

鋼材の人工海水中腐食疲労き裂伝播特性の定式化

大内 博史*・小林 順一*

Formulation of Stress Waveform and Frequency Effects on Fatigue Crack Growth Rate of Steel in Sea Water

Hiroshi OUCHI and Jun'ichi KOBAYASHI

Synopsis :

The fatigue crack growth of steel in sea water is influenced by various factors, such as loading condition, environmental and metallurgical variables. In this report, the effects of waveform and frequency of cyclic loading on corrosion fatigue crack growth rate have been studied for a 660 MPa tensile strength steel in synthetic sea water. Used waveforms are triangular, trapezoidal, and positive- and negative-saw tooth, and frequencies ranged from 0.017 Hz to 0.83 Hz. The results show that da/dN at a certain ΔK is affected only by the rise time, T_{rise} , in each load cycle. Furthermore, the relation between the crack growth rate per T_{rise} , $(da/dt)_{rise}$, and the increasing rate of K in T_{rise} , $(dK/dt)_{rise}$, is linear on log scales, and the coefficient is described as a function of ΔK . Consequently, the da/dN has been formulated with ΔK , T_{rise} and $(dK/dt)_{rise}$ as follows.

$$\frac{da}{dN} = \int_{T_{rise}} c_1 \exp\left(-\frac{c_2}{\Delta K - c_3}\right) \left(\frac{dK}{dt}\right)_{rise}^{c_4} dt$$

This formulation uniformly describes the effects of both waveform and frequency. In addition, the formula can express even the effect of changing $(dK/dt)_{rise}$ in a cycle.

Key words : corrosion fatigue ; sea water ; crack growth rate ; loading condition ; frequency ; waveform.

1. 緒 言

海洋構造物の安全性にとって腐食疲労は大きな問題であり、そのため数多くの研究が行われている。腐食疲労特性はき裂発生特性とき裂伝播特性に大別され、いずれも荷重条件、環境、材料など数多くの因子の影響を受けると考えられる。一般に、腐食疲労試験は比較的限られた条件で実施されるため、試験結果から多様な実環境での鋼材の性能を推定し、海洋構造物の詳細な安全性評価を行うには、腐食疲労特性におよぼす個々の因子の影響を定量的に明らかにしておく必要がある。特に波形、繰返し速度などの影響を明らかにすることは、き裂伝播機構の解明に不可欠なばかりでなく、試験時間短縮のため海洋波に比べて高繰返し速度で行う加速試験法の確立にとつても有効であると考えられる。

荷重条件の影響については、BARSOM¹⁾が、高合金鋼の

3%NaCl水溶液中疲労き裂伝播速度について、荷重1サイクル中の荷重変動時間、とくに荷重上昇時間の影響が大きいことを指摘している。その後、河合ら²⁾は、SMCM鋼の3%NaCl水溶液中疲労き裂伝播速度を大気中疲労き裂伝播速度と環境による加速係数の積として表し、この加速係数を周期、荷重上昇時間、応力拡大係数範囲 ΔK をパラメーターとして定式化している。しかし、著者らが行った海洋構造物用高張力鋼についての人工海水中実験結果はこの考えでは説明できなかつた。また、横堀ら³⁾は、SCM鋼の3.5%NaCl水溶液中疲労き裂伝播速度を、荷重上昇時間と荷重保持時間をパラメーターとして定式化している。しかし、彼らの実験では応力腐食割れが重畳していたものと考えられ、応力腐食割れを起こしにくい材料の腐食疲労き裂伝播挙動には適用できない。

本報では、荷重条件、特に波形、繰返し速度の影響を

昭和62年7月24日受付 (Received July 24, 1987)

* 新日本製鉄(株)厚板・条鋼研究センター 工博 (Plate, Bar, Shape & Wire Rod Research Lab., Nippon Steel Corp., 5-10-1 Fuchinobe Sagamihara 229)

Table 1. Chemical composition of the steel (wt%).

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	B	Al
0.09	0.26	0.97	0.007	0.001	1.43	0.50	0.27	0.0009	0.068

Table 2. Mechanical properties of the steel. (Dia. = 10 mm, G. L. = 36 mm)

Location and direction	TS [MPa]	YP [MPa]	EL [%]	RA [%]
1/2 t-L	667	603	30.7	82.0

定量的に明らかにするとともに、その結果をもとに高張力鋼の海水中腐食疲労き裂伝播特性の定式化を試みた。

2. 供試材と実験方法

供試材は海洋構造物用に開発された板厚 27 mm の 660 MPa 級高張力鋼であり、Table 1 に化学成分を示す。鋼材は、焼入れ (900°C 30 min, 水冷)、焼もどし (657°C 30 min, 水冷) を行つて製造された。なお、本鋼材が使われる構造物⁴⁾では溶接後熱処理が施されるので、それと同様の熱処理 (620°C 60 min, 空冷) を行つた。機械的性質は Table 2 に示した。なお、本供試材は、海水中自然腐食状態において応力腐食割れを起こさないことが確認されている⁵⁾。

