ClassNK

大型コンテナ船安全検討会 報告書

2014年9月

大型コンテナ船安全検討会



本報告書は、MOL COMFORT 船体折損事故の可能性及び大型コンテナ船の構造安全に関する調査結果を報告するものであり、MOL COMFORT 船体折損事故後における大型コンテナ船の安全対策の検討並びに関連海事産業の技術的な向上を支援する目的のために作成されたものである。

同目的以外の事項については本報告書の検討対象外であり、かつ、本報告書の記載内容において日本 海事協会及び関係当事者が何らかの賠償責任を了承したものと解釈されてはならない。

本報告書に係る著作権は、日本海事協会がこれを保有するものであり、日本海事協会の書面による明示の許諾なくしてその全部又は一部を利用することはできない。

Copyright © 2014 ClassNK 禁無断転載



目次

1	草	コン	′ ナナ連澱船安全对策 検討委員会	1
2	章	大型	!コンテナ船安全検討会	2
3	章	事故	!発生の可能性の検討	2
	3.1	はじ	. めに	2
	3.2	強度	をと荷重の不確実性要素	3
	3.3	不確	[実性要素のバラツキを考慮した強度、荷重の推定	3
	3.3.	1	不確実性要素のバラツキを考慮した強度の推定	4
	3.3.	2	不確実性要素のバラツキを考慮した波浪中縦曲げモーメントの推定	5
	3.3.	3	不確実性要素のバラツキを考慮した静水中縦曲げモーメントの推定	5
	3.3.	4	強度の下限値と荷重の上限値	5
	3.4	事故	7発生の可能性に関する検討結果	6
4	章	構造	i安全に関する検討	7
	4.1	はじ	. めに	7
	4.2	ハル	·ガーダー強度の余裕度	8
	4.2.	1	規則(IACS UR S11)の縦曲げ強度関連規定に対する余裕度	9
	4.2.	2	IACS CSR の方法(スミスの方法)による縦曲げ最終強度の余裕度	10
	4.2.	3	3 ホールドモデル弾塑性解析による縦曲げ最終強度の余裕度	11
	4.3	折損	事故発生のメカニズム	13
	4.3.	1	船底外板座屈崩壊強度と二重底横強度応力の関係	14
	4.3.	2	船底外板座屈崩壊からハルガーダー崩壊に至るメカニズム	17
	4.3.	3	大型コンテナ船の構造安全に関する評価	19
	4.4	コン	vテナ船の特徴と大型化に伴う構造、運航上の変化	20
	4.5	コン	・テナ船に関する NK 規則について	21
	4.6	過去	の大型コンテナ船の実船計測データの分析調査	22
5	章	調査	検討のまとめ	22
6	章	今後	の対応(アクションプラン)	23
付	録 1	大	型コンテナ船安全検討会 委員リスト	25
付	録 2	3 7	トールドモデル弾塑性解析による事故船の縦曲げ最終強度の推定	
		(幸	B告書 3.3.1 関連)	26
付	録 3	船」	底外板の局所変形とボトムロンジの溶接残留応力が強度に及ぼす影響	
		(幸	B告書 3.3.1 関連)	39
付	録 4	海釒	象のバラツキを考慮した事故当時の波浪荷重シミュレーション	
		(幸	B告書 3.3.2 関連)	43

ClassNK

付録 5	実船の出港時の喫水計測結果に基づく調査検討(報告書 3.3.3 関連)45
付録 6	強度と荷重の確率分布の推定(報告書 3.4 関連)58
付録7	ポストパナマックスコンテナ船の二重底横強度応力 (報告書 4.2.3 関連)64
付録 8	3 ホールドモデル弾塑性解析
	(事故船含む複数のコンテナ船の縦曲げ最終強度検討)(報告書 4.2.3 関連)66
付録 9	コンテナ船の二重底に作用する荷重(報告書 4.3.1 関連)76
付録 10	船底外板防撓パネルの座屈崩壊強度と船底外板パネルに生じる応力の関係
	(報告書 4.3.1 関連)78
付録 11	船底外板に生じる二重底ローカル応力(報告書 4.3.1 関連)87
付録 12	ポストパナマックスコンテナ船の特徴 (報告書 4.4 関連)90
付録 13	過去の大型コンテナ船の実船計測データの分析調査(報告書 4.6 関連)92



1章 コンテナ運搬船安全対策検討委員会

大型コンテナ運搬船 MOL COMFORT (バハマ船籍、8000TEU 級) の船体折損事故(2013年6月17日) を受け、「コンテナ運搬船安全対策検討委員会」(以下、JG 委員会と言う) が国土交通省主催により設置された。JG 委員会は、下記4回の委員会開催を経て、2013年12月17日に中間報告書(以下、JG 中間報告書と言う) を公表した。

第 1 回 JG 委員会: 2013 年 8 月 29 日 第 2 回 JG 委員会: 2013 年 9 月 27 日 第 3 回 JG 委員会: 2013 年 10 月 28 日 第 4 回 JG 委員会: 2013 年 12 月 12 日

JG 中間報告書(2章)では、事故船が建造時の NK 規則に適合し、引渡し後の船級検査に も全て合格していることを確認した。

JG 中間報告書(3章、4章)においては、船体折損の起点は船体中央部 No.6 カーゴホールド直下の二重底部の船底外板(バット継手部)の座屈崩壊と推定した。(図1-1参照)

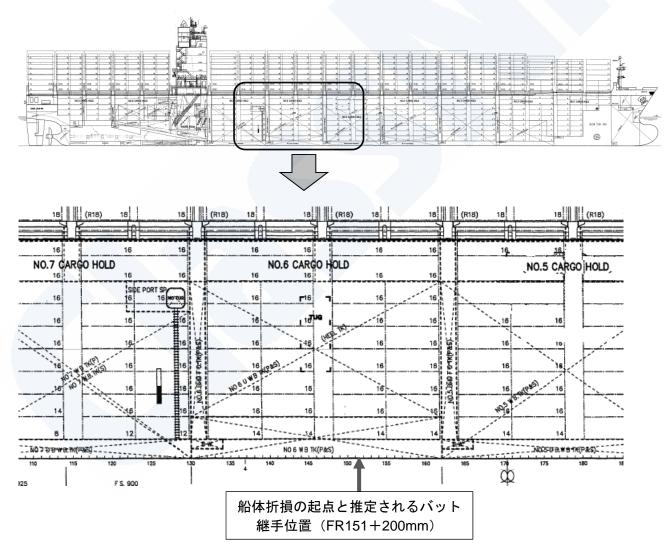


図 1-1 事故船の船体中央部配置



JG 中間報告書(5 章~7 章)では事故発生を再現するために、事故当時船体に作用したと考えられる荷重(横荷重+縦曲げモーメント)が船体構造に作用した場合の強度シミュレーション計算を実施した。船体に作用する荷重の推定のもととなる事故当時の海象については、当時の気象海象データ及び事故船の針路・速力より有義波高 5.5m、平均波周期 10.3 秒、出会い波向き 114 度(左斜め向い波)と推定した。強度シミュレーションの結果は、縦曲げ最終強度が推定荷重の 150%程度となり、折損の再現には至らなかった。

JG 中間報告書(8章)では、JG 委員会で得られた検討結果をもとに、不確実要因を含めた強度と荷重のシミュレーション、構造強度上の余裕代や実船計測に関する今後の課題を提言している。

2章 大型コンテナ船安全検討会

上述の JG 委員会の提言を踏まえ、一般財団法人 日本海事協会(以下、NK と言う) は新たに「大型コンテナ船安全検討会」(以下、NK 検討会と言う)を 2014年2月に設置した。 NK 検討会の構成メンバーは、大型コンテナ船を建造する日本国内造船所、大型コンテナ船を運航する船社及び学識経験者とし、国土交通省及び独立行政法人海上技術安全研究所をオブザーバーに招いた。NK 検討会のメンバーのリストを**付録1**に示す。

NK 検討会では、以下の 2 つの課題について調査検討を実施し、得られた知見、結論及び NK が今後とるべきアクションプランを本報告書としてまとめた。

① 事故発生の可能性検討

JG 委員会では、事故船の船体最終強度は、発生したと推定される作用荷重(縦曲げモーメント)の 150%程度であり、折損の再現には至らなかったことから、強度と荷重について不確実性要素となりうる項目を抽出し、それらがバラツキを持つ可能性を合理的な範囲で考慮し、それに基づく強度と荷重の推定を行い、事故発生の可能性を検討する。

② 構造安全に関する検討

事故船を含め複数の大型コンテナ船に対して、3ホールドモデル弾塑性解析を用いた調査 検討を行い、縦曲げ最終強度の余裕度を調査する。また、船底外板崩壊強度と縦曲げ最終 強度の関係を調査し、事故発生のメカニズムを検討する。

3章 事故発生の可能性の検討

3.1 はじめに

2013 年 12 月に発表された JG 中間報告書における事故当時の強度と荷重の検討では縦曲 げ最終強度が推定荷重(縦曲げモーメント)の 150%程度となり、この結果からは事故発生 の可能性を示すことができなかった。このため、JG 中間報告書では、強度と荷重に関する不 確実性要素の影響を考慮することの必要性を指摘している。

今回の検討においては、この JG 中間報告書の指摘を踏まえ、強度(縦曲げ最終強度)や荷重(縦曲げモーメント)に影響を与える不確実性要素を考慮し、事故発生の可能性を確率論的なアプローチにより検討した。



3.2 強度と荷重の不確実性要素

事故発生の可能性を検討する上で重要な因子は、荷重に対する強度の余裕度(今回の場合は、縦曲げモーメントに対する縦曲げ最終強度の余裕度)である。

今回の折損事故において強度の余裕度に関係するのは、

- 損傷の起点となった二重底部材の部材寸法や構造配置(ロンジスペース、ガーダーとフロアの配置)
- 部分隔壁等の二重底強度に影響を及ぼす周辺船体構造の部材寸法や構造配置
- 損傷発生箇所近傍の構造詳細(バット継手、スカラップ、開口、部材寸法の不連続等) といった船体構造図面で明示されている確定的な因子と、

JG 中間報告書で指摘されている

- 鋼材降伏点
- 溶接残留応力影響
- 横荷重
- 海象
- コンテナ重量のバラツキによる静水中縦曲げモーメントへの影響

と言った不確実性因子の両者である。

構造強度に関するこのような影響因子のうち、構造寸法や配置、詳細構造といった確定的なものについては、JG中間報告書でこれらを含んだ詳細な3ホールドモデルによる弾塑性解析を行い、事故船の縦曲げ最終強度を推定している。

一方、鋼材降伏点や事故船の同型船の点検で発見された船底外板の局所変形の影響といった不確実な因子については考慮されていない。

荷重については、JG 中間報告書では、当時の気象海象データ及び事故船の針路・速力より、 事故当時の海象を有義波高 5.5m、平均波周期 10.3 秒、出会い波向き 114 度 (左斜め向い波) と推定し、非線形ストリップ法によりホイッピング応答を含んだ波浪中縦曲げモーメントを 算定している。しかし、ここで推定した海象条件(有義波高、平均波周期、出会い波向き) は、JG 中間報告書でも述べているように、ベースとなった気象海象データの誤差により一定 のバラツキを含んだ推定となっている。

また、コンテナ重量のバラツキ(申告重量と実重量のギャップ)による静水中縦曲げモーメントの不確実性についても考慮されていない。

以上を踏まえ、今回の検討では、JG 中間報告書の検討において考慮されなかった強度、荷重の不確実性要素のバラツキを考慮して事故発生の可能性を検討した。

3.3 不確実性要素のバラツキを考慮した強度、荷重の推定

今回の検討において、以下の 5 つの項目は不確実性があり、一義的な値で決定せず一定の 合理的な範囲でこれらのバラツキを考慮して強度、荷重を推定した。



【強度に関する不確実性要素】

- 鋼材降伏点
- 船底外板の局所変形影響
- ボトムロンジすみ肉溶接による残留応力影響

【荷重に関する不確実性要素】

- 海象条件(波浪中縦曲げモーメント)
- コンテナ実重量(静水中縦曲げモーメント)

今回の3ホールドモデル弾塑性解析においては、JG 中間報告書と同様に事故当時の実際の 喫水ではなく満載喫水(14.5m)で解析を行っている。このため、波浪変動圧のバラツキに よる二重底への作用荷重の影響は、実際の喫水と強度解析に使用した満載喫水の差でカバー されていると考えられるので、JG 報告書で指摘された横荷重に関する不確実性因子は今回の 検討では対象から外した。

3.3.1 不確実性要素のパラツキを考慮した強度の推定

鋼材降伏点のバラツキについては、事故船の損傷発生箇所の船底外板ミルシート値の平均 値に対応する縦曲げ最終強度を求め、これを強度の平均値とした。

また、鋼材降伏点の最小値に対応する縦曲げ強度の最小値としては、次の 2 つのケースを 考えた。ケース①の方が、降伏点のバラツキをより小さく見積もった検討となっている。

	強度の平均値算出のベースとした船底外板ミルシート値の標準偏差 (σ)
ケース①	を求め、全ての船底外板の降伏点が平均値から3σ(3×標準偏差)低い
	場合に対応する縦曲げ最終強度を最小値とする。
ケース②	全ての船底外板の降伏点が規格最小値に対応する場合の縦曲げ最終強度
7-22	を最小値とする。

縦曲げ最終強度の算定は、3 ホールドモデルを用いた弾塑性解析により求めた。解析条件 等の詳細については、**付録 2** に示す。

さらに、局所変形による強度への影響と、ボトムロンジすみ肉溶接部の残留応力による強度への影響を次のように考えた。詳細を**付録3**に示す。

- 同型船の点検で発見された船底外板の局所変形と類似の変形モードが事故船にも存在 していた可能性を考え、このような局所変形による縦曲げ最終強度の低下として最大 4%を考えた。
- また、ボトムロンジすみ肉溶接部に生じる船長方向の溶接残留応力による縦曲げ最終強度の低下の影響として、最大5%を考慮した。

降伏点の最小値に対応する縦曲げ最終強度の最小値に、これら 2 つの強度低下影響(局所変形影響と残留応力影響)を乗じたものを縦曲げ最終強度の下限値とした。

このようにして求めた、事故船の縦曲げ最終強度の値を表 3-1 に示す。



表 3-1 事故船の縦曲げ最終強度の値

(単位:kN-m)

強度の平均値		
(事故船の船底外板ミルシート降伏点の平	14.8 × 10 ⁶	
均値による値)		
	ケース①	
	事故船ミルシートの	ケース②
際化上見小はの投布	分散より降伏点最小	規格最小値
降伏点最小値の強度	値を推定	
	14.2 × 10 ⁶	13.2 × 10 ⁶
強度の下限値		
(降伏点最小値の強度に、局所変形影響	13.0×10^6	12.0 × 10 ⁶
0.96 と残留応力影響 0.95 を乗じた値)		

3.3.2 不確実性要素のバラツキを考慮した波浪中縦曲げモーメントの推定

海象条件については、JG 中間報告書では、事故当時の海象を有義波高 5.5m、平均波周期 10.3 秒、出会い波向き 114 度(左斜め向い波)と推定しているが、推定のベースとした気象 海象データの誤差により、有義波高で 0.5m から 2m の誤差があるとしている。

今回の検討では、事故当時の海象について、有義波高 5.5m、6.5m、7.5m、平均波周期 10.3 秒、12.5 秒、15 秒、出会い波向き 120 度、150 度、180 度(正面向い波)の計 27 ケースに海象条件を変化させて波浪荷重シミュレーションを実施し、事故当時の波浪中縦曲げモーメントのバラツキを各条件にて推定した。詳細を**付録 4** に示す。シミュレーションの結果より、事故当時の波浪中縦曲げモーメントの上限値は、7.23×10⁶ kN-m(有義波高:7.5m、平均波周期:15 秒、出会い波向き:180 度正面向い波;ホイッピング成分 3.05×10⁶ kN-m を含む)という結果を得た。

3.3.3 不確実性要素のバラツキを考慮した静水中縦曲げモーメントの推定

JG 中間報告書では、事故当時の静水中縦曲げモーメントを 6.0×10⁶ kN-m としている。この値は、各コンテナに関する荷主による申告重量から算定したものである。現実には申告重量と実重量にギャップが生じている可能性があるので、実際の静水中縦曲げモーメントは申告重量から求めた静水中縦曲げモーメントからバラツキが生じている可能性がある。このバラツキについては、付録 5 に示す実船の出港時の喫水計測結果に基づく調査検討結果から、最大で±10%のバラツキを考慮することとした。

3.3.4 強度の下限値と荷重の上限値

3.3.1 より、強度の下限値は**表 3-1** のケース①の場合で 13.0×10^6 kN-m、ケース②の場合で 12.0×10^6 kN-m と推定される。



一方、3.3.2 及び 3.3.3 の結果より、波浪中縦曲げモーメントと静水中縦曲げモーメントを合計した事故当時の荷重については、 13.8×10^6 kN-m($=7.23\times10^6$ kN-m+ 6.6×10^6 kN-m)が上限値となる結果となった。

以上より、本節の冒頭で示した 5 つの不確実性要素についてそのバラツキを考慮して強度 及び荷重の検討を行った結果、荷重(縦曲げモーメント)の上限値が強度(縦曲げ最終強度) の下限値を上回る可能性があることが確認された。

3.4 事故発生の可能性に関する検討結果

3.3 で示したように、事故当時の荷重の上限値が強度の下限値を上回る可能性が確認された。ここでは、強度と荷重それぞれについて確率分布を推定し、事故発生の可能性を確率的に検討した。

強度、荷重ともに、確率分布推定のベースとなるデータに限りがあるため、今回の推定では、まず確率分布のタイプを強度、荷重それぞれについて仮定し、3.3 で推定したバラツキを考慮した強度、荷重の値より、確率分布の形状を表すパラメーターを求め確率分布を推定した。強度と荷重の確率分布の推定に当たっては様々な仮定に基づく推定方法が考えられるが、ここでは以下に述べる方法により確率分布を推定した。

強度(縦曲げ最終強度)の確率分布は正規分布に従うと仮定した。強度のバラツキ度合については、3.3.1のケース①の方法に基づき事故船の船底外板ミルシートの値の分散より推定する方法と、3.3.1のケース②の鋼材降伏点の下限値を規格最小値として推定する方法の2つの方法によった。

荷重(縦曲げモーメント)のうち波浪中縦曲げモーメント(短期海象 27 ケースのシミュレーション結果)については、極値分布の一つであるガンベル分布に従うと仮定した。また静水中縦曲げモーメントについては**付録 5** に示す検討結果より正規分布に従うと仮定した。

強度と荷重の確率分布の推定方法については、付録 6 に詳細を示す。付録 6 では参考として、波浪中縦曲げモーメントの確率分布を正規分布とした場合の結果についても示す。

上記より推定した事故当時の強度と荷重の関係(確率分布)を図 3-1 に示す。図 3-1 において強度のバラツキは、より実際の現象にあっていると考えられる事故船の船底外板ミルシートの値の分散より推定する方法(3.3.1 のケース①に基づく方法)によっている。他のケースの結果については付録6に示す。

図 3-1 より、不確実性要素のバラツキ影響を考慮すると、事故当時の強度(縦曲げ最終強度)を荷重(縦曲げモーメント)が上回る可能性が、非常に低い確率ではあるが現実としてあり得ると言うことができる。

図 3-1 で、強度の発現確率を示す青線と荷重の発現確率を示す赤線が交差した部分の大小が、事故発生の確率の定性的な大小を示すと考えることができる。従って事故発生の可能性を考える上では、荷重に対する強度の余裕度(ピークとピークの隔たり)と強度、荷重それぞれのバラツキ度合(確率分布曲線の広がり)が重要な因子となることが分かる。



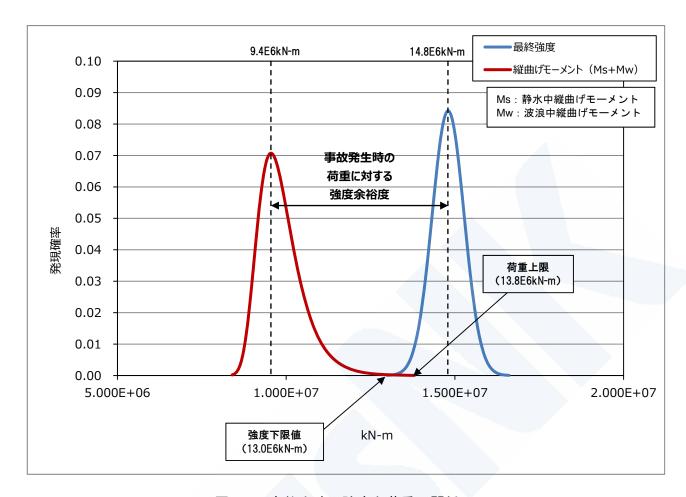


図 3-1 事故当時の強度と荷重の関係

強度の確率分布:正規分布(バラツキは事故船ミルシートの分散より推定)

波浪中縦曲げモーメント:ガンベル分布

静水中縦曲げモーメント:正規分布

(縦軸は強度・荷重幅 105 kN-m に対応した発現確率)

大型コンテナ船という同一カテゴリーでの強度や荷重を考える場合、バラツキ度合(**図 3-1** の赤線、青線のグラフの広がり)が各船でほぼ同じと考えると、強度の余裕度が非常に重要となる。

4章 構造安全に関する検討

4.1 はじめに

今回の折損事故は、JG中間報告書でも述べているように、船体中央部の船底外板が座屈崩壊し、比較的短時間のうちにハルガーダーの折損に至ったと推定されている。調査した限りでは、二重底船底外板の崩壊が起点となったハルガーダーの折損事故は過去に例がなく、関連する船体強度評価及び類似の事故の発生防止のためには、このような折損事故の発生メカニズムの解明と、それに対応した適切な強度評価手順の確立が必要である。



今回の検討では、事故船を含む複数の大型コンテナ船について、3 ホールドモデルによる 弾塑性解析を実施し、想定される荷重に対する縦曲げ最終強度の余裕度を調査した。また、 船底外板座屈崩壊強度と縦曲げ最終強度の関係を調査し、今回の事故(船底外板座屈崩壊か らハルガーダー崩壊に至る事故)発生のメカニズムを検討した。

さらに過去に実施された複数の大型コンテナ船の実船計測データを船主、建造造船所の協力により入手・分析し、実際の航行中に生じるホイッピング応答を含んだ波浪荷重について調査を行った。

その結果、次の知見を得ることができた。

- 船底水圧やコンテナ荷重といった面外荷重による二重底ローカル強度(横強度)が、船 底外板の座屈崩壊を介して、縦曲げ最終強度に密接に関係している。
- 船底水圧による下からの突き上げ荷重を常に受けるコンテナ船の二重底においては、船底外板の部分的な座屈崩壊が、二重底の横強度の低下を引き起こし、縦曲げモーメントと重畳して、結果としてハルガーダーの折損まで至る可能性がある。
- 面外荷重の影響を考慮した縦曲げ最終強度の評価を行うことで、今回の事故に関連した 船体構造強度の評価を適切に行うことができる。

以下でその概要について述べる。

なお、今回の調査対象船は、日本及び海外の代表的な大型コンテナ船建造造船所で建造されたポストパナマックスコンテナ船を対象としており、他の船級規則ベースで設計された船を含んでいる。従って、得られた結果は代表的な大型コンテナ船の全般的傾向を表していると考える。

4.2 ハルガーダー強度の余裕度

3 章で述べたように類似事故発生の可能性を検討する上で、荷重に対する強度の余裕度を 適切に評価することが重要である。ここでは、

- ① IACS 規則の縦曲げ強度関連の規定に対する余裕度
- ② IACS CSR の方法 (スミスの方法) による縦曲げ最終強度の余裕度
- ③ 3 ホールドモデル弾塑性解析による縦曲げ最終強度の余裕度
- の3つの強度余裕度について、事故船を含む複数の大型コンテナ船について調査を行った。

尚、複数のコンテナ船の強度の余裕度を調査することから、鋼材降伏点は以下に示す規則 に定める規格最小値を用いて検討を行った。

鋼材強度	規則に定める規格最小値	
軟鋼	235 N/mm ²	
HT32	315 N/mm ²	
HT36	355 N/mm ²	
HT40	390 N/mm ²	
HT47	460 N/mm ²	



4.2.1 規則(IACS UR S11)の縦曲げ強度関連規定に対する余裕度

IACS では縦曲げ強度に関し、船体中央部の船体横断面係数 (Z) の要求値を、統一規則 UR S11 として以下のように規定している。

$$Z = \frac{|M_S + M_W|}{\sigma} \text{ (cm3)}$$

σ: 許容縦曲げ応力(175/k N/mm²)

k: ハイテン係数(軟鋼は 1.0)

