

ClassNK 技報

No.7 2023年 (I)

特集記事：
コンテナ船の
安全運航への取組み



—目 次—

巻頭言	執行役員 技術研究所長 藤浪 幸仁.....	1
-----------	------------------------	---

特集記事 「コンテナ船の安全運航への取組み」

コンテナの積付け及び固縛に関するガイドライン（第3.0版）における改正点と 今後の展望	技術研究所.....	3
--	------------	---

近年のコンテナ船の継続的な大型化や、ラッシング手法の進歩に対応するべく、固縛強度計算の設計荷重や計算アルゴリズムの開発を行い、「コンテナの積付けおよび固縛に関するガイドライン（第3版）」を発行した。本稿では、本ガイドラインの主な改正点について、その技術的背景について紹介した上で、第2版との計算結果の差異について説明する。

「パラメトリックロール対策に関するガイドライン」の紹介	技術研究所.....	11
-----------------------------------	------------	----

近年、パラメトリックロールに起因すると考えられる大型コンテナ船等の荷崩れ事故が相次いで発生し、関連業界では波浪レーダーやウェザーサービスによる回避、アンチローリングタンク設置等の対策が実用化されてきている。このような背景から、本会は有効な対策の適用要件を整理し、さらに回避のための基本事項やポーラーチャート作成手順等を掲載したガイドラインを発行した。本稿ではその内容について紹介する。

コンテナ運搬船の追加火災対策のためのガイドラインについて	開発本部 開発部、技術本部 材料艙装部.....	19
------------------------------------	--------------------------	----

昨今、国際海事機関（IMO）においては、従来と異なる性質等を有する貨物の安全輸送及び複数の火災事故のため、コンテナ運搬船の火災安全設備の要件を見直している。一方で、一部の船主等において、IMOの議論に先んじて、自発的な対応を進める動きがある。このような動きから、任意に追加されたコンテナ運搬船の火災対策を評価するために、本会は追加火災対策をまとめたガイドラインを発行した。本稿では、当該ガイドラインで規定される追加火災対策の概要を紹介する。

コンテナ船に適用される構造強度規則について	技術研究所、開発本部 開発部.....	25
-----------------------------	---------------------	----

本会は、2022年に船体構造に関する規則である鋼船規則C編を全面改正している。本規則は、近年大型化が進むコンテナ船に対して、独自の構造要件を取り入れる等により、安全で且つ合理的な強度評価が行えるようにした。本稿では、コンテナ船を切り口にして全面改正された鋼船規則C編の概要を説明し、また、コンテナ船にのみ適用される本会独自の強度要件の内容、経緯、技術背景を解説する。

パラメトリック横揺れを防止するための簡易操船ガイダンス

.....大阪大学 梅田直哉 内田裕太..... 33

最近コンテナ船においてパラメトリック横揺れによる船上コンテナの崩落事故が報告されることがある。これについて、IMOの第二世代非損傷時復原性基準にも使われるグリムの有効波の概念を拡張することで、短波頂不規則波としての実海域に対応して、そのような事故を防ぐための簡易な船上操船ガイダンスに利用できる方法論を紹介し、その計算例を示す。

技術一般

SO_xスクラバー排水管の損傷について

.....技術本部 機関部..... 41

MARPOL条約により船舶で使用する燃料油中の硫黄分濃度の規制が強化されたため規制適合油の使用やSO_xスクラバーの採用が増加したことに伴い、スクラバー排水系統のディスタンスピースが腐食し、機関室内に海水の漏洩が発生した例が確認されている。本会では損傷を予防するための対策として塗装前の処置を確実にすることなどをお願いしているが、依然として同様の事例が報告されている。そこで本稿ではこれまで推定されていた損傷の要因を統計的手法により評価した結果や対策について紹介する。

船級規則に用いる波浪統計基準の改正

.....Håvard Nordtveit AUSTEFJORD,
Guillaume de HAUTECLOCQUE,
Michael JOHNSON, 朱庭耀..... 45

船舶の船体構造の安全性を評価するために使用される現行の船級規則は、直接計算、すなわち数値シミュレーションに大きく基づいている。船舶が耐えるべき波の範囲は、運航プロファイル（船速及び波との出会角）とともに、直接計算に対する重要なインプットであり、IACS Rec. No. 34によって現在提供されている。これは、世界のほぼすべての商船の設計の基礎として使用されている。IACSは最近、過去数十年にわたって蓄積された技術的進歩と知見を反映するために、この基準を改正するための重要な作業に着手した。現在、改正された波高と周期の波浪頻度分布が、わずかに狭い波スペクトル形状と方向性分布形状とともに提案されている。推奨される波との出会角と船速のプロファイルは同じく維持する。本稿では、これらの変更の技術的な正当性を提示する。

GHG 削減に向けた船舶用エンジンと燃料開発の取り組み

.....九州大学 高崎 講二..... 57

国際海運からのGHG（温室効果ガス）を大幅に削減するため、水素やアンモニアを燃焼させる船用エンジンが開発途上である。また、合成されたメタンやメタノールも、バイオ燃料と同様に実質ゼロカーボンと見なされる可能性がある。本稿では、水素エンジン・アンモニアエンジンの開発状況と、5種類の代替燃料のエンジン内での燃焼について解説する。

IMOの動向

.....開発本部 国際部..... 65

本稿では、国際海事機関（IMO）における国際条約等の審議動向を紹介する。今号では、第79回海洋環境保護委員会（MEPC 79）及び第106回海上安全委員会（MSC 106）の審議概要を紹介する。

巻頭言

特集「コンテナ船の安全運航への取組み」発刊によせて

執行役員 技術研究所長 藤浪 幸仁

ClassNK技報No.7の発行に際して、一言ご挨拶申し上げます。

技術広報誌「ClassNK技報」は、本会の技術活動や研究成果などの公表により、海事産業などへの技術的貢献を図ることを目的に発行しています。前号（ClassNK技報No.6）では、海事分野におけるリスクアセスメントやリスクベース設計の考え方に焦点を当てて、関連の技術動向や最新の研究開発成果等を報告いたしました。

近年、世界的なコンテナ貨物需要の増加に伴い、多くのコンテナ船が建造されました。同時に環境規制による減速運航の影響によりコンテナ船の大型化が進むなど、今世紀において最も大きな変化を遂げた船種と言えます。このようなコンテナ船に関して、本会は2022年に鋼船規則C編の全面改正を実施し、構造設計・評価を従来よりも安全かつ合理的に行うことを可能としました。さらに、本年度に3種類のガイドラインを公表し、コンテナ船のオペレーションに関するニーズに応える支援サービスを拡充しています。

本技報No.7では、「コンテナ船の安全運航への取組み」と題する特集を組み、コンテナ船に関する構造規則およびガイドラインの概要についてご紹介いたします。さらに、種々の研究開発成果や本会の技術活動、IMOの動向等に係る多彩な記事・論文を掲載しています。

本会は今後も社会や業界のニーズを踏まえて、海上における人命と財産の安全確保、海洋環境の保全および社会を先導するイノベーションの創出に資する研究開発に鋭意取組み、海事産業の更なる発展への貢献に努めてまいります。

今後とも皆様のご理解とご支援をお願い申し上げます。

コンテナの積付け及び固縛に関するガイドライン（第3.0版）に おける改正点と今後の展望

柳本 史教*

1. はじめに

コンテナ船はホールド内のみならずデッキ上にも貨物を積載することから、ラッシングと呼ばれる、コンテナの固定技術が必要になる。コンテナ船運航の経済性向上のためには、一つでも多くのコンテナを積載することが求められているため、現在では10段を超えるコンテナスタックが珍しくなくなっている。このようなコンテナスタックには、自重に加えてコンテナ船のロール運動やピッチ、ヒープ運動による荷重が生じることから、コンテナスタック及びラッシング方法は、過度な荷重がコンテナやラッシング機材に発生しないようにするため、固縛強度の計算が必要になる。本会を含め、各船級協会ではこのような固縛強度の計算手順を規則あるいはガイドラインで提供している。

本会の「コンテナの積付け及び固縛に関するガイドライン」（以下、本ガイドライン）は初版が2009年に発行されたのち、2014年に第2版が発行されているものの、船舶の運動評価式や固縛強度計算手順については初版から変更されていない。一方で、コンテナ船の大型化はその間も続き、今では24,000TEU級の超大型コンテナ船（ULCS）が現れていることから、2009年当時の半経験式的な運動評価式の適用性に懸念があった。また、近年のフルオート型ツイストロックの登場に伴うコンテナスタックの非線形な挙動を考慮に入れる必要が指摘されていたことから、2022年まで実施されていた鋼船規則C編全面改正の成果や、技術研究所の研究成果を取り入れることで、より合理的なコンテナの積付の実現に資するべく、本ガイドラインの改正を行った。

2. 本ガイドラインの概要と構成及び主な改正点

2.1 本ガイドラインの概要と構成

本ガイドラインの章立てを表1に示す。本ガイドラインの構成は第2版から変更されていない。第1

章から第3章まではコンテナ積付に関する概要などの一般的な事項について記載されている。第4章はコンテナ固縛強度評価手順の基礎的なコンセプトを説明している。第5、6章ではコンテナ固縛強度評価において用いる荷重及び強度評価法が規定されている。今回の改正は主に第5、6章を対象としたものである。第7、8章は2014年の本ガイドライン第2版発行時に新設された章であり、それぞれラッシング計算プログラム（いわゆるラッシングコンピュータ）の搭載に対応した船級符号と、IMO CSSコードAnnex 14に対応した船級符号について規定している。

表1 本ガイドラインの章構成

1章	コンテナの積付け及び固縛の概要
2章	コンテナ及び固縛金物の強度
3章	積付け及び固縛における船体強度上の注意点
4章	積付け及び固縛についての強度評価手法
5章	積付け及び固縛強度検討に用いる設計荷重
6章	コンテナの積付け及び固縛強度評価
7章	ラッシング計算プログラム
8章	コンテナ固縛作業の為の安全設計

2.2 主な改正点

本ガイドライン第3版においては様々な改正が行われているが、主要な改正は以下の3点である。括弧内は該当する章を意味する。

- ① 運動、荷重算式の見直し（第5章）
- ② 航路修正係数のアップデート（第5章）
- ③ 固縛強度計算法の修正（第6章）

また、これらの改正に加えて、本ガイドラインの利便性の向上を図り、より多くのユーザーにとって使いやすくするため、本ガイドラインの内容に対応した計算ツールやウェブアプリの提供を予定している。これらのデジタルツールの提供についても、次章で各種改正の詳細と合わせて記載する。

* 技術研究所

3. 主要な改正の概説

3.1 運動、荷重算式の見直し

コンテナ固縛強度評価において、本ガイドラインでは縦波の場合と横波の場合を考えている。前者においてはヒープ加速度とピッチ角による重力加速度の傾斜成分、ピッチ角加速度、後者においてはロール角による重力加速度の傾斜成分、ロール角加速度及びヒープ加速度によってコンテナスタックに働く荷重を固縛強度計算において考えている。また、風に暴露するコンテナに対しては風荷重による圧力を与えている。横波における荷重の模式図を図1に示す。

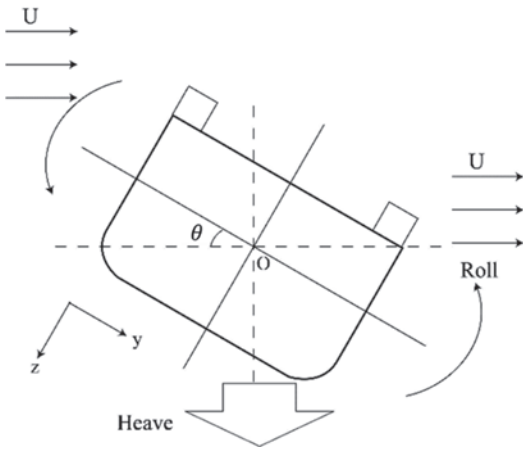


図1 横波における荷重模式図

これまでの本ガイドラインでは、船体運動及び加速度については、半ば経験的な算式として与えられていたことから、近年の超大型コンテナ船への適用性に疑問があった。そこで、2017年から2022年にかけて実施された、鋼船規則C編全面改正の成果を踏まえることで、物理的な意味を有し、また構造強度評価と関連した算式を用いることとした。C編全面改正における運動及び荷重算式導出の流れを図2に示す。単位波振幅に対する船体運動・加速度を簡易算式化した値と、直接荷重解析 (DLA) 及び北

大西洋の波浪発現頻度表を用いた長期予測結果から得られた25年に一度の最大波高を用いて求めた船体の最大運動変位及び加速度に、非線形影響及び操船影響を係数として与えることで、規則及び本ガイドライン上の運動・荷重評価式を求めている。この流れの詳細については本技報No.3掲載論文²⁾を参考にされたい。

図2のフローにて考慮する操船影響は、AISデータとHindcastデータを用いて、船舶が実際に遭遇する海象を評価することで求めている。詳細はMiratsu et al. (2022)²⁾に譲るが、IACS Rec.34に規定された波浪発現頻度表から求めた長期予測値と、実遭遇海象から求めた波浪発現頻度表から求めた長期予測値を比較することで操船影響係数を導出している。同様の技術は、後述する航路修正係数の見直しにおいても活用されている。

荷重算式の見直しに加え、本ガイドライン改正では、従来規定されていたロール角の最低値を20度とする規定を削除した。従来、この規定はコンテナ固縛強度評価において支配的となるロール角について、安全余裕を十分確保するために設けられていたものであるが、コンテナ船の遭遇海象についてAISデータとHindcastにより定量的な評価が可能になったこと、C編全面改正において物理的な意味のある運動算式を構築することができるようになったこと、またこれまでの実船計測データ分析の結果から、ロール角20度はパラメトリック横揺れを除いては非現実的な要求であること、といった理由から本改正において当該規定を削除することとした。一方で、C編全面改正と同様、ロール角の計算上のGM下限値を与えることで、一定のロール角が発生すると仮定して固縛強度計算を行うようにしている。GMの下限値は一定値ではなく船幅Bの関数として与えられるため、船舶の大型化に対応可能な形になっている。

本ガイドライン改正前後のロール角の比較を表2

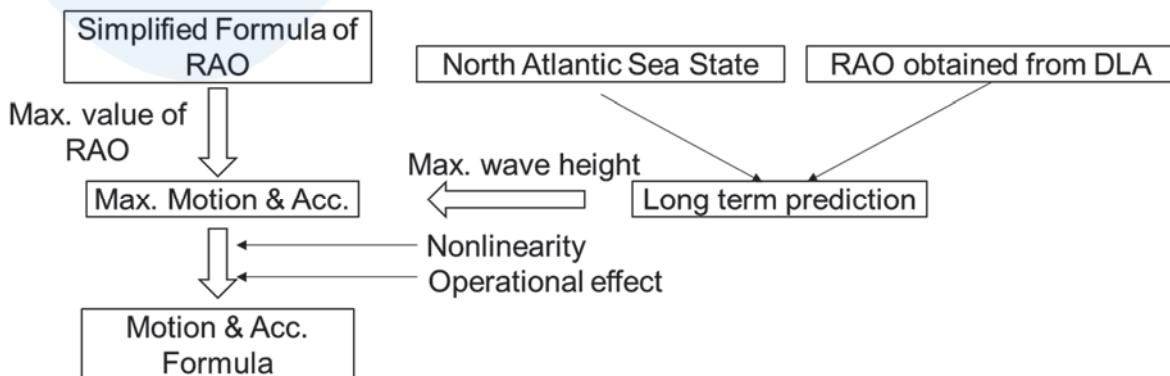


図2 運動・荷重算式計算フローチャート

に示す。GMはいずれの船型も1.5mとした。ロール角はGM以外にも C_w やKG等の様々なパラメータに影響されるため、表2の計算は一例であることに留意されたい。8,000TEU級以上の船型では、第2版では最低ロール角20度の制約によりロール角が決まっていたが、第3版ではその制約がなくなったため2~5度程度ロール角が減少している。フィーダーコンテナ船（A,B）においてもロール角が5度程度減少している。C編全面改正で得られたロール角評価式は、構造強度評価における影響評価から、実績と矛盾しないものであると考えられることから、本改正により、荷重評価式について、過度な安全率を除去できたと言えよう。

表2 ロール角の比較（GM=1.5m）

No.		A	B	C	D	E
Size(TEU)		2.5k	3k	8k	14k	24k
Roll angle (deg.)	2 nd ed.	26	25.6	20	20	20
	3 rd ed.	20.6	20.4	17.7	16.8	14.9

尚、近年のコンテナ落下事故は、縦波でも大きなロール角が生じるパラメトリック横揺れが原因であることが多いとされている。パラメトリック横揺れは極めて非線形性の強い現象であるほか、有義波高や平均波周期が同じ海象であっても船舶が遭遇する波の順序によって最大横揺れ角が変わることから、上述したC編全面改正において用いられた手法で最大応答を求めることは困難である。そのため、パラメトリック横揺れは操船により回避することを前提としている他、ポーラーチャートなどのパラメトリック横揺れの避航を支援する手法を別途提供している。

3.2 航路修正係数のアップデート

一般に、船体構造強度評価に用いられる荷重は、最も海象が厳しい海域である北大西洋（IACS Rec.34）を、25年間船舶が航行すると想定して求められる。3.1で述べた、C編全面改正において求められた荷重も同様である。これは、船舶がその寿命において、中古売買船を含めて、どのような海域で使用されるか不明であるためである。一方で、短期間の航海において、航路が事前にわかっているならば、その通過海域における遭遇海象を想定した運動・加速度を用いたとしても、固縛強度評価を行う上では安全上問題がない。

そのため、コンテナ固縛強度計算においては、事前に求めておいた航行海域を想定して求めた荷重を

用いることが可能である。図3に海域ごとの有義波高の値を示すが、海域によって大きく異なることがわかる。このように、航行する海域に応じた、3.1で述べた荷重算式に対する軽減係数を、航路修正係数と呼んでいる。

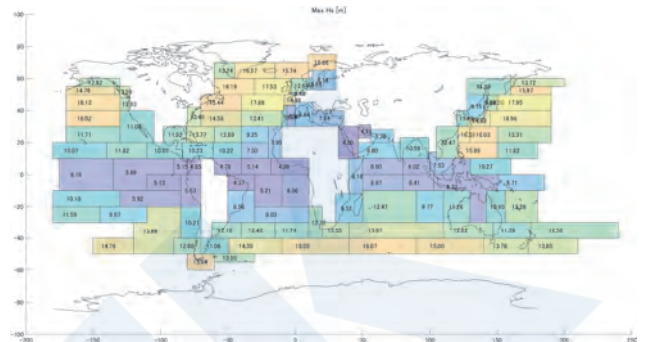


図3 海域ごとの最大有義波高

航路修正係数は、改正前の本ガイドラインにおいても規定されていたが、主要な航路に対する係数のみ記載されており、任意の航路に対して使用することが出来なかった。また、その係数も経験的に求められた式であり、個船の船型を考慮した手法は提供されていなかった。そこで、今回の改正では、航路修正係数を求める一般的な手法を記載するとともに、任意の航路に対して航路修正係数を評価するウェブアプリを提供する予定である。

また、各航路において発生する海象は、季節によっても異なる。図4、5、6にIOWAGAと呼ばれる波浪追算値のデータベースから1994年から2018年間のデータを取得し、それぞれ通年、夏季、冬季の有義波高コンターを求めた結果を示す。通年では赤道周辺を除いて全世界的に高い有義波高が見られるが、夏季あるいは冬季になると、通年で高い有義波高が見られる海域であっても有義波高が低くなっていることがわかる。今回の本ガイドライン改正においては、航路修正係数を計算するにあたり、どこを通るかだけでなく、どの季節に通過するかに応じて異なる係数が得られるよう規定している。

航路修正係数を求めるにあたっては、例えば有義波高の比を用いて計算することも一つのやり方であるが、本ガイドラインでは、遭遇海象を対象とした当該航路及び季節の波浪発現頻度表を求めたうえで、個船のRAO（Response Amplitude Operator：単位振幅の規則波に対する応答）を用いて長期予測を行うことが推奨される。尚、このRAOは直接荷重解析（Direct Load Analysis：DLA）により求めることもできるが、煩雑な手順が必要になるため、C編全面改正において採用された、Matsui et al.

(2023)による簡易算式³⁾を用いることとしている。これを分子にし、分母として北大西洋の通年の波浪発現頻度表を用いた長期予測値に操船影響係数²⁾をかけたものを用いることで航路修正係数を求めることを標準としている。これは、技術研究所で実施した系統的な評価の結果、波高比では過度に安全側の評価になることがわかっているためである。また、個船に応じて同調周期が異なるなどの理由により、個船のRAOを用いて長期予測を実施したほうがより正確な航路修正係数を求めることが出来るためである。

と呼ばれる波浪統計データが用いられることが多い。しかし、GWSは航行している船舶から目視で観測された海象情報を用いていることから、船舶の操船影響（荒天海象の避航）が暗に含まれている。そこで、波浪モデルより作成された波浪追算値のデータベースを自然海象として用いている。このようなデータベースとしては、上述したIOWAGAと呼ばれるフランスIFREMER（フランス国立海洋開発研究所）によるものやECMWF（ヨーロッパ中期予報センター）によるERA5がある。このような波浪モデルについては、本技報No.6掲載論文を参照されたい⁴⁾。

自然海象データに対し、AISデータを用いたコンテナ船の航行データを組み合わせることでコンテナ船の遭遇海象を求めて遭遇海象の波浪発現頻度表を作成している。この時、AISデータは限られた期間のものしか存在しないため、どのように統計的に処理するかが重要となる。このような統計的処理方法にはいくつかの方法があるが、その一例として一般化パレート分布（GPD）を用いた結果を図7に示す。

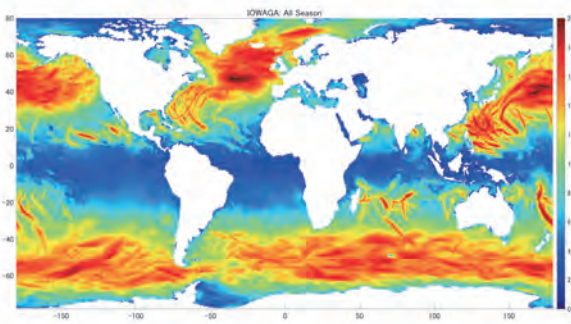


図4 通年の有義波高マップ

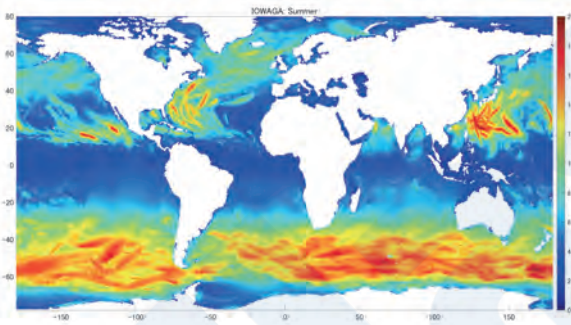


図5 夏季の有義波高マップ

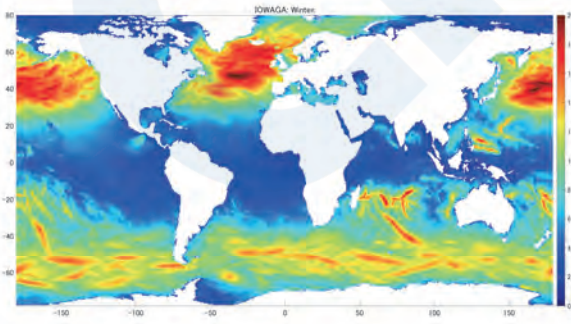


図6 冬季の有義波高マップ

長期予測を行うにあたって用いる波浪発現頻度表として、例えば北大西洋のものはIACS Rec.34で与えられている他、Global Wave Statistics (GWS)

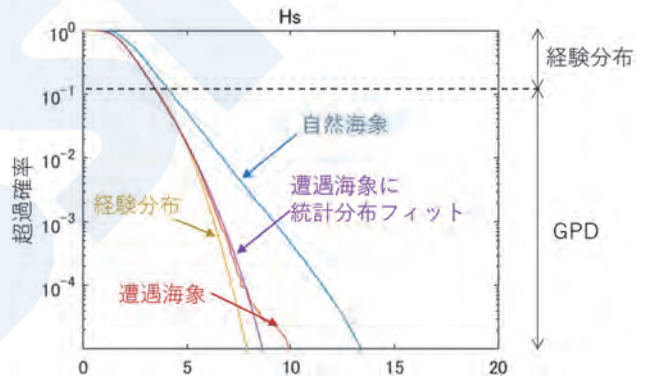


図7 遭遇海象の統計的処理

同じ航路であっても、季節因子を考慮することにより、その航路の通年の荷重に対して、例えばフィーダーコンテナ船であればアジア内航路で春は30%程度荷重の低下が見込まれる。また、10,000TEUを超えるメガコンテナ船であれば、アジア-ヨーロッパ航路で春は10%程度、夏は20%程度の荷重低減が期待できる。

以上の航路修正係数のアップデートにより、季節ごとの海象を踏まえた、個船の航海海域に対応した最適な固縛強度設計荷重を設定することが出来る。こうした航路・季節に応じた航路修正係数を、容易に計算できるアプリを今後提供する予定である。

3.3 固縛強度計算法の修正

コンテナスタックは、一般に図8のように、ラッキング変形、コーナーキャスティングの浮き上がり、

圧縮、そしてせん断変形が生じる。これらの変形において生じる荷重が許容値（Safety Working Loadを許容値とすることが一般的）を超えないようにコンテナの固縛方法や積載するコンテナの重量及びその順番を決定する必要がある。また、図9のようにラッシングロッドを接続している場合、コンテナスタックのラッキング変形に伴い、ラッシングロッドに引張荷重が生じることとなるため、ラッシングロッドの許容荷重にも注意を払う必要がある。ラッシングが行われていない場合、コンテナラッシングシステム各部に作用する力は、コンテナスタックを一つのはりとみなすことで求めることができる。一方で、ラッシングが行われている場合は、ラッシングロッドが受け持つ力を評価するために、その伸びを求める必要がある。このとき、コンテナラッシングシステムが線形であれば、式(1)に示すラッキング力の釣り合い式を解くことでラッキング変位量ベクトル U を求めることができる。尚、 K はラッキング剛性テンソル、 $F_{racking}$ はラッキング外力ベクトルである。

$$KU = F_{racking} \quad (1)$$

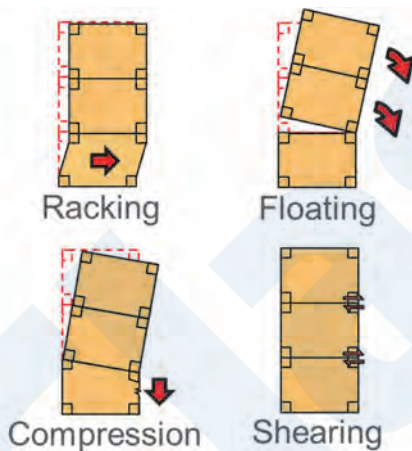


図8 コンテナスタックの挙動

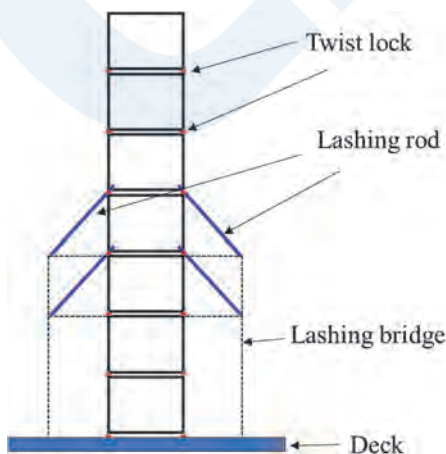


図9 ラッシングされたコンテナスタック

例えば図10のケースを考えると、式(1)の K はコンテナのラッキング剛性 $K_{container}$ と、ラッシングロッドが接続されている位置（変位 U_2 に対応）及びそれより下についてはラッシングロッドの水平方向剛性 K_{rod} から構成される。線形問題については式(1)を解くことで容易に変位量を求めることができるが、非線形問題にそのまま適用することはできない。非線形性を考慮してコンテナ固縛強度を計算するにあたっては、Ghesmi and Brindley (2021) ⁵⁾ やLi et al. (2021) ⁶⁾ のように有限要素解析を用いることで直接的にコンテナラッシングシステム各部に作用する力を評価することができる。一方で、有限要素法を本ガイドライン上の評価手法として用いることは、モデル化の手間や、非線形問題における収束性の課題があったことから、本ガイドラインでは、式(1)を式(2)のように拡張することで非線形なラッキング力の釣り合い方程式を作成した。 F_{rod_NL} はラッシングロッド張力の非線形成分である。

$$KU = F_{racking} - F_{rod_NL} \quad (2)$$

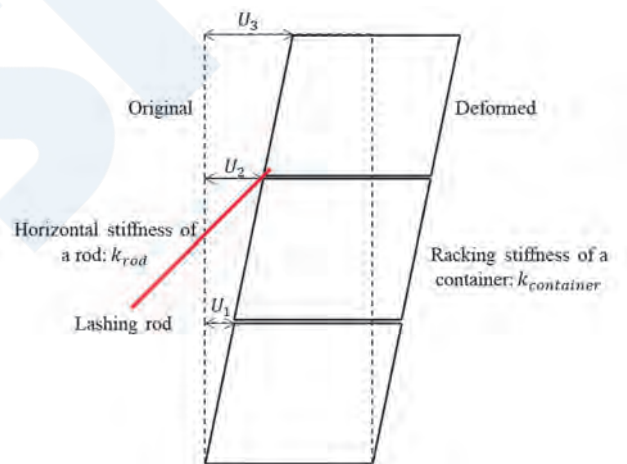


図10 ラッシングされたコンテナスタック模式図

コンテナラッシングシステムの非線形性は、図11に示すような、ツイストロックとコーナーキャスティングの間に存在する隙間（clearance）に起因する。コーナーキャスティングが浮き上がる際、ツイストロックにあたるまでに隙間が存在するため、その間自由に浮き上がることが出来る（separation）、つまりその際に上側のコーナーキャスティングに接続されているラッシングロッドが伸びることが出来る。このような、コーナーキャスティングの自由浮上に起因するラッシングロッドの張力（非線形張力）が式(2)にいう F_{rod_NL} に相当する。

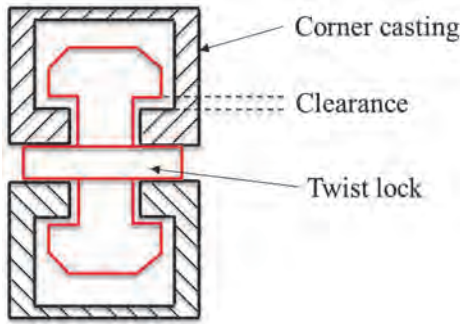


図11 コーナーキャスティングとツイストロック

ラッシングロッドの非線形張力はツイストロックの浮き上がり量によって決まるが、浮き上がり量は式(2)の結果として得られるラッシングロッドの張力が決定されないと決まらない。従って、式(2)は繰り返し計算によって解く必要がある。この時、ラッシングロッドの接続部より下に位置するツイストロック全てについて、より上方に存在するツイストロックから順にそのツイストロックの開閉及び浮き上がり量を二分法により求めるアルゴリズムを開発し、非線形有限要素解析の結果と比較してその妥当性を検証している。

以上の非線形性を考慮することによって、コンテナスタックの変形挙動をより現実に即した形で評価することが出来る。特にExternal lashingにおいて、ラッシングロッドが張力発生側のコーナーキャスティングに接続されていることから、ツイストロックの鉛直方向浮き上がり量が直接的にラッシングロッドの伸びに反映されるため、上記非線形性の寄与が大きくなる。一方でInternal lashingではツイストロックの浮き上がりにより生じるコンテナの剛体回転に伴う水平方向変位の増加のみがラッシングロッド張力に寄与するため、External lashingに比べて非線形性によるコンテナスタック変形抑制効果は小さくなる。

新ガイドラインでは上記の非線形性の導入に加え、ラッシングブリッジの剛性を考慮するようにしたほか、昨今の動向を反映してコーナーキャスティングの許容荷重の見直しを行っている。

4. 試計算結果

14,000TEUクラスのメガコンテナ船を想定して、ここまでで述べた改正を考慮した試計算を行い、第2版の評価結果と比較した。風荷重は考えていない。10段積みコンテナスタックであり、External lashingを2つ行っている。第3版の計算ではラッシングブリッジの剛性を加味している。

また、ロール角、ロール角加速度、ヒープ加速度はそれぞれの本ガイドラインに規定されている算式を用いて計算した。特に厳しくなりがちなコーナーキャスティング圧縮荷重をターゲットとした評価結果を図12及び図13に示す。図12と図13はそれぞれコンテナスタックの重心が低いもの、高いものである。

図12及び図13のいずれの結果も、使用係数（作用力の許容値に対する割合）は従来ガイドラインに対して低下している。特に第3版では高重心ケースにおいて、ツイストロックのseparationが生じることでラッシングロッドがより働き、第2版の計算結果に比べて大きく使用係数が低下している。低重心ケースではseparationが生じないため、荷重の低減及び許容値の見直しが計算結果の差異を生んでいることになる。ただし、ラッシングロッドの剛性は第2版、第3版の計算でそれぞれ同じ値を用いているが、第3版の計算ではラッシングブリッジの剛性を考慮しているため、ラッシングロッドの剛性は低下していることに気を付ける必要がある。

