

UDC 669.14.018.295 : 620.193.27 : 539.431/433

論文

各種高張力鋼の海水中での腐食疲れき裂伝播挙動*

角田 方衛**・丸山 典夫***・内山 郁**

Effect of Sea Water on Fatigue Crack Growth Rate
in High Yield Strength Steels

Masae SUMITA, Norio MARUYAMA, and Iku UCHIYAMA

Synopsis:

Fatigue crack growth rates were obtained in air at 16.7 Hz, $(da/dN)_{air}$, and those in sea water at 0.167 Hz, $(da/dN)_{cor}$, for HT80, HY140, HY180, HY240, HP9-4-20, PH13-8Mo, and 18Ni(200) maraging steels. Stress ratios, R , of 0.10 and 0.50 were used. The ratio of $(da/dN)_{cor}/(da/dN)_{air}$, $r_{0.167 Hz}$, were used as the degree of the effect of sea water on fatigue crack growth. The following results are obtained:

- (1) The value of $r_{0.167 Hz}$ was lower in HY140 tempered at 615°C and HP9-4-20 steels.
- (2) The maximum value of $r_{0.167 Hz}$ was obtained at $\Delta K=50$ to 100 kg/mm^{3/2} for $R=0.10$ in all steels used. At $\Delta K<20\sim40$ kg/mm^{3/2} and $\Delta K>250$ kg/mm^{3/2}, no effect of sea water on fatigue crack growth rate was obtained.
- (3) The value of $r_{0.167 Hz}$ depended on K_{max} and ΔK at lower and depended on ΔK at higher crack growth rate. The maximum value of $r_{0.167 Hz}$ depended on K_{max} .
- (4) A positive interrelation was obtained between $r_{0.167 Hz}$ and area fraction of brittle fracture in 18Ni(200) maraging steel.

1. はじめに

将来、高張力鋼の海洋構造物用材料としての使用量拡大が予想される今日、高張力鋼の海水環境下での疲れき裂伝播特性を把握し、さらにその各鋼種間での相違を明らかにしておくことは重要である。

疲れき裂伝播への環境の影響をほとんど考慮する必要がない場合、もし疲れき裂伝播速度 (da/dN) が応力拡大係数範囲 (ΔK) で整理されているならば、種々の材料に関する既存の da/dN のデータの相互比較は可能である。しかし、海水のように疲れき裂伝播への影響が大きい場合既存の海水環境下で求められた $da/dN-\Delta K$ 曲線の相互比較をする際十分な注意を必要とする。それは、海水の $da/dN-\Delta K$ 曲線への影響度合は海水の成分、温度、pH(ペーハー)などの違いにより異なることが予想され、さらに疲れき裂伝播への力学的因子、例えば、繰返し速度¹⁾、波型²⁾などの影響は大気中に比べて海水中では著しく大きい、これらの条件がすべて各データ間で一致しているかどうか不明な点が多いからである。したがって、海水の da/dN への影響度合の種々の鋼種

にわたる相対的比較はなされていないといつても過言ではない。

海水中の疲れき裂試験においては、普通、波の周期を考慮して低繰返し速度 (5~10 cpm) が使用される。そのために海水環境下での da/dN の多くは $\Delta K>50\sim60$ kg/mm^{3/2} で求められているので、低 ΔK 領域でのき裂伝播挙動には不明な点が多い。また、海水環境下での da/dN への応力比 (R) の影響を調べた報告もごくわずかである¹¹⁾。

本報告は上記のことを考慮して、海水環境下で、種々の高張力鋼を用いて、 $R=0.1$ で、海水中の疲れき裂伝播速度 $(da/dN)_{cor}$ と海水の影響のない場合の疲れき裂伝播速度 $(da/dN)_{air}$ との比 (r) ($= (da/dN)_{cor}/(da/dN)_{air}$) を用いて海水の da/dN への影響度合を相対的に比較した。その際、2~3の鋼種については $R=0.5$ の試験を行い、 R の影響を検討した。

2. 実験方法

2.1 対象鋼種

HT 80, HP 9-4-20, HY 140, HY 180, HY 240,

* 昭和 54 年 10 月本会講演大会にて発表 昭和 55 年 1 月 8 日受付 (Received Jan. 8, 1980)

** 金属材料技術研究所筑波支所 工博 (Tsukuba Laboratories, National Research Institute for Metals, Sengen Sakuramura Niihari-gun 305)

*** 金属材料技術研究所筑波支所 (Tsukuba Laboratories, National Research Institute for Metals)

Table 1. Chemical composition. (wt%)

	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Cu	V	Al	Co	Ti	B
HT 80	0.13	0.27	0.87	0.15	0.004	1.0	0.5	0.44	0.18	0.04	—	—	—	0.001
HP 9-4-20	0.21	0.12	0.22	0.003	0.006	9.25	0.81	0.94	—	0.1	0.053	4.89	—	—
HY 140	0.13	0.25	0.70	0.005	0.005	5.46	0.48	0.74	0.97	0.1	0.053	—	—	—
HY 180	0.13	0.13	0.17	0.003	0.006	9.83	1.68	0.90	—	—	0.048	7.81	—	—
HY 240	0.17	—	0.16	0.003	0.006	9.93	1.69	0.90	—	—	0.060	13.94	—	—
18 Ni (200) maraging	0.006	—	—	0.004	0.004	18.01	—	2.04	—	—	0.094	7.46	0.19	—
PH 13-8 Mo	0.005	—	—	0.002	0.004	7.92	12.94	2.04	—	—	0.96	—	—	—

18Ni(200) マルエージ, および PH 13-8 Mo 鋼を使用した. HT 80 鋼以外の各鋼は 20 kg 高周波真空溶解炉で溶解し, 鍛造, 圧延により 7 mm 厚の板材にした. HT 80 鋼は市販鋼である. 各鋼の化学組成を Table 1 に示す. 各鋼に対して下記のような熱処理を施した.

HP9-4-20	: 900°Cx1h → AC → 815°Cx1h → WQ → 550°Cx5h → WQ
HY140	: 900°Cx2h → AC → 850°Cx1h → WQ → 615°Cx1h → WQ → 200°Cx1h → WQ
HY180	: 925°Cx2h → WQ → 830°Cx2h → WQ → 510°Cx10h → WQ
HY240	: 900°Cx2h → AC → 815°Cx1h → WQ → 510°Cx10h → WQ
18Ni(200)mar	: 815°Cx1h → AC → 482°Cx3h → AC
PH13-8Mo	: 1000°Cx30min → OQ → 500°Cx4h → WQ

* HT 80: 930°C 焼入れ, 650°C 焼もどし

2.2 疲れ試験

(a) 試験片形状

Fig. 1 に示すような 5 mm 厚, 40 mm 幅の片側切欠付板試験片を使用した. 海水中の疲れ試験に先立ち, 大気中で予き裂を挿入した.