 M_S : 許容静水中縦曲げモーメント

 M_W : 波浪中縦曲げモーメントで次の算式による値

 $M_W = +0.19C_1C_2L_1^2BC_b'$ (ホグ) (kN-m)

 $M_W = -0.11C_1C_2L_1^2B(C_h' + 0.7)$ (サグ) (kN-m)

L₁ : 規則で規定する船の長さ (m)

B: 船の幅(m)

 C_1 : 船の長さ L_1 で決まる係数。 $300m < L_1 \le 350m$ の場合は 10.75

 C_2 : 船の船長方向位置で決まる係数。中央部 0.4L から 0.65L の間は 1.0

C'_b: 方形係数(但し 0.6 未満の場合は、0.6)

さらに、上記の静水中縦曲げモーメントと波浪中縦曲げモーメントで生じる縦曲げ応力に対し、船底外板及びボトムロンジの座屈強度(弾性座屈)を規定している。

事故船(A 船)を含む 8,000TEU 及び 6,000TEU クラスの複数の大型コンテナ船の規則要求値に対する余裕度を**図 4-1** に示す。IACS UR S11 の要求値に対する余裕度については、事故船(A 船)と他船で注目すべき差異は見られない。

なお IACS 規則(UR S11)の縦曲げ強度に関する規定は、ハルガーダーに作用する縦曲げモーメントのみを考慮しており、船底水圧やコンテナ荷重といったホールドニ重底に作用する面外荷重の影響については考慮していない。



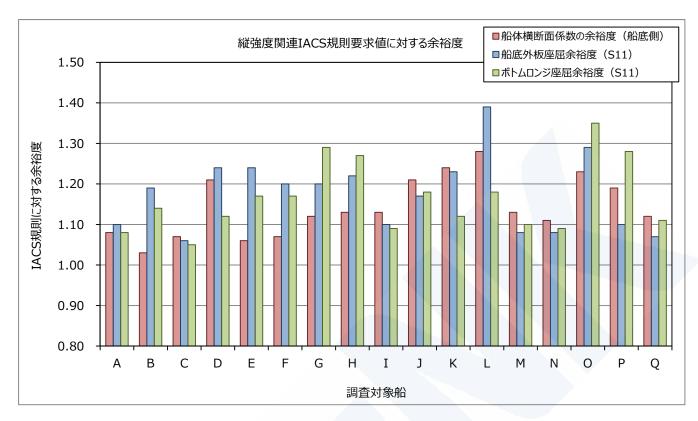


図 4-1 縦強度関連 IACS 規則の要求値に対する余裕度(面外荷重考慮無し)

4.2.2 IACS CSR の方法(スミスの方法)による縦曲げ最終強度の余裕度

IACS CSR は、縦曲げ最終強度の規定において、縦曲げ最終強度の比較的簡便な求め方(スミスの方法)を規定している。

事故船を含む複数のコンテナ船について、この CSR で規定する方法により縦曲げ最終強度を算定し、規則の波浪中縦曲げモーメントに対する余裕度を求めた。ここで、「規則の波浪中縦曲げモーメントに対する余裕度」とは、CSR の方法より得られた縦曲げ最終強度から許容静水中縦曲げモーメント(Allowable Ms)を引いた値を、規則(IACS UR S11)で規定する波浪中縦曲げモーメントで除した値をいう。すなわち、この「余裕度」は、静水中縦曲げモーメントが許容値(Allowable Ms)100%の場合に、規則で想定している波浪中縦曲げモーメントの何倍まで本船の縦曲げ最終強度が耐えられるかという指標となっている。

なお、規則(IACS UR S11)の波浪中縦曲げモーメントはホイッピング成分は考慮していない。また、このIACS CSR で規定する方法(スミスの方法)による縦曲げ最終強度では、作用荷重として縦曲げモーメントのみを考えており、4.2.1 のIACS 統一規則同様、面外荷重の影響は考慮されていない。

本検討の CSR で規定する方法 (スミスの方法) による縦曲げ最終強度算定では、鋼材降伏点は規格最小値とした。

結果を**図 4-2** に示す。4.2.1 と同様、面外荷重を考慮しない IACS CSR で規定する方法(スミス法)による縦曲げ最終強度では、事故船(A船)と他船で差異は見当たらない。



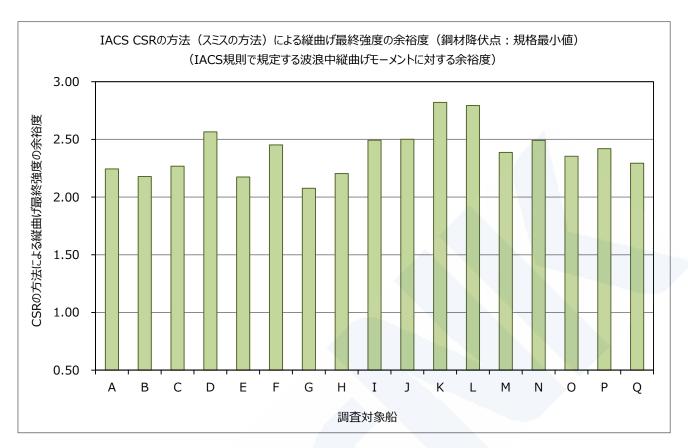


図 4-2 IACS CSR の方法(スミスの方法)による縦曲げ最終強度の余裕度 (面外荷重影響考慮無し)

(IACS 規則で規定する波浪中縦曲げモーメントに対する余裕度)

4.2.3 3 ホールドモデル弾塑性解析による縦曲げ最終強度の余裕度

事故船を含む複数のコンテナ船について、面外荷重も考慮した 3 ホールドモデルを用いた 弾塑性解析を行い縦曲げ最終強度の余裕度を検討した。検討において鋼材降伏点は 4.2.2 と同様、規格最小値とした。また、積付け状態は、1 ベイ エンプティ状態 (バラスト漲水無し) とした。これは、応力的に最も厳しい積付け状態であることから、複数コンテナ船の強度余裕度を比較する場合に差異が現れやすい条件であると考えたことと、4.4 で詳述するように、ポストパナマックスコンテナ船にあっては多様な積付けが可能となってきたため、通常の積付け状態であっても二重底の横強度応力が 1 ベイ エンプティ状態 (バラスト漲水無し) の時の応力とほぼ等しくなるケースが現実に十分あり得ると考えたからである。(付録 7 参照) なお、調査対象船の中には積付け状態が 1 ベイ エンプティ状態 (バラスト漲水有り) で建造時の強度計算がなされた船が含まれている。

3ホールドモデル弾塑性解析の詳細については、**付録8**に示す。この解析では4.2.1 や4.2.2 と異なり、船底水圧やコンテナ荷重といった面外荷重の影響も考慮した縦曲げ最終強度を評価することができる。

3 ホールドモデル弾塑性解析の実施においては、**図 4-1** 及び**図 4-2** の調査対象船の中から、IACS 規則要求値に対する余裕度や CSR の方法による縦曲げ最終強度の余裕度、さらに別途



実施した船底外板防撓パネル座屈崩壊強度を事故船(A船)と比較し、強度余裕度の比較調査のための対象船として代表的であると考えられるコンテナ船を選定して実施した。図4-3及び図4-4の横軸の調査船の符号(アルファベット)は図4-1や図4-2と同じ船を示す。

得られた縦曲げ最終強度について、4.2.2 と同様に、3 ホールドモデル弾塑性解析により得られた縦曲げ最終強度の IACS 規則の波浪中縦曲げモーメントに対する余裕度を求め、結果を**図 4-3** に示す。

この図からは、**図 4-1** (IACS 規則要求値に対する余裕度)や**図 4-2** (面外荷重影響を考慮しない CSR の方法による縦曲げ最終強度の余裕度)とは異なり、事故船(A 船)と他船で差異が認められる。

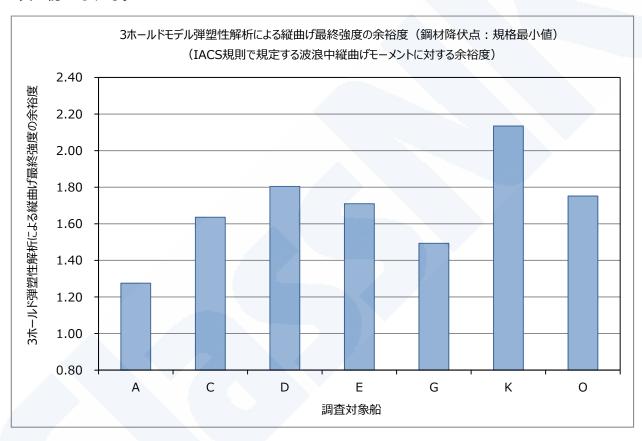


図 4-3 3 ホールドモデル弾塑性解析による縦曲げ最終強度の余裕度(面外荷重影響考慮あり) (IACS 規則で規定する波浪中縦曲げモーメントに対する余裕度)

また、3 ホールドモデル弾塑性解析により得られた縦曲げ最終強度(面外荷重影響考慮)を、4.2.2 で得られた IACS CSR の方法(スミスの方法)による縦曲げ最終強度(面外荷重影響考慮無し)で除したものを**図 4-4** に示す。これは CSR の方法による縦曲げ最終強度に対する 3 ホールドモデル弾塑性解析による縦曲げ最終強度の強度低下の度合いを示したものである。これによると、事故船(A 船)の 3 ホールドモデル弾塑性解析による縦曲げ最終強度が CSR の方法による縦曲げ最終強度の 70%程度であるのに対し、他船では 80%から 85%程度となっておりここでも差異が認められる。



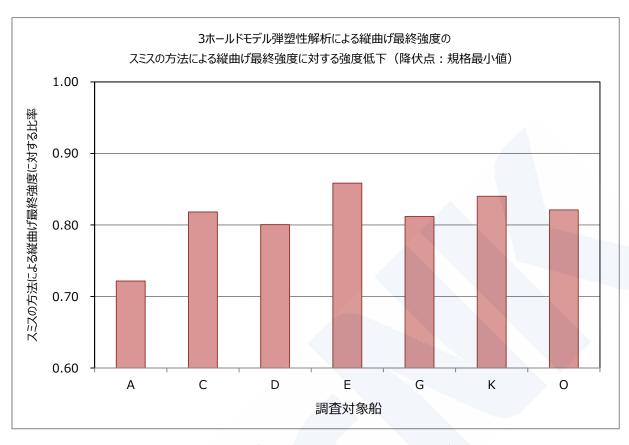


図 4-4 3 ホールドモデル弾塑性解析を用いた縦曲げ最終強度の CSR の方法による縦曲げ最終強度に対する強度低下度

縦強度関連のIACS 規則要求値に対する余裕度やIACS CSR の方法(スミスの方法)による縦曲げ最終強度の余裕度といった面外荷重影響を考慮しない強度基準に基づく評価では、事故船と他船で差異が見受けられないのに対し、面外荷重影響を考慮した 3 ホールドモデル弾塑性解析による縦曲げ最終強度の余裕度では事故船と他船で差異が認められる。この結果は、面外荷重による影響を考慮した 3 ホールドモデル弾塑性解析の方がより現実の現象に近いことを考えれば今回の折損事故において船底水圧やコンテナ荷重といった面外荷重による二重底の横強度が縦曲げ最終強度に密接に関係していることを示している。

4.3 折損事故発生のメカニズム

今回の折損事故のメカニズムを考える上で、特に重要な点は次の3点である。本節ではこの点に焦点をあてて報告を行う。

- 面外荷重影響を考慮した 3 ホールドモデル弾塑性解析による縦曲げ最終強度の余裕度では、事故船と安全運航実績のある他船で差異が認められることの要因
- 船底外板座屈崩壊からハルガーダー崩壊に至るメカニズム
- 面外荷重(横強度)の縦曲げ最終強度への影響メカニズム



4.3.1 船底外板座屈崩壊強度と二重底横強度応力の関係

ここではまず、折損事故の起点となったと考えられる船底外板の座屈崩壊強度について、 検討結果の概要を述べる。

コンテナ船のホールドの船底外板は、ボトムロンジで防撓され、ガーダーとフロアに囲まれた防撓パネルを構成している。喫水に比べ貨物重量が相対的に小さいため二重底に作用する荷重としては船底水圧による突き上げ荷重が支配的である。このため、ホールド中央部で船体中心線付近の船底外板には船長方向と船幅方向の2方向に圧縮応力(二重底ローカル応力)が生じている。また、コンテナ船の縦曲げは一般にホギング状態が主であり、二重底はほとんど常に縦曲げ圧縮荷重を受けている。従って、船長方向にはこの二重底ローカル応力に加えて、縦曲げによる圧縮応力が重畳される。また、船幅方向には船側水圧による圧縮荷重が作用しており、これにより船底外板には船幅方向の圧縮応力が生じる。(付録9参照)

従って、一般にコンテナ船の船底外板の座屈崩壊強度を考える場合には、これをガーダーとフロアで囲まれボトムロンジで防撓されたパネルと考え、これに船底水圧が面外荷重として作用し、同時に船長方向(二重底ローカル応力+縦曲げ応力)と船幅方向(二重底ローカル応力+船側水圧による船幅方向応力)の2方向に圧縮応力が生じている二軸圧縮防撓パネルと考えることができる。

図 4-5 は、事故船について、事故発生の起点と考えられる船体中央部バット継手部における No.3 ガーダーと No.9 ガーダーで囲まれた船底外板防撓パネル(キールプレートの隣の防撓パネル)の二軸圧縮応力下の座屈崩壊強度を示したものである。

船底外板防撓パネルの崩壊強度は、初期変形条件を痩せ馬モードを模擬した 1 波長正弦波形状の変形とし、鋼材降伏点を JG 中間報告書で用いた平均的実力値(規格最小値ではなく実際の鋼材降伏点の一般的かつ平均的な値と考えられる降伏点)とした防撓パネルの弾塑性解析により求めた。面外荷重として、JG 中間報告書と同じ船底水圧(満載喫水+NK ガイドラインの波浪変動圧)を考慮した。防撓パネルの弾塑性解析条件の詳細を**付録 10** に示す。

図中の青いグラフ線が、座屈崩壊の限界となる船長方向応力(σx)と船幅方向応力(σy) の組合せを示している。防撓パネルに生じる応力(σx 、 σy)が、座標原点に対してグラフ線の外側になると防撓パネルは座屈崩壊すると言うことができる。

ただし、一つの防撓パネルが崩壊強度に達しても直ちに船体の折損に至るものではなく、 防撓パネル単体の座屈崩壊強度よりも縦曲げ最終強度は大きい。

図 4-5 に示すように、船幅方向応力 (σ y) が 100 N/mm²程度を超えると対応する船長方向の座屈崩壊強度 (限界応力) は急激に低下しはじめる。事故船以外の船を含む詳細な防撓パネルの座屈崩壊強度のグラフを**付録 10** に示すが、いずれも同じ傾向を示している。

ClassNK

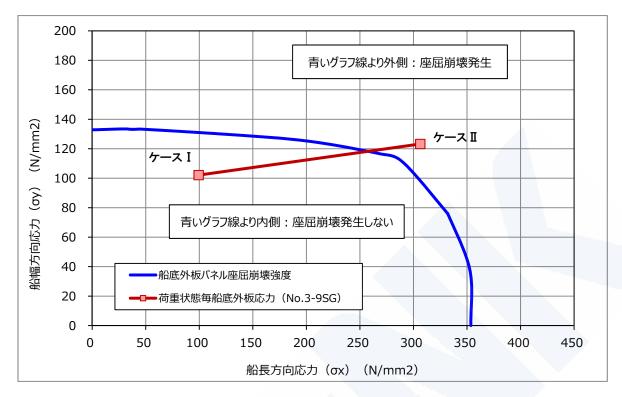


図 4-5 船底外板防撓パネルの座屈崩壊強度と代表的荷重負荷状態での船底外板応力 (事故船 / No.3 Side Girder ~ No.9 Side Girder / 船体中央部バット継手部)

注: 防撓パネル崩壊強度は初期変形は1波長正弦波形(痩せ馬モード)、鋼材降伏点は平均的実力値の値(詳細は付録10参照)

図 4-5 には、船底外板防撓パネルの座屈崩壊強度(青線)に加えて、事故船当該箇所の船底外板防撓パネルに生じる応力(船長方向応力 σ x と船幅方向応力 σ y)について、代表的な荷重負荷状態での値を赤線でプロットしている。

対象とした荷重負荷状態を表 4-1 に示す。積付け状態は 1 ベイ エンプティ状態(バラスト 漲水無し)とし、船底外板応力は弾塑性解析と同じ 3 ホールドモデルを用いた弾性 FE 解析で求めた。境界条件は 3 ホールド弾塑性解析と同じく、モデル両端で単純支持とした。

積付け状態を 1 ベイ エンプティ状態 (バラスト漲水無し) とした理由は、4.2.3 と同じく 複数コンテナ船の強度余裕度を比較する場合に差異が現れやすい条件であると考えたことと、 ポストパナマックスコンテナ船にあっては多様な積付けが可能となってきたため、通常の積 付け状態であっても二重底の横強度応力が 1 ベイ エンプティ状態 (バラスト漲水無し) の時 の応力とほぼ等しくなるケースが現実に十分あり得ると考えたからである。(**付録 7** 参照)

公 1				
荷重状態	負荷荷重の内容			
ケース I	面外荷重負荷(満載喫水静水圧、波浪変動圧、船殻重量、コンテナ荷重)			
ケースⅡ	ケース I +許容静水中縦曲げモーメント(Allowable Ms)+IACS 規則の波 浪中縦曲げモーメント			

表 4-1 荷重負荷状態



事故船の場合、1 ベイ エンプティ状態 (バラスト漲水無し) の積付け状態では、船底外板の船幅方向応力はケース I (面外荷重負荷) で 100 N/mm² を超えている。縦曲げモーメントが加わると外板のポアソン効果により船幅方向応力はさらに上昇しケース II で 120 N/mm² 程度になり、船底外板防撓パネルの応力は座屈崩壊強度の線の外側 (座屈崩壊発生ゾーン) に出ている。

付録 10 では、事故船以外のコンテナ船について同様に船底外板パネルに生じる応力を座屈崩壊強度のグラフに重ねてプロットしている。他船では、荷重状態Ⅱの船底外板防撓パネルの応力も座屈崩壊強度線の内側に納まっており、事故船と他船には相対的に有意な差があることが確認された。図 4-6 には他船での計算結果の一例(E 船)を示す。

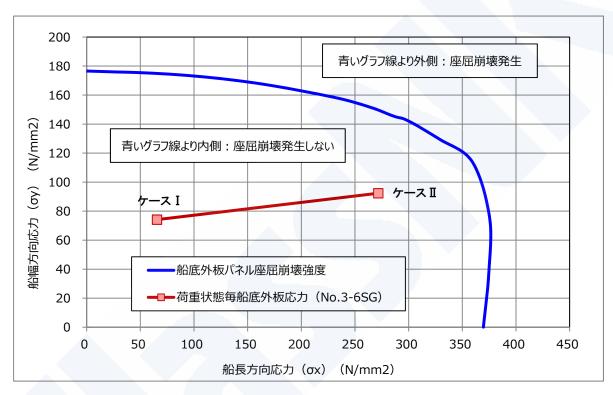


図 4-6 船底外板防撓パネルの座屈崩壊強度と代表的荷重負荷状態での船底外板応力 (E 船 / No.3 Side Girder~No.6 Side Girder / 船体中央部バット継手部)

注: 防撓パネル崩壊強度は初期変形は1波長正弦波形(痩せ馬モード)、鋼材降伏点は平均的実力値の値(詳細は**付録10**参照)

また同サイズのコンテナ船と比較すると、事故船では特に二重底ローカル応力の船幅方向 応力 (σy) が相対的に高くなっている。詳細を**付録 11** に示す。

このように、事故船においては船底水圧による二重底ローカル応力が他船に比べ相対的に高く、座屈崩壊強度の船長方向限界応力 (σx) が急激に低下するレベル (船幅方向応力 σy) が 100 N/mm² 程度以上) に船幅方向応力 (σy) が位置していることにより、船底外板座屈崩壊の可能性が他船よりも高くなっているといえる。



4.3.2 船底外板座屈崩壊からハルガーダー崩壊に至るメカニズム

事故船を含む複数コンテナ船の3ホールドモデル弾塑性解析の結果を見ると、最高荷重(最終強度)到達の直前でまず船底外板に局所的な座屈崩壊(船幅方向の塑性変形)が発生し、続いてこれに隣接する二重底ガーダーの船底側が降伏し最高荷重に至るというパターンが一般的である。この結果より、大型コンテナ船の船底外板座屈崩壊からハルガーダー崩壊に至るメカニズムは次のようになると考えられる。

- ✓ コンテナ船の場合、二重底に働く面外荷重は船底水圧による下からの突き上げが支配的である。この面外荷重は、船底外板と内底板をフランジとしガーダーとフロアをウェブとする I 型梁で主として受け持たれている。
- ✓ 船底外板が部分的に座屈崩壊し船幅方向に塑性変形が発生すると、ガーダー付き船底外板のフランジとしての有効幅が減少し、面外荷重によるガーダーの船底側の曲げ応力 (圧縮応力)が増加する。これに縦曲げ応力(圧縮応力)が重畳し、ガーダーの船底側 (下半分)で降伏が生じる。
- ✓ この結果、二重底の横強度(曲げ強度)が部分的に低下し、連鎖的に船底外板の座屈崩壊とガーダーの船底側の降伏が船幅方向に進展し縦曲げ最終強度に達する。
- ✓ きっかけとなる船底外板の座屈崩壊は、船底外板の圧縮の二重底ローカル応力が相対的 に高いホールド中央部(部分隔壁の前後1フロア辺り)で、かつ船幅方向応力が大きく なる船体中心線近傍(おもにキールプレートに隣接する船底外板パネル)で発生するの が一般的である。
- ✓ ガーダーの降伏が始まるまでにどの程度の範囲まで船底外板が座屈崩壊するかは、二重底に作用する面外荷重の大小や二重底ローカル応力の分布状態、あるいは船底外板の座屈崩壊強度とガーダーの曲げ強度との関係によって異なってくる。事故船以外の3ホールドモデル弾塑性解析結果(最終強度直前の船底外板とガーダーの塑性歪状態)の典型例を、図4-7及び図4-8に示す。



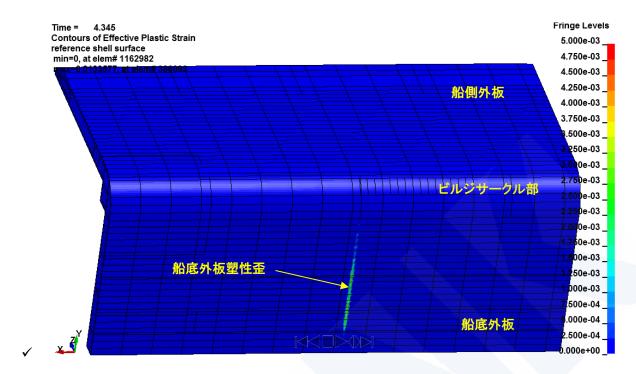


図 4-7 3 ホールドモデル弾塑性解析結果例(事故船以外) (最終強度直前の船底外板の相当塑性歪状態)

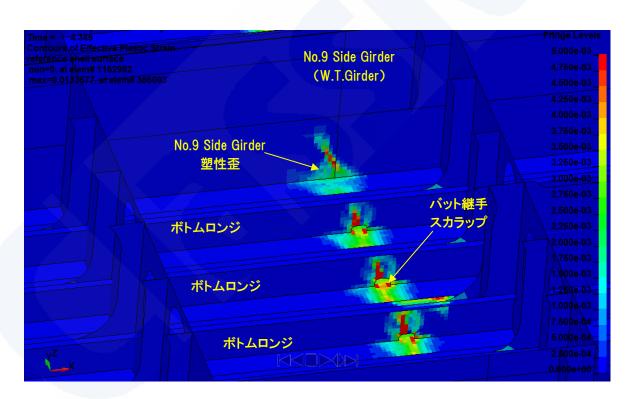


図 4-8 3 ホールドモデル弾塑性解析結果例(事故船以外) (最終強度直前の No.9 Side Girder の相当塑性歪状態)

4.3.1 で述べたように、事故船ではキールプレートに隣接する船底外板パネルの船幅方向の 二重底ローカル応力が相対的に高く、二軸圧縮を受ける防撓パネルとしての船長方向強度が 急激に低下する 100 N/mm² 程度以上のレベルにある。このため、他船に比べ船底外板の座屈



