

昭和57年度
修士論文

疲労き裂進展の
下限界特性の評価

指導教官

中沢 一 教授
小林英男 助教授

機械物理工学専攻

大修 1242

小川 武史

目次

第1章	緒言	1
第2章	材料および実験方法	
2.1	供試材および試験片	6
2.2	一定振幅荷重試験	9
2.3	Δ 分布プログラム荷重試験	13
2.4	き裂開閉口の実測法	19
第3章	一定振幅荷重下の下限界特性の評価	
3.1	R-一定試験	24
3.2	K_{max} -一定試験	
3.2.1	SFVW3鋼の結果	42
3.2.2	アルミニウム合金の結果	47
3.3	真空焼なまし試験片の ΔK 漸増試験	62
3.4	考察	65
第4章	プログラム荷重下の下限界特性の評価	
4.1	き裂進展におよぼす影響因子	76
4.2	線形加算則による評価	83
4.3	考察	89

<u>第5章</u>	<u>結言</u>	97
------------	-----------	----

付録1	酸化物誘起き裂開口について	99
-----	---------------	----

付録2	プログラム波のき裂進展におよぼす影響因子	101
-----	----------------------	-----

付録3	背面ひずみ除荷コンプライアンス法による き裂長さ測定法について	109
-----	------------------------------------	-----

<u>参考文献</u>		112
-------------	--	-----

<u>謝辞</u>		
-----------	--	--

第 1 章

緒 言

疲労き裂進展の下限界特性は、欠陥評価に際して重要であり、多くの研究がされている。しかし、その影響因子には不明な点が多く、試験方法も確立されていない。

一般に、一定振幅荷重下のオII段階のき裂進展速度 da/dN は小規模降伏の範囲で、図1.1に示すように応力拡大係数範囲 ΔK のレベルにより、下限界近傍のオIIa段階(低 ΔK レベル)と定常進展領域のオIIb段階(中 ΔK レベル)に分けられる。オIIb段階において、 $da/dN - \Delta K$ 関係は両対数直線関係を示す。 ΔK の低下に伴い、下限界近傍のオIIa段階において $da/dN - \Delta K$ 関係は両対数直線関係から逸脱し、 da/dN は急激に低下する。オIIb段階において、応力比、環境(試験温度、湿度)および組織依存性は小さいのに対して、オIIa段階では顕著となることが一般に知られている。これらの現象の解明にはき裂開閉口を考慮することが重要である。

疲労き裂進展の支配力学因子として、き裂開閉口の重要性は古くから認識されている⁽¹⁾。最近、き裂開閉口は以下に示す原因により誘起されることが明確になりつつある(図1.2参照)。

(a) 塑性誘起き裂開口⁽¹⁾

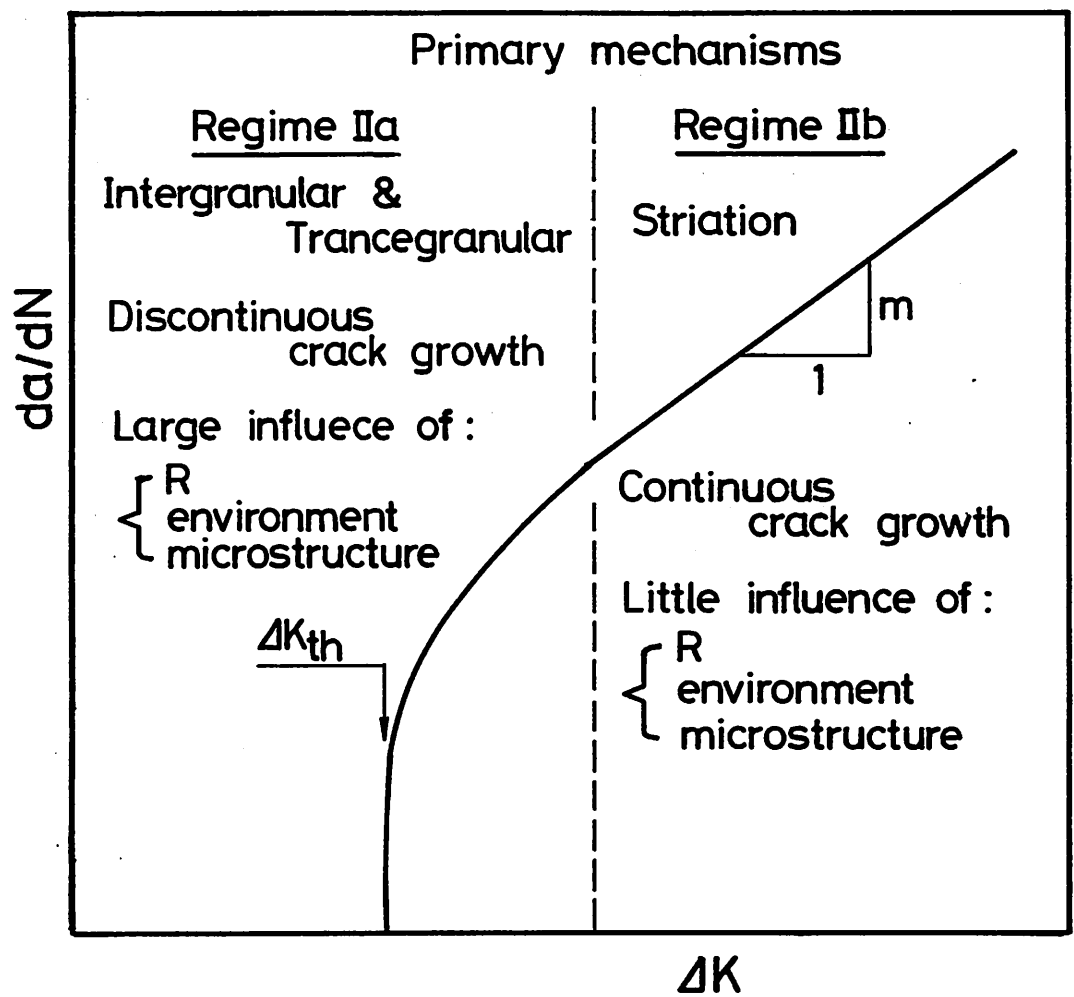


図 1.1 疲労き裂進展特性

進展している疲労き裂の先端には常に塑性域が形成されており、したがって疲労き裂の周囲には塑性域を包絡した塑性変形層が存在する。このため、き裂壁には塑性ストレッチが残留し、き裂は荷重繰返しの除荷過程の途中で閉口する。

(b) 酸化物誘起き裂閉口^{(2) (3)}

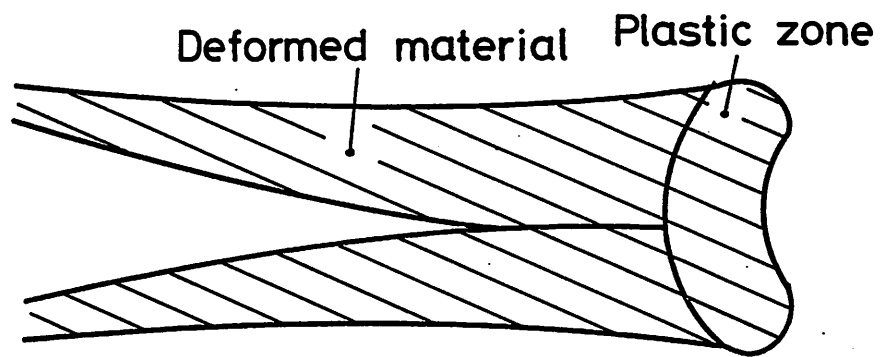
塑性誘起き裂閉口に起因するき裂面接触によりフレッチング酸化物が生成され、残留塑性ストレッチにフレッチング酸化物が重畳してき裂閉口が助長される。

(付録1参照)

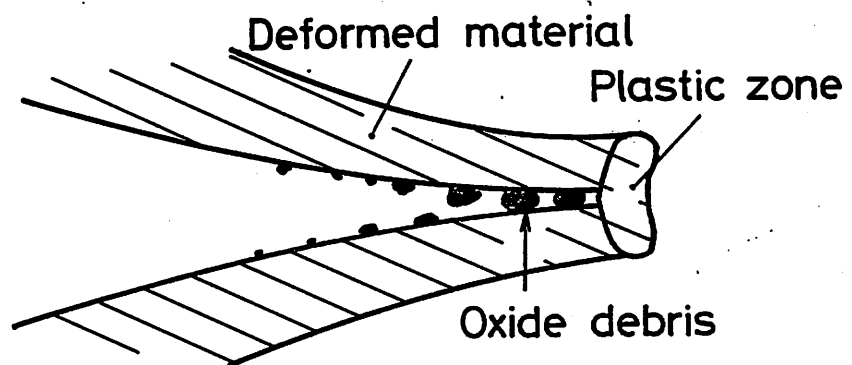
(c) 破面粗さ誘起き裂閉口⁽⁴⁾

疲労き裂は材料組織に影響されてジグザグに進展し、破面は場合によりかなりの粗さを示す。特に、き裂面の変位様式がMode IIの成分を持つ場合、き裂は荷重繰返しの除荷過程の途中で閉口する。

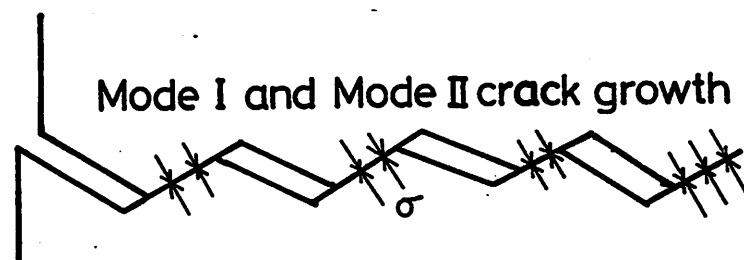
Ⅱb段階において塑性誘起き裂閉口が支配的であるのに対して、下限界近傍のⅡa段階では特に酸化物誘起き裂閉口の寄与が大きい。したがって、下限界特性の評価に



(a) Plasticity induced crack closure



(b) Oxide induced crack closure



(c) Roughness induced crack closure

図 1.2 き裂開閉口の模式図

は酸化物誘起き裂開口の定量的な評価が必要である。⁽⁵⁾ 本研究では異なる試験手法により、下限界特性を評価し、その影響因子に検討を加え、酸化物誘起き裂開口が最も重要な支配力学因子であることを明らかにした。

実際の構造物には頻度分布を有する変動荷重が作用する。一般に、変動荷重下の疲労き裂進展には遅延や加速が起こることが知られている。⁽⁶⁾ したがって、変動荷重下のき裂進展の予測に際しては、一定振幅荷重下のき裂進展特性と同時に、この遅延や加速の効果を考慮する必要がある。本研究では実働荷重を模擬したヤ分布プログラム荷重下で、特に下限界特性に注目してき裂進展を調べ、その影響因子に検討を加えると同時に、予測手法を提案した。

第 2 章

材料 および 実験方法

2.1 供試材および試験片

供試材は原子炉圧力容器用低合金鋼SFVU3 (A508-3 相当) およびアルミニウム合金2017-T3、2024-T3、5083-O、7075-T6 および7N01-T6であり、その化学成分をそれぞれ表2.1 および表2.2に示す。SFVU3 鋼は肉厚165mmの鍛造材を供試材に切り出し、1183 Kで8時間保持、空冷、933 Kで7時間保持、空冷、1163 Kで8時間保持、水冷、893 K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。アルミニウム合金はそれぞれT3、O およびT6の熱処理が施されている。それぞれの力学的性質を表2.3 および表2.4に示す。

試験片は図2.1に示す公称平面寸法1 inch (幅 $W=51$ mm) のコンパクト試験片であり、L-T方位(荷重方向が供試材の鍛造方向、き裂進展方向が供試材の板幅方向)に採取し、ASTM規格E647-81⁽¹⁾に従って製作した。ただし、厚さ B はSFVU3 鋼および5083-Oは12.5 mm、2017-T3、2024-T3、7075-T6 および7N01-T6は圧延状態のまま加工し、それぞれ12.2 mm、5.1 mm、4.1 mm および12.2 mmである。SFVU3 鋼の一部の試験片は疲労予き

表2.1 化学成分 (SFVV3鋼)

(wt.%)

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 化学成分 (アルミニウム合金) (wt.%)

Material	Cu	Si	Fe	Mo	Mg	Zn	Cr	Ti
2017-T3	4.18	0.61	0.32	0.70	0.54	0.194	0.034	—
2024-T3	4.3	—	—	0.6	1.5	—	—	—
5083-O	0.02	0.16	0.22	0.73	4.69	—	0.16	0.01
7075-T6	1.6	—	—	—	2.5	5.6	0.3	—
7N01-T6	0.057	0.078	0.27	0.44	1.51	4.13	0.26	0.102

表2.3 力学的性質 (SFVV3鋼)

Yield stress (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)	Reduction of area (%)
459.6	594.9	31.2	74.4

表2.4 力学的性質 (アルミニウム合金)

Material	Yield stress (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)	Reduction of area (%)
2017-T3	322.4	445.9	23.0	—
2024-T3	343.0	479.2	19.9	—
5083-O	144.1	289.1	19.3	20.9
7075-T6	510.6	563.5	12.3	—
7N01-T6	293.0	349.9	13.8	33.5

裂導入後に、893 Kで1時間の真空焼なましを行った。
焼なまし温度は供試材の最終熱処理温度と同一である。

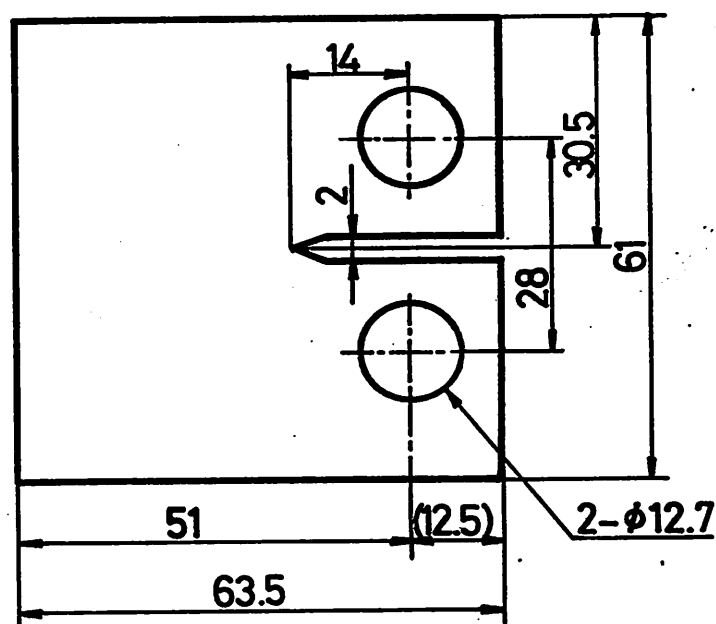


図2.1 試験片寸法

2.2 一定振幅荷重試験

試験はMTS社製の±10tonf (98kN) 電気油圧式疲労試験機を使用し、常温大気中において荷重制御で行った。繰返し速度は0.1~90Hzである。

き裂長さ a は試験を中断し、光学顕微鏡($\times 100$)を用いて測定した。また、応力拡大係数 K は $0.2 \leq a/w < 1.0$ の範囲で十分な精度を持つ次式により算出した。⁽⁷⁾

$$K = f(a/w) \frac{P}{B W^{1/2}} \quad (2.1)$$

$$f(a) = \frac{(2+a)(0.886+4.64a-13.32a^2+14.72a^3-5.6a^4)}{(1-a)^{3/2}} \quad (2.2)$$