(b) 疲れ試験

i) 試験機: 疲れ試験は ± 10 t 電気油圧サーボ型疲れ試験機 (インストロン社製) を用いて, 大気中および

海水中で行った.

ii) 応力比 (最小応力と最大応力の比): 0.1 および 0.5 (引張-引張)

iii) 繰返し速度: 主として 16.7 Hz (1 000 cpm), および 0.167 Hz (10 cpm)

iv) 波形: サイン曲線

v) き裂長さの測定: 倍率 $\times 50$ で読取顕微鏡により直接測定した.

vi) ΔK の計算: $\Delta K = f(a_i) \Delta \sigma \sqrt{\pi a_i}$. ここで a_i はき裂長さ, $\Delta \sigma$ は応力範囲, $f(a_i)$ は a_i に依存する補正項で ASTM-STP 410³⁾ より求めた.

vii) 疲れ試験環境: 大気中および人工海水中. 人工海水成分は ASTM⁴⁾ D 1141-52 によった. 主タンク海水量 100 l, 試験片用セルへの流量 1 l/min, 水温 30°C, pH 7.8~8.2

(c) 破面観察

人工海水中で破断した試験片の破面は超音波洗浄後走査型電子顕微鏡により観察した.

2.3 引張試験

直径 4 mm, 標点間距離 20 mm の丸棒試験片を用いて, クロスヘッド速度 0.10 cm/min で試験した. 結果を Table 2 に示す.

3. 結果と考察

3.1 応力比 (R) = 0.1 の場合の大気中および海水中での疲れき裂伝播挙動

HT 80, PH 13-8 Mo, HY 180, それに HY 140 (615°C 焼もどしおよび 200°C 焼きもどし) 鋼について, 繰返し速度 $f = 16.7$ Hz の大気中での da/dN , および $f = 16.7$ Hz および 0.167 Hz の海水中での da/dN と ΔK との関係を Fig. 2~Fig. 5 に示す. HY 240 および 18 Ni(200) マルエージ鋼の図は省略する.

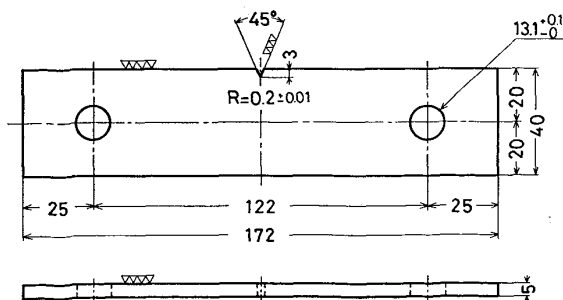


Fig. 1. Geometry of single edge notched fatigue testpieces.

Table 2. Mechanical properties

Steel	σ_B kg/mm ²	σ_y kg/mm ²	l_t %	ϕ %
HT 80	83	77	32	—
HP 9-4-20	145	136	12	68
HY 140 (tempered at 615°C)	119	114	15	70
HY 140 (tempered at 200°C)	135	112	13	68
HY 180	139	130	12	68
HY 240	169	148	10	62
18 Ni (200) maraging	137	130	12	66
PH 13-8 Mo	134	130	12	55

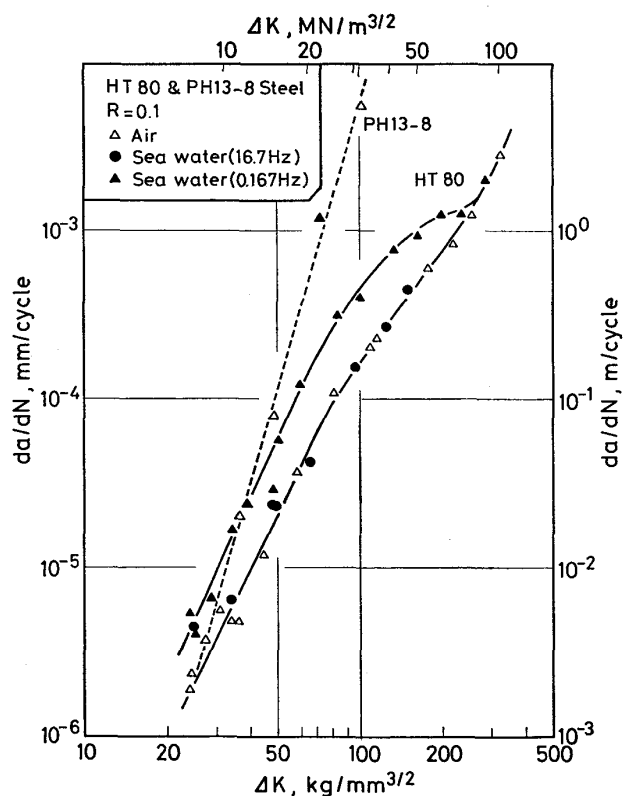
 σ_B : Ultimate tensile strength σ_y : 0.2% yield strength l_t : Total elongation ϕ : Reduction in area

Fig. 2. Fatigue crack growth rates at the stress ratio of 0.10 for HT80 and PH 13-8Mo steels.

海水の疲れき裂伝播速度への影響を相対的に鋼種間で比較するために、HY 140 鋼以外の各鋼の大気中および海水中でのき裂伝播曲線は 1 枚の試験片により求めている。それは、試験片の違いによるき裂伝播挙動のばらつ

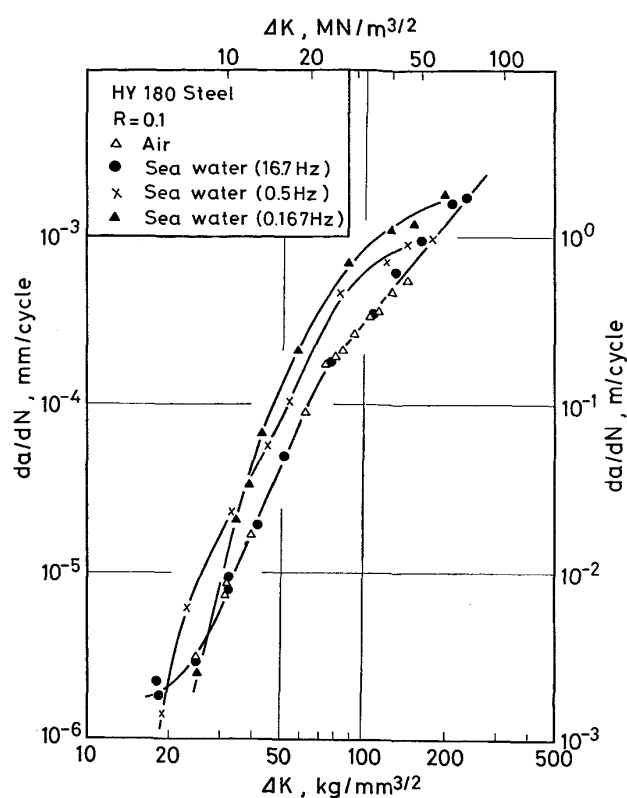


Fig. 3. Fatigue crack growth rates at the stress ratio of 0.10 for HY 180 steel.

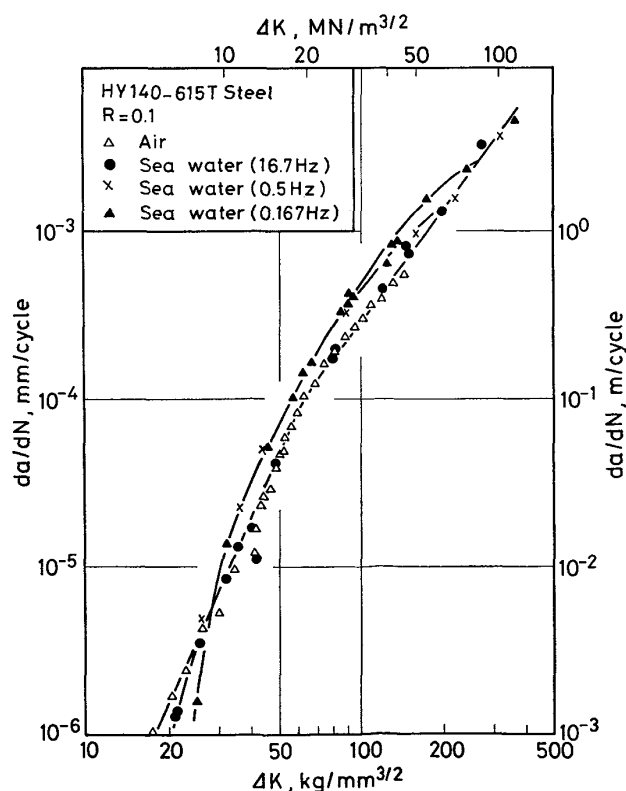


Fig. 4. Fatigue crack growth rates at the stress ratio of 0.10 for HY 140 steel tempered at 615°C.

