嵐モデルに基づいた 疲労センサによる船体構造の疲労寿命推定手法の高度化

正会員 小 林 朋 平* 正会員 孝 岡 祐 吉* 正会員 仁 瓶 寛 太**
正会員 大 沢 直 樹*** 学生会員 Luis De Gracia** 学生会員 市 橋 大 地***

Improvement of Prediction Accuracy of Hull Fatigue Life by a Fatigue Damage Sensor under a Storm Model Loading

by Tomohei Kobayashi, *Member* Yukichi Takaoka, *Member* Kanta Nihei, *Member*
Naoki Osawa, *Member* Luis De Gracia, *Student Member* Daich Ichihashi, *Student Member*

Summary

The characteristics of Fatigue Damage Sensors (FDS) that are in use for fatigue life estimation of monitoring structural welding members in ship structures are discussed in order to improve prediction accuracy of estimated fatigue life exposed to random wave loads such as storms under various loading conditions peculiar to ship structures. In our past research, coefficients, which named load effect factors (LEFs) affected by loading histories against constant amplitude loading were introduced for the estimation procedure using FDSs and confirmed by several series of fatigue testing under simplified storm-type loading patterns. In this paper, it is ensured that the abovementioned LEFs are suitable for application to actual random wave load conditions on oceans by numerical simulation using load histories based on a storm model in consideration of variable of sea areas and seasons. Additionally, it is found that the characteristics of FDS under random wave load superimposed whipping vibration show the suitability for the modified Miner rule.

1. 緒 言

船体構造の疲労寿命を簡便にモニタリングする一手法として、疲労センサを用いる手法がある¹⁾。疲労センサは、モニタリング期間中に蓄積される疲労損傷度が疲労センサ上のき裂長さとして出力されるだけなので、取り扱いが単純で、施工上のコストも軽減できることから、著者らが提案する船舶の就航中の予防保全(Proactive Management)の主要な構成要素である船体疲労管理システム(HFMS, Hull Fatigue Management System)の中核ツールとして有用である²⁾。

船舶は他の構造物や輸送機器^{3,4)}と異なり、波浪による変動応力範囲は平穏時と荒天時との差が大きく、その応力履歴は嵐モデル⁵⁾で代表されるような特性を有しており、加え

てバラスト状態とカーゴ満載状態の繰り返しによる積み付け条件の変化により、ほぼ定期的に平均応力が大きく変化する⁶⁾。このような、船舶特有の複雑な荷重条件下での船体構造の疲労寿命を疲労センサで精度よく求めるためには、航行中の荷重負荷状態における疲労センサの出力特性と船体構造溶接部の疲労強度特性の相関を明らかにすることが必要である。

これまで著者らは船体構造溶接部に対して、疲労センサによる疲労寿命推定精度の向上を目的に、嵐を想定した代表的な負荷パターン(標準嵐波形など)を仮定し、疲労センサの出力特性と船体構造溶接部の疲労強度特性の相関を明らかにすることを試みてきた^{7,8)}。これまで評価に用いてきた標準嵐波形は原則的に船体の縦曲げ振動成分のみに対応した応力波形となっている。一方で特に大型船では船体に励起される固有振動起因のいわゆる Whipping 現象が知られており、それによる船体の疲労が問題となる場合があり⁹⁾、このような高周波な応力波形に起因する疲労ダメージについても疲労センサが合理的に検出可能であることが望まれる。そこで実船の航海中に計測された、波浪起因の低周波な縦曲げ振動に高周波の Whipping が重畳した場合について、疲労セン

* 川崎重工業(株)

** 川重テクノロジー(株)

*** 大阪大学大学院工学研究科

サの出力特性を確認する試験を行った。

また、船舶が実際の航路上で遭遇する波浪状態を模擬できる嵐モデル¹⁰⁾を用いて、疲労センサの出力特性と船体構造溶接部の疲労強度特性の相関を解析的に求めた結果を報告する。

2. 荷重履歴影響係数

疲労センサ (Fig.1) は、船体構造の部材に一定期間貼付し、その間に疲労センサに蓄積された疲労損傷度を読み取り、部材の疲労寿命を求めようとするものである。長期間の適用により、実機の運用状態の情報をより正確に把握することが可能である。

疲労センサによる溶接継手部の疲労ダメージ評価フローを Fig.2 に示す。疲労センサを溶接線近傍表面（例えば溶接継手のホットスポット応力代表位置や、公称応力を代表し得る位置）^{1),3),4)}に、ある一定期間適用し、その間に疲労センサ上に生じるき裂長さの増分 Δa は疲労センサに蓄積される疲労ダメージ D_s を代表する。また、疲労センサと溶接継手の S-N 線図の傾きが同等であるという特性を利用すると、溶接継手部の疲労ダメージ D_w は(1)式で表されるように、 D_s と比例関係にある^{1),3),4)}。なお、 D_w の評価に必要な溶接継手の S-N 線図は、疲労照査応力（例えばホットスポット応力や公称応力）や溶接継手形式に依り、世の中の疲労設計指針（例えば参考文献 11）に記載のものを利用しても良い。

$$D_w = \alpha_k \cdot D_s \quad (1)$$

ここで、 α_k は一定振幅荷重下での疲労センサ特性取得疲労試験により求められ、溶接継手形式毎に定まる、溶接継手と疲労センサの疲労ダメージ相関係数である¹²⁾。

Fig.1 Fatigue Damage Sensor (FDS).

Fig.2 Flow of fatigue life evaluation using FDS.

しかし、船舶では遭遇する嵐による波浪変動荷重変化や、船体積み付け状態による平均荷重変化のような変動振幅荷重履歴が、(1)式が成立する一定振幅荷重下に比べて、疲労センサのき裂進展寿命や溶接継手部の疲労寿命に影響を与え、多くの場合で寿命が延びる（遅延する）傾向にある²⁾。それに対して、著者らは疲労センサと溶接継手部が同じ負荷状態であれば、変動振幅荷重下と一定振幅荷重下の違いにより生じる、疲労センサや溶接継手部の疲労ダメージに及ぼす影響度合いには相関があると予想し、それを荷重履歴影響係数（Load Effect Factor: LEF）と定義して(2)式で表すことを試みてきた⁷⁾⁸⁾。

$$\beta_{st} = k_\beta \cdot \beta_{wt} \quad , \quad \gamma_{st} = k_\gamma \cdot \gamma_{wt} \quad (2)$$

ここで、 β は嵐による波浪変動荷重変化に対する荷重履歴影響係数を表し、 β_{st} は平均応力が引張状態において、変動振幅荷重下とその等価一定振幅荷重下との負荷の違いにより疲労センサに生じる疲労ダメージ（き裂進展寿命）の比率を表す。また β_{wt} は溶接継手部に対して同様に定義される疲労ダメージ（疲労寿命）の比率を表す。さらに γ は船体積み付け状態による平均荷重変化に対する荷重履歴影響係数を表し、 γ_{st} は平均応力が引張状態のみで波浪変動荷重変化を受けの場合と、平均応力が引張状態と圧縮状態が交互に繰り返される中で波浪変動荷重変化を受ける場合との違いにおける

疲労センサのき裂進展寿命の比率を表す。また、 γ_{wt} は溶接継手部に対して同様に定義される疲労寿命の比率を表す。 k_p , k_r は各々の荷重履歴影響係数の相関係数を表す。これらの相関係数を用いることで、嵐荷重と平均応力変化が重畳する条件下での溶接継手部と疲労センサの疲労ダメージの相関は(3)式で表される。

$$D_W = k_p \cdot k_r \cdot \alpha_k \cdot D_S \quad (3)$$

これにより船体構造溶接部に対して、嵐荷重と平均応力の変化が重畳する条件下での疲労寿命推定精度の向上を可能とする手法を提案した⁷⁾⁸⁾。

3. 縦曲げ応力に Whipping が重畳する場合の影響

これまで著者らが標準嵐波形に用いてきた応力波形は波浪に起因して船体に生じる縦曲げに起因するものを前提としてきた。他方で、特に大型船では波浪によって船体に励起される固有振動起因のいわゆる Whipping 現象が知られており、それによる船体への疲労ダメージが無視できないことが明らかになりつつある⁹⁾。したがって疲労センサにおいても、低周波な縦曲げ振動に高周波の Whipping が重畳した場合の入力応力波形に対して、疲労センサの出力特性をきちんと把握しておく必要がある。

