

RR - SP4

非損傷時復原性基準の改正案の作成 に関する調査研究

(平成16年度報告書)

平成17年3月

社団法人 日本造船研究協会

はしがき

本報告書は、日本財団の平成 16 年度助成事業「船舶関係諸基準に関する調査研究」の一環として、RR-SP4 (非損傷時復原性) プロジェクトにおいて実施した「非損傷時復原性基準の改正案の作成に関する調査研究」の成果をとりまとめたものである。

RR-SP4 (非損傷時復原性) プロジェクト ステアリング・グループ 委員名簿 (順不同、敬称略)

プロジェクトマネージャー 委員	梅田 直哉 (大阪大学)	
	池田 良穂 (大阪府立大学)	
	石田 茂資 (海上技術安全研究所)	
	田口 晴邦 (海上技術安全研究所)	
	小川 剛孝 (海上技術安全研究所)	
	馬 寧 (水産工学研究所)	
	松田 秋彦 (水産工学研究所)	
	高橋俊次郎 (日本海事協会)	
	富澤 茂 (日本中小型造船工業会)	
	井上 幸也 (川崎造船)	
	光武 英生 (アイ・イチ・アイ リソリテッド)	
	上田 直樹 (三菱重工業)	
	下田 盛市 (商船三井)	
	(山口 誠)	
	関係官庁	今出 秀則 (国土交通省海事局安全基準課)
		児玉 敦文 (国土交通省海事局安全基準課)
	川田 忠宏 (水産庁)	
	(三野 雅弘)	
事務局	井上 剛 (日本造船研究協会 IMO 担当)	
	井下 聡 (日本造船研究協会)	

(注) () 内は前任者を示す。

目 次

1. 緒言.....	1
2. IMO の報告.....	2
3. IMO 提出資料.....	5
4. ウエザークライテリオンの見直しについての検討.....	6
5. ポストパナマックス・コンテナ船のパラメトリック横揺れ.....	14
5.1 規則波および不規則波中の自由航走模型実験.....	14
5.2 長波頂不規則波中の自由航走模型実験.....	22
5.3 短波頂不規則波の造波特性について.....	31
5.4 短波頂不規則波中の自由航走模型実験.....	38
5.5 向波中復原力変動の理論解析.....	45
6. 結言.....	61

添付資料

1. SLF47/6/16 Proposal on revision of the weather criterion Submitted by Italy and Japan
2. SLF47/6/17 Proposal to amend the application of the containerships criteria in the IS Code Submitted by Japan
3. SLF47/6/18 Proposal of Guidelines for a standard model test procedure to determine the steady wind heeling lever Submitted by Italy and Japan
4. SLF47/6/19 Proposal of Guidelines for model tests to determine the roll angle for the weather criterion Submitted by Japan
5. SLF47/10 Comments on document SLF 47/6/9 Submitted by Japan

1. 緒言

国際海事機関(IMO)の復原性・満載喫水線・漁船安全小委員会(SLF)では、平成 14 年より非損傷時復原性コード(IS コード)の改正審議が始まった。このコードは、ラホーラによる経験則(旧 A.167 基準)と日本の乙基準をもとにしたウエザークライテリオン(旧 A.562 基準)を中核とし、さらに特定船種への付加または代替基準を含めたものであり、今回の改正ではその強制化も視野に入っている。これゆえ船舶の基本的な安全基準のひとつとして今後の船舶の設計に大きな影響を与えるものと考えられ、主要造船海運国たる我が国としてはこの改正に適切に対応することが必要である。特に、ウエザークライテリオンについては提案国としてその改正を主導する責任があり、また IS コードが重要な船種である、コンテナ船、PCC、フェリーなどにおいて適切な安全レベルを確保して我が国の国際競争力を確保することが重要である。このため、昨年度の RRS202 研究分科会に引き続き、本年度は RR-SP4(非損傷時復原性)プロジェクト ステアリング・グループが設置され、国内の造船設計者と専門家による本改正に向けての意見、情報の集約と必要な試験研究を行うこととなった。

IMO においてこの改正が始まった理由は、最近の巨大旅客船や RoPax フェリーでウエザークライテリオンが適用困難となってきたこととポストパナマックス・コンテナ船でのパラメトリック横揺れによる事故多発である。このことを念頭に本年度は、ウエザークライテリオンの見直しに関する検討とコンテナ船のパラメトリック横揺れに焦点を絞った試験研究を行い、その成果を平成 16 年 9 月の SLF47 への日本政府としての対処や提案文書に反映させることができ、さらに平成 17 年 9 月の SLF48 への対応準備に用いられている。そこでこの本プロジェクトの今年度の活動成果をここに報告する次第である。

2. IMO の報告 (SLF47 の結果)

2.1 非損傷時復原性 Code の見直し (議題 6 関連)

プレナリーでの審議

標記の議題については、各提出文書の説明が行われた。その後それぞれの文書について意見が求められた。我が国は、3.2 規則 (ウエザークライテリオン) に含まれる各係数を模型実験などで推定することも可能とする改正案 (SLF47/6/16(添付資料 1. 参照))、それに伴い必要となる模型実験ガイドライン (SLF47/6/18(添付資料 3. 参照)および 6/19(添付資料 4. 参照)) の提案、現行 IS コードの 4.9 規則 (コンテナ船規則) に長さ 200m 以上への適用に注意を促す説明を加える提案 (SLF47/6/17(添付資料 2. 参照)) の 4 文書について紹介した。

これに対し、ウエザークライテリオンについては、ドイツより模型試験の利用の提案には賛成するが本来の基準自体の改正は避けるべきとの意見がありそれを米国が支持した。またデンマークは、水域によって風速の緩和が求められているのと同様に、横揺れ角の緩和も行うべきとの意見が示された。コンテナ船規則については、韓国、中国が日本提案を支持したが、ドイツは短期でなく長期的見直しの中で考えるべきと発言した。議長はこれらの事をふまえてワーキンググループ (WG) で検討するよう指示した。

このほか、我が国の対処方針に関係する提案については以下の通りであり、いずれも WG での検討が指示された。

中国 (SLF47/6/24) は液体貨物タンクの自由水影響を満載でも 98% で考えるべきと提案し、我が国、韓国、豪州がこれを支持し、ドイツ、ノルウェーが反対、ICS は特定船種に限定して適用すべきと発言した。

オランダ (47/6/2) は OSV の基準を全船に適用するよう提案し、デンマークがこれを支持し、我が国は機能要件の動きに逆行すると反対した。

ドイツ (SLF47/6/3) およびスウェーデン (SLF47/6/6) は向波中のパラメトリック横揺れに対処すべく、追波操船ガイダンス (MSC/Circ. 707) の改正を提案した。我が国は、パラメトリック横揺れには未だ研究すべき点があり、我が国も実施中の研究成果をもとに長期的な改正作業に協力の用意がある旨発言した。

ICCL (SLF47/6/26) はアンチヒーリング装置による風傾斜の相殺を禁止すべきでないとして主張した。我が国、豪州はこれを支持し、ポーランド、ドイツは反対した。

ノルウェー (SLF47/6/15) は、船上コンピューターの利用を全船に強制化することを提案した。これについて議長はまずいずれかの国が強制化の必要性を明確にして MSC に提案することが先決であると発言した。また WG では、強制化とは別に、船上コンピューターの利用のガイダンス作成を検討すべきとされた。

豪州 (SLF47/6/21) は曳船、浚渫船、漁船、クレーン・デリック船、帆船の国内基準を IS コード勧告部の候補として紹介した。我が国は、機能要件化の流れから、新たな経験則の採用は慎重とすべきと発言した。

WG での審議

WG は、イタリアのフランシス・コート教授を議長とし、我が国を含めて 19 カ国、1 地域、3 機関の参加を得て開催された。

(イ) IS コードの再構成

一部強制化を前提とした IS コードの再構成は、プレナリーで発言した我が国の考え方に基づき、新たな種類の特殊船についての基準は短期改正では新たに加えない方針がまず確認された。また強制となる Part A の適用は、SOLAS または LL 適用の全船とすることで合意した。この場合、24m 以下の客船にも新たに適用することとなる。そしてこの再構成とともに、Part A および Part B のドラフティングを行った。そして、さらにコレスポンス・グループ(CG)で検討を行い、SLF48 に提出する方針を確認した。

(d) 自由水影響

まず、k ファクターを用いる近似計算法の削除を WG は合意した。中国、韓国、ドイツにより、液体貨物タンクの満載での自由水影響を 98%の充填率で計算するがその場合の GM は実モーメント法による傾斜角 5 度の GZ から計算するという妥協案が示され、WG はその提案で合意した。

(h) 風による横傾斜のアンチヒーリング装置による相殺禁止

現在の IS コード改正案に含まれる、風による横傾斜のアンチヒーリング装置による相殺禁止の規定について、最悪状態でも十分な復原性を有するとの証明ができ、かつその運用指針を復原性資料に明記すれば、適用除外とすることで WG は合意した。

(c) コンテナ船規則への適用注意の追記

我が国の提案する、コンテナ船規則の改正については、ノルウェー、韓国、ポーランド、中国が支持し、ドイツもウエザークライテリオンにも適用注意の追記を加えることを条件に賛成した。この結果、我が国の提案する追記は脚注に含めることで WG は合意した。

(h) OSV の基準を全船に適用する提案

オランダの提案する、OSV 基準の全船適用については、議長が大改正にあたりと述べたことを受けて、我が国が試算の提出を待って検討する必要があると指摘した。WG はこの我が国の主張を支持した。

(h) 船上コンピューターの利用

ノルウェー提案に関係した船上コンピューターの利用については、CG で検討することとされた。

(b) ウエザークライテリオンの改正

我が国およびイタリアの共同提案 (SLF47/6/16) をベースに検討が行われ、波岫度 s の表は変更しないことを除いてほぼ提案通りの形で WG は合意した。また、模型試験法ガイドラインについては、我が国およびイタリアの案 (SLF47/6/8, /18, /19) を合体させたものをひとつ ANNEX とすることで合意したが、詳細は CG で検討することとなった。我が国はこれについて、模型試験法ガイドラインは、この目的に限定すること、実行可能であることが最低限必要であると発言した。

(f) 傾斜試験法の部分改正

ドイツは、その提案文書(SLF47/6/5)に基づき、現コード 7.3.2.7 の改正を提案した。すなわち、「傾斜試験には、試験時のトリムおよびたわみを考慮したハイドロ・データを使うこと」、「事前に横傾斜角の予測を行うこと」である。我が国は、「たわみ」の後に、「(もし役立つのであれば)」を挿入するように提案した。WG は我が国の修正を含めてこの改正に合意した。

(l) MSC サーキュラー707 の見直し

この件については、CGで審議されることとなったが、我が国は不必要に危険操船領域を拡げることのないよう注意すべきであると発言し、大方の理解を得た。

WG 報告のプレナリーでの審議

項目(イ)およびDE・STWに検討依頼すべき内容、CGの設置についてのWGの提案を、WG議長が説明し、小委員会はこれに合意した。その他のWGの合意事項はその報告(その2)としてSLF48に報告される予定である。

2.2 IACS 統一解釈に係る検討(議題10関連)

今次会合においては、日本提案(SLF 47/10(添付資料5. 参照))、IACS 提案(SLF 47/10/1, SLF 47/10/2, SLF 47/10/3 and MSC 78/22/1)、及びコレスポネンスグループの提案について検討した。

まず、コレスポネンスグループのIACS 統一解釈CS155(傾斜試験に代わる軽貨重量チェック)の見直し提案、SDS コレスポネンスグループからの推奨(SLF 47/6/9, 14 パラグラフ及び annex 3)、及びSLF 47/6/9の annex 3の修正を提案する日本提案(SLF 47/10)を検討した結果、日本案を全面的に取り入れた、1974 SOLAS 条約の統一解釈に合意した。本統一解釈はMSC80における承認のため、同委員会に提出されることになっている。

次に、LL 条約の規則3(9), 27, 34(1), 34(2)、及びLL 議定書規則16(5)に係るIACS 統一解釈(これらに係る文書はSLF 47/10/1, SLF 47/10/2, MSC 78/22/1 (annexes 2 及び3))について検討した後、SLF 47/WP.5を検討した結果、LL 条約及びLL 議定書に係るIACS 統一解釈に合意した。本統一解釈はMSC80における承認のため、同委員会に提出されることになっている。

LL 67に係るIACS 統一解釈(検査終了日時の証書の裏書き)に関しては、本小委員会は、改正案は、MSC79で採択を目指して検討される検査終了に関連する日にちを入れる適切な条約証書と並びをとるべきであること、本件はFSI小委員会の所掌事項であるため、FSI 13に対して、適切なアクションが取られようよう、事務局から情報を送るよう銘記することとした。

最後に、非損傷時復原性に係るMARPOL 73/78 附属書I 規則25AのためのIACS 統一解釈UI MPC 11について検討した結果、MEPC 52における適切なアクションのため、本解釈案を同委員会に提出することとした。

2.3 ばら積み船のための載貨/復原性に係る改良された情報(議題12関連)

プレナリーでの審議

ドイツ(SLF47/6/9)は、コレスポネンス・グループ案として、船上コンピューター利用のための全貨物船への荷役中の復原性基準を提案した。豪州(SLF47/12)は、その対案として、既存のMSC Circに含まれる内容をまとめたものを示した。我が国、ギリシャ、イラン、米国が豪州案を支持するが、ICSが豪州案はユーザーフレンドリーでないと発言した。議長は、これらをふまえ、豪州案をベースにユーザーフレンドリーなMSC Circの案を作成するようWGに指示した。

WGでの審議

WGは、豪州案をベースにするとともに、ばら積み貨物船の荷役時の縦強度評価ガイドライン(MSC/Circ. 1108)を参考にして、編集上の修正のうえ、MSC/Circ.案を取りまとめた。

WG 報告のプレナリーでの審議

上記のWGの提案を、WG議長が説明し、小委員会はこれに合意した。

3. IMO 提出資料

次の5つの文書を日本提案または日本とイタリアの共同提案として SLF47 に提出した。

1. SLF47/6/16 ウエザークライテリオン改正提案（添付資料 1. 参照）
2. SLF47/6/17 コンテナ船規則の改正提案（添付資料 2. 参照）
3. SLF47/6/18 風圧レバーを求める実験ガイドライン提案（添付資料 3. 参照）
4. SLF47/6/19 横揺れ角を求める水槽実験のガイドライン提案（添付資料 4. 参照）
5. SLF47/10 姉妹船の傾斜試験を省略するための要件提案（添付資料 5. 参照）

4. ウエザークライテリオンの見直しについての検討

4.1 まえがき

SLF46 ではウエザークライテリオンの短期的改正にあたり、各係数の推定式の変更は行わないが模型実験による係数の代替推定は認める方針が合意された。その方針にもとづき、模型実験による係数の代替推定を行った場合に安全レベルがどのように変化するか、具体的な例について定量的に把握することが必要である。これによってどのような係数について実験的推定を求めるべきかを見極め、ウエザークライテリオンの新改正案に反映させることが求められる。

そこで、昨年度の日本の実験法ガイドラインの枠組みにもとづき、ウエザークライテリオン中の風圧傾斜レバー l_{w1} 、横揺れ角 θ_1 について、模型実験値を用いた場合と現行基準の方法を用いた場合でどれだけ限界GMおよび横波横風中転覆確率の値が変わるかを定量的に算定する。ここで、対象船はイタリアのフィンカンティエリ造船所の巨大旅客船、転覆確率の計算は昨年度RRS202(4.3節)での方法(区分線形近似)とする。

4.2 改正案による限界 GM と転覆確率の計算

検討対象船は、フィンカンティエリの巨大旅客船 LPS254 であり、その主要目は表 1 のとおりである。(これは昨年度 RRS202(4.4節)研究で用いられた船とは異なる。)この船については、イタリアの研究プロジェクト SAFENVSHIP としてウィーン水槽において風洞実験、水槽実験が行われており、その結果および船型データの提供(表 4.1, 図 4.1)をフィンカンティエリより受けた。そして、SLF47/6/16 として提案した模型実験利用のウエザークライテリオンを適用し、その限界 GM を計算した。(ただし、風圧力の反力としての水圧力の着点の実験が行われていないため、喫水の 1/2 と現行基準に準じる扱いを行った。)この結果が表 4.2 と図 4.2 である。今回の模型実験利用により、現状よりも GM を約 40 cm 小さくできることが判明した。フィンカンティエリの設計者の意見では、この GM の減少により約 100 の客室を増設でき(10%増)、その結果大きな収益増がクルーズラインおよび造船所に見込めるとのことである。問題はその GM 減少時の安全レベル、すなわち転覆確率の値である。そこで、現在および改正時のそれぞれの限界 GM に対する転覆確率の値を日本、イタリア双方の方法で計算し比較することとした。

まずイタリアとの比較計算の結果、イタリアの計算結果と大阪大学の計算結果は、かなりの定量的な違いがあった。すなわち、大阪大学の計算結果はイタリアのそれに比べて著しく小さな転覆確率の値となった。イタリアの計算は復原力を線形としていること、減衰力を統計的等価線形化していること、(一定風圧下での)復原力喪失角を横揺れ角が越えた段階で転覆とみなしていること、風は時間的に不規則変動するとしているのに対し、大阪大学は復原力を区分線形近似し、減衰力は横揺れ角 20 度での等価線形化、負の復原力領域での横揺れ角発散をもって転覆判定し、風速は一定としている。

そこで、この原因を究明するため、大阪大学の方法を一定風モデルから Davenport スペクトルに従う変動風を扱うように改良した。この結果、イタリアと同様なレベルまで転覆確率の値が大きくなった。この原因は、このような限界 GM に対応する横揺れ固有周波数は、波スペクトルの存在域より小さいものの風スペクトルのピーク付近に位置するためであった。すなわち、巨大旅客船の安全評価には変動風の影響が不可欠であるということが判明した。しかしまだ定量的不一致はあったので、横揺れ減衰力のモデル化を統計的等価線形化に修正した。しかしながら、これによる差はわずかであった。そこでさらに大阪大学の方法で転覆判定基準と復原力近似をイタリアに合わせた計算(DS-O simplified)も実施し

た。その結果、図 4.3-4 に示すように、この単純化した計算はイタリアの計算 (DS-T) と良く一致するようになった。すなわち、大阪大学の本来の計算 (DS-O) とイタリアの計算の差は、復原力の近似と転覆判定に帰着されると結論できる。より詳しくみれば、極めて厳しい条件下ではイタリアの計算がより高い転覆確率を与える。これは閾値アップクロスの発生が稀であるとするポアソン近似の仮定をいずれの方法も用いているが、その閾値が大阪大学の計算では最大復原力角、イタリアでは復原力喪失角という違いがある。このため大阪大学の計算においてはポアソン近似による誤差が極めて厳しい条件下では生じやすくなる。その閾値このような領域では成立しがたいことと考えられる。また、風速がそれほど極端に大きくない領域では大阪大学の計算がより大きな転覆確率の値を与える。これは GM のみで考える動復原力に比べ実際の動復原力は小さいため、動復原力も合わせた大阪大学の計算がより高い転覆確率を与えるためである。しかしながらいずれの方法を用いても、風速 26m/s における修正ウエザークライテリオン の限界 GM に対応する (1 時間内の) 転覆確率の値は 10 の-4 乗程度と十分に小さい。

表 4.1: 巨大旅客船の主要目.

L_{BP}	254m	Length between perpendiculars
B	32.25m	Breadth
T	7.80m	Draft
∇	42410m ³	Volume
C_B	0.650	Block Coefficient (based on L_{WL})
KM	17.891m	Vertical Position of Metacentre
BM	13.487m	Metacentric Radius
ϕ_{ds}	12deg	Deck Submergence Angle
ϕ_{fl}	49deg	Progressive Flooding Angle
μ	8.5E-3s ⁻¹	Linear Damping Coefficient
β	0.385rad ⁻¹	Quadratic Damping Coefficient
r	0.777	Assumed Effective Wave Slope

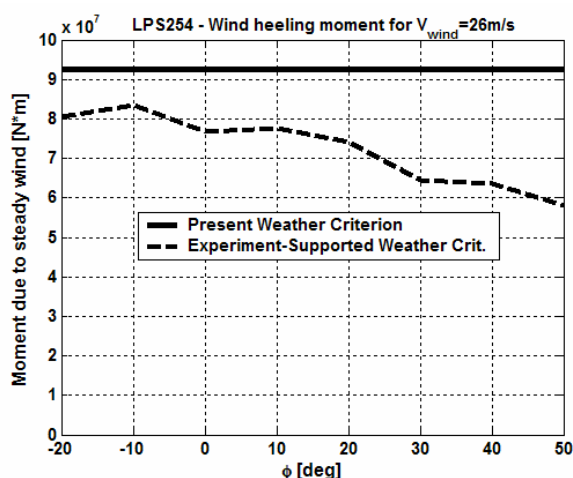


図 4.1: 風圧モーメントの風洞実験と現行基準の比較

表 4.2: ウエザークライテリオンに限界 GM の比較

	Present Weather Criterion and T_{roll} from rules	Present Weather Criterion and T_{roll} from calculation+experiments	Exp. Supp. Weather Criterion
T_{roll} [s]	19	31	35
s	0.035	0.020	0.020
ϕ_0 [deg]	8	9	10
ϕ_1 [deg]	15	11	11
\overline{GM}_{min} [m]	1.480	1.335	1.060
\overline{GM}_{min} [m]	"Statistical Criterion" (IMO Res. A.167) 0.900		

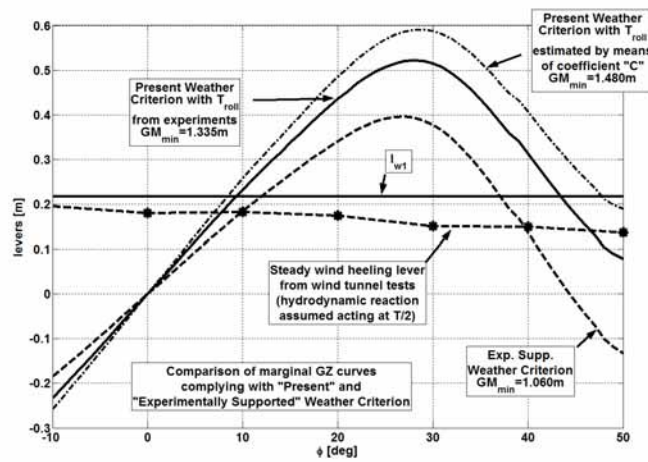


図 4.2: ウエザークライテリオンに対する限界 GZ 曲線の比較

Capsizing Probability for $GM = 1.060$ m and Time Exposure 1 Hour

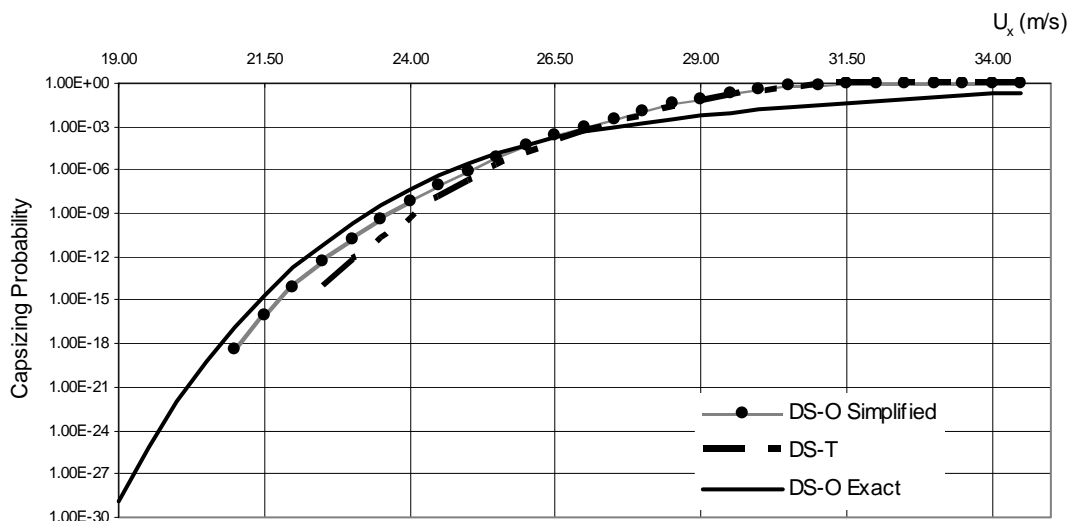


図 4.3 横波横風中の巨大旅客船の転覆確率 (実験利用のウエザークライテリオン)

Capsizing Probability for GM = 1.480 m and Time Exposure 1 Hour

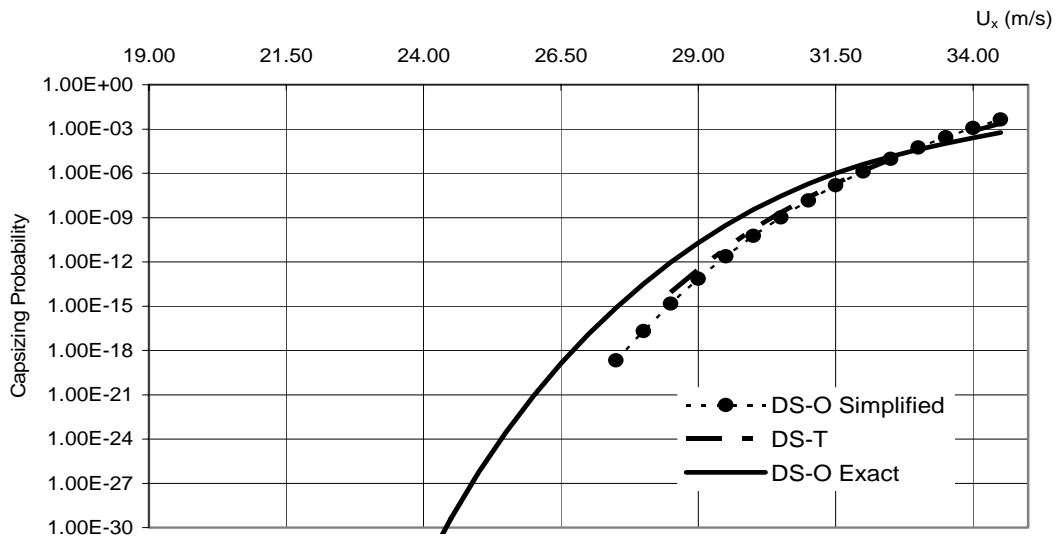


図 4.4 横波横風中の巨大旅客船の転覆確率（現行ウエザークライテリアン）

4.3 数値実験による転覆確率計算の検証

次に、この理論計算結果を検証するため、原運動方程式を直接時間領域で解く数値実験を実施した。すなわち、風と波のスペクトルを離散化し、 $0 \sim 2\pi$ の一様乱数を各成分波の位相として与えた三角関数の級数和として外力を表現し、横揺れの運動方程式をルンゲクッタ法で解いた。ここで位相を決める乱数の組を変えることで、同一のスペクトルのもとでも異なる試行を得ることができる。なお復原力は区分線形近似を用いず、5次多項式で近似した以外は、理論解析と同等の流体力表現とした。そして一定時間の数値実験の間に、横揺れ角 90 度を越えた場合を転覆と判定した。このような方法で一定の外力条件下で、N 回の試行を反復し、そのうち一定時間内に転覆した試行数 N_c を数え、その比、 N_c/N を転覆確率の推定値とみなした。当然この値は、回数、乱数の選び方によって、統計的に変動し、一定ではない。このため、一定の信頼度 $1-\alpha$ のもとで転覆確率の値の存在する区間（信頼区間）を推定することがむしろ望ましい。ここでは、転覆回数 N_c が次のような二項分布、

$$P(N_c) = B(p, N_c, N) = C(N, N_c) p^{N_c} (1-p)^{N-N_c} \quad (4.3.1)$$

に従うことに留意すると、その平均、分散はそれぞれ、

$$\mu_c = np \quad (4.3.2)$$

と

$$\sigma_c^2 = np(1-p) \quad (4.3.3)$$

となる。ただし、

$$C(N, N_c) = \frac{N!}{N_c!(N - N_c)!} \quad (4.3.4)$$

であり、 p は本来真の転覆確率であるべきであるが、 $p_c = N_c/N$ による推定値に等しいここでは考える。すると、転覆確率の信頼区間の幅は、次式で計算される。

$$\Delta p = \frac{2}{\sqrt{N}} \sqrt{p_c(1-p_c)} z_{1-\alpha/2} \quad (4.3.5).$$

ここで $Z_{1-\alpha/2}$ は、標準正規分布の累積密度関数において $1-\alpha/2$ の打切り誤差を生じるときの確率変数の値として計算される。なぜならば、 N が大になれば、二項分布は正規分布で近似できるからである。最終的に、真の転覆確率は、信頼度 $1-\alpha$ をもって次の信頼区間内にあると推定される。

$$p_c - \frac{\Delta p}{2} \leq p \leq p_c + \frac{\Delta p}{2} \quad (4.3.6)$$

図 4.5 は、数値実験を各海象状態について 50 回の試行を 4 組行った結果である。50 回の試行から求めた転覆確率はかなりばらつきがあるが、信頼度 95% として求めた区間内に含まれている。すなわち、数値実験結果のばらつきは統計的変動であってその信頼区間は推定可能である。次に、試行回数を 200 回に増加させた結果が図 4.6 である。転覆確率のばらつきは著しく減少しており、求められた信頼度 95% の信頼区間も対応して狭くなっている。このように、精度の良い転覆確率の値を数値実験で求めるためには相当数の試行を反復することが不可欠である。