崩壊が発生する可能性は、相対的に高くなっていると言える。このことが連鎖的な船底外板の座屈崩壊を早めたと考えられる。

以上のような複合的な要因が関係して、結果として 4.2.3 で述べたような縦曲げ最終強度の 余裕度における事故船と他船の差異に至ったと考えられる。

4.3.3 大型コンテナ船の構造安全に関する評価

4.2 及び 4.3 で述べた検討結果より得られた知見を纏めると以下のようになる。

✓ 縦強度関連の IACS 規則に対する余裕度や CSR の方法による縦曲げ最終強度の余裕度では、事故船と他船で差異は見受けられない。

一方3ホールドモデル弾塑性解析による縦曲げ最終強度の余裕度については、事故船と 他船で差異が認められる。

この違いは縦強度評価において面外荷重の影響を考慮していないか考慮しているかの違いによると考えられる。(IACS 規則や CSR の方法では面外荷重影響を考慮していないのに対し、3 ホールドモデル弾塑性解析では面外荷重影響を考慮している。)

- ✓ 面外荷重影響を考慮した 3 ホールドモデル弾塑性解析による縦曲げ最終強度の余裕度 について、事故船と他船で差異が生じる要因として以下が考えられる。
 - ① 船底外板防撓パネルの座屈崩壊発生の可能性の違い。

船底外板防撓パネルの座屈崩壊発生は、パネルの座屈崩壊強度とパネルに生じる応力の関係によって決まる。前者(座屈崩壊強度)は、船底外板板厚やボトムロンジ寸法、ボトムロンジスペースと言った構造寸法で一義的に決まる。一方後者(パネルに生じる応力)は構造寸法だけでなく、その時の二重底に作用する面外荷重(船底水圧とコンテナ荷重の差)にも影響される。

4.3.1 で述べたように、船底外板防撓パネルの崩壊強度と面外荷重によりパネルに生じる応力の関係が事故船と他船で差異がある。

② 船底外板座屈崩壊からハルガーダー崩壊に至る過程における面外荷重による二重底曲げ応力状態の違い。

面外荷重による二重底曲げ応力は、ガーダー、フロア、船底外板や内底板といった 二重底構造部材の部材寸法や配置だけでなく、開口配置やバット継手、板継と言っ た構造詳細にも影響される。さらに、その時の二重底に作用する面外荷重(船底水 圧とコンテナ荷重の差)によっても異なった結果が生じる。これらが複合的に関係 して事故船と他船の差異が生じたと考えられる。

以上の知見を踏まえ、類似事故発生防止に関する構造安全性の評価として、当面次のような内容を考える。得られた結果を基に構造安全性を総合的に判断する。

- ✓ 面外荷重影響を考慮した 3 ホールドモデル弾塑性解析による縦曲げ最終強度の評価を 行う。評価には以下の項目を含む。
 - 3 ホールドモデル弾塑性解析による縦曲げ最終強度の IACS 規則の波浪中縦曲げモーメントに対する余裕度(**図 4-3** 参照)



- 3 ホールドモデル弾塑性解析による縦曲げ最終強度の CSR の方法による縦曲げ最 終強度に対する強度低下(図 4-4 参照)
- 3 ホールドモデル弾塑性解析における二重底部材の応力及び歪状態(**図 4-7** 及び**図** 4-8 参照)
- ✓ ホールド中央部近傍の船底外板防撓パネルの座屈崩壊強度評価を行う。評価に用いる船 底外板防撓パネルの応力は、実際に生じる可能性のある最大の応力状態とする。(図 4-5、 図 4-6 参照)

今回比較対象として調査を行った就航大型コンテナ船については、上記評価の結果、事故船との有意な差異が確認できた。加えて、調査対象船については今回の事故発生後に行われた船底外板の点検結果において、事故船の同型船で発見されたような船底外板の局所変形は発見されていない。

以上の結果より、今回比較対象として調査検討した就航している大型コンテナ船について は、類似の折損事故に関し十分な構造安全性を有していると言うことができる。

4.4 コンテナ船の特徴と大型化に伴う構造、運航上の変化

コンテナ船は、容積の大きさに対して重量の軽いコンテナ貨物を運送するという特性から、 静水中縦曲げモーメントが常にホギング状態であるため波浪中縦曲げモーメント作用時の二 重底はほぼ常に縦曲げによる圧縮荷重を受けている。さらにホールドにあっては、貨物によ る荷重が小さいため二重底に働く荷重は船底水圧による突き上げが支配的となっている。

また、タンカーやばら積み貨物船と異なり、コンテナ船は常時コンテナを積載した状態で 運航しており、しかも同じ航路であっても積載するコンテナ数、重量または配置が航海毎に 異なる。このため、運航者は復原性や縦強度の要件を満足していることを確認しながら毎航 海のコンテナ積付け計画を策定している。

このようなコンテナ船における荷重及び運航の実態に基づき、コンテナ船の設計においては、コンテナが各ホールドに均等に積載された標準的な積付け状態に加えて、1 ベイのみコンテナ積載しない積付け(1 ベイ エンプティ状態)を想定して、強度検討を行う事が一般的になっている。この積付けにおいて二重底構造、特にコンテナの積載されないベイの部分においては、上向きに働く船底水圧を相殺するコンテナ重量が無いため、横強度検討の面からも厳しい条件になるといえる。

付録 12 で詳述するとおり、ポストパナマックスコンテナ船にあっては、船幅が船の深さに 比べて相対的に増加したことにより復原性が向上するため、パナマックスコンテナ船に比べ 復原性要件を満足させるための積付け上の制約が大幅に緩和された。一例として、復原性の 確保を目的としたバラスト漲水の必要性が低くなったことがあげられる。一方、強度の観点 からは、ポストパナマックスコンテナ船の場合、船幅が拡がり二重底で船底から突き上げら れる水圧による面外荷重は増すことになるが、通常の積付け状態であっても、コンテナ貨物 自体はこの面外荷重を相殺するに足る程重くはないため、結果として二重底に働く荷重状態 が1ベイ エンプティ状態(バラスト漲水無し)とほぼ同等となり、横強度の面で厳しい状態



になるケースがあり得ることとなる。この傾向は、特に 8,000TEU クラス以上のポストパナマックスコンテナ船で顕著である。

その結果、縦曲げ強度の観点からはバラスト漲水の最小化により静水中縦曲げモーメントが許容値に近くなる頻度が増加するようになった。また、横強度の観点からは通常の積付け状態であっても、満載喫水に近い喫水となる場合、ホールドの二重底に生じる横強度応力が1ベイエンプティ状態(バラスト漲水無し)という設計条件での応力とほぼ同程度となるケースがあり得ることになった。

このように復原性要件による制約が緩和されたことにより、従来、パナマックスコンテナ船では有しているが使えなかった強度の余裕代を、ポストパナマックスコンテナ船では費消する可能性が相対的に増加していると言える。従って、ポストパナマックスコンテナ船の設計条件は就航後の多様な積付けを適切にカバーできるものであり、かつ本船を含むオペレーターに容易に理解されるものであることが重要である。

4.5 コンテナ船に関する NK 規則について

コンテナ船、ばら積貨物船等の船種に関わらず、船体は大規模で複雑な構造体であり波浪 や貨物等の様々な荷重を受けることからも、これを一気に評価することは困難であった。従 って NK 規則におけるコンテナ船の船体構造の安全性評価に際しては船体構造の強度を、縦 強度、横強度、ローカル強度の3つに分類し、それぞれ表 4-2 に示す規則要件により評価を 行ってきた。

12 1117 规则已817 8 3 7 7 加切自强发化例是7 8 观别实				
	強度の種類	規則要件		
	縦強度	鋼船規則 C 編 15 章		
	横強度	鋼船規則検査要領 C1.1.22		
	ローカル強度	鋼船規則 C 編 13 章, 14 章, 32 章		

表 4-2 NK 規則におけるコンテナ船の各強度に関連する規則要件

縦強度の評価では、全長に亘る船体構造を対象とし、船体構造を 1 本の梁とみなし、内外 荷重差により生じる縦曲げモーメント及び剪断力による応力に基づき強度評価を行う。

横強度の評価では、板及び小骨を支持する桁部材等の主要支持部材を対象とし、貨物、バラスト、海水等から受けるローカル荷重を考慮した直接強度計算を行う。本直接強度計算の降伏強度評価では、縦通部材については許容応力を低減させることで、縦曲げ応力の影響を考慮している。また座屈強度評価については、弾性座屈後の余剰強度を考慮した最終強度評価と比べ余裕のある評価である弾性座屈評価を行い、さらにこれに対し一定の安全率を与えることで縦曲げ応力の影響を考慮している。

ローカル強度の評価では、桁部材で支持される防撓材や防撓材等に囲まれた板材を対象と してローカル荷重に対する強度を評価する。この評価においても、材料規格値に対して許容 応力を低減させることで縦曲げモーメントによる影響を考慮している。



また、コンテナ船にあっては、甲板に大きな開口を有することから上記の強度検討に加えて曲げ捩り強度の評価を行う。本評価においては、捩りモーメントを受けたコンテナ船に発生するそり応力と縦曲げモーメントによる応力の重畳を考慮して降伏強度評価を行う。

一方、今回の検討で明らかになった 4.2 及び 4.3 に示す面外荷重影響を考慮した縦曲げ最終強度については、NK 規則では他の不確実性要素の影響と同様に荷重に対する強度の余裕度でカバーされるとしてきた。

4.6 過去の大型コンテナ船の実船計測データの分析調査

過去に実施された複数の大型コンテナ船の実船計測データについて、船主、建造造船所の協力により、ホイッピング応答により波浪中縦曲げモーメントがどの程度大きくなっているかというホイッピング応答倍率に焦点をあてた分析、調査を行った。調査結果の概要を**付録** 13 に述べる。

今回の分析調査は限られたデータ数と計測期間の結果であるため、結論的な知見を導くには至っていない。このためさらに多くの計測データを収集するため、複数の大型コンテナ船について実船計測を計画または実施中である。

5章 調査検討のまとめ

今回の調査検討結果から得られた知見を以下にまとめる。各まとめの末尾には本報告書の 関連する章、節番号を記す。

- ✓ 折損事故発生の可能性については、鋼材降伏点や事故当時の海象条件、コンテナ申告重量と実重量の差といった不確実性要素のバラツキを考慮した強度と荷重の検討を行った。その結果、事故当時にあって強度(縦曲げ最終強度)を荷重(縦曲げモーメント)が上回り事故が発生することが、非常に低い確率ではあるが現実として起こり得るという結論を得た。(3.4)
- ✓ 構造安全に関する検討として、事故船を含む複数のコンテナ船について船底水圧やコンテナ重量といった面外荷重の影響を考慮した 3 ホールドモデル弾塑性解析を実施し縦曲げ最終強度について検討を行った。3 ホールドモデル弾塑性解析による縦曲げ最終強度のIACS 規則で規定する波浪中縦曲げモーメントに対する余裕度については、事故船と他の大型コンテナ船との間で差異があることが確認された。一方、縦強度関連のIACS 規則要求値に対する余裕度やIACS CSR の方法 (スミスの方法)による縦曲げ最終強度の余裕度と言った面外荷重の影響を考慮しない強度指標に対する余裕度については、事故船と他船で差異は認められなかった。(4.2)

確認されたこの差異は、主としてキールプレートに隣接する船底外板防撓パネルの面外荷重による二重底ローカル応力と縦曲げ圧縮応力の重畳を考慮した座屈崩壊(二軸圧縮)の発生の可能性の違いによるところが大きいと考えられる。(4.3)



- ✓ 類似事故の防止のためには、面外荷重の影響を適切に考慮した縦曲げ最終強度の評価及びホールド中央部近傍における船底外板防撓パネルの座屈崩壊強度評価を行うことが必要である。(4.3)
- ✓ 今回比較対象として調査検討した就航大型コンテナ船については、類似の折損事故に関し 十分な構造安全性を有していることが確認できた。(4.3)
- ✓ ポストパナマックスコンテナ船にあっては、パナマックスコンテナ船に比べ復原性要件を満足させるための積付け上の制約が大幅に緩和された。一例として、復原性の確保を目的としたバラスト漲水の必要性が低くなったことがあげられる。一方、強度の観点からは、ポストパナマックスコンテナ船の場合、通常の積付け状態であっても、結果として二重底に働く荷重状態が 1 ベイ エンプティ状態 (バラスト漲水無し)とほぼ同等となり、横強度の面で厳しい状態になるケースがあり得ることとなる。この傾向は、特に 8,000TEU クラス以上のポストパナマックスコンテナ船で顕著である。(4.4)

その結果、縦曲げ強度の観点からはバラスト漲水の最小化により静水中縦曲げモーメントが許容値に近くなる頻度が増加するようになった。また、横強度の観点からは通常の積付け状態であっても、満載喫水に近い喫水となる場合、ホールドの二重底に生じる横強度応力が 1 ベイ エンプティ状態 (バラスト漲水無し) という設計条件での応力とほぼ同程度となるケースがあり得ることになった。(4.4)

✓ コンテナ船の大型化に伴う構造や運航の変化に対応する為、ポストパナマックスコンテナ 船の設計条件は就航後の多様な積付けを適切にカバーできるものであり、かつ本船を含む オペレーターに容易に理解されるものであることが重要である。(4.4)

6章 今後の対応(アクションプラン)

以上の調査検討結果を踏まえ、NK が今後とるべき対応をアクションプランとして以下にまとめた。

- ✓ 今回調査検討を実施したコンテナ船以外のポストパナマックスコンテナ船(8,000TEU クラス)について、3 ホールドモデル弾塑性解析による面外荷重影響を考慮した縦曲げ最終強度評価及びホールド中央部近傍における船底外板防撓パネルの座屈崩壊強度評価を行い、強度の余裕度を評価し構造安全性を確認する。
- ✓ NK 検討会の調査検討結果を踏まえて、関連する NK 規則等(規則、検査要領、ガイドライン等)の見直しを行う。考慮すべき主なポイントは以下のとおりである。
 - 面外荷重の影響を考慮した実用的な縦曲げ最終強度評価手法を開発する。
 - 横強度に関する直接強度計算要件の見直しを行う。
 - ホイッピング応答影響を含めた波浪荷重の評価手法について検討する。
 - 強度上の設計条件は就航後の多様な積付けを適切にカバーできるよう、また、本船を含むオペレーターに容易に理解されるものとなるよう手順や方策について検討する。
 - 実船計測から得られた知見も踏まえ、操船に有益な情報を提供するための船体構造応答 モニタリングの活用を検討する。

ClassNK

- ✓ NK 検討会の報告書を国土交通省主催の JG 委員会に提出する。
- ✓ NK 検討会の報告書の内容について他船級協会に適切な情報提供を行う。
- ✓ 関連する IACS 統一規則に関し必要な提案等を IACS に対し行う。
- ✓ 計画または実施中の実船計測について、収集したデータを有効に活用する。

(報告書本文 終わり)



付録1 大型コンテナ船安全検討会 委員リスト

【座長】(敬称略)

角 洋 一 横浜国立大学 名誉教授

【委員】(五十音順 敬称略)

岩 野 淳 一 日本郵船株式会社 技術グループ グループ長

上 田 直 樹 三菱重工業株式会社 交通・輸送ドメイン

船舶•海洋事業部 副事業部長

川 越 美 一 株式会社商船三井 執行役員

小 林 一 也 川崎重工業株式会社 船舶海洋カンパニー 技術本部長

髙 平 智 明 ジャパンマリンユナイテッド株式会社 商船事業本部

基本計画部 部長

中 野 豊 久 川崎汽船株式会社 技術グループ グループ長

藤久保 昌 彦 大阪大学大学院工学研究科 教授

藤 田 均 今治造船株式会社 常務取締役 設計本部長

【オブザーバー】(五十音順 敬称略)

田 淵 一 浩 国土交通省 海事局 安全政策課 船舶安全基準室長

田 村 兼 吉 独立行政法人 海上技術安全研究所 研究統括主幹

【事務局】

一般財団法人 日本海事協会



付録 2 3 ホールドモデル弾塑性解析による事故船の縦曲げ最終強度の推定 (報告書 3.3.1 関連)

報告書 3.3.1 では事故発生の可能性の検討にあたって、鋼材降伏点のバラツキを考慮した 3 ホールドモデル弾塑性解析を行い、事故船の縦曲げ最終強度を推定した。以下では、この 3 ホールドモデルによる弾塑性解析の概要を述べる。

1. 事故船の縦曲げ最終強度の推定

1.1 解析条件の概要

3ホールドモデルを用いた弾塑性解析による縦曲げ最終強度算定の解析条件概要を表 A2-1 に示す。報告書3章での3ホールドモデル弾塑性解析の目的が事故発生の可能性の検討であることから、解析条件はJG中間報告書5章と同じとした。

解析プログラム		LS-DYNA(陽解法)		
モデル化範囲		• 1/2 + 1 + 1/2 ホールド		
	モノル心軋出	• 片舷		
		船底外板、内底板、縦通隔壁、船側外板及びこれらに接続		
		するロンジ材に以下を付与。(縦通隔壁、船側外板は中性		
;	初期変形条件	軸より下方のみ。)		
		• 板材:4半波座屈モード		
		• ロンジ材:曲げ変形及び横倒れ変形		
	板厚	グロス		
	· · · · · · · · · · · · · · · · · · ·	• 片持ち梁(モデルー端を固定、他端はフリー)		
	境界条件	• 船体中心線で左右対称条件		
	コンテナ荷重及び	事故当時の積付け状態(コンテナ荷重はスタック荷重とし		
	バラスト状態	<i>t</i> =。)		
荷重条	船殼重量	二重底重量のみ考慮		
件		• 静水圧 (満載喫水に対応)		
	水圧	• 波浪変動圧(NK ガイドライン)		
	モーメント	縦曲げ最終強度に至るまで漸増付与		

表 A2-1 縦曲げ最終強度算定の解析条件概要

1.2 解析モデル

解析に用いた FE モデルを**図 A2-1** に示す。JG 中間報告書 5 章の解析に用いた FE モデル と同じである。

評価対象範囲は折損起点箇所と推定される FR151+200mm の位置のバット継手部を挟んで 3 フロア間とし、その範囲にある船底外板から船体横断面の中立軸よりやや上方までの範囲を板材、骨材ともにシェル要素で 100mm×100mm 程度の詳細メッシュサイズでモデル化した。バット継手貫通のためのボトムロンジウェブのスカラップもモデル化した。評価対象



範囲以外は、200mm×200mm程度のシェル要素でモデル化した。

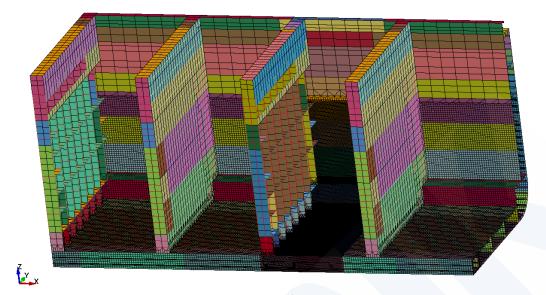


図 A2-1(a) 3 ホールドモデル (事故船) 全体図

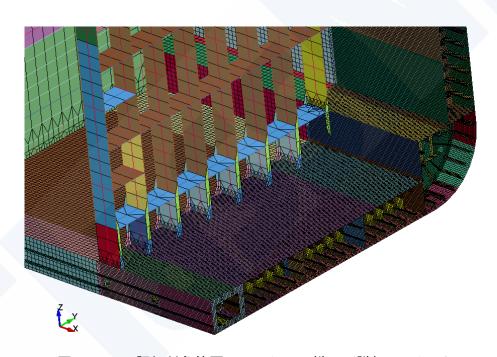


図 A2-1 (b) 評価対象範囲のメッシュの様子 (詳細メッシュ)

1.3 鋼材特性

解析に用いた鋼材の特性値を表 A2-2 に示す。報告書 3.3.1 で述べたように、鋼材降伏点のバラツキを考慮して複数の解析を行った。それぞれの解析に用いた鋼材降伏点を表 A2-3 に示す。応力・歪関係は線形硬化を考慮した弾完全塑性体とした。解析に用いた応力・歪の関係(真応力-真歪線図)の一例を図 A2-2 に示す。

_		
表	A2-2	錮材物性值

ヤング率	206,000 N/mm ²
ポアソン比	0.3
質量密度	7.85 ton/m ³
降伏点	表 A2-3 参照
真応力-真歪線図	図 A2-2 参照

表 A2-3 解析ケースごとの鋼材降伏点

	解析に用いた鋼材降伏点(N/mm²)				
鋼材	事故船の船底外板ミルシート平均値に対応す	事故船のミルシートの分散より推定した最小	規格最小値 (ケース②)		
	るケース ^(注)	値(ケース①)(注)			
MS	274	259	235		
YP32	359	342	315		
YP36	392	378	355		
YP40	417	407	390		
YP47	494	481	460		

注: 船底外板の鋼材降伏点については報告書 3.3.1 で述べる方法で推定した。船底外板以外の部材の降伏点については、規格最小値、平均的実力値と解析に用いる降伏点の比が船底外板のそれと同じとなるように算定した。(平均的実力値については、付録 8 を参照)

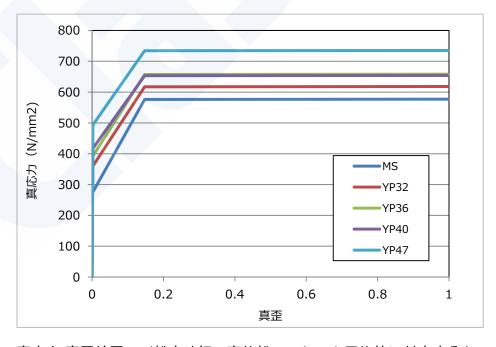


図 A2-2 真応力-真歪線図 (船底外板の事故船ミルシート平均値に対応するケースの例)



1.4 初期形状变形条件

ここで述べる初期形状変形は、建造時の施工により船体構造の板材とロンジ材に発生する 工作ひずみを対象として考えている。事故船の同型船で発見されたような就航後に船体に発 生する変形の縦曲げ最終強度への影響については**付録3**で述べる。

JG中間報告書では事故船の3ホールドモデル弾塑性解析における初期形状変形条件として、船底外板、内底板、縦通隔壁、船側外板及びこれらに接続するロンジ材に対し、建造時の初期不整を想定した痩せ馬モード(板材に1半波変形、ロンジ材に曲げ及び横倒れ変形)と座屈モード(板材に4半波変形、ロンジ材に曲げ及び横倒れ変形)の2つのケースを考慮している。(縦通隔壁と船側外板については中性軸より下方のみ。)事故当時の縦曲げ最終強度としては、船底外板座屈モードの解析結果を採用している。

今回の検討における解析の初期形状変形条件としては、JG 中間報告書で事故当時の縦曲げ 最終強度として採用した解析結果の条件である座屈モードを形状変形条件とした。すなわち、 船底外板、内底板、縦通隔壁、船側外板の板材には振幅 4mm の 4 半波座屈モードの形状変 形を与えた。船底外板、内底板、縦通隔壁、船側外板付きのロンジ材については、JSQS(日 本鋼船工作法精度標準)の標準値を変形量とする曲げ変形及び横倒れ変形を考慮した。(但し、 縦通隔壁及び船側外板及びこれらに接続するロンジ材については中性軸より下方のみ。)

以上述べたように報告書 3.3.1 の事故船の縦曲げ最終強度の算定における初期形状変形条件は、JG 中間報告書で事故当時の縦曲げ最終強度として採用した解析結果の条件と同じ初期形状変形条件を採用している。

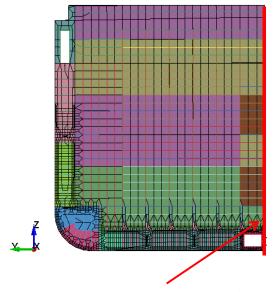
一方、実際の建造時の工作ひずみには様々な変形モードが存在しており、さらにこれらの 変形は多数の波形成分が重畳した複雑な波形であると考えられる。この点を考慮した初期形 状変形条件の縦曲げ最終強度に対する影響の定量的な調査検討は、今後の課題と考える。

1.5 境界条件

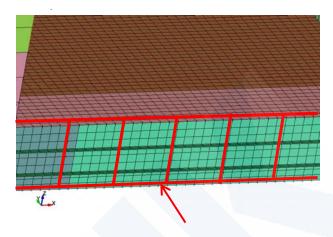
JG 中間報告書 5 章と同じく、境界条件はモデルの一端を固定とし、他端をフリーとする片持ち梁条件とした。また船幅方向については、船体中心線で左右対象条件とした。

概要を**図 A2-3**, **図 A2-4** に示す。ここで u は船長方向、v は船幅方向、w は上下方向、 θ x は船長方向軸周り、 θ z は上下方向軸周りのことを指す。