試験片は、Fig. 1 に示すような厚さ B=12.7 mm、幅 W=50.8 mm の CT (Compact Type) 試験片を用いた。実験前に大気中で疲労き裂を約 2.7 mm 導入し、荷重軸からの初期き裂長さを約 12.7 mm とした。

試験片の開口部に防水仕様 COD クリップゲージを取り付け、弾性コンプライアンスを計測することによりき裂長さを推定した。これには、あらかじめ種々のき裂長さの試験片を用いた実験を行い、それらの結果から SAXENA ら⁷⁾により提案された推定式を修正して用いた。これを(1)式に示す。

$$a = 1.13 W (1.0010 - 4.6695 U_x + 18.460 U_x^2 - 236.82 U_x^3 + 1214.9 U_x^4 - 2143.6 U_x^5) - 5.09 \dots \dots \dots (1)$$

ここで、

$$U_x = \frac{1}{\left(\frac{B \cdot E \cdot V_x}{P}\right)^{1/2} + 1}$$

a: き裂長さ, W: 試験片幅, B: 試験片厚さ, E: Young 率, V_x: 開口部での変位, P: 荷重である。

応力拡大係数範囲 ΔK の算出には、ASTM の推奨式⁸⁾を用いた。また、荷重-変位関係の直線からの逸脱を観察することにより、き裂開口比 U (= (P_{max} - P_{op})/

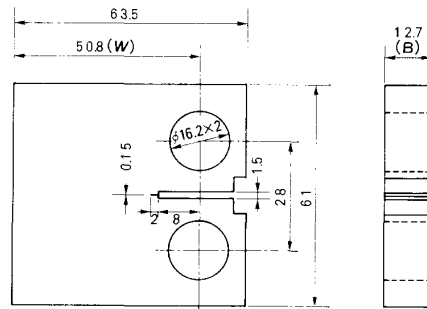


Fig. 1. Compact type specimen (unit ; mm).

(P_{max} - P_{min}), P_{max}: 最大荷重, P_{min}: 最小荷重, P_{op}: き裂開閉口荷重) を測定した。

データ収集および解析にはパーソナル・コンピューターを用いたシステムを開発して用いた。荷重、クリップ・ゲージ出力、繰返し数などのデータの取り込みおよびき裂長さの算出はほぼ連続的に行い、き裂が指定した長さだけ成長するたびにこれらのデータをフロッピー・ディスクに書き込んだ。

試験片は、試験水槽内で 25°C の ASTM 人工海水⁶⁾中に浸漬し自然腐食状態とした。海水は大気開放状態とし、海水タンクとの間で保留粒子径 150 μm のポリビニルホルマール製連続多孔質型フィルターを介して流量 0.5 l/min で循環させた。なお、比較のために大気中疲労き裂伝播速度も測定した。

荷重波形および繰返し速度の影響を調べるために用いた荷重条件を Table 3 に示す。以下、表中の T1, T2, ... 等の記号で実験条件を呼称する。これらはいずれも時間に対して直線的に荷重が増減する波形であり、T1 ~ 50 は三角波形、P10 は正鋸歯状波形に近い非対称三角波形、N10 は負鋸歯状波形に近い非対称三角波形である。D10~40 は最大荷重および最小荷重で保持時間をもつ台形波形である。このほか本研究で行つた定式化の妥当性を検討するために、0.017 Hz (1 cpm) ≤ f ≤ 1 Hz (60 cpm) (f: 繰返し速度) のいくつかの正弦波形および後述する合成波形についても実験を行つた。また、すべての実験は応力比 R=0.25、一定荷重振幅の ΔK 漸増条件で行つた。

Table 3. Experimental loading conditions.

Symbol	Waveform	Frequency f [Hz (cpm)]	Rise time T_{rise} [s]	Hold time at P_{max} [s]	Fall time [s]	Hold time at P_{min} [s]
T1	Triangular	0.017 (1)	30.00	—	30.00	—
T2	Triangular	0.033 (2)	15.00	—	15.00	—
T5	Triangular	0.083 (5)	6.00	—	6.00	—
T10	Triangular	0.17 (10)	3.00	—	3.00	—
T20	Triangular	0.33 (20)	1.50	—	1.50	—
T30	Triangular	0.50 (30)	1.00	—	1.00	—
T40	Triangular	0.67 (40)	0.75	—	0.75	—
T50	Triangular	0.83 (50)	0.60	—	0.60	—
P10	Positive saw	0.17 (10)	5.40	—	0.60	—
N10	Negative saw	0.17 (10)	0.60	—	5.40	—
D10	Trapezoidal	0.17 (10)	0.60	2.40	0.60	2.40
D20	Trapezoidal	0.33 (20)	0.60	1.80	0.60	1.80
D30	Trapezoidal	0.50 (30)	0.60	1.20	0.60	1.20
D40	Trapezoidal	0.67 (40)	0.60	0.60	0.60	0.60