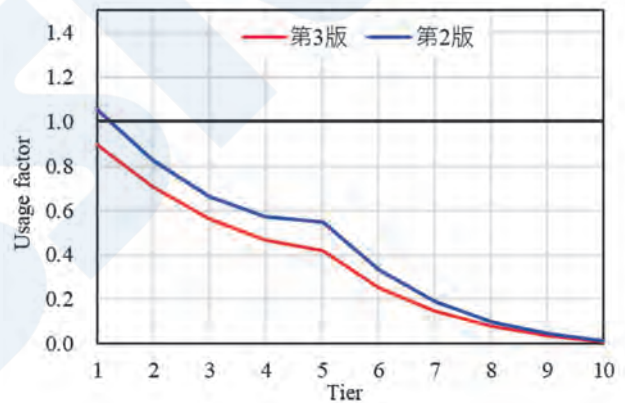


図12 コーナーキャスティング圧縮荷重に対する評価結果（低重心コンテナスタック）

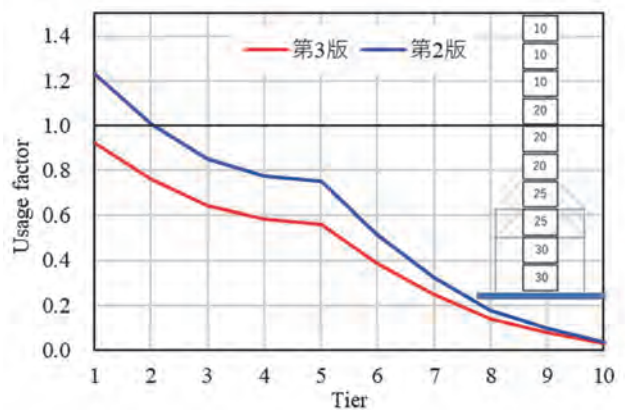


図13 コーナーキャスティング圧縮荷重に対する評価結果（高重心コンテナスタック）

5. まとめと今後の展望

ここまで概説した通り、本ガイドラインについて、C編全面改正の成果及び技術研究所の研究成果を取り入れることで、より最適化され、また実現象に即したコンテナ固縛強度評価を実現することが出来た。また、航路修正係数計算アプリと、コンテナ固縛強度評価用計算ツールを関係各社に提供する予定であり、ご関心のある方は技術研究所までお問い合わせいただきたい。

一方で、今回の改正作業を行っていく上で、今後継続的な検討が必要な事項がいくつか見つかっている。一つは、デジタルツイン技術との融合である。特に海象の予報技術を活用することで、個船が実際の航行中に遭遇する海象を用いて固縛強度評価を行うことが可能になると見込まれる。ただし、海象の予報精度は、予報日が先になるほど精度が低下することから、予報値の精度検証、技術の限界を定量的に把握する必要がある。また、コンテナラッシングに伴う機材（固縛金物やラッシングブリッジ等）は海風にさらされることから、一定の衰耗が発生することが予想される。これらの状況をリアルタイムかつ定量的に把握することが出来れば、より安全なコンテナ輸送が可能になることから、デジタルツイン技術の活用について継続的に研究していく予定である。

参考文献

- 1) 篠本ら：長期予測をベースとした波浪荷重の簡易算式の開発-Heave加速度及びPitch角-, ClassNK技報, No. 3, p.81-89, 2021
- 2) Miratsu et al.: Evaluation of ship operational effect based on long-term encountered sea states using wave hindcast combined with storm avoidance model, Marine Structures, Vol. 86, 103293, 2022
- 3) Matsui et al.: Simplified estimation formula for frequency response function of roll motion of ship in waves, Ocean Engineering, Vol. 276, 114187, 2023
- 4) 藤本ら：実船モニタリングに向けた波浪情報の推定・活用, ClassNK技報, No.6, p.55-65, 2022
- 5) Ghesmi and Brindley: A nonlinear finite element method to assess loads on container stacks, Ocean Engineering, Vol. 235, 109430, 2021

- 6) Li et al.: Experimental and numerical investigation on dynamic response of a four-tier container stack and lashing system subject to rolling and pitching, Applied Ocean Research, Vol. 109, 102553, 2021

「パラメトリックロール対策に関するガイドライン」の紹介

武田 勝利*, 赤木 正則*, 石橋 公也*

1. はじめに

近年、大型コンテナ船等においてパラメトリックロールに起因すると考えられる荷崩れ事故が相次いで発生し¹⁾、パラメトリックロールに注目が集まるとともに、その対策が急務となっている。

IMOは2020年に「第二世代非損傷時復原性基準に関する暫定ガイドライン（Interim Guidelines on the Second Generation Intact Stability Criteria - MSC.1/Circ.1627）」（以下、SGISc）を公表し、パラメトリックロールを含む動的復原性モードに対する評価基準を定めるとともに、パラメトリックロールによる推定ロール角の計算方法や、適切な回避のための運航ガイダンスの策定等について提言している²⁾。また、関連業界においては、波浪レーダーやウェザーサービスを利用したパラメトリックロールの回避、またアンチローリングタンクの設定による過大なロールの低減等の様々な対策が実用化されてきている。

このような背景のもと本会は、パラメトリックロールの回避及び防止対策の普及を図るため、2023年2月に「パラメトリックロール対策に関するガイドライン（図1）」（以下、ガイドライン）を発行した³⁾。

2. ガイドラインの概要

本会は、有効なパラメトリックロール対策を講じた船舶に対して、その旨を船級符号へ付記することとした。これは、パラメトリックロール対策を講じた船舶の識別とともに、船舶の付加価値の向上、パラメトリックロール対策の普及促進を意図したものである。ガイドラインの本編には、本会が有効と認めるパラメトリックロール対策の種類、船級符号への付記（表1）、そのために必要な資料や検査、適用すべき機能要件等を規定している。

なお、パラメトリックロールの現象は以前から知られており、その研究も近年急速に進んできているが、今後はさらにパラメトリックロールに関する十分な認知や有効な対策を普及させていくことが重要

である。そこで、ガイドラインのAppendixには、パラメトリックロールの発生メカニズムや回避のための基本的な注意点等、運航関係者や本船乗組員等に向けて役立つような内容を掲載した。

さらに、Appendixにはパラメトリックロール応答の計算概要やパラメトリックロールの発生領域を示したポーラーチャートの作成方法についても記載した。なお、ポーラーチャートの作成については、梅田ら⁷⁾が提唱した理論に基づく具体的な手順を解説している。この方法はSGIScのレベル2-C2で採用されているGrimの有効波理論^{9) 10)}を拡張し、短波頂不規則波中のロール応答を推定する実用的な方法である。この方法を用いることで、あらゆる海象、積付条件に対して、比較的短時間でポーラーチャートを作成することが可能である。

表1 船級符号への付記

対策の種類	略号
(1) SGISc（第二世代非損傷時復原性基準）への適合	PRPM(Design)
(2) アンチローリングタンク等のパラメトリックロール防止及び軽減装置の搭載	PRPM(Device)
(3) ポーラーチャート等の運航による回避	PRPM(Operation)

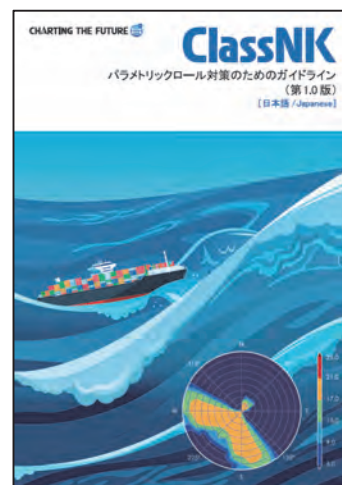


図1 パラメトリックロール対策に関するガイドライン⁶⁾

* 技術研究所

3. パラメトリックロール

3.1 発生メカニズム

パラメトリックロールは一種の共振現象であるが、通常のシンクロナスロール（同調横揺れ）とは発生メカニズムが異なる。船のシンクロナスロールは、船体のロール固有周期と波との出会い周期が一致することによって発生する共振現象であり、波による強制動揺の周期と同調することにより、振幅が増大する。

一方、パラメトリックロールも波浪に起因する共振現象ではあるが、波による強制動揺ではなく、向波、追波あるいは斜波中で、船体の復原力が周期的に変化することにより共振が発生する現象である。特に、コンテナ船や自動車運搬船のような船首・船尾付近に大きなフレア形状を持つ瘦せ型船において、パラメトリックロールが発生しやすい。

ここで、パラメトリックロールの発生によってロールが増幅されるメカニズムを簡単に説明する。図2のように、縦波中を航行している船が傾斜状態から正立位置に戻る領域（図2の①）でTrough（波の谷）状態となると、水線面積が増加し、GM（メタセンタ高さ）が大きくなる。すると、復原力も増加して定常横揺れ状態に比べて大きな角速度で正立位置を通過する。さらに、正立位置から反対舷に揺れる領域（図2の②）においてCrest（波の山）状態となると、反対に水線面積が減少して復原力が低下し、その結果、定常横揺れ状態に比べて、より大きなロール角で反対舷に横揺れすることになる。このようなサイクルが繰り返されることで、振幅が増大して大きなロールが発生する。

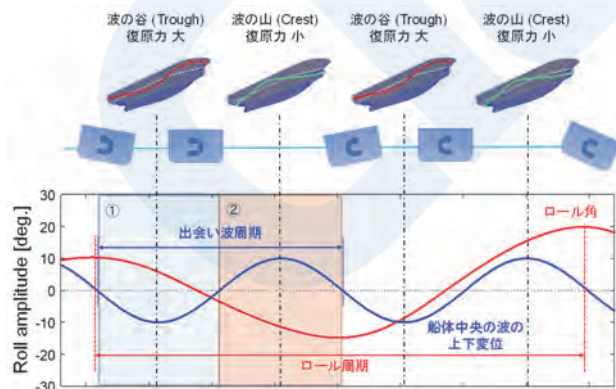


図2 パラメトリックロールの発達

図2を見ると、ロール1周期の間に船が波の山谷をそれぞれ2回ずつ通過している。よく知られているように、パラメトリックロールの発生条件の一つが、波との出会い周期 T_E が船体のロール固有周期 T_R

のほぼ半分になる場合である ($T_R \cong 2T_E$)。なお、理論上は、 $T_R:T_E \cong 2:n$ ($n = 1,2,3 \dots$) の条件に合致するとパラメトリックロールが生じる可能性があるが、一般的には $n = 1$ の条件のみを検討対象としている。

もう一つの条件は、復原力変動によって生じる増幅効果が、減衰力による振幅低減効果を上回るような大きさをもつことであり、式(1)のように表すことができる。これはSGISCのレベル1の評価基準のベースとなった理論である¹⁰⁾。

$$\frac{GM_{max} - GM_{min}}{2GM} > \frac{4\alpha}{\omega_0} \quad (1)$$

GM_{max} : GMの最大値（波の谷）(m)

GM_{min} : GMの最小値（波の山）(m)

$\overline{GM}(= (GM_{max} + GM_{min})/2)$: GMの平均値 (m)

α : 線形横揺れ減衰係数

$\omega_0(= 2\pi/T_R)$: 横揺れ固有円周波数 (rad./s)

この式(1)から、GMが小さく、その変動幅が大きいほどパラメトリックロールが発生しやすいといえる。一般的に、波高が大きくなるにつれてGMの変動幅が増加し、同じ波高の場合には波長が船の長さに等しくなると、GMの変動幅が最も大きくなる。すなわち、波高が大きく、船の長さに相当する長い波長のうねりに遭遇すると、パラメトリックロール発生の危険性が高まることになる。

3.2 パラメトリックロール回避の基本事項

前述の通り、パラメトリックロールは大きなうねりを伴う海象で縦波あるいは斜波を航行中に突発的に発生する特異な現象である。パラメトリックロールを発生させる海象条件に遭遇すると、極めて短時間に大きなロール角が生じる恐れがあり、そうなる回避行動をとるのが困難である。そのため、パラメトリックロールの発生を念頭においた事前準備が肝要であり、発生する可能性の高い危険領域を早期に回避する、その兆候を認めた場合には直ちに船速を変える、大きく転針するといった操船が必要である。そこで次に、パラメトリックロールの回避のために重要と考えられる注意点や心構えについて述べる。

3.2.1 本船のロール固有周期

パラメトリックロールは、復原力の周期的変動と本船のロール固有周期が関係する現象であって、本船のロール固有周期を把握しておくことが極めて重要となる。船体のロール固有周期 T_R は、理論的に式(2)で求めることができる。

$$T_R = \frac{2\pi K}{\sqrt{gGM}} \quad (2)$$

ここで、 g は重力加速度、 K は付加質量を考慮した横環動半径である。ガイドラインでは経験則的に $K \approx 0.4B$ (B : 船幅) と設定した簡易的な式(3)を提示している。

$$T_R \approx \frac{0.8B}{\sqrt{GM}} \quad (3)$$

簡易式ではなく、ロールのモニタリングデータから本船のロール固有周期を直接推定する場合には、その適用範囲や信頼性を考慮した上で、当該モニタリングで得られた値を使用することが有効である。ただし、航海中に観測されるロール周期は、波浪や風力の影響を受けるため常に変化し、ロール固有周期とは必ずしも一致しないことに留意する。また、ロールのモニタリングデータから信頼性の高いロール固有周期を推定するためには、長期間にわたる計測データが必要と考えられる。

なお、本船の復原性資料やローディングマニュアルで引用されている2008 IS Code¹¹⁾ (International Code on Intact Stability, 2008) においては式(4)が定義されている。船上に搭載されるスタビリティコンピュータやローディングコンピュータの中には、式(4)に基づいてロール固有周期を出力するものが存在する。しかしながら、式(4)の推定式は1980年代までの客船、貨物船や漁船等の比較的小型な船舶の実績値に基づくものであり、近年建造された一般商船に対しては適用すべきでない旨が注意喚起されている¹²⁾。よって、2008 IS Codeの算式で求めたロール固有周期を参照しないよう特に注意する必要がある。

$$T_R = \frac{2 \times C \times B}{\sqrt{GM}} \quad (4)$$

$$C = 0.373 + 0.023 \left(\frac{B}{d} \right) - 0.043 \left(\frac{L_{wl}}{100} \right)$$

ここで、 d は喫水、 L_{wl} は船の水線長さである。

3.2.2 うねりの方向と出会い周期

一般的にパラメトリックロールが発生しやすい条件は、船の長さ以上の大きなうねりを船首または船尾方向から左右60°程度の範囲で受けて、且つ波との出会い周期がロール固有周期の半分に近い場合である。本船上に波浪レーダーが搭載されて、うね

りの波長、方向、周期、波高等を直接計測できる場合には、それらの計測値を使用するが、図3のチャート¹⁴⁾を用いた方法でもうねりの波長を概算できる。図3の例では、船速20ktで航行中に出会い周期25秒で斜め後方30°方向からうねりを受けている場合、実際の波周期は約9秒となることを示している。うねりの波長は1.56に波周期の2乗を掛けることで簡易的に求まるため、図3の例では波長が126mと推定される。

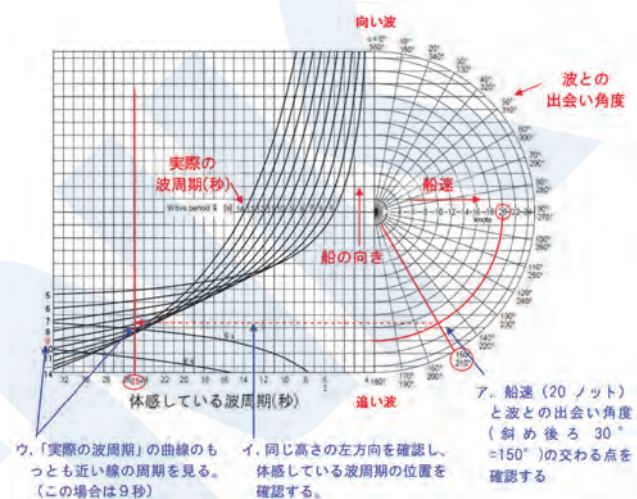


図3 実際の波周期の推定

(MSC Circ. 1228¹³⁾に基づく国土交通省資料¹⁴⁾)

3.2.3 パラメトリックロール特性及び運航ガイドダンス

IMOのSGISc (第二世代非損傷時復原性基準) では、デッドシップ状態、波乗り状態、復原性喪失、パラメトリックロール等の動的復原性上の問題を生じうる諸現象に対して、それぞれレベル1からレベル3までの3つの評価基準を規定している。パラメトリックロールの脆弱性評価に関して言えば、Grimの有効波理論を適用したレベル2-C2が評価精度と難易度の両面において実用的な方法である。

SGIScは非強制の基準(2023年7月時点)であるが、パラメトリックロール対策の一環として今後注目されることが予想される。また、SGIScでは脆弱性基準に適合しない場合、ポラーチャート等の運航ガイドダンスの適用が定められている。本船にポラーチャートが備えられている場合には、その内容や利用方法についてよく理解しておくことが重要である。

4. ポーラーチャートの作成

4.1 ポーラーチャートの概要

前述したポーラーチャートとは、様々な積付、海象条件に対して、予測されるロール角、あるいは閾値を超えるロールの発生頻度を視覚的に表示したチャートであり、パラメトリックロールを回避するための有効なツールの一つである。例えば図4のポーラーチャートでは、波との出会い角及び船速を動径方向とした範囲において、推定最大ロール角を示している。ここでは、向波を0°、追波を180°と定義し、船の向きは0°に固定されている。推定最大ロール角がコンター表示されていて、パラメトリックロールが発生し得る危険領域が分かりやすく示されている。

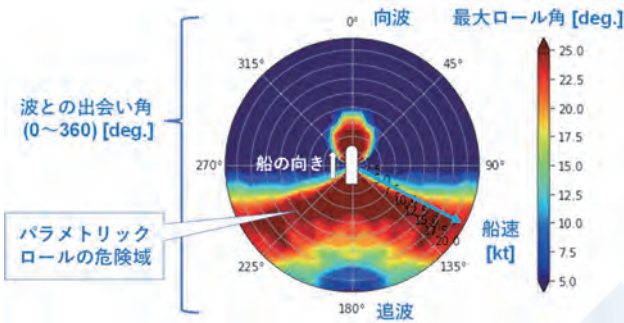


図4 予測パラメトリックロール角のチャート例

4.2 パラメトリックロール応答計算

パラメトリックロールの応答値を求めるための1自由度の支配方程式は式(5)で表すことができる。

$$\ddot{\phi} + 2\alpha\dot{\phi} + \gamma\phi^3 + \omega_0^2 f(\phi, t) = 0 \quad (5)$$

ここで、 ϕ はロール角、 α 、 γ はそれぞれ減衰に関する1次及び3次の係数、 $f(\phi, t)$ は非線形の復原力項でGMとGZ（復原てこ）の変動成分が含まれる。パラメトリックロールの応答は、基本的には次の条件に基づいて数値シミュレーションを実行して求める。

- ・波長 λ は本船の垂線間長さ L_{PP} に等しい正弦波を想定する。
- ・波の進行による復原力変動を考慮する。
- ・船体が5°傾斜した状態を初期条件とする。
- ・十分な時間のシミュレーション計算を実施する。
- ・計算した時間領域におけるロール角振幅の収束値をもって応答値とし、収束しない場合には必要に応じ計算ステップ数を増加させる。

4.3 ポーラーチャートの作成手順

ポーラーチャートを作成する方法はいくつかあるが、ガイドラインでは梅田ら⁷⁾⁸⁾が提唱した方法に基づく作成手順を記載している。この方法を用いれば、1自由度モデルを用いた計算であっても、斜波中の応答を考慮したポーラーチャートを作成することができる。図5にその作成フローを示す。

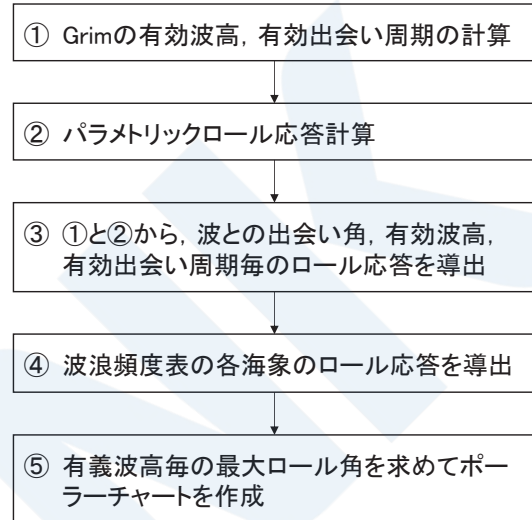


図5 ポーラーチャート作成手順

まず、式(6)、(7)から波浪頻度分布表の有義波高 H_s とゼロクロス平均波周期 T_z の組合せで定義される各海象及び波との出会い角毎にGrimの有効波高 (effective wave height, H_{eff}) を計算する。なお、2022年にIACS Rec.34が改正されたが¹⁵⁾、ガイドラインではSGIScと同様に、2001年のIACS Rec.34¹⁶⁾におけるPierson-Moskowitz型の波スペクトル (式(8)) 及び波浪頻度分布表を参照している。IACS Rec.34は北大西洋の海象条件に対応するものであり、特定の海域あるいは航路を対象とするポーラーチャートを作成する場合においては、異なる波浪スペクトルを使用することが可能である。

$$H_{eff} = 4.0043 \sqrt{\int_{-\pi/2}^{\pi/2} \int_{-\infty}^{\infty} S\eta_{eff}(\omega, L_{PP}, \alpha) d\omega d\alpha} \quad (6)$$

$$S\eta_{eff}(\omega, L_{PP}, \alpha) = \left[\frac{\frac{\omega^2}{g} L_{PP} \cos \chi \sin \left(\frac{\omega^2}{2g} L_{PP} \cos \chi \right)}{\pi^2 - \left(\frac{\omega^2}{2g} L_{PP} \cos \chi \right)^2} \right]^2 S(\omega, \alpha) \quad (7)$$

$$S(\omega, \alpha) = \frac{H_s^2}{4\pi} \left(\frac{2\pi}{T_z} \right)^4 \omega^{-5} \exp \left[-\frac{1}{\pi} \left(\frac{2\pi}{T_z} \right)^4 \omega^{-4} \right] k \cos^2 \alpha \quad (8)$$

$$k = 1 / \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \cos^2 \alpha \, d\alpha$$

ここで、 $S\eta_{eff}$ は有効波スペクトル、 ω は円周波数、 χ は波との出会い角を表す。

次に、有効波スペクトル、船速 U 、波との出会い角から、式(9)を用いて有効出会い円周波数 $\bar{\omega}_e$ 、有効出会い周期 \bar{T}_e を求める。前述の通り、本稿では 0° を向波、 180° を追波と定義しているが、本方法の参考文献⁷⁾では波向きの定義や関係式中の符号の正負が本稿と異なることに留意する。なお、有効出会い周期は有義波高に依存しないが、出会い角、船速及びゼロクロス平均波周期毎に計算しておく必要がある。

$$\bar{\omega}_e = \sqrt{\frac{\int_{-\pi/2}^{\pi/2} \int_{-\infty}^{\infty} \left(\omega + \frac{\omega^2}{g} U \cos \chi \right)^2 S\eta_{eff} \, d\omega d\alpha}{\int_{-\pi/2}^{\pi/2} \int_{-\infty}^{\infty} S\eta_{eff} \, d\omega d\alpha}} \quad (9)$$

$$\bar{T}_e = \frac{2\pi}{\bar{\omega}_e}$$

有効波高及び有効出会い周期が計算できれば、パラメトリックロール応答の計算結果と組み合わせることで、波浪頻度表の各海象に対して推定最大ロール角を求めることができる。ガイドラインの手順では、最終的にポーラーチャートのロール角はゼロクロス平均波周期毎の結果ではなく、ある有義波高に対して最大値を示している。

4.4 ポーラーチャートの例

ガイドラインの手順に従って作成したポーラーチャートの例を図6に示す。ここでは、本会独自の14,000TEU相当の仮想コンテナ船の船型及び要目¹⁷⁾を用いた(表2)。

表2 試算に用いた仮想コンテナ船の要目¹⁷⁾

Length (L_{pp})	352.0m
Breadth	50.0m
Draft	15.0m
C_b	0.676
Bilge keel (length)	From S.S.3.95 to S.S.6.0
Bilge keel (width)	0.4m

また、ロール固有周期は、 $0.77B/\sqrt{GM}$ から簡易的に推定した値を使用した。図6を見ると、GMが

1.5m ($T_R = 31.4s$)では、有義波高が比較的小さい海象でも、追波下でパラメトリックロールが発生し、特に斜め追波については、ロール角の大きい領域がほとんど船速に依らないことがわかる。GMが大きくなり、ロール固有周期が25秒以下になると、向波においてもパラメトリックロールが発生する傾向になる。さらにGMが4.5mになり、ロール固有周期が18秒程度になると、パラメトリックロールがほとんど発生しないこともわかる。GMが小さい大型コンテナ船においては、特に追波から斜め追波に注意を向ける必要がある。このように、ポーラーチャートを準備しておくことで、各GMに対するパラメトリックロールの発生領域を事前に把握することができる。

なお、図6はガイドラインの手順に従って作成した有義波高毎のポーラーチャートである。すなわち、全てのゼロクロス平均波周期における最大ロール角が有義波高毎に表示されている。一方、図7はGM 1.5mの条件でゼロクロス平均波周期を6.5秒、8.5秒、10.5秒、12.5秒とした場合のポーラーチャートを示している。パラメトリックロールの発生は、本船のロール固有周期と波との出会い周期の条件が関係するため、実際の波周期を特定できれば、図7のようにパラメトリックロールの発生領域を絞ることが可能である。実際の運航では、例えば、波浪レーダーやウェザールーティング等と連携することで、船上で実海象を反映したポーラーチャートを表示させることも可能であり、より実用的な操船支援への活用が期待される。

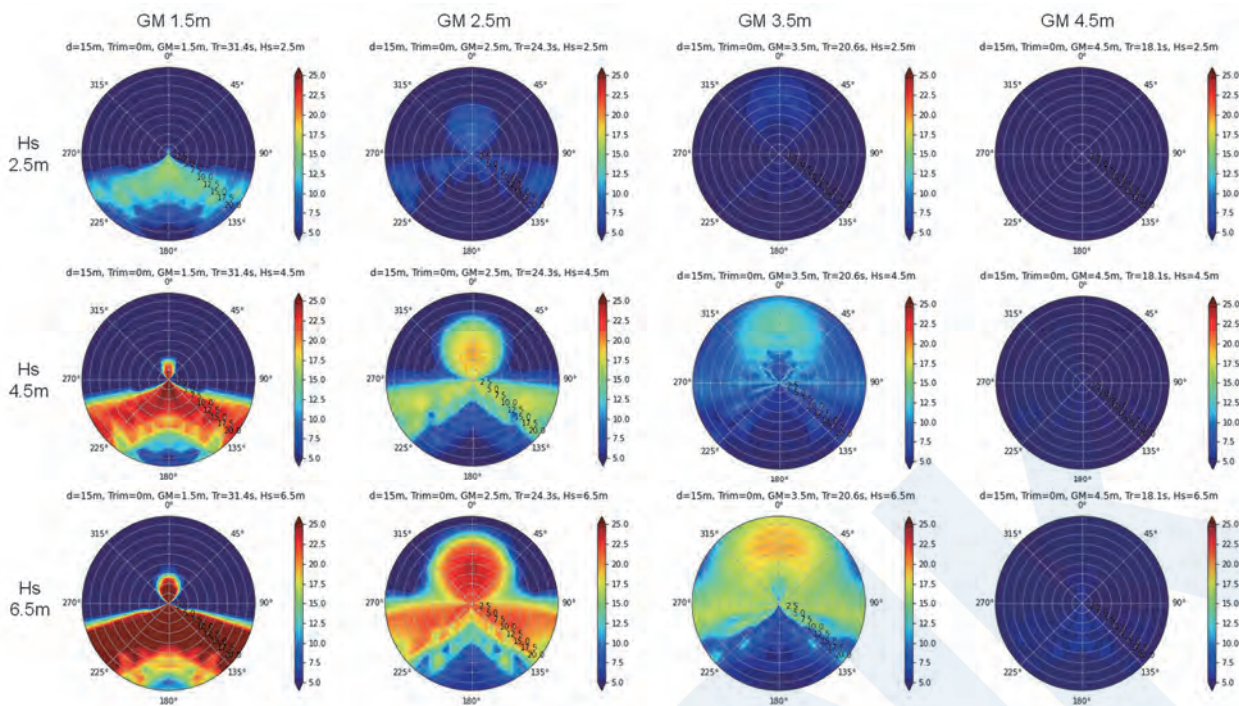


図6 GM及び有義波高毎のポーラーチャート例
(GM 1.5m, 2.5m, 3.5m, 4.5m / 有義波高 Hs 2.5m, 4.5m, 6.5m)

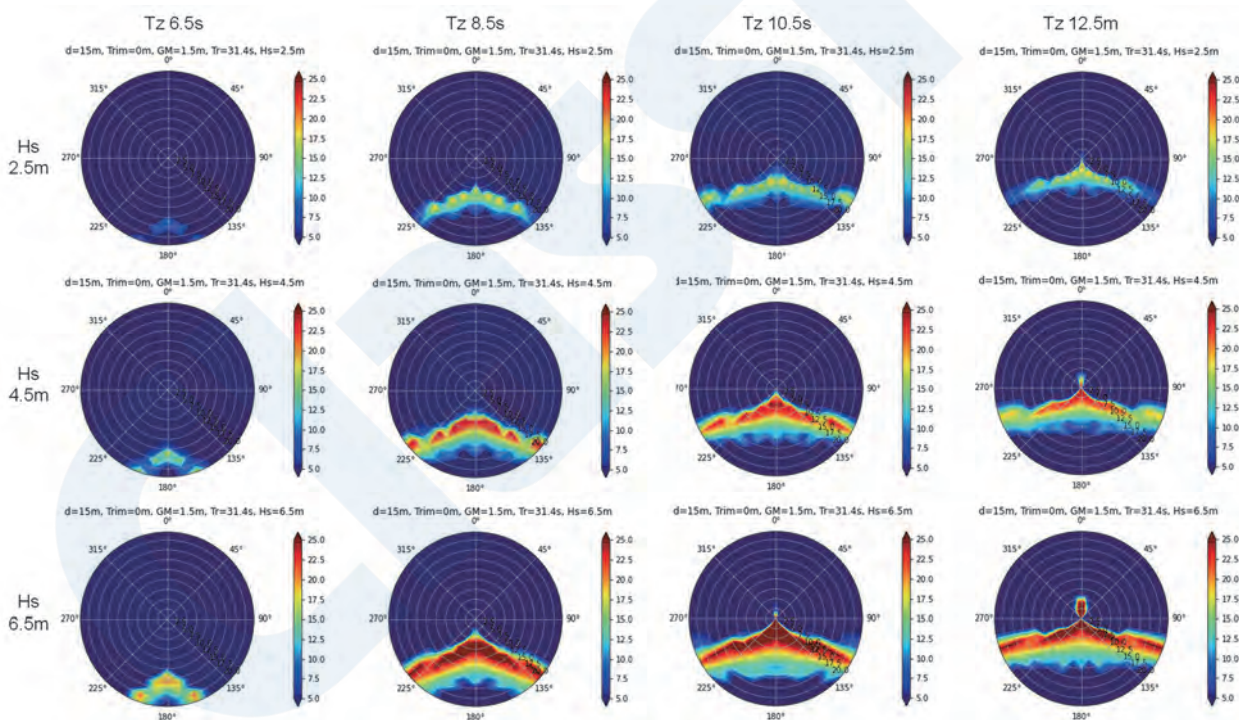


図7 GM1.5mにおける有義波高及びゼロクロス平均波周期毎のポーラーチャート例
(ゼロクロス平均波周期 Tz 6.5s, 8.5s, 10.5s, 12.5s / 有義波高 Hs 2.5m, 4.5m, 6.5m)

5. おわりに

本会はパラメトリックロール対策に対する認識の高まりを受けて、ガイドラインを発行し、関連要件や船級符号への付記を公表するとともに、パラメトリックロール回避のための基本的な解説等を掲載した。また、SGIScのレベル2-C2を短波頂不規則波に拡張し、波との有効出会い周期を考慮した方法を採用した。この方法を用いることで、長時間の不規則波中のシミュレーションを実施せずとも、想定される様々な海象及び積付条件に対して、比較的短時間でポーラーチャートを作成することが可能となった。

さらに、波浪レーダーやウェザーサービスと連携することで、実際の遭遇海象に対応したポーラーチャートの船上での表示、パラメトリックロールを考慮した航海中のウェザールーティング等、より実用的な操船支援への活用も期待される。また、本稿では述べなかったが、パラメトリックロール対策の一つとしてアンチローリングタンクが注目されており、昨今は搭載事例も増えてきている。

本会はアンチローリングタンクを含めた様々な対策に関する研究開発や評価基準の策定、シミュレーションツールや関連アプリの開発、ポーラーチャート作成に関わる技術的支援等の様々な活動を通じて、今後ともパラメトリックロールの対策に取り組む所存である。

謝辞

ガイドラインの発行にあたっては、大阪大学大学院の名誉教授である梅田直哉先生に多大なご助言、ご協力を賜りました。ここに深く謝意を表します。

参考文献

- 1) MAIB : Report on the investigation of the loss of cargo containers overboard from P&O Nedlloyd Genoa North Atlantic Ocean on 27 January 2006, 2006
- 2) DMAIB : SVENDBORG MAERSK Heavy weather damage on 14 February 2014, 2014
- 3) MAIB : Report on the investigation into the loss of 137 containers from the container ship CMA CGM G.Washington in the North Pacific Ocean on 20 January 2018, 2020
- 4) DMAIB : MAERSK ESSEN – Marine accident report on loss of cargo on 16

January 2021, 2022

- 5) IMO : Interim Guidelines on the Second Generation Intact Stability Criteria. MSC.1/Circ.1627, 2020
- 6) 日本海事協会：パラメトリックロール対策に関するガイドライン，2023
- 7) 梅田直哉，山越康行；斜め追波中の復原力喪失による船の転覆確率の評価，日本造船学会春季講演会，1991
- 8) Naoya Umeda, et al. : Some Remarks on Simplified Operational Guidance for Parametric Rolling, JASNAOE Annual Autumn Meeting Vol.35, 437-440, 2022
- 9) O. Grim, 1961, Beitrag zu dem Problem der Sicherheit des Schiffes in Seegang, Schiff Hafen, 6, pp. 490-497, (in German)
- 10) IMO : Development of Explanatory Notes to the Interim Guidelines on the Second Generation Intact Stability Criteria, Annex Appendix 3, SDC 8/5/Add.2, 2021
- 11) IMO : The International Code on Intact Stability (2008 IS Code). MSC.267(85), 2008
- 12) Olger René Koop, et al.; Parametric Roll Excited by Low Wave Heights: a New Method to Avoid Critical Sea States Based on 2D Spectra., Stability and Safety of Ships and Ocean Vehicles, 2021
- 13) IMO : Revised Guidance to the master for avoiding dangerous situations in adverse weather and sea conditions. MSC.1/Circ.1228, 2007
- 14) 国土交通省海事局：追波中での操船について（注意喚起），2010
- 15) IACS : Rec.34 Rev2 Standard Wave Data, 2022
- 16) IACS : Rec.34 Rev.1 Corr1 Standard Wave Data, 2001
- 17) Kei Sugimoto, et al. : Non Linear Effect on Wave-Induced Loads for Hull Structural Design -Bulk Carrier, Container Carrier, Vehicles Carrier-, Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering (OMAE), 2020

