



Title	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
Author(s)	小林, 朋平
Citation	大阪大学, 2016, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.18910/59591
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

<https://ir.library.osaka-u.ac.jp/>

The University of Osaka

博士学位論文

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

小 林 朋 平

2016年7月

大阪大学大学院工学研究科

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

目次

第1章 緒論

1.1 研究の背景	1
1.2 研究の目的	5
1.3 論文の構成	5
1章の参考文献	6

第2章 疲労センサとその特徴

2.1 緒言	8
2.2 疲労センサの基本構造・機能	8
2.3 溶接構造物の疲労寿命評価手順	13
2.4 検証実験と適用事例	15
2.4.1 模型実験	15
2.4.2 適用事例	19
2.5 結言	22
2章の参考文献	22

第3章 船体構造の疲労寿命推定精度向上手法の実験的検討

3.1 緒言	24
3.2 荷重履歴影響係数と相関係数	24
3.3 疲労試験	26
3.3.1 波浪変動荷重の負荷パターン	26
3.3.2 疲労センサの特性取得試験	31
3.3.3 溶接継手の疲労試験	36
3.4 相関係数	38
3.5 船体構造モデル試験体による検証	41
3.6 波浪変動荷重に Whipping が重畳する場合の影響	46
3.6.1 波浪変動荷重の負荷パターン	46
3.6.2 疲労センサの特性取得試験	48

3.7 結言	51
3章の参考文献	52
第4章 荷重履歴影響係数の数値シミュレーション	
4.1 緒言	53
4.2 疲労センサのき裂進展解析	53
4.3 溶接継手のき裂進展解析	55
4.4 荷重履歴影響係数と相関係数	57
4.5 結言	60
4章の参考文献	61
第5章 嵐モデルに基づく実海象を想定した荷重履歴影響係数の検証	
5.1 緒言	62
5.2 嵐モデルと応力履歴	62
5.3 き裂進展解析	65
5.4 結言	70
5章の参考文献	70
第6章 頻度データを活用した疲労寿命評価の信頼性向上手法	
6.1 緒言	71
6.2 実海象標準応力履歴の作成手順	71
6.2.1 短期海象の応力履歴作成	74
6.2.2 個々の嵐の応力履歴作成	80
6.2.3 平穏海象の応力履歴作成	85
6.2.4 1年間分の応力履歴の完成	88
6.3 荷重履歴影響係数と相関係数	93
6.4 結言	95
6章の参考文献	95
第7章 結論	96

付録 A 疲労センサの原理	99
付録 B 疲労センサによる船体疲労モニタリング	111
付録 C 嵐モデルによる応力履歴の発生方法	114
本論文を構成する著者の主論文ならびに関連論文	129
謝辞	130

第1章 緒言

1.1 研究の背景

LNG 船やコンテナ船といった船舶では 20 年程度を目安に設計・建造されているが、近年はさらに延命を図る動きもある。このような船舶では長期間にわたり安全に貨物を運搬することが至上命題と言えるが、船舶を長期間安全に使用するに当たっての大きな問題はその経年劣化である。船舶の経年劣化の主因としては、

- ・腐食による劣化（衰耗損傷）
- ・疲労による劣化（疲労損傷）

があげられる^{1.1)}。本研究ではそのうち“疲労による劣化”に焦点を当てる。

船舶では疲労損傷の早期発見は非常に重要である。このような疲労損傷対策としては、次の 2 つの方法が通常採用されている。

- ・設計及び建造段階における対策
- ・就航中の保守対策

これらはどちらが欠けても疲労損傷対策としては十分とは言えず、両者は相互を補完する関係にあると言える。

設計及び建造段階における対策としては、従来は経験に基づく応力集中を避ける詳細構造を採用するなど、定性的な手法が中心であったが、近年では設計時に疲労強度設計基準に従い構造詳細部への強度評価が行われる事が一般的である。例えば、日本海事協会によって開発された疲労強度評価手法 PrimeShip-FA(Fatigue Assessment)は幅広く疲労設計に活用されている^{1.2)-1.4)}。

就航中の保守対策とは、就航中の規則による検査、あるいは運航者の自主点検・保守である。保守・管理には大別して事後保全と予防保全の 2 種類がある^{1.1)}。

事後保全とは損傷などトラブル発生後に対応を取っていく方法であり、予防保全とは損傷などを未然に防いでいく方法である。しかし、疲労損傷は発生した後、ある長さに達するまでは視覚的に発見しづらいのが実情であり、疲労損傷を発見する度に類似構造箇所を含めて切り替え・補強するという事後保全的手法が取られてきた。

設計及び建造段階における対策では、個船の疲労寿命を考えたとき、設計基準における標準的な航路を標準的な積載で運航される場合もあれば、特定航路を特定の積載条件で運航されている船舶もあるため、必ずしも個船の特定構造箇所の実際に蓄積した疲労

損傷度について正確な値を与えるものではない。そのため、設計及び建造段階における対策のみでは個船の適切かつ合理的な保守・管理に直接活用するには必ずしも十分ではない。従って、個船に対して効果的に保守・管理を行い、長期間の安全運航の目的に供するためには、就航中の保守対策をより技術的に発展させた予防保全的な手法が期待されている。

予防保全的手法は実際の特定制造箇所が受ける応力履歴あるいは疲労損傷度等の情報を直接あるいは間接に、また簡易に得ることができるツールを利用することで、より効果的に適用できると考えられる。この累積疲労損傷度モニタリングツールとして、いくつかの手法が考えられるが、ここでは代表的と思われる3つの方法を次に述べる。

①運航記録による方法

②応力計測^{1.5)}による方法

③疲労犠牲試験片^{1.5)}による方法

①の方法では保守計画等において定められた間隔で、記録された航路や積み付けデータを設計段階の疲労設計手法にフィードバックして再解析することにより、その時点での構造に蓄積した疲労損傷度を評価することができる。この方法では、実際に蓄積された疲労ダメージ、応力履歴などは直接的に知ることができず、解析条件となる就航航路、積み付け頻度が明確でなければならないなど制限がある。また、想定している海象条件は観測値を統計処理したデータを用いるため、実際の遭遇した海象とも異なる。

②の方法では計測された応力履歴をもとに疲労解析を行うことで応力集中が問題となる部材に蓄積した疲労損傷度を計算することができる。この方法においては、実際に構造に作用した応力を用いることで、就航履歴を反映した疲労強度評価ができる。一方で計測機器の配線やコンピュータの設置など、施工上の労力コストは少なくない。

③の疲労犠牲試験片とは実構造で疲労損傷が発生すると思われる部位に予め貼付しておき、貼付期間中に実構造に先駆けて疲労損傷（疲労き裂進展）させる試験片のことである。したがって本手法では疲労犠牲試験片で計測されたき裂長さに、予め得られている試験片のき裂進展と実構造の累積疲労損傷度を関連づける係数を掛けることで構造に蓄積した疲労損傷度を直接的に求めることができる。また、間接的に構造に作用した応力履歴を推定できると共に、施工上の労力・コストが非常に軽微と言える。

これら①～③の事情を踏まえると、③の疲労犠牲試験片は実構造の疲労損傷度のモニタリングと、そこから得られる疲労寿命評価の手法として最も有用であると考えられる。

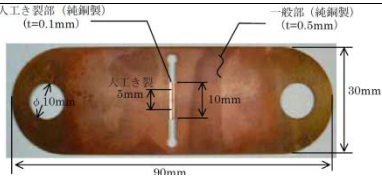
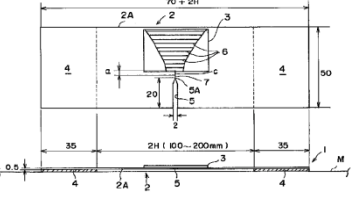
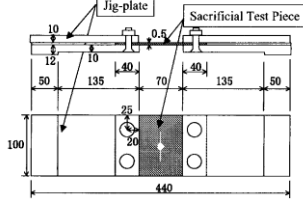
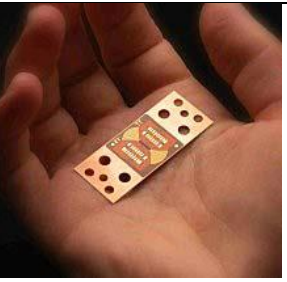
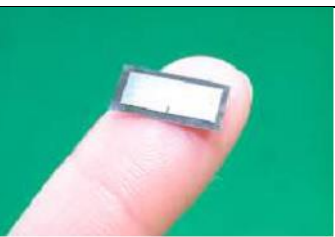
一方で、疲労犠牲試験片を用いて実構造の疲労寿命を高精度に評価するには、その実働荷重場における疲労犠牲試験片のき裂進展長さと実構造の疲労損傷度の相関を明らかにしておく必要がある。

疲労犠牲試験片としてはこれまでにいくつか開発・実用化されている。代表的なものに(a)広島大学にて開発され^{1.6)}、(株) ジャパンテクノメイトにて実用化が進んだ疲労度診断センサ^{1.7)}、(b) (株) ビーエムシーにて開発・実用化された疲労損傷度モニタリングセンサ^{1.8),1.9)}、(c)大阪大学で開発された Sacrificial Test Piece^{1.10)}、(d)英国 The Welding Institute(TWI)で開発された Crack First^{1.11)}、(e)川崎重工業(株)で開発・実用化された疲労センサ^{1.12),1.13)}、が知られており、これら概要を Table 1.1 にまとめた。

これら疲労犠牲試験片の中で、次の理由から(e)疲労センサが最も実用的と言える。疲労センサは小型高感度を両立して、溶接部の寿命評価に有利な適用性がある点がまず挙げられる。特に寸法に関しては他の疲労犠牲試験片が数十～数百 mm に対して、疲労センサは十数 mm でひずみゲージと大差ないので、評価対象となる溶接部に近接して貼付可能である。また試験片の貼付や計測に関わる作業が簡単であり、様々な構造物への適用実績が豊富だからである。

以上の背景を踏まえると、実働荷重下における船体構造の疲労損傷を予防保全するために、その疲労損傷度をモニタリングし、疲労寿命を評価するツールとして疲労センサが適していると考えられる。

Table 1.1 List of Fatigue sacrificial specimens.

(a) Fatigue Monitoring Sensor ^{1.6),1.7)} : by Hiroshima Univ. and Japan Technomate.	
	(Size) L90 x W30 x T0.5 [mm] (Sensitivity) 30 [MPa] (Installation) Gluing both ends by epoxy resin. (Measuring) By microscope (Application ex.) Highway bridges
(b) Fatigue Damage Monitoring Sensor ^{1.8),1.9)} : by BMC.	
	(Size) L270 x W50 x T0.5 [mm] (Sensitivity) ab. 20 [MPa] (Installation) Gluing both ends by epoxy resin. (Measuring) By microscope, replica or crack gauge. (Application ex.) Highway bridges, Railroad bridges
(c) Sacrificial Test Piece ^{1.10)} : by Osaka Univ.	
 Fig.2 Sacrificial Test Pieces with Jig-plate	(Size) L440 x W100 x T22.5 [mm] (Sensitivity) ab. 20 [MPa] (Installation) Fixation with jig-plate. (Measuring) By crack gauge. (Application ex.) Unknown
(d) CrackFirst ^{1.11)} : by TWI	
	(Size) L ab.50 x W ab.20 [mm] (Sensitivity) ab. 90[MPa] (Installation) Fixation with bolts. (Measuring) By crack gauge. (Application ex.) Unknown
(e) Fatigue Damage Sensor ^{1.12),1.13)} : by Kawasaki Heavy Industries.	
	(Size) L12xW7xT0.25 or L19xW9.5xT0.35 [mm] (Sensitivity) 40 or 25[MPa] (Installation) By instant glue or micro-spot welding (Measuring) By replica or microscope. (Application ex.) Bridges, Rolling stocks ,Ships, etc.

1.2 研究の目的

船舶は他の構造物や輸送機器と異なり、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^{1.14)}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^{1.15)}。

鋼橋や鉄道車両・台車枠についてはその実働変動応力場が比較的安定的ということもあり、疲労センサにより実機の疲労寿命を精度よく求められることが検証されている^{1.16),1.17)}。しかしながら、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肝要である。

そこで、船体構造溶接部に波浪変動荷重と積付け荷重変化が重畳する場合の疲労センサによる疲労寿命推定精度向上が本研究の目的である。具体的には、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荷重履歴によって、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。このような荷重履歴に依存した疲労寿命の遅延特性を疲労センサや溶接継手に対して正しく見積もることで、疲労センサによる疲労寿命評価の高精度化を図ることにした。

1.3 論文の構成

本論文の構成は次のとおりである。

第1章では「緒言」として、本研究の背景、研究の目的と概要を述べる。

第2章の「疲労センサとその特徴」では、まず本研究で採用した疲労モニタリングツールである疲労センサについてその構造や機能を説明する。また荷重状態が比較的安定している橋梁を例に、従来の応力計測手法との比較結果を示しながら、疲労センサの有効性について述べる。

第3章の「船体構造の疲労寿命推定精度向上手法の実験的検討」では、船舶特有の複雑な荷重条件下で、船体溶接構造の疲労寿命を疲労センサで評価するにあたり、その影響因子に対する評価手法を示す。そしてその影響因子を踏まえて荷重履歴をモデル化した船体変動荷重を用いて、疲労センサと溶接継手の疲労試験や、大型構造モデルの疲労試験を行い、疲労センサによる溶接継手の疲労寿命評価時に用いる校正係数（本論文で

は荷重履歴影響係数や相関係数と定義する)を実験的に検討した結果について述べる.

第4章の「荷重履歴影響係数の数値シミュレーション」では,ランダム性に富む船体変動荷重に対して,寿命評価時に用いる校正係数を実験に依らずに汎用的に評価するために確立した数値解析的手法について述べる. また, その適用範囲について述べる.

第5章の「嵐モデルに基づく実海象を想定した荷重履歴影響係数の検証」では, 前章までの嵐内の荷重履歴のランダム性に加えて, 個々の嵐の規模や遭遇する嵐の順序のランダム性も加味した校正係数の評価を目的に, 船舶が航海中に遭遇する波浪による負荷状態を模擬した嵐モデルに基づき, 数値解析的に検討した結果を述べる. また, 前章までに定義した校正係数について比較・検証した結果を述べる.

第6章の「頻度データを活用した疲労寿命評価の信頼性向上手法」では, 疲労センサを適用された船舶が実航海中に受ける変動荷重状態に対して, その疲労センサの寿命評価に用いる校正係数の妥当性を比較的簡便に検証する一手法を提案する. またその提案手法の妥当性に関する検証結果を述べる.

第7章は「結論」として, 本研究の成果を総括する. また, 今後の展望や課題を示す.

1 章の参考文献

- 1.1) 船のメンテナンス研究会: 船のメンテナンス技術, 成山堂書店, pp.47-48, 1996.
- 1.2) 一般財団法人日本海事協会: タンカーの構造強度に関するガイドライン, 2001.
- 1.3) 一般財団法人日本海事協会: 鋼船規則 C 編 2005 年度版.
- 1.4) YAMAMOTO, N and MATSUOKA, K, : Fatigue Assessment Method considering the Effect of Mean Stress, Class NK Technical Bulletin, Vol. 20, 2002.
- 1.5) 一般社団法人溶接学会溶接疲労強度研究委員会: 溶接構造の疲労, 産報出版, pp.240-245, 2015.
- 1.6) 藤本由起夫, 新宅英司, 濱田邦裕, 藤井堅, 黄 飛, 西川貴則, 藤井健二: 構造物の疲労損傷予知のための犠牲試験片の開発, 日本造船学会論文集 Vol.182, pp.705-713, 1997.
- 1.7) 伊藤久, 服部正司: 構造物の疲労度診断センサー, NKK 技報 No.177, pp.45-46, 2002.
- 1.8) 公門和樹, 森 猛, 成木朝雄, 平山繁幸, 阿部允: 亀裂を有する極薄ステンレス鋼板を用いた疲労損傷度モニタリングセンサーの開発, 土木学会論文集 No.738,

pp.245-255, 2003.

- 1.9) 阿部允: 構造材料の疲労損傷検知センサーおよびその取付け方法, 公開特許公報 P2000-105181A, 2000.
- 1.10) 崎野良比呂, 金裕哲, 堀川浩甫: 薄鋼板による疲労損傷パラメータ推定法の提案, 構造工学論文集 Vol.51A, 2005-3, pp.1005-1013, 2005.
- 1.11) Y-H Zhang, P J Tubby, R King : A review of fatigue monitoring methods for welded joints, TWI report No.747, 2002.
- 1.12) 仁瓶寛太, 村上彰男, 西山五郎, 尾野英夫, 小林朋平, 公江茂樹 : 既存船の疲労損傷度推定に関する研究 ―疲労センサーの開発― , 関西造船協会講演論文集, p.189, 2000.
- 1.13) 小林朋平, 仁瓶寛太 : 疲労センサによる溶接構造物の疲労寿命診断, 溶接学会誌 Vol.76, pp.221-225, 2007.
- 1.14) 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, pp.407-422, 1995.
- 1.15) 山本規雄: 船舶の疲労寿命の予測方法 (現状と未来), 日本船舶海洋工学会誌 第6号, 2006.
- 1.16) 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. C. E., pp.881-882, 2003.
- 1.17) 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, pp.134-138, 2003.

第2章 疲労センサとその特徴

2.1 緒言

本章では，本研究で採用した疲労寿命モニタリングツールである疲労センサ^{2.1)}（開発：川崎重工業，製造：川重テクノロジー）を対象として，その構造，機能，および疲労寿命評価に関する従来のひずみ計測手法との比較結果を概説するとともに，溶接構造物への適用事例として橋梁の例を示す．

2.2 疲労センサの基本構造・機能

疲労センサの基本構造を Fig.2.1 に示す．人工ノッチを有するセンサ箔とベース箔が2枚重ねとなっており，センサ箔の両端がベース箔に接合された構造となっている．箔の接合には微小抵抗溶接が用いられる．なお，材質はセンサ箔が純ニッケルであり，ベース箔が高 Ni 不変鋼インバーである．一定の大きさ以上の負荷を繰返し受けると，このセンサ箔の人工ノッチを起点として疲労き裂が進展する特性を有している．

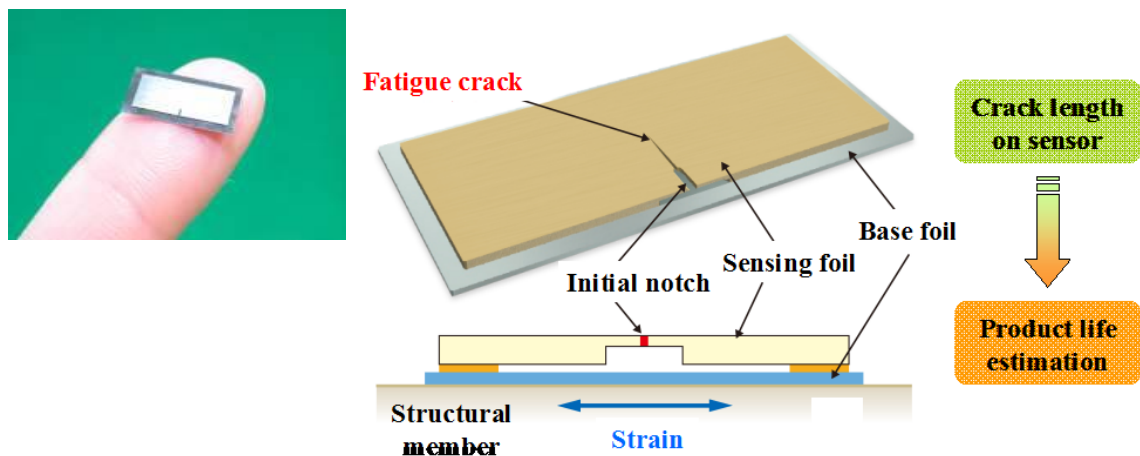


Fig.2.1 Fatigue Damage Sensor (FDS)

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.2.2 に示す．疲労センサを繰返し応力にさらされる構造物材の溶接線近傍表面（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）に貼付し，センサ箔では繰返しひずみを増幅させることにより，溶接部が疲労損傷するよりも短期間でセンサ箔上にき裂が

形成され、疲労センサのき裂進展を促進する仕組みとなっている。したがって疲労センサを貼付し、ある一定期間の後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、Fig.2.2 に示すように、ある任意の応力範囲 $\Delta\sigma$ での溶接継手部の破断繰返し数を N 、また疲労センサのき裂進展長さが Δa に達するときの繰返し数を N_s とおくと、両者のS-N線図は次式で表される。

$$\text{溶接継手部} : \Delta\sigma^m \cdot N = C_w \quad (2.1)$$

$$\text{疲労センサ} : \Delta\sigma^n \cdot N_s = C_s(\Delta a) \quad (2.2)$$

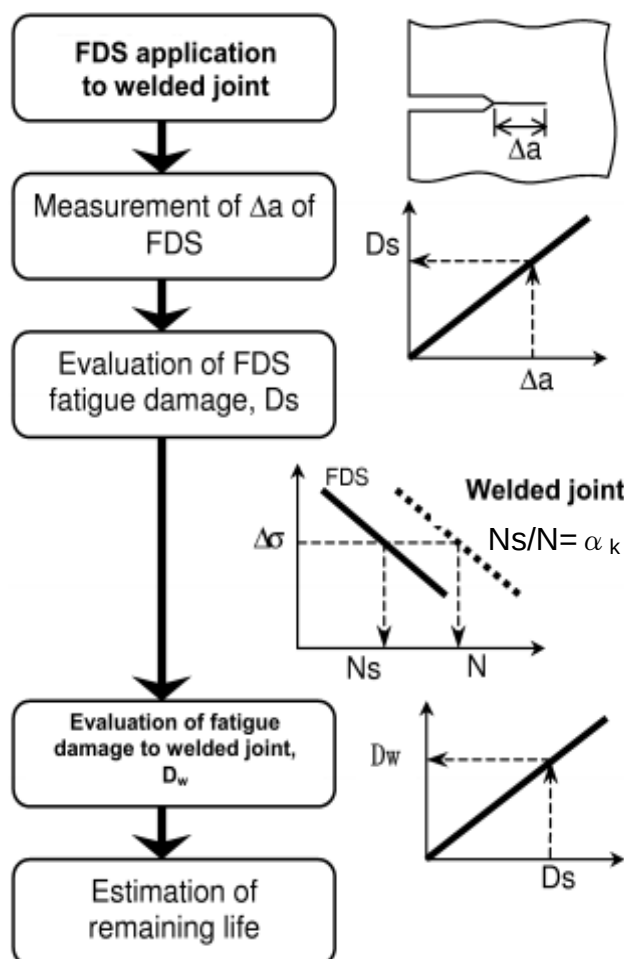


Fig.2.2 Flow of fatigue life evaluation using FDS.

ここで m , n はそれぞれ溶接部および疲労センサの S-N 線図の傾きを決める指数, C_W は溶接継手部の疲労強度で決まる定数, $C_S(\Delta a)$ はセンサき裂進展長さ Δa の関数である. このとき溶接継手部の疲労ダメージ D_W と, 疲労センサの疲労ダメージ D_S の比率 α_k は次式で表される.

$$\alpha_k = D_W / D_S = N_S / N = (C_S(\Delta a) / \Delta \sigma^n) / (C_W / \Delta \sigma^m) \quad (2.3)$$

ここで溶接継手と疲労センサの S-N 線図の傾き m と n が等価である^{2.1~2.3)}という特性を利用すると(2.4)式が成立し, すなわち応力レベルによらず, α_k は疲労センサのき裂進展長さ Δa のみで一義的に求まる.

$$\alpha_k = D_W / D_S = N_S / N = C_S(\Delta a) / C_W \quad (2.4)$$

さらに後述の通り, 一定振幅荷重下では疲労センサのき裂進展長さと繰返し数は比例関係にあるので, (2.4)式の α_k と Δa には線形則が成り立つ. 以上より, D_W は D_S と比例関係にあり, 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, 溶接継手部と疲労センサの疲労ダメージ相関係数を表す^{2.4)}. なお, ここで定義した相関係数 α_k は, 主に確率・統計分野において2つの確率変数の線形関係性の強弱を測る指標として用いられる相関係数とは異とするものである. 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 2.5) に記載のものを利用しても良い.

前述の通り, 一定振幅荷重下では疲労センサのき裂進展長さと繰返し数が比例関係にあることを次に示す. 一定振幅荷重下での疲労センサ特性取得疲労試験の一例として, 最も汎用的に用いられている, ひずみ範囲下限値 $\Delta \epsilon_{th}$ が 190μ (この値以上のひずみ範囲に対して反応する) の疲労センサ (KFS040F: 寸法 $12 \times 7.0 \times t0.25$ [mm])^{2.6)} のき裂進展特性を Fig.2.3 に示す. なお, ひずみ範囲 190μ は鋼材に対する応力範囲としては 40MPa に相当する. Fig.2.3 は疲労センサ 3 枚を JIS-SS400 鋼板 (板厚 8mm) へ瞬間接着剤にて貼付け, その板材にひずみ範囲 $\Delta \epsilon = 480\mu$ の引張圧縮ひずみ範囲 (ひずみ比 = 最小ひずみ ϵ_{min} / 最大ひずみ $\epsilon_{max} = -1$) を繰返し付与した場合の試験結果である.

ここで Fig.2.3 の縦軸は疲労センサのき裂長さ a をセンサ箔の幅 W で無次元化した

もので、横軸は負荷の繰返し数 N を貼付した疲労センサ 3 枚の平均破断寿命 N_{sf} で無次元化した。この図に示されるように、負荷が一定振幅下であれば、疲労センサのき裂進展長さ a と繰返し数が比例関係にあることを表している。なお、疲労センサには本タイプ KFS040F に加え、さらに高感度なタイプである KFS025F ($\Delta\epsilon_{th}=120\mu$, 寸法 $19\times9.5\times0.35$ [mm])^{2.6)} の 2 つのタイプが実用化されている。

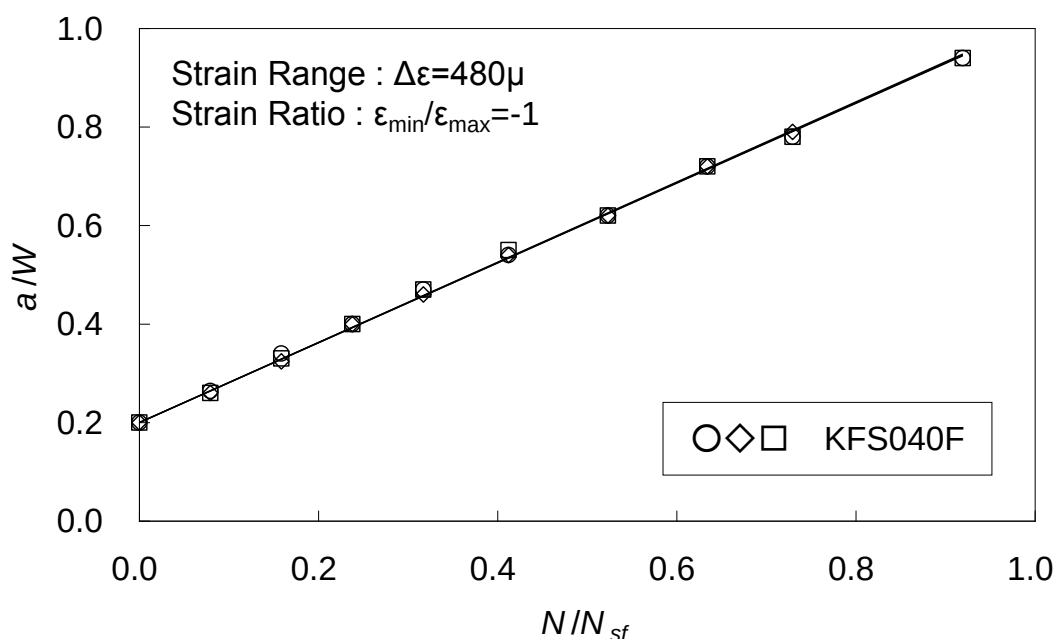


Fig.2.3 Crack growth length of FDS to loading cycles.

また疲労センサ^{2.1)}には、以下に示すような特長が挙げられる。

① 小型・高感度

センサ箔に人工ノッチ部の薄肉化によるひずみ増幅機構を設けることで、疲労センサの小型化かつ高感度化を実現した。したがって診断対象となる溶接部近傍へ疲労センサを適用でき、比較的小さい繰返し応力に対しても疲労センサは反応する。また、疲労センサの製造段階でセンサ箔に予張力を付与して、センサ箔が弛緩しにくくしているので、繰返し圧縮応力場でも疲労センサは反応し、そのき裂進展特性は平均応力の影響が比較的小さいことが確認されている^{2.1),2.3)}。

② センサ出力安定

センサ箔製造にフォトリソグラフィと呼ばれる精密製法を採用し、材質が

均一で、寸法精度が確保されているため、疲労センサのき裂進展特性は安定しており、信頼性の高い寿命予測を実現できる。

③ 貼付作業が簡単

瞬間接着剤で部材に貼り付けるだけなので取扱いが容易である。部材との接着を担うベース箔は受感部であるセンサ箔と分けられており、疲労センサの出力は貼付作業や貼付状況の違いによる影響を受けにくいように配慮されている。

④ 計測作業が簡単

センサ箔のき裂進展長さの計測には、計測器、配線、電源は一切不要であり、拡大鏡などで直接センサから読み取るか、レプリカ法^{2.7)}が用いられる。これは、き裂像をフィルムに転写し、拡大鏡などを用いてその転写像からき裂長さを間接的に計測する方法である。疲労センサのき裂のレプリカ拡大像を Fig.2.4 に示す。レプリカ法では点検時のフィルムを保管しておけば、後日でも計測可能であり、記録としても残せるという点で有益な手法である。

そのほか、疲労センサの原理などについて付録 A に説明を加えた。

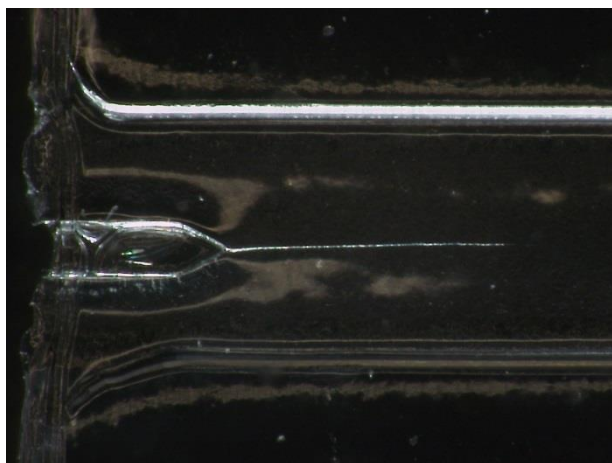


Fig.2.4 Sample replica of crack on FDS.

2.3 溶接構造物の疲労寿命評価手順

橋梁や船舶に代表される溶接構造物は、ストック資産の長寿命化を図ることが求められている。損傷発見のため、目視、磁粉探傷、浸透探傷、超音波探傷や高機能な計測装置による定期的な点検・検査が行なわれており、その調査・診断結果によっては延命策として補修や補強が行われている^{2.8)}。これらの検査法は通常、き裂・腐食・変形などの異常を見つけ出す事後保全的なものであり、き裂など将来発生しうる欠陥を予測する予防保全的なものではない。もし疲労き裂の発生時期が事前に予測できるのであれば、小規模の補修・補強で十分であったり、定期的検査の間隔を延ばせるなど、コスト削減が期待できる。溶接構造物に対する疲労寿命評価手順について、疲労センサを用いた方法と従来のひずみゲージによる応力頻度測定に基づく方法^{2.8)}の比較を Fig.2.5 に示す。疲労センサによる疲労寿命評価は、従来のひずみゲージによる手法と比べると長期間の評価や測定点数が多い場合の適用が容易と考えられる。Fig.2.2 の手順に示すように供用中の溶接構造物に疲労センサを一定期間（数ヶ月から数年）貼付し、その間に検出した疲労センサでのき裂長さから構造部位の疲労寿命が推定できる。

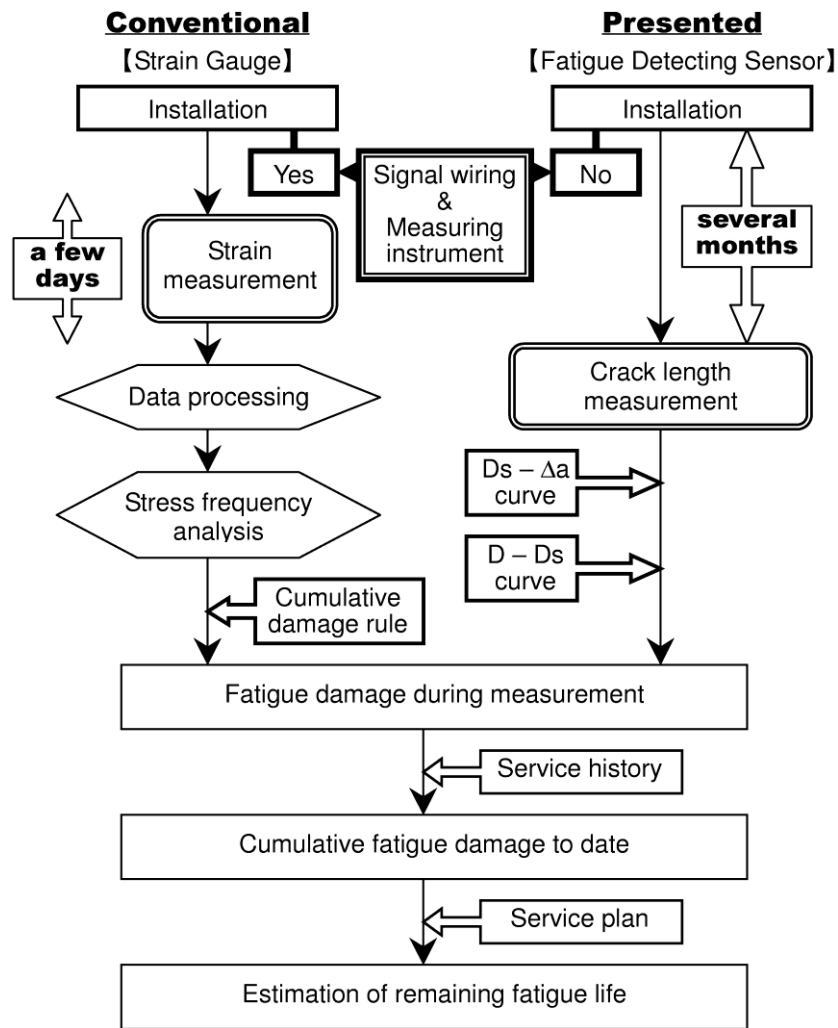


Fig.2.5 Comparison of fatigue remaining life estimation methods for welded structures (ex. bridges) using strain gauge and FDS.

2.4 検証実験と適用事例

2.4.1 模型実験

橋梁などの鋼構造物に適用した場合の寿命診断性能を検証するため疲労実験を実施した。実験供試体は Fig.2.6 に示すプレートガーダー模型であり、スカラップ他、鋼橋で見られる各種溶接構造ディテールを有している。供試体は Fig.2.7 に示すとおり、支間長 3m の中央において、疲労試験機により一定荷重範囲 294kN の動的载荷（荷重比 $R = \text{最小荷重 } P_{\min} / \text{最大荷重 } P_{\max} = 0.1$ ）を行っている。実験の荷重载荷は Table2.1 に示すように、静的荷重試験の後、疲労試験のフェーズ 1（疲労センサに反応が現れる段階）、フェーズ 2（実験供試体の対象部位にき裂が発生する段階）の各段階に分けて行った。静的荷重試験では応力集中ゲージやひずみゲージにより、対象部位の応力発生状況を把握した。対象部位の応力集中ゲージや疲労センサの貼付位置は、Fig.2.8 に示すとおりである。フェーズ 1 では、疲労センサを貼り付けて、代表的な繰返し数ごとに対象部位の疲労センサの反応を調査した。なお、疲労センサにはひずみ範囲下限値 $\Delta \varepsilon_{th}$ が 190 μ （鋼材 40MPa 相当）のものをを用いた。またフェーズ 2 では、設置していた疲労センサを剥がし、同じ位置にひずみゲージを貼付している。

フェーズ 1 ではスカラップ部 2 箇所（Fig.2.6 に示す C2, C4 部位）に貼付した疲労センサにき裂が発生していたので寿命評価を実施した。Fig.2.9 にはスカラップ部における繰返し数に対するひずみ範囲低下率（=ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon$ / 初期ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_0$ ）とそれらの表面き裂長さの関係を表している。また、Fig.2.9 には疲労センサで計測されたき裂長さから評価できる寿命範囲とひずみゲージにて計測されたホットスポット応力範囲^{2.9)}から日本鋼構造協会（JSSC）疲労設計線^{2.5)}の強度等級 E を用いて算定した寿命を表示している。なお、Fig.2.9 中の” Design Life”は設計線レベル,” Average Life”はバックデータ平均線レベルである。供試体は繰返し数 30 万回程度より、表面き裂の進展が見られ、き裂発生指標であるひずみ範囲低下率も 1.0 から徐々に小さくなってきている。疲労センサによる寿命予測の平均値である繰返し数約 70 万回付近にて、ひずみ範囲が低下していき、き裂も約 20mm に至っていることがわかる。したがって、一定荷重振幅に晒されるスカラップ溶接部に対する疲労センサ適用精度を確認できたと言える。

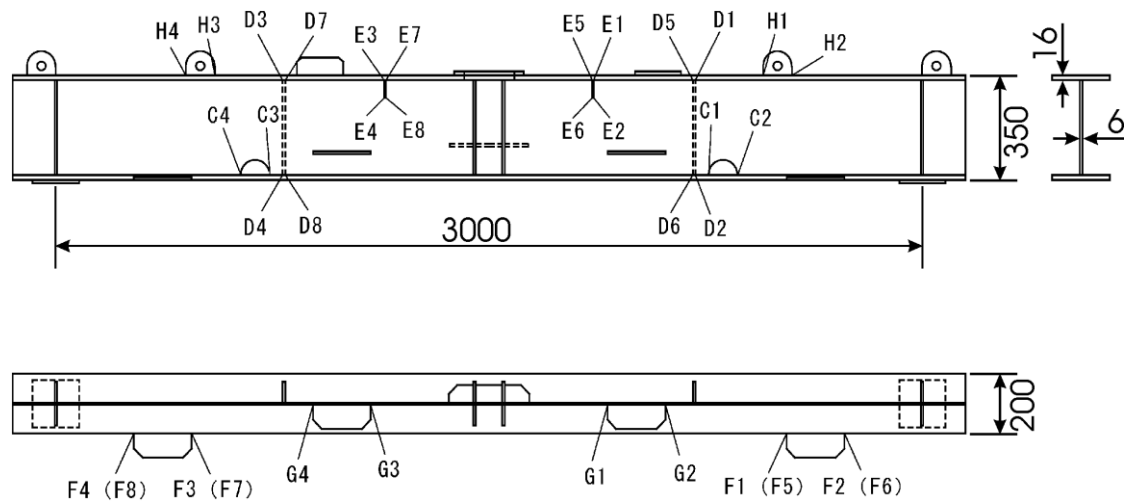


Fig.2.6 Test beam model schematic.



Fig.2.7 Test beam model under three point bending.

Table2.1 Loading phases and conditions.

Phase	Static	Cyclic 1	Cyclic 2
Purpose	Stress distribution measurement at welds	Remaining life prediction by FDS	Verification of fatigue cracks
No. of Loading	1	$5.0 \times 10^3 \sim 1.7 \times 10^5$	$3.5 \times 10^5 \sim$
Load/load range	294 kN	294 kN	294 kN
Load ratio R ^{*2.1}	---	0.1	0.1

*2.1 R : minimum load over maximum load

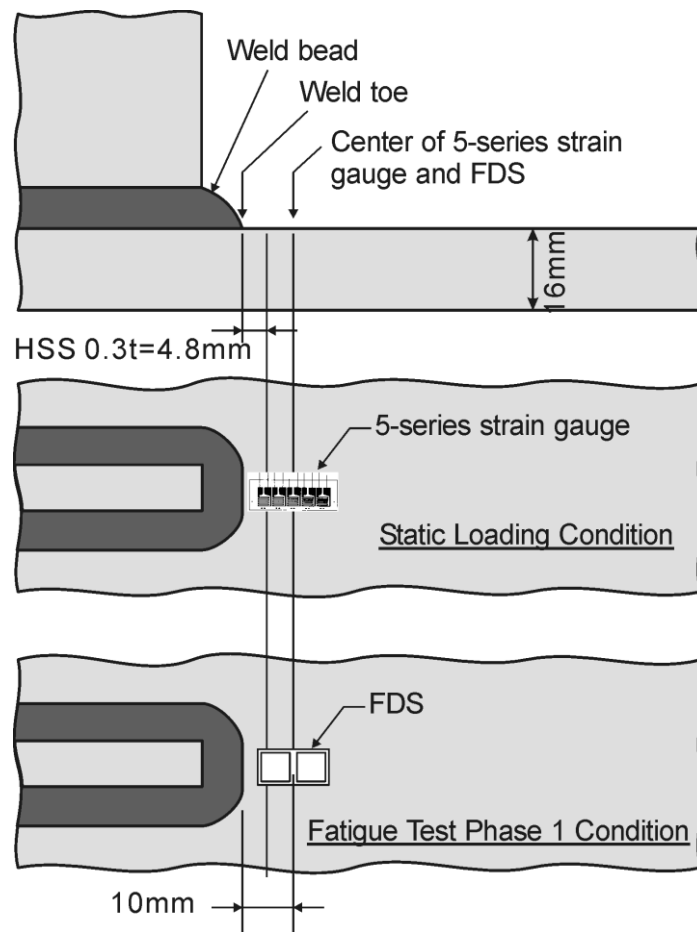
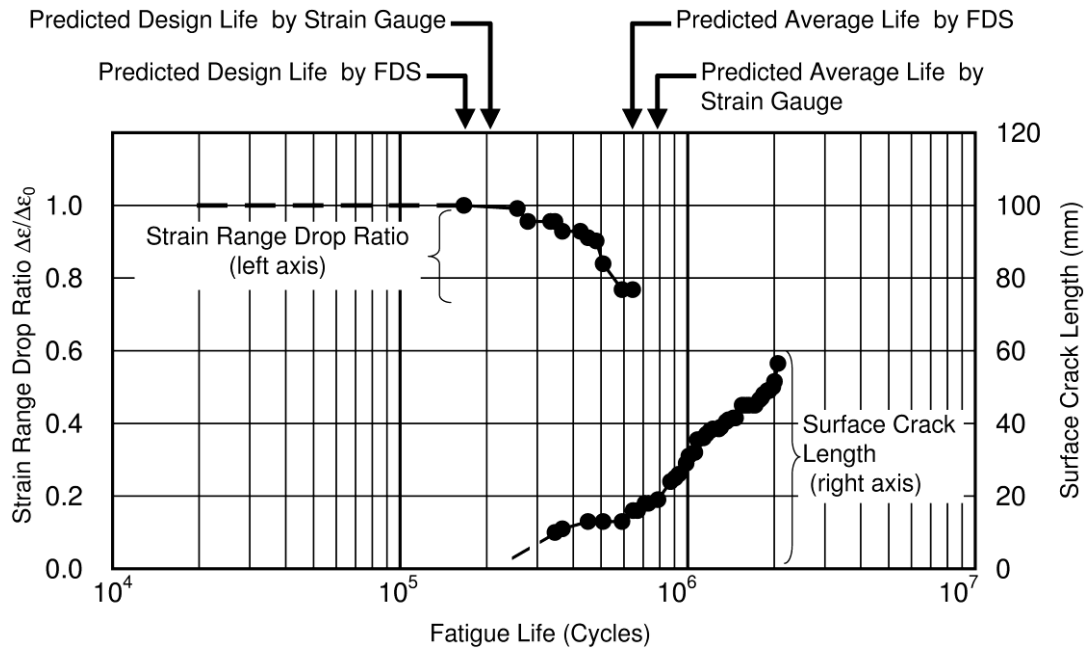
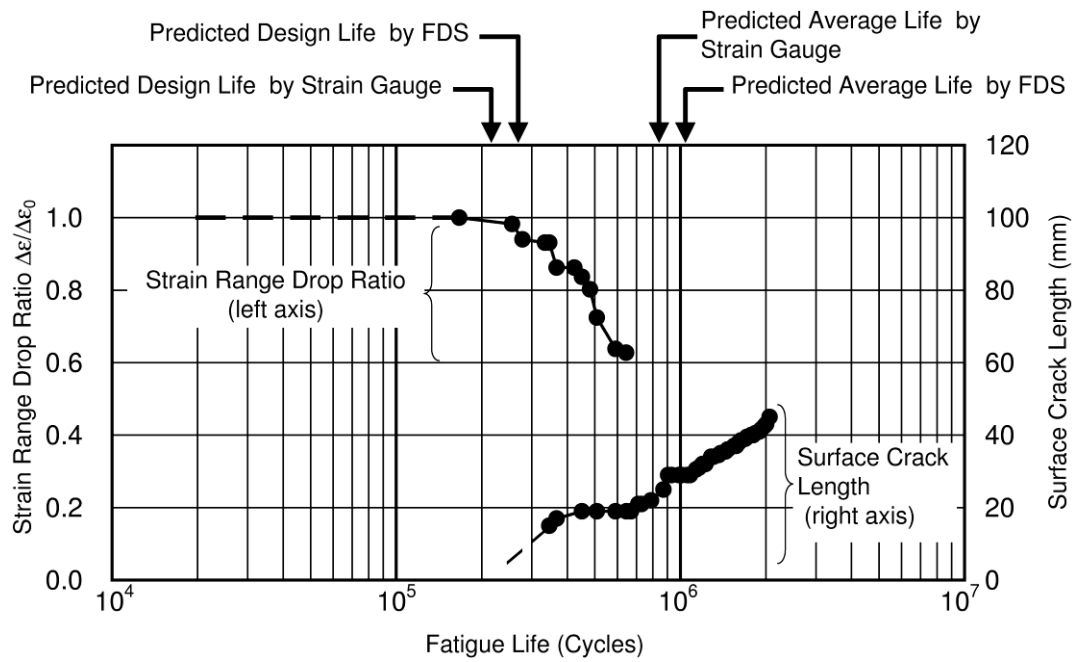


Fig.2.8 Location of strain gauge and FDS stuck near weld.