3. 実験結果および考察

3.1 き裂開閉口現象

き裂開閉口現象⁹⁾あるいは腐食生成物による“くさび効果¹⁰⁾”は、疲労き裂伝播特性にとって重要な問題である。大気中疲労においてき裂開口比 U は、 R および ΔK の影響を受けることが明らかにされている¹¹⁾。腐食環境中においては、さらに、荷重繰返し速度、き裂長さ、初期 ΔK などの影響を受ける可能性がある。

本実験範囲においては、いずれの荷重条件においても、大気中、海水中とも、 $U > 0.9$ 、とくに $\Delta K \geq 25 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ においては $U \approx 1$ であった。したがって、以後の解析では、き裂開閉口現象は考慮しなかつた。

3.2 大気中疲労き裂伝播特性におよぼす荷重条件の影響

大気中の疲労き裂伝播速度は、き裂伝播下限界値 ΔK_{th} 付近を除くと荷重波形や繰返し速度に影響されないことがよく知られている。しかし、本研究で用いるような低繰返し速度における実験結果の報告は少ない¹²⁾。

Fig. 2 に、三角波形 T1 および T50 についての大気中疲労き裂伝播速度測定結果を示す。このような低繰返し速度においても繰返し速度の影響は認められない。同様に荷重波形の影響も認められなかつた。

3.3 腐食疲労き裂伝播特性におよぼす荷重波形の影響

1 サイクル中の荷重上昇時間 T_{rise} および荷重減少時間が等しく、最大荷重および最小荷重での保持時間が異なる 5 波形 (D10~D40 および T50) を用いた実験を行った。その結果、これらの da/dN - ΔK 関係はほとんど一致しており、荷重保持時間はき裂伝播速度に影響しないことがわかつた。例として、D10, D30 および T50 を用いた実験結果を Fig. 3 に示す。

また、Fig. 4 には、 T_{rise} と荷重減少時間を変えた

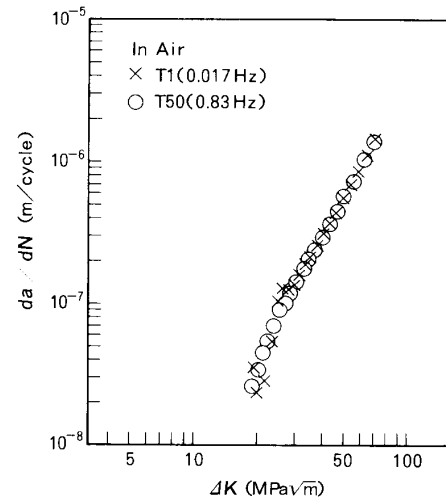


Fig. 2. Effect of frequency of fatigue crack growth rates in air under triangular loading waveform.

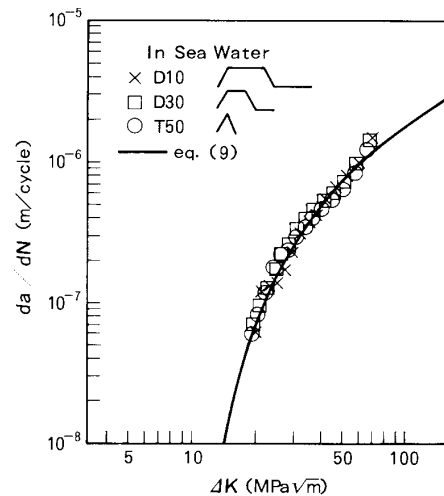


Fig. 3. Effect of hold time on corrosion fatigue crack growth rates in synthetic sea water under the various trapezoidal loading waveforms.

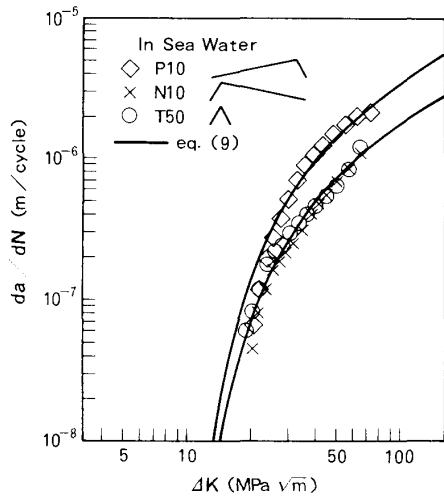


Fig. 4. Effect of rise time and fall time on corrosion fatigue crack growth rates in synthetic sea water under the various triangular loading waveforms.

