

満載喫水線及び復原性規則改正案の作成 に関する調査研究（SPL）

（2005年度報告書）

2006年3月

財団法人 日本船舶技術研究協会

目 次

1. はじめに	1
2. 調査研究の目的・内容及び背景	4
3. IMO での審議状況	6
4. SPLの活動状況	19
5. 技術的観点からの満載喫水線の安全性評価	22
6. 非損傷時復原性規則に関する調査研究（短期的対応）	
6.1. ウエザークライテリオン代替評価のための模型試験法に関する検討（その1）.....	75
6.2. ウエザークライテリオン代替評価のための模型試験法に関する検討（その2）.....	93
7. 非損傷時復原性規則に関する調査研究（長期的対応）	
7.1. パラメトリック横揺れ（その1）.....	106
7.2. パラメトリック横揺れ（その2）.....	112
7.3. デッドシップ状態の復原性（その1）.....	118
7.4. デッドシップ状態の復原性（その2）.....	128
7.5. デッドシップ状態の復原性（その3）.....	135
7.6. プローチング	153
8. SOLAS 条約損傷時復原性規則の国内規則への取り込みに係る検討	161
9. まとめ	173
添付資料	174
1. SLF48/3/7: DEVELOPMENT OF EXPLANATORY NOTES FOR HARMONIZED SOLAS CHAPTER II-1 Proposed explanatory notes for SOLAS chapter II-1	
2. SLF48/4/5: REVISION OF THE INTACT STABILITY CODE Proposal on draft explanatory notes to the severe wind and rolling criterion	
3. SLF48/4/13: REVISION OF THE INTACT STABILITY CODE Comments on draft guidelines for alternative assessment of weather criterion	
4. SLF48/4/14: REVISION OF THE INTACT STABILITY CODE Comments on dynamics-based stability criteria and revision of the MSC/Circ.707	
5. SLF48/4/15: REVISION OF THE INTACT STABILITY CODE Comments on draft guidelines for alternative assessment of weather criterion based on trial experiment results	
6. SLF48/9/1: REVISION OF THE TECHNICAL REGULATIONS OF THE 1966 LL CONVENTION A methodology for the revision of the freeboard tables and corrections	
7. SLF48/INF.8: REVISION OF THE TECHNICAL REGULATIONS OF THE 1966 LL CONVENTION An assessment of safety in terms of the assignment of freeboard	

1. はじめに

本報告書は、日本財団の平成 17 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、満載喫水線・復原性プロジェクト(SPL)において実施した「満載喫水線及び復原性規則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。

本プロジェクトではIMO(国際海事機関)/SLF(復原性・満載喫水線・漁船安全小委員会)での審議に関する技術的検討である満載喫水線及び復原性規則改正案の作成に関する調査研究を実施した。これらのうち、現在のIMO/SLFでの主たる審議事項である非損傷時復原性に関する検討については、非損傷時復原性ワーキング・グループ(WG1)を設置し更に詳細な検討を行った。また、SOLAS II-1 章の損傷時復原性規則改正とこれに連動した国内規則取り入れに係る技術的検討を詳細に実施するために、損傷時復原性国内対応ワーキング・グループ(WG2)を設置し対応した。

なお、本調査研究は、平成 16 年度末に解散した(社)日本造船研究協会が実施した「船舶の損傷時復原性規則の改正案作成に関する調査研究」、「乾舷規則の改正案の作成に関する調査研究」、「非損傷時復原性基準の改正案の作成に関する調査研究」に引き続き、本会が実施したものである。

満載喫水線・復原性プロジェクト(SPL) 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	梅田 直哉(大阪大学)
サブ・マネージャー	小川 剛孝(海上技術安全研究所)
委員	池田 良穂(大阪府立大学)
	高木 健(大阪大学)
	石田 茂資(海上技術安全研究所)
	木戸川充彦(日本海事協会)
	高野 優一(日本船主協会)
	富澤 茂(日本中小型造船工業会)
	光武 英生(アイ・エイチ・アイ マリンユナイテッド)
	村上 孝信(新来島どっく)
	小村 淳(川崎造船)[水野 雅方]
	富岡 浩二(ユニバーサル造船)
	上田 直樹(三菱重工業)
	喜多村和博(常石造船)
関係官庁	池田 陽彦(国土交通省海事局安全基準課)
	米川 佳宏(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)
	新保 一彦(国土交通省海事局安全基準課)
	中村 幹(国土交通省海事局安全基準課)
	貴島 高啓(水産庁)
事務局	中川 直人(日本船舶技術研究協会 IMO 担当)
	井下 聡(日本船舶技術研究協会)

(注)[]内は前任者を示す。

非損傷時復原性ワーキング・グループ(WG1) 委員名簿(順不同、敬称略)

主査 委員	梅田 直哉(大阪大学)
	片山 徹(大阪府立大学)
	松田 秋彦(水産工学研究所)
	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)
	木戸川充彦(日本海事協会)
	高野 優一(日本船主協会)
	富澤 茂(日本中小型造船工業会)
	上田 直樹(三菱重工業)
関係官庁 事務局	児玉 敦文(国土交通省海事局安全基準課)
	中川 直人(日本船舶技術研究協会 IMO 担当)
	井下 聡(日本船舶技術研究協会)

損傷時復原性国内対応ワーキング・グループ(WG2) 委員名簿(順不同、敬称略)

主査	池田 良穂(大阪府立大学)
委員	藤里 宜丸(鉄道建設・運輸施設整備支援機構)
	石田 茂資(海上技術安全研究所)
	小川 剛孝(海上技術安全研究所)
	木戸川充彦(日本海事協会)
	兼清 忠(日本海事協会)
	富澤 茂(日本中小型造船工業会)
	神山 公雄(日本旅客船協会)
	吉田 良治(日本旅客船協会)
	瀬尾 明雄(日本内航海運組合総連合会/JFE 物流)
	車元 稔(日本内航海運組合総連合会/日本海運)
	光武 英生(アイ・エイチ・アイ マリンユナイテッド)
	村上 孝信(新来島どっく)
	表 正和(内海造船)
	小山 博道(今治造船)
	上田 直樹(三菱重工業)
関係官庁	池田 陽彦(国土交通省海事局安全基準課)
	米川 佳宏(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)
	新保 一彦(国土交通省海事局安全基準課)
	中村 幹(国土交通省海事局安全基準課)
	長田 昭文(国土交通省海事局検査測度課)
	伊藤 康敏(国土交通省中国運輸局海上安全環境部)
事務局	中川 直人(日本船舶技術研究協会 IMO 担当)
	井下 聡(日本船舶技術研究協会)

2. 調査研究の目的・内容及び背景

2.1 背景及び目的

損傷時復原性規則に関する改正は、SLF47（第47回復原性・満載喫水線・漁船安全小委員会）での結果をもとにMSC80（第80回海上安全委員会）において一応の結論を得た。しかしながら、改正案の技術的検証及び国内基準への取り込みに関して検討を行う必要がある。また、非損傷時復原性、満載喫水線に関する技術基準の改正等に向けた動きは継続しており、ここではこれまで以上に機能要件化が求められている。そのため、SLFで扱う事項は今後も注視するとともに適時適切に提案を行うことができる姿勢を保つ必要がある。

これらのうち、損傷時復原性規則に関するSOLAS条約の改正案は、2009年1月1日から新しい規則が発効される予定となっている。これに伴い、規則を導入する上での細則を規定したExplanatory Noteの策定や旅客船安全のため追加検討だけでなく国内規則への取り込み作業も行う必要がある。とりわけ、国内の航行区分は平水から遠洋まで多岐に渡ることで、また船型及び区画の実態は国際航海を行う船舶のそれらとは異なる。このため、単に国際規則を取り込むのではなく、実態を把握した上で安全かつ適切な損傷時復原性規則を設定する必要がある。

満載喫水線に関しては、現行の基準が1960年代の船型を基準に策定されている上、基準そのものが機能要件化されておらず、現在の船舶に対して適切な安全レベルを担保しているかどうか明らかでない。また、新形式船への柔軟な適用が不可能であることなどから、現在、技術要件の見直しが行われている。そこで、現行規則が要求する安全レベルを明らかにし、同等性を確保するような新たな乾舷高さの決定方法を明らかにするとともに、十分な安全レベルを維持しつつ、より柔軟に満載喫水線を決定できるよう、技術的合理性を持った新たな規則をIMOにおいて提案する。

非損傷時復原性コード（ISコード）については、大型旅客船等の大型船舶へのウエザークライテリオン適用性の問題やコンテナ船のパラメトリック横揺れの事故を契機として、現在、その一部強制化をふまえた全面的な見直しが行われており、ウエザークライテリオンへの模型実験導入を含む短期的な改正案が2006年のSLF49までに、基準の機能要件化を可能とする改正案が2007年に開催されるSLF50までに取りまとめられることとなっている。また向波中のパラメトリック横揺れを反映した追波操船ガイダンス(MSC/Circ. 707)の改正案も2007年のSLF50までにまとめられる予定である。そこで、これらの改正により、日本に関わる船舶の安全レベルを確保することで、日本の造船・海運業界の国際競争力を確保できるよう、技術的合理性に立脚しつつ、日本としても実行可能な改正案の実現を目指す。

これらの事を勘案し、一層詳細な検討及び審議が必要である非損傷時復原性コード（ISコード）と損傷時復原性規則の国内への取り込みのための技術的検討については、WG1（主査：梅田直哉（大阪大学））及びWG2（主査：池田良穂（大阪府立大学））を設置して技術的観点から包括的な検討を行った。主な調査研究内容については以下に示すとおりである。

2.2 調査研究の内容

- (1) 乾舷高さ波浪荷重との関係を明らかにするとともに、安全性と必要な予備浮力との関係について検討し、乾舷高さの決定手法の素案を策定してSLF48へ提案した。
- (2) 損傷時復原性規則のExplanatory Noteの策定や旅客船安全のための技術的検討を行い、結果をSLF48へ提案した。
- (3) 実態調査と試算を通じた新SOLAS条約による損傷時復原性計算の検証を行い、これらの結果を

もとにした内航船のための損傷時復原性要件の検討を行った。

- (4) ウエザークライテリオンの模型試験法ガイドラインを策定するとともにその検証を実施し、ISコードの改正案としてSLF48へ提案した。
- (5) ウエザークライテリオンの技術的背景を説明するExplanatory noteを策定し、SLF48へ提案した。
- (6) 向波、追波中のパラメトリック横揺れに着目し、その安全運行限界を理論解析と模型実験により推定する方法を確立してMSC/Circ. 707の改正案をSLF49に提案するための検討を行った。
- (7) 復原性基準の機能要件に対応するため、現存の主要船種をサンプルに現行規則のデッドシップ状態に対する確率論的安全評価を非線形理論解析により実施した。これによって機能要件化で要求すべき安全レベルの提案をSLF49に対して行うための検討を行った。また、ブローチングについての安全限界推定の方法論をSLF49に対して提案するための検討を行った。
- (8) 漁船安全を除くすべてのSLF48提出文書への対処方針案の作成を実施するとともに、SLF49に向けたコレスポンスグループの活動への対応案を作成した。

3. IMOでの審議状況

3.1 IMO 復原性・満載喫水線・漁船安全小委員会(SLF)・非損傷時復原性コード (IS コード) コレスポ デンス・グループ非公式中間会合

日 時：2005年2月28日～3月2日

場 所：ポーランド共和国、シュチェチン市、シュチェチン海事大学

出席国：ドイツ、日本、ポーランド、スウェーデン、ノルウェー、フィンランド、デンマーク、オランダ、
イタリア、IACS

日本からの出席者：梅田直哉（大阪大学）、石田茂資（海上技術安全研究所）

独 GL のマインズ氏を議長に審議が行われた。主な審議事項は以下の通りである。

3.1.1 短期的課題

(1) ウエザークライテリオン用の模型実験法ガイドライン

イタリアから、SLF47 の WG での議論にもとづくガイドラインの調和案と日本の提案する 3 ステップ法の問題点を指摘する文書の紹介が行われた。続いて日本より、調和案の問題点を指摘する文書とそれに基づく修正調和案が紹介された。これについて、イタリアより横揺れ角の直接計測を主とすることはすでに SLF47 の WG で合意していると反論があったが、日本はそのとき反対意見を述べて態度を保留していたと応じた。ドイツより模型船長さ 2m は小さすぎるとの意見が出されたが、日本は新たに提案する摩擦修正を行えば問題ないと応じた。この問題については、スプリンター・グループ（ドイツ、イタリア、日本）を作り、プレナリーとは別に審議することとなった。

(2) 姉妹船に対する傾斜試験の省略

SLF47 および MSC80 での決定に基づき、新コード Part B 7.1.4 に加えることとなった。

(3) 上部構造の第 3 層以上の復原力計算への算入

ドイツより文書に基づき、第 3 層以上の窓の強度についての記述を加える提案が行われた。これについて日本などの支持により、Part B 3.4.4.2 で、「第 2 層」を「第 2 層以上」に変更のうえドイツの提案文を加えることで合意した。

(4) 船上コンピューターによる復原力計算

ドイツより文書に基づき、任意搭載の船上復原性計算用のソフトウェアについての強制適用のガイドラインの提案があった。日本は、そこでの「毎年の検査」がプログラムの作動確認のみであることを確かめたうえ、この提案を支持した。この提案については、詳細検討のうえ、Part A に強制適用を求める要件、Part B の新しい章として具体的な内容を詳述する文案が合意された。また、関連して、in-service 傾斜試験の定義文が合意された。

(5) DE、STW に検討を依頼する事項

審議の結果、Part B の 4.3.7（アンチヒーリング装置の使用注意）を STW へ、Part B の新章（船上コンピューターによる復原力計算）を DE へ意見照会することで合意した。

(6) Explanatory Note

ポーランドより GZ 曲線基準の導出背景についての Explanatory note 案が提出された。日本、オランダ、イタリアがこれを支持し、Part C の一部とすることが合意された。ポーランドより、ウエザークライテリオンの説明についてはロシア、オランダ、日本のいずれかで作成してほしいとの要望があり、日本はイタリアと共同して作成することを約束した。また、IS コード自体の背景の説明はポーランドが作成することとなった。

また、記号については、横揺れ角を θ から φ に変更すること、KG の代わりに VCG も使えるようにするとともに、左右非対称船も考慮して TCG なども説明のうえ加えることとなった。

(7) 新コード案

まずドイツ提案の新コード案のうち、序文について検討が行われた。日本は performance-based criteria の記述は将来の計画であるから、resolution に移動すべきと発言し、そのように合意された。また、実験、シミュレーション、実船計測で主管庁が等価な安全性を承認してもよいとする文は、日本、ノルウェー、オランダが時期尚早として削除を提案したが、ドイツは HSC でない双胴船は最大復原力角が 25 度以下となるため救済の必要があると反対した。ポーランドは、Part A 1.3 の解釈で対応可能と発言し、日本も SOLAS 本体にそのような主管庁裁量の救済の規定があると述べた。これらが支持を受け、Part A 1.4 として SOLAS 同様の規定を加えることで合意した。

DSC の規定について、日本は、DSC の規定は 1996 年 1 月以降の新造または改造の DSC には適用されないことから、IS コードに加えないことを提案し、そのように合意された。

日本は、SLF47 で合意された、コンテナ船規則の適用注意の脚注がドイツの改正案に反映されていないことを指摘した。これについて、ドイツより訂正することが約束された。

3.1.2 スプリンターグループでの審議

(1) 定常風による傾斜モーメント艇 (l_{w1}) の試験法

- l_{w1} は横風による傾斜モーメント艇 (l_{wind}) と横流れによる艇 (l_{water}) が関係し、本試験法では両艇の傾斜角による変化の計測を標準としている。しかし、現在のウエザークライテリオンで一定となっている l_{w1} を傾斜角の関数とすること (特に l_{water} をそうすること) についての合意状況に疑問が呈され、CG 各国に確認することとなった。
- また、たとえば l_{wind} を傾斜角の関数、 l_{water} を一定 (現行ウエザークライテリオンと同じ喫水の 1/2) とするような簡易法を認めるかについても同様に確認することとなった。

(2) 横波による横揺れ角 (現行 θ_1 、改正 φ_1) の試験法

- 模型船の大きさに対する日本提案は概ね支持された。しかし、巨大船の模型ではビルジキール (BK) 高さが数 mm になる場合も想定されるため、縮尺にも制限を設けるべきか CG 各国に照会することとなった。
- ビルジ部が滑らかな船の小型模型船を用いる場合について、日本が提案する摩擦修正の必要性が合意された。しかし、日本提案の修正式については説明文書が依頼された。
- 日本提案により、縦方向の環動半径の計測は削除され、「適当な重量配置」等の緩和された表現にすることとなった。横方向については、横揺れ周期の計測を基本とし、環動半径の計測は付加的に記載することとなった。
- 日本提案により、想定する波粗度の表を簡潔にすることとなった。
- 提案されている 3 種類の試験法については、日本提案により、まず各試験法の長所、短所、前提条件等を記載した上で、直接試験法を第一順位とするものの、並列に記載することとなった。

- ・ 上記3試験法でも実施が困難な横揺れ周期が極めて長い船については、主管庁判断に委ねることとなった。
- (3) その他・全体
- ・ 試験に用いる載荷状態を冒頭に記載することは日本提案により削除された(ISコード本体に記載済み)。代わりとして、試験法を事前に主管庁が承認することを記載することとなった。
 - ・ キャリブレーション方法等試験機関に委ねるべき詳細事項については、その目的等のみ簡潔に記載することとなった。
 - ・ 試験の実施例や注意事項を Explanatory Notes に記載することとなった。
 - ・ その他、多くの点で章立てや文言の修正、説明の追加が必要とされた。不合意点を括弧付きとした修正文書を早急に作成し、CG 各国に照会し、その結果を踏まえた文書を SLF48 に提出することとなった。
 - ・ 以上のスプリンターグループの審議結果は、3月1日午前にプレナリーに報告され、本会合での合意となった。

3.1.3 長期的課題

長期的課題である、performance-based criteria について、関連する研究紹介が行われた。

- ・ ポーランドからは、ポーランド船級協会で行われている、非損傷および損傷時の波浪中の時間領域シミュレーションの紹介が行われたが、特に質疑はなかった。
- ・ ドイツからは、ハンブルク工科大のクルーガー教授より、時間領域シミュレーションで転覆限界有義波高を求めたうえ、波浪・運航統計から転覆確率を多数の船について計算した報告とその結果から縦波中の復原力変動の積分値でまとめる新基準の提案が行われた。これは、SLF47/6/4 の提案と本質的に同じであるが具体的な数値がスクエアブラケット付きながら含まれている点が異なっている。日本はこれについて、縦波中の復原力変動の推定精度の問題を指摘したほか、得られた転覆確率の値が非常に大きいことは運航の問題であることを示唆していると述べた。
- ・ 日本は、大阪大学での RRSP4 の研究として、dead ship での転覆確率計算法、復原力変動の動的影響の計算法、波乗り限界の新推定法の紹介を行った。これについてポーランドよりウエザークライテリオンの許容転覆確率の評価はばらつくとの意見が出されたが、日本はその上限に着目することが重要と反論した。
- ・ ポーランドより、performance-based criteria の新定義を提案する発表が行われた。日本は構造規則での Goal-Based Standard に準じた考え方が望ましいと発言したが、ドイツは復原性は構造強度ほど簡単でないと述べた。また、ポーランドは performance-based criteria と現行基準は共存させるべきと発言したが、ドイツは反対した。

この後、performance-based criteria で考慮すべきシナリオと基準策定の方法論について議論され、以下のように合意された。

- ・ 対象は、大角度横揺れまたは大きな加速度を引き起こす動的現象であって、船舶の喪失、損傷、貨物の移動、喪失、乗員の負傷、船内への浸水、推進・操舵などの安全関連機能の喪失につながるものとする。
- ・ 具体的には、パラメトリック横揺れや復原力喪失などの復原力変動による問題、dead ship condition (SOLAS II-1/3.8 の定義で横波に限定しない状態)での復原性、ブローチング(追波・斜め追波中で最大限の操舵努力でも一定進路を保持できない現象)など操縦性関連の問題の3種類とされた。
- ・ 基準策定の方法は、模型試験により検証された数値シミュレーションまたは解析の方法を適用し、多数の船と環境・操船条件での確率論的検討から要求すべき安全レベルを定め、復原性(設計・操船)

基準策定のための指標を見いだすこととされた。さらに実船での事故の結果も検証に用いることを考慮するとされた。

- ・この作業のため、CG 内にそれぞれのシナリオに対応する 3 つのスプリンター・グループを作り、CG レポートに反映することとなった。このグループは SLF48 以降も継続するが SLF 期間中は WG に合流することとなった。
- ・このスプリンター・グループの構成は、以下の通りとなった。（今後 CG 内でさらに参加国、参加機関を募る予定）
 - (1) 復原力変動問題：ドイツ（コーディネーター）、イタリア、日本、スウェーデン、ポーランド。
 - (2) dead ship condition：日本（コーディネーター）、ポーランド、イタリア。
 - (3) 操縦性関連：日本（コーディネーター）、ドイツ。
- ・安全レベルを現状よりも引き上げてもよいかどうかについて議長から意見が求められた。日本より、dead ship condition の安全レベルは現在の intact stability code のレベルと同等とし、その他 2 つのシナリオに対する安全レベルは操船の自由度の制限として反映すべきと述べた。ドイツは、操船のみならず設計で 3 つのシナリオについての最低限の安全レベルを確保すべきで、現状より引き上げることもあると発言した。さらに、現状は多くの船で損傷時復原性基準により KG が決定されているのは問題との見解を示した。すなわち、船内の区画配置で荒天時の生存性が決まることは合理的ではないということである。

3.2 第48回IMO復原性・満載喫水線・漁船安全小委員会(SLF48)

日時：2005年9月12日～9月16日

場所：英国 ロンドン IMO 本部

日本からの出席者（SPL 関係者）：児玉敦文（安全基準課）、貴島高啓（水産庁）、梅田直哉（大阪大学）、池田良穂（大阪府大）、石田茂資（海上技術安全研究所）、小川剛孝（海上技術安全研究所）、木戸川充彦（日本海事協会）

今次会合では、議長に選出されていたアレクサンダー・カラカンゾス氏（ギリシャ）が諸般の事情により、今後、議長を辞退することとなったため、副議長のロビン・ゲーリング氏（豪）が議長代役として議事進行を行うこととなった。当 SPL での調査研究に関連する案件の審議結果は以下の通りである。

3.2.1 SOLAS 条約 II-1 章の注釈の作成（議題 3 関連）

(1) プレナリにおける審議

プレナリにおいて、各国から提出文書の説明があった後、（旅客船と貨物船の損傷時復原性が調和された）改正 SOLAS 第 II-1 章に関する注釈（Explanatory Note、EN）及び旅客船のクロス・フラッディング装置の基準に関する勧告（A266(VIII)）（11 議題）並びに MSC80/3/8 について WG で審議しプレナリに報告することが決まった。

(2) WG における審議

Dr. M. Huss (Sweden) を議長として、SDS CG（区画及び損傷時復原性に関するコレスポネンス・グループ）が作成した SLF48/3/1 を中心に各国の提案文書 SLF48/3/1, SLF48/3/2, SLF48/3/3, SLF48/3/4, SLF48/3/5, SLF48/3/6, SLF48/3/7, SLF48/3/8, SLF48/3/9, SLF48/3/10, MSC80/3/8 について審議が進められた。

損傷時復原性の技術基準を定めた部分に曖昧な箇所があり、それらを明確化するように要請したわが国の提出文書 SLF48/3/7 の項目については、わが国の主張どおり EN で明確化されることとなった。さらに、IEC 基準については第 13 規則の脚注を最新の基準番号に訂正するよう、事務局に求めることとなった。また、今回解決されなかった事項については、引き続き米国及びスウェーデンをコーディネーターとした各国からなる CG で検討され、次回 SLF49 に提出することが決定された。

< WG において確認及び承認された主な事項 >

Reg.4 :

損傷時復原性要件が適用される貨物船の定義について、わが国より現行規則 Ls (Subdivision Length) と改正規則 L (Load Line Length) の間で差があると指摘した。議長より Ls で定義した場合はドラフトアップ時に船の長さが変わる不都合が生じることから L にて定義されたとの説明があった。

Reg.7.2 :

到達区画指数 A の計算において、運航上のトリム変化が過大になる場合の計算手法(SLF48/3/1. annex 2) が合意された。

Reg.7.4 :

左右舷で非対称な区画割の対応について、わが国より、現行 SOLAS どり左右舷それぞれで計算した A 指数の平均値が R 値を満足すればよいかどうか確認したところ、その旨合意された。

Reg.7.5 :

船体横方向の損傷については船舶の幅の半分を最大値として考慮する、すなわち、船体中心線の縦通隔壁が損傷することもありえることが確認された。また、船体中心線波型縦通隔壁の取り扱いについても EN に明記することとなった。

Reg.7-1 :

$r(x_1, x_2, b_0) = 0$ は $k=0, r(x_{1j}, x_{2j}, b) = 0$ を意味する。

Reg.7-2 :

4.1.1. の B は船の幅 (Breadth) を指す。

4.1.2 の A は到達区画指数の A ではなく、投影面積のことをいう。

x_1 は x_1 、 x_2 は x_2 を意味する。

日本より、現行規則 (II-1/Reg.25-6.2) では船首衝突隔壁より前方が損傷した場合の生存確率は 1 と規定されているが改正規則 (Reg.7-2) ではこれに相当する規定が見あたらないこと、またこの要件は改正規則においても規定されるべきであると指摘し、WG では II-1 章改正時に見落としがあったものであろうとの見解に至ったが、条文改正につながることから EN では訂正できないことが指摘された。

Reg.7-3 :

個別の計算により浸水率を決定する場合は、その船舶の耐用期間全体を考慮して最も厳しいものを採用しなければならない。

Reg.10 :

SLF48/3/2, SLF48/3/3 (ステップ状の隔壁甲板及びその部分に設けられた水密戸に対する取り扱い) は修正なく合意された。 (Reg.13, 15 及び Reg.16 関連)

Reg.19 :

MSC80/3/8 (ダメージコントロールプランに関するガイドライン修正案) は、船長に対する基本的情報提供に必要であるとする意見と船長に誤解を招く情報になりえるとの意見が平衡し合意に至らなかった。提案国であるフランス及びスウェーデンは改正提案を CG へ提出することとなった。緊急時の陸上支援については、残存損傷時復原性のみならず残存強度検討が必要であるとのわが国の意見により、他の委員会で検討されるべきであることが合意された。

Reg.22 :

SLF48/3/4 (航行中に水密戸を開放状態にすることが必要な場合の主管庁承認) は、統一ガイダンスを作成することについては意見の一致をみたが、残存要件等、詳細な基準についてはさらに CG で検討することとなった。わが国の質問により、本ガイダンスは旅客船及び貨物船に適用されることが確認された。

その他

EN 作成においては、用語の定義、特に Intermediate stage of flooding、Cross flooding、Down flooding、Instantaneous flooding の違い、損傷シナリオにおける関連性を明確に定義する。また、各項目において適用の対象となる船種を明確にすることとなった。

旅客船のクロス・フラッディング装置の基準に関する勧告 (A266(VIII)) について、ダクトを用いた場合のクロス・フラッディング時間及び反対舷タンク逆圧による影響の 2 つの問題点を中心に検討することとなった。

< 今後の CG での作業 >

- ・ EN は今回の WG の報告書をもとに作成
- ・ クロス・フラッディング装置の基準に関する勧告 (A266(VIII)) を改正し EN へ記載
- ・ 航行中に水密戸を開放状態にすることが必要な場合の主管庁承認のためのガイダンス作成及び EN への記載
- ・ 規則の歴史的背景、損傷統計データ及び基準設定の背景を EN に記述
- ・ レポートを SLF49 に提出

(3) プレナリにおける審議

特段の修正意見もなく合意された。

3.2.2 非損傷時復原性基準の改正 (議題 4 関連)

(1) プレナリでの審議

標記の議題については、まず SLF47WG 追加報告と IS コードの改正案を含む CG の報告が行われた。これについて英国より、幅広浅喫水の内航フェリーでウエザークライテリオン適用に困難があると主張、同基準をコードの強制部から非強制部に移動する提案が行われた。これについて、デンマーク、ポーランド、IADC が英国を支持する一方、ドイツは本件は既に決着済みの問題と主張し、また、日本は模型実験の利用で解決できると主張し共に英国に反対した。また、ICS が復原性計算機のハードウェアの承認に反対を表明し、日本、英国、ドイツが ICS を支持した。これらについて、議長は WG での検討を指示した。続いて新 IS コード案および MSC/Circ. 707 の改正について各国提出文書の説明が行われ、それぞれの文書について意見が求められた。日本は、性能志向の復原性基準と MSC/Circ. 707 の

改正についての研究成果の紹介と従来基準と個船適用基準の併用 (SLF48/4/14) を提案した。これについて、ポーランドから謝意が示された。そしてこの件についても WG にて検討するよう求められた。議長よりさらに、2009 年 1 月 1 日の SOLAS 改正発効日以前に IS コードを強制化しないこと、2007 年の作業完了目標を延長しないことが確認された。

(2) WG での審議

WG は、イタリアのフランシス・グート教授を議長とし、日本を含めて 21 カ国、IACS 及び IADC の参加を得て開催された。WG ではまず、新 IS コードの CG 案についてページ毎に検討が行われた。この結果、新 IS コードの WG 案が合意された。以下の特記事項を含め、日本の提案はすべてこの案に反映された。

(イ) 主管庁裁量での代替承認

新コードの「目的と定義」の 1.4 の主管庁裁量での代替承認について、現在まだ性能志向基準とガイドラインが整備されていないとして、削除することが合意された。一方、今後の性能志向基準で考慮すべき現象、パラメトリック横揺れなどの復原力変動による問題・デッドシップ問題・ブローチングなどの操縦性関連問題が Part A に明記されることとなった。

(ロ) ウエザークライテリオンの非強制化

プレナリでのウエザークライテリオンの非強制化を求める英国提案について、まず、日本から、風圧側面積の大きな船の dead ship 状態の基準は現状これしかなく、模型実験の採用での適用性拡大の努力が WG でなされてきたところであり、ウエザークライテリオンは強制部に残すべきであると発言した。これについて、ドイツ、ノルウェー、ポーランドが日本を支持し、IADC のみが英国を支持した。また、英国が問題とする小型幅広船に関連し、より小型の船を対象とする ISO 規格においてもウエザークライテリオンと同様の基準が採用されている旨発言した。この結果、WG の議長は強制とすることで合意することを提案し、WG は合意した。日本は英国のデータを検討して将来の dead ship 状態の基準案に反映したいと発言し、英国はこれを了承した。

(ハ) 復原性計算機のハードウェアの承認

プレナリの議論を反映し、復原性計算機のハードウェアの承認は提案国のポーランドが取り下げ、ソフトウェアのみの承認とすることで WG は合意した。

(ニ) 復原性基準の説明文書

新コードの Part C として、ポーランドの作成した GZ 曲線基準の説明文書、日本の作成したウエザークライテリオンの説明文書 (SLF48/4/5) を採択することで合意した。

(ホ) ウエザークライテリオン代替模型試験法ガイドライン

模型実験についてのガイドライン以外の方法を主管庁裁量で認めることの是非について議論が行われ、日本から、実験実施の実績が不足していることから、このガイドラインを暫定としその間に限りこの主管庁裁量を認めることを提案した。この結果、WG は日本提案で合意した。さらに、試験法オプション間の組み合わせも広く認められることとなった。これには評価結果のバラツキを招く可能性があるが (SLF48/4/15 で指摘)、暫定ガイドラインとして実績を蓄積する段階であることから、日本も了承した。ガイドラインの具体的内容としては、模型船の大きさ、横揺れ減衰力への摩擦修正の導入、強制動揺試験の使用も認めることなど我国の提案 (SLF48/4/13 など) はすべて取り入れられた。また、作業例などの説明文書は日本が独自の模型実験結果 (SLF48/4/15) をもとに作成することを約束した。

さらに、2009 年まで強制部を含む新 IS コードが採択されないことおよび現行ウエザークライテリオンが適正な評価を与えない船があり緊急課題となっていることを考慮し、WG 議長より、ウエザークライテリオン代替模型実験法ガイドラインを独立した MSC Circular として、早期にウエザークライテリオンの模型試験による代替評価を可能とすることが提案され、合意された。

(ヘ) MSC/Circ. 707 の改正

まず、作業方針の審議が行われ、1)個別の船舶情報を反映しない簡易ガイダンスをまず作成すること、2)そこには現象の定性的記述、向波中のパラメトリック横揺れを含め、3)SLF49 で改正案を作成することが合意された。また、個別の船舶情報を反映したガイダンスの可能性を探るべきという意見、船種により現象を限定すべきとの意見も出された。日本は、船長にとって使いやすいものとするべきである一方、将来の改正のためには導出過程の説明文書が必要と発言し、ポーランドがこれを支持した。

次に、関連する提案文書として、ドイツ、豪・スペイン、ロシアのそれぞれの改正案が紹介され、日本、イタリア、米国はそれぞれについて問題点を指摘した。また、日本も SLF48/4/14 に基づき、その研究成果の紹介と個別の船舶情報を反映するガイダンスを簡易ガイダンスの代替として将来的に認めるべきと発言した。これらを受けて、WG 議長はパラメトリック横揺れが複雑な現象で簡単には扱うことができないものとの認識を示した。

これらを踏まえて、個別船舶情報の反映を含めないガイダンス案の SLF49 への提出を優先するが、個別船舶情報の反映を含めたガイダンスについての議論も続けることとなった。

(ト) 性能志向基準

標記課題に関する各国提案文書の紹介が行われ、日本からはその提案文書 SLF48/4/14 について説明し、まず現行基準の安全レベルの把握を理論計算で行い、その後その計算法で個々の船の安全レベルを求めて、現行基準と等価以上ならば代替承認を行うことを提案した。ポーランド、米国、イタリアはこれを支持した。

(チ) CG の設置

SLF49 に向けて、メインズ氏(独)をコーディネーターとする CG を設置することを WG は合意した。その付託事項は、1)新コードの最終案の編集、2)MSC/Cir.707 の改正案の作成、3)性能志向基準など長期的課題の検討、4)復原性計算機のソフトウエアの承認のためのガイダンスの作成とされた。特に、2)および 3)について、3 つの現象、a)パラメトリック横揺れなどの復原力変動による問題、b)デッドシップ問題、c)プローチングなどの操縦性関連問題と d)MSC/Circ. 707 ごとにメーリンググループを作ることなり、そのコーディネーターとして、a) クレーマー氏(ドイツ)、b)梅田(日本)、c)梅田(日本)、d) ミュラー氏(ドイツ)が選出された。

(3) WG 報告のプレナリでの審議

前述の項目(2)(イ)~(ホ)および DE 及び STW 小委員会に検討を依頼すべき内容、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。ただし、ウエザークライテリオンの強制化についてはデンマークが再度反対したが、議長は同じ議論の繰り返しを避けるため、デンマークに SLF49 に文書で提案するように指示した。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。

3.2.3 LHNS 及び OSV ガイドラインの見直し（議題 5 関連）

OSV に関するガイドラインはもっぱら復原性に関わるものであるべきとの考え等に基づいて進められてきた LHNS 及び OSV ガイドラインの見直し作業については小委員会から今会合においてファイナライズすることを求められ、ドラフティンググループを設置し作業を行うこととなった。同ドラフティンググループにはノルウェー、英国、米国及び IMCA から参加があり、ファイナライズ作業を完了した。

3.2.4 旅客船の安全（議題 6 関連）

プレナリにおいて SLF48/6/2 Annex に示されたタスクの見直しと、SDS WG に対して FP49 及び DE48 から検討を求められている事項について、SDS WG において検討することが求められた。SDS WG ではスプリンターグループを設けて検討することとなった。

その結果、タスク 1.2（浸水拡大を制限する方法）を削除し代わりに浸水感知装置と継続的な水位モニタリングシステムの強制要件をタスクとすること、タスク 1.3（レーキングダメージの問題）を削除すること、タスク 6（代替の設計と配置）を削除すること、事故シナリオについては新 SOLAS II-1/8 をベースに考えること、浸水に関する事項を含む FP49 で用意された SOLAS II-2 改正案が概ね適切なものであるがいくつか本議題に関連する項目を追加すべきであること、DE48 で用意された客船の安全な帰港に関する性能要件は浸水感知装置が設置されている場合を考慮すべきであること等が議論され、本件は SDS WG における議論を経て、プレナリにおいて基本的には合意されたが、浸水感知装置と継続的な水位モニタリングシステムについては DE で扱うべき事項であるとの意見が仏等からあり DE において扱うことを求めることとなった。

なお、本議題に関する SDS コレスポンスグループの TOR は、新 SOLAS II-1/8 にある事故シナリオを前提とした安全な帰港に関する基準を策定するとともに、浸水感知装置と継続的な水位モニタリングシステムの強制要件のドラフトを策定することとされた。

3.2.5 IMO の種々の損傷時復原性関連規則の調和作業（議題 7 関連）

はじめに、スウェーデン及び米国の文書(SLF48/7)にもとづき SOLAS II-1 章以外の損傷時復原性規則について調和作業を継続するかどうかについて審議が行われた。日本は、SOLAS II-1 章の損傷時復原性規則は復原性しか考慮していないので、確率論的損傷時復原性規則を他の IMO 規則に導入する場合には構造強度及び環境影響を考慮したものに改良する必要があると、これらを含む確率論的損傷時復原性規則が出来るまでは現行の枠組みを変えるべきではないと発言した。この日本の発言を、ICS、OCIMF、独、中、リベリアが支持した。また、液体貨物が環境影響の観点から調和作業に向かないことについては、先の 3 カ国及び 2 機関以外にも英国及びノルウェーからも支持を得た。この結果、HSC、OSV 及び漁船コードについては事故データが不足している事、MARPOL、IBC 及び IGC コードについては環境影響の観点から調和作業に向かない事を理由に調和作業の対象にしないことが合意された。

一方、SPS 及び INF コードについては調和作業の対象とすることが合意された。また、LL 条約 27 規則の損傷時復原性規則については、独、米、中国から現在の 27 規則が減少 B 型乾舷の安全性を十分確保出来ているかどうか疑義があるため、LL 条約は調和作業の対象とすべきであるとの意見が出された。SOLAS II-1 章第 4 規則のフットノートでは別の規則に基づき損傷時復原性計算を行えば SOLAS II-1 章の損傷時復原性計算の適用対象外となることを規定しており、独はこのフットノートから LL 条約を消去すれば、LL 条約の決定論損傷時復原性規則（27 規則）に加えて SOLAS II-1 章の確率論的損傷時復原性規則を減少 B 型乾舷にも（上乘せ）適用することが可能であると発言した。英国、オランダからは SOLAS

II-1 章と想定している損傷条件が異なるため確率論の導入には向かないとの意見が出されたが、その後英国も調和作業を認める意見を出したことから、最終的には、今後は、上記独のコメントを念頭に置いて調和作業について更なる検討を進めることとされた。

この LL 条約に対する決定について仏は立場を留保した。また、この LL 条約の調和作業の対象となるのは、LL 条約第 27 規則で規定されている減少 B 型乾舷の船舶だけであり、同じ規則で規定されている液体貨物を輸送する A 型乾舷の船舶については対象としないことが確認され、その旨報告書に反映することとされた。

次に、中国の提案文書(SLF48/7/1)にもとづきビルジポンプの要件に関する SOLAS II-1 章 35-1 規則 3.2 および 3.4 の修正提案が出された。検討する余地については、英国、オランダから理解を得られたが、発効前の SOLAS を改正することが困難であること及び技術的に十分検討できていないと判断されたことから、内容を精査して MSC に提案文書を提出することで合意した。

3.2.6 IACS 統一解釈に係る検討（議題 8 関連）

本議題については提出文書がなく有意な審議はされなかった。

3.2.7 1969LL 条約の技術基準見直し（議題 9 関連）

はじめに、IADC 及び IACS の提案文書(SLF48/9 及び SLF48/9/2)にもとづき、Self-elevating MODUs (SEDUs)は従来の規則を適用して安全性を確保していること及び先般改正された LL 条約の reg.39（最小船首高さと予備浮力）を適用するためには大規模な設計変更が必要となり合理的でないことを理由に第 39 規則において SEDUs は適用除外となる旨の改正提案を行った。また、IACS は第 22 規則(4)の誤字についても指摘した。この提案を、米国、英国、独、ノルウェー、仏、蘭が支持した。この結果、MODUs コードによってうまく取り扱えるように DE49 での検討を依頼することで合意した。また、誤字があった箇所は改正することが了承された。

次に、LL 条約の今後の見直しについて、SLF48 で絞り込まれた検討項目（(1)乾舷表の見直し、(2)諸修正の見直し、(3)減少 B 型乾舷の安全性評価）を SLF49 以降の作業項目にするかどうかについて審議が行われた。審議は、日本の提案文書(SLF48/9/1 及び INF8)を元に行われた。日本は、模型試験と理論解析に基づく安全性評価の結果に基づき現在の乾舷表及び諸修正で適切に安全性を確保できていること及び LL 条約を見直すことは他の IMO 規則を見直すこととなることから合理的な理由無く改正すべきではないと提案した。この提案を、仏、イラン、韓国、独、英国、ノルウェーが支持した。この結果、当面乾舷表や舷弧等諸修正の見直しは行われなことが合意されて本議題はワークプログラムから削除されることとなった。しかしながら、韓国、独から現在の LL 条約 27 規則が減少 B 型の安全性を十分に確保出来ているかどうか疑義があるため 27 規則だけは議題 7 の調和作業で検討すべきであるとの意見が出され了承された。

3.2.8 2000HSC code 並びに DSC code 及び 1994HSC code の改正の見直し（議題 10 関連）

12 日の昼休みに英国 MSC がサザンプトン大学に依頼した実験的研究 (SLF48/INF.7)の発表があった。単胴、双胴高速型線形の 800 ケースを超える波浪中転覆実験を行い、転覆波高を求めたものである。HSC の復原性基準限界に当たる復原性を与えた結果、幾隻かが転覆の危険性があることが判明したとの説明があった。

12 日午後のプレナリにおいて、第 10 議題の各文書の説明があり、議論が行われた。本議題について

はワーキンググループが設立されることとなった。

英国提案のレーキングダメージ(SLF48/10/4)、幅広船の風による横傾斜に関する研究(SLF48/INF.6)、及び英国 MCA (海事・沿岸警備庁) がサザンプトン大学に依頼した実験的研究(SLF48/INF.7)については、豪、ノルウェー、独等より否定的なコメントが出され結果、WG での検討に付さないこととされた。

12日16時にWGが始まった。チェアマンは英国のアレン氏で、英国、オーストラリア、ノルウェー、ドイツ、イラン、韓国、日本とRINAが出席した。作業スケジュールが決められ、12日中に議論を終了し、13日朝にレポートチェックを行い、14日のプレナリに報告することとなった。

決議事項は以下の2点。

- (1) HSC コードのいくつかの文言に関する見直しが行われ、微少な修正が行われた。
- (2) HSC コードの 2.7.6 と 2.13.2.4 は変更しないこととした。

3.2.9 A.266 (VIII) の改正 (議題 11 関連)

前述「3.2.1」の項を参照のこと。

3.2.10 Open-top コンテナ船(OTC)の測度 (議題 12 関連)

基準で求められる以上の乾舷を有するオープントップコンテナ船については、他のタイプのコンテナ船と比べて安全性が高いにも関わらず、その特殊な形状のため国際総トン数/輸送可能コンテナ数の比率が相対的に高く算出され、各種手数料の算出等に関し経済的な不利益を被っているため、短期的には現行の TM サーキュラで勧告されている OTC に関する“reduced gross tonnage(RGT)”の取扱いを勧告ベースで改善し、RGT を証書の表側に記載すべき、また、長期的には強制ベース(トン数条約の改正を意味する)で国際総トン数の算出方法を変更すべきとの提案を独が行った。これに対し、豪はトン数条約を改正して第3の種類トン数として“register tonnage”を導入する提案を行った。両提案に関する審議結果は以下の通り。

現行国際総トン数の算出方法そのものの変更については、ICS 及びイラン、バハマが支持したが、これに対し米、日、ノルウェーが経済的理由等での変更反対し、さらにデンマークは安全の話でトン数の調整で行うべきでなく、IMO は港湾手数料を規制する場でもないとの理由で反対し、RINA は国際総トン数は IMO 関連条約、船舶の設計書等で安全レベルの設定に引用されているので想定外の悪影響が発生することを懸念する旨表明した。以上、反対意見が多数を占めたことを踏まえ、議長はこれを変更しないこととした。また、reduced GT の記載を証書の表側に行うとの提案についても、同様に反対する国が多く認められなかった。

最終的に、独提案に対する短期的対応として、現行 TM.5 / Circ.5 中の Reduced GT の計算式の適用上限を 30,000GT を超えて拡大することについては、米、英、日及びイランが支持した結果そのように合意された。今後、独をコーディネータとするコレスポネンスグループで作業を行うこととされた。(OTC の定義等も見直される見込み)

また、長期的な対応として、トン数条約を見直して“register tonnage”を導入するとの豪提案がいくつかの国の支持を集め、また、これらの国は、船のタイプを OTC に限定することなく、より一般的な形で、かつ、より広い視点で今後トン数条約の見直しに係る検討を進めていくべきとの意見を述べたが、そもそも今次会合では本件検討が委員会より付託されていなかったため、議長(豪)指示により豪が文書を MSC に提出することとされた。なお、日本は豪提案に対し、港湾側が港湾使用料等の設定の指標として、“Register tonnage”を用いることは保証されないため、そのためのトン数条約改正は無意味ではないかとの

強い懸念 (very reluctant to amend the TM Convention for this purpose) を表明した。

3.2.11 SPS code の見直し (議題 13 関連)

豪から SDS Code が適用されていない貨物船に多くの特殊乗船者を乗船させている船舶が多く存在すること等をふまえ、同 Code の改正等を提案していたところ、小委員会は概ね理解を示したが、問題が複雑であることからさらなる議論が必要として参加国及び各団体に対し、SDS コレスポネンスグループにおける議論をふまえた上で次回会合に提案を寄せるよう求めた。また、Target completion date を 2006 年とし、豪に対して SLF49 への文書提出を求めるとともに、他の参加国及び各団体に対しては、豪に提案、コメントを寄せて協力することを求めた。

3.2.12 Damage card の改正等 (議題 15 関連)

本議題については提出文書がなく審議されなかった。

3.2.13 MSC / Circ. 650 の改正 (議題 17 関連)

MSC/Circ.650 は、第 II-1 章に関して、現存船が区画に影響のある主要な変更をする場合の取り扱いが規定されているが、この「現存船」の定義の解釈を明らかにすべきとの韓国提案については日本、英国、オランダ、ノルウェー等に原則支持されたが様々な解釈が示されその場では結論が出ず、SDS コレスポネンスグループで検討することとなった。

IACS は、MARPOL の規定によりシングルハルトンカーをダブルハルにするための改造を行った場合は、II-1/Reg.1 の 3.1 における主要な変更とみなさず、第 II-1 章 Reg3-6「油タンカー及びばら積貨物船の点検用交通設備」に関しては非適用とするということを明確にすることを提案したところ、本件は緊急案件であるとの豪の意見が認められ、DE 小委員会における検討に委ねられることとなった。

3.2.14 作業計画及び SLF49 の仮議題 (議題 18 関連)

(1) 議題案

事務局が示した以下の議題案通り受け入れられた。

- 議題 1 議題の採択
- 議題 2 他の IMO 機関の決定
- 議題 3 SOLAS chapter II-1 調和規定の説明文作成検討
- 議題 4 非損傷時復原性 Code の見直し
- 議題 5 小型漁船の安全
- 議題 6 旅客船の安全
- 議題 7 他の IMO 文書中の損傷時復原性に係る規定の調和
- 議題 8 IACS 統一解釈に係る検討
- 議題 9 総会決議 A.266 (VIII) の見直し
- 議題 10 オープントップコンテナ船の測度
- 議題 11 SPS Code の見直し
- 議題 12 損傷カードの解析：IMO 損傷カードの改正
- 議題 13 MSC / Circ. 650 の改正
- 議題 14 作業計画及び SLF50 の仮議題

議題 15 2007 年の議長及び副議長の選出

議題 16 その他の議題

議題 17 海上安全委員会への報告

(2) 作業グループ、ドラフティンググループ、コレスポネンスグループ

(イ) 作業グループ

WG1： 区画及び損傷時復原性(旅客船安全を含む)

WG2： 非損傷時復原性 Code の見直し

WG3： 小型漁船の安全

(ロ) ドラフティンググループ

DG1： オープントップコンテナ船の測度

DG2： SPS Code の見直し

(ハ) コレスポネンスグループ

CG1： 区画及び損傷時復原性(旅客船安全を含む)

CG2： 非損傷時復原性 Code の見直し

CG3： 小型漁船の安全

CG4： オープントップコンテナ船の測度

3.2.15 2006 年の議長及び副議長の選出 (議題 19 関連)

2006年の議長及び副議長として、新たにそれぞれMr. R. Gehling (Australia) 及びProf. Szozda (Poland) が選出された。

4 . SPLの活動状況

今年度は以下の日時、議題で満載喫水線・復原性プロジェクト（SPL）ステアリング・グループ会議、非損傷時復原性ワーキング・グループ(WG1) 会議 及び 損傷時復原性国内対応ワーキング・グループ(WG2)会議を行った。

[満載喫水線・復原性プロジェクト（SPL）ステアリング・グループ会議]

- ・ 第1回 2005年5月27日（金）13:30～17:00 （財）日本船舶技術研究協会 会議室
議題 (1) 今年度事業計画（案）について、(2) SLF48対応について、(3) その他
- ・ 第2回 2005年6月28日（火）13:30～17:20 霞山会館 さつきの間
議題 (1) 各WGの進捗状況について、(2) SLF48対応について、(3) その他
- ・ 第3回 2005年8月2日（火）13:30～17:20 霞山会館 うめの間
議題 (1) 各WGの進捗状況について、(2) SLF48対応について、(3) 試験研究中間報告(LL)について、
(4) その他
- ・ 第4回 2005年11月16日（水）10:00～13:00 霞山会館 たけの間
議題 (1) 各WGの進捗状況について、(2) SLF48報告について、(3) 試験研究中間報告(LL)について、
(4) その他
- ・ 第5回 2006年2月14日（火）13:30～17:30 霞山会館 霞山の間
議題 (1) 各WGの進捗状況について、(2) SLF49(SDS CG)対応について、
(3) 試験研究報告(LL)について、(4) 報告書(LL及びWG1、WG2担当者分も含む)について、
(5) その他

[非損傷時復原性ワーキング・グループ(WG1)会議]

- ・ 第1回 2005年5月27日（金）13:30～17:10 （財）日本船舶技術研究協会 会議室
議題 (1) 今年度の研究計画について、(2) SLF48対応について、(3) その他
- ・ 第2回 2005年8月2日（火）10:00～13:00 霞山会館 うめの間
議題 (1) SLF48対応（議題4）について、(2) 試験研究中間報告（非損傷時復原性）について、
(3) その他
- ・ 第3回 2005年11月16日（水）13:30～17:20 霞山会館 たけの間
議題 (1) SLF48報告について、(2) 試験研究中間報告（非損傷時復原性）について、
(3) その他
- ・ 第4回 2006年1月30日（月）13:30～17:45 霞山会館 さつきの間
議題 (1) 試験研究報告（非損傷時復原性）について、(2) 報告書について、
(3) 中間会合対応について、(4) その他
- ・ 第5回 2006年2月20日（月）13:30～17:00 霞山会館 ふようの間
議題 (1) 中間会合対応について、(2) その他

[損傷時復原性国内対応ワーキング・グループ(WG2)会議]

- ・ 第1回 2005年6月16日(木) 14:00~16:50 (財)日本船舶技術研究協会 会議室
議題 (1) WGの設置について、(2) 改正損傷時復原性要件の内航船への適用の検討について、
(3) その他
- ・ 第2回 2005年9月28日(水) 13:30~17:30 霞山会館 たけの間
議題 (1) SLF48報告について、(2)海難事故事例調査について、(3) 試算結果について、
(4) その他
- ・ 第3回 2005年11月30日(水) 13:30~17:20 霞山会館 まつの間
議題 (1) 試算結果(前回の続き)について、(2) 基準適用した場合の影響評価について、
(3) その他
- ・ 第4回 2006年2月2日(木) 13:30~17:00 霞山会館 まつの間
議題 (1) 試算結果(全体)について、(2) 内航船への損傷時復原性要件の適用について、
(3) 報告書骨子案について、(4) その他
- ・ 第5回 2006年2月14日(火) 10:00~12:30 霞山会館 霞山の間
議題 (1) 内航船への損傷時復原性要件の適用について、(2) 報告書案について、
(3) その他

また、(独)海上技術安全研究所において、以下の日時、議題で ISCG (非損傷時復原性レスポンスグループ) 非公式中間会合が開催されたため、本プロジェクトから代表团及びオブザーバーとして約 15 名が参加した。

Informal Meeting of ISCG on Intact Stability
Preliminary Programme
at National Maritime Research Institute, Mitaka, Tokyo, Japan
6-8 March 2006

Conference Room B		Conference Room C
6 March (Mon)		
9:00~10:30	plenary(opening)	
11:00~12:30	parametric rolling/pure loss of stability	criteria for additional ship types
12:30~13:30	(lunch)	
13:30~15:00	parametric rolling/pure loss of stability	criteria for additional ship types
15:30~17:00	dead ship	guidelines of stability instrument software
18:30~	(dinner)	
7 March (Tue)		
9:00~10:30	dead ship	guidelines of stability instrument software
11:00~12:30	broaching	experimental method for weather criterion
12:30~13:30	(lunch)	
13:30~15:00	broaching	experimental method for weather criterion
15:30~17:00	operational guidance	drafting SOLAS and ICLL amendments*
19:00~	(dinner)	
8 March (Wed)		
9:00~10:30	operational guidance	drafting SOLAS and ICLL amendments*
11:00~12:30	plenary	
12:30~13:30	(lunch)	
13:30~15:00	plenary	
15:30~16:30	visit to experimental tanks	
* drafting relevant amendments to the 1974 SOLAS Convention or the 1988 Protocol to the 1966 Load Line Convention to make parts of the IS Code mandatory		

5. 技術的観点からの満載喫水線の安全性評価

SLF45 で終了した満載喫水線条約の第 1 次見直し作業により、最小船首高さ式、船首部予備浮力、ハッチカバー荷重等が改正された。これらは 2005 年 1 月 1 日から発効している。今後の見直しでは、乾舷表の見直しを中心に検討を行うこととなっている。乾舷の変更は船舶の運航に大きく影響を及ぼすことから、技術的観点からの十分な検討が望まれている。このためには船舶の安全における乾舷や舷弧の役割を整理するとともに、その役割を定量的に検討する必要がある。

乾舷が船舶の安全のために果たす主な役割に海水打ち込みの制限がある。合理的な安全確保と船舶設計の観点からは、ある程度のレベル（冠水確率）の海水打ち込みを許したうえで、船内浸水防止、船員保護及び甲板上構造物保護のための要件を課すことが適切であるといえる。

この考え方にもとづき、乾舷を設定するためには冠水確率を評価する必要がある。しかしながら、冠水確率だけをもとに安全性を評価することは不十分である。そのため、他の安全性要件や指標との相関にもとづき評価するのが適切であるといえる。具体的には、波浪中での耐航性能とこれに関連する安全基準との関係を検討する必要がある。

乾舷や舷弧のもう一つの役割に予備浮力の確保がある。予備浮力とは十分な復原力を確保するために必要な浮力を意味する。現行条約では、標準舷弧を持たない船舶は舷弧の不足分に依じて乾舷を増やすように定められている。乾舷表の見直しでは舷弧や船楼の役割を検証する必要がある。そのためには、予備浮力が復原性の確保以外に耐航性能に及ぼす影響を検討する必要があると考えられる。このことは、先に改正された船首部予備浮力の検討においても明確にされていない。

これらを背景として本調査研究プロジェクトでは、これまでに冠水確率の長期予測計算や乾舷及び舷弧の異なる 3 隻の減少 B 型船舶を用いた模型実験等により乾舷が持つ安全性の検討を行ってきた。

今年度は、舷弧の異なる 2 隻の減少 B 型船舶を用いた模型実験により、非損傷時及び損傷時での波浪中での耐航性能の評価を行った。先般の満載喫水線条約の改正により、一部規則において減少 B 型乾舷を有する船舶は非損傷時だけでなく損傷時（浸水時）においても適切な安全性を確保できるように要件が決定された。このことから損傷時（浸水時）における耐航性能及び乾舷や舷弧が果たす役割について検討しておく必要がある。波高 16.1m の海象を想定した厳しい条件で行い非損傷時及び損傷時の乾舷及び舷弧が耐航性能に及ぼす影響について検討した。

また、平成 16 年度に（社）日本造船研究協会（平成 16 年度末解散）の乾舷規則の改正案の作成に関する調査研究プロジェクト（RR-SP3）で実施した模型実験結果と理論解析を併用することで乾舷により確保される安全性の評価を行った。これらの検討結果を以下に示す。

5.1 模型実験による冠水確率と波浪荷重の計測と解析

5.1.1 実験条件及び計測項目

（独）海上技術安全研究所中水槽（185m×7.5m×3.5m）において、バルクキャリア(Cape size)模型を用いた波浪中試験を行った。本実験は、船首楼及び舷弧の有無による荒天中での船体運動、相対水位、波浪荷重の違いの検討を目的としているので、昨年度 RR-SP3 での実験と同様に模型船は以下の 2 状態を設定して計測を実施した。

形状乾舷と最小船首高さ（以下 Base）

舷弧修正のかわりに標準舷弧を設置した場合(以下 Standard Sheer)

この2状態は、主要目や重量分布など船首部の水線面上形状以外は全く同じ船舶である。よって、乾舷を小さくした場合の重量分布は他の2状態と異なる。これらの主要目を表5.1.1に示す。また、模型船舶首部概要と計測装置の配置図を図5.1.1に示す。

また、今年度は浸水状態での安全性を評価するために、非損傷時(以下 Intact)だけでなく損傷時を想定した模型実験も実施した。模型船内部に F.P.T.及び No.1Hold に相当する区画を設置して、この中に水を張った状態で非損傷時と同じ実験を行った。(以下この状態を damage とする。)

実験では、不規則波中で船体運動、相対水位変動、縦方向の波浪荷重(曲げモーメントと剪断力)、上下加速度、打ち込み水圧を計測した。船体運動は模型船をガイド装置に取り付けて、ポテンショメータにより上下揺、縦揺、前後揺を計測した。左右揺と船首揺についてはガイド装置で拘束した。相対水位変動は、容量式波高計を船首及び船側部5箇所(S.S.91/2, S.S.9, S.S.8, S.S.7, S.S.5.)の計6箇所に取り付けて計測した。波浪荷重は、船体を S.S.71/2 で2分割して取り付けられた検力計により計測した。分割部には、防水のために余計な張力を持たないようにビニールシートを貼り付けた。加速度は、S.S.9に加速度計を取り付けて、S.S.9で上下加速度を計測した。打ち込み水圧は、船首楼甲板上の2箇所(S.S.83/4, C.L.から左右に各5.0mm)に水圧計を取り付けて計測した。

正面向波($\chi=180^\circ$)の不規則波中において、船速1.9knot(フルード数 $Fn=0.018$)で模型船を曳航した。不規則波のスペクトラムには、ISSC スペクトラムを用いた。有義波高及び平均波周期は実船スケールでそれぞれ16.1mと13.4秒及び14.7秒、出会い波数は約1000波である。実験のパラメータを表5.2に示す。最初に1000波の信号を作成し、分割して計測を行った。分割した信号の前後で十分に重複させることで得られた船体応答が連続したものとなるように留意した。

5.1.2 規則波中実験結果

(1) 船体運動

実験状態毎の船体運動の時系列から極値のヒストグラムを求め、これから超過確率を求めた。結果を図5.1.2から図5.1.7に示す。横軸は船体応答の正負の極値の絶対値を表わす。上下揺は鉛直上向き、縦揺は船首下げをそれぞれ正とした。縦軸は航走中に船舶が出会う波浪の数に対する超過確率を対数軸で表わす。

確率密度関数を比較すると、BaseとStandard Sheerの間にはあまり有意な差は見いだされない。これらの結果は昨年度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)で行った非損傷時模型実験とも整合している。損傷時では、船首部トリムにより非損傷時よりも船体前半部の乾舷は小さくなる。このため甲板上に激しく打ち込むことを観察により確認した。しかしながら、損傷時での縦揺の正負の非対称性は顕著になるものの超過確率自体には有意な差が見受けられない。

(2) 上下加速度

S.S.9における上下加速度の超過確率を図5.1.8から図5.1.10に示す。横軸は上下加速度の正負の極値の絶対値を表わす。上下加速度は鉛直下向きを正とした。縦軸は航走中に船舶が出会う波浪の数に対する超過確率を対数軸で表わす。

船体運動と同様に、BaseとStandard Sheerの確率密度関数にあまり有意な差は見いだされない。しかしながら、損傷時の超過確率は非損傷時に比べて若干小さくなっている。損傷時では、浸水して船首トリムがついた状態を基準に解析をしている。超過確率は、この姿勢の違いと海水打ち込みによる影響により変化したと考えられる。

(3) 波浪荷重

S.S.7 1/2 における波浪荷重(縦曲げモーメント、縦剪断力)の超過確率を図 5.1.11 から図 5.1.16 に示す。縦軸は正負の極値の絶対値を船長、船幅及び波振幅で無次元化した値で表す。ここではサギングを正とした。縦軸は航走中に船舶が出会う波浪の数に対する超過確率を対数軸で表わす。

船首形状の違いが確率密度関数におよぼす影響を比較した場合、Base と Standard Sheer の間にはあまり有意な差は見いだされない。損傷時では、船首部トリムにより非損傷時よりも船体前半部の乾舷は小さくなる。このため甲板上に激しく打ち込むことを観察により確認した。この結果、損傷時での正負の非対称性は顕著になるものの超過確率自体には大きな差が見受けられない。

また、図 5.1.11 から図 5.1.16 には、IACS - URS11 で規定される縦曲げモーメント及び剪断力の値を示す。IACS の Recommendation No.34 に示される波浪頻度分布表(表 5.2.2 参照)では、今回実験での有義波高 16.1m 以上の波高の長期発現頻度は 1×10^{-5} 程度に相当する。不規則波実験で計測した確率密度関数は有義波高及び平均波周期が 16.1m で 13.4 及び 14.7 秒の短期海象での確率であるため、単純に波の発現頻度をかけることで長期の発現確率が求まるわけではない。長期予測の発現頻度を求めるためには、有義波高と平均波周期の組み合わせにおける短期海象での確率密度を求めて重ね合わせる必要がある。このことをふまえた上で、今回実験に用いた平均波周期は船体縦運動の同調点付近であること及び波高も頻度分布表で想定する中で最も大きい波高に相当することから、模型実験の超過確率 1×10^{-3} 付近での応答で 25 年に一度の発現確率(約 1×10^{-8})を概算すると、本実験の結果は損傷時だけでなく非損傷時においても IACS - URS11 と同等あるいは下回っており、現行条約で規定する乾舷に相当する喫水によって波浪荷重に対する安全性が適切に確保されていることがわかる。

(4) 相対水位変動

相対水位変動の超過確率を図 5.1.17 から図 5.1.34 に示す。縦軸は正負の極値の絶対値を表す。ここでは波面の下降を正とした。縦軸は航走中に船舶が出会う波浪の数に対する超過確率を対数軸で表わす。図中には、同じく相対水位計測位置での乾舷の値も示す。

船体運動と同様に、Base と Standard Sheer の確率密度関数にあまり有意な差は見いだされない。一方、損傷時と非損傷時の超過確率を比較すると、損傷時の方が若干小さくなっている。損傷時では、浸水して船首トリムがついた状態を基準に解析をしていることから、超過確率は姿勢の違いと海水打ち込みによる影響により変化したと考えられる。トリムにより船首で約 2.5m 沈下している。このため、変動振幅は損傷時の方が若干小さくなっているものの冠水確率は損傷時の方が高くなっていることがわかる。

(5) 打ち込み水圧

不規則波中での時系列から打ち込み水圧の極大値を読み取り、超過確率を求めた。これを図 5.1.35 から図 5.1.37 に示す。縦軸は航走中に船舶が出会う波浪の数に対する超過確率を対数軸で表わす。横軸は打ち込み水圧の極大値をフルード則にもとづき実船スケールに換算した値で表す。

昨年度 RR-SP3 で行った実験結果(有義波高 10.1m)では、Base と Standard Sheer では舷弧によって船首高さが異なるため船首を乗上げる波の高さひいては打ち込みによる衝撃圧が異なった。しかしながら、今年度の実験のように波高の増加に伴い船首を乗上げる波の高さが一層大きくなると舷弧の有無により冠水確率は異なるものの、発生する衝撃圧は舷弧に関係なく大きい衝撃圧になることがわかった。一方、損傷時では、船首が大きく沈むことから同じ超過確率の非損傷時よりも大きな衝撃圧が発生していることがわかる。

不規則波実験で計測した確率密度関数は有義波高及び平均波周期が16.1mで13.4及び14.7秒の短期海象での確率であるため、単純に波の発現頻度をかけることで長期の発現確率が求まるわけではない。長期予測の発現頻度を求めるためには、有義波高と平均波周期の組み合わせにおける短期海象での確率密度を求めて重ね合わせる必要がある。このため定量的な検討は次節に示す。

5.1.3 まとめ

舷弧の異なる2隻のバルクキャリア(Cape size)模型を用いた自由航走試験を行った。船体運動、相対水位、波浪荷重、打ち込み水圧を計測した結果、以下のことがわかった。

- (1) 船楼だけが異なっても、船体運動及び波浪荷重に有意な差はない。また、船首部が浸水した状態であっても船体運動及び波浪荷重の変動振幅は非損傷時とあまり有意な差は無い。
- (2) 相対水位についても船体運動と同様に舷弧の影響は大きくない。しかしながら舷弧の有無により乾舷高さが異なるために冠水確率は異なる。
- (3) 本実験結果から概算した結果では、現行 IACS - URS11 で考慮する荷重は長期発現確率の観点から合理的な値であると考えられる。
- (4) 今年度の実験のように波高の増加に伴い船首を乗り上げる波の高さが一層大きくなると舷弧の有無により冠水確率は異なるものの、発生する衝撃圧は舷弧に関係なく大きい衝撃圧になることがわかった。一方、損傷時では、船首が大きく沈むことから非損傷時よりも大きな衝撃圧が発生する。

表 5.1.1 模型船主要目

(Base&StandardSheer)	Ship	Model
Lpp(m)	280.0	3.00
B(m)	47.00	0.50
d(m)	17.80	0.19
D(m)	24.100	0.26
Disp.(m ³)	203745.00	2182.980
Cb	0.849	0.849
GM	6.860	0.074
γ/Lpp	0.258	0.258

表 5.1.2 不規則波実験パラメタ

T(sec.)	H1/3(m)	Intact(Base)	Intact(Standard Sheer)	Damage
13.4	16.1			
14.7	16.1		✕	



標準舷弧 (Standard Sheer)



母船型 (乾舷を下げた場合もこの船型)

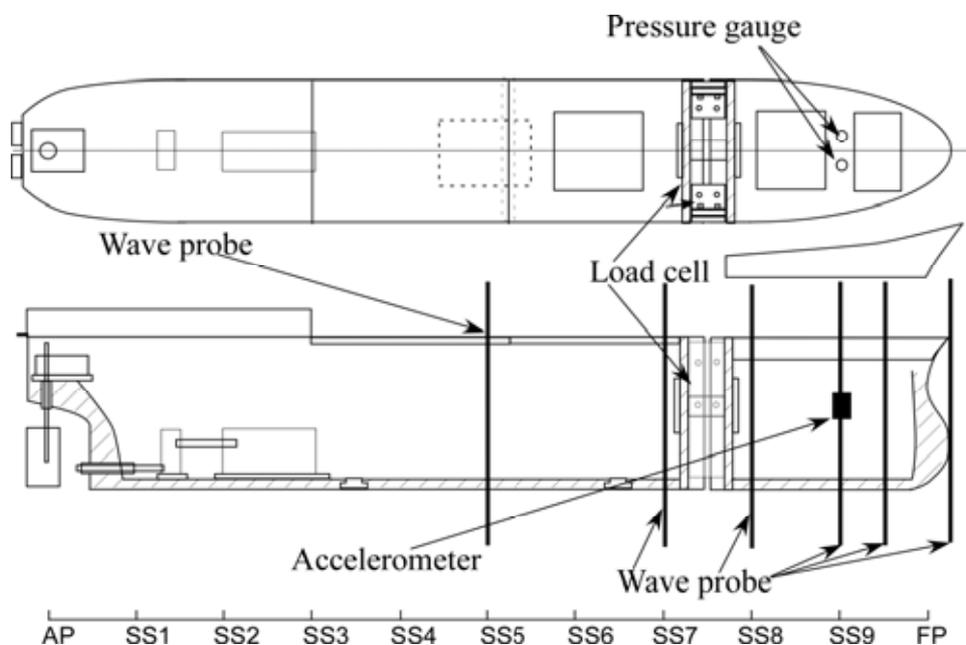
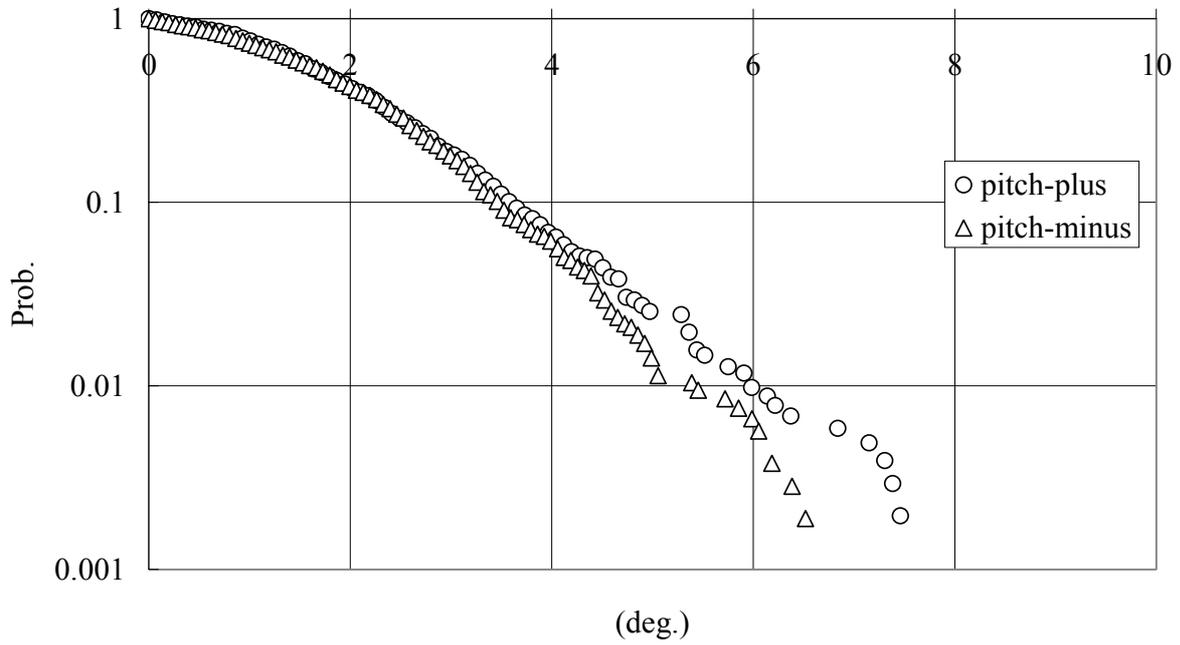


図 5.1.1 模型船船首部概要と計測装置配置図

Pitch(Base(Intact), $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H1/3=16.1\text{m}$, $T02=13.4\text{sec}$)



Pitch (Base(damaged), $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H1/3=16.1\text{m}$, $T02=13.4\text{sec}$)

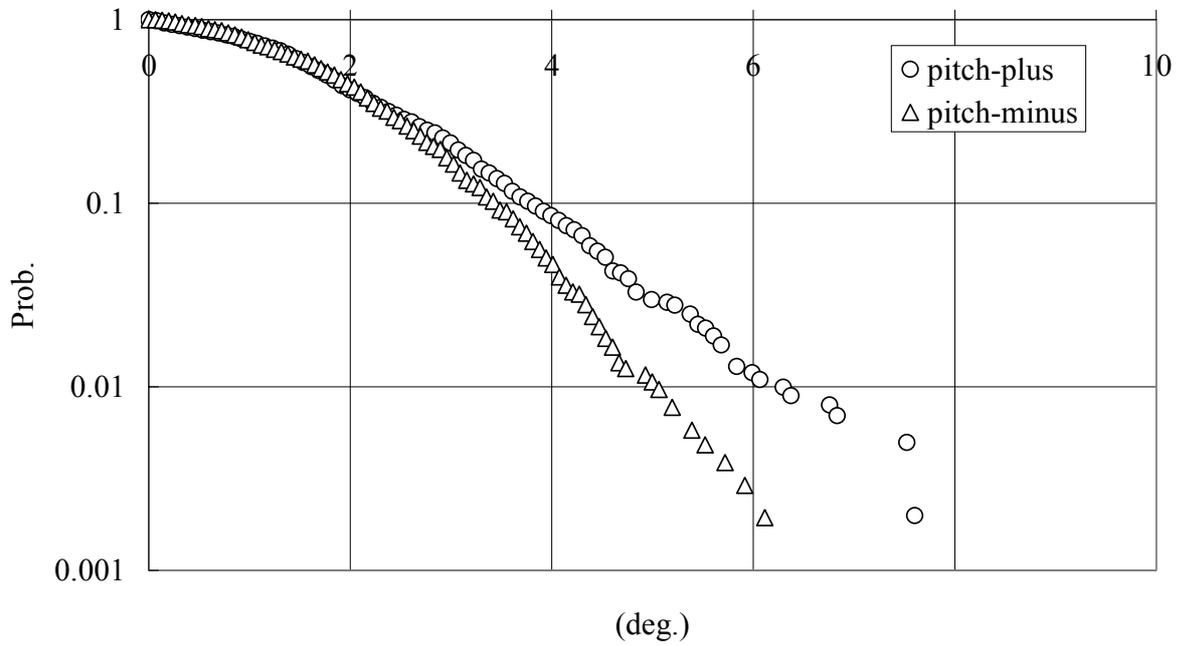
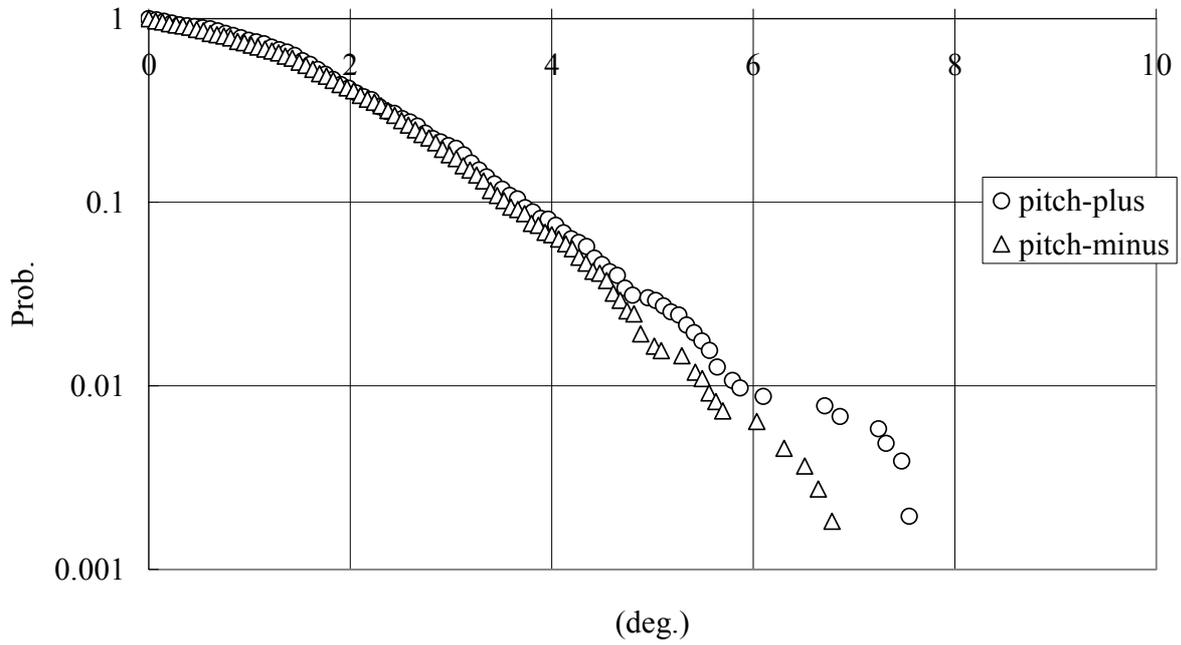


図 5.1.2 縦揺の超過確率 (上: Intact、下: damaged) ($\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H1/3=16.1\text{m}$, $T02=13.4\text{sec}$)

Pitch (Standard Sheer(Intact), $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H1/3=16.1\text{m}$, $T02=13.4\text{sec}$)



Pitch (Standard Sheer(damaged), $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$,
 $H1/3=16.1\text{m}$, $T02=13.4\text{sec}$)

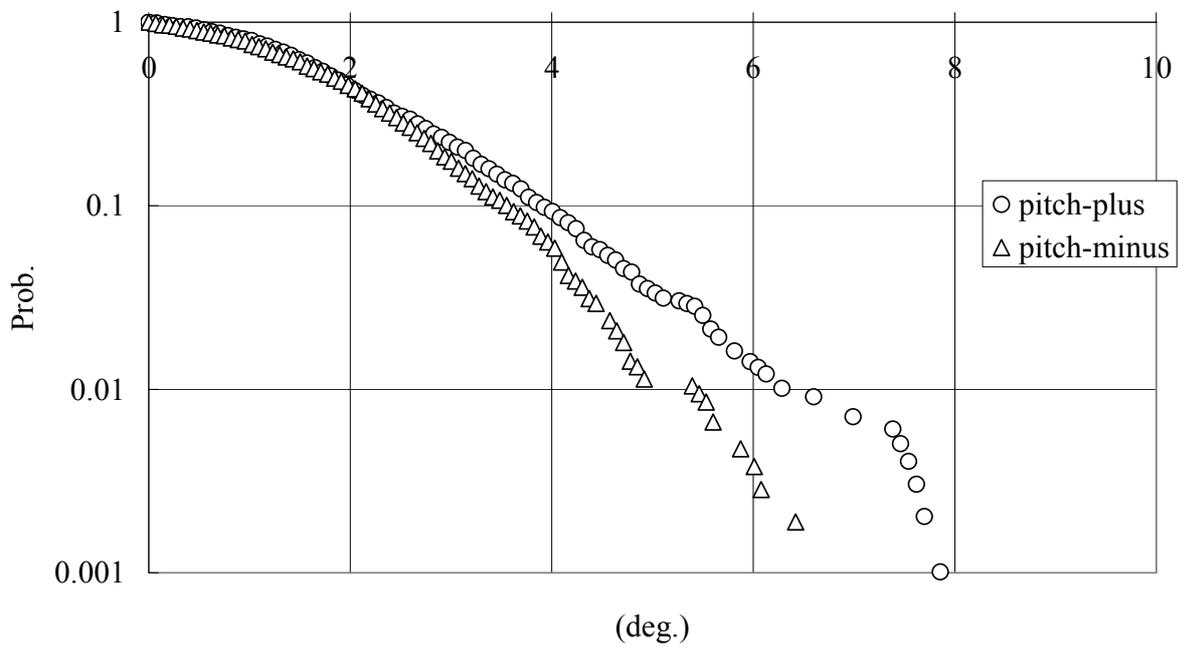
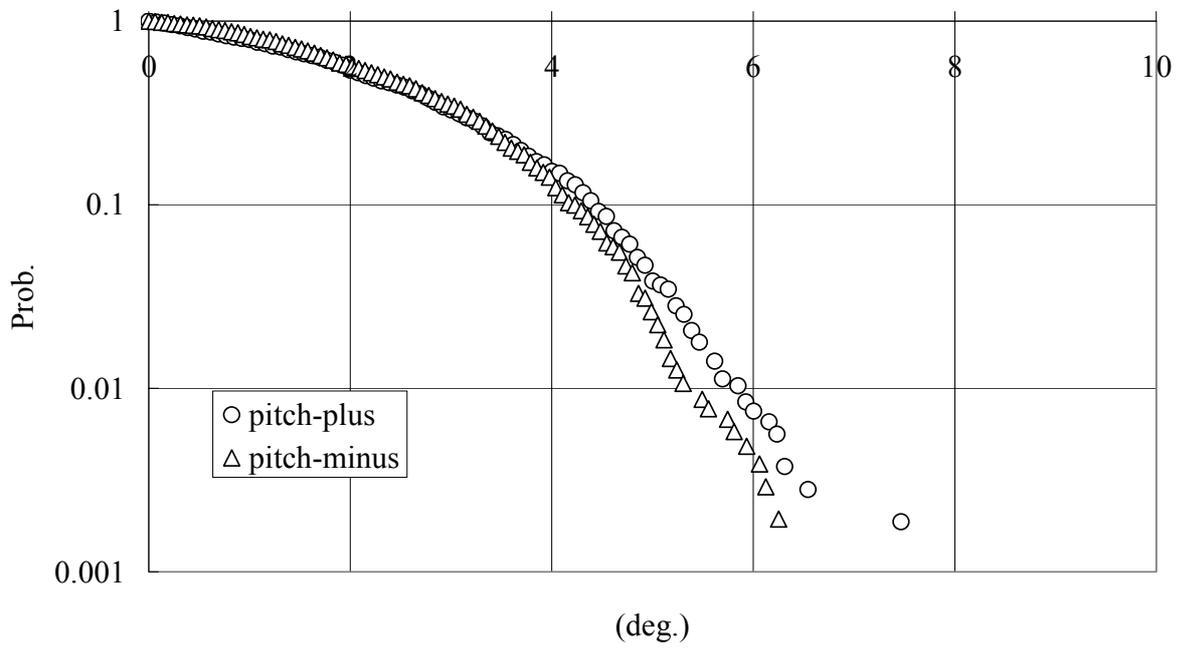


図 5.1.3 縦揺の超過確率 (上: Intact、下: damaged) (Standard Sheer, $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H1/3=16.1\text{m}$, $T02=13.4\text{sec}$)

Pitch (Base(Intact), $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H1/3=16.1\text{m}$, $T02=14.7\text{sec}$)



Pitch (Base(damaged), $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H1/3=16.1\text{m}$, $T02=14.7\text{sec}$)

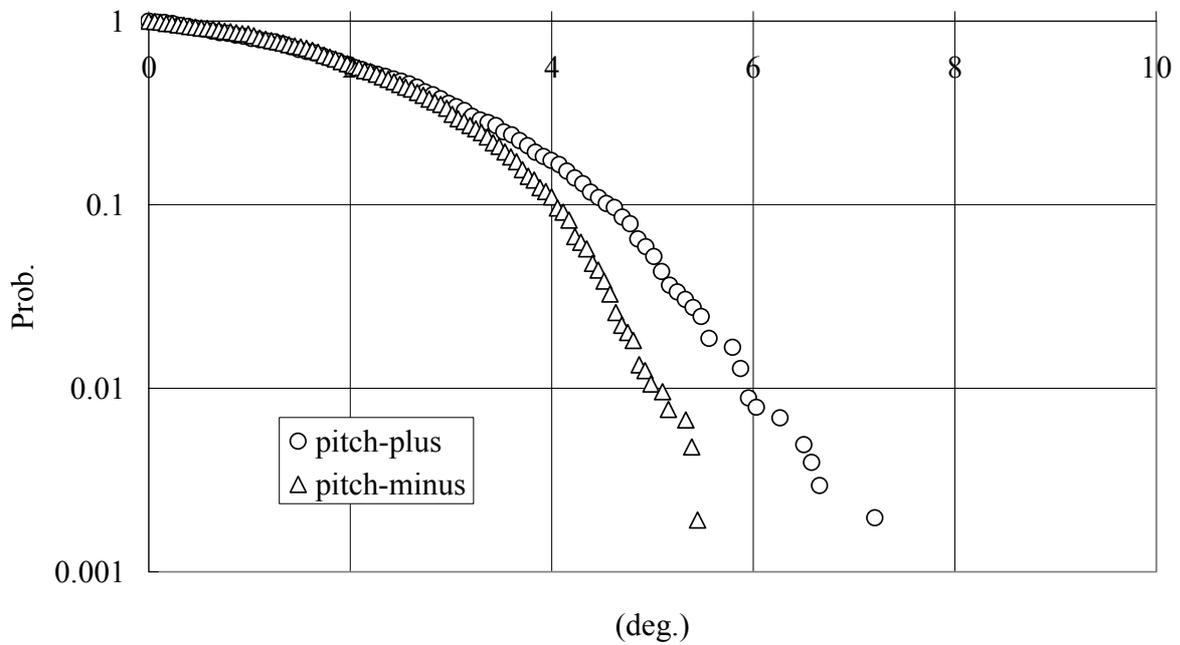
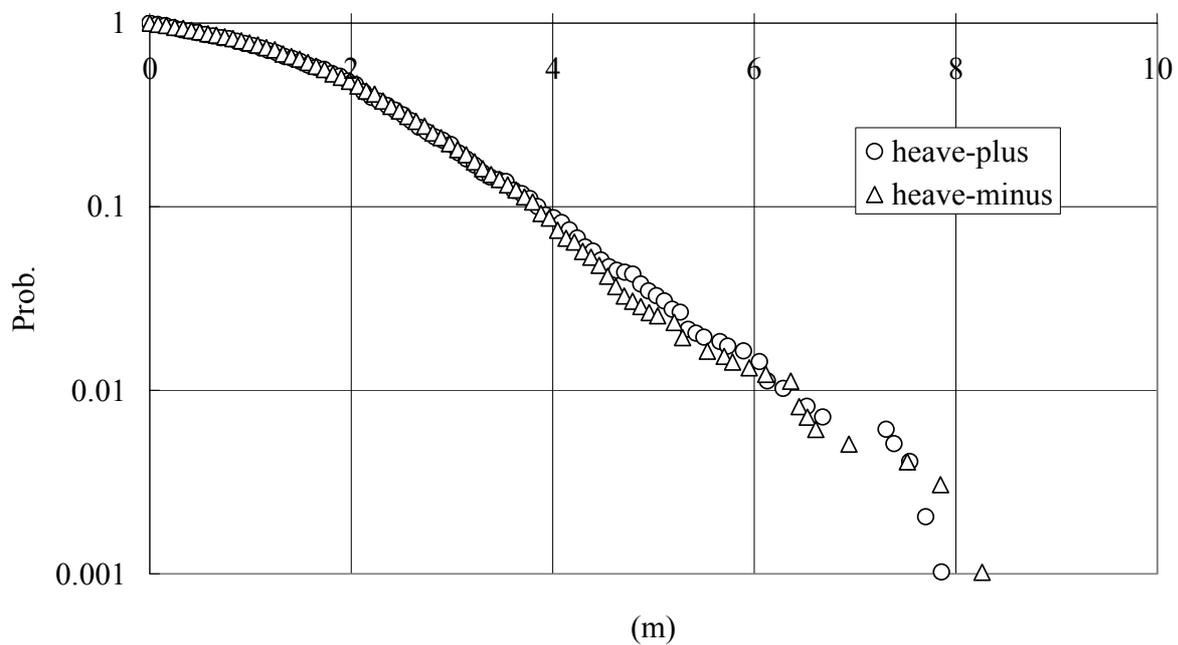


図 5.1.4 縦揺の超過確率 (上: Intact、下: damaged) ($\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H1/3=16.1\text{m}$, $T02=14.7\text{sec}$)

Heave (Base(Intact), $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H_{1/3}=16.1\text{m}$, $T_{02}=13.4\text{sec}$)



Heave (Base(damaged), $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H_{1/3}=16.1\text{m}$, $T_{02}=13.4\text{sec}$)

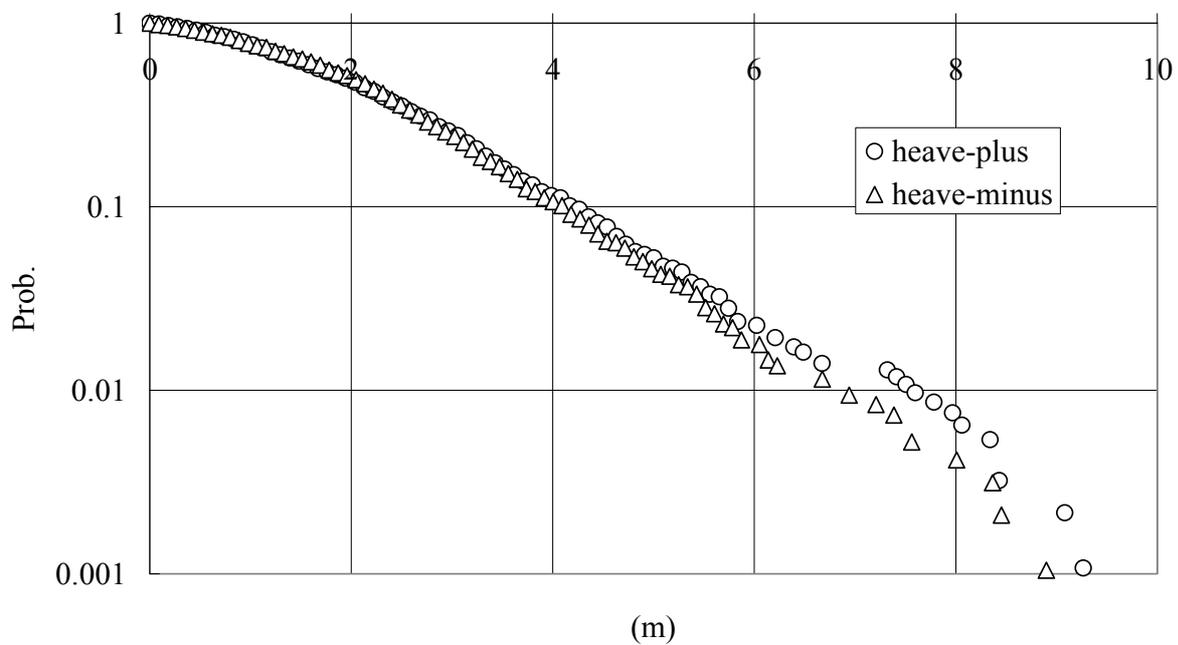
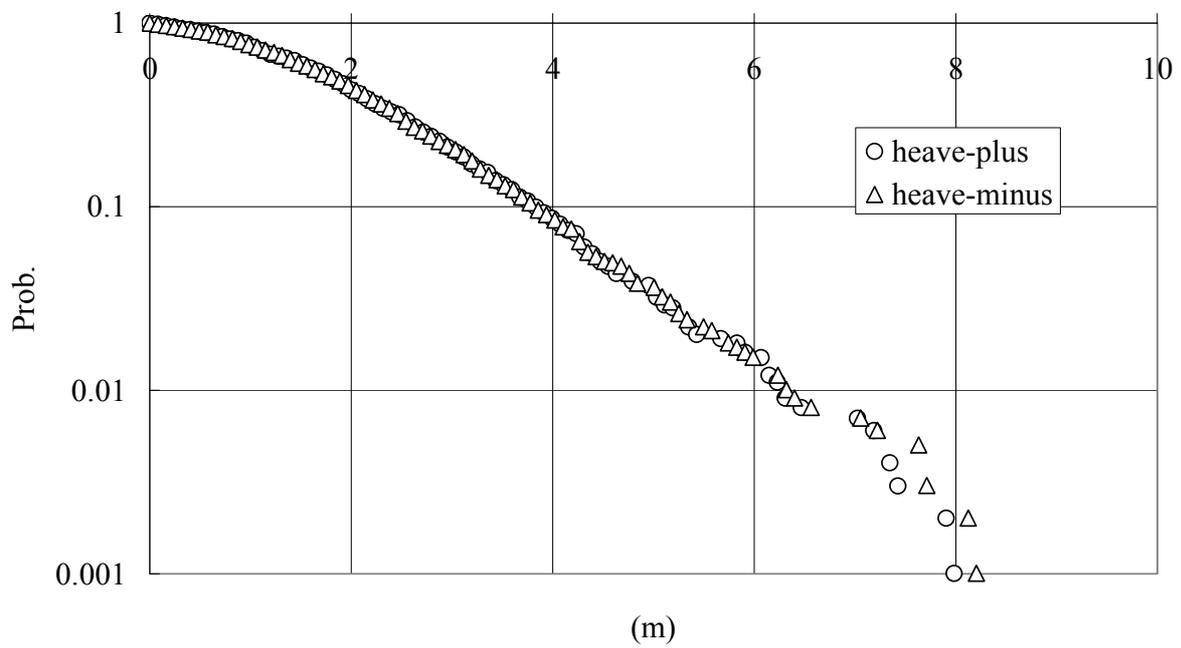


図 5.1.5 上下揺の超過確率 (上: Intact、下: damaged) (Base, $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H_{1/3}=16.1\text{m}$, $T_{02}=13.4\text{sec}$)

Heave (Standard Sheer(Intact), $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H1/3=16.1\text{m}$, $T02=13.4\text{sec}$)



Heave (Standard Sheer(damaged), $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$,
 $H1/3=16.1\text{m}$, $T02=13.4\text{sec}$)

