

科学研究費助成事業（科学研究費補助金）研究成果報告書

平成25年5月20日現在

機関番号：24403

研究種目：基盤研究（C）

研究期間：2010～2012

課題番号：22560799

研究課題名（和文） 構造信頼性解析を用いた設計不規則波による船体構造設計法の検討

 研究課題名（英文） Investigation of Ship Structural Design Method by Means of
Structural Reliability Approach and Design Irregular Wave Method

研究代表者

深澤 塔一（FUKASAWA TOICHI）

大阪府立大学・大学院工学研究科・教授

研究者番号：80143171

研究成果の概要（和文）：本研究は、不規則海象中での船体構造設計法に設計不規則波を用いることを前提として応答値の確率・統計的な検討を行い、より精度の高い設計法を提案することを目的とする。不規則波中で船体に発生する応力は、波浪との出合周期で変動する波浪変動成分と船体の固有振動数で変動する弾性振動成分が重畳した応力として現れる。ここでは、不規則波中の最大応答値の確率分布形状について検討を行い、さらに疲労被害度に対する弾性振動成分の影響について検討を行った。

研究成果の概要（英文）：This study aimed to examine the statistical characteristics of ship response in irregular sea way on the assumption that the design irregular wave method is used in the hull structural design and to propose a more accurate structural design method. Stresses generated in the hull-girder of a ship in irregular waves appear as the superposition of the flexible vibration component that varies in the natural frequency of the hull on the hydrodynamic component varying in encounter period with the waves. In the research, the probability distribution pattern of maximum response of a ship in irregular wave is investigated and the effect of flexible vibration component on the fatigue damage is clarified.

交付決定額

（金額単位：円）

	直接経費	間接経費	合計
2010年度	1,300,000	390,000	1,690,000
2011年度	1,000,000	300,000	1,300,000
2012年度	1,100,000	330,000	1,430,000
年度			
年度			
総計	3,400,000	1,020,000	4,420,000

研究分野：工学

科研費の分科・細目：総合工学・船舶海洋工学

キーワード：船体構造設計・弾性振動・最大応答・確率分布・疲労強度・マイナー則

1. 研究開始当初の背景

船体構造設計においては、近年、船舶の安全性をより高めるための基本的な考え方としてIMO（国際海事機関）が提唱するGBS（ゴールベーススタンダード）に基づき、

IACS（国際船級連合）がRobust Ship（頑丈な船）を目指すCSR（共通構造規則）の検討を始め、2005年にはタンカーとバルクキャリアに対するルールをリリースした。このような船体構造設計法における考え方の基礎

となっているのは「構造信頼性解析」であり、荷重や強度における不確定要因を抽出し、可能な限り現実に近い構造強度評価を実施するために、FORM（一次近似信頼性手法）などの信頼性解析手法を用いて破損確率や安全性指標を用いた安全性評価が行われるようになった。

従来の船体構造解析では、船体応答の非線形性を的確に考慮できる設計波を用いた方法がしばしば用いられている。この設計波法においては、通常、等価規則波を仮定した「設計規則波」が用いられるが、実際の波浪は規則波ではないため、精度的に限界がある。この弱点を克服する方法として、研究代表者の深澤は「設計不規則波」の基本概念を提案した。「設計不規則波」とは、その中での船体応答が最大となるように、線形計算により得られる応答の位相を利用して各素成波の位相を定めた不規則波である。応答の位相を用いて設計波を定めるという考え方は、MLER法など、計算手順等に違いはあるもののヨーロッパでも提案されており、その有効性が認められている。「設計不規則波」は、これまでに、船体に作用する最大曲げモーメントや最大応力の推定に有効であることが示されているが、「構造信頼性解析」に必要な設計不規則波の発生確率などの統計的なバックグラウンドが稀薄である、という問題が残されていた。

2. 研究の目的

船体構造の安全性に関して、しばしば損傷の可能性が強調されているものの、「健全な」実績船では大きな損傷はほとんど起こっていない。この理由を調べ、船体構造設計に反映させるためには、「設計不規則波」のような現実に起こり得る波浪中で、船体の最大応答を、非線形性を考慮して、検討する必要がある。本研究では、「設計不規則波」を用いた解析法を前提として確率・統計的な検討を行い、現在主流となっている「構造信頼性解析」において「設計不規則波」を用いる場合の統計的性質を提供し、船体構造設計法の高精度化と船舶安全性の向上に貢献することを目的とする。