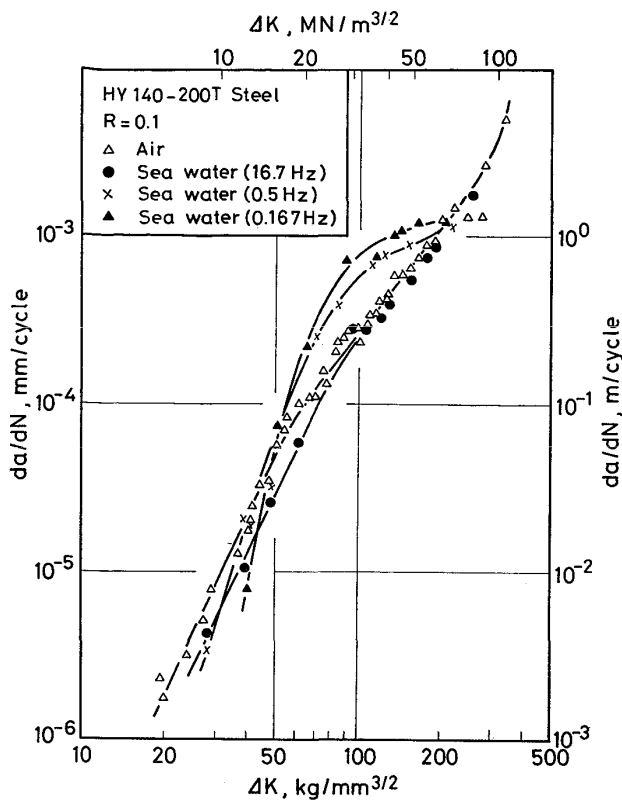


Fig. 5. Fatigue crack growth rates at the stress ratio of 0.10 for HY 140 steel tempered at 200°C.

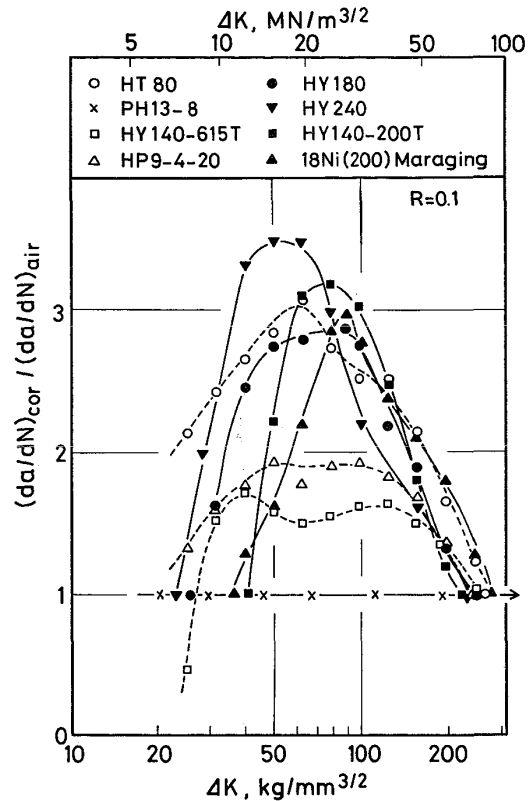


Fig. 7. The ratio of $(da/dN)_{cor}$ at the frequency of 0.167 Hz to $(da/dN)_{air}$ as the function of stress intensity factor range, ΔK , at the stress ratio of 0.10.

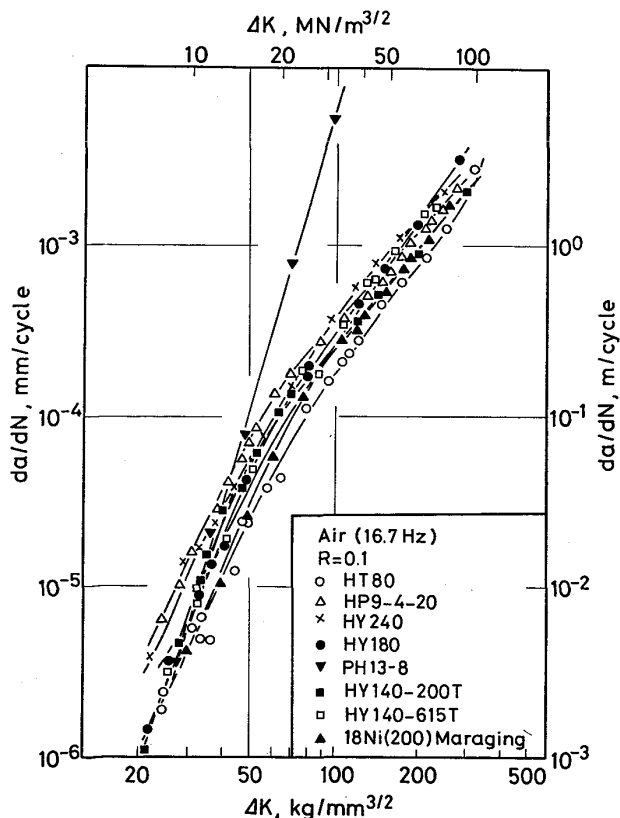


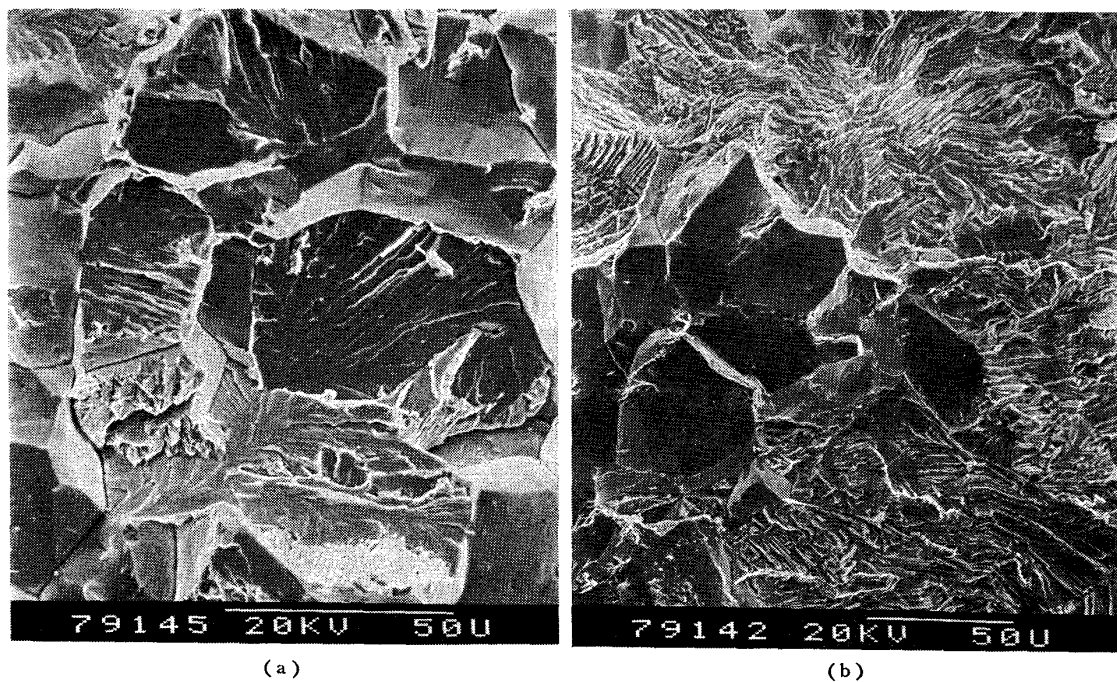
Fig. 6. Fatigue crack growth rates in air for all steels used.