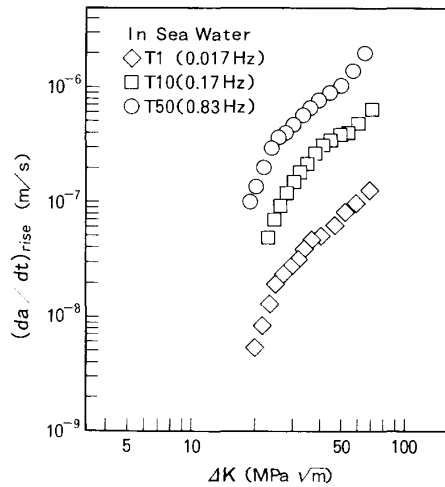


Fig. 6. Effect of frequency on corrosion fatigue crack growth rates during the rise time in synthetic sea water under triangular loading waveform.

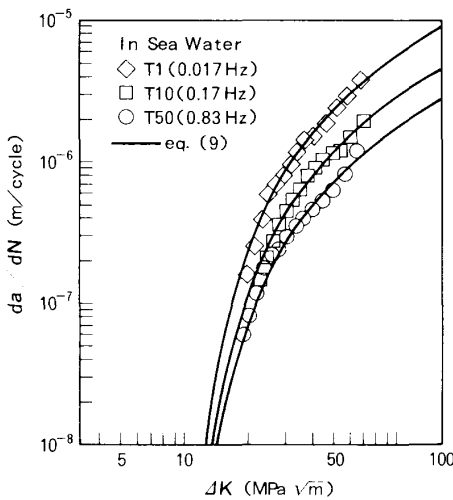


Fig. 5. Effect of frequency on corrosion fatigue crack growth rates in synthetic sea water under triangular loading waveform.

T50, P10, N10 についての結果を示した。これによると T_{rise} が等しい T50 と N10 の $da/dN-\Delta K$ 曲線は一致し、荷重減少時間が等しい T50 と P10 は一致しなかつた。

以上の結果は、 ΔK が同一であれば da/dN は T_{rise} のみに依存し、荷重保持時間および荷重減少時間には依存しないことを示している。このことは、腐食疲労においては荷重上昇時間に受ける損傷のみがき裂伝播に寄与することを示唆している。

3.4 腐食疲労き裂伝播特性におよぼす繰返し速度の影響

Fig. 5 に、繰返し速度 f の異なる三角波形荷重の

うち例として T1, T10, T50 の結果を示す。この結果は、 f が小さいほど da/dN が大きいことを示している。すなわち、 f が小さいほど T_{rise} は大きいので、 T_{rise} が大きいほど da/dN が大きいと換言でき、3.3 の結果ともよく一致する。

荷重上昇時間に受ける損傷のみがき裂伝播に寄与することから、荷重上昇時間あたりのき裂伝播速度 $(da/dt)_{rise}$ による整理を試みた。荷重上昇時間中の平均伝播速度は、(2)式で表される。

$$\left(\frac{da}{dt}\right)_{rise} = \frac{da}{T_{rise} dN} \dots\dots\dots (2)$$

これを縦軸にとり Fig. 5 の結果をプロットし直すと Fig. 6 が得られる。この図によると、 f が大きいほど $(da/dt)_{rise}$ は大きい。 f が大きいほど1サイクル中の荷重上昇速度が大きいので、荷重上昇速度が大きいほど荷重上昇時間あたりのき裂伝播速度 $(da/dt)_{rise}$ は大きいと考えられる。

3.5 腐食疲労き裂伝播特性の定式化

対称三角波形 8 種 (T1 ~ T50) の実験結果から $(da/dt)_{rise}$ をいくつかの ΔK について求め、また、荷重上昇速度を K 値上昇速度 $(dK/dt)_{rise}$ として表し、両者の関係を Fig. 7 に示した。これによると、いずれの ΔK についても両対数目盛りで傾き 0.7 の直線で示されることがわかる。したがって、荷重上昇時間あたりのき裂伝播速度は(3)式、荷重繰返しサイクルあたりのき裂伝播速度は(4)式のように表される。

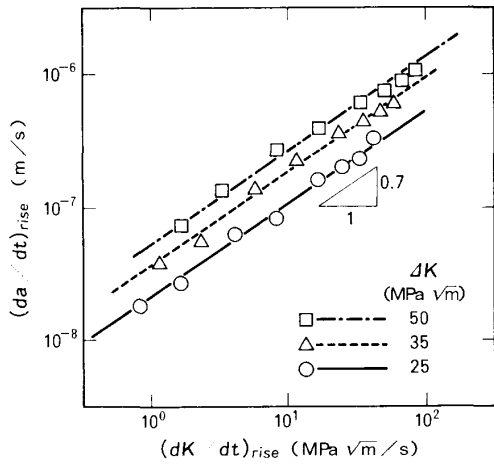


Fig. 7. Relationship between corrosion fatigue crack growth rate during the rise time, $(da/dt)_{rise}$ and K -increasing rate during the rise time, $(dK/dt)_{rise}$.

