

試船型を用いた全船直接荷重構造解析ならびに船級規則による 船体構造強度評価の比較検討

松井 貞興*, 鬼塚 博之**, 日本貴秀一**

Comparative Study of Structural Strength Evaluation by Whole Ship Direct Load and Structure Analysis and Classification Rules Using Test Ship

by

MATSUI Sadaoki*, ONIZUKA Hiroyuki** and YAMATOKI Shuichi**

Abstract

Ship structures are designed following classification rules, which have both physical and empirical bases. Direct Load and Structure Analysis (DLSA) methods with a physical basis have been developed and partially applied to the design of ship structures. To properly apply DLSA to ship structural design, the present study was carried out; the wave loads and structural responses obtained by DLSA were compared with those obtained by Common Structural Rules (CSR), and the applicability of DLSA to structural design is discussed on the basis of the results. The ship motion in waves was generally comparable between the CSR and the 3-D panel method for DLSA, but the wave-induced hull girder sectional loads were generally larger in the load analysis because the effect of storm avoidance operation was not included. The enveloped values of von Mises stresses in the longitudinal strength members for the hull girder loads, and the resulting longitudinal stresses in the FEM model were larger for DLSA. In particular, the stresses in the side shell in the fore part obtained by DLSA were about twice those of the CSR, mainly due to the difference in vertical shear force (VSF). This can be mitigated by considering realistic loading and sea conditions for DLSA. Meanwhile, the envelope of the von Mises stresses in the transverse strength members was smaller than that of the CSRs in some cases because DLSA did not cover all of the loading conditions. In the future, it will be necessary to organize the dominant loading conditions and their target members, and standardize the loading conditions to be considered in DLSA.

* 構造・産業システム系

** 株式会社 名村造船所 基本設計部

原稿受付 令和5年10月20日

審査日 令和5年11月29日

目 次

1. 緒言.....	108
2. 対象船舶と計算条件.....	109
2.1 対象船舶および積み付け条件.....	109
2.2 DLSA を用いた強度評価.....	110
2.2.1 EDW に基づく強度評価手順.....	110
2.2.2 DLSA と CSR の解析法の対比.....	111
2.2.3 DLSA の荷重解析における横揺れ減衰力係数の設定.....	111
2.3 CSR による強度評価の特徴.....	112
3. 荷重.....	112
3.1 静水中ハルガーダ荷重.....	112
3.2 等価設計波の条件.....	114
3.2.1 EDW の定義.....	114
3.2.2 EDW の波条件の比較および DLSA で採用する EDW.....	114
3.3 波浪中船体応答の長期予測値の比較.....	116
3.3.1 船体運動/運動加速度.....	116
3.3.2 動的ハルガーダ荷重.....	117
3.4 圧力分布の比較.....	119
3.5 荷重の比較のまとめ.....	120
4. 構造応答.....	120
4.1 等価設計波下における FEM モデルに生じるハルガーダ断面力.....	120
4.1.1 VBM の比較.....	120
4.1.2 VSF の比較.....	122
4.1.3 HBM の比較.....	123
4.1.4 TM の比較.....	124
4.2 von-Mises 応力の包絡値の比較.....	125
4.3 設計に対する DLSA の運用に関する一考察.....	126
5. 結言.....	131
謝辞.....	131
References.....	131

1. 緒言

船体構造設計は、通常、船級規則に規定される強度評価計算（以下、規則計算）に基づき、各種要件が満足されるように行われる。規則計算は設計者の負担軽減を念頭にその工程が簡略化されており、例えば Common Structural Rules (CSR)¹⁾では船体の構造解析モデルとして部分ホールドモデルを用いることとしており、また波浪荷重の推定においてはいくつかの支配的な荷重状態を簡易算式により定めている。ただし、そのような簡略化の代償として、規則の開発において想定されていないような船舶に対しては非合理的な結果を与えることがあり得る。それゆえ、実績の無いサイズや新しい構造様式を有する船舶の強度評価では、直接荷重構造解析(以下、DLSA: Direct Load Structure Analysis)に代表される、より高い合理性を有する解析手法が必要とされる。

船舶設計における DLSA は半世紀も前からみられる旧知の技術である^{2,4)}が、解析自体のハードルの高さゆえに個船の設計に適用される機会は多くなく、長らく規則計算に対する付加検討のための解析として位置づけられていた。ところが、計算機性能や計算技術の発展により DLSA による設計が身近なものとなったことに伴い、こ

ここ数年間で船級協会において DLSA を重要視する動きが進み、日本海事協会では 2018 年に直接荷重解析に基づく強度評価ガイドラインが整備され⁵⁾、2022 年に改正された鋼船規則 C 編には DLSA による代替設計を認める文面が明記された⁶⁾。このような潮流は今後も継続すると考えられ、DLSA による構造設計の重要性は今後ますます高まるものと思われる。

DLSA が規則計算よりも高い合理性を有する高度な手法であることは言うに及ばないが、規則要件が損傷実績などの経験を踏まえたものである以上、DLSA がそれに置き代わるには規則計算の適用船に対する両手法による結果の突合せは不可欠である。というのは、実際の船体構造応答には建造からオペレーションに至るまでの様々な不確定要素が関与するので、DLSA による“想定した条件下における理論上の正しい結果”が必ずしも現実を反映しているとは言い切れないためである。また、規則計算では荷重推定と強度推定の両方を合わせて寸法実績を考慮した調整がなされているという見方もできるため、荷重推定（応力推定）のみ理論計算に差し替えることの妥当性に関する検討の余地もある。すなわち、実設計に DLSA を適用するには、従来の規則計算との連続性を確認しながら、その傾向や使い方に関する知見を蓄える必要があるといえよう。

それにもかかわらず、規則計算と DLSA の比較に関するこれまでの報告は、規則計算の部分的な妥当性検証として DLSA が用いられることはある^{7,8)}ものの、実際の設計を想定した手順で両手法を直接比較した例は著者らの知る限り存在しない。その理由はいくつか考えられ、全船構造モデルを用いて規則計算と DLSA の両方を実施できる機関が限定されること、船体の構造モデルや評価結果の秘匿性が高いこと、規則計算には理論的根拠の不明瞭な経験係数が暗に含まれるために DLSA との差異を特定することが困難なこと、などが挙げられる。一方で、上述したようにすでに代替設計として DLSA を活用可能な今、両手法の定量的な比較検討は DLSA を構造設計に適用するために不可欠であり、実設計の観点からその意義は非常に大きい。加えて、そのような比較検討は今後の規則開発にも貢献するものと考えられる。

本研究では、構造設計への DLSA の活用を見据え、CSR に基づく規則計算と DLSA により得られる荷重および構造応答を比較し、両結果の差について考察するとともに、構造設計における DLSA の運用法について論じる。本報告では検討の第一段階として、最も基本的な等価設計波法に基づく解析手順に従い DLSA を計算した場合について検討し、その結果をふまえ、今後の課題や検討方針を明らかにする。対象船は CSR 適用船である L=245m のばら積み船を想定した試船型とし、DLSA の実施には海上技術安全研究所で開発した DLSA-Basic システム⁹⁾を用いる。

2. 対象船舶と計算条件

2.1 対象船舶および積み付け条件

本論文において対象とする船舶はばら積み船を想定した試船型であり、その全船 FEM モデルを Fig. 2.1 に、主要目等を Table 1 に示す。DLSA で用いる FEM モデルにも、CSR と同じネット寸法板厚を適用する。規則計算では、CSR で規定される積み付け条件を全て考慮する。一方で、DLSA の方では構造応答に支配的と考えられる満載の重貨物均等積状態(homo.)、多港積荷・揚荷（軽貨物隔倉積）状態(mult.)、ヘビーバラスト状態(h-bal.)の3つの積み付け条件を対象とする。各積み付け条件における貨物および積み付け条件に依存する主要目について、Table 2 に示す。横揺れ環動半径については DLSA においても CSR で規定される値を用いる。一方、横メタセンタ高さ GM については、DLSA では CSR に規定される値ではなく積み付け計算の結果(Actual)の値を用いる。

Table 1 Basic information of the target ship

Additional service features	BC-B
Length L_{pp} (L_{CSR} , specified in CSR)	244.5 (240.75) m
Breadth B	43 m
Depth D	18.7 m
Scantling draught T_{SC}	12.94 m

Table 2 Basic information of the target ship for each loading condition

	Homo. loading	Mult. loading	Heavy ballast
Loading cargo hold	No. 1-6	No. 2, 4&6	No. 4
Cargo	Heavy (SG 3.0)	Light (SG 0.8)	Ballast water
Mean draft T_{LC}	12.94 m	10.675 m	9.07 m
Radius of roll gyration (dry) k_r/B	0.42	0.36	0.40
Metacenter height GM/B (CSR)	0.250	0.145	0.250
Metacenter height GM/B (Actual)	0.289	0.243	0.302

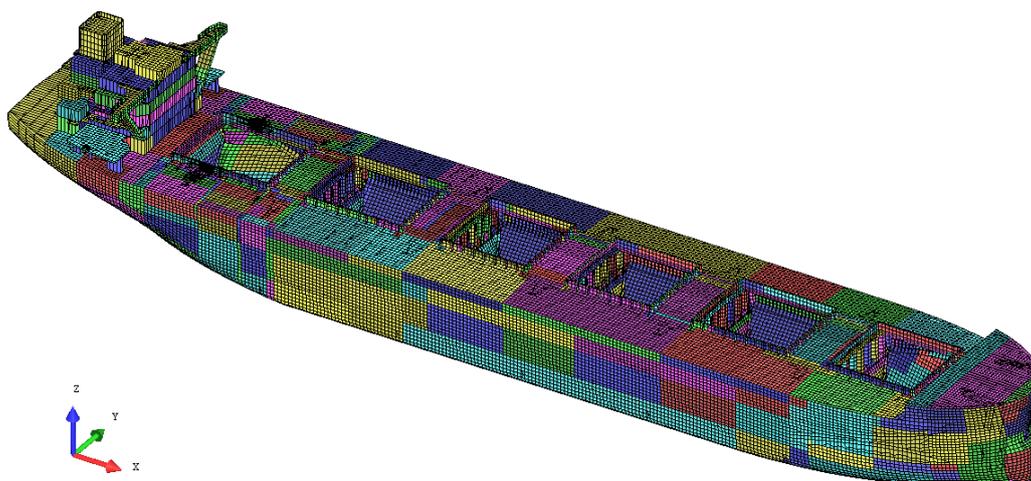


Fig. 2.1 FEM model of the target ship.

2.2 DLSA を用いた強度評価

2.2.1 EDW に基づく強度評価手順

本論文では、DLSA を用いた強度評価として等価設計波(以下、EDW: Equivalent Design Wave)に基づく方法を採用する。EDW は支配荷重因子(以下、DLP: Dominant Load Parameter)の長期予測値(超過確率 10^{-8} に相当する応答値)を生じさせるような等価な規則波である。船体に作用する最大荷重を少数のEDW 下の荷重状態で代表することで、非線形影響を考慮した長期最大構造応答を比較的簡便に評価することができる。DLP の応答関数(以下、RAO)を用いてEDW を定義する場合の強度評価手順を Fig. 2.2 に示す。採用するEDW の種類は、3.2 節に後述するとおり、CSR で定められるDLP に対応したものを適用し、各EDW の波条件については荷重解析の結果に基づき決定する。

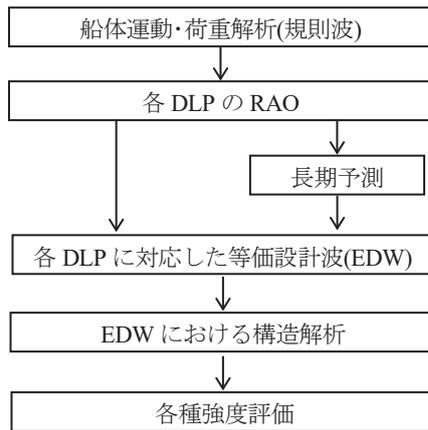


Fig. 2.2 DLSA での EDW に基づく強度評価手順 (参考文献¹⁰⁾の図 3.1 に対応)

2.2.2 DLSA と CSR の解析法の対比

Table 3 に、本論文で実施する DLSA-basic システムを用いた DLSA と、CSR に基づく規則計算の比較を示す。DLSA-Basic システムの詳しい解析法については著者のうちの一人が執筆した論文⁹⁾を参照されたい。

Table 3 DLSA-Basic システムによる DLSA と CSR の解析法の比較

	DLSA-Basicシステムによる解析	CSRに基づく規則計算
荷重解析	・3Dパネル法 (NMRIW3D-Lite)	—
EDWの波条件 (3.2節)	・荷重解析によるRAOと長期予測の結果から算出	・波条件の簡易算式 (CSR technical background ¹⁴⁾ で規定)
FEMモデルに付与する波浪荷重	・荷重解析により得た運動加速度から計算される内圧、および波浪外圧 ・断面力は付与しない	・荷重の簡易算式 (CSR4章で規定) に基づく内圧、波浪外圧および断面力
FEMモデル	・全船モデル ・慣性リリーフ解析により、境界条件は設定しない	・3ホールドモデル ・モデル端部に境界条件を設定し、断面力を作用させる

