

造船用鋼塗装材の腐食疲労挙動における温度の影響

高 梨 正 祐* 富 士 彰 夫**
 正員 小 林 佑 規*** 小 島 正 男*
 正員 熊 倉 靖**** 北 川 正 樹*

Temperature Effect on Corrosion Fatigue Strength of Coated Ship Structural Steel

by Masahiro Takanashi Akio Fuji
 Yuki Kobayashi, *Member* Masao Ojima
 Yasushi Kumakura, *Member* Masaki Kitagawa

Summary

Corrosion fatigue tests were carried out in synthetic seawater, in order to clarify the temperature effect on the corrosion fatigue strength of coated ship steel. To simulate the shipbuilding construction process, KA 32 TMCP steel in 10 mm thickness was sprinkled with water in outdoor twice a day for 20 days. After the exposure, the surface preparation was conducted, and the tar epoxy resin was painted with 50, 100, 200, and 300 μm in thickness. These specimens were subjected to cyclic axial stress at 0.17 Hz in 25, 40 and 60°C synthetic seawater. For the comparison, corrosion fatigue tests of uncoated specimens were also carried out.

In the low cycle region, the corrosion fatigue strength of the coated specimen was almost equivalent to that of uncoated. On the contrary, it was improved in the high cycle region. The temperature effect of the corrosion fatigue strength was assessed by introducing corrosion factor K_c , which implies the reduction rate of the corrosion fatigue strength against that at 25°C. The corrosion factor K_c indicated 1.03~1.13 at 40~60°C.

In addition the maximum depth of the corrosion pits was found to be 30~40 μm after 20-day exposure. In the long-life corrosion fatigue, cracks were initiated from such corrosion pits under the coating film before it was destroyed. Finally, effect of corrosion pits on the fatigue crack initiation behavior was considered under the conditions of surface preparation of specimens.

記 号

本論文でよく用いる主な記号は次のとおりである。

- a : ピットの深さ (μm)
- K_c : 腐食係数
- K_t : 応力集中係数
- N_c : 肉眼き裂発生寿命
- N_f : 破断寿命
- ΔS : 応力範囲 (MPa)
- T : 人工海水温度 (°C)
- R : 応力比 (最小応力/最大応力)

- * 石川島播磨重工業(株)技術研究所
- ** 石川島播磨重工業(株)技術本部
- *** 運輸省船舶技術研究所構造強度部
- **** (株)アイ・イー・エム

原稿受理 平成9年1月10日
 春季講演会において講演 平成9年5月15日

1. は じ め に

多くの腐食事例が示すように、海洋環境は鋼材にとって極めて厳しい環境である。とりわけ、船舶のバラストタンクは、往航時に海水を積載し、復航時には海水が排水されるため、乾湿の繰返しも重畳し最も厳しい腐食環境下にさらされる。したがって、塗装による防食が船級協会により規定され、主としてタールエポキシ樹脂塗料による重防食が適用されている¹⁾。

腐食に加えて、船舶は航海中に波浪により繰返し荷重を受ける。したがって、バラストタンクの構造安全性向上には、腐食疲労寿命を評価する必要性がある。塗装による重防食効果やその耐久性については、これまでに日本造船研究会等で研究されてきた^{2),3)}。これらの研究では、塗膜の劣化度を調べるために、交流インピーダンスや付着力の計測、

曲げ試験等を実施し、塗膜劣化評価法を提案している。しかしながら、繰返し荷重下での塗膜劣化について検討した例⁴⁾はあるが、塗装材の腐食疲労挙動についてはまだ不明な点が多い。

また、直射日光により甲板が熱せられるためタンク内の海水温度はかなり上昇することが予想される。一般にタールエポキシ樹脂のガラス転移温度は60°C近傍であることが知られているから⁵⁾、このような環境もバラストタンクの寿命を支配する重要な因子と考えられる。

このような背景を考慮し、本研究ではタールエポキシ樹脂塗装した試験片を用いて腐食疲労試験を実施し、腐食疲労強度への温度の影響について検討した。

2. 試験方法

2.1 供試材

供試材は造船用鋼板として広く使用されている日本海事協会(NK)規格KA 32鋼(TMCP鋼:板厚10mm)とした。供試材の化学成分をTable 1に、機械的性質をTable 2に示す。

Table 1 Chemical compositions (wt%)

C	Si	Mn	P	S
0.14	0.20	1.14	0.016	0.004

Table 2 Mechanical properties

Yield Stress (MPa)	Tensile Strength (MPa)	Elongation (%)
390	496	29

G.L. = 200 mm

2.2 試験片

試験片は長手方向が圧延方向と一致するように採取した、板厚10mm(原厚)の平板試験片である。疲労き裂の発生位置を限定するために、試験片両側面には切欠きを設けた。試験片詳細図をFig. 1に示す。なお、切欠き部の応力集中係数 K_t は西田の式⁶⁾によると2.0である。

機械加工された塗装用試験片は、造船所の建造工程を模擬し20日間屋外に放置し、朝と夕の1日2回強制散水し大気中暴露をおこなった。暴露後、下地処理し試験片全体にタールエポキシ樹脂塗装を実施した。タールエポキシ樹脂塗料には中国塗料(株)製のビスコンHB-200を用い、膜厚は50, 100, 200, 300 μm とした。