コンテナ運搬船の追加火災対策のためのガイドラインについて

開発本部 開発部, 技術本部 材料機装部

1. はじめに

船舶の火災安全の設備に関する要件は、SOLAS条約や本会鋼船規則等に規定されている。火災設備は、機関室、居住区域、貨物区域等の特徴に即した規定となっている。貨物区域の火災安全の設備の要件は、従来船舶が輸送していた貨物を想定した要件であることが多い。一方で、昨今の革新的な技術により、従来と異なる性質や性状等を有する貨物を輸送することがある。輸送する貨物に適した規定とすべく、SOLAS条約等の国際規則は随時改正等がなされているが、これらの改正が実際の社会の変化に追いついていない場合がある。

コンテナ運搬船にあっては、近年の大型化に伴い条約改正が行われてきたものの大きな被害を受ける火災事故が複数発生しており、さらなる安全性の向上のために国際海事機関（IMO）において見直しが行われている。

IMOでは、2020年11月に開催された第102回海上安全委員会（MSC102）にコンテナ運搬船の火災安全対策に関する新たな要件を策定する新規作業計画案が提出され、2021年5月開催の第103回海上安全委員会（MSC103）で承認された。この計画では、

関連要件の改正は2025年までに審議が完了し、2028年1月の発効が目標となっている。その実現に向け、昨年2月に開催された第8回船舶設備小委員会（SSE8）及び今年2月に開催された第9回船舶設備小委員会（SSE9）では暴露甲板の貨物区域の火災に対応するため、温度監視カメラ装置や固定式水モニタ装置の設置に関する提案文書が提出された。

一方で、コンテナ運搬船を運航する船主や船舶管理会社の一部において、IMOでの議論に先んじて自発的な対応を進める動きがある。このような動きから、本会は任意に追加された火災対策を評価するために『コンテナ運搬船の追加火災対策のためのガイドライン』を発行した。当該ガイドラインの規定を満足するコンテナ運搬船に対しては、個々の火災対策に応じて船級符号に付記することとした。

本稿では、当該ガイドラインで規定される追加火災対策の概要を紹介する。

2. 追加火災対策の概要

2.1 一般要件

一般要件では主に、消火ポンプや消火ホースなどSOLAS条約の規則で要求される設備・機器の強化



図1 コンテナ運搬船

について規定する。具体的には以下の通りである。

火災制御場所：火災を制御するための火災制御場所を備える。火災制御場所には、①貨物倉の開口の情報及び関連の情報、②訓練手引書、③少なくとも10台のUHF無線機、④貨物倉の機械式通風装置の停止装置、⑤冷凍コンテナの電源遮断装置、⑥貨物倉及び暴露甲板貨物区域の火災探知装置の可視可聴警報装置、⑦貨物倉及び暴露甲板貨物区域の固定式水噴霧装置の水圧の表示器（固定式水噴霧装置が設置される場合）、⑧貨物倉及び暴露甲板貨物区域の固定式水噴霧装置の遠隔操作装置を備える。なお、当該火災制御場所は、従来から規則等で示されている火災制御場所と兼用可能である。

消火ポンプ：消火ポンプは、規則やガイドラインで同時使用することが要求される装置を使用した場合、その最大容量を満足するものである。

消火主管：消火主管には、40mを超えない間隔で遮断弁を備える。消火栓は貨物倉の両舷に1つずつ備えるか、船体中心線上又はその付近に1つの双口型消火栓を備える。

消火ホース：甲板上のコンテナ貨物区域で使用するために、消火ホースは規則で要求されるものを含めて少なくとも10本備え、両舷に均等に配置する。

水噴霧ランス及び移動式水モニタ：既に規則で要求される水噴霧ランス及び移動式水モニタを備える。

危険物の積載の掲示：国際海上危険物コード(IMDGコード)においてclass 4.3に分類される危険物、又は水に反応する危険物を積載する場合には、その情報を火災制御場所に掲示する。

2.2 貨物倉への追加の火災探知装置

2.2.1 煙・熱探知装置

貨物倉内で滞留する煙や熱又はその両方を継続的に探知するために、例えば、貨物倉内に以下のような探知装置を備える。

- 規則で定める探知時間を短くした試料抽出式煙探知装置
- レーザー煙探知装置
- サーモグラフィーカメラ
- 光学撮像装置

継続的に探知すべき箇所としては、以下が想定される。

- コンテナが積載されていない貨物倉内の空所
- 煙が蓄積或いは通過する出口又は入口
- 貨物倉内の上部
- 冷凍コンテナ設備がある場所（設備されている場合）

2.2.2 温度監視装置

加熱された或いは内部が燃えているコンテナを早

期探知するために、貨物倉内の温度を継続的に探知できる温度監視装置を備える。当該装置の設置場所としては、各貨物倉の横隔壁が想定される。

2.3 暴露甲板貨物区域への追加の火災探知装置

2.3.1 防火パトロール

効果的に防火パトロールを実施するために、以下に定める防火パトロールのための機器を備え、実施手順を定める。

- 持運び式温度検知器及びUHF無線機を備えて、承認された火災訓練手順書に従って、甲板上のコンテナ貨物区域で定期的に防火パトロールする
- 防火パトロールのために、少なくとも2つの持運び式温度検知器を項目2.1に定める火災制御場所に備える

2.3.2 温度監視装置—全域

暴露甲板貨物区域全域の温度を継続的に監視するために、温度監視装置を備える。当該装置は、最も高い位置に搭載されるコンテナも監視できるものであり、船橋、ファンネル（排気ガスの影響がない箇所）等の高い位置に取り付けられることが想定される。

2.3.3 温度監視装置—局所

暴露甲板貨物区域の局所的な温度を継続的に監視するために、温度監視装置を備える。当該装置は、ラッシングブリッジ或いはその周辺に設置することが想定される。

2.4 貨物倉への追加の水噴霧装置

他の貨物倉や隣接区画への火災の拡大を防ぐため、水噴霧装置を備える。水噴霧ノズルは、貨物倉内の火災がハッチカバーや隔壁等を越えて、上方の暴露甲板及び隣接する貨物倉や区画に拡大しないよう配置する。以下の配置が想定される。

- ハッチカバー、ハッチコーミング、貨物倉内の最上段のコンテナ表面に対して5 liter/min./m²の水量で散水できる配置
- 貨物倉内のコンテナ端壁或いは貨物倉の船首・船尾の隔壁の上部から3分の1の範囲に対して2 liter/min./m²の水量で散水できる配置

また、以下を満足する排水設備を備える。

- 排水能力は水噴霧装置及び消火ホースによる射水の水量の125%を下回らない
- 排水のための遮断弁の操作は貨物倉外から行えるものとし、操作盤は貨物倉の火災の際に容易にアクセスできる場所に設ける
- ビルジウエルには詰まりを防止するためのス

トレーナもしくはグレーチングを備える

- 主消火ポンプから給水されるエダクタを用いた排水装置は、当該ポンプによる他の消火活動に必要な水量を確保することを条件に使用を認める

さらに、水位を監視でき、その高さを表示する機能を有する水位検知装置を備える。

2.5 暴露甲板貨物区域への追加の固定式水系設備

2.5.1 固定式ウォーターカーテンシステム

暴露甲板貨物区域の火災の延焼を防ぐために、固定式ウォーターカーテンシステムを備える。水噴霧ノズルは、以下の配置が想定される。

- コンテナベイに面する甲板上のデッキハウス端壁、エンジンケーシング端壁に対して2 liter/min./m²の水量で散水できる配置
- 積み上げできる最大数のコンテナ積載状態の端壁表面積全体に対し2 liter/min./m²の水量で散水できる配置（当該散水範囲に散水するため、すべてのコンテナラッシングブリッジに水噴霧装置（ウォーターカーテンシステム）を備える）

2.5.2 固定式水モニタ装置

暴露甲板貨物区域の火災に向けて、甲板上のコンテナベイ全体を保護できる固定式水モニタ装置を設置する。当該装置は、いかなる最上段に積載されるコンテナの頂部面に対して、少なくとも2つのモニタから2 liter/min./m²の水量で保護できるものとする。2つの同時に使用するモニタは、火災の発生したコンテナを起点とし船首尾方向に位置する最も近いモニタを想定する。

2.4、2.5で記載する水系設備のイメージを図2に示す。

2.6 貨物倉の漲水設備

貨物倉に漲水を行うための設備を備える。この漲水は、原則として、同時に複数の貨物倉に漲水を行うこと想定していない。専用の漲水装置を備える場

合には、24時間以内に設計された漲水高さに達することが望ましい。

漲水設備には以下の付随する装置も備えるべきである。

水位検知装置：水位を監視でき、その高さを表示する機能を有する水位検知装置を備える。当該装置は、貨物倉の火災による熱影響によって機能が損なわれないものとする。

浸水防止措置：貨物倉及び周辺の区画は、火災時に漲水を行う際に他の区画に浸水が無いように設計する。

設定した漲水状態で船体強度や復原性を十分に検討しなければならない。漲水設備を備える上で考慮すべき要件は以下の通り。

設計漲水高さ：ハルガーダ強度、主要支持構造強度、局部強度を考慮して、各貨物倉に対する設計漲水高さを定める。設計漲水高さを貨物倉の頂部未満とする場合、その設計漲水高さを復原性資料等に明記する。

復原性：貨物倉に漲水を行う場合であっても復原性の喪失が起こらないようにする。復原性の計算の前提条件は以下による。

- コンテナ貨物を積載する積付状態において、1つの貨物倉毎に漲水を行う。
- 漲水高さは、上述の設計漲水高さとする。
- 貨物倉内の漲水の自由表面影響は、最も自由表面影響が不利となる液位に対応するものを採用する。なお、当該液位は貨物倉底面から設計漲水高さまでの間で決定する。その際、自由表面影響は空の貨物倉の（貨物が貨物倉にない）状態で計算する。
- 漲水を行う液体の比重は、実際に漲水を行う液体の比重とする。
- 貨物倉の浸水率は、0.7または本会が適当と認める値とする。

強度要件：貨物倉に漲水を行う場合であってもハルガーダの崩壊、貨物倉構造への深刻な損傷が起こ

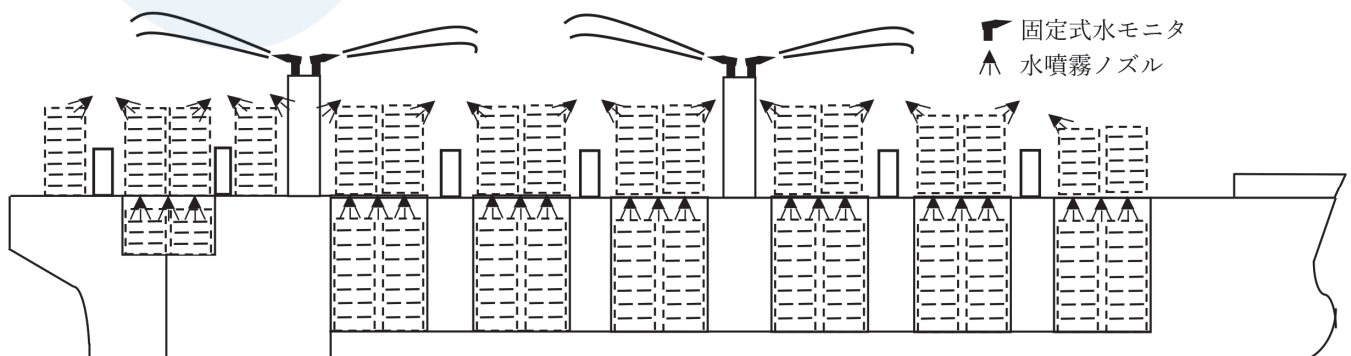


図2 水系設備のイメージ

らないようにする。

縦強度：縦強度の評価では、各貨物倉が個々に漲水を行う状態を考慮する。漲水時静水中曲げモーメントを算定する際の貨物倉の浸水率は0.7とする。ただし、妥当性が確認できる場合にあっては、異なる値を用いて差し支えない。

主要支持構造強度：主要支持構造強度は、設計漲水高さまでの水頭に対して、鋼船規則C編1編8章に規定する浸水状態に対する要件を満足する。

局部強度：板、防撓材は、設計漲水高さまでの水頭に対して、鋼船規則C編1編6章に規定する浸水状態に対する要件を満足する。

緊急時技術支援サービス（ETAS）：漲水設備を備える船舶は、緊急時技術支援サービス（ETAS）に登録する。

3. 船級符号

上記2で示した追加火災対策を備えるコンテナ運搬船には、船級符号に「Additional Fire-fighting Measures for Container Carrier (XX)」（略号AFC (XX)）を付記する。“XX”には、表1に示す該当の追加火災対策が追記される。

表1 追加火災対策の付記符号

付記符号	詳細
AFC(G)	Additional Fire-fighting Measures for Container Carrier (General) (AFC(G)) : 2.1に記載した追加の消火設備を備える船舶に付記する。
AFC(DH)	Additional Fire-Fighting Measures for Container Carrier (Detection of Cargo Holds) (AFC(DH)) : 2.2に記載した貨物倉への追加の火災探知装置を備える船舶に付記する。
AFC(DH-SH)	貨物倉への追加の火災探知装置として、「煙探知装置 (Smoke Detection Systems)」及び/又は「熱探知装置 (Heat Detection Systems)」の組み合わせを備える船舶に対し、船級符号に AFC(DH-SH) を付記する。
AFC(DH-TM)	貨物倉への追加の火災探知装置として、「温度監視装置 (Thermal Monitoring Systems)」を備える船舶に対し、船級符号に AFC(DH-TM) を付記する。
AFC(DD)	Additional Fire-Fighting Measures for Container Carrier (Detection for Weather Deck Cargo Spaces) (AFC(DD)) : 2.3に記載した暴露甲板貨物区域への追加の火災探知装置を備える船舶に付記する。
AFC(DD-FP)	暴露甲板貨物区域への追加の火災探知の手段として、「火災パトロール (Fire Patrol)」を実施するための対策が講じられた船舶に対し、船級符号に AFC(DD-FP) を付記する。
AFC(DD-TMW)	暴露甲板貨物区域への追加の火災探知装置として、「温度監視装置-全域 (Thermal Monitoring Systems - Whole Area)」を備える船舶に対し、船級符号に AFC(DD-TMW) を付記する。
AFC(DD-TML)	暴露甲板貨物区域への追加の火災探知装置として、「温度監視装置-局所 (Thermal Monitoring Systems - Local Area)」を備える船舶に対し、船級符号に AFC(DD-TML) を付記する。
AFC(WH)	Additional Fire-Fighting Measures for Container Carrier (Water Spray Systems Installed in Cargo Holds) (AFC(WH)) : 2.4に記載した貨物倉への追加の水噴霧装置を備える船舶に付記する。
AFC(WD)	Additional Fire-Fighting Measures for Container Carrier (Fixed Water-Based Systems Installed in Weather Deck Cargo Spaces) (AFC(WD)) : 2.5に記載した暴露甲板貨物区域への追加の固定式水系設備を備える船舶に付記する。
AFC(WD-C)	暴露甲板貨物区域への追加の固定式水系設備として、「固定式ウォーターカーテンシステム (Fixed Water Curtain Systems)」を備える船舶に対し、船級符号に AFC(WD-C) を付記する。
AFC(WD-M)	暴露甲板貨物区域への追加の固定式水系設備として、「固定式水モニタ装置 (Fixed Water Monitor Systems)」を備える船舶に対し、船級符号に AFC(WD-M) を付記する。
AFC(FH)	Additional Fire-Fighting Measures for Container Carrier (Flooding of Cargo Holds)(AFC(FH)) : 2.6に記載した貨物倉に漲水を行うための要件に適合する船舶に付記する。

4. おわりに

コンテナ運搬船の貨物火災に対する安全性向上のため、追加火災対策をまとめたガイドラインを発行した。今後、IMOにおける審議状況にも注視し、ガイドラインを定期的に見直し、コンテナ運搬船の追加火災対策として有用なガイドラインの提供に取り組む所存である。本ガイドラインが、コンテナ運搬船の安全や、海運業界における安全への積極的な取り組みなどの一助となれば幸甚である。

ClassNK

コンテナ船に適用される構造強度規則について

石橋 公也*, 杉本 圭*, 杉本 友宏**

1. はじめに

本会は、2022年に鋼船規則C編¹⁾の全面改正を実施した²⁾。この全面改正では、100年以上に渡る船級業務で培ってきた船体構造に関する知見をベースとして、2017年からの規則開発プロジェクトにおいて船体構造の強度評価に必要となる荷重、腐食、降伏、座屈、疲労等の要素技術の研究開発を進め、それらの成果を規則に採用している。従来の規則は、理論ベースの荷重算式や強度算式に基づきつつ、これまでの損傷実績を用いて船種毎あるいは構造毎に損傷が起きない寸法を調査して、そこから適切な安全率を導く経験工学的な手法を取ることが多かった。これに対して、全面改正後の規則は、船舶が遭遇する荒天海象、その荒天海象における船体の応答、就航船の腐食状況、損傷発生に直接的に結びつく強度クライテリア等を精度よく推定・評価する手法に基づいており、Design by Analysisと称する設計が可能な構造規則となっている。このため、鋼船規則C編は、コンテナ船、LNG船、一般貨物船等の様々な船種が適用されるが、船種に関わらず、基本的な強度要件は統一されている。一方で、船種特有の構造に対する要件や、船種特有の構造強度上の問題に対する要件も必要となる場合があり、コンテナ船に関しては、そのような要件が比較的多く存在する。昨今の燃料費の高騰、環境規制への対応からコンテナ船の減速運航が行われたため、コンテナの運搬効率が低下し、それを補う形でさらなるコンテナ船の大型化が進んでいる。90年代では9,000TEUのコンテナ船が最大船型であったが、現在では23,000TEU 長さ400m超のコンテナ船が登場している。大型のコンテナ船の上甲板やハッチサイドコーミングには、厚さ100mmに達するYP47鋼という非常に高強度な極厚鋼材が使用されており、巨大な船体構造のわりに鋼材使用量が抑えられるようになっている。このため相対的に船体構造の剛性は低下する傾向となっており、ホイッピングやスプリングといった船体構造の弾性振動の影響が大きくなることが指摘されている。また、極厚鋼板が非常に高い引張応力下で使用されることから危険な損傷

モードである脆性破壊の可能性が指摘されている。本会では、これらの大型コンテナ船特有の構造強度上の問題に対して、関連業界や研究機関との共同研究等により安全性を担保する基準を開発してきた。開発された基準は、NK独自の構造規則である鋼船規則C編に取り入れるか、あるいは、本会からIACSに働きかけてIACS統一規則（UR）として採用されてきた。

本稿では、コンテナ船を切り口とした鋼船規則C編の概要を紹介する。また、コンテナ船にのみ適用される本会独自の強度要件の内容、経緯、技術背景を解説する。

2. コンテナ船の設計荷重

船体構造に作用する波浪荷重は遭遇する海象条件に大きく依存する。構造規則では、船舶が航行する海域のうち最も厳しい海象条件とされる北大西洋を考慮することが一般的である。また、ストリップ法や3次元パネル法等の耐航性ツールを併用することで、個船の特徴を捉えた波浪荷重の推定が可能となる。

しかしながら、個船の設計ごとに荷重解析を用いることは工数面等から現実的とはいえないことから、船舶の主要目等を用いた簡易算式が必要であり、構造規則では幾つかの算式を定めている。一方で、簡易算式は精度とのトレードオフが付き物であることから、本会は、簡便さ・精度・技術背景の透明性をバランスよく確保する手法について長年検討しており、2000年代初頭には「コンテナ運搬船の構造強度ガイドライン」としてその成果を要件化・公表した。当該ガイドラインには、後にIACS共通構造規則に採用されている等価設計波のコンセプトに加え、倉口が大きい船舶において生じる曲げ振りに対する設計荷重が規定された。

その後も、コンテナ船の大型化及びTwo island型のコンテナ船への対応を行うと共に、ホイッピングと呼ばれるスラミングによる衝撃荷重に起因する弾性振動現象への対応をすべく、水槽試験や数値解析によるシリーズ計算等を継続的に行い（図1及び図2

* 技術研究所 ** 開発本部 開発部

参照), 2015年から2016年にかけてコンテナ船規則の大幅な改正を行い, 関連する設計荷重もブラッシュアップされた。

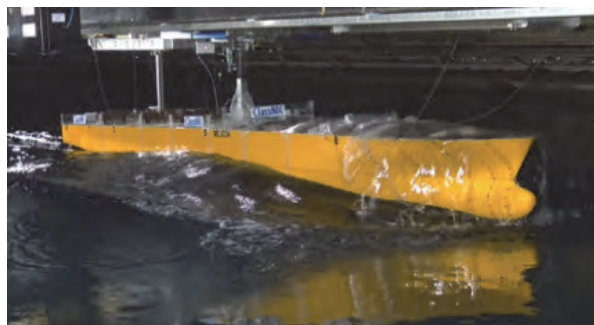


図1 ホイッピングに対する水槽試験

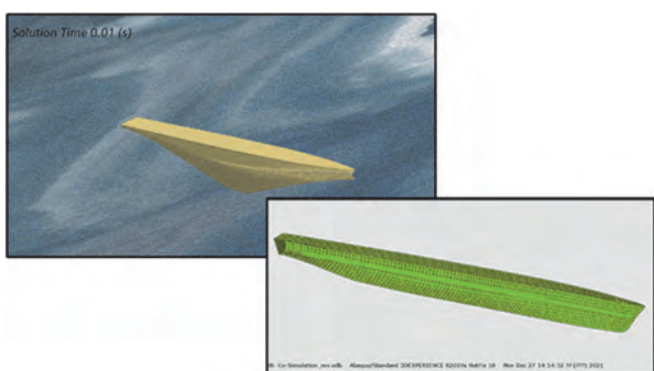


図2 解析によるホイッピングの再現
(CFD及びLS-dynaを用いた連成解析)

更に, 2017年から2022年にかけて実施された, 鋼船規則C編全面改正プロジェクトでは, より実現象に沿った設計荷重とするべく, 簡易算式の見直しが行われ, 等価設計波を含めたコンセプトが全面的に採用されている(図3参照)。コンテナ船については, 2015年から2016年にかけて等価設計波等の設計荷重が既に導入されていたため, コンセプトについては大きな変更が加えられていないものの, 荷重算式そのものは大きく形を変えた。

同見直しにおいては, 直接荷重解析で得られる加速度や波浪変動圧といった荷重について, 理論式をベースに物理的考察を行い, それぞれの成分について支配的因子を抽出し, その影響を調べ, 最後に簡易化を行うという手順を踏み, コンテナ船に限らず多くの船舶に対して丁寧な検証を実施した。このプロセスにより, より汎用性の高く高精度な設計荷重を開発することに成功した。また, 従来, 経験工学的に扱われてきた操船による影響(疲労強度評価に対しては, それに加えて航路による影響)についても, 当該プロジェクトにおいてビッグデータ分析を通じて明確にし, 当該影響を規則に陽な形で規定するに至っている。(当該プロジェクトで実施された

これらの詳細については本技報No.3及びNo.5掲載論文³⁾⁴⁾⁵⁾を参考にされたい。))

この見直しにより, 海象と設計荷重の関係性等, 透明性も向上し, 今後は構造規則に限らず, 様々な場面での活用が期待される。

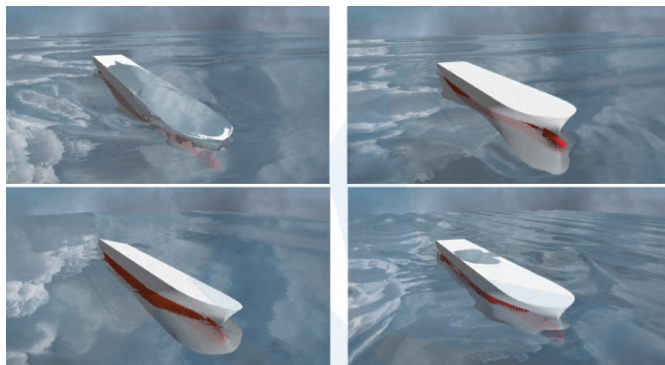


図3 4つの等価設計波

(左上:HM, 右上:FM, 左下:BR, 右下:BP)

3. ホイッピング及び面外荷重影響を考慮した縦曲げ最終強度

近年発生した大型コンテナ船の折損事故を受けて, 造船所及び船社から派遣された専門家, 研究者, 学識経験者から構成された国土交通省の「コンテナ運搬船安全対策検討委員会⁶⁾」, 本会の「大型コンテナ安全検討会⁷⁾」が立ち上げられ, 各種調査及び審議が行われた。これらの委員会では, コンテナ船の安全性対策の提言や今後取るべきアクションプランが提示されている。本会規則には, 提言及びアクションプランに則った独自の強度要件を規定することで, 大型コンテナ船に対して, より確実に構造安全性を担保できるようになっている。

縦曲げ最終強度とは, 船体を一本の梁と見做し, その梁が折損せず耐えうる最大モーメントのことを指す。一般に, この縦曲げ最終強度を考慮する場合は, 船体構造に垂直曲げモーメントのみが働くことを仮定し, その他の船体構造に働く荷重の影響は一定の安全率で考慮することが通例となっている。しかしながら, 特に大型コンテナ船にあっては, 船底外板に海水圧による面外荷重を受けることにより, 二重底曲げによる応力が, 垂直曲げ応力と重畳(図4)することにより, 縦曲げ最終強度が有意に減少し, この減少率が個船の設計に依存して有意に変化することが知られている。

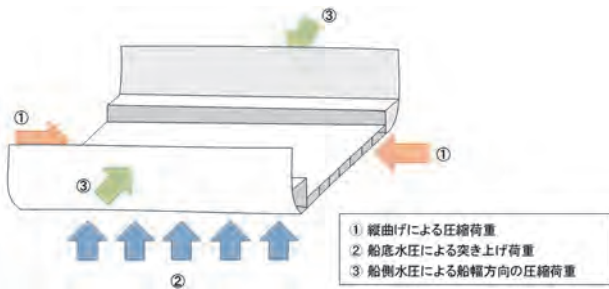


図4 コンテナ船の船底構造に働く荷重の種類

そこで、本会の規則では、この面外荷重影響を固定値の安全率で表現するのではなく、個船の設計に応じた評価を行えるようにしている。具体的には、面外荷重影響を直接的に考慮できる非線形FE解析との比較検証により導いた下式で表される簡易計算法を採用している。

$$M_{U,DB} = \alpha_U \sigma_{US,avg} Z_B \times 10^3$$

- $M_{U,DB}$: 面外荷重による影響を考慮した縦曲げ最終強度 (kNm)
- α_U : 非線形FE解析との比較より導いた修正係数 (1.25)
- Z_B : 船底における断面係数 (m³)
- $\sigma_{US,avg}$: 船底外板の防撓パネルの船長方向荷重に対する最終強度の平均値 (N/mm²)
通常の貨物倉解析より船底外板に働く船長方向及び船幅方向の圧縮応力を求め、これらの応力の重畳効果を考慮して船底外板防撓パネルの最終強度を求める。

ホイッピングによる船体梁の弾性振動に起因する垂直曲げモーメントは、波浪により発生する垂直曲げモーメントに重畳するように発生する。(図5参照)

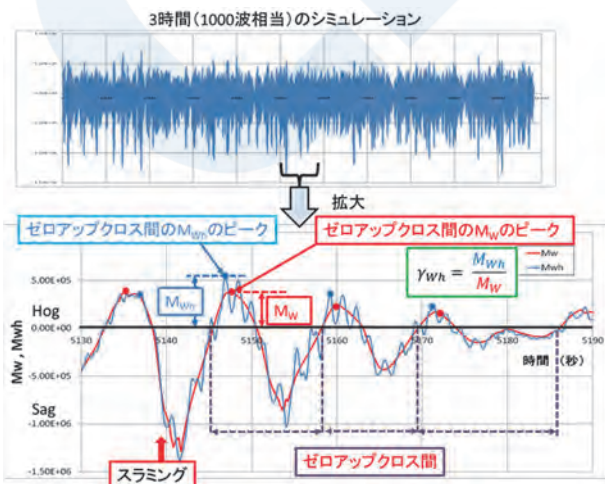


図5 ホイッピングモーメントの重畳

この垂直曲げモーメントの重畳の効果がどの程度発生するのか、前2.で述べたように複数隻の試供船を用いて、数値シミュレーションや水槽試験を実施した上で、どのようなコンテナ船でも、ホイッピング影響を安全側に評価できるような波浪垂直曲げモーメントに対する安全率を設定した。最終的にホイッピング及び面外荷重影響を考慮した縦曲げ最終強度は、下式により判定する。

$$M_{Smax} + \gamma_{Wh} M_{W-Hog} \leq M_{U,DB}$$

- M_{Smax} : 静水中垂直曲げモーメント (kNm)
- M_{W-Hog} : 波浪中垂直曲げモーメント (kNm)
- γ_{Wh} : ホイッピングを考慮した安全率 (1.5)

4. 疲労強度評価における弾性振動影響

船体梁の弾性振動は、波浪中垂直曲げモーメントによる変動応力に重畳するため、応力範囲及び変動繰り返し数が増加し、疲労強度にも影響する⁸⁾⁹⁾。

船体に現れる振動現象がスプリング又はホイッピングのいずれによるものかを判別することは困難であるが、一般に、有義波高の小さい海象での振動現象がスプリングで、有義波高の大きい海象での振動現象がホイッピングと考えられる。

設計時には、通常波浪変動に起因する応力範囲と繰り返し数に基づいて疲労評価を行うが、弾性振動の重畳による応力変動とそれに伴う繰り返し数の増加を直接的に考慮することは困難である。また、非線形弾性振動応答シミュレーションを行うことも現実的とは言い難い。通常波浪変動による疲労被害度に対して、弾性振動の影響を考慮した係数を乗じることにより、弾性振動影響を考慮することが、簡便かつ合理的な方法と考えられる¹⁰⁾。

そこで、実船に生じる弾性振動がどのようなものであるかを把握するために、2隻のコンテナ船(8600TEU, 14000TEU)の垂直曲げ応力の実船計測データを評価した。1時間毎の計測データについて、弾性振動の重畳した計測波形(WV)と振動成分を除去した通常波浪変動による波形(W)に対して疲労被害度の評価を行った。8600TEUコンテナ船の就航路はアジア～欧州及びアジア～欧州～北米～喜望峰～アジアで、14000TEUコンテナ船の就航路はアジア～欧州であった。8600TEUコンテナ船の方が、より厳しい海域を航行している。

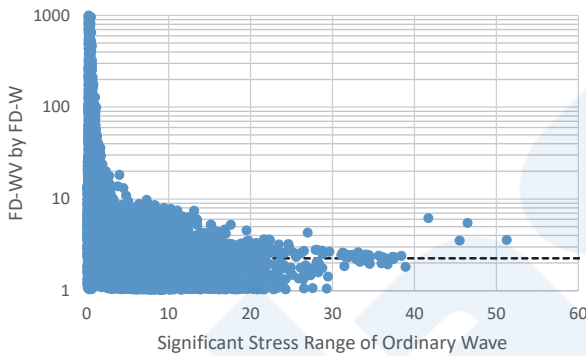
評価に用いるS-N線図の傾きの逆数が3であることから、疲労被害度が応力範囲の3乗に比例すると仮定する。1時間毎の区分内で、WV及びWにお

る応力範囲の3乗値の総和の比が、溶接継手における弾性振動重畳による疲労被害度の増加率に相当する。

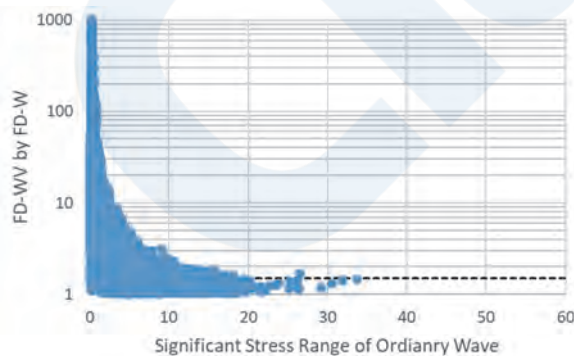
$$C_{vib_k} = \frac{\sum_{i=1}^{N_{WV,k}} \Delta\sigma_{WV,k,i}^3}{\sum_{j=1}^{N_{W,k}} \Delta\sigma_{W,k,j}^3}$$

通常波浪変動による応力範囲の1時間区分における有義値と弾性振動重畳による疲労被害度の増加率の関係を図6に示す。図中の点線は、全計測期間における疲労被害度の増加率で、それぞれ2.25及び1.51である。

通常波浪変動による応力変動が小さいほど疲労被害度の増加率のばらつきが大きいのは、スプリングによる弾性振動が主で、通常波浪変動の応力範囲に比べ相対的に大きな振動が重畳するためである。一方、ホイッピングによる弾性振動が主となる通常波浪変動による応力変動が大きい領域では、ばらつきも小さく、概ね平均値辺りに収束するようである。



(a) 8600TEUコンテナ船

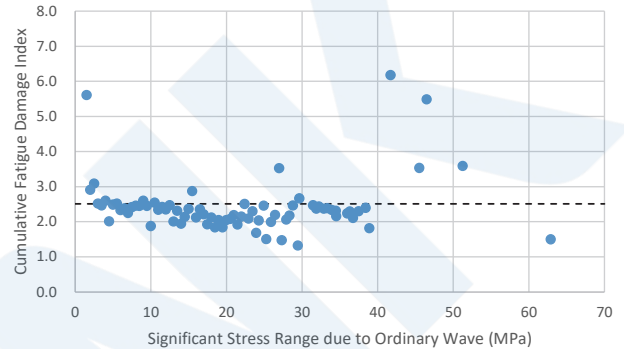


(b) 14000TEUコンテナ船

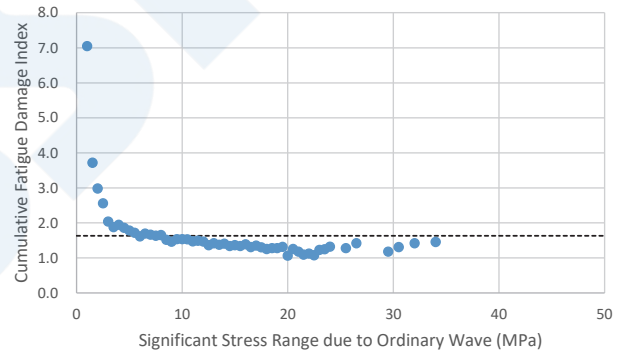
図6 1時間区分における弾性振動重畳による疲労被害度の増加率

さらに、通常波浪変動による応力範囲有義値を0.5MPa毎に区分し、区分内での累積疲労被害度の

増加率の期待値をとると、図7のようである。図中の点線は平均値を示し、それぞれ2.51及び1.63である。応力範囲の有義値にかかわらず、また、スプリングやホイッピングといった振動現象の別にかかわらず、ほぼ一定の値を示すことが示された。このことから、累積疲労被害度の増加率の期待値を影響係数とすることで、スプリングとホイッピングの弾性振動の区別を考慮することなく、弾性振動影響を考慮することが可能と考えられる。