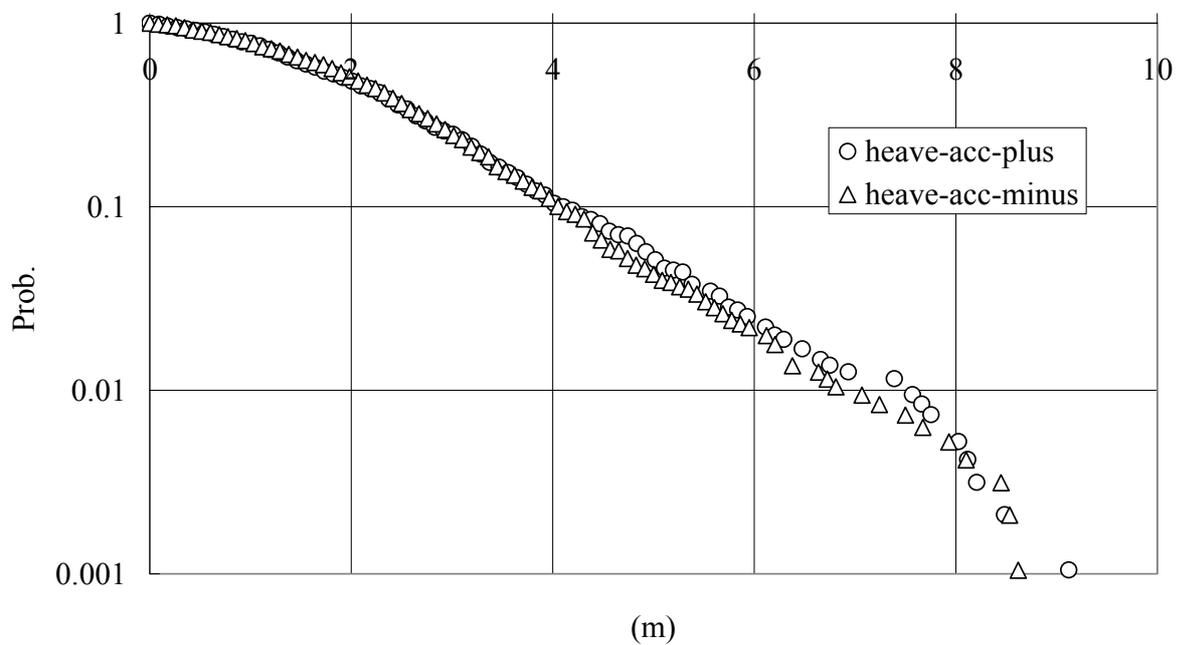
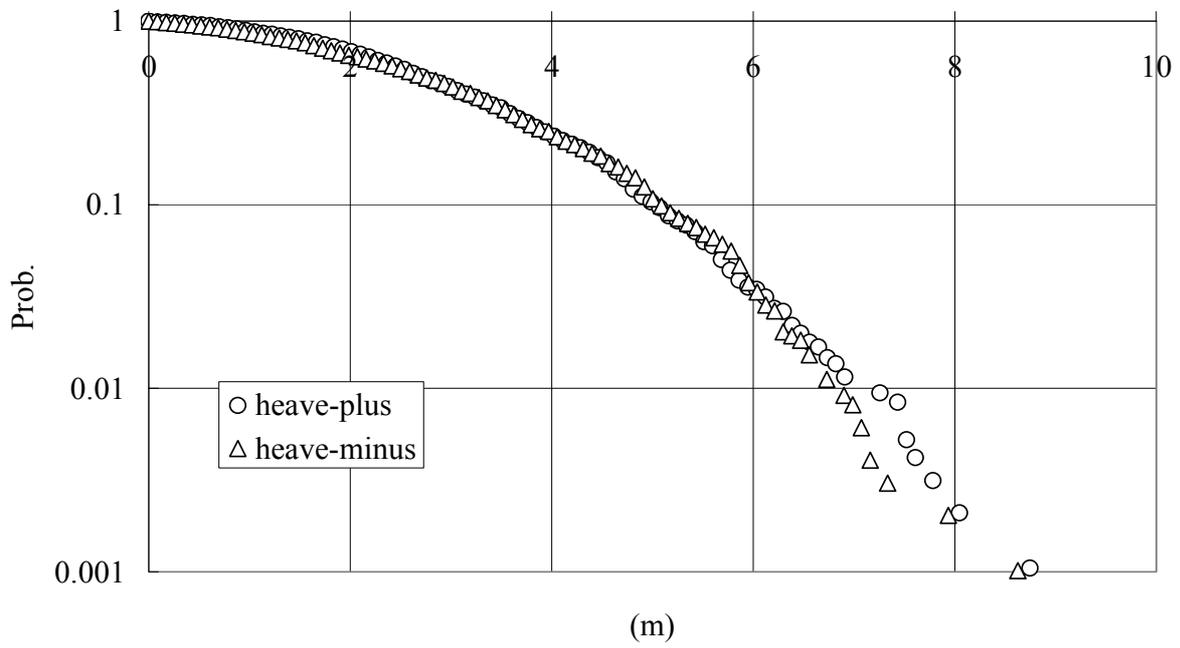


図 5.1.6 上下揺の超過確率 (上: Intact、下: damaged) (Standard Sheer, $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H1/3=16.1\text{m}$, $T02=13.4\text{sec}$)

Heave (Base(Intact), $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H_{1/3}=16.1\text{m}$, $T_{02}=14.7\text{sec}$)



Heave (Base(damaged), $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H_{1/3}=16.1\text{m}$, $T_{02}=14.7\text{sec}$)

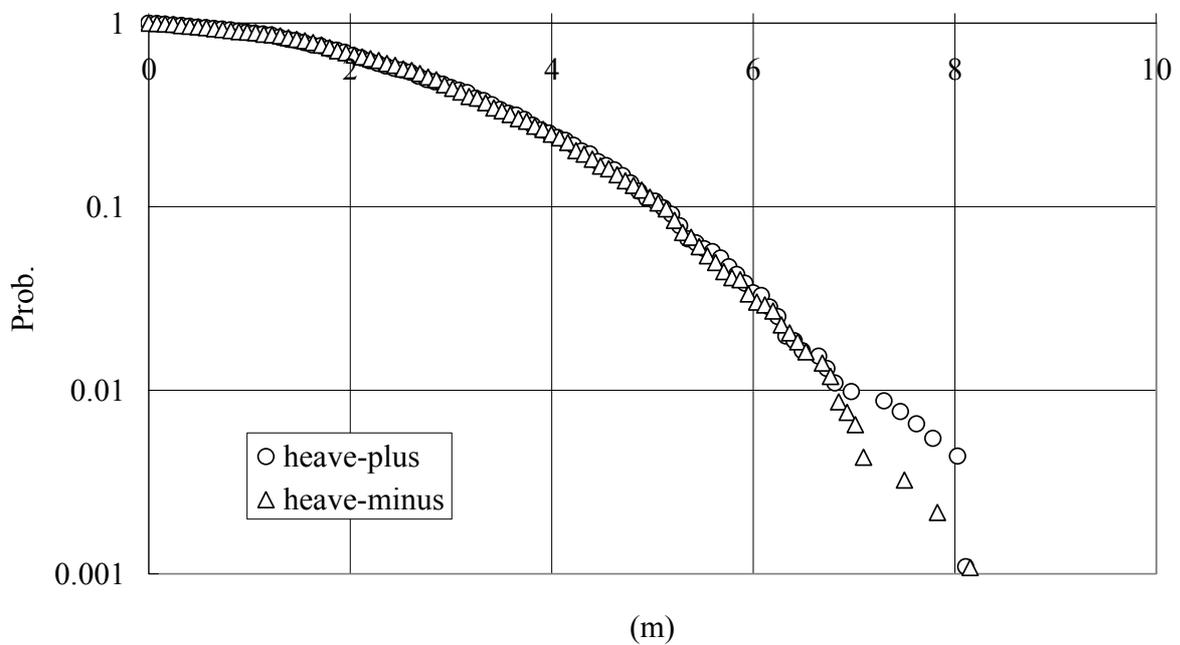


図 5.1.7 上下揺の超過確率 (上: Intact、下: damaged) ($\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H_{1/3}=16.1\text{m}$, $T_{02}=14.7\text{sec}$)

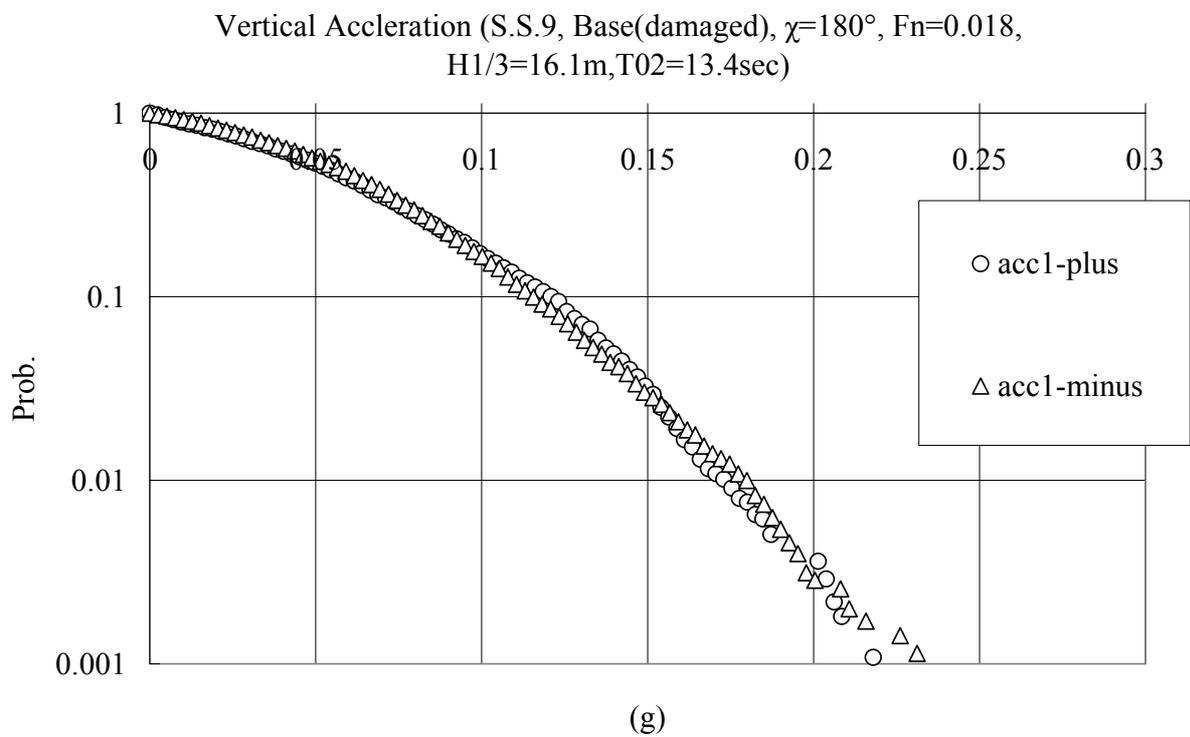
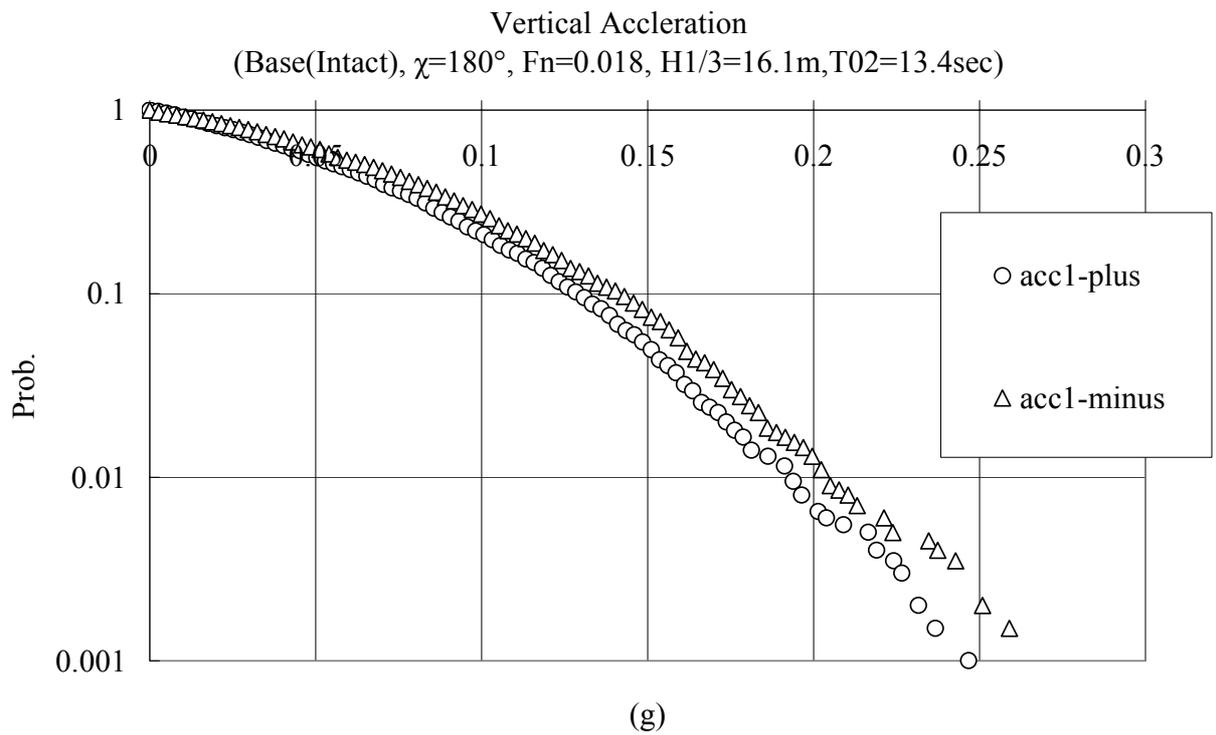


図 5.1.8 上下加速度の超過確率 (上: Intact、下: damaged) ($\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H1/3=16.1\text{m}$, $T02=13.4\text{sec}$)

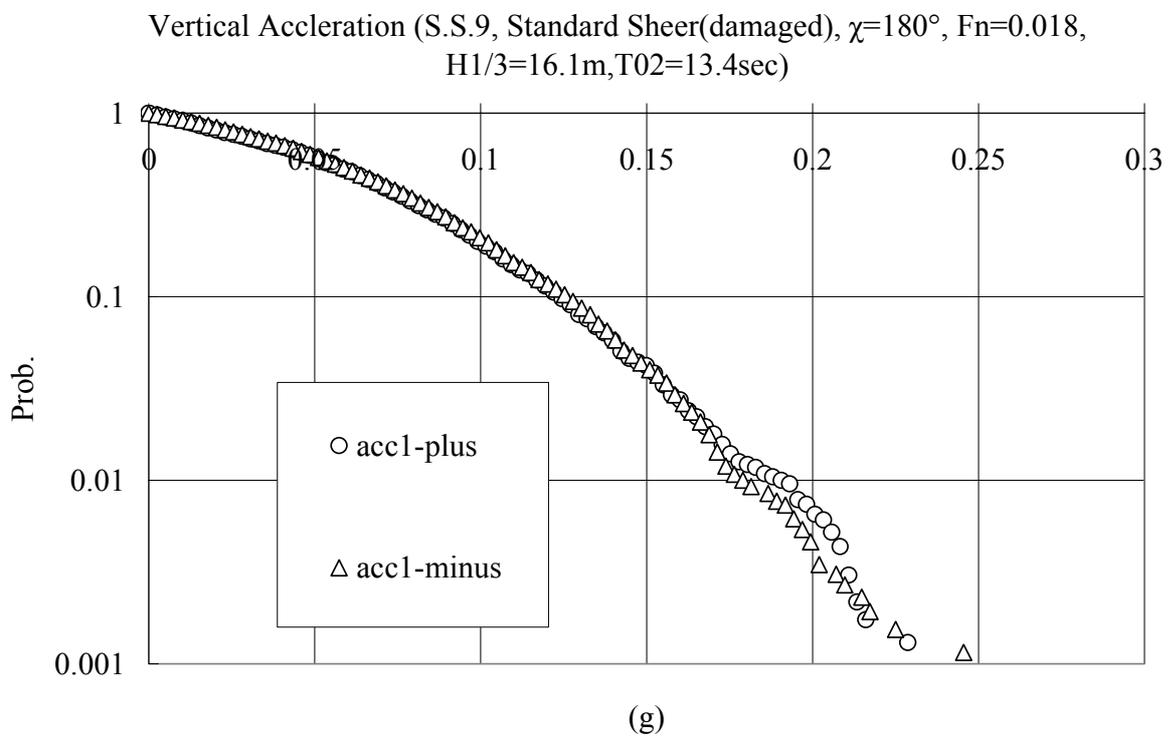
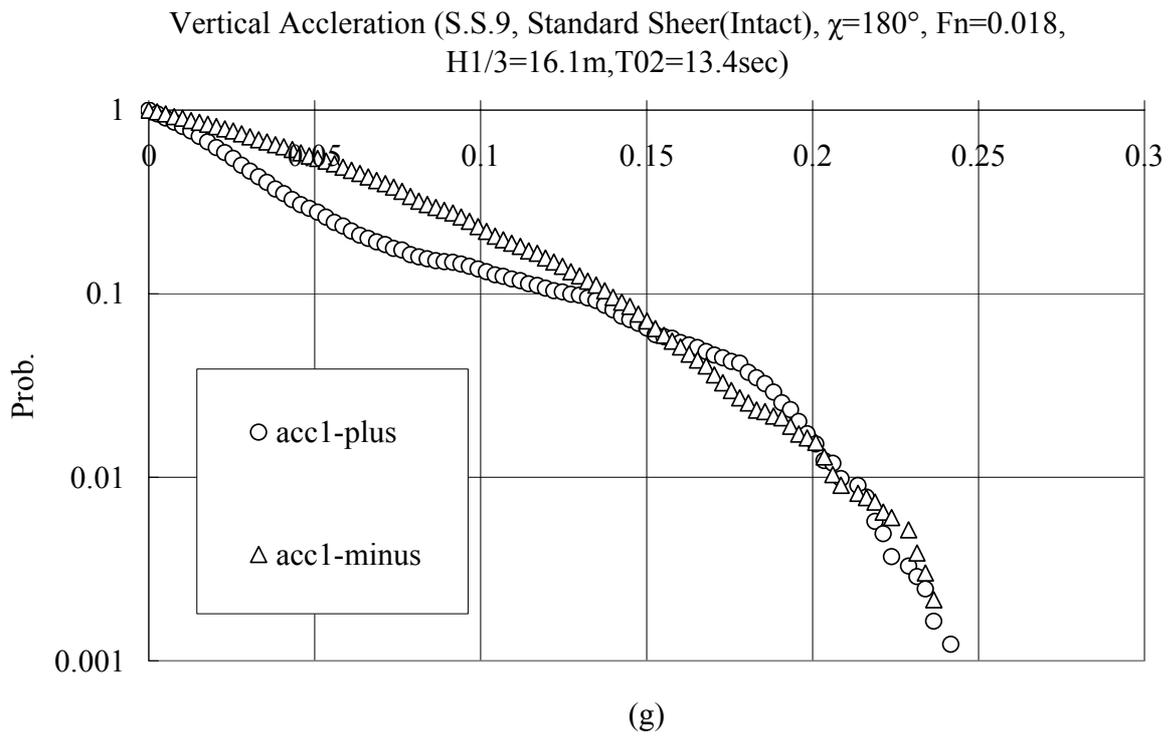


図 5.1.9 上下加速度の超過確率 (上: Intact、下: damaged) (Standard Sheer, $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=13.4sec$)

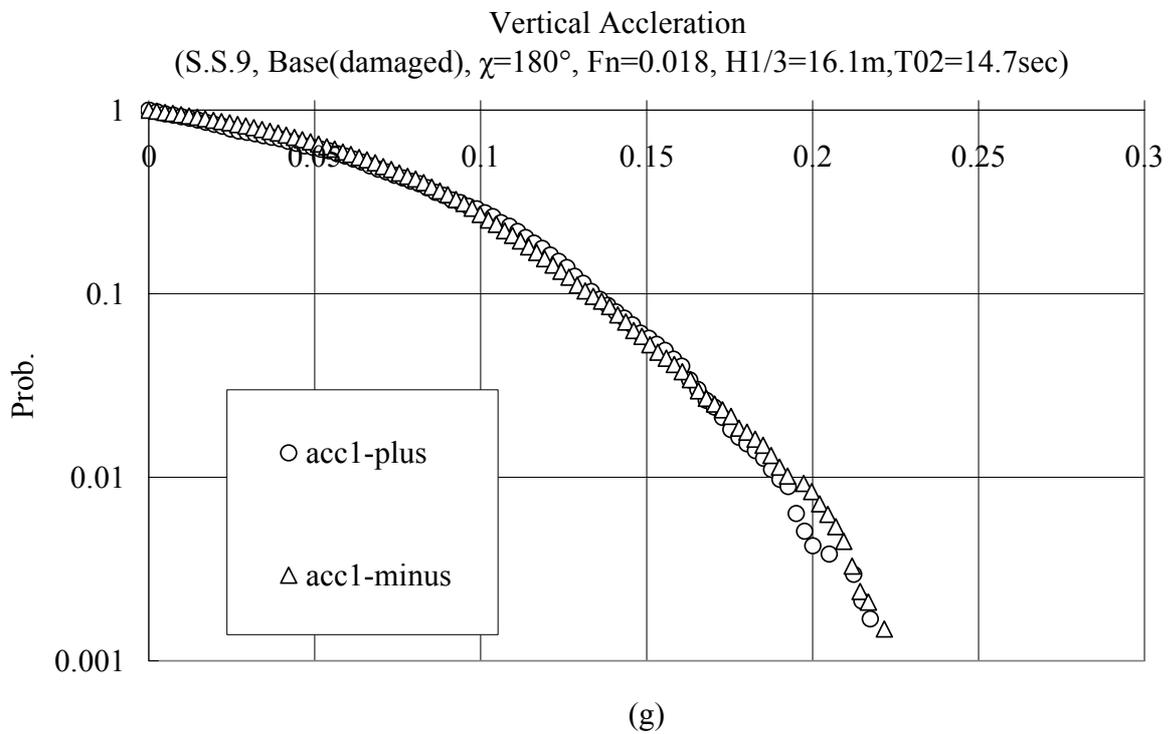
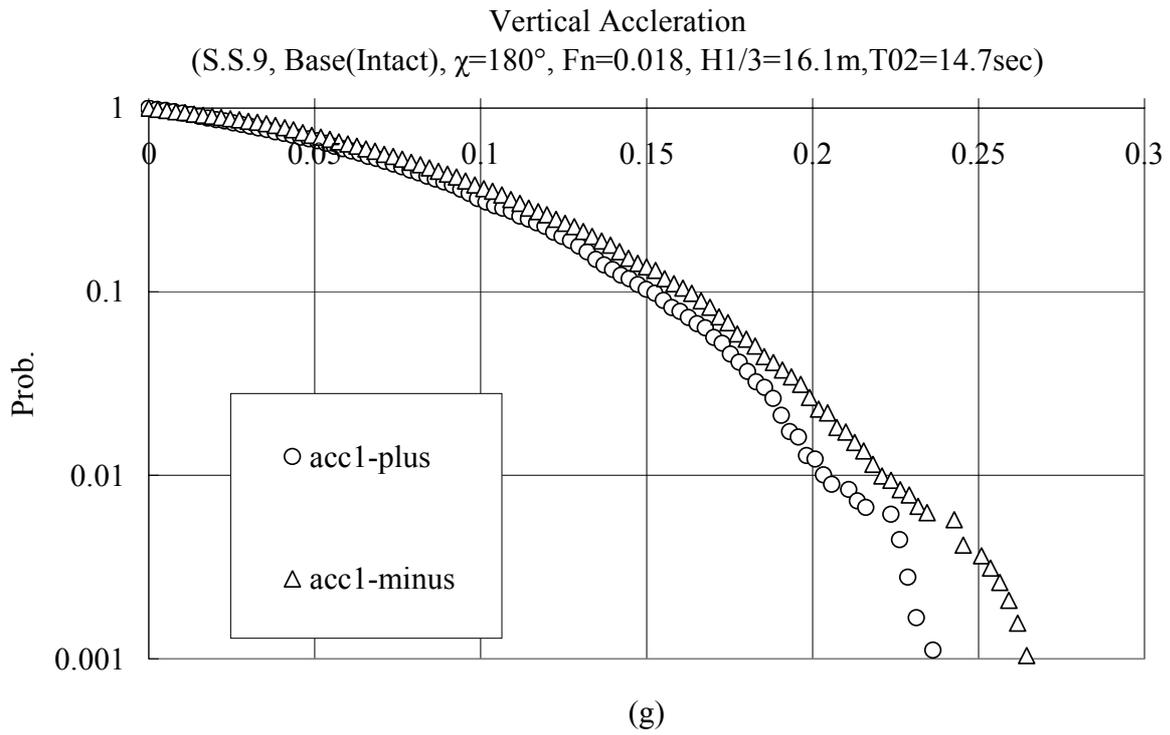


図 5.1.10 上下加速度の超過確率 (上: Intact、下: damaged) (Base, $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=14.7sec$)

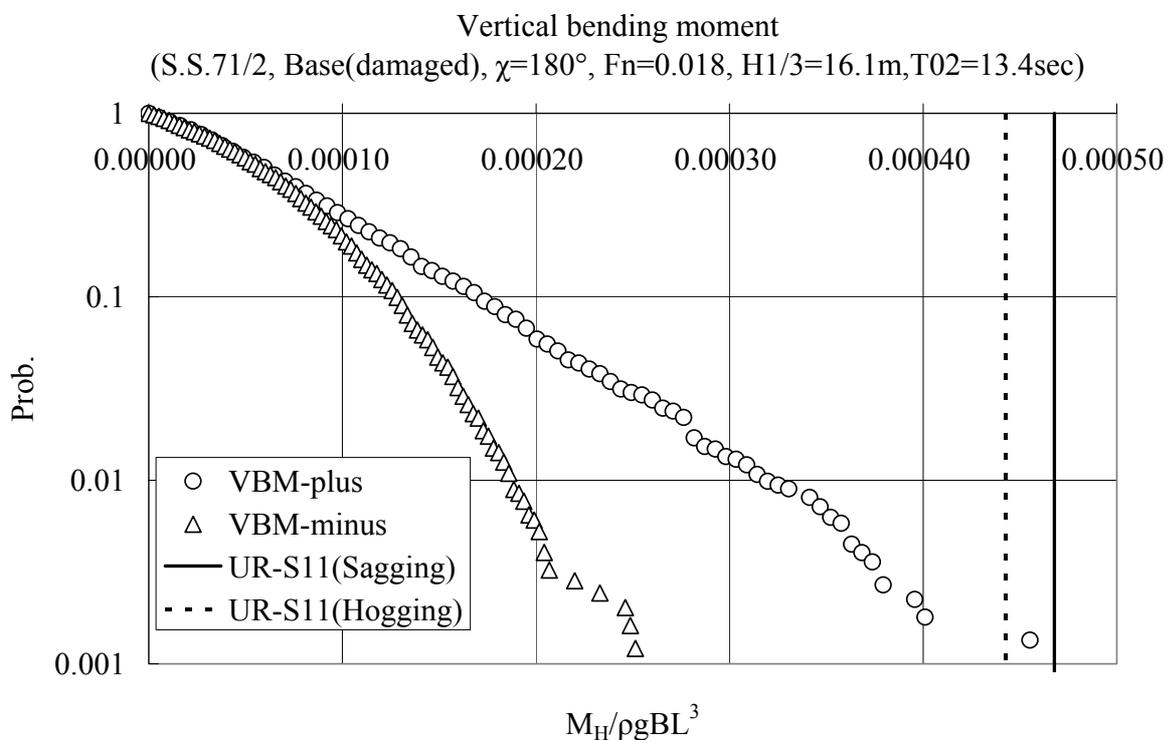
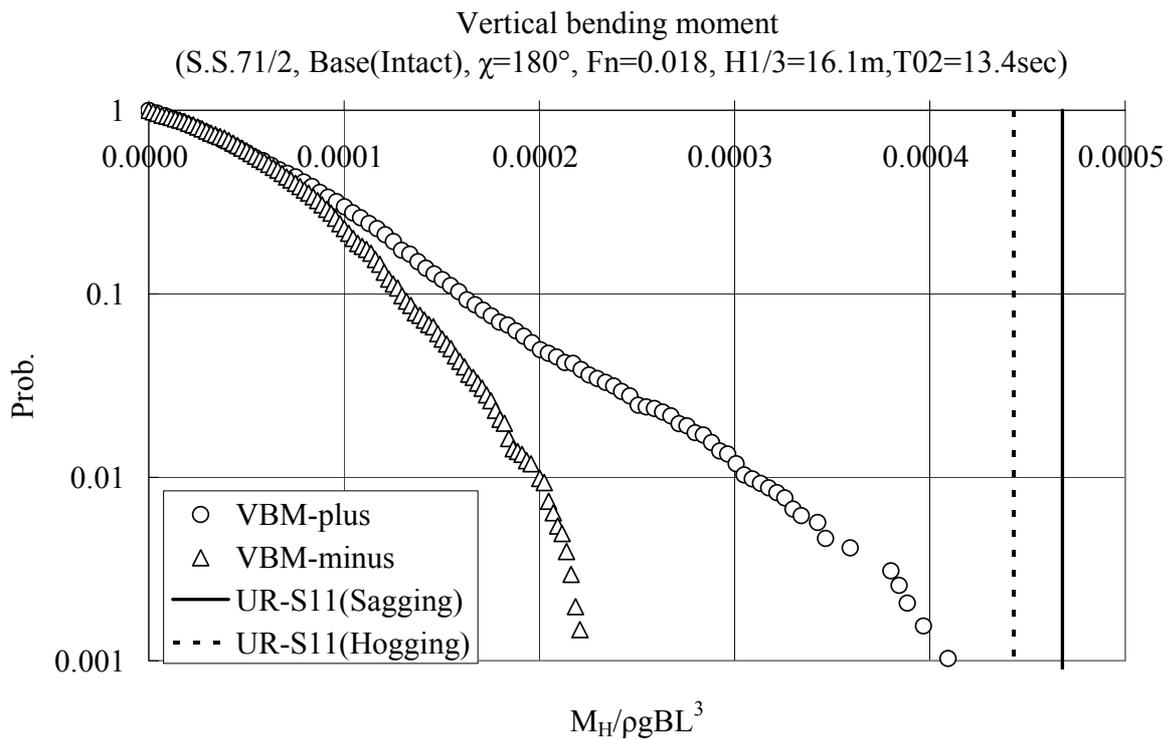


図 5.1.11 縦曲げモーメントの超過確率 (上: Intact、下: damaged)
(Base, $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H1/3=16.1\text{m}$, $T02=13.4\text{sec}$)

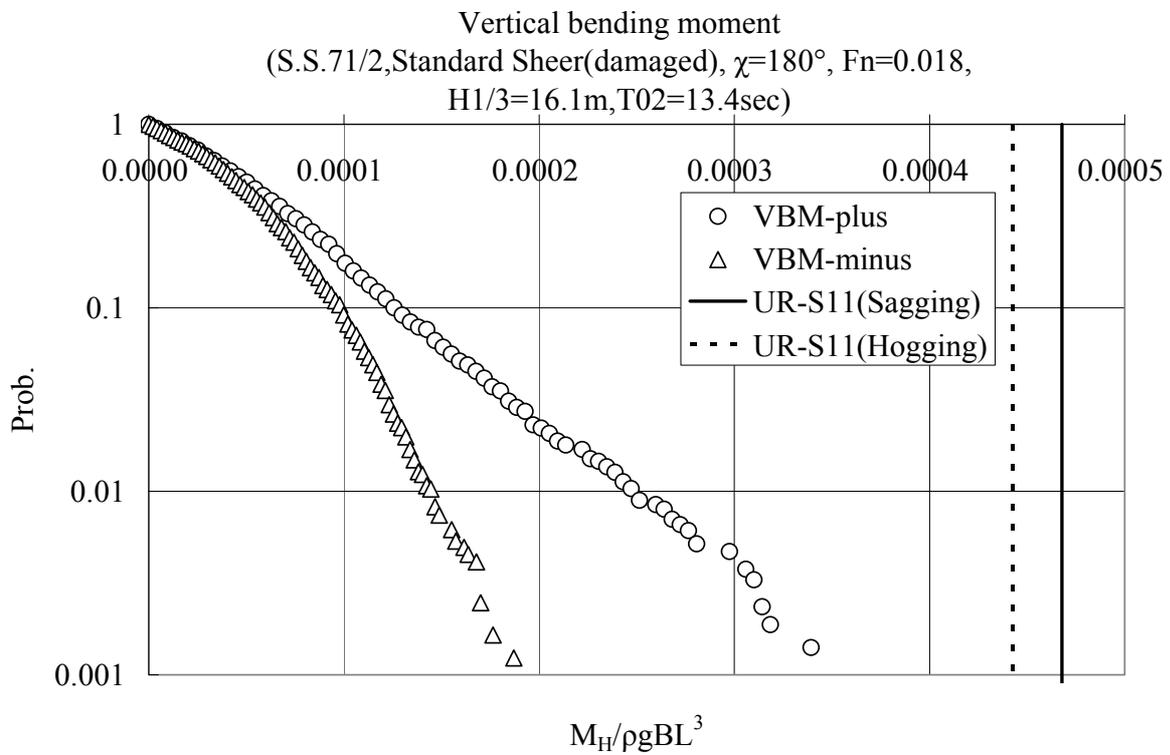
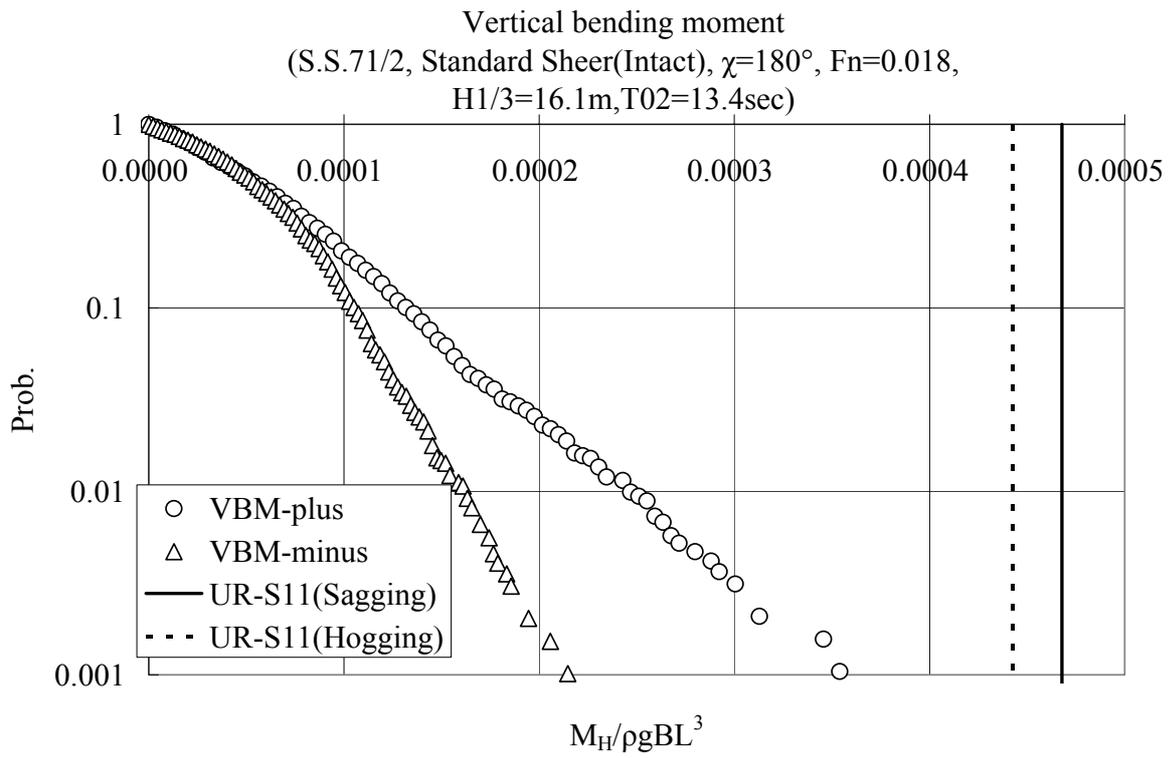


図 5.1.12 縦曲げモーメントの超過確率 (上: Intact、下: damaged)
(Standard Sheer, $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H1/3=16.1\text{m}$, $T02=13.4\text{sec}$)

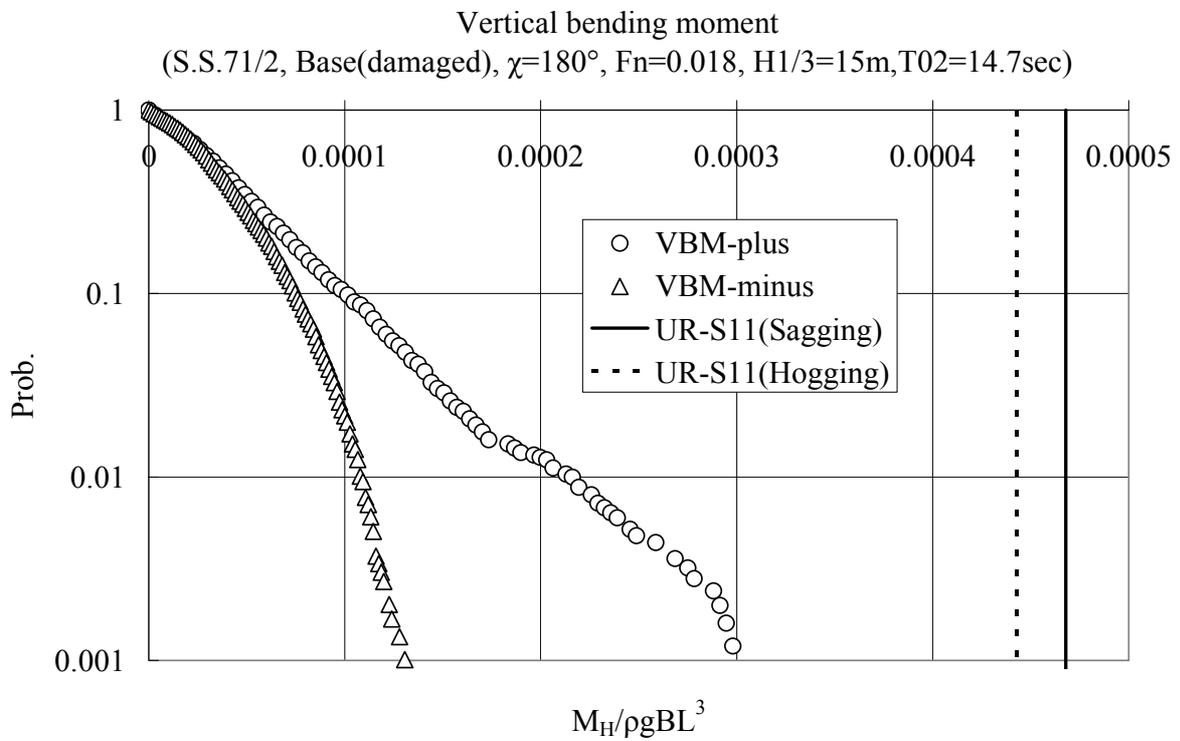
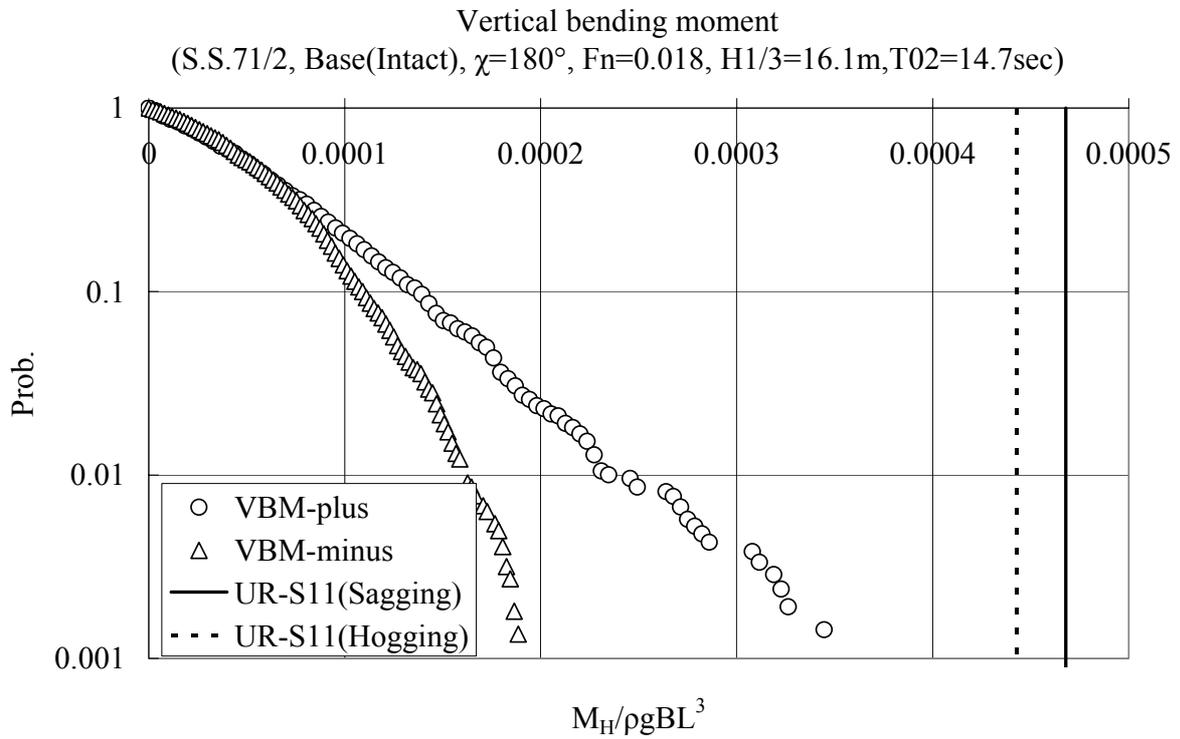


図 5.1.13 縦曲げモーメントの超過確率 (上: Intact、下: damaged)
(Base, $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H1/3=16.1\text{m}$, $T02=14.7\text{sec}$)

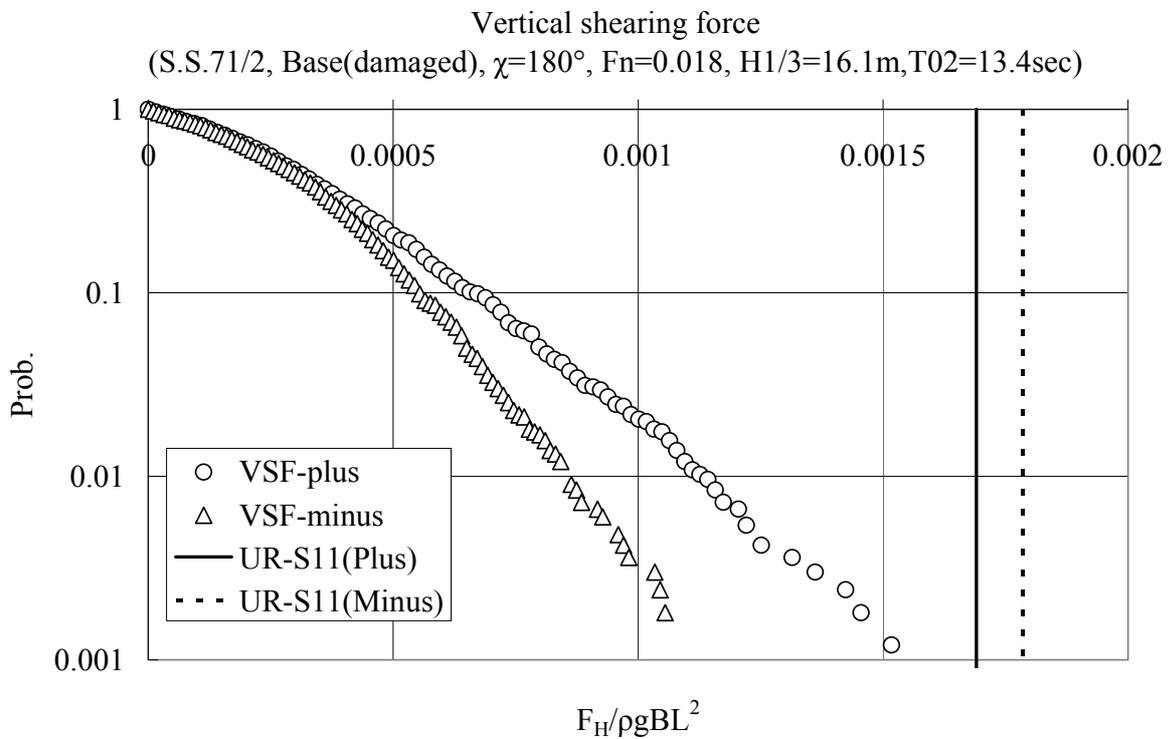
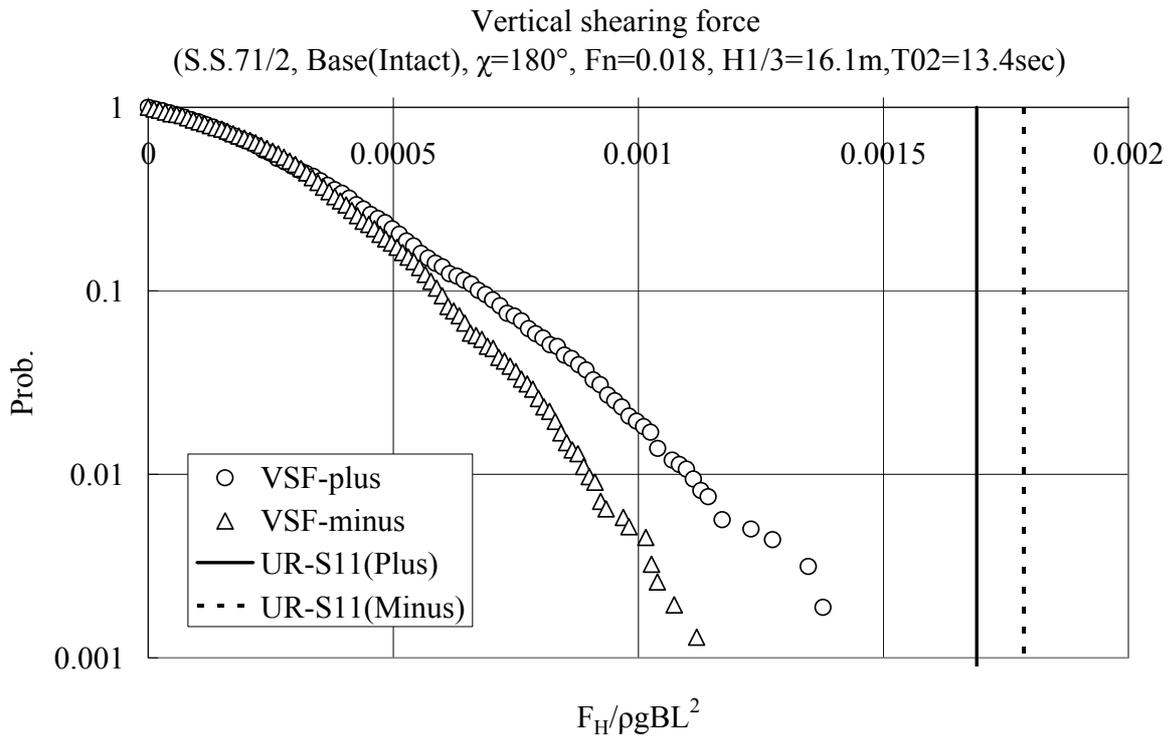


図 5.1.14 縦剪断力の超過確率 (上: Intact、下: damaged)
(Base, $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H1/3=16.1\text{m}$, $T02=13.4\text{sec}$)

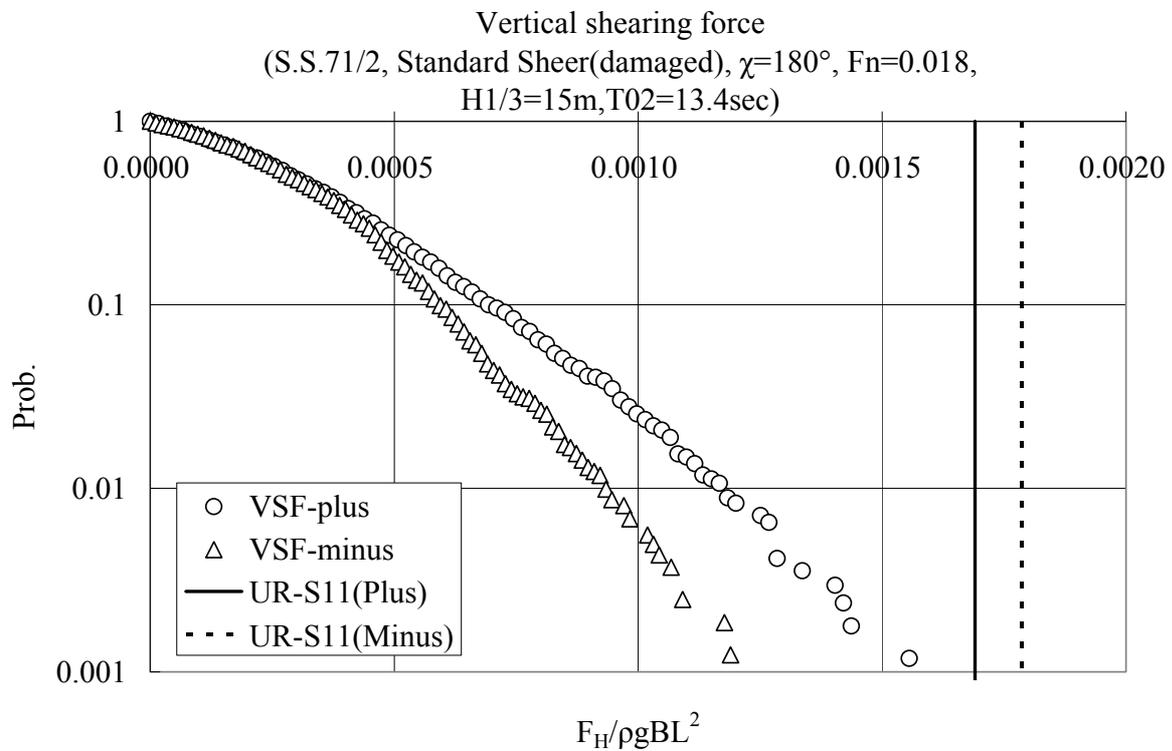
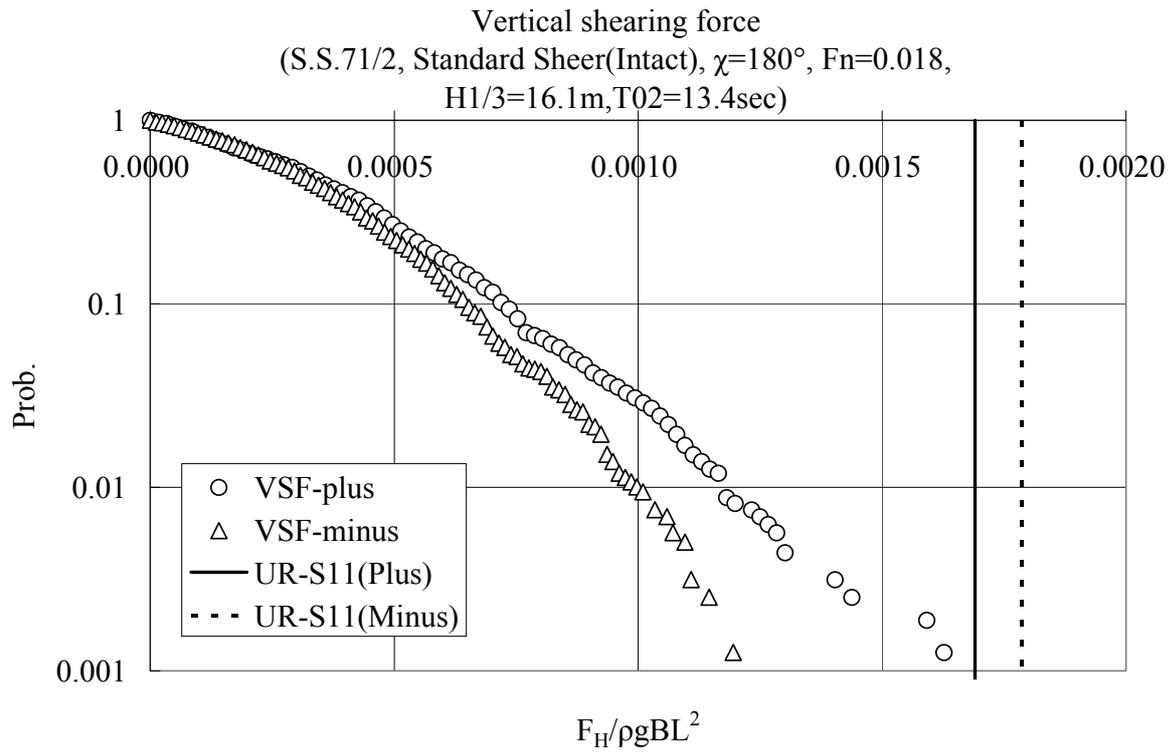


図 5.1.15 縦剪断力の超過確率 (上: Intact、下: damaged)
(Standard Sheer, $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H1/3=16.1\text{m}$, $T02=13.4\text{sec}$)

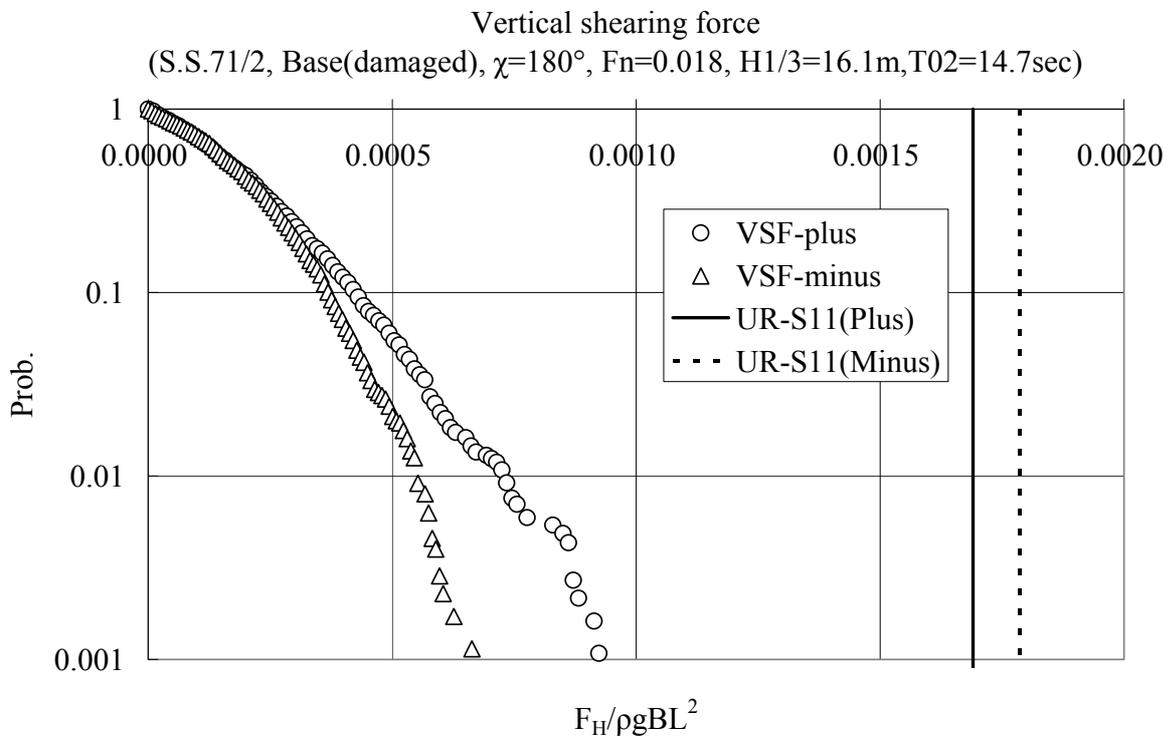
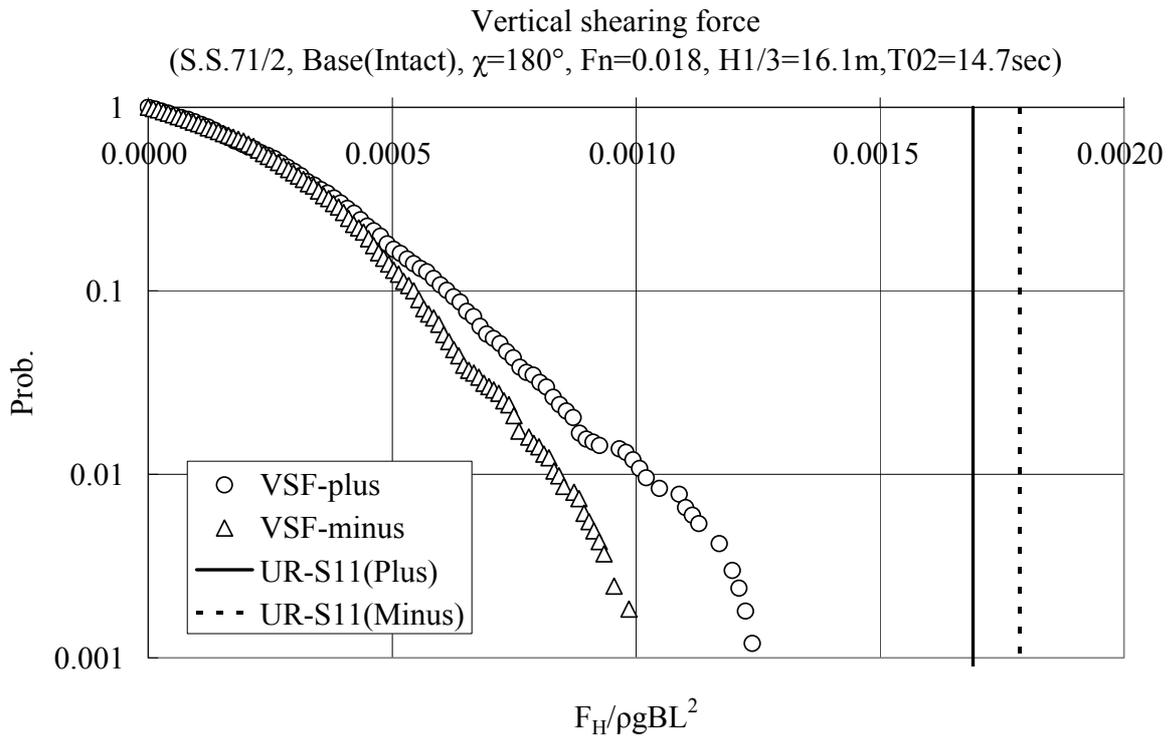
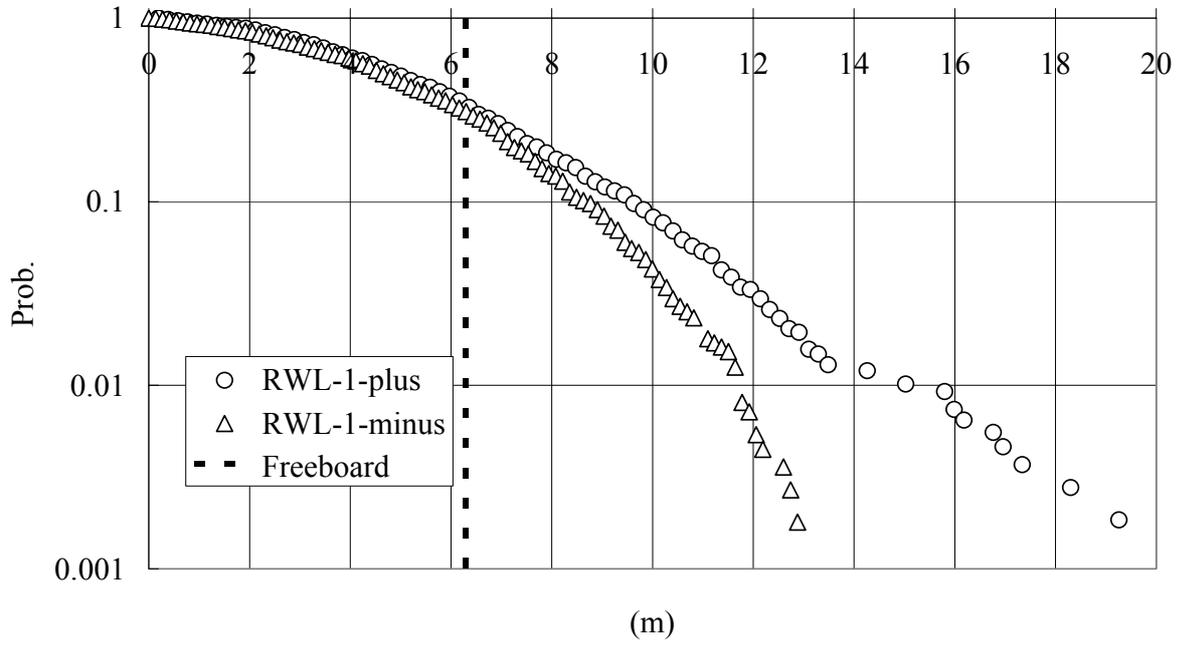


図 5.1.16 縦剪断力の超過確率 (上: Intact、下: damaged)
(Base, $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H1/3=16.1\text{m}$, $T02=14.7\text{sec}$)

R.W.L(Stem, Base(Intact), $\chi=180^\circ$, $Fn=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=13.4sec$)



R.W.L(Stem, Base(damaged), $\chi=180^\circ$, $Fn=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=13.4sec$)

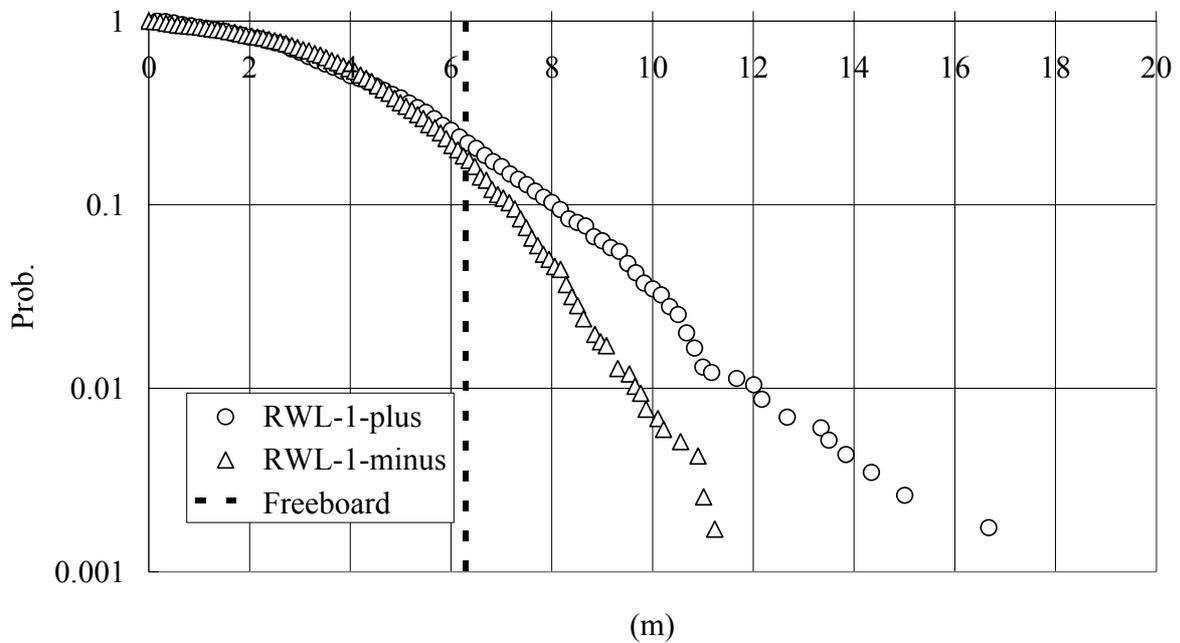


図 5.1.17 相対水位変動の超過確率 (上: Intact、下: damaged)
 (Stem, Base, $\chi=180^\circ$, $Fn=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=13.4sec$)

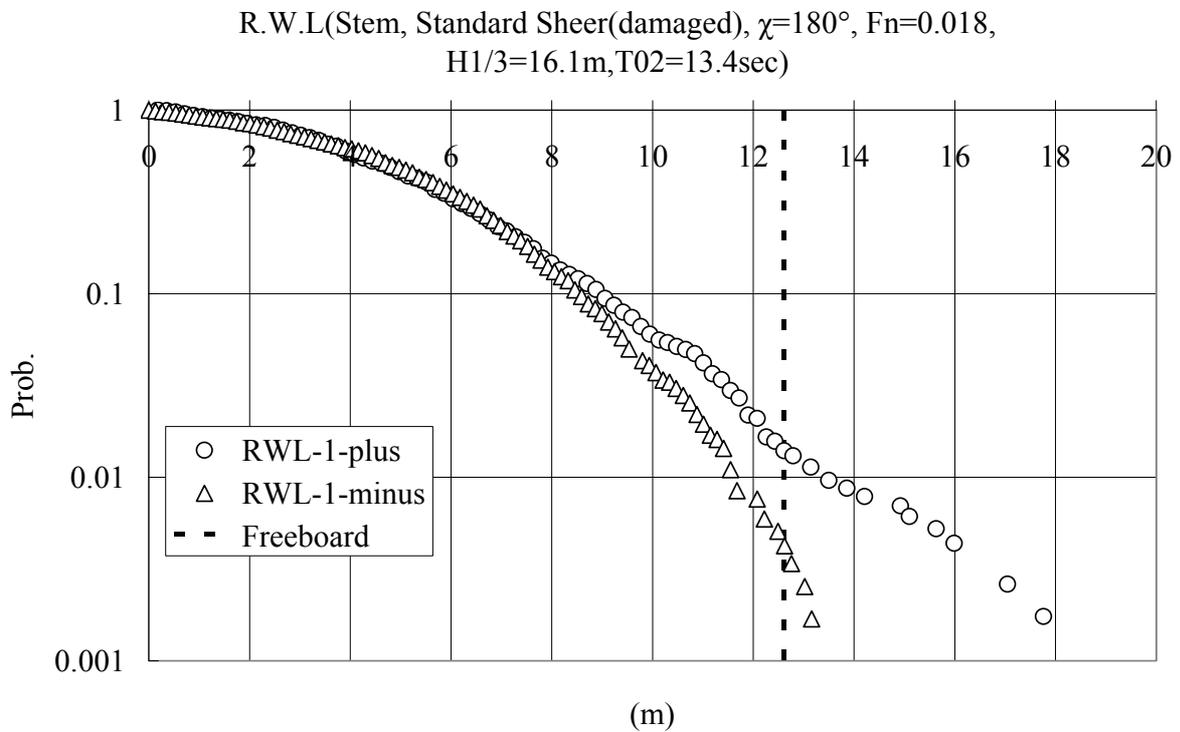
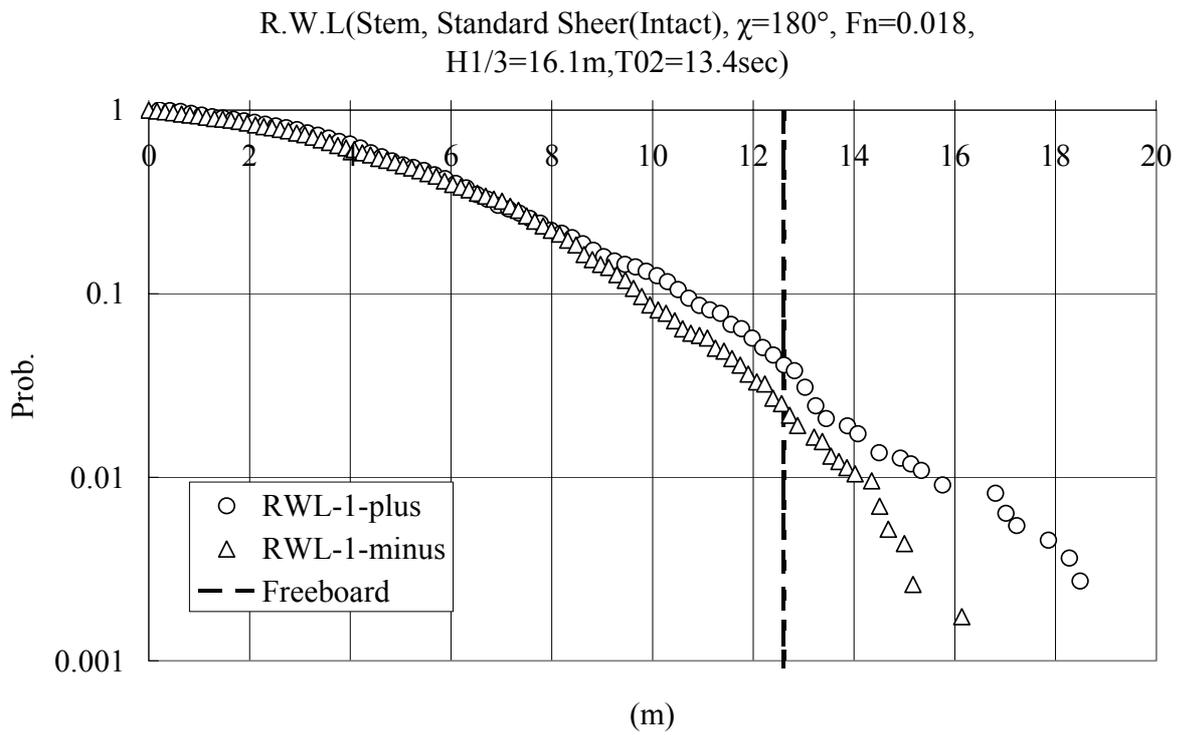
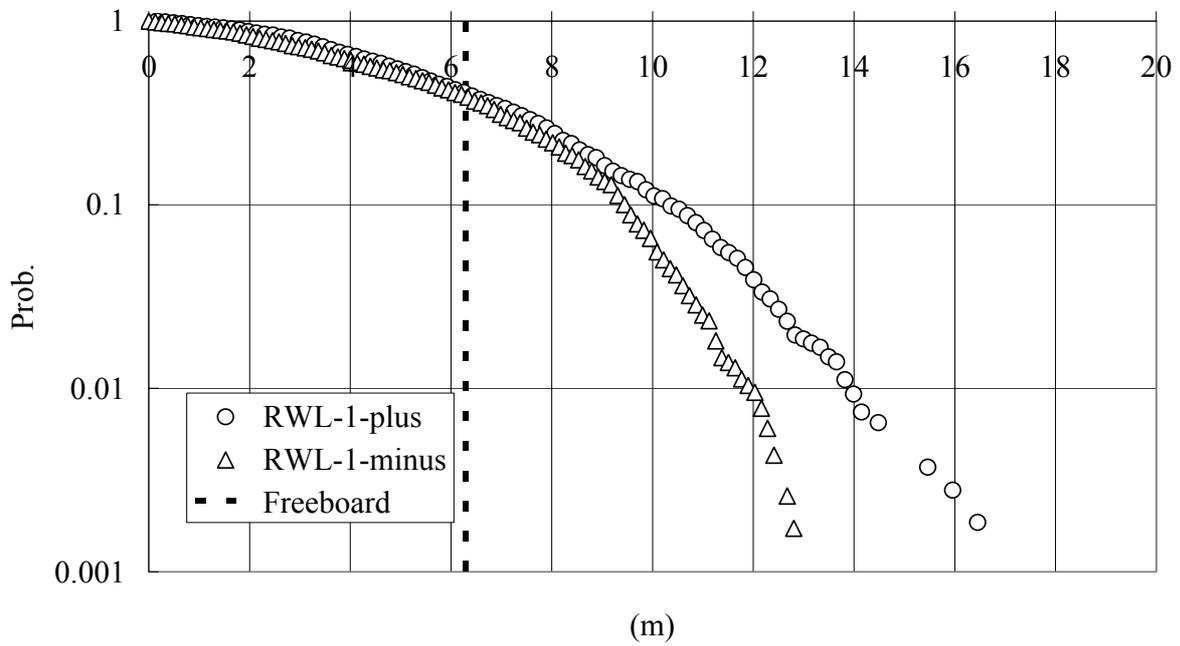


図 5.1.18 相対水位変動の超過確率 (上: Intact、下: damaged)
 (Stem, Standard Sheer, $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H_{1/3}=16.1\text{m}$, $T_{02}=13.4\text{sec}$)

R.W.L(Stem, Base(Intact), $\chi=180^\circ$, $Fn=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=14.7sec$)



R.W.L(Stem, Base(damaged), $\chi=180^\circ$, $Fn=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=14.7sec$)

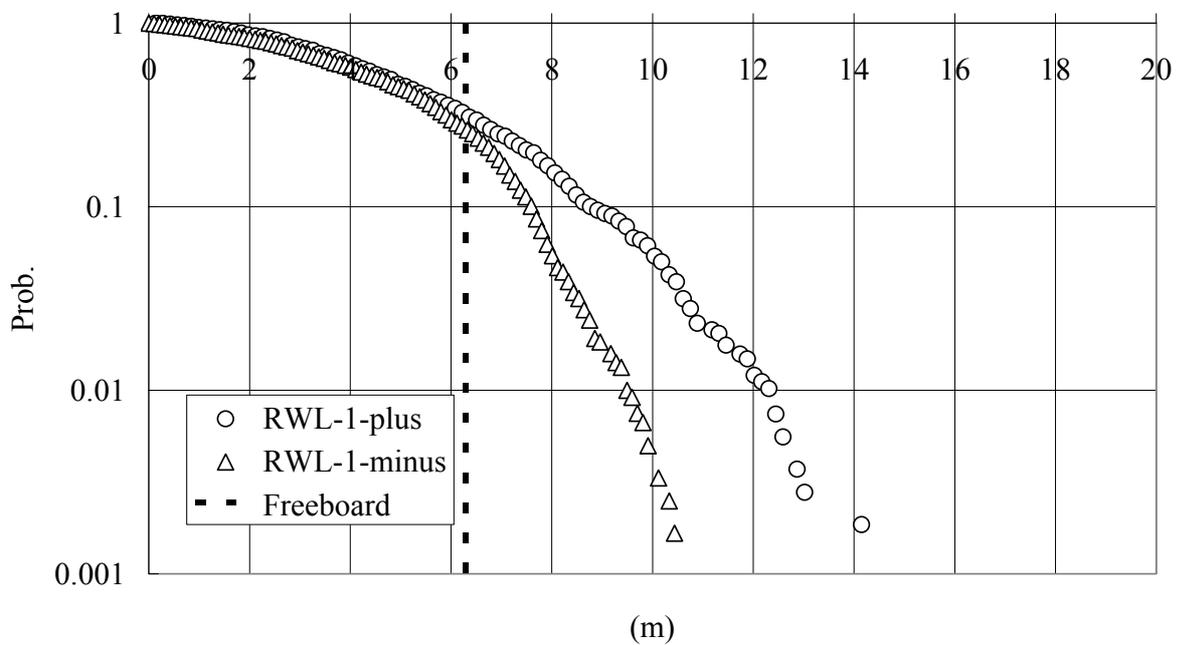
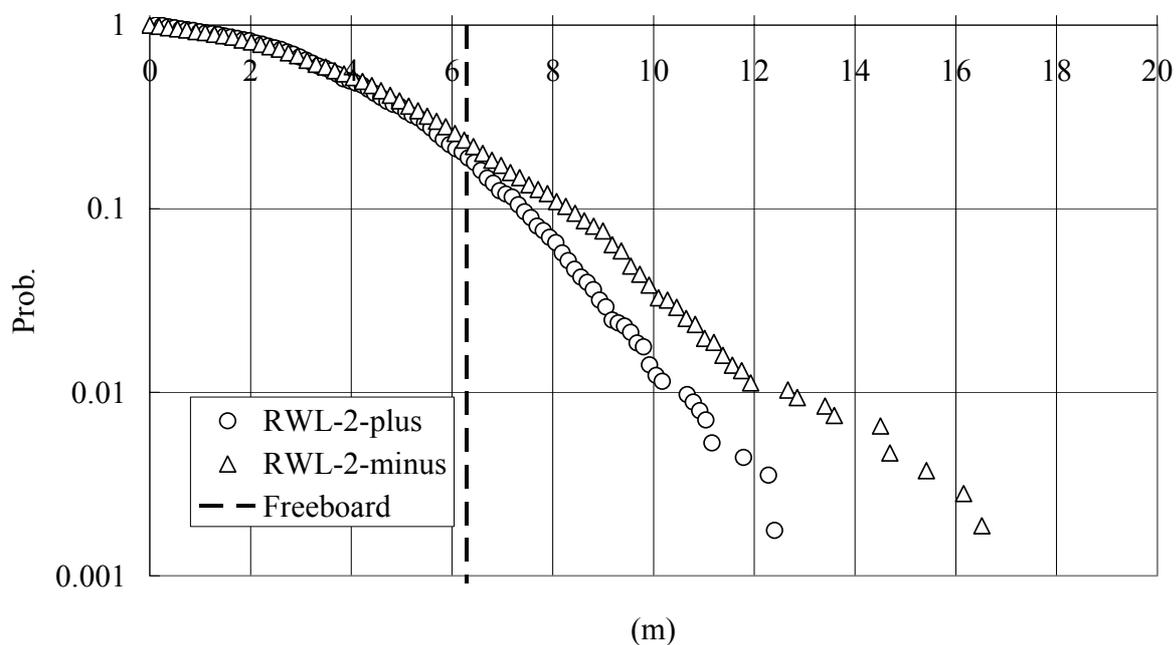


図 5.1.19 相対水位変動の超過確率 (上: Intact、下: damaged)
 (Stem, Base, $\chi=180^\circ$, $Fn=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=14.7sec$)

R.W.L(S.S.91/2, Base(Intact), $\chi=180^\circ$, $Fn=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=13.4sec$)



R.W.L(S.S.91/2, Base(damaged), $\chi=180^\circ$, $Fn=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=13.4sec$)

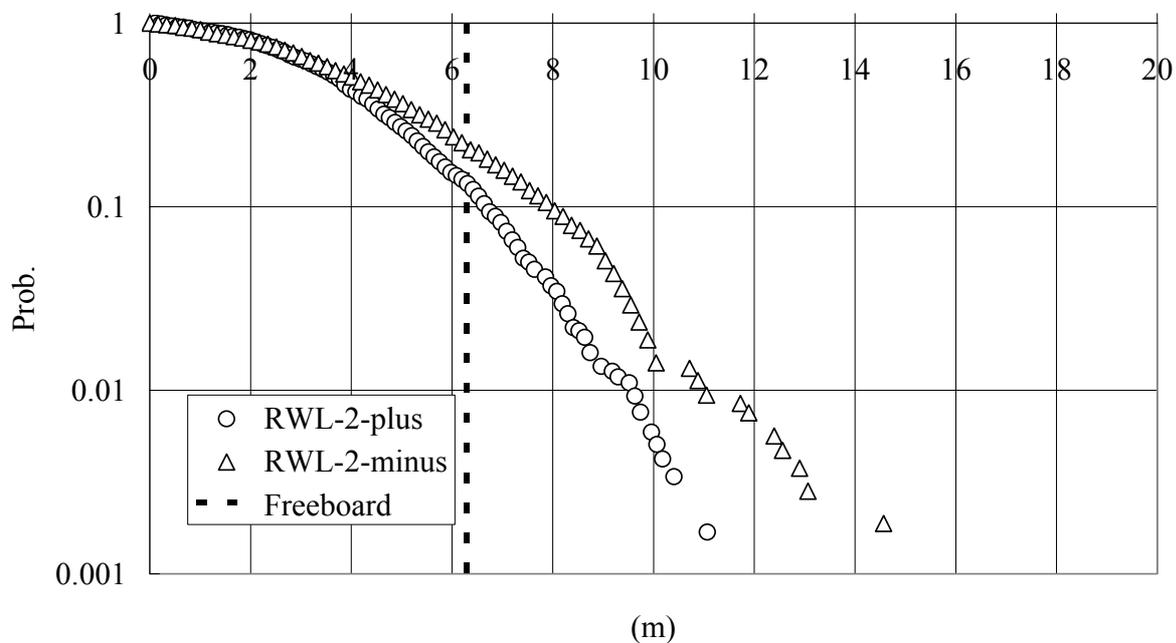
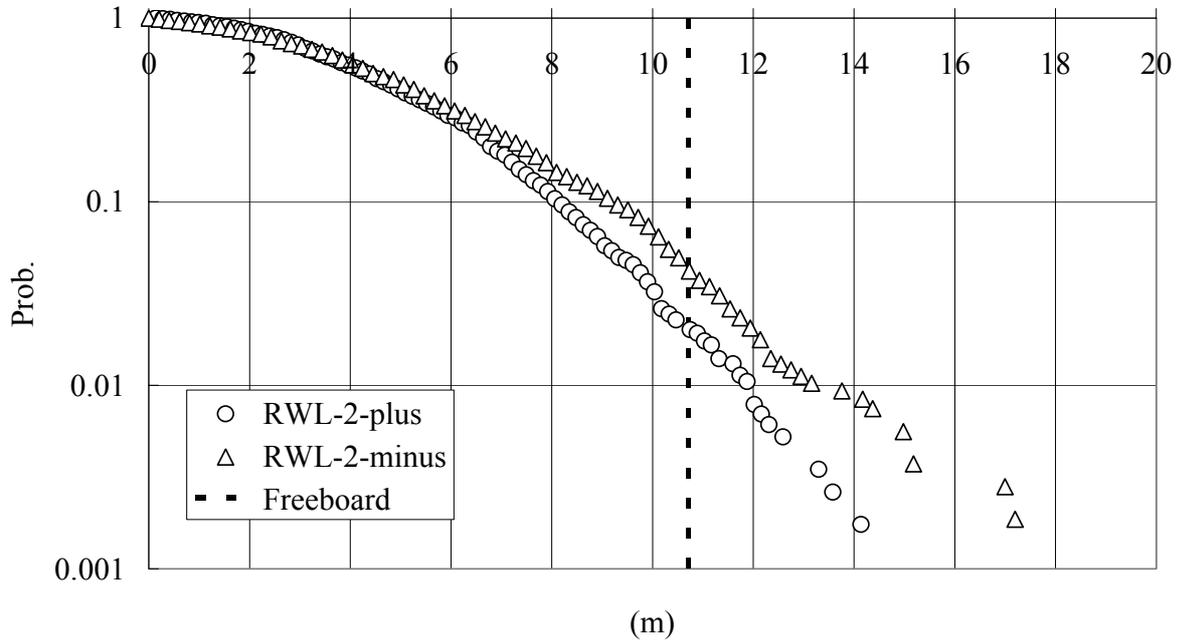


図 5.1.20 相対水位変動の超過確率 (上: Intact、下: damaged)
(S.S.91/2, Base, $\chi=180^\circ$, $Fn=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=13.4sec$)

R.W.L(S.S.91/2, Standard Sheer(Intact), $\chi=180^\circ$, $Fn=0.018$,
 $H1/3=16.1m, T02=13.4sec$)



R.W.L(S.S.91/2, Standard Sheer(damaged), $\chi=180^\circ$, $Fn=0.018$,
 $H1/3=16.1m, T02=13.4sec$)

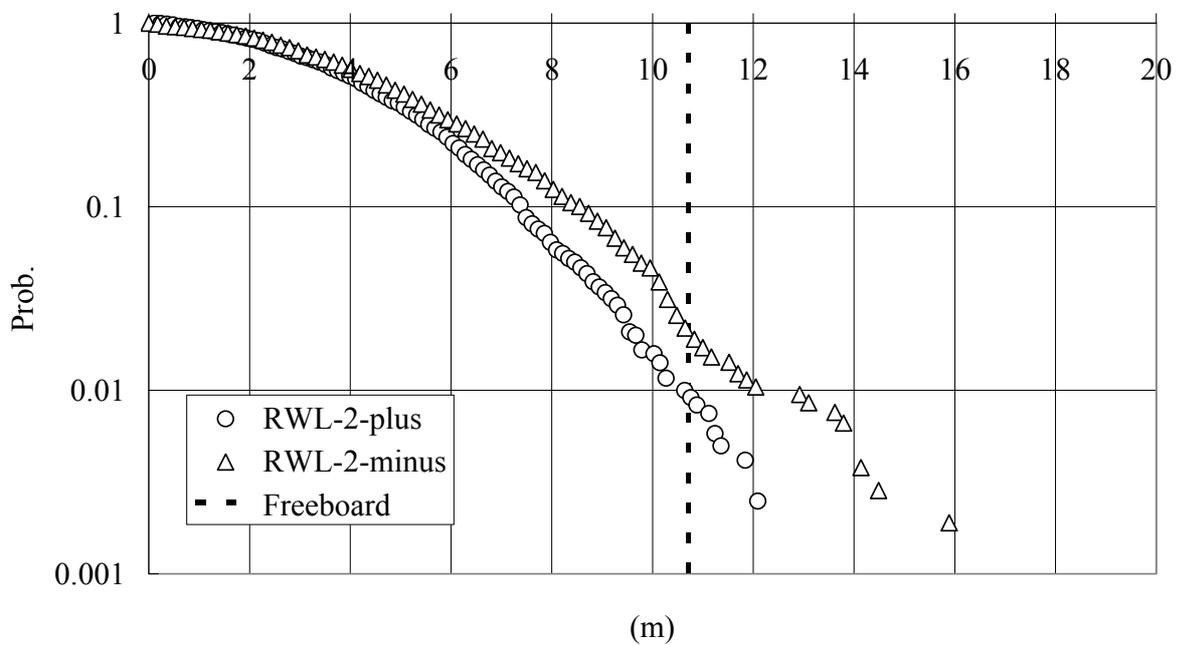
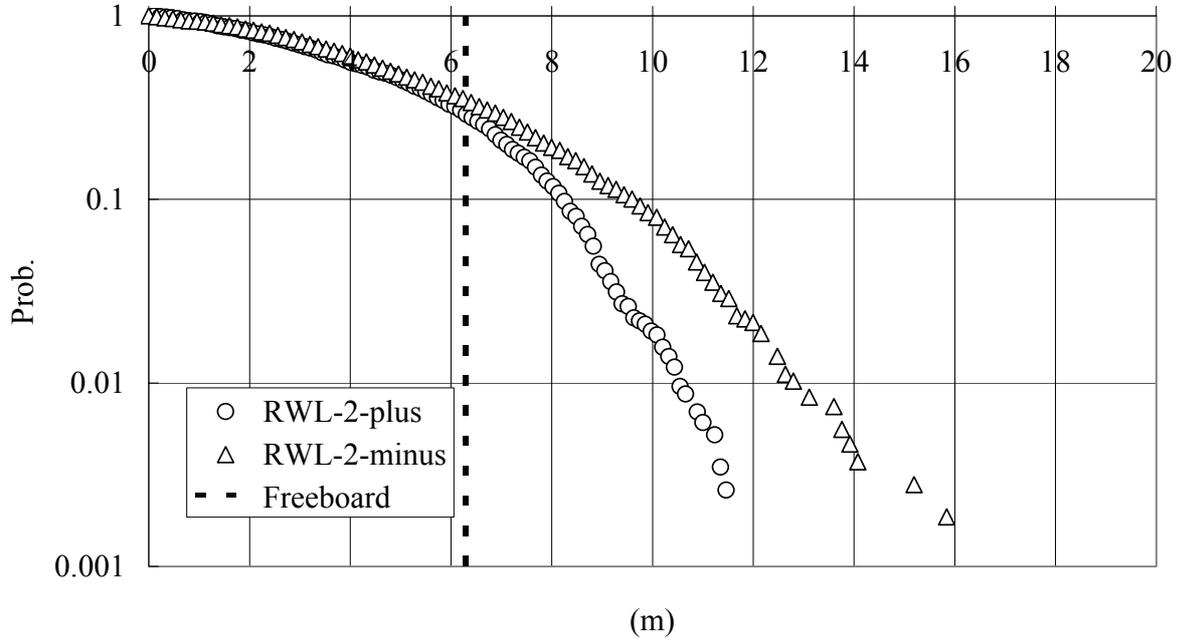


図 5.1.21 相対水位変動の超過確率 (上: Intact、下: damaged)
 (S.S.91/2, Standard Sheer, $\chi=180^\circ$, $Fn=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=13.4sec$)

R.W.L(S.S.91/2, Base(Intact), $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H1/3=16.1\text{m}$, $T02=14.7\text{sec}$)



R.W.L(S.S.91/2, Base(damaged), $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$,
 $H1/3=16.1\text{m}$, $T02=14.7\text{sec}$)

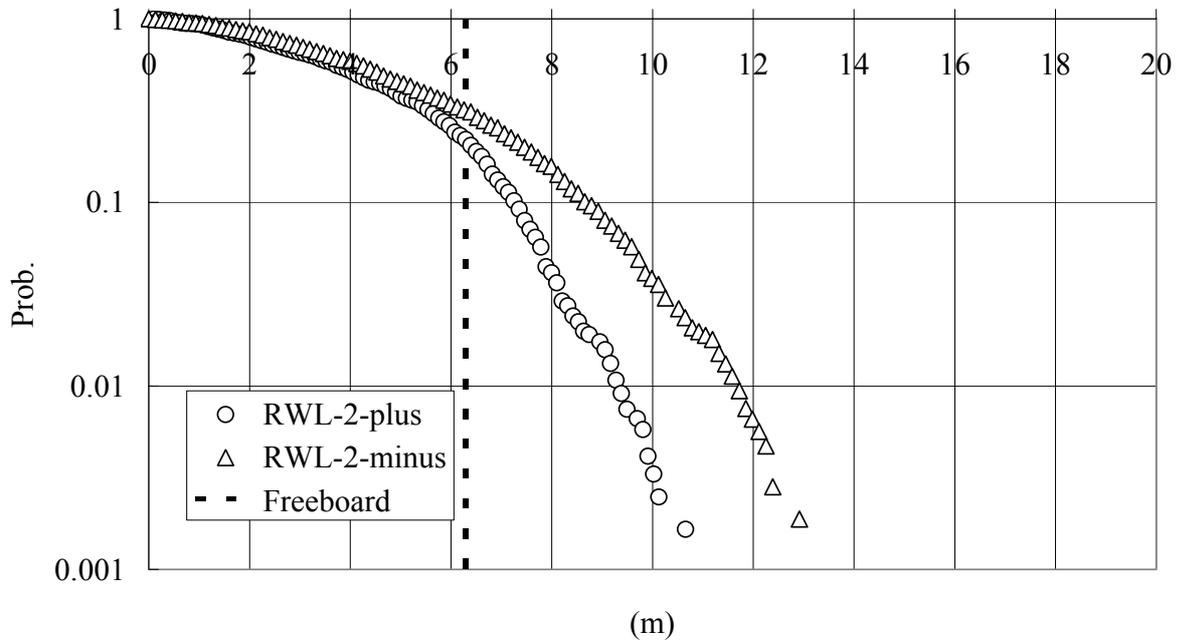
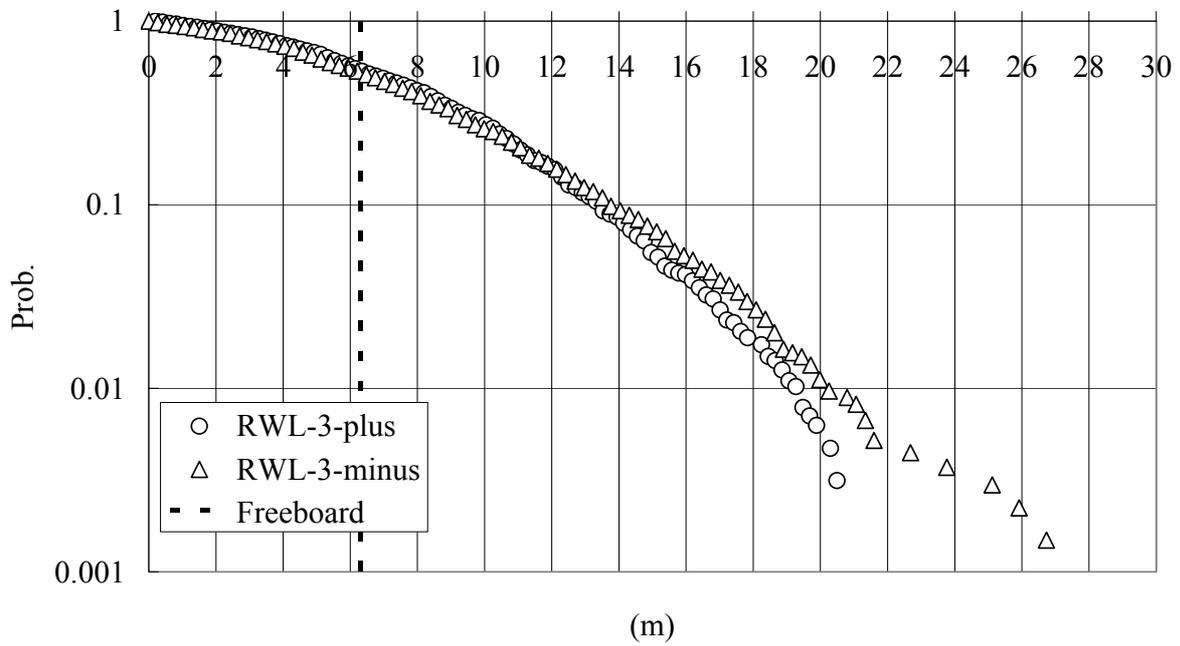