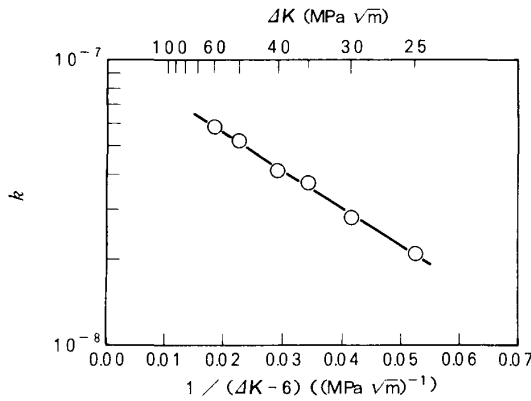


Fig. 8. Relationship between coefficient k in eq. (3) and $1/(\Delta K - 6)$.

$$\left(\frac{da}{dt}\right)_{rise} = k \left(\frac{dK}{dt}\right)_{rise}^{0.7} \quad \dots\dots\dots (3)$$

$$\frac{da}{dN} = \int_{T_{rise}} k \left(\frac{dK}{dt}\right)_{rise}^{0.7} dt \quad \dots\dots\dots (4)$$

また、時間に対して直線的に荷重が上昇する波形 $((dK/dt)_{rise} = \text{const.} (= \Delta K/T_{rise}))$ のき裂伝播速度は (5)式で表される。

$$\frac{da}{dN} = k \left(\frac{\Delta K}{T_{rise}}\right)^{0.7} \cdot T_{rise} \quad \dots\dots\dots (5)$$

式中の k は $da/dN - \Delta K$ 曲線の形状を決定する係数であり、 ΔK の関数と考えられる。試みに、 k を $(\Delta K - 6) \text{ MPa} \sqrt{m}$ の逆数に対してプロットしたところ、Fig. 8 に示すように両者の関係が直線で表された。最小自乗法によって直線の式を求め、 k について表すと(6)式が得られた。

$$k = 1.20 \times 10^{-7} \exp\left(-\frac{31.5}{\Delta K - 6}\right) \quad \dots\dots\dots (6)$$

き裂伝播特性は、(6)式を(3)、(4)式に代入して(7)、(8)式で表される。

$$\left(\frac{da}{dt}\right)_{rise} = c_1 \exp\left(-\frac{c_2}{\Delta K - c_3}\right) \left(\frac{dK}{dt}\right)_{rise}^{c_4} \quad \dots (7)$$

$$\frac{da}{dN} = \int_{T_{rise}} c_1 \exp\left(-\frac{c_2}{\Delta K - c_3}\right) \left(\frac{dK}{dt}\right)_{rise}^{c_4} dt \quad \dots\dots\dots (8)$$

ここで、 c_1, c_2, c_3, c_4 は、(3)~(6)式の定数を一般化したもので、SI 単位系において $c_1 = 1.20 \times 10^{-7}$, $c_2 = 31.5$, $c_3 = 6$, $c_4 = 0.7$ である。これらの定数は、材料および環境によつて決定されると考えられる。したがって、任意の材料と環境の組合せについてこれらの定数を求めれば、き裂開閉口現象が無視できる場合のき裂伝播特性はほぼ推定できると考えられる。また、 ΔK が c_3 に近づけば da/dN は 0 に近づく。このことから c_3 は腐食疲労における疲労き裂伝播下限界値 ΔK_{th} に対応するものと考えられる。なお、時間に対して直線的に荷重が上昇する波形の場合には、(6)式を(5)式に代入し、定数を一般化して(9)式が得られる。

$$\begin{aligned} \frac{da}{dN} &= c_1 \exp\left(-\frac{c_2}{\Delta K - c_3}\right) \left(\frac{\Delta K}{T_{rise}}\right)^{c_4} \cdot T_{rise} \\ &= c_1 \exp\left(-\frac{c_2}{\Delta K - c_3}\right) \Delta K^{c_4} T_{rise}^{1-c_4} \quad \dots\dots (9) \end{aligned}$$

3.6 提案式による計算値と実験値の比較

Fig. 3, 4, 5 中に(9)式による計算値を実線で示す。(9)式の導出に用いた対称三角波形以外の波形も含め、実験値とよく一致している。なお、 $\Delta K < 25 \text{ MPa} \sqrt{m}$ の領域における da/dN は、実験値が計算値より若干小さくなる場合があるが、これらは腐食生成物によるき裂開閉口現象のためであると考えられる。