(a) 8600TEUコンテナ船



(b) 14000TEUコンテナ船

図7 応力範囲の有義値0.5MPa区分内の弾性振動重畳による疲労被害度の増加率の期待値

上記結果から、ある有義波高の海象下での弾性振動シミュレーションを行うことで、弾性振動影響係数を評価することができることが分かったため、2隻の実船計測データに加え、表1の3隻のコンテナ船について、弾性振動シミュレーションを10回実施し、平均値として弾性振動影響係数を求めた。

シミュレーションの結果、求められた弾性振動影響係数は、実船計測の結果の間にあり、概ね良好な結果が得られたと考えられる。弾性振動を生じる場合の疲労被害度の増加率としては、通常波浪変動での疲労被害度のほぼ2倍と考えることができる。

表1 弾性振動シミュレーションの対象船及び弾性振動による疲労被害度の増加率

	CC-1	CC-2	CC-3
L (m)	350	300	200
Vs (kt)	21.85	27.25	22.50
C_{vib}	2.09	2.15	2.08

弾性振動の疲労強度への影響を検討する上で、次の事項を考慮している。

- (1) 弾性振動は向波 $\pm 30^\circ$ の状態で生じる。
- (2) 弾性振動の重畳は、垂直曲げモーメントによる応力変動に重畳する。
- (3) 弾性振動が重畳した場合、スプリング及びホイッピングの区別なく、また、有義波高の違いによらず、疲労被害度はほぼ2倍に増加する。
- (4) 疲労設計における設計荷重での応力評価は、全波向きでの長期応答期待値に対して行われる。
- (5) 直接法での有限要素応力解析では、各荷重成分が合成された荷重を設計荷重として負荷される。
- (6) 長期累積疲労被害度は、線形応答に対する応力範囲長期分布に基づき計算される。

以上の事項を踏まえ、設計時に評価される累積疲労被害度に対し、どのように弾性振動影響を考慮するかについて検討した。検討は、対象船の縦通肋骨の桁貫通部の疲労被害度を例として行った。評価は、垂直曲げモーメント、水平曲げモーメント、波浪変動圧力、 X, Y, Z 3方向加速度の応答関数を用いた。評価位置での垂直曲げ応力、水平曲げ応力、波浪変動応力、内圧変動応力を梁理論で求め、各荷重成分の位相を考慮して合成応力を求めた。弾性振動影響を考慮する場合は、弾性振動が生じた場合に疲労被害度が2倍となるように応力変動の倍率を考慮することで、簡易的に評価した。即ち、 $\pm 30^\circ$ の波向きにおける垂直曲げモーメントの応答関数を $\sqrt[3]{2}$ 倍した。波スペクトルはISSC-1964を用い、 \cos^2 方向性分布を考慮した。長期予測は、IACS Rec.34の波浪発現頻度表を用い、All headingsでの応答値を求めた。

通常波浪変動での応力範囲の長期予測 (excluding) 及び $\pm 30^\circ$ の波向きにおける垂直曲げモーメントに弾性振動による応力の重畳を考慮した場合の長期予測 (including) を行い、応力範囲の変動分布を求めた。図8に垂直曲げ応力が支配的な上甲板付ロンジの応力範囲の長期分布、図9に垂直曲げ応力及び局部曲げ応力が大きい船底付近の船側外板付ロンジの応力

範囲の長期分布を示す。

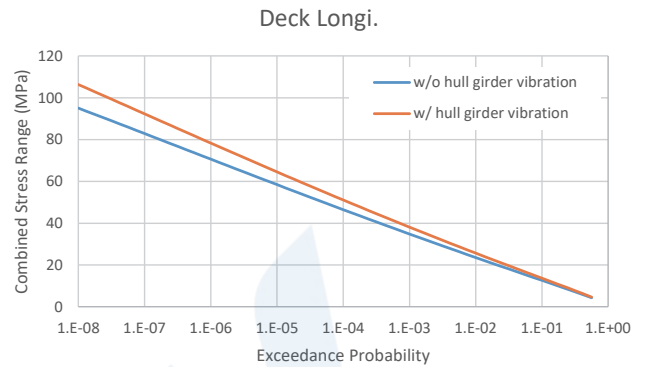


図8 上甲板付ロンジの応力範囲の長期分布

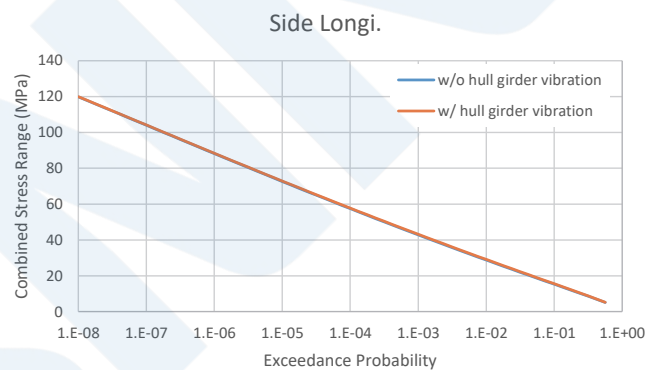
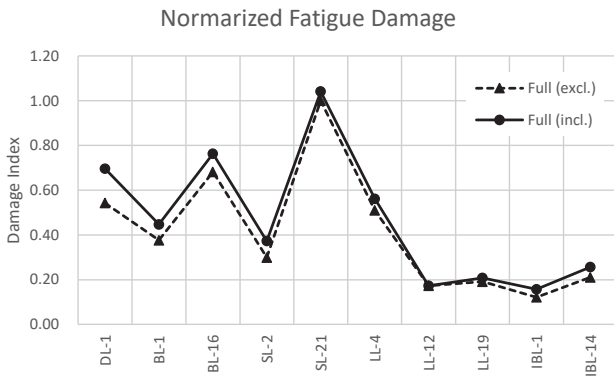


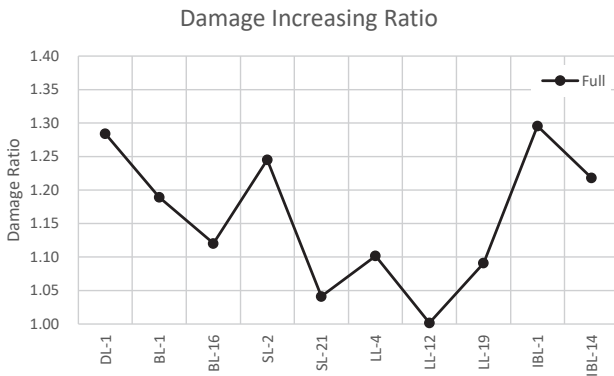
図9 船底付近の船側外板付ロンジの応力範囲の長期分布

累積疲労被害度が最も大きかった部材を基準に疲労被害度を標準化して示すと図10(a)のようで、弾性振動影響を考慮した場合の累積疲労被害度の増加率を示すと図10(b)のようである。累積疲労被害度の増加割合は、部材により異なる。

弾性振動が重畳した時の応力範囲の長期分布での平均値を用い、垂直曲げ応力と全荷重成分での応力を比較した結果を図11に示す。応力値がほぼ垂直曲げ応力で決まる場合 (DL-1, BL-1, SL-2, IBL-1, IBL-14)、疲労被害度の増加率は1.2~1.3程度となるが、他荷重成分が含まれる場合、疲労被害度はあまり増加しない。即ち、弾性振動が垂直曲げ応力に重畳した場合であっても、他荷重成分との合成で応力状態が決まるような部材にあつては、ほとんど疲労強度に影響は現れないと考えられる。また、垂直曲げ応力のみで疲労強度が決まる部材に対しては、累積疲労被害度を1.3倍することで弾性振動影響を考慮することができる。



(a) 累積疲労被害度 (SL-21で標準化)



(b) 疲労被害度の増加率

図10 弾性振動影響の考慮/未考慮時の累積疲労被害度の比較 (DL:上甲板付ロンジ, BL:船底外板付ロンジ, SL:船側外板付ロンジ, LL:縦通隔壁付ロンジ, IBL:内底板付ロンジ)

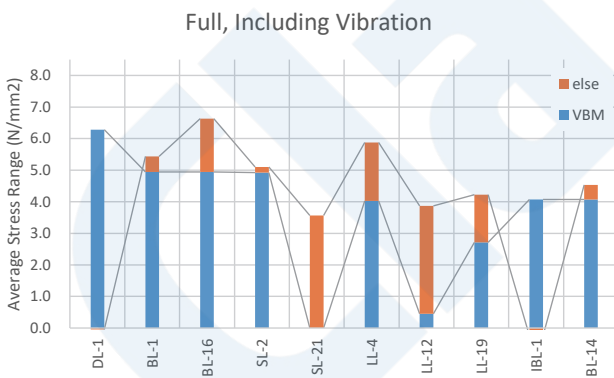


図11 垂直曲げ応力成分と全荷重成分の応力の比較

以上の検討をまとめると次のようになる。

- 弾性振動が生じる短期応答中の累積疲労被害度の増加率の期待値は、コンテナ船の場合、有義波高やスプリング及びホイッピングの区別に関わらず、2.0程度である。
- 弾性振動が $\pm 30^\circ$ の向波の状態が生じると考えた時の長期の累積疲労被害度の増加率は1.3程度である。

- 他荷重成分が合成される場合は、弾性振動影響はほとんど現れない。

従って、疲労強度評価における弾性振動影響は、垂直曲げ応力で応力状態が決まる部材に対して、通常波浪に対する累積疲労被害度に1.3を乗じて考慮することとした。

5. 極厚鋼板とアレスト設計

2000年代からのコンテナ運搬船の大型化に伴い、ハッチサイドコーミング、強力甲板等に対し、板厚が50mm~100mmとなる極厚鋼板や高い降伏点を有するYP47鋼が使用されるようになった。同時に、極厚鋼板の溶接継手部より発生した脆性き裂が伝播し大規模損傷につながる可能性があることを指摘した研究結果が報告されたことを契機として、幾つかの課題があることも明らかとなった。本会ではその重要性を鑑み、業界の多大な協力のもと、様々な調査及び研究を行い、2008年10月に「大型コンテナ船のYP47鋼の使用に関するガイドライン」を、2009年9月に「脆性亀裂アレスト設計指針」を世界に先駆けて発行した(図12にアレスト設計の模式図を、図13に関連実験の写真を示す)。

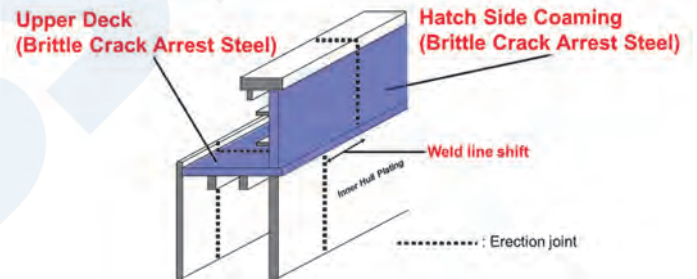


図12 アレスト設計の模式図

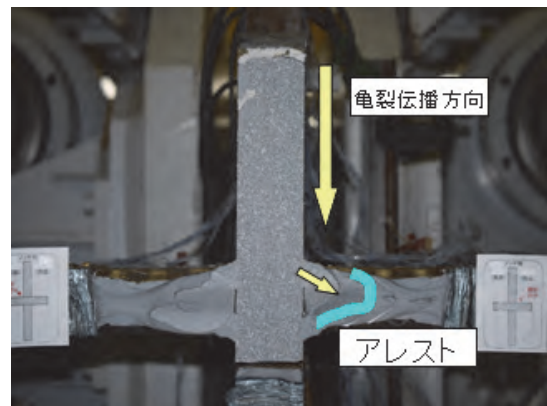


図13 実構造を模した脆性き裂伝播・アレスト試験

IACSにおいても、本会が主導して、極厚鋼板を使用したコンテナ運搬船の脆性破壊防止対策について、脆性き裂アレスト設計等に関する議論を行い、

本会が作成した上記設計指針をベースとして極厚鋼板の使用に関する要件が検討され、2013年1月にIACS統一規則S33として採択された。同時に、YP47鋼のガイドラインをベースとした要件がIACS統一規則W31として採択された。

また、2013年の統一規則制定後も、本会は積極的に関連研究に取り組んできた。同統一規則には、脆性破壊防止対策として、板厚が80mmを超える鋼板をアレスト鋼として使用する場合の脆性亀裂アレスト特性に関する具体的な要件はなく、各船級が個別に取り扱っていた。本会は、業界と引き続き共同研究を行い、大規模な実験及び数値計算等を行い、板厚80mmを超える場合のアレスト鋼板に必要なアレスト特性を導き出した。その後、IACSに働きかけ、2019年には、本研究成果が反映された統一規則S33(Rev.2)及びW31(Rev.2)¹¹⁾が採択されている。

また、鋼板の特性や設計の仕方だけでなく、検査に関連する研究についても精力的に取り組んでいる。2020年に採択された統一規則S33(Rev.3)¹²⁾においては、縦強度部材の船体ブロック間のバット継手全線に対して、通常の超音波探傷試験に代えて先進的非破壊試験を実施するよう規定されており、例えば、フェーズドアレイ超音波探傷試験がその方法として認められている。本会は、フェーズドアレイ超音波探傷試験に関する研究を業界と協力して実施し、2020年3月に「フェーズドアレイ超音波探傷試験による非破壊検査ガイドライン」¹³⁾を発行し、フェーズドアレイ超音波探傷試験による非破壊検査要件や具体的な探傷要件等を取りまとめている。

このように、構造規則の多くを占めている強度要件に留まらず、アレスト設計等の異なる枠組みについても最新の技術を常に反映できるよう注力している。

6. おわりに

この四半世紀の間、世界的な経済の発展と貿易量の増大に伴い、コンテナ船の需要が拡大してきた。船級船の船種別のシェアにおいてもコンテナ船が大きなウェイトを占めるようになってきている。2022年以降はウクライナ侵攻や物価高の影響を受けてコンテナの荷動きが減少しているものの、コンテナ船の建造量は今後も増加する見込みである。

本会は、今後のコンテナ船の構造設計や損傷に関するトレンドを注視しつつ、構造強度評価に関する技術開発を継続的に行い、事故発生後の規則(フィードバックとしての規則)ではなく、プロアクティブな規則を構築できるよう最善を尽くし、今

後も安全且つ合理的な設計を可能とするような規則開発を行う所存である。

参考文献

- 1) 日本海事協会：鋼船規則C編，2023
- 2) 石橋：鋼船規則C編の変遷と全面改正の概要，ClassNK技報，No. 5，p.57-61，2022
- 3) 松井ら：単胴船に作用する6自由度のFroude-Krylov力の簡易算式の開発，ClassNK技報，No. 3，p.65-79，2021
- 4) 篠本ら：長期予測をベースとした波浪荷重の簡易算式の開発・Heave加速度及びPitch角，ClassNK技報，No. 3，p.81-89，2021
- 5) 見良津ら：船舶の実遭遇海象に基づく操船影響の定量的評価，ClassNK技報，No. 5，p.71-74，2022
- 6) 国土交通省：コンテナ運搬船安全対策検討委員会最終報告書，2015
- 7) 日本海事協会：大型コンテナ船安全検討会報告書，2014
- 8) Heggelund, S. E., Storhaug, G. and Oma, N.: Consequence of Whipping and Springing on Fatigue and Extreme Loading for a LNG Vessel Based on Onboard Measurements, Proc. of PRADS 2010
- 9) Storhaug, G., Choi, H. K., Moan, T. and Hermundstad, O.: Consequence of Whipping and Springing on Fatigue for a 8600TEU Container Vessel in Different Trades Based on Model Tests, Proc. of PRADS 2010
- 10) Fricke, W. and Paetzold, H.: Experimental Investigation of the Effect of Whipping Stresses on the Fatigue Life of Ships, Proc. of IMSDC 2012
- 11) IACS : Unified Requirement W31 (Rev.2), 2019
- 12) IACS : Unified Requirement S33 (Rev.3), 2020
- 13) 日本海事協会：フェーズドアレイ超音波探傷試験による非破壊検査ガイドライン，2020

パラメトリック横揺れを防止するための簡易操船ガイドランス

— グリム有効波の概念の拡張 —

梅田直哉*, 内田裕太**

1. はじめに

コンテナ船における大角度横揺れによるコンテナの崩落は、1998年の向波中でのC11級コンテナ船事故¹⁾で注目されて以降、多くのコンテナ船において向波、追波、斜波において報告²⁾されている。そしてその多くは、線形理論では説明がつかず、パラメトリック横揺れがその原因とみられている。すなわち、一定の閾値を超える海象条件でのみ、典型的には2波に1回の割合で大きな横揺れが発生してその周期が概略横揺れ固有周期に近い現象である。C11級コンテナ船の事故では40度程度の横揺れで約800個のコンテナの損傷、流出であったと報告されており、模型実験でも同程度の振幅のパラメトリック横揺れは珍しくない。

パラメトリック横揺れは、古くから理論的には知られていたが³⁾、規則波中では条件次第で起こりうるものの、不規則な実海面では問題とならないとみられていた⁴⁾。しかし、1975年にPaullingら⁵⁾がサンフランシスコ湾での風波による追波中の自由航走模型実験で、1995年に梅田ら⁶⁾が水槽内の人工的な多方向不規則追波中の自由航走模型実験で、パラメトリック横揺れによってコンテナ船模型が転覆することを確認するに至り、少なくとも追波中パラメトリック横揺れが現実の脅威となりうるようになった。国際海事機関IMOは、追波中パラメトリック横揺れを含む追波操船ガイドランス⁷⁾を1995年に回章した。ただし、この操船ガイドランスは、対象船の復原力特性を反映するものでなく、固有周期と出会い波周期の関係のみに言及している。

その後前述のC11級コンテナ船の向波中事故を受けた米国政府提案文書⁸⁾もひとつのきっかけとして、IMOは、向波も含めたパラメトリック横揺れ対策に2002年より着手した⁹⁾。まず、1995年に策定した追波中パラメトリック横揺れも扱う操船ガイドランスについて、2007年にその対象を向波まで単純に拡張した¹⁰⁾。2020年にはパラメトリック横揺れも含む第二世代非損傷時復原性基準の暫定ガイドライ

ン¹¹⁾を承認し、2022年にはその解説文書¹²⁾を発表した。この基準は、設計のみならず操船にも踏み込むもので、いずれにおいても物理則に基づいている。設計基準としては、簡易な脆弱性基準を2段階で用意し、それらに不合格な場合に対して短波頂不規則波中時間領域数値シミュレーションの利用も可能としている。ただし、コンテナ船や自動車専用運搬船においては、トランサム船尾や船首フレアのため、これらの基準の合格は必ずしも容易でない¹³⁾。そこで設計基準で対応できない場合も、操船ガイドランスにより危険な運航条件を指定し、それを避けることで安全な操船を許している。この操船ガイドランスは、以前のものとは異なり、物理則に加え対象船の復原力特性を反映したものとなっている。それも、不規則波中時間領域数値シミュレーションにより大横傾斜発生までの時間を推定する詳細なものとは設計用の脆弱性基準程度の簡易操船ガイドランスの2種類とされている。このうち前者は計算時間が膨大となりうるため実際の適用へのハードルは高い。一方、後者は、暫定ガイドラインに例示されたものは船速のみを対象として針路を指定しないため、操船判断には十分なものといいがたい。

このような状況のため、危険な船速のみならず針路も指定できる簡易な操船ガイドランスが実務上望まれている。そこで本論文では、パラメトリック横揺れの脆弱性基準の考え方を整理し、それに基づく簡易操船ガイドランスの計算例を示すことを試みる。

2. 脆弱性基準の考え方

IMOの第二世代非損傷時復原性基準¹¹⁾におけるパラメトリック横揺れに対する脆弱性基準では、第1段階基準ではパラメトリック横揺れの発生条件を海象によらず利用している。第2段階基準は、第1判定法と第2判定法があり、その第1判定法は第1段階基準のパラメトリック横揺れの発生条件を海象の発生確率に併せて適用し、第2判定法ではパラメトリック横揺れの角度がその許容角度を超える海象の

* 国立大学法人大阪大学 名誉教授

** 国立大学法人大阪大学 大学院工学研究科

*1 本論文は、公益社団法人日本船舶海洋工学会での講演の内容を詳述したものである。19)

発生確率を利用している。そして、第1段階基準、第1判定法、第2判定法のいずれかに合格すれば、その対象船の载荷状態はパラメトリック横揺れに対する脆弱性無しとされる。このうち、パラメトリック横揺れの許容角度を陽に指定できる方法は、これらのうち第2判定法のみである。よって、コンテナのラッシング・ブリッジの効果も考慮できる簡易操船ガイダンスとしては、第2判定法ということになる。そこでここでは、第2段階基準の第2判定法に用いられる方法に着目する。

この方法は、有義波高と平均波周期で決まるブレッドシュナイダー型の不規則波のスペクトルが与えられると、その不規則波の空間波形をグリムの有効波の考え方で規則波に置き換え、さらにその時間変動振幅の1/3最大値を規則波の振幅と近似している。そのうえで、規則波中におけるGZ変動を考慮した非連成の横揺れ運動方程式を解くことでパラメトリック横揺れの振幅を求める。ここでは船速と針路を考慮して出会い波周期を考慮する必要があるが、ここでは船速は航海速力とし、波との偏角は360度一様で分布すると仮定する。ただし、GZ変動の計算は、安全側の推定として、波との偏角は向波あるいは追波としている。この結果、出会い波周期は、船速を波との偏角の方向余弦に応じて変化させることと等価となる¹²⁾。そのようにして求めた横揺れ振幅が許容角度を超える短期海象の出現確率を計算し、その値が許容確率以上であると脆弱性ありと判定している。

3. IMOガイドラインにおける簡易操船ガイダンス

IMOの暫定ガイドラインにおけるパラメトリック横揺れのための簡易操船ガイダンスの例は、その4.5.6.2.3節¹¹⁾に、以下のように示されている。波との偏角に関わらず、第2段階脆弱性基準の第2判定法で、有義波高、 H_s 、およびゼロクロス平均波周期、 T_z 、船速を与えて横揺れ振幅を計算し、その値が許容角度25度を越えた場合、その有義波高およびゼロクロス平均波周期、船速を避けるべきとしている。なお、暫定ガイドラインでは、船速、 v_s 、と記載されているが、その定義は示されていない。前後の文脈からは、これを実船速と解釈すべきと考えられる。ただそうすると、前述のように危険船速の指示のみで危険針路の指定はできないことになる。

さらに、IMOの暫定ガイドラインでは、その4.5.6.2節¹¹⁾に、上述の例に限らず、全面確率論的操

船ガイダンスよりも安全側であればいかなる簡易操船ガイダンスでも利用可能とされている。よって、船速と針路を使い得る操船ガイダンスの提案が急務であると考えられよう。

4. グリムの有効波の一般化

脆弱性基準では不規則波を規則波に置き換える必要があり、第2段階脆弱性基準の第2判定法では、それはグリム¹⁴⁾の有効波の考え方に基づいている。しかしながら、グリムの論文では、長波頂不規則縦波についての有効波の計算式が示されているのみである。一方、操船ガイダンスとするには、現実の状況に対応するよう、短波頂かつ斜め波の影響を考慮することが、実用上重要である。そこで、ここでは短波頂で主波方向が船の針路と異なる場合についての計算式の誘導を示しておく。

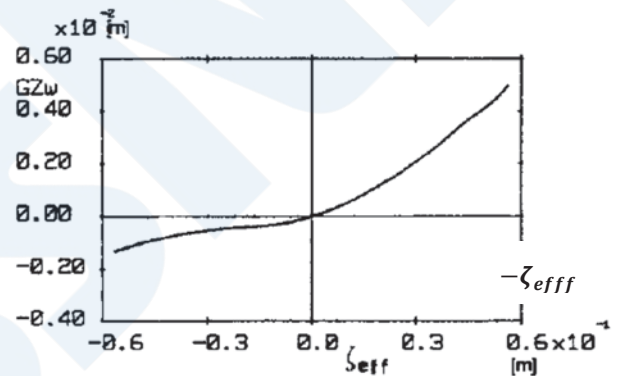


図1 小型底曳網漁船における波長船長比1の縦波で船体中央に波の山 ($-\zeta_{eff}$ 負) または谷 ($-\zeta_{eff}$ 正) があるときの横傾斜角10度でのGZの平水中からの変化の値¹⁵⁾

まず、不規則波中の船体応答（船体運動や流体力など）を統計的に表現するためには、入射波と船体応答の間の関係が線形であると仮定したうえ、不規則波のスペクトルに入射波と船体応答の間の伝達関数の絶対値の2乗をかけて不規則船体応答のスペクトルを求め、その積分値である分散などを利用して、不規則船体応答の確率特性をレイリー分布などとして表現することが一般的である。ところが、縦波中のGM変動あるいはGZ変動は、入射波に対して非線形の関係にある。例えば、図1に示すように、波長船長比1の余弦波で船体中央に波の山または谷があるときの横傾斜角10度でのGZの平水中からの変化の値は、山と谷では傾きが異なる。これは船尾での水位が増加すると水線幅は幾分増加する一方、水位が減少するとトランサムが露出することが大きな

影響になる。また甲板が没水するとその傾きも変わる。すなわち、縦波中のGZ変動は明らかに非線形である。しかしその一方、縦波中のGZ変動は、船側波形の変化さえ考慮すれば船舶算法的にも計算できるので、ノンメモリーでもある。グリムの有効波は、このGZが非線形かつノンメモリーの要素であることを利用する考え方である。

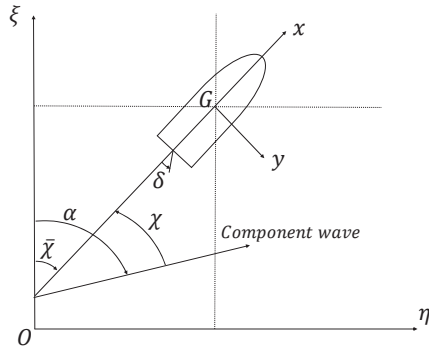


図2 座標系

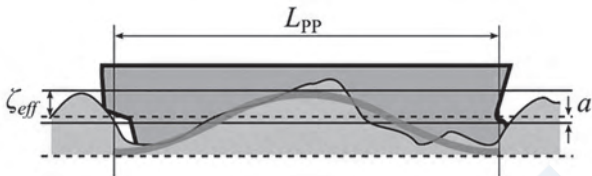


図3 グリムの有効波の空間波形

座標系は、図2のように、空間固定座標系 $o-\xi, \eta$ 、船体固定座標系 $G-x, y$ を考える。ここで、 $o-\xi$ 軸が主波方向を表し、 G は船体重心でその空間固定での座標は (ξ_G, η_G) 、 α は成分波の進行方向、 $\bar{\chi}$ は主波方向に対する船の偏角とする。よって、次の関係がある。

$$\begin{aligned}\xi &= \xi_G + x \cos \bar{\chi} - y \sin \bar{\chi} \\ \eta &= \eta_G + x \sin \bar{\chi} + y \cos \bar{\chi}\end{aligned}\quad (1)$$

このとき、不規則波の水面変位は次式のように表現される。

$$\begin{aligned}\zeta_w(\xi, \eta, t) &= \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \int_0^{\infty} \sqrt{2S(\omega, \alpha)} d\omega d\alpha \cdot \\ &\cos\left(\omega t - \frac{\omega^2}{g} \xi \cos \alpha - \frac{\omega^2}{g} \eta \sin \alpha + \psi\right) \\ &= \sum_{i=1}^N a_i \cos\left[\omega_i t - \frac{\omega_i^2}{g} \{\xi \cos \alpha_i + \eta \sin \alpha_i\} + \psi_i\right]\end{aligned}\quad (2)$$

$$\begin{aligned}&= \sum_{i=1}^N a_i \cos\left[\omega_i t - \frac{\omega_i^2}{g} \{(\xi_G + x \cos \bar{\chi} - y \sin \bar{\chi}) \cos \alpha_i\right. \\ &\quad \left. + (\eta_G + x \sin \bar{\chi} + y \cos \bar{\chi}) \sin \alpha_i\} + \psi_i\right]\end{aligned}$$

ここで、 t は時間、 $\chi = \bar{\chi} - \alpha$ であり、 ψ は $0 \sim 2\pi$ の乱数とする。

$S(\omega, \alpha)$ は入射波のスペクトル、離散化した場合の振幅では $a_i = \sqrt{2S(\omega, \alpha)} d\omega d\alpha$ である。 ($i = 1, \dots, N$)

一方、有効波は、図3および(3)式のように、表される。

$$\hat{\zeta}_{eff}(x, t) = a(t) - \zeta_{eff}(t) \cos \frac{2\pi}{L} x \quad (3)$$

船体の存在する範囲 $-\frac{L}{2} < x < \frac{L}{2}$ かつその船体中心線上 $y = 0$ において、不規則波形を有効波により最小二乗近似するため、両者の差の二乗である J を最小化すればよい。ただし、 L は船長を表す。

$$\begin{aligned}J &= \int_{-L/2}^{L/2} \{\zeta_w(\xi, \eta, t) - \hat{\zeta}_{eff}(x, t)\}^2 dx \\ &= \int_{-L/2}^{L/2} \left\{ \sum_{i=1}^N a_i \cos\left[\omega_i t - \frac{\omega_i^2}{g} \{(\xi_G + x \cos \bar{\chi} - y \sin \bar{\chi}) \cos \alpha_i\} \right. \right. \\ &\quad \left. \left. + (\eta_G + x \sin \bar{\chi} + y \cos \bar{\chi}) \sin \alpha_i\} + \psi_i\right] - \left[a(\xi_G, \eta_G, \bar{\chi}, t) - \zeta_{eff}(\xi_G, \eta_G, \bar{\chi}, t) \cos\left(\frac{2\pi}{L} x\right) \right] \right\}^2 dx\end{aligned}\quad (4)$$

$$\begin{aligned}
 &= \int_{-L/2}^{L/2} \left\{ \sum_{i=1}^N a_i \cos \left[\omega_i t \right. \right. \\
 &\quad \left. \left. - \frac{\omega_i^2}{g} \{ (\xi_G + x \cos \bar{\chi}) \cos \alpha_i + (\eta_G + x \sin \bar{\chi}) \sin \alpha_i \} \right. \right. \\
 &\quad \left. \left. + \psi_i \right\}^2 - 2 \left\{ \sum_{i=1}^N a_i \cos \left[\omega_i t \right. \right. \right. \\
 &\quad \left. \left. - \frac{\omega_i^2}{g} \{ (\xi_G + x \cos \bar{\chi}) \cos \alpha_i + (\eta_G + x \sin \bar{\chi}) \sin \alpha_i \} \right. \right. \\
 &\quad \left. \left. + \psi_i \right\} \left\{ a(\xi_G, \eta_G, \bar{\chi}, t) \right. \right. \\
 &\quad \left. \left. - \zeta_{eff}(\xi_G, \eta_G, \bar{\chi}, t) \cos \left(\frac{2\pi}{L} x \right) \right\} - \{ a(\xi_G, \eta_G, \bar{\chi}, t) \}^2 \right. \\
 &\quad \left. + 2 \left\{ a(\xi_G, \eta_G, \bar{\chi}, t) \zeta_{eff}(\xi_G, \eta_G, \bar{\chi}, t) \cos \left(\frac{2\pi}{L} x \right) \right\} \right. \\
 &\quad \left. - \left(\zeta_{eff}(\xi_G, \eta_G, \bar{\chi}, t) \right)^2 \cos^2 \left(\frac{2\pi}{L} x \right) \right\} dx
 \end{aligned}$$

すなわち、次式を満たせばよい。

$$\begin{aligned}
 0 &= \frac{\partial J}{\partial \zeta_{eff}} \\
 &= 2 \int_{-L/2}^{L/2} \left\{ \sum_{i=1}^N a_i \cos \left[\omega_i t - \frac{\omega_i^2}{g} \{ (\xi_G + x \cos \bar{\chi}) \cos \alpha_i + (\eta_G + x \sin \bar{\chi}) \sin \alpha_i \} + \psi_i \right] \right. \\
 &\quad \left. \cos \left(\frac{2\pi}{L} x \right) dx + 2 \left\{ a(\xi_G, \eta_G, \bar{\chi}, t) \int_{-L/2}^{L/2} \cos \left(\frac{2\pi}{L} x \right) dx \right\} - \right. \\
 &\quad \left. 2 \int_{-L/2}^{L/2} \zeta_{eff}(\xi_G, \eta_G, \bar{\chi}, t) \cos^2 \left(\frac{2\pi}{L} x \right) dx \right. \\
 &= 2 \int_{-L/2}^{L/2} \left\{ \sum_{i=1}^N a_i \cos \left[\omega_i t - \frac{\omega_i^2}{g} \{ (\xi_G) \cos \alpha_i + (\eta_G) \sin \alpha_i \} - \frac{\omega_i^2}{g} \{ (x \cos \bar{\chi}) \cos \alpha_i + (x \sin \bar{\chi}) \sin \alpha_i \} + \psi_i \right] \right. \\
 &\quad \left. \cos \left(\frac{2\pi}{L} x \right) dx - 2 \int_{-L/2}^{L/2} \zeta_{eff}(\xi_G, \eta_G, \bar{\chi}, t) \cos^2 \left(\frac{2\pi}{L} x \right) dx \right. \\
 &= 2 \int_{-L/2}^{L/2} \left\{ \sum_{i=1}^N a_i \cos \left[\omega_i t - \frac{\omega_i^2}{g} \{ (\xi_G) \cos \alpha_i + (\eta_G) \sin \alpha_i \} - \frac{\omega_i^2}{g} x \cos(\bar{\chi} - \alpha_i) + \psi_i \right] \right. \\
 &\quad \left. \cos \left(\frac{2\pi}{L} x \right) dx - \zeta_{eff} L \right.
 \end{aligned} \tag{5}$$

$$\begin{aligned}
 &= 2 \int_{-L/2}^{L/2} \left\{ \sum_{i=1}^N a_i \cos \left[\omega_i t - \frac{\omega_i^2}{g} \{ (\xi_G) \cos \alpha_i + (\eta_G) \sin \alpha_i \} + \psi_i \right] \cos \left(-\frac{\omega_i^2}{g} x \cos(\bar{\chi} - \alpha_i) \right) \right. \\
 &\quad \left. \right\} \cos \left(\frac{2\pi}{L} x \right) dx - \zeta_{eff} L
 \end{aligned}$$