(1) C2 point of cope hole.



(2) C4 point of cope hole.

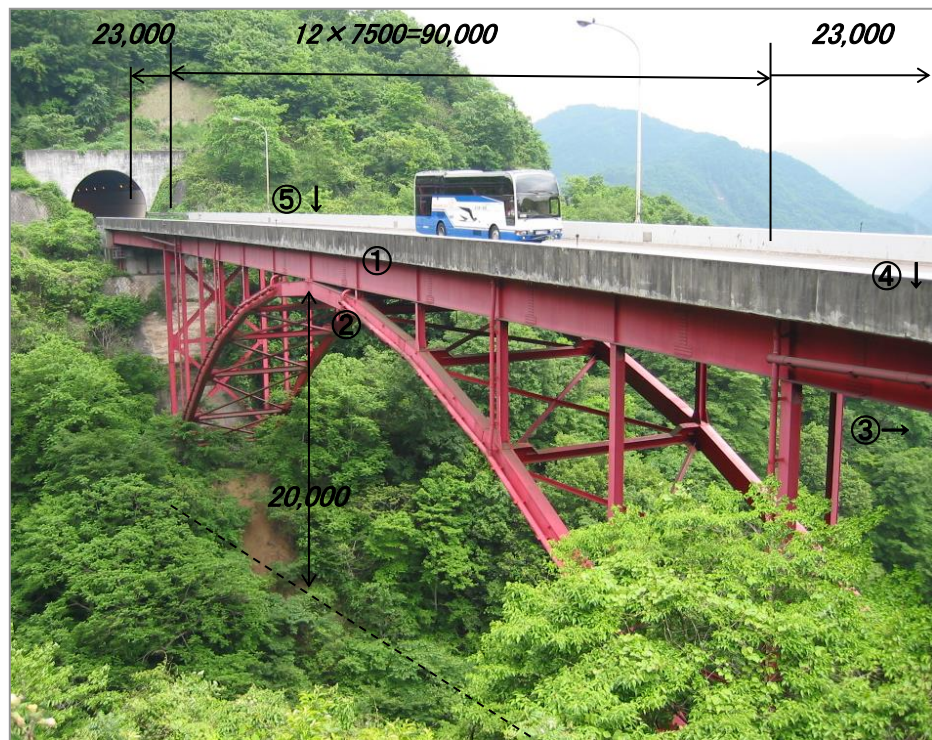
Fig.2.9 Fatigue crack predictions and actual results.

2.4.2 適用事例

旧日本道路公団（現在の中日本高速道路株式会社）中央自動車道の逆ローゼ上路アーチ橋（Fig.2.10）の橋桁溶接部①～⑤（Fig.2.11）に対して，疲労センサのき裂進展量の計測（7ヶ月間）とひずみゲージによる応力頻度計測（3日間）にて，両者による疲労寿命の推定値を比較した結果を Table2.2 ならびに Fig.2.12 示す．両者は満足のいく相関を示し，疲労センサによる寿命診断法が妥当であることが確認できた．なお，寿命評価に使用した S-N 線図は JSSC 疲労設計指針^{2.5)}の強度等級 E または G で，評価対象ごとの継手形式に適した方を用いた．また，使用した疲労センサはひずみ範囲下限値 $\Delta\epsilon_{th}$ が 190 μ （鋼材 40MPa 相当）のものである．ひずみゲージでは実測した時系列データをレインフロー法にて応力頻度データに変換し，JSSC 疲労設計指針に準拠した線形累積損傷則にて寿命を評価した．

同様に岩手県道の鉸桁橋^{2.10)}，鉄道用トラス橋^{2.11)}，阪神高速道路の橋脚^{2.12)}でも疲労センサによる疲労寿命診断の信頼性を検証した例がある．その他に国道2号線新加古川大橋での補強効果確認などの成果がある^{2.13)}．また，橋梁以外では鉄道車両の台車枠に疲労センサを適用して，妥当な寿命評価を得た例がある^{2.3)}．

2.2 節で述べたとおり，疲労センサのセンサ箔には製造時に比較的大きな予張力を付与しているので，疲労き裂進展時のき裂開口現象に起因する応力振幅の変動に対する影響や平均応力に対する影響が比較的小さいと考えられる．また，橋梁や鉄道車両の台車枠の外力状態は，応力振幅の変動や平均応力の変動が比較的穏やかと考えられる．例えば道路橋ではその疲労被害度の大半は大型車の通行に起因するとされる^{2.14)}が，大型車の積載重量や軸重には制限が加えられており，通常状態から大きく逸脱するような荷重は生じにくいと考えられる．また鉄道車両の台車枠では，台車枠に作用する荷重の多くは車両の自重に起因し，保守された軌道上を安定的に走行するなかで過大な荷重は生じにくい．これらの事情から荷重の変動状態が比較的安定している橋梁や鉄道車両の台車枠では，一定応力振幅下で取得した疲労センサと溶接継手の相関係数 α_k に基づいて評価された疲労寿命でも概ね妥当な値を与えられられる．



Unit of length : mm

Fig.2.10 Steel bridge applied FDS.

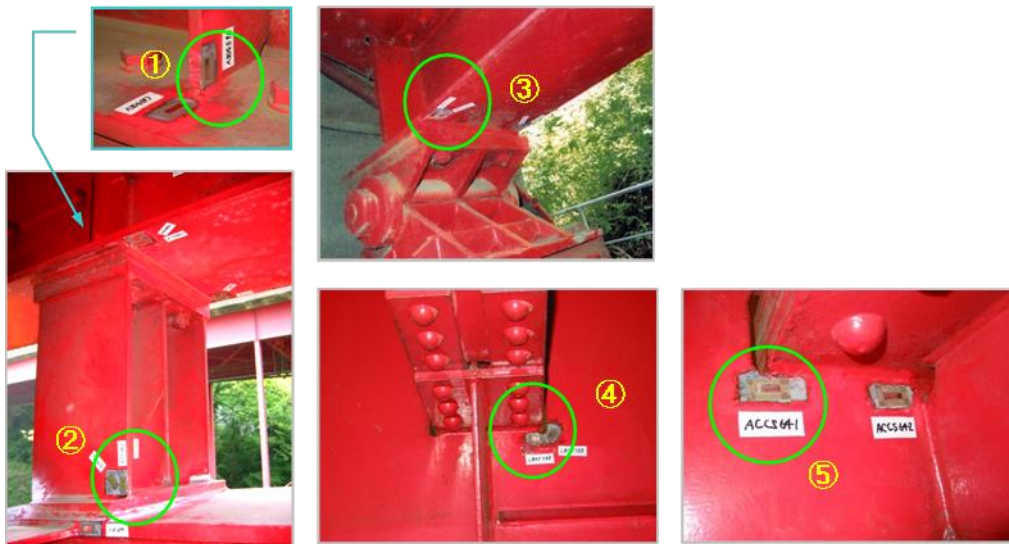


Fig.2.11 Locations of FDS to steel bridge.

Table2.2 Fatigue life evaluations of welded joints.

No.	①	②	③	④	⑤
Joint types	*2.2	*2.2	*2.3	*2.4	*2.4
Strength categories	E	E	G	G	G
Fatigue life evaluation by FDS*2.5	19	1.8	11	15	70
Fatigue life evaluation by stress measurement*2.5	33	0.79	13	9.5	36

*2.2 Cruciform welded joint (Complete penetration)

*2.3 Joints with fillet welded cover plate

*2.4 Welded joints with copes

*2.5 unit : year

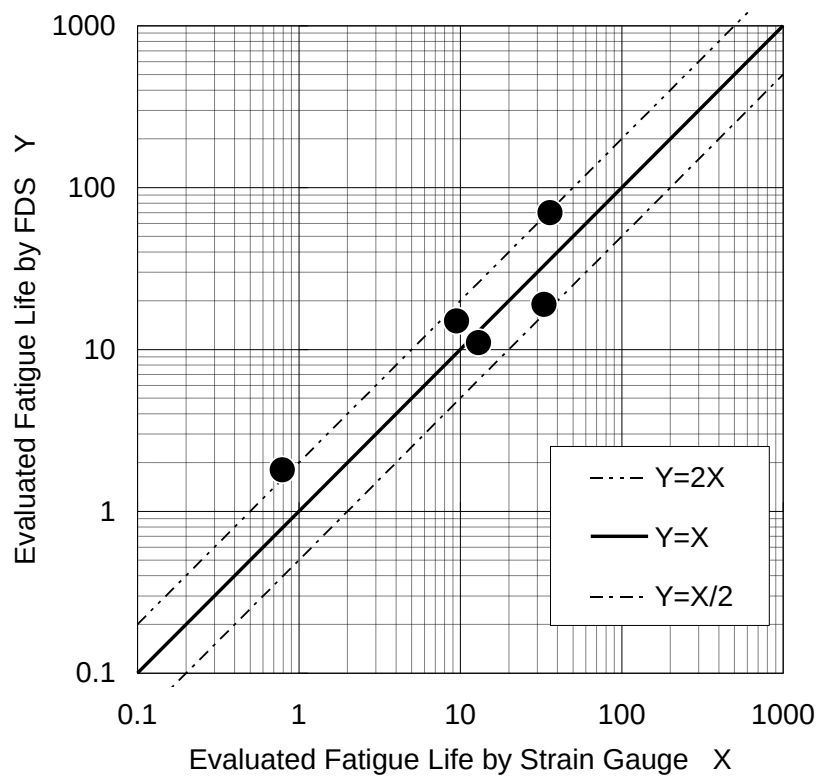


Fig.2.12 Evaluated fatigue life comparison of FDS with stress measurement method.

2.5 結言

2章では本研究で採用した疲労センサの特徴について述べた。評価対象となる溶接継手部と疲労センサの S-N 線図の傾きが等価であるという特性を利用すると、疲労センサの出力値であるき裂長さと溶接継手部の疲労ダメージには負荷応力範囲に依らずに線形関係が成り立ち、簡便に溶接継手の疲労寿命を推定できる。また、一定荷重振幅下において疲労センサで推定した疲労寿命は、構造物の溶接継手部の実際の疲労寿命と比較的良好に整合することが疲労試験にて確認されている。さらに実際に運用されている橋梁においても、その荷重振幅は比較的安定的であるため、疲労センサで推定した疲労寿命は、従来のひずみ計測による応力頻度分布から線形累積損傷則にて推定する疲労寿命とも比較的良好に整合することが確認されている。以上のように疲労センサは溶接継手の疲労寿命を妥当に評価し得ると言える。

2章の参考文献

- 2.1) 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.
- 2.2) 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., pp.881-882, 2003.
- 2.3) 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, pp.134-138, 2003.
- 2.4) 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.
- 2.5) 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 -付・設計例- [2012年改訂版], 技報堂, 2012.
- 2.6) 小林朋平, 仁瓶寛太 : 疲労センサによる溶接構造物の疲労寿命診断, 溶接学会誌 Vol.76, pp.221-225, 2007.
- 2.7) 社団法人日本機械学会編: (新版)機械工学便覧 基礎編 A4 材料力学, p.150,

- 丸善, 1984.
- 2.8) 一般社団法人溶接学会溶接疲労強度研究委員会: 溶接構造の疲労, 産報出版, pp.237-245, 2015.
- 2.9) 仁瓶寛太: ホットスポット応力算出法の問題点と改善策, 溶接学会平成 10 年度秋季全国大会フォーラム「溶接構造物の疲労照査と照査に用いる応力」, 1998.
- 2.10) 新銀武, 岩崎正二, 宮本裕, 大垣賀津雄, 村岸治: 疲労センサを用いた既設鋼橋の疲労寿命診断, 土木学会第 60 回年次学術講演会, 2005.
- 2.11) 内田一人, 木村元哉, 梅田聡, 坂野昌弘, 藤原申次: 疲労センサを用いた鋼鉄道橋の疲労損傷度計測, 土木学会第 60 回年次学術講演会, pp.113-114, 2005.
- 2.12) 梅田聡, 小林朋平, 小林徹雄, 堀江佳平, 鈴木徹: 疲労センサーの鋼製橋脚隅角部への適用, 土木学会第 58 回年次学術講演会, pp.1119-1120, 2003.
- 2.13) 梅田聡, 松田博和, 山元博司, 山田久之, 山田雅義, 松田好生: 横桁補強の耐久性向上効果の疲労センサーによる検討, 土木学会第 59 回年次学術講演会, pp.15-16, 2004.
- 2.14) 日本道路協会: 鋼道路橋の疲労設計指針, 丸善, 2002.

第3章 船体構造の疲労寿命推定精度向上手法の実験的検討

3.1 緒言

前章で述べたとおり，橋梁などではその実働荷重下で，疲労センサにより実機の疲労寿命を精度よく求められることが検証されている．しかしながら，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（疲労寿命の遅延特性）の相関を明らかにすることが必要である．

そこで本章では，船体構造溶接部に嵐に起因する波浪変動荷重と積載起因の平均応力変化が重畳する場合の疲労センサによる疲労寿命推定精度向上を目的して，波浪変動荷重と平均応力変化が重畳する条件下で疲労センサの特性取得試験，十字隅肉溶接継手の疲労強度試験，および船体構造モデル試験体を用いた疲労センサのモニタリング精度検証試験を実施した．

また，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^{3.1)}，それによる船体の疲労が問題となる場合があるので，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．そこで嵐起因の低周波な波浪変動荷重に高周波の **Whipping** が重畳した場合について疲労センサの出力特性を確認する試験を行った．

3.2 荷重履歴影響係数と相関係数

疲労センサを溶接線近傍表面に，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．前章でも述べたが，溶接継手部の疲労ダメージ D_W は(3.1)式で表されるように， D_S と比例関係にある．

$$D_W = \alpha_k \cdot D_S \quad (3.1)$$

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，溶接継手部と疲労センサの疲労ダメージ相関係数である．

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、(3.1)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。ここで、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と定義して(3.2)式で表すことにした。

$$\beta_{st} = k_{\beta} \cdot \beta_{wt} \quad , \quad \gamma_{st} = k_{\gamma} \cdot \gamma_{wt} \quad (3.2)$$

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す。そのうち 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す。そのうち 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る場合と、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_{β} 、 k_{γ} は各々の荷重履歴影響係数の相関係数を表す。なお、ここで定義した相関係数 k_{β} 、 k_{γ} は、主に確率・統計分野において2つの確率変数の線形関係性の強弱を測る指標として用いられる相関係数とは異とするものである。

相関係数 k_{β} 、 k_{γ} を用いることで、波浪変動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(3.3)式で表される。

$$D_W = k_{\beta} \cdot k_{\gamma} \cdot \alpha_k \cdot D_S \quad (3.3)$$

ただし、平均応力変化が重畳しない場合は $k_{\gamma}=1$ とする。

これにより船体構造溶接部に対して、波浪変動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が図れると考えた。

3.3 疲労試験

3.3.1 波浪変動荷重の負荷パターン

疲労試験に用いた嵐を模擬した波浪変動荷重パターン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.3.1 に示す。そして Fig.3.1 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。標準嵐波形は Fig.3.2 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 Fig3.3 に示す波形データ①を、0.75 倍未満の場合には Fig3.4 に示す波形データ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.3.2 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.3.2 に示す順序に並べて標準嵐波形の時系列データとした。なお、実測した波形データ①と②には Whipping 成分が重畳されているが、ここでの検討では高周波な Whipping 成分をローパスフィルタで除去したデータを用いた。Whipping 成分が波浪変動荷重に重畳した場合の影響については 3.6 節にて述べる。

また、嵐の負荷パターンの違いによる影響を評価するため、Fig.3.2 に示すように標準嵐波形とは異なる 2 種類の負荷パターンによる疲労試験も行った。一つの波形は標準嵐波形に比べて嵐の周期が長い“嵐波形 A” (Storm Waveform-A: SWA) で、もう一つ

は標準嵐波形に比べて嵐の周期が短い “嵐波形 B” (Storm Waveform-B: SWB) である。このように、2.5 年に亘る実船での縦曲げ応力モニタリング結果を参考に、船舶が実際に遭遇し得る嵐の負荷パターンを各々モデル化して疲労試験に用いた。

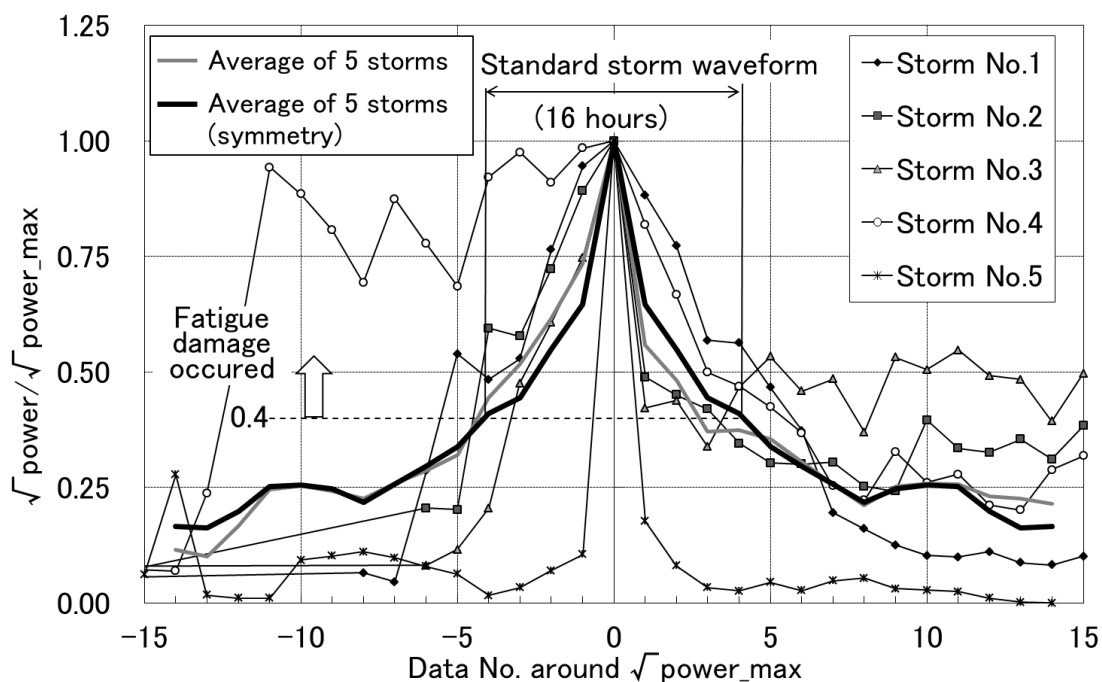


Fig.3.1 Definition of standard storm shape.

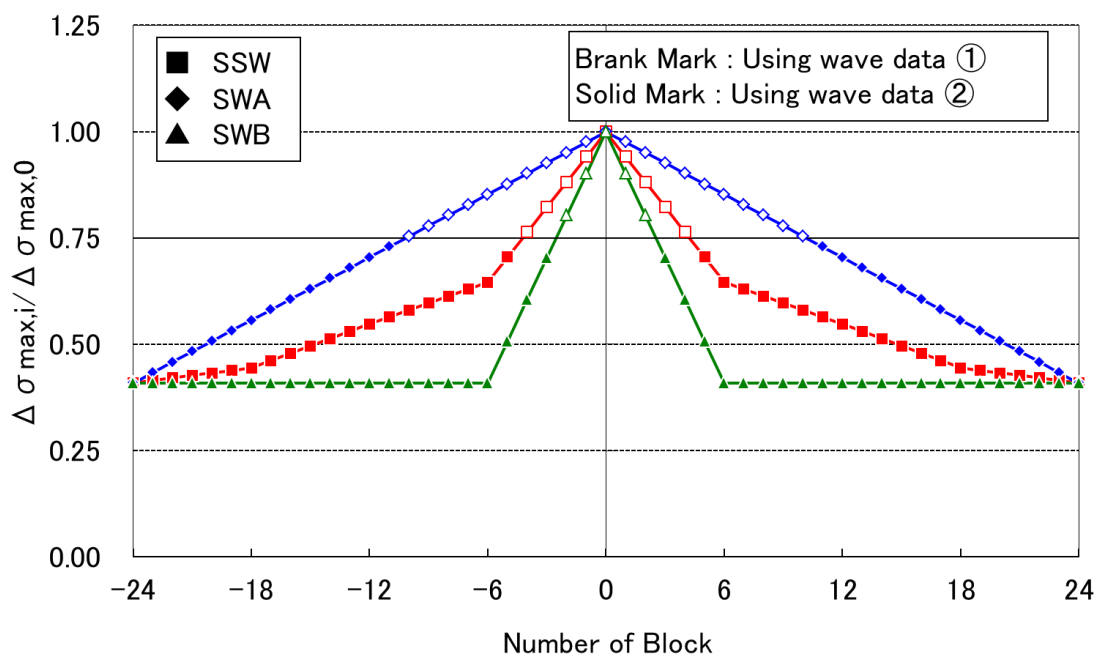


Fig.3.2 Storm shapes composed with block loads.

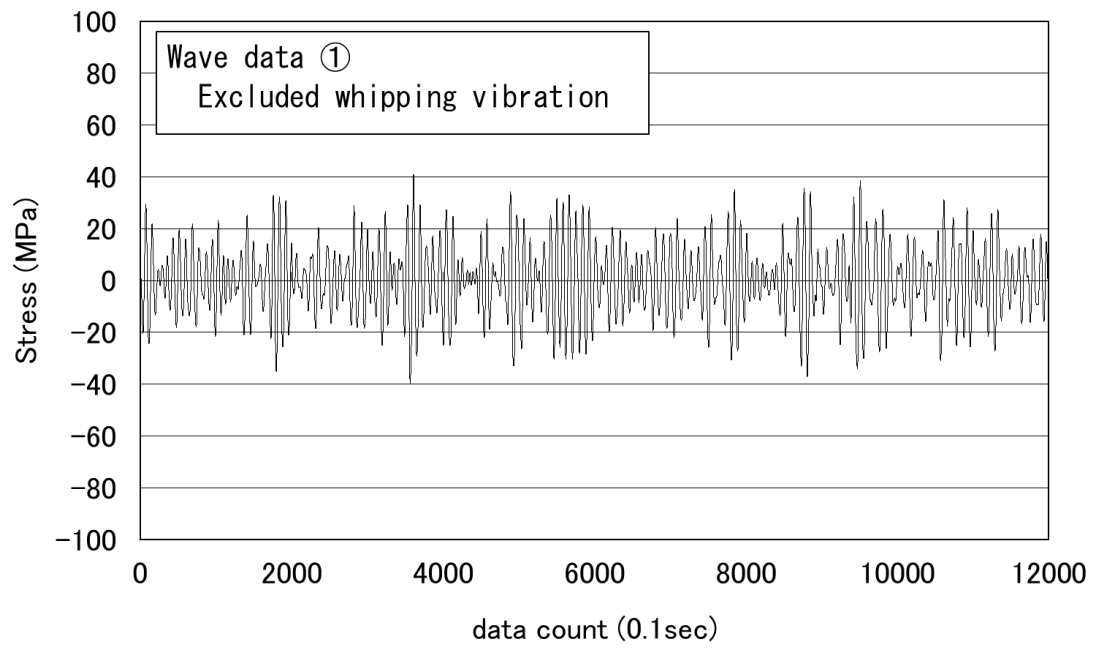


Fig.3.3 Wave data ① using storm waveform.

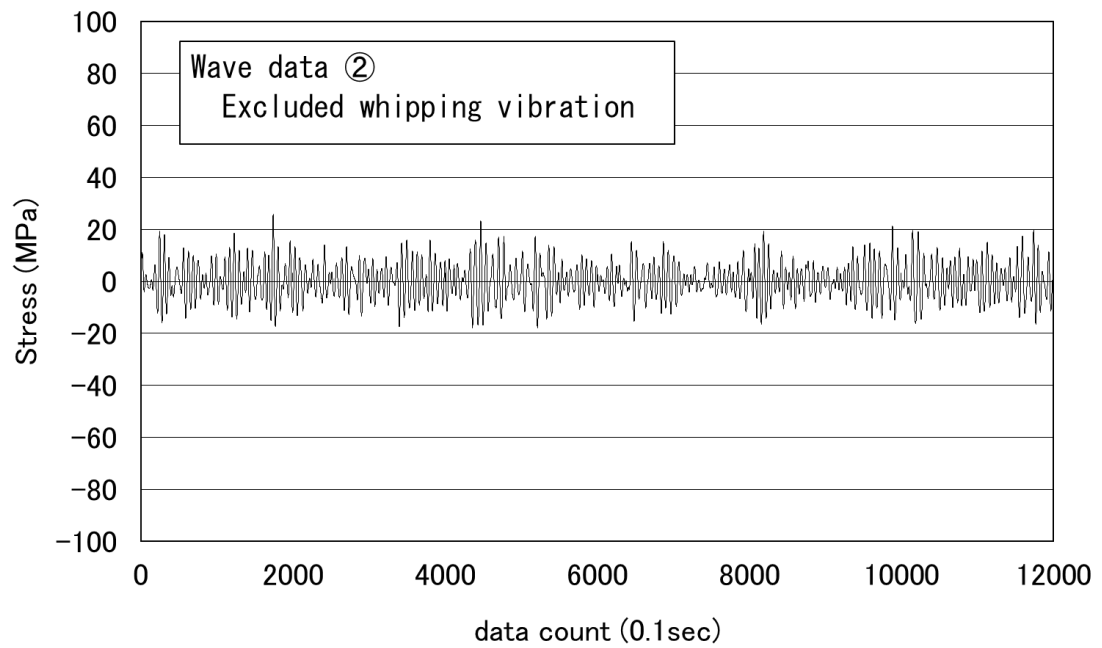


Fig.3.4 Wave data ② using storm waveform.

これら標準嵐波形，嵐波形 A，嵐波形 B について，平均応力が引張側 50MPa と圧縮側－50MPa 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.3.5～3.7 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，波浪変動荷重の最大応力範囲は 200MPa に設定した．また，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．なお標準嵐波形と嵐波形 A と B とでは波形データ①と②の構成比率が異なるため，1 ステップ中の時系列データ数（Count）が異なっている．

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，嵐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(3.4)式および(3.5)式で算出し，その応力範囲を負荷する疲労試験も行った．

$$\Delta\sigma_{n,eq} = \left\{ \sum_i (\Delta\sigma_{n,i}^m \cdot n_i) / \sum_i n_i \right\}^{1/m} \quad (3.4)$$

$$n_{eq} = \sum_i n_i \quad (3.5)$$

ここで，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，嵐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(3.4)式中の m は S-N 線図の傾きをあらわす指数で，疲労センサおよび溶接継手は $m=3$ とおける．このとき標準嵐波形の等価公称応力範囲は 64MPa となる．また嵐波形 A と嵐波形 B の等価公称応力範囲はそれぞれ 77MPa と 53MPa となる．

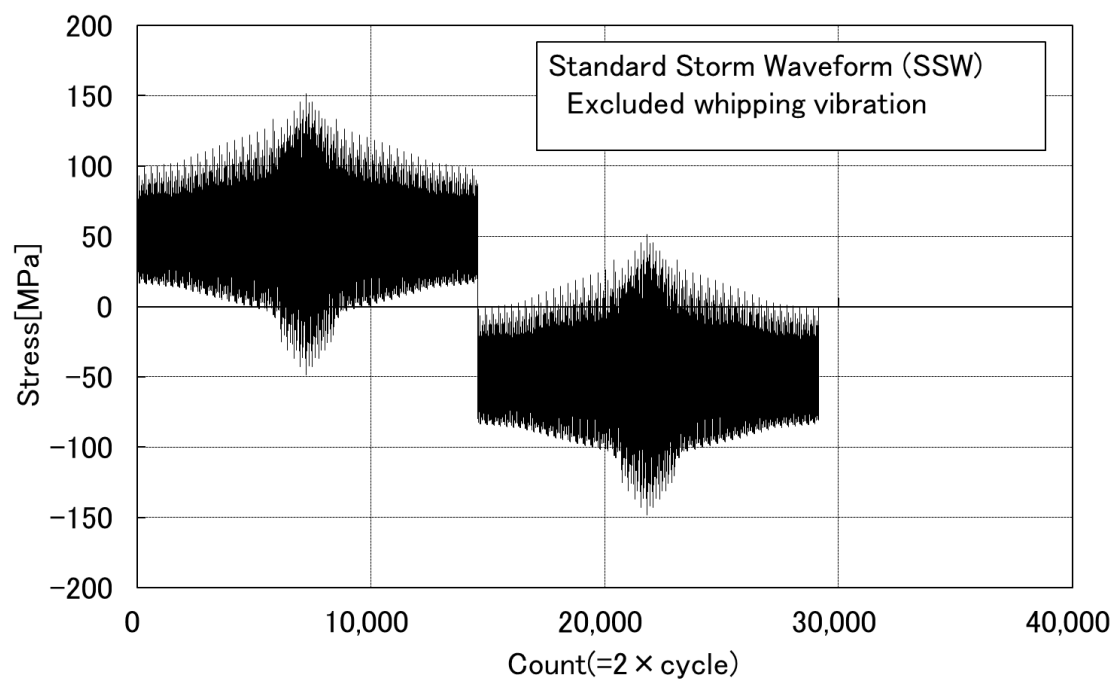


Fig.3.5 Time-varying changes of alternate tensile and compressive stress ranges under consecutive standard storm waveform loads excluded whipping vibration.

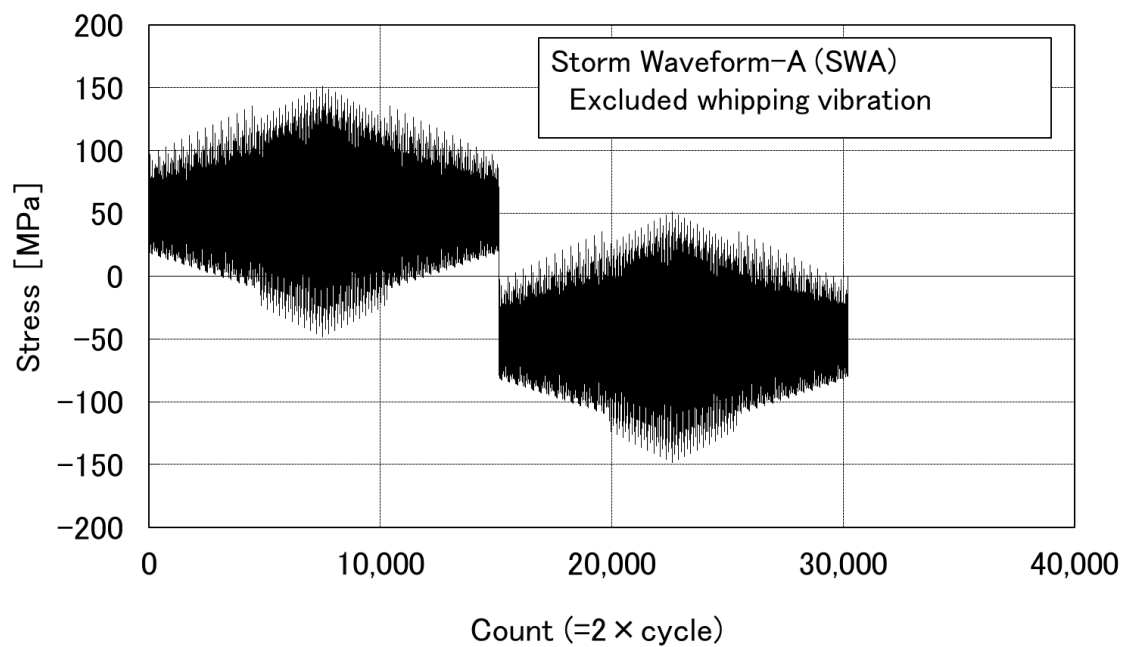


Fig.3.6 Time-varying changes of alternate tensile and compressive stress ranges under consecutive storm waveform-A loads excluded whipping vibration.

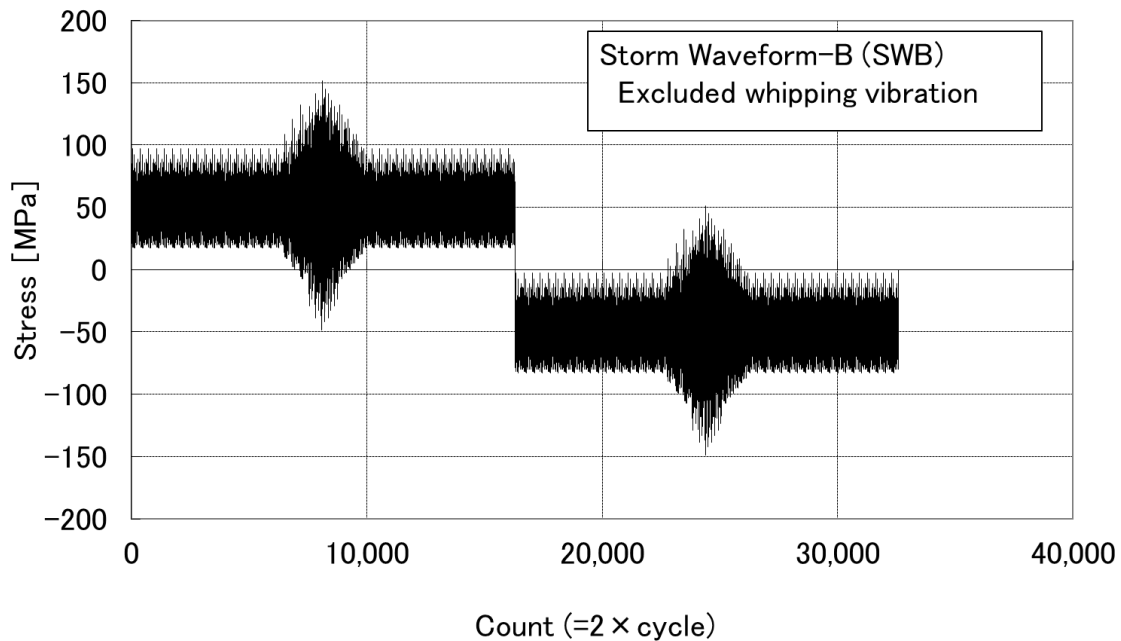


Fig.3.7 Time-varying changes of alternate tensile and compressive stress ranges under consecutive storm waveform-B loads excluded whipping vibration.

3.3.2 疲労センサの特性取得試験

板厚 8mm の JIS-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^{3.2)}により、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(公称直応力)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、ひずみ範囲下限値 $\Delta\epsilon_{th}$ が 190μ (鋼材の応力範囲 40MPa 相当) の疲労センサ (標準型 : KFS040F) を用いた。

(1) 標準嵐波形を用いた疲労試験

Fig.3.8 には標準嵐波形を作用させた場合の疲労センサ特性取得試験結果を示す。標準嵐波形のステップ数に対して、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、比較対象となる等価一定応力範囲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。平均応力が引張側のみで行

われた標準嵐波形と、その等価一定応力範囲に対する疲労センサのき裂進展履歴の比較から、疲労センサの荷重履歴影響係数は $\beta_{st}=2.5$ が得られる。なお、Fig.3.8では同様に平均応力が圧縮側のみで行われた試験における疲労センサのき裂進展履歴も示しているが、圧縮側のみでは3枚の疲労センサのき裂進展履歴の個体差が比較的大きく、一部の疲労センサではき裂進展速度が大幅に低下している。これは疲労センサを鋼板に微小抵抗溶接で貼付したため、圧縮荷重負荷時にセンサ箔が座屈挙動を示し、疲労センサ上のき裂進展が不安定になったのが一因と推測される。このことは接着剤により疲労センサを貼付した場合は、常時圧縮状態においても出力の安定性が改善されるという試験結果に矛盾しない。船舶では、疲労センサの点検は就航後の修繕ドック毎に実施されることを想定し、長期モニタリングに適した微小抵抗溶接での疲労センサ貼付を前提として、疲労センサの出力が安定している引張負荷状態のデータを基準に疲労センサの荷重履歴影響係数 β を算出することとした。

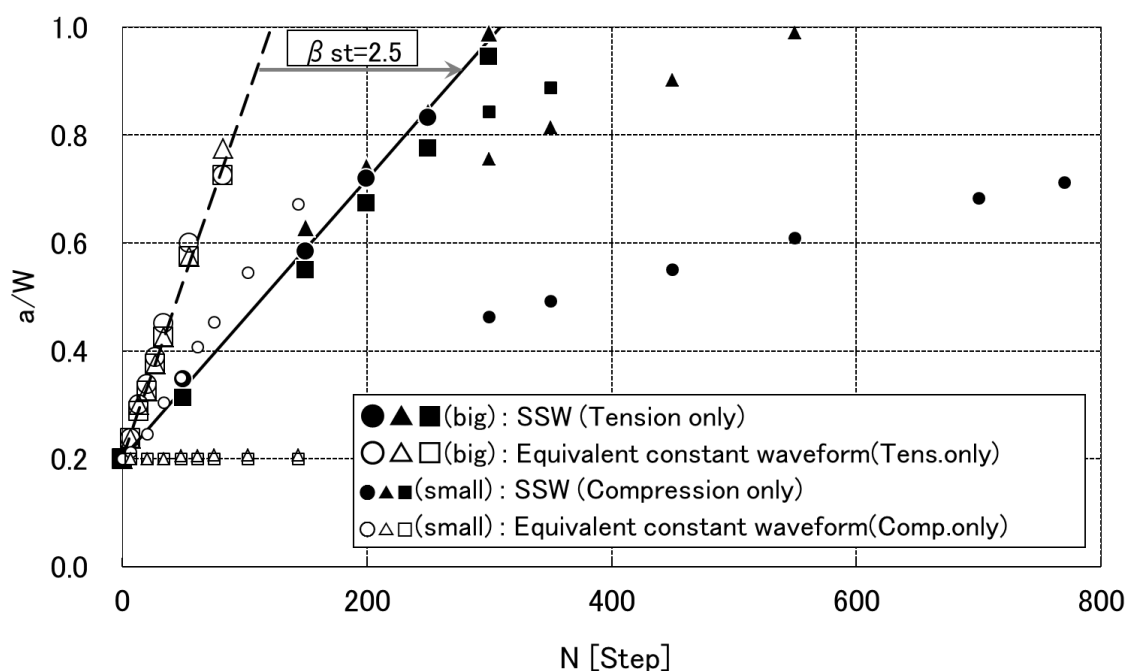


Fig.3.8 Results of fatigue tests for FDSs under tensile and compressive standard storm waveform loads comparing with their equivalent nominal loads.

Fig.3.9 には、同様の試験片を用いて、標準嵐波形についてその平均応力が引張側と圧縮側を交互に負荷した（Fig.3.5 に示す時系列波形の）場合の疲労センサのき裂進展履歴を示す。この場合、標準嵐波形を引張側のみ作用させた場合と同様に、3枚の疲労センサのき裂進展履歴の個体差は比較的小さく、疲労センサは安定した出力を示している。両者のデータを比較して、荷重履歴影響係数 $\gamma_{st}=1.2$ が得られた。

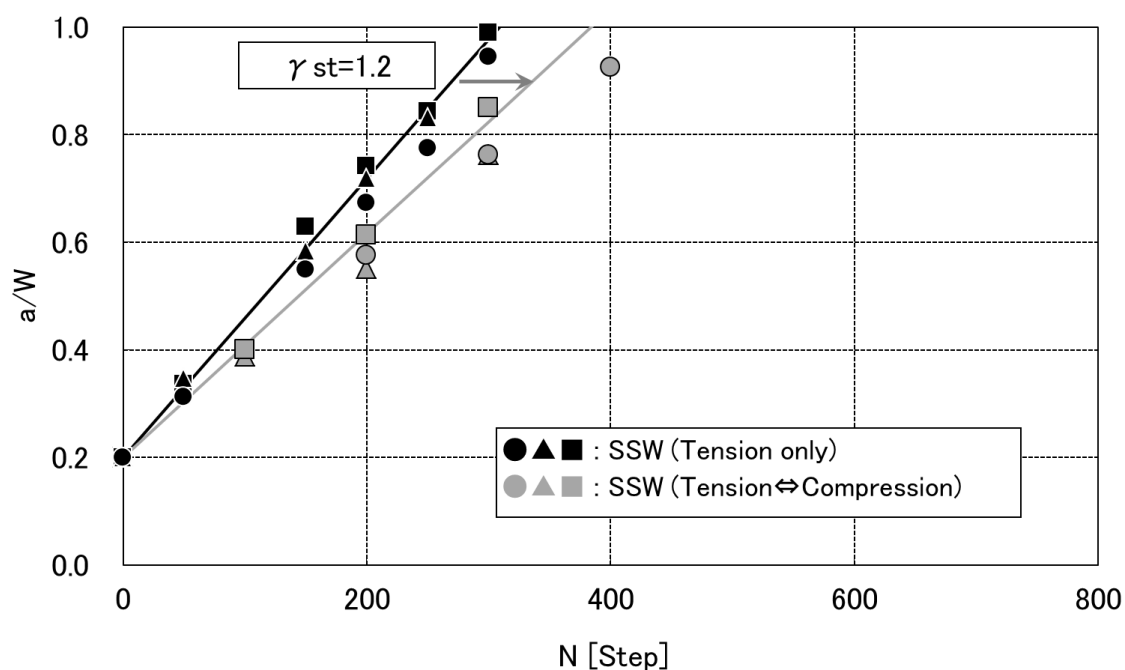


Fig.3.9 Results of fatigue tests for FDSs under alternate tensile and compressive standard storm waveform loads comparing with tensile standard storm waveform loads.