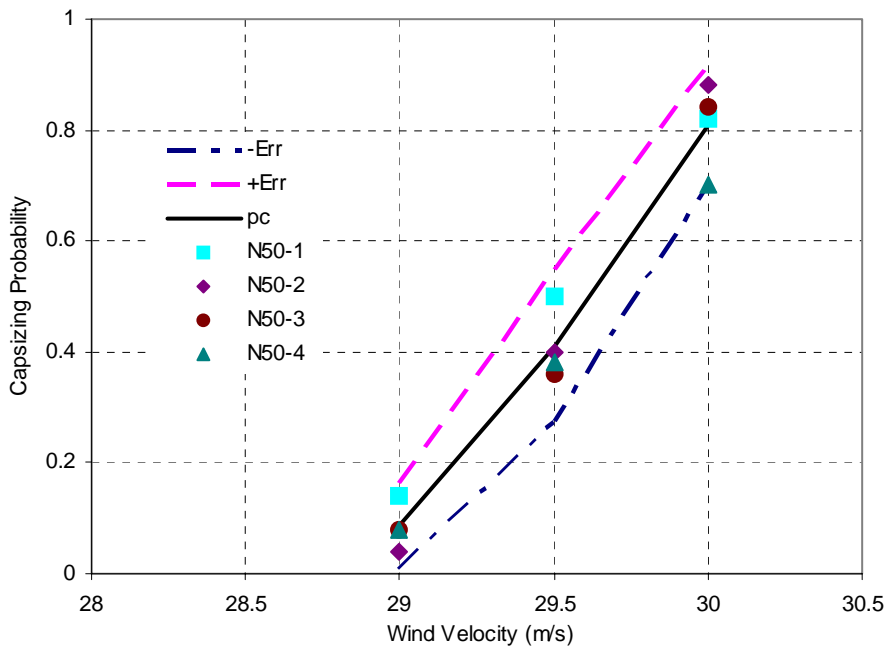


図 4.5 横波横風中の巨大旅客船の転覆確率についての数値実験（50 試行）

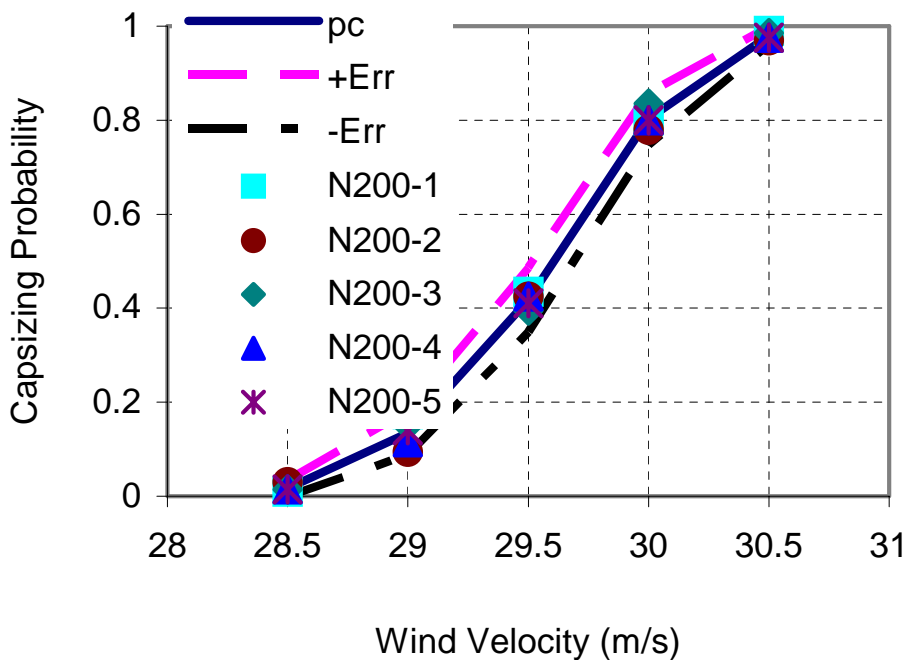


図 4.6 横波横風中の巨大旅客船の転覆確率についての数値実験（200 試行）

次に、200 回試行での数値実験による転覆確率と区分線形近似による転覆確率の理論値を比較した。図 4.7 に示すように、風速 29m/s 以上では理論値は数値実験値を下回る。ただし数値実験での転覆確率の解像度は試行回数 N に依存する。すなわち、10 の -4 乗の確率を求めるためには 1 万回以上の試行が最低限必要となる。図中風速 28.5m/s 未満での数値実験値が求められていないのはそのためである。さらに、信頼度 95%での数値実験結果の信頼区間も示した結果が図 4.8 である。風速 28.5m/s では、理論値が数値実験値の信頼区間内に入っており、この付近の風速領域では理論による転覆確率の推定は意味

があると考えられる。しかしながら風速の減少とともに信頼区間の幅は広がっており、先の解像度の限界を考えると、ウエザークライテリオンの想定する 26m/s ではこの船の復原性レベルを数値実験により評価することは困難といえる。

4.4 結論

- 1) ウエザークライテリオン中の風圧レバーおよび横揺れ特性に模型実験値を利用する改正案を長さ 254m のパナマックス巨大旅客船に適用すると、現行のウエザークライテリオン適用時よりも GM を約 0.4m 小さくでき、その結果旅客定員を 10% 増やすことができる。
- 2) この緩和によっても、横風・横波中一時間漂流時の転覆確率を区分線形近似の理論で計算すると、 10^{-4} 乗程度まで増加するにとどまる。
- 3) 数値実験のみでこの船の復原性評価を行うことは要求される試行数の増加から困難である。
- 4) 区分線形近似の理論による転覆確率の計算値は数値実験による転覆確率の値の信頼度 95% での信頼区間内にあるが、ウエザークライテリオンの想定する風速 26m/s よりもはるかに厳しい海象条件下では理論は過小評価となる。

SLF47 に対しては、我が国・イタリア共同提案以外にウエザークライテリオンの改正案は提出されなかったため、当初予定していたそれらについての試計算は実施することはなかった。

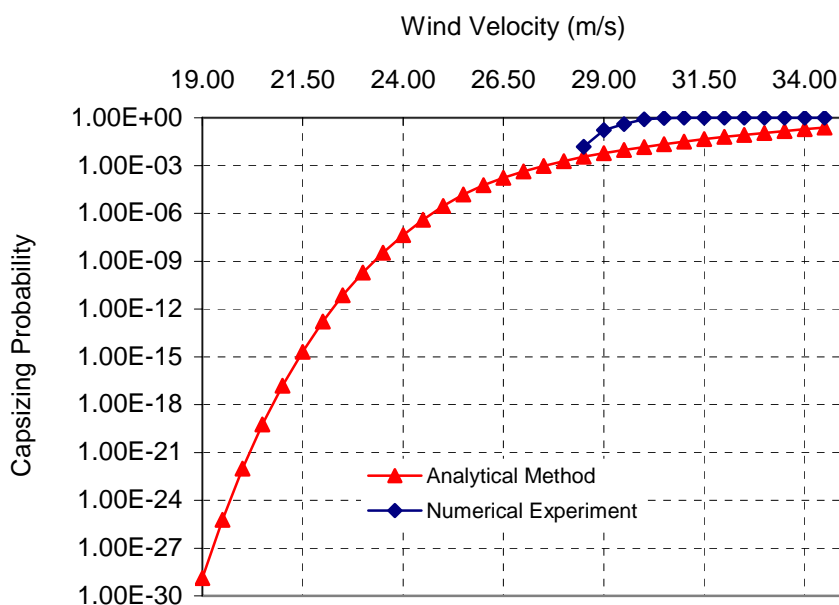


図 4.7 横波横風中の巨大旅客船の転覆確率の理論推定と数値実験の比較 (200 試行)

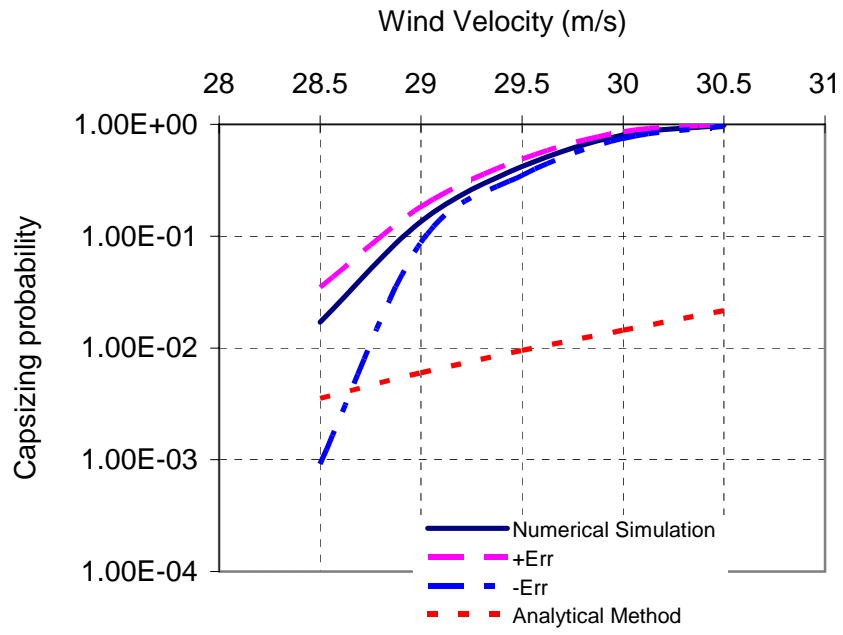


図 4.8 横波横風中の巨大旅客船の転覆確率の理論推定、数値実験（200 試行）とその信頼区間の比較

5. ポストパナマックス・コンテナ船のパラメトリック横揺れ

5.1 規則波および不規則波中の自由航走模型実験

5.1.1 緒言

最近のポストパナマックス・コンテナ船の向波中でのパラメトリック横揺れの事故を反映して、SLF46ではコンテナ船基準（ISコード4.9）の問題が明確となり、SLF47では追波操船ガイダンス（MSC Circ. 707）の改正が決定した。そこでは、向波中のパラメトリック横揺れが積み荷の損傷だけでなく船自体の転覆につながるか、理想的な規則波に比べて実際の不規則波、特に短波頂不規則波では危険が減少するのではないか、パラメトリック横揺れが危険となる出会い角の範囲はどれだけかといった緊急の問題が現れた。そこで本年度は、これらへの直接的な回答を得るため、不規則波に重点をおいた自由航走模型実験を実施した。

5.1.2 実験法

水産工学研究所の角水槽（長さ60m、幅25m、水深3.2m；造波機短辺に分割式80台）において、表5.3のようなポストパナマックス・コンテナ船模型を用いて、規則波、長波頂不規則波、短波頂不規則波中の自由航走模型実験を実施した。模型は、上部構造物を省略したうえ完全水密とし、回転数一定制御の電動機により推進させた。船内のコンピューターでは比例ゲイン1の自動操舵を模擬するとともに、データ計測を行った。計測は、光ファイバージャイロにより模型船の横揺れ、縦揺れ、船首揺れ、加速度計により3軸加速度、光学式トラッキング・システムにより模型船の水槽内水平位置そして曳引車固定の5本の波高計アレイによる水面鉛直変位である。光学的に計測された模型船位置データからは、瞬時の模型船の船首尾方向速度、左右方向速度を求めた。ただし、角水槽上層の歩廊に設置したカメラの視野の制限から、計測可能水面範囲は限定されている。さらに規則波については、位置計測データ、波高計測データと波の伝播を考慮し、船体重心位置での入射波の変位を求めた。この計測結果の例を、規則波、長波頂不規則波について、図5.1.1-2に示した。規則波中では、パラメトリック横揺れが最大・最小値をとるとき船体重心は波の下り波面となることが確認できる。そして、縦揺れ角が負の最大値（船首上げの最大値）となるときがそこに対応している。不規則波中でもこの縦揺れと横揺れの関係は変わらない。このような縦揺れと横揺れの時系列データは、瞬時の角度および振幅に着目した統計解析を行った。得られた角度の確率密度と振幅の確率密度を求め、それぞれガウス分布およびレーレー分布と比較した。その結果の例が図5.1.3-6であり、これは有義波高 $H_{1/3}=0.221\text{m}$ 、平均波周期 $T_{01}=1.32$ 秒、波向きに対するオートパイロット指令角 $\chi_c=180$ 度、プロペラ回転数指令値 $n_c=20$ の場合である。縦揺れ角は非常に良くガウス分布に適合しており、縦揺れの振幅も概略レーレー分布に近い。これは波浪中線形船体運動について良く知られている知見であり、今回のような実スケール有義波高22.1mであってもこの程度あてはまる。ところが横揺れについてみると、横揺れ角、振幅とも0度付近の確率密度の実験値が著しく大きくなっており、明らかにガウス分布、レーレー分布と適合していない。これは、ひとことでいえばパラメトリック横揺れが強非線形の現象ということである。そして、縦揺れは波と遭遇すれば直ちにそれに応じて運動が始まるのに比べて、パラメトリック横揺れはある条件を満たす波群に遭遇するときのみ発生し、それ以外のときはほぼ正面向波であるため横揺れは0度に近くなる。このため、0度付近の横揺れの確率密度が大きくなると説明される。このため、線形または弱非線形を対象とする通常の耐航性理論はこのパラメトリック横揺れは役に立たない。このような事実はBelenkyら¹⁾の数値シミュレーションでも見出されていたが、今回のように模型実験から確認された例はこれまで公表されていない

ように思われる。

5.1.3 結果と考察

規則波中の実験では定常振幅となったもののうち、パラメトリック横揺れの条件(横揺れ周期が会い周期の半分で固有周期にほぼ等しい)に一致するものに着目した。不規則波中の実験では、2種類の造波信号(同一の波スペクトルで異なる乱数で作成した位相)による波浪中での横揺れ角の最大値を取り出した。

EXP.No.138

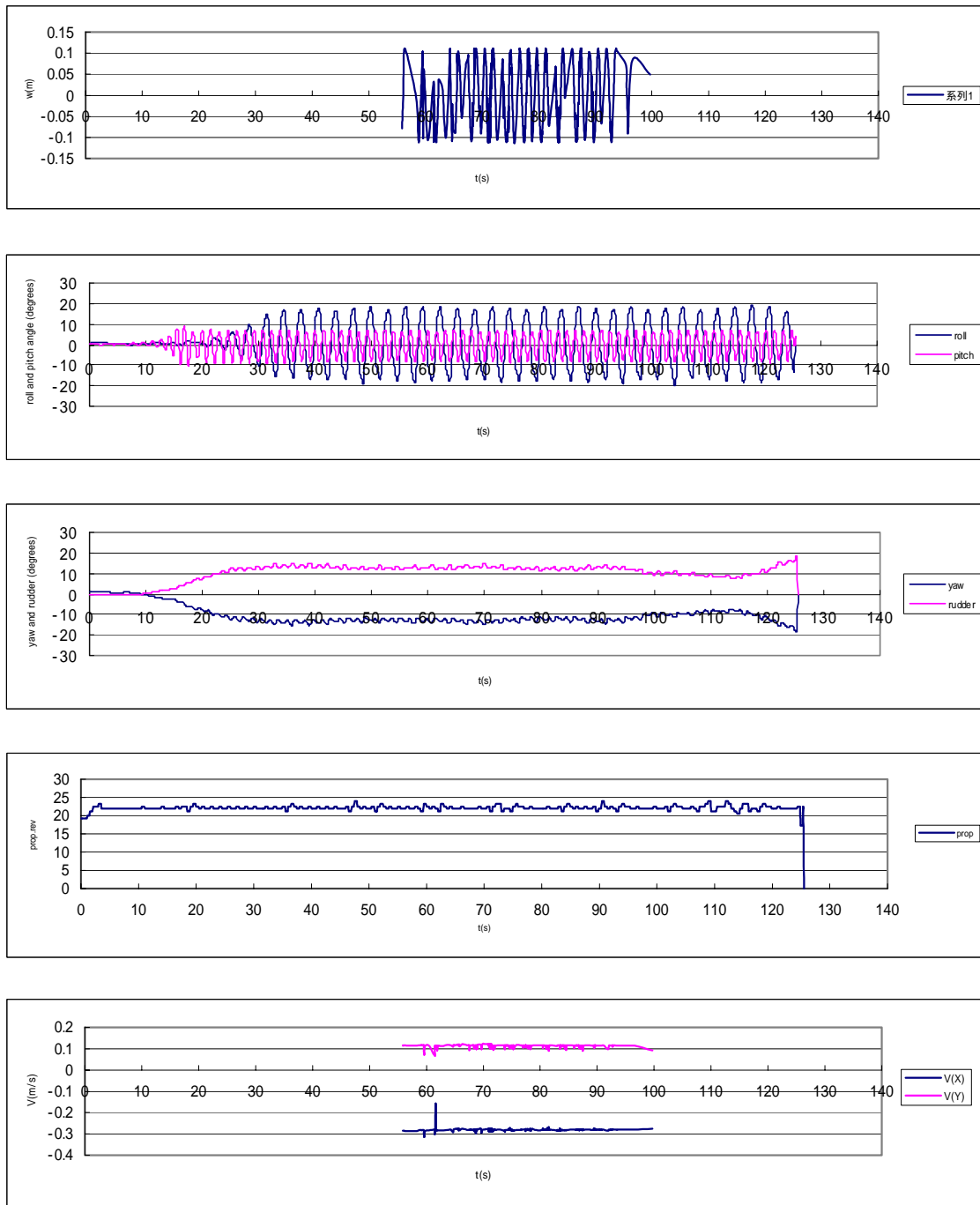


図 5.1.1 規則波中の計測結果の例
($\lambda/L=1.6$, $H/\lambda=1/20.64$, $\chi_c=180$ degrees, $n_c=22.5$ rps)

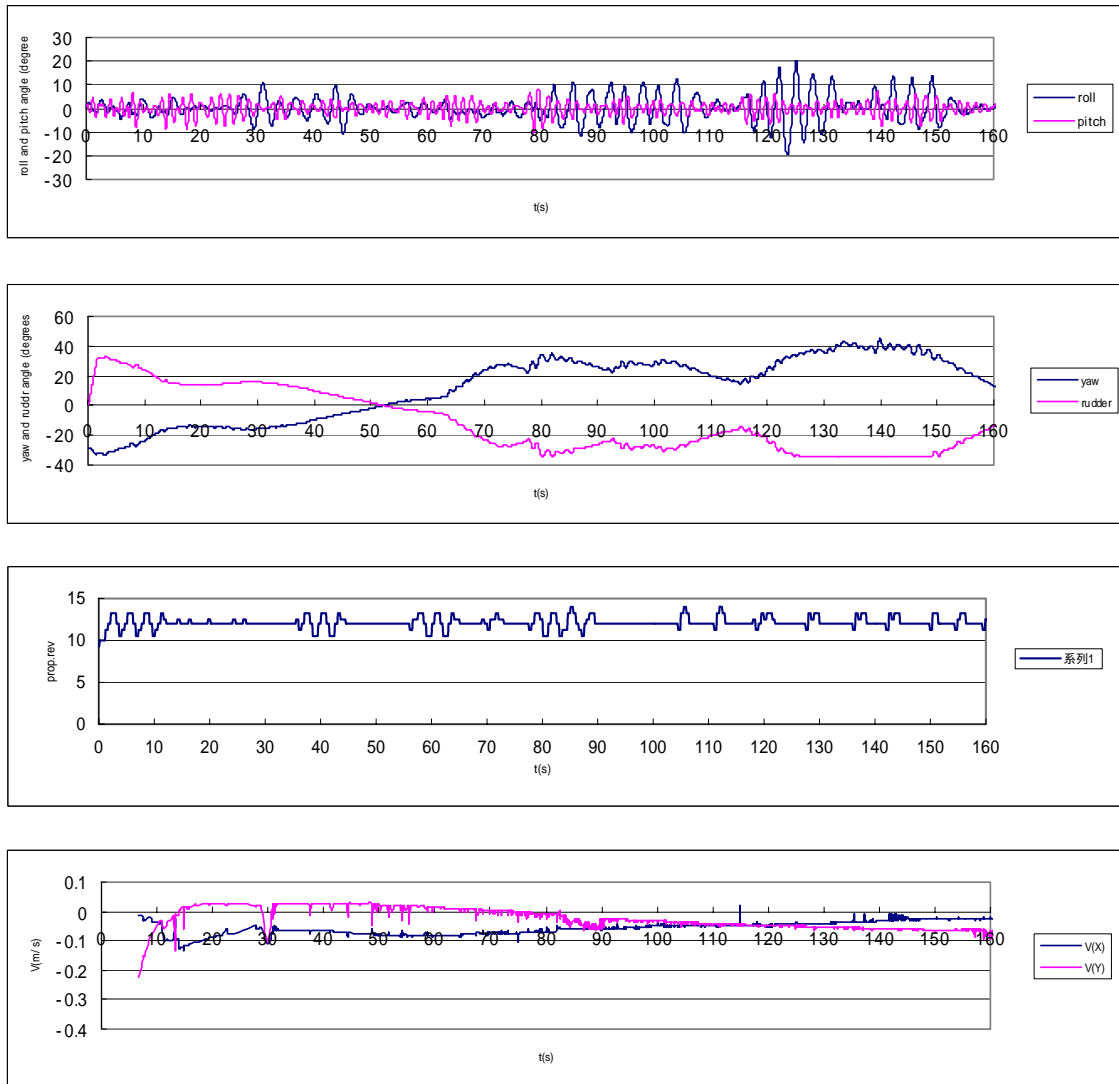


図 5.1.2 長波頂不規則波中の計測結果の例
 $(H_{1/3}=0.221\text{m}, T_{01}=1.32\text{ s}, \chi_c=180\text{ degrees}, n_c=122.5\text{ rps})$

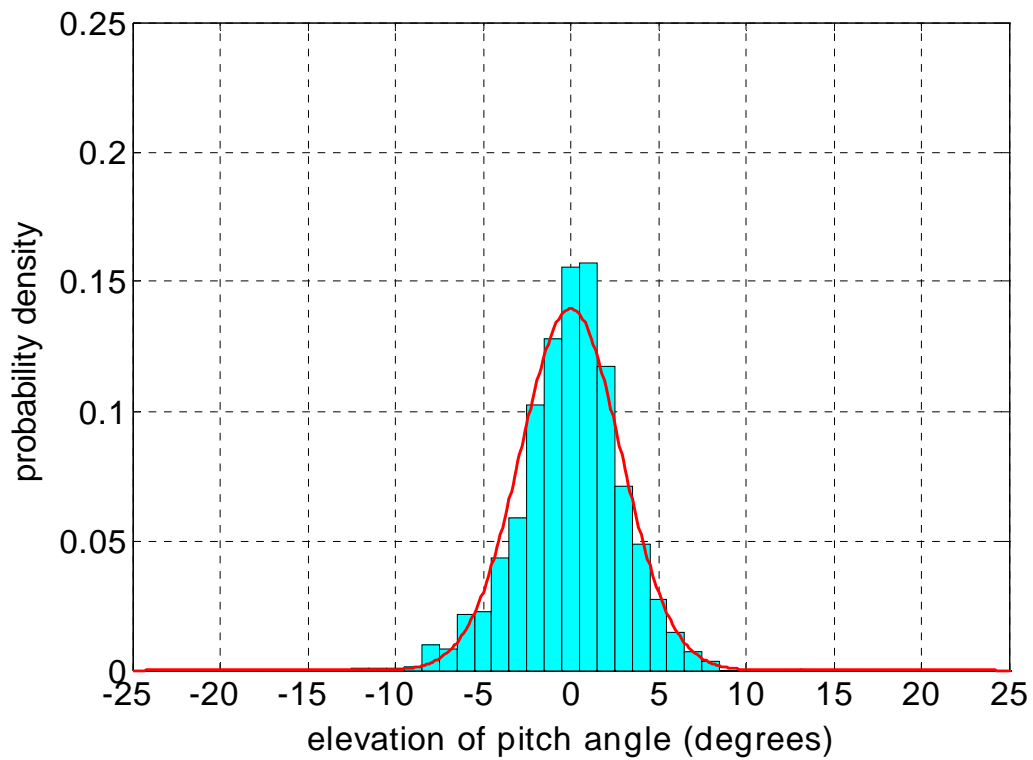


図 5.1.3 縦揺れ角の確率密度(実験値とガウス分布)

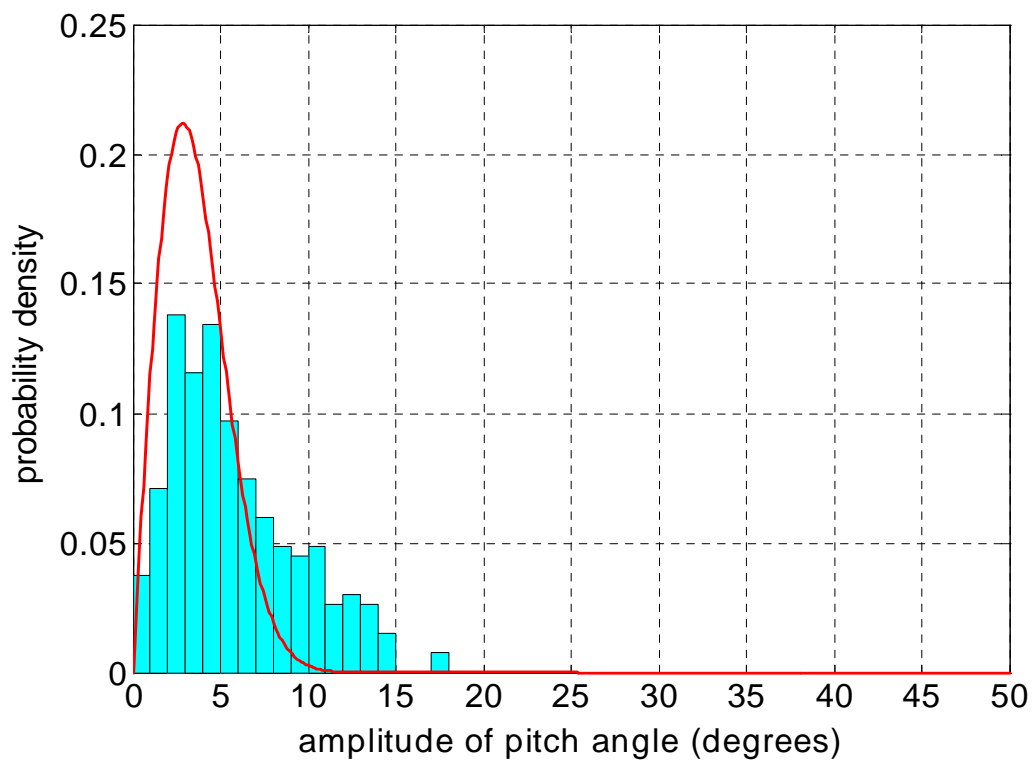


図 5.1.4 縦揺れ振幅の確率密度(実験値とレーレー分布)

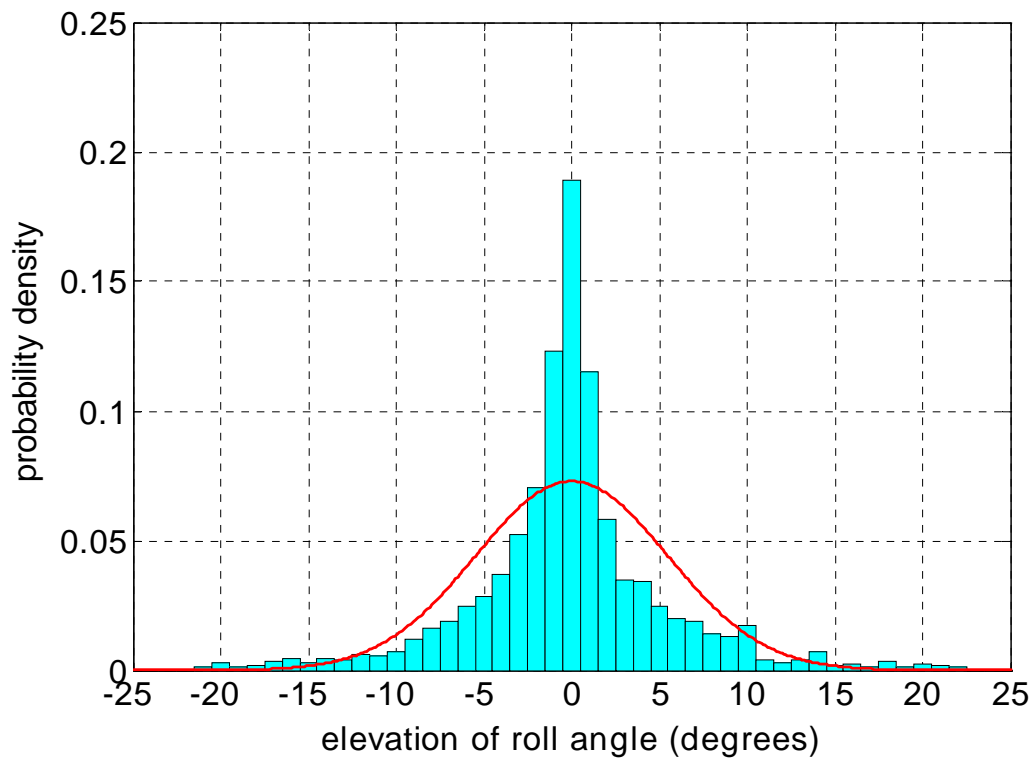


図 5.1.5 横揺れ角の確率密度(実験値とガウス分布)

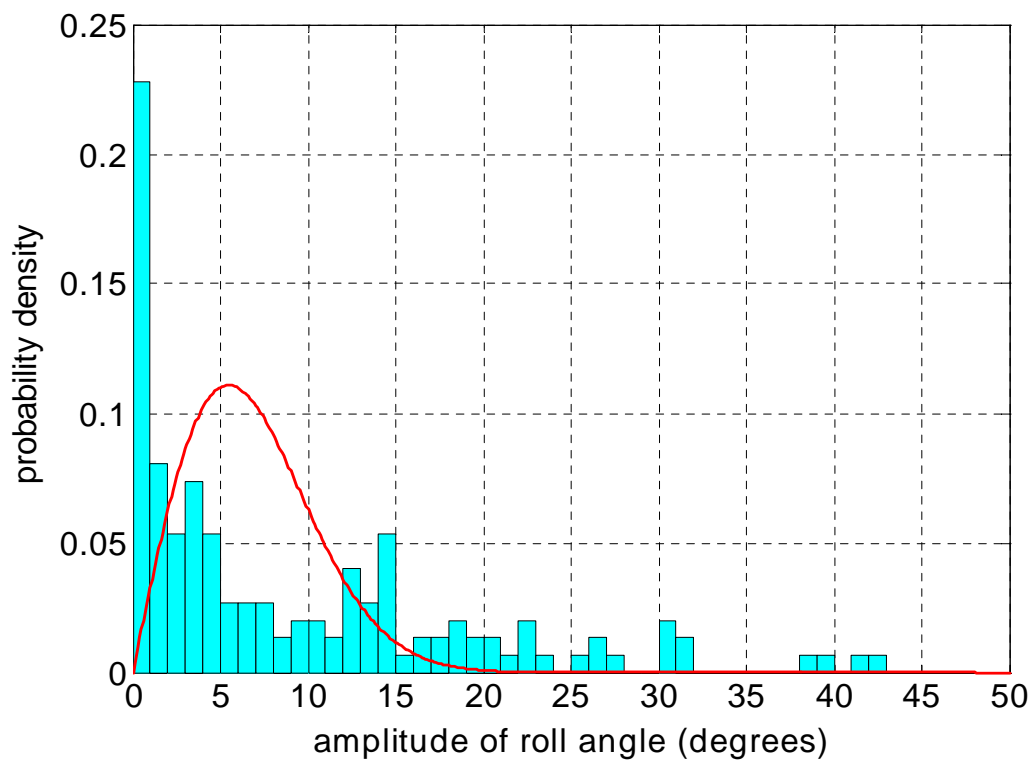


図 5.1.6 横揺れ振幅の確率密度(実験値とレーレー分布)