ここで、

$$\begin{aligned}
 &\int_{-L/2}^{L/2} \cos \left(-\frac{\omega_i^2}{g} x \cos(\bar{\chi} - \alpha_i) \right) \cos \left(\frac{2\pi}{L} x \right) dx \\
 &= \frac{1}{2} \int_{-L/2}^{L/2} \cos \left(-\frac{\omega_i^2}{g} x \cos(\bar{\chi} - \alpha_i) + \frac{2\pi}{L} x \right) \\
 &\quad + \cos \left(-\frac{\omega_i^2}{g} x \cos(\bar{\chi} - \alpha_i) - \frac{2\pi}{L} x \right) dx \\
 &= \frac{-2 \frac{\omega_i^2}{g} \cos(\bar{\chi} - \alpha_i) \sin \left(\frac{\omega_i^2 L}{2g} \cos(\bar{\chi} - \alpha_i) \right)}{\left(\frac{\omega_i^2}{g} \cos(\bar{\chi} - \alpha_i) \right)^2 - \left(\frac{2\pi}{L} \right)^2}
 \end{aligned} \tag{6}$$

を考慮すると、

$$\begin{aligned}
 &\zeta_{eff}(\xi_G, \eta_G, \bar{\chi}, t; L) \\
 &= \frac{4}{L} \sum_{i=1}^N a_i \frac{1}{\left(\frac{2\pi}{L} \right)^2 - \left(\frac{\omega_i^2}{g} \cos(\bar{\chi} - \alpha_i) \right)^2} \\
 &\quad \cdot \left(\frac{\omega_i^2}{g} \cos(\bar{\chi} - \alpha_i) \right) \sin \left\{ \frac{\omega_i^2 L}{2g} \cos(\bar{\chi} - \alpha_i) \right\} \\
 &\quad \cdot \cos \left[\omega_i t - \frac{\omega_i^2}{g} \{ \xi_G \cos \alpha_i + \eta_G \sin \alpha_i \} + \psi_i \right] \\
 &= \sum_{i=1}^N a_i \frac{\left(\frac{\omega_i^2 L}{g} \cos(\bar{\chi} - \alpha_i) \right) \sin \left\{ \frac{\omega_i^2 L}{2g} \cos(\bar{\chi} - \alpha_i) \right\}}{\pi^2 - \left(\frac{\omega_i^2 L}{2g} \cos(\bar{\chi} - \alpha_i) \right)^2} \\
 &\quad \cdot \cos \left[\omega_i t - \frac{\omega_i^2}{g} \{ \xi_G \cos \alpha_i + \eta_G \sin \alpha_i \} + \psi_i \right]
 \end{aligned} \tag{7}$$

$$= \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \int_0^{\infty} \sqrt{2S_{eff}(\omega, \alpha; L, \bar{\chi})} d\omega d\alpha \cdot \cos \left[\omega t - \frac{\omega^2}{g} \xi_G \cos \alpha - \frac{\omega^2}{g} \eta_G \sin \alpha + \psi \right]$$

ここで、

$$S_{eff}(\omega, \alpha; L, \bar{\chi}) = S(\omega, \alpha) \left[\frac{\left(\frac{\omega^2 L}{g} \cos(\bar{\chi} - \alpha) \right) \sin \left\{ \frac{\omega^2 L}{2g} \cos(\bar{\chi} - \alpha) \right\}}{\pi^2 - \left(\frac{\omega^2 L}{2g} \cos(\bar{\chi} - \alpha) \right)^2} \right]^2 \quad (8)$$

このように、有効波振幅、 ζ_{eff} 、のスペクトルが、船長 L および主波向きとの偏角 $\bar{\chi}$ を与えると、周波数 ω と成分波伝播角 α の関数として求めることができた。ここで、(8)式の分母が0となると、船長と成分波の長さが一致し、有効波振幅のスペクトル密度は、波スペクトル密度と一致する。また、成分波の伝播方向と船の針路のなす角が大きくなると、有効波振幅は減少し、その角が90度となると、有効波振幅は0となる。この(8)式は、Umeda & Yamakoshi と一致している¹⁵⁾。

さらに、有効波の平均水位、 a 、も、

$$\frac{\partial J}{\partial a} = 0 \quad (9)$$

より、同様にして、次式のように求めることができる。

$$a(\xi_G, \eta_G, \bar{\chi}, t; L) = \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \int_0^{\infty} \sqrt{2S_a(\omega, \alpha; L, \bar{\chi})} d\omega d\alpha \cdot \cos \left[\omega t - \frac{\omega^2}{g} \xi_G \cos \alpha - \frac{\omega^2}{g} \eta_G \sin \alpha + \psi \right] \quad (10)$$

ここで、

$$S_a(\omega, \alpha; L, \bar{\chi}) = S(\omega, \alpha) \left[\frac{\sin \left\{ \frac{\omega^2 L}{2g} \cos(\bar{\chi} - \alpha) \right\}}{\frac{\omega^2 L}{2g} \cos(\bar{\chi} - \alpha)} \right]^2 \quad (11)$$

この場合に分母が0となるのは、成分波の伝播方向と船の針路が直交するときで、有効波の平均水位スペクトル密度は、波スペクトル密度と一致する。

5. グリムの有効波でのGZ変動の推定法

有効波の情報よりGZ変動を求める方法は以下の通りとなる。まず、波長船長比1で船体中央に波の山また谷のある余弦波の中での復原力を計算する。ここでは、入射波は船体の存在によって乱されないとするフルードクリロフの仮定を用いる。そのうえで、入射波の圧力を船体没水面について積分すればよい。ここで、船体の沈下量とトリムは船体重量とバランスさせる必要がある。 ζ 軸方向に伝搬する入射波の波形 ζ_w と圧力 p は、微小波振幅に対する線形理論によれば、 ζ 軸を鉛直下向き正とすると、以下の通りである。

$$\zeta_w(\xi, t) = \zeta_a \cos k(\xi - ct) \quad (12)$$

$$p(\xi, \zeta, t) = \rho g \zeta - \rho g \zeta_a e^{-k\zeta} \cos k(\xi - ct) \quad (13)$$

ここで、 ζ_a は波振幅、 k は波数、 c は波の位相速度である。実際には波振幅は無限小でないため、以下のように、実用的な修正が行われることもある¹⁶⁾。

$$p(\xi, \zeta, t) = \rho g \zeta - \rho g \zeta_a e^{-k(\zeta - \zeta_w(\xi, t))} \cos k(\xi - ct) \quad (14)$$

$$p(\xi, \zeta, t) = \rho g \zeta - \rho g \zeta_a e^{-kd} \cos k(\xi - ct) \quad (15)$$

ここで、 d は船の平均喫水であり微小量である。さらに、指数関数部分をテイラー展開して高次項を無視すると、

$$p(\xi, \zeta, t) \approx \rho g \zeta - \rho g \zeta_a (1 - kd) \cos k(\xi - ct) \approx \rho g \{ \zeta - \zeta_a \cos k(\xi - ct) \} \quad (16)$$

となる。この場合は、水面だけが変形したとして、船舶算法的な計算に帰着する。これらの計算式や拘束模型実験との比較¹⁶⁾によれば、(16)式の計算で実用上は十分といえる¹⁷⁾。

このような計算を種々の波振幅について実施すれば、GZあるいはGMを、有効波振幅の関数としてみなすことができる。これらをGZ(ζ_{eff})あるいはGM(ζ_{eff})と表記する。有効波振幅 ζ_{eff} の時系列が与えられれば、GZやGMの時系列に変換できる。有効波振幅の確率密度関数が与えられれば、GZやGMの確率密度関数に変数変換できるので、GZやGMの各種統計量(平均周期や有義振幅)を求めることができる¹⁸⁾。

以上のように、有効波振幅の統計的特性は確定できるが、IMOの第二世代非損傷時復原性基準の暫定ガイドラインにおける、第2段階脆弱性基準の第2判定法¹¹⁾では、有効波振幅の1/3最大値を、簡単のため、そのままGZ計算に用いた規則波の振幅として、GMやGZの代表値を求めている。厳密には、グリムの有効波振幅の時間変動の振幅のレイリー確率密度関数をGMの確率密度関数に変数変換して求めた1/3最大値とすればよい¹⁸⁾。さらには、有効波振幅の時間変化を確率過程として扱い、確率微分方程式での解析につなげることも考えられる¹⁹⁾。

6. GZ変動を用いたパラメトリック横揺れ推定法

IMOの第二世代非損傷時復原性基準の暫定ガイドラインにおける、第2段階脆弱性基準の第2判定法では、時間領域数値シミュレーションを利用して¹¹⁾。しかしながら、その計算結果は、解説文書¹²⁾で例示されているように、第1段階基準で想定しているパラメトリック横揺れ以外の横揺れが生じることもあり、その解釈にある程度の専門知識を要する。また、斜め波になると横揺れ角によらない波浪強制横揺れモーメントが現れる。そこで、ここでは、(17)式を平均化法で解くことを考える。

$$\ddot{\phi} + 2\alpha\dot{\phi} + \gamma\phi^3 + \omega_{\phi}^2\phi + \omega_{\phi}^2l_3\phi^3 + \omega_{\phi}^2l_5\phi^5 + \omega_{\phi}^2(F + M \cos \omega_e t)\{\phi - (1/\pi^2)\phi^3\} = E \sin \omega_e t \quad (17)$$

ここで、 ϕ は横揺れ角、 α は線形の横揺れ減衰力係数、 γ は3次の横揺れ減衰力係数、 ω_{ϕ} は横揺れ固有周波数、 ω_e は出会い波周波数、 l_3 と l_5 は、3次と5次の復原力の係数、 F は波浪中GM変化成分の平均値と平水中GMの比、 M は波浪中GM変化成分の振幅と平水中GMの比である。 E は波浪強制力を表す係数で、 r を有効波傾斜係数として次式で与える。

$$E = \zeta_a r k \omega_{\phi}^2 \sin \chi \quad (18)$$

この運動方程式について、次の解の形を仮定し、平均化法を適用する。

$$\phi = A \cos\left(\frac{\omega_e t}{2} - \varepsilon_1\right) + B \sin(\omega_e t - \varepsilon_2) \quad (19)$$

ここで、 A 、 B は定数であり、第1項は出会い周波数の1/2の周波数のパラメトリック横揺れにあたり、第2項は強制力による出会い波周波数での同調横揺れに相当する。具体的に解くべき計算式とその計算結果の検証は、Sakai et al.²⁰⁾に示している。ただし、出会い波周波数での横揺れ成分は、パラメトリック横揺れが問題となる条件では顕著でなくなるため、(19)式の第2項は無視できるともいえる^{21) 22)}。

GM変動の周波数となる出会い周波数としては、第二世代非損傷時復原性基準の暫定ガイドライン¹¹⁾では波長船長比1の波より計算することとされている。グリムの有効波の考え方に従えば、グリムの有効波振幅の正規確率密度関数をGMの確率密度関数に変数変換して求めたゼロクロス平均出会い周波数とすべきとなる¹⁸⁾。しかしながら、Sakai et al.²³⁾の数値計算による検討では、その差は大きくないようである。

7. 簡易操船ガイダンスの計算例

上記のパラメトリック横揺れの推定法を用いて、さらに入射波のスペクトルに船上波浪レーダーによる観測値を用いる²⁴⁾とすれば、危険な船速と針路を指定できる簡易操船ガイダンスの実現は十分可能と考えられる。そこで、このような方法で、ある短期海象下での簡易操船ガイダンスの計算例をポーラーチャートとして図4-5に示す。ここでは、パラメトリック横揺れの解法には、時間領域シミュレーションでなく、簡単のため平均化法を用いた。また、横揺れ減衰力には、池田の簡易推定法²⁵⁾を前進速度に係る揚力成分²⁶⁾も含めて用いた。横揺れ固有周期25.7秒のC11級コンテナ船を対象に、この結果を、有義波高5mと7mについて平均波周期 $T_{01}=12.5$ 秒を例として、船速と主波方向に対する針路について、極座標グラフとして示した。赤色で示した領域では1/3最大有効波高でのパラメトリック横揺れ振幅が基準値25度を超過するため、危険であると判断される。なお、入射波のスペクトルはブレットシュナイダー型で \cos^2 乗の方向分布を持つとした。

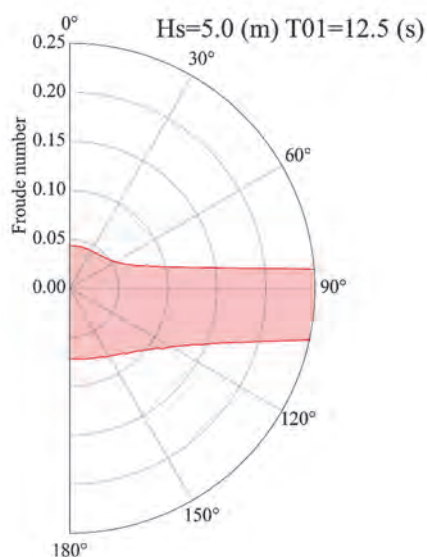


図4 パラメトリック横揺れに対する簡易操船ガイドランス案の適用例（有義波高5m，平均波周期12.5秒）

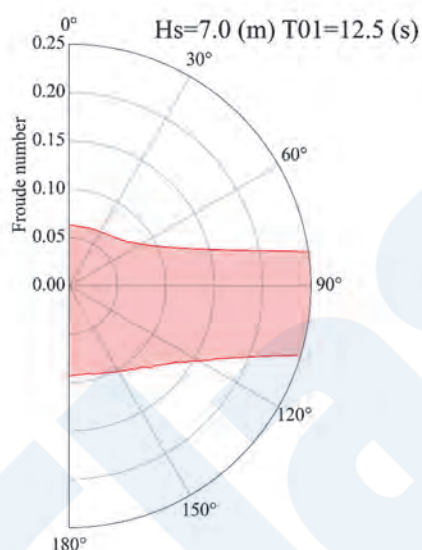


図5 パラメトリック横揺れに対する簡易操船ガイドランス案の適用例（有義波高7m，平均波周期12.5秒）

危険領域では，出会い波周期が横揺れ固有周期の1/2付近となる船速ゼロ付近で保たれている。そのうち横波では，船速により出会い波周期が変化しないため，船速が増加しても危険領域が広がっている。横波状態では，規則波ではGM変動はゼロとなるが，短波頂不規則波では斜め方向で受ける成分波の影響があるため，主波向きが横からの場合もパラメトリック横揺れが顕著となっている。

このケースでの計算結果としては，有義波高が増加すると危険領域は幾分広がっている。有義波高5

mでは，向波状態としてフルード数0.05以上への増速，有義波高7mでは向波状態としてフルード数0.07以上への増速がそれぞれ効果的ということになる。

8. 結論

危険な船速のみならず針路も指定できる簡易な操船ガイドランスを，パラメトリック横揺れの第2段階脆弱性基準第2判定法の拡張として提案し，その計算例をC11級コンテナ船について示した。

謝辞

本論文に記載した研究の一部は，日本財団助成事業の一環として，一般財団法人日本船舶技術研究協会からの受託研究2022年度「目標指向型復原性基準に関する調査研究」として実施した。

参考文献

- 1) France, W. N., Levadou, M., Treacle, T. M., Paulling, J. R., Michel, R. K. and Moore, C., (2003): An Investigation of Head-Sea Parametric Rolling and its Influence on Container Lashing Systems, *Marine Technology*, 40(1), 1-19.
- 2) IMO (2023) : Proposal for a new output on prevention of loss of containers at sea, submitted by Australia, Belgium, Chile, Denmark, France, Germany, Kingdom of the Netherlands, Morocco, Republic of Korea, Spain and IUMI, MSC 107/17/12.
- 3) 渡辺恵弘 (1934) : 縦動揺に伴ふ船の横の不安定の力学的性質に就いて，*造船協会論文集*，53, 51-70.
- 4) Kerwin, J. E. (1955): Note on Rolling in Longitudinal Waves, *International Shipbuilding Progress*, 2(16), 597-614.
- 5) Paulling, J. R., Oakley, O. H., Wood, P. D. (1975): Ship Capsizing in Heavy Seas, *Proceedings of the International Conference of Ships and Ocean Vehicles, Glasgow*, 4.3, 1-19.
- 6) Umeda, N., Hamamoto, M. et al. (1995): Model Experiments of Ship Capsize in Astern Seas, *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, 177, 207-217.

- 7) IMO (1995): Guidance to the Master for Avoiding Dangerous Situations in Following and Quartering Seas, MSC/Circ. 707.
- 8) IMO (2002): Head-Sea Parametric Rolling and Its Influence on Container Lashing Systems, submitted by USA, SLF 45/6/7.
- 9) IMO (2002): Report to the Maritime Safety Committee, SLF 45/14, 20-25.
- 10) IMO (2007): Revised Guidance to the Master for Avoiding Dangerous Situations in Adverse Weather and Sea Conditions, MSC.1/Circ. 1228.
- 11) IMO (2020): Interim Guidelines on the Second Generation Intact Stability Criteria, MSC.1/Circ.1627.
- 12) IMO (2022): Explanatory Notes to Interim Guidelines on the Second Generation Intact Stability Criteria, MSC.1/Circ.1652.
- 13) IMO (2017): Selecting Calculation Methods and Standards for the Vulnerability Criteria for Parametric Roll, Pure Loss of Stability and Dead Ship Stability Failures Based on Sample Calculations, SDC 5/INF.4, Annex 17.
- 14) Grim, O. (1961): Beitrag zu dem Problem der Sicherheit des Schiffes im Seegang, Schiff und Hafen, 6, 490-497.
- 15) Umeda, N. and Yamakoshi, Y. (1994): Probability of Ship Capsizing due to Pure Loss of Stability in Quartering Seas, Naval Architecture and Ocean Engineering, 30, 73-85.
- 16) 梅田直哉 (1985) : 追波中の復原力喪失現象, 漁船, 258, 60-67.
- 17) Paulling, J. R. (1961): The Transverse Stability of a Ship in a Longitudinal Seaway, Journal of Ship Research, 4(4), 37-49.
- 18) Umeda, N. and Yamakoshi, Y. (1986): Experimental Study on Pure Loss of Stability in Regular and Irregular Following Seas, Proceedings of the 3rd International Conference on Stability of Ships and Ocean Vehicles, Gdansk, 1, 93-99.
- 19) Umeda, N., Sakai, M. and Okamoto, H. (2022): Some Remarks on Simplified Operational Guidance for Parametric Rolling, Conference Proceedings of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers, 35, 437-440.
- 20) Sakai, M., Umeda, N., Yano, T., Maki, A., Yamashita, N., Matsuda, A., Terada, D. (2018): Averaging methods for estimating parametric roll in longitudinal and oblique waves, Journal of Marine Science and Technology, 23(3), 2, 413-424.
- 21) Umeda, N., Hashimoto, H., Vassalos, D., Urano, S., Okou, K. (2004): Nonlinear dynamics on parametric roll resonance with realistic numerical modeling, International Shipbuilding Progress, 51(2/3), 205-220.
- 22) Maki, A., Umeda, N., Shiotani, S. and Kobayashi, E. (2011): Parametric rolling prediction in irregular seas using combination of deterministic ship dynamics and probabilistic wave theory, Journal of Marine Science and Technology, 16(3), 294-310.
- 23) Sakai, M., Umeda, N., Maki, A. (2019): Encounter frequency effect on the simplified design criteria against parametric roll, Ocean Engineering, 182, 21-27.
- 24) Yano, T., Umeda, N., Hirayama, K., Baba, M., Sakai, M. (2023): Wave Radar Application to the Simplified Parametric Roll Operational Guidance at Actual Sea. In: Spyrou, K.J., Belenky, V.L., Katayama, T., Bačkalov, I., Francescutto, A. (eds) Contemporary Ideas on Ship Stability. Fluid Mechanics and Its Applications, vol 134. Springer, Cham, 323-333.
- 25) Kawahara, Y., Maekawa, K., Ikeda, Y. (2011): A Simple Prediction Formula of Roll Damping of Conventional Cargo Ships on the Basis of Ikeda's Method and Its Limitation. in: Almeida Santos Neves M., Belenky, V., de Kat J., Spyrou, K., Umeda, N. (eds) Contemporary Ideas on Ship Stability and Capsizing in Waves, Fluid Mechanics and Its Applications, Vol. 97. Springer, Dordrecht, pp. 465-486.
- 26) Ikeda, Y. (2004): Prediction Methods of Roll Damping of Ships and Their Application to Determine Optimum Stabilization Devices, Marine Technology, 41, 89-93.

SOxスクラバー排水管の損傷について

技術本部 機関部

1. はじめに

MARPOL条約附属書VIの第14規則により船舶で使用される燃料油中の硫黄分濃度の規制が段階的に強化されている。ただし、同条約第4規則にて、規制に適合した低硫黄分濃度の燃料油（規制適合油）使用の同等措置として、旗国政府の承認を取得した排ガス浄化装置（SOxスクラバー）を搭載した場合には、規制値を超える硫黄分濃度の燃料油を使用することが認められている。2020年に一般海域における燃料油中の硫黄分濃度の規制値が3.50%から0.50%に強化されたため、規制適合油の使用やSOxスクラバーの採用が増加した。SOxスクラバー搭載船の増加に伴い、本会船級船において、SOxスクラバー排水システムに取り付けられている船体付きディスタンスピースが腐食し、機関室内に海水の漏洩が発生した例が確認されている。本会では2020年に2つのテクニカルインフォメーション（TEC-1205及び1214）を発行し、本損傷を予防するための対策として、塗装前の処置を確実に行うことなどをお願いしているが、依然として同様の事例が報告されている。そこで本稿では、これまで推定されていた損傷の要因を統計的手法により評価した結果や対策について紹介する。

2. 損傷の概要

SOxスクラバーは排ガスに洗浄水を噴霧することで排ガス中の硫黄分を除去するシステムとなっている。多く起用されているオープンタイプでは、SOxスクラバータワー内で噴霧した洗浄水は排ガスと反応した後、排水としてそのまま船外に排出されるシステムになっている。

これまでに報告のあった損傷では、図1に示す①ディスタンスピースとフランジとの溶接部（図2参照）や②ディスタンスピースとブラフボディとの溶接部（図3及び図4参照）を起点として塗装が剥離し、腐食が発生して破孔に至り、機関室への海水漏洩が発生したケースが散見される。また、海水漏洩には至っていないものの、ディスタンスピース内の突合せ溶接部近傍で塗装の剥離が確認された事例もある。（図5参照）

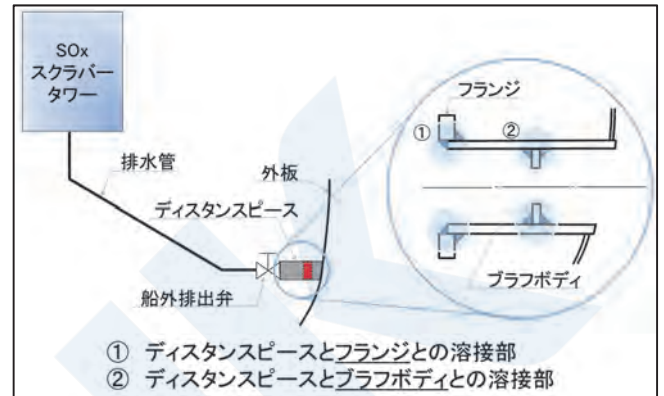


図1 SOxスクラバー排水システムの概略図

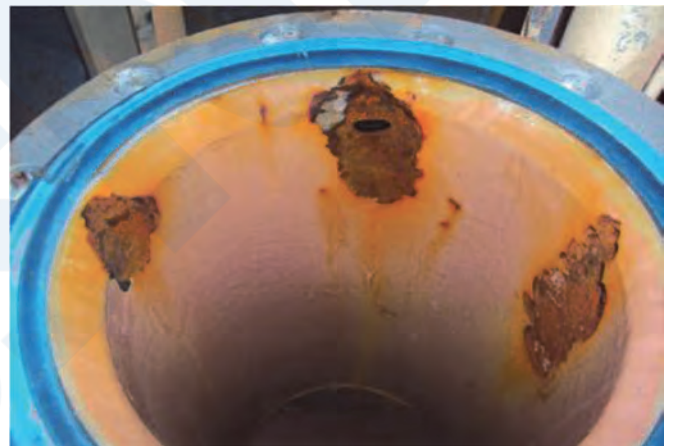


図2 ディスタンスピースとフランジとの溶接部近傍の腐食並びに破孔



図3 ディスタンスピースとブラフボディとの溶接部近傍の腐食



図4 ディスタンスピースとブラフボディとの溶接部近傍の腐食



図5 ディスタンスピース内の突合せ溶接部近傍の塗装の剥離

3. 推定要因

本損傷が顕在化して以降、SO_xスクラバーシステムの性質や、本会に報告された損傷事例の傾向等を基に推定されていた損傷の要因を次に示す。

3.1 排水の酸性度 (pH)

SO_xスクラバータワー内の脱硫過程において、噴霧した洗浄水には排ガス中の硫黄分が溶け込み、排水として船外に排出されるため、排水系統のディスタンスピース付近においては、洗浄水量やSO_xスクラバーの脱硫性能によっては、pH3から4程度の酸性度が高い排水が流れることがある。ディスタンスピースの内面には、一般的に耐腐食性の塗装を施工する等の措置が施されているが、塗装が剥離した部分ではディスタンスピースが酸性度の高い排水に直接曝されることにより腐食が発生すると考えられる。

3.2 排水流速

排ガス中の硫黄分濃度の規制値を満足するためには、SO_xスクラバータワー内で排ガスに大量の洗浄水を噴霧することによって、排ガス中の硫黄分を十分に除去する必要がある。洗浄水を多く噴霧する場合には、排ガスを洗浄した後の排水の酸性度が低下

するという観点では、排水系統のディスタンスピースが腐食しにくい環境になると推察される。一方で、洗浄水量が増加することで、洗浄後の排水量も増加するため、排水流速は上昇する。排水流速の上昇は、塗装が剥離しやすくなる環境因子になると考えられる。

3.3 ブラフボディ

IMOが策定したEGCSガイドライン（決議MEPC.340(77)）に基づき、排ガス洗浄後に船外に排出される排水のpHは排出口から4m先の海水中で6.5以上に回復する必要がある。この基準を満足するために、SO_xスクラバーメーカーによっては、排水系統のディスタンスピースにブラフボディと呼ばれる邪魔板を設けることで排水を拡散させ、船外の海水で希釈されやすくすることにより、排出口から4m先の海水中での排水のpHを上昇させる設計としている。ブラフボディを設置した場合には、ディスタンスピースとブラフボディとの接続部分が狭小となるため、空間的に作業性が悪化すると考えられる。そのため溶接や塗装の施工品質が低下し、塗装が剥離しやすくなると考えられる。また、ブラフボディを設置した箇所では、排水の通過断面積が減少することから排水流速が急激に上昇し、乱流が発生することも影響し、ディスタンスピースの塗装が剥離しやすくなると想定される。

3.4 施工環境

就航後にレトロフィットでSO_xスクラバーを搭載した場合は、新造時に搭載した場合と比較して、施工に費やすことができる時間が限られるため、ディスタンスピースの腐食対策として塗料メーカーの指定する施工要領を十分に遵守できないことが想定される。

また、レトロフィットの設備環境においては、作業スペースが狭いことや足場が不安定な状態であることから、施工者が十分な品質で施工することが容易ではないこともあり得る。

最近では、レトロフィットの際に、多くの場合で現場監督や施工の専門技師を派遣する等の対応が講じられ、施工品質が十分確保されているが、SO_xスクラバーが採用され始めた当初は、当該箇所への塗装の重要度が認識されていない場合や、コロナ禍により、現場監督が派遣できない事情から塗装施工品質が十分でなかった可能性も大いに考えられる。

塗装面端部で線状に塗布する箇所や、仕上げとしてタッチペンのように点状で塗布する箇所では塗装の定着力が低下することも考えられ、当該箇所の塗装施工には細心の注意が必要である。

3.5 固形物の発生

SOxスクラバータワーで噴霧される洗浄水には一般的に海水が使用されるが、噴霧された海水の塩分がSOxスクラバータワー内や排ガス管内で堆積することにより、固形物が発生した事例が報告されている。固形物が発生した場合には、最終的に船外に排出されるため、排水系統を通過する過程でディスタンスピース内面に対して物理的なダメージを与える可能性がある。

4. 排水の流速とpHに関するデータ

図6は本会船級船のSOxスクラバー搭載船における排水流速及びpHに関するデータと損傷発生有無との関係を示している。本データは本会に報告された損傷事例と損傷が発生していない事例を母集団として、その母集団からSOxスクラバーメーカーの偏りが無いように抽出したものである。

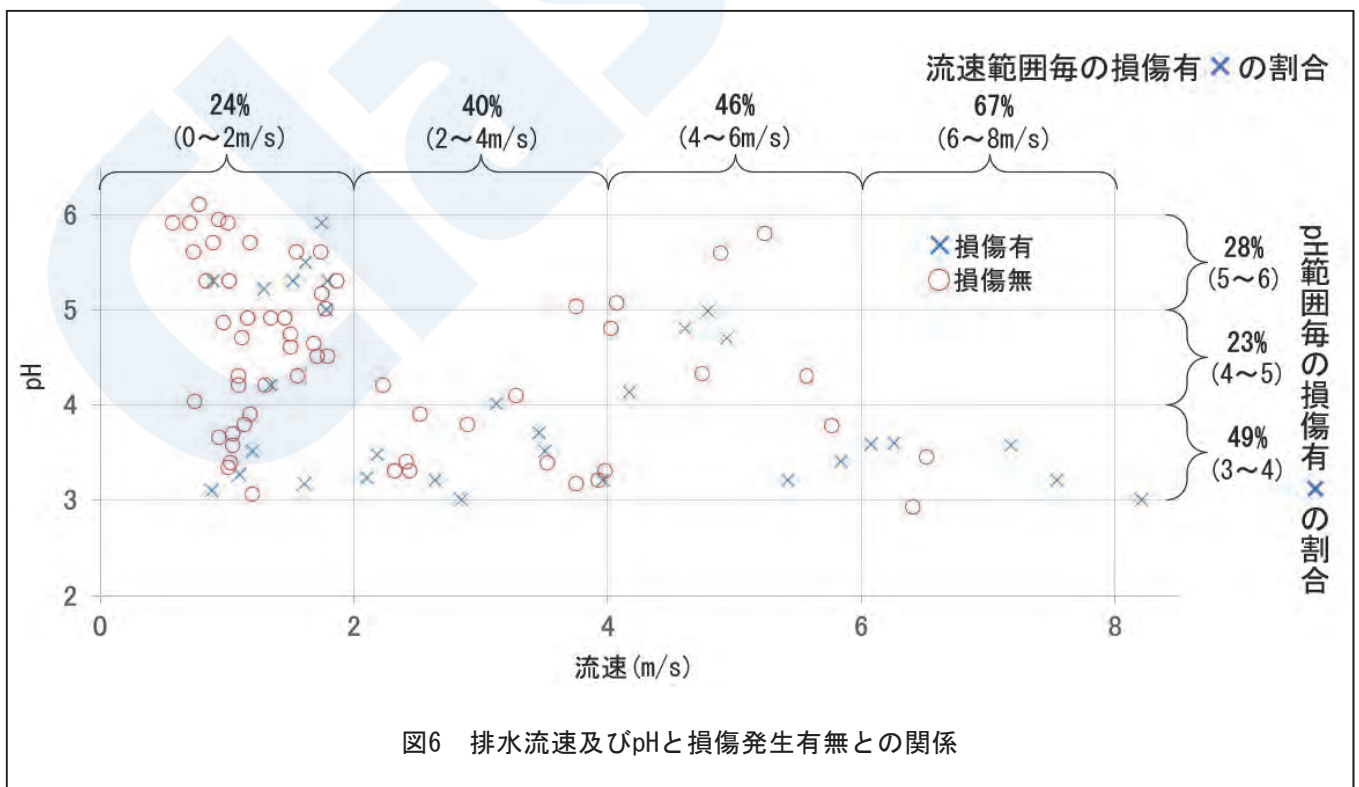
流速範囲毎の損傷有の割合から、流速が速くなるにつれて損傷有の割合が高くなっていることがわかる(24%→67%)。ただし、流速が遅くても損傷が発生している事例や、反対に流速が速くても損傷が発生していない事例も存在していることから(pHについても同様)、損傷は1つの要因だけが影響して発生しているのではなく、いくつかの要因が複合的に影響していると考えられる。

5. 統計的検定

本会におけるこれまでの調査及び検討から、ディスタンスピース損傷の要因として(1)排水の酸性度(pH)、(2)排水流速、(3)ブラフボディ、(4)施工環境(新造船/就航船)、(5)固形物の発生が推測され、一律に特定の要因に拠るものではないことは判明していたが、それらは感覚的な推定要因に留まっていた。

今般、本会船級船のデータを対象に、統計的検定(有意差検定)により、損傷有と損傷無のグループ間で次の(1)から(4)の要因を比較し、統計上の有意差の有無を検証することで、各要因と損傷との関係性の有無を調査した。その結果、以下に示す通り、これらの要因と損傷との間に統計上の関係性があるとの結果が得られた。

- (1) 排水の酸性度 (pH) *
有意差が認められる。
pHが低いほど損傷が多く発生している。
- (2) 排水流速 *
有意差が認められる。
流速が速いほど損傷が多く発生している。
- (3) ブラフボディの有無 **
有意差が認められる。
ブラフボディがある場合はブラフボディが無い場合に比べて損傷が多く発生している。



(4) 施工環境（新造船／就航船）**

有意差が認められる。

就航後にSO_xスクラバーを搭載（レトロフィット）した船舶は、新造時に搭載した船舶に比べて損傷が多く発生している。

* *t*検定による。各母集団の当該項目に有意差があるか判定する検定手法

** χ^2 （カイ二乗）検定による。観測値と期待値に有意差があるか判定する検定手法

(補足)

一般的に判定基準値 $p=0.05$ を下回れば統計的に有意差があるとみなされるところ、それぞれ以下の値であった。なお、今般の調査では、塗装の状態や塗装の種類、ブラフボディの形状などの影響を考慮していない。