図 5.1.22 相対水位変動の超過確率 (上: Intact、下: damaged)
 (S.S.91/2, Base, $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H1/3=16.1\text{m}$, $T02=14.7\text{sec}$)

R.W.L(S.S.9,Base(Intact), $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H_{1/3}=16.1\text{m}$, $T_{02}=13.4\text{sec}$)



R.W.L(S.S.9, Base(damaged), $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H_{1/3}=16.1\text{m}$, $T_{02}=13.4\text{sec}$)

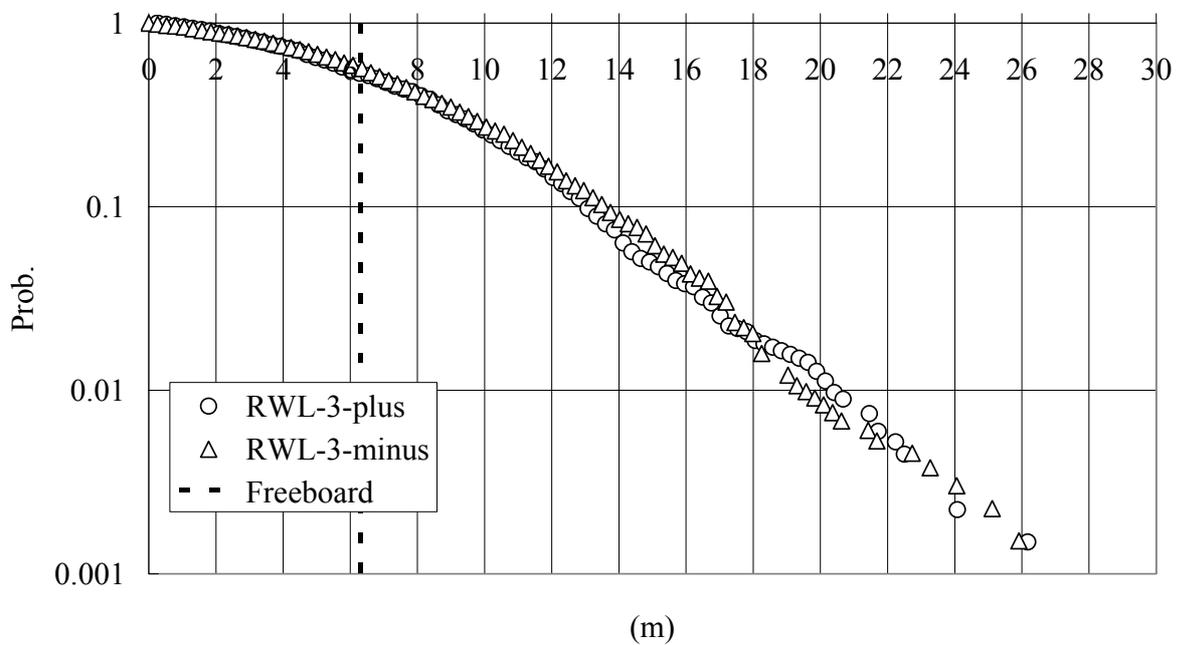


図 5.1.23 相対水位変動の超過確率 (上: Intact、下: damaged)
 (S.S.9, Base, $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H_{1/3}=16.1\text{m}$, $T_{02}=13.4\text{sec}$)

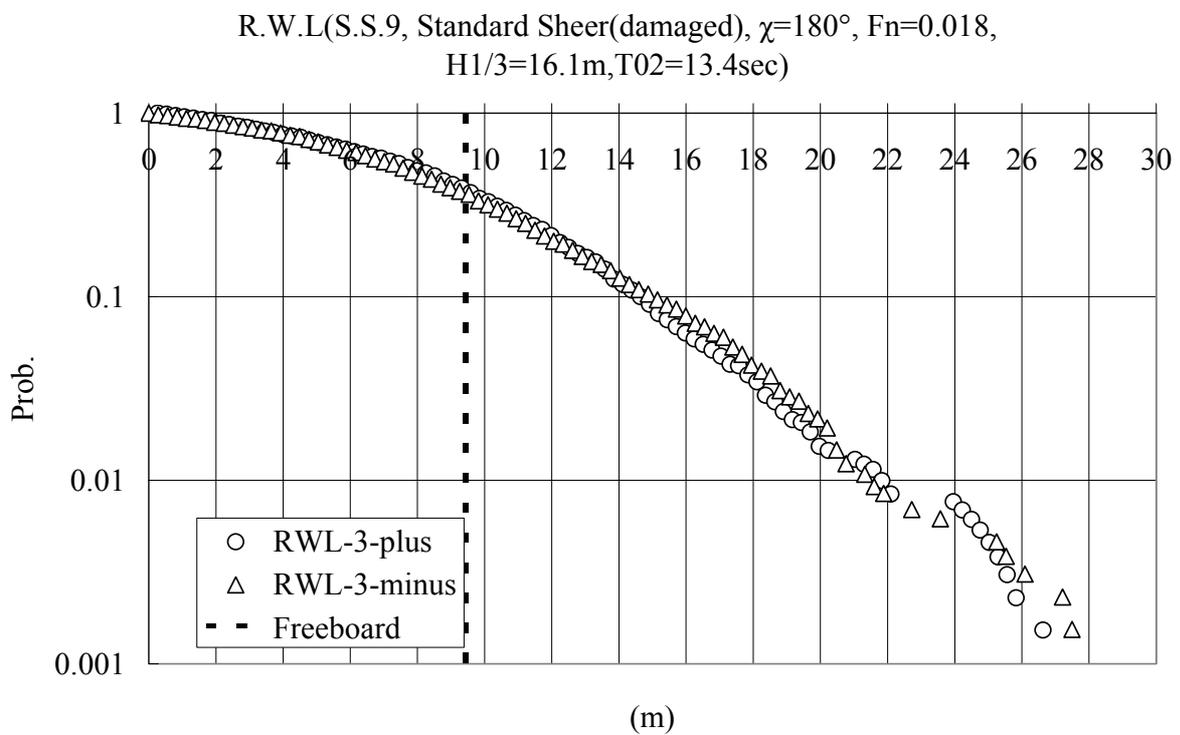
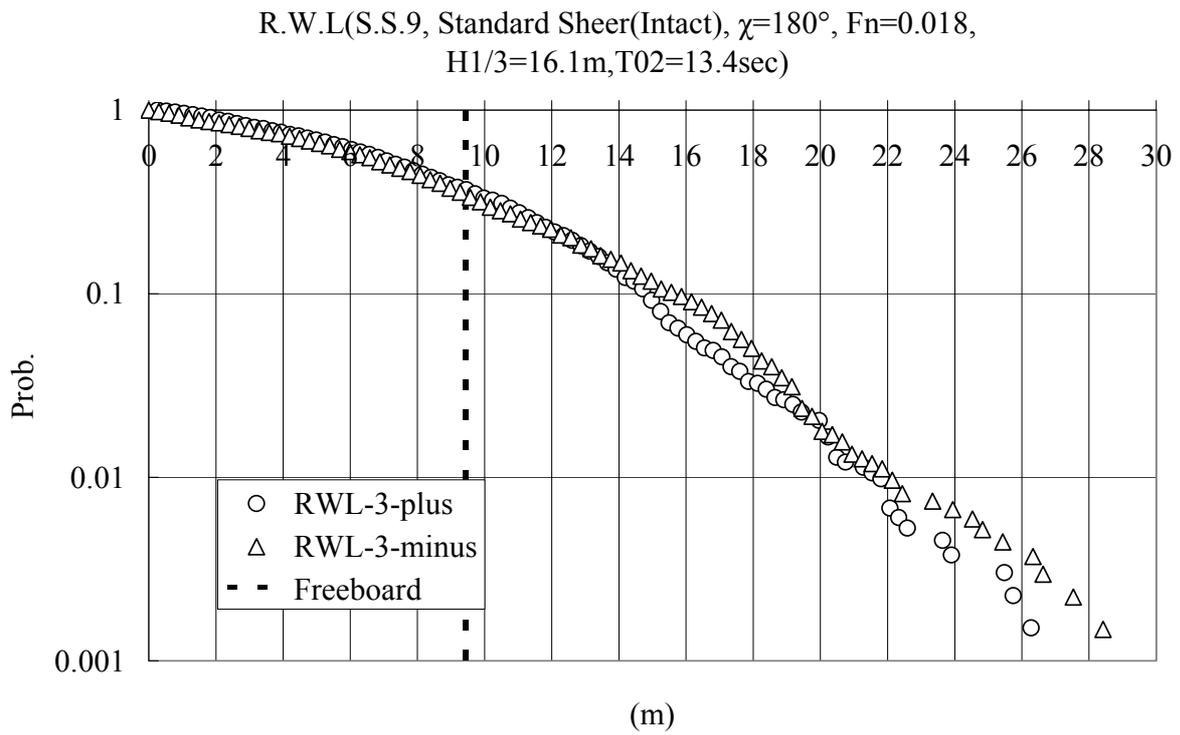
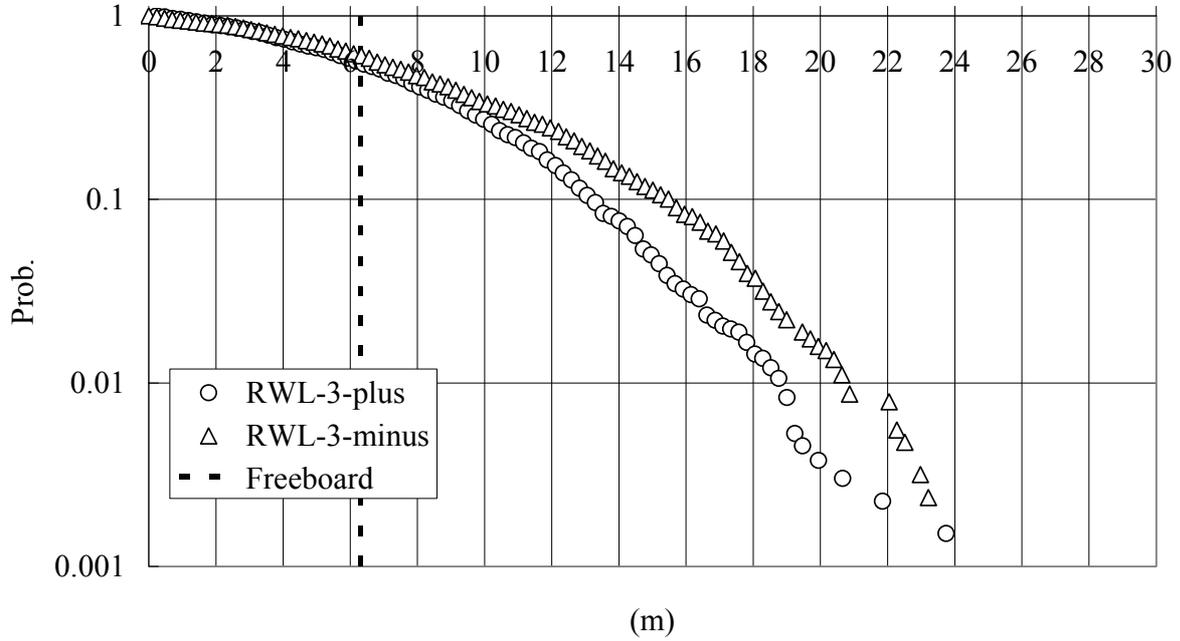


図 5.1.24 相対水位変動の超過確率 (上: Intact、下: damaged)
(S.S.9, Standard Sheer, $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=13.4sec$)

R.W.L(S.S.9, Base(Intact), $\chi=180^\circ$, $Fn=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=14.7sec$)



R.W.L(S.S.9, Base(damaged), $\chi=180^\circ$, $Fn=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=14.7sec$)

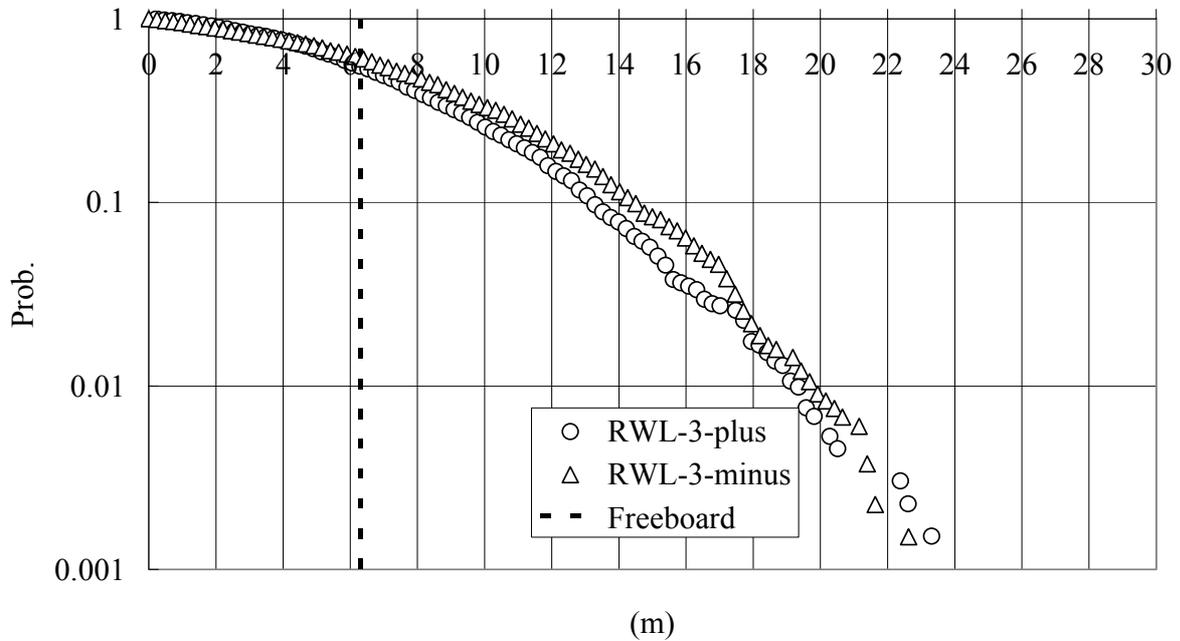
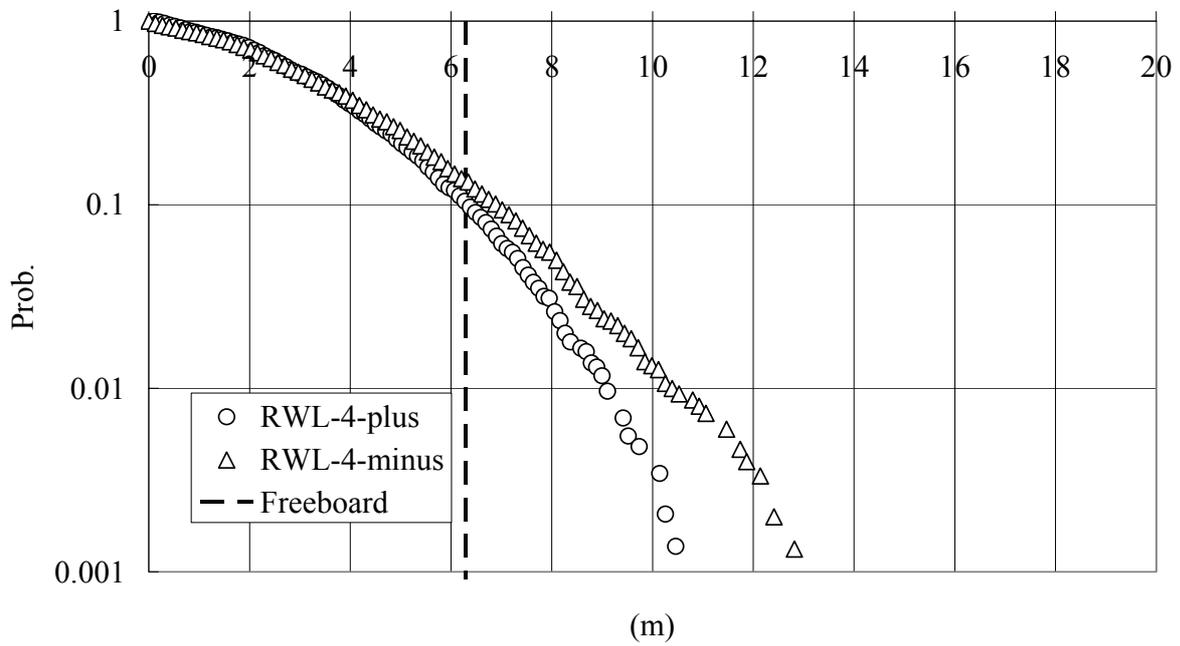


図 5.1.25 相対水位変動の超過確率 (上: Intact、下: damaged)
 (S.S.9, Base, $\chi=180^\circ$, $Fn=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=14.7sec$)

R.W.L(S.S.8, Base(Intact), $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H_{1/3}=16.1\text{m}$, $T_{02}=13.4\text{sec}$)



R.W.L(S.S.8, Base(damaged), $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H_{1/3}=16.1\text{m}$, $T_{02}=13.4\text{sec}$)

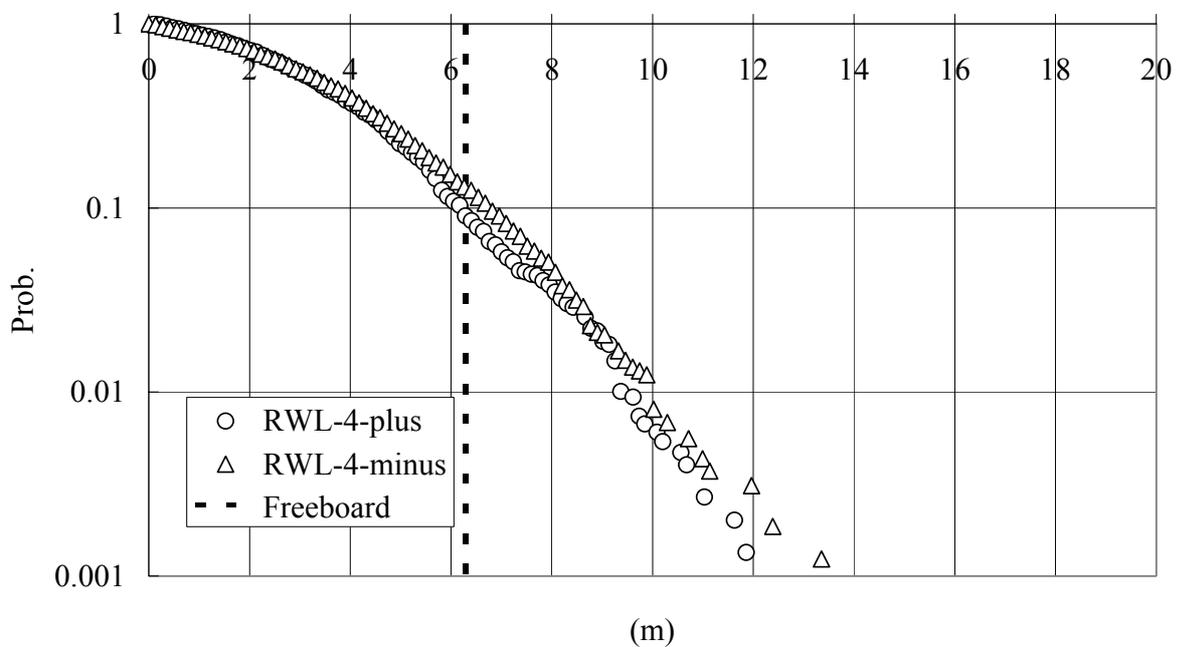
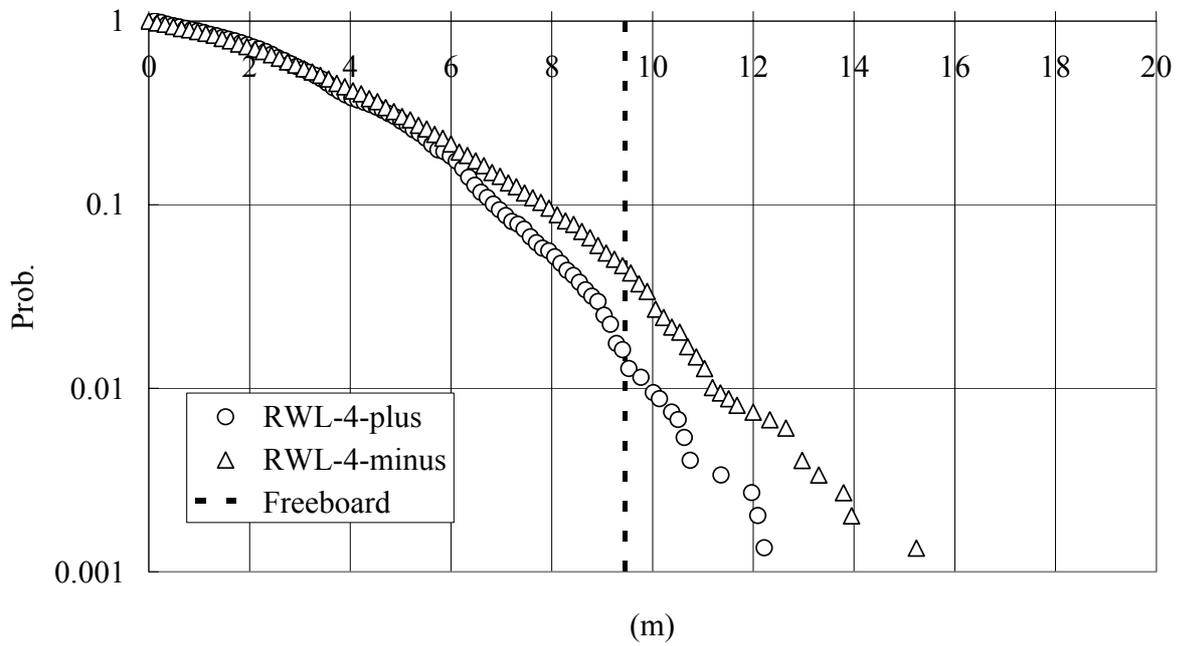


図 5.1.26 相対水位変動の超過確率 (上: Intact、下: damaged)
(S.S.8, Base, $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H_{1/3}=16.1\text{m}$, $T_{02}=13.4\text{sec}$)

R.W.L(S.S.8, Standard Sheer(Intact), $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$,
 $H1/3=16.1m, T02=13.4sec$)



R.W.L(S.S.8, Standard Sheer(damaged), $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$,
 $H1/3=16.1m, T02=13.4sec$)

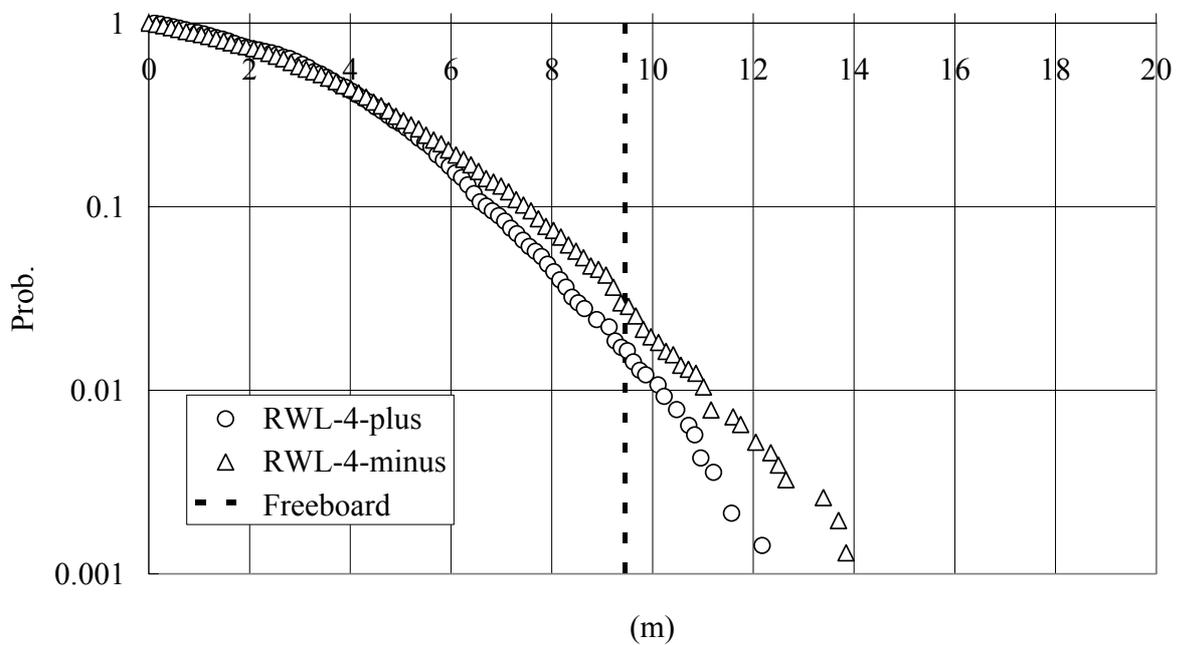
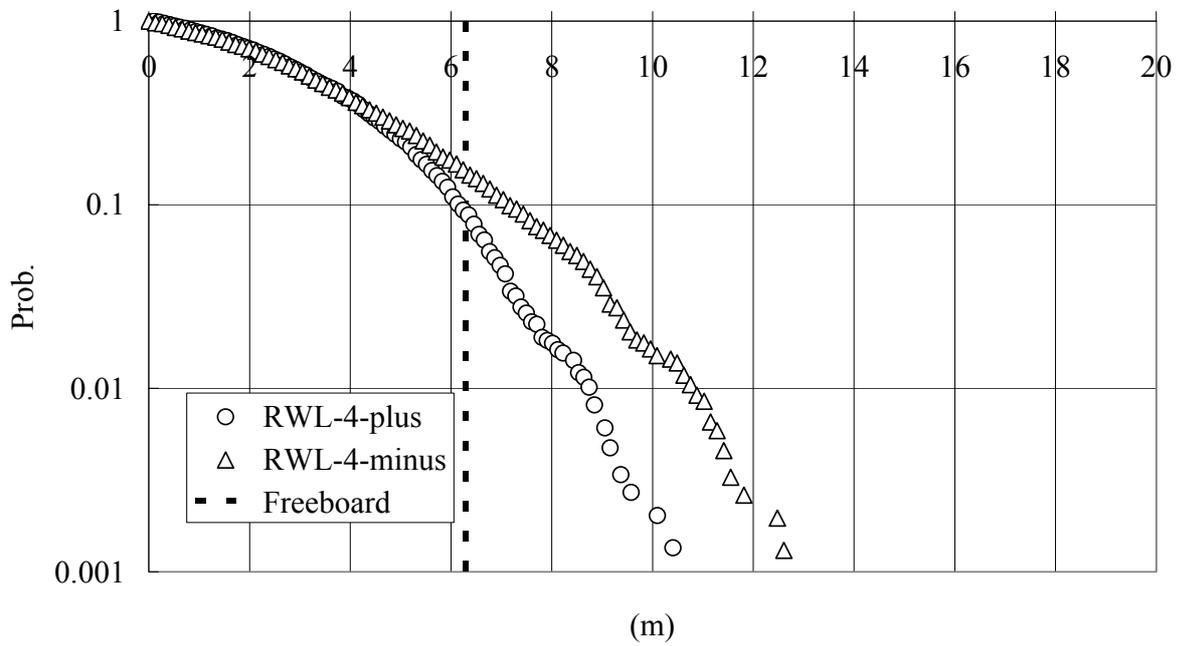


図 5.1.27 相対水位変動の超過確率 (上: Intact、下: damaged)
(S.S.8, Standard Sheer, $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=13.4sec$)

R.W.L(S.S.8, Base(Intact), $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H1/3=16.1\text{m}$, $T02=14.7\text{sec}$)



R.W.L(S.S.8, Base(damaged), $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H1/3=16.1\text{m}$, $T02=14.7\text{sec}$)

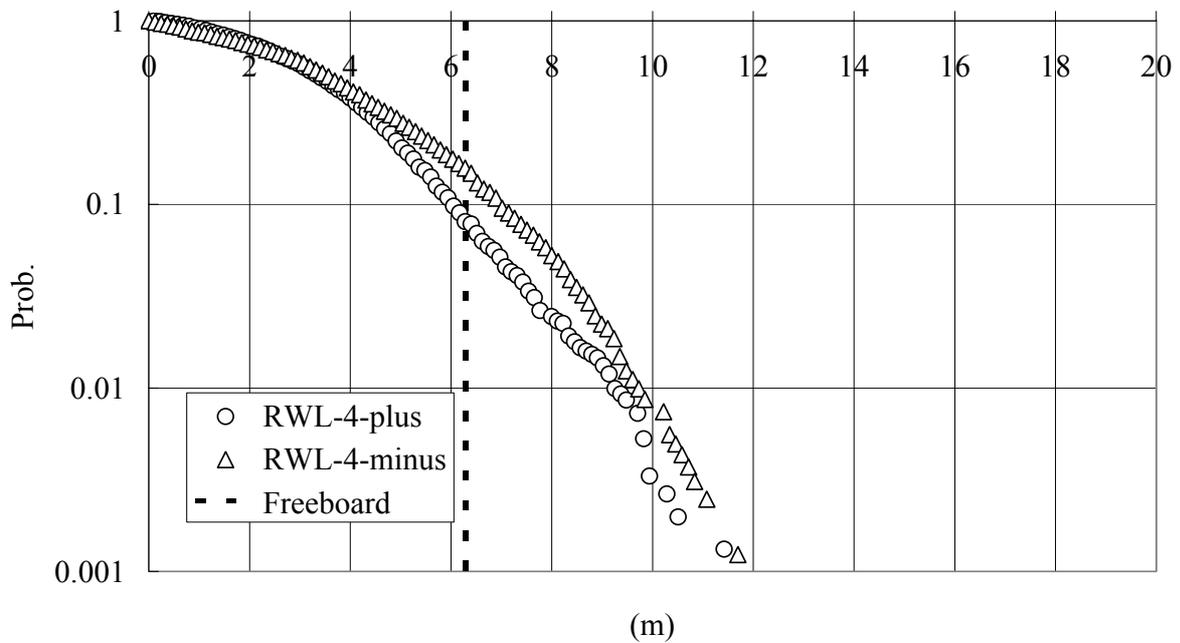
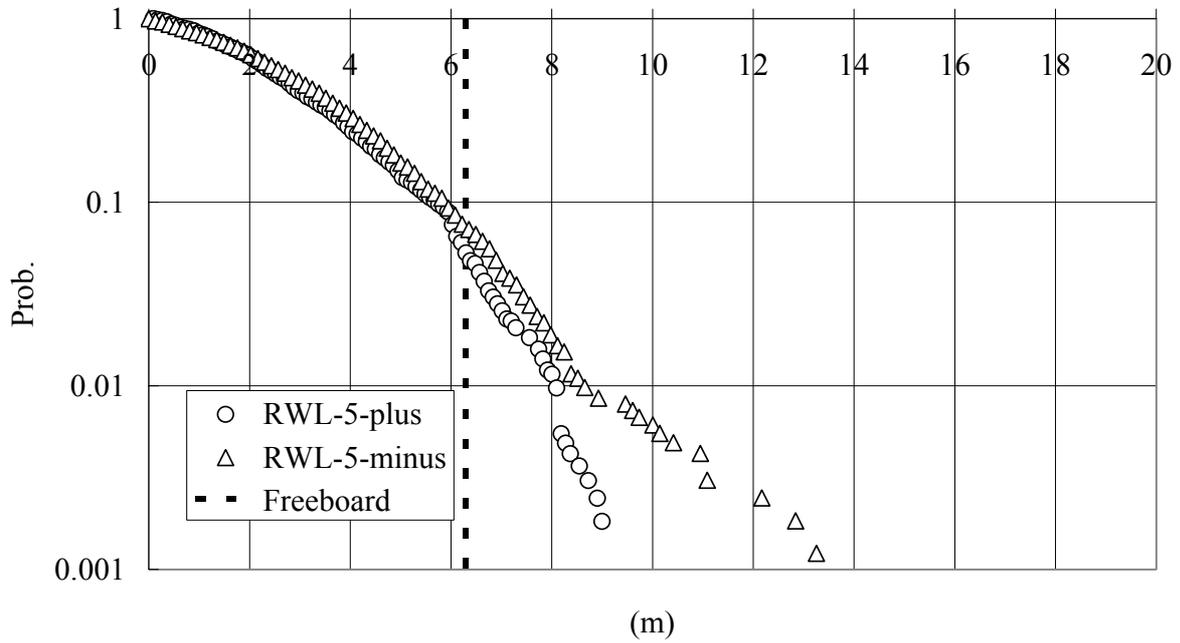


図 5.1.28 相対水位変動の超過確率 (上: Intact、下: damaged)
 (S.S.8, Base, $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H1/3=16.1\text{m}$, $T02=14.7\text{sec}$)

R.W.L(S.S.7, Base(Intact), $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H1/3=16.1\text{m}$, $T02=13.4\text{sec}$)



R.W.L(S.S.7, Base(damaged), $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H1/3=16.1\text{m}$, $T02=13.4\text{sec}$)

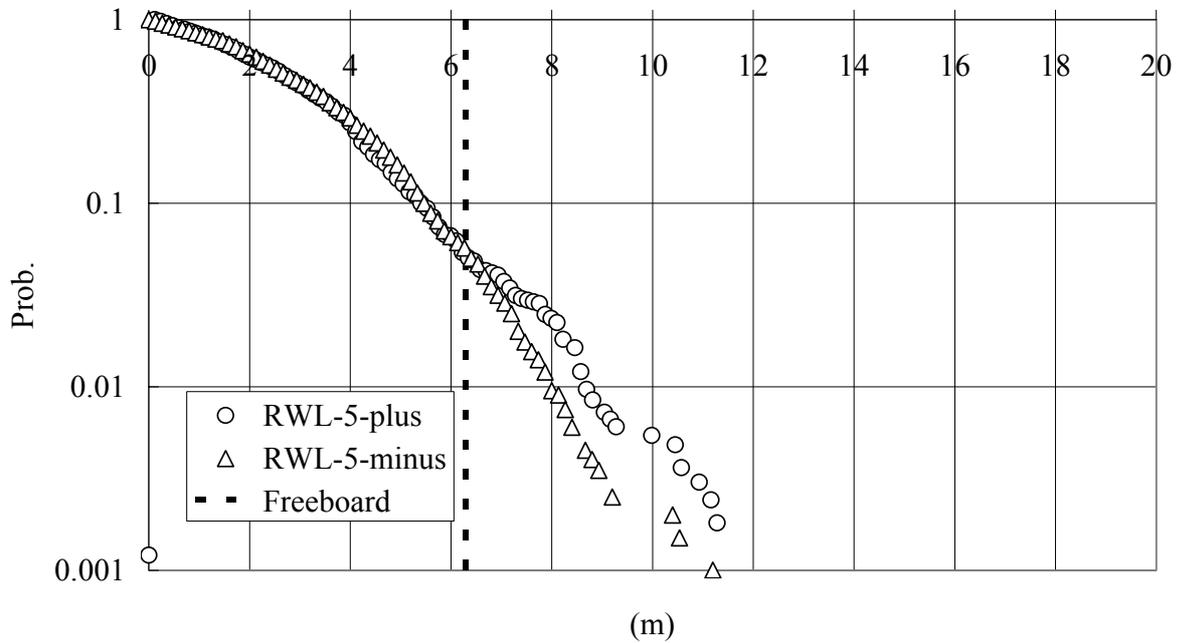
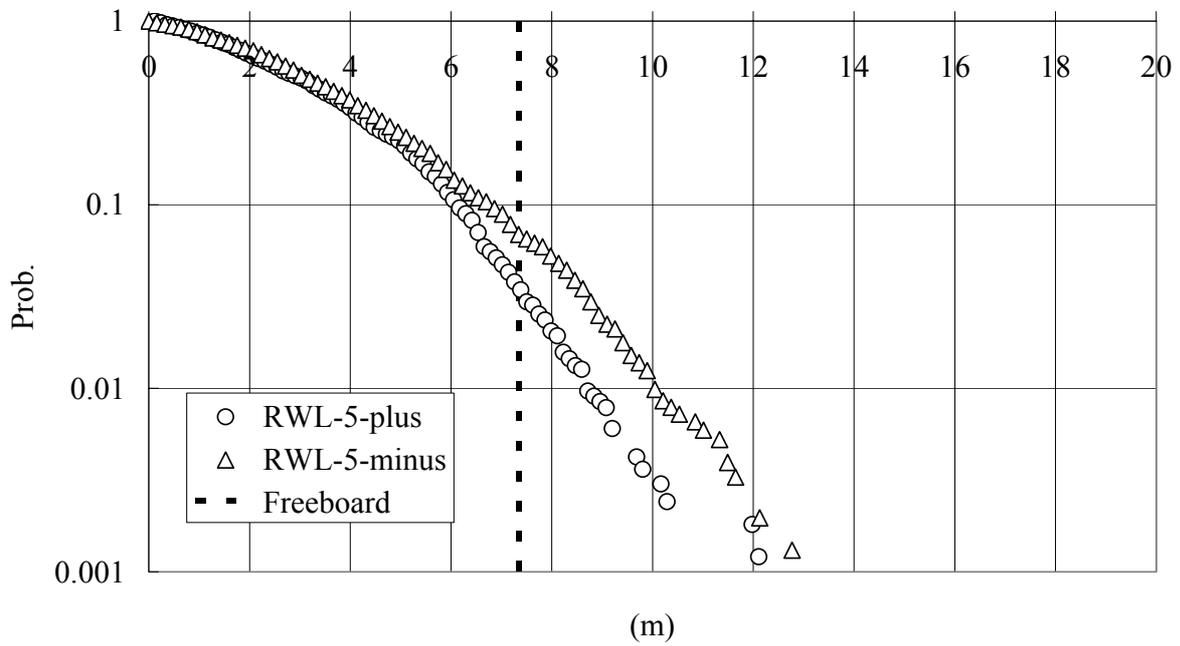


図 5.1.29 相対水位変動の超過確率 (上: Intact、下: damaged)
 (S.S.7, Base, $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H1/3=16.1\text{m}$, $T02=13.4\text{sec}$)

R.W.L(S.S.7, Standard Sheer(Intact), $\chi=180^\circ$, $Fn=0.018$,
 $H1/3=16.1m, T02=13.4sec$)



R.W.L(S.S.7, Standard Sheer(damaged), $\chi=180^\circ$, $Fn=0.018$,
 $H1/3=16.1m, T02=13.4sec$)

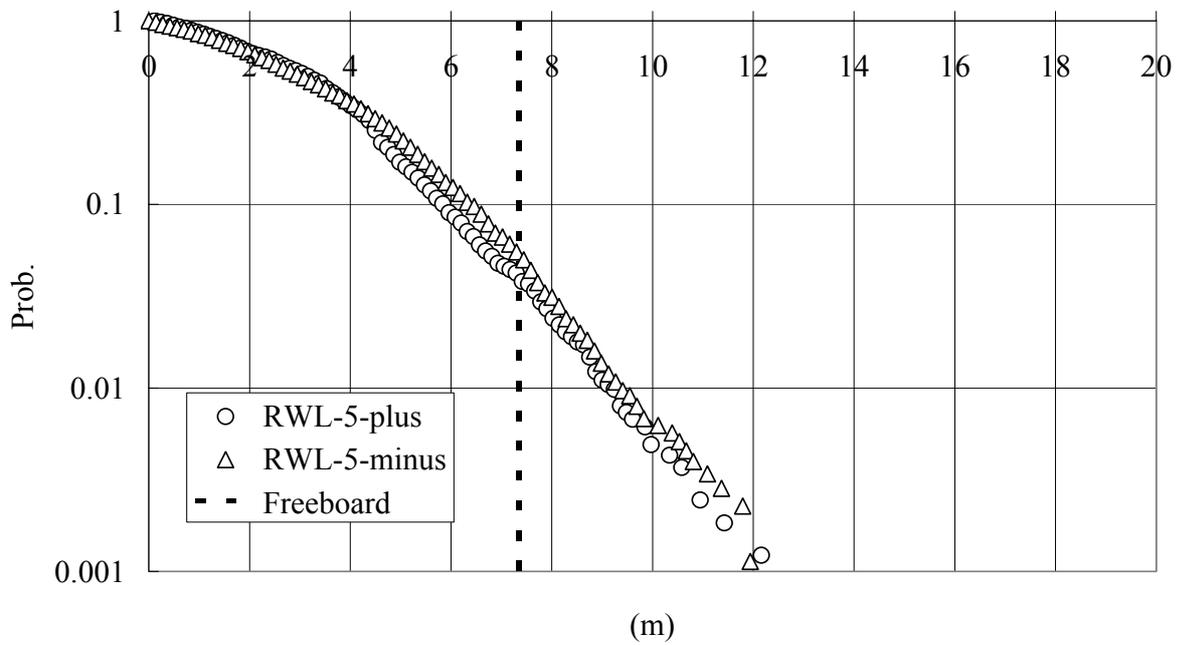
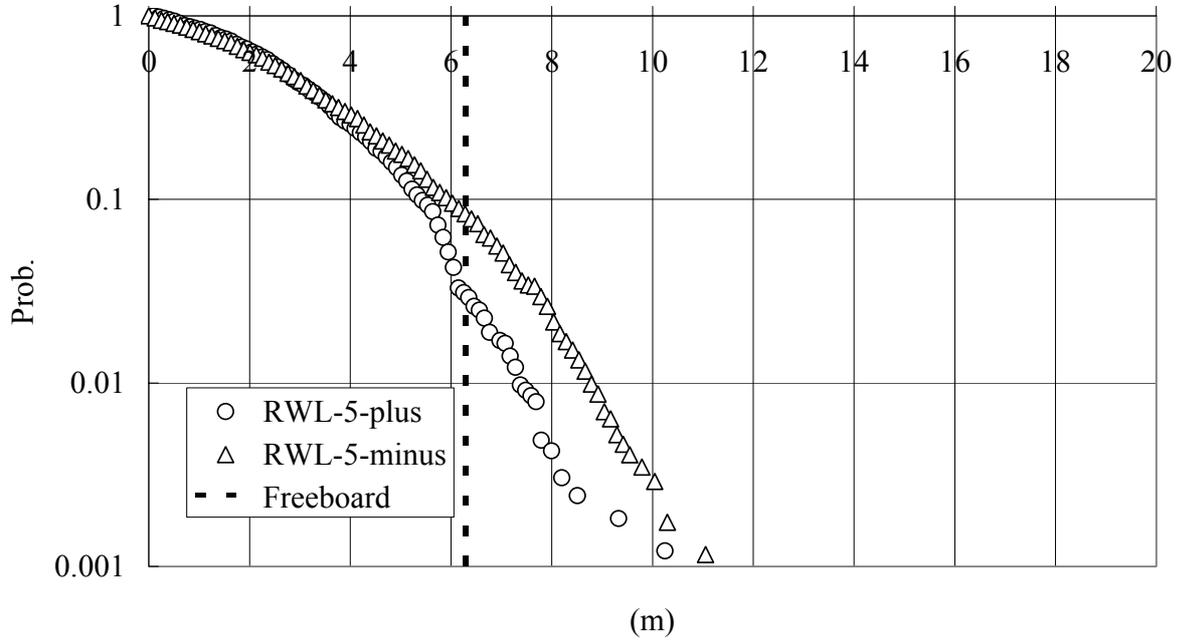


図 5.1.30 相対水位変動の超過確率 (上: Intact、下: damaged)
(S.S.7, Standard Sheer, $\chi=180^\circ$, $Fn=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=13.4sec$)

R.W.L(S.S.7, Base(Intact), $\chi=180^\circ$, $Fn=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=14.7sec$)



R.W.L(S.S.7, Base(damaged), $\chi=180^\circ$, $Fn=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=14.7sec$)

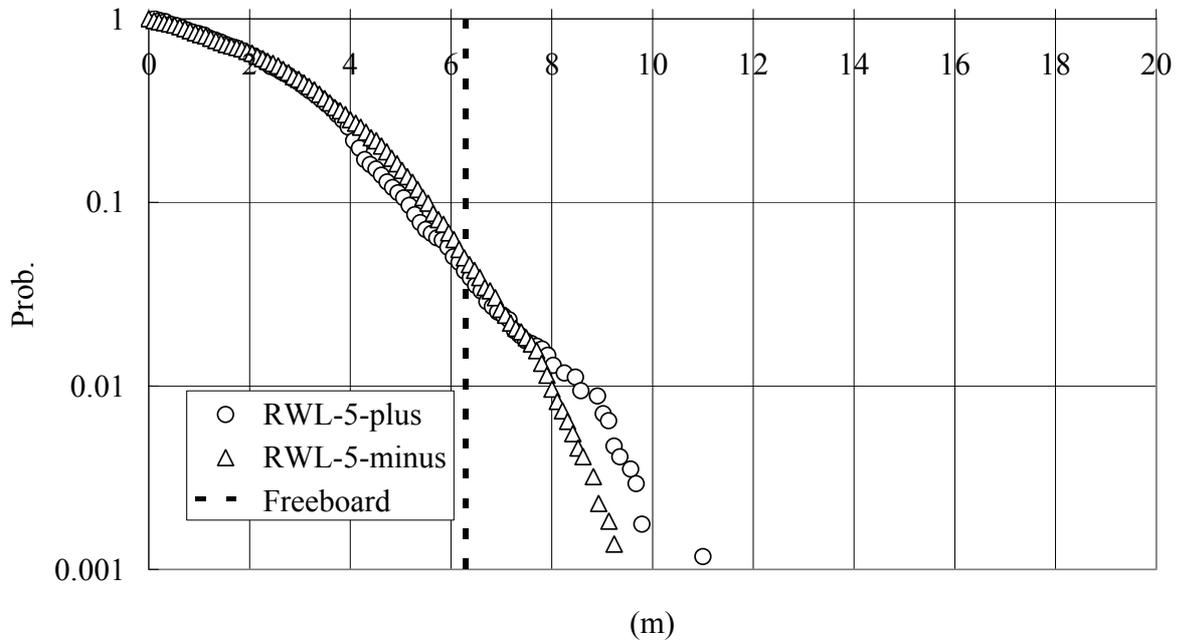
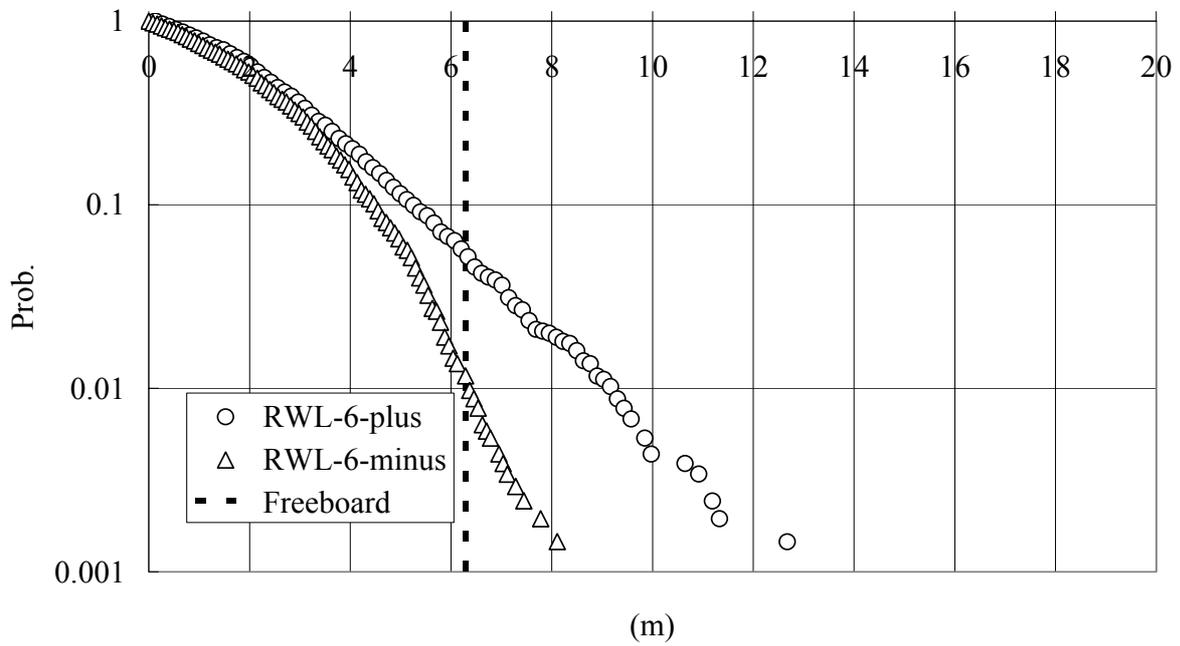


図 5.1.31 相対水位変動の超過確率 (上: Intact、下: damaged)
 (S.S.7, Base, $\chi=180^\circ$, $Fn=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=14.7sec$)

R.W.L(S.S.5, Base(Intact), $\chi=180^\circ$, $Fn=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=13.4sec$)



R.W.L(S.S.5, Base(damaged), $\chi=180^\circ$, $Fn=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=13.4sec$)

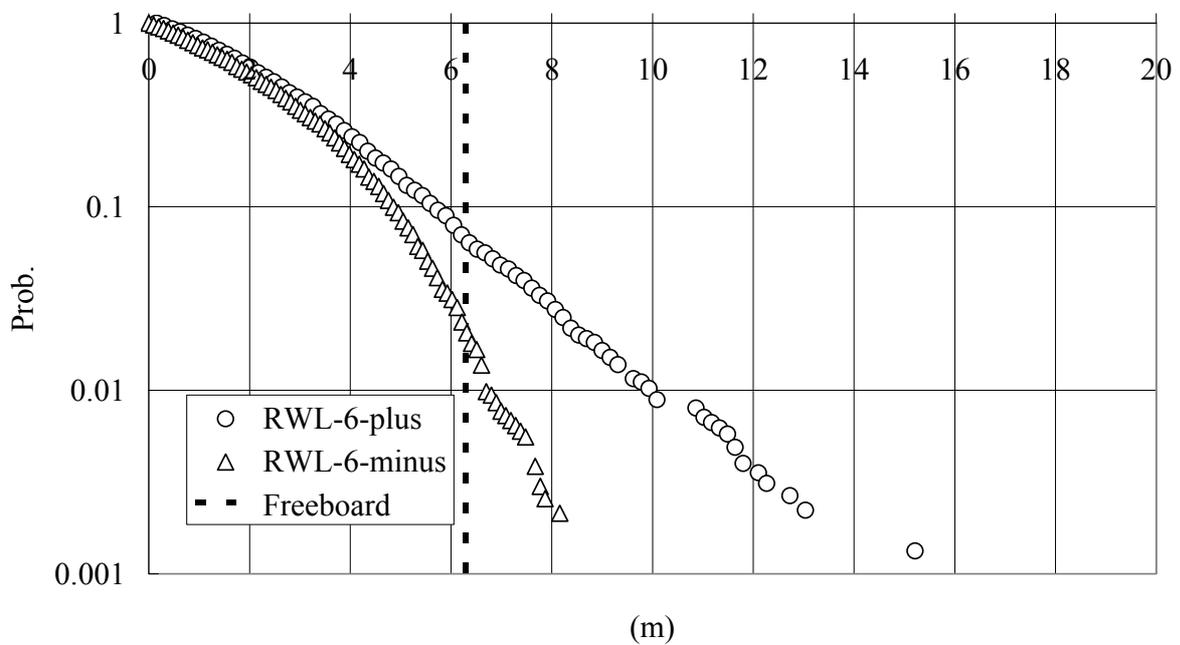


図 5.1.32 相対水位変動の超過確率 (上: Intact、下: damaged)
 (S.S.5, Base, $\chi=180^\circ$, $Fn=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=13.4sec$)

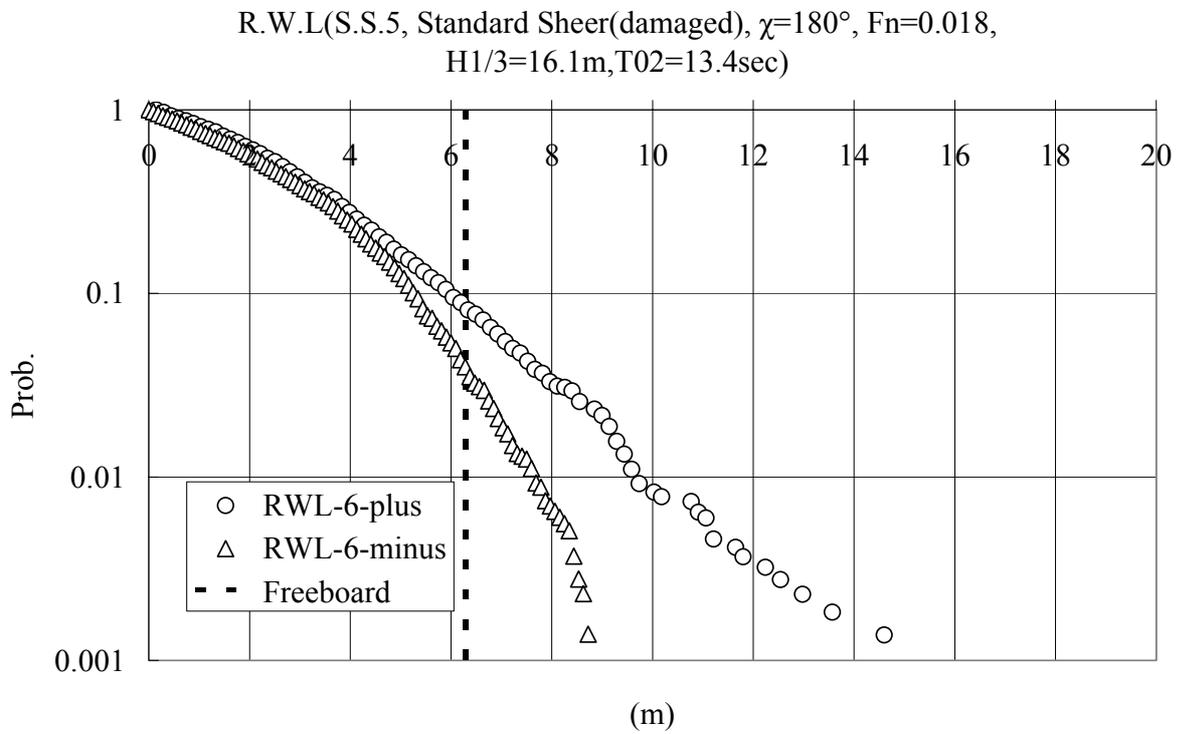
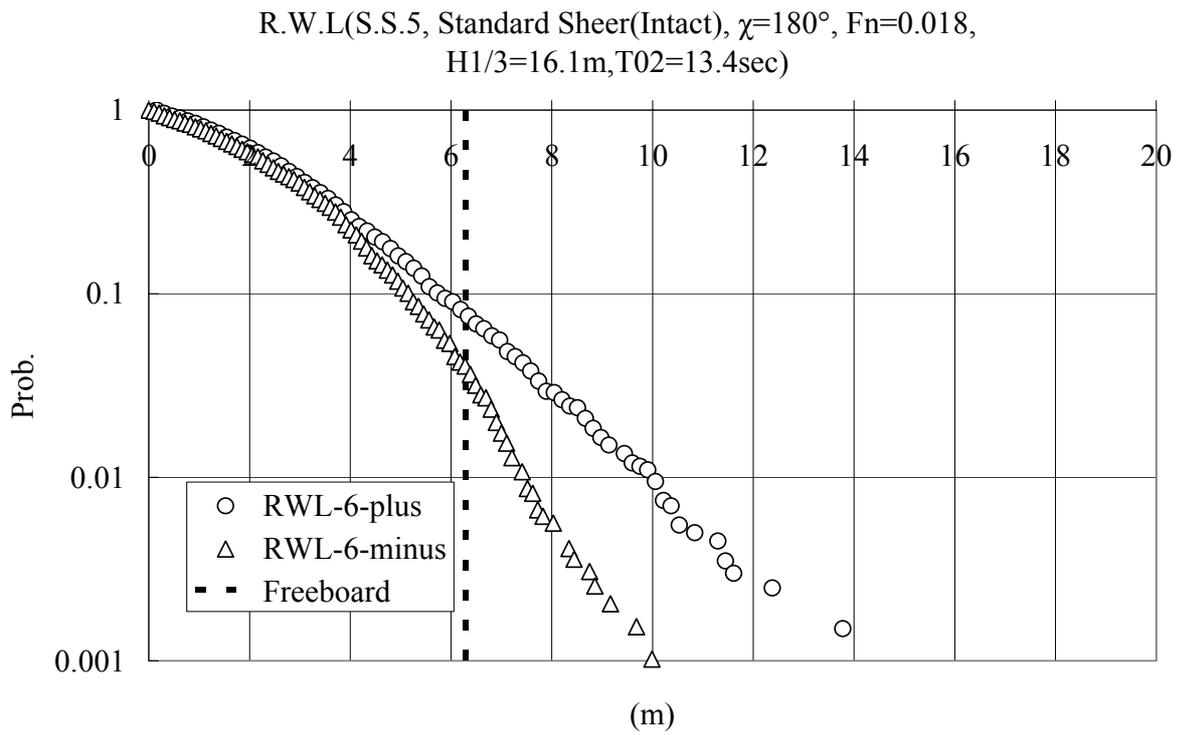
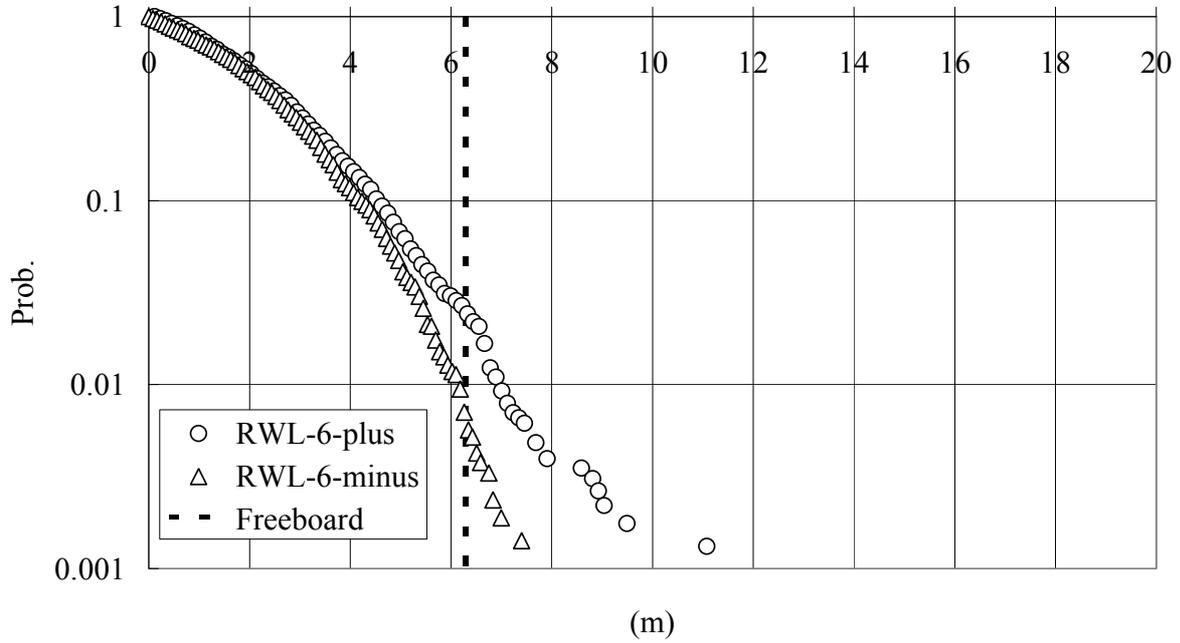


図 5.1.33 相対水位変動の超過確率 (上: Intact、下: damaged)
(S.S.5, Standard Sheer, $\chi=180^\circ$, $F_n=0.018$, $H1/3=16.1\text{m}$, $T02=13.4\text{sec}$)

R.W.L(S.S.5, Base(Intact), $\chi=180^\circ$, $Fn=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=14.7sec$)



R.W.L(S.S.5, Base(damaged), $\chi=180^\circ$, $Fn=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=14.7sec$)

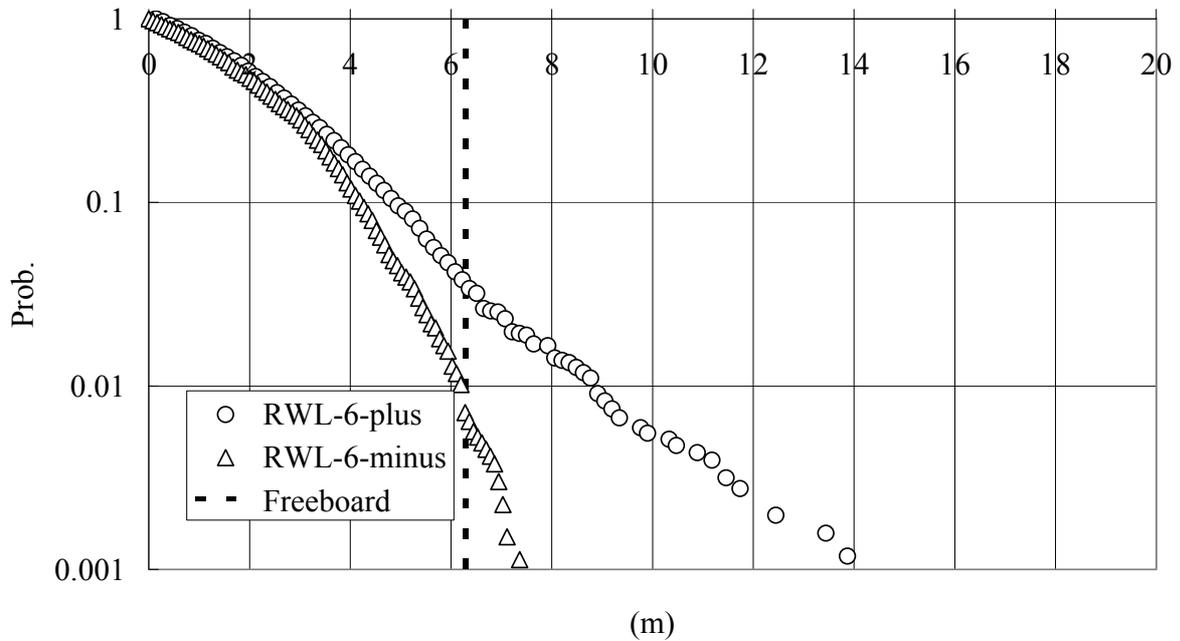
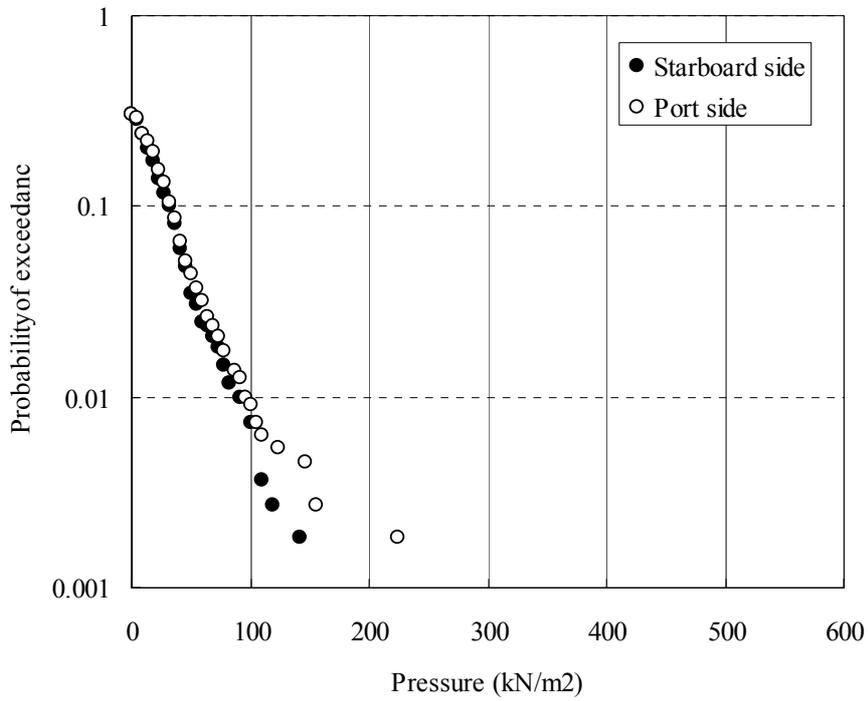


図 5.1.34 相対水位変動の超過確率 (上: Intact、下: damaged)
 (S.S.5, Base, $\chi=180^\circ$, $Fn=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=14.7sec$)

Impact pressure owing to deckwetness (Intact)
 (Base, S.S.8 3/4, $\chi=180^\circ$, $Fn=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=13.4sec$)



Impact pressure owing to deckwetness (damaged)
 (Base, S.S.8 3/4, $\chi=180^\circ$, $Fn=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=13.4sec$)

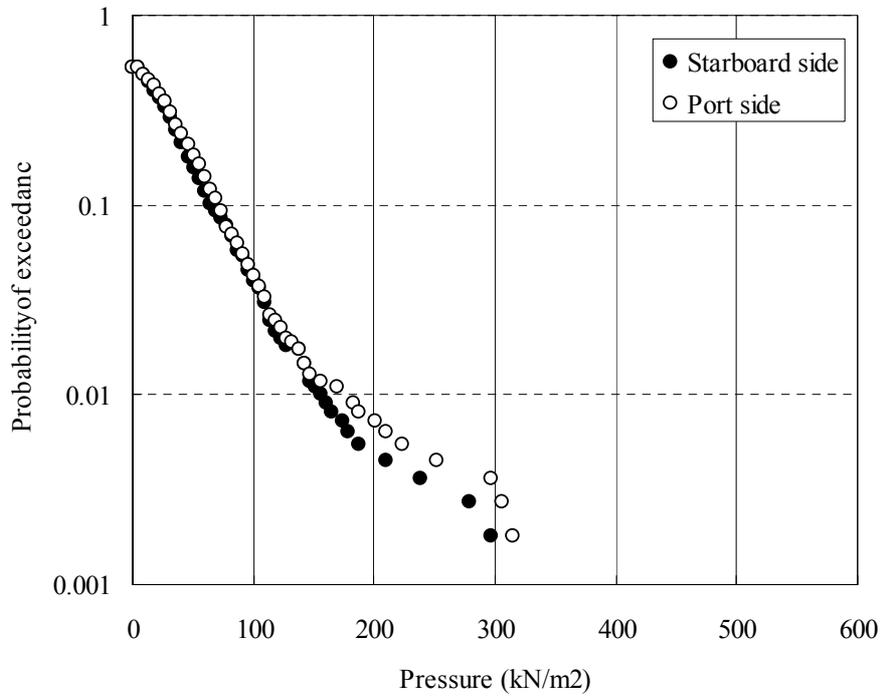
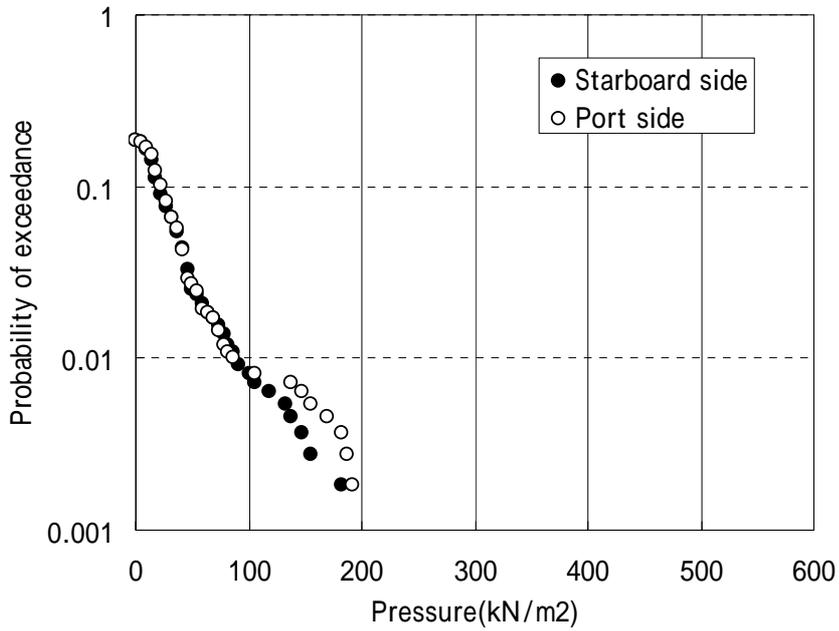


図 5.1.35 海水打ち込みによる衝撃圧の超過確率 (上: Intact、下: damaged)
 (S.S.83/4, Base, $\chi=180^\circ$, $Fn=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=13.4sec$)

Impact pressure owing to deckwetness (Intact)
 (Standard shear, S.S.8 3/4, $\theta=180^\circ$, $Fn=0.018$,
 $H1/3=16.1m, T02=13.4sec$)



Impact pressure owing to deckwetness (damaged)
 (Standard shear, S.S.8 3/4, $\theta=180^\circ$, $Fn=0.018$,
 $H1/3=16.1m, T02=13.4sec$)

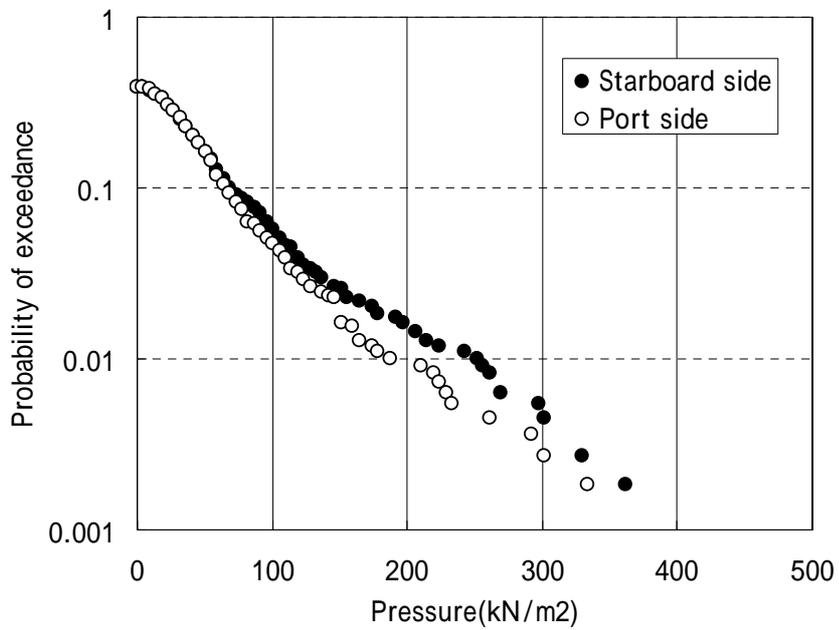
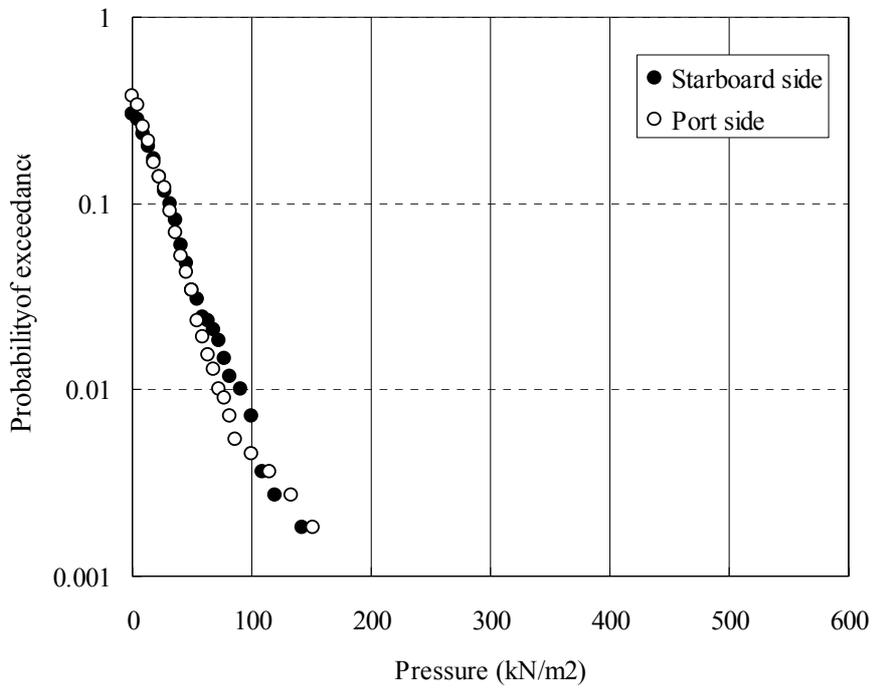


図 5.1.36 海水打ち込みによる衝撃圧の超過確率 (上: Intact、下: damaged)
 (S.S.83/4, Standard Sheer, $\theta=180^\circ$, $Fn=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=13.4sec$)

Impact pressure owing to deckwetness (Intact)
 (Base, S.S.8 3/4, $\chi=180^\circ$, $Fn=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=14.7sec$)



Impact pressure owing to deckwetness (damaged)
 (Base, S.S.8 3/4, $\chi=180^\circ$, $Fn=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=14.7sec$)

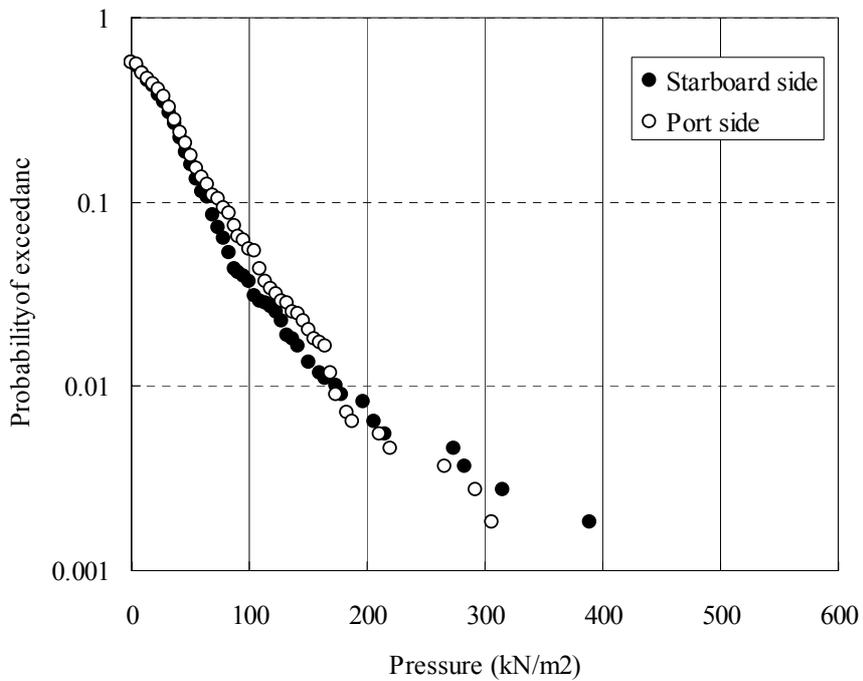


図 5.1.37 海水打ち込みによる衝撃圧の超過確率 (上: Intact、下: damaged)
 (S.S.83/4, Base, $\chi=180^\circ$, $Fn=0.018$, $H1/3=16.1m$, $T02=14.7sec$)

5.2 海水打ち込み防止の観点からの乾舷の安全性評価

5.2.1 冠水確率と船型の関係について

はじめに、平成 16 年度に RR-SP3 で計算した冠水確率を用いて船型要素との関係について概観する。一例として、図 5.2.1 に夏期満載喫水に相当する乾舷を適用した船舶の F.P. での冠水確率と船の長さ (L_f) の関係を示す。ここでは、相対水位変動の極大値が乾舷を超えた長期発現確率を冠水確率と定義する。計算対象とした船種は、バルクキャリアとタンカー（オイルとケミカル）である。これらの船舶の乾舷は、基準で規定する乾舷と同じである。冠水確率は A 型、B 型及び減少 B 型（B-60 型）乾舷毎に示す。縦軸は冠水確率を対数軸で表す。船の長さが大きくなるにつれて冠水確率が相対的に小さくなっており、冠水確率と船の長さの相関が強いことがわかる。また、A 型船舶の冠水確率は同じ長さの B 型船舶の冠水確率よりも高くなっている。B-60 型船舶の冠水確率は、A 型船舶の冠水確率と B 型船舶の冠水確率との中間の確率となる。乾舷の大きさは、B 型船舶の乾舷が最も大きく、次いで B-60 型、A 型の順番になっている。これらのことから、冠水確率と乾舷の相関が強いこともわかる。

冠水確率が異なることは、打ち込みを制限するレベルが異なることを意味する。よって、B-60 型、A 型にはそれぞれ別の要件を課すことで同等な安全性を確保するのが現行規則の考え方である。そのためには、乾舷の違いにより生じる冠水確率の差を評価する必要がある。

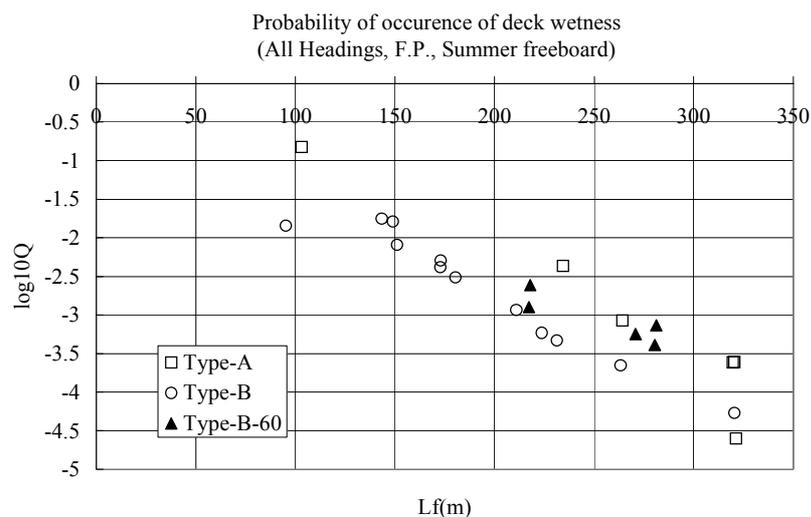


図 5.2.1 冠水確率 (F.P.) と船の長さの関係²⁾

5.2.2 水槽実験による乾舷及び舷弧の影響の検討

(1) 実験条件及び計測項目

乾舷の大小と舷弧の有無が耐航性能に及ぼす影響を検討するために平成 16 年度に RR-SP3 にて水槽実験を行なった。今年度はここで得られた知見をもとに乾舷及び舷弧の役割についての検討を行うと共に乾舷により確保される安全性の評価を行った。実験結果の詳細については平成 16 年度 RR-SP3 報告書をご参照いただくこととし、今年度の検討に関係する部分についてのみ以下に示す。

(独) 海上技術安全研究所 80m 角水槽において、規則波及び不規則波中自由航走実験を行った。実験には、船首部水線面上形状が異なる以下の 3 隻のケーブサイズバルクキャリア ($L_{pp}=280\text{m}$) を用いた。

夏季満載喫水に相当する乾舷を有する母船型

(実際の乾舷、以下 Base)

母船型から乾舷を小さく（喫水を深く）した船型(以下 Low Freeboard)

母船型から舷弧修正分の乾舷を除き、かわりに標準舷弧を設置した船型(以下 Standard Sheer)

実際の船舶では、乾舷を小さくする事は積荷を増やすことに相当すると考えられる。そこで、設定した喫水に対する積み付けを母船型とは別に設定した。その結果、乾舷を小さくした船型（Low Freeboard）の重量分布は他の2船型と異なる。これらの主要目を表5.3に、船首部形状を図5.2.2に示す。

実験では、正面向波($\chi=180^\circ$)及び斜向波($\chi=135^\circ$)における船体運動、相対水位変動、縦及び水平方向の波浪荷重（曲げモーメントと剪断力）、加速度、打ち込み水圧を計測した。不規則波は実船スケールで平均波周期 $T_{02}=13.1$ 秒、有義波高 $H_{1/3}=10.1\text{m}$ に設定した。波スペクトルはISSCスペクトルを用いた。出会い波の数は約1000波である。

回転運動は、光ファイバージャイロを用いて計測した。軸方向の運動は、ジャイロアクセロメーターにより加速度を計測して、これを変位に換算した。相対水位変動は、容量式波高計を船首及び船側部7箇所（S.S.91/2, S.S.9, S.S.8, S.S.7, S.S.5, S.S.21/2, A.P.）の計8箇所に取り付けて計測した。波浪荷重は、船体をS.S.71/2で2分割して取り付けた検力計により計測した。分割部には、防水のために張力を持たないビニールシートを貼り付けた。加速度は、S.S.91/2及びS.S.7に加速度計を取り付けて、S.S.91/2で上下加速度、S.S.7では上下及び水平加速度を計測した。打ち込み水圧は、船首楼甲板上の2箇所（S.S.9, C.L.から左右に実船スケールで各3.5m）に水圧計を取り付けて計測した。図5.2.3に計測装置配置図を示す。

表 5.2.1 模型船主要目

(Base&StandardSheer)	Ship	Model
Lpp(m)	280.0	3.00
B(m)	47.00	0.50
d(m)	17.80	0.19
D(m)	24.100	0.26
Cb	0.849	0.849
GM	6.860	0.074
γ/Lpp	0.258	0.258

(Low Freeboard)	Ship	Model
Lpp(m)	280.0	3.00
B(m)	47.00	0.50
d(m)	21.00	0.23
D(m)	24.100	0.26
Cb	0.866	0.866
GM	6.640	0.068
γ/Lpp	0.258	0.258

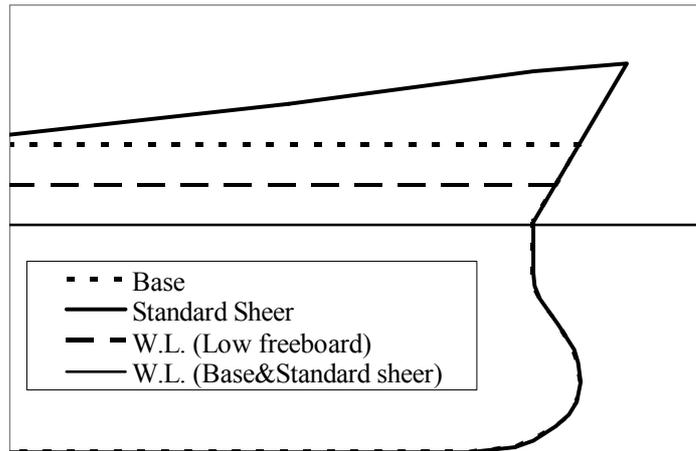


図 5.2.2 バルクキャリアの船首部形状

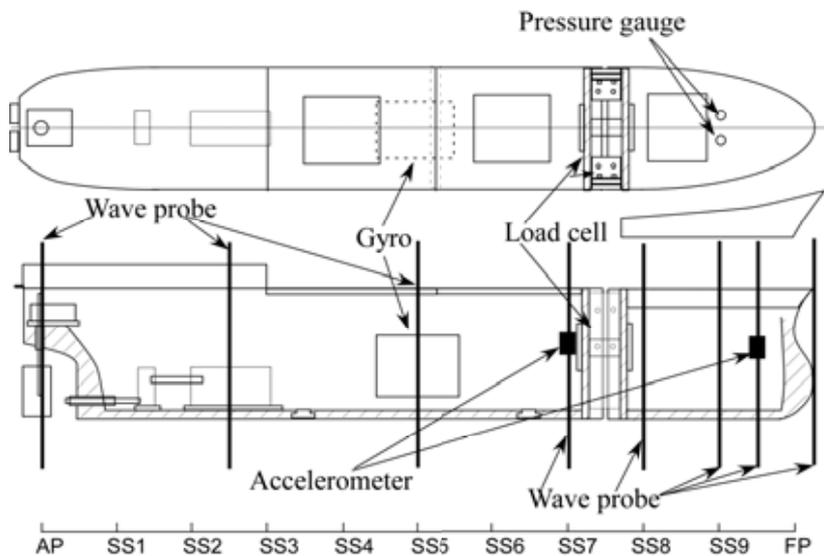


図 5.2.3 計測装置配置図

(2) 規則波中実験結果

結果の一例として、正面向波($\chi=180^\circ$)及び斜向波($\chi=135^\circ$)中での上下加速度振幅の応答関数を波高毎に整理して図 5.2.4 及び図 5.2.5 に示す。縦軸はフーリエ解析により求めた 1 次成分であり、加速度振幅 a を波振幅 ζ 及び船長 L の比 L/ζ で無次元化した値である。同じく図中には、(独)海上技術研究所で開発した大波高中船体運動推定法 NMRIW による計算結果を線で示す。

加速度振幅の無次元値は、波高が大きくなるにつれて小さくなっており、波高による非線形影響が現れている。この影響は、運動の同調点付近で顕著になる。NMRIW による計算値は、海水打ち込みが激しく発生する大波高中では過大評価となるものの、波高による非線形影響をよく説明している。このことから本研究で得られた実験値は合理的な結果であることがわかる。

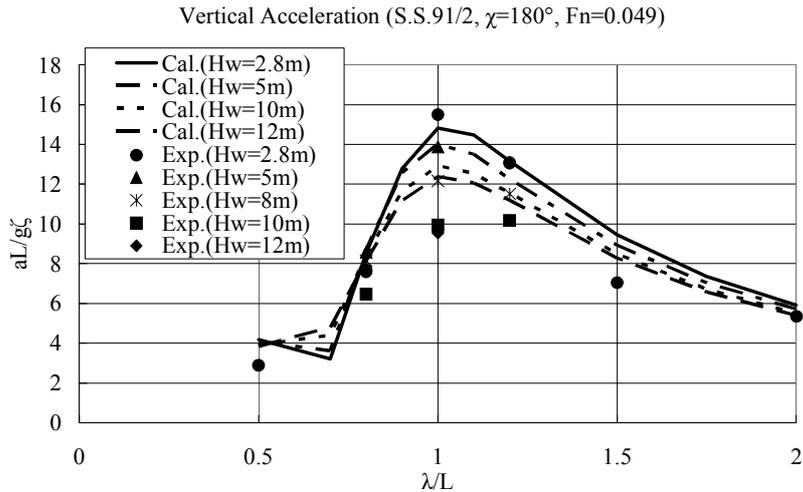


図 5.2.4 上下加速度の答関数(S.S.91/2、母船型(Base)、正面向波、 $Fn=0.049$)

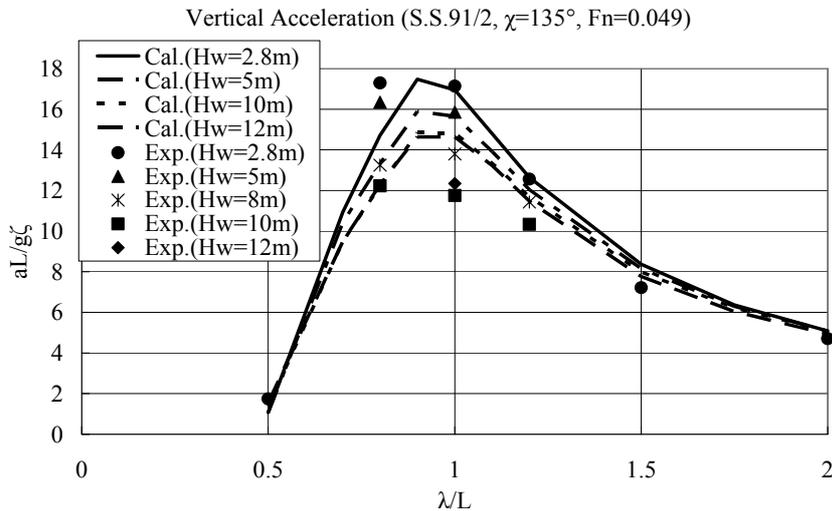


図 5.2.5 上下加速度の答関数(S.S.91/2、母船型(Base)、斜向波、 $Fn=0.049$)

船体応答に対する乾舷及び舷弧の影響を調べるために、実験値を波傾斜 H/λ の関数として整理した。一例として、縦揺及び縦剪断力の結果を図 5.2.6 及び図 5.2.7 に示す。縦揺振幅 θ は最大波傾斜 $k\zeta$ で、縦剪断力振幅 F_V は波振幅 ζ 、船長 L 、船幅 B の積 $BL\zeta$ で無次元化した値である。

これらの図から、Base と Standard Sheer の無次元振幅には有意な差が無いことがわかる。一方、Low Freeboard の無次元振幅は他の 2 船型よりも小さい。積み付け状態の違いから、Low Freeboard の縦運動の同調点は他の 2 船型と比べて長波長側となる。そのため、波長船長比 $\lambda/L=1.0$ の規則波中では、Low Freeboard の振幅は小さくなる。

打ち込み水圧の極大値も同様に整理して図 5.2.8 に示す。縦軸は、フルード則にもとづき実船スケールに換算した値を表す。Low Freeboard、Base、Standard Sheer の順で乾舷が低くなるにつれて、打ち込み水圧は顕著に大きくなる。Base と Standard Sheer の違いは船体運動や波浪荷重にはあまり影響しないが、舷弧の高さによって船首を乗り上げる波の高さが変わるため、打ち込み水圧には大きく影響する。

(3) 不規則波中での超過確率

長波頂不規則波中で計測した時系列から極値のヒストグラムを求め、これから超過確率を計算した。斜向波中($\chi=135^\circ$)での縦揺、相対水位変動及び縦曲げモーメントの超過確率を図 5.2.9 から図 5.2.11 に示す。縦軸は超過確率を対数軸で表わす。横軸は船体応答の極値の絶対値を表わす。縦揺は船首上げ、相対水位は水面上昇を正、縦曲げモーメントはサギングをそれぞれ正とする。図 5.2.10 の相対水位は実船スケールに換算して、それぞれの船型での乾舷を示す。図 5.2.11 には、IACS-UR-S11 で規定される縦曲げモーメントを比較のために示す。

打ち込み水圧の極大値の超過確率についても図 5.2.12 に示す。図中には、改正された満載喫水線条約第 16 規則で定義する打ち込み水圧も示す。横軸の打ち込み水圧は、フルード則にもとづき実船スケールに換算した値である。

大波高中で海水打ち込みやスラミングが激しく発生するようになると、正負の極大値の非対称性が大きくなる。とくに、相対水位は大振幅になると波崩れを起こすために縦揺に比べて非対称性が顕著になる。

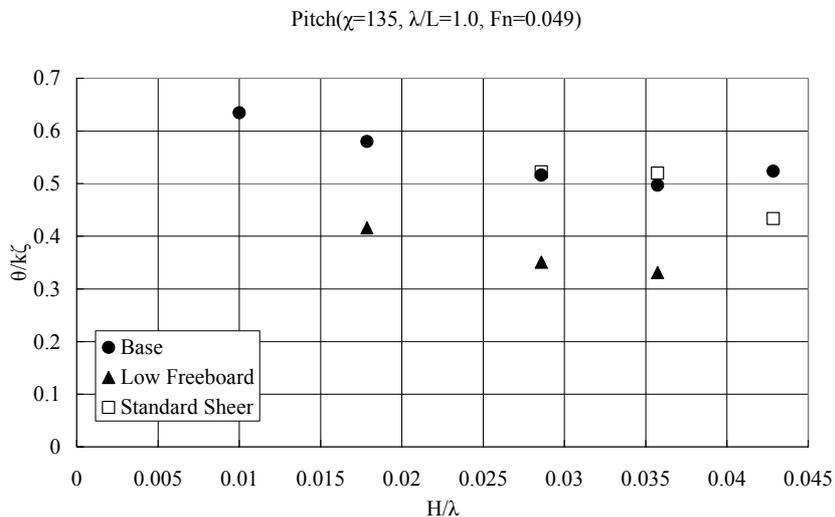


図 5.2.6 縦揺に及ぼす波高の影響(斜向波、 $\lambda/L=1.0$ 、 $Fn=0.049$)

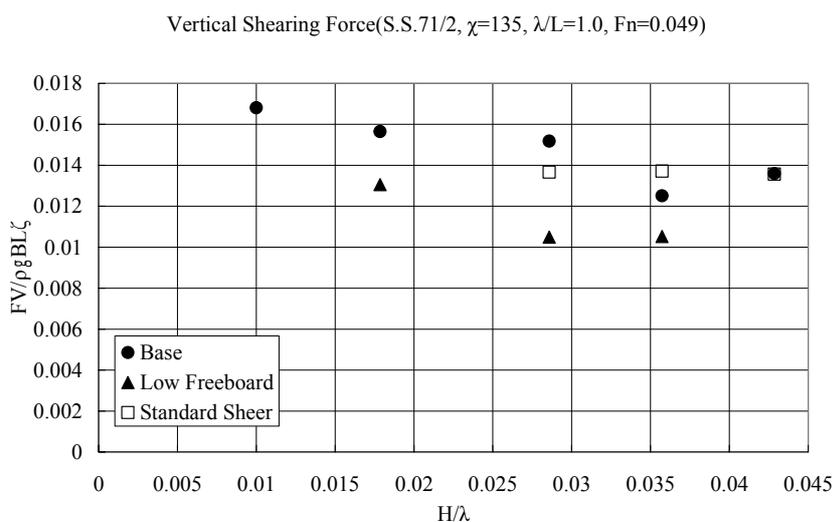


図 5.2.7 縦剪断力に及ぼす波高の影響(S.S.71/2、斜向波、 $\lambda/L=1.0$ 、 $Fn=0.049$)