3.1 嵐波形の負荷パターン

著者らが定義した標準嵐波形の設定要領について以下に述べる。

ある船舶の上甲板付船体中央縦通肋骨の縦曲げ応力を 2.5 年に亘り 2 時間おきに 20 分間を 1 ブロックとして、合計 1 万ブロックの計測データがある。この計測期間に遭遇した 5 回の嵐の前後データを抽出して、縦軸を無次元化したうえで、嵐のピークを頂点に重ね合わせた線図を Fig.3 に示す。そして Fig.3 に示すように、5 回の嵐の平均線から、嵐のピークを頂点に嵐前後で対称となるように調整した平均線をさらに求めた。この嵐のピークで対称化した平均線のうち、ピーク値の 40% 以上を疲労ダメージに大きく寄与する部分と見なし、この部分に相当する嵐のピーク前後約 16 時間分の時系列データを 1 ステップの標準嵐波形 (Standard Storm Waveform: SSW) と定義した⁷⁾⁸⁾。標準嵐波形は Fig.4 に示すように、1 ブロック当たり 20 分間相当の時系列データを合計 49 ブロック (ブロック No.-24~24) 順列させて構成した。この標準嵐波形の構成に用いた各ブロックの時系列データには 2 種類の基本型 (波形データ①と②) を用いた。嵐のピーク時の最大応力範囲 $\Delta\sigma_{\max,0}$ に比して、各ブロックの最大応

力範囲 $\Delta\sigma_{\max,i}$ が 0.75 倍以上の場合には波形データ①を、0.75 倍未満の場合には波形データ②を用いた。波形データ①は 2.5 年間の実船計測期間で嵐のピーク時に計測された 1 ブロック分の時系列データであり、波形データ②はピーク時より応力範囲が半分となる波形が計測されたときの 1 ブロック分の時系列データである。そして Fig.4 に示す標準嵐波形を構成する各ブロックの最大応力範囲 $\Delta\sigma_{\max,i}$ と、ブロックを構成する時系列データ (波形データ①または②) の最大応力範囲が一致するように、ブロック内の応力範囲の時系列データを一律に増減幅したうえで、各ブロックを Fig.4 に示す順序に並べて標準嵐波形の時系列データとした。

Fig.3 Definition of standard storm shape.

Fig.4 Standard storm shape composed with block loads.

過去の報告⁷⁾⁸⁾では、波形データ①と②について、高周波な Whipping 成分をローパスフィルタで除去した上で標準嵐波形を作成して疲労試験を行い、疲労センサによる溶接部の疲労寿命評価に用いる荷重履歴影響係数ならびに相関係数を取得した。本報では、波形データ①と②について Whipping 成分を含む標準嵐波形にて疲労試験を行った。Whipping 有無の違いの例として、波形データ①の一部抜粋を Fig.5 に示す。

Fig. 5 Example of a part of stress waveform.

また, Whipping 有無に違いがある標準風波形について, 平均応力が引張側と圧縮側で交互に負荷する場合の 2 ステップ分の時系列データ例を Fig. 6 と Fig. 7 にそれぞれ示す. 疲労センサの応力範囲に対する適用上限を考慮して, 風波形の最大応力範囲は Whipping 有無に関わらず 200MPa に統一した. これには最大応力範囲の違いに起因する疲労センサのき裂進展に対する遅延度合いへの影響を避ける狙いがある. Whipping 無しの場合は, Whipping 有りの波形から高周波成分を単純に除去すると, 最大応力範囲が目減りするので, 最大応力範囲が 200MPa となるように時系列データを一定の割合で増幅した. さらに, 疲労センサのき裂進展に寄与しない応力範囲 20MPa 未満は削除したうえで, 疲労試験用の波形とした. また Fig. 6 と Fig. 7 の横軸の時系列データ数 (Count 数) に関しては, Whipping 有りの方は, Whipping 無しの低周波成分に加えて高周波成分も含めた数としている. 結果的に Whipping 有りの方が無しの場合よりも高周波成分が重畳しているので, 1 ステップ中の Count 数が 2 割ほど多くなっている.

一定振幅荷重下に対する変動荷重下でのき裂進展の遅延度合いをあらわす荷重履歴影響係数を求めるため, 風波形の負荷パターンに対して線形累積損傷則に基づき, 疲労ダメージが同じとなる等価一定応力範囲を(4)式および(5)式で算出し, その応力範囲を負荷する疲労試験も行った.

$$\Delta\sigma_{n,eq} = \left\{ \frac{\sum_i (\Delta\sigma_{n,i}^m \cdot n_i)}{\sum_i n_i} \right\}^{1/m} \quad (4)$$

$$n_{eq} = \sum_i n_i \quad (5)$$

ここでは, 疲労センサを貼付した鋼板および溶接継手に作用させる公称応力を σ_n とし, 風波形による変動公称応力範囲 $\Delta\sigma_{n,i}$ とその頻度 n_i に対して, 等価公称応力範囲 $\Delta\sigma_{n,eq}$ とその等価繰返し数 n_{eq} とおく. また(4)式中の m は S-N 線図の傾きをあらわす材料定数で, 疲労センサおよび溶接継手は $m=3$

とおける. このとき Whipping 有りと無しの等価公称応力範囲はそれぞれ 55MPa と 64MPa と算出され, Whipping 有りのほうが低応力振幅が重畳するので, その値が小さくなる.

Fig. 6 Time-varying changes of alternate tensile and compressive stress ranges under consecutive standard storm load included whipping vibration.

Fig. 7 Time-varying changes of alternate tensile and compressive stress ranges under consecutive standard storm load excluded whipping vibration.

3.2 疲労センサの特性取得試験

板厚 8mm の SS400 鋼板に対して, 船舶などを対象とした長期間モニタリングに適する貼付方法である微小抵抗溶接により¹³⁾, 疲労センサを試験毎に 3 枚貼付した. 室温大気中の環境下にて電気油圧サーボ式疲労試験機で, 疲労センサを貼付した鋼板に所定の繰返し応力 (公称応力) を負荷し, 疲労センサのき裂進展長さを適時計測した. 試験に用いた疲労センサには, 標準的なタイプである, 応力レンジ感度 (疲労センサがき裂進展反応を示す応力範囲の下限閾値) $\Delta\sigma_{th}$ が 40MPa のもの (川重テクノロジー製, 標準型: KFS040F) を用いた.

Fig. 8 では, Fig. 6 または Fig. 7 に示す標準風波形を繰返し作用させた場合の疲労センサ特性取得試験結果を表す. 横軸の応力繰返し数 N は, Whipping 有りの場合では低周波成分に高周波成分を加えた回数となっており, Whipping 無しの場合では低周波成分のみの回数となっている. Whipping 有

りの応力繰返し数 N に対して、3 枚の疲労センサ上に生じたき裂長さ a を疲労センサ幅 W で無次元化した値をそれぞれ ●, ▲, ■印でプロットし、同時にそれらの平均を実線で示す。また、比較対象となる Whipping 無しの標準嵐波形を作用させた場合の試験結果を○, △, □印でプロットし、同時にそれらの平均を破線で示す。個々の疲労センサの出力にはばらつきがやや認められるものの、両者の寿命比は平均的に 1.5 となった。

Fig. 8 Results of fatigue tests for FDSs under alternate tensile and compressive standard storm loads included whipping vibration comparing with that of excluded whipping vibration.