また、比較のため無塗装材の疲労試験も実施した。無塗装材試験では、機械加工ままの試験片と暴露試験片の両方を腐食疲労試験に供した。

2.3 試験装置

腐食疲労試験は人工海水循環装置を備えた、98 kN および196 kNの各直列2連式の電気油圧サーボ制御方式の疲労試験機を用いておこなった。人工海水は、100 lのタンクで電気ヒータにより温度制御し、強制空気バブリングによ

る空気飽和状態で、試験片に取付けた0.45 lの人工海水槽へ0.3 l/min.の流量で供給した。人工海水循環装置のシステム図をFig. 2に示す。

人工海水は金属腐食試験用のアクアマリンを純水で希釈し、水素イオン濃度pHを8.2に調整した後、試験に用いた。

2.4 試験条件

腐食疲労試験は荷重制御で実施し、試験部の断面積で荷重を除いてこれを公称応力とした。試験波形は正弦波とし、応力比は0.1とした。荷重の繰返し速度は海洋波の平均的周期と同等の0.17 Hzとした。人工海水の温度は25, 40, 60°Cの3レベルとした。

2.5 疲労き裂検出方法

試験中、疲労き裂発生を検出は主として目視でおこなった。同時に、目視観察を補助するために、油圧シリンダの変位と切欠き部の電位差を計測した。これらの手法により本試験では、切欠き底で疲労き裂が板厚を貫通する繰返し数を肉眼き裂発生寿命 N_f と定義した。

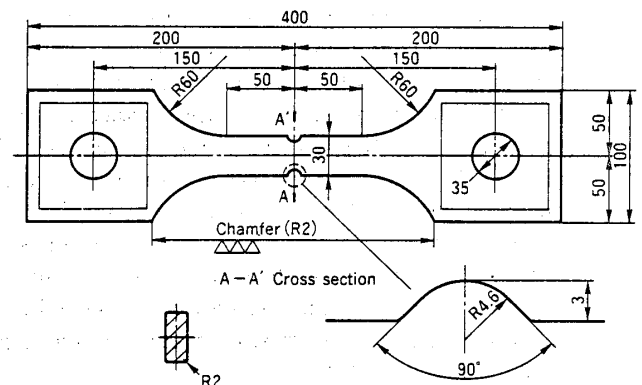


Fig. 1 Details of test specimen

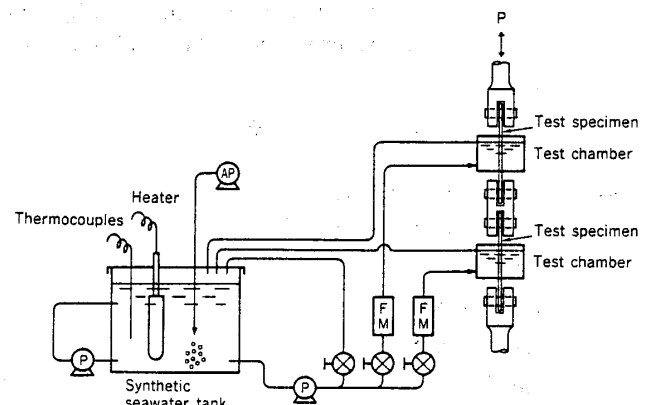


Fig. 2 Flow chart of synthetic seawater loop

3. 試験結果

3.1 機械加工まま無塗装材の試験結果

機械加工まま無塗装材の公称応力範囲 ΔS と破断寿命 N_f の関係を両対数線図に示しFig. 3を得た。比較のため

大気中(25°C)での試験結果も示した。大気中では ΔS と N_f には直線関係が生じており、両者の関係は次式で表され、疲労限は 265 MPa であった。

$$\Delta S = 1744 N_f^{-0.1550} \quad (1)$$

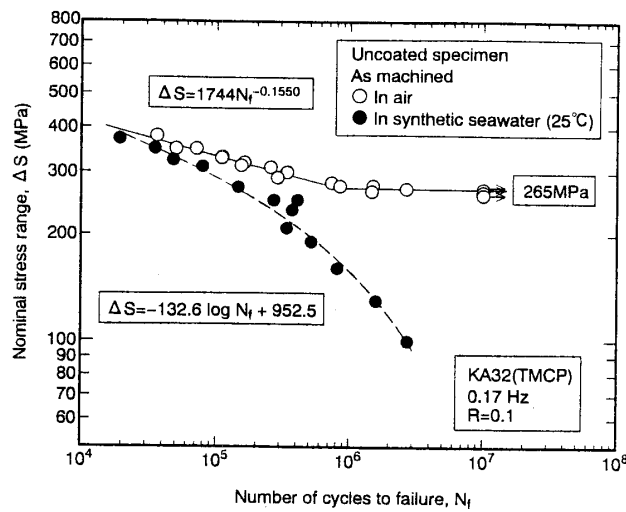


Fig. 3 S-N diagram (Uncoated specimen)