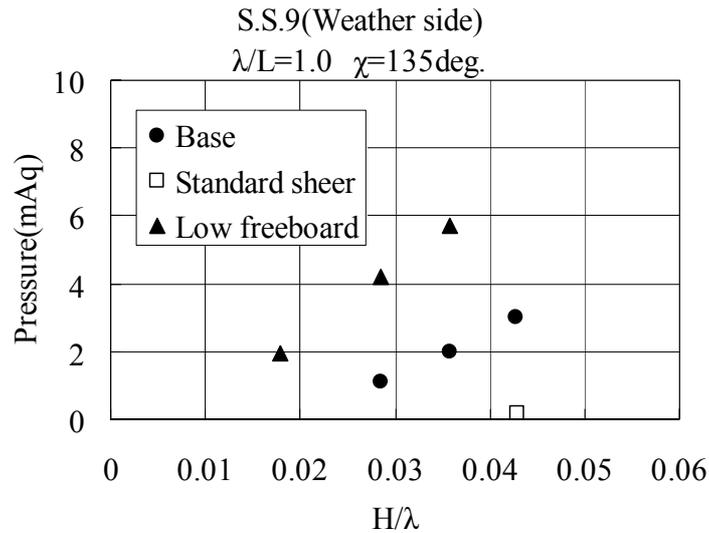


図 5.2.8 打ち込み水圧と波高の関係(S.S.9、斜向波、 $\lambda/L=1.0$ 、 $F_n=0.049$)

Base と Standard Sheer の違いが確率分布に及ぼす影響は小さい。これに対して Low Freeboard は、他の 2 船型と比べて分布が大きく異なる。積み付け状態の違いから、Low Freeboard の縦運動の同調点は他の 2 船型に比べて長波長側となる。そのため、今回の実験に使用した平均波周期の不規則波中では、Base と Standard Sheer の振幅が Low Freeboard よりも大きくなっている。この関係は規則波中での実験結果と整合する。一方、Low Freeboard、Base、Standard Sheer の順で船首高さが小さくなるにつれて、同じ確率で発生する打ち込み水圧は顕著に大きくなっている。水圧 0 の確率に相当する冠水確率も大きく異なることがわかる。

これらの実験結果から、舷弧の有無は船体運動にあまり影響を及ぼさないが、舷弧の高さによって船首を乗上げる波の高さが変わるために打ち込み水圧が異なることがわかる。これに対して、乾舷の違いはそれに伴う重量分布の違いと合わせて船体運動に影響を及ぼす。さらに、乾舷の高さの違いが打ち込み水圧に及ぼす影響も大きい。

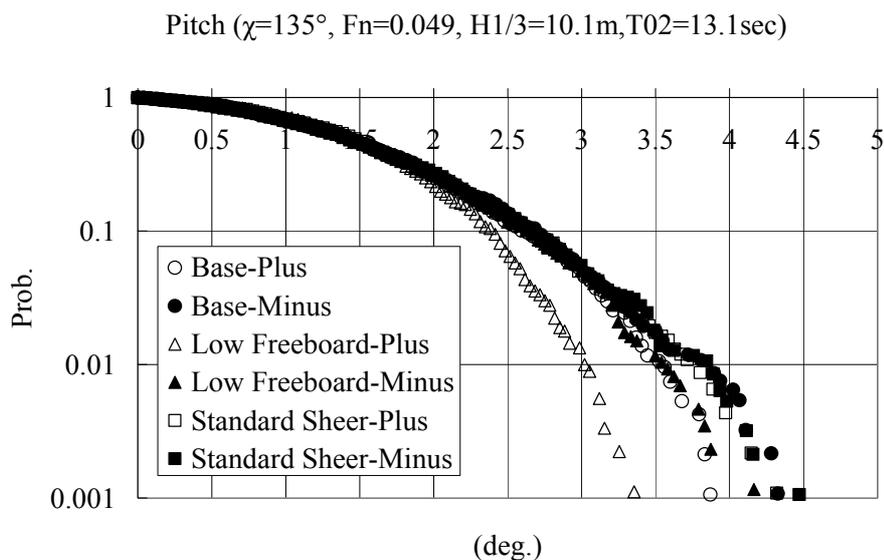


図 5.2.9 縦揺の超過確率(斜向波、有義波高 10.1m、平均波周期 13.1 秒、 $F_n=0.049$)

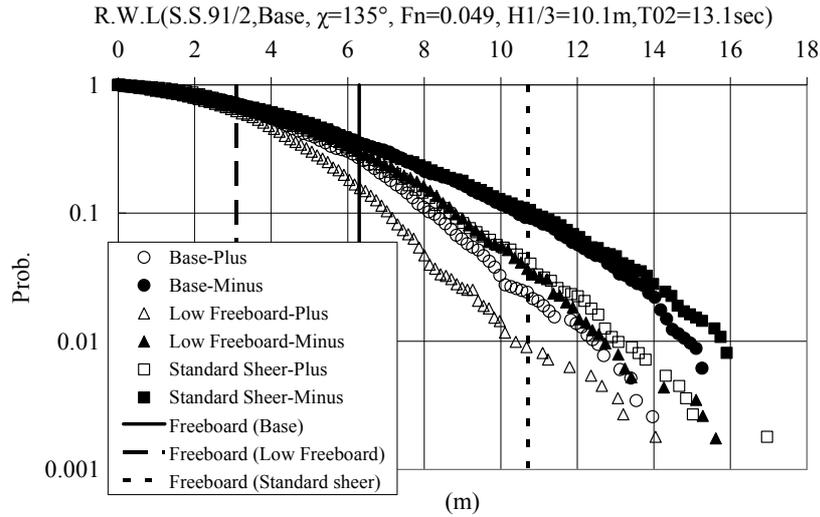


図 5.2.10 相対水位変動の超過確率(S.S.91/2、斜向波、有義波高 10.1m、平均波周期 13.1 秒、 $Fn=0.049$)

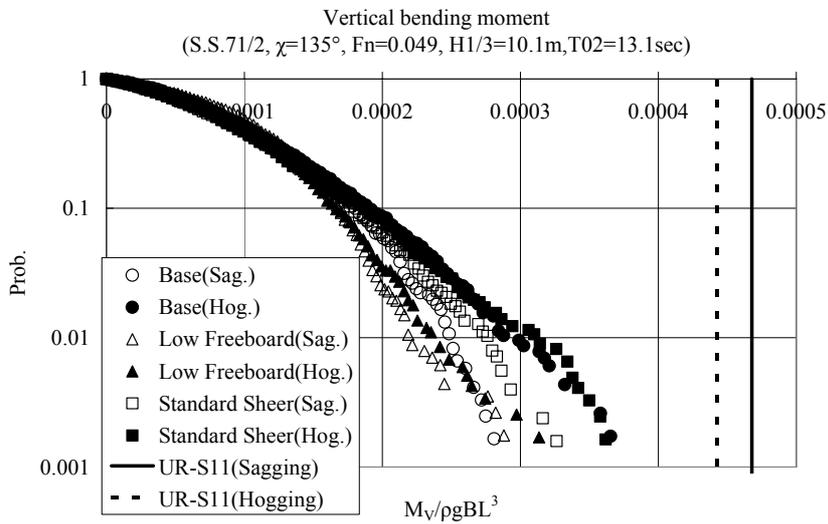


図 5.2.11 縦曲げモーメントの超過確率(S.S.71/2、斜向波、有義波高 10.1m、平均波周期 13.1 秒、 $Fn=0.049$)

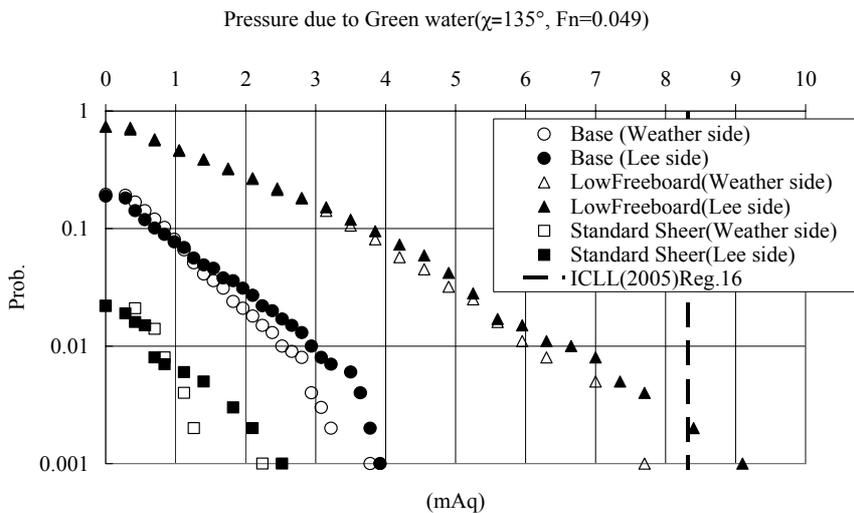


図 5.2.12 打ち込み水圧の超過確率(S.S.9、斜向波、有義波高 10.1m、平均波周期 13.1 秒、 $Fn=0.049$)

5.2.3 乾舷により確保される安全性の評価

乾舷設定の前提条件である波浪荷重について、長期予測計算を行うことにより評価した。さらに乾舷設定の一番の目的である海水打ち込みの防止のための指標である衝撃圧についても長期予測計算を行って評価した。

荒天中では、船速は自然及び意識的減速により低下する。このため、今回の長期予測計算では船速を航海速度ではなく 5knotsと仮定した。波浪の発現頻度表は北大西洋の冬季の海象を表すIACS Recommendation No.34 を用いた。方向分布については、 $\cos^2\chi$ 分布を仮定して、出会い方位は一律に遭遇するものと仮定した。

縦曲げモーメントの短期海象における超過確率を図 5.2.13 に示す。同じく図中には 2 種類の分散値を用いたレーリー分布を示す。ここで用いた分散値は、実験で計測したスペクトラムから求めた分散値と線形理論（ストリップ法）により求めた分散値である。これらの比較から、波浪荷重の超過確率がレーリー分布で仮定できることがわかる。また、前節でも示したように波高の船体応答に対する非線形影響により線形計算では超過確率を過大評価しており、正確に超過確率を求めるためには非線形影響を無視できないことがわかる。しかしながら、線形計算による計算は安全側の結果を与えていることがわかる。本研究で実施した全ての実験状態で線形計算が安全側の計算をしていることを確認したので、ここでは線形計算（ストリップ法）で計算した分散値を用いて長期予測計算を行った。

表 5.2.2 冬季北大西洋の波浪頻度表 (IACS Recommendation No.34)

Wave length(m)	3.5	9.8	19.1	31.6	47.2	65.9	87.8	112.8	140.8	172.1	206.4	243.8	284.4	328.1	374.9	424.9	477.9	534.1		
T(sec)	1.5	2.5	3.5	4.5	5.5	6.5	7.5	8.5	9.5	10.5	11.5	12.5	13.5	14.5	15.5	16.5	17.5	18.5	sum	
Hw(m)	0.5	0	0	1.3	133.7	865.6	1186	634.2	186.3	36.9	5.6	0.7	0.1	0	0	0	0	0	0	3050.4
1.5	0	0	0	29.3	986	4976	7738	5569.7	2375.7	703.5	160.7	30.5	5.1	0.8	0.1	0	0	0	0	22575.4
2.5	0	0	0	2.2	197.5	2158.8	6230	7449.5	4860.4	2066	644.5	160.2	33.7	6.3	1.1	0.2	0	0	0	23810.4
3.5	0	0	0	0.2	34.9	695.5	3226.5	5675	5099.1	2838	1114.1	337.7	84.3	18.2	3.5	0.6	0.1	0	0	19127.7
4.5	0	0	0	0	6	196.1	1354.3	3288.5	3857.5	2685.5	1275.2	455.1	130.9	31.9	6.9	1.3	0.2	0	0	13289.4
5.5	0	0	0	0	1	51	498.4	1602.9	2372.7	2008.3	1126	463.6	150.9	41	9.7	2.1	0.4	0.1	0	8328.1
6.5	0	0	0	0	0.2	12.6	167	690.3	1257.9	1268.6	825.9	386.8	140.8	42.2	10.9	2.5	0.5	0.1	0	4806.3
7.5	0	0	0	0	0	3	52.1	270.1	594.4	703.2	524.9	276.7	111.7	36.7	10.2	2.5	0.6	0.1	0	2586.2
8.5	0	0	0	0	0	0.7	15.4	97.9	255.9	350.6	296.9	174.6	77.6	27.7	8.4	2.2	0.5	0.1	0	1308.5
9.5	0	0	0	0	0	0.2	4.3	33.2	101.9	159.9	152.2	99.2	48.3	18.7	6.1	1.7	0.4	0.1	0	626.2
10.5	0	0	0	0	0	0	1.2	10.7	37.9	67.5	71.7	51.5	27.3	11.4	4	1.2	0.3	0.1	0	284.8
11.5	0	0	0	0	0	0	0.3	3.3	13.3	26.6	31.4	24.7	14.2	6.4	2.4	0.7	0.2	0.1	0	123.6
12.5	0	0	0	0	0	0	0.1	1	4.4	9.9	12.8	11	6.8	3.3	1.3	0.4	0.1	0	0	51.1
13.5	0	0	0	0	0	0	0	0.3	1.4	3.5	5	4.6	3.1	1.6	0.7	0.2	0.1	0	0	20.5
14.5	0	0	0	0	0	0	0	0.1	0.4	1.2	1.8	1.8	1.3	0.7	0.3	0.1	0	0	0	7.7
15.5	0	0	0	0	0	0	0	0	0.1	0.4	0.6	0.7	0.5	0.3	0.1	0.1	0	0	0	2.8
16.5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0.1	0.2	0.2	0.2	0.1	0.1	0	0	0	0	0.9
Sum	0	0	1.3	165.4	2091.2	9279.9	19921.8	24878.8	20869.9	12898.4	6244.6	2479	836.7	247.3	65.8	15.8	3.4	0.7	0	10000

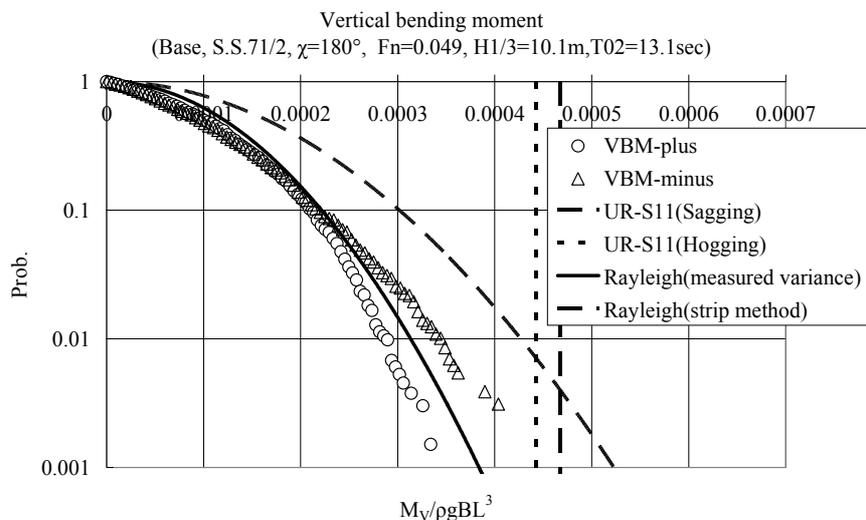


図 5.2.13 縦曲げモーメントの超過確率 (Base, S.S.71/2, Head seas, Fn=0.049)

波浪荷重についての長期予測計算の一例として縦曲げモーメントの計算結果を図 5.2.14 及び図 5.2.15 に示す。図中には各方位の平均値（全方位）だけでなく、それぞれの出会い方位についての計算値を示す。横軸は発現確率を対数軸表す。この長期予測計算では線形理論を用いたので“Base”と“Standard shear”の計算値は同一になる。長期予測値を評価するために、既存の基準であるIACS統一規則UR-S11 と長期予測値を比較した。過大評価になる線形理論を用いた場合でも、25年に一度の確率(Q: 約 10^{-8})で発生する波浪荷重はUR-S11を下回ることがわかる。このことから、乾舷に相当する喫水を有する船舶は、十分適切な安全性を確保していることがわかった。

乾舷が果たす主たる目的は海水打ち込みの防止である。このためには海水打ち込みの発生確率だけでなく、指標の一つである海水打ち込みにより発生する衝撃圧についても評価する必要がある。ここでは、衝撃圧についての長期予測計算を行い、既存の基準である新しい満載喫水線条約第 16 規則で規定されるハッチカバー荷重との比較することで乾舷が持つ安全性を評価した。

衝撃圧の超過確率については、(独)海上技術安全研究所で開発した予測法を用いて計算した。この手法は、甲板冠水が船首部を乗り越えた高さ(越波高さ)で越波高さに比例する幅で船首部から流入してくると仮定することで、理論的に確率密度関数を求めるものである。

船首部相対水位変動の標準偏差 σ_{η} から衝撃圧の超過確率 $P(F > F_0 | H, T)$ は次式のように導かれる。

$$P(F > F_0 | H, T) = \exp \left\{ - \frac{(f \cdot \sqrt{\alpha \rho g B} + \sqrt{F_0})^2}{2 \sigma_{\eta}^2 \alpha \rho g B} \right\} \quad (5.1)$$

ここで、 H は有義波高、 T は平均波周期、 f は船首高さ、 α は流入幅を表す係数、 ρ は流体の密度、 g は重力加速度、 B は船幅を表す。計算した超過確率と実験値との比較を図 5.2.16 から図 5.2.19 に示す。“Standard shear”の超過確率は若干過小評価になるものの、本手法により推定した超過確率は実験値と良く一致していることがわかる。このことから、本手法により適切に超過確率が推定できることがわかった。

一般的な長期予測手法にこの超過確率を用いることで、衝撃圧の長期発現確率 $P(F > F_0)$ を次式のように求めることができる。

$$P(F > F_0) = \int_0^{\infty} \int_0^{\infty} P(F > F_0 | H, T) \cdot P(H, T) dH dT \quad (5.2)$$

ここで $P(H, T)$ は波浪の発現確率を表す。衝撃圧の超過確率の入力である船首相対水位変動の超過確率は、波浪荷重と同様に安全側の推定をするために線形計算で行った。海水打ち込みによる衝撃圧の長期予測値を図 5.2.20 に示す。長期予測値を評価するために、2005年1月1日に改正された満載喫水線条約の第 16 規則で規定されているハッチカバー衝撃圧と比較した。“Base”や“Standard shear”では、25年に一度の確率(Q: 約 10^{-8})で発生する衝撃圧は満載喫水線条約の第 16 規則で規定されているハッチカバー衝撃圧を下回ることがわかる。一方、“Low freeboard”では、25年に一度の確率(Q: 約 10^{-8})で発生する衝撃圧は満載喫水線条約の第 16 規則で規定されているハッチカバー衝撃圧を上回ることがわかった。

このことから、現在の条約で規定している乾舷を有する船舶は、適切に海水打ち込みを制限していることがわかった。さらに、標準舷弧のかわりに舷弧修正を用いた場合でも適切に海水打ち込みが制限できて

いること、標準舷弧を用いた場合はさらに長期予測値が小さくなることから、現存船舶に対しては標準舷弧を見直す余地があることも考えられる。

5.2.4 まとめ

以上の検討結果から、乾舷及び舷弧が確保する安全性について以下のことがわかった。

- (1) 舷弧が船体運動、波浪荷重に及ぼす影響は大きくない。
- (2) 舷弧の有無により船首を乗上げる波の高さが変わるから打ち込み水圧は変化する。
- (3) 乾舷は高さだけでなく喫水の変化に伴う重量分布と合わせて考慮する必要がある。
- (4) 本研究で示した手法により、海水打ち込み防止の観点から乾舷がもつ安全性を定量的に評価することができる。
- (5) 具体的な指標との比較から、現行条約で規定される乾舷は適切な安全性を持つことがわかる。また、現行条約の標準舷弧については見直す余地があることがわかった。

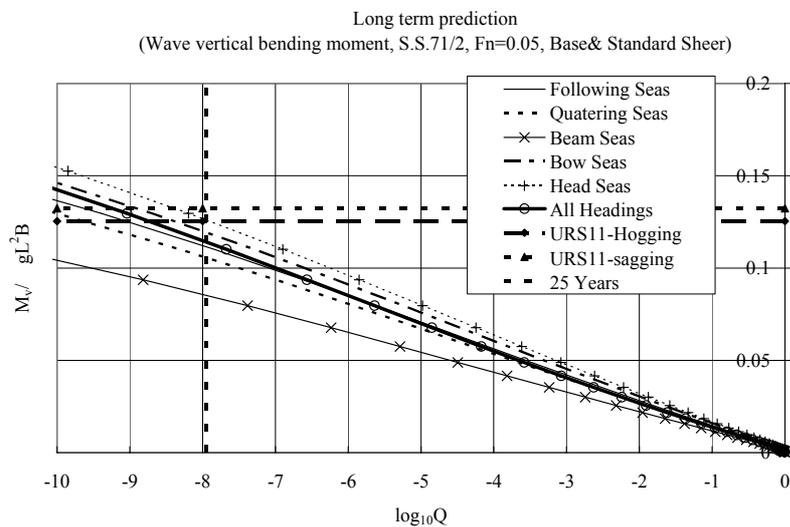


図 5.2.14 縦曲げモーメントの長期予測 (Base & Standard Sheer)

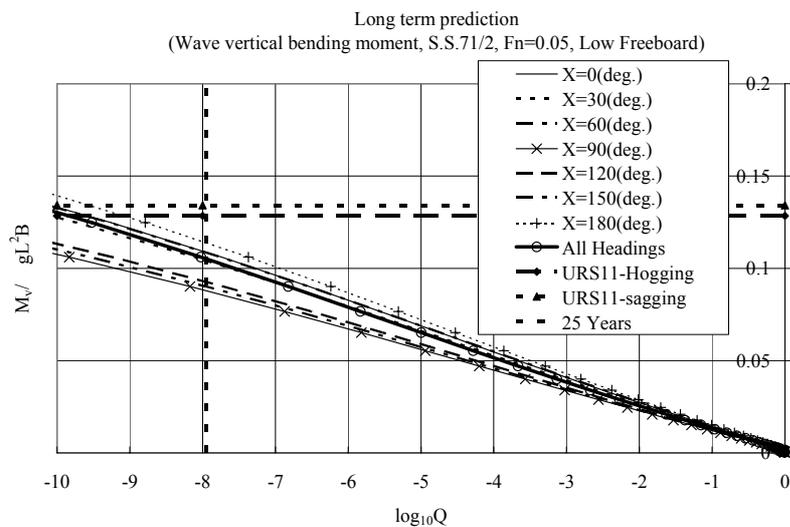


図 5.2.15 縦曲げモーメントの長期予測 (Low freeboard)

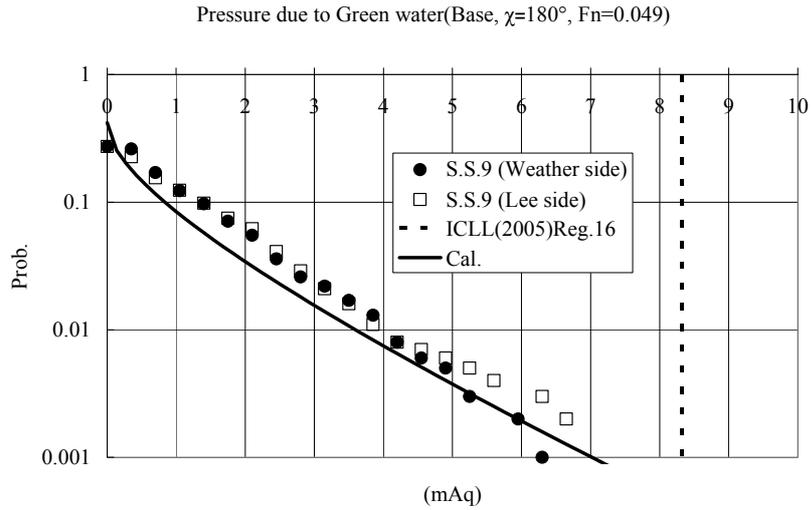


図 5.2.16 海水打ち込みによる衝撃圧の超過確率 (Base, Head seas, $F_n=0.049$)

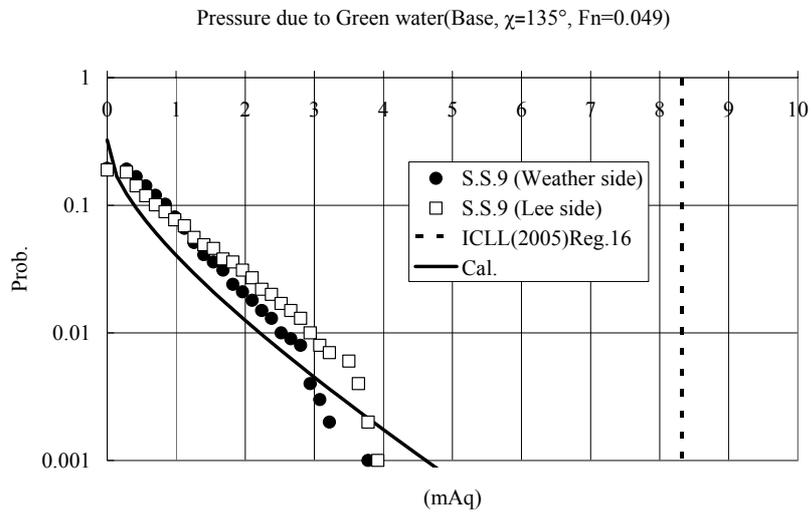


図 5.2.17 海水打ち込みによる衝撃圧の超過確率 (Base, Bow seas, $F_n=0.049$)

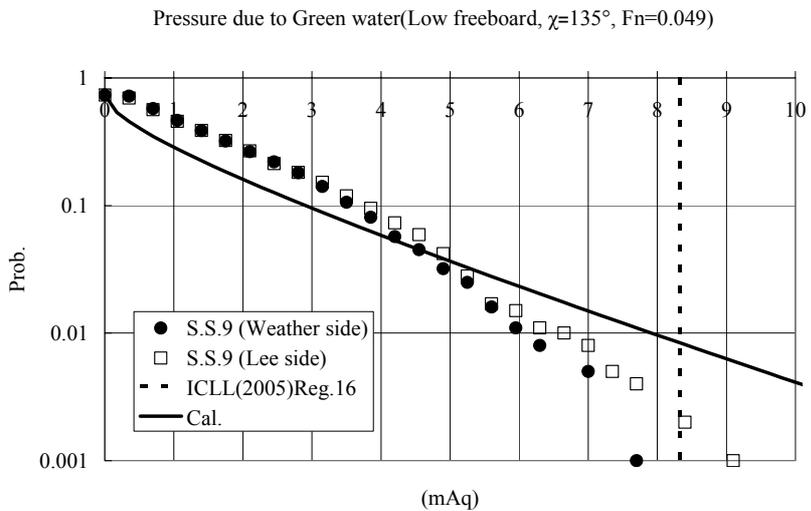


図 5.2.18 海水打ち込みによる衝撃圧の超過確率 (Low freeboard, Bow seas, $F_n=0.049$)

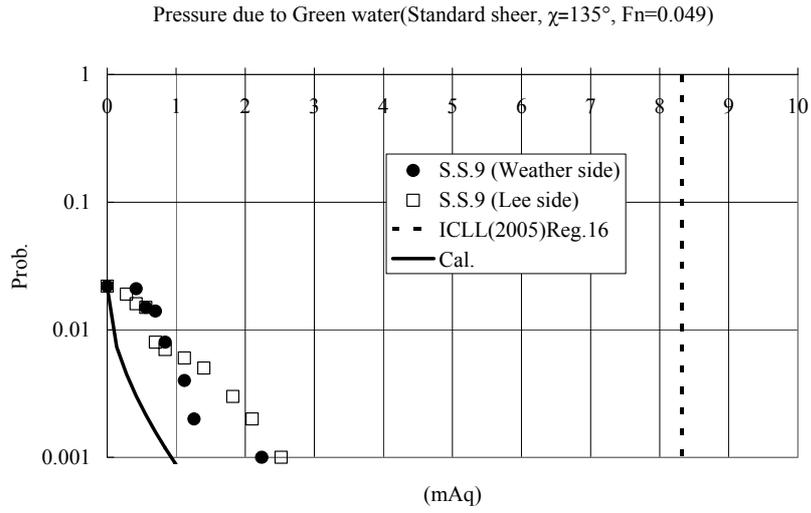


図 5.2.19 海水打ち込みによる衝撃圧の超過確率 (Standard shear, Bow seas, $F_n=0.049$)

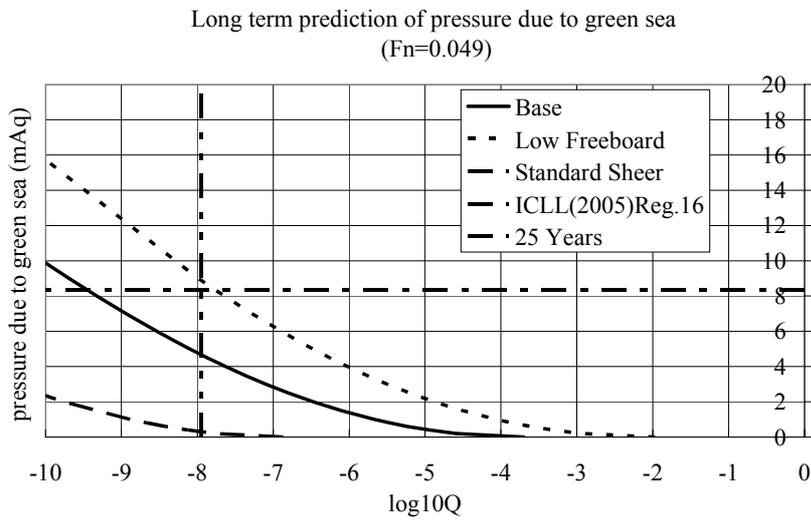


図 5.2.20 海水打ち込みによる衝撃圧の長期予測

6. 非損傷時復原性規則に関する調査研究（短期的対応）

6.1 ウエザークライテリオン代替評価のための模型試験法に関する検討（その1）

6.1.1 はじめに

我が国のC係数基準に相当するウエザークライテリオンは、短期的課題としてSLF48で改正された新しいIS CodeのPart-A（強制部）に、ほぼ現在と同じ内容で取り入れられた。しかし、巨大旅客船や幅広浅喫水船等、基準制定当時から大きく離れた船型に対する適用性に疑問が呈されたため、次に挙げる2つの量については、以下の条件で模型試験による代替評価が認められることとなった。

(a) l_{w1} ：横風による傾斜偶力てこ

- ・主管庁が認める場合

(b) ϕ_1 ：横波による同調横揺れ角

- ・次の条件をはずれる場合

$$B/d < 3.5, -0.3 < (KG/d-1) < 0.5, T < 20 \text{ 秒}$$

（B：型幅、d：平均型喫水、KG：基線上重心高さ、T：横揺れ固有周期）

- ・または主管庁が認める場合

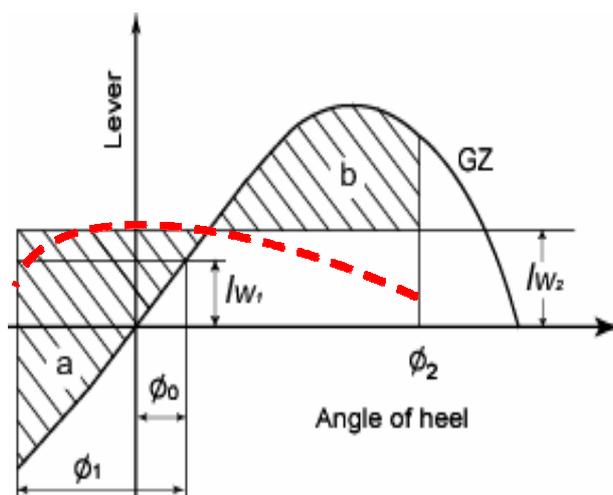


図 6.1.1 ウエザークライテリオン

なお、この代替評価では、 l_{w1} 及びその1.5倍として定義される l_{w2} を傾斜角の関数として扱うことが認められている（図 6.1.1 の破線）。

代替評価を統一的に行うため、我が国とイタリアが中心となって模型試験法ガイドラインを作成し、当該ガイドラインは新 IS Code の Annex 1（Interim Guidelines for alternative assessment of the weather criterion）として記述された。また、これを早期に適用可能とするため、独立した MSC サーキュラーとして回章することが SLF48 で合意された。ただし、以下のような課題があるため暫定ガイドラインとし、実施データの蓄積を待つこととされた。

[模型試験法ガイドラインの課題]

(a) ガイドラインを構成する複数の試験を同一船で実施して代替評価した例が世界的になく、現行ウエザークライテリオンによる評価との関係が不明確。特に、 l_{w1} を求める2種類の試験（風洞試験、強

制漂流試験)の内、漂流運動による傾斜モーメントを計測する強制漂流試験の実施例が極めて少ない。

- (b) γ_1 を求める方法として以下の3種類が認められているが、これらの優劣や同等性が不明確。
- ・直接法：ISコードに規定される波岨度を用い、横波中で横揺れを計測
 - ・組立法 (= 3ステップ法、日本提案)：自由横揺れ試験によって横揺れ減衰力Nを求め、また波岨度の低い横波中試験によって有効波傾斜係数rを求め、これらを組み合わせて γ_1 を評価
 - ・パラメータ同定法 (PIT：イタリア提案)：2種類の波岨度の横波中試験を行い、その結果を用いて非線形横揺れ運動方程式に含まれる9個のパラメータを同定し、運動方程式を解いて γ_1 を評価
- (c) 上記(2)の他にも、 l_{w1} や γ_1 の簡易評価や組み合わせのオプションが認められているが、これらの優劣や同等性が不明確。
- (d) その他：模型船スケール、実施上の問題点等。

これらの課題に対応することを目的に、(独)海上技術安全研究所で検証試験を実施したので、その結果を報告する。なお、本報告の大部分は試験法ガイドラインの Explanatory Notes に記述される予定である。また、以下の記述は試験法ガイドラインの構成になるべく沿うようにした。

6.1.2 供試船

供試船は日本の旅客フェリーで、平成9年度RR71(損傷時復原性)用に設計されたものである。主要目を表6.1.1に、一般配置を図6.1.2に、正面線図を図6.1.3に、復原力曲線を図6.1.4に、それぞれ示す。

本船は欧州のフェリーに比べてL/Bがやや大きく、B/dがやや小さく、やせ型の船型である。また、車両甲板は2層になっているが、重心が高いため第1層までを復原力範囲としており、海水流入角は39.5度である。図6.1.4を見るとわかるように、復原力曲線の非線形性は比較的小さい。

表 6.1.1 主要目

Length between perpendiculars: Lpp [m]	170.0	Area of Bilge Keels: A _{BK} [m ²]	61.32
Breadth: B [m]	25.0	Vertical center of gravity: KG [m]	10.63
Depth: D [m]	14.8	Metacentric height: GoM [m]	1.41
draft: d [m]	6.6	Flooding angle: ϕ_f [deg]	39.5
Displacement: W [ton]	14,983	Rolling Period: Tr [sec]	17.90
Blockage coefficient: C _b [-]	0.521	Lateral projected area: A _L [m ²]	3433.0
B/d [-]	3.79	Height to centre of A _L above WL: H _c [m]	9.71

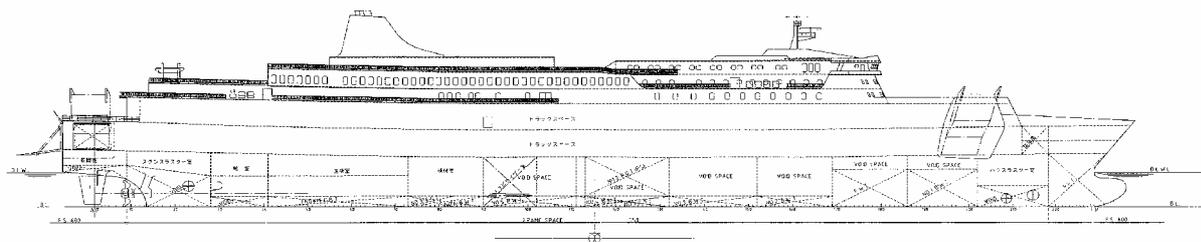


図 6.1.2 一般配置

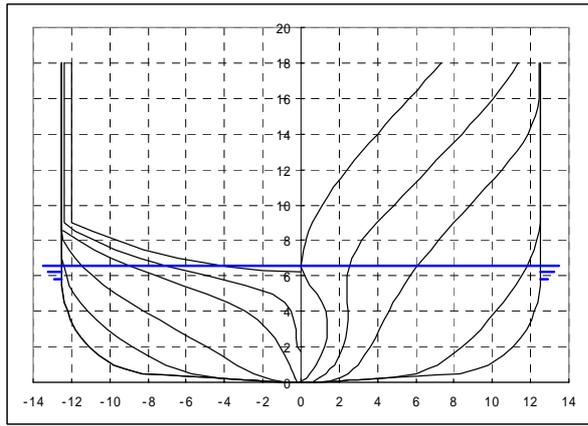


図 6.1.3 正面線図 (概略)

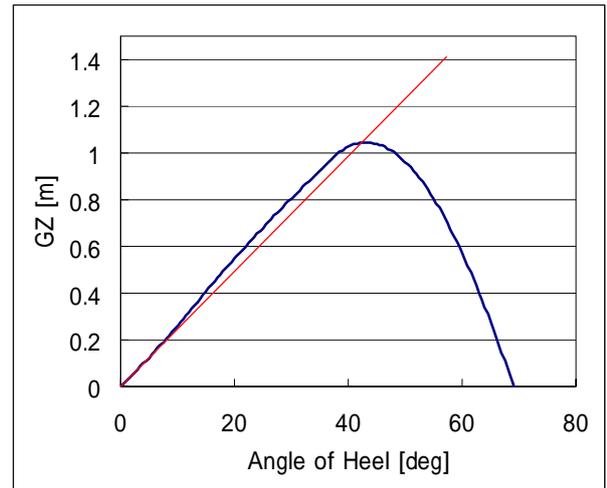


図 6.1.4 復原力曲線 (直線は傾斜角ゼロでの接線)

6.1.3 横風による傾斜偶力てこ (l_{wl}) の評価

(1) 模型船

横風によって漂流する船に作用する傾斜偶力てこを求めるには、風洞試験による風圧モーメント計測と、強制漂流試験による漂流モーメント計測が必要である。しかし、ガイドラインでは試験によって模型船に対する要求が異なっている。

(a) 風洞試験：

模型船の全長は 1.25m 以上。ただし、風洞の閉塞率 (= 模型船等投影面積 / 計測部断面積) は 5%未満。

(b) 強制漂流試験：

模型船の大きさは後述する波浪中横揺れ試験と同一。同試験では、横揺れ減衰力の尺度影響を避けるため、原則として全長 2m 以上。ただし、ビルジキール高さは 7mm 以上。

1 台の模型船で両試験に対応するためには、全長 2m 以上の模型船で閉塞率を 5%未満とする必要があり、大型の風洞が必要となる。(独)海上技術安全研究所の施設はこの要求よりも若干小さいため、風洞試験用には $L_{pp}=1.5\text{m}$ (縮尺 1/133) の模型船を、強制漂流試験用には $L_{pp}=2.0\text{m}$ (縮尺 1/85) の模型船を、それぞれ製作した。風洞試験では傾斜状態の計測も行なうため、水面下も含めた主船体に船楼、煙突等の主要な上部構造物を設けた模型を作製した(図 6.1.5)。強制漂流試験用模型船では、上部構造を省略した(図 6.1.6)。



図 6.1.5 風洞試験用模型船



図 6.1.6 強制漂流試験用模型船

(2) 風洞試験

実施した風洞試験のレイアウトを図 6.1.7 に示す。使用した施設は(独)海上技術安全研究所の変動風水洞(ゲッチンゲン型水平回流式、測定部寸法:幅 3m×高さ 2m)である。模型船は 3 分力計の中心軸回りに傾斜させるようにし、上下位置は Adjusting plate で調整した。ただし、傾斜によるトリム変化は無視している。ここで、傾斜状態の水線面形状に対応した穴を開けることで地面板と模型船の間隙を約 3mm 以下にし、かつ柔らかいシートで塞いで吹き抜けを防いだが、地面板を精度良く加工すること、また傾斜角毎に数種類を制作することは高価であり、また手間がかかる。別法として、たとえば 3 分力計を水密型とし、床面まで水を張る構造とすれば、地面板の製作・吹き抜け対策は容易になったものと考えられる。

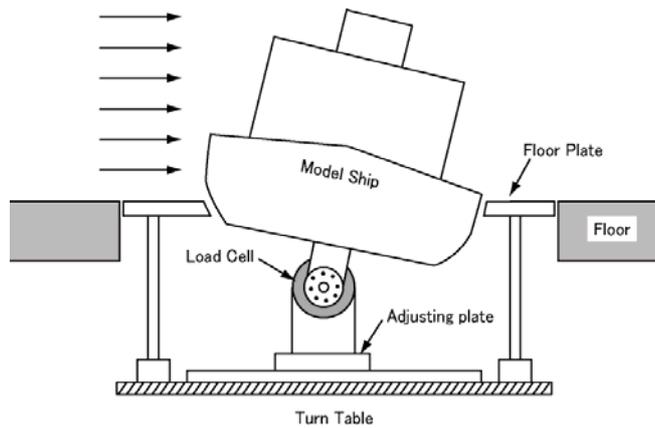


図 6.1.7 実施した風洞試験のレイアウト

3分力計では、左右力 (F_{wind})、揚力 (L) および傾斜モーメント (M) を計測した。実際に必要なのは O 点 (船体中心線と水面との交点) を基準とした傾斜モーメント (M_{wind}) であるから、次式を用いて換算を行った。

$$M_{wind} = M - F_{wind}l \cos \phi + L \cdot l \sin \phi \quad \dots(6.1.1)$$

ここで、 l は 3 分力計の中心から O 点までの距離である。

計測条件は、以下のとおりとした。

風向角 ψ : $15^\circ \sim 165^\circ$ 、 15° 間隔

横傾斜角 : -30° (風上側) $\sim +30^\circ$ (風下側)、 5° 間隔

(風上側傾斜の計測は、横風状態 $\psi=90^\circ$ のみ)

なお、ガイドラインには風洞床の境界層影響を少なくするレイアウト (図 6.1.8) を示したが、閉塞率を 5% 以内に保ちながら模型船をできるだけ大きくするため、今回は水面位置を風洞床に一致させることとした。風速の鉛直分布を図 6.1.9 に示すが、このレイアウトの結果として、模型船の下半分は境界層の影響を受けている。

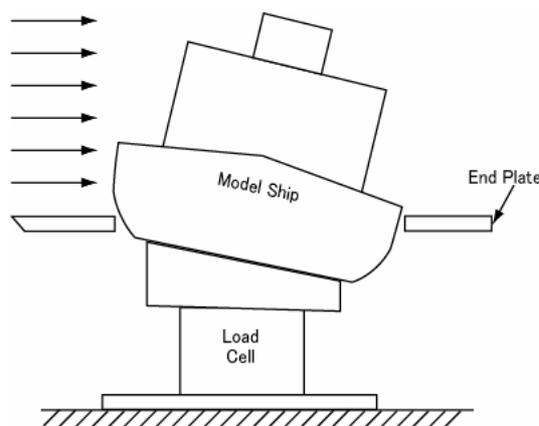


図 6.1.8 風洞試験のレイアウト (ガイドライン)

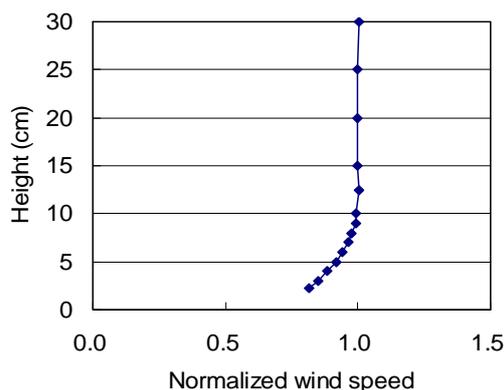


図 6.1.9 風速の鉛直分布

試験に用いる風速は、抗力係数 (C_D) 等が安定する臨界レイノルズ数以上であることが要求される。予備試験で風速を 5m/s ~ 15m/s まで変化させたところ C_D はほぼ一定だったため、本試験では風速を 10m/s とした。この時、次式で定義されるレイノルズ数 (Re) は 1.52×10^5 であり、臨界レイノルズ数として一般的な値である。

$$Re = \frac{U_\infty B}{\nu} \quad \dots (6.1.2)$$

ここで、 U_∞ は境界層外の一様流速、 B は模型船の幅、 ν は動粘性係数である。

(3) 強制漂流試験

強制漂流試験は (独) 海上技術安全研究所の動揺水槽 ($L \times B \times D = 50 \times 8 \times 4.5\text{m}$) で行った。実験レイアウトを図 6.1.10 に示す。この場合上下動は自由であるから、風洞試験のような上下方向の力は計測されない。従って、計測項目は左右力と傾斜モーメントである。傾斜モーメントの O 点回りへの換算は (6.1.1) 式と同様であるが、 $L=0$ であるから右辺第 3 項は無視される。

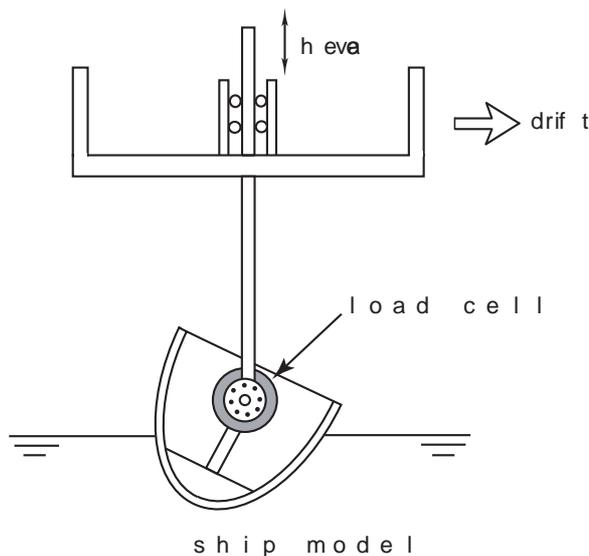


図 6.1.10 強制漂流試験のレイアウト

漂流速度は、風洞試験によって得られる抗力係数(C_D)とウエザークライテリオンで仮定する風速(26m/s)を用い、風圧力と漂流力が釣り合うように決定される。しかし、強制漂流試験を先に行う必要があったため、後から行う風洞試験の結果に対応できるように、 $C_D=0.5 \sim 1.1$ と幅を持たせて漂流速度を設定した。

(4) 風洞試験の結果

横風状態 ($\theta = 90^\circ$) で計測された抗力係数 (C_D)、揚力係数 (C_L)、および傾斜モーメント係数 (C_M) を図 6.1.11 に示す。ここで、各係数の無次元化は以下によっており、 ρ_{air} は空気の密度、 U は境界層外の一様流速、 A_L は直立状態における水面上の投影面積 (表 6.1.1 参照) である。

$$\begin{pmatrix} C_D \\ C_L \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} F_{wind} \\ L \end{pmatrix} \bigg/ \frac{1}{2} \rho_{air} U^2 A_L \quad \dots(6.1.3)$$

$$C_M = M_{wind} \bigg/ \frac{1}{2} \rho_{air} U^2 A_L^2 / L_{pp} \quad \dots(6.1.4)$$

図の横軸は傾斜角で、図 6.1.7 のように風下側に傾斜した時を正としている。図中の破線は現在のウエザークライテリオンによるもので、(6.1.5) 式によった。ただし、ウエザークライテリオンにおける Z は喫水中央から水面上投影面積の中心までの距離であるが、ここでは実験結果と比較するため、水面上投影面積の中心高さ (表 6.1.1 の H_c) としている。

$$M_{wind} = P \cdot A \cdot Z \quad [\text{N}\cdot\text{m}] \quad \dots(6.1.5)$$

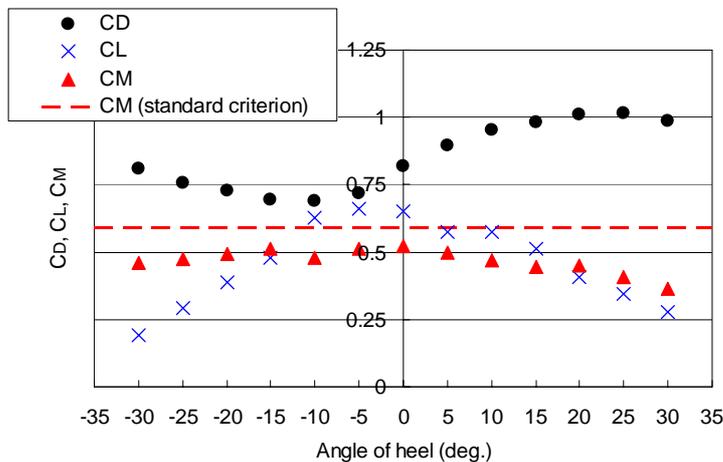


図 6.1.11 風洞試験結果 (横風状態)

図 6.1.11 より、この 3 つの量がすべて傾斜角によって変化することがわかる。傾斜モーメントは常に現在のウエザークライテリオンより小さく、特に風下に傾斜した時に小さくなる傾向である。揚力も無視できない値であり、最大となる傾斜角 ($\theta = -5^\circ$) では抗力と同程度の大きさとなる。ただし、風速 26m/s においても揚力は排水量の 0.7% 程度であって、これによる船の浮上を考慮する必要はない。

次に、風との出会角を変化させた時の結果を図 6.1.12 ~ 図 6.1.14 に示す。また、次式によって計算した水

面上の風圧中心高さを模型船スケールで図 6.1.15 に示す。ガイドラインでは横風状態 ($\alpha = 90^\circ$) 以外の試験は必要ないが、参考としてここに示す。横風状態 ($\alpha = 90^\circ$) 以外では、風下側に傾斜した状態 ($\alpha > 0$) のみ試験を行っている。また、これらの図では、追風状態を塗りつぶした記号で示している ($\alpha = 15^\circ$ は \times 印)。

$$l_{wind} = M_{wind} / F_{wind} \quad \dots (6.1.6)$$

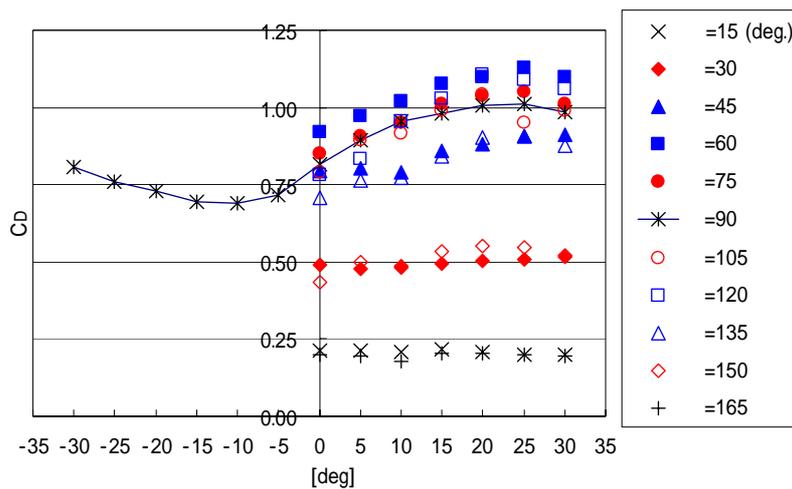


図 6.1.12 風洞試験結果 (抗力係数)

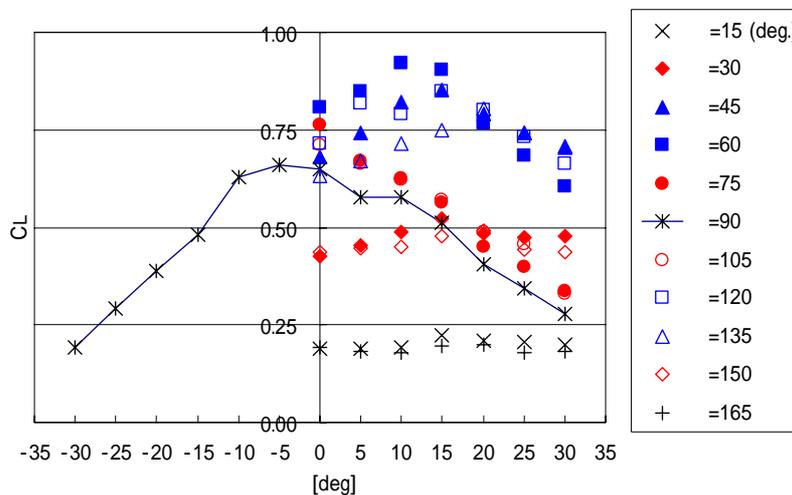


図 6.1.13 風洞試験結果 (揚力係数)

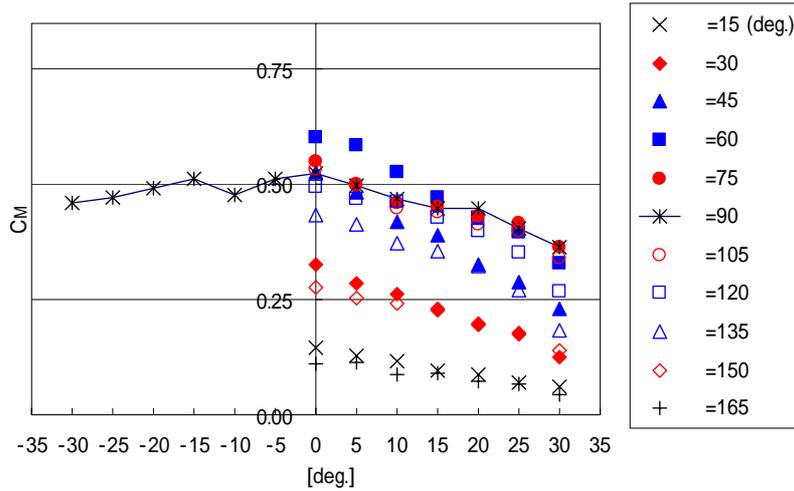


図 6.1.14 風洞試験結果 (傾斜モーメント係数)

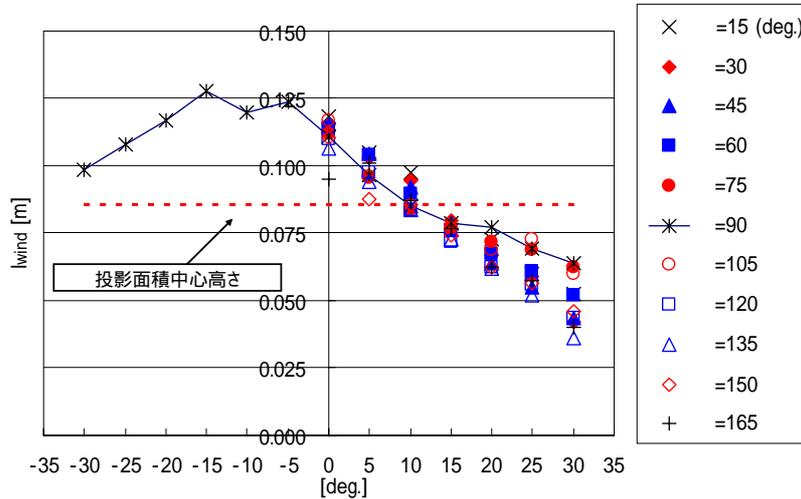


図 6.1.15 風洞試験結果 (風圧中心高さ)

これらの図から、以下のようなことがわかる。

- 傾斜角に対する抗力の変化の傾向は、出会角によらず概ね一定である。同様のことは傾斜モーメントと風圧中心高さにも言える。特に風圧中心高さを見ると、傾向だけでなく値も出会角による差が小さい。
- 同じ記号で塗りつぶしたもの (追風方向) と塗りつぶさないもの (向風方向) を比較すると (×印と+印も同様)、全体的には差が小さく、横風状態からの変針角度が同じであれば、その方向 (追風/向風) の影響は比較的小さい。
- しかし、傾斜角が 10° 以内で変針角度が小さい場合には、変針の方向によって有意な差がある。たとえば図 6.1.14 から、出会角 60° (やや追風状態) で最も大きな傾斜モーメントが作用することがわかる。

(5) 強制漂流試験の結果

(3)に述べたように、本試験を行う時点で風による抗力係数が不明だったため、抗力係数を 0.5 ~ 1.1 の範囲と仮定して漂流速度を決定し、強制漂流試験を実施した。 $C_D=0.8$ 相当の漂流力（実船風速 26m/s）を発生する曳航速度は、直立状態で 0.195m/s（実船換算 1.80m/s）であった。

計測された傾斜モーメントをO点回りに換算し、(6.1.6)式と同様にこれを漂流力で割って求めた水面上水圧中心高さ(l_{water})を図 6.1.16 に示す。図では、曳航速度の違いを風圧抗力係数 C_D に換算して示している。一般に、漂流時の水圧中心は喫水中央と考えられているが、船底に作用する水圧分布の影響により、供試船ではほとんどの場合水面上にあることがわかる。また、曳航速度の影響は比較的小さい。

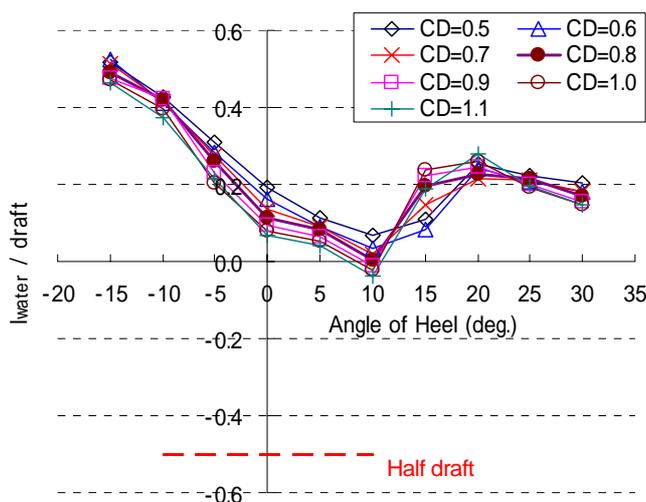


図 6.1.16 漂流時の水圧中心高さ

このような傾向と船型との関係を検討するため、試みに模型船に錘を追加して沈下させ、幅 / 喫水比 (B/d) の影響を調べた。簡単のため、曳航速度は 0.188m/s 一定、傾斜角はゼロとした。結果を図 6.1.17 に示す。縦軸の無次元化に用いた喫水は、各状態の沈下量を含んだものである。この図から、水圧中心高さは B/d の影響が大きく、幅広船になるほど水圧中心が高くなる傾向がわかる。この直線状の変化を単純に外挿すると、水圧中心が喫水中央になるのは $B/d=1$ 付近である。

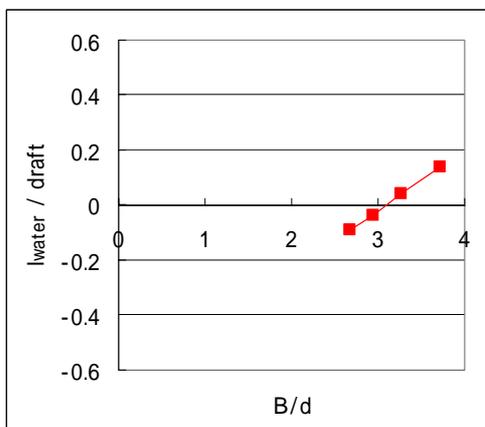


図 6.1.17 漂流時の水圧中心高さに対する喫水変化の影響

(6) 横風による傾斜偶力でこ (l_{wl}) の決定

以上述べた風圧モーメント (M_{wind}) と漂流モーメント (M_{water}) を用い、次式によって l_{wl} を計算した。実船スケールの結果を図 6.1.18 と図 6.1.19 に示す。

$$l_{wl} = \frac{M_{wind} + M_{water}}{\Delta} \quad \dots(6.1.7)$$

ここで、 Δ は排水量である。また、図中の「Standard Criterion」は現在のウエザークライテリオン値を、「Wind test」は M_{wind}/Δ を、「Drift test」は M_{water}/Δ を、「Wind+Drift tests」は両者の和 ((6.1.7)式) をそれぞれ示す。

これらの図から、模型試験によって評価された l_{wl} は現在のウエザークライテリオンよりもかなり小さいことがわかる。

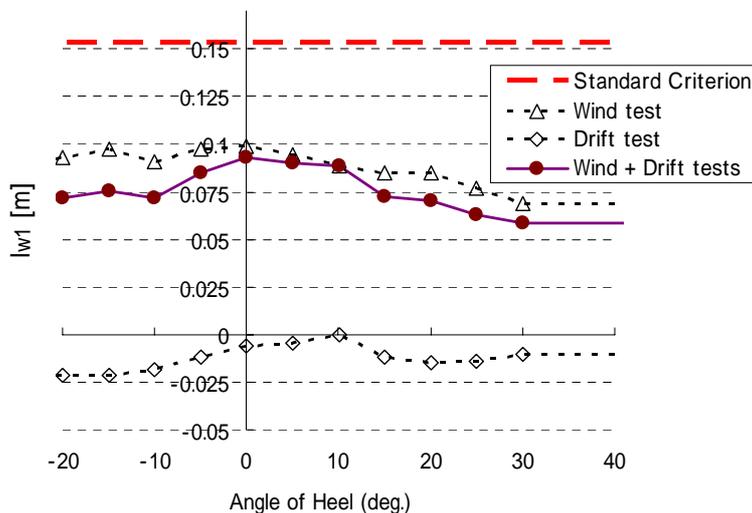


図 6.1.18 模型試験によって評価された l_{wl}

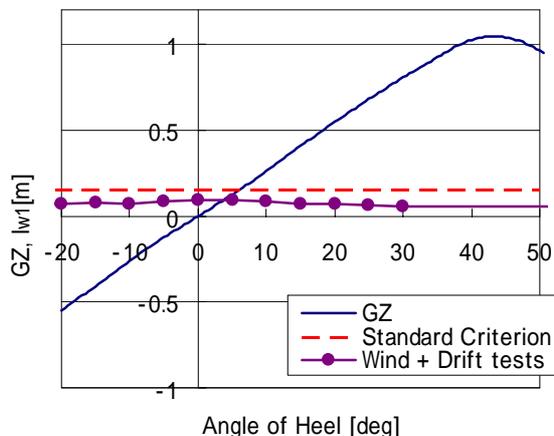


図 6.1.19 模型試験によって評価された l_{wl} (復原力曲線との比較)

6.1.4 横波による同調横揺れ角 (θ_r) の評価

(1) 試験の種類

ガイドラインでは、横波による同調横揺れ角 θ_r を求める方法として、以下の3種類があげられている。

(a) 直接法

ISコードに規定される波粗度を用い、横波中の動揺試験から θ_r を直接求める ($\theta_r = 0.7 \theta_{lr}$)。直感的に分かりやすいが、大波高中の実験が必要なため、造波能力の問題や、ガイド装置を使わない場合に横波状態を保持できない可能性等、確実に実施できるとは限らない。また、大振幅運動の非線形性を考慮して、横揺れ同調付近の複数の波周期での実験が必要とされている。

(b) 組立法 (ガイドラインでは Three Steps Procedure と呼称)

現在のウエザークライテリオンを定めた際と同様の方法で、横揺れ減衰係数 N と有効波傾斜係数 r を別個に求める。 N は自由横揺れ試験によって求めるが、強制横揺れ試験を用いても良い。また、 r は横揺れ同調周期の横波中の横揺れ振幅から求める。基本的に線形理論で十分とされるため、波粗度が高い必要はなく、用いる波は1種類で良い。これも別法として、横揺れを固定した状態で波浪強制モーメントを計測しても良い。

(c) パラメータ同定法 (PIT)

非線形横揺れ方程式の9個のパラメータを横揺れ試験から求めた後、方程式を解いて θ_r を決定する。組立法より理論的に厳密と考えられ、また波粗度は直接法よりも小さくて良いが、2種類以上の波粗度で実験する必要があるため、実験工数は直接法の2倍以上になる他、解析が複雑になる。

PIT 解析は行っていないため、ここでは直接法と組立法の結果を述べる。

(2) 試験水槽および模型船

試験水槽および模型船は強制漂流試験に用いたものと同一である。試験水槽は(独)海上技術安全研究所の動揺水槽 ($L \times B \times D = 50 \times 8 \times 4.5\text{m}$) で、模型船の全長 (2.14m) に対して十分な幅がある。模型船は浮力に算入される甲板高さまで製作し、その上部は開放した。最も波高の高い直接法でも浸水することはなかったが、浸水ぎりぎりの状態であった。ガイドラインでは、GMの許容誤差が2%または模型船スケールで1mm以内、横揺れ固有周期の許容誤差が2%以内となっているが、本模型船ではそれぞれ0.7%、1.2%であった。

(3) 試験方法

ガイド装置の影響を除くため模型船は自由とし、計測装置のための電源線および信号線は運動に影響を与えない柔らかいものとした。計測項目は横揺れだけであるが、ビデオ撮影も行っている。

模型船の平均的な漂流に対しては、台車が追尾するようにした。また、周期的揺れである船首揺れを除き、波によって模型船が回頭することを防ぐため、模型船の船首尾の重心高さ付近から細いロープを出し、作業員がこれを操作して、ガイドラインの要求値 (横波状態から ± 15 度) 以内になるよう方位角を修正した。この操作が大きくなった場合には、該当するデータを解析から除外した。

漂流が予想される最大範囲として水槽の長手方向7.1mを設定し、その両端および中央に水位計を設置して、模型船のない状態で波検定を行った。その結果、ガイドラインの要求値 (波高および周期のばらつきが $\pm 5\%$ 以内) に対し、波高が4%、周期が1%となった。

(4) 直接法

表 6.1.1 に示したように、供試船の横揺れ固有周期は 17.9 秒である。これに相当する波粗度 s (波高 / 波長) は、IS コードの表から 0.0383 (1/26.1) となる。そこで、波粗度 1/26.1 を持つ規則横波中で動揺試験を行った。また、波粗度 1/60、1/40 中の試験も併せて行った。前者は組立法のためである。後者は、後に PIT 解析を行うためである。

なお、供試船は短波長域で「波に立つ」傾向が若干見られたが、横揺れ振幅に大きな影響はなかったものと考えられる。

Fourier 解析によって抽出した出会い周期成分の横揺れ応答関数を図 6.1.20 に示す。ここで上段は横軸が波長 / 船長比、下段は横軸が固有周波数に対する比になっている。また、左列は縦軸が横揺れ振幅 (度)、右列は縦軸が波傾斜に対する無次元値になっている。各図には、横揺れ固有周波数に相当する縦線も入っている。

図の右列より、減衰力の非線形成分が大きい (後述)、波粗度が大きい程無次元値が小さくなるのがわかる。また、全体的に振幅による同調点のずれが少ないが、これは復原力曲線の非線形性が小さいことが原因と考えられる (図 6.1.4 参照)。

この結果、波粗度 1/26.1 の規則波に対する同調横揺れ角 (θ_{1r}) は 27.6 度となり、直接法による評価結果として $\theta_{1r} = 0.7$ $\theta_{1r} = 19.3$ 度が得られた。

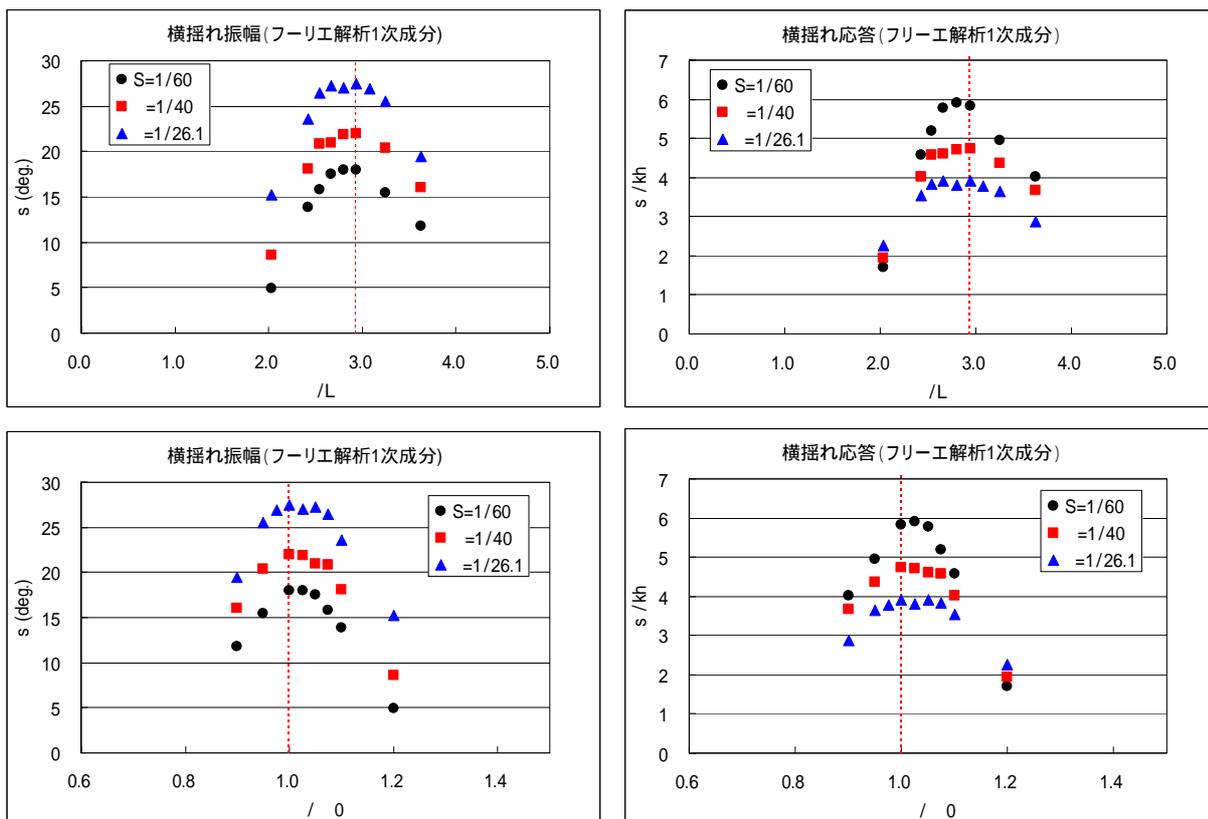


図 6.1.20 横揺れ応答関数

(5) 組立法

[横揺れ減衰係数 N]

横揺れ減衰係数を求めるため、自由横揺れ試験を行った。ガイドラインに従って初期傾斜角を 25 度以上

とし、角速度を持たないように留意して模型船を自由にした。試験は4回行ったが、その結果得られた減減曲線の例を図6.1.21に示す。

減減曲線から求めたa係数は0.026、b係数は0.0096となった。この両係数から横揺れ振幅毎に計算されるN係数は表6.1.2のとおりで、基準とされる振幅20度におけるN=0.02よりもかなり小さく、その1/2程度となった。

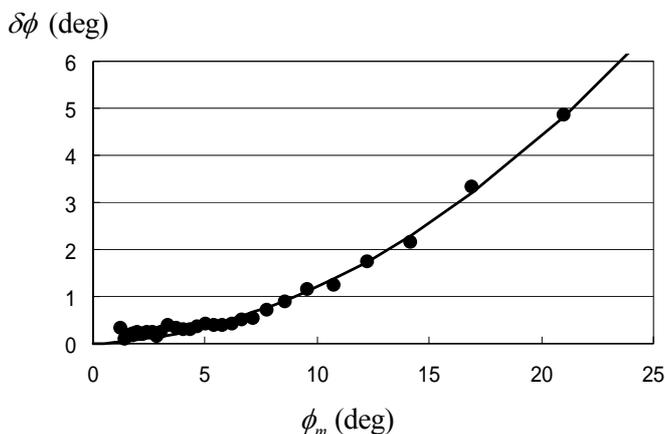


図 6.1.21 減減曲線の例

表 6.1.2 N 係数

Roll Amplitude	N [1/deg]
10.0	0.0122
12.5	0.0117
15.0	0.0113
17.5	0.0111
20.0	0.0109
22.5	0.0108
25.0	0.0106

次に、非線形性によって発生する横揺れ周期の振幅依存性を調べた結果を図6.1.22に示す。図6.1.4に示したように本船の復原力曲線の非線形性は弱いため、振幅の影響はあまり大きくない。

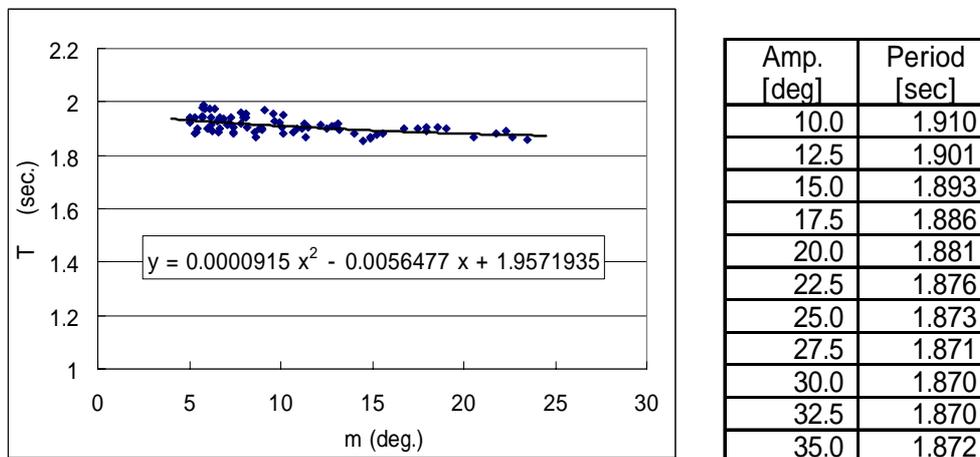


図 6.1.22 横揺れ周期に対する横揺れ振幅の影響

[有効波傾斜係数 r]

有効波傾斜係数は、先に述べた横波中動揺試験で得られた同調横揺れ角 (ϕ_r) を用い、次式によって計算される。

$$r = \frac{g \cdot T_{wave,r}^2 \cdot \phi_r^2 \cdot N(\phi_r)}{180\pi^2 \cdot H_r} \quad \dots(6.1.8)$$

ここで、 g は重力加速度、 $T_{wave,r}$ は同調時の規則波周期、 H_r は波高である。

実験を行った3種類の波相度に対する結果を表 6.1.3 に示す。

表 6.1.3 有効波傾斜係数 r

	1/60	1/40	1/26.1
r [deg]	18.0	22.0	27.5
H_r [m]	8.3	12.5	19.1
N	0.0110	0.0108	0.0105
r	0.759	0.740	0.735

この表から、 r は波傾斜にある程度依存するものの、その度合いはあまり大きくないことがわかる。組立法は線形理論をベースとしているため、最も波相度の小さい $s=1/60$ の際の値として、以下では $r=0.759$ を使用した。

[横波による同調横揺れ角 (ϕ_{1r}) の決定]

以上から得られた N と r を用い、ISコードで規定される波相度における同調横揺れ角 (ϕ_{1r}) を、次式によって計算した。

$$\phi_{1r} \text{ (deg)} = \sqrt{\frac{90\pi s}{N(\phi_{1r})}} \quad \dots(6.1.9)$$

この結果 ϕ_{1r} は 27.9 度となり、組立法による評価結果として $\phi_{1r}=0.7$ $\phi_{1r}=19.5$ 度が得られた。この結果は直接法による評価 (19.3 度) とほぼ一致している。その一因は、供試船の復原力曲線の線形性にあると考えられる。

6.1.5 ウエザークライテリオンの評価

(1) 現行ウエザークライテリオンと船舶復原性規則の C 係数との比較

参考として、現在のウエザークライテリオンと船舶復原性規則の C 係数 (近海以上) について計算した結果を表 6.1.4 に示す。

表 6.1.4 現行ウエザークライテリオンと船舶復原性規則の C 係数

	Weather Criterion	C 係数
L [m]	170.0	
B [m]	25.0	
d [m]	6.6	
W [ton]	14,983	
Cb [-]	0.521	
B/d [-]	3.788	
GoM [m]	1.41	
OG [m]	4.03	
Wind Area [m ²]	1726	
Center of Wind Area [m]	9.71	
l_{w1} [m]	0.1531	0.1532
Bilge Keel Area [m ²]	61.32	-
k [-]	0.9534	-
X ₁ [-]	0.800	-
X ₂ [-]	0.851	-
r [-]	1.096	
Rolling Period [sec]	16.3	17.9
s [-]	0.0431	0.0350
ϕ_1 [deg]	15.38	16.27
ϕ_0 [deg]	6.08	6.08
$\phi_0 - \phi_1$ [deg]	-9.30	-10.2
f [deg]	39.5	
Area a [rad-m]	0.0746	0.0821
Area b [rad-m]	0.2235	0.2235
b/a [-]	3.00	2.72

表で l_{w1} が若干異なるのは有効数字の関係である。横揺れ周期は、C係数が本船の設計値を用いたのに対して、ウエザークライテリオンではL、B、d、GMを用いた推定式によっている。また、波峯度はC係数が規則の下限値、ウエザークライテリオンがISコードの表（T=16.3 秒相当）によっている。これらの違いから面積aに差を生じ、b/aは約 10%異なる結果となった。

(2) 試験結果を用いたウエザークライテリオンの評価

次に、試験結果を用いてウエザークライテリオンを評価した。ただし、6.1.1 に述べたように、改正されたISコードでは、横風による傾斜偶力 ϕ_1 と横波による同調横揺れ角 ϕ_1 にそれぞれ別個に試験結果を用いて良いため、これら 2 つの量について現在の評価方法と試験結果の組み合わせが可能である。また、 l_{w1} を求める 2 つの試験（風洞試験、強制漂流試験）について、ガイドラインでは簡易評価を認めている。すなわち、風洞試験では直立状態の試験だけを行って、その結果を傾斜角によらず一定として扱って良い。また、漂流による傾斜モーメントについては試験を行わず、従来どおり喫水の中央に着力点があるとして評価して良い。そして、これら簡易評価と完全な試験結果との組み合わせが可能である。

以上から考えられる全ての組み合わせについて、評価結果を表 6.1.5 に示す。また、面積比b/a（図 6.1.1 参照）についてグラフにしたものを図 6.1.23 に示す。ここで、表の右半分は ϕ_1 を直接法で評価した結果であるが、組立法（= Three Steps Procedure）の結果もほぼ同じである。また、復原力曲線の直線性から、 ϕ_1 をPITで評価しても大きな差はない。

表 6.1.5 ウエザークライテリオン評価の比較

l_{w1}	Standard Weather Criterion	Wind test + Drift test	Wind test + draft/2	Wind test (upright) + Drift test	Wind test (upright) + draft/2	Standard Weather Criterion	Wind test + Drift test	Wind test + draft/2	Wind test (upright) + Drift test	Wind test (upright) + draft/2
1	Standard Weather Criterion					Direct Procedure (or Three Steps Procedure)				
l_{w1} [m]	0.153	Function of heel angle			0.125	0.153	Function of heel angle			0.125
r [-]	1.096					0.759 (Three Steps Procedure)				
T_r [sec]	16.3					17.9				
s [-]	0.0431					0.0383				
ϕ [deg]	15.4					19.3				
ϕ_0 [deg]	6.1	3.7	4.9	3.8	5.0	6.1	3.7	4.9	3.8	5.0
$\phi_0 - \phi$ [deg]	-9.3	-11.7	-10.4	-11.6	-10.4	-13.2	-15.7	-14.4	-15.5	-14.3
f [deg]	39.5									
Area a [rad-m]	0.075	0.063	0.069	0.063	0.070	0.111	0.096	0.103	0.095	0.106
Area b [rad-m]	0.224	0.295	0.259	0.276	0.247	0.224	0.295	0.259	0.276	0.247
b/a [-]	2.99	4.71	3.76	4.41	3.51	2.02	3.09	2.51	2.90	2.34
Crit. GM [m]	0.56	0.16	0.36	0.25	0.42	0.69	0.22	0.45	0.31	0.52
Crit. KG [m]	11.48	11.88	11.68	11.79	11.62	11.35	11.82	11.59	11.73	11.52

Three Steps Procedure=組立法

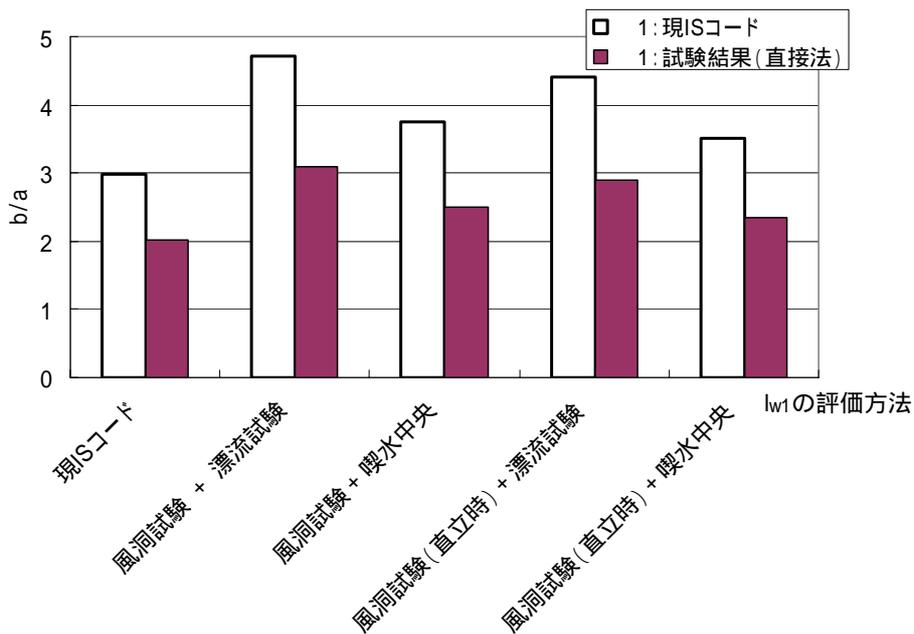


図 6.1.23 ウエザークライテリオン評価の比較

l_{w1} に対する影響を調べるため、現在のISコードの評価(表の左半分、図の白抜き)と直接法による評価(表の右半分、図の色付)を比較すると、試験結果を用いた方が面積比 b/a が小さくなることわかる。これは、試験によって評価された l_{w1} が現在の評価よりも約 25% 大きいためである ($19.3/15.4=1.25$)。一方、 l_{w1} の影響を見ると、風洞試験、強制漂流試験それぞれが b/a を大きくすることがわかる。また、風洞試験は直立時の結果だけを用いるよりも、傾斜角を付けた試験結果を用いた方が b/a を大きくする。なお、この供試船では、利用できる試験結果を最大限に用いると $b/a=3.09$ とな

り、現在のウエザークライテリオンに最も近い評価となった。

表 6.1.5 の最後の 2 行は、 $b/a=1.0$ となる限界GMおよびそのGMに相当するKGを試みに計算した結果である。GMを変化させれば、横揺れ固有周期 (T_r) や波岨度 (s) 等、横揺れ振幅 (θ_1) に関連する諸量に変化し、また水槽試験を行っても θ_1 が当然変化するが、ここではその影響を無視し、復原力曲線だけを変化させた。その結果、限界GMもやはり評価法によって大幅に変化することがわかる。ただし、 b/a の場合と異なり、1 ケースを除き、限界GMは現行ウエザークライテリオンよりも小さくなっている。すなわち、試験を援用することにより、ほぼ基準緩和の方向となった。その大きさは、最大で 40cm である (KG 変化 = $11.88m - 11.48m = 0.4m$)。

以上述べたように、面積比 b/a や限界GMの値は採用する方法によって大きく異なる結果となった。特に、供試船は復原力曲線が大角度まで直線状であったが、船型によっては 3 つの方法 (直接法、組立法、PIT) でも θ_1 の評価に有意な差を生じる可能性がある。供試船は基準値 ($b/a=1$) を大幅に上回るため、どの方法・組み合わせを用いても問題ないが、基準の合否ぎりぎりの場合には、承認を与える主管庁の判断が重要になる。

先に述べたように、現在のガイドラインは暫定とされている。今後、各国の適用実績によって改良され、国際的により統一のとれたものになることが望まれる。

6.2. ウエザークライテリオン代替評価のための模型試験法に関する検討（その2）

6.2.1 はじめに

IS Code の基本基準のひとつであるウエザークライテリオンについては、巨大旅客船やカーフェリーなど最近の船型についてその適用が困難であると欧州各国からの問題提起があった。SLF では、その原因がウエザークライテリオンの策定時の船型と異なるためであることを踏まえ、ウエザークライテリオンに用いられる風圧傾斜レバーと横揺れ角を模型実験により推定することも認めることで合意した。さらにその模型実験の実施には国際的に統一された試験法ガイドラインが必要とされ、日本とイタリアからの案をベースに、その最終案が2005年9月のSLF48においてまとめられた。しかしながら、その新しいガイドライン案に基づく模型実験の実施例はまだないことから、当面暫定ガイドラインとして利用し、その後の実施経験にもとづき後日暫定でないガイドラインとすることとなった。さらにウエザークライテリオンの模型実験による代替推定を早期に可能とするため、MSC Circular として単独で2006年5月に回章予定となった。ここでは、この暫定ガイドライン案にもとづき、横揺れ角を決定するための水槽実験を行った。供試船は長さ170mのRoPaxフェリーとする。この結果を用いて暫定ガイドラインの検証を行う。特に、暫定ガイドライン案で選択可能となっている模型の拘束法の影響について重点をおいた。

6.2.2 供試船と実験水槽

模型船には、（独）海上技術安全研究所所有の長さ2mのRoPaxフェリー模型を使用した。その主要目は表6.2.1に示されたとおりである。模型では上層車両甲板までを再現した。実験を実施した水槽は、大阪大学船舶海洋試験水槽であり、長さ100m、幅7.8m、水深4.35mで、プランジャー式造波機と正面および側面の消波装置、曳引台車を備えている。

6.2.3 波計測

模型実験に先立ち、プランジャー式造波機により規則波を発生させ、曳引車に取り付けたサーボ式波高計により、波高の計測を行った。このときの設定波周期は模型船の横揺れ固有周期である、1.94秒である。そして、曳引車を移動させることにより水槽の長手方向位置を変化させたときの波高、波周期の変動を調査した。暫定ガイドライン案ではこの値が実験に使用した位置で5%内に収まっていることが要求されている。

結果は、図6.2.1~2に示すように、波高の変動は大きく、造波機からの距離50m地点までは±5%に収まっているが、それよりも遠方ではその条件を満たしていない。これは正面消波ビーチからの反射波の存在、水槽の工作精度、水波自身の不安定性などの原因が考えられる。一方、周期についてはその発生精度は良好で造波機からの距離70m地点までは問題がない。以上より、この水槽でこの周期の波での実験を行う際には、模型船が造波機からの距離50m地点を越えた以降は計測を行うべきではないこととなる。したがって以後の実験はこの造波機からの距離50mの範囲でのみ実施した。

6.2.4 傾斜試験と横揺れ周期計測

対象船の載荷状態を模型スケールに換算すると、GM、0.0166mと横揺れ固有周期、1.94sとなる。暫定ガイドラインでは、模型船の状態設定について、この指定値からの許容誤差範囲（GM:±2%か±1mmのいずれか大きなもの、周期:±2%）内となるまで、模型船内の錘の移動を行うことが要求されている。ここでは、横傾斜角は較正された電子式傾斜計、横揺れ周期はストップウォッチにより計測した。

その実行の結果、図6.2.3に示すように、合計4回の実験のいずれにおいても許容誤差内での状態設定

を行うことができた。GM はこの場合 $\pm 1\text{mm}$ の絶対誤差が優先された。この要件の適合は本模型船については大きな困難はなかった。ただし、横慣性モーメントを大きくするため、上層車両甲板のレベルでいくらか舷外に錘を張り出さざるを得なかった。

6.2.5 横揺れ減衰試験

暫定ガイドライン案に従い、静水中横揺れ減衰試験を 4 回反復した。このとき横揺れ角は光ファイバージャイロにより連続計測した。

その結果は、図 6.2.4 に示すように、横揺れ固有周期の横揺れ振幅への依存性は、小さく、大振幅でわずかに周期が短くなる程度である。これは GZ 曲線が大角度までほぼ直線的に増加し、厳密にはわずかに硬化型であることに符合している。この点 6.1 ウエザークライテリオン代替評価のための模型試験法に関する調査(その 1)の実験結果ともよく一致している。N 係数については、図 6.2.5 に示すように、大角度ではほぼ 0.01 に収束しており、6.1 章の実験結果とよく一致している。4 回の実験のばらつきは、必要となる大角度領域ではみられない。20 度の N 係数が 0.010 という結果はビルジキールのついた商船の標準値 0.02 に比べて非常に小さい。そこで、池田の組み立て推定法をこの状態に適用したところ、20 度の N 係数で 0.014 という結果が得られた。このように、この船の横揺れ減衰が小さい傾向であることは池田の推定式からも説明ができた。

6.2.6 横波中横揺れ試験

暫定ガイドライン案では、ウエザークライテリオンの指定する波粗度で横揺れ角を計測する直接法、低い波粗度での横揺れ角の計測結果と横揺れ減衰試験結果を用いる組み立て法、複数の波粗度の横揺れ角計測結果を用いる同定法の 3 つが併記されている。そこでここではいずれの方法も適用できるように、波粗度 1/60, 1/40, 1/26.1 (ウエザークライテリオン指定値) において横波中横揺れ試験を実施した。ここで横揺れ固有周期と波周期の比 (tuning factor) は、暫定ガイドラインで推奨されている 0.8, 0.9, 0.95, 0.975, 1.0, 1.05, 1.2 とした。計測項目は、横揺れ角と、船首揺れ角とした。拘束方式としては次の 3 つの方法を試みた。

- (1) ガイドロープ (Guide Ropes) 法: 船首尾からのロープによりマニュアルで横波となるように適宜調整し、この間、曳引車は模型漂流を追跡する方法。このとき運動計測は光ファイバージャイロを用いた。
- (2) 閉じたワイヤー (looped wire system) による拘束を用いる方法: ダイヤモンド状に張ったワイヤーにより、yaw を拘束するが左右揺れ、上下揺れ、横揺れを自由とする方法。この間、曳引車は模型の漂流を追跡する。運動計測は光ファイバージャイロによる。
- (3) 機械的な拘束装置 (mechanical guide) による方法: 前後揺れを治具により拘束するが、左右揺れ、上下揺れ、横揺れ、縦揺れ、船首揺れは自由とする方法。この間、曳引車は模型漂流を追跡。運動計測はポテンシオメーターによる。

これらの実験結果は図 6.2.6~8 に示すとおりである。直接法に対応する波粗度 1/26.1 については、同調率 0.8 の実験においては波高が大きく上層車両甲板を越えて模型船内に浸水の危険があったためこれを省略した。図には、3 つの異なる拘束方式とともに 6.1 章による Guide Rope 法の結果もあわせてプロットした。同じ Guide Rope 法で比較すると、大阪大学と(独)海上技術安全研究所の結果は概略一致しているが同調のピーク付近では両者の差が大きくなっている。これは同調で横揺れが大きくなり横波状態を保つためのロープ操作が難しくなり結果として横揺れに何らかの影響を与えたものと推察される。Looped Wire System 法は、最大横揺れ振幅を生じる波周期が他の結果よりも長波長側にずれており、また振幅の差も周

波数域を問わず目立つ場合がある。この wire system は横揺れ方向については pin joint を用いており問題ないと思われるが左右揺れ方向には wire が付加的な質量やエネルギー散逸を誘起していると考えられる。実際、looped wire system に装備した状態で模型船の横揺れ減衰試験を行うと固有周期、減減係数ともに模型船単独状態のそれらとは異なることが後述のように確認された。さらに周波数域によっては前後方向に長周期の振動を生じることもあった。これを防ぐために wire の張力を増すと模型船の喫水に変化が生じるなどの問題となった。これらの点が Looped Wire System 法が今回やや劣る結果を与えた原因と推察される。Mechanical Guide 法では、短波長域では 2 つの Guide Rope 法とよく一致し、長波長域では 2 つの Guide Rope 法の中間の値をとっている。この方法は唯一、船首揺れ方向の拘束を行っておらず、図 6.2.9 に示すように、波粗度 1/60 では 10 度弱、1/40 では 20 度弱、1/26.1 ではおよそ 30 度の横波状態からの定常的な偏差も観測された。有効波傾斜係数の出会い角影響が幾何学的に決まるといふ渡辺の考え方によれば、それぞれの船首揺れ偏差による横揺れ角の変化は、およそ、1%、5%、13%となる。今回、高い波粗度において、同調付近の Mechanical Guide 法による横揺れ振幅が、ほかより小さくなっているのはこのためであると考えられる。逆に、低い波粗度の場合、この Mechanical Guide 法の結果を横波の結果と近似的にみなすことは問題ないであろう。むしろ、Guide Rope 法で、この本来生じるはずの船首揺れ偏差を修正する操作が、横揺れに影響を与えたことも考えられる。

これらの点を考慮すれば、定常的な船首方位の変化が少ない場合については Mechanical Guide 法がもっとも優れているといえる。Guide Rope 法は操作員の力量に依存する面があり、Looped Wire System 法は誤差が最も大きくなる。定常的な船首方位の変化が大きな場合については、Mechanical Guide で船体中央の 1 本の heaving rod を使う方式から船首尾方向に 2 本とする方式に変更したり、横揺れ角の船首方位による修正を認めることが考えられる。また Guide Rope 法は暫定ガイドラインでも定常船首方位が 15 度を越える場合には認められていない。これに対して Looped Wire System 法は定常船首方位の存在の有無には影響されないという長所はある。

以上のことから、上記 3 つの拘束法のいずれにおいても、直接法、すなわち基準指定の波粗度に対する同調横揺れ角を計測することは難しいと考えられ、定常的な船首方位の変化が少ない波粗度において、Mechanical Guide 法で模型を拘束し、組み立て法や PIT 法を用いるのがもっとも信頼できる方法であるとの結論に至った。