一方で線形累積損傷則に基づく等価公称応力範囲から算出される両者の寿命比は 1.6 なので、この寿命比は両者の等価公称応力範囲の違いに起因すると考えられる。ここで両者の等価公称応力範囲を線形累積損傷則にて 55MPa に一致させた場合の等価繰返し数 N_{eq} を横軸に採って Fig. 8 を修正したものを Fig. 9 に示すが、このように両者の線図はほぼ一致し、これは Whipping 有無の影響が線形累積損傷則にて妥当に評価し得ることを示している。付加的に、Fig. 6, 7 に示す標準嵐波形について、最大応力範囲を 0.5 倍の 100MPa に減幅した応力波形による疲労試験も行うと、Whipping 有無の違いによる寿命比は平均的に 1.8 となり、やはり線形累積損傷則に基づく等価公称応力範囲から算出される寿命比 1.6 と近い値となった。

以上より、Whipping の有無に依らず、嵐を模擬したランダム応力波形に対して、疲労センサは線形累積損傷則に基づく合理的な出力特性を示すことが明らかとなった。したがって、疲労センサの出力特性を論じるにあたり、Whipping に対してさらにその影響度を加味すると言った特別な配慮は不要と考えられる。なお、Whipping 振動が定常的に重畳する場合の溶接継手の疲労寿命についても、線形累積損傷則にて妥当に評価し得ることが著者の一部が行った疲労試験結果にて確認されている¹⁴⁾。

Fig. 9 Modified results of fatigue tests for FDSs in consideration of the difference about equal stress range between the waveform of included whipping vibration and that of excluded whipping vibration.

4. 嵐モデル下での荷重履歴影響係数

過去の著者らの研究^{7,8)}における荷重履歴影響係数の評価では Fig. 7 に示すような単一の嵐波形が繰り返される条件下で行ってきており、遭遇する嵐の規模が毎回異なるといった嵐のランダム性への配慮が不足していた。そこで実海象での荷重履歴影響係数を評価するため、著者の一部が開発した嵐モデル荷重下での荷重履歴影響係数の計算を、疲労き裂進展解析ソフトウェア FASTRAN II によるき裂進展解析に基づいて行った。FASTRAN II は荷重負荷によって生じるき裂先端の塑性域寸法から、き裂の開閉口挙動を考慮し、ランダム波形でのき裂進展寿命を評価できる機能を有している^{15),16)}。

ここでは実海象波浪下での嵐のランダム性に対する影響を評価するのが目的なので、嵐モデルの応力波形には波浪に起因する縦曲げ振動成分のみで十分である。したがって個船により程度が異なる Whipping 成分は応力波形に付与しないことにした。ただし、定常的に Whipping が重畳した波形に曝されても、3 章で述べたとおり疲労センサは線形累積損傷則に準じた出力特性を示すと考えられるので、実用上の問題はない。

4.1 嵐モデルと応力履歴

著者の一部らが開発した嵐モデルは海域と季節により異なる波浪頻度や波向き出現率と、嵐の持続時間の変動を考慮した嵐プロファイルを設定できることを特長とするものである。ここで波浪データには Japan Weather Association(JWA) の hind-cast data を利用した。なお、この嵐モデルによる応力履歴の発生手法については本報の最後に付録として説明を加えた。

嵐モデルでのランダム荷重履歴の導出に用いた航海条件を Table 1 に示す。航路は Fig. 10 に示す北大西洋航路を用いた。対象船は 2800TEU のコンテナ船で、評価対象位置の応

力応答関数には上甲板ロンジスチフナ継手部のものを用いた¹⁰⁾。発生応力は最大応力範囲が 200MPa、最小応力範囲を 20MPa として 1 年分の波形を出力した。200MPa は疲労センサの使用上限値である。また、平均応力は 50MPa で一定とした。これは平均応力が引張寄りであれば、FASTRAN II で比較的良好な解析精度が得られることがこれまでにわかっているためである^{7),17)}。解析数は 9 ケースで、それらの総和の超過確率分布は Fig.11 に示すとおりで、指数分布に適合している。

Table 1 Voyage plan of a storm model.

Voyage route	North Atlantic Ocean: see Fig.10 (between US and Europe)
Ship	2800 TEU Container
Service ratio	0.9
Angle encounter	Real-heading
Storm duration	Variable

Fig.10 Voyage route ; North Atlantic Ocean.

Fig. 11 Distribution of stress ranges using the storm model.

4.2 き裂進展解析

疲労センサのき裂進展解析では、入力データに用いた疲労センサのき裂進展特性(き裂長さ並びにき裂進展速度と応力拡大係数の関係)は一定応力範囲下でのき裂進展特性と一致させた。そして嵐モデル 1 年分の時系列応力範囲データを繰返し作用させた場合の疲労センサ破断寿命(初期き裂長 1mm からき裂長 5mm までの寿命)を解析した。またこの嵐モデル 1 年分の時系列応力範囲データから求まる等価一定応力範囲 $\Delta\sigma_{eq}$ を繰返し作用させた場合の疲労センサ破断寿命も別途解析し、両者の寿命比で定義される荷重履歴影響係

数 β_{st} を求めた。

また、溶接継手のき裂進展解析については、Table 2 に示す材料定数を用いて(6)式で表される評価式(修正パリズ則)に基づいて行った¹⁸⁾。

$$da/dN = C(\Delta K^m - \Delta K_{th}^m) \quad (6)$$

da/dN : き裂進展速度[m/cycle]

ΔK : 応力拡大係数範囲[MPa・m^{1/2}]

C, m : 材料定数

ΔK_{th} : 疲労き裂進展下限界応力拡大係数範囲[MPa・m^{1/2}]

Table 2 Material properties of weld joints¹⁸⁾.

C	9.5×10^{-12}
m	3
ΔK_{th}	$6.0-4.56R=2.352$ (Stress ratio $R=0.8$)

溶接継手の応力拡大係数には WES2805 記載の完全溶込み溶接継手止端部の表面き裂に対するものを用いた¹⁹⁾。一方で溶接継手の材料定数には Table 2 に示す IIW XIII-1539-96/XV-845-96 記載の値を引用したが、それは m の値が 3 と定義されており、疲労センサと溶接継手の S-N 線図の傾きが 3 と見なせることと調和するからである(WES2805 では $m=2.75$ と定義)。なお、溶接継手のき裂進展解析にあたり初期き裂は半径 0.2mm の半円表面き裂とし、板厚は 8mm とした。溶接継手のき裂進展解析は、表面き裂の表面方向と板厚方向(き裂の最深部方向)の 2 方向へ行い、嵐モデル 1 年分の時系列応力範囲データまたはその等価一定応力範囲 $\Delta\sigma_{eq}$ を繰返し作用させた場合の板厚貫通寿命をそれぞれ解析した。そして両者の寿命比で定義される荷重履歴影響係数 β_{wr} を求めた。

各荷重ケースにおける疲労センサと溶接継手の荷重履歴影響係数を Fig.12 に示す。各荷重ケースにおける最大応力範囲 $\Delta\sigma_{max}$ が大きいほど荷重履歴影響係数も大きくなる傾向となった。

各荷重ケースにおける相関係数を Fig.13 に示す。ここで Fig.14 に示すように最大応力範囲 $\Delta\sigma_{max}$ が過去の実験と同じ 200MPa であれば、相関係数はおよそ 2 となった。この値は、過去に著者らが嵐を想定した標準嵐波形等をもとに実験及び解析で導出した相関係数 2.1 と概ね一致する。今回の解析結果では、相関係数は嵐波形の最大応力範囲に若干の影響を受けるものの、嵐荷重がおおよそ引張側で、平均応力変化を無視できる場合には、これまで採用してきた相関係数である $k_p=2.1$ を用いても大きな問題はなさそうであり、その場合には $D_W=2.1 \cdot \alpha_k \cdot D_S$ (ただし $k_f=1.0$ とする)と表される。このように、荷重履歴影響係数から求まる相関係数を用いて、