きを除去するためである。その方法とは、ある荷重範囲で大気中と海水中の da/dN を求め、次に荷重範囲を多少増加させて同様に da/dN を求める方法であり、その際、残留応力の da/dN への影響を消去するために、荷重範囲の増加のたびに、き裂先端の塑性変形域大きさに相当するき裂長さ以上のき裂長さを測定から除外した。なお、HY 140 鋼の大気中の da/dN には 2 枚の試験片により求めた値が含まれている。

全鋼種について大気中での da/dN - ΔK 曲線を Fig. 6 に示す。中および高 ΔK 領域では $f=16.7$ Hz の海水中和大気中の da/dN には差がなかったため、同図には 16.7 Hz の海水中の da/dN が大気中の da/dN として一部代用されており、以後、中および高 ΔK 領域では海水中の 16.7 Hz の da/dN は大気中の da/dN と同様に取り扱う。

$f=0.167$ Hz における $(da/dN)_{cor}$ と $(da/dN)_{air}$ との比 $(\gamma_{0.167 \text{ Hz}})$ と ΔK との関係を Fig. 7 に示す。これらの図から、両環境下の da/dN の違いに関して次のことがわかる。

(1) 全般に、 $\Delta K < 20 \sim 40 \text{ kg/mm}^{3/2}$ の低 ΔK 領域において $\gamma_{0.167 \text{ Hz}} \leq 1$ 。



(a) $\Delta K = 75 \text{ kg/mm}^{3/2}$ (b) $\Delta K = 47 \text{ kg/mm}^{3/2}$
Photo. 1. Fractographs of PH 13-8 Mo steel in air.

(2) HT 80, HY 140-200T, (200°C 焼もどし) HY 180, HY 240, および 18Ni(200) マルエージ鋼においては, $\gamma_{0.167 \text{ Hz}}$ は ΔK の増加とともに急激に増大する. そして $\Delta K = 50 \sim 100 \text{ kg/mm}^{3/2}$ において最大値 ($\gamma_{0.167 \text{ Hz}} \approx 3$) を示した後, $\gamma_{0.167 \text{ Hz}}$ は ΔK とともに減少する. $\Delta K > 200 \sim 250 \text{ kg/mm}^{3/2}$ では $(da/dN)_{\text{cor}} \approx (da/dN)_{\text{air}}$.

(3) PH 13-8 Mo 鋼においては, 全 ΔK 領域にわたって $(da/dN)_{\text{cor}} \approx (da/dN)_{\text{air}}$. したがって海水は da/dN へ全く影響を及ぼさないことになる. 本鋼においては Fig. 7 に示したように, 大気中の da/dN - ΔK 曲線は他の鋼の曲線に比べて脆性的な伝播挙動を示し, そして破面は Photo. 1 (a) に示すように低 ΔK 領域でも粒界あるいは凝へき開破面であるので, 大気中でき裂が脆性的機構で伝播するような試料では海水環境は da/dN に影響しないといえる. なお, $\Delta K < 50 \text{ kg/mm}^{3/2}$ では, Photo. 1 (b) に示すように, 一部粒界割れを含む微視組織に比較的良好に対応する破面¹⁰⁾である.

(4) HY 140-615 T (615°C 焼もどし) および HP 9-4-20 鋼においては, $\gamma_{0.167 \text{ Hz}}$ は $150 > \Delta K > 40 \text{ kg/mm}^{3/2}$ ではだいたい一定値を示す. その値は前者では約 1.6, そして後者では 1.9 である. $\gamma_{0.167 \text{ Hz}}$ と ΔK との関係は (2) における鋼のそれと類似しているが, 本 2 鋼種の $\gamma_{0.167 \text{ Hz}}$ は (2) の鋼種に比べて全般に低い. HY 140-615 T 鋼と同じ化学組成で焼もどし温度の異なる HY 140-200 T 鋼は海水の da/dN への影響が

大きい. この鋼の $f = 0.167 \text{ Hz}$ の海水中での da/dN - ΔK 曲線 (Fig. 5) は, Wei らの分類⁵⁾ から判断すると, $(da/dN)_{\text{cor}}$ に対して SCC が影響しているようである.

(5) $\gamma_{0.167 \text{ Hz}}$ の最大値に対して SCC はほとんど影響しないと考えられる. それは以下の理由による. $K > K_{\text{ISCC}}$ では海水環境は $(da/dN)_{\text{cor}}$ を高くさせる. 繰り返し荷重下の K_{ISCC} は定荷重下の K_{ISCC} より低い⁶⁾⁷⁾. 18 Ni(200) マルエージ鋼の定荷重下での K_{ISCC} は $100 \sim 200 \text{ kg/mm}^{3/2}$ であり⁸⁾, SCC は $(da/dN)_{\text{cor}}$ に影響している. HP 9-4-20 鋼の K_{ISCC} は約 $400 \text{ kg/mm}^{3/2}$ ⁹⁾, HY 180 鋼の K_{ISCC} は約 $50 \text{ kg/mm}^{3/2}$ であり, これらの鋼においては SCC は $(da/dN)_{\text{cor}}$ にはほとんど影響していないと思われる. また, HT 80 鋼においては最大引張強さが 83 kg/mm^2 であるので, SCC の $(da/dN)_{\text{cor}}$ への影響はほとんどない. しかるに HY 240, HY 180, HT 80, 18Ni(200) マルエージおよび HY 140-200 T の $\gamma_{0.167 \text{ Hz}}$ の最大値は, SCC の $(da/dN)_{\text{cor}}$ への影響の有無に関係なく約 3 である.