ここで、 a は試験片の両表面で測定したき裂長さの平均値、 W は試験片幅、 B は試験片厚さ、 P は荷重である。

応力比 R は次式により定義される。

$$R = \frac{P_{min}}{P_{max}} = \frac{K_{min}}{K_{max}} \quad (2.3)$$

ここで、 P_{min} は最小荷重、 P_{max} は最大荷重、 K_{min} は最小応力拡大係数、 K_{max} は最大応力拡大係数である。 R 一定試験は R を一定に保ち、応力拡大係数範囲 $\Delta K (= K_{max} - K_{min})$ をき裂進展に伴い漸減および漸増させて行った。 R 一定 ΔK 漸減試験の荷重履歴を K との関係を用いて

模式的に図 2.2 に示す。この場合、 ΔK 漸減に起因する過渡現象（き裂進展の遅延）の影響が考えられる。ASTM ではこの過渡現象の影響を取り除くために ΔK 漸減勾配条件⁽⁸⁾

$$\frac{1}{\Delta K} \cdot \frac{d\Delta K}{da} \geq -0.08 \text{ mm}^{-1} \quad (2.4)$$

き裂長さ増分 Δa の条件⁽⁸⁾

$$\Delta a \geq 0.5 \text{ mm} \quad (2.5)$$

の制限を設け、標準試験方法を検討中である。また、上記の式 (2.4) および式 (2.5) の条件を満足する試験により得られたき裂進展速度 da/dN について、 $da/dN = 10^{-10} \sim 10^{-9} \text{ m/cycle}$ の範囲のデータを両対数直線回帰し、 $da/dN = 10^{-10} \text{ m/cycle}$ に外挿することにより、下限界応力拡大係数範囲 ΔK_{th} を決定することが提案されている。⁽⁸⁾

本研究では SFV3 鋼について $R=0.06$, 0.3 および 0.7 , アルミニウム合金について $R=0.06$ 一定で式 (2.4) の ΔK 漸減勾配条件をほぼ満足する試験を行った。ただし、 Δa は式 (2.5) を満足せず、 $\Delta a = 0.1 \sim 0.5 \text{ mm}$ である。また、 ΔK_{th} の決定は ASTM の方法に準じて行った。

K_{max} 一定試験は K_{max} を一定に保ち、き裂進展に伴い ΔK

を漸減させて行った。 K_{max} 一定 ΔK 漸減試験の荷重履歴を K と a の関係を用いて模式的に図2.3に示す。 ΔK 漸減に伴い R は増大してゆく。したがって、この試験方法は高い R の ΔK の決定に用いられる。また、 K_{max} 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。⁽²⁾

本研究ではSFVU3鋼について $K_{max}=10.8$ 、 15.5 および $31.0 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 、アルミニウム合金について $K_{max}=10.8 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 一定で試験を行った。なお、 R 一定および K_{max} 一定 ΔK 漸減試験の場合、 $\Delta a=0.1 \sim 0.5 \text{ mm}$ 毎に荷重振幅 ΔP を修正して ΔK を制御した。

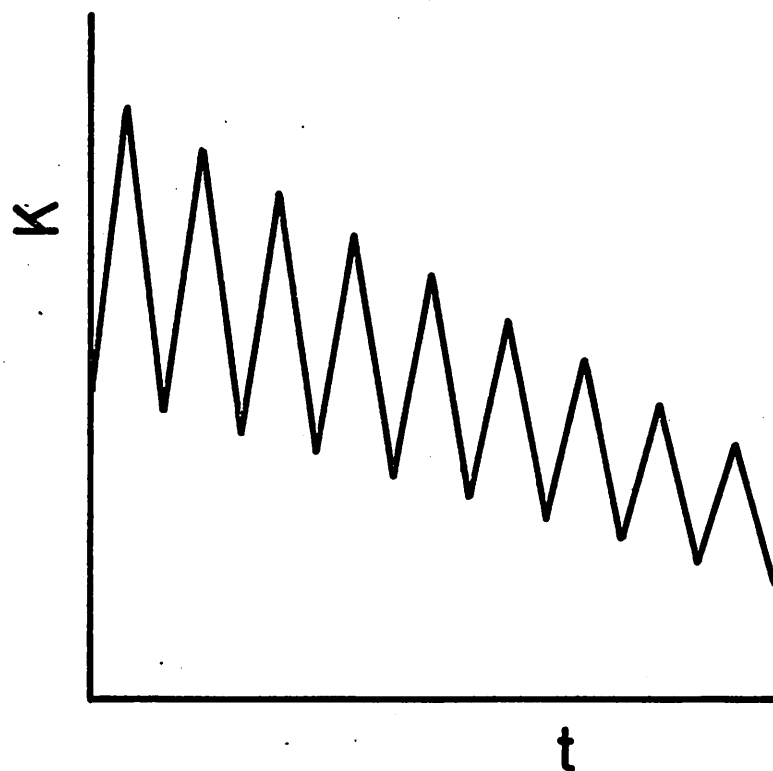


図 2.2 R -一定試験の荷重履歴

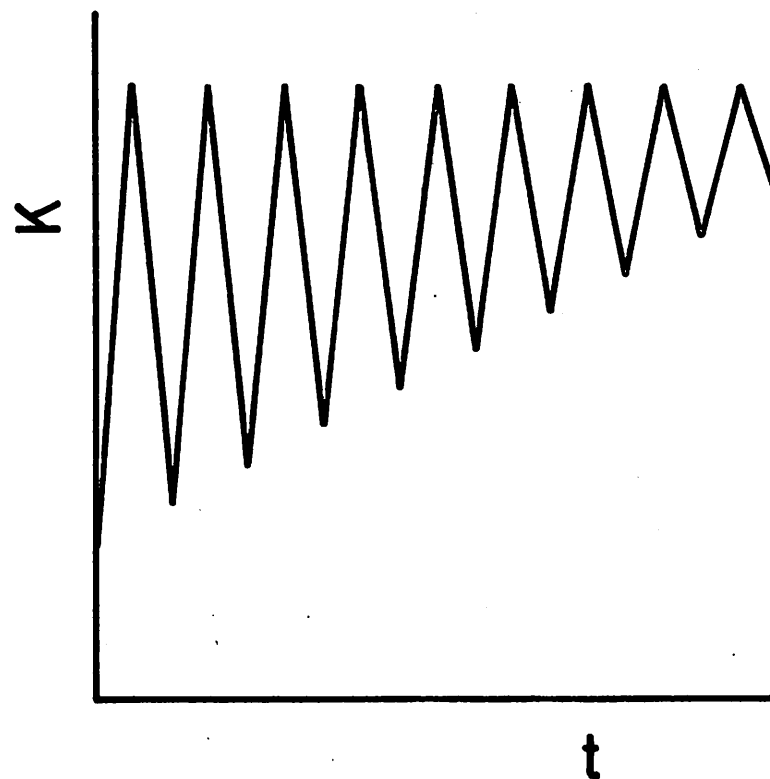


図 2.3 $K_{\max}$ -一定試験の荷重履歴

2.3 γ 分布プログラムの荷重試験

γ 型分布波はHaibachによ⁽⁹⁾って提案された。ガウス型の累積頻度分布を $P=0$ 、定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、 γ の数値が与えられる。試験は $P=0.5$ および 0.25 の場合について、1ブロックの $\Delta K-N$ 累積頻度分布を8個のステップ分割で近似し、ブロックを繰返すブロック状プログラム波により行った(図2.4参照)。1ブロック内の荷重順序は、漸減型および漸増型とした(図2.5(a)、(b)および(c)参照)。

1ブロック内の繰返し数は $P=0.5$ および 0.25 ともに、 $da/dN = 10^{-9} \sim 10^{-8}$ m/cycle の範囲では $\Sigma n_i = 10^4$ 回、 ΔK_{th} に至る $da/dN = 10^{-10} \sim 10^{-9}$ m/cycle の範囲では $\Sigma n_i = 10^6$ 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2.5～表2.8に示す。

1ブロック内の各ステップにおいて応力比 $R=0.06$ 一定とした試験(図2.5(a))に加えて、引張平均荷重を一定とした試験(図2.5(b)および(c))を行った。引張平均荷重は、荷重範囲の最高値 σ_P に対する応力比 R_{min} を基準とし、 $R_{min}=0.2$ および 0.6 の2種の場合を

設定して与えた。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 は変動し、 R_{min} が最小の応力比となる。また、 ΔP を漸減あるいは漸増させる場合、引張平均荷重も同時に漸減あるいは漸増させている。なお、使用した試験機は一定振幅荷重試験と同一であり、き裂長さ a は1ブロック毎に試験を中断し、移動顕微鏡 ($\times 50$) を使用して測定した。

本研究ではSFVV3鋼について、 $P=0.25$ の場合に荷重漸減型、 $R=0.06$ 、 $R_{min}=0.2$ および 0.6 、また $P=0.5$ の場合に荷重漸増型、 $R_{min}=0.6$ の試験を行った。

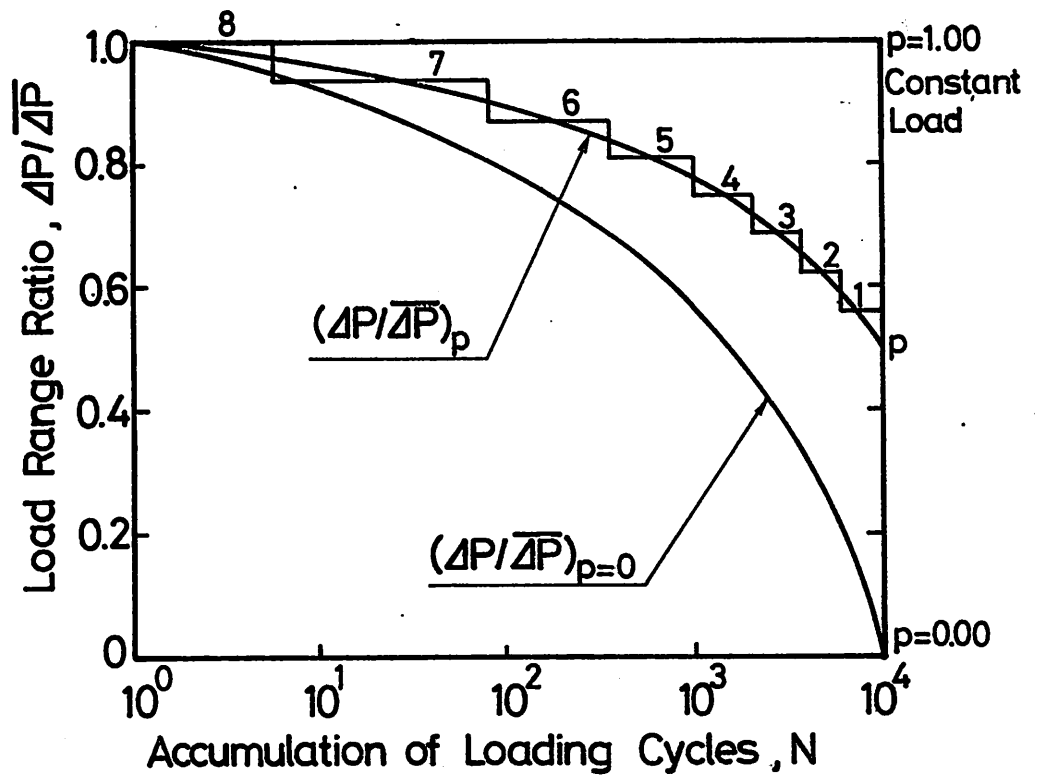
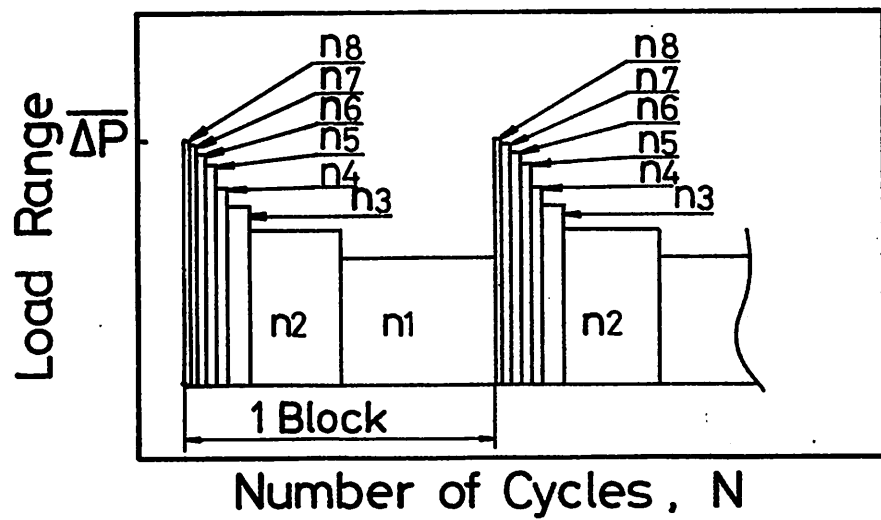
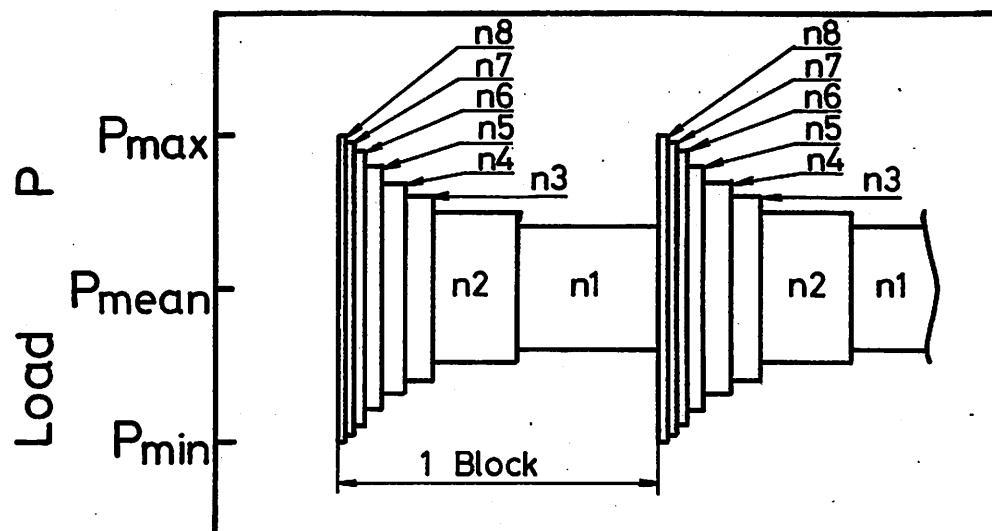


図 2.4 σ 分布波



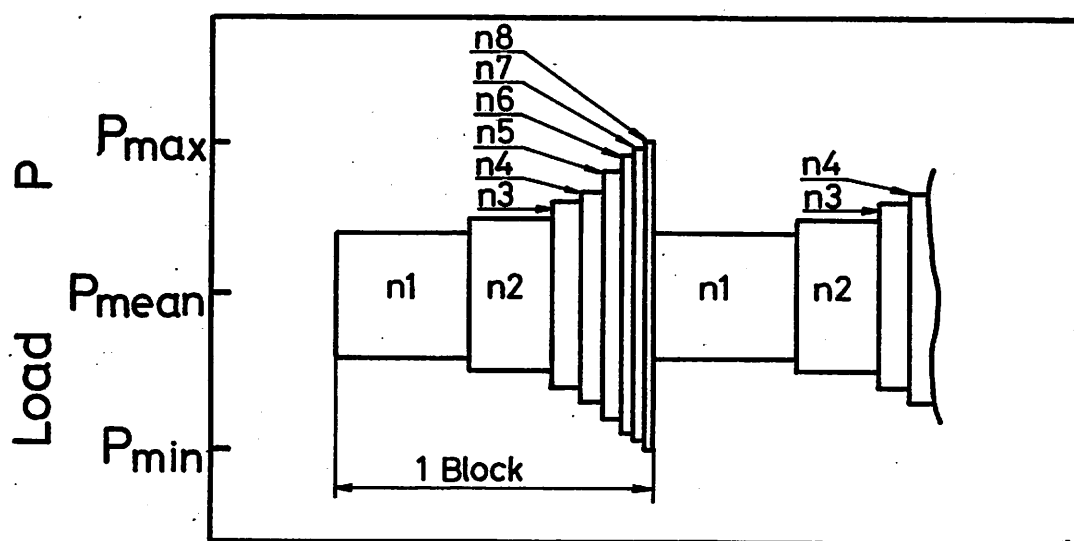
(a) 荷重漸減型 ($R=0.06$)