従来の(1)式に基づく推定疲労寿命を修正することで、船体構造溶接部に対する寿命推定精度を向上できると考えられる。

なお今回の検討では、嵐モデルの時系列応力範囲データに対する荷重履歴影響係数とその相関係数の算出はFASTRAN II による数値解析に依った。過去に行った嵐を模擬した応力波形に対するそれら係数の解析による算出結果では、平均応力が引張寄りであれば実験結果と比較的良好に整合することを確認しているので^{7),17)}、今回は解析的手法のみで検討を進めたが、実験による検証が今後の課題である。

また、平均応力が引張と圧縮で変動する場合の検討については、解析的手法では精度が得難いのが現状である。この場合、過去の嵐を模擬した応力波形に対する実験的検討では $D_W = 2.5 \cdot \alpha_k \cdot D_S$ ($k_\beta = 2.1, k_\gamma = 1.2$ とする) と見積もられるが^{7),8)}、この結果に対する嵐モデルの時系列データへの適用性は未確認であり、これも今後の課題である。

Fig. 12 LEFs and maximum stress range for each simulation run under the storm model.

Fig. 13 Simulation results of correlation factors under the storm model.

Fig. 14 Relation between maximum stress range and correlation factor.

6. 結 言

(1) 嵐を想定した標準嵐波形に Whipping 成分を重畳させた応力波形を用いて疲労センサの特性確認試験を行った結果、Whipping 有無の影響について線形累積損傷則に準じた出力特性を疲労センサが示す見込みを得た。したがって、疲労センサに基づく溶接部の疲労寿命評価にあたり、Whipping に対してさらにその影響度を加味すると言った特別な配慮は不要と考えられる。

(2) 船舶が実際の航路上で遭遇する波浪状態を模擬した嵐モデルを用いて、疲労センサの出力特性と船体構造溶接部の疲労強度特性の相関係数を解析的に求めるとおよそ2となった。この値は著者らによる過去の標準嵐波形等に基づく検討結果とも整合する。

以上の結果を踏まえると、船舶が遭遇するさまざまな波浪状態においても、疲労センサによるモニタリングで得られる推定疲労寿命は、波浪に起因する変動振幅荷重の影響と、積み付け条件の違いによる平均応力変化の影響を表す荷重履歴影響係数を導入することで、精度向上が可能と考えられる。ここで、長期耐久性確保のため微小抵抗溶接で疲労センサをモニタリング対象部材に貼付した場合、波浪に起因する変動応力範囲がおおよそ引張側であれば、疲労センサによりモニタリング部位の精度良い疲労寿命の推定が可能と言える。

特に Whipping 現象による疲労問題が顕在化していないような船舶に対して本手法を適用する際には、事前に FEM 等の計算結果よりモニタリング部位の疲労センサ貼付時を含む就航状態(波浪起因)の応力状態をおおよそ把握し、上記条件を満足する部位を疲労センサによるモニタリング部位として抽出すべきである。また、疲労センサによるモニタリングを実施する際には、事前に PrimeShip-FA のような船体疲労強度計算^{20),21)}を実施し、モニタリング位置の疲労寿命

計算値を入手しておくことで、モニタリング結果を用いて、疲労センサを貼付していない部位についても、計算値との相対比較により、実構造の疲労寿命を把握することができる。以上のように得られた疲労センサによるモニタリングに基づく疲労寿命推定結果を個船の保全計画等へ反映させることで、船舶の構造信頼性が高まり、就航中の船舶の安全確保につながると考えられる。

ただし Whipping 現象による疲労が懸念される船舶に対して、疲労センサのモニタリング部位の結果から疲労センサを貼付していない部位の疲労寿命を相対評価する場合には、波浪起因と Whipping 起因のそれぞれの疲労損傷度の割合を部位ごとに評価する手法が別途必要となるが、現状でその定量的評価は難しいと考える。これについては疲労センサの実船適用データを積み増しながら検討を進めるべき今後の課題と言える。

謝 辞

本研究の実施にあたり、JWA hind-cast data をご提供いただいた一般財団法人日本気象協会・松浦邦明様、ならびに有益なご助言を賜った大阪大学・箕浦宗彦准教授へ御礼申し上げます。また、疲労評価対象部の応力応答関数のご提供とご助言を賜った Chalmers University of Technology の Wengang Mao 教授に御礼申し上げます。

最後に、一般財団法人日本海事協会殿におかれましては、共同研究の成果を本研究の内容の一部に使わせていただきましたことを感謝申し上げます。

参 考 文 献

- 1) O. Muragishi, K. Nihei, T. Kobayashi: Remaining Life Evaluation by Fatigue Detecting Sensor, International Institute of Welding, Work in Progress on Fatigue Strength of Welded Joints in Japan, IIW Document No. XIII-2018-04 (2004)
- 2) 高野 裕文, 小岩 敏郎, 宇佐美 陽生, 土橋 広嗣, 山本 規雄, 寺井 幸司, 孝岡 祐吉, 下田 太郎, 仁瓶 寛太, 小林 朋平: 疲労センサを使用した LNG 船の船体疲労強度管理システム, JCROSSAR 2007 論文集 (2007), pp. 501-508
- 3) Y. Kawaguchi, K. Ohgaki, T. Kobayashi, K. Kawajiri, M. Imashioya: Comparison of Remaining Life Evaluations by Fatigue Detecting Sensor and Stress Frequency Method, 58th Annual Meeting, Japan Soc. M. E., (2003)
- 4) T. Kobayashi, O. Muragishi, K. Nihei, Y. Oku: Development of Small Fatigue Detecting Sensor and its Application to Products, 2nd symposium on Evaluation and Diagnosis, Japan Soc. M.E.(2003)
- 5) Tomita, Y., Matoba, M., and Kawabe, H. (1995). " Fatigue Crack Growth Behavior under Random Loading Model Simulating Real Encountered Wave Condition, " Marine Structures, Vol. 8, Issue 4
- 6) 山本 規雄: 船舶の疲労寿命の予測方法 (現状と将来), 日本船舶海洋工学会誌 KANRIN 第 6 号 (2006)
- 7) 孝岡 祐吉, 仁瓶 寛太, 小林 朋平, 小岩 敏郎, 山本 規雄, 宇佐美 陽生, 土橋 広嗣: 疲労センサを用いた船体構造の疲労寿命推定精度向上について, 日本船舶海洋工学会論文集 第 9 号 (2009)
- 8) 小林 朋平, 仁瓶 寛太, 孝岡 祐吉, 下田 太郎, 小岩 敏郎, 山本 規雄, 宇佐美 陽生, 土橋 広嗣: 疲労センサを用いた船体構造の疲労寿命推定精度向上について—第 2 報: 風波形のパターンが異なる場合の影響, 日本船舶海洋工学会論文集 第 13 号 (2011)
- 9) 岡 正義, 丹羽 敏男, 高木 健: ホイッピングを考慮した疲労強度評価に関する研究, 日本船舶海洋工学会論文集 第 21 号 (2015)
- 10) N. Osawa, L.D. Gracia, D. Ichihashi, T. Nagao : A Study on the Difference in Wave Load Sequence Models on Fatigue Assessment Result, 日本船舶海洋工学会春季講演会論文集,(2015)
- 11) 社団法人日本鋼構造協会編: 鋼構造物の疲労設計指針・同解説 一付・設計例- [2012 年改訂版], 技報堂 (2012)
- 12) K. Nihei, O. Muragishi, T. Kobayashi, K. Ohgaki and A. Umeda : Remaining life estimation by Fatigue Damage Sensor, Proceeding of ICE - Bridge Engineering 163 Issue BE1(2010)
- 13) 小林 朋平, 村岸 治, 仁瓶 寛太, 西山 五郎, 延地 義一: 小型疲労センサの実船への適用—耐環境性の向上, 日本船舶海洋工学会講演論文集 第 1 号 (2005)
- 14) 大沢 直樹, 中村 哲也, 山本 規雄, 澤村 淳司: 曲げ振動疲労試験機を用いた高周波重畳波浪荷重を受ける溶接継手の疲労強度に関する研究, 日本船舶海洋工学会論文集 第 22 号 (2016)
- 15) J. C. Newman: FASTRAN II – A Fatigue Crack Growth Structural Analysis Program, NASA Technical Memorandum, 104159, (1992)
- 16) B.J. Murtagh, K.F. Walker: Comparison of Analytical Crack Growth Modeling and the A-4 Wing Test