海水環境の $(da/dN)_{\text{cor}}$ への影響は SCC に起因するものと腐食反応と変動応力の同時作用効果に起因するものに分けることができる. そして前者は時間依存成分, 後者はサイクル依存成分である. $(da/dN)_{\text{cor}}$ が SCC の影響を受けていると思われる 18 Ni(200) マルエージあるいは HY 140-200 T 鋼においては海水の影響は時間依存型であるので $(da/dN)_{\text{cor}}$ は繰り返し速度 f の

影響を大きく受け、 f がさらに小さくなれば $(da/dN)_{cor}$ は高くなる。一方、SCC の影響を受けていない HT 80 鋼などはサイクル依存型であり、BARSOM の 12Ni-5Cr-3Mo 鋼に関するデータ¹⁾ の類推から $(da/dN)_{cor}$ は $f=5\sim 10$ cpm で最大となる。したがって本実験で使用する鋼の範囲では海洋の波の周期程度の f は $(da/dN)_{cor}/(da/dN)_{air}$ の最大値に対して SCC がそれほど著しく影響するとは思われない。一方、SCC が $(da/dN)_{cor}$ に対して影響しない HY 140-615 T, HT 80, HP 9-4-20, および HY 180 鋼においては $\gamma_{0.167\text{ Hz}}$ の最大値は、Fig. 7 に示したように、1.6 から 3 の間にばらついており、海水の高強度鋼の疲れき裂伝播への影響因子のうち腐食反応と変動応力の同時作用効果による寄与分は化学組成により影響をうける。

Fig. 7 の $\gamma_{0.167\text{ Hz}}-\Delta K$ 曲線の一般的傾向 (すなわち (a) 低 ΔK 領域では海水は da/dN にほとんど影響しない、(b) 中間 ΔK 領域では海水の da/dN への影響は最も大きい、(c) 高 ΔK 領域では低 ΔK 領域の場合と同様に海水は da/dN にほとんど影響しない) について、次のように考えられる。

(a) に関しては、本試験条件は $R=0.1$ であるため

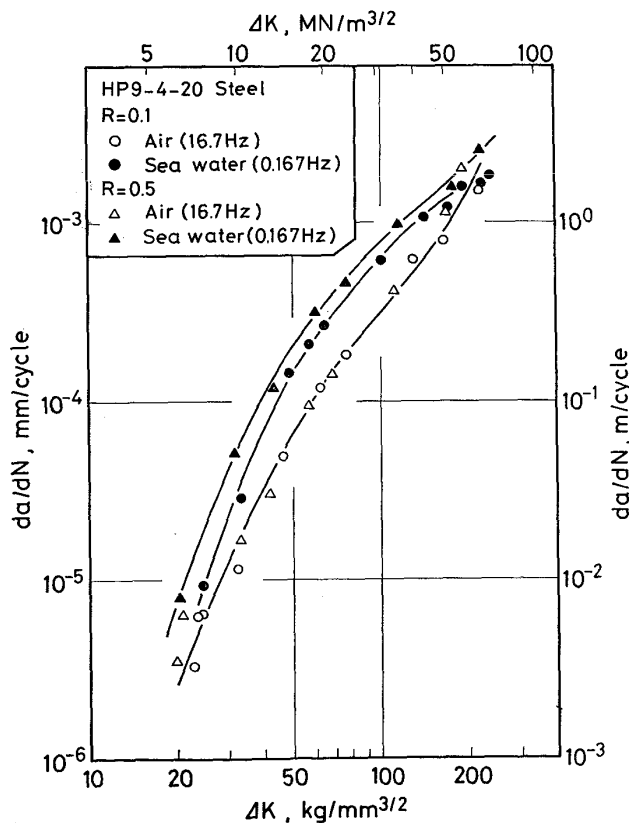


Fig. 8. Fatigue crack growth rates at the stress ratio of 0.10 and 0.50 for HP 9-4-20 steel.

に低 ΔK 領域においてはき裂先端開口量が小さいので、腐食生成物がくさび効果を生じ、その結果有効 ΔK が減少するため、および海水のき裂先端への接近が制限されるためと考えられる。(b) に関しては、SCC の影響をうける時間依存型の場合には $\gamma_{0.167\text{ Hz}}$ は比較的鋭いピークを示すが、SCC の影響を受けないサイクル依存型の場合には $\gamma_{0.167\text{ Hz}}$ は広 ΔK 領域にわたってプラトー状を示すようである。前者は水素が原因であり、き裂先端領域への水素の拡散速度と純疲れき裂伝播速度との相対関係により $\gamma_{0.167\text{ Hz}}$ のピークが現れる。(c) に関しては水素の拡散速度や腐食反応がき裂伝播速度に追いつかなくなるためと考えられる。

3.2 大気および海水環境下での疲れき裂伝播挙動の応力比 $R=0.1$ の場合と $R=0.5$ の場合の比較

$R=0.1$ と 0.5 の場合の $da/dN-\Delta K$ 曲線の例を Fig. 8 に示す。同図より HY 9-4-20 鋼の $(da/dN)_{air}$ は $R=0.1$ と 0.5 の間ではほとんど差がないが、 $(da/dN)_{cor}$ は $R=0.5$ の場合に $R=0.1$ の場合に比べて高いことがわかる。同鋼の他に 18Ni(200) マルエージ鋼および

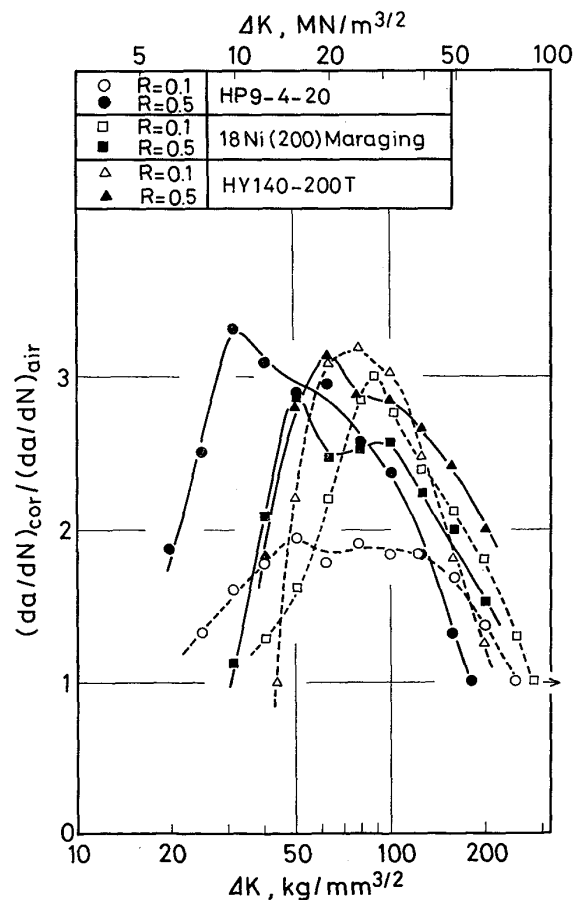


Fig. 9. The ratio of $(da/dN)_{cor}$ at the frequency of 0.167 Hz to $(da/dN)_{air}$ as the function of the stress intensity factor range, ΔK , at the stress ratios of 0.10 and 0.50.