まず、正面規則波中のパラメトリック横揺れへの波高影響について、図 5.1.7 に示す。ここで、波長船長比は 1.6 であり、プロペラ回転は平水中で $F_n=0.1$ で航走する程度とした。この場合、極めて低い波粗度でもパラメトリック横揺れは発生する。その後波粗度を大きくするとパラメトリック横揺れの振幅も大きくなるが、波粗度 0.02 付近で振幅 20 度となった後は波粗度に依存しない。ただし波粗度 0.05 を越えると振幅は減少し始め、波粗度 0.07 を越えたところでパラメトリック横揺れは消滅する。このことは、復原力変動の平均値の寄与で波粗度が大きになるとパラメトリック横揺れの条件から離れるという昨年度の理論的研究から説明できる。この波粗度 0.07 での実スケール波高が 32m であることと横揺れ角が 20 度に止まることを考えると、転覆との関係はこの限りでは見出しがたい。

表 5.1.3 コンテナ船の要目

Items	Present Ship	Ship model
length : L_{pp}	283.8m	2.838m
breadth : B	42.8m	0.428m
depth : D	24.0m	0.24m
draught at FP : T_f	14.0m	0.14m
mean draught : T	14.0m	0.14m
draught at AP : T_a	14.0m	0.14m
block coefficient : C_b	0.630	0.630
pitch radius of gyration : κ_{yy}/L_{pp}	0.239	0.258
longitudinal position of centre of gravity from the midship : x_{CG}	5.74m	0.0574m
metacentric height : GM	1.08m	0.0106m
natural roll period : T_ϕ	30.3 s.	3.20s
Natural pitch period: T_θ		0.86 s

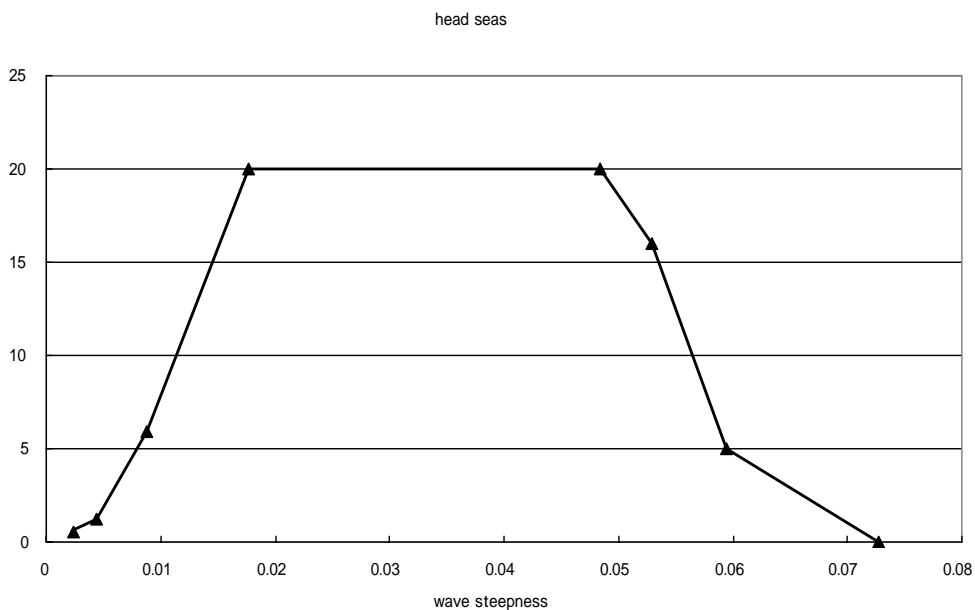


図 5.1.7 規則波中のパラメトリック横揺れの振幅への波高影響

次に、規則波中のパラメトリック横揺れへの出会い角影響について、図 5.1.8 に示す。ここで出会い角 0 度は追波、180 度は向波、270 度は横波を表わす。また、波長船長比は 1.6、波粗度は $1/20.64$ (波高 0.22m、波周期 1.71s) と設定した。図中の横軸はフルード数で、波浪による船速低下が考慮されている。向波では、低速時には速度に関わらず約 20 度のパラメトリック横揺れが計測された。フルード数が 0.06 を越えると突然パラメトリック横揺れは消滅した。これは亜臨界分岐と推察される。出会い角が大き

なると、フルード数 0.05 付近ではそれとともにパラメトリック横揺れの振幅が小さくなる。特に横波では調和横揺れとなる。これは出会い角とともに復原力変動の振幅が小さくなることとパラメトリック横揺れの条件を満たす出会い角が高速側にずれるためであろう。実際、出会い角が大になると、高速側でもパラメトリック横揺れが見られるようになっていく。しかしながら、15度を越える顕著なパラメトリック横揺れに限れば、出会い角とともにその大きさは減少するといえよう。

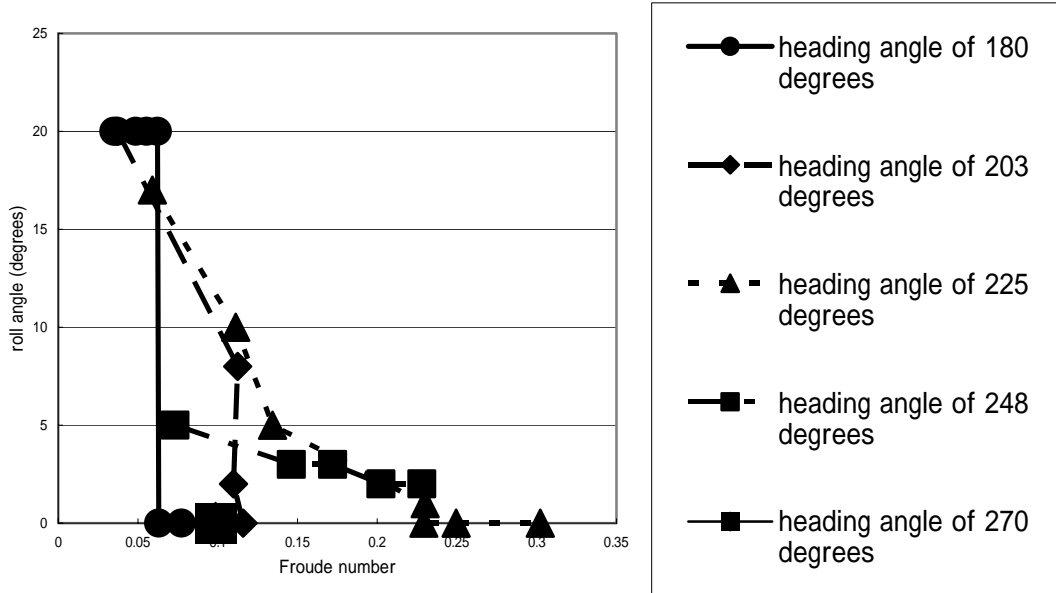


図 5.1.8 規則波中パラメトリック横揺れへの出会い角と速度の影響

次に、長波頂および短波頂の不規則波中の結果を図 5.1.9 に示した。不規則波の有義波高、ピーク波周期は、規則波の波高、波周期と同一とし、波スペクトルは ITTC(1978)とした。短波頂波の方向分布は \cos^2 乗分布、 \cos^4 乗分布を用いた。フルード数 0 付近では、不規則波中の横揺れが規則波中のそれを上回ることもある。これは規則波中波高と有義波高を一致させたため、それ以上の波高も不規則波では存在するためであろう。しかしながら、方向分布の影響はこの付近では顕著でなく、むしろ統計的変動の影響が主と思われる。より高速になると不規則波中の横揺れは規則波よりも顕著に小さくなる。そしてさらに高速では、方向分布が広がるほどパラメトリック横揺れの発生範囲は広くなる。これは斜め波の成分が増えるためであり、先の規則波中での出会い角影響が反映されているとみなすことができる。

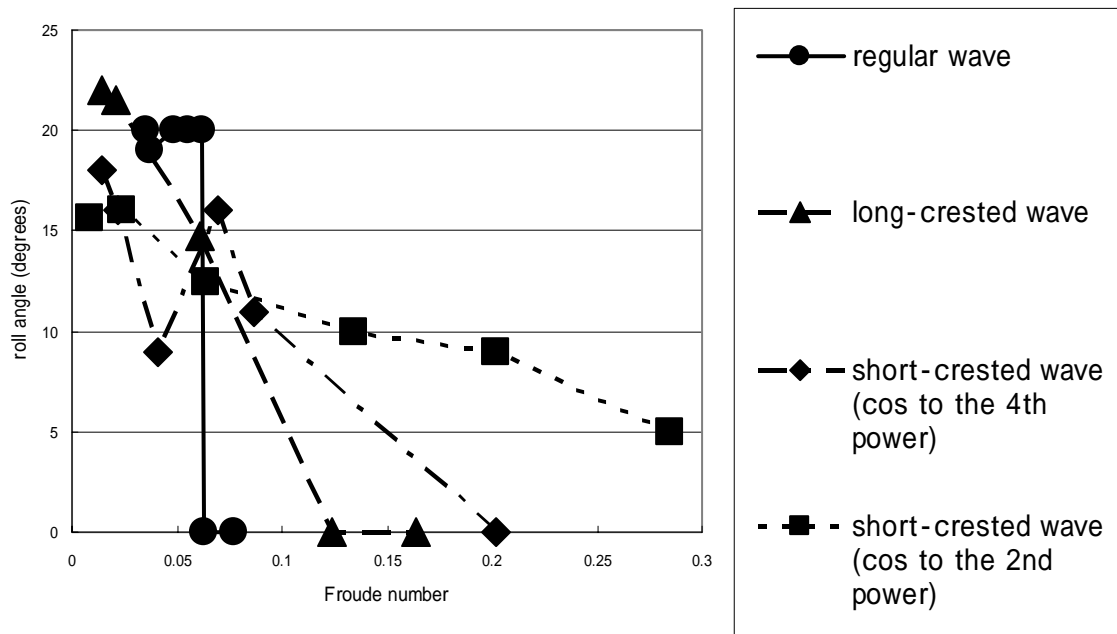


図 5.1.9 向波中パラメトリック横揺れへの波の不規則性、短波頂性の影響

5.1.4 結論

- 1) 規則的な向波中でパラメトリック横揺れの条件を満足した状態では、波高 11m で振幅 20 度のパラメトリック横揺れが生じる。
- 2) しかしながら、波高がさらに増加してもより大きな横揺れ振幅は観測されず、転覆につながるとは言いがたい。
- 3) 波の不規則性、短波頂性を考慮するとパラメトリック横揺れの発生する航走条件はより高速側に広がるが、規則波中の発生範囲以外では 15 度以上の横揺れは観測されなかった。
- 4) 15 度以上のパラメトリック横揺れを防ぐためには、向波を中心に ± 45 度の出会角を避ける必要があった。
- 5) 模型実験の解析より、向波中でパラメトリック横揺れが最大値をとるとき船体重心は波の下り波面となることが確認された。

参考文献

- 1) Belenky, V.L. et al.: Probabilistic Analysis of Roll Parametric Resonance in Head Seas, Proceedings of the 8th International Conference on Stability of Ships and Ocean Vehicles, 2003.

5.2 長波頂不規則波中の自由航走模型実験

国際海事機関では、2002年より非損傷時復原性コード（ISコード）の改正作業が行なわれており、その中でパラメトリック横揺れに関する事項は、2007年完了目標の長期的な課題の一つとして検討することが合意されている。

これに対応するため、昨年度、海上技術安全研究所の80m角水槽において、ポストパナマックスコンテナ船模型を用いて、向波中のパラメトリック横揺れに関する自由航走実験を規則波中で行った。

今年度は、引き続き同じ模型船を用いて、長波頂不規則波中でのパラメトリック横揺れの発生状況（現象、発生範囲）及び発生後の横揺れ応答（最大横揺れ角等）の把握を目的に、自由航走実験を行なった。ここでは、その概要を報告する。

5.2.1 実験概要

実験は、平均波周期、有義波高を種々変えた長波頂不規則波中で、オートパイロット装置等を用いて模型船をプロペラ回転数及び波との出会角が一定となるように自由航走させて行なった。

(1) 供試模型

使用した模型船は、昨年度実施した規則波中の模型実験で使用したものと同一の6600TEUポストパナマックスコンテナ船の1/76.7縮尺模型である。模型船の主要目を表5.2.1に、正面線図を図5.2.1に示す。メタセンタ高さGMは、実際の運航状態に近い値となっている。また、模型船の写真を図5.2.2に示す。

表 5.2.1 主要目

	実船	模型船
Lpp(m)	283.8	3.70
B(m)	42.8	0.558
D(m)	24.4	0.318
d(m)	14.0	0.183
V(m ³)	106,970	0.237
Cb	0.629	0.629
GM(m)	1.06	0.014
T (sec.)	30.26	3.46

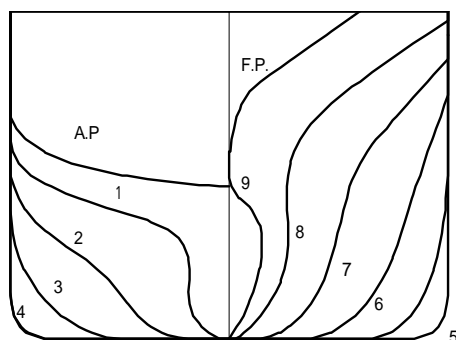


図 5.2.1 正面線図



図 5.2.2 艤装完了後の模型船

(2) 計測項目

計測項目は、船体運動、相対水位、船首部左右加速度、並びに、船速及び航跡である。船体運動は、光ファイバージャイロと加速度計を組み合わせた慣性計測装置により 6 自由度の計測を行なった。相対水位は容量式波高計を用いて Stem、S.S. 5 (weather side)、及び A.E. の 3 か所で計測した。船首部左右加速度は、S.S. 8 位置の上甲板直下に設置した加速度計で計測を行なった。また、船速及び航跡の計測には、水中超音波を利用した位置指示器を使用した。

(3) 計測パラメータ

今回の実験では、平均波周期 (T_{02})、有義波高 ($H_{1/3}$)、船速 (V_m)、出会角 () を計測パラメータとした。また、横揺れ減衰力の影響を調べるため、ビルジキールをはずした状態でも計測を行なった (表 5.2.2 参照)。

計測を行なった不規則波の平均波周期、有義波高の組み合わせを表 5.2.3 に示す。不規則波のスペクトラムとしては ISSC 型のものを使用した。印で示した波では、ビルジキールをはずした状態でも計測を行なった。

平均波周期 (T_{02}) は、ピーク周期 $T_p (=1.408T_{02})$ に対応する規則波の波長 λ_p が、 $\lambda_p/L=1.0$ ($T_{02}=1.09s$)、 1.2 ($T_{02}=1.20s$)、 1.6 ($T_{02}=1.38s$)、 2.0 ($T_{02}=1.55s$) となるもので、これまで行なわれてきた研究⁽¹⁾⁻⁽³⁾を参考に設定した。なお、波高を変化させた平均波周期 1.38 秒は、実船スケールでは 12.1 秒に相当する。また、波高 4.9cm は実船スケールで 3.8m に、波高 20cm は実船スケールでは 15.3m に相当する。

計測は、表 5.2.3 に示す組み合わせの波で、船速、出会角を変化させて行なったが、出会角は、斜め向波 150 度と正面向波 180 度の設定を中心とし、適宜 135 度と 165 度での計測を追加した。一方、船速は、荒天時の操船方法及び昨年度の実験結果を考慮して、比較的低い速度範囲 (実船スケールで平水中船速が 12kt 以下) で、プロペラ回転数を適宜変化させて設定した。(以下、実験結果の説明では、船速は設定したプロペラ回転数に対応する平水中船速 (V_{ms}) あるいは、そのフルード数 (F_{ns}) で示す。)

表 5.2.2 横揺れ減衰係数（停船時）

	a係数	b係数
ビルジキール付き	0.078	0.014
ビルジキールなし	0.050	0.001

表 5.2.3 計測条件

	H _{1/3} (cm)				
T ₀₂ (sec.)	4.9	8.0	10.2	12.3	20.0
1.09					
1.20					
1.38					
1.55					

：ビルジキールなしの状態でも計測

5.2.2 実験結果

(1) 計測例

今回の実験で計測された、典型的なパラメトリック横揺れ発生時の船体運動と船首部左右加速度の時系列データを図 5.2.3 及び図 5.2.4 に示す。

図 5.2.3 に示した時系列データの計測条件は、平均波周期 $T_{02}=1.38s$ 、有義波高 $H_{1/3}=10.2cm$ 、出会角 $\theta=180^\circ$ 、平水中船速 $V_{ms}=0.446m/s$ （フルード数 $F_{ns}=0.07$ ）である。図は、上から、横揺れ、縦揺れ、船首揺れ、前後揺れ加速度、左右揺れ加速度、上下揺れ加速度及び船首部左右揺れ加速度の計測波形である。出会周期で変動している縦揺れのデータと比較することで、計測開始後、70 秒から 120 秒にかけて、周期が出会周期の 2 倍で固有周期とほぼ等しく振幅の大きなパラメトリック横揺れが発生していることが分かる。また、最大横揺れ角は約 13 度、重力加速度成分も含めた S.S.8 における上甲板直下の左右加速度は最大で約 0.3G となっている。

図 5.2.4 に $T_{02}=1.20s$ 、 $H_{1/3}=12.3cm$ 、 $\theta=150^\circ$ 、 $V_{ms}=0.669m/s$ （ $F_{ns}=0.11$ ）の条件で計測された時系列データを示す。この場合、計測開始後、110 秒から 120 秒にかけて、パラメトリック横揺れが発生しているが、その振幅はそれ以外の範囲の横揺れに比べてそれほど大きくない。

(2) パラメトリック横揺れの発生範囲

上述したように、今回の実験では、平均波周期（ T_{02} ）、有義波高（ $H_{1/3}$ ）、船速（ V_{ms} ）、出会角（ θ ）の 4 項目を変化させて計測を行なった。ここでは、これらのパラメータと不規則波中でのパラメトリック横揺れの発生との関連について述べる。

図 5.2.5 に平水中のフルード数 $F_{ns}=0.07$ でのパラメトリック横揺れの発生状況を、出会角 $\theta=180^\circ$ （正面向波：上図）と $\theta=150^\circ$ （斜め向波：下図）について示す。また、図 5.2.6 に $F_{ns}=0.11$ でのパラメトリック横揺れの発生状況を示す。いずれの図とも、横軸に平均波周期（ T_{02} ）、縦軸に有義波高（ $H_{1/3}$ ）をとっており、印は図 5.2.4 に示したような明確なパラメトリック横揺れが発生した計測条件、×印はパラメトリック横揺れが発生しなかった計測条件、印はパラメトリック横揺れが発生しているかどうか判断がつかなかった計測条件を示している。

図 5.2.5 及び図 5.2.6 から、パラメトリック横揺れは、正面向波状態（ $\theta=180^\circ$ ）の方が斜め向波状態（ $\theta=150^\circ$ ）より発生しやすいこと、船速が速くなると、発生限界（下限）の波高が高くなるこ

と、平均波周期の短周期側にも発生限界があることが分かる。なお、規則波中の実験結果からは、長周期側にもパラメトリック横揺れの発生限界があると推測されるが、今回行なったパラメータの範囲では確認されなかった。

図 5.2.7 に平均波周期 $T_{02}=1.38s$ でのパラメトリック横揺れの発生状況を、横軸に有義波高($H_{1/3}$)、縦軸に平水中のフルード数(F_{ns})をとって示す。波高が高くなると、発生限界(上限)の船速が速くなり、パラメトリック横揺れが発生する船速範囲が広がることが明瞭に示されている。

また、図 5.2.8 に平均波周期 $T_{02}=1.38s$ 、有義波高 $H_{1/3}=12.3cm$ でのパラメトリック横揺れの発生状況を、横軸に出会角(θ)、縦軸に平水中のフルード数(F_{ns})をとって示す。この波の条件では、パラメトリック横揺れが発生する出会角の下限は $135^\circ \sim 150^\circ$ の間にあると推測されることが分かる。

(3) パラメトリック横揺れ発生時の横揺れ応答

これまで行なわれてきた研究⁽¹⁾⁻⁽³⁾では、不規則波中でのパラメトリック横揺れ発生時の横揺れ応答を、横揺れ振幅の最大値や有義値、あるいは横揺れの標準偏差等の統計値で整理している。横揺れ振幅の最大値や有義値は、パラメトリック横揺れの大きさの指標として、横揺れの標準偏差は、パラメトリック横揺れ発生時の指標としての意味があると考えられる。ここでは、パラメトリック横揺れが発生しなかった場合も含めて、今回の計測結果をこれら 3 つの指標で整理した結果を述べる。

図 5.2.9 に平水中のフルード数 $F_{ns}=0.07$ 、有義波高 $H_{1/3}=12.3cm$ での横揺れ応答を、横軸に平均波周期(T_{02})をとって示す。上図が出会角 $\theta=180^\circ$ (正面向波)、下図が $\theta=150^\circ$ (斜め向波)の結果であり、 σ 印が横揺れの標準偏差、 \circ 印が横揺れ両振幅の有義値、 \times 印が横揺れ両振幅の最大値を示している。図 5.2.9 から、この計測条件では、平均波周期 $T_{02}=1.20s$ で最も横揺れ応答が大きくなること、正面向波状態の方が、斜め向波状態より横揺れ応答が大きくなること分かる。平均波周期 $T_{02}=1.20s$ では、ピーク周期 T_p に対応する規則波の波長 λ_p が $\lambda_p/L=1.2$ になることから、縦揺れ応答も大きくなっている。そのため他の波周期に比べて復原力変動も大きくなり、その結果、パラメトリック横揺れ応答が大きくなると考えられる。今後、不規則波中の復原力変動量を推定して、横揺れ応答に及ぼす平均波周期の影響について詳細な検討を加えることにしている。

また、この計測条件のパラメトリック横揺れの発生状況は図 5.2.5 に示されており、 $\theta=150^\circ$ では、 $T_{02}=1.09s$ 、 $H_{1/3}=12.3cm$ でパラメトリック横揺れは発生せず(\times 印)、それより平均周期が長い波でパラメトリック横揺れが発生している。一方、図 5.2.9 に示した $T_{02}=1.09s$ での横揺れの標準偏差、横揺れ両振幅の有義値及び最大値は、それより長い波周期の計測結果と比較して大きな差異は見られない。このため、斜め向波状態では、今回使用した指標だけでは、パラメトリック横揺れの発生やその大きさを通常の横揺れ応答と区別して示すことが困難であると考えられる。

図 5.2.10 に平水中のフルード数 $F_{ns}=0.11$ 、平均波周期 $T_{02}=1.38s$ での横揺れ応答を、横軸に有義波高($H_{1/3}$)をとって示す。今回の計測では、出会角によらず、波高が高くなるにつれて、横揺れ振幅の最大値、有義値、横揺れの標準偏差とも大きくなっており、図 5.2.10 に示した有義波高 $H_{1/3}=20cm$ での正面向波状態($\theta=180^\circ$)の横揺れ両振幅の最大値は 40 度(片振幅で 20 度)に達している。しかしながら、供試船の S.S. 5 での舷端没水角は約 28 度であり、計測中観察した際には、転覆の危険はないように見えた。

図 5.2.11 に平均波周期 $T_{02}=1.38s$ 、有義波高 $H_{1/3}=12.3cm$ での横揺れ応答を横軸に平水中のフルード数(F_{ns})をとって示す。船速が速くなるにつれて、横揺れ振幅の最大値、有義値、横揺れの標準偏差とも小さくなっている。これは、船速が速くなるにつれて、波との出会周期がパラメトリック横揺れの発生しやすい条件(出会周期が横揺れ固有周期の 1/2 程度: 今回の実験では 1.73 秒)から外れるためであ

り、規則波中の実験で見られたように、船速を更に速くするとパラメトリック横揺れが発生しなくなると予想される。しかしながら、図 5.2.11 に示したのは、実船スケールで有義波高 9.4m の波での計測結果であり、このような波の中で高速航行することは現実的でないと考えられる。

図 5.2.12 に平水中のフルード数 $F_{ns}=0.11$ 、平均波周期 $T_{02}=1.38s$ 、有義波高 $H_{1/3}=12.3cm$ での横揺れ応答を、横軸に出会い角をとって示す。図中には、ビルジキールなしの状態での計測結果も示している。但し、出会う角 $=165^\circ$ ではビルジキールなしの状態での計測を行っていない。図 5.2.12 から、上述した正面向波状態 ($=180^\circ$) の方が、斜め向波状態 ($=135^\circ \sim 165^\circ$) より横揺れ応答が大きくなる傾向が再確認できる他、ビルジキールがない場合の横揺れ振幅の最大値 (印)、有義値 (印)、横揺れの標準偏差 (印) は、ビルジキールがある場合 (最大値: \times 印、有義値: 印、標準偏差: 印) に比べて、大きさがほぼ 2 倍になっていることが分かる。

5.2.3 まとめ

長波頂不規則波中でのパラメトリック横揺れの発生状況 (現象、発生範囲) 及び発生後の横揺れ応答 (最大横揺れ角等) の把握を目的に、海上技術安全研究所の 80m 角水槽において、ポストパナマックスコンテナ船模型を用いた自由航走実験を行った。その結果得られた主な知見は、以下のとおりである。

- 1) パラメトリック横揺れは、斜め向波状態 ($=135^\circ \sim 165^\circ$) に比べて、正面向波状態 ($=180^\circ$) の方が発生しやすく、発生後の横揺れ応答も大きい。
- 2) 船速が速くなると、パラメトリック横揺れ応答が小さくなるとともに、パラメトリック横揺れの発生限界 (下限) の波高が高くなる。
- 3) 波高を変えた計測を行なったところ、今回のパラメータ範囲では、出会う角によらず、波高が高くなるにつれて、横揺れ振幅の最大値、有義値、横揺れの標準偏差とも大きくなったが、計測中観察した際には、転覆の危険はないように見えた。

今後、これまでの研究で提案されたパラメトリック横揺れの発生限界や発生後の横揺れ応答に関する推定式と今回の計測結果を比較検証するとともに、縦揺れ、上下揺れ及び横揺れの 3 自由度の運動モデルを用いて数値シミュレーションによる検討を行なう予定である。

< 参考文献 >

- (1) Dallinga, R.P. et al: "Excessive Rolling of Cruise Ships in Head and Following Waves", Proceedings of RINA International Conference on Ship Motions & Manoeuvrability, London (1998).
- (2) France, W.L. et al: "An Investigation of Head-Sea Parametric Rolling and Its Influence on Container Lashing Systems", Marine Technology, 40(1) (2003).
- (3) Bulian, G. et al: "On the Nonlinear Modeling of Parametric Rolling in regular and Irregular Waves", Proceedings of the 8th International Conference on the Stability of Ships and Ocean Vehicles, Madrid (2003).

