鉄鋼材料の疲労き裂進展の下限界特性の評価

小　川　武　史

目　　次

1－1　はじめに

近年の科学技術の急速な進歩に伴って、輸送機器や構造物は大型化、高速化、複雑化しつつあり、破壊事故が発生した場合の損害や環境汚染などの問題は計り知れない。ここ数年、原子力発電所、大型航空機、スペース・シャトルなどのいわゆる巨大システムの破壊事故が相次いでいる。 中でも、1985年8月に発生した日航ジャンボ機の墜落事故は、その原因が31年も前の1954年に発生したコメット機の墜落事故と同様に、客室の与圧に起因する疲労破壊であったという点から、特筆に値する。コメット機の事故は航空機の疲労現象が強く認識されるきっかけとなった事故であるが、日航機事故は今なお十分な対策が講じられていないことを示すものであろう。

最近、機械や構造物に対する軽量化や極めて高い安全性を確保することの要求から、欠陥許容設計が用いられるようになった。現代の科学技術の粋を集めたスペース・シャトルにも、欠陥許容設計は数多く採用されている[1]。 欠陥許容設計では、非破壊検査の検出限界寸法の想定欠陥や検出された欠陥が、有害であるか無害であるかの判定を行う。これを一般に欠陥評価と称している。疲労強度が問題とされる部材の欠陥評価方法は、以下のように大別できる。すなわち、対象とされる欠陥の疲労き裂進展速度を部材の荷重条件から求め、安全寿命を予測する方法、および欠陥が疲労によってき裂進展を生じるか否かを判定する方法である。スペース・シャトルを例に上げれば、前者は圧力容器などの荷重繰返し寿命の小さい(短寿命)機器に、後者はランディング・ギアの車軸などのような 荷重繰返し寿命の大きい(長寿命)機器に適用されている[1]。長寿命機器の欠陥評価には、疲労き裂進展の下限界特性が重要な材料特性である。しかし、その試験方法は確立されておらず、影響因子にも不明な点が多い。

本論文は、鉄鋼材料の疲労き裂進展の下限界特性を評価し、影響因子の解明を通じて、長寿命の疲労強度が要求される部材の欠陥評価方法の確立を目的としている。

1－2　従来の研究

疲労き裂進展の定量的な取り扱いに関する研究は、1960年代に数多く行われた[2]。ParisとErdoganは、き裂進展速度da/dNを線形破壊力学パラメータの応力拡大係数範囲ΔKによって評価する方法を提案した[3]。 この評価方法はその後多くの研究に取り上げられ、現在では疲労き裂進展特性の定量的な評価

方法として確立されている[4]。 小規模降伏条件が満足された一定振幅荷重下のda/dNは、次式で与えられる。

$$\frac{da}{dN} = C\Delta K^m \qquad (1-1)$$

ここで、Cおよびmは材料定数である。さらに、1970年に式(1－1)の下限界の存在が、やはりParisによって指摘された[5]。 図1－1に模式的に示すように、式(1－1)が成立する第2b段階のda/dN－ΔK関係は、応力比、環境および組織に不敏感であるのに対し、 下限界近傍の第2a段階ではこれらの因子に敏感であり、下限界応力拡大係数範囲ΔK_{th}には多くの影響因子が存在する。

一方、上記のΔK_{th}の認識とほぼ時を同じくして、Elberによりき裂開閉口現象が見いだされ[6]、疲労き裂進展の研究は飛躍的に進歩した。Elberは除荷過程の途中で閉口したき裂が、負荷過程で再び開口する応力拡大係数をK_{op}と定義し、 実質的なき裂駆動力を表す有効応力拡大係数範囲ΔK_{eff}(＝K_{max}－K_{op})の概念を提案した。ここで、K_{max}は最大応力拡大係数である。SchmidtとParisはΔK_{th}の応力比依存性を単純なき裂開閉口モデルによって説明した[7]。 ところが、Elberにより見いだされ、当時認識されていたき裂開閉口現象は、後述する塑性誘起き裂閉口であり、応力比以外の影響因子についての説明は得られなかった[7]。 しかし、ΔK_{th}は工学的に重要な材料特性であることから、以下のような因子についての検討が行われてきた。

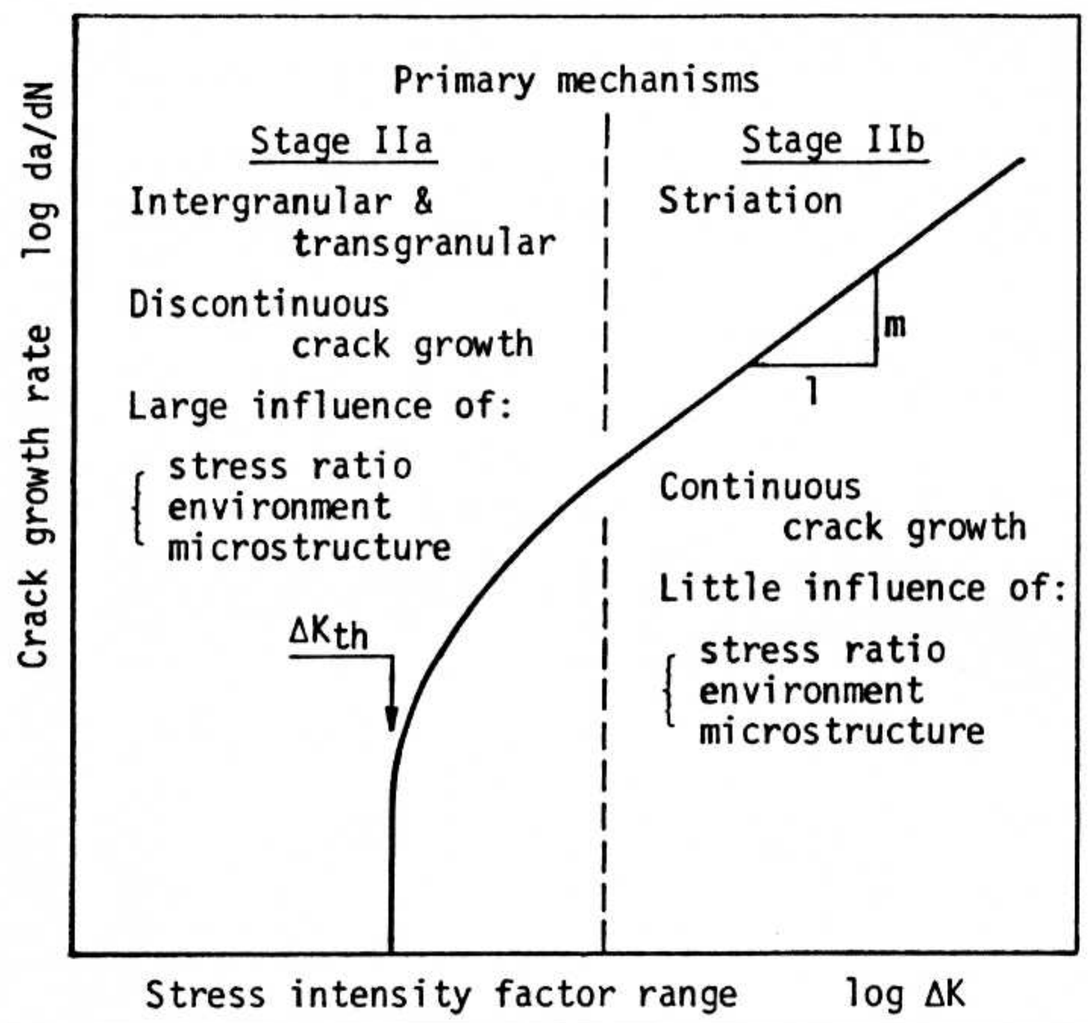


図1－1　疲労き裂進展特性

力学的因子：応力比(平均応力)、試験片形状、き裂寸法、繰返し速度、
荷重波形など
環境因子　：温度、湿度、気体中、液体中、真空中など
組織因子　：強度、結晶粒径、組織構造など

個々の因子についての詳細な解説は、Ritchieにより示されている[8]。

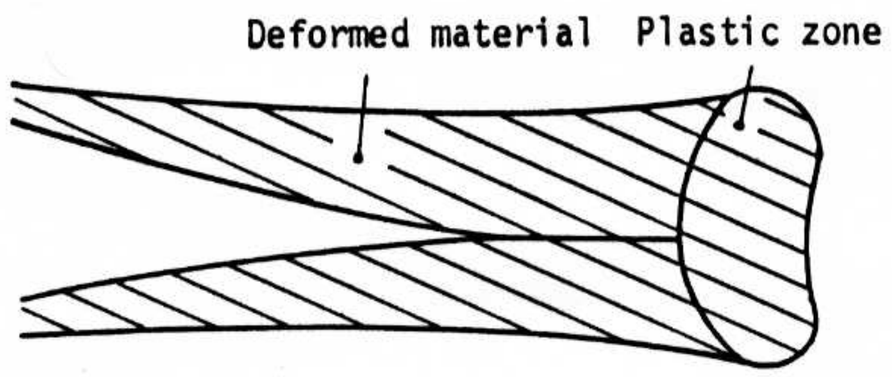
ΔK_{th}に及ぼす影響因子の検討に加え、下限界近傍のき裂進展特性の試験方法についても検討されてきた。下限界特性に荷重履歴が影響を及ぼすことは、古くから知られている[9][10]。予き裂材の疲労限度としてΔK_{th}を決定すれば、疲労予き裂導入の際のΔKの増大に伴い、ΔK_{th}も増大する。材料特性かつ最低のき裂進展抵抗という意味では、荷重履歴の存在しないΔK_{th}を決定する必要がある。荷重履歴の影響はき裂進展に伴いΔKを適当な減少率で減少させることにより除外できるものと考えられ、ΔK漸減試験によるΔK_{th}の測定が行われてきた。ΔK漸減試験で得られたΔK_{th}の力学的影響因子としては、き裂進展に伴うΔKの減少率が重要であり、その検討結果がいくつか報告されている[11]～[17]。ＡＳＴＭでは上記の影響因子に加え、試験片形状、予き裂条件およびΔK_{th}の決定方法などについての総合的な検討を行い[18]、ΔK漸減試験の標準方法としてＡＳＴＭ試案が示された[19]。ところが、城野らは疲労予き裂導入開始のΔK値ΔK_{in}がΔK漸減試験におけるき裂開閉口挙動に顕著な影響を及ぼし、ΔK_{th}はΔK_{in}の影響を強く受けることを示した[20]。下限界特性の影響因子の評価および試験方法の確立のためには、次に示すき裂開閉口の実測および機構の解明を通じて検討する必要がある。

（ａ）　塑性誘起き裂閉口

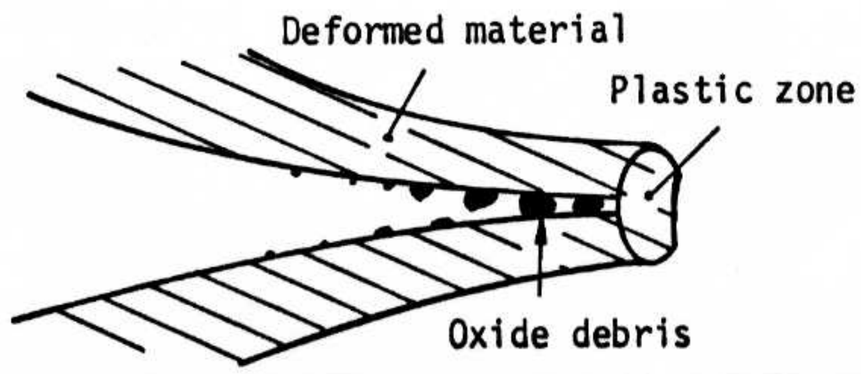
疲労き裂は き裂先端に形成された塑性域を常に切って進展するので、き裂縁には 引張りの塑性ストレッチが残留し、荷重が完全に除荷される前にき裂閉口を生じる。塑性誘起き裂閉口を模式的に図１－２(a)に示す。修正Dugdaleモデルを用いたBudianskyとHutchinson[21]およびNewman Jr.[22]の解析的検討や小林ら[23]の実験的検討により、定量的な評価が行われている。

（ｂ）　酸化物誘起き裂閉口

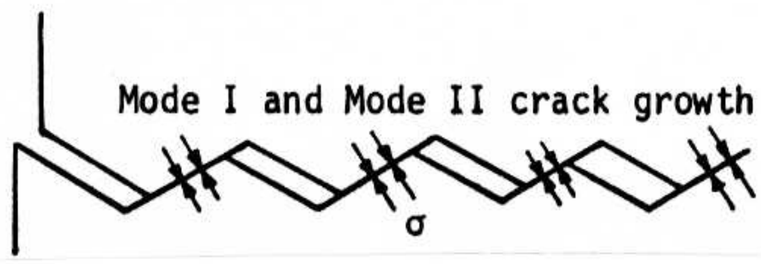
き裂面の間に腐食生成物が堆積し、そのくさび効果によってき裂進展速度の低下をもたらすことは、Elberがき裂開閉口現象を見いだすよりも以前に、遠藤と駒井により指摘されていた[24]。最近、下限界近傍のき裂進展において、塑性誘起き裂閉口に起因する破面接触が長時間継続されると、フレッチング酸化物が生成され、き裂閉口を助長することが明らかにされた[25][26]。酸化物誘起き裂閉口を模式的に図１－２(b)に示す。中・高温大気中では、金



(a)　塑性誘起き裂閉口



(b)　酸化物誘起き裂閉口



(c)　破面粗さ誘起き裂閉口

図１－２　き裂閉口の模式図

属表面に形成される高温酸化膜によってもき裂閉口が助長される[27][28]。

（ｃ）　破面粗さ誘起き裂閉口

図１－１に示したとおり、下限界近傍では不連続なき裂進展が生じ、組織敏感であることから、破面粗さが著しい。 き裂面の変位様式がMode Ⅱの成分を持つ場合、図１－２(c)のようにき裂閉口を生じる。 破面粗さ誘起き裂閉口の力学的モデルは、MinakawaとMcEvilyにより提案された[29]。同様な挙動は、破面上の第２相粒子によっても生じる[30]。

上述のき裂閉口機構に加え、粘性流体および相変態にき裂閉口が誘起されることも明らかにされている。き裂開閉口に関する詳細な解説は、SureshとRitchieにより示されている[31]。

１－３　本論文の構成

本論文は、鉄鋼材料の疲労き裂進展の下限界特性を、き裂開閉口の実測および機構の解明を通じて評価し、長寿命の疲労強度が要求される部材の欠陥評価方法を明らかにしたもので、以下の６章より構成されている。

第１章　「緒論」では本研究の意義と目的について述べた。

第２章　「試験方法およびき裂開閉口の検討」では、低合金鋼の下限界特性を３種類の試験方法によって評価すると同時に、き裂開閉口を背面ひずみ除荷弾性コンプライアンス法および超音波法に基づき実測した。下限界特性の試験方法、支配力学因子および影響因子に検討を加え、欠陥評価方法を提案した。

第３章　「組織の影響」では、基地組織中に球状黒鉛が点在し、鉄鋼材料の中ではかなり特殊な組織を持つ球状黒鉛鋳鉄について、き裂進展およびき裂開閉口を調べた。特に、球状黒鉛のき裂進展および下限界特性に及ぼす役割に注目して検討した。そして、き裂進展特性の支配材料因子を明らかにし、第２章の欠陥評価方法が異なる組織の材料についても適用できることを示した。

第４章　「荷重履歴の影響」では、強度の異なる低合金鋼および低炭素鋼について、下限界特性に及ぼす単一過大荷重履歴および複数過大荷重履歴の影響を、塑性誘起き裂閉口および酸化物誘起き裂閉口に着目して検討した。得られた結果をもとに、荷重履歴がある場合について適切な安全裕度での欠陥評価方法を提案した。

第５章　「実働荷重下の評価方法」では、低合金鋼について、実働荷重を模擬した頻度分布を持つブロック状プログラム荷重下のき裂進展および下限界特性を調べた。変動荷重パターンは、実働荷重にみられる典型例である応力比が０(片振り)の場合と引張平均荷重一定の場合を対象とした。得られた結果をもとに、実働荷重下の欠陥評価方法を提案した。

第６章　「結論」では、以上の各章で得られた結果を総括して述べた。

文　献

(1) Forman, R. G.・Tianlai, H., ASTM Special Technical Publication, 842(1984), 108.

(2) 中沢・小林，機械の研究，20－4(昭43)，63.

(3) Paris, P. C.・Erdogan, F., Transactions of ASME, Series D, 85(1963), 528.

(4) Annual Book ASTM Standard, E647－81(1981), 765.

(5) Paris P. C., Closed Loop Magazine, 2－5(1970), 11.

(6) Elber, W., ASTM Special Technical Publication, 486(1971), 230.

(7) Schmidt, R. A.・Paris P. C., ASTM Special Technical Publication, 536(1973), 79.

(8) Ritchie, R. O., International Metals Reviews, 20(1979), 205.

(9) 小林・中沢，材料，17－173(昭43)，154.

(10) Klesnil, M.・Lukus, P., Engineering Fracture Mechanics, 4 (1972), 77.

(11) 太田・佐々木・小菅，機論，43－373(昭52)，3179.

(12) Hudak, S. J. Jr.・Saxena, A.・Bucci, R. J.・Malcolm, R. C., AFMLTR－78－40, Air Force Material Laboratory, (1978).

(13) Saxena, A.・Hudak, S. J. Jr.・Donald, J. K.・Schmidt, D. W., Journal of Testing and Evaluation, JTEVA, 6－3(1978), 167.

(14) Donald, J. K.・Schmit, D. W., Journal of Testing and Evaluation, 8－1(1980), 19.

(15) Cadman, A. J.・Brook, R.・Nicholson, C. E., Proceedings of International Symposium on Fatigue Thresholds, 2(1981), 59.

(16) Shih, T. T.・Donald, J. K., Transactions of ASME, Series H, 103－2(1981), 104.

(17) Bonvalet, J. C.・Launay, I., Proceedings of ICF－5, 4(1981), 1997.

(18) Bucci, R. J., ASTM Special Technical Publication, 738 (1981), 5.

(19) ASTM Committee E－24, ASTM Special Technical Publication, 738(1981),304.

(20) 菊川・城野・近藤，材料，30－330(昭56)，276.
(21) Budiansky, B. and Hutchinson, J. W., Transactions of ASME, Series A, 45－2(1978), 267.
(22) Newman, J. C. Jr., ASTM Special Technical Publication, 748(1981), 53.
(23) 小林，機論，49－443，A(昭58)，771.
(24) 遠藤・駒井，材料，17－173(昭43)，160.
(25) Stewart, A. T., Engineering Fracture Mechanics, 13(1980), 463.
(26) Suresh, S. ・ Zamiski, G.・Ritchie, R. O., Metallurgical Transactions A, 12(1981), 1435.
(27) 小林・辻・朴・中沢，機論，50－453(1984)，1003.
(28) 小林・朴・辻・金沢・中沢，機論，51－463(1985)，799.
(29) Minakawa, K. ・ McEvily, A. J., Scripta Metallurgica, 15 (1981), 633.
(30) Mayes, I. C.・Baker, T. J., Fatigue of Engineering Materials and Structures, 4－1(1981), 79.
(31) Suresh, S.・Ritchie, R.O., "Concept of Fatigue Crack Growth Thresholds" (Metallurgical Society of AIME), (1984), 227.

第２章

試験方法およびき裂開閉口の検討

2－1　序　言

疲労き裂進展の下限界特性に関して、実際上の要求から多くのデータが集積されつつある。しかし、その試験方法は確立されていない。現状では、ＡＳＴＭで検討中の試案[1]を一応の規準と考えて、応力拡大係数範囲ΔＫ漸減試験により測定されている。この場合、き裂進展速度da/dNはΔＫの減少に伴い急激に減少し、下限界応力拡大係数範囲ΔK_{th}は指定されたda/dN（例えば10^{-10}m/c)に対応するΔＫとして決定できる。一方、欠陥評価を想定すれば、き裂進展に伴いΔＫは漸増する場合が多い。すなわち、き裂進展に伴なうΔＫの変化率dΔＫ/daは、前者が負であるのに対し、後者は正である。しかし、dΔＫ/daの絶対値が十分に小さければ、dΔＫ/daはき裂進展および下限界特性に影響を及ぼさないと判断されており[2][3]、ＡＳＴＭ試案ではdΔＫ/daの絶対値の上限を規定している[1]。ところが、疲労予き裂導入開始の応力拡大係数範囲ΔK_{in}が、ΔＫ漸減試験で得られるΔK_{th}に顕著な影響を及ぼす例が報告されており[4]、下限界特性の影響因子にはなお不明な点が多い。

上記の影響因子の解明および試験方法の確立のためには、塑性誘起き裂閉口[5]に加え、酸化物誘起き裂閉口[6][7]および破面粗さ誘起き裂閉口[8]との関連のもとに、下限界近傍のき裂進展挙動が検討される必要がある。そこで本章では、現在最も広く使用されている実測手法である背面ひずみ除荷弾性コンプライアンス法[9]および超音波法[10]に基づき、き裂開閉口を実測し、下限界特性の影響因子および試験方法に検討を加えた。

2－2　材料および実験方法

供試材は原子炉圧力容器用低合金鋼ＳＦＶＱ１Ａ(Ａ508－3相当)である。肉厚165mmの鍛造板を供試材に切出し、910℃で８時間保持、空冷、660℃で７時間保持、空冷、890℃で８時間保持、水冷、650℃で８時間保持、空冷、620℃で26時間保持、炉冷の熱処理を施した。最終の応力除去焼なましは、実機圧力容器の製造履歴を想定している。化学成分と力学的性質をそれぞれ表２－１、表２－２に示す。コンパクト試験片を供試材の1/4、3/4厚さの部分から、L－T方位（荷重方向が供試材鍛造方向、き裂進展方向が供試材の板幅方向）に採取した。試験片寸法は図２－1に示すとおりであり、ＡＳＴＭ規格Ｅ647－81[11]に従って製作した。一部の試験片は疲労予き裂導入後に620℃で１時間の真空焼なましを行なった。焼なまし温度は供試材の最終熱処理温度と同一である。

試験は容量98kNの電気油圧式疲労試験機を使用し、 室温大気中、荷重制御で行なった。応力拡大係数範囲ΔK漸減試験は、応力比Rを一定とした試験に加えて、最大応力拡大係数Kmaxを一定とした試験を行なった。試験方法の模式図を図2－2に示す。R一定試験はR＝0.06、0.30および0.70のもとで、き裂進展に伴い応力拡大係数範囲ΔKを漸減させた。Kmax一定試験はKmax＝10.8、15.5および31.0MPa√mとし、き裂進展に伴いΔKを漸減させた。 ΔK漸減の場合、き裂長さ増分Δa＝0.1～0.5mmごとに荷重範囲ΔPを修正し、 ΔKを制御した。

荷重範囲ΔP漸増、ΔK漸増試験は応力比R＝0.06で、 き裂長さ増分Δa＝0.01～0.15mmごとにΔPを漸増させ、次式で定義されるCを一定に制御した。

$$C = \frac{1}{\Delta K} \cdot \frac{d\Delta K}{da} \quad mm^{-1} \qquad (2-1)$$

この条件で1回のΔPの増加率は10%以下である。C一定、ΔK漸増試験に加

表2－1　供試材SFVQ1Aの化学成分(重量%)

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Cu	Mo	V	Al
0.18	0.22	1.46	0.003	0.005	0.69	0.15	0.05	0.57	<0.01	0.029

表2－2　供試材SFVQ1Aの力学的性質

Yield stress (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)	Reduction of area (%)
460	595	31	74

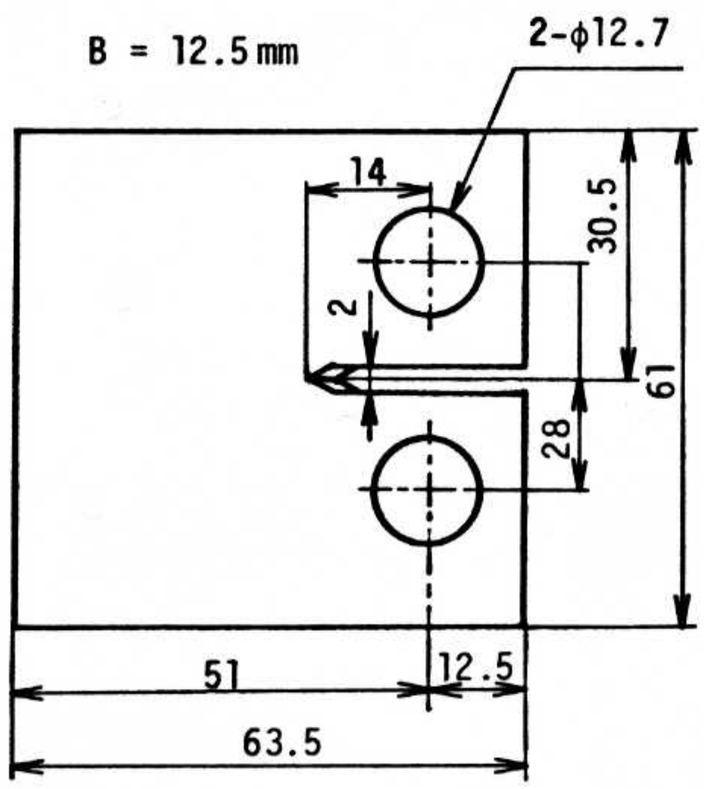
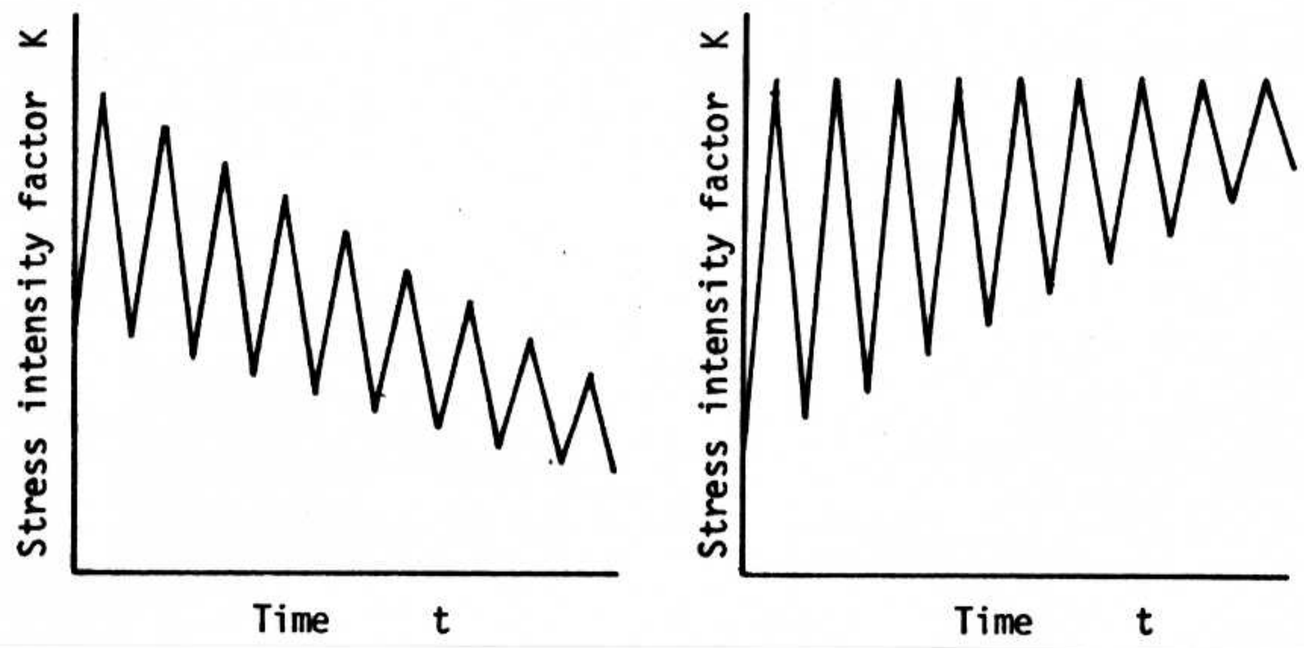


図2－1　コンパクト試験片の寸法



(a) R一定試験　　(b) Kmax一定試験

図２－２　試験方法の模式図

え、ΔK漸減試験で得られたΔKth以下のΔK(≃0.9·ΔKth)からR＝0.05および0.85のもとで、一定の繰返し数N＝10^6回ごとにΔPを約３％ずつ増加させる試験を行なった。

き裂開閉口は背面ひずみ除荷弾性コンプライアンス法（以下、ＢＦＳ法と略記）[9]および超音波法（以下、ＵＴ法と略記）[10]に基づき、繰返し速度を0.1 Hzに落して測定した。ＢＦＳ法は試験片背面にひずみゲージ（ゲージ長さ：2 mm)を接着し、荷重１サイクルにおける背面ひずみεを連続測定する。測定方法の模式図を図２－３に、典型的なＰ－ε関係を図２－４(a)に示す。Ｐ－ε関係の非線形性は試験片のコンプライアンス変化に起因している。コンプライアンス変化を精度よく検出するために、引算回路を使用し、図２－４(b)のように最大荷重の除荷弾性線でひずみを引算することが、一般に行なわれている[9]。ＵＴ法は試験片上端面に探触子(材質：セラミックス、周波数：１０ＭＨｚ)

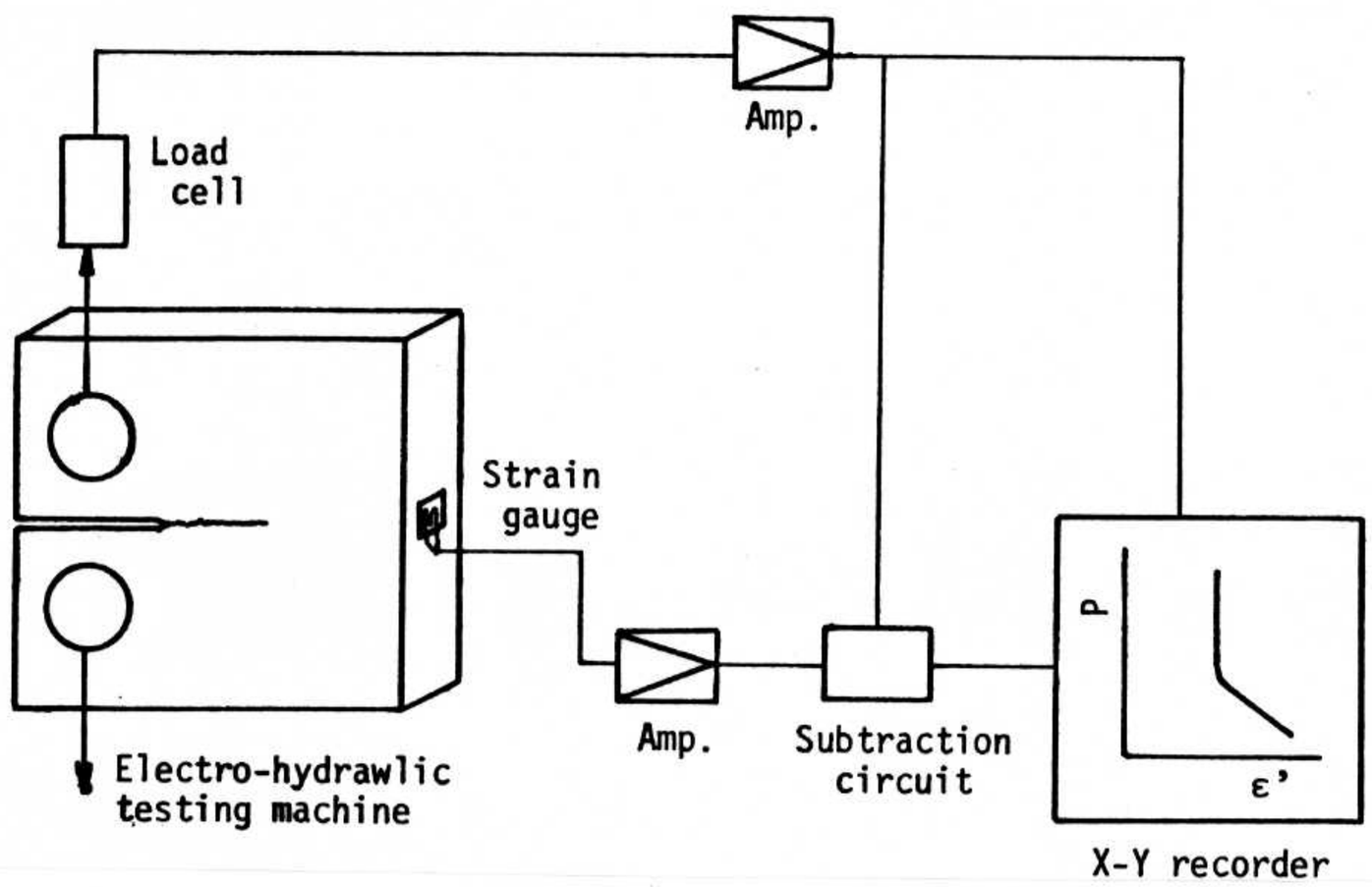


図２－３　き裂開閉口の測定方法(ＢＦＳ法)

を設置し、荷重１サイクルにおけるき裂先端からの縦波反射エコー出力を連続測定する。 測定方法の模式図を図２－５に、 典型的なＰ－エコー出力変化量ΔＥ関係を図２－６に示す。 図２－４(b)および図２－６において、c～dの範囲でき裂が開口していると解釈できる。 以下ではcを開口点と定義し、き裂開口荷重Popを決定した。 なお、ＢＦＳ法の場合、cがき裂先端後方の破面接触と対応していることが、有限要素法によって確認されている[12]。

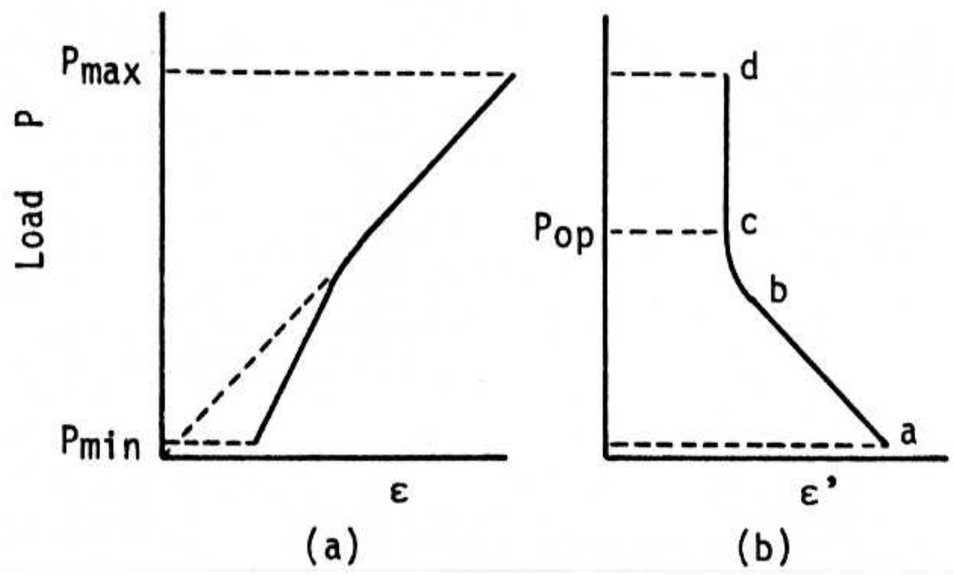


図２－４　　き裂開口荷重の決定(ＢＦＳ法)

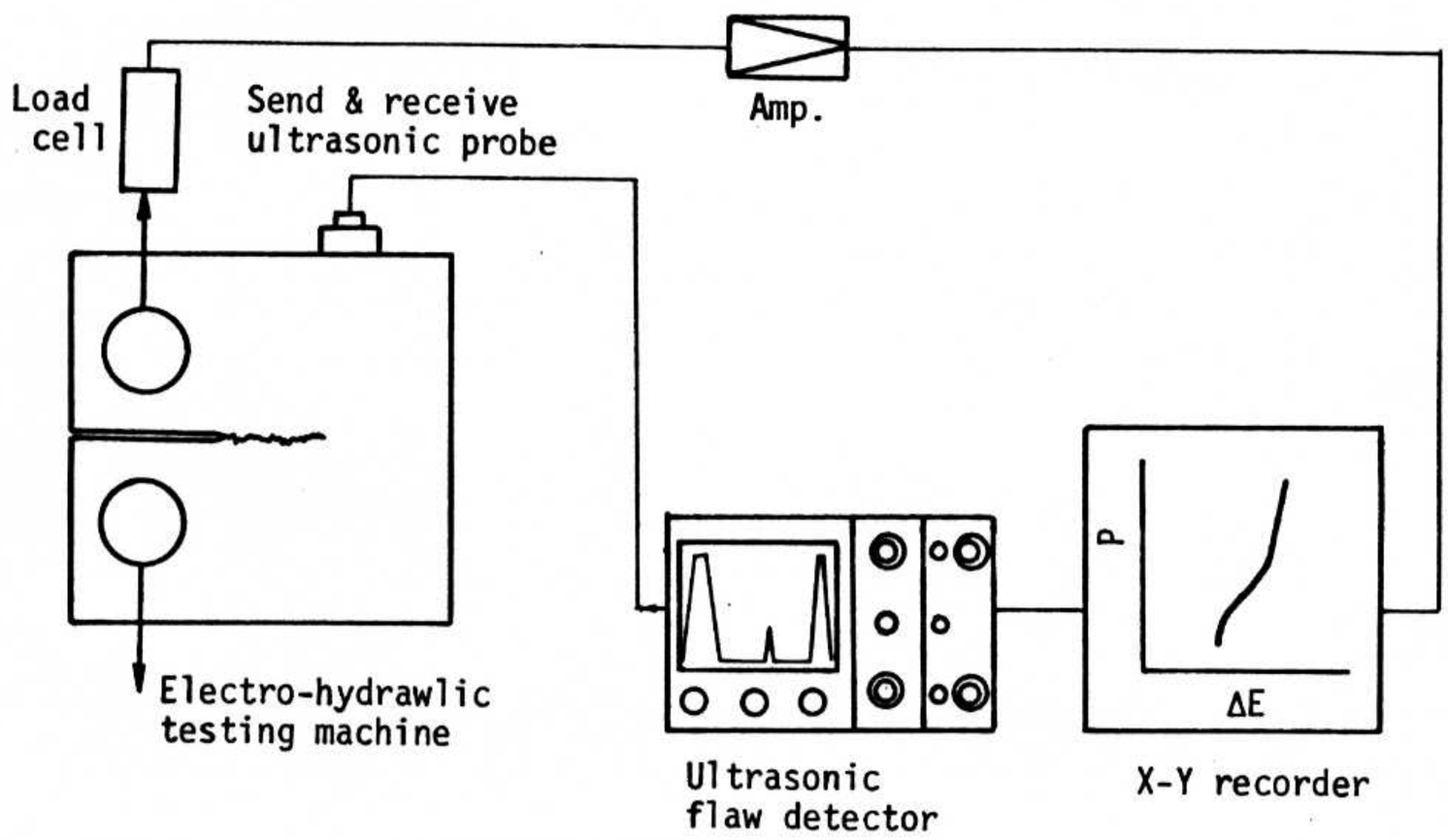


図２－５　　き裂開閉口の測定方法(ＵＴ法)

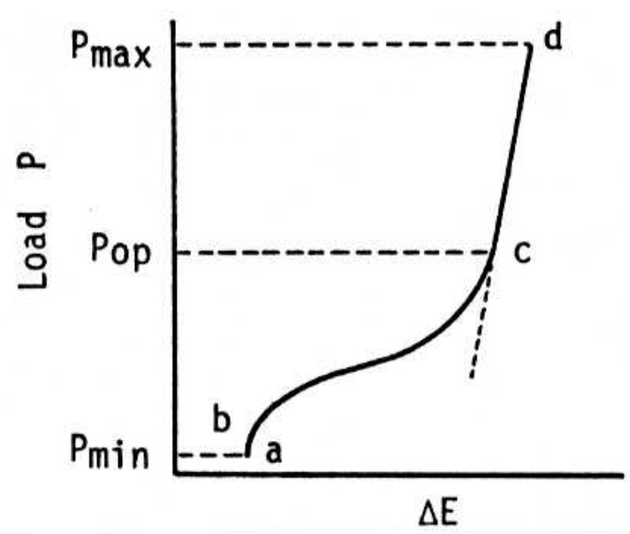


図２－６　　き裂開口荷重の決定(ＵＴ法)

2－3　応力比一定、ΔK漸減試験

2－3－1　き裂進展および下限界特性

図2－7にR一定試験により得られたR＝0.06、0.30および0.70の da/dN－ΔK関係を示す。図中の中空印と中実印は異なる時期に、異なる試験機を使用して得られた結果である。R＝0.06、0.30の場合、中空印と中実印の下限界応力拡大係数範囲ΔK_{th}に、明瞭な差異が認められる。試験はΔK漸減および漸増で行なっており、すべての場合についてＡＳＴＭで検討中のΔK漸減勾配条件[1]

$$\left|\frac{1}{\Delta K}\cdot\frac{d\Delta K}{da}\right| \leqq 0.08 \quad mm^{-1} \qquad (2-2)$$

をほぼ満足している。ただし、Δaの測定間隔の条件[1]

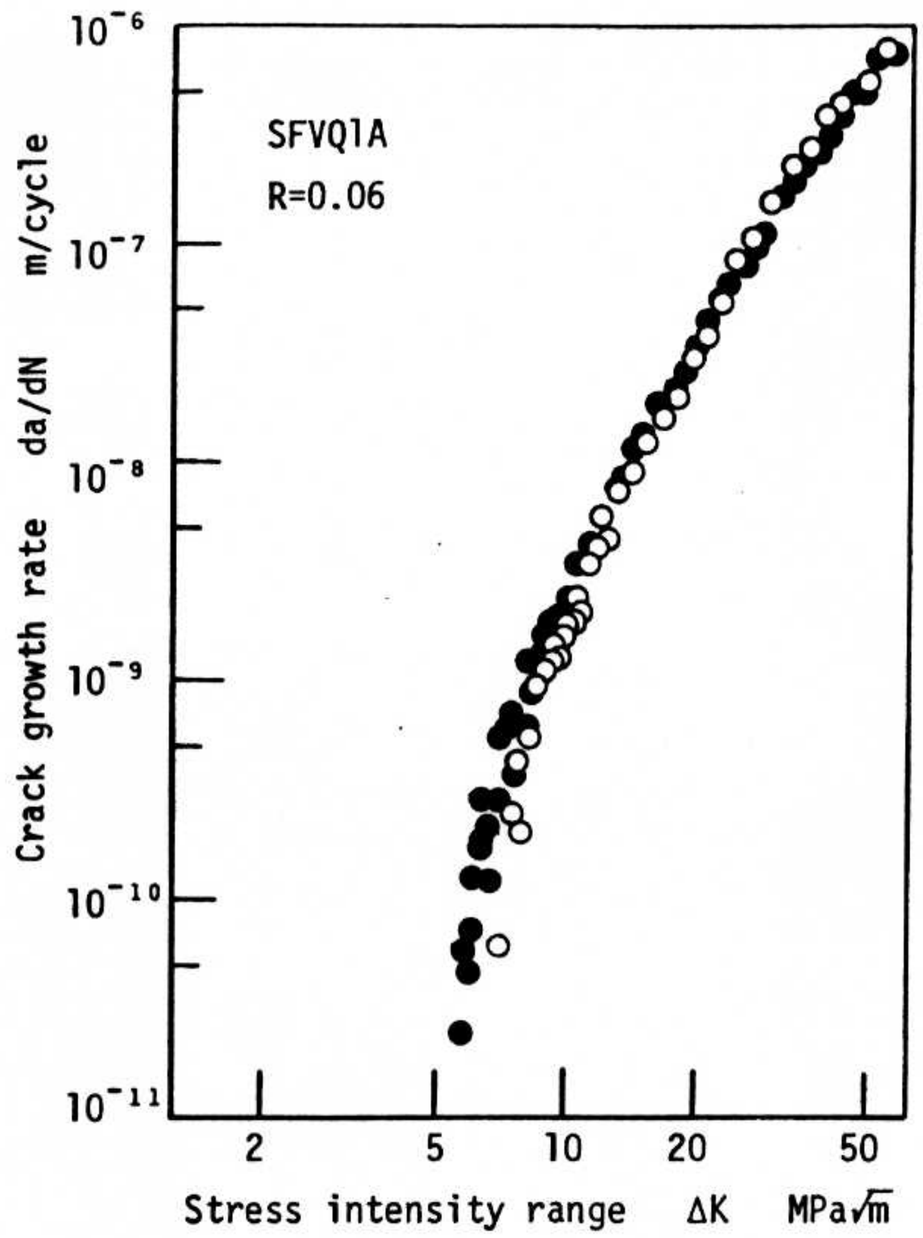
$$\Delta a \geqq 0.5 \ mm \qquad (2-3)$$