HY 140-200 T 鋼について $\gamma_{0.167 \text{ Hz}}$ と ΔK との関係
を Fig. 9 に示す。同図から下記のことがわかる。

(1) 低 ΔK 領域では $R=0.5$ の場合の $\gamma_{0.167 \text{ Hz}}$ は
 $R=0.1$ の場合のそれより高い。

(2) 高 ΔK 領域では $\gamma_{0.167 \text{ Hz}}$ は $R=0.5$ と 0.1 の
間で大きな相違はない。

(3) $R=0.5$ の場合の $\gamma_{0.167 \text{ Hz}}$ の最大値は $R=0.1$
の場合のそれに比べて約 $20 \sim 40 \text{ kg/mm}^{3/2}$ 低い ΔK で
生じる。

(4) $R=0.1$ において比較的高い $\gamma_{0.167 \text{ Hz}}$ の最大値
(約 3) を示す 18Ni(200) マルエージ鋼および HY 140-
200 T 鋼の $R=0.5$ における最大値は $R=0.1$ の場合と
だいたい同じである。しかしながら、 $R=0.1$ で比較的
低い $\gamma_{0.167 \text{ Hz}}$ の最大値 (約 1.9) を示す HP 9-4-20 鋼
の $R=0.5$ における最大値は約 3 である。

Fig. 9 を $\gamma_{0.167 \text{ Hz}}-K_{\max}$ 曲線に整理しなおして Fig.
10 に示す。同図より次のことがわかる。

(a) 低 $K_{\max}$ 領域において、 $\gamma_{0.167 \text{ Hz}}-\Delta K$ 曲線の場合
と異なり、 $R=0.1$ の $\gamma_{0.167 \text{ Hz}}$ は $R=0.5$ のそれより
大きい。

(b) 高 $K_{\max}$ 領域において、 $\gamma_{0.167 \text{ Hz}}-\Delta K$ 曲線の場合
と異なり、 $R=0.5$ の $\gamma_{0.167 \text{ Hz}}$ は $R=0.1$ のそれより
大きい。

(c) $\gamma_{0.167 \text{ Hz}}$ の最大値を示す $K_{\max}$ 値は、 $\gamma_{0.167 \text{ Hz}}-\Delta K$
曲線において $\gamma_{0.167 \text{ Hz}}$ の最大値を示す ΔK 値の場合
とは異なり、 $R=0.1$ の場合と $R=0.5$ の場合の間で
だいたい同じである。

上記の $\gamma_{0.167 \text{ Hz}}-\Delta K$ 曲線に関する (1)~(3) および
 $\gamma_{0.167 \text{ Hz}}-K_{\max}$ 曲線に関する (a)~(c) より次のこと
が導かれる。

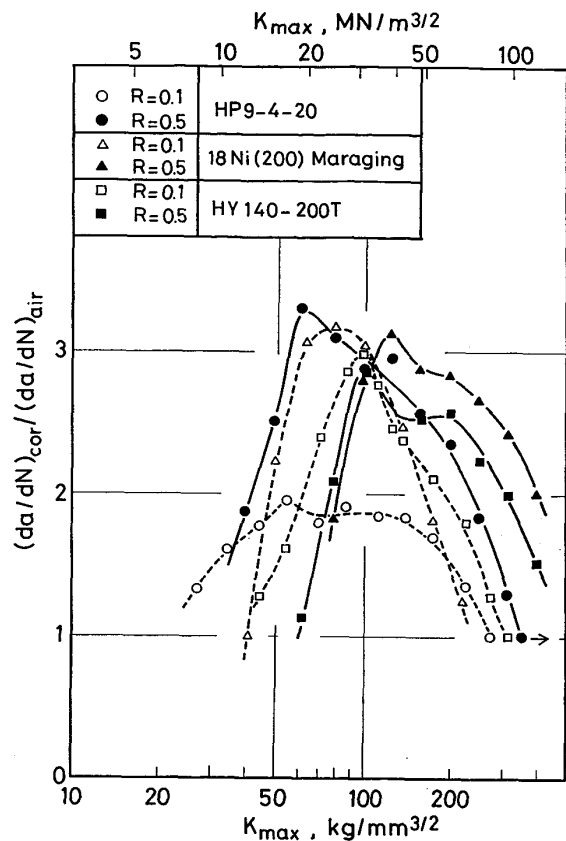


Fig. 10. The ratio of $(da/dN)_{\text{cor}}$ to $(da/dN)_{\text{air}}$ as the function of the maximum stress intensity factor, $K_{\max}$.

(i) $\gamma_{0.167 \text{ Hz}}$ すなわち海水の da/dN への影響度
合は低 da/dN 領域 ($5 \times 10^{-6} < da/dN < 5 \times 10^{-5} \text{ mm/cycle}$) では ΔK および $K_{\max}$ に依存する。このことは
低 da/dN 領域では $\gamma_{0.167 \text{ Hz}}$ はき裂先端開口量の影響を
受けていることを示唆している。

(ii) $\gamma_{0.167 \text{ Hz}}$ は高 da/dN 領域 ($2 \times 10^{-3} > da/dN >$

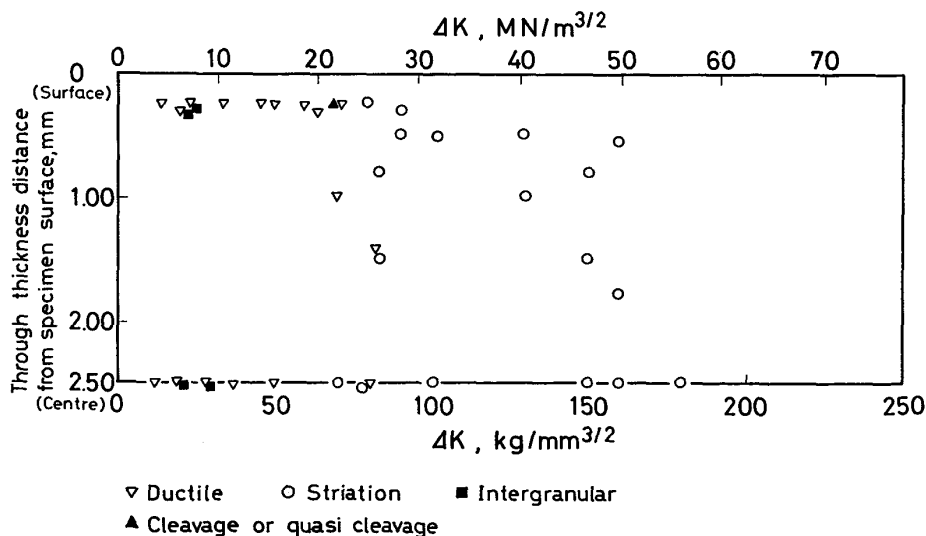


Fig. 11. Morphology of the fatigue fracture surface in air of 18Ni(200) maraging steel.

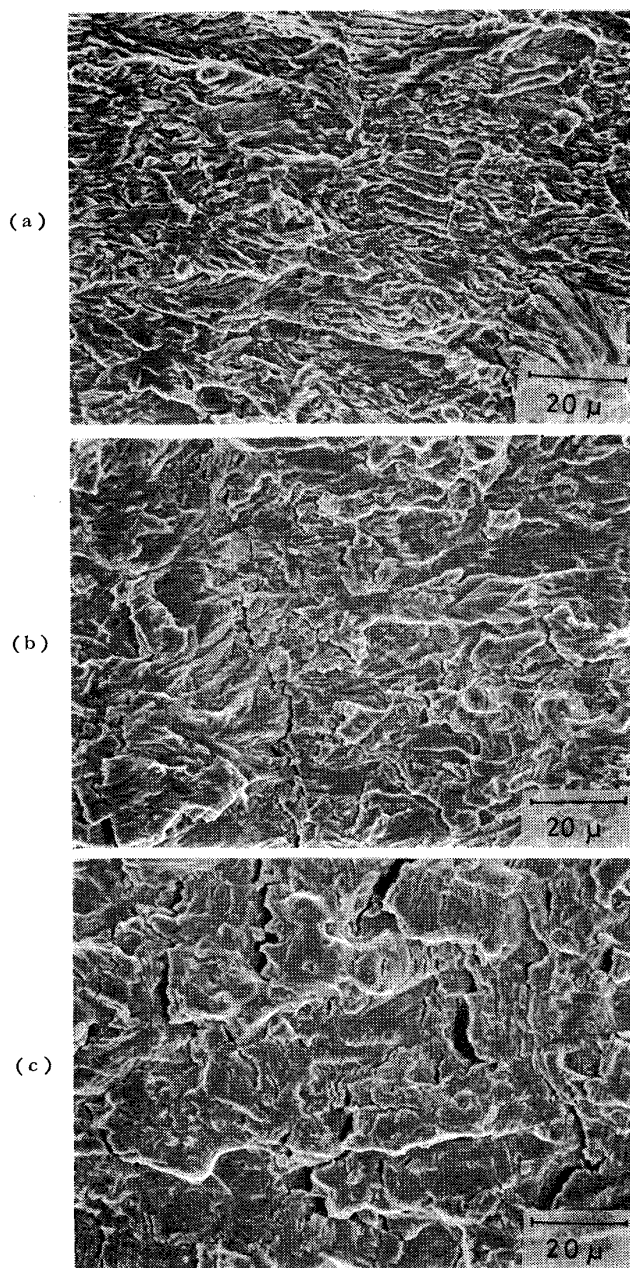
$5 \times 10^{-4} \text{ mm/cycle}$) では, ΔK に依存する. この領域では大気中あるいは海水中に関係なくき裂はストライエーション機構で伝播する.