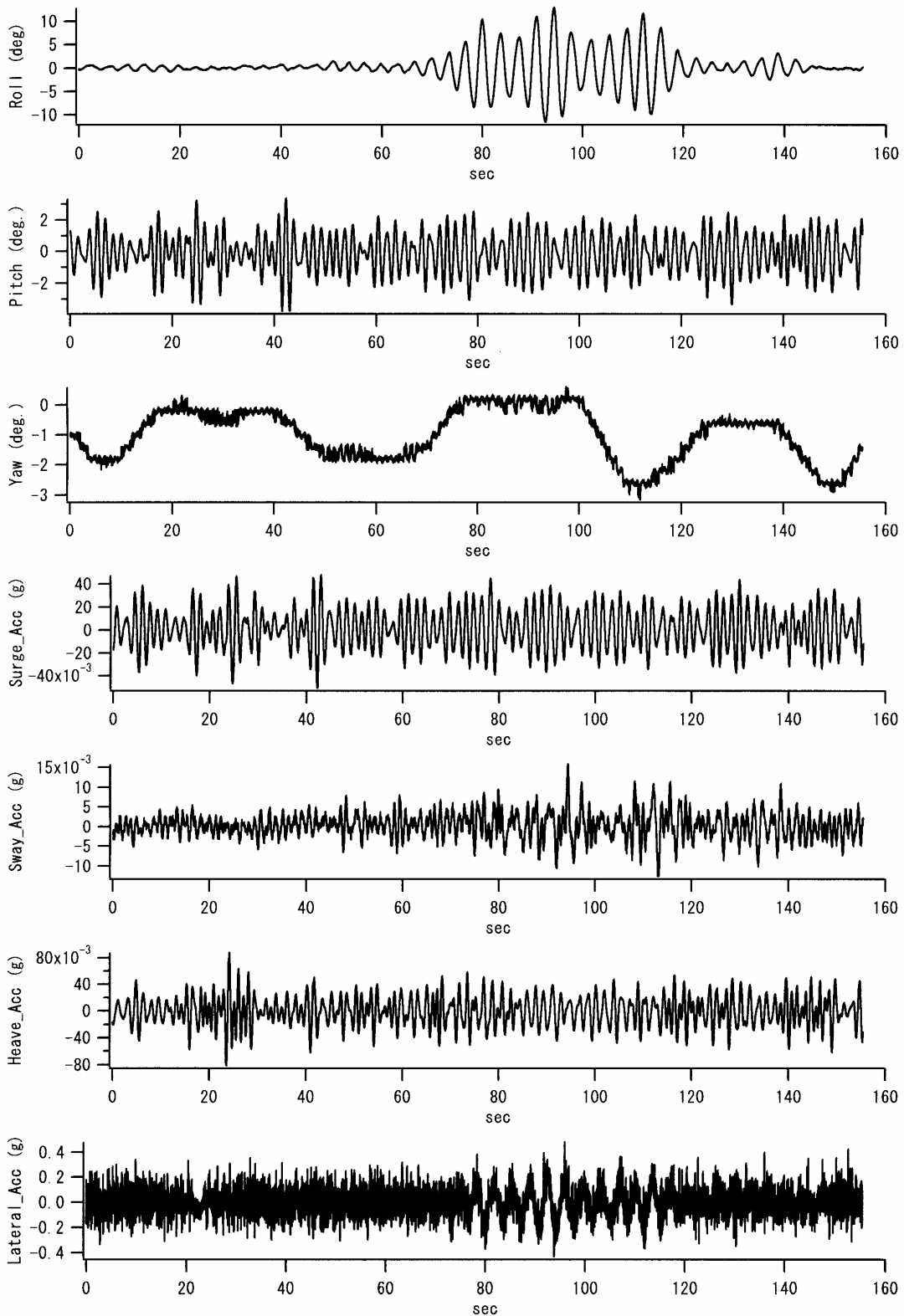


図 5.2.3 計測波形 ($T_{02}=1.38s$, $H_{1/3}=10.2cm$, $\theta=180^\circ$, $V_{ms}=0.446m/s$ ($F_{ns}=0.07$))

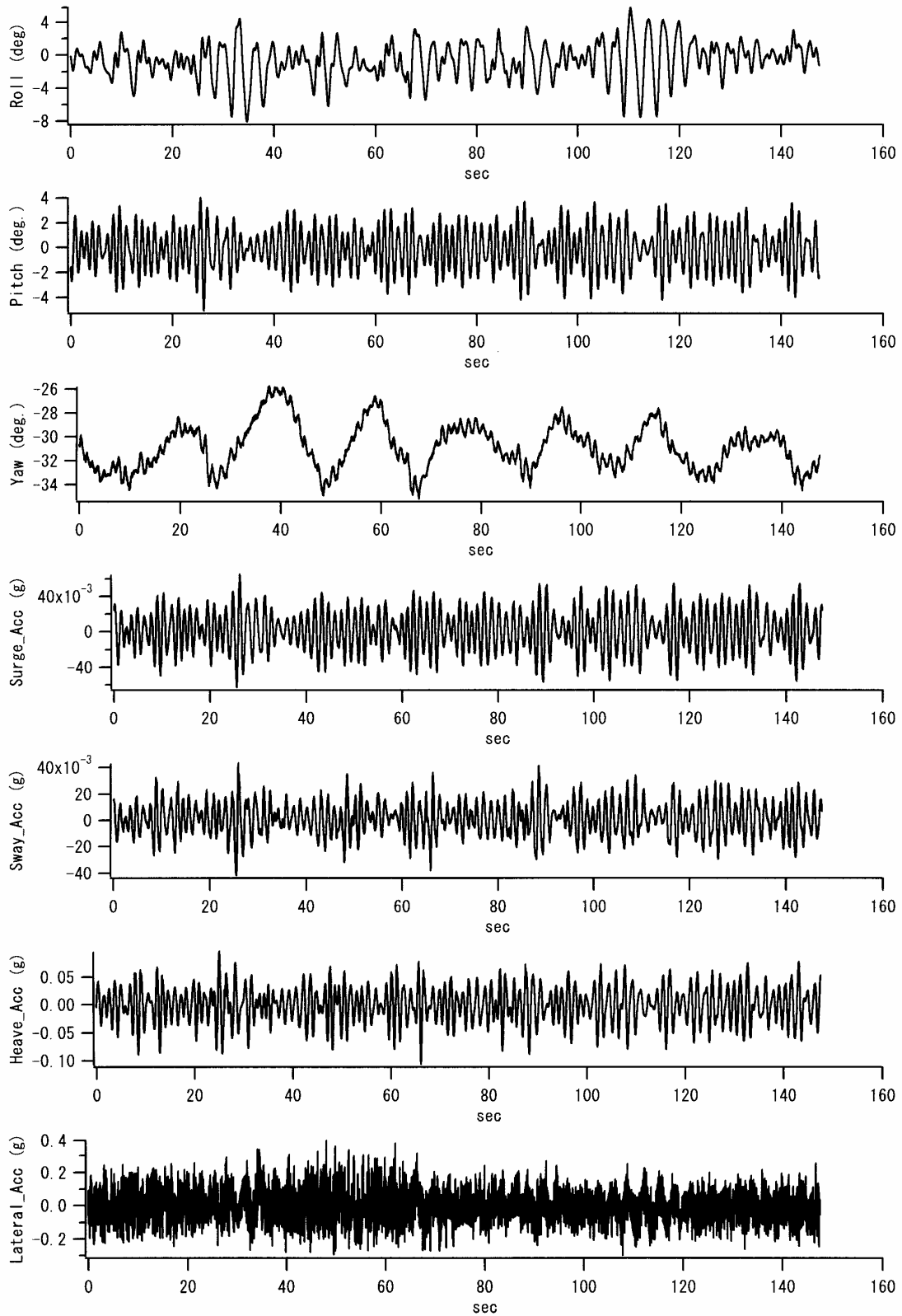


図 5.2.4 計測波形 ($T_{02}=1.20s$, $H_{1/3}=12.3cm$, $\theta=150^\circ$, $V_{ms}=0.669m/s$ ($F_{ns}=0.11$))

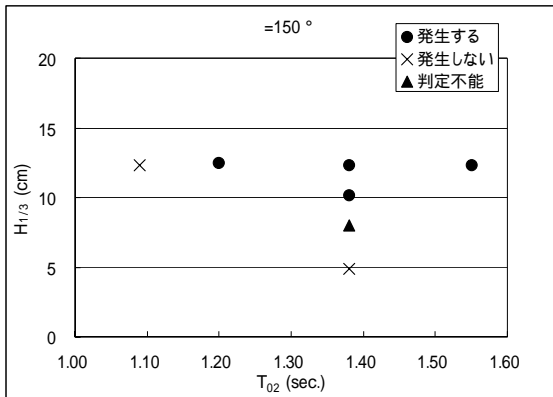
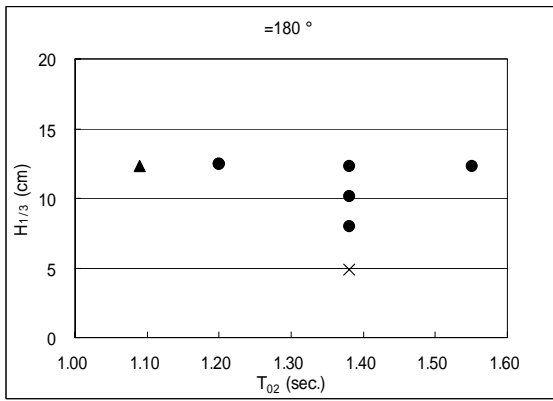


図 5.2.5 パラメトリック横揺れの発生状況
($Fns=0.07$)

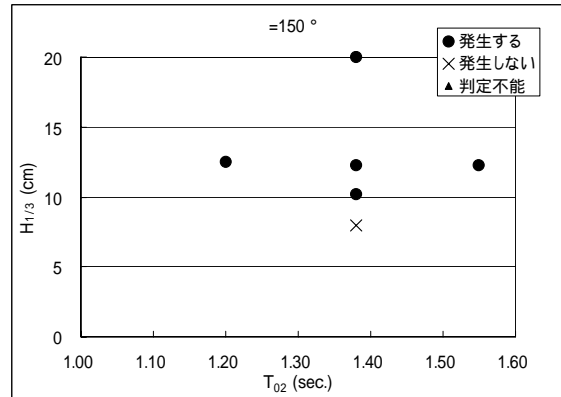
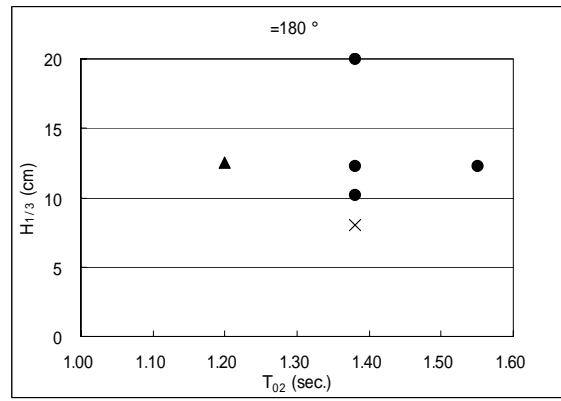


図 5.2.6 パラメトリック横揺れの発生状況
($Fns=0.11$)

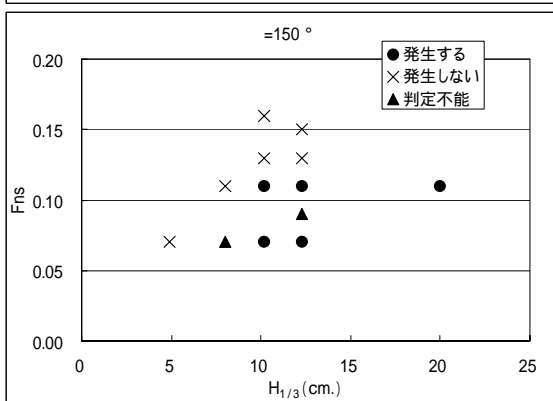
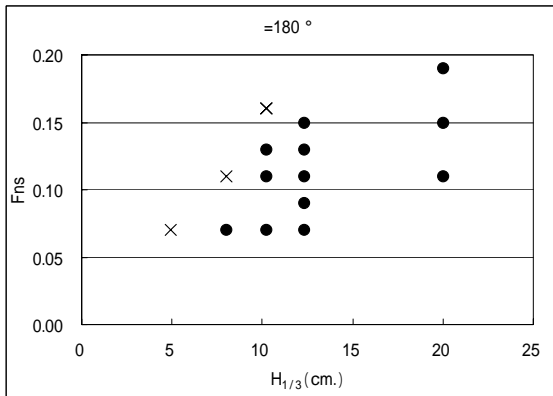


図 5.2.7 パラメトリック横揺れの発生状況
($T_{02}=1.38s$)

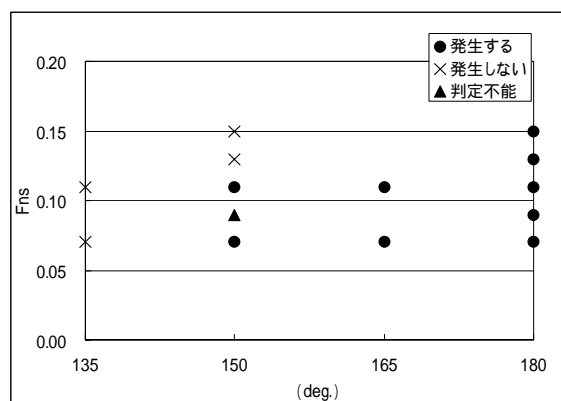


図 5.2.8 パラメトリック横揺れの発生状況
($T_{02}=1.38s, H_{1/3}=12.3cm$)

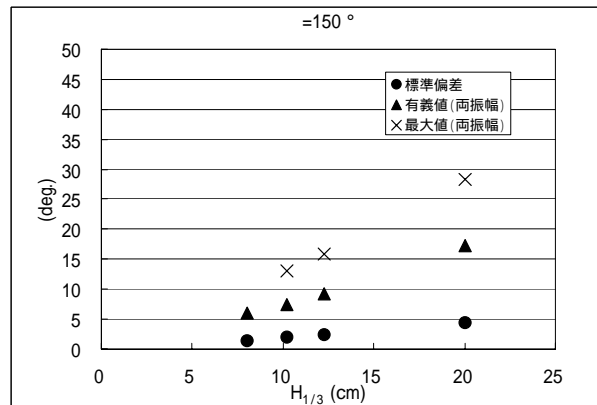
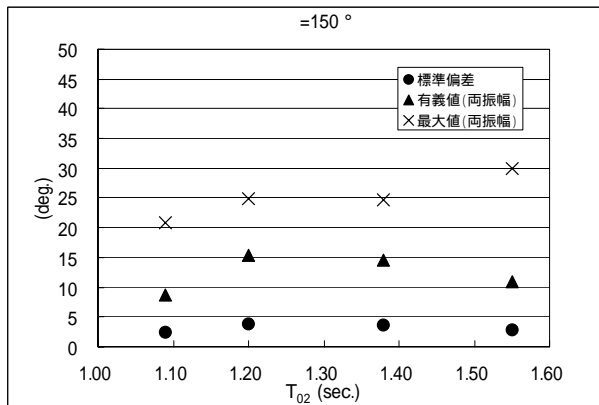
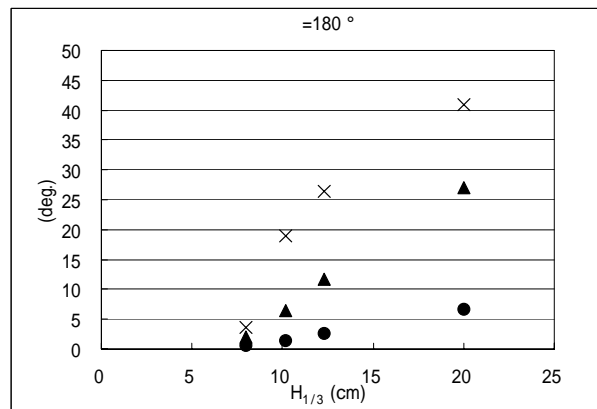
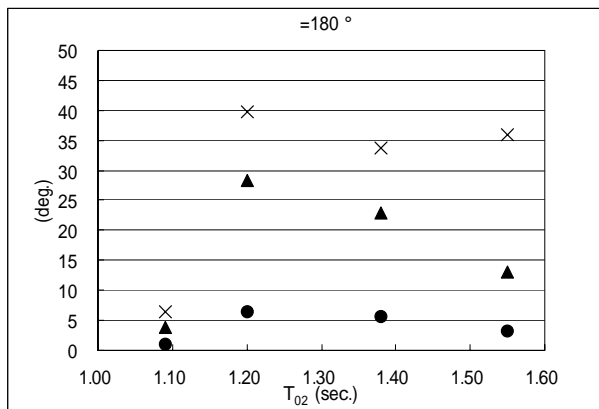


図 5.2.9 横揺れ応答 ($Fns=0.07$, $H_{1/3}=12.3\text{cm}$)

図 5.2.10 横揺れ応答 ($Fns=0.11$, $T_{02}=1.38\text{s}$)

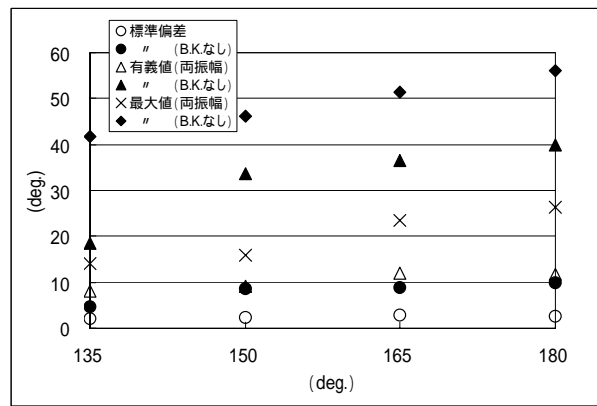
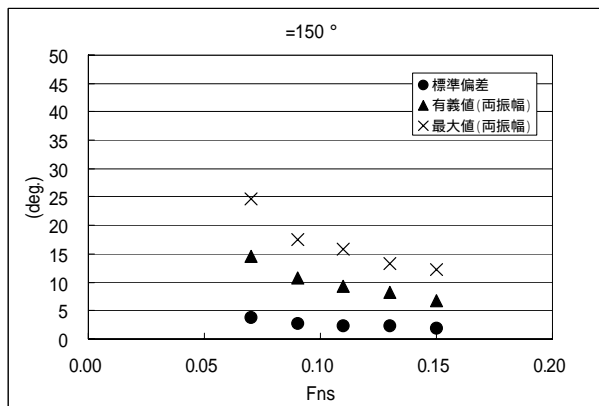
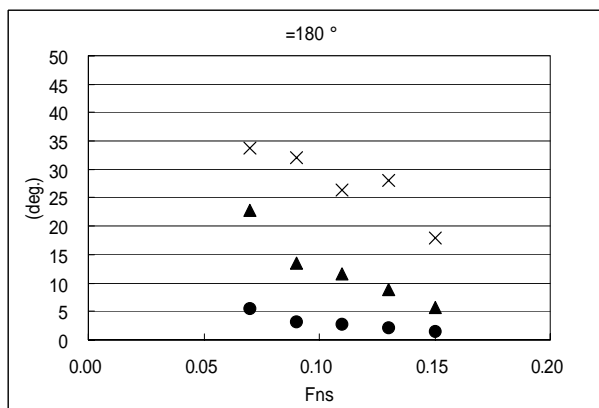


図 5.2.11 横揺れ応答 ($T_{02}=1.38\text{s}$, $H_{1/3}=12.3\text{cm}$)

図 5.2.12 横揺れ応答 ($Fns=0.07$, $T_{02}=1.38\text{s}$, $H_{1/3}=12.3\text{cm}$)

5.3 短波頂不規則波の造波特性について

パラメトリック横揺れへの短波頂性の影響を調べるために水産工学研究所の海洋工学総合実験棟(以下、角水槽)において側壁反射・シングルサメンション法を用いて短波頂不規則波を発生させ自由航走模型実験を行った。ここでは、そのときに用いた波を十分長い時間発生させて計測し、有義波高・平均周期・方向スペクトルが水槽全域にわたってどのように変化するかを調べた。

5.3.1 実験概要

角水槽の鳥瞰図を図 5.3.1 に示す。水槽のサイズは長さ 60m、幅 25m、深さ 3.2m である。水槽の短辺 1 辺に 80 台の多分割式造波機が設置されている。自由航走試験の航走範囲を考えると側壁に近い場所での計測も試みたが、計測台車の移動の制限により最終的に図 5.3.2 に示すような計測位置で行った。また、短波頂不規則波の計測には、容量式波高計アレイを用い、その配置を図 5.3.3 に示す。なお、サンプリング周波数は全て 10Hz とした。

各実験の造波時間は 1400 秒(23 分 20 秒)であり、側壁で全ての周波数成分の波が反射し、計測点まで到達するように、解析範囲は各実験とも計測データの後半部(700 秒~1400 秒)とした。

使用し短波頂不規則波はITTC型スペクトルであり、有義波高 19.4cm、平均周期 $T_{01}=1.32\text{sec}$ である。また、方向分布関数は \cos^2 とした。

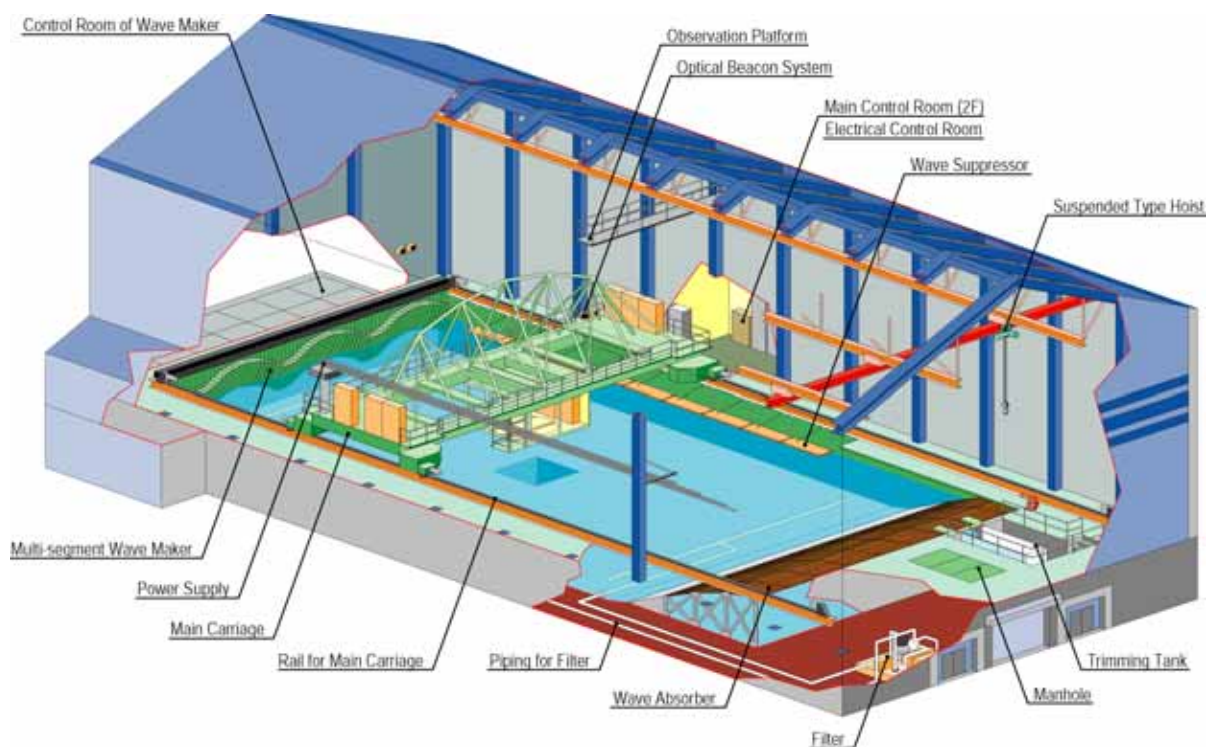


図 5.3.1 海洋工学総合実験棟

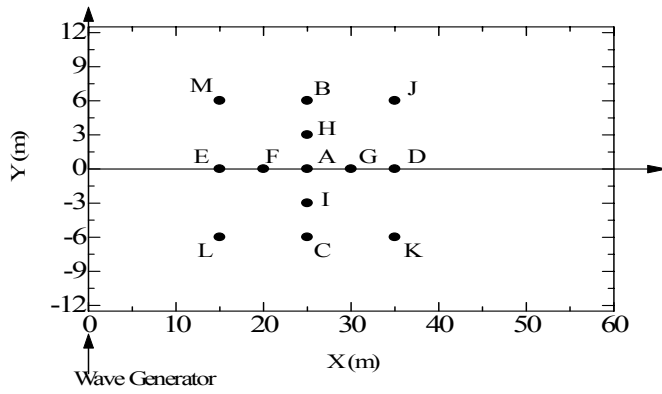


図 5.3.2 波高計測位置

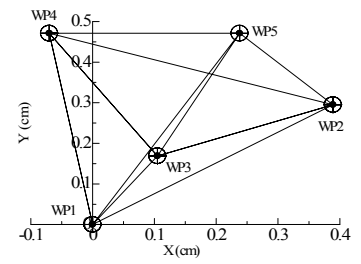


図 5.3.3 波高計アレイ配置図

5.3.2 計測結果

一例として、図 5.3.4 に計測データの一部を示す（計測位置：A 点）。

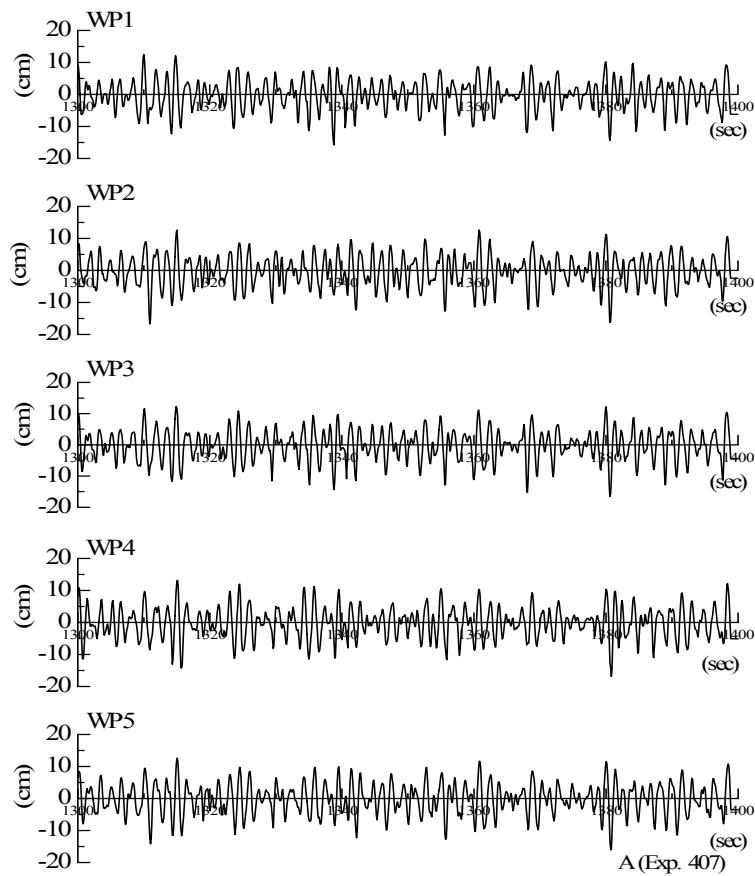


図 5.3.4 計測データの一部（計測位置：A）

(1) 水面変位・平均周期

統計解析により求めた有義波高及び平均波周期 (T01) の結果を図 5.3.5 に示す。L 点を除いて、各計測位置の各波高計による有義波高は設定値より、最大で約 12% の誤差となったが、計測波高の平均値からの誤差で考えれば、最大で 7.7% となっている。また、平均周期に関しては、設定値に対して最大誤差は約 8% (M 点、その他の点については 5% 以下)、計測値の平均からの最大誤差は 3.8% となり非常に高い精度で実現できている。

なお、精度の悪かった L, M 点はいずれも消波ビーチに近い ($x=15\text{m}$) 壁側の位置で、本来模型実験で使われることの少ない水域であるので、除外しても良いと考えられる。

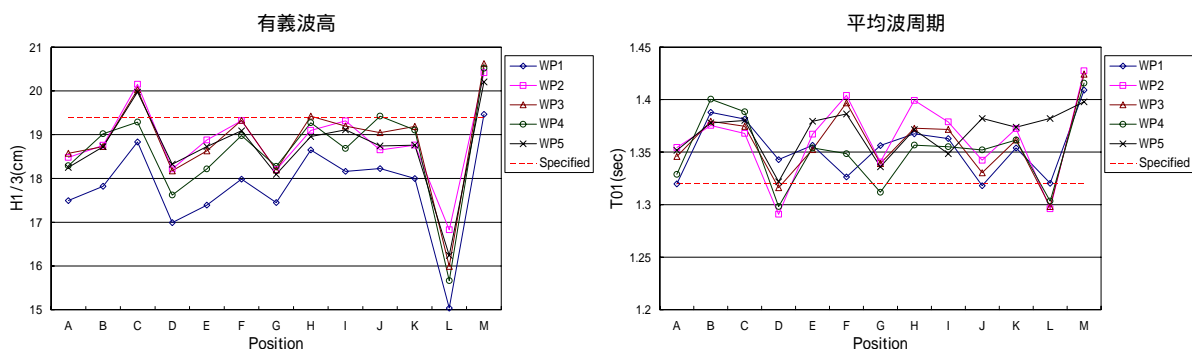


図 5.3.5 有義波高・平均周期の分布

(2) パワースペクトル

図 5.3.6 に、FFT 法により解析されたパワースペクトルの例 (計測位置: A, C, D) を示す。設定スペクトル (ITTC) と比較して、有義波相度=1/14 という大波高を考えれば、実現精度が良いと言える。

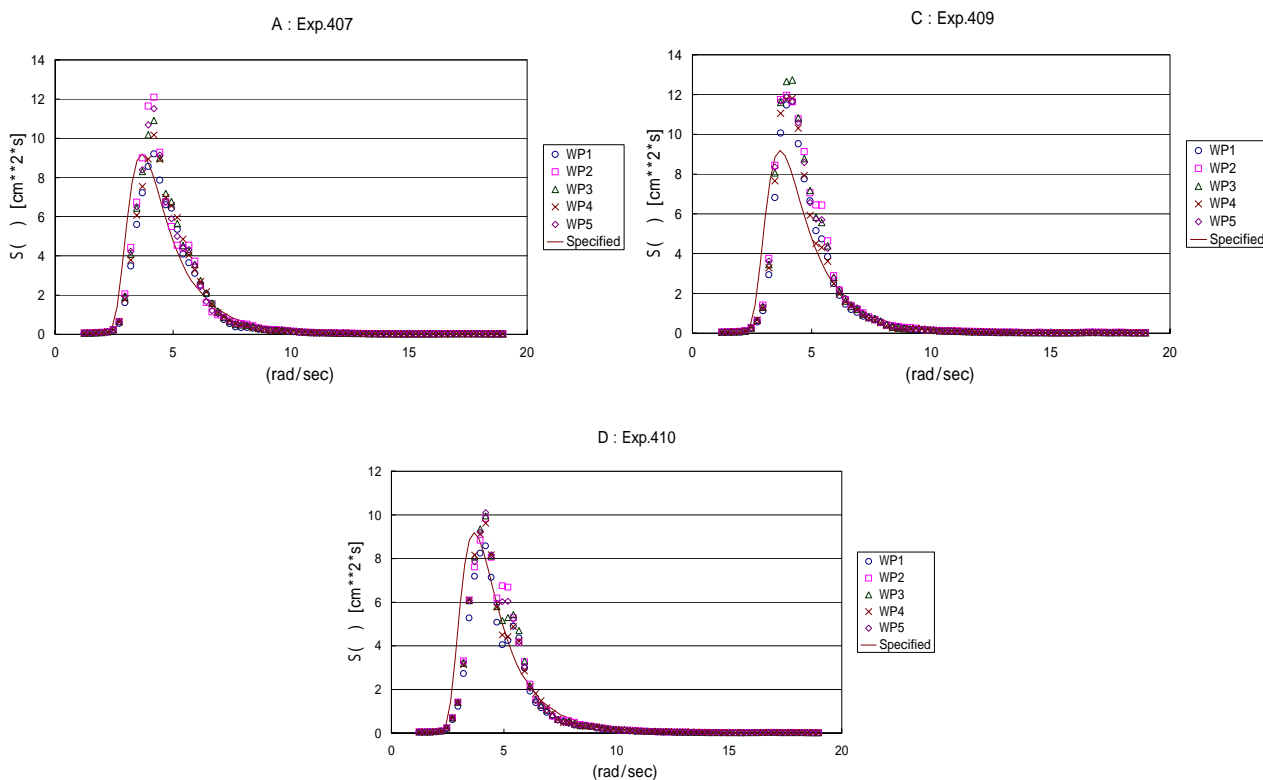


図 5.3.6 パワースペクトル (計測位置: A, C, D)

(3) 方向分布関数

図 5.3.7～5.3.8 に、全計測点での規格化した方向分布関数を示した。0degは波の主方向、即ち水槽の長手方向を表す。方向分布の解析はMLMによった。造波信号作成で方向角を-70deg～+70degとしたが、解析は±90degまで行っている。主方向及び方向分布が設定の \cos^2 分布からやや離れた結果となったが、計測位置による差は小さいと認められる。

図 5.3.9 に方向スペクトルの 3D 表示及び等高線（計測点 A、C）を示す。一部の方向角及び周波数に関し Two Peaks のスペクトルとなっている点が認められるが、全体として周波数・方向分布ともに良好な再現結果となっている。また、水槽中央の A 点と側壁側の C 点とでは、方向スペクトルの形状に大きな差異は見られない。

5.3.3 まとめ

シングル・サメンション法による大波高短波頂不規則波を造波し、水槽全域にわたり発生波の計測を行いその性質を検証した。その結果、波の有義波高・平均周期は十分小さい誤差で一様性を有し、スペクトルの実現精度も十分であることが分かった。一方、方向分布関数は Target から一定の差があると認められた。しかしながら、方向分布関数の計測位置による違いも少なく、本手法で発生させた短波頂不規則波は船舶などの自由航走試験に供しうることが分かった。

現在 IS コードのウエザークライテリア改正審議で模型実験を援用し諸係数を決定する方法が検討されており、波浪中横揺れ実験に用いる波（この場合殆どが規則波）の波高の水槽内での変動が±5%以内とされている。その意味では、本調査研究で検討した短波頂不規則波は、有義波高 19cm という大波高にも拘わらず、有義波高の誤差が 2 計測点を除けば 5%以内となったばかりでなく、方向スペクトルも異なる計測点で良い相関となった。

