

# 設計基準の変遷に応じた船体縦曲げ崩壊に対する安全性の変化

正員 藤井 康成\* 正員 飯島 一博\*\*  
長瀬 裕一\*\*\* 正員 矢尾 哲也\*\*

Change in Safety Level against Collapse of Ship's Hull Girder in Longitudinal Bending According to Change in Design Criteria

by Yasunari Fujii, *Member*  
Yuichi Nagase

Kazuhiro Iijima, *Member*  
Tetsuya Yao, *Member*

## Summary

Choosing four Panamax-size bulk carriers and four Aframax-size oil tankers designed by different criteria in different times, reliability analysis has been performed to compare their safety levels from the viewpoint of ultimate hull girder strength in longitudinal bending. For evaluation of the ultimate hull girder strength and its sensitivities with respect to design parameters, a series of progressive collapse analysis is performed applying the Smith's Method. On the other hand, applying the nonlinear Strip Method, time-dependent nonlinear ship motion analysis is performed to estimate wave-induced bending moment. On the basis of the obtained time history of wave bending moment, statistic characteristics of the extreme bending moment is estimated. Utilising the calculated results, reliability index and failure probability are calculated applying the First Order Reliability Method (FORM). Investigating into the obtained results, it has been found that in general the safety level becomes higher with the times depending on the design criteria.

## 1. 緒言

新しい国際条約の制定あるいは船級協会の規則改定などにより、船体構造部材の寸法は年々変化している。特に最近では、国際船級連合 (International Association of Classification Societies; IACS) が共通構造規則 (Common Structural Rules; CSR) <sup>1),2)</sup>を提案、各船級がこれを発効した結果、構造部材の寸法が大幅に変わる事態となっている。このような経過に伴い、船体構造の安全性がどのように変化したかを知ることが極めて重要なことだと思われる。ここでは、船体構造の最も基本的な強度のひとつである船体縦曲げ強度を対象とした安全性を取り上げ、設計基準の異なるバルクキャリアおよび油タンカー各4隻について安全性評価を行う。

船体の縦曲げ最終強度は、部材の板厚や材料の強度のような様々な設計変数、溶接による初期不整に依存する。同時に、

作用荷重も積み付け状態や波浪に依存している。従って、縦曲げモーメントに対する船体強度の合理的な評価をするためには、強度と荷重を統計量として考慮した信頼性解析を行う必要がある。

本研究では、縦曲げ最終強度は Smith の方法 <sup>3)</sup>に基づく解析コード HULLST を用いて算定し、いくつかの設計変数に関する感度も計算する。一方、波浪荷重の統計的特徴を得るため、非線形ストリップ法を適用した解析コード TSURUGI を用いて不規則波中船体運動の時系列解析を行う。計算された各々の平均と標準偏差から信頼性指標および破壊確率を計算し、船体縦強度の安全性評価を実施するとともに、設計基準の差が安全性に及ぼす影響について考察する。

## 2. 解析対象船

4隻のパナマックス型バルクキャリアおよび4隻のアフライン型タンカーを信頼性解析の対象とした。これらの船の主要目をそれぞれ Table 1 および 2 に示す。また中央断面形状をそれぞれ Fig. 1 および 2 に示す。これらの船の主要目は船種毎にほぼ同じであるが、設計時期や適用規則は異なる。

### 2.1 バルクキャリア

バルクキャリアの場合、B1 船に対しては IACS による縦

\* (株) サノヤス・ヒシノ明昌

\*\* 大阪大学大学院工学研究科

\*\*\* 大阪大学工学部

強度要求統一 (UR) 以前の船級規則が適用されている。一方、B2 船には UR S11<sup>4)</sup>が適用されている。これに加え、積付状態やバラスト状態に対する設計条件が標準化された UR S25<sup>5)</sup>が、B3 船に適用されている。B4 船は、B3 船の船体形状はそのまま、板厚決定に CSR<sup>1)</sup>を適用したものである。

いずれもパナマックス型バルクキャリアの典型的な形状を有する船で、ホッパータンクからトップサイドタンク間が横肋骨方式の単船側構造となっている。各船とも縦強度部材には高張力鋼を全面的に採用しているが、使用箇所は各船で異なる。B4 船では、ほぼ全面的に降伏応力 355MPa 級の高張力鋼 (HT36) が使用されている。一方、他船では、上甲板とトップサイドタンク斜板上部および船側外板上部に HT36 が使用され、その他はすべて 315MPa 級 (HT32) が使用されている。パネルの板厚や防撓材などの各部材寸法は、船が新しくなるのに従って大きくなっている。

Table 1 Principal dimensions of four bulk carriers.

Ship	B1	B2	B3	B4
L (m)	217.000	217.000	219.000	219.000
B (m)	32.260	32.260	32.240	32.240
D (m)	18.300	19.300	19.900	19.900
Built year	1987	1999	2007	design stage
Design criteria	Old Class Rules	IACS UR S11	IACS UR S11, 25	IACS CSR

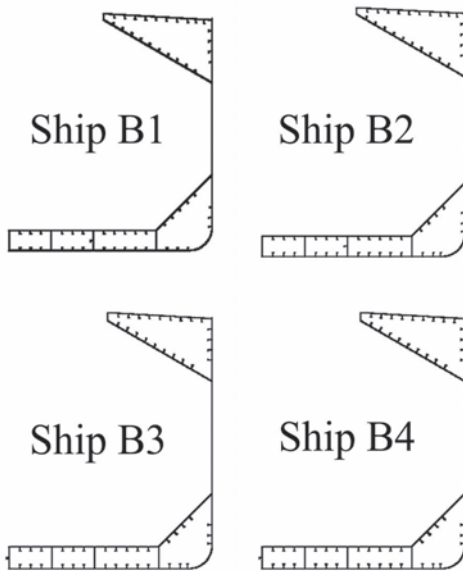


Fig.1 Half cross-sections of four bulk carriers.