なお、Mechanical Guide 法については、横揺れ減衰が弱い船型であることも考慮し、横波中のパラメトリック横揺れの可能性も実験的に調べたが、その発生を確認するにはいたらなかった。

6.2.7 組み立て法

組み立て法では、低い波粗度での横揺れ実験データと静水中横揺れ減衰試験結果から、有効波傾斜係数を推定し、その結果を用いて指定の波粗度での横揺れ振幅を外挿する。そこで、3 つの波粗度での実験結果より、暫定ガイドライン指定の方法で有効波傾斜係数を推定した。この結果を、拘束方法別に、表 6.2.2 に示した。なお、Looped Wire System は、N 係数として、模型船単独の横揺れ減衰試験結果を用いた場合を (A)、wire system に装備した状態での横揺れ減衰試験結果を用いた場合を (B) とした。これより、Looped Wire System (A) を除くと、有効波傾斜係数の波粗度依存性は小さいことがわかる。そして、表 6.2.3 が示すように、Looped Wire System (A) を除くと、波粗度 1/60 または 1/40 から求めた N と r から推定した波粗度 1/26.1 の横揺れ角は直接法による計測値と非常に良い一致を得た。このことは、組み立て法と直接法で精度上の差はほとんどないことと組み立て法で用いる波粗度に大きな制限がないことを意味する。また、Looped Wire System は、模型船単独での N 係数を使えないことが判明したため、やはり組み立て法での拘束方法と

しては推奨しがたい。

得られた有効波傾斜係数の値は Looped Wire System(A)を除くと、0.77 から 0.78 と非常にばらつきは少ない。この状態について、左右揺れ、横揺れ、船首揺れの連成運動をストリップ法（ただし横揺れ減衰力には池田の推定法を利用）を適用すると、横波同調時の有効波傾斜係数は 0.724 となった。現行ウエザークライテリオンの渡辺の簡易式では 1.096 となることを考慮すれば、ストリップ法による推定は非常に良いといえる。

6.2.8 同定法

暫定ガイドラインの手法にもとづき、パラメータ同定法を今回の実験に適用した結果を表 6.2.4 に示す。波岨度は 2 種類を用いることが推奨されていることも考慮し、それぞれの波岨度単独で用いた場合と 2 つの波岨度を用いた場合で計算を実施した。また同定するためのモデルは、復原力を線形、減衰力を 2 次とし、有効波傾斜係数は周波数依存なしと仮定した。この結果、いずれのケースにおいても、同定されたパラメータにより、波岨度 1/26.1 の直接計測値を、組み立て法と同様な精度で推定できることが示された。

6.2.9 実験援用のウエザークライテリオンによる評価

ここまでで求められた横揺れ角と（独）海上技術安全研究所による風洞実験結果を用いて、実験援用のウエザークライテリオンによる評価として b/a の計算を行い、現行のそれとも比較して、表 6.2.5 に示す。ここで、風圧傾斜レバーとしては、直立時の風洞試験と曳航試験より推定した値を用いた。拘束法は 3 通り、解析法は直接法と組み立て法の 2 通りとした。同定法は組み立て法と横揺れ角の段階ですでに差がないため省略した。さらに、 $b/a=1$ となる限界 GM の計算も行った。ただし限界 GM の計算では、横揺れ角の実験値は GM によって変わらず、GZ 曲線のみが変化すると仮定した。 b/a で比較すると、拘束方法の違いにより 2.5 から 3.5 の間でばらついている。それに比べると解析法による違いは少ない。現行基準による b/a が 3 であることを考えるとこの差は小さいとはいえず、また場合により優劣が逆転することには疑問も生じよう。しかしながら、限界 GM で比較すると、現行 0.55m に対して、実験援用の評価では 0.31m から 0.39m の間となっている。すなわち、実験を援用すれば大幅に復原性は緩和され、かつ模型実験の方法間の差異はこの暫定ガイドラインに従っている限り大きなものではないといえよう。この理由は、この場合風圧レバーによる軽減の効果が小さな GM では卓越してくるためと推察される。

6.2.10 結論

RoPax フェリーについて、暫定ガイドライン案を適用した横揺れ角についての模型実験を大阪大学試験水槽で行い、それによるウエザークライテリオンの評価を行った結果、以下の結論を得た。

- 1) 暫定ガイドライン案にもとづき実験を実施することは、直接法を除き、可能であった。ただし、直接法で同調率 0.8 の実験は水密甲板の省略のため実施できなかった。また、直接法の波岨度の下では、15 度以上の船首方位の偏角の発生により困難が生じる場合もあった。
- 2) この船は、漂流中の定常船首方位が横波に比較的近く、大角度まで復原力が線形であり、横揺れ減衰力が JG 基準の標準値よりも弱く、有効波傾斜係数は IMO 基準よりも小さく、結果として横揺れ角は現行基準よりも大きくなることが判明した。
- 3) 暫定ガイドライン案で選択可能な拘束方式 3 つについて比較実験を行い、mechanical guide が最も適切であり、guide rope は操作の技量によること、looped wire system は精度に問題があることが判明した。
- 4) 暫定ガイドライン案で選択可能な解析方式 3 つについて比較実験を行い、この場合有意な差はないこ

とが判明した。

- 5) この船の設計状態でのウエザークライテリオン⁽¹⁾の b/a 値は、現行 3 に対して、実験援用では拘束方式によって 2.5 から 3.5 の間でばらつく。(ただし、直立時の風洞試験と直立時の曳航試験より風圧傾斜レバーを推定した)
- 6) この船のウエザークライテリオンによる限界 GM は、現行 0.55m に対して、実験援用では 0.31m から 0.39m と緩和される。

表 6.2.1 RoPax フェリーの主要目

Length between perpendiculars: L_{pp} [m]	170.0	Area of Bilge Keels: A_{bk} [m ²]	61.32
Breadth: B [m]	25.0	Vertical center of gravity: KG [m]	10.63
Depth: D [m]	14.8	Metacentric height: G_0M [m]	1.41
draft: d [m]	6.6	Flooding angle: ϕ_f [deg]	39.5
Displacement: W [ton]	14,983	Rolling Period: T_r [sec]	17.90
Blockage coefficient: C_b [-]	0.521	Lateral projected area: A_L [m ²]	3433.0
B/d [-]	3.79	Height to centre of A_L above WL: H_c [m]	9.71

表6.2.2 有効波傾斜係数の推定

Guide Rope

Wave steepness	1/60	1/40	1/26.1
$\Phi r(\text{deg})$	19.07	23.41	29.85
Hr(m)	0.101	0.152	0.233
N	0.010	0.0100	0.0099
r	0.777	0.774	0.813

Looped Wire System (A)

Wave steepness	1/60	1/40	1/26.1
$\Phi r(\text{deg})$	15.91	19.75	25.59
Hr(m)	0.096	0.145	0.222
N	0.0134	0.0120	0.0104
r	0.722	0.661	0.630

Looped Wire System (B)

Wave steepness	1/60	1/40	1/26.1
$\Phi r(\text{deg})$	15.91	19.75	25.59
Hr(m)	0.096	0.145	0.222
N	0.0145	0.0137	0.0128
r	0.781	0.757	0.773

Mechanical Guide

Wave steepness	1/60	1/40	1/26.1
$\Phi r(\text{deg})$	16.51	20.86	25.22
Hr(m)	0.097	0.145	0.222
N	0.0134	0.0127	0.0121
r	0.776	0.779	0.709

表6.2.3 組み立て法による横揺れ角の推定

	data from s=1/60	Estimated ϕ_{1r} (deg)	Measured ϕ_{1r} (deg)	data from s=1/40	Estimated ϕ_{1r} (deg)	Measured ϕ_{1r} (deg)
Guide Rope	r=0.777	29.173	29.85	r=0.774	29.12	29.85
Looped Wire System (A)	r=0.722	20.996	25.59	r=0.661	26.43	25.59
Looped Wire System (B)	r=0.781	25.75	25.59	r=0.781	25.28	25.59
Mechanical Guide	r=0.7767	26.56	25.22	r=0.779	26.62	25.22
Strip Theory	r=0.724	23.56		r=0.724	23.56	

表6.2.4 同定法による横揺れ角の推定

Restraint Method	guide ropes	guide ropes	guide ropes	looped wire system	looped wire system	looped wire system	mechanical guide	mechanical guide	mechanical guide
Steepness used in calculation	1/60	1/40	1/60&1/40	1/60	1/40	1/60&1/40	1/60	1/40	1/60&1/40
Estimated ϕ_{1r} (deg)	29.49	29.57	29.55	26.89	26.40	26.58	26.18	26.28	26.24
Measured ϕ_{1r} (deg)	29.85	29.85	29.89	25.59	25.59	25.59	25.22	25.22	25.22

表 6.2.5 ウエザークライテリオンによる評価の実験法依存性

	Standard	Direct	Direct	Direct	3Steps (s=1/60)	3Steps (s=1/40)	3Steps (s=1/60)	3Steps (s=1/40)	3Steps (s=1/60)	3Steps2 (s=1/40)	3Steps (s=1/60)	3Steps (s=1/40)
restraint method]		guide ropes	looped wire system	mechanical guide	guide rope	guide rope	looped wire system (A)	looped wire system (A)	looped wire system (B)	looped wire system (B)	mechanical guide	mechanical guide
lw1[m]	0.153	0.093141	0.093141	0.093141	0.093141	0.093141	0.093141	0.093141	0.093141	0.093141	0.093141	0.093141
r	1.096											
T[sec]	16.3	18.199381	17.74762	17.76606	18.19938	18.19938	17.74762	17.74762	17.74762	17.74762	17.76606	17.76606
s	0.0431	0.0383142	0.038314	0.038314	0.038314	0.038314	0.038314	0.038314	0.038314	0.038314	0.038314	0.038314
1[deg]	15.4	20.893607	19.39176	17.65574	20.42224	20.38336	19.66077	18.50449	18.02534	17.69832	18.59398	18.63309
0[deg]	6.1	4.3734649	4.373465	4.373465	4.373465	4.373465	4.373465	4.373465	4.373465	4.373465	4.373465	4.373465
0- 1[deg]	-9.3	-16.52014	-15.0183	-13.2823	-16.0488	-16.0099	-15.2873	-14.131	-13.6519	-13.3249	-14.2205	-14.2596
f[deg]	39.5	39.5	39.5	39.5	39.5	39.5	39.5	39.5	39.5	39.5	39.5	39.5
Area a[rad-m]	0.075	0.1095856	0.103949	0.078966	0.104849	0.104463	0.097322	0.086498	0.082175	0.079332	0.087306	0.087661
Area b[rad-m]	0.224	0.2724907	0.272491	0.272491	0.272491	0.272491	0.272491	0.272491	0.272491	0.272491	0.272491	0.272491
b/a	3	2.4865549	2.621387	3.450752	2.598874	2.608479	2.799877	3.150268	3.315982	3.434811	3.121092	3.108469
critical GM[m]	0.55	0.39	0.35	0.31	0.38	0.37	0.35	0.33	0.32	0.31	0.33	0.33

OSAKA UNIVERSITY 2005

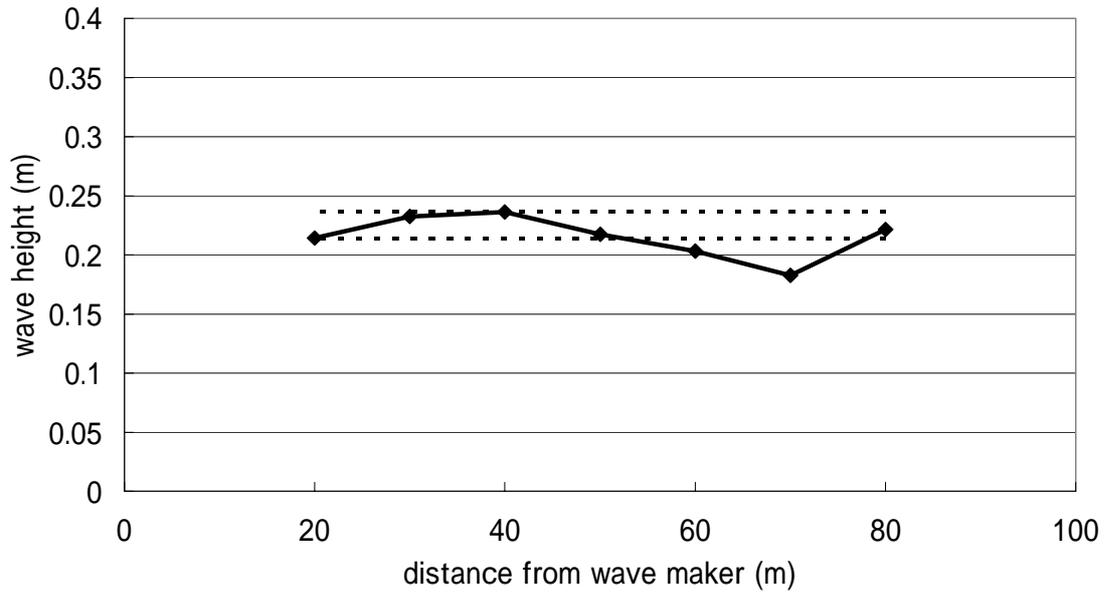


図 6.2.1 波高の位置的変動 (目標周期 1.94s)

OSAKA UNIVERSITY 2005

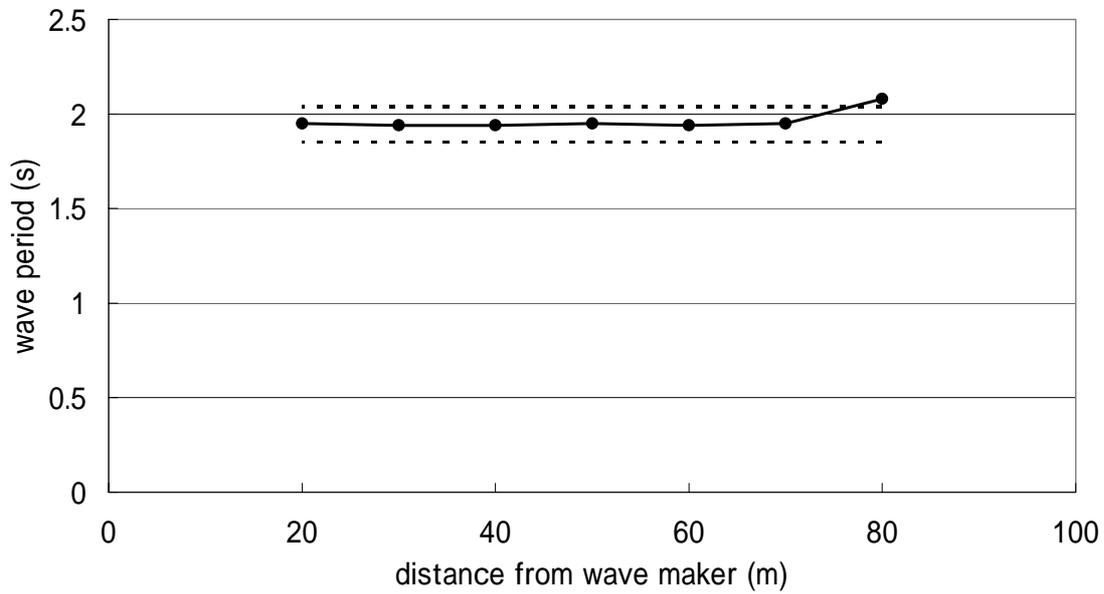


図 6.2.2 波周期の位置的変動 (目標周期 1.94s)

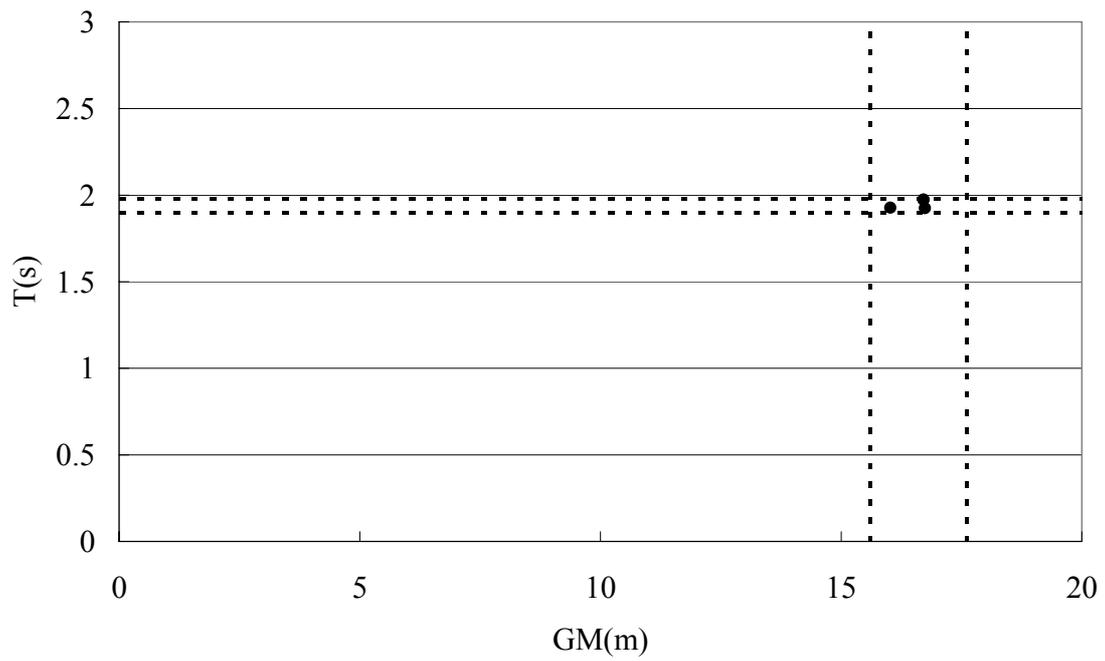


図 6.2.3 GM と横揺れ固有周期の設定

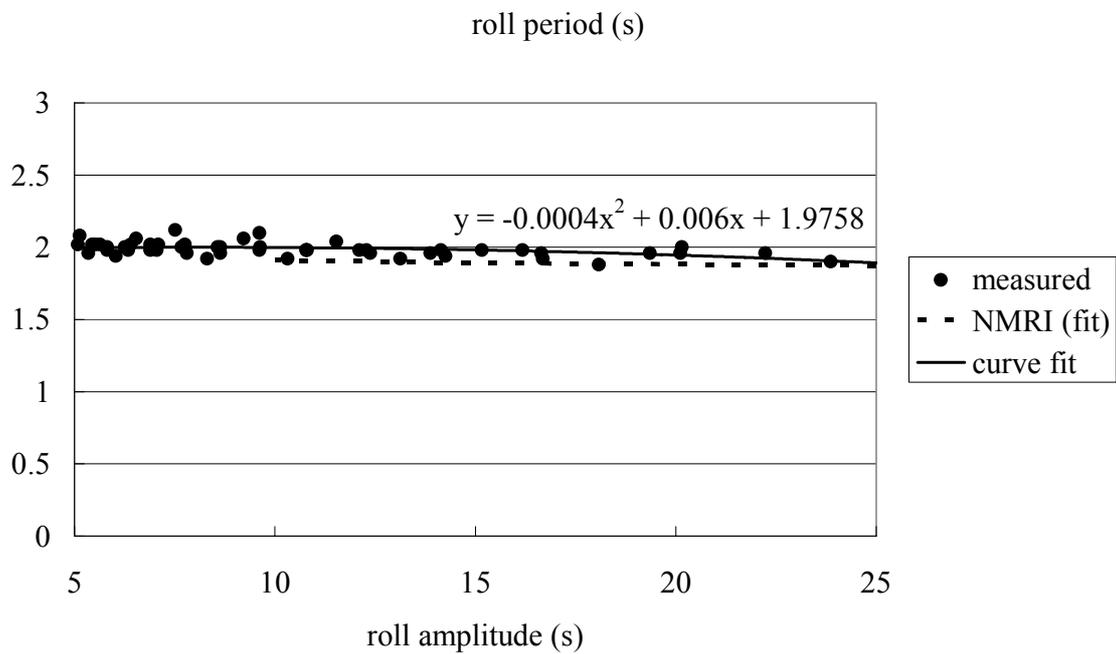


図 6.2.4 横揺れ周期の横揺れ角依存性

coefficient N

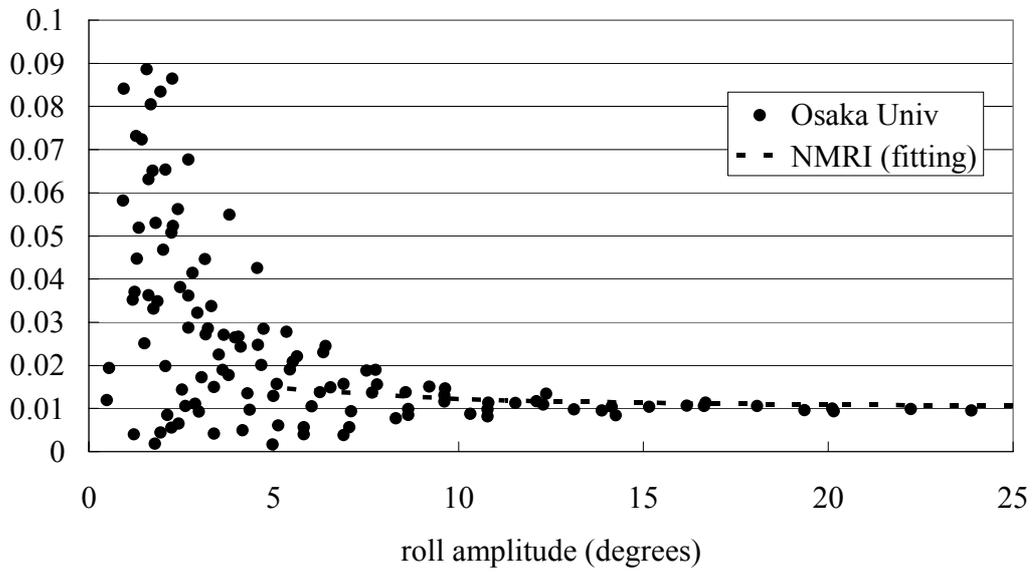


図 6.2.5 N 係数の計測結果

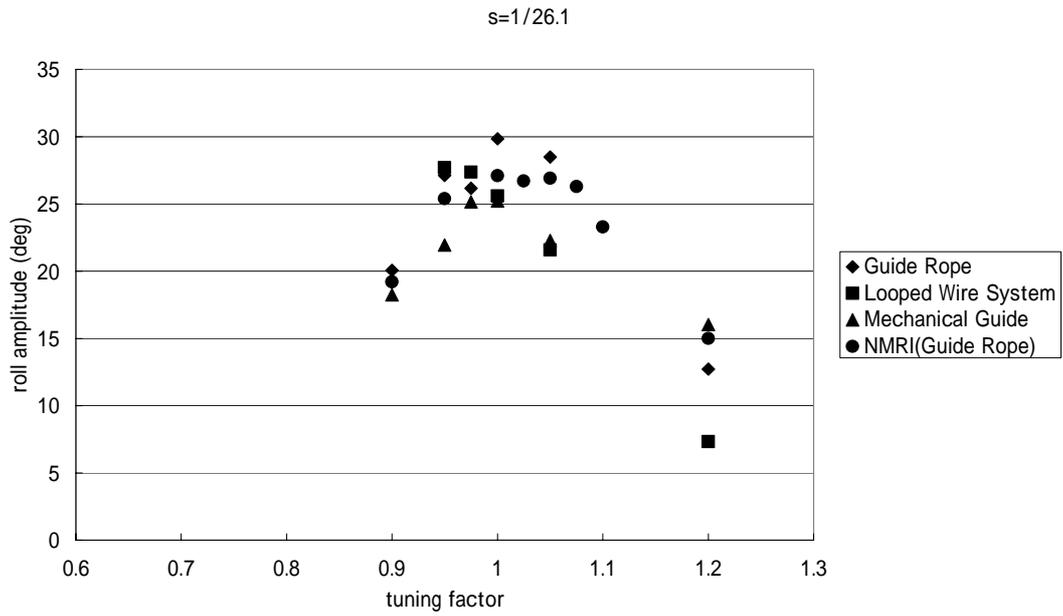


図 6.2.6 横波中横揺れ振幅 (波粗度 $S=1/26.1$)

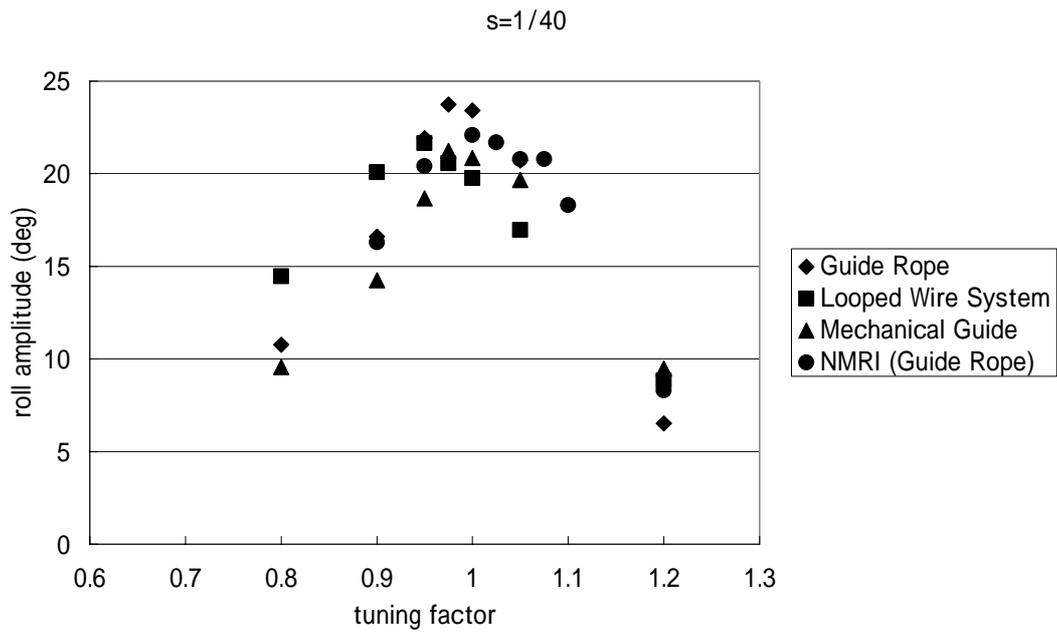


図 6.2.7 横波中横揺れ振幅 (波組度 S=1/40)

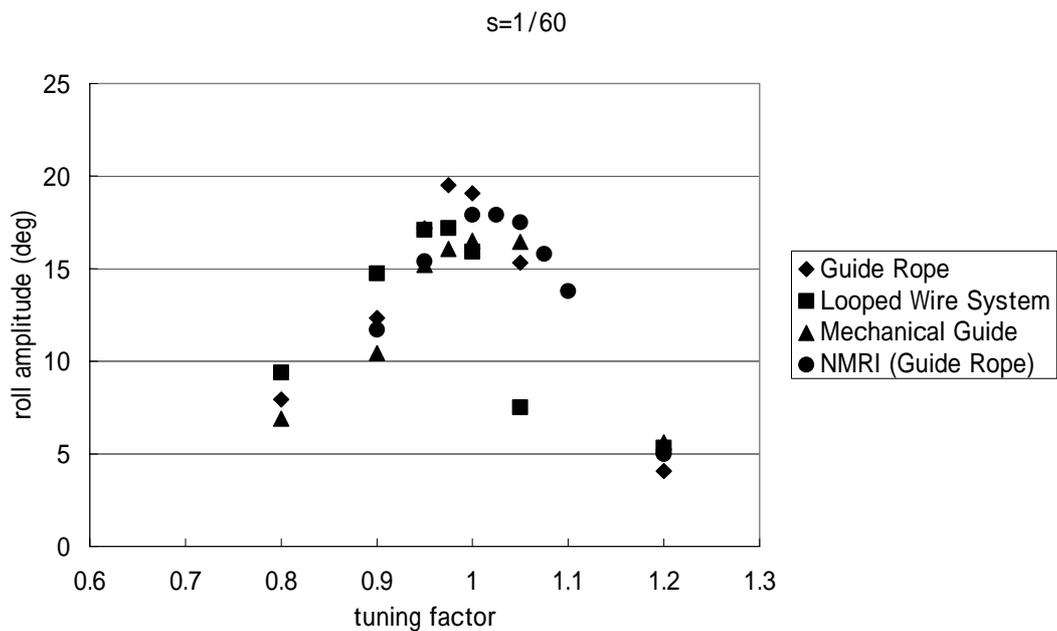


図 6.2.8 横波中横揺れ振幅 (波組度 S=1/60)

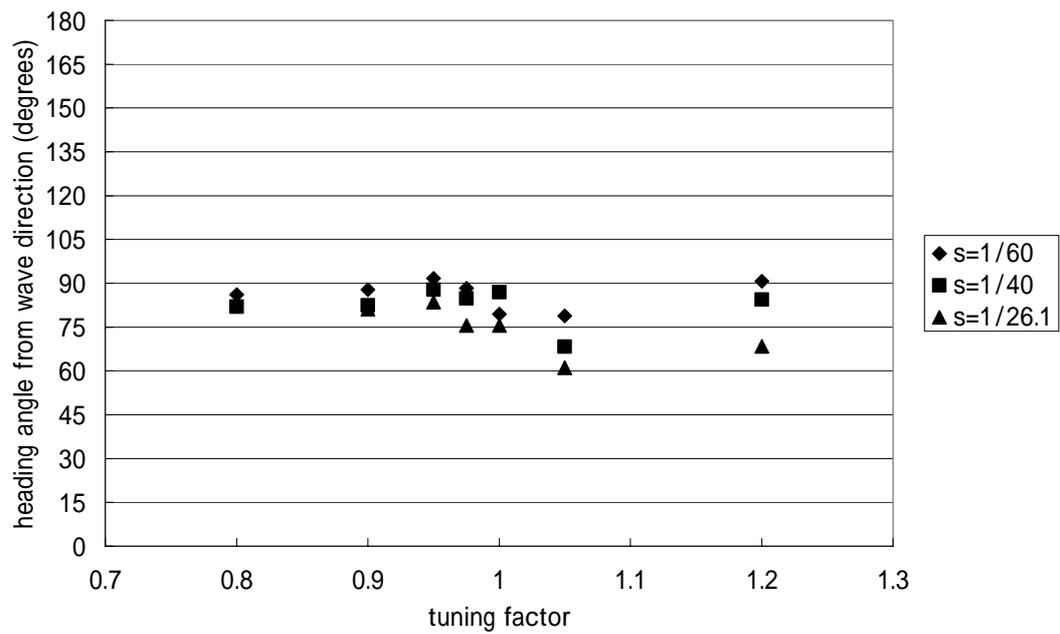


図 6.2.9 漂流時の波との偏角（ただし、向波を 0 度と定義）

7. 非損傷時復原性規則に関する調査研究（長期的対応）

7.1 パラメトリック横揺れ（その1）

7.1.1 はじめに

2005年のSLF48では、IS Codeのlong termの改正について、パラメトリック横揺れなど復原力変動問題を含むperformance-oriented criteriaの策定が合意された。そこでは、模型実験により検証された数値シミュレーションによって、適切な安全レベルの達成を評価できることが求められている。そして同時に、追波操船ガイダンスMSC Circ. 707も向波中のパラメトリック横揺れを含むよう改正することがあわせてSLF48で合意されている。これらの背景には、ポストパナマックスコンテナ船で40度、PCCで50度におよぶパラメトリック横揺れが実際に発生し、搭載貨物に被害が生じたことがある。

その一方、パラメトリック横揺れについて、理論的研究の歴史は長いが直ちに実海面でのその発生や大きさを定量的に推定できる手法は未だ確立されておらず、緊急に研究を進める必要がある。

平成16年度末に解散した（社）日本造船研究協会の船舶関係諸基準に関する調査研究事業(RR)では、上記の状況を先取りして、平成14年度に長さ150mのコンテナ船の規則的な追波および向波中のパラメトリック横揺れについて、平成15年度には長さ283.9mのポストパナマックスコンテナ船の規則的な向波、斜め向波中のパラメトリック横揺れについて研究を行った。この結果、規則波中についてはある程度パラメトリック横揺れの発生条件とその振幅を推定する方法が示された。しかしながら基準化には不規則波の考慮が求められる。そこで平成16年度にはそのポストパナマックスコンテナ船の不規則波中のパラメトリック横揺れの模型実験を実施した。したがって本年度は、不規則波中のパラメトリック横揺れの推定法を研究することが課題となる。

不規則波中のパラメトリック横揺れの理論予測には、数値シミュレーションによる方法とマルコフ過程としての直接推定の2つが考えられる。そこでこれら2つの方法をポストパナマックスコンテナ船(表7.1.1)に適用し検討を行った。

7.1.2 数値シミュレーション

簡単のため長波頂不規則波を考え、その波の中で船は、一定速度Vで波と χ なる出会い角を保って航行すると考える。この場合の横揺れ角 ϕ についての運動方程式を以下とおく。

$$(I_{XX} + J_{XX})\ddot{\phi} = -B_{44}\dot{\phi} - WGZ_0(\phi) - WGZ_W\{\eta_{eff}(\xi_G, \eta_G, t), \phi\} + M_X(\xi_G, \eta_G, t) + M_{X\phi}(\xi_G, \eta_G, t)\phi \quad (1)$$

ここで、

t時刻 I_{XX} : 船の横揺れ慣性モーメント、 J_{XX} : 付加横揺れ慣性モーメント、 B_{44} : 横揺れ減衰力係数、W: 船の重量、 GZ_0 : 静水中復原てこ、 GZ_W : 静復原てこへの波浪影響、 η_{eff} : Grimの有効波の振幅、 M_X : 横揺れ波浪強制力、 $M_{X\phi}$: 動的横揺れ方向流体力の横傾斜影響とする。また、 $\xi_G = Vt \cos \chi$ 、 $\eta_G = Vt \sin \chi$ とする。Grimの有効波とは、船側の不規則空間波形を有効波と呼ばれる規則波で近似するもので、その波長は垂線間長に等しく、その波の山または谷は船体中央にあるとする。この有効波振幅は海洋波変位 ζ_w と線形関係にある一方、復原てこへの波浪影響とは非線形かつノンメモリーな関係にある。¹⁾また、横揺れ減衰力は、停止時の横揺れ減衰の実験結果を用いた。

海洋波は、ITTC スペクトルに従うとし、1000個の正弦波の和として表現した。そして昨年モデル実験に

において向波中パラメトリック横揺れが顕著に観測された、有義波高 22.1m、平均波周期 13.2 秒において向波中を航行する状態をいくつかの速度について計算した結果を図 7.1.1 ~ 4 に示した。

この結果によれば、不規則波中でも、横揺れ周期と出会波周期の比が 2 : 1 となるパラメトリック横揺れが広範囲に発生している。その最大振幅も、フルード数 0.01 と 0.05 で 45 度、フルード数 0.1 と 0.2 で 40 度という結果となっている。計算は、 M_ϕ を考慮しないフルードクリロフ成分 (FK) のみの場合と M_ϕ で示されるラディエーションとディフラクションも考慮した場合の両方で実施したが、後者が前者よりわずかに振幅が小さくなる程度で大差はなかった。これに対して昨年度の模型実験では、フルード数 0.01 で 20 度のパラメトリック横揺れが観測されたものの、フルード数 0.125 以上ではパラメトリック横揺れは発生しなかった。この原因は、今回のフルードクリロフ成分の計算では上下揺れと縦揺れに静的釣り合いとしての値を用いていることなどと考えられるが、その解決は今後の課題としたい。

7.1.3 マルコフ過程理論

上記の数値シミュレーション結果はあくまで統計的な母集団から取り出した標本に過ぎず、理論的に不規則波中のパラメトリック横揺れの発生限界を求めることができれば大変有用である。この目的のためには、マルコフ過程の理論がこれまで研究されており、なかでも Roberts²⁾ は横揺れを平均法で扱い、その包絡線の振幅と位相がマルコフ過程となることを示したうえで、それらの確率密度関数に関する Fokker-Plank 方程式を導いた。ここではこの手法を前節の数学モデルに適用し、パラメトリック横揺れの発生条件の推定を試みた。

まず(1)式を次のように変形する。

$$\ddot{\phi} + 2\mu \cdot \dot{\phi} + \underbrace{\omega_0^2 \cdot \frac{K_1(\eta_{eff})}{GM}}_{\omega_0^2 \cdot \left(\sum_{j=0}^{N_K} \frac{Q_{j1}}{GM} \eta_{eff}^j \right)} \cdot \phi = 0 \quad (2)$$

次に静復原でこの波浪影響のスペクトルを、有効波のスペクトルから求める必要がある。ここでは静復原でこの波浪影響と有効波振幅の間の非線形関係を統計的等価線形化のうえ利用した。³⁻⁴⁾

$$K_1(\eta_{eff}) = \sum_{j=0}^{N_K} Q_{j1} \cdot \eta_{eff}^j \rightarrow D_0 + D_1 \cdot \eta_{eff} \quad (3)$$

ここで D_1 、 D_2 は、有効波のスペクトルから計算でき、有効波のスペクトルは海洋波のそれから容易に求めることができる。そのうえで Roberts の理論により、包絡線の振幅の平均がゼロに収束するという定義での安定条件を次式で計算する。

$$\text{stability of envelope mean} \Leftrightarrow \frac{\mu}{\omega_{0,\eta}} > \frac{3\pi}{16} \cdot \omega_{0,\eta} \cdot \left(\frac{D_1}{D_0} \right)^2 \cdot S_\eta(\omega_e = 2\omega_{0,\eta}) \quad (4)$$

with $\omega_{0,\eta} = \omega_0 \cdot \sqrt{\frac{D_0}{GM}}$

この計算結果を図 7.1.5 に示した。なお、他の定義による安定条件⁵⁾も併せて示したが 3 者には特段の差異はなかった。この理論では、実験対応の有義波高 22.1m では、向波中フルード数 0 から 0.31 までの広範囲でパラメトリック横揺れが発生することが示されている。先の数値シミュレーションと同様の傾向であり、数学モデルの改良が必要と思われる。なお、この理論ではスペクトルの情報が固有周波数の 2 倍の周波数のみで評価されるためスペクトル形状の影響が考慮できず、理論と実験の一致が波スペクトルの種類に依存するという問題がある。なお、Roberts の理論では非線形復原力の影響が最終結果に反映されないため有意な横揺れ角の確率密度を求めることには困難がある。

7.1.4 結論

- 1) 静復原でこの波浪影響を考慮した不規則波中の横揺れの時間領域シミュレーションを行い、ポストパナマックスコンテナ船の向波中のパラメトリック横揺れを得ることができた。
- 2) このシミュレーションにより求まるパラメトリック横揺れの発生範囲は、自由航走模型実験によるそれよりも広く、今後計算法の改良が必要である。
- 3) マルコフ過程の理論からパラメトリック横揺れの発生域を直接推定した。その結果は、時間領域シミュレーション同様に、パラメトリック横揺れの危険を過大評価した。

<参考文献>

- 1) 梅田直哉ほか、斜め追波中の復原力喪失による船の転覆確率の評価（第 2 報）、関西造船協会誌、第 216 号、1991、pp.129 ~ 138.
- 2) Roberts, J. B., "Effect of Parametric Excitation on Ship Rolling Motion in Random Waves", J. Ship Research, Vol. 26, 1982, pp. 246 ~ 253.
- 3) Bulian, G., "Development of analytical nonlinear models for parametric roll and hydrostatic restoring variations in regular and irregular waves", PhD Thesis, Department of Naval Architecture, Ocean and Environmental Engineering (DINMA) – University of Trieste, 2006.
- 4) Roberts, J.B., Spanos, P.D., "Random Vibration and Statistical Linearization", John Wiley & Sons, Chichester, 1990.
- 5) Ibrahim, R.A., "Parametric Random Vibration", Research Studies Press, John Wiley & Sons, 1985.

表 7.1.1 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

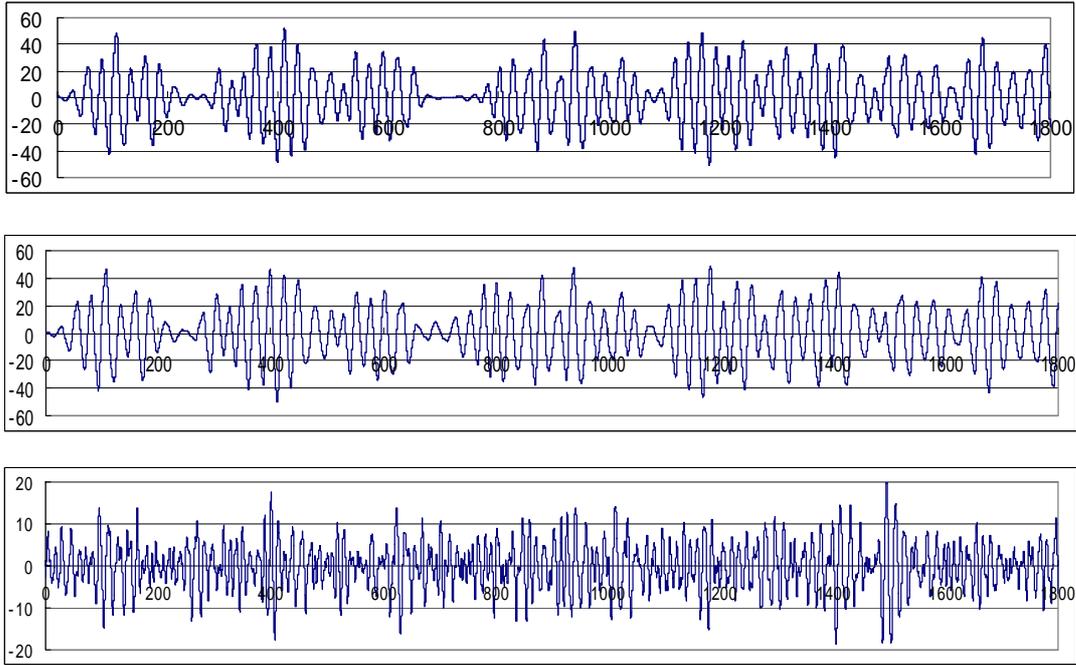


図 7.1.1 不規則向波中のパラメトリック横揺れの時系列

(フルード数 0.01、上段：横揺れ角(degrees; FK のみ)、中段：横揺れ角 (degrees;動的影響含む)、下段：
海洋波変位(m), 横軸：時間(s))

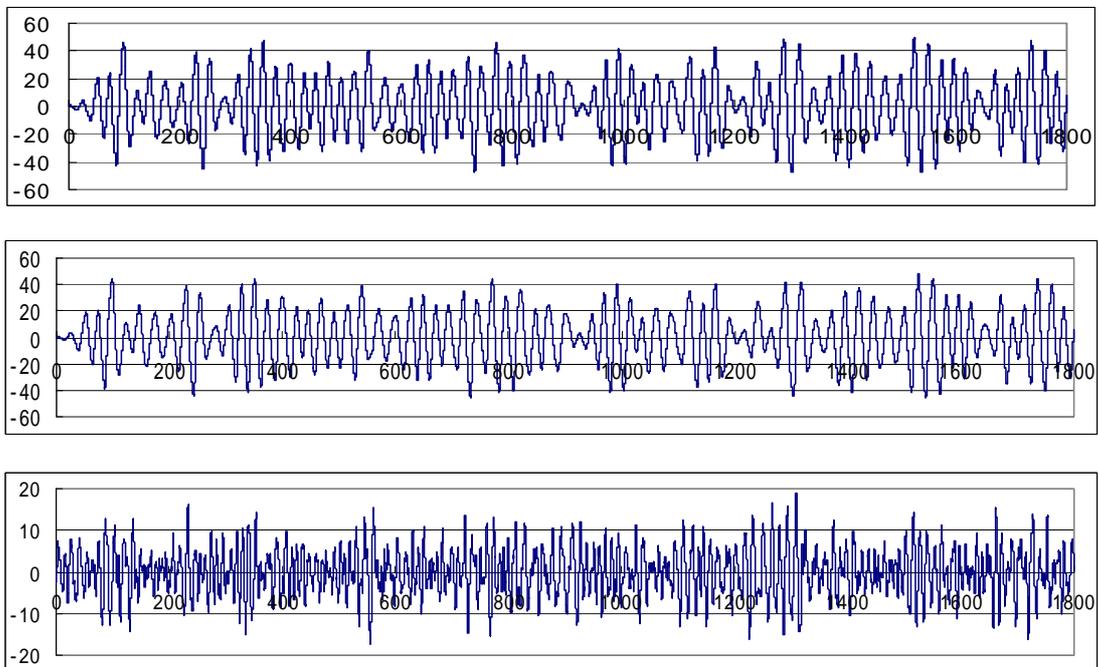


図 7.1.2 不規則向波中のパラメトリック横揺れの時系列

(フルード数 0.05、上段：横揺れ角(degrees; FK のみ)、中段：横揺れ角 (degrees;動的影響含む)、下段：
海洋波変位(m), 横軸：時間(s))

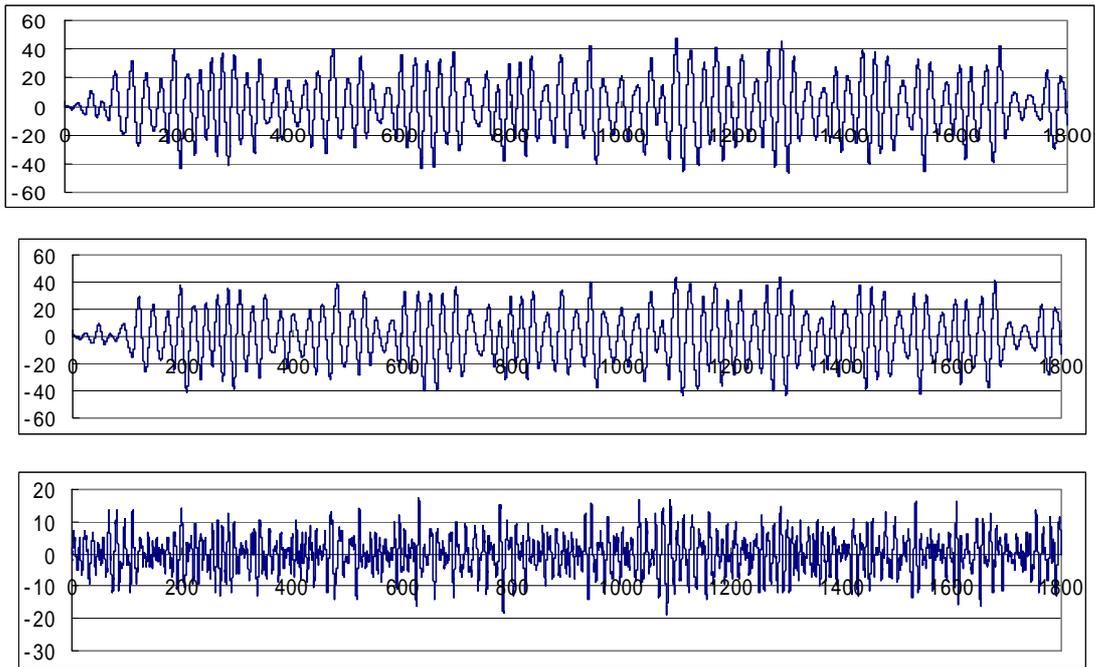


図 7.1.3 不規則向波中のパラメトリック横揺れの時系列

(フルード数 0.10、上段：横揺れ角(degrees; FK のみ)、中段：横揺れ角 (degrees;動的影響含む)、下段：
海洋波変位(m), 横軸：時間(s))

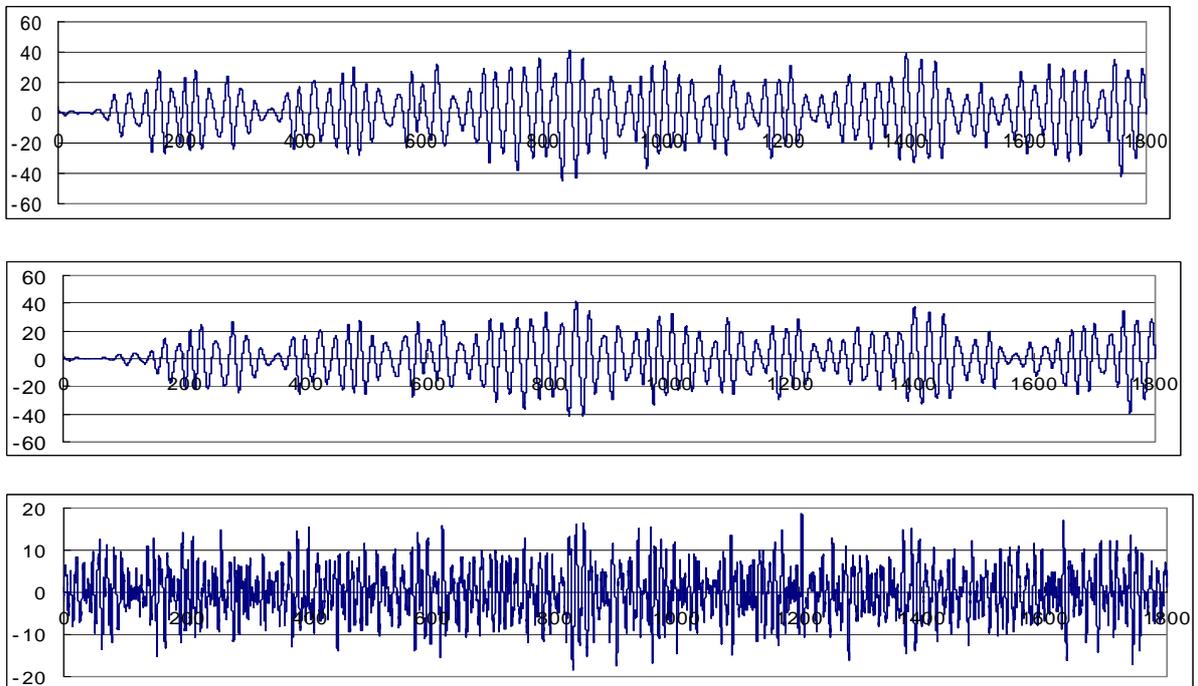


図 7.1.4 不規則向波中のパラメトリック横揺れの時系列

(フルード数 0.20、上段：横揺れ角(degrees; FK のみ)、中段：横揺れ角 (degrees;動的影響含む)、下段：
海洋波変位(m), 横軸：時間(s))

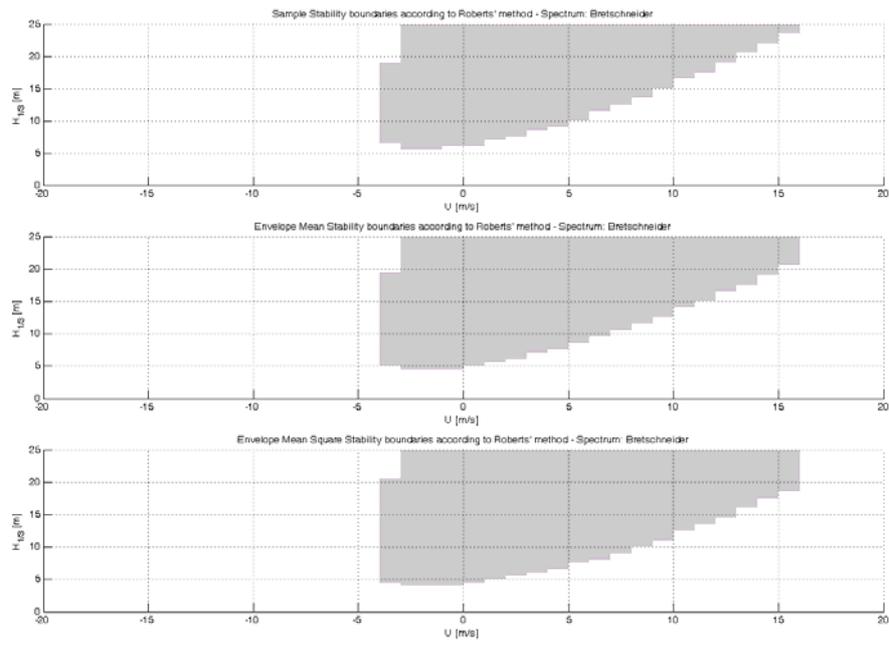


図 7.1.5 Robertsの理論によるパラメトリック横揺れの発生条件（速度U正が向波、負が追波、有義波高 $H_{1/3}$ が縦軸）

7.2 パラメトリック横揺れ(その2)

国際海事機関(IMO)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、(独)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、平成15年度は規則波中で、平成16年度は不規則波中で、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行った^{(1),(2)}。

今年度は、パラメトリック横揺れによる危険性の指標として提案されている、横揺れ振幅の1/10最大平均値⁽³⁾及び横揺れ振幅の最大値⁽⁴⁾について、不規則波中における実験結果を整理し、それを基にこれらの指標について考察を加えた。

7.2.1 不規則波中模型実験概要⁽²⁾

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。計測項目は、6自由度の船体運動、Stem、S.S.5(weather side)、及びA.E.の相対水位、S.S.8位置の上甲板直下の左右加速度、並びに、船速及び航跡である。

(1) 供試模型

使用した模型船は、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7.2.1に示す。

表 7.2.1 主要目

	実船	模型船
Lpp (m)	283.8	3.700
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

(2) 計測条件

実験は、平均波周期(T_{02})、有義波高($H_{1/3}$)、船速(V_m)、出会角(χ)を計測パラメータとして行なった。

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7.2.2に印で示す。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。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、周期を変化させた波高12.3cmは実船スケールで9.4mに、波高20cmは実船スケールでは15.3mに相当する。

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。また、船速は、荒天中の操船方法等を考慮して、比較的低い船速範囲(実船スケールで平水中船速が15kt以下)で、プロペラ回転数を適宜変化させて設定した。(以下の説明では、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 7.2.2 計測条件

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

(3) 計測例

実験で計測された、典型的なパラメトリック横揺れの時系列データを縦揺れのデータとともに図 7.2.1 に示す。計測条件は、平均波周期T₀₂=1.38s、有義波高H_{1/3}=12.3cm、出会角 $\chi=180^\circ$ 、平水中船速V_{ms}=0.446m/s（フルード数F_{ns}=0.07）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、周期が出会周期の2倍で固有周期とほぼ等しいパラメトリック横揺れが、不規則波中での出会周期の変化に伴い、発達、減衰を繰り返している状況が分かる。

なお、図中には、7.2.2 節で説明する、パラメトリック横揺れの危険性を判定する際に用いられる指標の限界値の一つである、横揺れ角が $\pm 10^\circ$ の値を点線で示した。

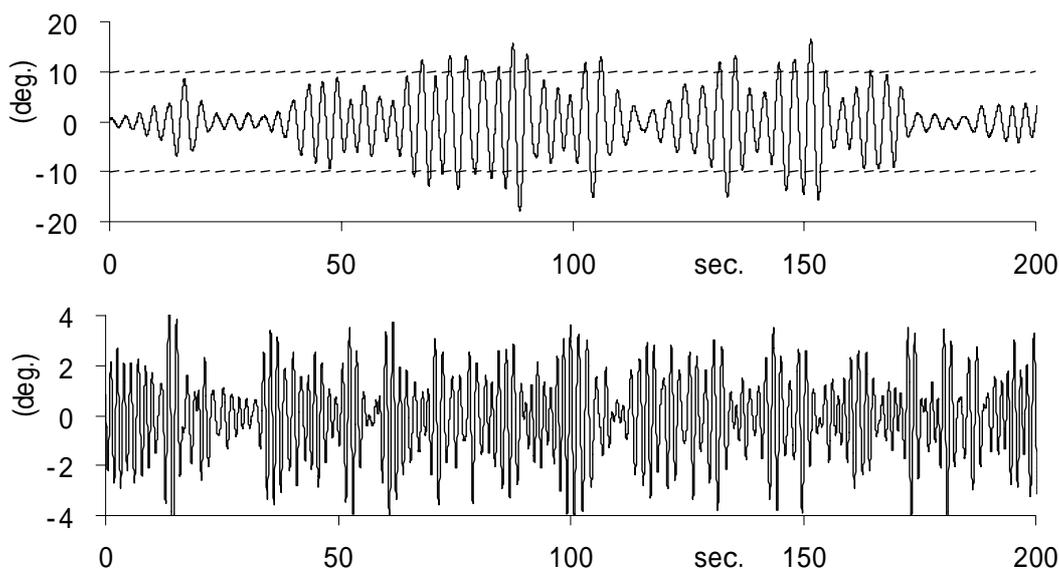


図 7.2.1 計測波形 (T₀₂=1.38s, H_{1/3}=12.3cm, $\chi=180^\circ$, V_{ms}=0.446m/s (F_{ns}=0.07))

上図：横揺れ (roll:)、下図：縦揺れ (pitch:)

7.2.2 パラメトリック横揺れによる危険性の指標

(1) 横揺れ振幅の 1/10 最大平均値

MARINのLevadouとPalazziは、重大な損傷が引き起こす可能性がある大振幅のパラメトリック横揺れの発生を判定する指標として、連続する2つの横揺れ振幅が 10° 以上となる一連の横揺れ（例えば、図 7.2.1 の場合、計測開始後、70 秒から 90 秒にかけてと、105 秒付近、135 秒付近、及び、145 秒から 155 秒にかけての一連の横揺れ）が発生し、かつ、対象とする全ての横揺れ振幅の 1/10 最大平均値が 10° 以上となることを提案している⁽³⁾。

(2) 横揺れ振幅の最大値

一方、ABSのコンテナ船の設計におけるパラメトリック横揺れ評価ガイドでは、パラメトリック横揺れ発生の可能性がある場合は、船長に最大横揺れ振幅が20度を越えることが予測される船速及び出会角の組み合わせを、船速を半径方向、出会角を円周方向にとったpolar diagram（図7.2.2）上に避航領域として示した運航指針等を供与すること要求している⁽⁴⁾。

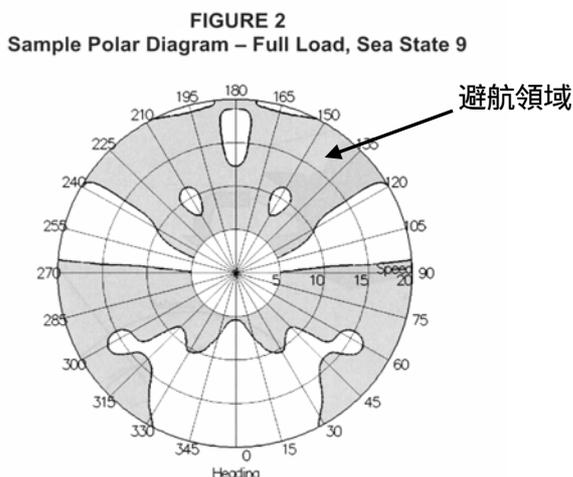


図 7.2.2 避航領域を示したpolar diagramの例⁽⁴⁾

(3) 模型実験結果

次に、パラメトリック横揺れが発生しなかった場合も含めて、不規則波中での計測データを上述した2つの指標で整理した結果を述べる。なお、計測された横揺れは計測条件によって異なるが、120～200波程度である。

図7.2.3に平水中の船速でフルード数 $F_{ns}=0.07$ 、有義波高 $H_{1/3}=12.3\text{cm}$ で計測された横揺れ振幅を、横軸に平均波周期(T_{02})をとって示す。上図が出会角 $\chi=180^\circ$ （正面向波）、下図が $\chi=150^\circ$ （斜め向波）の結果であり、印が横揺れ振幅の1/10最大平均値、×印が横揺れ振幅の最大値を示している。図7.2.3から、設定した船速、有義波高に対して、

横揺れ振幅の最大値を指標とした場合、正面向波状態（ $\chi=180^\circ$ ）で平均波周期 $T_{02}=1.20\text{s}$ の1ケースのみ限界値20°を超えるが、それ以外の平均波周期と出会角の組み合わせでは安全航行できるとされること、

一方、横揺れ振幅の1/10最大平均値を指標とした場合、正面向波状態（ $\chi=180^\circ$ ）でパラメトリック横揺れが発生しなかった平均波周期 $T_{02}=1.09\text{s}$ を除いた3ケースと斜め向波状態（ $\chi=150^\circ$ ）で平均波周期 $T_{02}=1.20\text{s}$ の1ケースの計4ケースで限界値10°を超え、横揺れ振幅の最大値を指標とした場合に比べて危険な状態と判定されるケースが多いこと、

また、横揺れ振幅の1/10最大平均値に比べて、横揺れ振幅の最大値はばらつきが大きいことが分かる。

図7.2.4に平水中の船速のフルード数 $F_{ns}=0.11$ 、平均波周期 $T_{02}=1.38\text{s}$ で計測された横揺れ振幅を、横軸に有義波高（ $H_{1/3}$ ）をとって示す。図7.2.4から、

横揺れ振幅の1/10最大平均値を指標とした場合には、横揺れ振幅の最大値を指標とした場合に20°以上となり危険と判断される、有義波高 $H_{1/3}=20\text{cm}$ で正面向波状態（ $\chi=180^\circ$ ）に加えて、同じ波高で斜め向波状態（ $\chi=150^\circ$ ）でも危険と判断されること、

また、この状態では、横揺れ振幅の1/10最大平均値は、有義波高に対してほぼ線形の関係が見られ

るので、危険と判断される限界値 10° 以上となる有義波高は、正面向波状態で 14.6cm（実船スケールで 11.2m）、斜め向波状態で 18.0cm（実船スケールで 13.5m）と推測されることが分かる。

図 7.2.5 に平均波周期 $T_{02}=1.38\text{s}$ 、有義波高 $H_{1/3}=12.3\text{cm}$ で計測された横揺れ振幅を横軸に平水中の船速のフルード数 (F_{ns}) をとって示す。図 7.2.5 から、

この状態では、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、横揺れ振幅の $1/10$ 最大平均値、最大値とも小さくなる傾向が見られること、

横揺れ振幅の $1/10$ 最大平均値を指標とした場合、限界値 10° を超えないようにするためには、正面向波状態 ($\chi=180^\circ$) では、平水中のフルード数 $F_{ns}=0.086$ に対応する速度（実船スケールで 8.8kt）以上で航行する必要があること

が分かる。しかしながら、図 7.2.5 で示したのは、実船スケールで有義波高 9.4m の波での計測結果であり、このような高波高の波の中で船速を上げる際には、海水打ち込み等の危険性も考慮する必要があると考えられる。

図 7.2.6 に図 7.2.5 と同じ平均波周期と有義波高で計測された横揺れ振幅を、横軸に出会角 (χ) をとって示す。上図が船速が平水中のフルード数で $F_{ns}=0.07$ の場合、下図がより高速な $F_{ns}=0.11$ の場合の計測結果である。図 7.2.6 から、横揺れ振幅の $1/10$ 最大平均値を指標とした場合、限界値 10° を超えないように航行するためには、船速が $F_{ns}=0.07$ では出会角を $\chi=150^\circ$ 以下にする必要があるが、船速を上げ $F_{ns}=0.11$ にすると、いずれの出会角でも横揺れ振幅の $1/10$ 最大平均値は 10° 以下となるので、波との出会角に関する操船制限はなくなると判断されることが分かる。

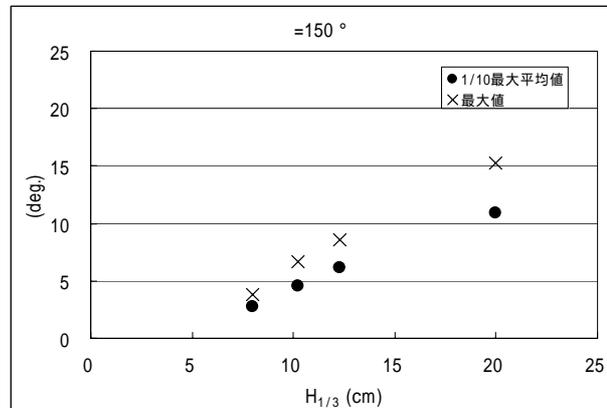
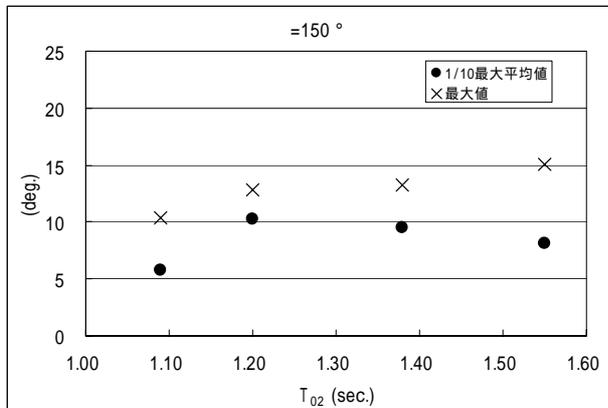
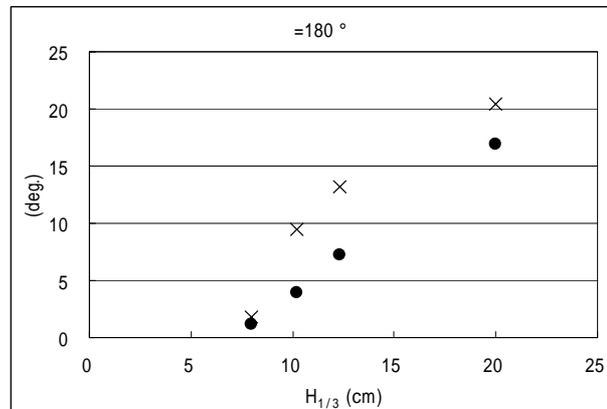
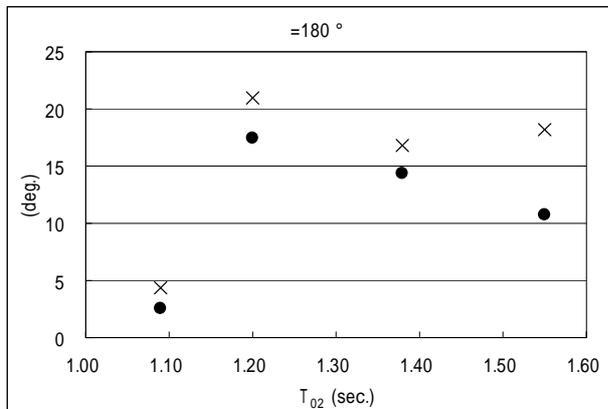


図 7.2.3 横揺れ振幅 ($F_{ns}=0.07$, $H_{1/3}=12.3\text{cm}$)
(平均波周期の影響)

図 7.2.4 横揺れ振幅 ($F_{ns}=0.11$, $T_{02}=1.38\text{s}$)
(有義波高の影響)

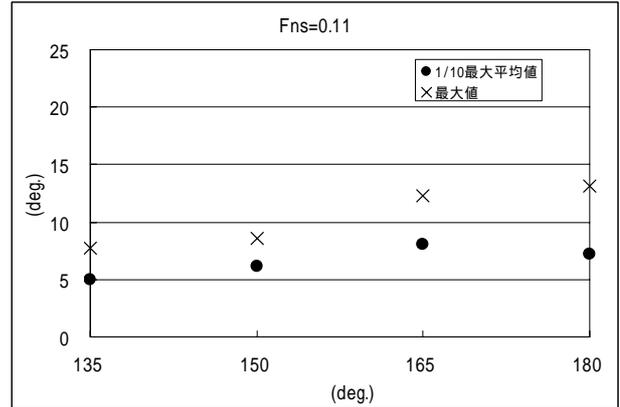
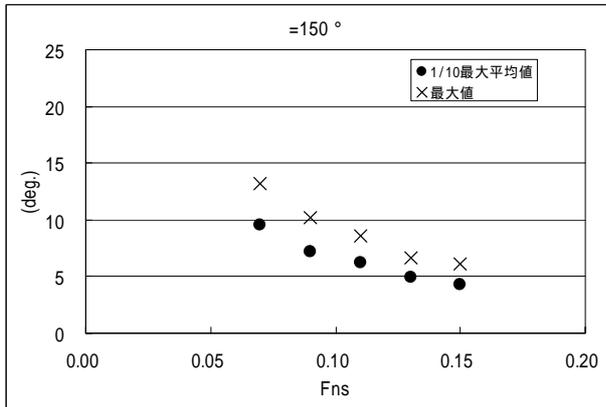
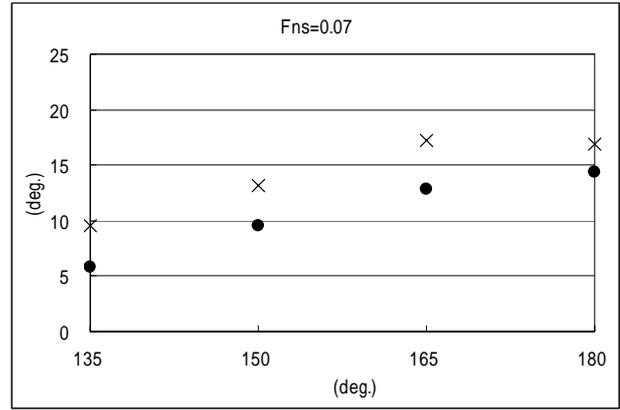
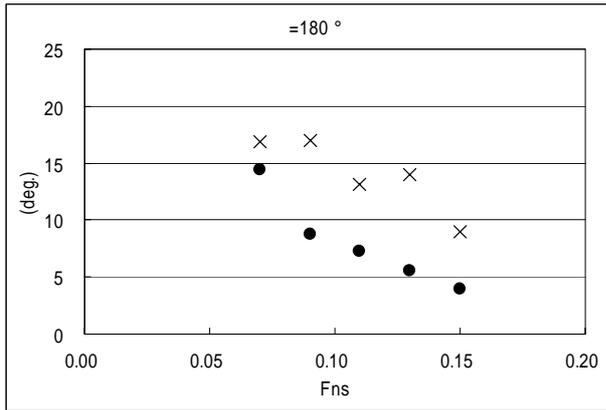


図 7.2.5 横揺れ振幅 ($T_{02}=1.38s, H_{1/3}=12.3cm$)
(船速の影響)

図 7.2.6 横揺れ振幅 ($T_{02}=1.38s, H_{1/3}=12.3cm$)
(出会角の影響)

(4) 考察

図 7.2.3 ~ 図 7.2.6 に示したように、今回の計測では、横揺れ振幅の最大値を指標とした場合より、横揺れ振幅の 1/10 最大平均値を指標とした場合のほうが、危険な状態と判定されるケースが多くなっているが、この判定は各々の指標に設定された限界値により変化する。例えば、今回使用した実験データに関しては、横揺れ振幅の最大値を指標とした場合、限界値を 5° 小さくして 15° とすれば、危険なパラメトリック横揺れの発生と判定されるケースが、限界値を 10° とする横揺れ振幅の 1/10 最大平均値を指標とした場合と同じになる (図 7.2.3 ~ 図 7.2.6 参照)。一方、提案されている指標の限界値の設定根拠については明確な説明がなされておらず、その設定に任意性が残る。そのため、いずれの指標をパラメトリック横揺れによる危険性の指標に用いるにしても、今後その限界値を合理的に設定するための検討が必要であると考えられる。

一方、図 7.2.3 及び図 7.2.5 に示したように、模型実験結果から評価した横揺れ振幅の最大値は、横揺れ振幅の 1/10 最大平均値に比べて、ばらつきが大きくなる場合がある。そのため、横揺れ振幅の最大値をパラメトリック横揺れによる危険性の指標に用いる場合は、危険性の判定の信頼性を高めるために、不規則波の造波信号の位相差を表す乱数を変化させて繰り返し計測を行なうか、限界値の設定に留意する必要があると考えられる。

なお、提案されているパラメトリック横揺れによる危険性の指標は、横揺れ振幅の 1/10 最大平均値に関しては実船スケールで 3 時間のシミュレーション計算結果⁽³⁾、横揺れ振幅の最大値に関しては実時間で 12.5 分のシミュレーションを最低 5 回以上繰り返して得られた結果⁽⁴⁾から評価することとされている。一方、実施した模型実験は実船スケールで約 1.2 時間の計測であり、模型実験結果からパラメトリック横揺れによる危険性の指標を評価するためには、計測データの統計値としての信頼性を考慮して計測時間や繰り返

し回数を検討する必要があると考えられる。

7.2.3 まとめ

平成 16 年度に実施した、ポストパナマックスコンテナ船模型を用いた不規則波中での自由航走実験結果を、パラメトリック横揺れによる危険性の指標として提案されている、横揺れ振幅の 1/10 最大平均値(限界値 10°)及び横揺れ振幅の最大値(限界値 20°)について整理し、これらの指標について考察を加えた。その結果得られた主な知見は、以下のとおりである。

- 1) 今回使用した実験データでは、横揺れ振幅の最大値を指標とした場合より、横揺れ振幅の 1/10 最大平均値を指標とした場合のほうが、危険な状態と判定されるケースが多い。
- 2) 模型実験結果から評価した横揺れ振幅の最大値は、横揺れ振幅の 1/10 最大平均値に比べて、ばらつきが大きくなる場合があり、危険性の判定の信頼性を高めるために、繰り返し計測を行なうか、限界値の設定に留意する必要があると考えられる。
- 3) いずれの指標を用いるにしても、限界値が危険性の判定に直接影響を及ぼすため、限界値を合理的に設定するための検討が必要であると考えられる。

IMO における 2007 年完了目標の長期的な課題としての IS コードの改正作業では、性能要件化した基準を導入することが検討されており、そのためには、模型実験による基準適合性の検証手法の確立が必要となると考えられる。その際、パラメトリック横揺れに関しては、今回検討を行なったような指標を基に危険性を評価することも考えられるので、今回の検討結果も踏まえて適切な指標に関して更なる検討が必要であると考えられる。

<参考文献>

- (1) (社)日本造船研究協会：RR-S202 復原性に関する調査研究(平成 15 年度報告書)、平成 16 年 3 月
- (2) (社)日本造船研究協会：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
- (3) Levadou, M. and Palazzi, L.: "Assessment of Operational Risks of Parametric Roll", Transactions of SNAME, 111 (2003).
- (4) American Bureau of Shipping: "Guide for the Assessment of Parametric Roll Resonance in the Design of Container Carriers", (2003).

7.3 デッドシップ状態の復原性（その1）

7.3.1 はじめに

2005 年の SLF48 では、IS Code の long term の改正については、デッドシップ状態の復原性を含む performance-oriented criteria の策定が合意された。デッドシップ状態とは船の動力源がすべて失われ、推進、操縦の機能を失った状態をいう。そこでは、模型実験により検証された数値シミュレーションによって、適切な安全レベルの達成を評価できることが求められている。この背景には、船橋の窓ガラスを大波によって壊され流入する海水のため操船機能を喪失して一時的に漂流するクルーズ客船の事故が頻発していることがある。また従来この目的のために機能してきたウエザークライテリオン（ウェザーライテリオン）の適用性の問題からこれに代替しうる基準が求められていることも背後にある。

このデッドシップでの復原性についても、研究の歴史は長いが直ちに基準に反映できる手法は未だ確立されておらず、緊急に研究を進める必要がある。

平成 16 年度末に解散した（社）日本造船研究協会の船舶関係諸基準に関する調査研究事業(RR)では、上記の状況を先取りして、平成 15 年度には、復原力を区分線形近似したうえ、不規則横風横波中の転覆確率を解析的に計算する方法を示し、設計状態の PCC の転覆確率の計算値を示した。平成 16 年度には、この解析的方法を数値シミュレーションで検証するとともに、巨大客船の転覆確率の計算例を示した。ウエザークライテリオンが支配的となる船種には、PCC、巨大客船、RoPax フェリーが挙げられる。そこで本年度は 5.2 でも扱った RoPax フェリーを対象に転覆確率の計算を行うとともに、SLF での議論にもとづきデッドシップ状態での漂流姿勢を考慮して復原性を評価するため、まず規則波中の漂流運動の推定法の検討にも着手した。

7.3.2 漂流運動の推定法

漂流運動を説明しうる数学モデルとして、前後、左右、旋回、横傾斜を表す 4 自由度モデルを考えた。座標系は図 7.3.1 に示すとおりとした。ただし漂流運動は波や変動風の周波数よりも十分小さな周波数で運動すると仮定し、それら高周波数で変動する外力はここでは扱わない。また、漂流速度は風速や波の位相速度に比べて微小として、風圧力や波漂流力への影響は無視できると仮定した。このとき、運動方程式は以下のとおりとなる。

$$\begin{aligned}(m + m_x)\dot{u} - (m + m_y)vr &= X_H + X_A + X_W \\(m + m_y)\dot{v} + (m + m_x)ur + m_y\alpha\dot{r} - m_y l_y \dot{p} &= Y_H + Y_A + Y_W \\(I_{zz} + J_{zz})\dot{r} + m_y\alpha\dot{v} &= N_H + N_A + N_W \\(I_{xx} + J_{xx})\dot{p} + 2\mu\dot{\phi} - m_y l_y \dot{v} - m_x l_x ur + WGM\phi &= K_H + K_A\end{aligned}\tag{1}$$

ただし、右辺の X, Y, N, K は前後力、左右力、旋回モーメント、横傾斜モーメントであり、その添字 H, A, W はそれぞれ流体反力、風、波を表すものとする。さらに、u: 縦方向船体速度、v: 横方向船体速度、r: 旋回角速度、p: 横揺れ角速度、 ϕ : 横揺れ角、 ψ : 風向角、m: 船体の質量、 m_x, m_y : x 方向及び、y 方向の付加質量、 $I_{xx}, J_{xx}, I_{zz}, J_{zz}$: x 軸及び y 軸まわりの慣性モーメント、付加慣性モーメント、 l_x, l_y : m_x, m_y の中心の z 座標、W: 排水量、GM: メタセンタ高さ、 α : 付加質量の着力点と船体重心の長手方向距離である。ただし、船体がほぼ前後対称性である場合には $\alpha = 0$ とみなすことで大きな間違いでないから、本研究では以後 $\alpha = 0$ として計算を行う。

次に、状態ベクトルとして、 $\mathbf{z} = (u, v, r, \psi, p, \phi)^T$ を考え、(1)式より状態方程式

$$\dot{\mathbf{z}} = \mathbf{F}(\mathbf{z}) = (f_1, f_2, \dots, f_6)^T \quad (2)$$

を導く。ここで定常漂流状態 \mathbf{z}_0 はこの方程式の平衡点であり、

$$0 = \mathbf{F}(\mathbf{z}_0) \quad (3)$$

として求めることができる。さらに \mathbf{z}_0 まわりで(2)式を局所線形化すれば、

$$\dot{\mathbf{z}} = A(\mathbf{z} - \mathbf{z}_0) \quad (4)$$

となる。ただし、

$$A = \frac{\partial f_i}{\partial x_j} \quad 1 \leq i, j \leq 6 \quad (5)$$

である。このJacobi行列Aの固有値の実部が正であれば対応する \mathbf{z}_0 は安定なつりあい点であり、これをデッキの漂流状態として考慮する必要がある。

7.3.3 流体力の推定について

(1)式の右辺には、船体に働く流体力が含まれており、これを運動の関数として表現することが上記の計算には不可欠である。続いて、まず平水中で漂流する船体に働く流体反力については、大きな横流れ角を伴う剥離流れを表現する必要があり、そのような目的に実績のある芳村¹⁾のモデルを用いる。

$$\begin{aligned} X_H &= X_{vr}vr + \frac{\rho}{2}LdV^2X'(r=0) \\ Y_H &= Y_rur + \frac{\rho}{2}LdV^2Y'(r=0) - \frac{\rho}{2}dC_{D0} \left\{ \int_{-L/2}^{L/2} |v + C_{rY}rx|(v + C_{rY}rx)dx - L|v|v \right\} \\ N_H &= N_r|u|r + \frac{\rho}{2}L^2dV^2N'(r=0) - \frac{\rho}{2}dC_{D0} \int_{-L/2}^{L/2} |v + C_{rN}rx|(v + C_{rN}rx)xdx \\ K_H &= Y_{rz_H}vr + \frac{\rho}{2}Ld^2V^2K'(r=0) - \frac{\rho}{2}dz_HC_{D0} \left\{ \int_{-L/2}^{L/2} |v + C_{rY}rx|(v + C_{rY}rx)dx - L|v|v \right\} \end{aligned} \quad (6)$$

ここで、 ρ :水の密度、 L :船の垂線間長、 d :船の平均喫水、 $V = \sqrt{u^2 + v^2}$:船の速度、 X_{vr} 、 Y_r 、 N_r 、 C_{D0} 、 C_{rY} 、 C_{rN} 、 z_H :実験定数とする。

このモデルでは、 $r=0$ での X' 、 Y' 、 N' 、 K' を横流れ角 $\beta = \tan^{-1}(-v/u)$ の関数として、拘束模型実験により求めておく必要がある。そこで、静水中において横流れ角を0度から180度まで変化させた曳航実験を行い、検力計によりこれら無次元化された流体力の値を求めた。ここで模型の沈下とトリムは自由としている。この結果を図7.3.2から7.3.5に示した。実験はいくつかのフルード数で行ったが、小さな横流れ角での Y' と N' を除くとフルード数に依存している。 X' を除くと、速度が大きくなるほど流体力は大きくなる傾向にあり、レイノルズ数の影響とは考えにくく、船底圧力の低下によって船体が沈下して没水面が速度とともに増加した影響とも推察できる。しかしながらここでは簡単のため速度依存性は無視し、 $Fn=0.1$ の無次元値のみを数学モデルに反映させた。 r に関わる実験定数 X_{vr} 、 Y_r 、 N_r 、 C_{D0} 、 C_{rY} 、 C_{rN} については、実験設備上の制約から芳村が公表している他船型の値を用いることとした。

風圧力については、我が国のものを中心に最近の船型までを反映した統計解析による実験式として、藤原²⁾の式を用いた。この式では、次のように流体力が表示される。

$$\begin{aligned} C_X &= X_A / (qA_T) \\ C_Y &= Y_A / (qA_L) \\ C_N &= N_A / (qLA_L) \\ C_K &= K_A / (qA_L H_L) \end{aligned} \quad (7)$$

ただし、 $q = (1/2)\rho_A U^2$ 、 A_T :船体の正面投影面積、 A_L :側面投影面積、 $H_L = A_L/L$ 、 ρ_A :空気密度、 U :風速とする。そして対象となるRoPaxフェリーの船型情報を用いてパラメータを決定すると、次のような無次元係数の表現を風向角 ψ について得た。

$$\begin{aligned} C_x &= 0.009539 - 0.48765 \cos \psi + 0.099536 \cos^3 \psi + 0.093072 \cos^5 \psi \\ C_y &= 1.030516 \sin \psi + 0.062161 \sin^3 \psi - 0.08486 \sin^5 \psi \\ C_n &= 0.007809 \sin \psi + 0.11524 \sin^2 \psi + 0.004917 \sin^3 \psi \\ C_k &= 0.569444 \sin \psi + 0.097805 \sin^2 \psi + 0.045764 \sin^3 \psi - 0.04775 \sin^5 \psi \end{aligned} \quad (8)$$

さらに波によって生じる漂流力、漂流モーメントについては、7.4章の研究結果を使用させていただく。これは、波との出会い周期での船体運動とKochin関数をEnhanced Unified Theoryにより求め、X方向、Y方向の波漂流力、z軸周りの波漂流モーメント、 X_w 、 Y_w 、 N_w を柏木の理論³⁾により計算したものである。この結果は次のように無次元表示され、出会角および波長の関数として与えられる。

$$\begin{aligned}
C'_X &= X_w / (\rho g A^2 (B^2 / L)) \\
C'_Y &= Y_w / (\rho g A^2 (B^2 / L)) \\
C'_N &= N_w / (\rho g A^2 B L)
\end{aligned}
\tag{9}$$

ここで、g:重力加速度、A:波振幅、B:船の幅とする。この結果は、スプライン補間を用いて計算に組み込んだ。

7.3.4 計算結果

上記の方法を用いて、風と波が共存する環境下で漂流する RoPax フェリーの釣合点を計算した例を図 7.3.6~9 に示した。ここで、風速は 26m/s、波高 2.85m/s、波岨度 1/26.1 としている。波と風が同一方向から作用する状態をみると、図中では風と波のなす角が 180 度にあたり、そこでは風との偏角が 82 度、横方向速度 2m/s で風下に流れることがわかる。すなわち、ウエザークライテリオンの想定している状態では、本船ほぼ横波、横風状態となることがわかる。風と波のなす角を変化させると、その角度が 30 度以下では左右にほぼ対称に安定漂流状態があるが、それ以上となるとその一方が不安定化しかつ振動的となる Hopf 分岐が生じる。そして波と風のなす角が 120 度以上ではその不安定点は消失し、安定な釣合 1 点となった。

7.3.5 転覆確率

上記のように、デッドシップ状態における安定漂流運動を求めることができると、その状態について転覆確率を計算すればよい。その手法は、Belenky⁴⁾ が提案した復原力を区分線形近似する方法で、平成 15 及び 16 年度に紹介したとおりである。その方法に、漂流速度によって外力の周期が変化することおよび有効波傾斜係数 r と有効な風圧側面積 A が次式により出会い角の影響により変化することを考慮すればよい。

$$\begin{aligned}
r &= r_0 \sin \chi \\
A &= A_L \sin \psi
\end{aligned}
\tag{10}$$

ただし r_0 は横波中の有効波傾斜係数とする。

本年度の対象船である RoPax フェリーについては、デッドシップ状態でほぼ横風横波となることが前節の計算で明らかにされた。そこでここでは横波横風状態における 1 時間内の短期海象下の転覆確率を計算し、図 7.3.10 に示した。統計によれば、船舶の 1 時間あたりの転覆発生率は 10^{-6} 程度といわれていることを考慮すれば、設計 GM (1.44m) については、その転覆確率の計算値は極めて小さく、平均風速 35m/s まで十分な安全性をもっているといえそうである。現行のウエザークライテリオンをクリティカルに満たす GM (0.55m) については、設計 GM の場合よりも転覆確率の値は大きくなるが、風速 30m/s までは安全といえる。さらに 6.2 章で検討した、模型実験 (ただし横傾斜角ゼロに対する結果) を援用したウエザークライテリオンをクリティカルに満たす GM (0.33m) については、平均風速 26m/s 程度まで安全という結果となった。本来ウエザークライテリオンはその当時標準的な船舶が復原性上クリティカルとなるケースについて平均風速 26m/s で $b/a=1$ となるように策定されたという経緯があり、今回横揺れ角と風圧レバーに実験値を用いることで近代的な船型でも平均風速 26m/s で $b/a=1$ となったことは、この実験援用の考え方を支持する

ものとして特筆できよう。

7.3.6 結論

- 1) デッドシップ状態での漂流姿勢を推定する方法を示した。
- 2) そこで必要になる、大角度で横流れする際の流体反力を、RoPax フェリーについて、拘束模型実験で計測した。
- 3) この RoPax フェリーは、ウエザークライテリオンに相当する条件下では、ほぼ横風、横波で安定な釣合状態となることが計算により示された。
- 4) RoPax フェリーの横波横風中の転覆確率をその設計 GM および現行ウエザークライテリオンにクリティカルな GM について計算し、十分小さな値となることを確かめた。
- 5) さらに、模型実験を援用したウエザークライテリオンにクリティカルな GM については、風速 26m/s でほぼクリティカルな横波横風中の復原性と計算された。

<参考文献>

- 1) 芳村康男：浅水域の操縦運動数学モデルの検討（第2報）、関西造船協会誌、第210号、1998。
- 2) Fujiwara, T. et al.: An Estimation Method of Wind Forces and Moments Acting on Ships, Mini Symposium on Prediction of Ship Manoeuvring Performance, Japan Marine Dynamics Research Sub-Committee, 2001.
- 3) 柏木正、池淵哲朗、線形理論計算法による推定システム、日本造船学会試験水槽シンポジウム、2003, pp.43 ~ 59。
- 4) Belenky, V.L.: A Capsizing Probability Computation Method, Journal of Ship Research, 37, 1993, pp.200-207.