(iii) $\gamma_{0.167 \text{ Hz}}$ の最大値は $K_{\max}$ に依存する. 18Ni(200) マルエージおよび HY 140-200 T 鋼においては, $\gamma_{0.167 \text{ Hz}}$ は主として水素の影響を通してであると考えられ, 水素はき裂先端の繰返し塑性変形域よりもむしろ単調塑性変形域を通して $\gamma_{0.167 \text{ Hz}}$ に影響していると考えられる.

3.3 破面特性

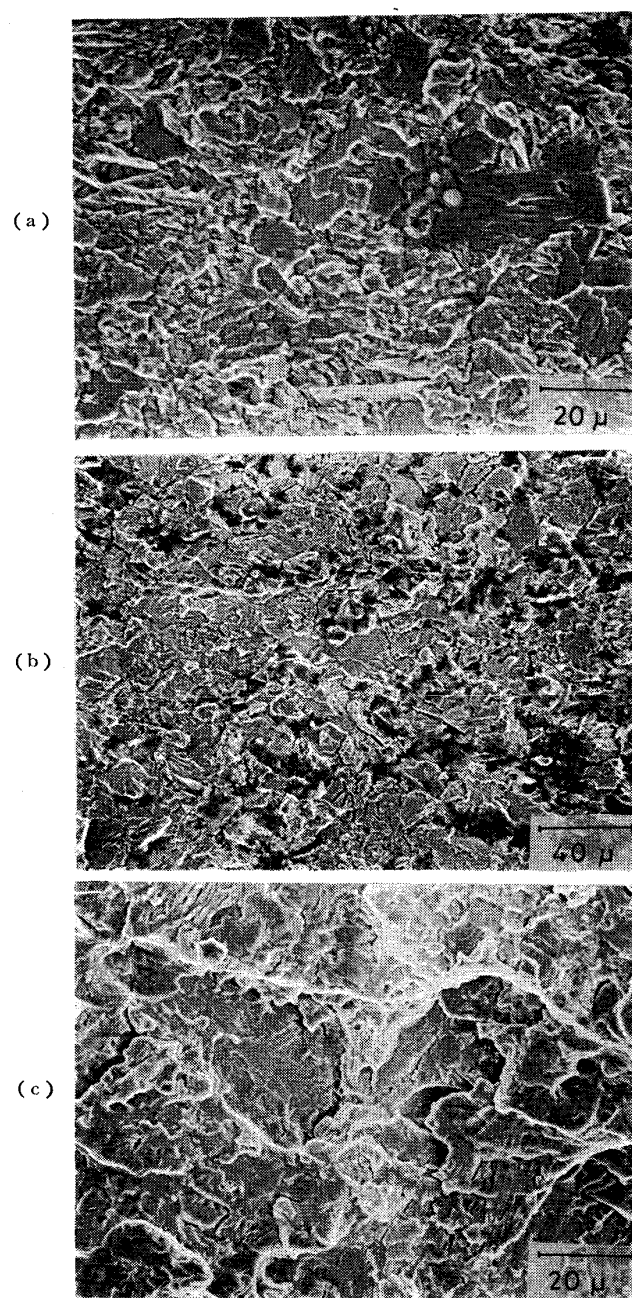
本実験で使用した高張力鋼中, 海水の da/dN への影響が比較的大きく, それは SCC によると考えられた 18Ni(200) マルエージ鋼について $(da/dN)_{\text{air}}$ および $(da/dN)_{\text{cor}}$ と破面との対応を調べた.

大気中での破面特性を Fig. 11 に示す. $\Delta K < 70 \text{ kg/mm}^{3/2}$ では, $\Delta K \approx 30 \text{ kg/mm}^{3/2}$ で粒界割れファセットが多少見られる以外は, 全般に微細な延性破面である.



(a) $\Delta K = 50 \text{ kg/mm}^{3/2}$, (b) $\Delta K = 80 \text{ kg/mm}^{3/2}$,
(c) $\Delta K = 155 \text{ kg/mm}^{3/2}$

Photo. 2. Fractographs of 18Ni(200) maraging steel fatigue failed in air.



(a) $\Delta K = 50 \text{ kg/mm}^{3/2}$, (b) $\Delta K = 80 \text{ kg/mm}^{3/2}$,
(c) $\Delta K = 155 \text{ kg/mm}^{3/2}$

Photo. 3. Fractographs of 18Ni(200) maraging steel fatigue failed in sea water at the frequency of 0.167 Hz.

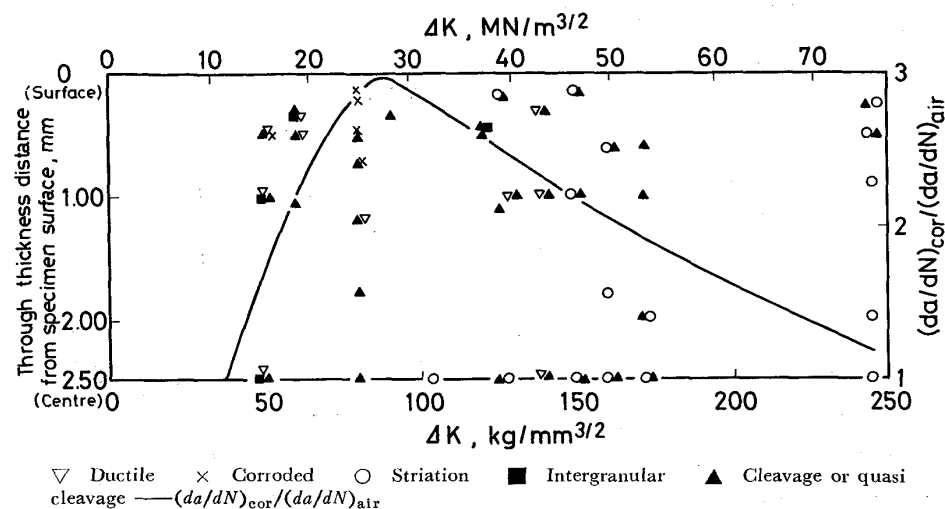


Fig. 12. Morphology of the fatigue fracture surface in sea water of 18Ni(200) maraging steel. 0.167 Hz, 30°C.