2.2 タンカー

タンカーの場合、T1 船は古い船級規則を適用した単船殻の船であるが、T2, T3 船は MARPOL 73/78, Annex I, Regulation 13<sup>6)</sup>により二重船殻化が要求された後に設計・建造された船である。T4 船は、T3 船の船体形状はそのまま CSR<sup>2)</sup>を適用したものである。

T1 船のみが 2 つの縦通隔壁を有するシングルハルトンカ

一で、船体構造に軟鋼を使用している。他船は中心線上に 1 枚の縦通隔壁を有するダブルハルトンカーである。T2 船では、上甲板と船底部に HT32 が使用されている。一方、T3, T4 船では、上甲板には HT32 が、船底部には軟鋼が使用されている。

Table 2 Principal dimensions of four oil tankers.

Ship	T1	T2	T3	T4
L (m)	234.000	222.128	238.000	238.000
B (m)	41.600	42.000	44.000	44.000
D (m)	19.000	20.300	21.200	21.200
Built year	1981	1992	2003	Design stage
Design criteria	Old Class Rules	MARPOL 73/78 Double Hulls		IACS CSR

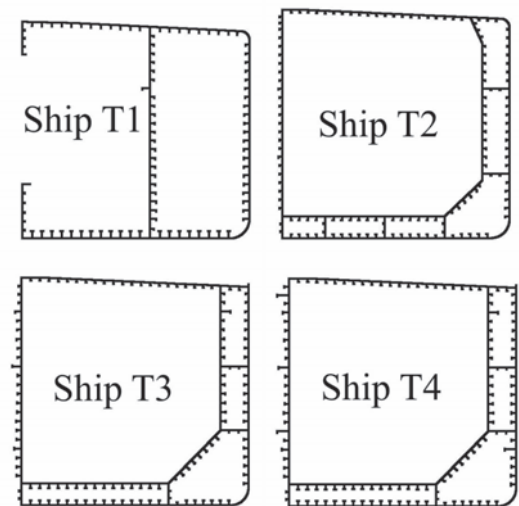


Fig.2 Half cross-sections of four oil tankers.

3. 縦曲げ最終強度

3.1 解析方法

Fig. 1 および 2 に示す横断面に対して、逐次崩壊解析を行った。解析には、Smith の方法<sup>3)</sup>に基づく解析コード HULLST<sup>7)</sup>を使用した。Smith の方法では、まず横断面を防撓材と板から成る要素に分割する。つぎに、降伏や座屈の影響を考慮して、各要素の軸圧縮・引張荷重下での平均応力～平均ひずみ関係をあらかじめ求める。逐次崩壊解析は下記の仮定に基づき、横断面に曲率を増分的に与えて実施する。

- (1) 逐次崩壊の間、断面は平面を保持する。
- (2) 隣接する要素間で相互影響は無い。
- (3) 各要素は、逐次崩壊解析を行う前に求めた平均応力～平均ひずみ関係に従って挙動する。

本方法は簡易計算法ではあるが、縦曲げモーメントが支配的な荷重となる場合、比較的正確な結果を与える計算法として知られている。

### 3.2 逐次崩壊挙動

パネルおよび防撓材の板厚として図面寸法を、また材料の降伏応力としては後出の Table 3 に示す平均値を用いて求めた各船の横断面の曲げモーメントと曲率の関係を Fig. 3 および 4 に示す。また、最終強度到達時における B1, T2 船の縦曲げ応力の分布を Fig. 5 および 6 に示す。○印は要素が座屈、△印は要素が引張降伏していることを表している。

サギング状態では、上甲板および船側外板等の上部が座屈崩壊して最終強度に達する。上部の座屈崩壊に伴って断面の中性軸位置が下方へ移動し、最終強度の時点で、引張側にある船底部に降伏は発生しない。一方、ホギング状態では、船底部が座屈崩壊し、上甲板および船側外板等の上部で引張降伏が発生する。全ての船において逐次崩壊の挙動は同様で、ホギングでの横断面の最終強度はサギングの場合に比べて高くなる。

バルクキャリアの場合、船が新しくなるのに従って横断面の縦曲げ最終強度は高くなるが、サギングでは B2 船よりも B1 船の方が高い最終強度となっている。B1 船には、IACS により縦強度要求が統一される以前の船級規則が適用されている。一方、B2 船には統一された縦強度要求が適用されている。その結果、B2 船の上甲板板厚の要求値が B1 船よりも僅かながら小さくなっており、上甲板の座屈崩壊強度が低下している。

タンカーの場合も、船が新しくなるのに従って、横断面の最終強度は高くなるが、サギングでは、T2, T3 船よりも古い T1 船の方が縦曲げ最終強度が高くなっている。ダブルハル構造の T2, T3 船の横断面は十分な断面係数を持つため、T1 船に比べて上甲板の板厚が薄くなっており、上甲板の座屈崩壊強度が低くなったのがその原因である。

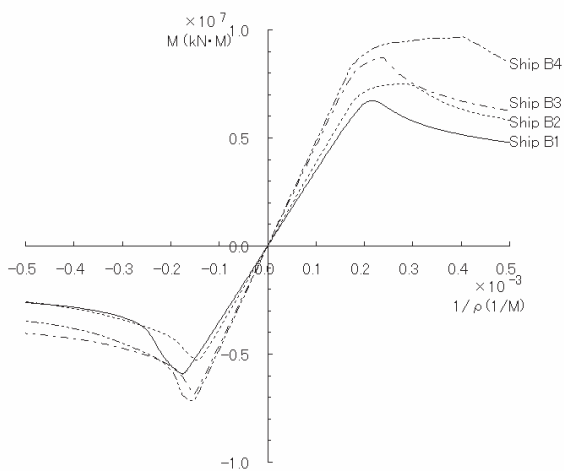


Fig.3 Moment-curvature relationships of cross-sections (Bulk carriers).