(2) 嵐波形 A を用いた疲労試験

嵐波形 A を負荷して前項同様の疲労試験を行った。Fig.3.10 には平均応力が引張側のみまたは圧縮側のみで行われた試験における疲労センサのき裂進展履歴を示す。また、Fig.3.11 には平均応力が引張側と圧縮側を交互に負荷した（Fig.3.6 に示す時系列波形の）場合の疲労センサのき裂進展履歴を示す。この嵐波形 A に対しては $\beta_{st}=1.5$, $\gamma_{st}=2.3$ が得られた。

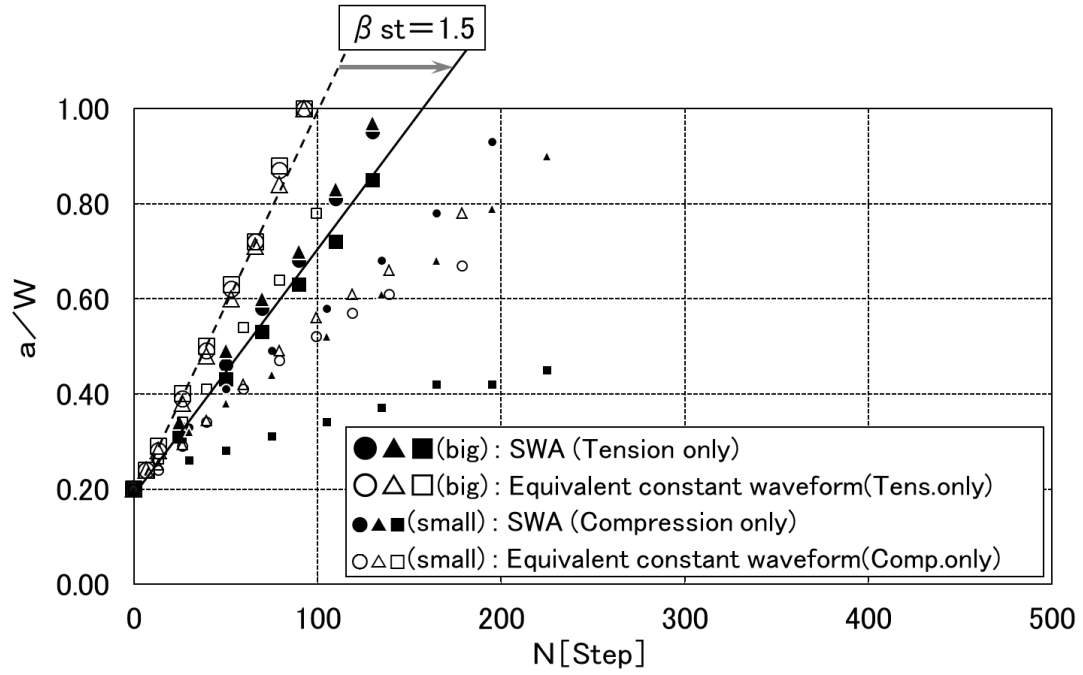


Fig.3.10 Results of fatigue tests for FDSs under tensile and compressive storm waveform-A loads comparing with their equivalent nominal loads.

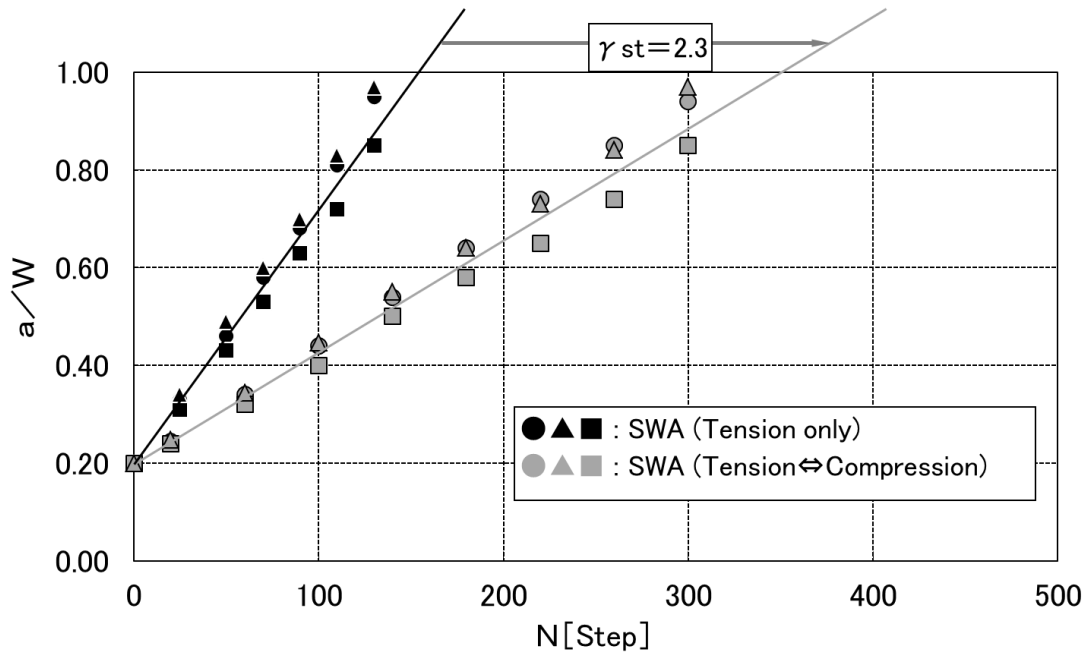


Fig.3.11 Results of fatigue tests for FDSs under alternate tensile and compressive standard storm waveform loads comparing with tensile storm waveform-A loads.

(3) 嵐波形 B を用いた疲労試験

嵐波形 B を負荷して前項同様の疲労試験を行った。Fig.3.12 には平均応力が引張側のみまたは圧縮側のみで行われた試験における疲労センサのき裂進展履歴を示す。また、Fig.3.13 には平均応力が引張側と圧縮側を交互に負荷した (Fig.3.7 に示す時系列波形の) 場合の疲労センサのき裂進展履歴を示す。この嵐波形 A に対しては $\beta_{st}=3.3$, $\gamma_{st}=0.83$ が得られた。

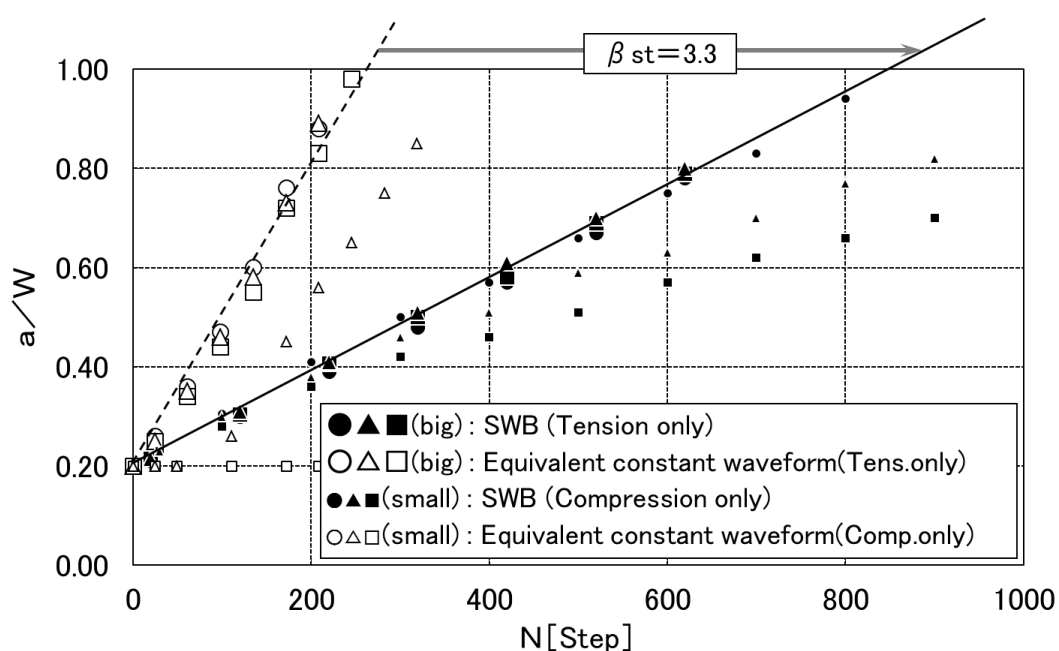


Fig.3.12 Results of fatigue tests for FDSs under tensile and compressive storm waveform-B loads comparing with their equivalent nominal loads.

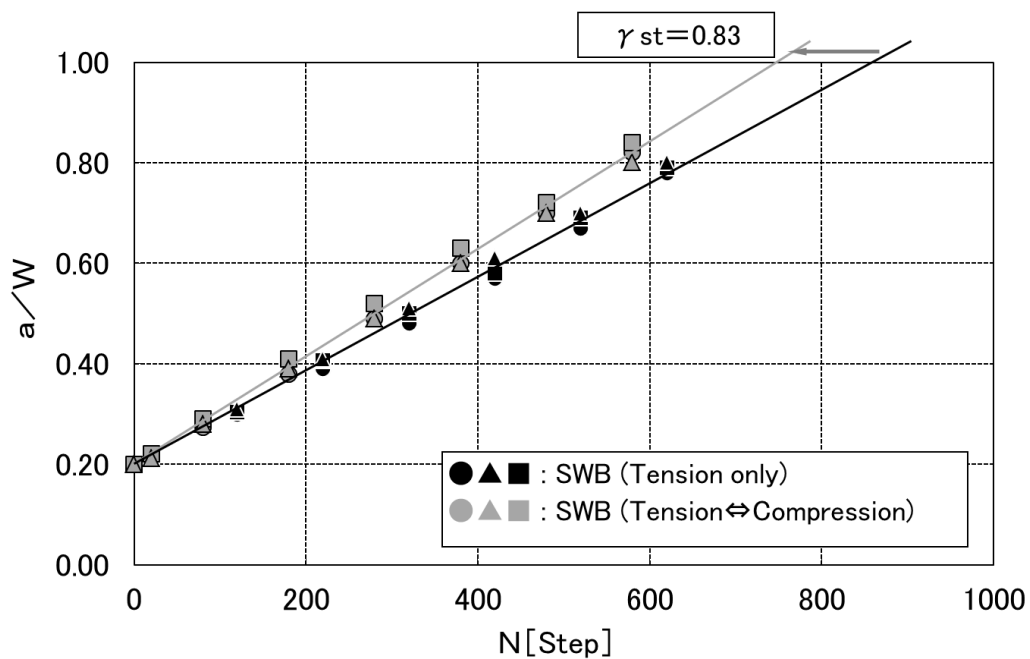


Fig.3.13 Results of fatigue tests for FDSs under alternate tensile and compressive standard storm waveform loads comparing with tensile storm waveform-B loads.

3.3.3 溶接継手の疲労試験

溶接部に対して 2 章で定義した各荷重履歴影響係数 β_{wt} , γ_{wt} を求めるために, Fig.3.14 に示す荷重非伝達型十字隅肉溶接継手試験片 (材質: SM400B, 板厚 9mm) を用いて 疲労センサの特性取得試験と同一環境下で軸力疲労試験を実施した.

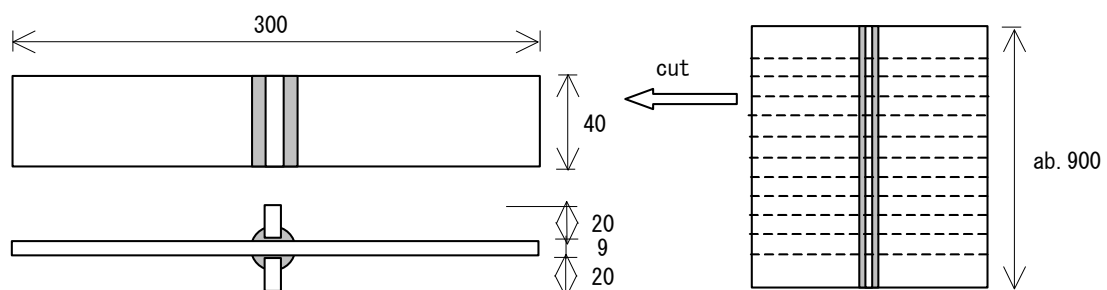


Fig.3.14 Fatigue test specimens for welded joints.

試験結果の一例として, Fig.3.5 に示す標準嵐波形を作用させた場合の S-N データ (等価公称応力範囲と破断繰返し数の関係) を Fig.3.15 に●, ▲印でプロットする. 2 点の●印は平均応力が引張側のみを付与した場合の試験データ 2 回分を表す. また, 2 点の▲印は平均応力が引張側と圧縮側を交互に負荷した場合の試験データ 2 回分を表す. また, 平均応力を引張側の標準嵐波形と同じ 50MPa に合致させたうえで, 一定応力範囲で取得した S-N データを□印でプロットし, S-N 線図の傾き m を 3 とした場合の最小二乗近似線を破線で示す. 平均応力が引張側のみで行われた標準嵐波形に対する S-N データ平均線と, 一定応力範囲に対する S-N データ平均線の比較から, 両者の寿命比で定義される溶接継手の荷重履歴影響係数 β_{wt} には 1.2 を得た. また, 標準嵐波形の引張側のみ作用させた S-N データ平均線と, 引張側と圧縮側を交互に作用させた S-N データ平均線との比較から, 両者の寿命比で定義される溶接継手の荷重履歴影響係数 γ_{wt} には 1.0 を得た.

同様の試験を嵐波形 A と嵐波形 B に対しても行い, 嵐波形 A では $\beta_{wt}=0.81$, $\gamma_{wt}=2.0$ を得た. 嵐波形 B では $\beta_{wt}=1.6$, $\gamma_{wt}=0.92$ を得た.

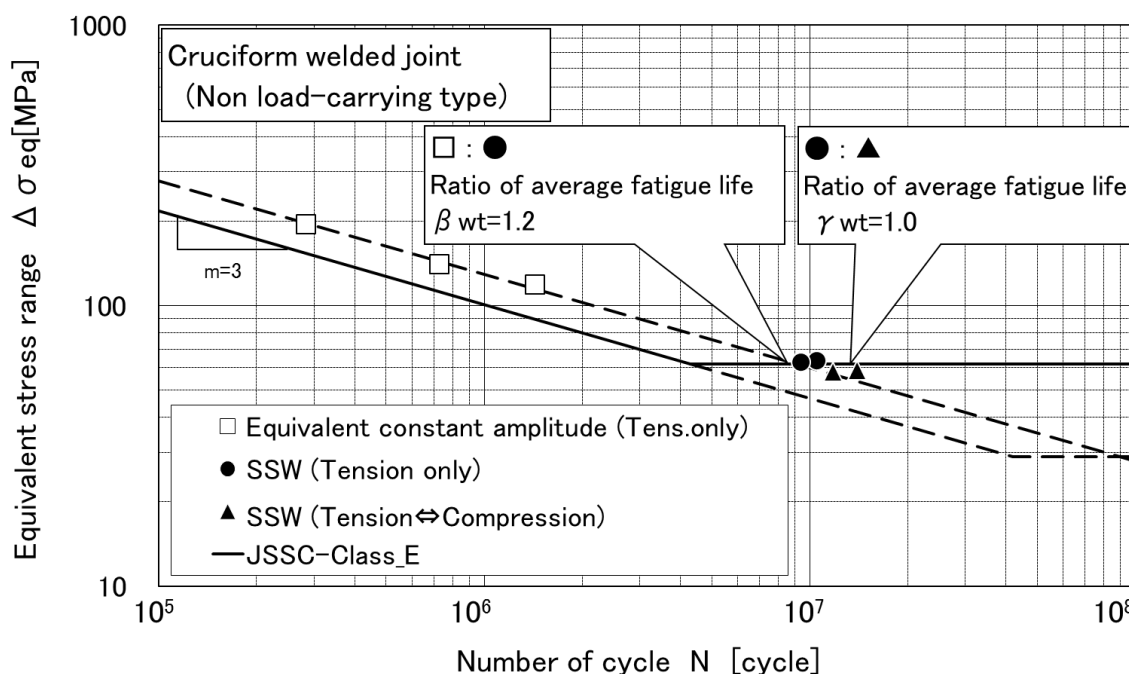


Fig.3.15 Results of fatigue tests for welded joints under tensile only or alternate tensile and compressive standard storm waveform loads comparing with their equivalent nominal loads.

3.4 相関係数

前節で示した疲労センサと溶接継手の疲労試験結果より得た、嵐波形毎の荷重履歴影響係数 β と γ を Fig.3.16 と Fig.3.17 に示す. Fig.3.16 によると、波浪変動荷重に起因する疲労センサの荷重履歴影響係数 β_{st} は、溶接継手の β_{wt} よりも値が大きくなっている. 嵐のような変動振幅荷重場における疲労センサのき裂進展の遅延度合いへの影響は、き裂先端の塑性化に起因している. それに比べて、溶接継手の疲労寿命ではき裂進展が支配的とは言え、実際にはき裂発生に要する寿命も無視できないので、相対的に遅延の度合いが小さくなったと考えられる. Fig.3.17 に示す積み付け条件変化に起因する荷重履歴影響係数についても、疲労センサの γ_{st} は、溶接継手の γ_{wt} よりも値が大きくなる傾向が認められた.

嵐波形の違いによる影響に着目すると、標準嵐波形 (SSW) の場合と比べて嵐の周期が長い嵐波形 A (SWA) の場合では β_{st} は小さく、 γ_{st} は大きくなる傾向があった. 反対に嵐の周期が短い嵐波形 B (SWB) の場合では β_{st} は大きく、 γ_{st} は小さくなる傾向があった. すなわち嵐起因の波浪変動荷重と平均応力変化が重畳する場合、両者のき裂進展特性に与える遅延の度合いは相反する関係にあることが推察される. 例えば、嵐波形 B のほうが、嵐波形 A に比べて、海象が穏やかな状況から嵐のピークへ急激に到達するので、波浪によるき裂進展特性に与える遅延の影響は大きくなる分、そこに重畳する急激な平均応力の変化に対しては、さほど敏感ではなくなるのではないかと考えられる.

(3.2)式で定義される相関係数 k_β と k_γ についてもそれぞれ Fig.3.16 と Fig.3.17 に示す. 今回の試験に用いた嵐波形の負荷パターンの範囲においては、 k_β は 2.1~1.9 の範囲となった. また、 k_γ は 1.2~0.90 の範囲となり、平均応力変化の遅延より波浪変動荷重による遅延の方が大きいと言える. そして波浪変動荷重と平均応力変化が重畳する条件下では、(3.3)式に基づいて、疲労センサの出力から船体構造溶接部位の疲労寿命推定を行う際の修正に用いる値となる相関係数の積 $k_\beta \cdot k_\gamma$ は、Fig.3.18 に示すように 2.5~1.8 の範囲にあるが、代表的な嵐波形を表す“標準嵐波形”の場合に 2.5 と最も大きく、この値を用いることを推奨したい. なお、この値は嵐波形の最大応力範囲を疲労センサの応力範囲に対する適用上限 200MPa に設定した試験結果に基づく. 別途に実施した標準嵐波形の最大応力範囲を 100MPa に設定した試験結果では、相関係数の積 $k_\beta \cdot k_\gamma$ は 2.3 となり、嵐波形の最大応力範囲が小さくなると、 $k_\beta \cdot k_\gamma$ もやや小さくなる傾向がでたが、最大応力範囲の大きさにより、 $k_\beta \cdot k_\gamma$ が大幅に変わるものではないと推察される.

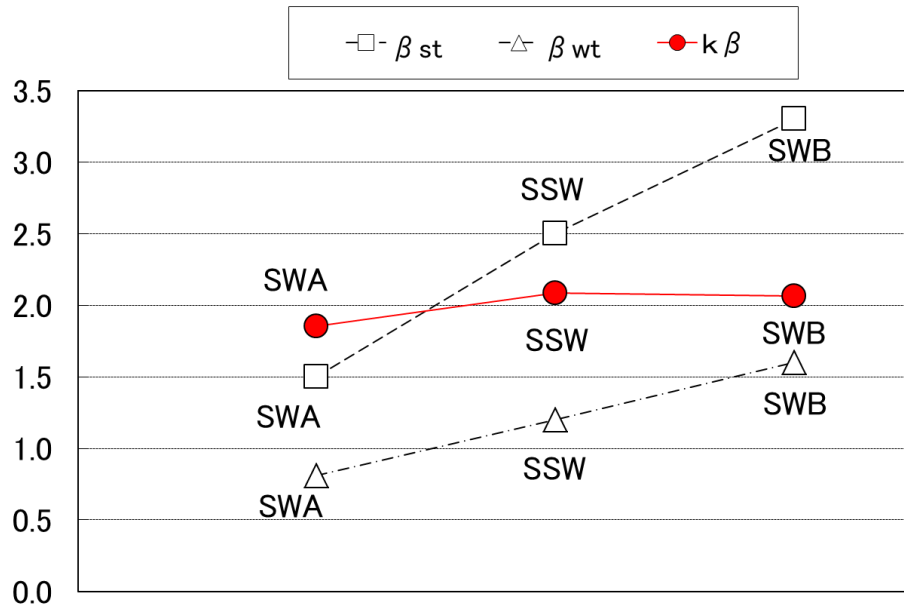


Fig.3.16 Correlation factor k_β between β_{st} and β_{wt} .

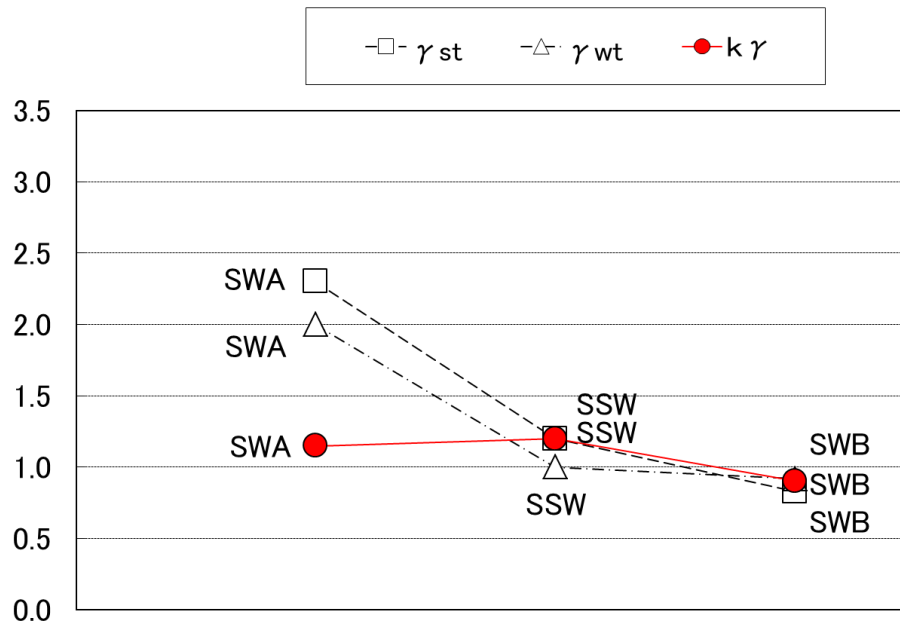


Fig.3.17 Correlation factor k_γ between γ_{st} and γ_{wt} .

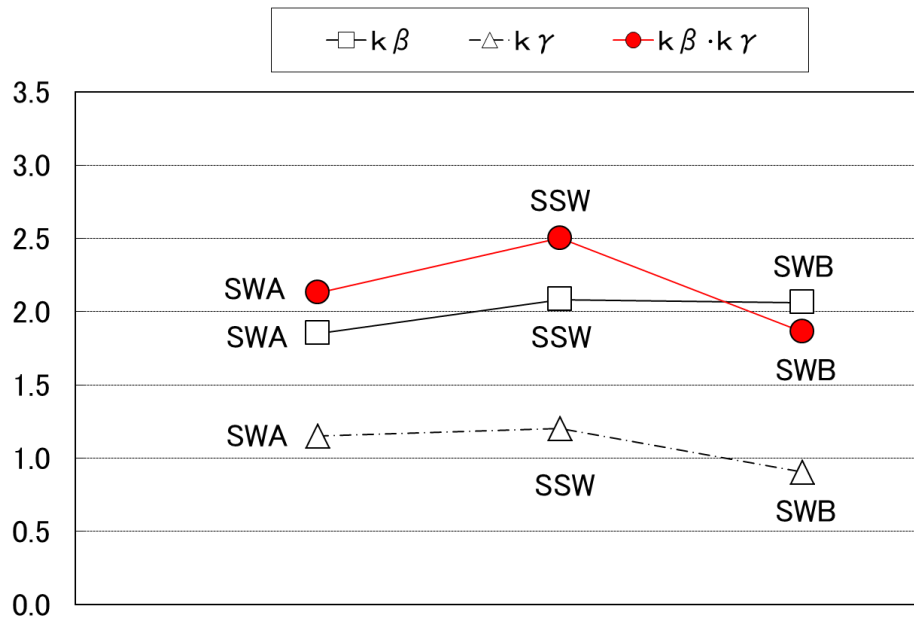


Fig.3.18 The product of k_β by k_γ .

以上の結果を踏まえ、相関係数の積 $k_\beta \cdot k_\gamma$ を 2.5 とおくと、溶接継手部の疲労ダメージは $D_W = 2.5 \cdot \alpha_k \cdot D_S$ で表される。また、嵐による波浪変動荷重がおよそ引張側で、平均応力変化を無視できる場合には、標準嵐波形の $k_\beta = 2.1$ を用いることを推奨し、その場合には $D_W = 2.1 \cdot \alpha_k \cdot D_S$ (ただし $k_\gamma = 1.0$ 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(3.1)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、ここでの荷重履歴影響係数や相関係数の評価では、構造的応力集中がない十字隅肉溶接継手を対象とした実験的検討に依った。一方で疲労寿命の評価対象となる溶接継手には様々な継手形式が存在し、特に構造的応力集中 K_s を有する溶接継手（例えば面外ガセット継手）の場合は、疲労センサ貼付位置に注意が必要となる。溶接部の疲労強度を継手形式に依らずに評価可能なホットスポット応力の代表位置（付録 A の A.5 節参照）に疲労センサを貼付できれば、今回の十字隅肉溶接継手で得た相関係数をそのまま使用することができる。一方で、公称応力的な位置に疲労センサを貼付する場合には、疲労センサよりも溶接部の方が K_s 分だけ高い応力に晒されるので、相関係数が厳密には変わり得る。しかし、寿命の遅延効果を表す荷重履歴影響係数は疲労センサのほ

うが溶接継手よりもその値が全般的に大きいという結果を踏まえると、溶接継手における遅延の影響は疲労寿命評価において必ずしも大きくないとも考えられる。例えば、標準嵐波形の最大応力範囲を 200MPa ($K_s=1$) とした場合には前述の通り相関係数の積は $k_\beta \cdot k_\gamma=2.5$ が得られている。一方で、 $K_s=2$ と仮定し、疲労センサに付加される標準嵐波形の最大応力範囲が 100MPa (溶接継手は 200MPa のまま) とした場合には、 $k_\beta \cdot k_\gamma=2.3$ が得られており、 $K_s=1$ の場合に比べて $k_\beta \cdot k_\gamma$ が大きく異なるほどではないと言える。したがって実用的には本検討で提案した相関係数を継手形式に依らずに寿命評価に用いたとしても大きな問題は生じないと考えられる。

3.5 船体構造モデル試験体による検証

前節までの検討から得られた荷重履歴影響係数及びそれらの相関係数の妥当性を検証するため、船体ホールド部船底バラストタンク内縦通肋骨と横桁交差部の横桁付きスチフナの角回し溶接部を含む全長 3m の船体構造モデル試験体にて疲労試験を実施した。船体構造モデル試験体には疲労センサを貼付し、そのモニタリング出力から、(3.2)式で定義される疲労センサの特性試験で得られた荷重履歴影響係数を用いて船体構造モデル試験体の応力集中部（本モデル試験体ではスチフナ heel 部の角回し溶接止端部）の疲労寿命を推定し、試験体の観察により得られる実構造の疲労寿命との比較を実施した。

疲労センサ（標準型：KFS040F）は Fig.3.19 に示すように疲労センサの許容応力範囲を考慮して、発生する最大応力範囲が 200MPa 以内となる位置、すなわち試験体中央から左右 840mm 位置へ各 1 枚貼付した。

試験体には 4 点曲げで荷重を負荷した。試験は標準嵐波形にて引張負荷状態または引張圧縮状態の交互負荷を一体ずつ実施した。ただし、本試験の 4 点曲げ負荷では、引張圧縮の交互負荷状態は試験機の機能上は応力比 $R = 0.05$ とし、試験を簡略するため 5 ステップずつに交互負荷とした。試験状況を Fig.3.20 に示し、同図の(1)はスチフナ heel 部の角回し溶接部に引張が作用する向きに試験体を配置した場合、(2)は同部に圧縮が作用する向きに試験体を配置した場合を示す。スチフナ heel 部の角回し溶接止端部から 10mm 離れた位置にひずみゲージを貼付し、疲労試験中の動ひずみ範囲をモニターし、疲労き裂発生寿命とみなされる動ひずみ範囲 5%低下時（5%ドロップ法^{3.3)}の寿命等を計測した。また随時、溶接部の疲労き裂長さを浸透探傷で観察し、計測した。

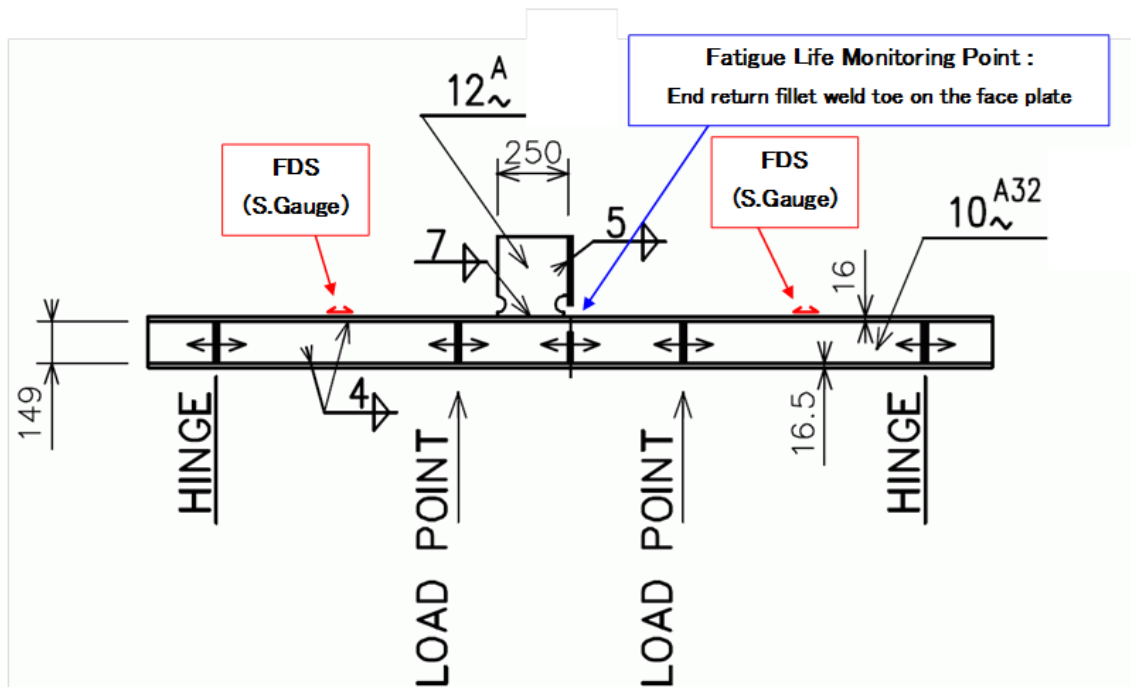
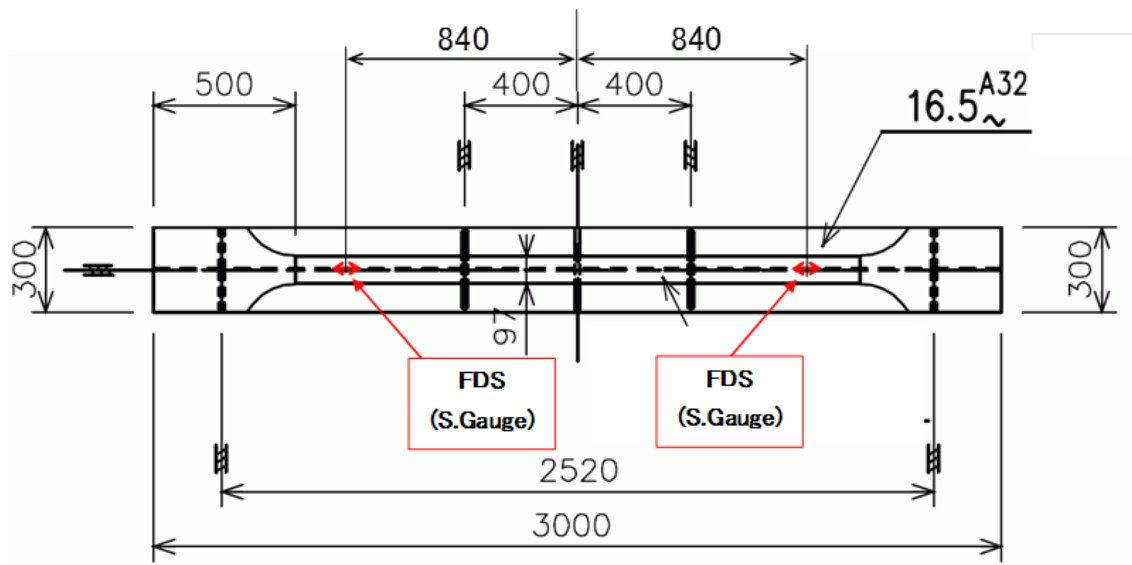


Fig. 3.19 Monitoring points by FDSs and strain gauges on the large structural model.



(1) Tensile loading for a round weld on a heel of a header.



(2) Compressive loading for a round weld on a heel of a header.

Fig.3.20 Photo of the fatigue test for a large structural model at laboratory.

標準嵐波形にて引張負荷時の試験結果を Fig.3.21 に、引張圧縮の交互負荷時の試験結果を Fig.3.22 に示す。両図では横軸に標準嵐波形を負荷した繰り返し回数（ステップ数）をとり、左側の縦軸に動ひずみ範囲の低下の履歴、右側の縦軸に溶接部のき裂長さの履歴をとっている。

試験体は疲労き裂が縦通肋骨面材板厚を貫通するまで試験を実施した。Fig.3.21, 3.22 によると、5%ドロップ寿命時に疲労き裂長さは 10mm 前後に達し、動ひずみ範囲が 90%以上低下した時点で疲労き裂は板厚を貫通した。Fig.3.22 に示す引張圧縮交互負荷時の疲労試験結果には圧縮側での動ひずみ範囲の低下率も併記している。溶接継手部には引張残留応力の影響もあり、引張圧縮交互負荷時であれば、疲労き裂は圧縮時にも若干進展する様子が見られるが、疲労ダメージの大半は引張時に蓄積される。従って、3.3 節で示したように疲労センサの出力は常時圧縮応力場で不安定になる結果となるが、後述するように引張圧縮交互負荷時においても疲労センサにより推定した対象溶接継手部の疲労寿命は試験体の疲労損傷形態とよく一致するものと考えられる。

疲労センサとひずみゲージにより推定した疲労寿命を Table 3.1 に示すとともに、Fig.3.21, 3.22 中に◇印および◆印で示し、左側のプロット（短寿命側）が設計寿命、右側（長寿命側）のプロットが平均寿命をあらわしている。なお、ここで疲労寿命評価の照査応力にはホットスポット応力を採用し、日本鋼構造協会(JSSC)の疲労設計指針の強度等級 E にて評価したもので^{3,4)}、実構造で数十 mm の疲労損傷が生じる寿命に相当する。疲労センサで推定した疲労寿命は、貼付した疲労センサ 2 枚の疲労ダメージの平均値を基に算出した。その算出過程では、疲労センサの貼付部位の応力と溶接継手部のホットスポット応力の違いを加味した上で、(3.3)式により溶接継手部の 1 ステップあたりの疲労ダメージを求めており、その疲労ダメージの逆数が疲労センサで推定した溶接継手部の疲労寿命となる。

疲労センサとひずみゲージにより推定した疲労寿命（数十 mm の疲労損傷が生じる寿命）を比較すると、両者は概ね一致し、試験体の疲労損傷形態ともよく対応している。従って、引張応力場及び引張圧縮交互応力場である溶接継手部を疲労センサのモニタリング対象部位に選択することで、(3.3)式を用いた疲労センサによる精度よい溶接継手部の疲労寿命評価が可能と考えられる。

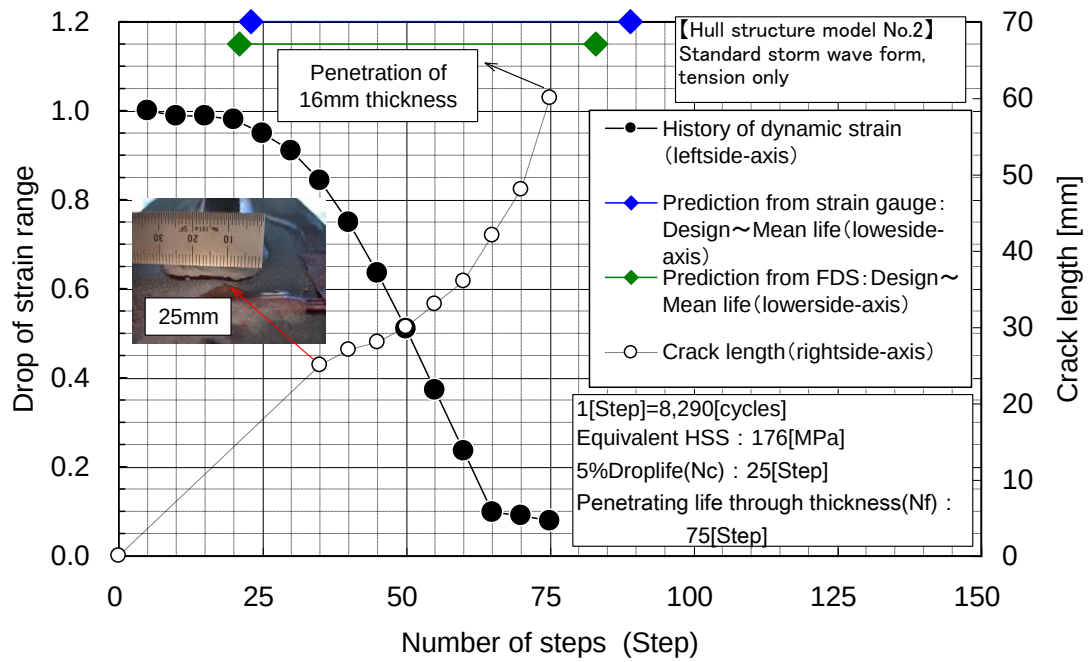


Fig.3.21 Fatigue test results for a large structural model under standard storm tensile load.

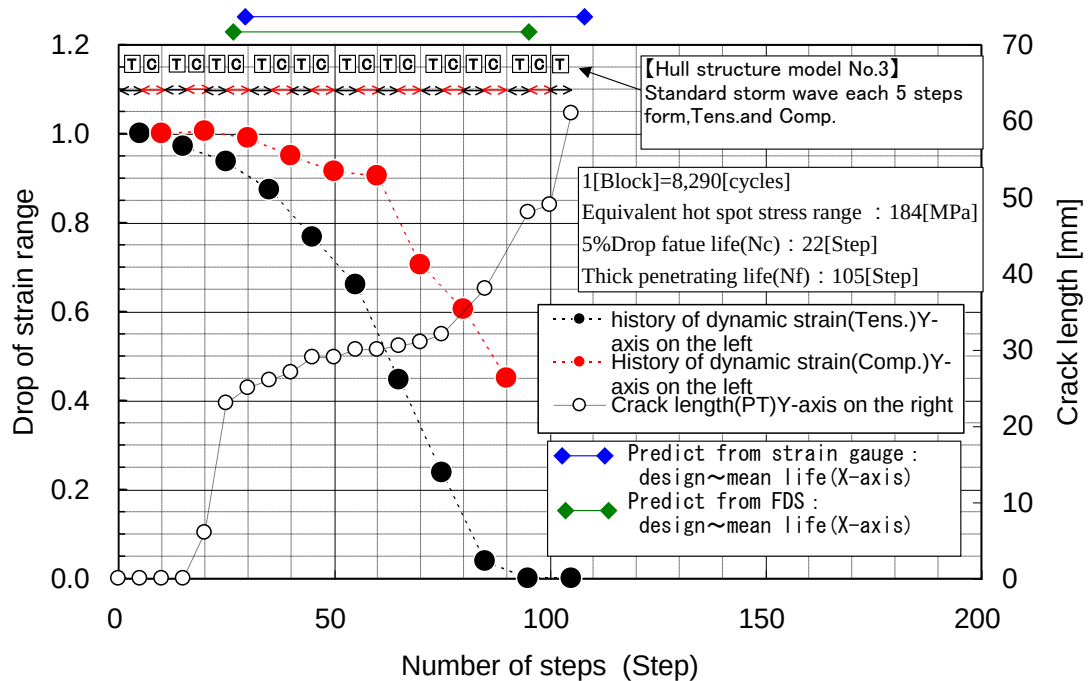


Fig.3.22 Fatigue test results for a large structural model under standard storm load alternately tensile and compressive.

Table 3.1 Comparison of obtained fatigue lives.

Test Piece	Fatigue Life [step]					
	Observation		FDS		Strain gauge	
	5%Drop	Penetrating	Design	Mean	Design	Mean
Tension-Type	25	75	21	83	23	89
Tension /Compression-Type	22	105	24	93	28	108

なお、本章で提案した荷重履歴影響係数を用いた疲労寿命評価高精度化手法の有効性の検証の一例として、著者の共同研究者らによる浮体式海洋石油・ガス生産貯蔵積出設備（FPSO）上甲板の主として船体縦曲げ荷重履歴に対する疲労モニタリング結果を付録Bに示す。

3.1 波浪変動荷重に Whipping が重畳する場合の影響

これまでの検討で用いてきた嵐を模擬した変動応力波形は波浪によって船体に生じる縦曲げ振動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^{3.1)}。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。

3.6.1 波浪変動荷重の負荷パターン

負荷パターンには 3.3 節で定義した標準嵐波形とした。ただし標準嵐波形の時系列データを構成する波形データ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（3.3 節の疲労試験では Whipping 成分を除去した波形を用いている）。Whipping 有無の違いの例として、波形データ①の一部抜粋を Fig.3.23 に示す。また、Whipping 有りの標準嵐波形について、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.3.24 に示す。疲労センサの応力範囲に対する適用上限を考慮して、嵐波形の最大応力範囲は Whipping 有無に関わらず 200MPa に統一している。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 有りの場合は、Whipping 無しの波形に高周波成分を単純に重畳させると、最大応力範囲が高くなるので、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減幅した。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.3.24 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、標準嵐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(3.4)式および(3.5)式で算出し、その応力範囲を負荷する疲労試験も行った。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。

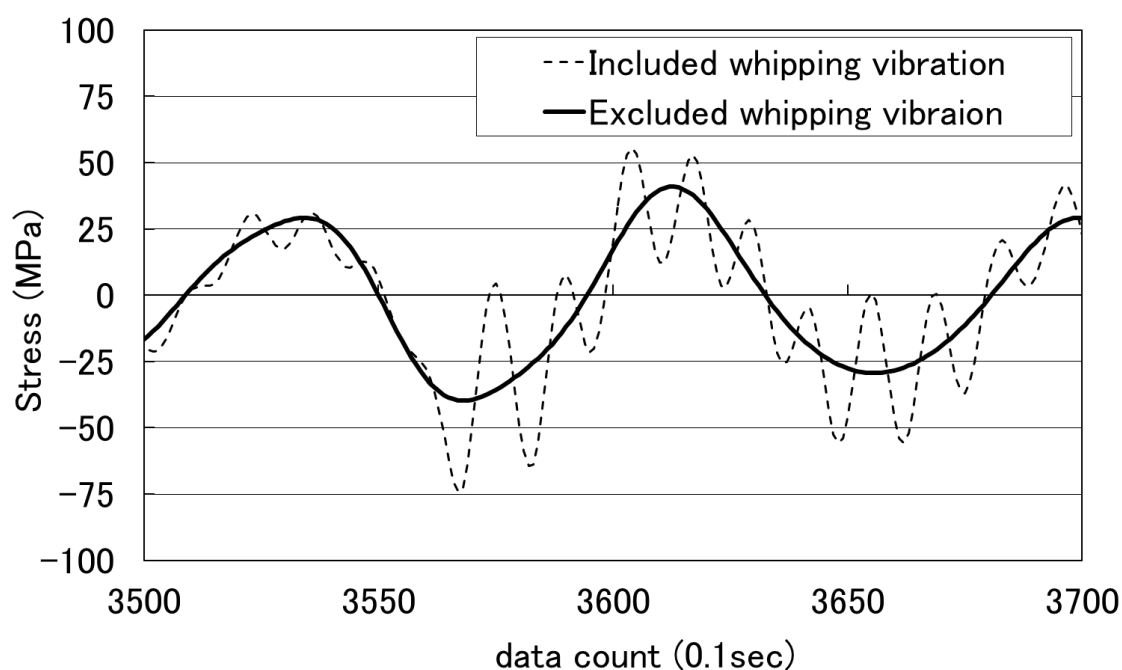


Fig.3.23 Example of a part of stress waveform.

