鉄鋼材料の疲労き裂伝ば下限界に及ぼす応力比の影響†

中 井 善 一* 田 中 啓 介** 川 島 理 生 司***

Stress-Ratio Effect on Fatigue Crack Growth Threshold in Steels

by

Yoshikazu NAKAI

(Department of Mechanical Engineering, Osaka University, Suita)

Keisuke TANAKA and Riuji KAWASHIMA

(Department of Engineering Science, Kyoto University, Kyoto)

The effect of stress ratio R on the threshold stress intensity range ΔK_{th} for fatigue crack growth has been studied in several steels. ΔK_{th} decreased with increasing R , and the relation was generally expressed as

$$\begin{aligned}\Delta K_{th} &= (1 - \alpha \cdot R) \cdot \Delta K_{th0} && \text{for } R \leq R_c \\ &= (1 - \alpha \cdot R_c) \cdot \Delta K_{th0} = \text{const.} && \text{for } R > R_c\end{aligned}$$

where R_c depends only on the material, and α and ΔK_{th0} are functions of the specimen geometry as well as of materials. The effective value of the threshold stress intensity range ΔK_{effth} was 2 to 4 $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ for all materials and stress ratios examined. The constant value of ΔK_{th} for $R > R_c$ in the above equation was also 2 to 4 $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$, which is nearly equal to ΔK_{effth} . The crack closure is concluded to be mainly responsible for the effects of stress ratio and material on ΔK_{th} in steels.

(Received July 30, 1983)

キー・ワード：鉄鋼材料，疲労き裂，伝ば下限界，応力比，き裂開閉口

1 緒 言

疲労き裂の下限界近傍の伝ば挙動は，一般に負荷応力比や材料の微視組織の影響を大きく受ける。下限界応力拡大係数範囲 ΔK_{th} と応力比 R との関係に関する従来の結果では，材料に依存して ΔK_{th} は R とともに減少するかほぼ一定値となる。この ΔK_{th} と R の関係に対する実験式が種々提案されているが^{1)~3)}，いずれの式もその適用範囲は限られているようである。^{2)~4)}

ところで，近年疲労き裂伝ば下限界近傍ではき裂の開閉現象が重要であることが認識されているが^{5,6)}，筆者らもこれまで低炭素鋼⁷⁾，高強度低合金鋼⁸⁾および3%シリコン鉄⁹⁾を用いて下限界近傍の疲労き裂伝ば挙動に及ぼす応力比の影響をき裂開閉口の観点より検討した。その結果これらの材料に関して応力比による伝ば速度および ΔK_{th} の相違は，き裂開閉口に起因するもので，有効応力拡大係数 ΔK_{eff} と伝ば速度の関係および ΔK_{eff} の下限界値は R に依存せずほぼ一定であった。

しかし前報^{7)~9)}で測定した R の範囲は限られており，試験法も異なり，かつ材料による ΔK_{th} の比較も充分ではなかった。

本研究では軟鋼と高強度低合金鋼に関してより広い範囲で R を変化させ， ΔK_{th} と R の関係を明らかにするとともに試験法による異同についても検討した。同時にき裂の開閉口挙動を測定し，下限界有効応力拡大係数範囲 ΔK_{effth} を求めた。さらに従来報告されている鉄鋼材料に関する結果をも含めて， ΔK_{th} ， ΔK_{effth} と R との一般的な関係および材料の降伏応力や組織との相関について議論した。

2 実 験 方 法

2・1 材料および試験片

実験に用いた材料は，溶接構造用圧延鋼板 JIS-SM41B および高強度低合金鋼 JIS-SNCM439 で化学成分は次の通りである。SM41B(wt%) : 0.17C, 0.19Si, 0.79Mn, 0.016P, 0.020S ; SNCM439(wt%) : 0.38C, 0.27Si, 0.76Mn, 0.022P, 0.008S, 0.05Cu, 1.93Ni, 0.95Cr, 0.25Mo, 以下これらを軟鋼および高強度鋼と略す。各材料を後述の試験片形状に加工後熱処理した。つまり軟鋼の場合，900℃で1hr完全焼なま

† 原稿受理 昭和58年7月30日

* 正 会 員 大阪大学工学部 吹田市山田丘

** 正 会 員 京都大学工学部 京都市左京区吉田本町

*** 京都大学大学院 京都市左京区吉田本町

Table I. Mechanical properties of materials and fatigue test conditions.