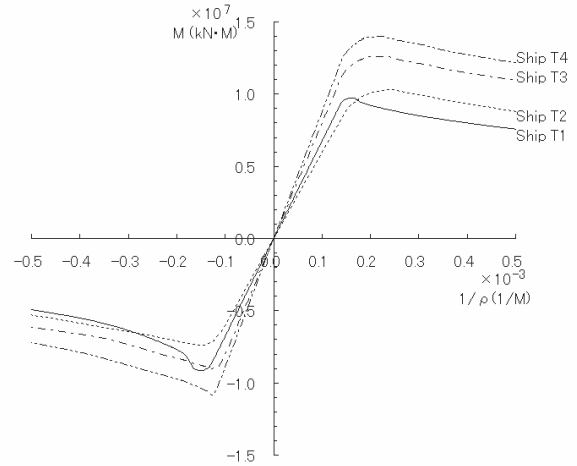


Fig.4 Moment-curvature relationships of cross-sections (Oil tankers).

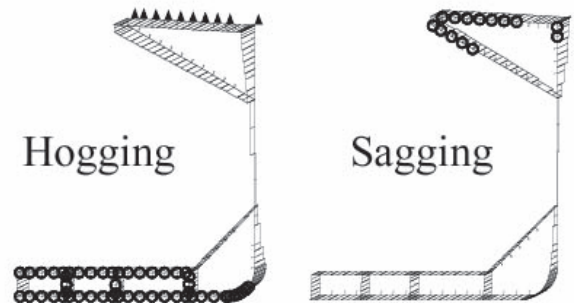


Fig.5 Stress distribution in cross-sections at ultimate hull girder strength (Ship B1).

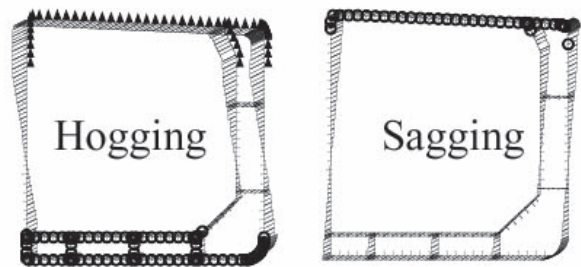


Fig.6 Stress distribution in cross-sections at ultimate hull girder strength (Ship T2).

### 3.3 設計変数

多くの設計変数が最終強度に影響を及ぼすものと考えられるが、それらの中でパネルの板厚と材料の降伏応力が最も高い感度を有している。しかしながら、最終強度の変動量に対して、降伏応力は大きく寄与するのに対して板厚が影響する割合は小さいことが、Kawabe ら<sup>8)</sup>によって確認されている。一方、Yamamoto ら<sup>9)</sup>は就航中の船舶を対象とし、腐食の影響に関して考察を加え、20 年間における腐食衰耗量の

平均値は原厚の約10%と推定されるが、腐食衰耗量のばらつきが船体縦曲げ強度へ及ぼす影響は小さく、これを考慮する必要がないことを確認している。また、初期たわみや溶接残留応力が縦曲げ最終強度の変動に寄与する割合も小さいことが前野<sup>10)</sup>によって確認されている。そこで、本論文で実施した信頼性解析では、板厚は図面寸法から一様に10%衰耗した確定量として取り扱い、降伏応力のみ、Table 3に示す性質を有する統計量として取り扱った。

Table 3 Mean values and assumed coefficient of variation of design variables.

Variables		Mean	COV (%)
$\sigma_{MS}$	yielding stress of mild steel	284 MPa	7.0
$\sigma_{HT32}$	yielding stress of HT32	363 MPa	7.0
$\sigma_{HT36}$	yielding stress of HT36	402 MPa	4.3

3.4 感度解析

1次近似2次モーメント法(FOSM法)を適用して最終強度の標準偏差を評価するには、設計変数に関する感度が必要である。標準化された感度はつぎのように計算される。

$$\bar{S}_i = \frac{\partial(M_u/\mu_{M_u})}{\partial(x_i/\mu_{x_i})} = \frac{(M_u^{+5\%} - M_u^{-5\%})/\mu_{M_u}}{(1.05\mu_{x_i} - 0.95\mu_{x_i})/\mu_{x_i}} \quad (1)$$

$$= \frac{(M_u^{+5\%} - M_u^{-5\%})}{0.1\mu_{M_u}}$$

ここで、 $M_u^{+5\%}$ と $M_u^{-5\%}$ は、変数をそれぞれ1.05倍および0.95倍して求めた縦曲げ最終強度である。

式(1)で計算した標準化された感度をTable 4および5にまとめる。材料の降伏応力に関する縦曲げ最終強度の感度は、鋼種の使用箇所によって異なる。サギング縦曲げの圧縮側となる上甲板に使用されている鋼種に関する縦曲げ最終強度の感度は、サギング時に高くなり、逆に船底部に使用されている鋼種に関する縦曲げ最終強度の感度は、ホギング時に高くなる。

Table 4 Sensitivities of ultimate hull girder strength (Bulk Carriers).