- (1) $p=0.0110$
- (2) $p=0.0027$
- (3) $p=0.0300$
- (4) $p=0.0008$

6. 対策

前節の結果は、これらの要因を考慮した対策を行うことにより損傷発生リスクを低減できる可能性があることを示唆している。現時点で有効と考えられる対策についてメリット及びデメリット並びに注意点等を次に示す。なお、これらの対策は個船毎にその効果を保証されるものではなく、実際に対策を施す場合には関係者と十分な検討を行う必要がある。

6.1 塗装

適切な耐腐食性の塗装を施工し、かつ塗装施工の品質が適切である場合には、腐食対策として十分有効であると考えられる。塗装により腐食を防止するためには、溶接箇所の塗装の性能が適切に発揮されるよう、塗装前の処置や塗装施工に特に注意を払い、塗料メーカーが指定または推奨する手順に従い確実にすることが重要となる。

6.2 GREライニング

耐腐食性に優れるGRE（Glass fiber Reinforced Epoxy）またはGRVE（Glass fiber Reinforced Vinyl Ester）製のライニングを施工した場合にはピンホールレスが期待できる一方で、繰り返し塗布する塗料を乾燥させるために工期を要する。また、塗装施工の場合と同様に、施工現場においての品質管理に十分注意を払う必要がある。

乾燥時間や施工品質の問題を解消するために、船

上での工事に先立ち、予め製造工場でGREをスリーブ状に成形し、船上では当該スリーブをディスタンスピースの内側に差し込み、特殊塗料により接着するという方法も採用されている。

6.3 ステンレス鋼管

ディスタンスピースの材質としてステンレス鋼を採用した場合には、配管自体に高い耐腐食性があるため、腐食発生リスクが施工品質に左右されにくいと考えられる。

ただし、その場合、船体外板はディスタンスピースと異なる材質となるため、電蝕防止のための適切な塗装を施す等の措置が必要となる。また、ステンレス鋼を採用する場合には、ステンレス鋼の溶接施工法承認を要することに留意が必要である。

6.4 ブラフボディの形状変更

排水管のディスタンスピースに設けられる邪魔板の形状をブラフボディからオリフィスタイプに変更した場合には、取付箇所周辺における施工作業性が改善し、溶接及び塗装の施工品質向上が期待でき、当該箇所周辺で発生する腐食のリスクを低減できると考えられる。ただし、ブラフボディの形状を変更した場合には、3.3節に示す排水pHの基準を満足していることを確認するためにCFD等の再計算が必要となる。

7. おわりに

本情報は、船主殿や船舶管理会社殿などの関係各位に広く共有することで、損傷予防対策ご検討の一助になるものと考え、参考として提供するものである。

SO_xスクラバーを搭載した船舶を運航、管理する船主殿及び船舶管理会社殿においては、引き続き、本事例を認識の上、乗組員にも周知し、機関室側から当該ディスタンスピースを中心に排水管系統の日常点検を強化することが必要である。また、船体清掃等でダイバーを入れる機会があれば、可能な限りディスタンスピース内面の当該箇所を確認することも推奨したい。

本会はこれからも積極的に情報を収集の上、関係者に発信することにより、船舶の安全な運航や海洋環境保全に貢献していく所存である。

船級規則に用いる波浪統計基準の改正*1

Håvard Nordtveit AUSTEFJORD*, Guillaume de HAUTECLOCQUE**,
Michael JOHNSON***, 朱庭耀****

1. はじめに

全世界で運航される商船は、国際船級協会連合 (IACS) により定められる厳しい波浪環境に構造上耐えるように設計されている。このIACSの勧告 (すなわち、IACS “Rec. No. 34 rev1” (2001)) は、主に有義波高 (H_s) 及び平均ゼロアップクロス波周期 (T_z) の組合せの発現頻度を示す波浪頻度分布の形式で北大西洋における詳細な波浪状況を提供している。

この基礎となる統計データは船舶からの「目視」観測に由来するため、IACSはRec. No. 34 rev1 (2001) に対する一部の批判に直面してきた。このデータはその時点で利用可能な最良のデータではあったが、人による観測値に不正確さがあったことが調査により示された。悪天候回避の影響はデータに取り込まれているが、定量化することができておらず、例えば固定された航路または船種に起因するバイアスも識別することができていなかった。さらに、最後に観測されたデータは1984年にさかのぼるため、それ以降の長期的な変化が欠けていることも懸念される。

近年、数値波浪モデリングの質が著しく向上されるとともに、エンジニアリング分野にさらに容易に利用できるようになってきた。これに加えて、国際海事機関 (IMO) は船舶位置の一般開示 (自動船舶識別装置, AIS) を義務化した。その目的は航海域に対して特定の船舶を支援することにあつたが、このようなグローバルな記録の集約は非常に価値のあるデータセットを提供した。これら2つの進展により、IACSはバイアスのない波浪頻度分布を作成するため、AISデータを北大西洋の同じ場所に示す波浪モデルデータと組み合わせられると考え、2018年にRec. No. 34の改正を検討するプロジェクトチームを提案することとなった。このプロジェクト

チームはその成果をIACS “Rec. No. 34 rev2” として提出した。本稿には、改正された勧告を制定するために実施された技術的作業の大半が公表されている。

本稿では、初めに検討した海域、AISデータと波浪モデルデータの出所を提示し、波スペクトル形状と波の方向性分布に関する勧告の基礎となる作業とともに、「未加工の」波浪頻度分布を計算する方法を示す。次に、未加工の波浪頻度分布のデータから外乱を削除するために採用された平滑化プロセスを説明する。その後、さまざまな船種を対象とした70隻の船舶のデータベースに対し、新しい“Rec. No. 34 rev2”と以前の“Rec. No. 34 rev1” (2001) を比較した場合、船体応答 (船体運動、加速度及び波浪荷重) がどのように変化するかを示す。最後に、用いた手法の既知の制約事項を特定し考察する。

2. データソース

2.1 波浪追算

Rec. No. 34 rev1の波浪頻度分布の基礎となるデータソースは、最後に公表された1986年の船舶からの目視観測である¹⁾。多少の補正が施されているものの、この目視観測データは、とりわけ波周期に関する精度に限界があることが報告されている²⁾。一方、Rec. No. 34 rev1提案がされ後、数値波浪追算解析が一般的に活用されるようになり、いくつかの信頼できる全球データセットが公開されている。さまざまなデータセットの分析に基づいて³⁾、本研究では、Ifremer (Institut Français de Recherche pour l'Exploitation de la Mer) のIOWAGA (Integrated Ocean Waves for Geophysical and other Applications) データセットを使用する⁴⁾。IOWAGAデータセットは全方向の波スペクトルを提供しないため、セクション5に記

*1 本論文はProceedings of 9th International Conference on Marine Structuresに最初に発表された。本技報にこの論文を再掲する許可を会議の技術プログラム委員会から得られた。

* Det Norske Veritas, Oslo, Norway

** Bureau Veritas, Paris, France

*** Lloyds Register, Southampton, United Kingdom

**** 一般財団法人日本海事協会 (ClassNK), Tokyo, Japan

述するECMWF (European Centre for Medium-Range Weather Forecasts) のERA5 (ECMWF Reanalysis v5) データセット⁵⁾により補完される。

2.2 船位

Rec. No. 34は船が遭遇する波浪を反映することになっているので、航路と波浪データの現実的な組合せを考慮することが重要である^{6) 7) 8)}。これを行うための最良の方法は、何百万もの航海中の船舶位置を同じ位置の波浪データと個々に組み合わせることである。当然ながら、これは実遭遇波浪頻度分布における航路の影響を完全に再現することになる。2万隻以上の船の航海データは、波浪追算データと同じ時間解像度に対し、AISデータをクリーニング及び再サンプリングすることにより確立した。

フリートは90mを超える貨物船と客船に限定した。これは、遠洋商船がほぼ含まれることを意味する。含まれないのは、多数の漁船、オフショア船、軍艦及び例えばFPSOなど固定の場所で作業する船である。

解析期間は2013年から2020年までの7年間である。航海データの収集は図1に定義される北大西洋で行われた。この海域の選択に関してはセクション7でさらに詳しく考察する。近隣諸島の沿岸航行データ(50海里内)は除外した。

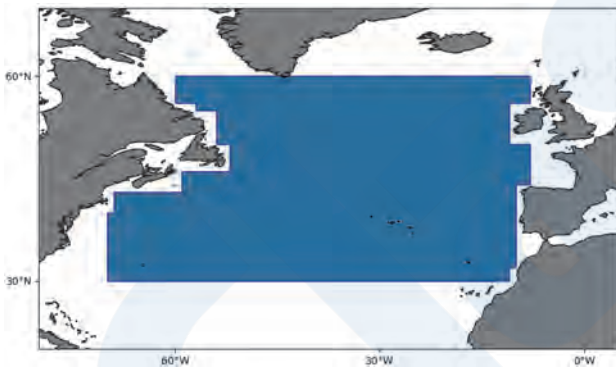


図1 本研究における北大西洋の定義

2.3 船体応答のデータベース

新しい波浪統計基準の最終目的はより良い船体応答の長期予測である。従って、この新しい波浪基準を作成過程でなされたさまざまな仮定や妥協を評価するには、それらを考慮することが重要であり、また、この課題に取り組むために、3次元線形耐航性応答のデータベースを使用した。

表1に対象船を示す。個船ごとに3次元線形境界要素法 (BEM) で各種船体応答の計算⁹⁾を実施する。応答関数 (RAO) は、表2の種類について出力される。RAOは波との出会角の解像度5°で求められ、4種類の船速 (0 knot, 5 knot, Froude数0.1及

び航海速度の75%) で用意されている。

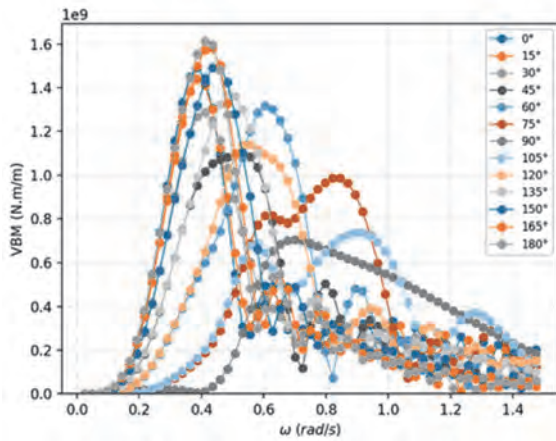
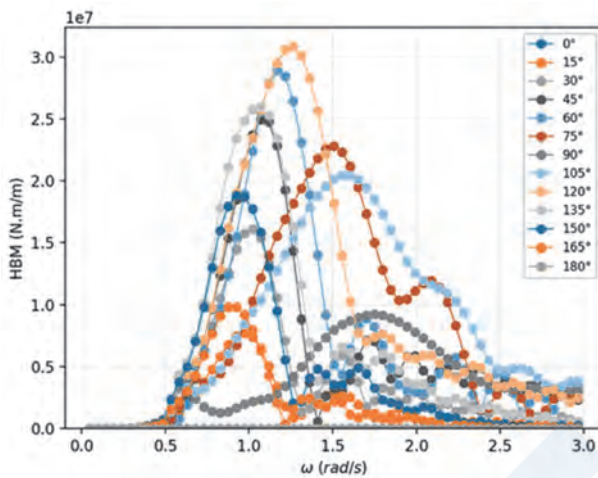
表1 船舶データベース, 調査された各船種の船及び積付状態の数

船種	満載	バラスト
タンカー	16	11
ばら積及び貨物船	19	16
コンテナ船	21	10
LNG船	5	0
LPG船	5	0
RoRo船	3	0
客船	5	0
合計	74	37

さらに、参考文献¹⁰⁾の利用可能な回帰手法を用いることで各応答に関しての特徴周期 T_c を求める。参考文献¹⁰⁾から特徴長さ (L/a) は周期 $T_c^2 = (2 * \pi * L) / (g * a)$ に変換される。本研究においては、特徴周期は定量的な導出には用いられず、物理的な解釈を可能にさせるスケールで結果を表示するためにのみ用いられることに留意する必要がある。この応答のデータセットからの例として大幅に異なる特徴周期を有する2つのRAO (長い T_c を有する長い船の垂直曲げモーメントと短い船 (短い T_c) の水平曲げモーメント) を図2と図3に示す。

表2 データセットに含まれる船体応答の種類

RAOラベル	説明
VBM	船体中央横断面における垂直曲げモーメント
HBM	船体中央横断面における水平曲げモーメント
VSF	船尾から1/4船長の位置の横断面における垂直せん断力
Pitch	ピッチ運動
Acc. Surge	前後揺れ加速度
Acc. Sway	左右揺れ加速度
Pressure wl	船体中央断面の喫水線における波浪変動圧
Roll	ロール運動

図2 VBM RAOs, 長い船, L=370m, $T_c=18$ 秒図3 HBM RAOs, 短い船, L=90m, $T_c=6$ 秒

3. 離散波浪頻度分布

悪天候回避時の離散波浪頻度分布を導く手法を以下に要約する。

- ・ 7年間（2013年6月1日から2020年6月30日まで）の北大西洋海域内のAISデータ及びIOWAGA波浪追算データをダウンロードする。
- ・ 外れ値の除去と記録の空白を埋めるための内挿を含めAISデータをクリーンにし、3時間解像度に再サンプリングする。各AISデータ点を最も近い波浪追算データ点に紐づけを行う。
- ・ 遭遇した有義波高 H_s 及び平均波周期 T_{0m1} を0.1m及び0.1秒ごとに分類する。ここで、 $T_{0m1}(=2\pi(m_{-1}/m_0))$ は平均波周期、 m_n はn次のスペクトルモーメントである。

4. 統計モデル

前のセクションでは、AISデータと波浪追算データの組合せからRec. No. 34 rev2の波浪頻度分布を導くため、IACSの作業グループが従ったプロセス

を紹介した。

AISデータおよび波浪追算データから得られる波浪頻度分布は統計モデルに当てはめられる。このモデルは、サンプリングの不確かさを取り除き、観測されていない波浪周期まで外挿可能にし、簡潔な形の波浪頻度分布を提供する（この波浪頻度分布は少数の係数を用いることにより希望する任意の解像度に再構築することができる）。

Rec. No. 34 rev2の表1（付録（図19））の基礎となる統計モデルは以下のように表すことができる。

$$p(H_s, T_{0m1}) = p_H(H_s) * p_{T_{0m1}}(T_{0m1}|H_s) \quad (1)$$

ここで、 $p_H(H_s)$ は有義波高の周辺分布、 $p_{T_{0m1}}(T_{0m1}|H_s)$ は平均波周期の条件付き分布である。

4.1 H_s の周辺分布

周辺分布をモデル化するため混合Weibull分布を用いる。係数（表3に示す）は離散波浪頻度分布に基づいてMLE（Maximum likely-hood estimate：最尤推定）により決定する。

$$\begin{aligned} P_H(H_s) &= \chi F_{H,1}(H_s) + (1 - \chi)F_{H,2}(H_s) \\ &= 1 - \chi \exp\left[-\left(\frac{H_s - \varepsilon}{\lambda_1}\right)^{\alpha_1}\right] \\ &\quad - (1 - \chi) \exp\left[-\left(\frac{H_s - \varepsilon}{\lambda_2}\right)^{\alpha_2}\right] \end{aligned} \quad (2)$$

表3 H_s の分布係数

	係数
α_1	1.4230
ε	0.9360
λ_1	1.8150
α_2	1.3940
λ_2	2.8050
χ	0.9499

4.2 条件付きモデル

条件付き平均波周期分布は分裂一般化正規分布（Split generalized normal distribution）としてモデル化される。

$$p_{T_{0m1}}(t|H_s) = \begin{cases} c \cdot e^{-\left[\frac{x_0-t}{\sigma_l}\right]^{d_l}} & \text{for } t < x_0 \\ c \cdot e^{-\left[\frac{t-x_0}{\sigma_u}\right]^{d_u}} & \text{for } t \geq x_0 \end{cases} \quad (3)$$

ここで、

$$c = \frac{1}{\sigma_l \Gamma\left(1 + \frac{1}{d_l}\right) + \sigma_u \Gamma\left(1 + \frac{1}{d_u}\right)}$$

パラメータ σ_u , σ_l 及び x_0 は, MLEにより H_s の分類グループごとに当てはめられる。次に, これらのパラメータの H_s に対する依存性は最小二乗法を用いて式(4)のとおりに当てはめられる。表4に得られた係数を示す。

$$x_0(h_s) = l_0 + 1.0 * h_s + l_1 * h_s * \sqrt{h_s}$$

$$\sigma_u(h_s) = \begin{cases} su_2 + su_1 * \left(1 - \cos\left(\frac{\pi * h_s}{su_0}\right)\right) * 0.5 & \text{for } h_s < su_0 \\ (su_2 + su_1) * \cos(\sigma_d * \pi) & \text{for } h_s \geq su_0 \\ \text{with } \sigma_d = \frac{1}{1 + e^{-su_3 * (h_s - su_0)}} - 0.5 \end{cases} \quad (4)$$

$$\sigma_l(h_s) = sl_0 * h_s + sl_1$$

$$d_u = 2$$

$$d_l = 3$$

表4 条件付きモデルの係数

	係数
l_0	5.427251
l_1	-0.085340
su_0	2.549443
su_1	2.435955
su_2	0.705177
su_3	0.133225
sl_0	0.018557
sl_1	1.005918

最後に, 最終的な波浪頻度分布を得るため, 1m及び1秒の分類グループに離散化する。各分類グループにおける値は, 完全積分が用いられる $H_s = [0.0m, 1.0m]$ を除いて, 中間点を用いて計算される。得られた離散波浪頻度分布を付録(図19)に示す。

4.3 寄与係数

新たに定義された波浪頻度分布を用い, セクション2.3で紹介された船舶データベースを活用すると, 最大荷重と疲労荷重の海象に対する感度を表す寄与係数を求めることができる。これらの寄与係数の知見は簡易評価を必要とする際に, 関連する海象の優先順位を決定することができる。

寄与係数は, $\gamma = 1.5$ のJONSWAPスペクトルと \cos^3 の方向性分布を仮定することにより, セクション2.3に示している応答データセットを用いて計算される。

図4から, 最大荷重に最も寄与する海象の H_s は,

大まかに言うと7.5mと16.5mの間である。特徴周期は観察されたばらつきをおおむね説明可能であり, 短い T_c は低い H_s と関連し, 長い T_c は高い H_s と関連している。簡素化のため, 以下では $H_s > 10m$ の海象を極限海象とみなすこととする。

一方で, 疲労損傷に寄与する海象のレンジはより低く, [3m, 7m]の間である(図5)。

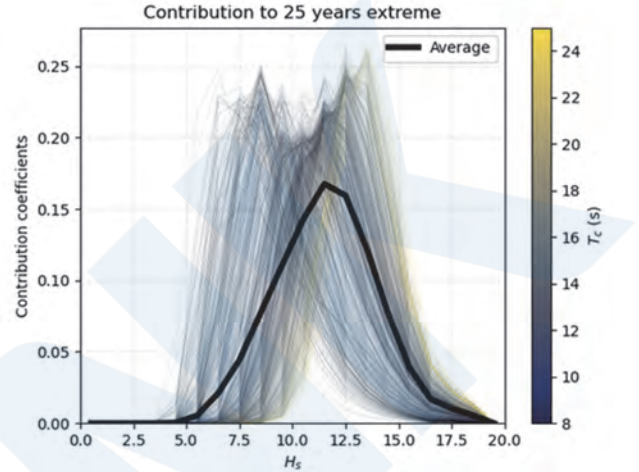


図4 最大荷重に関する寄与係数

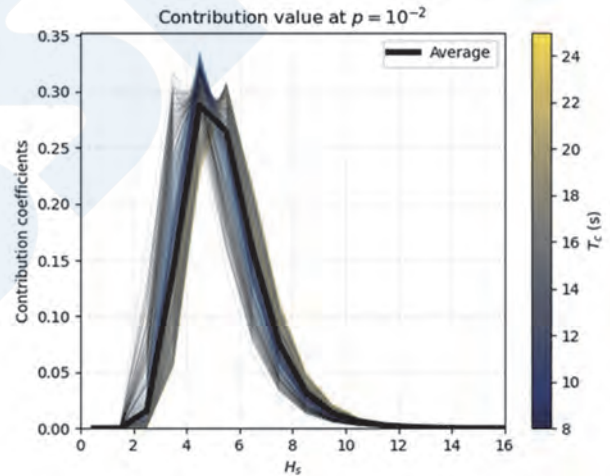


図5 疲労荷重に関する寄与係数

5. 波スペクトル形状

Rec. No. 34 rev1において, 波スペクトル形状は \cos^2 の方向性分布と関連したツーパラメータPierson-Moskowitzスペクトル($\gamma = 1.0$ を有するJONSWAPスペクトルに相当)である。現段階の研究においては, 波浪追算データからの全方向の波スペクトルの解析は, 極限海象を表すためには $\gamma = 1.5$ のJONSWAPスペクトルと \cos^3 の方向性分布がより適切であるということを示していた。さらに, この波スペクトル形状は疲労荷重に関しても正確な結果をもたらす。このセクションでは背景にあるい

くつかの根拠を示す。

ここで解析される全方向のスペクトルデータは、25年間に及ぶ（1990年～2014年）北大西洋に位置する単一の点における波浪モデルERA5からのものである。

図6は、25年間の最大荷重に最も寄与している306個の T_{0m1} によって正規化された海象スペクトル形状（ $\sim H_s > 10m$ ）を示す。極限海象は極めて一定の形状をしており、無次元ピーク形状パラメータ $\gamma = 1.5$ のJONSWAPスペクトルによってよく表現されているようだ。この1.5の値は最小二乗法により得られた。また、適合している T_{0m1} 或いは T_p は T_z よりもはるかに良い結果をもたらす¹¹⁾。

H_s とともに増加する γ の若干の傾向が観察されたが、 H_s の関数として γ を設定することは船体応答全体の精度を大きくは改善しないことが分かった。従って、簡略化と実用化の観点から、 γ の値として一定値(1.5)を推奨する。

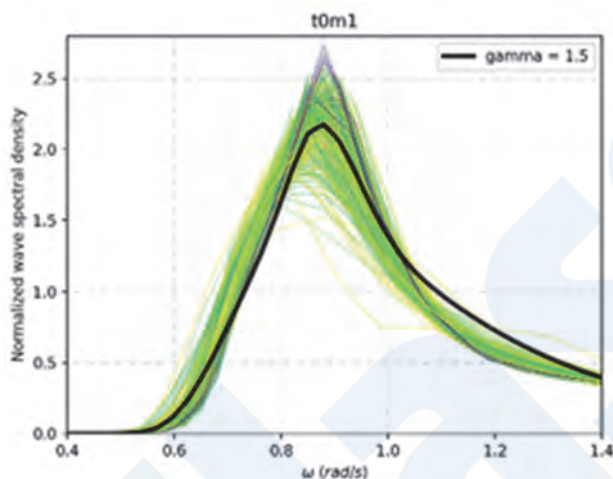


図6 25年の波浪追算データに基づく寄与スペクトル形状（ $H_s > 10m$ ）と選択されたパラメータ化スペクトル（JONSWAP, $\gamma = 1.5$ ）

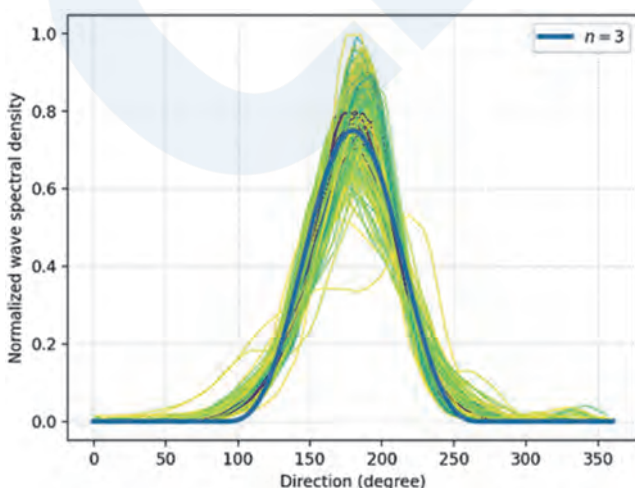


図7 方向性分布の関数としての寄与スペクトル形

状（ $H_s > 10m$ ）及びパラメータ化された方向性分布形状（ \cos^3 ）

同様に、図7は最大荷重に寄与する海象の方向性分布形状を示す。波浪頻度形状のように、方向性分布はさまざまな海象において非常に類似し、 $n=3$ の \cos^n 定式化により十分に近似される。

最後に、この単純なパラメータ化により引き起こされる精度の低下を評価するため、セクション2.3に紹介された船のRAOデータセット及び本セクションで紹介されたERA5方向性の波浪データセットを用いて検証を行った。25年最大値は全ての船体応答に関して以下のように計算される。

- ・ 全方向の波スペクトル（基準値）を用いる
 - ・ $\gamma = 1.0$ 及び $n=2$ （Rec. No. 34 rev1）を用いる
 - ・ $\gamma = 1.5$ 及び $n=3$ （Rec. No. 34 rev2）を用いる
- 最大荷重に関しては、Rec. No. 34 rev1の形状は、ベンチマークの全方向の波スペクトルの場合と比較すると、7%の二乗誤差となる。一方、Rec. No. 34 rev2のパラメータを用いるとその二乗誤差が、5%までに減少する。

疲労荷重（参考値として超過確率 10^{-2} における値を用いる）はスペクトル形状に対して感度が低い。同じ船のRAOデータセットを用いてベンチマークの場合と比較すると、Rec. No. 34 rev1とRec. No. 34 rev2はそれぞれ二乗誤差2.7%と3.2%を示す。これらの誤差はほぼ同等であり容認できる。

以上の結果はいくつかの場所で実施された類似の解析により裏付けされる¹¹⁾。

6. 運航プロフィール

Rec. No. 34 rev1は、異なる海象条件下において船がどのように運航されると仮定するか勧告が記載されている。船の波との出会角では均等確率が規定され、最大波浪荷重（強度評価）を評価する際は船速は0ノットと仮定する。

本セクションでは、セクション2に記述されているAISデータセットと波浪追算データセットとの組合せ結果を用いて、船速と波との出会角の確率分布を推定する。図1に示す北大西洋を航行する90mを超える全ての船種の商船が対象とされる。

船速及び波との出会角が有義波高との相関関係は複雑である。以下では、船速と波との出会角は別々に調査できると仮定する。

6.1 波との出会角

H_s の全範囲を含むAIS-IOWAGAデータを考慮に入れると、Rec. No. 34 rev1に仮定されているよう

に、波との出合角のプロファイルはほぼ均等確率(図8)であることが確認できる。従って、均等分布は疲労評価に完全に適合する。

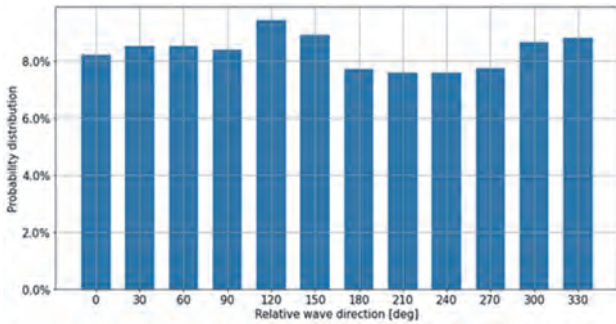


図8 波との出合角分布図, 全データ

しかしながら、極限海象のみに着目すると状況は異なる。すなわち、図9に示されるように横波の可能性は低い。この図は北大西洋のみのデータを示しているが、全球データを用いて確認しても北大西洋と同様の状況が得られている。以下に示す2つの要因がこの確認を説明できる。

- ・ 厳しい天候では、船長は横揺れ運動を制限して船の安定性を増すため横波を回避する。
- ・ 厳しい天候は、航路が主に東西の位置で、支配的な波向きが西からの場合が起こる。

上記要因の一つ目が主因であると考えられるが、図9に示されているデータからはこの2つの影響を区別することができない。どのような原因であったとしても、実際の影響は同じであり、船体応答のデータベースでその影響は評価される。

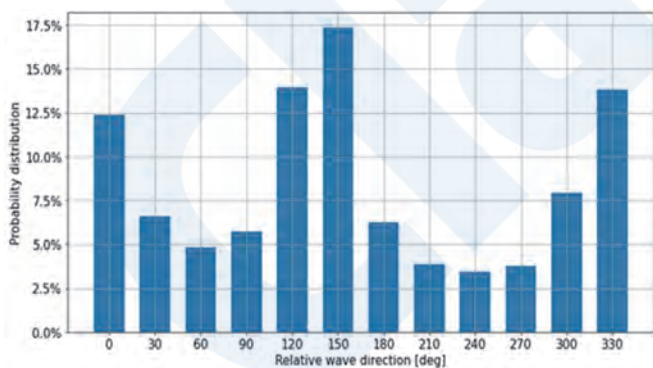


図9 波との出合角の分布図 ($H_s > 10m$)

図10は、波との出合角が均等確率であるとみなす最大応答と図9と同じ分布を有する最大応答との間における相対差を示す。簡素化のため、船速を定常の5 knotと仮定した。その影響はわずかであり、従って波との出合角を均等確率に維持することは、簡素化と正確さの間の良い妥協案であると思われる。

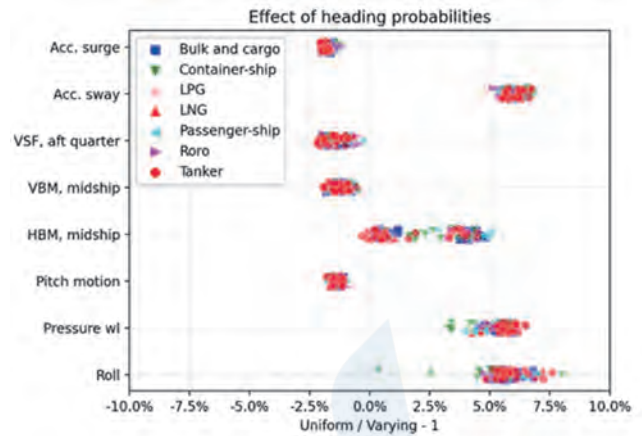


図10 波との出合角の分布に対する応答感度

6.2 船速

同様に、船速と波の出合角との関係が調査される。図11から、向波における船速は波高とともに著しく低下することが見られる。最も妥当と思われる2つの理由は以下のとおりである。

- ・ 船体運動を制限するための自主的な減速
- ・ 波浪中の造波抵抗に起因する意図しない船速低下

さらに詳しく調べると、船速の低下は波との出合角に大きく依存することは明らかである。各波との出合角における船速の低下を図12に示す。この図では、船速の低下は追波よりも向波のほうが大きいことは明らかである。

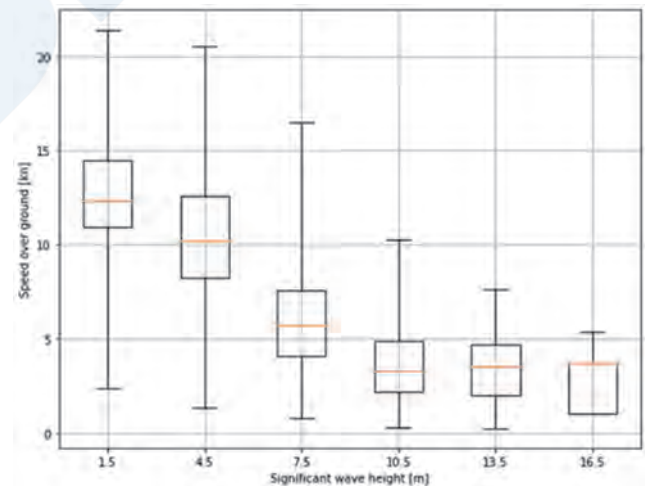


図11 向波における船速と波高の関係 (全ての船)

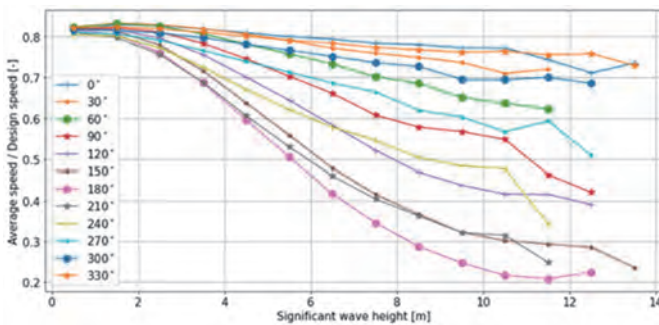


図12 H_s 及び波との出角の関数としての平均船速 (0° : 追波, 180° : 向波)

船速に関する仮定について長期予測結果の感度を評価するため、図12のデータを使用してRAOデータセットを以下のように簡素化し、最大応答の長期予測を実施した。

- 0° , 30° 及び 330° に関して $0.75 V_s$
- 60° , 90° , 270° 及び 300° に関してFroude数 = 0.1
- 120° , 150° , 180° , 210° 及び 240° に関して5 knot

次に、上記の結果をばら積貨船及び油タンカーのための共通構造規則¹²⁾に従い船速を定常の5 knotと仮定した結果と比較する。波との出角は両ケースとも均等確率であるとみなされる。

図13から、最大荷重について船速5 knotを仮定することは殆どの応答において影響は小さいことがわかる。しかしながら、横揺れ及び横揺れと関連ある船体応答（例えば喫水線における波浪変動圧）に関しては大きな相違が生じる可能性がある。これは、低いGMを有する船が高速で斜め追波中航行する時に横揺れが大きくなる可能性に関連する¹³⁾。これは適切であるが、我々の計算においては以下の3つの理由によりその相違が過大評価される。

- 船体応答のデータセットに使用されるGMは下限値（満載積付、構造寸法GM）である。しかしながら、船はより大きいGMで平均して運航する傾向にある。
- 船体応答のデータセットにおいては、横揺れ減衰力は線形（6%）であり、船速によって変わらない。実際には、高速航行時にリフト減衰ならびに二次効果は大きな横揺れ角を減衰させる。
- 大きな横揺れ角は、低いGMを有する船が斜め追波中航行する時に起こり得るという事実は知られており、このような条件を回避するための運行ガイダンスが提供されている¹³⁾。AISデータおよび波浪追算データから観測される船速／波との出角／ H_s の統計データはGMデータを含まず、GMによる影響に関する説明がで