2.2.3 DLSA の荷重解析における横揺れ減衰力係数の設定

荷重解析における横揺れ減衰力係数は roll の最大値に影響し、DLSA においては横強度部材の応力に直結する非常に重要なパラメータである。その推定には、横揺れ減減係数を簡易算式から決める方法や池田の組み立て法などを用いるのが一般的である¹¹⁾が、信頼度の十分に高い推定法はいまだに存在しない。また、長期予測に用いる roll の応答関数は荷重解析において設定する波高によって変化する上に、その波高の決定法も確立していない。Roll の非線形性を合理的に考慮するには相応の高度な統計予測法^{12, 13)}が求められ、そのような高度な手法は roll 単独に対する適用であれば問題ないものの、DLSA に対して線形の長期予測よりも工数の多い手法を採用することは現状のところ現実的ではない。

そのため本検討では、実績に基づくと考えられる CSR で規定される最大 roll 角をターゲット値として、それを生じさせるように減減係数を決定することにする。具体的には、roll の非線形影響を無視するため非線形減減係数をゼロとし、かつ roll 運動の線形の長期予測値が CSR の最大 roll 角と一致するように、積み付け条件毎に線形の減減係数の値を調整する。このようにして roll の最大値を CSR と DLSA とで揃えることで、横荷重や強度部材の応答に関する差の要因を特定しやすくなるとともに、非線形性を無視することで、EDW (後述する BSR) において目的の roll 角を生じさせることが容易になる。

2.3 CSRによる強度評価の特徴

DLSAは理論計算である一方、CSRの規則計算は設計における利便性向上のための様々な工夫が盛り込まれている。以降の比較検討の前提として知っておくべきCSRの主な特徴を以下に列挙する。

- a) 静水中ハルガーダ荷重は、全積み付け条件の値ならびに簡易規則算式の包絡値を求めておき、それに各積み付け条件、各ホールドに対して規定される1以下の係数を乗じた値を適用する
- b) 波浪荷重（ハルガーダ荷重、運動加速度、内外圧分布）は、はじめに簡易算式により長期予測値の推定値が与えられ、実際にFEM解析で作用させる荷重はそれに荷重組み合わせ係数を乗じた値を適用する。荷重組み合わせ係数は荷重の種類、EDW、積み付け条件に依存する1以下の係数であり、各EDW下のDLPが最大/最小となる瞬間の波浪状態を再現するように定められている。
- c) FEM解析では、注目するホールド+前後ホールドの3ホールドFEMモデルが用いられる。ハルガーダ荷重は、FEMモデルに内力として生じるハルガーダ断面力が上記a)+b)のターゲット値に一致するように、両端の境界条件および各フレームで力/モーメントを作用させて調整する
- d) FEM解析では各ホールドに対して支配的な積み付け条件かつ支配的なEDWが考慮される
- e) 最終的には計算された全てのEDW、積み付け条件での構造応答の包絡値が強度評価に用いられる。そのため、包絡値にあまり影響しないケース（他のケースで補われるケース）では物理的合理性は必ずしも重視されない

上記d)に関し、就航状態では3つのホールドが満-空-満の隔倉積み状態は計算されるが、空-満-空は計算されない。そのため、No.2,4,6ホールド積みのmult.においてCSRで評価対象となるホールドはNo.1,3,5ホールドのみであり、今回の比較ではmult.についてはNo.1,3,5ホールドに限定する。

3. 荷重

本節では、CSR4章で規定される静水中荷重、および波浪中の船体運動ならびに波浪荷重を、線形の荷重解析の結果と比較する。船速はCSRで想定される値に従い一律で5knotとした。

3.1 静水中ハルガーダ荷重

静水中ハルガーダ荷重は波浪成分と同等以上に重要な成分であるため、まずはこの成分についての比較を行う。本論文では、DLSAによる評価では各積み付け条件において実際に生じる（重量分布/浮力分布から計算される）静水中ハルガーダ荷重を用いる。

Table2に示す各積み付け条件におけるDLSAとCSRの静水中垂直曲げモーメント(VBM)分布をFig.3.1に、垂直せん断力(VSF)分布をFig.3.2に示す。CSRでは、全積み付け条件の包絡値Msw,Qsw(黒線)を基準とし、それに各積み付け条件・ホールドごとに定められた1以下の係数を乗じた値を作用させる。Fig.3.1において、CSRのh-bal.の分布は2種類定義されており、動的成分がsaggingになる状態では“H-bal.-1”が、hoggingになる状態では“H-bal.-2”がそれぞれ適用される。本来静水中成分は波浪中の状態に依存するものではないが、安全側に評価を行うためこのような方法を採用しているものと考えられる。一方Fig.3.2では、CSRはmult.およびh-bal.の値が部分的に表示されているのみであるが、これはFEM解析でVSFを作用させる(調整する)のは各ホールドにおいてVSFの厳しくなる積み付け条件(Max SFLC)に対してのみで、それ以外では内外圧や反力により3ホールドモデルに自然に発生するVSFをそのまま用いるためである。今回考慮する3つの積み付け条件では、Max SFLCは中央ホールド(No.4)に対してはh-bal.が、それ以外のホールド(No.1,3,5)に対してはmult.のみが適用される。なお、CSRではVSFを評価ホールドの前後バルクヘッドの片方で正の包絡値(Qsw-pos)、もう片方で負の包絡値(Qsw-neg)をとるよう作用させるため、Fig.3.2に示すような分布となる。

Fig. 3.1 より、静水中 VBM については、CSR は h-bal.の中央ホールドを除き、数割～数倍程度の安全側の見積もりとなっている。中央ホールドの sagging モーメント以外は静水中最小 VBM の算式によって決定されており、同算式が実際よりも幾分大きな荷重状態を想定していることがわかる。

次に Fig. 3.2 の静水中 VSF を見ると、h-bal.については CSR と DLSA は非常に近い状態となっている一方、mult.については大きな乖離がみられる。CSR の分布のように VSF の傾斜が強いのは鉛直方向分布荷重が相応に大きいことを意味するが、Mult.の喫水ではこの VSF の変化率に対応する分布荷重が作用することはない。すなわち、上記 2.3 節 e) で述べたように、Fig. 3.2 の CSR の mult.の分布は物理的な状態を再現しているというよりも、全積み付け条件の構造応答の包絡値を見据え、それを過不足無く補うように定めていると見るのが妥当である。実際、No.3 C.H.の後部および No.5 C.H.の前部では、mult.同士で比較すると DLSA よりも CSR の値が過大となっているが、DLSA の h-bal.の値程度以下に収まっている。したがって、この差が応力の包絡値に対して大きな影響を及ぼすことはないと考えられる。

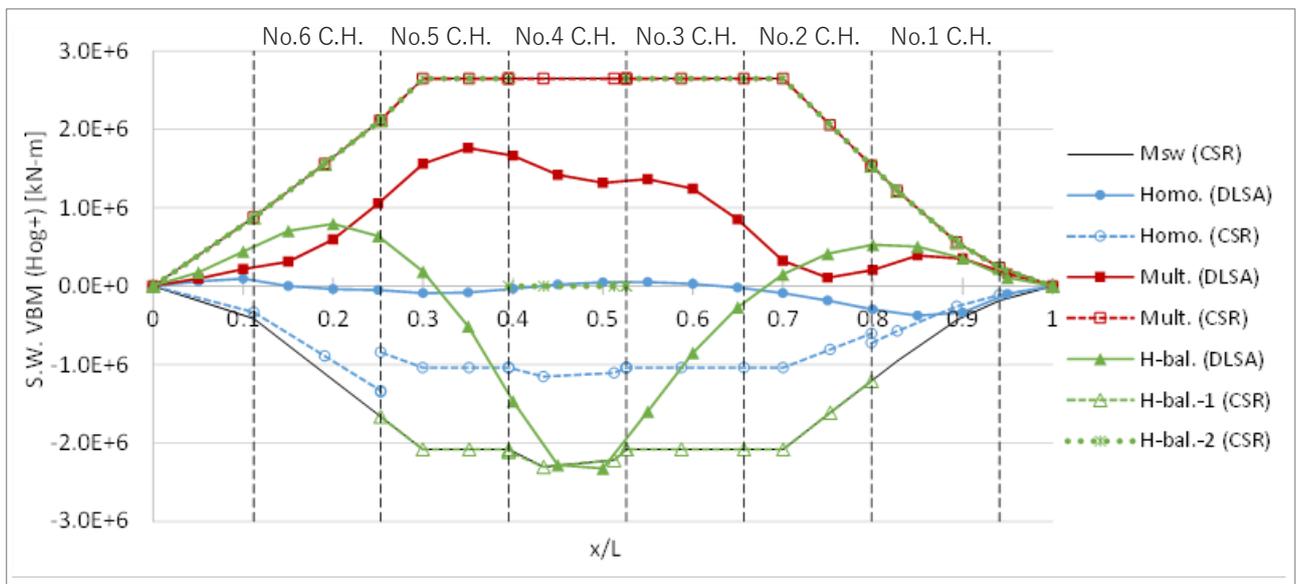


Fig. 3.1 各積み付け条件における CSR と DLSA の静水中垂直曲げモーメント分布 (hogging モーメントを正)

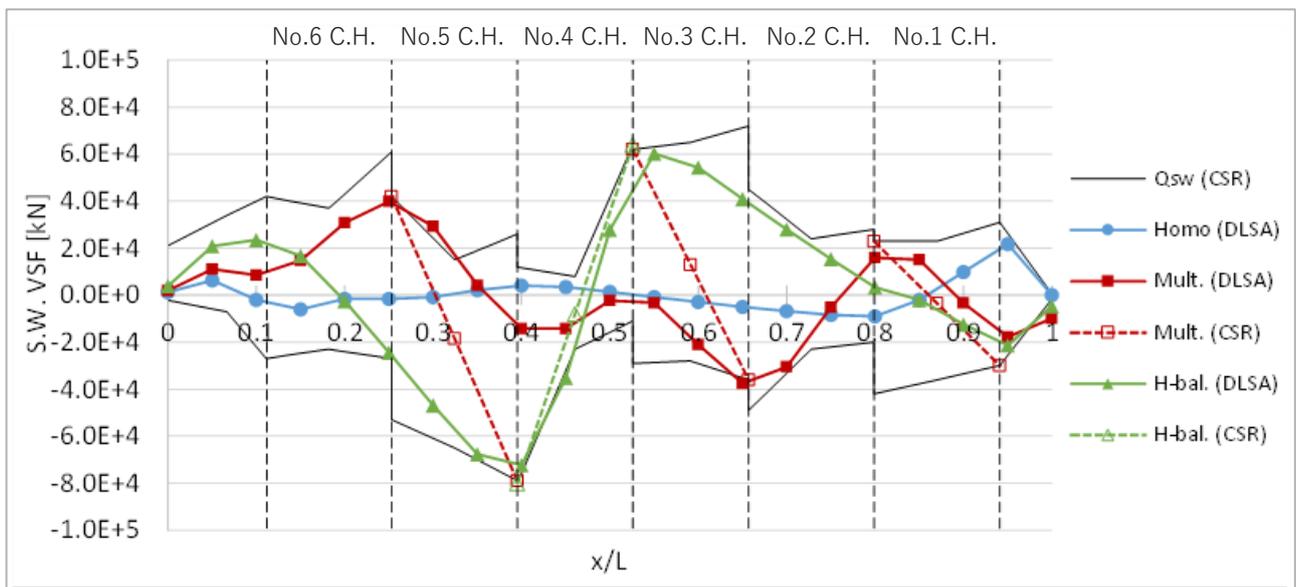


Fig. 3.2 各積み付け条件における CSR と DLSA の静水中垂直せん断力分布

3.2 等価設計波の条件

等価設計波(EDW)は、支配的荷重因子(DLP)の長期予測値を生じさせるような規則波である。CSR では Technical Background¹⁴⁾に重見らの研究¹⁵⁾に基づいた EDW の波条件の簡易算式が記載されている。一方、DLSA では荷重解析によって直接的に EDW を定義することができるため、両者による EDW を比較する。

用いる DLP は、CSR で規定される以下の 5 種類とする。

- ① VBM at S.S. 5.0
- ② Vertical acceleration at F.P.
- ③ Roll motion
- ④ Water pressure at waterline and S.S. 5.0
- ⑤ Torsional moment at S.S. 2.5

3.2.1 EDW の定義

CSR では DLP およびそれが支配的となる波向きに対応して EDW の名称を Table 4 のように定義している。各 EDW でターゲットとしている DLP は、HSM, FSM は上記の①, HSA, OSA は②, BSR は③, BSP は④, OST は⑤である。また、各 EDW の波長と波高については荷重解析のシリーズ計算結果から船長 L 、喫水比(各積付状態における喫水 T_{LC} /構造用喫水 T_{SC})により定まる簡易算式を定めている¹⁴⁾。

Table 4 Design wave encountering angles for each EDW.¹⁴⁾

EDW	χ (Design wave encountering angles)
HSM	180 deg (head sea, the wave comes from bow)
HSA	180 deg (head sea, the wave comes from bow)
FSM	0 deg (following sea, the wave comes from stern)
BSR	90 deg/270 deg (beam sea, the wave comes from portside/starboard)
BSP	90 deg/270 deg (beam sea, the wave comes from portside/starboard)
OST	60 deg/300 deg (Oblique sea, the wave comes from stern of portside/starboard)
OSA	120 deg/240 deg (Oblique sea, the wave comes from bow of portside/starboard)