本研究では解析を簡単にするため直線的に K 値が上昇する波形を用いたが、そうでない場合には(4)式により da/dN を求めればよい。たとえば、正弦波の dK/dt は(10)式のように表される。

$$\frac{dK}{dt} = \frac{\Delta K}{2} \frac{2\pi}{T} \cos\left(\frac{2\pi t}{T}\right) \quad \dots\dots\dots (10)$$

ここで、 T は周期 ($T = 2T_{rise}$) である。 da/dN は(10)式を(8)式に代入して整理し、(11)式で与えられる。

$$\begin{aligned} \frac{da}{dN} &= c_1 \exp\left(-\frac{c_2}{\Delta K - c_3}\right) \left(\frac{\Delta K}{T_{rise}}\right)^{c_4} \cdot T_{rise} \\ &\cdot \frac{1}{\pi} \left(\frac{\pi}{2}\right)^{c_4} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \cos^{c_4} \theta d\theta \quad \dots\dots\dots (11) \end{aligned}$$

(11)式中の積分項は数値積分によつて計算できる。

c_1, c_2, c_3, c_4 は、前述の値を用いることとする。このようにして得られる計算値を実験値とともに Fig. 9 に示すが、正弦波の場合にもよく一致していることがわかる。

また、荷重上昇が直線的ではない場合の極端な例として、Fig. 10 に示すような荷重上昇速度が途中で変わる波形について計算値と実験値の比較を行った。この波形における K 値は、荷重上昇時間 T_{rise} のはじめの T_1 時間内に ΔK_1 だけ増加し、残りの T_2 時間内に ΔK_2 だけ増加する。したがって、 $T_{rise} = T_1 + T_2$, $\Delta K = \Delta K_1 + \Delta K_2$ である。ここで、 $T_1 : T_2 = p : (1-p)$, $\Delta K_1 : \Delta K_2 = q : (1-q)$ とする。すると、 da/dN , すなわち T_{rise} 内のき裂進展量は、 T_1 内のき裂進展量と T_2 内のき裂進展量の和と考えられるので、(9)式をもとに(12)式のように計算される。

$$\frac{da}{dN} = \int_{T_1} \left(\frac{da}{dt} \right)_{rise} dt + \int_{T_2} \left(\frac{da}{dt} \right)_{rise} dt$$

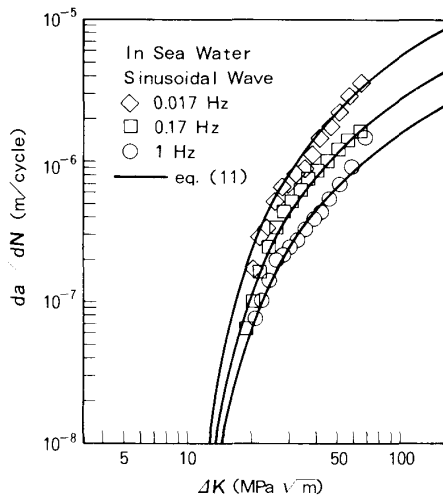


Fig. 9. Effect of frequency on corrosion fatigue crack growth rates in synthetic sea water under sinusoidal loading.

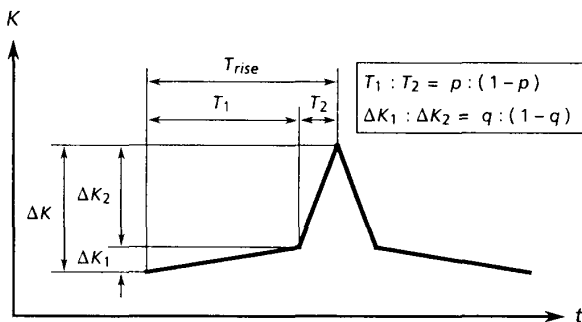


Fig. 10. Waveform of "V10".

$$\begin{aligned} &= c_1 \exp\left(-\frac{c_2}{\Delta K - c_3}\right) \left(\frac{q\Delta K}{pT_{rise}}\right)^{c_4} \cdot pT_{rise} \\ &\quad + c_1 \exp\left(-\frac{c_2}{\Delta K - c_3}\right) \left(\frac{(1-q)\Delta K}{(1-p)T_{rise}}\right)^{c_4} \\ &\quad \cdot (1-p)T_{rise} \\ &= c_1 \exp\left(-\frac{c_2}{\Delta K - c_3}\right) \left(\frac{\Delta K}{T_{rise}}\right)^{c_4} \cdot T_{rise} \\ &\quad \cdot \{p^{1-c_4}q^{c_4} + (1-p)^{1-c_4}(1-q)^{c_4}\} \dots\dots (12) \end{aligned}$$