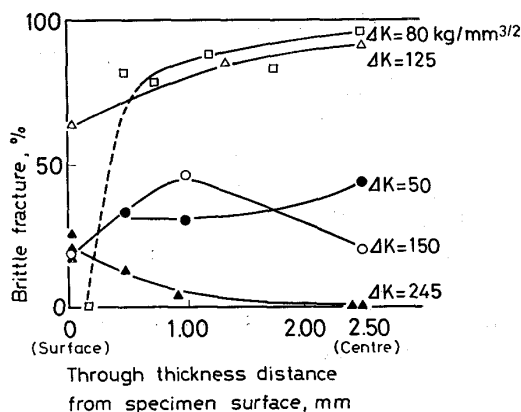


Fig. 13. Relationship between area fraction of brittle fracture and stress intensity factor range, ΔK .

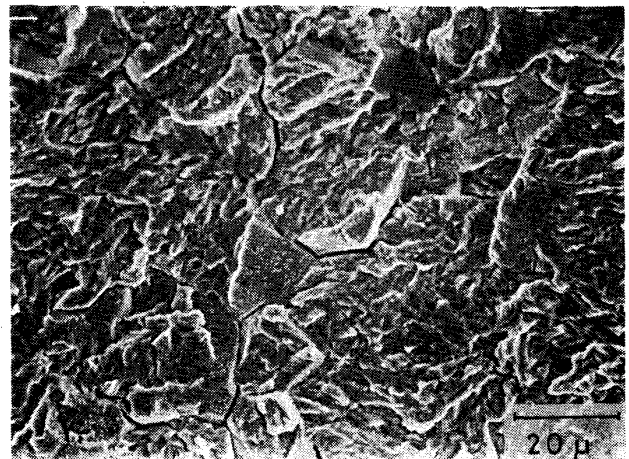


Photo. 4. Fractograph of HY140-615T steel fatigue failed in sea water at the frequency of 0.167 Hz.

その例を Photo. 2 (a) に示す。 $\Delta K > 70 \sim 80 \text{ kg/mm}^{3/2}$ になるとプラトー状破面上にストライエーション模様が現れるようになり、 ΔK の増加とともにストライエーションの割合は増加する。 $\Delta K = 80$ および $155 \text{ kg/mm}^{3/2}$ の例を Photo. 2 (b) および (c) に示す。

$f = 0.167 \text{ Hz}$ における海水中での疲れ破面特性を Fig. 12 に示す。 $\Delta K = 50 \text{ kg/mm}^{3/2}$ では、破面は Photo. 3 (a) に示すように凝へき開割れで比較的平坦な破面を一部呈しているが、破面の半分近くは大気中の破面 (Photo. 2 (a) 参照) に類似した延性破面を呈している。 $\gamma_{0.167 \text{ Hz}}$ は Fig. 12 に併記したように $\Delta K \approx 50 \text{ kg/mm}^{3/2}$ から増加しはじめる。 $\Delta K = 80 \text{ kg/mm}^{3/2}$ における海水中の破面は、Photo. 2 (b) に示した大気中の破面とは全く異なり、へき開あるいは凝へき開である。それを Photo. 3 (b) に示す。この傾向は試験片板厚方向の中央に近いほど強い。大気中と海水中の間で上記のような破面の違いを示す $\Delta K = 80 \sim 100 \text{ kg/mm}^{3/2}$ は $\gamma_{0.167 \text{ Hz}}$ の最も大

さい、すなわち海水の疲れき裂伝播速度への影響の最も大きい ΔK 領域である。

$\Delta K > 120 \sim 130 \text{ kg/mm}^{3/2}$ になると、海水中の疲れ破面においても Photo. 3 (c) に示すように、へき開あるいは凝へき開破面以外にストライエーション模様を示すようになり、 $\gamma_{0.167 \text{ Hz}}$ は ΔK の増加とともに低下しはじめる。 Fig. 11 および 12 より、ストライエーションの現れる ΔK の下限値は海水中において大気中におけるより $30 \sim 50 \text{ kg/mm}^{3/2}$ 高いことがわかる。

これまで述べてきた脆性破面率と ΔK の間には、 Fig. 13 のような関係がある。本図と Fig. 12 より脆性破面率と $\gamma_{0.167 \text{ Hz}}$ との間には明白な相関性が存在することがわかる。

なお、海水のき裂伝播速度への影響が最も小さい HY 140-615 T 鋼の海水中での破面は大気中での破面と類似しており、凝へき開割れは観察されなかつたが、Photo. 4

に示すように低 ΔK 領域で局所的に前オーステナイト粒界割れおよび2次割れがみられた。

4. 結 論

(1) 海水の疲れき裂伝播速度への影響は、本実験で使用了7鋼種中では、615°Cで焼もどしたHY 140鋼および550°Cで時効したHP 9-4-20鋼が比較的小さい。

(2) 海水の疲れき裂伝播速度への影響度合 $\{(da/dN)_{cor}/(da/dN)_{air}\}$ が最も大きいのは、 $R=0.1$ の場合、 $\Delta K=50\sim 100 \text{ kg/mm}^{3/2}$ においてである。 $\Delta K<20\sim 40 \text{ kg/mm}^{3/2}$ および $\Delta K<250 \text{ kg/mm}^{3/2}$ では海水はき裂伝播速度にほとんど影響しない。海水の影響度合の最大値は応力比 R が増加すると低 ΔK 側に移行する。

(3) 海水の伝播速度への影響度合の最大値は、本使用鋼種の範囲で繰返し速度 0.167 Hz において、約3であり、この値はSCCの影響の有無、および引張強さの高低には依存しない。

(4) 海水の伝播速度への影響度合は低 da/dN 領域では K_{max} および ΔK に依存し、高 da/dN 領域では主として ΔK に依存する。そして影響度合の最大値は K_{max} に依存する。

(5) SCC が海水中で疲れき裂伝播速度に影響する18Ni(200) マルエージ鋼において、影響度合と脆性破面

率との間に非常により相関性がある。ストライエーションの現れる ΔK の下限界値は海水中において大気中におけるより $30\sim 50 \text{ kg/mm}^{3/2}$ に高い。

文 献

- 1) J. M. BARSOM: Eng. Frac. Mech., 3 (1971) p. 15
- 2) J. M. BARSOM: Corrosion Fatigue; Chemistry, Mechanics and Microstructure, NACE, Houston, (1972), p. 424
- 3) W. F. BROWN Jr. and J. E. SRAWLEY: ASTM STP 410, (1966), p. 12
- 4) ASTM D 1141-52, (1971), p. 180
- 5) A. J. McEVILY and R. P. WEI: Corrosion Fatigue: Chemistry, Mechanics and Microstructure, NACE Houston, (1972), p. 381
- 6) D. B. DAWSON and R. M. PELLOUX: Met. Trans., 5 (1974), p. 723
- 7) R. N. PARKINS and B. S. GREENWELL: Metal Sci. 11 (1977), p. 405
- 8) Damage Tolerant Design Handbook (Part 1): MCIC, Battelle (1972), 6. 2-1
- 9) Damage Tolerant Design Handbook (Part 2): MCIC, Battelle (1972), 6. 2-13
- 10) 角田方衛, 丸山典夫, 内山 郁: 鉄と鋼, 65 (1979), p. 637
- 11) 例えば O. VOŠIKOVSKY: Trans. ASME, J. Eng. Mat. Tech., 97 (1975), p. 298