一方、荷重解析によって EDW の波条件を直接定義する場合、波向きについては CSR と同じとし、波長は与えられた波向きのうちで RAO がピークとなる波長を用い、波高は各 DLP の長期予測値を計算したうえで次の式(1)により定めるのが一般的である^{10, 14, 15)}。

$$H_{EDW} = 2 \times \frac{\text{DLP の長期予測値}}{\text{DLP の RAO のピーク値}} \quad (1)$$

本検討でも上記の手順に従い、荷重解析の結果から波条件を導出した。

3.2.2 EDW の波条件の比較および DLSA で採用する EDW

荷重解析および CSR の算式により導出した各 EDW の波条件を Table 5 に示す。両者で値が 2 割以上異なる数値を太字で強調している。以下、差の要因について考察する。

<HSA の波高>

特に HSA での波高の差が顕著となっている。この理由は、HSA は基本的に垂直加速度が斜め波ではなく向い波で最大となる船舶(フルード数の高い、サイズの小さい船舶)に焦点を当てた EDW だからである。本船の homo. における垂直加速度の RAO は Fig. 3.3 左に示すとおり、向い波ではなく斜め波 120°で最大となることが分かる。このような場合、向い波の RAO のピーク値を用いて式(1)を計算すると、ピーク値が小さい分過大な波高となる。構造応答への垂直加速度の寄与は OSA で考慮されることから、HSA は垂直加速度が 120/240°で最大となる船舶では採用しないことが望ましいと考えられる。実際、そのような船に HSA を採用すると非常に過度な構造応答となる⁹⁾。

以上の検討から、以降の DLSA では HSA を除いた 6 種類の EDW を用いる。ただし、CSR では通常の評価法として HSA も考慮する。

<FSM の波高>

FSM の波高が過大になる原因についても、概ね HSA と同様の理由である。本船の homo.における VBM の RAO を Fig. 3.3 右に示すとおり、追い波の VBM は向い波よりも小さく、VBM の長期予測値を発生させるためにより大きな波高が必要になる。しかし、HSM は船首側、FSM は船尾側で構造応答が大きくなるという棲み分けがされており、FSM を除くと船尾側の縦強度部材を非安全側に評価してしまうため、基本的に FSM は必要である。

<BSR, mult.における波長船長比>

Mult.においてのみ、BSR の波長船長比に違いがみられる。これは Table 2 にみられる通り、CSR における横メタセンタ高さ GM の推定値が actual の値と乖離しているためである。この差は主に roll 角加速度の差として、バラスタタンクの内圧に影響を及ぼすと考えられる。

Table 5 Wave condition of EDW defined by CSR and 3D-Panel method.

EDW		HSM	HSA	FSM	BSR	BSP	OST	OSA	
DLP		VBM@MS	V. acc.@FP	VBM@MS	Roll	Prs@MS,WL	TM@SS2.5	V. acc.@FP	
Wave angle [deg]		180	180	0	90/270	90/270	60/300	120/240	
Hw [m]	Homo.	3D-P.	18.6	22.3	20.6	11.7	13.1	12.1	15.7
		CSR	17.5	14.5	16.4	11.2	16.1	13.7	15.4
	Mult.	3D-P.	19.1	24.7	21.1	11.6	13.6	13.9	14.4
		CSR	16.9	14.1	16.0	12.8	15.5	13.7	15.4
	H-bal.	3D-P.	19.7	25.4	22.2	11.7	14.3	12.7	13.7
		CSR	16.5	13.7	15.7	10.8	15.1	13.7	15.4
λ / L	Homo.	3D-P.	1.10	1.00	1.20	0.90	0.60	0.50	0.70
		CSR	1.20	1.20	1.00	1.05	0.60	0.45	0.70
	Mult.	3D-P.	1.00	1.00	1.10	0.80	0.60	0.50	0.70
		CSR	1.10	1.10	0.93	1.52	0.53	0.45	0.70
	H-bal.	3D-P.	1.00	1.00	1.10	0.80	0.50	0.40	0.60
		CSR	1.02	1.02	0.88	0.95	0.48	0.45	0.70

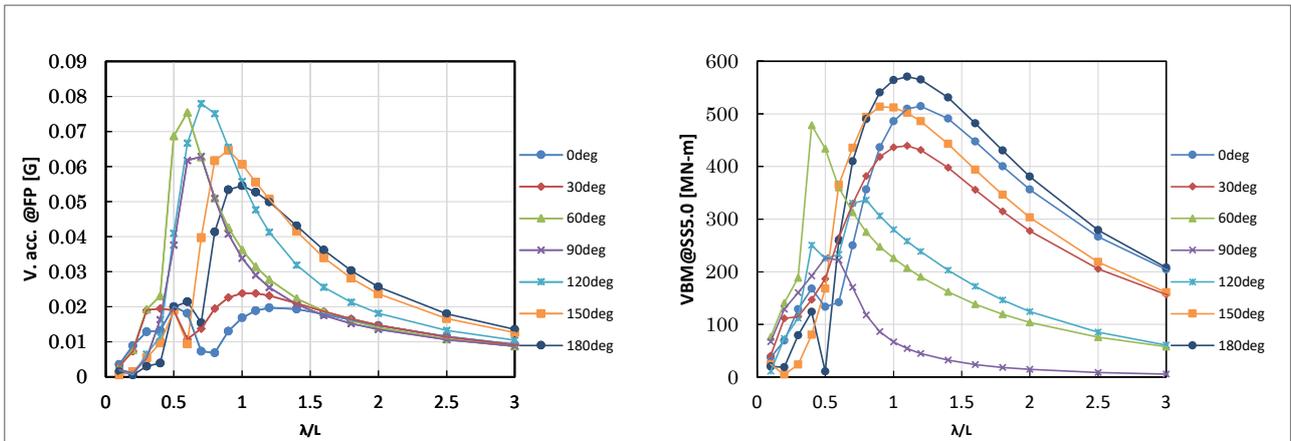


Fig. 3.3 Homo.における FP 位置垂直加速度の RAO (左) と midship 断面 VBM の RAO (右)

3.3 波浪中船体応答の長期予測値の比較

CSR 4章3節で規定される波浪中船体応答の長期予測値と、3D パネル法によって得られる長期予測値とを比較する。荷重解析における長期予測計算では、IACS rec34 に則り ISSC 波スペクトルおよび北大西洋の波浪発現頻度表を用いた¹⁶⁾。

基本的に、CSR の算式は荷重解析の結果と合うように開発されているが、荒天回避や減速などによる操船影響や、大波高中における応答の非線形影響などが暗に考慮されているものと推測される。北大西洋の海象における最大応答に対して操船影響の係数は 0.85 程度、非線形影響は係数にして 0.9~1.0 程度であるとされる⁶⁾ため、CSR の長期予測値は 3D パネル法の結果（操船影響/非線形影響が考慮されていない）より 1~2 割程度小さい値をとる可能性があることに留意されたい。

3.3.1 船体運動/運動加速度

CSR 4章3節で規定される船体運動/運動加速度の長期予測値と、3D パネル法の結果を Table 6 に比較する。Roll 角が両者で一致しているのは、そのように 3D パネル法の減衰力係数を調整したためである(2.2.3 節を参照)。Pitch 角については良く一致している一方、pitch 角加速度には差がみられる。これらの差の傾向が異なることについて CSR の pitch 角加速度が最大となる波長船長比 λ_ϕ/L を調べたところ、とりうる範囲が $0.9 \leq \lambda_\phi/L \leq 1.2$ となっていることから CSR では向い波で pitch 角加速度が最大となるケースを想定しているものと考えられ(Fig. 3.3 左)、一方で本対象船では斜め波(120°/240°)においてより短波長で最大となるために、同じ pitch 角でも異なる pitch 角加速度 となったと考えられる。他には sway 加速度は DLSA の方が倍程度大きくなっている。Roll 角加速度については mult.において差が目立つが、これは Table 5 でも説明したとおり、GM の算式が原因で CSR において roll 固有周期を正しく計算できていないことによる。

次に、包絡加速度 (x, y, z 方向加速度の長期予測値の空間分布) の船長方向分布について比較する。No.1~6 C.H. の各重心位置で、上下、左右、前後加速度の長期予測値を 3D パネル法で計算し、CSR 4章3節3.3 の包絡加速度と比較したものを Fig. 3.4 に示す。両結果の一致度は十分高く、両者で同程度の内圧が発生するものと考えられる。Table 6 で pitch 角加速度が 1, 2 割程度 CSR の値が小さかったにもかかわらず、z 方向の包絡加速度がむしろ CSR の方が若干大きいのは、荷重を過小評価しないよう、内圧に直結する包絡加速度の段階で heave との位相差を通して調整されているためと考えられる。しかしながら、本節冒頭に述べたように、3D パネル法では操船影響・非線形影響等を考慮していないことを考えると、CSR の式はやや安全側となっている可能性が考えられる。

Table 6 CSR と 3D パネル法による船体運動/運動加速度の長期予測値の比較

		Roll [deg]	Pitch [deg]	Surge acc. [G]	Sway acc. [G]	Heave acc. [G]	Roll acc. *(B/2) [G]	Pitch acc. *(L/2) [G]
Homo.	3D-P.	22.6	8.03	0.09	0.18	0.33	0.25	0.48
	CSR	22.6	8.02	0.07	0.10	0.33	0.21	0.39
Mult.	3D-P.	21.7	8.11	0.10	0.19	0.33	0.25	0.50
	CSR	21.7	8.02	0.07	0.10	0.33	0.16	0.43
H-bal.	3D-P.	23.0	8.07	0.10	0.20	0.32	0.27	0.52
	CSR	23.0	8.02	0.07	0.10	0.33	0.24	0.46

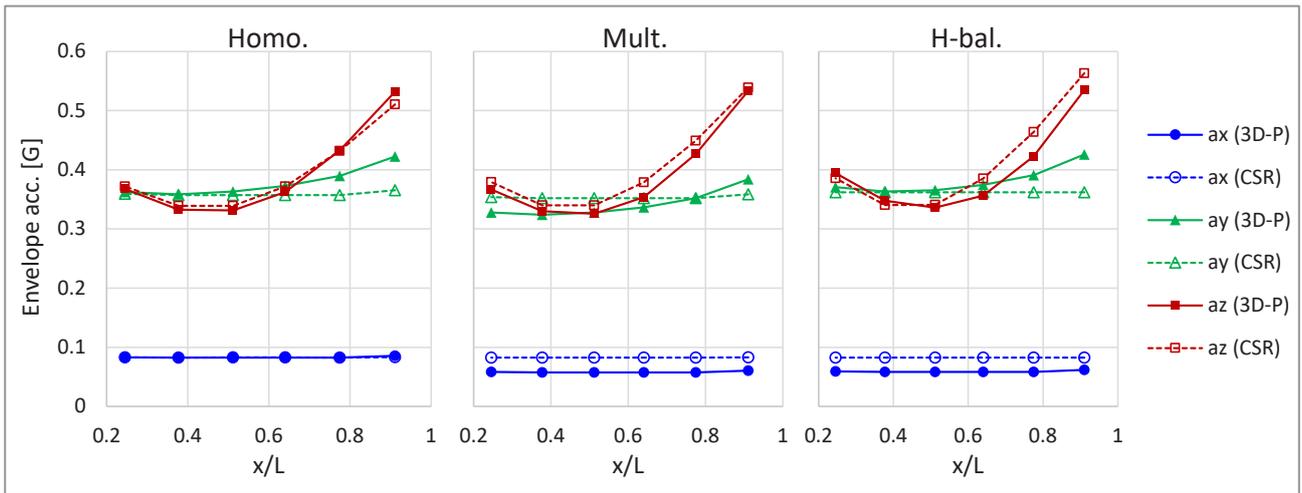


Fig. 3.4 各ホールド重心位置における包絡加速度の比較

3.3.2 動的ハルガーダ荷重

続いて、ハルガーダ荷重の長期予測値の船長方向分布を比較する。Fig. 3.5, Fig. 3.6 に、それぞれ波浪 VBM, VSF の比較図を示す。

Fig. 3.5 より、CSR よりも 3D パネル法の値の方が VBM はやや大きい。Fig. 3.6 ではより顕著で、3D パネル法の方が VSF が 2~3 割程度大きくなっている。CSR における VBM, VSF の算式は 1989 年に作成された IACS Requirement S11 の算式であり、S11 は「就航船の寸法実績を考慮した許容応力を定める」という各船級協会間のコンセンサスがベースとなっている¹⁷⁾ため、操船影響等を含む経験依存の係数が暗に考慮されているものである。したがって、線形の荷重解析の結果の方が大きくなることは不自然なことではない。また、CSR の算式では形状非線形（船体形状に起因する非線形性）が算式で陽に考慮されており、わずかに sagging モーメント(VSF ではその微分)側の方が大きい。

Fig. 3.7, Fig. 3.8 にそれぞれ水平曲げモーメント(HBM)、キールまわりの振りモーメント(TM)の結果を示す。Fig. 3.7 より、CSR の HBM の算式は喫水に比例しており、3D パネル法とおおむね同等の値および傾向となっている。一方、Fig. 3.8 にみられる TM については CSR の方が数割程度大きい。これは、CSR では後述する非線形影響が考慮されていることに加え、TM はローカルな重量分布の影響を受けるため精度良く予測することが比較的難しいので、安全側に見積もられていることが考えられる。ただし、CSR では喫水が増えると TM の値が若干減じられており、この傾向については現象としては妥当ではないように思われる。なぜなら、水平せん断力(HSF)は喫水におおよそ比例して増えるので、TM のうちの(HSF)×(レバー)の成分については喫水に応じて大きくなる傾向にあるためである。