	Grain size d (μm)	Yield stress σ_Y (MPa)	Tensile strength σ_B (MPa)	Specimen type	Stress ratio R
SM41B	12.1*	281	449	WOL	0.1, 0.3, 0.5, 0.7, 0.85
				CT	0.1
				CCP	0.1, 0.4, 0.7
SNCM 439 (T.T. 600°C)	13.7**	970	1070	WOL	0.1, 0.3, 0.4, 0.5, 0.6, 0.7, 0.85
SNCM 439 (T.T. 200°C)	13.7**	1590	2000	WOL	0.1, 0.3, 0.5, 0.7

* Ferrite grain size. ** Prior austenite grain size.

し後炉冷し, 一方高強度鋼では 850°C で 1 hr 保持後油焼入れし, 200°C または 600°C で焼もどした. 熱処理後の結晶粒径および引張機械的性質を Table I にまとめた.

試験片形状としてはコンパクト引張 (CT) 型, ウェッジ開口 (WOL) 型および中央き裂平板 (CCP) の 3 種類である. CT 試験片の板幅 $W=60$ mm, 板厚 $B=5$ mm であり, WOL 試験片では $W=51$ mm, $B=10$ mm である. また CCP 試験片は板幅 30 mm, 板厚 4 mm である. 各材料について使用した試験片形状を Table I 中に示した.

2・2 き裂長さの測定および応力拡大係数

き裂長さの測定は, 400 倍の移動式顕微鏡を主体とした. なお軟鋼の WOL 試験片については, 後述の連続的 K 減少試験を行ったが, この場合, き裂長さを自動的に測定する必要があるため試験片背面につけたひずみゲージ出力を用いたコンプライアンス法を使用した.¹⁰⁾ つまりひずみと荷重の比とき裂長さの関係をあらかじめ検定により求め, 実験中はき裂開口点以上のひずみと荷重比を測定した値からマイクロコンピュータを用いてき裂長さに換算した.¹¹⁾

応力拡大係数の算出には, CCP 試験片に対しては secant 公式,¹²⁾ CT 試験片に対しては Srawley の式,¹³⁾ また WOL 試験片に対しては Wilson の式を使用した.¹⁴⁾

2・3 疲労試験

下限界近傍の疲労き裂伝ば挙動は K 制御試験および段階的荷重減少試験により求めた. 試験機は電気油圧サーボ式疲労試験機を用い, 繰返し速度は 30 Hz である. 実験を行った応力比は 0.1~0.85 の値で Table I にまとめる. つぎに試験法の詳細を述べる.

(i) 段階的荷重減少試験 軟鋼 CCP 試験片および高強度鋼に対して行った. この方法では, R を一定に保ち荷重振幅を段階的に減少させる. 荷重を段階的に減少させた場合, 次式で求まる繰返し塑性域の 4.5 倍以上き裂が進展してから測定を有効とした.

$$\omega^* = (1/3\pi) \cdot (\Delta K / 2\sigma_Y)^2 \quad (1)$$

ここで σ_Y は降伏応力である. なお, 荷重の減少率は 10% 以内, 特に下限界極近傍では 5% 以内とした.

(ii) 連続的荷重減少試験 軟鋼 WOL 試験片に対

して行った. この場合 ASTM の推奨法¹⁵⁾に従い, $(1/K) \cdot (dK/da) = -0.08 \text{ mm}^{-1}$ となるようにコンピュータを用いて試験機を制御した.