3. 研究の方法

近年、コンテナ船の大型化によって、船体の強度評価における弾性振動の影響が設計段階で懸念されている。これはコンテナ船の大型化に伴い船体の縦曲げ剛性が低下し、ホイッピングやスプリングなどの波浪中弾性振動が生じやすくなり、これが応力範囲を拡大させ、応力変動の繰り返し数も増加するためである。

ところで、縦曲げ応力のピーク発生の確率分布はワイブル分布で近似されることが知

られているが、弾性振動が発生した場合でもピーク分布にワイブル分布が適用できるのかなど、その分布形状については明確になっていない。一方、船体の疲労被害度は主にマイナー則によって算出されているが、スラミングによってホイッピングなどの弾性振動が発生すると、負荷応力の時系列データにおいて高周波成分と低周波成分の重畳現象が見られるようになり、小さな応力振幅が多数発生する。それゆえ応力ピークのカウント法に重畳部分の小さな応力振幅の影響が生じ、マイナー則によって算出される疲労被害度が大きくなると考えられる。

このような現状を考慮して、本研究では、短期海象中における船体運動の非線形シミュレーションを行い、得られた船体応答結果から船体中央部での縦曲げモーメントの時系列データを対象として、モーメントのピークを算出する。そして、得られたモーメントピークの分布形状に対するワイブル分布近似やその分布形状について統計的な検討を行う。また、疲労被害度の計算では、モーメントのピーク値を応力に換算し、レインフロー法によって応力振幅とその繰り返し回数を計算する。得られた応力振幅の繰り返し回数からマイナー則を用いて疲労被害度を計算し、弾性振動の影響による疲労被害度の変化や海象毎の弾性振動の影響について検討を行う。

(1) ワイブル分布

船体縦曲げモーメントのピークの発生の分布は、(1)式で表されるワイブル分布で近似される。

$$F_n(x) = \exp\left[-\left(\frac{x}{\alpha}\right)^\beta\right] \quad (1)$$

(1)式において、 α は尺度パラメータ、 β は形状パラメータと呼ばれるものである。両パラメータの決定は、(1)式を自然対数を二回とることで $\ln\{-\ln\{F_n(x)\}\}$ と $\ln(x)$ の一次関数となり、両者の最小二乗近似直線の傾きと切片から求めることができる。

$$\ln\{-\ln\{F_n(x)\}\} = \beta\{\ln(x) - \ln(\alpha)\} \quad (2)$$

(2) マイナー則による疲労損傷解析

疲労強度解析において最も幅広く利用されているのがマイナー則である。構造部材において、応力振幅 σ_i の荷重が N_i 回負荷されて破断する時、この応力振幅が n_i 回負荷された際の疲労被害度 D は(3)式のように表される。そして疲労被害度 D を荷重が負荷される度に足し合わせていき、最終的に $D = 1.0$ を越えた時に破壊が起こるとされる。

$$D = \sum_i \frac{n_i}{N_i} \quad (3)$$

Significant Wave Height Hs [m]	Average Zero-Upcrossing Wave Period Tz [s]																	
	1.5	2.5	3.5	4.5	5.5	6.5	7.5	8.5	9.5	10.5	11.5	12.5	13.5	14.5	15.5	16.5	17.5	18.5
0.5			5	3	2	2	2	3	4	5								
1.5			4	2	1	1	1	2	3	4	4	5						
2.5			5	3	2	1	1	1	2	2	3	3	4	5				
3.5			3	2	1	1	1	1	2	2	2	3	4	4	5			
4.5			4	3	2	1	1	1	2	2	2	3	3	4	5			
5.5			5	3	2	2	2	2	2	3	3	3	4	5				
6.5			4	3	2	2	2	2	2	3	3	3	4	5	5			
7.5			5	3	2	2	2	2	2	3	3	3	4	5	5			
8.5			5	4	3	3	2	2	3	3	3	4	4	5	5			
9.5			4	3	3	3	3	3	3	3	3	4	4	5	5			
10.5			5	4	3	3	3	3	3	4	4	4	4	5	5			
11.5				5	4	4	4	4	4	4	4	4	4	5	5			
12.5				5	4	4	4	4	4	4	4	4	4	5	5			
13.5					5	4	4	4	4	4	4	4	4	5	5			
14.5						5	5	5	5	5	5	5	5	5	5			
15.5								5	5	5	5	5	5	5	5			
16.5										5	5	5	5	5	5			