Ship		$\sigma_{MS}$	$\sigma_{HT32}$	$\sigma_{HT36}$
B1	Sag.	-	0.143	0.696
	Hog.	-	0.539	0.246
B2	Sag.	-	0.172	0.470
	Hog.	-	0.692	0.341
B3	Sag.	-	0.197	0.691
	Hog.	-	0.803	0.218
B4	Sag.	-	-0.010	0.751
	Hog.	-	0.003	0.897

Table 5 Sensitivities of ultimate hull girder strength (Oil Tankers).

Ship		$\sigma_{MS}$	$\sigma_{HT32}$	$\sigma_{HT36}$
T1	Sag.	1.001	-	-
	Hog.	0.997	-	-
T2	Sag.	-	0.829	0.045
	Hog.	-	0.411	0.285
T3	Sag.	0.002	0.998	-
	Hog.	0.034	0.959	-
T4	Sag.	0.002	0.994	-
	Hog.	0.029	0.959	-

3.5 縦曲げ最終強度の平均値と標準偏差

縦曲げ最終強度の平均値は設計変数の平均値を用いて計算され、次のように表せる。

$$\mu_{M_u} = M_u(\mu_{\sigma_{MS}}, \mu_{\sigma_{HT32}}, \mu_{\sigma_{HT36}}) \quad (2)$$

各設計変数は互いに独立であると仮定し、FOSM法を適用すると、縦曲げ最終強度の標準偏差は感度 $\partial M_u/\partial x_i$ と標準偏差 $\sigma_{x_i}$ を用いて、つぎのように求められる。

$$\sigma_{M_u}^2 = \sum \left( \frac{\partial M_u}{\partial x_i} \sigma_{x_i} \right)^2 \quad (3)$$

$$= \left( \frac{\partial M_u}{\partial \sigma_{MS}} \sigma_{\sigma_{MS}} \right)^2 + \left( \frac{\partial M_u}{\partial \sigma_{HT32}} \sigma_{\sigma_{HT32}} \right)^2 + \left( \frac{\partial M_u}{\partial \sigma_{HT36}} \sigma_{\sigma_{HT36}} \right)^2$$

縦曲げ最終強度の平均値と標準偏差をTable 6にまとめる。

Table 6 Mean value and standard deviation of ultimate hull girder strength.

Ship		Mean (KN-M)	Standard deviation (KN-M)	COV (%)
B1	Sag.	5,138,299	162,116	3.155
	Hog.	5,851,946	229,174	3.916
B2	Sag.	4,496,783	105,823	2.353
	Hog.	6,625,914	335,434	5.062
B3	Sag.	5,955,330	195,137	3.277
	Hog.	7,603,041	433,485	5.701
B4	Sag.	6,172,885	199,443	3.231
	Hog.	8,570,004	330,630	3.858
T1	Sag.	8,204,811	575,160	7.010
	Hog.	8,623,253	601,880	6.980
T2	Sag.	6,440,337	374,120	5.809
	Hog.	8,936,986	279,746	3.130
T3	Sag.	8,112,384	566,533	6.984
	Hog.	11,342,626	761,893	6.717
T4	Sag.	8,984,390	625,382	6.961
	Hog.	12,413,240	834,022	6.719



4. 極限波浪縦曲げモーメント

4.1 静水曲げモーメント

静水曲げモーメントに関しては、典型的な満載状態で発生する静水曲げモーメントを仮定した。また、バルクキャリアの積荷の状態として、均等積みおよび隔倉積みの2条件を想定した。各船の船体中央部での静水曲げモーメントを Table 7 にまとめる。この値は実際の積み付けで生じる曲げモーメントであるが、船級規則<sup>2)</sup>を参考として、静水中曲げモーメントはこれを平均値とし、この10%をばらつきとする正規分布で表される統計量であると仮定した。

Table 7 Assumed still-water bending moment.

Ship		Still-water bending moment (KN-M)
B1	Homo.	162,483 (in Sag.)
	Alt.	1,224,180 (in Hog.)
B2	Homo.	217,458 (in Sag.)
	Alt.	785,752 (in Hog.)
B3, B4	Homo.	199,859 (in Sag.)
	Alt.	1,296,058 (in Hog.)
T1	Full	780,425 (in Hog.)
T2	Full	489,990 (in Sag.)
T3, T4	Full	144,835 (in Hog.)

4.2 極限波曲げモーメント推定のための最悪海象

縦曲げ崩壊発生の可能性を検討するとき、船体に作用する極限波浪荷重の推定が必要となる。一般に極限波浪荷重は海象に比例する。従って、極限波浪荷重は、船舶が実際に航行する最も厳しい海象中で発生することになる。

ここでは、最も厳しい海象を決定するものとして、甲板冠水、船首船底スラミング、船体縦揺れの3種類のパラメータを考慮した。これらのパラメータは、船体縦曲げ最終強度評価で必要となる波浪縦曲げモーメントと相関が強く、実際に乗組員が荒天航行時の自船の安全性を確保するために、優先度の高いものである。これらのパラメータの閾値を、ITTCで提案された運航限界を参考にして設定した<sup>11)</sup>。甲板冠水は、船首の波面に対する相対運動振幅が船首での乾舷高さを超える状態と定義し、その発生確率が1/25となることを運航限界と考えた。船首船底スラミングは、船首船底が露出し再び水面に衝突する際の相対速度が限界値  $v_{cr} = 0.09\sqrt{gL}$  以上になることを条件とし、その発生確率1/12.5を運航限界とした。船体縦揺れは、その角度3.5deg.を運航限界とした。