図 2.5 1ブロック内の荷重順序



Number of cycles N

(b) 荷重漸減型 ($R_{min}=0.2, 0.6$)



Number of Cycles N

(c) 荷重漸増型 ($R_{min}=0.6$)

図 2.5 1ブロック内の荷重順序

表 2.5 1ブロック内のステップ分割

$p=0.25$, $\Sigma n_i = 10^4$ cycles

Step No.	$\Delta K_i / \Delta \bar{K}$	n_i (cycles)	Σn_i (cycles)	$R_{min}=0.2$	$R_{min}=0.6$
1	0.344	6050	6050	0.627	0.842
2	0.456	2800	8850	0.534	0.795
3	0.569	918	9768	0.450	0.751
4	0.681	200	9968	0.376	0.709
5	0.794	27	9995	0.308	0.669
6	0.877	3	9998	0.262	0.640
7	0.962	1	9999	0.219	0.612
8	1.000	1	10000	0.200	0.600

表 2.6 1ブロック内のステップ分割

$p=0.25$, $\Sigma n_i = 10^6$ cycles

Step No.	$\Delta K_i / \Delta \bar{K}$	n_i (cycles)	Σn_i (cycles)	$R_{min}=0.2$	$R_{min}=0.6$
1	0.344	605000	605000	0.627	0.842
2	0.456	280000	885000	0.534	0.795
3	0.569	92000	977000	0.450	0.751
4	0.681	19982	996982	0.376	0.709
5	0.794	2720	999702	0.308	0.669
6	0.877	280	999982	0.262	0.640
7	0.962	16	999998	0.219	0.612
8	1.000	2	1000000	0.200	0.600

表 2.7 1ブロック内のステップ分割

$p=0.5$, $\Sigma n_i = 10^4$ cycles

Step No.	$\Delta K_i / \Delta \bar{K}$	n_i (cycles)	Σn_i (cycles)	$R_{min}^{R=0.2}$	$R_{min}^{R=0.6}$
1	0.562	6050	6050	0.455	0.754
2	0.637	2800	8850	0.404	0.725
3	0.712	918	9768	0.356	0.698
4	0.787	200	9968	0.312	0.671
5	0.862	27	9995	0.270	0.645
6	0.925	3	9998	0.237	0.624
7	0.975	1	9999	0.212	0.608
8	1.000	1	10000	0.200	0.600

表 2.8 1ブロック内のステップ分割

$p=0.5$, $\Sigma n_i = 10^6$ cycles

Step No.	$\Delta K_i / \Delta \bar{K}$	n_i (cycles)	Σn_i (cycles)	$R_{min}^{R=0.2}$	$R_{min}^{R=0.6}$
1	0.562	605000	605000	0.455	0.754
2	0.637	280000	885000	0.404	0.725
3	0.712	92000	977000	0.356	0.698
4	0.787	19982	996982	0.312	0.671
5	0.862	2720	999702	0.270	0.645
6	0.925	280	999982	0.237	0.624
7	0.975	16	999998	0.212	0.608
8	1.000	2	1000000	0.200	0.600

2.4 き裂開閉口の実測法

き裂開閉口は超音波法⁽¹⁰⁾（以下、UT法と略記）および背面⁽¹¹⁾み除荷コンプライアンス法（以下、BFS法と略記）に基づき、繰返し速度を0.1 Hzに落して測定した。UT法およびBFS法に基づくき裂開閉口の測定システムの概略を、それぞれ図2.6および図2.7に示す。UT法は試験片上端面に探触子（材質：セラミックス、周波数：10 MHz）を設置し、荷重1サイクルにおけるき裂先端近傍からの縦波反射エコー出力変化量 ΔE を連続測定する。典型的な $P-\Delta E$ 関係を図2.8に示す。BFS法は試験片背面にみゲージ（ゲージ長さ：2 mm）を接着し、荷重1サイクルにおける背面み ε を連続測定する。典型的な $P-\varepsilon$ 関係を図2.9(a)に示す。 $P-\varepsilon$ 関係の非線型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2.9(b)のように最大荷重の除荷弾性線でみ ε を引算することが、一般に行われている。図2.8および図2.9(b)において、

a~b： き裂が開口している過程、

b~c： き裂の後方から徐々に開口してゆく過程、

C～d: き裂先端まで開口している過程、
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 P_p を決定した。なお、 P_p とき裂閉口荷重 P_u の差異は
いずれの手法でも検出されなかった。

BFS法の場合、図2.9(a)において、最大荷重の除荷
弾性線の傾きはき裂進展に伴い増大する。この現象を利用
してき裂長さを間接的に測定することができる(付
録3参照)。本研究ではプログラム荷重試験の場合につ
き1ブロック内の各ステップにおけるき裂進展量の測定
を試みた。

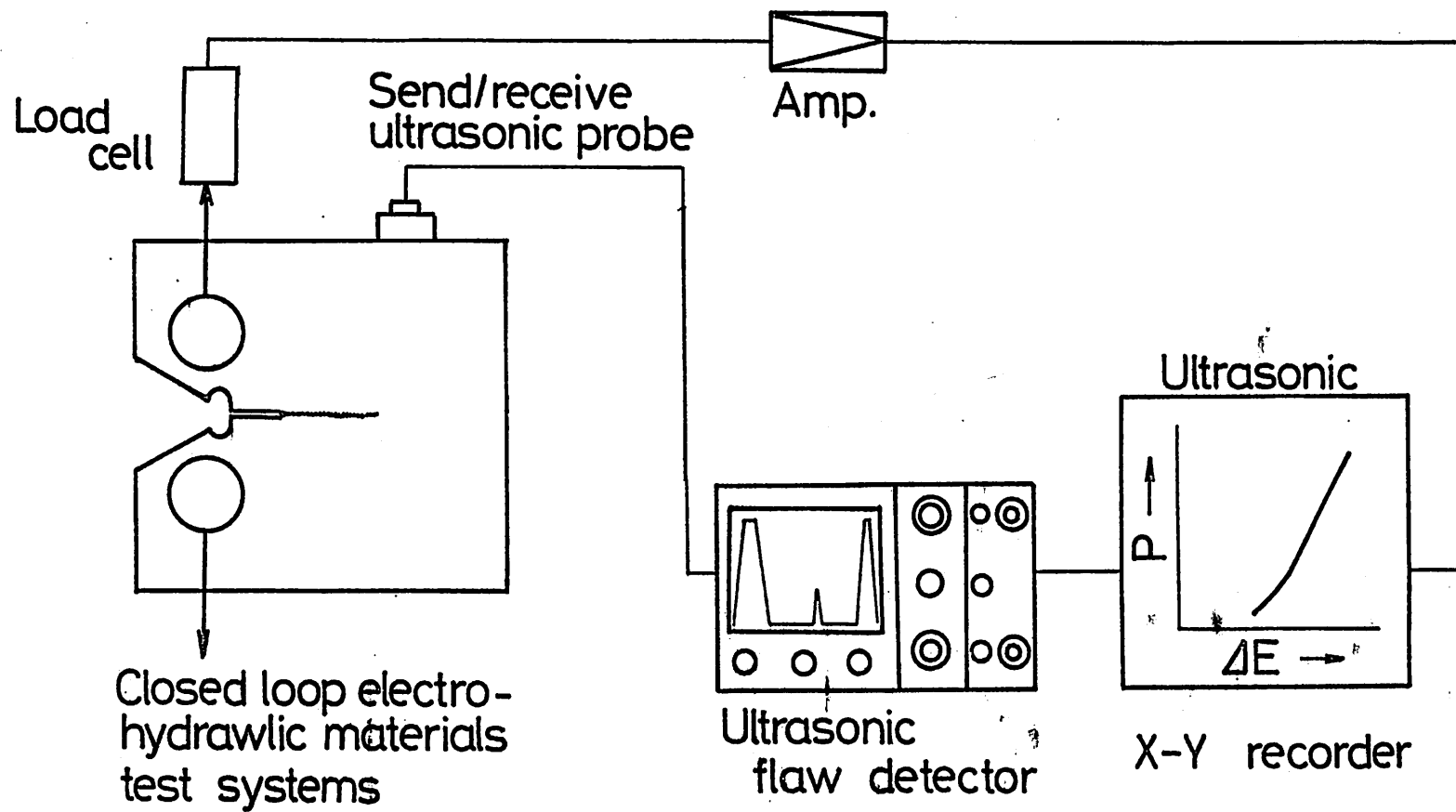


図 2.6 UT法に基づくき裂開閉口の測定システムの概略

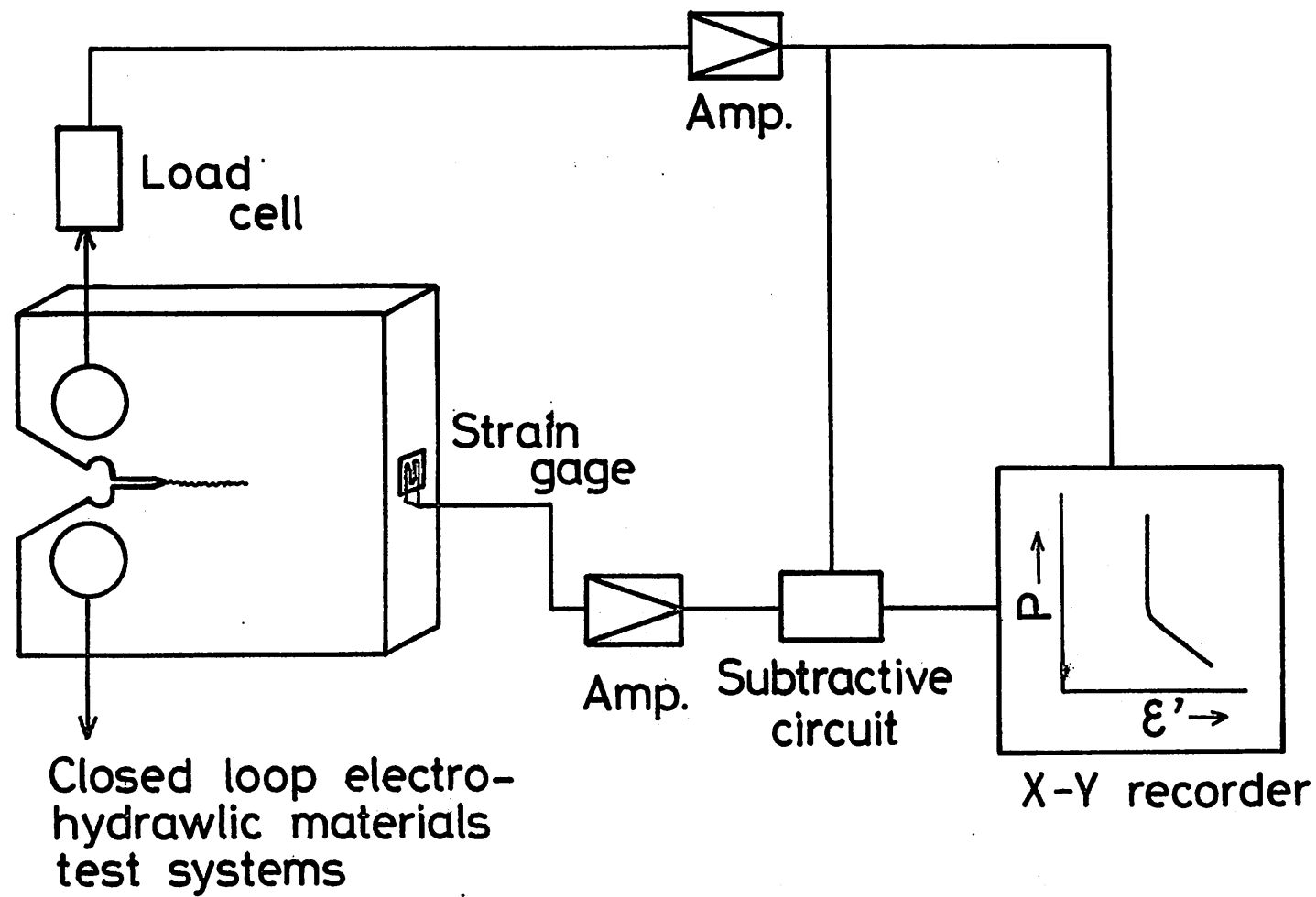


図 2.7 BFS法に基づくき裂開閉口の測定システムの概略

第 3 章

一定振幅荷重下の下限界特性の評価

3.1 R一定試験

図3.1、図3.2および図3.3にSFVV3鋼についてR一定試験を行い、得られた $R=0.06$ 、 0.3 および 0.7 の da/dN - ΔK 関係を示す。図中の白印と黒印は異なる時期に、異なる試験機を使用して得られた結果である。 $R=0.06$ および 0.3 の場合、白印と黒印の 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⁽⁸⁾、式(2.4)をほぼ満足している。ただし、き裂長さ増分の条件⁽⁸⁾、式(2.5)は満足しておらず、 $\Delta a=0.1\sim 0.5\text{ mm}$ である。

上記の式(2.4)および式(2.5)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} に顕著な影響をおよぼす例が報告されている⁽¹²⁾。図3.1、図3.2および図3.3の結果は、いずれも $da/dN=1\sim 5\times 10^{-9}\text{ m/cycle}$ 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 $\Delta K_{in}=10.8\text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ となる。 $\Delta K_{in}=24.8\text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ として ΔK 漸減試験を行った結果を、同一試験機を用いて得られた $\Delta K_{in}=10.8\text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ の結果(図3.1の白印)と比較