は満足しておらず、Δa＝0.1～0.5mmである。

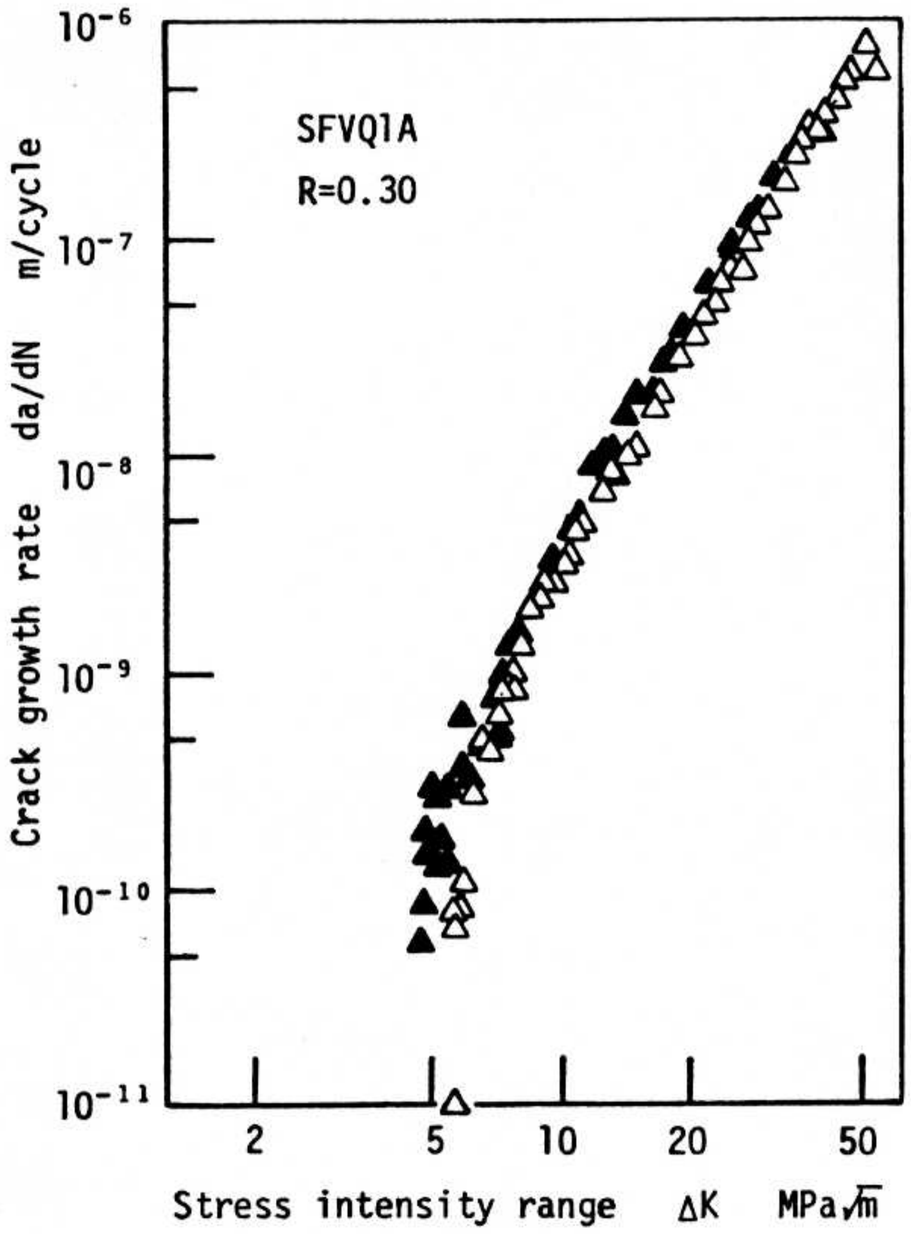
上記の式(２－２)および式(２－３)に関連した影響因子に加えて、疲労予き裂導入開始の応力拡大係数範囲ΔK_{in}が、ΔK漸減試験で得られるΔK_{th}に顕著な影響を及ぼす例が報告されている[4]。図２－７の結果は、いずれもda/dN＝１～５×10^{-9}m/cに対応するΔKからΔK漸減試験を開始しており、それ以前の疲労予き裂導入に際してK_{max}はこの値以下である。 R＝0.06の場合、この値はΔK_{in}＝10.8MPa$\sqrt{m}$となる。ΔK_{in}＝24.8MPa$\sqrt{m}$としてΔK漸減試験を行なった結果を、ΔK_{in}＝10.8MPa$\sqrt{m}$の結果(図２－７(a)の中空印)と比較して図２－8に示す。両者のΔK_{th}に顕著な差異は認められない。ここで、ΔK_{in}＝10.8MPa$\sqrt{m}$の場合には式(２－2)および式(２－3)を、ΔK_{in}＝24.8MPa$\sqrt{m}$の場合には式(２－２)をほぼ満足している。すなわち、式(２－２)を満足するΔK漸減試験を行なう限り、ΔK_{in}はΔK_{th}に顕著な影響を及ぼさないと判断される。

R一定試験により得られたda/dN－ΔK関係を 両対数直線回帰することにより、次式が得られる。

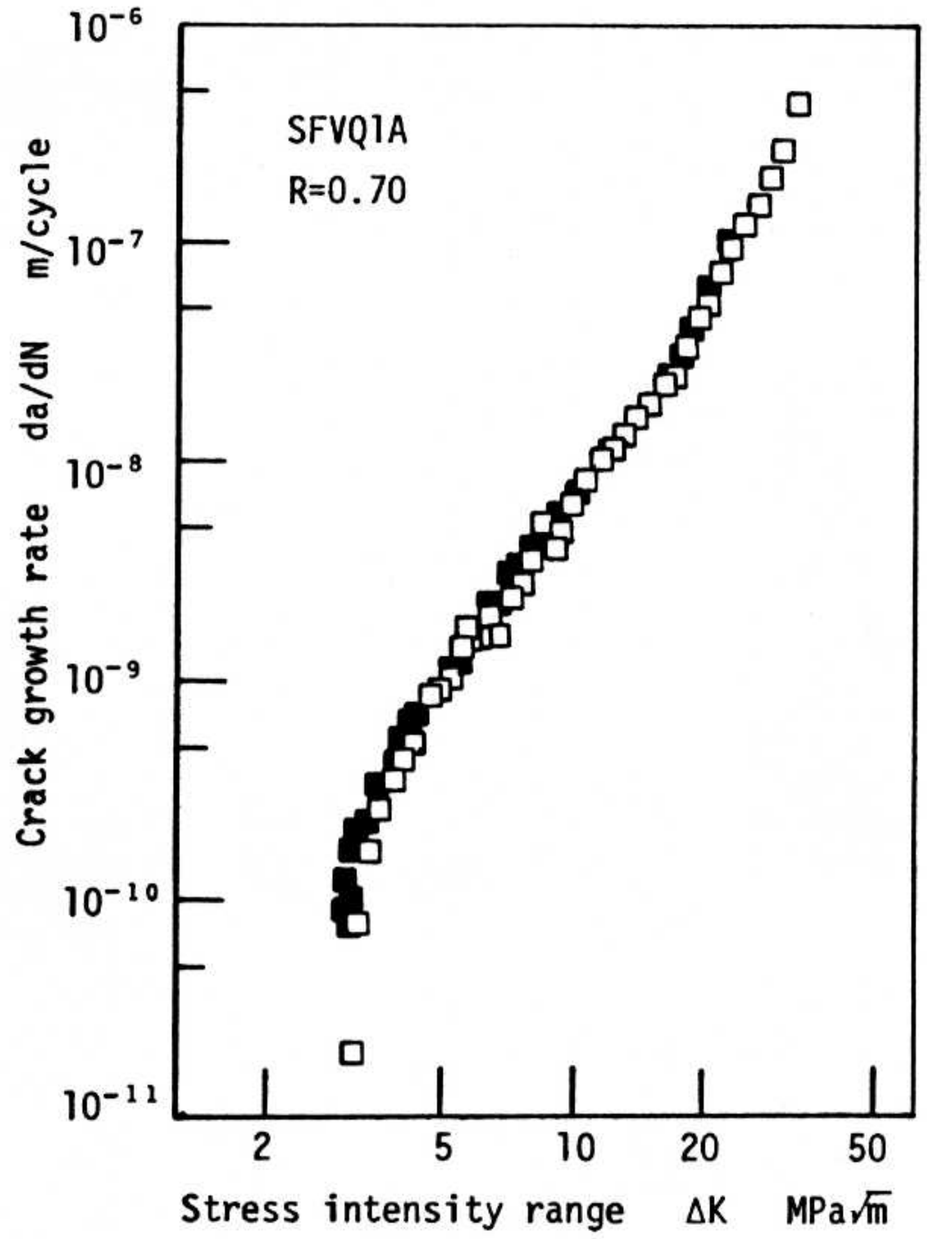
$$\frac{da}{dN} = C\Delta K^{m} \qquad (2-4)$$



(a) R＝0.06



(b) R＝0.30



(c) R＝0.70

図２－７　da/dN－ΔK関係（R一定試験）

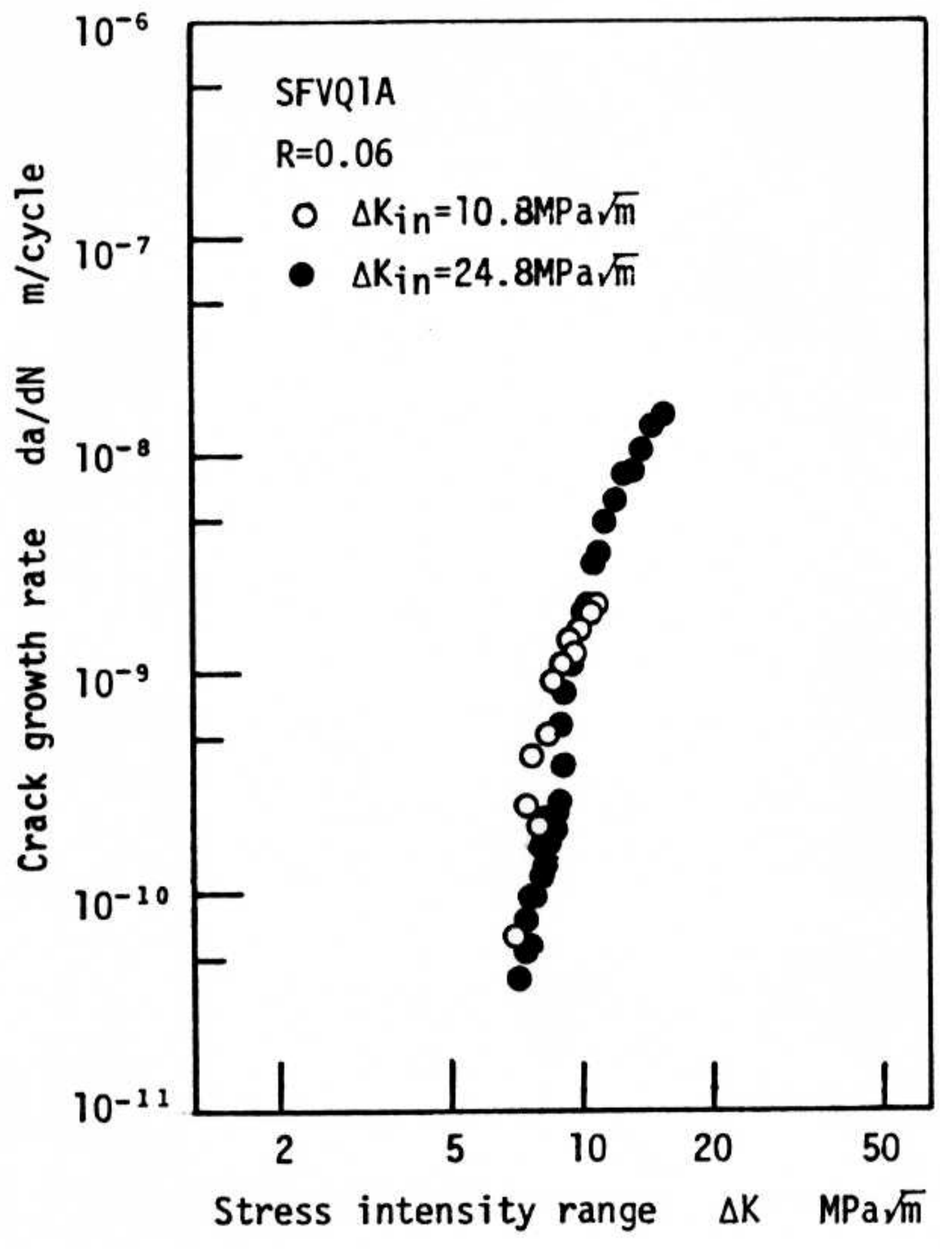


図２－８　　da/dN－ΔＫ関係（ΔＫ$_{in}$の影響）

ただし、データの範囲は下記に限定した[11]。

$$\frac{da}{dN} > 5\times10^{-9} \quad m/cycle \qquad (2-5)$$

$$W - a > \frac{4}{\pi}\left(\frac{K_{max}}{\sigma_{ys}}\right)^2 \qquad (2-6)$$

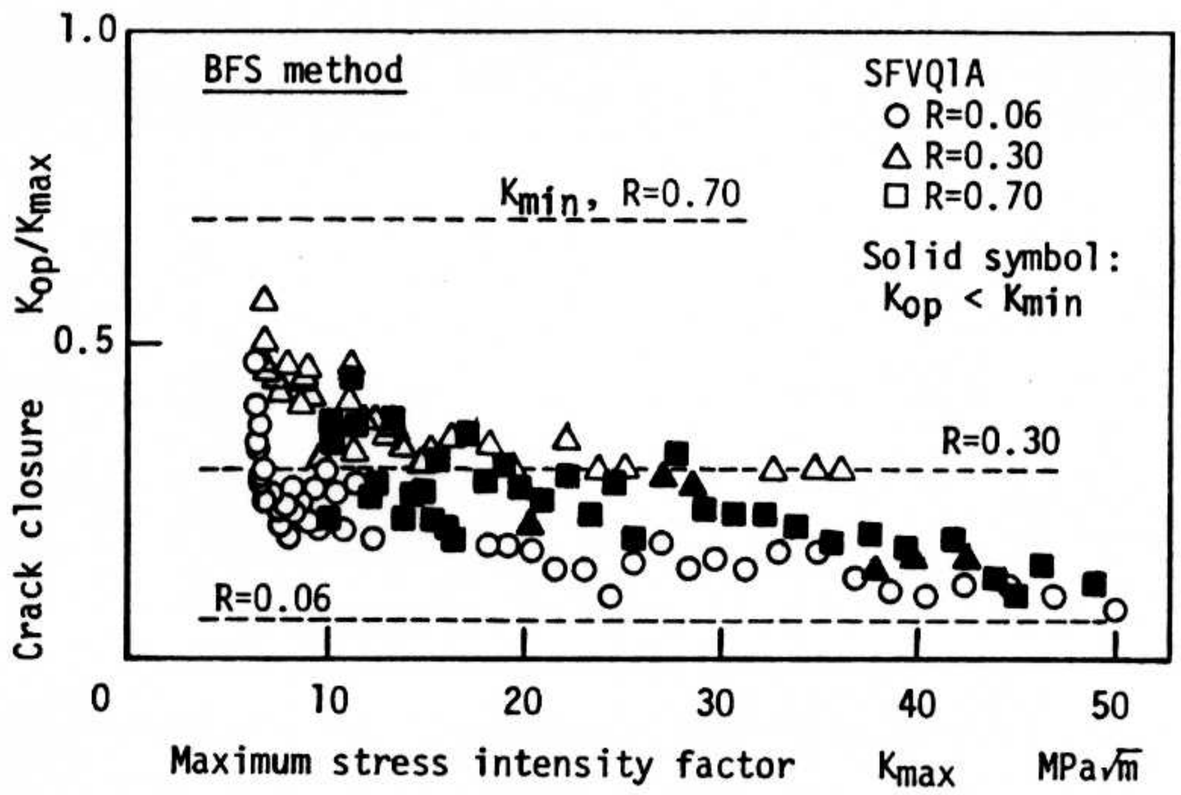
ここで、σysは降伏応力(0.2%耐力)である。得られたm，Ｃの値を表２－３に示す。 また、ＡＳＴＭで検討中の方法[1]に従い、 da/dN＝10^{-10}～10^{-9}m/cの範囲のデータを両対数直線回帰し、 da/dN＝10^{-10}m/cに外挿することにより、ΔＫthを決定した。得られたΔＫthの値を表２－3に示す。以上の結果から、式(２－５)を満足する範囲においてda/dNのＲ依存性が小さいのに反して、ΔＫthのＲ依存性はかなり大きいことがわかる。

表２－３　　m，ＣおよびΔＫthの値

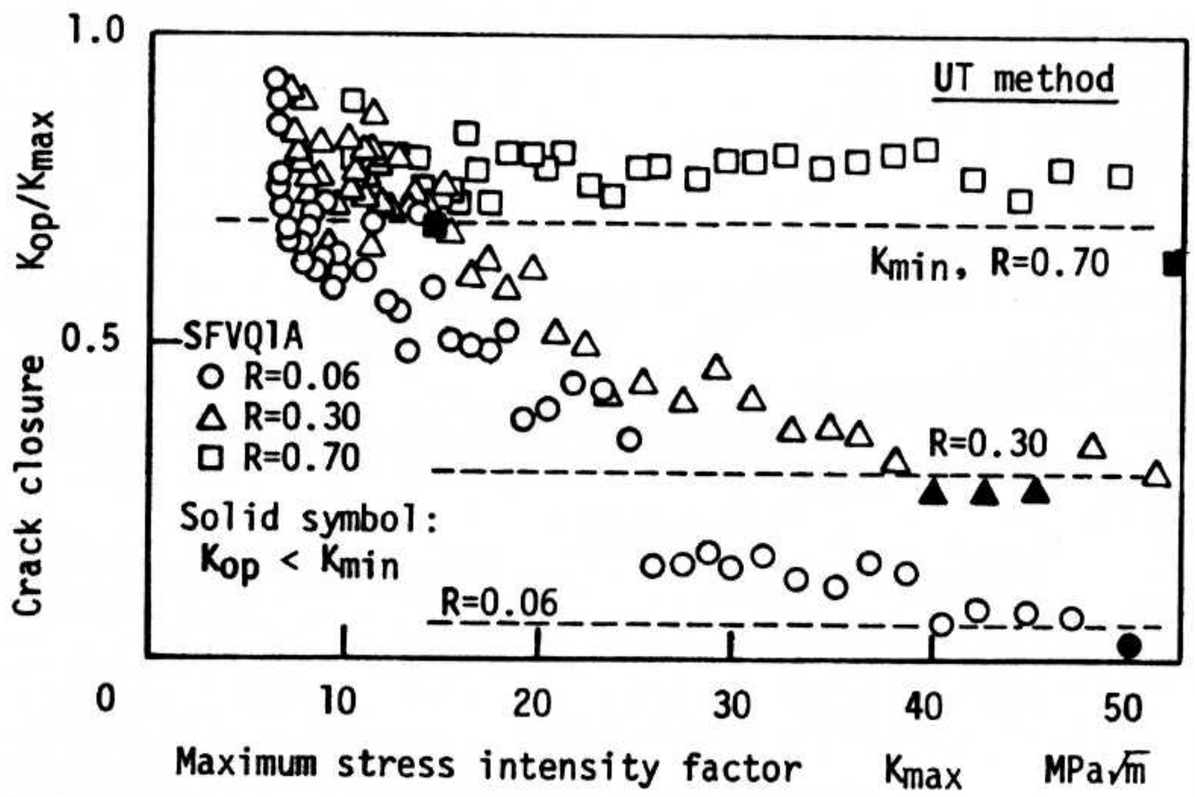
R	m	C	ΔKth (MPa√m)
0.06	3.32	1.46×10^{-12}	6.50
0.30	3.30	1.70×10^{-12}	5.14
0.70	2.68	1.25×10^{-11}	2.91

２－３－２　き裂開閉口挙動

図２－７に中実印で示した実験結果について、ＢＦＳ法およびＵＴ法に基づき、き裂開閉口を測定した。それぞれのKop/Kmax－Kmax関係を図２－９(a)および(b)に示す。ここで、Kopはき裂開口応力拡大係数である。なお、Kopとき裂閉口応力拡大係数の差異は、いずれの手法でも検出できなかった。Ｒおよび測定手法のいかんにかかわらず、 Kop/KmaxはKmaxの中間領域において一定値を示し、 Kmaxが下限界Kmax,thに近づくにつれてKop/Kmaxは急増し、逆にKmaxが上限界Kcに近づくにつれてKop/Kmaxは低下してゆく。このような結果は中間領域において塑性誘起き裂閉口、下限界近傍において酸化物誘起き裂閉口、上限界近傍において小規模降伏からの逸脱の特性を示していると考



(a)　ＢＦＳ法



(b)　ＵＴ法

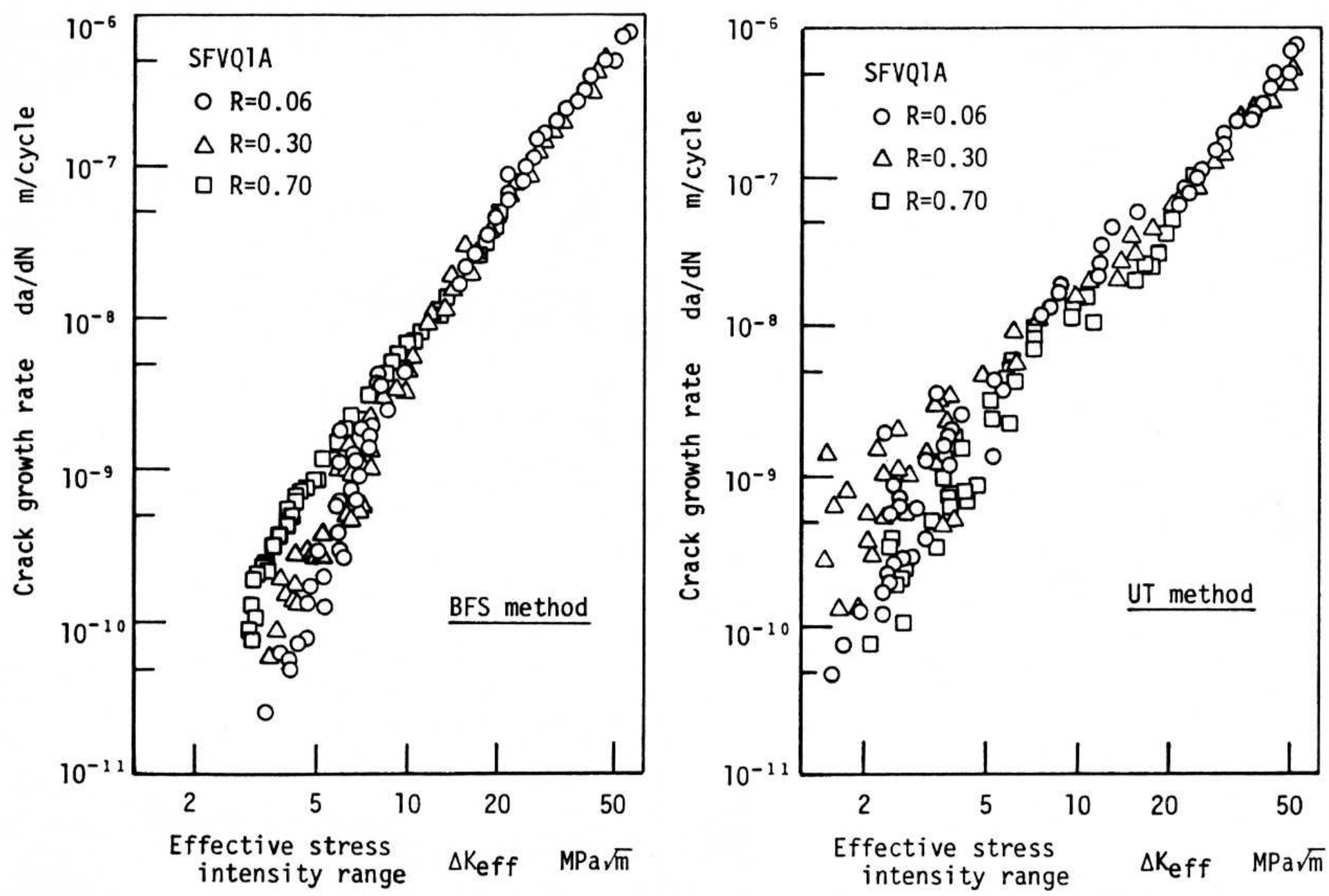
図２－９　　Kop/Kmax－Kmax関係

えられる。しかし、ＢＦＳ法およびＵＴ法の測定結果は定量的に一致せず、前者のKop/Kmaxは後者のそれよりも低い。特に、手法による差異はＲ＝0.70の場合に顕著である。 ＵＴ法の結果はKop＞Kminであるのに対して、ＢＦＳ法ではKop＜Kminとなり、通常の方法ではKopを測定できない。ここで、Kminは最小応力拡大係数である。しかし、Ｒがさらに高くなれば、ＵＴ法の結果を含めて一般に、Kop＜Kminとなると考えられる。そこで、Kop＜Kminの場合について、Kmin以下に除荷を行なったところ、Kop＞Kminの場合と全く同様にKopを測定することができた。結果を図２－９に中実印で示す。

有効応力拡大係数範囲ΔK_{eff}は次式により定義される。

$$\Delta K_{eff} = \begin{cases} K_{max} - K_{op} & (K_{op} \geq K_{min}) \\ K_{max} - K_{min} & (K_{op} < K_{min}) \end{cases} \qquad (2-7)$$

図２－７に示したda/dNの実験結果を、 図２－９のKop/Kmaxの測定結果を用いて、ΔK_{eff}で表示した結果を図２－10に示す。 測定値は数サイクルの平均であり、特にda/dNの小さい範囲において変動が著しい。 いずれの場合も、塑



(a) ＢＦＳ法　　(b) ＵＴ法

図２－10　da/dN－ΔK_{eff}関係

性誘起き裂閉口が支配的なda/dN＞５×10^{-9}m/cの範囲において、Ｒの異なるda/dN－ΔＫeff関係が全く一致している。ただし、両対数直線表示の勾配はＢＦＳ法の場合に2.5、ＵＴ法の場合に２となる。

図２－１１にΔＫ漸減試験を行った試験片の巨視的な破面様相を示す。Ｒ＝0.06および0.30の場合、ΔＫth近傍の破面上にフレッチング酸化物が付着していることがわかる。これに反して、Ｒ＝0.70の場合、フレッチング酸化物の付着はあまり認められない。前者の場合、da/dN＜５×10^{-9}m/cの範囲において、ΔＫの低下に伴いda/dNは急激に減少し、両対数直線関係から逸脱する。また、上述したとおり、同時にＫop/Ｋmaxが急増する。これは酸化物誘起き裂閉口の効果と考えられる。この範囲において測定手法による差異は顕著に出現する。ＵＴ法のda/dN－ΔＫeff関係は変動が著しいけれども、da/dN＞５×10^{-9}m/cの範囲における結果の外挿線上に位置しており、支配的な酸化物誘起き裂閉口を測定していると判断される。測定値の変動の原因として、フレッチング酸化物の物性および付着状況とともに、不連続き裂進展の寄与が考えられる。一方、ＢＦＳ法のda/dN－ΔＫeff関係はＲに依存し、da/dN＞５×10^{-9}m/cの範囲における結果の外挿線上に位置しない。すなわち、ＢＦＳ法は酸化物誘起き裂閉口を十分に検出していないと考えられる。

ΔＫthに至った試験片(図２－７(b)および(c)に中空印で示した実験に使用)を厚さ中央断面において観察した結果の一例を図２－12に示す。これを模式的に示せば図２－13のとおりである。フレッチング酸化物は破面粗さの大きい箇所で断続的に生成されていることがわかる。したがって、酸化物誘起き裂閉口は破面粗さ誘起き裂閉口を引き金として生じる。

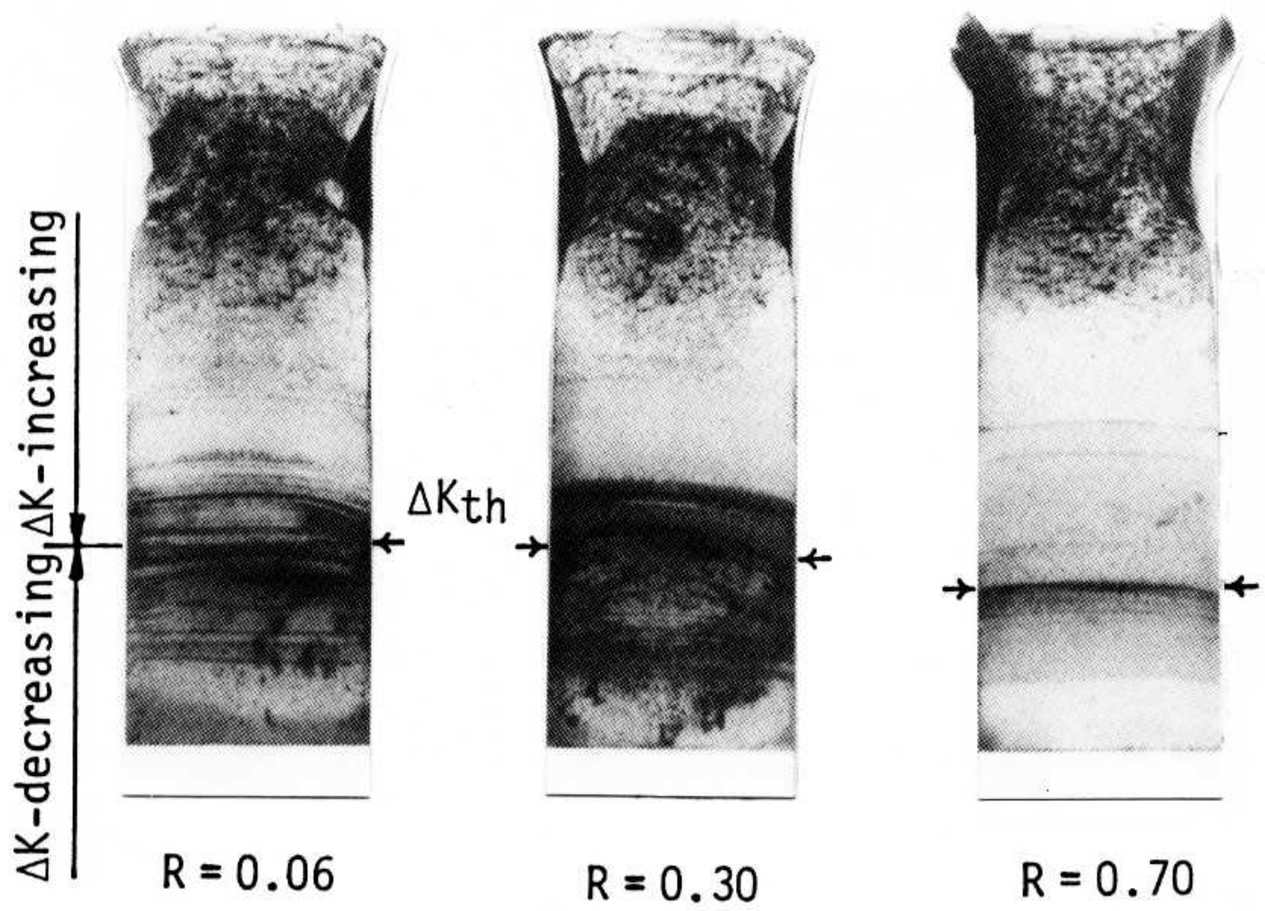


図２－11　巨視的な破面様相（Ｒ一定試験）

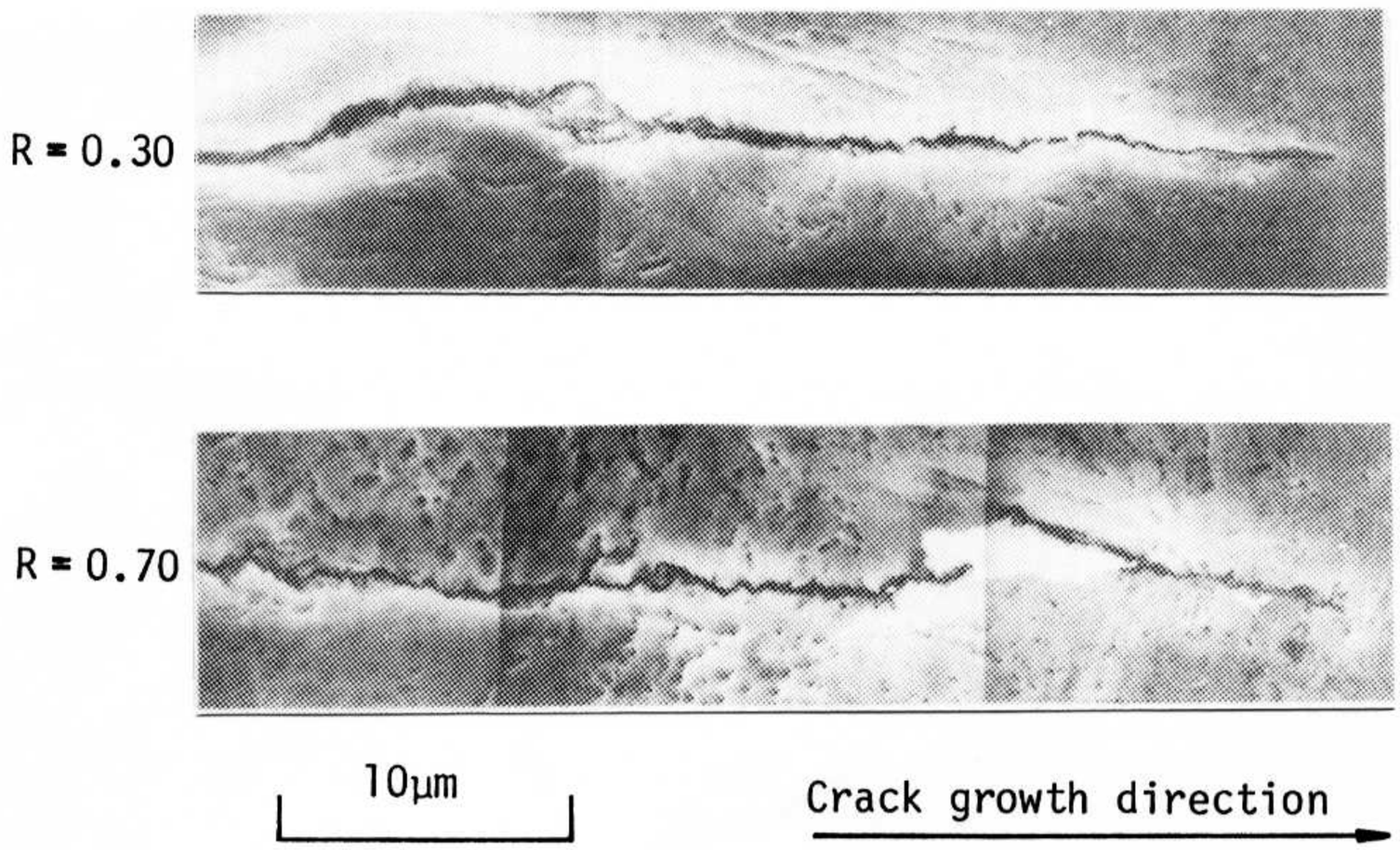


図２－12　　き裂先端近傍の断面写真

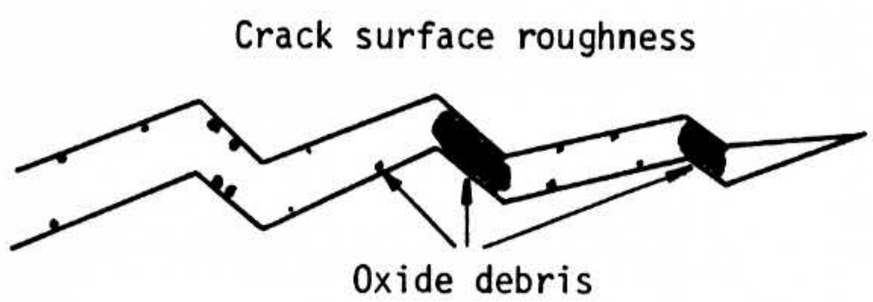


図２－13　　断面写真の模式図

図２－７(a)および(b)に示したとおり、異なる時期に、異なる試験機を使用して得られたＲ＝0.06および0.30の場合のΔK_{th}には、明瞭な差異が認められる。一方、フレッチング酸化物の生成は、試験温度や湿度の影響を受けることが予想される。そこで、図２－７(a)および(b)に中空印で示した実験結果についても、Ｒ＝0.06の場合についてＵＴ法、Ｒ＝0.30の場合についてＢＦＳ法に基づき、き裂開閉口を測定した。$da/dN-\Delta K_{eff}$関係を図２－14に示す。実線と破線は図２－10の$da/dN-\Delta K_{eff}$関係（図２－７(a)および(b)に中実印で示した実験結果)である。両者の間に差異は認められない。 すなわち、ΔK_{th}の変動はフレッチング酸化物の生成の差異を反映していると考えられる。一方、Ｒ＝0.70の場合、破面上でΔK_{th}のごく近傍を除けば、フレッチング酸化物の付着はほとんど認められなかった。また、図２－７からわかるように、ΔK_{th}の変動も小さい。すなわち、Ｒが高い場合には、フレッチング酸化物の寄与が少なく、したがって試験温度や湿度の影響がないと判断される。

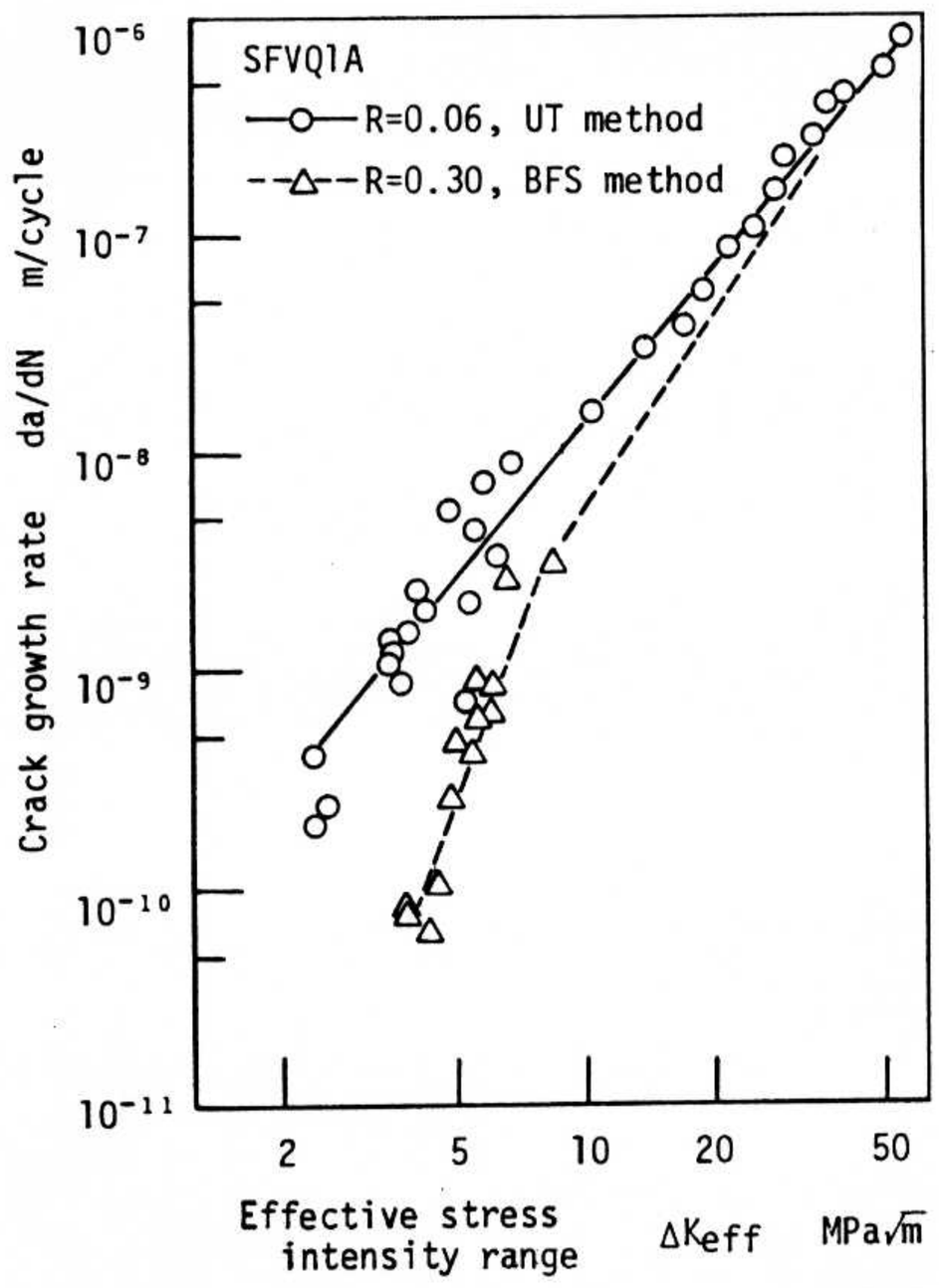


図２－14　　da/dN－ΔKeff関係
（図２－７(a)および(b)の中空印と中実印の比較）

２－４　最大応力拡大係数一定、ΔK漸減試験

図２－１５にKmax一定試験により得られたKmax＝ 10.8、15.5 および31.0 MPa√mのda/dN－ΔK関係を示す。ΔKの漸減に伴いRは増大してゆく。したがって、この方法は高応力比のΔKthの決定に用いられる[6]。また、Kmaxが一定であるから、ΔK漸減の影響が小さいという利点がある。なお、図にはR一定試験のda/dN－ΔK関係(図２－７の中実印)を比較のために実線、破線および一点鎖線で示した。

図２－16に試験片の巨視的な破面様相を示す。Kmax＝10.8MPa√mの場合、破面上にフレッチング酸化物が付着していることがわかる。　これに反して、Kmax＝15.5および31.0MPa√mの場合、破面上にフレッチング酸化物の付着は全く認められない。前者の場合、da/dN－ΔK関係はR一定試験のda/dN－ΔK関係と全く対応しており、R＝0.06，0.30および0.70一定の曲線を順次たどりながら、ΔKthに至っている。 後者の場合、ΔK漸減に伴いRはKmax＝15.5 MPa√mの場合に0.30から0.83まで、Kmax＝31.0MPa√mの場合に0.50から0.92まで増大しており、同じΔKに対して(１－R)が２倍異なる。それにもかかわ

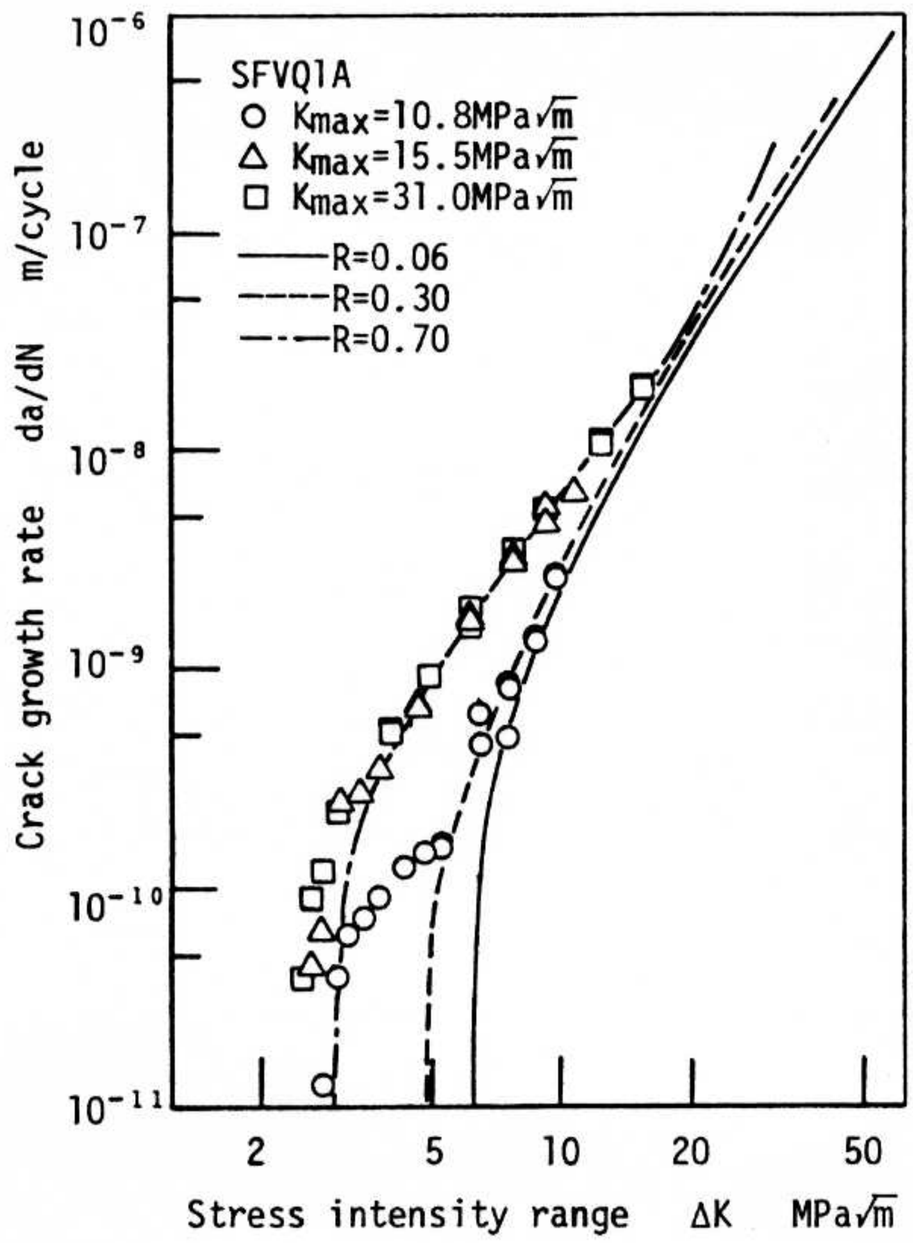


図２－15　da/dN－ΔK関係（Kmax一定試験）

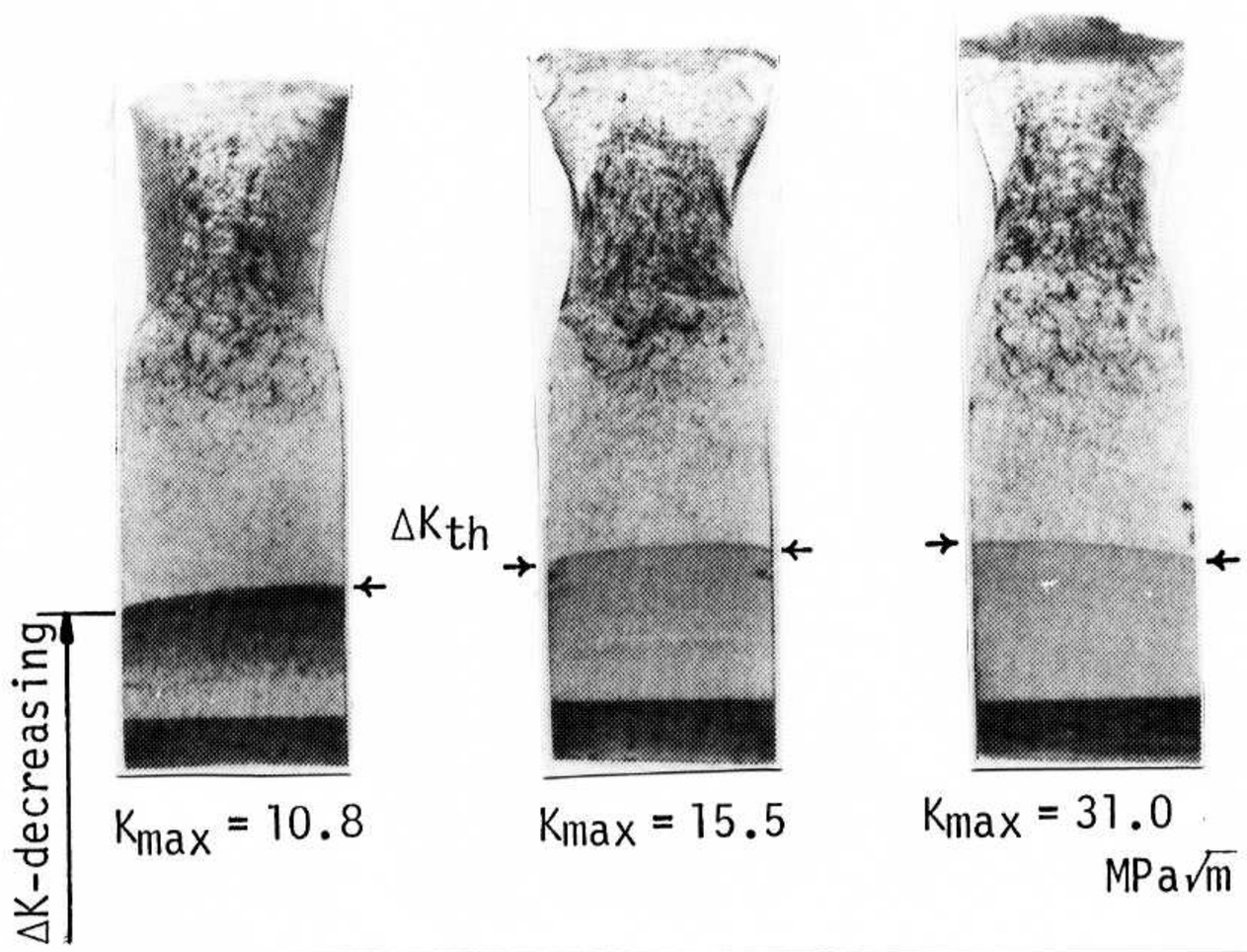
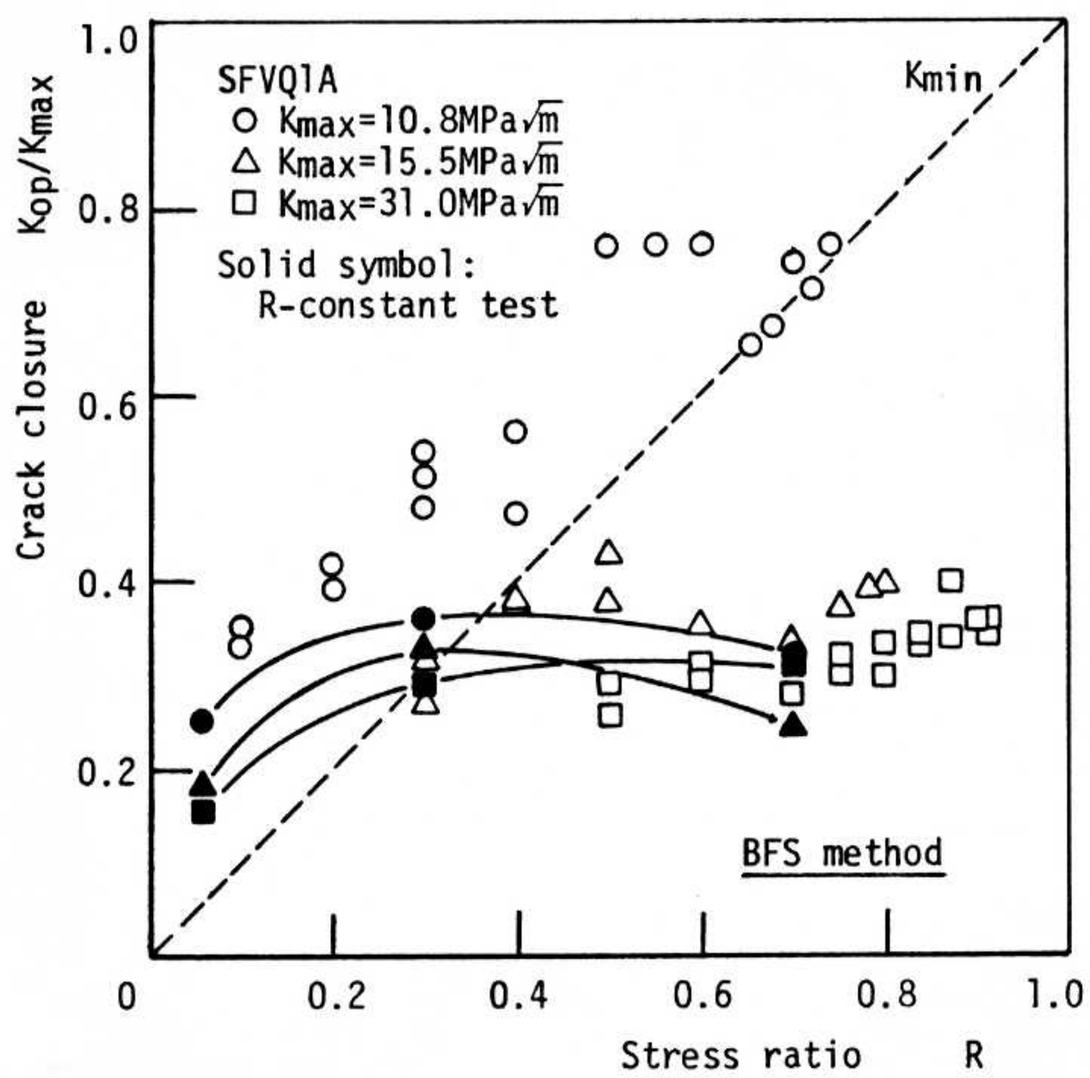