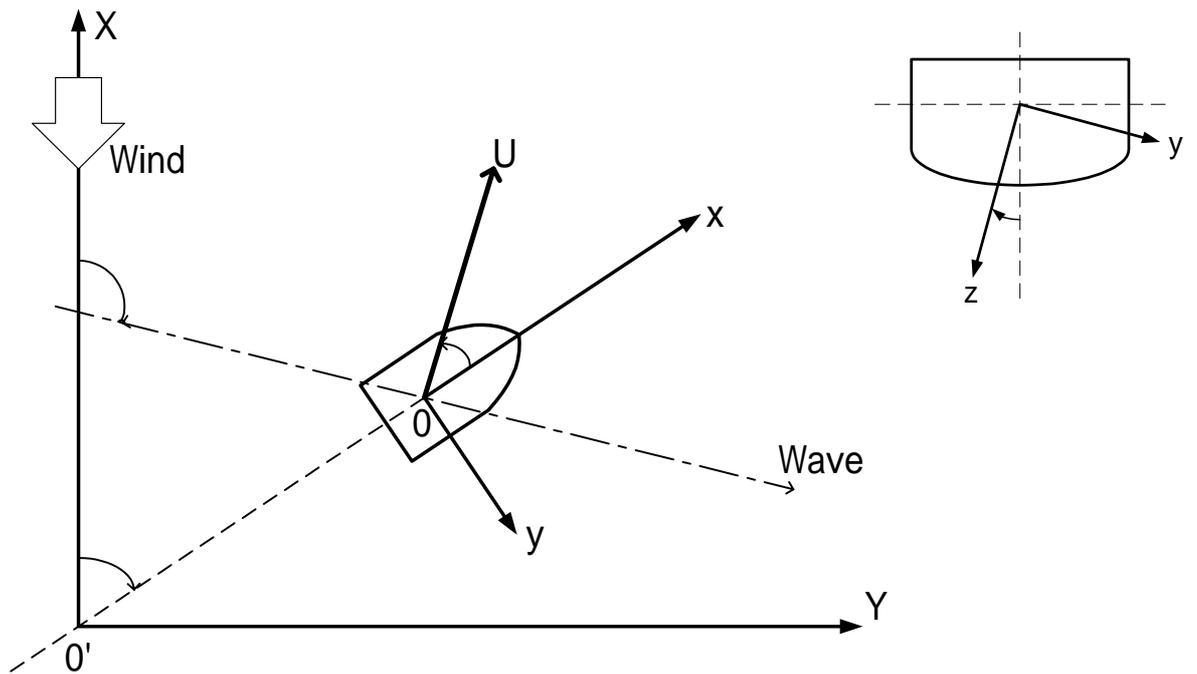


図 7.3.1 座標系

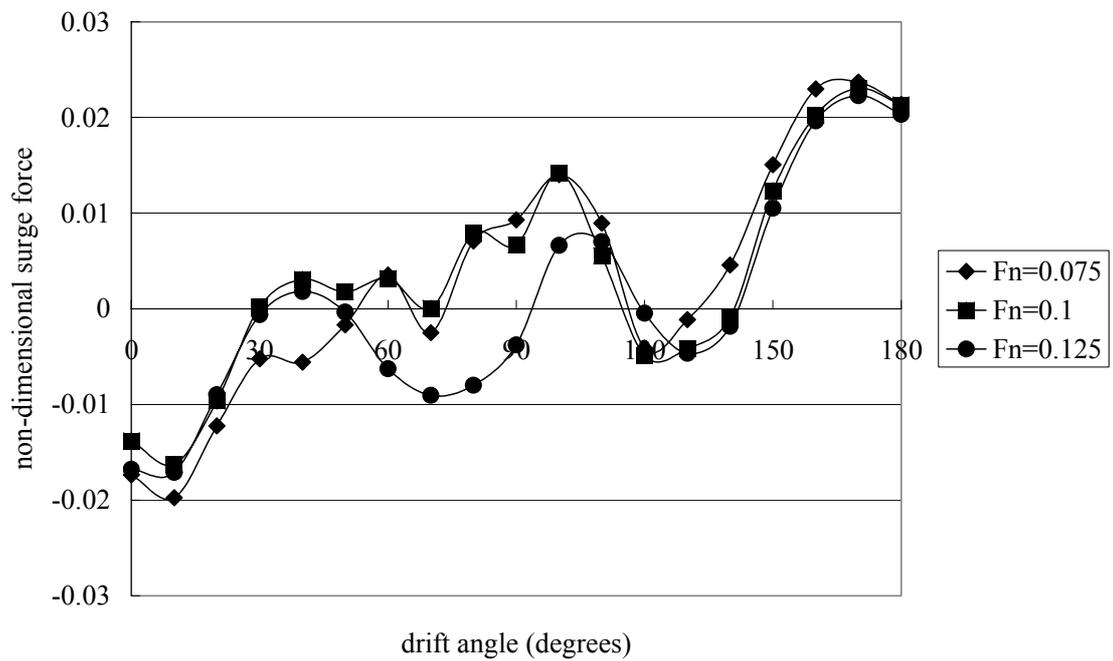


図 7.3.2 静水中漂流する船体に働く前後力の実験値

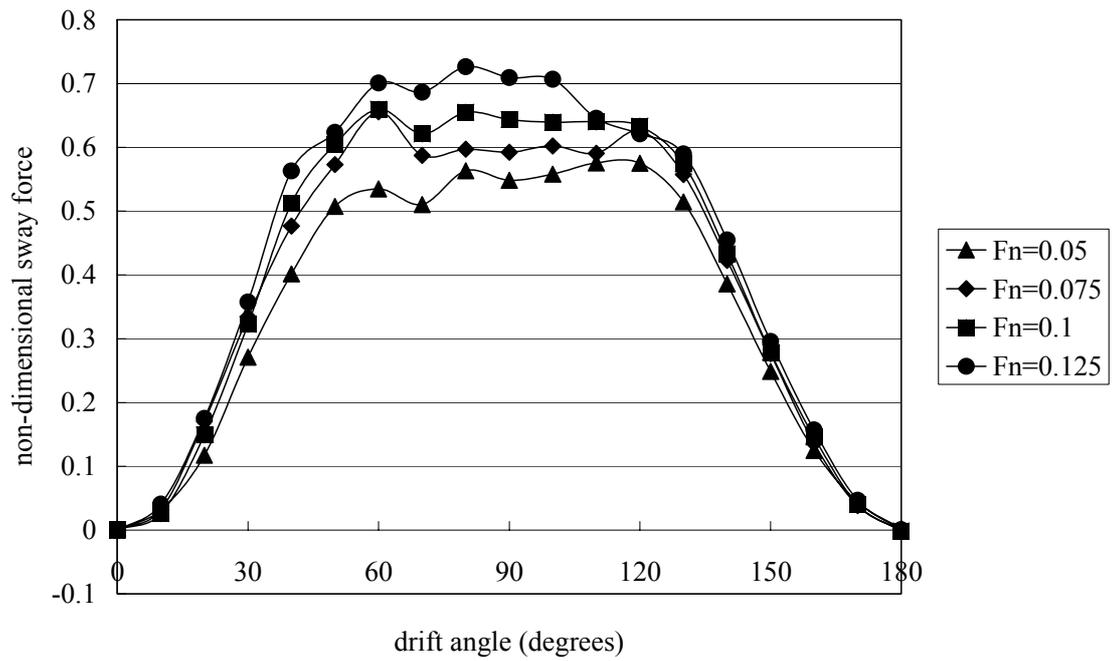


図 7.3.3 静水中漂流する船体に働く左右力の実験値

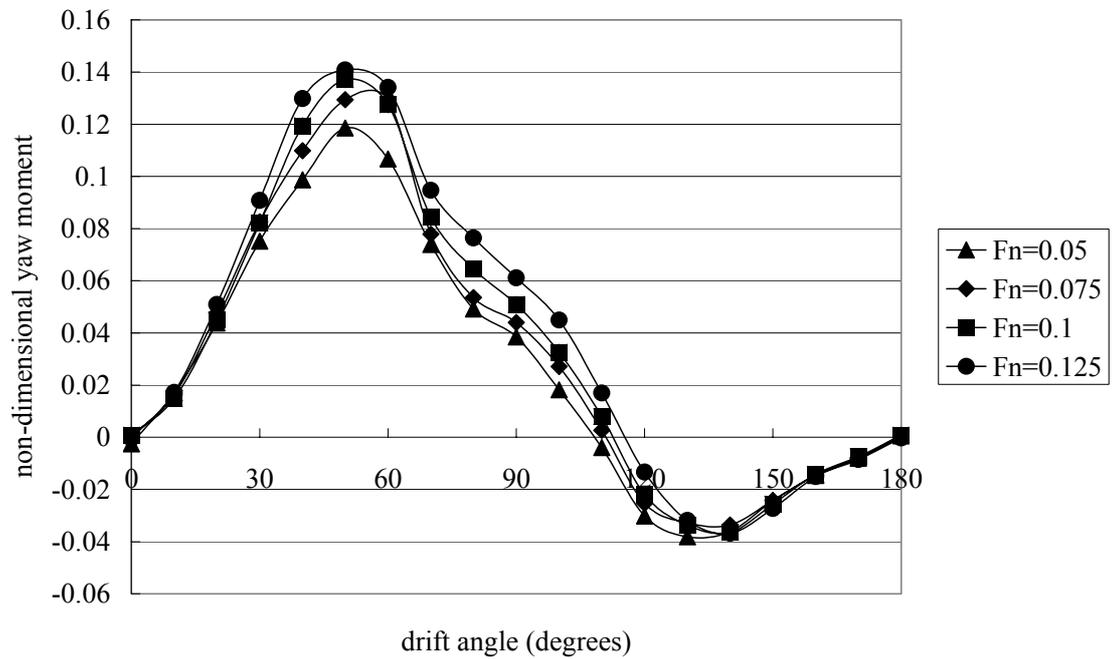


図 7.3.4 静水中漂流する船体に働く旋回モーメントの実験値 (重心まわり)

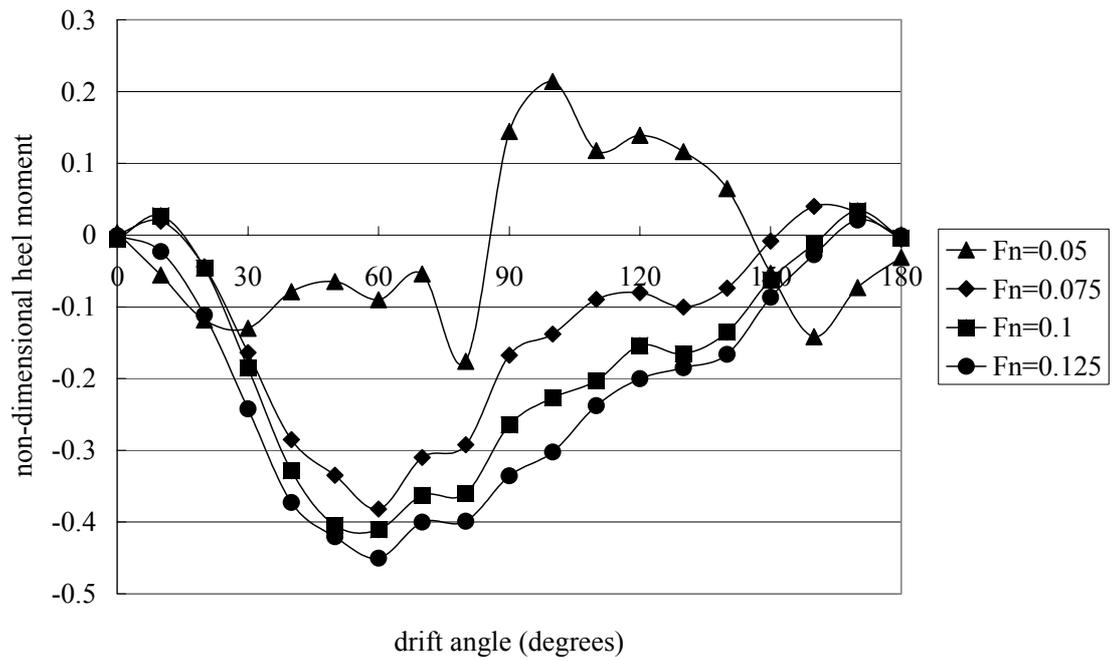


図 7.3.5 静水中漂流する船体に働く横傾斜モーメントの実験値（重心まわり）

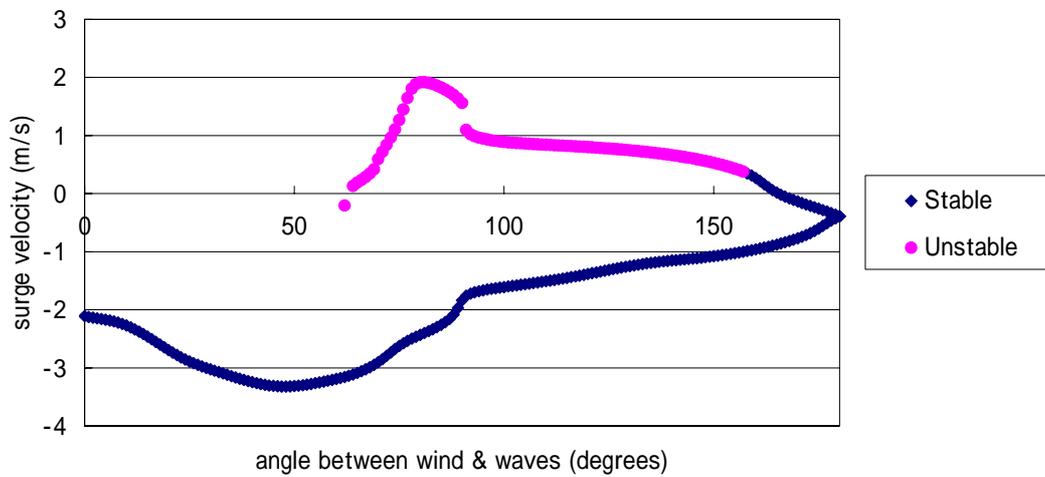


図 7.3.6 風波並存時の漂流状態での縦方向速度

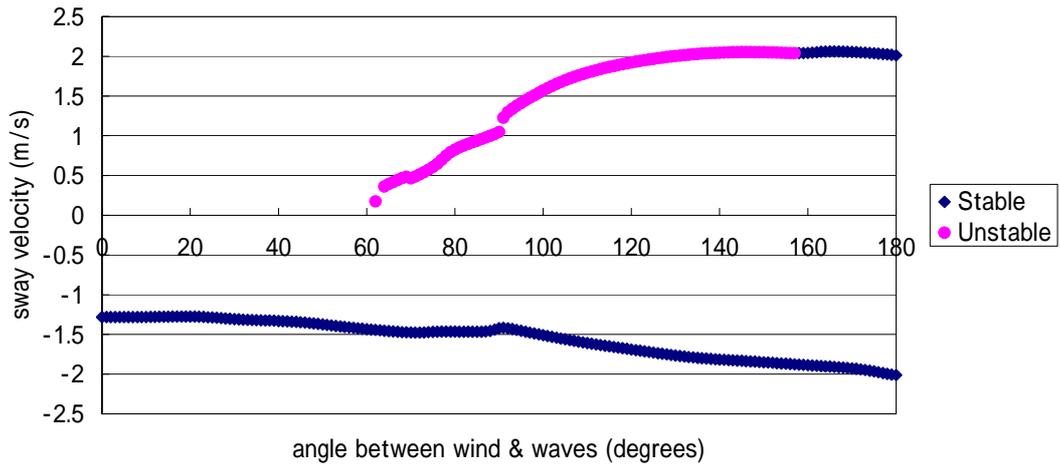


図 7.3.7 風波並存時の漂流状態での横方向速度

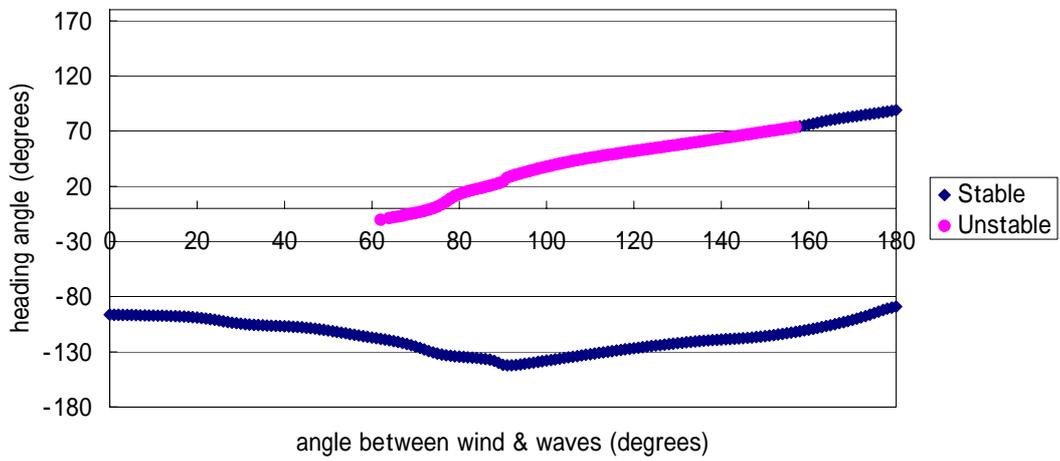


図 7.3.8 風波並存時の漂流状態での風向角

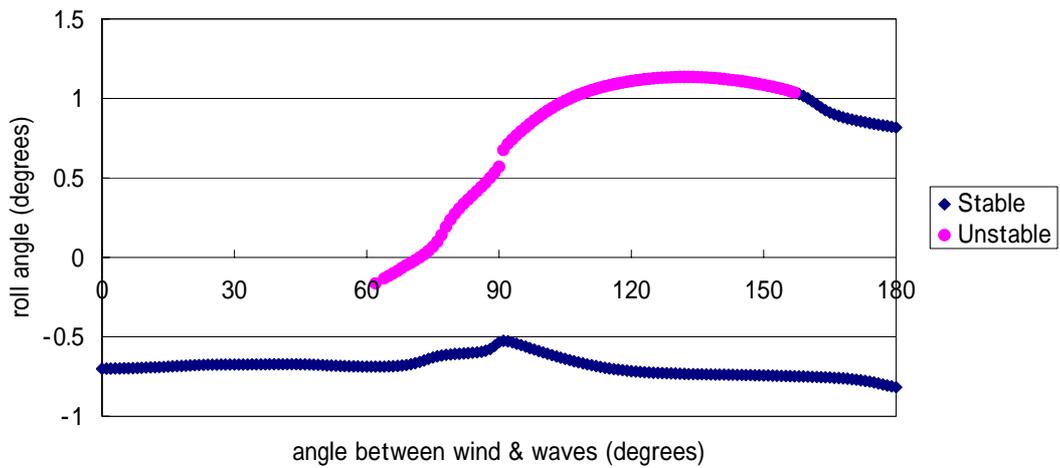


図 7.3.9 風波並存時の漂流状態での横傾斜角

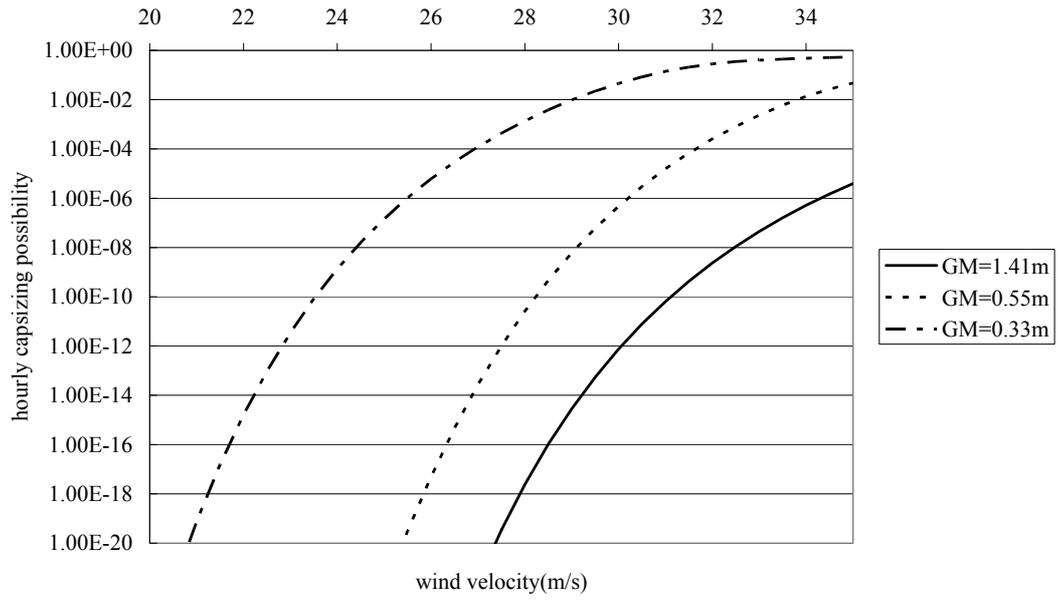


図 7.3.10 RoPax フェリーの横波横風中の 1 時間内の転覆確率

7.4 デッドシップ状態の復原性（その2）

IMO 非損傷時復原性基準の機能要件化に向けて、転覆リスクの評価法の精度向上が必要とされている。現在想定されている事故シナリオにはデッドシップやパラメトリック横揺れがある。横風横波中で漂流する船舶や縦波中でのパラメトリック横揺れを適切に評価する上で、波浪中定常流体力の推定が必要となる。機能要件化を視野に入れた安全基準の観点からは、計測に時間と費用を要する実験値を用いることだけでなく合理的な推定できることが望ましい。

このことを背景に、3次元影響及び船の前進速度影響を合理的に考慮して定常流体力の推定も可能な Enhanced Unified Theoryを用いた波浪中復原力変動（前後力、左右力、旋回モーメント）の推定を行った。これは、定常流体力の計算に必要な船体から遠方での波振幅関数（以下Kochin関数）をストリップ法で推定することは計算手法及び精度の面から必ずしも容易ではないと考えられるためである。また、上記の目的を達成する上で定常横揺れモーメントの評価も必要と考えられることから、柏木¹⁾の手法に基づき定常横揺れモーメントの推定法を開発した。これについては導出過程を示す。

7.4.1 波浪中定常流体力の推定について

波浪による定常流体力に関して、柏木は抵抗増加（定常前後力）だけでなく定常横力、定常回頭モーメントについてもKochin関数だけで計算出来る実用的な式を導いた²⁾。

図 7.4.1 に示すように、船速 U で移動する等速移動の座標系を定義する。ここで、 x 軸は船の進行方向を正、 z 軸は鉛直下向きを正、法線は船体の外向きを正とする。入射波の振幅を ζ_w 、円周波数を ω_0 、波数を k_0 とし、出会い角 χ は真追波を $\chi=0^\circ$ 、正面向波を $\chi=180^\circ$ と定義する。出会い周波数は $\omega=\omega_0 - k_0 U \cos \chi$ で与えられる。これにより、定常前後力、定常横力、定常回頭モーメントは以下のとおり表すことができる。

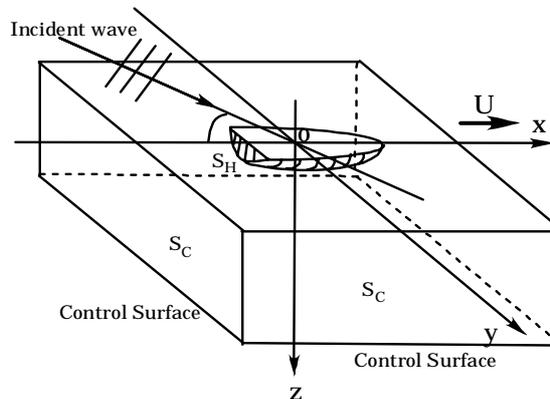


図 7.4.1 座標系

$$\begin{aligned} \frac{\bar{X}}{\rho g \zeta_w^2} \cong & \frac{1}{4\pi k_0} \left[-\int_{-\infty}^{k_1} + \int_{k_2}^{k_3} + \int_{k_4}^{\infty} \right] \frac{v}{\sqrt{v^2 - k^2}} \left\{ C(k)^2 + |S(k)|^2 \right\} dk \\ & - \frac{1}{2} \cos \chi \cdot \text{Im} [C(k_0 \cos \chi) + iS(k_0 \cos \chi)] \end{aligned} \quad (1)$$

$$\frac{\bar{Y}}{\rho g \zeta_w^2} \cong \frac{-1}{4\pi k_0} \left[-\int_{-\infty}^{k_1} + \int_{k_2}^{k_3} + \int_{k_4}^{\infty} \right] \nu \operatorname{Im} [C(k) \cdot S^*(k)] dk + \frac{1}{2} \sin \chi \cdot \operatorname{Im} [C(k_0 \cos \chi) + iS(k_0 \cos \chi)] \quad (2)$$

$$\frac{\bar{N}_Z}{\rho g \zeta_w^2} \cong \frac{1}{4\pi k_0} \left[-\int_{-\infty}^{k_1} + \int_{k_2}^{k_3} + \int_{k_4}^{\infty} \right] \nu \cdot \operatorname{Re} [C'(k) \cdot S^*(k) - C^*(k) \cdot S'(k)] dk - \frac{1}{2} \sin \chi \times \operatorname{Re} \left[\frac{1}{k_0} (\tau + \tau_0^2 \cos \chi) \{C(k_0 \cos \chi) + iS(k_0 \cos \chi)\} + C'(k_0 \cos \chi) + iS'(k_0 \cos \chi) \right] \quad (3)$$

また、 $C(k)$ 、 $S(k)$ はKochin関数 $H^\pm(k)$ のうち、船の左右対称成分と反対称成分をそれぞれ表す。 $C^*(k)$ 、 $S^*(k)$ はそれぞれ $C(k)$ 及び $S(k)$ の複素共役を表す。また、 $C'(k)$ 、 $S'(k)$ はそれぞれ $C(k)$ 及び $S(k)$ の k についての微分を表す。

$$H^\pm(k) = C(k) \pm i\varepsilon_k S(k)$$

$$C(k) = C_7(k) - \frac{\omega \omega_0}{g} \sum_{j=1}^6 \left(\frac{\xi_j}{\zeta_w} \right) C_j(k) \quad (4)$$

$$S(k) = S_7(k) - \frac{\omega \omega_0}{g} \sum_{j=1}^6 \left(\frac{\xi_j}{\zeta_w} \right) S_j(k)$$

ここで、

$$\left. \begin{aligned} k_1 \\ k_2 \end{aligned} \right\} = \frac{-g}{2U^2} (1 + 2\tau \pm \sqrt{1 + 4\tau})$$

$$\left. \begin{aligned} k_3 \\ k_4 \end{aligned} \right\} = \frac{g}{2U^2} (1 - 2\tau \mp \sqrt{1 - 4\tau}) \quad (5)$$

$$\tau = \frac{\omega U}{g}$$

$$\nu = \frac{(kU + \omega)^2}{g}$$

$H^\pm(k)$ はKochin関数で、船体の没水表面 S_H 上の非定常速度ポテンシャル ϕ から次式のとおり表すことができる。

$$\begin{aligned}
H^\pm(k) &= \left[H_7^\pm(k) - \frac{\omega\omega_0}{g} \sum_{j=1}^6 \frac{\xi_j}{\xi_w} H_j^\pm(k) \right] \\
&= \iint_{S_H} \left(\frac{\partial\phi}{\partial n} - \phi \frac{\partial}{\partial n} \right) e^{-\nu z + ikx \pm i\varepsilon_k y \sqrt{\nu^2 - k^2}} dS
\end{aligned} \tag{6}$$

$$\varepsilon_k = \text{sgn}(l+k\tau) = \begin{cases} -1 & -\infty < k < k_1 \\ 1 & k_2 < k < \infty \end{cases} \tag{7}$$

今年度、同じ手法を用いて定常横揺れモーメントの推定式を導いたので、この導出過程については以下に示す。

流体は、非粘性、非回転で速度ポテンシャル $\Phi(x,y,z;t)$ を以下のように表す。

$$\Phi = U[-x + \phi_s(x,y,z)] + \text{Re}[\phi_U(x,y,z)e^{i\omega t}] \tag{8}$$

$$\phi_U = \frac{g\xi_w}{i\omega_0} \{\phi_0(x,y,z) + \phi(x,y,z)\} \tag{9}$$

$$\phi_0 = e^{-k_0 z - ik_0 y \sin \chi} e^{ilx}, \quad l = -k_0 \cos \chi \tag{10}$$

$$\phi = \phi_7(x,y,z) - \frac{\omega\omega_0}{g} \sum_{j=1}^6 \left(\frac{\xi_j}{\xi_w} \right) \phi_j(x,y,z) \tag{11}$$

ここで、 ϕ_s は定常の攪乱ポテンシャル、 ϕ_0 は入射波の速度ポテンシャル、また非定常攪乱項のうち、 ϕ_7 は scattered ポテンシャル、 $\phi_j(j=1 \sim 6)$ は j モードの radiation ポテンシャルを表す。 ξ_j は j モードの複素振幅を表す。また、(8) 式の Re 及び後で用いる Im は複素数表示の実部と虚部をそれぞれ表す。

x 軸まわりの角運動量の保存則を考えると、定常横揺れモーメント N_x の時間平均は次式で表すことが出来る。

$$\bar{N}_x = -\overline{\iint_{S_c} \left[p(y \cdot n_z - z \cdot n_y) + \rho \left\{ y \frac{\partial \Phi}{\partial z} - z \frac{\partial \Phi}{\partial y} \right\} v_n \right]} dS \tag{12}$$

ここで $\overline{}$ は時間平均、 S_c は無限遠方に設定した Control Surface を表す。圧力 p 及び自由表面形状 ζ_w は、

$$p = -\rho \left[\frac{\partial \Phi}{\partial t} - U \frac{\partial \Phi}{\partial x} + \frac{1}{2} \nabla \Phi \nabla \Phi - gz \right] \tag{13}$$

$$\zeta_w = \frac{1}{g} \left(\frac{\partial \Phi}{\partial t} - U \frac{\partial \Phi}{\partial x} \right)_{z=0} = O(\Phi) \tag{14}$$

で表すことができるので、control surface 上での法線ベクトルと速度が、

$$n_z = 0, \quad n_y = 1, \quad v_n = \frac{\partial \Phi}{\partial y} \quad (15)$$

となることを用いると(12)式は、

$$\begin{aligned} \bar{N}_x = & \overline{-\rho \int_{\zeta_w}^{\infty} dz \int_{-\infty}^{\infty} z \left[\frac{\partial \Phi}{\partial t} - U \frac{\partial \Phi}{\partial x} + \frac{1}{2} \nabla \Phi \nabla \Phi - gz \right]_{-\infty}^{\infty} dx} \\ & \overline{-\rho \int_{\zeta_w}^{\infty} dz \int_{-\infty}^{\infty} \left[\left\{ y \frac{\partial \Phi}{\partial z} - z \frac{\partial \Phi}{\partial y} \right\} \frac{\partial \Phi}{\partial y} \right]_{-\infty}^{\infty} dx} \end{aligned} \quad (16)$$

と表すことができる。O(Φ^3)以上の高次項を省略して解析を進めると、非定常速度ポテンシャル ϕ_U を用いて次式のように表すことができる。

$$\begin{aligned} \bar{N}_x = & -\frac{1}{2} \rho \int_0^{\infty} dz \int_{-\infty}^{\infty} \left[\nabla \Phi \nabla \Phi \cdot z \right]_{-\infty}^{\infty} dx \\ & - \rho \int_0^{\infty} dz \int_{-\infty}^{\infty} \left[\left\{ y \frac{\partial \Phi}{\partial z} - z \frac{\partial \Phi}{\partial y} \right\} \frac{\partial \Phi}{\partial y} \right]_{-\infty}^{\infty} dx + O(\Phi^3) \\ \cong & -\frac{1}{4} \rho \cdot Re \int_0^{\infty} dz \times \\ & \int_{-\infty}^{\infty} \left[z \left\{ \left| \frac{\partial \phi_U}{\partial x} \right|^2 - \left| \frac{\partial \phi_U}{\partial y} \right|^2 + \left| \frac{\partial \phi_U}{\partial z} \right|^2 \right\} + 2y \frac{\partial \phi_U}{\partial y} \frac{\partial \phi_U^*}{\partial z} \right]_{-\infty}^{\infty} dx \end{aligned} \quad (17)$$

さらにフーリエ変換²⁾により(10)式をKochin関数で表すと定常横揺れモーメントは

$$\begin{aligned} \frac{\bar{N}_x}{\rho g \zeta_w^2} \cong & \frac{-1}{4\pi k_0} \left[\int_{-\infty}^{k_1} + \int_{k_2}^{k_3} + \int_{k_4}^{\infty} \right] \frac{k^2}{2(v^2 - k^2)} \cdot Im[C(k) \cdot S^*(k)] dk \\ & - \frac{1}{2\pi k_0} Re \left[iH^+(k_0 \cos \chi) \frac{\cos^2 \chi}{\sin \chi} \right] \end{aligned} \quad (18)$$

と表すことができる。

$\tau > 1/4$ では(18)式の k_3 、 k_4 は複素数となるため(18)式の k に関する積分範囲は $k_3=k_4$ として連続するものとして扱う。(18)式の第1項は左右対称成分と反対称成分の干渉項を表す。第2項は入射波と船体による攪乱との干渉に起因する項を表す。これらの項は、正面向波あるいは真追波を航行する左右対称な船舶ではゼロとなる。しかしながら、パラメトリック横揺れやデッドシップ状態で横風横波中を漂流する船舶のように必ずしも縦運動と横運動の連成を無視できない場合にはゼロにはならない。

7.4.2 RoPAX フェリーの定常流体力

7.3 章でデッドシップ状態のRoPaxフェリー（長さ 170m）の漂流姿勢の評価に用いた波漂流力（前後方向、左右方向、旋回方向）は本手法で計算したので結果を以下に示す。ここで流体力のうち、ラディエーション流体力についてはラプラス方程式を支配方程式とする 2 次元流場について積分方程式法で求めた。ディフラクション流体力についてはヘルムホルツ方程式を支配方程式とする 2 次元流場について積分方程式法で求めた。これらは、どちらも大松の方法³⁾を用いることでイレギュラー周波数を除去しており、全ての周波数に対してロバストに計算している。漂流力（前後力、左右力、回頭モーメント）は前節に示した方法で計算したKotin関数から計算した。図 7.4.2 及び図 7.4.3 に横波中での周波数応答関数を示す。横揺の周波数応答関数については 6.1 章で示した（独）海上技術安全研究所での実験結果（波傾斜 1/60）も示す。計算した横揺振幅は、波高の低い場合の実験値と良く一致しており、Kotin関数の入力である船体運動が合理的に推定できていることを確認した。

図 7.4.4 から図 7.4.6 に船速なしの場合の定常流体力（前後方向、左右方向、旋回方向）の計算結果を示す。出会い方位と波周期は以下の条件を想定した。

出会い方位：60 度、75 度、90 度（横波）、105 度、120 度の 5 状態

波周期(T_w)：10 状態

横揺れ固有周期(T_{roll})との比(T_w/T_{roll})0.6, 0.7, 0.8, 0.9, 0.95, 0.975, 1.0, 1.05, 1.2, 1.3（波長船長比 λ/L では 1.06, 1.44, 1.88, 2.38, 2.65, 2.80, 2.94, 3.24, 4.24, 4.97 に相当）

7.4.3 まとめ

デッドシップ状態の船舶の漂流姿勢の評価に用いる波漂流力(前後力、左右力、旋回モーメント)を Enhanced Unified Theory を用いて計算した。周波数応答関数の比較から、Kotin 関数の入力である船体運動が合理的に推定できていることを確認した。また、定常横揺れモーメントについて、抵抗増加や定常横力と同様に Kochin 関数を用いて計算できる式を導いた。こちらについては、今後さらに検証を行いデッドシップ状態の船舶の漂流姿勢の評価やパラメトリック横揺れの解析に活用させる予定である。

<参考文献>

- 1) M. Kashiwagi : Calculation Formulas for the Wave-Induced Steady Horizontal Force and Yaw Moment on a Ship with Forward Speed, Report of Research Institute of Applied Mechanics, Kyushu University, Vol.37, No.107, 1991, pp.1 ~ 18.
- 2) 柏木正、大楠丹: 波浪による定常流体力に関する研究,日本造船学会論文集, 第 173 号、1993, pp.185 ~ 194.
- 3) Ohmatsu, S.: On the irregular frequencies in the theory of oscillating bodies in a free surface, Papers of Ship Research Institute Vol.48, 1975.

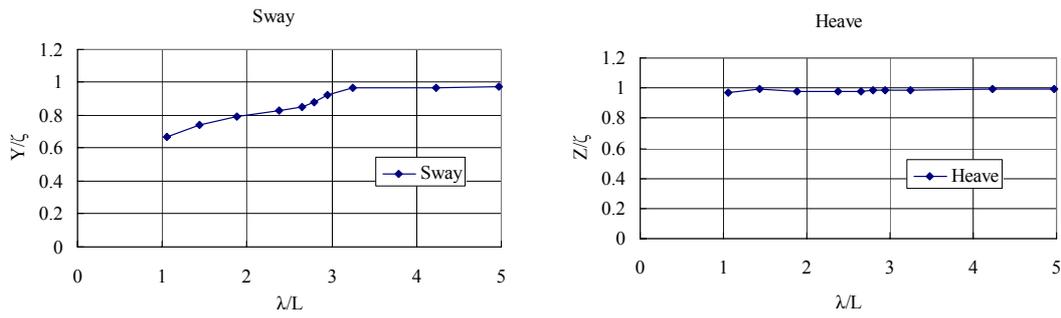


図 7.4.2 左右揺と上下揺の周波数応答関数 (Ro - Pax フェリー、船速なし、横波 ($\chi=90^\circ$))

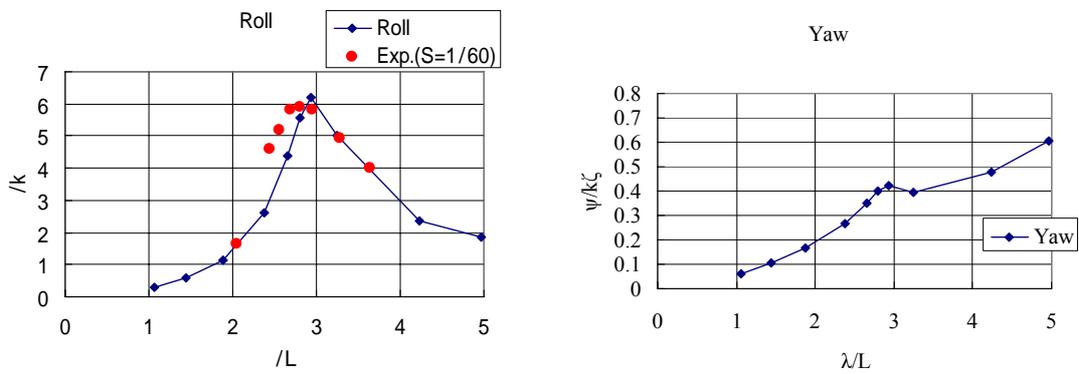


図 7.4.3 左右揺と上下揺の周波数応答関数 (Ro - Pax フェリー、船速なし、横波 ($\chi=90^\circ$))

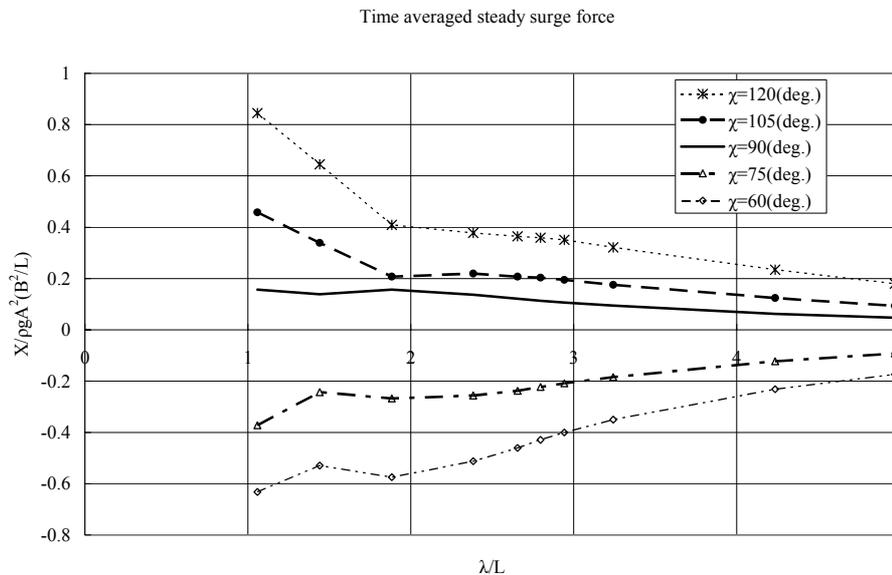


図 7.4.4 Ro - Pax フェリーの波浪中定常流体力 (前後方向、船速なし)

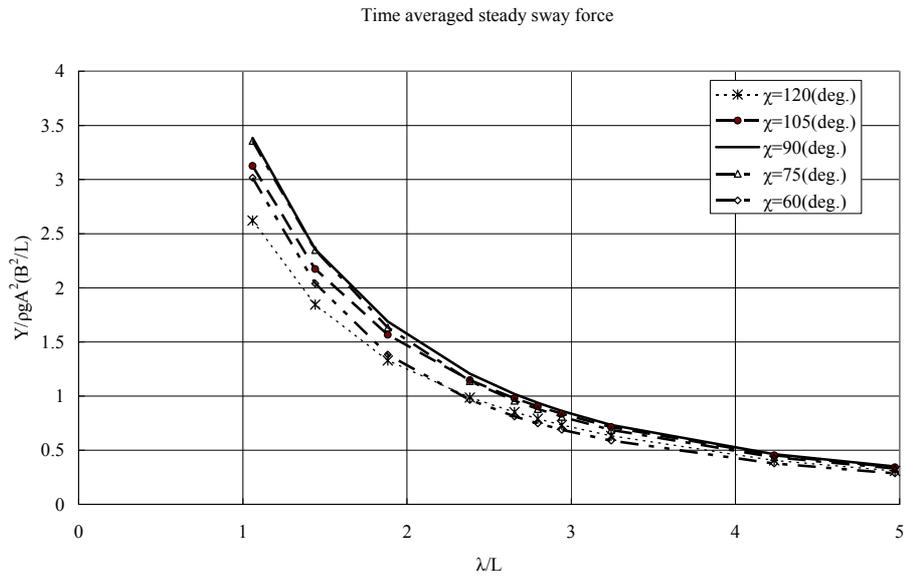


図 7.4.5 Ro - Pax フェリーの波浪中定常流体力（横方向、船速なし）

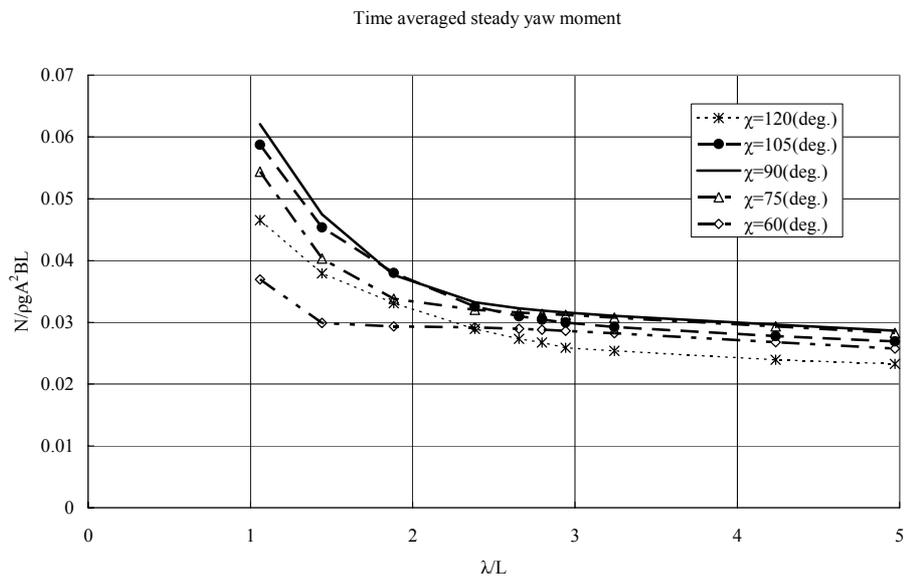


図 7.4.6 Ro - Pax フェリーの波浪中定常流体力（旋回方向、船速なし）

7.5 デッドシップ状態の復原性（その3）

7.5.1 はじめに

近年、5000名以上の乗客乗員が乗る10万総トンを超える巨大クルーズ客船が続々と建造され、世界中で就航している。このような大型客船は、従来の客船に比べ、上部構造物が大きく、固有周期が長く、船幅に比べて喫水が浅い等の特徴がある。こうした大型でたくさんの人を乗せる客船の安全性を担保するために、その安全性について調査検討する必要性が国際海事機関(IMO)の場において提起され、その一環として各国で非損傷時復原性、損傷時復原性の分野の研究が積極的に進められている¹⁾。

7.5章では、前述のような特徴を持つ巨大客船を対象として、まず、横波中での非損傷状態における横揺れ特性について実験により調査した。その結果、これまで横波中については国内および国際的復原性規則等においても同調横揺れ時の危険性のみが検討対象となっていたが²⁾、こうした巨大客船に最近採用されている典型的な船型において、横揺れ減衰力が十分でない場合に、横揺れ固有周期の約半分の波周期において発生するパラメトリック横揺れが非常に大きな振幅にまで発達して、船の安全性を脅かす可能性があることを実験的に確認することができた。また、パラメトリック横揺れの発生に及ぼす波高および横揺れ減衰力の影響について得られたいくつかの知見についても報告する。さらに、この種の船型の横揺れ減衰力推定法に関する検討および操縦不能状態における最終漂流状態に関する実験的調査を行った結果について報告する。

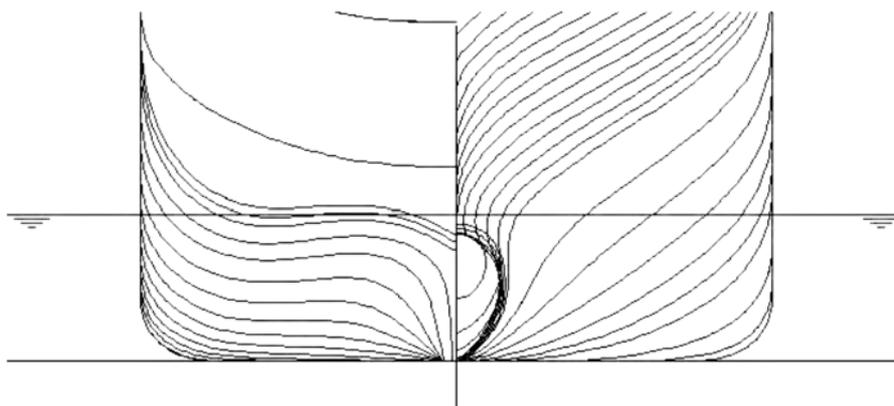


図 7.5.1 Body plan of the ship.

表 7.5.1 Principle particulars of the full-scale ship and its scale model.

	Full Scale	Model
Scale	1/1	1/125.32
L_{OA}	290 m	2.200 m
L_{PP}	242.24 m	1.933 m
Breadth	36 m	0.287 m
Draft	8.4 m	0.067 m
Displacement	53010 ton	26.98 kg
GM	1.579 m	0.0126 m
T_S	23 sec	2.05 sec
Bilge keel : width	1.1 m	0.0088 m
Bilge keel : location	s.s.3.0 - 5.0, s.s.5.25 - 6.0	

7.5.2 対象船

供試模型は、IMOにおける巨大客船の損傷時復原性に関する検討のために、イタリアのフィンカンティエリ造船所が試設計した、架空の 11 万総トン級大型クルーズ客船の 1/125 縮尺模型¹⁾である。その正面線図および主要目を図 7.5.1 および表 7.5.1 に示す。

この船の船型上の大きな特徴は、図 7.5.1 の正面線図から分かるように、船尾がバトックフロー船型となっており、船尾船底が浅く平らであること、船首に比較的大きなフレアがあることである。また、横揺れ固有周期が、実船で 23 秒と比較的長いことも特徴の一つと言える。

7.5.3 横波中での横揺れ特性について

7.5.3.1 実験方法

模型船の上下揺れ、縦揺れ、横揺れ、左右揺れおよび横漂流を自由にした状態で規則横波をあて、そのときの運動の計測を行った。また、同時に水槽内に固定されたサーボ式波高計により、入射波の計測も行った。実験状態を表 7.5.2 に示す。本供試船は、前後に 2 分割されたビルジキールを持っている。表 7.5.2 に示すように、実験では、ビルジキールなし(without)およびビルジキール付(full)に加え、前方ビルジキールのみの場合(front)、後方ビルジキールのみの場合(aft)についても運動の計測を行い、運動に及ぼす横揺れ減衰力の影響も調査した。

表 7.5.2 Measured conditions.

	Full scale	Model
wave period	6.7 – 24.6 sec	0.6 – 2.2 sec
wave length	70 – 944 m	0.56 – 7.55 m
wave height	1.25 – 10 m	0.01 – 0.08 m
Bilge keel	without , full (front + aft) front : s.s. 5.25 – 6.0 aft : s.s. 3.0 – 5.0	

7.5.3.2 裸殻状態での大振幅横揺れ

ビルジキールのない裸殻状態において、波高一定の条件下において、波周期を系統的に変化させた規則横波を当てて船体運動を計測した。横揺れ応答(RAO)結果を有次元値および無次元値で整理した結果を図 7.5.2 および図 7.5.3 に示す。図 7.5.2 に示す結果から、波高 0.04m の結果において、横揺れ固有周期である 2.05 秒 (実船で 23 秒) 付近での同調横揺れ (約 7 度) よりもはるかに大きい、27 度に達する大振幅横揺れが、横揺れ固有周期の半分程度よりも若干短い波周期域 (約 0.8 秒) において発生していることが判る。また、この大振幅横揺れの振幅が波高の減少と共に減少し、波高が 0.03m (実船で 3.8m) 以下においてはほとんど現れないことも、この実験結果から確認できる。

同じ結果を波傾斜に対する横揺れ角として無次元化したのが図 7.5.3 である。無次元化すると、同調横揺れ時の方がそのピークが高くなっており、波傾斜に対する相対角度としては、この大振幅横揺れが同調時よりも必ずしも大きいわけではないことが確認できる。

こうした固有周期の 1/2 付近で横揺れが大きくなる現象については、古くからパラメトリック横揺れとして知られているが³⁾⁴⁾、このような大振幅にまで発達する事例はまれで⁵⁾⁶⁾、バトックフロー船型を持つ現代的な船型に特有な特性と考えられる。特に、巨大客船のように横揺れ固有周期が長く、その半分の周期

である 10 秒前後の周波数域においては、海洋波のエネルギーが大きく、その領域において大振幅横揺れの可能性があることは、この種の船舶の安全性を考える上で重要となる。

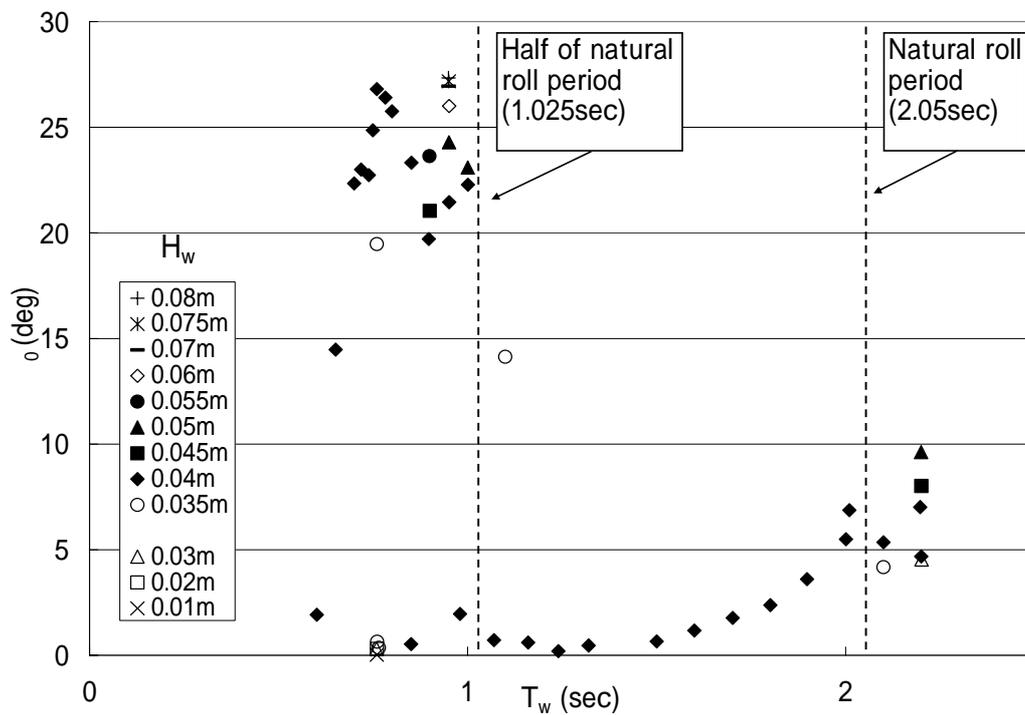


図 7.5.2 Measured roll amplitude for naked hull in regular beam waves.

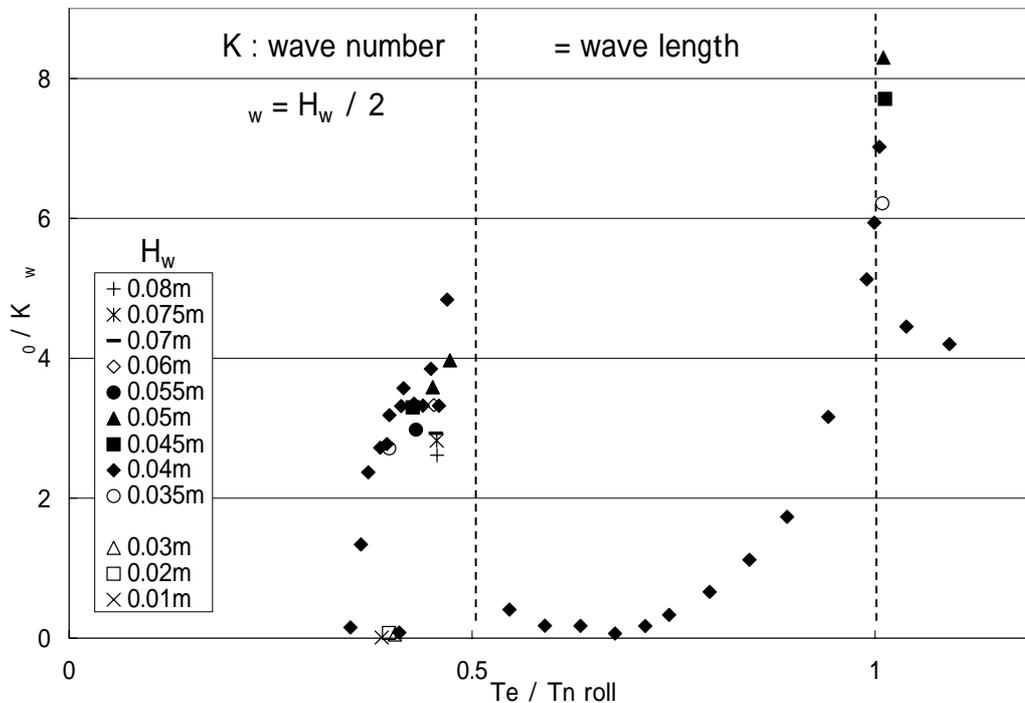


図 7.5.3 Non-dimensional roll amplitude for naked hull calculated by the same measured data shown in 図 7.5.2.

7.5.3.3 時系列データの検討

前節に指摘した大振幅横揺れが、パラメトリック横揺れであることを検証するために、まず時系列データについての検討を行った。図 7.5.4 に、入射波の周期が横揺れ固有周期付近における、横揺れ同調時の時系列データを示す。上下揺れ、横揺れ共に入射波と同じ周期で変動しており、縦揺れはほとんど発生していない。次に、入射波周期が横揺れ固有周期の半分よりも若干短い 0.76 秒で、大振幅の横揺れが発現した場合の時系列データを図 7.5.5 に示す。上下揺れは、入射波周期とほぼ同じ周期で運動しているが、縦揺れの波形はかなり乱れており、横揺れは時間と共に増加し、最終的には 25 ~ 27 度程度の振幅の定常状態に達している。この時の横揺れの周期は、入射波の 2 倍に近く、かつ横揺れ固有周期に近いが若干短くなっている。図 7.5.6 および図 7.5.7 には、図 7.5.5 に示す大振幅横揺れのピーク発生周期よりも短周期での時系列データの例を示す。図 7.5.6 の記録から、横揺れ振幅は小さいが、その周期は入射波周期よりはるかに長いことが分かる。図 7.5.7 に示す記録は、図 7.5.5 と図 7.5.6 との間の周期におけるもので、入射波のほぼ 2 倍周期の横揺れが明瞭に発現している。図 7.5.8 には、図 7.5.5 に示す実験より長周期域で横揺れ振幅が非常に小さい周期での結果を示す。同図からわかるように、横揺れ振幅は非常に小さいものの、その周期は入射波周期の 2 倍近くになっており、パラメトリック横揺れが発現している可能性があるものと思われる。

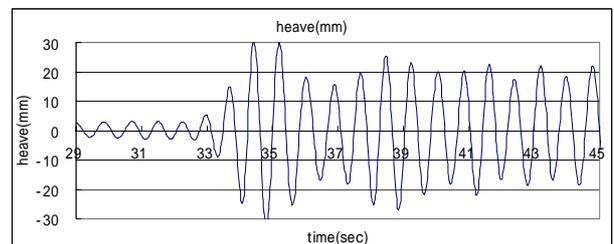
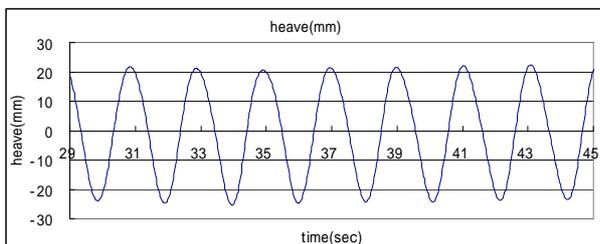
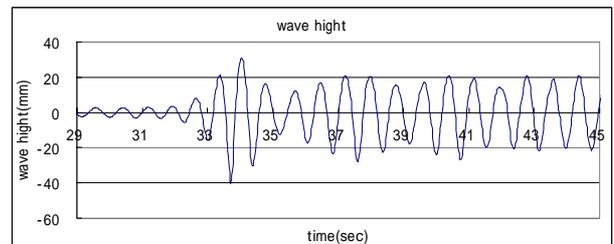
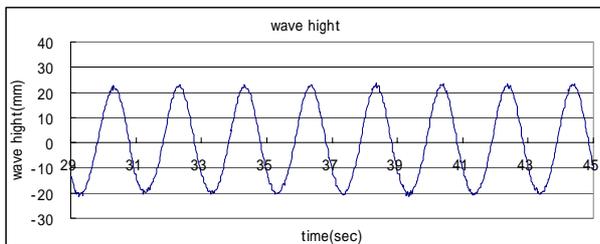
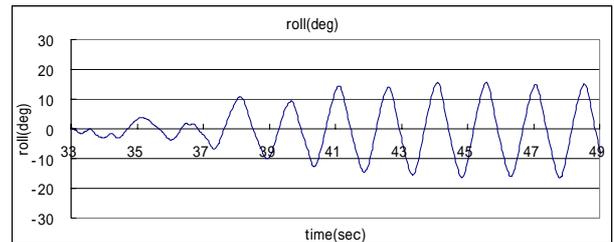
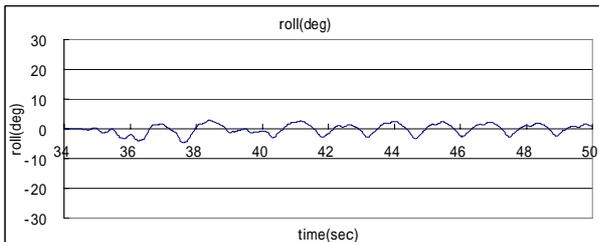
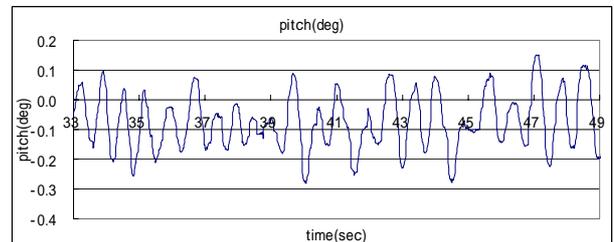
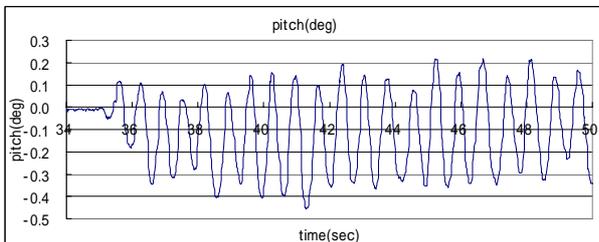
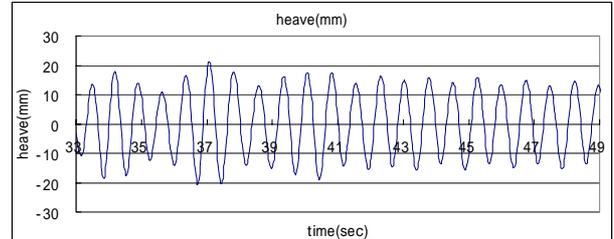
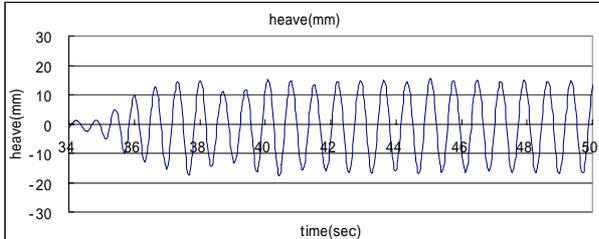
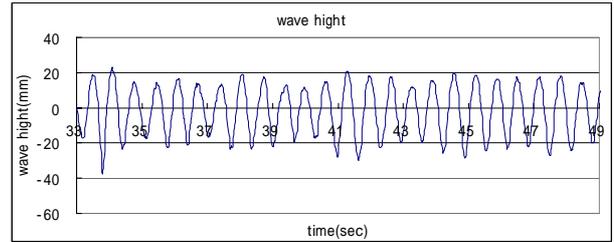
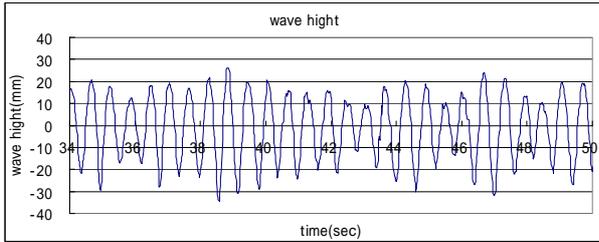


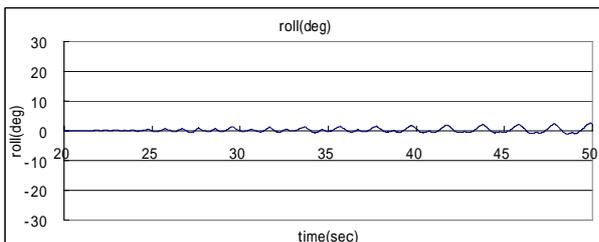
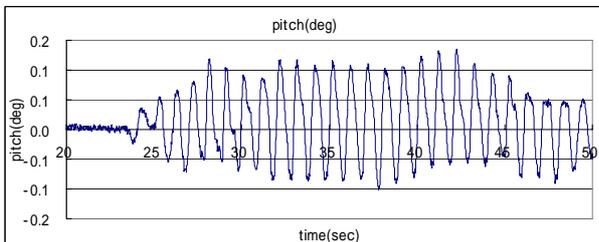
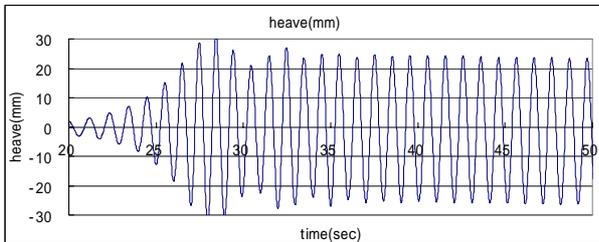
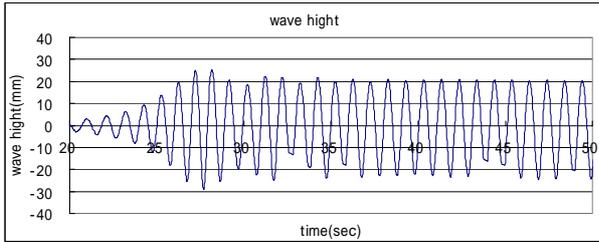
図 7.5.4 Time histories of measured data for naked hull at roll resonance condition ; $H_w=0.04\text{m}$ and $T_w=2.01\text{sec}$.

図 7.5.5 Time histories of measured data for naked hull at case of max. roll motion ; $H_w=0.04\text{m}$ and $T_w=0.76\text{sec}$.



☒ 7.5.6 Time histories of measured data for naked hull at $H_w=0.04\text{m}$ and $T_w=0.60\text{sec}$.

☒ 7.5.7 Time histories of measured data for naked hull at $H_w=0.04\text{m}$ and $T_w=0.65\text{sec}$.



☒ 7.5.8 Time histories of measured data for naked hull at $H_w=0.04\text{m}$ and $T_w=0.98\text{sec}$.

7.5.3.4 周波数特性

ここでは、全ての運動計測結果から運動周波数特性を解析した結果について述べる。

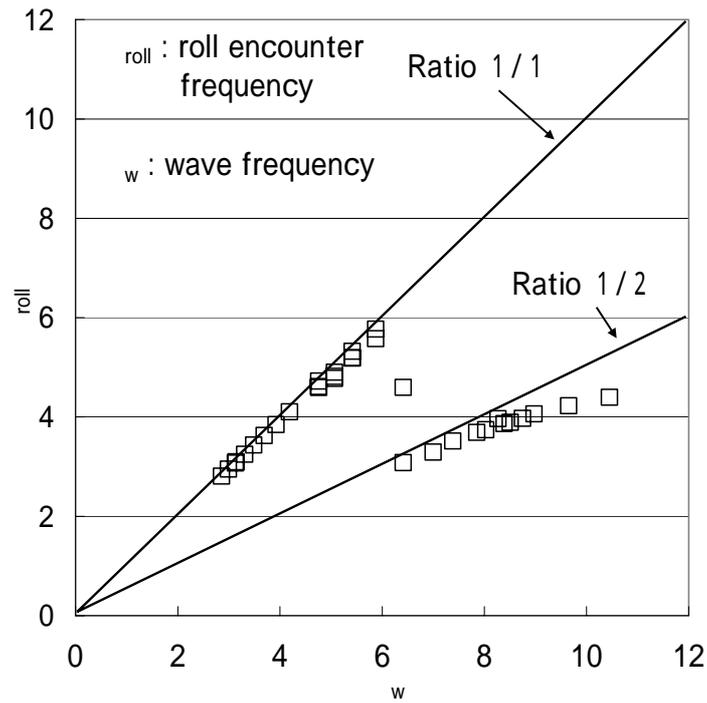
図 7.5.9 には、計測された横揺れ周波数と、水槽固定の波高計で計測された入射波周波数の比較を示す。この図から円周波数が 6 付近で、横揺れ周波数が急変しており、これより低周波数域では波周波数と一致し、高周波数域では波周波数のほぼ 1/2 に近い周波数での横揺れとなっており、円周波数が 6 以上の高周波数域での横揺れがパラメトリック横揺れである可能性を示唆している。しかし、この結果を詳細に見ると、高周波数になるほど 1/2 の関係から次第に外れていく傾向が見られる。

この原因を調べるために、出会い周波数の変化について調べてみた。図 7.5.10 は、上下揺れの周波数と入射波周波数を比較した図である。同図から、上下揺れの周波数は高周波数域において入射波周波数より短くなっており、これは波による船体の横漂流の影響と考えられる。このような比較的高い波の中で、高周波数域においては、横漂流が急増し、横揺れ等の横運動に与える影響が大きいことが、黒田らによって指摘されており⁷⁾、今回の実験でも最大 10%程度の周波数減少が見られる。

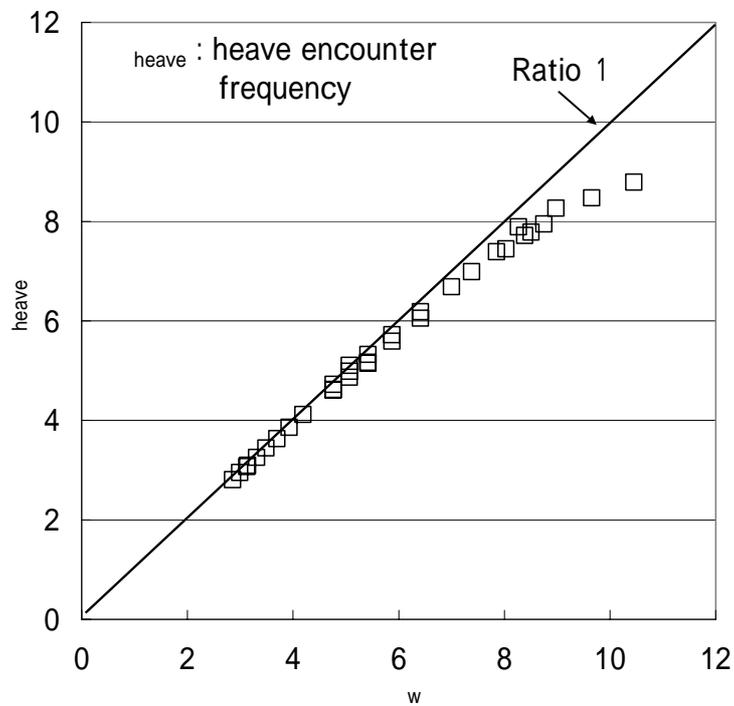
この横漂流による出会い周期の変化を考慮に入れた上での横揺れの周波数特性を明らかにするために、図 7.5.11 では上下揺れの周波数と、横揺れの周波数との比較を行なった。このように実験値をプロットすると、横揺れおよび上下揺れのいずれも出会い周波数となっており、特に上下揺れの周波数は、入射波の出会い周波数と考えてもよい。この図から、横揺れ周波数が急変する 6 以下の周波数では、横揺れは上下揺れ周波数と一致しており、この周波数より高周波数域においては横揺れ周波数は波の出会い周波数のちょうど半分になっており、従来からパラメトリック横揺れで見られる特性と一致していることが確認できた。

次に、高周波数域(ここでは横揺れ固有周波数の 2 倍前後の周波数域を指す)における横揺れ運動の周期と、横揺れ固有周期との関係について調べた結果について述べる。図 7.5.12 には、横軸に入射波の出会い周期(ここでは上下揺れの周期で代用)を横揺れ固有周期で割った値をとって、 $H_w=0.04\text{m}$ の時の横揺れ振幅をまとめた結果を示す。短い周期域での横揺れは、横揺れ固有周期の 1/2 よりも 16%近く小さい周期でピークを持っている。

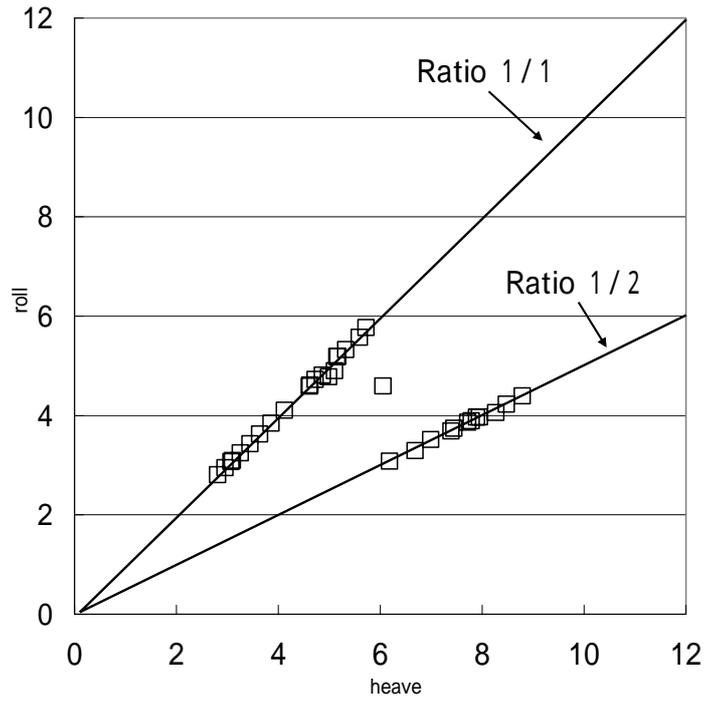
この原因を調べるために、復原力曲線の非線形性について調査を行った。図 7.5.13 に模型船の復原力曲線を示す。また同図中には $GM \cdot \varphi$ の値も実線で示している。横傾斜角が 5 度程度以下の小さな範囲では復原力曲線はほぼ直線であるが、横傾斜角が大きくなるに従い非線形性が強くなり、前述の実験で現れた最大横揺れ振幅である 27 度付近では、線形の $GM \cdot \varphi$ の値に比べて 16%程度大きな値となることがわかる。このことは、大振幅横揺れ発生時に、復原力曲線の非線形性により横揺れ固有周波数が約 8%余り大きくなることを示しているが、定量的には実験値における差異を説明できない。この点については、さらに詳細な調査が必要と考えられる。



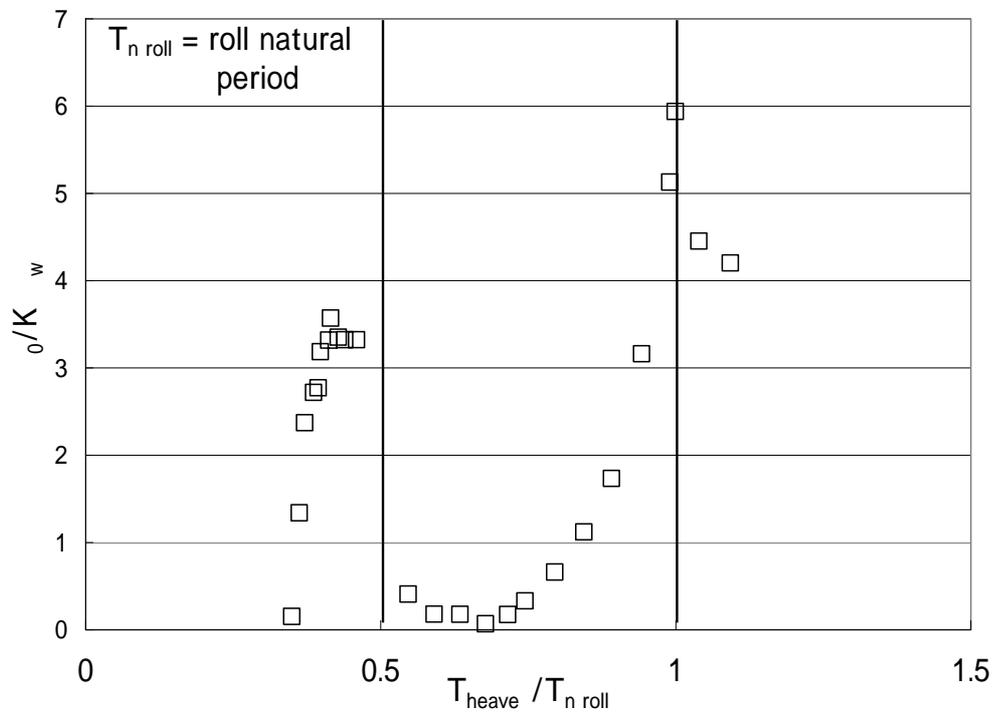
☒ 7.5.9 Comparison between measured roll frequency and wave frequency obtained by wave meter fixed in tank.



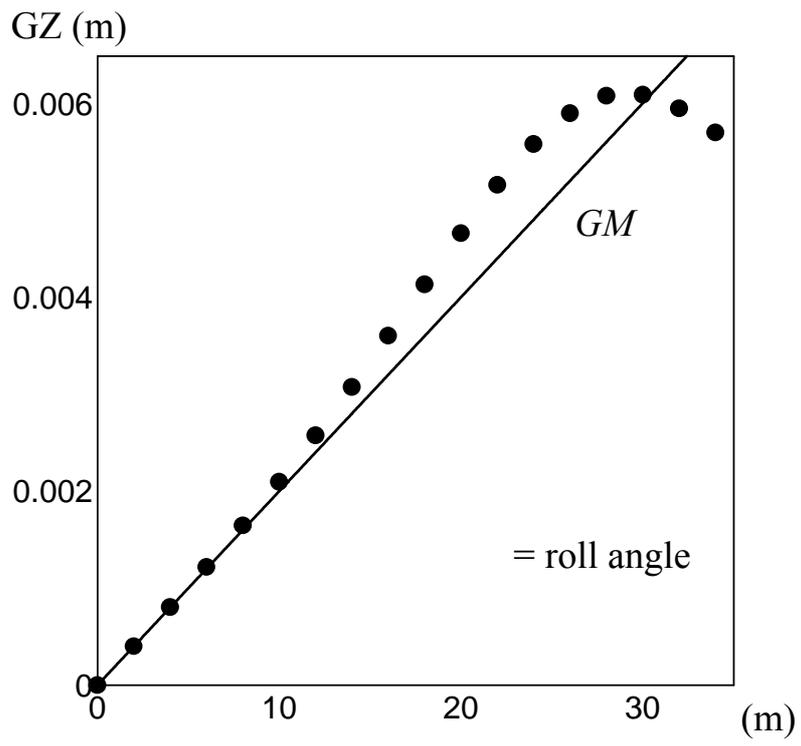
☒ 7.5.10 Comparison between heaving encounter frequency and incident wave frequency of wave height of 0.04m.



☒ 7.5.11 Comparison between measured encounter frequencies of heaving and rolling motions.



☒ 7.5.12 Re-plotting of non-dimensional roll amplitudes for naked hull in beam regular waves of 0.04m wave height.



☒ 7.5.13 GZ-curve of the model in calm water.

7.5.3.5 パラメトリック横揺れに及ぼすビルジキールの影響

本実験で計測されたパラメトリック横揺れが、横波による時間的な復原力変動によって引き起こされたものであるとすると、その発生は波浪中復原力変動振幅と共に、横揺れ減衰力にも影響を受ける。そこで、本実験では横揺れ減衰力の大きさを变化させた時の実験を実施し、パラメトリック横揺れ発生の有無およびその振幅を調査した。横揺れ減衰力の大きさを变化させる方法としては、ビルジキールの長さ（船体後方の短いビルジキールのみ、船体前方の長いビルジキールのみ、両方のビルジキール）を变化させた。

図 7.5.14 に横揺れ振幅の結果を示す。まず 3 種類のビルジキールをそれぞれ付けた状態での横揺れ同調時 ($T_{heave} / T_{n\ roll} = 1$) の横揺れ振幅を、裸殻での結果と比較すると、全ビルジキール、長い方のビルジキールのみ、短い方のビルジキールのみを付けた場合で、それぞれ約 50%, 35%, 22%程度横揺れ振幅が減少しており、横揺れ減衰力はそれぞれの状態で裸殻状態に比べ約 2 倍、1.5 倍、1.3 倍に増加しているものと考えられる。

次に、パラメトリック横揺れの発生の有無を見ると、 $T_{heave} / T_{n\ roll}$ が 0.4 付近の横揺れは減衰力の増加とともに小さくなり、減衰力が裸殻状態に比べ約 1.5 倍となる長いビルジキールのみを取り付けた状態ではパラメトリック横揺れは発生しなくなる結果が得られた。

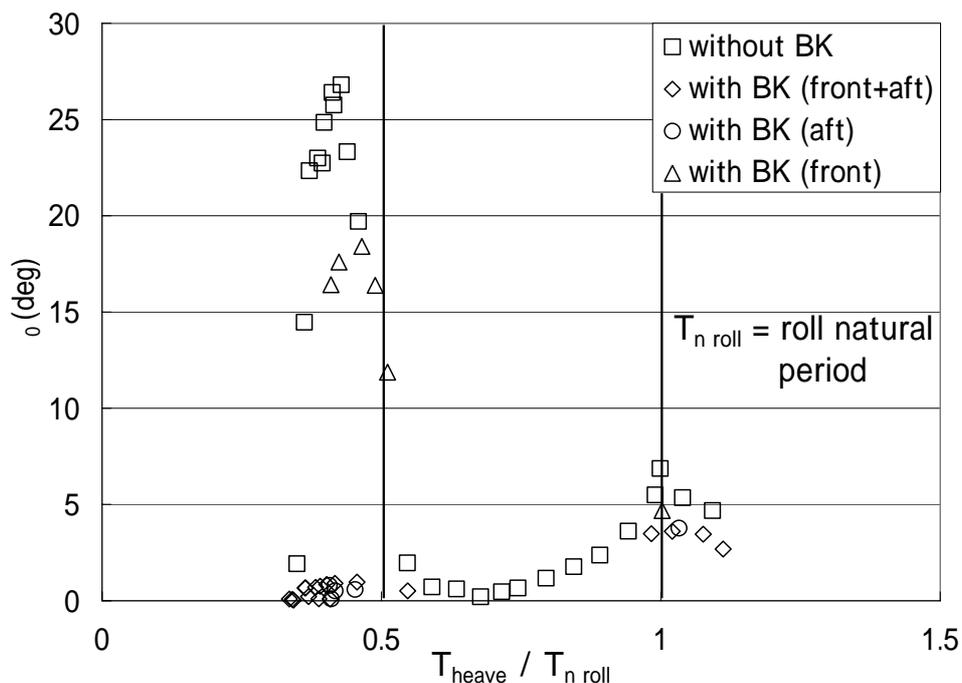


図 7.5.14 Measured rolling amplitudes for hulls with different bilge keel length in beam waves of 0.04m wave height.

7.5.3.6 横波中の復原力変動

周知のとおりパラメトリック横揺れは、波浪によって復原力が時間的に変動することが原因で発生する。そこで本研究で用いた巨大客船の横波中での復原力変動の計算を行った。

図 7.5.15 に、パラメトリック横揺れが発生した波浪条件下における横復原力変動の計算結果を示す。同計算においては、上下揺れおよび縦揺れは、波長が船幅に比べて十分に大きいので($\lambda/B=3.14$)、準静的に釣り合っていると仮定し、フルードクリロフの仮定に基づいて各傾斜角に対する復原力を計算している。同図から、船体が入射波の山に位置する場合と谷に位置する場合とで、復原力が大きく変動していることがわかる。また図 7.5.16 には、同横波中における水線面の変動を図示した。この図から、図 7.5.15 に示す横波中の復原力変動が、平らな船尾形状と、大きな船首フレアによるものであることが理解できる。

以上の結果からも、本実験で計測された大振幅横揺れは、船体と入射波との相対位置により、横揺れ固有周期の半分の周期で時々刻々と復原力が変動することによるパラメトリック横揺れであることの確証が得られたものと考えられる。

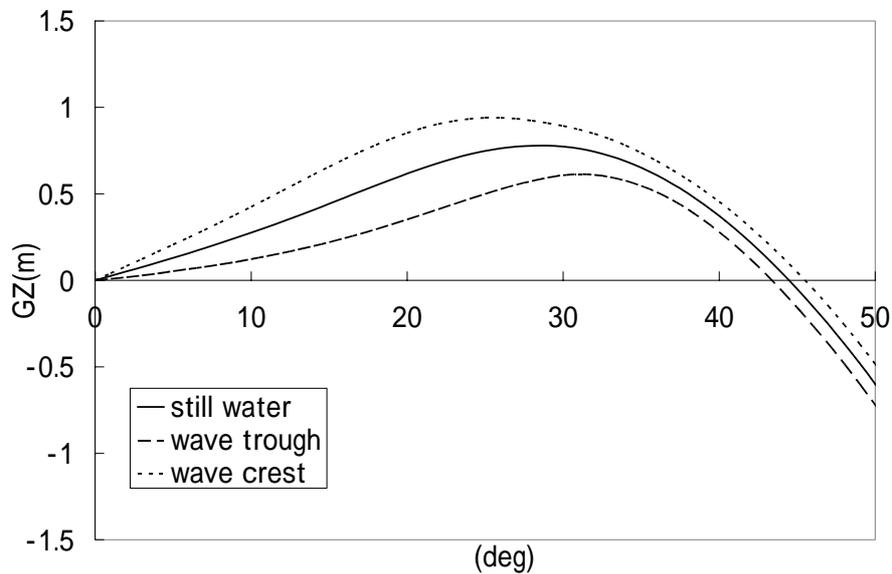


図 7.5.15 Variation of GZ-curve in beam waves at the condition when large parametric roll occurs in the experiment. ($H_w=0.04\text{m}$ and $T_w=0.76\text{sec}$).

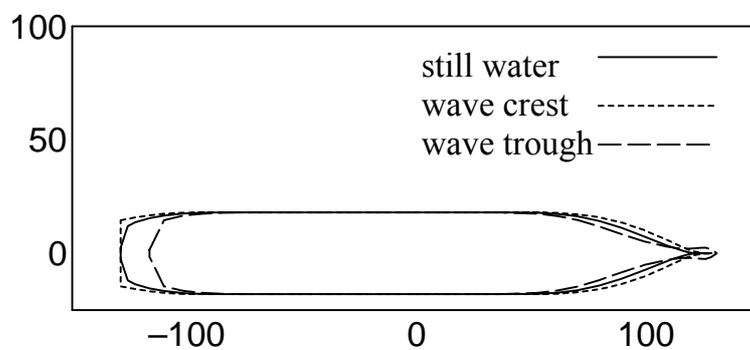


図 7.5.16 Variation of water plane area in beam waves at the condition when large parametric roll occurs in the experiment. ($H_w=0.04\text{m}$ and $T_w=0.76\text{sec}$).

7.5.4 横揺れ減衰力推定法に関する検討

前述の実験に用いた船型は、近年ポッド推進器を有する船舶に見られる船尾バトックフロー船型となっている。ここでは、このような船型に対して池田らによって提案されている横揺れ減衰力推定法の推定精度について検討を行ったのでその結果について示す。

7.5.4.1 横揺れ減衰力の計測

横揺れ減衰力の計測は、自由横揺れ試験によって行った。模型船の上下揺れ、縦揺れ、横揺れ、左右揺れを自由とした状態で初期傾斜を与え、自由横揺れさせたときの横揺れを計測した。模型船の状態は、ビルジキールの無い裸殻状態と対象船の設計状態である前後のビルジキールを取り付けた状態である。横揺れ減衰力を精度良く計測するために、初期横傾斜角を約 30°、7°、4°とし、それぞれ 3~4 揺れ程度のデータを用いて横揺れ減衰力を算出した。

7.5.4.2 横揺れ減衰力の推定

次に、池田らによって提案されている横揺れ減衰力の推定法について簡単に説明する。上下揺れ、縦揺れ、左右揺れ、船首揺れの減衰力は、造波減衰力成分が支配的であり、粘性減衰力成分はほとんど無視することができる。しかし、横揺れ減衰力においては造波減衰力が他の運動の場合に比べて小さく、その結果粘性減衰力の影響が相対的に大きくなる。このように粘性流体力の卓越した横揺れ減衰力の粘性成分の推定法として水槽試験データを基に池田らの方法（一般貨物船型、小型ハードチェーン船型、バージ船型）が開発された。池田らの方法では、横揺れ減衰力を摩擦成分、造波成分、揚力成分、造渦成分およびビルジキール成分の 5 成分に分けて考えている。以下、各成分をそれぞれ添字 F, W, L, E, BK を付けて表すこととする。摩擦、造波、揚力成分は横揺れ角速度に比例する線形減衰力であり、造渦およびビルジキール成分は横揺れ角速度の 2 乗に比例する非線形減衰力である。即ち、横揺れ減衰モーメント M_R は横揺れ角速度の関数として次式のように表すことができる。

$$M_R = M_F \dot{\phi} + M_W \dot{\phi} + M_L \dot{\phi} + M_E |\dot{\phi}| \dot{\phi} + M_{BK} |\dot{\phi}| \dot{\phi}$$

また、等価線形係数 B_{44} を用いて表すと、次式のようになる。

$$B_{44} = B_F + B_W + B_E + B_L + B_{BK}$$

ただし、 $B_{44} = M_{RS} / \dot{\phi}$ であり、非線形成分はそれぞれ等価線形化されて $B_E = (8/3\pi)M_E \phi_a \omega$ 、 $B_{BK} = (8/3\pi)M_{BK} \phi_a \omega$ となる。ここで、 ϕ_a は横揺れ振幅(rad)、 ω は円周波数である。なお、上式の各係数は必ずしも一定値でなく、横揺れ周波数や横揺れ振幅の関数になることに注意する必要がある。また、減衰係数および周波数の無次元化には次式を用いる。

$$\hat{B}_{44} = \frac{B_{44}}{\rho \nabla B^2} \sqrt{\frac{B}{2g}}、\hat{\omega} = \omega \sqrt{\frac{B}{2g}}$$

ここで、 ρ は流体密度、 g は重力加速度、 ∇ は排水容積、 B は船幅である。また、横揺れ減衰係数と Bertin の N 係数との間には、一揺れ間の損失エネルギーを等価とすると次式の関係がある。

$$\hat{B}_{44} = \frac{GM \phi_a}{\pi B \hat{\omega}} N \quad (\text{ただし、ここでは } \phi_a \text{ に度の単位を用いる})$$

以下に示す池田らの推定法による計算は、参考文献 8) に示す市販パッケージを用いている。このパッケージにおいては船型入力の際に、水中部分に突出したバルバスバウのような形状や、幅方向の増加に対して高さが単純増加しない船型は計算できないため、船型入力に工夫を要する。下図に、オリジナルの船型

と、計算に用いた船型を比較して示す。船尾の船底部分および船首バルブ部分が変更されていることがわかる。

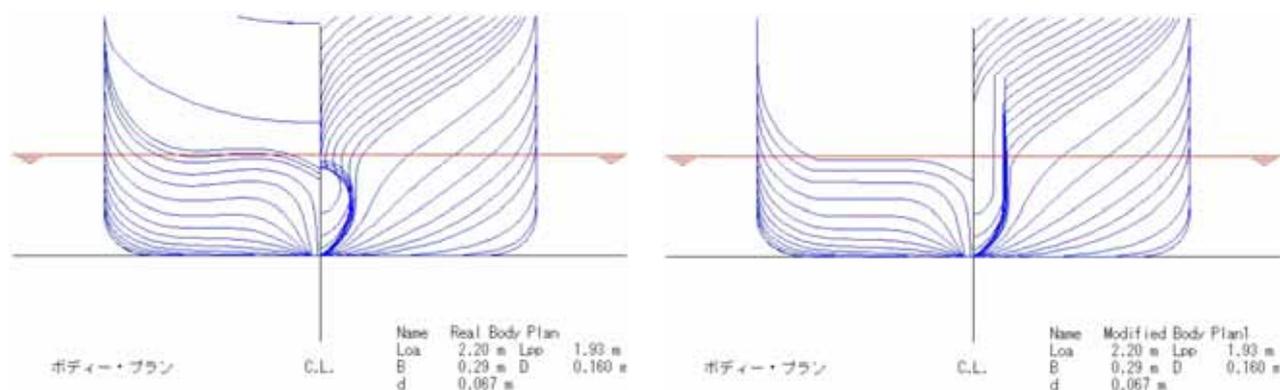


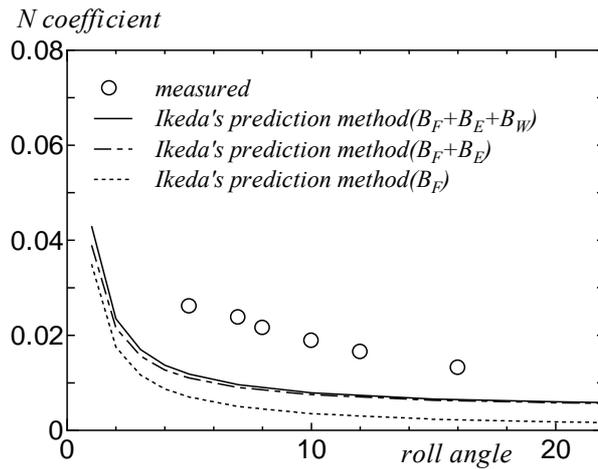
図 7.5.17 Body plan of model for the experiment (left) and the calculation (right).

7.5.4.3 結果

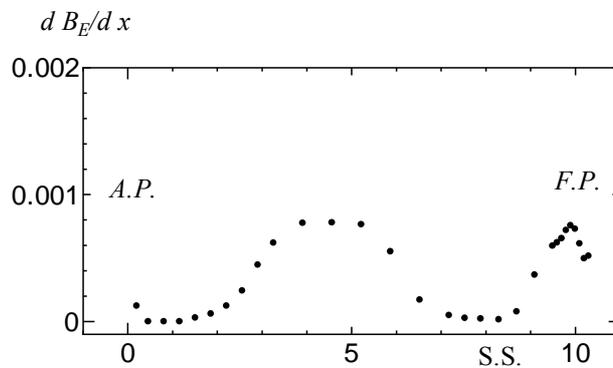
図 7.5.18 に裸殻状態での池田らの推定法による推定結果と実験結果との比較を示す。また、同図中には横揺れ減衰力の成分も示しており、点線は摩擦成分、点線と一点差線の間が造渦成分、一点差線と実線の間が造波成分を示している。対象としている船型の横揺れ固有周期が長い事もあり、造波成分は比較的小さく、摩擦成分がもっとも大きな割合を占めている。同図より、推定結果は実験結果よりも小さく、その差が大きいことがわかる。図 7.5.19 に示す造渦成分の船長分布を見ると、船尾付近でほとんど横揺れ減衰力が発生していないことがわかる。しかしながら、図 7.5.17 に示す正面線図を見ると、船尾部分では突出したキールまたはスケグのような部分の先端、および船尾部分の喫水が浅い断面のビルジ部分の2箇所、渦が放出されることが予想され、これらの造渦成分が推定されていないことが実験値と推定値の差異の原因のひとつであると考えられる。

そこで、これらの成分（スケグ成分、浅喫水ビルジ成分）を別途スケグ成分推定法および浅喫水断面造渦成分推定法を用いて計算し、足し合わせた結果を図 7.5.20 左図に示す。なお、船尾部分の喫水が浅い断面のビルジ部分で生じる造渦成分（浅喫水断面造渦成分）については、横揺れ振幅が大きくなりビルジ部分が水面上に出る場合にはゼロとなるようにした。同図より、これらの成分を加えることで、推定結果が改善されることがわかる。

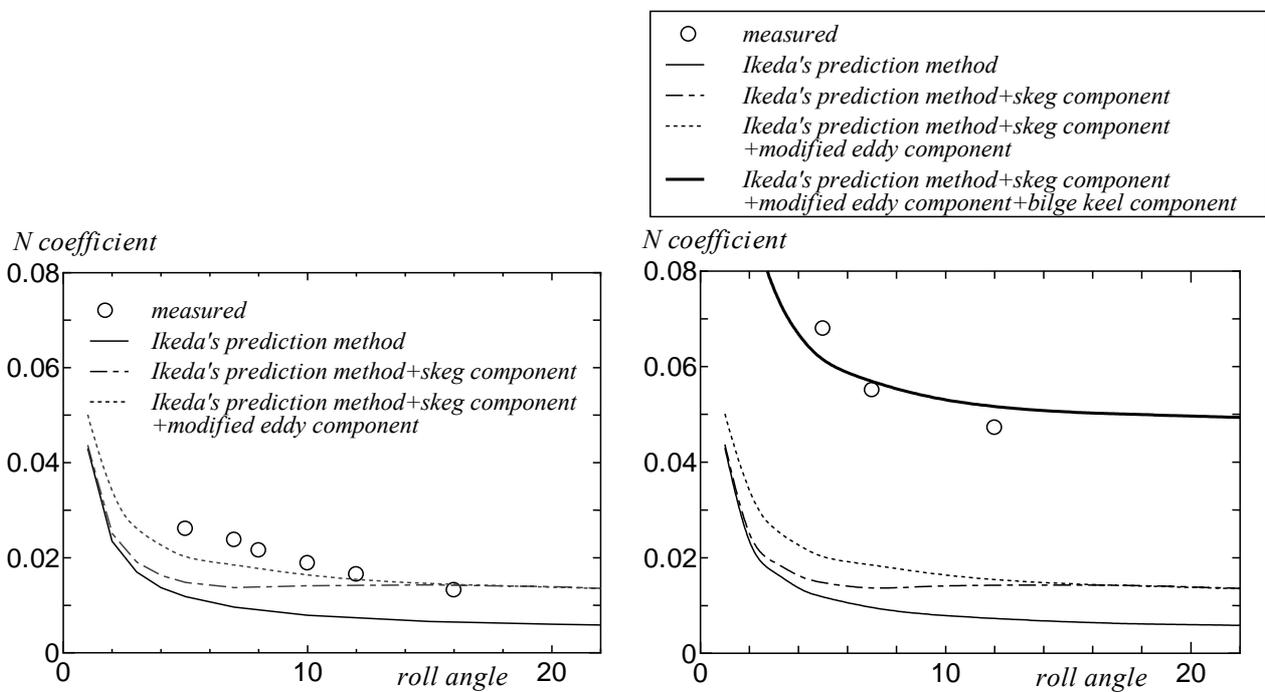
図 7.5.20 右図には、ビルジキールがある場合の実験結果と推定結果の比較を示している。推定結果においては前述の2成分（スケグ成分、浅喫水断面造渦成分）を考慮している。同図から、横揺れ振幅角が小さい時には、裸殻の場合と同様に推定結果が実験値に比べ小さく、その差異も裸殻の場合に比べてあまり変わらないことがわかる。一方、横揺れ振幅角が大きくなると、推定値は実験値よりも大きくなり、裸殻の結果に比べてその差異は大きくなっている。以上の結果から、本船型に対しては、ビルジキール成分の推定は、横揺れ振幅角が大きくなると若干の過大評価となることがわかった。



☒ 7.5.18 Roll damping components of the Ikeda's Prediction Method.



☒ 7.5.19 Longitudinal distribution of eddy component of Roll damping estimated by the Ikeda's Prediction Method.



☒ 7.5.20 Comparisons between measured and estimated roll damping for the model. Left side figure is the result for the model without bilge keel and right side one is the result for the model with bilge keel.