Fig.1 Order of occurrence probability of short-term sea state in IACS North-Atlantic wave scatter diagram

(3) 短期海象の発生確率

船の一生を 25 年, 一つの短期海象の継続時間を 3 時間と仮定すると, ある一つの短期海象の発生の確率は次のようになる。

$$Q = \frac{3\text{hours}}{25\text{years} \times 365\text{days} \times 24\text{hours}} \quad (4)$$

$$= 1.37 \times 10^{-5}$$

(4)式は, 船が一生で遭遇する短期海象の総数が 10^5 であることを示しており, K を各短期海象の発生のオーダーとすると, K は(5)式として与えられる。

$$K = \text{Integ}\{e^{-\log_{10}(Q)}\} \quad (5)$$

(5)式において Q は海象の発生確率を表しており, K はそのオーダーの整数値をとったものである。Fig. 1 は, 有義波高と平均波周期によって与えられる, IACS の長期波浪発現頻度分布表における各海象の発生確率をそのオーダー, つまり K の値で整理した際の分布の表である。また, Fig.1 において, 横軸はゼロ・アップクロス平均波周期 T_z , 縦軸は有義波高 H_s となっている。

(4) 船体応答シミュレーション

本研究で用いる船は, 船長 $L \times$ 船幅 $B \times$ 型深さ D - 喫水 $d = 280.0[\text{m}] \times 42.8[\text{m}] \times 24.5[\text{m}] - 14.2[\text{m}]$ のポストパナマックスコンテナ船とし, 船速は $15.27[\text{knot}]$ とする。弾性振動を考慮する場合は, 船体応答シミュレーションにおいて対象船を一本の弾性梁とみなして行なう。

また, 船体応答の計算にあたっては, 非線形船体応答シミュレーションプログラム TSLAM を用いた。TSLAM は, 非線形ストリップ法による時刻歴のシミュレーションプログラムであり, スラミングによって誘起される弾性振動のような非線形の船体応答

を考慮することが可能である。また, 今回の船体応答のシミュレーションでは, 一つの短期海象中での船体応答の計算時間を, 短期海象の継続時間である 3 時間として, 計算を行う。

Table 1 Target sea state

T_z [s]	H_s [m]
7.5	10.5
8.5	12.5
9.5	13.5
10.5	14.5
11.5	15.5
12.5	15.5
13.5	14.5
14.5	14.5
15.5	13.5
16.5	10.5

4. 研究成果

(1) 縦曲げモーメントピークに対する統計的検討

船体応答シミュレーションを Table 1 に示す 10 通りの海象で行った。海象毎の船体応答の結果に対して, ゼロ・アップクロスピークで縦曲げモーメントのピークを算出した。また, ピーク値の発生回数をカウントする際のモーメントのきざみを $100[\text{MNm}]$ 毎とし, ホギング, サギングそれぞれの曲げモーメントに対してヒストグラムを作成し, ワイブル分布での近似を行った。この結果, 弾性振動を含まない場合, モーメントピークのヒストグラムはワイブル分布で近似でき, この時の形状パラメータはホギング側で $\beta=1.7\text{-}2.3$, サギング側で $\beta=1.4\text{-}2.0$ となった。

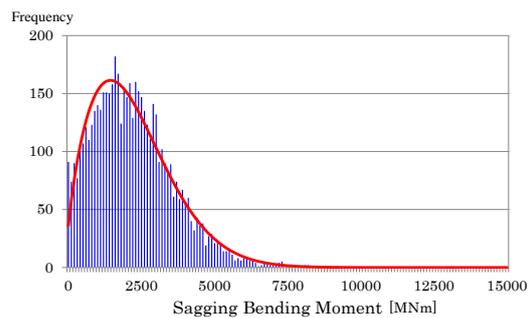


Fig.2 Histogram of vertical bending moment in sagging side ($H_s=10.5[\text{m}]$, $T_z=7.5[\text{s}]$)