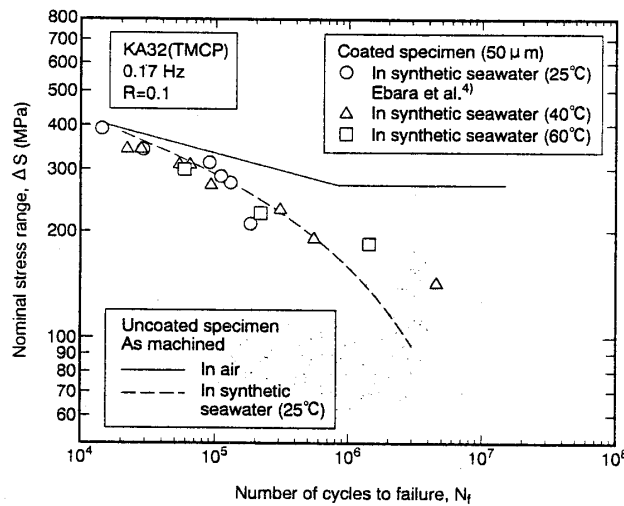


Fig. 4 S-N diagram (Coated specimen, 50 μm)

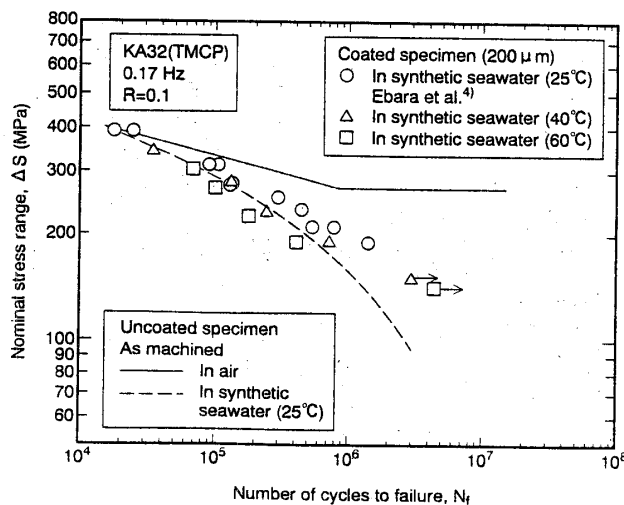


Fig. 6 S-N diagram (Coated specimen, 200 μm)

これに対して、人工海水中では上に凸の曲線となっており、直線回帰を試みると長寿命側でこの直線より逸脱する傾向にある。大気中の寿命と比較すると全体的に腐食疲労寿命は低下している。特に寿命の低下は、大気中の疲労限以下、すなわち $2 \sim 3 \times 10^5$ サイクル以上の範囲で顕著になっている。人工海水中では、大気中の疲労限の 1/2 以下の公称応力範囲でも破断している。そこで以後、本研究では公称応力範囲が大気中の疲労限以上のときを短寿命腐食疲労、大気中の疲労限以下のときを長寿命腐食疲労と定義した。

腐食疲労寿命曲線が上に凸の曲線となる傾向は多くの研究者ら⁷⁾によって報告されている。このように腐食環境中では、長寿命側での疲労寿命予測が困難になるから、長寿命域において十分な信頼性を確保するには防食が必要となることは、本試験結果から容易に理解できる。

長寿命側の腐食疲労強度を予測する方法として、小林ら⁸⁾は 3% NaCl 中で疲労試験をおこない、片対数線図上で ΔS と N_f には直線関係が成立すると報告している。そ

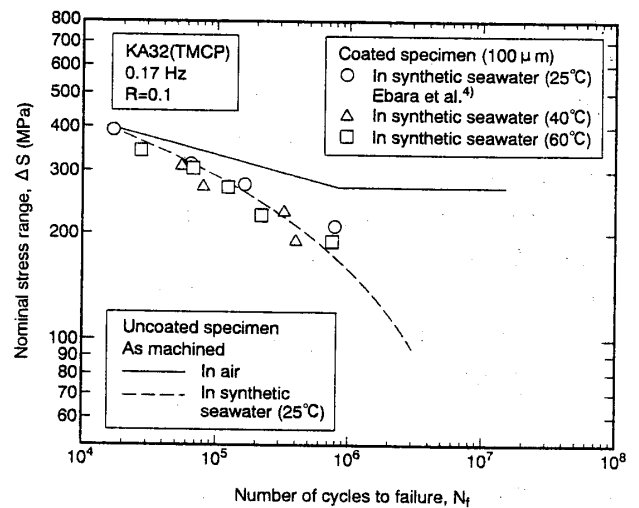


Fig. 5 S-N diagram (Coated specimen, 100 μm)

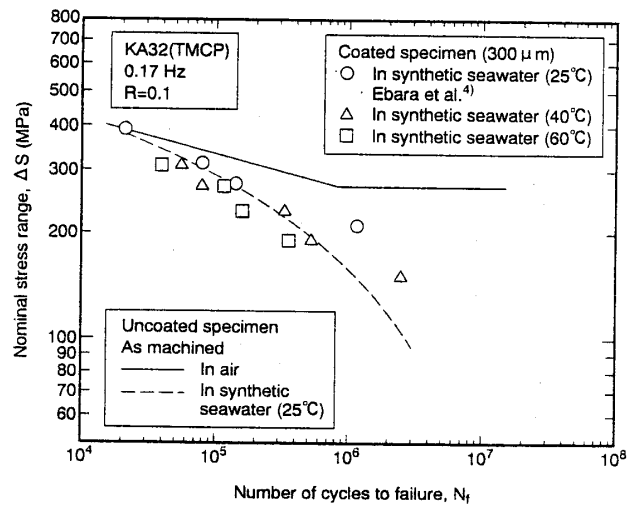


Fig. 7 S-N diagram (Coated specimen, 300 μm)