2・4 き裂開閉口挙動の測定

試験片コンプライアンスの変化を除荷弾性コンプライアンス法によって検出し, き裂の開閉口点を決定した. ただしコンプライアンス算出のための変位として, CCP 試験片の場合, き裂をまたいで 20 mm の間隔の変位を, また WOL 試験片の場合試験片背面中央のひずみを用いた. なお, 開口応力拡大係数 K_{op} として次式により有効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} を求めた.

$$\begin{aligned} \Delta K_{eff} &= K_{max} - K_{op} & (K_{op} > K_{min}) \\ &= K_{max} - K_{min} = \Delta K & (K_{op} \leq K_{min}) \end{aligned} \quad (2)$$

3 実験結果

3・1 下限界近傍におけるき裂の伝ば挙動

軟鋼の WOL 試験片を用いて, $R=0.1$ の場合について段階的荷重減少試験と連続的荷重減少試験を行い,

Fig. 1. Relation between crack propagation rate and stress intensity ranges obtained through continuously and step-wise load-decreasing tests (SM41B).

荷重減少法の伝ば挙動に及ぼす影響を検討した。Fig. 1 がその結果で、白印は伝ば速度 da/dN と ΔK 、黒印は da/dN と ΔK_{eff} との関係を示す。図においてこれらの関係に対する荷重減少法の影響はほとんど認められない。したがって以下では荷重減少法による差はないものとして議論を進める。

軟鋼の WOL および CCP 試験片に関して伝ば挙動を測定した結果を Fig. 2 (a)(b) に示す。いずれの試験

片の場合にも、下限界近傍では同一 ΔK に対して R の大きい方が da/dN は速く、かつ下限界値 ΔK_{th} も低い。また R の影響の程度は WOL 試験片の方が大きい。き裂の開口現象は R が 0.7 以上では認められない。 da/dN と ΔK_{eff} との関係は R のみならず試験片形状によっても異なる。

高強度鋼 600℃ および 200℃ 焼もどし材の da/dN と ΔK および ΔK_{eff} との関係を Fig. 3 (a)(b) に示す。

Fig. 2. Relation between crack propagation rate and stress intensity ranges (SM41B).

Fig. 2. Relation between crack propagation rate and stress intensity ranges (SNCM439).

600℃焼もどし材の場合, 軟鋼の場合と同様 da/dN と ΔK 関係の下限界近傍では R の影響が顕著であるが, da/dN と ΔK_{eff} との関係は R に依存しない. 一方 200℃焼もどし材の場合, 実験した範囲で常に $\Delta K = \Delta K_{eff}$ で R の影響は認められない.

3・2 下限界応力拡大係数に及ぼす応力比の影響

下限界応力拡大係数範囲 ΔK_{th} およびその有効幅 ΔK_{effth} と R との関係を, 軟鋼と高強度鋼についてそれぞれ Fig. 4 (a)(b)に示す. (a)の軟鋼の ΔK_{th} は試験片形状により異なる. WOL 試験片の場合 $R < 0.67$ で $R=1$, $\Delta K_{th}=0$ を通る直線である. このとき $\Delta K_{th} = (1-R)\Delta K_{th0}$ (ΔK_{th0} は $R=0$ での ΔK_{th}) であり, したがって $K_{maxth} = \Delta K_{th}/(1-R) = \Delta K_{th0}$ が一定 (9.4 MPa $\sqrt{m}$) となる. $R > 0.67$ では ΔK_{th} が一定 (3.1 MPa $\sqrt{m}$) である. 一方 CCP 試験片では ΔK_{th0} (5.4 MPa $\sqrt{m}$) も小さく R 依存性も弱い. $R < 0.67$ では $\Delta K_{th} = (1-0.64R)\Delta K_{th0}$ であり, $R > 0.67$ では ΔK_{th} がほぼ一定 (3.1 MPa $\sqrt{m}$) とみなされる. ΔK_{effth} は R および試験片形状に依存せず 3.1 MPa $\sqrt{m}$ である. (b)の高強度鋼の 200℃焼もどし材では, すべての R に対して $\Delta K_{th} (= \Delta K_{effth})$ が一定 (2.8 MPa $\sqrt{m}$) であ

る. これに対して 600℃焼もどし材の ΔK_{th} と R の関係は複雑で, $R < 0.34$ で K_{maxth} が一定, $R = 0.34 \sim 0.6$ で $\Delta K_{th} = 6.0$ MPa $\sqrt{m}$, $R > 0.7$ で $\Delta K_{th} = 3.3$ MPa $\sqrt{m}$ となっている. ΔK_{effth} はやはり R にらず 3.3 MPa $\sqrt{m}$ で, 200℃焼もどし材の場合より大きい.