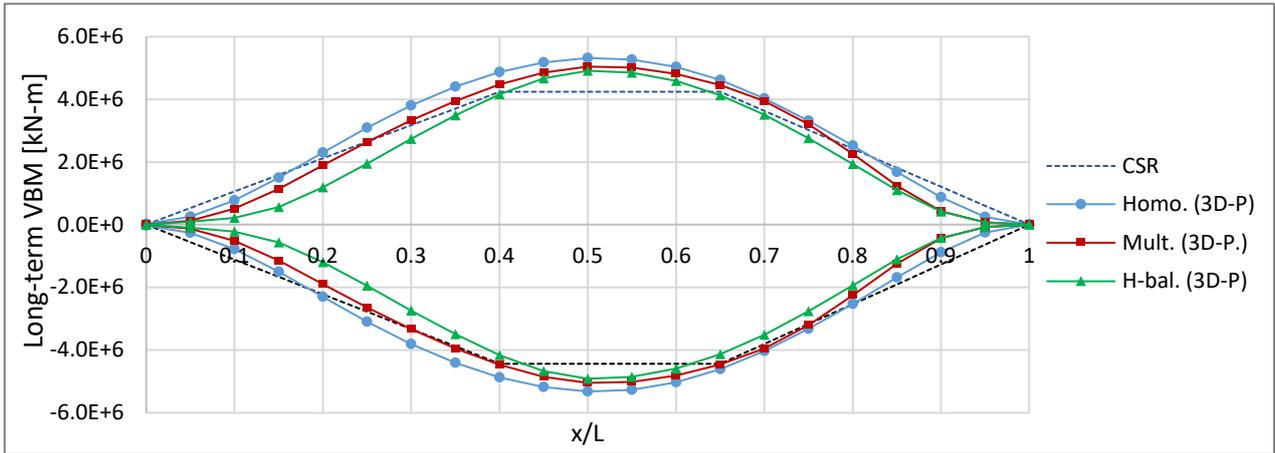


Fig. 3.5 波浪 VBM の長期予測値の船長方向分布の比較

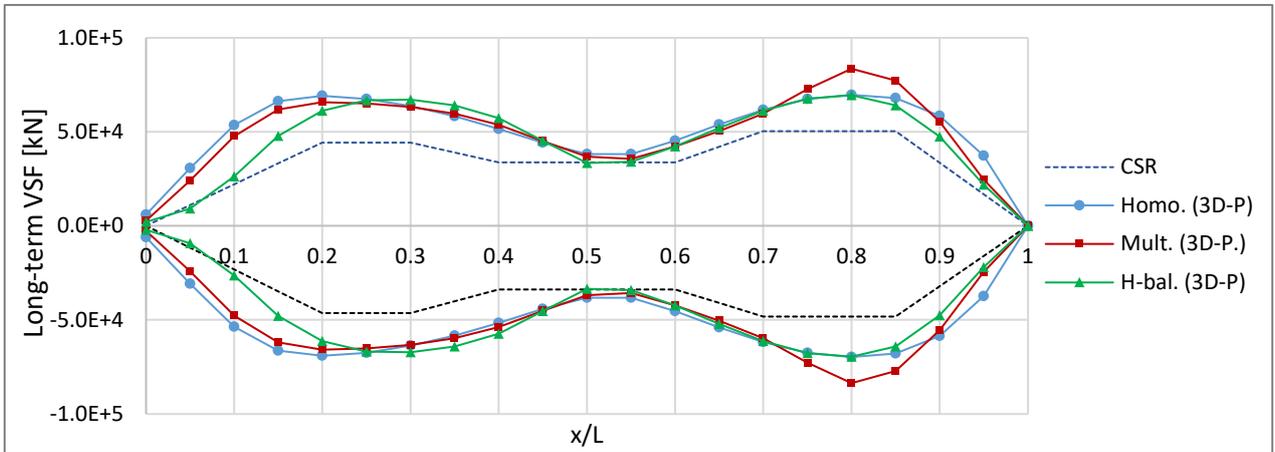


Fig. 3.6 波浪 VSF の長期予測値の船長方向分布の比較

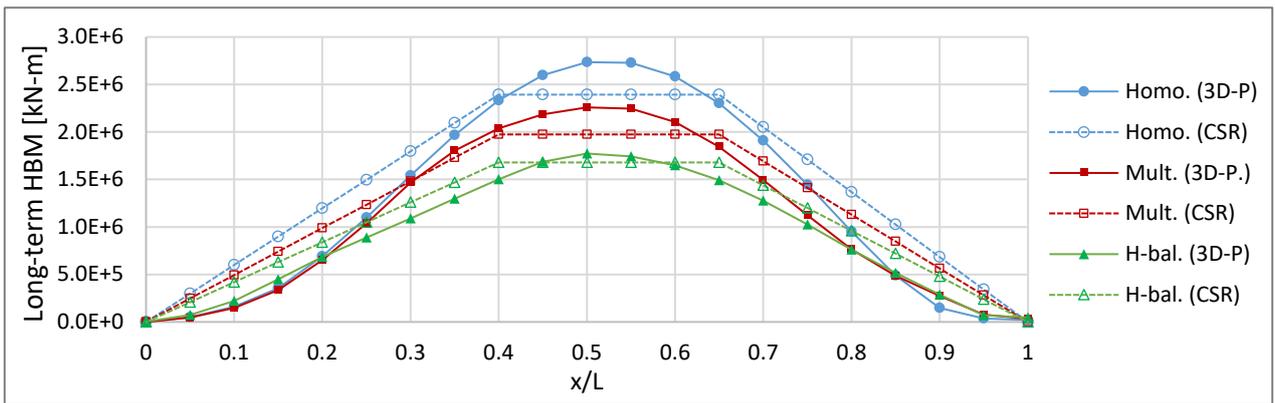


Fig. 3.7 波浪 HBM の長期予測値の船長方向分布の比較

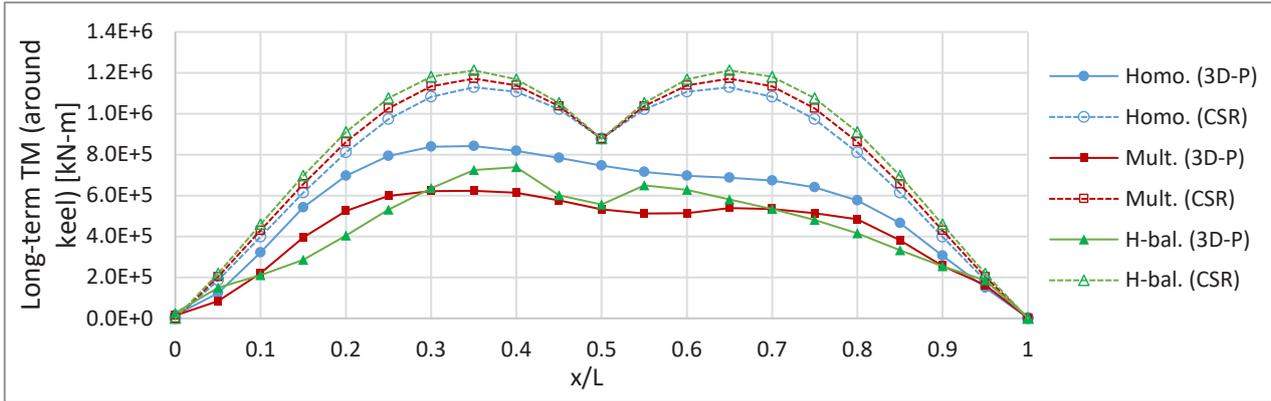


Fig. 3.8 波浪 TM(キールまわり)の長期予測値の船長方向分布の比較

3.4 圧力分布の比較

特徴的かつ内外圧の大きくなる2ケースについて、CSR と DLSA の圧力分布を比較する。Fig. 3.9 に homo., HSM における No.1 C.H.の分布を、Fig. 3.10 に mult., BSP における No. 4 C.H.の分布を比較する。Fig. 3.9 では両分布がおおむね一致しており、両者で同程度のローカル変形が生じると考えられる。一方 Fig. 3.10 では、Table 6 にみたように DLSA の方が大きな sway 加速度が生じているために、DLSA の左舷側の波浪外圧がやや大きく、かつ内底板の粒状貨物荷重方向の傾斜が大きい。ただし、内圧の上下方向については CSR の方が大きく、内外圧差による二重底変形は CSR の方が大きくなると考えられる。

なお DLSA にはデッキに圧力を作用させていない。本影響については未調査であるが、重大な差を生むことはないと考えられる。

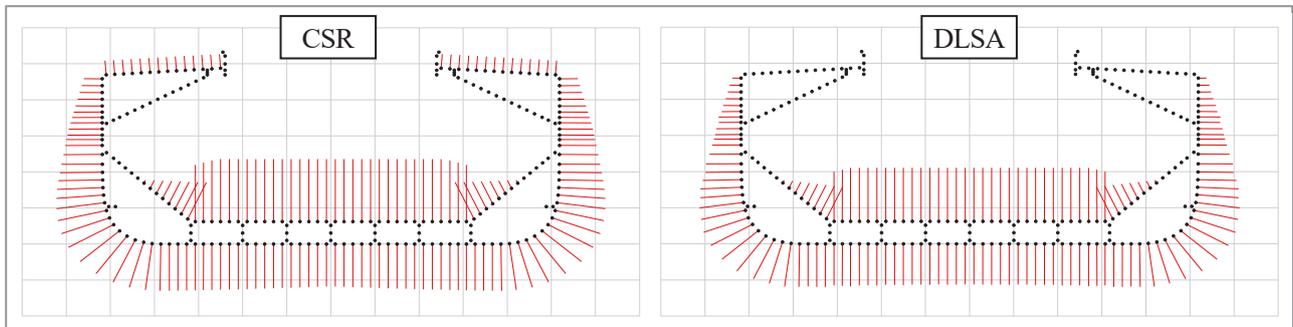


Fig. 3.9 Homo., HSM (sagging モーメント最大) における No.1 C.H.の圧力分布の比較 (0.25 倍水頭)

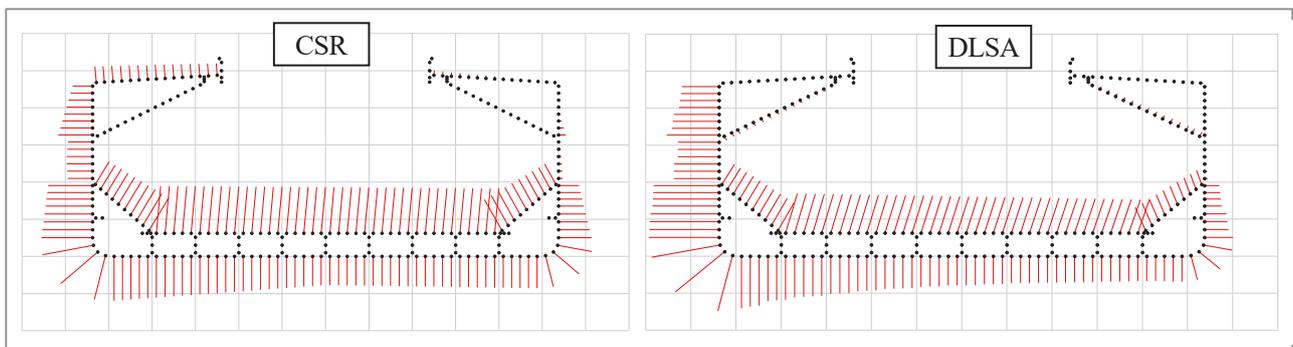


Fig. 3.10 Mult., BSP における No.4 C.H.での圧力分布の比較 (0.25 倍水頭)

3.5 荷重の比較のまとめ

3D パネル法による荷重解析の結果と、CSR の荷重とを比較した結果を以下にまとめる。

- 静水中ハルガーダ荷重は、全体的に CSR の値の方が荷重解析の値より大きく、特に、最小静水中 VBM の算式で決まる箇所が大きく安全側の評価となっている。
- CSR では mult.の静水中 VSF など物理的にはつじつまの合わないところもあるが、これは CSR では最終的に応答の包絡値で評価するので、各積み付け状態において自然な荷重状態を再現することは目的としていないためと考えられる。
- CSR における EDW の波条件（波長、波高）の簡易算式は荷重解析の結果をフィッティングしてできたものであるため、荷重解析の結果と基本的には大きな乖離は無いが、HSA, FSM の波高に関しては荷重解析の方が過大となった。HSA は正面向い波で上下加速度が最大になる船舶を想定した EDW と思われるため、上下加速度が斜め波で最大となる本対象船に対しては考慮しないこととする。
- 運動/運動加速度の長期予測値については、よく一致した。ただし、CSR の運動の算式には操船影響や非線形影響（あわせて 1~2 割程度荷重を減じる効果があると想定される）が含まれているだろうことを考慮すると、CSR の運動はやや安全側の評価となっていると解釈される。
- 動的ハルガーダ荷重の長期予測値については、TM を除くと荷重解析の方が CSR よりも値が大きく、特に VSF では荷重解析の方が数割程度大きな結果となった。荷重解析の結果は線形かつ北大西洋の波浪発現頻度表を用いている一方で、CSR (すなわち UR S11)の VBM, VSF の算式は操船影響等を含む様々な要因が暗に含まれているためと考えられる。
- 圧力分布については CSR と DLSA でおおむね同様であったが、BSP では sway 加速度の差に起因して DLSA の圧力の方がやや大きくなっている。