波周期と出会い角の様々な組み合わせを想定し、規則波中での船体運動解析を実施して得られた短期予測の結果から、最大有義波高と平均波周期との関係を求めた。一般に、荒天中では通常の船速を維持できない。そこで、船速を0 kt<sup>12)</sup>として非線形船体応答解析を実施した。

Fig.7 および 8 に計算結果の例を示す。これらの図は、甲板冠水、船首船底スラミング、船体縦揺れのパラメータから決定した様々な出会い角に対する最大有義波高を示している。船首楼を有する B3 および B4 船は船体縦揺れ、その他の船では甲板冠水が最も厳しい不規則波短期海象を与えることが分かった。また船首での乾舷高さによって限界波高に差が見られた。得られた各船の最悪短期海象を Table 8 にまとめる。同一船型であるため、B3 と B4 船および T3 と T4 船の値は同じである。

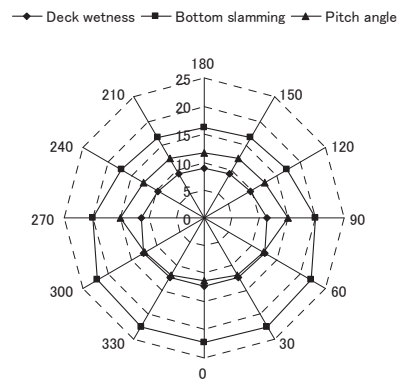


Fig.7 Polar diagram of maximum significant wave height with respect to heading angle (Ship B1, homogeneous loading).

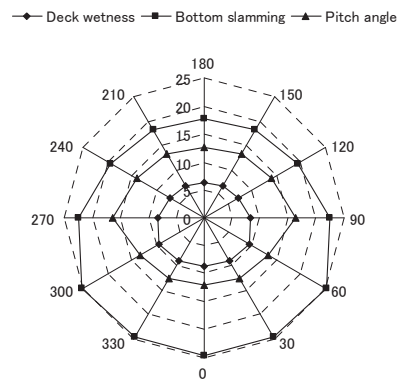


Fig.8 Polar diagram of maximum significant wave height with respect to heading angle (Ship T1, full loading).

Table 8 Limit significant wave height.

Ship		Parameter	Heading angle (deg.)	Mean wave period (sec.)	Limit significant wave height (M)
B1	Homo.	Deck wetness	180	9	8.826
	Alt.	Deck wetness	180	9	6.946
B2	Homo.	Deck wetness	180	9	9.211
	Alt.	Deck wetness	180	9	8.873
B3, B4	Homo.	Pitching angle	0	12	11.717
	Alt.	Pitching angle	0	12	11.313
T1	Full	Deck wetness	180	9	6.326
T2	Full	Deck wetness	180	9	6.997
T3, T4	Full	Deck wetness	180	9	11.870

4.3 最悪不規則波短期海象下での極限波浪曲げモーメントの確率分布

極限波浪曲げモーメントを推定するために、最も厳しい不規則波短期海象を仮定して、船体運動の時系列解析を実施した。計算には、大運動非線形ストリップ法に基づいた解析コード TSURUGI<sup>13)</sup>を用いた。

Fig. 9は、最も厳しい不規則波短期海象下での中央断面における波浪曲げモーメントの時系列解析結果の一例である。正值はホギングの曲げモーメントに、負値はサギングの曲げモーメントに対応している。船体上下方向運動に伴う排水量変化の非線形性により、荒天中はサギングとホギングでの曲げモーメントの振幅が異なる。

ゼロクロス周期におけるホギングとサギングの極値統計解析を行った。Fig. 10にその度数分布の例を示す。

この度数分布は、ワイブル確率分布関数で近似され、スケール係数  $\alpha$  と形状係数  $\beta$  を用いて次式の関数形で表される。

$$Q(M) = \exp\left\{-\left(\frac{M}{\alpha}\right)^\beta\right\} \quad (4)$$

船が最も厳しい不規則波短期海象中で  $N$  回の波浪曲げモーメントに遭遇するとき、その最大値  $M_N$  もランダムな値となり、つぎのような確率分布で書き表される。

$$Q(M_N) = [Q(M)]^N \quad (5)$$

極値統計論に従うと、最大値  $M_N$  の平均  $m_N$  と標準偏差  $\sigma_N$  は次のようになる。

$$m_N = u_N + \frac{\gamma}{\alpha_N} \quad (6)$$

$$\sigma_N = \frac{\pi}{\sqrt{6}\alpha_N} \quad (7)$$

ここで、

$$u_N = \alpha \{\ln(N)\}^{1/\beta}, \quad \alpha_N = \frac{\beta u_N^{\beta-1}}{\alpha^\beta}, \quad \gamma = 0.5772 \text{ (Euler 定数)} \quad (8)$$

各船について  $N=1000$  回波に出会う中の中央断面での最大曲げモーメントの平均と標準偏差を Table 9 にまとめる。 $N=1000$  としたのは、最悪短期海象の中で  $1/1000$  最大値がおよそ長期分布の超過確率  $10^{-8}$  の最大値に近似できるためである。これらの船の主要目は船種毎に同程度だが、限界波高の大小によって最大曲げモーメントの値に差が見られ、そのばらつきは 10%前後となった。

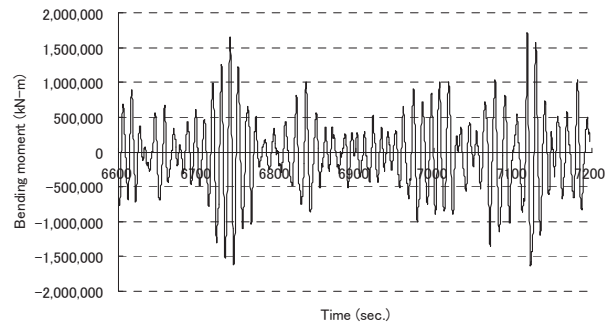


Fig.9 An example of time history of wave-induced bending moment at mid-ship (Ship B1; homogeneous loading).