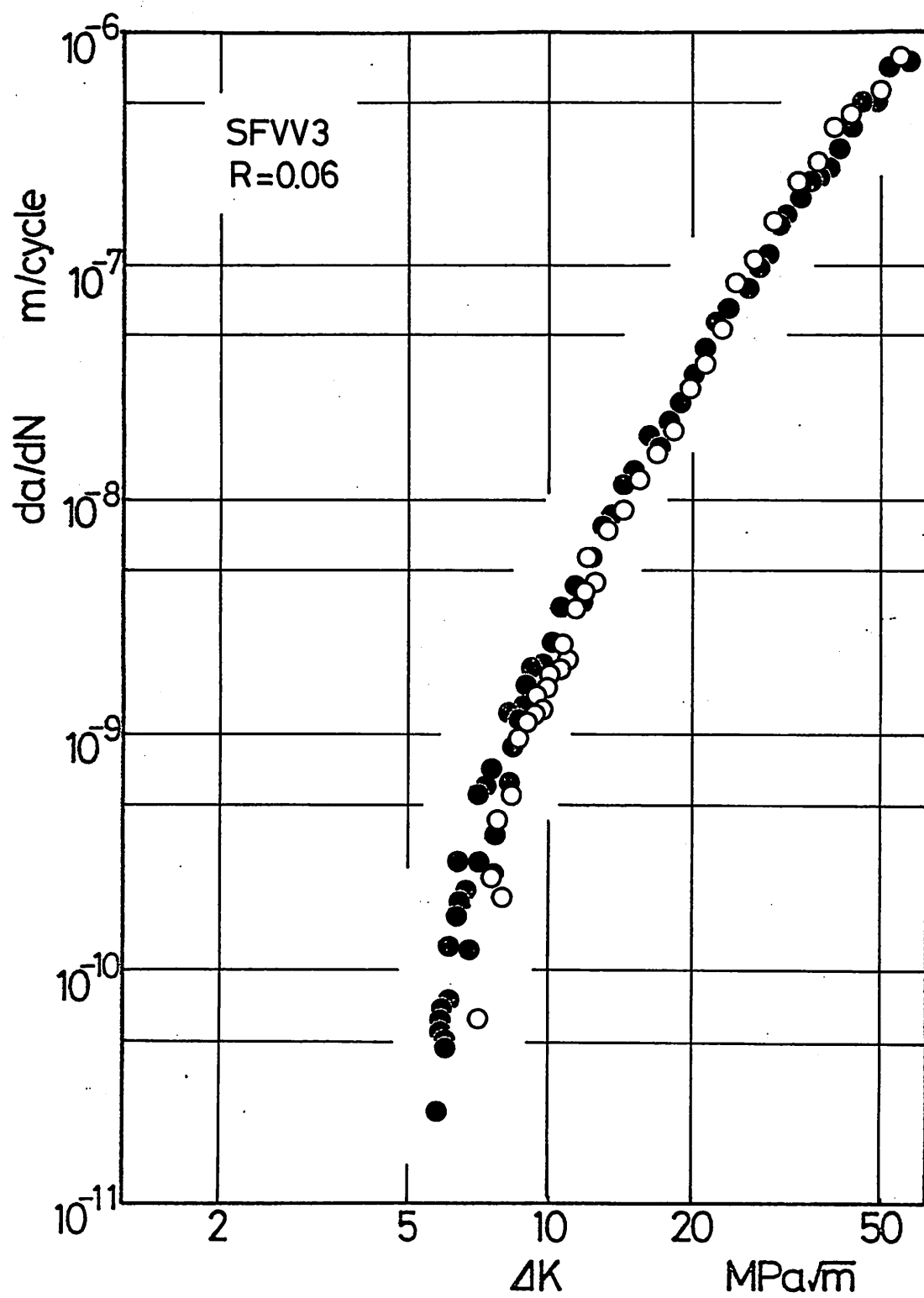


図 3.1 $\frac{da}{dN} - \Delta K$ 関係 ($R=0.06$)

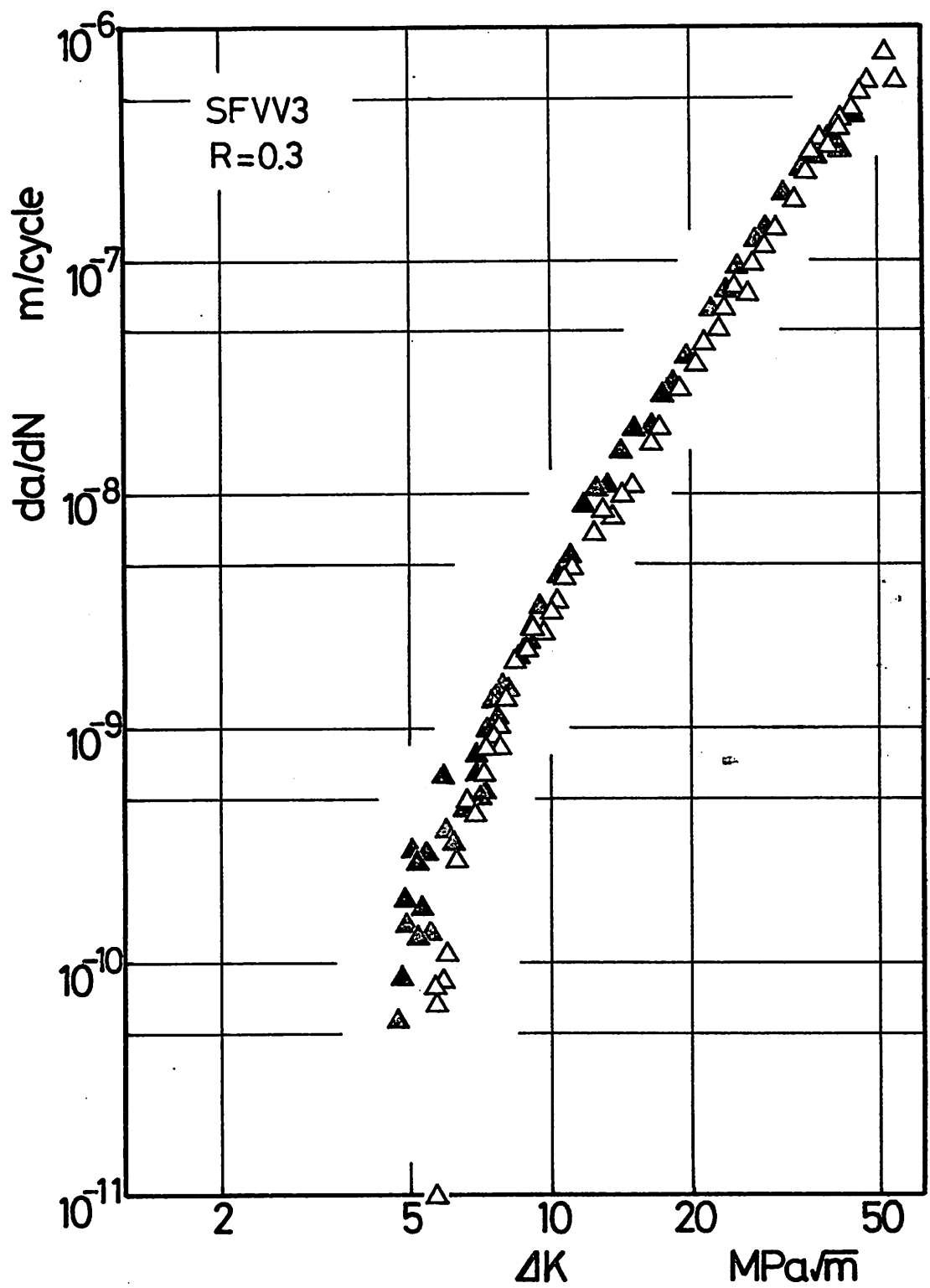


図3.2 $\frac{da}{dN} - \Delta K$ 関係 ($R=0.3$)

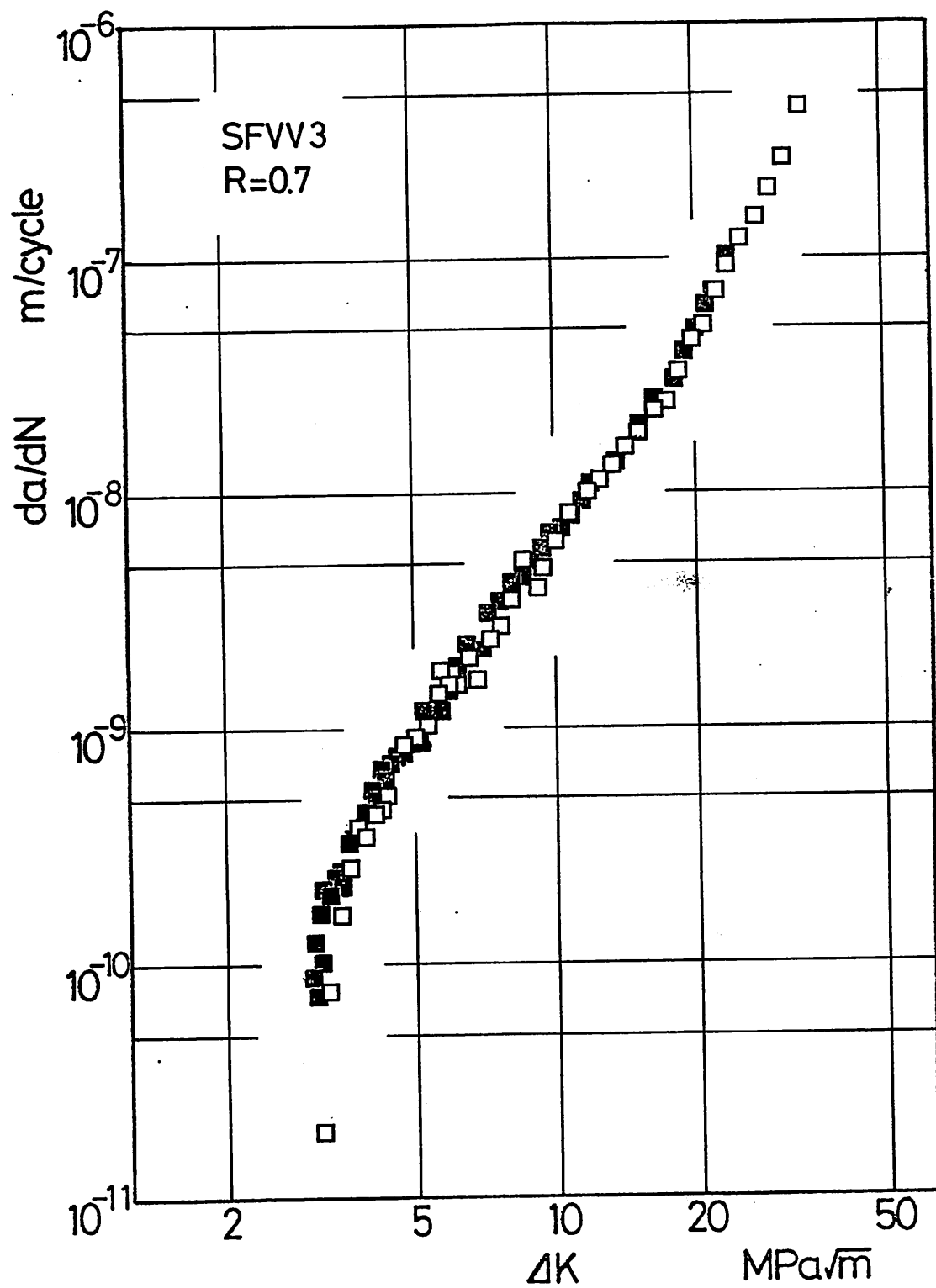


図3.3 $\frac{da}{dN} - \Delta K$ 関係 (R=0.7)

して図3.4に示す。両者の ΔK_{th} に顕著な差異は認められない。ここで、 $\Delta K_{in} = 10.8 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ の場合には式(2.4)および式(2.5)を、 $\Delta K_{in} = 24.8 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ の場合には式(2.4)をほぼ満足している。すなわち、式(2.4)を満足する ΔK 漸減試験を行う限り、 ΔK_{in} は ΔK_{th} に顕著な影響をおよ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。

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K^m \quad (3.1)$$

ただし、データの範囲は下記に限定した。⁽⁷⁾

$$\frac{da}{dN} > 5 \times 10^{-9} \text{ m/cycle} \quad (3.2)$$

$$W - a > \frac{4}{\pi} \left(\frac{K_{max}}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (3.3)$$

ここで、 σ_{ys} は降伏応力(0.2%耐力)である。得られた m 、 C の値を表3.1に示す。ここで、 da/dN の単位は m/cycle 、 ΔK の単位は $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ である。また、ASTMで検討中の方法⁽⁸⁾に従い、 $da/dN = 10^{-10} \sim 10^{-9} \text{ m/cycle}$ の範囲のデータを両対数直線回帰し、 $da/dN = 10^{-10} \text{ m/cycle}$ に外挿することにより、 ΔK_{th} を決定した。得られた ΔK_{th} の値を表3.1に

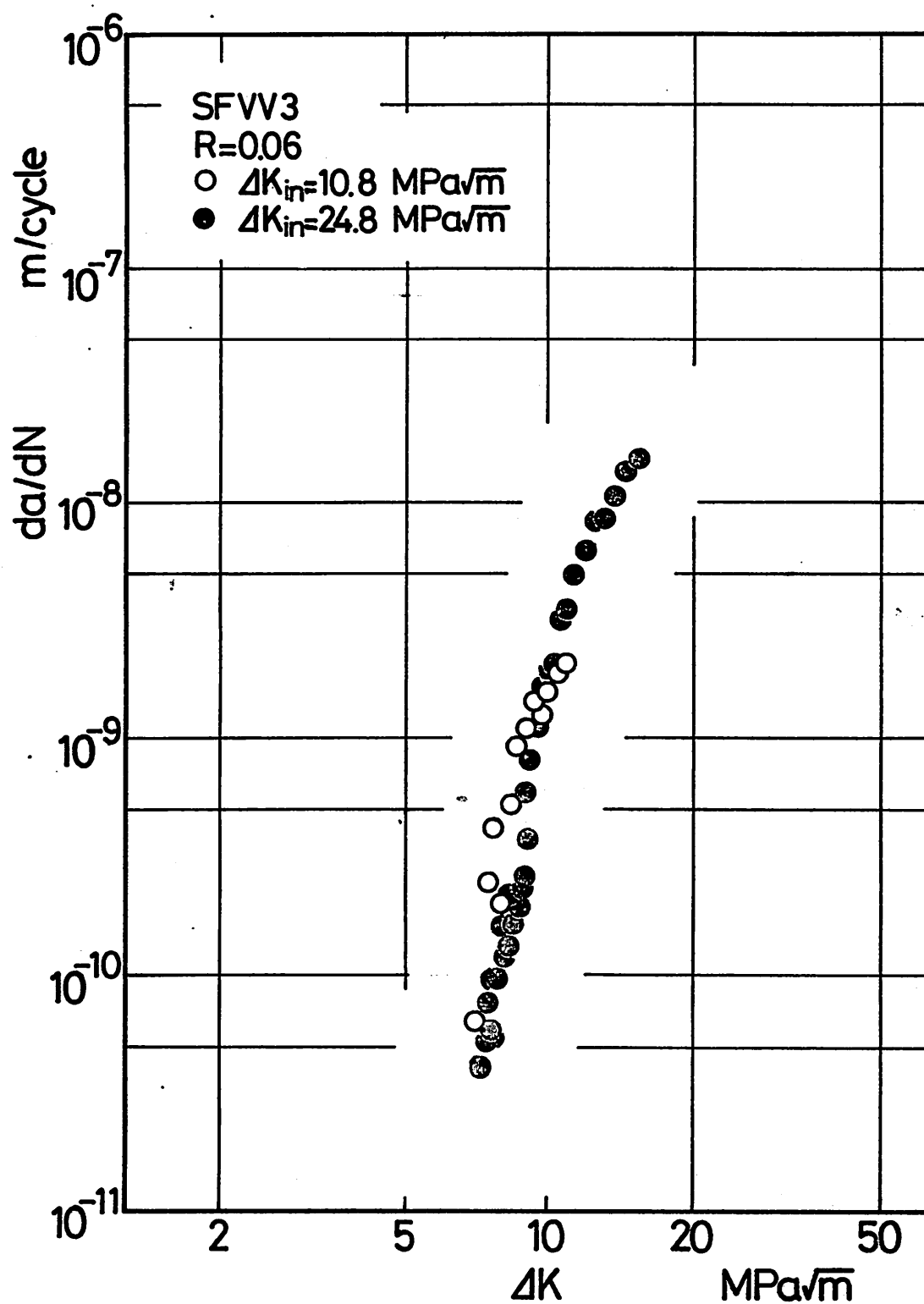


図 3.4 $\frac{da}{dN}$ - ΔK 関係 (ΔK_{in} の影響)

示す。図3.5に図3.1、図3.2および図3.3の黒印の結果につき da/dN の R 依存性を比較して示す。式(3.2)を満足する範囲において da/dN の R 依存性が小さいのに対して、 ΔK_{th} の R 依存性はかなり大きいことがわかる。

図3.1、図3.2および図3.3の黒印で示した実験結果について、UT法およびBFS法に基づき、き裂開閉口を測定した。それぞれの $K_{op}/K_{max} - K_{max}$ 関係を図3.6および図3.7に示す。ここで、 K_{op} はき裂開閉口応力拡大係数である。 R および測定手法のいかんにかかわらず、 K_{op}/K_{max} は K_{max} の中間領域において一定値を示し、 K_{max} が下限界 $K_{max,th}$ に近づくにつれて K_{op}/K_{max} は急増し、逆に K_{max} が上限界 K_c に近づくにつれて K_{op}/K_{max} 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小規模降伏からの逸脱の特性を示していると考えられる。しかし、UT法とBFS法の測定結果は定量的に一致せず、前者の K_{op}/K_{max} は後者のそれよりも高い。特に、手法による差異は $R=0.7$ の場合に顕著である。UT法の結果は $K_{op} > K_{min}$ であるのに対して、BFS法では $K_{op} < K_{min}$ となり、通常の方法では K_{op} を測定できない。しかし、 R がさらに高くなれば、UT法の結果を含めて一