図２－16　巨視的な破面様相（Kmax一定試験）

らず、Kmaxの異なるda/dN－ΔK関係はほぼ同一とみなすことができ、またR＝0.70一定の曲線とも、ΔKth近傍を除けば、ほとんど一致している。R＝0.70一定のΔK漸減試験の場合、ΔKthのごく近傍でフレッチング酸化物の付着が認められた。すなわち、Kmax一定試験によって酸化物誘起き裂閉口の関与が除外できるならば、ΔKth近傍のda/dN－ΔK関係は応力比不敏感性を示

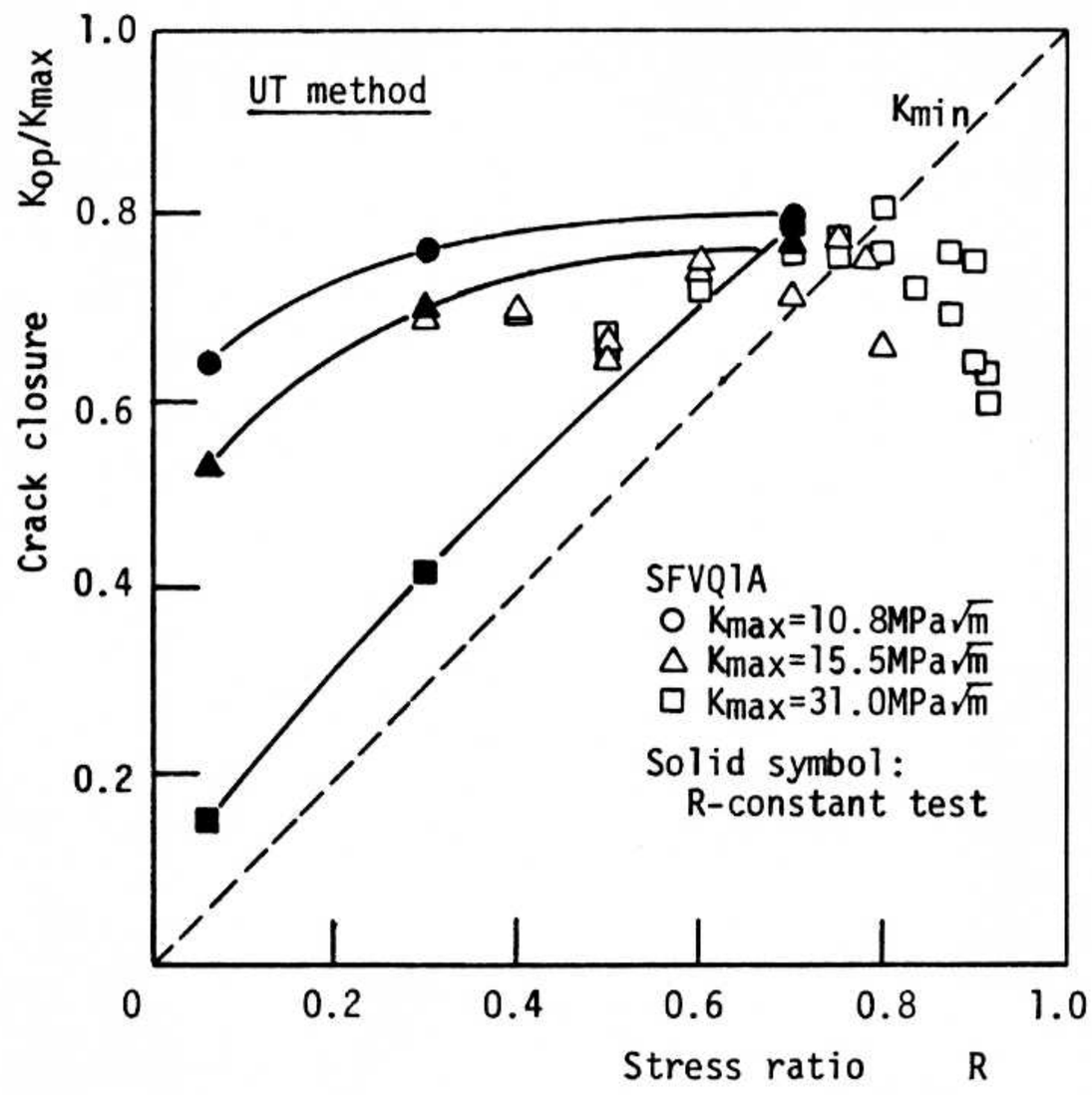
す。したがって、その延長線上で得られるΔK_{th}も応力比に不敏感であり、それは高いRを一定としたΔK漸減試験のΔK_{th}にほかならない。$da/dN=10^{-10}$ m/cに対応するΔKをΔK_{th}とすれば、$\Delta K_{th}=2.7MPa\sqrt{m}$となる。

BFS法およびUT法に基づき、き裂開閉口を測定した結果を図2－17(a)および(b)に示す。K_{max}一定試験のK_{op}/K_{max}－R関係(中空印)に加えて、R一定試験のK_{op}/K_{max}－R関係(中実印)も併記した。ただし、R一定試験の結果はそれぞれのRについて、$K_{max}=10.8$、15.5および$31.0MPa\sqrt{m}$の±10%以内に対応するデータの平均値である。$K_{max}=15.5$および$31.0MPa\sqrt{m}$の場合、BFS法およびUT法ともに、K_{max}一定試験のK_{op}/K_{max}はR一定試験のK_{op}/K_{max}と一致している。一方、$K_{max}=10.8MPa\sqrt{m}$の場合、BFS法ではK_{max}一定試験のK_{op}/K_{max}はR一定試験のK_{op}/K_{max}と顕著に異なり、かなり高い値を示している。また、UT法でも図2－6に示した典型的なP－ΔE関係が得られず、K_{op}の決定は不可能であった。後述するように、これらの原因としてR一定試験とK_{max}一定試験における フレッチング酸化物の付着状況の差異が考えられる。 なお、図2－15の$K_{max}=10.8MPa\sqrt{m}$の場合を除くK_{max}一定試験におけるda/dNの実験結果を、 図2－17のK_{op}/K_{max}の測定結果を用いてΔK_{eff}で表示すれば、それぞれ図2－10に示したR一定試験におけるda/dN－ΔK_{eff}関係とほとんど一致する。



(a) BFS法

図2－17 K_{op}/K_{max}－R関係



(b) ＵＴ法

図２－17　Kop/Kmax－Ｒ関係

２－５　真空焼なまし予き裂試験片のΔＫ漸増試験

２－５－１　き裂進展開始および停留

真空焼なまし予き裂試験片にΔＰ一定の繰返し負荷を行った場合について、き裂開閉口の測定結果を図２－18に示す。初期応力拡大係数範囲ΔK_iは、9.0 MPa√mである。図の横軸は引算した背面ひずみε′(ＢＦＳ法)およびエコー出力変化量ΔＥ(ＵＴ法)であり、荷重サイクルのヒステリシスカーブを示している。いずれの手法でも、第１サイクルの負荷過程で不連続な折れ曲がりが認められる。これは真空焼なましにより、疲労予き裂が部分的に再溶着しているためと考えられる。しかし、除荷過程ではき裂閉口に起因する明瞭な折曲がりは存在せず、理想き裂の特性を示している。第２サイクル以後の負荷過程では、この不連続な折れ曲がりは存在しない。代わりに、き裂開閉口に対応するなめらかな折れ曲がりが生じるようになる。第２～50サイクルにおいて、この折れ曲がり点に対応するKopは徐々に上昇し、負荷過程と除荷過程の差異は減少する。これは理想き裂から疲労き裂への遷移特性を示していると解釈される。

以上の結果から、真空焼なまし予き裂試験片にΔＰ一定の繰返し負荷を行なえば、第１サイクルで理想き裂の比較的大きい塑性域が形成されるから、疲労き裂に単一過大荷重を負荷した場合と同様に、き裂進展の遅れ遅延が生じるこ

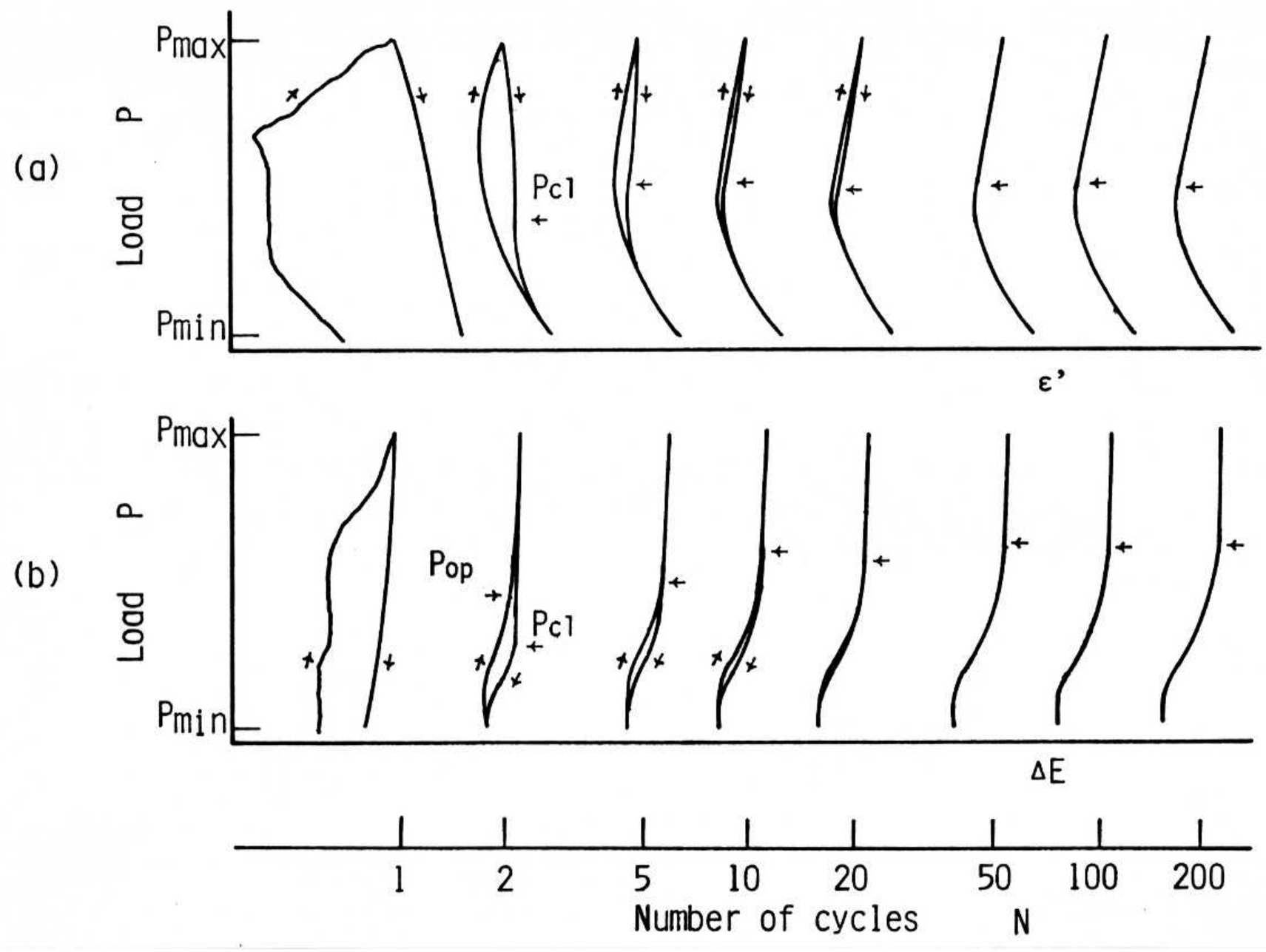


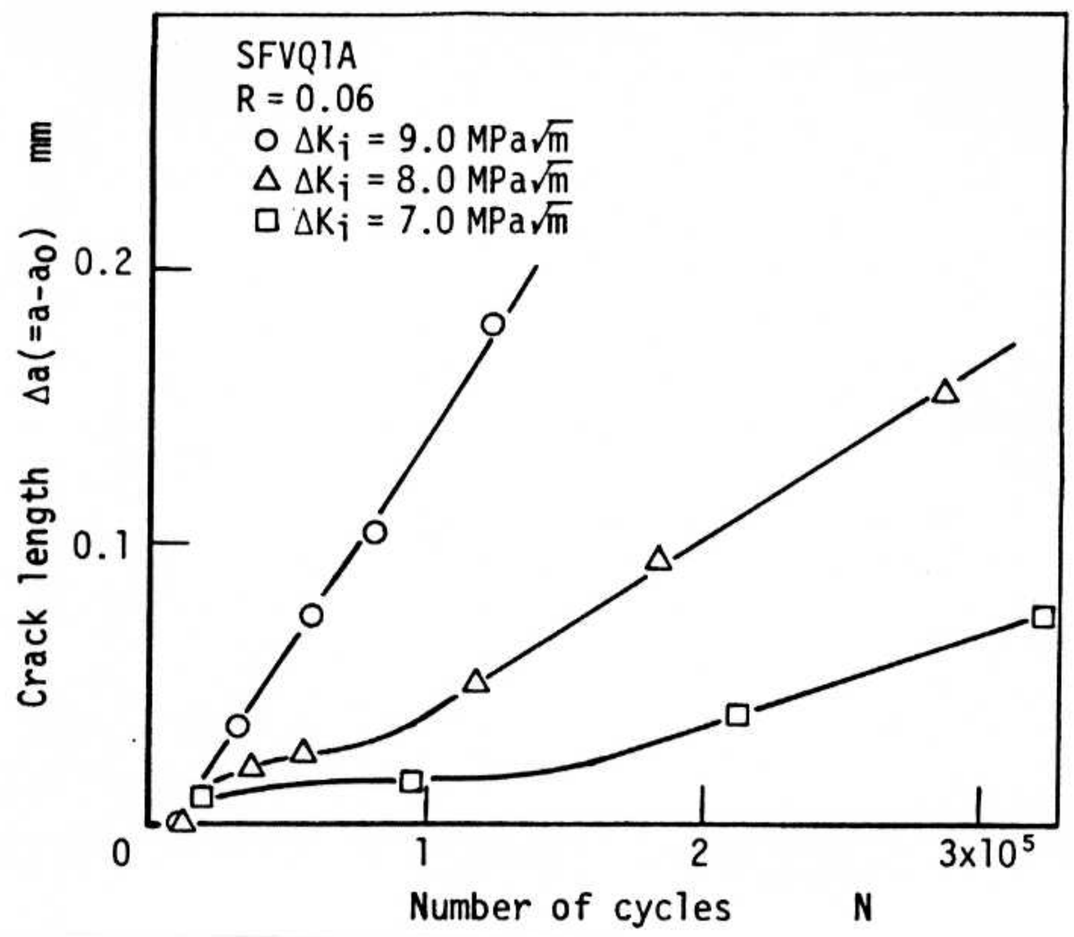
図２－18　き裂開閉口の測定結果　(a)　ＢＦＳ法　(b)　ＵＴ法

とが予想される。第１サイクルで形成される塑性域寸法r_pは、次式で与えられる。

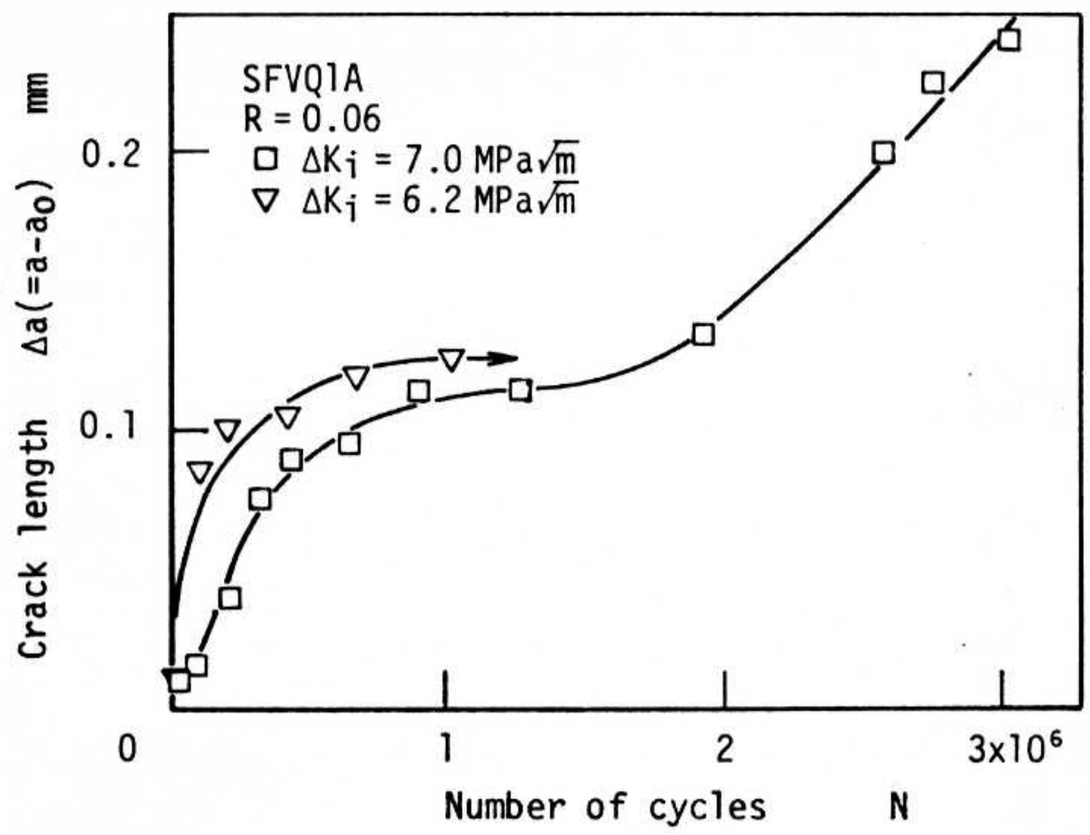
$$r_p = \frac{2}{5.6\pi}\left(\frac{K_{max}}{\sigma_{ys}}\right)^2 \qquad (2-8)$$

ここで、σ_{ys}は降伏応力である。

き裂長さ増分$\Delta a(=a-a_0)$と繰返し数Ｎの関係を図２－19(a)に示す。ここで、a_0は予き裂長さである。なお、$\Delta K_i=7.0MPa\sqrt{m}$の結果は、後述するＣ$=0.2mm^{-1}$一定、ΔＫ漸増試験の結果であり、ほぼΔＰ一定とみなすことができる。試験片表面では、$N\simeq10^4$回までき裂進展が認められない。しかし、内部においてそれ以前に、き裂進展が開始していると考えられる。$\Delta K_i=7.0MPa\sqrt{m}$および$8.0MPa\sqrt{m}$の場合、$\Delta a\simeq0.02mm$でき裂進展の遅れ遅延が生じている。$\Delta K_i=9.0MPa\sqrt{m}$の場合にはda/dNが大きく、遅れ遅延の有無は明瞭でない。$\Delta K_i=8.0MPa\sqrt{m}$の場合、遅れ遅延の後に定常進展が継続する。しかし、$\Delta K_i=7.0MPa\sqrt{m}$の場合にはその後に、$\Delta a\simeq0.1mm$で再び遅れ遅延が生じ、さらに定常進展へ移行した。その結果を図２－19(b)に示す。図にはΔK_{th}以下の$\Delta K_i=6.2MPa\sqrt{m}$の結果も併記した。この場合、疲労予き裂導入条件が異な



(a) $\Delta K_i \geqq 7.0 MPa\sqrt{m}$



(b) $\Delta K_i \leqq 7.0 MPa\sqrt{m}$

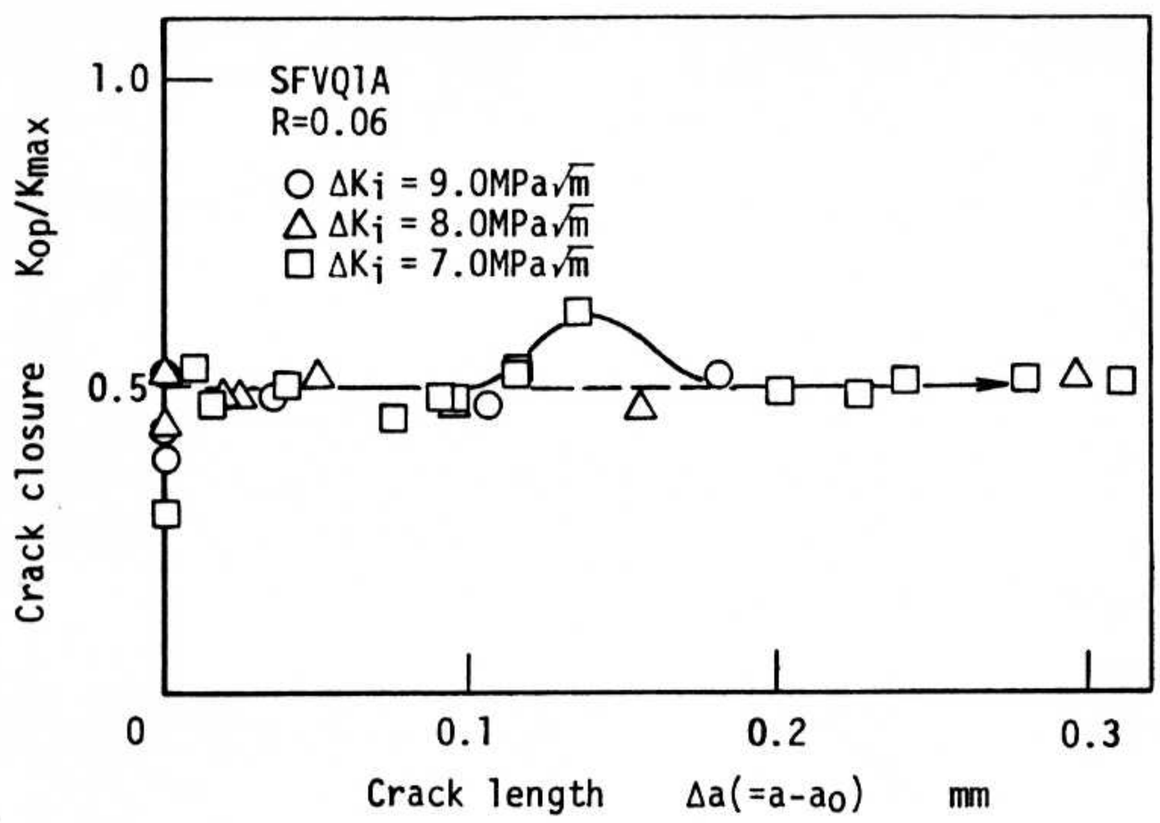
図２－19　　Δa－N関係

り、初期のda/dNは大きい。 しかし、やはりΔa≃0.1mmで遅れ遅延が生じ、そのまま停留に至っている。

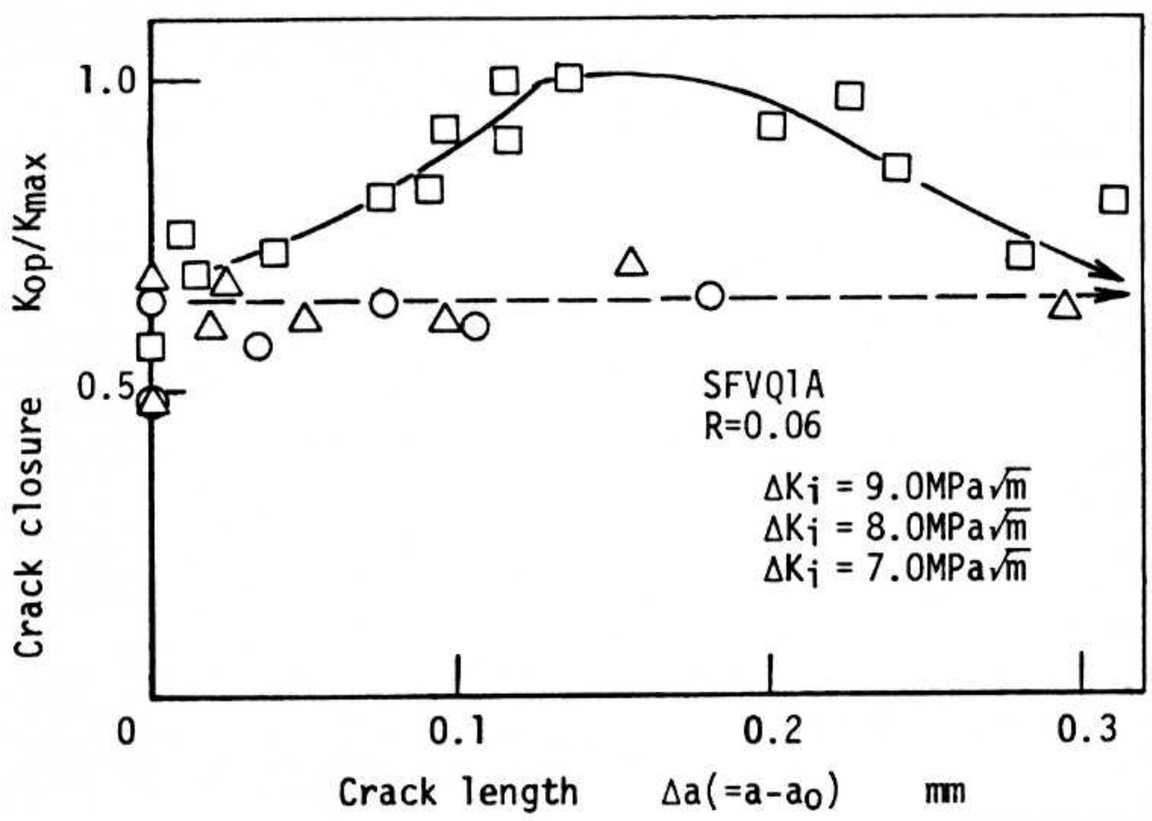
ほぼ同一時期に、同一の試験機で行ったΔK漸減試験の場合、ＡＳＴＭの方法に従えば、$\Delta K_{th}=7.2MPa\sqrt{m}$となる(図２－７(a)、中空印)。 真空焼なまし予き裂試験片のΔＰ一定、ΔＫ漸増試験の場合、$\Delta K_i=7.0MPa\sqrt{m}$でき裂は定常進展に移行し、$\Delta K_i=6.6MPa\sqrt{m}$で停留した。 したがって、両者の平均値として$\Delta K_{th}=6.6MPa\sqrt{m}$が得られる。 この値は、$\Delta K_i$の設定条件、試験片本数により変動し、$7.0MPa\sqrt{m}$が上限となる。したがって、実用上からは、

ΔK漸減試験で得られるΔKthとΔP一定、ΔK漸減試験で得られるΔKthは、ほぼ一致していると判断される。

前述したΔKi=7.0MPa√mの場合に生じた2段階のき裂進展の遅れ遅延は、以下のように解釈される。最初の遅れ遅延は、式(2－8)で与えられるrp=0.03mmと同程度のΔaで生じるから、塑性誘起き裂閉口の寄与と判断される。その後、塑性誘起き裂閉口が破面接触を助長し、フレッチング酸化物が生成される。き裂開閉口の測定結果を図2－20に示す。いずれの手法の場合にも、2回目の遅れ遅延と対応したKop/Kmaxの増大が認められる。したがって、2回めの遅れ遅延は、酸化物誘起き裂閉口の寄与と判断される。一方、ΔKiが高い場合



(a) BFS法



(b) UT法

図2－20 Kop/Kmax－Δa関係

にはda/dNは大きく、破面接触は十分に繰り返されない。 また、Kop/Kmaxの測定結果も一定値を示す。したがって、酸化物誘起き裂閉口の寄与がなく、定常進展へ移行すると判断される。なお、いずれの手法の場合にも、Δa≃0.02mmで生じる遅れ遅延に対応する塑性誘起き裂閉口の変化は、 Δaが小さいために検出されていない。

以上の結果から、ΔK漸増試験における下限界近傍のき裂進展特性は、ΔK漸減試験の場合と同様に、酸化物誘起き裂閉口に支配されていることが結論される。特に、塑性誘起き裂閉口の寄与により生じるき裂進展の遅れ遅延が酸化物誘起き裂閉口を助長し、第1サイクルで形成される塑性域寸法の数倍程度まで遅れ遅延が出現することは興味深い。

2－5－2　C(＝1/ΔK·dΔK/da)の影響

C＝0.2mm^{-1}および1.0mm^{-1}一定、ΔK漸増試験で得られたda/dN－ΔK関係を図2－21に示す。比較のために、R一定、 ΔK漸減、ΔK漸増試験の結果(C＜0.3mm^{-1}: 図2－7の○印)およびKmax一定、ΔK漸減試験の結果(図2－15

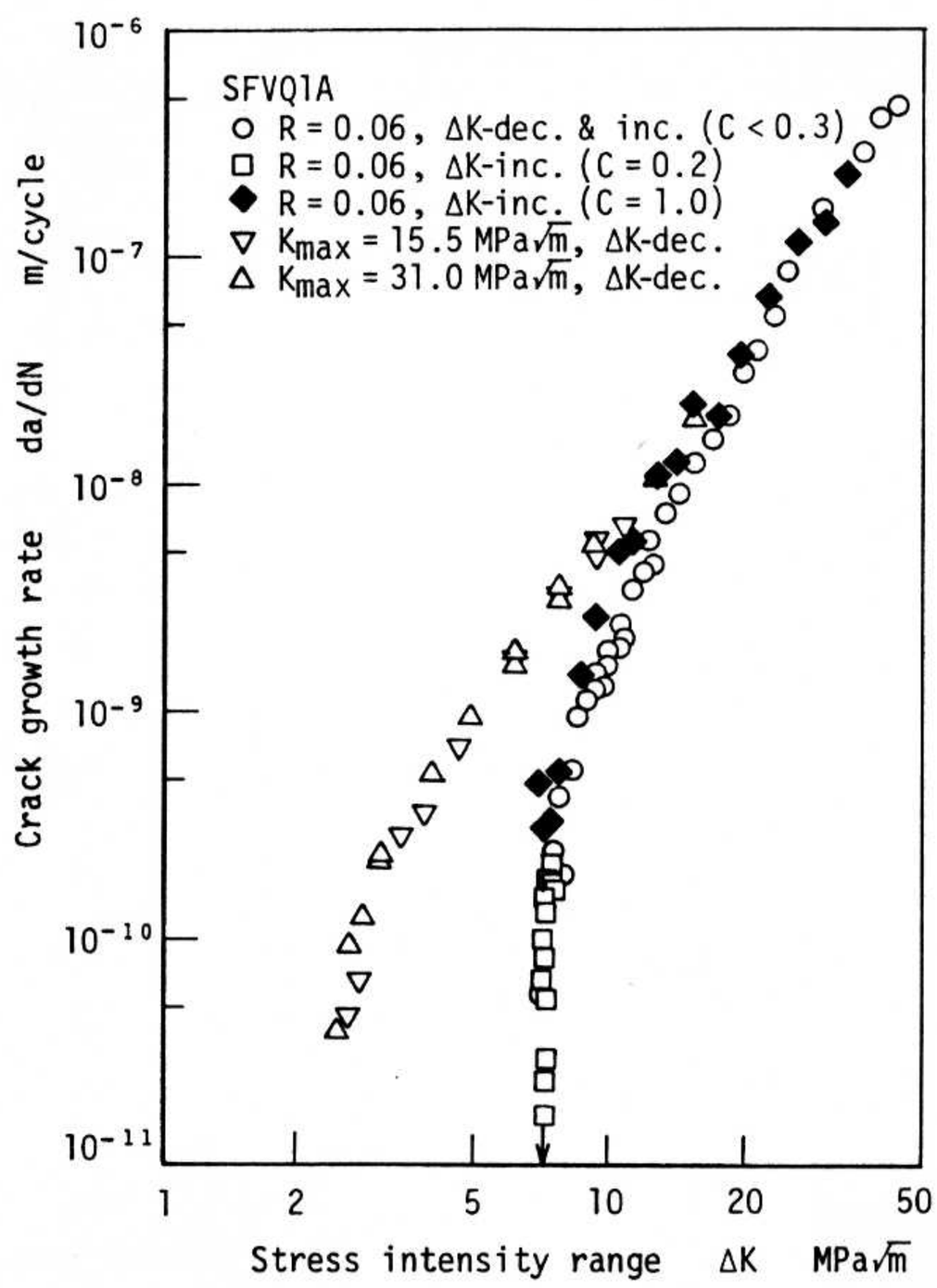


図2－21　　き裂進展特性に及ぼすCの影響

の△、□印)を併記した。C＝0.2mm^{-1}の場合、前述したようにき裂進展の遅れ遅延が生じるが、定常進展へ移行した後の結果は、C＜0.3mm^{-1}の結果(ΔK漸減、ΔK漸増試験)と一致している。一方、C＝1.0mm^{-1}の場合、da/dNはC＜0.3mm^{-1}の結果よりも大きく、ΔKの増大に伴いKmax一定、ΔK漸減試験の両対数直線関係と一致するようになる。

UT法に基づき測定されたKop/Kmax－Kmax関係を図2－22に示す。ここで、C＝0.2mm^{-1}の場合、定常進展へ移行した後の結果である。いずれの場合にもKmaxの減少に伴いKop/Kmaxは急増しており、酸化物誘起き裂閉口が支配的である。C＝0.2mm^{-1}とC＜0.3mm^{-1}の結果はほぼ一致している。しかし、C＝1.0mm^{-1}のKop/Kmaxは、下限界近傍においてC＜0.3mm^{-1}のKop/Kmaxより低い。したがって、下限界近傍ではCが大きいために破面接触が十分に繰り返されず、酸化物誘起き裂閉口の寄与が減少し、da/dNは加速されたものと考えられる。

2－5－3　コーキシング効果

2－5－1節に示したとおり、$\Delta K_i < \Delta K_{th}$の場合、き裂は僅かに進展(Δa≃0.1mm)した後に停留し、ΔP一定あるいはC一定の条件でΔK漸増試験を継続できない。したがって、一定の繰返し数(N＝10^{6}回)ごとにΔP(ΔK)を増加させた。図2－23にΔK－N関係およびΔa(＝a－a$_0$)－N関係を示す。ここで、aはき裂長さ、a$_0$は予き裂長さ、Nは繰返し数である。ΔK＜ΔKthの場合、き裂は進展を開始するが、やがて停留に至る。その後、一定のNごと(約10^{6}回)

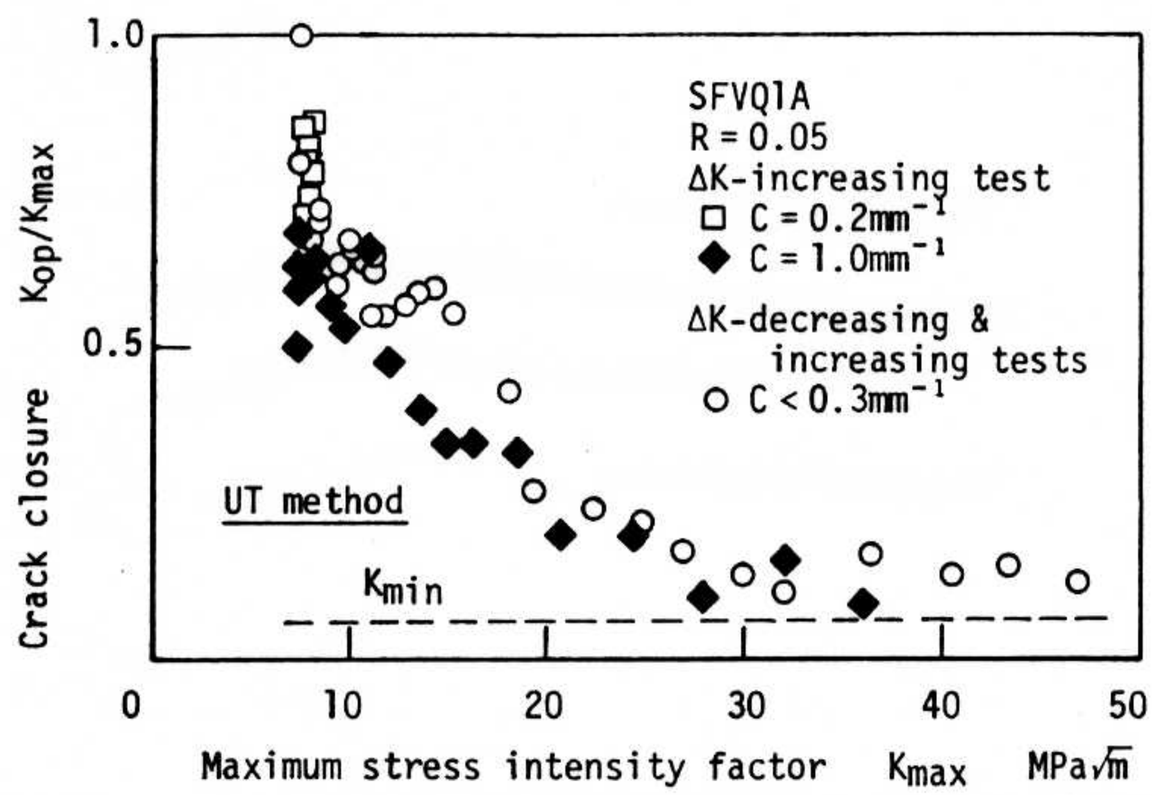


図2－22　き裂開閉口に及ぼすCの影響

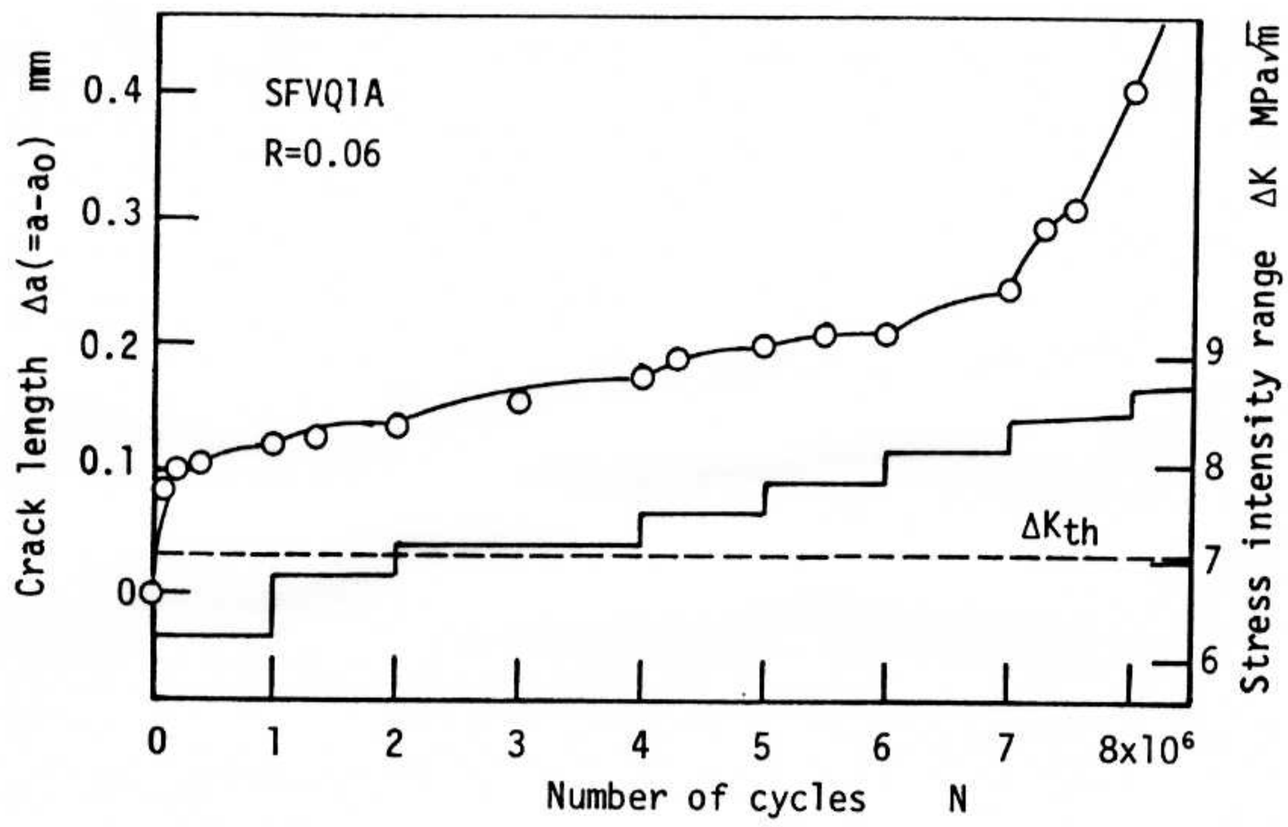


図２－23　　Δa，ΔＫ－Ｎ関係（ΔＫ漸増試験）

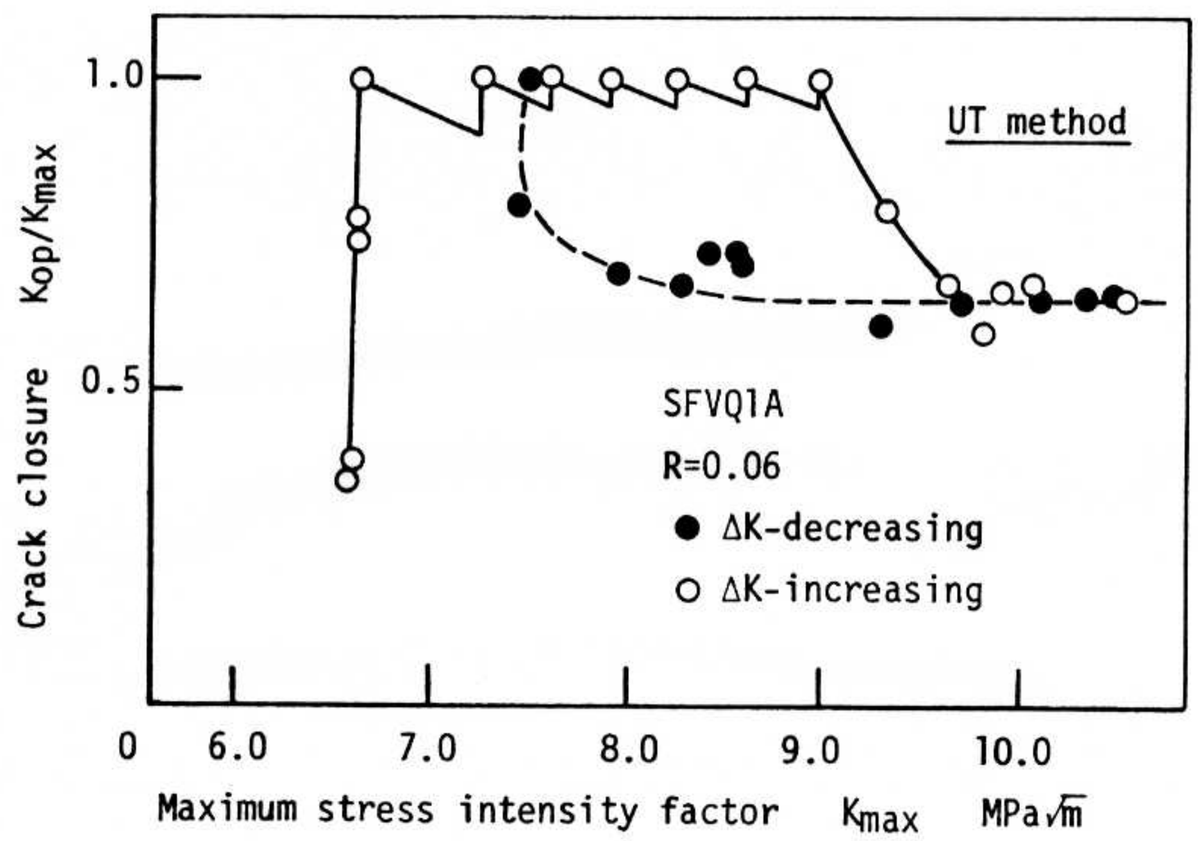


図２－24　　Kop/Kmax－Kmax関係（ΔＫ漸増とΔＫ漸減の比較）

にΔＫを漸増させれば、き裂は進展開始と停留を繰り返し、ΔＫがΔKthをかなり上回ってから(コーキング効果)[13]、定常進展に移行する。ＵＴ法に基づき、き裂の進展開始から停留、定常進展までのき裂閉口を測定した。結果を同一時期に、同一試験機を使用して得られたＲ＝0.06一定のΔＫ漸減試験の結果(図２－７(a)の中空印)と比較して、図２－24に示す。 真空焼なましによって疲労予き裂の塑性誘起き裂閉口の効果が消失し、 最初のKop/Kmaxは小さく、ΔＫ＜ΔKthの場合もき裂は進展を開始する。その後、き裂が塑性域を切って進展することにより、塑性誘起き裂閉口の効果が回復し、き裂進展の遅れ遅延の原因となる。さらに、酸化物誘起き裂閉口が重畳して、Kop/Kmax→１となり、き裂は停留する。ΔＫを漸増させる場合、漸増ごとにKop/Kmaxは低下す