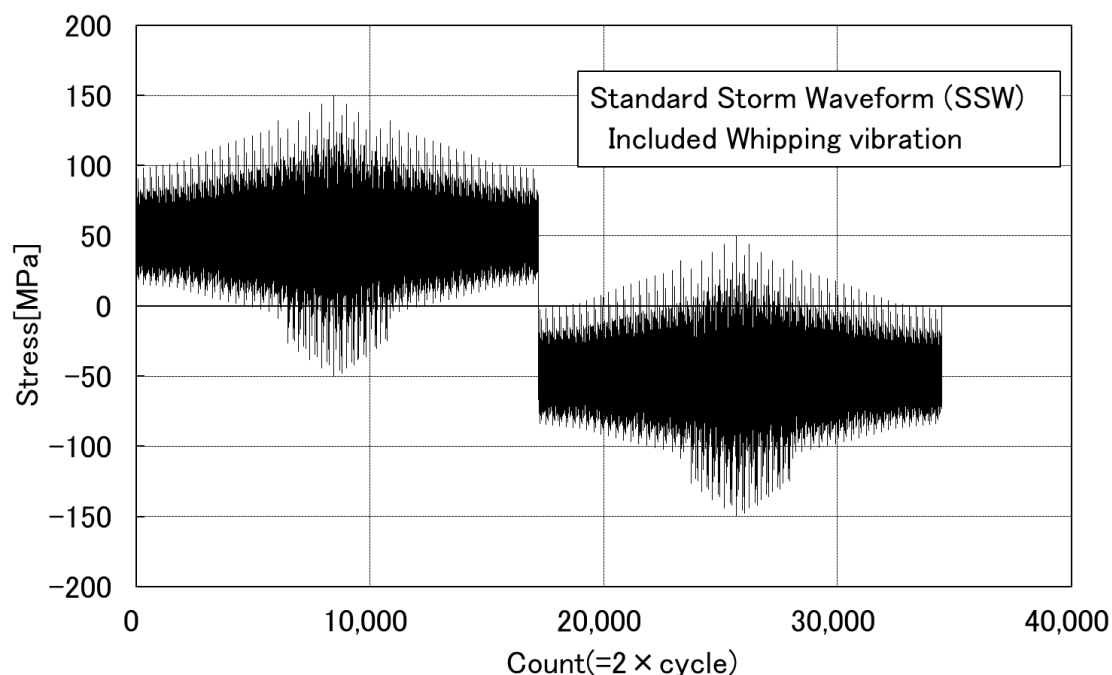


Fig.3.24 Time-varying changes of alternate tensile and compressive stress ranges under consecutive standard storm load included whipping vibration.

3.6.2 疲労センサの特性取得試験

3.3 節で示した疲労試験と同様に，疲労センサ（標準型：KFS040F）を 3 枚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．

Fig.3.25 では，Fig.3.5 または Fig.3.24 に示す Whipping 有無に違いがある標準嵐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．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.3.25 を修正したものを Fig.3.26 に示すが、このように両者の線図はほぼ一致する。これは Whipping が重畳した変動波形と、Whipping を含まない低周波成分のみの変動波形とで、荷重スペクトルが同じであれば遅延の影響度合いも同等であることを表しており、Whipping が常時重畳し続ける条件下では Whipping 有無の影響は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.3.5 と Fig.3.24 に示す標準嵐波形について、最大応力範囲を半分の 100MPa に減幅した応力波形による疲労試験も行くと、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。すなわち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という疲労試験結果が報告されている^{3.5)}。したがって疲労センサを用いた溶接部の疲労寿命評価において、Whipping に対する特別な配慮は不要と考えられる。

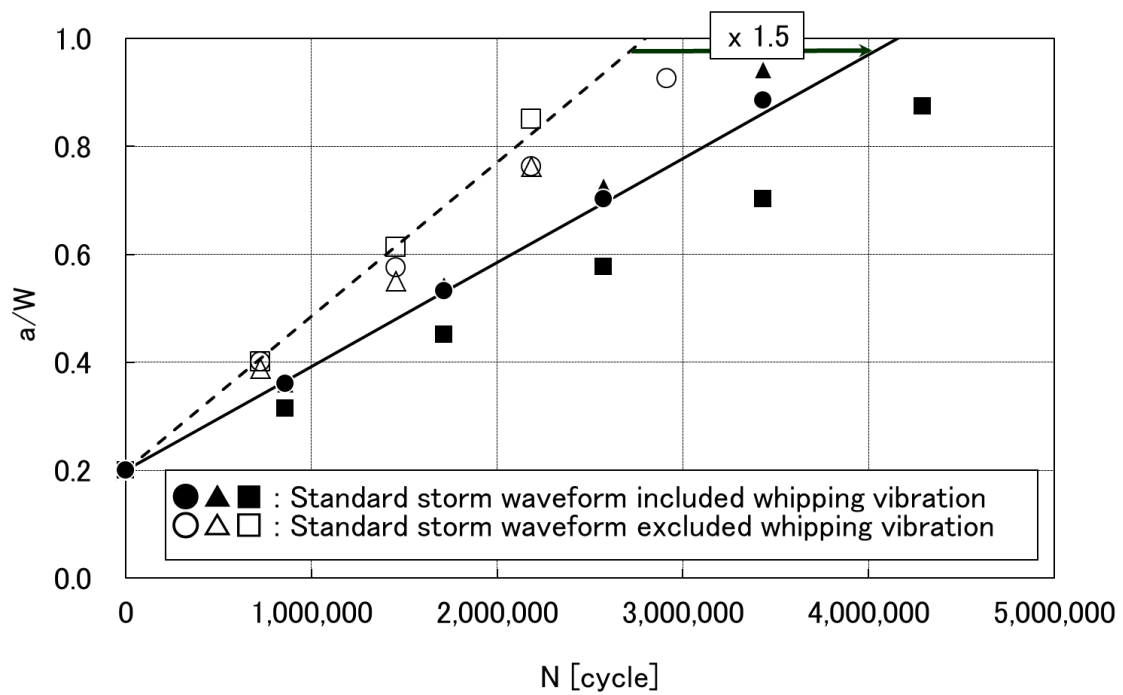


Fig.3.25 Results of fatigue tests for FDSs under alternate tensile and compressive standard storm loads included whipping vibration comparing with that of excluded whipping vibration.

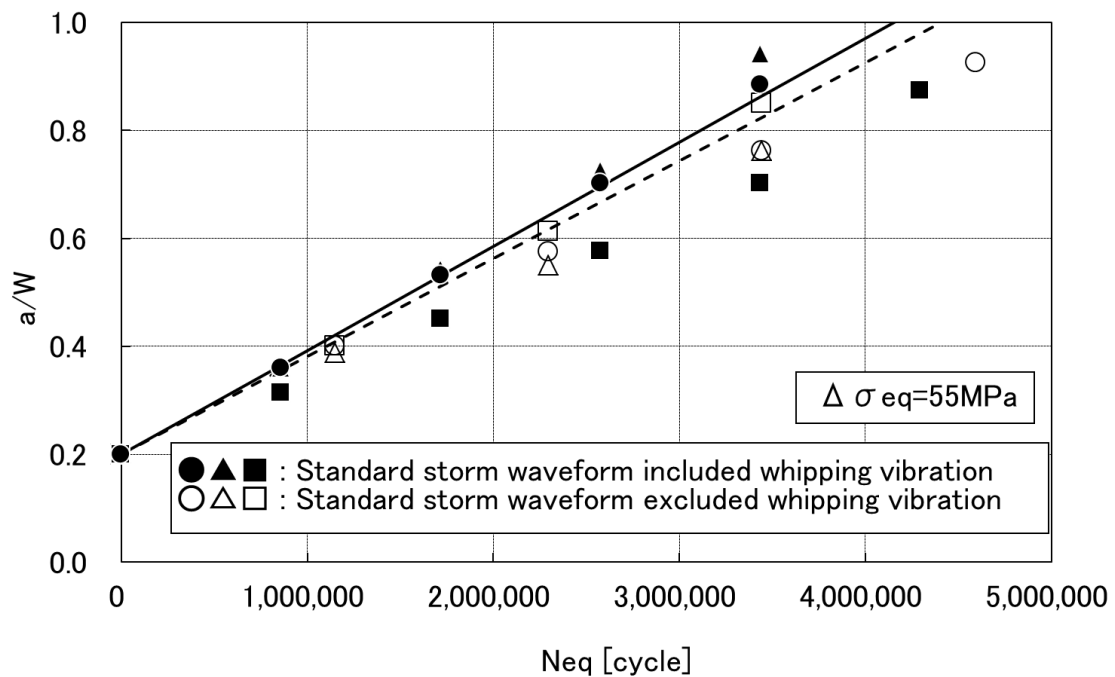


Fig.3.26 Modified results of fatigue tests for FDSs in consideration of the difference about equal stress range between the waveform of included whipping vibration and that of excluded whipping vibration.

3.7 結言

本章では、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精度よく推定するために、嵐を想定した複数の負荷パターンを仮定し、その嵐を模擬した波浪変動荷重と平均荷重変化が重畳する条件下で疲労センサの特性取得試験、十字隅肉溶接継手、および構造モデル試験体の疲労強度試験を実施し、疲労センサの出力特性と溶接部の疲労寿命特性の相関を明らかにすることを試みた結果、以下の知見が得られた。

(1) 疲労センサのモニタリングより得られる推定疲労寿命は船舶特有の嵐に代表される波浪変動荷重の影響、および積み付け条件変化による平均応力の変化影響を表す荷重履歴影響係数を導入することで、精度向上が可能である。

(2) 一連の疲労試験により求められた荷重履歴影響係数は引張負荷状態や引張圧縮交互負荷状態ではばらつきが比較的少なく、精度よく求めることができる。

(3) 長期耐久性確保のためスポット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、波浪変動応力がおおよそ引張側であること、および積載条件による平均応力が重畳して波浪変動応力が引張状態と圧縮状態が繰り返されるような応力場であれば、(3.3)式を用いて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である。寿命推定に用いる相関係数には平均応力が引張側のときは $k_p \cdot k_\gamma = 2.1$ 、平均応力が引張状態と圧縮状態が繰り返される場合には $k_p \cdot k_\gamma = 2.5$ が推奨される。

なお、上記の疲労試験の波形には高周波な Whipping を除去した縦曲げ振動成分のみを用いたが、Whipping が重畳した場合の疲労センサの出力特性を確認する試験も行い、次の結果を得た。

(4) Whipping 成分が定常的に重畳した変動応力に対して、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。このような波形に対して、溶接継手の疲労寿命も線形累積損傷則にて妥当に評価し得るという疲労試験結果が報告されていることを踏まえると、疲労センサを用いた溶接部の疲労寿命評価において、Whipping に対する特別な配慮は不要と言える。すなわち Whipping の有無に関わらずに(3.3)式を用いてモニタリング部位を精度良く寿命推定可能である。

3 章の参考文献

- 3.1) 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.
- 3.2) 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.
- 3.3) 日本造船研究協会第 202 研究部会: 海洋構造物の疲労設計法及び溶接部の品質に関する研究一報告書, データ集(I)(II), 1991.
- 3.4) 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 -付・設計例- [2012 年改訂版], 技報堂, 2012.
- 3.5) 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.

第4章 荷重履歴影響係数の数値シミュレーション

4.1 緒言

前章では嵐を想定したいくつかの仮定した負荷パターンに対して、疲労センサの出力特性や溶接部の疲労寿命特性を代表し得る荷重履歴影響係数を実験的に明らかにした。一方で、実海象の嵐による波浪変動荷重はランダム性に富んでおり、多様な負荷パターンに対する荷重履歴影響係数について、すべての条件を疲労試験により実験的に取得するのは現実的ではなく、この係数の算出を汎用的に数値解析的手法で行えるようになることは有意義である。そこで本章では、前章の実験で得られた荷重履歴影響係数について数値解析による導出を試みた。

4.2 疲労センサのき裂進展解析

解析には疲労き裂進展解析ソフトウェア FASTRAN II を用いた。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^{4.1),4.2)}。すなわちランダム波形等の変動応力振幅に起因するき裂進展の遅延現象を評価できる。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。そして波浪変動荷重の時系列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。

3.3 節や 3.6 節での疲労センサのき裂進展特性取得試験と同様の応力波形にて疲労き裂進展をシミュレーションした結果の一例を Fig. 4.1 に示す。Fig.4.1 中の横軸は実験で得た疲労センサ平均破断寿命で、実験データの誤差範囲は疲労試験に用いた疲労センサ 3 枚の最大値と最小値の範囲を表す。また Fig.4.1 の縦軸は数値解析で求めた疲労センサ破断寿命である。疲労センサに付与した波浪変動荷重は 3.3 節に示す標準嵐波形 SSW（Whipping 成分除去）で最大応力範囲を 200MPa または 100MPa に設定している。また、この標準嵐波形を構成するブロック荷重のうち、嵐の最盛期の時系列データ（ブロック No.0）のみを繰返し付与した場合の疲労センサ破断寿命も図内にプロットした。さらに、3.6 節の Whipping 成分を含んだ標準嵐波形 SSW を付与した場合も図内にプロットした。Fig.4.1 の実験値と解析値を比較すると引張負荷状態では良い一

致を示している．引張圧縮交互負荷状態では Whipping 有無に関わらず，0.7～1.5 倍のバンド内で一致する結果となった．圧縮負荷状態では実験値と解析値にばらつきが見られ，圧縮負荷場のみでの疲労センサによるモニタリングは安全率をより適正に評価すべきであると考ええる．

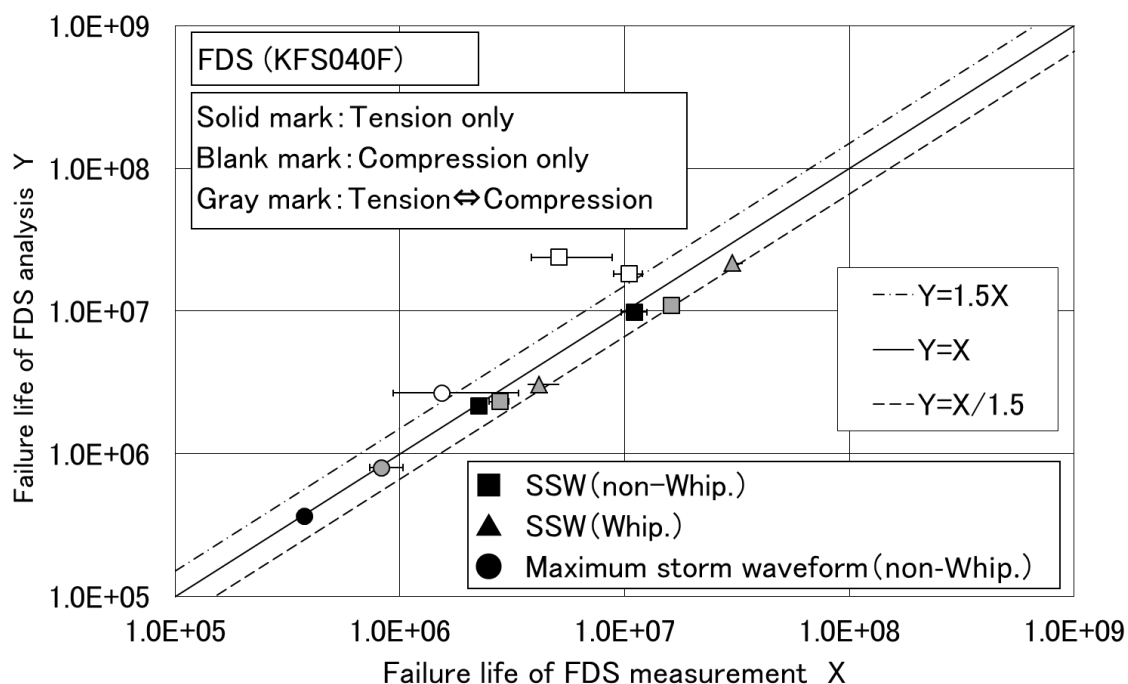


Fig.4.1 FDS failure life comparison of experimental and simulation results for Standard Storm Waveform.

Fig.4.2 には標準風波形に加えて，風の負荷パターンが異なる風波形 A と風波形 B (両者とも Whipping 成分除去) について，Fig.4.1 と同様に疲労センサ破断寿命の実験値と解析値の比較結果を示すが，やはり変動応力範囲が引張状態のみの場合と引張圧縮交互状態の場合ともに比較的良好一致を示している．

以上のように，変動応力範囲が引張状態のみの場合，または引張圧縮交互状態の場合には，比較的精度よく疲労センサのき裂進展特性を数値解析でも評価できるといえる．

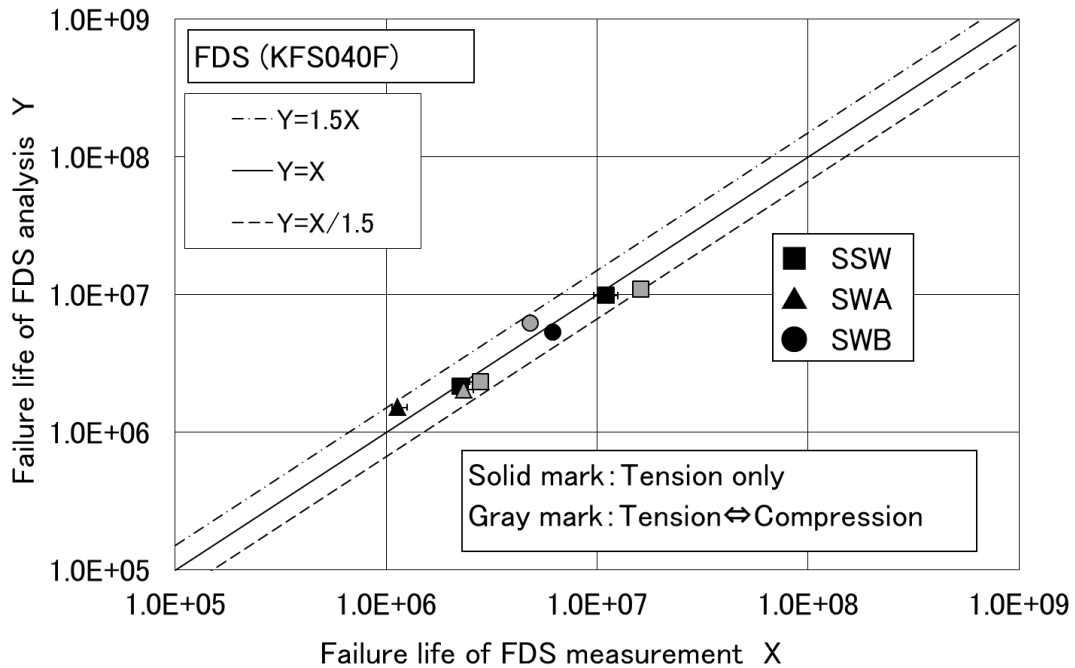


Fig.4.2 FDS failure life comparison of experimental and simulation results for Storm Waveform-A and B.

4.3 溶接継手のき裂進展解析

疲労センサと同様に疲労き裂進展解析ソフトウェア FASTRAN II にて, Table 4.1 に示す材料定数を用い, (4.1)式で表される評価式(修正パリス則)に基づいてき裂進展解析した^{4.3)}.

$$da/dN = C(\Delta K^m - \Delta K_{th}^m) \quad (4.1)$$

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 4.1 Material properties of weld joints^{4.3)}.

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を用いた^{4.4)}。一方で溶接継手の材料定数には Table 4.1 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)。また ΔK_{th} には応力比 $R=0.8$ 相当の値を用いた。これは、溶接継手（特に疲労き裂の起点となる止端部）では、引張残留応力の影響により高い応力比（今回は $R=0.8$ と仮定）の状態にあると考えられるからである^{4.5)}。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。表面き裂の表面方向と板厚方向（き裂の最深部方向）の 2 方向へき裂進展解析を行い、波浪変動荷重の時系列データを繰返し作用させた場合の板厚貫通寿命（表面き裂深さ/板厚=1 となる寿命）を求めた。

3.3 節での溶接継手の疲労寿命特性取得と同様の試験方法を FASTRAN II によりシミュレーションした結果の一例を Fig. 4.3 に示す。Fig.4.3 中の横軸は実験で得た溶接継手の平均破断寿命で、実験データの誤差範囲は疲労試験に用いた溶接継手 2 本の最大値と最小値の範囲を表す。また Fig.4.3 の縦軸は数値解析で求めた溶接継手破断寿命である。溶接継手に付与した波浪変動荷重は 3.3 節に示す標準嵐波形、嵐波形 A、嵐波形 B の 3 種類で Whipping 成分は除去されている。平均応力は引張負荷状態のみと、引張圧縮交互負荷状態の 2 通りである。Fig.4.3 の実験値と解析値を比較すると概ね 0.7～1.5 倍のバンド内で一致し、比較的良好な対応関係が得られた。

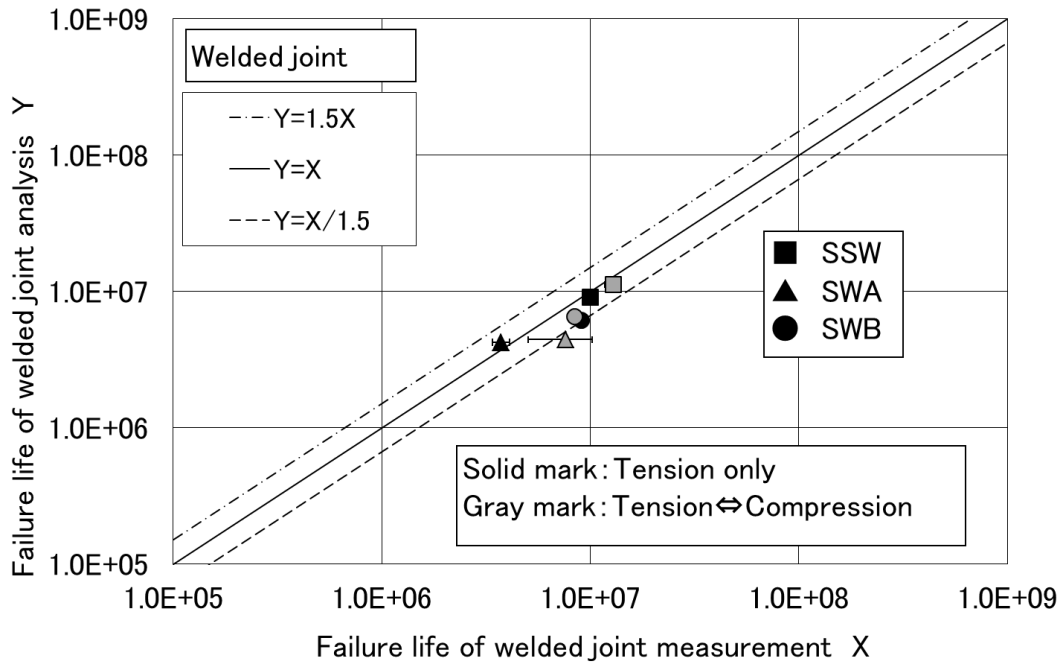


Fig.4.3 FDS failure life comparison of experimental and simulation results for several storm waveforms.

4.4 荷重履歴影響係数と相関係数

前節までで示した疲労センサならびに溶接継手のき裂進展解析結果より得た、嵐波形毎の荷重履歴影響係数 β とその相関係数 k_β を Fig.4.4 と Fig.4.5（左寄り）に示す．なおこれらの図表には試験で得られた係数も対比のために付記する．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．また、 k_β は(3.2)式の通り β_{st} と β_{wt} の比で表される、疲労センサと溶接継手の波浪変動荷重に対する疲労ダメージ特性の相関係数である．

Fig.4.4 の β について解析値を実験値と比較すると、両者の絶対値が一致するとまでは言えないものの、 β_{st} が 2.5 前後で β_{wt} が 1.2 前後の値になるという実験値の傾向は解析で捉えられている．また、(3.3)式で表される疲労センサでの寿命評価時に用いる相関係数 k_β については Fig.4.5 に示す通り解析値は実験値と良く一致している．したがって、

波浪変動荷重が引張負荷状態のみの場合であれば、相関係数 k_β を解析的手法によって求めても実用上の問題はないと言える。

続いて Fig4.6 と Fig4.5（中央寄り）には嵐波形毎の荷重履歴影響係数 γ とその相関係数 k_γ について解析値と実験値を示す。ここで 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る場合と、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。また、 k_γ は(3.2)式の通り γ_{st} と γ_{wt} の比で表される、疲労センサと溶接継手の波浪変動荷重の平均応力変化に対する疲労ダメージ特性の相関係数である。

Fig.4.6 の γ について解析値を実験値と比較すると、標準嵐波形（SSW）では良い一致が得られた一方で、嵐波形 A（SWA）では解析値と実験値に約 1.8 倍の乖離がある。また、一方で Fig.4.5 の k_γ では解析値は実験値と比較的良く一致している。したがって今回の解析手法では、 γ の絶対値については嵐波形の違いに対して解析精度が十分とは言えないが、 γ_{st} と γ_{wt} の比率で表される相関係数 k_γ については実験結果の傾向を解析で捉えてられている可能性がある。その場合、疲労センサによる寿命評価時に用いるのはあくまでも相関係数なので、解析で求まる k_γ を用いても支障がない可能性があり、これについては更なる検証が必要である。

最後に、波浪変動荷重と平均応力変化が重畳する条件下で疲労センサによる寿命評価時に用いる相関係数の積 $k_\beta \cdot k_\gamma$ を Fig.4.5（右寄り）に示す。 k_γ の値がおおよそ 1 なので、 $k_\beta \cdot k_\gamma$ の値は k_β の値が支配的と言える。船体構造に対して疲労センサによる疲労寿命評価を行ううえでは、波浪変動荷重に対する相関係数 k_β を正しく見積もるのが肝要で、今回採用した解析手法にて k_β を比較的精度よく求めることが可能である。

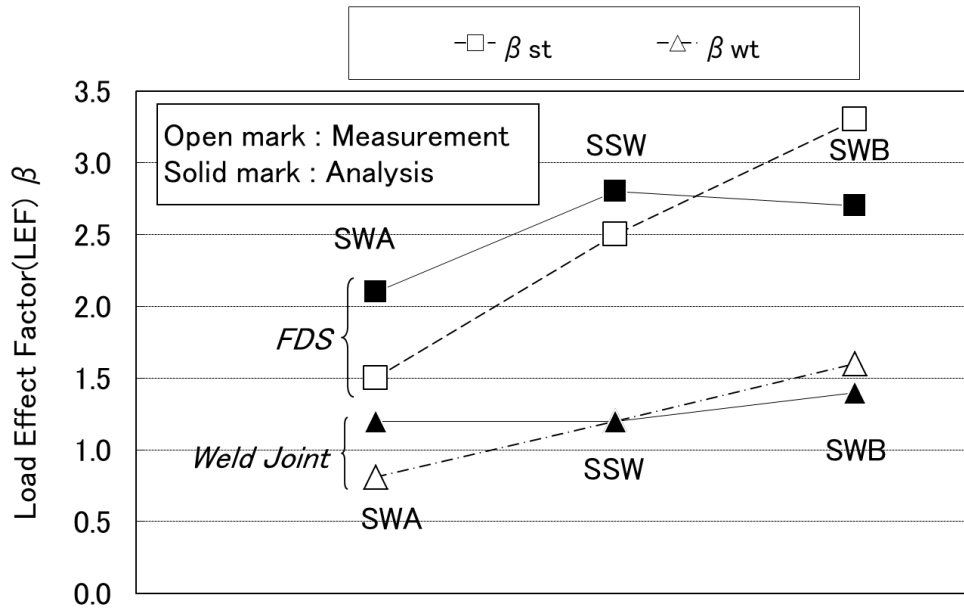


Fig.4.4 Comparison of load effect factor β between measurement and analysis.

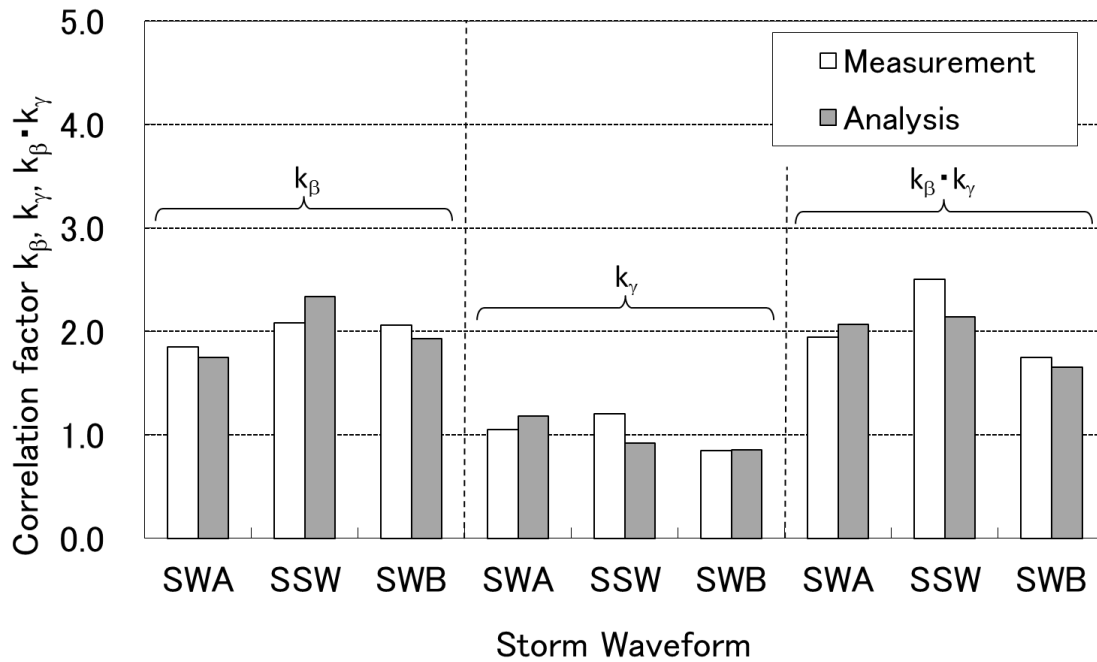


Fig.4.5 Comparison of correlation factors between measurement and analysis.

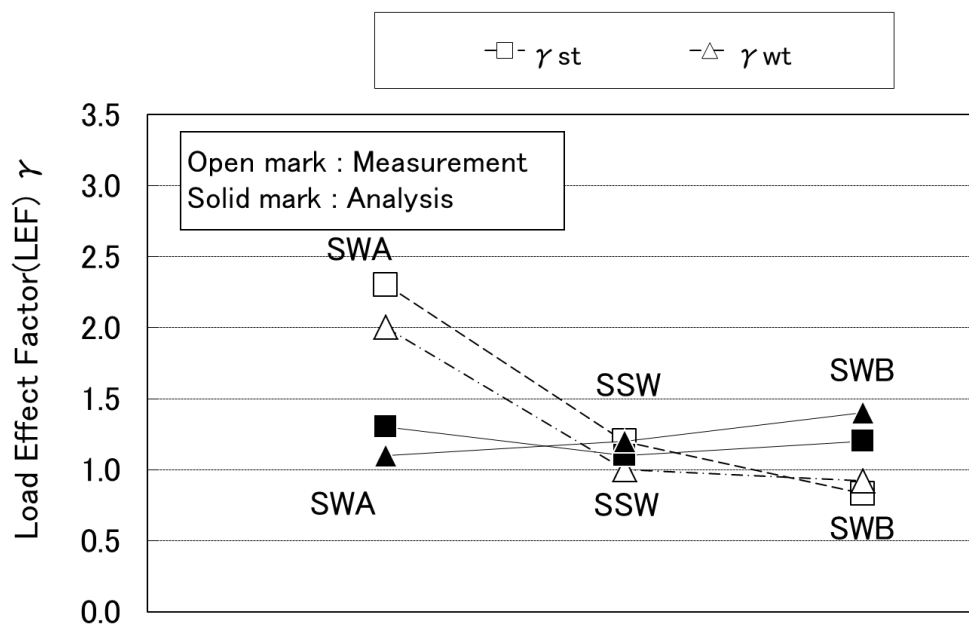


Fig.4.6 Comparison of load effect factor γ between measurement and analysis.

4.5 結言

4章では嵐を想定したいくつかの仮定した負荷パターンに対して、疲労センサの出力特性や溶接部の疲労寿命特性を代表し得る荷重履歴影響係数とそれら相関係数を、疲労き裂進展解析ソフトウェア **FASTRAN II** にて数値解析で導出することを試みた。そして、解析値を実験値と比較することで解析精度の検証を行った。その結果、以下の知見が得られた。

(1) 波浪変動荷重が引張負荷状態や引張圧縮交互負荷状態であれば、疲労センサや溶接継手の破断寿命を比較的精度よく求めることができる。

(2) 波浪変動荷重が引張負荷状態であれば、疲労センサや溶接継手の荷重履歴影響係数やその相関係数 k_p を比較的精度よく求めることができる。一方で波浪変動荷重が引張圧縮交互負荷状態では疲労センサや溶接継手の荷重履歴影響係数を必ずしも精度よく求められるとは言えないので、そこから求まる相関係数 k_r については信頼性の検証が求められる。

(3) 船体構造に対して疲労センサによる疲労寿命評価を行ううえでは、波浪変動荷重に対する相関係数 k_p のほうが平均荷重変化に対する相関係数 k_y よりも疲労寿命評価精度への影響度合いが相対的に大きいので、 k_p を正しく見積もることが肝要である。この相関係数 k_p について実験に依らずに解析で求めた値を用いても、特に波浪変動荷重の平均応力が引張状態であれば、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推定が可能と見込まれる。

4 章の参考文献

- 4.1) J. C. Newman: FASTRAN II – A Fatigue Crack Growth Structural Analysis Program, NASA Technical Memorandum, 104159, (1992)
- 4.2) 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)
- 4.3) A.Hobbacher: Fatigue Design of Welded Joints and Components, The International Institute of Welding (IIW), XIII-1539-96/XV-845-96, (1996)
- 4.4) 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)
- 4.5) 独立行政法人 物質・材料研究機構: 圧力容器用鋼及び構造用鋼突合せ溶接継手の疲労き裂伝ば特性, 材料強度データシート資料 8, (1995)

第5章 嵐モデルに基づく実海象を想定した 荷重履歴影響係数の検証

5.1 緒言

第3章や第4章における荷重履歴影響係数の評価では Fig.3.5 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自体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、船舶が航海中に遭遇する波浪による負荷状態を模擬した嵐モデル荷重下での荷重履歴影響係数の計算を数値解析的手法に基づいて行った。

5.2 嵐モデルと応力履歴

大阪大学にて開発され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^{5.1)}。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付録 C に示す。

嵐モデルでの波浪変動荷重履歴の導出に用いた航海条件を Table 5.1 に示す。航路は Fig.5.1 に示す北大西洋航路を用いた。対象船は 2800TEU のコンテナ船 (Fig.5.2) 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が用いられている。

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 にて総じてよい解析精度が得られることが前章の検討でわかっているためである。また、前章まででは平均応力が引張と圧縮が交互に作用する場合の検討も行っているが、疲労センサによる溶接部の疲労寿命評価に対しては、平均応力変化に対する相関係数 k_γ が実験的に 0.9~1.2 と見積もられる一方で、波浪変動荷重に対する相関係数 k_β は実験的に 1.9~2.1 と見積もられるので k_β が支配的と言える。したがって本章の検討では、平均応力は一定として波浪変動荷重に対する荷重履歴影響係数 β とその相関係数 k_β に焦点を当てた。

嵐モデルでの解析数は 9 ケース (Data No.1~9) とし、それらの総和の超過確率分

布は Fig.5.3 に示すとおりで、指数分布に適合している．なお，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，第 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．

Table 5.1 Voyage plan of the storm model.

Voyage route	North Atlantic Ocean: see Fig.5.1 (between US and Europe)
Ship	2800 TEU Container
Service ratio	0.9
Angle encounter	Real-heading
Storm duration	Variable

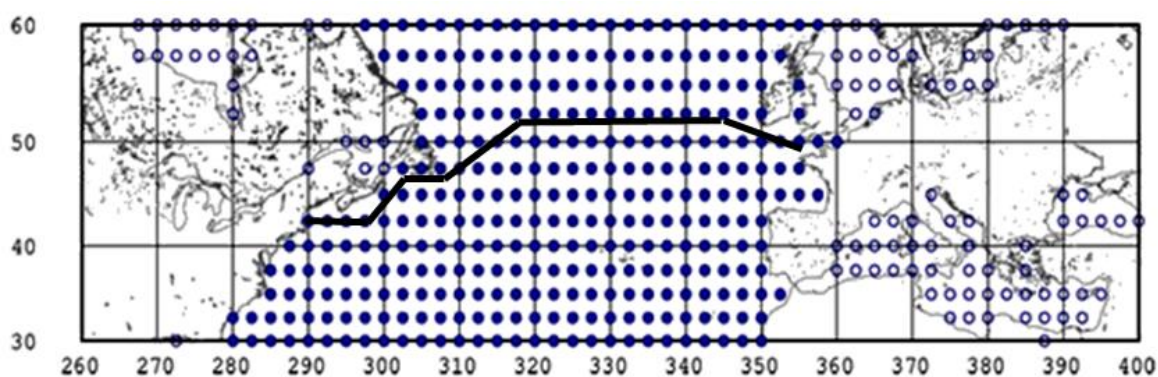


Fig.5.1 Voyage route ; North Atlantic Ocean.



Fig.5.2 The 2800 TEU container.

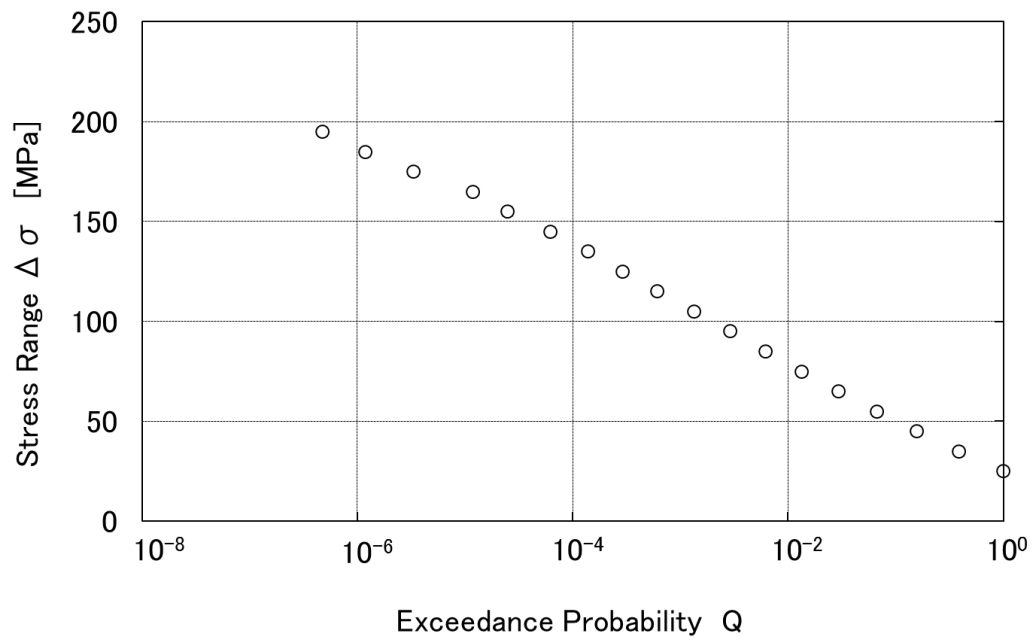


Fig. 5.3 Distribution of stress ranges using the storm model.

5.3 き裂進展解析

疲労き裂進展寿命の解析には疲労き裂進展解析ソフトウェア **FASTRAN II**^{5.2)}を用いた。前章同様に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。き裂進展解析結果の例として、嵐モデル 1 年分の時系列応力範囲の最大値 $\Delta\sigma_{\max}$ が上限値 200MPa となる Data No.7 について、時系列応力範囲データと疲労き裂進展寿命曲線（初期き裂長 1.0mm からき裂長 1.5mm までを抜粋）の対応関係を Fig5.4 に示す。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 $\Delta\sigma_{\text{eq}}$ 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も前章同様に、Table 4.1 に示す材料定数^{5.3)}を用いて(4.1)式で表される評価式（修正パリス則）に基づいて行った。溶接継手の応力拡大係数についても前章同様で WES2805 記載^{5.4)}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。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 $\Delta\sigma_{\text{eq}}$ を繰返し作用させた場合の板厚貫通寿命（表面き裂深さ/板厚=1 となる寿命）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_{wt} を求めた。き裂進展解析結果の例として、既述の Data No.7 について、時系列応力範囲データと板厚方向の疲労き裂進展寿命曲線（初期き裂長 0.20mm からき裂長 0.23mm までを抜粋）の対応関係を Fig5.5 に示す。

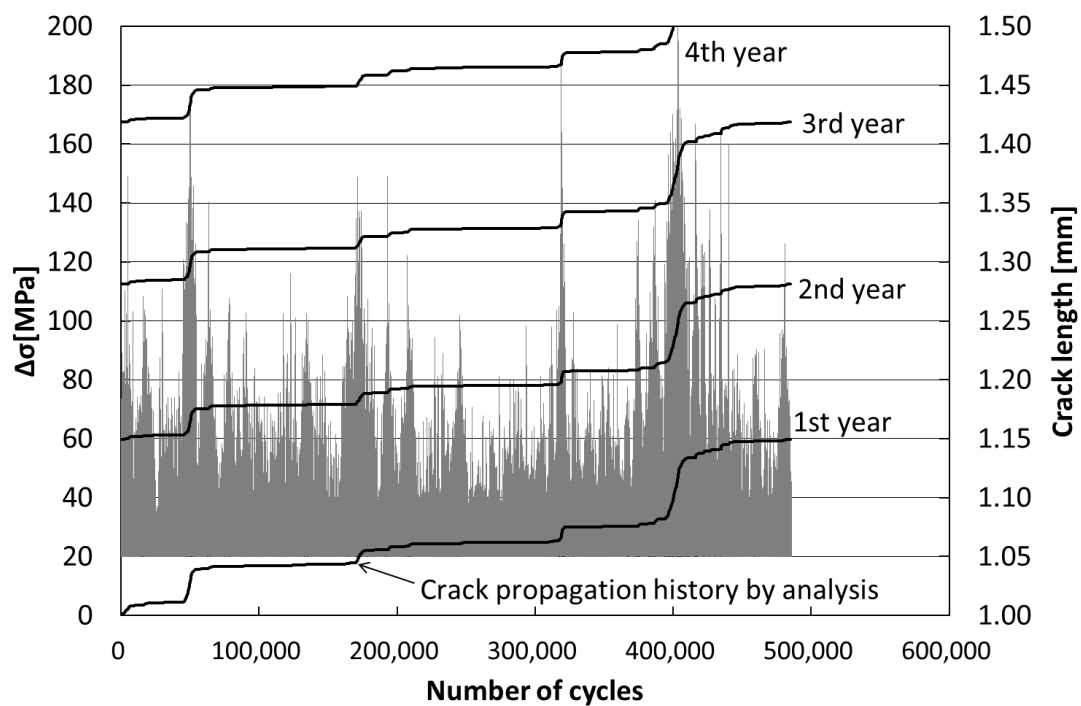


Fig.5.4 Stress sequence of storm model data No.7, and the crack propagation analysis result of the FDS.