こで、ここでも同様な整理をこころみ、式(2)を得た。

$$\Delta S = -132.6 \log N_f + 952.5 \quad (2)$$

3.2 塗装材の腐食疲労試験結果

人工海水温度の影響を調べるために、膜厚ごとに塗装材の腐食疲労試験結果を整理し、Fig. 4~7に示した。なお、本研究で用いたすべての塗装材には塗装前に大気中暴露が施されてある。図中の実線は無塗装材の大気中の回帰曲線式(1)を、破線は25°Cの人工海水中での無塗装材の回帰曲線式(2)を示したものである。塗装材の疲労寿命は、多少のばらつきがあるものの、膜厚にかかわらず人工海水の温度上昇とともに低下していく傾向を示している。

またいずれの膜厚についても、塗装材腐食疲労寿命は大気中の疲労寿命よりも低下している。すなわち、塗装により防食を試みても、大気中の疲労強度を保つことは不可能であり、明らかに塗装材も腐食環境の影響を受けていることがわかる。しかしながら、塗装材の腐食疲労寿命曲線は無塗装材のそれに見られたような、上に凸の曲線となる傾向は示さず、両対数線図上でほぼ線形性が保たれている。ゆえに無塗装材と比較すると塗装材の腐食疲労寿命は公称応力範囲が低いところで増加していき、この差が塗装の効果とみなせる。公称応力範囲が180 MPa以下になると、塗装材の腐食疲労寿命は無塗装材と比して2~3倍程度改善されている。これに対し、公称応力範囲の高い領域では塗装の効果はほとんど見られていない。

3.3 肉眼き裂発生寿命と破断寿命の関係

肉眼き裂発生寿命と破断寿命の関係を Fig. 8 に示す。試験環境および塗装の有無にかかわらずほぼすべてのデータが $N_c = N_f$ と $N_c = 0.9N_f$ の直線の間にプロットされた。すなわち、破断寿命の90%以上がき裂の発生に費やされたことになる。一度き裂が発生すると塗膜の有無にかかわらず、き裂は急速に進展し破断に至ることを示唆している。このような結果は、試験片が小型でき裂の進展経路が短いにもかかわらず、 N_c を比較的大きなき裂に定義したため、環境の違いに依存しなくなったことに起因しているものと考え

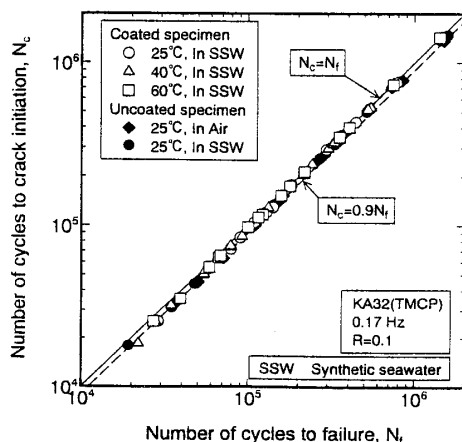


Fig. 8 Relationship between N_c and N_f

られる。

3.4 疲労き裂の発生状況の観察

公称応力範囲が高いときには、 N_c が検出される直前に切欠き底で塗膜の割れが観察された。しかし、Fig. 9 に N_c 時の試験片表面写真を示すように、応力範囲の低い場合、このようにき裂の発生時の塗膜には大きな変化は観察されなかった。すなわち疲労き裂は塗膜下で最初に発生し、後に塗膜がき裂の開口にともなう変位の増加により破断した。高い温度域の長寿命腐食疲労試験の一部では、塗膜にふくれが見られたため、塗膜の下の金属表面で腐食が進行し、塗膜が劣化していったことも考えられる。

き裂の発生を詳細に調べるために、試験終了後に破断試験片の塗膜をはがし、走査型電子顕微鏡で破断部近傍を観察した。観察結果の一例を Fig. 10 に示す。塗膜を取り除いた試験片表面には、最大で約 40 μm の腐食ピットが存在していた。この写真は前述の目視による観察結果の正当性を裏付けている。すなわち、試験片を破断に導いた主き裂以

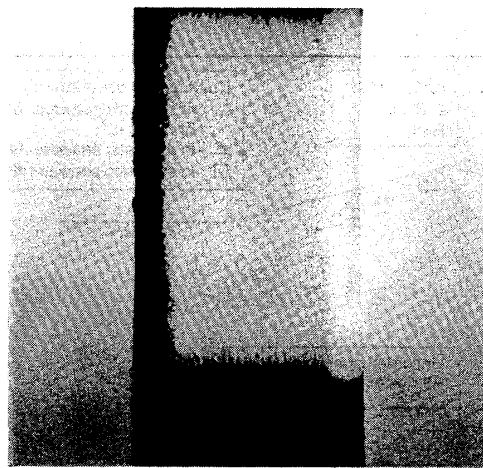


Fig. 9 Notch root appearance of coated specimen at N_c ($\Delta S = 270$ MPa, film thickness 100 μm , 60°C)