るから、同様な現象が繰り返され、Kop/Kmax→1でそれぞれ停留に至ると考えられる。 ΔK漸増試験とΔK漸減試験の結果を比較すれば、 Kop/KmaxのKmaxに対する変化は両者で対応している。 しかし、前者で酸化物誘起き裂閉口の効果がより顕著であり、見掛け上のΔKthの増大(コーキシング効果)の原因となっている。 この場合のKop/Kmax－Kmax関係はΔK漸増条件によって異なると考えられる。

一定の繰返し数(N＝10^6回)ごとのΔK漸増試験をR＝0.85で行った場合、da/dN－ΔK関係をKmax一定、ΔK漸減試験の結果(図2－15)と比較して、図2－25に示す。 $\Delta K_i < \Delta K_{th}$であるにもかかわらず、da/dN－ΔK関係はKmax一定、ΔK漸減試験で得られた結果とほぼ一致し、その後のき裂進展特性に影響を及ぼさない。巨視的な破面様相を図2－26に示す。破面上にはフレッチング酸化物の付着が僅かに認められる。すなわち、R＝0.85ときわめて高い応力比で試験を行っても、き裂前縁のごく近傍では塑性誘起き裂閉口に起因する破面接触が生じ、フレッチング酸化物の生成を完全に抑制することはできない。これはKmax一定、ΔK漸減試験の場合も同様である。

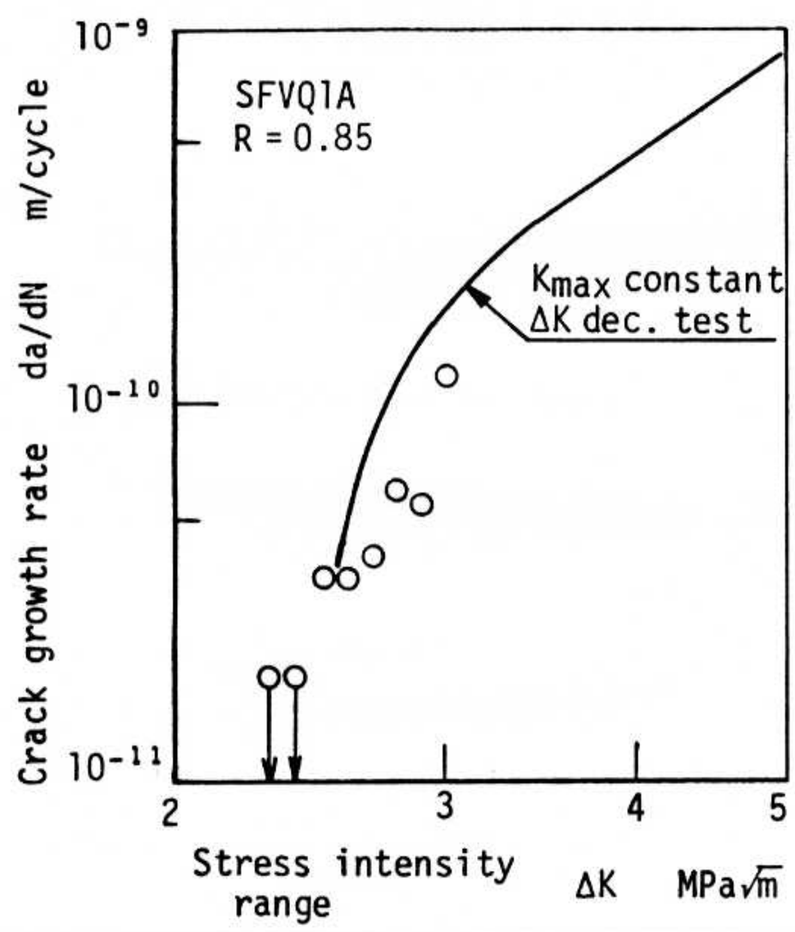


図2－25　$\Delta K_i < \Delta K_{th}$のΔK漸増試験におけるda/dN－ΔK関係(R＝0.85)

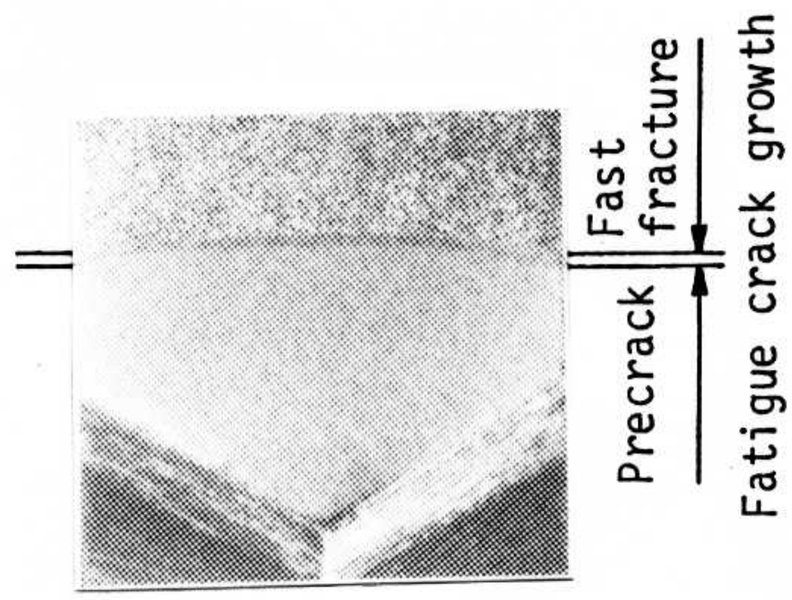


図2－26　$\Delta K_i < \Delta K_{th}$のΔK漸増試験における巨視的な破面様相(R＝0.85)

2－6　考　察

以上の実験結果から、破面粗さ誘起き裂閉口を引き金とした酸化物誘起き裂閉口は、下限界近傍のき裂進展特性に対して重要な力学因子であることが明らかとなった。破面上で断続的に生成されるフレッチング酸化物の局所的な堆積厚さは、 da/dNが小さいほど、またRが低いほど厚くなると考えられる。したがって、R一定試験の場合、き裂進展に伴いΔKを漸減すればフレッチング酸化物の堆積厚さは増大し、逆に漸増すれば減少する。ただし、真空焼なまし予き裂試験片の停留き裂の場合、塑性誘起き裂閉口が直接の原因となってき裂進展の遅れ遅延を生じ、さらに、酸化物誘起き裂閉口が重畳する。したがって、ΔK漸増であってもき裂進展に伴いフレッチング酸化物の局所的な堆積厚さは増大する。この場合、ΔKが高く、酸化物誘起き裂閉口が重畳してもKop/Kmax→1とならないならば、き裂は停留せず、定常進展に移行する。複数の真空焼なまし予き裂試験片を用いて、一定振幅荷重試験を行ない、疲労限度を決定すれば、ΔK_{th}が得られる[14]。このΔK_{th}はΔK漸減試験で得られるΔK_{th}とほぼ一致する。両試験ともに、き裂進展に伴いフレッチング酸化物の寄与が増大することが、その理由と考えられる。すなわち、荷重、応力比および環境などの条件を限定すれば、R一定、ΔK漸減試験により比較的安定したΔK_{th}が得られる。したがって、欠陥評価に対して後者のΔK_{th}を適用することは、それなりの意味がある。

Kmax一定試験の場合、き裂進展に伴いΔKを漸減すれば、da/dNは小さくなるけれども、Rは高くなる。したがって、き裂進展に伴いフレッチング酸化物の堆積厚さは複雑に変化していると考えられる。このような場合、図2－17に示したとおり、ＢＦＳ法ではかなり高いKop/Kmaxが測定され、ＵＴ法ではKopを明確に検出できなかった。また、R一定試験の場合、図2－9に示したとおり、ＢＦＳ法に基づくKop/KmaxとＵＴ法に基づくKop/Kmaxの絶対値は異なる。 さらに、図2－10(a)に示したＢＦＳ法に基づくda/dN－ΔK_{eff}関係にはRの影響が存在した。これらの結果から、いずれの実測手法もき裂先端近傍ではなく、むしろかなり後方のき裂面接触を測定していると考えられ、Kopの定量性には問題がある。

前述したとおり、da/dN＞5×10^{-9}m/cの範囲においてda/dNのR依存性は小さい。この範囲においては塑性誘起き裂閉口が支配的である。以上の結果から、ΔK_{th}の顕著なR依存性は酸化物誘起き裂閉口に起因している。したがって、その寄与が除外できるならば、ΔK_{th}近傍のda/dN－ΔK関係は、塑性誘起き裂閉口が支配的な領域のda/dN－ΔK関係の外挿線上に位置し、同程度の応力比不

敏感性を示すことが結論される。このことは図2－10(b)に示したとおり、da/dN－ΔKeffの両対数直線関係からも支持される。図2－27に酸化物誘起き裂閉口が支配的な場合(R一定試験)と、その寄与が除外された場合(Kmax一定試験)について、ΔKthのR依存性を示す。同様に、塑性誘起き裂閉口が支配的な領域において、da/dNが環境および組織不敏感性を示すのに対して、ΔKthが敏感性を示すことが知られている[15]。前述したとおり、試験温度や湿度などの環境因子は酸化物誘起き裂閉口を介してΔKthに影響している。強度レベルや結晶粒径などの影響因子も同様であり、強度レベルが低いほど、また結晶粒径(破面粗さ)が大きいほどフレッチング酸化物の生成が助長され、ΔKthが高くなると考えられる。一例として、ΔKthのR依存性に及ぼす強度レベルの影響を図2－28に示す。他の影響因子についても、集積されたΔKthのデータは上述の傾向を示している。すなわち、ΔKthの環境および組織依存性も酸化物誘起き裂閉口に起因している。それが除外できるならば、やはりΔKthは塑性誘起き裂閉口が支配的な領域のda/dNと同様に、環境および組織不敏感性を示すことが予測される。これを図2－27に併記した。

一般的なΔKth試験としては、高いRを一定とした、あるいは高いKmaxを一定としたΔK漸減試験が推奨される。これらの場合には、酸化物誘起き裂閉口の寄与をほとんど除外することが可能であり、また想定される応力比、環境、組織条件のうちで、最低のΔKthが測定できることが期待される。酸化物誘起き裂閉口の寄与が除外できた場合、da/dNが急激に低下するというΔKthが存

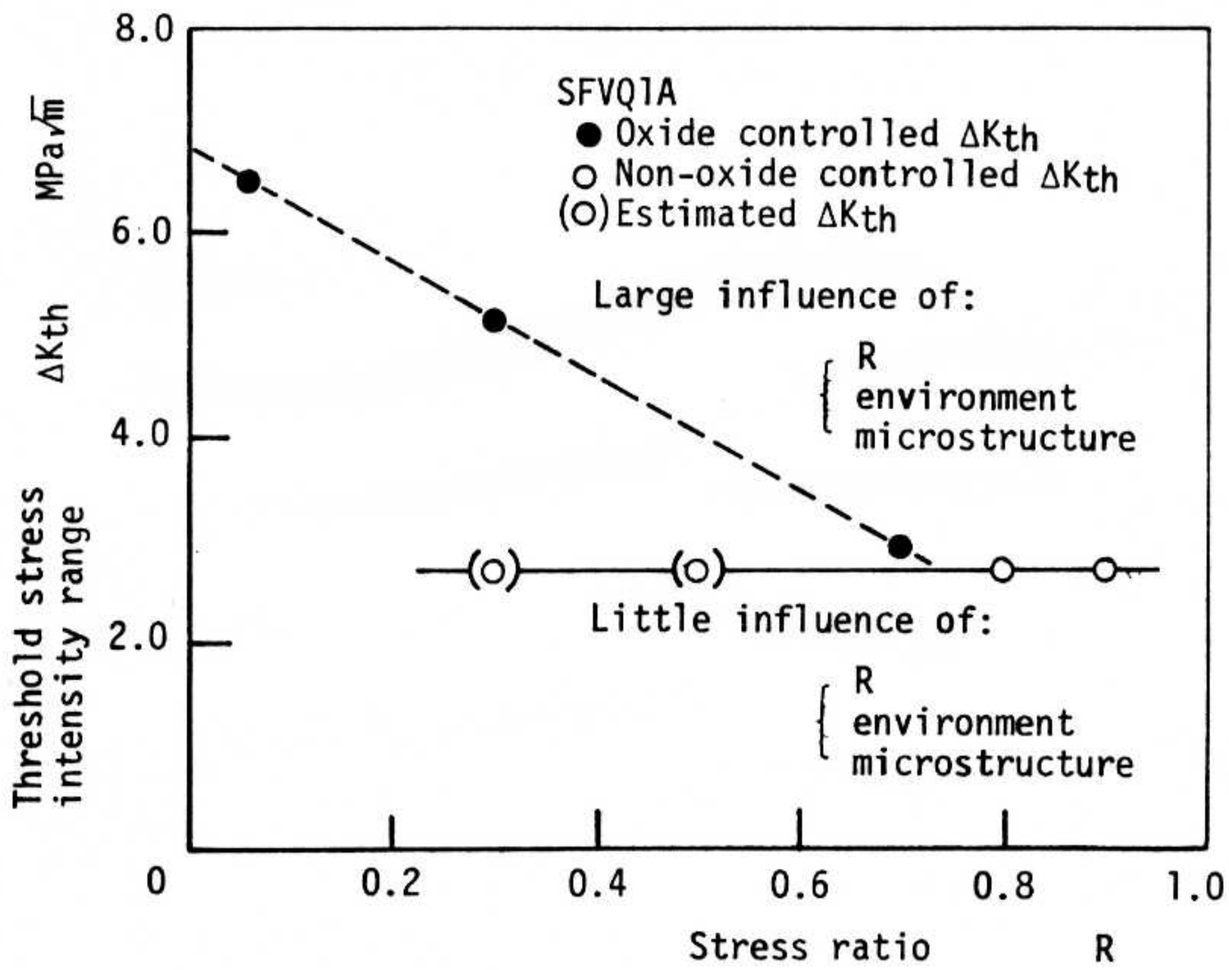


図2－27　ΔKth－R関係

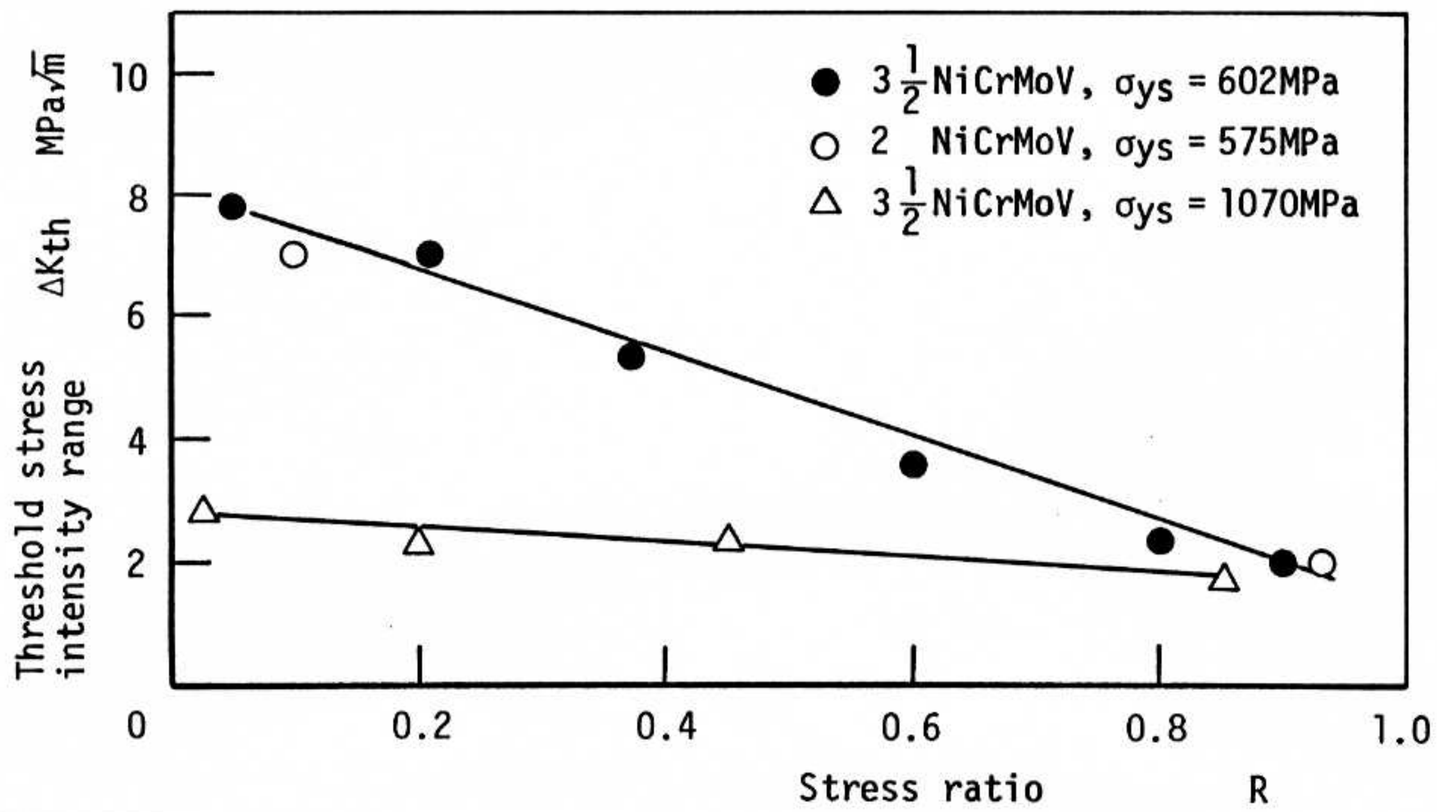


図２－28　ΔKth－R関係（強度レベルの影響）(6)

在するか否かは工学的に重要ではない。 da/dN－ΔK関係は全領域に渡って両対数直線関係で近似できるから、 ΔKthは指定されたda/dN(例えば10^{-10}m/c)に対応するΔKにほかならない。

２－７　結　言

本章では原子炉圧力容器用低合金鋼ＳＦＶＱ１Ａ(Ａ508－3相当)の下限界特性を３種類の試験方法によって評価すると同時に、き裂開閉口を背面ひずみ除荷弾性コンプライアンス法および超音波法に基づき実測した。得られた結果を要約すれば、以下のとおりとなる。

（１）　破面粗さ誘起き裂閉口を引き金とした酸化物誘起き裂閉口は下限界特性の最も重要な支配力学因子である。顕著な応力比依存性は酸化物誘起き裂閉口に起因している。

（２）　Kmax一定、ΔK漸減試験などによって 酸化物誘起き裂閉口の寄与が除外できるならば、下限界特性は塑性誘起き裂閉口が支配的な領域のき裂進展特性と同様に、応力比不敏感性を示す。また、下限界特性の環境および組織依存性も、応力比依存性と同様に考えることができる。

（３） 荷重、応力比および環境などの条件を限定すれば、Ｒ一定、ΔＫ漸減試験により得られるΔK_{th}は、複数の真空焼なまし予き裂試験片の疲労限度として得られるΔK_{th}と一致しており、欠陥評価に適用することはそれなりの意味がある。しかし、実用的な観点からは、上記の条件は限定され難い。また、酸化物誘起き裂閉口の寄与が除外された場合、ΔK_{th}は極めて小さく、 工学的にはda/dN－ΔＫ関係は全領域に渡って両対数直線関係で近似できる。したがって、欠陥評価に際しては、酸化物誘起き裂閉口が関与しない条件で得られたda/dN－ΔＫ関係を用いた 疲労寿命・余寿命予測を行なうことが推奨される。

（４） ΔＫ漸増試験の場合、Ｃ(＝１/ΔＫ·dΔＫ/da)はき裂進展および下限界特性の影響因子である。Ｃが大きければ、酸化物誘起き裂閉口の寄与がなくなり、下限界近傍のき裂進展が加速される。

（５） ΔＫ漸減試験で得られたΔK_{th}以下のΔＫからΔＫ漸増試験を行う場合、低応力比では破面上にフレッチング酸化物が生成し、き裂進展が減速される。しかし、高応力比ではこの影響は認められない。

（６） 実測されるき裂閉口の定量性には問題があり、背面ひずみ除荷弾性コンプライアンス法と超音波法の結果は異なる。

文 献

(1) ASTM Committee E−24, ASTM Special Technical Publication, 738(1981),304.

(2) Bucci, R. J., ASTM Special Technical Publication, 738 (1981), 5.

(3) Donald, J. K. ・ Schmit, D. W., Journal of Testing and Evaluation, 8−1(1980),19.

(4) 菊川・城野・近藤，材料，30−330(昭56)，276.

(5) Elber, W., ASTM Special Technical Publication, 486(1971), 230.

(6) Stewart, A. T., Engineering Fracture Mechanics, 13(1980), 463.

(7) Suresh, S. ・ Zamiski, G ・Ritchie, R. O., Metallurgical Transactions A, 12(1981), 1435.

(8) Minakawa, K. ・ McEvily, A. J., Scripta Metallurgica, 15 (1981), 633.

(9) 菊川・城野・田中・高谷，材料，25−276(昭51)，899.

(10) 平野・石井・小林・中沢，非破壊検査，30−1(昭56)，7.

(11) Annual Book ASTM Standard, E647−81(1981), 765.

(12) 中村・小林・柳瀬・中沢，50−454，A(昭59)，1158.

(13) 小林・中沢，材料，21−223(昭47)，267.

(14) 中沢・小林， 第18回材料強度と破壊国内総合シンポジウム論文集，(昭48)，79.

(15) 小林，材料科学，17(昭56)，282.

第３章

組織の影響

3－1　序　言

第２章では、原子炉圧力容器鋼用低合金鋼ＳＦＶＱ1Ａについて疲労き裂進展の下限界特性を検討した。 その結果、破面粗さ誘起き裂閉口[1]および酸化物誘起き裂閉口[2]～[4]が同時に、下限界特性に寄与していることを明らかにし、下限界特性の評価に新しい提案を行うことができた。これらのき裂閉口の寄与は材料によって異なるし、またき裂閉口を誘起する因子はほかにもあると考えられる。

球状黒鉛鋳鉄は基地組織中に球状黒鉛が点在し、特有の組織を持つ材料である。黒鉛は基地組織と比較して強度的にほとんど無視できるため、その存在は実断面を減少させる効果をもたらす。しかし、球状黒鉛鋳鉄の疲労き裂進展速度が他の材料に比較して特に加速されることはなく[5]～[7]、 また下限界応力拡大係数範囲ΔK_{th}は比較的高い[7]。 したがって、黒鉛がなんらかの形でき裂閉口に寄与していることが予想される。

そこで本章では、フェライト基地の球状黒鉛鋳鉄ＦＣＤ45について、疲労き裂進展速度およびき裂開閉口を実測した。また、下限界に至った試験片の破面および断面を観察した。そして、下限界特性およびき裂閉口を誘起する因子について検討を加え、第２章で提案した下限界特性の評価手法が異なる材料についても適用できることを示した。

3－2　材料および実験方法

供試材は球状黒鉛鋳鉄ＦＣＤ45であり、油圧部品のケーシングを鋳造し、厚さ18mmの部位から切り出した。化学成分および力学的性質をそれぞれ表３－1、表３－２に示す。 基地組織は平均結晶粒径約70μmのフェライト、球状黒鉛の平均直径は約50μm、球状化率は90％である。 コンパクト試験片を供試材の厚さ中央部からＡＳＴＭ規格Ｅ647－81[8]に従って製作した。試験片寸法は幅Ｗ＝50.8mm、厚さＢ＝12.5mmである(図２－１)。一部の試験には、Ｂ＝10mmの試験片も使用した。試験片製作後、600°Ｃで１時間の真空焼なましを施した試験片(以下、Ａ材と略記)および機械加工のままの試験片(以下、Ｒ材と略記)を試験に供した。

表３－１　化学成分（重量％）

C	Si	Mn	P	S	Mg
3.71	2.57	0.21	0.025	0.010	0.034

表３－２　力学的性質

Tensile strength (MPa)	Elongation (%)	Hardness (HBR)
490	20	83

試験はＭＴＳ社製の98kＮ電気油圧式疲労試験機を使用し、 室温大気中、荷重制御、繰返し速度10～50Ｈｚで行った。

下限界応力拡大係数範囲ΔK_{th}は応力比Ｒ一定、応力拡大係数範囲ΔＫ漸減試験および最大応力拡大係数K_{max}一定、ΔＫ漸減試験により測定した。 Ｒ一定、ΔＫ漸減試験はＡ材およびＲ材についてＲ＝0.05の条件で行った。ΔＫ漸減勾配条件はＡＳＴＭ試案[9]に従った。K_{max}一定、ΔＫ漸減試験はＡ材についてK_{max}＝20および30ＭＰａ$\sqrt{m}$、Ｒ材についてK_{max}＝15ＭＰａ$\sqrt{m}$の条件で行った。ΔＫ漸減勾配条件はＣ(＝１/ΔＫ･dΔＫ/da)＝－0.5mm^{-1}一定である。ΔＫ漸減の場合、き裂長さ増分Δa＝0.1～0.5mmごとに荷重範囲ΔＰを修正し、ΔＫを制御した。 なお、ΔＫ漸減試験に先立ち、 Ｒ＝0.05一定の場合、ΔＫ＝18ＭＰａ$\sqrt{m}$一定で、K_{max}一定の場合、所定のK_{max}以下の値で、３mm以上の疲労予き裂を導入した。この条件で、切欠きの影響はほとんど無視できる。

Ａ材についてＲ＝0.05一定、ΔＫ漸減試験で得られたΔK_{th}と比較するため、複数の真空焼なまし予き裂試験片を用いて、ΔＰ一定(Ｒ＝0.05)、ΔＫ漸増試験を行い、疲労限度からΔK_{th}を決定した。

上記のΔＰ一定、 ΔＫ漸増試験において、 き裂が定常進展に移行した後、ＡＳＴＭ規格Ｅ647－81[8]に従って試験を継続し、 き裂進展速度da/dNの測定を行った。

き裂開閉口は背面ひずみ除荷弾性コンプライアンス法に基づき、繰返し速度を0.1Ｈｚに落として測定した。測定方法の詳細は第２章に示したとおりである。荷重サイクルの負荷過程と除荷過程で荷重Ｐ－ひずみε関係は一致しなかったので、除荷過程のコンプライアンス変化点をき裂開閉口応力拡大係数K_{op}とみなした。

３－３　実験結果

３－３－１　き裂進展および下限界特性

図３－１にき裂進展速度 da/dN－応力拡大係数範囲ΔＫ関係を示す。中空印はΔＫ漸減試験、中実印はΔＫ漸増試験の結果である。なお、後者は後述するΔＰ一定(応力比Ｒ＝0.05)、ΔＫ漸増試験において、ΔK_i＝13.0ＭＰａ$\sqrt{m}$とした結果と対応しており、 疲労予き裂からのき裂長さ増分がΔa＞３mm以上のデータのみを示した。また、K_{max}一定、ΔＫ漸減試験の場合、ΔＫの漸減に伴いＲは、K_{max}＝15ＭＰａ$\sqrt{m}$に対して0.05から0.79まで、K_{max}＝20ＭＰａ$\sqrt{m}$に対し

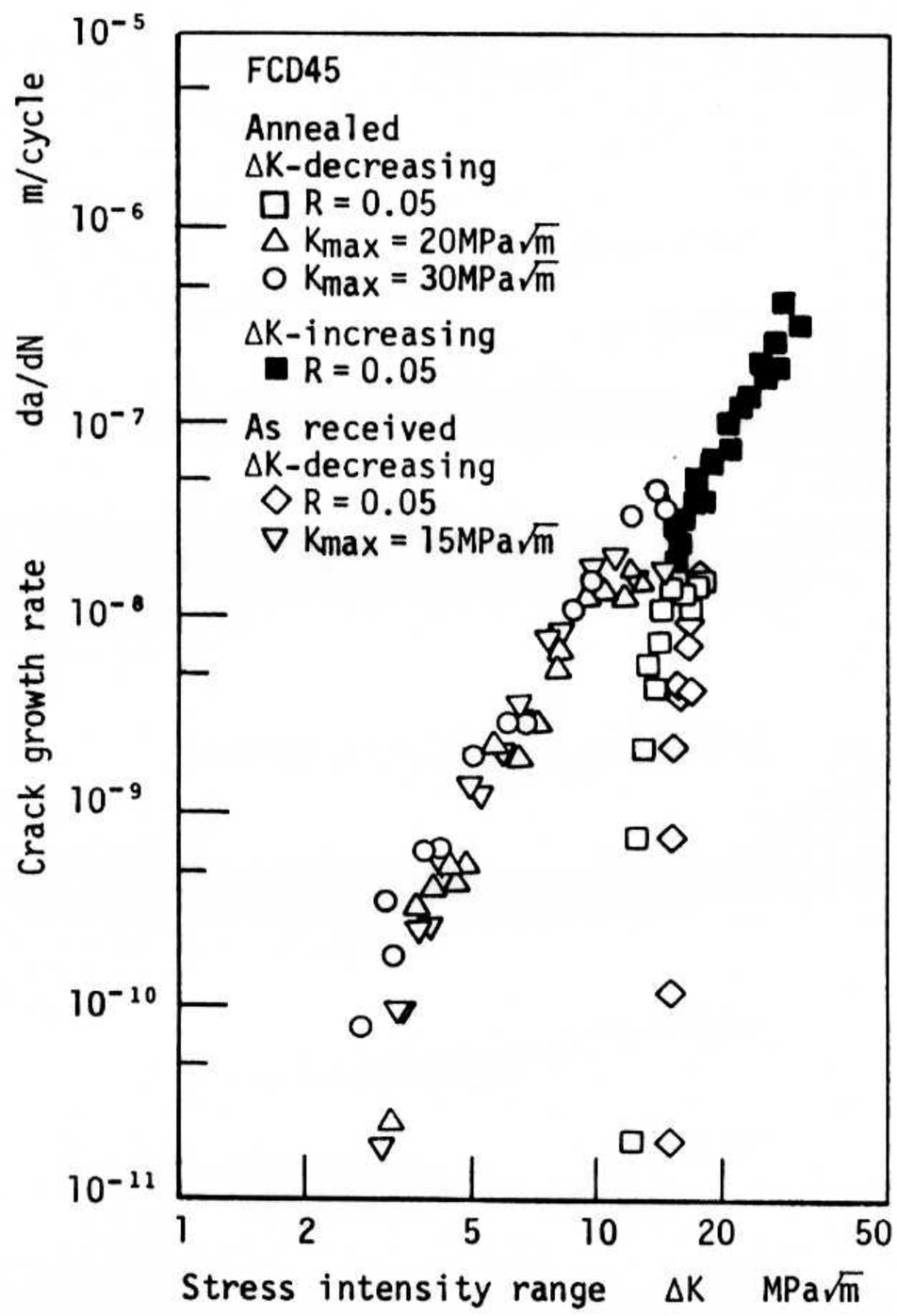


図３－１　　da/dN－ΔＫ関係

て0.40から0.84まで、Ｋmax＝30ＭＰa√mに対して0.50から0.91まで増大した。

Ａ材のＲ＝0.05一定の場合、da/dN－ΔＫ両対数直線関係は、da/dN＞5×10⁻⁸ m/cにおいて成立している。 da/dN＜5×10⁻⁸m/cにおいて、da/dNはΔＫの低下に伴い急激に減少し、下限界応力拡大係数範囲ΔＫthに至る。ΔＫ漸減試験とΔＫ漸増試験の結果を比較すると、ΔＫ＝15～18ＭＰa√mにおいて差異が認められる。これは後述するように、き裂開閉口の相違に起因している。Ｒ材のＲ＝0.05一定の場合もＡ材と同様に、明瞭な下限界挙動を示す。ただし、ΔＫthはＡ材よりもかなり高い。

Ｒ材のＲ＝0.05一定、ΔＫ漸減試験の場合、き裂面は荷重方向に垂直な平面から徐々に傾斜する傾向を示した。Ａ材と比較して、試験片両表面におけるき裂位置の測定結果を図３－２に示す。切欠き底を原点とし、切欠き延長線方向をＸ、荷重方向をＹと定義した。また、試験片両表面を中空印と中実印で区別した。Ｒ材の場合、Ｙ方向へのずれが特に顕著である。なお、試験片両表面で、Ｙ方向へのずれが逆になっている。 したがって、き裂面の変位様式はⅠ、Ⅱ、Ⅲの混合モードである。Ｒ材の場合にＹ方向へのずれが特に顕著となる原因は不明であるが、一因として残留応力が考えられる。また、それは同時にΔＫth

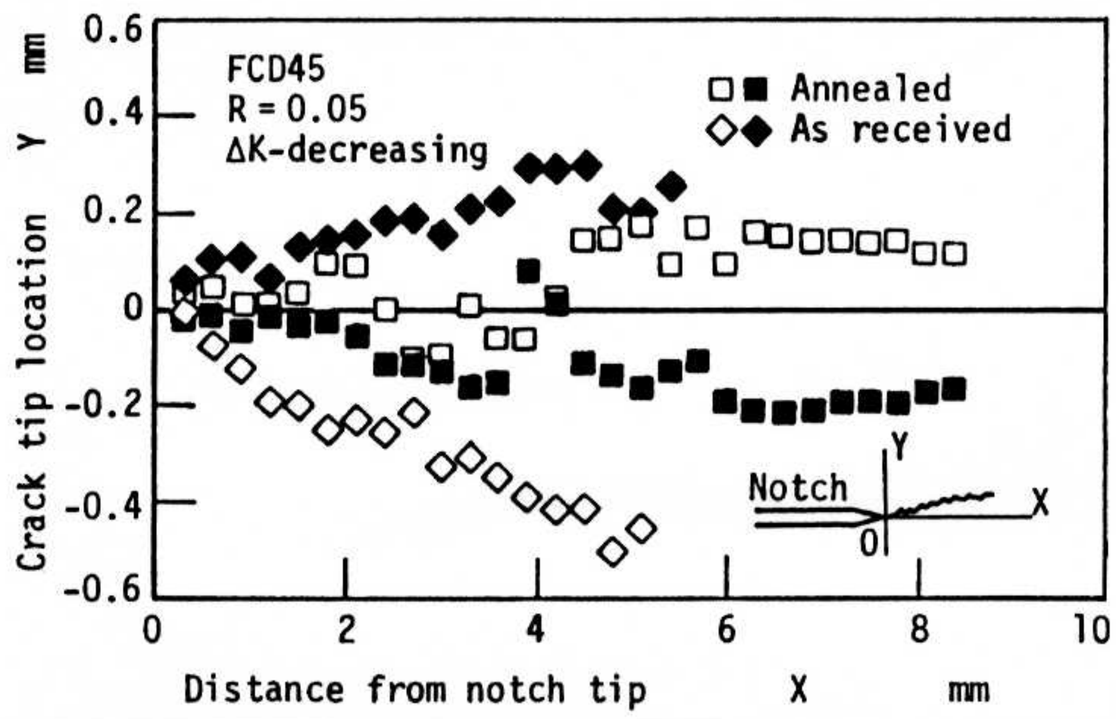


図３－２　　き裂面の傾斜(Ａ材とＲ材の比較)

がＡ材よりも高くなった要因であると推察される。

Ｒ材のKmax＝15ＭＰa√m一定、ΔＫ漸減試験の場合、ΔＫ漸減開始のΔＫ＝14.3ＭＰa√mにおいて、Ｒ＝0.05である。この場合のda/dNはＲ＝0.05一定、ΔＫ漸減試験の結果と一致しない。結果は省略するが、疲労予き裂のＹ方向へのずれは図３－２に示したＲ材の結果よりも小さく、Ａ材の結果と同じであった。それが上述したda/dNの不一致の原因と考えられる。

ＡおよびＲ材のKmax一定、ΔＫ漸減試験の場合、KmaxすなわちＲの異なるda/dN－ΔＫ両対数直線関係はほとんど一致し、da/dN＝5×10^{-9}m/cまで成立している。一方、da/dN＜5×10^{-9}m/cにおいて若干の差異が認められ、特にKmax＝30ＭＰa√mの場合には明瞭な下限界挙動を示さない。なお、Ｒ＝0.05一定、ΔＫ漸減試験の場合、da/dN＞5×10^{-8}m/cの結果は、上述したKmax一定の場合のda/dN－ΔＫ両対数直線関係の外挿線上に位置している。

以上の結果を総合すれば、下限界挙動を除外したda/dN－ΔＫ両対数直線関係は、試験条件(Ｒ一定、Kmax一定、ΔＫ漸増、ΔＫ漸減)を問わず、応力比不敏感性を示していると判断される。これに反して、da/dNがΔＫの低下に伴い急激に減少する下限界挙動は応力比敏感性を示し、Ｒが低いほど高いda/dNで両対数直線関係から逸脱する。この特性は第２章に示したＳＦＶＱ１Ａよりも顕著であり、Ｒが低い場合のΔKthはかなり高くなる。また、この特性は試験条件によって異なる。

前述したとおり、Ｒ＝0.05一定の場合、ΔＫ漸減試験とΔＰ一定、ΔＫ漸増試験で得られたda/dN－ΔＫ関係は異なる。したがって、両者の試験で得られたΔKthも異なることが懸念される。図３－３に複数の真空焼なまし予き裂試験片のΔＰ一定、ΔＫ漸増試験で得られたda/dNとΔa(＝a－a_0)の関係を示す。ここで、aはき裂長さ、a_0は予き裂長さである。なお、初期応力拡大係数範囲

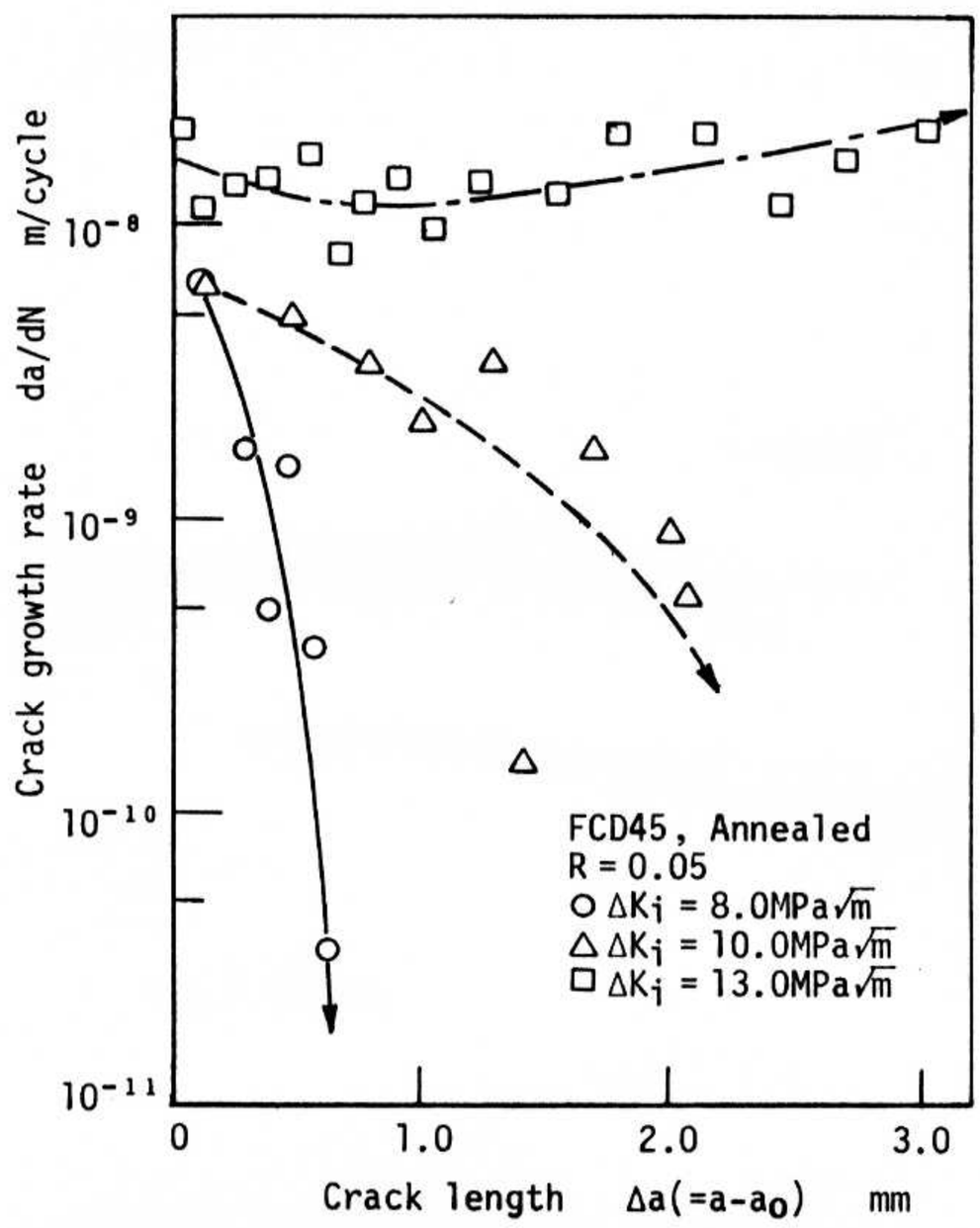
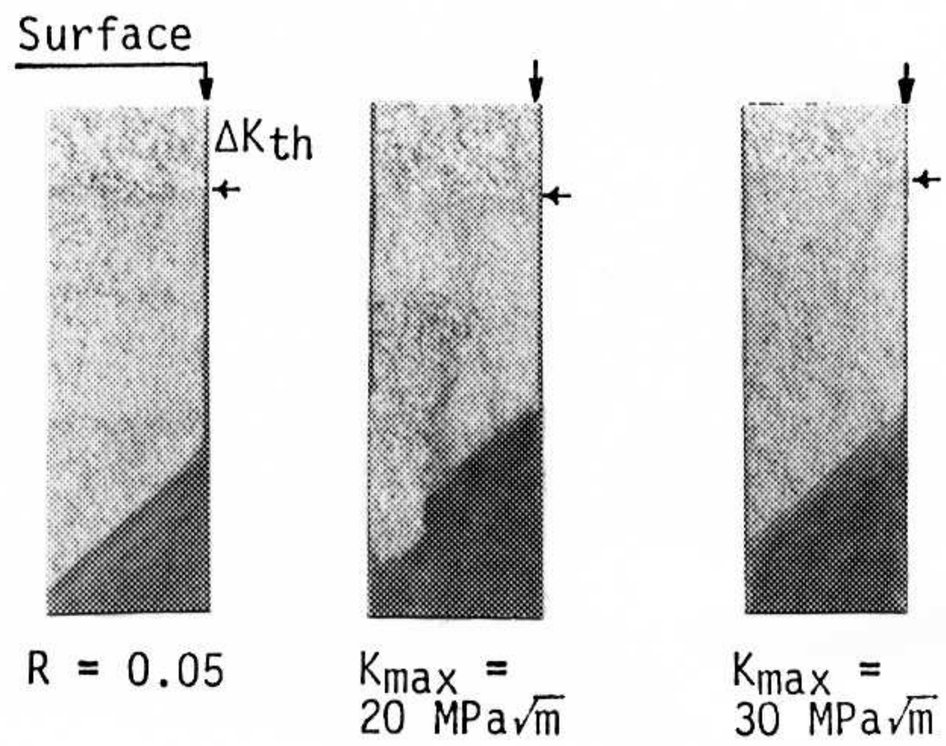