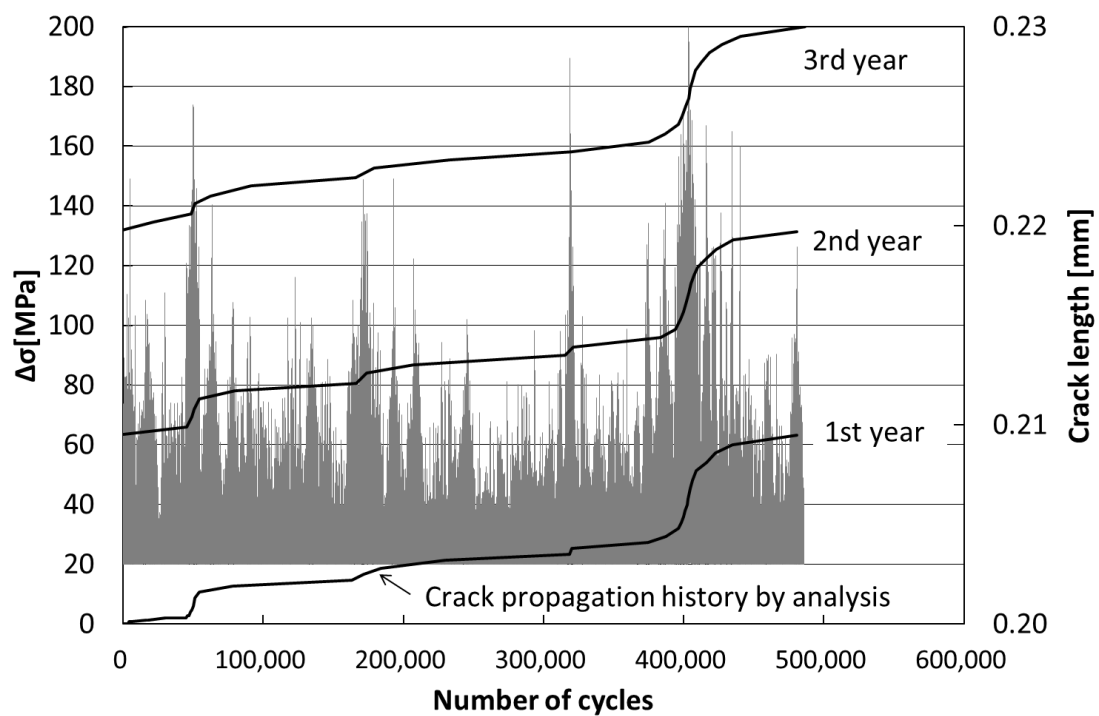


Fig.5.5 Stress sequence of storm model data No.7, and the crack propagation analysis result of the welded joint.

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 β を Fig.5.6 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 k_{β} を Fig.5.7 に示す。また全荷重ケースについて、最大応力範囲 $\Delta\sigma_{\max}$ と相関係数 k_{β} の関係を Fig.5.8 に示す。両者の関係には若干のばらつきがあるものの、おおよそ線形関係が認められ、 $\Delta\sigma_{\max}$ が過去の実験と同じ 200MPa であれば、相関係数 k_{β} は平均的に約 2 とみなせる。この値は、全章までの検討で嵐を想定した標準嵐波形等をもとに実験及び解析を踏まえて決定した相関係数 $k_{\beta}=2.1$ 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、波浪変動荷重がおよそ引張側で、平均応力変化を無視できる場合には、前章までの検討で提案した相関係数である $k_{\beta}=2.1$ 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 $k_{\gamma}=1.0$ 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(3.1)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。一方で $\Delta\sigma_{\max}$ と k_{β} の関係性には、ある幅を持ったばらつきも若干認められ、これは波形データパターン毎に異なる個別応力波の出現順序に起因していると考えられる。実船適用された疲労センサに対して、ばらつきを持ち得る k_{β} の値に実際よりも小さい値を適用すると非安全側の評価につながることから、実海象下での k_{β} の簡便な検証方法が望まれる。

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。前章での嵐を模擬した応力波形に対するこれら係数の解析結果では、平均応力が引張寄りであれば実験結果と総じて良く整合することを確認しているので、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、前章で述べたとおり解析的手法では精度が得難いのが現状である。この場合、第3章で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、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。

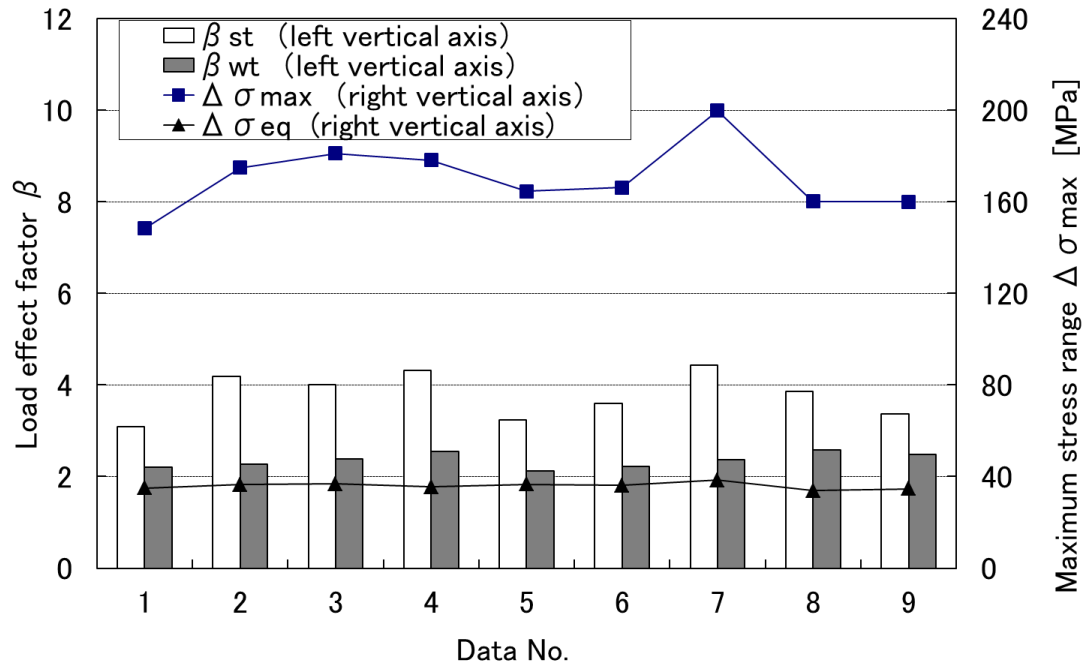


Fig.5.6 LEFs and maximum stress range for each simulation run under the storm model.

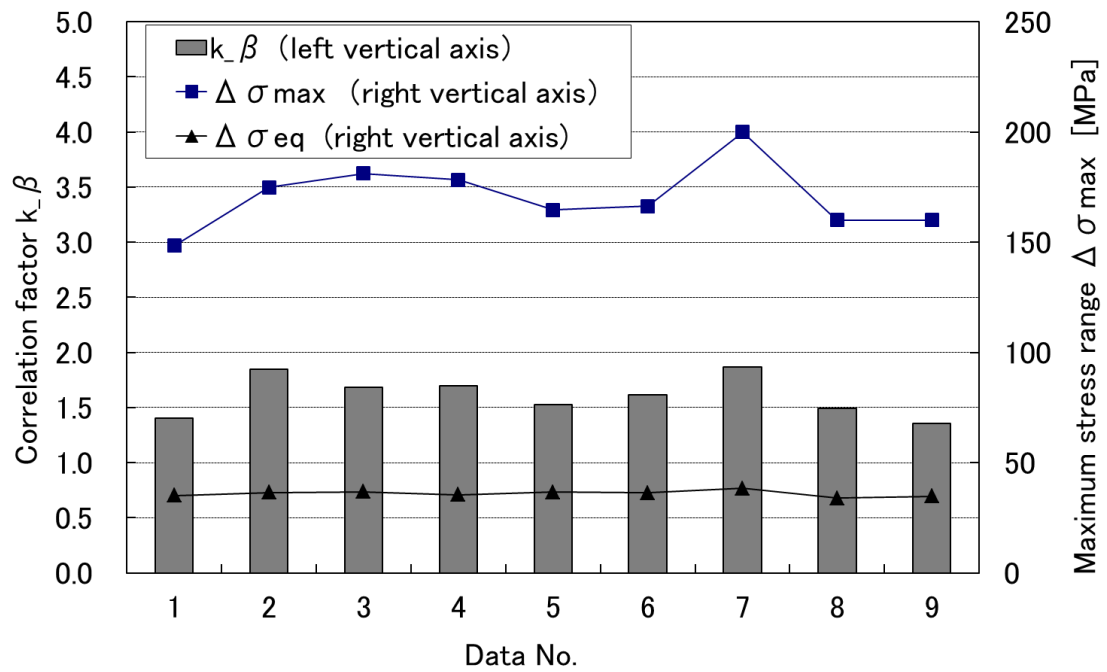


Fig.5.7 Simulation results of correlation factors under the storm model.

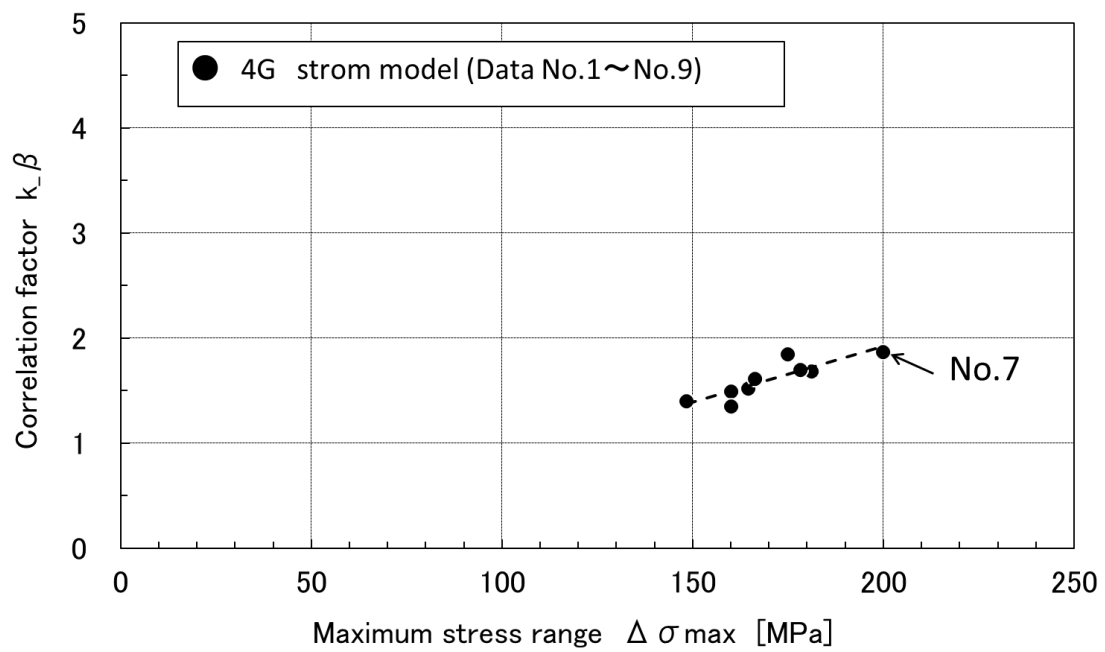


Fig.5.8 Relation between maximum stress range and correlation factor.

5.4 結言

前章までに単一の嵐波形が繰り返される場合に対して、変動応力状態に対する疲労センサならびに溶接継手の疲労寿命特性を表す荷重履歴影響係数を評価し、その両者の比率で表される相関係数を提案した。そしてこの相関係数を用いることで疲労センサを用いた溶接継手部の疲労寿命評価の精度が向上し得ることを示した。本章ではこの相関係数に対する実海象での嵐のランダム性の影響を見極めるため、実海象を模擬した嵐モデルにおける波浪変動荷重下での荷重履歴影響係数の評価を行った。その結果、疲労センサの使用上限である最大応力範囲 200MPa の場合、波浪変動荷重下での相関係数は平均的におよそ 2 と見なされ、前章までの検討結果を踏まえて提案した相関係数 2.1 と近い値となった。したがって、提案している相関係数を用いることで、疲労センサの出力から船体構造溶接部の疲労寿命を精度よく評価し得ると考えられる。なお、本章で評価した相関係数は波浪変動荷重の平均応力が引張状態であることを前提としたものである。

5 章の参考文献

- 5.1) 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.
- 5.2) J. C. Newman: FASTRAN II – A Fatigue Crack Growth Structural Analysis Program, NASA Technical Memorandum, 104159, 1992.
- 5.3) A.Hobbacher: Fatigue Design of Welded Joints and Components, The International Institute of Welding (IIW), XIII-1539-96/XV-845-96, 1996.
- 5.4) 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.

第6章 頻度データを活用した疲労寿命評価の信頼性向上手法

6.1 緒言

ここまでの検討で、船舶特有の複雑な変動荷重場に対して、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明らかにしてきた。そして、両者の相関を代表する係数（相関係数）は概ね、ある一定値で表現し得る見通しを得た。一方で、実船での疲労センサ適用期間中においても、同時に応力波形を長期間に亘って計測し、そこから直接的に相関係数を評価することは可能である。しかしそれでは疲労センサを使ったモニタリングにおいて、信号線、計測機器、データ集積装置等が不要といった、計測負荷が極めて小さいという利点が失われる。ただし計測負荷が比較的小さいデータを補完的に用いて、実海象荷重下のこれらの係数を評価・検証できるのであれば、疲労センサに基づく疲労寿命推定の信頼性向上にとって有意義である。そこで本章では、疲労センサを適用された船が実航海中に受ける変動応力状態に対して、その荷重履歴影響係数や相関係数を比較的に簡単に評価・検証するために、計測負荷が比較的小さい頻度データを活用する手法について述べる。ここでは有義波高や応力の頻度データを利用することにし、それらから実海象を模擬して作成された応力履歴を「実海象標準応力履歴」と呼ぶことにする。その応力履歴に対して疲労センサによる寿命予測時に用いる荷重履歴影響係数やその相関係数の導出を試みた。

6.2 実海象標準応力履歴の作成手順

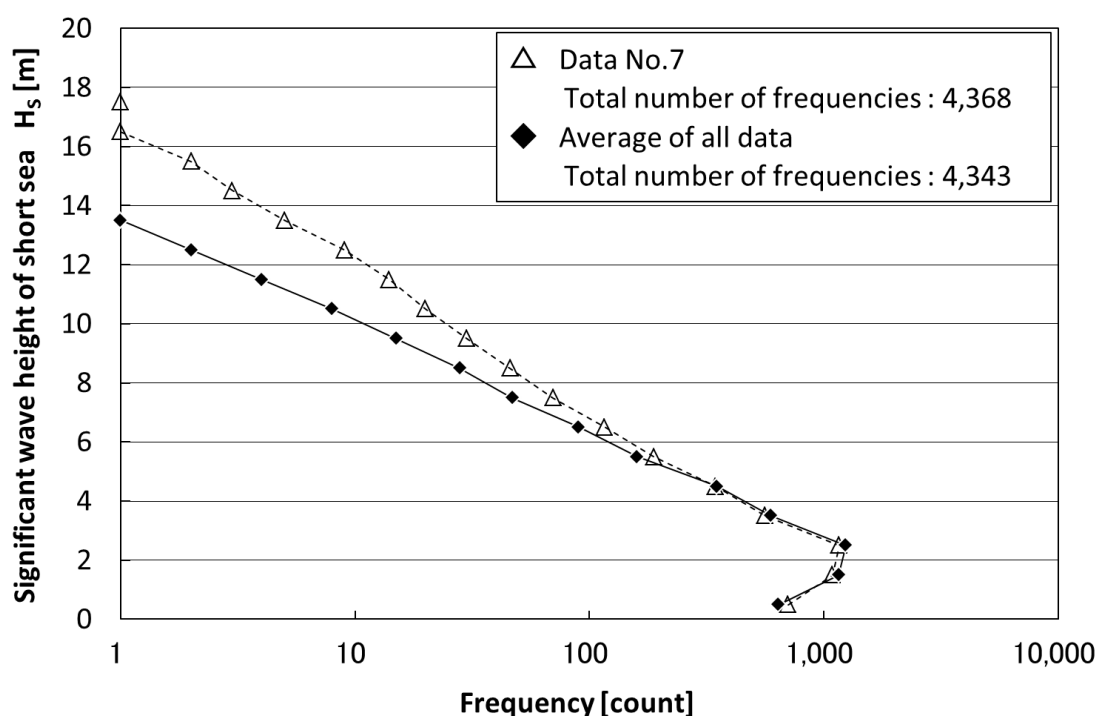
実海象標準応力履歴の作成に際し、疲労センサ適用船が航海中に遭遇する、以下の頻度データを用いることとした。

- ①短期海象の有義波高 H_S の頻度データ
- ②一つの嵐中の最大有義波高 $H_{S,max}$ の頻度データ（全頻度数が、航海中の嵐への遭遇数を表す）
- ③疲労センサ貼付位置の応力範囲 $\Delta\sigma$ の頻度データ

これら3つのデータのうち、①と②は **hind-cast data** や航海記録等から入手可能なデータと考えられる。また③は実船にヒストグラムレコーダを搭載すれば、比較的簡単に計測可能と考えられ、計測負荷が比較的小さいと思われる。なお、船体構造に生じる応力に対しては有義波高に加えて平均波周期や波と船の相対出合い角（相対波出合い角）

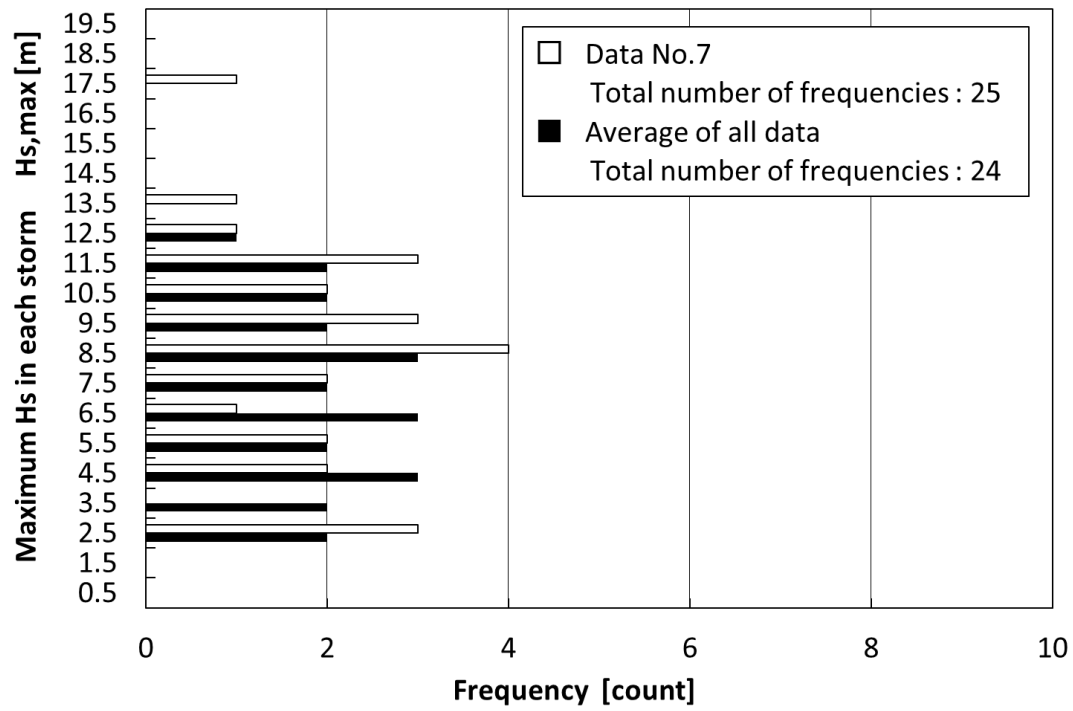
も影響するが、平均波周期と有義波高の相関は大きいので、有義波高を固定した場合の平均波周期の変動幅は比較的小さく、また本研究の解析条件では航行中の相対波出合い角の変化が小さかったので、有義波高の影響が卓越すると考えた。これらを踏まえて本検討では「実海象標準応力履歴」の作成に際して有義波高と応力範囲の頻度データを活用することとした。

なお今回は実航海中の頻度データの代用として、前章の嵐モデルにて生成された頻度データを用いて検討を行うこととし、次に述べる2つの実海象標準応力履歴を作成した。1つ目は前章 Fig.5.7 に示すデータ No.7 の頻度データに基づく実海象標準応力履歴である。データ No.7 の嵐モデル応力履歴はその最大応力範囲が 200MPa で、これは荷重履歴影響係数の評価に際してこれまで前提としてきた値と一致するためである。もう1つは Fig.5.7 に示す嵐モデル全 9 データの頻度データを平均化したもので実海象標準応力履歴を作成し、平均的な応力履歴に対する性向を確認することにした。嵐モデルデータ No.7 と全 9 データ平均の各頻度分布を Fig.6.1(1)~(3)に示すが、これらはすべて 1 年間相当の頻度である。ここで有義波高は 0.5m から 19.5m まで離散的に 1.0m 間隔とした。また応力範囲は 5MPa から 195MPa まで離散的に 10MPa 間隔とした。

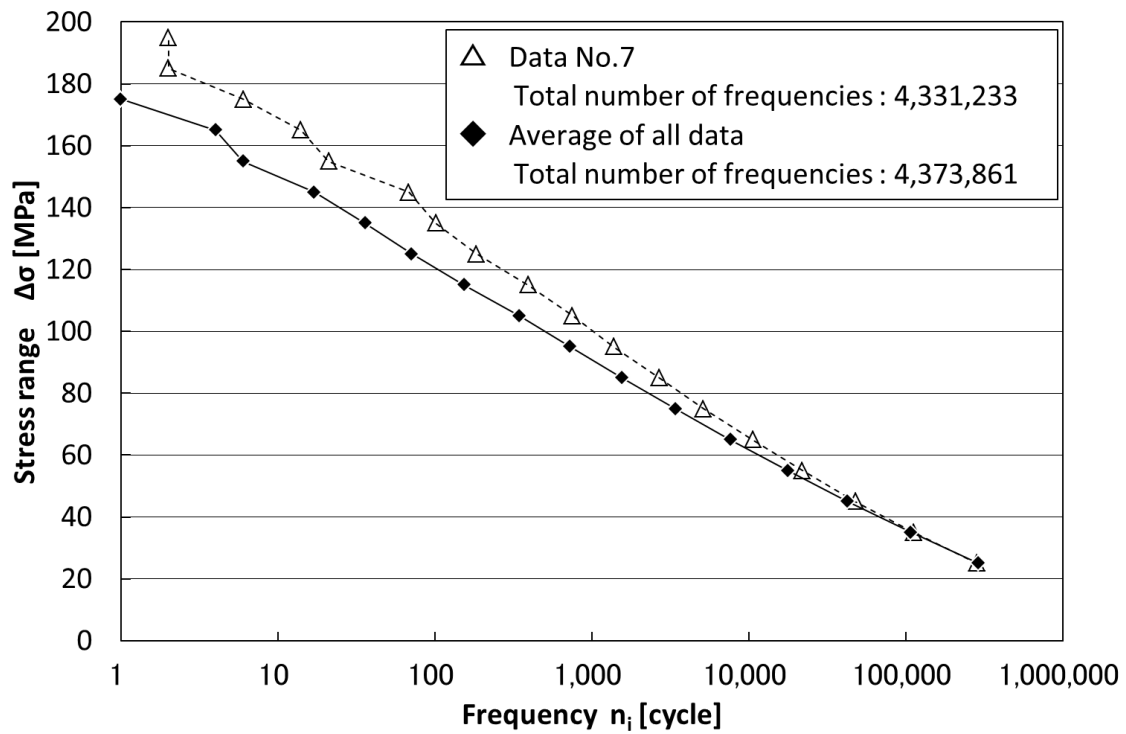


(1) Significant wave height of short sea H_s

Fig.6.1 Frequency distributions of a storm model.



(2) Maximum H_s in each storm $H_{s,max}$



(3) Stress range $\Delta\sigma$

Fig.6.1 Frequency distributions of a storm model.

実海象標準応力履歴の作成上の手順概略を以下に示す.

6.2.1 短期海象の応力履歴作成

短期海象の頻度データと応力範囲の頻度データを以下の様に関連付けしたうえで、時系列データを作成する.

(1) 1 短期海象あたりの応力範囲 $\Delta\sigma$ の頻度数の決定

$\Delta\sigma$ の全頻度数を H_S の全頻度数で除すと、1 短期海象あたりの $\Delta\sigma$ の頻度数が求まる. データ No.7 の場合は 992 回となり、全 9 データ平均の場合は 1007 回となる.

(2) 短期海象中の応力範囲 $\Delta\sigma$ の頻度分布形の決定

各短期海象の最大応力範囲 $\Delta\sigma_{\max,s}$ が 5MPa から 195MPa まで 10MPa 間隔で表されると仮定したうえで、 $\Delta\sigma_{\max,s}$ ごとに $\Delta\sigma$ 頻度分布を作成し、一例としてデータ No.7 の場合を Fig.6.2 に示す. この際、分布形は Rayleigh 分布に近似させた. なお Rayleigh 分布の確率密度関数 y は(6.1)式で表され、今回は $s = \Delta\sigma_{\max,s} / 4$ と置いた.

$$y = \frac{\Delta\sigma}{s^2} \exp\left(-\frac{\Delta\sigma^2}{2s^2}\right) \quad (6.1)$$

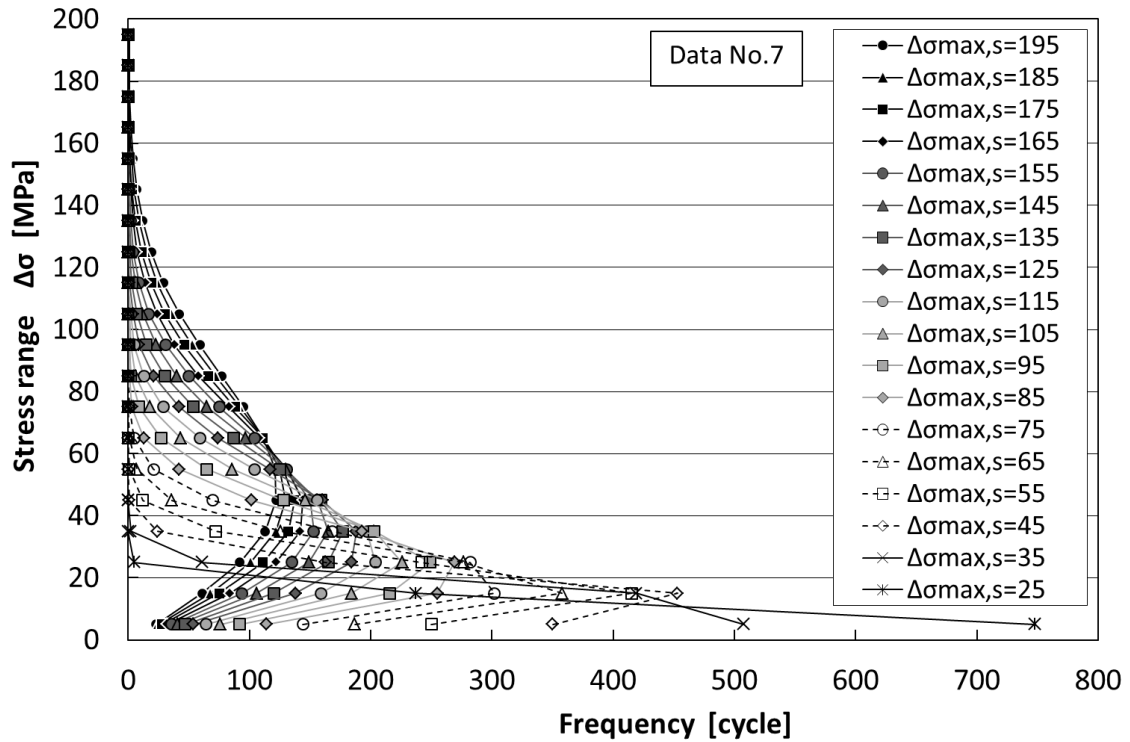


Fig.6.2 Frequency distributions of $\Delta\sigma$ in each maximum stress range $\Delta\sigma_{\max,s}$ level. (Data No.7)

(3) 短期海象中の応力範囲 $\Delta\sigma$ の頻度分布の決定

前項にて決定された $\Delta\sigma_{\max,s}$ ごとの $\Delta\sigma$ 頻度分布に H_S を割り当てる. このとき $\Delta\sigma$ のレンジ毎の頻度とそれら合計頻度が, 元となる嵐モデルの $\Delta\sigma$ 頻度分布となるべく合致するように配慮した. また, 線形累積損傷則に基づき, (6.2)式と(6.3)式から求まる等価応力範囲 $\Delta\sigma_{eq}$ も, 嵐モデルとなるべく合致するように配慮した. なお, n_i は $\Delta\sigma$ 頻度分布における応力範囲 $\Delta\sigma_i$ の頻度に対応し, n_{eq} は等価繰返し数を表す. また(6.2)式中の m は S-N 線図の傾きをあらわす指数で, 疲労センサおよび溶接継手は $m=3$ とおける. この作業の結果で得られた $\Delta\sigma$ 頻度分布をデータ No.7 を例に Fig.6.3 に示す. また, その H_S と $\Delta\sigma_{\max,s}$ の対応関係を Table 6.1 に示す.

$$\Delta\sigma_{eq} = \left\{ \sum_i (\Delta\sigma_i^m \cdot n_i) / \sum_i n_i \right\}^{1/m} \quad (6.2)$$

$$n_{eq} = \sum_i n_i \quad (6.3)$$

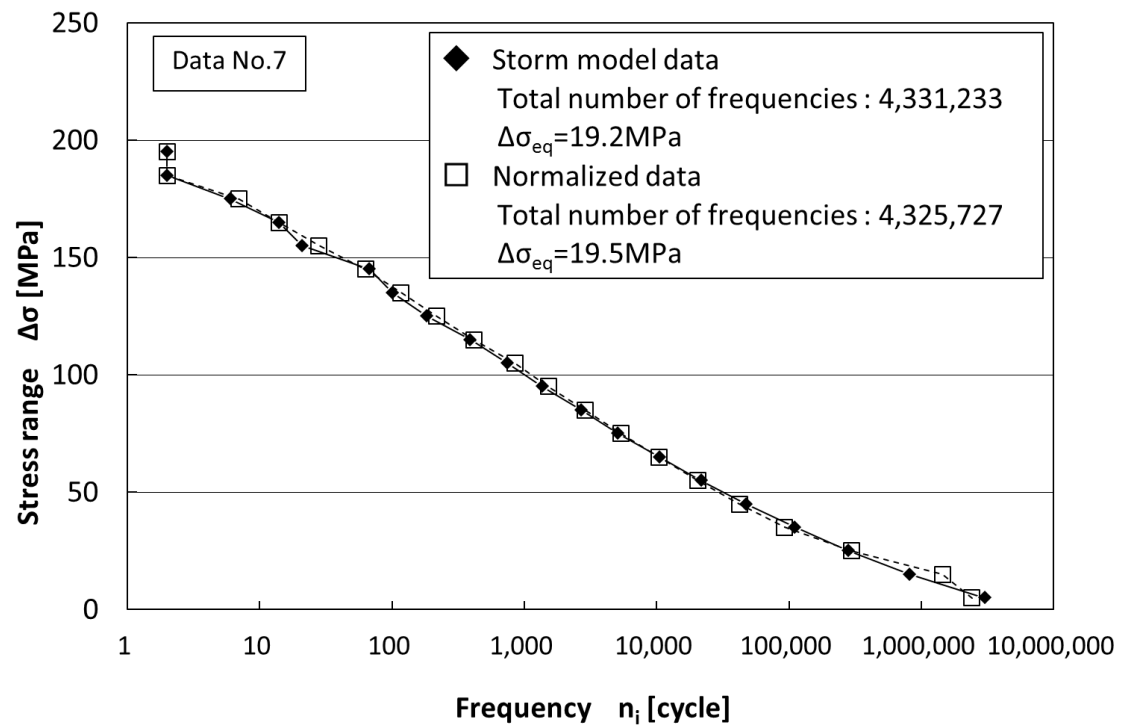


Fig.6.3 Comparison of frequency distributions of $\Delta\sigma$ between storm model data and normalized data. (Data No.7)

Table 6.1 Relationship between H_s and $\Delta\sigma_{\max,s}$ (Data No.7)

H_s	17.5	16.5	15.5	14.5	13.5	12.5
$\Delta\sigma_{\max,s}$	195	195	175	175	165	155
H_s	11.5	10.5	9.5	8.5	7.5	6.5
$\Delta\sigma_{\max,s}$	135	125	115	105	85	75
H_s	5.5	4.5	3.5	2.5	1.5	0.5
$\Delta\sigma_{\max,s}$	65	45	35	35	25	25

Unit : H_s [m] , $\Delta\sigma_{\max,s}$ [MPa]

(4) 短期海象中の応力範囲 $\Delta\sigma$ の履歴決定

短期海象中の $\Delta\sigma$ の出現順序は、最大値を起点にその前後へ値の大きい順から均等に配置した。Fig.6.4 にその要領を模式図的に示す。Fig.6.4 では $\Delta\sigma$ の総数を簡略化して15回とした場合であり、線図内の丸数字は $\Delta\sigma$ の大きさの順位を表す。

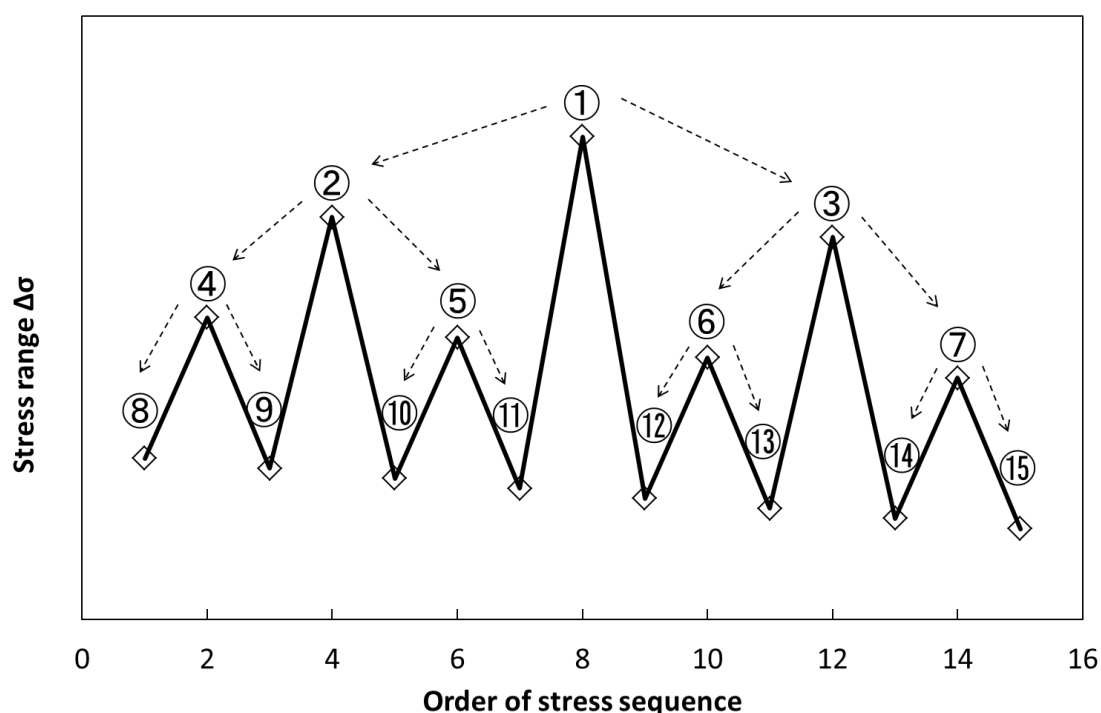
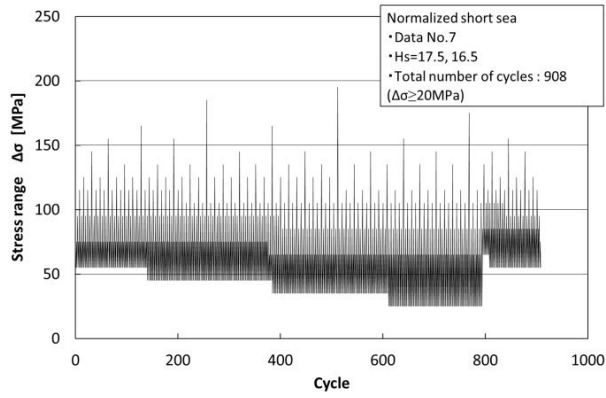
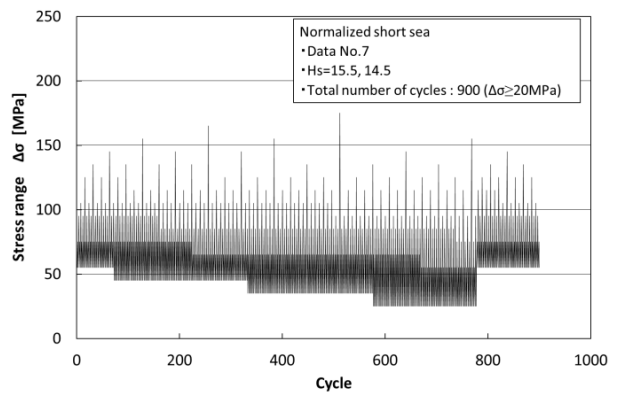


Fig.6.4 Simplified chart about an order of sequence in stress ranges or sea conditions.