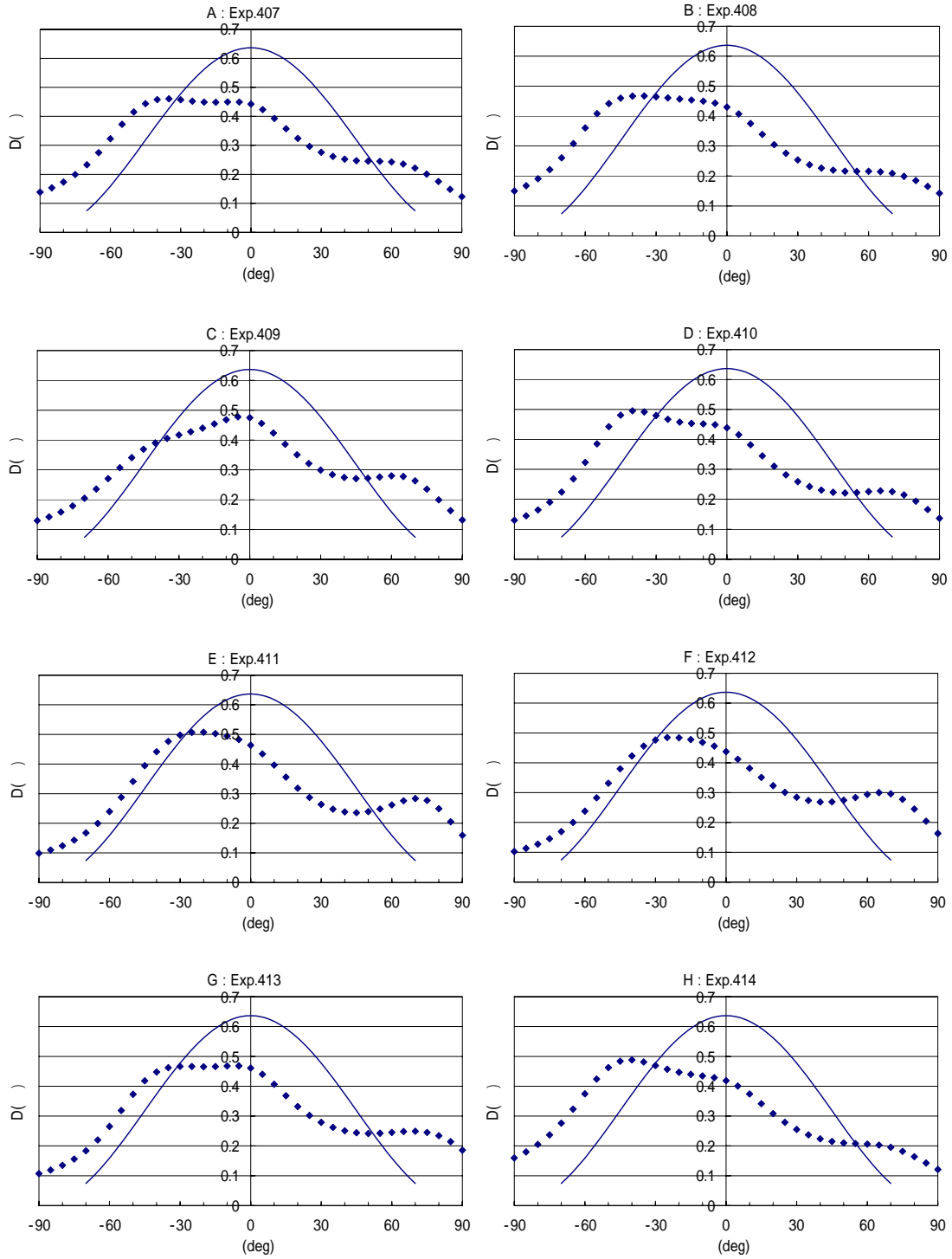


図 5.3.7 方向分布関数 (計測位置: A ~ H)

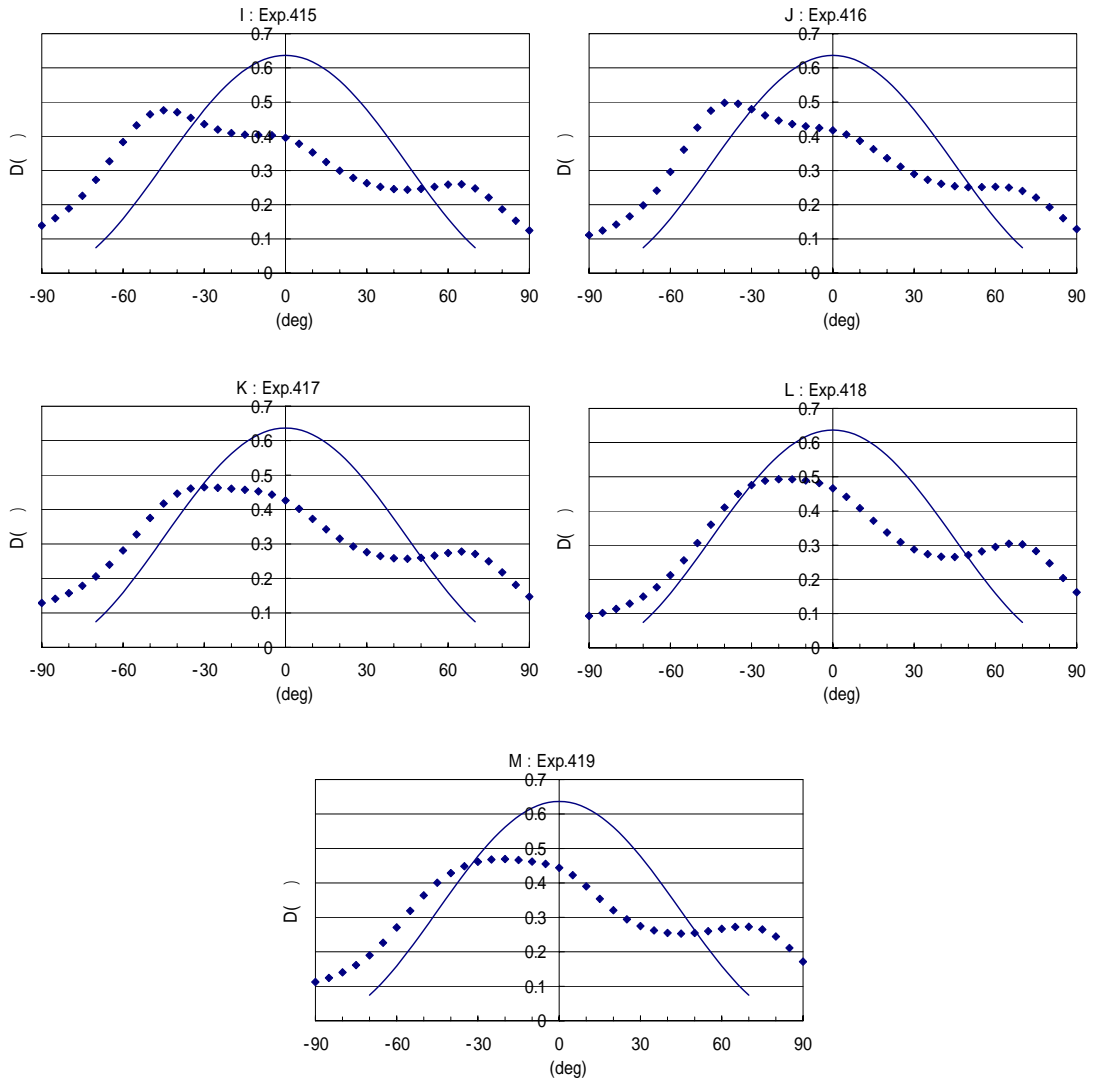
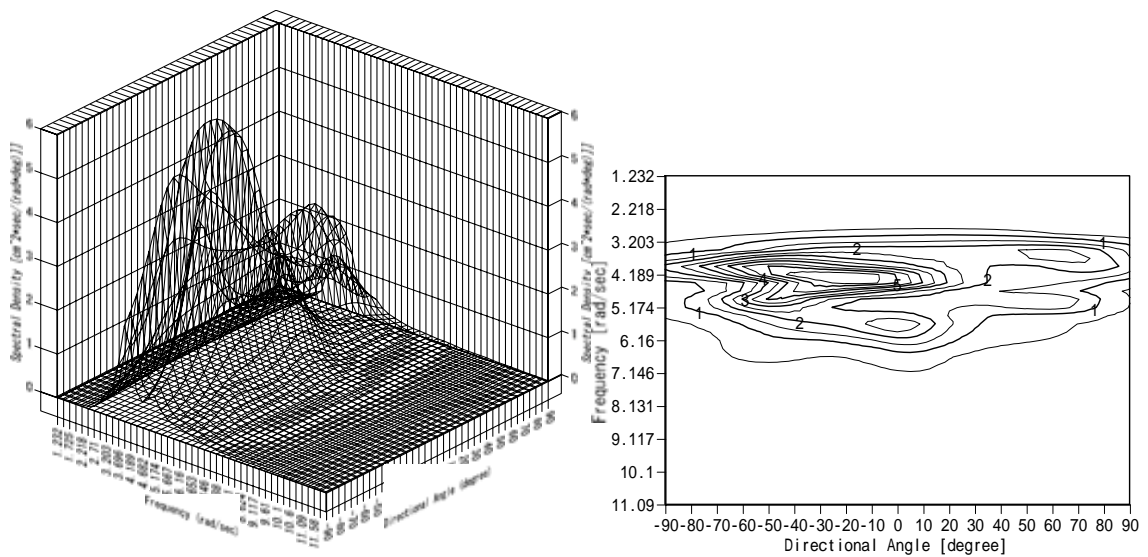
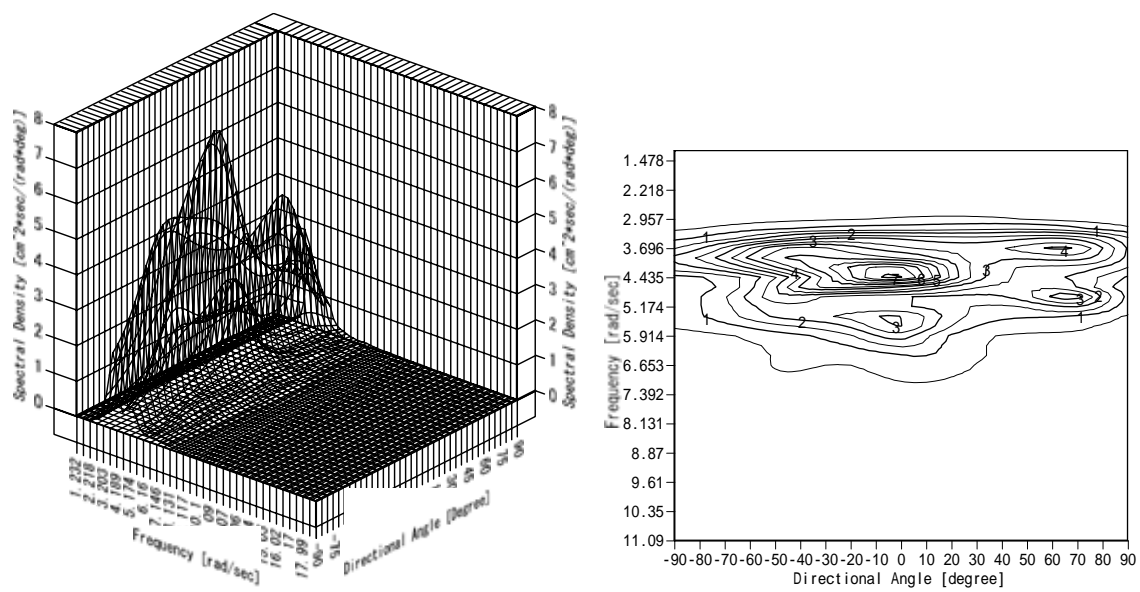


図 5.3.8 方向分布関数 (計測位置 : I~M)



計測点 : A



計測点 : C

図 5.3.9 方向スペクトル

5.4 短波頂不規則波中の自由航走模型実験

パラメトリック横揺れは規則波のみならず、一方向不規則波、多方向不規則波でも発生することが知られている。ここでは、パラメトリック横揺れへの短波頂性の影響を調べるために5.3節の短波頂不規則波の中で斜め向波（主方向）中自由航走模型実験を実施し、その影響について調べた。

使用した模型船の主要目を表5.4.1に示す。模型船にはプロペラを駆動する主モータ、舵を駆動させるステッピングモータ、3軸の光ファイバージャイロと、それらをコントロールするとともにデータを収集するワンボードコンピュータを搭載している。実験中は搭載されたワンボードコンピュータによる、プロペラ回転数一定、比例ゲイン1のオートパイロットによって航走している。また、曳引車上に波高計を、天井部にCCDカメラを用いた位置計測装置をセットしており、それぞれからのデータを同期して取り込むことで、水槽固定点の波高、水槽内のX-Y座標、Roll、Pitch、Yawの角度、プロペラ回転数、舵角のデータを計測した。さらに、X-Y座標から速度を計測し、一定となったところをその実験における対地速度とした。

表 5.4.1 コンテナ船の主要目

	Actual Ship	Model ship
Length: L_{pp}	283.8m	2.838m
Breadth: B	42.8m	0.428m
Depth: D	24.0m	0.240m
Mean draught: T	14.0m	0.140m
Block Coefficient: C_b	0.630	0.630
GM	1.08m	0.0106m
Natural roll period: T	30.3s	3.20s

5.4.1 短波頂不規則波の主方向および船速の影響

図5.4.1に短波頂不規則波中のパラメトリック最大横揺れ振幅に対するオートパイロットコースの影響についての図を示す。ここで180度は向波、270度は横波を示す。図の横軸は速度が一定になった時の対地速度をフルード数で表したものである。

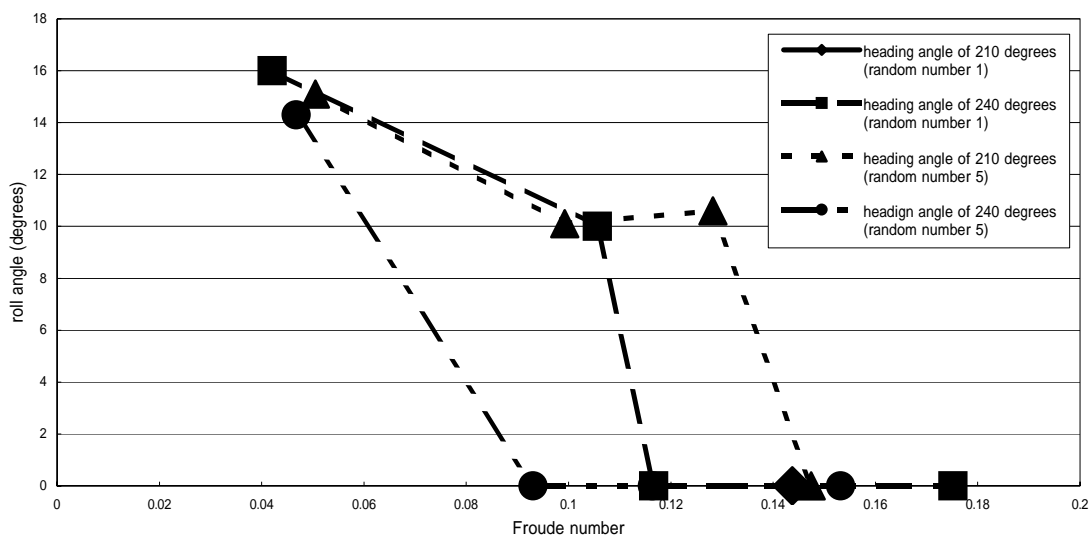


図 5.4.1 短波頂不規則波中のパラメトリック横揺れの振幅への航行コースの影響

フルード数が0.06以下のところでは方位および不規則波の乱数にかかわらず、ほぼ、同じ14度～

16度の横揺れが発生する。この時の時系列例を図 5.4.2～5.4.4 に示す。

一方、フルード数が 0.10～0.12 付近で、最大横揺れ角が大きく変動することがわかる。この時の時系列例を図 5.4.5～5.4.6 に示す。

これらの結果から、フルード数が 0.06 以下では $\theta = 240$ 度においてもパラメトリック横揺れを防止することはできず、航走コース変更でのパラメトリック横揺れ防止は困難であることが分かった。一方、フルード数が 0.14 以上ではどのような方位でもパラメトリック横揺れが発生せず、パラメトリック横揺れ防止に効果があった。

5.4.2 まとめ

以上のことから、下記のことになった。

- (1) 多方向不規則波中でのパラメトリック横揺れは航走方位で最大横揺れ角が変わることはない。
- (2) 航走方位にかかわらず、フルード数 0.06 以下では最大 14～16 度ほどのパラメトリック横揺れが発生する。
- (3) 航走方位にかかわらず、フルード数 0.14 以上ではパラメトリック横揺れが発生しない。
- (4) したがって、短波頂不規則波においては波との出会い角を変えてもパラメトリック横揺れを防止するのは困難であり、速度変更して同調域をはずれるようにすることが有効である。

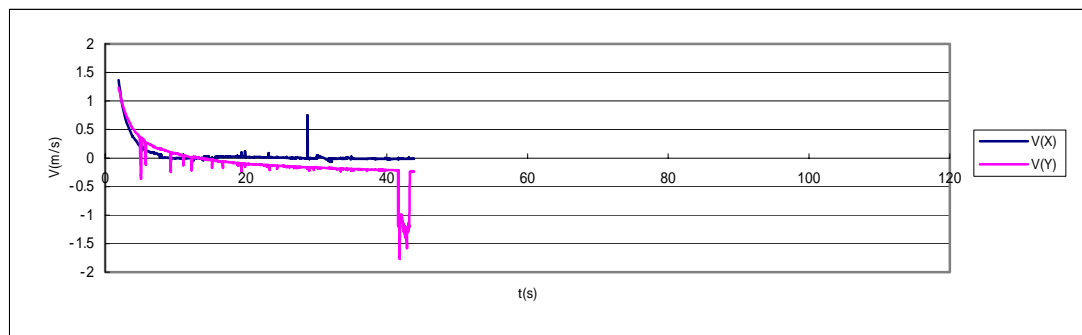
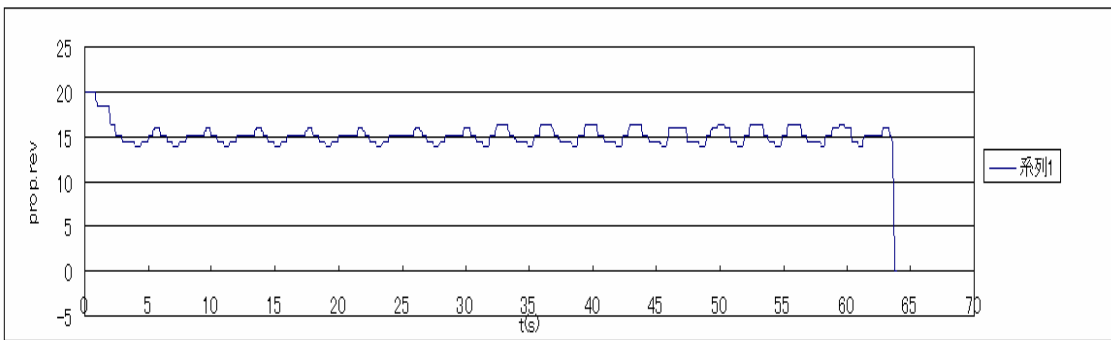
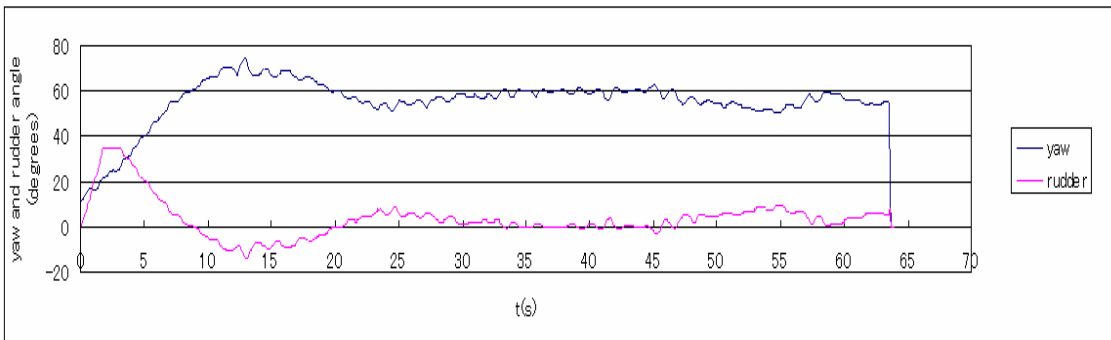
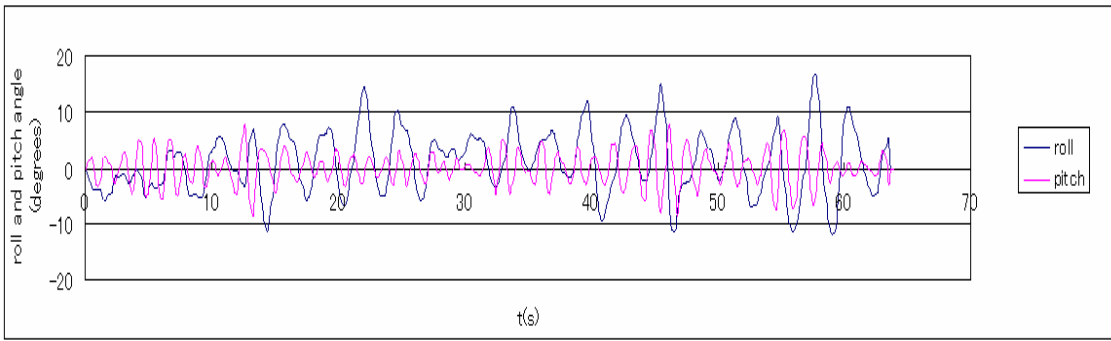


图 5.4.2 時系列 ($H_{1/3}=0.221\text{m}$ 、 $T_{01}=1.32\text{s}$ 、 $\text{Cos}2$ 乘分布、乱数 1、 $\theta=240$ 度、 $\text{Fn}=0.04$)

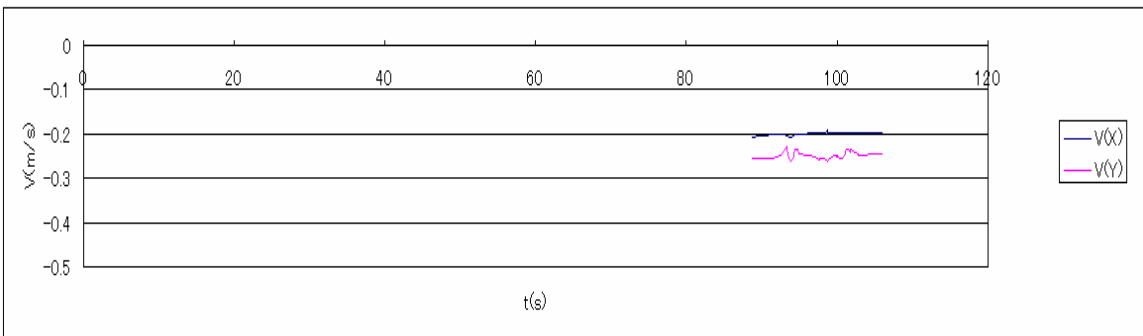
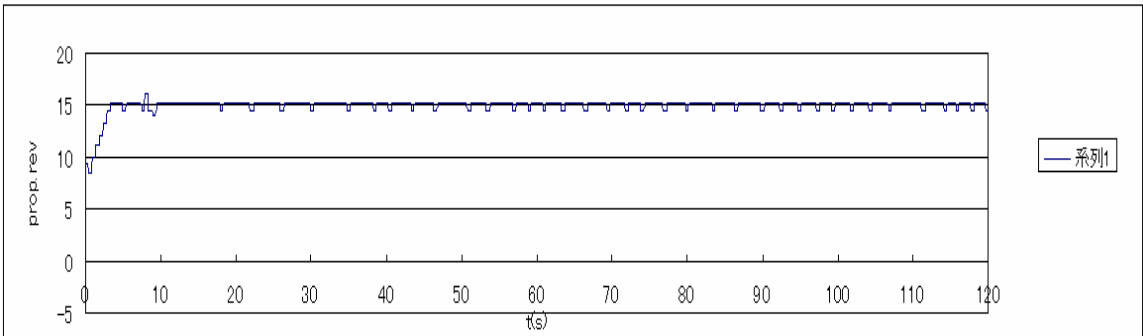
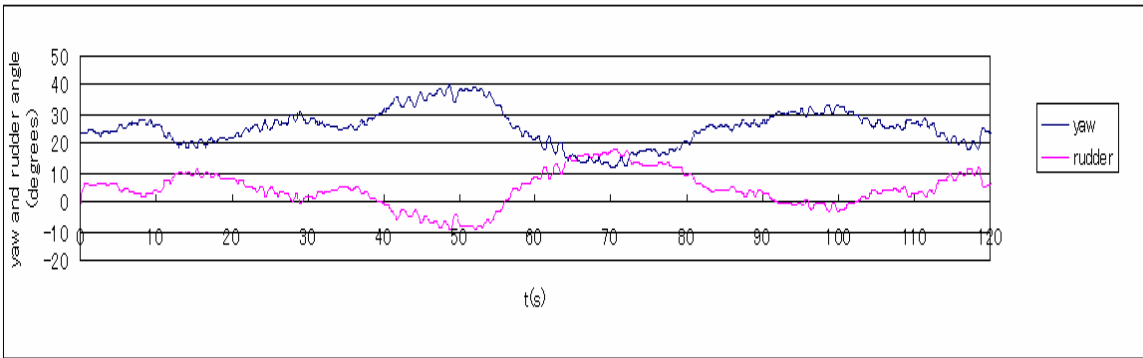
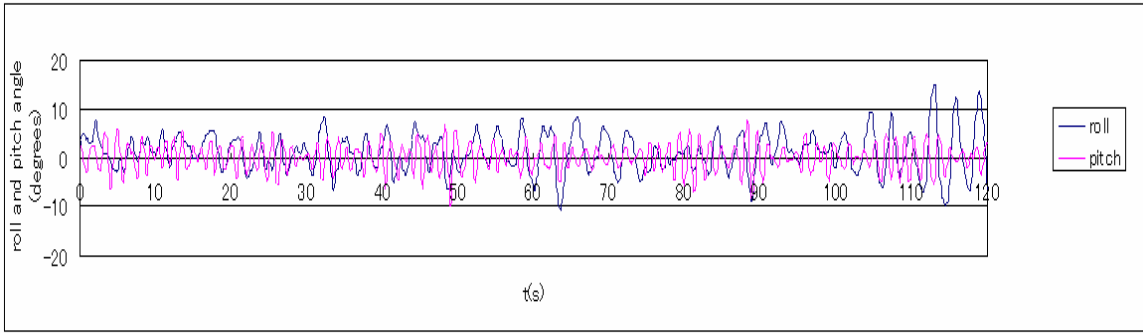


図 5.4.3 時系列 ($H_{1/3}=0.221\text{m}$ 、 $T_{01}=1.32\text{s}$ 、Cos2 乗分布、乱数 5、 $\theta=210$ 度、 $Fn=0.05$)

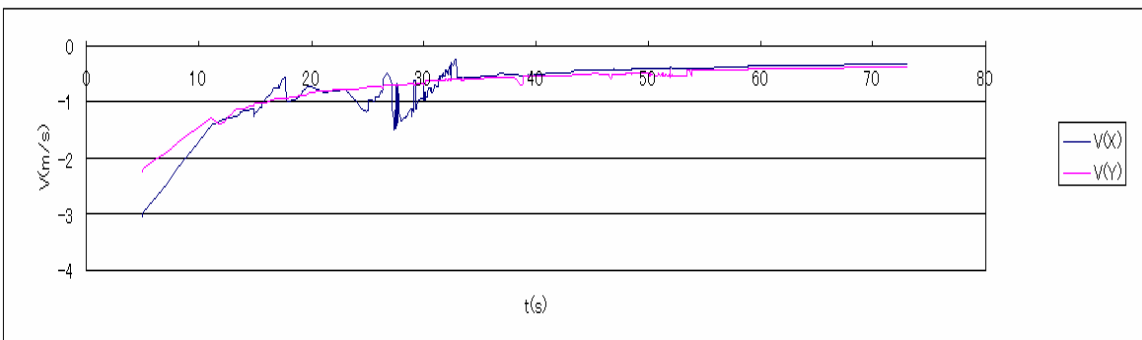
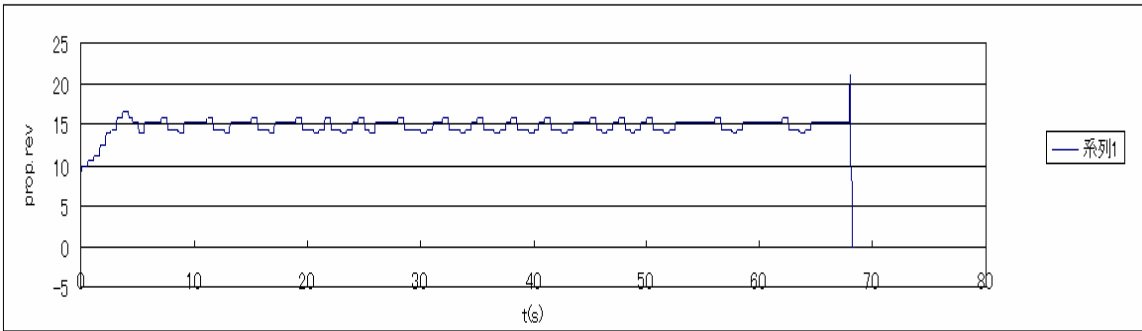
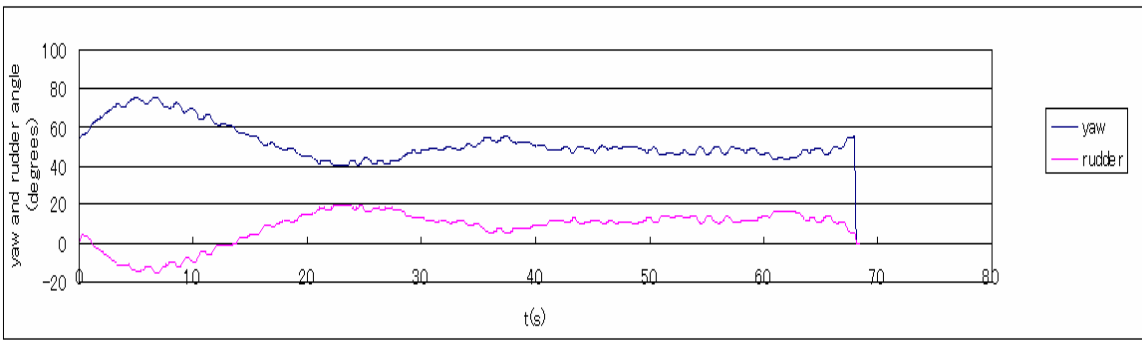
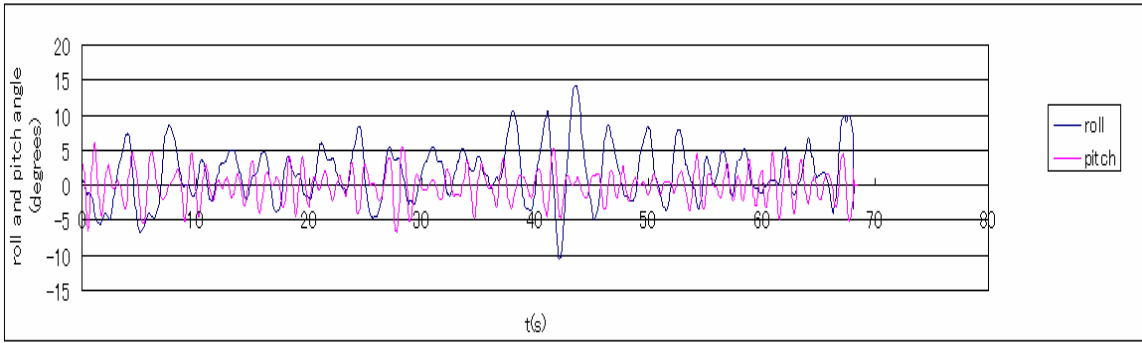