① 弾性振動が顕著でない場合

本研究では弾性振動を含んだ船体応答の結果を, モーメントのピークの発生の様子から弾性振動が顕著な場合と顕著で無い場合の 2 種類に分類した。弾性振動が顕著で無い場合, Fig.2 に示すように, モーメントピークのヒストグラムはワイブル分布で近似できることが

わかった。Fig.2は弾性振動が顕著でない場合のサギング側での例である。また、この時のワイブル分布の形状パラメータは Table 2 に示すように $\beta = 1.3-1.7$ の値となった。

Table 2 Weibull parameters in less whipping case

		Hogging		Sagging	
Tz [s]	Hs [m]	β	β	β	β
7.5	10.5	2208	1.63	2603	1.70
8.5	12.5	2539	1.50	2973	1.42
9.5	13.5	2783	1.44	3236	1.37
16.5	10.5	927	1.31	1455	1.39

② 弾性振動が顕著な場合

弾性振動が顕著な場合、顕著で無い場合と比較して大きなモーメントピークの発生が見られたが、この場合についても、Fig.3に示すように、ワイブル分布で近似できることがわかった。Fig.3は弾性振動が顕著な場合のサギング側での例である。弾性振動が顕著な場合のワイブル分布のパラメータを Table 3 に示す。Table 3 より、弾性振動が顕著な場合では形状パラメータがホギング側で $\beta = 1.2-1.3$ 、サギング側で $\beta = 1.1-1.2$ となった。弾性振動を含んでいない場合と比較して、形状パラメータの値が $\beta=1.0$ に近づいたことから、弾性振動の影響によってモーメントピークの発生の分布は指数分布に近い形状となると言える。

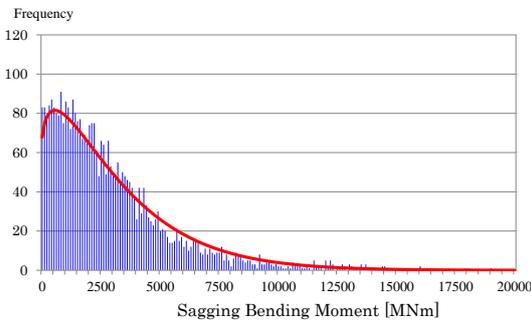


Fig.3 Histogram of vertical bending moment in sagging side (Hs=15.5[m], Tz=11.5[s])

Table 3 Weibull parameters in significant whipping case

		Hogging		Sagging	
Tz [s]	Hs [m]	β	β	β	β
10.5	14.5	2773	1.34	3367	1.20
11.5	15.5	2698	1.32	3335	1.17
12.5	15.5	2492	1.22	2995	1.10
13.5	14.5	1960	1.24	2516	1.10
14.5	14.5	1657	1.22	2240	1.09
15.5	13.5	1343	1.31	1865	1.19

(2) 疲労強度に対する弾性振動の影響

疲労被害度に対する弾性振動の影響を検討する場合は、Fig.1に示す全ての海象で、船体応答シミュレーションを行った。また、モーメントのピークをローカルピークで算出するが、弾性振動による高周波成分の影響を検討するために、ゼロ・アップクロスピークも算出し対象船のデッキロンジ部の疲労被害度を計算した。これは、Fig.4に示すように、ゼロ・アップクロスピークをとることで擬似的に高周波成分と低周波成分の重畳部分を無視するためである。

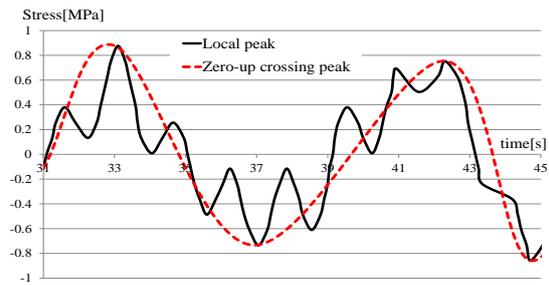


Fig.4 Peaks counting method

① 弾性振動による疲労被害度の違い

Fig.5 および Fig.6 は、それぞれ弾性振動を含んだ場合と含んでいない場合の船体応答のシミュレーションの結果に対して、ローカルピークで疲労被害度を算出した結果である。グラフは、Fig.1に示す IACS 北大西洋長期波浪発現頻度分布表における全ての海象に船が1回ずつ遭遇した場合の疲労被害度の分布であり、縦軸は疲労被害度、床面の Hs が有義波高、Tz が平均波周期となっている。Fig.5 と Fig.6 を比較すると、疲労被害度の分布では疲労被害度の値と分布の範囲が大きく異なり、弾性振動による疲労被害度の変化が著しかった。