い。

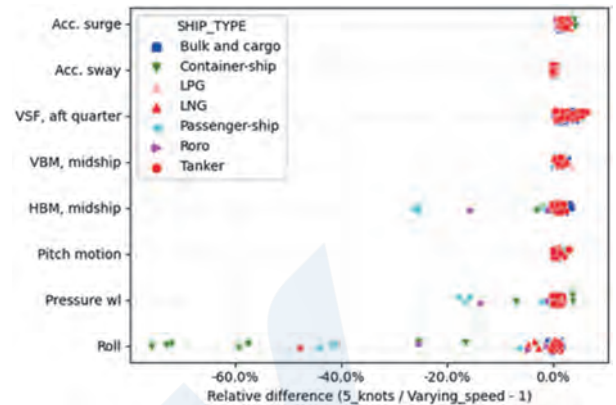


図13 5 knotの仮定の影響

前進速度及び低いGMを有し大きい横揺れがある船の結果を除去することにより、図14に示すとおり5 knotの仮定が許容できる。

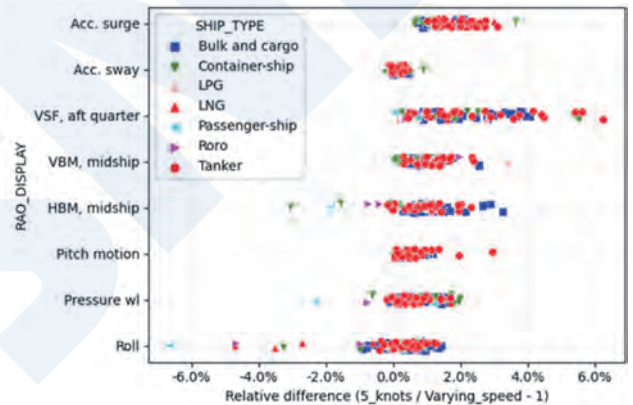


図14 斜め追波中の大きい横揺れを有する船を除く効果

低いGMを有し斜め追波状況において減速せずに航海する船に関して、数値シミュレーションにより横揺れに関連する応答を評価する際には、適切な船速と粘性減衰を適用する必要がある。さらに、これらの影響は個々の船級協会により横揺れ運動の規則算式の開発に考慮されると想定される。

6.3 運航プロファイルに関するまとめ

IACSのばら積貨船及び油タンカーのための共通構造規則（CSR）及びRec. No. 34 rev1に現在使用されている均一な波との出角分布が確認され、Rec. No. 34 rev2にて継続使用が正当化される。

CSR規則により扱われる垂直せん断力及び垂直曲げモーメント、ならびに油タンカー及びばら積貨船の荷重全般に関して5 knotを使用することは概して保守的である。ばら積貨船及び油タンカーの横揺れに関しては、最大限1%の非保守性が観察される。従って、IACS UR S11とUR S11A における垂直せ

ん断力と垂直曲げモーメント並びにCSR規則における荷重全般の基準として、5 knotを使用することは許容され得るとみなされる。

7. 地理的領域及び荷重レベル

IACS Rec. No. 34は、船舶が運航する最も厳しい海域を代表する北大西洋ルートから得られた波浪データに基づいている。厳しい設計波浪環境を使用する基本的な考えは、船舶はその運航に関して地理的な制限を設ける必要があってはならない。

北大西洋を定義する厳密な多角形を決めることは議論の対象である。波浪の特性は全海域に渡り均一ではない。より厳しい天候の小さな海域を選ぶことは、多角形を拡大しあまり厳しくない海域を含めるよりも、より厳しい波浪頻度分布をもたらすであろう。海域選択の結果を理解するために波浪荷重レベルの評価が実施される。

さまざまな船種と主要目の船1,500隻に関して、2次元ストリップ解析が実施された。個船は30°間隔の波との出会角に関してゼロから全前進速度まで多数の船速で推定された。

本研究における全世界のフリートに関するAISデータは、最低1年間のデータを有し、長さが90m以上の商船に限定される。結果として得られた44,000隻の船は、船種、船長、船幅及び航海速度に関して上記1500隻の船に最も近い流体力学モデルと照合される。AISデータをIOWAGA波浪追算データと照合することにより、個船は既知の一連の波高、波周期、波との出会角及び船速を有することとなる。これは1年の再現期間ならびに超過確率 10^{-2} における船体中央横断面における垂直曲げモーメントの長期応答推定に使用される。

Rec. No. 34 rev2を用いて得られる25年設計モーメントにより正規化された実際の運航からの1年モーメントの間の比を図15に示す。また、 10^{-2} モーメントに関して、実際に遭遇する荷重とIACSのばら積貨船及び油タンカーのための共通構造規則(CSR)における疲労評価に用いられる設計荷重との比を図16に示す。

異なる2つの地理的領域（一つは最終的に選択される地理的領域よりもある程度小さい）が評価される。より小さく厳しい海域は25年最大設計波浪荷重を若干増加させ、25年設計値を超える船はより減少するであろう。疲労に関しては、小さい海域では設計値を超える船はおそらく無くなり、これは疲労荷重が過度に保守的になることを意味する。航行量の多いビスケー湾を含めた影響は検討されたが、

荷重に対して何も変化をもたらさず、最大荷重において概して±0.3%未満の影響であることが分かった。

異なる船種は同じ海象に必ずしも遭遇するとも限らないということも明らかになった。さまざまな船種に関して異なる波浪頻度分布を提供するオプションも検討されたが、実用的ではないと判断され、すぐに退けられた。一方、図15と図16からの知見は、この検討結果を考慮する部分安全率のさらなる開発の可能性を残している。

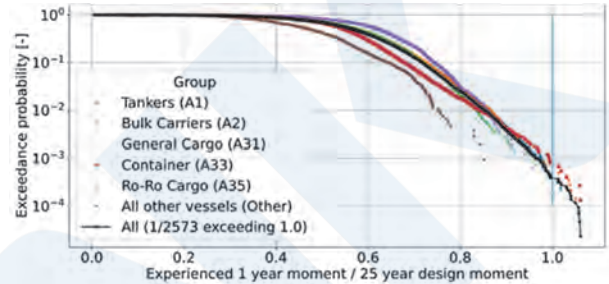


図15 25年最大設計モーメントの1年当たり超過確率

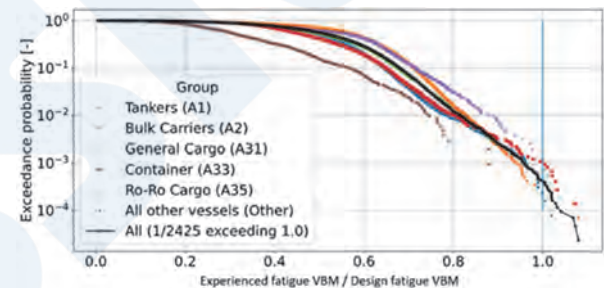


図16 10^{-2} 疲労設計モーメントの超過確率

この研究は、世界のフリートが経験する荷重レベルと比較した設計荷重レベルの初期の考えを提供するとともに、荷重と耐力両方を含む最終安全レベルがIACSにより基準化される際のインプット値として役割を果たすことができる。

8. 影響評価

Rec. No. 34 rev1からRec. No. 34 rev2への変更点を表5に要約する。最も顕著な変更点は、荷重が相対的に低くなる波浪頻度分布それ自体である。次に、より狭いスペクトル及び方向性分布がそれぞれ荷重を若干増加させる傾向にある。最後に最大値の新たな定義（再現期間（RP）= 25年対超過確率 $p = 10^{-8}$ ）により荷重がわずかに減少する。

表5 変更点のまとめ

	Rec. No. 34 rev1	Rec. No. 34 rev2
波浪頻度分布	目視観測	波浪追算
スペクトル	Pierson- Moskowitz	JONSWAP $\gamma = 1.5$
方向性分布	Cos^2	Cos^3
最大荷重の定義	$p = 10^{-8}$	RP=25年
波との出会角分布	均等	均等
疲労荷重の参考値	NA	$p = 10^{-2}$

これらの更新点を組み合わせた影響について、セクション2.3に示される船体応答のデータセットを用いて、最大荷重及び疲労荷重を評価した。

全ての船体応答についてRec. No. 34 rev1およびRec. No. 34 rev2両方における最大荷重の影響を図17に示す。船及び応答の種類によって、最大荷重は10%から30%減少される。この減少は短い特徴周期の応答に関して比較的大きく、殆どのばらつきは特徴周期のみで説明される。従って、新しい勧告は、最大荷重について短い船に対し減少が大きい。

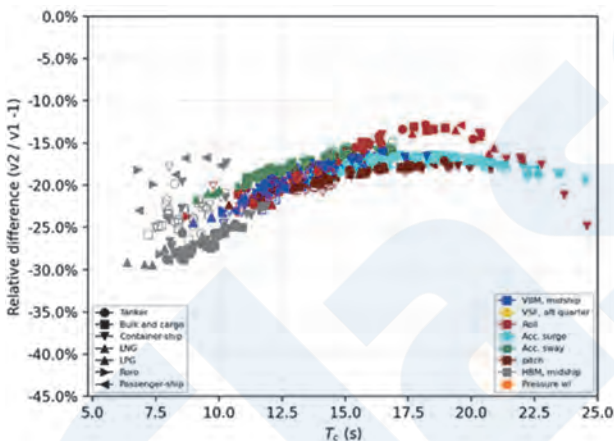


図17 最大荷重に関する影響

全ての船舶の応答においてRec. No. 34 rev1およびRec. No. 34 rev2両方に関して超過確率 $p = 10^{-2}$ で評価される疲労荷重の影響を図18に示す。Rec. No. 34 rev1と比較すると、疲労荷重は5%から50%の減少となり、平均的に著しく減少される。最大荷重に関しては、応答の特徴周期が殆どのばらつきを説明する。一方、ここでは長い応答（すなわち、長い船）について、疲労荷重の減少量が大きい。

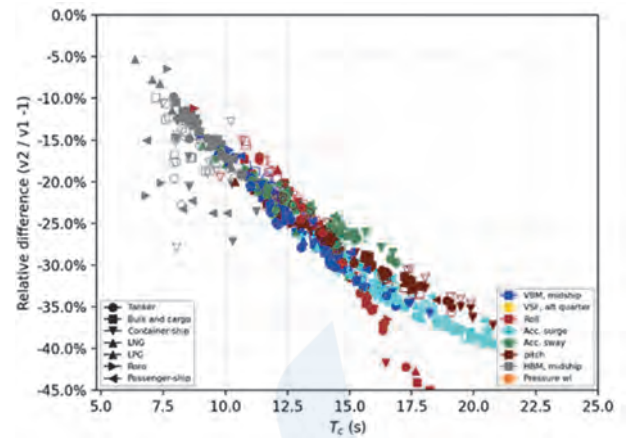


図18 疲労荷重に関する影響

9. 制約事項

本研究においてRec. No. 34の改良版に寄与するためにIACSにより使用される技術およびデータは、本論文作成時点においては最新であると考えられるが、既知の制約事項がある。これらの制約事項をここに取り出して強調する。

9.1 波浪モデル

IACS Rec. No. 34 rev2は数値波浪追算データに大きく依存する。このデータはブイのデータと衛星海面高度計との比較を通して検証されているが、ある程度の不確かさは残る。波浪モデリング研究は活発な学術分野であり、全球波浪モデルの精度は年々改良が続くと考えられる。

9.2 気候変動

IACSにより提案された改正波浪環境勧告は、現時点のスナップショットであり気候予測変動の影響を何ら含んでいない。作業グループは気候変動に関する政府間パネル（IPCC）の作業を検討して、海上輸送に関連する影響について膨大な量の不確かさがあったことを見いだした。しかしながら、IPCCの予測による北大西洋の最大波高に関する変化の最高値が0.5m（正負いずれか）でさえも、導出手順のロバスト性があるため、IACS Rec. No. 34 rev2の波浪頻度分布に与える影響は無視できると考えられる。さらに、航行中の船舶は、新しい波浪頻度分布に含まれた荒天回避レベルで荒天を回避し続ける。実際には、IACS Rec. No. 34 rev2の波浪頻度分布はある程度の将来性を含んでいる。

9.3 悪天候回避

この研究に取り入れられている悪天候回避は、世界の海上輸送の現在の性能レベルを示すものである。デジタル化を目指す現在の業界の潮流の下で、ウェザールーティングサービスの技術的な品質、利用可能性及び普及が進んでいる。従って、新しい勧告は

時の経過とともにやや保守的なバイアスを含んでいると考えられ、これらの改良点はより確実になる。

9.4 統計データ

船舶の位置と一致させた気象データはわずか7年間に限られた。これは、膨大な数の船（約4,500隻／年）の位置が用いられたという事実、及びこの7年間後半の年は記録の中で最も厳しい悪天候の一つであったという事実により補完された。使用されたデータの量は、25年間の船体応答を正しく評価するためには十分であると考えられるが、非常に低い確率（すなわち、非常に長い再現期間）における船体応答を評価するため、提案された波浪頻度分布を使用する際にはこの制約に留意しなくてはならない。たとえそうであっても、新しい波浪頻度分布は、目視観測から導かれたRec. No. 34 rev1に対する非常に大きな改良であると考えられる。

最後に、波浪頻度分布を用いるこの業界標準の設計手法は、それ自体が一つの近似手法である。時系列データを $H_s - T_{0m1}$ 分類グループに分けることにより、海象の系列相関は失われ、過大評価バイアスを生じ得る¹⁴⁾。大型船舶に関してはVBMにおいて最大5%保守的である可能性がある。

10. おわりに

船舶位置データセットと組み合わせた最先端の波浪データソースを用いて、新しい波浪基準が定められる。波浪頻度分布は大幅に修正され、悪天候回避の影響が含まれる。さらに、波のスペクトル形状及び方向性分布形状はRec. No. 34 rev1より若干狭くなる。

波浪荷重の変化は均一ではなく、荷重の種類及び船種と船の寸法に依存する。従って、理論的には鋼材が個船またフリート全体にどのように配分されるかを最適化する。

Rec. No. 34は重要な資料ではあるが、規則開発に対するインプットとしての機能を果たす一部分に過ぎない。ここで観察される平均波浪荷重減少は、必ずしも構造寸法を直ちに減少させることにはならない。例えば、現在のコンテナ船に関するIACS UR S11Aは、Rec. No. 34 rev1が悪天候回避を正しく考慮していないという事実を修正するため、ルーティング係数を考慮している。従って、この係数はRec. No. 34 rev2を用いる際に調整されなくてはならない。

現在、IACS内でIACS UR S11, IACS UR S11A及びばら積貨船及び油タンカーのための共通構造規則¹²⁾などダウンストリームドキュメントを更新す

るための追加検討が進められている。

謝辞

ここに報告された研究作業は国際船級協会連合による支援を受けました。著者らは、日本海事協会の山本規雄博士、BVのQuentin DerbanneとMarine Lasbleis, DNVのDr. Eivind Ruth, Dr. Elzbieta Maria Bitner-GregersenとDr. Tormod R. Landet及びLRのDr. Zhenhong Wangによるこの研究作業に対する貢献に謝意を表します。

参考文献

- 1) Hogben, N: "Global Wave Statistics", British Maritime Technology, 1986.
- 2) Bitner-Gregersen, EM, Cramer, EH & Korbijn, F: "Environmental Description for Long-Term Load Response of Ship Structures", the Fifth International Offshore and Polar Engineering Conference, 1995.
- 3) de Hauteclocque, G, Zhu, T, Johnson, M, Austefjord, H & Bitner-Gregersen, E: "Assessment of Global Wave Datasets for Long Term Response of Ships", OMAE2020, Volume 2A: Structures, Safety, and Reliability, 2020.
- 4) Arduin, F, Hanafin, J, Quilfen, Y, Chapron, B, Queffeulou, P & Obrebski, M: "Calibration of the IOWAGA Global Wave Hindcast (1991–2011) Using ECMWF and CFSR Winds", 12th International Workshop on Wave Hindcasting and Forecasting, Kohala Coast, Hawaii, 2011.
- 5) Hersbach, H, Bell, B, Berrisford, P, Horányi, A, Sabater, JMTN, Nicolas, J, Radu, R, Schepers, D, Simmons, A, Soci, C & Dee, D: "Global Reanalysis: Goodbye ERA-Interim, Hello ERA5", ECMWF Newsletter No. 159, pp. 17–24, 2019.
- 6) Eisinger, E, Bloch, H & Storhaug, G: "A Method for Describing Ocean Environments for Ship Assessment", Proc. 6th International Maritime Conference on Design for Safety, Hamburg, 2016.
- 7) Miratsu, R, Fukui, T, Matsumoto, T & Zhu, T: "Quantitative Evaluation of Ship Operational Effect in Actually Encountered

Sea States”, 2019.
<https://doi.org/10.1115/OMAE2019-95121>.

8) Miratsu, R, Fukui, T, Matsumoto, T & Zhu, T: 2020, “Study on Ship Operational Effect for Defining Design Values on Ship Motion and Loads in North Atlantic”, 2020.
<https://doi.org/10.1115/OMAE2020-18193>.

9) Chen, XB: “Hydrodynamics in Offshore and Naval Applications - Part I”, Keynote lecture of 6th International Conference on Hydrodynamics, Perth, Australia, 2004.

10) de Hauteclocque, G, Monroy, C, Bigot, F & Derbanne, Q: “New Rules for Container-Ships - Simplified Formulae for Wave Loads.”, the Proceedings of 13th International Symposium on Practical Design of Ships and Other Floating Structures (PRADS2016), Copenhagen,

Denmark, 2016.

11) de Hauteclocque, G & Lasbleis M: “Extreme Seastate Parametrization and Its Consequences on Ship Responses”, the Proceedings of 15th International Symposium on Practical Design of Ships and Other Floating Structures (PRADS2022), Dubrovnik, Croatia, 2022.

12) IACS: “Common Structural Rules for Bulk Carriers and Oil Tankers”, 2014.

13) IMO: “Revised Guidance to the Master for Avoiding Dangerous Situations in Adverse Weather and Sea Conditions”, 2007.

14) Mackay, E, de Hauteclocque, G, Vanem, E & Jonathan, P: “The Effect of Serial Correlation in Environmental Conditions on Estimates of Extreme Events”, Ocean Engineering, Vol 242, 2021.

付録

		Mean wave period, T_{0m1} (s)														Sum			
		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	19.5	
Significant wave height, H_s (m)	0.5	6.82	202.00	333.61	187.76	45.59	4.74	0.21	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	780.73
	1.5	0.33	2028.35	12750.82	11693.39	7215.76	3006.80	846.07	160.77	20.63	1.79	0.10	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	37724.81
	2.5	0.00	3.38	2805.81	8517.74	7835.85	5885.37	3608.30	1805.81	737.71	246.00	66.96	14.88	2.70	0.40	0.05	0.00	0.00	31530.96
	3.5	0.00	0.00	23.06	2742.51	4666.81	4100.83	2936.41	1713.38	814.68	315.65	99.66	25.64	5.38	0.92	0.13	0.01	0.00	17445.07
	4.5	0.00	0.00	0.00	82.06	1759.81	2069.19	1715.42	1151.29	625.51	275.12	97.96	28.24	6.59	1.24	0.19	0.02	0.00	7812.64
	5.5	0.00	0.00	0.00	0.08	149.74	811.81	791.81	609.66	375.67	185.26	73.12	23.09	5.84	1.18	0.19	0.02	0.00	3027.47
	6.5	0.00	0.00	0.00	0.00	1.02	147.59	305.37	271.71	190.23	104.79	45.42	15.49	4.16	0.88	0.15	0.02	0.00	1086.83
	7.5	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	4.77	88.62	107.20	86.26	53.35	25.36	9.27	2.60	0.56	0.09	0.01	0.00	378.09
	8.5	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.02	9.40	38.70	36.80	25.95	13.63	5.33	1.55	0.34	0.05	0.01	0.00	131.78
	9.5	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.20	9.34	15.15	12.51	7.39	3.12	0.94	0.20	0.03	0.00	0.00	48.88
	10.5	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.81	5.73	5.96	4.08	1.90	0.60	0.13	0.02	0.00	0.00	19.23
	11.5	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.02	1.29	2.68	2.23	1.18	0.40	0.08	0.01	0.00	0.00	7.89
	12.5	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.11	1.01	1.14	0.72	0.27	0.06	0.01	0.00	0.00	3.32
	13.5	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.22	0.51	0.42	0.18	0.04	0.00	0.00	0.00	1.37
	14.5	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.02	0.19	0.21	0.12	0.03	0.00	0.00	0.00	0.57
	15.5	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.04	0.09	0.07	0.02	0.00	0.00	0.00	0.22
	16.5	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.03	0.04	0.01	0.00	0.00	0.00	0.08
	17.5	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.01	0.02	0.01	0.00	0.00	0.00	0.04
	18.5	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.01	0.01	0.00	0.00	0.00	0.02
Sum	7.15	2233.73	15913.30	23223.54	21674.58	16031.12	10301.81	5868.69	2909.77	1230.31	437.79	129.62	31.47	6.11	0.92	0.09	0.00	100000.00	

図19 Rec. No. 34 rev2 波浪頻度分布表

GHG 削減に向けた船舶用エンジンと燃料開発の取り組み

高崎 講二*

1. はじめに

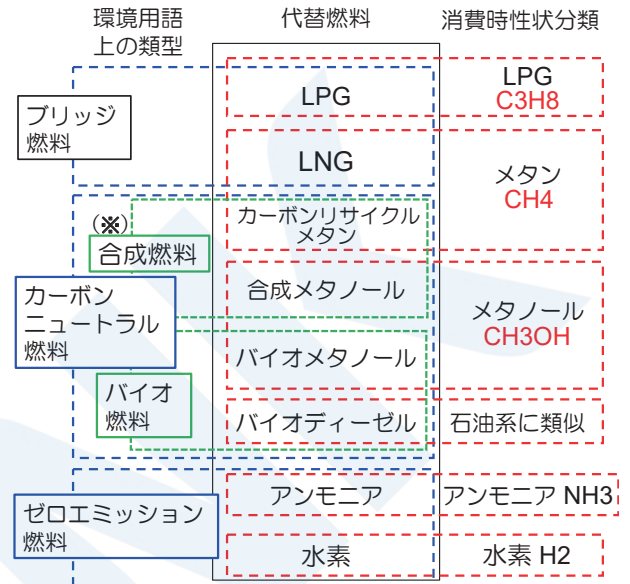
国際海運からのGHG（温室効果ガス）を大幅に削減するIMO目標達成のため、炭素Cを含まない水素とアンモニアを燃料とする船用エンジンの開発が急務となっている。また、カーボンニュートラルとして合成されたメタンやメタノールも、バイオ燃料と同様に実質ゼロカーボンと見なされる可能性がある。本稿では、これら5種類の代替燃料のエンジン内での燃焼について解説する。

図1はそれら燃料を分類したものである。ここではLPGの解説は省略する。図にあるようにメタンとメタノールの分子には炭素Cが含まれており、燃焼させるとCO₂は発生する。ただし、ゼロカーボンへの「ブリッジ（橋渡し）燃料」と呼ばれるように、軽・重油と比較したCO₂発生量（発熱量当たり）は、天然ガスの主成分であるメタンで25%程度減少し、メタノールでは1割ほど減少する。

LNG燃料船やメタノール燃料船でそれ以上のCO₂削減効果を得るには、上述のカーボンニュートラルなメタンやメタノールを混ぜて使う必要がある。図2はそのようなメタンの作り方の例¹⁾で、陸の発電所・製鉄所などから回収したCO₂とグリーン水素を合成する。陸側で一旦CO₂排出ということにすれば、それを回収して作るメタンはカーボンニュートラルと定義される想定になる。また、そのメタンからグリーンメタノールを作ることもできる。

一方、アンモニアと水素はCO₂を発生しないが、それらを使う船用エンジンが未だ開発途上にある。本稿では、NEDO（新エネルギー・産業技術総合開発機構）のグリーンイノベーション（GI）基金による、アンモニア・水素エンジンの開発状況についても紹介する。

それら5種類の燃料の性状について、国土交通省海事局・GHGゼロエミッションプロジェクトのHP²⁾から表1を引用する。この表には、特に船上での液体貯蔵に関する項目が抜粋されている。それぞれのタンク容量は液体の体積当たり発熱量でほぼ決まる。またタンクの種類や貯蔵条件は、大気圧下の沸点に従ってその表の様に設定されている。



※）合成燃料の用語は、回収された二酸化炭素と再生エネルギー由来の水素を利用するものを差し、かつカーボンニュートラルと認められることを前提として使用している。

図1 代替燃料の分類（出典：日本海難防止協会資料）
https://www.nikkaibo.or.jp/pdf/2022_GHG_J.pdf

表2にNKから発表されている性状表を示す。本稿ではこちらの表を基に解説する。順番であるが、①バイオ燃料②メタノール③アンモニア④メタン（天然ガスの主成分）⑤水素の順で、特にエンジン内での着火・燃焼特性について、③アンモニアでは排気有害成分についても紹介する。

①②③の燃料は、タンクからエンジンへのライン内でも液相をキープでき、筒内へのディーゼル噴射が可能である。また③アンモニアは、気化させて供給することで空気との混合気を作り、オットーサイクル型燃焼をさせることも可能である。

一方、④メタン⑤水素はタンク内では超低温で液化されているが、エンジン内へは気体で供給される。これらの燃焼パターンは、ディーゼルサイクル型とオットーサイクル型の2種類が考えられる。LNG燃料船の天然ガスエンジンについて、両タイプの燃焼上の特徴を後で復習する。上記のGI基金による船用水素エンジン開発も両タイプで行われている。

* 九州大学名誉教授・海上技術安全研究所フェロー



図2 カーボンニュートラルメタンの作り方の例¹⁾

表1 ゼロエミッション燃料の性状 (国交省HP²⁾の性状表より船上液体貯蔵に関する部分を抜粋)

	水素 H2 (LH2)	アンモニア NH3	カーボンリサイクル CR 合成メタン CH4	CR 合成メタノール CH3OH	バイオディーゼル (FAME)
低位発熱量 (GJ/t)	120.0	18.8	50.0	19.9	37.1
液体密度 (t/m ³)	0.0708	0.7	0.422	0.79	0.885
熱量当たり体積比 (VLSFO 比、@液化状態)	4.42	2.86	1.78	2.39	1.14
沸点 (°C) (大気圧下)	-253	-33	-161	65	345~354
船上での貯蔵方法 (液体状態)	真空防熱タンク	Type C (低温 or 加圧) 独立方形タンク/ メンブレン	Type C (低温 or 加圧) 独立方形タンク/ メンブレン	常温常圧 船体付きタンク	常温常圧 船体付きタンク
船上貯蔵時の性状 (液体状態)	abt.-250 °C、 0.5 MPa	-30~-10 °C、 0.07~0.5 MPa	-160~-140 °C、 0.07~0.5 MPa	常温、常圧	常温、常圧

表2 代替燃料の性状 (NK資料)

燃料投入時	③液体・気体 NH3	④気体 CH4	液体 C重油 (基準)	②液体 CH3OH	(液体 (LPG)) (C3H8)	⑤気体 H2
	アンモニア	メタン	HFO	メタノール	プロパン	水素
ガス比重 kg/m ³ @ 沸点	0.876	1.820		1.206	2.385	1.340
ガス比重 kg/m ³ @ 20°C	0.707	0.659		---	1.840	0.083
液比重 kg/m ³ @ 4°C	633.1	---	989 @15°C	805.9	523.2	---
液比重 kg/m ³ @ 沸点	682.3	422.5		748.7	580.8	70.8
沸点 °C @ 大気圧	-33	-161	---	65	-42	-253
飽和蒸気圧 barA @ 45°C	17.8	---	---	---	15.3	---
自己着火温度 °C	630	537	250	385	450	585
引火点 °C	---	-175	>60	12	-105	---
可燃下限界 (燃料 vol.%)	15	5.3	1	6	1.7	4
可燃上限界 (燃料 vol.%)	30	17	7	36.5	10.9	75
最小着火エネルギー mJ	45	0.274	0.24 (ガソリン)	0.174	0.240	0.017
燃焼速度 cm/s	7	37	30 (ガソリン)	48	47	270
低位発熱量 MJ/kg	18.8	48.0	40.2	19.9	46.3	119.9

2. バイオ燃料（FAME）の燃焼

バイオ燃料の種類には、(1)パーム油・菜種油など粗バイオ燃料、(2)それを変換して粘度をA重油並みに下げた脂肪酸メチルエステル：FAME（Fatty Acid Methyl Ester）、(3)さらに水素化処理をして、鉱油と全く変わらないパラフィン系炭化水素にしたHVO（Hydrotreated Vegetable Oil: 水素化分解油）、また(4)バイオメタノール・バイオエタノールなども考えられる。

HVOは航空機でも使われる高級燃料なので船には回って来ないと考え、ここではFAMEについて解説する。一般のFAMEは、密度・粘度だけでなく自己着火性や燃焼性もA重油に劣ることはない。

低位発熱量は、表1にFAMEの値として37.1（GJ/t）とある様に、燃料分子中に1割ほど酸素が含まれる分だけ重油よりは低くなる。ただし、これは重油と混ぜて使う（例えばB30（FAME30%+重油70%））場合にはほとんど問題とならない。

また、重油に比べてNO_xが1-2割増加するという問題もあった。これについては、すでにMEPC78において画期的な判断が下されている。即ち、バイオ燃料混入によるNO_x増加については規制の対象とはならない。

これによって、重油焚きのエンジンに何の調整も加えず使用できる真のドロップイン燃料となった。

今後は荷主からの要望も増えると思われる。ただし、課題はその生産量にあると認識される。世界的に食料を燃料にすることに抵抗感があり、今は食用廃油などを原料とするが、その量が限られている上に航空業界との取り合いも懸念される。

その他、粗バイオ燃料とFAMEの取り扱いの点では、微生物の発生また長期保管の禁止など注意を要する点もあり、本会機関部から解説も出されている（https://www.classnk.or.jp/hp/ja/info_service/bio/）。また本年3月に、海事局から「船舶におけるバイオ燃料取り扱いガイドライン」が発表されている（<https://www.mlit.go.jp/report/press/content/001597437.pdf>）。

3. メタノールの燃焼

筆者らは、MAN社のメタノール燃焼・低速主機2ストロークエンジン開発（2015年）に先駆けて、メタノール噴霧燃焼の可視化解析を行っている³⁾。

メタノールCH₃OHの性状を表2で見ると、大気圧下の沸点が65℃であり常温では液体であるため、重油焚きと同様の高圧のディーゼル噴射が可能である。ただし分子量の半分が酸素で、質量当たりの低位発熱量は重油の半分以下である。そのため、同じ出力を得るには重油の約2倍の質量を、また密度差から体積では約2.4倍を噴かなければならない。

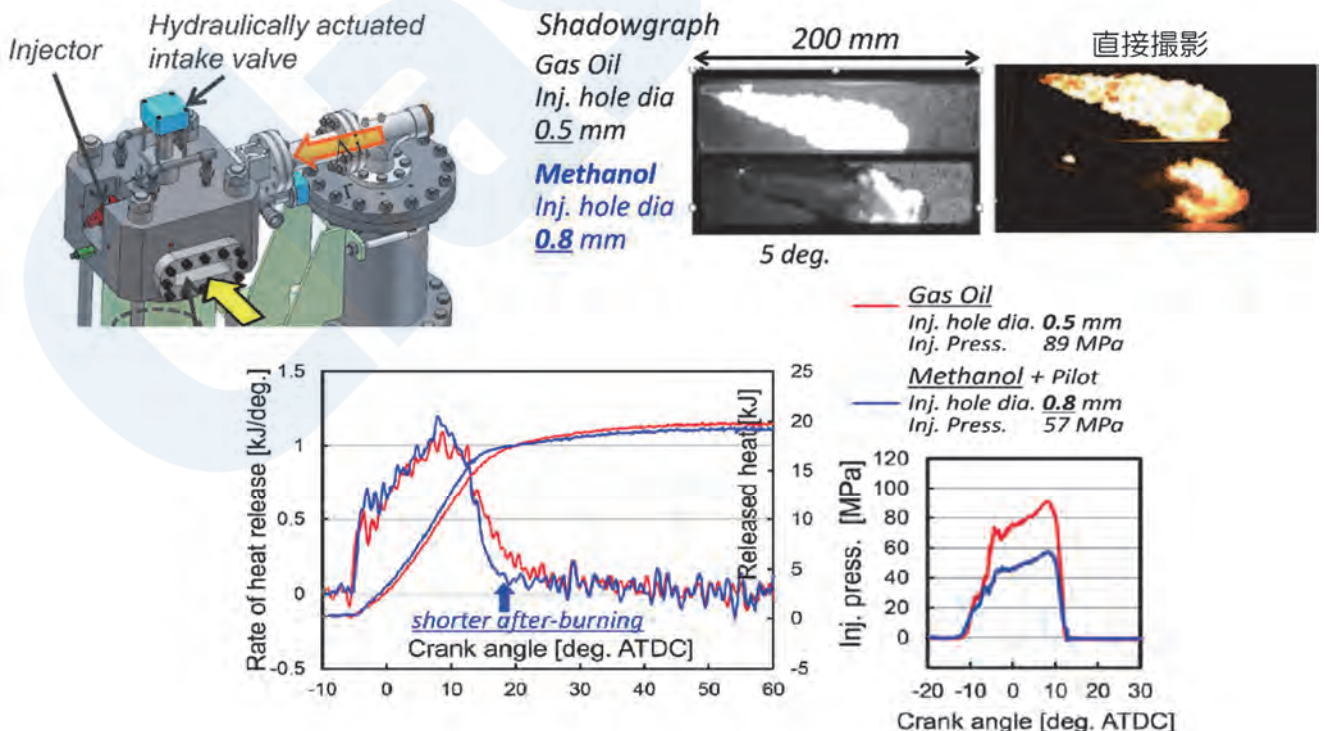


図3 メタノールの噴霧燃焼解析結果（左上：ディーゼル燃焼可視化装置 右上：軽油とメタノールの噴霧火炎下：軽油とメタノールの噴射圧力と熱発生率比較）

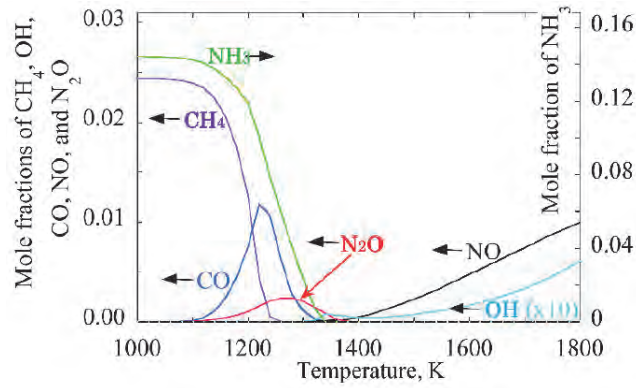


図5 N₂Oを含む排気有害成分の生成温度領域⁵⁾

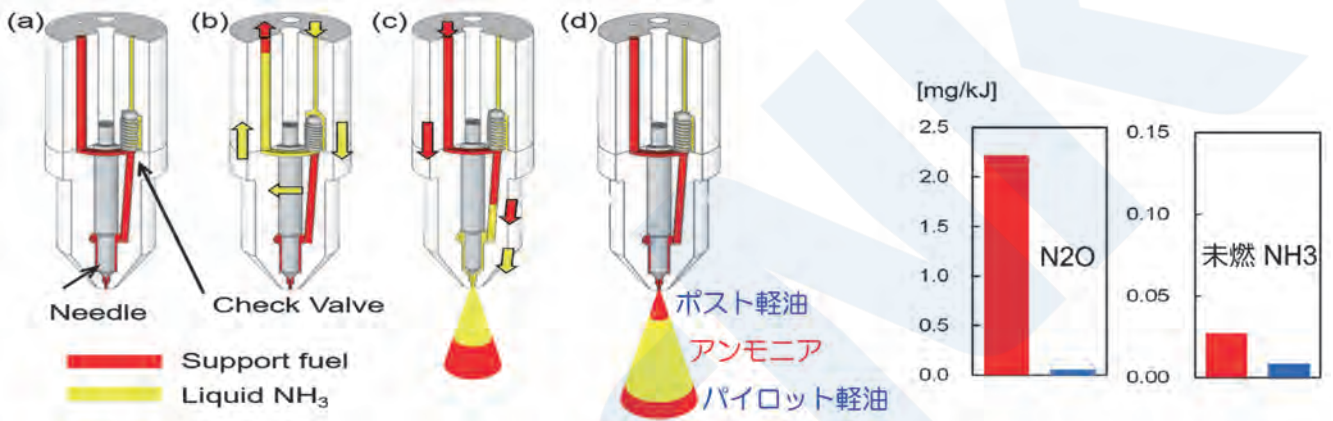


図6 層状アンモニア噴射システムのメカニズム (左) と海技研の燃焼装置による実験結果の一例 (右)
 (右グラフ：赤色データはポスト燃料なし (アンモニアで終わる) の場合のN₂O・未燃NH₃の排出量
 青色データはポスト燃料 (軽油相当) を噴射した場合)