図３－３　da/dN－Δａ関係(ΔＰ一定試験)

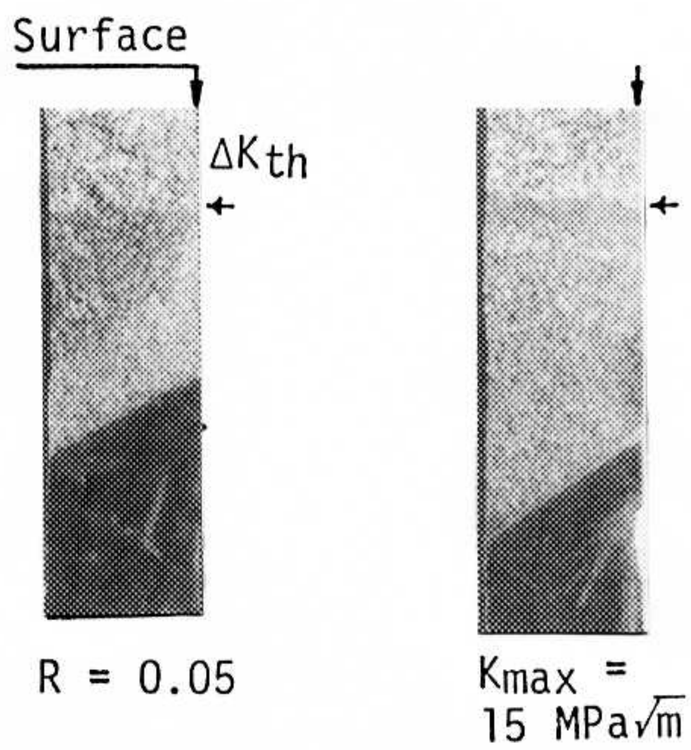
ΔK_i＝8.0および10.0ＭＰａ√mの場合、厚さＢ＝10mmの試験片を用いた。他の試験にはすべてＢ＝12.5mmの試験片を用いているが、Ｂの影響はないと判断した。また、ΔK_i＝13.0ＭＰａ√mの場合、前述した図３－１の結果と対応しており、Δａ＜３mmで、定常進展に移行する前後のデータを示した。

ΔK_i＝８.0および10.0ＭＰａ√mの場合、き裂は進展を開始するが、da/dNはΔａの増大に伴い減少し、やがて停留に至る。停留に至ったΔａの値は、ΔK_i＝８.0ＭＰａ√mの場合に約0.6mm、ΔK_i＝10.0ＭＰａ√mの場合に約2.1mmである。一方、ΔK_i＝13.0ＭＰａ√mの場合、き裂進展に伴い遅れ遅延が生じるが、停留することなく定常進展に移行した。したがって、真空焼なまし予き裂試験片の疲労限度に対応するΔK_{th}の値は、ΔK_i＝10.0ＭＰａ√m(未破断)とΔK_i＝13.0ＭＰａ√m(破断)の平均値として評価され、11.5ＭＰａ√mとなる。ただし、この値は試験片本数およびΔK_iの設定条件により異なり、正確には10.0ＭＰａ√mと13.0ＭＰａ√mの間にあると考えられる。すなわち、ΔＫ漸減試験で得られたΔK_{th}＝12.4ＭＰａ√mは、真空焼なまし予き裂試験片の疲労限度に対応するΔK_{th}とほとんど一致していると判断される。

図３－４にΔＫ漸減試験後の巨視的破面様相を示す。K_{max}一定の場合、破面上に付着物はほとんど認められない。一方、Ｒ＝0.05一定の場合、ΔK_{th}近



(a) Annealed



(b) As received

図３－４　　ΔＫ漸減試験後の巨視的破面様相

傍の破面上に黒い付着物がわずかに認められる。後述するとおり、この付着物は球状黒鉛が部分的に破砕された黒鉛微粉末である。

粒界破面率とΔＫの関係を図３－５に示す。Ａ材の粒界破面率はいずれの試験条件の場合も20％以下となり、粒内破壊が支配的である。一方、Ｒ材の粒界破面率はΔＫ＝15ＭＰａ√m付近で極大を示し、50％程度になる。 Ｒ材のΔＫthがＡ材よりもかなり高い原因として、 このような粒界破壊(ジグザグなき裂進展)の寄与が考えられる。

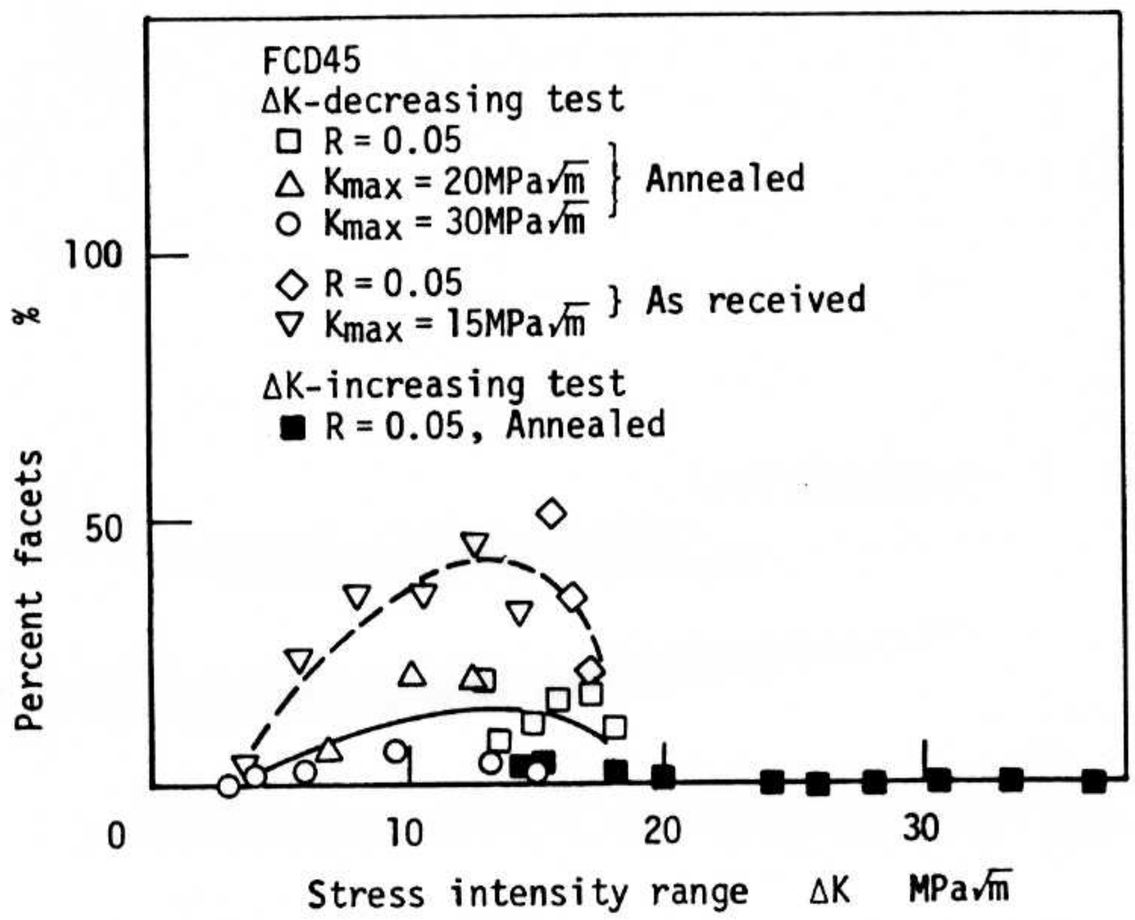


図３－５　　粒界破面率－ΔＫ関係

３－３－２　き裂開閉口挙動

Ｒ＝0.05一定、ΔＫ漸減試験 およびΔＫ漸増試験で得られたKop/Kmaxと Kmaxの関係を図３－6に示す。Ａ材のKop/KmaxはKmax＝15～25ＭＰa√mにおいて一定値を示しており、それは塑性誘起き裂閉口の特性である。また、Kmax ＞25ＭＰa√mにおいてKop/Kmaxは低下し、小規模降伏から逸脱する特性を示している。下限界近傍においてＡ材、Ｒ材いずれのKop/Kmaxも、Kmaxの低下に伴い急激に上昇している。これらの特性はＳＦＶQ1Aの結果と同様である(図２－９)。ＳＦＶQ1Aの場合、下限界近傍におけるKop/Kmaxの上昇は酸化物誘起き裂閉口の寄与であり、破面上にはフレッチング酸化物の付着が明瞭に観

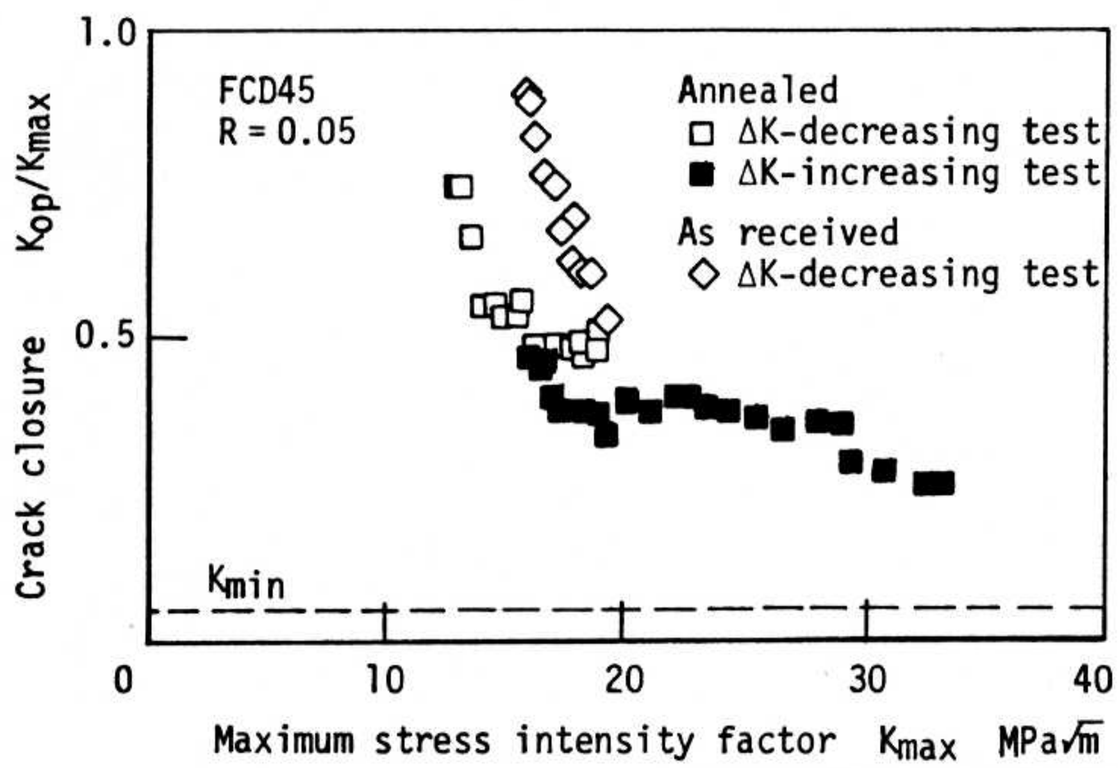


図３－６　　Kop/Kmax－Kmax関係(Ｒ＝0.05一定試験)

察された(図２－11)。しかし、球状黒鉛鋳鉄の場合は図３－４に示したように、破面上にフレッチング酸化物の付着が明瞭に認められない。

Ｒ＝0.05一定、ΔＫ漸減試験で下限界に至った試験片について、厚さ中央断面を光学顕微鏡で観察した。一例として、Ｒ材、き裂先端から後方約３㎜の写真を図３－７に示す。き裂は球状黒鉛を縫って進展するが、球状黒鉛を貫くことはない。したがって、球状黒鉛は一対のき裂面のいずれかから剥離している。また、剥離した部分で球状黒鉛が破砕されている。そこで、球状黒鉛に注目して、厚さ中央部の破面を走査電子顕微鏡で観察した。一例として、Ｒ材、き裂先端から後方約３㎜のフラクトグラフを図３－８に示す。球状黒鉛が部分的に

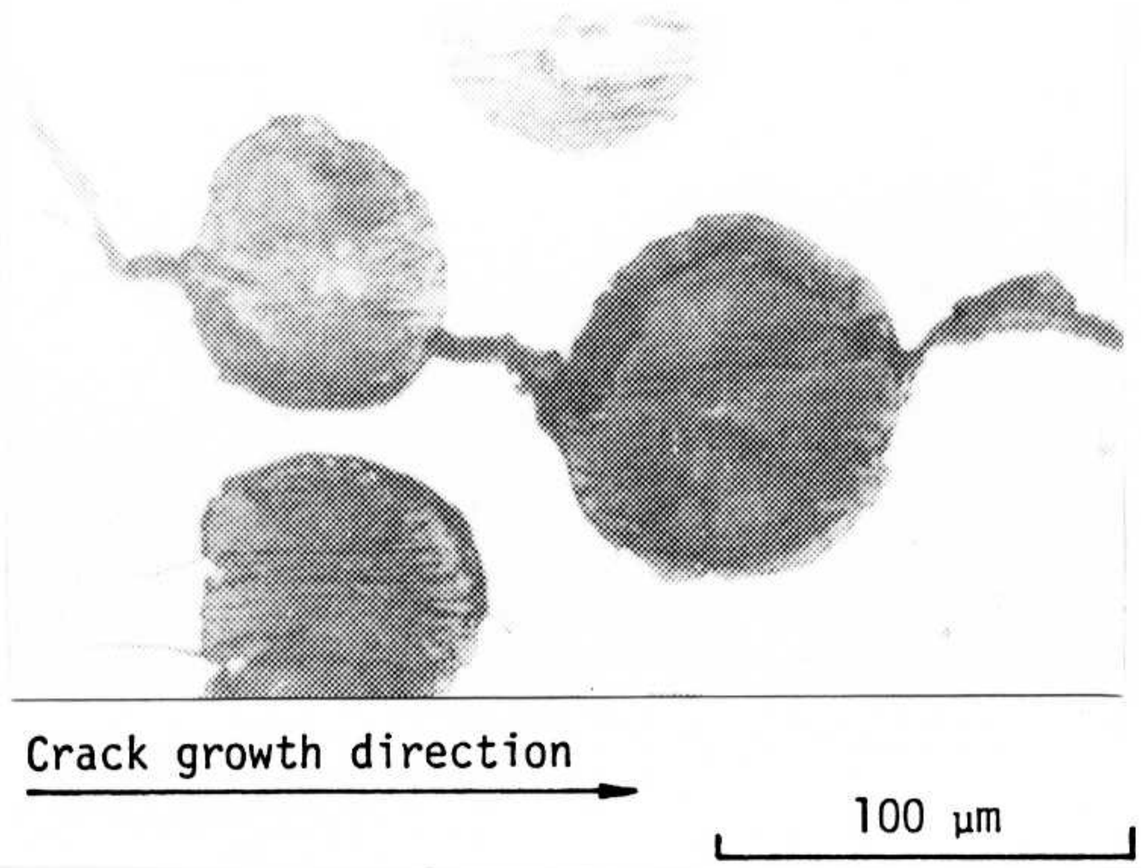


図３－７　　断面写真(Ｒ材、き裂先端から後方約３㎜)

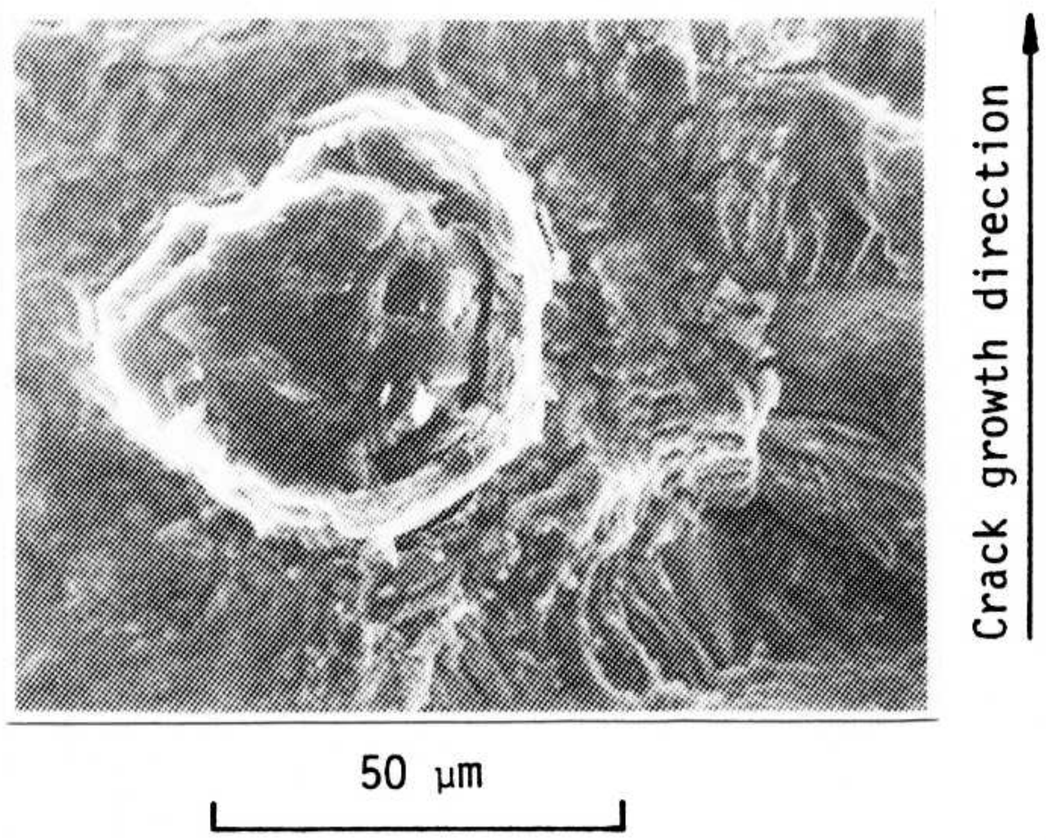


図３－８　　球状黒鉛近傍のフラクトグラフ(Ｒ材、き裂先端から後方約３㎜)

破砕され、黒鉛微粉末となって破面上に付着していることがわかる。また、黒鉛微粉末の付着は一様でなく、局所的に厚く堆積している。

き裂開閉口の測定結果、断面および破面の観察結果から、黒鉛微粉末がき裂面に挿入された詰物となり、き裂閉口を誘起し、それが下限界特性を支配していると考えられる。図３－９にこのような意味での黒鉛誘起き裂閉口を模式的に示す。ＳＦＶＱ１Ａの場合(図２－13)と同様に、ΔＫの低下に伴いき裂経路は組織敏感性を示すようになり、き裂はジグザグに進展する。球状黒鉛鋳鉄の場合、き裂は球状黒鉛を縫って進展するから、この挙動はさらに助長される。その結果、き裂面の変位様式はⅠ、Ⅱ、Ⅲの混合モードとなり、破面粗さ誘起き裂閉口に寄与する。一方、き裂は球状黒鉛と基地の境界を進展し、また、破面接触が生じるから、球状黒鉛は部分的に破砕され、黒鉛微粉末となって、破面上で局所的に堆積する。黒鉛微粉末の存在により、破面同士の直接接触が阻止される。また、黒鉛のモース硬度は１～２と低いから、基地に損傷を与えることなく、逆に潤滑効果を持つと考えられる。したがって、破面接触に基づくフレッチング酸化物は生成されない。しかし、き裂先端から後方で破面接触が十分に繰り返されるならば、堆積した黒鉛微粉末がき裂閉口を誘起する結果となる。黒鉛誘起き裂閉口はＲが低く(破面接触が生じ)、かつda/dNが小さい(破面接触が十分に繰り返される)場合に、き裂進展への寄与が大きい。 これは酸化物誘起き裂閉口と同様である。球状黒鉛鋳鉄におけるΔK_{th}の顕著な応力比依存性は、黒鉛誘起き裂閉口に起因していると考えられる。

前述したＲ＝0.05一定、ΔＫ漸減試験で下限界に至った試験片の断面観察に際して、残留き裂開口変位ＣＯＤの測定を行なった。ＣＯＤとき裂先端から後方への距離Ｘtの関係を図３－10に示す。 なお、ＣＯＤは基地組織のフェライト間で測定しており、き裂内部における黒鉛微粉末の堆積厚さを反映した結果と考えられる。Ｒ材のＣＯＤはＡ材よりも大きく、黒鉛の寄与が大である。図

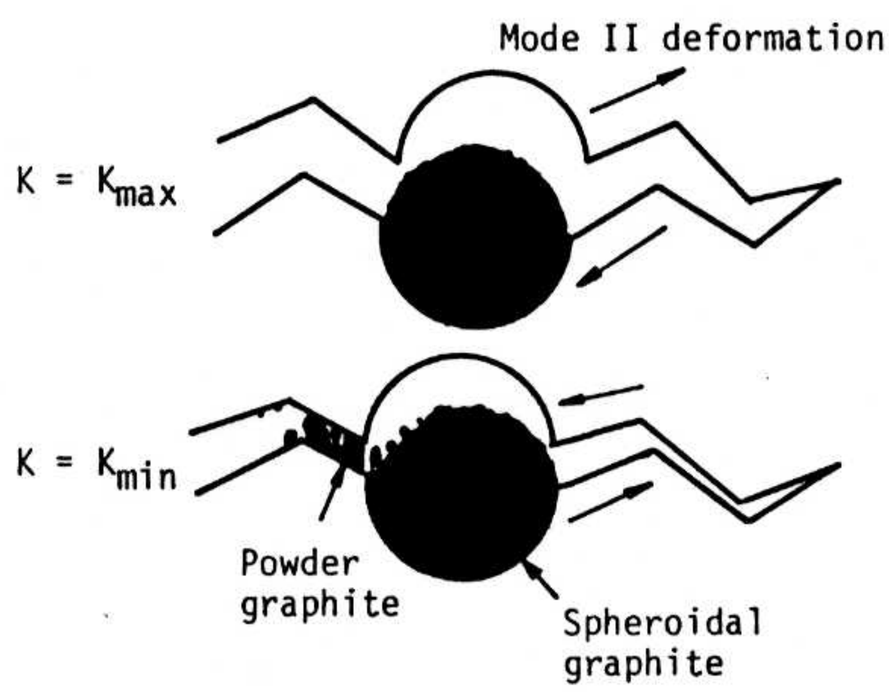


図３－９　　黒鉛誘起き裂閉口の模式図

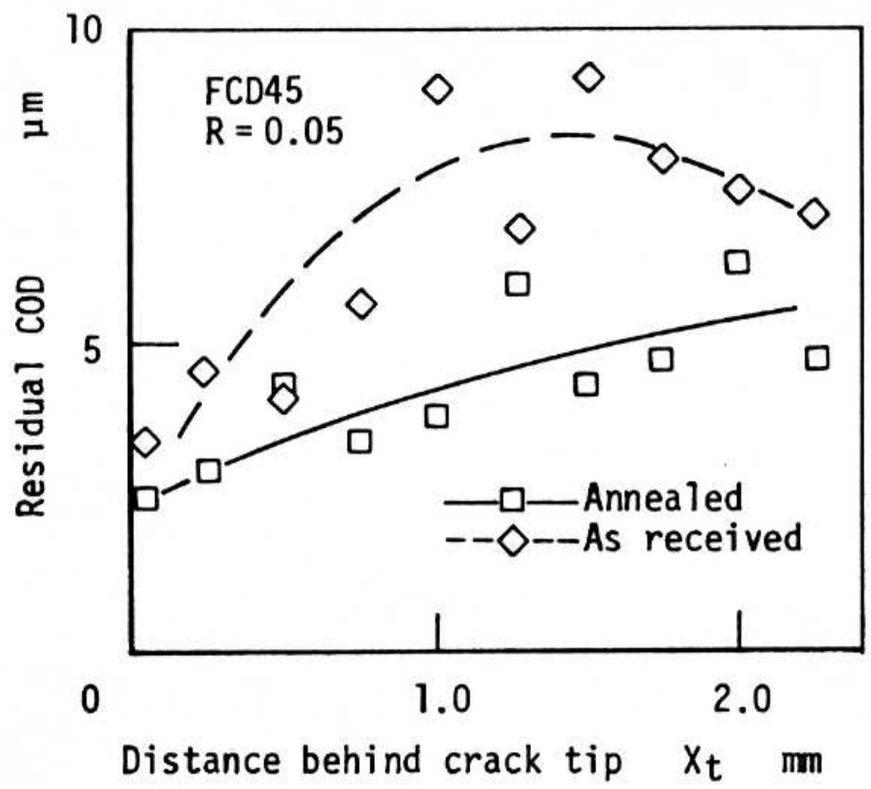


図３－10　残留き裂開口変位(Ａ材とＲ材の比較)

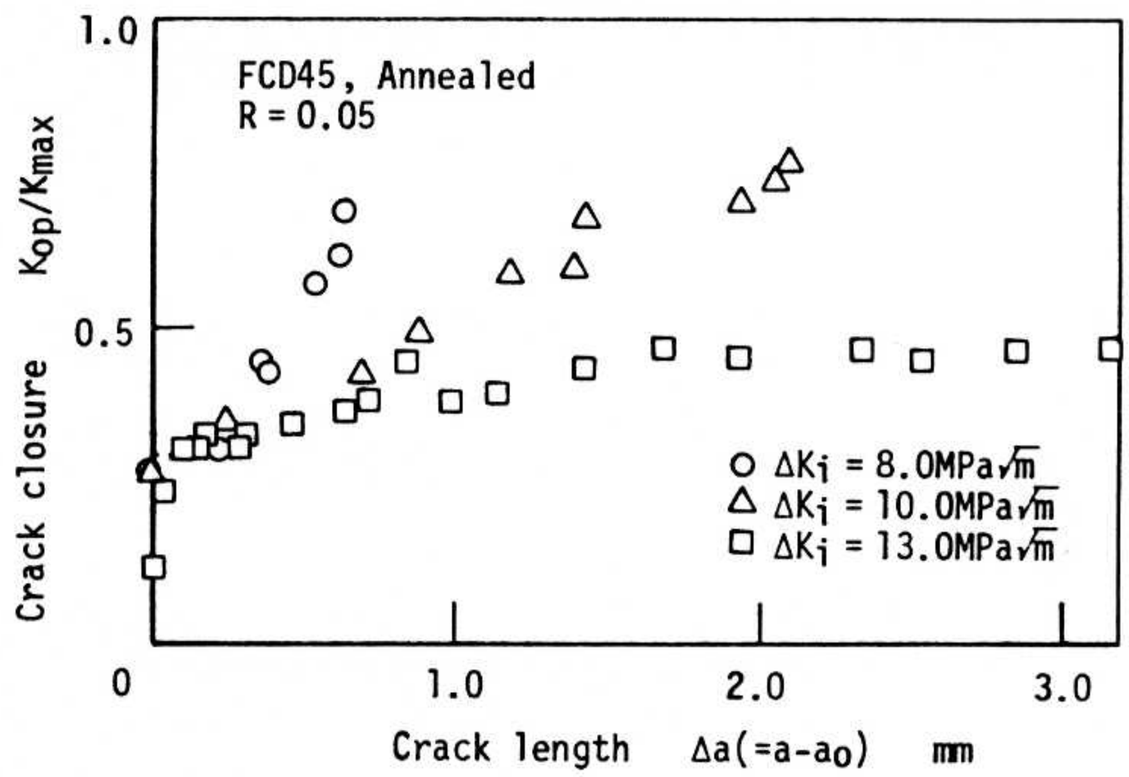


図３－11　Ｋop/Ｋmax－Δa関係(ΔＰ一定試験)

３－２に示したとおり、Ｒ材の場合、き裂面の変形様式はかなり強い混合モードとなっている。それが球状黒鉛の破砕を助長し、ΔＫthの増大に寄与したと考えられる。

図３－１に示したとおり、Ａ材のＲ＝0.05一定の場合、ΔＫ漸減試験とΔＫ漸増試験で得られたda/dNおよびＫop/Ｋmaxには差異が認められた。ΔＫ漸減試験の場合、特に黒鉛誘起き裂閉口の寄与が大であると考えられる。これは酸化物誘起き裂閉口と同様である。

図３－３に示した真空焼なまし予き裂試験片のΔＰ一定、ΔＫ漸増試験の場合について、Ｋop/ＫmaxとΔaの関係を図３－11に示す。ΔＫi＞ΔＫthのΔＫi＝13.0ＭＰa√mの場合、初期のＫop/Ｋmaxは真空焼なましにより低い値となっているが、き裂の進展開始と同時に塑性誘起き裂閉口が回復し、Ｋop/Ｋmax≃

0.3となる。その後、Kop/KmaxはΔaの増大に伴い徐々に上昇し、$\Delta a>1.4$mmにおいて一定値を示す。一方、$\Delta K_i<\Delta K_{th}$の$\Delta K=8.0$および10.0MPa$\sqrt{m}$の場合、Kop/Kmaxは$\Delta a<0.2$mmにおいて$\Delta K_i=13.0$MPa$\sqrt{m}$の場合と一致している。 その後、Kop/KmaxはΔaの増大に伴い上昇し、Kop/Kmax→1になると、き裂は停留に至る。

2－5－1節に示したとおり、上述の場合には、最初の荷重繰り返しで比較的大きい理想き裂の塑性域が形成される。塑性域寸法r_pは式(2－8)で与えられる。ここで、 供試材の降伏応力(0.2%耐力)σ_{ys}は測定していないが、$\sigma_{ys}=350$MPaと仮定する。 $\Delta K_i=8.0$および10.0MPa$\sqrt{m}$の場合、$r_p\leqq0.1$mmとなる。き裂が停留に至った際のΔaは、r_pよりもかなり大きい。 したがって、Δaの増大に伴なうKop/Kmaxの上昇とき裂の停留は、 塑性誘起き裂閉口を引き金とし、直接的には黒鉛誘起き裂閉口が生じる結果であると判断される。真空焼なまし予き裂試験片の疲労限度に対応するΔK_{th}とΔK漸減試験で得られたΔK_{th}が一致することは、いずれの場合にも黒鉛誘起き裂閉口が支配的で、Kop/Kmax→1となってΔK_{th}に至るからだと考えられる。

Kmax一定、ΔK漸減試験で得られたKop/KmaxとΔKの関係を図3－12に示す。Kmax一定の場合、ΔKの漸減に伴いRは増大する。Rの変化を併記した。Kop<Kminの場合にはKmin以下に除荷を行ない、 Kopを測定した。 A材のKmax=30MPa$\sqrt{m}$一定の場合、Kop/KmaxはΔKにかかわらず一定値を示す。一方、A材のKmax=20MPa$\sqrt{m}$一定およびR材のKmax=15MPa$\sqrt{m}$一定の場合、Kop/KmaxはΔKの漸減に伴い増大する。 しかし、ΔKの漸減に伴い Kop<

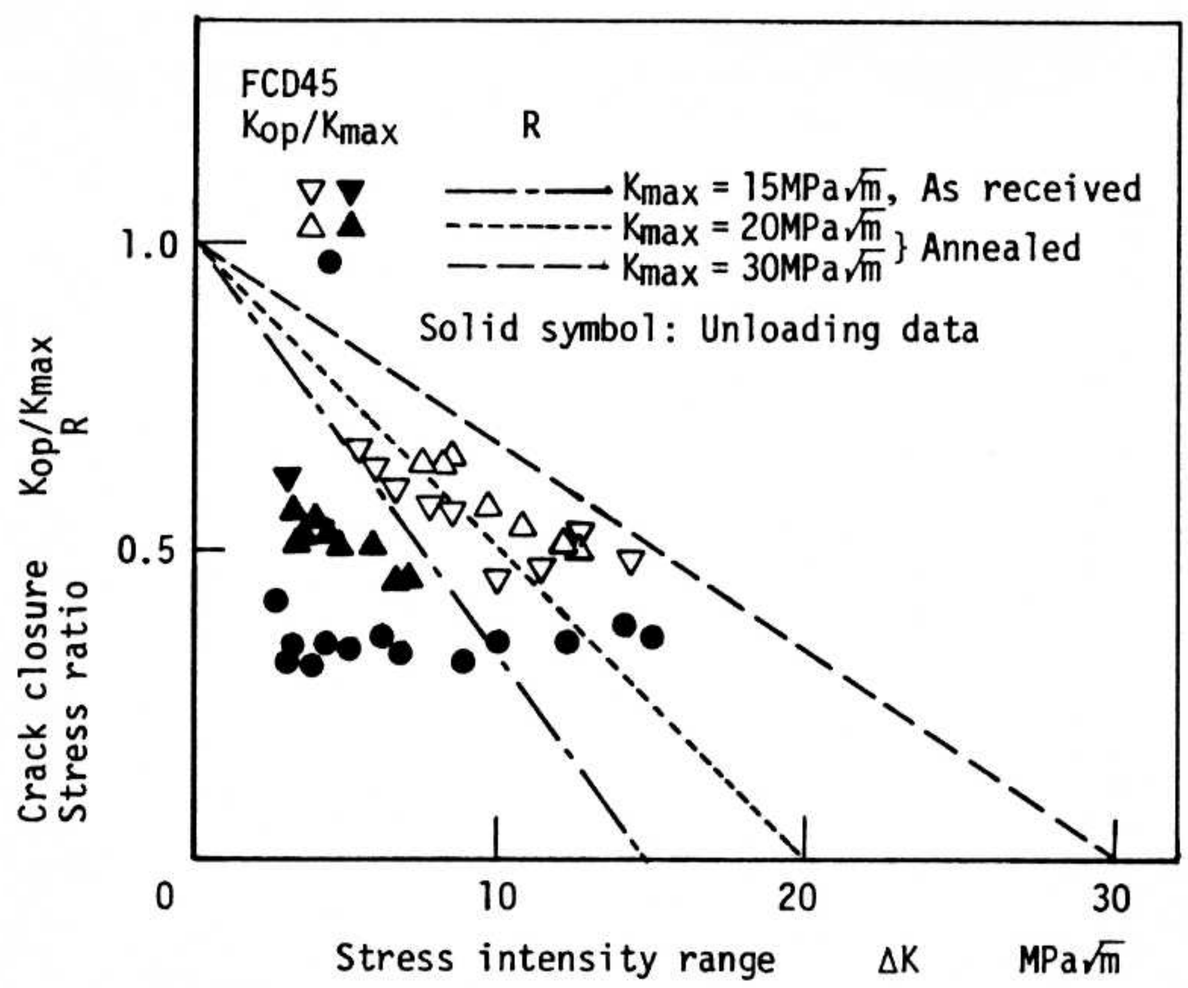


図3－12　　Kop/Kmax－ΔK関係(Kmax一定試験)

Kminとなれば、Kop/Kmaxは急激な低下を示す。したがって、Kop＜Kminの場合、Kopの意味および測定方法については、なお問題が残されている。

第２章に示したとおり、十分に高いKmax一定、ΔK漸減試験では破面接触が抑制されるから、酸化物誘起き裂閉口の寄与が除外される。球状黒鉛鋳鉄の場合、黒鉛誘起き裂閉口の寄与も同様だと考えられる。すなわち、A材の十分に高いKmax＝30MPa√m一定の場合、黒鉛誘起き裂閉口の寄与が除外されており、その結果としてKop/Kmaxは一定値を示したと判断できる。一方、A材のKmax＝20MPa√m一定およびR材のKmax＝15MPa√m一定の場合、破面接触が完全に抑制されず、ΔKの漸減に伴い黒鉛誘起き裂閉口が寄与し、Kop/Kmaxが上昇したと考えられる。

図３－1に示したda/dNの実験結果を、図３－6および図３－12に示したKop/Kmaxの実測結果を用い、有効応力拡大係数範囲ΔK_{eff}で表示した結果を図３－13に示す。A材のR＝0.05一定の場合、ΔK漸減およびΔK漸増という試験条件によらず、同一のda/dN－ΔK_{eff}両対数直線関係が成立している。また、黒鉛誘起き裂閉口の寄与が除外されたKmax＝30MPa√m一定の場合のda/dN－ΔK_{eff}両対数直線関係との差異も小さく、da/dN－ΔK関係に認められた顕著な応力比依存性は消失する。ただし、両者の場合を詳細に比較すると、前者は

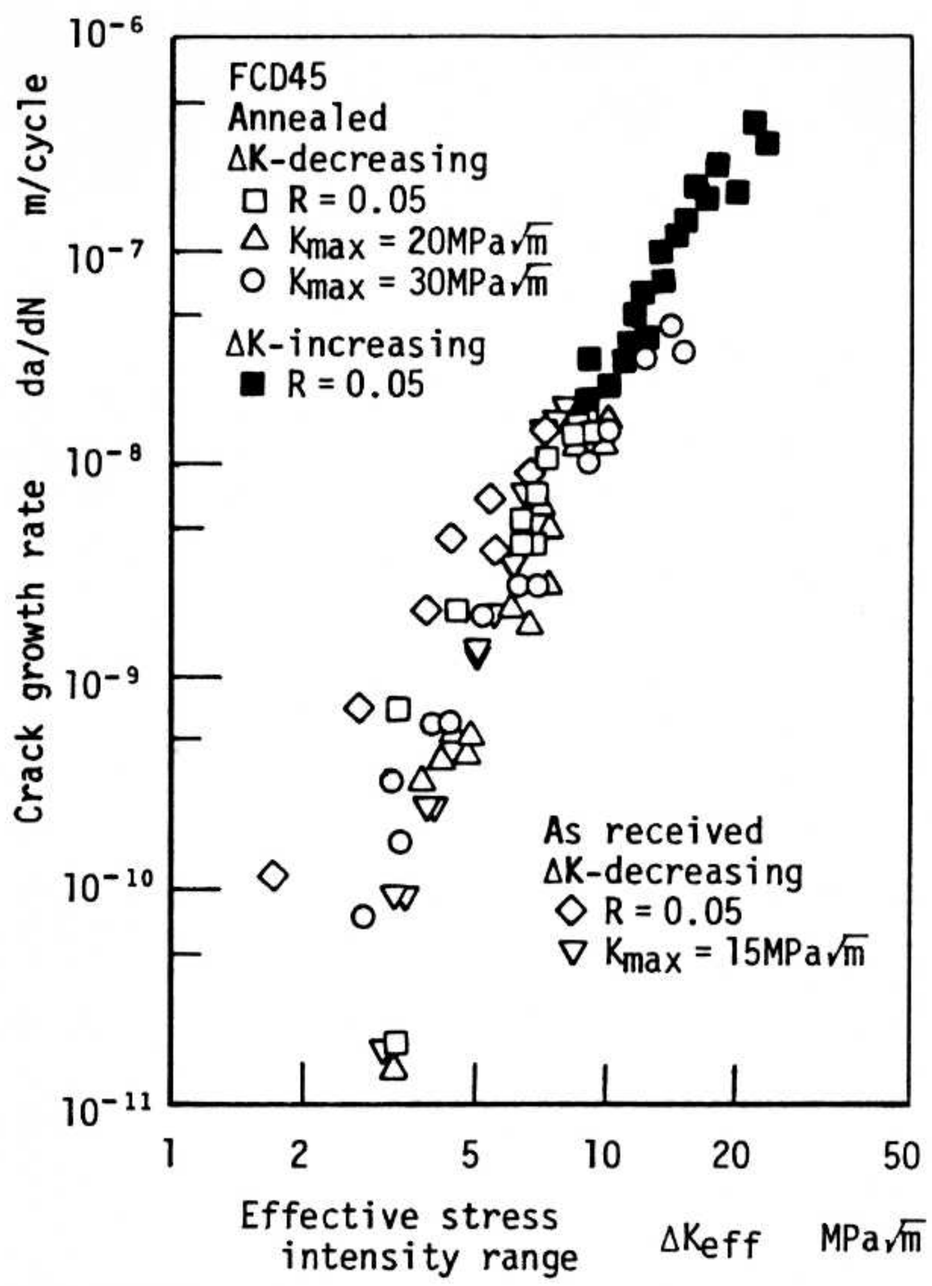


図３－13　da/dN－ΔK_{eff}関係

後者よりも加速側にほぼ平行移動している。これはKopが正確に測定されていない結果だと考えられる。 前述したように、前者の場合はKop＞Kmin、後者の場合はKop＜Kminである。 さらに、Kmax＝20MPa√m一定の場合、黒鉛誘起き裂閉口の寄与があるにもかかわらず、下限界近傍においてKop＜Kmin、すなわち$\Delta K_{eff}=\Delta K$となる。

R材のda/dN－ΔK_{eff}関係はA材のそれとほぼ一致している。詳細に比較すると、 Kmax＝15MPa√m一定の場合を除けば、R材のda/dNはA材のそれよりやや加速側に位置している。両者の差異は残留応力、あるいは図3－5に示した粒界破面率よりも、むしろその結果としてのKopの測定の問題に起因していると考えられる。

3－4 考 察

FCD45、A材のKmax＝30MPa√m一定、ΔK漸減試験のda/dN－ΔK/E関係を、SFVQ1A(Kmax＝31MPa√m;図2－15)および低炭素鋼S10C(Kmax＝30MPa√m)のKmax一定、ΔK漸減試験の結果と比較して、図3－14に示す。ここで、S10Cは後述する第4章で使用した材料と同一である。また、Eは縦

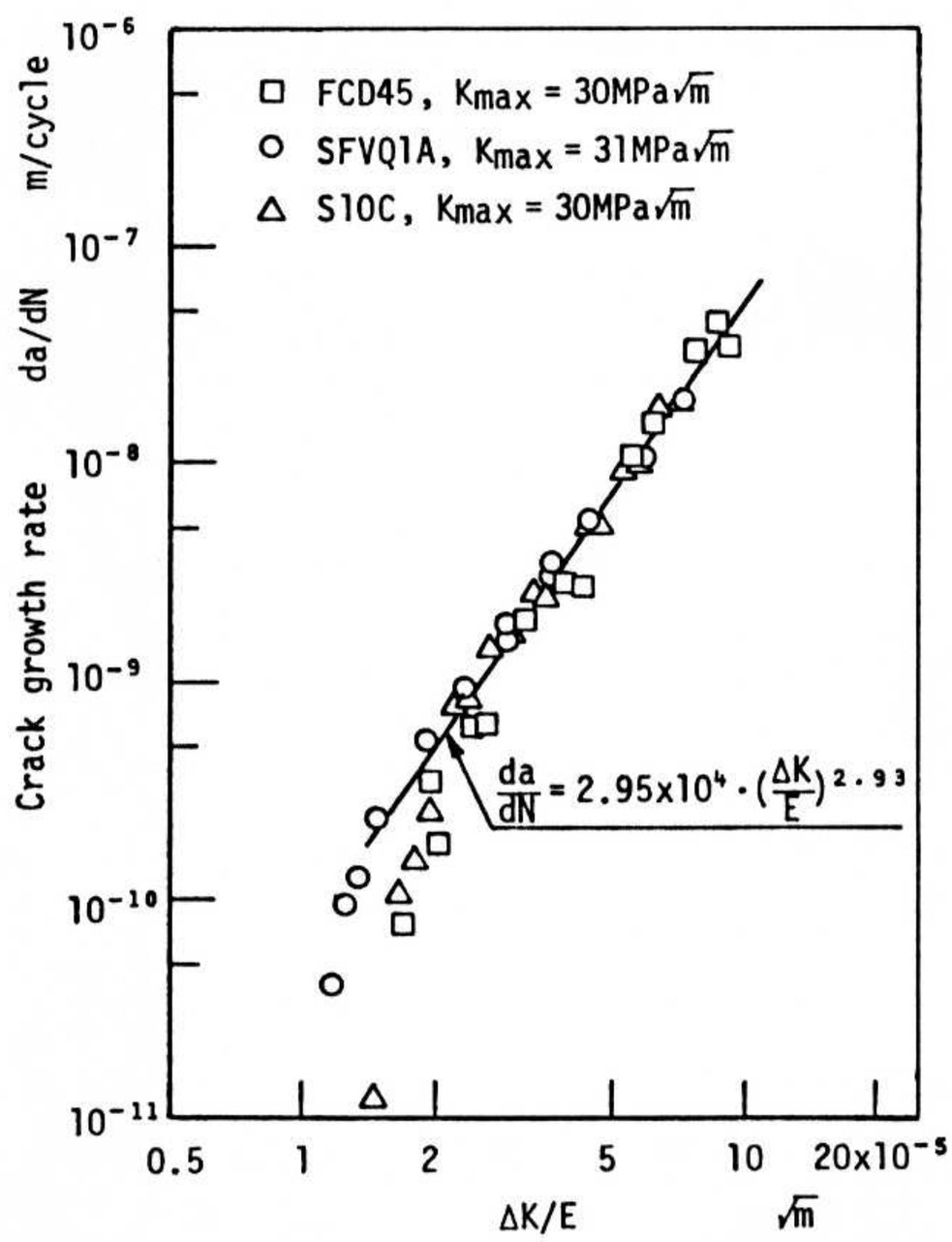


図3－14　da/dN－ΔK/E関係

弾性係数で、ＦＣＤ45、Ａ材はＥ＝160ＧＰａ、ＳＦＶＱ１ＡおよびＳ10ＣはＥ＝209ＧＰａと仮定した。球状黒鉛鋳鉄において、基地組織中に点在する球状黒鉛は実断面を減少させる効果をもたらし、Ｅは小さくなる。これらの材料のda/dN－ΔＫ/Ｅ関係はほぼ一致している。すなわち、Kmax一定、ΔＫ漸減試験により酸化物誘起き裂閉口あるいは黒鉛誘起き裂閉口の寄与が除外され、塑性誘起き裂閉口が支配的な場合、き裂進展特性は組織および応力比不敏感性を示し、Ｅが支配材料因子となる。具体的なda/dN－ΔＫ/Ｅ関係は次式で与えられる。

$$\frac{da}{dN} = 2.95\times10^{4}\left(\frac{\Delta K}{E}\right)^{2.93} \qquad (3-1)$$

$$\left(\frac{da}{dN} : \mathrm{m/cycle},\ \Delta K : \mathrm{MPa}\sqrt{\mathrm{m}},\ E : \mathrm{MPa}\right)$$

黒鉛誘起き裂閉口が寄与する場合には、da/dNはΔＫの低下に伴い式(３－１)から逸脱し、急激に減少する。また、顕著な応力比依存性を示し、試験条件によって結果は異なる。したがって、機器の疲労寿命・余寿命予測に際して、かなり保守的評価となるけれども、式(３－１)を用いることが推奨される。

前述したとおり、黒鉛誘起き裂閉口が寄与する下限界特性は比較的安定しており、ΔＫ漸減試験で得られたΔK_{th}と、真空焼なまし予き裂試験片の疲労限度に対応するΔK_{th}は一致した。また、黒鉛誘起き裂閉口に試験環境の影響は小さいと考えられる。したがって、限定された条件のもとで、上記のΔK_{th}は欠陥評価に適用できる。ただし、ΔＰ一定、ΔＫ漸増試験において、ΔK_i＜ΔK_{th}のΔK_i＝８.０および10.０ＭＰａ√ｍの場合、き裂が停留に至った際のΔａはかなり大きい。したがって、ΔＰ漸増あるいは微小き裂の場合のように、き裂進展に伴なうΔＫの増加率dΔＫ/daが大きいならば、黒鉛誘起き裂閉口が十分に寄与せず、き裂は停留に至らないことが予想される。欠陥評価に際して、dΔＫ/daに留意する必要がある。その場合にも、式(３－１)を用いれば保守的評価が得られる。

３－５　結　言

本章では、鉄鋼材料の中ではかなり特殊な組織を持つ球状黒鉛鋳鉄ＦＣＤ45について、疲労き裂進展およびき裂開閉口を調べた。得られた結果を要約すれば、以下のとおりとなる。

（１）　き裂は球状黒鉛を縫ってジグザグに進展し(微視的混合モード)、破面

粗さ誘起き裂閉口に寄与する。さらに、球状黒鉛は部分的に破砕され、黒鉛微粉末となって破面上で局所的に堆積し、黒鉛誘起き裂閉口の原因となる。

（２） 黒鉛誘起き裂閉口は応力比が低く（破面接触が生じ）、かつき裂進展速度が小さい（破面接触が十分に繰り返される）場合に、き裂進展への寄与が大きい。下限界挙動の顕著な応力比依存性は、黒鉛誘起き裂閉口に起因している。

（３） 黒鉛誘起き裂閉口の寄与が除外された場合、き裂進展特性は応力比に依存せず、また明瞭な下限界特性を示さない。ＳＦＶＱ1ＡおよびＳ10Ｃとの比較によれば、き裂進展特性は組織不敏感性を示し、縦弾性係数が支配材料因子となる。

（４） 欠陥評価に際しては、黒鉛誘起き裂閉口の寄与が除外されたき裂進展特性を用いた疲労寿命・余寿命予測を行うことが推奨される。ただし、限定された条件のもとで、黒鉛誘起き裂閉口が寄与する下限界特性は比較的安定しており、欠陥評価に適用することはそれなりの意味がある。

文　献

(1) Minakawa, K. ・ McEvily, A. J., Scripta Metallugica, 15 (1981),633.