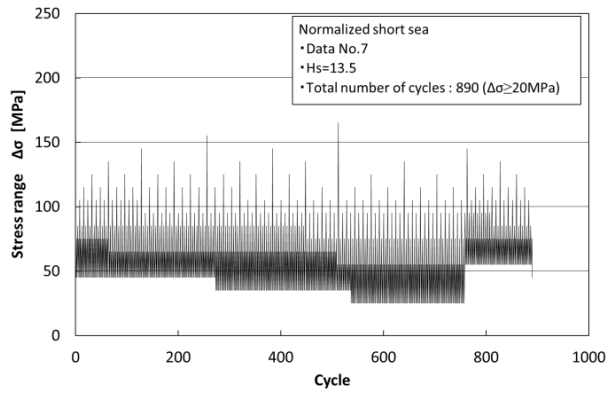
このような要領で作成したデータ No.7 の H_s 毎の $\Delta\sigma$ 時系列線図を Fig.6.5(1)~(14)に示す。なお Fig.6.5 では $\Delta\sigma = 20\text{MPa}$ 未満について消去している。そのため、1 短期海象当たりの $\Delta\sigma$ 時系列データ数は 992 から減少する。例えば $H_s = 17.5\text{m}$ (Fig.6.5(1)) の $\Delta\sigma$ 時系列データ数は 992 から 908 に減少した。そして H_s が低くなるほど $\Delta\sigma = 20\text{MPa}$ 未満の頻度が増えるために応力データの削減数が増して、 $H_s = 1.5\text{m}$ または 0.5m の場合は 992 から 5 にまで減少する (Fig.6.5(14))。 $\Delta\sigma = 20\text{MPa}$ 未満を消去した理由は、疲労センサのき裂進展に 20MPa 未満の $\Delta\sigma$ は寄与しないと見なせるからである。このように以降の $\Delta\sigma$ の履歴の検討では 20MPa 未満についてすべて消去した。これは前章までの検討で採用した $\Delta\sigma$ 時系列データとも共通である。



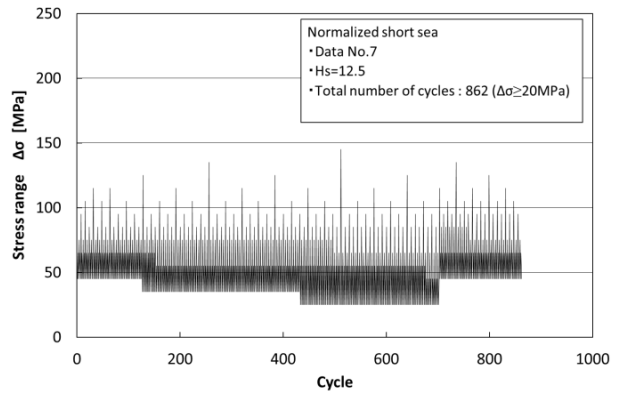
(1) $H_s = 17.5, 16.5\text{m}$



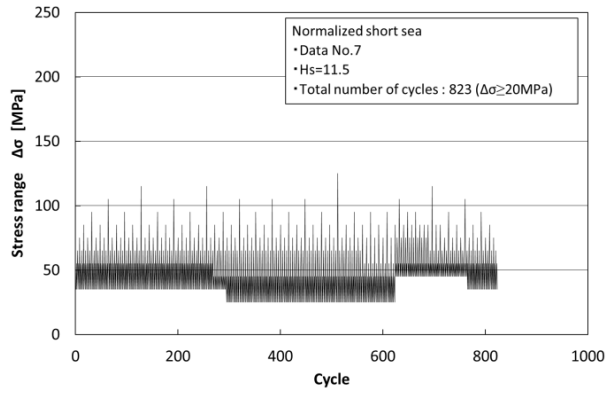
(2) $H_s = 15.5, 14.5\text{m}$



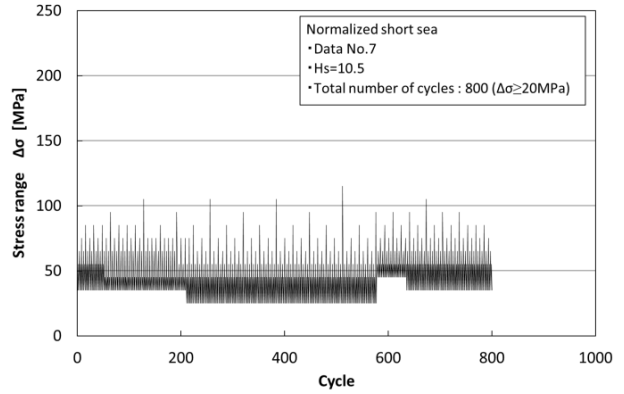
(3) $H_s = 13.5\text{m}$



(4) $H_s = 12.5\text{m}$

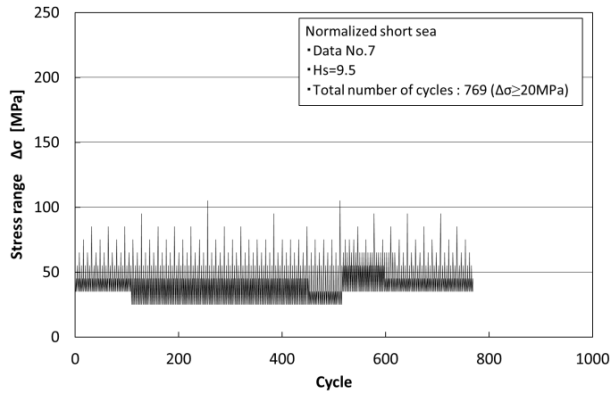


(5) $H_s = 11.5\text{m}$

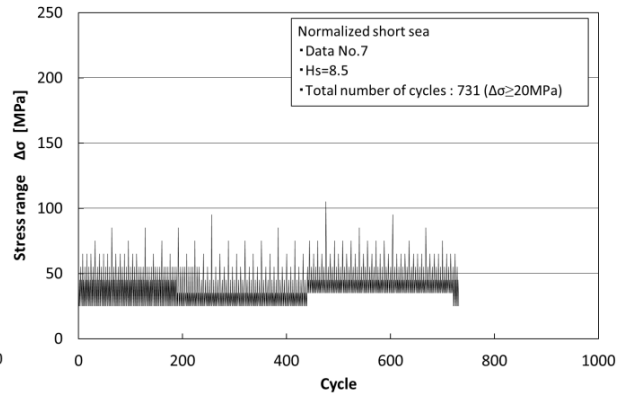


(6) $H_s = 10.5\text{m}$

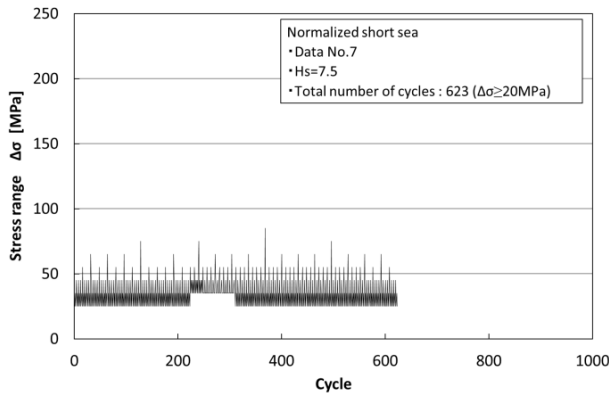
Fig.6.5 Stress range sequence in each short sea.(Data No.7)



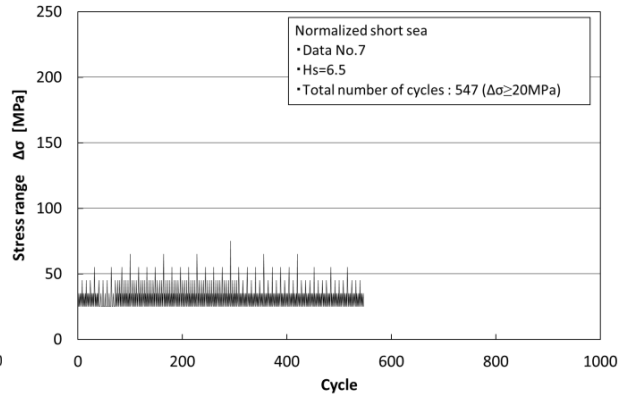
(7) $H_s=9.5\text{m}$



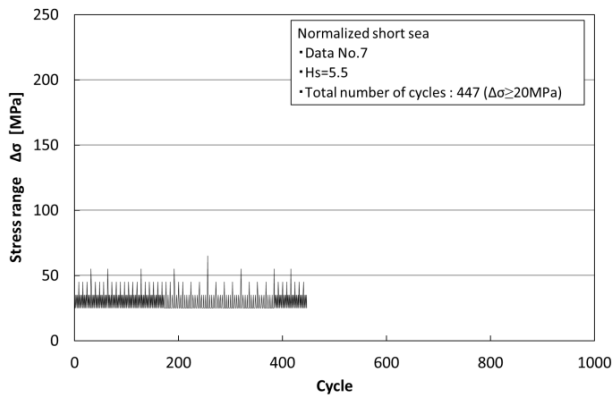
(8) $H_s=8.5\text{m}$



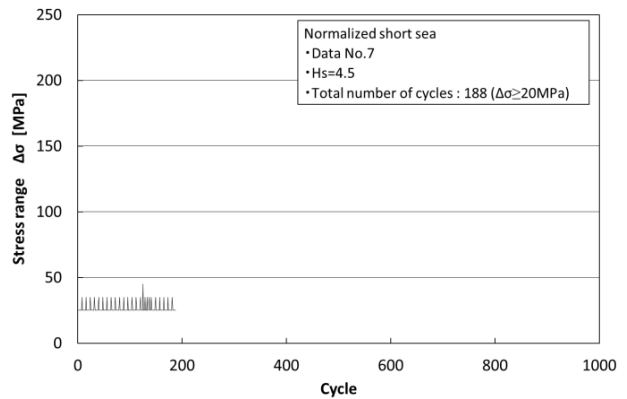
(9) $H_s=7.5\text{m}$



(10) $H_s=6.5\text{m}$

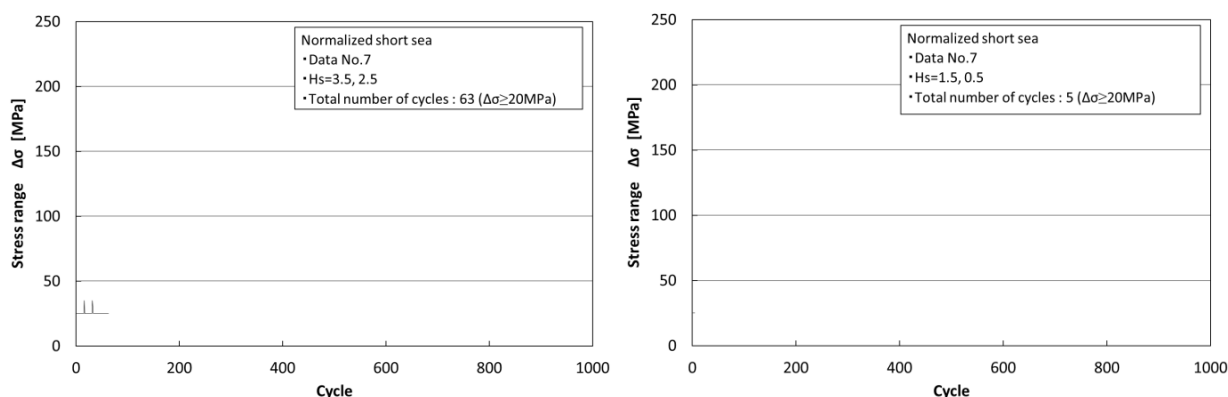


(11) $H_s=5.5\text{m}$



(12) $H_s=4.5\text{m}$

Fig.6.5 Stress range sequence in each short sea.(Data No.7)



(13) $H_s = 3.5, 2.5\text{m}$

(14) $H_s = 1.5, 0.5\text{m}$

Fig.6.5 Stress range sequence in each short sea.(Data No.7)

6.2.2 個々の嵐の応力履歴作成

短期海象を時系列に並べることで、嵐の応力履歴を作成する。個々の嵐の大きさはその中の最大有義波高 $H_{S,\max}$ で代表させる。データ No.7 の場合では最大で $H_{S,\max}=17.5\text{m}$ の嵐が一つ出現し、嵐の総数は 25 個である。

(1) 嵐を構成する短期海象の数

嵐の期間は 3.5 日 (=84 時間) とした^{6.1)}。本検討で用いた短期海象データは 2 時間ベースなので、一つの嵐は 42 個の短期海象で構成することにした。

(2) 嵐中の短期海象の配列

嵐の中央（すなわち 21 番目の短期海象）に $H_{S,\max}$ を配置し、そこを頂点に山形となるように H_s の大きい方から各嵐になるべく均等分配した。データ No.7 について $H_{S,\max}$ ごとの嵐の形を H_s で表現したものを Fig.6.6 に示す。なお、Fig.6.6 では嵐が比較的大きい $H_{S,\max}=11.5\text{m}$ 以上の嵐を記載した。嵐によっては山の頂点から若干非対称なものもあるが、これは嵐で消費する H_s 頻度を、元データの H_s 頻度と合致するようにしたためである。なお、 H_s 全頻度のうち大きい H_s は優先的にすべて嵐で消費させた。一例として Fig.6.7 はデータ No.7 の H_s 頻度分布を示す。◆印は元データとなる嵐モデルの H_s 全頻度分布を表し、□印は実海象標準応力履歴において嵐で消費した分の H_s 頻度分布である。◆印と□印の頻度の差で表される比較的小さい H_s (ここでは $H_s \leq 3.5\text{m}$ 以下) の残存頻度は嵐と嵐をつなぐ平穏海象（次項で説明）に使用した。

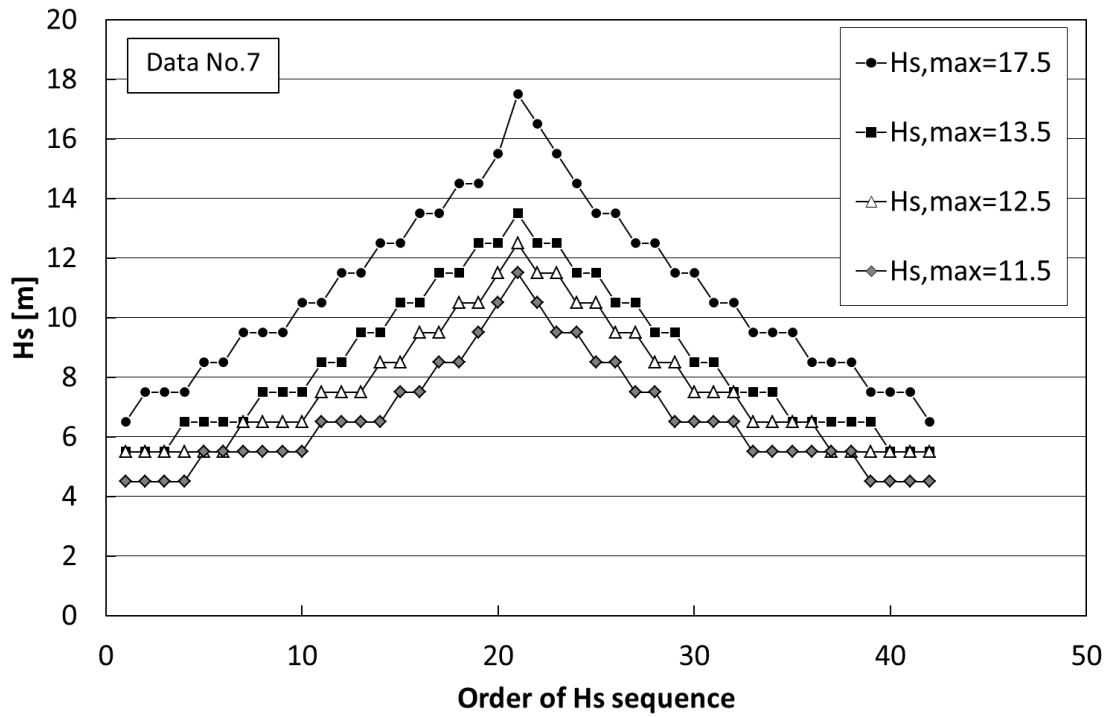


Fig.6.6 H_s sequences in storm condition. (Data No.7, $H_{S,max}=17.5, 13.5, 12.5, 11.5$)

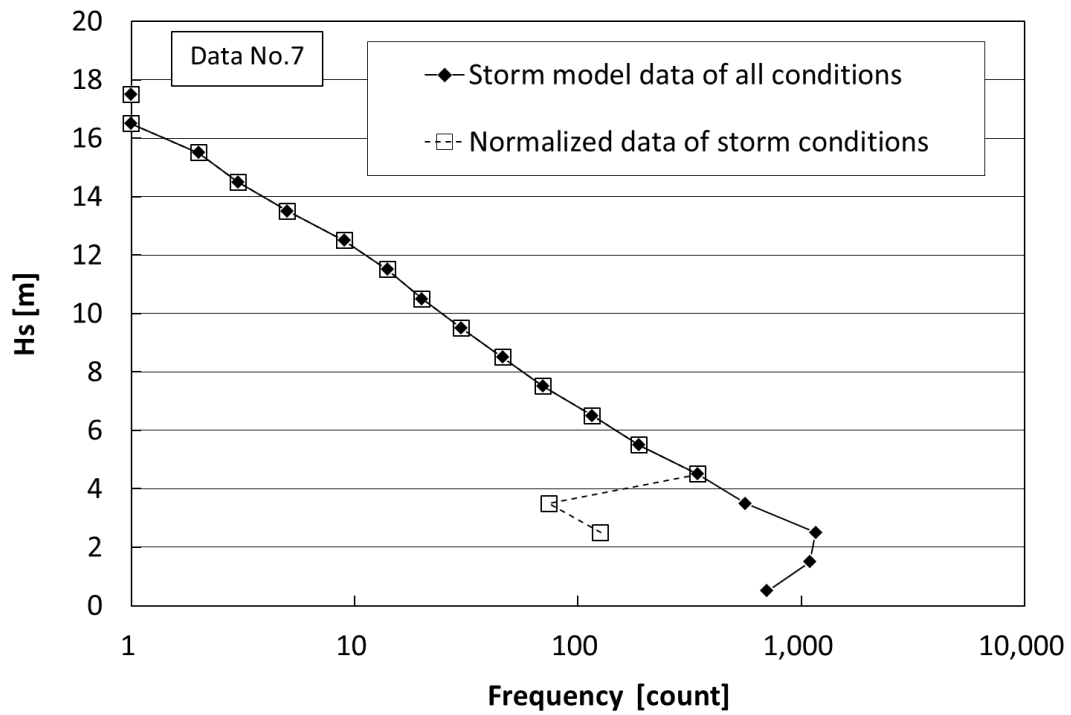
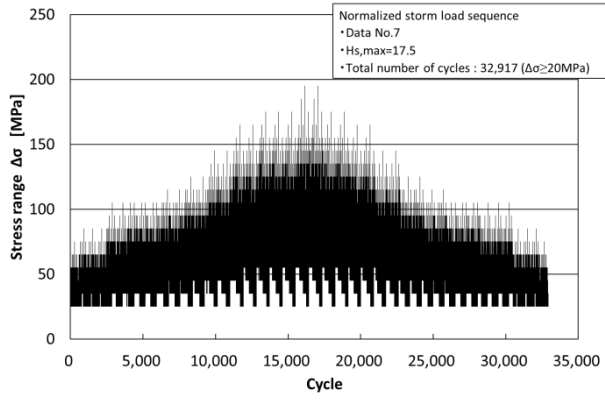
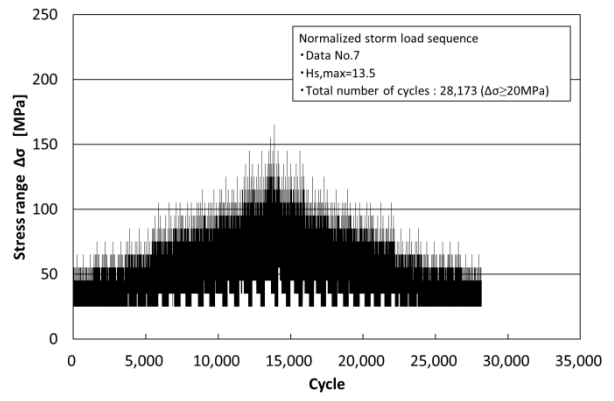


Fig.6.7 Comparison of frequency distributions of H_s between storm model data of all conditions and normalized data of storm conditions. (Data No.7)

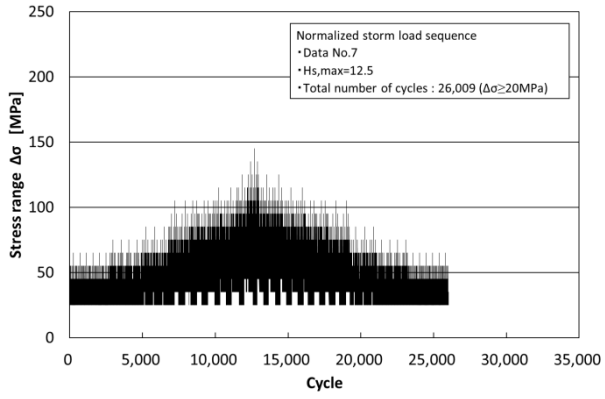
以上の要領で嵐の応力履歴が完成する．例としてデータ No.7 の $H_{S,max}$ 毎の応力履歴を Fig.6.8(1)~(12)に示す．なお，この嵐の中央の低応力域において応力履歴が櫛の歯状に見える理由は，嵐の中央に配置される高 Hs ほど，低 $\Delta\sigma$ の頻度数が少なくなり，それが $\Delta\sigma$ の配列に反映されるからである．その様子は Fig.6.5 に示す高 Hs （例えば (1) $Hs=17.5, 16.5$ ）の応力履歴から読み取れる．



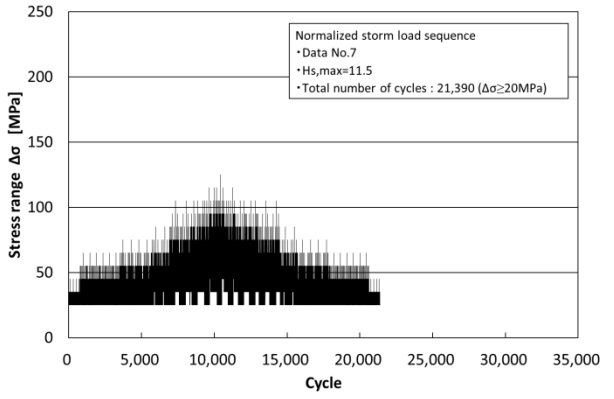
(1) $H_{s,max} = 17.5\text{m}$



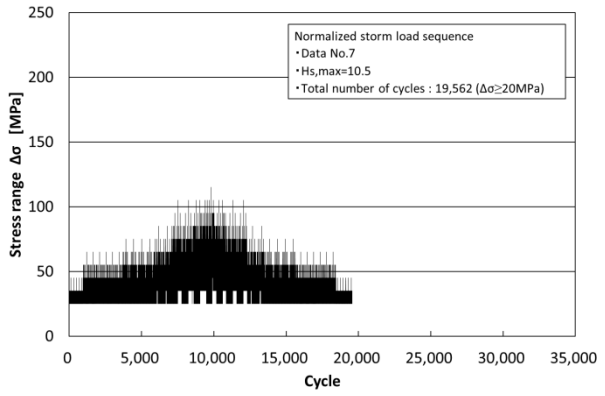
(2) $H_{s,max} = 13.5\text{m}$



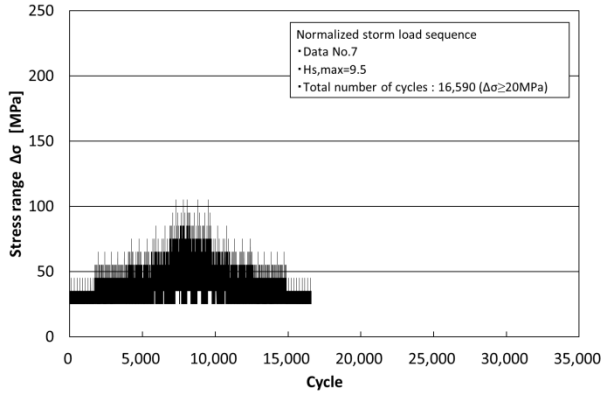
(3) $H_{s,max} = 12.5\text{m}$



(4) $H_{s,max} = 11.5\text{m}$

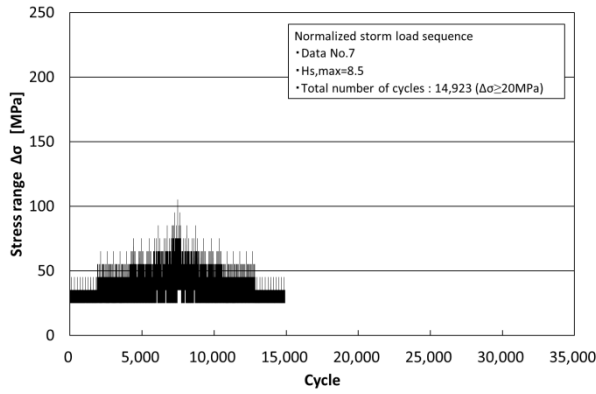


(5) $H_{s,max} = 10.5\text{m}$

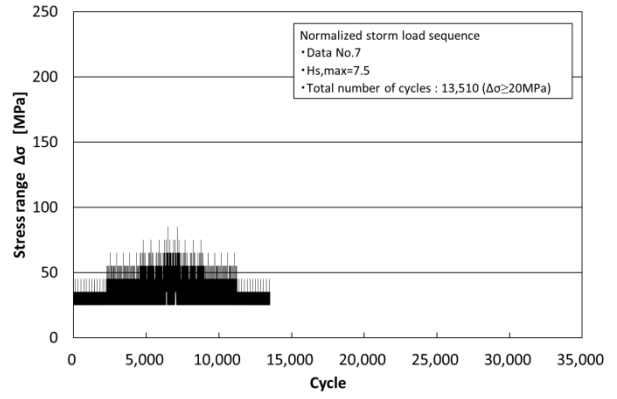


(6) $H_{s,max} = 9.5\text{m}$

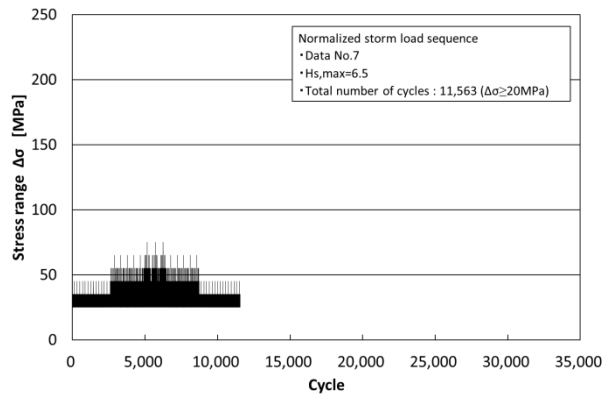
Fig.6.8 Stress sequence of each normalized storm condition (Data No.7).



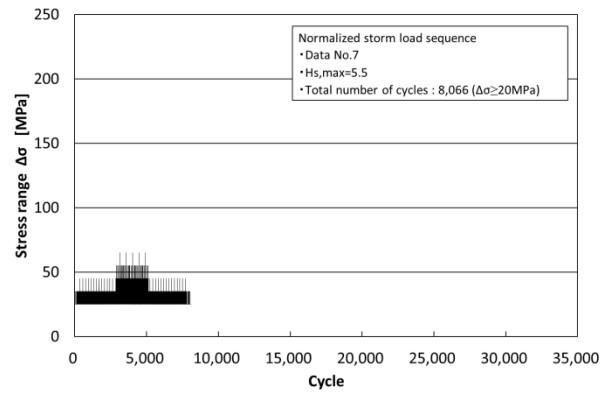
(7) $H_{s,max} = 8.5m$



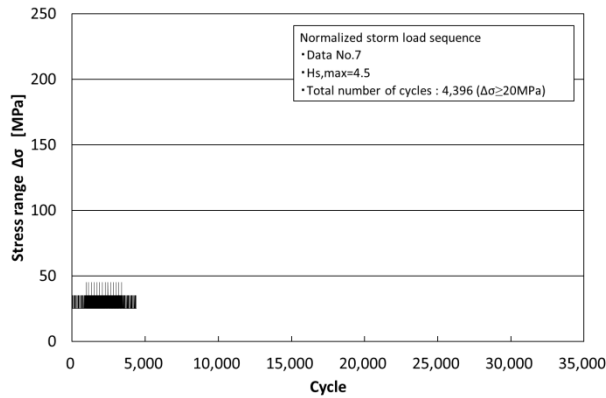
(8) $H_{s,max} = 7.5m$



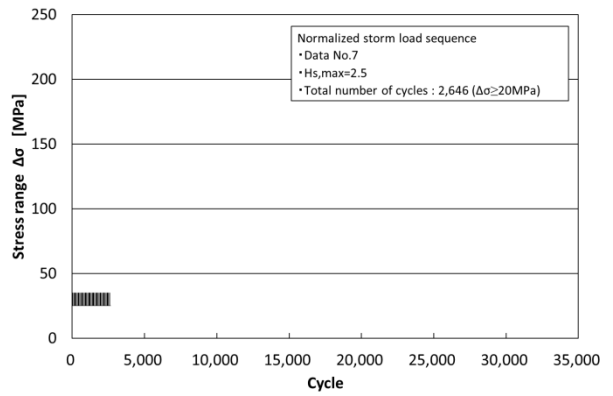
(9) $H_{s,max} = 6.5m$



(10) $H_{s,max} = 5.5m$



(11) $H_{s,max} = 4.5m$



(12) $H_{s,max} = 2.5m$

Fig.6.8 Stress sequence of each normalized storm condition (Data No.7).

6.2.3 平穏海象の応力履歴作成

全ての H_s 頻度から嵐に用いた H_s 頻度を差し引いた分で構成し、嵐と嵐の間に配置した。

(1) 平穏海象を構成する短期海象の数

嵐と同じ数の平穏海象を作成した。データ No.7 の場合は 25 個となる。

(2) 平穏海象中の短期海象の配列

平穏海象用として残った H_s 頻度を平穏海象数で除して、各平穏海象に等しく分配した。ここでは平穏海象も嵐と同様に H_s を山形に配置し、データ No.7 の例を Fig.6.9 に示す。また、その $\Delta\sigma$ 履歴を Fig.6.10 に示す。この平穏海象中の短期海象は $H_s=3.5\text{m}$ 以下の 131 海象で構成され、出現する $\Delta\sigma$ は 35MPa 以下と十分小さいので、疲労き裂進展量への寄与は大きくないと考えられる。

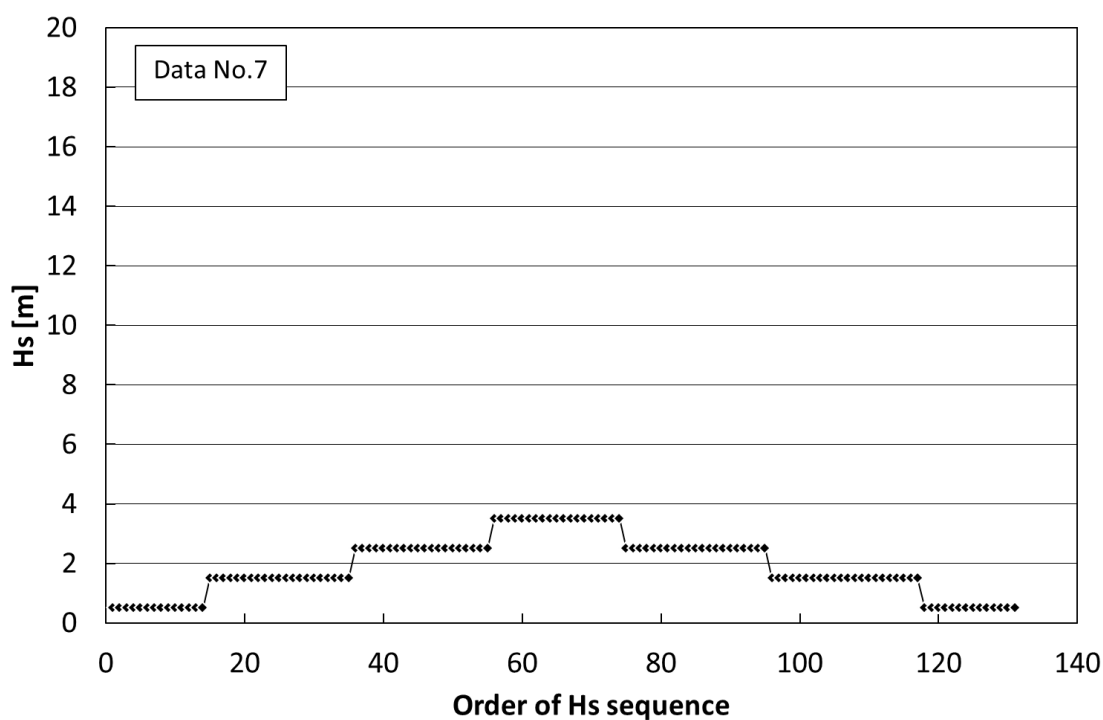


Fig.6.9 H_s sequence of calm sea conditions. (Data No.7)

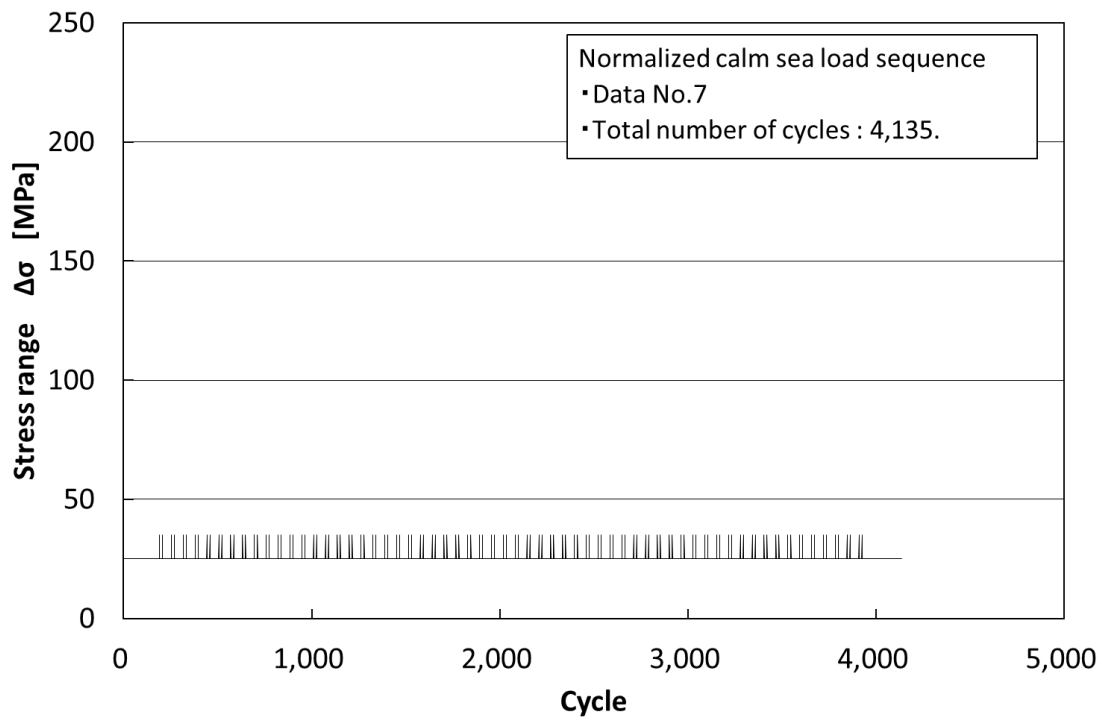


Fig.6.10 Stress sequence of calm sea conditions (Data No.7).

(3) 余り海象の作成

H_s 頻度を平穏海象に分配後に, 最終的に余った H_s 頻度も山形に配置して余り海象とした. データ No.7 の例を Fig.6.11 に示す. また, その $\Delta\sigma$ 履歴を Fig.6.12 に示す. データ No.7 では, $H_s=3.5\text{m}$ 以下の 43 個の短期海象で構成される. これは平穏海象が 131 個の短期海象で構成されるのと比べて少ない. また出現する $\Delta\sigma$ も 35MPa 以下と十分小さい. したがって, 余り海象は疲労き裂進展量への寄与は軽微と考えられる.

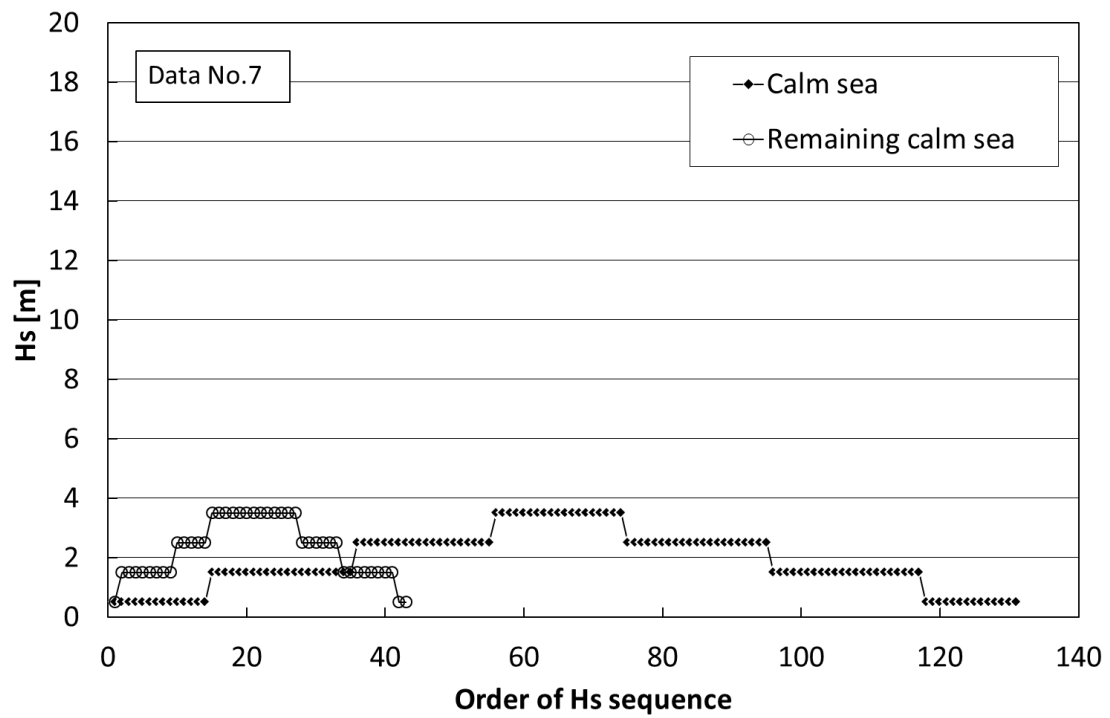


Fig.6.11 H_s sequence of a remaining calm sea condition. (Data No.7)

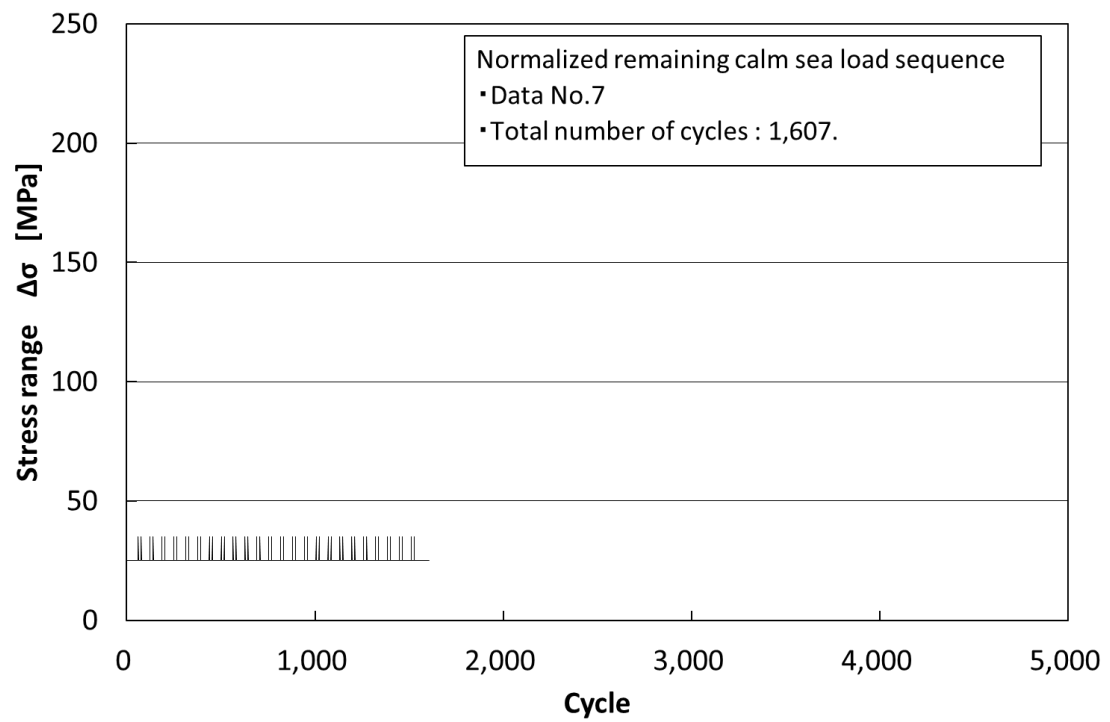


Fig.6.12 Stress sequence of a remaining calm sea condition (Data No.7).

6.2.4 1年間分の応力履歴の完成

嵐は個々に大きさが異なる．その出現順序は上記 6.2.1 節(4)項の応力履歴決定要領 (Fig.6.4) と同様に，最大嵐を起点にその前後へ嵐の大きい順から均等に配置した．そして平穏海象，嵐，平穏海象，嵐…と交互に整列させて，最後に余り海象を追加して 1年間分の応力履歴とした．まず嵐モデルのデータ No.7の応力履歴を Fig.6.13に示す．これに対してデータ No.7の頻度データに基づく実海象標準応力履歴を Fig.6.14に示す．Fig.6.13 と Fig.6.14 には疲労センサのき裂進展解析結果も併記した．今回のき裂進展解析では，1年間の応力履歴が毎年繰返すという前提条件のもと，疲労センサの初期き裂長さ 1mm から破断する 5mm まで解析したが，そのうち図中にはき裂長さ 1mm から 1.5mm までのき裂進展履歴を拡大して示す．なお，き裂進展解析の要領は前章までの手法と同様である．また，溶接継手のき裂進展解析も前章までの手法に倣って実施し，Data No.7について，時系列応力範囲データと板厚方向の疲労き裂進展寿命曲線（初期き裂長 0.20mm からき裂長 0.23mm までを抜粋）の対応関係を Fig6.15に示す．

同様に全 9 データ平均の頻度データに基づく実海象標準応力履歴と疲労センサのき裂進展解析結果を Fig.6.16に示す．また，溶接継手のき裂進展解析結果を Fig.6.17に示す．なお，以上の検討に用いた頻度データの概要を Table 6.2にまとめた．

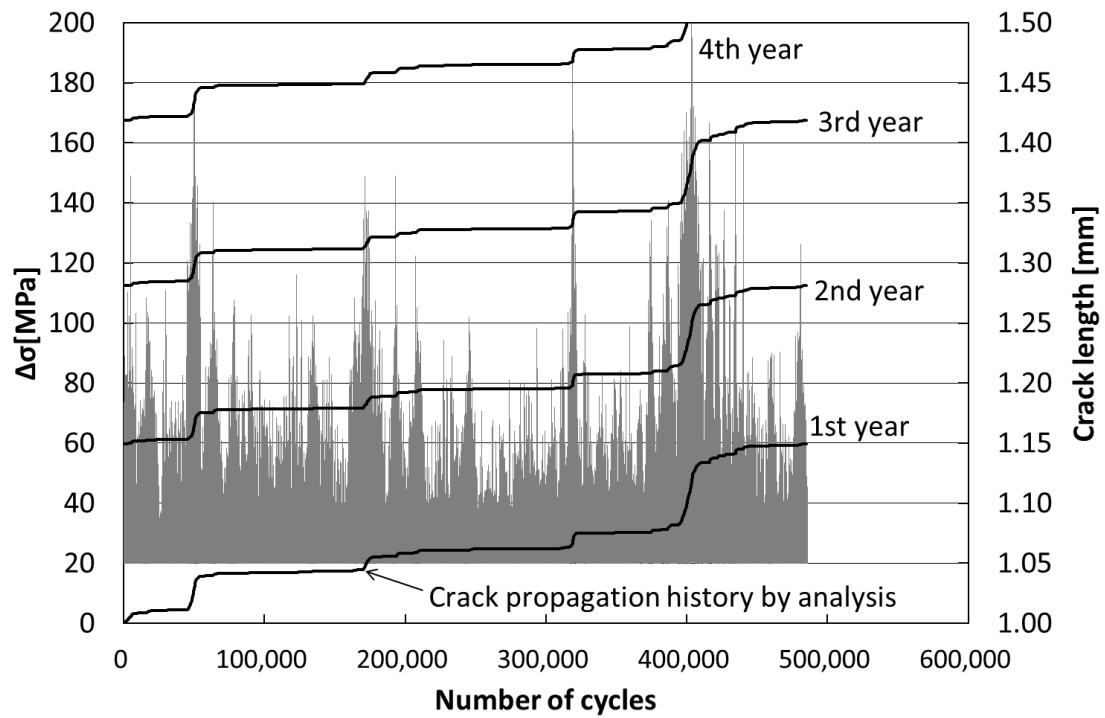


Fig.6.13 Stress sequence of storm model data No.7, and the crack propagation analysis result.

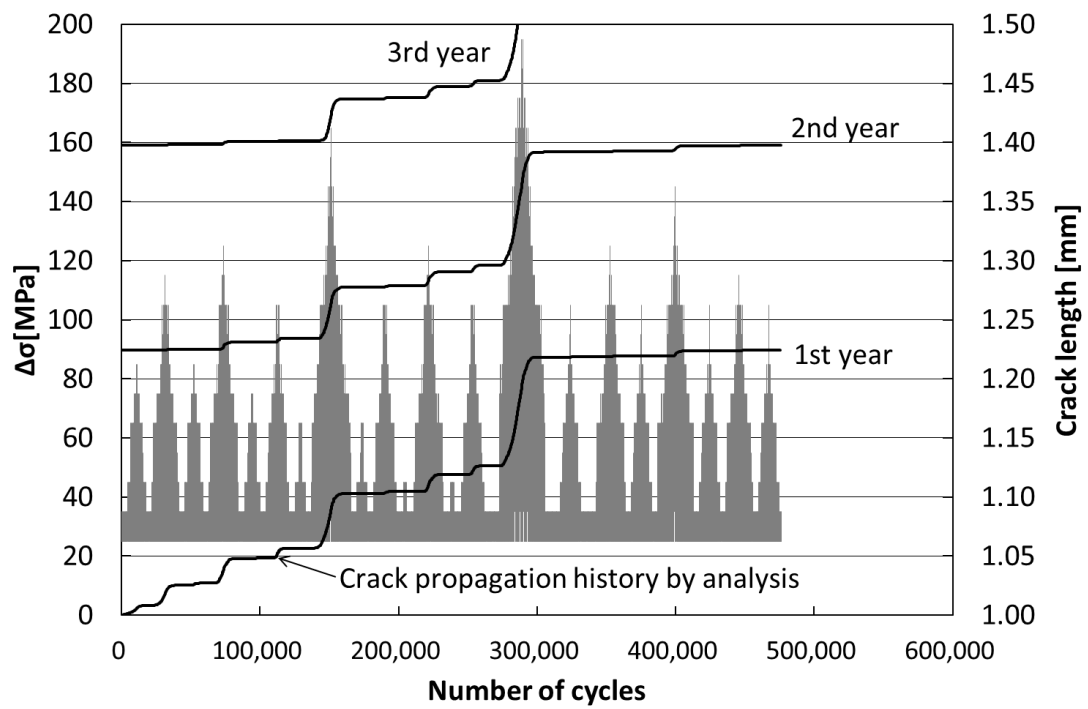


Fig.6.14 Stress sequence of normalized data No.7, and the crack propagation analysis result of FDS.