表3.1 m, C および ΔK_{th} の値

R	m	C	ΔK_{th} (MPa $\sqrt{m}$)
0.06	3.32	1.46×10^{-12}	6.50
0.3	3.30	1.70×10^{-12}	5.14
0.7	2.68	1.25×10^{-11}	2.91

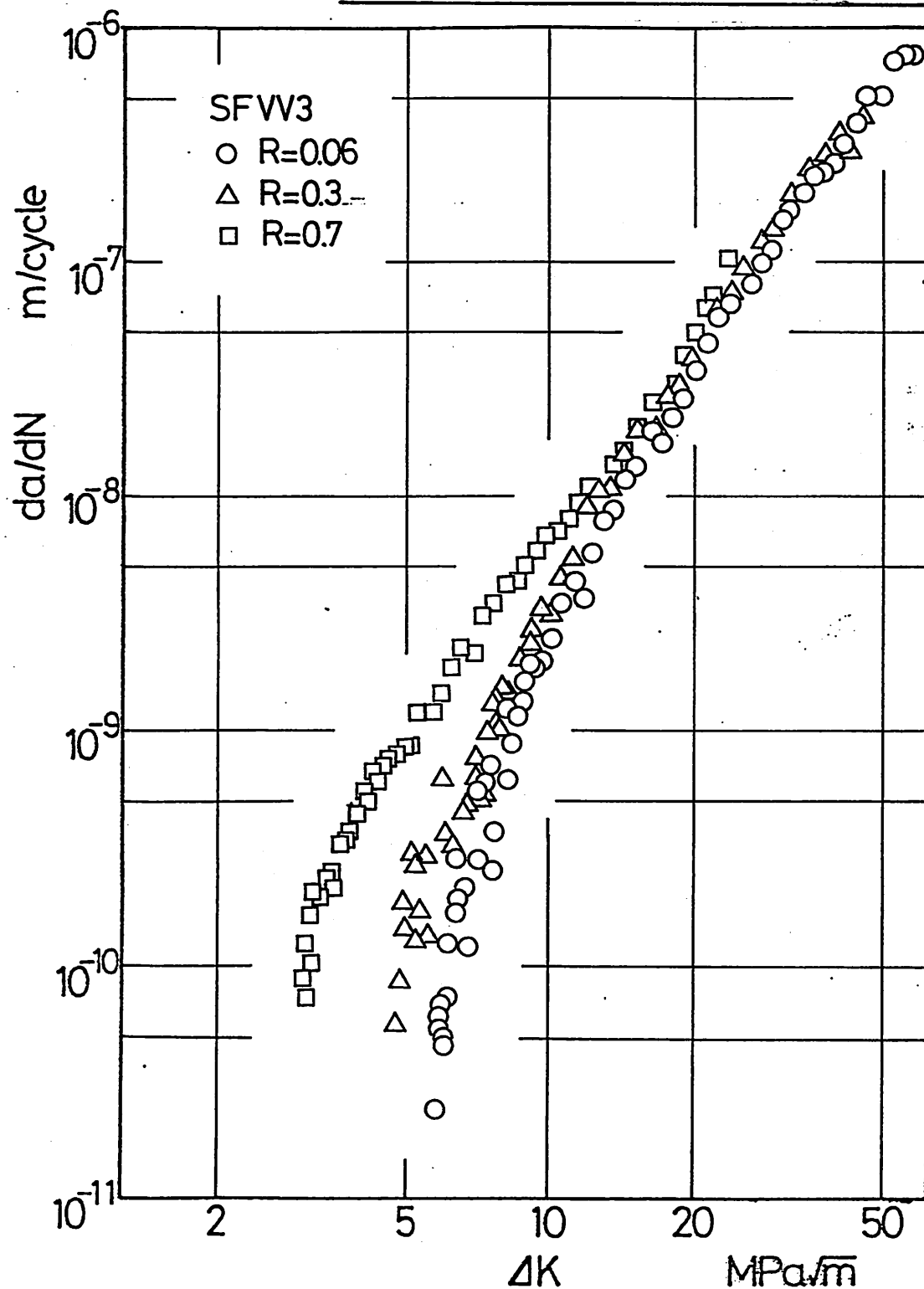


図3.5 da/dN - ΔK 関係 (R 依存性)

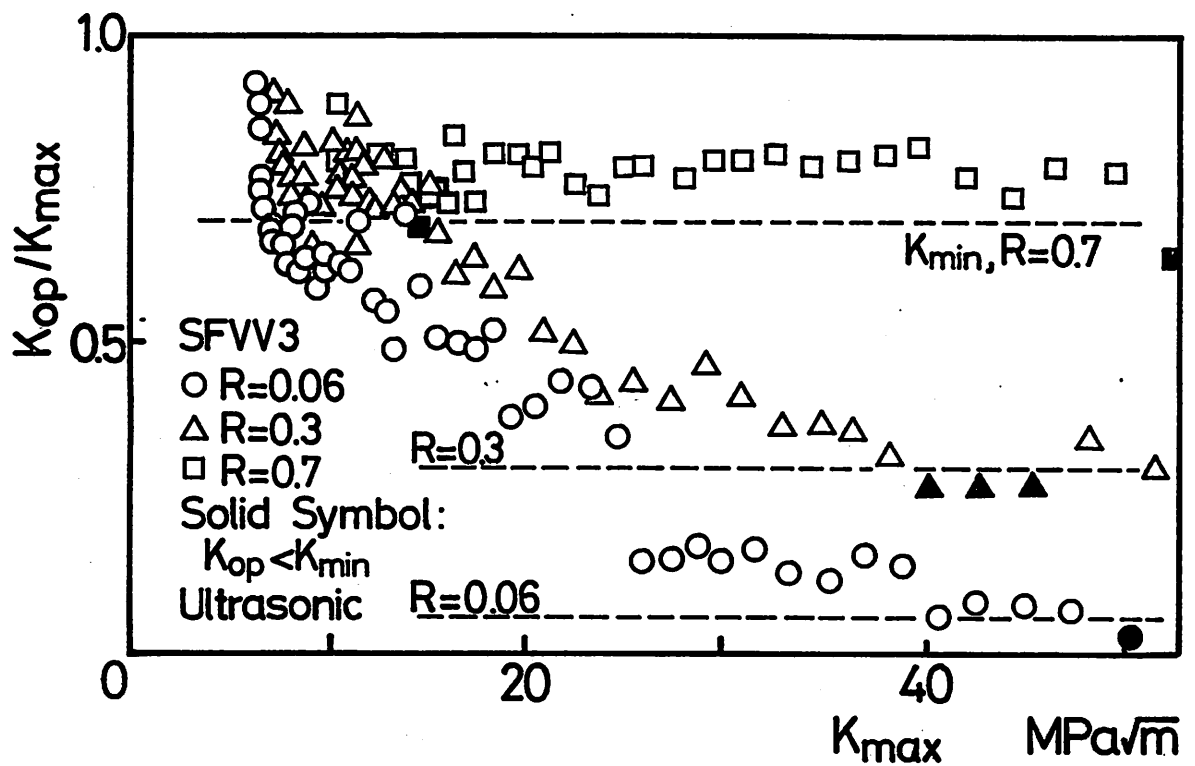


図3.6 $K_{op}/K_{max} - K_{max}$ 関係 (UT法)

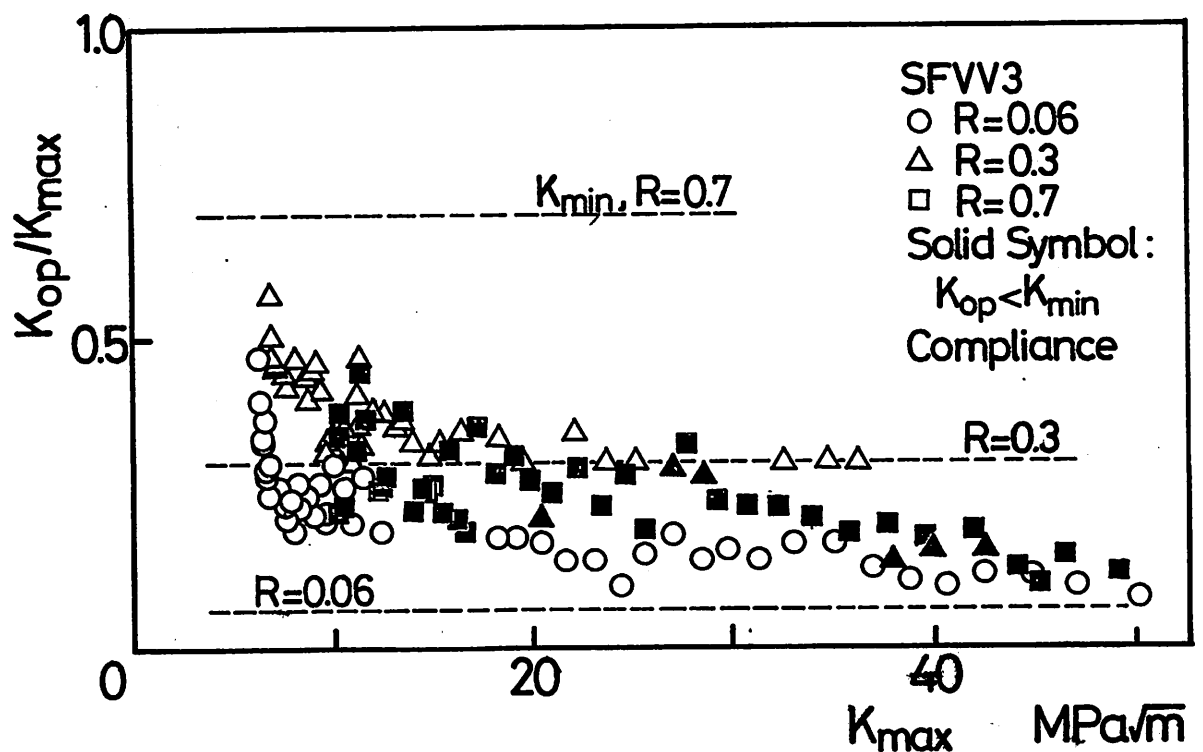


図3.7 $K_{op}/K_{max} - K_{max}$ 関係 (BFS法)

般に、 $K_{op} < K_{min}$ になると考えられる。そこで、 $K_{op} < K_{min}$ の場合について、 K_{min} 以下に除荷を行。たところ、 $K_{op} > K_{min}$ の場合と全く同様に K_{op} を測定することができた。結果を図3.6および図3.7に黒印で示す。

有効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} は次式により定義される。

$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{op} \quad (K_{op} \geq K_{min}) \quad (3.4)$$

$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{min} \quad (K_{op} < K_{min})$$

図3.1, 図3.2および図3.3に黒印で示した da/dN の実験結果を、図3.6および図3.7の K_{op}/K_{max} の測定結果を用いて、 ΔK_{eff} で表示した結果を図3.8および図3.9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、塑性誘起き裂閉口が支配的な $da/dN > 5 \times 10^{-9} \text{ m/cycle}$ の範囲において、 R の異なる $da/dN - \Delta K_{eff}$ 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前者で2、後者で2.5となる。

図3.10に R -一定試験を行。た試験片の巨視的な破面様相を示す。 ΔK 漸減試験で ΔK_{th} を決定した後に、 ΔK 漸増試験を行。ている。 $R=0.06$ および0.3の場合、 ΔK_{th} 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。

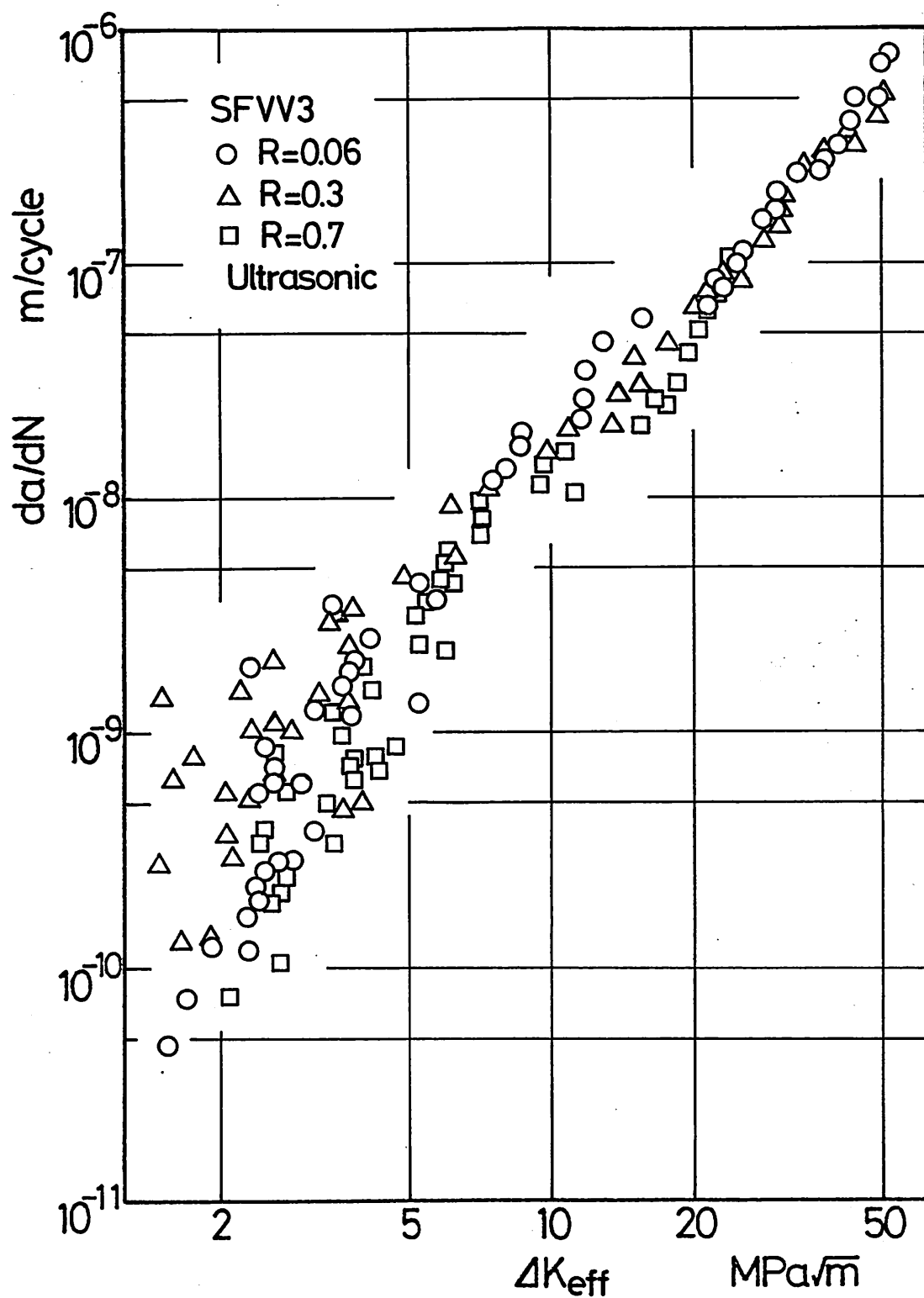


図 3.8 $da/dN - \Delta K_{eff}$ 関係 (UT法)