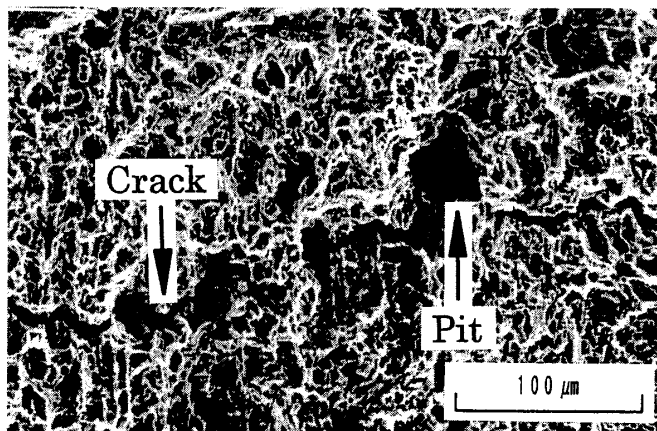


Fig. 10 Surface observation of coated specimen after removing coating film. ($\Delta S = 270$ MPa, film thickness 100 μm , 60°C)

外にも、破損しなかった塗膜の下に小さなき裂が存在していた。したがって、低応力範囲では塗膜が破損する前に、き裂が母材部に発生していたことになる。

また、き裂は腐食ピットを縫うようにして成長していった様子が観察された。このようなき裂は、複数の腐食ピットから発生・進展していき、連結したものと推定される。

4. 考 察

4.1 無塗装材の大気中と海水中の疲労寿命の比較

Fig. 3 に示したように、機械加工まま無塗装材の短寿命腐食疲労では S-N 線図は大気中試験と同様に直線で表すことができる。このような範囲では、き裂の発生は切欠き加工部の表面あらさに支配されたものと見ることができ。すなわち、き裂は機械加工傷などから生じるものと考えられる。このため、大気中と比べてあまり大きな寿命の差が生じていないのであろう。

一方、長寿命腐食疲労では試験中に、海水腐食により腐食ピットが形成される。このピットが成長していき、き裂発生寿命を低下させるものと考えられる。このようにき裂発生機構は、高応力短寿命腐食疲労と低応力長寿命腐食疲労で基本的に異なると考えられる。短寿命域から長寿命域へ遷移する $2 \sim 3 \times 10^5$ サイクル近傍でのばらつきは、両者のき裂発生寿命機構が混在するためである。

4.2 塗装材と無塗装材の腐食疲労寿命の比較

塗装材と無塗装材の腐食疲労寿命を比較すると、短寿命腐食疲労ではほとんど、塗膜の効果はみられない。塗膜による防食には、腐食環境からの物理機械的、電気的・化学的な母材の隔離が要求される⁹⁾。疲労き裂の観察結果からもわかるように、短寿命腐食疲労では疲労き裂発生前に塗膜に割れが生じている。曲げ試験および引張り試験により塗膜の限界ひずみを求めた松岡らの研究⁹⁾によれば、タールエポキシ樹脂塗膜の限界ひずみは 1.5~2.0% である。今回の試験では切欠きによるひずみ集中があるものの、これほど大きなひずみの発生は考えにくい。ゆえに短寿命腐食疲労では、繰返し荷重により塗膜が劣化していくものと考えられる。

一方、長寿命腐食疲労では明らかに塗装の効果は確認された。特に 200 MPa 以下になると無塗装材と比べて疲労強度は向上する。このような応力範囲では、塗膜は母材を人工海水から遮断する役割をしているとみなすことができる。しかし、大気中の疲労強度と比べるとたとえ塗膜があっても、その疲労強度は低下している。すなわち、人工海水の遮断は完全ではないといえる。この応力範囲での塗膜効果は、腐食影響因子である水や酸素やイオンの母材への浸透を遅らせていることになる。高分子膜の水と酸素の透過性を比べた場合、水のほうがはるかに透過性はよい¹⁰⁾。したがって、海水は試験のかなり初期で母材に到達しているものの、酸素の供給を塗膜が妨げていると推測される。そ

の結果、塗装材の長寿命腐食疲労強度は無塗装材と比較して改善されている。

4.3 塗装材の腐食疲労強度におよぼす温度因子の検討

前述の通り、膜厚が同じであれば温度が高いほど疲労寿命は低下する傾向を示す。また、塗装材の腐食疲労寿命曲線は無塗装材のそれとは異なり、両対数線図上でほぼ直線となる。したがって、海水中の腐食疲労試験結果におよぼす温度の影響を求めるため、基準となる疲労強度曲線 $\Delta S = a(N_f)^b$ に対して腐食による疲労強度の減少を表す腐食係数 K_c なる係数を導入して、疲労強度を次式で表すことを試みた。

$$\Delta S = a(N_f)^b / K_c \quad (3)$$

今回の試験では温度は 25, 40, 60°C の 3 レベルであったため、最も温度の低い 25°C のデータを基準式として考察をすすめることにした。膜厚別に公称応力範囲 ΔS と破断寿命 N_f の関係を両対数線図上で直線回帰し Table 3 に示す基準式を得た。