Experimental Results for a Fatigue Crack in an F-111 Wing Pivot Fitting Fuel Flow Hole Number 58, DSTO-TN-0108, DSTO Aeronautical and Maritime Research Laboratory, Australia, (1997)

- 17) T. Kobayashi, Y. Takaoka, K. Nihei, F. A. Prasetyo, N. Osawa : Improvement in prediction accuracy of hull fatigue life using a fatigue damage sensor under random wave loads, Proceedings of the 26th Assian-Pacific Technical Exchange and Advisory Meeting on Marine Structure (TEAM 2012), (2012)
- 18) A.Hobbacher: Fatigue Design of Welded Joints and Components, The International Institute of Welding (IIW), XIII-1539-96/XV-845-96, (1996)
- 19) 一般社団法人日本溶接協会: 溶接継手のぜい性破壊発生及び疲労亀裂進展に対する欠陥の評価方法, WES2805:2011, (2011)
- 20) 日本海事協会: タンカーの構造強度に関するガイドライン (2001)
- 21) N. Yamamoto, K. Matsuoka, Fatigue Assessment Method considering the Effect of Mean Stress, Class NK Technical Bulletin, Vol. 20 (2002)

付録 A : 嵐モデルによる応力履歴の発生

A.1 嵐モデル開発の経緯

以下で、有義波高を H_s 、平均波周期を T_m 、波方位角を θ 、船の進路角を α 、相対波出会い角を χ と表す。

Tomita et al.^{A1)-A3)} は平穏海象と荒天海象で大波高が集中的に発現するとする嵐モデルを提案した。嵐モデルでは海象を平穏海象と嵐に分類し、平穏海象中の波高時刻歴を時間非依存のランダム波形で、嵐中の時刻歴を波高が単調に増大、減少する波形でモデル化される。以下で、嵐プロファイルを、与えられた最大波高を示す嵐中の波高頻度分布と、最大波高と嵐発現頻度の関係からなる海象情報セットと定義する。各嵐中の波高頻度分布は、嵐を構成する個別波または短期海象の数と嵐中の最大波高から定める。富田ら^{A1)-A3)}の嵐プロファイルは北太平洋の個別波高長期分布に基づいて決定された。富田のモデルは (H_s ではなく) 個別波高の繰返しに基づいているため耐航性理論と関連付けできない。

河邊⁸⁾は有義波高の時刻歴に基づき耐航性理論と関連付けできる嵐モデルを提案した。河邊^{A4)}は、嵐プロファイルを単一の (平均化した) 波浪頻度表から試行錯誤的に決定した。このプロファイル決定には多大な工数を要する。また、平均化した単一の頻度表から全海域・季節共通のプロファイルを定めるより、海域・季節の変化に応じて嵐プロファイルを切替えることでき裂伝播解析の精度が向上すると考えられる。よって、多数の海域・季節に対して試行錯誤によらず嵐プロファイルを自動生成する手法の開発が望まれる。以下で、繰返し個別波高に基づく富田ら^{A1)-A3)}の嵐モデルを第 1 世代 (1G) 嵐モデルと、 H_s に基づく河邊^{A4)}のモデルを第 2 世代 (2G) 嵐モデルと呼ぶ。

1G、2G モデルでは嵐持続時間が (北太平洋なら 3.5 日のまま) 一定と近似したが、実際には嵐持続時間は変動する。1G、2G モデルの嵐プロファイルは観測間隔 2 時間の GWS データから決定された。嵐プロファイルは元データの観測間隔により変化する。近年では、種々の観測間隔の海象データを入手できる。これらを活用するためには、任意の元データ観測間隔に対応できる嵐プロファイル決定法を開発することが望まれる。

A.2 第 3 世代 (3G) 嵐モデル

上記の問題の解決策として、Fredhi et al.^{A5)}が第 3 世代 (3G) 嵐モデルを開発した。3G モデルの嵐プロファイルは以下の手順で決定する。

1) 嵐持続時間が一定値 d_0 であると近似して仮の嵐プロファイルを決定する。仮プロファイルの決定方法は河邊^{A4)}の手法に準ずるが、短期海象数の調整で Fredhi et al.^{A5)}が開発した自動調整ソフトウェアを用いる。このソフトウェアでは、観測時間間隔および短期海象持続時間に対応したプロフ

イルの調整が自動的に行われる。

2) 海象データから航行海域の嵐持続時間の確率分布を決定する。仮プロファイルを使用して嵐を発生させる際に、嵐持続時間確率分布に従う乱数により変動する持続時間 d_{var} を決定し、仮プロファイルの各 H_s 発生回数を d_{var}/d_0 倍に変更して、変動持続時間に対応したプロファイルとする。

A.3 波浪頻度表

波浪頻度表は海象 (H_s と T_m) の時刻歴から作成する。本研究では、海象データとして北大西洋の日本気象協会 (JWA) hindcast データを選んだ。北大西洋は北緯 30 度から 60 度、西経 80 度から東経 10 度である (Fig. A.1)。hindcast は 1994 年 7 月から 2009 年 6 月まで計算された (2000 年 6 月から 2001 年 12 月までを除く)。図中には A.4 節で後述する嵐持続時間の評価に使用した航路も示してある。

Fig. A.1 Fictitious routes in North pacific and North Atlantic Ocean.

データ点間隔は経度、緯度方向に 5 度である。各データ点で季節毎に波浪頻度表を作成した。波浪頻度表から H_s と T_m の同時確率密度分布 $p(H_s, T_m)$ を、Wan ら^{A6)}が提案した式 (A.1) により近似した。

$$p(H_s, T_m) = p(H_s) p(T_m | H_s)$$

$$p(T_m | H_s) = \exp \left\{ -\frac{[\ln(T_m) - \mu]^2}{2\sigma^2} \right\} \alpha(T_m, H_s), \quad (A.1)$$

$$\alpha(T_m, H_s) = \frac{\sqrt{2\pi}}{2\pi T_m \sigma}$$

$$\mu = E\{\ln(T_m(H_s))\}, \quad \sigma^2 = \text{Var}\{\ln(T_m(H_s))\}$$

ここで $p(H_s)$ は H_s の周辺確率密度で、 $p(H_s|T_m)$ は H_s が与えられた時の T_m の条件付き確率密度である。

A.3. 有義波高の長期超過確率

船の全寿命を通じた H_s の総平均を $H_{s, \text{mean}}$ と、 H_s の長期超過確率を $P_{ex}(H_s)$ と表す。 H_s の累積確率分布 $F(H_s)$ を JWA hindcast の各データ点で計算する。Fig. A.2 は地点 1064 冬の $F(H_s)$ の Weibull プロットで $H_{s, \text{mean}} = 5.5\text{m}$ である。この図では $H_s > H_{s, \text{mean}}$ の場合に $\ln(\ln(1/(1-F(H_s))))$ と $\ln(H_s)$ の関係が成立している。 $H_s < H_{s, \text{mean}}$ の短期海象がき裂伝播に与える影響は小さいので、 $F(H_s)$ を $H_s > H_{s, \text{mean}}$ であるデータの Weibull プロットにより近似し、 $P_{ex}(H_s)$ を $1-F(H_s)$ として計算する。

Fig. A.2 The Weibull plotting of $F(H_S)$ at point 1064 (40°N 160°E) in winter season.

