

# 船体の寿命評価技術に関する研究

松岡 一祥\*\*、田中 義照\*、竹本 博安\*、川野 始\*、河邊 寛\*、  
佐久間正明\*、岡 修二\*、平方 勝\*\*\*\*\*、岩田 知明\*\*、山田 安平\*、  
岡 正義\*、安藤 孝弘\*、宮本 武\*\*\*\*、秋山 繁\*\*、前中 浩\*\*\*\*\*、  
植松 進\*\*、吉井 徳治\*\*、高橋一比古\*\*、牛嶋 通雄\*\*、高田 篤志\*\*、  
小林 佑規\*、田中 義久\*、後藤 英信\*、千田 哲也\*\*、高橋 千織\*\*、  
柴田 俊明\*\*\*、島田 道男\*\*、成瀬 健\*\*、橋爪 豊\*

## Study on Life Estimation of Hull Structures

by

Kazuyosi MATSUOKA, Yoshiteru TANAKA, Hiroyasu TAKEMOTO, Hajime KAWANO,  
Hiroshi KAWABE, Masaaki SAKUMA, Shuji OKA, Masaru HIRAKATA, Toshiaki IWATA,  
Yasuhira YAMADA, Masayoshi OKA, Takahiro ANDO, Takeshi MIYAMOTO,  
Shigeru AKIYAMA, Hiroshi MAENAKA, Susumu UEMATSU, Tokuharu YOSHII,  
Ichihiko TAKAHASHI, Michio USHIJIMA, Atsushi TAKADA, Yuki KOBAYASHI,  
Yoshihisa TANAKA, Hidenobu GOTO, Tetsuya SENDA, Chiori TAKAHASHI,  
Toshiaki SHIBATA, Michio SHIMADA, Takeshi NARUSE and Hajime HASHIZUME

### Abstract

This report is a summary of SRI research project entitled "Study on Life Estimation of Hull Structures" . In 1990's, serious accidents of aged bulk carriers and fatigue damage of single hull VLCC side longitudinals occurred frequently. Then, the research which focused it on the design method based on fatigue life, the evaluation method of corrosion and diminution and the inspection method which can be applied to PSC was started.

In advanced fatigue design of hull structures, rational estimation of ship loads and development of exact method of fatigue life estimation: Estimation methods of wave-induced loads based on the concept of "the worst short-term sea condition" , the impulsive pressure on the surface of the water and inertia loads acting on the cargo holds by liquid or granular cargo were proposed. And a new structure analyzing system and the

---

\* 構造強度部、\*\* 材料加工部、\*\*\* 装備部、\*\*\*\* 特別研究官、\*\*\*\*\* 安全基準課、\*\*\*\*\* 元材料加工部  
原稿受付 平成14年 1月16日  
審査済 平成14年 5月 9日

results of fatigue tests of the 1/3-scaled bilge knuckle models of double hull tankers were displayed.

Advanced estimation methods for fatigue strength of structural members: first, the effects of construction factors, such as welding conditions, configurations of weld zone, weld deformation, residual stresses etc., on structural strength were examined, then bi-axial fatigue behavior of a box-welded (wrap-around) steel joint was experimentally studied, and finally the fatigue life assessment method to evaluate the influence of structural mean stress on fatigue strength in design stage was proposed.

In study on durability of ship hull materials, corrosion and corrosion fatigue tests were performed under seawater and dilute sulfuric acids pH4 and pH2. Data bases of corrosion speeds, crack propagation characteristics and fatigue crack initiation lives were prepared. Three types of fatigue crack initiation life of notched specimens are summarized by S-N curves for nominal stress,  $S_{eq}$ -N curves for an equivalent stress at notch roots using modified MIL HDBK-5 and  $\Delta K$ -N curves using stress intensity factors at notch roots. Deterioration of paint films under immersion tests in seawater was also studied.

The present state of hull inspection techniques and hull inspection scenes were investigated in order to pick up inspection techniques to be improved or developed. Research on ultrasonic thickness measurement error caused by roughness of corroded plates and the error reduction methods, quantitative inspection by hammering test, application of hull deformation measurement to evaluation of full strength were carried out experimentally.

## 目 次

<ul style="list-style-type: none"> <li>1. まえがき</li> <li>2. 船体寿命設計の高度化に関する研究             <ul style="list-style-type: none"> <li>2. 1 長期予測における最大荷重と想定海象との関係                 <ul style="list-style-type: none"> <li>2. 1. 1 長期分布の構成</li> <li>2. 1. 2 実船の長期計測の解析</li> </ul> </li> <li>2. 2 長期分布計算の最大荷重とその海象の特定                 <ul style="list-style-type: none"> <li>2. 2. 1 想定海象</li> <li>2. 2. 2 バルクキャリアの長期分布</li> </ul> </li> <li>2. 3 波浪衝撃荷重の推定法                 <ul style="list-style-type: none"> <li>2. 3. 1 3次元水面衝撃水圧計算法</li> <li>2. 3. 2 3次元水面衝撃実験と推定値の比較</li> <li>2. 3. 3 波浪衝撃荷重推定法のまとめ</li> </ul> </li> <li>2. 4 倉内荷重推定法の研究                 <ul style="list-style-type: none"> <li>2. 4. 1 スロッシング荷重</li> <li>2. 4. 2 粒状貨物荷重</li> </ul> </li> <li>2. 5 構造応答解析システムの構築                 <ul style="list-style-type: none"> <li>2. 5. 1 解析システムの構成</li> <li>2. 5. 2 主な機能および性能</li> </ul> </li> <li>2. 6 大型構造模型による疲労試験                 <ul style="list-style-type: none"> <li>2. 6. 1 試験体および試験条件</li> <li>2. 6. 2 試験結果</li> </ul> </li> </ul> </li> <li>3. 部材強度評価法の高度化に関する研究             <ul style="list-style-type: none"> <li>3. 1 施工因子の影響</li> <li>3. 2 2軸繰返し荷重下における疲労寿命評価                 <ul style="list-style-type: none"> <li>3. 2. 1 実験</li> </ul> </li> </ul> </li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>3. 2. 2 疲労試験結果および解析</li> <li>3. 2. 3 2軸疲労試験体の疲労寿命評価</li> <li>3. 3 疲労き裂発生寿命推定の高精度化                 <ul style="list-style-type: none"> <li>3. 3. 1 平均応力効果</li> <li>3. 3. 2 評価法の検証</li> </ul> </li> <li>3. 4 部材強度評価法のまとめ</li> <li>4. 材料の耐久性に関する研究             <ul style="list-style-type: none"> <li>4. 1 腐食速度、腐食衰耗の研究                 <ul style="list-style-type: none"> <li>4. 1. 1 はじめに</li> <li>4. 1. 2 供試材および腐食試験片</li> <li>4. 1. 3 試験方法</li> <li>4. 1. 4 各種試験液の腐食速度とその考察</li> <li>4. 1. 5 腐食速度のまとめ</li> </ul> </li> <li>4. 2 疲労き裂進展特性の研究                 <ul style="list-style-type: none"> <li>4. 2. 1 はじめに</li> <li>4. 2. 2 試験片および疲労き裂進展試験法</li> <li>4. 2. 3 疲労き裂進展特性</li> <li>4. 2. 4 疲労き裂進展特性のまとめ</li> </ul> </li> <li>4. 3 腐食疲労の研究                 <ul style="list-style-type: none"> <li>4. 3. 1 はじめに</li> <li>4. 3. 2 試験片</li> <li>4. 3. 3 疲労試験方法</li> <li>4. 3. 4 疲労試験結果とその考察</li> <li>4. 3. 5 腐食疲労のまとめ</li> </ul> </li> <li>4. 4 塗装劣化と塗膜下腐食反応に関する研究                 <ul style="list-style-type: none"> <li>4. 4. 1 はじめに</li> <li>4. 4. 2 試験方法</li> <li>4. 4. 3 試験結果と考察</li> <li>4. 4. 4 塗装劣化と塗膜下腐食反応のまとめ</li> </ul> </li> </ul> </li> <li>5. 船舶検査技術に関する研究</li> </ul>
---	---

- 5. 1 船舶検査技術に関する調査研究
    - 5. 1. 1 調査の目的及び方法
    - 5. 1. 2 調査結果の概要及び改善が望まれる技術要素
  - 5. 2 き裂探査・板厚計測技術の高度化
    - 5. 2. 1 腐食部材の超音波厚さ測定法の改善
    - 5. 2. 2 ハンマリング試験の定量化
    - 5. 2. 3 その他の手法
  - 5. 3 船体構造強度の巨視的計測法に関する検討
  - 5. 4 船舶検査技術に関する研究のまとめ
  - 6. あとがき
- 参考文献

## 1. まえがき

本報告は、平成 8～12 年度に船舶技術研究所特定研究として実施された「船体の寿命評価技術に関する研究」の研究成果について総合的に述べるものである。

1990 年代になって、老朽バルクキャリアの全損事故が多発し、多大の生命・財産が失われるとともに、環境にも重大な影響を及ぼすこととなった結果、寄港国による検査 (PSC) 強化の動きが活発となった。また、シングルハル VLCC サイドロンジでの疲労損傷の多発も問題視されていた。そこで、疲労寿命設計法、腐食衰耗の評価法、および PSC に対応できる検査手法に焦点を合わせた研究を実施することになった。

当時、疲労寿命設計法の荷重設定については、船倉内荷重、専用貨物船の荷付けの影響等に検討の余地が残っていたものの、海域ごとの波浪頻度表により予測された海象における応答関数を求め、頻度を考慮してそれらを重ね合わせて長期予測する手法がほぼ確立していたが、より簡便な手法に対する要望は高かった。

これに対し、疲労設計に用いる S-N 関係については検討すべき課題が多かった。高張力鋼船ほど疲労損傷が生じやすいのではないかと、過大荷重を受けた後の疲労挙動はどうなるのかといったことが問題となっていた。すなわち、材料強度、荷重履歴、および複合荷重効果を考慮できる S-N 関係、損傷則が確立していなかった。また、腐食環境下での疲労挙動については、参照できる試験結果すら不足していた。

検査については、エンハンスドサーベイが実施され始め、板厚計測の簡易化が求められていた。

以上の背景のもとに、以下の 4 つの項目についての研究を実施した。

- ①船体寿命設計の高度化に関する研究
- ②部材強度評価法の高度化に関する研究
- ③材料の耐久性に関する研究
- ④船舶検査技術の高度化に関する研究

①では、疲労寿命評価手法をより精度の高いものにするを目的として、船体に作用する荷重の合理的な設定法の提案、船体構造解析システムの構築、精度の高い疲労寿命推定手法の開発を行い、新造船の疲労設計、および経年船の余寿命評価に対する技術指針をとりまとめることを目標とした。

②では、溶接条件・溶接部形状・変形・残留応力等の因子が疲労等の強度に及ぼす影響の評価法、並びに荷重履歴および複合荷重効果の評価法を確立することを目標とした。

③では、船体用材料および溶接継手の腐食疲労強度、腐食衰耗、塗膜劣化機構を解明し、船体寿命評価確立のための基礎資料を得ることを目標とした。

④では、PSC に対応できる船舶検査を可能とするために必要な、船舶検査技術の開発改良を行うことを目標とした。

①、②および③を統合すると、設計段階から疲労および腐食を考慮して船体の寿命を評価できる。また、就航している船舶の運航履歴、遭遇海象等がわかれば、今後の疲労損傷の可能性を評価できる。さらに④を合わせると、より緻密な寿命評価ができるはずである。

本総合報告では、第 2～5 章にこれら 4 つの研究課題の成果を中心に概説する。

## 2. 船体寿命設計の高度化に関する研究

本章では、新造船の疲労設計、あるいは経年船の余寿命評価の際に一般的に実施される、規則波中の運動・荷重応答計算、FEM 構造解析による応力応答計算、およびそれらの短期・長期予測をより合理的に行うために以下に述べる研究を実施した。

### 2. 1 長期予測における最大荷重と想定海象との関係

船体構造強度評価のための荷重は、船舶の航行する海域の海象を想定海象とした長期予測に基づく荷重の最大値および頻度分布が用いられる。

波浪荷重の長期予測の理論は、「日本造船学会耐航性に関するシンポジウム」において福田<sup>2)-1)</sup> (1969)により詳細に説明された方法が、我が国では長期予測のスタンダードな計算法として広く用いられている。通常の波浪荷重の長期予測システムは福田により示された手順が電算機により一貫して行われるため、船の長さ、幅、重量分布、構造形式などの船形要素と波浪応答との関係、長期の波浪観測

資料(想定海象)の特性と波浪荷重の長期統計量との関連を明確に捉えることができない。しかし、福田のシンポジウムでの結言においても、「波浪および船体応答の長期分布が理論式で表されるならば、船体応答の長期予測には好都合であり、そのような研究の推進は重要である。」と述べられており、長期分布の理論的研究の必要性が言及されている。

波浪荷重の長期分布は、応答関数が得られれば比較的簡単に数値計算が可能である。そのため、応答関数のどの特性が長期分布に反映され、想定した海象のどの統計量が極大値および頻度分布に関係しているのかが陽な形で現われない。長期分布が手軽に計算できるゆえにブラックボックス的扱いとなり、このような問題の理論的検討が行われたことが少ない。我が国では、波浪荷重の長期分布と想定海象の関係について真能<sup>2-2)</sup>(1972)、中村<sup>2-3)</sup>(1975)、土岐<sup>2-4, 5)</sup>(1995, 1997)が研究を行っている。これらは、荷重の最大値と想定海象の最高波高の関係を調べ、長期分布における最大荷重の近似推定法を述べている。海外においては、Nordenstrom<sup>2-6)</sup>、Soares and Moan<sup>2-7)</sup>、Athanasouriss<sup>2-8)</sup>が精力的に想定波浪と長期分布の関係について研究を行っている。本節では、真能、土岐らの成果をふまえ、日本造船研究協会第217部会(以下SR\*\*\*という)、SR228などで新たに得られた長期分布と海象との関係に関する知見を紹介する。

### 2.1.1 長期分布の構成

波浪荷重の長期分布は、規則波中の船体応答関数をストリップ法などで求め、波スペクトルと重ね合わせて短期応答  $Q\{x|R(H,T,\theta)\}$  を計算し、想定海象の長期波浪頻度表  $p(H,T)$  より次のように求められる(福田1969)。

$$Q(x) = \int_0^{2\pi} \int_0^{R_{\max}} Q\{x|R(H,T,\theta)\} p\{R(H,T)\} \cdot dR(H,T)p(\theta)d\theta \quad (2-1)$$

ここに、H：有義波高、T：平均波周期、 $\theta$ ：船の針路と波の進行方向との相対角(波との相対角)、 $Q\{x|R(H,T,\theta)\}$ ：短期波浪海面中における応答が  $x$  を超える確率(通常 Rayleigh 分布)、 $p(\theta)$ ：波との相対角  $\theta$  の長期の確率分布。この計算は、船形・構造要素と想定海象が与えられると一貫したプログラムで実行されるため、想定海象、航行条件のどの要素がどのように長期分布に影響を及ぼしているかわからない。そこで、この式を有義波高、平均波周期、および波との相対角の要素のみの積分が残るように、他の要素をあらかじめ積分すれば、(2-2)式のように表すことができる。(2-2)式の右辺の積

分を有義波高、平均波周期、波との相対角をパラメータとして実行すれば、それぞれの要素ごとに分解された長期分布が得られる。

$$\begin{aligned} Q(x) &= \sum_{i=1}^L \sum_{j=1}^M \sum_{k=1}^N Q\{x|R(H_i, T_j, \theta_k)\} p\{R(H_i, T_j)\} \\ &\quad \cdot \Delta R(H_i, T_j) p(\theta_k) \Delta \theta_k \\ &= \sum_{i=1}^L \sum_{j=1}^M Q_{HT}\{x|R(H_i, T_j)\} p_{HT}\{R(H_i, T_j)\} \Delta R_{HT}(H_i, T_j) \\ &= \sum_{j=1}^M \sum_{k=1}^N Q_{T\theta}\{x|R(T_j, \theta_k)\} p_{T\theta}\{R(T_j)\} \Delta R_{T\theta}(T_j) p(\theta_k) \Delta \theta_k \\ &= \sum_{i=1}^L Q_H\{x|R(H_i)\} p_H\{R(H_i)\} \Delta R_H(H_i) \\ &= \sum_{j=1}^M Q_T\{x|R(T_j)\} p_T\{R(T_j)\} \Delta R_T(T_j) \\ &= \sum_{k=1}^N Q_\theta\{x|R(\theta_k)\} p(\theta_k) \Delta \theta_k \end{aligned} \quad (2-2)$$

ここに、 $Q_{HT}$  は、荷重レベル  $x$  において、有義波高  $H_i$ 、平均波周期  $T_j$  の海象において、すべての波との相対角を考慮した応答の超過確率を加え合せているので、長期分布の  $Q(x)$  の値の中で海象  $(H_i, T_j)$  の組み合わせが占める部分を表している。同様に、 $Q_{T\theta}$  は荷重レベル  $x$  において、平均波周期  $T_j$ 、波との相対角  $\theta_k$  の組み合わせが長期分布に占める部分を表している。さらに、 $Q_H$  は、 $Q_{HT}$  を平均波周期  $T_j$  について加え合せているので、長期分布の  $Q(x)$  の値の中で有義波高  $H_i$  が占める値を表している。すなわち、長期分布  $Q(x)$  を有義波高  $H_i$  ごとに分解したことを意味している。同様に、 $Q_T$  は平均波周期  $T_j$  ごとに分解した長期分布成分であり、 $Q_\theta$  は波との相対角  $\theta_k$  ごとに分解した長期分布成分である。

(2-2)式を  $Q(x)$  で割ると、

$$\begin{aligned} 1 &= \frac{\sum_{i=1}^L \sum_{j=1}^M Q_{HT}\{x|R(H_i, T_j)\} p_{HT}\{R(H_i, T_j)\} \Delta R_{HT}(H_i, T_j)}{Q(x)} \\ &= \frac{\sum_{j=1}^M \sum_{k=1}^N Q_{T\theta}\{x|R(T_j, \theta_k)\} p_{T\theta}\{R(T_j)\} \Delta R_{T\theta}(T_j) p(\theta_k) \Delta \theta_k}{Q(x)} \\ &= \frac{\sum_{i=1}^L Q_H\{x|R(H_i)\} p_H\{R(H_i)\} \Delta R_H(H_i)}{Q(x)} \\ &= \frac{\sum_{j=1}^M Q_T\{x|R(T_j)\} p_T\{R(T_j)\} \Delta R_T(T_j)}{Q(x)} \\ &= \frac{\sum_{k=1}^N Q_\theta\{x|R(\theta_k)\} p(\theta_k) \Delta \theta_k}{Q(x)} \end{aligned} \quad (2-3)$$

となり、右辺の  $\Sigma$  の中の各項は、長期分布の荷重レ

ベル  $x$  において、右辺第 1 式は有義波高  $H_i$ 、平均波周期  $T_j$  の組み合わせの寄与率、右辺第 2 式は平均波周期  $T_j$ 、波との相対角  $\theta_k$  の組み合わせの寄与率、右辺第 3 式は有義波高  $H_i$  の寄与率、右辺第 4 式は平均波周期  $T_j$  の寄与率、右辺第 5 式は波との相対角  $\theta_k$  の寄与率を表している。

上述のように荷重の長期分布を、各荷重レベルにおいて海象(有義波高、平均波周期)  $Q_{HT}$ 、航行条件(波との相対角、平均波周期)  $Q_{T\theta}$ 、あるいは各有義波高  $Q_H$ 、平均波周期  $Q_T$ 、波との相対角  $Q_\theta$  に分解された長期分布あるいは寄与率を見ることによって、どのような海象、航行状態およびそれらの個々の要素が最も影響を及ぼしているかがわかる。

以上のように長期分布を有義波高、平均波周期および波との相対角に分解し、荷重レベルごとの各要素の寄与率という観点から検討すると、以下のように荷重の長期分布のより詳細な検討が可能となる。

- (1) 実船により計測された長期分布に適用すると、どのような海象、航行状態のもとに、どの程度の荷重が作用しているかが明らかになる。また、遭遇海象、航行状態を入力として荷重の長期分布の理論計算をする場合、その理論計算長期分布を同様に要素分解し計測値と照合することによって、より詳細に計測値と理論値の相互検討が可能となる。
- (2) 船体構造の強度設計において、荷重の設計最大値は想定海象のもとに長期予測に基づいて行われる。長期予測に本節で示した要素ごとに分解する手法を適用すれば、構造部材ごとに荷重の最大値がどのような海象、航行状態のときに生じるかが特定できる。この検討を船種、想定海象にわたり行い、データベース化すれば、船体構造に対する設計海象への展開が可能となる。

### 2.1.2 実船の長期計測の解析

荷重の長期分布が海象、航行条件のどの要素から構成されているかを、2.1.1 項で述べた手法を用いて検討する。SR217 において実船計測されたバルクキャリア ( $L \times B \times D = 217\text{m} \times 32.26\text{m} \times 18.30\text{m}$ ) の縦曲げ応力の長期統計解析例を示す。計測された縦曲げ応力の長期分布を有義波高、平均波周期、波との相対角ごとの要因別に分解し、長期分布の最大値を与える海象、航行条件の特定を行う。また、ストリップ法に基づいた船体運動計算から対応する応答関数を求め、遭遇海象を辿って長期分布の理論計算も行い、同様に要因別の寄与率による検討も同時に行う。

Fig.2-1 に縦曲げ応力の計測値と遭遇海象に基づく理論計算の長期分布を示す。また、Fig.2-2 および Fig.2-3 にこの長期分布を遭遇波向きごとに分解

した長期分布の例、および長期分布の応力レベルごとに波向きがどの程度寄与しているかをそれぞれ示す。同様に長期分布を有義波高、平均波周期ごとに分解した長期分布、応力レベルごとのこれらの要因の寄与率が計算できる。従来までの実船計測では、Fig.2-1 のように計測値の長期分布の結果のみを理論値と比較して、理論予測の可否を検討していた。この図からは、どのような海象のもとで、どの程度の応答が生じているか、あるいは、どの程度の海象まで計測値と理論予測が一致するかなどの情報を得ることができない。Fig.2-2 のように海象要素に分解されていると、それぞれのステージにおける計測値と理論値とのより詳細な検討が可能となる。また、Fig.2-3 の長期分布の応力レベルと波向きの寄与率から、どのような海象がどの程度の応力を生じているかが明らかになり、最大荷重が生じた海象の特定ができる。

## 2.2 長期分布計算の最大荷重とその海象の特定

### 2.2.1 想定海象

#### (1) 海象頻度表の表示

荷重の長期分布の推定には、その船舶の航行が予想される海域の長期の海象の統計資料を想定海象として計算が行われる。一般には、想定海象として Hogben<sup>2-9)</sup> によりまとめられた全世界の海域を細分した波浪頻度表(Global Wave Statistics : GWS) を用いることが多い。GWS の印刷版では、各海域の頻度を 1000 分率の形で表示されているが、表示のない部分は観測データが無い、あるいは 1000 分率以下のため記述されていないという意味がある。

荷重の長期分布の計算にあたって、頻度表の記述が 1000 分率以下のどの小数点の位まで表示されているかによって、長期分布の分布形、 $Q=10^{-8}$  付近の値などがどの程度の影響を受けるかの計算例を Fig.2-4 に示す。同図は波浪頻度表が 100、1000、10000、100000、1000000 表示の時の長期分布の分

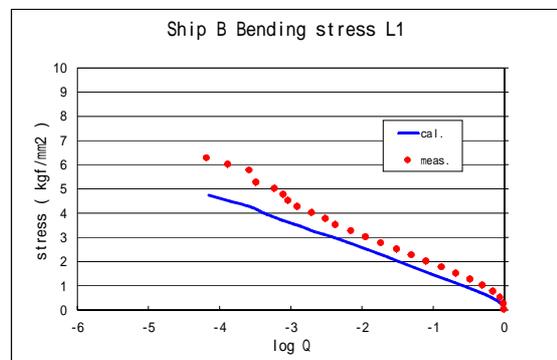


Fig.2-1 バルクキャリアの縦曲げ応力の長期計測値と遭遇海象に基づいた予測値

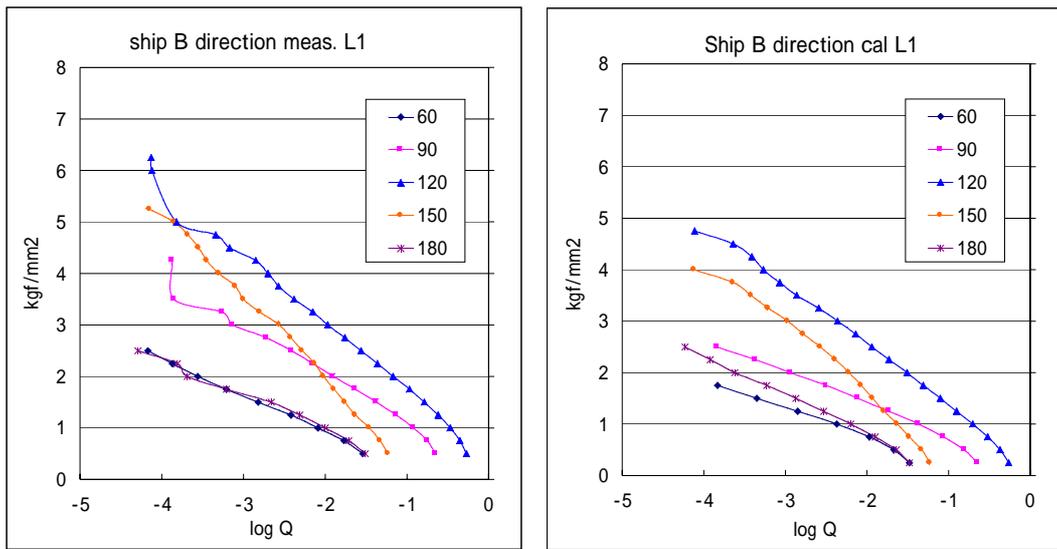


Fig.2-2 バルクキャリアの縦曲げ応力長期分布を波向きごとに分解した結果(左:計測値、右:予測値)

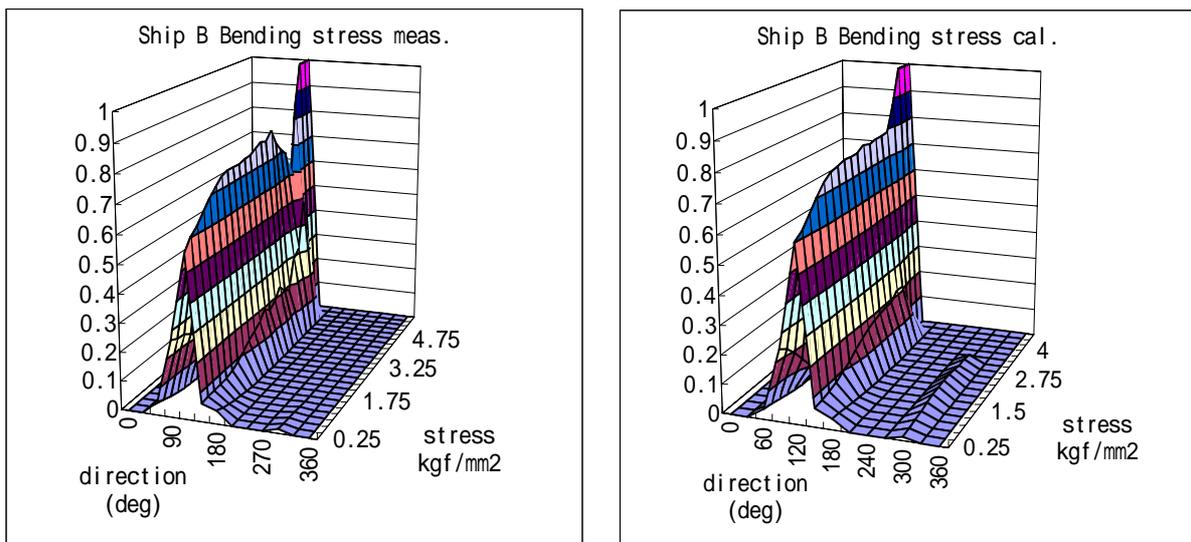


Fig.2-3 バルクキャリアの縦曲げ応力長期分布の応力ごとの波向きの寄与率(左:計測値、右:予測値)

布形と超過確率が  $10^{-8}$  の極値と頻度表個数  $N$  との関係を示している。波浪頻度表の表示個数は短期海象の総数という意味を持ち、(2-1)式の  $R$  の積分がある上限で打ち切られていることに対応している。そのため、Fig.2-4 では、横軸の超過確率が頻度表の表示個数に対応する確率付近から打ち切りの無い分布より離れて曲線となる。長期分布の分布形は、Weibull 分布により近似することが多いが、応答特性および想定海象の統計的性質により Weibull 分布になるということもいえるが、波浪頻度表の記述により長期分布が曲線となり、その結果 Weibull 分布にフィットすることもあり得る。Fig.2-4 の極値と

頻度表示との関係では、 $10^5$  程度の表示であれば、無限個に対し減少率は約 4%程度、 $10^3$  では 15%程度となる。したがって、波浪頻度表を 1000.00 分比と 1000 分比とした場合では計算される極値は約 13%程度の差があり、波浪頻度表の表示は荷重の長期分布の形状、最大値の推定に大きな影響を与える。

#### (2) 最大有義波高

前項では海象頻度表の表示と長期分布との関係を調べたが、頻度表示に伴う海象の最大値の意味については物理的な考察は行っていない。ここでは、土岐<sup>2-4)</sup>が NOAA および気象庁のブイデータをもと

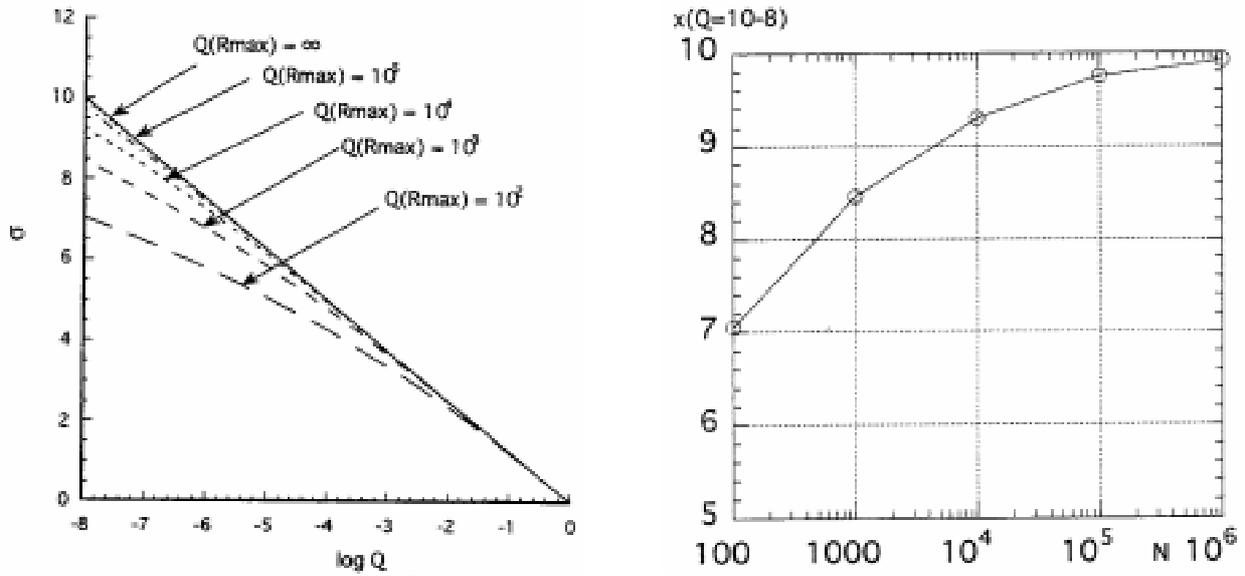


Fig.2-4 想定海象の統計頻度表の表示と長期分布の計算結果の関係

に、海象の観測値の物理的、流体力学的な見地から最大値についての検討した結果を参考に海象頻度表の表示を考える。

万と新開<sup>2-10)</sup>らは Hogben の統計データの整理手法を参考に 1000 分率以下の値を復元修正する方法を示している。新開らの方法に基づいて Hogben の北大西洋の海域 8, 9, 15, 16(北米・ヨーロッパ航路、以下 Hogben の北大西洋海域という)、北太平洋の海域(以下 Hogben の北太平洋海域という)の頻度分布を 1000, 1000.0, 1000.00, 1000.000 の位まで復元修正した。このような数値計算上の復元修正は小数点以下のどの位までも表示可能であるが、実際に生じうる海象(有義波高、平均波周期)は

物理的に限界があるはずである。土岐<sup>2-4)</sup>は、Buckley<sup>2-11)</sup>が調べた NOAA のブイ観測データに基づく発生最大波高を波周期の関数として表わす研究を進展させ、北太平洋のブイの観測データを加え波周期別最大有義波高を示している。Fig.2-5 に 1000, 1000.0, 1000.00, 1000.000 の位まで復元修正された頻度表の各波周期ごとの最高有義波高と土岐の最大有義波高のカーブとの比較を示す。Hogben の北大西洋および北太平洋海域の復元修正された値が長周期の部分において一様に土岐の示す値よりも低いのは、長周期の波の観測数が相対的に少ないために発生確率が低くなり、必然的に高波高の確率が低くなるためである。一方、土岐の示す値

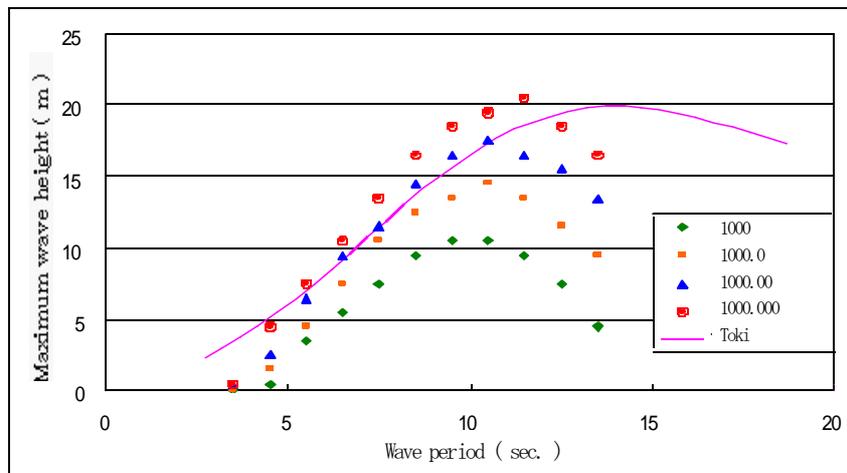


Fig.2-5 復元修正された北大西洋の海象頻度表の各波周期ごとの最高有義波高

は発生確率とは無関係に、過去のデータから生じうる最高有義波高を与えているからである。北太平洋海域の値は波周期が8~10秒の間に最大値があり、北大西洋海域の10~11秒が最大値となることに比べ短周期の部分にピークがある。北太平洋の波浪観測データが北大西洋に比べ、短周期の波の発現確率が高いことは、SR163<sup>2-12)</sup>、河邊ら<sup>2-13)</sup>も報告している。Hogbenのデータは海象報告を基本にしており、太平洋海域は日本周辺から北米、南米、アジア方面の航路が多く、それらの海域においては大洋上を吹く風の吹送距離、時間が北大西洋航路と比べ短く、波の発達が十分でないため、波長が短い険しい波になったものと考えられる。

復元修正された各表示の最高波高と土岐の曲線とを比較すると、Hogbenの北大西洋海域のおよそ1000.00分率表示の最高波高がそれに最も近く、土岐の観測値の理論的考察から検討された上限値とほぼ一致する。それに対し、Waldenの北大西洋および真能の修正北大西洋は短波長域において土岐の値よりも相当高く、平均波周期が6秒以上で最高波高が15.25mと一定になっている。上記の結果から、土岐の導いた有義波高の上限のカーブに最も近く、また、波高、波周期のそれぞれの頻度分布を確率分布の面からも検討されたHogbenの北大西洋海域を1000.00分率に復元修正した波浪頻度表を想定海象に用いる。

## 2.2.2 バルクキャリアの長期分布

波浪荷重の長期分布の計算対象船として、210,000DWT型バルクキャリア(L×B×D=285m×50m×26.7m)を例にとり、石炭満載時における船体中央部付近ホールド内のFig.2-6に示す部材応力応答関数を用いて長期分布の計算を行い、前記の手法を用いて荷重の最大値と海象の特定例を示す。なお、長期分布の計算は、波との相対角の発現確率を等確率としたAll Headingsとした。また、長期分布の応力の値は、超過確率が $10^{-8}$ の応力値 $\sigma_{-8}$ で無次元化している。有義波高、平均波周期および波との相対角に分解した長期分布と各応力レベルにおける海象の寄与率をFig.2-7~2-9に示す。これらの結果から次のことがいえる。

- (1) 荷重レベルが低く超過確率が $10^{-1} \cdot 10^{-2}$ 付近では、想定海象の頻度表の(有義波高、平均波周期)の発現分布とほぼ等しい形の見象寄与率となる。また、(波との相対角、平均波周期)は、広い範囲にわたり波との相対角が寄与している。
- (2) 超過確率が $10^{-3} \cdot 10^{-4}$ ないし $10^{-5}$ 付近では、特定の波周期、波との相対角の寄与が大きくなる。この特定の波周期、波との相対角において、応答関数の最大値の周波数と波スペクトルのピークの周波数とが一致する広義の同調が発生する。
- (3) 長期分布の超過確率が $10^{-8}$ 付近の値は、応答の短期パラメータが最大となる波周期、波との相対角およびその波周期における最高波高により決定される。この海象を最悪短期海象という。

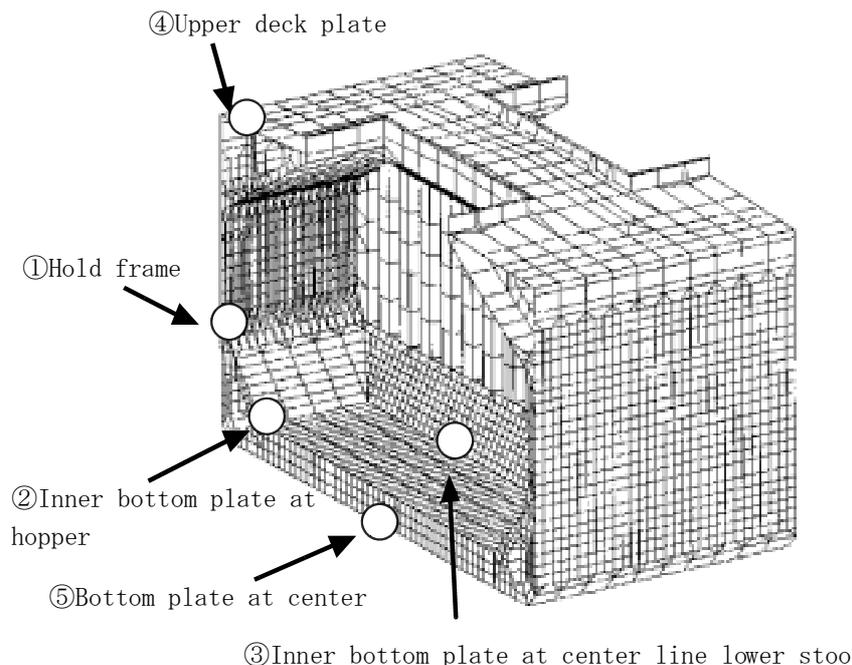


Fig.2-6 バルクキャリアの応力の計算点

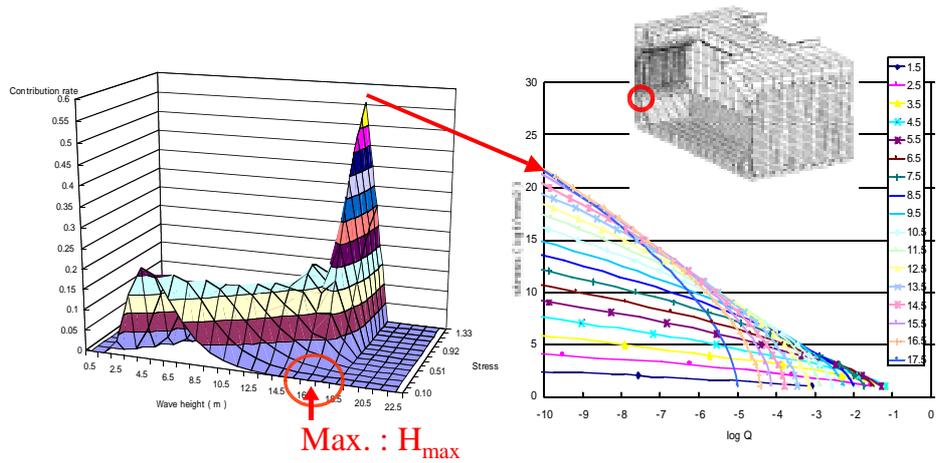


Fig.2-7 船側ホールドフレームの長期分布の応力レベルごとの有義波高の寄与率

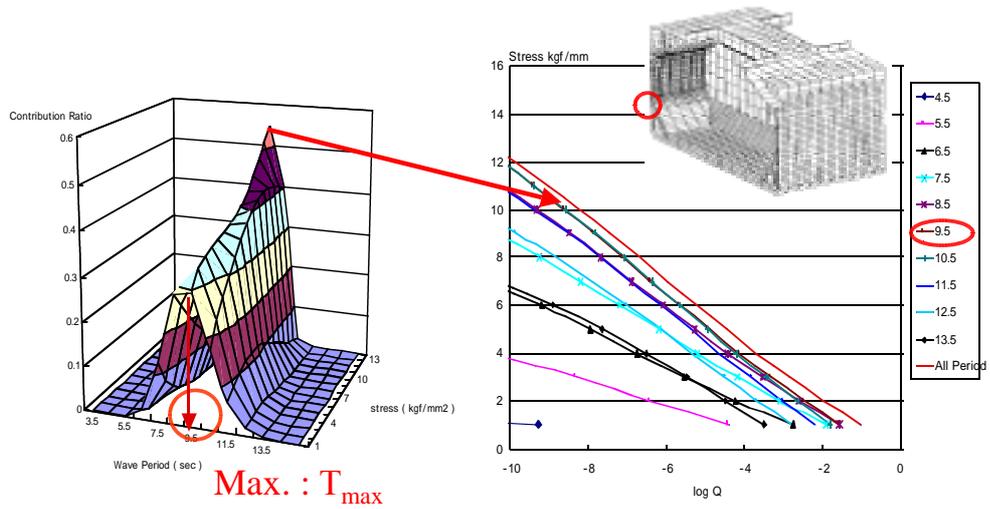


Fig.2-8 船側ホールドフレームの長期分布の応力レベルごとの平均波周期の寄与率

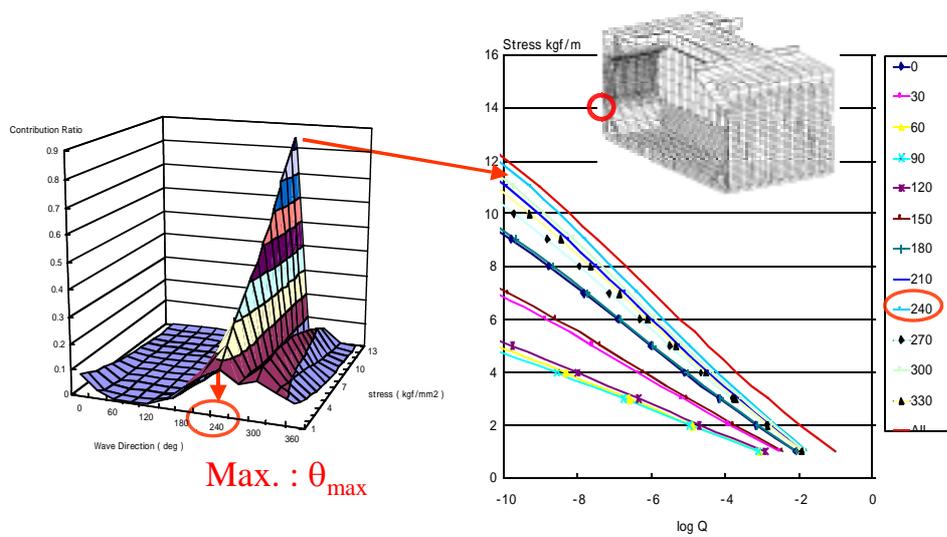


Fig.2-9 船側ホールドフレームの長期分布の応力レベルごとの波向きの寄与率

以上の結果から長期分布の理論計算において、超過確率が  $10^{-8}$  付近の最大値を生じさせる海象は、ここで紹介した有義波高、平均波周期、および波との相対角に分解して調べる方法によって明らかにすることができる。

### 2.3 波浪衝撃荷重の推定法<sup>2-14, 15)</sup>

波浪中を航行する船舶は船首部に非常に大きい衝撃荷重を受けることが知られている。これは船速が速い場合に特に顕著である。大型コンテナ船や自動車専用船で波浪衝撃荷重が原因と思われる損傷が現在でも報告されている。

一般に、水面衝撃荷重の計算は船体の横断面形状に注目し、この断面形状の2次元物体が水面に突入する状態で発生する衝撃水圧を求めるが、船首部に作用する衝撃荷重は、この方法では正確に求めることはできず、船体の3次元形状と前進速度の影響を考慮する必要がある。

以下に示す計算法は、Stavovy & Chuang の3次元衝撃水圧計算法<sup>2-16)</sup>を修正した方法で衝撃速度を求め、Wagner の理論式<sup>2-17)</sup>により衝撃水圧を求め、さらに部材寸法を考慮して平均有効水圧を求める方法からなっている。

#### 2.3.1 3次元水面衝撃水圧計算法

衝撃水圧を推定する方法は、(a)対象とする物体表面および水面の向き、速度を用いて衝撃角、衝撃速度を求める、(b)これらから衝撃水圧のピーク値を計算する、さらに(c)衝撃水圧の分布から対象とする物体表面にかかる平均水圧を求めるという手順からなる。

##### (1) 衝撃角、衝撃速度

ここでは、船体に平行な速度成分は衝撃荷重を生じないこと、波面に垂直な速度成分と波面と物体のなす角度により衝撃荷重が決まることを前提としている。Fig.2-10 に示すように船体表面の微小部分  $s$  と波面  $w$  を考え、それぞれの面に垂直な単位ベクトルを  $n_s$ 、 $n_w$  とする。また、船体表面の微小部分  $s$  と波面  $w$  の速度ベクトルをそれぞれ  $V_s$ 、 $V_w$  とする。

船体表面の微小部分  $s$  と波面  $w$  の相対速度  $V_r$  は次式で与えられる。

$$V_r = V_s - V_w \quad (2-4)$$

船体表面の微小部分  $s$  と波面  $w$  のなす角  $\xi$  は次式で与えられる。

$$\cos \xi = (n_s \cdot (-n_w)) \quad (2-5)$$

相対速度  $V_r$  は船体に平行な成分  $V_t$  と波面に垂直な成分  $V_n$  に分解できる。

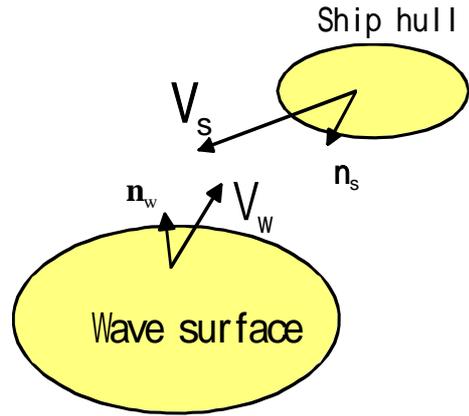


Fig.2-10 船体表面と波表面の関係

$$V_r = V_t + V_n \quad (2-6)$$

ただし、

$$V_t = v_t t_s \quad (2-7)$$

$$V_n = v_n \cdot n_w$$

この関係式から  $V_t$ 、 $V_n$  を求めることができる。ここで  $t_s$  は船体表面に平行な単位ベクトルである。(2-6)式と  $n_s$  の内積をとると  $(t_s \cdot n_s) = 0$  であるから(2-5)式を用いて次式を得る。

$$\begin{aligned} (V_r \cdot n_s) &= ((V_t + V_n) \cdot n_s) \\ &= ((v_t \cdot t_s + v_n \cdot n_w) \cdot n_s) \\ &= v_n (n_w \cdot n_s) \\ &= -v_n \cos \xi \end{aligned} \quad (2-8)$$

したがって、

$$v_n = -(V_r \cdot n_s) / \cos \xi \quad (2-9)$$

(2-9)式の  $v_n$  が衝撃速度である。また、(2-5)式の  $\xi$  が衝撃角である。この方法で3次元の水面衝撃問題を2次元の水面衝撃問題として扱うことができる。

##### (2) 衝撃水圧および等価平均水圧

2次元の水面衝撃水圧の計算式として、Wagner の理論式を用いる。衝撃角が大きい部分では、Ferdinande の理論<sup>2-18)</sup>が成り立つ。

Wagner の理論による衝撃水圧は次式で与えられる。

$$\begin{aligned} P &= \frac{1}{2} \rho V_i^2 \left\{ \frac{\pi}{\beta \sqrt{1-(x/L)^2}} - \frac{(x/L)^2}{1-(x/L)^2} \right\} \\ &+ \frac{1}{2} \rho V_i^2 + \rho g \sqrt{L^2 - x^2} \end{aligned} \quad (2-10)$$

(2-10)式で $\beta$ は衝撃角 $\xi$ に、 $V_i$ は衝撃速度 $V_n$ に当たる。

構造部材に作用する衝撃荷重を計算する場合には衝撃水圧の分布形状に関する情報が必要であるが、これは衝撃圧減少係数 $F_g$ として導入される。 $F_g$ は次式で与えられる。

$$F_g = \frac{1}{ap_{\max}} \int_a p da \quad (2-11)$$

$a$ は対象としている部分の面積である。 $P$ 、 $P_{\max}$ はその部分に働く水圧およびその最大値である。衝撃圧減少係数 $F_g$ は対象としている部分に働く衝撃圧力の平均値と衝撃圧の最大値の比である。Fig.2-11に示すように、これは衝撃水圧の分布幅 $L$ と対象としている構造部分の幅 $s$ あるいは $d$ の比で決まる。この $F_g$ をWagnerの理論により求め、すべての衝撃角に適用することにする。Fig.2-12はWagner型の衝撃水圧が作用する場合のChuangの実験における水圧センサに対応する圧力減少係数を示している<sup>2-19)</sup>。縦軸は衝撃圧減少係数 $F_g$ 、横軸は部材の寸法比として $d/L$ ( $d$ :センサの直径)、パラメータは衝撃角である。圧力減少係数は対象となる構造の寸法、衝撃角により大きく変化し、衝撃角が小さい場合には計測値が $d/L$ によって大幅に低下することがこの図から読み取れる。船体の場合は、 $s$ をパネルの幅として $s/L$ を用いる。対象となる物体が船底のように船体中心線に対して対称な場合、 $L$ は船体中心線から部材外端までの(水面と船体の交線に垂直な方向の)距離をとればよいが、高速艇の船尾端に近い部分など平板が滑走するような条件では $L$ の定義は難しく、別の実験式などから決めることになる<sup>2-14)</sup>。

### 2.3.2 3次元水面衝撃実験と推定値の比較

Chuangの柱状体の3次元水面衝撃実験<sup>2-20)</sup>について衝撃水圧の推定を行う。Chuangが実施したそれまでの水面衝撃実験では、非常に周波数特性の高い計測機器が使用されており、計測結果に対する

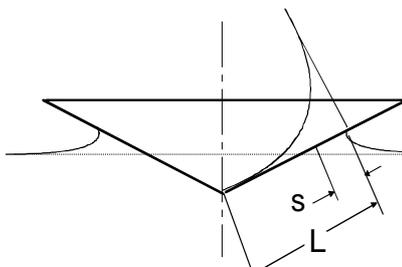


Fig.2-11 衝撃圧力分布( $s$ :パネルのサイズ、または、圧力センサーの直径)

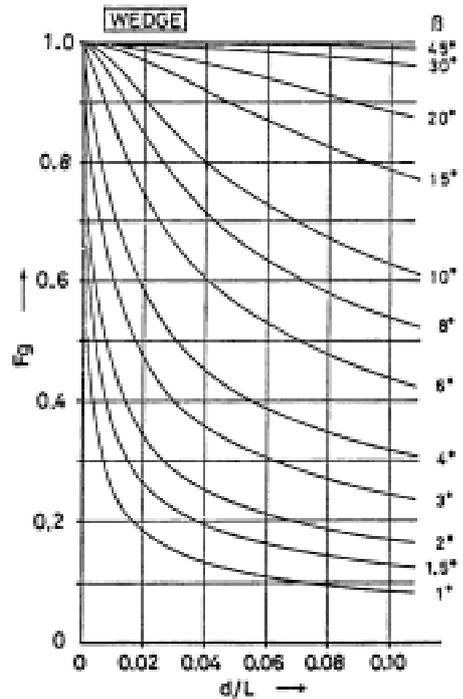


Fig.2-12 圧力センサの特性(衝撃圧減少係数 $F_g$ )

信頼性が高くこのような目的には好都合である。

#### (1) 模型の形状

Fig.2-13に模型の形状の例を示す。模型の長さ約1.8m、幅約0.4mである。模型は3種類あり、 $a$ :船底が平坦なもの、 $b$ :船底のdeadrise angleが船尾で $0^\circ$ 、船首に向かって、 $10^\circ$ 、 $20^\circ$ と変化するもの、 $c$ :deadrise angleが $10^\circ$ で長さ方向に一定のものがある。図中の○印は水圧センサの位置を示している。

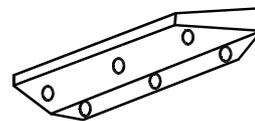


Fig.2-13 模型船形状

#### (2) 実験条件

実験では、模型のトリム角を $-3^\circ$ 、 $0^\circ$ あるいは $6^\circ$ 一定に保持し、前進速度一定の状態を水面に自由落下させる。落下高さを $0.075\text{m}$ ～ $0.45\text{m}$ まで変え、水平速度は $0$ ノットから最大 $45$ ノット(約 $23\text{m/sec}$ )まで与える。Fig.2-14中の水平速度のパラメータ $V$ の単位はノットである。

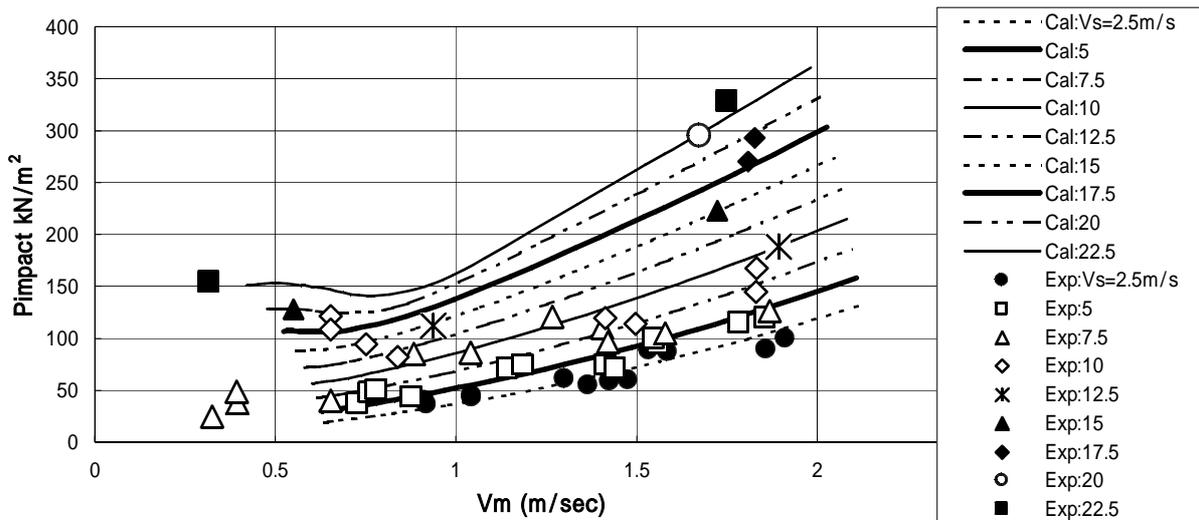


Fig.2-14 Chuang の 3次元衝撃実験における衝撃圧力の実験結果と推定値の比較

### (3) 実験結果と推定値の比較

Fig.2-14 に deadrise angle  $10^\circ$  の楔形断面柱状体模型 b の最も速い前進速度(45 ノット)を含む実験について、推定値と実験結果との比較を示す。数値シミュレーションにより、Chuang の実験では高速時に発生する大きな衝撃荷重により模型支持部が変形し、模型と水面の相対速度が減少し計測結果に影響を与えていることが判明した<sup>2-15)</sup>ので、この補正を行っている。

縦軸は実験で計測される衝撃水圧、横軸は Chuang に合わせて模型重心速度  $V_m$  をとっている。本解析法による推定値は Chuang の実験値と大きさ、傾向ともに非常によく合っている。

### 2.3.3 波浪衝撃荷重推定法のまとめ

Chuang の 3次元模型実験に対して、著者等の提案する水面衝撃水圧簡易推定法による衝撃水圧の推定を行い実験値と比較した結果、非常に高速な前進速度を有する場合にも推定値と実験値が非常によく合うことを確認した。これにより著者等の提案する水面衝撃水圧簡易推定法<sup>2-14)</sup>の検証ができた。

また、シミュレーションの結果、Chuang の 3次元衝撃実験の前進速度の高速域部分では、大きい衝撃荷重のために生じた模型支持部の弾性変形により模型水圧センサー部の衝撃速度が低下し、計測値が見かけより低下していること、これらに基づいた Chuang の実験式が低めに設定されているらしいことがわかった。

### 2.4 倉内荷重推定法の研究

#### 2.4.1 スロッシング荷重

スロッシングに関する研究は、タンカーあるいは

液化ガス(LNG, LPG)船の構造設計に際し、従来より数多く取り組まれ、衝撃圧発生メカニズムが実験および理論計算により検討されてきた。しかしながら、スロッシング発生時の液体は側板および天板に沿って運動し、変動圧力あるいは衝撃圧力もある範囲に同時に作用するものではない。また、衝撃圧力がタンク内壁に作用する際、タンク内壁の弾性変形によって衝撃圧が緩和される現象も報告されている<sup>2-21)</sup>。したがって、強度評価の観点から考えると、荷重としての性質、すなわち衝撃荷重の同時作用領域の大きさ、および衝撃荷重に対する弾性壁の影響等検討すべき課題がなお残されている。

本研究では、SR215<sup>2-22)</sup>で使用されたスロッシング試験装置、および2次元模型タンク(R1 模型)を改造し、Fig.2-15 に示すパネル型圧力計を用いてスロッシング荷重を計測した。基本的な矩形2次元模型タンクにより、種々の液位において衝撃圧が発生する周期の範囲を明らかにするとともに、水圧計による衝撃水圧と受圧面積の大きいパネルに作用する衝撃荷重との関係を明らかにし、構造部材に対するスロッシング荷重設定法の資料となるべきデータを収集することを目的とした。なお、本研究は横浜国立大学および(財)日本海事協会との共同研究として実施されたものである。

#### (1) 実験方法

水圧計 14 点、およびパネル型圧力計 8 点(狭幅型は 12 点)の取付位置を Fig.2-15 に合わせて示す。また、模型タンク重心位置に水平および垂直方向の加速度計を取り付けた。計測時間は 60 秒間(peak 値 30~40 個)とし、peak 値の 1/10 最大平均値で整理することとした。実験は、全実験条件に対してサ

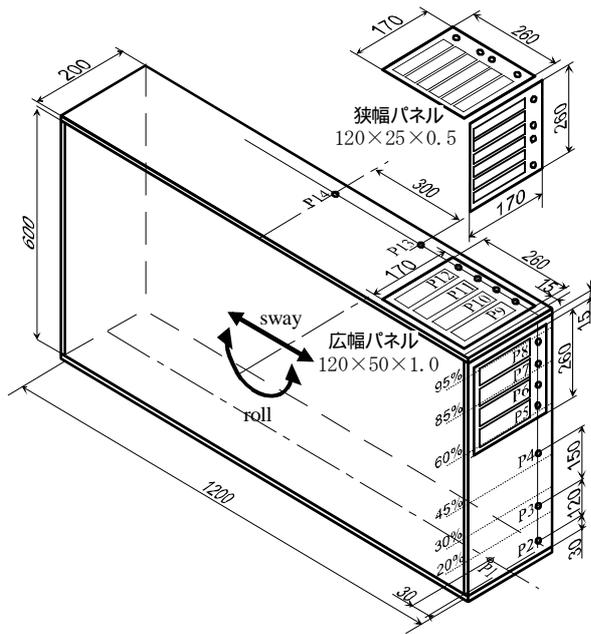


Fig.2-15 模型タンクの形状・寸法および計測番号

ンプリング周期 1msec で全項目計測した後、同調点近傍の動揺周期でサンプリング周期 0.1msec で応答の大きい計測点を選択して計測した。

実験に用いたパネル型圧力計は、ベリリウム銅製で Fig.2-15 に示すように、広幅パネルでは長さ×幅×板厚=120mm×50mm×1mm の 4 パネルに、狭幅パネルでは長さ×幅×板厚=120mm×25mm×0.5mm の 6 パネルに分割されている。空気中での固有振動数は両者とも約 700Hz である。各パネルには中央部に 2 枚、長辺側支持部材近傍に各 1 枚ずつの 1 軸ひずみゲージを短辺方向に貼付し、4 枚のひずみゲージでブリッジを組み、パネルに発生する曲げひずみからスロッシング荷重応答を計測した。

### (2) 実験条件

実験は、液位 6 種類 (20, 30, 45, 60, 85, 95%)、運動の種類 2 種類 (roll, sway)、roll 片振幅 4 種類 (4, 6, 8, 10 deg)、sway 片振幅 2 種類 (15mm, 60mm) で、総実験ケースは約 1000 ケースである。

実験の様子を Fig.2-16 に示す。

### (3) 実験結果および考察

全計測項目の時系列データを集録した広幅パネルによる基礎実験において、片振幅 10deg の roll 実験、および sway 実験の各液位における同調時の衝撃水圧 (1/10 最大平均値) の分布を、それぞれ Fig.2-17 および Fig.2-18 に示す。すべての液位において天板肩部の水圧計 P9 で最も大きな衝撃圧力が発生しているが、対応する位置でのパネルに発生する圧力計測値はかなり小さくなっており、衝撃圧



Fig.2-16 スロッシング実験

力を発生させる液体の幅がパネル幅 (50mm) に比べて小さいことを示している。特に、低液位 (20% および 30%) では、側板を駆け上がる液体の量はごく小さいものであるため、直径 4mm の水圧計では 15~20kPa 程度の衝撃圧力を計測しているものの、パネル型圧力計の応答値はごく小さい。また、側板上部の水圧計 (P5~P8) でも衝撃圧力はほとんど計測されない。低液位における同調周期での液体運動は段波であり、側板下部の静水状態における水面付近 (P3) の衝撃荷重発生を考慮する必要がある。一方、中液位 (45% および 60%)、および高液位 (85% および 95%) では、天板肩部 (P9) および側板最上部 (P8) に大きな衝撃圧力が発生する。特に液位 60%、動揺角 10deg の場合に特異的に大きな衝撃圧力が発生した。パネルに生じるスロッシング荷重と衝撃水圧の比は液位に比例して大きくなる。

### (4) まとめ

パネル型圧力計を用いたスロッシング荷重計測実験を行い、以下の知見が得られた。

- (1) スロッシングでは、まず船体運動とタンク内液体の動揺が同調しないようにすることが重要である。この場合、同調周期の正確な推定が必要であるが、今回の実験で明らかになったように、タンクの同調周期としては、矩形タンクの定常波による最低次固有周期に対して 3 割程度の幅を持たせる必要がある。
- (2) 連続パネルセンサによるスロッシング衝撃荷重計測により、衝撃荷重の時間的・空間的变化の様子が確認された。また、水圧計の水圧計測結果との比較から、低液位における天板での衝撃荷重の同時作用領域が、特に小さいことが明らかになった。
- (3) スロッシング圧力の peak 値は、規則動揺においても大きくばらつくが、高液位ではばらつきが小さくなる。

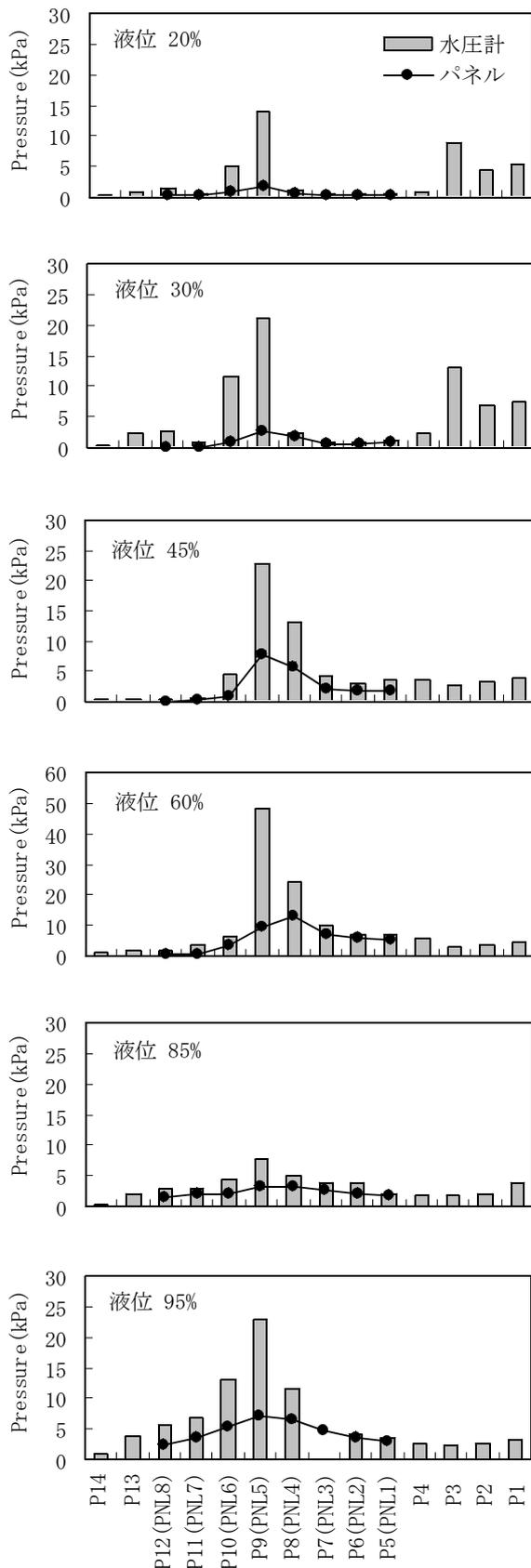


Fig.2-17 同調周期における衝撃圧力分布 (roll 10°)

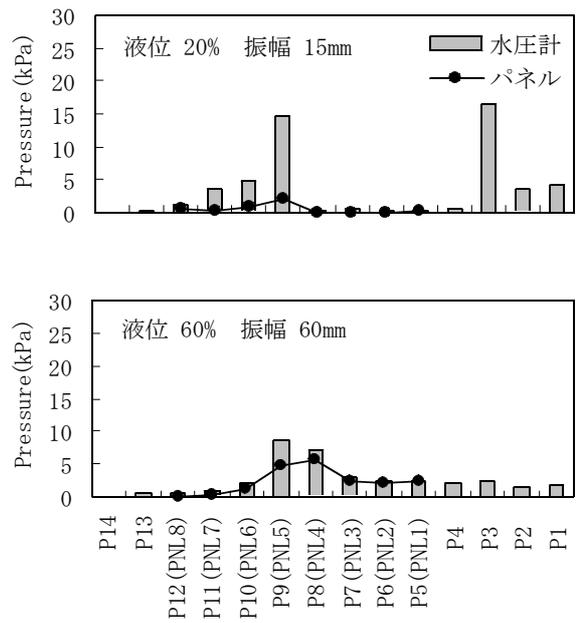


Fig.2-18 同調周期における衝撃圧力分布 (sway)

(4) 供試模型タンクのような平滑な矩形タンクにおいては、天板肩部に発生する衝撃荷重が最も大きい。ただし低液位では、側板の静水時水面近傍においても衝撃荷重が発生する。

#### 2.4.2 粒状貨物荷重

石炭、鉄鉱石等のばら積み貨物の慣性力によって発生する粒状貨物荷重については、これまで種々の検討がなされてきたが、精度の良い推定法は得られておらず、液体貨物を仮定した変動荷重を代用するなど、直接強度計算を行う上で不都合な点が多かった。そこで、本研究では実船比約 1/30 縮尺のタンク模型を製作し、乾燥砂を用いた変動荷重計測実験を行い、実験結果をもとに粒状貨物荷重推定法を導いた。

##### (1) 実験方法

実験は、当所波浪荷重試験装置内に設置されたスロッシング試験装置で行った。タンク模型の設置状況を Fig.2-19 に示す。変動圧力は、側板および底板の防撓材で囲まれたパネルに、各 4 枚の 1 軸ひずみゲージを貼付し、パネルの曲げ変形に伴うひずみの変化を計測する方法を採用した。供試砂の性状は、平均粒径 0.38mm、安息角 33 度、嵩比重量 1.47gf/cm<sup>3</sup>、塗装鋼板との壁面摩擦角 30 度である。粒状貨物荷重は、供試砂満載後の静的荷重、水平揺れおよび横揺れ時の変動荷重を計測した。

##### (2) 粒状貨物荷重推定法

粒状貨物荷重の推定は、粒状体を弾性体と仮定し、

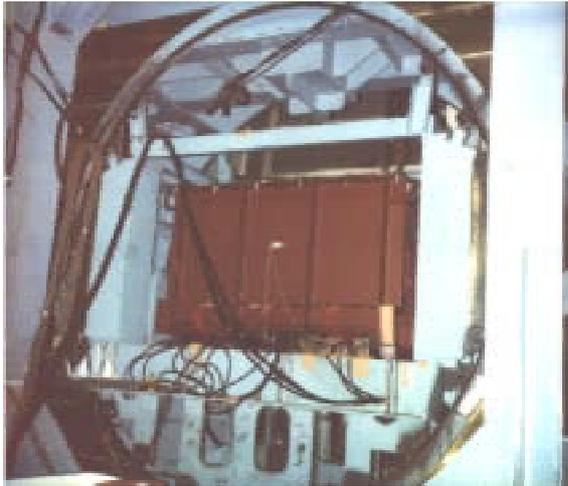


Fig.2-19 粒状貨物荷重計測実験

自重と壁面摩擦力との釣り合いを考慮して鉛直方向および水平方向の応力を求める Janssen の理論に基づき導いた<sup>2-23)</sup>。すなわち、静的荷重については、Fig.2-20 に示すように、長さ a、幅 b の直方体タンクの積み高さ z の位置の薄い層 dz に作用する力の釣り合いから、次式のように直圧力  $\sigma_z$ 、および側圧力  $\sigma_y$  が求められる。

$$\sigma_z = \frac{\gamma}{C_1 K_0} \{1 - \exp(-C_1 K_0 z)\} \quad (2-12)$$

$$\sigma_y = K_0 \sigma_z \quad (2-13)$$

ここに、

$$C_1 = \frac{2(a+b) \tan \varphi_w}{ab}$$

ただし、a、b、D：タンクの幅、長さ、積み高さ  
 $\sigma_y$ 、 $\sigma_z$ ：水平、鉛直方向応力  
 $\mu$ 、 $\gamma$ ：壁面摩擦係数、粒状体の嵩比重量  
 $K_0$ ：静止土圧係数

本理論を鉛直または水平方向加速度を受ける場合にも応用し、粒状貨物による変動荷重推定法を提案した<sup>2-24)</sup>。すなわち、鉛直方向加速度を受ける場合には、重力加速度が変化すると仮定して、嵩比重

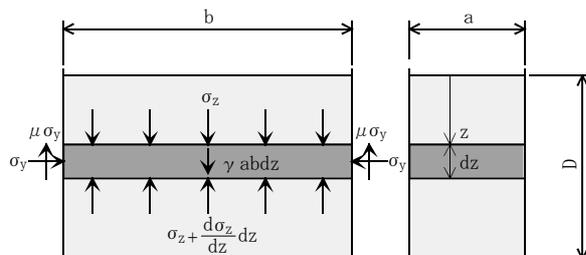


Fig.2-20 Janssen の理論

量を変えて(2-12,13)式をそのまま適用し、水平加速度を受ける場合には、積載後の静的状態において、さらに水平方向の力の釣り合いを考え、別途計算する<sup>2-24)</sup>。

### (3) 実験結果と計算結果の比較

乾燥砂をタンク模型に満載した状態で、鉛直および水平加速度を受ける場合について、実験結果と提案手法による推定結果を比較して Fig.2-21 に示す。鉛直および水平方向加速度が作用する場合とも、両者には良い相関が見られる。

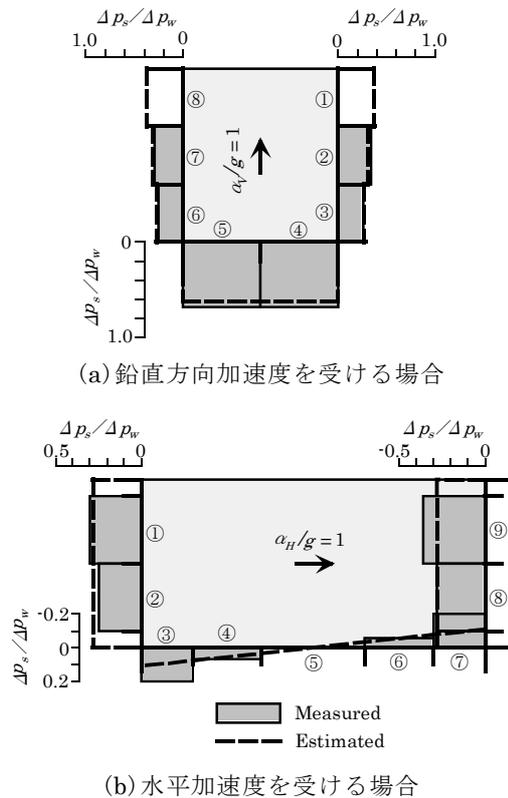


Fig.2-21 計測値と推定値の比較

### (4) まとめ

乾燥砂を積載した防撓材付きタンク模型実験により、粒状貨物荷重に関する基本的性質が把握できた。以下に本研究によって得られた知見をまとめて示す。

- (1) 粒状貨物による静的荷重は、Janssen の理論により精度良く推定できる。
- (2) 鉛直あるいは水平方向加速度を受ける場合の粒状貨物による変動荷重についても、Janssen の理論に基づく推定法が適用できる。この場合、粒状貨物の物性値として、嵩比重量、壁面摩擦係数、および、静止土圧係数が必要となる。
- (3) 提案手法を用いて推定した実船規模の粒状貨物荷重は、Fig.2-22 に示すように倉本らの実船試

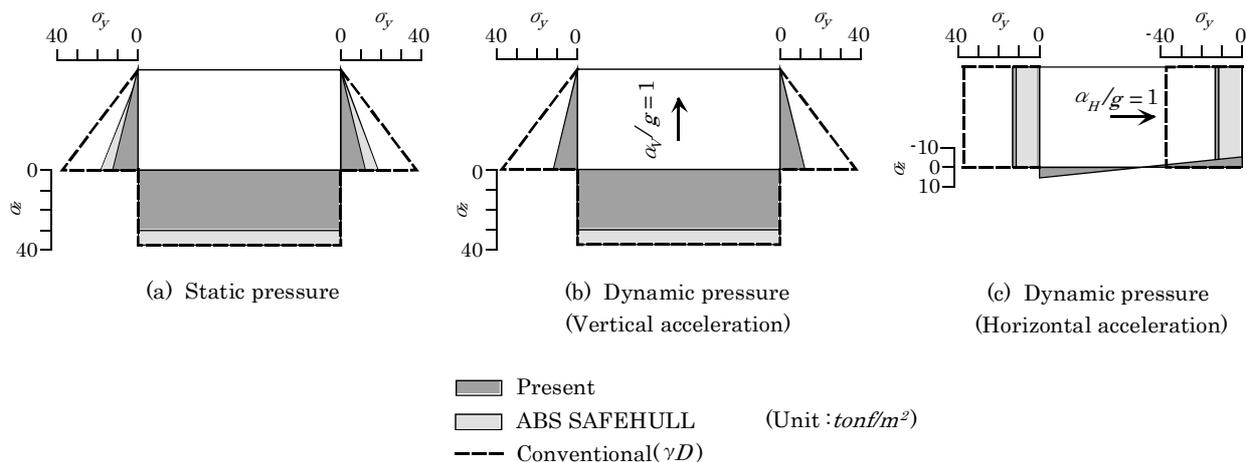


Fig.2-22 ABS SAFEHULL による計算値、および提案手法による推定値の比較

験結果あるいは ABS SAFEHULL SYSTEM による推定値と良い相関があった。

## 2.5 構造応答解析システムの構築

船舶の疲労設計においても、有限要素法(以下 FEM という)による応力計算が多用されるようになってきた。しかしながら、計算機能力の飛躍的向上による求解に要する時間は大幅に短縮されてきたものの、構造モデルや荷重データ作成など、前処理作業に費やされる時間はさほど短縮されていないのが現状である。そこで、計算作業の迅速化・省力化のためのインターフェイス開発、およびシステム構築を行った。

### 2.5.1 解析システムの構成

解析システムの構成を、解析作業を実施するユーザーからみた作業フローとして表現したものが Fig.2-23 である。同図の右側のフローは、構造モデルを対象とするものであり、基本入力として船舶の主要目データおよび船体形状データが必要となる。一点鎖線枠は、オブジェクト指向言語 C++ によりプログラム開発した部分であり、標準的な船体構造に対しては主要寸法の入力、個船の詳細モデル作成に対してはインターフェイスを介して、構造モデルを完成させる。また、同図の左側のフローは、荷重および拘束条件のモデル化に関する部分である。これらの節点および要素に係わる構造モデル、荷重および拘束条件をまとめて、MSC.Nastran の入力データとして計算を実行する。

### 2.5.2 主な機能および性能

本構造解析システムの機能・性能を以下にまとめて示す。

#### (1) 外板形状フェアリング

本システムでは、AutoShip-Pro(フェアリングソフトウェア)を用いて外板形状データを作成し、このデータをインターフェイス(Visual C++プログラム)を介してシステムに取り込む。さらに、取り込んだ曲面データから内部構造部材を作成し、最終的に FEM 構造モデルを作成する。初期船型データは、離散データ(座標軸に垂直な面で船体外板を切ったときの交線上の点の集合)、または IGES<sup>(2-25)</sup>データ(CAD ソフトウェアの標準入出力形式)により取得が可能である。離散データによる表示例を Fig.2-24 に示す。

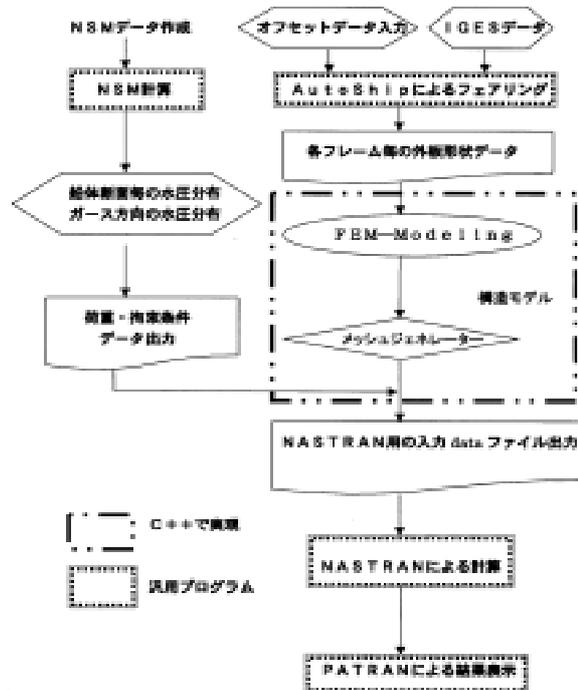


Fig.2-23 解析作業のフロー

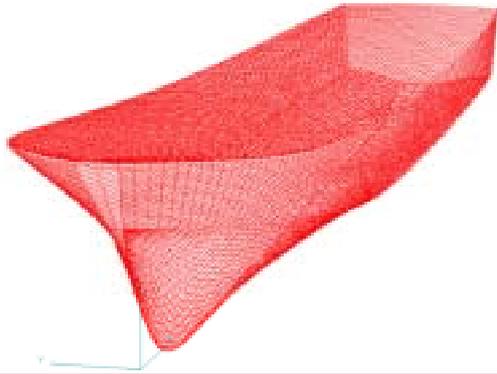


Fig.2-24 (離散化)外板データの Wireframe 表示例

(2) 荷重データ作成

船体に作用する荷重は、ストリップ法を用いて求める。すなわち、規則波中の作用水圧分布および船体垂直加速度を求め、この結果から没水面全体にわたる水圧(変動圧+静圧)と垂直方向慣性力の同時刻分布を作用荷重として扱う。没水部の全 FEM 節点の作用荷重は、ストリップ計算による離散点出力を内挿補間することにより得られる。

(3) メッシュ細分化機能

本システムでは、クラス構造の特性を利用した曲面形状データからの FEM 要素生成を実現した。すなわち、命令系統を tree 構造にすることにより、メッシュ分割の際、目標とする基準要素長を設定するだけでメッシュが自動生成される。

(4) データ構造

各部材のクラス構造は、形状データと部材間の接合情報、位置や分割といった管理情報、また、板厚や材料情報等の部材に固有のデータを保持するものと定義し、それらを組み合わせることにより船体構造をモデル化した。

(5) 3次元モデル表示機能

モデルの Wireframe 表示、陰線消去、塗り潰し、投影、回転、移動、鳥瞰図表示拡大・縮小等の3次元描画機能を Open GLにより実現した。

2.6 大型構造模型による疲労試験

SR245 との共同研究として、二重殻タンカーの重要構造箇所であるビルジナックル部構造模型により、疲労き裂発生・伝播試験を実施した<sup>2-26)</sup>。

2.6.1 試験体および試験条件

二重殻 VLCC のビルジナックル部を対象とした

実船比 1/3 縮尺模型を2体製作した。一方は、内底板とビルジホッパー斜板との交差部を溶接により組み立てたものであり(溶接型という)、他方は、曲げ加工により成形したものである(R型という)。模型の設置状況を Fig.2-25 に示す。



Fig.2-25 模型の設置状況

試験体に含まれる3つのトランスフロアのうち、中央フロアのビルジナックルコーナーを疲労試験対象箇所として溶接のままに残し、両側のフロアのビルジナックルコーナーの溶接止端部は増し脚長してグラインダーで滑らかに仕上げた。

試験条件は、VLCC の実航行時の応力履歴を船級協会規則等に定められている荷重条件を用いて FEM 応力解析を行い、満載状態およびバラスト状態で、それぞれの平均応力が引張、圧縮状態を交互に繰り返す嵐モデルを設定した(Fig.2-26 参照)。1セットに10の繰り返し荷重ブロックがあり、各ブロックの荷重繰り返し数は10,000回である。したがって、1セットの荷重繰り返し数は $10^5$ 回となる。

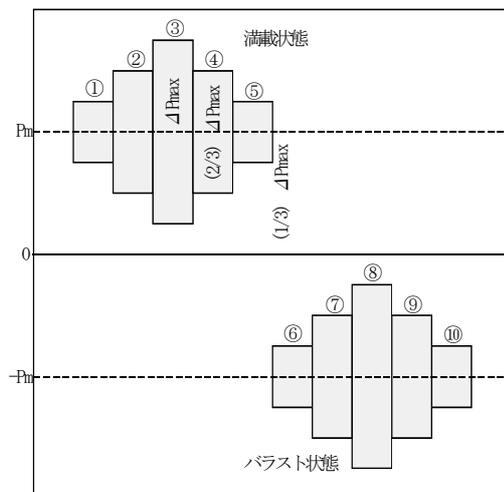


Fig.2-26 荷重負荷パターン

## 2.6.2 試験結果

### (1) 溶接型模型

中央フロア近傍のホットスポット応力の変化を Fig.2-27 中に Center で示す。第3セット第3ブロック (23 万回) で応力振幅に若干の低下が見られ、その後、中央フロアの応力振幅は低下し続けた。5%ドロップ法を適用すると、第5セット第3ブロック (43 万回) を疲労き裂発生寿命と判断できる。

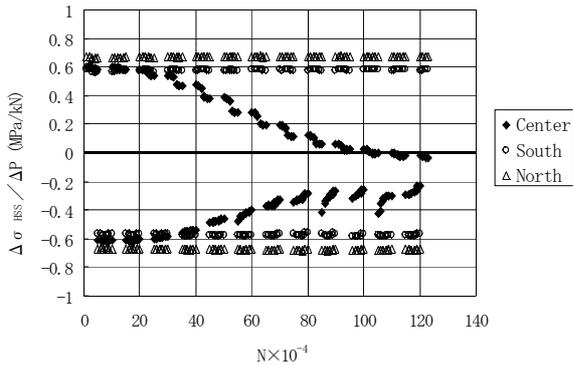


Fig.2-27 ホットスポット応力の変化(溶接型模型)

123 万回繰返し荷重を負荷した後の破面解析の結果、疲労き裂は Fig.2-28 に示すように進展したものと考えられる。すなわち、荷重繰返し数 33~43 万回で多数の微小な疲労き裂が溶接止端部に発生する。それらが合体して浅い幅広の表面き裂となった後、トランスフロア中央面付近から深さ方向に成長した。

### (2) R型模型

中央フロア南側の No.1 ロンジに沿う隅肉溶接部ホットスポット応力の変化を Fig.2-29 に示す。第3セット第3ブロック (23 万回) で中央フロア南側 (CS19-20 位置) の応力振幅に若干の低下が見られ、その後、応力振幅は低下し続けている。5%ドロップ法を適用すると、この位置で第5セット第3ブロック (43 万回) を疲労き裂発生寿命と判断できる。応力振幅が低下した計測点は、いずれも No.1 ロンジ近傍のビルジホッパー船体横方向であり、これらの計測点以外の応力振幅の低下は見られない。

73 万回繰返し荷重を負荷した後の破面解析の結果、疲労き裂は Fig.2-30 に示すように進展したものと考えられる。超音波測定でき裂長さを確認した結果、5%の応力ドロップが見られた 43 万回では 110mm、その後 53 万回で 135mm、65 万回で 155mm に達しているが、き裂深さはいずれも 1mm 程度と推定された。

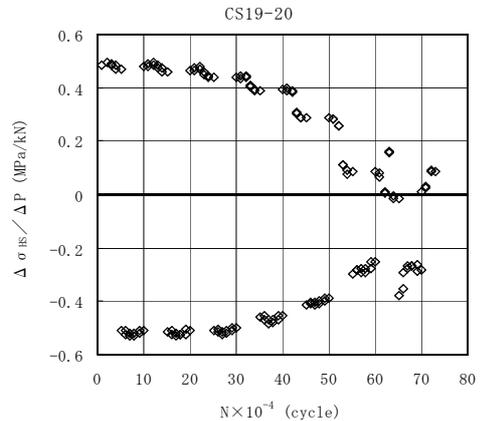


Fig.2-29 ホットスポット応力の変化(R型模型)

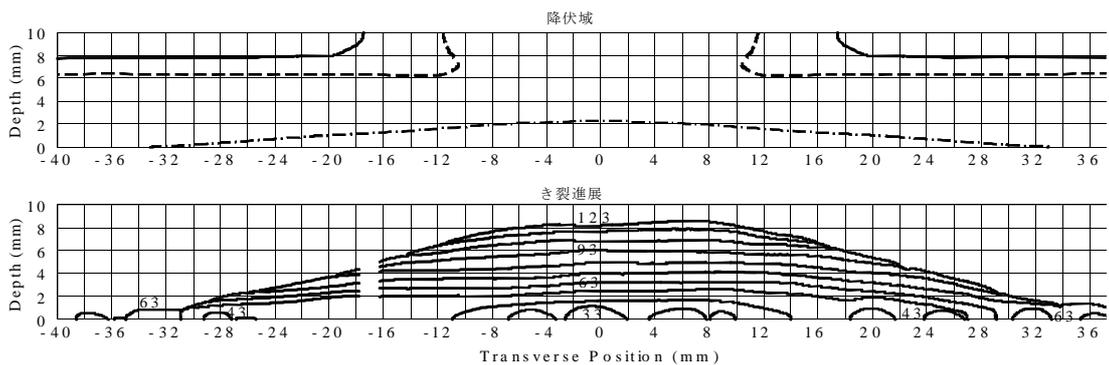


Fig.2-28 き裂進展の様子(溶接型模型)

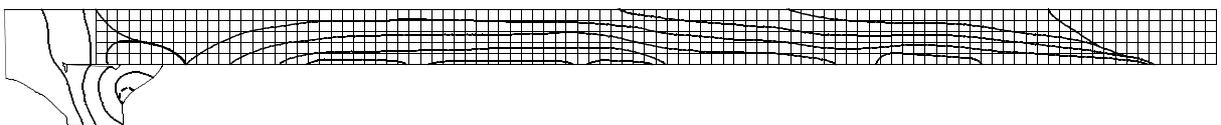


Fig.2-30 き裂進展の様子(R型模型)

### 3. 部材強度評価法の高度化に関する研究

部材強度評価法の高度化に関する研究では、溶接条件、溶接部形状、変形、残留応力等の因子が疲労等の強度に及ぼす影響の評価法、並びに、複合荷重効果および荷重履歴効果の評価法を確立することを目標とした。

#### 3.1 施工因子の影響

溶接条件、溶接部形状、変形、残留応力等の因子が疲労等の強度に及ぼす影響については、溶接残留応力の推定法を確立するとともに、止端部形状、溶接欠陥、目違い等の影響について調査した。

溶接残留応力の計算方法としては固有応力法が最も簡便であり、これを用いることで、今まで推定困難であった角回し溶接止端部の残留応力の計算が可能となった<sup>3-1)</sup>。

アンダーカット、融合不良等の溶接欠陥が疲労強度に及ぼす影響については、断面積の減少として取扱えることが判った<sup>3-2)</sup>。止端部形状の影響は評価し難く、MIG 溶接に限れば、構造的応力集中のない基礎継手の S-N 関係を用いる、いわゆるホットスポット応力基準を適用するしかないと判断された<sup>3-3)</sup>。このホットスポット応力基準に従うと、目違い等の影響は構造的応力集中係数で評価できる<sup>3-3)</sup>。

以上を前提として検討を進めた。

#### 3.2 2軸繰返し荷重下における疲労寿命評価

船体構造には、様々な外力が様々な方向から作用し、また、板骨構造の取り合い部等、応力状態が3次元的になる部位も多い。したがって、このような複合的な荷重条件や多軸応力状態が船体構造部材の疲労に及ぼす影響を明らかにしておく必要がある。これまで、直交2軸の繰返し引張荷重による疲労試験を実験的に扱った研究はあるが、切欠き付き母材に関するもの<sup>3-4, 5)</sup>が多く、溶接継手を対象としたものは少ない<sup>3-6)</sup>。このため当所では、複合荷重試験装置を用い、溶接構造物の疲労寿命に及ぼす複合荷重の影響に関する知識の集積を図っている。この一環として、2軸繰返し荷重下における角回し溶接継手の疲労試験を実施し(Photo 3-1 参照)、複合荷重(2方向軸力)下での寿命評価法を検討した。

##### 3.2.1 実験

###### (1) 供試材および試験体

供試材は1軸試験体(基礎データ取得用)、2軸試験体ともに溶接構造用鋼 SM400B(板厚 12mm)を用いた。ミルシートによる化学成分および機械的性質を Table 3-1 および Table 3-2 に示す。試験体は、Fig.3-1(a)および(b)に示す寸法形状をした、主板中

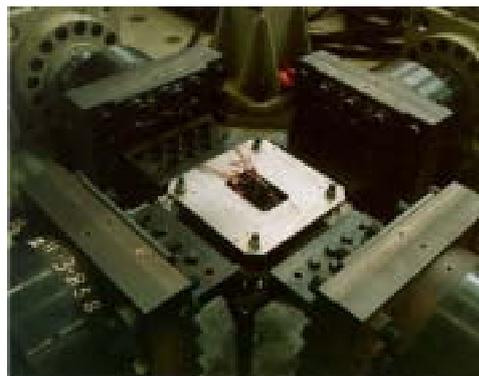


Photo 3-1 2軸繰返し荷重下における角回し溶接継手の疲労試験

Table 3-1 供試材(SM400B)の化学成分

Composition	C	Si	Mn	P	S
Weight %	0.13	0.20	0.69	0.024	0.008
	Remainder Fe				

Table 3-2 供試材(SM400B)の機械的性質

Tensile Strength (MPa)	Yield Stress (MPa)	Elongation (%)
492	285	30

Table 3-3 溶接条件

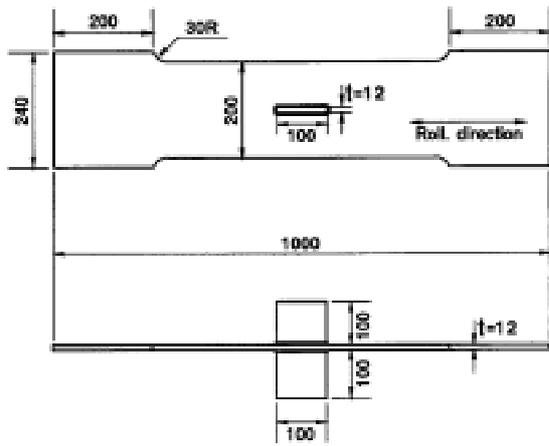
Type of welding	Number of pass	Filler metal	Welding current	Welding voltage	Welding speed
CO <sub>2</sub> semi-auto	1	MG-50T (φ 0.9mm)	180~190 [A]	27~28 [V]	12 [cm/min]

央部の表裏にリブ板(スティフナ)を角回し溶接したものを用いた。

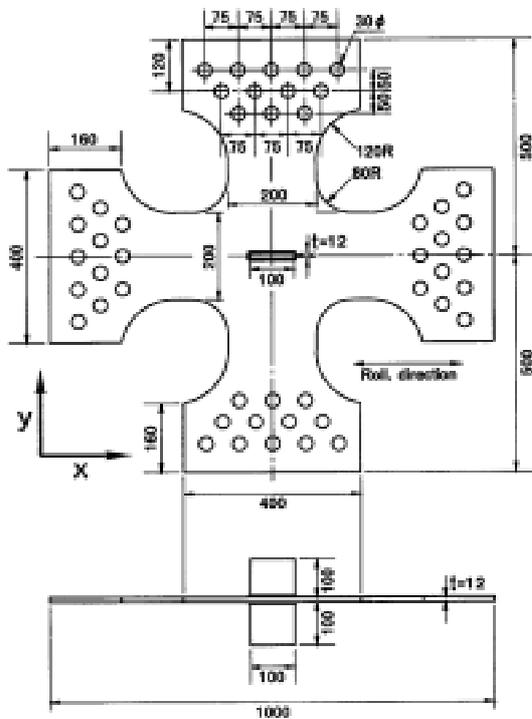
溶接は、直径 0.9mm のワイヤ(神戸製鋼製 MG-50T)による CO<sub>2</sub> 半自動溶接で実施し、その際の溶接条件を Table 3-3 に示す。Fig.3-2 に示すように溶接の始末端は、角回し部を避けるようにした。

###### (2) 残留応力測定

1軸および2軸の試験体について、溶接止端部近傍の残留応力をひずみゲージを用いた応力弛緩法により測定した。ゲージ長 2mm の直交2軸のひずみゲージを Fig.3-3 の上部に示す黒丸の位置に貼付し、角回し溶接部近傍の x-方向残留応力を測定した。詳細は既報<sup>3-7, 8)</sup>に譲るが、リブの長手方向中心線上、溶接止端部から 5mm の位置(図中 A 点)における x-方向残留応力は、1軸および2軸試験体ともにほぼ降伏応力に達していた。



(a) 1軸試験体



(b) 2軸試験体

Fig.3-1 1軸および2軸疲労試験体(単位:mm)

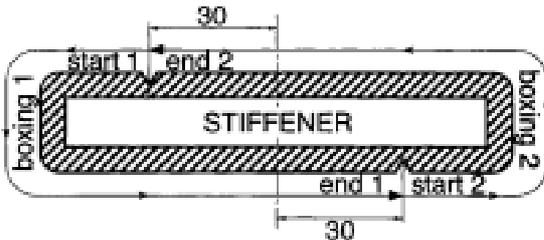


Fig.3-2 溶接手順

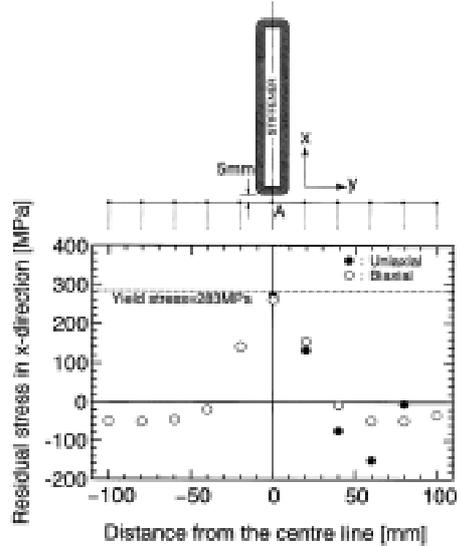


Fig.3-3 1軸および2軸疲労試験体におけるひずみゲージ貼付位置および残留応力計測結果

また、2軸試験体については、Fig.3-4 の上部に黒丸で示す位置にもひずみゲージを貼付し、x-方向および y-方向の残留応力を測定した。リブ長手方向の溶接止端部に対しては、主に y-方向の繰返し応力が疲労応力になる。Fig.3-4 で y-方向残留応力をみると、中央部の B 点を含め、両側に 20mm 離れても降伏しており、さらに離れると徐々に低下するものの、引張の残留応力域はリブ終端近傍まで続いている。

このような、残留応力分布の相違は、き裂発生後のき裂伝播速度および破断寿命に影響を及ぼすと考えられ、寿命評価の際に重要となる。

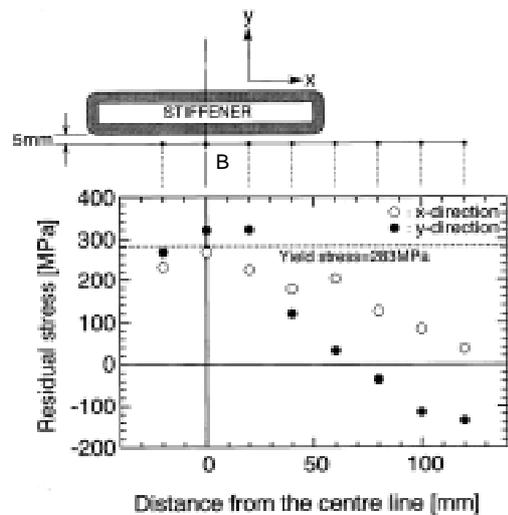


Fig.3-4 2軸疲労試験体におけるひずみゲージ貼付位置および残留応力測定結果

### (3) 有限要素解析

2軸試験体の溶接止端部近傍のひずみおよび応力分布を求めるため、弾性有限要素解析(以下 FEA)を行った。FEA は、汎用構造解析コード MARC (K6.2)を用いて実施した。要素は8節点アイソパラメトリック六面体要素とし、対称性を考慮し Fig.3-5 に示すモデルを用いた(表面のひずみを求める方法については既報<sup>3-7, 8)</sup>参照)。Fig.3-6 に、角回し溶接止端部から 5mm 離れた位置(Fig.3-3 の A 点)における x-方向ひずみ範囲について、FEA の結果と疲労試験中のひずみゲージによる測定値とを比較して示す。両者は良く一致しており、局所的なひずみに対して FEA による評価が有効であることがわかる。計算値の方が若干大きめの傾向が全体的に見られるが、実際のビード形状と有限要素モデルの微妙な相違(主に脚長)によるものと考えられる。

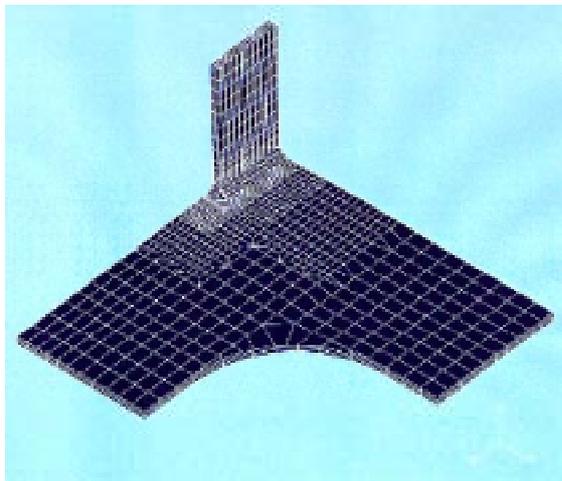


Fig.3-5 有限要素モデル

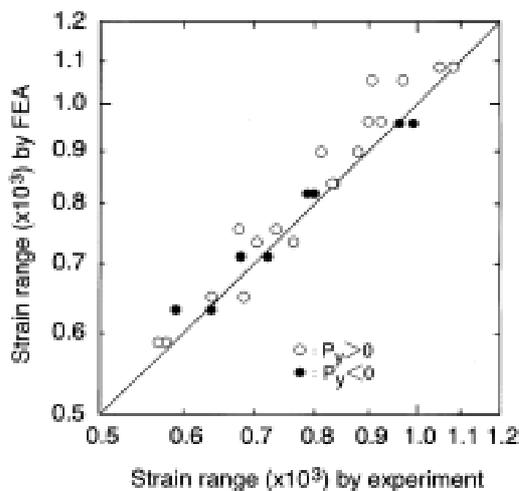


Fig.3-6 FEA によるひずみレンジ計算結果と実験によるレンジ計測値の比較

### (4) 1軸疲労試験

疲労寿命評価の基礎データを取得するために、1軸疲労試験体を用いた定振幅疲労試験を行った。試験は固定式の電気-油圧サーボ疲労試験機を用い、荷重比  $R=0$  の完全片振り荷重制御(荷重波形は周波数 1~2Hz の正弦波)で行った。

### (5) 2軸疲労試験

Photo 3-1 に示すように、動的容量 1000kN の電気-油圧サーボ式アクチュエータ 4 台を十字に配置し試験を実施した。試験法の詳細は既報<sup>3-7, 8)</sup>に譲るが、相対する 2 台のアクチュエータを仮に A および B としたとき、A の変位出力を B の変位制御入力とし、A の制御荷重を変動させると、B は A の鏡像として動き、試験体の中点は保持されたまま、A-B 軸に 1 軸の変動荷重が作用する。他の 2 台についても同様な制御を行うことにより、試験体の中点を保持したまま直交 2 軸の荷重制御疲労試験を実施した。また、y-方向に繰返しの圧縮荷重を作用させる際には Photo 3-2 に示すような座屈防止治具を用い、y-方向圧縮荷重作用時の面外変形を抑制した。



Photo 3-2 座屈防止治具

## 3.2.2 疲労試験結果および解析

### (1) 1軸疲労試験結果

本研究においては、1軸および2軸疲労試験データの整理に、矢島ら<sup>3-9)</sup>が提案している溶接止端部から 5mm の位置における応力レンジ  $\Delta\sigma_5$  を参照応力として用いる手法を用いた。

1軸疲労試験の結果、角回し溶接止端部から 5mm の位置における x-方向応力レンジ  $\Delta\sigma_5$  と 5% drop 法<sup>3-10)</sup>によるき裂発生寿命  $N_c$  および破断寿命  $N_f$  の関係式として、最小二乗法近似により次の 2 式が得られた。

$$N_c = 1.64 \times 10^{13} \cdot \Delta\sigma_5^{-3.71} \quad (3-1)$$

$$N_f = 1.34 \times 10^{12} \cdot \Delta\sigma_5^{-2.85} \quad (3-2)$$

(3-1)および(3-2)式は、2軸疲労試験の寿命評価における基礎データとして使用する。

(2) 2軸繰返し荷重

2軸疲労試験における各試験シリーズの荷重波形模式図を Fig.3-7 に示す。実際の試験においては、アクチュエータに取り付けられたスィベルジョイントの遊びを避けるため除荷時の荷重を 15~20kN 程度残した。荷重波形は 1.2~2.5Hz の正弦波とし、各シリーズにおける荷重設定は以下の通りとした。

(a) B シリーズ :  $\Delta P_x = \Delta P_y$

x-方向荷重レンジ  $\Delta P_x$  と y-方向荷重レンジ  $\Delta P_y$  をほぼ等しくし、位相差  $\pi$  の 2 軸繰返し引張荷重を作用させた。位相差  $\pi$  の y-方向繰返し引張荷重は、ポアソン効果により角回し溶接止端部近傍の x-方向応力の下限を押し下げる効果があるため、結果として Fig.3-8(a)に見られるように応力レンジの増大をもたらす。

(b) R シリーズ :  $\Delta P_x / \Delta P_y$  変化

y-方向荷重レンジ  $\Delta P_y$  を一定とし、x-方向荷重レンジ  $\Delta P_x$  を変化させた位相差  $\pi$  の 2 軸繰返し引張

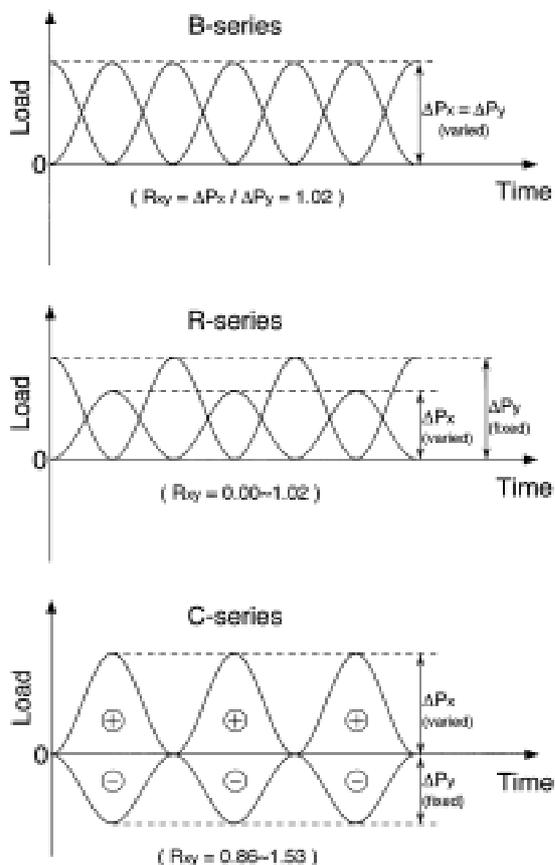


Fig.3-7 2軸荷重波形(B、RおよびCシリーズ)

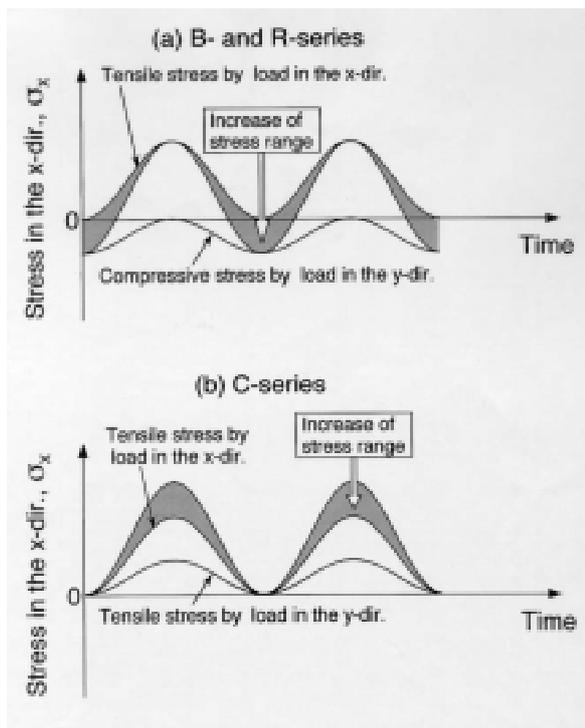


Fig.3-8 (a) B、R シリーズおよび(b) C シリーズにおける応力レンジの増加について

荷重試験を行った。2軸荷重レンジ比  $R_{xy} = \Delta P_x / \Delta P_y$  が変化した場合の影響を調べた。B シリーズ同様、y-方向繰返し引張荷重は、角回し溶接止端部近傍の x-方向応力レンジの増大をもたらす。

(c) C シリーズ :  $P_y < 0$

y-方向に x-方向の繰返し引張荷重と同位相の繰返し圧縮荷重を負荷する試験を行った。y-方向荷重レンジ  $\Delta P_y$  を一定とし、x-方向荷重レンジ  $\Delta P_x$  を変化させた。同位相の y-方向繰返し圧縮荷重は、Fig.3-8(b)に見られるように、ポアソン効果により角回し溶接止端部の x-方向応力の上限を押し上げる効果がある。しかしながら、今回の試験体においては、当該箇所では、x-方向残留応力によりほぼ降伏していることから、実際には、除荷時に応力下限が低下することにより x-方向応力レンジが増大する。したがって、1 サイクル目の x-方向引張荷重負荷時に生じる x-方向塑性ひずみの大きさや若干の加工硬化を除けば、y-方向繰返し圧縮荷重が角回し溶接止端部における x-方向繰返し応力に及ぼす影響は、B および R シリーズとほぼ同等であるといえる。

(3) 2軸疲労試験結果

Table 3-4 に 2軸疲労試験の試験条件および試験

Table 3-4 2軸疲労試験条件および試験結果

Specimen	Phase (rad.)	$\Delta P_x$ (kN)	$\Delta P_y$ (kN)	$R_{xy}$	$\Delta\sigma_5$ (MPa)	$N_c$	$N_{(40mm)}$	$N_{(60mm)}$	$N_{(80mm)}$	$N_f$
B-1	$\pi$	308.2	301.9	1.02	170.4	58 395				503 421
B-2	$\pi$	262.0	257.3	1.02	140.3	110 878				713 751
B-3	$\pi$	221.0	216.9	1.02	131.1	166 634				1 401 710
B-4	$\pi$	190.1	186.2	1.02	114.6	211 233				1 929 590
R-1	$\pi$	317.1	311.8	1.02	195.7	97 655	364 980	385 080		436 731
R-2	$\pi$	265.4	311.4	0.85	156.7	170 769	607 545		687 630	705 231
R-3	$\pi$	212.6	312.5	0.68	143.7	138 571	797 640	848 970		980 751
* R-4	$\pi$	107.7	313.2	0.34	119.2	—	—			1 225 400
* R-5	—	0.0	312.2	0.00	111.4	312 622	—			1 162 670
C-1	0	311.5	203.7	1.53	177.8	117 818	434 310	458 205		511 701
C-2	0	253.3	202.6	1.25	144.2	215 000	867 405		983 970	1 035 920
C-3	0	208.7	202.5	1.03	123.2	186 923	1 111 114		1 281 705	1 332 110
C-4	0	174.5	203.9	0.86	105.2	903 333	2 358 870		2 537 010	2 627 810

\* Cracked in the x-direction  $\hookrightarrow P_y$  is compressive for C-1 to C-4

結果を示す。表中の  $N_{(40mm)}$ 、 $N_{(60mm)}$ 、 $N_{(80mm)}$  は、角回し溶接止端部から発生し、ほぼ  $y$ -方向に伝播したき裂の長さがそれぞれ 40mm、60mm、80mm に達したときのサイクル数で、き裂長さの検出には CD ゲージを用いた。

2軸疲労試験について、5% drop 法によるき裂発生寿命  $N_c$  を溶接止端部から 5mm の位置における応力レンジ  $\Delta\sigma_5$  で整理した結果を Fig.3-9 に示す。Fig.3-9 中の直線は、1軸疲労試験におけるき裂発生寿命の結果 (3-1) 式である。参照応力  $\sigma_5$  は、平面応力状態を仮定し、次式から求めている (R-4 および R-5 を除く)。

$$\sigma_5 = \frac{E}{1-\nu^2} (\varepsilon_x + \nu\varepsilon_y) \quad (3-3)$$

ただし、 $E$  : ヤング率、 $\nu$  : ポアソン比

ここで、 $\varepsilon_x$ 、 $\varepsilon_y$  は角回し溶接止端部から 5mm の位置における  $x$ -方向および  $y$ -方向のひずみの測定

値である。

R-4 および R-5 以外の試験体は全て角回し溶接止端部からき裂が発生し、 $y$ -方向に進展したので、参照応力  $\sigma_5$  として、(3-3) 式から求めた  $x$ -方向応力を用いている。一方、R-4 および R-5 は、リブ長手方向溶接線に沿って進展した  $x$ -方向き裂により破断したため、参照応力  $\sigma_5$  としては、リブ長手中央部の溶接止端部から 5mm の位置 (Fig.3-4 中の B 点) における  $y$ -方向応力の FEA による計算値を用いた。Fig.3-9 を見ると、2軸疲労試験の結果は、1軸疲労試験の結果の直線を中心とする一定の分散帯に収まっており、参照応力レンジ  $\Delta\sigma_5$  による整理が有効なことがわかる。

次に Fig.3-10 に参照応力レンジ  $\Delta\sigma_5$  と破断寿命  $N_f$  の関係を示す。破断寿命  $N_f$  の場合も 1軸疲労試験データと 2軸疲労試験のデータとの間に良い相関があることがわかる。しかし、一部若干短寿命側にずれているデータも見て取れる。

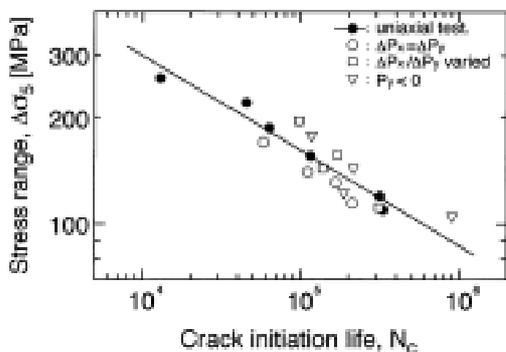


Fig.3-9 1軸および2軸疲労試験における応力レンジ  $\Delta\sigma_5$  とき裂発生寿命  $N_c$  との関係

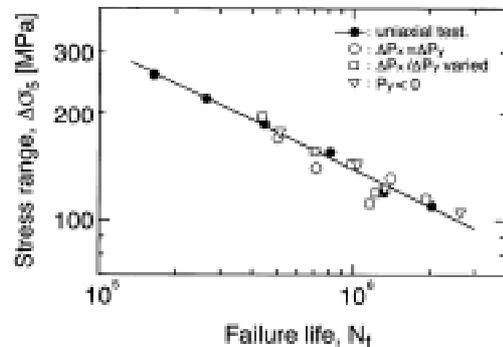


Fig.3-10 1軸および2軸疲労試験における応力レンジ  $\Delta\sigma_5$  と破断寿命  $N_f$  との関係

(4) 2軸繰返し荷重による応力レンジ増大の影響

2軸繰返し荷重を負荷することにより、B、R および C の各シリーズにおいて溶接止端部近傍の応力レンジが増大することを 3.2.2(2)で述べたが、その影響について検討してみる。

Fig.3-9 および Fig.3-10 を見ると、全てのシリーズにおいて、 $N_c$ 、 $N_f$  とともに1軸疲労試験のデータと2軸疲労試験のデータとの相関は良好である。すなわち、2軸繰返し荷重を負荷することにより生じる応力レンジの増大は、疲労被害度を増大させ、その増大の割合は、1軸疲労試験における $\Delta\sigma_s$ の増大がもたらすものとほぼ同等であることがわかる。

(5) 2軸荷重レンジ比  $R_{xy}$  の影響

次に荷重レンジ比  $R_{xy} = \Delta P_x / \Delta P_y$  の影響について検討してみる。2軸荷重レンジ比  $R_{xy}$  の影響を調べた R シリーズの  $\Delta\sigma_s$  と  $N_c$  および  $N_f$  との関係を1軸データの直線とともに Fig.3-11 に示す。プロット点に付されている数字は  $R_{xy}$  の値を表している。R-1、R-2、R-3 は、Photo 3-3 に見られるように角回し溶接止端部からき裂が発生し、y-方向にほぼ真っ直ぐに進展した後破断した。一方、R-4 ( $R_{xy} = 0.34$ ) および R-5 ( $R_{xy} = 0$ ) では、Photo 3-4 に見られるように、き裂はリブ長手方向の溶接止端部に沿って発生・伝播し、x-方向に進展した後、破断した。

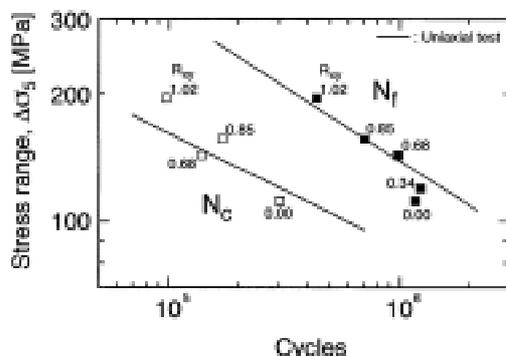


Fig.3-11 2軸荷重レンジ比  $R_{xy}$  の影響



Photo 3-3 y-方向き裂により破断した例 (R-2)



Photo 3-4 x-方向き裂により破断した例 (R-5)

FEA による計算結果では、 $R_{xy}$  が 0.56 を下回ると Fig.3-4 における B 点の y-方向応力レンジが Fig.3-3 における A 点の x-方向応力レンジを上回ることがわかっている。R-4 および R-5 ではともに  $R_{xy}$  が 0.56 を下回っており、このため x-方向き裂により破断したものと考えられる。R-4 および R-5 では、この破断形態の違いを考慮して、参照応力としては Fig.3-4 の B 点における y-方向応力を用いている。それでもなお、破断寿命  $N_f$  が1軸疲労試験の結果よりも短寿命側にあるのは、リブ長手方向では角回し溶接部より溶接長が長いこと、3.2.1(2)の残留応力測定で述べたように、引張残留応力の大きい領域が長くかつ応力集中部も長いこと、この領域でのき裂伝播速度が大きくなることに起因すると考えられる。したがって、このように x-方向のき裂進展により破断する場合の破断寿命を精度良く推定するには、リブ長手方向が載荷方向と直交するような、横リブ継手の1軸疲労試験データを使用する必要があると考える。

以上より、1軸疲労試験の結果から2軸疲労寿命を推定する際には、まず2軸荷重レンジ比  $R_{xy}$  により破断形態を特定し、その破断形態に即した1軸疲労データを用いて推定する必要があることがわかる。ただし、今回提示した  $R_{xy} = 0.56$  という値は、FEA によって得られた1つの目安であることに注意しなければならない。実験データとしては、 $R_{xy} = 0.68 \sim R_{xy} = 0.34$  と 0.56 を挟んで大きく開いており、0.56 近傍のデータが不足している。また、 $R_{xy} = 0.56$  近傍においては、x、yの両方向のき裂が同時に発生し、複雑な破壊形態を示すことも十分に考えられることであり、このことから上で述べた横リブ継手の1軸データの取得とともに  $R_{xy} = 0.56$  近傍における2軸疲労試験データの蓄積が今後の課題と考える。

3.2.3 2軸疲労試験体の疲労寿命評価

x-方向、y-方向の荷重値は既知のものとして、FEA による参照応力レンジ  $\Delta\sigma_s$  の推定値と1軸疲

疲労試験の結果から得られた(3-1)式および(3-2)式を用いて2軸試験体の疲労寿命評価を行った。結果をFig.3-12に示す。き裂発生寿命  $N_c$  については若干過安全側に評価されているものもあるが、全体的には、推定寿命と実験による実寿命の比は1/2から2の間にほぼ収まっており、おおむね良好な評価になっている。R-4およびR-5については、リップ長手方向溶接止端部から発生したx方向き裂により破断したことから、 $N_f$ が1軸試験の結果よりも短寿命側であったため、 $N_f$ に対する評価がやや危険側になっている。

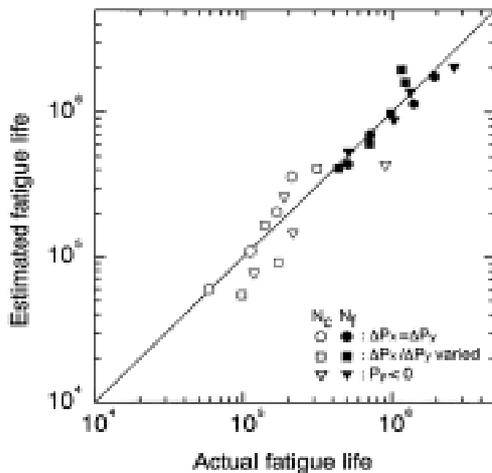


Fig.3-12 2軸疲労試験体における疲労寿命評価

Fig.3-12の結果から、2軸繰返し荷重の効果を包含する参照応力レンジ  $\Delta\sigma_s$  を適切に選定し、FEAの結果および1軸疲労試験結果を用いることにより、種々の2軸荷重条件について、2軸疲労試験体の疲労寿命を統一的に評価できることがわかった。

本研究においては、y方向繰返し荷重は常に疲労被害度を増大させる方向に作用するものであったが、位相が異なれば逆に寿命が延びる方向に作用する場合も考えられる。このように荷重位相差の疲労寿命評価に与える影響は大きく、実構造物の疲労寿命評価への適用ということを考えれば、FEA等で参照応力を算出する際に多軸荷重の位相差を十分考慮しておくことが重要であるといえる。

### 3.3 疲労き裂発生寿命推定の高精度化

疲労き裂発生寿命について、溶接残留応力、荷付けによる平均応力変化等を考慮できる方法(修正MIL-HDBK-5法)を開発した。また、小型試験片および大型構造模型試験、並びに実船の損傷解析でその有効性を実証した。

#### 3.3.1 平均応力効果<sup>3-11, 12)</sup>

過去の溶接継手の疲労試験結果には、板厚効果(厚板ほど疲労強度が低い)が見られた。また、高張力鋼では、母材の疲労強度は降伏応力の高さに応じて高いのに対し、溶接継手では母材の降伏応力が高いほど疲労強度が低下する現象<sup>3-13)</sup>が見られた。これらを説明する方法として、(3-4)式の等価応力を用いる方法(修正MIL-HDBK-5法)を開発した。

$$S_{eq} = \Delta S^m \cdot S_{max}^{1-m} \quad (3-4)$$

ここに、 $\Delta S$ は構造的応力集中を考慮した応力範囲、 $S_{max}$ は応力集中と溶接残留応力および降伏条件を考慮した最大応力、 $m$ は材料定数である。

Fig.3-13およびFig.3-14に疲労試験結果を一般の公称応力範囲( $S_n$ )で整理した場合と、等価応力で整理した場合を比較して示した。

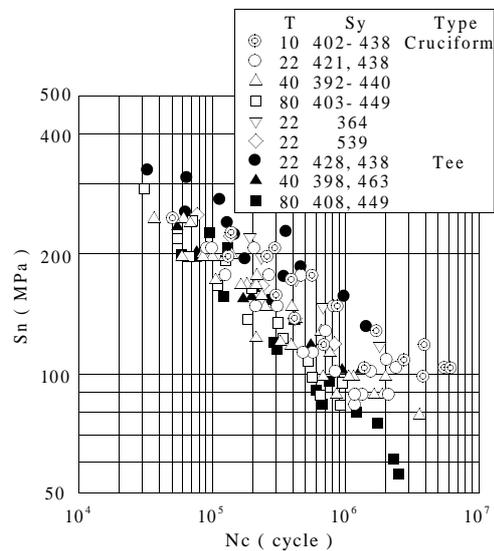


Fig. 3-13  $S_n$ - $N_c$  関係

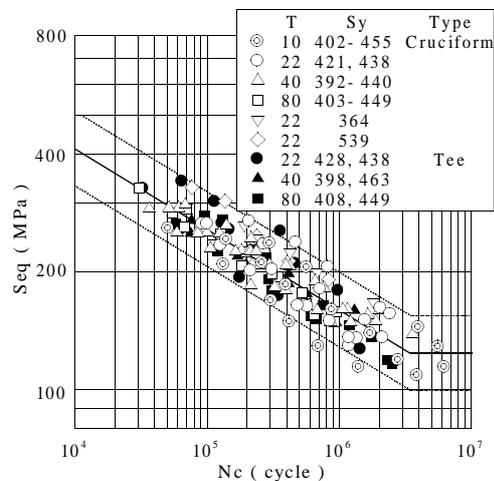


Fig. 3-14  $S_{eq}$ - $N_c$  関係

この等価応力を用いると、荷付けによる平均応力の変化、過大荷重による残留応力変化等の影響が簡単に評価できる。

### 3.3.2 評価法の検証

修正 MIL-HDBK-5 法に基づく疲労寿命評価方法の適用性は、実験結果および損傷事例の評価を行って確認した。

#### (1) 実験

角回し溶接継手を用いて Fig.3-15 の荷重パターンで疲労試験を行った結果<sup>3-14)</sup>、および、ダブルハルタンカービルジナックル部構造模型に満載/バラスト状態の平均応力変化を与えた疲労試験 (Fig.2-25 参照) の結果<sup>3-15)</sup> について検討し、その適用性を確認した。

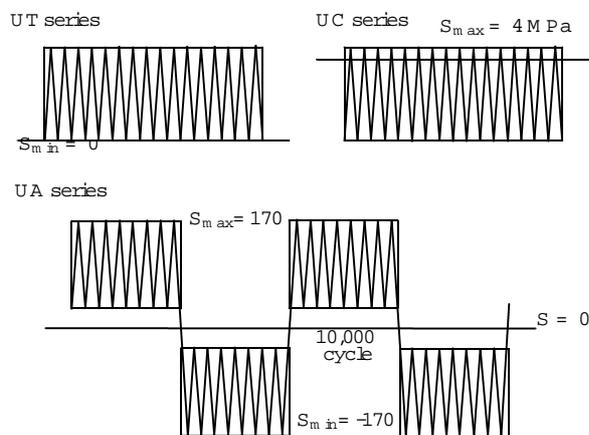


Fig. 3-15 荷重パターン

#### (2) 損傷事例解析<sup>3-16)</sup>

修正 MIL-HDBK-5 法の等価応力による疲労強度評価は、荷重が負荷されたときに最大応力(構造的な平均応力+残留応力+変動応力振幅)が降伏応力を超える場合には、シェイク・ダウンにより局所的な残留応力が変化するとモデル化している。したがって、実際に評価しようとする場合、負荷される荷重の履歴を知る必要がある。

実際に船体構造が受ける荷重履歴はランダムであるため、シェイク・ダウンが生じるときの変動応力の大きさおよびその発生時期は確率変数として取り扱うものとし、Fig.3-16 の過程を得た。



Fig.3-16 シェイク・ダウンの起こるタイミング

一例として、シングルハル VLCC のサイドロンジの損傷について、本寿命評価法を適用した結果と従来方法による結果を比較して Fig.3-17 に示す。

従来法では、ウォーターバラストタンク (WBT) とカーゴオイルタンク (COT) に差がなかったが、新しい方法では WBT より COT のサイドロンジの方が疲労損傷を被りやすいことが明白に説明できる。

### 3.4 部材強度評価法のまとめ

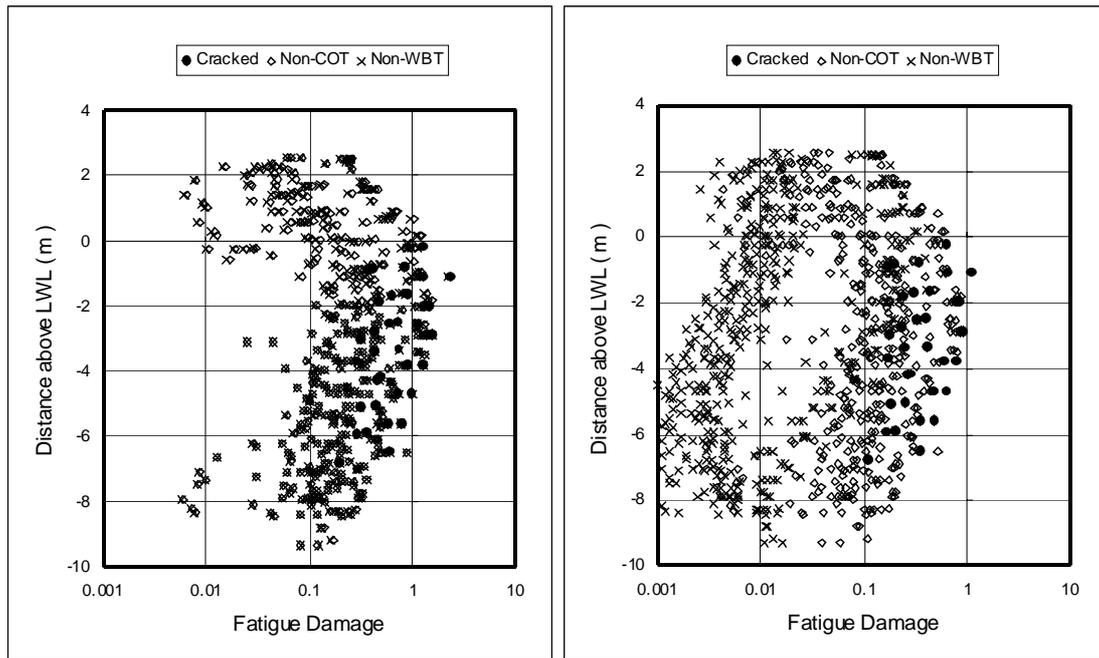
部材の強度、特に溶接継手の疲労強度について検討した結果、以下の結論を得た。

溶接施工の影響については、

- (1) 止端半径等、溶接部の局所的な形状が疲労強度に及ぼす影響は定量化が困難であり、構造的応力集中のない基礎継手の S-N 関係にばらつきの統計量を考慮して処理するしかない。
- (2) 上記により、目違い等の不整は構造的応力集中係数の増加として処理できる。
- (3) アンダーカット、融合不良等の溶接部の欠陥は断面積の減少として処理できる。

また、応力多軸効果について 2 軸疲労試験を実施し、以下が判明した。

- (4) 位相差  $\pi$  の y 方向繰返し引張荷重および同位相の y 方向繰返し圧縮荷重は、ポアソン効果により角回し溶接止端部の x 方向応力レンジ  $\Delta \sigma_5$  を増大させ、疲労被害度を増大させる。
- (5) 2 軸繰返し荷重の載荷によりもたらされる  $\Delta \sigma_5$  の増大による疲労被害度増大の割合は、1 軸疲労試験における  $\Delta \sigma_5$  の増大がもたらすものとほぼ同程度である。
- (6) 位相差  $\pi$  の 2 軸繰返し引張荷重試験において 2 軸荷重レンジ比  $R_{xy}$  が 0.56 を下回るような場合には、リップ長手方向中央部におけるすみ肉溶接止端部の y 方向応力レンジが角回し溶接止端部の x 方向応力レンジを上回るため、試験体は x 方向き裂により破断し、複合的な荷重状態が変化することにより破断形態が変化することがわかった。そこで、き裂伝播方向と直交する方向の応力レンジ  $\Delta \sigma_5$  を参照応力として、破断寿命を整理したところ、x 方向き裂により破断した 2 軸試験体のデータは、1 軸試験体および y 方向き裂で破断した 2 軸試験体のデータより短寿



(1) 従来法

(2) 修正 MIL-HDBK-5 法

Fig. 3-15 累積損傷の予測

命側になった。これは、リブ長手方向では角回し溶接部よりも溶接線が長く、引張残留応力や応力集中の高い領域が広いこと、き裂伝播速度が加速されることに起因すると考えられる。

- (7) FEA と 1 軸試験体のデータから 2 軸試験体の疲労寿命推定を試みたところ、荷重条件によらずほぼ妥当な評価結果となった。ただし、2 軸荷重レンジ比  $R_{xy}$  の大小により破断形態(き裂の発生場所および伝播方向)が変化するので、参照応力の取り方(位置、方向)および用いる 1 軸疲労試験データの選び方に注意する必要がある。

溶接継手の疲労き裂発生寿命に及ぼす板厚、降伏応力、荷重履歴等の影響について検討し、以下が判明した。

- (8) 溶接残留応力を考慮した最大応力と応力範囲からなる等価応力  $S_{eq}$  を用いると、板厚および降伏応力の疲労強度に及ぼす影響が容易に評価できる。
- (9) 上記等価応力に過大荷重による溶接残留応力の変化を考慮すると荷重履歴効果が評価できる。

以上の結果に基づいて、大型構造モデルによる疲労試験を実施するとともに、実船の疲労損傷の評価を行い以下の結論を得た。

- (10) 上記の等価応力による荷重履歴影響の評価法はタンカー、バルクキャリア等の専用貨物船の満載/バラスト状態の積み荷履歴の影響の評価に有効である。

#### 4. 材料の耐久性に関する研究

近年の船体構造は、高張力鋼の採用と強度設計の精密化が図られてきた。しかし、バラストタンク、原油タンクおよびばら積み船倉には多数のき裂が発見されている。これらのき裂は、腐食や塗膜劣化に波浪繰返し荷重が重畳するなど腐食疲労に起因しているものと見られるが、その要因は未だ明確でない。

このため、船体用材料の腐食、腐食疲労および塗膜劣化機構を解明し、船体寿命評価の基準となるデータベースの構築のための基礎資料を得ることを目的とした研究を行った。腐食環境は、バラストタンクやばら積み石炭船倉の実環境として、人工海水および希硫酸環境を用いた。腐食疲労は、実環境の繰返し速度(毎分 10 回)の小型試験片による実験室試験とした。本章ではこれらの結果について、既報の論文<sup>4-1~5)</sup>から抜粋して記述する。

##### 4.1 腐食速度、腐食衰耗の研究

###### 4.1.1 はじめに

船舶の寿命は、腐食によって決まる一面を持っており、腐食環境による鋼材の腐食速度を知ることが重要な課題である。船体の腐食衰耗は、貨物油タンクやバラストタンクの上甲板裏側、倉内肋骨などが激しいといわれている<sup>4-6)</sup>。石炭船倉の腐食では、石炭に含まれる硫黄分と水が反応して希硫酸が生成され、船体構造の鋼材を腐食したためであると報告

されている<sup>4-7)</sup>。船体主要構造部材の板厚計測によると、年間衰耗率は平均 0.1mm/year であるが、船種ごとの年間平均衰耗率(mm/year)は、木材運搬船が 0.20、ばら積み貨物船が 0.17、鉱石運搬船が 0.12、油タンカーが 0.10、一般貨物船が 0.09 と報告されている<sup>4-8)</sup>。しかし、局所的には最大衰耗率が 0.5~1 mm/year に達する部材も少なくない。

本節では、まず、バラストタンクを対象に人工海水環境の浸漬試験から腐食速度を求めた。次いで、ばら積み石炭船倉内が酸性腐食環境となる状態を石炭滲出液により再現し、石炭滲出液とそれを模擬する希硫酸環境での浸漬試験から腐食速度を求めた。

#### 4.1.2 供試材および腐食試験片

供試材は、500MPa 級高張力鋼板 K32A(日本海事協会規格 KA32)である。板厚は 10mm、板表面はショットブラスト(Sa-2.5)が施された後、無機ジンク・ショッププライマー(中国塗料製ウエルボンド H グリーン I)が 15 $\mu$ m 厚に塗布されている。ミルシートの化学成分を Table 4-1 に、機械的性質を Table 4-2 に示す。

Table 4-1 供試材の化学成分 (mass%, balance:Fe)

C	Si	Mn	P	S	Cu	Cr	Ni	t.Al	Ti
0.14	0.20	1.14	0.016	0.01	0.03	0.029	0.02	0.02	0.02

Table 4-2 供試材の機械的性質

	Elastic modulus E/MPa	Upper yield point S <sub>uy</sub> /MPa	Lower yield point S <sub>ly</sub> /Mpa	Ultimate tensile stress S <sub>u</sub> /Mpa	Elongation at S <sub>u</sub> $\delta_1$ /%
(1)	-	390	-	496	29
(2)	204,300	378	364	473	27

(1) Mill sheet(JIS Z 2201, A1, t=10mm, W=40mm, GL=200mm)

(2) Plate specimen (t=10mm, W=40mm, GL=100mm)

腐食試験片は、大きさ 20×30mm の研磨材、ショットブラスト材およびプライマー材とした。研磨材の板厚は、板表裏のショットブラスト面をそれぞれ 1mm 機械切削し、8mm とした。ショットブラスト材は、10%のクエン酸二アンモニウム水溶液によりプライマーを除去した。ショットブラスト材およびプライマー材の切削側面は研磨されている。研磨面の表面仕上げは、いずれの試験片も機械研磨の後、エメリー紙 1200#による手仕上げである。

#### 4.1.3 試験方法

浸漬試験は、試験片を腐食タンクに約 60 度傾斜させて配列し、試験液を準静的に循環させ自然腐食状態で行った。

試験液には、ASTM 規格の人工海水 pH8.2、希硫酸水溶液 pH4、pH3、pH2 および石炭滲出液を用いた。試験液は、液温 25±1℃、所定の pH を保持するよう制御した。溶存酸素は空気吹き込みによる空気飽和状態とした。石炭滲出液を用いた間欠浸漬試験は、1日に1時間のみ浸漬し、他の時間は大気中の湿潤状態を保持している状態とした。

ASTM G31-72 では、腐食速度算定のための浸漬試験時間<sup>4-9)</sup>を、腐食速度をベースに規定している。0.1mm/year の腐食速度に対しては、508 時間の浸漬時間を要する。

#### 4.1.4 各種試験液の腐食速度とその考察

腐食速度 R<sub>c</sub>(mm/year)は、浸漬試験における試験片の重量減から、密度を 7.84g/cm<sup>3</sup>として算定した。1回の測定には3個の試験片を用い、その平均値を腐食速度とした。

##### (1) 海水環境下の腐食速度

海水環境における腐食速度の経時変化を Fig.4-1 に示す。符号 TP は研磨面、TS はショットブラスト面、TC はプライマー面の腐食速度を示す。

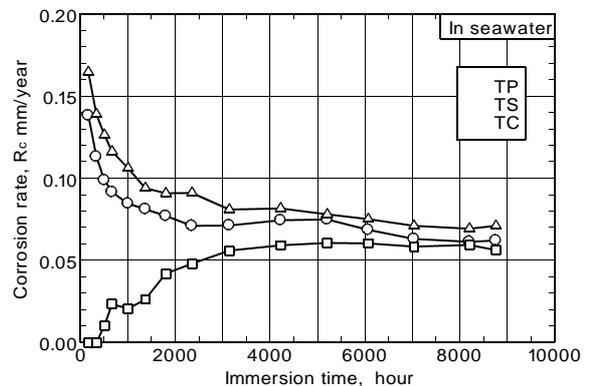


Fig.4-1 海水環境下の腐食速度の経時変化

研磨面(TP)およびショットブラスト面(TS)の腐食速度は、浸漬 1,500 時間までに著しく低下した。1,500~2,000 時間後の R<sub>c</sub> は、ショットブラスト面が 0.09mm/year、研磨面が 0.075mm/year 程度である。浸漬 6,000 時間以上では、R<sub>c</sub> がやや低下するが、ほぼ一定値と見なされる。ショットブラスト面の腐食速度が研磨面のそれより大きいのは、表面の凹凸の差、すなわち表面積の相違が大きく影響していると考えられる。また、浸漬時間 2,000 時間を超えると TP および TS の腐食速度がやや低下しているのは、長時間の浸漬では腐食生成物、いわゆる試験片を覆う錆層により腐食が抑制されると考えられる。

プライマー面(TC)は、浸漬 400 時間までは全く腐食減量が見られないが、500 時間を超えるとプライマーの防錆効果が消失し始める。さらに 2,000 時間を超えると、プライマーは徐々に劣化し、プライマー面の腐食速度は、ショットブラスト面の腐食速度に達すると考えられる。しかし、プライマー面の腐食速度はショットブラスト面のそれより小さい。

#### (2) 希硫酸環境の腐食速度

希硫酸 pH4 環境における腐食速度の経時変化を Fig.4-2 に示す。研磨面(TP)の腐食速度は、浸漬 800 時間まではほぼ 0.3mm/year であるが、浸漬 2,000 時間以上でほぼ 0.2mm/year である。ショットブラスト面(TS)の腐食速度は、浸漬 1,000 時間以内のとき研磨面の  $R_c$  にほぼ等しく、それ以上の時間で研磨面の  $R_c$  より大きく、0.35~0.38mm/year となった。コーティングは、人工海水より短時間に劣化し、浸漬 2,500 時間後には完全に溶解している。したがって、浸漬 2,500 時間を超えるプライマー面(TC)の腐食速度は、ショットブラスト面の腐食速度を示していると見られる。ショットブラスト面の腐食速度は 0.33mm/year 程度と推定され、この腐食速度は研磨面の 1.6 倍程度となる。

希硫酸 pH3 環境における腐食速度の経時変化を Fig.4-3 に示す。浸漬 1,500 時間以内の腐食速度は、ショットブラスト面(TS)、研磨面(TP)、プライマー面(TC)ともその差は小さい。TP 面の腐食速度は、浸漬 1,000 時間以上においてほぼ一定値 0.5mm/year 程度である。TS 面の腐食速度は、波形に変化しており、腐食速度の大きいときは TP 面の腐食速度よりやや大きくなっている。この理由としては、腐食生成物の堆積とその崩壊の繰返し腐食速度の波形変化となっているものと考えられる。TC 面の腐食速度も TS 面のそれと類似している。TC 面のプライマーは、浸漬 1,200 時間以内では薄く付着しているが、それ以上の浸漬ではほぼ消滅している。プライマーが消滅したときは、腐食速度がほぼ TS 面と等しくなっている。TC 面の腐食速度の経時変化もまた、腐食生成物の付着、堆積および崩壊・脱落と関連しているものと考えられる。

希硫酸 pH2 環境の浸漬試験における腐食速度の経時変化を、Fig.4-4 に示す。浸漬 1,500 時間を超える腐食速度は、表面形態に関係なく、ほぼ 5.5mm/year の一定値を示した。これは、無機ジンクショットプライマーが 336 時間でほぼ消滅していることから、表面層が短時間の浸漬で溶解し、どの表面もほぼ同等の腐食溶解速度になっていると考えられる。しかし、浸漬 1,500 時間以下の腐食速度には、表面形態の影響が現れている。その腐食速

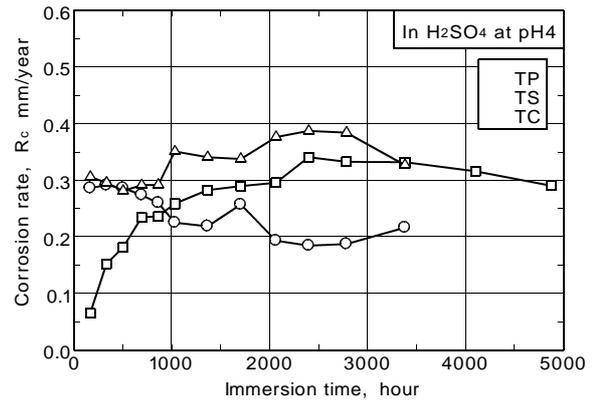


Fig.4-2 希硫酸 pH4 環境下の腐食速度の経時変化

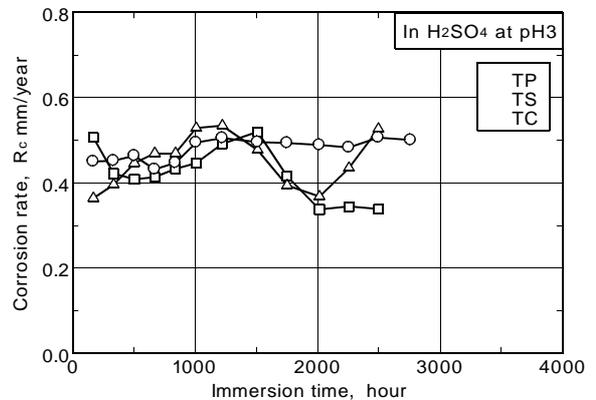


Fig.4-3 希硫酸 pH3 環境下の腐食速度の経時変化

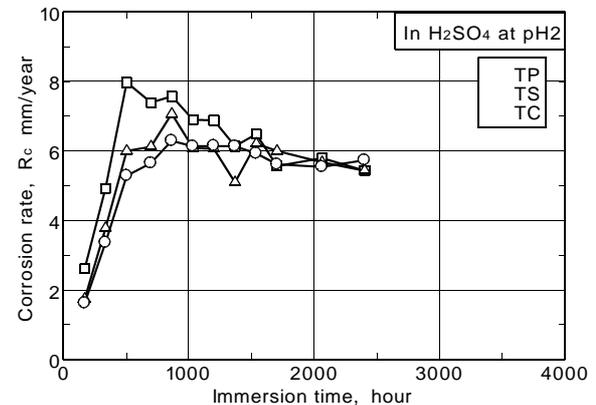


Fig.4-4 希硫酸 pH2 環境下の腐食速度の経時変化

度は、研磨面(TP)が最も小さく、次いでショットブラスト面(TS)、プライマー面(TC)の順に大きい。プライマー面の腐食速度が大きいのは、上述のように、浸漬初期に形成される局部電池の表面形態による相違と考えられ、プライマー面の防食効果が試験片側面の研磨面の腐食作用を促進していることが考えられる。

### (3) 石炭滲出液環境の腐食速度

石炭滲出液における研磨面(TP)の腐食速度と pH の経時変化を Fig.4-5 に示す。滲出液は、石炭と超純水それぞれ 130kg を室温で 72 時間浸漬して作成した。pH は、浸漬試験中の 25 °C 試験液を測定したものであり、250 時間後に pH2.5~2.6 低下し、以後試験中一定値を保持していた。連続浸漬試験の腐食速度は、試験当初 pH 低下とともに増加しており、500~1,500 時間値が 1.6~1.5mm/year である。間欠浸漬の腐食速度は、500 時間値において連続浸漬の 1/2 程度である。しかし、間欠浸漬試験では浸漬時間が 1h/day でも、23h/day が湿潤状態で大気中に暴露される状態では相当大きな腐食速度になることを示している。

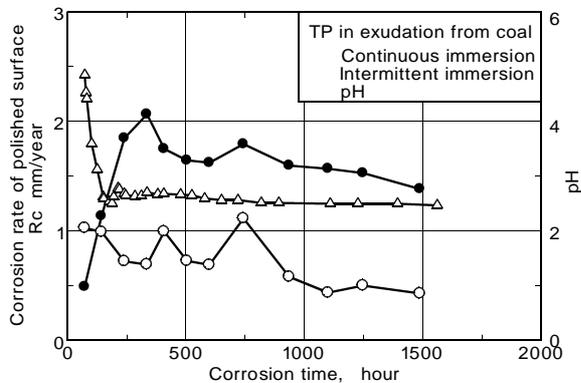


Fig.4-5 石炭滲出液環境の pH および腐食速度の経時変化

### (4) pH と腐食速度の関係

腐食環境は、人工海水が pH8.2、希硫酸環境が pH4 以下である。これらの腐食環境は、2 種類の異なる水溶液であるが、pH のみに注目し、腐食速度と pH との関係を検討する。

そこで、前述までの結果から、浸漬 2,000 時間における研磨面の腐食速度と pH との関係を Fig.4-6 に示す。両者の関係を最小二乗法から求めると (4-1) 式となり、腐食速度は pH4 以下で著しく大きくなる。

$$\text{Log}R_c = -1.194 + 7.812/[\text{pH}]^2 \quad (4-1)$$

前述の石炭滲出液 pH2.5 における連続浸漬 500 時間値の腐食速度 1.6mm/year を Fig.4-6 に●印でプロットすると、石炭滲出液の腐食速度は、希硫酸環境の試験から得られた (4-1) 式によく適合している。この結果、石炭滲出液による腐食速度は、希硫酸の pH 環境でほぼ模擬することができるといえる。

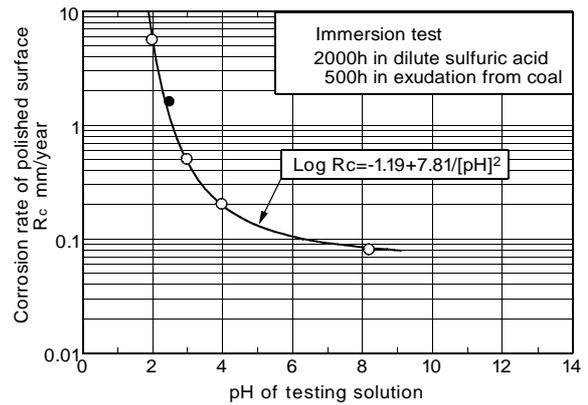


Fig.4-6 pH と腐食速度との関係

### 4.1.5 腐食速度のまとめ

- (1) 海水浸漬試験における腐食速度は、浸漬 1,500 時間値において、研磨面が 0.07mm/year、ショットブラスト面が 0.09mm/year である。なお、ASTM 規格の浸漬 508 時間値は、研磨面がほぼ 0.1mm/year、ショットブラスト面が 0.12mm/year 程度である。
- (2) 希硫酸環境の腐食速度は、海水環境のそれより大きく、水素イオン濃度が pH4 から pH2 に増加すると著しく大きくなる。浸漬 2,000 時間における腐食速度  $R_c$  (mm/year) と pH の関係は、(4-1) 式で表される。
- (3) 石炭からの酸性滲出液による腐食速度は、希硫酸環境の腐食試験で模擬できる。

### 4.2 疲労き裂進展特性の研究

#### 4.2.1 はじめに

供試材のき裂進展特性については、比較的高い応力拡大係数範囲の試験結果が報告されている。しかし、応力拡大係数範囲が  $10\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$  から下限界応力拡大係数範囲に至る供試材の腐食疲労き裂進展特性は見あたらない。さらに、ばら積み石炭船倉を模擬するような希硫酸環境におけるき裂進展特性は皆無である。

本節では、大気、海水および希硫酸環境における疲労き裂進展特性を求め、Paris 則の定数および下限界応力拡大係数範囲の妥当性について検討する。なお、構造物の長期間稼働中における実環境繰返し速度でのき裂進展速度は、腐食溶解を考慮する必要がある。この課題に対し、走査電子顕微鏡 (SEM) 観察による腐食ピットからの疲労き裂発生条件に対する応力拡大係数範囲を腐食溶解のき裂進展特性に適用する。腐食溶解が支配的となるき裂進展速度については、文献(4-4,4-5)を参照されたい。

#### 4.2.2 試験片および疲労き裂進展試験法

疲労き裂進展試験は、Fig.4-7 に示す中央板厚貫通切欠き帯板試験片 (CCT) を用い、大気中、人工海水中、希硫酸 pH4 および pH3 環境で実施した。試験機はフルデジタル油圧サーボ疲労試験機を用い、き裂長さの測定には Fig.4-8 に示す直流電位差法を用いた。供試材は、4.1.2 項と同様の KA32 である。

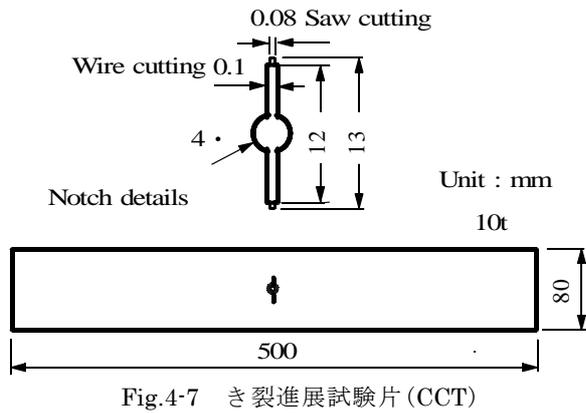


Fig.4-7 き裂進展試験片 (CCT)

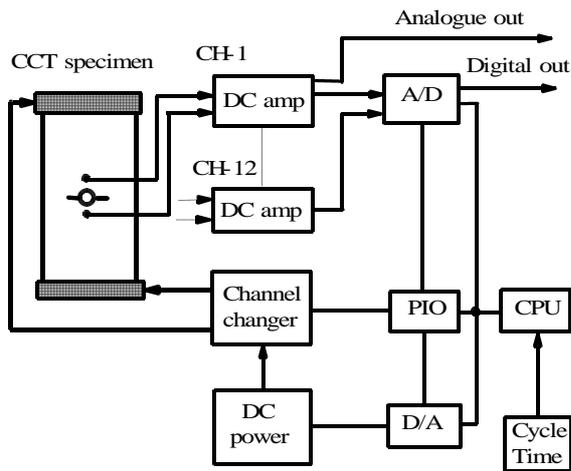


Fig.4-8 直流電位差法によるき裂長さ測定法

き裂進展試験における荷重条件は、応力比  $R$  一定の定振幅荷重試験と  $R$  増加試験法を併用した。 $R$  増加試験法は、Matsuoka ら<sup>4-10)</sup> が提唱する試験法であり、き裂閉口をさけて下限界応力拡大係数範囲  $\Delta K_{th}$  を求める方法である。 $R < 0.5$  では大気中でも腐食生成物によるき裂閉口により  $\Delta K_{th}$  が大きくなるが、 $R = 0.5$  では  $\Delta K_{th}$  に及ぼすき裂閉口がない<sup>4-11)</sup>。本実験では、最大荷重を一定とし、き裂進展に従い最小荷重を増加させて試験した。繰返し速度は、定荷重試験の場合は、大気中が 2 または 12Hz、海水および希硫酸環境が 0.17Hz または 1Hz とした。 $R$  増加試験の繰返し速度は、大気中が 12 または 15Hz、海水および希硫酸環境で 1、4、

12Hz とした。12Hz 以上の試験は、 $\Delta K_{th}$  を得るときである。このほか、き裂先端の小規模降伏条件に対する荷重漸減量などの試験条件は、ASTM E647-95 の基準<sup>4-12)</sup> を満足するようにした。

#### 4.2.3 疲労き裂進展特性

##### (1) 疲労き裂進展曲線

疲労き裂進展曲線の一例として、大気中の実験結果を Fig.4-9 に示す。 $R$  一定試験のき裂は、いずれもき裂進展が一旦開始すると急激に進展している。 $R$  増加試験のき裂進展曲線は、き裂進展とともに最小荷重を増加させているため、片対数線図においてほぼ直線的となった。 $10^8$  回以上でき裂進展が見られないのは、 $\Delta K_{th}$  の徴候を示している。

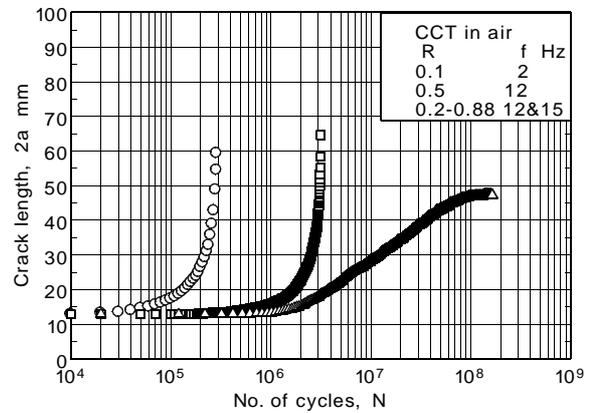


Fig.4-9 大気中試験のき裂進展曲線

##### (2) き裂進展特性

き裂進展曲線から、 $2a$  をき裂長さの全長として、疲労き裂進展速度  $da/dN$  を求めた。

$da/dN$  と  $\Delta K$  の関係を、大気中および海水中について Fig.4-10 に、希硫酸 pH4 および pH3 環境について Fig.4-11 に示す。 $da/dN$  と  $\Delta K$  の直線部分は、(4-2) 式の Paris 則で表される。

$$da/dN = C \Delta K^m \quad (4-2)$$

ここに、 $C$  および  $m$  は、定数および指数であり、これらの値を最小二乗法から求め Table 4-3 に示す。

Fig.4-10 の海水中試験には、 $\Delta K > 7 \text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$  に周波数 0.17Hz と 1Hz の実験点が含まれているが、両周波数がき裂進展特性に及ぼす影響は極めて小さい。

Fig.4-11 の希硫酸環境では、Paris 則の定数および指数は、Table 4-3 に見られるように、最小二乗法で求めると若干相違しているが、pH4 と pH3 の実験点はばらつきの範囲にある。

次に、腐食試験環境の相違がき裂進展特性に及ぼ

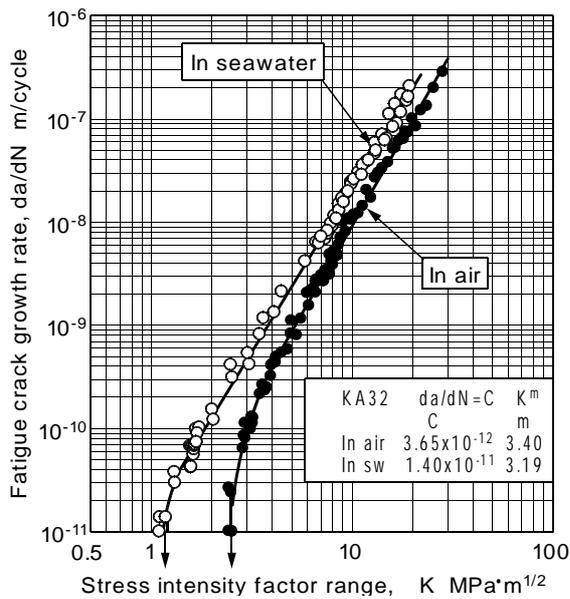


Fig.4-10 da/dN と ΔK の関係 (大気中、海水中)

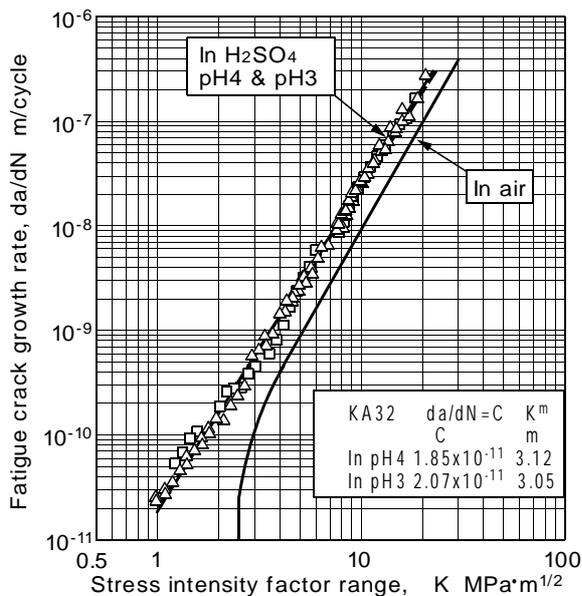


Fig.4-11 da/dN と ΔK の関係 (希硫酸 pH4、pH3)

す影響を Table 4-3 と Fig.4-12 の da/dN-ΔK 関係を用いて考察する。き裂進展特性は、大気中と腐食環境では明らかに大きな相違がある。しかし、海水環境、希硫酸 pH4 および pH3 環境では、Paris 則の成立する範囲のき裂進展特性に大きな相違がないといえる。Table 4-3 の定数 C および指数 m に注目すると、腐食環境が pH 低下により厳しくなるに従い C は大きくなり、m は小さくなる傾向がある。

一方、海水中のき裂進展速度は、 $20 > \Delta K > 10 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$  のとき大気中のほぼ 2 倍であり、 $10 > \Delta K > 4 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$  のとき 2~3 倍である。このき裂進展速度の差は、指数 m が海中より大気中で大き

Table 4-3 Paris 則の定数と指数

	Constant		Applicable range
	C	m	ΔK MPa·m <sup>1/2</sup>
In air	3.65×10 <sup>-12</sup>	3.40	4-30
In seawater	1.40×10 <sup>-11</sup>	3.19	1.3-23
In pH4	1.85×10 <sup>-11</sup>	3.12	<23
In pH3	2.07×10 <sup>-11</sup>	3.05	<23

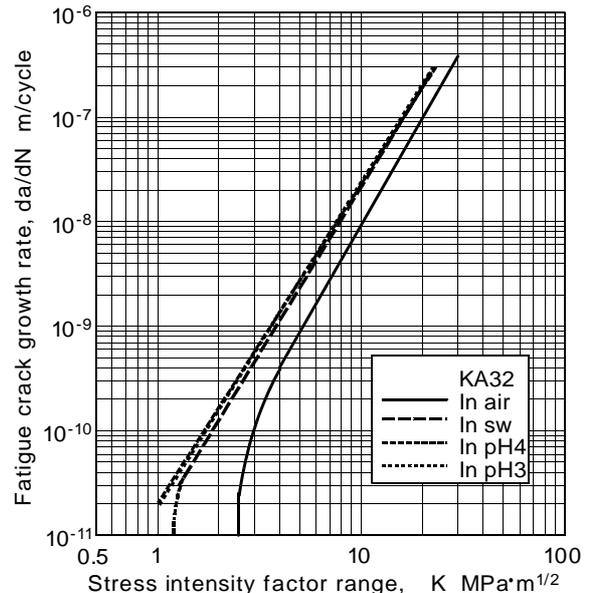


Fig.4-12 き裂進展特性に及ぼす環境の影響

くなっていることから、ΔK が小さくなるに従い大きくなっている。500MPa 級 HT の母材および溶接熱影響部のき裂進展速度は、da/dN > 10<sup>-5</sup> m/cycle のとき、海中が大気中の 3 倍になる結果<sup>4-13, 14)</sup>が報告されている。

海水環境、希硫酸 pH4 および pH3 環境のき裂進展特性がほとんど変わらない要因は、き裂先端の腐食溶解機構に深く関わっている。き裂進展に及ぼす環境の影響として、遠藤・駒井<sup>4-15)</sup>は、「き裂内の O<sub>2</sub> 不足、Cl<sup>-</sup>の濃縮、金属イオンの加水分解による pH の低下(中性溶液中においても鋼や Al 合金のき裂先端の pH は 3 くらいまで低下している)などにより、き裂先端がアノードになり、外部はカソードとして作用し、き裂進展が促進される」と述べている。このことを本実験結果に照らしてみると、海水中のき裂先端は、希硫酸 pH4 または pH3 環境と同程度の腐食環境になっているとみて差し支えないといえる。しかし、希硫酸 pH4 環境に ΔK<sub>th</sub>が見られないのは、低応力拡大係数範囲における環境の影響であり、周波数 12Hz の負荷速度や腐食ピットの成長に応力腐食割れが関与していると考えられる。

### (3) 下限界応力拡大係数範囲

大気中き裂進展試験では、 $da/dN < 2.5 \times 10^{-11}$  m/cycle での繰返し数  $\Delta N = 4.3 \times 10^7$  回に対する  $da/dN$  が  $9.3 \sim 7.3 \times 10^{-12}$  m/cycle であり、このとき  $\Delta K$  が  $2.53 \text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$  であった。海水中き裂進展試験では、 $da/dN < 1.37 \times 10^{-11}$  m/cycle での繰返し数  $\Delta N = 8.3 \times 10^6$  に対して  $\Delta K = 1.2 \text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ 、 $da/dN < 1 \times 10^{-11}$  m/cycle での繰返し数  $\Delta N = 5 \times 10^6$  に対して  $\Delta K = 1.1 \text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$  であり、これらの条件で  $da/dN$  0 となった。これら  $da/dN$  が  $1 \times 10^{-11}$  m/cycle 以下の実験点は、Fig.4-10 にそれぞれ矢印付きで  $1 \times 10^{-11}$  m/cycle にプロットした。これらの実験結果から、本実験の下限界応力拡大係数範囲を、大気中が  $da/dN < 2.5 \times 10^{-11}$  m/cycle の  $\Delta K$ 、海水中が  $da/dN < 1.4 \times 10^{-11}$  の  $\Delta K$  とする。したがって、大気中は  $\Delta K_{th} = 2.5 \text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ 、海水中は  $\Delta K_{th} = 1.2 \text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$  となる。

希硫酸 pH4 環境では、 $\Delta N = 2.86 \times 10^7$  に対して  $\Delta K = 1.09 \text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ 、 $\Delta N = 2.25 \times 10^7$  に対して  $\Delta K = 0.98 \text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$  であり、き裂進展の停止する様子が見られなかった。希硫酸 pH4 環境にも  $\Delta K_{th}$  が存在するとすれば、それは  $0.98 \text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$  より小さい。いま、希硫酸 pH4 環境の  $\Delta K_{th}$  を  $da/dN = 1 \times 10^{-11}$  の外挿値として (4-2) 式から求めると、 $\Delta K_{th}$  は  $0.82 \text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$  となる。これらの  $\Delta K_{th}$  をまとめ、Table 4-4 に示す。

Table 4-4 下限界応力拡大係数範囲

Environment	$\Delta K_{th}$ MPa $\cdot$ m <sup>1/2</sup>	Applicable range da/dN, m/cycle
In air	2.5	$< 2.5 \times 10^{-11}$
In seawater	1.2	$< 1.4 \times 10^{-11}$
In pH4	0.82	$< 1 \times 10^{-11}$
In pH3	-	-

### 4.2.4 き裂進展特性のまとめ

- (1) 本実験の応力比  $R = 0.5$  一定における 0.1Hz と 1Hz の試験では、 $7 < \Delta K < 20 \text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$  の範囲において、繰返し速度の相違がき裂進展速度に及ぼす影響はほとんどない。ここでの応力拡大係数範囲  $\Delta K$  は、応力比が 0.5 以上であることからき裂閉口はなく、有効応力拡大係数範囲  $\Delta K_{eff}$  を示している。
- (2) 大気中、海水中、希硫酸環境における Paris 則の指数  $m$  および定数  $C$ 、下限界応力拡大係数範囲が得られた。
- (3) Paris 則の成立する範囲でのき裂進展速度は、海水中が大気中より 2~3 倍大きく、応力拡大係数範囲が小さくなるに従い、き裂進展速度に

及ぼす環境の影響が大きくなる。

- (4) き裂進展速度  $da/dN$  と  $\Delta K$  との関係は、希硫酸 pH4 および pH3 環境が海水環境 pH8.2 とほとんど変わらない。このことは、腐食環境が海水と希硫酸で異なるにもかかわらず、き裂先端の腐食環境が同程度であるとみなされる。

## 4.3 腐食疲労の研究

### 4.3.1 はじめに

疲労試験は、母材切欠き試験片および突合せ溶接継手試験片について、大気中、海水中、希硫酸環境で実施した。疲労試験結果は、まず公称応力の S-N 線図としてまとめた。次いで、疲労き裂発生寿命に及ぼす応力集中係数の影響、修正 MIL-HDBK-5 法による疲労き裂発生寿命に及ぼす最大応力効果の影響、き裂進展特性を適用した長寿命腐食疲労について述べる。

### 4.3.2 試験片

供試材は、4.1.2 項と同様の KA32 である。切欠き疲労試験片は、供試鋼板からロール方向を荷重方向に一致させ鋸盤により採取した。疲労試験片の切欠きは、中央平行部の両側に機械加工し、その形状および寸法を Fig.4-13 に示す。応力集中係数  $K_t$  は、1.2、2.0、2.93 および 3.77 である。切欠き加工部の表面は、エメリー紙 400#以上の仕上げとした。

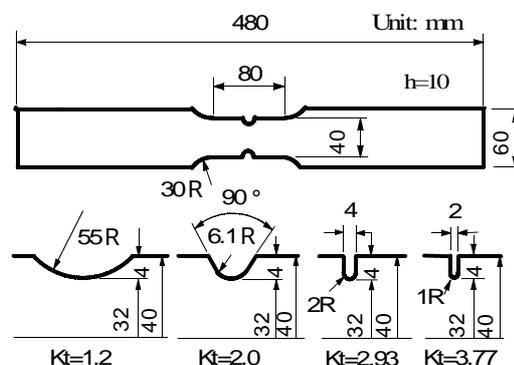


Fig.4-13 切欠き疲労試験片

突合せ溶接継手は、開先 40°、ギャップ 4mm、裏当て材を用いた 2 パスの半自動 MAG 溶接 (Metal active gas arc welding) である。MAG 溶接には、溶接ワイヤーを JIS Z 3312 YGW12 とし、Ar : 80% + CO<sub>2</sub> : 20% の混合ガスを用いた。入熱量は、第 1 パスが 14kJ/cm、第 2 パスが 20kJ/cm とした。試験片採取用の溶接は、溶接長を 1m とした。溶接後 X 線検査により試験片に溶接欠陥のないことを確認している。なお、突合せ溶接継手は、SR220<sup>4-16)</sup> の共通試験として用いられたものである。

試験片は、Fig.4-14 の形状に機械加工した。負荷方向はロール方向に一致している。裏側余盛止端の片側は、き裂の発生位置を限定する目的で、グラインダーによるスムージング処理を施した。

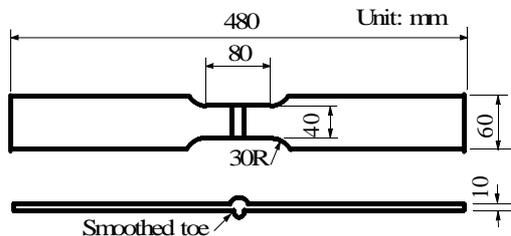


Fig.4-14 突合せ溶接継手疲労試験片

### 4.3.3 疲労試験方法

疲労試験には荷重容量 100kN、200kN、300kN のフルデジタル制御油圧サーボ疲労試験機を用いた。試験条件は正弦波の荷重制御、応力比  $R=0.1$  の部分片振り引張疲労である。

腐食疲労は ASTM-D1141-52 の人工海水 (pH8.2)、硫酸を蒸留水で希釈した希硫酸 pH4 および pH2 環境とし、自然腐食状態で試験した。いずれの試験液も、温度  $25 \pm 1$  °C とし、溶存酸素濃度を空気吹き込みによる空気飽和状態とした。繰返し速度は 0.17Hz とした。腐食疲労試験システムは、Fig.4-15 に示すように、試験液を恒温水槽 (貯水量 60 ) から試験タンク (0.6 ) へポンプ循環した。流量は 1.2 ~ 1.8 /min とし、試験タンクの試験液は 1 分間に 2~3 回交換される。試験片は、油圧チャック部で試験機と電氣的に絶縁し、試験片のみが独立した腐食系を形成している。

なお、希硫酸環境の疲労試験期間は、pH4 環境が 6 ヶ月以内、pH2 環境が 1 ヶ月以内とした。これ以上の試験期間では、腐食溶解が大きいので、負荷応力一定の試験条件が満たされなくなる。

### 4.3.4 疲労試験結果とその考察

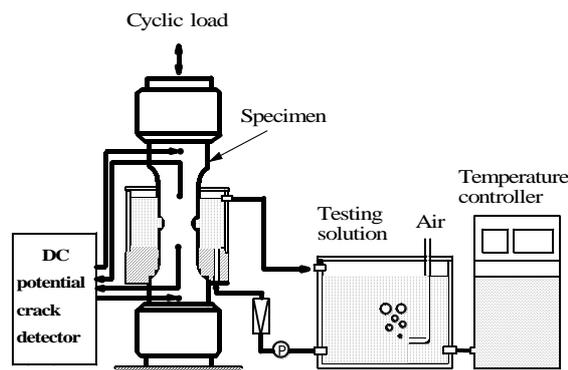


Fig.4-15 腐食疲労試験システム

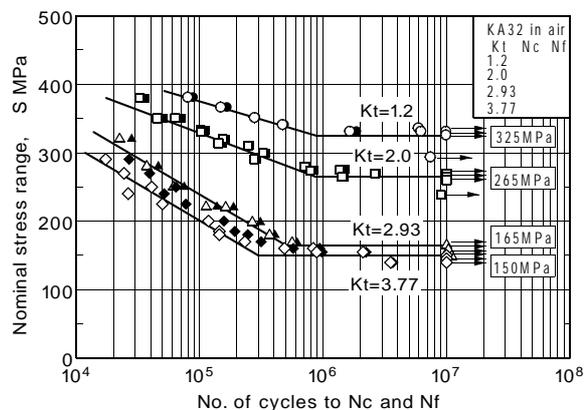


Fig.4-16 大気中疲労の S-N 線図

(1) 公称応力の S-N 線図

(a) 大気中疲労の S-N 線図

公称応力範囲を  $\Delta S$ 、き裂発生繰返し数(き裂発生寿命)を  $N_c$ 、破断繰返し数(破断寿命)を  $N_f$  とする。大気中試験の  $\Delta S$  と  $N_c$  に対する S-N 線図を Fig.4-16 に示す。傾斜部の実線は、(4-3) 式の S-N 線図で示したとき、破壊確率 50% のき裂発生寿命である。材料定数  $A_1$  および  $B_1$  を Table 4-5 に示す。

$$\text{Log}N = A_1 + B_1\Delta S \quad (4-3)$$

Table 4-5 S-N 線図の定数  $A_1$  および  $B_1$  ( $\text{Log}N=A_1+B_1\Delta S$ )

	Kt	In air		In seawater		In pH4		In pH2	
		$A_1$	$B_1$	$A_1$	$B_1$	$A_1$	$B_1$	$A_1$	$B_1$
$\Delta S-N_c$	1.20	12.12	$-1.900 \times 10^{-2}$	7.411	$-6.390 \times 10^{-3}$	6.922	$-5.349 \times 10^{-3}$	7.557	$-8.066 \times 10^{-3}$
	2.00	9.533	$-1.357 \times 10^{-2}$	7.186	$-7.635 \times 10^{-3}$	6.591	$-6.135 \times 10^{-3}$	6.528	$-6.906 \times 10^{-3}$
	2.93	7.255	$-9.442 \times 10^{-3}$	6.622	$-8.112 \times 10^{-3}$	6.595	$-8.893 \times 10^{-3}$	6.480	$-8.951 \times 10^{-3}$
	3.77	6.867	$-9.348 \times 10^{-3}$	6.716	$-1.071 \times 10^{-2}$	6.409	$-9.599 \times 10^{-3}$	6.500	$-1.002 \times 10^{-2}$
$\Delta S-N_f$	1.20	11.80	$-1.804 \times 10^{-2}$	7.426	$-6.362 \times 10^{-3}$	7.017	$-5.605 \times 10^{-3}$	7.742	$-8.396 \times 10^{-3}$
	2.00	9.460	$-1.325 \times 10^{-2}$	7.185	$-7.543 \times 10^{-3}$	6.669	$-6.244 \times 10^{-3}$	6.514	$-6.521 \times 10^{-3}$
	2.93	7.238	$-9.047 \times 10^{-3}$	6.676	$-8.044 \times 10^{-3}$	6.666	$-8.830 \times 10^{-3}$	6.510	$-8.608 \times 10^{-3}$
	3.77	6.943	$-8.805 \times 10^{-3}$	6.694	$-9.897 \times 10^{-3}$	6.880	$-1.164 \times 10^{-2}$	6.568	$-9.865 \times 10^{-3}$

勾配は、 $K_t$  が大きくなるに従い大きくなっているが、 $K_t=2.93$  と  $K_t=3.77$  ではほとんど変わらない。 $1 \times 10^7$  回の負荷に対して破断しないことから、その応力範囲を疲れ限度  $\Delta S_n$  とした。 $\Delta S_n$  は、 $K_t=1.2, 2.0, 2.93, 3.77$  の切欠き形状に対し、それぞれ 325、265、165、150MPa であった。

(b) 海水環境の S-N 線図

海水中疲労試験における  $\Delta S$  と  $N_c$  の S-N 線図を Fig.4-17 に示す。実線は、(4-3)式による破壊確率 50%の S-N 線図であり、各切欠き試験片とも、 $\Delta S=100$ MPa までは直線関係が成立する。(4-3)式 の材料定数を Table 4-5 に示す。また、 $\Delta S < 100$ MPa では実験点を連ねた曲線とした。

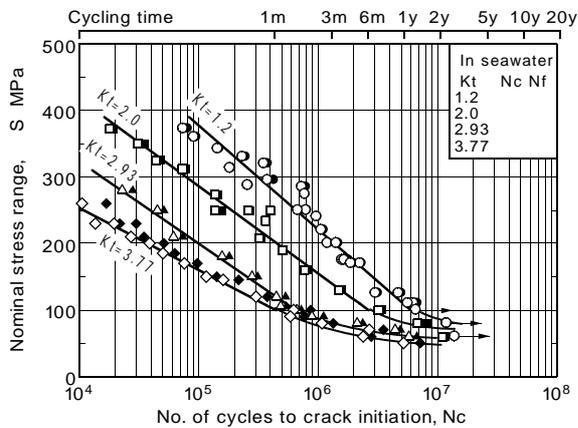


Fig.4-17 海水腐食疲労の S-N 線図

勾配は、 $K_t=2.0$  と  $2.93$  がほぼ平行であるが、 $K_t=1.2$  が  $K_t=2.0$  よりやや大きく、 $K_t=3.77$  が  $K_t=2.93$  より小さくなっている。試験した範囲において疲れ限度は見られない。き裂発生寿命は、応力範囲が 100MPa より低くなると長くなる傾向にある。 $K_t=2.93$  と  $K_t=3.77$  の場合、 $\Delta S=60$ MPa で破断しているが、その寿命は(4-3)式による S-N 線図傾斜部の延長上からかなり延びている。海水腐食疲労にも大気中疲れ限度に相当する応力レベルがあるとするれば、その応力範囲は  $K_t=3.77$  で 60MPa より低いと推定される。

大気中疲労と海水腐食疲労におけるき裂発生寿命の S-N 線図を Fig.4-18 で比較する。破線は大気中試験であり、実線は海水腐食疲労である。き裂発生寿命は、海水腐食疲労が大気中疲労より明らかに低下している。また、海水腐食疲労のき裂発生寿命は、 $K_t$  が小さいほど大きな低下となっているように見える。腐食疲労を時間強度で比較すると、 $1 \times 10^5$  回より  $1 \times 10^7$  回の時間強度の方、すなわち低応力長寿命になると負荷応力範囲が狭い範囲に集中して

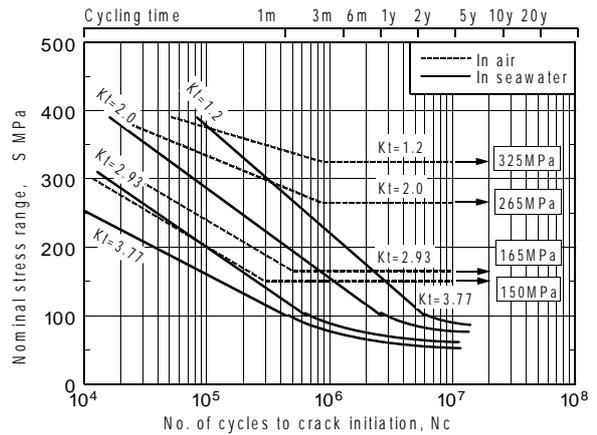


Fig.4-18 大気中と海水中 S-N 線図の比較

おり、 $K_t$  の疲労強度に及ぼす影響は小さくなっている。したがって、 $1 \times 10^7$  回の大気中疲れ限度は  $K_t$  により大きな差となるが、繰返し速度 0.17Hz における 2 年間 ( $1 \times 10^7$  回) の腐食疲労強度はそれほど大きく変わらないといえる。

(c) 希硫酸 pH4 および pH2 環境の S-N 線図

希硫酸 pH4 および pH2 環境の S-N 線図を、Fig.4-19 および Fig.4-20 に示す。実線はき裂発生確率 50%の S-N 線図である。(4-3)式 の材料定数 A1 および B1 を Table 4-5 に示す。

希硫酸 pH4 環境では、海水環境と同様に、 $\Delta S < 100$ MPa で寿命が延びる傾向を示した。また、き裂発生から破断に至るき裂進展繰返し数は、 $K_t$  が大きいほど大きくなる傾向にあり、特に  $K_t=3.77$  が大きい。希硫酸 pH2 環境では、試験片の溶解が激しいため、 $\Delta S > 100$ MPa で  $5 \times 10^5$  回程度までの試験しか行っていない。S-N 線図は、いずれも直線関係にあるが、 $K_t=3.77$  と  $K_t=2.93$  がかなり接近している。

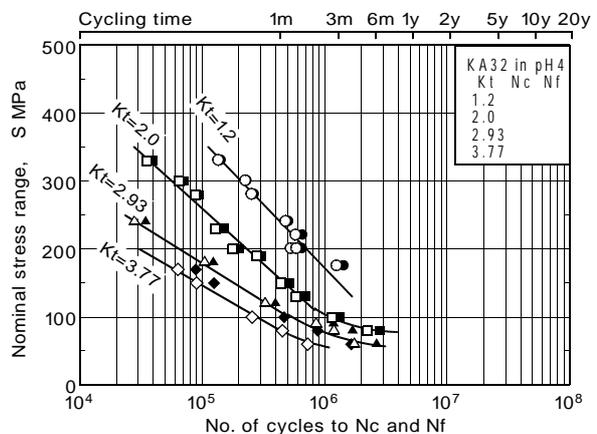


Fig.4-19 希硫酸 pH4 環境の S-N 線図

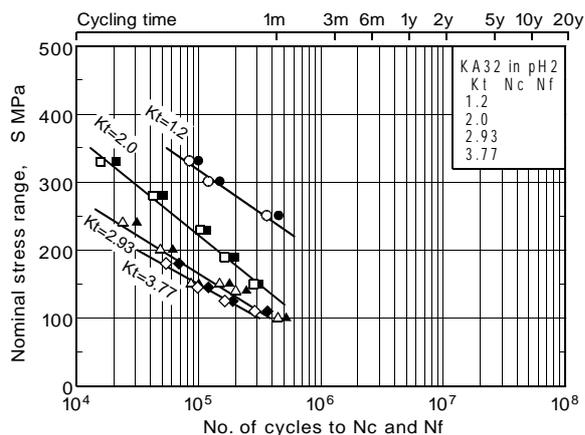


Fig.4-20 希硫酸 pH2 環境の S-N 線図

希硫酸 pH2 環境と pH4 環境の S-N 線図を比較すると、pH2 環境のき裂発生寿命は pH4 環境より短寿命である。しかし、 $K_t=3.77$  では、両者の S-N 線図がほぼ等しくなっている。

環境の相違が S-N 線図に及ぼす影響を見るため、海水と希硫酸環境の S-N 線図を Fig.4-21 に示した。破線は海水中、長破線は希硫酸 pH4、実線は希硫酸 pH2 である。勾配は、 $K_t=1.2$  および  $K_t=2.0$  の場合、海水中と pH2 環境がほぼ平行であるが、pH4 環境のみが急勾配となっている。 $K_t=2.93$  と  $3.77$  の勾配は、何れの環境においても大きな相違がない。き裂発生寿命は、海水中が pH8.2 であることから、試験環境の pH が低下するに従い短寿命となっている。この寿命低下に及ぼす pH 環境の影響は、 $K_t$  が大きいほど小さいといえる。すなわち、 $K_t$  が大きくなると、疲労寿命に及ぼす試験環境の差は小さくなり、S-N 線図はほぼ等しくなる。海水環境の低応力長寿命疲労強度は、前述のように、 $K_t$  の影響が小さくなっている点も特徴である。これらき裂発生寿命の相違は、腐食溶解速度の相違、

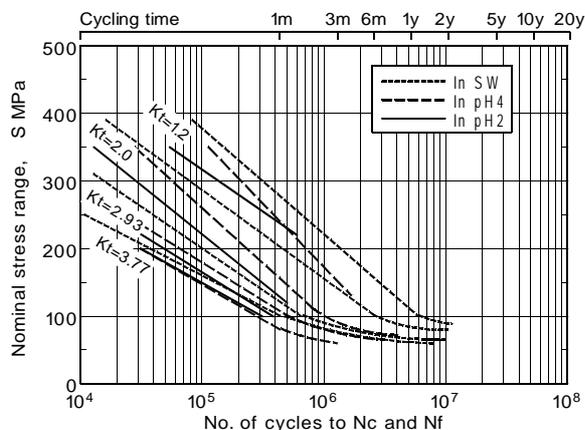


Fig.4-21 海水と希硫酸環境の S-N 線図の比較

被膜形成の有無、腐食生成物の堆積および腐食ピットの成長などが相互に影響を及ぼし合っているものと考えられる。

(d) 突合せ溶接継手の大気中および海水中 S-N 線図

大気中および海水中試験におけるき裂発生寿命を基準とした公称応力の S-N 線図を Fig.4-22 に示す。矢印付きのプロットは、繰返し数  $1 \times 10^7$  回で試験を中止した試験片である。

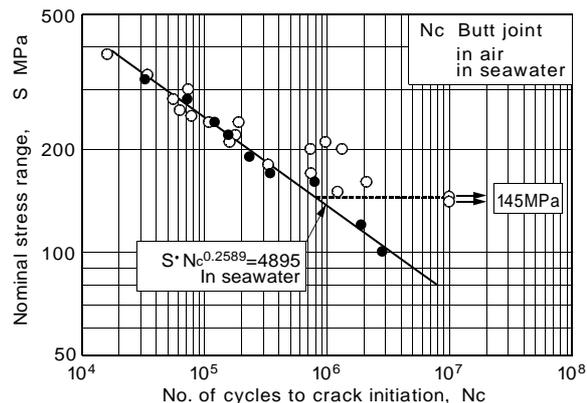


Fig.4-22 突合せ溶接継手の S-N 線図

大気中試験のき裂発生寿命は、負荷応力範囲が高いとき、海水中のき裂発生寿命と変わらない。しかし、 $\Delta S$  が 145MPa の応力範囲では、 $1 \times 10^7$  回の繰返し数で破断していない。 $1 \times 10^7$  回で破断しない試験には、余盛止端に停留き裂の存在を確認している。この応力範囲 145MPa をき裂進展限界の疲れ限度とした。

大気中試験の負荷応力範囲が 200MPa 程度のとき、この応力範囲前後のき裂発生寿命と比べてき裂発生寿命の延びている試験片が 3 点ある。これらの試験片には、余盛止端から半楕円状に進展して停留しているき裂が観察された。本試験における直流電位差法によるき裂発生寿命は、破断に至るき裂を対象としており、一旦発生したき裂が微小のまま停留している場合は、き裂発生としていない。この点を考慮すると、上記 3 点のき裂発生寿命のプロット点はかなり短寿命となり、実線に近いところにくる。

以上の結果、大気中試験の S-N 線図は、傾斜部が海水中試験のそれとほとんど変わらないといえ、最も安全側のき裂発生寿命としては、海水中試験の S-N 線図を適用するのがよい。

(2) 疲労き裂発生寿命に及ぼす応力集中係数の影響

公称応力の S-N 線図について、傾斜部の係数および疲れ限度と  $K_t$  との関係を検討する。

大気中、海水中および希硫酸 pH4 環境における公称応力とき裂発生寿命の S-N 線図から得られる (4-3) 式の定数  $A_1$  および  $B_1$  と  $K_t$  との関係は Fig.4-23 および Fig.4-24 に示す。これらの定数と  $K_t$  には、 $K_t=1.2\sim 2.93$  の範囲で良い直線関係がある。したがって、この範囲の  $A_1$  および  $B_1$  は、定数  $A_{11}$ ,  $A_{12}$ ,  $B_{11}$ ,  $B_{12}$  を用い、(4-4) および (4-5) 式で表すことができる。さらに、これらの関係は  $N_f$  を基準とする S-N 線図でもほぼ成立する。これらの定数を Table 4-6 に示す。

$$A_1 = A_{11}K_t + A_{12} \quad (4-4)$$

$$B_1 = B_{11}K_t + B_{12} \quad (4-5)$$

$K_t=3.77$  の定数  $A_1$  は、各環境試験ともほぼ同様な値であるため、プロット点の重なりをさけるよう  $K_t$  をわずかにずらして Fig.4-23 にプロットした。さらに、これらの点の平均値は、 $A_1=6.6$  となり、 $K_t$  が 2.93 から 3.77 の増加に対してわずかに低下しているに過ぎない。したがって、 $A_1=6.6$  とする直線を図示した。この直線は、大気中および海水中試験とも、(4-4) 式からの直線と  $K_t=3.1$  で交わる。この結果、定数  $A_1$  は、 $K_t=3.1$  で折れ曲がる直線となり、 $K_t > 3.1$  の応力集中係数に対して試験環境の影響を受けない値であるといえる。

定数  $B_1$  は S-N 線図の勾配を支配する定数である。大気中と希硫酸 pH4 の S-N 線図は、Fig.4-17 および Fig.4-19 に見られるように、 $K_t=2.93$  と  $K_t=3.77$  の勾配がほぼ等しくなっている。その結果、Fig.4-24 に見られる両者の定数  $B_1$  は、 $K_t$  が 2.93 から 3.77 に増加してもほとんど変わらない。一方、海水中試験の定数  $B_1$  は Fig.4-24 に見られるように、 $K_t < 2.93$  のとき  $K_t$  による差が小さく、 $K_t$  が 2.93 を超えると (4-5) 式の直線関係より小さくなる傾向を示した。この相違は、Fig.4-17 の海水中試験の S-N 勾配から判断できる。

以上の結果、応力集中係数が 3 以下の S-N 線図の傾斜部は、(4-4) および (4-5) 式の実験式から推定することができる。ただし、海水および希硫酸環境の S-N 線図は、応力範囲が 100MPa 以上に限定される。

母材切欠き試験片の大気中疲れ限度  $\Delta S_n$  は、繰返し数  $1 \times 10^7$  回で停留き裂が存在しても破断しない応力範囲とした。切欠き試験片における疲れ限度の低下度合いを見るため、 $\Delta S_n$  と  $K_t$  との関係は Fig.4-25 に示す。両者は、 $K_t$  が 1.2~2.93 のとき、良好な直線関係にあり、その回帰直線は (4-6) 式で与えられる。

$$\Delta S_{fl} = -93.8K_t + 443.4 \quad (4-6)$$

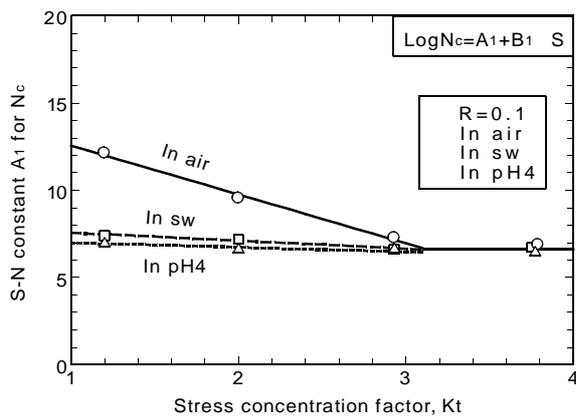


Fig.4-23 S-N 線図の定数  $A_1$  と  $K_t$  との関係

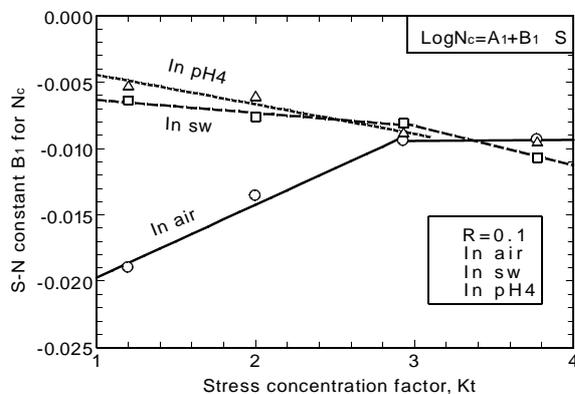


Fig.4-24 S-N 線図の定数  $B_1$  と  $K_t$  との関係

Table 4-6 S-N 線図の定数  $A_1$  および  $B_1$  を推定するための定数

		$A_1 = A_{11}K_t + A_{12}$		$B_1 = B_{11}K_t + B_{12}$	
		$A_{11}$	$A_{12}$	$B_{11}$	$B_{12}$
In air	Nc	-2.820	15.40	$5.578 \times 10^{-3}$	$-2.540 \times 10^{-2}$
	Nf	-2.639	14.89	$5.214 \times 10^{-3}$	$-2.410 \times 10^{-2}$
In seawater	Nc	-0.4792	8.052	$-1.073 \times 10^{-3}$	$-5.186 \times 10^{-3}$
	Nf	-0.4479	8.011	$-1.035 \times 10^{-3}$	$-5.201 \times 10^{-3}$
In pH4	Nc	-0.2618	7.238	$-2.229 \times 10^{-3}$	$-2.238 \times 10^{-3}$
	Nf	-0.2753	7.347	$-2.060 \times 10^{-3}$	$-2.685 \times 10^{-3}$

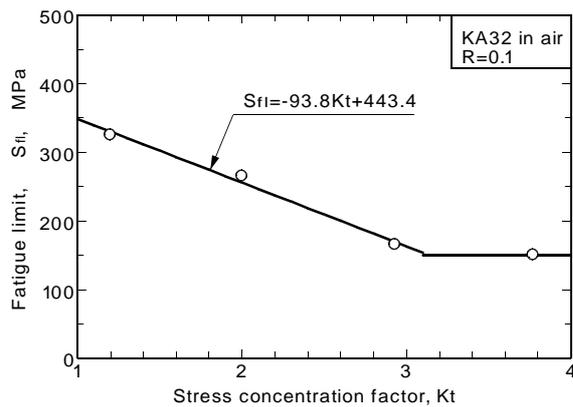


Fig.4-25 疲れ限度と Kt との関係

Kt=3.77 の疲れ限度は 150MPa である。Kt の増加に対する疲れ限度の低下は、Kt が 1.2 から 2.93 よりも、Kt が 2.93 から 3.77 の方が明らかに小さい。(4-6)式が Kt=3.77 の疲れ限度となる応力集中係数は、Kt=3.1 となる。このため、Kt が 3.1 を超える疲れ限度は、一定値を与えるものとして図示した。(4-6)式からは、Kt<3.1 の範囲における任意の応力集中係数に対する疲れ限度が推定できるといえる。

Kt=1.0 の疲れ限度は、(4-6)式から 350MPa と推定される。この値は、引張強度 Su および下降伏点 Sly に対し、それぞれ  $\Delta Sfl/Su=0.739$  および  $\Delta Sfl/Sly=0.960$  となる。

### (3) 疲労き裂発生寿命に及ぼす最大応力効果の影響

本節では、切欠き底に負荷される最大応力から、修正 MIL-HDBK-5 法による等価応力 Seq を求め、S-N 関係の統合化を図った。次いで、等価応力とき裂発生寿命との関係から腐食疲労信頼性を評価し、腐食疲労のき裂発生機構を考察する。

MIL-HDBK-5 法<sup>4-17)</sup>は、等価応力 Seq と疲労寿命の関係を示すものである。Seq は最大応力 Smax、応力比 R および指数 n を用いて(4-7)式で表される。Seq と Nc の関係は、定数 Ce と k を用いて、(4-8)式で表される。

$$S_{eq} = S_{max} \cdot (1 - R)^n \quad (4-7)$$

$$S_{eq} = C_e \cdot N_c^k \quad (4-8)$$

松岡ら<sup>4-18)</sup>は、ばらつきの少ない溶接継手の S-N 関係を得るため、最大応力に溶接残留応力を考慮し、応力範囲にホットスポット応力を用いた等価応力を算定した。この手法は、修正 MIL-HDBK-5 法と呼ばれている。この手法を、応力集中係数の異なる本実験の切欠き材に適用した。前節の S-N 線

図を Seq/Nc 関係で表し、等価応力によるき裂発生寿命を評価する。指数 n は、鋼溶接継手から得られた値 0.6487 を適用した。

### (a) 大気中疲労の Seq-Nc 線図

大気中および海水腐食疲労の等価応力と Nc の関係を、Fig.4-26 にプロットした。図中の黒塗りは大気中、白抜きは人工海水中試験である。矢印の実験点は、大気中が試験の中断、海水中が試験継続中であることを示す。また、横隅肉溶接継手の基本 Seq/Nc 関係の平均値を実線で、平均±2 標準偏差を破線で併記した。溶接継手の傾斜部勾配は、k = -0.1967 である。

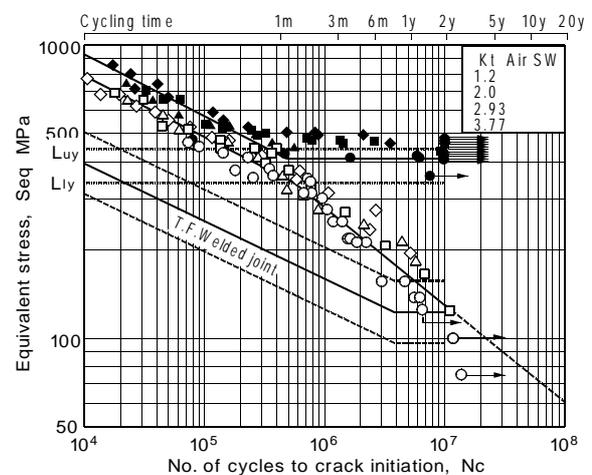


Fig.4-26 大気中および海水腐食疲労の Seq/Nc 関係

Fig.4-26 には、等価応力 Luy および Lly が点線で示されている。R=0.1 で弾性状態を仮定すると、Luy は、\*Smax が砂時計試験片の繰返し载荷におけるピーク値の真応力-ひずみ関係で、塑性開始応力  $\sigma_{ps}$  となる等価応力(440MPa)であり、Lly は\*Smax が平板試験片の下降伏点 Sly となる等価応力(340MPa)である。なお、 $\sigma_{ps}$  は、砂時計試験片の上降伏点にほぼ等しい値である。

等価応力が Luy 程度で負荷された実験結果は、最大応力が Sly の場合と全断面降伏の場合とに分類される。そこで、Luy は、弾性挙動をするものとして、Smax が  $\sigma_{ps}$  であるとしての物理的意味がある。以後、Luy を最大応力が繰返し塑性開始応力  $\sigma_{ps}$  の等価応力、Lly を最大応力が下降伏点の等価応力と表現する。

切欠き底の等価応力から得られた Seq/Nc 関係は、Kt にはほとんど依存していないかのように集約されている。大気中疲労の疲れ限度は、Seq/Nc 線図において Kt ≥ 2 のときにばらつきが小さく、Luy 以上

Table 4-7 Seq/Nc 関係の定数および指数

	Environment	Ce	k	Applicable range
Notched specimen	In air	6,500	-0.2110	$Nc < 5.2 \times 10^5$
	In seawater	5,350	-0.2083	$Nc < 5.5 \times 10^5$
		24,780	-0.3244	$Nc > 5.5 \times 10^5$
	In H <sub>2</sub> SO <sub>4</sub> at pH4	5,053	-0.2101	$Nc < 3.8 \times 10^5$
		62,670	-0.4061	$Nc > 3.8 \times 10^5$
In H <sub>2</sub> SO <sub>4</sub> at pH2	4,893	-0.2130	$Nc < 2.7 \times 10^5$	
Butt welded j.	In air	2,770	-0.2000	$Nc < 1 \times 10^6$
	In seawater	2,770	-0.2000	$Nc < 3 \times 10^6$
T.Fillet welded j.*	In air	2,421	-0.1967	$Nc < 3.5 \times 10^6$

\* Matsuoka and Fujii

に設定できる。K<sub>t</sub>=1.2 の疲れ限度は、L<sub>uy</sub> よりやや小さい程度である。Fig.4-26 では、K<sub>t</sub>=1.2 の公称応力の疲れ限度に対する等価応力レベルを実線で示している。

傾斜部のき裂発生寿命は、K<sub>t</sub>=1.2 がその他のものに比べて短寿命である。その理由として、切欠面の仕上げ状態のばらつきと最大応力の計算方法の誤差である。これら2つの理由から、応力集中係数1.2の結果を除くと、その他3種類の応力集中係数の試験結果は、比較的狭いバンド幅に収まっている。K<sub>t</sub>=1.2 が  $Nc > 1 \times 10^6$  で破断した試験片は、公称応力が  $\Delta S = 330 \text{MPa}$  であり、その等価応力が  $Seq = 410 \text{MPa}$  として水平に並んでいる。この等価応力レベルは、Seq/Nc 線図の傾斜部と Nc がほぼ  $5 \times 10^5$  程度で交わっている。したがって、 $Nc < 5 \times 10^5$  以下の全実験データに対して(4-8)式の回帰直線を求めた。Seq/Nc 関係の定数 Ce および指数 k を Table 4-7 に示す。

傾斜部の勾配 k は、横隅肉溶接継手の Seq/Nc 線図(k=-0.1967)にほぼ等しくなっている。K<sub>t</sub>=1.2 の疲れ限度  $Seq = 410 \text{MPa}$  を(4-8)式に代入して得られる折れ曲がり点は、 $Nc = 4.9 \times 10^5$  となる。

#### (b) 海水腐食疲労の Seq-Nc 線図

海水腐食疲労の Seq/Nc 線図は、最大応力が下降伏点より大きい小さいか、すなわち Seq が L<sub>ly</sub> より大きい小さいかによって異なっている。その回帰直線の定数および指数を Table 4-7 に示す。

Fig.4-26 において、等価応力レベル L<sub>uy</sub> および L<sub>ly</sub> に注目し、大気中試験結果を参考に切欠き底の最大応力と関連させて検討すると、海水腐食疲労試験結果は次の3領域に分類して特徴づけられる。

#### (i) 最大応力が繰返し塑性開始応力以上の領域

(\*S<sub>max</sub> ≥ σ<sub>ps</sub>, Seq ≥ L<sub>uy</sub>)

#### (ii) 最大応力が繰返し塑性開始応力と下降伏点の間にある領域 (σ<sub>ps</sub> > \*S<sub>max</sub> > S<sub>ly</sub>, L<sub>uy</sub> > Seq > L<sub>ly</sub>)

#### (iii) 最大応力が下降伏点以下の領域

(\*S<sub>max</sub> ≤ S<sub>ly</sub>, Seq ≤ L<sub>ly</sub>)

これらの領域における Seq/Nc 線図の特徴は、次の結果にまとめられる。

(i) の領域では、最大応力が繰返し塑性開始応力に近い場合を除けば、海水腐食疲労試験結果のばらつきは比較的小さい。勾配は大気中疲労試験結果の傾斜部のそれにほぼ等しく、き裂発生寿命は大気中のそれに比べて若干短い。(ii) の領域では、海水腐食疲労試験結果にばらつきが見られるものの、Seq/Nc 関係は、最大応力が繰返し塑性開始応力以上の場合、すなわち上記(i)のほぼ延長線上にある。(iii) の領域では、勾配が上記2つの領域と明らかに異なる。また、繰返し数  $2 \times 10^6$  以上における長寿命域のき裂発生寿命には大きなばらつきが見られる。

#### (c) 海水腐食疲労のき裂発生機構

上述の Seq/Nc 関係の特徴から、大気中疲労試験結果と海水腐食疲労試験結果を比較し、疲労き裂発生機構について述べる。

(i) の領域では、Seq/Nc 関係の海水腐食疲労の傾斜部勾配が大気中疲労のそれとほぼ等しいことから、疲労き裂の発生機構に大気中と海水中で根本的な差はないと考えられる。本実験のき裂発生寿命は、き裂深さを 1mm としているため、大気中と海水中のき裂発生寿命の差は、微小き裂が 1mm まで成長するときの疲労き裂進展速度の差によるものと考えられる。この領域でのき裂発生点には、腐食ピットの存在が確認されているが、腐食ピットが成長してき裂となり、き裂が進展するのは短時間であるので、主として加工傷に腐食溶解が付加し、疲労によって微小き裂が発生したのと考えられる。すなわち、疲労き裂の発生に大きく関与している要因は、腐食溶解よりも加工傷であるといえよう。最大応力が繰返し塑性開始応力に近づくと、大気中および海水中とも寿命のばらつきが大きくなるのは、微小き裂が停留するか進展するかを選択に係わっている。大気中ではき裂進展限界の疲れ限度となるが、海水腐食疲労ではき裂先端が溶解するので疲労破壊に至る。ばらつきの要因はこのように考えられ、試験環境が支配している。

(ii)の領域では、Fig.4-26に見られるように、大気中試験は、 $K_t=1.2$  の場合を除いて破断せず、疲労き裂深さは1mmに至らない。すなわち、本研究の範囲での大気中疲れ限度は、停留き裂が存在しても最大応力が繰返し塑性開始応力に相当する等価応力として設定できるものとみてよい。海水中試験では、若干の応力集中係数による差が認められるものの、 $Seq/N_c$  線図は最大応力が繰返し塑性開始応力以上の場合の延長線上にある。このことは、腐食疲労における疲労き裂の発生および成長機構が、(i)の領域と本質的に変わらないことを示唆している。しかし、腐食が長時間となるので、腐食ピットは成長して大きくなる。上記のように、大気中では疲労き裂深さが1mmに至らないこと、および大気中と海水中で疲労き裂進展速度の差が大きいことから、この領域の疲労挙動は以下であると推察される。すなわち、大気中では停留き裂として1mmまで成長しない微小き裂であっても、海水中では進展し1mmを超えて成長する。この疲労挙動の差は、環境による疲労き裂進展挙動の相違、あるいは微小き裂先端における溶解速度の環境依存性や負荷応力依存性などが影響しているものと考えられる。

(iii)の領域の  $Seq/N_c$  線図は、上記(i)および(ii)の領域の延長線から離れ、き裂発生寿命が短寿命となる。この離れ方には応力集中係数による差が認められる。寿命低下は、応力集中係数が小さいほど大きい。 $Seq/N_c$  線図の勾配が応力集中係数の影響を受けることに対しては、最大応力と応力範囲の他に、切欠き底の応力勾配や破壊の起点が生じる領域寸法が影響しているものと考えられるが、力学的に明確な詳細はわからない。しかしながら、この領域では巨視的には塑性降伏していない。そこで、成長した腐食ピットが疲労破壊の起点となる可能性が最も高い。低応力長寿命試験では、腐食ピットが成長・合体しながら大きくなっていく様子をSEMによる破面解析から確認している。低応力長寿命の腐食疲労では、全面腐食による腐食衰耗も考慮する必要がある。長寿命域の腐食疲労き裂の発生条件については次節で検討する。

#### (d) 希硫酸環境の腐食疲労 $Seq/N_c$ 線図

希硫酸 pH4 および pH2 環境の  $Seq/N_c$  線図を、Fig.4-27 に示す。同図には、大気中、海水中および横隅肉溶接継手の  $Seq/N_c$  線図を併記した。これらの環境における  $Seq/N_c$  線図の回帰直線の定数を Table 4-7 に示す。

$Seq > L_{ly}$  の範囲の  $Seq/N_c$  線図では、勾配は pH の相違により若干の相違が見られるものの、海水腐食疲労および大気中試験とほぼ等しい。き裂発生寿命は、海水腐食疲労より pH の低下とともに短寿命と

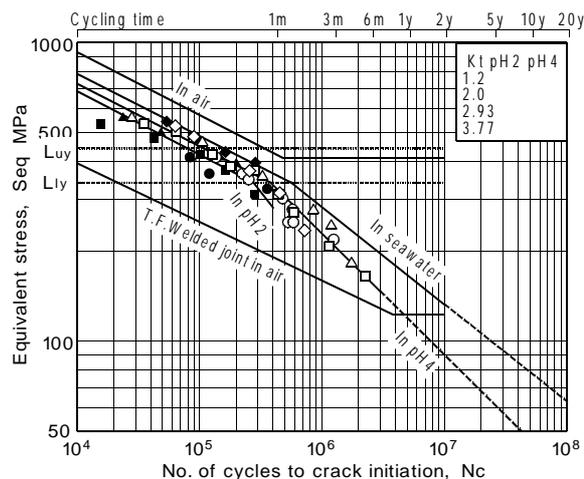


Fig.4-27 希硫酸環境の腐食疲労  $Seq/N_c$  線図

なっている。き裂発生寿命のばらつきは、pH4 環境が小さいのに対し pH2 環境が大きい。pH2 環境のき裂発生寿命は  $K_t$  が大きいほど長寿命となる傾向にあり、 $K_t=3.77$  のき裂発生寿命は海水環境にまで伸びている。

$Seq > L_{ly}$  の範囲において、希硫酸環境の勾配が海水環境や大気中のそれに等しいことは、前述のように、この範囲での希硫酸環境のき裂発生機構もまた海水環境や大気中のそれと基本的に変わらないものと考えられる。すなわち、試験片表面の加工傷に腐食溶解が加わり、腐食ピットからき裂が発生する。き裂発生寿命が pH の低下とともに短寿命となるのは、試験環境による腐食ピットの成長速度の差と考えられる。希硫酸 pH2 環境のき裂発生寿命のばらつき要因は、腐食溶解が負荷応力に及ぼす影響と考えられる。すなわち、 $K_t=3.77$  の切欠き底は、 $K_t=1.2$  の形状と比較して深いき裂と見なされ、切欠き底の腐食溶解が大きいため、腐食ピットが進展する疲労き裂に成長しにくいことが考えられる。

また、 $L_{uy} > Seq > L_{ly}$  の範囲におけるき裂発生寿命のばらつきは、海水腐食疲労では大きい希硫酸環境では小さい。これは、腐食溶解速度が海水環境より希硫酸環境で大きいためであり、き裂停留の生じる余地が全くないためと考えられる。

$Seq < L_{ly}$  の範囲の  $Seq/N_c$  線図では、希硫酸 pH4 環境の勾配が  $L_{ly}$  を境にして大きく異なっている点は、海水腐食疲労と同様の傾向である。pH4 環境の勾配は海水腐食疲労より相当大きい。これは、腐食ピットの成長速度が大きいためと考えられる。希硫酸 pH2 環境では、 $Seq < L_{ly}$  の実験点は少ないが、き裂発生寿命は希硫酸 pH4 より短寿命である。そのため、希硫酸 pH2 環境の勾配は、pH4 環境よりさらに大きくなるものと推定される。希硫酸 pH2

環境における低応力範囲の腐食疲労では、腐食溶解による負荷応力の増加が問題となる。

以上のように、希硫酸環境の疲労き裂発生寿命が海水環境のそれより短寿命となるのは、腐食速度が大きいことによる。環境による腐食溶解速度の相違は、疲労き裂発生段階の腐食ピット成長に著しい影響を与えるといえる。

(e) 突合せ溶接継手の Seq/Nc 線図

突合せ溶接継手の大気中および海水腐食疲労の Seq/Nc 線図について、母材切欠き試験片および横隅肉溶接継手の結果と比較検討する。

突合せ溶接継手の等価応力は、最大応力を公称応力と残留応力の和とし、修正 MIL-HDBK-5 法から求めた。残留応力は、Ohta らの実験<sup>4-19)</sup>から 85MPa と推定した。

突合せ溶接継手の Seq/Nc 線図を、Fig.4-28 に示す。同図には、前述までに検討した Seq/Nc 線図を併記した。公称応力の S-N 線図が、大気中と海水中で変わらなかったように、Seq/Nc 線図もまた両環境の差がほとんどない。勾配は横隅肉溶接継手および母材切欠き試験片とほとんど変わらず、傾斜部の疲労強度は横隅肉溶接継手よりやや大きい程度である。大気中 1×10<sup>7</sup> 回で破断しなかった実験点、すなわち、疲れ限度相当の等価応力は Seq=175MPa であり、疲れ限度は横隅肉溶接継手より相当大きくなっている。

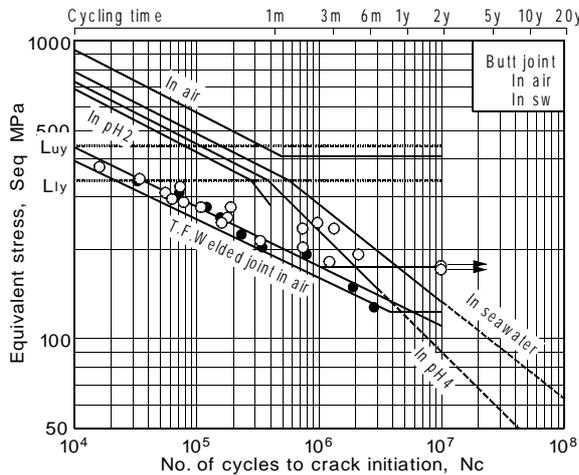


Fig.4-28 突合せ溶接継手の Seq/Nc 線図

突合せ継手および横隅肉溶接継手の勾配は、Seq > L<sub>ly</sub> の範囲で、母材切欠き試験片とほとんど変わらないにもかかわらず、強度レベルでは2倍ないしそれ以上の差がある。その理由としては、次のことが考えられる。突合せ溶接継手および横隅肉溶接継

手の等価応力の計算では、溶接残留応力は算入したものの、前者は公称応力を用い、後者はホットスポット応力を用いている。両者とも、余盛止端の応力集中を考慮していない。突合せ溶接継手の場合、ひずみゲージからのマクロ的応力集中係数を最大応力の計算に算入しても、等価応力は 12~13% 大きくなる程度である。したがって、溶接継手に見られる強度レベルの差は、溶接止端部の局所的応力集中あるいは微視的欠陥に起因する影響と考えられる。

(4) 長寿命腐食疲労強度の推定

本項では、前述の切欠き試験片の腐食疲労試験結果について、切欠き底に発生した板厚貫通き裂深さ 1mm の腐食疲労き裂における応力拡大係数範囲と疲労き裂発生寿命との関係、すなわち、腐食疲労を ΔK/Nc 関係で整理し、長寿命腐食疲労強度を推定する。このために、前節のき裂進展特性を適用する。次いで、長寿命疲労の下限值について、腐食ピットからのき裂発生条件を適用する。浸漬試験からの腐食衰耗率を ΔK/Nc 関係に適用し、長寿命腐食疲労強度を推定する。

(a) 長寿命腐食疲労強度の推定のための前提条件

等価応力によるき裂発生寿命の検討では、切欠き底の最大応力が平板試験片の下降伏点以下の場合 (N<sub>c</sub> > 5.5 × 10<sup>5</sup>)、海水腐食疲労き裂は主として腐食ピットから発生するとした。駒井らは、腐食ピットがある深さになったときに疲労き裂が発生すること、さらに、疲労き裂が発生するピット底の応力拡大係数範囲の下限值 ΔK<sub>CF</sub> は、海水中における HT50-CR の場合 (回転曲げ、R = -1、0.17Hz)、ΔK<sub>CF</sub> = 1.71 MPa · m<sup>1/2</sup> であるとしている<sup>4-20, 21)</sup>。本実験では、希硫酸環境の疲労き裂発生点の SEM 観察から、ΔK<sub>CF</sub> の平均値は、pH2 環境が 5.39 MPa · m<sup>1/2</sup>、pH4 環境が 3.60 MPa · m<sup>1/2</sup> であると推定した<sup>4-4)</sup>。一方、長寿命腐食疲労では腐食衰耗が無視できない。

そこで、次の①から③までの仮定により、切欠き底の腐食疲労き裂が深さ 1mm であるときのき裂発生寿命を、ΔK との関係から検討する。なお、ここでの長寿命腐食疲労強度は、切欠き底が弾性挙動を示す大気中疲れ限度以下の応力範囲を対象とし、10<sup>6</sup> 回程度の腐食疲労き裂発生寿命が得られているものとする。

- ①き裂進展は切欠き底の疲労き裂深さが相当小さい段階から Paris 則に従うようになり、き裂深さ 1mm 程度でのき裂進展では完全に Paris 則が成立している。
- ② ΔK<sub>CF</sub> 以下では腐食疲労き裂が発生しない。
- ③長寿命での腐食は、全面腐食になるものとし、断

面減少による負荷応力の増加がそのまま腐食疲労強度を低下させる。

(b) 海水腐食の長寿命腐食疲労

切欠き底のき裂深さ 1mm のときの  $\Delta K$  は、切欠きから遠方の負荷応力範囲を  $\Delta\sigma$  として、西谷らの体積法による二次元応力解析汎用プログラムを用いて<sup>4-22)</sup> (4-9)式から計算した。補正係数  $F_1$  は、 $K_t$  が 1.2, 2.0, 2.93, 3.77 に対して、それぞれ 1.647, 2.278, 2.510, 2.559 となる。

$$\Delta K = F_1 \cdot (\pi a)^{1/2} \cdot \Delta\sigma \quad (4-9)$$

海水腐食疲労の  $\Delta K/N_c$  関係を Fig.4-29 にプロットした。矢印付きの実験点は、試験継続中であることを示す。

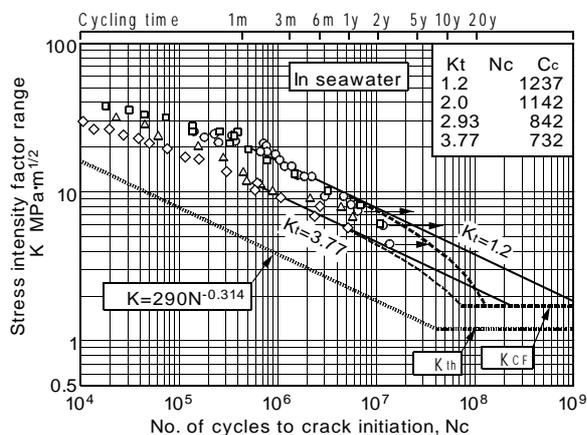


Fig.4-29 海水環境の腐食疲労  $\Delta K-N_c$  線図

点線の  $\Delta K/N_c$  関係は、十分長いき裂が Paris 則に従って 1mm 進展するときの状態であり、傾斜はき裂進展特性の指数の逆数 $-1/m$ である。実際には、き裂がない状態から 1mm の深さに進展するまでの繰返し数を推定することは容易でない。そこで、前述の仮定①により、き裂深さ 1mm までの応力拡大係数範囲の代表値として、き裂深さ 1mm の  $\Delta K$  と  $N_c$  の関係が (4-10)式で表されるものとする。

$$\Delta K = C_c \cdot N_c^{-1/m} \quad (4-10)$$

定数  $C_c$  は、切欠き底の最大応力が弾性範囲にある  $N_c > 5.5 \times 10^5$  における実験値の平均値から求めた。こうして得られた  $\Delta K/N_c$  線図を、 $K_t=1.2$  と  $K_t=3.77$  の場合について Fig.4-29 に実線で示した。構造物の切欠き形状は、通常、本実験の切欠き試験片の応力集中係数程度で代表することができるのであれば、上記の両実線は切欠き形状の相違による腐食

疲労強度の幅といえる。

上述のように、Fig.4-29 の点線の  $\Delta K/N_c$  関係は、(4-10)式の下限值を与えることになる。海水腐食疲労試験における  $\Delta K/N_c$  線図の勾配は、試験片の腐食衰耗による  $\Delta K$  の増加を考慮しなければ、点線の勾配より急峻にはならない。実線の勾配と実験結果を比較すると、 $1 \times 10^6 \sim 2 \times 10^6$  回の実験結果の勾配は、上述の限界すなわち上限値を与えていると考えられる。

次に、海水腐食疲労強度の下限值を推定する。前述の仮定②については、駒井らが求めた HT50-CR 鋼の疲労き裂発生条件におけるピット底の応力拡大係数範囲の下限值<sup>4-21)</sup>  $\Delta K_{CF} = 1.71 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$  を適用する。本来、き裂が進展しないレベルは、き裂進展特性からは  $\Delta K_{th}$  である。しかし、駒井らが観察したき裂発生条件の  $\Delta K_{CF}$  は、 $\Delta K_{th}$  よりやや大きい。この理由としては、0.17Hz における腐食ピットの先端は、12Hz におけるき裂進展試験のき裂先端より腐食溶解のために鈍化しており、き裂進展が抑制されると考えられる。また、 $\Delta K$  の計算方法の相違も考えられるが、腐食溶解が腐食ピット先端やき裂先端に及ぼす影響がより大きいと考えられる。したがって、 $\Delta K_{th}$  は、 $\Delta K_{CF}$  レベルまで上がると考える。そこで、 $\Delta K_{CF}$  を  $\Delta K/N_c$  関係の下限值として Fig.4-29 に破線で示した。結局、 $\Delta K_{CF}$  以下の負荷応力範囲では、腐食疲労き裂は発生せず、腐食衰耗に移行することになり、 $\Delta K_{CF}$  はき裂が進展するか腐食衰耗に移行するかの境界レベルに相当する。

次に、長寿命腐食疲労における腐食衰耗について検討する。長寿命腐食疲労では、腐食による試験片断面の減少は相当大きくなる。この断面減少による負荷応力の増加は、負荷サイクルとともに徐々に進行する。この負荷応力の増加が疲労寿命に及ぼす影響の定量的評価は困難であることから、前述の仮定③では、最も厳しい条件として負荷応力の増加がそのまま  $\Delta K$  値の増加を引き起こすとした。腐食溶解による腐食衰耗率  $f(R_c, y)$  を (4-10)式に算入し、腐食衰耗による応力増加を考慮した  $\Delta K/N_c$  関係を (4-11)式で表す。

$$\Delta K = f(R_c, y) \cdot C_c \cdot N_c^{-1/m} \quad (4-11)$$

ここに、腐食衰耗率  $f(R_c, y)$  は、腐食速度  $R_c$  と腐食年数  $y$  から得られる断面減少である。 $R_c$  が 0.09 mm/y の腐食衰耗を考慮した (4-11)式の  $\Delta K/N_c$  関係を Fig.4-29 に破線で示した。き裂発生寿命について、(4-10)式と (4-11)式を比較すると、寿命低下は 5年を超えると大きくなるようである。また、 $R_c$  が 0.09mm/y の  $\Delta K/N_c$  関係が  $\Delta K_{CF}$  の点線と交わ

る点は、 $N_c = 7.36 \times 10^7 \sim 1.28 \times 10^8$  となる。この範囲の  $N_c$  は、繰返し速度を 0.17Hz とすれば、本試験片の断面寸法では 14~24.3 年となる。この年数が、 $\Delta K_{CF}$  以下の負荷レベルにおいて、腐食疲労き裂が発生せず腐食衰耗に移行する年数である。同様に、 $R_c$  を 0.1mm/y とすれば、腐食衰耗に移行する年数は 13~22.4 年となる。すなわち、腐食衰耗率が大きいほどき裂発生は短寿命となり、また腐食衰耗に移行する年数も短くなる。

ここでは、無負荷状態下の  $R_c$  を (4-11) 式に適用して推定してきた。 $R_c$  が繰返し負荷状態下と無負荷状態下でどの程度異なるかは、5 年程度の腐食疲労試験を継続すれば、Fig.4-29 から腐食疲労の  $f(R_c, y)$  が確認できると考えられる。腐食疲労における  $f(R_c, y)$  が定まれば、5 年を超える長寿命腐食疲労強度は、(4-11) 式により推定できると判断される。以上の結果、海水中の長寿命腐食疲労は、(4-10) 式の基本  $\Delta K/N_c$  線図に腐食衰耗率を算入し、(4-11) 式から推定できる。

### (c) 希硫酸環境の長寿命腐食疲労

前節に示したように、Paris 則の定数および指数は、希硫酸 pH4 環境と海水環境でほとんど変わらない。さらに、き裂進展特性が希硫酸 pH3 環境と pH4 環境でほとんど変わらないことから、希硫酸 pH2 環境のき裂進展特性もまた希硫酸 pH4 環境のそれで代表できるものとする。希硫酸 pH2 環境における  $\Delta K/N_c$  線図の勾配は、希硫酸 pH4 環境の勾配を適用する。

希硫酸 pH4 および pH2 環境における  $K_t = 1.2$  および 3.77 の  $\Delta K/N_c$  線図を、それぞれ Fig.4-30 および Fig.4-31 に示す。両環境の  $\Delta K/N_c$  線図の定数  $C_c$  は、海水環境の場合と同様に、それぞれ切欠き底の最大応力が弾性範囲にある実験値から求めた。切欠き底の最大応力が弾性範囲にあり、疲労き裂が主に腐食ピットの成長から発生する領域は、 $Seq/N_c$  線図の等価応力が  $L_{ly}$  以下の場合に属する。したがって、 $\Delta K/N_c$  線図は、希硫酸 pH4 環境が  $N_c > 3.8 \times 10^5$ 、希硫酸 pH2 環境が  $N_c > 2.7 \times 10^5$  の範囲について示した。ただし、希硫酸 pH2 環境の  $K_t = 3.77$  では最大応力が弾性範囲にある実験は実施していないため、(4-10) 式の  $C_c$  は、後述の  $C_c$  と  $K_t$  の直線関係を外挿して求めた。

Fig.4-30 および Fig.4-31 において、 $\Delta K/N_c$  関係の実線は、切欠き底の最大応力が降伏点を越える短寿命の実験範囲まで延長できるように見える。この結果は、海水環境の  $\Delta K/N_c$  関係が切欠き底の負荷応力が弾性範囲にあるかないかによって明確に異なるのと対照的である。この要因として、希硫酸環境

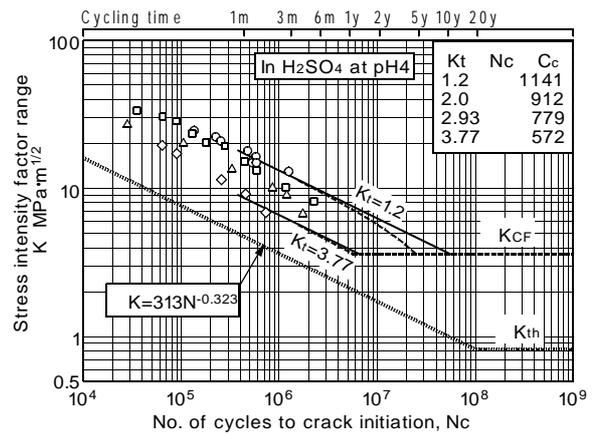


Fig.4-30 希硫酸 pH4 環境の腐食疲労  $\Delta K-N_c$  線図

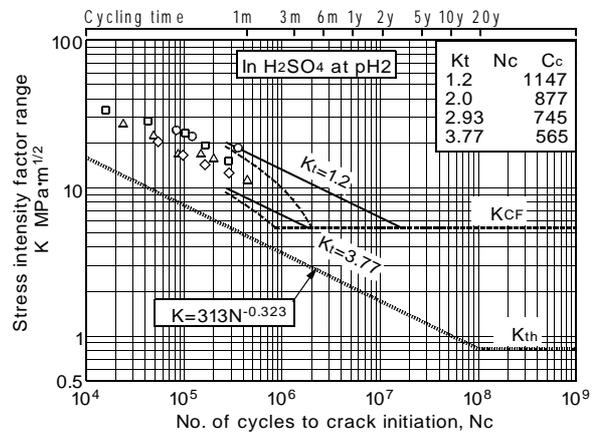


Fig.4-31 希硫酸 pH2 環境の腐食疲労  $\Delta K-N_c$  線図

における切欠き底の腐食溶解速度が海水環境のそれより大きいことである。すなわち、第1に、希硫酸環境では切欠き底の塑性域が著しく腐食溶解する。激しい腐食溶解は、高  $\Delta K$  の試験において加工傷からのき裂発生を抑制していると考えられる。第2に、希硫酸環境と海水環境における腐食ピットの成長速度差が挙げられる。腐食ピットの成長速度差は、低負荷応力範囲のき裂発生寿命に影響を及ぼす。この結果は、後述の Fig.4-32 に見られるように、腐食疲労強度を示す  $\Delta K/N_c$  関係の定数  $C_c$  の相違となってあらわれており、希硫酸環境の  $C_c$  は海水環境のそれより低下している。

Fig.4-30 と Fig.4-31 の破線は、腐食溶解による負荷応力の増加を考慮した (4-11) 式の  $\Delta K/N_c$  線図である。Fig.4-30 は、希硫酸 pH4 環境の  $R_c$  が 0.2 mm/y に対するき裂発生寿命である。希硫酸 pH4 環境における腐食ピットからのき裂発生条件は、 $\Delta K_{CF} = 3.60 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$  と求めており、この値を腐食疲労強度の下限値とした。 $\Delta K_{CF}$  のき裂発生寿命

は、 $K_t=3.77$  と  $K_t=1.2$  の範囲に対してき裂発生寿命が  $5.57 \times 10^6 \sim 2.46 \times 10^7$  となり、およそ 1.1～4.7 年となる。通常、 $R_c > 0.1 \text{ mm/year}$  の材料は耐食材料に適さないので、希硫酸 pH4 環境は局部腐食として取り扱うのが妥当である。

希硫酸 pH2 環境の  $\Delta K/N_c$  線図は、Fig.4-31 に見られるように、腐食衰耗が支配的である。 $R_c$  が  $5.5 \text{ mm/y}$  のき裂発生寿命は、 $\Delta KCF$  が  $5.39 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$  と大きいため極めて短寿命である。 $\Delta KCF$  に対する  $N_c$  は、 $K_t=3.77$  が  $8.4 \times 10^5$ 、 $K_t=1.2$  が  $2.0 \times 10^6$  であり、それぞれほぼ 2 ヶ月および 4.6 ヶ月となる。この結果は、局部腐食の典型例ともいえ、腐食疲労から腐食衰耗へ短時間に移行し、腐食疲労に耐えられる環境にないことを示している。このため、この希硫酸 pH2 環境における繰返し速度  $0.17 \text{ Hz}$  の腐食疲労試験では、き裂発生寿命が 1 ヶ月程度の試験しかできなかった理由がこの結果からもわかる。

本来、希硫酸 pH4 および pH2 環境の試験は、ばら積み石炭船倉の厳しい腐食環境を模擬している。ばら積み船倉の石炭滲出液が pH2.5 程度となる腐食環境にあるとすれば、希硫酸環境の腐食衰耗を考慮した腐食疲労の目安は、ほぼ得られたものと判断する。

#### (d) 応力集中係数と $\Delta K/N_c$ 線図との関係

$\Delta K/N_c$  関係は、前述までの結果から、応力集中係数により一定の範囲にある。ここで、応力集中係数が  $\Delta K/N_c$  関係に及ぼす影響が明確になれば、長寿命腐食疲労強度の推定は一層容易となる。

本実験における (4-10) 式の定数  $C_c$  を Table 4-8 に示し、 $K_t$  との関係を図 4-32 にプロットした。希硫酸環境の  $C_c$  には、pH4 と pH2 環境の相違がほ

とんど見られない。 $C_c$  と  $K_t$  との関係は、海水環境および希硫酸環境とも (4-12) 式の直線関係で与えられることから、 $\Delta K/N_c$  線図は応力集中係数に比例することになる。ここに、 $C_1$  および  $C_2$  は定数であり、それらの値を Table 4-8 に合わせて示す。

$$C_c = C_1 \cdot K_t + C_2 \quad (4-12)$$

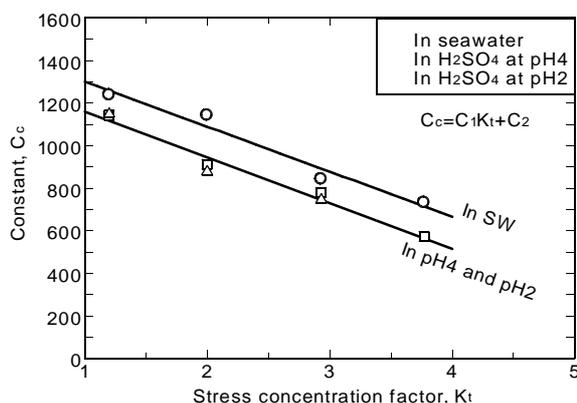


Fig.4-32 定数  $C_c$  と  $K_t$  の関係

勾配を示す  $C_1$  は、海水環境と希硫酸環境ともほぼ等しい。強度レベルを示す定数  $C_2$  は、希硫酸環境が海水 pH8.2 環境より低下している。 $C_1$  が海水と希硫酸の環境に依存しない定数であるのは、両環境のき裂進展特性がほぼ等しいためである。 $C_2$  が環境に依存する定数であり、希硫酸環境の  $C_2$  が海水環境のそれより小さいことは、希硫酸環境のき裂発生寿命が海水環境より短寿命であることを示す。したがって、両環境の  $\Delta K/N_c$  線図は、応力集中係数ごとに希硫

Table 4-8  $\Delta K = C_c \cdot N_c^{-1/m}$  の定数

Environment	$K_t$	$\Delta K = C_c \cdot N_c^{-1/m}$		$C_c = C_1 K_t + C_2$	
		$C_c$	$-1/m$	$C_1$	$C_2$
In seawater	1.20	1,237	-0.3136	-211	1,511
	2.00	1,142			
	2.93	842			
	3.77	732			
In H <sub>2</sub> SO <sub>4</sub> at pH4	1.20	1,141	-0.3226	-214	1,373
	2.00	912			
	2.93	779			
In H <sub>2</sub> SO <sub>4</sub> at pH2	1.20	1,147	-0.3226	-214	1,373
	2.00	877			
	2.93	745			

\* Estimated value from  $C_c = C_1 K_t + C_2$

酸環境が短寿命となる平行な直線関係となる。この関係は、等価応力の  $Seq/Nc$  線図が長寿命側で試験環境毎に勾配が異なるのと対照的である。

上記の結果、(4-12)式の  $Cc/Kt$  関係は、 $Kt$  から(4-10)式を用いて基本  $\Delta K/Nc$  線図が推定でき、腐食環境が定まれば腐食衰耗を考慮した(4-11)式の  $\Delta K/Nc$  関係が推定できることを示している。したがって、き裂進展特性の腐食環境依存性は小さいので、切欠き底が弾性状態にある腐食疲労試験を所定の試験液で実施すれば、ほぼ長寿命腐食疲労強度が推定できることになる。

(e) 下限界腐食疲労強度の寿命

腐食疲労き裂発生条件の下限界応力拡大係数範囲  $\Delta KCF$  は、下限界腐食疲労強度であり、腐食疲労き裂が発生するか腐食衰耗が進行するかの境界値である。腐食衰耗を考慮した下限界腐食疲労強度のき裂発生寿命については、上述までに  $Kt=1.2$  と  $Kt=3.77$  の場合について Fig.4-29~Fig.4-31 に示した。 $\Delta K/Nc$  線図は、応力集中係数によって異なるので、ここでは、切欠き試験片の腐食衰耗を考慮した(4-11)式による下限界腐食疲労強度のき裂発生寿命について  $Kt$  との関係を示す。

腐食疲労試験における  $\Delta KCF$  とその寿命を Table 4-9 に示し、 $\Delta KCF$  での腐食疲労寿命 LCF と  $Kt$  との関係を Fig.4-33 に示す。LCF は、繰返し速度 0.17Hz における年数である。腐食速度  $Rc$  は、4.1 節に示した浸漬 1,500~2,000 時間の値を用いた。

Fig.4-33 において、LCF は  $Kt$  が大きくなるに従い直線的に低下し、 $LCF/Kt$  関係の勾配は  $Rc$  が大きいほど小さくなっている。これらの要因は次のように考えられる。腐食疲労強度  $\Delta K/Nc$  関係は、Fig.4-

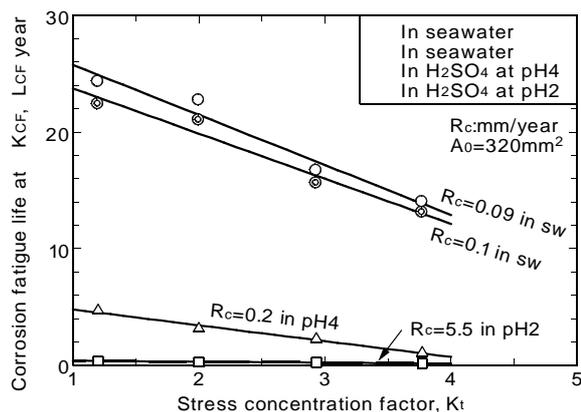


Fig.4-33 腐食疲労寿命と  $Kt$  の関係

32 に見られたように、 $Kt$  の 1 次式で低下する。したがって、LCF は  $Kt$  に比例して低下することになる。一方、勾配の変化は、切欠き試験片の  $Rc$  の大小が腐食衰耗率  $f(Rc,y)$  に 2 次式で影響を及ぼしているためである。 $Rc$  が小さい場合は  $f(Rc,y)$  の 2 次項の影響は小さいので勾配が大きくなり、 $Rc$  が大きくなると  $f(Rc,y)$  の 2 次項の影響が大きくなって勾配が小さくなる。腐食速度が大きいと下限界腐食疲労強度の寿命が応力集中係数の影響を受けなくなるのは、腐食溶解が大きいために切欠き底からの疲労き裂発生を抑制していることに繋がっていると考えられる。

以上の結果、下限界腐食疲労強度のき裂発生寿命 LCF については、次のようにまとめられる。第 1 に、LCF は試験片切欠き断面の寸法により異なる。第 2 に、LCF は、腐食速度が小さいときは応力集中係数が大きくなると低下するが、腐食速度が大きくなると応力集中係数の影響を受けない。

Table 4-9 腐食疲労の  $\Delta KCF$  と疲労寿命 LCF

Environment	Rc mm/year	$\Delta KCF$ MPa · m <sup>1/2</sup>	Kt	Fatigue life under 0.17Hz	
				Nc, cycles	LCF, year
In seawater	0.09	*1.71	1.20	1.28x10 <sup>8</sup>	24.3
			2.00	1.19x10 <sup>8</sup>	22.7
			2.93	8.78x10 <sup>7</sup>	16.7
			3.77	7.36x10 <sup>7</sup>	14.0
In H <sub>2</sub> SO <sub>4</sub> at pH4	0.2	3.60	1.20	2.46x10 <sup>7</sup>	4.69
			2.00	1.65x10 <sup>7</sup>	3.13
			2.93	1.18x10 <sup>7</sup>	2.25
			3.77	5.57x10 <sup>6</sup>	1.06
In H <sub>2</sub> SO <sub>4</sub> at pH2	5.5	5.39	1.20	2.00x10 <sup>6</sup>	0.380
			2.00	1.54x10 <sup>6</sup>	0.293
			2.93	1.27x10 <sup>6</sup>	0.241
			3.77	**8.41x10 <sup>5</sup>	**0.160

\*Komai et al.

\*\* Estimated value

#### 4.3.5 腐食疲労のまとめ

(1) 母材切欠き試験片の S-N 線図を  $\text{Log}N=A_1+B_1\Delta S$  で表すと、定数  $A_1$  および  $B_1$  と  $K_t$  とは、 $K_t < 3$  のとき直線関係にある。この関係から、 $K_t < 3$  で  $\Delta S \geq 100\text{MPa}$  における任意の応力集中係数の S-N 線図が推定できる。

$\Delta S < 100\text{MPa}$  の腐食疲労寿命は、 $\Delta S/N_c$  関係の傾斜部を延長して得られる寿命より長くなる傾向にある。海水腐食疲労の S-N 線図は、負荷応力範囲が小さくなると接近し、き裂発生寿命の  $K_t$  依存性が小さくなる。

- (2) 母材切欠き試験片の大气中試験  $1 \times 10^7$  回で破断しない応力範囲を疲れ限度  $\Delta S_n$  とすれば、 $K_t < 3.1$  のとき、 $\Delta S_n$  は  $K_t$  と直線関係にある。この関係から、 $K_t < 3.1$  の任意の応力集中係数に対する疲れ限度が推定できる。
- (3) 疲れ限度を示す試験片の切欠き底または余盛止端には、停留き裂が存在する。本供試材における部分片振り引張り疲労では、総ての  $K_t$  に対する疲れ限度はき裂進展限界であった。 $K_t=1.2$  および  $2.0$  では、疲れ限度の 90%においても停留き裂が存在する。
- (4) 突合せ溶接継手の S-N 線図は、両対数で直線関係にある。大气中と海水中試験の S-N 線図はほぼ等しい。大气中試験の最も安全側の疲労強度は、海水中試験の S-N 線図を適用するのがよい。
- (5) 疲れ限度は、切欠き試験片  $K_t=3.77$  の疲れ限度よりやや小さい程度である。
- (6) 切欠き底に作用する最大応力  $*S_{\text{max}}$  を推定し、等価応力  $Seq$  を求めた。腐食疲労強度について等価応力とき裂発生寿命の関係を評価した。切欠き試験片および溶接基礎継手試験片の疲労強度は、等価応力とき裂発生寿命を用いて、統合化された  $Seq/N_c$  線図を得ることができる。S-N 線図の統合化による疲労強度信頼性評価法は、疲労寿命が  $K_t$  に依存する公称応力の S-N 線図より優れている。

腐食環境における  $Seq/N_c$  線図の勾配は、 $Seq$  が  $L_{ly}$  より大きいか小さいかにより異なる。ここに、 $L_{ly}$  は切欠き底の最大応力が平滑試験片の下降伏点に相当する等価応力である。切欠き試験片の勾配は、 $Seq > L_{ly}$  のとき、大气中、海水中および希硫酸環境の何れにおいてもほぼ等しく、また溶接継手の勾配ともほぼ等しい。 $Seq < L_{ly}$  の勾配は、 $Seq > L_{ly}$  のそれより大きく、腐食環境が厳しくなるに従い大きくなる。

切欠き試験片の疲労強度は、大气中より海水中で低下し、希硫酸環境が海水中よりさらに低下する。MAG 突合せ溶接継手の疲労強度は、大

気中と海水中がほぼ同様であり、横隅肉溶接継手のそれよりやや大きい。

(7) 等価応力による切欠き試験片の大气中疲れ限度は、切欠き底の最大応力が砂時計試験片の繰返し塑性開始応力  $\sigma_{ps}$  となる等価応力  $L_{uy}$  と推定される。 $Seq/N_c$  関係の海水腐食疲労には、実験した範囲において、大气中疲れ限度に見られる応力範囲が存在しない。

(8) 海水腐食疲労き裂の発生挙動は、 $Seq/N_c$  関係において、次の3領域に分けて考えることができる。その領域は、①  $Seq > L_{uy}$ ,  $*S_{\text{max}} > \sigma_{ps}$ , ②  $L_{uy} > Seq > L_{ly}$ ,  $\sigma_{ps} > *S_{\text{max}} > S_{ly}$ , ③  $Seq < L_{ly}$ ,  $*S_{\text{max}} < S_{ly}$  である。

①の領域では、大气中および海水中とも加工傷に腐食溶解が加わり、疲労き裂は腐食ピットから発生するが、両者のき裂発生機構に大きな相違がない。き裂深さ  $1\text{mm}$  のき裂発生寿命の差は、大气中と海水中のき裂進展速度の相違によるものであり、海水中が短寿命となる。

②の領域では、大气中ではき裂が停留しており、海水中ではき裂先端が溶解して腐食疲労破壊となる。突合せ溶接継手は、余盛止端の形状を微小き裂と見なすことができ、この領域のき裂発生機構に属する。

③の領域では、疲労き裂発生が腐食ピットの成長による。

(9) 希硫酸環境の疲労き裂発生機構は、海水環境と基本的に変わらないが、腐食溶解速度が大きいことが腐食ピットの成長と疲労き裂発生に影響を及ぼしている。

(10) 長寿命腐食疲労強度は、き裂進展における Paris 則の指数  $m$  を用いた基本  $\Delta K/N_c$  線図に腐食衰耗率  $f(R_c, y)$  を考慮し  $\Delta K = f(R_c, y) C_c \cdot N_c^{-1/m}$  から推定できる。ただし、 $C_c = C_1 K_t + C_2$  である。勾配  $C_1$  は海水環境と希硫酸環境ともほぼ等しく、 $C_2$  は希硫酸環境が海水環境より小さい。

(11) 長寿命腐食疲労強度の下限界値は、腐食ピットから疲労き裂が発生せず、腐食衰耗が支配的となるレベルである。

供試材の海水腐食環境の腐食疲労では、腐食ピットからのき裂発生条件として、駒井らの下限界応力拡大係数範囲  $\Delta K_{CF} = 1.71\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$  を腐食速度  $0.09\text{mm/year}$  で断面  $320\text{mm}^2$  の切欠き試験片に適用すると、腐食疲労から腐食衰耗に移行する年数は 14~24 年となる。

希硫酸 pH4 及び pH2 環境の腐食疲労において、腐食ピットからの疲労き裂発生条件を前者が  $R_c = 0.2\text{mm/year}$  のとき  $\Delta K_{CF} = 3.60\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ 、後者を  $R_c = 5.5\text{mm/year}$  のとき  $5.39\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$  とし

て、腐食衰耗を考慮した  $\Delta K/N_c$  関係から得られる寿命は、pH4 環境が 1.1~4.7 年、pH2 環境が 2~4.6 ヶ月である。これらの期間に達すると、腐食衰耗が支配的となり疲労き裂は発生しない。

(12)  $\Delta K_{CF}$ における腐食疲労寿命 LCF は、試験片寸法に依存する。さらに、LCF は腐食速度が小さいとき応力集中係数に依存するが、腐食速度が大きいと腐食溶解が卓越し応力集中係数に依存しない。

#### 4.4 塗装劣化と塗膜下腐食反応に関する研究

##### 4.4.1 はじめに

バラストタンクは、通常、空間的に狭いため、塗装の補修や再塗装が困難であるとされる。また、積載貨物の増減により乾湿を繰り返すほか、太陽光や燃料加熱装置等の影響で高温になる箇所もあり、過酷な環境となる場合が多い。このため、バラストタンクの腐食は、船体の寿命に重要な問題と考えられている。

バラストタンクの塗装には、防食性に優れた耐久性のあるタールエポキシ樹脂塗料が広く使われる。塗膜による防食は塗膜が持つ環境遮断作用によるもので、電気抵抗やイオン透過性等の電気化学的特性が防食性能に直接関係する。タールエポキシ樹脂塗料ではエポキシ樹脂により電気化学的性能が維持され、逆に防食性能の低下はこのエポキシ樹脂の劣化による。劣化の要因として、高分子材料であるエポキシ樹脂の主鎖が海水浸漬により切断され分子量の低下が起これ、このためによりイオン等の透過性が増大することなどが考えられる。

本研究では、塗膜の防食性能に直接関係する電気化学的評価に加えて、高分子材料である塗膜の材料的な変化を評価することにより、塗膜の劣化過程を解明することを目的とした。このために、タールエポキシ樹脂塗料を鋼板に塗装し、最長4年間連続的に人工海水に浸漬する試験を行い、塗膜の劣化を電気化学的手法、および機器分析による材料学的手法により評価することを試みた。電気化学的手法として、塗膜のインピーダンス(交流インピーダンス)測定を行い、誘電損失係数( $\tan \delta$ )を求め、これらの変化から塗膜の劣化度を評価する手法を検討した。さらに、樹脂の劣化を評価する材料学的手法として、熱分析および赤外線分光分析を行った。本節では、人工海水浸漬試験結果および塗膜の劣化評価の検討結果を報告する。

##### 4.4.2 試験方法

サンドブラスト処理鋼板(SS400, 100×150×3.2mm)に船用タールエポキシ樹脂塗料(JIS K 5664, 第2種)を塗装したものを試験片とした。Table

4-10 に示すように、シンナー希釈(+20%)した塗料のエアスプレー塗装により、膜厚および塗り重ね回数の異なる6種類の試験片を作製した。温度を一定に保持できる循環式の水槽を作製し、金属腐食試験用に調整した人工海水(ASTM D1141 に準拠, pH=8.2)を使用し、Table 4-11 の条件に従って浸漬試験を行った。人工海水は、約1000時間毎に新しく調整したものに全量交換した。標準とした35℃について最長4年まで浸漬期間を変えた試験を行ったほか、温度影響を評価するために23℃および60℃の試験をそれぞれ1年間実施した。

Table 4-10 試験片の塗装仕様

試験片仕様記号	仕様(膜厚×塗り回数)
T-1	75 $\mu$ m (75 × 1)
T-2	125 $\mu$ m (125 × 1)
T-3	150 $\mu$ m (75 × 2)
T-4	250 $\mu$ m (250 × 1)
T-5	250 $\mu$ m (125 × 2)
T-6	225 $\mu$ m (75 × 3)

Table 4-11 浸漬試験条件

浸漬期間	試験条件
1年浸漬	試験液 人工海水
	温度 23℃, 35℃, 60℃
	溶存酸素 空気吹き込み
複数年浸漬 (2・3・4年) 同時開始	試験液 人工海水
	温度 35℃
	溶存酸素 空気吹き込み

浸漬試験終了後に、試験片表面に50×50mmのアルミ箔を電解質糊により貼付して電極とし、素材の鋼板を対極としてLCR計により交流インピーダンスを測定した。1年の浸漬試験においては期間中随時(1,000~1,500時間ごと)インピーダンス測定を行い、1年未満の短期データを得た。測定電圧1.0Vで周波数を変えて交流抵抗(R)、容量(C)を測定し、誘電損失係数( $\tan \delta$ )を算出した。

熱重量測定(TG)による重量減少開始温度が平均分子量に依存し、高分子鎖の切断による劣化を評価できると考えられることから、塗膜の熱重量分析を行った。赤外加熱炉付きの熱分析装置(真空理工DTG-9600)を用いて、基材鋼板から分離して粉碎した塗膜試料10~12mgを白金容器に入れ、空気を50cm<sup>3</sup>/minで流しながら、室温から800℃まで10℃/minで昇温したときの重量変化を測定した。

樹脂の結合状態の変化を調べるために、塗膜表面を顕微ATR法によるフーリエ変換赤外線分光分析(FT-IR)を行った(島津AIM-8800顕微システム)。試験片は浸漬試験終了後50℃で約100時間空気恒

温槽で乾燥し、デシケータ内で放冷後測定した。

#### 4.4.3 試験結果と考察

##### (1) 電気化学的特性

浸漬前の塗膜の評価として、塗装後 12 ヶ月を経過した保存塗装鋼板試験片における、測定周波数に対する抵抗と容量を測定した結果を Fig.4-34 に示す。塗膜の電気化学的性質は周波数依存特性を示し、塗膜が健全である場合、Fig.4-34 のように、塗装鋼板の抵抗および容量の値は周波数に対し直線的に増減する。インピーダンスと塗膜厚さとの関係を、測定周波数 1.0kHz での測定値により整理したものを Fig.4-35 に示す。膜厚に対して抵抗と容量は相反する比例関係を取り、その結果として  $\tan \delta$  は平衡な値となる。

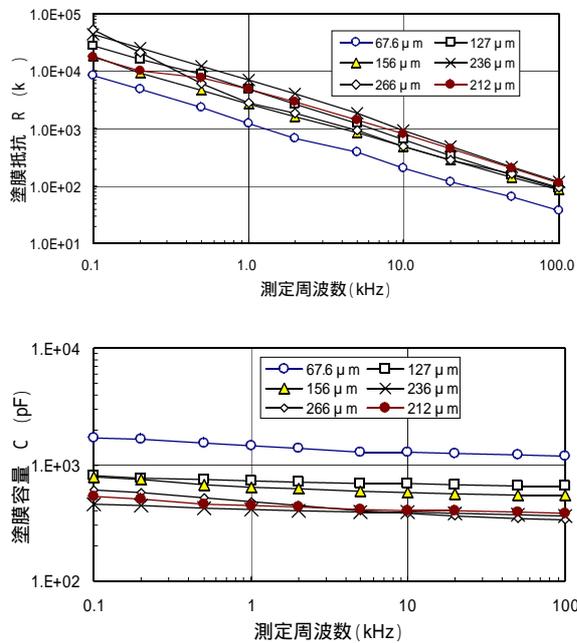


Fig.4-34 塗膜の周波数特性曲線例(保存試験片)

試験液温度 35 °C で長期間連続浸漬試験を行った試験片のインピーダンス測定結果を、塗膜厚さにより整理したものを Fig.4-36 に示す。膜厚の薄い試験片 (Table 4-10 の仕様では T-1) の 3 年 (○印) および 4 年 (△印) を除き、インピーダンスと塗膜厚さの関係に大きな変化はない。また、塗り重ね回数による差もみられず、2 年浸漬 (●印) の仕様 T-1 の試験片も直線上にある。

仕様 T-1 の 3 年および 4 年における抵抗の低下あるいは容量の増大は、塗膜と下地鋼板との間に吸水による水膜が形成されていることを示唆する。外観においても、両試験片の表面には腐食による塗膜剥離部とカソード部と思われる膨れが発生しており、

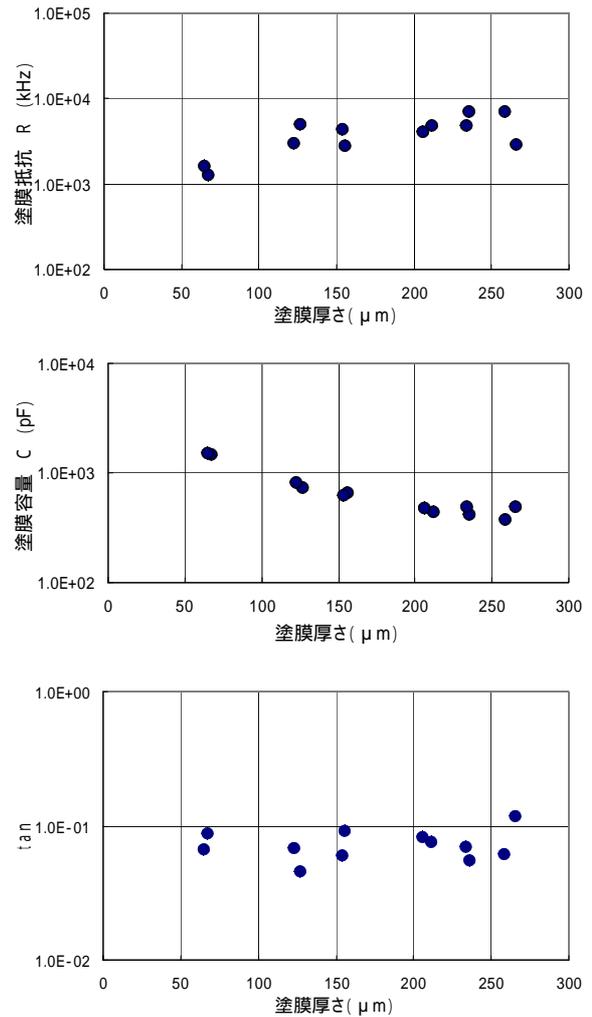


Fig.4-35 塗膜厚さとインピーダンス特性 (測定周波数 1.0kHz)

塗膜下腐食の発生が確認できた。

人工海水の温度を変えて 1 年間の浸漬試験を行った試験片の、試験前と試験終了時におけるインピーダンスの変化量と塗膜厚との関係を測定周波数 1.0kHz で整理したものを Fig.4-37 に示す。なお、水温 60 °C での薄膜厚 (仕様 T-1) の試験片については試験開始 1 ヶ月経過頃から塗膜下腐食による塗膜の膨れが確認されたため、2,700 時間 (約 112 日) を経過後に測定が困難となったため途中で試験を終了している。

水温 23 °C (●印) では、いずれの膜厚においても抵抗が平均で試験前の 1/10 へ減少、容量が 4~5 倍増加しており、膜厚による差は認められない。水温 35 °C (○印) および 60 °C (△印) では薄膜厚仕様の試験片の変化量に差が認められる。水温 60 °C での仕様 T-1 の試験片においては、多数の塗膜膨れが認められているが、水温 35 °C での仕様 T-1 試験片の一部に塗膜膨れが見られた。塗膜下腐食が見られる膜

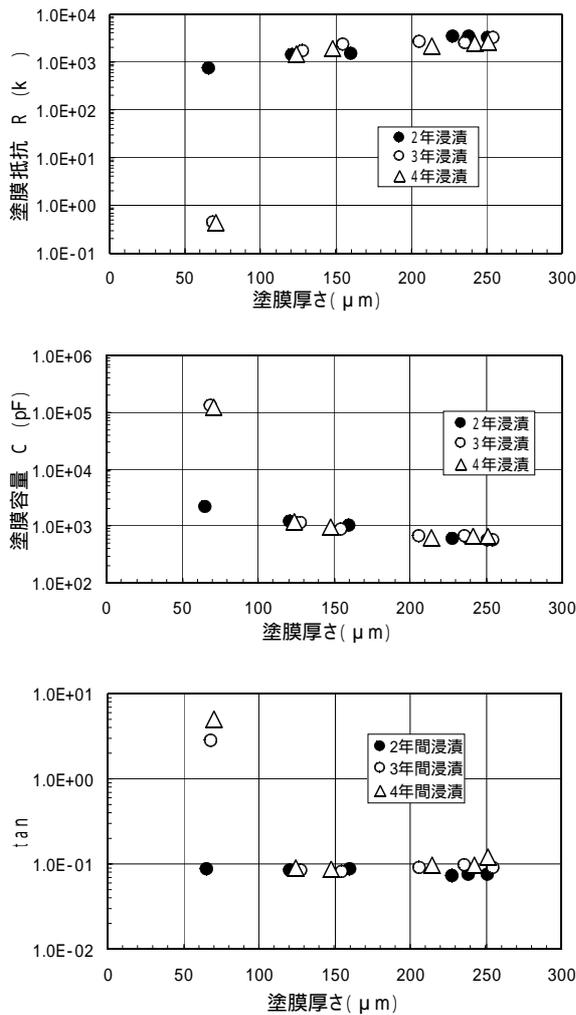


Fig.4-36 塗膜厚さと電気化学パラメータの関係 (35℃、浸漬期間2~4年の比較。測定周波数は1kHz、未浸漬試験片のデータとの比較)

厚の小さい試験片を除けば、変化量は23℃に比べ少なく、抵抗で平均40%の減少、容量で2倍程度の増加となっている。抵抗の減少と容量の増加は塗膜の吸水によるものであり、変化量の大きい23℃の試験片が多く吸水していることを示している(塗料の単離膜による吸水率試験の結果においても、水温25℃がもっとも吸水率が大きかった)。

(2) 材料学的特性

6種類のタールエポキシ塗膜の1年間、35℃の人工海水に浸漬した塗膜を試料として、熱分析を行った。Fig.4-38に、1回塗り塗膜の膜厚の異なるシリーズ T-1(75μm)、T-2(125μm)、T-4(250μm) についての10℃/minで加熱した場合の結果を示す。3つの塗膜の比較では、膜厚の薄いT-1(75μm)で重量減少温度が他の2つより低いことがわかる。60℃、1年間浸漬した後のT-1~T-6の塗膜の40%

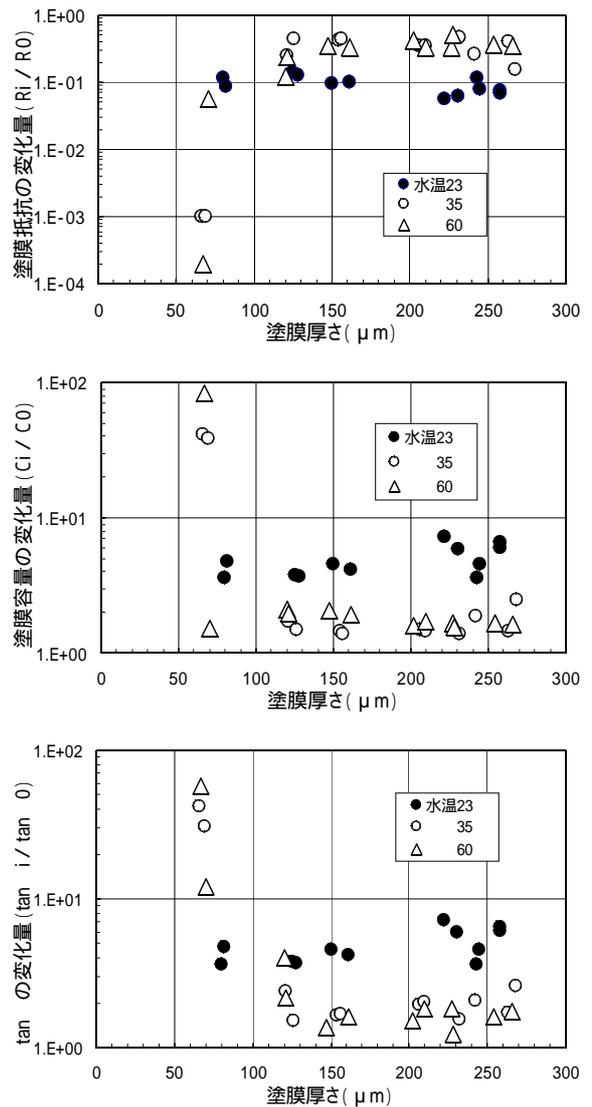


Fig.4-37 塗膜厚さと電気化学パラメータの関係 (浸漬期間1年、温度の違いによる比較。測定周波数は1kHz、未浸漬試験片のデータとの比較)

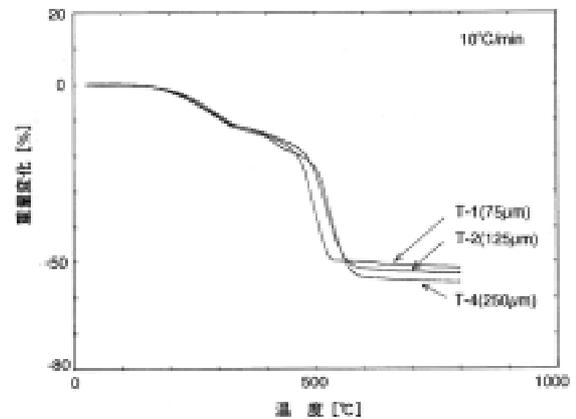


Fig.4-38 1年浸漬塗膜の熱重量測定結果

重量減少温度と膜厚の関係を Fig.4-39 に示す。ばらつきが大きく変化は明確ではないが、おおむね 120  $\mu\text{m}$  以上の塗膜では一定であるが、塗膜下腐食が始まり交流インピーダンス測定等で他と傾向が異なった T-1 (75  $\mu\text{m}$ ) では少し低くなっている。塗り重ね回数の影響もない。膜厚の薄い試料では1年間の浸漬で、樹脂の分子構造に変化が起きているものと推測される。

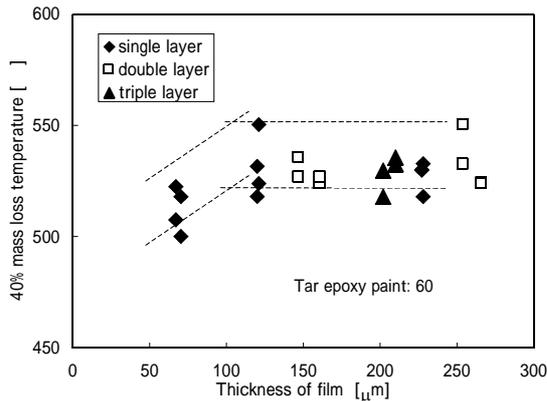


Fig.4-39 熱天秤測定による 40%質量減少温度と膜厚の関係(試験温度 60  $^{\circ}\text{C}$ ，1年浸漬)

仕様 T-4 の保存試験片および 35  $^{\circ}\text{C}$  で3年間連続浸漬した試験片の赤外線スペクトルを例に示す。保存試験片の赤外線スペクトルを Fig.4-40 に、連続浸漬した試験片を Fig.4-41 に示す。図中(a)は試験片表面の、(b)は金属刃で表面より削りとって露出させた内部のスペクトルである(深さは保存試験片で 98  $\mu\text{m}$ 、浸漬試験片で 65  $\mu\text{m}$ )。

両試験片の表面のスペクトルを比べると、浸漬試験片に 3300 $\text{cm}^{-1}$  の付近の OH 結合による吸収の増加があり、1500~750 $\text{cm}^{-1}$  にみられるエポキシの結合による吸収が減少していることがわかった。また、1680~1650 $\text{cm}^{-1}$  の >C=O 結合による吸収、1640~1560 $\text{cm}^{-1}$  の -NH<sub>2</sub> 結合による吸収は硬化剤のポリアミドアミンによるが、これらも減少がみられた。なお、タールによる吸収は 3050 $\text{cm}^{-1}$  および 750 $\text{cm}^{-1}$  付近に確認され、1014~1010 $\text{cm}^{-1}$  の大きな吸収は顔料による吸収である。

塗膜内部と表面を比較すると、内部では表面に比べ全体的に吸収が少なく、顔料に対応するピークが突出している。表面のスペクトルでは浸漬試験片に OH 結合による吸収の増加がみられたが、内部ではみられない。硬化剤に由来する 3500~3180 $\text{cm}^{-1}$  の第1アミドおよび第1アミンによる吸収は OH 結合によるブロードな吸収により判別できないなど、樹脂成分に対応する吸収が表面に比べ少ない。膜厚の大きい塗膜の場合、内部では浸漬による変化は明

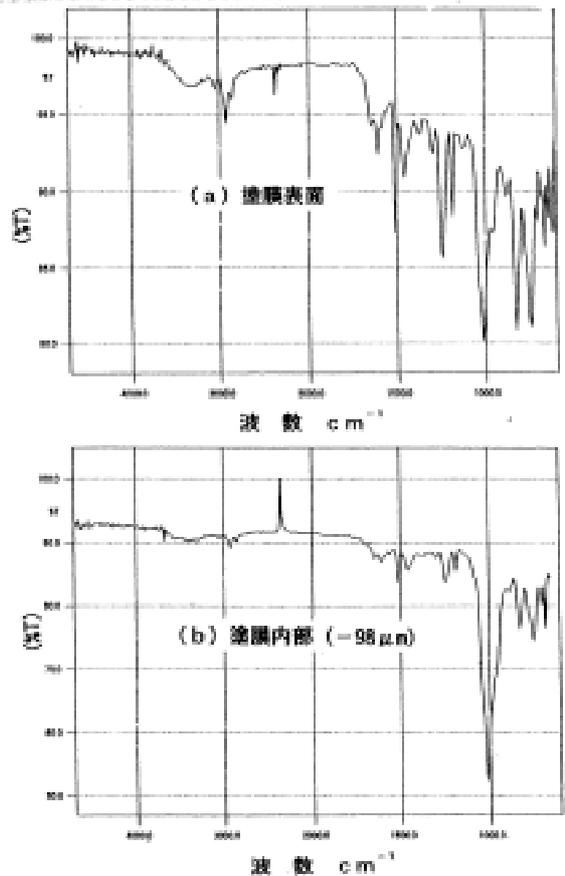


Fig.4-40 未試験試験片の赤外線スペクトル(試験片表面と内部のスペクトルの比較)

(a)塗膜表面、(b)表面より 98  $\mu\text{m}$ 内部

確にはみられなかった。

### (3) 考察

塗膜下の腐食は、もっとも膜厚の薄い試験片(T-1)にのみみられ、このとき塗膜のインピーダンス測定から塗膜の防食性能が低下していることが示された。このとき、熱天秤測定における重量減少開始温度の低下がみられ、エポキシ樹脂の主鎖の分子量の低下に対応すると考えられる。また、赤外分光から、硬化剤成分に起因する結合が減少する傾向がみられた。いずれも明確な劣化は一部の試験片にのみであったが、膜厚の厚い塗膜でも、塗膜表面で OH 基など一部に変化がみられたことから、表面近傍の劣化が示唆される。また、温度の効果として、60  $^{\circ}\text{C}$  の塗膜は、23  $^{\circ}\text{C}$  および 35  $^{\circ}\text{C}$  と比較して劣化が促進されており、1年浸漬で 35  $^{\circ}\text{C}$  の3年浸漬試験と同程度の変化が現れている。これらはいずれも樹脂の低分子化による劣化過程を示唆するが、現状では熱分析および赤外分光分析の変化はわずかであるため、劣化過程を検証するためには、もう少し長

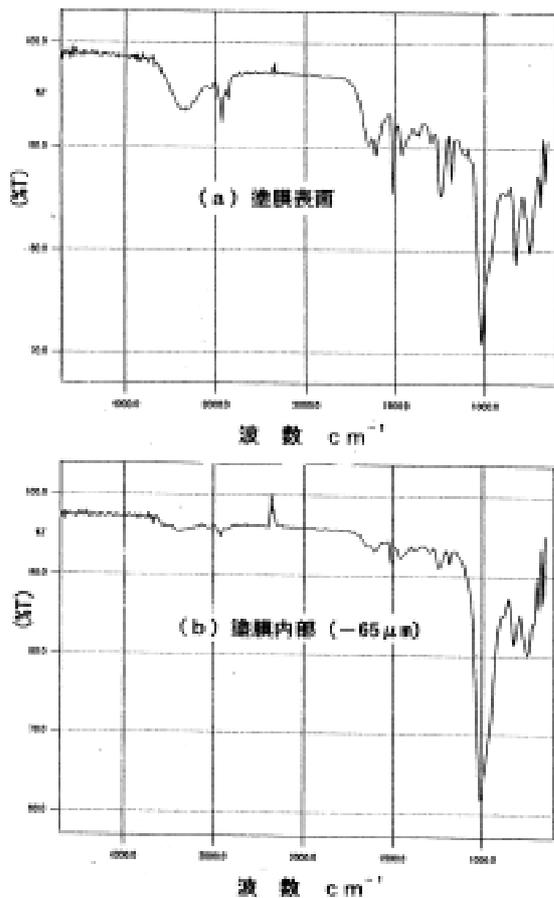


Fig.4-41 浸漬試験片の赤外線スペクトル(35℃、浸漬期間3年、試験片表面と内部のスペクトルの比較)  
(a)塗膜表面、(b)表面より65 $\mu$ m内部

期の試験結果が必要と考えられる。

#### 4.4.4 塗膜劣化と塗膜下腐食反応のまとめ

船舶のバラスタンクに使用されるタールエポキシ塗装鋼板について、1年から4年までの浸漬期間による変化および23℃から60℃までの温度の影響を評価した。比較的長期および高温の浸漬を行った試験片では、もっとも薄い塗膜(膜厚75 $\mu$ m)に明確な抵抗低下、容量の増大および誘電損失係数の増大がみられ、一部に塗膜膨れがみられた。このとき、熱天秤測定における重量減少開始温度が低くなり、赤外分光でOH吸収の増加、樹脂成分に対応する吸収の低下がみられた。120 $\mu$ m以上の塗膜では電気化学的評価では明確な変化は現れなかったが、材料学的評価では膜の表層と内部にわずかな差がみられた。

塗装劣化の評価は、長期間を要する試験であり、4年までの浸漬では塗膜の劣化の程度は小さく、劣化過程を明確にし、膜厚や塗り重ね回数の効果を評

価するには、浸漬期間が短い。一部の試験片を浸漬槽に残しているため、そのまま継続してより長期の浸漬を行い、所期の目的のひとつである膜厚効果等が現れた時点で、あらためて電気化学的および材料学的評価を行うことを予定している。

謝辞：塗膜試料の作製および物性データについて中国塗料(株)のご協力を得た。塗料の劣化試験方法、物性および分析に関して、的場正明氏(日本海事協会)、矢ヶ崎隆義氏(工学院大学)、安井敏之氏(NKK)、中島康晴氏および山口良隆氏(ともに海上技術安全研究所)の討論をいただいた。また、赤外線分析等について当所重点研究支援協力員の古谷典ゆき氏、矢野不二夫氏および佐藤繁美氏のご協力を得た。

## 5. 船舶検査技術に関する研究

現在運用されている船舶の安全確保は、船舶検査と修理修繕等の保守管理作業によって保たれている。修理修繕判断の基礎となる船舶検査については、近年のタンカー事故などから、検査強化が図られる傾向にある。重点検査個所の増加等の対策が取られているが、船舶検査にかかわる技術に関しては、従来からの目視検査が主体で、検査技術の改善は行われていない。そこで、船舶検査の現場を調査すると共に、改善あるいは開発が可能な船舶検査技術の高度化に関する研究を実施した。

### 5.1 船舶検査技術に関する調査研究

#### 5.1.1 調査の目的および方法

本調査の目的は、船舶検査の現状とその課題を検査現場の調査により明確化するとともに、各種非破壊検査技術の研究動向の把握とそれらの応用による船舶検査業務の省力化、効率化、安全性の向上等の可能性について検討を行うことにある。

調査は、船舶検査現場の見学および検査官へのヒアリングと、船舶検査への適用を念頭に各種非破壊計測技術の文献調査によった。

#### 5.1.2 調査結果の概要および改善が望まれる技術要素

##### (1) 船舶検査の現状

現状の船舶検査は、様々な制約から、外観検査(目視検査)と超音波による板厚測定によって行われているといえる。これは、精密検査(Close-up survey)と呼ばれる現状で最も信頼できる検査方法においても同様である。その理由として、限られた期間内に検査を行わなければならないこと、腐食、付着物等が多く、他分野で使用されている既存の非破壊検査、あるいは自動検査機器の使用が困難であ

ること、原子力・航空機分野等と異なる歴史的背景による安全性に対する認識の程度の相違等が挙げられる。これらの状況をふまえた上で、現状の船舶検査の主な問題点を以下のように整理した。

#### (a) 外観検査における問題点

現状の外観検査では、時間的な制約等からすべての区画、部位を同じように検査することが難しく、実際には、検査者が船の履歴等を考慮して損傷のありそうな場所を抽出し、重点的に検査して船全体の安全性を判断している。したがって、判断基準に各検査者の経験、感覚に依存する部分が生じる。

#### (b) アクセス手段の問題

高所、狭隘箇所など検査者が接近して検査することの難しい場所も多く、現状ではアクセスが容易な他の部位の状況から、その部分の状況を推定している場合が多い。

#### (c) 板厚測定における問題点

現在、一般的に用いられている超音波厚さ計で船舶の板厚測定を行うためには、十分な接触を得るために、測定前に腐食面のグラインダ処理が必要となる。測定点数は、船の大きさ等により異なるものの、数百点から千点にも及ぶことから、その作業の省力化が問題となっている。

### (2) 船舶検査の高度化に必要な技術開発

#### (a) 外観検査における判断

現状では、NK 発行の「船主／オペレータの為の船級維持の手引き」に「検査上の要点」がまとめられるなどの対策がとられているが、さらなる安全性向上のためには、各検査者間の判断基準のより一層の統一化が必要であり、そのためにはデータベースの充実等を含む、ソフト面から検査者を支援するシステムを構築するための研究が必要である。

#### (b) 外観検査を補助する装置、機器等の開発

外観検査の効率化、信頼性向上を図るためには、検査者が接近することの難しい高所や狭隘箇所の情報検査者の代わりに取得する検査補助ロボットの開発が望まれる。しかしながら、緩やかな変形、あるいは錆の下の状態等、遠隔地からモニターを見るだけでは判断できないことも多く、検査者が実際にその場所に行く必要がある部分も多いと考えられる。そのため、実際の検査現場で有効に機能する検査補助ロボットを開発することは容易ではない。

現在、外観検査の補助手段としては、ハンマが使用されている(ハンマリング)。その主な目的は、検査部位の錆落としてであるが、音および感触等から骨

の位置やおおよその板厚推定にも用いられており、定性的な情報ではあるが、有効な検査器具の一つとなっている。ハンマリングによって得られる情報の定量化による簡易板厚測定、あるいは溶接部の腐食衰耗量推定等への応用が期待されている。

#### (c) 板厚測定の省力化を支援する機器等の開発

超音波厚さ計による板厚測定を実施する前のグラインダ作業にかかる労力および費用は、船舶検査の中で大きな部分を占めており、まず第一に省力化が望まれている部分といえる。そのためには、グラインダ処理を必要としない板厚測定手法の開発が望まれている。

### (3) 各種非破壊評価技術の船舶検査への適用に関する検討

船舶検査に必要な技術を、腐食部材の板厚測定技術、部材レベルのき裂探査技術、構造レベルのき裂探査技術、船舶形状計測技術、船体剛性評価技術に分類し、それらについての各種非破壊評価技術(超音波および AE 法、電磁誘導法、電気抵抗法、サーモグラフィ法、振動解析+ホログラフィー法、光波測距法、GPS 計測法)の適用性を検討した。

## 5.2 き裂探査、板厚測定技術の高度化

### 5.2.1 腐食部材の超音波板厚測定法の改善

#### (1) 腐食部材の超音波板厚測定の現状と問題点

腐食面の板厚測定に際しては、測定面を平滑化すること、および多数の測定値の平均をとることが、超音波板厚測定の規格<sup>5-1)</sup>に規定されている。しかし、船体が巨大な構造物であることから、これらの作業量が極めて大きくなること、腐食面には凹凸があるため超音波厚さ計が有する 0.1mm や 0.01mm の測定精度は不要であり、また不可能であることから、超音波板厚測定の合理化が望まれている。特に、近年の検査強化の動向から測定点数は増加する傾向にあり、板厚測定の適用性改善、効率改善の重要性が増している。

超音波板厚測定においては、測定の失敗を防ぎ測定精度を確保するため、腐食面を平滑化するためのグラインダ処理が必要であり、板厚測定の作業効率向上の妨げになっている。そこで、グラインダ処理を省略した、腐食凹凸面からの超音波板厚測定について検討した。

#### (2) 超音波厚さ計の腐食部材への適用性

波形の表示、記録機能を有する超音波厚さ計と腐食部材用の二振動子探触子(周波数 5MHz、接触面の径 12.7mm)を用いて、腐食凹凸面からの厚さ測定機能を調べた<sup>5-2), 3)</sup>。Fig.5-1 に示すように、二

振動子型は探触子内部に音響隔離面で隔てられた送信用と受信用のセンサを有し、腐食凹凸面で発生するノイズエコーが受信側に入りにくい構造になっている。使用した厚さ計の板厚測定機能は、一般の船舶検査用と同じである。試験片としては、ナホトカ号から採取した3種の鋼板を用いた。錆を取り除いた3種の試験鋼板の表面粗さ  $R_{max}$  を Table 5-1 に示す。表中の  $L$  は粗さ測定の基準長である。 $L=24mm$  の場合、 $0.5\sim 1mm$  程度の粗さがあった。

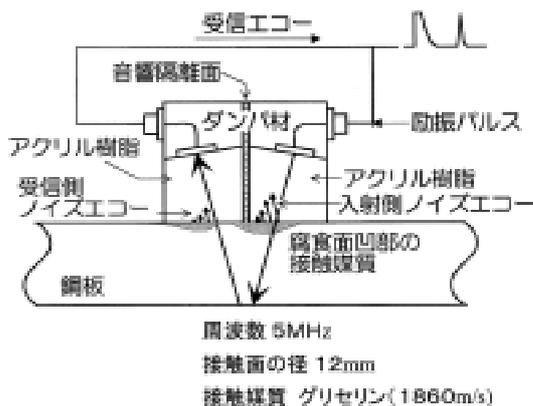


Fig.5-1 二振動子探触子による板厚測定

Table 5-1 腐食試験片の表面粗さ

Specimen	Location	Size (mm)	Roughness $R_{max}(mm)$	
			$L=12mm$	$L=24mm$
SB3	Bottom Shell Plating (Fr162)	195x	Fr 0.76	Fr 0.93
		185	Bk 0.66	Bk 0.78
SF11	Bottom Shell Plating (Near rupture Point)	230x	Fr 0.81	Fr 0.98
		345	Bk 0.68	Bk 0.80
FMEI	Unknown	200x	Fr 0.81	Fr 1.00
		225	Bk 0.42	Bk 0.55

(Fr=Front Surface, Bk=Back Surface)

板厚測定は、測定位置を固定するための径 12mm と 30mm の穴を有するテンプレートを腐食面に押し当て、その径の内部で実施した。径 12mm は探触子径とほぼ同じであるため、探触子の位置調節はできない。探触子の向き等を調整し、最大の底面エコーが得られた状態で板厚測定を実施した。また、測定間隔は、径 12mm と 30mm のそれぞれについて、縦横 15mm および 30mm とした。

板厚測定モードは、腐食材において用いられている R-B1 モードで、誤測定を防ぐために、試験片 SB3 および SF11 では 5mm、FEMI では 3mm 以下の路程を測定対象から除外した。R-B1 モードは、励振パルスを基準に底面エコーまでの時間を測り、厚さに変換する方式である。

以下に実験結果を示す。径 12mm のテンプレートでは、30% 以下の誤測定例が認められたが、径

30mm テンプレートでは全ての点が測定可能であった。したがって、径 30mm 以上の領域の錆を除去すれば、平滑化しなくても超音波板厚測定が可能なのがあった。そこで、径 30mm の全測定例と径 12mm における測定可能なケースについて、キャリパー測定値(真の厚さ)との関係を調べた。測定結果を Table 5-2 に示す。超音波厚さ計による計測平均値は、キャリパーのそれより常に大きく、超音波厚さ計は過大評価することがわかった。大きい所では、1.5mm 過大評価していた。測定値の標準偏差に関しては、それぞれにばらつきはあるが、ほぼ同じレベルになっている。

Table 5-2 超音波厚さ計の測定誤差

Specimen	Measuring surface	Template	Average			Standard deviation	
			Caliper (mm)	Ultrasound (mm)	Error (mm)	Caliper (mm)	Ultrasound (mm)
SB3	front	30	14.70	16.20	1.50	0.60	0.48
		12	14.80	16.30	1.50	0.75	0.72
	back	30	14.60	15.40	0.80	0.72	0.64
		12	14.70	15.40	0.70	0.68	0.78
SF11	front	30	19.10	20.60	1.50	0.84	0.76
		12	19.20	20.70	1.50	0.89	0.85
	back	30	19.20	19.80	0.60	0.81	0.87
		12	19.20	20.00	0.80	0.75	0.82
FMEI	front	30	6.80	7.90	1.10	0.49	0.51
		12	6.80	7.90	1.10	0.52	0.95
	back	30	6.80	7.40	0.60	0.44	0.45
		12	6.70	7.30	0.60	0.57	0.60

測定平均値における誤差  $Err$  と表裏面の粗さの関係重回帰分析すると、次式が得られる。

$$Err = 2.03R_s - 0.54R_b + 0.03 \quad (5-1)$$

(相関係数 0.80)

ここに、 $R_s$  および  $R_b$  は、それぞれ表裏面の基準長 12mm における表面粗さである。

表面粗さは誤差を増大させ、裏面粗さは誤差を低減させることがわかった。また、表面粗さが誤差に及ぼす影響は、裏面粗さの 3.75 倍であった。表面粗さが増大すると、探触子と腐食面間の接触媒質の厚さが大きくなり、ここを伝搬する時間も厚さに換算されるので、誤差を増大させる。反対に裏面粗さが増大すると、裏面の凹部(鋼板中から見れば凸部)からの超音波エコーの伝搬時間が厚さに変換されるので、誤差が低下すると考えられる。また、接触媒質の音速(1860m/s)が鋼板の音速(5900m/s)より小さいので、表面側粗さの影響が大きいと考えられる。

腐食部材の厚さ測定において 1.5mm の過大評価は、危険側の評価であるので、できる限り誤差を低減することが重要である。ナホトカ号から採取した部材は、入手可能な自然腐食材としては最も腐食が進んだ鋼板と考えられるので、この部材を対象に測定誤差が低減できれば、超音波厚さ計の適用性が大きく改善される。そこで測定誤差低減法を検討した。

### (3) 腐食凹凸面を考慮した超音波厚さ測定の最適化

(a) 小径センサによる誤差低減法

測定誤差と表面粗さの関係を示す(5-1)式によれば、探触子と腐食面との間隙を小さくし、ここに満たされた接触媒質中の超音波伝搬時間を低減することにより、測定誤差を低減できる可能性がある。そこで、径の小さい探触子を用いて、腐食試験片の厚さ測定を行い、その精度を調べた。探触子周波数10MHz、探触子外径3mm、5mm、7mmおよび10mmでパルサーレーザとデジタルオシロを組み合わせ波形を収集し、底面エコーの伝搬時間から厚さを求めた(R・B1モード)。この方法でSB3表面側から計測すると、小さい径の探触子で測定誤差が小さいことがわかったが、誤差の最小値を0.9mm以下にできなかった。Table 5-1に示すとおり、標準では1.5mmの誤差があるので、0.6mmだけ誤差を修正できたことになる。

径が小さい探触子は、感度が低いので、ノイズの影響を受けやすい点と、超音波ビームが広がりやすいので、裏面凹凸の影響を受け、斜め方向での測定が混入することなどが原因として推定され、十分な測定精度を達成できないものと考えられる。

(b) Sエコー幅を用いた誤差低減法

測定誤差の低減は、探触子と腐食凹凸面との間隙にある接触媒質の厚さを何らかの方法で見積もることでも達成できる。そのため、Sエコー幅による方法を検討した。

Fig.5-2(a)に示すように、音響遅延材付きの探触子の場合、底面エコーのほかに、音響遅延材と試験片との接触部からのSエコーが得られる。このSエコーは、試験片表面が平滑であれば、センサで発生した波形のままであるが、腐食部材の場合には、接触媒質と腐食凹凸面の界面からの遅れエコーも混じり波形が変化する。接触媒質の厚さが大きい場合には、エコーの遅れも大きくなり、Sエコー幅が増大する。したがって、Sエコー幅と接触媒質の厚さには相関があり、Sエコー幅により厚さ測定誤差を低

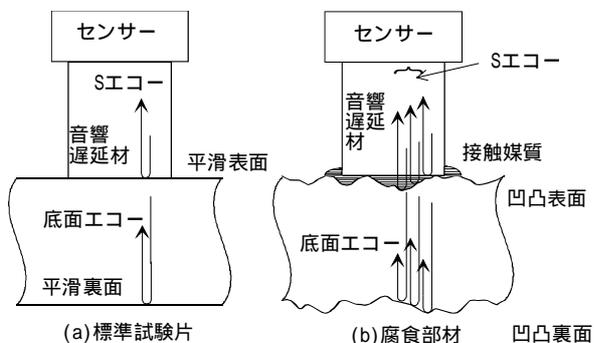


Fig.5-2 Sエコーにおける標準試験片と腐食材の比較

減できると考えた。

実験には、周波数2.25MHz、径12.7mmの遅延材(アクリル樹脂)付きの探触子を用いた。遅延材の長さは12.7mmである。3種の腐食試験片で、縦横15mm間隔でSエコーおよび底面エコーの波形を収集し、解析した。

超音波板厚測定値  $T_u$  と超音波板厚測定誤差  $Err$  は次式で計算する。

$$T_u = C_s \cdot t / 2 \quad (5-2)$$

$$Err = T_u - T_c \quad (5-3)$$

ここに、 $t$  は底面エコーの伝搬時間、 $C_s$  は鋼における音速、 $T_c$  はキャリパーによる厚さ測定値である。

Fig.5-3に示すように、腐食試験片におけるSエコー最大振幅の20%振幅の幅  $b$  から、標準試験片における幅  $a$  を差し引いて、Sエコー幅増加量  $\Delta t$  と定義した。Sエコー幅増加量および超音波板厚測定誤差  $Err$  の回帰分析を行い、係数  $\alpha$  を求めた。推定誤差  $Err'$  は係数  $\alpha$  とSエコー幅増加量から近似的に次式で求めることができる。

$$Err' = \alpha \Delta t \quad (5-4)$$

試験片により係数  $\alpha$  はやや異なるが、平均値は2190m/sであった。超音波厚さ測定値を推定誤差  $Err'$  で補正することにより、誤差を低減した厚さ測定値  $T_{uc}$  が得られる。

$$T_{uc} = C_s \cdot t / 2 - \alpha \Delta t \quad (5-5)$$

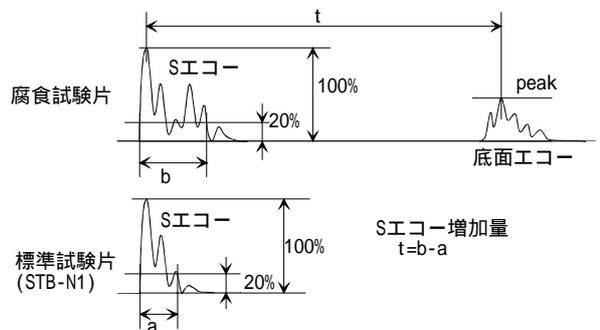


Fig.5-3 Sエコー幅増加量の定義

試験片SF11(裏面)のキャリパー測定値  $T_c$  (図中のcaliper)、超音波測定値  $T_u$  (同R・B1)、本方法による超音波測定補正值  $T_{uc}$  (同R・B1補正)の度数分布をFig.5-4に示す。超音波測定値のみが約1.5mm厚い方向にシフトしているが、キャリパー値と超音波測定補正值は、ほぼ同じ分布になった。この時の超音波測定値と超音波測定補正值の散布図をFig.5-5に示すが、超音波測定補正值は、キャリパー測定値と良い相関があることがわかる。

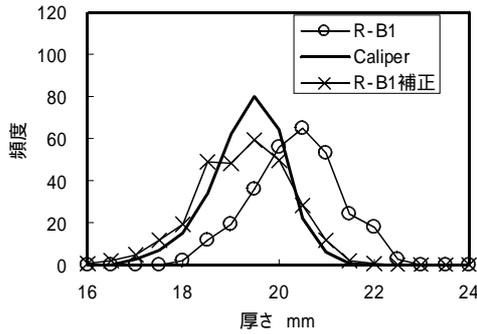


Fig.5-4 腐食試験片における厚さ度数分布の比較

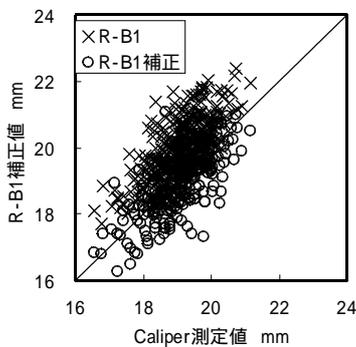


Fig.5-5 R-B1 補正值とキャリパー測定値の相関

他の試験片も含めて、計測結果を Table 5-3 に整理する。3種の試験片とも、同じ補正係数を用いた。平均値の誤差は 0.3mm 以下で、1例を除けば 0.2mm 以下である。また、標準偏差もキャリパー測定値の標準偏差の最大 1.6 倍、平均で 1.3 倍の増加にとどまっており、評価特性の大きな劣化はない。

Table 5-3 R-B1 補正值とキャリパー測定値の統計量の比較

Specimen & measuring surface	Thickness		Err (mm)	Increase of std (%)	
	Caliper (mm)	Improved R-B1 (mm)			
sm11	front	avg 19.07	19.35	0.28	4.9
		std 0.88	1.07		
	back	avg 19.10	19.01	-0.09	5.6
		std 0.78	0.98		
sb3	front	avg 14.70	14.56	-0.14	8.8
		std 0.74	1.06		
	back	avg 14.66	14.47	-0.19	6.1
		std 0.68	0.87		
fmei	front	avg 6.77	6.56	-0.20	11.1
		std 0.52	0.82		
	back	avg 6.72	6.67	-0.05	4.7
		std 0.56	0.67		

\* avg = average thickness

\* std = standard deviation of thickness

本手法で、超音波板厚測定の実差をほぼ 1/10 にできることが分かった。しかし、探触子径内に多数の凹凸が含まれるので、決まった部位の板厚測定値でないことに注意を要する。また、測定平均値によりキャリパー測定値に近い値が得られるので、ある程度の点数を測定することが必要である。船舶検査では、多数の板厚測定を行うので、この点は支障にならないと考えられる。

### 5.2.2 ハンマリング試験の定量化

#### (1) ハンマリング試験の現状と予備調査

ハンマリングは船舶検査現場において、船体構造部材に生じた錆の除去やその状態の判定、さらに骨位置の確認等を目的として広く行われている。その適用性の良さから、ハンマリングでき裂や鋼板の厚さに関する情報が得られれば、船舶検査に役立つ所が多い。船舶検査官の間でも、その可否に関し種々の意見がある。ハンマリングは極めて簡単な手法であるが、現状の判定は感覚的、経験的で、定量性に乏しい欠点がある。

ハンマリングを試験法として捕らえ、その定量化、き裂探査等への応用を図る研究も行われているが、実用化には至っていない。構造、大きさの定まった部材・部品の検査では、共振周波数の変化と材料のき裂損傷との関係が解明され、試験法としての有効性が確かめられている<sup>5-4, 5)</sup>。しかし、船体構造部材等の大きな構造体で、構造・寸法が個々に違う環境では、共振周波数や共振モードが個々に異なるため、その適用が困難である。

船体構造の試験では、四隅を補強材で固定された鋼板の振動特性が基本であり、その最低次の固有振動を捕らえることができれば、基本周波数の変化から、鋼板の劣化状態の情報が得られる可能性がある。しかしながら、周波数が低い領域では隅肉溶接部も固定端とは仮定できず、隅肉でつながった部材を含めた振動特性になる。そのため、最低次の基本モードの検出も困難と考えられる。

近年、音源特性をマッピングする音響インテンシティ法が利用できるようになった。本方法によれば、鋼板上の振動エネルギー分布を可視化できるので、き裂や鋼板の劣化による局所的な材料特性変化を検出できる可能性がある。これに関しては、機器が高価なことに加え、装置も大きいことから、船舶への適用性に優れた試験法とはなりにくいため、実験的な検討は行っていない。

ここでは、鋼板をハンマで叩いた時の反発挙動を解明し、鋼板の厚さ推定、き裂探査法としての実用性を検討する。ハンマと鋼板の接触時間は非常に短いので、鋼板の共振特性に無関係に、板厚測定やき裂の評価が可能である。

(2) 鋼球落下による予備実験

反発挙動で得られる情報を明らかにするため、鋼球落下実験を実施した<sup>5-6, 7)</sup>。試験体は Fig.5-6 に示すような、板厚 22mm の補強材を井桁状に隅肉溶接した 1000mm×1000mm角の補強鋼板(SS400)である。井桁の間隔は 800mm、試験体板部材の厚さは、10mm、16mm および 22mm の3種を用意した。鋼球は、径が 20mm、30mm、40mm および 50mm の4種を用いた。鋼球、電池、デジタルオシロと鋼板からなる電気回路を用いて、鋼球が鋼板に接触している時間および跳ね返り時間間隔  $t_0$  を測定した。後者は、次式で反発係数に換算した。

$$\text{反発係数} = \frac{t_0}{2} \sqrt{\frac{g}{2h}} \quad (5-6)$$

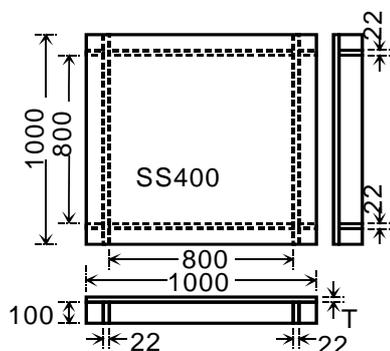


Fig.5-6 ハンマリング試験等に用いた試験体

補強材からの距離の関数として反発係数を求めると Fig.5-7 が得られる。T、h、d はそれぞれ、板厚、落下高さ、鋼球径を示す。補強材から 100mm 以上離れると、鋼球径によらず反発係数はほぼ一定値を示す。この領域における板厚と反発係数の関係を Fig.5-8 に示す。板厚と反発係数の間には相関が認められる。特に、鋼球径の大きな場合に、両者の相関が強い。接触時間について同様の解析を行った結果、鋼球径が大きく(50mm)、かつ板厚が小さい(10mm)場合を除くと、板厚と接触時間の相関は弱いことがわかった。

また、鋼球の落下高さの影響も検討した。反発係数、接触時間共に、落下高さが大きくなると、値がやや小さくなる傾向を示したが、変化の程度は小さく、落下高さの影響はほとんどない。

以上から、鋼板の反発挙動と板厚に相関が認められ、板厚の推定に利用できる見通しが得られた。

(3) シュミットハンマ試験による検討

鋼球落下試験は、現象の解明には適しているが、板厚測定の実用化には不向きである。そのため、よ

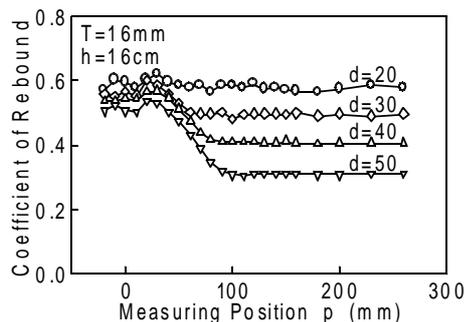


Fig.5-7 反発係数の測定位置依存性

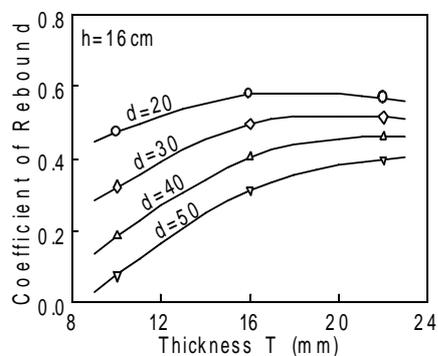


Fig.5-8 反発係数と板厚の相関

り簡便に測定できるシュミットハンマによる計測試験を実施し<sup>5-8)</sup>、その実用性を検討した。シュミットハンマは、コンクリートや岩盤の強度推定に利用されている手法であり、土木や建築の分野では確立された測定技術である<sup>5-9)</sup>。

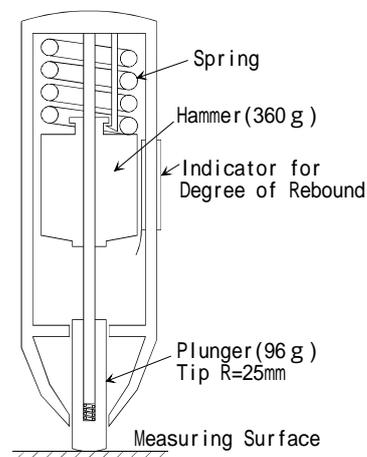


Fig.5-9 シュミットハンマの構造

試験に用いたシュミットハンマの構造概要を Fig.5-9 に示す。シュミットハンマはプランジャを介して間接的に反発を計測し、反発度と定義された計測値を得る装置である。衝撃エネルギー 2.2Nm のシュミットハンマを用いて、Fig.5-6 の試験体において、補強材からの距離の関数として反発度を計測した。鋼球落下の場合と同様に、補強材位置では反発度が大きい、離れるに従い反発度が低下し、100mm 以上離れると一定の反発度を示した。この領域における反発度と板厚の関係を Fig.5-10 に示す。本図では、補強材位置における反発度で計測値を無次元化している。また、プランジャと鋼材表面との間にのこ刃鋼片(板厚1.65mm×18.9mm×17.2mm、ビッカース硬度 7.18GPa)を挟んで計測した結果も併せて示す。のこ刃を用いた場合には、鋼表面の塑性変形が生じないため、高い反発度を得られるが、補強材位置計測値で無次元化すると、のこ刃を用いない場合と大差はない。

Fig.5-10 に示すとおり、板厚と反発度には高い相関があり、板厚測定にシュミットハンマが適用可能であることが明らかになった。

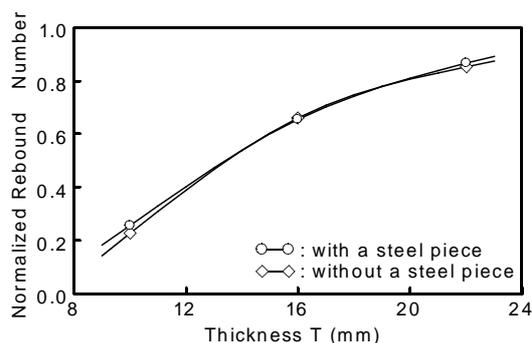


Fig.5-10 シュミットハンマにおける反発度と板厚の相関

#### (4) インパルスハンマによる定量化

検査官が行うハンマリングを定量化するため、インパルスハンマを用いて、鋼板を叩いた時の荷重応答を計測し、鋼板の厚さやき裂を模擬したスリットの影響を調査した<sup>5-10~12)</sup>。試験には、Fig.5-6 に示した試験体を用い、ハンマヘッド質量 318 g で、衝撃力を一定とするためインパルスハンマを一定高さから落下させて荷重の変化を計測した。

初めに荷重応答と板厚との相関、およびハンマチップの影響を解明するため、Photo 5-1 に示す 3 種のチップをハンマに取り付け、試験体の中央付近で荷重波形を集録した。荷重波形から、ピーク荷重、パルス幅(ピーク荷重の 20%以上の持続時間)、および Fig.5-11 に定義する荷重応答の変化率の最大最小比(以後、最大最小比という)を求め、板厚との

相関を検討した。板厚との相関は、ピーク荷重と最大最小比で認められたが、パルス幅には板厚の影響が小さかった。後者は、鋼球落下における接触時間の板厚影響が小さいことと整合している。

実際のハンマリング試験では、衝撃力を一定にできないので、ピーク荷重は利用しにくい。この点で最大最小比は衝撃力に依存しないので、板厚測定に適していると考えられる。最大最小比と板厚の関係を Fig.5-12 に示す。柔らかいハードプラスチックチップに比べ、より硬い R50 チップと S11 チップ

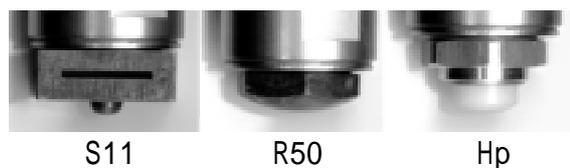


Photo 5-1 チップの形状

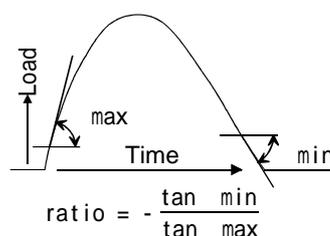


Fig.5-11 最大最小比の定義

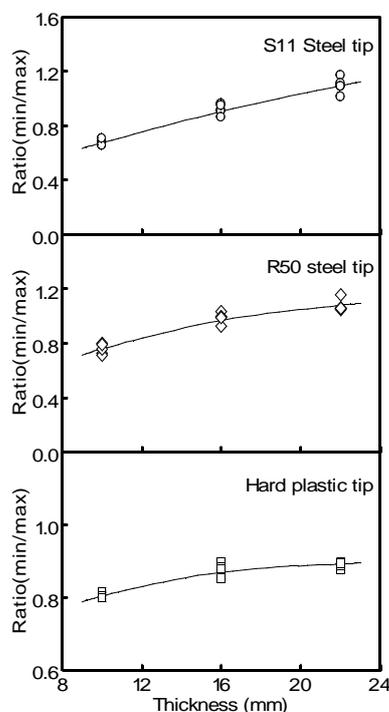


Fig.5-12 最大最小比と板厚の相関

ブにおいて最大最小比と板厚の相関が明瞭である。また、R50 より S11 チップのほうが板厚との相関が素直である。したがって3種の中では、S11 チップが最も板厚測定に適している。ただし、S11 チップは、先端の曲率が R50 より小さく、鋼表面の塑性変形の影響を受け、精度が低下していることも考えられる。チップ材質および形状については、さらに検討が必要である。

ハンマリング試験に及ぼす補強材の影響を調べるため、最大最小比と計測位置の補強材からの距離との関係を Fig.5-13 に示す。最大最小比は、補強材位置で最大値を示し、補強材から離れるに従い減少し、150mm 以上離れるとほぼ一定値を示す。したがって、補強材から 150mm 以上離れば補強材の影響はなく、最大最小比を利用したインパルスハンマでの板厚計測が可能となる。

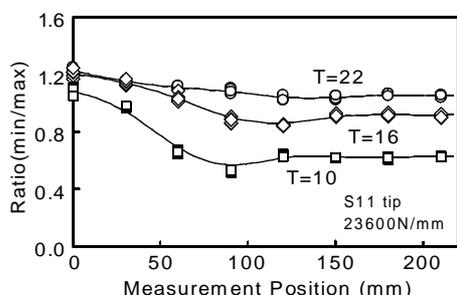


Fig.5-13 最大最小比の測定位置依存性

最大最小比と切欠きの関係を Fig.5-14 に示す。試験体は、Fig.5-6 の厚さ T が 16mm の形状で、辺に平行な貫通切り欠き(長さ 40cm)を中央に有するものを用いた。切り欠きは補強材から 20cm 以上離れている。Fig.5-14 に切り欠きと測定位置の関係も示した。Fig.5-14 から切欠きの中央付近で切欠きに近い位置では、最大最小比が低下し、き裂の存在を示したが、切欠きの端部では最大最小比の低下はほとんどなく、き裂検出は困難と思われた。き裂に対するハンマリングの感度が低いこと、き裂の存在が

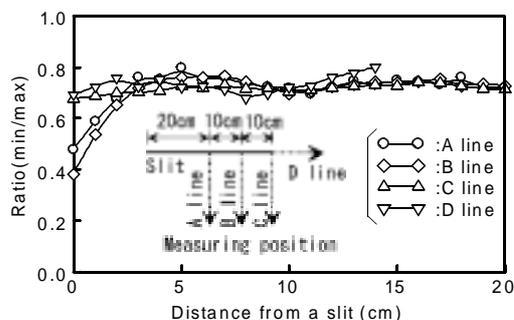


Fig.5-14 切欠き近傍における最大最小比の挙動

板厚を小さく見積もる方向であることを考慮すると、ハンマリングはき裂よりも板厚推定に適していると考えられる。

### (5) 腐食鋼板への適用

以上の試験では、錆のない黒皮除去の鋼板を用いた。腐食劣化評価を想定すると、腐食鋼板に適用することが重要になる。本手法は、局所的な厚さ評価ではなく、ある範囲(半径 100mm 以内)の平均厚さを評価するので、腐食鋼板に適用しやすい側面を有する。ただし、鋼板上に厚く堆積した錆は、スクレーパーやワイヤブラシ等で落とし、ハンマ先端の接触を安定させることが必要である。

### 5.2.3 板厚測定のその他の手法

腐食部材の板厚測定法として、電磁誘導法および電磁超音波法の適用を検討した<sup>5-13~16)</sup>。電磁誘導法は、腐食部材にも適用できるが、励磁コイルと検出コイルの間に腐食部材を挟むことが必要であり、船舶検査への適用性は悪い。また、電磁超音波法は、使用した機器での腐食部材の板厚測定は不可能であったが、動作周波数が 100~500KHz の装置を開発できれば、船体構造の板厚測定に適用可能である。

### 5.3 船体構造強度の巨視的計測法に関する検討

船舶検査技術の中でも、高齢船舶のポートステートコントロール(PSC)に対応できる検査手法については、開発に対する強い期待がある。板厚測定の適用性改善、ハンマリング試験の定量化なども PSC に役立つと思われるが、より直接的に船体強度を把握できる検査手法が必要である。また、PSC では貨物の積載、荷揚げの短い時間に適用でき、すばやく結果を出すことが求められる。現在、これらの要望にこたえる計測技術はないが、その可能性を船体変形の巨視的測定法により検討した<sup>5-17)</sup>。

船体変形の計測は、レーザープレーナーと DGPS による方法を用いた。供試船は、総トン数 749 トン、垂線間長 78 m、型幅 13m、型深さ 7.85m、喫水 4.61m、載荷重量 2100 トンの鋼材運搬船とした。鋼ロール 2000 トンの満載状態から 1000 トン分を荷揚げした時の船体変形および喫水変化を計測した。喫水変化は、船体中央部をレーザー式喫水計で、船首および船尾喫水は目視で計測した。レーザープレーナーの発光部を船倉中央(Fr65)、その受光器を船倉の前部(Fr34)、中間部(Fr53)、後部(Fr95)に設置し、船体変形を計測した。DGPS は移動局を船首の先端部、船倉中間部、船倉後部のデッキ上に、基準局を陸上に設置し、絶対位置の変化を計測した。

レーザープレーナーの計測例(Fr95)を Fig.5-15 に示す。細かい振動によるノイズが見られるが、

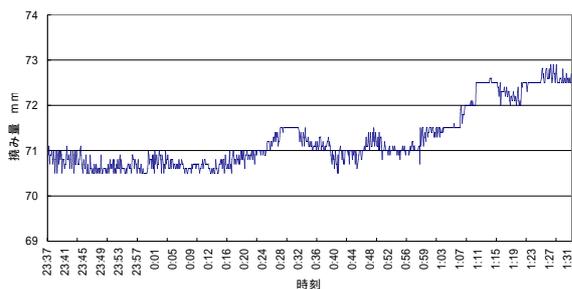


Fig.5-15 本システムによる船体変形計測例

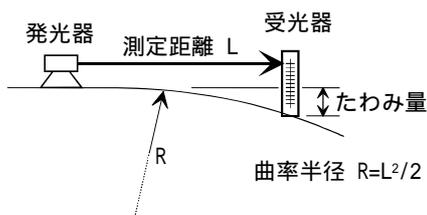


Fig.5-16 計測原理

mm レベルでの変形計測が可能である。DGPS では、鋼材を搬送するクレーンが上空を移動する時に計測値の大きな乱れが生じ、船体変形の計測は困難であった。ただし、船体の沈下および浮上は cm レベルで検出可能であった。

本システムによる船体変形の計測原理を Fig.5-16 に示す。発光器と受光器の間に均一な曲率を仮定し、たわみ量と測定距離から曲率半径が求められる。例えば、Fig.5-15 では約 2mm のたわみ変化が認めら

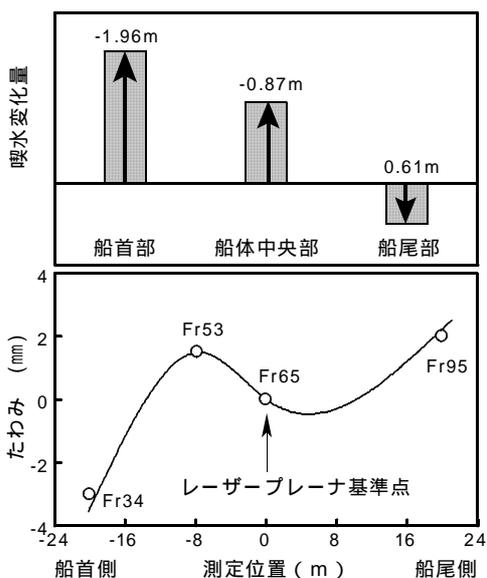


Fig.5-17 たわみ計測値と喫水の関係

れるが、測定距離 20m を使うと、曲率半径 105m が得られる。型深さが 8m であることを考慮すると、最大のひずみ変化量は  $40 \times 10^{-6}$  程度と見積もることができる。

満載から半載への変化に伴うたわみと喫水の変化をグラフ化すると Fig.5-17 が得られた。船首喫水が上がると、船首部に加わる水圧が減少するため、たわみは減少する。また、船尾喫水が上昇すると、船尾部の水圧が増加し、たわみが増大する。本図は、このような船体変形挙動を忠実に再現しており、本計測法の有効性が認められた。

本計測法を PSC の道具とするためには、より簡便な計測法が望まれるが、計測精度、熟練性等を考慮すると、他にないのが現状である。種々の外航船舶を相手にする PSC では、対象船舶の構造データ(健全時の断面係数等)、積荷の重量とその位置等の詳細データの取得方法も今後の課題である。

#### 5.4 船舶検査技術に関する研究のまとめ

船舶検査の現場調査を踏まえ、船舶検査に役立つ検査技術の改良・開発を検討した。腐食部材における超音波板厚測定誤差の低減法は、今回用いたナホトカ号腐食部材ではうまく機能した。腐食の形態は多様であるため、今後、極力腐食部材を収集し、その機能をチェックしていくことが必要である。

また、ハンマリング試験の定量化は、チップの剛性などを調整し、最適な条件を見つけることが重要である。また、簡便に適用できる装置で、現場における利用価値調査の必要性も感じられた。

船体強度の巨視的計測法の実用化は、簡便に適用できる計測機器が得られるかどうかにかかっている。今後とも、船舶検査に利用する観点から計測技術の進歩を調べていくことが必要である。

#### 6. あとがき

以上のような結果を残して、「船体の寿命評価技術に関する研究」は平成 12 年度で終了した。当初の予定より進んだ部分がある一方、積み残したものもある。この分野の研究として、平成 13 年度から 4 カ年計画で「ダブルハルトankerの構造の経年劣化に関する研究」が開始されている。この研究は 5 ないし 10 年後には老朽化する DHT の検査方法を今から検討しておこうとするものであり、「船体の寿命評価技術に関する研究」の成果の上に構築されることを期待している。

#### 参考文献

##### 2章

2-1) 福田淳一：船体応答の統計的予測，日本造船学

- 会耐航性に関するシンポジウム, 1969.
- 2-2) 真能創, 上野洋純: 波浪に関する各種船体応答の長期分布の近似推定法とその応用, 日本造船学会論文集, 第 132 号, (1972), pp.235-247.
- 2-3) 中村一郎, 片坐泰治, 空中勝, 服部陽一: 変動する物理量の長期予測値の近似計算法(第 1 報), (第 2 報), 関西造船協会誌, 第 157 号, (1975), pp.83-92, 第 159 号, (1975), pp.85-94.
- 2-4) 土岐直二: 設計海象の設定法に関する研究(その 1), (その 2), 西部造船会報, 第 89 号, (1994), pp.191-208, 第 93 号, (1996), pp.121-133.
- 2-5) 土岐直二: 設計海象の設定法に関する研究(その 1), 西部造船会報, 第 93 号, (1996), pp.121-133.
- 2-6) Nordenstrom, N.: Calculations of Wave-Induced Motions and Loads, Progress Report No. 4, Det Nolske Veritas Report No. 66-11-S, (1966).
- 2-7) Guedes Soares, C. and Moan, T.: Model Uncertainty in the Long-term Distribution of Wave-induced Bending Moments For Fatigue Design of Ship Structures, Marine Structures, 4, (1991), pp.295-315.
- 2-8) Athanassoulis, G. A., Vranas, P. B. and Soukissian, T. H.: A New Model for Long-term Stochastic Analysis and Prediction - Part 1: Theoretical Background, Journal of Ship Research, Vol. 36, No. 1, (1992), pp.1-16.
- 2-9) Hogben, N., Dacumha, N. M. C. and Oliver, G. F.: Global Wave Statistics, Unwin Brothers Limited, (1986).
- 2-10) 万順涛, 新開明二: 海洋の波浪統計データの特性値と船体応答長期予測値の評価, 日本造船学会論文集, 第 178 号, (1995), pp.289-298.
- 2-11) Buckley, W. H.: Extreme and Climatic Wave Spectra for Use in Structural Design of Ships, Naval Engineers Journal, (1988), pp.36-58.
- 2-12) 日本造船研究協会第 163 研究部会報告, (1980).
- 2-13) 河辺寛, 真能創, 阿波健二: 実船の遭遇海象について, 日本造船学会論文集, 第 152 号, pp.173-184, (1982).
- 2-14) 竹本博安他: 船舶の波浪衝撃水圧簡易計算法について, 西部造船会報, 第 101 号, (2001).
- 2-15) 竹本博安他: 高速域における三次元水面衝撃水圧簡易計算法の検証, 西部造船会報, 第 105 号, (2002).
- 2-16) Stavovy, A., Chuang S.-L., " Analytical Determination of Slamming Pressures for High-Speed Vehicles in Waves ", Journal of Ship Research, Vol.20, No.4, (1976).
- 2-17) Wagner, H., " Über Stosse und Gleitvorgänge an der Oberfläche von Flüssigkeiten ", Zeitschrift für Angevandte Mathematik und Mecknik, Vol.12, No.4, (1932).
- 2-18) Ferdinande, V., " Theoretical Considerations on the Penetration of a Wedge into the Water, " Journal of Ship Research, Vol.13, No.140, (1966).
- 2-19) 竹本博安: 水面衝撃水圧に関する一考察, 日本造船学会論文集, 第 156 号, (1984).
- 2-20) Chuang S.-L., " Slamming Tests of Three-Dimensional Models in Calm Water and Waves ", Report of NSRDC 4095, (1973).
- 2-21) 飛田仁, 谷川雅之, 永濱信一: スロッシングによる衝撃厚力を受ける LNG 船防熱構造の流体・構造錬成解析, 関西造船協会誌, 第 225 号, (1996), pp.175-180.
- 2-22) 日本造船研究協会第 215 研究部会: 二重船殻中型タンカーの荷重・応力に関する研究報告書(第 2 分冊), (1994).
- 2-23) 山本善之, 浦環, 松原典宏, 太田垣由夫, 信原真人: 航行中のバラ積み貨物の挙動について, 日本造船学会誌, 第 558 号, (1975), pp.17-21.
- 2-24) 田中義照, 佐久間正明, 安藤孝弘: 粒状貨物による艙内圧の実験的検討, 日本造船学会論文集, 第 186 号, (1999), pp.445-453.
- 2-25) Initial Graphics Specification IGES 5.3, U.S. Product Association (1996).
- 2-26) 日本造船研究協会第 245 研究部会: 二重船殻タンカーの船体構造寿命に関する研究, 平成 11, 12 年度報告書, (2000, 2001).
- 2-27) 松岡一祥, 藤井英輔: 鋼溶接継手の疲労き裂発生寿命の一評価法, 日本造船学会論文集, 第 178 号, (1995), pp.513.

### 3 章

- 3-1) 松岡一祥, 吉井徳治: 角回し溶接継手の残留応力, 日本造船学会論文集, 第 180 号, (1996), pp.753-761.
- 3-2) 松岡一祥: 疲労強度に及ぼす溶接施工の影響, 第 71 回船舶技術研究所研究発表会講演集, (1998), pp.176-180.
- 3-3) 松岡一祥: 基準疲労強度の問題点, 溶接学会全国大会講演概要, 第 63 集, (1998), pp.F57-F66.
- 3-4) Hong Youshi, M. W. Brown and K. J. Miller: Fatigue crack growth from a circular notch under high levels of biaxial stress, Fatigue and

- Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol.15, No.12, 1992, pp.1185-1197.
- 3-5) A. A. Shanyavsky, E. F. Orlov and M. Z. Koronov : Fractographic analyses of fatigue crack growth in D16T alloy subjected to biaxial cyclic loads at various R-ratios, Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol.18, No.11, 1995, pp.1263-1276.
- 3-6) C. M. Sonsino : Multiaxial fatigue of welded joints under in-phase and out-of-phase local strains and stresses, International Journal of Fatigue, Vol.17, No.1, 1995, pp.55-70.
- 3-7) 高橋一比古, 高田篤志, 秋山繁, 牛嶋通雄, 前中浩 : 2 軸繰返し荷重下における角回し溶接継手の疲労挙動, 日本造船学会論文集, 第 184 号, (1998), pp.321-327.
- 3-8) I. Takahashi, M. Ushijima, A. Takada, S. Akiyama and H. Maenaka : Fatigue behaviour of a box-welded joint under biaxial cyclic loads, Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol.22, No.10, 1999, pp.869-877.
- 3-9) 矢島, 川野, 多田, 井上, 阪井, 伏見 : 新制御圧延(TMCP)型 50 キロ級高張力鋼溶接継手部の疲労強度とその評価(その 4), 西部造船協会報, 第 83 号, (1991), pp.237-243.
- 3-10) 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および溶接部の品質に関する研究, 日本造船研究会研究資料, 第 395 号, 1990.
- 3-11) 松岡一祥, 藤井英輔 : 溶接継手の疲労き裂発生寿命の一評価法, 日本造船学会論文集, 第 178 号, (1995), pp.513-522.
- 3-12) Matsuoka, K. and Kobayashi, Y. : Influence of Maximum Stress on Fatigue Crack Initiation Life of Welded Steel Joints and Notched Steel Plates, Welding in the World, Vol. 42, No. 6, 1999.
- 3-13) 松岡一祥, 高橋一比古, 藤井英輔 : 荷重非伝達すみ肉溶接継手の疲労強度に及ぼす降伏応力の影響, 日本造船学会論文集, 第 171 号, (1992), pp.417-425.
- 3-14) 松岡一祥, 高橋一比古, 植松進, 牛嶋通雄 : 溶接継手の疲労寿命に及ぼす荷重履歴の影響, 日本造船学会論文集, 第 188 号, (2000), pp.617-624.
- 3-15) 日本造船研究協会第 245 研究部会 : 二重殻タンカーの船体構造寿命に関する研究, 平成 11, 12 年度報告書, (2000, 2001).
- 3-16) 山本規夫, 松岡一祥 : 平均応力影響を考慮した疲労強度評価法, 日本造船学会論文集, 第 190 号, (2002), pp.499-505.
- #### 4 章
- 4-1) 小林佑規, 田中義久, 後藤英信, 松岡一祥, 本橋嘉信 : 造船用鋼板切欠き材の腐食疲労強度, 日本造船学会論文集, 第 182 号, (1997), pp.751-761, 討論 pp.877-878.
- 4-2) 小林佑規, 田中義久, 後藤英信, 松岡一祥, 本橋嘉信 : 人工海水中における造船用鋼板の長寿命腐食疲労強度の検討, 日本造船学会論文集, 第 183 号, (1998) .
- 4-3) 小林佑規, 田中義久, 後藤英信, 松岡一祥, 本橋嘉信 : 造船用鋼突合せ溶接継手の人工海水中疲労強度, 溶接学会論文集, 第 16 巻, 第 3 号, (1998), pp.382-387.
- 4-4) 小林佑規 : 造船用鋼の長寿命腐食疲労強度信頼性に関する研究, 茨城大学大学院理工学研究科, 環境機能科学専攻, 博士学位論文, 1999.
- 4-5) 小林佑規, 田中義久, 後藤英信, 松岡一祥 : ばら積み石炭船倉内の腐食を模擬した希硫酸環境における造船用鋼の腐食および腐食疲労, 日本造船学会論文集, 第 185 号, (1999), pp.221-232.
- 4-6) 水上知夫, 石川一郎 : 最近の船体損傷の傾向と対策, 日本海事協会会誌, No.227, 1994(II), pp.115-131.
- 4-7) 検査技術部 : 高齢大型ばら積貨物船に関する調査 - 高齢大型ばら積貨物船調査会報告から -, 日本海事協会会誌, No.219, 1992(II), pp.79-117.
- 4-8) 検査技術部 : 1990 年度の船体損傷統計, 日本海事協会会誌, No. 217, 1991(IV), pp. 237-252.
- 4-9) ASTM G31-72 : Standard Practice for Laboratory Immersion Corrosion Testing of Metals, 1985.
- 4-10) Saburo Matsuoka, Etsuo Takeuchi, Michio Kosuge, Masuo Shimodaira, Akihiko Ohta, and Satoshi Nishijima : "A Method for Determining Conservative Fatigue Threshold While Avoiding Crack Closure, J. of Testing and Evaluation, Nov. 1986, pp.312-317.
- 4-11) R. O. Ritchie, S. Suresh and C. M. Moss : Near Threshold Fatigue Crack Growth in 21/4 Cr-1Mo Pressure Vessel Steel in Air and Hydrogen, J. Eng. Mat. Tech. Trans. ASME, Vol. 102, 1980, pp.293-299.
- 4-12) ASTM E 647-95 : Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates, 1995.

- 4-13) 矢島浩, 平田隆明, 井上克明, 川原正言, 勝田順一, 藤本由紀夫, 岩田光正, 永井欽一: TMCP 型 50 キロ HT 鋼板大入熱溶接継手の海水中疲労強度について, 西部造船会会報, 第 71 号, (1986), pp.233-241.
- 4-14) 真谷捷郎, 多田益男, 矢島浩, 中島正樹, 勝田順一: TMCP 型 50 キロ HT 鋼板溶接継手の海水中疲労き裂伝播特性について, 西部造船会会報, 第 80 号, (1990), pp.253-263.
- 4-15) 遠藤吉郎, 駒井謙治郎共著: 金属の腐食疲労と強度設計, 養賢堂, 第 1 版, 1982, p.22.
- 4-16) 日本造船研究協会第 220 研究部会: 「バラストタンクの腐食疲労に関する研究」, 平成 7 年度報告書 (総合報告書), 1996.
- 4-17) Military Standard Handbook (MIL-HDBK) -5G, Defense Printing Service Detachment Office, 1994.
- 4-18) 松岡一祥, 藤井英輔: 鋼溶接継手の疲労き裂発生寿命の一評価法, 日本造船学会論文集, 第 178 号, (1995), pp. 513-522.
- 4-19) AKIHIKO OHTA, KAZUYOSHI MATSUOKA, NAOYUKI SUZUKI and YOSHIO MAEDA: Fatigue Strength of Non-load-carrying Cruciform Welded Joints by a Test Maintaining Maximum Stress at Yield Strength, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 49, No. 4, 1994, pp. 639-645.
- 4-20) 駒井謙治郎, 箕島弘二, 金貴植: 人工海水中における 80 キロ級高張力鋼溶接材の腐食疲労き裂発生挙動, 材料, 第 36 巻, 第 401 号, (1997), pp.141-146.
- 4-21) 駒井謙治郎, 箕島弘二, 木下定, 金貴植: 人工海水中における高張力鋼の腐食疲労き裂発生, 日本機械学会論文集(A 編), 第 53 巻, 第 496 号, (1987), pp. 2267-2273.
- 4-22) 西谷弘信, 陳玳珩, 才本明秀共著: 体積力法による二次元応力解析汎用プログラム, 培風館, 初版, 1994.
- 5 章
- 5-1) JIS Z 2355(1994) 超音波パルス反射法による厚さ測定方法.
- 5-2) 島田道男, 吉井徳治, 成瀬健: 二振動子探触子による腐食部材板厚評価特性の検討, 日本非破壊検査協会-新素材の非破壊評価-特別研究委員会資料, (1999), No.007-187, pp.22-27.
- 5-3) 島田道男, 吉井徳治, 成瀬健: 超音波厚さ計を用いた腐食部材板厚測定法の改善, 第 71 回船舶技術研究所研究発表会講演集, (1998), pp.194-197.
- 5-4) 本庄, 須藤, 増田: 打撃振動解析法による鋳鉄材料の疲労き裂の評価, 非破壊検査, 38(4), pp.315-325, (1989).
- 5-5) 品川: 共振法検査, 新素材の非破壊評価特別研究委員会資料(日本非破壊検査協会 1997), No.007-152, pp7-12.
- 5-6) 島田道男, 吉井徳治, 成瀬健: 鋼板の反発係数を用いた板厚推定手法の検討, 日本機械学会第 76 期全国大会講演論文集(I), (1998), pp.665-666.
- 5-7) 島田道男, 吉井徳治, 成瀬健: 鋼球の反発測定による鋼板厚測定法の検討, 第 73 回船舶技術研究所研究発表会講演集, (1999), pp.31-34.
- 5-8) 島田道男, 吉井徳治, 成瀬健: 鋼板の反発を利用した厚さ測定法の検討(第一報)-鋼球落下とシュミットハンマによる方法-, 非破壊検査, (2001), 50(7), pp.454-461.
- 5-9) 日本建築学会: コンクリート強度推定のための非破壊試験方法マニュアル, 丸善, (1983).
- 5-10) 島田道男, 吉井徳治, 成瀬健: 鋼板の反発を利用した厚さ推定法の検討-インパルスハンマによる方法-, 第 8 回超音波による非破壊評価シンポジウム講演論文集, (2001), pp153-158.
- 5-11) 島田道男, 吉井徳治, 成瀬健: ハンマリング試験の定量化に関する検討, 第 1 回海上技術安全研究所研究発表会講演集, (2001), pp.387-390.
- 5-12) 島田道男, 吉井徳治, 成瀬健: 鋼板の反発挙動の解明とインパルスハンマを用いた厚さ推定法の検討, 日本機械学会第 2001 年度年次大会講演論文集(I), (2001), pp.117-118.
- 5-13) T.NARUSE, M.SHIMADA, T.YOSHII: Investigation of steel thickness measurement by an electromagnetic method using a step exciting current, Material Evaluation,(1998), Vol.56,No.5, pp.631-635.
- 5-14) 成瀬健, 島田道男, 吉井徳治: ステップ励磁電流を用いた電磁誘導法による腐食鋼板の厚さ測定, 非破壊検査(2000), 49(3), pp.196-203.
- 5-15) 成瀬健, 島田道男, 吉井徳治: 鋼板の電磁気応答計測による板厚測定手法の検討, 第 73 回船舶技術研究所研究発表会講演集, (1999), pp.35-38.
- 5-16) 島田道男, 成瀬健, 吉井徳治, 菅澤忍: 腐食部材劣化度の非破壊評価技術に関する基礎的研究, 船舶技術研究所総合報告, (2000), Vol.37, No.1, pp.1-17.
- 5-17) 岡修二, 佐久間正明, 山田安平, 島田道男, 吉井徳治: 荷役時の船体のたわみ計測について, 第 74 回船舶技術研究所研究発表会講演集, (2000), pp.155-158.