图 5.4.4 时系列 ($H_{1/3}=0.221\text{m}$ 、 $T_{01}=1.32\text{s}$ 、Cos2 乘分布、乱数 5、 $\theta=240$ 度、 $Fn=0.05$)

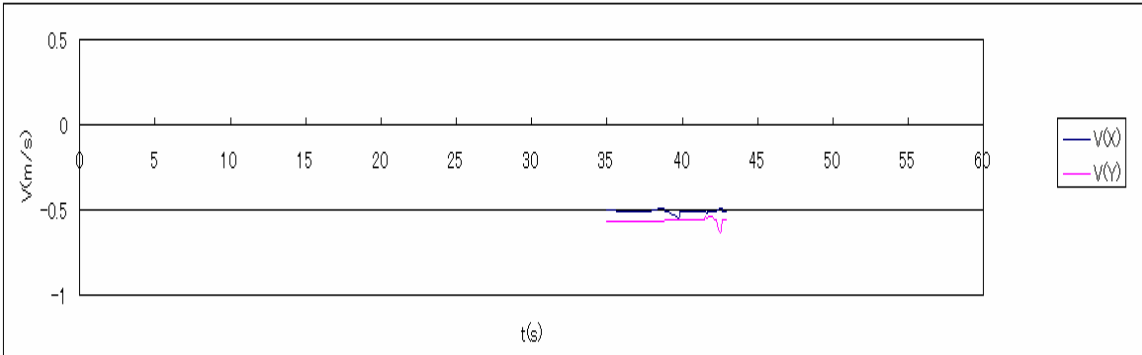
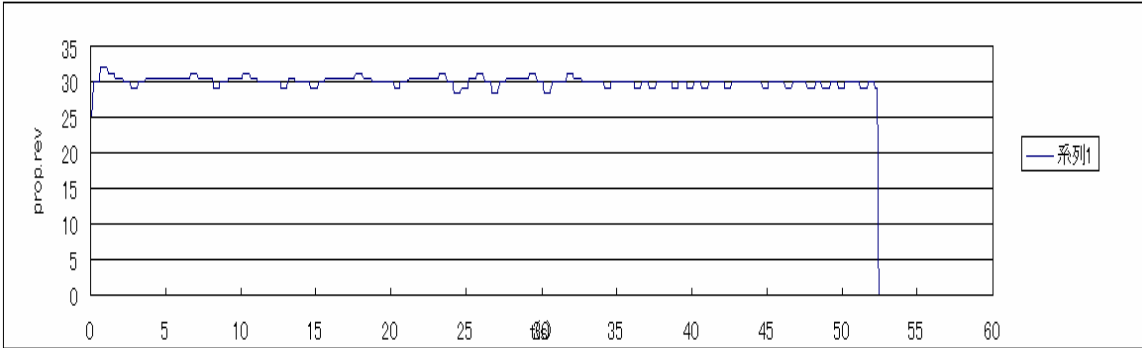
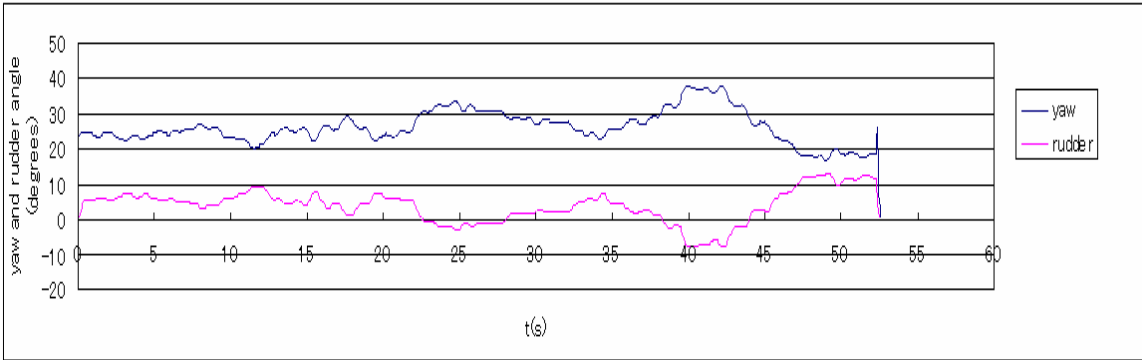
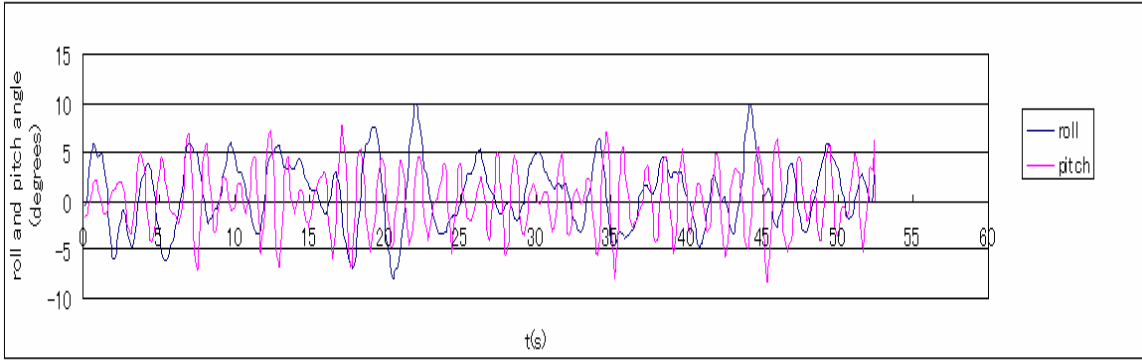


图 5.4.5 时系列 ($H_{1/3}=0.221\text{m}$ 、 $T_{01}=1.32\text{s}$ 、 $\text{Cos}2$ 乘分布、乱数 1、 $\theta=210$ 度、 $\text{Fn}=0.144$)

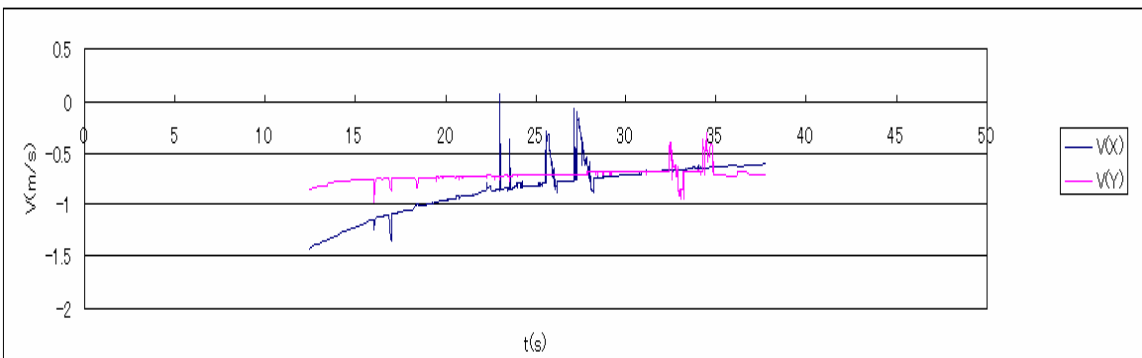
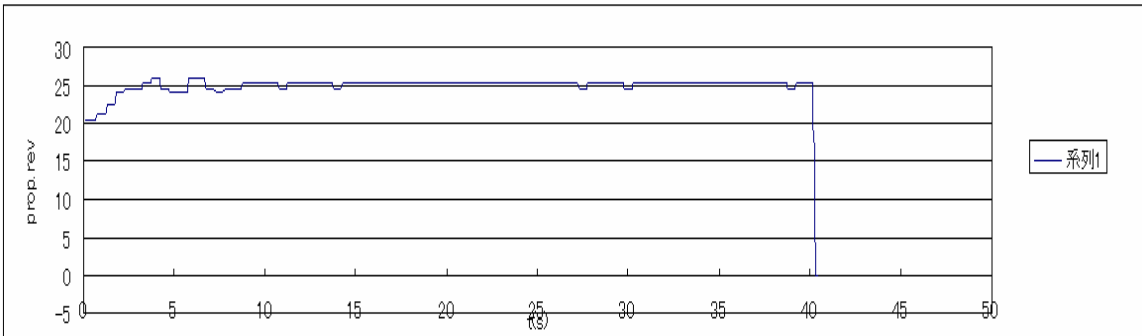
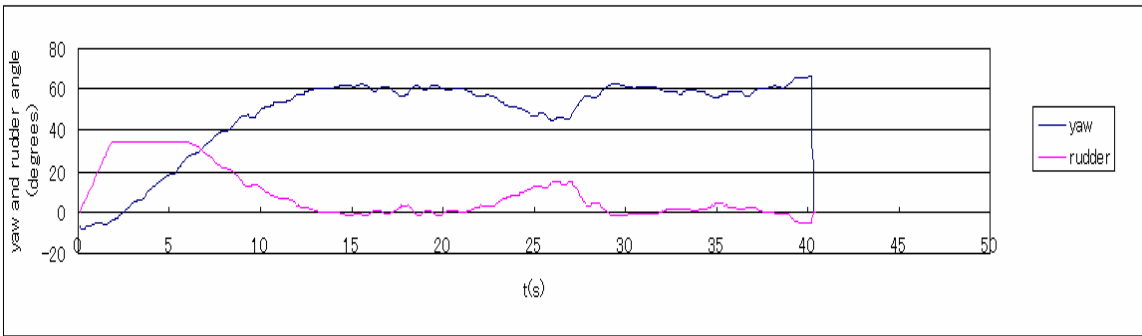
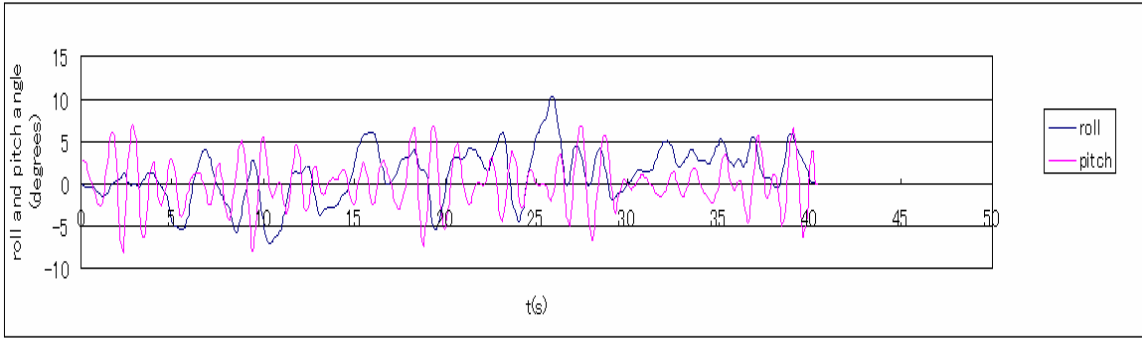


図 5.4.6 時系列 ($H_{1/3}=0.221\text{m}$ 、 $T_{01}=1.32\text{s}$ 、 $\text{Cos}2$ 乗分布、乱数 1、 $\theta=240$ 度、 $\text{Fn}=0.116$)

5.5 向波中復原力変動の理論解析

5.5.1 緒言

ここまで、コンテナ船の向波中パラメトリック横揺れについて検討してきたが、その原因は向波中で横復原力が変動することにあることはいうまでもない。このため設計基準あるいは操船基準を策定するためには、与えられた船型に対して復原力変動を正しく推定できることが最低限必要である。しかしながら、昨年度の RRS202 の研究では、拘束模型実験を行った結果、現在広く使われているフルードクリロフ仮説による復原力計算は実験を正しく説明できないことが指摘された。そして拘束模型実験による復原力変動を用いれば、パラメトリック横揺れの発生の予測は可能であることも確認された。そこで次に必要なことは、フルードクリロフの方法よりも復原力変動を正しく説明できる理論の確立である。そこで本年度は、この拘束模型実験結果を説明するため、向波中復原力変動についてフルードクリロフ成分のみならず造波、揚力成分を考慮した理論的方法を検討し、さらにその方法を組み込んだ横揺れ運動数学モデルに非線形力学の方法を適用し、パラメトリック横揺れの危険領域を予測することを試みる。

5.5.2 ストリップ法に基づく復原力変動の理論的取り扱い

平水中で復原力を扱うためには、船体を横傾斜させてその時に発生する横揺れモーメントを考えればよい。このとき、横傾斜に伴い、船体の沈下、縦傾斜が生じるのでこれも考慮する必要がある。波浪中에서도これと同様に考えればよく、実際拘束模型実験でも一定の横傾斜角をつけるとともに上下揺れ、縦揺れを自由としたうえ、その他の 4 方向の流体力、流体モーメントを拘束反力として計測し、そこから復原力に換算している。これを踏まえると、波浪中の復原力を理論的に計算するためには、一定角度横傾斜して、一定速度、一定針路を保って波浪中を航行する船を考えればよい。そのうえで上下揺れと縦揺れの運動を求め、その運動からの連成影響も考慮して、左右揺れ方向の流体力、Y、船首揺れ方向の流体モーメント、N、横揺れ方向の流体モーメント、K を計算すればよい。具体的な船体運動、流体力の計算にあたっては、どのような方法を用いても原理的にはよい。しかしながら現在、向波という比較的出会い周波数が高いケースで、波岨度もそれほど高くなく、対象船も細長なコンテナ船が主たる対象であることを考えると、波浪中船体運動の実務でも実績のあるストリップ法が望ましいであろう。

このようなストリップ法により波浪中復原力変動を計算はBoroday¹⁾ が試みている。それは一定角度だけ横傾斜して波浪中を前進する船をストリップ法により扱い、ラディエーションおよびディフラクションにより復原モーメントに付加される成分を計算するものである。すなわち付加質量と造波減衰力にかかわる成分が現れる。そして真追波中の漁船についての実験結果と比較したところ、フルードクリロフ成分のみでは実験値を過小評価するが、付加質量に関わる項のみをこれに加えると実験を定量的に表現できたと報告している。しかしながら、造波減衰力の項も加えると実験よりも過大な推定に終わったとしている。比較が 1 例のみであるため最終的な結論とはいいがたく、実際その後この方法が用いられたという例も見あたらない。

そこで本研究ではBorodayの計算式にこだわらず、我が国のストリップ法の標準となっているOSMの考え方²⁾の根本に戻って計算式を誘導した。通常ストリップ法は直立状態を対象に定式化されているため、横傾斜の影響が新たに加わることとなる。そこでこの影響を考慮した過去の研究、すなわちOSMで横方向の波浪強制力を検討した藤野・桜井の研究³⁾、STFMで一定横傾斜時の 6 自由度船体運動を計算したLee・Kimの研究⁴⁾と対比し、矛盾のないことを確認した。また、横傾斜時の 2 次元の付加質量係数と造波減衰力係数は、線形自由表面条件のもとでラプラス方程式を解く船体表面についての積分方程式を用いる方法⁵⁾で求めた。

計算に用いた式は付録に詳述したとおりである。含まれる流体力成分は、フルードクリロフの線形成分

(図中 FK linear と略記)、ディフラクション成分(dif と略記)、縦運動から横運動方向へのラディエーション成分(rad と略記)、そして端部影響、いいかえれば線形揚力成分 (end term と略記) である。このうちフルードクリロフの線形成分は、通常復原力計算に用いられるもの (FK nonlinear と略記) と異なり、静止水面と波面間の圧力成分を考慮していない。この成分は向波中直立時では船体の左右対称性からゼロであるが横傾斜に伴い生じる。ディフラクション成分も横傾斜に伴う左右非対称性から現れる。そしてラディエーション成分も横傾斜によって縦運動が横運動流体力に影響する結果である。線形揚力成分はディフラクションとラディエーションに付随する端部影響をまとめたもので、端部で cut-off された下流に自由渦層が伸びる場合と理論上等価となり、この自由渦層により揚力が生じると解釈できる。

5.5.3 拘束模型実験との比較

本年度研究で対象としているポストパナマックスコンテナ船が波長船長比 1 の向波中を 10 度横傾斜して航走した場合について上述の方法を適用した。そして 10 度のときの復原てこからメタセンター高さ GM を求め、その時間変動項の振幅と位相差に分離した。そして RRS202 の拘束模型実験結果と非線形フルードクリロフ計算値とあわせて今回の計算値を示した結果が、図 5.5.1-5.5.3 である。

フルード数 0.1 については、実験値の振幅はフルードクリロフ成分に比べてかなり小さいが、今回のストリップ法の計算はこの実験値に近い。また、線形と非線形のフルードクリロフの間の差は小さく、計算値の非線形性も小さいことがわかる。次にフルード数 0.2 では、実験値はフルードクリロフ成分の値よりもいくらか大きくなる。フルードクリロフの成分は船の前進速度に無関係であるが、ストリップ法の結果は船速とともに大きくなり、実験の傾向を説明している。そしてフルード数 0.3 ではさらに実験値の振幅は大きくなり、ストリップ法の計算はこれをよく説明している。このように、ストリップ法による計算は向波中の復原力変動の拘束模型実験結果をよく説明しているといえる。一方、フルードクリロフによる復原力変動は、船速影響を説明できず、パラメトリック横揺れの問題となる低速域では過大に振幅を評価している。またフルードクリロフ成分の非線形影響は特に大きいとはいえない。

次に、ストリップ法で計算された復原力変動について流体力成分の内訳を調べるため、フルードクリロフ成分のみから順次成分を加えていき、それらの相互比較を行った。図 5.5.4-5.5.6 である。フルード数 0.3 でみると、線形フルードクリロフ成分にディフラクション成分を加えると復原力変動の振幅は倍近くとなり、さらにラディエーション成分を加えると増加する。しかしながら線形揚力成分を加えるとフルードクリロフ成分を相殺する程度までに低下する。この線形揚力成分については、横傾斜することによって船体に 1 種の迎角が生じて復原方向に働く。それが波の山が船体中央にあるときは減少し、波の谷では増加するため、フルードクリロフ成分の復原力変動の逆方向に作用すると考えられる。そしてフルード数が小さくなるほど、ディフラクション、ラディエーションの成分は小さくなる。これは出会い周波数が小さくなるためである。また線形揚力成分も船速とともに小さくなる。このような結果として、ストリップ法による復原力変動振幅が実験値とよい一致を示したことになる。

5.5.4 パラメトリック横揺れ予測

さらに、このストリップ法によって求められた復原力変動の振幅を用いて、横揺れ運動方程式を解いて、パラメトリック横揺れの発生範囲を計算した。横揺れの運動モデルは次式の通りである。(記号は記号表を参照のこと。)

$$(I_{xx} + J_{xx})\ddot{\phi} = K_p(u)\dot{\phi} + K_{ppp}(u)\phi^3 - mg\{GM\phi + C_3\phi^3 + C_5\phi^5\} - mg\{(a_1\zeta_{ae} + a_2\zeta_{ae}^2 + a_3\zeta_{ae}^3) + (b_1\zeta_{ae} + b_2\zeta_{ae}^2)\cos 2\pi(\xi_G/\lambda)\}\{\phi - (1/\pi^2)\phi^3\} \quad (5.5.1)$$

ここで、復原力変動の振幅を表す係数、 b_1 と b_2 は上述のストリップ法による計算値、平均値を表す係数、 a_1, a_2, a_3 や横揺れ減衰力係数はRRS202の実験値を利用した。数値シミュレーションは、定常解を追跡するように実施した。具体的には、制御パラメータとしての波岨度のある値について定常解が見つかり、そこを初期値に0.01だけ波岨度を増加させて数値積分を開始し、最初の100周期分を過渡状態とみて無視し、次の50周期分のポアンカレ写像点(1周期ごとにストロボをあてたようにサンプリングした点)での横揺れ角をプロットした。そこでのポアンカレ断面(サンプリングする場所)は、 $\xi_G/\lambda=0.5$ 、すなわち船体重心が波の山を通過するときとした。なお、波岨度は0.15までとした。

この方法をRRS202(5.2節)の海上技術安全研究所(海技研)角水槽での自由航走模型実験の条件で計算した結果が図5.5.7-9である。パラメトリック横揺れの発生限界波岨度は0.02から0.04と大きくなる一方、波岨度0.12-0.13付近でパラメトリック横揺れの消滅が見られる。海技研でのこの条件下の実験では、波岨度約0.03の下で、 $F_n=0.03$ と0.05ではパラメトリック横揺れ発生、 $F_n=0.08$ では発生せずであった。すなわち、ここでの計算と良く対応していることがわかる。RRS202(5.1節)でも同様な良い一致が、拘束模型実験値の振幅を用いたシミュレーションで得られている。

5.5.5 結論

- 1) ストリップ法を用いて、ラディエーション、ディフラクション、揚力をも考慮して復原力変動振幅を計算する方法を導いた。
- 2) その結果は、拘束模型実験による向波中の復原力変動の振幅の値と、船速影響も含めて、良く一致した。
- 3) その計算結果を横揺れ運動数学モデルに適用すると、自由航走模型実験によるパラメトリック横揺れ発生範囲をよく説明することができた。

参考文献

- 1) Boroday, I.K. : Ship Stability in Waves: On the Problem of Righting Moment Estimations for Ships in Oblique Waves, Proceedings of the 4th International Conference on the Stability of Ships and Ocean Vehicles, Naples, 1990.
- 2) 高石敬史、黒井昌明：波浪中船体運動の実用計算法、第2回耐航性に関するシンポジウム、日本造船学会、1977。
- 3) 藤野正隆、桜井和之：ストリップ法による横揺れ波浪強制力の推定について、日本造船学会論文集、152、1982。
- 4) Lee, M.C. and K.H. Kim: Prediction of Motion of Ships in Damaged Condition in Waves, Proceedings of the 2nd International Conference on Stability of Ships and Ocean Vehicles, 1982.
- 5) 菅信、原口富博：浮体に働く流体力の海底形状影響について、第40回船研研究発表会講演集、1982。

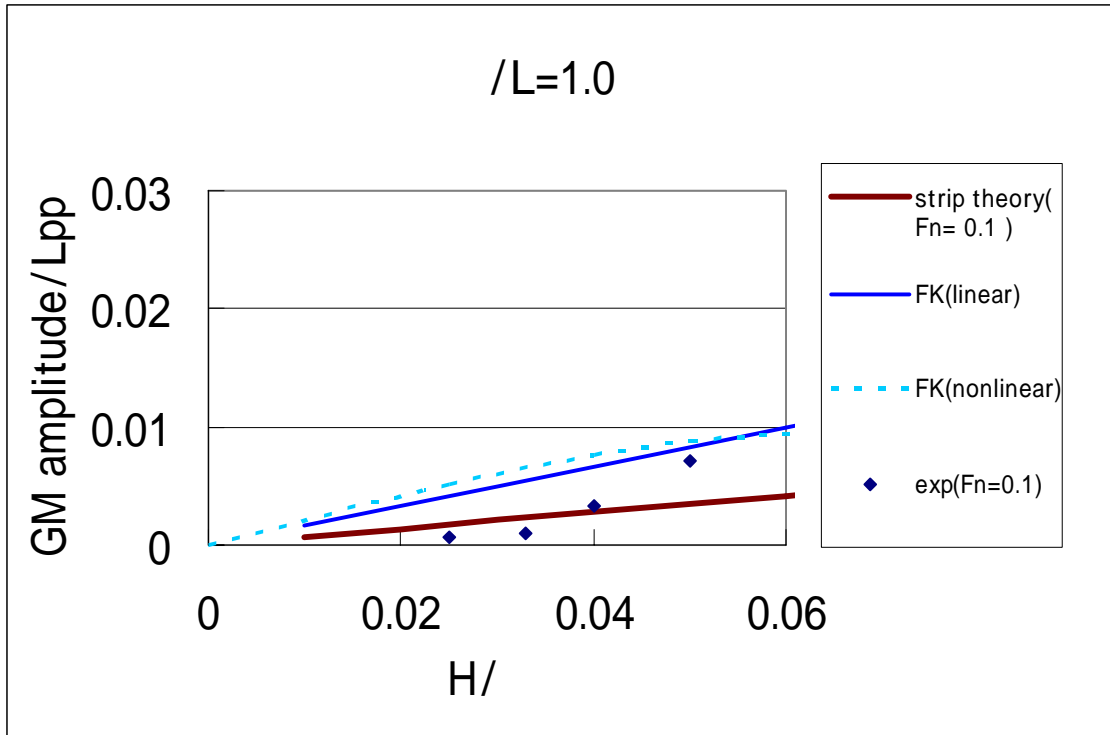


図 5.5.1 復原力変動振幅についての実験と計算の比較 (Fn=0.1)

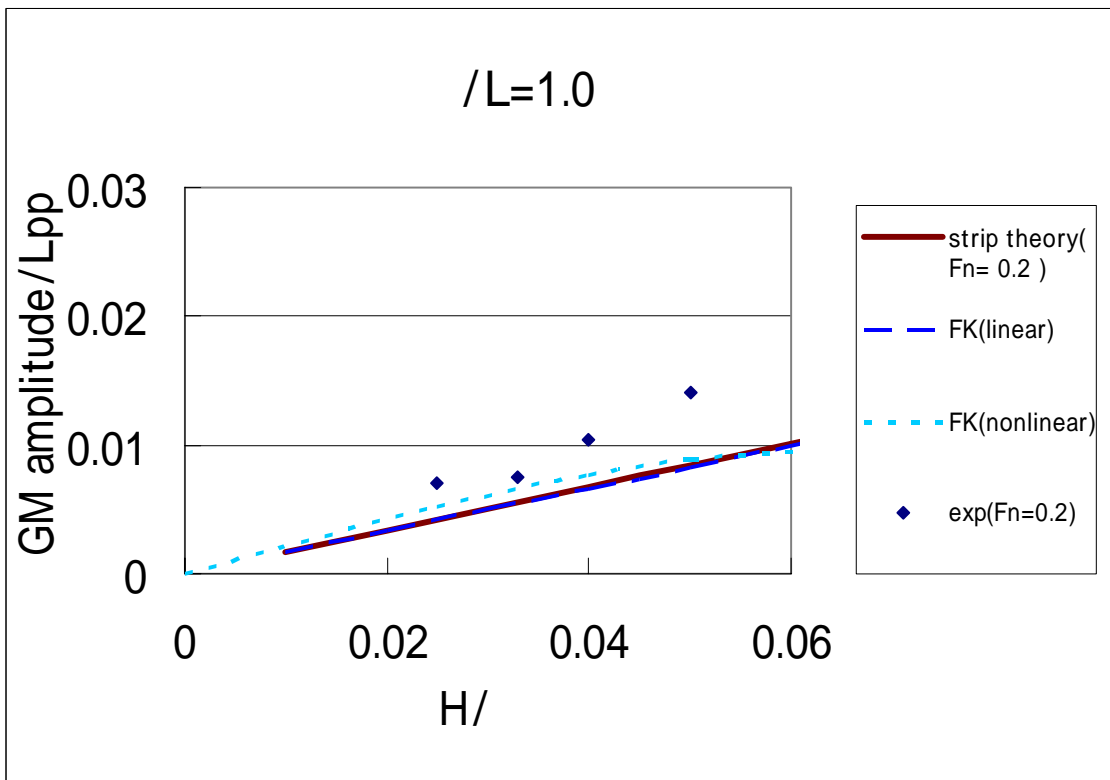


図 5.5.2 復原力変動振幅についての実験と計算の比較 (Fn=0.2)

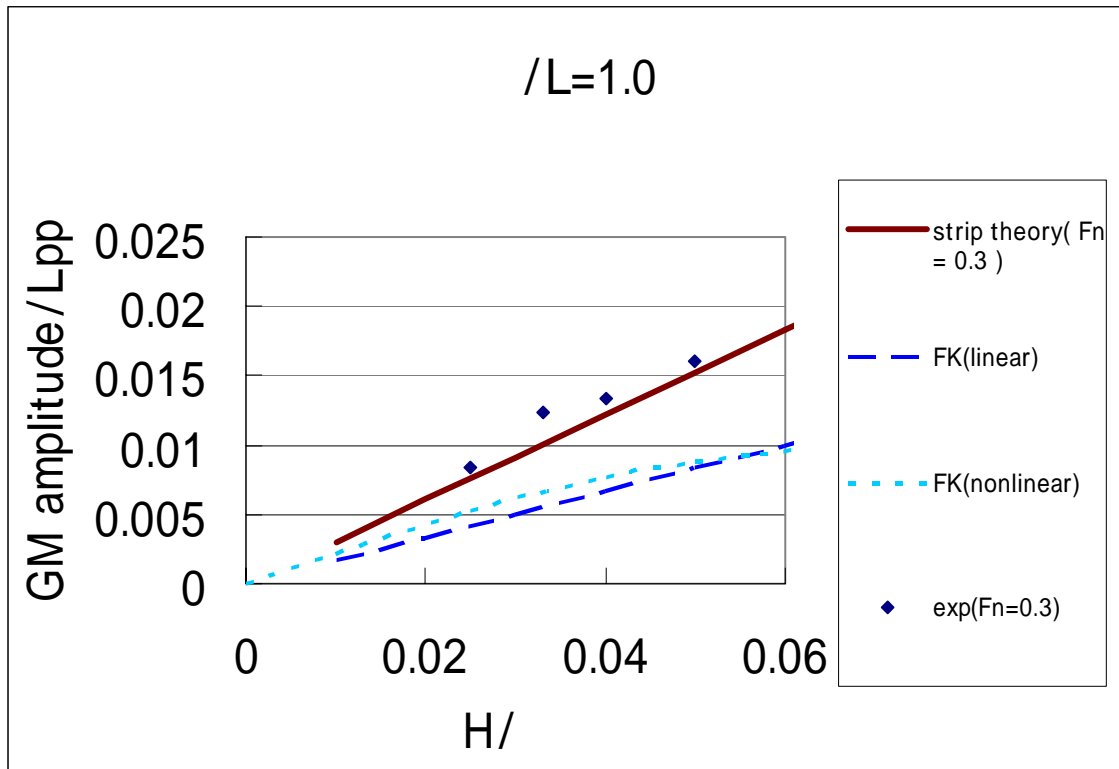


図 5.5.3 復原力変動振幅についての実験と計算の比較 ($F_n=0.3$)