Table 3 Standard curves of coated specimens in synthetic seawater

Thickness (μm)	Standard curve (25°C-basis)
50	$\Delta S = 1539 N_f^{-0.1440}$
100	$\Delta S = 1929 N_f^{-0.1640}$
200	$\Delta S = 2276 N_f^{-0.1764}$
300	$\Delta S = 4106 N_f^{-0.2325}$

これらの式に対して、各温度ごとに試験データと疲労強度計算値の残差の 2 乗総和が最小になるように最適な腐食係数 K_c を求めた。このようにして求めた腐食係数を Table 4 に示し、温度と K_c の関係を Fig. 11 に示した。膜厚 100 μm の場合を除くと、温度が上昇していくにつれて疲労強度が低下していく。また、膜厚が厚いと疲労強度の低下率も小さくなっている。当然のことながら膜厚が増加すれば、酸素やイオンの母材への浸透は遅くなる。Fig. 11 はこの傾向をよく表しており、300 μm の塗装を施せば、温度の影響はほとんど受けない。

以上のことから、温度の影響は常温 (25°C) に対する腐食係数として表すことができ、疲労強度は 1/1.03~1/1.13 の間で低下する。腐食係数がこのように小さな値をとった理由としては、次の 2 つが考えられる。タールエポキシ樹脂塗料は熱硬化性樹脂であるため多少の温度上昇に対しても優れた特性を示した。あるいはタールエポキシ樹脂塗料のガラス領域が 60°C 近傍まで保たれたためと考えられる。事実、タールエポキシ樹脂塗料のラマン分光測定を実施し、ガラス転移点を推定したところ 60°C 近傍であったとの報告もある¹¹⁾。海水の温度がさらに上昇すれば塗膜はゴム領域に入り、腐食疲労強度は低下する可能性がある。したがって、タールエポキシ樹脂塗料の使用限界は 60°C までであ

ろう。

Fig. 11 には同時に、腐食係数と温度の関係式を以下のよう
に求め図示した。

$$95\% \text{ 上限信頼値 } K_c = 0.7173 T^{0.1032} \quad (4)$$

$$\text{平均値 } K_c = 0.5828 T^{0.1677} \quad (5)$$

$$95\% \text{ 下限信頼値 } K_c = 0.8920 T^{0.0355} \quad (6)$$

これらを塗装材料の温度効果として用いる場合には、安全側の評価より 95% 上限信頼値を用いるべきであると考えられる。

Table 4 Corrosion factor (25°C-basis)

Temp. (°C)	Coating thickness			
	50 μm	100 μm	200 μm	300 μm
40	1.06	1.09	1.07	1.03
60	1.09	1.05	1.13	1.08

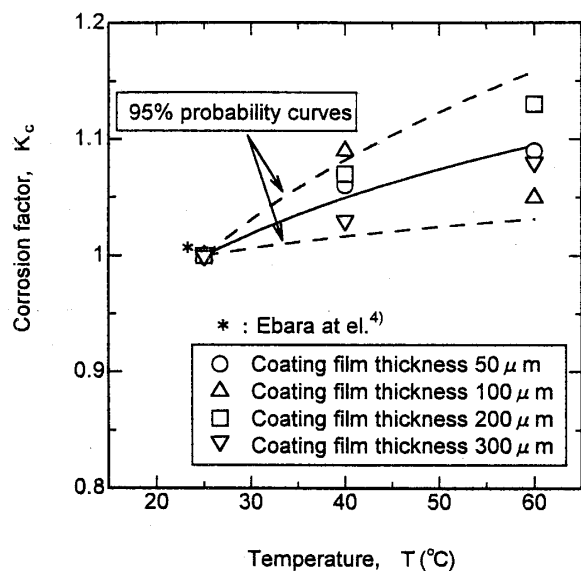


Fig. 11 Temperature dependency of corrosion factor

4.4 暴露の影響

長寿命腐食疲労では、き裂は腐食ピットから生じることが Fig. 10 より明らかになった。塗装材は塗装の前に水散布による暴露をおこなったため、その際に試験片表面に腐食ピットの生成が予想される。だが、Fig. 10 の腐食ピットが暴露によって生じたのか、あるいは腐食疲労試験中に生じたのかは定かではない。そこで、腐食ピットの生成状況を把握するため疲労試験片の残材を用いて、母材試験片と同様な暴露試験を 30 日間実施した。Fig. 12 に 10 日間暴露した試験片の走査型電子顕微鏡による観察結果を示す。この図から、10 日の暴露でも直径 20 μm 程度のピットが多数生じていることがうかがえる。

次に極値統計法を用いて、10 mm×10 mm 領域での最大ピット深さの推定を試みた。推定された最大腐食ピット深さ a を縦軸に、暴露時間 t を横軸にとり Fig. 13 を得た。図