A4. 嵐持続時間の変動

嵐持続時間 d は大きく変動する。Bocconi^{A7)}は荒天海象の簡略化モデルとして等価三角嵐 (ETS) を提案した。ETS 内では H_S が一定のしきい値未満にならないとモデル化される。この場合、嵐持続 d は ETS の継続時間として定義できる。 H_S のしきい値は、富田ら^{A1)-A3)}にならい $2 H_{S,mean}$ に設定した。

d の統計的特性は hindcast の H_S 時刻歴の分析により決定できる。 H_S 時刻歴は JWA hindcast データを基に以下の手順に従って作成する。

- 設計寿命、船速、航行経路、全寿命に対する各経路の、合計調査時間との比を決める。
- 航路と出港日時をランダムに選ぶ。
- 海象データの観測間隔 (I_{OB}) 毎に、航海中の日時と船位を出発港からの航行距離を計算することによって決め、hindcast データから H_S を読み取って H_S 時刻歴に追加する。
- 航海が終了したら、乱数により次の航路を決めて、過程 iii) を繰り返す。
- 過程 iii), iv) は船の寿命の終わりまで繰り返して初回試行の H_S 時刻歴を作成する。
- 指定した試行回数だけ過程 iii) ~ v) を反復し、指定個数の H_S 時刻歴を作成する。

Fig. A.3 Definition of equivalent triangular storm (ETS) and its duration.

本研究では Fig. A.1 の航路を考慮して H_S 時刻歴を生成した。JWA hindcast データは 1994 年から 2009 年まで用意されているので、全寿命は最長で 15 年に設定できる。このように生成した H_S 時刻歴を用いて、以下の手順で ETS 持続時間 d のデータを作成した。

- H_S 時刻歴から $H_S > 2H_{S,mean}$ が持続する期間(ETS)を列挙して、連番 ($j=1,2,3,\dots$) をつける。
 - 第 j ETS 中の H_S の最大値を $H_{S,max(j)}$ とおく。
 - 第 j ETS が始まる直前の H_S 極小値が発現した時刻を $t_{B,j}$ と、第 j ETS 終了直後の H_S 極小値の発現時刻を $t_{E,j}$ とする。
 - 第 j ETS の持続時間 $d(j)$ を $t_{E,j} - t_{B,j}$ として決める。
- 手順 a)~c) の実施例を Fig. A.3 に示す。

Fig. A.4 Correlations between d_j and $H_{max,j}$ of H_S histories for North Atlantic route.

Fig. A.5 Relative frequency distributions and regressed normal distribution of d_j for North Atlantic route.

Fig. A.4 は d_j と $H_{S,max(j)}$ の関係を示している。Fig. A.5 は北大西洋航路における d_j の相対頻度分布を示している。Fig. A.4 は d_j と $H_{S,max(j)}$ との相関が弱いことを示している。よって、 d は $H_{S,max(j)}$ に依存せず単一の正規分布を用いて近似できると考える。この正規分布の平均 μ と分散 σ^2 は $\mu = 3.988$, $\sigma^2 = 1.822$ である。

回帰正規分布の確率密度関数も Fig. A.5 に示されており、回帰正規分布の確率密度関数と相対頻度が比較できる。この図は d を正規分布で近似することの妥当性を示している。

A.5 嵐プロファイル設定と応力時刻歴作成

まず、嵐持続時間 d が一定とした場合の嵐プロファイル (2G 嵐プロファイル) 設定方法を述べる。

$p(H_S)$ が H_S の長期確率密度分布とする。 H_S を 1m 毎に離散化するので、 $p(H_S)$ は $p(H_S)=F(H_S)-F(H_S-1)$ で計算できる。 2G 嵐プロファイルは以下の手順により設定できる。

- 船の設計寿命を L_D とする。 L_D は設計要求 (たとえば 20,25,30 年) によってかわる。 H_S の離散値は 1m ごとに考える。
- I_{OB} を海象データ観測時間間隔とする。 I_{OB} に対して、短期海象持続時間 (H_S が不変とみなす期間) を I_{SM} とする。
- 嵐持続時間 d が 3.5 日で一定と仮定する。
- 船の全寿命を通じた短期海象の総数 N_{total} は (A.2) 式で与えられ、各平穏状態、嵐の短期海象の総数 N_{ss} は (A.3) 式で与えられる。

$$N_{total} = \frac{\text{Int}(L_D [\text{years}] \times 365 \times 24)}{I_{SM} [\text{hours}]} \quad (\text{A.2})$$

$$N_{ss} = \frac{\text{Int}(d [\text{days}] \times 24)}{I_{SM} [\text{hours}]} \quad (\text{A.3})$$

- $p(H_S)$ は (A.1) 式で与えられた $p(H_S, T_m)$ の H_S に関する周辺確率分布として与えられ、Weibull 分布に従うとして次式で近似する。Weibull のパラメータは、波浪頻度表の $H_S > H_{S,mean}$ のデータから決定する。

$$p(H_S) = \frac{k}{\lambda} \left(\frac{H_S}{\lambda} \right)^{k-1} \exp \left\{ - \left(\frac{H_S}{\lambda} \right)^k \right\}. \quad (\text{A.4})$$

- 富田ら^{A1)-A)} にない $2H_{S,mean}$ が平穏海象中の H_S の最大値であるとする。 $H_{S,max|storm}$ により嵐をクラス分けする。 $H_{S,max|storm}$ は $2H_{S,mean}+1\text{m}$ から $H_{S,ext}$ の値をとる。ここで $H_{S,ext}$ は船の全寿命で一度だけ発生する H_S で、その発現確率は $1/N_{total}$ である。以下で、 $H_{S,max|storm}=H_{S,ext}-i+1[\text{m}]$ である嵐クラスを第 i 嵐クラスと呼ぶ。 $H_{S(i)}^{storm}$ がこの嵐クラス中の最大 H_S である。
- 船の全寿命中の有義波高が H_S である短期海象の数 $N(H_S)$ は (A.5) 式、 (A.6) 式で与えられる。

$$\begin{aligned} N(H_{S,ext}) &= 1; P_{ex}(H_{S,ext}) \\ &= 1 - F(H_{S,ext}) = \frac{1}{N_{total}} \\ &= \frac{I_{SM} [\text{hours}]}{365 \times 24 \times L_D [\text{years}]} \times \frac{I_{OB} [\text{hours}]}{I_{SM} [\text{hours}]} \end{aligned} \quad (\text{A.5})$$

$$N(H_S) = \text{Int} \left[\frac{\left\{ P_{ex}(H_S - 1.0) - P_{ex}(H_S) \right\}}{\frac{L_D [\text{years}] \times 365 \times 24}{I_{SM} [\text{hours}]} \times \frac{I_{SM} [\text{hours}]}{I_{OB} [\text{hours}]}} \right] \quad (\text{A.6})$$

- 河邊^{A4)} にない、各嵐の H_S の頻度分布は $p(H_S)$ の裾野と相似であると近似する。これにより第 i 嵐クラス中の H_S 相対頻度が決まる (Fig. A.6)。式 (A.6) で計算される短期海象数を整数化する際に生じる丸め誤差は後述の方法で補正する。一つの嵐中の H_S のレベル数 j_{end} は式 (A.7) で与えられる。ここで k は Weibull 分布の尺度パラメータ、 λ は形状パラメータである。

$$j_{end} = \text{Int} \left[\exp \left\{ \frac{\left(\ln(\ln(N_{ss})) - \ln\left(\frac{1}{\lambda}\right) \right)}{k} \right\} \right] \quad (\text{A.7})$$