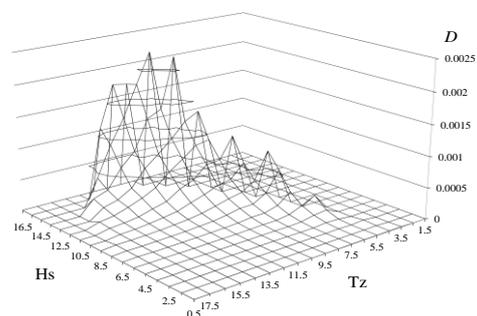


Fig.5 Distribution of fatigue damage factor (Flexible body-Local peak)

また、(4)式より、船が生涯で遭遇する短期海象の総数のオーダーが 10^5 であるため、K の値でグループ分けを行った海象に船が 10

万回遭遇すると仮定し、累積疲労被害度を算出した。Fig.7にKの値でグループ分けを行った海象の累積疲労被害度を示す。Fig.7において、例えばK=2の時の累積疲労被害度はK=2以下の海象(K=1,2)に10万回遭遇したと仮定した時の値であり、K=3,4,5も同様である。Fig.7より、K=3,4,5の海象での累積疲労被害度はほぼ一定の値となっていることがわかる。しかし、弾性振動を含んだ場合と含んでいない場合の累積疲労被害度の差はKの値が大きくなるほど開いており弾性振動による疲労被害度の値の変化はK=3,4,5の海象が大きいと言える。

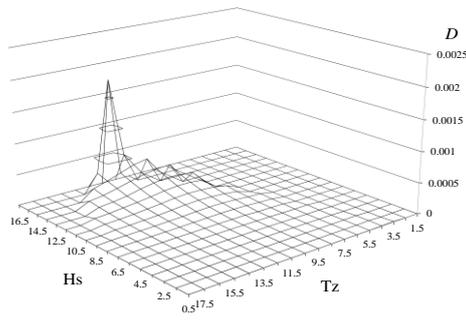


Fig.6 Distribution of fatigue damage factor (Rigid body-Local peak)