4 実験結果の検討

ΔK_{th} と R の関係は前述の結果より, Fig. 5 に示す三つの型に大別できるものと考えられる. それぞれの特徴は次の通りである.

タイプ A: R にらず ΔK_{th} が一定である.

タイプ B: $R \leq R_c$ では $K_{maxth} = \Delta K_{th}/(1-R) = \Delta K_{th0}$ (一定) で, $R > R_c$ では ΔK_{th} が一定となる.

タイプ C: $R < R_c$ で ΔK_{th} は R とともに直線的に減少するが, その直線は $R=1$ で $\Delta K_{th} = 0$ に外そうされない. $R > R_c$ では ΔK_{th} が一定である.

(a) SM41B

(b) SNCM439

Fig. 4. Relation between threshold stress intensity range and stress ratio.

Fig. 5. Classification of ΔK_{th} - R relation.

Fig. 4 の結果では高強度鋼 200℃焼もどし材がタイプ A, 軟鋼の WOL 試験片の場合がタイプ B, CCP 試験片の場合がタイプ C である. また高強度鋼 600℃焼もどし材は複雑であるが近似的にタイプ C とみなしてよいであろう. タイプ A, B, C を含めて次式で表すことができる.

$$\left. \begin{aligned} \Delta K_{th} &= (1-\alpha R)\Delta K_{th0} & R < R_c \\ &= (1-\alpha R_c)\Delta K_{th0} \text{ (一定)} & R > R_c \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

ここで α , ΔK_{th0} と R_c が実験定数である. タイプ B では $\alpha=1$, タイプ C では $\alpha=0 \sim 1$ である. タイプ A は $\alpha=0$ ないしはタイプ B で $R_c=0$ とみなされる.

以上いずれのタイプにおいても ΔK_{effth} は R や試験片形状に依存せず材料によって一定値をとった. したがって ΔK_{effth} が疲労き裂の停留を決める本質的な量であると考えられる. そして実際の ΔK_{th} と R の関係はき裂の閉口挙動の R 依存性によって上述のタイプに分かれるものと理解される.

タイプ A ではき裂閉口現象が K_{min} においても認め

Fig. 6. Variation of opening stress intensity factor with stress ratio.

られないため、負荷したすべての K の範囲が有効である。タイプ B に分類される軟鋼 WOL 試験片に関する下限界での開口応力係数 K_{openh} の R による変化を Fig. 6 (a) に示す。 $R < R_c (=0.67)$ では K_{openh} は R に依存せず一定であり、 $K_{maxth} = 4K_{effth} + K_{openh}$ も一定である。 R が上昇し K_{min} が K_{openh} 以上となると $4K_{th} = 4K_{effth}$ 一定条件に移る。一方タイプ C に属するとみなされる高強度鋼 600℃焼もどし材の場合の同様な図を Fig. 6 (b) に示す。ここでは $R < R_c$ においても K_{openh} が一定ではなく R とともに上昇する。

下限界近傍における疲労き裂の閉口現象は塑性誘起型の他、破面あらさや酸化物によるき裂閉口が重畳して複雑であり解析的な研究は進んでいない。 Budiansky¹⁷⁾ らによる平面応力下での塑性誘起型のき裂閉口では K_{op}/K_{max} の値は R とともに上昇し酸化物誘起では K_{op}/K_{max} は R の上昇とともに減少する。荒さによる閉口の R 依存性は現在不明である。 $R < R_c$ でタイプ B では K_{op}/K_{max} 一定、タイプ C では K_{op}/K_{max} は R とともに上昇する。これらは上記 3 要因の重畳に