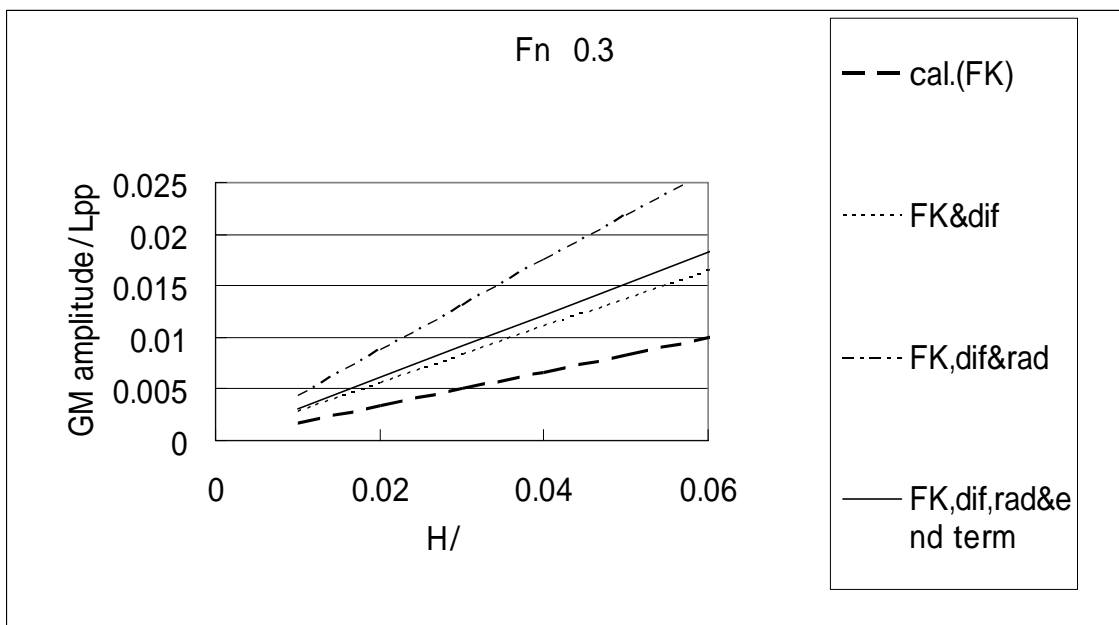


図 5.5.4 復原力変動振幅の成分 ($F_n=0.3$)

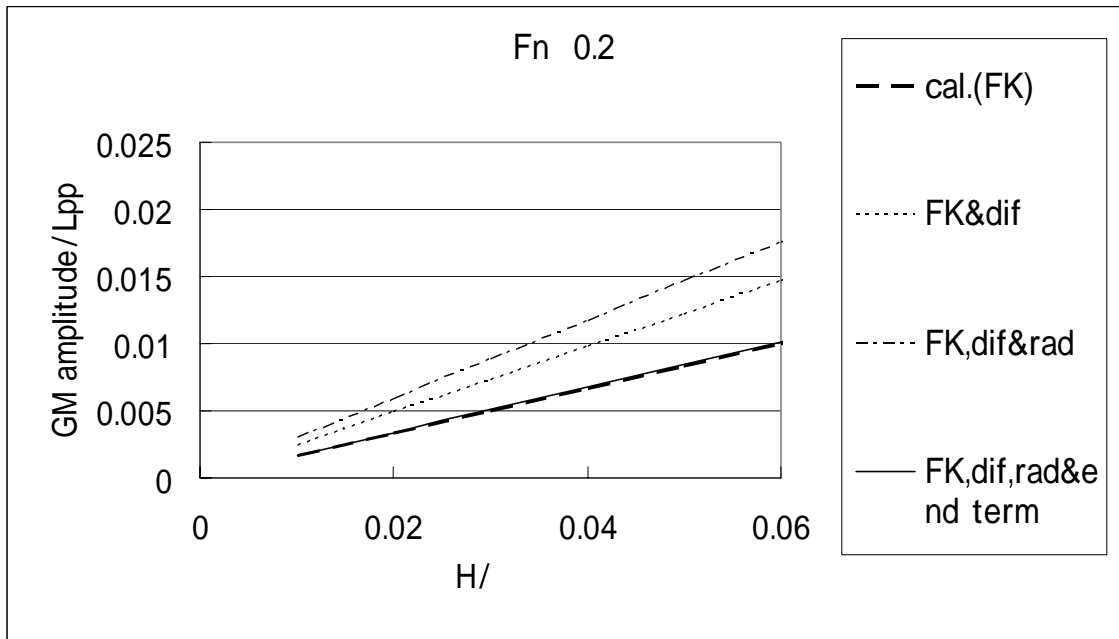


図 5.5.5 復原力変動振幅の成分 (Fn=0.2)

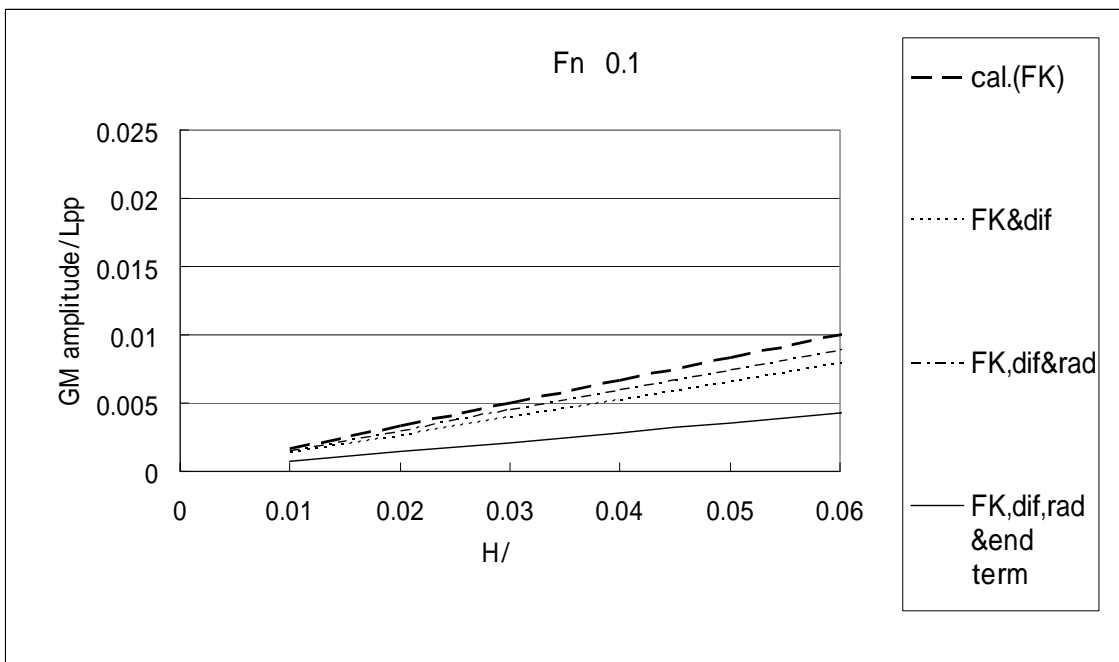


図 5.5.6 復原力変動振幅の成分 (Fn=0.1)

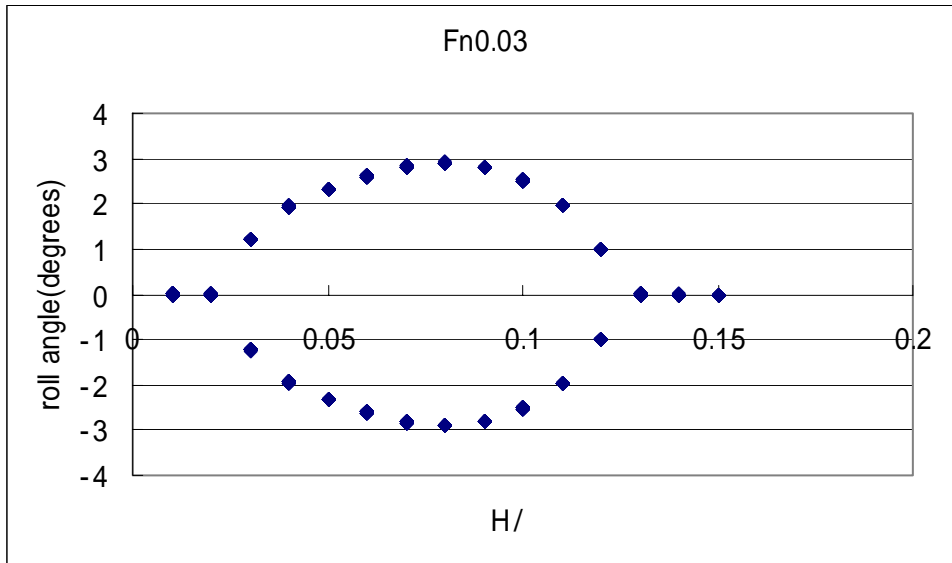


図 5.5.7 船体重心が波の山のときの横揺れ角の計算値(Fn=0.03)

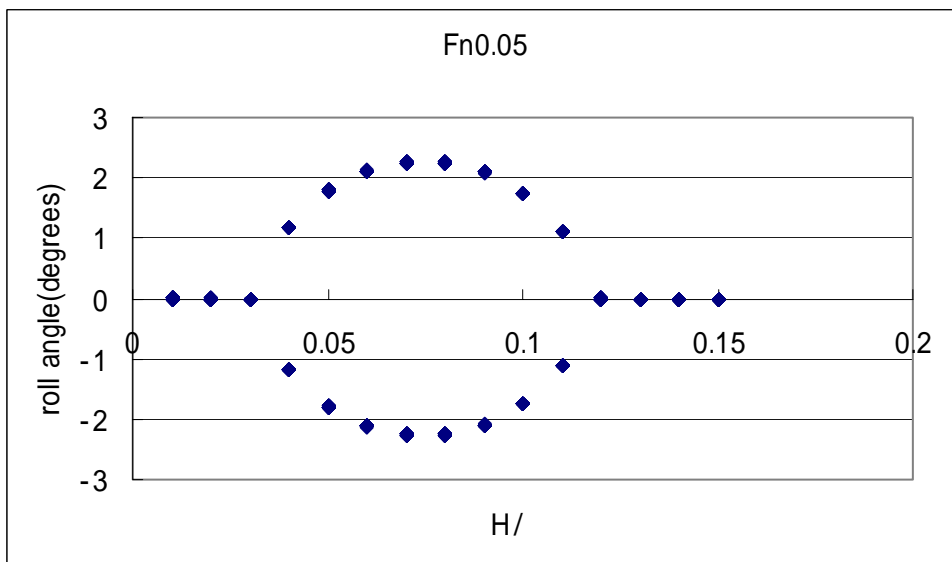


図 5.5.8 船体重心が波の山のときの横揺れ角の計算値(Fn=0.05)

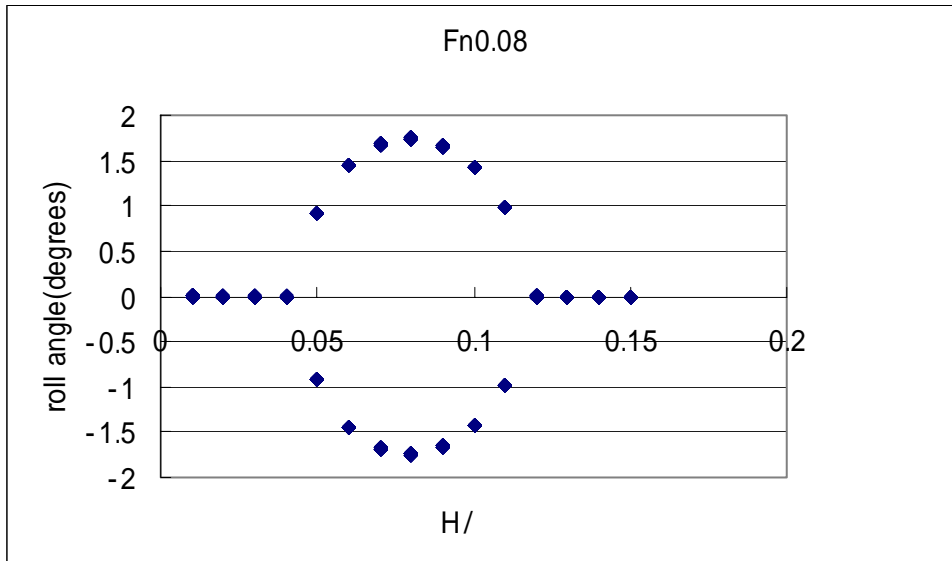


図 5.5.9 船体重心が波の山のときの横揺れ角の計算値(Fn=0.08)

付録 ストリップ法による復原力変動の計算

復原力変動を考えるため、船が波浪中を一定角度横傾斜して航行する状態を考え、そのとき発生する重心まわりの横揺れ方向の流体モーメントから上下揺れと縦揺れの連成運動方程式を解き、得られる運動の連成影響も考慮して船体に働く横方向流体力、流体モーメントを求める。

$$\begin{cases} (M + A_{33})\ddot{\zeta} + B_{33}\dot{\zeta} + C_{33}\zeta + A_{35}\ddot{\theta} + B_{35}\dot{\theta} + C_{35}\theta = F_Z \\ A_{53}\ddot{\zeta} + B_{53}\dot{\zeta} + C_{53}\zeta + (I_{yy} + A_{55})\ddot{\theta} + B_{55}\dot{\theta} + C_{55}\theta = M_\theta \end{cases}$$

$$\begin{cases} Y = F_Y - (A_{23}\ddot{\zeta} + B_{23}\dot{\zeta} + C_{23}\zeta + A_{25}\ddot{\theta} + B_{25}\dot{\theta} + C_{25}\theta) \\ N = M_\psi - (A_{63}\ddot{\zeta} + B_{63}\dot{\zeta} + C_{63}\zeta + A_{65}\ddot{\theta} + B_{65}\dot{\theta} + C_{65}\theta) \\ K = M_\phi - (A_{43}\ddot{\zeta} + B_{43}\dot{\zeta} + C_{43}\zeta + A_{45}\ddot{\theta} + B_{45}\dot{\theta} + C_{45}\theta) \end{cases}$$

船体に働く波浪強制力を以下のように表現する。

$$\begin{cases} F_Z = F_{ZC} \cos \omega_e t + F_{ZS} \sin \omega_e t \\ M_\theta = M_{\theta C} \cos \omega_e t + M_{\theta S} \sin \omega_e t \\ F_Y = F_{YC} \cos \omega_e t + F_{YS} \sin \omega_e t \\ M_\psi = M_{\psi C} \cos \omega_e t + M_{\psi S} \sin \omega_e t \\ M_\phi = M_{\phi C} \cos \omega_e t + M_{\phi S} \sin \omega_e t \end{cases}$$

O.S.M の考えにより、波浪強制力、流体力を求めた。波浪強制力の計算式を次頁に記す。但し、線積分はガウスの定理を用いて体積積分に変換して、計算を行った。さらに得られた横傾斜モーメントから GM に変換した。

$$GM = -\frac{K}{W \sin \phi}$$

波浪強制力

$$\begin{pmatrix} F_{ZC} \\ F_{ZS} \end{pmatrix} = \rho g \zeta_w \int_L C_1 C_2 B \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx$$

$$\begin{aligned}
& -\rho g \zeta_w \int_L C_1' C_2 B \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\
& -\zeta_w \omega \omega_e \int_L C_1 C_2 M_H \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx \\
& -V \zeta_w \omega \left[C_1 C_2 M_H \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} \right]_{AE}^{FE} \\
& +\zeta_w \omega \omega_e \int_L C_1' C_2 M_H \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\
& -V \zeta_w \omega \left[C_1' C_2 M_H \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} \right]_{AE}^{FE} \\
& +\zeta_w \omega \omega_e \int_L C_3 M_{SH} \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\
& -V \zeta_w \omega \left[C_3 M_{SH} \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} \right]_{AE}^{FE} \\
& +\zeta_w \omega \int_L C_1 C_2 N_H \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\
& +\zeta_w \omega \int_L C_1' C_2 N_H \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx \\
& +\zeta_w \omega \int_L C_3 N_{SH} \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx
\end{aligned}$$

$$\begin{pmatrix} M_{\theta C} \\ M_{\theta S} \end{pmatrix} = -\rho g \zeta_w \int_L C_1 C_2 B x \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx$$

$$\begin{aligned}
& + \rho g \zeta_w \int_L C_1' C_2 B x \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\
& + \zeta_w \omega \omega_e \int_L C_1 C_2 M_H x \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx \\
& + V \zeta_w \omega \left[C_1 C_2 M_H x \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} \right]_{AE}^{FE} \\
& - V \zeta_w \omega \int_L C_1 C_2 M_H \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\
& - \zeta_w \omega \omega_e \int_L C_1' C_2 M_H x \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\
& + V \zeta_w \omega \left[C_1' C_2 M_H x \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} \right]_{AE}^{FE} \\
& - V \zeta_w \omega \int_L C_1' C_2 M_H \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx \\
& - \zeta_w \omega \omega_e \int_L C_3 M_{SH} x \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\
& + V \zeta_w \omega \left[C_3 M_{SH} x \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} \right]_{AE}^{FE} \\
& - V \zeta_w \omega \int_L C_3 M_{SH} \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx \\
& - \zeta_w \omega \int_L C_1 C_2 N_H x \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\
& - \zeta_w \omega \int_L C_1' C_2 N_H x \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx \\
& - \zeta_w \omega \int_L C_3 N_{SH} x \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx
\end{aligned}$$

$$\begin{pmatrix} F_{YC} \\ F_{YS} \end{pmatrix} = -\rho g \zeta_w \int_L \left\{ \iint e^{-kz} k \sin \chi \left\{ -\sin(k \sin \chi \cdot y) \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} + \cos(k \sin \chi \cdot y) \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} \right\} dy dz \right\} dx$$

$$\begin{aligned}
& + \zeta_w \omega \omega_e \int_L C_3 M_S \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\
& - V \zeta_w \omega \left[C_3 M_S \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} \right]_{AE}^{FE} \\
& - \zeta_w \omega \omega_e \int_L C_1 C_2 M_{HS} \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx \\
& - V \zeta_w \omega \left[C_1 C_2 M_{HS} \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} \right]_{AE}^{FE} \\
& + \zeta_w \omega \omega_e \int_L C_1' C_2 M_{HS} \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\
& - V \zeta_w \omega \left[C_1' C_2 M_{HS} \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} \right]_{AE}^{FE} \\
& + \zeta_w \omega \int_L C_3 N_S \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx \\
& + \zeta_w \omega \int_L C_1 C_2 N_{HS} \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\
& + \zeta_w \omega \int_L C_1' C_2 N_{HS} \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx
\end{aligned}$$

$$\begin{pmatrix} M_{\nu C} \\ M_{\nu S} \end{pmatrix} = -\rho g \zeta_w \int_L \left\{ x \iint e^{-kz} k \sin \chi \left\{ -\sin(k \sin \chi \cdot y) \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} + \cos(k \sin \chi \cdot y) \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} \right\} dy dz \right\} dx$$

$$\begin{aligned}
& + \zeta_w \omega \omega_e \int_L C_3 M_S x \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\
& - V \zeta_w \omega \left[C_3 M_S x \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} \right]_{AE}^{FE} \\
& + V \zeta_w \omega \int_L C_3 M_S \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx \\
& - \zeta_w \omega \omega_e \int_L C_1 C_2 M_{HS} x \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx \\
& - V \zeta_w \omega \left[C_1 C_2 M_{HS} x \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} \right]_{AE}^{FE} \\
& + V \zeta_w \omega \int_L C_1 C_2 M_{HS} \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\
& + \zeta_w \omega \omega_e \int_L C_1' C_2 M_{HS} x \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\
& - V \zeta_w \omega \left[C_1' C_2 M_{HS} x \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} \right]_{AE}^{FE} \\
& + V \zeta_w \omega \int_L C_1' C_2 M_{HS} \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx \\
& + \zeta_w \omega \int_L C_3 N_S x \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx \\
& + \zeta_w \omega \int_L C_1 C_2 N_{HS} x \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\
& + \zeta_w \omega \int_L C_1' C_2 N_{HS} x \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
\begin{pmatrix} M_{\phi C} \\ M_{\phi S} \end{pmatrix} & = \rho g \zeta_w \int_L \left[\iint ke^{-kz} \{y \cos(k \sin \chi y) - zk \sin \chi \sin(k \sin \chi y)\} \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dy dz \right] dx \\
& + \rho g \zeta_w \int_L \left[\iint ke^{-kz} \{y \sin(k \sin \chi y) + z \sin \chi \cos(k \sin \chi y)\} \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dy dz \right] dx
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& -\zeta_w \omega \omega_e \int_L C_3 M_{RS} \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\
& + V \zeta_w \omega \left[C_3 M_{RS} \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} \right]_{AE}^{FE} \\
& -\zeta_w \omega \omega_e \int_L C_1 C_2 M_{RH} \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx \\
& -V \zeta_w \omega \left[C_1 C_2 M_{RH} \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} \right]_{AE}^{FE} \\
& + \zeta_w \omega \omega_e \int_L C_1' C_2 M_{RH} \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\
& -V \zeta_w \omega \left[C_1' C_2 M_{RH} \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} \right]_{AE}^{FE} \\
& -\zeta_w \omega \int_L C_3 N_{RS} \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx \\
& + \zeta_w \omega \int_L C_1 C_2 N_{RH} \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\
& + \zeta_w \omega \int_L C_1' C_2 N_{RH} \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
C_1 &= \{\sin(k \sin \chi \cdot y_s) - \sin(k \sin \chi \cdot y_p)\} / (k \sin \chi \cdot B) \quad , \sin \chi \neq 0 \\
C_1 &= (y_s - y_p) / B \quad , \sin \chi = 0
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
C_1' &= \{\cos(k \sin \chi \cdot y_s) - \cos(k \sin \chi \cdot y_p)\} / (k \sin \chi \cdot B) \quad , \sin \chi \neq 0 \\
C_1' &= 0 \quad , \sin \chi = 0
\end{aligned}$$

$$C_2 = e^{-k d_m}, \quad C_3 = \sin \chi \cdot e^{-k(d/2)}, \quad d_m = S / B$$

記号表

AE	aft end
a_1, a_2, a_3	constant coefficients of average of variation of roll restoring moment
b_1, b_2, b_3	constant coefficients of amplitude of variation of roll restoring moment
C_3, C_5	constant coefficients of restoring moment in calm water
d	mean draught
FE	fore end
Fn	Froude number
GZ	righting arm
GM	metacentric height
g	gravitational acceleration
h	wave height
I_{XX}	moment of inertia in roll
J_{XX}	added moment if inertia in yaw
K_P	linear roll damping coefficient
K_{PPP}	cubic roll damping coefficient
k	wave number
M_H	two-dimensional added mass coefficient in heave
M_S	two-dimensional added mass coefficient in sway
M_{SH}	two-dimensional added mass coefficient from heave to sway
M_{RH}	two-dimensional added mass coefficient from heave to roll
M_{RS}	two-dimensional added mass coefficient from sway to roll
N_H	two-dimensional damping coefficient in heave
N_S	two-dimensional damping coefficient in sway
N_{SH}	two-dimensional damping coefficient from heave to sway
N_{RH}	two-dimensional damping coefficient from heave to roll
N_{RS}	two-dimensional damping coefficient from sway to roll
y_S	water line position on the starboard in the y direction
y_P	water line position on the port in the y direction
λ	wave amplitude
ξ_G	longitudinal position of centre of gravity from wave trough
ρ	water density
ϕ	roll angle
χ	heading angle
ω	wave frequency
ω_e	encounter frequency

ζ_w

wave amplitude

6. 結言

本プロジェクトおよび過去の RRS202 研究分科会、RR24 研究部会の研究成果をもとに、SLF47 の IS コード改正の議題に対して、合計 5 つの日本政府提案文書が提出された。この結果、SLF47/6/16 の提案にもとづき、ウエザークライテリオン¹の短期的改正では諸係数を模型実験などで代替推定する枠組みが小委員会で承認され、SLF47/6/18 と SLF47/6/19 を踏まえて、その模型実験法ガイドラインの審議が始まった。また SLF47/6/17 の提案により、コンテナ船基準 (IS コード 4.9 節) に長さ 200m 以上への適用には注意が必要との注記を入れてその実質的適用範囲を狭めることが WG で合意された。さらに、SLF47/10 の提案に従い、姉妹船への傾斜試験免除の要件の強化を大型船に限定することが小委員会で合意された。このように本プロジェクトの活動は IMO において着実な効果を挙げているが、IS コードの短期改正は SLF48 で最終化するため、SLF48 への準備が来年度は重要となろう。さらに 2007 年を目標に、機能要件化も含む IS コードの抜本的改正や追波操船ガイダンスの見直しも予定されているため、さらに研究を発展させるとともに、パラメトリック横揺れをはじめとしたこれまでの成果にもとづき、IMO の新 IS コードにそれらを反映させるべき正念場を迎えている。



IMO

E

SUB-COMMITTEE ON STABILITY AND
LOAD LINES AND ON FISHING VESSELS
SAFETY
47th session
Agenda item 6

SLF 47/6/16
9 July 2004
Original: ENGLISH

REVIEW OF THE INTACT STABILITY CODE

Proposal on revision of the weather criterion

Submitted by Italy and Japan

SUMMARY

Executive summary: This document presents a proposal to revise the weather criterion of the Intact Stability (IS) Code for allowing the use of model experiments.

Action to be taken: Paragraph 4

Related documents: SLF 45/14, SLF 46/16, resolutions A.749(18) and MSC.75(69)

INTRODUCTION

1 Regarding the revision of the weather criterion, SLF 46 decided to concentrate efforts on the establishment of interim provisions, such as guidelines, for model experiments and full-scale trials.

PROPOSAL

2 Responding to the above, Italy and Japan herewith submit a proposal for the revision of the weather criterion, section 3.2 of the IS Code, as set out in the annex, for allowing the use of model experiments. The guidelines referred to in this proposal will be submitted as separate documents.

3 Italy and Japan understand that the weather criterion aims at guaranteeing survival of a ship totally losing its propulsive and manoeuvring abilities (e.g. a dead ship condition). This is the reason why the weather criterion assumes that a ship is subjected to beam wind and wave without forward velocity. The current revision opens a door to rationally extend its applicability beyond the ship database used for developing the original weather criterion.

ACTION REQUESTED OF THE SUB-COMMITTEE

4 The Sub-Committee is invited to consider the above proposal and take action as appropriate.

For reasons of economy, this document is printed in a limited number. Delegates are kindly asked to bring their copies to meetings and not to request additional copies.

ANNEX

PROPOSAL FOR REVISION OF THE WEATHER CRITERION, SECTION 3.2 OF THE INTACT STABILITY CODE

3.2 Severe wind and rolling criterion (weather criterion)

3.2.1 Scope

This criterion supplements the stability criteria given in section 3.1. The more stringent criteria of section 3.1 given above and the weather criterion should govern the minimum requirements for passenger or cargo ships of 24 m in length and over.

3.2.2 Recommended weather criterion

3.2.2.1 The ability of a ship to withstand the combined effects of beam wind and rolling should be demonstrated for each standard condition of loading, with reference to figure 3.2.2.1, as follows:

- .1 the ship is subjected to a steady wind pressure acting perpendicular to the ship's centreline which results in a steady wind heeling lever (l_{w1});
- .2 from the resultant angle of equilibrium (θ_0), the ship is assumed to roll owing to wave action to an angle of roll (θ_1) to windward. Attention should be paid to the effect of steady wind so that excessive resultant angles of heel are avoided¹;
- .3 the ship is then subjected to a gust wind pressure which results in a gust wind heeling lever (l_{w2});
- .4 under these circumstances, area b should be equal to or greater than area a ; and
- .5 free surface effects (section 3.3) should be accounted for in the standard conditions of loading as set out in section 3.5.

¹ The angle of heel under action of steady wind (θ_0) should not exceed a certain angle to the satisfaction of the Administration. As a guide, 16° or 80% of the angle of deck edge immersion, whichever is less, is suggested.

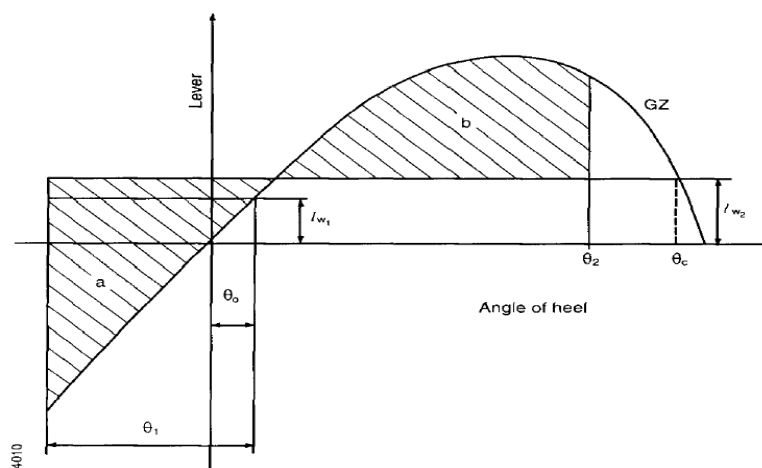


Figure 3.2.2.1 - Severe wind and rolling

The angles in figure 3.2.2.1 are defined as follows:

θ_0 = angle of heel under action of steady wind (see 3.2.2.1.2 and footnote)

θ_1 = angle of roll to windward due to wave action

θ_2 = angle of downflooding (θ_f) or 50° or θ_c , whichever is less, where:

θ_f = angle of heel at which openings in the hull, super-structures or deck-houses which cannot be closed weathertight immerse. In applying this criterion, small openings through which progressive flooding cannot take place need not be considered as open.

θ_c = angle of second intercept between wind heeling lever (l_{w2}) and GZ curves.

3.2.2.2 The wind heeling levers (l_{w1}) and (l_{w2}) referred to in 3.2.2.1.1 and 3.2.2.1.3 are constant values at all angles of inclination and should be calculated as follows:

$$l_{w1} = \frac{PAZ}{1000g\Delta} \text{ (m); and}$$

$$l_{w2} = 1.5 l_{w1} \text{ (m)}$$

where:

P = wind pressure of 504 Pa. The value of P used for ships in restricted service may be reduced, subject to the approval of the Administration;

A = projected lateral area of the portion of the ship and deck cargo above the waterline (m^2);

Z = vertical distance from the centre of A to the centre of the underwater lateral area or approximately to a point at one half the mean draught (m);

Δ = displacement (t);

g = gravitational acceleration of 9.81 m/s^2 .