ここでは、前述のGI基金による「アンモニア燃料国産エンジン搭載船舶の開発」テーマについて紹介する。図4はその概要で、タグボート用4ストローク機関は、アンモニアを吸気管に送り込み混合気を作るオットーサイクル型、外航船向けの低速2ストローク機関は、アンモニアを液体として筒内に噴射するディーゼル機関として設計されている。

アンモニア自身はCO₂を発生しないが、上述したパイロット重・軽油の必要性以外にも課題がある。それがN₂O (亜酸化窒素) 発生懸念である。N₂OはCO₂の約300倍もの温暖化効果を有し、これが多少とも発生するとGHGの削減効果を台無しにする。

図5は、東北大学・小林教授らが、N₂Oを含む排気成分の生成温度について調べた結果である⁵⁾。火炎内でN₂Oが生成される温度域は、NOが生成されるような通常の噴霧火炎温度に比べてかなり低い (約1300K) ことが分かる。また、その温度域では未燃アンモニアも急激に増加している。

N₂O生成を抑制するには、アンモニア噴霧の燃焼が不活発で火炎温度が低い条件を作らないことが

重要と思われる。その一案として、海上技術安全研究所とジャパンエンジン社が共同研究する層状噴射技術を紹介する。

図6左はそのメカニズムで、その(d)に示すように、アンモニア噴霧の前後にディーゼル軽油を噴射する。1層目の軽油はアンモニアに着火するパイロットとして機能し、3層目 (ポスト) の軽油は燃焼末期にアンモニア噴霧燃焼を活性化させ、火炎の高温を保ってN₂Oを低減させる役目をもつ⁶⁾。

本研究では、実機の雰囲気模擬した燃焼装置による実験から、排気有害成分に対するポスト噴射の効果を明確にした。図6右に実験結果の一例を示す。赤色の棒グラフは、ポスト軽油が噴けられない設定にして、アンモニア燃焼で終わった場合のN₂Oと未燃アンモニアの排出量、青色はポスト噴射をした場合を示す。これによると、ポスト軽油はN₂Oの低減に劇的な効果を見せ、また未燃アンモニアもそれによって激減している。ジャパンエンジン社では、このシステムを単気筒テスト機に適用して運転実験を行う。

5. 天然ガス燃焼のレビューと水素エンジン

後述の水素エンジンの場合も、天然ガスエンジン同様にディーゼルサイクル型とオットーサイクル型の燃焼が考えられる。ここでは始めに、天然ガスの場合の両タイプの燃焼について復習する。現在、LNG燃料船の低速2ストローク主機として、前者のME-GI型（MAN社）と、後者のX-DF型（WinGD社）が採用されている。

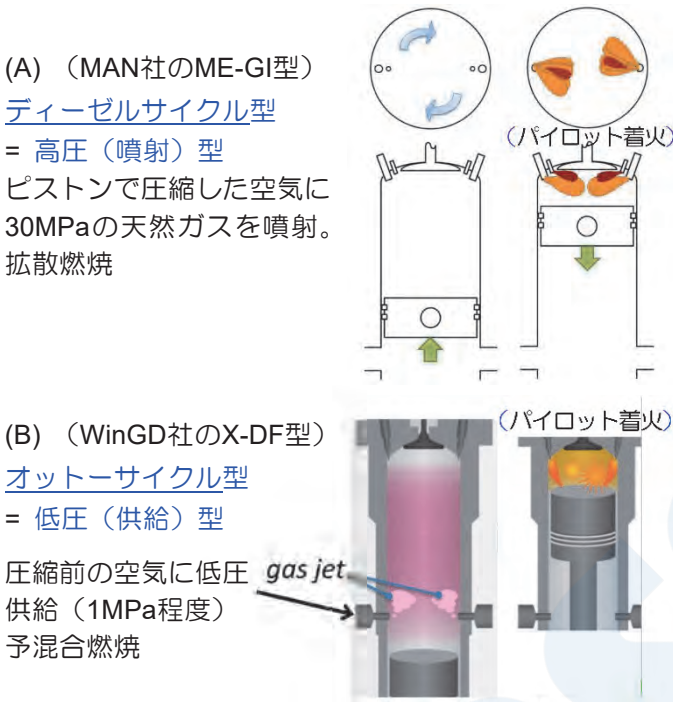


図7 低速2ストローク天然ガスエンジンの2種類の作動パターン

図7にそれら2種類の作動、燃焼の違いを示す。前者の図(A)は、通常のディーゼル機関と同様に、ピストンが空気だけを圧縮した後、パイロット重油と高圧（30MPa）の天然ガスを噴射するタイプである。これは「高圧型」とも呼ばれている。

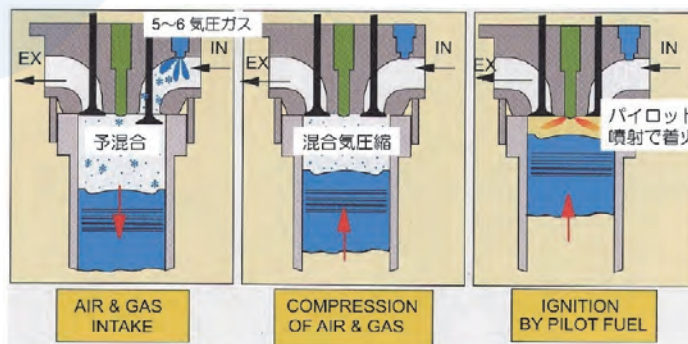


図8 中・高速4ストローク天然ガスエンジンの混合気形成（オットーサイクル型）
（オットー型水素エンジンの場合も水素供給位置は吸気管）

後者では、図の(B)に示すように、ピストン上昇前から1MPa程度の天然ガスを筒内に供給し、圧縮行程中に均一混合気を作る。混合気はピストンで圧縮された後にパイロット重油で着火され、火炎が混合気中を燃え広がって行く（火炎伝播と呼ばれる）。供給ガス圧力から「低圧型」と呼ばれている。

中・高速の4ストローク天然ガスエンジンは、今のところ全てオットーサイクル型である。図8に示すように、吸気管に天然ガスを供給し空気との混合気を作る。さて、後述する水素燃焼4ストローク機関も同様で、吸気管の同じ位置に水素供給ノズルを付ける。実際は天然ガスエンジンをベースに開発されるので、両方のノズルを設置して水素の割合を徐々に増やす方法が採られている。

オットーサイクル型の燃焼では、ノッキングと過早着火（プレイグニション）が懸念される。これらは混合気の活性によって引き起こされる。過早着火と言うのは、図9に示すように、ピストンが混合気を圧縮する途中で、例えばシリンダ潤滑油が火種となって着火するような現象である。これが起こるとパイロット燃料による着火時期制御は無効となり、図9の右に示すように筒内圧力のサイクル変動が極めて大きくなる。前述のX-DFでは、大量のEGR（排気ガス再循環）を掛けることで、混合気の活性を抑えてこの問題を解決している。

水素の自己着火温度が高いことと矛盾を感じるかも知れないが、水素混合気はメタンよりさらに活性である。つまり、表2中の低い最小着火エネルギーと広い可燃上下限界（可燃範囲の燃料濃度Vol.%）が要注意である。混合気が十分にできる前でも、筒内の潤滑油粒子や残留ガスから過早着火する可能性がある。

図10に示す水素エンジン開発プロジェクトにおいても、中・高速4ストロークのオットー型水素エンジン開発では、EGRだけでなく混合気の希薄化等で過早着火とノッキングを抑えている。

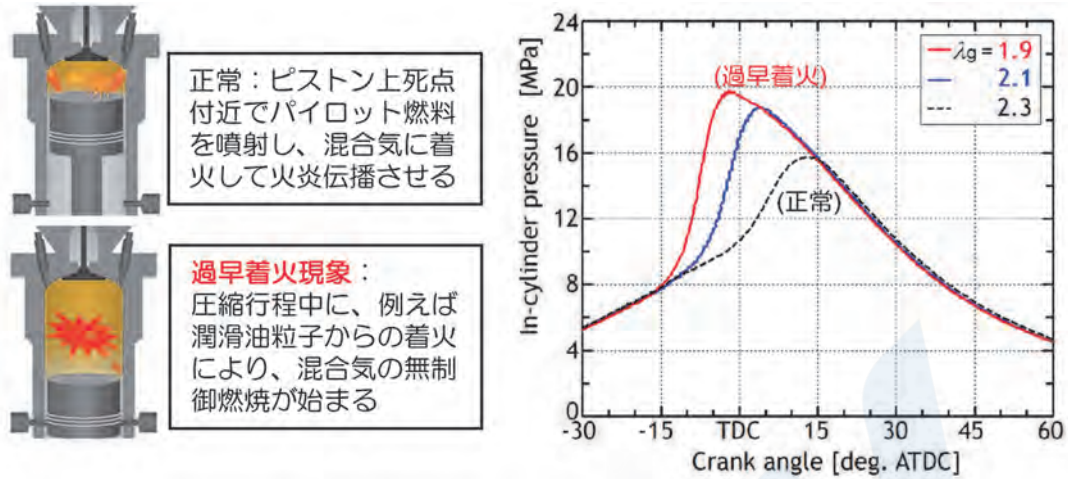


図9 過早着火発生のメカニズム（左）と過早着火時の指圧線図（右）
（実機で過早着火がランダムに発生すれば過大なサイクル変動に至る）

6. ディーゼルサイクル型水素エンジンの燃焼

ここでは、オットー型に比べ研究が少ないディーゼルサイクル型水素エンジンについて解説する。分子量比（2：16）から水素の密度はメタンの1/8である。表2では水素の質量当たり発熱量はメタンの2.4倍あるが、気体体積で考えると同じ熱量を得るのに約3倍の噴射を要する。しかし噴射初速が音速となる高圧噴射の場合、水素の音速がメタンの約3倍あるため、噴口径を極端に大きくしなくても十分な量の水素を噴射できる。

ここでは、図3に示した燃焼可視化装置を使って、

高圧で噴射された水素噴流の燃焼をシャドウグラフで可視化した。表2にあるように水素の自己着火温度は高いため、始めにパイロット軽油（熱量5%）で着火させた。その模様を図11(A)に示す。白い火炎はパイロット軽油で、それによって着火された水素火炎は不輝炎となって黒く写っている。

一方、図11(B)は、水素噴射時の空気温度を通常よりも高くし（測定できていないが700℃程度と推定）、水素噴流の自己着火を試みた結果である。この写真から、水素噴流は2コマ目（5.5°）で自己着火し、その後は通常のディーゼル噴霧火炎と同様に、運動量理論に基づいて経過時間の平方根に比例して発達しているように見える。



事業期間：①、② 2021年度～2030年度(10年間)

出典：川崎重工業(株)、ヤンマーパワーテクノロジー(株)、(株)ジャパンエンジンコーポレーション

図10 船用水素エンジン及びMHFS (Marine Hydrogen Fuel System) の開発 (NEDO HP)

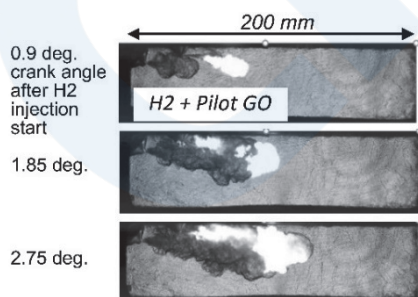
図11(C)は、水素とメタンの高圧噴流の熱発生率を比較したものである。どちらもパイロット軽油で着火している。両燃料とも同じ圧力(30 MPa)でほぼ同じタイミングまで噴射されている。どちらも噴射率に沿った矩形の熱発生率を示すが、水素の方が噴射終了後に早く燃え切っていることが分かる。

ディーゼルサイクル型では、原理的にオットー型のような過早着火・ノッキングは起こらない。さらに熱発生率は一義的には燃料噴射率によって制御でき、それらはオットー型に対する利点と言える。

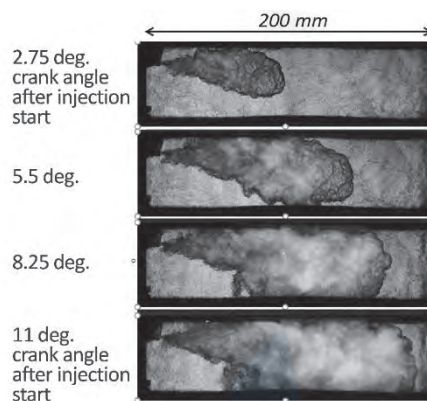
7. まとめ

ゼロカーボン燃料の「本命」は?と聞かれることも多いが、現時点では、それぞれ以下の特色から世界で共存して行くものと予想される。

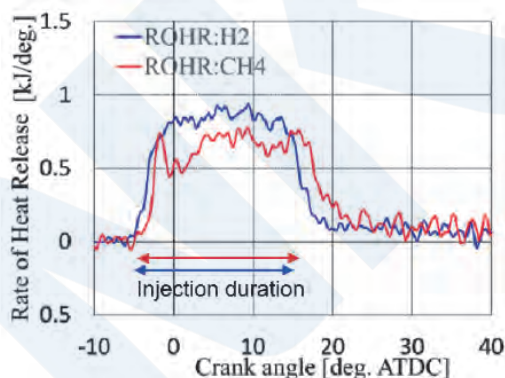
- ・バイオ燃料はドロップイン燃料で燃焼上の問題もないが、やはり原材料の量の方が課題と思われる。
- ・メタノールも同様で、パイロット燃料は要ものの燃焼性は良好である。すでにエンジン自体の開発も終わっている。ただし世界的な供給については、カーボンニュートラルなメタノールが船用燃料だけの需要では、陸の方にも供給される水素・アンモニアのように普及しない懸念もある。
- ・アンモニアに関しては N_2O の課題を予想しているが、さらなる研究開発のためには実機運転の結果が待たれる。
- ・水素エンジンの開発は、これまでの天然ガスエンジンの技術にも後押しされて順調に進行中である。またいずれの燃料も製造コスト面で重油の数倍にもなり、普及には補助金などの整備も必要である。これについては、経済的手法として「課金・還付制度」を日本からIMO MEPCに提案している。



(A) 軽油パイロットによる高圧水素噴流の着火



(B) 高温空気中での水素噴流の自己着火・燃焼



(C) 水素とメタン噴流の熱発生率の比較
(どちらも軽油パイロットによる着火)

図11 高圧水素噴流(30 MPa)の燃焼解析
(30 MPaの水素を8 MPa空気中に噴射)

参考文献

- 1) 国土交通省ホームページ(2022) 国際海運の2050年 カーボンニュートラル達成に向けて <https://www.mlit.go.jp/maritime/content/001484433.pdf>
- 2) 国土交通省ホームページ(2022) 2050年の国際海運からの温室効果ガス排出量ネットゼロの実現に向けて. 2022年3月. <https://www.mlit.go.jp/maritime/content/001484435.pdf>
- 3) Takasaki, et al., CIMAC 2016, Paper No.91.
- 4) 三井造船技報 218号: 2017年1月.
- 5) Okafor, et al., Fuel; 287: 119433 (2021).
- 6) Oba, et al., CIMAC 2023, Paper No.101.
- 7) Takasaki, et al., CIMAC 2023, Paper No.103.

IMOの動向

— IMOでの主な審議内容・結果の紹介 —

開発本部 国際部

1. はじめに

本稿においては、国際海事機関（IMO）における国際条約等の審議動向を紹介している。

前号では、2022年6月に開催された第78回海洋環境保護委員会（MEPC 78）及び2022年4月に開催された第105回海上安全委員会（MSC 105）の審議内容を紹介した。

今号では、2022年12月12日から16日に開催された第79回海洋環境保護委員会（MEPC 79）及び2022年11月2日から11日に開催された第106回海上安全委員会（MSC 106）の主な審議結果を紹介する。

2. MEPC 79の審議結果—海洋環境保護関連—

2.1 温室効果ガス（GHG）関連

地球温暖化対策の観点から、温室効果ガス（GHG）排出の抑制が世界的な課題となっている中、国際海運からのGHG抑制対策はIMOにて検討が進められており、IMOでは現在までに、エネルギー効率設計指標による規制（EEDI/EEXI）、船舶エネルギー効率管理計画書（SEEMP）の所持、及び燃費実績（CII）格付け制度が導入されている。

また、GHG削減目標とGHG排出削減策の候補を盛り込んだIMO GHG削減戦略が採択され、国際海運の脱炭素化に向けたGHG削減手法について審議が行われている。

2.1.1 EEDI計算ガイドラインの改正

エタン運搬船を中心に船舶燃料としてのエタンの利用が増加していることから、エタンの低位発熱量及びCO₂換算係数を追加した2022年版EEDI計算ガイドラインが採択された。

2.1.2 EEDI検査認証ガイドラインの改正

EEDIの算出にあたっては、海上速力試験の結果を踏まえた平水中速力の計算が必要となる。海上公試時の外乱（風、波浪、潮流、浅水、排水量、水温）の影響を排除した速力を求めるための解析・計算方法について、現行のEEDI検査認証ガイドラインでは、「ISO 15016:2015」と「2017年版ITTCガイドライン」のいずれかの基準に従うことが規定されている。

2021年にITTCガイドラインが改正されたため、EEDI検査認証ガイドラインで引用されている当該規定について審議を行った結果、「2017年版ITTCガイドライン」に加え、改正された「2022年版ITTCガイドライン」を引用することが合意され、2022年版EEDI検査認証ガイドラインとして採択された。

2.1.3 EEDIフェーズ4規制の検討

MARPOL条約 附属書VI第24.6規則では、EEDIの改善に寄与する技術の開発動向を定期的にレビューし、要すれば削減率などを見直すことが規定されている。この規定に基づきMEPCでは通信部会を設置し、EEDIフェーズ4規制導入について検討を行っている。

今回の会合では通信部会からの報告を受け、EEDIフェーズ4規制に影響する各種代替燃料や風力などの新規推進技術に関連する取り扱いを検討する必要があることや、GHG削減戦略を考慮した規制対象の検討が必要であるとの意見があり、EEDIフェーズ4の導入については結論を急がずに、慎重に検討を行う方針が合意された。

2.1.4 CII燃費実績格付け制度

CII燃費実績格付け制度では、燃料消費実績報告制度（DCS）にて収集したデータを基に毎年のCO₂排出量の実績値となるattained CIIを計算し、基準値との比較から格付け評価を行う。

今回の会合では、CII格付け制度及びDCSに関する以下の統一解釈が合意された。

- ・ 10月以降に完工した船舶について、完工年の年末までに収集したデータに基づく格付けは、改善計画の作成が要求される判断（3年連続でD評価又は1年でE評価）において考慮されない。
- ・ 会社変更の際には、変更のあった年度を初年度とする3年間において、継続的にCII基準値を達成するための実施計画を記載したSEEMP Part IIIを新たに作成すること。
- ・ 低評価（3年連続でD評価又は1年でE評価）となった船舶がCII基準値を達成するために作成する改善計画は、低評価となった年度の2年後にCII基準値を達成する改善計画とする。

- ・ LNG燃料船若しくはLNG運搬船で消費されたボイルオフガス（BOG）は、推進用と運航用（貨物タンク圧力制御用等のガス燃焼ユニット（GCU）での燃焼などを含む）のいずれも燃料消費として報告する必要がある。

2.1.5 船上CO2回収装置

船舶の排ガスからCO2を分離・回収することで、船舶から排出されるGHGを削減する方法が、開発・検証され始めている。

今回の会合では、船上CO2回収装置を搭載している場合、EEDI/EEEXI、及びCIIの計算において、回収されるCO2量を考慮すべきとの提案があった。時間の制約上、本件に関する審議は行わず、次回のMEPC 80にて審議する事が合意された。

2.1.6 IMO GHG削減戦略の見直し

2018年に採択されたIMO GHG削減戦略では、船舶の燃費改善目標として2030年に燃費を40%改善し、2050年に70%改善すること、及び総排出量目標として2050年にGHG総排出量を50%削減し（2008年比）、今世紀中なるべく早い時期にGHG排出ゼロを目指すことが目標として掲げられている。また、IMO GHG削減戦略の内容を5年ごとに見直すことが規定されている。

これまでの会合では、上記のGHG排出削減目標を強化する必要があることから、2023年7月に開催されるMEPC 80での採択に向けてIMO GHG削減戦略の見直し作業を行うことが合意されている。

今回の会合では、2050年にGHG排出ゼロ若しくはネットゼロ（GHG排出量と森林などによる吸収量を差し引いて実質ゼロにする）を目指すべきという意見や、新たに2040年のGHG削減目標を導入すべきという意見、ゼロエミッション船の普及目標を設定すべき、との提案があった。一方で、削減目標の設定には科学的裏付けが必要であり、現在のIMO GHG削減戦略に記載されている削減目標を維持すべき、との意見があった。審議の結果、次回の会合（MEPC 80）での採択に向けて、IMO GHG削減戦略の見直し作業を継続することとなった。

2.1.7 GHG排出削減のための中期対策

IMO GHG削減戦略では、中・長期削減目標を達成するための対策として、経済的手法（MBM）等が挙げられている。中・長期削減目標を達成するための対策の検討を進めるにあたり、2021年に開催されたMEPC 76では、表1に示すワークプランに沿って検討を進めることが合意されている。

表1 中・長期削減目標の検討スケジュール

フェーズI (2021-2022)	具体的な対策案を各国が検討し、IMOに提案する
フェーズII (2022-2023)	検討すべき提案を選別し、優先順位付け
フェーズIII (2023-)	優先順位の高い提案の検討を進め、制度案を具体化

今回の会合では、規制的手法と経済的手法の組み合わせによる削減策を採用すべきとの意見に支持が集まり、次回のMEPC 80までにフェーズIIの作業（優先順位付け）を完了する方針が合意された。これまでに提案されている主な中期対策は以下の通り。

規制的手法

- ・ GFS（GHG Fuel Standard）
船舶の年間GHG排出強度（GHG排出量／使用燃料のエネルギー値）を規制し、同強度の削減率を段階的に強化する制度

経済的手法

- ・ 課金・還付（feebate）制度
化石燃料船への課金（fee）と、ゼロエミッション船への還付（rebate）を組み合わせた制度
- ・ 単純課金
GHG排出量1トンあたりUS\$100の課金制度。課金による収益は、UNFCCCの監督による気候変動緩和策、及びIMOの監督による脱炭素技術の研究開発に使用
- ・ IMSF&R（International Maritime Sustainability Funding and Reward）
CII格付けの情報を基に、CO2排出量の多い船舶へ課金し、CO2排出量の少ない船舶へ還元する制度
- ・ F&R（Funding and Reward）
船舶からのCO2排出量に応じて課金し、還付対象燃料を使用する船舶へ還元する制度
- ・ ECTS（Emission Cap-and-Trade System）
排出量取引制度。各船に排出枠を設け、排出枠の余剰分や不足分を取引きする制度

2.2 バラスト水管理条約関連

2.2.1 水質に問題がある海域でのバラスト水管理

バラスト水処理装置（BWMS）の使用について、正常に連続運転する事が困難となるような水質に問題のある海域が存在することから、そのような港湾では処理装置を通さずにバラスト水を取水し、処理装置が正常に運転できる海域においてバラスト水交換（BWE）とバラスト水処理（BWT）を行う手順

が提案されている。

今回の会合では、継続運転が困難である水質であることをどのように判断するかなどの前提条件を明確にしておくべきとの意見があり、引き続き次回MEPC 80にて審議を行う方針が合意された。

2.2.2 処理済み汚水、及びグレーウォータの貯留

特定の港湾において処理済みの汚水やグレーウォータの排出が禁止されていることから、該当する港湾にてバラストタンクに汚水やグレーウォータを一時貯留する運用がされている。

今回の会合では、汚水やグレーウォータをバラストタンクに一時貯留することは条約上認められることが確認された。また、汚水やグレーウォータの一時貯留によるバラストタンクの汚染防止のために、具体的な手順を示す必要があるとの認識から、今後の会合において、一時貯留を実施する為のガイダンスを策定する方針が合意された。

2.2.3 バラスト水処理装置の性能確認

BWMSの搭載検査が2022年6月1日以降に完了する場合には処理済みバラスト水の分析を含む運転試験が要求されるが、BWMSの仕様に変更があった場合の運転試験の要否が不明確であるとの指摘があったことから、今回の会合ではその解釈について検討が行われた。

審議の結果、BWMSに使用されている重要機器を変更する場合には、BWMSの新規搭載と見なし、運転試験を実施しなければならないとする統一解釈が承認された。

2.2.4 バラスト水記録簿の書式

バラスト水記録簿（BWRB）への記録について、記載内容を定めているバラスト水管理条約の付録IIの様式について異なる解釈があることから、PSC検査などにおいて問題が発生しているとの指摘があり、BWRBの様式の見直しと、記載方法を示すガイダンスの必要性が指摘されていた。

今回の会合では、油記録簿（Oil Record Book）と同様に、記録すべき事項を「コード」（アルファベット）と「項目」（数字）の形式で記載するBWRBの改正案が承認され、次回のMEPC 80にて採択される見通しとなった。

2.3 大気汚染防止関連

2.3.1 合成燃料の使用に対するNOx規制

GHG排出削減の観点から、代替燃料への切り替えが検討されている中、2022年6月に開催されたMEPC 78では、バイオ燃料と化石燃料のブレンド油に対するNOx排出規制の適用に関する統一解釈が承認された。バイオ燃料と化石燃料油のブレンド

比率が30%以下である場合、及びバイオ燃料やブレンド油を使用するために重要構成部品や設定値を変更する必要が無い場合には、追加のNOx排出量の確認は不要とされている。

今回の会合では、今後の利用が期待されている再生エネルギー由来水素等から製造される合成燃料（synthetic fuel）についても、バイオ燃料と同様に扱うこととする統一解釈の修正案が承認された。

2.4 採択された強制要件

2.4.1 排出規制海域の追加（地中海）

SOx及びPMの排出規制海域（Emission Control Area: ECA）に、地中海海域を新たに追加するMARPOL条約附属書VIの改正が採択された。本改正による規制は2025年5月1日より開始される。

2.4.2 廃物記録簿の所持

これまで400GT以上の船舶に要求されていた廃物記録簿について、100GT以上の船舶に備えることを要求するMARPOL条約附属書Vの改正が採択された。この改正は2024年5月1日より発効となる。

2.4.3 燃料油供給証明書（BDN）への記載事項

燃料油供給証明書に含める事項として燃料油引火点の情報を追加するためのMARPOL条約附属書VIの付録Vの改正が採択された。この改正は2024年5月1日より発効となる。

2.4.4 燃料消費実績報告制度（DCS）の報告事項

CII格付け制度の導入に伴い、DCSにおける旗国／代行機関からIMOデータベースへの報告事項にCII関連の情報を追加するためのMARPOL条約附属書VIの付録IXの改正が採択された。この改正は2024年5月1日より発効となる。

3. MSC 106の審議結果—海上安全関連—

3.1 条約及び関連コードの主要な改正の採択

MSC 106で採択された主要な義務要件は以下の通り。

- (1) 燃料油の使用における安全性強化のためのSOLAS条約II-2章の改正
供給される燃料油がSOLAS条約II-2章4.2.1規則に適合していること等を示す燃料油供給業者の署名付宣言書の補油前の提供、及びbunker delivery noteに引火点の情報を記載することを強制化するためのSOLAS条約II-2章の改正が採択された。
- (2) 洋上作業員運送の安全に関する国際コード（IPコード）

IPコードの新規制定及び同コードを強制化するためのSOLAS条約XV章の制定が採択された。同コードは12人を超える作業員を運送する500GT以上の貨物船及び高速艇が適用対象となる。

(3) IGCコードの改正

設計温度が-55℃より低く-165℃までの貨物タンク又はプロセス用圧力容器及び二次防壁用の板、形材及び鍛造品に関するIGCコード表6.3に高マンガンオーステナイト鋼を含める改正が採択された。

(4) IGFコードの改正

設計温度が-55℃より低く-165℃までの燃料タンク又はプロセス用圧力容器及び二次防壁用の板、形材及び鍛造品に関するIGFコード表7.3に高マンガンオーステナイト鋼を含める改正が採択された。

(5) 2011 ESPコードの改正

主に以下の点における、2011 ESPコードの改正が採択された。

1. ばら積み貨物船において毎年の検査実施が要求される条件となるバラストタンク（二重底タンクを除く）の塗装状態を、「不良（POOR）」から「優良未満（less than GOOD）」に変更。
2. 船齢20年を超える150m以上の二重船側ばら積み貨物船の貨物艙に隣接する二重船側空所において、塗装状態が「不良（POOR）」の場合は、毎年の検査実施が要求される旨を規定。
3. 独立タンクにより油を運送する油タンカーは同コードの適用対象とならないことを明確化。
4. 油タンカーの更新検査時に要求される圧力試験の実施時期の明確化。

(6) IBCコードの改正

MSC 104で採択されたIGCコードの改正同様、浸水時の残存要件でヒンジ式水密戸の没水の一部認めるIBCコードの改正が採択された。

3.2 承認された条約及び関連コードの主要な改正

今回の会合で承認された主要な義務要件は以下の通り。これらは、2023年6月に開催されるMSC 107にて採択される見込みである。また、これらの改正はSOLAS臨時改正サイクルが適用され、2026年1月1日発効となる見込み。

(1) LSAコードの改正

全閉囲型救命艇に対する換気要件を新設する

ためのLSAコードの改正、及び関連の効力試験等を規定するための救命設備の試験に関する勧告（決議MSC.81(70)）の改正が承認された。

一方、部分閉囲型救命艇及び救命いかだに対する換気要件の要否については、SSE小委員会にて継続して検討することとなった。

(2) パーフルオロオクタンスルホン酸（PFOS）を禁止するためのSOLAS条約II-2章等の改正
PFOSを含む消火器の使用を禁止するためのSOLAS条約II-2章及び1994/2000 HSCコードの改正が承認された。

一方、PFOS以外の成分（例えばPFOA）の禁止については、SSE小委員会にて検討することとなった。

(3) SOLAS条約V章及びSE証書書式の改正
3,000GT以上のバルクキャリア及びコンテナ船に対し電子傾斜計の搭載を要求するためのSOLAS条約V章の改正が承認された。また本件に関連し、SE証書上のParticulars of shipにコンテナ船を追加する書式改正が承認された。

3.3 統一解釈等の承認

今回の会合において承認された統一解釈、ガイドライン及び指針等のうち、主要なものは以下の通り。

(1) SOLAS条約II-2章の統一解釈

A級仕切りを貫通するダクトの防熱材に関するSOLAS条約II-2章9.7.3.1.2において、防熱材が要求される範囲を明確にするための解釈。また、B級仕切りを貫通するダクトに関するSOLAS条約II-2章9.7.3.2において、ダクトと仕切りの隙間が認められない旨を明確にするための解釈。

(2) 液化ガスばら積み運搬船を保護するための固定式ドライケミカル粉末消火装置の承認に関するガイドライン（MSC.1/Circ.1315）の改正
液化ガスばら積み運搬船を保護するための固定式ドライケミカル粉末消火装置の承認に関するガイドライン（MSC.1/Circ.1315）の改正により、ドライケミカル粉末の火災試験の詳細が定められた。加えて、ドライケミカル粉末の定義が改正され、主な成分として特定の成分を含めることが要求されていたが、当該成分に関する記載が削除された。本改正は2023年7月1日以降に搭載される装置を対象として適用される。

(3) 船上におけるアスベスト使用の規制に関する情報（MSC.1/Circ.1374）の改正

船上におけるアスベスト使用の規制に関する情報（MSC.1/Circ.1374）では、SOLAS条約II-1章3-5に違反するアスベストを含む材料（ACM）の船上使用を発見した場合、3年以内に除去するよう規定されている。本要件をより実用的にするべく、予防保全に沿った維持管理や監視の実施を条件としてガスケット等のACMを3年を超える適当な時期に除去することを主管庁が認めることを可能にするためのMSC.1/Circ.1374の改正。

3.4 自動運航船関連要件の検討

船舶の自動化に関する研究が進んでいる中で、自動運航船に適用すべき条約要件についてMSCで検討を行っている。

前回の審議では、2024年内に自動運航船に関する非強制の目標指向型のガイドラインを作成した上で、新規強制要件（MASS Code）を2028年1月1日から発効することを目標とした作業計画が合意された。

今回の審議では、コレスポンデンスグループ（作業グループ）からの報告や関連の作業グループによる会合結果に基づき、主に目標及び機能要件の策定を中心に、非強制ガイドラインの検討が開始された。