(2) Stewart, A. T., Engineering Fracture Mechanics, 13(1981), 463.

(3) Suresh, S. ・Zamiski, G. ・Ritchie, R. O., Metallurgical Transactions A, 12(1981), 1435.

(4) 小林，機論，49－443，A(昭58)，771.

(5) 加藤・中野，機論，50－457，A(昭59)，1565.

(6) 田中，日本材料強度学会誌，15－1(昭55)，11.

(7) Crement, P.・Angeli, J. P.・Pineau, A., Fatigue of Engineering Materials and Structures, 7－4(1984), 251.

(8) Annual Book ASTM Standard, E647－81(1981), 765.

(9) ASTM Committee E－24, ASTM Special Technical Publication, 738(1981), 340.

第４章

荷重履歴の影響

4－1　序　言

疲労き裂進展の下限界特性に、荷重履歴が影響を及ぼすことは、古くから認識されている[1][2]。予き裂材の疲労限度として下限界応力拡大係数範囲ΔK_{th}を決定すれば、疲労予き裂導入の際の応力拡大係数範囲ΔKの増大に伴い、ΔK_{th}も増大する。材料特性、かつ最低のき裂進展抵抗という意味では、荷重履歴の影響が存在しないΔK_{th}を決定する必要がある。荷重履歴の影響はき裂進展に伴いΔKを適当な減少率で減少させることにより除外できるものと考えられ、ΔK漸減試験[3]によるΔK_{th}の測定が広く行なわれている。

第2章において、ΔK漸減試験で得られたΔK_{th}が破面粗さ誘起き裂閉口[4]を引き金とした酸化物誘起き裂閉口[5][6]に支配されていることを指摘し、影響因子に検討を加えた。その結果、数多くの因子がフレッチング酸化物の生成を介して、ΔK_{th}に影響を及ぼすことが明らかとなった。したがって、ΔK漸減試験で得られたΔK_{th}の材料特性としての意味は乏しく、欠陥評価には酸化物誘起き裂閉口の関与しないΔK_{th}を用いることが推奨される。しかし、上記のΔK_{th}の絶対値はきわめて小さく、欠陥評価に際して、過度に安全側となる場合がある。

一方、き裂進展特性に荷重履歴が影響を及ぼすこともよく知られている。荷重履歴の影響は塑性誘起き裂閉口に起因する[7]。同様に、ΔK_{th}に及ぼす荷重履歴の影響に対しても、塑性誘起き裂閉口が重要な役割を持つものと考えられる。塑性誘起き裂閉口は、組織や環境に不敏感である[8]。したがって、ΔK_{th}に及ぼす荷重履歴の影響は塑性誘起き裂閉口との関連において調べる必要があり、その結果として組織や環境に不敏感なΔK_{th}の予測が可能となると期待される。また、上記のΔK_{th}を欠陥評価に適用すれば、適切な安全裕度での評価が可能である。

そこで本章では、強度の異なる2種類の鋼について、き裂進展の下限界に及ぼす単一過大荷重履歴および複数過大荷重履歴の影響を調べた。塑性誘起き裂閉口に注目して考察を行い、下限界特性の評価法に検討を加えた。

4－2　材料および実験方法

供試材は原子炉圧力容器用低合金鋼ＳＦＶＱ１Ａおよび低炭素鋼Ｓ10Ｃである。それらの化学成分、力学的性質を、それぞれ表４－１、表４－２に示す。ＳＦＶＱ１Ａは他の章と同じ材料である。試験片は図２－１に示したコンパク

表４－１　　供試材ＳＦＶＱ１ＡおよびＳ10Ｃの化学成分(重量%)

	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	Al
SFVQ1A	0.18	0.22	1.46	0.003	0.005	0.05	0.69	0.15	0.57	<0.01	0.029
S10C	0.11	0.20	0.38	0.013	0.019						

表４－２　　供試材ＳＦＶＱ１ＡおよびＳ10Ｃの力学的性質

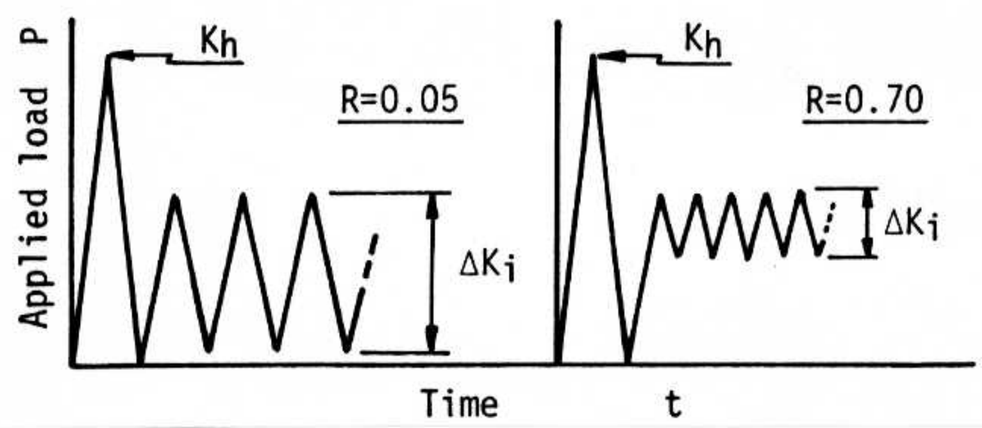
	Yield stress (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)	Reduction of area (%)
SFVQ1A	460	595	31	74
S10C	255	434	33	68

ト試験片である。ただし、試験片厚さＢは12.5および4.0mmである。

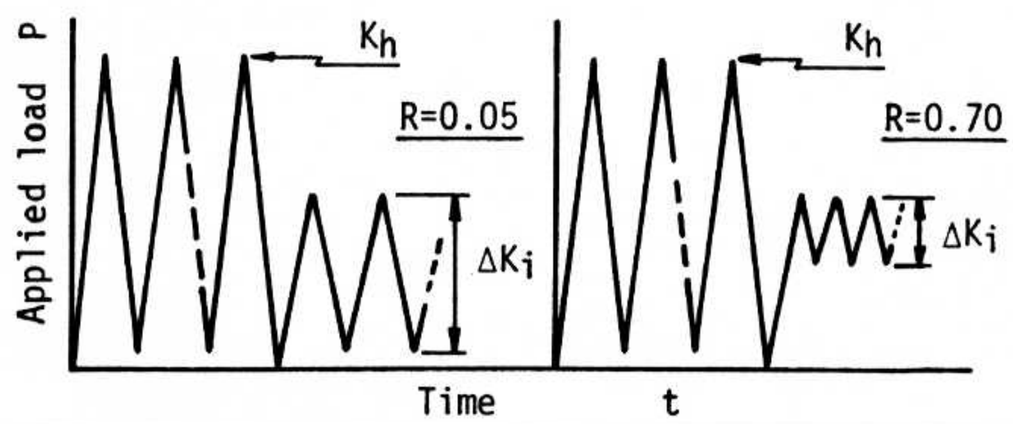
試験は、Ｂ＝12.5mmの試験片に対して容量49kＮ、Ｂ＝4.0mmに対して容量14.7kＮの電気油圧式疲労試験機を使用し、 室温大気中、荷重制御、繰返し速度30Ｈzで行った。き裂開閉口は背面ひずみ除荷弾性コンプライアンス法[9]に基づき測定した。ひずみゲージのゲージ長さは、Ｂ＝12.5mmの場合に２mm、Ｂ＝4.0mmの場合に１mmである。

試験した荷重履歴の模式図を図４－１に示す。

(a)　単一過大荷重履歴(図４－１(a))　　試験に先立ち、切欠き底から約３mmの疲労予き裂を応力拡大係数範囲ΔＫ＝15ＭＰa√m、 応力比Ｒ＝0.05一定で導入した。 その後、ＳＦＶＱ１Ａは620℃で1hr、Ｓ10Ｃは650℃で１hrの真空



(a)　単一過大荷重履歴



(b)　複数過大荷重履歴

図４－１　　荷重履歴の模式図

焼なましを施した。ＳＦＶＱ１Ａの真空焼なまし温度は、供試材の最終熱処理温度と同一である。 単一過大荷重を応力拡大係数$K=K_h$まで負荷し、続いて$K=0$まで除荷した。さらに、$R=0.05$および0.70で任意の複数の初期応力拡大係数範囲ΔK_iを設定し、 荷重範囲ΔP一定のままき裂進展挙動およびき裂開閉口挙動を調べた。 この試験結果から、き裂進展が生じる下限のΔK_iと進展が生じない（停留に至る場合を含む)上限のΔK_iの平均値としてΔK_{th}を定義した。 また、き裂進展が生じないことは、$N=10^7$回までの繰返し数で確認した。

(b) 複数過大荷重履歴(図４－１(b)) 単一過大荷重履歴の場合と同様な真空焼なましを施した後、最大応力拡大係数$K_{max}=K_h$、$R=0.05$の過大荷重を繰り返し、切欠き底から約３mmだけき裂を進展させた。複数過大荷重履歴後の試験方法およびΔK_{th}の決定方法は、単一過大荷重履歴の場合と同様である。

試験条件を表４－３に示す。

４－３ 実験結果

４－３－１ 単一過大荷重履歴と複数過大荷重履歴の比較

ＳＦＶＱ１Ａ、$B=12.5$mmの場合について、き裂進展速度 da/dNおよびき裂開口応力拡大係数K_{op}と荷重履歴後のき裂進展量$\Delta a(=a-a_0)$の関係を図４－２(荷重履歴後の応力比$R=0.05$)および図４－３($R=0.70$)に示す。ここで、aはき裂長さ、a_0は荷重履歴直後のき裂長さである。 図には、過大荷重の塑性

表４－３ 試験条件

Material	Thickness B (mm)	Loading history K_h (MPa√m)	Loading history Overload	Stress ratio R
SFVQ1A	12.5	20	Single	0.05
		30		
		45		
		60		
	4.0	30		
		45		
	12.5	30		0.70
			Multiple	0.05
				0.70
S10C	12.5	30	Single	0.05
		45		
		60		
	4.0	30		
		45		
		60		

域寸法r_pを次式で計算し、示した。

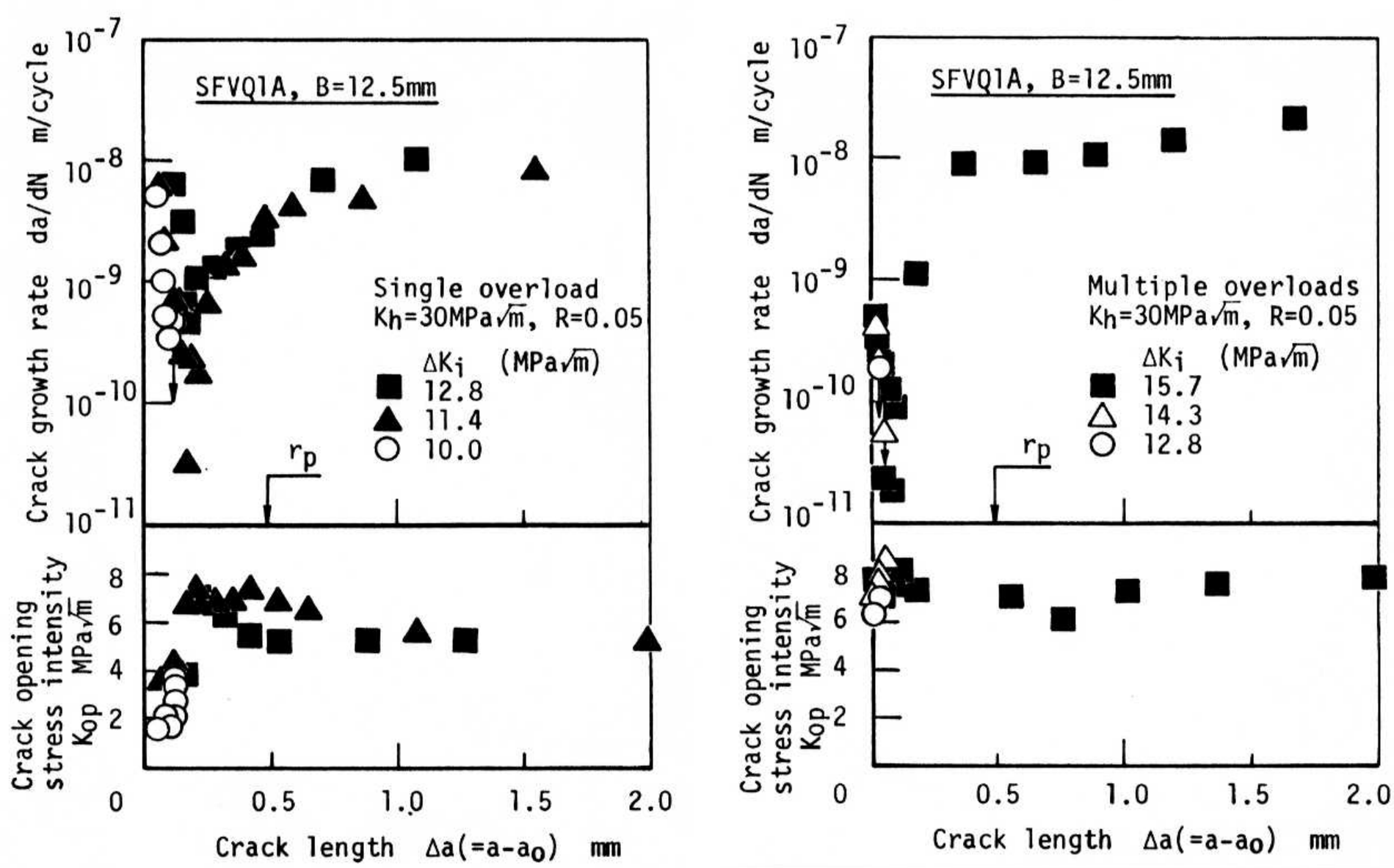
$$r_p = \frac{2}{5.6\pi}\left(\frac{K_h}{\sigma_{ys}}\right)^2 \qquad (4-1)$$

ここで、σ_{ys}は降伏応力である。

単一過大荷重履歴の場合(図4－2(a)、R＝0.05)、よく知られているように、き裂進展に伴い遅延が生じ、いわゆる遅れ遅延挙動を示す。 ΔK_i＝12.8および11.4MPa$\sqrt{m}$の場合、 $\Delta a \simeq 0.4 r_p$でda/dNが最小となり、$\Delta a > r_p$で定常進展に移行する。ΔK_i＝10.0MPa$\sqrt{m}$の場合、$\Delta a < 0.4 r_p$で遅れ遅延が生じ、そのまま停留に至る。これらの挙動は、他の試験条件の場合(表4－3)にもほぼ同様であった。

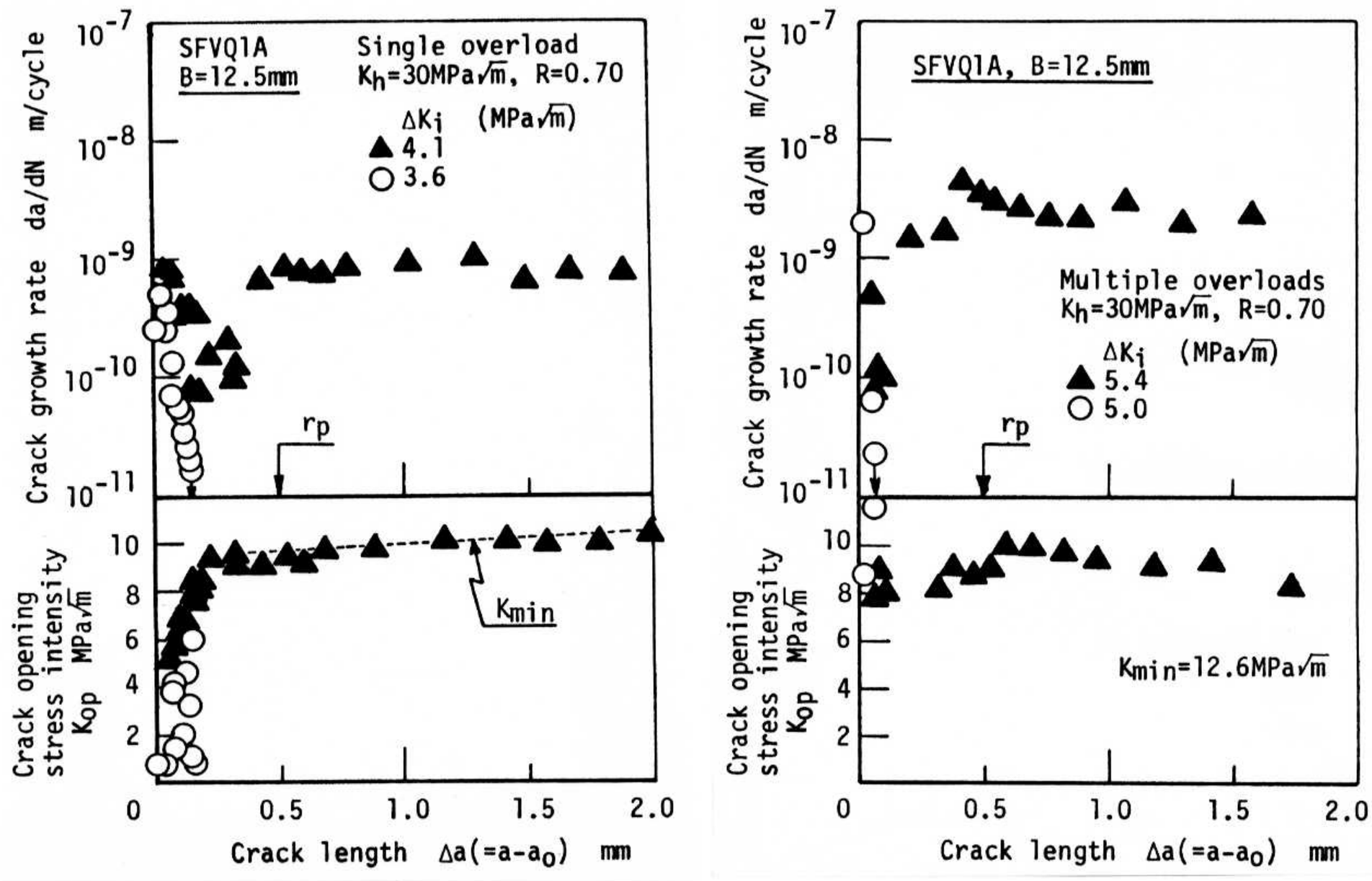
一方、複数過大荷重履歴の場合(図4－2(b)、R＝0.05)、き裂進展なしの遅延挙動の後に定常進展へ移行するか、またはほとんどき裂進展を生じない。図4－3に示されているとおり、R＝0.70の場合も、遅れ遅延挙動の有無や停留挙動はR＝0.05の場合と同様であった。

下限界ΔK_{th}は 定常進展に移行する場合(中実印)の最小のΔK_iと、進展を生じない(あるいは停留に至る)場合(中空印)の 最大のΔK_iの平均値として決



(a) 単一過大荷重履歴　　(b) 複数過大荷重履歴

図4－2　荷重履歴後のき裂進展挙動(R＝0.05)



(a) 単一過大荷重履歴　　(b) 複数過大荷重履歴

図４－３　荷重履歴後のき裂進展挙動(Ｒ＝0.70)

定した(例えば、図4－2(a)の場合、ΔK_{th}はΔK_i＝11.4ＭＰａ√ｍとΔK_i＝10.0ＭＰａ√ｍの平均値)。得られた結果を表４－４に示す。いずれの応力比の場合も、単一過大荷重履歴のΔK_{th}は複数過大荷重履歴のΔK_{th}よりも小さく、両者の比は次式のとおり応力比によらずほぼ一定値を示す。

$$\frac{(\Delta K_{th})_{single}}{(\Delta K_{th})_{multiple}} = \begin{cases} 0.71 & (R=0.05) \\ 0.74 & (R=0.70) \end{cases} \qquad (4-2)$$

単一過大荷重履歴、Ｒ＝0.05、$\Delta K_i > \Delta K_{th}$の場合、Ｋopはき裂進展に伴い遅れ遅延挙動と対応して上昇し、定常進展へ移行すれば低下する。すなわち、da/dNとＫopの変化は定性的に対応している。しかし、da/dNを有効応力拡大係数

表４－４　荷重履歴のある下限界 ΔK_{th}, $K_{max,th}$

SFVQ1A, B=12.5mm, Kh=30MPa√m					
Single overload			Multiple overloads		
R	ΔKth	Kmax,th	R	ΔKth	Kmax,th
0.05	10.7	11.3	0.05	15.0	15.8
0.70	3.8	12.8	0.70	5.2	17.3

(unit: MPa√m)

範囲ΔK_{eff}(＝$K_{max}-K_{op}$)で表示した場合、荷重履歴の影響がないda/dN－ΔK_{eff}関係と一致しない。同様の挙動は、戸梶らも報告している[10]。これはda/dNの変化に幾分遅れて、Kopが変化することに起因している。なお、ΔK_i＝11.4MPa$\sqrt{m}$の場合、ΔK_{eff}の最小値は約4MPa$\sqrt{m}$であり、荷重履歴の影響がないda/dN－ΔK_{eff}関係の下限界$\Delta K_{eff,th}$≃3MPa$\sqrt{m}$（図2－10(a)参照)よりもわずかに大きい。

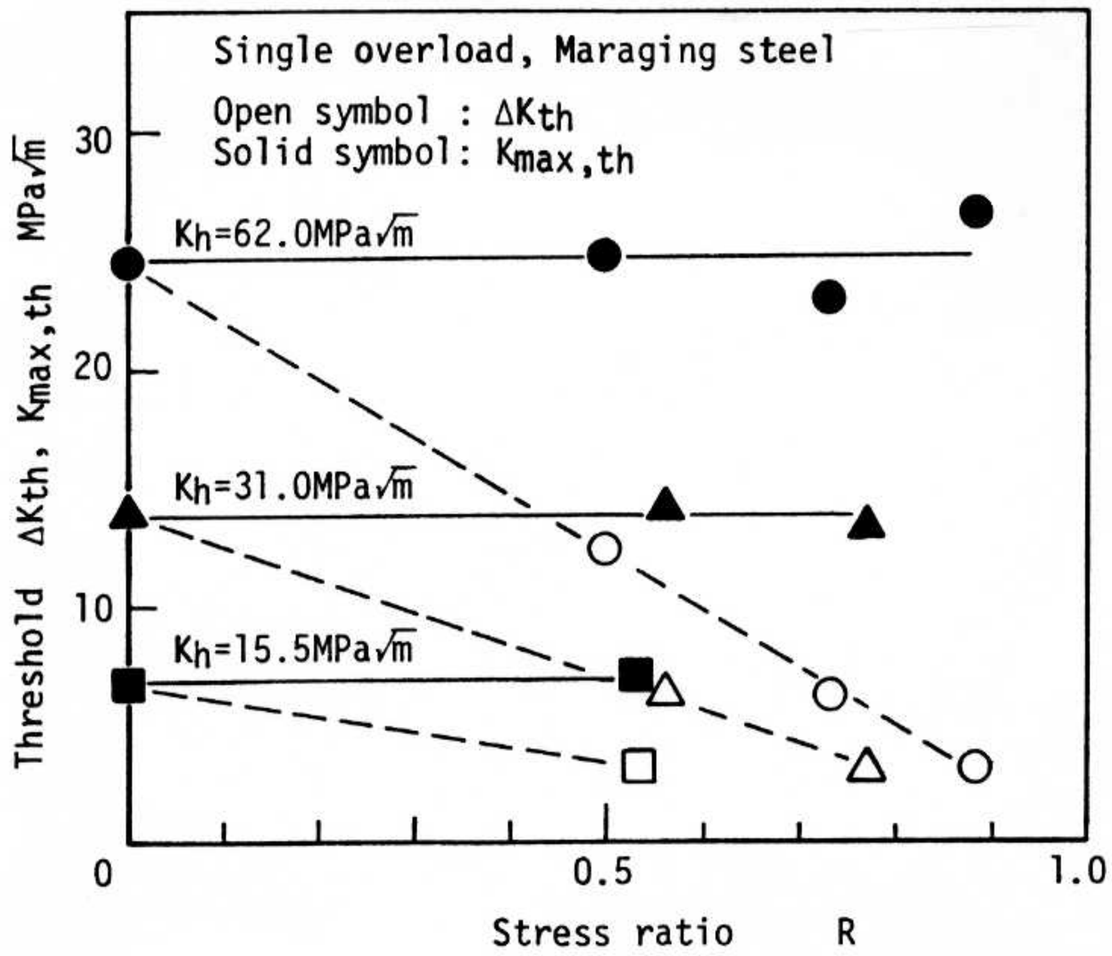
単一過大荷重履歴、R＝0.05、$\Delta K_i<\Delta K_{th}$の場合、および複数過大荷重履歴の場合、da/dNとKopの変化は定性的にも対応していない。前者の場合、遅れ遅延が生じて停留に至るまで、Kopは徐々に上昇するが、停留に至ったときのΔK_{eff}は、$\Delta K_{eff,th}$よりもはるかに大きい。後者の場合、da/dNの変化にかかわらず、Kopはほぼ一定値を示す。また、いずれの荷重履歴、ΔK_iの場合にも、R＝0.70では荷重履歴によらずKop≦Kminである。ここで、Kminは最小応力拡大係数である。

以上のようなき裂進展挙動とき裂開閉口挙動の不一致は、Kopの測定上の問題に起因しており、以下のように考えられる。単一過大荷重履歴の場合、疲労予き裂導入後に真空焼なましが施されているので、荷重履歴のき裂面にのみ塑性ストレッチが存在する。背面ひずみ除荷弾性コンプライアンス法はき裂先端後方の破面接触を検出している。したがって、き裂先端後方で塑性ストレッチがある程度形成されるまで、Kopの上昇は測定できないと考えられる。その結果、da/dNの変化に幾分遅れてKopは変化する。一方、複数過大荷重履歴の場合、き裂先端後方で過大荷重履歴のき裂面に塑性ストレッチが存在する。Kopがda/dNにかかわらず一定となるのは、上記の塑性ストレッチに起因する破面接触が常に検出される結果と考えられる。R＝0.70の場合、上述した2種類の塑性ストレッチに起因する破面接触はいずれも生じ難く、Kop≦Kminとなる。この場合にも、遅れ遅延に対応するKopの上昇は測定できないと考えられる。

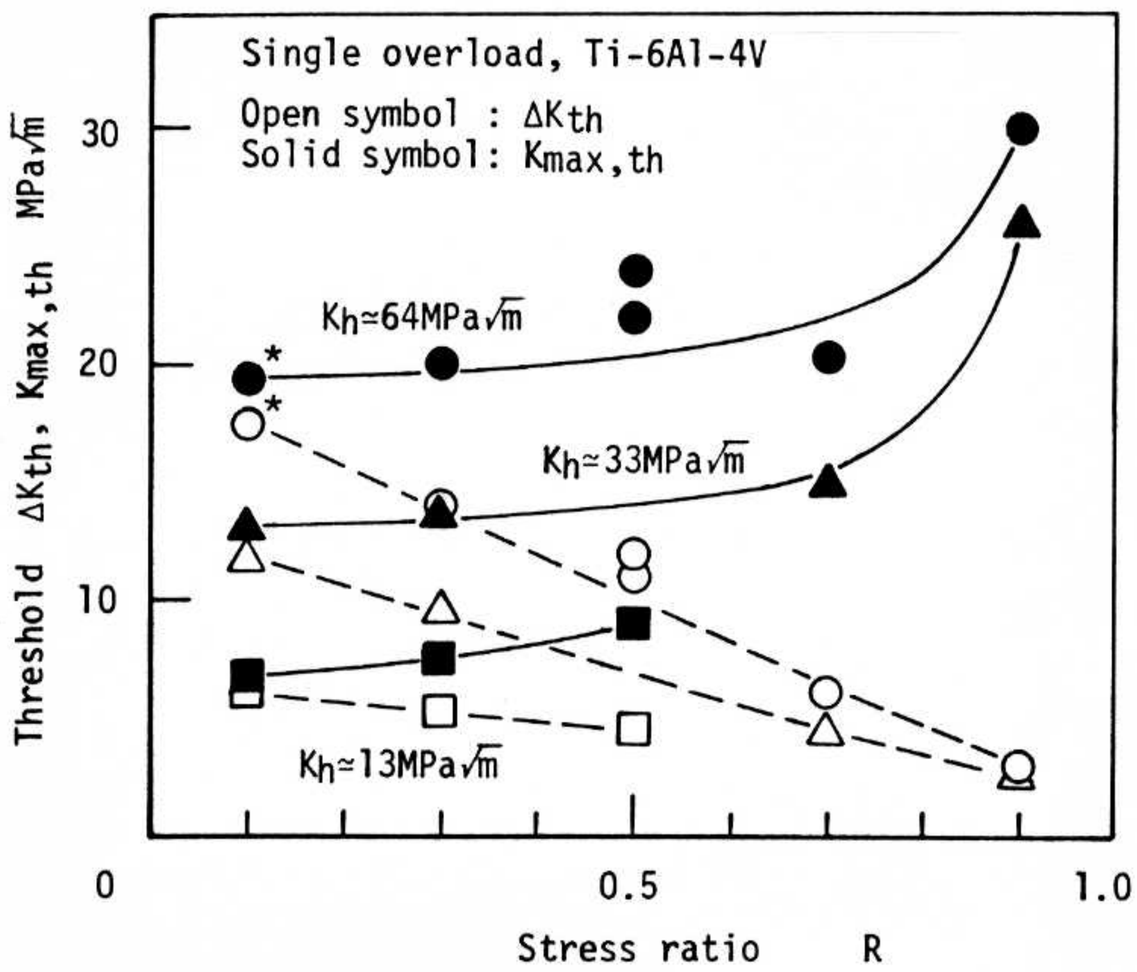
上述したとおり、荷重履歴によらずR＝0.05の場合はき裂先端後方で破面接触が生じ、R＝0.70の場合は生じない。このことは、破面観察からも確認された。しかし、式(4－2)に示したとおり、単一過大荷重履歴のΔK_{th}と複数過大荷重履歴のΔK_{th}の比は、Rによらずほぼ一定である。したがって、荷重履歴のあるΔK_{th}の大小関係に対して、き裂先端後方の破面接触は関与しておらず、き裂先端近傍のKopは複数過大荷重履歴の場合の方が高いと予想される。

4－3－2　荷重履歴後の応力比依存性

表4－4に示したとおり、荷重履歴のあるΔK_{th}は顕著なR依存性を示し、R＝0.70のΔK_{th}はR＝0.05の結果よりかなり小さい。しかし、K_{max}を基準として下限界$K_{max,th}$を比較すれば、いずれの荷重履歴の場合にも、R依存性



(a)　Usamiらの結果[11]



(b)　Hopkinsらの結果[12]

(＊印：K_hが5%程度小さい)

図4－4　　単一過大荷重履歴後の応力比依存性

は小さい。 そこで、 ΔK_{th}に及ぼす単一過大荷重履歴後のR依存性を調べたUsamiら[11]およびHopkinsら[12]の結果を、ΔK_{th}および$K_{max,th}$とRの関係として図4－4に示す。

表4－4の実験結果と同様に、 与えられたK_hに対して、ΔK_{th}はRの増大に伴い低下するが、$K_{max,th}$はほぼ一定値を示している。ただし、図4－4(b)のようにRがきわめて高い場合、$K_{max,th}$は急激に増大する傾向を示す。したがって、Rのきわめて高い場合を除いて、荷重履歴のある下限界はRによらず、$K_{max,th}$が一定と判断される。なお、本研究を含めていずれの試験でも、荷重履歴後にK＝0まで完全除荷が行なわれている。R＞0の試験の場合、K＝0まで完全除荷が行なわれなければ、$K_{max,th}$は高くなる[11]。

4－3－3　過大荷重の大きさの影響

単一過大荷重履歴、R＝0.05の場合のΔK_{th}のK_h依存性を図4－5に示す。$\Delta K_{th}(\simeq K_{max,th})\simeq K_h$の破線上にプロットされたデータは、ASTM試案[3]に基づくΔK漸減試験の結果である。 S10C、B＝4.0mm、K_h＝60MPa$\sqrt{m}$の場合、Δa＝3.25mmで遅れ遅延が生じ、停留に至った。 荷重履歴後はΔP一定試験なので、停留時のΔKはΔK_iよりも18%増大していた。 この場合、ΔK

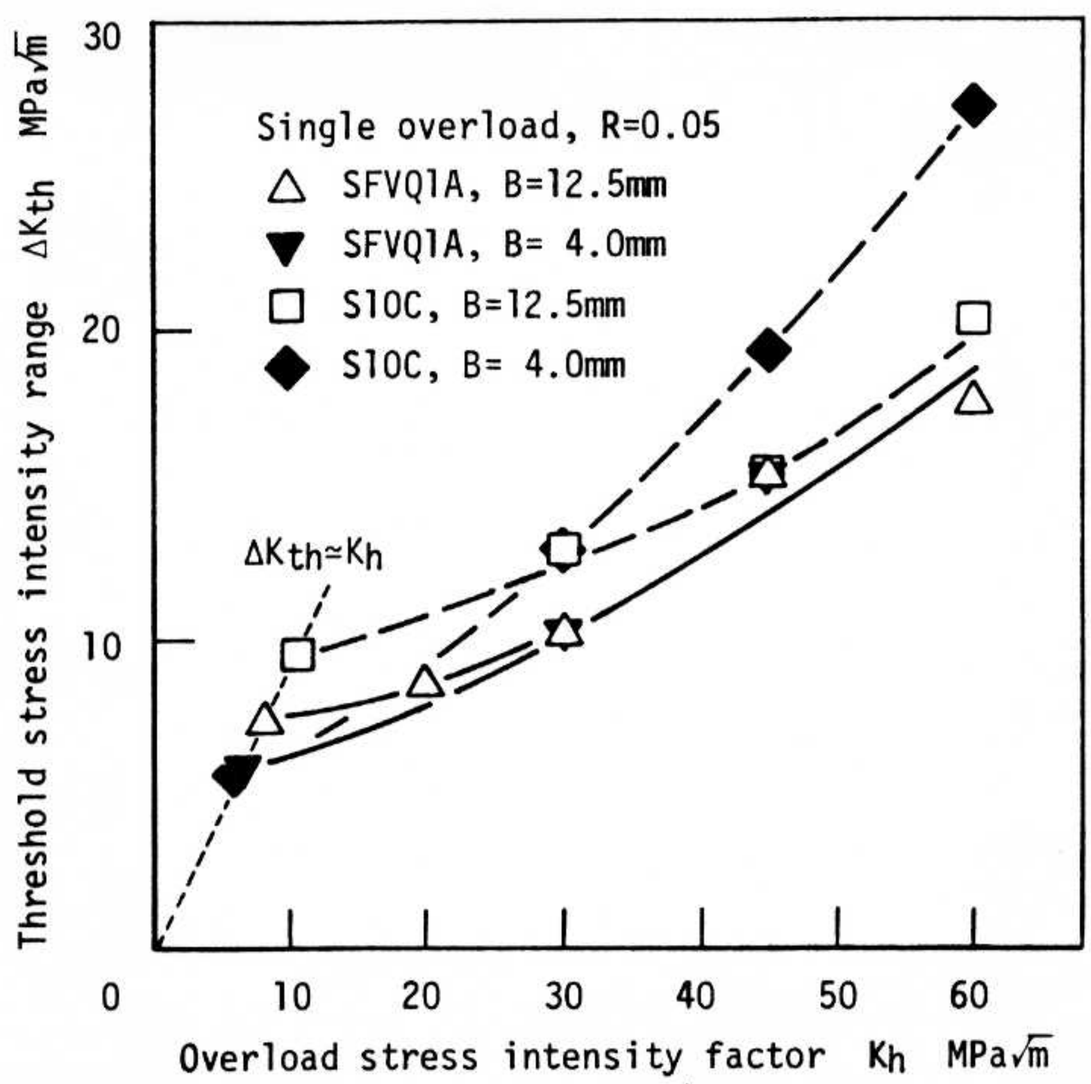
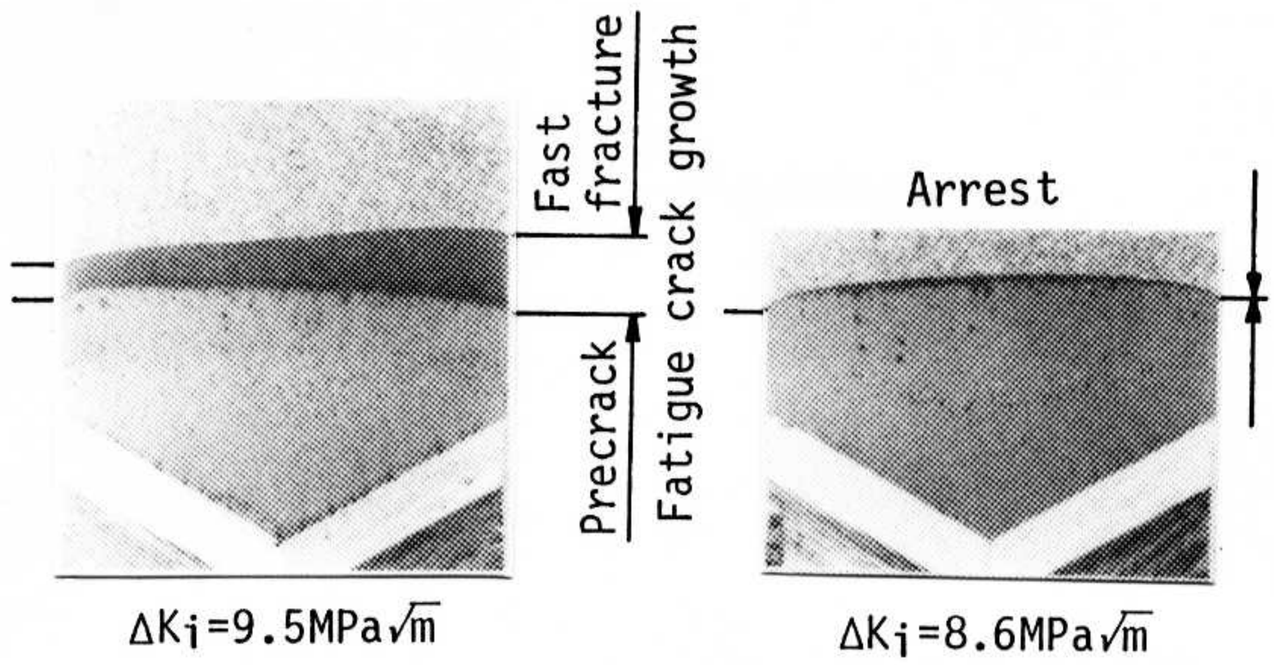


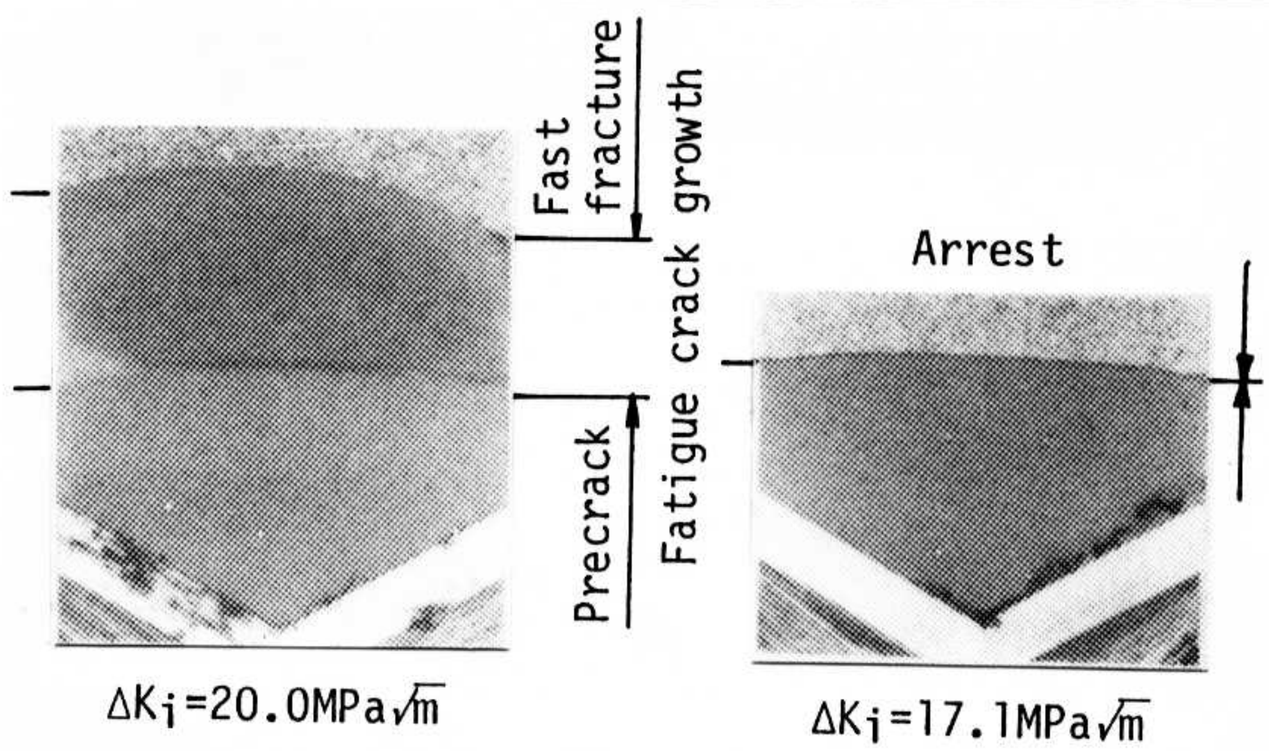
図4－5　　ΔK_{th}のK_h依存性

の増大を考慮してΔK_{th}を補正した。なお、それ以外の場合、ΔKの増大は5%以下であり、ΔK_{th}の補正は行っていない。

SFVQ1A、B=12.5mm、K_h=20MPa$\sqrt{m}$の場合、ΔK_{th}はΔK漸減試験のΔK_{th}よりもわずかに(16%程度)高くなっているにすぎない。しかし、$K_h \geqq$ 30MPa$\sqrt{m}$の場合、ΔK_{th}はK_hにほぼ比例して増大している。巨視的な破面様相を図4−6に示す。K_h=20MPa$\sqrt{m}$の場合、ΔK漸減試験の場合と同様に、破面上にフレッチング酸化物の付着が顕著である。これに反して、K_h=60MPa$\sqrt{m}$の場合、フレッチング酸化物の付着は顕著でない。したがって、$K_h \geqq$30MPa$\sqrt{m}$の場合が本来の荷重履歴の影響(塑性誘起き裂閉口の寄与)を示している。ΔK漸減試験およびK_h=20MPa$\sqrt{m}$の場合のΔK_{th}は、酸化物誘起き裂閉口の寄与によりそれよりも高めの値となり、荷重履歴の影響が相対的に消失していると考えられる。SFVQ1Aの場合、ΔK_{th}の試験片厚さ依存性はないと判断される。