7.5.5 航行不能状態での最終波向き状態に関する実験的考察

最後に、対象とする大型客船が航行不能となったときに、最終的に収束する波向きおよび最終状態に達するまでの運動について簡便な実験を行い調査した結果について示す。

7.5.5.1 実験状態

模型船をまったく拘束しない状態で水槽に浮かべ、そのときの船体運動をビデオで撮影した。模型船の入射波に対する波向きの初期状態は、概ね 0° （追い波）、 45° 、 90° （横波）、 120° 、 135° 、 150° 、 180° （向かい波）とした。模型船の状態はビルジキールの無い裸殻状態と対象船の設計状態である前後のビルジキールを取り付けた状態である。実験で用いた入射波は、横波状態でパラメトリック横揺れが発生した、波周期 $T_w = 0.95\text{sec}$ 、波高 $H_w = 0.04\text{ m} \sim 0.10\text{ m}$ である。なお、今回の実験では船体の様子をビデオで撮影した。

7.5.5.2 実験結果

ビデオ画像を基に、最終的に到達した波向きおよび最終状態に至るまでの横揺れについてまとめた結果を表 7.5.1 に示す。対象とした模型船においては、最終的に安定する波向きは、概ね横波状態となる結果が得られた。一方運動については、横波中パラメトリック横揺れのみならず波向きが向かい波 180 度から 120 度付近、追い波 0 度から 60 度付近までの範囲においてもパラメトリック横揺れの発生が確認された。

表 7.5.1 The results of experiments for naked hull (without) and hull with full bilge keel in 表 7.5.2 (with).

T_w (sec)	H_w (m)	Bilge keel	initial angle of wave direction (deg)	final angle of wave direction (deg)	notes
0.95	0.04	without	45	90	斜め追波状態から徐々に回頭後、横波中でパラメトリック横揺れ発生
0.95	0.04	without	90	90	徐々に横揺れ大きくなり、パラメトリック横揺れ発生
0.95	0.04	without	135	90	斜め向波状態から徐々に回頭後、横波中でパラメトリック横揺れ発生
0.95	0.04	without	150	100	徐々に回頭したが、横波状態まで回頭しなかった
0.95	0.04	without	180	90	向波状態でパラメトリック横揺れ発生後、大振幅横揺れしながら徐々に回頭、横波中でもパラメトリック横揺れ発生
0.95	0.04	without	180	120	向波状態でパラメトリック横揺れ発生後、40～50度回頭したところで消波板に衝突
0.95	0.04	with	0	90	ほとんど横揺れせずに、徐々に回頭
0.95	0.04	with	45	90	ほとんど横揺れせずに、徐々に回頭
0.95	0.04	with	90	90	ほとんど横揺れせずに、漂流
0.95	0.04	with	135	90	ほとんど横揺れせずに、徐々に回頭
0.95	0.04	with	180	90	ほとんど横揺れせずに、徐々に回頭
0.95	0.06	with	90	90	ほとんど横揺れしなかったので横傾斜角を与えたが、何回か出会い周期の2倍程度の周期で揺れた後に収束し漂流
0.95	0.06	with	180	90	ほとんど横揺れせずに、徐々に回頭
0.95	0.08	with	45	90	ほとんど横揺れせずに、徐々に回頭
0.95	0.08	with	150	90	回頭中、斜め向い波の状態(120度付近)でパラメトリック横揺れが発生、その後回頭しながら揺れは治まる
0.95	0.08	with	180	90	向波状態のまましばらく漂流。回頭開始後、斜め向い波の状態(120度付近)でパラメトリック横揺れが発生、その後回頭しながら揺れは治まる
0.95	0.10	with	120	90	ほとんど横揺れせずに、徐々に回頭
0.95	0.10	with	180	120	向波中でパラメトリック横揺れが発生、揺れながらかなり長い時間回頭せずに漂流。その後揺れながら回頭し、120度付近から横揺れは治まる
0.95	over 0.10	with	180	90	船首部に波の打ち込み発生、この波周期でこれ以上の波高では計測は困難

7.5.6 おわりに

大型客船を対象とした横波中の船体運動計測実験から、以下の結論を得た。

1. バトックフロ-船型を採用して、浅く平らな船尾船底を有し、かつ大きな船首フレアを持つ最近の巨大客船のような船型においては、十分な横揺れ減衰力がなければ、横揺れ固有周期の半分より若干短い周期の入射波において、同調時の横揺れよりも大きなパラメトリック横揺れが発生する可能性がある。
2. このパラメトリック横揺れが、横揺れ固有周期の半分よりも若干短い入射波周期で発生するのは、横漂流による出会い周期の変化と、復原力の非線形性によるものである。
3. このパラメトリック横揺れは、本研究の供試船では、実船で 7~10 秒程度に対応する比較的広い周期で発生し、ビルジキールがない場合には 4m の波高で最大 27 度にまで達する。
4. ビルジキールによって横揺れ減衰力を増加させることにより、パラメトリック横揺れの振幅は減少し、さらに完全に発生しなくすることができる。本研究の供試船に計画された寸法のビルジキールでは、パラメトリック横揺れは発生しない。

船尾バトックフロ-船型を持つ対象船型に対して池田らの横揺れ減衰力推定法の推定精度について検討を行った結果、以下の結論を得た。

5. オリジナルの裸殻造渦成分推定では船尾バトックフロ-部分の横揺れ減衰力成分を推定することは難しく、別途これらの成分をスケグ成分推定法および浅喫水断面造渦成分推定法により計算することで、推定結果を改善できることがわかった。

最後に、対象とする大型客船が航行不能となったときに、最終的に収束する波向きおよび最終状態に達するまでの運動について実験的に調査し、以下の結果を得た。

6. 対象とする船型においては、概ね最終的に横波状態となった。
7. 裸殻状態では、横波でのパラメトリック横揺れ以外に縦波においてもパラメトリック横揺れが発生した。また、波向き 120 度付近で一旦横揺れが治まることが確認された。
8. ビルジキールがある状態では、横波中のパラメトリック横揺れは発生しないが、大波高時 (0.08m 以上) には、縦波状態でパラメトリック横揺れの発生が確認された。

<参考文献>

- 1) Yoshiho Ikeda, Seiichi Shimoda, Yuji Takeuchi: Experimental Studies on Transient Motion and Time to Sink of a Damaged Large Passenger Ship, Proc. of the 8th Int. Conf. On the Stability of Ships and Ocean Vehicles, 2003.9., pp.243 ~ 252
 - 2) 元良誠三、山越康行「船舶の安全性と非損傷時復原性規則の動向」運動性能研究委員会第 3 回シンポジウム(日本造船学会)、昭和 61 年 10 月、pp.23 ~ 60
 - 3) 菅信、山越康行「船舶の横波中の転覆」運動性能研究委員会・第 3 回シンポジウム、昭和 61 年 10 月、pp.95 ~ 124
 - 4) 田才福造「Beam Sea における船体運動」西部造船会会報、No.30、1965、pp.83 ~ 103
 - 5) 定兼広行「大浪上の横揺れについて」関西造船協会誌、No. 169、1978
 - 6) W. Blocki「Ship Safety in Connection with Parametric Resonance of the Roll, International Shipbuilding Progress」pp.27 ~ 306、1980
 - 7) 黒田貴子、池田良穂、片山徹、重廣律男「船舶の大振幅運動時非線形特性に関する研究(第 1 報)」日本造船学会論文集、第 191 号、平成 14 年 6 月、pp.97 ~ 103
- 池田良穂、片山徹「船舶用 CAD システム」船と港編集室、2001

7.6 ブローチング

7.6.1 はじめに

2005年のSLF48では、IS Codeのlong termの改正について、ブローチングなど操縦性関連問題を含むperformance-oriented criteriaの策定が合意された。そこでは、模型実験により検証された数値シミュレーションによって、適切な安全レベルの達成を評価できることが求められている。そして同時に、あわせて改正審議中の追波操船ガイダンスMSC Circ. 707においてもブローチングは重要課題であり、現在真追波中の波乗り発生速度を位相面上の大域的分岐解析により求めた結果を簡略化した基準がこのガイダンスに組み込まれている。

その一方、波乗りからブローチングが発生することを説明するためには、波との出会角をもった斜め追波中での解析が必要である。ところが真追波から斜め追波へモデルを拡張すると、1自由度から4自由度への運動の自由度の増加に伴い、位相面という2次元解析から8次元の位相空間内の大域的分岐解析が求められ、波乗りの発生条件の推定が極めて困難となる。そこで本年度は、この斜め追波中の波乗り発生条件の推定法を研究することを試みた

7.6.2 数学モデルと対象船

数学モデルとしては、これまで梅田ら¹⁾が用いてきた、前後揺れ、左右揺れ、船首揺れ、横揺れの数学モデルにオートパイロットを加えたモデルを用いる。これは、出会い周波数が低いという仮定のもとで、操縦性流体力と波によるフルードクリロフの力と揚力を主体に考えている。そしてこれまでブローチングに関わる自由航走模型実験²⁾が系統的に実施されてきた、まき網漁船(図7.6.1)を対象に検討を行った。

7.6.3 分岐解析による方法論

1自由度のsurge運動についてヘテロクリニック分岐点を数値的に求める方法は梅田ら³⁾によりすでに確立されており、その結果は追波中波乗りの発生条件として直ちに活用できる。すなわち、不安定平衡点から不安定な固有ベクトル方向に順時間シミュレーションを行った軌道と隣の不安定平衡点から安定な固有ベクトル方向に逆時間シミュレーションを行った軌道が一致する条件を反復法で求めればよい。この方法を4自由度モデルに拡張するためには、sway-yaw-rollといった横運動とオートパイロットも考慮に入れることになり、その状態ベクトルは、2次元(ξ, u)から8次元($\xi, u, v, \chi, r, \phi, p, \delta$)に増加する。一般的に不安定平衡点において、安定を示す固有ベクトルが7つあることから、その点からの逆時間シミュレーションは1つに定まらない。よって、8次元空間において不安定平衡点から出発した軌道が、隣の不安定平衡点における7つの安定な固有ベクトルが成す局所的な超平面に侵入したことを以ってヘテロクリニック軌道を成したといえる。⁴⁾具体的には、船体が隣の不安定平衡点に近づいた時に、開始点である不安定平衡点との7つの状態量の差の2乗平均を計算し、この値が0に近づくように反復法にて計算を繰り返す。このときの計算例を図7.6.2に示す。Fn=0.32では、隣の不安定平衡点にて、船舶の波の進行方向速度が波速を超えることなく波に追い抜かれ続け、Fn=0.35では、波速を超え、波の下り波面を下った後、一点に収束する安定波乗りを起こしている。反復法にて計算を繰り返すことより、Fn=0.3329では、ヘテロクリニック軌道を描くことができ、確かにその前後では、船舶の大域的な運動が変化していることが分かる。このように計算されたヘテロクリニック分岐点を、1000秒間の時間領域シミュレーションにおいて運動状態を区別して示した図7.6.3~6に、重ねて示す。確かに分岐点の下領域では、周期運動しか行われておらず、4自由度の場合でも、ヘテロクリニック分岐点が大域的な運動判定の1つの境界線となることが分かる。しかし、分岐点の上側の領域では、波状態により、安定波乗り、振動しながらの波乗り、ブローチング、転

覆などに陥っており、ヘテロクリニック分岐だけでは、波乗り状態になった後の船舶の状態を推定することはできていない。

7.6.4 波乗り平衡点についての局所的分岐解析

そこで次に、各平衡点での固有値と、直接の時間領域数値シミュレーションを行ったときの運動との関係について述べる。最終的に一点に収束する運動、すなわち、安定波乗り(stable surf-riding)に至るためには、その一点が全ての運動方向において安定な平衡点であることが必要となる。従って、安定波乗りを起こす際には、辿り着く平衡点における全ての固有値の実部が負(図中all $Re < 0.0$)であることが必要であると考えられる。数値シミュレーションと比較しても、安定波乗りに分類される範囲において、全ての固有値の実部が負である平衡点が存在していることが確認出来る。一方、振動しながらの波乗り(surf-riding with oscillation)⁵⁾では、平衡点周りで振動しているが、その平衡点が不安定であることが必要と思われる。特に、実部が正で、その時の虚部が0でない(図中some $Re > 0.0$ and $Im \neq 0.0$)固有値を持つときに、この現象が見られることが、図 7.6.3~5 において確認される。ただし、これらのことが安定波乗り、振動しながらの波乗りに至る十分条件ではないことは、その固有値を持つ平衡点付近で船舶の状態が平衡状態に近づくかどうかが決め手であると考えられることから理解できる。

図 7.6.3 においては、振動しながらの波乗り領域近辺に、判定されず(図中not identified)の領域が多く見られるが、この領域では、振動しながらの波乗りへの過渡状態と見られ、計算時間を長くすることによって、その状態へと移行していることを確認した。また、波長を大きくした図 7.6.4 のケースにおいては、ヘテロクリニック分岐点よりも上側の領域にて、周期運動(図中periodic motion)、もしくは、判定されずに分類される箇所があるが、これは波乗り後、波との出会い角が増加する結果、一旦波に追い抜かれてから、次の波に乗るということを繰り返すことが時系列より確認できた。図 7.6.5 は、図 7.6.4 のケースから波岨度を $1/20$ から $1/25$ へと下げた場合である。このときヘテロクリニック分岐点と波乗り限界は高フルード数側に移り、安定波乗りの領域が広くなり、固有値により安定波乗りと振動型波乗りの区別がかなり説明できている。その一方、ヘテロクリニック分岐点は小さな出会い角でのみに限定されているが、この原因は特定できていない。図 7.6.6 においては、波が非常に険しいケースを扱っており、数値シミュレーションにおいては、フルード数 0.34 以上の領域の大半がブローチング、転覆に判別されている。このようなブローチング、転覆などに判別される範囲においては、平衡点付近に運動が落ち着く、または近づく可能性が低く、平衡点における固有値から運動を判断することは難しいと考えられる。これらについては、取り得る最大舵角以内で平衡点が存在するか否かが判定の条件になってくるかと思われるが、⁶⁾今回のケースでの詳細検討は今後の課題としたい。

7.6.5 自由航走模型実験との比較

以上のように求められた斜め追波中の波乗り発生限界を、次に梅田ら²⁾の自由航走模型実験結果と比較した。その結果を図 7.6.7 に示した。図中Heteroclinic bifurcation(linear)としたものが上述の結果で波強制力を線形モデルで推定している。この結果は実験で得られた周期運動の領域にまだあり、上述の方法は波乗りの危険を過大評価していることになる。橋本ら⁷⁾はこの原因を系統的拘束模型実験を行うことで研究した。そして、前後方向の波浪強制力の非線形性を拘束模型実験結果より求め、それを用いて梅田らの数学モデルによる数値シミュレーションを行うと自由航走模型実験との一致を大きく改善できることを示した。そこで、この橋本らの実験データによる修正を導入して、前述の大域的な分岐解析を行い、波乗り発生限界を求めた。その結果が図中のHeteroclinic bifurcation(Nonlinear)である。これにより実験との不一致を小さく

する方向に波乗り限界速度は大きく変化する。特に波長船長比 λ/L が 1.637 の場合で顕著である。発生限界よりいくらか高速側にも周期運動の実験点があるが、これらの実験記録を詳細に見ると波の山に船体重心が滞在する時間が大きくなっているなどかなり波乗りに近い状態であった。それに比べると、波長船長比 1.127 と 1.413 ではやや一致度は劣る。この原因は、橋本らの拘束模型実験が波長船長比 1.637 でのみ行われたためと推察される。同様な拘束模型実験をこれらの波長についても行うことで、実験との一致度の改善が図られるものと思われる。

7.6.6 結論

- 1) 斜め追波中の波乗り発生条件を大域的分岐として直接推定する方法を提案した。
- 2) その推定結果を数値シミュレーションにより検証した。
- 3) 比較的低い波岨度では、波乗り発生限界を超えると、安定な波乗りまたは振動的な波乗りが生じる。この両者の差異が平衡点の局所的分岐解析でほぼ説明できることを示した。
- 4) より厳しい波岨度では、波乗り発生限界を超えると、ブローチングによる転覆やそこまで行かなくとも激しい操縦運動との連成により転覆が生じる。
- 5) 前後方向の波浪強制力の非線形性を拘束模型実験などで補うと、波乗り発生限界は自由航走模型実験結果とかなりよく対応しうる。

<参考文献>

- 1) N. Umeda: Nonlinear Dynamics of Ship Capsizing due to Broaching in Following and Quartering Seas, Journal of Marine Science and Technology, 4, 1999, pp.16 ~ 26.
- 2) N. Umeda et al.: Stability Assessment for Intact Ships in the Light of Model Experiments, Journal of Marine Science and Technology, 4, 1999, pp. 45 ~ 57.
- 3) N. Umeda et al. : Some Remarks on Theoretical Modelling of Intact Stability, Proc. of 7th International Ship Stability Workshop, 2004
- 4) 川上博, 吉永哲哉, 上田哲史 : 力学系の計算機シミュレーション, 応用数理, 7 : 49 ~ 57, 1997
- 5) K. Spyrou : Surf-Riding, Yaw Instability and Large Heeling of Ships in Following / Quartering Waves, Schiffstechnik 42, 1995
- 6) N. Umeda : Some Remarks on Broaching Phenomenon, Proc. of the 2nd Workshop on Stability and Operational Safety of Ships, 1996
- 7) H. Hashimoto Importance of Several Nonlinear Factors on Broaching Prediction, Journal of Marine Science and Technology, 9, 2004, pp. 80 ~ 93.

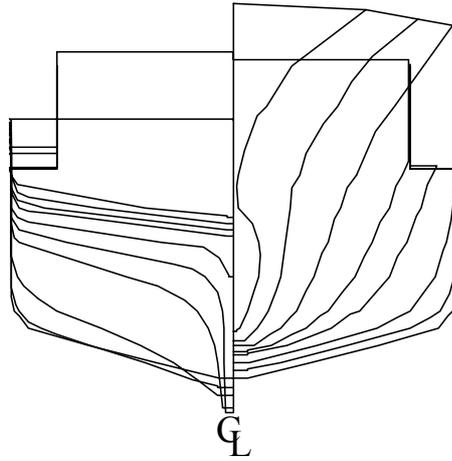


図 7.6.1 まき網漁船

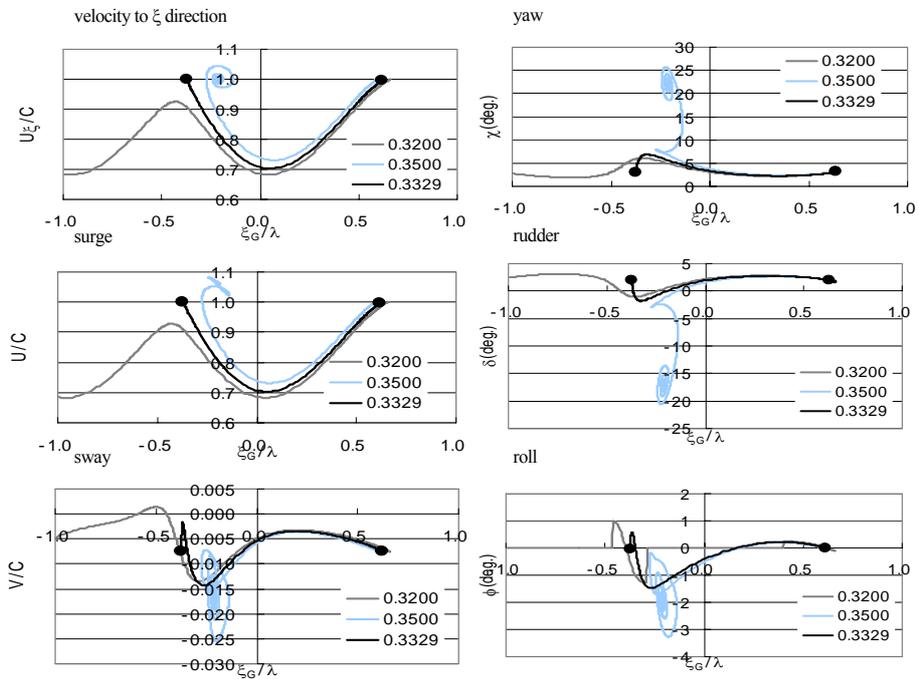


図 7.6.2 4自由度モデルにおけるヘテロクリニック分岐
($H/\lambda=0.05$, $\lambda/L=1.0$, $\chi_c=5$ degrees)

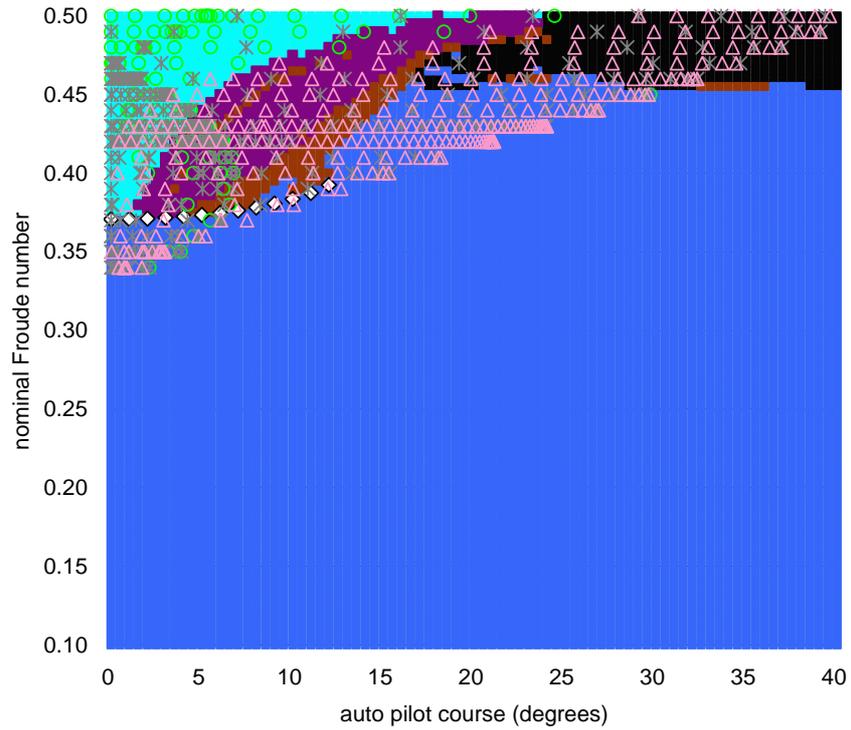
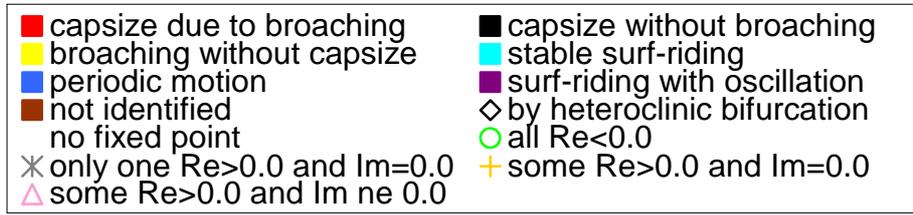


図 7.6.3 分岐図および時間領域シミュレーション結果 ($H/\lambda=0.050, \lambda/L=1.00$)

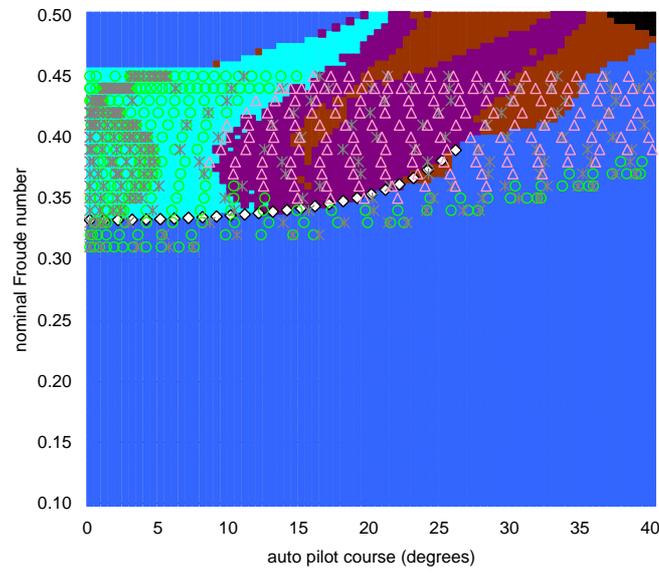


図 7.6.4 分岐図および時間領域シミュレーション結果 ($H/\lambda=0.050$, $\lambda/L=1.50$)

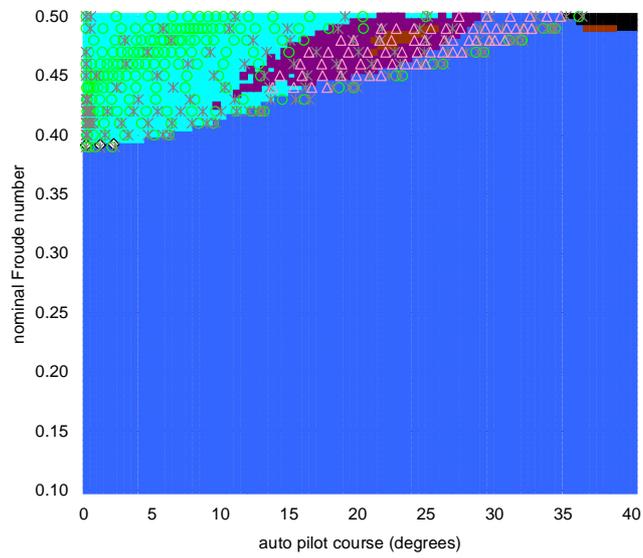


図 7.6.5 分岐図および時間領域シミュレーション結果 ($H/\lambda=0.040$, $\lambda/L=1.50$)

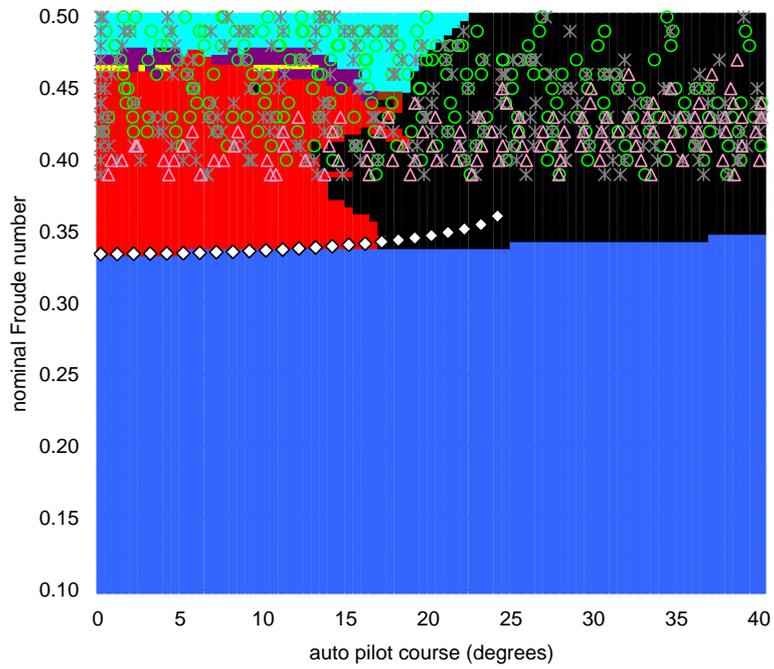
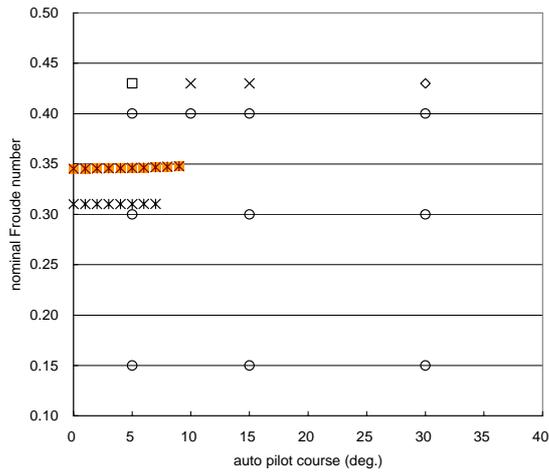
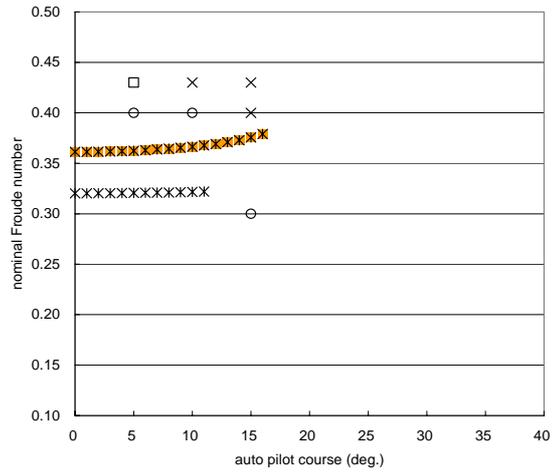


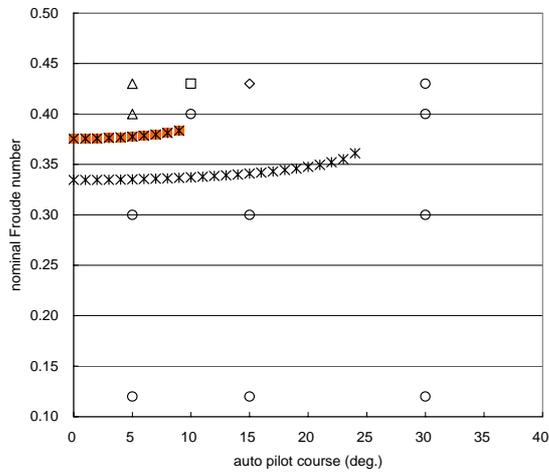
図 7.6.6 分岐図および時間領域シミュレーション結果 ($H/\lambda=0.10, \lambda/L=1.637$)



a) $H/\lambda=0.1149$, $\lambda/L=1.127$



b) $H/\lambda=0.1075$, $\lambda/L=1.413$



c) $H/\lambda=0.100$, $\lambda/L=1.637$

- exp.(capsize due to broaching)
- ◇ exp.(capsize without broaching)
- × exp.(broaching without capsizing)
- △ exp.(near stable surf-riding)
- exp.(periodic motion)
- ✱ Heteroclinic bifurcation(linear)
- ✖ Heteroclinic bifurcation(nonlinear)

図 7.6.7 模型実験との比較

8. SOLAS 条約損傷時復原性規則の国内規則への取り込みに係る検討

8.1 はじめに

IMO(国際海事機関)における、10年以上の見直し作業の結果、第80回海上安全委員会(MSC)において、SOLAS 条約 II-1 章損傷時復原性規則が改正された。この規則は2009年1月1日発効で新造船に適用される予定である。このため、本改正の国内規則への取り込み及び内航船に対する当該要件の適用についての検討が必要となっている。

現行では、内航貨物船には損傷時復原性要件は適用されていないものの、近年の国民の安全意識の高まり等を勘案すると、特に外航船と航海の態様が同等である近海区域以遠を航行するものについては、今回の改正を契機に損傷時復原性要件の適用を検討する必要があると考えられる。

また、内航旅客船については、従来、外航船に対する要件を一部緩和した損傷時復原性要件が適用されているが、今回の改正により、外航旅客船の損傷時復原性要件が決定論と確率論の混在した状態から新しい確率論要件に大幅に変更されるため、内航旅客船に適用する要件を改めて検討する必要があると考えられる。

これらの事を背景として、関連する海難事例の調査と新条約の損傷時復原性規則が内航船に適用された場合の適否と現存内航船の到達区画指数 A を把握するための試算を実施した。この結果をもとに規則を導入する上での問題点の整理及び国内規則を改正する場合の基本的な考え方について整理を行ったので以下に報告する。

8.2 国際海事機関 IMO での SOLAS II-1 章損傷時復原性要件改正の審議概要及び改正案の概要

検討に先立ち、損傷時復原性規則に関する IMO でのこれまでの議論を整理するとともに、改正された規則の概要について示す。

8.2.1 IMO における損傷時復原性規則の調和作業

IMO (国際海事機関) / SLF (復原性・満載喫水線・漁船安全) 小委員会において、1994年から、損傷時復原性規則の「調和作業」、即ち、規則中に混在している旅客船に対する2つの損傷時復原性規則(SOLAS II-1 章 B 部 (決定論) と IMO 総会決議 A.265 規則 (確率論)) 及び乾貨物船規則 (SOLAS II-1 章 B-1 部 (確率論)) を一つの調和のとれた規則にまとめる作業が実施されてきた。2004年の第47回 SLF でこの作業(確率論にもとづく規則として統一)は終了し、損傷時復原性規則改正案が第80回海上安全委員会(MSC)にて採択された。発効は2009年1月1日の予定となっている。

8.2.2 調和作業の概要

(1) 確率論導入の理由

損傷時復原性に関する規則は、もともとは決定論に基づき定められていたが、1960年代の各国での研究により色々な問題点が明らかとなった。主なものとしては、

小型化した主機関がより高出力になったこと及び大きな居住区が隔壁甲板よりも上に多く設置されるようになったことで、用途の標準数(区画係数を決定するためのパラメタ)が時代遅れになったこと
損傷長さは相当広範囲に変わり得るので、同じ隔壁配置に対しても全く規模の異なった浸水を起こしえることを評価できないこと

さらに、船の寸法(特に深さと喫水の比)、載荷状態、浸水率の変動、残存復原性などの影響を考慮

することができない場合があること

などが挙げられた。これらの欠陥は、当時確立されつつあった確率論に基づく損傷時復原性規則であれば解消できるとのことから、その導入の機運が高まった。

(2) 審議概要

- ・ 1994 年から確率論に基づく損傷時復原性規則への調和を目的に、乾貨物船に対する規則（確率論）をベースに議論が進められ、1998 年に原案が提示された。この案により各国で既存船についての試算が実施されたが、船種によって到達区画指数 A にかんがりのばらつきがあることが明らかとなった。このため、IMO は、当初予定（2000 年に調和作業を終了）を延長することとし、欧州連合（EU）は、この調和作業を支援するプロジェクト（HARDER プロジェクト）を実施した（今回の SOLAS 改正案の基礎）。
- ・ このプロジェクトの報告をもとに審議が行われ、到達区画指数 A（船の生存確率）の計算式について概ね合意が得られた。また、貨物船の要求区画指数 R は、現存貨物船の到達区画指数 A の平均値とすることとなった。
- ・ 旅客船の P 係数については、船の長さ上限を設ける必要があることが認識され、上限を 260m とした。

8.2.3 改正案概要

以下の手順により到達区画指数 A（船の生存確率）を計算し、規則が要求する要求区画指数 R を上回らなければならない。（図 8.1 参照）

損傷統計に基づいて、ある船の位置の区画が浸水する確率 P_i を与える。これは、船の長さ L_s と区画形状により決まる。

損傷した区画の浸水計算を行い、各区画浸水時の生存確率 S_i を求める。 S_i は平衡状態で基準以上の復原性を有している場合は「1」、沈没もしくは転覆する場合は「0」、その中間では損傷時の海象も考慮した生存確率を与える式により決定する。

すべての浸水ケースについて、上記 P_i と S_i の積を計算して、足し合わせることで船全体の生存確率を求める。生存確率の計算は、満載状態、軽荷状態、60%の載荷状態での各喫水に相当する生存確率の平均（重み付き）として最終的な生存確率 A を求める。この A を到達区画指数と呼ぶ。計算して得られた到達区画指数 A は、規則が要求する生存確率 R 以上の値でなければならない。この R は要求区画指数と呼ばれ、SOLAS 条約で規定する船の長さ L_s の関数として与えられる。

8.2.4 従来確率論に基づく規則からの主な変更点

損傷確率分布（ P_i 係数）：アップデートされた損傷データベースにもとづき新たに損傷確率が決定された。

浸水時の水平隔壁の影響（ v_i 係数）：計算式が変更された。その結果、水平隔壁を設置することの効果は、現行規則よりも安全側に見積もられる。

損傷時残存率（ S_i 係数）：従来規則では考慮されていなかった「旅客や風によるモーメントの影響」等の影響を考慮した計算式に変更された。なお、「損傷で船内に入ったデッキ上の水の影響」や「貨物の荷崩れの影響」は考慮しない。

到達区画指数 A：主に v_i 係数の計算式と浸水率の変更により、Ro-Ro 船及び PCC の到達区画指数 A が従来規則に比べて低くなる。また、現存乾貨物船の A の平均値を要求区画指数 R とした。これらのこ

とから、Ro-Ro 船及び PCC については、現状よりも要求区画指数 R が引き上げられることとなった。

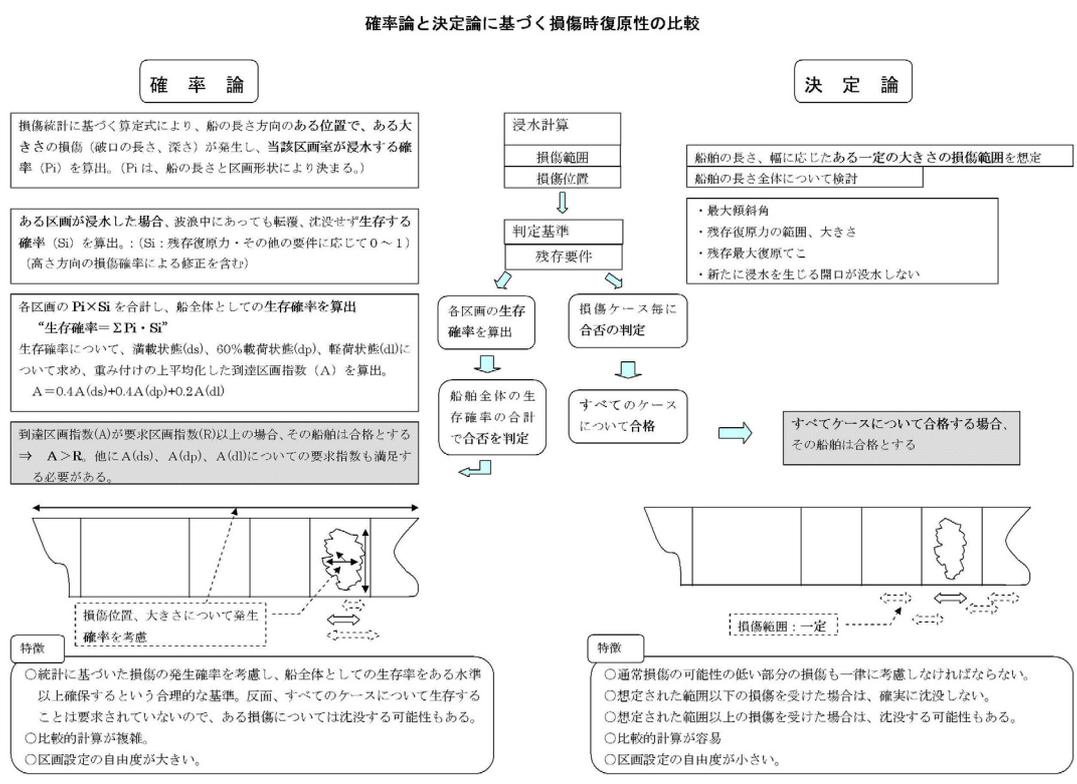


図 8.1 確率論及び決定論の損傷時復原性規則の相違点

8.3 関連する海難事例の調査

損傷時復原性要件は、衝突及び乗揚といった海難事故時に転覆・沈没といった 2 次災害を発生しないために必要な要件である。ここでは、海難事例を整理することで衝突及び乗揚事故についての調査を行ったので、以下にその結果を述べる。

8.3.1 海上保安庁と海難審判庁の事故データについて

本調査研究においては、海難事故データとして、海上保安庁及び海難審判庁で収集されているデータをもとに衝突及び乗揚についての事故件数をリストアップした。調査の都合上、海上保安庁のデータについては 2001 年～2004 年までの 4 年間、海難審判庁のデータについては 1998 年～2002 年までの 5 年間に調査した。ここでの調査は、20GT 以上の旅客船、タンカー及び貨物船を対象とし、漁船、プレジャーボート及び 20GT 未満の船舶は含まない。

図 8.2 に海上保安庁のデータから調査した衝突及び乗揚の 1 年間当たりの平均件数、図 8.3 には海難審判庁のデータから調査した衝突及び乗揚の 1 年間当たりの平均件数を示す。図中では 1 年当たりの事故件数を旅客船、タンカー及び貨物船毎にそれぞれ示す。ここで抽出した衝突のデータには単衝突と船舶同士の衝突を含む。海上保安庁のデータでは、単衝突が 1 割強、船舶同士の衝突が 9 割弱の割合であった。

また、海上保安庁の海難事故データにおける事故隻数は、海難審判庁のデータに比べると、旅客船で約 1/10、タンカーで約 1/4～1/9、貨物船で約 1/6～1/15 と少なくなっている。海上保安庁の事故データは、海上保安庁に救助が要請されるような大事故を中心に収集している。一方で、海難審判庁に対しては軽微な

事故でも通報することが義務づけられていることから、海難審判庁のデータには緩衝突や岸壁及び流木等への衝突もデータに含まれているためである。

さらに、これらのデータから、いずれの場合においても貨物船の衝突及び乗揚による事故件数が旅客船及びタンカーの事故件数に比べてかなり多い事が分かる。

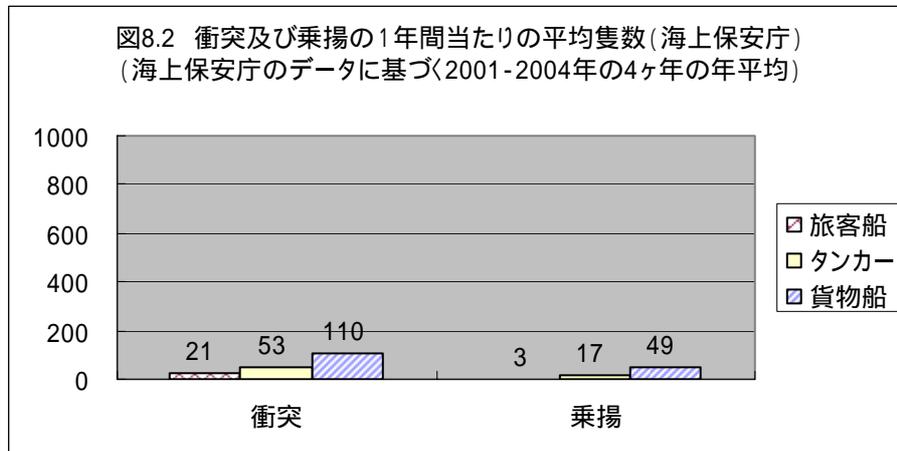


図 8.2 衝突及び乗揚の1年間当たりの平均件数(海上保安庁)

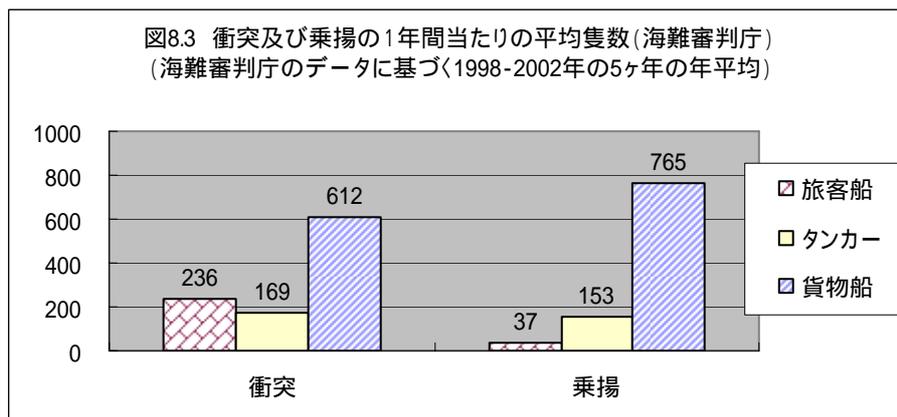


図 8.3 衝突及び乗揚の1年間当たりの平均件数(海難審判庁)

8.3.2 衝突事故例における破口、沈没の比率

前節で抽出したデータをさらに損傷状況毎に調べた。海上保安庁の海難事故データによる損傷状況毎の衝突・乗揚海難事故件数を表 8.1 に示す。これによると、2001 年から 2004 年の 4 年間で船舶同士の衝突事故のうち、衝突の結果破口を生じた隻数の割合は、旅客船で事故総隻数 56 隻に対して 5 隻であるのに対して、タンカーでは事故総隻数 191 隻に対して 31 隻及び貨物船では事故総隻数 399 隻に対して 70 隻と比較的高い。さらにこれらの中で、船舶同士の衝突によって破口を生じた件数に対して沈没した隻数は、貨物船で 70 隻中 10 隻、旅客船では 5 隻中 1 隻、タンカーでは 31 隻中 2 隻であった。全事故件数に対する割合を図 8.4 に示す。

また、事故が発生している海域を見ると、殆どの事故は 20 海里未満の沿海以内で発生している。条約を導入する際に調査・検討された事故事例からも、衝突事故は輻輳海域において濃霧など視界不良時の比較的海象条件の穏やかな時に多く発生していることが明らかにされている。今回の日本国内における海難事例の調査結果においても、同様に比較的沿岸の輻輳海域で多くの衝突事故が発生していることが明らかと

なった。損傷時復原性にとっては、波や風といった海象の影響よりも損傷状態や損傷範囲の影響の方が支配的である。このため、非損傷時復原性等の他の要件と比べると海象の違いで損傷時復原性要件を区別する必要性が小さい。これらのことから、航行区域又は陸岸からの距離の差異により適用基準及び適用範囲を区別する必要性は小さいと考えられる。

表 8.1 損傷状況毎の衝突・乗揚海難事故件数（海上保安庁データ）

単衝突、船舶同士の衝突及び乗揚事故隻数(2001-2004年)

		旅客船				タンカー				貨物船				合計		
		20トン ～700トン	700トン ～1500トン	1500トン ～	小計	20トン ～700トン	700トン ～1500トン	1500トン ～	小計	20トン ～700トン	700トン ～1500トン	1500トン ～	小計			
単 衝 突 事 故	20海里未満	事故 総隻数	18	2	8	28	17	0	3	20	34	1	4	39	87	
		総隻数のうち、破口を生じた隻数	6	0	0	6	5	0	1	6	10	0	0	10	22	
		破口部位	船首部	4	0	0	4	4	0	1	5	10	0	0	10	19
			船首部・船尾部以外	1	0	0	1	1	0	1	0	0	0	0	2	2
			船尾部	1	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0	1
		事故発生から救助までの時間	136分													
		破口隻数のうち、沈没した隻数	1	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1
		事故 総隻数	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
		総隻数のうち、破口を生じた隻数														
		破口部位	船首部													
			船首部・船尾部以外													
			船尾部													
	事故発生から救助までの時間															
	破口隻数のうち、沈没した隻数															
	事故 総隻数	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
	総隻数のうち、破口を生じた隻数															
	破口部位	船首部														
		船首部・船尾部以外														
		船尾部														
	事故発生から救助までの時間															
	破口隻数のうち、沈没した隻数															
船 同 士 の 衝 突 事 故	20海里未満	事故 総隻数	32	6	18	56	145	24	20	189	328	15	54	397	642	
		総隻数のうち、破口を生じた隻数	3	2	0	5	18	7	5	30	51	4	15	70	105	
		破口部位	船首部	1	2	0	3	12	3	2	17	25	2	3	30	50
			船首部・船尾部以外	2	0	0	2	6	2	2	10	3	2	8	13	25
			船尾部	0	0	0	0	0	2	1	3	23	0	4	27	30
		事故発生から救助までの時間	126分													
		破口隻数のうち、沈没した隻数	1	0	0	1	2	0	0	2	9	0	1	10	13	
		事故 総隻数	0	0	0	0	1	1	0	2	2	0	0	2	4	
		総隻数のうち、破口を生じた隻数					0	1	1	1	0	0	0	0	1	
		破口部位	船首部					1	1	1	0	0	0	0	0	
			船首部・船尾部以外					0	0	0	0	0	0	0	0	
			船尾部					0	0	0	0	0	0	0	0	
	事故発生から救助までの時間	該当船1隻は不要救助海難（巡視船艇の出動なし）														
	破口隻数のうち、沈没した隻数						0	0	0	0	0	0	0	0		
	事故 総隻数	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0		
	総隻数のうち、破口を生じた隻数															
	破口部位	船首部														
		船首部・船尾部以外														
		船尾部														
	事故発生から救助までの時間															
	破口隻数のうち、沈没した隻数															
乗 揚 事 故	20海里未満	事故 総隻数	10	2	2	14	58	2	7	67	179	4	12	195	276	
		総隻数のうち、破口を生じた隻数	1	1	0	2	14	0	2	16	45	1	3	49	67	
		破口部位	船首部													
			船首部・船尾部以外													
			船尾部													
		事故発生から救助までの時間	124分													
		破口隻数のうち、沈没した隻数	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	1	2	2	
		沈没までの平均時間														
		事故 総隻数	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
		総隻数のうち、破口を生じた隻数														
		破口部位	船首部													
			船首部・船尾部以外													
		船尾部														
	事故発生から救助までの時間															
	破口隻数のうち、沈没した隻数															
	沈没までの平均時間															

出典：海上保安庁調査

- 注1：沈没までの時間は調査項目ではない。
- 注2：乗揚海難は、浅瀬・海岸・防波堤のほか定置網・カキ筏、海苔網等への乗揚も含む。
- 注3：乗揚海難の破口部位は調査項目ではない。
- 注4：衝突海難の破口部位は、船首部・船尾部・それ以外の3区分とした。
- 注5：巡視船艇以外の船舶の救助活動時間は調査項目ではない。
- 注6：事故発生から救助までの時間は、巡視船艇が救助活動を実施した海難のみの平均時間である。

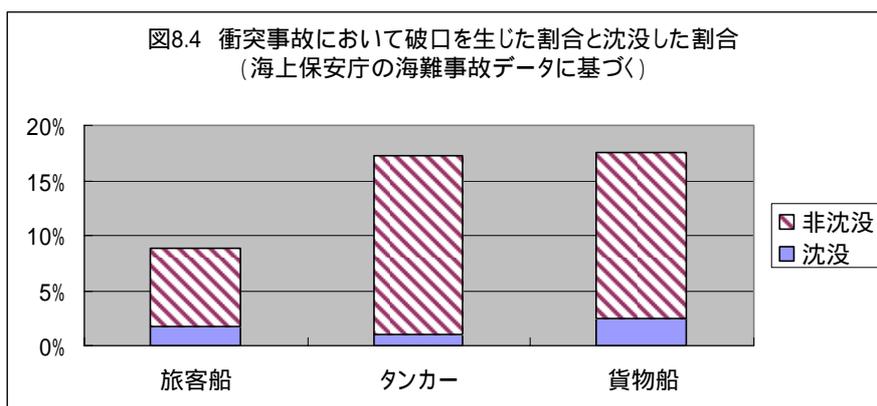


図 8.4 衝突事故において破口を生じた割合と沈没した割合 (海上保安庁データ)

8.4 内航船に対する改正された損傷時復原性規則の試算

新規則が内航船に適用された場合の到達区画指数 A と規則の適否を把握するために新規則での試算を実施した。本検討では、内航旅客船 6 隻及び内航貨物船 7 隻を計算対象とした。対象とした船舶の一覧及び試算結果の概要を表 8.2 に示す。

表 8.2 改正 SOLASII-1 章損傷時復原性規則試算結果総括表

	船名 (航行区域)	Ls(m)	総トン数	As	Ap	Al	0.9R(旅客船)/ 0.5R(貨物船)	R	A	現行適用規則
旅客船	U丸 (平水)	21.7	41	0.788	0.734	0.581	0.608	0.676	0.725	軽構造船暫定基準 (1区画可浸)
旅客船	H丸 (限定沿海)	63.7	882	0.215	0.289	0.231	0.635	0.705	0.236	適用無し
貨客船	O丸 (近海)	128.2	6679	0.203	0.313	0.534	0.649	0.721	0.313	適用無し
旅客船兼自動車運搬船	Sさん (平水)	47.5	360	0.474	0.682	0.811	0.619	0.688	0.624	カーフェリー通達 (船首尾2区画可浸、 他1区画可浸)
旅客船兼自動車運搬船	A (近海、非国際)	139.7	6466	0.260	0.319	0.545	0.638	0.709	0.340	カーフェリー通達(2 区画可浸)
旅客船兼自動車運搬船	R (近海、非国際)	199.5	18225	0.560	0.679	0.789	0.647	0.719	0.654	船舶区画規程(旅客 船)、カーフェリー 通達(2区画可浸)
RORO貨物船	H丸 (近海)	152.4	7096	0.193	0.210	0.217	0.290	0.579	0.205	適用無し
RORO貨物船	K丸 (限定近海)	160.8	12560	0.336	0.372	0.600	0.296	0.591	0.403	適用無し
ばら積み船	H丸 (沿海)	101.2	3524	0.173	0.313	0.535	0.247	0.494	0.301	適用無し
セメント運搬船	H丸 (近海)	94.7	2983	0.143	0.190	0.727	0.234	0.467	0.278	適用無し
自動車運搬船	I丸 (沿海)	127.3	4439	0.080	0.083	0.088	0.271	0.542	0.083	適用無し
コンテナ運搬船	M丸 (近海)	112.6	3863	0.354	0.383	0.396	0.259	0.516	0.374	適用無し
石灰石専用船	K丸 (沿海)	99.5	2760	0.200	0.588	0.746	0.245	0.490	0.465	適用無し

8.4.1 内航旅客船

内航旅客船については、建造時期によりそれぞれの船舶に適用されている損傷時復原性規則（要件）が異なった。このため、個船の到達区画指数 A に大きく影響していることが明らかとなった。

現行以前の船舶区画規程、軽構造船暫定基準及びカーフェリー通達により損傷時復原性要件を課している内航旅客船は、船の大きさに関係なく全体的に到達区画指数 A は大きいことが明らかとなった。

今回の現存船に対する試算結果では、現行の船舶区画規程による損傷時復原性を満足している旅客船が含まれていない。現行の船舶区画規程は現行 SOLAS 条約で規定されている区画長さの要件を除いた決定論による損傷時復原性要件（残存復原力、必要なメタセンタ高さ、最大傾斜角の制限、限界線が没水しないこと）が適用されている。このことから、現行の船舶区画規程を満足する船舶は、今回試算で用いた現行以前の船舶区画規程、軽構造船暫定基準及びカーフェリー通達を課している船舶よりも到達区画指数 A は大きくなると推測される。よって、改正 SOLAS 条約 II-1 章の確率論による損傷時復原性基準をほぼ満足できるものと推測できる。

個船毎に見た場合、U丸は軽荷状態の方が満載状態よりも到達区画指数 A がとりにくいことが分かった。一般的に、対称に浸水した場合は満載状態よりも軽荷状態の方が GZ_{max} は大きくなるため軽荷状態の方が安定する。しかしながら、旅客船は 7-2 規則で生存確率を計算する際に乗客の移動や風によるモーメントに対する生存確率 ($S_{mom,i}$) を計算する必要がある。 $S_{mom,i}$ の式は GZ_{max} と排水量に比例してこれらのモーメントに反比例する式となっているが、U丸の場合は載荷状態による排水量の変化が GZ_{max} やモーメントに比べて大きいため軽荷状態で相対的に小さくなった。この結果、軽荷状態の方が満載状態よりも到達区画指数 A がとりにくくなった。

また、カーフェリー通達（船首尾 2 区画可浸、他 1 区画可浸）を適用している S 丸と比較すると、同じくカーフェリー通達（2 区画可浸。但し、残存要件なしで限界線が水没するかどうかのみ）を適用している A 丸の到達区画指数 A は低くなっている。これは A 丸が S 丸に比べて非対称区画を多く有しておりこれらに非対称浸水が生じた際に到達区画指数 A が取りにくいことや乾舷甲板下に車両甲板を有することからこれらに浸水した際に点を取りにくいことが理由としてあげられる。また、船の大きさは S 丸よりも大きいものの、それと比べるとあまり GM の値が大きいことも要因として考えられる。

これらの試算結果から、到達区画指数 A を向上する方策としては、GM の値を大きくすること、乾舷を大きくすること、隔壁を増やし区画を増やすこと、浮力に算定されていない構造物を水密にすること等が考えられる。しかし、乾舷甲板下に客室を設けている旅客船は、到達区画指数 A を上げるためには客室を水密隔壁で区切る必要があるため、実行上及び利便性の点から合理的でない。この様に、到達区画指数 A の向上を図るためには個船ごとにその運航目的、制限事項に応じて設計上取りうる適切な方策を検討する必要がある。

8.4.2 内航貨物船

内航貨物船については、これまでに適用された損傷時復原性規則が存在しなかったこともあり、全体的に到達区画指数 A は小さい。旅客船に比べると、これまでに損傷時復原性要件が課されていないことから到達区画指数 A が大きくないことが明らかとなった。これらのうち、セメント船については、水密隔壁を増設したという仮定のもとに試算をしているため、現実の区画配置の到達区画指数 A は本試算結果より小さくなる。

個船毎に見た場合、様々な問題点が明確になった。喫水はほぼ同じで車両乗込甲板高さが大幅に異なる内航 RO/RO 貨物船 2 隻（H丸及びK丸）を比較した結果、車両乗込甲板が低い H丸は K丸に比べてかなり到達

区画指数Aが小さくなることが分かった。この2隻は、車両乗込甲板高さだけでなく、船幅及びGMも異なるため到達区画指数Aにこのような差異を生じた。このため、H丸の到達区画指数Aを向上するためには、船幅を広くして車両乗込甲板高さを上げることが到達区画指数Aを改善するための最も有効な対策である。しかしながら、内航RO/RO貨物船は、投入される港の岸壁事情によって車両乗込甲板高さをはじめとする仕様が決定される。このため、到達区画指数Aを向上させるためには車両乗込甲板高さを単純に高くするのではなく隔壁を増やすなど別の対策が必要となる。また、RO/RO船は車両乗込甲板下に比較的長い貨物区域を設けているので、車両乗込甲板下貨物区域が浸水する場合には到達区画指数Aを向上させることが困難であることが分かった。

セメント運搬船 H 丸や自動車運搬船 I 丸のように、その使用目的のために長い貨物区域を持つ船舶が存在することが分かった。これらの船舶では当該貨物区域に浸水した場合の生存確率は低くなるため到達区画指数 A をかせぐ事が出来ない。隔壁を増やして区画を増やせば確実に到達区画指数 A は向上することが予想されるが、実行上は容易ではない。

8.5 影響評価

前節の試算結果をもとに、改正 SOLASII-1 章の損傷時復原性規則を導入した場合に予想される影響について整理する。

8.5.1 内航旅客船

内航旅客船については、R の値を満足するだけでなく、マイナーダメージ要件も満たす必要がある。これは、ある一定の大きさの破口がある位置に開いた場合でも適切な生存確率を確保する（生存確率 S が 0.9 以上）という条件であり、実質的に 2 区画可浸を求める要件である。前節の試算からも、現存船のほとんどの船舶は全ての積み付け状態で 2 区画可浸まで生存確率 0.9 以上となるこの要件を満足していない。このため、要件を満足するためには何らかの設計上の改善策が必要となるものと考えられる。

8.5.2 内航貨物船

前節でも述べたとおり、貨物船についてはこれまで適用された損傷時復原性規則が存在しなかったこともあり、全体的に到達区画指数 A は小さい。このため改正 SOLASII-1 章の損傷時復原性規則にもとづく確率論の損傷時復原性規則を導入するためには、ある程度の設計変更が必要になると考えられる。

このためには、一般的に復原性を向上するための方策である GM の値を大きくすること、乾舷を大きくすること及び隔壁の増加による区画の増加等の対策が考えられる。しかしながら、セメント運搬船や鉄道車両等の長尺物を運搬する貨物船は、その使用目的から区画構造が決められているため単純に水密隔壁を増やして区画を増やすわけにはいかないのが現状である。また、セメント運搬船は荷役システムも含めて船舶の設計が行われているため、区画を含めた船の構造を変更することは荷役システム全体の変更も伴うこととなる。

また、内航 RO/RO 貨物船については、同じ船の長さであっても車両乗込甲板高さや船幅が異なると到達区画指数 A に大きく変化することが明らかになった。また、到達区画指数 A を向上するためには車両乗込甲板高さを高くして船幅を大きくすることで対応可能であるが、車両乗込甲板高さなどの貨物船の仕様は投入される港の岸壁事情により決定されるため、隔壁を増やすなど別の対策が必要となると考えられる。

8.5.3 規則適用上の問題点

内航の小型旅客船を建造する造船所は、中小規模のところが多いことから現状では仮に確率論を導入しても、計算プログラムを導入する事が困難になる可能性が考えられる。このため、円滑な規則の導入のためには、安価で計算プログラムの入手が可能な枠組み作りや試設計の段階での手計算等による簡易計算が可能となるような規制体系を検討する必要があると考えられる。

8.6 損傷時復原性要件の国内取り入れについて

8.6.1 現行の損傷時復原性に関する規則

現行、内航貨物船については損傷時復原性の要件について特に規定されていない。一方、旅客船については、平成 14 年 7 月に船舶区画規程が改正され、平成 15 年 7 月以降建造されるすべての旅客船について、現行 SOLAS 条約で規定されている区画長さの要件を除いた決定論による損傷時復原性要件（残存復原力、必要なメタセンタ高さ、最大傾斜角の制限、限界線が没水しないこと）が適用されている。これ以前は、旅客カーフェリー以外の旅客船については特に規定はなく、旅客カーフェリーについては、カーフェリー通達^{*1}及び自動車渡船構造基準（船舶検査心得）により、残存復原力を除いた上記要件が適用されていた。（条約では、1988 年の改正で上記、残存復原力が追加された）

このように内航旅客船については、外航旅客船の損傷時復原性要件の一部を緩和した基準により損傷時の安全性を確保している。

8.6.2 新損傷時復原性の内航船への適用について

8.2.2 から 8.2.4 にあるとおり、SOLAS 条約で旅客船にも全面的に導入された確率論による損傷時復原性要件は、統計に基づいた損傷の発生確率を考慮し、その船全体としてある一定の生存確率を確保することを目的としている。近年、IMO において策定される規則の傾向として、事業者の創意工夫による多種多様な規制適合方法が認められることを可能とする性能基準化があり、国内規則においても事業者の技術革新を促進する観点からも設計の自由度を高める性能基準化を推進する必要性が認められる。

これまで条約要件の内航船への適用にあたっては、条約を国際標準としたうえで、内航船のそれぞれの航行区域やその実態及び海難による損失の度合いに応じた要件が設定され基準が課されている。また、この要件の設定にあたっては当該要件の必要性（安全性の確保の必要性）だけでなく船舶設計及び運航に与える影響も総合的に勘案されている。

今回の損傷時復原性要件の内航船への適用方針の策定に際してもこれまでと同様に総合的に判断されるものと思われるが、本委員会で行われた 8.5.3 までに記載の試算結果を含む検討結果を考慮して、国土交通省より、今後業界調整等を含め必要な検討を行うためのたたき台としてまとめた適用方針（案）が以下のとおり提示された。審議の結果、適用方針については大筋認められた。一方、規則の適用を行う上で以下 8.6.4 に示す技術的課題も明らかになった。今後、これらについて慎重かつ詳細に検討した上で損傷時復原性要件が内航船へ適用される予定である。

8.6.3 適用方針（案）

海難事例の調査から旅客船及び貨物船の区別なく、毎年衝突、乗揚事故が発生しており、これらのうち有意な件数については破口が生じるような事故であることが明らかになった。また、建造当時の規則では

^{*1} カーフェリーの安全対策について[船査第 367 号（S48.7.10）、船検第 481 号（S48.9.21）]

損傷時復原性の要件が課されていないため、貨物船及び旅客カーフェリー以外の旅客船については、試算の結果から損傷時の復原性能が低いことが明らかとなった。これらのことを勘案すると、現行規則において損傷時復原性の要件が適用されていない船舶についても損傷時復原性要件を適用する必要があるものと思慮される。

また、損傷時復原性要件としては、損傷した場合の損傷箇所、損傷範囲などについて正確な推定が不可能であることから、新条約で規定されるように損傷の発生確率を考慮し、その船全体としてある一定の生存確率を確保するという確率論による損傷時復原性要件を導入することが、損傷事故発生時の復原性能を担保する手段として合理的と考える。

また、条約でも衝突事故は輻輳海域において、濃霧など視界不良時の比較的海象条件の穏やかな時に多く発生しているとされていること、国内においても同様に比較的沿岸の輻輳海域で多くの衝突事故が発生していることから航行区域又は陸岸からの距離の差異により適用基準及び適用範囲を区別することは難しい。

8.6.3.1 内航旅客船への適用（案）

- (1) 長さ（ L_f^2 ）が80m以上の船舶にあっては、確率論による新損傷時復原性要件を適用する。
- (2) 長さ（ L_f ）が80m未満の船舶にあっては、原則、確率論による新損傷時復原性の要件を適用する。ただし、現行の決定論に基づく損傷時復原性要件も代替措置として認める。

<考え方>

- (1) 船舶の大きさに応じて旅客定員も増大し、損傷時における復原性の確保の必要性も増大する。また、ある一定以上の大きさの船舶については小型の船舶と比較すると区画配置等、設計の自由度もあり、技術的には対応可能であることを考慮すると、条約どおり適用することが適当である。
- (2) 一方で、一定以下の大きさの船舶については、以下の理由により、これまで通り決定論を残すことが適当である。
 - 1) 小型の船舶については、その構造上（多層甲板ではない、非対称区画が少ない）確率論による損傷時復原性要件で考慮される多種多様な損傷が発生する可能性は少なく、現行の決定論に基づく損傷時復原性要件を満足することでほぼ同等の安全性が確保されること。
 - 2) 小型の船舶については、長さに対する機関室長さの割合をはじめ、構造的にも制約が多く設計の自由度が限られ、確率論による損傷時復原性要件への対応が困難であり、そのメリットも少ないこと。
- (3) 決定論による損傷時復原性要件を代替措置とすることができる船舶の大きさの境界線としては、以下の理由により、 $L_f=80m$ とすることが適当である。
 - 1) 貨物船において条約の損傷時復原性要件が適用される閾値が $L_f=80m$ であること。
 - 2) 現行の決定論による損傷時復原性においても、長さ 79m 未満の船舶には決定論の 2 区画可浸（RORO 船にあっては、船首尾のみ 2 区画可浸）は要求されていない。このことは、上記(2)のとおり小型の船舶はそのサイズから有効な区画配置に限度があり、2 区画可浸を満足することが困難であることが広く認識されていることからと思われる。また、確率論による損傷時復原性においては、一区画だけでなく、二区画又は、それ以上の損傷を受けた場合を含め、総合的に判断する

² 本文書中、 L_f とは、満載喫水線規則第四条による船の長さをいう。

ものであることを考慮すると、確率論による損傷時復原性要件を 80m 以下の船舶に強制することは適当ではない。

8.6.3.2 内航貨物船への適用（案）

- (1) 長さ (Lf) が 80m 以上の船舶にあつては、確率論による損傷時復原性要件を適用する。ただし、当面、損傷時復原性要件の代替として、損傷制御資料及び浸水警報装置の備付けを認める。
- (2) 長さ (Lf) が 80m 未満の船舶にあつては、損傷時復原性を適用しない。

<考え方>

- (1) 内航貨物船について、以下の理由により、基本的に条約どおり確率論による損傷時復原性要件を適用することが適当である。
 - 1) 前記のとおり、試算結果から既に決定論による損傷時復原性要件が適用されている内航旅客船と比較して、損傷時復原性の要件が適用されていない内航貨物船の到達区画指数が極めて低いことが判明し、可能な限り内航貨物船の損傷時の安全性を高める措置が必要であること。
 - 2) 条約で求められている確率論は、損傷確率及び生存確率から到達区画指数まで整合して規定されている。このため、条約の損傷時復原性基準の一部を緩和して適用することについては、その安全上の適切な理由がないこと。
 - 3) 貨物船については、すべての区画について損傷時の復原性基準を一様に満足することが求められる決定論を満足することは困難である。このため、設計の自由度を確保しつつ、損傷時の復原性レベルを一定以上確保する確率論による損傷時復原性が適切と思慮される。このような確率論による損傷時復原性の要件は、条約船に既に適用されており、規制方法として適切かつ有効であることが実証されている。
- (2) 一方で、内航貨物船にあつては、製品輸送という性格から長尺物の輸送に従事する貨物船、砂利運搬船、作業船等外航貨物船とは用途そのものが異なる船舶も多く、条約どおりの確率論を適用することが船型上難しい船舶がある。
- (3) また、RORO 船、セルフ荷役設備を備えたセメント運搬船等については、条約どおりの確率論による損傷時復原性要件を適用した場合、船舶の構造のみならず、荷役システムの大幅な変更も強いられる場合もありその影響は多大なものとなる。
- (4) 従つて、内航貨物船にあつては、当面、船舶衝突時の船員の人命の安全の確保を図る以下の代替措置をとることにより、損傷時復原性の適用を免除することが適当である。
 - 1) 船舶が損傷をした場合に、船外に退去すべきか船内に残るべきかの判断を行うため、決定論により 1 区画又は 2 区画に浸水した場合の損傷時復原性を評価した損傷制御資料を作成し、船内に備えること。
 - 2) 上記、各区画の浸水時の損傷時復原性についての評価に基づき、損傷時の復原性の要件を満足できない区画に浸水した場合の速やかな退船確保を目的に当該区画に浸水警報装置を設置すること。なお、浸水警報装置については、SOLAS 条約においても損傷時復原性の代替装置として、損傷時復原性の適用を受けていない単船艙貨物船に設置することが求められている。

8.6.4 内航船への適用にあたっての今後の検討事項

上記、適用方針（案）は、技術的観点からの大筋の考えを示すものであるが、審議の結果国内法令への取り入れにあたっては、以下の事項について更に検討していく必要があることが合意された。

- (1) 今回の現存船に対する試計算結果には現行の船舶区画規程による損傷時復原性の要件が適用されている旅客船が含まれていないが、SOLAS 条約において改正規定の決定過程や上記試計算の結果から、確率論による損傷時復原性要件をほぼ満足できるものと推測できる。しかしながら、確率論による損傷時復原性要件を完全に満足するためには、船舶の深さ、幅などの主要目を変更せざるをえない可能性も残されていることに留意し、具体的な取入れ方針を策定することについて。
- (2) 確率論による損傷時復原性要件を適用する場合、旅客船のみの要件である傾斜モーメント（風によるモーメント、救命艇の振り出しによるモーメント）について内水面を航行する船舶に適用することの妥当性について。
- (3) 構造、水密性について軽減されている平水区域を航行区域とする貨物船の取扱いについて。
- (4) 現在、損傷時復原性と密接な関係があることから今後の検討事項とされている MSC80 で改正された「総トン数 500 トン以上であってバルクキャリア以外の長さ 80m 未満の単船艙貨物船に適用される浸水警報装置」の取扱いについて。
- (5) 確率論による損傷時復原性要件と二重底の設置要件を同時に適用する必要性の有無について。

9. まとめ（今後の対応、検討事項）

本プロジェクトでは1年間に亘り、SLF48での審議における我が国主張の実現、SLF49に向けての準備、SOLAS II-1章改正の国内規則への取り込みの検討に焦点をあて、調査研究を実施してきた。

SLF48 に対しては、まず満載喫水線条約の乾舷表見直しは不要と主張する検討結果（SLF48/9/1、SLF48/INF.8）を提出し、我が国の主張どおり本議題を打ち切ることに成功した。加えて、新しいSOLAS II-1章の損傷時復原性基準について説明文書に加えるべき事項（SLF48/3/7）の提案を行い、説明文書案に反映させた。次に、SOLAS II-1章の改正で主要部が強制化される非損傷時復原性コードの改正への短期的対応として、我が国提案によるウエザークライテリオン（WZ）の存続を図るため、ウエザークライテリオンの説明文書（SLF48/4/5）の提案、ウエザークライテリオン代替評価のための模型試験法の暫定ガイドライン案（SLF48/4/13、SLF48/4/15）の作成について文書を提出した。この結果、ウエザークライテリオンの模型実験による代替評価を認めるMSCサーキュラー案が合意され、さらにウエザークライテリオンを含めた非損傷時復原性コード案がまとまるなど、当初の目的を達成することができた。これにより、船舶復原性規則制定後国内旅客船で転覆事故を起こしていないという我が国の安全規制の枠組みを残し、かつ新形式船型への対応の途も拓くことができた。さらに非損傷時復原性コードの長期的改正および追波操船ガイダンス改正への布石として、研究成果にもとづきその改正方針を提案する文書（SLF48/4/14）を提出し、SLFの審議を主導することができた。このように、本プロジェクトでの活動は、SLF48での我が国主張の実現に期待通りの成果を挙げることに繋がった。

その後はSLF49に向けて、損傷時復原性および非損傷時復原性のコレスポネンス・グループの活動に、本プロジェクトの成果を積極的に活用して、貢献した。特に、LL条約の第27規則とSOLAS II-1章の調和、非損傷時復原性コードの性能志向基準と関連する操船基準の検討にその重点をおいた。これらの成果は最終的にSLF49に反映されることが期待される。

SOLAS II-1章改正の国内規則（船舶区画規程）への取り込みについては、内航の客船・貨物船についての試算を行った結果、その基本的な方針案をまとめるための技術的指針を与えることができた。

以上のように、本プロジェクトは当初の目的を十二分に達成することができたと自負する。今後は、SLF49に向けて、満載喫水線条約と損傷時復原性規則の改正審議が終了することをふまえ、非損傷時復原性コードの性能志向基準に重点化した取り組みが不可欠となる。

添付資料

1. SLF48/3/7: DEVELOPMENT OF EXPLANATORY NOTES FOR HARMONIZED SOLAS CHAPTER II-1
Proposed explanatory notes for SOLAS chapter II-1
2. SLF48/4/5: REVISION OF THE INTACT STABILITY CODE Proposal on draft explanatory notes to the severe wind and rolling criterion
3. SLF48/4/13: REVISION OF THE INTACT STABILITY CODE Comments on draft guidelines for alternative assessment of weather criterion
4. SLF48/4/14: REVISION OF THE INTACT STABILITY CODE Comments on dynamics-based stability criteria and revision of the MSC/Circ.707
5. SLF48/4/15: REVISION OF THE INTACT STABILITY CODE Comments on draft guidelines for alternative assessment of weather criterion based on trial experiment results
6. SLF48/9/1: REVISION OF THE TECHNICAL REGULATIONS OF THE 1966 LL CONVENTION A methodology for the revision of the freeboard tables and corrections
7. SLF48/INF.8: REVISION OF THE TECHNICAL REGULATIONS OF THE 1966 LL CONVENTION An assessment of safety in terms of the assignment of freeboard



SUB-COMMITTEE ON STABILITY AND
LOAD LINES AND ON FISHING VESSELS
SAFETY
48th session
Agenda item 3

SLF 48/3/7
8 July 2005
Original: ENGLISH

DEVELOPMENT OF EXPLANATORY NOTES FOR HARMONIZED SOLAS CHAPTER II-1

Proposed explanatory notes for SOLAS chapter II-1

Submitted by Japan

SUMMARY

Executive summary: This document provides proposals of explanatory notes for amendments to SOLAS chapter II-1 adopted at MSC 80 by resolution MSC.194(80)

Action to be taken: Paragraph 9

Related document: MSC 80/24/Add.1, annex 1

Background

1 The Maritime Safety Committee, at its eightieth session, adopted resolution MSC.194(80) on amendments to the 1974 SOLAS Convention as amended. This included the amendments to SOLAS chapter II-1 (MSC 80/24/Add.1, annex 1).

2 The final text of the draft amendments to SOLAS chapter II-1 prepared by the Sub-Committee and approved by MSC 79 included some ambiguous expressions. However, these could not be resolved due to its technical nature.

Proposed explanatory notes

3 In order to resolve these ambiguities, Japan invites the Sub-Committee to consider the following items in paragraphs 4 to 8 in relation to the amendments to SOLAS chapter II-1 adopted by MSC resolution 194(80).

4 Regulation 7-1, paragraph 1; at the end, we can not understand the words “and where $r(x1, x2, b0) = 0$ ”, and this may, in addition, create a confusion that the $b0$ here and b_0 in 1.1 is the same or different. We consider that the intention is that where $k = 0$ (side end of the ship), $r(x1_j, x2_j, b) = 0$. We propose a explanatory note as

“where $r(x1, x2, b0) = 0$ ” means that where $k=0$, $r(x1_j, x2_j, b) = 0$.”
Or, “where $r(x1, x2, b0) = 0$ ” means “where $r(x1, x2, b0), p_i=0$ ”.

5 Regulation 7-2, paragraph 4.1.1; parameter B (beam) used in this paragraph is different from B (Breath) as defined in regulation 2. To avoid any confusion, B_m shall be used in regulation 7-2.4.1.1.

6 Regulation 7-2, paragraph 4.1.2; parameter A (projected lateral area) is used in this paragraph, but this is different from A (attained subdivision index) as defined in regulation 7. To avoid any confusion, A_c shall be used in regulation 7-2.4.1.2. (Avoid the use of A_p , which is used another purpose in naval architecture.)

7 Regulation 7-2, paragraph 6.1; x_1 and x_2 (small underside letters of 1 and 2) are used here, but $x1$ and $x2$ (normal size of 1 and 2) are used in regulation 7-1. We are sure that these are the same. Therefore, following explanatory note is proposed:

“ x_1 ” means “ $x1$ ” and “ x_2 ” means “ $x2$ ”.

8 In regulation 13, paragraph 7.6 footnote, IEC 529: 1976 no longer exists. This has been replaced by IEC 60529:2003. This shall be confirmed, perhaps, during the work of the explanatory note for SOLAS chapter II-1 (existing work items of SLF). This is not editorial and was not considered at MSC 80. SLF 48 shall examine this.

Action requested of the Sub-Committee

9 The Sub-Committee is invited to consider paragraphs 4 to 8 above, and create necessary explanatory notes to SOLAS chapter II-1.



SUB-COMMITTEE ON STABILITY AND
LOAD LINES AND ON FISHING VESSELS
SAFETY
48th session
Agenda item 4

SLF 48/4/5
10 June 2005
Original: ENGLISH

REVISION OF THE INTACT STABILITY CODE

Proposal on draft explanatory notes to the severe wind and rolling criterion

Submitted by Japan

SUMMARY

Executive summary: This document provides draft explanatory notes to the severe wind and rolling criterion as a part of the revision of the IS Code.

Action to be taken: Paragraph 3

Related documents: SLF 47/WP.2, SLF 48/4/1, resolutions A.749(18) and MSC.75(69)

Introduction

1 SLF 47 agreed that explanatory notes should be developed as a base of present stability criteria as Part C of the new IS Code regarding revision of the Code on Intact Stability for all types of ships covered by IMO instruments (resolution A.749(18) as amended by resolution MSC.75(69)) known as the IS Code. Its intention is to facilitate the development and use of performance-based criteria or alternative approval, which is comparable to the safety level of the current stability criteria. For this purpose, the member of the intersessional correspondence group agreed that Japan drafts the explanatory notes to the severe wind and rolling criterion (weather criterion).

2 Since the current weather criterion was developed from the weather criterion of Japanese national standards with the roll angle prediction formula of USSR's national standards, Japan reviewed the technical background of Japanese weather criterion including data used for its development in 1956, and described the process of merging these two criteria in the resolution A.562(14) which was adopted at IMO in 1985. The draft explanatory notes prepared by Japan are set out in annex to this document.

Action requested of the Sub-Committee

3 The Sub-Committee is invited to consider the above draft explanatory notes and take actions as appropriate.

ANNEX

DRAFT EXPLANATORY NOTES TO THE SEVERE WIND AND ROLLING CRITERION (WEATHER CRITERION) (CHAPTER 2.3 OF THE IS CODE PART A)

3.1 Introduction

The severe wind and rolling criterion (weather criterion) is one of general provisions of the IS Code. This criterion was originally developed to guarantee the safety against capsizing for a ship losing all propulsive and steering power in severe wind and waves, which is known as a dead ship. Because of no forward velocity of ships, this assumes an irregular beam wind and wave condition. Thus operational aspects of stability are separated from this criterion, and are dealt with the guidance to the master for avoiding dangerous situation in following and quartering seas (MSC Circ.707), in which a ship could capsize more easily than beam seas under some operational actions.

The weather criterion firstly appeared in the IMO instruments as Attachment No.3 to the Final Act of Torremolinos International Convention for the Safety of Fishing Vessels, 1977. During the discussion for developing the Torremolinos Convention, the limitation of the GZ curve criterion based on the IMCO resolution A.168(ES.IV) was remarked; it is based on experiences of fishing vessels only in limited water areas and it has no way for extending its applicability to other ship types and other weather conditions. Thus, other than the GZ curve criterion, the Torremolinos Convention adopted the severe wind and rolling criterion including a guideline of calculation. This new provision is based on the Japanese proposal (Tsuchiya, 1975) which was developed from the Japanese stability standard for passenger ships (Watanabe *et al.*, 1956).

Then, similar criticisms to the GZ curve criterion for passenger and cargo ships, the IMCO resolution A.167(ES.IV), was raised at IMCO. At least resolution A.167 was claimed to be applicable to ships of 100 m in length or below because of the limitation of statistical data source. As a result, a weather criterion was adopted also for passenger and cargo ships as well as fishing vessels of 45 m in length or over as IMO resolution A.562(14) in 1985. This new criterion keeps the framework of the Japanese stability standard for passenger ships again but with USSR's calculation formula for roll angle. For smaller fishing vessels, the IMO resolution A.685(17) in 1991 was provided. Here the reduction of wind velocity near sea surface is introduced reflecting USSR's standard. When the IS Code was established as the IMO resolution A.749(18) in 1993, all the above provisions were superseded.

3.2 Energy balance method

The basic principle of the weather criteria is energy balance between beam wind heeling and righting moments with a roll motion taken into account. One of pioneering works on this energy balance methods can be found in Pierrotte (1935). Here, as shown in Figure 3.1, it is required the energy due to restoring is larger than that due to wind heeling moment. Since no roll motion is taken into account, a ship is assumed to suddenly suffer wind heeling moment at its upright condition. This was later used in the interim stability requirements of the USSR and then Poland, Romania, GDR and China. (Kobylnski & Kastner, 2003)

In Japan energy balance method is extended to cover a roll motion and to distinguish steady and gusty wind as shown in Figure 3.2. Then it is adopted as the basic principle of Japan's national standard. (Watanabe *et al.*, 1956) The regulation of the Register of Shipping of the USSR (1961) also assumes initial windward roll angle as shown in Figure 3.2. The current IMO weather criterion of Chapter 2.3 of the IS Code Part A utilises the energy balance method adopted in Japan without major modification. Here we assume that a ship with a steady heel

angle due to steady wind has a resonant roll motion in beam waves. Then, as a worst case, the ship is assumed to suffer gusty wind when she rolls toward windward. In case of the resonant roll, roll damping moment and wave exciting moment cancel out. Thus, energy balance between restoring and wind heeling energy can be validated around the upright condition. Furthermore, at the final stage of capsizing, since no resonance mechanism exists near the angle of vanishing stability, the effect of wave exciting moment could be approximated to be small. (Belenky, 1993)

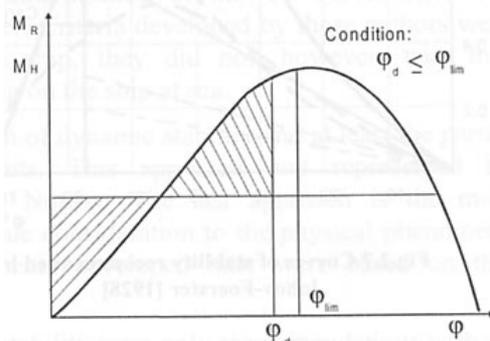


Figure 3.1 Energy balance method used by Pierrote (1935).

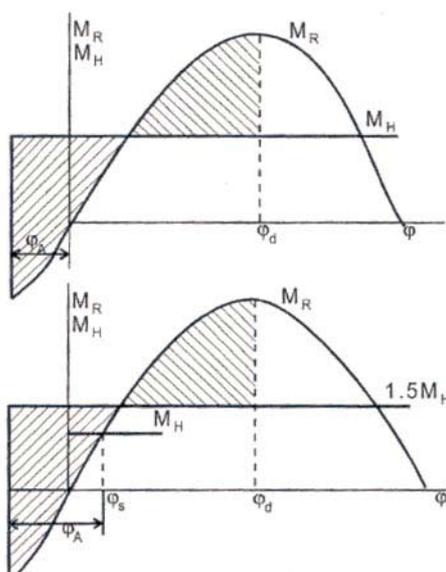


Figure 3.2 Energy balance methods in standards of USSR (upper) and Japan (lower). (Kobyliniski & Kastner, 2003)

3.3 Wind heeling moment

In the Japanese standard the steady heeling moment, M_w , is expressed as follows:

$$M_w = \frac{1}{2} \rho C_D A H_0 (H / H_0) V_w^2 \tag{3.2.1}$$

where ρ : air density, C_D : drag coefficient, A : lateral windage area above water surface, H : heeling lever, H_0 : vertical distance from centre of lateral windage area to a point at one half the mean draught and V_w : wind velocity. Values of C_D obtained from experiments of passenger ships and train ferries ranges from 0.95 to 1.28. In addition, a wind tunnel test for a domestic passenger ship (Okada, 1952) shows that H/H_0 is about 1.2. Considering these data, the value of $C_D(H/H_0)$ was assumed to be 1.22 in average. These formula and coefficients were adopted also at IMO.

To represent fluctuating wind, gustiness should be determined. Figure 3.3 shows the ratio of gustiness measured in various stormy conditions. (Watanabe *et al.*, 1955) Here the maximum is 1.7 and the average is $\sqrt{1.5} (\approx 1.23)$. However, these were measured for about 2 hours of duration but capsizes could happen within half the roll natural period, say 3 to 8 seconds. In addition, reaction force could act on centre of ship mass because of such short duration. Therefore, in place of the maximum value, the average value of Figure 3.3 is adopted. This results in 1.5 as heeling lever ratio for gustiness as shown in the IS Code.

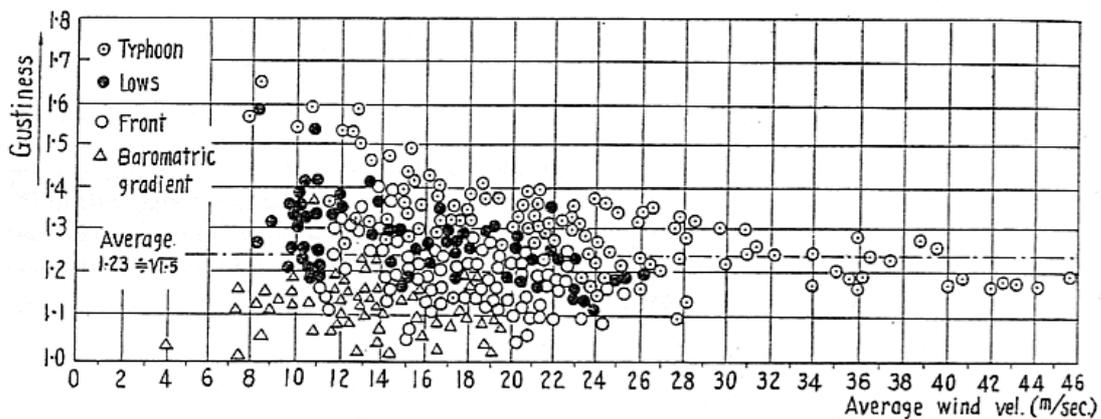


Figure 3.3 Gustiness of measured sea wind. (Watanabe *et al.*, 1956)

3.4 Roll angle in waves (Japanese method)

In general, ship motion consists of surge, sway, heave, roll, pitch and yaw. In beam seas, however, only sway, heave and roll are dominant. Furthermore, the effect of heave on roll is negligibly small and coupling from sway to roll can be cancelled with roll diffraction moment (Tasai & Takagi, 1969). Therefore, the roll motion can be modelled without coupling from other motion modes if the wave exciting moment is estimated without wave diffraction. Consequently, considering nonlinear roll damping effect is taken into account, the amplitude of resonant roll in regular beam waves, ϕ (degrees), can be obtained as follows:

$$\phi = \sqrt{\frac{\pi \Theta}{2N(\phi)}} \quad (3.2.2)$$

where $\Theta (= 180s)$: maximum wave slope (degrees), s : wave steepness, r : effective wave slope coefficient and N : Bertin's roll damping coefficient as a function of roll amplitude.

Wave steepness

Based on observations at seas, Sverdrup and Munk (1947) published a relationship between wave age and wave steepness as shown in Figure 3.4. Here the wave age is defined with the ratio of wave phase velocity, u , to wind velocity, v , and wave height, H_w , means significant wave height. If we use the dispersion relationship of water waves, $u = \frac{gT}{2\pi}$, this diagram can be converted to that with wave period, T , as shown in Figure 3.5. Further, since the ship suffers a resonant roll motion, the wave period could be assumed to be equal to the ship natural roll period. Here it is noteworthy that the obtained wave steepness is a function of roll period and wind velocity. In addition, because of possible spectrum of ocean waves, regions for the maximum and minimum steepness are modified from the original data.

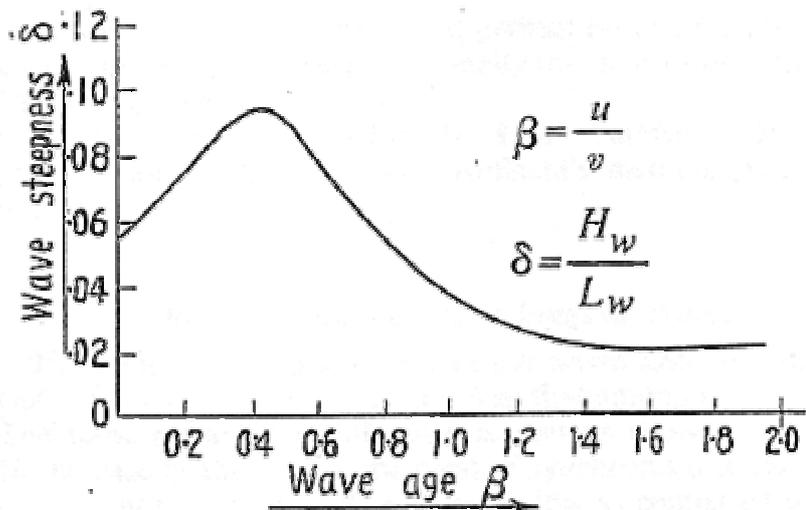


Figure 3.4 Relationship between wave age and wave steepness. (Sverdrup & Munk, 1947)

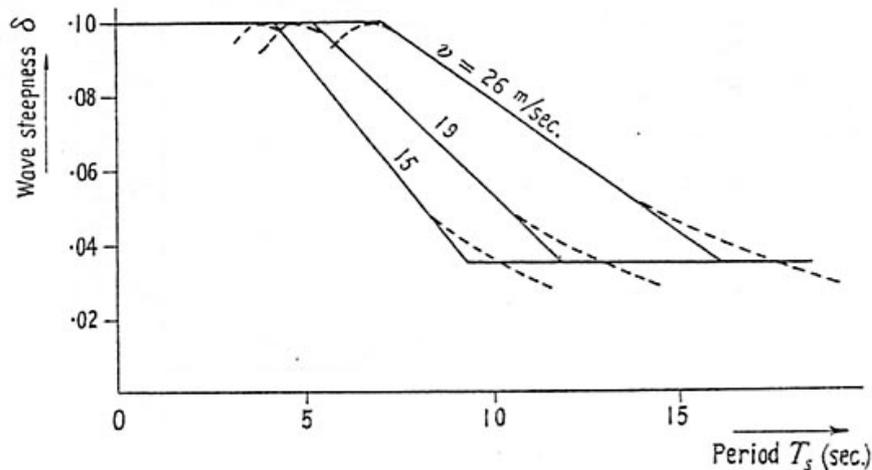


Figure 3.5 Relationship between roll period and wave steepness in Japanese criterion. (Yamagata, 1959)

Hydrodynamic coefficients

For using Equation (3.2.2), it is necessary to estimate the values of r and N . Since we should estimate wave exciting moment without wave diffraction due to a ship, it can be obtained by integrating undisturbed water pressure over the hull under calm water surface. Watanabe (1938) applied this method to several ships and developed an empirical formula, which is a function of wave length, VCG, GM, breadth, draught, block coefficient and water plane area coefficient. For simplicity sake, it is further simplified for 60 actual ships only as a function of VCG and draught shown in Figure 3.6. The formula used in the IMO weather criterion for r was obtained by this procedure.