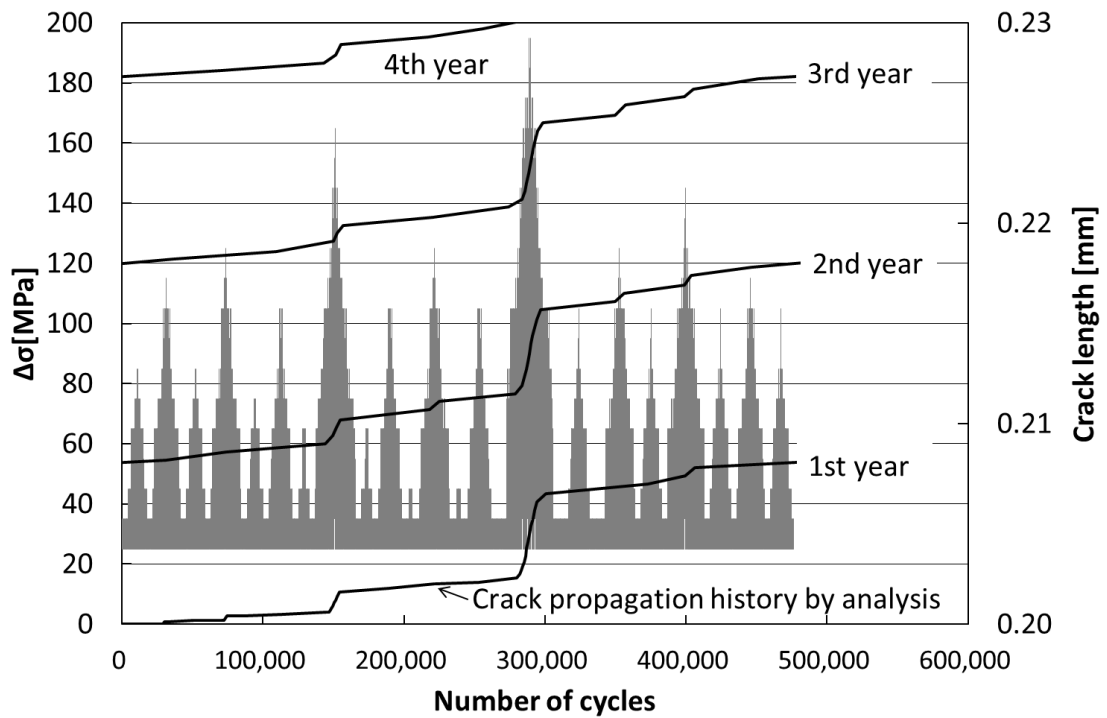


Fig.6.15 Stress sequence of normalized data No.7, and the crack propagation analysis result of welded joint.

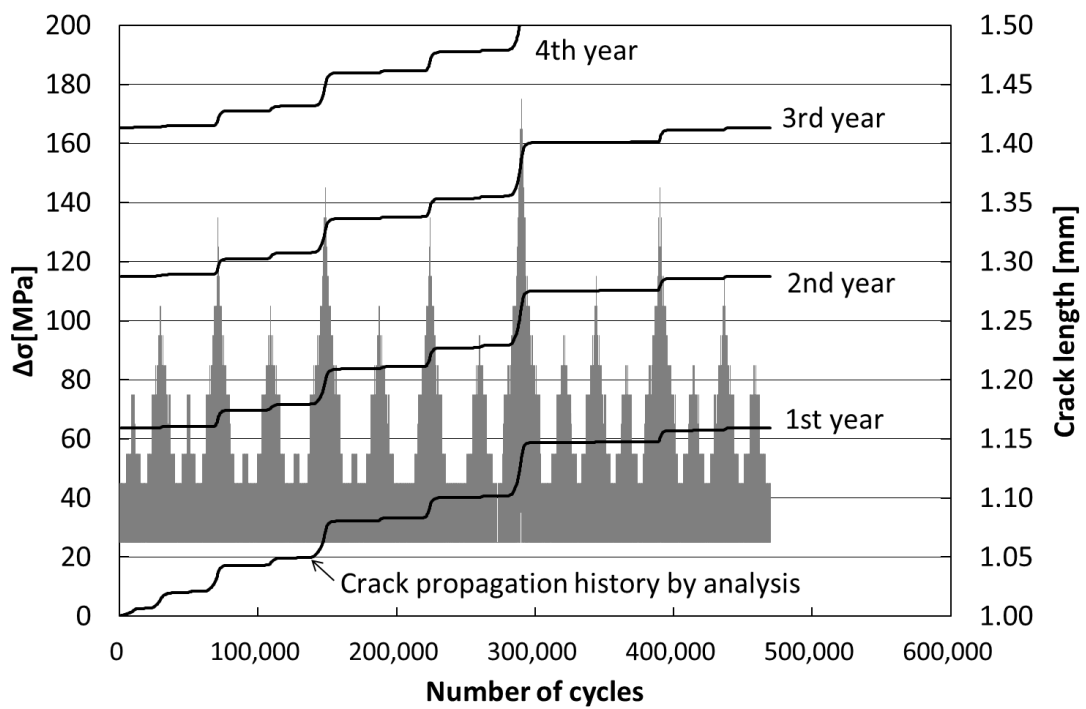


Fig.6.16 Stress sequence of normalized data of averaged storm model data, and the crack propagation analysis result of FDS.

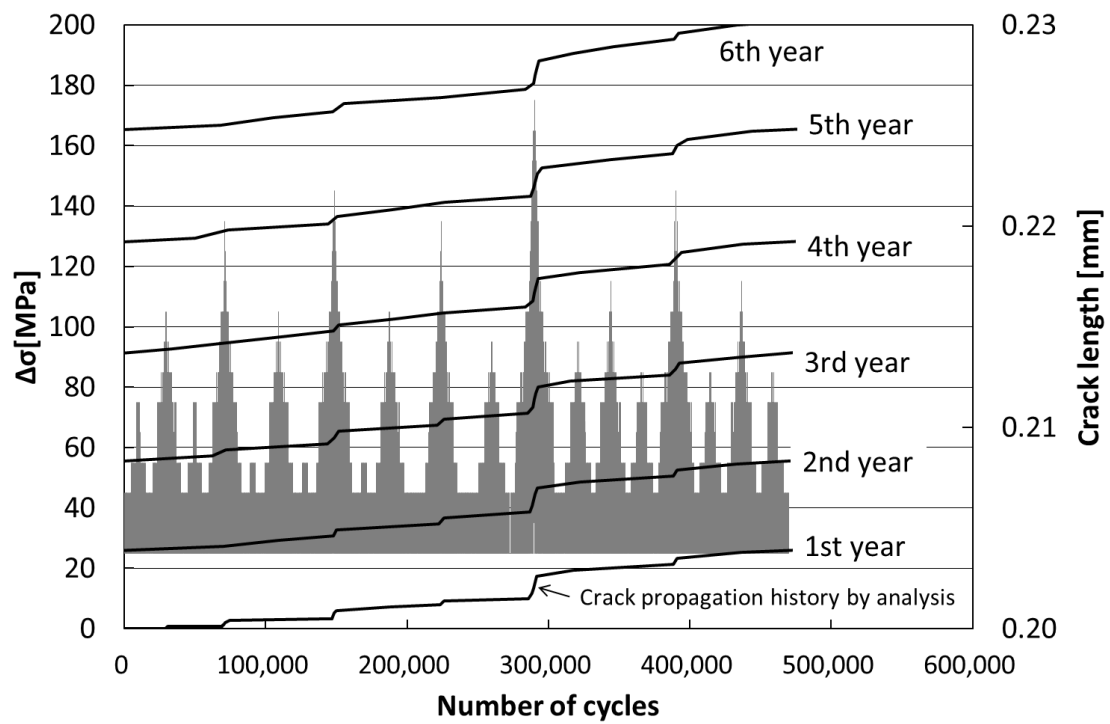


Fig.6.17 Stress sequence of normalized data of averaged storm model data, and the crack propagation analysis result of welded joint.

Table 6.2 Outline of frequency distribution data of stress history.

(1) Data No.7

		S/M ^(*)	Normalized
Total number of $\Delta\sigma$ [cycle]	≥ 0 [MPa]	4,331,233	4,325,727
	≥ 20 [MPa]	485,705	476,282
Total number of H_s [count]		4,368	4,368
Total number of $H_{s,\max}$ [count]		25	25
$\Delta\sigma_{\max}$ [MPa]		200	195
$\Delta\sigma_{\text{eq}}$ [MPa]	≥ 0 [MPa]	19.2	19.5
	≥ 20 [MPa]	38.4	38.3

(2) Average of all data

		S/M ^(*)	Normalized
Total number of $\Delta\sigma$ [cycle]	≥ 0 [MPa]	4,373,861	4,366,234
	≥ 20 [MPa]	471,295	469,942
Total number of H_s [count]		4,343	4,343
Total number of $H_{s,\max}$ [count]		24	24
$\Delta\sigma_{\max}$ [MPa]		175	175
$\Delta\sigma_{\text{eq}}$ [MPa]	≥ 0 [MPa]	17.9	18.2
	≥ 20 [MPa]	36.0	36.0

(*)S/M : Storm Model

6.3 荷重履歴影響係数と相関係数

疲労センサならびに溶接継手の荷重履歴影響係数 β と $\Delta\sigma_{\max}$ との関係を Fig.6.18 に、またその相関係数 k_{β} と $\Delta\sigma_{\max}$ との関係を Fig.6.19 に示す．さらにそれらの一覧を Table 6.3 に示す．これら係数は，FASTRAN II によるき裂進展解析で得られた疲労センサや溶接継手の破断寿命に基づく．求めた係数一覧を Table 6.3 にまとめた．

本検討の結果，実海象標準応力履歴から求まる荷重履歴影響係数は，元データの嵐モデルに対してやや大き目の値を与える傾向が読み取れる．これは実海象標準応力履歴では，疲労き裂進展の遅延に寄与する比較的大きい嵐がほぼ等間隔に現れるために，遅延度合が大きく表れやすかったと考えられる．相関係数も嵐モデルより若干大きめの値を与えているが，その両者の差は荷重履歴影響係数よりも縮まり，嵐モデルの応力履歴や実海象標準応力履歴を問わず，データ No.7 の相関係数はおよそ 2 とみなせる．この値は，前章までの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 $k_{\beta}=1.9\sim 2.1$ （寿命評価時の採用値は 2.1（4 章記載））と概ね一致する．なお，実応力波形に対して，本章で述べた頻度データをもとに推定した荷重履歴影響係数や相関係数がやや大きめに見積もられることは疲労寿命評価上で安全側であり，好ましい傾向とも言える．

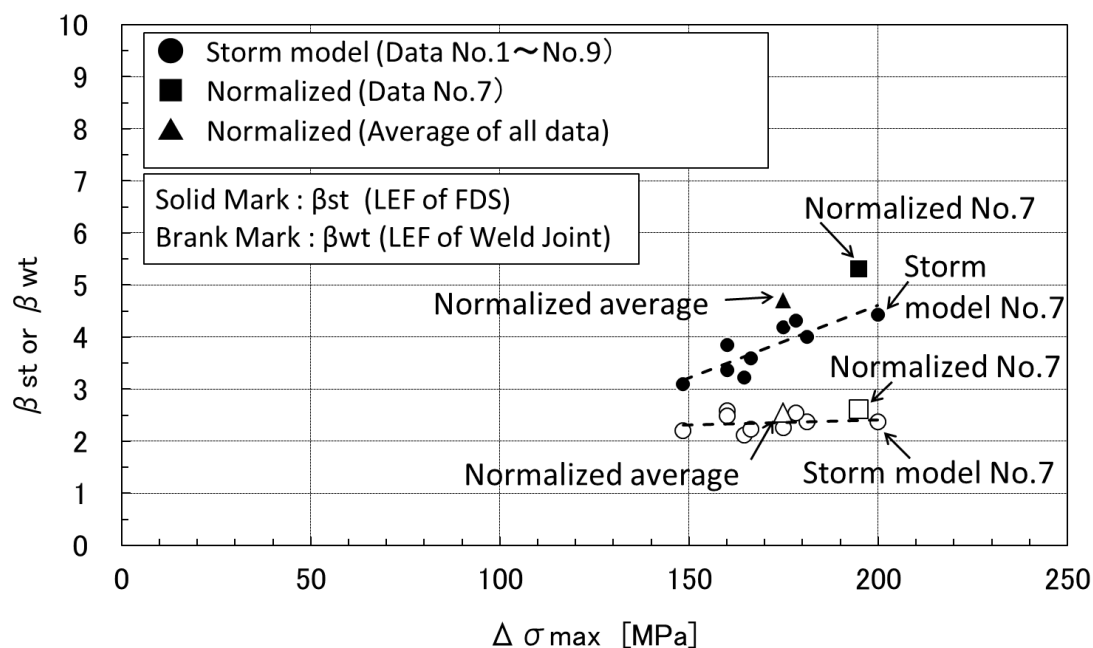


Fig.6.18 Relation between $\Delta\sigma_{\max}$ and β_{st} or β_{wt} .

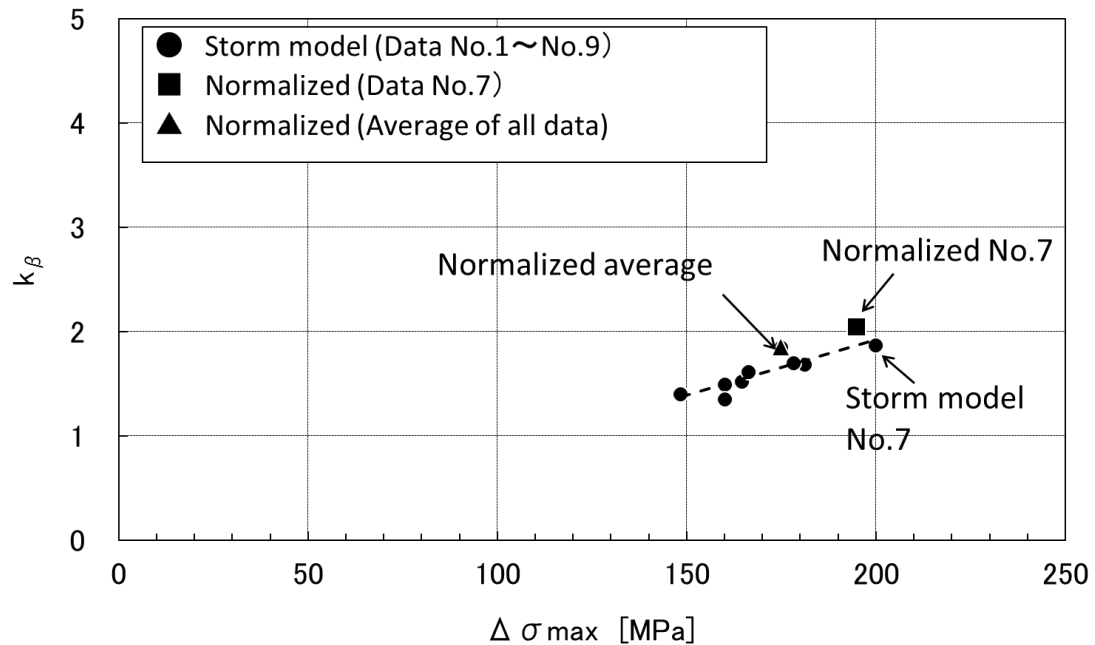


Fig.6.19 Relation between $\Delta\sigma_{\max}$ and k_{β} .

Table 6.3 LEFs and correlation factors.

	Data No.7		Average of all data	
	S/M ^(*)	Normalized	S/M ^(*)	Normalized
β_{st}	4.4	5.3	-	4.7
β_{wt}	2.4	2.6	-	2.5
k_{β}	1.9	2.0	-	1.9

(*)S/M : Storm Model.

なお今回の一連の検討では、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ている。4 章で示し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によると、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。したがって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、今回の検討に用いた時系列応力範囲データは実海象を模擬した嵐モデルに基づく。これに対して疲労センサを適用した船の実航海中の時系列データに基づく検証が今後の課題である。

6.4 結言

前章までの検討で、船舶特有の複雑な変動荷重場に対して、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明らかにしてきた。そして、両者の相関を代表する係数（相関係数）は概ね、ある一定値で表現し得る見通しを得た。一方で、この相関係数は個別応力波の出現順序に依存するばらつきを持ち得る。これに対して疲労センサを適用した実船において計測負荷が比較的小さいデータを補完的に用いて、この相関係数を評価・検証できれば、疲労センサに基づく疲労寿命推定の信頼性向上にとって有意義である。そこで、①短期海象の平均有義波高 H_s の頻度データ、②一つの嵐中の H_s の最大値 $H_{s,max}$ の頻度データ、③応力範囲 $\Delta\sigma$ の頻度データ、これら3つの頻度データから、実海象下の応力履歴を比較的簡単に推定する手法を考案した。本手法の応力履歴から推定される相関係数は、実応力波形から評価される値よりもやや大き目の推定値を与える傾向が認められるものの、前章までの検討結果を勘案すると、おおよそ妥当な評価結果を与える見込みが得られた。ただし、今回の検討に用いた時系列応力範囲データは実海象を模擬した嵐モデルに基づく。これに対して疲労センサを適用した船の実航海中の時系列データに基づく検証が今後の課題である。

6章の参考文献

- 6.1) 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.

第7章 結論

本研究は、船体構造溶接部の疲労寿命を、疲労センサと称する犠牲試験片によるモニタリングで精度よく評価することを目的としている。

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荷重履歴によって、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。したがって疲労センサを用いて溶接継手部の疲労寿命を精度よく評価するためにはこの遅延特性を明らかにし、それを寿命評価に反映する必要がある。そこで本論文では、実航海上の船舶特有の変動荷重履歴を嵐モデルで模擬し、その変動荷重履歴に依存した疲労寿命の遅延特性を評価して、それを疲労寿命評価手法に反映させることで、寿命推定の高精度化を図った。

本論文の各章で得られた結論をまとめる。

第1章では緒言として、船体疲労モニタリングの意義と、モニタリングツールとしての疲労センサの有用性を述べた。

第2章では、一定荷重振幅での疲労センサき裂進展特性を用いた溶接部の疲労寿命評価法を述べた。また荷重状態が比較的安定している橋梁を例に、従来の応力計測手法との比較結果を示しながら、疲労センサの有効性について述べた。

第3章では、第2章で示した疲労センサを用いた溶接部の疲労寿命評価方法を拡張し、船舶特有の複雑な荷重条件下に対応する寿命評価方法を示した。これは、嵐起因の波浪変動荷重や積載起因の平均荷重変化といった変動荷重要因ごとに、疲労センサのき裂進展寿命や溶接継手部の疲労寿命の遅延特性を荷重履歴影響係数と定義してそれぞれ評価し、その両者の比率で定義される相関係数で疲労寿命評価値を校正するものである。そして、船舶の変動荷重状態を比較的単純にモデル化した複数パターンの変動荷重波を用いて、疲労センサと溶接継手を疲労試験し、両者の荷重履歴影響係数を実験的に導出した。そしてその試験結果から得られる相関係数はほぼ一定値で表されることを示した。この相関係数を使えば船体構造に対する疲労寿命評価の精度向上が可能である。

加えて、嵐起因の波浪変動荷重に Whipping（船体固有振動）が重畳する場合の影響

を調査した。その結果、波浪変動荷重と、Whipping 重畳荷重とで、荷重スペクトルが同じであれば寿命遅延の影響度合いも同等であり、Whipping が常時重畳し続ける条件下では Whipping 有無の影響は線形累積損傷則にて妥当に評価できる見込みを得た。これを踏まえて以降の検討では波浪変動荷重に Whipping 成分を含めないことにした。

第4章では、ランダム性に富んだ船舶特有の変動荷重に対して、疲労センサならびに溶接継手の荷重履歴影響係数を実験に依らずに汎用的に評価するための数値解析手法を確立した。そして前章の実験結果との比較から、波浪変動応力範囲が引張状態であれば、荷重履歴影響係数やその相関係数を数値解析にて比較的精度よく求められることを示した。また、疲労センサや溶接継手の疲労寿命の遅延効果は、嵐起因の波浪変動荷重のほうが、積載に依る平均荷重変化よりも大きく、支配的であることを示した。これを踏まえて以降の検討では波浪変動荷重の影響評価に焦点を当てることにした。

第5章では、実海象での嵐のランダム性に対する疲労寿命への影響を明らかにするため、実海象を模擬した嵐モデルによる変動応力履歴を活用して数値解析的に荷重履歴影響係数とその相関係数を求めた。その結果、個別応力波の出現順序に起因して、相関係数には、ある幅をもったばらつきが若干認められるものの、平均的には第3章で提案した相関係数と同等となることを示した。この結果より、第3章で提案した相関係数は妥当な水準であり、この係数を用いることで実海象下の溶接継手の疲労寿命評価の精度向上が可能であることを確認した。

第6章では、個別応力波の出現順序への依存性がある荷重履歴影響係数やその相関係数について、実船に適用した疲労センサへの適用性を簡便に検証する方法を提案した。これは、計測負荷の小さい頻度データを利用して、実船の荷重履歴を模擬的に作成する手法である。その荷重履歴「実海象標準応力履歴」から数値解析的に相関係数を算出すると、第3章で提案した相関係数と概ね整合する結果を得た。なお本章では第5章の嵐モデルを実海象相当とみなし、嵐モデルの変動応力履歴と実海象標準応力履歴の両者に対して求まる荷重履歴影響係数と相関係数を用いて比較検証を行った。実海象データに基づく検証が今後の課題である。

第7章は本論文の成果の総括である。

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、嵐起因の波浪変動荷重の影響と、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、波浪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。以上の様にして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しながら検討を進めるべき今後の課題と言える。

付録 A 疲労センサの原理

A.1 はじめに

ここでは，溶接構造物の負荷状態を捉え，予防保全的な保守管理を可能にする疲労センサを用いた疲労寿命診断手法の原理について紹介する．

構造物に実際に負荷されている荷重履歴をモニタすることを特徴とする種々のき裂進展型の犠牲試験片が開発されている A.1)・A.4)．鋼構造物の中でも最も疲労強度に対して敏感である溶接接合部の疲労損傷度評価のために Fig.A.1 に示すような実用的な「疲労センサ」が近年開発された A.1)・A.5)．疲労センサは小型の金属箔ゲージで，以下に示す特徴を有す．

- ・ 小型で応力集中部への適用が可能
- ・ ひずみゲージのように接着剤で貼付が容易
- ・ 計測機器，配線が不要
- ・ 繰り返し圧縮応力にも反応
- ・ 長期間の適用により信頼性の高い寿命予測



Fig.A.1 Fatigue Damage Sensor (FDS) with a pencil tip.

A.2 疲労センサの概要

Fig.A.2 に疲労センサの構造を示す． 2 枚の金属箔からなっており， 上部の箔はニッケル製のき裂進展箔， 下部はインバー銅製のベース箔と呼ぶ． き裂進展箔の中央部は減肉による溝が形成され， その溝の中央部の片端には初期スリットが形成されている． 常温より高い温度環境下で微小抵抗溶接などで 2 枚の金属箔の両端を接合することにより， 検査部材面に貼付した時点であらかじめき裂進展箔に張力を付与している．

疲労センサは繰返し応力を受ける構造部材の溶接線近傍の表面に貼付し， センサ上では繰返しひずみを増幅させることにより構造部材に発生するよりも早くセンサ上にき裂が形成され， センサのき裂進展を促進する仕組みとなっている．

疲労センサは通常のひずみゲージと同様に接着剤で部材表面に貼付することができ， ある程度の大きさの繰返し応力に対しき裂進展箔のスリット先端から疲労き裂が発生し進展する． き裂進展速度は繰返し応力範囲の大きさと繰返し数に依存する． 即ちき裂進展速度は貼付期間に構造が受けた疲労損傷度に比例する． 初期張力を付与してあるため， 部材の圧縮応力に対しても疲労き裂は発生し進展する．

疲労センサのサイズは十数ミリ程度， 厚さは数百ミクロン程度の小型であるため， 溶接線近傍の応力集中（ホットスポット応力）を感知するのに都合が良い．

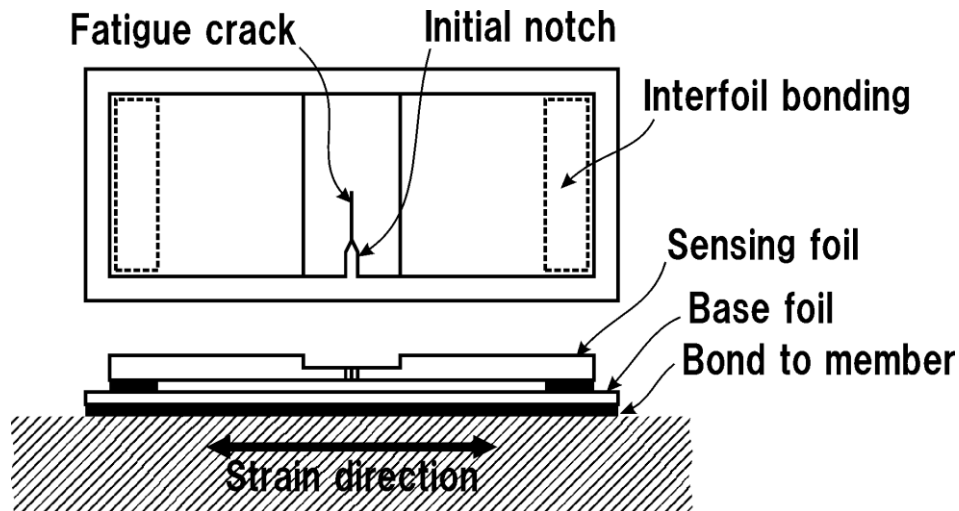


Fig.A.2 Construction of FDS.

A.3 疲労センサの原理

疲労センサの設計には(A.1)式で表される金属材料の疲労き裂進展則（パリス則）を利用し, すなわち疲労センサのき裂進展特性は線形破壊力学パラメータの応力拡大係数で律則される.

$$da/dN = C(\Delta K)^m \quad (\text{A.1})$$

ここで, da/dN : き裂進展速度

C, m : 材料定数

ΔK : 応力拡大係数範囲

疲労センサは被貼付部材に対して十分に薄い 2 枚の金属箔で構成されているので, 疲労センサが被貼付部材に貼られることによって分担する荷重も十分小さい. 被貼付部材のひずみがベース箔を介してセンサ箔に伝達するので, 疲労センサへの負荷形態は変位支配型となる.

Fig.A.3 に示すような, き裂を有する長さ $2L$ の無限板の両端に均一な変位 d をき裂直交方向に作用させた場合の応力拡大係数 K は, (A.2)式や(A.3)式のとおりき裂長さには依存しない A.6).

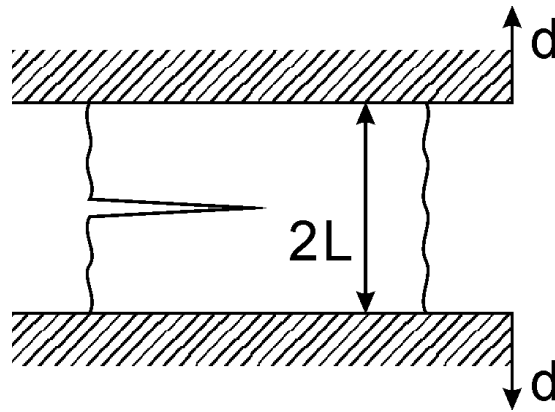


Fig.A.3 Infinite width plate with a length of $2L$ and a infinite crack parallel to edges under uniform displacement d .

$$K = \frac{Ed}{\sqrt{L}} = E\varepsilon\sqrt{L} \quad (\text{plane stress}) \quad (\text{A.2})$$

$$K = \frac{Ed}{(1-\nu^2)\sqrt{L}} = \frac{E\varepsilon\sqrt{L}}{1-\nu^2} \quad (\text{plane strain}) \quad (\text{A.3})$$

ここで, E : ヤング率

ν : ポアソン比

ε : 公称ひずみ

ここで, 疲労センサは薄い金属箔で構成されているので平面応力状態と考えられ, また Fig.A.4 のようなセンサ箔の形状を踏まえると, 疲労センサの K は形状係数 F にて (A.4)式で表されると考えられる.

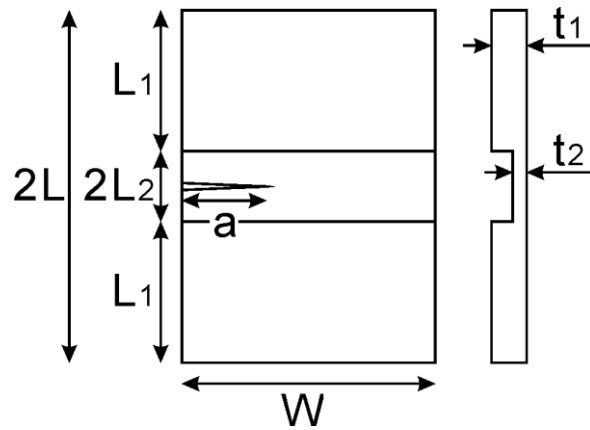


Fig.A.4 Configuration of FDS.

$$K = F(a, W, t_1, t_2, L_1, L_2) \cdot E\varepsilon\sqrt{L} \quad (\text{A.4})$$

ここで, a : き裂長さ

W : 材料定数

t_1 : 薄肉部の厚さ

t_2 : 厚肉部の厚さ

L_1 : 薄肉部の長さ

L_2 : 厚肉部の長さ

溶接継手の疲労寿命評価に求められる下限応力範囲 (疲労限度) やモニタリング期間を勘案し, Table A.1 に示す 2 種類の応力範囲感度の疲労センサが開発された. これら

疲労センサの K の形状係数 F を評価するため、2次元境界要素法プログラム (SURFES version 4.0 ^{A.7)}) を用いて数値解析した。解析モデルの例を Fig.A.5 に示す。き裂先端の要素分割は K の解析精度が得られるよう事前確認のうえ十分細かくした。センサ箔のき裂長さと幅の割合 a/W と形状係数 F の関係を Fig.A.6 に示す。センサ箔に付与するひずみが一定であれば、 a/W が 0.2 から 1.0 の範囲でセンサ箔の K はほぼ一定と見なせる。一方でき裂長さが短い領域では K は一定ではないので、その部分を避けるようにセンサ箔にはあらかじめ初期スリットを設けた。

Table A.1 Types of FDS.

Type	$\Delta\sigma_{th}$ [MPa]	Length×Width×Thickness [mm]
A (KFS025F, High sensitive)	25	19×9.5×0.35
B (KFS040F, Normal sensitive)	40	12×7.0×0.25

$\Delta\sigma_{th}$: Threshold stress range on steel.

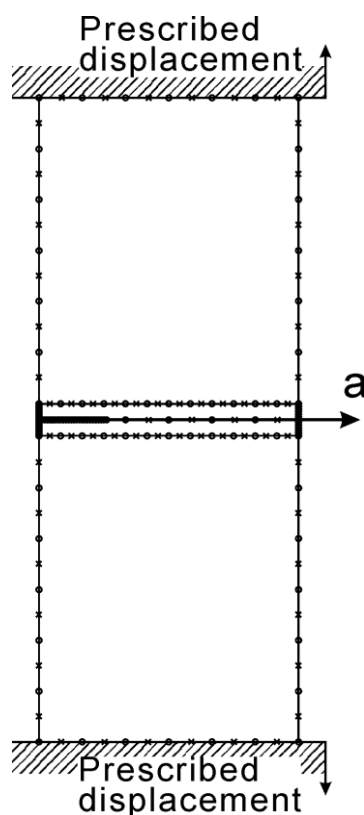


Fig.A.5 BEM analysis model for shape factor.

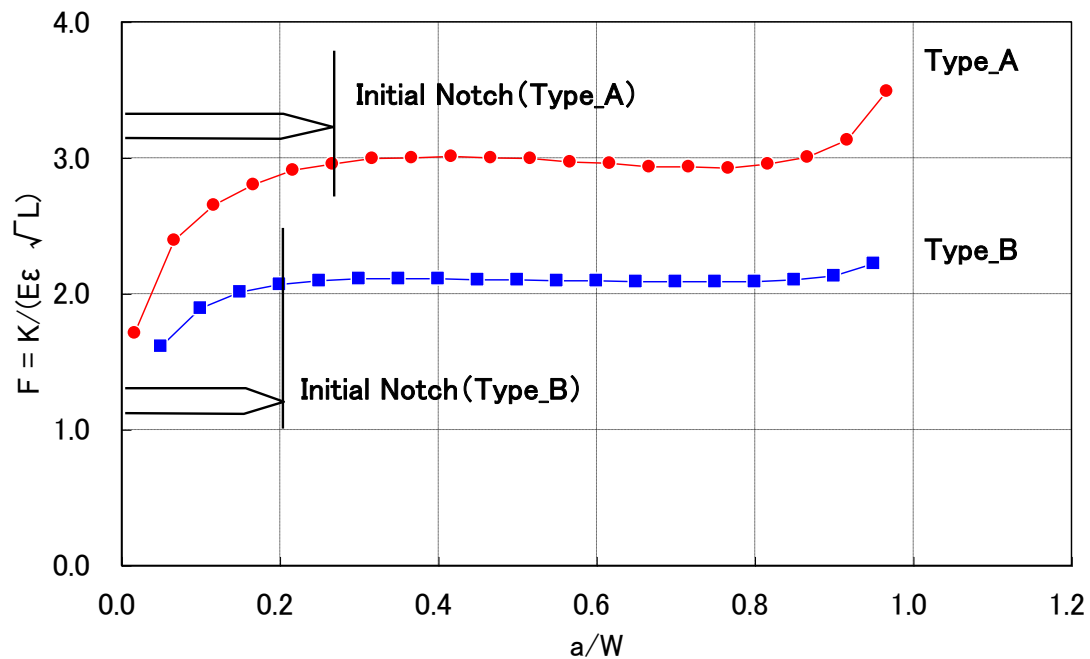


Fig.A.6 Calculated shape factor versus crack length.

A.4 疲労センサの特性

Table A.1 に示す疲労センサ Type A (高感度型) の鋼材に対する応力範囲の感度下限値 $\Delta\sigma_{th}$ は 25MPa である。これは日本鋼構造協会 (JSSC) が発行している鋼構造物に対する疲労設計指針^{A.8)}の強度等級の中で最低位の H 等級の一定振幅応力打切り限界にほぼ対応している^{*注 A.1)}。また, Type B (標準型) の $\Delta\sigma_{th}$ は 40MPa で, JSSC 疲労設計指針の F 等級にほぼ対応している。なお, F 等級は一般的な溶接構造でよく見られる荷重伝達型すみ肉溶接継手に対応した強度等級である。

注 A.1) Table A.1 記載の疲労センサは 2006 年頃に開発完了し, 当時の JSSC 疲労設計指針 (1993 年発行) での最低強度等級は H 等級であった。その後の 2012 年に改訂された JSSC 疲労設計指針での最低強度等級は I 等級で, H 等級より低い等級が新たに設定されている。

Fig.A.7 に, 疲労センサ 3 枚を鋼板に貼付し, 一定の繰返し応力を鋼板に作用させた場合の疲労センサのき裂進展特性の例を示す。図の縦軸は疲労センサの a/W をあらわし, 横軸は MN_{sf} で, N は疲労センサに付与した応力繰返し数, N_{sf} は疲労センサ 3 枚の平均破断回数をあらわす。このように疲労センサのき裂進展速度はき裂長さに依らず

にほぼ一定となり，これは前節で述べたように疲労センサの K がき裂長さに依らずに一定であることに基づく．この特性により，構造物に貼付された疲労センサのき裂長さから非貼付部材の疲労損傷度を線形則にて換算できる．

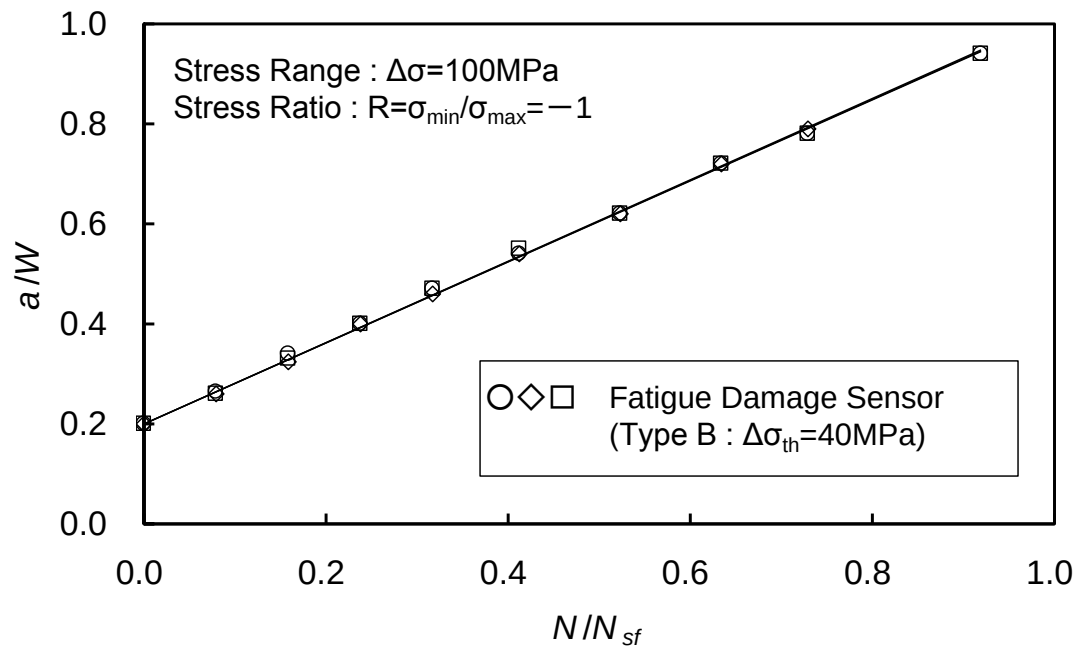


Fig.A.7 Crack growth length of FDS to loading cycles.

A.5 疲労寿命推定法

A.5.1 ホットスポット応力

溶接接合部の疲労寿命は、溶接止端に負荷される繰り返し応力の大きさに依存する。溶接止端では、ビード形状やアンダーカットなどにより、非常に高い局所応力が発生しているが、その応力を知ることは困難であり、また疲労強度の検討上有効な値としては使えない。

疲労損傷度評価では、ホットスポット応力 (HSS) の概念が採用されている。Fig.A.8 に示すように、HSS は疲労き裂が発生するとされる溶接止端での局所的な応力集中を除いた構造的もしくは幾何学的応力集中として定義できる。HSS については、いくつか論文が発表されているが、 $0.3t$ 法^{A.9)・A.12)}は実用的と考えられる。 $0.3t$ 法とは、溶接止端から板厚 t の 0.3 倍の距離を離れた点での応力を HSS とする一点計測法である。この点に疲労センサを貼付すれば、溶接継手の形式によらない共通の S-N 曲線により合理的で効果的な疲労損傷度評価が可能になる。開発された比較的小型な疲労センサを使えば構造的応力集中が発生している点、すなわちホットスポットへの貼付が可能となる場合もある。なお、板厚が小さく HSS の位置に貼付できない場合は、公称応力発生部に疲労センサを貼付することで評価は可能である。

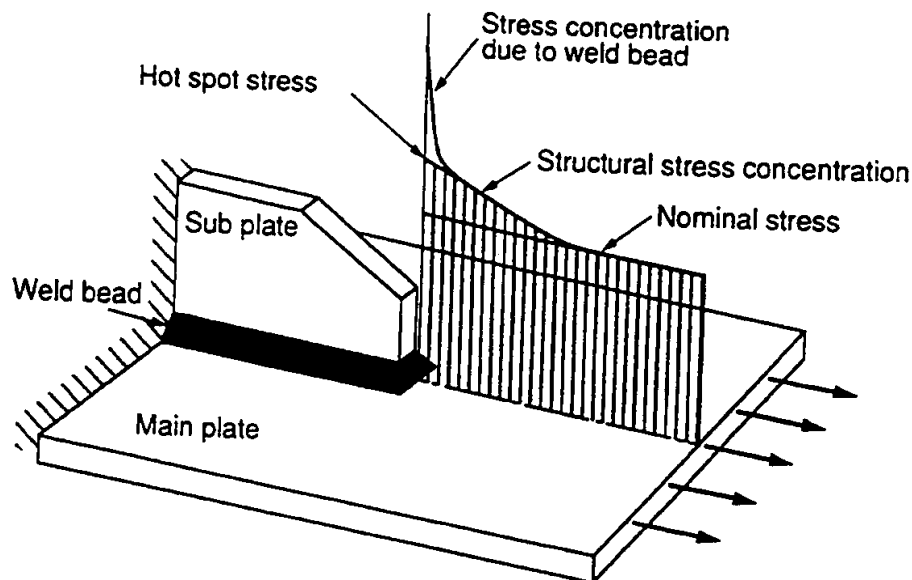


Fig.A.8 Geometric stress and Hot Spot Stress.

A.5.2 疲労センサによる疲労寿命推定

溶接構造物の寿命評価には、疲労強度等級に基づく溶接継手の疲労強度の知識を必要とする。溶接継手にセンサを貼付した数ヵ月後、き裂の進展長さを計測する。Fig.A.9に示すように、センサの初期の幅を a_0 とし、計測期間 T_s の間のき裂の伸びを Δa とすると、センサの疲労損傷度は(A.5)式で表される。

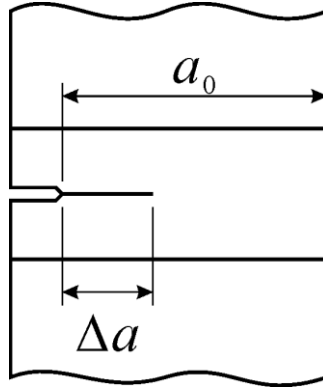


Fig.A.9 FDS original width and crack growth.

$$D_s = \frac{\Delta a}{a_0} \quad (\text{A.5})$$

ここで、 $D_s=0$ は無傷を、1 は破断を示す。

累積損傷則に基づく損傷度は(A.6)式で表される。

$$D_s = \frac{n_1}{N_{s1}} + \frac{n_2}{N_{s2}} + \dots = \sum_i \frac{n_i}{N_{si}} \quad (\text{A.6})$$

ここで、 n_i は応力範囲 $\Delta\sigma_i$ の負荷回数、 N_{si} は応力範囲 $\Delta\sigma_i$ で疲労センサが破断する負荷回数である。計測期間 T_s での溶接継手の損傷度 D_w は同様の形（式(A.7)）をとる。

$$D_w = \frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} + \dots = \sum_i \frac{n_i}{N_i} \quad (\text{A.7})$$

ここで、 N_i は応力範囲 $\Delta\sigma_i$ で溶接継手が破断する負荷回数である。 N_i については例え

ば日本鋼構造協会の疲労設計指針で示されている設計用の S－N 線図を用いるが，
Fig.A.10 に示すように，対数グラフ上で疲労センサと溶接継手の S－N 曲線の傾きは
同じになっているので，(A.8)式が成り立っている．

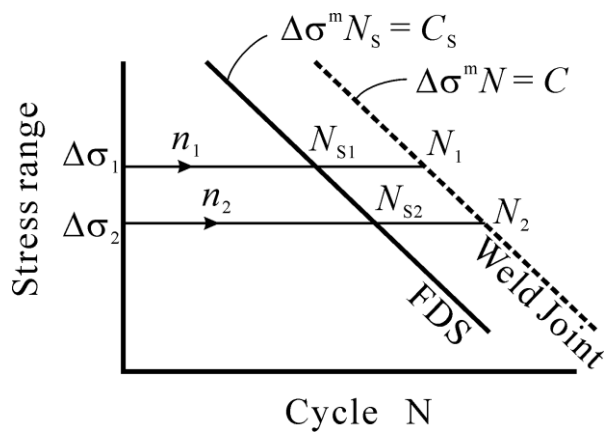


Fig.A.10 S-N curves of FDS and weld joint.

$$\frac{N_{Si}}{N_i} = \alpha_k : \text{一定} \quad (\text{A.8})$$

したがって

$$D_s = \sum_i \frac{n_i}{\alpha_k N_i} = \frac{D_w}{\alpha_k}, \quad D_w = \alpha_k D_s \quad (\text{A.9})$$

となり，溶接継手の疲労寿命は，

$$T = \frac{T_s}{D_w} \quad (\text{A.10})$$

と表される．

付録 A の参考文献

- A.1) Nihei, K., Ono, H. & Koe, S. (1988), Development of Life Estimation Method of Machines and Structures, *Preprints of 19th Fatigue Symposium, Soc. Mat. Sci., Japan*, pp.266-270.
- A.2) Fujimoto, Y., et al (1998), Development of Sacrificial Specimen for Fatigue Damage Prediction of Structures, *The eighth Int. Offshore and Polar Engineering Conf.*, **Vol.4**, pp.461-468.
- A.3) Taguchi, T., Horikawa, K. & Sakino, Y. (1999), Monitoring of Accumulative Traffic Loads on Bridge Members by Sacrificial Test Pieces, *Trans. of JWRI*, **28-2**, pp.77-79.
- A.4) Komon, K., Abe, M., Mori, T., Hirayama, S. & Ohno, T. (2001), Development of Accelerated Fatigue Damage Monitoring Sensor, *56th Annual Meeting, Japan Soc. C. E.*, pp.288-289.
- A.5) Nihei, K., Murakami, A., Nishiyama, G., et al (2002), Study on Fatigue Damage Estimation of Existing Ships, *J. of Spring Technical Meeting, Kansai Soc. N. A., Japan*, pp.189-190.
- A.6) Murakami, Y., et al. (1986), Stress Intensity Factors Handbook, **Vol.1**, Pergamon Press.
- A.7) Tsuta, T., Yamaji, S., Tanizawa, T & Isha, H. (1990), The Boundary Element Analysis System - SURFES, *Boundary Elements XII*, Computational Mechanics Publications, **Vol.2**, pp.489-502.
- A.8) Japanese Society of Steel Construction (1993), Fatigue Design Recommendations for Steel Structures, Gihodobooks.
- A.9) Kanta Nihei, Fumihide Inamura and Shigeki Koe (1993), Study on Unified Fatigue Strength Estimation Method for Fillet Welded Plate Structures (1st Report) Simplified Calculating Method of Hot Spot Stress, *J. of Kansai Soc.N.A., Japan*, No.220, September.
- A.10) Nihei, K., Inamura, F., and Koe S. (1996), Study on Unified Fatigue Strength Assessment Method for Welded Structure - Hot Spot Stress Evaluating Method for Various Combinations of Plate Thickness and Weld Leg Length - , J. of the Society of Naval Architects of Japan, Vol.179.
- A.11) Nihei, K., et al (1997), Study on Hot Spot Stress for Fatigue Strength Assessment of Fillet Welded Structure, *Proceedings of the 7th International*

Offshore and Polar Engineering Conference, pp.557-564.