(a) K_h=20MPa$\sqrt{m}$



(b) K_h=60MPa$\sqrt{m}$

図4−6　巨視的な破面様相（K_hによる相違）

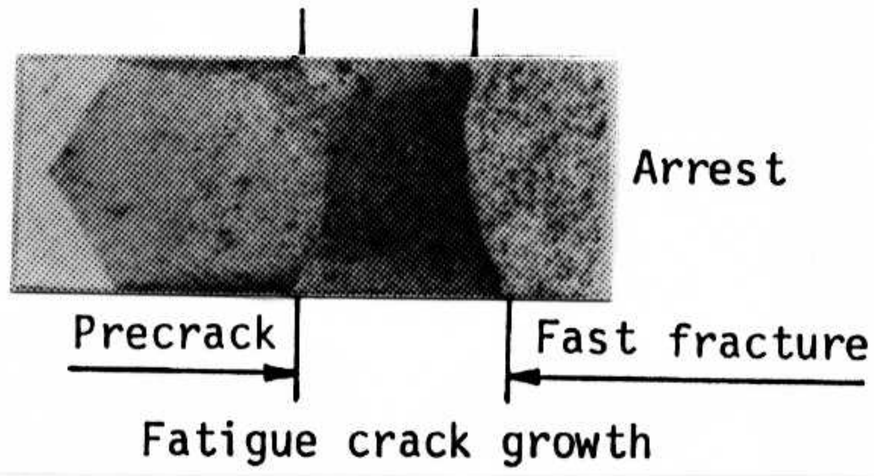


図４－７　　停留に至った場合の巨視的な破面様相
（S10C，B＝4.0mm，K_h＝60MPa$\sqrt{m}$）

S10C、B＝12.5mm、$K_h \geqq 45$MPa$\sqrt{m}$の場合、ΔK_{th}はSFVQ1Aの結果とほぼ一致している。しかし、ΔK漸減試験およびK_h＝30MPa$\sqrt{m}$の場合のΔK_{th}は、それよりも高い。S10CはSFVQ1Aよりも強度が低く、破面が粗い。したがって、前述したSFVQ1Aの場合と同様な酸化物誘起き裂閉口が、さらに強く寄与した結果と考えられる。このことは、破面観察からも確認された。B＝4.0mmの場合、K_h＝45および60MPa$\sqrt{m}$のΔK_{th}は他の場合よりもかなり高い。これらの場合、図４－７に一例を示すように、停留き裂前縁の形状は他の場合と異なり、凹形となる。これは単一過大荷重により形成される塑性域寸法r_pの試験片厚さBに対する比が大きく、平面ひずみ状態が満足されないことに起因している[13]。したがって、r_p/Bは荷重履歴のあるΔK_{th}を支配する影響因子の一つであると考えられる。

４－４　考　察

４－４－１　き裂開閉口挙動と下限界

単一過大荷重履歴後のき裂進展挙動は、以下のように考えられる。単一過大荷重の塑性域内をき裂が進展すれば、塑性誘起き裂閉口が寄与し、き裂進展の遅れ遅延が生じる。da/dNは$\Delta a \simeq 0.4 r_p$で最小となり、これと対応してK_{op}は最大となる。$\Delta a \simeq 0.4 r_p$で$\Delta K_{eff} > \Delta K_{eff,th}$となれば、き裂進展が継続し、その後は定常進展に移行する。一方、$\Delta a \leqq 0.4 r_p$で$\Delta K_{eff} \leqq \Delta K_{eff,th}$となれば、停留に至る。試験条件によっては、塑性誘起き裂閉口に酸化物誘起き裂閉口が重畳して、停留が生じ易くなる（ΔK_{th}が高くなる）と考えられる。

上述の考察から、定常進展と停留の境界（荷重履歴のあるΔK_{th}）において、

次式が成立する。

$$\Delta K_{eff,th} = K_{max,th} - (K_{op})_{max} \qquad (4-3)$$

ここで、$(K_{op})_{max}$は単一過大荷重履歴後のK_{op}の最大値である。$\Delta K_{eff,th}$を荷重履歴によらない材料定数とすれば、$K_{max,th}$は$(K_{op})_{max}$により一義的に定まることになる。前述したように、与えられたK_hに対して、$K_{max,th}$はほぼ一定値を示す。したがって、$(K_{op})_{max}$がK_hにより一義的に定まっていると考えられる。以下ではこれについて検討する。ただし、$(K_{op})_{max}$はΔK_{th}の直下のΔK_iで、き裂が停留に至ったときの値とすべきである。しかし、4－3－1節で述べたように、この場合の測定結果には問題がある。したがって、$(K_{op})_{max}$として$\Delta K_i > \Delta K_{th}$の場合に測定される$K_{op}$の最大値を用いる。

$(K_{op})_{max}/K_h$とr_P/Bの関係を図4－8に示す。$r_P/B < 0.5$の場合、$(K_{op})_{max}/K_h$は次式のようにほぼ一定値を示している。

$$\frac{(K_{op})_{max}}{K_h} = 0.25 \sim 0.3 \qquad (4-4)$$

定常き裂進展の場合、塑性誘起き裂閉口のK_{op}/K_{max}は一定値を示す。上記の特性はこれと類似している。

$r_P/B \geqq 0.5$の場合、$(K_{op})_{max}/K_h$はr_P/Bの増加に伴い徐々に増大している。これは平面ひずみ状態が満足されないことに起因すると考えられるが、K_{op}を増大させる破面の傾斜などは顕著に認められず、機構の詳細は不明である。

$K_{max,th}/K_h$とr_P/Bの関係を図4－9に示す。比較のために、$(K_{op})_{max}/$

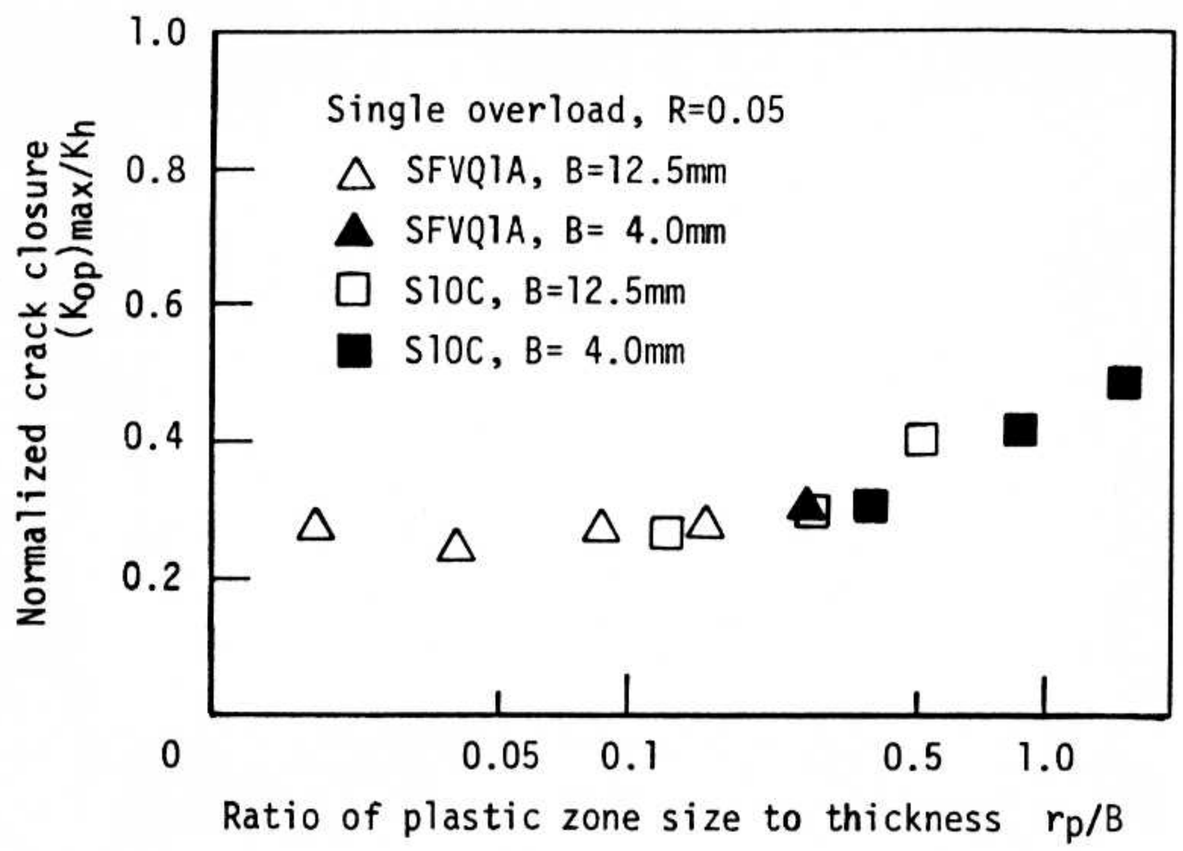


図4－8　$(K_{op})_{max}/K_h$とr_P/Bの関係

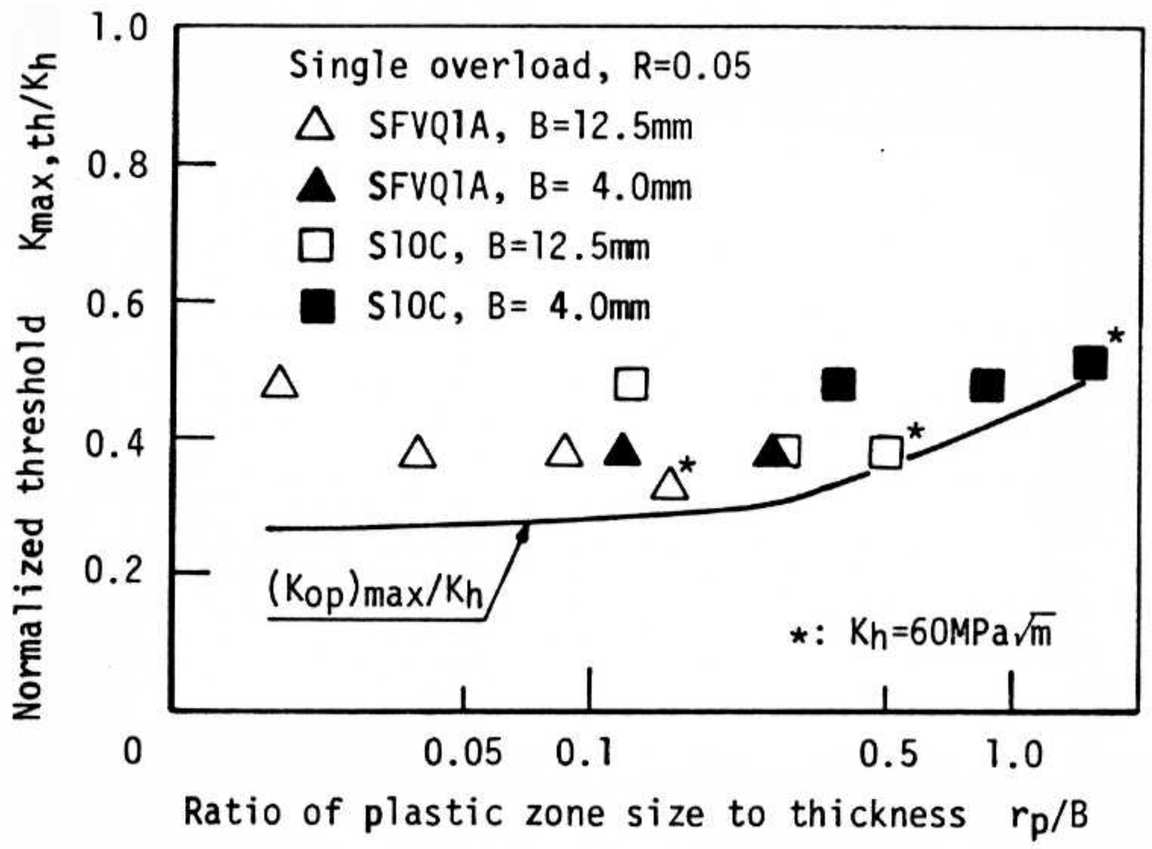


図４－９　　下限界とき裂開閉口の対応関係

K_hの結果(図４－8)を併記した。いずれの材料、試験片厚さの場合にも、＊印を付したK_h＝60MPa$\sqrt{m}$の$K_{max,th}/K_h$と$(K_{op})_{max}/K_h$は かなり近い値を示し、K_hの低下に伴い(r_p/Bの低下に伴い)、両者の差異は増大する。この原因として、 K_hの低下に伴い酸化物誘起き裂閉口の寄与が増大すること、および$\Delta K_{eff,th}$がK_hに対して無視できなくなること(式(4－3)参照)が考えられる。前述したとおり、da/dNの変化に幾分遅れてK_{op}は変化するが、 K_{op}の最大値に着目したき裂開閉口の測定結果は、定量的にも下限界とよく対応している。

４－４－２　下限界の評価法

単一過大荷重履歴、R≃０、かつ式(４－４)が成立する$r_p/B<0.5$の場合、$K_{max,th}$とK_hの関係を Usamiら[11]およびHopkinsら[12]の結果と併せて図４－10に示す。分散帯は式(４－３)および式(４－４)による予測結果である。ここで、$\Delta K_{eff,th}$はこれら４種類の材料に対して得られた高応力比(R≧0.7)のΔK_{th}に等しい、$\Delta K_{eff,th}$＝２～３MPa$\sqrt{m}$を仮定した。 実験結果は予測結果にほぼ一致している。したがって、強度レベルが大きく異なるこれらの材料に対して、式(４－３)および式(４－４)による予測が有効である。また、４－３－２節に示したとおり、荷重履歴後のR≧０の場合、下限界はRによらず$K_{max,th}$が一定となる。すなわち、単一過大荷重履歴、荷重履歴後のR≧０の場合、式(４－３)および式(４－４)により下限界が材料によらず予測できると結論される。

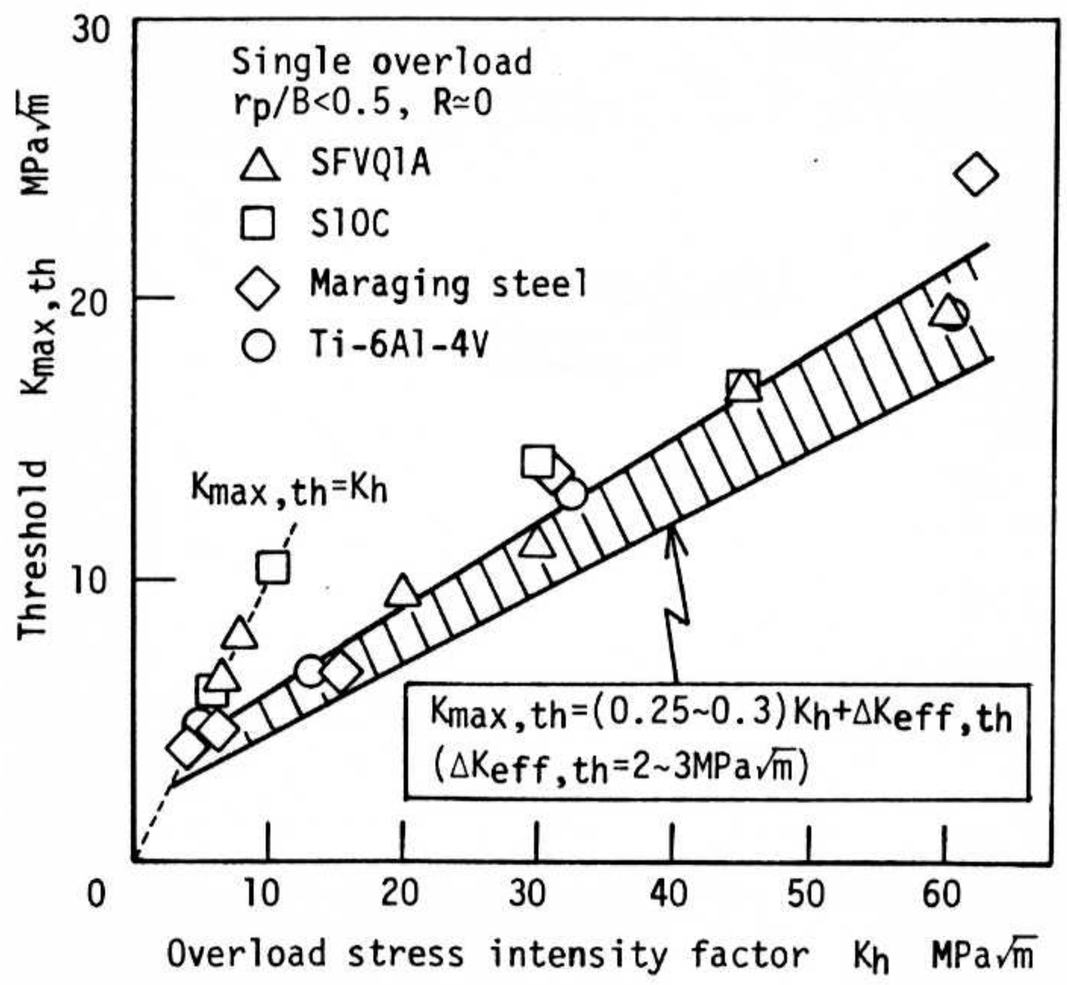


図４－10　　下限界の予測結果と実験結果の比較

４－３－1節に示したとおり、複数過大荷重履歴のΔK_{th}と単一過大荷重履歴のΔK_{th}の間には、式(４－２)の関係が存在する。式(４－２)～式(４－4)および表４－４の結果から、Ｒによらず次式が得られる。

$$\frac{(K_{op})_{max}}{K_h} = 0.4 \sim 0.45 \qquad (4-5)$$

前述した複数過大荷重履歴後のき裂開閉口挙動の結果から、式(４－5)は$K_{max} = K_h$、$R = 0.05$の定常き裂進展の場合のK_{op}/K_{max}にほかならない。K_{op}/K_{max}を疲労き裂と理想き裂の比較から、実験的に調べた小林らの結果[8]、および解析的に調べたBudianskyらの結果[14]と、式(４－５)の値はほぼ一致している。K_{op}/K_{max}は材料によらず一定である。したがって、式(４－３)および式(４－５)による下限界の予測は、材料によらず有効である。

以上に示したとおり、式(４－３)における$(K_{op})_{max}$は荷重履歴によって定まり、材料(組織)に不敏感である。一方、$\Delta K_{eff,th}$は材料によって異なる場合がある。以上の考察では、$\Delta K_{eff,th}$が高応力比で得られたΔK_{th}に等しいと仮定し、下限界に及ぼす荷重履歴の影響を検討した。真の$\Delta K_{eff,th}$が存在するか否か、およびその測定方法については、今後の課題である。

4－5　結　言

本章では、疲労き裂進展の下限界に及ぼす荷重履歴の影響を検討した。得られた結果を要約すれば、以下のとおりとなる。

（1）　下限界に及ぼす荷重履歴の影響は、塑性誘起き裂閉口によりもたらされる。下限界は材料によらず、次式によって予測できる。

$$K_{max,th} = \alpha K_h + \Delta K_{eff,th}$$

$$\alpha = \begin{cases} 0.25 \sim 0.3 & \text{（単一過大荷重履歴）} \\ 0.4 \sim 0.45 & \text{（複数過大荷重履歴）} \end{cases}$$

（2）　荷重履歴後の応力比R≧0の場合、下限界はRによらず$K_{max,th}$が一定となる。

（3）　条件によっては、酸化物誘起き裂閉口が下限界に関与する。この場合、下限界は(1)の予測よりも高くなる。

文　献

(1) 小林・中沢，材料，17－173(昭43)，154.

(2) Klesnil, M.・Lukus, P., Engineering Fracture Mechanics, 4 (1972), 77.

(3) ASTM Committee E－24, ASTM Special Technical Publication, 738(1981), 304.

(4) Minakawa, K. ・ McEvily, A. J., Scripta Metallugica, 15 (1981),633.

(5) Stewart, A. T., Engineering Fracture Mechanics, 13(1980), 463.

(6) Suresh, S. ・ Zamiski, G ・Ritchie, R. O., Metallurgical Transactions A, 12(1981), 1435.

(7) Elber, W., ASTM Special Technical Publication, 486(1971), 230.

(8) 小林，機論，49－443，A(昭58)，771.

(9) 菊川・城野・田中・高谷， 材料，25－276(昭51)，899.

(10) 戸梶・安藤・長江・今井，機論，51－462，A(昭60)，318.

(11) Usami, S.・ Kitagawa, H., Materials, Experimentation and Design in Fatigue, Proceedings of Fatigue '81, (1981), 472.

(12) Hopkins, S. W.・Rau, C. A.・Leverant, G. R.・Yuen, A., ASTM Special Technical Publication, 595(1976), 125.

(13) 中村・小林・山下・中沢，機講論，No.780－13，(昭53－10)，206.

(14) Budiansky, B. and Hutchinson, J. W., Transactions of ASME, Series A, 45－2(1978), 267.

第５章

実働荷重下の評価方法

5－1　序　言

荷重変動を伴なう実働荷重下の疲労き裂進展については、数多くの研究が行なわれているけれども、評価方法は確立されていない[1]。 一定振幅荷重に挿入される単一過大荷重の例が示すように、 荷重変動はき裂進展に加速[2]と遅延[3]をもたらす。加速と遅延はいずれも、塑性誘起き裂閉口[4]に基づき、説明されている。 プログラム荷重下のき裂開閉口については、実測例が乏しい。菊川ら[5][6]はプログラム荷重下のき裂開閉口の自動計測に成功し、き裂開口応力拡大係数Kopが荷重変動にかかわらず一定値となり、しかもKopの応力拡大係数Kの最高値に対する比は一定振幅荷重の場合のそれに等しいことを示し、有効応力拡大係数範囲ΔKeffに基づくき裂進展の線形加算を、 具体的な評価方法として提案している。

一方、一定振幅荷重下の検討結果から、下限界特性の顕著な応力比依存性が酸化物誘起き裂閉口[7][8]に起因しており、酸化物誘起き裂閉口の寄与が除外できるならば、下限界特性は塑性誘起き裂閉口が支配的な領域のき裂進展特性と同様に、応力比不敏感性を示すことを明らかにした。プログラム荷重下のき裂進展に際しても、酸化物誘起き裂閉口の寄与が考えられる。しかも、この寄与は荷重変動および応力比により、異なることが予想される。

本章では上述した観点に基づき、ＳＦＶＱ１Ａ鋼について p形分布の荷重漸減形ブロック状プログラム荷重下のき裂進展を調べた。特に、酸化物誘起き裂閉口の寄与を明確にするため、変動荷重パターンとして応力比Ｒ＝０(片振り)の場合と引張平均荷重Ｐm一定の場合を対象とした。 両者とも実働荷重にみられる典型例である。その結果、酸化物誘起き裂閉口がプログラム荷重下のき裂進展の下限界特性の予測に際して、重要な因子であることを実証し、具体的な評価方法を提案した。

5－2　材料および実験方法

供試材は原子炉圧力容器用低合金鋼ＳＦＶＱ１Ａである。化学成分および力学的性質は、それぞれ表２－１、表２－２に示したとおりである。試験片は図２－１に示したコンパクト試験片である。 試験は容量98kＮの電気油圧式疲労試験機を使用し、室温大気中、荷重制御で行った。

p形分布波はHaibach[9]によって提案された。ガウス形の累積頻度分布を p＝０、一定振幅荷重の累積頻度分布をp＝１とし、両者の間を比例配分すれば、

その比例定数により pの数値が与えられる。ここではp＝0.25の場合について、1ブロック内の$\Delta P_i - \Sigma n_i$累積頻度分布をi＝8個のステップ分割で近似した(図5－1参照)。ただし、ΔP_i、n_iはステップiでの荷重範囲と繰返し数、そしてΔP_1はステップi＝1のΔP_i(1ブロック内のΔP_iの最高値)である。1ブロック内の総繰返し数Σn_iは、き裂進展速度が$da/dN > 10^{-9}$m/cycleの範囲において$\Sigma n_i = 10^4$回、 $da/dN < 10^{-9}$m/cycleの範囲において$\Sigma n_i = 10^6$回とした。それぞれの場合について、1ブロック内のステップ分割を表5－1に示す。

1ブロック内の荷重順序は漸減形とし、 ΔP_iを最大のステップi＝1から最小のステップi＝8へ順次漸減させた。試験は上述したブロックを用い図5－2、図5－3に示すブロック状プログラム荷重下で実施した。ここで、Nは累積繰返し数である。図5－2、図5－3の変動荷重パターンは、応力比R≃0(片振り)の場合と引張平均荷重P_m一定の場合を示しており、 それぞれ実働荷重にみられる典型例である。図5－2の場合、実際には各ステップにおいて、

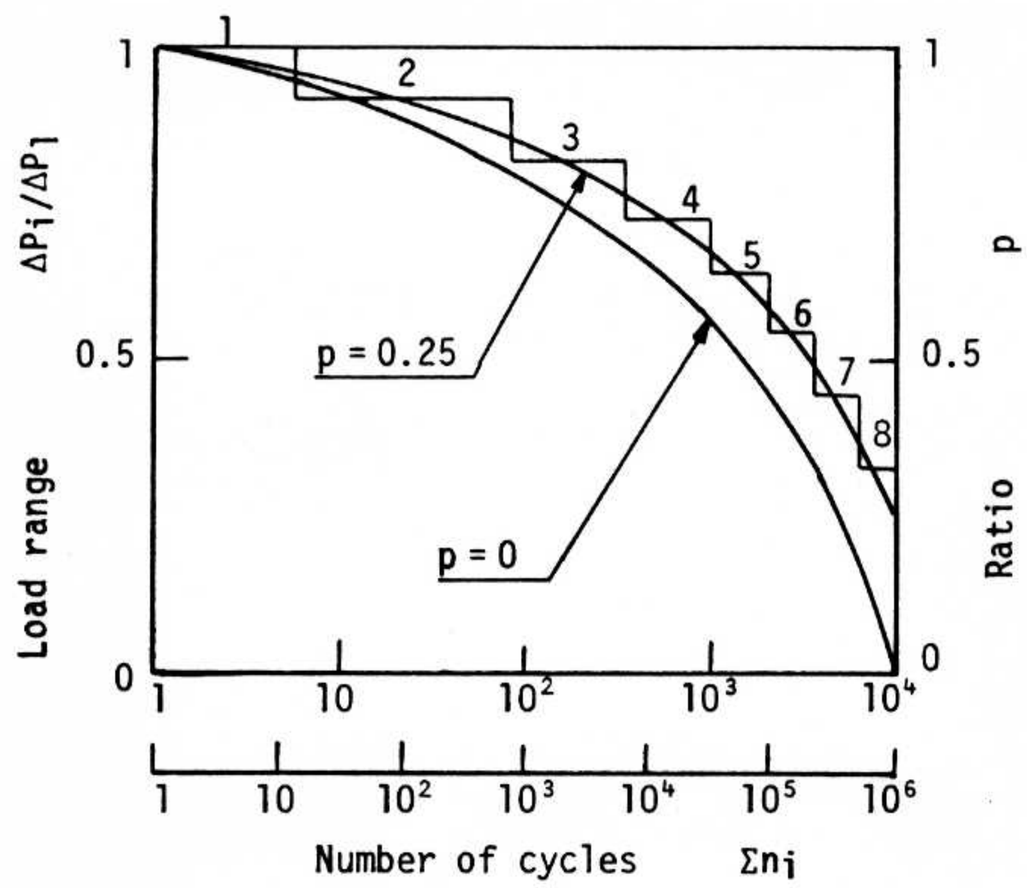


図5－1　　p形分布波

表5－1　　1ブロック内のステップ分割

Step No.	$\Delta P_i/\Delta P_1$	n_i		R_i	
		$\Sigma n_i = 10^4$ (cycles)	$\Sigma n_i = 10^6$ (cycles)	$R_1 = 0.20$	$R_1 = 0.60$
1	1.000	1	2	0.200	0.600
2	0.962	1	16	0.219	0.612
3	0.877	3	280	0.262	0.640
4	0.794	27	2720	0.308	0.669
5	0.681	200	19982	0.376	0.709
6	0.569	918	92000	0.450	0.751
7	0.456	2800	280000	0.534	0.795
8	0.344	6050	605000	0.627	0.842

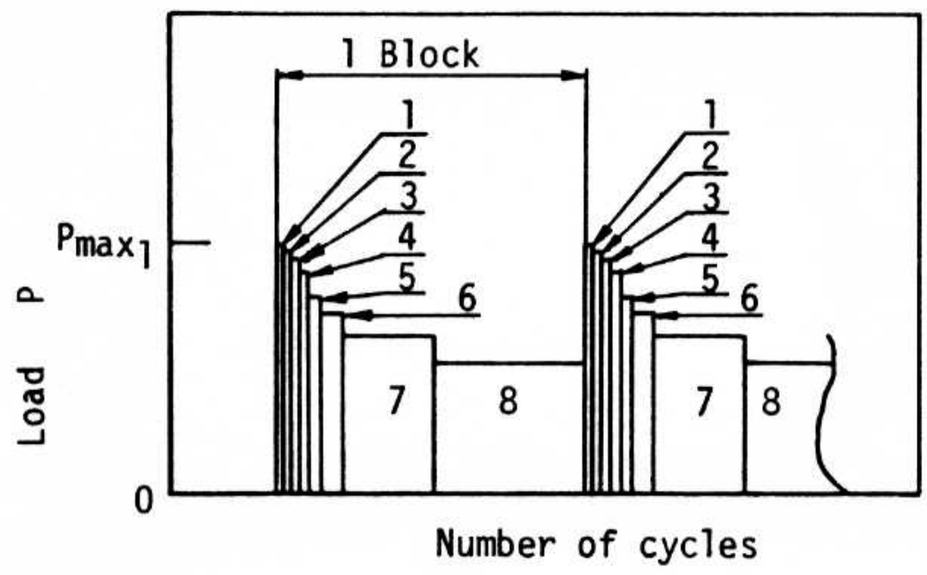


図５－２　　ブロック状プログラム荷重（応力比R≃０）

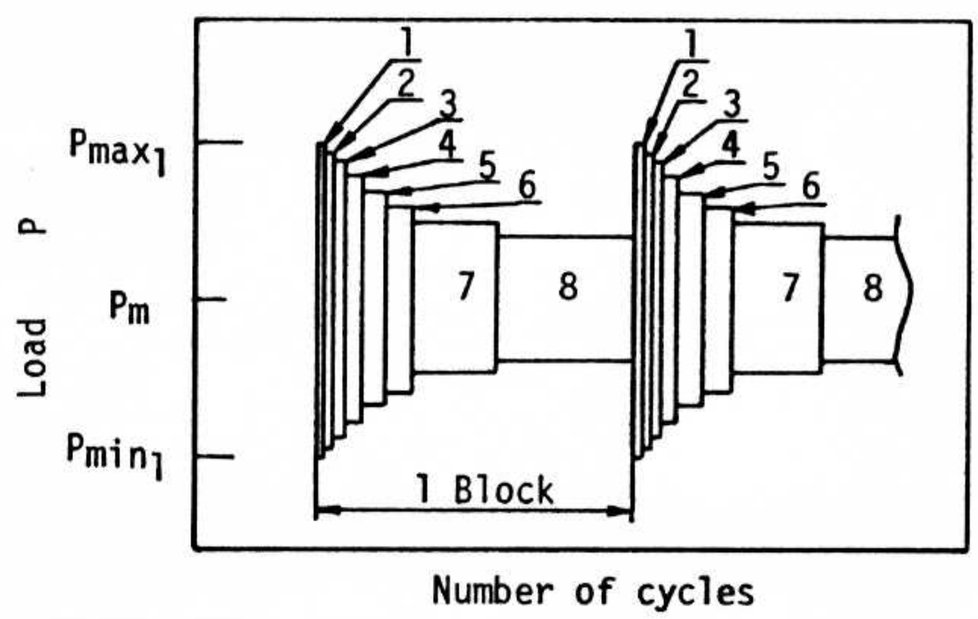


図５－３　　ブロック状プログラム荷重（引張平均荷重一定）

応力比R_i=0.06とした。また、図５－３の場合、ステップi＝１での応力比R_1を基準とし、R_1=0.20およびR_1=0.60となるようにP_mを設定した。したがって、１ブロック内の各ステップにおいて応力比R_iは変動し、R_1が最小のR_iとなる。各ステップにおけるR_iの数値を表５－１に示す。

R_i=0.06、R_1=0.20およびR_1=0.60の３つの場合について、K漸増試験とK漸減試験を実施した。いずれの場合も、一定の荷重範囲ΔPと平均荷重P_mのもとで１ブロック以上の繰り返しを与えて１ブロックごとのき裂進展量を測定しつつ、ΔPとP_mを順次増大あるいは減少させた。前述した$\Sigma n_i=10^4$回の場合がK漸増試験に、$\Sigma n_i=10^6$回の場合がK漸減試験に対応している。R_1=0.20およびR_1=0.60の場合、K漸増試験とK漸減試験にはそれぞれ別の試験片を用いた。R_i=0.06の場合、K漸減試験の後に、同一試験片についてK漸増試験を実施した。繰返し速度は0.1～90Hzとした。

１ブロックごとのき裂進展量は、移動顕微鏡により測定した。また、背面ひずみ除荷弾性コンプライアンス法に基づき、１ブロック内の各ステップiにおけるき裂進展量Δa_iを除荷弾性線の最大荷重点で定義したコンプライアンス変

化から間接測定し、同時に引算回路を使用したコンプライアンス変化からき裂開口荷重を決定した。

5－3　線形加算則による予測

一定振幅荷重下(p＝1)のき裂進展速度da/dNは、応力拡大係数範囲ΔKの関数として次式で与えられる。

$$\frac{da}{dN} = C\Delta K^m \qquad (5-1)$$

ここで、mおよびCは材料定数である。プログラム荷重下(p=0.25)のステップiでのき裂進展速度$(da/dN)_i$が式(5－1)に従うならば、次式が成立する。

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_i = C\Delta K_i^m \qquad (5-2)$$

ここで、ΔK_iはステップiでのΔKである。したがって、1ブロックごとの平均的なき裂進展速度$(da/dN)_p$は、線形加算則により以下のように予測される。

$$\begin{aligned}\left(\frac{da}{dN}\right)_p &= \sum_{i=1}^{8}\left(\frac{da}{dN}\right)_i \frac{n_i}{\Sigma n_i} \\ &= C\sum_{i=1}^{8}\Delta K_i^m \frac{n_i}{\Sigma n_i} \\ &= C\Delta K_m^m \end{aligned} \qquad (5-3)$$

ここで、ΔK_mは次式で定義されるΔK_iのm乗重み平均である。

$$\Delta K_m = \left(\sum_{i=1}^{8}\Delta K_i^m \frac{n_i}{\Sigma n_i}\right)^{1/m} \qquad (5-4)$$

変動荷重下のき裂進展の評価によく使用されるΔK_{rms}は、上式においてm＝2の場合のΔK_mにほかならない。

$$\Delta K_{rms} = \left(\sum_{i=1}^{8}\Delta K_i^2 \frac{n_i}{\Sigma n_i}\right)^{1/2} \qquad (5-5)$$

式(5－3)の線形加算則には、き裂進展の下限界応力拡大係数範囲ΔK_{th}の

表５－２　　式(５－１)、(５－６)、(５－７)における定数の数値
(単位，da/dN: m/cycle，ΔK: MPa√m)

R	m	C	ΔK_{th}	A	B
0.06	3.38	1.15×10^{-12}	6.37	0.428	1.04
0.30	3.37	1.49×10^{-12}	5.03	0.428	1.04
0.70	2.52	1.77×10^{-11}	2.89	0.419	1.01

存在は考慮されていない。ΔK_mが低下し、１ブロック内の各ステップにおいて$\Delta K_i < \Delta K_{th}$となる場合、そのような$\Delta K_i$のき裂進展速度への寄与は式(５－３)から除外することが考えられる。以下の線形加算則による予測では、これを行なっている。

同一材料、同一試験条件の一定振幅荷重下(p＝１)の結果は、図２－７の中実印の結果である。応力比Ｒが異なる場合について、式(５－１)におけるm、ＣおよびΔK_{th}の数値を表５－２に示す。ΔK_mはΔK_1(ステップi＝1でのΔK)に対して、次式で表示される。

$$\Delta K_m = A\Delta K_1 \qquad (5-6)$$

Ａはpおよびm(あるいはＲ)に依存する。p＝0.25の場合について、異なるＲに対するＡの数値を表５－２に示す。Ａはm(あるいはＲ)に著しく不敏感であることがわかる。以下では、Ｒ＝0.70に対するＡ＝0.419を用いて、ΔK_mを算出する。また、ΔK_mとΔK_{rms}の関係は、次式で表示される。

$$\Delta K_m = B\Delta K_{rms} \qquad (5-7)$$

Ｂもpおよびm(あるいはＲ)に依存する。異なるＲに対するＢの数値も表５－２に示す。Ｂもm(あるいはＲ)に著しく不敏感であり、ほぼＢ＝１とみなすことができる。すなわち、以下で行うda/dN－ΔK_m表示は、da/dN－ΔK_{rms}表示ともほとんど変わらない。

5－4　実験と予測の比較

プログラム荷重下(p＝0.25)のR_i＝0.06、R_1＝0.20およびR_1＝0.60の三つの場合について、da/dN－ΔKm関係の実験結果を両対数プロットで図5－4に示す。なお、図には比較のために、一定振幅荷重下(p＝1)のR＝0.06、R＝0.30およびR＝0.70の実験結果に基づく、線形加算則による予測結果も示す。ただし、実験結果のR_1は予測結果のRと正確に対応していない。 表5－1に示したとおり、1ブロック内の各ステップにおける応力比はΔK_iの減少に伴い増大しており、R_1＝0.20の場合にR_i＝0.20～0.63、R_1＝0.60の場合にR_i＝0.60～0.84である。

R_i＝0.06の実験結果はR＝0.06の予測結果を全域にわたって下回っており、線形加算則は保守的評価を与える。 これに反して、R_1＝0.20の実験結果はR＝0.30の予測結果をほぼ全域にわたって上回っており、線形加算則は非保守的評価を与える。き裂進展に寄与の大きいステップi＝5～8において、R_i＞0.30となっていることが、原因の一つと考えられる。しかし、da/dN＞10^{-9}m/cycleの範囲において、R_1＝0.20の実験結果はむしろ以下に述べるR_1＝0.60の実験結果と全く一致しており、R_iの変動だけでは説明できない。また、R_1＝0.60

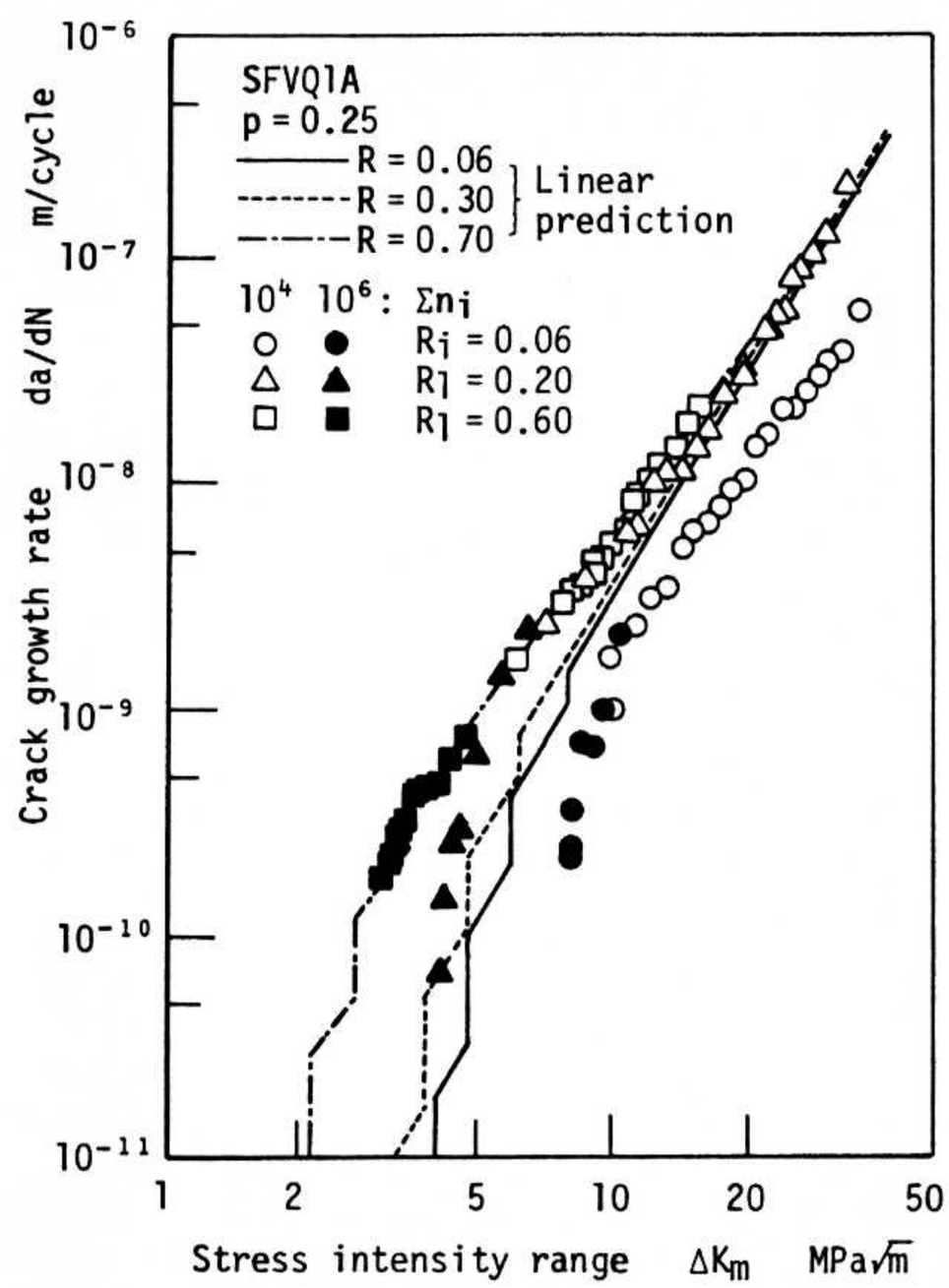


図5－4　　da/dN－ΔKm関係（実験結果と予測結果の比較）

の実験結果は、R＝0.70の予測結果と全域にわたって全く一致しており、 線形加算則は最も良好な評価を与える。この場合にも、ステップi＝5～8において、R_i＞0.70となっている。しかし、一定振幅荷重下の場合、R＞0.70において、ほぼ応力比依存性はなくなることが第2章で確認されている。したがって、R_1＝0.60の実験結果とR＝0.70の予測結果の一致は、妥当だと考えられる。

以上のように、与えられた応力比ごとの線形加算則は、引張平均荷重一定の実験結果に対して、常に保守的評価を与えるとは限らない。しかし、高応力比の線形加算則を用いるならば、それは応力比一定あるいは引張平均荷重一定にかかわらず、すべての実験結果の上限を与え、常に保守的評価が得られることになる。

5－5　き裂開閉口の評価

上述した実験結果と線形加算則による予測結果の不一致は、き裂開閉口に基づくき裂進展の加速と遅延の効果と考えられる。特に、R_i＝0.06とR_1＝0.20の場合のda/dN－ΔKm関係は、da/dN＜10^{-9}m/cycleにおいて、ΔKmの低下に伴い両対数直線関係から逸脱し、da/dNは急激に減少している。 これは一定振幅荷重下における低応力比の場合のda/dN－ΔK関係と同様であり、 酸化物誘起き裂閉口の寄与が考えられる。

R_i＝0.06、R_1＝0.20およびR_1＝0.60の場合について、 K漸減試験を実施した試験片の巨視的破面様相を図5－5に示す。 ただし、R_i＝0.06の場合の

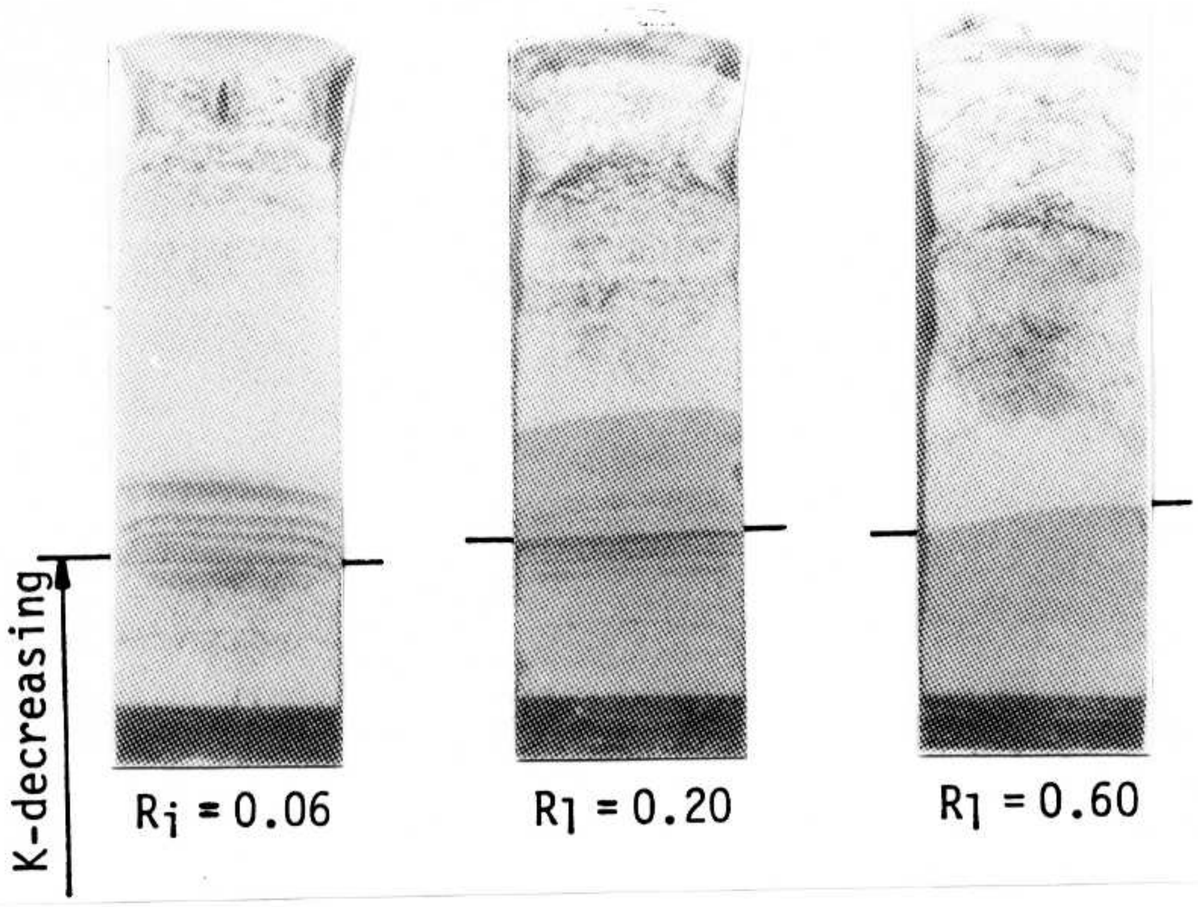


図5－5　　巨視的破面様相（K漸減試験）

みは、K漸減試験の後に、K漸増試験を実施している。$R_i=0.06$および$R_1=0.20$の場合、$da/dN<10^{-9}$m/cycleの範囲に対応する破面上に、フレッチング酸化物の付着が認められ、酸化物誘起き裂閉口の寄与が明らかである。一方、$R_1=0.60$の場合、破面上にフレッチング酸化物の付着はほとんど認められない。