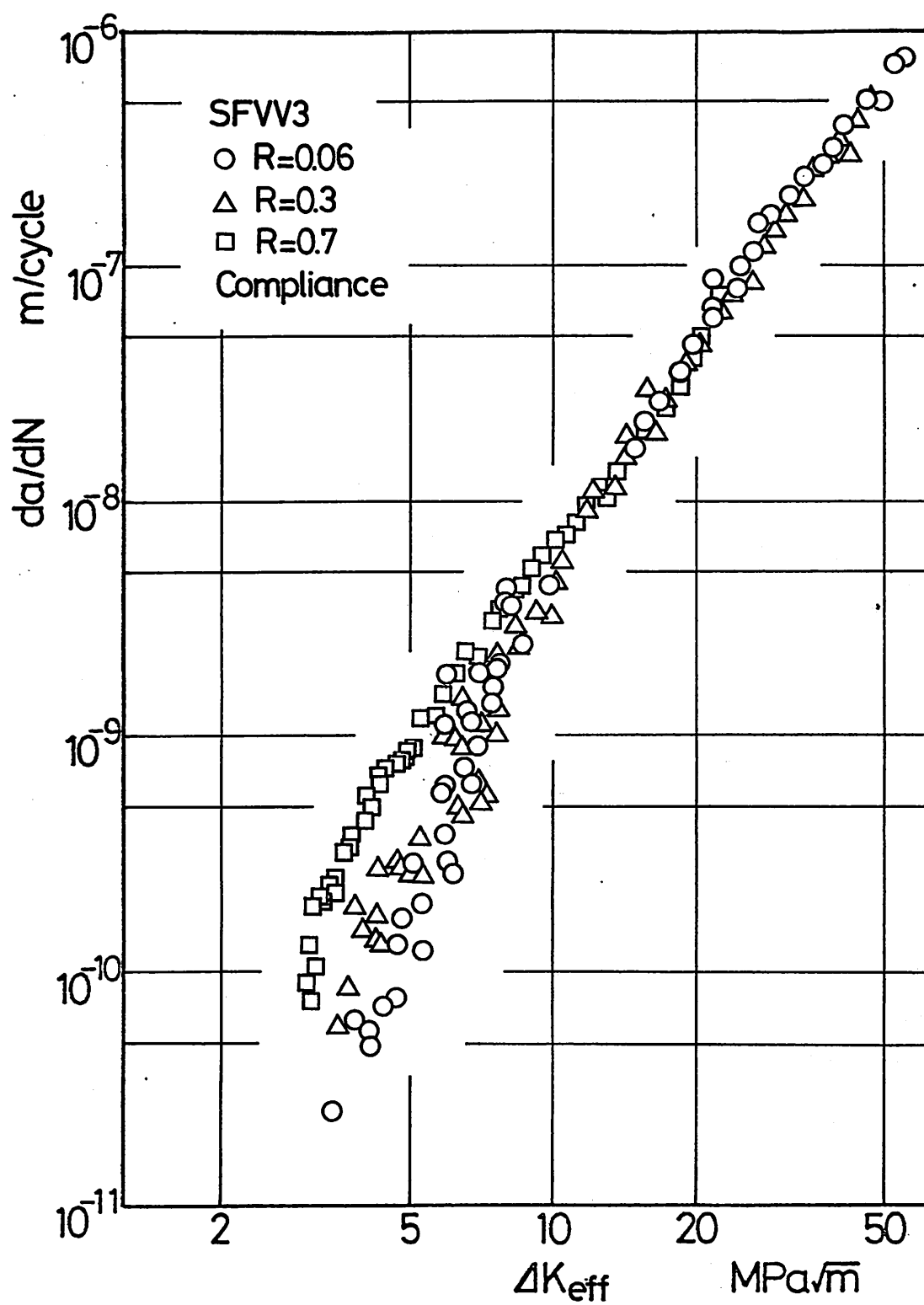


図 3.9 $\frac{da}{dN} - \Delta K_{eff}$ 関係 (BFS法)

これに反して、 $R=0.7$ 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、 $da/dN < 5 \times 10^{-9}$ m/cycle 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 K_{op}/K_{max} 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 $da/dN - \Delta K_{eff}$ 関係は変動が著しいけれども、 $da/dN > 5 \times 10^{-9}$ m/cycle 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 $da/dN - \Delta K_{eff}$ 関係は R に依存し、 $da/dN > 5 \times 10^{-9}$ m/cycle 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。

図3.1および図3.2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 0.3 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

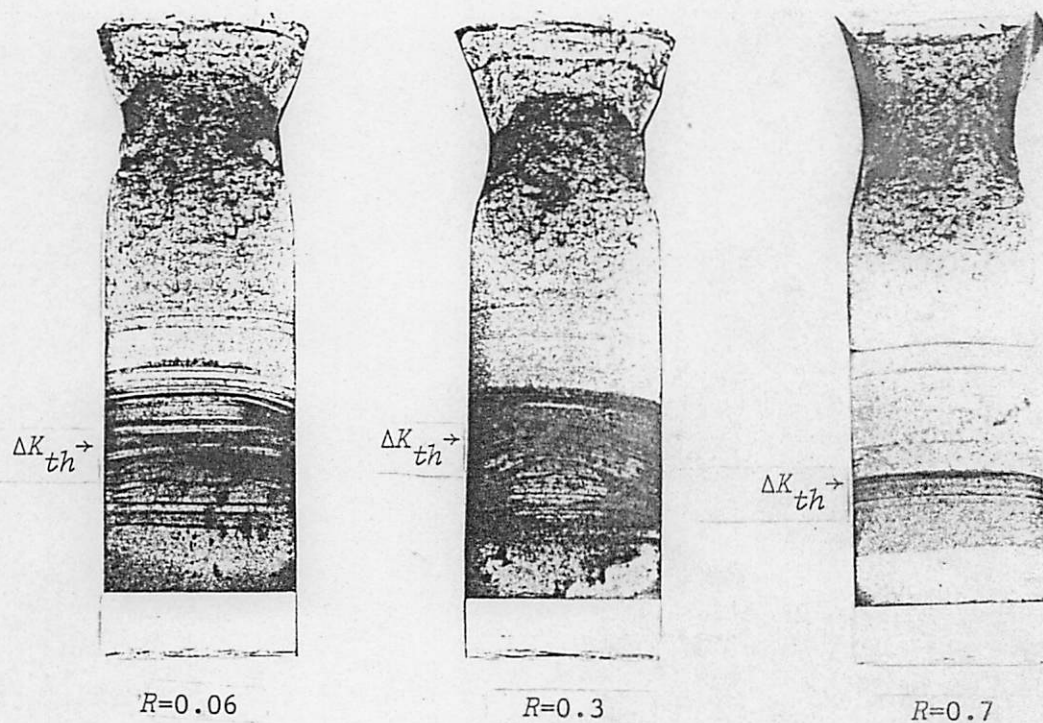


図 3.10 巨視的な破面様相 (R-定試験)

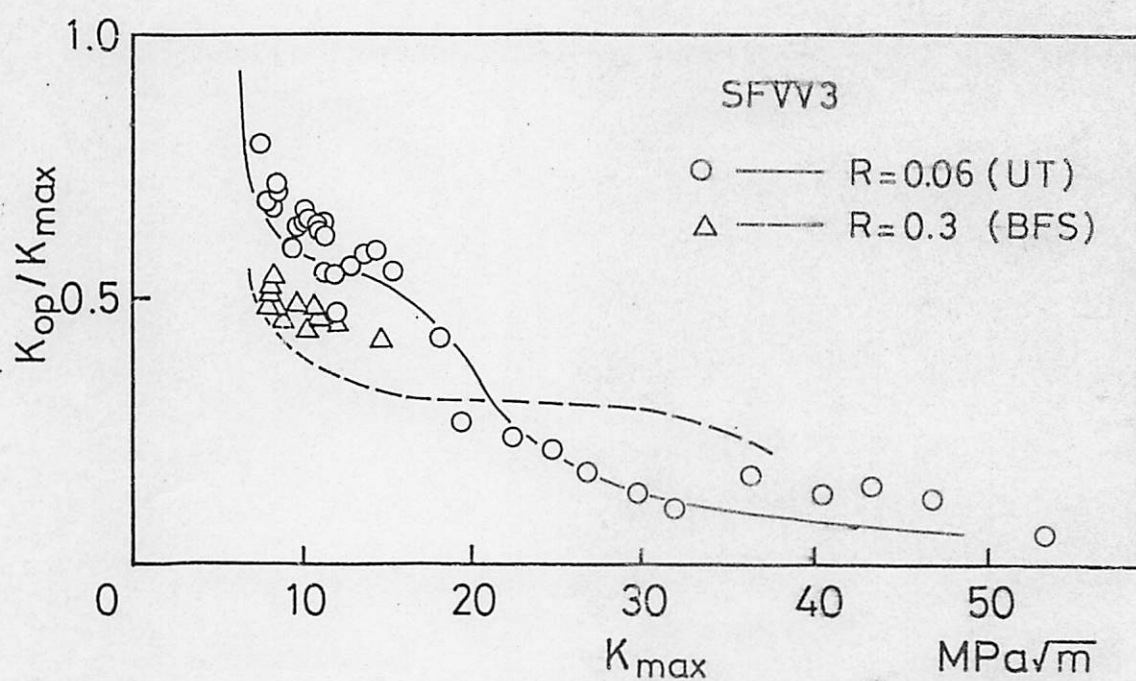


図 3.11 $K_{op}/K_{max} - K_{max}$ 関係
(図 3.1 および図 3.2 の白印と黒印の比較)

とが予想される。そこで、図3.1および図3.2に白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、 $R=0.3$ の場合についてBFS法に基づき、き裂開閉口を測定した。それぞれの $K_{op}/K_{max}-K_{max}$ 関係を図3.11に示す。なお、図3.1および図3.2に黒印で示した実験結果についての測定結果（図3.6および図3.7）を実線および破線を用い比較して示す。下限界近傍において両者は若干異っている。 K_{op}/K_{max} の測定結果を用いて、 ΔK_{eff} で表示した結果を図3.12に示す。実線と破線は図3.8および図3.9の $da/dN-\Delta K_{eff}$ 関係（図3.1および図3.2に黒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、 $R=0.7$ 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3.3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。

ΔK_{th} に至った試験片を切断し、厚さ中央断面においてき裂先端近傍を走査電顕で観察した結果を図3.13に示す。

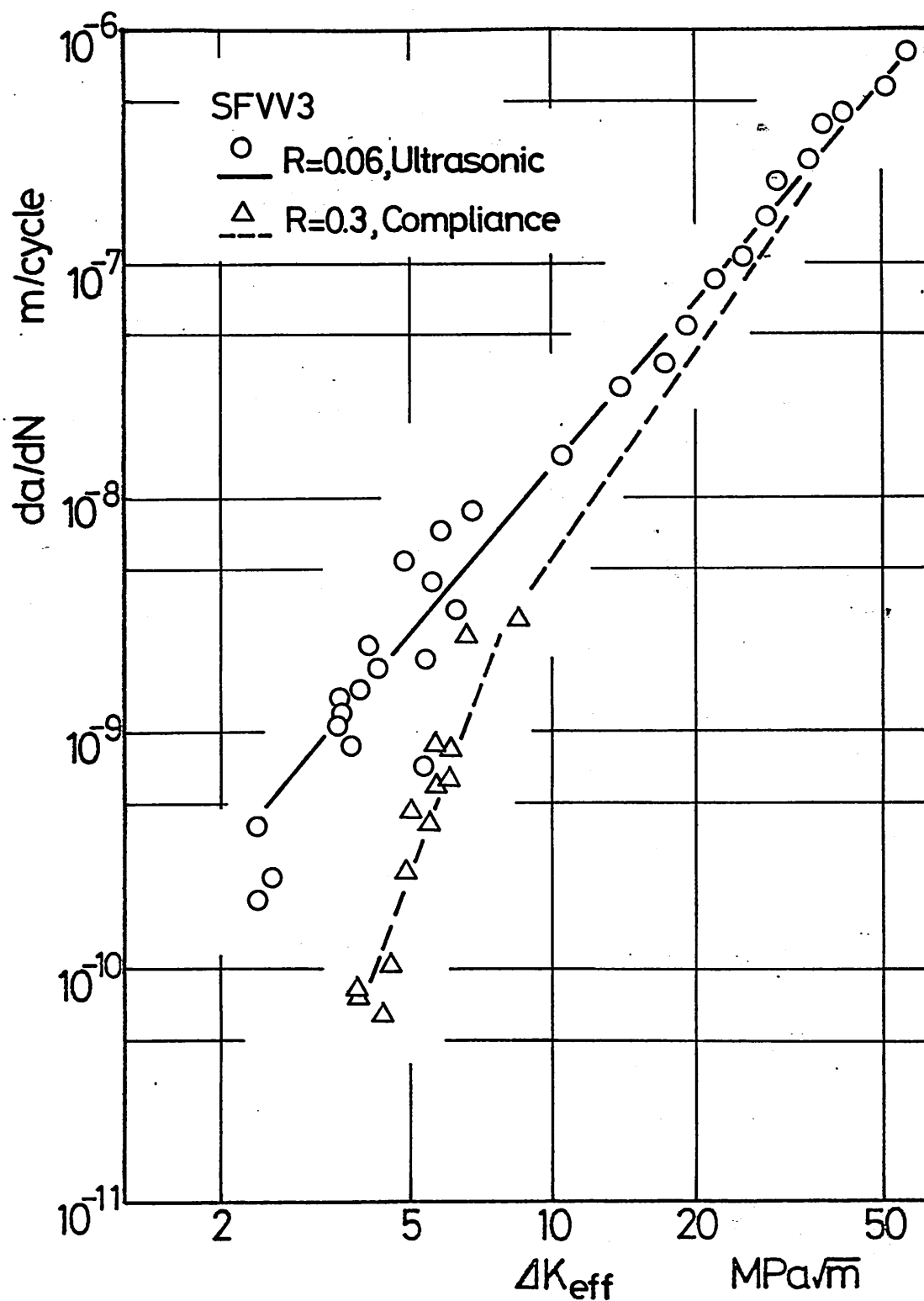
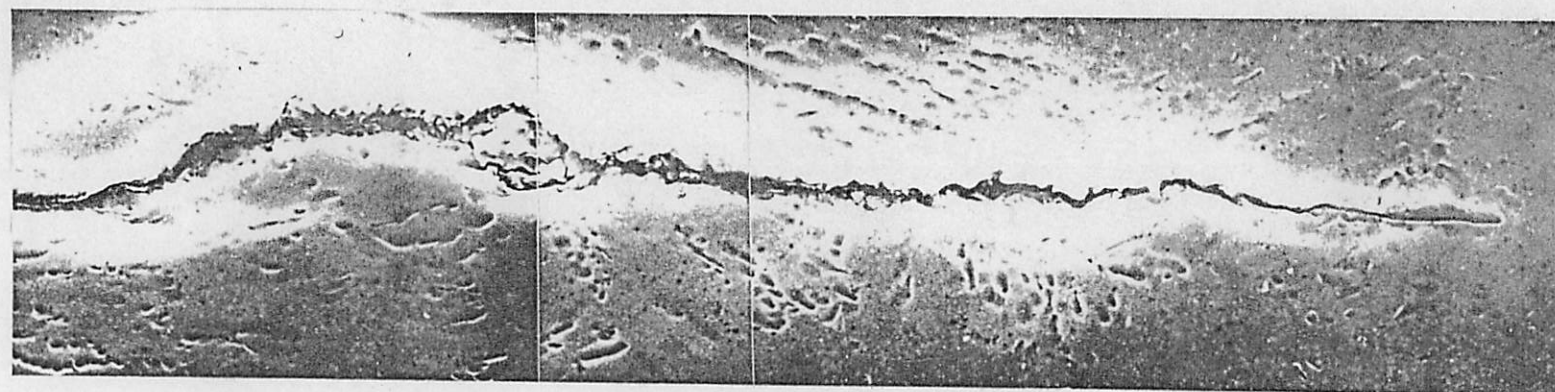
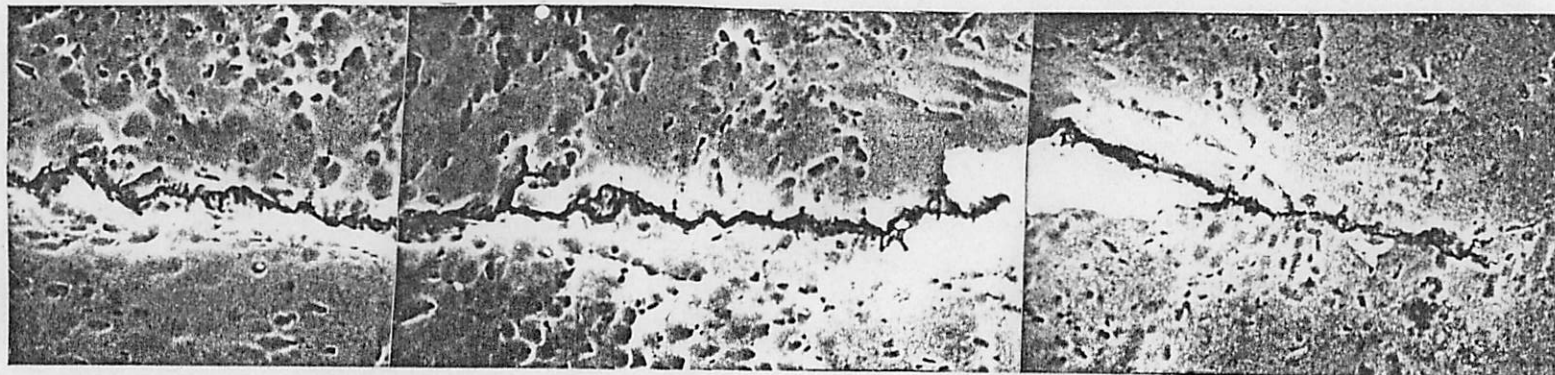