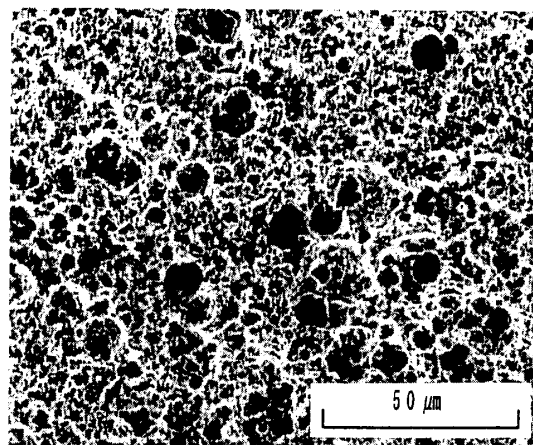


Fig. 12 Pit-growth observation after 10-day exposure

中の式は、両者の関係を指数関数で回帰したものであり、この回帰結果よりピットの成長則として次式を得た。

$$a = 2.80 t^{0.3877} \quad (7)$$

高張力鋼の人工海水中での腐食疲労き裂発生挙動を調査した駒井ら¹²⁾の研究によると、ピットの成長則は次式で与えられることが報告されている。

$$a = 6.62 t^{0.39} \quad (8)$$

上式の指数部は本研究とよく一致しているが、定数については駒井らの結果のほうが大きな値を示している。これは腐食疲労と静腐食の相違によるものと考えられる。

以上の結果より、塗装材の海水腐食疲労試験に供される試験片では、錆落とし等の下地処理をおこなったにもかかわらず、塗膜下の母材表面に最大 30~40 μm 深さの腐食ピットが始めから残存することが考えられる。ゆえに Fig. 10 で観察された 40 μm 程度の腐食ピットは、腐食疲労試験中に新たに生じたものではなく、主として塗装前の暴露により形成されたことがわかる。このようなピットの存在も塗装材の寿命を支配する重要な要因と考えることができる。

Fig. 14 は大気中暴露を施した無塗装材のデータを、機械加工まま無塗装材および塗装材のデータと比較したもので

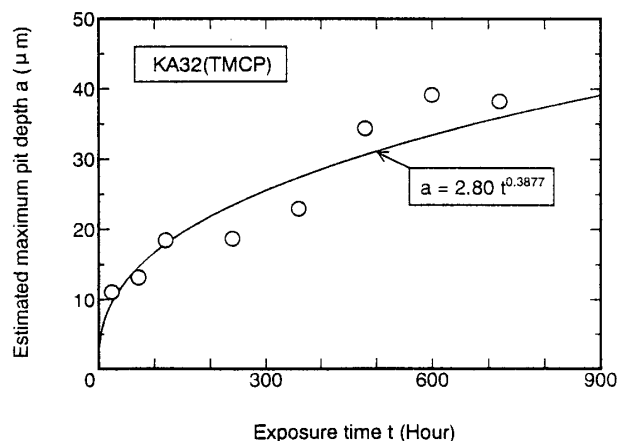


Fig. 13 Estimation on maximum pit depth

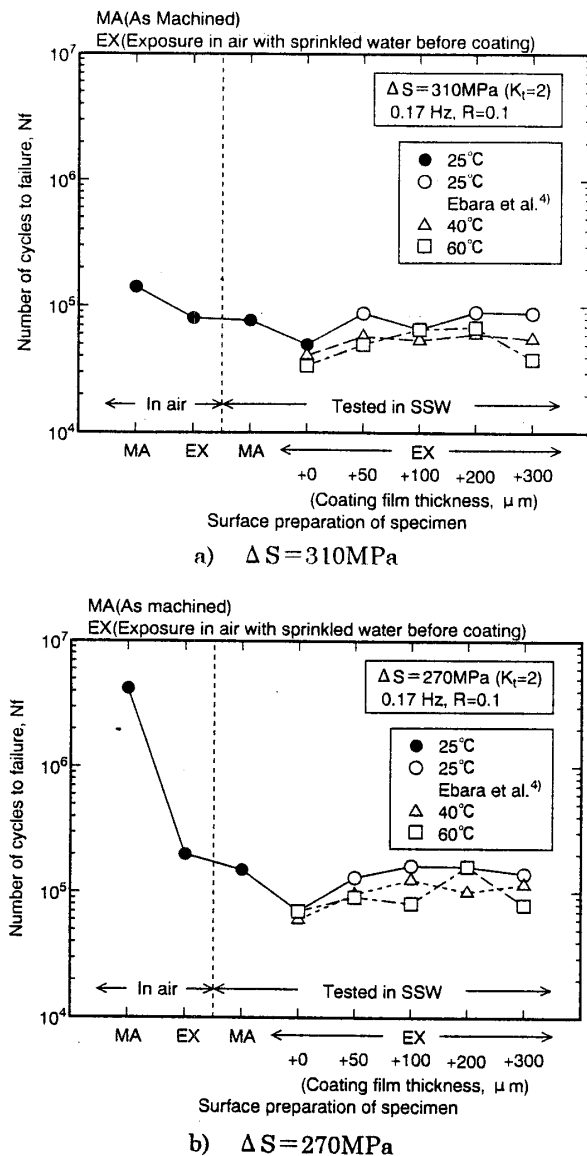


Fig. 14 Effect of corrosion pits initiated by exposure

ある。大気中における暴露材の疲労寿命は、機械加工材に比べ明らかに低下し Fig. 13 で示した初期ピットの効果が現れている。海水中的機械加工材はほぼ大気中の暴露材と同等の寿命であり、海水中で機械加工材に腐食ピットが生じたことを示している。暴露材の腐食疲労寿命は上記に比べ明らかに低下する。これは暴露により生じたピットが海水中で成長し、寿命低下をもたらすことを示唆している。