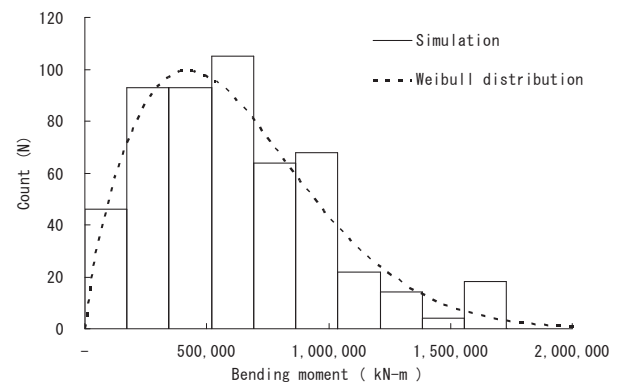


Fig.10 Histogram of hogging bending moment in most severe short-term irregular wave condition (Ship B1; homogeneous loading).

Table 9 Mean and standard deviation of maximum bending moment.

Ship			Mean (KN-M)	Standard deviation (KN-M)	COV (%)
B1	Homo.	Sag.	2,205,994	248,968	11.286
		Hog.	2,215,216	226,425	10.221
	Alt.	Sag.	1,670,937	164,641	9.853
		Hog.	1,597,598	162,473	10.170
B2	Homo.	Sag.	2,423,384	247,055	10.195
		Hog.	2,316,965	234,743	10.132
	Alt.	Sag.	2,426,837	255,982	10.548
		Hog.	2,257,144	230,300	10.203
B3, B4	Homo.	Sag.	3,345,956	287,874	8.604
		Hog.	3,593,658	328,243	9.134
	Alt.	Sag.	3,238,615	303,776	9.380
		Hog.	3,769,031	336,297	8.923
T1	Full	Sag.	1,995,599	215,908	10.819
		Hog.	1,847,282	190,442	10.309
T2	Full	Sag.	2,128,436	230,937	10.850
		Hog.	2,316,965	234,743	10.132
T3, T4	Full	Sag.	5,671,367	636,904	11.230
		Hog.	4,674,975	492,501	10.535

### 5. 信頼性解析

得られた結果を用いて信頼性解析を実施した。限界状態を示す関数 ( $Z$ ) は最終強度 ( $M_u$ ) と極限荷重 ( $M_d=M_s+M_w$ ) の差として定義される。

$$Z = M_u(x_1, x_2, x_3) - M_d(x_4, x_5) \quad (9)$$

ここで、 $x_1, x_2, x_3, x_4, x_5$  はそれぞれ、MS の降伏応力、HT32 の降伏応力、HT36 の降伏応力、波浪曲げモーメント、静水曲げモーメントを表わす変数である。

FOSM 法を適用すると、信頼性指標  $\beta_0$  と崩壊確率  $P_f$  は次式で表される。

$$\beta_0 = \frac{M_u - M_d}{\sqrt{\sigma_u^2 + \sigma_d^2}} \quad (10)$$

$$P_f = 1 - \Phi(\beta_0) \quad (11)$$

ここで、 $M_u, M_d$  は最終強度および極限荷重の平均値、 $\sigma_u, \sigma_d$  は最終強度および極限荷重の分散である。また、 $\Phi(\cdot)$  は正規分布関数を表す。

極限荷重は静水曲げモーメントと波浪曲げモーメントの和であり、後者は二重指数分布に従う変数として得られている。しかし FOSM を適用し崩壊確率を求める場合に必要量はそれぞれの平均と分散のみであり、各確率変数の従う分布形状が無視される欠点がある。

そこで、本研究ではこれを改善した First Order Reliability Method (FORM) <sup>14)</sup> を適用した信頼性解析も実施した。まず、式(9)で表される限界状態関数を、応答曲面法を用いて平均値周りに各確率変数に関する次式のような二次形式で近似する。

$$\begin{aligned} Z &= M_u(x_1, x_2, x_3) - M_d(x_6, x_7) \\ &= a + bx^2 + x^2Cx \end{aligned} \quad (12)$$

ここで、 $a$  は未定定数、 $b$  は未定係数ベクトル、 $C$  は未定係数マトリックスを表す。

この二次形式で表される限界状態関数に関して FORM を適用することで、信頼性指標と設計点が得られる。FORM では、信頼性指標  $\beta_1$  は正規化した空間座標系において原点から限界状態関数までの最小の距離として定義される。最小値を与える点を設計点と呼び、次式的最適問題を解くことになる。

$$\beta_1 = \min \{ \|u\|, G(u) = 0 \} \quad (13)$$

ここで、 $u$  は正規空間における変数を構成するベクトルである。 $G(u)$  は変換された空間における限界状態関数であり、 $G(u) < 0$  は崩壊の発生を表す。

ところで、FORM では限界状態関数は設計点周りで精度良く得られている必要がある。そこで、限界状態関数を、上で得られた設計点周りに各確率変数に関する二次形式で再度近似して、FORM を適用する。この操作を、信頼性指標と設計点について収束が得られるまで反復する。

限界状態関数は各変数に関して線形とする必要はなく、反復計算を行うたびに正規分布に従わない各変数の確率分布を設計点周りで正規化していくことで、設計点と信頼性指標の計算において各変数の確率分布形状の影響を考慮できる。