上述した破面の下限界近傍の領域を光学顕微鏡により、さらに詳細に観察した。いずれの場合も、1ブロックごとのビーチ・マークを識別することができた。ビーチ・マークはフレッチング酸化物の痕跡である[10]。$R_1=0.20$の場合についてビーチ・マークの一例を図5－6に示す。1ブロックごとのビーチ・マークの内部において、フレッチング酸化物の付着状況が異なることがわかる。後述するステップごとのき裂進展量Δa_iの結果と比較すれば、ステップ$i=7$、8に対応する箇所において、フレッチング酸化物の付着が最も著しい。このことは$R_i=0.06$および$R_1=0.60$の場合についても同様である。特に、フレッチング酸化物の付着が巨視的に認められない後者の場合にも、局所的に生成していることは注意を要する。

背面ひずみ除荷弾性コンプライアンス法に基づく1ブロック内の各ステップiにおけるき裂進展量Δa_iの測定結果を、図5－7に示す。(a)は$R_1=0.20$の場合、(b)は$R_1=0.60$の場合の結果である。ここで、1ブロックごとのき裂進展量Δa_pは、一定振幅荷重下の$R=0.70$の実験結果に基づく、線形加算則による予測結果である。また、各ステップにおける$\Delta a_i/\Delta a_p$の予測結果を黒丸印で示す。この場合に、$\Delta K_i<\Delta K_{th}$となるΔK_iの寄与は除外していない。なお、$R_i=0.06$の場合、後述する一部の結果を除き、背面ひずみ除荷弾性線が非線

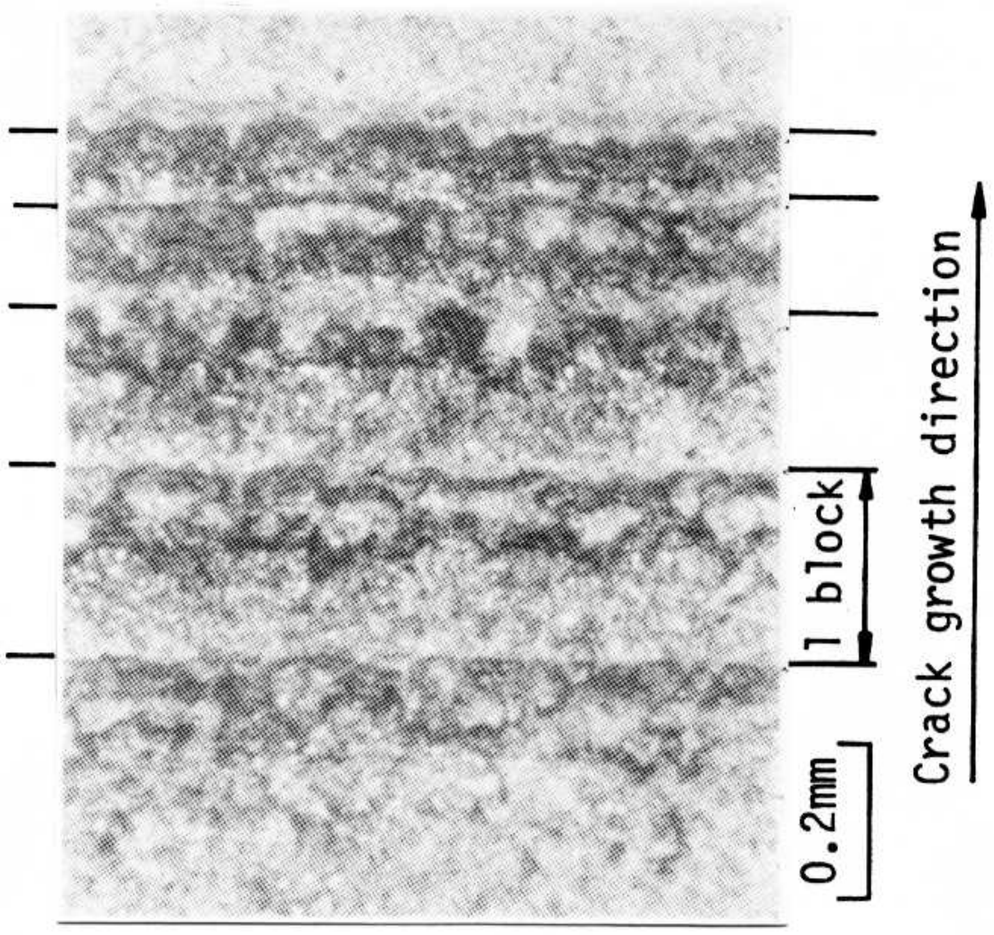
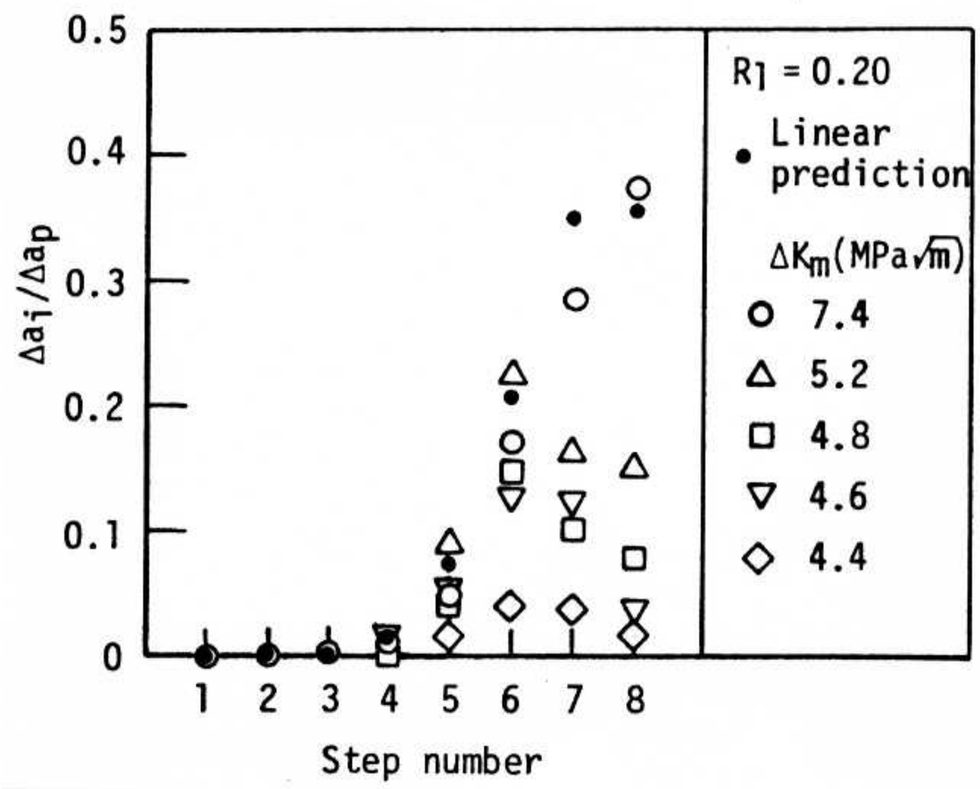
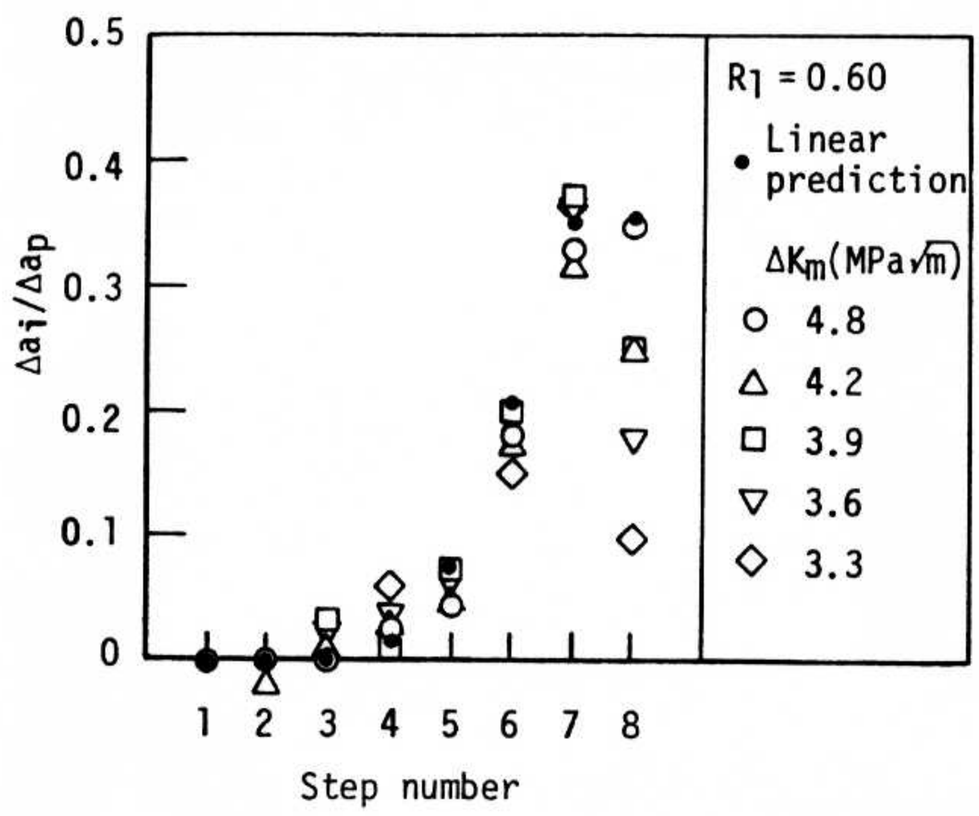


図5－6　1ブロックごとのビーチ・マーク（$R_1=0.20$）



(a) $R_1=0.20$



(b) $R_1=0.60$

図５－７　　１ブロック内の各ステップにおけるき裂進展量

形となり、測定が不可能であった。

いずれの場合も、ΔK_mがかなり大きい範囲において、$\Delta a_i/\Delta a_p$の測定結果は予測結果と全く一致している。前述したとおり、この範囲において、da/dN－ΔK_m関係の実験結果と予測結果は全く一致した。したがって、Δa_iの測定精度はかなり高いと考えられる。$R_1=0.20$の場合、ΔK_mの低下に伴い、ステップ$i=5\sim8$における$\Delta a_i/\Delta a_p$の測定結果は、予測結果よりも全般的に減少してゆく。これに反して、$R_1=0.60$の場合、ΔK_mの低下に伴い、ステップ$i=8$における$\Delta a_i/\Delta a_p$の測定結果のみが、予測結果よりも減少してゆく。以上の結果は、前述したフレッチング酸化物の付着状況とよく対応している。すなわち、１ブロック内でΔK_iが最小となるステップ$i=8$（$R_1=0.60$の場合）、

あるいはそれ以前を含むステップi＝5～8（R_i＝0.20の場合）においてフレッチング酸化物が生成され、酸化物誘起き裂閉口の寄与によりき裂進展の遅延を生じることがわかる。

背面ひずみ除荷弾性コンプライアンス法に基づく、き裂開閉口の測定結果を図5－8～図5－10に示す。図5－8、図5－9はR_i＝0.06の場合、図5－10はR_i＝0.20の場合である。ここで、Kopはき裂開口応力拡大係数、Kop_iはステップiでのKop、$Kmax_i$はステップiでの最大応力拡大係数Kmax、$Kmax_1$はステップi＝1でのKmax（1ブロック内のKmaxの最高値）である。また、図5－8、図5－10には比較のために、一定振幅荷重下のKop/Kmaxの測定結果（図2－9(a)）を、実線（R＝0.06）と破線（R＝0.30）で示す。なお、R_i＝0.60の場合、ステップi＝1～7でのKop_iは最小応力拡大係数$Kmin_i$以下であり、またステップi＝8でのコンプライアンス変化は不明確で、Kop_iは検出できなかった。

R_i＝0.06の場合、図5－8のI印は1ブロック内の各ステップにおける$Kop_i/Kmax_1$の変動範囲を示している。$Kmax_1$＜30MPa$\sqrt{m}$において、$Kop_i/Kmax_1$の変動は著しいが、その下限値は一定振幅荷重下のR＝0.06のKop/Kmax－Kmax関係にほぼ一致している。一方、$Kmax_1$＞30MPa$\sqrt{m}$において、$Kop_i/Kmax_1$の変動は小さく、1ブロック内でほぼ一定値とみなすことができる。一定振幅荷重下のKop/Kmax－Kmax関係と比較すれば、この場合の$Kop_i/Kmax_1$は若干低く、$Kmax_1$の増大に伴いその差は顕著となる。

上述した場合について、1ブロック内の各ステップにおけるき裂開閉口の詳細を、図5－9に示す。(b)は$Kmax_1$＜30MPa$\sqrt{m}$において、$Kop_i/Kmax_1$の変動が最も著しい例である（K漸増試験、$Kmax_1$＝25.7MPa$\sqrt{m}$）。ステップi＝1、

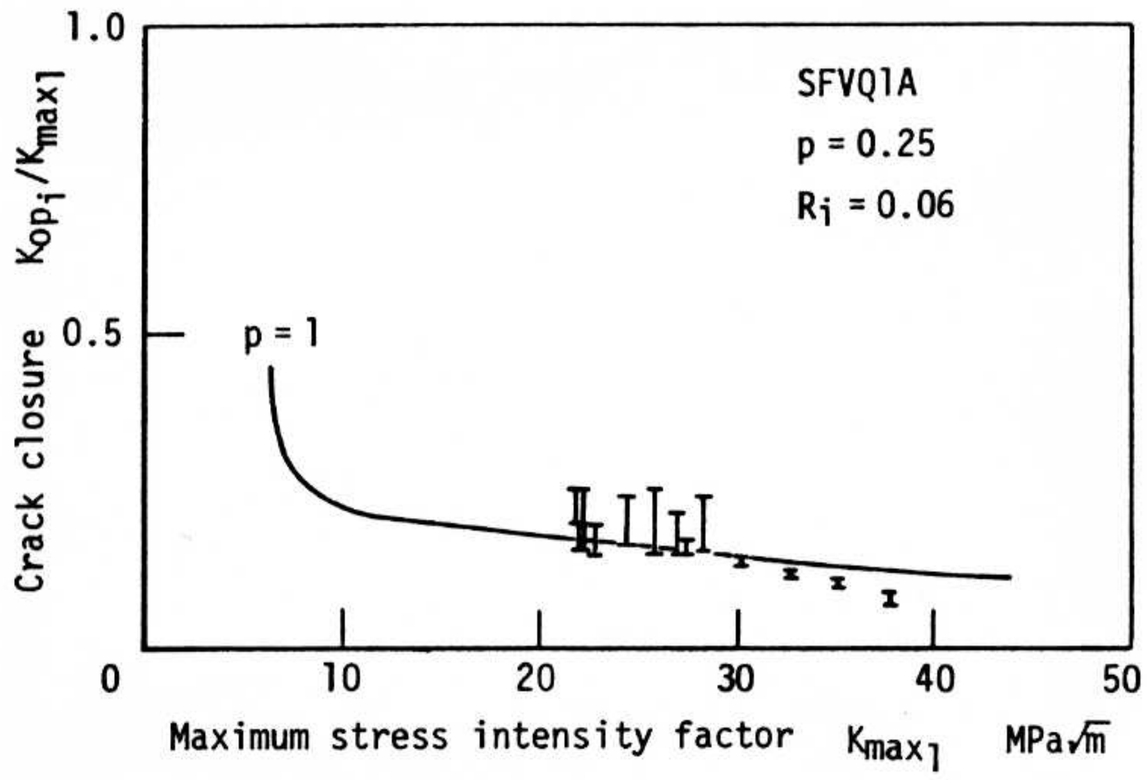
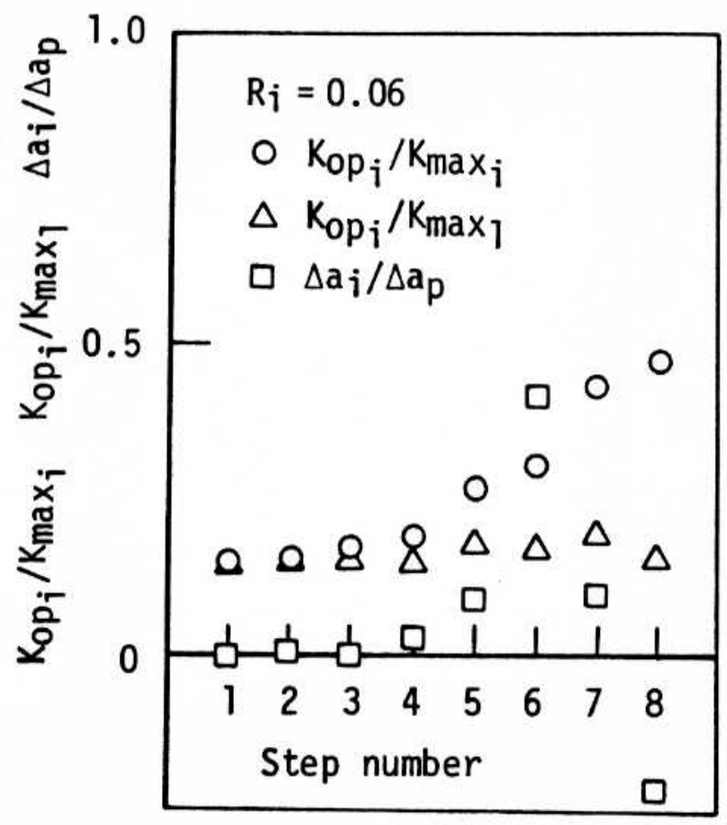
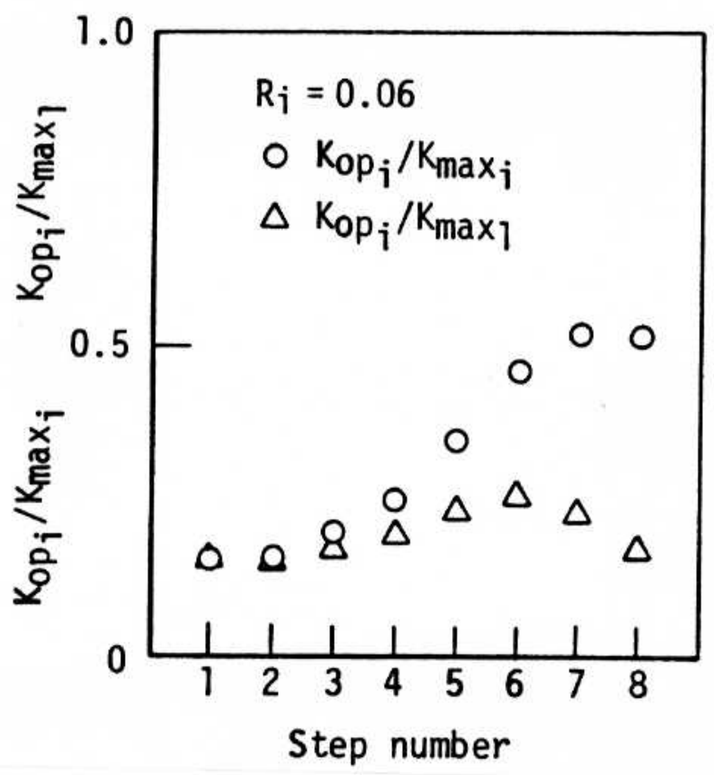


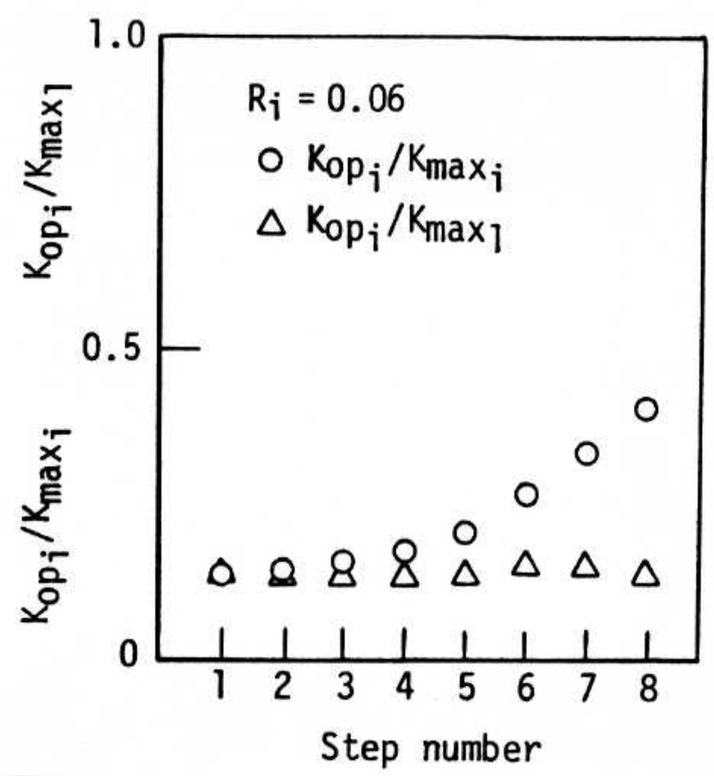
図5－8　Kop/$Kmax_1$－$Kmax_1$関係（R_i＝0.06）



(a) K_{max_1} = 22.8MPa√m



(b) K_{max_1} = 25.7MPa√m



(c) K_{max_1} = 30.2MPa√m

図5－9　1ブロック内の各ステップにおける
き裂開閉口の測定結果（R_i=0.06）

2ではK_{op_i}/K_{max_1}は一定値とみなせる。その後、ステップ番号の増大(ΔK_iの減少)に伴いK_{op_i}/K_{max_i}、K_{op_i}/K_{max_1}は増加する。しかし、ステップi=7、8において$K_{op_i}/K_{max_i} \simeq 0.5$で打切りとなり、対応する$K_{op_i}/K_{max_1}$はかえって減少する。一定振幅荷重下のR=0.06のK漸減試験の場合、下限界近傍においてやはり$K_{op}/K_{max} \simeq 0.5$となる(図2－9参照)。したがって、上述した打切りは、酸化物誘起き裂閉口の寄与により、き裂が進展を停止した結果と考えられる。(a)はやはりK_{max_1}<30MPa√mにおいて、K_{op_i}/K_{max_1}の変動が著しくない例である(K漸減試験、K_{max_1}=22.8MPa√m)。ステップ番号の増大

に伴うK_{op_i}/K_{max_i}の増加は、(b)の場合と同様である。しかし、K_{op_i}/K_{max_1}は1ブロック内でほぼ一定値とみなすことができる。図には比較のために、図5－7と同様な$\Delta a_i/\Delta a_p$の測定結果も示す。ここで、1ブロックごとのき裂進展量Δa_pは、$R_i=0.06$の場合の$da/dN-\Delta K_m$両対数直線関係を外挿した予測結果である。$\Delta a_i/\Delta a_p$もステップ番号の増大に伴い増加するが、ステップ$i=7$において逆に$\Delta a_i/\Delta a_p$は減少し、ステップ$i=8$において$\Delta a_i/\Delta a_p<0$となる。これはステップ$i=7$において酸化物誘起き裂閉口の寄与によりき裂が進展を停止した後に、ステップ$i=8$において荷重繰返しに伴い生成されたフレッチング酸化物がき裂内部に堆積し、コンプライアンスが見かけ上減少したことを示している。堆積したフレッチング酸化物は、次のブロックのK_{op_i}/K_{max_1}にも影響を及ぼす。したがって、この場合、各ステップでのK_{op_i}/K_{max_1}はいずれも、き裂先端からかなり後方の同一箇所におけるき裂面接触を検出した結果であり、一定値となったと考えられる。これは一定振幅荷重下のK漸減試験の場合と同様である。一方、(c)は$K_{max_1}>30MPa\sqrt{m}$において、K_{op_i}/K_{max_1}の変動が小さい例である(K漸増試験、$K_{max_1}=30.2MPa\sqrt{m}$)。ステップ番号の増大に伴い$K_{op_i}/K_{max_i}$は増加し続けるが、$K_{op_i}/K_{max_1}$は1ブロック内でほぼ一定値とみなすことができる。この場合、酸化物誘起き裂閉口の寄与はないと考えられる。

$R_1=0.20$の場合、図5－10のK_{op_i}/K_{max_1}はステップ$i=1\sim4$の結果であり、$R_1=0.60$の場合のステップ$i=1\sim8$と同様に、ステップ$i=5\sim8$でK_{op_i}は検出できなかった。K_{op_i}/K_{max_1}は一定振幅荷重下の$R=0.30$の$K_{op}/K_{max}-K_{max}$関係にほぼ一致し、K_{max_1}の減少に伴い増加している。ただし、フレッチング酸化物は$R_1=0.20$の場合のステップ$i=1\sim4$において生成されず、一

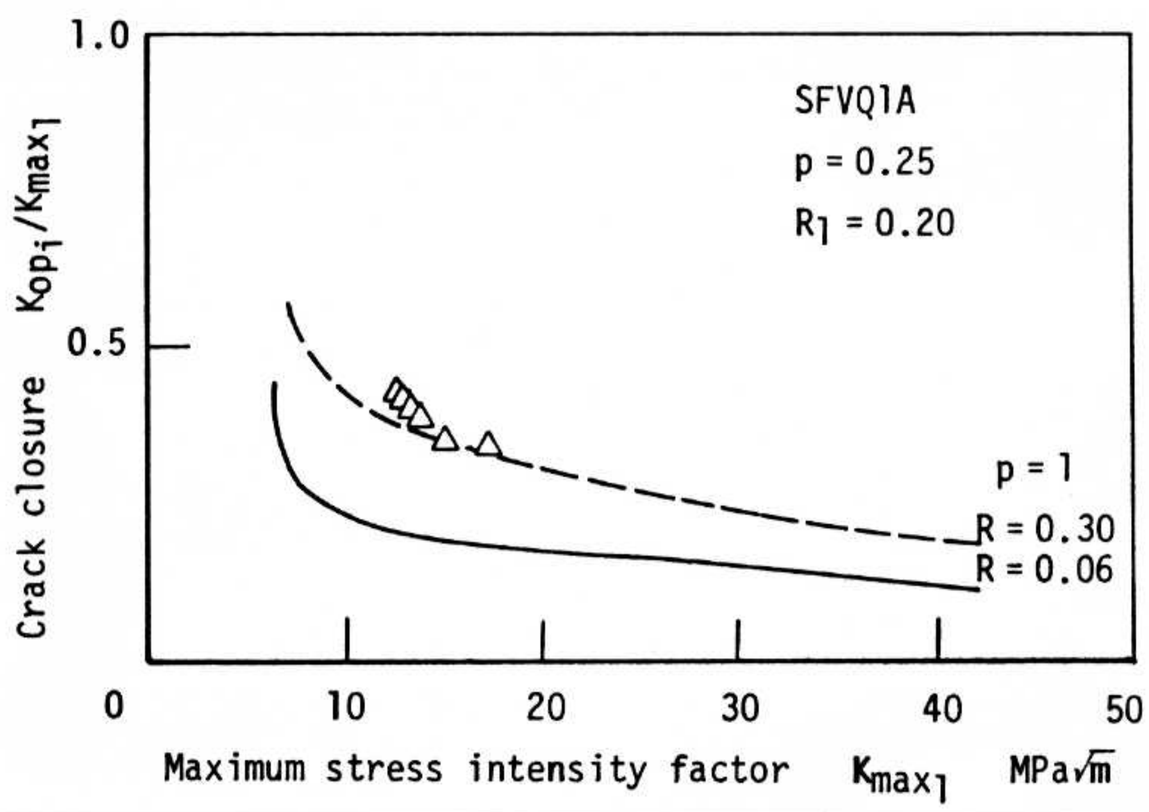


図5－10　$K_{op}/K_{max_1}-K_{max_1}$関係（$R_1=0.20$）

定振幅荷重下のR＝0.30の場合には生成されると考えられる。したがって、上述した一致は、R_1＝0.20の場合のステップi＝1～4におけるK_{op_i}/K_{max_1}が、前のブロックのステップi＝5～8で生成されたフレッチング酸化物の影響を受けることを示している。すなわち、上述した図5－9(a)の結果と併せて、背面ひずみ除荷弾性コンプライアンス法はき裂先端ではなく、むしろかなり後方のき裂面接触を検出していると考えられる。

以上の結果は、前述したフレッチング酸化物の付着状況、および1ブロック内の各ステップにおけるき裂進展の測定結果とよく対応している。 すなわち、ステップ番号の増大（ΔK_iの減少)に伴いフレッチング酸化物が生成されるようになり、酸化物誘起き裂閉口の寄与によりき裂進展の遅延を生じることが、定量的に確認された。 フレッチング酸化物が生成されるステップ番号はR_i、R_1の値によって異なり、R_i、R_1の増加に伴い増大すると考えられる。一方、K_{max_1}の増大に伴いフレッチング酸化物は生成され難くなる。これはき裂進展速度の増大に起因しており、き裂進展速度がフレッチング酸化物の生成速度を上回るからだと考えられる。この場合には塑性誘起き裂閉口が支配的となり、K_{op_i}/K_{max_1}は1ブロック内でほぼ一定値とみなすことができる。これは菊川ら[(5)(6)]の結果と同様である。ただし、測定されたK_{op_i}/K_{max_1}の定量性に若干の問題が残されていることは、上述したとおりである。なお、一定振幅荷重下の塑性誘起き裂閉口が支配的な場合でも、K_{op}/K_{max}の測定結果は解析結果、あるいは理想き裂との比較からの予測結果よりも低い[(11)(12)]。

5－6　有効応力拡大係数範囲による予測

き裂開閉口が定量的に評価された場合、ΔKの代わりに有効応力拡大係数範囲ΔK_{eff}を用いて、 プログラム荷重下のき裂進展を線形加算則により予測できる。ΔK_{eff}は次式で定義される。

$$\Delta K_{eff} = \begin{cases} K_{max} - K_{op} & (K_{op} \geq K_{min}) \\ K_{max} - K_{min} & (K_{op} < K_{min}) \end{cases} \qquad (5-8)$$

一定振幅荷重下(p＝1)のき裂進展速度da/dNは、次式で与えられる。

$$\frac{da}{dN} = C' \Delta K_{eff}^{m'} \qquad (5-9)$$

ここで、m′およびC′は材料定数である。プログラム荷重下(p＝0.25)のステッ

プiでの$(da/dN)_i$が式(5－9)に従うならば、1ブロックごとの$(da/dN)_p$は、線形加算則により以下のように予測される。

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_p = C'\Delta K_{m',eff}^{m'} \qquad (5-10)$$

ここで、$\Delta K_{m',eff}$はステップiでのΔK_{eff}である$\Delta K_{i,eff}$のm′乗重み平均を示しており、次式で定義される。

$$\Delta K_{m',eff} = \left(\sum_{i=1}^{8} \Delta K_{i,eff}^{m'} \frac{n_i}{\Sigma n_i}\right)^{1/m'} \qquad (5-11)$$

式(5－9)のm′とC′はすでに第2章で得られている。しかし、実施したR_i＝0.06、R_1＝0.20およびR_1＝0.60の三つの場合の試験に際して、K_{op_i}/K_{max_1}の測定結果は部分的にしか得られなかった。したがって、上記の$K_{m',eff}$を評価することはできない。菊川ら[5][6]の報告のようにK_{op_i}/K_{max_1}を一定値とすれば、評価は容易であるが、前述したとおり酸化物誘起き裂閉口の寄与により、K_{op_i}/K_{max_1}は変動する。また、K_{op_i}/K_{max_1}は荷重順序にも影響を受けることが報告されている[13]。さらに、測定されたK_{op_i}/K_{max_1}の定量性に問題があることも、前述したとおりである。ΔK_{eff}による定量的な評価は、未だ今後の課題だと考えられる。

図5－11にR_i＝0.06の場合のda/dN－$\Delta K_{m',eff}$関係を示す。なお、図には比較のために、da/dN－ΔK_m関係を、実線(R_i＝0.06)、破線(R_1＝0.20)および一点鎖線(R_1＝0.60)で併記した。R_1＝0.20およびR_1＝0.60の場合、両対数直線関係が成立する範囲において、$K_{op_i} < K_{min_i}$、すなわち$\Delta K_m = \Delta K_{m',eff}$であり、da/dN－$\Delta K_m$関係はda/dN－$\Delta K_{m',eff}$関係にほかならない。なお、図5－4からわかるように、高応力比の場合の式(5－1)のmは、m＝m′となり、上記のda/dN－ΔK_m関係は高応力比の線形加算則による予測結果とも一致する。R_i＝0.06の場合のda/dN－$\Delta K_{m',eff}$関係は、$\Delta K_{m',eff}$＝7MPa$\sqrt{m}$近傍において上記のda/dN－ΔK_m関係に一致する。しかし、その点を境として、$\Delta K_{m',eff}$の低下に伴いda/dNは急激に減少し、また$\Delta K_{m',eff}$の増大に伴いむしろR_i＝0.06の場合のda/dN－ΔK_m関係に漸近する傾向を示す。前者は酸化物誘起き裂閉口が、後者は塑性誘起き裂閉口が、いずれも十分に検出されていないことに起因する結果である。

前述したように、高応力比の線形加算則を用いるならば、それは応力比一定あるいは引張平均荷重一定にかかわらず、すべてのda/dN－ΔK_m関係の上限を与え、常に保守的評価が得られる。上述したとおり、一定振幅荷重下の高応力

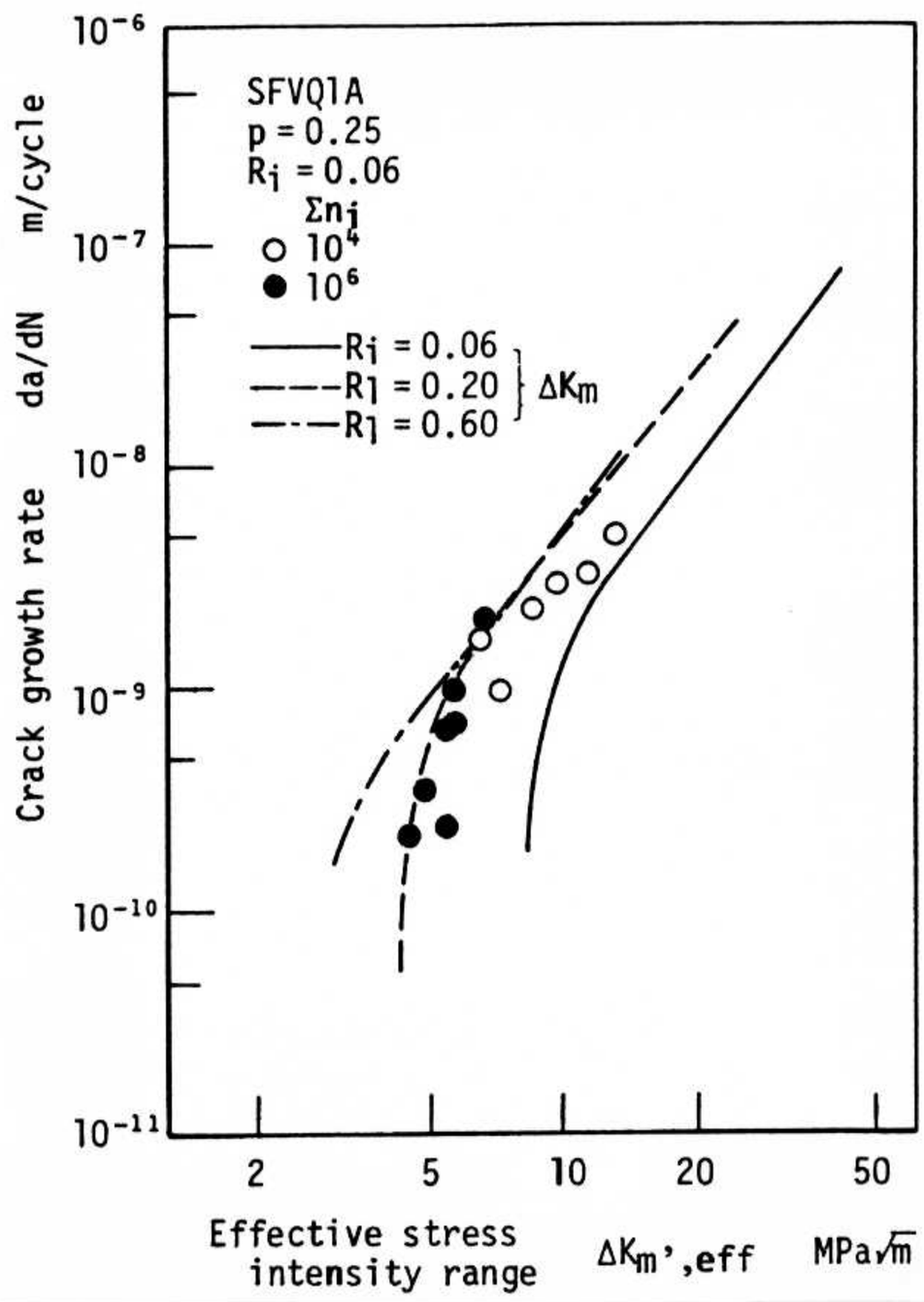


図５－11　da/dN－ΔKm',eff関係（R_i＝0.06）

比の場合、プログラム荷重下の高引張平均荷重の場合のいずれにおいても、ΔK＝ΔKeff、ΔKm＝ΔKm′ effとなる。したがって、高応力比の線形加算則はΔKeffを用いた線形加算則にほかならないことが、保守的評価が得られる理由だと考えられる。

５－７　結　言

本章では、実働荷重を模擬した頻度分布を持つ p形分布の荷重漸減形ブロック状プログラム荷重下のき裂進展とき裂開閉口の評価を行った。得られた結果を要約すれば、以下のとおりとなる。

（１）プログラム荷重下のき裂進展の下限界特性は、一定振幅荷重下の場合と同様に、酸化物誘起き裂閉口に支配されている。特に、応力比あるいは引張平均荷重が低い場合、酸化物誘起き裂閉口の寄与が大きい。

（２） 与えられた応力比ごとの線形加算則は、引張平均荷重一定の実験結果に対して、常に保守的評価を与えるとは限らない。しかし、酸化物誘起き裂閉口の関与しない高応力比の線形加算則を用いるならば、それは応力比一定あるいは引張平均荷重一定にかかわらず、すべての実験結果の上限を与え、常に保守的評価が得られる。

（３） き裂開口応力拡大係数はブロック内で複雑に変化している。また現状では、き裂開閉口の測定結果の定量性に若干の問題が残されている。したがって、荷重変動のある実働荷重下のき裂開閉口を定量的に予測し、有効応力拡大係数範囲による評価を行なうことは今後の課題である。

文　献

(1) 例えば、Effect of Load Spectrum Variables on Fatigue Crack Initiation and Propagation, ASTM Special Technical Publication, 714(1980).

(2) 例えば，小林・中村・中沢，材料，32－355(昭58)，378.

(3) 例えば，平野・小林・中村・中沢，機論，46－410，A(昭55)，1040.

(4) Elber, W., ASTM Special Technical Publication, 486(1971), 230.

(5) 菊川・城野・近藤，材料，28－313(昭54)，946.

(6) 菊川・城野・近藤，機論，47－417，A(昭56)，468.

(7) Stewart, A. T., Engineering Fracture Mechanics, 13(1980), 463.

(8) Suresh, S. ・ Zamiski, G ・Ritchie, R. O., Metallurgical Transactions A, 12(1981), 1435.

(9) Haibach, E., Institut für Betriebs－festigkeit, Darmstadt, Tech., Mitt., Nr. 50～70(1970).

(10) 小林，材料試験技術，28－1(昭58)，13.

(11) Kobayashi, H.・Nakamura, H.・ Nakazawa, H., Mechanics of Fatigue, AMD－Vol.47(1981), 133, ASME.

(12) 小林，金属学会会報，21－5(昭57)，329.

(13) 小林・橘内・井野・成本・岩館・飯田，機論，50－452，A(昭59)，820.

第6章

結　　論

本研究では、欠陥評価において重要な材料特性である疲労き裂進展の下限界特性について、評価、検討した。得られた結果については各章の結言に示したが、ここではそれらを総括して述べる。

第２章の結果から、破面粗さ誘起き裂閉口を引き金とした酸化物誘起き裂閉口が下限界特性の最も重要な支配力学因子であることが明らかとなった。下限界応力拡大係数範囲ΔK_{th}の顕著な応力比、環境および組織依存性は、酸化物誘起き裂閉口に起因している。 最大応力拡大係数K_{max}一定、応力拡大係数範囲ΔK漸減試験などによって酸化物誘起き裂閉口の寄与が除外できるならば、下限界特性は塑性誘起き裂閉口が支配的な領域のき裂進展特性と同様に、応力比、環境および組織不敏感性を示す。一方、荷重、応力比および環境などの条件を限定すれば、酸化物誘起き裂閉口が関与する応力比一定、ΔK漸減試験で得られるΔK_{th}は、複数の真空焼なまし予き裂試験片の疲労限度として得られるΔK_{th}と一致しており、欠陥評価に適用することはそれなりの意味がある。しかし、実用的な観点からは、上記の条件は限定され難い。また、酸化物誘起き裂閉口の寄与が除外された場合、ΔK_{th}は極めて小さく、 工学的には$da/dN-\Delta K$関係は全領域に渡って両対数直線関係で近似できる。したがって、欠陥評価に際しては、酸化物誘起き裂閉口が関与しない条件で得られた$da/dN-\Delta K$関係を用いた疲労寿命・余寿命予測を行なうことが推奨される。

前述したとおり、下限界特性の応力比、環境および組織依存性は、酸化物誘起き裂閉口に起因しているが、基地組織中に球状黒鉛が点在するかなり特殊な組織を持つ球状黒鉛鋳鉄では、き裂閉口を誘起する因子が異なる。この材料の場合、下限界特性の顕著な応力比依存性は、球状黒鉛が部分的に破砕され、黒鉛微粉末となって破面上で局所的に堆積して生じる黒鉛誘起き裂閉口に起因している。黒鉛は基地組織と比較して強度的にほとんど無視できるため、その存在は実断面を減少させる効果をもたらし、縦弾性係数は小さくなる。黒鉛誘起き裂閉口の寄与が除外された場合、き裂進展特性は明瞭な下限界挙動を示さず、応力比および組織不敏感であり、縦弾性係数が支配材料因子となる。すなわち、縦弾性係数を考慮すれば、前述のき裂進展特性から疲労寿命・余寿命予測を行う欠陥評価方法が、異なる材料についても適用できる。

塑性誘起き裂閉口は組織や環境に不敏感であるので、ΔK_{th}に及ぼす荷重履歴の影響を塑性誘起き裂閉口との関連において調べれば、組織や環境に不敏感で、しかも荷重履歴がある場合について適切な安全裕度での欠陥評価が可能となる。第４章の結果から、下限界は材料によらず次式によって予測できることが明らかとなった。

$$K_{max,th} = \alpha K_h + \Delta K_{eff,th}$$

$$\alpha = \begin{cases} 0.25 \sim 0.3 & \text{（単一過大荷重履歴）} \\ 0.4 \sim 0.45 & \text{（複数過大荷重履歴）} \end{cases}$$

ここで、K_hは過大荷重の応力拡大係数、 $K_{max,th}$および$\Delta K_{eff,th}$はそれぞれ最大応力拡大係数および有効応力拡大係数範囲に対する下限界である。荷重履歴後の応力比$R \geqq 0$の場合、下限界はRによらず$K_{max,th}$が一定となる。なお、条件によっては酸化物誘起き裂閉口が下限界特性に関与するが、この場合の下限界値は上記の予測よりも高くなる。

実働荷重を模擬した頻度分布を持つブロック状プログラム荷重下の下限界特性も、一定振幅荷重下の場合と同様に、酸化物誘起き裂閉口に支配されている。特に、応力比あるいは引張平均荷重が低い場合に酸化物誘起き裂閉口の寄与が大きい。き裂開口点はブロック内で複雑に変化しており、実動荷重下のき裂開閉口を定量的に予測することは、今後の課題である。したがって、実働荷重下の具体的な欠陥評価方法としては、酸化物誘起き裂閉口が関与しないき裂進展特性を用いた線形加算則によって、疲労寿命・余寿命予測を行うことが推奨される。

印 刷 論 文

第２章

ＳＦＶＶ３鋼の疲労き裂開閉口の実測と下限界特性の評価（小林英男、小川武史、中村春夫、中沢　一)、日本機械学会論文集（Ａ編)、50巻451号、昭和59年3月(1984)、pp.309－319.

ΔＫ漸増試験における疲労き裂進展および下限界特性の評価（小川武史、小林英男、戸梶恵郎)、日本機械学会論文集(Ａ編)、51巻472号、昭和60年12月(1985)、pp.2771－2776.

第３章

球状黒鉛鋳鉄ＦＣＤ45の疲労き裂進展の下限界特性とき裂開閉口（小川武史、小林英男、小出孝道、中沢　一、米谷栄二)、日本機械学会論文集(Ａ編)、51巻467号、昭和60年7月(1985)、pp.1660－1667.

第４章

疲労き裂進展の下限界に及ぼす荷重履歴の影響（小川武史、戸梶恵郎、越智　聡、小林英男)、日本機械学会論文集(Ａ編)、53巻487号、昭和62年３月(1987)、pp.428－435.

第５章

プログラム荷重下の疲労き裂進展とき裂開閉口の評価（小林英男、小川武史、斉藤信広、中村春夫、中沢　一)、日本機械学会論文集（Ａ編)、50巻458号、昭和59年10月(1984)、pp.1686－1694.

謝　　辞

本論文は、著者が東京工業大学に在学中より、昭和58年10月岐阜大学工学部機械工学科に奉職後も継続して遂行した研究結果をまとめたものである。研究を進める過程では、多くの方々の御助力を得た。ここに記して謝意を表する。

東京工業大学　中沢 一 名誉教授、小林英男教授には、在学中より現在まで、懇切な御指導、御鞭撻を頂いた。特に、小林英男教授には、本研究の内容をはじめ研究姿勢に至るまで、数多くの貴重な御指導を賜った。また、同学の臼井英治教授、布村成具教授、青木 繁 教授、三木千寿助教授には、本論文について有益な御討論と御助言を頂いた。

岐阜大学　安藤善司名誉教授、加藤容三教授、中野典彦助教授、戸梶恵郎助教授、および豊田工業高等専門学校　中島正貴助教授には、岐阜大学に奉職以来、貴重な御助言、御鞭撻を頂いた。

機械技術研究所　平野一美 主任研究官、 東京工業大学　中村春夫助手、荒居善雄助手、小出孝道技官には、実験方法などについての御助言と御協力を頂いた。

各位に心から感謝いたします。