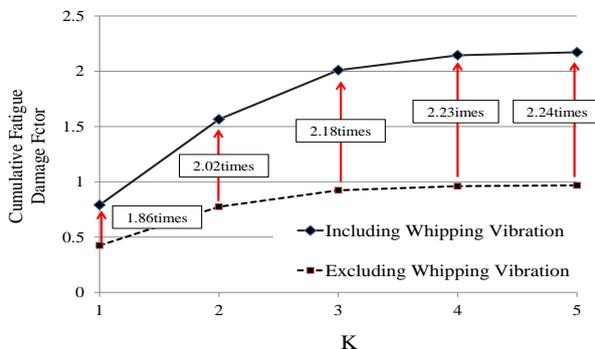


Fig.7 Cumulative fatigue damage factor in each K

	1.5	2.5	3.5	4.5	5.5	6.5	7.5	8.5	9.5	10.5	11.5	12.5	13.5	14.5	15.5	16.5	17.5	18.5
0.5	0	0	1.50	1.50	1.72	1.04	2.11	1.80	1.37	1.17	1.07	0	0	0	0	0	0	0
1.5	0	0	0	1.24	1.47	1.08	2.24	2.07	2.07	1.85	1.15	1.15	1.14	1.12	0	0	0	0
2.5	0	0	0	1.04	1.06	1.03	1.30	1.44	1.43	1.50	1.25	1.22	1.16	1.18	1.19	0	0	0
3.5	0	0	0	0	1.01	1.01	1.12	1.20	1.20	1.24	1.17	1.15	1.13	1.12	1.15	1.13	0	0
4.5	0	0	0	0	1.00	1.01	1.05	1.10	1.10	1.12	1.10	1.10	1.08	1.08	1.07	1.07	0	0
5.5	0	0	0	0	1.00	1.00	1.03	1.06	1.07	1.07	1.07	1.07	1.07	1.07	1.07	1.09	1.08	0
6.5	0	0	0	0	1.00	1.02	1.05	1.05	1.05	1.05	1.05	1.06	1.06	1.07	1.08	1.52	0	0
7.5	0	0	0	0	1.00	1.01	1.04	1.04	1.04	1.04	1.04	1.04	1.04	1.05	1.06	1.07	1.38	0
8.5	0	0	0	0	1.00	1.01	1.03	1.04	1.04	1.04	1.04	1.04	1.04	1.04	1.05	1.06	1.26	0
9.5	0	0	0	0	1.01	1.03	1.03	1.04	1.03	1.04	1.04	1.04	1.04	1.04	1.04	1.05	0	0
10.5	0	0	0	0	1.01	1.02	1.03	1.03	1.03	1.04	1.03	1.03	1.03	1.04	1.04	0	0	0
11.5	0	0	0	0	0	1.02	1.03	1.03	1.03	1.03	1.03	1.03	1.04	1.04	1.03	1.03	0	0
12.5	0	0	0	0	0	1.02	1.03	1.03	1.03	1.03	1.03	1.03	1.04	1.03	1.03	0	0	0
13.5	0	0	0	0	0	1.02	1.03	1.03	1.03	1.03	1.03	1.03	1.04	1.04	0	0	0	0
14.5	0	0	0	0	0	0	1.03	1.03	1.03	1.03	1.03	1.03	1.03	0	0	0	0	0
15.5	0	0	0	0	0	0	0	1.02	1.03	1.03	0	0	0	0	0	0	0	0
16.5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0

Fig.8 Comparison result of fatigue damage factor

② 疲労被害度に対する高周波成分の影響

弾性振動によって応力の時系列データ中に発生する高周波成分と低周波成分の重畳部分の疲労被害度への影響を検討した。ローカルピークとゼロ・アップクロスピークによる疲労被害度の結果を比較したところ、Fig.8に示すように有義波高 $H_s=0.5-3.5$ [m] の比較的穏やかな海象で、およそ1.2-2倍ほどローカルピークでの疲労被害度が大きいという結果となった。

これらの海象で大きな疲労被害度の差が出た理由として、比較的大きな値の応力振幅の発生が無く、スプリングによる10[MPa]や20[MPa]といった値の小さな応力振幅の発生回数の差が影響したのではないかと考えられる。よって、これらの海象における疲労被害度にはスプリングによる小さな応力振幅の発生回数の増加が支配的であると言える。

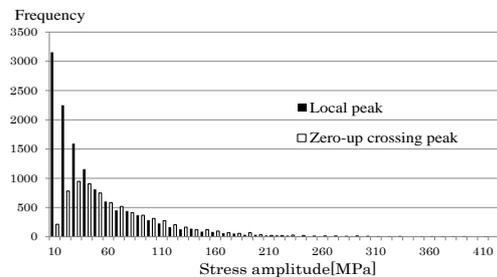


Fig.9 Distribution of frequency of stress amplitude ($H_s=15.5$ [m], $T_z=11.5$ [s])

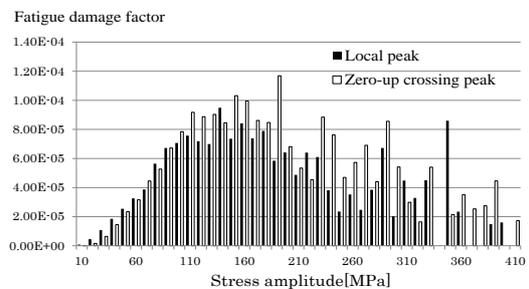


Fig.10 Distribution of fatigue damage factor of stress amplitude ($H_s=15.5$ [m], $T_z=11.5$ [s])

有義波高 $H_s=0.5-3.5$ [m] の範囲以外の海象でも、Fig.9に示す様に、ローカルピークとゼロ・アップクロスピークでの応力振幅毎の発生回数を比較したところ、小さな応力振幅の差は大きかった。しかしFig.10における疲労被害度のヒストグラムでは、小さな応力振幅による疲労被害度の差は顕著にでない。これは大きな応力振幅による疲労被害度が大きいためであり、このような大きな応力振幅は、ホイッピングによって応力振幅の範囲が拡大したためであると考えられる。よって、