- $n^{(i)}$ を船の全寿命中の第 i 嵐クラス ($i=1$ は $H_{S,max|storm}$ が全寿命中で最大になる嵐を表す) 発生回数とする。 $H_{S,max|storm}$ の全寿命を通じた最大値は $H_{S,ext}$ である。船はクラス番号 $i=1$ の嵐に全寿命で 1 回だけ遭遇する。つまり $n^{(1)}=1$ である。2 番目に厳しい嵐の $H_{S,max|storm}$ は $H_{S,ext}-1$ である。 $H_S = H_{S,ext}-1$ である短期海象の発生回数 (N_{ext-1}) は (A.8) 式で与えられる。

$$\begin{aligned} N_{ext-1} &= \text{Int} \left[N_{total} \left\{ F(H_{S,ext}) - F(H_{S,ext}-1) \right\} \right] \\ &= \text{Int} \left[N_{total} \left\{ P_{ex}(H_{S,ext}-1) \right\} - n^{(1)} \right] \end{aligned} \quad (\text{A.8})$$

- N_{ss} を各嵐中の短期海象の数、 N_{ext-1}^* を第 1 嵐クラス中の $H_S = H_{S,ext}-1$ である短期海象の数であるとする。一般に $N_{ext-1} > N_{ext-1}^*$ である。第 1 クラスで使われていない $H_S = H_{S,ext}-1$ である短期海象の数 ($N_{ext-1} - N_{ext-1}^*$) は、第 2 クラス嵐の全寿命中の発現数 $n^{(2)}$ になる。この手順を繰り返すことによって、すべてのクラスで嵐の数が決められる。一番低い $H_{S,max|storm}$ のクラス番号 i は $i_{end} = \text{Int}(H_{S,ext} - 2H_{S,mean})$ である。船の全寿命を通じた嵐の総数 $n^{(storm)}$ は $i=1$ から i_{end} までの $n^{(i)}$ の総数である。船の一生での平穏海象の数 $n^{(calm)}$ は (A.9) 式で与えられる短期海象の総数から $n^{(storm)}$ を引くことによって決められる。

$$\begin{aligned} n^{(storm)} &= \sum_{i=1}^{i_{end}} n^{(i)} \\ i_{end} &= \text{Int} \left[H_{S,ext} - 2H_{S,mean} \right] \sqrt{a^2 + b^2} \\ n^{(calm)} &= \frac{N_{total}}{N_{ss}} - n^{(storm)} \end{aligned} \quad (\text{A.9})$$

- 嵐漸増漸減波形は $H_S = \max(1.0, H_{S,ext}-i-j_{end}+1)$ から始まる。 i 番目嵐クラスの $H_{S,max|storm}$ が $2H_{S,mean} + j_{end}$ より小さい時、嵐波形が始まる H_S ($H_S = H_{S,ext}-i-j_{end}+1$) も 2

$H_{S,mean}$ より小さくなる.

- l) 平穏海象での H_S の頻度分布 $p_{calm}(H_S)$ は, 嵐中で使用されなかった $H_S < 2 H_{S,mean}$ である短期海象の数の比率から決定する.
- m) 第 i クラス嵐中の H_S 個数は Table A.1 のように決められる.

(a) Comparison of tails of $P_{ex}(H_S)$ and $p(H_S)$ of Weibull distribution with $\lambda=4.6$ and $k=1.483.d$

(b) $P_{ex}(H_S)$ and the tail of $f(H_S)$ for the case where H_S follows the Weibull distribution with $\lambda=4.6$ and $k=1.483$.

(c) The relation between H_S and $f(H_S)/P_{ex}(H_S)$.

Fig. A.6 Approximation of the tail of H_S 's long term probabilistic distribution.

上記の手順 h) 中で述べた, 短期海象数の整数化で生じる丸め誤差の補正方法を以下に示す.

$H_{S,max|storm}$ が $H_{S,ext-i+1}[m]$ であるとする. これは第 i 嵐クラスである. この嵐の短期海象の数は N_{ss} である. $j = H_{S,max|storm}$

$H_{S,max|storm}-1, H_{S,max|storm}-2, \dots$ とおき, $N_{j,i}$ が $H_S = H_{S,max}-j+1 = H_{S,ext-i-j+2}$ となる短期海象の数であるとする. $N_{j,i}$ の近似値 ($N_{j,i}^{(0)}$) は(A.10)式で決められる.

$$\begin{aligned} N_{1,i}^{(0)} &= \text{Int} \left[\frac{24 \times d [\text{days}]}{I_{OB} [\text{Hr.}]} \{ P_{ex}(H_{S,ext} - i + 1) \} \right] = 1 \\ N_{2,i}^{(0)} &= \text{Int} \left[\frac{24 \times d [\text{days}]}{I_{OB} [\text{Hr.}]} \{ P_{ex}(H_{S,ext} - i) \} - N_{1,i}^{(0)} \right] \\ N_{3,i}^{(0)} &= \text{Int} \left[\frac{24 \times d [\text{days}]}{I_{OB} [\text{Hr.}]} \{ P_{ex}(H_{S,ext} - i - 1) \} \right. \\ &\quad \left. - (N_{1,i}^{(0)} + N_{2,i}^{(0)}) \right] \end{aligned} \quad (\text{A.10})$$

Table A. 1 Determination procedure of the i -th class 2G storm profile.

j	H_S	Number of short seas
j_{end}	$H_{S,ext-i-j_{end}+1}$	$\text{trunc}(0.5 N_{j_{end},i})$
$j_{end}-1$	$H_{S,ext-i-j_{end}}$	$\text{trunc}(0.5 N_{j_{end}-1,i})$
$\vdots$	$\vdots$	$\vdots$
2	$H_{S,ext-i-1}$	$\text{trunc}(0.5 N_{2,i})$
1	$H_{S,ext-i}$	$N_{1,i} \neq 1$
2	$H_{S,ext-i-1}$	$N_{2,i} - \text{trunc}(0.5 N_{2,i})$
$\vdots$	$\vdots$	$\vdots$
$j_{end}-1$	$H_{S,ext-i-j_{end}}$	$N_{j_{end}-1,i} - \text{trunc}(0.5 N_{j_{end}-1,i})$
j_{end}	$H_{S,ext-i-j_{end}+1}$	$N_{j_{end},i} - \text{trunc}(0.5 N_{j_{end},i})$

$N_{j,i}^{(0)}$ の合計は N_{ss} と等しくなければならない. しかし, この要求は丸め誤差のため必ずしも満足されない.

(A.4.9)式の $N_{j,i}^{(0)}$ は式(A.11)によって調整される.

$$\begin{aligned} N_{j,i} &= N_{j,i}^{(0)} \\ &+ \text{Int} \left[R_{tail}(H_{S,max} - j + 1) \times \Delta_{SS} \times P_{ex}(H_{S,max} - j + 1) \right]; \\ R_{tail}(H_{S,max} - j + 1) &= \left(\frac{(H_{S,max} - j + 1)^{k-\epsilon}}{\lambda} \right); \\ P_{ex}(H_{S,max} - j + 1) &= \exp \left\{ -\frac{(H_{S,max} - j + 1)^k}{\lambda} \right\} \\ ; \Delta_{SS} &= N_{ss} - \sum_{j=j_{end}}^1 N_{j,i}^{(0)} \end{aligned} \quad (\text{A.11})$$

ここで k は Weibull 分布の k は尺度パラメータ, λ は形状パラメータである. 式(A.11)の右辺第 2 項が修正分であり, $R_{tail}(H_S)$ と $P_{ex}(H_S)$ に関連している. $N_{j,i}$ は $p(H_S)$ の裾野に一致している. j_{end} は式(A.8)によって決められる. 式(A.4.10)により N_{ss} と $N_{j,i}^{(0)}$ の総数の差が最小化される.