よるものと考えられ、今後の定量的解析が望まれる。

また下限界近傍のき裂の閉口現象は材料のみならず、試験片形状によっても異なることがある。本実験の軟鋼に関して WOL 試験片の場合タイプ B であり、CCP 試験片の場合タイプ C である。また R_c は異ならず、 $R < R_c$ での $4K_{th}$ は前者の方が高い。WOL の板厚は 10 mm で CCP の 4 mm と異なるが、一般に下限界近傍でのき裂伝ば挙動に対する板厚の影響は¹⁹⁾²⁰⁾なく、下限界の差異は試験片形状と負荷形式に起因するものであろう。小林¹⁹⁾らは高強度鋼 (SNCM 439) の 100℃焼もどし材で CCP の方が CT より $4K_{th}$ は高いという結果を報告している。一方、松岡²⁰⁾らの 80 キロ高張力鋼 (HT80) では差異が認められていない。本実験および小林らの CCP 試験片の板幅はそれぞれ 30 と 50 mm であり、松岡らのものは 140 mm と大きい。つまり小型の CCP 試験片を用いた場合 WOL ないしは CT と異なる値が得られることがあるようである。これはき裂閉口後の破面の接触圧が試験片寸法に依存するためとみなされる。つまり試験片が小型でき裂長さが短いと、同一 $4K$ でも負荷応力値が大きくなるため最小荷重時の接触圧も大きくなる。このため破面の引張残留変位が小さくなり、き裂開口点は低下し、よって $4K_{th}$ も小さくなる。一方、接触圧が大きいほど破面上のフレッティング酸化物が生じやすく、そのため開口点が上昇する場合もあるであろう。いずれにしても下限界近傍のき裂伝ば挙動が試験片形状に依存することは、試験法の観点からは重要で今後の研究が必要であろう。

5 各種鉄鋼材料の下限界応力拡大係数

前述のように $4K_{th}$ と R との関係は大別してタイプ A, B, C に分けられたが、従来鉄鋼材料に関して報告されている結果に対しても同様な分類が可能であった。 Fig. 7 (a) はタイプ A, B の場合で、(b) はタイプ C の場合である。一般に降伏応力が高い材料では応力比依存性が小さく式(3)の α も小さいが、降伏応力や材料の種類によってどのタイプになるかは明確でない。両図において興味深い点は、 R が大きい所ではいずれの材料でもほぼ 2~4 MPa $\sqrt{m}$ 程度の値となっており、この値は Fig. 4 に示した $4K_{effth}$ の値とほぼ等しい。タイプ B の場合 $4K_{th0}$ が大きいほど R_c は大きくなるが、その最大値は Fig. 7 の結果では 0.8 程度である。^{21)~27)} 各種鉄鋼材料について従来の結果をもとに Fig. 7 に示したような $4K_{th}$ と R の図を描き、それより $R=0$ と 0.8 における $4K_{th}$ を求めた。 Fig. 8 ではこの値を引張降伏応力 σ_Y に対してプロットした。図において材料の種類はフェライト・パーライト鋼、マルテンサイト鋼、オーステナイト鋼に分けられており、また $4K_{effth}$ の測定値も黒印で同時に示した。(a)が $R=0$,

(a)

(b)

Fig. 7. Relation between threshold stress intensity range and stress ratio in steels. (a), (b).

(b)が $R=0.8$ の場合である。 $R=0.8$ では σ_Y 値によらずほぼ $2 \sim 4 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ となっており、この値は(a)中の ΔK_{effth} の値とほぼ等しい。したがって一般的に R が 0.8 以上ではき裂の閉口は生じず $\Delta K_{\text{th}} = \Delta K_{\text{effth}}$ とみなしてよく、この値に対する材料の影響は大きくない。 $R=0$ における ΔK_{th} の σ_Y や材料による相連の大部分はき裂閉口に起因するものである。 ΔK_{th} は高炭素フェライト・パーライト鋼において大きく、またマルテンサイト鋼では一般に σ_Y の増大とともに ΔK_{th} は減少する傾向にある。低炭素フェライト・パーライト鋼、オーステナイト鋼では σ_Y に対する明確な傾向は認められない。同一の低炭素フェライト・パ

(a) $R=0$ (b) $R=0.8$

Fig. 8. Threshold stress intensity range versus tensile yield stress.