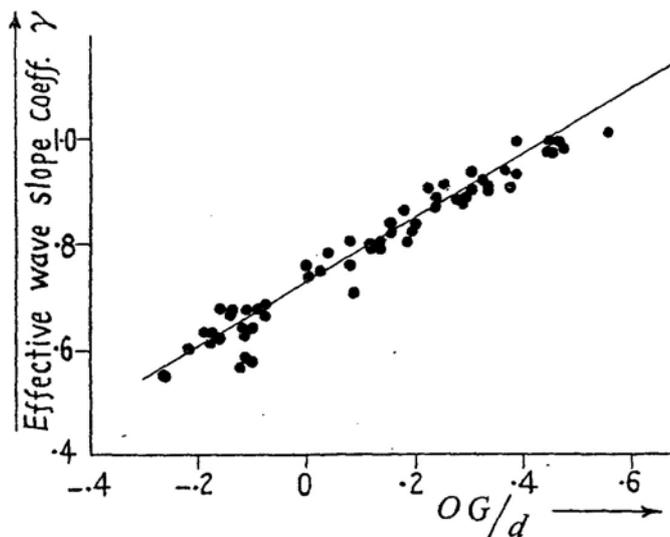


Figure 3.6 Effective wave slope coefficient: measurements (circles) and estimation (solid line). (Yamagata, 1959)

For estimating the N coefficient, several empirical formulae were available. However, in the Japanese stability standards, $N=0.02$ is recommended for a ship having bilge keels at the roll angle of 20 degrees. Some evidence of this value can be found in Figure 3.7. (Matora, 1957)

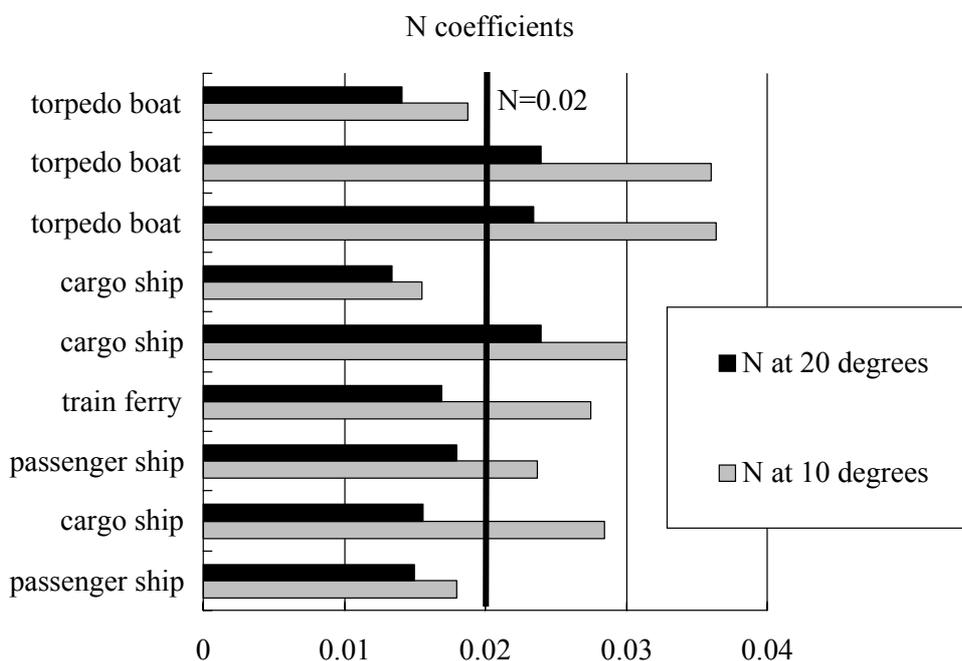


Figure 3.7 Example of N coefficients measured in model experiments.

Natural roll period

For calculating the wave steepness, it is necessary to estimate the natural roll period for a subject ship. In the Japanese standard, the value measured with the actual ship is corrected with Kato’s empirical formula. (Kato, 1956) However, at STAB sub-committee of IMCO, this procedure was regarded as tedious and Japan was requested to develop a simple and updated empirical formula for the roll period. Thus the current formula was statistically developed by Morita, and is based on data measured from 71 full-scaled ships in 1982. As shown in Figure 3.8, all

sampled data exist within $\pm 7.5\%$ of error from this Morita's formula. More precisely, the standard deviation of the error from the formula is 1.9%. Furthermore, sensitivity analysis of C on required GM indicated that even 20% error of C estimation results in only 0.04 m error of required GM calculation. Therefore, IMO concluded that this formula can be used for weather criteria.

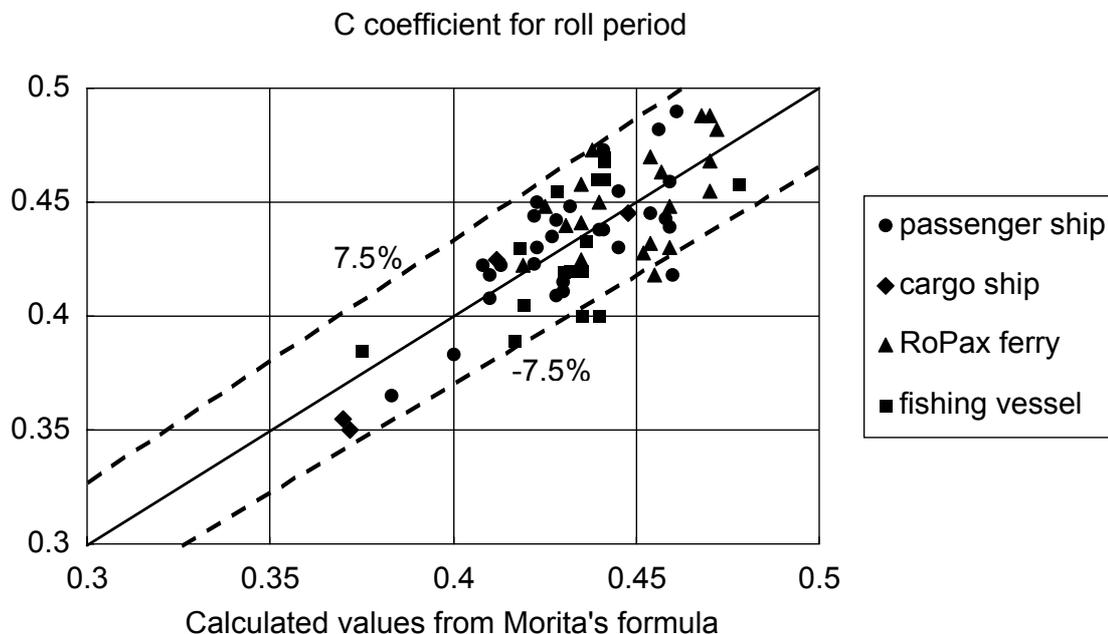


Figure 3.8 Estimation accuracy for empirical formula for roll period.

Wave randomness

While the wave steepness obtained from Sverdrup-Munk's diagram is defined by the significant wave height in irregular waves, the resonant roll amplitude given by equation (3.2.2) is formulated for regular waves. For filling the gap between two, the roll amplitude in irregular waves whose significant wave height and mean wave period are equal to height and period of regular waves was compared with the resonant roll amplitude in the regular waves. As shown in Figure 3.9, if we focus the maximum amplitude out of 20 to 50 roll cycles, an obtained reduction factor is 0.7.

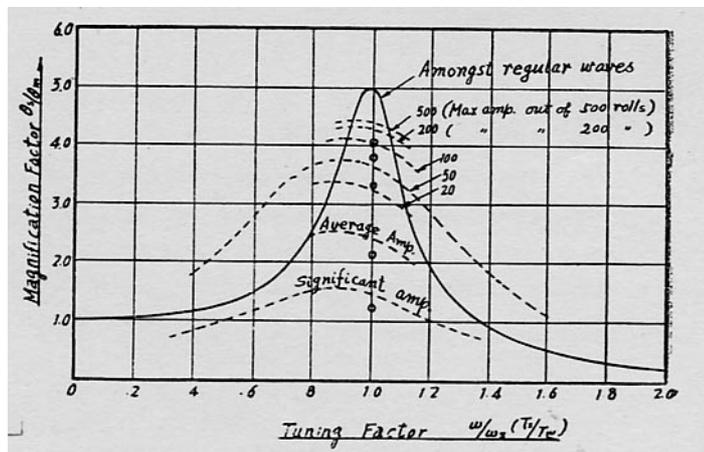


Figure 3.9 Comparison of roll amplitude in regular and irregular waves. (Watanabe *et al.*, 1956)

3.5 Steady wind velocity

As explained above, the Japanese weather criterion introduced probabilistic assumptions for determining gust and roll in irregular waves. These make final probabilistic safety level unclear. Possible estimation error for wind heel lever coefficient, roll damping coefficient, effective wave slope coefficient, natural roll period and wave steepness added uncertainty to the required safety level. Therefore, Japan carried out test calculations for 50 ships, which include 13 ocean going ships as shown in Figure 3.10. Based on these calculated outcomes, the steady wind velocity was determined to distinguish ships having insufficient stability from other ships. In other words, for ships having insufficient stability the energy balance should not be obtained with the above procedure. As a result, the wind velocity for ocean going ships is determined as 26 m/s. Here a sunken torpedo boat (0-12-I), a sunken destroyer (O-13) and three passenger ships having insufficient stability (0-3, 7, and 9) are categorised as unsafe and 2 cargo ships, 3 passenger ships and 3 larger passenger ships are done as safe. It is noteworthy here that 26 m/s of wind velocity is only obtained from casualty statistics for ships and is not directly obtained from actual wind statistics. IMO also adopted 26 m/s as critical wind velocity. If we substitute $V_w=26$ m/s to Equation (3.2.1), the wind pressure in the current IS code is obtained.

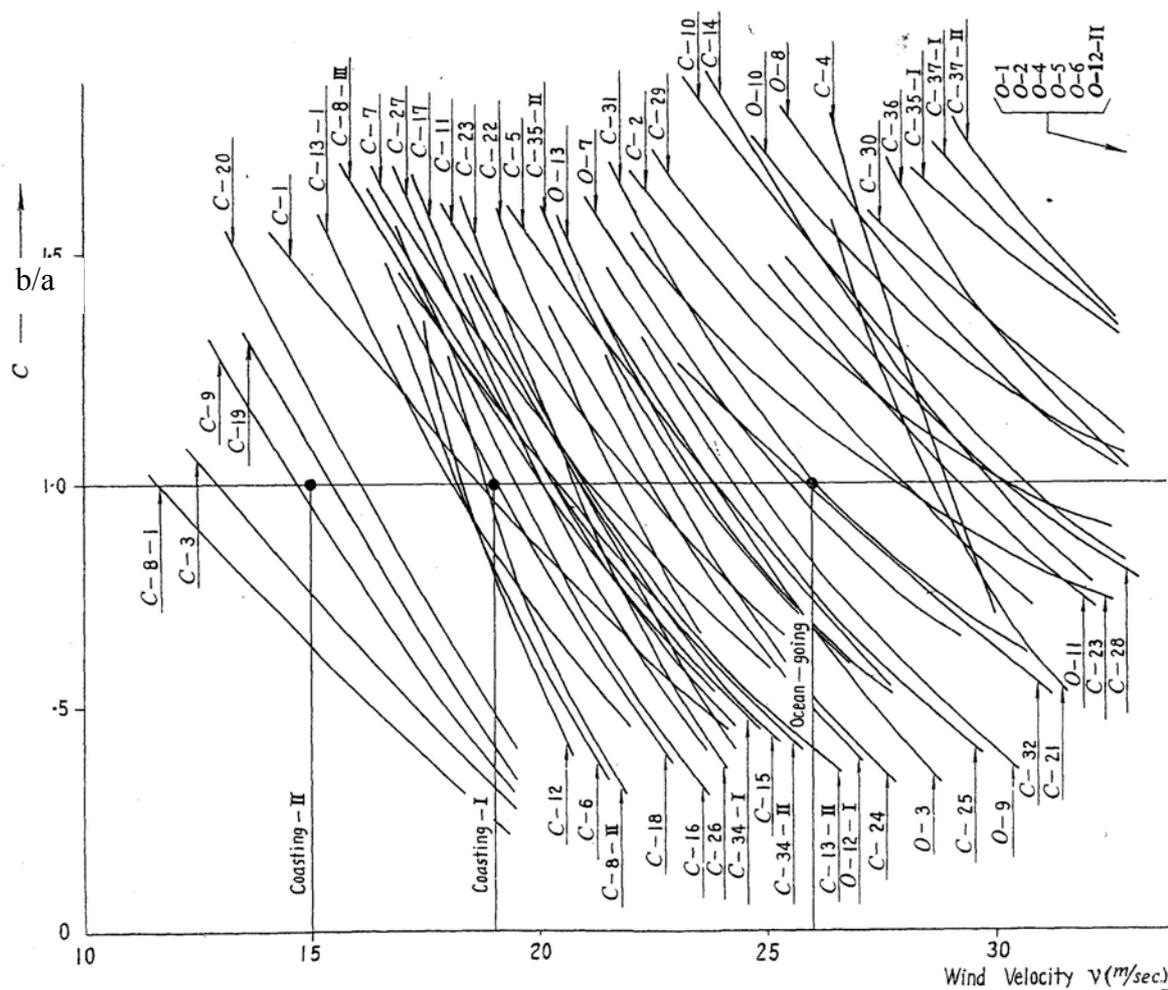


Figure 3.10 Results of test calculations for determining steady wind velocity; Relation between wind velocity and the b/a factor for various sample ships. (Watanabe *et al.*, 1956)

3.6 Rolling in waves (USSR's method)

In the stability standard of USSR (USSR, 1961), the maximum roll amplitude of 50 roll cycles is estimated as follows:

$$\phi_R = kX_1X_2\phi_A \quad (3.2.3)$$

Here k is a function of bilge keel area, X_1 is a function of B/d, X_2 is a function of the block coefficient and ϕ_A is roll amplitude of the standard ship, which is shown in Figure 3.11. This formula was developed by systematic calculations for a series of ships utilising the transfer function and wave spectrum. (Kobylnski & Kastner, 2003)

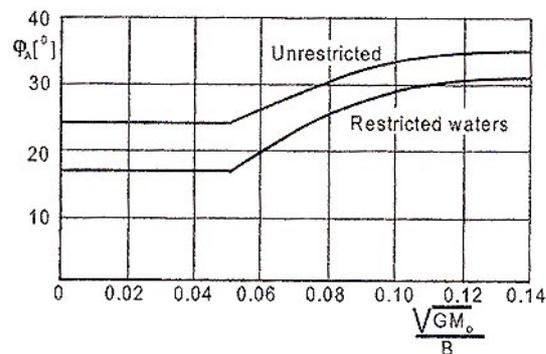


Figure 3.11 Standard roll amplitude in USSR's criterion. (USSR, 1961)

As mentioned earlier, IMO decided to partly use this USSR's roll formula together with the Japanese criterion. This is because the USSR's formula depends on hull forms for estimating roll damping while Japanese does not. The proposed formula is as follows:

$$\phi_1(\text{degrees}) = C_{JR}kX_1X_2\sqrt{rs} \quad (3.2.4)$$

Here C_{JR} is a tuning factor for keeping the safety level of the new criterion as the same as the Japanese domestic standard. To determine this factor, member states of a working group of STAB sub-committee executed test calculations of Japanese and new formulations for many ships. For example, Japan (1982) executed test calculation for 58 ships out of 8,825 Japanese flagged ships of larger than 100 gross tonnage in 1980. These included 11 cargo ships, 10 oil tankers, 2 chemical tankers, 5 liquid gas carriers, 4 container ships, 4 car carriers, 5 tug boats and 17 passenger or RoPax ships. As a result, IMO concluded that C_{JR} should be 109.

References

- Belenky, V.L. (1993) Capsizing Probability Computation Method, *Journal of Ship Research*, 37(3): 200-207.
- Kato, H. (1956) On a Method for Calculating an Approximate Value of the Rolling Period of Ships, *Journal of Society of Naval Architects of Japan*, Vol. 89.
- Okada, S. (1952) On the Heeling Moment due to Wind Pressure on Small Vessels, *Journal of Society of Naval Architects of Japan*, Vol. 92: 75-81.
- Pierrotee, E. (1935) A Standard of Stability for Ships, *Transaction of the Institution of Naval Architects*, p. 208.
- Japan (1982) Weather Criteria, Results on Japanese Ships, SLF/7.

- Kobylinski, L.K. and S. Kastner (2003) *Stability and Safety of Ships*, Elsevier (Oxford, UK), Vol. 1.
- Motora, S. (1957) *Ship Dynamics*, Kyoritsu Publications (Tokyo).
- Sverdrup, H.U. and W.H. Munk (1947) *Wind, Sea and Swell, Theory of Relations for Forecasting*, Hydrographic Office Publication No. 601.
- Tasai, F. and M. Takagi (1969) *Theory and Calculation Method for Response in Regular Waves*, Seakeeping Symposium, Society of Naval Architects of Japan, p.40.
- Tsuchiya, T. (1975) *An Approach for Treating the Stability of Fishing Boats*, Proceedings of International Conference on Stability of Ships and Ocean Vehicles, University of Strathclyde, 5.3:1-9.
- USSR (1961) *Standards of Stability of Sea-Going Vessels and Coasters*, Register of Shipping of the USSR, Mosrskoi Transport, Moscow. Also available in IMCO STAB/77, USSR (1979)
- Watanabe, Y. (1938) *Some Contributions to the Theory of Rolling*, Transaction of the Institution of Naval Architects, 80:408-432.
- Watanabe, Y. *et al.* (1955) *Report of the Ocean Wind about Japan on the Naval-Architectural Point of View.*, Journal of Society of Naval Architects of Japan, Vol. 96: 37-42.
- Watanabe, Y. *et al.* (1956) *A Proposed Standard of Stability for Passenger Ships (Part III: Ocean-going and Coasting Ships)*, Journal of Society of Naval Architects of Japan, Vol. 99: 29-46.
- Yamagata, M. (1959) *Standard of Stability Adopted in Japan*, Transaction of the Institution of Naval Architects, 101:417-443.
-



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

48th session
Agenda item 4

SLF 48/4/13
8 July 2005
Original: ENGLISH

REVISION OF THE INTACT STABILITY CODE

Comments on draft guidelines for alternative assessment of weather criterion

Submitted by Japan

SUMMARY

Executive summary: This document provides comments on draft guidelines for alternative assessment of weather criterion prepared by the intersessional correspondence group on the revision of the IS Code

Action to be taken: Paragraph 4

Related documents: SLF 47/WP.2, SLF 48/4/1, resolutions A.749(18) and MSC.75(69)

Introduction

1 SLF 47 agreed that the weather criterion (3.2 of the current Intact Stability Code) should be revised to allow alternative assessments with wind heeling lever and roll angle measured in scaled model experiments. For this purpose, the intersessional correspondence group proposed draft guidelines for alternative assessment of weather criterion, which specifies detailed procedures of model experiments. This draft, however, includes several undecided items and some alternatives to be determined at SLF 48.

2 Considering the above points are closely related to scientific knowledge and accumulated experience of model experiments, Japan herewith provides comments on these points together with its own experimental and theoretical evidence to facilitate discussion at SLF 48.

3 The comments prepared by Japan are set out in the attached annex.

Action requested of the Sub-Committee

4 The Sub-Committee is invited to consider the above comments and the comments in the attached annex and take actions 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

**COMMENTS ON DRAFT GUIDELINES FOR ALTERNATIVE
ASSESSMENT OF WEATHER CRITERION**

(1) The Section 2.3.2 of the draft guidelines for alternative assessment of weather criterion proposed by the intersessional correspondence group has two alternatives on model scale. The option 2.3.2a requests the minimum model scale ratio as well as the minimum model length while the option 2.3.2b requests the minimum breadth of model bilge keels instead of the model scale ratio. The delegation of Japan supports the option 2.3.2b. This is because bilge keel effect does not depend on the Reynolds number if breadth of bilge keels is much larger than thickness of unsteady boundary layer near a model hull. According to the results of Ikeda's comparative model experiments (Ref. 1) as shown in Figure 1, if at least the breadth of bilge keel is greater than 7 mm, roll damping due to bilge keels can be accurately obtained in model experiment. In other words, the data depend on Keulegan-Carpenter's number only and not on the Reynolds number. In such case thickness of unsteady boundary layer measured by Ikeda et al. (Ref. 2) is about 1mm, and much smaller than the breadth of bilge keels.

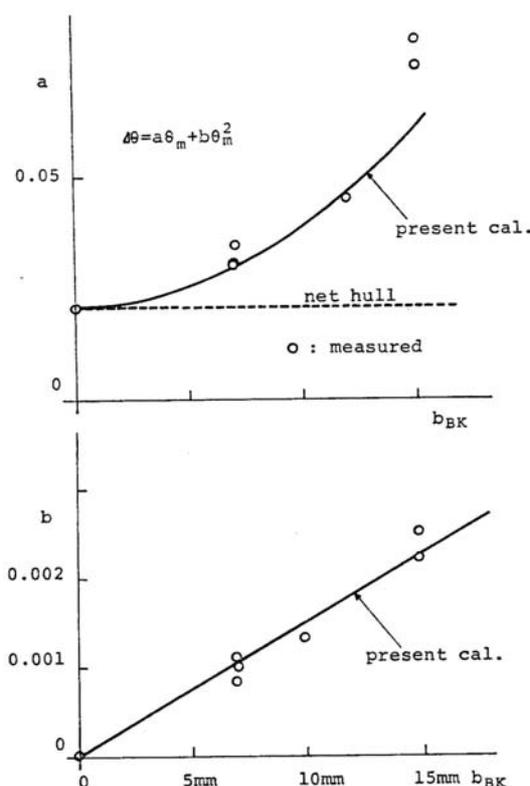


Figure 1 Measured extinction coefficients for various bilge keel breadths. Here the “present calculation” represents estimation by using Keulegan-Carpenter’s number. (Ref. 1)

(2) The option 2.3.2b allows use of a frictional correction specified in 2.6.1.2 for smaller mono-hull models having neither bilge keels nor sharp bilges. Japan believes that a friction correction on measured roll damping for such model is a practical solution based on scientific evidence for allowing the use of smaller models.

The background of the correction proposed in 2.6.1.2 is as follows. The frictional component of roll damping for a full scale ship is negligibly small, while that for a 2m-long model without

bilge keels could be about 10%. This is due to the difference of the Reynolds number between a full scale ship and its scaled model. Almost always flow around a scaled model can be regarded as laminar because of its small Reynolds number. Therefore, if we extract a frictional component from the measured damping in a model experiment, the balance can accurately represent roll damping in full scale. For this purpose, we have to accurately estimate the frictional roll damping in model scale. We can use an unsteady boundary layer theory, which can be successfully validated with model experiment as shown in Figure 2. (Ref.2)

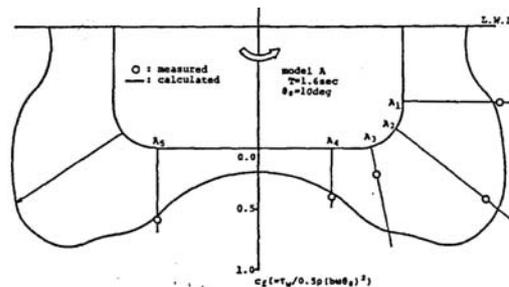


Figure 2 Comparison in shear stress distribution on hull surface in rolling motion between measurements and an unsteady boundary layer theory. (Ref. 2)

However, it is desirable to estimate frictional damping with a simplified formula for practical uses. Kato (Refs. 3-4) proposed an empirical formula as shown in equations (2.2)-(2.4) of the draft guidelines based on a framework of boundary layer theory and his model experiment. His result is almost equivalent to Blasius's laminar boundary layer theory with an effective Reynolds number. The accuracy of Kato's formula can be validated by comparing with an unsteady boundary layer theory. Figure 3 is an example, which indicates very good agreements. (Ref. 2) A well known Ikeda's semi-empirical method for predicting roll damping (Ref. 5) also utilises this Kato's formula. Recent ITTC Survey revealed that most of standard numerical codes for intact and damage stability use Ikeda's method for predicting roll damping. Therefore, even if Kato's formula itself is not so familiar, most of research organizations all over the world already use its equations themselves for their daily works.

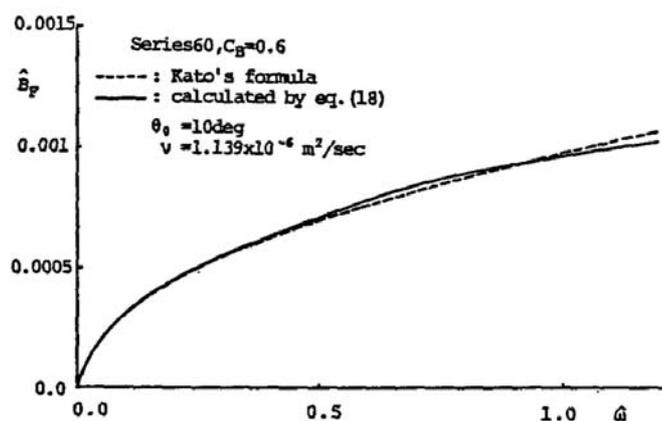


Figure 3 Frictional damping coefficient B_F for a model of Series 60 $C_b=0.6$ at zero forward velocity. Here “calculation by eq. (18)” means outcomes with an unsteady boundary layer theory. (Ref. 2)

(3) The Section 2.6.1.2 of the draft guidelines for alternative assessment of weather criterion proposed by the intersessional correspondence group has two alternatives on the use of forced roll tests for estimating roll damping. The option 2.6.1.2a allows the use of forced roll tests with satisfaction of the Administration while the option 2.6.1.2b requests to confirm that roll damping

obtained by the forced roll tests agrees with that by roll decay tests specified in the guidelines within practical accuracy at least two set of roll periods and metacentric heights. Japan is of the opinion that the latter is more appropriate. As shown in Figure 4, it was confirmed that well performed forced roll test results agree with roll decay test results. Accuracy of forced roll test should be technically confirmed rather than leaving it to the satisfaction of the Administration since it may allow unnecessary variety of test procedures. The use of forced roll tests is more efficient and more reliable if roll damping of a used model is very large or water could be trapped on a deck. In such case, roll decay tests should be repeated for many times to obtain reliable outcomes even for one loading condition. The forced roll tests, however, can be carried out even for such conditions without any problems.

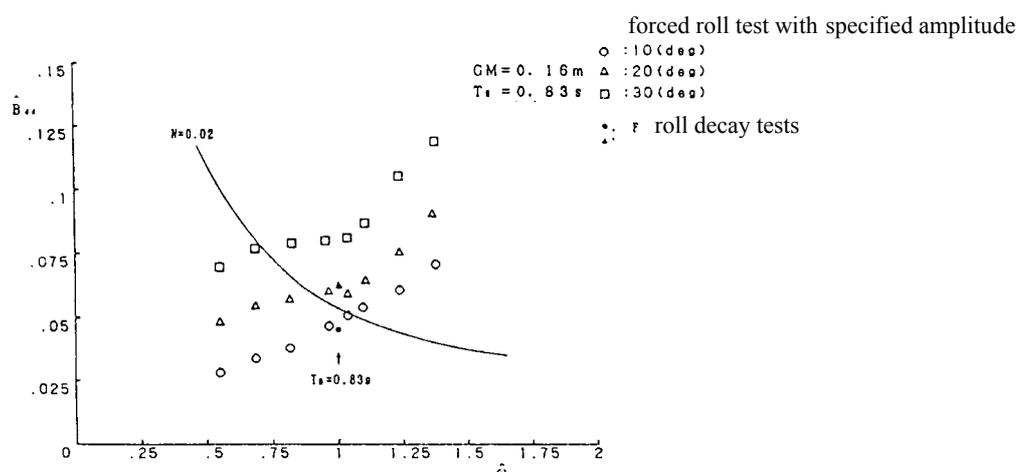


Figure 4 Comparison in roll damping between forced roll tests and roll decay tests for a scaled model of small craft. Here \hat{B}_{44} is non-dimensional roll damping coefficient and $\hat{\omega}$ is non-dimensional roll frequency. (Ref. 6)

References

- 1) Ikeda, Y., Himeno, Y. and Tanaka, N., (1976) "On Roll Damping Force of Ship –Effects of Friction of Hull and Normal Force of Bilge Keels – (in Japanese)", Journal of the Kansai Society of Naval Architects, Vol. 161, pp.41-49.
- 2) Ikeda, Y., Fujiwara, T. et al., (1978) "Velocity Field Around Ship Hull in Roll Motion (in Japanese)", Journal of the Kansai Society of Naval Architects, Vol. 171, pp.33-45.
- 3) Kato, H., (1957) "On the Frictional resistance to the Rolling of Ships (in Japanese)", Journal of the Society of Naval Architects of Japan, Vol. 102, pp.115-122.
- 4) Tamiya, S. and Motora, S., (1960) "Advances in Research on Stability and Rolling of Ships", The Society of Naval Architects of Japan, pp. 5-7.
- 5) Ikeda, Y., (2004) "Prediction Methods of Roll Damping of Ships and Their Application to Determine Optimum Stabilization Devices", Marine Technology, Vol. 41, No. 2, pp.89-93.
- 6) Japan Craft Inspection Organization, (1992) "Report on Research Committee on Stability Problems of Small Craft (in Japanese)", p.17.



SUB-COMMITTEE ON STABILITY AND
LOAD LINES AND ON FISHING VESSELS
SAFETY
48th session
Agenda item 4

SLF 48/4/14
8 July 2005
Original: ENGLISH

REVISION OF THE INTACT STABILITY CODE

Comments on dynamics-based stability criteria and revision of the MSC/Circ.707

Submitted by Japan

SUMMARY

Executive summary: This document provides comments on dynamics-based stability criteria and revision of the MSC/Circ.707 for the long-term revision of the IS Code

Action to be taken: Paragraph 12

Related documents: SLF 47/6, SLF 48/4/1, resolution A.749(18) and MSC.75(69), MSC/Circ.707 and SLF 36/INF.4

Introduction

1 As long-term tasks, the sub-committee starts to revise the Intact Stability Code (Resolution A.749(18)) for developing dynamics-based stability criteria and allowing alternative approvals with numerical (and/or) physical simulation techniques. The intersessional correspondence group identified three phenomena to be covered, i.e. a) dead ship condition, b) restoring arm variation problems such as parametric rolling, c) manoeuvring related problems such as broaching, and set up a methodology framework for developing criteria for these phenomena. These methodologies can be used also to revise operational guidance in heavy weather, MSC/Circ.707, which would be revised to cover parametric rolling in head seas. Considering these points are closely related to accumulated experience of scientific researches in the field of nonlinear ship dynamics, the delegation of Japan herewith provides comments on these points based on its own research outcomes to facilitate discussion at SLF 48.

Dead ship condition

2 It is the minimum requirements for a stability criterion to guarantee safety against capsizing when a ship loses her propulsive and steering abilities. If all operational means such as propeller thrust and rudder control are lost, a ship that is almost longitudinally symmetric suffers beam wind and waves. Here, since a ship cannot escape from a severe sea state by herself, she should survive for sufficiently long duration. For accurately evaluating probabilistic safety level under such dead ship condition, an analytical prediction method to calculate capsizing probability

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.

in beam wind and waves are indispensable. This is because numerical or physical experiment requires prohibitively many realisations to obtain the reliable value of capsizing probability for a practical ship, which should have very small capsizing probability. Among some existing analytical methods, a piece-wise linear approach proposed by Belenky (1993) seems to be most promising because it utilises analytically-obtained exact but simple solutions of linear equations only.

Table 1 Principal dimensions of the car carrier

Items	Car carrier
Length overall: Loa	190 m
Length between perpendicular: Lpp	180 m
Breadth: B	32.20 m
Draught: T	8.925 m
Vertical centre of gravity: KG	14.105 m
Metacentric height: GM	1.300 m
Lateral projected area: A_L	4327.860 m ²
Height to centre of lateral projected area: H_C	11.827 m

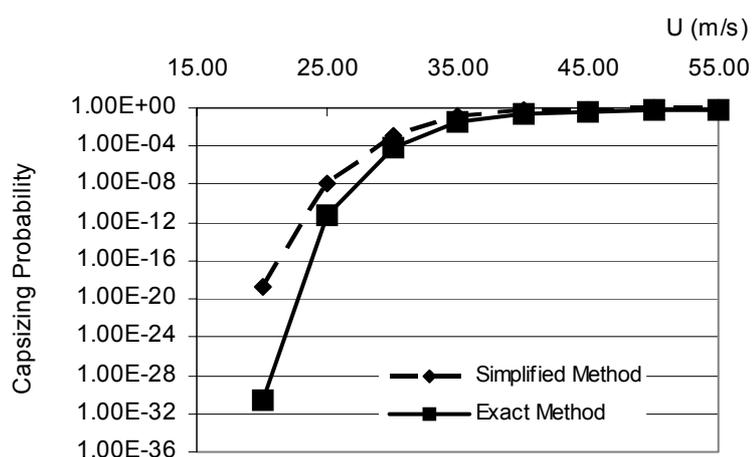


Figure 1 Capsizing probability of the car carrier in beam wind and waves by using the simplified and exact methods of the piece-wise linear approach. (Paroka et al. 2005)

3 Japan examines applicability of Belenky's piece-wise linear method by executing numerical calculation with his exact and simplified methods and extends his methods to the case in beam wind and waves with both capsizing in windward and leeward directions taken into account (Umeda et al., 2004; and Paroka et al., 2005). The improved method was applied to a car carrier, whose principal particulars are shown in Table 1. Numerical results are presented in Figure 1. Here the righting arm is approximated with two lines by keeping the metacentric height, the angle of vanishing stability and the dynamic stability from upright to the angle of vanishing stability because a time-varying external force induces capsizing in this scenario. The wind velocity, U , is assumed to be constant and waves are done to be fully developed with this wind velocity and to be modelled with ITTC spectrum. Capsizing probability are calculated with both exact and simplified methods. The former is derived from 3-dimensional Gaussian probabilistic density function; the latter is based on the assumption that no resonance occurs in the second region. The results demonstrate that Belenky's simplified method slightly overestimates capsizing probability obtained by the exact method and the safety level of the car

carrier complying with the current IS Code is reasonably high. Moreover, the effect of fluctuating wind has been incorporated for the above capsizing probability calculation by Francescutto, Umeda et al. (2004) and sufficient safety level for a large passenger ship complying with current and experiment-supported weather criteria.

4 As a next step towards dynamics-based criteria or alternative direct assessments, it is essential to evaluate the safety level of many conventional ships guaranteed by the current IS Code with the above prediction technique. Then stability requirement for new ship types can be specified with the same prediction technique and the established safety level. In addition, the prediction of drifting attitude in wind and waves should be incorporated for this prediction technique in future.

Restoring arm variation problems such as parametric rolling

5 For these important problems, Japan performed extensive research programme including captive model experiments, free-running model experiments and numerical and analytical studies for a 6600TEU post Panamax containership whose principal particulars are shown in Table 2. As a result, the following conclusions are obtained.

6 Traditionally righting arm in longitudinal waves is predicted by the Froude-Krylov assumption, by which wave pressure is integrated around a wetted hull surface in waves. However, the captive model experiment of the ship model with heel angle of 10 degrees in following and head waves shows significant disagreement in metacentric height (GM) between experiments and the Froude-Krylov calculation, as shown in Figure 2. At least, the Froude-Krylov prediction does not depend on Froude number while the experimental data do. In following seas as well as head seas with slow speed, the Froude-Krylov calculation overestimates the measured results. For overcome this discrepancy, a strip theory is applied to calculate the change in GM due to waves for a heeled ship in longitudinal waves (Umeda et al., 2004). Here all radiation components in the roll moment due to heave and pitch motions and the heel effect of the roll diffraction moment are consistently taken into account; the end terms are also included to explain hydrodynamic lift components. This strip theory well improves agreements with the experiment. This improvement indicates that the hydrodynamic effect cannot be ignored when we accurately estimate the change in GM due to waves. If we develop a stability criterion with the Froude-Krylov calculation on its own, it could excessively underestimate safety level of a ship in longitudinal waves.

Table 2 Principal dimensions of the post Panamax container ship

Items	Container Ship
length : L_{pp}	283.8m
breadth : B	42.8m
depth : D	24.0m
mean draught : T	14.0m
block coefficient : C_b	0.630
pitch radius of gyration : κ_{yy}/L_{pp}	0.239
metacentric height : GM	1.08m
natural roll period : T_ϕ	30.3 s.

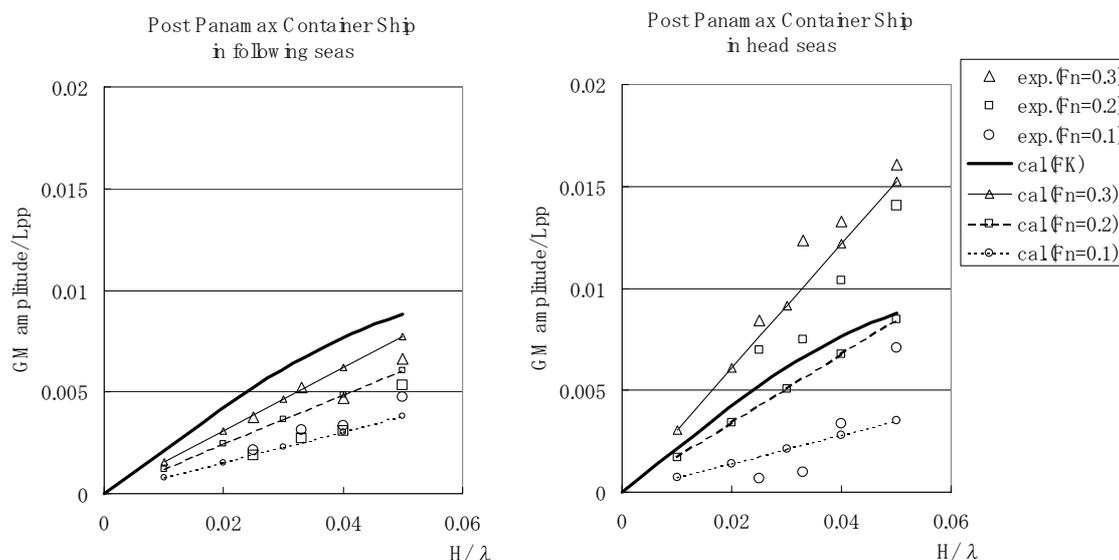


Figure 2 Amplitude of GM variation in following and head seas for the post Panamax container ship with the wave length to ship length ratio of 1.0. Here H/λ and F_n indicates the wave steepness and the Froude number, respectively. And “cal. (FK)” means the Froude-Krylov calculation.

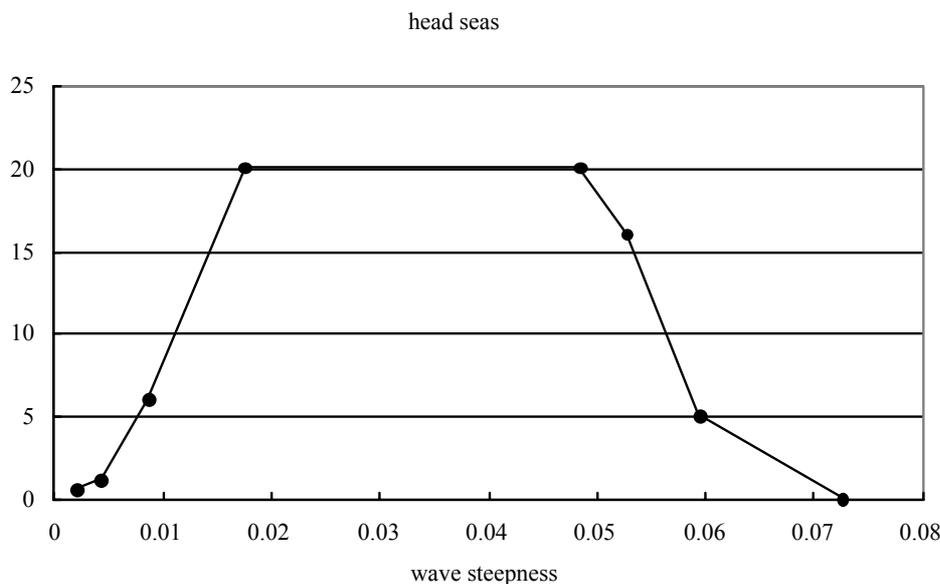


Figure 3 Measured amplitude of parametric rolling of the containership model in regular head seas. The wave length is 1.6 times as long as the ship length and the speed was adjusted to trace the maximum roll amplitude.

7 In the free-running model experiments of the containership parametric rolling was observed in head and bow seas. As shown in Figure 3, parametric roll amplitude of 20 degrees occurs even with the wave steepness of 0.02 in regular head seas. This wave steepness is much smaller than that specified in current guidance, MSC/Circ.707, i.e., 0.04. When the wave steepness increases up to 0.07, parametric rolling disappeared. This is because mean of restoring arm, which is responsible for effective natural roll period, also increases with wave steepness. Although extensive exploration of operational and wave conditions was carried out in the experiment, no capsizing was found for this ship in head and bow seas.

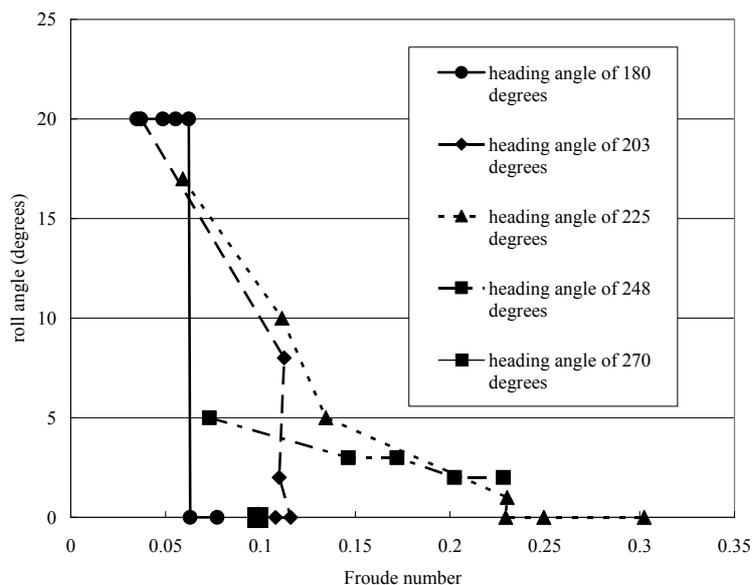


Figure 4 Measured amplitude of parametric rolling of the containership model in regular head and bow seas. The wave length is 1.6 times as long as the ship length and the wave steepness is 0.048. Here the heading angle of 180 degrees means head seas as defined in MSC/Circ.707.

8 For examining effect of heading angle on parametric rolling, several bow sea running were performed in the experiments. In regular bow seas, as shown in Figure 4, significant amplitudes of parametric rolling can be found within 45 degrees deviation from head seas. This is due to the reduction of magnitude of restoring arm variation with heading angle.

Manoeuvring related problems such as broaching

9 Current operational guidance recommends a ship master to reduce speed up to the Froude number of 0.3 for avoiding surf-riding, which is a prerequisite for broaching, in heavy following seas. This corresponds to a heteroclinic bifurcation point for the wave steepness of 0.1, which is obtained from results of phase plane analyses for various ships of uncoupled but nonlinear surge equation validated with free-running model experiments.

10 Recent study in Japan (Umeda et al., 2004) succeeded in direct and efficient prediction of such heteroclinic bifurcation point for a given ship. Here only a few iterations are required and any additional term can be incorporated. As shown in Figure 5, more precise surf-riding threshold can be determined for each ship.

Proposal to dynamics-based criteria and operational guidance

11 The above discussion and methodology on parametric rolling and broaching can directly contribute to the revision of MSC/Circ.707 as well as dynamics-based stability criteria. However, it is indispensable to utilise hull form details and propulsive characteristics of subject ships. This means the modern methodology of ship dynamics is not suitable for establishing universal guidance or criteria. Therefore, Japan is of the opinion that both the current framework of stability design and operational criteria applicable to all ships but with less accuracy and the use of accurate operational guidance based on individual ship information and advanced methodology should be kept as alternatives for ship owners in future.

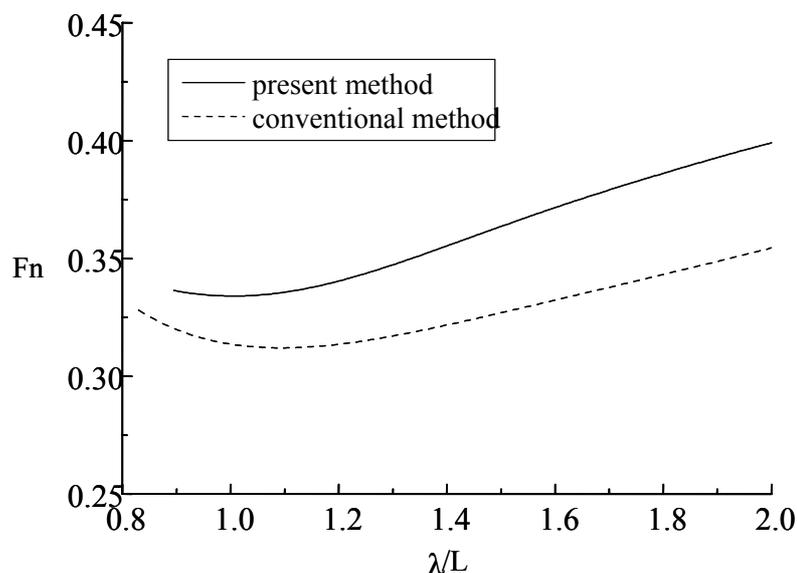


Figure 5 Surf-riding threshold for a fishing vessel in following seas predicted by numerical procedure to identify a heteroclinic bifurcation with the wave steepness of 1/10. Here F_n and λ/L mean the nominal Froude number and the wave length to ship length ratio, respectively. The present method is one that takes nonlinearity in wave-induced surge force and the wave effect of propeller thrust into account and the conventional method does not. (Umeda et al., 2004)

Action requested of the Sub-Committee

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

References

- [1] Belenky, V.L. 1993. "A Capsizing Probability Computation Method" *Journal of Ship Research*, 37:3: 200-207.
- [2] Francescutto, A., N. Umeda et al. 2004. "Experiment-Supported Weather Criterion and Its Design Impact on Large Passenger Ships", *Proceedings of the 2nd International Maritime Conference on Design for Safety*, Osaka University & Osaka Prefecture University.
- [3] Paroka, D., Y. Ohkura and N. Umeda 2005. "Analytical Prediction of Capsizing Probability of a Ship in Beam Wind and Waves", *Journal of Ship Research* (to be published).
- [4] Umeda, N., Y. Ohkura et al., 2004, "Some Remarks on Theoretical Modelling of Intact Stability", *Proceedings of the 7th International Ship Stability Workshop*, Shanghai Jiao Tong University.



SUB-COMMITTEE ON STABILITY AND
LOAD LINES AND ON FISHING VESSELS
SAFETY
48th session
Agenda item 4

SLF 48/4/15
8 July 2005
Original: ENGLISH

REVISION OF THE INTACT STABILITY CODE

Comments on draft guidelines for alternative assessment of weather criterion based on trial experiment results

Submitted by Japan

SUMMARY

Executive summary: This document provides comments on draft guidelines for alternative assessment of weather criterion prepared by the intersessional correspondence group on the revision of the IS Code, based on the results of a trial experiment with a RoPax ferry model.

Action to be taken: Paragraph 13

Related documents: SLF 47/WP.2, SLF 48/4/1, SLF 48/4/13 and resolutions A.749(18) and MSC.75(69)

Introduction

1 SLF 47 agreed that the weather criterion (3.2 of the current Intact Stability Code) should be revised to allow alternative assessments with wind heeling lever and roll angle measured in scaled model experiments. For this purpose, the intersessional correspondence group proposed draft guidelines for alternative assessment of weather criterion, which specifies detailed procedures of model experiments. However, feasibility, reliability, equivalence to the current weather criterion and equivalence among the options of the draft guidelines are not fully clarified. With this background Japan conducted a scaled model experiment of a RoPax ferry following the draft guidelines and herewith provides the results for discussion at SLF 48.

Summary of the experiment

2 The principal particulars, general arrangement and GZ curve of the RoPax ferry used in this investigation are shown in table 1, figure 1 and figure 2 respectively. Using a scale model of the ship ($L_{pp}=2m$), the drifting test for evaluating wind heeling lever, l_{w1} , the roll decay test and the roll test in beam waves, both for evaluating roll angle ϕ_1 , were conducted. The dimensions of the basin are 50m in length, 8m in breadth and 4.5m in depth. The wind tunnel test for measuring drag coefficient, C_d , as a function of heel angle was not carried out. In the drifting test, the drift speed was varied for cover the expected range of C_d . In the roll test in beam regular waves the model was free floating and guide ropes were attached to adjust the change of heading angle.

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.

Table 1 Principal particulars

Length between perpendiculars: L_{pp} [m]	170.0	Area of Bilge Keels: A_{bk} [m ²]	61.32
Breadth: B [m]	25.0	Vertical center of gravity: KG [m]	10.63
Depth: D [m]	14.8	Metacentric height: GM [m]	1.41
draft: d [m]	6.6	Floding angle: ϕ_f [deg]	39.5
Displacement: W [ton]	14,983	Rolling Period: T_r [sec]	17.90
Blockage coefficient: C_b [-]	0.521	Lateral projected area: A_L [m ²]	3433.0
B/d [-]	3.79	Height to center of A_L above WL: H_c [m]	9.71

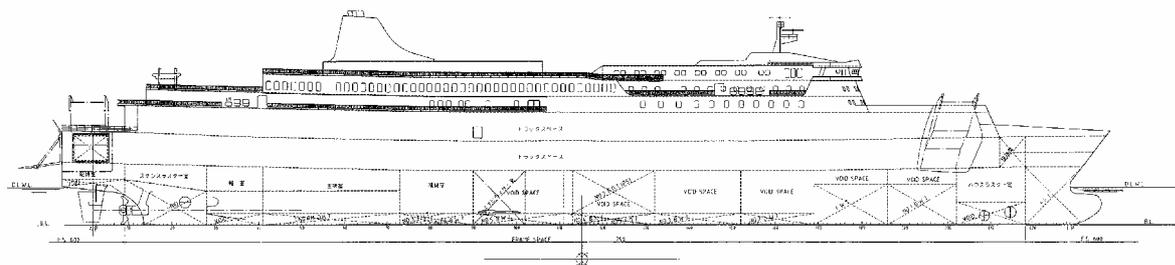


Figure 1 General arrangement

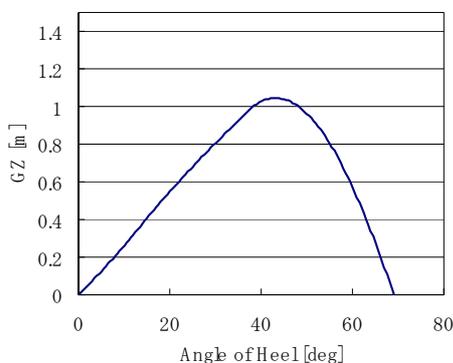


Figure 2 GZ curve

Result of drifting test

3 In the drifting test the drift speed was decided and varied to make the measured drift force equal to the wind force with assumed wind drag coefficients and the wind speed of 26 m/s in ship scale. The result is shown as the height of the centre of drift force above waterline in figure 3. It is observed that the centre of drift force exists higher than half draft, which is the assumption in IS Code, and almost locates even higher than waterline. This phenomenon was experimentally clarified to be caused by the pressure distribution on the bottom (Ishida et al., 2000). The effect of the ratio of breadth/draft was also investigated by changing the draft of this model in upright condition. As shown in figure 4 a ship with larger breadth/draft ratio tends to have a higher virtual position of the centre of drift force.

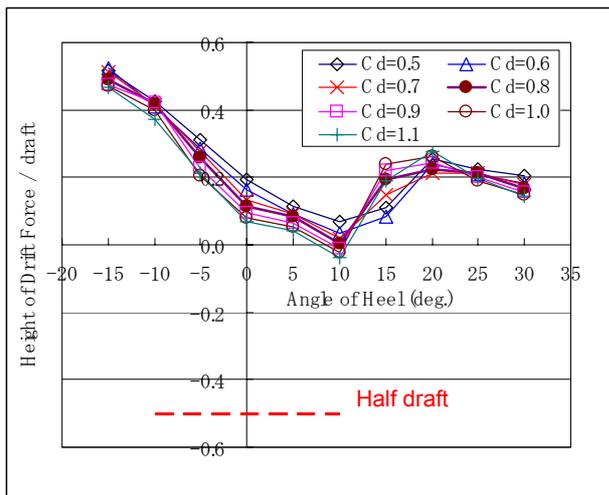


Figure 3 Height of the centre of drift force (= the heeling moment divided by drift force) above waterline for assumed wind drag coefficients C_d

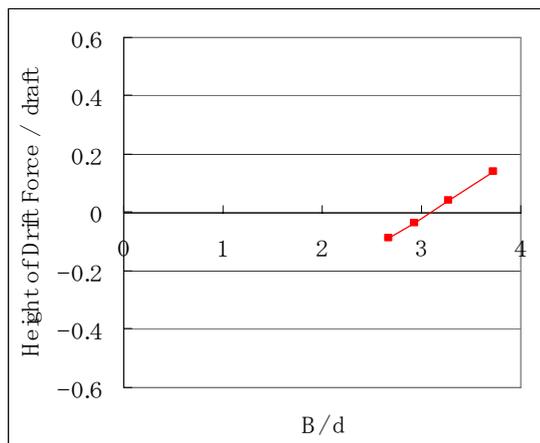


Figure 4 Effect of draft on the centre of drift force

Result of roll decay test

4 The measured nonlinear roll damping coefficient, N , as a function of roll amplitude is shown in table 2. The dependency of N coefficient on roll amplitude is small because the linear component (wave making damping) is small for this ship.

Table 2 Roll damping coefficient N

Roll Amplitude	N
10.0	0.0122
12.5	0.0117
15.0	0.0113
17.5	0.0111
20.0	0.0109
22.5	0.0108
25.0	0.0106

Result of roll test in beam regular waves

5 From the table of wave steepness as a function of natural roll period in the draft guidelines, the assumed wave steepness, s , for this ship is 0.0383 (1/26.1). Roll amplitude of the model was measured in beam waves with $s=1/26.1$, 1/40 and 1/60. The maximum wave height was 27.8cm, which is close to the limitation of the test basin. The measured roll responses are shown in figure 5. Because of the nonlinearity of roll damping, the non-dimensional roll amplitudes are larger in smaller steepness.

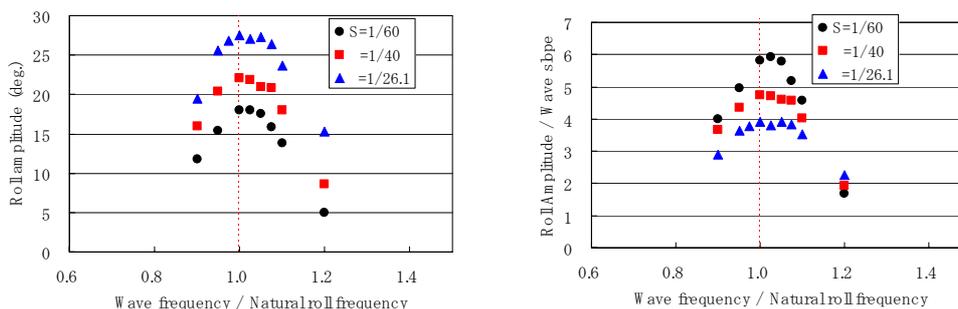


Figure 5 Roll amplitude in beam regular waves (left: in degrees, right: non-dimensional)

Alternative assessment of l_{w1}

6 As the wind tunnel test for this ship was not conducted, the wind heeling lever, l_{w1} , was evaluated from the following equation in IS Code

$$l_{w1} = \frac{P \cdot A \cdot Z}{1000 \cdot g \cdot \Delta}$$

Using the test result, Z in the equation (heeling moment lever) was changed to the vertical distance from the centre of lateral projected area to the measured centre of drift force (figure 3). This method is not included in the draft guidelines, but it helps to understand the effect of the test result to l_{w1} . The evaluated l_{w1} is shown in figure 6. It is recognized that the calculated heeling moment lever is smaller than the current IS Code by about 30% in an average.

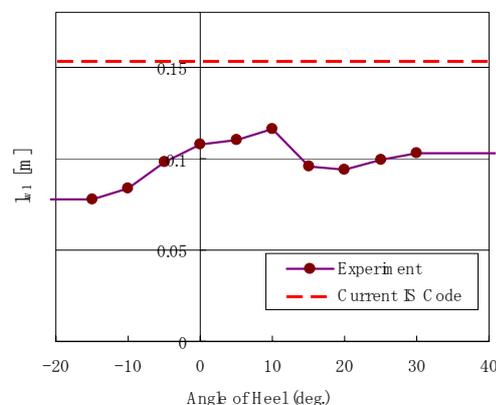


Figure 6 Wind heeling lever, l_{w1} , evaluated by the drifting test

Alternative assessment of ϕ_1

7 As shown by the symbols of $s=1/26.1$ in figure 5 the directly measured ϕ_{1r} , the peak roll amplitude in regular waves, is 27.5 degrees and ϕ_1 (defined as 70% of ϕ_{1r}) is 19.3 degrees.

8 Three steps procedure was also carried out as an alternative. This procedure calculates ϕ_1 with the following equation

$$\phi_1 = 0.7 \sqrt{90 \pi r s / N(\phi_{1r})}$$

The roll damping coefficient, N , is already calculated in paragraph 4. The effective wave slope coefficient, r , is calculated by the roll amplitude measured in waves of natural roll period of the ship. In three steps procedure a small wave steepness is used in the test. From the result in waves of $s=1/60$, $r=0.759$ and $\phi_1=19.5$ degrees, which is very close to the direct measurement.

Alternative assessment of weather criterion

9 The comparison of assessed weather criteria using experimental results is summarized in table 3. Here dependency of l_{w1} on heel angle is ignored for simplicity ($l_{w1}=0.1$). It is recognized from table 3 that the alternative assessment by model experiment can change the

value of b/a significantly from the current criterion. For this ship, enlarged ϕ_1 by experiment makes b/a smaller and the evaluated l_{w1} by drifting test makes b/a larger than the current criterion.

Table 3 Assessment of weather criterion

	Current Weather Criterion	l_{w1} :Current + ϕ_1 :Direct	l_{w1} :Current + ϕ_1 :3S teps	l_{w1} :Drift test + ϕ_1 :3S teps	l_{w1} :Drift test + ϕ_1 :Current
l_{w1} [m]		0.153		0.100	
r [-]	1.096	-	0.759		1.096
T_r [sec]	16.3	17.9			16.3
s [-]	0.0431	0.0383			0.0431
ϕ_1 [deg]	15.4	19.3	19.5		15.4
ϕ_0 [deg]		6.1		4.0	
$\phi_0 - \phi_1$ [deg]	-9.3	-13.2	-13.4	-15.5	-11.4
ϕ_f [deg]		39.5			
Area a [rad-m]	0.075	0.111	0.113	0.103	0.067
Area b [rad-m]		0.224		0.268	
b/a [-]	3.00	2.02	1.98	2.60	4.03

Items to be considered

10 As mentioned in paragraph 9, the alternative assessment by model experiments may lead to a significant change of safety level of the criterion. If the wind tunnel test is carried out and its result is used together with the one of drifting test, it is expected that b/a becomes much larger than current criterion. The proposed assessment by model experiments is physics based and assumes dead ship condition in beam wind and waves, however the current weather criterion implicitly includes some safety margins of other danger. With this reason Japan considers that there should be a certain limit for the change of safety level.

11 In the revised IS Code prepared by the intersessional correspondence group, the determinations of l_{w1} and ϕ_1 by model tests are prescribed separately in Part A, i.e. l_{w1} in 2.3.3 and ϕ_1 in 2.3.5.3. On the other hand the proposed draft guidelines basically allow combinations of experiments (see paragraph 1.5 of annex 1). This inconsistency should be corrected. In general Japan is of the opinion that the number of alternatives and combinations should be minimized to keep a certain safety level as an international standard.

12 In “Construction” of “Model Set-Up” in ANNEX 1, the model is requested to be built up to the upper weather deck and watertight in order to guarantee hydrostatic properties. In the next paragraph, it is also requested that superstructures should be built to ensure the correct rightening arm curve. As for the reported ship in this document, buoyancy till the upper vehicle deck is included in the stability calculation (see figure 1). In the test in regular waves with the largest steepness, water surface reached almost the deck. If the deck were located in lower position, water would enter into the model if the deck was built open, or at least disturb the roll motion even if deck was covered by watertight plate. Considering the purpose of the test in waves to determine the resonant roll amplitude, higher priority should be given to the rolling property of the model in the sentences in “Model Set-Up” even if the rightening arm curve is partly deviated.

Action requested of the Sub-Committee

13 The Sub-Committee is invited to consider the above comments and take actions as appropriate.

References

- 1) Ishida, S. and Fujiwara, T., (2000) "On the Capsizing Mechanism of Small Craft in Beam Breaking Waves", Proc. 7th International Conference on Stability of Ships and Ocean Vehicles (STAB2000), Vol. B, pp.868-877.



SUB-COMMITTEE ON STABILITY AND
LOAD LINES AND ON FISHING VESSELS
SAFETY
48th session
Agenda item 9

SLF 48/9/1
8 July 2005
Original: ENGLISH

REVISION OF THE TECHNICAL REGULATIONS OF THE 1966 LL CONVENTION

A methodology for the revision of the freeboard tables and corrections

Submitted by Japan

SUMMARY

Executive summary: This document presents a proposal for the methodology for the revision of the freeboard tables and corrections in the 1966 International Convention on Load Line (ICLL 66). Based on the technical assessments by means of the model tests and analytical study, methods for the revision of three focused matters in SLF 47 are proposed.

Action to be taken: Paragraph 12

Related documents: SLF 47/11/2, SLF 47/17, SLF 47/INF.12, SLF 48/INF.8 and MSC 76/23

INTRODUCTION

1 With regard to the future revision on the ICLL 66, the Maritime Safety Committee identified nine matters at its seventy-sixth session (MSC 76/23, paragraph 12.24). Based on these matters, Sub-Committee considered the issues further and agreed to focus on following three priorities:

- .1 revision of the freeboard tables;
- .2 ships with reduced freeboards; and
- .3 corrections for sheer and superstructures.

2 Japan verified the objectives of the ICLL 66 (SLF 47/11/2 and SLF 47/INF.12). As a result, it is confirmed that the main objective of the assignment freeboard is a limitation of deck wetness. In ICLL 66, conditions to prevent the entry of water into the hull and to protect the crew and deck fittings are provided under a certain probability of occurrence of deck wetness since it is not rational to assign a freeboard not to occur deck wetness at all.

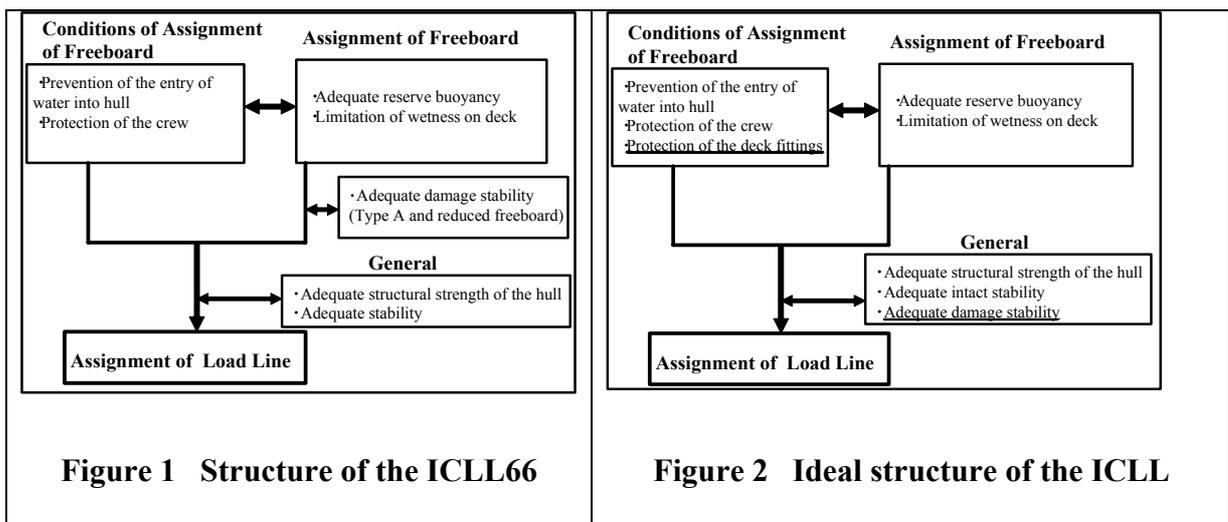
3 To provide an adequate freeboard and the conditions, the probability of occurrence of deck wetness should be assessed. It is proper to assess the probability of occurrence of deck wetness in terms of the related criteria of deck wetness, taking into account the difficulties to verify the probability directly. Japan assessed the probability of occurrence of deck wetness by means of model tests and an analytical study (SLF 48/INF.8). Based on conclusions in this assessment, Japan proposed the methodology for the revision of the ICLL with regard to three focused matters in SLF 47.

OBJECTIVES OF THE ICLL 66

4 According to the verification by Japan (SLF 47/11/2 and SLF 47/INF.12), objectives of the ICLL were verified. Structure of the ICLL 66 and the ideal structure of the ICLL is shown in Figure 1 and Figure 2. It is clearly confirmed that the main objective for the assignment of the ICLL is a limitation of deck wetness.

5 It is found that the following two matters should be modified to achieve the ideal of ICLL.

- .1 Introduction of a condition for the protection of deck fittings; and
- .2 Transfer of the requirement of damage stability to a general condition.



REVISION OF THE FREEBOARD TABLES

6 Based on the results of the assessment (SLF 48/INF.8), it is clarified that the assigned freeboard by the freeboard tables and corrections of ICLL 66 ensures the adequate safety in terms of the limitation of deck wetness. It is also clarified that an adequate structural strength of the hull is ensured. The reduced freeboard ship (B-60 type bulk carrier) used in the assessment ensures not only the adequate structural strength of the hull, but also the adequate intact and damage stability as a general condition.

7 It is not adequate to reduce the freeboard further because a freeboard has much effect on the magnitude of impact pressure owing to the deck wetness. It is not also adequate to increase a freeboard because the adequate safety is ensured in terms of the limitation of deck wetness.

8 In addition, the requirements in other regulations (e.g., intact stability, damage stability, structural strength and so forth) are introduced under the consistency with the ICLL. It means that the revision of the ICLL requires the revision of other regulations. It is concluded that the revision of the freeboard table without compelling needs is not rational.

CORRECTIONS FOR SHEER AND SUPERSTRUCTURES

9 Standard sheer has no significant effect on the ship motion and wave loads. Freeboard by means of freeboard tables and corrections limits deck wetness adequately without standard sheer though a bow height has effect on the impact pressure owing to deck wetness. It is confirmed that the contribution of standard sheer on the safety is not clear. With regard to the superstructures, the same findings are reasoned in terms of the limitation of deck wetness. It is concluded that there is some room for the modifications of the corrections for sheer and superstructures.

SHIPS WITH REDUCED FREEBOARDS

10 Based on the results of the assessment (SLF 48/INF.8), the safety of ships with reduced freeboards, which is assigned by the ICLL, was verified in terms of the objectives of the ICLL. With regard to the ships with reduced freeboards, it is also concluded that the revision of the reduced freeboards without a compelling need is not rational although there is some room for modifications, except for freeboards (indicated in paragraph 5).

CONCLUSIONS

11 As discussed in the above paragraphs, the following conclusions have been derived:

- .1 the assigned freeboard by means of the freeboard tables and corrections of the ICLL 66 ensures adequate safety in terms of the limitation of deck wetness. The revision of the freeboard tables without a compelling need is not rational;
- .2 without a standard sheer, a freeboard by means of freeboard tables and corrections limits deck wetness adequately. There is some room for the modifications of the corrections for sheer and superstructures; and
- .3 the revision of the reduced freeboards, which is assigned by the ICLL, without a compelling need is not rational although there is some room for modifications, except freeboards.

ACTION REQUESTED OF THE SUB-COMMITTEE

12 The Sub-Committee is invited to consider the above proposed conclusions, which are indicated in paragraph 11, and take action as appropriate.



SUB-COMMITTEE ON STABILITY AND
LOAD LINES AND ON FISHING VESSELS
SAFETY
48th session
Agenda item 9

SLF 48/INF.8
8 July 2005
ENGLISH ONLY

REVISION OF THE TECHNICAL REGULATIONS OF THE 1966 LL CONVENTION

An assessment of safety in terms of the assignment of freeboard

Submitted by Japan

SUMMARY

Executive summary: This document provides an assessment of the safety level in terms of the freeboard and the corrections in the 1966 International Convention on Load Line (ICLL66). The effect of freeboard on a limitation of deck wetness, which is a main purpose for assignment of a freeboard, was assessed by means of the model tests and analytical study.

Action to be taken: Paragraph 3

Related documents: SLF 47/11/2, SLF 47/INF.12, SLF 47/17, SLF 48/9/1 and MSC 76/23

Introduction

1 With regard to the possible future revision on the ICLL 66, the Maritime Safety Committee identified nine matters at its seventy-sixth session (MSC 76/23, paragraph 12.24). Based on these matters, the Sub-Committee, at its forty-seventh session, considered and agreed to focus on three matters (*e.g.* revision of the freeboard tables, ships with reduced freeboards and corrections for sheer and superstructures) as a priority.

2 To examine the above three matters, Japan assessed the safety level in terms of freeboard and corrections in the ICLL. The attached annex shows the results of the assessment. By means of a series of model test and analytical study, the effect of the freeboard and standard sheer on the ship response and the safety level in the ICLL were quantitatively assessed. As a result, some findings are drawn.

Action requested of the Sub-Committee

3 The Sub-Committee is invited to note these findings and take action as appropriate.

ANNEX

THE EFFECT OF FREEBOARD ON THE SEAKEEPING PERFORMANCE OF A SHIP

Yoshitaka Ogawa and Shigesuke Ishida
National Maritime Research Institute, Japan

INTRODUCTION

The assigned freeboard by the 1966 International Convention on Load Lines (ICLL66) consists of a tabular freeboard and corrections. The safety is ensured in the ICLL66 by not only the assigned freeboard but also the condition of assignment of the freeboard. The assigned freeboard and the condition of assignment of the freeboard are determined in consistency with each other. Therefore, it is necessary to verify the objectives and the safety level in terms of the ICLL before considering of each matter.

Authors verified the objective of the ICLL66 by reviewing the examination of the technical committee for the ICLL66 [1]. As a result, it is clarified that the main objective of the assignment of freeboard is the limitation of deck wetness. In the ICLL66, conditions to prevent the entry of water into the hull and to protect the crew and deck fittings are provided under a certain probability of occurrence of deck wetness because it is not rational to assign a freeboard not to occur deck wetness at all. To determine a freeboard and such conditions, the probability of occurrence of deck wetness must be assessed. However, it is difficult to verify the validity of the probability of occurrence of deck wetness quantitatively. It is proper to assess the probability of occurrence of deck wetness in terms of related criteria of deck wetness.

Based on this background, authors carried out a series of free running model tests firstly by means of three bulk carrier models. To examine the effect of a freeboard and sheer on the ship response in waves, three models are different only in the bow shape and loading condition. In addition, the long-term probability of wave loads, which is a part of premise conditions of the assignment of freeboard, and impact pressure owing to the deck wetness were estimated. With regard to the ship with assigned freeboard (B-60 ship), it is clarified that wave loads and impact pressure owing to deck wetness once in 25 years is smaller than those in the existing criteria. It is confirm that the safety level of bulk carrier with the summer freeboard is adequate in terms of the ICLL. It is also confirmed that there is a room for the modification of standard sheer.

MODEL TESTS AND MEASURING INSTRUMENTS

A series of free running tests in waves, by means of the model of a cape-size bulk carrier, was carried out to measure a ship response. The tests were performed at the Square Basin (80m by 80m) of National Maritime Research Institute of JAPAN.

Three models of cape-size bulk carrier were used for the present study. Three ships are different in only a bow shape and freeboard as follows.

(Base): A bulk carrier with the summer freeboard, which is assigned by the freeboard table and corrections. This is a real situation of this bulk carrier.

(Low freeboard): Draught is increased than the one of "Base" bulk carrier. This is not complied with the ICLL. In the actual situation, the increase of draught means the increase of freight. Therefore, different loading condition with "Base" bulk carrier was assumed. As a result, draught, block coefficient (C_b) and GM is different with them of "Base" bulk carrier.

(Standard sheer): A bulk carrier equipped standard sheer except the corrections of standard sheer of the "Base" bulk carrier. Draught, block coefficient (C_b) and GM is same as them of "Base" bulk carrier.

Bow profile of the present ship is shown in Fig.1.

Table1 Principal Particulars

(Base&StandardSheer)	Ship	Model
L _{pp} (m)	280.0	3.00
B(m)	47.00	0.50
d(m)	17.80	0.19
D(m)	24.100	0.26
C _b	0.849	0.849
GM	6.860	0.074
$k \sqrt{L_{pp}}$	0.258	0.258
(Low Freeboard)	Ship	Model
L _{pp} (m)	280.0	3.00
B(m)	47.00	0.50
d(m)	21.00	0.23
D(m)	24.100	0.26
C _b	0.866	0.866
GM	6.640	0.068
$k \sqrt{L_{pp}}$	0.258	0.258

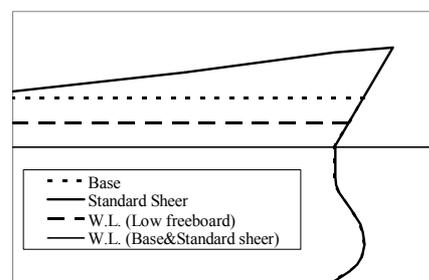


Fig. 1 Bow profile of the present ship

Model was ballasted to the correct draft, trim and its longitudinal and transverse radius of gyration before the test. The rudder of ship was controlled by the auto pilot system to maintain correct heading angle.

Setup of measuring instruments in the present experiments is shown in Fig.2. Impact pressures on bow deck at S.S. 9 were measured by means of two pressure gauges. Two pressure gauges were installed 5 meter (ship scale) right and left side from a center line. The locations of pressure gauges on bow flare are presented in Fig. 2.

In addition, ship motions, relative water height, vertical acceleration and wave loads were also measured. Ship motions were measured by means of gyro and gyro accelerometer. Relative water height was measured at stem, S.S. 9 1/2, S.S. 9, S.S. 8, S.S. 7, S.S. 5, S.S. 2 1/2 and A.P. by means of wave probes. Vertical accelerations were measured at S.S.91/2 and S.S. 7 by means of accelerometers. Vertical and horizontal shearing force and bending moment were measured by means of load cell at S.S.7.

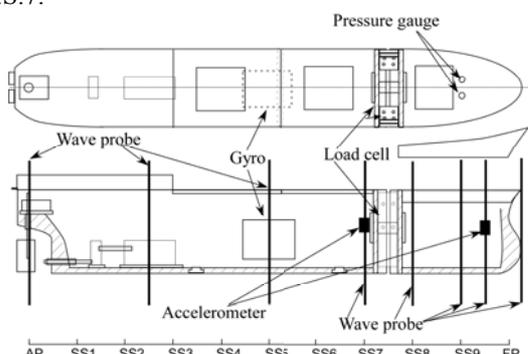


Fig. 2 Setup of measuring instruments

A series of regular wave tests was carried out to allow a comparison with analytical study. In addition, tests in irregular waves were also carried out. In these experiments, ship speed is defined as 5knots on the premise that a ship navigates in the rough seas with nominal and derivative speed loss. Experiment in irregular waves was carried out in bow (135 deg.) seas. With regard to the “Base” bulk carrier, experiment in the head (180 deg.) was also carried out. The ISSC spectrum was used for wave spectrum of irregular waves. Waves were lasted the equivalent of about 4 hours in ship scale. The encounter waves were about 1000 in number. Mean wave period and significant wave height in ship scale were $T_{02}=13.1$ seconds and $H_{1/3}=10.1m$ respectively. It is severe condition for the longitudinal ship motion, vertical acceleration, relative water height at stem and impact pressures.

EXPERIMENTAL RESULTS

Firstly, experimental data were compared with the calculation by means of nonlinear time domain program [2].

Vertical acceleration at S.S.91/2 in head and bow seas with various wave heights is shown as a function wave length ratio λ/L (λ : wave length, L: ship length) in Fig.3 and Fig. 4 as an example of the present verification. Fundamental frequency component was

divided by $L/g\zeta$ (g : acceleration of gravity, ζ : wave amplitude). It is found that wave height has much effect on the amplitude of vertical acceleration.

It is found that a tendency of calculation with regard to the wave height is similar to the experiments although calculation at 12m wave height at $\lambda/L=1.0$ is overestimated. It is verified that present method, which takes account of time-varying sectional hydrodynamic forces, gives good agreement with measured data.

Secondly, the response amplitude operator (RAO) of three bulk carriers in various wave heights is compared to examine the effect of bow shape on ship response in waves. Relative water height and vertical shearing force as a function of wave slope H/λ (H : wave height) are shown in Fig.5 and Fig. 6 as an example of this examination. It is found that response amplitude operator (RAO) decrease as wave height becomes large. It is confirmed that there is certain nonlinearity on the amplitude of ship response. It is also found that there is no significant difference between the amplitude of “Base” and “Standard shear”. On the other hand, it is verified that there is certain difference between the amplitude of “Base” and “Low freeboard”.

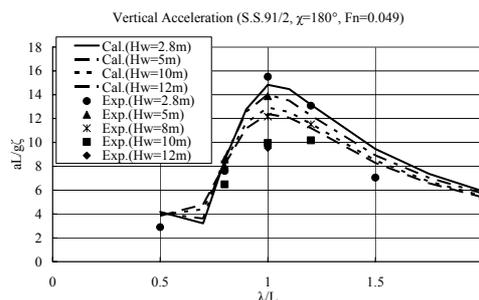


Fig. 3 Response amplitude operator (RAO) of vertical acceleration (S.S. 91/2, Head seas, Fn=0.049)

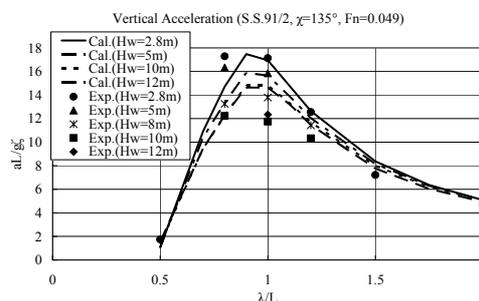


Fig. 4 Response amplitude operator (RAO) of vertical acceleration (S.S. 91/2, Bow seas, Fn=0.049)

In addition, probabilities of exceedance of three bulk carriers are also compared. Probabilities of exceedance of pitch, vertical bending moment and relative water height are shown in Fig.7, Fig.8 and Fig.9 respectively. Plus value of pitch and relative water height indicates bow-up and upward

respectively. It is also found that the probability of “Base” is not different with the probability of “Standard sheer” but different with the probability of “Low freeboard”.

Based on these comparisons, it is confirmed that standard sheer has no significant effect on ship motions and wave loads. It is also confirmed that draft and loading condition as a result of changing freeboard has much effect on ship motions and wave loads.

With regard to the impact pressure owing to the green sea, probability of exceedance of three bulk carriers is also compared. Probability of exceedance of the impact pressure owing to the green sea is shown in Fig.10. It is found that the probability of “Base” is different not only with the one of “Low freeboard” but also with the one of “Standard sheer”. Although the relative water height of “Base” is not different with the one of “Standard sheer”, the height of shipping water is quite different because of the difference of the bow height. As a result, the probability of the impact pressure of “Base” is different with the probability of “Standard sheer”. It is confirm that bow height has much effect on the pressure owing to the deck wetness, which is one of key factors of the assignment of freeboard.

a premise condition for the assignment of freeboard was assessed. In addition, by means of a long-term prediction of the impact pressure owing to the deck wetness, the degree of prevention of deck wetness as an assignment of freeboard was assessed.

In these calculations, ship speed is defined as 5knots on the premise that a ship navigates in the rough seas with nominal and deliberate speed loss. Wave diagram of winter north Atlantic, which is the same diagram as the one of IACS Recommendation No.34, was used. Directional distribution of waves was assumed as a distribution of the cosine square. Encountering angle with waves is assumed to be uniformly distributed.

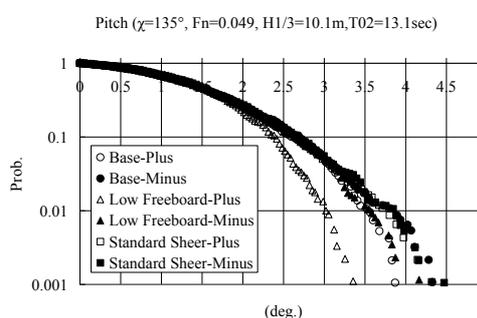


Fig.7 Probability of exceedance of pitch in irregular waves (Bow seas, Fn=0.049)

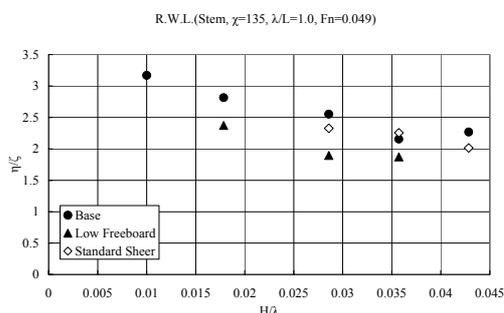


Fig. 5 The effect of wave height on relative water height (Stem, Bow seas, Fn=0.049)

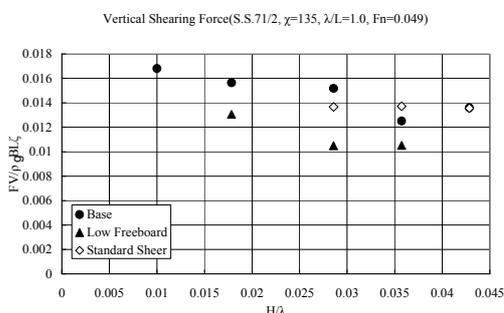


Fig. 6 The effect of wave height on vertical shearing force (S.S.71/2, Bow seas, Fn=0.049)

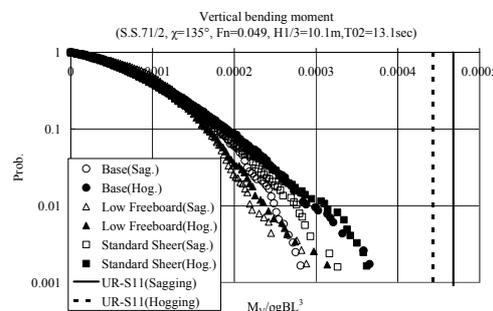


Fig.8 Probability of exceedance of vertical bending moment in irregular waves (S.S.71/2, Bow seas, Fn=0.049)

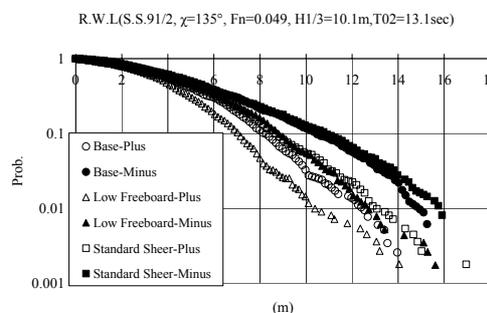


Fig.9 Probability of exceedance of relative water height in irregular waves (S.S.91/2, Bow seas, Fn=0.049)

ASSESSMENT OF THE SAFETY OF FREEBOARD

By means of a long-term prediction of wave loads, the safety level of structural strength of a ship hull as I:\SLF\48\INF-8.doc

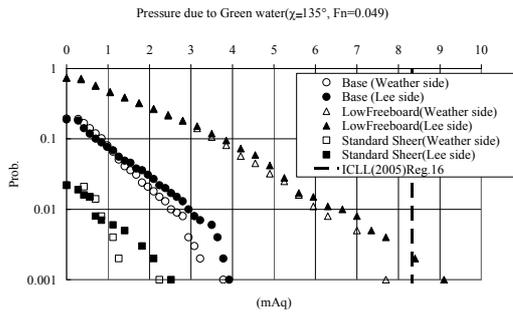


Fig.10 Probability of exceedance of impact pressure owing to deck wetness in irregular waves (S.S.9, Bow seas, Fn=0.049)

With regard to the wave loads, firstly, a probability density function of wave loads was examined. Probability of exceedance of wave vertical bending moment, which is one of the wave loads on the hull, is shown in Fig.11 as an example of examination. Rayleigh distributions by means of two kinds of variance of wave vertical bending moment were also shown in Fig.11. One is a measured variance in the present experiment; another is calculated variance by means of linear theory of ship motion (Strip method). It is found that probability density function can be approximated as a Rayleigh distribution. It is also found that the effect of nonlinearity of ship motion, which was indicated in previous examinations (Fig. 3, Fig.4, Fig.5 and Fig.6), should be taken into account for the accurate calculation of variance. However, the calculation by means of the linear theory assesses conservative wave loads. It is confirmed that the linear theory overestimates probability in all conditions of present experiments. Therefore, variance by means of the linear theory (strip method) was used for the input of long-term prediction in the present study.

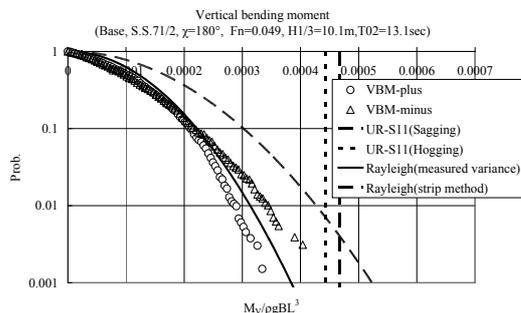


Fig.11 Probability of exceedance of vertical bending moment (Base, S.S.71/2, Head seas, Fn=0.049)

A long-term probability of wave vertical bending moment, which is one of the wave loads on the hull, is shown in Fig.12 and Fig.13. As a result of using the linear theory, the long-term probability of wave vertical bending moment of “Base” is same as the probability of “Standard sheer”. The wave vertical bending moment of each direction of wave is also

shown. For the assessment of the magnitude of it, a threshold value of the IACS unified requirements S11 (UR-S11) is also shown. It is found that wave vertical bending moment occurs once in 25 years (Q: about 10^{-8}) is smaller than the one of UR-S11 though the probability was overestimated owing to the linear theory. It is clarified that the structural strength of ship is adequate for the draught, which corresponds to the assigned freeboard.

To assess the probability of impact pressure owing to deck wetness, long-term prediction of impact pressure was carried out. Through the comparison with the current criteria of impact pressure (Regulation 16 of the New ICLL2005), safety level of current freeboard was assessed.

With regard to the short-term prediction of impact loads, authors had developed and validated the estimation method of probability of exceedance of wave loads owing to deck wetness [3]. Based on the relation between relative water height and wave loads owing to deck wetness, a probability of exceedance of impact loads owing to deck wetness $P(F > F_0 | H, T)$ can be expressed as:

$$P(F > F_0 | H, T) = \exp \left\{ - \frac{(f \cdot \sqrt{\alpha \rho g B} + \sqrt{F_0})^2}{2 \sigma_\eta^2 \alpha \rho g B} \right\} \quad (1)$$

where H is a significant wave height, T is a mean wave period, f is a bow height, α is the coefficient for describing an inflow breadth of shipping water, ρ is the density of fluid, g is the acceleration of gravity, B is the breadth of ship and σ_η is standard deviation of relative water height at stem. The probability of exceedance of water impact pressure of present bulk carriers were calculated by means of this method. Calculated probabilities were compared by the measured probability in Fig.14, Fig.15, Fig.16 and Fig.17. It is found that present method gives good agreement with measured probability although small magnitude of impact pressure of “Standard sheer” is slightly underestimated. It is confirmed that present method is adequate for the short-term prediction of the impact pressure owing to deck wetness.

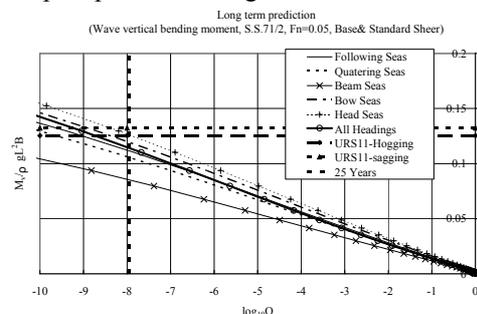


Fig.12 Long term prediction of wave vertical bending moment (Base & Standard sheer, Fn=0.049)

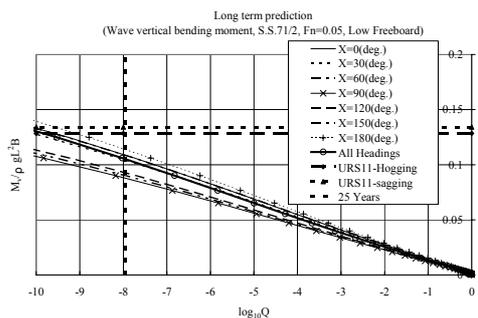


Fig.13 Long-term prediction of wave vertical bending moment (Low freeboard, Fn=0.049)

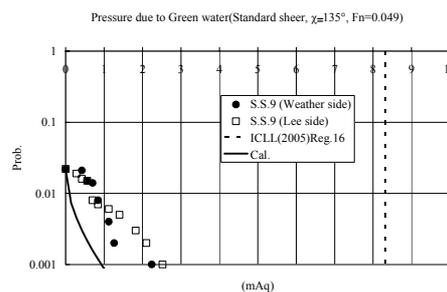


Fig.17 Probability of exceedance of impact pressure owing to deck wetness (Standard shear, Bow seas, Fn=0.049)

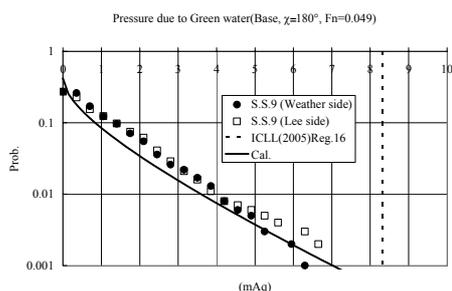


Fig.14 Probability of exceedance of impact pressure owing to deck wetness (Base, Head seas, Fn=0.049)

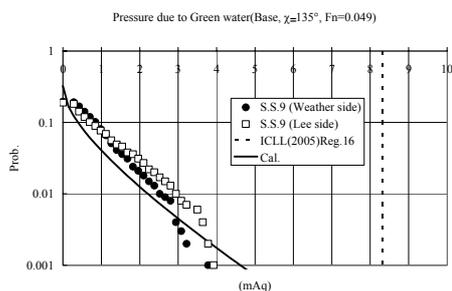


Fig.15 Probability of exceedance of impact pressure owing to deck wetness (Base, Bow seas, Fn=0.049)

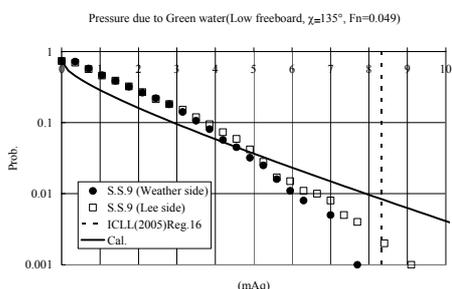


Fig.16 Probability of exceedance of impact pressure owing to deck wetness (Low freeboard, Bow seas, Fn=0.049)

By means of these probability of exceedance, the long-term probability $P(F > F_0)$ can be evaluated as

$$P(F > F_0) = \int_0^{\infty} \int_0^{\infty} P(F > F_0 | H, T) \cdot P(H, T) dHdT \quad (2)$$

where $P(H, T)$ is a probability of occurrence of waves. Standard deviation of relative water height for the input for the calculation of the probability of exceedance of impact pressure is estimated by means of the strip method (NSM), which overestimates the probability in rough seas. Long-term probability of impact loads owing to deck wetness is shown in Fig.18. For the assessment of the magnitude of the probability, the current criteria of the impact pressure (Regulation 16 of the New ICLL2005) is also shown. It is found that impact pressure of “Base” and “Standard shear” occurs once in 25 years (Q : about 10^{-8}) is smaller than the pressure defined in the regulation 16 of the new ICLL2005. It is clarified that the current assigned freeboard provides adequate safety for the prevention of deck wetness. It is also found that the standard shear limits the occurrence of deck wetness excessively. It is clarified that there are many rooms for the modification of standard shear in the ICLL.

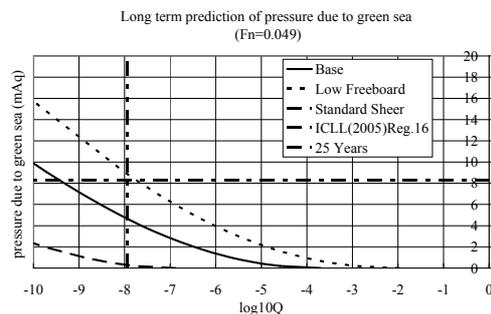


Fig.18 Long-term prediction of impact pressure owing to deck wetness (Fn=0.049)

CONCLUSIONS

By means of a series of model test and analytical study, the effect of a freeboard and standard sheer on the ship response in waves and the safety level in terms of freeboard and sheer were quantitatively assessed. As a result, following conclusions are obtained.

1. Draft and loading condition in terms of changing freeboard have effects on the ship response in waves.
2. Although standard sheer has no significant effect on the ship motion and wave loads, its height has effect on the impact pressure owing to deck wetness.
3. Structural strength of ship is adequate for the draught correspond to the assigned freeboard.
4. Probability of occurrence of deck wetness is adequately limited by means of freeboard tables and corrections in the ICLL66. It is verified quantitatively in terms of impact pressure owing to deck wetness, which is a most important factor for the assignment of freeboard.
5. Deck wetness is limited adequately by means of freeboard tables and corrections except a standard sheer. It is clarified that there are some rooms for the modification of a standard sheer in the ICLL.

ACKNOWLEDGEMENTS

A part of the present study was carried out as the part of the Japanese project for the ICLL (RR-SPL) with the Japan Ship Technology Research Association that is supported by the Nippon Foundation.

REFERENCES

- [1] Ogawa, Y. and Ishida, S.: Methodology for the rational revision of the Load Line Convention from the technical point of view, 2nd International Maritime Conference on Design for Safety, 2004. pp.133-138.
- [2] Ogawa, Y., Matsunami, R., and Arai, M.: The Effect of a bow flare shape on the water impact pressure, Proceedings of the ISOPE2005, 2005.
- [3] Ogawa, Y., Taguchi, H., and Ishida, S. : Study on prediction method for shipping water load and volume due to green sea, Journal of society of Naval Architects of Japan Vol.185, 1999, pp.61-73.

執筆担当者

梅田 直哉 片山 徹

石田 茂資 田口 晴邦 小川 剛孝

発行者 財団法人 日本船舶技術研究協会
〒105-0003
東京都港区西新橋 1-7-2 虎の門高木ビル 5 階
電話：03-3502-2132（総務部）
03-3502-2134（基準・規格グループ）
ファックス：03-3504-2350
ホームページ：http://www.jstra.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。