3.2.2.3 The wind heeling lever (l_{w1}) derived from wind-tunnel tests and towing-tank tests on a representative model of the subject ship may be considered as alternatives to the method given in 3.2.2.2. Here the wind velocity used in the tests should be 26 m/s in full scale and all the procedure should be based on the method described in annex 4. For ships in restricted service the wind velocity may be reduced, subject to the approval of the Administration.

3.2.2.4 The angle of roll (θ_1)² referred to in 3.2.2.1.2 should be calculated as follows:

$$\theta_1 = 109k X_1 X_2 \sqrt{rs} \text{ (degrees)}$$

where:

X_1 = factor as shown in table 3.2.2.4-1

X_2 = factor as shown in table 3.2.2.4-2

k = factor as follows:

k = 1.0 for a round-bilged ship having no bilge or bar keels

k = 0.7 for a ship having sharp bilges

k = as shown in table 3.2.2.4-3 for a ship having bilge keels, a bar keel or both

r = $0.73 \pm 0.6 \text{ OG/d}$

with:

OG= distance between the centre of gravity and the waterline (m) (+ if the centre of gravity is above the waterline, - if it is below)

d = mean moulded draught of the ship (m)

s = factor as shown in table 3.2.2.4-4

² The angle of roll for ships with anti-rolling devices should be determined without taking into account the operation of these devices unless the Administration is satisfied with the proof that the devices are effective even with sudden shutdown of their supplied power.

Table 3.2.2.4-1 - Values of factor X_1

B/d	X_1
≤ 2.4	1.0
2.5	0.98
2.6	0.96
2.7	0.95
2.8	0.93
2.9	0.91
3.0	0.90
3.1	0.88
3.2	0.86
3.4	0.82
≥ 3.5	0.80

Table 3.2.2.4-2 - Values of factor X_2

C_B	X_2
≤ 0.45	0.75
0.50	0.82
0.55	0.89
0.60	0.95
0.65	0.97
≥ 0.70	1.0

Table 3.2.2.4-3 - Values of factor k

$\frac{A_k \times 100}{L \times B}$	k
0	1.0
1.0	0.98
1.5	0.95
2.0	0.88
2.5	0.79
3.0	0.74
3.5	0.72
≥ 4.0	0.70

Table 3.2.2.4-4 - Values of factor s

T	s
≤6	0.100
7	0.098
8	0.093
12	0.065
14	0.053
16	0.044
18	0.038
20	0.032
22	0.028
24	0.025
26	0.023
28	0.021
≥30	0.020

(Intermediate values in these tables should be obtained by linear interpolation)

$$\text{Rolling period } T = \frac{2CB}{\sqrt{GM}} \text{ (s)}$$

where:

$$C = 0.373 + 0.023(B/d) - 0.043(L/100).$$

The symbols in the above tables and formula for the rolling period are defined as follows:

L = length of the ship at waterline (m)

B = moulded breadth of the ship (m)

d = mean moulded draught of the ship (m)

C_B = block coefficient

A_k = total overall area of bilge keels, or area of the lateral projection of the bar keel, or sum of these areas (m²)

GM = metacentric height corrected for free surface effect (m).

3.2.2.5 The tables and formulae described in 3.2.2.4 are based on data from ships having:

- .1 B/d smaller than 3.5;
- .2 OG/d between -0.3 and 0.5; and
- .3 T smaller than 20 seconds.

For ships with parameters outside of the above the angle of roll (θ_1) may be determined with model experiments of a subject ship with the procedure described in annex 5 as the alternative. For these ships, the roll period may be also estimated by means of calculations concerning ship mass distribution, with support of a potential flow calculation method for estimation of added inertia. These calculation procedures should be approved by the Administration. In addition, the Administration may apply such alternative estimations to ships having non-conventional hull forms.

Annex 4 Guidelines for a standard model test procedure to determine the steady wind heeling lever (to be developed)

Annex 5 Guidelines for a standard procedure to determine the angle of roll due to waves with model tests (to be developed)



SUB-COMMITTEE ON STABILITY AND
LOAD LINES AND ON FISHING VESSELS
SAFETY
47th session
Agenda item 6

SLF 47/6/17
7 July 2004
Original: ENGLISH

REVIEW OF THE INTACT STABILITY CODE

Proposal to amend the application of the containerships criteria in the IS Code

Submitted by Japan

SUMMARY

Executive summary: This document presents a proposal to amend the application of the criteria for containerships greater than 100 m in length in the IS Code.

Action to be taken: Paragraph 8

Related documents: SLF 46/6/13, SLF 46/WP.1/Rev.1, SLF 30/4, SLF 30/34 and SLF 35/3/3

INTRODUCTION

1 At the forty-sixth session of the Sub-Committee, Japan and the Republic of Korea proposed to delete the criteria for containerships greater than 100 m in length, section 4.9 of the IS Code, on the basis that the application of the criteria is not feasible for modern containerships' design and operation (SLF 46/6/13). The IS Working Group considered the proposal and agreed to defer consideration on this matter to a future session as one of the long-term tasks in the plan of action (SLF 46/WP.1/Rev.1, paragraphs 17 and 18). Regarding this outcome, the delegations of Japan, the Republic of Korea and China expressed their view that there was urgent need for action on this matter for large containerships (SLF 46/WP.1/Rev.1, paragraph 19).

CONTAINERSHIPS CRITERIA

2 In the containerships criteria, the form factor concept is introduced to take individual hull form characteristics relating to safety against capsizing into account. Moreover, for assessment of stability six parameters are defined with the area under the righting lever curve (GZ curve) and the righting lever itself. And as the criteria the stability parameters, multiplied with the form factor "C", are required not to be less than the limiting values.

For reasons of economy, this document is printed in a limited number. Delegates are kindly asked to bring their copies to meetings and not to request additional copies.

3 The containerships criteria have been developed based on the documents SLF 30/4 and SLF 30/34, which were discussed at the thirtieth session of the Sub-Committee held in 1985. According to SLF 30/4, the form factor was derived from the tank test results with four models representing the existing ships from 135 m to about 200 m in length, while the limiting values of the stability parameters were derived based on the statistical analysis of data from 143 ships in service at the time. The lengths of ships used in the analysis range from about 60 m to about 200 m (SLF 30/34, Figure 11). And a part of tank test results was confirmed in a co-operation research programme between Japan and Germany.

4 Until finalized at the thirty-seventh session of the Sub-Committee, only slight amendments had been made to the draft criteria based on the tank test results with three additional models (SLF 35/3/3). However, the form factor and the limiting values of stability parameters have not been reviewed with data of ships greater than 200 m in length so far. This means that the validity of applying the criteria to modern containerships greater than 200 m in length still has not been proven.

5 The form factor C , calculated using the formula defined in subsection 4.9.2.6 of the Code, decreases monotonously with increasing length of the ship and consequently the requirements become more stringent for larger ships. On the other hand, from the early nineties the size of containerships has increased dramatically and the proportion of ships greater than 200 m in length occupied in the world's fleet has grown up rapidly.

PROPOSAL TO AMEND APPLICATION OF CONTAINERSHIPS CRITERIA

6 From the above consideration, Japan is of opinion that until the long-term task on containerships criteria is accomplished, as an interim measure, an explanatory note for requesting special care for ships of 200 m and over in length should be added.

7 Therefore, Japan proposes to amend the provision on the application of the existing containerships criteria, section 4.9.1 of the IS Code, as set out in the annex.

ACTION REQUESTED OF THE SUB-COMMITTEE

8 The Sub-Committee is invited to consider the above proposal and take action as appropriate.

ANNEX

PROPOSAL TO AMEND THE PROVISION ON THE APPLICATION OF THE EXISTING CONTAINERSHIPS CRITERIA, SECTION 4.9.1 OF THE IS CODE

Amend paragraph 4.9.1 of the existing IS Code as follows:

4.9 Containerships greater than 100 m in length

4.9.1 Application

These requirements apply to containerships greater than 100 m in length, as defined in 1.3.13. They may also be applied to other cargo ships *in this length range* with considerable flare or large waterplane areas. The Administration may apply the following criteria instead of those in paragraphs 3.1.2.1 to 3.1.2.4. *Since the criteria in this section were empirically developed with the data of containerships less than 200 m in length, they should be applied to ships beyond such limits with special care.*



SUB-COMMITTEE ON STABILITY AND
LOAD LINES AND ON FISHING VESSELS
SAFETY
47th session
Agenda item 6

SLF 47/6/18
7 July 2004
Original: ENGLISH

REVIEW OF THE INTACT STABILITY CODE

Proposal of Guidelines for a standard model test procedure to determine the steady wind heeling lever

Submitted by Italy and Japan

SUMMARY

- Executive summary:** This document provides draft standard guidelines for model tests to determine the steady wind heeling lever l_{w1} for the weather criterion of the Intact Stability (IS) Code as an alternative.
- Action to be taken:** Paragraph 4
- Related documents:** SLF 46/6/14, SLF 46/16, SLF 47/6/16, resolutions A.749(18) and MSC.75(69)

INTRODUCTION

1 Regarding the revision of the weather criterion, SLF 46 decided to concentrate efforts on the establishment of interim provisions, such as guidelines, for model experiments and full-scale trials. Responding to the above, Italy and Japan submitted a proposal of revision of the weather criterion, section 3.2 of the IS Code, in a separate document. Since this revision requires guidelines for model tests as annex of the Code, Italy and Japan table draft guidelines for a standard model test procedure to determine the steady wind heeling lever l_{w1} for the weather criterion.

PROPOSAL

2 Italy and Japan understand that the current weather criterion can lead to unrealistic predictions of the heeling/rolling behaviour under the combined action of wind and waves for certain ship types, mainly those not existing when the weather criterion was developed. This is mainly because some coefficients are requested to be estimated with empirical formulae or tables. On the other hand, it is not so easy to revise these empirical methods by keeping the safety level of the conventional ships. Therefore, it is desirable to keep the framework of the weather criterion while allowing experimental determination of coefficients to extend as much as possible applicability to new ship types.

SLF 47/6/18
ANNEX
Page 2

3 Considering the above, Italy and Japan herewith propose a standard procedure for model tests, as set out in the annex, by following the experimental procedures used during the development stage of the current weather criterion.

ACTION REQUESTED OF THE SUB-COMMITTEE

4 The Sub-Committee is invited to consider the above proposal and take action as appropriate.

ANNEX

DRAFT GUIDELINES FOR A STANDARD MODEL TEST PROCEDURE TO DETERMINE THE STEADY WIND HEELING LEVER

1 Introduction

1.1 The purpose of these guidelines is to ensure uniform applicability of model tests for the determination of the steady wind heeling lever l_{w1} which is one of the important variables in the weather criterion in the Intact Stability Code. It is allowed by this procedure to consider the steady wind heeling lever as a function of the heeling angle.

1.2 The standard model test procedure consists of two parts. Part A is a procedure for estimating the heeling lever due to steady wind in a wind tunnel. A blower may be used as an alternative as long as the uniformity of wind speed is comparable. Part B is for estimating the heeling lever due to steady drifting in a towing tank.

2 Ship model

2.1 General

In Parts A and B the models should comply with the followings:

- .1 overall length should be at least 1.5 m; and
- .2 all sharp corners in the actual ship should be sharp in the model to simulate separated flow.

2.2 Ship model used in wind (Part A)

The model should copy the above-waterline shape of the actual ship. The model should comply with the following:

- .1 main fittings on the exposed decks and superstructures (e.g. cranes, masts, bulwarks) should be modelled and fitted properly;
- .2 the size of the model should be determined to make the blockage ratio to the wind tunnel less than 5%; and
- .3 when a blower is used, the ship should be within the area of uniform wind speed.

2.3 Ship model used for drifting (Part B)

The model should copy the under-waterline shape of the actual ship. The model should comply with the following:

- .1 the size of the model should be determined in relation to the size of the tank used; and

- .2 not only underwater fittings (e.g. bilge keels, rudders), but also potential underwater part when the ship heels, e.g. bulwarks, freeing ports, should be modelled and fitted properly.

3 Wind characteristics (Part A)

The wind speed should comply with the following:

- .1 the minimum wind speed to perform reliable tests should be over the critical Reynolds' number and should be obtained by means of the following procedure: a preliminary series of measurements of the drag coefficient is carried out at different increasing wind speeds until a constant value is obtained;
- .2 the wind speed profile should be as uniform as reasonably possible. Except for the boundary layer in the vicinity of the end plate (figure 1), spatial deviation of the wind speed should be less than 1%. If the measured wind profile substantially differs from that value, care should be taken in correcting the results from experiments; and
- .3 in order to make the effect of the end plate minimized the shape, size and roughness of the plate should be considered.

4 Test procedure

4.1 General

4.1.1 The steady wind heeling lever l_{w_1} is assumed to be estimated with equation (1).

$$l_{w_1} = \frac{M_w}{W} = \frac{F_{wind}}{W} (l_{wind} + l_{water}) \quad (1)$$

where M_w is the heeling moment when a ship is drifting laterally due to beam steady wind, W is the displacement of the ship and F_{wind} is lateral wind force. l_{wind} is the above-water height of the centre of wind force and l_{water} is the under-water depth of the centre of drifting force, which is assumed to be the same as F_{wind} .

4.1.2 F_{wind} has a relation of equation (2) with the drag coefficient C_D .

$$F_{wind} = \frac{1}{2} C_D \rho U^2 A \quad (2)$$

where ρ is the air density, U is the wind speed and A is the exposed projected lateral area of the ship to wind. C_D and l_{wind} are to be estimated in Part A, while l_{water} in Part B.

4.2 Test procedure in wind (Part A)

4.2.1 C_D and l_{wind} should be estimated from the lateral force and heeling moment measured by a wind tunnel test or in wind from a blower. Model tests should be carried out as follows:

- .1 before tests are carried out, the vertical and horizontal distribution of the wind speed at the model position should be verified;
- .2 the ship model attached with an end plate and a load cell should be placed at the appropriate position (figure 1);
- .3 the model should be subjected to uniform wind and the wind direction should be right angle to the longitudinal direction of the model;
- .4 tests should be carried out in upright condition, and at some heel angles with appropriate increment to lee side. Extension of tests to wind side (to include the range θ_0 - θ_I) is also recommended;
- .5 in heeled conditions the model shape exposed to wind should be the same as the above-water shape when the ship is floating freely; and
- .6 in general, a vertical force on the ship could arise due to wind action. If the effect of the vertical force component is estimated to be non negligible, it should be properly accounted in the calculation of the model attitude (sinkage and trim) at the tests and of the heeling moment due to wind.

4.2.2 C_D and l_{wind} can be estimated from the upright condition only and treated to be constant in the evaluation of weather criterion.

4.3 Test procedure for drifting (Part B)

l_{water} should be determined from the lateral force and heeling moment in towing tank tests. When drifting in lateral direction, the centre of the hydrodynamic reaction due to drift speed might be located above the waterline or below the bottom due to pressure distribution on the bottom. The upright condition test usually does not give the severest evaluation for l_{water} . Model tests should be carried out as follows:

- .1 the ship model should be attached to a guidance system, which allows the model's free sinkage and trim (figure 2);
- .2 towing direction is to be at right angle to the longitudinal direction of the model;
- .3 the towing speed should ensure that the measured lateral force is equal to F_{wind} calculated by equation (2) using the measured drag coefficient in Part A and assumed wind speed in the weather criterion; and
- .4 tests should be carried out for some heel angles with appropriate increment from upright condition to at least 20 degrees to the side of drifting. Extension of tests to the opposite side (to include the range θ_0 - θ_I) is also recommended.

5 Estimation of the steady wind heeling lever

The steady wind heeling lever l_{w_1} is evaluated with equation (1) and (2) as a function of the heeling angle. In Part A, if the maximum angles of heel in the test are too small for evaluating weather criterion, l_{wind} should be assumed to keep the value at the maximum heeling angle for the greater angle. If the heeled tests for the wind side are not carried out, l_{wind} should be assumed to have the same value as the upright condition. In Part B, the same assumption on l_{water} should be used at heeling angles out of test range.

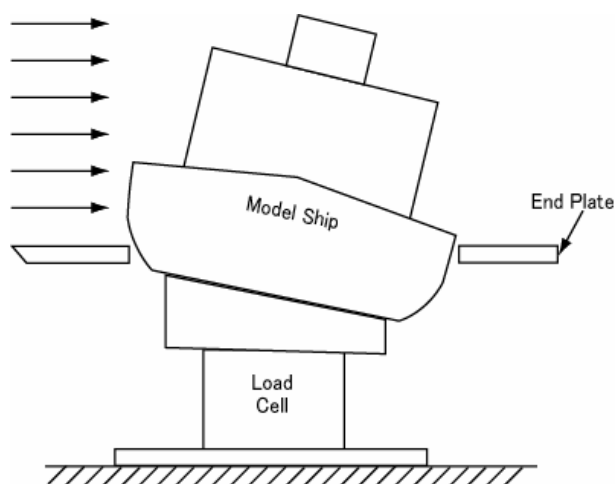


Figure 1 - An arrangement for tests in wind

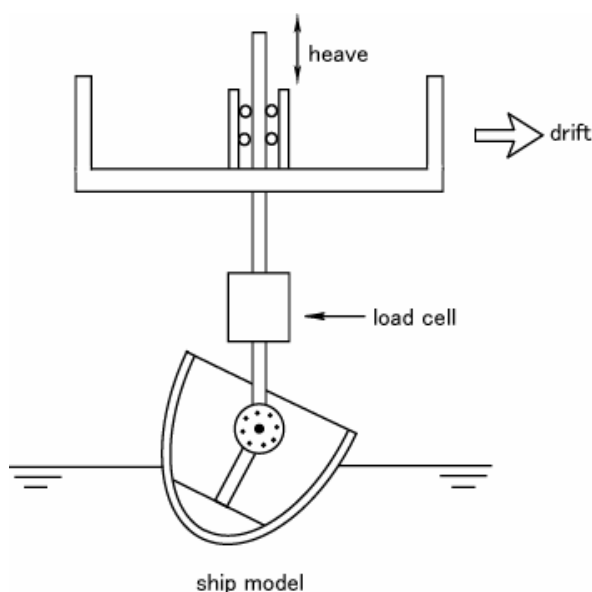


Figure 2 - An arrangement for drifting tests



SUB-COMMITTEE ON STABILITY AND
LOAD LINES AND ON FISHING VESSELS
SAFETY
47th session
Agenda item 6

SLF 47/6/19
7 July 2004
Original: ENGLISH

REVIEW OF THE INTACT STABILITY CODE

Proposal of Guidelines for model tests to determine the roll angle for the weather criterion

Submitted by Japan

SUMMARY

- Executive summary:** This document provides draft standard guidelines for model tests to determine the roll angle for the weather criterion of the Intact Stability (IS) Code as an alternative.
- Action to be taken:** Paragraph 4
- Related documents:** SLF 46/6/14, SLF 46/16, SLF 47/6/16, resolutions A.749(18) and MSC.75(69)

INTRODUCTION

1 Regarding the revision of the weather criterion, SLF 46 decided to concentrate efforts on the establishment of interim provisions, such as guidelines, for model experiments and full-scale trials. Responding to the above, Italy and Japan submit a proposal of revision of the weather criterion, section 3.2 of the IS Code, in a separate document. Since this revision requires guidelines for model tests as annex of the Code, Japan tables draft standard guidelines for model tests to determine the roll angle for the weather criterion.

PROPOSAL

2 Japan understands that the current weather criterion can lead to unrealistic predictions of the rolling behaviour in waves for certain ship types, mainly those not existing when the weather criterion was developed. This is mainly because some coefficients are requested to be estimated with empirical formulae or tables. On the other hand, it is not so easy to revise these empirical methods by keeping the safety level of conventional ships. Therefore, it is desirable to keep the framework of the weather criterion while allowing experimental determination of coefficients to extend as much as possible its applicability to new ship types.

3 Considering the above, Japan herewith proposes a standard procedure for determining the roll angle due to waves by following the experimental procedures used during the development stage of the current weather criterion, as shown in the annex.

For reasons of economy, this document is printed in a limited number. Delegates are kindly asked to bring their copies to meetings and not to request additional copies.

ACTION REQUESTED OF THE SUB-COMMITTEE

4 The Sub-Committee is invited to consider the above proposal and take action as appropriate.

ANNEX

DRAFT GUIDELINES FOR A STANDARD PROCEDURE TO DETERMINE THE ANGLE OF ROLL DUE TO WAVES WITH MODEL TESTS

1 Introduction

The purpose of these guidelines is to ensure uniformity in model tests for determination of the angle of roll, θ_1 , in the weather criterion of the Intact Stability Code as an alternative to the formula shown in 3.2.2.1 of the Code as amended by document SLF 47/6/16.

2 Ship model

2.1 Construction

The model should be built to geometrically scaled up to the upper weather deck, including fore castle and bulwarks, and be sufficiently rigid with a smooth finish. To avoid scale effect on roll damping, its overall length should be at least 2.5 m for a ship with bilge keels or with sharp bilges. For other ships, their overall length should be at least [4] m. Appendages relating to roll motion, such as bilge keels, should be fitted as they are in full scale, but dynamically-controlled devices, such as fin stabilizers, should be fixed without control. Superstructures that do not submerge during the tests described below can be omitted.

2.2 Ballasting

The model should be ballasted to the specified displacement and trim angle. Weights should be adjusted to achieve the position of the centre of gravity and radius of gyration in transverse direction corresponding to these data on the subject ship. Inclining test and free roll test with this model should be carried out to confirm that the metacentric height (GM) and the natural roll period (T) of the model are equal to those of the subject ship within $\pm 2\%$ error. It is recommended to carry out the tests described below also with some different values of T and GM . Then it is possible to interpolate the results for the case of the exact set of T and GM , which can only be available after the hull construction.

3 Model basin and instrumentation

3.1 An indoor model basin having a wave maker, a wave absorbing beach and a towing carriage should be used. The depth of the basin should be larger than half of the wave length used in the tests. The breadth of the basin should be larger than the sum of the model overall length and 2 m. The wave maker should be capable to generate stable and periodic waves for the range used in the test described below with digitally stored signals, which can guarantee repeatability of wave generation.

3.2 The instrumentation should be provided to measure wave elevation and roll angle as time histories at sufficient sampling frequency (Hz), which is at least 20 divided by $T(s)$. For measuring the wave elevation, the disturbance due to the probe should be minimum. For measuring the roll angle, optical sensors, a gyroscope or equivalent should be used. The period T should be inside the effective frequency range of a wave probe and a roll sensor.

4 Test procedure

4.1 Roll decay tests

4.1.1 In the model basin, a roll decay test of the scaled model in calm water should be carried out. The model is initially inclined up to a certain heel angle. This initial angle should be more than about 25 degrees. If the mean roll angle of the initial angle and the next peak angle is smaller than 20 degrees, the initial angle should be increased to obtain the mean angle of 20 degrees or over. When the initial roll angle is given to the model, additional sinkage and trim should be minimum. The model should be released from an initial angle with zero roll angular velocity at initial stage. During this test, no disturbance including waves propagating in the longitudinal direction of the basin and reflected by its end should be given to the model. More than four times of tests with different initial angles are required at least. If the roll damping is very large, the number of the tests should be increased to obtain sufficient number of peaks of the roll angle. Recording the roll time history should start before the release of the model to confirm that no angular velocity is provided when releasing and continue until the rolling angle is smaller than 0.5 degrees. This eventually requires that the length of the basin should be sufficiently large.

4.1.2 The mean roll angle (θ_m) of and the difference ($\delta\theta$) between successive peaks of roll in the record are analysed and are tabulated. Bertin's extinction coefficient (N) at each θ_m is obtained by dividing ($\delta\theta$) (degrees) by the square of θ_m (degrees) at corresponding θ_m . It should be noted that N depends on roll amplitude as $N(\theta)$. Alternatively, a forced roll test may be used to determine this coefficient by using an internal or external roll motion generator. The former requires measurement of roll angles and the latter does that of roll moment. It is requested to confirm that N obtained by the used procedure of the forced roll test agrees with N obtained by the roll decay test specified the above within practical accuracy at least two sets of T and GM .

4.2 Wave measurements

Without the ship model, a periodic wave should be generated in the model basin. Here the signal for the wave maker should be sinusoidal and its period should be equal to the measured roll natural period of the model, T (s). The wave elevation should be measured at a wave probe at more than three locations along the length of the basin, spanning the drift range of the model. When the measured (double) amplitude of the wave elevation converges to a certain value, this value should be regarded as the steady wave height, H (metres). Variations in wave height and wave period should be within $\pm 5\%$ among the different measured positions but with the same signal. The wave length, λ , can be calculated as follows:

$$\lambda = \frac{gT^2}{2\pi} \quad (1)$$

where g indicates the gravitational acceleration of $9.81 \text{ (m/s}^2\text{)}$. The wave steepness given by H/λ should exist between $1/50$ and $1/20$.

4.3 Roll test in beam waves

4.3.1 In the model basin, the ship model should be positioned to be normal to the direction of the waves. The heading angle of the model is fixed with a guide attached to the towing carriage by keeping the sway-heave-roll motion free from restraints as shown in figure 1. Here the towing carriage should trace the drift motion of the model and draught, GM and T should be adjusted with this guide. Then the periodic waves examined the above should be generated and the roll motion of the model should be measured. When the measured (single) roll amplitude converges to a certain value, this value should be regarded as the steady roll amplitude (θ_r)(degrees). If the steady roll amplitude cannot be determined, the wave steepness should be reduced. Even after the steady roll amplitude is found, multiple reflections between the model and the wave maker could change the roll amplitude. In such occasion, the measurement after the reflection should be ignored.

4.3.2 Then the effective wave slope coefficient (r) is determined as follows:

$$r = \frac{\theta_r^2 N(\theta = \theta_r)}{90\pi(H/\lambda)} \quad (2)$$

Here this coefficient is assumed to be independent of θ_r .

4.3.3 Alternatively, it is possible to directly measure the roll exciting moment by a dynamometer with which the model and the towing carriage is connected with a guide for allowing the sway, heave and pitch motions of the model but fixing the surge, roll and yaw motions of the model. Here the dynamometer should be designed to limit the interaction between the detected force components within [2]% of the resultant ones.

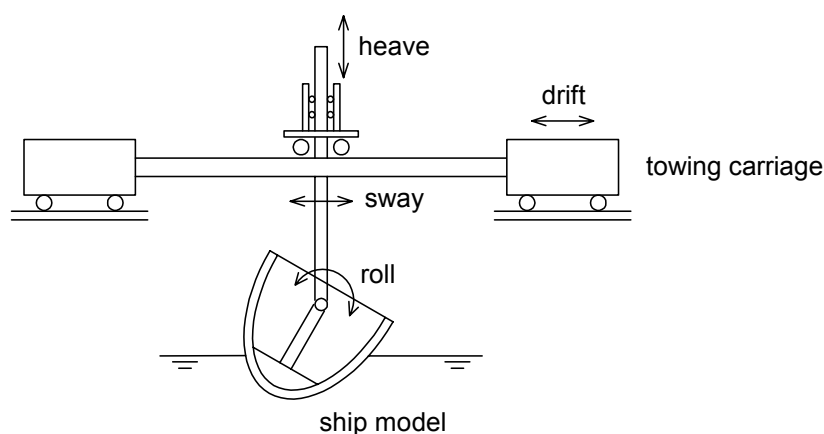


Figure 1 - An example of the guide for roll test in beam waves

5 Estimation of the roll angle for the weather criterion

5.1 By using the measured values of $N(\theta)$ and r as well as the wave steepness s obtained from Table 3.2.2.4-4 of the Code, the angle of roll, θ_r , in 3.2.2.1 of the Code can be calculated by the following formula.

$$\theta_l(\text{degrees}) = 0.7 \sqrt{\frac{90\pi r s}{N(\theta_l)}} \quad (3)$$

Here the value of 0.7 indicates the effect of randomness in ocean waves.

5.2 Since this formula includes θ_l in both its right and left sides, the calculation should be carried out with the following iteration manner:

- .1 θ_l is initially assumed to be 20 degrees;
 - .2 the right-hand side of this formula is calculated;
 - .3 the obtained θ_l should be substituted into the right-hand side; and
 - .4 if the value of θ_l converges to a certain value, this should be regarded as the value for the weather criterion.
-



SUB-COMMITTEE ON STABILITY AND
LOAD LINES AND ON FISHING VESSELS
SAFETY

47th session
Agenda item 10

SLF 47/10
15 July 2004
Original: ENGLISH

CONSIDERATION OF IACS UNIFIED INTERPRETATIONS

Comments on document SLF 47/6/9

Submitted by Japan

SUMMARY

Executive summary: This document comments the report of the intersessional correspondence group on intact stability (IS) on the IACS unified interpretation SC 155.

Action to be taken: Paragraph 5

Related documents: SLF 46/16, SLF 46/10, SLF 46/10/1 and SLF 47/6/9

INTRODUCTION

1 This document contains comments relating to paragraph 14 of document SLF 47/6/9, as the report of the IS Correspondence Group on agenda 10, and is submitted in accordance with provisions of paragraph 4.10.5 of the Guidelines on the organization and method of work (MSC/Circ.1099).

2 The Sub-Committee, at its forty-sixth session, instructed the IS Correspondence Group to review the IACS unified interpretation SC 155 (SLF 46/16). During the discussion in the group, the limited accuracy of the light weight check for smaller ships was remarked on and Japan volunteered to investigate the effect of ship size on the light weight check for exempting inclining tests and report the results to the correspondence group with a proposal. Because of the time limitation, however, the group submitted its own proposal as annex 2 of document SLF 47/6/9 without this investigation and instructed Japan to submit its proposal to the Sub-Committee.

COMMENTS

3 Japan investigated the actual deviation of lightship displacement in case of building sister ships by collecting 38 actual data from Japanese ship yards. The outcome is shown in figure 1. As far as the check of the lightweight with the procedure specified by section 4.2 of annex 1 of the current IS Code is concerned, absolute accuracy of draught reading does not depend on ship size very much. Therefore, when the ship size decreases, the relative error for estimating the displacement could increase in theory. The dotted line in figure 1 indicates a theoretical

For reasons of economy, this document is printed in a limited number. Delegates are kindly asked to bring their copies to meetings and not to request additional copies.

執筆担当者

梅田 直哉
田口 晴邦
松田 秋彦

井上 剛
馬 寧

発行者 社団法人 日本造船研究協会
東京都港区虎ノ門 一丁目 15 番 16 号 (〒105-0001)
海洋船舶ビル 6 階
電話：03-3502-2132 (総務部)
03-3502-2134 (基準部)
ファックス：03-3504-2350
ホームページ：http://www.zoken.jp/

本書は、日本財団の助成金を受けて作製したものです。
本書の無断転載・複写・複製を禁じます。