Fig. 9. Failure diagram for fatigue crack growth.

ーライト鋼では粒径が大きく σ_Y が小さいほど ΔK_{th} は大きくなることが報告されているが、異なった材料を含めると ΔK_{th} と σ_Y との相関は単純ではない。

以上の結果をもとに、材料情報として $R=0$ に対する下限値 ΔK_{th} がわかっており、Fig. 9 に示すようにその R に対する変化を推定できる。つまり ΔK_{th} の上限値は $R < 0.8$ で、($R=0.8$, $\Delta K_{\text{th}} = 4 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$)

$\sqrt{m}$) と ($R=0$, ΔK_{th0}) の2点を結ぶ線および $R>0.8$ で $\Delta K_{th}=4 \text{ MPa}\sqrt{m}$ の直線によって評価される。一方、下限値は ($R=0$, ΔK_{th0}) と ($R=1$, $\Delta K_{th}=0$) を結ぶ直線および $\Delta K_{th}=2 \text{ MPa}\sqrt{m}$ の水平線によって与えられる。つまり図中の斜線部が ΔK_{th} の推定値の範囲で、下限の曲線以下の領域が安全となる。実際に ΔK_{th0} が不明なときには下限値として $\Delta K_{th}=2 \text{ MPa}\sqrt{m}$ をとればよいであろうが、材料によっては R の低い所で非常な安全側となる。

6 結 言

種々の鉄鋼材料における下限界応力拡大係数 ΔK_{th} と応力比 R の関係を検討した結果を以下に要約する。

(1) 下限界近傍の疲労き裂伝ばは一般に R の影響を受け、同一応力拡大係数範囲でも R が大きいほど速度は速く、また下限界値は R とともに低くなる。 ΔK_{th} と R の関係は次式で表される。

$$\Delta K_{th} = (1 - \alpha \cdot R) \cdot \Delta K_{th0} \quad (R \leq R_c) \\ = (1 - \alpha R_c) \Delta K_{th0} \quad (\text{一定}) \quad (R > R_c)$$

ここで R_c は材料定数であるが、応力比依存性を示す係数 α ($0 \leq \alpha \leq 1$) および $R=0$ における下限界値 ΔK_{th0} は試験片形状によっても異なる。

(2) 有効応力拡大係数範囲と伝ば速度との関係は R に依存しない。また下限界有効応力拡大係数範囲 ΔK_{effth} は材料および R によらず $2 \sim 4 \text{ MPa}\sqrt{m}$ である。このことより ΔK_{th} への材料および R の影響は主としてき裂開口への影響とみなされる。

(3) $R=0$ における下限界値 ΔK_{th0} は材料や降伏応力により大きく異なるが、 $R=0.8$ における ΔK_{th} は材料によらずほぼ $2 \sim 4 \text{ MPa}\sqrt{m}$ でこの値は ΔK_{effth} に等しい。このことを利用すれば ΔK_{th0} がわかっているれば、任意の R に対する ΔK_{th} を推定することができる。

(昭和57年10月11日 日本機械学会第60期全国大会にて講演)

参 考 文 献

- 1) L. Klesnil and P. Lukas, Mater. Sci. Engng., **9**, 231 (1972).
- 2) R. A. Schmidt and P. C. Paris, ASTM STP 576, 79 (1973).
- 3) O. Vosikovsky, Engng. Fract. Mech., **11**, 595 (1979).
- 4) 河合末男, 日本機械学会論文集, A-47, 859 (1981).
- 5) R. O. Ritchie, S. Suresh and C. M. Moss, Trans. ASM, J. Engng. Mater. Technol., **102**, 293 (1980).
- 6) K. Minakawa and A. J. McEvily, Scripta Met., **15**, 633 (1981).
- 7) Y. Nakai, K. Tanaka and T. Nakanishi, Engng. Fract. Mech., **15**, 291 (1981).
- 8) 中井善一, 田中啓介, 山下道雄, 材料, **31**, 1121 (1981).
- 9) K. Tanaka, M. Hojo and Y. Nakai, Mater. Sci.