ここでは、 $p=0.8, q=0.16$ なる波形 V10 についての計算値と実験値の比較を行った。 c_1, c_2, c_3, c_4 は、前述の値を用いた。V10 についての結果を T10 についての計算値とともに Fig. 11 に示す。これによると、(12)式による計算値は V10 の実験値とはほぼ一致しており、直線的に荷重が上昇する波形である T10 と比較して V10 の da/dN が小さいことをよく表現しているといえる。これは、従来の提案式では表すことができない傾向である。

以上のように荷重波形、繰返し速度の影響が統一的に定量化され、海水中腐食疲労き裂伝播速度が定式化された。海水中腐食疲労試験は、海洋波の代表的繰返し速度といわれる 0.17 Hz (10 cpm) 前後の正弦波形荷重で実施されることが多いが、海洋環境は多様であり、一定ではない。海洋構造物設置海域での繰返し速度や波浪エネルギーの頻度分布、および構造各部位での応力波形が明らかになれば、本提案式を用いることにより詳細な安全性評価が可能となる。ただし、本研究においては、き裂開閉口現象がほとんど現れない場合についてのき裂伝播特性式を求めており、き裂開閉口現象が顕著に現れる

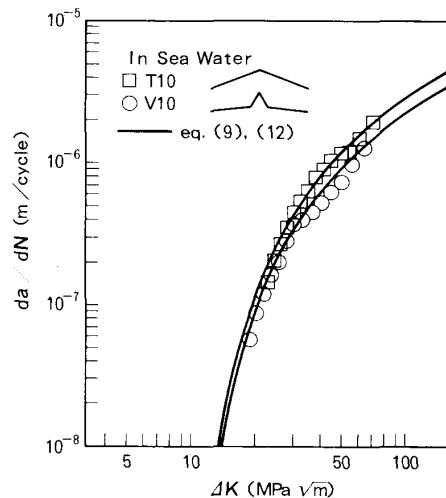


Fig. 11. Calculated and observed corrosion fatigue crack growth rates for waveform V10 and T10 in synthetic sea water.

領域の定式化については今後の課題である。

3.7 腐食疲労き裂伝播機構についての考察

遠藤¹³⁾は、腐食疲労におけるき裂伝播速度 $(da/dN)_{CF}$ が大気中き裂伝播速度 $(da/dN)_F$ と腐食溶解による対時間き裂伝播速度 $(da/dt)_D$ の線形加算で与えられるとし、(13)式を提案している。

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_{CF} = \left(\frac{da}{dN}\right)_F + \frac{1}{f} \left(\frac{da}{dt}\right)_D \dots\dots\dots (13)$$

また、升田¹⁴⁾は、すべりにより生成した新生面の腐食が逆すべりを阻止し、腐食疲労き裂が成長するという機構により繰返し速度の影響を説明している。

しかし、カソード防食により腐食溶解を抑制した状態における海水中き裂伝播速度は自然腐食状態と大きな差はなく、大気中き裂伝播速度とは一致しないことがいくつかの報告¹⁵⁾により明らかにされており、筆者らも本供試材について同様の結果を得ている¹⁶⁾。また、腐食溶解によつてき裂伝播が加速されるとすると、荷重上昇時間だけではなく保持時間および荷重減少時間も da/dN に影響するはずであり、本研究結果とは一致しない。さらに、升田らのモデルでは $f < 0.5$ Hz では腐食率はほぼ一定となり、繰返し速度効果は飽和するはずである。ところが、本実験では、 $f = 0.017$ Hz まで飽和する傾向は認められなかった。

AUSTEN¹⁷⁾によれば、腐食環境での加速は、 $K_{max} < K_{I SCC}$ (K_{max} : 荷重サイクル中の K 最大値)、すなわち応力腐食割れが重畳しない“真の腐食疲労 (True corrosion fatigue)”においても局部的水素脆化によりもたらされ、この水素脆化は荷重上昇時間でのみ引き起こされる。それに対し腐食溶解はき裂先端を鈍化させ、むしろ減速要因になるとしている。

本研究で得た知見からは、AUSTEN の局部的水素脆化機構による加速説が支持される。ただし、彼はカソード反応により水素が生成し、新生面から吸収されるとしているが、き裂先端付近がカソード領域になるかどうかは疑問である。また、鋼中の侵入する水素がカソード反応によつて生成するのであれば、荷重保持時間および荷重減少時間も da/dN に影響を与えるはずである。

荷重上昇時に受ける損傷のみが腐食疲労き裂伝播に寄与するという本研究の結果からは、新生面からきわめて短い時間内に放出されるエキソエレクトロンにより水分子が分解されて水素原子が生成し、これが鋼中に侵入して局部水素脆化を引き起こすという説¹⁸⁾が妥当であるように考えられる。(7)、(8)式に現れる $(dK/dt)_{rise}$ は、時間あたりのエキソエレクトロン放出量および水素発生量を支配する可能性がある。 K 値は、き裂伝播推進力 g