第 i 嵐クラスでは, Table A.1 に従って H_S 時刻歴が生成される. 平穏海象中では $p_{calm}(H_S)$ に従う乱数により H_S 時刻歴が生成される.

Fig. A.7(a)に第 1064 データ点 (40°N 160°E)嵐クラス発生

確率 (式(A.10)のプロファイルから得られる $n^{(storm)}$ に対する $n^{(i)}$ の比) を示す。図には、(A.11)式による調整を行わない場合と行った場合の双方の結果を示す。 $H_{S,max|storm}$ は 16m から 6m の範囲である。調節なしプロファイルでは $n^{(i)}/n^{(storm)}$ に振動が生じ、第2クラス嵐の発生数が零になるなど不自然なプロファイルになっている。一方、調節済プロファイルではこのような不自然さがなく、 $n^{(i)}/n^{(storm)}$ は $H_{S,max|storm}$ の減少につれて単調に増加している。

Fig. A.7(b)に、 $I_{SM}=2$ 時間、6 時間の双方の場合について、式(A.11)の補正を行って決定した嵐クラス発生確率と、JWA hindcast データを 3.3 節に記載した方法で解析して得た嵐クラス発生頻度を比較した結果を示す。図では、 I_{SM} の設定によらず、提案手法により、元海象データとほぼ一致する嵐発生頻度を有する波高時刻歴が得られることが示されている。

各嵐中の H_S 頻度分布が実海象と大幅に異なる場合に、このような一致が見られる蓋然性は低い。以上の結果は、提案する嵐プロファイル決定方法の有効性を示しているといえる。

(a) Comparison of the occurrence probability derived from Eq. (A.4.9) and that modified by (A.4.10).

(b) Comparison of the determined occurrence probabilities for various short sea durations and that derived from JWA's hindcast data.

Fig. A.7 Occurrence probability of storm classes (Data point 1064, 40°N 160°E).

上記により決定した 2G 嵐プロファイルを“試行プロファイル”とよび、試行プロファイルの $N_{j,i}$ を $N_{j,i}^{2G}$ と表す。変動する嵐持続時間を d_{var} と表す。 d_{var} は A.4 節に示した正規

分布に従う乱数で発生させる。持続時間が d_{var} である嵐クラスの $N_{j,i}$ を $N_{j,i}^{3G}$ と表す。 $N_{j,i}^{3G}$ は $N_{j,i}^{2G}$ の時間軸を式(A.12)により伸縮させることで決定する。

$$N_{j,i}^{3G} = \begin{cases} N_{j,i}^{2G} & (j=1) \\ \text{Int} \left[\frac{d_{var}}{d} N_{j,i}^{2G} \right] & (j>1) \end{cases} \quad (\text{A.12})$$

3G 嵐モデルでは、Table A.1 の $N_{j,i}$ の代りに(A.4.11)式の $N_{j,i}^{3G}$ を使用して短期海象時刻歴を発生する。

A.6 短期海象時刻歴の発生

船の航行につれて積荷条件、海域(船位の直近データ点)、季節が変わった時に、嵐プロファイルを新しい条件に対応した別のプロファイルに切り替えて短期海象を発生させる。短期海象時刻歴の発生手順を以下に示す。

n) 乱数を使用したルーレット選択により嵐・平穏海象の別を決める。嵐、平穏海象の発現確率 P_{storm} , P_{calm} は式(A.13)で与える。

$$P_{storm} = \frac{n^{(storm)}}{n^{(storm)} + n^{(calm)}}, P_{calm} = \frac{n^{(calm)}}{n^{(storm)} + n^{(calm)}} \quad (\text{A.13})$$

o) 平穏海象の場合、 $p_{calm}(H_S)$ に従う乱数を発生させる。

p) 嵐の場合、乱数を使用したルーレット選択により嵐クラスを決める。第 i 嵐クラスの発現確率は $n^{(storm)}$ に対する $n^{(i)}$ の比として与える。第 i 嵐クラスでは、Table A.1 に従って漸増漸減する H_S 時刻歴を発生させる。

q) H_S が決まったら、(A.1)式の条件付き確率を用いて、乱数を使用したルーレット選択により平均波周期 T_m を決める。

以上の手続きにより短期海象 (H_S と T_m) の時刻歴が発生できる。

A.7 相対波出合い角の決定

Fig. A.8 Areas where wave direction's occurrence probability is examined in North Atlantic Ocean.

北大西洋を Fig. A.8 に示す North Side, Mid Side, South Side に 3 領域に分割する。A.3 節の海象データにおける、各領域内の春(3-5 月)、夏(6-8 月)、秋(9-11 月)、冬(12-2 月)の波方位角 θ 発現数を集計し、各領域・各季節での θ の発現頻度分布 f_θ を決定した。各領域の春季の f_θ を Fig. A.9 に示す。図では各領域とも θ が 240° ~ 360° の方向に指向性を有すること、 θ の指向性が North Side で強いことが示されている。

短期海象時刻歴を発生させる際に、対象船が航行中の領域

における f_θ を使用したルーレット選択により θ を決める．既知の船の航海履歴より α を与える．これらより相対波出会い角 χ を式(A.14)で決定する．

$$\chi = \alpha - \theta \quad (\text{A.14})$$

Fig. A.9 Wave direction's probability distribution f_θ obtained by hindcast data of the North Atlantic Ocean (spring season).

A.8 応力時刻歴の発生

前節までの手続きで (H_s, T_m, χ) の時刻歴が生成される． (H_s, T_m) に対する波浪スペクトル $S(\omega)$ を決定する． ω は平均角周波数で $\omega = 2\pi/T_m$ と計算される．本研究では $S(\omega)$ として ISSC スペクトルを使用した．

耐航性解析と構造解析を行って対象構造部材の応力応答関数 (RAO) を決定する． (T_m, χ) に対する RAO を $S(\omega)$ に乗じて応力スペクトルを決定する．個別波応力範囲の時刻歴を、応力スペクトルに対応した Rayleigh 分布に従う乱数列として発生する．

A.9 参考文献

- A1) Y Tomita, K Hashimoto, N Osawa, K Terai, Y Wang, Study on fatigue design loads for ships based on crack growth analysis, ASTM STP 1439, 1995.
- A2) Y Tomita, H Kawabe, T Fukuoka, Statistical characteristics of long-term wave-induced load for fatigue strength analysis for ships, proceeding of 6th PRADS, vol. 2 (1992), pp. 2792-2805.
- A3) Y Tomita, M Matoba, H Kawabe, Fatigue crack growth behaviour under random loading model simulating real encountered wave condition, Marine Structure, Vol.8 (1995), pp.407-422.
- A4) H Kawabe, Contribution of supposed wave condition on the long-term distribution of a wave-induced load, Journal of Marine Science and Technology, Vol. 6 (2002) pp. 135-147.
- A5) Fredhi Agung Prasetyo, Naoki Osawa, Tomohei Kobayashi (2012), Study on Preciseness of Load History Generation based on Storm model for fatigue assessment of ship structures members, Proceeding of 22nd ISOPE conference, vol. IV, pp.709-715
- A6) S Wan, A Shinkai, The statistical characteristics of global wave data and appraisal for long-term prediction of ship response, Trans. The Society of Naval Architects of Japan, Vol.90 (1995), (in Japanese).

- A7) P. Boccoti, Wave mechanics for Ocean Engineering, Elsevier Oceanography series, Elsevier, 2000.