有義波高 $H_s=0.5-3.5[m]$ の範囲以外の海象における疲労被害度には、ホイッピングによる大きな応力振幅が支配的であると考えられる。

また、Fig.10 において疲労被害度のヒストグラムは 100[MPa] 付近の応力振幅でピークを持っていることがわかる。Fig.11 に S-N 曲線と応力振幅の発生回数の長期予測の曲線との比較を示す。

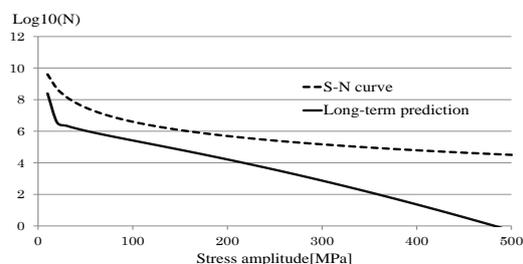


Fig.11 Comparison of long-term prediction of hull-girder stress and S-N curve.

Fig.11 において、縦軸は繰り返し回数の常用対数を一回取った値、横軸は応力振幅の値であり、Fig.11 において二つの曲線が近づくほど大きな疲労被害度になるが、両者は 100[MPa] 付近で漸近している。つまり、対象船の疲労被害度には 100[MPa] 付近の応力振幅が支配的であると言える。

(3) まとめ

今回、対象とするポストパナマックスコンテナ船の船体縦曲げモーメントのピークの統計的性質とデッキロンジ部の疲労被害度に対する弾性振動の影響を検討し、以下のような結果が得られた。

- 弾性振動を含んだ場合、含んでいない場合ともに船体縦曲げモーメントのピークの発生ヒストグラムはワイブル分布で近似できた。
- 弾性振動によって大きな値のモーメントのピークが発生するほど、形状パラメータの値は $\beta=1.0$ に近くなり、モーメントのピークの分布は指数分布に近くなると言える。
- 比較的穏やかな海象での疲労被害度には、スプリングングによる高周波成分の小さな応力振幅の繰り返し回数の増加が支配的であるが、極限海象の様な海象での疲労被害度には、ホイッピングによる応力振幅の範囲の拡大とその繰り返し回数の増加による影響はほとんど出ないことがわかった。
- 対象船のデッキロンジ部では 100[MPa] 付近の応力振幅が最も疲労被害度に影響

することがわかった。

5. 主な発表論文等

(研究代表者、研究分担者及び連携研究者には下線)

[雑誌論文] (計 4 件)

- ① T.Fukasawa, Some Considerations on the effect of wave-induced vibrations upon hull-girder fatigue strength of a Post-Panamax container ship, Hydroelasticity2012, 査読有, 2012, pp. 389-398.
- ② T.Fukasawa and K.Mukai, On the Effect of Whipping Vibrations upon the Fatigue Strength of a Post-Panamax Container Ship, TEAM2012, 査読無, 2012, pp. 167-172.
- ③ T.Fukasawa and K.Mukai, Probabilistic Consideration of Extreme Bending Moment of a Container Ship in Slamming Condition, ICMT2012, 査読有, 2012, pp. 410-414.
- ④ T.Fukasawa, Estimation of Possible Maximum Vertical Bending Moment of a Post-Panamax Container Ship in a Lifetime, TEAM2010, 査読無, 2010, pp. 139-144.

[学会発表] (計 1 件)

- ① 深沢塔一, 設計不規則波を用いたコンテナ船の最大曲げモーメント推定とその統計的考察, 日本船舶海洋工学会 平成 22 年東部支部秋季講演会, 平成 22 年 11 月 12 日, タワーホール船堀.

[図書] (計 0 件)

6. 研究組織

(1) 研究代表者

深澤 塔一 (FUKASAWA TOICHI)
大阪府立大学・大学院工学研究科・教授
研究者番号: 80143171

(2) 研究分担者

(3) 連携研究者

(4) 研究協力者

宮崎 智 (MIYAZAKI SATOSHI)
三菱重工業 (株)・長崎造船所造船設計部船殻設計課・技師
研究者番号: