The Society of Naval Architects of Japan

船体構造部材の腐食疲労強度とその評価

紀　博徳*　正員 多田益男*
正員 井上克明*　正員 江原隆一郎**
正員 橋本州史***　正員 太田昭彦****
正員 伏見彬*****

Corrosion Fatigue Strength Evaluation for Ship Hull Structure

by Hironori Kino　Masuo Tada, *Member*
Katsuaki Inoue, *Member*　Ryuichiro Ebara, *Member*
Kunifumi Hashimoto, *Member*　Akihiko Ohta, *Member*
Akira Fushimi, *Member*

Summary

Corrosion fatigue tests of the three types of specimen (small size elementary component, middle size elementary component and structural component) with boxing fillet welded joint of TMCP steel (KA 32) were conducted in synthetic sea water at 40°C which is nearly the same environments as actual ballast tanks. As a result of testing and fatigue life prediction analysis, the following conclusions were obtained.

(1) Corrosion fatigue life in 40°C sea water shows 50% reduction comparing with the life in air (corrosion factor for strength (K_c) is 1.3). This environment factor is the same for three configurations of specimen.

(2) Fatigue life at failure of small size specimen is equal to the number of cycles in which the crack in structural component specimen propagates to 30 mm length. This phenomenon is shown in both air and 40°C sea water.

(3) Fatigue life prediction of ship hull structure is simplified by adopting the proposed evaluation methods that replace the complicated small crack growth analysis at the toe area of welded joint by the failure life in small size specimen.

1. 緒　言

船舶のバラストタンクなどの腐食環境中における疲労強度信頼性の向上あるいは寿命予測のためには，実環境が疲労強度に及ぼす影響の把握，さらには試験片レベルの研究成果を実構造の腐食疲労強度評価へ適用する手法の開発が必要である。

バラストタンクの環境調査結果によれば，タンク内の温度は40～60°C程度まで上昇するとの報告がある[1]。しかしながら，試験の困難さから高温海水環境中でしかも疲労亀裂損傷が多い溶接継手部で疲労強度が確認された例は極めて少ない。また，環境を考慮しなくてもよい大気中であれば，試験片レベルから実構造に至るまでの統一的な疲労強度評価手法が検討・提案されている[2),3)]が，腐食環境中での適用に関しては検証されていない。

本論文では，船体構造を模擬した大型構造試験体を供試して，実環境により近い条件下での腐食疲労試験を実施し，その腐食疲労挙動を調査した結果について述べる。さらに，大型構造試験体と小型試験片を用いた腐食疲労試験結果と

* 三菱重工業(株)長崎研究所
** 三菱重工業(株)広島研究所
*** 三菱重工業(株)長崎造船所
**** 科学技術庁金属材料技術研究所
***** 東京大学工学部

原稿受理　平成8年7月10日
秋季講演会において講演　平成8年11月14, 15日

NII-Electronic Library Service

The Society of Naval Architects of Japan

の相関性を調査して，小型試験片による試験結果からの船体構造部材の腐食疲労寿命推定法を検討した。

なお，本論文における実験は，日本造船研究協会(SR)第220研究部会「バラストタンクの腐食疲労に関する研究」[4]の一環として実施されたものである。

2. 検討対象構造ならびに環境条件

バラストタンクには通常タールエポキシ塗装が施されているが，応力集中部や鋼板エッジ部などでは，早期に塗膜の劣化や剥離が生じることが確認されている[5]。船体構造のスチフナやブラケット基部およびスカラップの溶接部は，応力が集中するとともに規定の塗装条件の確保が困難な部位であり，腐食疲労亀裂の発生が懸念される。そこで，ロンジフェース面のスチフナ基部に疲労損傷が発生した最近の経緯[6]も踏まえて，ロンジとトランスの交差部を検討対象部位として選定した。すなわち，ロンジとトランスとの交差部に設けられたスチフナのロンジフェース面側の角回し隅肉溶接止端部の腐食疲労亀裂を対象にしている。

バラストタンクは，海水の出入による乾湿交番さらには最高約60°C程度までの温度変化をともなう。しかし，大型構造試験体において多くの環境因子を変えて試験を行うのは困難である。また，実環境により近い条件下での大型構造試験体と小型試験片の相関が得られれば，環境因子を変えた小型試験片の結果から大型構造試験体（換言すれば実構造）の環境疲労強度が推定できると考える。したがって，試験環境条件としては，40°C海水中の1条件とした。なお，各種の環境因子を変えた小型試験片の腐食疲労試験結果がSR 220の研究成果として得られている[4]。さらに，腐食疲労試験の事例を調査した結果[4]によれば，大型構造試験体を供試した高温（40°C）海水中の試験は過去に実施されたことがない。

3. 供試材ならびに試験片

前述したように，本論文で評価対象とする船体構造部材は，バラストタンク内のロンジとトランスとの交差部である。さらに，疲労亀裂の発生位置は，当該交差部に設けられたスチフナのロンジフェース側の基部，すなわちロンジフェース面上のスチフナ角回し隅肉溶接の止端部を想定している。

上述した評価対象部材に使用される鋼材を前提にして，供試材には日本海事協会規格KA 32鋼板を選定した。供試材の化学成分をTable 1に，機械的性質をTable 2に示す。同表に示すように，供試材は板厚10 mmで非水冷型TMCPで製造されている。なお，鋼板表面は，ショットブラスト(Sa 2.5)後，無機ジンク・ショッププライマーが15 μm厚に塗布されている。

供試した試験片は，角回し隅肉溶接部を有する下記の3種類である。

Table 1 Chemical compositions of steel used

Steel	Thick. (mm)	C (%)	Si (%)	Mn (%)	P (%)	S (%)
KA32 (TMCP)	10	0.14	0.20	1.13	0.018	0.005

Table 2 Mechanical properties of steel used

Steel	Thick. (mm)	YP (MPa)	TS (MPa)	El. (%)
KA32 (TMCP)	10	385	492	25

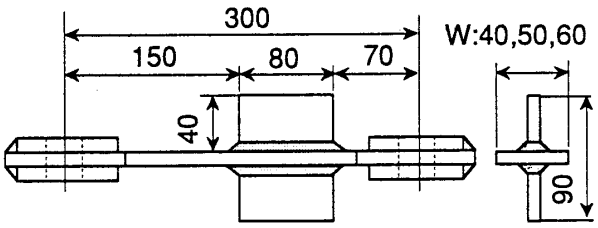

Fig. 1 Configuration of small size elementary component specimen (SM)

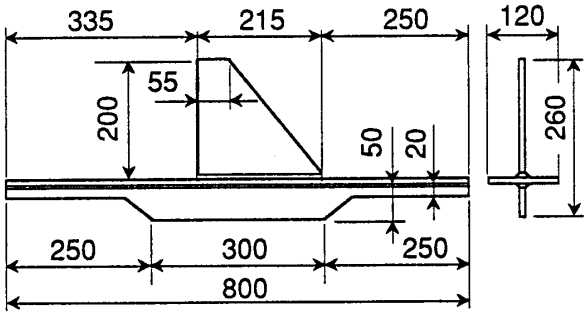

Fig. 2 Configuration of middle size elementary component specimen (MM)

(1) 小型試験片（略号SM）：Fig. 1に示すように，ロンジフェースに相当する主板の表裏面上にリブを溶接し，角回し隅肉溶接部の基本要素のみを再現した試験片である。角回し隅肉溶接部の疲労強度の基本特性を把握するために供試した。また，一台の試験機で複数の試験が可能なように，幅を40，50および60 mmに変更し試験応力を調整した。疲労試験は，軸力で実施した。

(2) 中間型試験片（略号MM）：Fig. 2に示すように，主板の表面上にリブを溶接し，裏面には実構造でのロンジウェブに相当する面材を隅肉溶接している。主板の幅は，下記(3)の大型構造試験体のフェース幅と同一にした。この試験片は，実構造の構造要素

NII-Electronic Library Service

The Society of Naval Architects of Japan

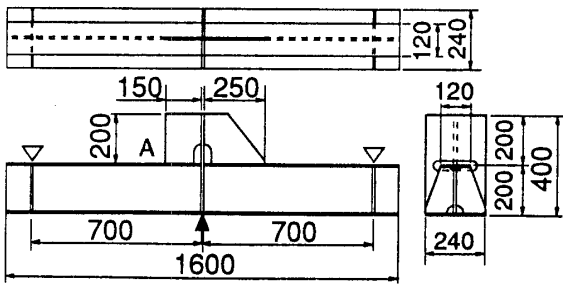

Fig. 3 Configuration of structural component specimen (LM)

を比較的小型の試験片で再現したものである。疲労試験は，軸力で実施した。

(3) 大型構造試験体（略号 LM）：Fig. 3 に示すように，実船のロンジ/トランス交差部の構造を模擬したものである。疲労亀裂発生部は，図中の A 側のフェース上角回し隅肉溶接止端部である。疲労試験は，図に示したように，スパン 1400 mm で隔壁相当材の位置に負荷する 3 点曲げで実施した。

試験片は，全て炭酸ガス半自動隅肉溶接で製作した。溶接の目標脚長は，6 mm とした。また，試験には，溶接ままの状態で供試した。

4. 試験片の FEM 応力解析

角回し隅肉溶接部を有する 3 種類の試験片に対して，ソリッド要素を用いた FEM 応力解析を実施した。FEM の構造モデルでは，溶接ビードもソリッド要素でモデル化し，隅肉溶接による非溶着部も考慮している。

Fig. 4 に，FEM 解析結果による各試験片の表面応力（試験片幅中央部の試験片長手方向応力）分布を比較している。さらに，Fig. 5 に板厚方向応力（試験片幅中央部のビード止端部からの表面距離が 2.5 mm 位置での試験片長手方向応力）分布を比較している。図中の応力は，FEM による解析値 σ と公称応力 σ_0 の比で示している。ここで，小型試験片（SM）および中間型試験片（MM）の σ_0 は軸力による公称応力である。また，大型構造試験体（LM）の σ_0 は梁計算から算出したビード止端相当位置の表面応力である。角回し隅肉溶接部を有する 3 種類の試験片の応力状態はそれぞれ異なり，ビード止端近傍の応力集中は，表面および板厚方向ともに高い順に，大型構造試験体（LM），中間型試験片（MM），小型試験片（SM）である。ただし，ビード止端部の極く近傍の応力状態に着目した場合，表面および板厚方向ともに，大型構造試験体（LM）と中間型試験片（MM）の差はわずかであり，中間型試験片の構造条件は大型構造試験体とほぼ等しいことが明らかである。

Fig. 6～Fig. 8 に，各試験片表面応力の FEM 解析結果と実験結果（実測値）とを対比して示す。試験片に生じる溶接変形を考えれば，解析値と実測値とは概ね一致している

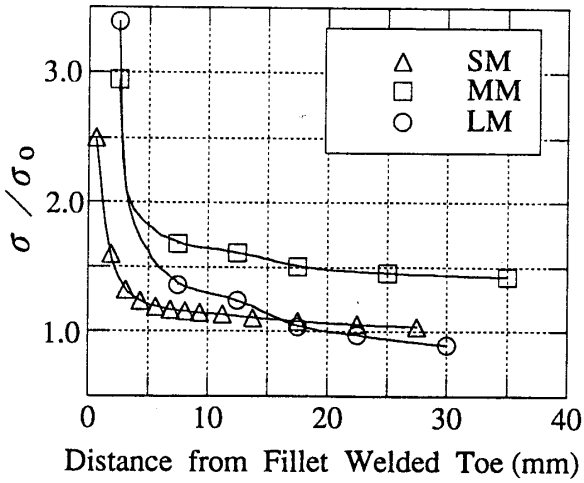

Fig. 4 Local stress distribution of plate surface

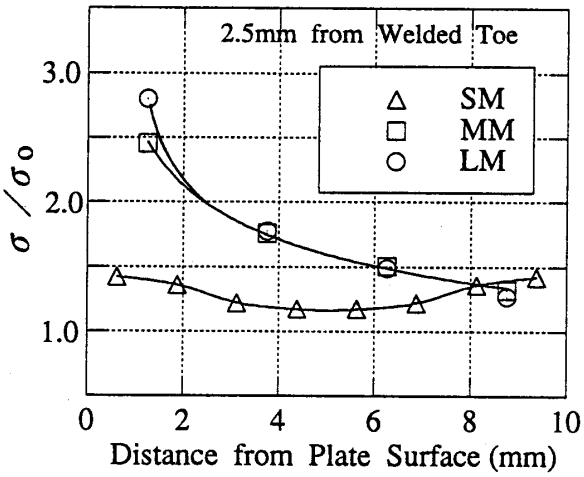

Fig. 5 Local stress distribution of plate thickness direction

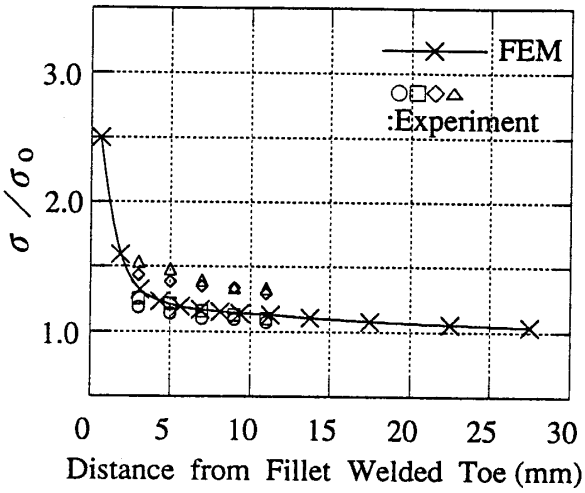

Fig. 6 Comparison of local stress of experiment with that of FEM (SM specimen)

NII-Electronic Library Service

The Society of Naval Architects of Japan

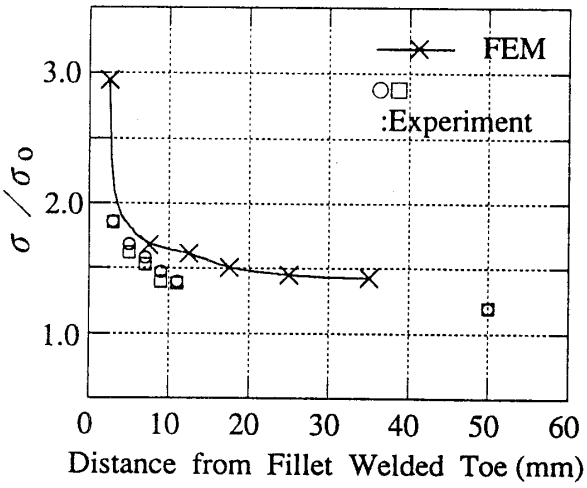

Fig. 7 Comparison of local stress of experiment with that of FEM (MM specimen)

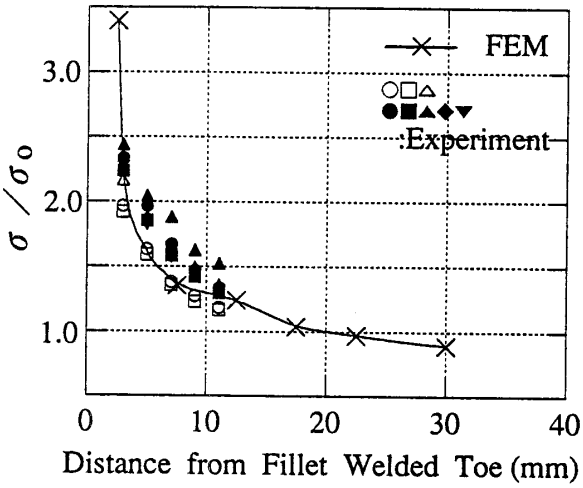

Fig. 8 Comparison of local stress of experiment with that of FEM (LM specimen)

といえよう。

5. 腐食疲労試験およびその結果

角回し隅肉溶接部を有する3種類の試験片の，室温大気中および40°C海水中の疲労試験を実施した。

大気中の疲労試験条件は，繰返し速度が3〜7 Hz，応力比(R)が0.1である。

海水中の疲労試験は，pH 8.2，温度40°Cを目標に制御し，空気吹込みによる空気飽和状態の人工海水(アクアマリン)中で実施した。この場合の，繰返し速度は0.17 Hz，Rは0.1である。Fig. 9に，小型試験に用いた人工海水循環装置の概要を示す。貯水量200リットルのタンクを備え，恒温槽で温度制御したのち腐食水槽（容量0.4リットル）へ人工海水を供給する。流量は，腐食水槽内の人工海水が約1分間で入れ替わる程度である。Fig. 10に，大型構造試験体の腐食疲労試験装置の概要を示す。腐食水槽の容積は約2,000リットル（試験時の人工海水使用量は約1,500リットル）であり，人工海水中に空気を送給するコンプレッサー，水槽内で人工海水を循環させるための水中ポンプおよび温度を制御するためのヒーターを備えている。なお，人工海水の蒸発分は，pHおよび電気伝導度を管理して，蒸留水を補充し水位が一定になるように管理した。

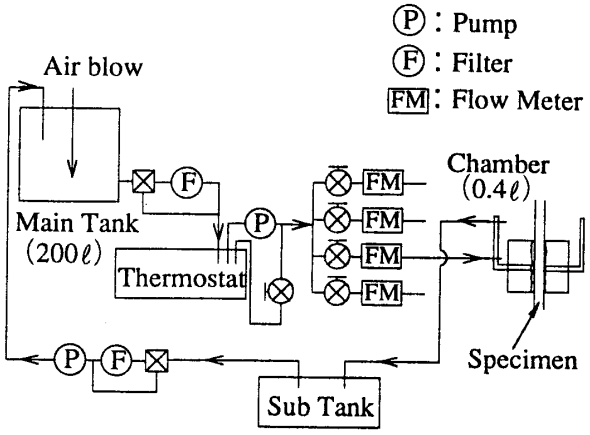

Fig. 9 Diagram of corrosion fatigue test for SM specimen

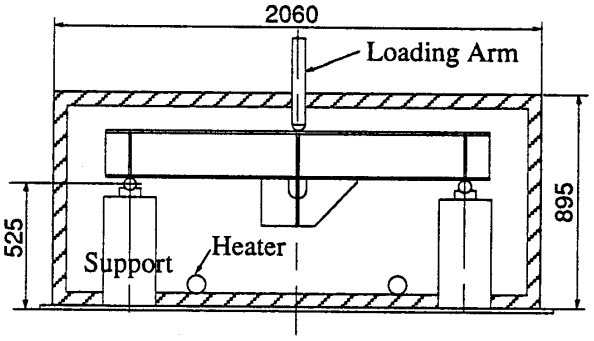

Fig. 10 Apparatus of corrosion fatigue test for LM specimen

室温大気中の疲労試験結果を，公称応力範囲($\Delta\sigma_0$)と破断繰返し数(N_f)との関係でFig. 11に示す。さらに，40°C人工海水中の結果を，Fig. 12に示す。なお，大型構造試験体のN_fは，フェース破断で定義している。室温大気中，40°C人工海水中ともに，大型構造試験体(LM)，中間型試験片（MM）の結果はほぼ等しく，それに比べ小型試験片(SM)の疲労強度が高くなっている。4章に示した3種類の試験片のFEM応力解析結果によれば，疲労亀裂発生部である角回し隅肉溶接ビード止端部の近傍の応力状態に着目した場合，大型構造試験体および中間型試験片はほぼ同等であり，これに比べ小型試験片の応力集中は低い。Fig. 11およびFig. 12の結果は，試験片の応力状態（応力集中）の違いによるものと考えられる。なお，中間型試験片(MM)と大型構造試験体(LM)の疲労試験結果によれば，構造要素を合わせ応力状態を再現することで，比較的小型の試験片で構造試験体の疲労強度を把握できそうである。

NII-Electronic Library Service

The Society of Naval Architects of Japan

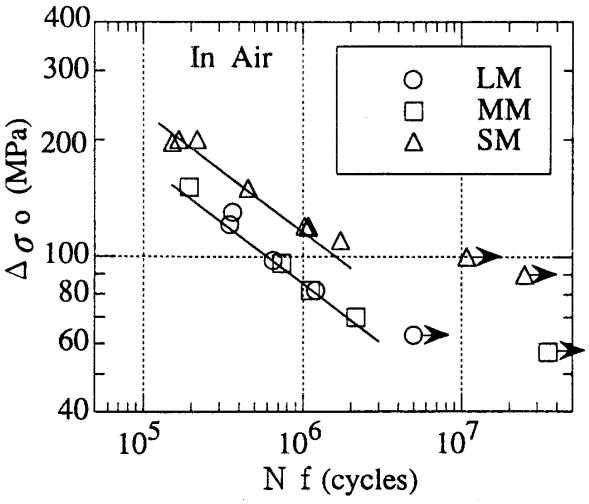

Fig. 11 $\Delta\sigma_0$-N_f diagram in air

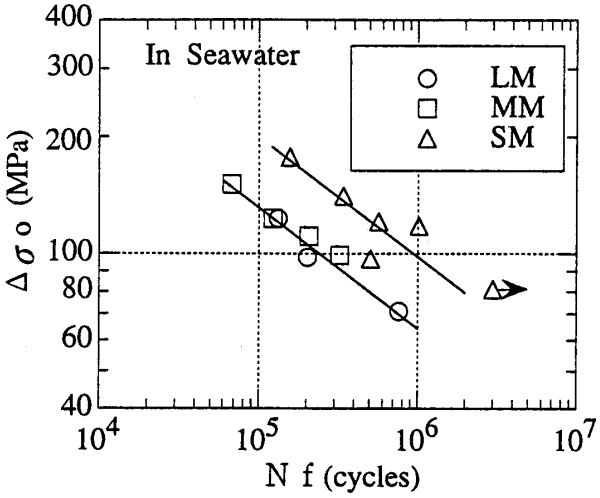

Fig. 12 $\Delta\sigma_0$-N_f diagram in synthetic seawater (40°C)

構造的応力集中の異なる試験片の照査応力として，疲労亀裂発生部近傍の応力分布状態に着目したホットスポット応力が提案されている[2]。一方，角回し隅肉溶接部を有する，小型試験片（Fig. 1 と同様の形状で幅 50〜150 mm）と船体のロンジ構造を模擬した大型構造試験体（幅 100〜300 mm）との疲労試験結果の相関性を検討した従来の研究成果[3]によれば，小型試験片の破断寿命は大型構造試験体で表面亀裂長さが約 30 mm（リブ板厚と両サイドの隅肉脚長の和に相当）に達する寿命（$N_{2a=30}$）とほぼ等価であるとされている。なお，実構造物の角回し隅肉溶接部の疲労亀裂を考えた場合，その先端が角回し部の溶接ビードから外に出ないと発見が困難であることを考慮すれば，大型船の板厚および溶接脚長から，表面亀裂長さ 30 mm は実船における目視検査の実用的最小発見長さといえる[7]。すなわち，工業的な観点からは，表面亀裂長さ 30 mm を船体の角回し隅肉溶接部の疲労亀裂発生と考えることもできよう。なお，ホットスポット応力の有効性および小型試験片と大型構造試験体との関係は，大気中の疲労試験に基づき検討されている。

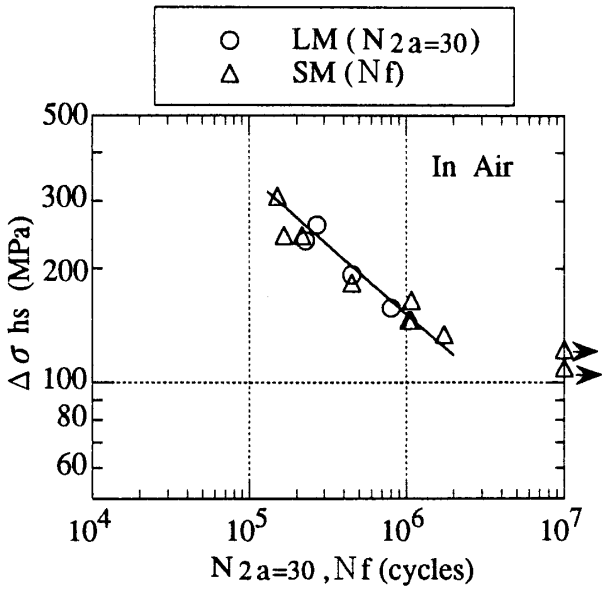

Fig. 13 $\Delta\sigma_{hs}$-N diagram in air

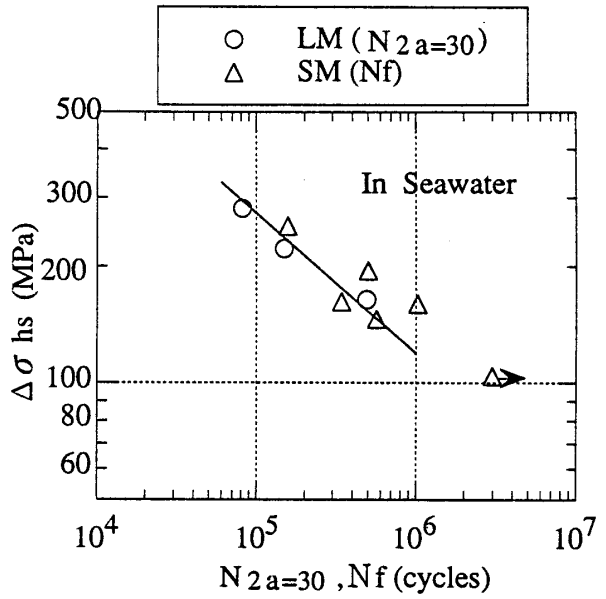

Fig. 14 $\Delta\sigma_{hs}$-N diagram in synthetic seawater (40°C)

SR 202[2] で提案されている B 法（フェース（板厚：t）上のビード止端部から $0.5t$ と $1.5t$ の 2 点の応力を基準として，ビード止端部の応力を直線外挿する）に基づくホットスポット応力範囲 $\Delta\sigma_{hs}$ を疲労強度評価の基準応力に用いて，小型試験片の N_f と大型構造試験体で表面亀裂長さが 30 mm となる繰返し数（$N_{2a=30}$）を対比した結果を，Fig. 13 および Fig. 14 に示す。なお，$\Delta\sigma_{hs}$ は，試験片毎の応力の実測値から決定した。$\Delta\sigma_{hs}$ と公称応力範囲 $\Delta\sigma_0$ との比（$\Delta\sigma_{hs}/\Delta\sigma_0$）は，大型構造試験体（LM）では 1.9〜2.3，小型試験片（SM）では 1.2〜1.4 であった。なお，後述する（Fig. 17）中間型試験片（MM）では，1.8〜2.3 である。Fig. 13 の室温大気中，Fig. 14 の 40°C人工海水中いずれの場合

NII-Electronic Library Service

The Society of Naval Architects of Japan

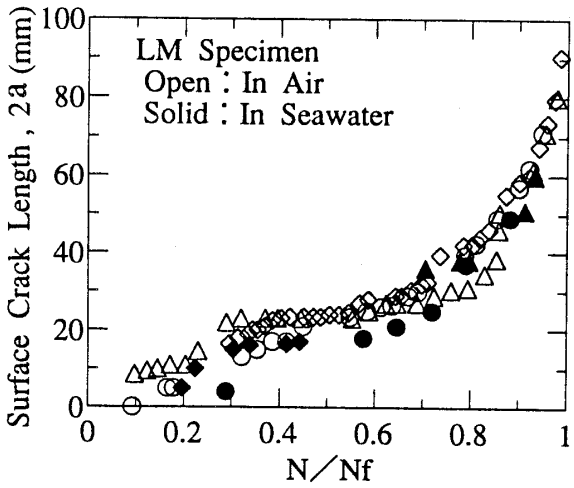

Fig. 15 $2a$-N/N_f diagram of LM specimens

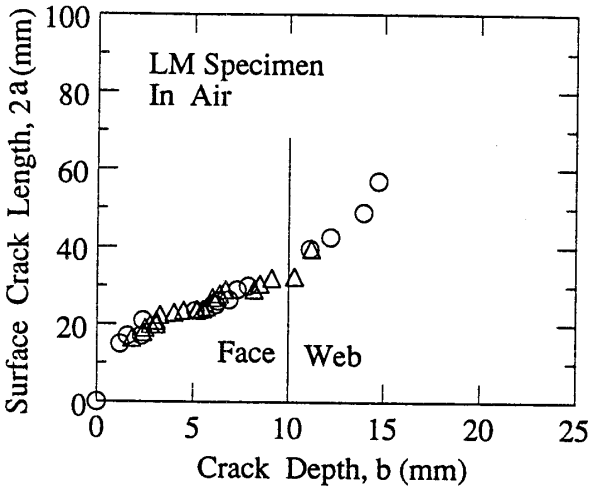

Fig. 16 $2a$-b diagram of LM specimens

も，小型試験片（SM）の結果と大型構造試験体（LM）の結果は概ね一致している。これらの結果から，ホットスポット応力を用いた疲労強度評価は腐食疲労においても有効であり，この評価法を用いた小型試験片の N_f は大型構造試験体の $N_{2a=30}$ に相当する（大気中，海水中ともに）ことが明らかである。

Fig. 15 には，大型構造試験体(LM)の表面亀裂長さ ($2a$) と任意の繰返し数 (N) と破断寿命 (N_f) との比 (N/N_f) との関係を示す。また，Fig. 16 には，表面亀裂長さ ($2a$) と亀裂深さ (b) との関係を示す。表面の亀裂長さは目視で，亀裂の深さは電気抵抗式亀裂深度計で測定した。室温大気中，40°C人工海水中ともに非常に早期に亀裂が発生するが，$2a$ が 20～30 mm の領域で表面亀裂の成長が遅滞する傾向がある。ただし，この領域においても，板厚方向には亀裂が成長している。室温大気中と 40°C人工海水中には最終寿命に差はあるものの，寿命比 (N/N_f) に対する亀裂長さに有意差は見られず，亀裂成長の形態は同様と考えられる。なお，Fig. 16 から，先に定義した表面亀裂長さ 30 mm の場合の亀裂深さは約 6～8 mm である。

次に，室温大気中 (Fig. 13) と 40°C人工海水中 (Fig. 14) との疲労強度を比較した場合，小型試験片（SM）の N_f，大型構造試験体(LM)の $N_{2a=30}$ ともに，40°C人工海水中では室温大気中の寿命の約 50%（腐食係数，K_c：1.3）程度である。

6. 腐食疲労寿命推定法に関する考察

ロンジフェース上の角回し隅肉溶接部からの疲労亀裂伝播解析において亀裂が微小な場合には，構造的応力集中とそれにともなう応力分布を考慮した高度な解析手法が必要となる。しかし，5 章で述べた小型試験片の N_f が大型構造試験体（換言すれば実構造）の $N_{2a=30}$ であることを仮定すれば，船体に影響を及ぼす長い疲労亀裂の伝播解析では，局部的な要因の影響を受ける微小亀裂時の伝播寿命を小型試験片で求めた N_f に代表させ，実構造での表面亀裂長さ 30 mm 以降の疲労亀裂を対象にすればよいことになる。すなわち，構造部材の寿命（フェース破断，ウェブ破断など定義された寿命）は，（1）式で表わすことができる。

$$N_f(\text{Structure}) = N_f(\text{Specimen}) + N_{p,2a\geq 30}(\text{Structure}) \qquad (1)$$

ただし，N_f(Structure)：構造部材の寿命

N_f(Specimen)：小型試験片の破断寿命

$N_{p,2a\geq 30}$(Structure)：構造部材で表面亀裂長さが 30 mm 以降の伝播寿命

以上の考え方に基づき，室温大気中の小型試験結果から室温大気中および 40°C人工海水中の大型構造試験体の疲労寿命推定を試みた。

（1） 前提条件

1) 大型構造試験体の寿命は，フェース破断とする。
2) 初期亀裂は，長さ ($2a$) 30 mm の板厚貫通亀裂とする。Fig. 16 に示したように，表面亀裂長さ 30 mm の時点で深さはすでに 6～8 mm に達しており，板厚貫通までの伝播寿命の寄与率は低い。
3) 応力条件としては，フェースの一様引張り（公称）応力と，ウェブが存在することによる亀裂中央の集中力を考える。すなわち，角回し隅肉溶接部の構造的応力集中や溶接残留応力の影響は，小型試験片の破断寿命に含まれているものと考える。

（2） 疲労亀裂伝播計算

疲労亀裂の伝播条件式としては，（2）式の Paris 則を用いる。

$$da/dN = C \cdot \Delta K^m \qquad (2)$$

ただし，da/dN：1 サイクルあたりの亀裂伝播量（mm/cycle）

ΔK：応力拡大係数範囲 ($MPa\sqrt{m}$)

C, m は材料定数であり，次の値を用いた。

室温大気中[8]：$C = 7.34 \times 10^{-11}$, $m = 4.35$ （3）

NII-Electronic Library Service

The Society of Naval Architects of Japan

40°C人工海水中[8),9)]：$C=2.10\times10^{-10}$, $m=4.35$ (4)

なお，40°C人工海水中の C, m 値は，25°Cにおける実験値から，温度影響[9)]を考慮して40°Cに補正した値である。

また，ΔK の計算には，(5)式～(7)式を用いた。

$$\Delta K=\Delta K_N+\Delta K_P \quad (5)$$

$$\Delta K_N=\sigma_0\sqrt{\pi a}\cdot F_N(a/w) \quad (6)$$

$$\Delta K_P=(P/\sqrt{\pi a})F_P(a/w) \quad (7)$$

ただし，ΔK_N：フェースの公称応力による ΔK

ΔK_P：亀裂中央部の集中力による ΔK

σ_0：フェースの公称応力

P：亀裂中央部の集中力

$F_N(a/w)$, $F_P(a/w)$：亀裂長さ(a)とフェース幅(w)との関数[10)]

なお，亀裂中央部の集中力(P)は，隅肉溶接の脚長を考慮し，(8)式で求めた。

$$P=(\sigma_w\times2l\times t)/t \quad (8)$$

ただし，σ_w：隅肉溶接部の公称応力（フェースの公称応力 σ_0 と等しいとした）

l：溶接脚長

t：フェース板厚

以上述べた，(2)式～(8)式から，板厚貫通亀裂長さ30 mmからの大型構造試験体のフェース破断までの寿命($N_{p,2a\geqq30}$(Structure))を算出した。

(3) 寿命推定

大気中小型試験片の破断寿命として，(9)式(Fig. 13より)が得られる。

$$\Delta\sigma_{hs}=2.24\times10^4\cdot N_f^{-0.361} \quad (9)$$

次に，40°C人工海水中の小型試験片の破断寿命は，大気中小型試験片の結果((9)式)と腐食係数(K_c)から(10)式で表わされる。

$$\Delta\sigma_{hs}=2.24\times10^4\cdot N_f^{-0.361}/K_c \quad (10)$$

ここで，

$$K_c=1.3\text{(5章より)} \quad (11)$$

とする。

(9)式および(10)式から算出される N_f が(1)式の N_f(Specimen)である。この N_f(Specimen)に先に求めた $N_{p,2a\geqq30}$(Structure)を加算することで，大型構造試験体フェースの破断寿命 N_f(Structure)を推定することができる。

以上の(1)～(3)に基づいて，大気中小型試験片の結果から大気中および40°C人工海水中の大型構造試験体の寿命（フェースの破断）を推定した結果を，Fig. 17に示す。ただし，大型構造試験体のホットスポット応力は，公称応力との平均的な比率（解析(Fig. 4)と実験結果からこの場合2)で補正して示している。大型構造試験体の推定寿命(フェース破断)は，実験結果とほぼ一致している。すなわち，ホットスポット応力を評価の基準とした小型試験片の破断寿命は，大気中および40°C人工海水中ともに大型構造試験体の表面亀裂長さ30 mmまでの寿命に相当することの妥当性が検証されたといえよう。

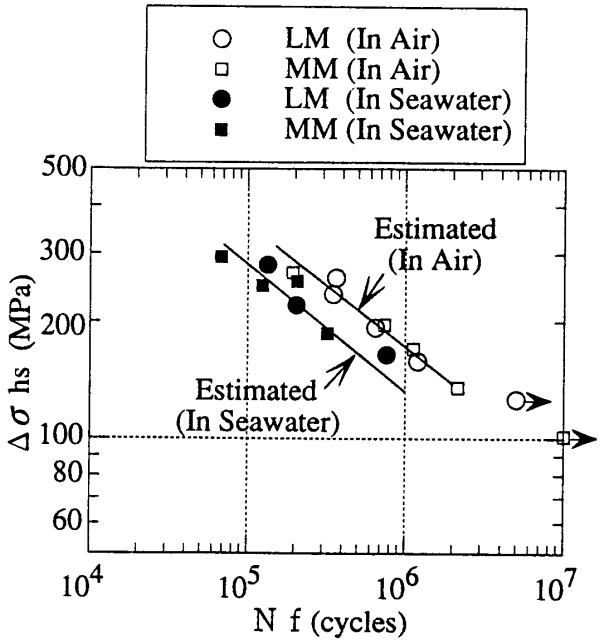

Fig. 17 Estimated results of fatigue strength of LM specimen

角回し隅肉溶接部における表面亀裂長さ30 mmの意義についてはさらに議論が必要である。しかし，表面亀裂長さ30 mmは，実船においてはほぼ目視での最小発見長さであることや実験室で比較的容易に実施できる小型試験片の破断寿命に相当することなどを考えれば，実船と実験を結び付ける代表値としての意義は大きいと考える。

7. まとめ

船体構造のロンジとトランスとの交差部（亀裂発生はロンジフェース面上のスチフナ角回し隅肉溶接）を模擬した大型構造試験体(TMCP型KA 32鋼板)を供試して，バラストタンクの環境により近い条件下での腐食疲労試験を実施し，その腐食疲労挙動を調査した。さらに，角回し隅肉溶接を有する小型および中間型試験片の腐食疲労試験を行い，大型構造試験体との相関性を調査して，小型試験片による試験結果からの船体構造部材の腐食疲労寿命推定法を検討した。結果の概要を以下に示す。

(1) TMCP型KA 32鋼板角回し隅肉溶接継手部の40°C人工海水中の疲労強度は，大気中に比べ寿命比で約50%（腐食係数：$K_c=1.3$）程度まで低下する。なお，腐食環境の影響は，試験片の大きさによらず同等であった。

(2) 中間型試験片と大型構造試験体の疲労試験結果に有意差は見られず，構造要素を合わせ応力状態を再現することで，比較的小型の試験片で実構造の疲労強度を把握できる。

NII-Electronic Library Service

The Society of Naval Architects of Japan

(3) ホットスポット応力を疲労強度評価の基準として用いた場合，小型試験片の破断寿命は大型構造試験体の表面亀裂長さ30 mmまでの繰返し数に相当する。これは，大気中および40°C人工海水中のいずれにおいても確認された。

(4) 船体に影響を及ぼす長い疲労亀裂の寿命推定（亀裂伝播解析）に関しては，表面亀裂長さ30 mmまでの寿命を小型試験片で求めた破断寿命に代表させることを提案した。

(5) 上記(4)の提案手法を用いて，大気中小型試験結果からの大気中ならびに海水中大型構造試験体の寿命（フェース破断）推定を行い，推定寿命と試験結果が一致することを確認した。これにより，提案手法の妥当性を検証した。

なお，船体の腐食疲労寿命を精度よく推定し，管理して行くためには，長寿命域での実験とデータの積み重ねが必要であり，更なる研究の展開が期待される。

終に，本論文における実験は，日本財団の補助金を受けて実施された日本造船研究協会第220研究部会の共同研究として実施されたものであり，藤田部会長(東京理科大学)はじめ委員各位に深く謝意を表します。

参 考 文 献

1) 日本造船研究協会第140研究部会：バラストタンクの腐食原因および防食方法に関する研究，研究資料No. 222 (1975).

2) 日本造船研究協会第202研究部会：海洋構造物の疲労設計法及び溶接部の品質に関する研究，研究資料No. 395 (1991).

3) 矢島 浩，川野 始，多田益男，他：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），西部造船会会報第83号(1992), pp. 237-244.

4) 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).

5) 恵美洋彦，湯浅通史，熊野 厚，他：船舶・海洋構造物の寿命評価に関する研究（その3 長寿命計画船体の防食管理と状態評価），日本造船学会論文集Vol. 174 (1993), pp. 735-744.

6) 日本海事協会技術研究所高張力鋼構造検討会：VLCC船側縦通材の損傷について―高張力鋼構造検討会報告から―，平成3年度技術研究所研究発表会前刷 (1991).

7) 伏見 彬：疲労亀裂伝播解析手法実用化とSR 219，造船研究 Vol. 28 No. 1 (1996), pp. 11-15.

8) 真谷捷郎，多田益男，矢島 浩，他：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.

9) 永井欣一，岩田光正，矢島 浩，他：軟鋼の塩水中疲労亀裂伝播速度に及ぼす荷重繰返し速度，平均応力，温度および陰極防食の影響について，日本造船学会論文集 Vol. 140 (1976), pp. 255-261.

10) H. Tada, P. Paris, G. Irwin: The Stress Analysis of Cracks Handbook (1985).

NII-Electronic Library Service