4. 構造応答

CSR の規則計算と DLSA とで、波浪荷重を FEM モデルに付与して得られる構造応答について比較する。本節で示す DLSA の結果には、FEM モデルに荷重を付与する際に波面を再現するための波浪変動圧の修正（上方に線形外挿かつ負圧をゼロとする処理）が施されているために、形状非線形性の影響が含まれる⁹⁾。なお形状非線形とは、波面より下の船体形状が時々刻々変化することによる非線形性であり、ハルガーダ荷重に対して基本的かつ主要な非線形成分である。

4.1 等価設計波下における FEM モデルに生じるハルガーダ断面力

まず、EDW 下の構造解析の結果から、FEM モデルの節点力を積分することで得られるハルガーダ断面力の比較を行う。DLSA の方では、Table 5 に示す 3D パネル法の波条件で 1 周期を 20 ステップに刻んだ各時刻の構造解析を行い、全ての瞬間の結果を用いる。CSR については、船首から船尾までの全ての 3 ホールドモデル解析結果から、評価対象である中央のホールドの断面力を抽出して繋ぎ合わせた分布を示す。いずれの結果も静水中成分を含む。

なお、DLSA において、荷重解析により得られるハルガーダ断面力と、FEM モデルに生じるハルガーダ断面力には、形状非線形の影響以外にも、船体モデルの扱いの違いによる差や船速影響項などによって差が生じ得る。ただし、本解析では形状非線形以外の影響は無視できる程度であることを確認している。

4.1.1 VBM の比較

Fig. 4.1 に、sagging 側で最大になるケースとして、FSM 下の h-bal.において VBM が最大/最小となる瞬間の分布を示す。Fig. 4.1 より、船体中央部付近での最大/最小値の平均すなわち静水中成分(Fig. 3.1)はおおむね一致して

いるものの、波浪変動成分が DLSA の方が有意に大きいことが分かる。これは、Fig. 3.5 より波浪中成分は DLSA の方が大きいことに加え、DLSA において FEM に生じる VBM にはさらに形状非線形が考慮されるためである。

次に、全てのケースの VBM の正(hogging)/負(sagging)側の包絡値を Fig. 4.2 に示す。同図の包絡値は、CSR では通常の規則計算で考慮する全ての積み付け条件/EDW が考慮されており、DLSA では Table 2 に示す 3 積み付け状態かつ HSA を除くすべての EDW のすべての瞬間の分布が考慮されている。船体中央付近の sagging モーメントは Fig. 4.1 に示した通り DLSA の方が大きな値をとるが、それ以外では CSR の方が大きな値をとっている。Hogging モーメント側は静水中成分が hogging となる mult. でおおむね決定しており、特に静水中成分の差によって CSR の方が大きな値となっている。

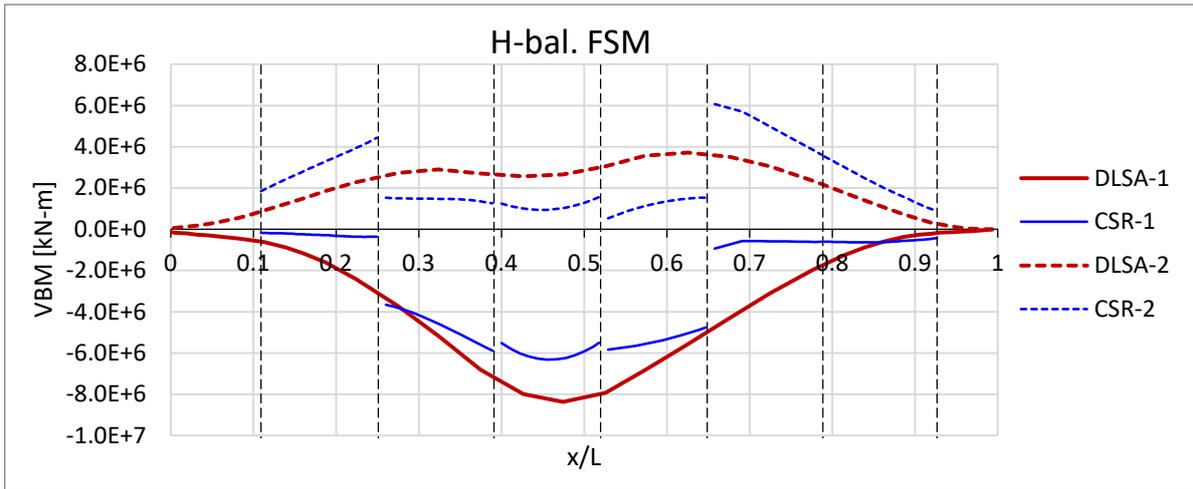


Fig. 4.1 FEM モデルに生じる VBM の比較 (H-bal., FSM)

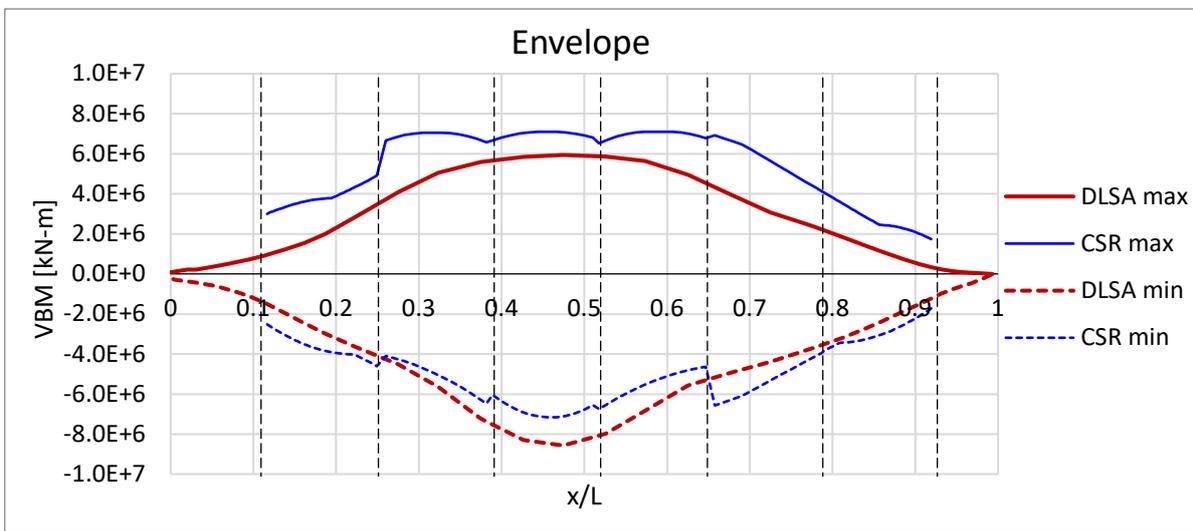


Fig. 4.2 FEM モデルに生じる VBM の EDW 下における包絡値の比較

4.1.2 VSF の比較

Fig. 4.3 に、SS2.5 での VSF が最も大きくなるケースとして、HSM 下の mult.において VSF が最大/最小となる瞬間の分布を示す。Fig. 4.3 より、両者は値、傾向のどちらも大きく異なっており、特に No.3 C.H.での CSR は船体中央部付近としては大きな値となっている。この傾向は、3.1 節の静水中 VSF でも述べたように、mult.積みの物理的な状態を再現しているわけではなく全積み付け条件の包絡値を補うように定めているだけであると解釈するのが妥当である。No. 1,5 C.H.では DLSA の値が正側に数割程度大きい、これは Fig. 3.6 に示す通り DLSA の方が波浪 VSF が大きいためである。

Fig. 4.4 に全ケースの正/負側の包絡値を示す。VBM とは異なり、全体的に DLSA の方が大きい値となっている。静水中 VSF の値は両者で大きく変わらず、波浪 VSF は荷重解析の結果 (Fig. 3.6) 通り DLSA の方が有意に大きい値をとるためである。

なお、CSR の方では船体梁に作用する VBM, VSF の分布の間に微分積分の関係は成立しない。これは、船体中央以外では各フレームにおいて力やモーメントを作用させて調整しているためである (即ちフレーム断面で VSF/VBM が不連続になり、フレーム間では微分積分の関係は成立する)。このように、CSR の状態は VSF と VBM の整合がとれないため、VSF によるせん断応力と VBM による垂直応力の同時性の影響は正確に考慮されない可能性がある。

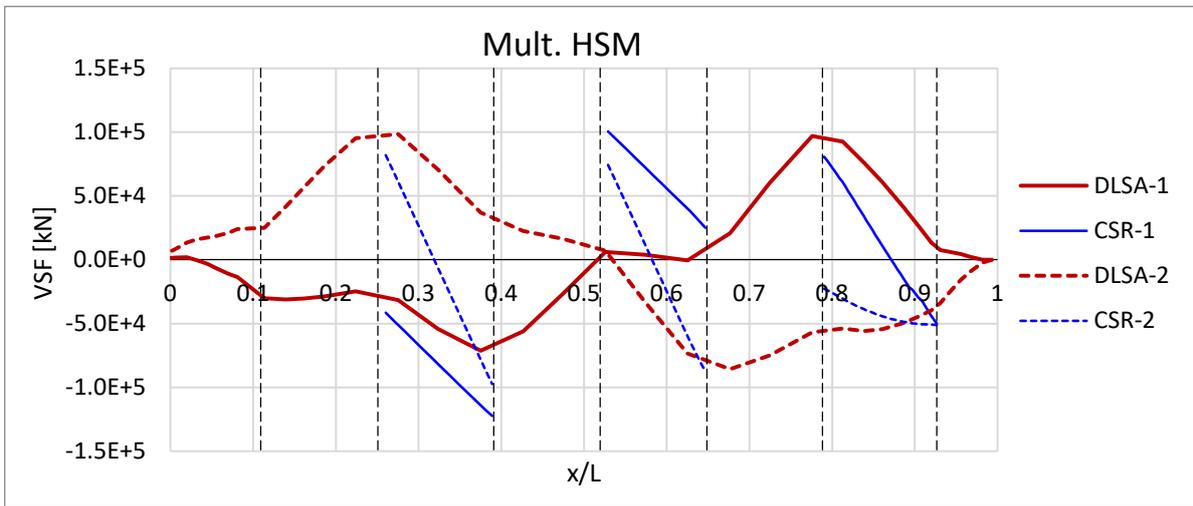


Fig. 4.3 FEM モデルに生じる VSF の比較 (Mult., HSM)

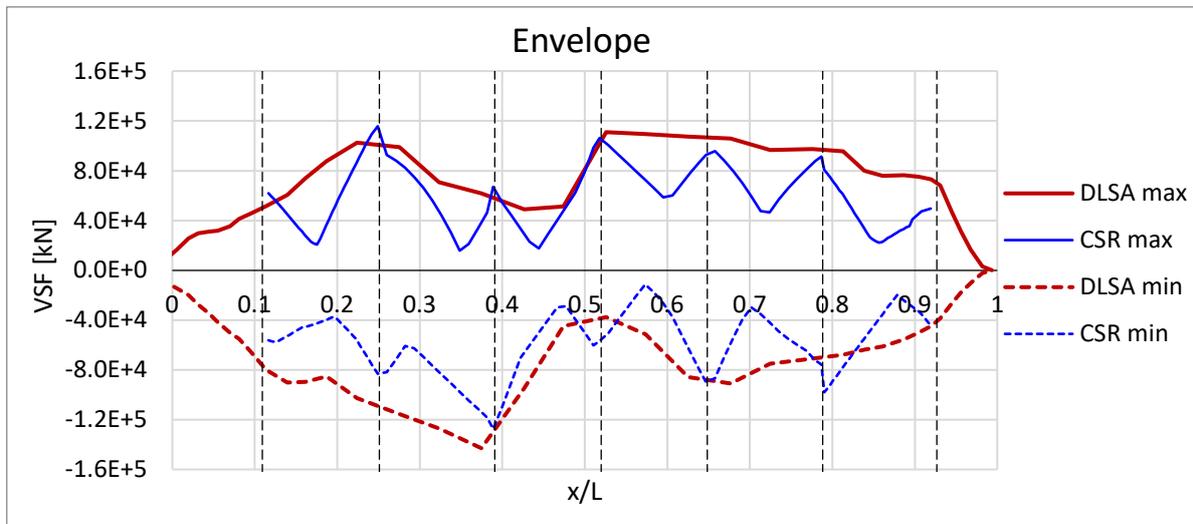


Fig. 4.4 FEM モデルに生じる VSF の EDW 下における包絡値の比較

4.1.3 HBMの比較

Fig. 4.5 に、船体中央の HBM が最も大きくなるケースとして、OST ($\chi = 60^\circ$:右舷側から入射)下の homo.において HBM が最大/最小となる瞬間の分布を示す. HBM は静水中成分がないため単純な波浪変動のみの比較になる. Fig. 4.5 より、CSR では正側(左曲がり)と負側(右曲がり)に差はないが、DLSA の方では大きな非対称性がみられる. これは形状非線形に起因する非線形影響が原因で、Fig. 3.7 の線形計算の結果が 2.5×10^6 [kN-m]程度だったことを考えると、DLSA の方で 10^6 kN-m 程度の大きな非線形影響が表れていることを意味する. OST は短波長大波高であるから、船体の水没・露出の変動が大きくなり非線形影響が顕著になったと考えられる.