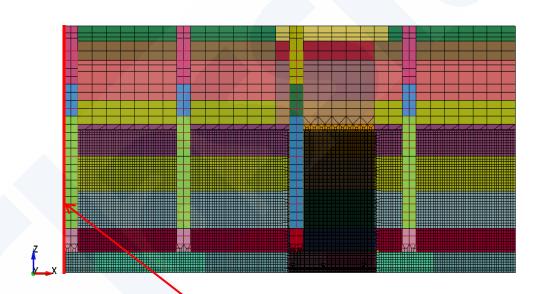


赤線で示す節点に対し v, θx を拘束 (対称条件)



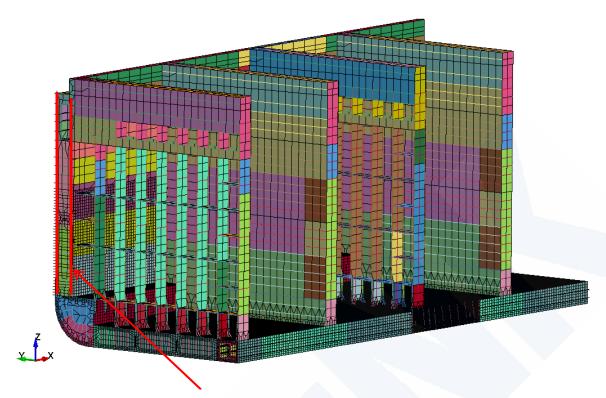
ただし、センターガーダーについては、フロア、船底外板、内底板とガーダーの取り合い 部のみこの条件を与えた

図 A2-3 センターライン上の境界条件



赤線で示す節点に対し u, θy を拘束(前後方向支持条件) 図 A2-4(a) 上下方向及び前後方向支持条件





赤線で示す節点に対し w を拘束 (上下方向支持条件)

図 A2-4(b) 上下方向及び前後方向支持条件

1.6 荷重条件

以下の荷重をモデルに順次負荷した。

- ① 二重底自重
- ② 静水圧
- ③ コンテナ荷重(事故当時の積付け)(1個当たりの平均コンテナ重量を用いたスタック荷重)
- ④ 静水中縦曲げモーメント (ホギング)
- ⑤ 波浪変動圧
- ⑥ 波浪中縦曲げモーメント (ホギング)
- ⑦ 追加の縦曲げモーメント (ホギング)

まず、①、②、③を 1 秒間で規定値まで漸増負荷し、その後、④、⑤、⑥の順にそれぞれ 1 秒ごと漸増負荷した。その後、縦曲げ最終強度に至るまで⑦を漸増負荷した。(図 A2-6 参照)

②は計画最大満載喫水に対応する静水圧、⑤は NK の「コンテナ運搬船の構造強度に関するガイドラインの直接強度計算ガイドライン(2011 年版)」で規定する波浪変動圧、④は許容静水中縦曲げモーメント、⑥は IACS UR S11 で規定される波浪中縦曲げモーメントの値をそれぞれ用いた。



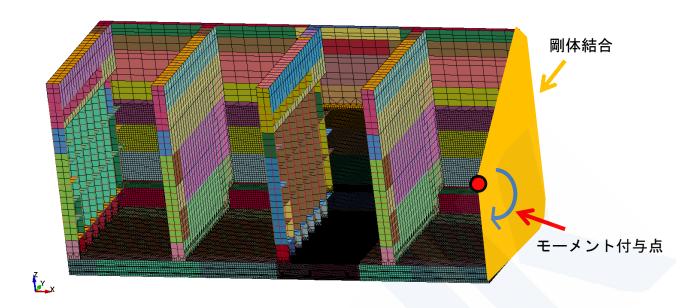


図 A2-5 モーメント付与点

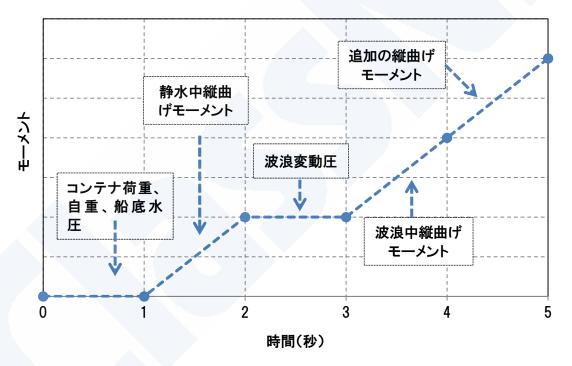


図 A2-6 荷重負荷順序



1.7 解析結果

各ケースにおける3ホールドモデル弾塑性解析による縦曲げ最終強度の値を表 A2-4 に示す。

事故船の船底外板ミルシート平均値に対応するケース	14.8 × 10 ⁶ kN-m
ケース① (事故船ミルシートの分散より降伏点最小値を推定)	14.2 × 10 ⁶ kN-m
ケース②	13.2 × 10 ⁶ kN-m

表 A2-4 3 ホールドモデル弾塑性解析による縦曲げ最終強度

ハルガーダー崩壊断面における縦曲げモーメントの履歴図の一例を**図 A2-7** に示す。このモーメント履歴で示されるピーク値を縦曲げ最終強度とした。

(降伏点最小値として規格最小値を採用)

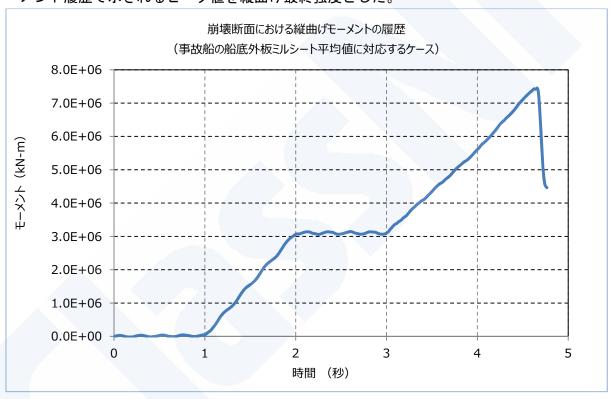


図 A2-7 崩壊断面における縦曲げモーメントの履歴(縦軸は片舷分の値)

縦曲げ最終強度時(最高荷重負荷時)及び縦曲げ最終強度後の船底外板のミーゼス等価応力、相当塑性歪の一例を図 A2-8 から A2-11 に示す。



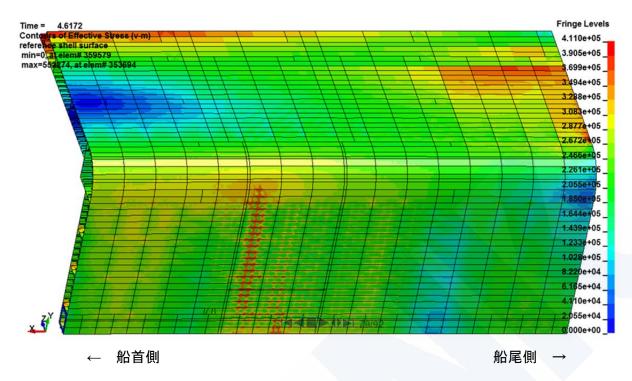


図 A2-8 縦曲げ最終強度時(最高荷重負荷時)のミーゼス等価応力 (事故船の船底外板ミルシート平均値に対応するケース)

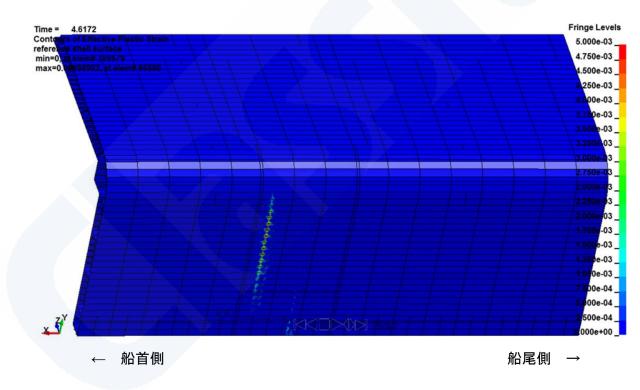


図 A2-9 縦曲げ最終強度時(最高荷重負荷時)の相当塑性歪 (事故船の船底外板ミルシート平均値に対応するケース)



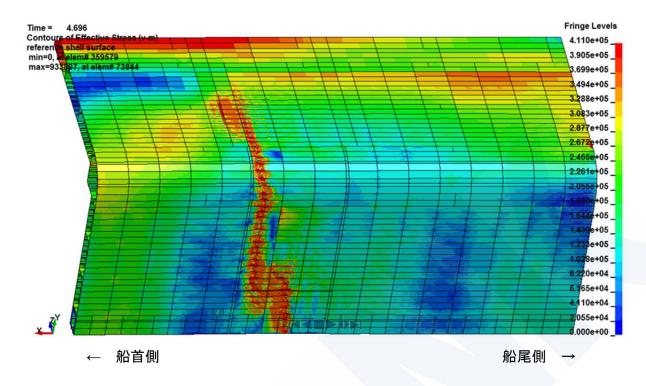


図 A2-10 縦曲げ最終強度後のミーゼス等価応力 (事故船の船底外板ミルシート平均値に対応するケース)

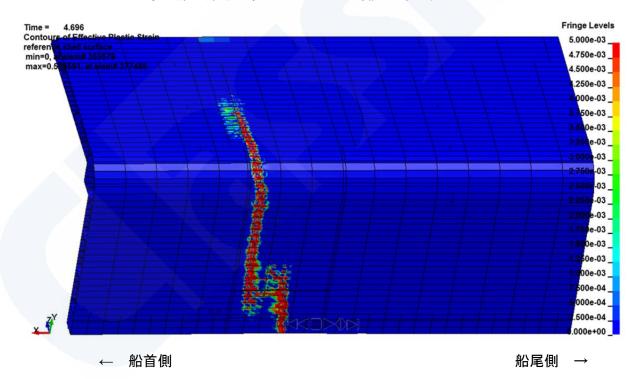


図 A2-11 縦曲げ最終強度後の相当塑性歪 (事故船の船底外板ミルシート平均値に対応するケース)



2. 事故船の同型船で発見された船底外板の局所変形について

事故船の同型船に対して、事故直後に実施された船底外板の点検において、JG 中間報告書4章によると、20mm 程度の局所的な変形が発見されている。

報告書3章及び4章の検討で実施した事故船の一連の3ホールド弾塑性解析の結果より、 ハルガーダー崩壊荷重(縦曲げ最終強度)に達する前の荷重状態において、船底外板に局所 的な塑性歪が生じることが確認された。また、その塑性歪の分布パターンは同型船で発見さ れた局所変形に似通ったパターンを示している。

図 A2-12 は、報告書 3.3.1 の表 3-1 に示すケース①の降伏点最小値での解析結果 (崩壊断面の縦曲げモーメント履歴)である。この場合の船底外板の鋼材降伏点は342 N/mm²である。

図 A2-12 に示す縦曲げ最終強度時(最高荷重負荷時)の手前の「塑性歪発生」と示した時刻の船底外板とボトムロンジの状況を図 A2-13 に示す。図 A2-13 は「塑性歪発生」時の船底外板とボトムロンジの相当塑性歪の分布状態を示したもので、船底外板、ボトムロンジを上から見下ろした構図となっている。図中、船幅方向に分布している水色の部分が塑性歪を示しており、船底外板に塑性歪が生じていることが確認できる。

さらに、図 A2-13 の点線で示す船底外板の変形の状態を図 A2-14 に示す。船長方向に3半波の変形が生じているが、この変形の様相は事故船の同型船で発見された船底外板の局所変形に似通っている。但し図 A2-14 で示す変形量は縦曲げモーメント負荷状態での弾性変形も含んだものであり、荷重除荷後の残留変形量と同型船で発見された局所変形の変形量との関係についてはさらなる検討が必要である。

また初期形状変形条件によっては、最終強度よりある程度手前の荷重負荷状態で塑性歪が発生することも考えられるので、局所変形発生メカニズムの定量的な解明は今後の課題と考える。さらに JG 中間報告書で指摘しているホイッピング応答のような有限なエネルギーを有する荷重が負荷した場合の影響も考慮する必要があると考えられる。

なお、JG 中間報告書でも述べているように、事故船の同型船にあっては、予防的な安全強化策として、船体強度を大幅に引き上げる補強工事をすでに実施済みである。



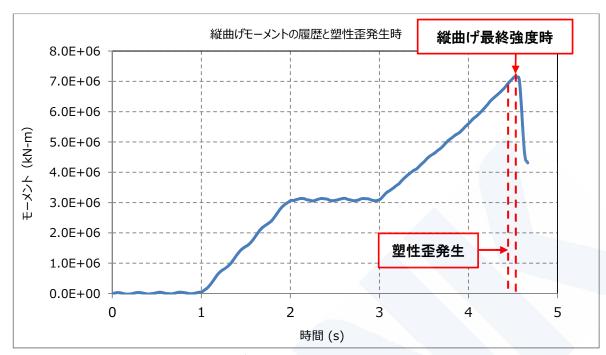


図 A2-12 縦曲げモーメントの履歴と塑性歪発生時

(縦軸は片舷の値。また報告書 3.3.1 の表 3-1 で述べている局所変形影響 0.96 と残留応力影響 0.95 を乗じる前の値であることに留意。)

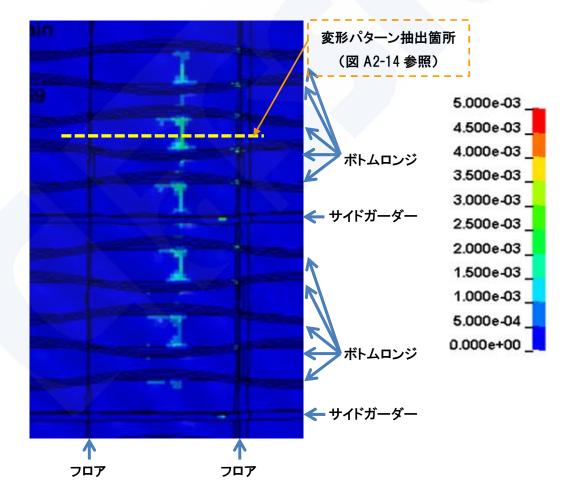


図 A2-13 船底外板とボトムロンジの塑性歪コンター図(板厚中心の塑性歪)



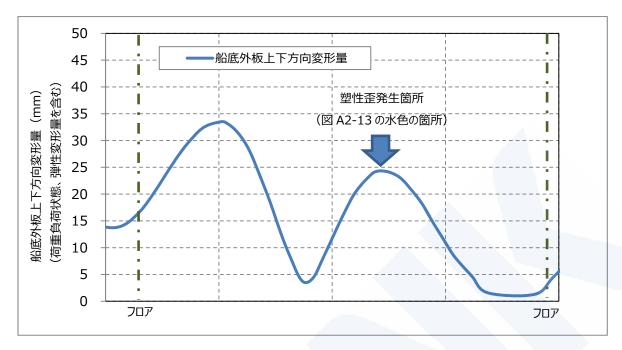


図 A2-14 塑性歪発生箇所の船底外板変形パターン(荷重負荷状態)



付録 3 船底外板の局所変形とボトムロンジの溶接残留応力が強度に及ぼす影響 (報告書 3.3.1 関連)

1. 船底外板の局所変形が縦曲げ最終強度に及ぼす影響

JG 中間報告書 4 章に示されているように、事故直後に行われた事故船の同型船に対する点検において、船体中央部の船底外板に 20mm 程度の局所的な変形が発見されている。

このような局所的な船底外板の変形の影響を調査するために、JG 中間報告書では、**図 A3-1** に示すような FR151+200mm のバット継手を挟んで前後かつ船幅方向の全幅にわたって(ビルジサークル部まで) 30mm の円形の局所変形(前後左右に凸凹)が存在するという極端なケースについて、事故船の 3 ホールド弾塑性解析を実施し縦曲げ最終強度を算定した。

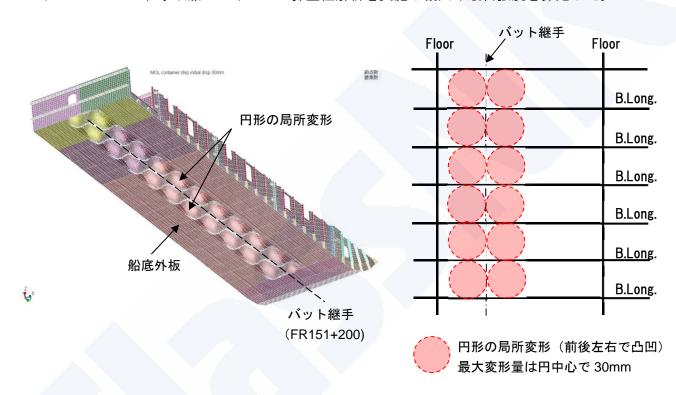


図 A3-1 船底外板の局所変形影響調査のための初期形状条件(船幅方向全幅) (JG 中間報告書 図 5.2.8 より引用)

その結果、このような船幅方向に連続した 30mm の局所変形を想定した場合の 3 ホールドモデル弾塑性解析の結果は、報告書 3.3.1 で行った 3 ホールドモデル弾塑性解析(船底外板の初期形状条件は 4 半波座屈モード)の結果の 96%となっている。

図 A3-1 に示す初期形状条件は、30mm の局所変形が船幅方向に全幅にわたって存在するという極端なケースであり、この時の強度低下は船底外板の局所変形の影響がもっとも大きい場合の一つと考えることができる。



2. ボトムロンジの溶接残留応力が強度に及ぼす影響

船底外板とボトムロンジのすみ肉溶接によって、ボトムロンジすみ肉溶接部には船長方向に引張りの溶接残留応力が発生する。一方、ボトムロンジとボトムロンジの間の船底外板には、船長方向に圧縮の残留応力が発生し、これにより船長方向の座屈強度が低下することが知られている。

ここでは、船底外板防撓パネルの座屈崩壊強度に対するボトムロンジすみ肉溶接による溶接残留応力の影響を調べるために、溶接残留応力を初期条件として与えた防撓パネルの弾塑性解析を実施した。解析条件を表 A3-1 に示す。また解析モデルを図 A3-2 に示す。

解析は、溶接残留応力を考慮した場合と考慮しない場合の 2 ケース実施し、結果を比較することで溶接残留応力の影響を調べた。

解析対象	事故船の No.3 ガーダーと No.9 ガーダーで囲まれた船底外板防撓
为年初1 对 涿	パネル (船底外板+ボトムロンジ)
	船長方向:1/2+1+1/2 フロアスペース
解析モデル範囲	船幅方向: No.3 ガーダーから No.9 ガーダー
	(バット継手のためのボトムロンジスカラップをモデル化)
	1. 次を初期条件として負荷
	• 船底水圧(面外荷重)
荷重条件	• 船幅方向圧縮応力(二重底ローカル応力)
	• 溶接残留応力 (図 A3-3)
	2. 船長方向に荷重(強制変位)を負荷(漸増)
	船長方向:周期連続条件
境界条件	船幅方向:ガーダー部で単純支持
	(フロアは二重底高さの 1/2 で上下方向対称条件)
解析プログラム	MARC(陰解法)

表 A3-1 溶接残留応力を考慮した船底外板防撓パネル弾塑性解析

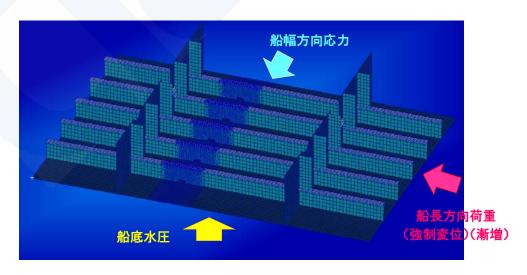


図 A3-2 船底外板防撓パネルモデル



ボトムロンジすみ肉溶接による溶接残留応力の分布として、**図 A3-3** に示す残留応力分布を 推定し解析初期条件として与えた。溶接残留応力の推定は、以下に拠った。

• ボトムロンジのすみ肉溶接の1パスの入熱量を30,000J/cmと仮定

• 溶接残留応力の平衡条件より、圧縮の溶接残留応力は下式で推定

$$\frac{\sigma_{\rm c}}{\sigma_{\rm Y}} = \frac{2b_t}{b - 2b_t}$$

σ_c: 圧縮残留応力値 (N/mm²)

σ_Y: 降伏応力 (N/mm²)

b : ボトムロンジスペース (mm)

bt: 引張りの残留応力が生じる部分の幅 (mm)

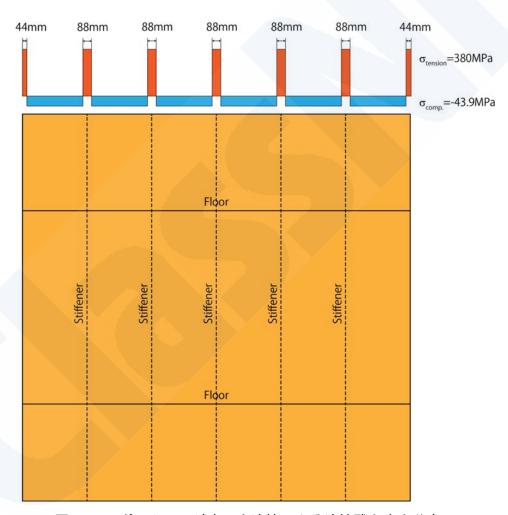


図 A3-3 ボトムロンジすみ肉溶接による溶接残留応力分布

最高荷重(パネル崩壊)直前のパネルの変形及び等価応力を**図 A3-4** に示す。また、解析の結果(最終強度)を表 A3-2 に示す。これによると、ボトムロンジの残留応力影響を考慮した場合は、防撓パネルの最終強度が 8%程度低下している。



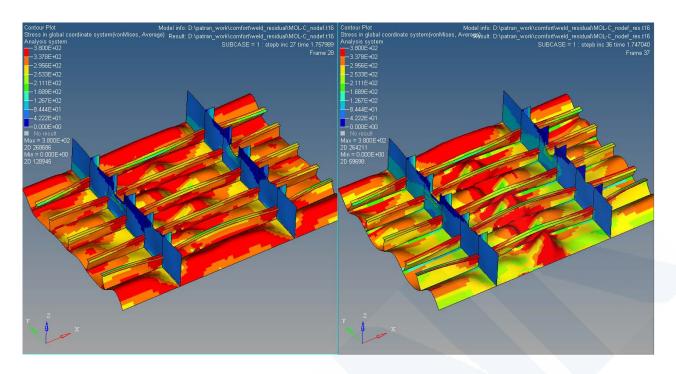


図 A3-4 最終強度直前の変形と応力(等価応力) (左:溶接残留応力無し/右:溶接残留応力有り)

表 A3-2 解析結果(船底外板防撓パネル最終強度)

	溶接残留応力無し	溶接残留応力有り
防撓パネル最終強度 (N/mm²)	318	293

以上の結果は船底外板防撓パネルの最終強度低下に関する結果であるが、一般に最終強度 に比べて最終強度後の耐荷力に対する残留応力影響は小さく、各パネルの耐荷力の総和とし ての縦曲げ最終強度に対する残留応力影響も、パネル単独に対するよりも小さいことが知ら れている。そこで、縦曲げ最終強度に対する溶接残留応力影響として、最大 5%の低下を考慮 することとした。



付録 4 海象のバラツキを考慮した事故当時の波浪荷重シミュレーション (報告書 3.3.2 関連)

JG 中間報告書では事故当時の海象を、有義波高 5.5m、平均波周期 10.5 秒、出会い波向き 114 度(左斜め向い波)と推定しているが、ベースとなった気象海象データの誤差により有義波高で 0.5m から 2m 程度の誤差があるとしている。また平均波周期については波高ほど包括的に検証された事例は多くないと断った上で、0.5 秒から 2 秒程度の誤差があると指摘している。 さらに波浪推算モデルの特徴によるバラツキの可能性にも触れている。(JG 中間報告書**付録 5**)

これらの指摘を踏まえ、事故当時の海象のバラツキとして有義波高で 5.5m から 7.5m、平均波周期で 10.3 秒から 15 秒の誤差を考えることとした。出会い波向きについては、左斜め向い波 120 度からホイッピング応答が最も大きくなると考えられる正面向い波(180 度)までのバラツキを考えることとした。

具体的には表 A4-1 に示す 27 ケース (=3×3×3) の短期海象について波浪荷重シミュレーションを実施し、各短期海象でのホイッピング応答を含む波浪中縦曲げモーメントの最大値を算出した。解析は JG 中間報告書と同じく、海上技術安全研究所が開発、所有している非線形ストリップ法によった。

有義波高	5.5m、6.5m、7.5m
平均波周期	10.3 秒、12.5 秒、15 秒
出会い波向き	120度、150度、180度(正面向い波)
船速	17 knot(JG 中間報告書と同じ)
積付け状態	事故当時の積付け状態(JG 中間報告書と同じ)

表 A4-1 海象のバラツキを考慮した波浪荷重シミュレーション解析条件

波浪荷重シミュレーションの結果を**図 A4-1** に示す。**図 A4-1** は、27 ケースの波浪荷重シミュレーションで得られた短期海象ごとの応答(波浪中縦曲げモーメント)の最大値(いわゆる 1000 波中最大期待値)の頻度を示している。



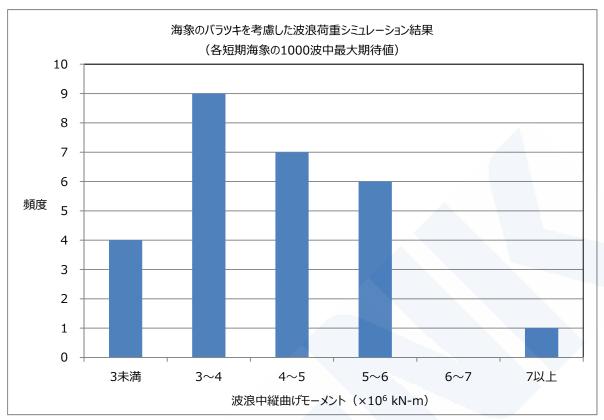


図 A4-1 海象のバラツキを考慮した波浪荷重シミュレーションの結果

波浪荷重シミュレーションより波浪中縦曲げモーメント(1000 波中最大期待値)がもっとも大きくなるケースともっとも小さくなるケースの結果を、表 A4-2 に示す。

表 A4-2 海象のバラツキを考慮した波浪荷重シミュレーションの結果 (波浪縦曲げモーメントが最大のケースと最小のケース)

		最大のケース	最小のケース
	有義波高	7.5m	5.5m
海象	平均波周期	15 秒	15 秒
	出会い波向き	180度(正面向い波)	120度(左斜め向い波)
ホイッピング応答を含むトータ ルの波浪中縦曲げモーメント		7.23×10 ⁶ kN-m	2.50 × 10 ⁶ kN-m
波浪成分のみの波浪中縦曲げモ ーメント		4.18×10 ⁶ kN-m	2.47 × 10 ⁶ kN-m
ホイッピング応答成分のみの波 浪中縦曲げモーメント		3.05 × 10 ⁶ kN-m	0.03 × 10 ⁶ kN-m



付録 5 実船の出港時の喫水計測結果に基づく調査検討(報告書 3.3.3 関連)

コンテナ重量(荷重)のバラツキ(申告重量と実重量のギャップ)によって 静水中縦曲げモーメントにバラツキが生じる可能性に関する調査

1. 調査の目的

喫水計測結果から算出した『コンテナ実重量の総和』とローディングコンピュータの積付計算結果から得た『コンテナ申告重量の総和』の差を用いて、コンテナ積付けのギャップにより静水中縦曲げモーメントの最大値(以下、Ms最大値)にバラツキが生じる可能性について調査を行う。

2. 調査に使用したデータ

事故船の同型船 4 隻について、事故発生以降の 2013 年 9 月 7 日から 2014 年 2 月 4 日にかけて実施された出港時積載状態における『喫水計測結果』及び同積載状態について、『コンテナ申告重量を基にローディングコンピュータで計算された積付計算結果』のデータを 58 ケース抽出した。

2.1 コンテナ重量の相対誤差(時系列)

喫水計測結果から算出した『コンテナ実重量の総和』とコンテナ申告重量を基にローディングコンピュータの積付計算結果から得た『コンテナ申告重量の総和』の相対誤差を、計測した期間で時系列に示した分布を図 A5-1 に示す。

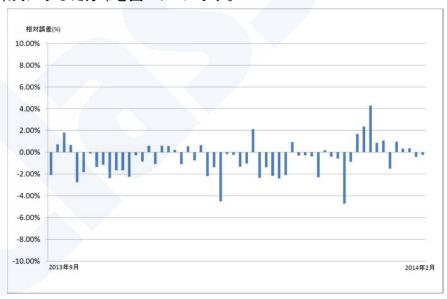


図 A5-1 『コンテナ実重量の総和』と『コンテナ申告重量の総和』の 相対誤差の時系列分布



2.2 コンテナ総重量の相対誤差(各港毎)

抽出した58ケースは、事故船の航路と同様のヨーロッパ ~ アジア航路における12港の港で喫水計測を実施したものである。図 A5-1 で示した時系列の分布を計測港毎に示したのが図 A5-2 である。また、参考として各港で抽出したケースの数並びに『コンテナ実重量の総和』と『コンテナ申告重量の総和』の相対誤差の平均を表 A5-1 に示す。

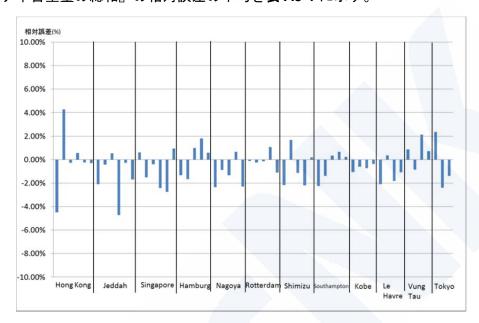


図 A5-2 港毎の『コンテナ実重量の総和』と『コンテナ申告重量の総和』の 相対誤差の傾向

表 A5-1 港毎のケース数及び『コンテナ実重量の総和』と『コンテナ申告重量の総和』の 相対誤差の平均

港名	ケース数	相対誤差の平均
Hong Kong	6	-0.077%
Jeddah	6	-1.444%
Singapore	6	-0.924%
Hamburg	5	0.080%
Nagoya	5	-1.242%
Rotterdam	5	-0.107%
Shimizu	5	-0.728%
Southampton	5	-0.478%
Kobe	4	-0.687%
Le Havre	4	-1.157%
Vung Tau	4	0.712%
Tokyo	3	-0.472%



図 A5-2 より相対誤差はいずれの港でも最大で±5%未満となっている。また表 A5-1 より港毎の相対誤差の平均には差が無い事から、港による『コンテナ実重量の総和』と『コンテナ申告重量の総和』の相対誤差に特有の傾向は見られなかった。

港を地域別に分けた『コンテナ実重量の総和』と『コンテナ申告重量の総和』の相対誤差の平均を表 A5-2 に示す。地域別に比較しても、コンテナ総重量の差に地域による特有の傾向はみられなかった。

表 A5-2 地域別の『コンテナ実重量の総和』と『コンテナ申告重量の総和』の 相対誤差平均

地域名	港名	ケース数	相対誤差の平均	
	Jeddah			
ヨーロッパ	Rotterdam			
コーロッハ 及び西アジア	Hamburg	25	-0.633%	
及び四アファ	Southampton			
	Le Havre			
	Hong Kong		-0.197%	
東南アジア	Vung Tau	16		
	Singapore			
	Kobe			
日本	Nagoya	17	-0.824%	
山本	Shimizu	17	-0.024%	
	Tokyo			

2.3 相対誤差の正規分布

58 ケース分の相対誤差の分布から作成した相対度数分布(面積の総和を1とした)を、正規分布で近似したものを図 A5-3 に示す。

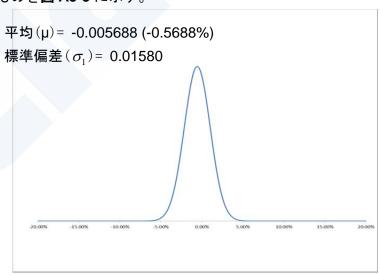


図 A5-3 『コンテナ実重量の総和』と『コンテナ申告重量の総和』の相対誤差の正規分布



2.4 正規分布近似の妥当性

2.3 では相対誤差の相対度数分布を正規分布で近似したが、その妥当性を確認するために**図 A5-4** 及び**図 A5-5** に示すように正規確率プロット(正規 Q-Q プロット及び正規 P-P プロット) を作成した。

正規分布と完全に一致した場合の赤い直線と実際の値である青いプロットについて、相関係数をそれぞれ求めた結果、正規 Q-Q プロットで 0.9968、正規 P-P プロットで 0.9864 と 1 に極めて近い相関を示した。したがって、近似で求めた正規分布曲線と実際の相対誤差分布とは強い相関関係にあることを示していると言えることから、2.3 の検討で行った正規分布を用いた近似は統計学的な観点から問題ないものと考えられる。

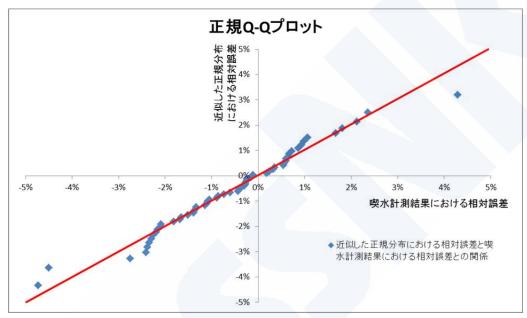


図 A5-4 正規 Q-Q プロット (相関係数: 0.9968)

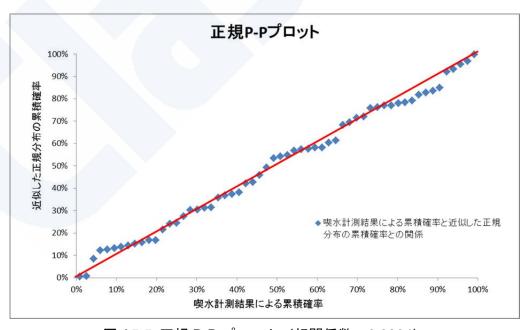


図 A5-5 正規 P-P プロット(相関係数: 0.9864)



2.5 『コンテナ実重量の総和』が『コンテナ申告重量の総和』からバラツキを生じる 発生確率

図 A5-3 の正規分布を用いて、『コンテナ実重量の総和』が『コンテナ申告重量の総和』 からバラツキを生じる発生確率を算出した結果を表 A5-3 に示す。

表 A5-3 『コンテナ実重量の総和』が『コンテナ申告重量の総和』からバラツキを生じる 発生確率

『コンテナ実重量の総和』 のバラツキ	発生確率	
-12.5%未満	0.220E-13%	
-12.5%以上-7.5%未満	0.058E-02%	
-7.5%以上-2.5%未満	11.089%	
-2.5%以上+2.5%未満	86.300%	
+2.5%以上+7.5%未満	2.610%	
+7.5%以上+12.5%未満	0.002E-02%	
+12.5%以上	0.681E-14%	

3. コンテナ積付けの例(JG中間報告書6章)が発生しうる確率に関する考察

JG中間報告書の6章に事故船の船体撓み量から算出したコンテナ積付けの例として示された図 6.3.1 (Ms 最大値が許容値の 126%となる積付け例)及び図 6.3.2 (Ms 最大値が許容値の 115%となる積付け例)の 2 つの積付け例が発生しうる確率について推定を試みた。

JG 中間報告書の積付け例にはコンテナ 1 個毎の実重量の情報はないため、58 ケースの計測データから求めた発生確率(**表 A5-3**)を用いて、コンテナ重量のバラツキを想定した。

3.1 『コンテナ実重量の総和』をコンテナ船の Fore/Mid/Aft の 3 つのグループに分割

事故船のシンガポール出港時の積付け状態におけるコンテナ積付けの分布を船長方向に Fore/Mid/Aft の 3 つのコンテナグループに分け、それぞれのグループにおけるコンテナ重量 のバラツキを考慮した。JG 中間報告書と同様に、Fore/Mid/Aft の境界は各ベイのコンテナ重量が増加すると Ms 最大値が増加/減少する箇所とした。(図 A5-6)



図 A5-6 Fore/Mid/Aft の境界



3.2 全コンテナ数における『コンテナ実重量の総和』のバラツキから各コンテナグループに おけるコンテナ数での『コンテナ実重量の総和』のバラツキを推定

表 A5-3 で求めたのは、積載された全コンテナ数における『コンテナ実重量の総和』にバラッキが生じる発生確率であり、図 A5-6 のように 3 分割した各コンテナグループにおけるコンテナ数での『コンテナ実重量の総和』にバラッキが生じる発生確率として用いるにはバラッキの標準偏差の修正が必要と考えられる。

理由として、コンテナの総数が多くなる程、個々に異なるコンテナ 1 個の実重量のバラツキは相殺され、コンテナ実重量の総和でのバラツキ度合いは徐々に小さくなるが、逆にコンテナの総数が少なくなると相殺効果が薄れ、バラツキ度合いが大きくなってしまうためである。今回の検討では、全コンテナ数を 3 分割しているため、各コンテナグループにおけるコンテナ数での『コンテナ実重量の総和』のバラツキの標準偏差は、全コンテナ数における『コンテナ実重量の総和』のバラツキの標準偏差の $\sqrt{3}$ 倍程度と仮定した根拠とその妥当性については、"参考"として文末にて詳述する。)

全コンテナ数における『コンテナ実重量の総和』のバラツキの標準偏差を√3 倍することにより求めた各コンテナグループにおけるコンテナ数での『コンテナ実重量の総和』と『コンテナ申告重量の総和』の相対誤差が発生する正規分布を図 A5-7 の青線に示す。この正規分布から求めた各コンテナグループにおける『コンテナ実重量の総和』のバラツキの発生確率を表 A5-4 に示す。

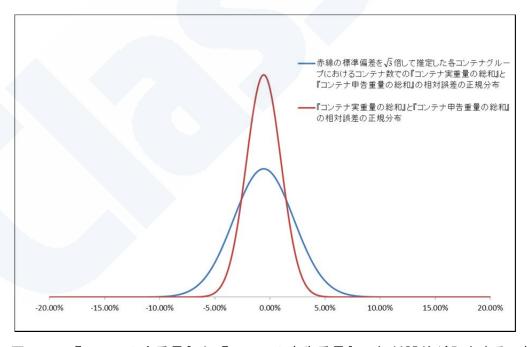


図 A5-7 『コンテナ実重量』と『コンテナ申告重量』の相対誤差が発生する正規分布



表 A5-4 各コンテナグループにおける『コ	コンテナ実重量の総和』	のバラツキの発生確率
------------------------	-------------	------------

『コンテナ実重量の総和』 のバラツキ	発生確率	
-12.5%未満	0.653E-03%	
-12.5%以上-7.5%未満	0.566%	
-7.5%以上-2.5%未満	23.457%	
-2.5%以上+2.5%未満	62.866%	
+2.5%以上+7.5%未満	12.951%	
+7.5%以上+12.5%未満	0.160%	
+12.5%以上	0.090E-03%	

3.3 JG 中間報告書に示されたコンテナ積付け例の発生確率

JG 中間報告書の 6 章において、コンテナ貨物の積荷の影響について言及されており、事故船の事故直前の出港時に計測された船体撓み量を用いて行った全船 FEM モデルによる直接計算の結果から推定される Ms 最大値は、許容値の 126% (撓むことによる浮力の効果を加味した場合には 118%) であると報告されている。

このように Ms 最大値が許容値の 126%(Case1)及び 118%(Case2)となる積付け例について、 **表 A5-4** に示した各コンテナグループにおける『コンテナ実重量の総和』のバラツキの発生確率を用いて、各積付け例の発生確率を算出した結果を**表 A5-5** に示す。

表 A5-5 JG の中間報告書 6 章 6.3.1 に示された積付け例の発生確率

		コンテナ重量の増減 (発生確率)			発生確率
		Aft Mid Fore		(Aft x Mid x Fore)	
Ī	Coss 1	14%増	14%減	13%増	0.4545.400/
	Case 1	(0.001E-02%)*1	(0.005E-02%)*1	(0.004E-02%)*1	8.451E-19%
Ī	Casa 2	5%増	7%減	7%増	F F00F 0F0/
	Case 2	(2.095%)*1	(0.940%)*1	(0.284%) ^{*1}	5.599E-05%

^{*1)} 括弧内の%は、各グループのコンテナ重量増減が起こる発生確率

3.2 で示したように全コンテナ数から各コンテナグループにおける『コンテナ実重量の総和』のバラツキを推定したため、算出した発生確率は、一定の仮定にもとづいたものであるが、両ケースとも非常に小さい発生確率(8.451E-19%又は5.599E-05%)であることが窺え、統計学的には殆どあり得ないと考えられる。



4. コンテナ重量のバラツキによる Ms 最大値の確率分布の推定

表 A5-4 で示した各コンテナグループにおける『コンテナ実重量の総和』のバラツキの発生 確率を用いて、事故船のシンガポール出港時の積付け状態において、Ms 最大値にバラツキが 生じる確率分布の推定を試みた。

4.1 Fore/Mid/Aft の各コンテナグループにおける『コンテナ実重量の総和』について 7 通り のバラツキを設定

Fore/Mid/Aft の各コンテナグループにおける『コンテナ実重量の総和』のバラツキ(**表 A5-4**) を**表 A5-6** に示すように「-15%, -10%, -5%, 0%, +5%, +10%, +15%」の 7 つのバラツキに代表させた。

表 A5-6 各コンテナグループにおける『コンテナ実重量の総和』の バラツキ及び発生確率

各コンテナグループにおける『コン テナ実重量の総和』のバラツキ	発生確率
-15%	0.653E-03%
-10%	0.566%
-5%	23.457%
0%	62.866%
+5%	12.951%
+10%	0.160%
+15%	0.090E-03%

4.2 Ms 最大値にバラツキが生じる発生確率の算出

事故船のシンガポール出港時の積付け状態について、Fore/Mid/Aft の3つのコンテナグループにおける7つの『コンテナ実重量の総和』のバラツキの組み合わせ、すなわち 7×7×7=343 通りの積付け状態を想定し、表 A5-6 を用いてコンテナ重量がバラツキを生じる確率を求めた。一方で、各状態の Ms 最大値を計算し、シンガポール出港時の Ms 最大値との相対誤差(%)を求めた。

例えば、ある積付け状態において、コンテナグループにおける『コンテナ実重量の総和』のバラツキが Aft(0%), Mid(-10%), Fore(0%)の場合、そのバラツキが発生する確率は $62.9\%\times0.566\%\times62.9\%=0.224\%$ となる。また、その積付け状態における Ms 最大値の相対誤差は +7.57%である。これは、Ms 最大値が+7.57%の相対誤差を生じる確率は 0.224%であることを意味する。

343 通りの Ms 最大値の相対誤差とその発生確率から、平均値及び標準偏差を求め、正規分布で示したものが**図 A5-8** である。この正規分布を用いて、Ms 最大値のバラツキについて 5%毎の区分で発生確率を示したものが表 **A5-7** である。



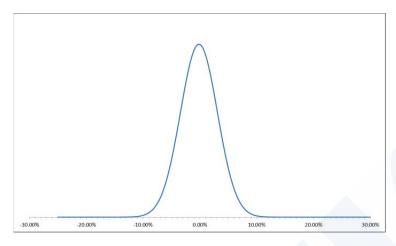


図 A5-8 『コンテナ重量』のバラツキによって生じる Ms 最大値の バラツキの正規分布

Ms 最大値のバラツキ	発生確率
-10%未満	0.126%
-10%~-5%	7.171%
-5%~0%	44.789%
0%~+5%	42.316%
+5%~+10%	5.510%
+10%~+15%	0.088%
+15%~+20%	0.016E-02%
+20%~+25%	2.811E-08%
+25%以上	5.059E-13%

表 A5-7 Ms 最大値のバラツキの発生確率

表 A5-7 において、発生確率が 1%以上となるバラツキの範囲、すなわち Ms 最大値に生じるバラツキが-10%から+10%の割合となる範囲は、全データの 99.8%の範囲をカバーしている。よって、実際の Ms 最大値は、コンテナ重量の申告値から求めた Ms 最大値から、最大で±10%程度のバラツキを生じる可能性があると考えられる。

5. 調査の結論

事故船の同型船 4 隻における実船の出港時の喫水計測結果に基づいて、コンテナ重量(荷重)のバラツキ(申告重量と実重量のギャップ)による Ms 最大値のバラツキを推定した結果、実際の Ms 最大値は申告重量から求めた Ms 最大値から、最大で±10%程度のバラツキを生じる可能性があることが考えられる。



------(参考)標準偏差を $\sqrt{3}$ 倍して推定した根拠とその妥当性 ------

『コンテナ重量』のバラツキを、あるコンテナ個数の重量で考慮する場合、コンテナ個数が大きい程コンテナ 1 個の重量のバラツキは相殺され、バラツキ度合いは小さくなる。逆にコンテナ個数が小さくなるとバラツキ度合いは大きくなる。調査に使用した 58 ケース分のデータには、各コンテナ 1 個それぞれの実重量の情報は含まれていないため、実船の出港時の喫水計測結果から算出した『コンテナ実重量の総和』、及びコンテナ申告重量を基にローディングコンピュータで計算した積付計算結果から得た『コンテナ申告重量の総和』の 2 種のデータから、Fore/Mid/Aft の 3 つに分割した各コンテナグループにおける『コンテナ実重量の総和』のバラツキを推定する必要があった。推定に用いた手法を以下に述べる。

1. コンテナ数とバラツキ度合いの関係

統計学によれば、それぞれのコンテナ 1 個の申告重量と実重量の差の確率分布が、互いに独立で、かつ、これらの確率分布が、いずれも正規分布 $N(w,\sigma^2)$ に従うと仮定した場合には、 n 個の合計量 $\sum W_i$ が従う確率分布は、 $N(nw,n\sigma^2)$ に従う。ここで、 $N(w,\sigma^2)$ に対する確率分布は

$$f(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi\sigma}} e^{-\frac{(x-w)^2}{2\sigma^2}}$$

となるため、n 個の合計量 $\sum W_i$ に関する確率分布は以下のようになる。

$$F(X) = \frac{1}{\sqrt{2n\pi\sigma}} e^{-\frac{(x-nw)^2}{2n\sigma^2}}$$

仮にコンテナ n 個の申告重量と実重量の差の標準偏差 σ_a が分かっているとき、コンテナ 1 個当たりの標準偏差 σ_b は、上記より $\sigma_b = \sigma_a/\sqrt{n}$ の関係となる。正規分布の仮定や標準偏差の定義より、表 R5-1 の関係が導かれる。

表 R5-1 n 個のコンテナの申告重量と実重量の差から得られた統計量と 異なる個数の統計量の関係

	コンテナ 1 個	コンテナ n/3 個	コンテナ n個
A.コンテナ総重量	$\overline{\overline{\mathbf{W}}}$	$\frac{n\overline{W}}{3}$	$n\overline{\overline{W}}$
B. 申告重量と実重量の 差の標準偏差	σ	$\sqrt{\frac{n}{3}}\sigma$	$\sqrt{\mathrm{n}}\sigma$
(B/A)申告重量と実重量 の相対誤差の標準偏差	$\frac{\sigma}{\overline{\overline{W}}}$	$\frac{\sqrt{3}\sigma}{\sqrt{n}\overline{W}}$	$\frac{\sigma}{\sqrt{\mathrm{n}\overline{\mathrm{W}}}}$

ここで、Wはコンテナ1個当りの平均重量



2. Fore/Mid/Aft の各コンテナグループにおけるコンテナ数での『コンテナ実重量の総和』 のバラツキ度合いを推定

コンテナ n 個の総重量の標準偏差を $1/\sqrt{n}$ 倍することにより、コンテナ 1 個当たりの標準偏差を求めることができる。一方で、同時にコンテナ総重量が 1/n となっているため、**表 R5-1** の申告重量と実重量の相対誤差の標準偏差の関係により、全体の重量差/申告重量の標準偏差を \sqrt{n} 倍することにより、個々の重量差/申告重量の標準偏差を求めることができる。よって、積載コンテナ全数を Fore/Mid/Aft の 3 つの大きなグループに分割した場合、単純に 3 つの大きなコンテナとして考えることにより n=3 となる。多くの仮定を含んでいるため大まかな推定ではあるが、上記より全コンテナ数における『コンテナ実重量の総和』のバラツキの標準偏差を $\sqrt{3}$ 倍したものを Fore/Mid/Aft の各コンテナグループにおけるコンテナ数での『コンテナ実重量の総和』のバラツキの標準偏差として使用することとした。

3. √3 倍を用いた推定法の妥当性確認

全コンテナ数における『コンテナ実重量の総和』のバラツキの標準偏差を $\sqrt{3}$ 倍して求めた Fore/Mid/Aft の各コンテナグループにおけるコンテナ数での『コンテナ実重量の総和』のバラツキを考慮した正規分布から求めた発生確率($\mathbf{表}$ A5-6)を用いて、合算して求めた全コンテナ数における『コンテナ実重量の総和』にバラツキが生じる発生確率の結果を $\mathbf{表}$ R5-2に示す。

表 R5-2 全コンテナ数における『コンテナ実重量の総和』にバラツキが生じる発生確率

積載コンテナ総重量のコンテナ申告総重量との相対誤差	√3 倍の推定を用いた各コンテナグループにおける『コンテナ実重量の総和』にバラツキが生じる正規分布を用いて求めた発生確率(A)	喫水計測結果により求めた全コンテナ数における『コンテナ実重量の総和』にバラツキが生じる発生確率(B)(表 A5-3 の値)
-12.5%未満	1.070E-09%	0.220E-13%
-12.5%以上-7.5%未満	0.468E-02%	0.058E-02%
-7.5%以上-2.5%未満	13.619%	11.089%
-2.5%以上+2.5%未満	82.302%	86.300%
+2.5%以上+7.5%未満	4.073%	2.610%
+7.5%以上+12.5%未満	0.029E-02%	0.002E-02%
+12.5%以上	0.109E-10%	0.681E-14%

表 R5-2 を図 R5-1 のグラフにして、 $\sqrt{3}$ 倍の推定を用いた各コンテナグループにおける『コンテナ実重量の総和』の正規分布から求めた発生確率(A)と『コンテナ実重量の総和』の正規分布から求めた発生確率(B)を比較すると、ほぼ同程度の分布となる。このことから、今



回の検討において、全コンテナ数における『コンテナ実重量の総和』のバラツキの標準偏差 $\sqrt{3}$ 倍したものを Fore/Mid/Aft の各コンテナグループにおけるコンテナ数での『コンテナ 実重量の総和』のバラツキの標準偏差と仮定しても特に問題ないものと考えられる。

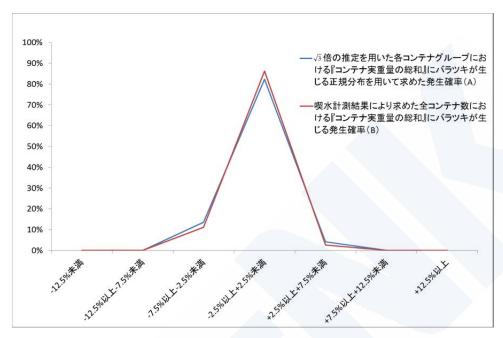


図 R5-1 発生確率の比較

なお、 $\sqrt{3}$ 倍は Fore/Mid/Aft の各コンテナグループのコンテナ数が同一との仮定した値である。しかし正確には、**図 A5-6** で示した Fore/Mid/Aft の分割位置はコンテナ数が等分の位置とはしていないため、各グループの実際のコンテナ数は、20ft 換算で、Fore=2177TEU、Mid=3368TEU、Aft=1496TEU(総数 7041TEU)であり同一ではない。このため、Fore/Mid/Aftにおける各コンテナグループ重量における『コンテナ実重量の総和』のバラツキの標準偏差について、各コンテナグループのコンテナ数を考慮して Fore= $\sqrt{7041/2177}$ = $\sqrt{3.234}$ 倍、Mid= $\sqrt{7041/3368}$ = $\sqrt{2.091}$ 倍、Aft= $\sqrt{7041/1496}$ = $\sqrt{4.707}$ 倍とそれぞれ仮定すると、Ms 最大値にバラツキが生じる正規分布は**図 R5-2** のように求まる。

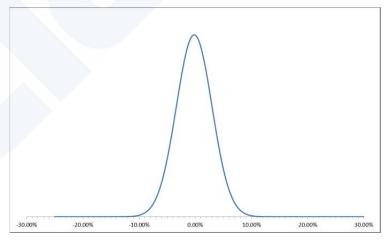


図 R5-2 各コンテナグループのコンテナ数を考慮した Ms 最大値にバラツキが 生じる正規分布



図 R5-2 を図 A5-8 と比較すると Ms 最大値にバラツキが生じる可能性は \pm 10%程度と同様の結果となっている。したがって、今回実施したコンテナ重量のバラツキによる Ms 最大値にバラツキが生じる可能性の推定においては、簡易的に各コンテナグループにおけるコンテナ数を同一と仮定して $\sqrt{3}$ 倍を用いてバラツキの標準偏差を修正したとしても同様の結果が得られていることが分かった。このため、本検討においては $\sqrt{3}$ 倍を用いた推定法は妥当なものと思われる。



付録 6 強度と荷重の確率分布の推定(報告書 3.4 関連)

ここでは、報告書3.4で示した強度と荷重の確率分布について、その推定方法を説明する。

1. 強度の確率分布の推定

強度(縦曲げ最終強度)の確率分布は正規分布に従うと仮定する。確率分布推定のための データに限りがあるため、今回の検討では強度の平均値と下限値を先に推定し、この結果を 用いて強度のバラツキ度合(正規分布の分散、標準偏差)を推定した。

1.1 強度の平均値の推定

報告書 3.3.1 で述べているように、事故船の損傷発生箇所の横断面の船底外板ミルシートの 鋼材降伏点の平均値を求め、この降伏点の平均値を用いて 3 ホールドモデル弾塑性解析を実 施し縦曲げ最終強度を求めた。船底外板以外の部材については、規格最小値、平均的実力値 と解析に用いる降伏点の比が船底外板のそれと等しくなるように、それぞれの部材について 規格最小値から修正を施した値を降伏点とした。(平均的実力値については**付録 8** を参照)強 度の平均値の推定においては、船底外板の局所変形影響やボトムロンジの溶接残留応力の影 響は考慮していない。

1.2 強度の下限値の推定

強度(縦曲げ最終強度)の下限値の推定においては、まず鋼材降伏点の最小値を次の 2 つの方法で推定した。

【ケース①】

強度の平均値を求めるにあたっては、1.1 で述べたように損傷発生箇所の船底外板ミルシートの平均を降伏点とした。従って、船底外板の鋼材降伏点のバラツキはかなり小さくなっていると考えられるが、鋼板ごとに引張試験を行ってミルシートを発行してはいないので、ミルシートの値と鋼板の実際の降伏点には依然としてバラツキが存在する。また、1.1 で述べたように、船底外板以外の部材についてはミルシートとの照合を行って鋼材降伏点を推定していないので、ここにもバラツキが存在する。これらのバラツキ度合いを、次の方法で推定した。強度の平均値算出のベースとなった事故船の損傷発生箇所の船底外板ミルシートの標準偏差(σ)を求め、1.1 で推定した船底外板ミルシートの鋼材降伏点の平均値から、求めた標準偏差の 3 倍(3 σ)だけ低い値を降伏点の最小値と仮定した。これは鋼材降伏点のバラツキの中で、現実的に下限となる値(この値を下回る確率が 1/1000 程度の値)を降伏点の最小値と考えたことになる。

【ケース②】

鋼材降伏点の下限値である規格最小値を、降伏点の最小値とした。

ケース①及びケース②の方法で推定した鋼材降伏点の最小値を用いて、3 ホールドモデル 弾塑性解析を行い、降伏点最小値に対応した強度(縦曲げ最終強度)の最小値を求めた。な お、報告書 3.3.1 で述べたが、ケース①の方がケース②よりも降伏点のバラツキを小さく推定 していることになる。



得られた鋼材降伏点の最小値に対応した縦曲げ最終強度の最小値に、船底外板局所変形の 影響係数の下限値 0.96 と、ボトムロンジのすみ肉溶接による残留応力の影響係数の下限値 0.95 を乗じた値を、縦曲げ最終強度の下限値とした。

以上より得られた縦曲げ最終強度の各値をまとめたものが、報告書3.3.1の表3-1である。

1.3 強度のバラツキ度合(正規分布としての標準偏差)の推定

1.1 及び 1.2 で推定した強度(縦曲げ最終強度)の平均値と下限値の差が、正規分布の標準偏差の 3 倍(3σ)に相当すると仮定して、正規分布の形状を推定した。これは、強度の下限値を下回る確率が 1/1000 程度となるようなバラツキ度合を考えていることを意味するが、現実的にはほとんど 0 に近い十分小さい確率と考えられる。

2. 荷重の確率分布の推定

船体に作用する縦曲げモーメントは、波浪中縦曲げモーメントと静水中縦曲げモーメントの合計となる。波浪中縦曲げモーメントの確率分布は、報告書 3.4 で述べたように極値分布の一つであるガンベル分布に従うと仮定した。参考として正規分布に従うとした場合の検討も行ったので合わせて述べる。ガンベル分布はさまざまな分布の最大値が漸近的に従う分布と言われている。静水中縦曲げモーメントは**付録 5** の検討結果を踏まえ、正規分布に従うと仮定した。

強度と同様、確率分布推定のためのデータに限りがあるため、今回の検討では波浪中縦曲 げモーメントと静水中縦曲げモーメントの平均値と上限値をそれぞれ先に推定し、この結果 を用いて波浪中縦曲げモーメントと静水中縦曲げモーメントそれぞれの想定した確率分布に ついて形状を決定した。

2.1 波浪中縦曲げモーメントの確率分布

【ガンベル分布に従うとする場合】

JG 中間報告書で推定した事故当時の海象(有義波高 5.5m、平均波周期 10.3 秒、出会い波向き 114 度)での波浪中縦曲げモーメントのシミュレーション結果(最大期待値 3.4×10⁶ kN-m)をガンベル分布の最頻値と仮定する。**付録 4** に示す 27 ケースのシミュレーションの中で最大の結果(7.23×10⁶ kN-m)が実質的な上限値となるようにガンベル分布の形状を設定した。

【正規分布に従うとする場合】

付録 4 に示す 27 ケースの短期海象の中間の海象(有義波高 6.5m、平均波周期 12.5 秒、波向き 150 度)の結果(4.45×10^6 kN-m)を平均値とし、27 ケースのシミュレーションの中で最大の結果(7.23×10^6 kN-m)と平均値の差が標準偏差の 3 倍となるように正規分布を設定した。これは 27 ケース中の最大の結果である 7.23×10^6 kN-m が実質的な上限となるように考えたものである。



2.2 静水中縦曲げモーメントの確率分布

付録 5 の検討結果より正規分布に従うとし、JG 中間報告書の事故当時の静水中縦曲げモーメント(6×10⁶ kN-m)を平均値、平均値に対する誤差の上限、下限である±10%を標準偏差の3倍と仮定し実質的な上限、下限となるようにした。

2.3 トータル縦曲げモーメント(波浪中縦曲げモーメントと静水中縦曲げモーメントの合計) の確率分布

付録 4 に示す 27 ケースの海象における波浪中縦曲げモーメントの変動係数 (標準偏差を平均で除した値) が 28%であるのに対し、付録 5 では静水中縦曲げモーメントのバラツキ度合として、コンテナの申告重量から算定した静水中縦曲げモーメントの実際の静水中縦曲げモーメントに対する誤差が±10%以内である確率を 99.8%程度と推定している。これは静水中縦曲げモーメントのバラツキ(実際の静水中縦曲げモーメントに対する誤差)の変動係数が 3%程度と言うことになる。

これより、波浪中縦曲げモーメントのバラツキ度合の方が、静水中縦曲げモーメントのバラツキ度合よりもはるかに大きいと考えることができるので、波浪中縦曲げモーメントと静水中縦曲げモーメントを合計したトータルの縦曲げモーメントの確率分布は、波浪中縦曲げモーメントの確率分布に従うと仮定した。(両者ともに正規分布の場合は、正規分布の再生性より両者の合計の分布は正規分布に従うことは明らかである。)

波浪中縦曲げモーメントの確率分布をガンベル分布と仮定した場合では、波浪中縦曲げモーメントと静水中縦曲げモーメントを合計したトータル縦曲げモーメントの確率分布はガンベル分布に従うとし、波浪中縦曲げモーメント(ガンベル分布)の最頻値(3.4×10^6 kN-m)と静水中縦曲げモーメント(正規分布)の平均値(6×10^6 kN-m)の合計がトータル縦曲げモーメントの最頻値となるとした(9.4×10^6 kN-m)。波浪中縦曲げモーメントの上限値(7.23×10^6 kN-m)と静水中縦曲げモーメントの上限値($6\times1.1=6.6\times10^6$ kN-m)の合計をトータル縦曲げモーメントのガンベル分布の上限とした(13.83×10^6 kN-m)。

波浪中縦曲げモーメントの確率分布を正規分布と仮定した場合では、静水中縦曲げモーメントの確率分布も正規分布と仮定しているので、両者を合計したトータル縦曲げモーメントの確率分布は正規分布の再生性より正規分布となる。この場合、それぞれの平均値の合計がトータル縦曲げモーメントの平均値に、それぞれの分散(標準偏差の2乗)の合計がトータル縦曲げモーメントの分散になるとして、トータル縦曲げモーメントの正規分布を決定した。



3. 強度と荷重の確率分布の関係

以上の方法で推定した強度と荷重の確率分布の関係を、**図 A6-1** から**図 A6-4** に示す。それぞれの図が示す確率分布は下記のとおりである。(**図 A6-1** は報告書 3.4 の**図 3-1** と同じ図である。)

図	ケース	強度の確率分布	荷重の確率分布
A6-1	Α	正規分布 バラツキ度合いは 1.2 ケース①の方	波浪中縦曲げモーメント: ガンベル分布 静水中縦曲げモーメント: 正規分布
A6-2	В	法に基づき算定(船底外板ミルシートの分散より推定)	波浪中縦曲げモーメント、静水中縦曲げ モーメントともに正規分布
A6-3	С	正規分布 バラツキ度合いは 1.2 ケース②の方	ケース A と同じ
A6-4	D	法に基づき推定 (規格最小値を降伏 点最小値)	ケース B と同じ

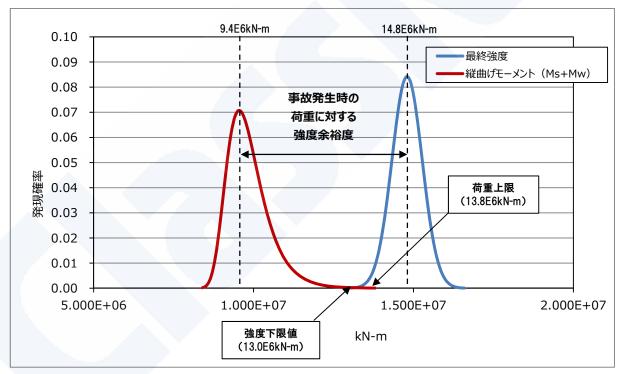


図 A6-1 事故当時の強度と荷重の関係 (ケース A)

強度の確率分布:正規分布(バラツキは事故船ミルシートの分散より推定) 波浪中縦曲げモーメント:ガンベル分布 静水中縦曲げモーメント:正規分布 (縦軸は強度・荷重幅 10⁵ kN-m に対応した発現確率)



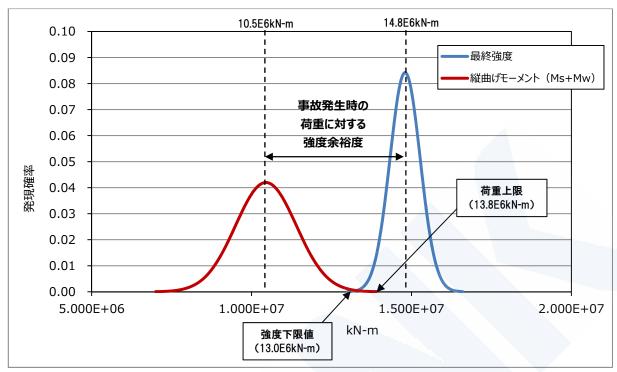


図 A6-2 事故当時の強度と荷重の関係 (ケース B)

強度の確率分布:正規分布(バラツキは事故船ミルシートの分散より推定) 波浪中縦曲げモーメント:正規分布 静水中縦曲げモーメント:正規分布 (縦軸は強度・荷重幅 105 kN-m に対応した発現確率)

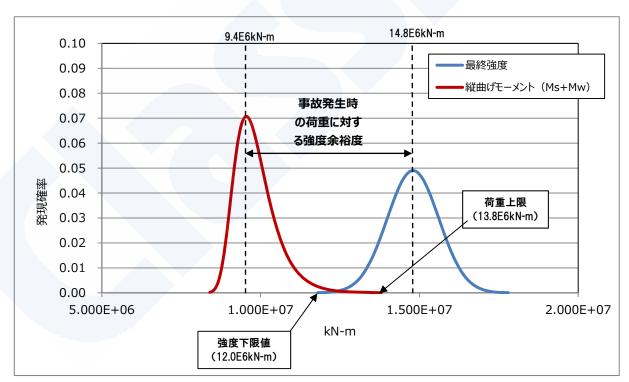


図 A6-3 事故当時の強度と荷重の関係 (ケース C)

強度の確率分布:正規分布(規格最小値より強度の下限推定)

波浪中縦曲げモーメント: ガンベル分布 静水中縦曲げモーメント: 正規分布

(縦軸は強度・荷重幅 10⁵ kN-m に対応した発現確率)



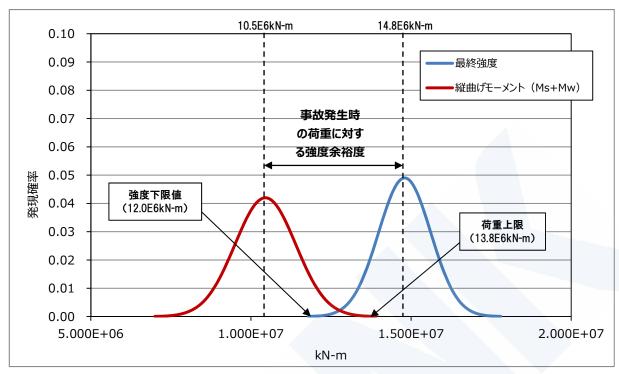


図 A6-4 事故当時の強度と荷重の関係 (ケース D)

強度の確率分布:正規分布(規格最小値より強度の下限推定)

波浪中縦曲げモーメント:正規分布 静水中縦曲げモーメント:正規分布

(縦軸は強度・荷重幅 10⁵ kN-m に対応した発現確率)



付録7 ポストパナマックスコンテナ船の二重底横強度応力 (報告書 4.2.3 関連)

ポストパナマックスコンテナ船にあっては、復原性が向上したことにより、復原性要件を満足させるための積付け上の制約が大幅に緩和された。そのため、ホールド内への軽いコンテナの積載など、パナマックスコンテナ船では実現できなかった多様な積付け状態が可能となってきた。一方、ポストパナマックスコンテナ船では船幅が拡がり船底から突き上げられる水圧による面外荷重は増すことになるが、通常の積付け状態であっても、コンテナ貨物自体はこの面外荷重を相殺するに足る程重くはない。そのため、軽いコンテナが積載されたホールドの二重底構造においてはコンテナ重量による下向きの荷重と船底水圧による上向きの荷重の差が大きくなるため、二重底構造に発生する応力は大きくなる傾向が有る。

このような積付け状態において、軽いコンテナが積載されたホールドの船底外板に発生する応力を推定し、その値がコンテナ船の横強度検討に使用される「1 ベイ エンプティ状態」で船底外板に発生する応力と同程度となる可能性を検討した。ここで、「1 ベイ エンプティ状態」とは、横強度検討対象ホールドにおける前後いずれかの 1 ベイのホールド内とハッチカバー上にコンテナを積まず、そのホールドの他方のベイ及び隣接するホールドにはホールド内とハッチカバー上にコンテナが積載される状態を言う。一方、ポストパナマックスコンテナ船の実運航においては多様な積付けが考えられることから、本検討においてはコンテナがホールド内およびハッチカバー上に均等に積載されているものと仮定し、そのコンテナ荷重を変化させた複数の積付け状態を想定して検討を行った。コンテナ荷重は、設計荷重を最大として、ホールド内コンテナ荷重を 7 ケース、ハッチカバー上のコンテナ荷重を 3 ケース想定し、計 21 ケースのコンテナ荷重の組み合わせによる積付け状態を設定した(表 A7-1)。

表 A7-1 検討に用いる積付け状態

	1 ベイ エンプティ状態	検討する積付け状態	
	(1 ベイのみ空倉で他のベイは全て積載)	(全てのベイで積載)	
ホールド内	30.0 Ton/FEU	0 ~ 30.0 Ton/FEU	
コンテナ荷重	(設計荷重)	(5Ton 間隔で計 7 ケース)	
		- 設計荷重 (130 Ton/Stack)	
ハッチカバー上	130.0 Ton/Stack	- 2/3 設計荷重 (87 Ton/Stack)	
のコンテナ荷重	(40 フィートコンテナ積みの設計荷重)	- 1/3 設計荷重 (43 Ton/Stack)	
		(計3 ケース)	



検討の結果を**図 A7-1** のグラフに示す。グラフの横軸にホールド内コンテナ荷重、縦軸に 船底外板に発生する船幅方向応力を取り、各ケースにおいて船底外板に発生する船幅方向応 力の最大値をプロットした。なお、1 ベイ エンプティ状態において船底外板に発生する船幅 方向応力は85~90 N/mm²程度となっており、比較の為に**図 A7-1** 中に赤色の帯で示している。

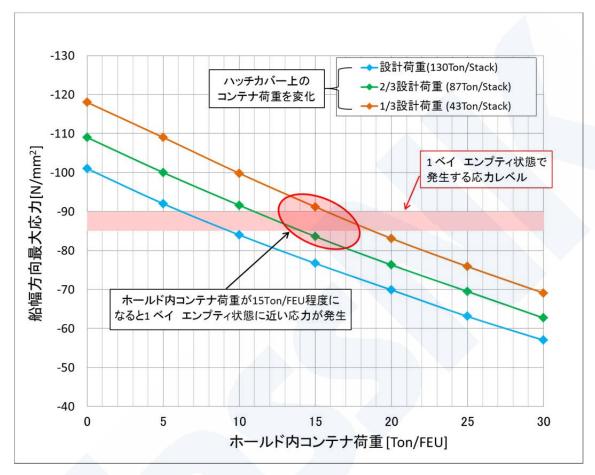


図 A7-1 積付け状態毎の船底外板幅方向応力比較

グラフ中の3つの線は、21の積付け状態で船底外板に発生する船幅方向最大応力をハッチカバー上のコンテナ荷重毎(設計荷重、2/3設計荷重、1/3設計荷重)に結んだものである。示された線と赤色の帯が交差する範囲は、想定した積付け状態の船幅方向応力が1ベイエンプティ状態の応力と同程度にあることを示している。

例えば、ハッチカバー上コンテナ荷重が 1/3 設計荷重と 2/3 設計荷重の中間程度 (65 Ton/Stack 程度) の場合には、ホールド内のコンテナ荷重が 15Ton/FEU 程度で 1 ベイ エンプティ状態 と同程度の船幅方向応力が発生することとなる。

以上の事から、復原性要件による制約が緩和され多様な積付けが可能となったポストパナマックスコンテナ船においては、実運航における通常の積付けに近いと考えられる状態においても、1 ベイ エンプティ状態と同程度の船幅方向応力が船底外板に発生するケースが現実に十分あり得ることが確認された。



付録 8 3 ホールドモデル弾塑性解析(事故船含む複数のコンテナ船の縦曲げ 最終強度検討)(報告書 4.2.3 関連)

報告書 4.2.3 では事故船を含む複数のコンテナ船について面外荷重も考慮した 3 ホールドモデル弾塑性解析を行い縦曲げ最終強度を求め、その余裕度について調査検討を実施した。

ここでは報告書4.2.3で実施した3ホールド弾塑性解析についてその概要を述べる。

1. 調査対象船

日本及び海外の代表的な大型コンテナ船建造造船所で建造され、船体構造の安全性について十分な就航実績があるポストパナマックスコンテナ船の中から、8,000TEU クラス 4 隻、6,000TEU クラス 2 隻を選定し、事故船を加えた 7 隻について 3 ホールドモデル弾塑性解析を実施した。

2. 解析条件の概要

報告書 4.2.3 で実施した 3 ホールドモデル弾塑性解析の解析条件概要を表 A8-1 に示す。

解析プログラム		LS-DYNA(陽解法)
モデル化範囲		1/2+1+1/2 ホールド片舷
初期変形条件		初期変形なし
板厚		グロス
境界条件		• 両端支持(モデル両端で単純支持)
		• 船体中心線で左右対称条件
	コンテナ荷重及び	1 ベイエンプティ状態(評価対象ベイエンプティ)
荷重条件	バラスト状態	(バラスト漲水無し)
	船殼重量	解析モデル全体の船殻重量を考慮
	水圧	• 静水圧 (満載喫水に対応)
	小 庄	• 波浪変動圧(NK ガイドライン)
	モーメント	縦曲げ最終強度に至るまで漸増付与

表 A8-1 報告書 4.2.3 で実施した 3 ホールドモデル弾塑性解析の解析条件概要

付録2で説明している事故発生可能性の検討のための事故船の3ホールド弾塑性解析とは、初期変形条件、境界条件、コンテナ荷重及びバラスト状態について解析条件を変えている。報告書 4.2.3 の 3 ホールドモデル弾塑性解析においては、その目的の一つが複数コンテナ船の強度余裕度の相対的な比較検討であることを考慮し、初期変形条件と境界条件は各コンテナ船の解析結果に及ぼす影響ができるだけ小さくなると考えられる解析条件を選定した。

コンテナ荷重及びバラスト状態については報告書 4.2.3 で述べているように、1 ベイエンプティ状態 (バラスト漲水無し) が複数コンテナ船の強度余裕度を比較する場合に構造的な差異が現れやすい条件であると考えたことと、**付録 7** で説明しているようにポストパナマック



スコンテナ船にあっては通常の積付け状態であっても、二重底の横強度応力が 1 ベイエンプティ状態 (バラスト漲水無し) の時の応力と等価となるケースがあり得るようになっていると考えたからである。

なお、今回の検討で実施した一連の解析はLS-DYNA(陽解法)を用いた解析であるが、全荷重の負荷時間は5秒程度の条件で実施しており、これは準静的な解析を行ったことになると考えている。構造強度評価においては、一般に準静的な解法の方が、構造体内部に対する荷重伝達がより確実に行われるため安全側の評価になっていると考える。

2.1 解析モデル

解析に用いたモデルを図 A8-1 及び図 A8-2 に示す。基本的には付録 2 で述べた事故船に対する事故発生の可能性検討のための 3 ホールドモデル弾塑性解析で用いた解析モデルと同じ仕様である。

1/2 + 1 + 1/2 ホールドの片舷をモデル化し、中央ホールドの内、バット継手があるベイを評価範囲とした。バット継手が両方のベイにある場合は、バット継手位置の二重底ローカル応力が高い方のベイを解析対象とした。

解析対象範囲にある船底外板から船体横断面の中立軸よりやや上方までの範囲を板材、骨材ともにシェル要素でモデル化した。同範囲における板材の 100mm×100mm 程度のメッシュサイズとした。バット継手貫通のためのボトムロンジウェブのスカラップもモデル化した。

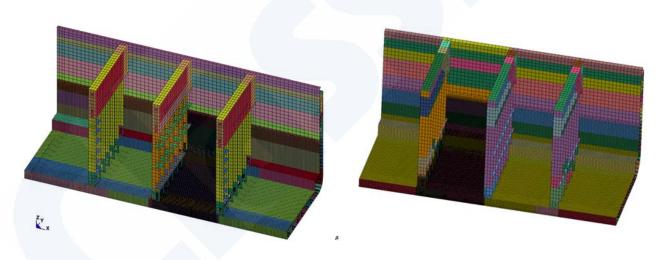


図 A8-1 ホールドモデル全体図

(左) 船首側のベイが評価対象の場合、(右) 船尾側のベイが評価対象の場合



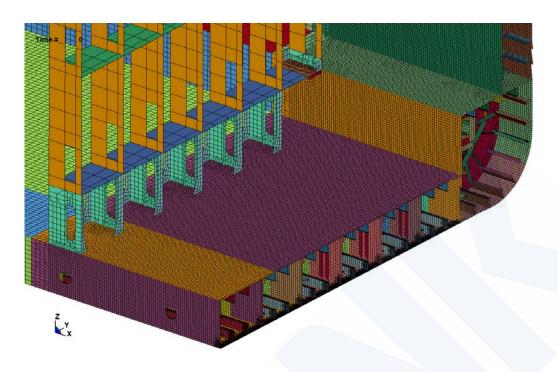


図 A8-2 評価対象範囲のメッシュ

2.2 鋼材特性

解析に用いた鋼材の特性値を表 A8-2 に示す。鋼材降伏点については、JG 中間報告書で用いた平均的実力値(規格最小値ではなく実際の鋼材降伏点の一般的かつ平均的な値と考えられる降伏点)を使用した。使用した鋼材降伏点(平均的実力値)を表 A8-3 に示す。解析に用いた応力・歪関係は付録 2 と同様に線形硬化を考慮した弾完全塑性体とした。真応力と真歪の関係を図 A8-3 に示す。

報告書 4.2.3 の検討にあっては、鋼材降伏点が規格最小値に相当する縦曲げ最終強度について比較検討を行った。そのために、鋼材降伏点が平均的実力値とした場合の 3 ホールドモデル弾塑性解析の結果に、船底外板の鋼材降伏点の比(規格最小値と平均的実力値の比)を乗じることで鋼材降伏点が規格最小値の場合の縦曲げ最終強度を求めた。なお、この修正方法の妥当性については、複数の調査対象船を用いて鋼材降伏点が平均的実力値の場合と規格最小値の場合の両者のケースについて解析を行い結果を比較することで、その妥当性を確認した。

ヤング率206,000 N/mm²ポアソン比0.3質量密度7.85 ton/m³降伏点表 A8-3 参照真応力-真歪線図線形硬化を考慮した弾完全塑性体(図 A8-3 参照)

表 A8-2 鋼材の物性値



鋼材	降伏点 (N/mm²)
MS	292
YP32	380
YP36	410
YP40	430
YP47	510

表 A8-3 鋼材降伏点 (平均的実力值)

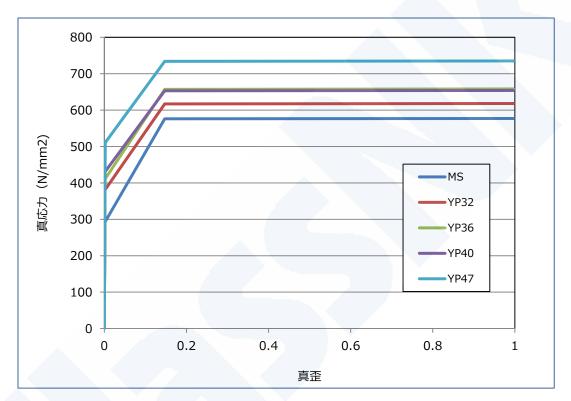


図 A8-3 真応力-真歪線図

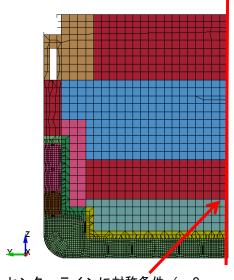
2.3 境界条件

境界条件は解析モデルの両端で上下方向単純支持、船体中心線で左右対象条件(但しセンターガーダーについては座屈現象を再現できるように船幅方向の変形を自由)とした。

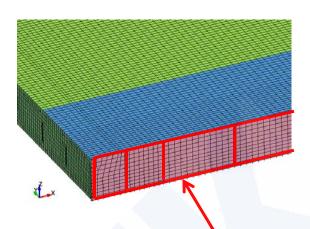
境界条件の概要を**図 A8-4**, **図 A8-5** に示す。ここで、u は船長方向、v は船幅方向、w は上下方向、 θx は船長方向軸周り、 θz は上下方向軸周りのことを指す。

モデルの前後端を剛体結合しており、後端には u, v, w, θ x, θ z=0 を、前端には v, w, θ x, θ z=0 の境界条件をそれぞれ与えた。

ClassNK



センターラインに対称条件 $(v, \theta x, \theta z=0)$ を付与



センターガーダーについてはフロア、船底外板、内底板 とガーダーの取り合い部のみこの条件を与えた

図 A8-4 船体中心線の対称条件

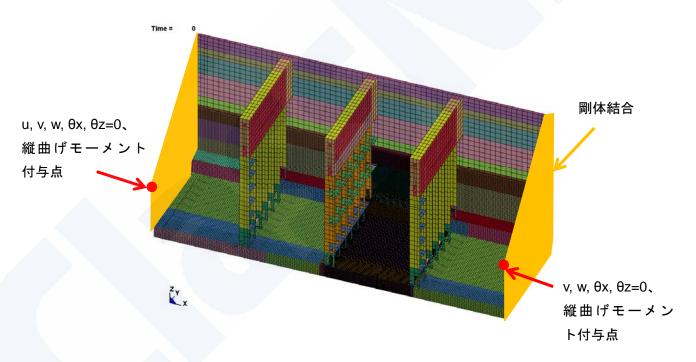


図 A8-5 モデル端部の剛体結合、境界条件

2.4 荷重条件

以下の荷重をモデルに負荷した。

- A) コンテナ荷重 (1 ベイ エンプティの積付け状態)
- B) 船体構造自重
- C) 静水圧
- D) 波浪変動圧



- E) 静水中縦曲げモーメント (ホギング)
- F) 波浪中縦曲げモーメント (ホギング)
- G) 追加の縦曲げモーメント (ホギング)

まず、A), B), C)を 1 秒間で規定値まで漸増負荷し、その後、E), D), F)の順にそれぞれ 1 秒 ごと漸増負荷した。最後に、縦曲げ最終強度に至るまで G)を漸増負荷した。(図 A8-6 から A8-8 参照)

なお、A)の 1 ベイエンプティ状態については NK のコンテナ運搬船の構造強度に関するガイドライン (2011 年版) (以下、NK ガイドライン) に規定する 1 ベイエンプティ状態とした。 C)は満載喫水に対応する静水圧、D)は NK ガイドラインで規定する波浪変動圧、E)は許容静水中縦曲げモーメント、F)は IACS UR S11 で規定される波浪中縦曲げモーメントの値をそれぞれ用いた。コンテナ荷重については評価対象のベイが空倉になるようにした。

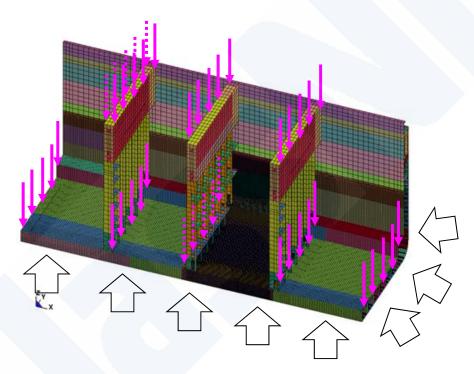
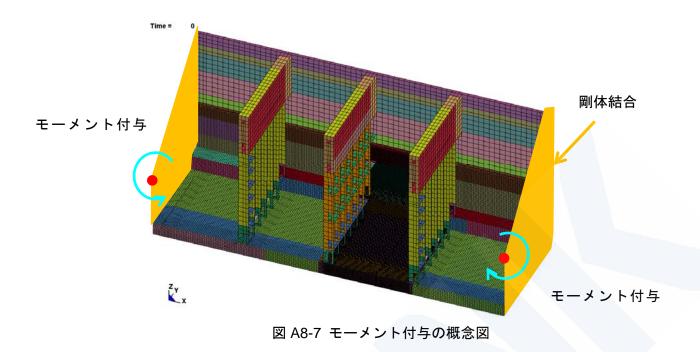


図 A8-6 静水圧、波浪変動圧、コンテナ荷重の概念図





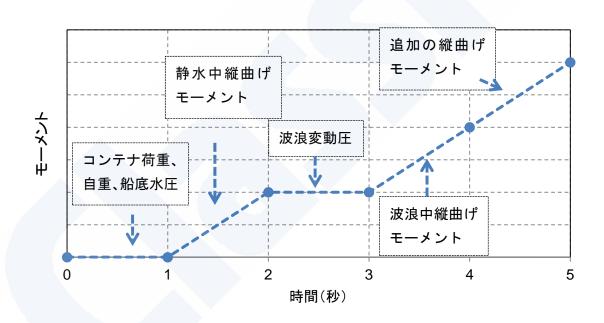


図 A8-8 荷重付与の順序



2.5 解析結果

ハルガーダー崩壊断面における縦曲げモーメントの履歴の一例を**図 A8-9** に示す。このモーメント履歴で示されるピーク値を縦曲げ最終強度とした。



図 A8-9 崩壊断面における縦曲げモーメントの履歴の一例 (縦軸は片舷分の値)

また、縦曲げ最終強度時及び縦曲げ最終強度後の船底外板のミーゼス等価応力、相当塑性 歪の一例を図 A8-10 から図 A8-13 に示す。

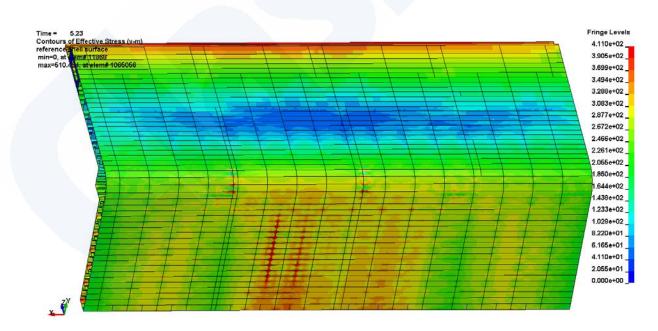


図 A8-10 縦曲げ最終強度時のミーゼス等価応力 (船底外板を下から見上げた構図)



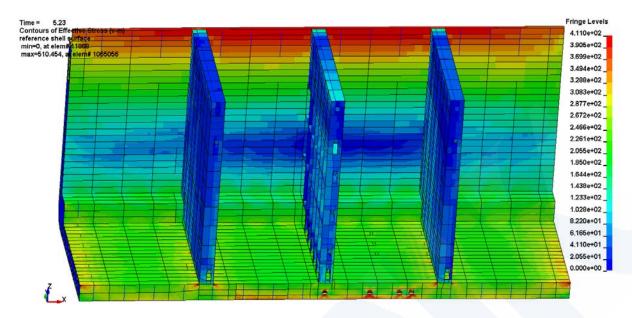


図 A8-11 縦曲げ最終強度時のミーゼス等価応力 (内底板をホールド内から見下ろした構図)

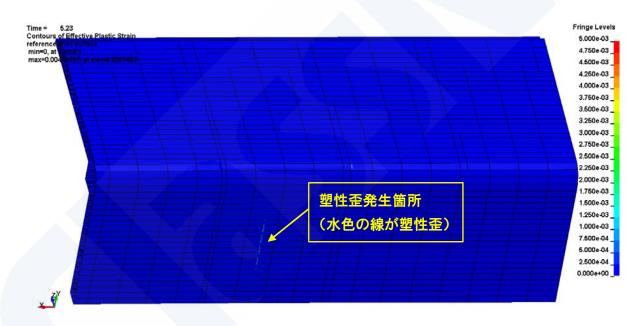


図 A8-12 縦曲げ最終強度時の相当塑性歪分布 (船底外板を下から見上げた構図)



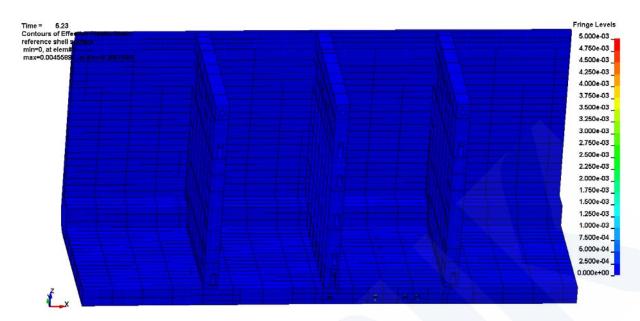


図 A8-13 縦曲げ最終強度時の相当塑性歪分布 (内底板をホールド内から見下ろした構図) (内底板には塑性歪は発生していない)



付録 9 コンテナ船の二重底に作用する荷重(報告書 4.3.1 関連)

コンテナ船の縦曲げは一般にホギング状態が主であり、デッキ側には引張りの荷重が船底側には圧縮の荷重がほとんど常に作用している。この傾向は、特に機関室とデッキハウスがセミアフト配置である 10,000TEU クラス程度までのサイズのコンテナ船で顕著である。

ホールド二重底に作用する荷重としては、船底水圧、コンテナ荷重、二重底に積載されるバラスト水の重量や燃料油の重量がある。喫水に比べ貨物重量が相対的に小さいため、ホールド二重底に作用する面外荷重としては船底水圧による下からの突き上げ荷重が支配的である。船底水圧は喫水に相当する静水圧と波浪変動圧からなる。二重底にバラスト水や燃料油が積載されている場合にはこれらによる荷重は下向きとなるため、船底水圧による上向きの荷重は緩和される。(比重の関係でこの影響はバラスト水の方が燃料油よりも大きい。)

また、船幅方向には船側に作用する水圧による圧縮荷重が作用している。

このように二重底には図 A9-1 に示すように、

- ① 縦曲げによる圧縮荷重
- ② 船底水圧による下からの突き上げ荷重
- ③ 船側水圧による船幅方向の圧縮荷重

の3つが主な荷重としてほぼ常に作用していると言うことができる。

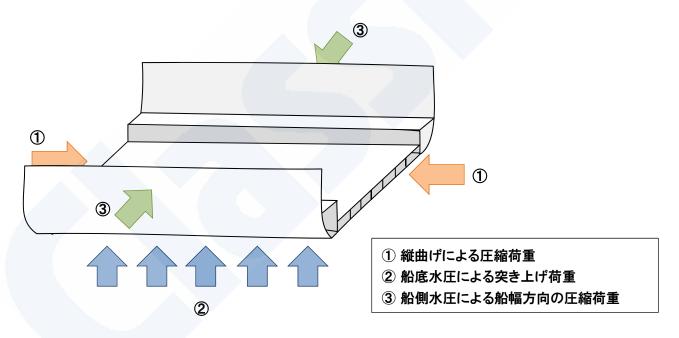


図 A9-1 コンテナ船の二重底に作用する荷重

①の縦曲げによる圧縮荷重により、船底外板には船長方向の圧縮応力が生じる。また③の 船幅方向の圧縮荷重によって、船底外板には船幅方向の圧縮応力が生じる。



一方、②の船底水圧による下からの突き上げ荷重によって、ボトムロンジ付き船底外板、内底縦通肋骨付き内底板、ガーダーとフロアで構成される二重底パネルは、**図 A9-2** のような上に凸の変形を生じる。これにより船体中心線近傍の船底外板では船幅方向の圧縮の応力が生じる。この二重底パネルの変形は、船長方向には部分隔壁近傍で最大となるため、この辺りで船底外板には船長方向の圧縮応力が生じる。

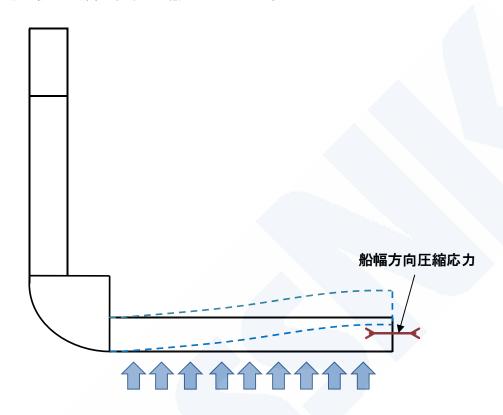


図 A9-2 船底水圧により船底外板に生じる応力

以上より、コンテナ船の二重底の船底外板はホールド中央部(船体中心線近傍、部分隔壁 近傍)にあっては、船長方向には①(縦曲げによる圧縮荷重)による圧縮応力と、②(船底 水圧による突き上げ荷重)による圧縮応力が重畳し、船幅方向には②(船底水圧による突き 上げ荷重)による圧縮応力と③(船側水圧による圧縮荷重)による圧縮応力が重畳すること になる。



付録 10 船底外板防撓パネルの座屈崩壊強度と船底外板パネルに生じる応力の関係 (報告書 4.3.1 関連)

1. はじめに

3 ホールド弾塑性解析の各調査船における、船底外板防撓パネルの応力と船底外板防撓パネルの二軸圧縮崩壊強度の関係について比較検討した。

まず、船底外板防撓パネルの FE モデルを用いて、二軸圧縮応力下の座屈崩壊解析を実施し、座屈崩壊の限界となる船長方向応力と船幅方向応力の組み合わせを示すグラフを作成した。詳細は 2.で述べる。次に付録 11 に述べる方法で算定した、代表的な荷重状態における船底外板の応力を上のグラフに重ね合わせ比較した。

また、3.では 2.で示した座屈崩壊強度に及ぼす解析条件(初期形状変形)の影響について 説明する。

2 船底外板防撓パネル座屈崩壊強度と船底外板防撓パネルに生じる応力

2.1 解析モデル

キールプレートの隣の防撓パネル (No.3 ガーダー~No.9 ガーダー、もしくは No.3 ガーダー~No.6 ガーダー) をモデル化した。船長方向範囲は 1/2 + 1 + 1/2 フロアスペース、上下方向は二重底高さの中間までの範囲とし、船底外板、ボトムロンジ、フロア、フロア付スチフナをシェル要素でモデル化した。また、スカラップもモデル化した。FE モデルの例を図 A10-1 に示す。

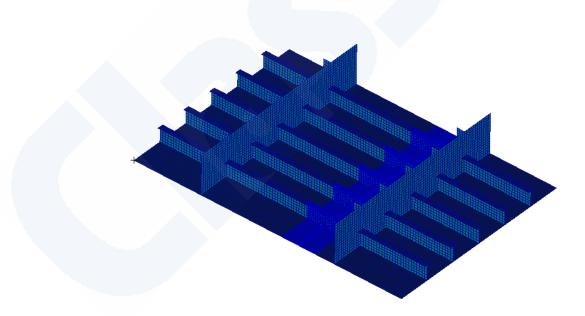


図 A10-1 船底外板防撓パネルの FE モデル例



2.2 解析プログラム

Marc(陰解法)を用いた。

2.3 鋼材特性

解析に用いた鋼材の特性値は以下とした。鋼材降伏点は規格最小値ではなく、JG 中間報告書で用いた平均的実力値(規格最小値ではなく実際の鋼材降伏点の一般的かつ平均的な値と考えられる降伏点)とした。応力-ひずみ関係は 完全弾塑性とした。

ヤング率	206,000 N/mm ²	
ポアソン比	0.3	
	MS : 292 N/mm ²	
降伏点	YP32 : 380 N/mm ²	
	YP36 : 410 N/mm ²	

2.4 境界条件

境界条件の概要を以下に示す。

モデルの船長方向 前後端	周期連続条件	
フロア上端	対称条件(上下方向)	
ガーダーと船底外板交差部	単純支持 (上下方向変位を拘束、船長方向軸周りの回転はフリー)	

2.5 荷重条件

面外荷重として、船底水圧を考慮した。計画最大満載喫水による静水圧と波浪変動圧を足 し合わせた分を付与した。

上の船底水圧を付与した後、船幅方向と船長方向に圧縮荷重を付与し、防撓パネルが座屈 崩壊するまで漸増付与した。

2.6 初期形状変形

初期形状変形として外板の変形とロンジの横倒れを付与した。

外板の変形は次の2パターンを考慮した。

・パターン A: 痩せ馬モードと類似の波形として、長さ方向・幅方向ともパネル間で 1 波 長の正弦波形状をすべてのパネルで上に凸に仮定した変形(図 A10-2 参照)

・パターン B: 長さ方向・幅方向ともパネル間で 1 半波の正弦波形状を、隣接するパネル

で上下逆向き(凹凸に)仮定した変形(図 A10-2 参照)

いずれのパターンでも、JSQS(日本鋼船工作法精度基準)の標準範囲をもとに最大変形量 4mm を想定した。(図 A10-2 参照)



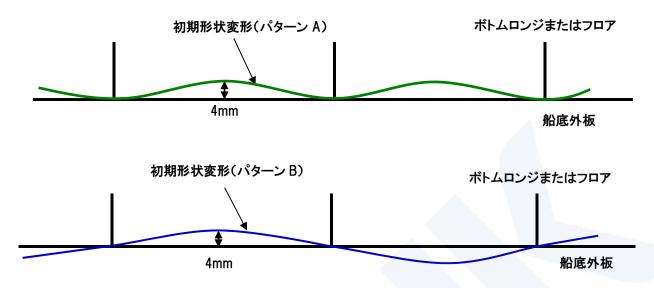


図 A10-2 船底外板の初期形状変形

パターンBは、パターンAよりも座屈強度の観点からは安全側の仮定と見なせる。しかし 現実の船底パネルの波形は、多数の波形成分からなるより複雑な波形である。また2軸圧縮 下の矩形パネルの座屈モードは応力比に応じて座屈半波数が変化する。そこで比較のため1 ~5半波の微小なたわみ成分の和で初期たわみ形状を表す場合についても検討した。これに ついては次の3節で述べる。

ボトムロンジについては JSQS (日本鋼船工作法精度基準) で規定する横倒れモードの変形 (最大横倒れ量は JSQS の標準範囲) とした。



2.7 防撓パネル座屈崩壊強度のグラフと船底外板防撓パネルに生じる応力の関係

図 A10-3 から A10-9 には船底外板防撓パネルの座屈崩壊強度のグラフと合わせて、当該箇所の船底外板防撓パネルに生じる応力(船長方向応力 σ x と船幅方向応力 σ y)について、代表的な荷重負荷状態での応力を重ねてプロットしている。代表的な荷重負荷状態として、次の 2 ケースを考えた。

荷重状態	負荷荷重の内容		
ケース I	面外荷重負荷(満載喫水静水圧、波浪変動圧、船殻重量、コンテナ荷重)		
ケースⅡ	ケース I +許容静水中縦曲げモーメント(Allowable Ms)+IACS 規則の 波浪中縦曲げモーメント		

図中の〇と△を繋いだ曲線(線図)が座屈崩壊の限界となる船長方向応力と船幅方向応力の組み合わせを示しており、座標原点に対して線図の外側になると防撓パネルは座屈崩壊すると言うことができる。

報告書 4.3.1 でも述べているように、いずれの船も船幅方向応力が 100N/mm² を超えたあたりから対応する船長方向の座屈崩壊強度 (限界応力) は急激な低下を見せることがわかる。また、事故船以外のコンテナ船は、ケース II における船底外板応力が座屈崩壊強度線図の内側に納まっていることが確認できる。

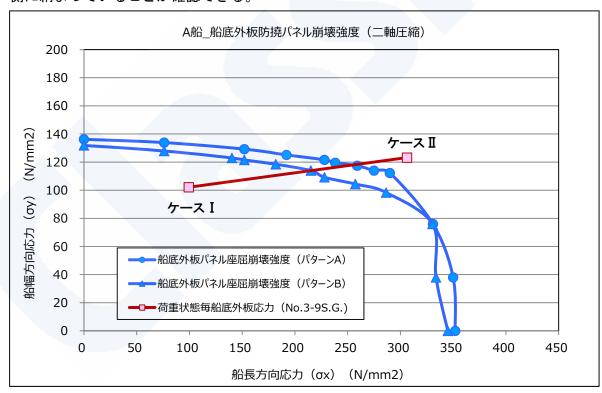


図 A10-3 船底外板防撓パネルの座屈崩壊強度と荷重状態ごとの船底外板応力 (A 船 事故船 / No.3 Side Girder~9 Side Girder) (初期変形はパターン A とパターン B)



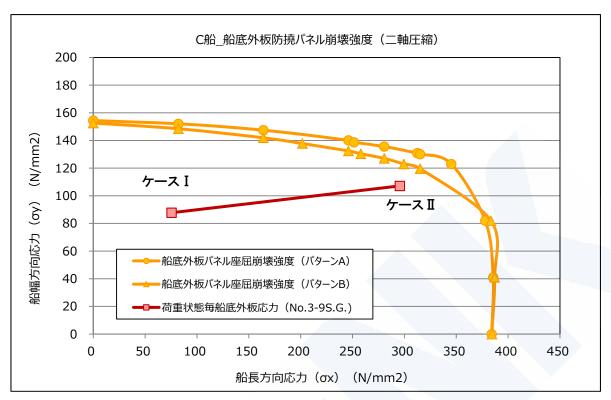


図 A10-4 船底外板防撓パネルの座屈崩壊強度と荷重状態ごとの船底外板応力 (C 船 / No.3 Side Girder~9 Side Girder) (初期変形はパターン A とパターン B)

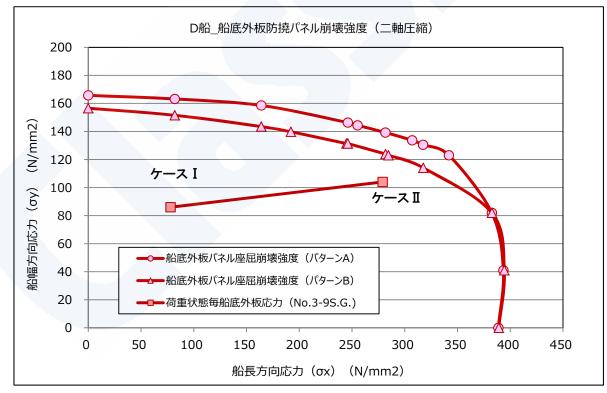


図 A10-5 船底外板防撓パネルの座屈崩壊強度と荷重状態ごとの船底外板応力 (D 船 / No.3 Side Girder~9 Side Girder) (初期変形はパターン A とパターン B)



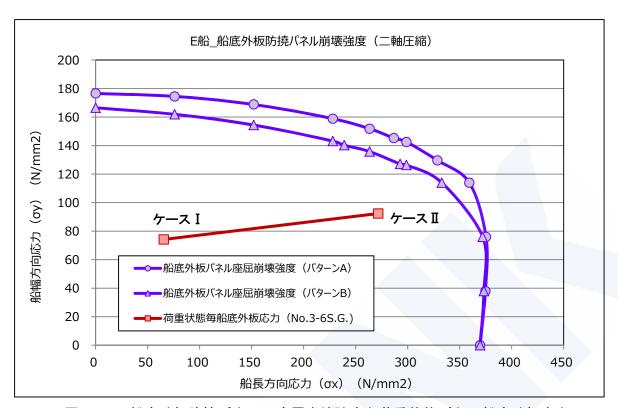


図 A10-6 船底外板防撓パネルの座屈崩壊強度と荷重状態ごとの船底外板応力 (E 船 / No.3 Side Girder~6 Side Girder) (初期変形はパターン A とパターン B)

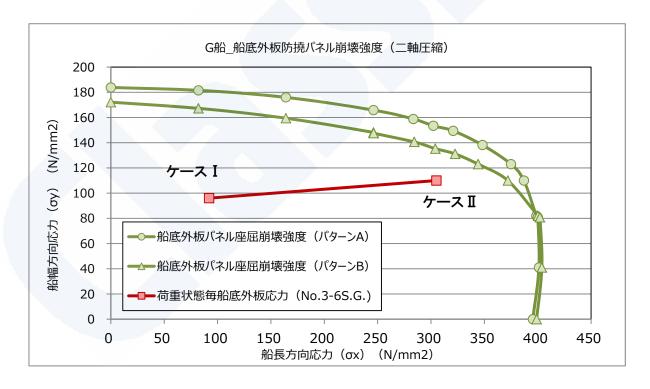


図 A10-7 船底外板防撓パネルの座屈崩壊強度と荷重状態ごとの船底外板応力 (G 船 / No.3 Side Girder~6 Side Girder) (初期変形はパターン A とパターン B)



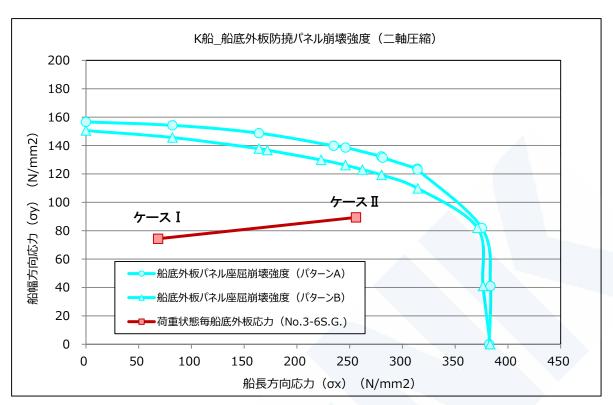


図 A10-8 船底外板防撓パネルの座屈崩壊強度と荷重状態ごとの船底外板応力 (K 船 / No.3 Side Girder~6 Side Girder) (初期変形はパターン A とパターン B)

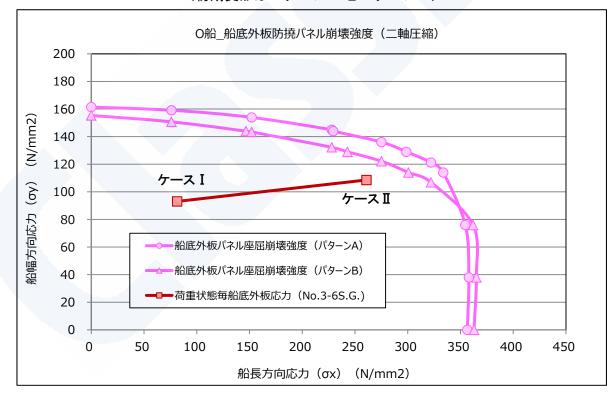


図 A10-9 船底外板防撓パネルの座屈崩壊強度と荷重状態ごとの船底外板応力 (O 船 / No.3 Side Girder~6 Side Girder) (初期変形はパターン A とパターン B)



3. 初期形状変形条件が座屈崩壊強度に及ぼす影響

以上の検討において、船底外板防撓パネルの座屈崩壊強度は初期変形条件を痩せ馬モード (1 波長変形)を模擬したすべて上に凸の場合と (パターン A) と、前後左右で交番 (凸凹) の場合 (パターン B) の 2 ケースで求めている。

ここでは、初期変形条件が座屈崩壊強度に及ぼす影響を調べるために、事故船の船底外板防撓パネルを対象として、1 半波から5 半波の微小変形が重畳したケースでの座屈崩壊強度を求め、上述のパターンAとパターンBの変形と比較した。1 半波から5 半波の微小変形重畳モードでは、変形量(振幅)は板厚の1/50とした。

結果を**図 A10-10** に示す。パターン B はパターン A に比べて全般的に低めの強度を与え、その差は座屈モードが 1 半波となる船幅方向応力 100 N/mm² 以上で顕著である。1 半波から 5 半波の重畳モードは、船幅方向応力 100 N/mm² 以上ではパターン B より高めである。これは仮定した 1 半波モード振幅がパターン B よりも小さいためである。他方、船幅方向応力 100 N/mm² 以下では、パターン A、B よりも小さい崩壊強度を与えている。

報告書 4.3.1 で述べている船底外板防撓パネルの座屈崩壊強度と実際の発生応力の相関関係における事故船と他船の差異は、船幅方向応力の差異によるところが大きいと考えられる。 (事故船では船幅方向応力が 100 N/mm²程度以上。)従って、報告書 4.3.1 及び図 A10-3 から図 A10-9 で述べている船底外板防撓パネルの座屈崩壊強度と実際の発生応力の相関の事故船と他船の差異は、今回用いた初期形状変形(パターン A、パターン B)における座屈崩壊強度グラフでの検討で評価できていると考える。しかし、図 A10-10 の結果が示すように、より定量的な評価のためには、初期たわみの形状および大きさを系統的に変化させた検討が必要であり、この点は今後の課題である。



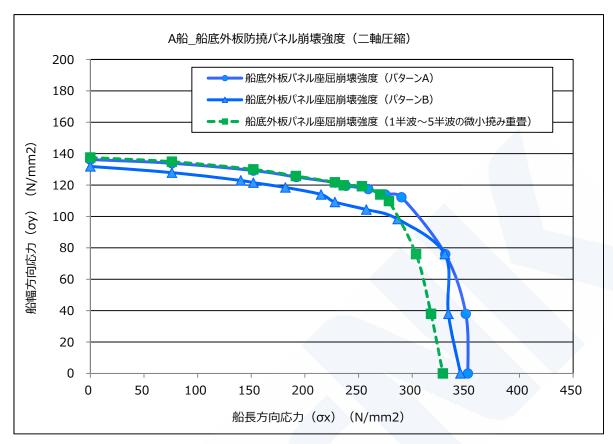


図 A10-10 船底外板防撓パネルの座屈崩壊強度 (A 船 事故船 / No.3 Side Girder~9 Side Girder)

(初期形状変形:パターンA、パターンB及び1半波から5半波の重畳モード)



付録 11 船底外板に生じる二重底ローカル応力(報告書 4.3.1 関連)

3 ホールド弾塑性解析を実施した各調査船について、それぞれ 3 ホールドモデルを用いた 弾性 FE 解析を実施し荷重状態毎の船底外板防撓パネルの応力(船長方向応力 σ x、船幅方向 応力 σ y)を求め比較した。

対象とした荷重状態を表 A11-1 に示す。各荷重、境界条件は3ホールドモデル弾塑性解析と同じものを用いた。したがって、積付け状態は1ベイ エンプティ状態(バラスト漲水無し)となる。(荷重、境界条件の詳細は**付録8**参照)

荷重状態	負荷荷重の内容	
ケース I	面外荷重負荷(満載喫水静水圧、波浪変動圧、船殻重量、コンテナ荷重)	
ケースⅡ	ケースI+許容静水中縦曲げモーメント(Allowable Ms)+IACS 規則 の波浪中縦曲げモーメント	

表 A11-1 荷重負荷状態

それぞれの荷重状態における、各船の船底外板防撓パネル応力(船長方向応力 σ x、船幅方向応力 σ y)の船幅方向の分布を示した**図 A11-1~A11-4** に示す。横軸は船幅方向を意味し、値はボトムロンジ No.に対応している。図中、Ms は許容静水中縦曲げモーメントを、Mw は IACS 規則の波浪中縦曲げモーメントを示す。

なお図示している応力は、3 ホールドモデル弾塑性解析で崩壊した断面の船底外板防撓パネルの応力である。



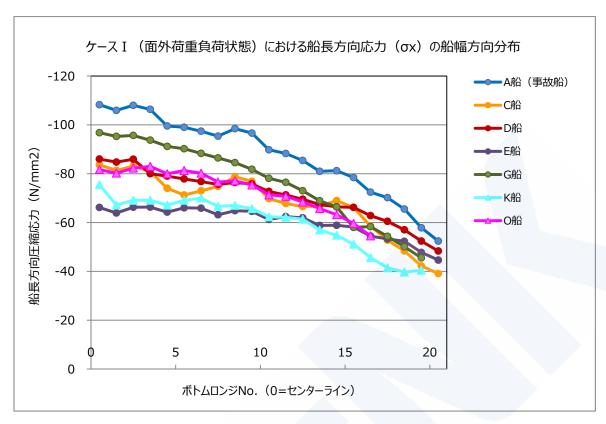


図 A11-1 ケース I における船底外板の船長方向応力の船幅方向分布 (@崩壊断面)

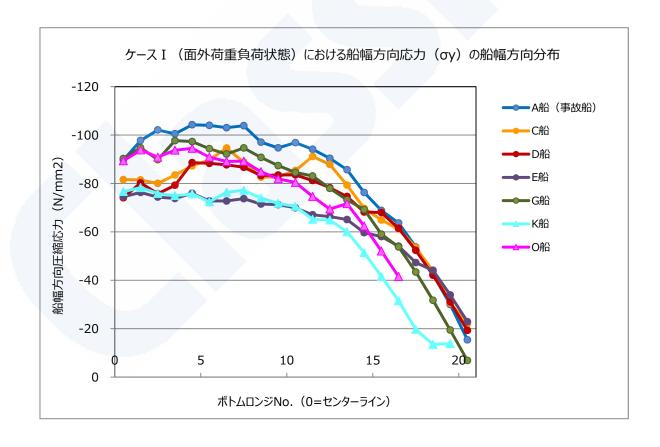


図 A11-2 ケース I における船底外板の船幅方向応力の船幅方向分布 (@崩壊断面)



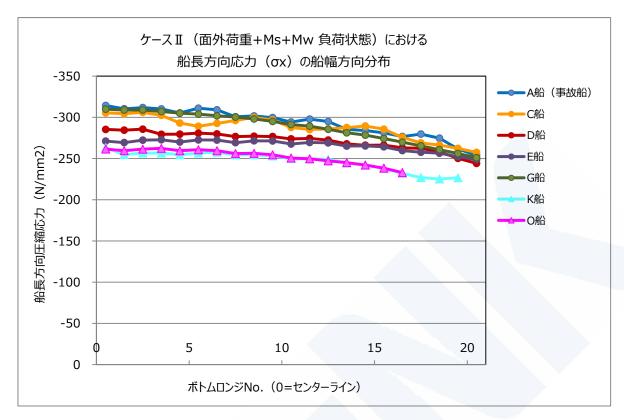


図 A11-3 ケース II における船底外板の船長方向応力の船幅方向分布 (@崩壊断面)

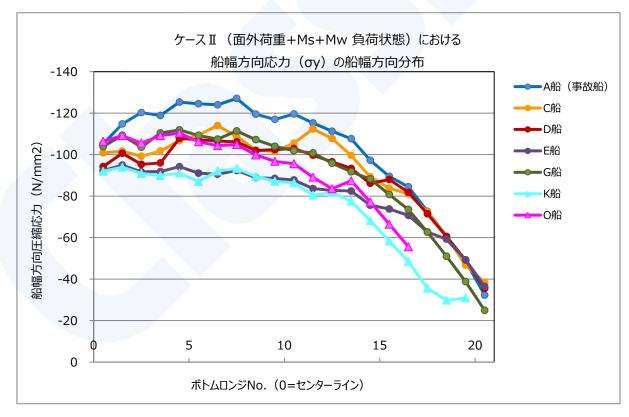


図 A11-4 ケース II における船底外板の船幅方向応力の船幅方向分布 (@崩壊断面)



付録 12 ポストパナマックスコンテナ船の特徴 (報告書 4.4 関連)

コンテナ船の大型化に伴い、ポストパナマックスコンテナ船においては、最大船幅に制約のあるパナマックスコンテナ船に比べて B/D が大きくなる傾向にある。**図 A12-1** に示すように 8,000TEU クラス以上のポストパナマックスコンテナ船では、特にその傾向が顕著である。

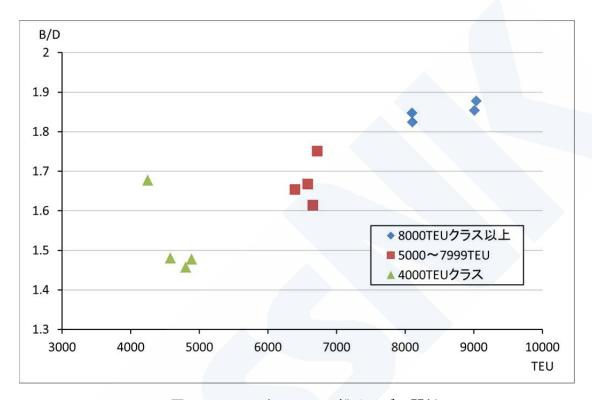


図 A12-1 B/D とコンテナ船サイズの関係

上述の B/D は船舶の復原性性能に密接に関係していることから、船舶の復原性性能を表す代表的な値であり、且つ各復原性要件を満足する上で支配的な値でもある各船の G_0M 値比較を図 A12-2 に示す。なお、比較に用いる積付け状態はローディングマニュアルに記載された標準積付け状態のうちで復原性が最も厳しい積付けを用い、各船について二重底バラストを満載にした場合、及び二重底バラストを空にした場合において計算した G_0M 値をそれぞれ図中に示す。



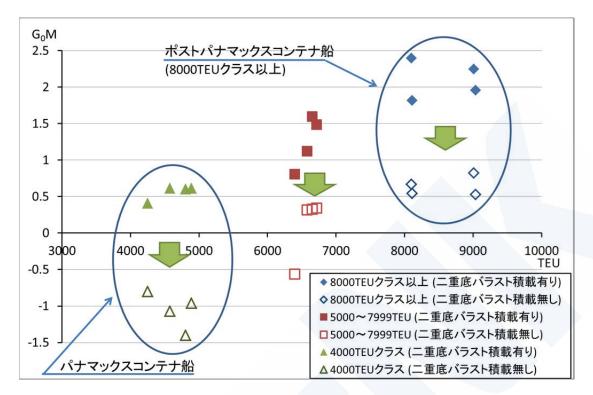


図 A12-2 各コンテナ船の G₀M 値の比較

図 A12-2 から、二重底バラストを空にした場合のパナマックスコンテナ船においては復原性要件により要求される G_0M 値 (0.15m) を確保することが不可能であるのに対し、8,000TEU クラス以上のポストパナマックスコンテナ船においては、十分な G_0M 値を確保できていることがわかる。

以上の事から、ポストパナマックスコンテナ船、特に 8,000TEU 以上のポストパナマックスコンテナ船においては、二重底タンクにバラスト漲水する必要性が低くなる等、パナマックスコンテナ船に比べ復原性要件を満足させるための制約が大幅に緩和された。その結果、ポストパナマックスコンテナ船にあっては、パナマックスコンテナ船では復原性要件による制約から実現できなかった多様なコンテナ積付け及びバラスト漲水が可能となっている。



付録 13 過去の大型コンテナ船の実船計測データの分析調査(報告書 4.6 関連)

実際のコンテナ船に作用する波浪荷重の特徴や傾向を把握するために、船主、建造造船所の協力により、過去に実施された大型コンテナ船の実船計測データについて分析、調査を行った。

対象としたのは、8,000TEU コンテナ船 1 隻と 6,000TEU コンテナ船 1 隻の 2 隻であり、 計測時の就航航路はいずれも極東~欧州間であった。前者を X 船、後者を Y 船とし計測の概 要を**表 A13-1** に示す。

	X船	Y船
サイズ	8,000TEU	6,000TEU
計測期間	9 ケ月	29 ヶ月
就航航路	極東~欧州	極東~欧州
主な計測項目	• ハルガーダー応力(船体中央	• ハルガーダー応力(船体中央
	を含む複数断面)	を含む複数断面)
	• 船体運動、加速度	• 船体運動、加速度
	• 船位 (GPS データ)	船位(GPS データ)
計測間隔	連続計測	2時間ごと 20 分間計測

表 A13-1 対象としたコンテナ船の実船計測概要

1. 遭遇海象

計測された船位情報(GPS データ)と対応する気象データより波浪追算を行った。波浪追算の結果をベースに、本船ログブックや計測された応答データを総合して対象船の遭遇海象を推定した。

推定の結果は、X 船、Y 船ともに有義波高 6m 以下の海象に遭遇した頻度が 99%以上であるとなった。

2. ホイッピング応答倍率の頻度分布

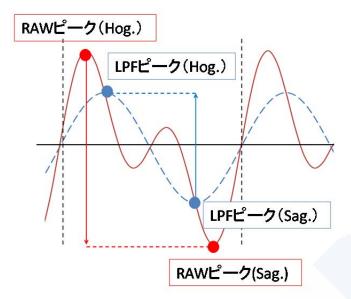
X 船と Y 船の船体構造応答の計測データより、ホイッピング応答により波浪中縦曲げモーメントがどの程度大きくなっているかという応答倍率を求め、その頻度分布を推定した。

対象とした船体構造応答は、X 船においてはハッチサイドコーミングトップの船長方向応力、Y 船においては上甲板の船長方向応力をハッチサイドコーミングトップでの値に換算した結果をそれぞれ用いた。

計測データ (ハッチサイドコーミングトップの船長方向応力) を 0.5Hz を閾値として分離 し、低い周波数側の応答を波浪のみによる応答成分 (波浪応答成分) とした。分離する前の 生の計測データは、この波浪成分とホイッピング応答による振動応答成分の両方を含んだ応答となっている。



分離した波浪応答成分の計測データと、分離する前の生の計測データ(波浪成分とホイッピング応答成分の両方を含んだ応答)について、**図 A13-1** に示すようなゼロアップクロスカウントによって、波浪応答の 1 周期ごとにそれぞれのピーク値を求めた。



RAW: 計測生データ

LPF:波浪応答成分データ (Low Pass Filter)

図 A13-1 応答のピーク値算出方法(ゼロアップクロスカウント)

計測生データのピーク値(RAW データ:波浪応答成分とホイッピング応答成分の両者を含む)を波浪応答成分データのピーク値(LPF データ)で除した値を、ホイッピング応答倍率とした。

ホイッピング応答倍率の頻度分布を、**図 A13-2** 及び**図 A13-3** に示す。図は X 船と Y 船を合わせた結果である。横軸はホイッピング応答倍率を、縦軸は発現頻度(相対頻度)を表している。分母となる波浪応答成分の値が小さいと、ホイッピング応答成分と波浪成分を含む応答値が小さくてもホイッピング応答倍率は大きくなる。**図 A13-2** 及び**図 A13-3** のホイッピング応答(横軸)が 2 倍以上のデータはこのケースである。ホイッピング応答の構造強度への影響を考える場合、応答値の比率であるホイッピング応答倍率だけでなく、応答の絶対値の大小も考慮する必要がある。

今回の分析調査は限られたデータ数と計測期間の結果であるため、結論的な知見を導くには至らないが、図 A13-2 及び図 A13-3 を見るとホイッピング応答倍率の発現頻度はホグ、サグともに最頻値が 1.1 程度のガンベル分布に似通った様相を呈している。

さらに多くの計測データを収集するために、複数の大型コンテナ船について実船計測を計画または実施中である。今後得られたデータを用いて、規則で規定する波浪中縦曲げモーメントと計測データの関係の調査や、ホイッピング応答倍率の発現確率も考慮に入れた最悪短期海象でのホイッピング応答推定の検討などを行う。





図 A13-2 実船計測データより求めたホイッピング応答倍率の頻度分布(ホグ) (X 船、Y 船の合計)



図 A13-3 実船計測データより求めたホイッピング応答倍率の頻度分布(サグ) (X 船、Y 船の合計)