- A.12) Nihei, K. (1998), Improvement of Hot Spot Stress Evaluating Methods,
Preprints of the national meeting of J.W.S., **No.63**, Autumn, F44-F50.

付録 B 疲労センサによる船体疲労モニタリング

著者らが提案した荷重履歴影響係数を用いた疲労寿命評価高精度化手法の有効性の検証の一例として、著者の共同研究者らが MARIN（オランダ海事研究所）と共同で実施したある浮体式海洋石油・ガス生産貯蔵積出設備（FPSO）上甲板の主として船体縦曲げ荷重履歴に対する疲労モニタリング結果^{B.1)}を紹介し、考察を加える。本例では疲労センサ及びひずみゲージを同じモニタリング点に貼付し、ひずみゲージの出力値からレインフロー法により求めた疲労寿命と疲労センサによる推定疲労寿命を比較して、疲労センサによる推定疲労寿命の妥当性を検証している。

この例では MARIN の主催する関連 JIP (Joint Industry Project)^{B.1)} 期間中に成果を得るために、モニタリング期間が約一年間と短期間であり、FPSO 船上では安全上施工が制限されているため、ひずみを約 3 倍に増幅する機構が設けられた Life Time Sensor (LTS)^{B.2)} と呼ばれる犠牲試験片の一種にあらかじめ疲労センサを貼付しておき、その LTS を上甲板に予張力を与えて接着剤にて取付けた。Fig.B.1 に示すように 1 体の LTS につき、疲労センサは応力レンジ感度が 40MPa（標準型：KFS040F）と 25MPa（高感度型：KFS025F）のものを 2 枚ずつ貼付した。LTS 中央の表裏にはひずみゲージも 1 枚ずつ貼付し、ひずみ波形をモニタリングした。Fig.B.2 に示すように LTS は FPSO 上甲板の左舷側（PS）と右舷側（SB）の対称位置に 1 体ずつを取付けた。

LTS を上甲板に取付けてから、150 日後に 1 回目、330 日後に 2 回目の疲労センサのき裂長さの点検を行った。その結果、応力レンジ感度が 25MPa の疲労センサは感度が高すぎたために点検時点で分離破断していたので、感度 40MPa の疲労センサ 2 枚のき裂長さの平均値を用いて、日本鋼構造協会（JSSC）の疲労設計指針の強度等級 D に準じて疲労寿命評価を行った。このとき、荷重履歴の影響を寿命評価に加味するための相関係数の積 $k_\beta \cdot k_\gamma$ には 2.5 を用いた。その寿命評価結果を Fig.B.3 に示す。また、従来から一般的に用いられる手法である、ひずみゲージでモニタリングしたひずみ波形から、レインフロー法（RFC）にて応力頻度に換算し、累積損傷則に基づいて疲労寿命評価した結果も Fig.B.3 に比較のため併記する。疲労センサとひずみゲージで推定した疲労寿命を比較すると、両者は概ね一致する結果が得られた。なお、これらの寿命は LTS 上の出力結果に基づいており、LTS の実部材に対する応力増幅率を考慮すれば、実構造である上甲板溶接部の疲労寿命は 85 年と推定される。

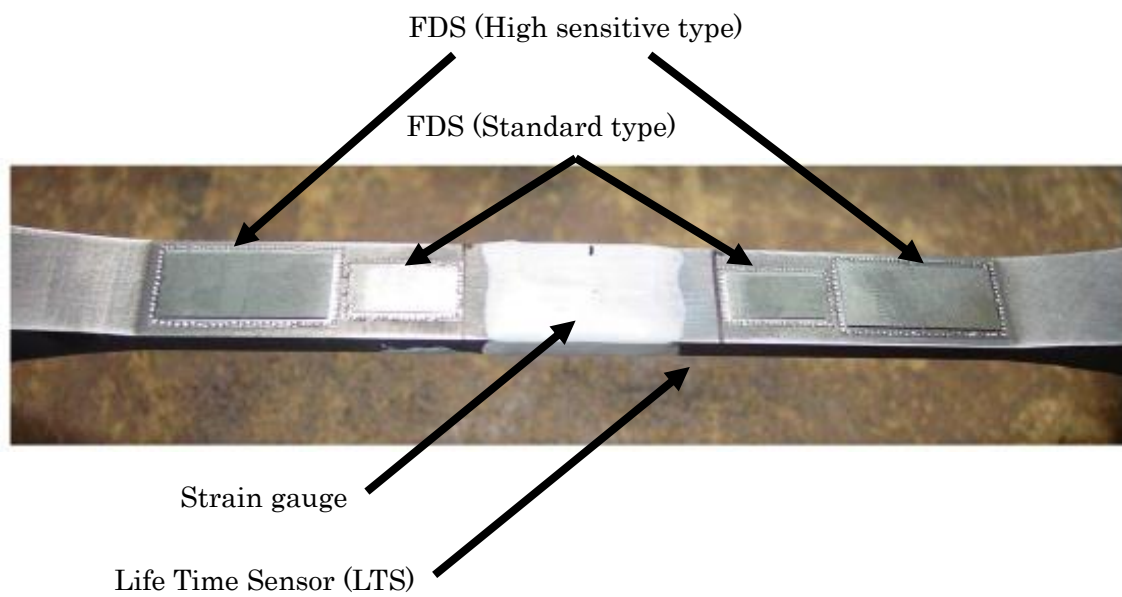


Fig.B.1 Life Time Sensor attached FDSs and strain gauges.



Fig.B.2 Life Time Sensor attached to upper deck of a FPSO.

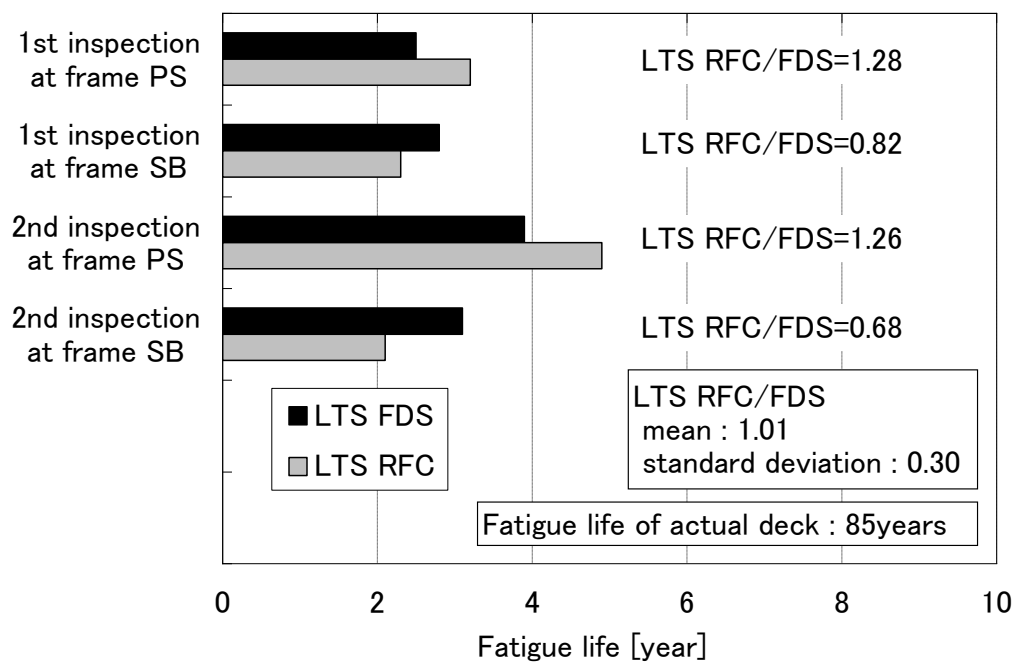


Fig.B.3 Comparison of fatigue life estimations.

付録 B の参考文献

- B.1) Takaoka, Y., Nihei, K., Vargas, P., Aalberts, P., and Kaminski, M.L., Application of Fatigue Damage Sensors in the Monitas System, Offshore Technology Conference, 3-6 May 2010, Houston, Texas, USA, OTC-20870
- B.2) Aalberts, P., Cammen van der, J., and Kaminski, M.L., The Monitas system for the Glas Dowr FPSO, Offshore Technology Conference, 3-6 May 2010, Houston, Texas, USA, OTC-20873

付録 C 嵐モデルによる応力履歴の発生方法

C.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.^{C1)・C3)}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^{C1)・C3)}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^{C4)}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^{C4)}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^{C1)・C3)}の嵐モデルを第1世代 (1G) 嵐モデルと、 H_s に基づく河邊^{C4)}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。

C.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.^{C5)}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する．仮プロファイルの決定方法は河邊 ^{C4)} の手法に準ずるが，短期海象数の調整で Fredhi et al.^{C5)} 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ァ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．

C.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. C.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 C.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．

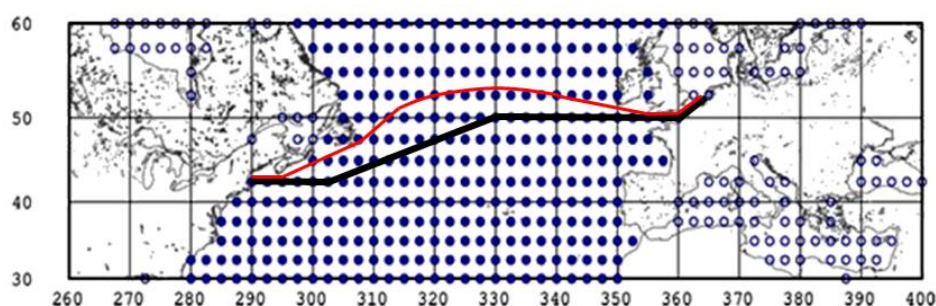


Fig. C.1 Fictitious routes in North pacific and North Atlantic Ocean.

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 ^{C6)} が提案した式(C.1)により近似した．

$$\begin{aligned}
p(H_s, T_m) &= p(H_s) p(T_m | H_s) \\
p(T_m | H_s) &= \exp \left\{ -\frac{[\ln(T_m) - \mu]^2}{2\sigma^2} \right\} \alpha(T_m, H_s), \\
\alpha(T_m, H_s) &= \frac{\sqrt{2\pi}}{2\pi T_m \sigma} \\
\mu &= E\{\ln(T_m(H_s))\}, \quad \sigma^2 = \text{Var}\{\ln(T_m(H_s))\}
\end{aligned} \tag{C.1}$$

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。

C.4 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 $P_{\text{ex}}(H_s)$ 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. C.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 $H_s \geq H_{s,\text{mean}}$ 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 $H_s \geq H_{s,\text{mean}}$ であるデータの Weibull プロットにより近似し、 $P_{\text{ex}}(H_s)$ を $1-F(H_s)$ として計算する。

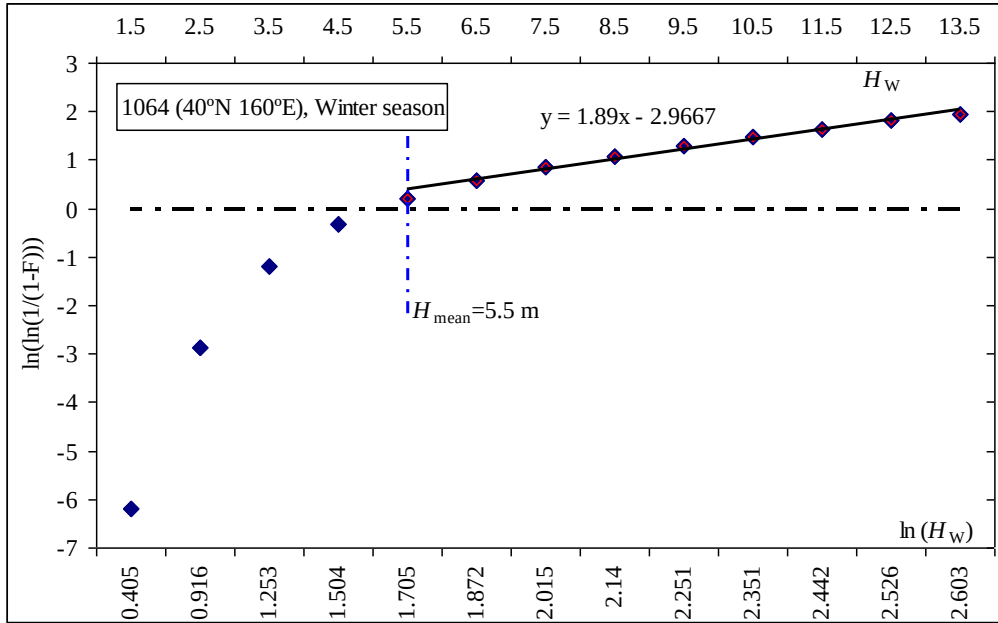


Fig. C.2 The Weibull plotting of $F(H_s)$ at point 1064 (40°N 160°E) in winter season.

C.5 嵐持続時間の変動

嵐持続時間 d は大きく変動する。Boccoti⁽⁷⁾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^{(C1)・(C3)}にならい $2 H_{s,\text{mean}}$ 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。

- i) 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。
- ii) 航路と出港日時をランダムに選ぶ。
- iii) 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。
- iv) 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。
- v) 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。
- vi) 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。

本研究では Fig. C.1 の航路を考えて 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。

- a) H_s 時刻歴から $H_s > 2 H_{s,\text{mean}}$ が持続する期間 (ETS) を列挙して，連番 ($j=1,2,3,\dots$) をつける。
- b) 第 j ETS 中の H_s の最大値を $H_{s,\text{max}(j)}$ とおく。
- c) 第 j ETS が始まる直前の H_s 極小値が発現した時刻を t_{Bj} と，第 j ETS 終了直後の H_s 極小値の発現時刻を t_{Ej} とする。
- d) 第 j ETS の持続時間 $d(j)$ を $t_{Ej} - t_{Bj}$ として決める。

手順 a) ~ c) の実施例を Fig. C.3 に示す。

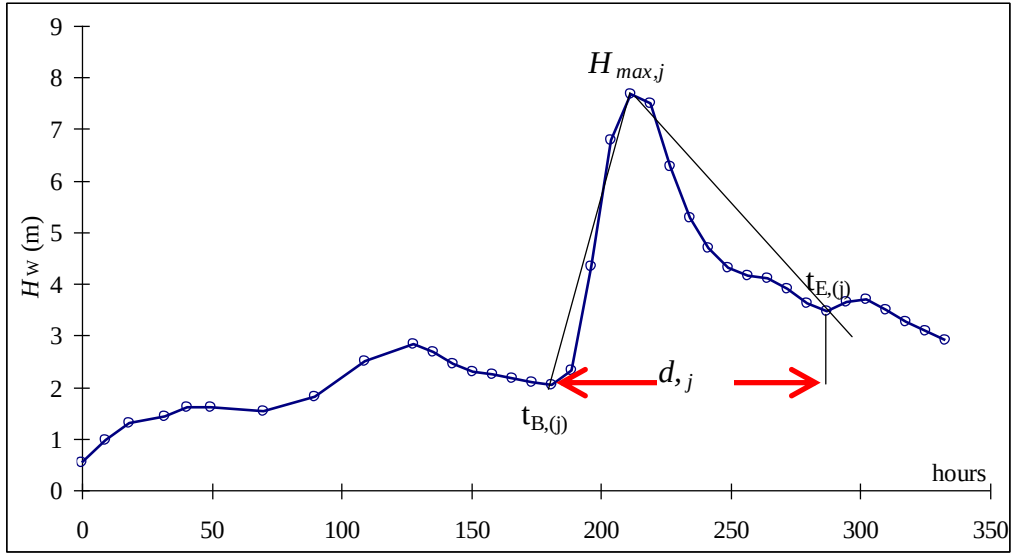


Fig. C.3 Definition of equivalent triangular storm (ETS) and its duration.

Fig. C.4 は d_j と $H_{S,\max(j)}$ の関係を示している. Fig. C.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. C.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.

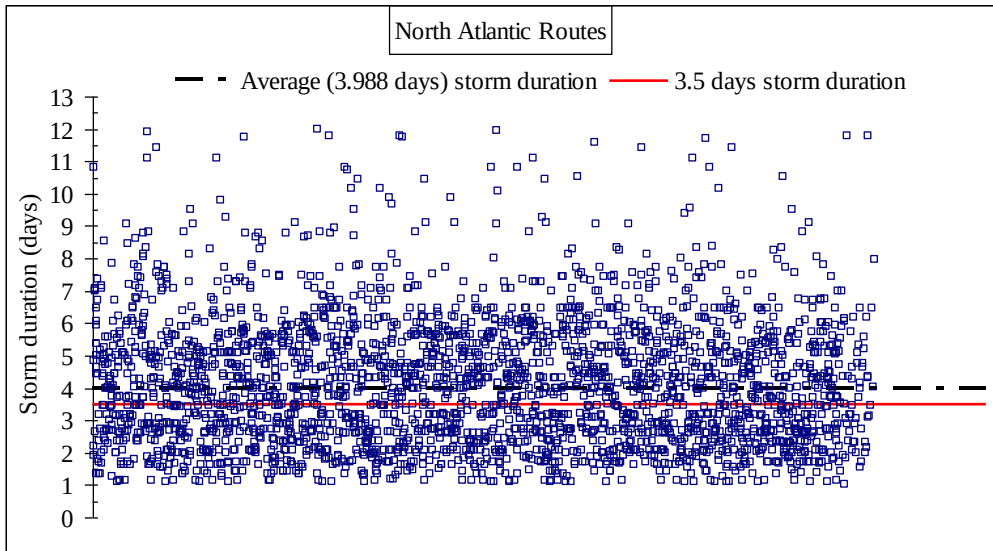


Fig. C.4 Correlations between d_j and $H_{\max,j}$ of H_S histories for North Atlantic route.

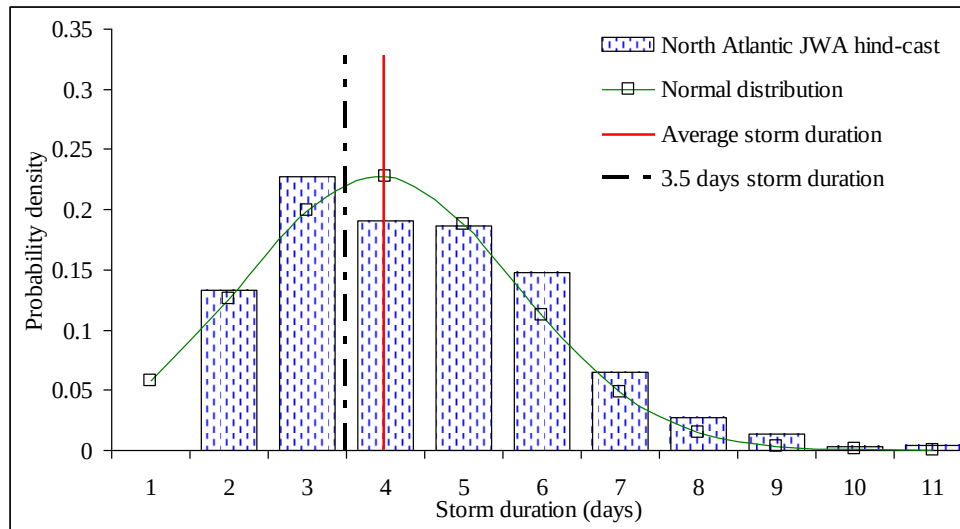


Fig. C.5 Relative frequency distributions and regressed normal distribution of d_j for North Atlantic route.

回帰正規分布の確率密度関数も Fig. C.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.

C.6 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 (C.2) 式で与えられ, 各平穏状態, 嵐の短期海象の総数 N_{ss} は (C.3) 式で与えられる.

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

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

- e) $p(H_S)$ は(C.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 $H_S > H_{S,\text{mean}}$ のデータから決定する。

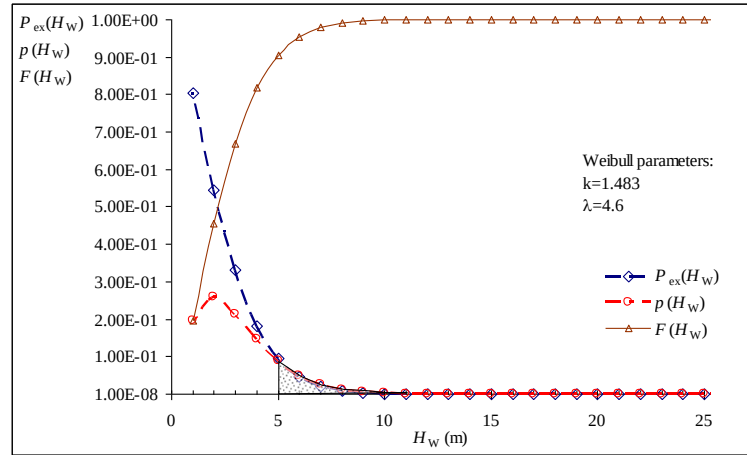
$$p(H_S) = \frac{k}{\lambda} \left(\frac{H_S}{\lambda} \right)^{k-1} \exp \left\{ - \left(\frac{H_S}{\lambda} \right)^k \right\}. \quad (\text{C.4})$$

- f) 富田ら C1)・C3)にならい $2H_{S,\text{mean}}$ が平穏海象中の H_S の最大値であるとする。 $H_{S,\text{max}|storm}$ により嵐をクラス分けする。 $H_{S,\text{max}|storm}$ は $2H_{S,\text{mean}}+1\text{m}$ から $H_{S,\text{ext}}$ の値をとる。ここで $H_{S,\text{ext}}$ 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 $1/N_{\text{total}}$ である。以下で、 $H_{S,\text{max}|storm} = H_{S,\text{ext}-i}+1[\text{m}]$ 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。
- g) 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(C.5)式, (C.6)式で与えられる。

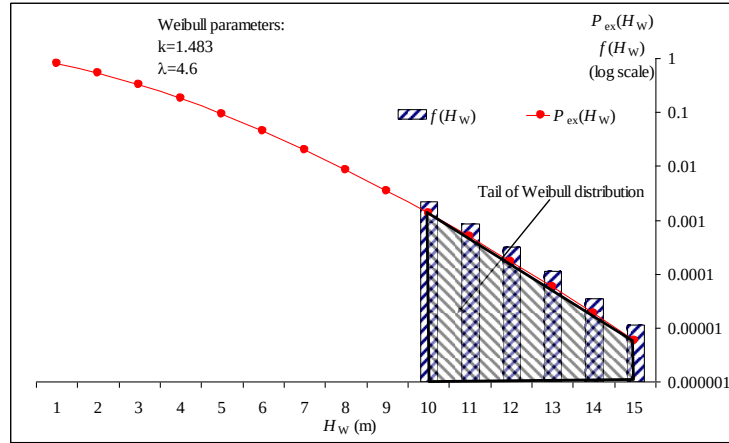
$$\begin{aligned} N(H_{S,\text{ext}}) &= 1; P_{\text{ex}}(H_{S,\text{ext}}) \\ &= 1 - F(H_{S,\text{ext}}) = \frac{1}{N_{\text{total}}} \\ &= \frac{I_{SM} [\text{hours}]}{365 \times 24 \times L_D [\text{years}]} \times \frac{I_{OB} [\text{hours}]}{I_{SM} [\text{hours}]} \end{aligned} \quad (\text{C.5})$$

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

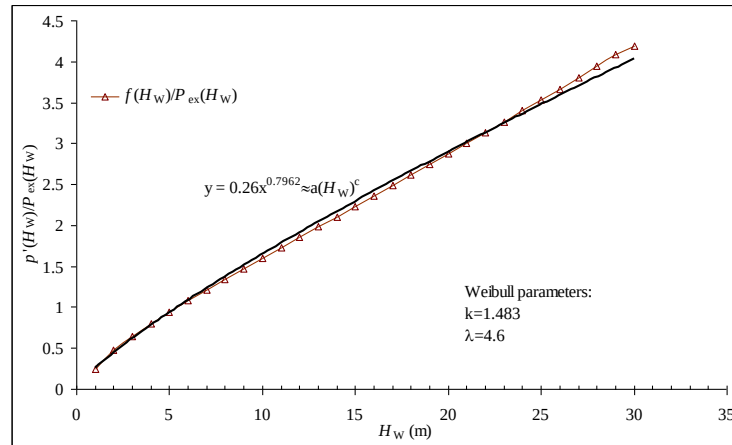
- h) 河邊 C4)にならい、各嵐の H_S の頻度分布は $p(H_S)$ の裾野と相似であると近似する。これにより第 i 嵐クラス中の H_S 相対頻度が決まる (Fig. C.6)。式(C.6)で計算される短期海象数を整数化する際に生じる丸め誤差は後述の方法で補正する。一つの嵐中の H_S のレベル数 j_{end} は式(C.7) で与えられる。ここで k は Weibull 分布の尺度パラメータ、 λ は形状パラメータである。



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



(b) $P_{\text{ex}}(H_s)$ 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 $f(H_s)/P_{\text{ex}}(H_s)$.

Fig. C.6 Approximation of the tail of H_s 's long term probabilistic distribution.

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

- i) $n^{(i)}$ を船の全寿命中の第 i 嵐クラス ($i=1$ は $H_{S,\text{max}|\text{storm}}$ が全寿命中で最大になる嵐を表す) 発生回数とする. $H_{S,\text{max}|\text{storm}}$ の全寿命を通じた最大値は $H_{S,\text{ext}}$ 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 $H_{S,\text{max}|\text{storm}}$ は $H_{S,\text{ext}}-1$ である. $H_s = H_{S,\text{ext}}-1$ である短期海象の発生回数 ($N_{\text{ext}-1}$) は(C.8) 式で与えられる.

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

- j) N_{ss} を各嵐中の短期海象の数, $N_{\text{ext}-1}^*$ を第 1 嵐クラス中の $H_s = H_{S,\text{ext}}-1$ である短期海象の数であるとする. 一般に $N_{\text{ext}-1} > N_{\text{ext}-1}^*$ である. 第 1 クラスで使われていない $H_s = H_{S,\text{ext}}-1$ である短期海象の数 ($N_{\text{ext}-1} - N_{\text{ext}-1}^*$) 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 $H_{S,\text{max}|\text{storm}}$ のクラス番号 i は $i_{\text{end}} = \text{Int}(H_{S,\text{ext}} - 2 H_{S,\text{mean}})$ である. 船の全寿命を通じた嵐の総数 $n^{(\text{storm})}$ 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 $n^{(\text{calm})}$ は(C.9) 式で与えられる短期海象の総数から $n^{(\text{storm})}$ を引くことによって決められる.

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

- k) 嵐漸増漸減波形は $H_s = \max(1.0, H_{S,\text{ext}} - i j_{\text{end}} + 1)$ から始まる. i 番目嵐クラスの $H_{S,\text{max}|\text{storm}}$ が $2 H_{S,\text{mean}} + j_{\text{end}}$ より小さい時, 嵐波形が始まる $H_s (H_s = H_{S,\text{ext}} - i j_{\text{end}} + 1)$ も $2 H_{S,\text{mean}}$ より小さくなる.
- l) 平穏海象での H_s の頻度分布 $p_{\text{calm}}(H_s)$ は, 嵐中で使用されなかった $H_s < 2 H_{S,\text{mean}}$ 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 C.1 のように決められる.

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

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

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．

$H_{S,\text{max}|\text{storm}}$ が $H_{S,\text{ext}}-i+1[\text{m}]$ 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． $j = H_{S,\text{max}|\text{storm}}, H_{S,\text{max}|\text{storm}}-1, H_{S,\text{max}|\text{storm}}-2, \dots$ とおき， $N_{j,i}$ が $H_S = H_{S,\text{max}}-j+1 = H_{S,\text{ext}}-i-j+2$ 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 (C.10)式で決められる．

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

$N_{j,i}^{(0)}$ 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．

(C.10)式の $N_{j,i}^{(0)}$ は (C.11)式によって調整される．

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

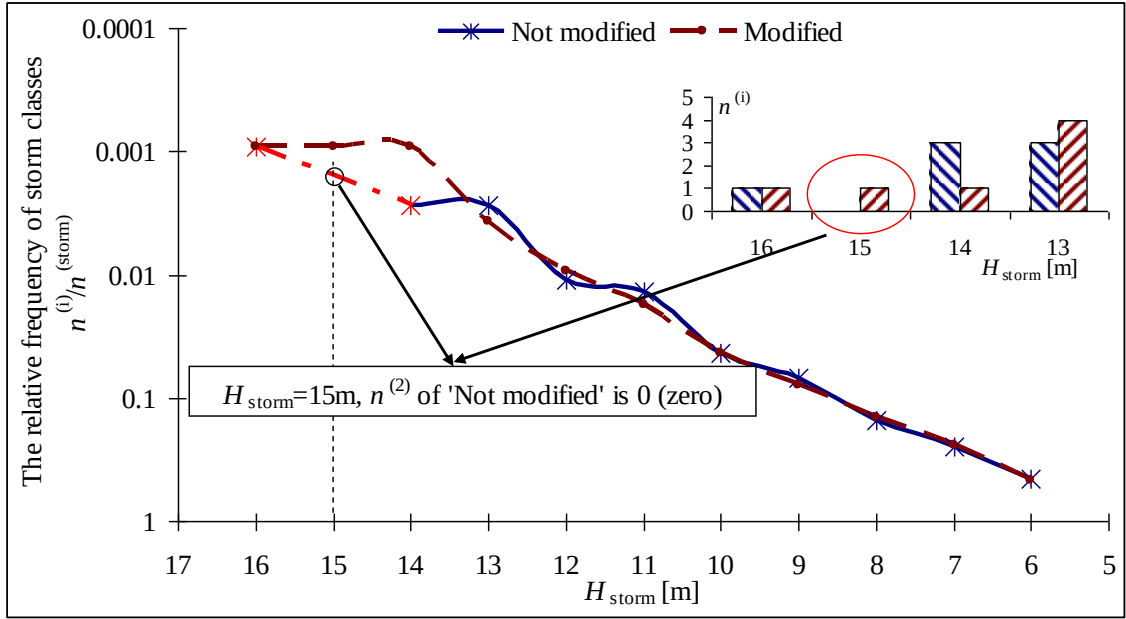
ここで k は Weibull 分布の尺度パラメータ, λ は形状パラメータである. 式(C.11)の右辺第 2 項が修正分であり, $R_{\text{tail}}(H_S)$ と $P_{\text{ex}}(H_S)$ に関連している. $N_{j,i}$ は $p(H_S)$ の裾野に一致している. j_{end} は式(C.8)によって決められる. 式(C.10)により N_{ss} と $N_{j,i}^{(0)}$ の総数の差が最小化される.

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

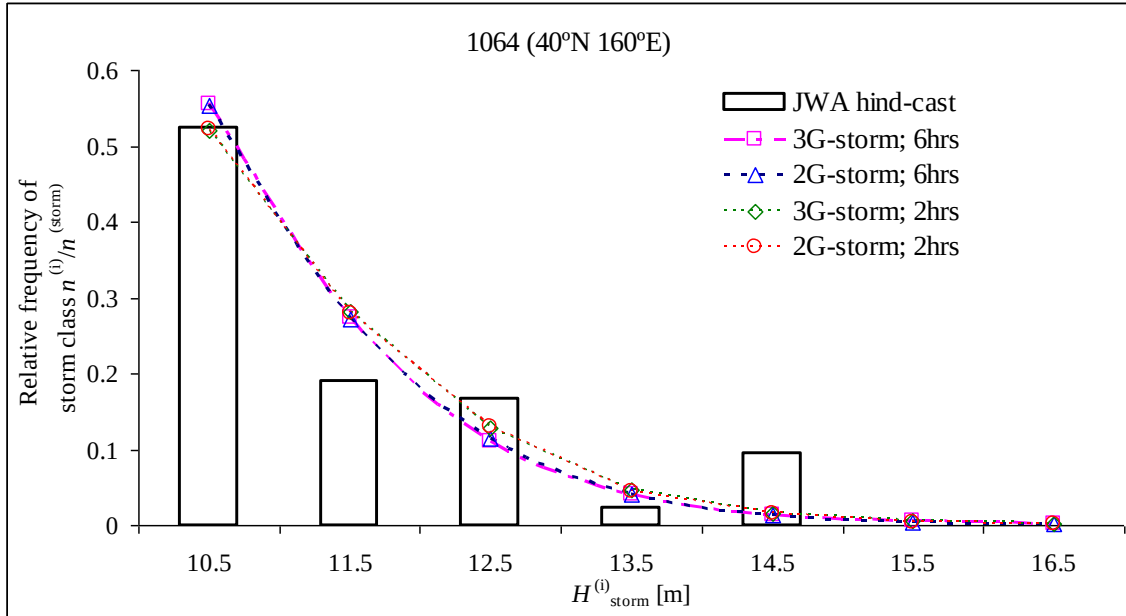
Fig. C.7(a) に第 1064 データ点 (40°N 160°E) 嵐クラス発生確率 (式(C.10)のプロファイルから得られる $n^{(\text{storm})}$ に対する $n^{(j)}$ の比) を示す. 図には, (C.11) 式による調整を行わない場合と行った場合の双方の結果を示す. $H_{S,\text{max}|\text{storm}}$ は 16m から 6m の範囲である. 調節なしプロファイルでは $n^{(j)}$, $n^{(\text{storm})}$ に振動が生じ, 第 2 クラス嵐の発生数が零になるなど不自然なプロファイルになっている. 一方, 調節済プロファイルではこのような不自然さがなく, $n^{(j)}$, $n^{(\text{storm})}$ は $H_{S,\text{max}|\text{storm}}$ の減少につれて単調に増加している.

Fig. C.7(b) に, $I_{\text{SM}}=2$ 時間, 6 時間の双方の場合について, 式(C.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 C.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. (C.10) and that modified by (C.11).



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

Fig. C.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 C.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(C.12)により伸縮させることで決定する．

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

3G 嵐モデルでは，Table C.1 の $N_{j,i}$ の代りに(C.12)式の $N_{j,i}^{3G}$ を使用して短期海象時刻歴を発生する．

C.7 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(C.13)で与える．

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

- o) 平穏海象の場合， $p_{\text{calm}}(H_s)$ 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 $n^{(\text{storm})}$ に対する $n^{(i)}$ の比として与える．第 i 嵐クラスでは，Table C.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，(C.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．

C.8 相対波出合い角の決定

北大西洋を Fig. C.8 に示す North Side, Mid Side, South Side に 3 領域に分割する．C.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_0 を決定した。各領域の春季の f_0 を Fig. C.9 に示す。図では各領域とも θ が $240^\circ \sim 360^\circ$ 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_0 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(C.14)で決定する。

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

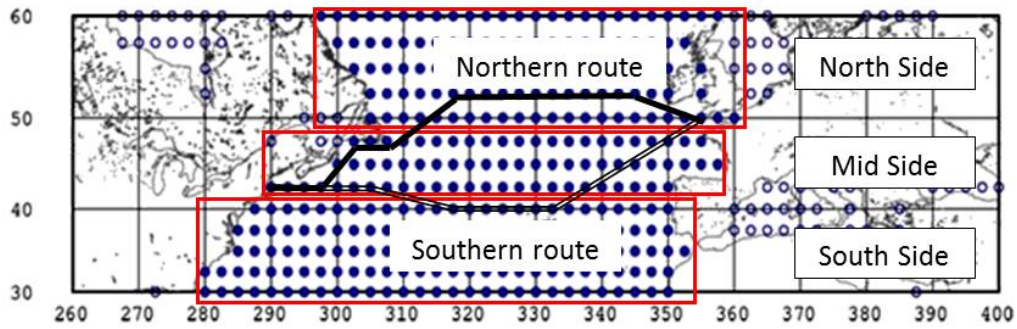


Fig. C.8 Areas where wave direction's occurrence probability is examined in North Atlantic Ocean.

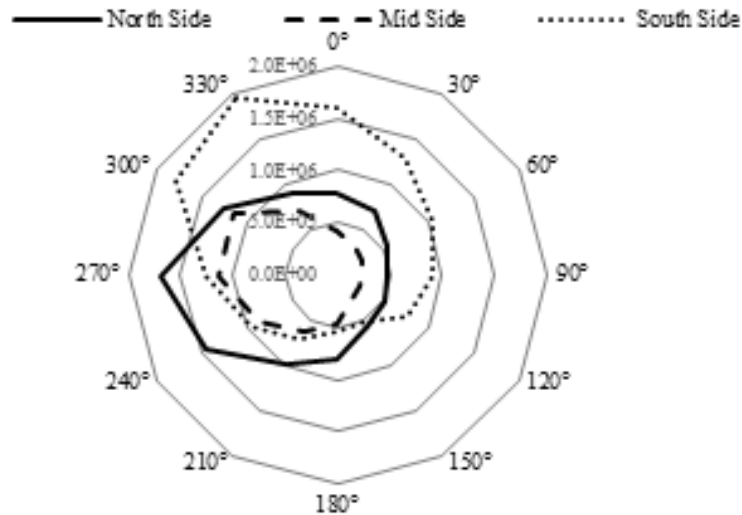


Fig. C.9 Wave direction's probability distribution f_0 obtained by hindcast data of the North Atlantic Ocean (spring season).

C.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。

付録 C の参考文献

- C1) 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.
- C2) 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.
- C3) 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.
- C4) 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.
- C5) 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
- C6) 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).
- C7) P. Boccoti, Wave mechanics for Ocean Engineering, Elsevier Oceanography series, Elsevier, 2000.

本論文を構成する著者の主論文ならびに関連論文

主論文 3 編

- 1) 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 Asian-Pacific Technical Exchange and Advisory Meeting on Marine Structure (TEAM 2012), pp.143-148, 2012.9.
- 2) 小林 朋平, 仁瓶 寛太, 孝岡 祐吉, 大沢直樹, Luis De Gracia, 市橋大地: 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, 日本船舶海洋工学会論文集 第 23 号, pp.153-167, 2016.6.
- 3) 小林 朋平, 仁瓶 寛太, 孝岡 祐吉, 大沢直樹, Luis De Gracia, 市橋大地: 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—第 2 報: 頻度データを活用した推定手法, 日本船舶海洋工学会論文集 第 23 号, pp.169-178, 2016.6.

以下, 関連論文

- 4) 小林 朋平, 仁瓶 寛太: 疲労センサによる溶接構造物の疲労寿命診断, 構造物の安全性および信頼性 Vol.6 JCROSSAR2007 論文集, pp. 497-500, 2007.
- 5) 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, 構造物の安全性および信頼性 Vol.6 JCROSSAR2007 論文集, pp. 501-508, 2007.
- 6) 大垣賀津雄, 川口喜史, 梅田聡, 仁瓶 寛太, 村岸治, 小林 朋平: 疲労センサーによる鋼橋の余寿命診断性能に関する実験研究, 土木学会第 58 回年次大会学術講演会論文集, pp.1117-1118, 2003.
- 7) 川口喜史, 大垣賀津雄, 小林 朋平, 川尻克利, 今塩屋勝: 疲労センサーによる余寿命診断と応力頻度計測による手法との比較, 土木学会第 58 回年次大会学術講演会論文集, pp.881-882, 2003.
- 8) 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, pp.183-190, 2009.
- 9) 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: 嵐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, pp.157-164, 2011.
- 10) 小林 朋平, 仁瓶 寛太, 孝岡 祐吉, 大沢直樹, Luis De Gracia, 市橋大地: 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, 日本船舶海洋工学会春季講演会論文集, pp.463-468, 2016.

謝辞

本研究の遂行および論文の作成に当たり、懇切丁寧なご指導とご鞭撻を賜りました大阪大学大学院船舶海洋工学部門 大沢直樹教授に対し心より厚く御礼申し上げます。

本論文の審査にあたり、大阪大学大学院船舶海洋工学部門 藤久保昌彦教授、大阪府立大学大学院航空宇宙海洋系専攻 深沢塔一教授、大阪大学大学院船舶海洋工学部門 飯島一博准教授には、有益な御教示、御討論を賜りました。心より厚く御礼申し上げます。

大阪大学大学院船舶海洋工学部門 林茂弘准教授には、本研究の遂行にあたり、有益な御教示、御討論を賜りました。心より厚く御礼申し上げます。

Fredhi Agung Prasetyo 博士, Luis De Gracia 氏, 市橋大地氏をはじめとする船舶海洋工学部門第二講座に在籍中または在籍しておられた皆様方には、多くの有益なご助言やご助力を頂きました。心より御礼申し上げます。

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・松浦邦明氏、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。

一般財団法人日本海事協会殿におかれましては、川崎重工業株式会社との共同研究の成果を本研究に反映することをご許可いただきましたことに深く感謝申し上げます。

筆者の大阪大学大学院船舶海洋工学部門博士後期課程への入学に当たり、その機会を与えて頂いた川崎重工業株式会社 牧村実顧問には厚く御礼申し上げます。

本研究の意義を深くご理解頂き、本論文をまとめるきっかけを与えて頂いた川崎重工業株式会社技術開発本部長 門田浩次常務執行役員には心から御礼申し上げます。

本研究は疲労センサを利用した船体構造の疲労強度評価に関するものであり、その研究遂行に当たっては、川崎重工業株式会社船舶海洋カンパニー技術本部 孝岡祐吉基幹職、同技術開発本部 村岸治特別主席研究員、川重テクノロジー株式会社 仁瓶寛太主幹には有益なご教示と多大なるご支援を頂きました。深く御礼申し上げます。

最後に、本研究の遂行に当たりご支援、ご協力、ご鞭撻を賜った川崎重工業株式会社船舶海洋カンパニー技術本部基本設計部、同技術開発本部技術研究所強度研究部、ならびに川重テクノロジー株式会社ソリューション事業部製品評価ソリューション部、設計ソリューション部の方々に深く感謝いたします。

2016 年 7 月 小林朋平