Fig. 4.6 には包絡値を示す. 逆舷からも入射するケースを考慮するので DLSA でも最終的な包絡値は左右対称になるため、正側のみを示している. OST の差と同様、二倍近く DLSA の方が大きな値をとる.

DLSA を用いた強度評価において、HSM などとは違い OST という実際には発生しないであろう短波長かつ大波高の波浪下で、このような顕著な非線形影響を考慮することが合理的なのかは疑義が残るところである. ただし、VBM と比べると HBM の値は小さく断面係数も大きいことから、構造応答には Fig. 4.6 の見た目程は影響しないと考えられる.

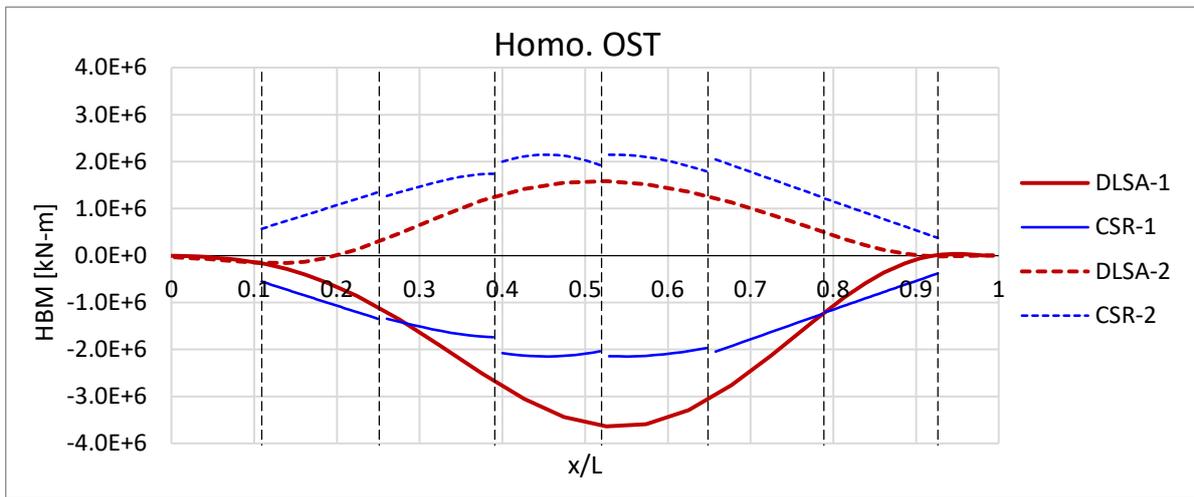


Fig. 4.5 FEM モデルに生じる HBM の比較 (Homo., OST60°)

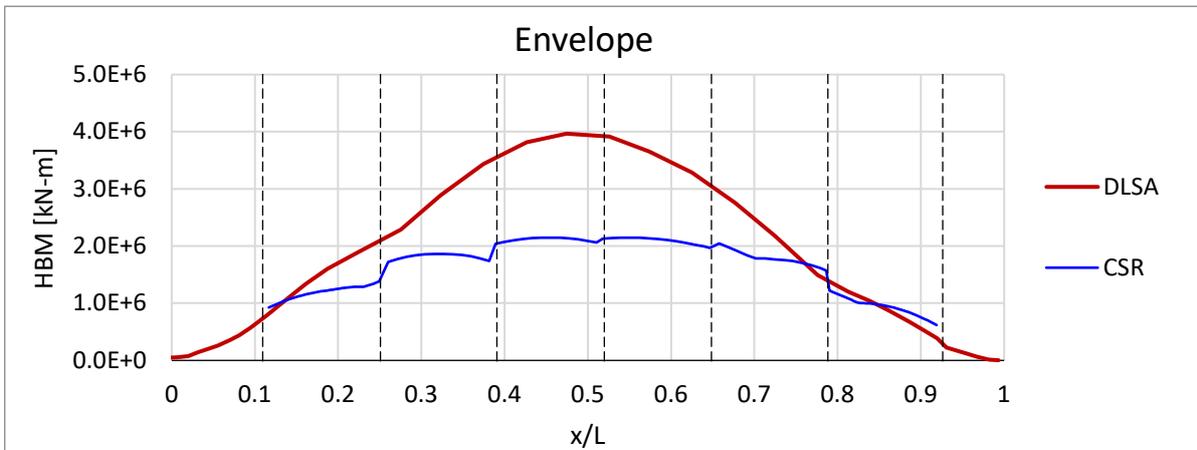


Fig. 4.6 FEM モデルに生じる HBM の EDW 下における包絡値の比較

4.1.4 TMの比較

最後に, homo.積みの OST における振りモーメントを Fig. 4.7 に, 包絡値を Fig. 4.8 に比較する. これらの図より, 両者の値は線形の結果 (Fig. 3.8) とおおむね同じ傾向で, No. 1,6 C.H.を除けば CSR の方が大きい. DLSA の値は HBM ほど顕著ではないが, 非線形影響によって 2 割程度大きい値をとっている.

なお, DLP が最大/最小となる瞬間のみを見ると, TM が最大となる波は OST であるが, EDW 中の全ステップを考慮する場合, OSA の方が OST よりも大きな振りモーメントが発生する. したがって, Fig. 4.8 の DLSA の包絡値は全て OSA によって決定されている.

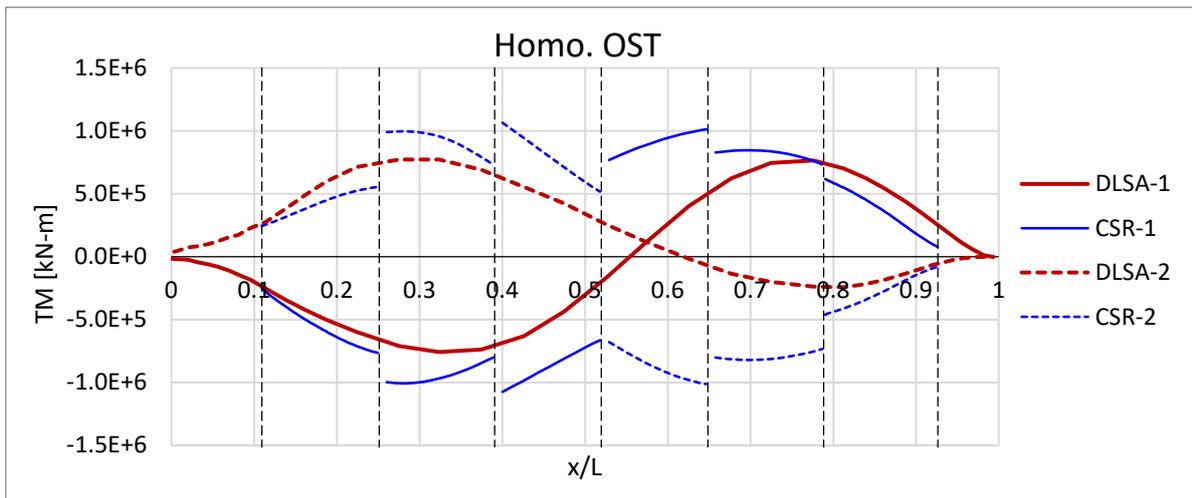


Fig. 4.7 FEM モデルに生じる TM(キールまわり)の比較 (Homo., OST60°)

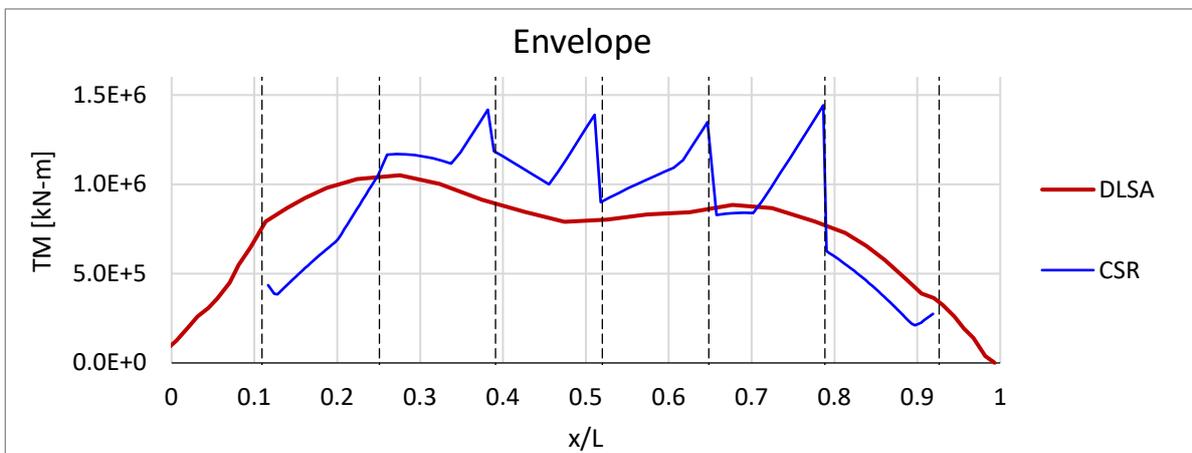


Fig. 4.8 FEM モデルに生じる TM(キールまわり)の EDW 下における包絡値の比較

4.2 von-Mises 応力の包絡値の比較

全ての積み付け条件、波条件における構造解析から得られる要素中央かつ板厚中央における von-Mises 応力(以下、Mises 応力)の包絡値の比較を Fig. 4.10 に示す。CSR の図では、各 3 ホールドモデルのうちの中央ホールド(前後のバルクヘッド含む)の結果を船長方向につなぎ合わせ、全船 FEM モデル上に表示している。また、Fig. 4.11 に要素ごとに両結果の比をとった値をプロットした図を示す。加えて、Mises 応力が最大となる積み付け条件を Fig. 4.12 に、波条件を Fig. 4.13 に示す。CSR で考慮する積み付け条件は船体中央部で 16 ケースと多いが、それらをすべて区別はせず、Homo., Mult., H-bal.のうち最も近い積み付け条件に割り振っている。また、CSR には港内状態(静水中荷重のみ考慮するケース)が存在するため Fig. 4.12 には”Harbor”を加えている。Fig. 4.13 に表示している EDW からは、CSR で考慮される HSA は支配的となる要素が殆ど見られなかったため除いている。

以下に、部材毎に Mises 応力の包絡値の差について考察する。

- サイドシェル：

サイドシェルでは、全体的に DLSA の方が大きな応力が生じている。これは主に、Fig. 4.4 にみられる VSF の包絡値の差に起因しているものである。しかし、特に船首尾ホールドでは差が 2 倍程度と顕著であり、Fig. 4.4 の VSF の包絡値以上の差が生じている。この理由は、DLSA では homo.の高比重貨物の慣性力によるホールド変形(Fig. 4.9に見られる横断面の変形)の重畳の影響を受ける一方、CSR では Fig. 4.12 から確認できるようにサイドシェルの応力は mult.において最大値をとるためにホールド変形の影響をあまり受けていないためである。CSR においても homo.では DLSA と同程度のホールド変形が生じるものの、CSR では homo.を MaxSFCLC つまり VSF を調整するケースの対象としていないため同ケースでは大きな VSF は作用せず、MaxSFCLC の対象である mult.の方で応力の包絡値が決定される。このことが CSR の応力の包絡値を緩和する方向に働いている。
- デッキ(縦強度部材)：

デッキは DLSA の方が 1 割程度大きい。これについては、Fig. 4.1, Fig. 4.2 より sagging モーメントの包絡値が DLSA の方が大きいことから理解できる。Fig. 3.1 より h-bal.では中央ホールドで同程度の静水中 VBM が作用する一方、波浪 VBM については操船影響等が考慮されていない分 DLSA の方が大きくなるためである。
- 二重底：

二重底については、中央ホールドでは DLSA の方がやや大きい、それ以外のホールドでは CSR の方が大きい。中央ホールドにおいて DLSA の方が大きい理由はデッキと同様で、包絡値が h-bal.で決定されるためである。その他のホールドについては、考慮されている積み付け条件の数が異なることが原因と考えられる。例えば DLSA は No. 2, 4&6 C.H.積載の mult.のみ考慮しているが、内圧と外圧がキャンセルすることで積載ホールドの二重底の応力は若干緩和される傾向にあるため、特に No. 2 C.H.の二重底はやや過小評価となっている。これを補うには、DLSA でほかの積み付け条件 (No. 1, 3&5 C.H.積載の mult.など) の考慮が必要とされると考えられる。
- バルクヘッド、その他横強度部材：

バルクヘッドなどの横強度部材はやや CSR の方が大きい傾向にあり、特にバルクヘッド直下のフロアにおいて差が大きい。この原因は、DLSA の方で厳しいローカル荷重を生じる積付状態を網羅できていないことが一因として考えられる。例えば、CSR の h-bal.ではバラストホールドにおけるバラストタンクが積載/非積載となる両状態に対して計算する必要があるが、DLSA では積載した状態しか計算していない。このような局所変形を網羅するには、DLSA においても CSR で考慮される積載状態を全て考慮することが求められる。
- クロスデッキ：

クロスデッキは中央部付近では殆ど同じ大きさであるが、船首 (No. 1&2 C.H.間) および船尾 (No. 5&6 C.H.間) のクロスデッキで DLSA の方が大きくなっている。この傾向は、Fig. 4.8 の TM の傾向におおむね従うが、クロスデッキの応力では DLSA の方がより大きくなっている。このことは、HSF の寄与により、せん断中心周りの TM の値が DLSA の方が大きくなっていることが一因と考えられる。

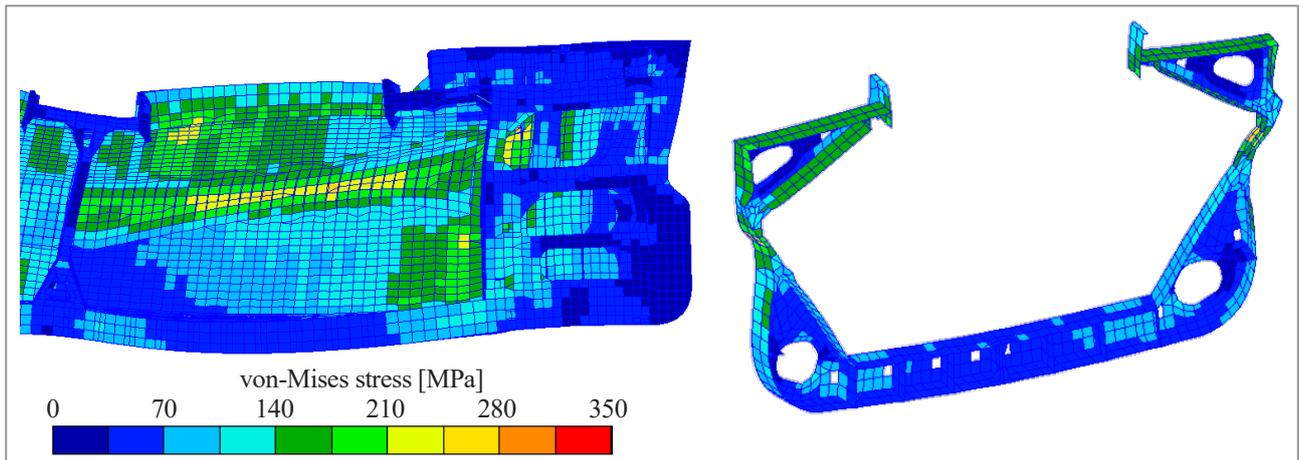


Fig. 4.9 Homo., HSM (sagging モーメント最大の瞬間) における DLSA の No.1 C.H.に生じる応力分布および変形 (変位 100 倍) (左 : C.L.断面図、No.1 C.H.中央位置のスリット)

4.3 設計に対する DLSA の運用に関する一考察

前 4.2 節では、DLSA と CSR の計算で得られる最大応力について比較した。デッキ等の DLSA の方が 1 割程度応答の大きくなる部材については、DLSA に操船影響係数を考慮することで CSR と同程度となると考えられる。しかしながら、船首尾ホルドのサイドシェルのように CSR に比べて著しく大きな応力が生じ、かつ要求板厚に影響するような部材については、DLSA による強度評価に従うと現状の設計よりも冗長な構造寸法が要求されることが予想される。今回実施した DLSA では、homo., mult.や h-bal.といった厳しい積み付け条件で北大西洋における最も厳しい海象を航行するという現実的にはまず起こり得ない状況を再現した場合の結果が導かれており、その意味では就航実績を加味した規則計算との間に乖離が生じることは当然の結果である。このため、現実の積付条件および就航海象の組み合わせを考慮するなど、より現実に近い状況での解析による結果を用いることで、このような過大な応答は緩和されるものと考えられる。

また、緒言でも述べた通り、規則計算では荷重推定と強度推定のセットで調整されているという解釈もできるため、そういった観点に立てば、DLSA において規則計算と同一の限界状態を適用することについても議論の余地がある。DLSA は理論に基づき実際に近い物理現象を再現する手法であるので、DLSA に対して適用する限界状態も、本来であれば応力解析と一貫した（経験係数を含まない）手法を構築・採用することが理想的であるといえる。しかし、それを実設計に適用するハードルは非常に高いため、現実的な対応策として、適用する限界状態（安全係数や許容使用係数）の調整が一つの手段として挙げられる。例えば、複数の船舶において本論文と同様の検討を実施し、同様の箇所でも DLSA の方が規則計算よりも要求板厚が増加する傾向がみられ、かつ当該箇所に損傷事例が存在しないのであれば、当該箇所の安全係数や許容使用係数を緩和するといった処置が考えられる。

他方で、横強度・局部強度部材に対しては、DLSA の応答が過小となる箇所が散見された。この原因は前 4.2 節に述べたように DLSA において積み付け条件が不足していることによるものなのか、CSR の安全設計によるものなのかは判然としていないが、いずれにせよ DLSA においても評価対象の構造部材に対して支配的な荷重状態を網羅することは必要である。しかしながら、現実的な問題として、DLSA において全ての積み付け条件を考慮することは難しい。そのため、DLSA において採用していない積付状態が支配的となるような部材に対しては、DLSA による強度評価対象外とするか、3 ホールドモデルの結果を流用するなどの処置が必要になると考えられる。将来的には、規則開発と同様、支配的な積み付け条件やその対象部材を整理しておき、DLSA において考慮すべき積み付け条件をより精緻に標準化しておくことなどが求められるだろう。

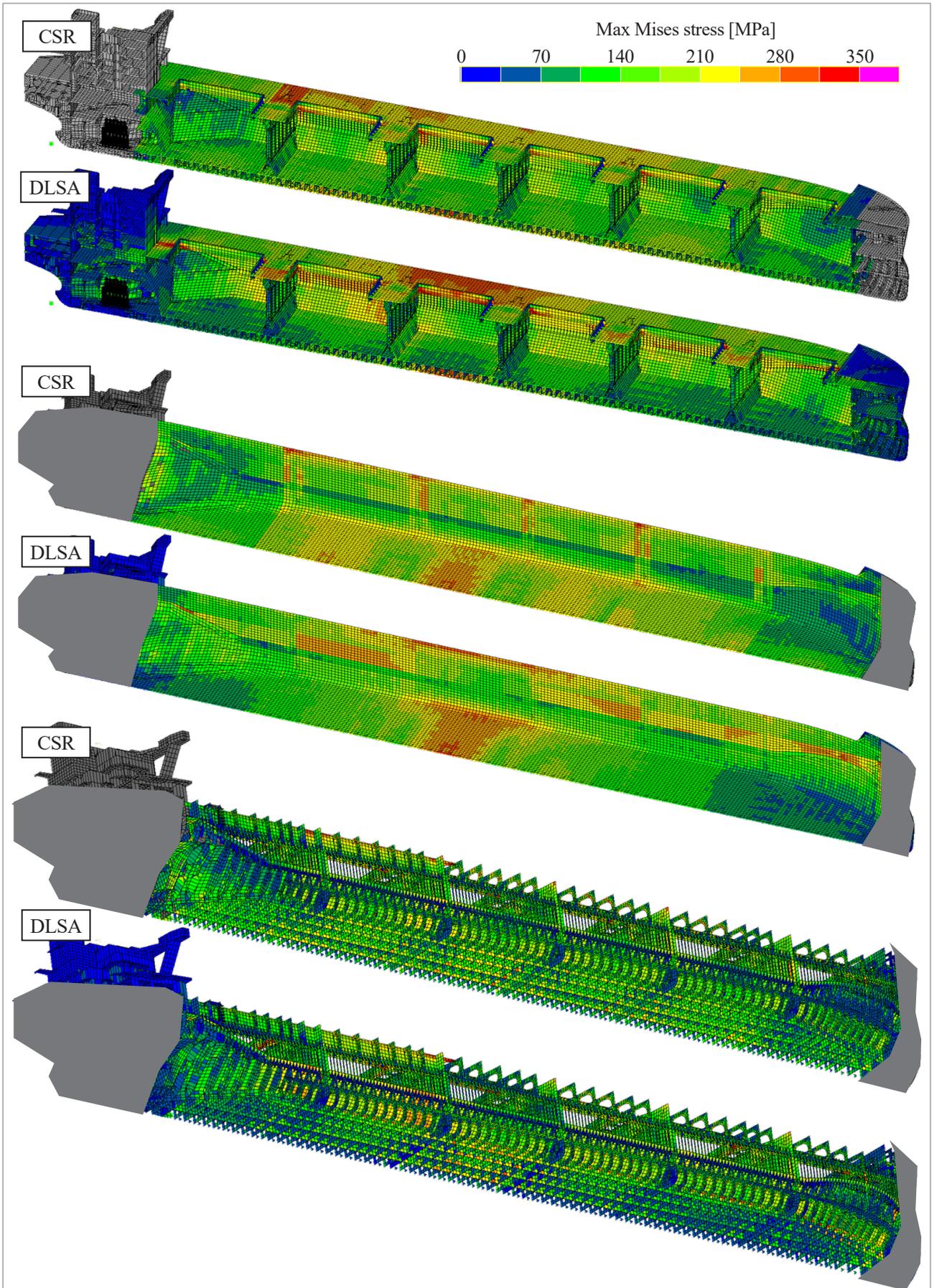


Fig. 4.10 Mises 応力の包絡値の比較 (上 : CSR, 下 : DLSA (EDW))

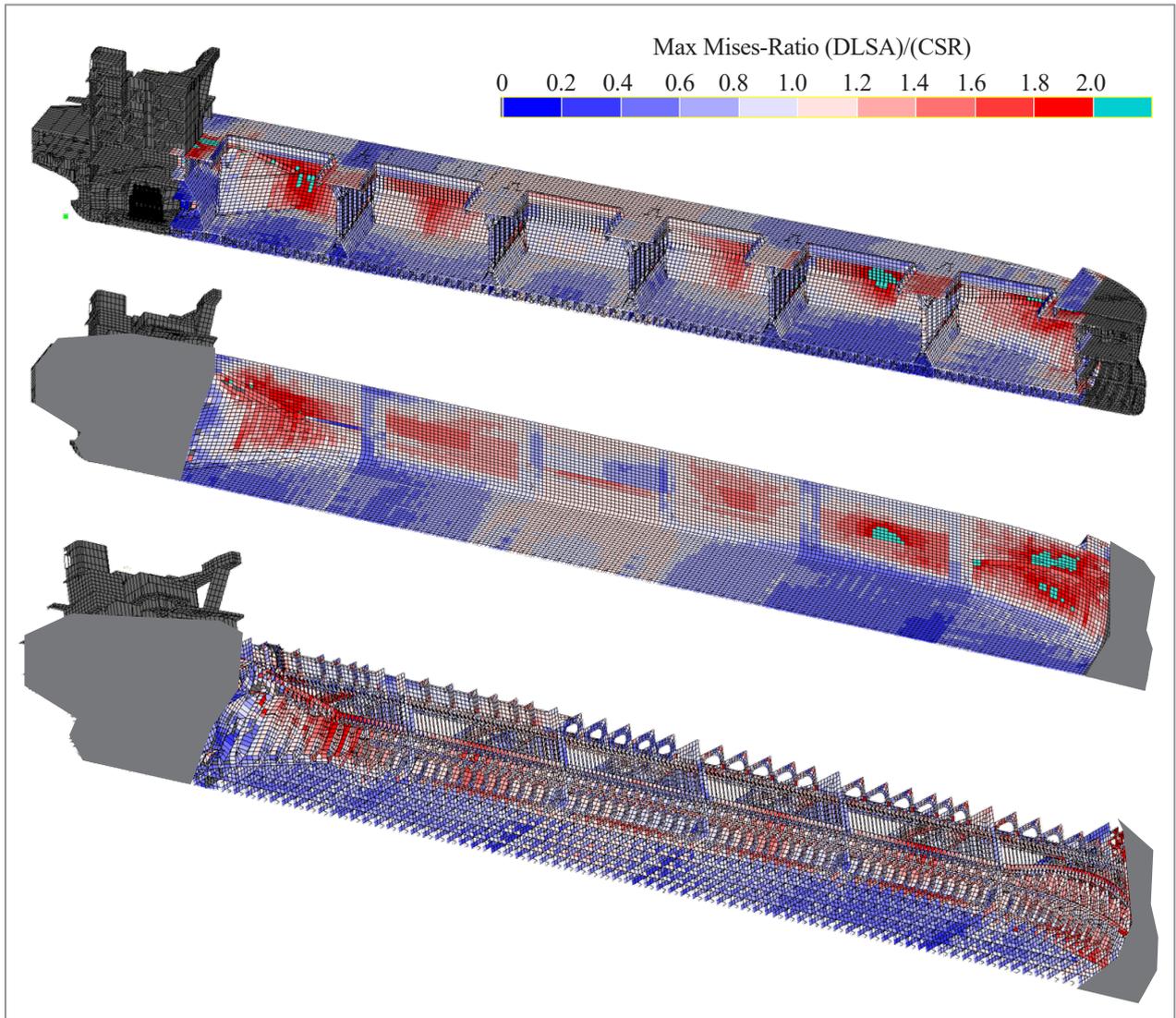


Fig. 4.11 Mises 応力の包絡値の比 (DLSA)/(CSR)

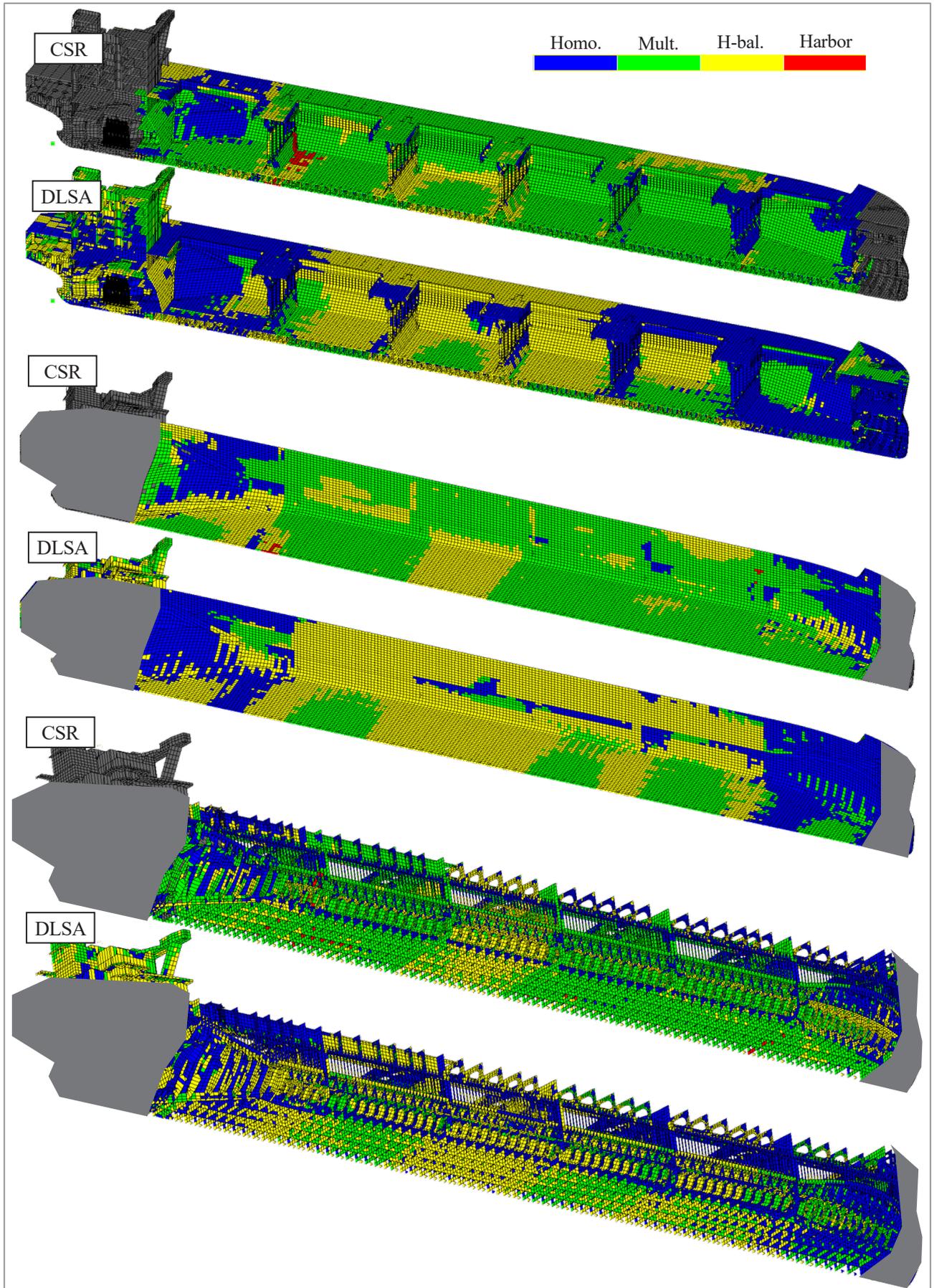


Fig. 4.12 Mises 応力の最大となる積み付け条件 (上 : CSR, 下 : DLSA)

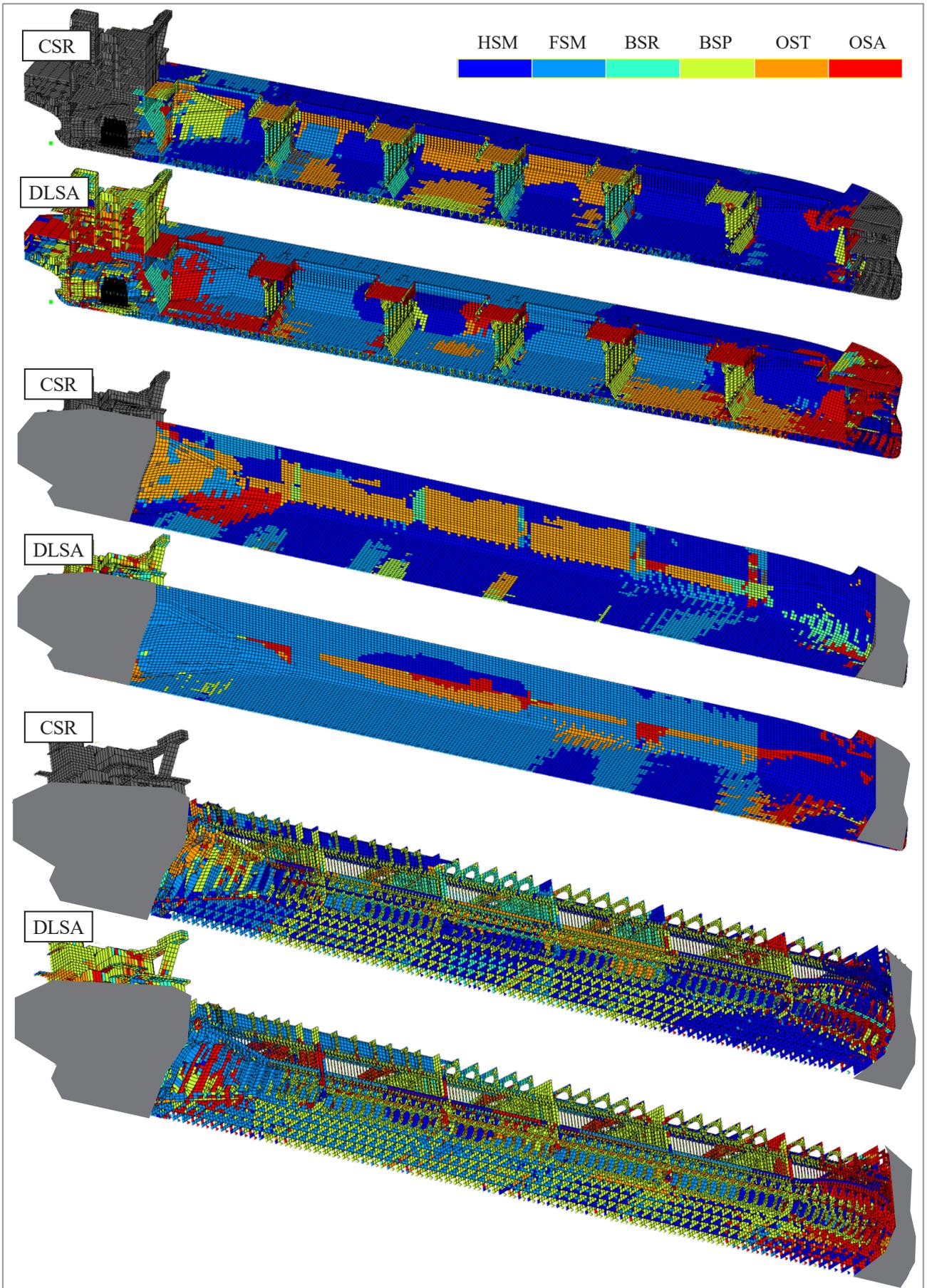


Fig. 4.13 Mises 応力の最大となる EDW (上 : CSR, 下 : DLSA)

5. 結言

本論文では、直接荷重構造解析 DLSA の構造設計への適用を見据え、CSR に基づく規則計算との荷重/構造解析結果の比較検討を段階的に実施し、両手法の差異について考察するとともに、設計における DLSA の運用について論じた。以下に、本検討で得られた主要な結果を示す。

- i) 波浪中船体運動については、CSR と 3D パネル法による荷重解析とでおおむね同等の結果となった。一方、波浪中ハルガーダ断面力については操船影響等が含まれていない分、全体的に荷重解析が大きめの結果を与えた。特に、UR S11 が元となっている VBM, VSF の規則算式は就航実績に基づき定められたものであるため、荷重解析の方が有意に大きな値をとる傾向にある。
- ii) CSR では等価設計波下の構造応答を再現しているものの、最終的な強度評価には応力の包絡値(全荷重条件の最大値)を参照することになっているため、各積付/荷重ケースについて見た場合、物理的には生じない状態をとりうる。例えば、VBM, VSF の静水中成分は全積付条件の包絡値が参照され、両分布の微分積分関係は成立しない。したがって DLSA と CSR との構造応答を比較する際は包絡値同士で行うべきであり、そうでなければこのことを留意しておく必要がある。
- iii) FEM モデルに生じるハルガーダ荷重およびそれに対する縦強度部材の Mises 応力の包絡値は、操船影響等を考慮していない分、DLSA の方が大きな値を生じた。特に、DLSA の船首尾のサイドシェルでは主に VSF の差が原因で CSR の 2 倍程度の応力を生じた。これについては、DLSA の方で現実的な積付条件や海象条件を考慮することで緩和される可能性がある。ただし、このような傾向が系統的に整理されれば、同部材に対して適用する限界状態(許容使用係数など)を現行規則のものから緩和させることも一つの選択肢になると考えられる。
- iv) 一方で、横強度部材における Mises 応力の包絡値は、DLSA の方で積み付け条件を網羅できていないために、CSR よりも小さい値となる箇所がみられた。ただし現状のところ、この差異は CSR の安全設計のためなのか、DLSA の積み付け条件を考慮していないことによるものなのかは判然としていない。今後は支配的な積み付け条件やその対象部材を整理しておき、DLSA において考慮すべき積み付け条件を標準化しておくことなどが求められると考えられる。
- v) 以上に述べたように、DLSA によって従来の設計規則を完全に代替するには、まだ超えるべきハードルが多く存在する。本論文で行ったような規則計算との比較検討は複数の船舶で行い、就航実績と突き合せつつ、傾向を整理していくことが必要である。

謝辞

本研究の遂行及び論文執筆にあたり、適切なアドバイスを戴いた海上技術安全研究所フェローの深沢塔一博士、藤久保昌彦博士、またデータ解析に関するご助力を頂きました村上睦尚博士に深く感謝いたします。

References

- 1) IACS: Common Structure Rules for Bulk Carriers and Oil Tankers, (2020)
- 2) 秋田好雄, 栢田吉郎, 山口勇男, 田代新吉, 新田顕, 日高正孝 他: 船体縦強度解析に関するトータルシステム -タンカーの縦強度について-, 日本造船学会論文集, Vol.135, pp.229-238, (1974)
- 3) 秋田好雄, 山口勇男, 田代新吉, 新田顕, 日高正孝, 筒井康治 他: 船体横強度のトータルシステムについて, 日本造船学会論文集, Vol.139, pp.154-165, (1976)
- 4) 倉本美男, 戸沢秀, 白木原浩, 井上俊司, 伏見彬: 波浪中の船体局部応力のシミュレーション手法に関する研究, 日本造船学会論文集, Vol.1991 (170), pp.425-437, (1991)

- 研究, 日本造船学会論文集, Vol.1991 (170), pp.425-437, (1991)
- 5) 日本海事協会: 直接荷重解析に基づく強度評価ガイドライン, (2018)
 - 6) 日本海事協会: 鋼船規則 C 編 船体構造及び船体艀装, (2022)
 - 7) Zhu, T. and Shigemi, T.: Practical estimation method of the design loads for primary structural members of bulk carriers, *Marine Structures*, Vol.16 (7), pp.489-515, (2003)
 - 8) de Hauteclocque, G., Monroy, C., Bigot, F., Derbanne, Q., and Veritas, B., New rules for container-ships Formulae for wave loads. (2016)
 - 9) 松井貞興, 村上睦尚, 林原仁志, 笛木隆太郎: 船体構造設計のための全船荷重構造解析ならびに強度評価システム DLSA-Basic, 海上技術安全研究所報告, Vol.19, pp.373-393, (2019)
 - 10) 日本海事協会: 直接荷重解析に基づく強度評価ガイドライン(第3版), (2023)
 - 11) ITTC: Numerical Estimation of Roll Damping, The 26th ITTC Specialist Committee on Stability in Waves, (2011)
 - 12) Maki, A., Dostal, L., Maruyama, Y., Sakai, M., Katayama, T., Sugimoto, K., et al.: Theoretical determination of asymmetric rolling amplitude in irregular beam seas, *Journal of Marine Science and Technology*, (2021)
 - 13) Takami, T., Jensen, J. J., and Nielsen, U. D.: Short-time FORM analysis for extreme roll motion prediction in beam seas, *Marine Structures*, Vol.82, pp.103160, (2022)
 - 14) IACS: Detailed Technical Background for UR S11A, (2015)
 - 15) 重見利幸, 朱庭耀: タンカーの主要構造部材に対する設計荷重の実用的設定法に関する研究 第2報 設計規則波及び設計荷重, 日本造船学会論文集, Vol.191, pp.209-220, (2002)
 - 16) IACS: No.34 Standard Wave Data, (2001)
 - 17) 新田顕, 荒井宏範, 馬飼野淳: IACS 縦強度統一規則とその背景, 日本海事協会会誌, Vol.212, pp.1-13, (1991)