### 6. 考察

FOSM 法および FORM を適用して求めた信頼性指標と崩壊確率をまとめて Table 10 および 11 に示す。また両手法による崩壊確率を比較した結果を Fig. 11 に示す。横軸は FOSM 法による信頼性指標を、縦軸は両手法による崩壊確率を表す。信頼性指標が高くなるにつれ両者の差も大きくなり、信頼性指標が約 3.5 を超えると、得られる崩壊確率の桁数にも違いが見られ、差は無視できないものとなる。船体縦曲げ崩壊に対する崩壊確率を計算する場合、その値は非常に小さなものとなり、高い精度 (有効数字よりも桁数) が要求される。従って、非線形で崩壊確率が小さい船体縦曲げ崩壊のような限界状態関数については、FOSM 法よりも FORM を適用すべきであり、以下においては、FORM を適用して求めた結果に基づいて、設計基準の差が縦曲げ最終強度の観点から見た船体構造の安全性に及ぼす影響について考察する。

バルクキャリアおよびタンカーに共通して、比較的古い船 (B1, B2, T1, T2 船) では崩壊確率は低いものとなり、信頼性指標は約 4.5 以上の値となった。一方、新しい B3, T3 船ではこれに比べて崩壊確率が高くなり、B3 船で  $10^{-5}$  レベル、T3 船で  $10^{-3}$  レベルとなる状態が見られた。船が新しくなるに従って様々な要件が船級規則に新たに追加され、その結果、縦曲げ最終強度は高くなって来る。一方、船首楼の設置あるいは満載状態での浅喫水化によって運航可能な海象が拡がり、船体に作用する最大曲げモーメントも大きくなって来る。結果的には、対象とした船の中で、B3 船で約 3.9、T3 船で約 2.8 と、より新しい船が最も低い信頼性指標を示した。船首楼の設置によって甲板冠水に対する安全性は増し、また、浅喫水化によって入出港可能な港の制限も少なくなるが、運航限界の甲板冠水や船首船底スラミング、船体縦揺れの閾値

が同じであればより高い波を許容することになり、逆に縦曲げ強度の観点から見ると厳しい荷重条件となっている。CSRに基づいて設計されたB4, T4船は、B3, T3船と同じ最大曲げモーメントであるが、さらに大きな縦曲げ最終強度を有するため、信頼性指標は向上している。

ここで、Mansour<sup>15)</sup>は商船に対して信頼性指標を計算し、船体縦曲げ崩壊に対する信頼性指標の目標設計値は3.5程度とすることが妥当であると述べている。また、CSRも、許容崩壊確率を $10^{-3}$ から $10^{-4}$ 程度として安全係数を設定<sup>16)</sup>している。

これらの提案によれば、ここで解析したバルクキャリアおよびタンカーは十分に安全であると言える。タンカーのサギング状態では、提案値を下回る信頼性数値となる船(T3船)があるが、本船に対してCSRを適用すると(T4船)、信頼性指標は妥当な値になる。またCSRに基づき設計されたバルクキャリア(B4船)は、縦曲げ強度の観点からすると十分過ぎる縦曲げ最終強度を有していることになる。

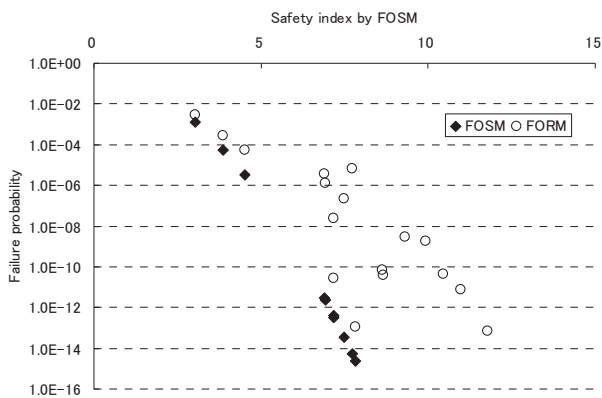


Fig.11 Reliability indices and probabilities of failure.

### 7. 結言

本論文では、設計時期が異なるため設計基準が異なる4隻のパナマックス型バルクキャリアおよび4隻のアフラマックス型タンカーに対して信頼性解析を行い、縦曲げ崩壊に対する安全性レベルを評価した。具体的には、Smithの法を適用して逐次崩壊解析を行い、縦曲げ最終強度と感度を求めると共に、ストリップ法を適用して不規則波短期海象中の船体運動の非線形時系列解析を実施して、船体に作用する極限荷重を推定した。これらの結果を用いて、満載状態における崩壊確率と信頼性指標を計算した。その結果、船が新しくなるに従って、サギング状態でのB1船およびT1船を除き縦曲げ最終強度は高くなること、一方、船首楼設置の義務化などにより運航可能な海象が広がり、船体に作用する最大曲げ

Table 10 Reliability indices and probabilities of failure by FOSM.

Ship			Reliability index	Probability of failure
B1	Homo.	Sag.	9.309	$<10^{-50}$
		Hog.	11.778	$<10^{-50}$
	Alt.	Sag.	17.942	$<10^{-50}$
		Hog.	9.888	$<10^{-50}$
B2	Homo.	Sag.	6.883	$2.931 \times 10^{-12}$
		Hog.	11.040	$<10^{-50}$
	Alt.	Sag.	9.918	$<10^{-50}$
		Hog.	8.646	$<10^{-50}$
B3	Homo.	Sag.	6.917	$2.308 \times 10^{-12}$
		Hog.	7.736	$5.107 \times 10^{-15}$
	Alt.	Sag.	10.461	$<10^{-50}$
		Hog.	4.502	$3.366 \times 10^{-6}$
B4	Homo.	Sag.	7.489	$3.464 \times 10^{-14}$
		Hog.	11.100	$<10^{-50}$
	Alt.	Sag.	10.965	$<10^{-50}$
		Hog.	7.166	$3.856 \times 10^{-13}$
T1	Full	Sag.	11.287	$<10^{-50}$
		Hog.	9.426	$<10^{-50}$
T2	Full	Sag.	8.639	$<10^{-50}$
		Hog.	19.297	$<10^{-50}$
T3	Full	Sag.	3.033	$1.210 \times 10^{-3}$
		Hog.	7.189	$3.264 \times 10^{-13}$
T4	Full	Sag.	3.873	$5.366 \times 10^{-5}$
		Hog.	7.839	$2.220 \times 10^{-15}$

Table 11 Reliability indices and probabilities of failure by FORM.

Ship			Reliability index	Probability of failure
B1	Homo.	Sag.	5.819	$2.966 \times 10^{-9}$
		Hog.	7.394	$7.105 \times 10^{-14}$
	Alt.	Sag.	10.722	$<10^{-50}$
		Hog.	7.881	$<10^{-50}$
B2	Homo.	Sag.	4.482	$3.690 \times 10^{-6}$
		Hog.	7.923	$<10^{-50}$
	Alt.	Sag.	5.903	$1.783 \times 10^{-9}$
		Hog.	6.505	$3.874 \times 10^{-11}$
B3	Homo.	Sag.	4.704	$1.273 \times 10^{-6}$
		Hog.	4.361	$6.471 \times 10^{-6}$
	Alt.	Sag.	6.492	$4.228 \times 10^{-11}$
		Hog.	3.876	$5.299 \times 10^{-5}$
B4	Homo.	Sag.	5.042	$2.298 \times 10^{-7}$
		Hog.	7.947	$<10^{-50}$
	Alt.	Sag.	6.744	$7.729 \times 10^{-12}$
		Hog.	5.466	$2.295 \times 10^{-8}$
T1	Full	Sag.	10.732	$<10^{-50}$
		Hog.	9.792	$<10^{-50}$
T2	Full	Sag.	6.421	$6.757 \times 10^{-11}$
		Hog.	10.640	$<10^{-50}$
T3	Full	Sag.	2.765	$2.843 \times 10^{-3}$
		Hog.	6.552	$2.831 \times 10^{-11}$
T4	Full	Sag.	3.440	$2.912 \times 10^{-4}$
		Hog.	7.332	$1.131 \times 10^{-13}$



モーメントも大きくなることが明らかになった。このように強度と荷重の両方が高くなる中、信頼性解析の結果に基づくと、新しい船の方が高い崩壊確率となるものの、これらの船は十分に安全であると判断された。さらに、これらの船もCSRを適用すると、十分過ぎるほど安全レベルは向上することが確認できた。

### 参 考 文 献

- 1) IACS : Common Structural Rules for Bulk Carriers, 2006.
- 2) IACS : Common Structural Rules for Double Hull Oil Tankers, 2006.
- 3) Smith, CS : Influence of Local Compressive Failure on Ultimate Longitudinal Strength of a Ship's Hull, Proc Int Symp On Practical Design in Shipbuilding, Tokyo, Japan, 1977, pp.73-79.
- 4) IACS : Longitudinal Strength Standard, Requirements Concerning Strength of Ships, 1998, pp.S11 1-12.
- 5) IACS : Harmonised Notations and Corresponding Design Loading Conditions for Bulk Carriers, Requirements Concerning Strength of Ships, 2002, pp.S25-1-7.
- 6) Prevention of oil pollution in the event of collision or stranding, MARPOL 73/78, Annex I Regulation 13F, 1992.
- 7) Yao, T and Nikolov, PI : Progressive Collapse Analysis of a Ship's Hull under Longitudinal Bending (2nd Rep), 日本造船学会論文集, 第 172 号, 1992, pp.437-446.
- 8) Kawabe, H, Ohtani, H, Maeno, Y, Fujii, Y, Iijima, K and Yao, T : Probabilistic Assessment of Ultimate Hull Girder Strength in Longitudinal Bending, Proc. The 15th ISOPE Conf., Seoul, Korea, 2005, pp.737-744.
- 9) Yamamoto, N and Yao, T : Hull Girder Strength of a Tanker under Longitudinal Bending considering Strength Diminution due to Corrosion, ICOSAR, 2001.
- 10) 前野嘉孝 : 船体の縦曲げ最終強度解析法の精密化とその安全性評価に関する研究, 大阪大学大学院工学研究科船舶海洋工学専攻博士論文, 2005.
- 11) 竹川正夫, 池渕哲郎, 松本光一郎 : 船舶設計と耐候性研究, 運動性能委員会第 11 回シンポジウム, 日本造船学会, 1994, pp.33-91.
- 12) IACS : Guidelines and Recommendations No.34 Standard Wave Data (Rev.1 Corr.), 2001
- 13) Fujino, T and Bum, SY : A Study on Wave Loads Acting on a Ship in Large Amplitude Waves (2nd rep.), 日本造船学会論文集, 第 157 号, 1984, pp.155-167.
- 14) Iijima K, Fujii Y, Yao T : Practical reliability assessment of ship's hull girder in longitudinal bending, Proc. of MARSTRUCT, Glasgow, UK, 2007, pp. 539-546.
- 15) Mansour AE et.al. : Assessment of reliability of existing ship structures, Ship Structure Committee Report No.SSC-398, 1997.
- 16) 日本海事協会 : 日本海事協会誌, No.276, 2006.