塗装の効果はこの暴露した無塗装材の腐食疲労寿命を基準に評価できる。すなわち、塗装材の 25°C 腐食疲労寿命は、暴露材の腐食疲労寿命に比べ若干ではあるが回復し、暴露材の大気中疲労寿命に近い値になっている。これは塗装の効果を示すとともに、塗装下での暴露による腐食ピット (Fig. 13) が疲労き裂発生 of 要因になっていることを示唆している。海水温度の上昇は、前述したようにわずかに疲労寿命の低下をもたらす。以上より、表面状態を変化させた各試験片の疲労寿命は、いずれも腐食ピットの影響を受

けていることが示され、その影響は応力レベルによっても異なることが明らかになった。高応力範囲の場合 (310 MPa) は、ピットの影響はわずかであるが、応力レベルが低く (270 MPa) なるほどその効果が現れる。

したがって、実機応力レベルを想定した低応力レベルではピットの影響および塗装の効果がより顕著な形で現れることが予想される。ピットの成長を考慮した腐食疲労寿命予測法が他の構造機器に適用されていること^{13), 14)}を考慮すると、本分野においても長時間の実験に基づく検討が今後必要であることが示唆される。

5. 結 論

無塗装材とタールエポキシ樹脂塗装材の試験片を用いて、腐食疲労寿命を求め、その温度影響を明らかにした一連の研究結果をまとめると以下のとおりである。

- 1) 機械加工まま無塗装材の大気中および海水腐食疲労の寿命曲線を得た。海水中では無塗装材の疲労強度は大きく低下し、大気中の疲労限の 1/2 以下の公称応力範囲でも破断した。
- 2) 塗装材の温度の影響は、腐食係数で表され 25°C 塗装材に対し、40~60°C では 1/1.03~1/1.13 となる。これは、25°C に対し温度が上がると疲労強度が低下することを示しているが、定量的に表される程の傾向および有意差は無いと考えられる。
- 3) き裂発生寿命と破断寿命の間には、短寿命側でわずかな差は見られるものの長寿命域では全体の評価に影響するほどの有意差はないものと考えられる。
- 4) 長寿命腐食疲労では、き裂は塗膜下の暴露による腐食ピットから発生し、塗膜が破壊する以前に母材部でき裂が進展する。20 日間の暴露では、その腐食ピットの最大深さは 30~40 μm であることが観察結果から明らかになった。
- 5) 暴露により母材表面状態を変化させた各試験片の疲労寿命は、いずれも腐食ピットの影響を受けていることが示され、その影響は応力レベルによっても異なることが明らかになった。ピットの影響は、低応力レベルで強く現れた。

謝 辞

本研究は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」の一環として実施されたものであり、本論文はこれに一部考察を加えたものである。本研究を遂行するにあたり、部会長の藤田東京理科大学教授をはじめとする研究部会の各位には、始終有益なご指導、ご助言を賜った。ここに記し、深く感謝する次第である。

参 考 文 献

- 1) 高橋弘孝：塗装技術, Vol. 11, No. 12, (1972), p. 49~60.
- 2) 日本造船研究協会：第 182 研究部会“海洋構造物の重防食に関する研究”報告書 (1981).

- 3) 日本造船研究協会：第201研究部会“塗膜の耐久性評価法に関する調査研究”総合報告書(1990).
- 4) 江原隆一郎, 山田義和, 紀博徳, 多田益男, 橋本州史, 今城康臣, 伏見彬：日本造船学会論文集, No. 180, (1996), p.521~530.
- 5) 久野忠一, 今津司, 樺山巖, 栗山寛：川崎製鉄技報, Vol. 13, No. 2, (1981), p.237~257.
- 6) 西田正孝：応力集中, 森北出版, (1967), p. 552~561.
- 7) 江原隆一郎：日本機械学会論文集A編, Vol. 59, No. 557, (1993), p. 1~11.
- 8) 小林佑規, 田中義久：プレスコンクリート, Vol. 31, No. 2, Mar.(1989), p.7~15.
- 9) 松岡一祥, 在田正義, 翁長一彦：日本造船学会論文集, No. 157, (1985), p.498~506.
- 10) 第4版実験化学講座29 高分子材料, 丸善, (1993), p. 95.
- 11) 三澤俊平：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”総合報告書(1996), p.401~410.
- 12) 駒井謙治郎, 箕島弘二, 木下定, 金貴植：日本機械学会論文集A編, Vol. 53, No. 496, (1987), p. 2267~2273.
- 13) 富士彰夫, 遊佐覚, 北川正樹, 田之上辰郎：日本機械学会材料力学部門講演論文集, Vol. B, No. 940-37, (1994), p. 407~408.
- 14) 高梨正祐, 遊佐覚, 富士彰夫, 木原重光, 梶ヶ谷一郎：日本機械学会材料力学部門講演論文集, Vol. A, No. 96-10, (1996), p. 631~632.