- Engng., **55**, 85 (1982).
- 10) C. E. Richard and W. F. Deans, The Measurement of Crack Length and Shape During Fracture and Fatigue, edited by C. J. Beevers, p. 28 Engineering Materials Advisory Services LTD., Warley, U. K.
- 11) 中井善一, 京都大学学位論文 (1981).
- 12) H. Tada, P. C. Paris and G. R. Irwin, "The Stress Analysis of Cracks Handbook", 2.2, Del Res. Corp., Hellertown, Pennsylvania (1973).
- 13) J. E. Srawley, Int. J. Fract., **12**, 475 (1976).
- 14) S. T. Rolfe and J. M. Barsom, "Fatigue and Fracture Control in Structures", p. 41 (1977) Prentice Hall Int., New Jersey.
- 15) R. J. Bucci, ASTM STP 738, p. 5, p. 340 (1981).
- 16) 菊川 真, 城野政弘, 田中健一, 高谷 勝, 材料, **25**, 899 (1976).
- 17) W. Elber, ASTM STP 486, p. 230 (1971).
- 18) B. Budiansky and J. W. Hutchinson, Trans. ASME, J. Appl. Mech., **45**, 267 (1978).
- 19) 小林英男, 藤田健太郎, 小峰厚友, 中沢 一, 第12回フラクトグラフィシンポジウム前刷集, p. 45, 日本材料学会 (1979).
- 20) 松岡三郎, 西島 敏, 大坪昌一, 日本機械学会講演論文集, No. 820-2, 110 (1982).
- 21) N. E. Frost and F. Greenan, J. Mech. Engng. Sci., **9**, 234 (1967).
- 22) R. J. Cooke and C. J. Beevers, Mater. Sci. Engng., **13**, 201 (1974).
- 23) E. K. Priddle, Scripta Met., **12**, 49 (1978).
- 24) K. Jerram and E. K. Priddle, J. Engng. Mater. Sci., **15**, 271 (1973).
- 25) 菊川 真, 城野政弘, 近藤元元, 三上省二, 日本機械学会講演論文集, No. 814-2, 24 (1981).
- 26) R. J. Cooke, P. E. Irving, G. S. Booth and C. J. Beevers, Engng. Fract. Mech., **7**, 69 (1975).
- 27) J. Mautz and V. Weiss, ASTM STP 601, p. 154 (1976).
- 28) J. Masounava and J.-P. Bailon, Scripta Met., **9**, 723 (1975).
- 29) E. Sasaki, A. Ohta and M. Kosuge, Trans. National Res. Inst. for Metals, **19**, 183 (1977).
- 30) C. J. Beevers, R. J. Cook, J. F. Knott and R. O. Ritchie, Met. Sci., **9**, 114 (1975).
- 31) P. C. Paris, R. J. Bucci, E. T. Wessel, W. G. Clark and T. R. Mager, ASTM STP 513, p. 141 (1972).
- 32) C. M. Branco, J. C. Radon and L. E. Culver, Met. Sci., **10**, 149 (1976).
- 33) 大塚昭夫, 森 要, 川村貴保, 日本機械学会論文集 A-45, 1321 (1979).
- 34) R. O. Ritchie, Trans. ASME, J. Engng. Mater. Technol., **99**, 195 (1977).
- 35) 村上理一, 秋園幸一, 材料, **29**, 1011 (1980).
- 36) 太田昭彦, 佐々木悦男, 小管通雄, 日本機械学会論文集, **44**, 3354 (1978).