と関係づけられるので、 $(dK/dt)_{rise}$ は時間あたりの力学的き裂伝播推進力になると考えられる。また、 ΔK は、き裂先端付近の材料の応力状態や履歴を示すパラメーターであり、繰返し塑性域寸法やき裂先端開口変位の変化量などを決定するので、水素脆化しうる領域の寸法、水素吸蔵能に影響を与えると考えられる。すなわち、 ΔK は材料の破壊抵抗にも影響する量といえる。よつて、(7)、(8)式は、 $(dK/dt)_{rise}$ により決まる水素量とき裂伝播推進力、および ΔK で決まる破壊抵抗によつて腐食疲労き裂伝播速度が決定すると解釈できる。しかし、以上のような推論の妥当性を確認するにはさらに実験が必要であり、今後の課題である。

4. 結 論

本研究では、鋼材の海水中腐食疲労き裂伝播速度におよぼす荷重因子の影響を定量的に明らかにするための実験を行い、き裂伝播特性を定式化した。そして、実験結果および提案式について考察、検討し、つぎの結論を得た。

(1) 繰返しサイクル中の荷重上昇時に受ける損傷のみが 660 MPa 級高張力鋼の人工海水中腐食疲労き裂伝播に寄与し、荷重上昇速度が大きいほど荷重上昇時間当たりのき裂伝播速度が大きい。すなわち、 $(da/dt)_{rise}$ は $(dK/dt)_{rise}^{0.7}$ に比例する。この比例定数は ΔK の関数として表せる。

(2) 人工海水中自然腐食状態での腐食疲労き裂伝播特性は次式のように表された。本提案式により、波形と繰返し速度の影響が統一的に記述できた。

$$\frac{da}{dN} = \int_{trise} c_1 \exp\left(-\frac{c_2}{\Delta K - c_3}\right) \left(\frac{dK}{dt}\right)_{trise}^{c_4} dt$$

(3) 本提案式による計算値は、種々の荷重条件における実験値とほぼ一致した。とくに、従来の提案式では表現することはできなかつた 1 サイクル中に $(dK/dt)_{rise}$ が変化する波形についてのき裂伝播特性をも記述できた。

(4) 海水中腐食疲労き裂伝播速度が大気中疲労き裂伝播速度より大きい理由は、従来いわれているようなき裂先端の腐食溶解ではないと考えられる。

本研究の提案式中の定数 $c_1 \sim c_4$ の値は、材料により異なる可能性がある。個々の材料についてのそれらの値を求めることにより、本提案式は、構造物の安全性評価、高繰返し速度で行われた実験データの利用、加速試験法の開発などに利用できるであろう。

文 献

- 1) J. M. BARSOM: Proc. Int. Conf. on Corrosion Fatigue, NACE-2 (1972), p. 424
- 2) 河合末男, 鯉淵興二: 日本機械学会論文集 (第1部), **44** (1978), p. 1789
- 3) 横堀寿光, 横堀武夫, 高須展夫: 日本機械学会論文集 (A編), **52** (1986), p. 1232
- 4) Y. TAKESHI and H. MIMURA: Proc. Offshore Technology Conf. (1986), OTC 5155
- 5) 小林順一, 武子康平, 関口 進, 山戸 一成: 溶接学会全国大会講演概要, **37** (1985), p. 324
- 6) ASTM: D 1141-75
- 7) A. SAXENA and S. J. HUDAK, Jr.: Int. J. Fracture, **14** (1978), p. 453
- 8) ASTM: E 647-81
- 9) W. ELBER: ASTM STP 486 (1971), p. 230
- 10) 駒井謙治郎, 敷田卓祐, 遠藤吉郎: 日本機械学会論文集 (A編), **50** (1984), p. 1453
- 11) 田中洋一, 征矢勇夫: 溶接学会論文集, **5** (1987), p. 119
- 12) たとえば, O. VOSIKOVSKY: Trans. ASME. J. Eng. Mat. Tech. (1975), p. 298
- 13) 遠藤吉郎: 材料, **32** (1973), p. 1201
- 14) 升田博之, 松岡三郎, 西島 敏, 下平益夫: 防食技術, **35** (1986), p. 27
- 15) たとえば, 三沢俊平: 鉄鋼の環境強度部会第3回シンポジウム前刷集 (1987), p. 237
- 16) 小林順一, 武子康平, 関口 進, 山戸一成, 轟 理市: 溶接学会全国大会講演概要, **39** (1986), p. 392
- 17) I. M. AUSTEN: Quantitative Understanding of Corrosion Fatigue Crack Growth Behaviour, ECSC Contract No 7210-KE/806 Final Report EUR 8560 (1983), p. 17
- 18) 駒井謙治郎: 日本金属学会誌, **40** (1976), p. 964