図 3.12 $da/dN - \Delta K_{eff}$ 関係
(図 3.1 および 図 3.2 の白印と黒印の比較)



$R=0.3$



$R=0.7$

10 μ m

Crack growth direction

図3.13 き裂先端近傍の断面写真

フレッチング酸化物は破面全体に一様に生成しているのではなく、破面粗さと密接に関連し、断続的に生成している。また、その大小もさまざまであることが観察される。図3.14にフレッチング酸化物の生成される機構を模式的に示す。フレッチング酸化物は破面粗さの大きい部分に局所的に生成し、酸化物誘起き裂開口を助長していると考えられる。すなわち、破面粗さ誘起き裂開口は酸化物誘起き裂開口の引き金であり、両者は本質的に切り離して考えることができない。また、破面上に生成されるフレッチング酸化物の大きさによっても寄与は異なると考えられ、現象は非常に複雑である。このことが、下限界近傍における $d\sigma/dN - \sigma K$ 関係（図3.1および図3.2）および $d\sigma/dN - \sigma K_{eff}$ 関係（図3.8および図3.9）の変動の原因となっている。

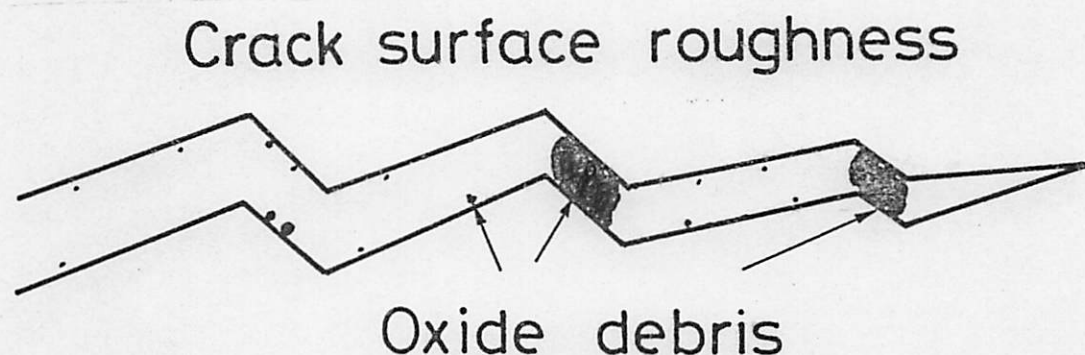


図3.14 フレッチング酸化物の生成様相の模式図

3. 2 K_{max} 一定試験

3. 2. 1 SFV 3 鋼の結果

図3.15にSFV 3 鋼につき K_{max} 一定試験を行い、得られた $K_{max} = 10.8$ 、 15.5 および $31.0 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ の $da/dN-\Delta K$ 関係を示す。なお、図には同一試験機を用いて得られた R 一定試験の $da/dN-\Delta K$ 関係(図3.1、図3.2および図3.3の黒印)を比較のため実線、破線および点鎖線で示した。

図3.16に K_{max} 一定試験を行った試験片の巨視的な破面様相を示す。 $K_{max} = 10.8 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 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、 $K_{max} = 15.5$ および $31.0 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 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、 $da/dN-\Delta K$ 関係は R 一定試験の $da/dN-\Delta K$ 関係と全く対応しており、 $R=0.06$ 、 0.3 および 0.7 一定の曲線を順次たどりながら、 ΔK_{th} に至っている。後者の場合、 ΔK 漸減に伴い R は $K_{max} = 15.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ の場合に 0.3 から 0.8 まで、 $K_{max} = 31.0 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ の場合に 0.5 から 0.9 まで増大しており、同じ ΔK に対して $(1-R)$ が2倍異なる。それにもかかわらず、 K_{max} の異なる $da/dN-\Delta K$ 関係はほぼ同一とみなすこと

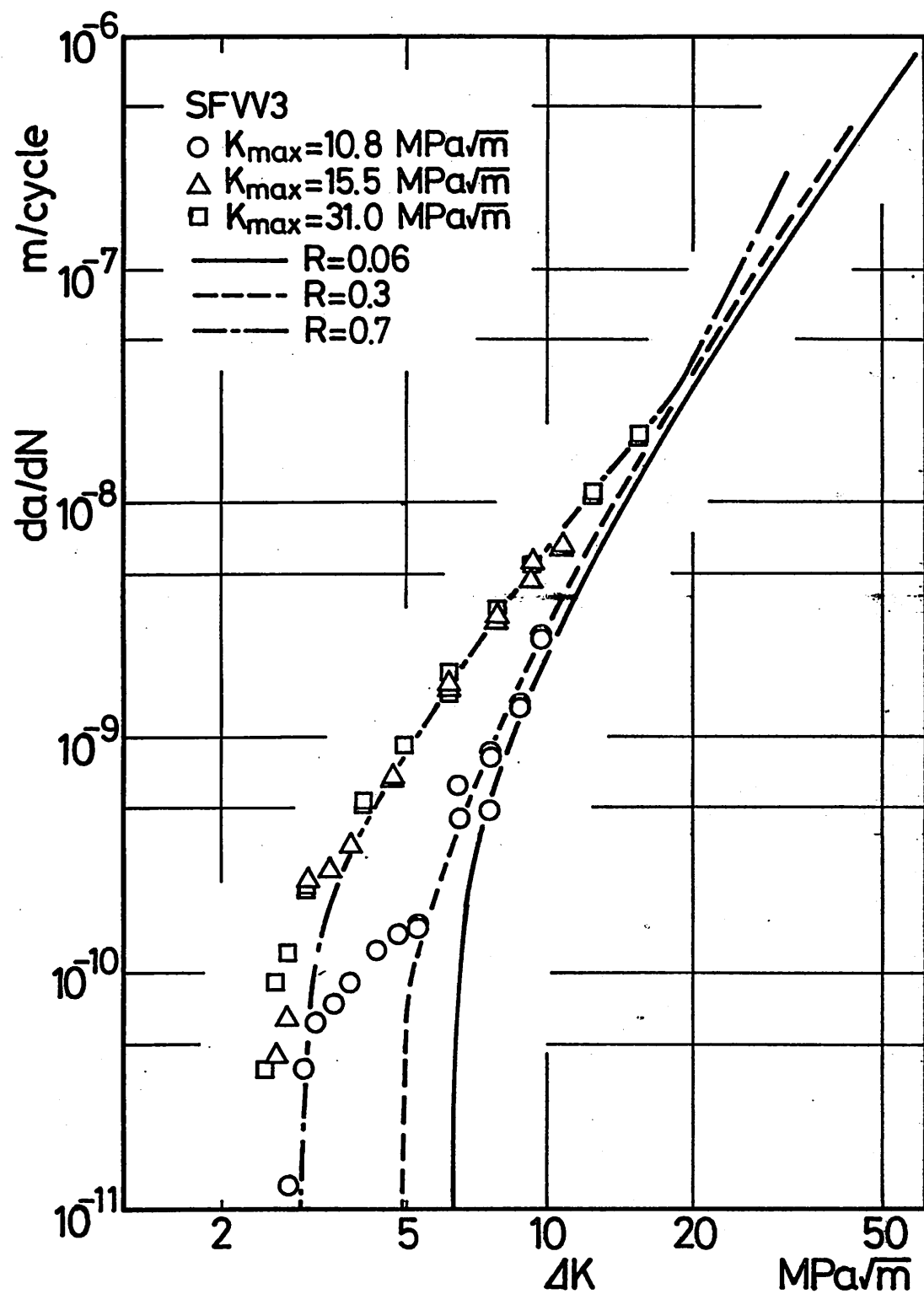


図3.15 $da/dN - \Delta K$ 関係 ($K_{\max}$ -定試験)

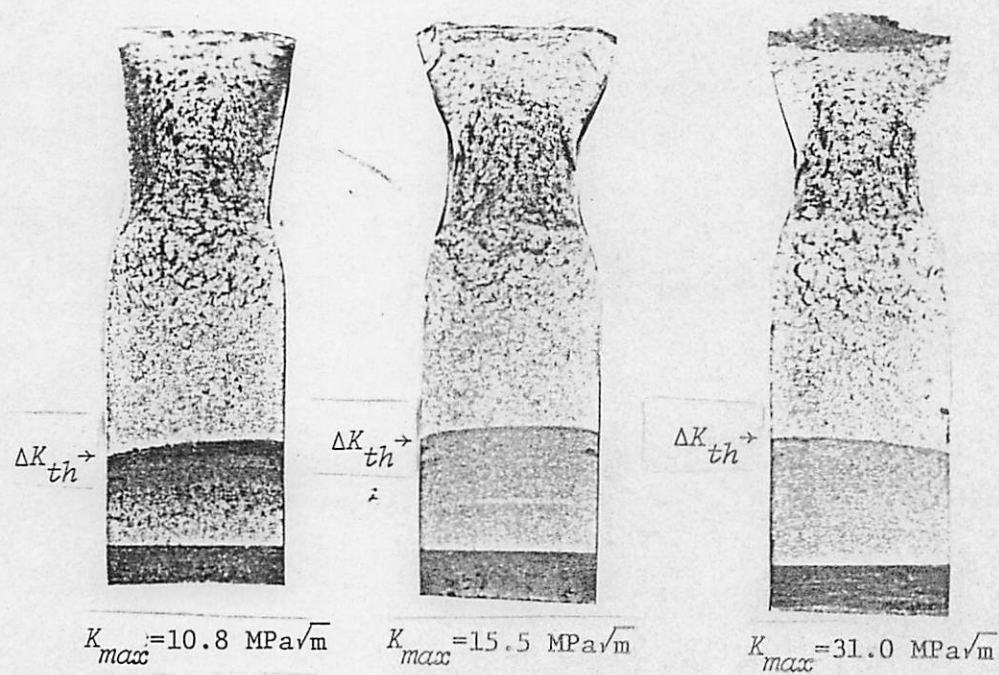


図 3. 16 巨視的な破面様相 (K_{max} -定試験)

ができ、また $R=0.7$ 一定の曲線とも、 ΔK_{th} 近傍を除けば、ほととど一致している。 $R=0.7$ 一定の ΔK 漸減試験の場合、 ΔK_{th} 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、 K_{max} 一定試験によって酸化物誘起き裂開口の寄与が除外できるならば、 ΔK_{th} 近傍の $da/dN - \Delta K$ 関係は応力比不敏感性を示す。したがって、その延長上線上で得られる ΔK_{th} も応力比不敏感であり、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。 $da/dN = 10^{-10} \text{ m/cycle}$ に対応する ΔK を ΔK_{th} とすれば、 $\Delta K_{th} = 2.7 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ となる。

UT法およびBFS法に基づき、き裂開閉口を測定した結果を図3.17および図3.18に示す。 K_{max} 一定試験の $K_{op}/K_{max} - R$ 関係（白印）に加えて、 R 一定試験の $K_{op}/K_{max} - R$ 関係も併記した。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 $31.0 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ の $\pm 10\%$ 以内に対応するデータの平均値である。 $K_{max} = 15.5$ および $31.0 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ の場合、UT法およびBFS法ともに、 K_{max} 一定試験の K_{op}/K_{max} は R 一定試験の結果と一致している。一方、 $K_{max} = 10.8 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ の場合、UT法では図2.8に示した典型的な $P - \Delta E$ 関係が得られず、 K_{op} の決定は不可能で

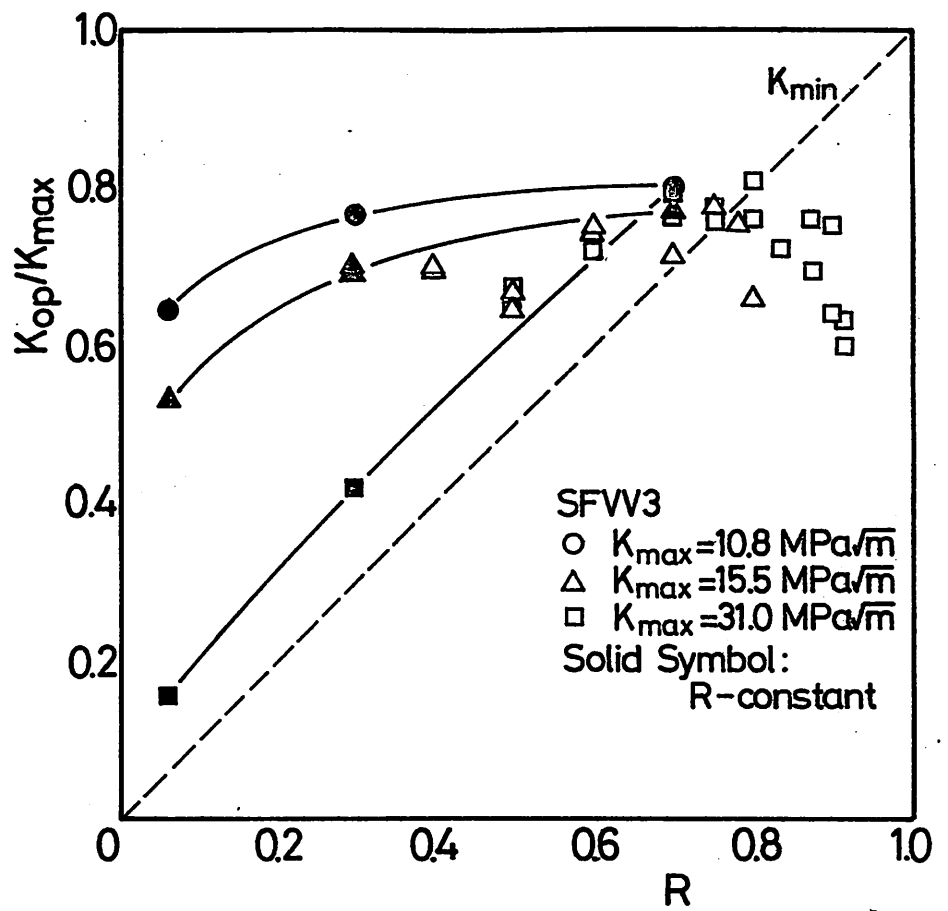


図 3.17 K_{op}/K_{max} - R 関係 (UT法)

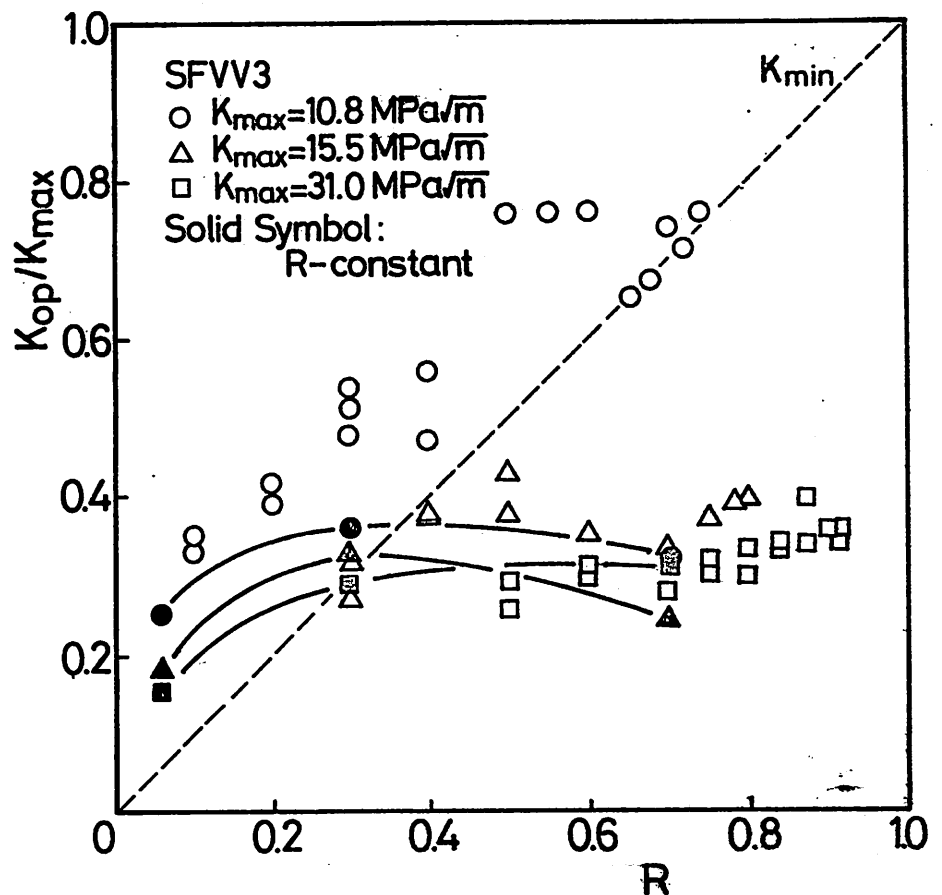


図 3.18 K_{op}/K_{max} - R 関係 (BFS法)

あ、た。また、BFS法でも 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。3.3で述べるように、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3.15の $K_{max}=10.8\text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 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3.17および図3.18の K_{op}/K_{max} の測定結果を用いて ΔK_{eff} で表示すれば、図3.19および図3.20となる。それぞれ図3.8および図3.9に示したR一定試験における $da/dN-\Delta K_{eff}$ 関係とほとんど一致している。ただし、UT法の $K_{op}<K_{min}$ となるデータには差異が認められる。この理由については3.4で考察する。

3.2.2 アルミニウム合金の結果

図3.21、図3.22、図3.23、図3.24および図3.25にアルミニウム合金2017-T3、2024-T3、5083-O、7075-T6および7N01-T6について K_{max} 一定試験を行い、得られた $K_{max}=10.8\text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ の $da/dN-\Delta K$ 関係を示す。なお、図にはR一定試験により得られた $R=0.06$ の $da/dN-\Delta K$ 関係を併記した。 K_{max} 一定試験は $R=0.06$ においてほぼ $da/dN=10^{-7}\text{ m/cycle}$ に対応する ΔK から開始しており、 ΔK 漸減に伴い応力比 R は0.06から0.9まで増大している。また、この試

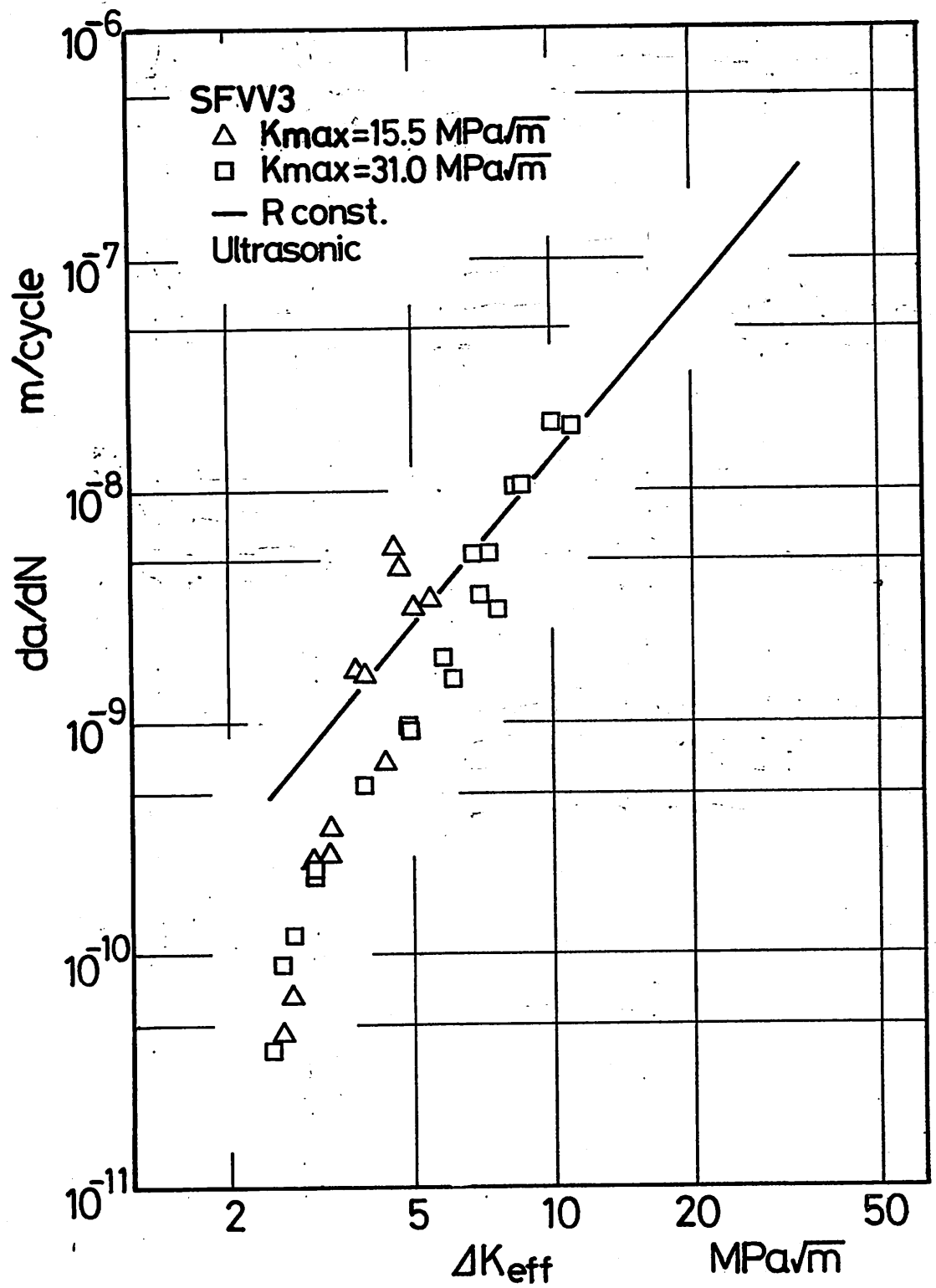


図 3.19 $da/dN - \Delta K_{eff}$ 関係 (UT法)

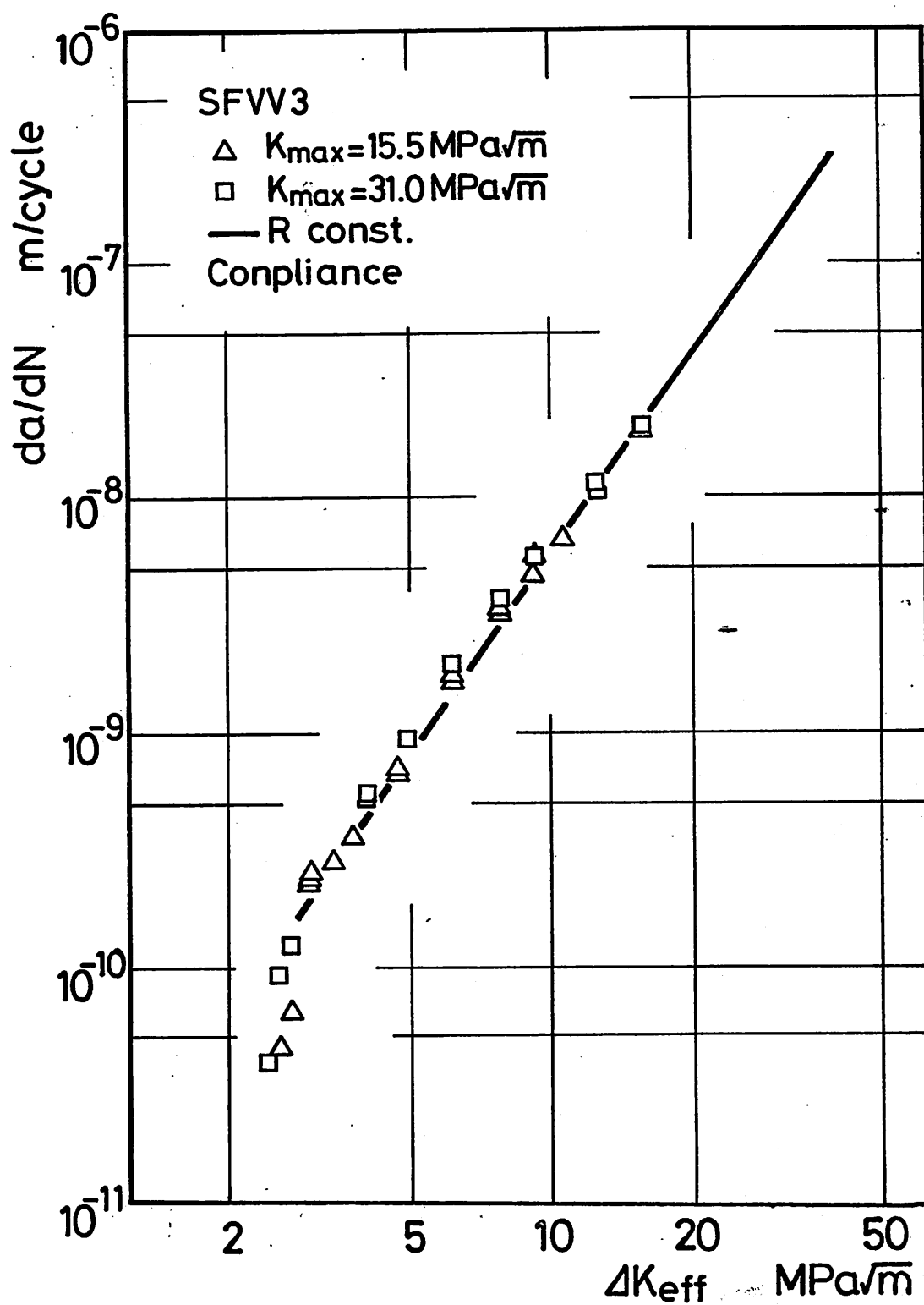


図 3.20 $\frac{da}{dN} - \Delta K_{\text{eff}}$ 関係 (BFS 法)

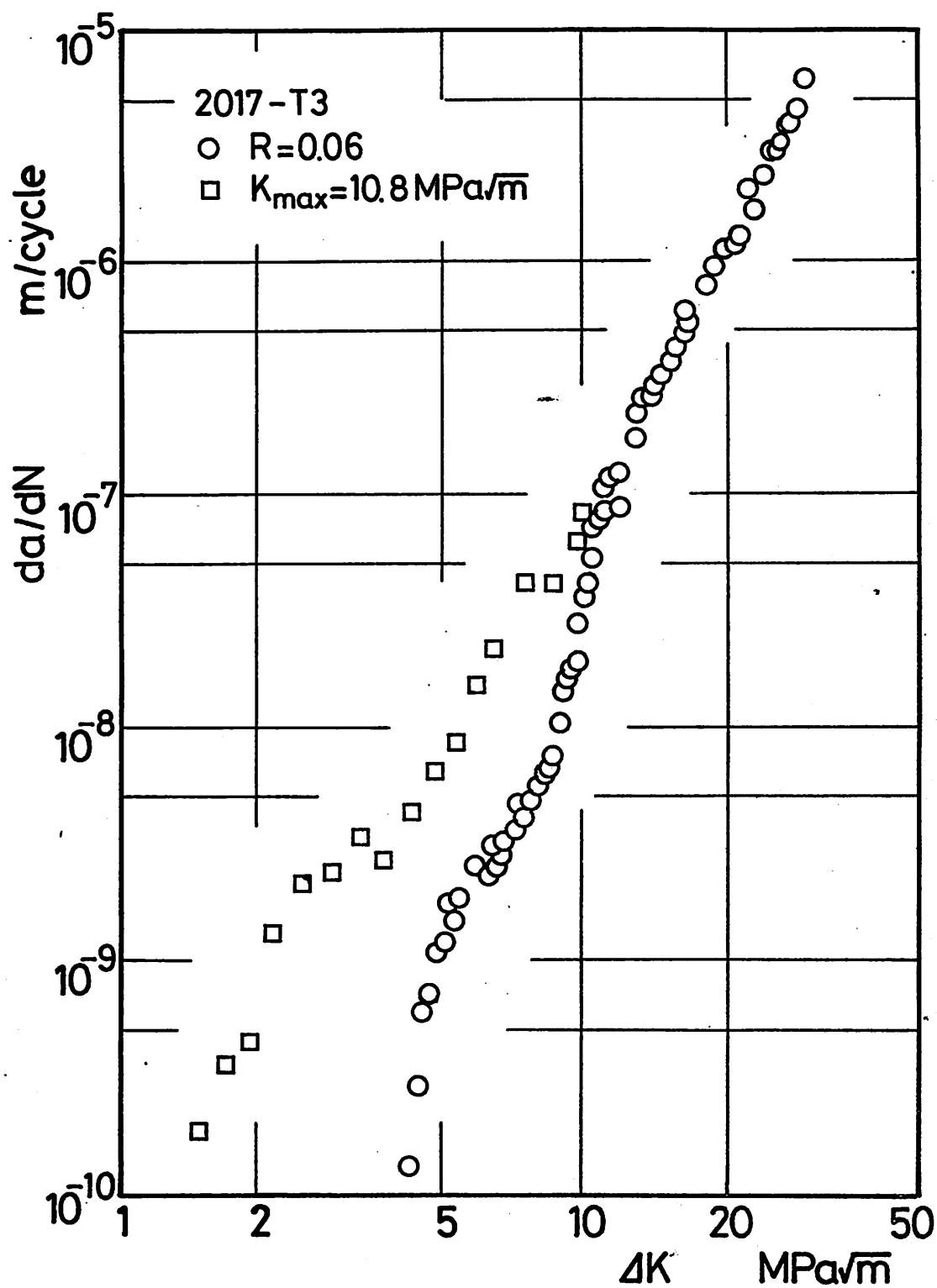


図 3.21 $\frac{da}{dN}$ - ΔK 関係 (2017-T3)

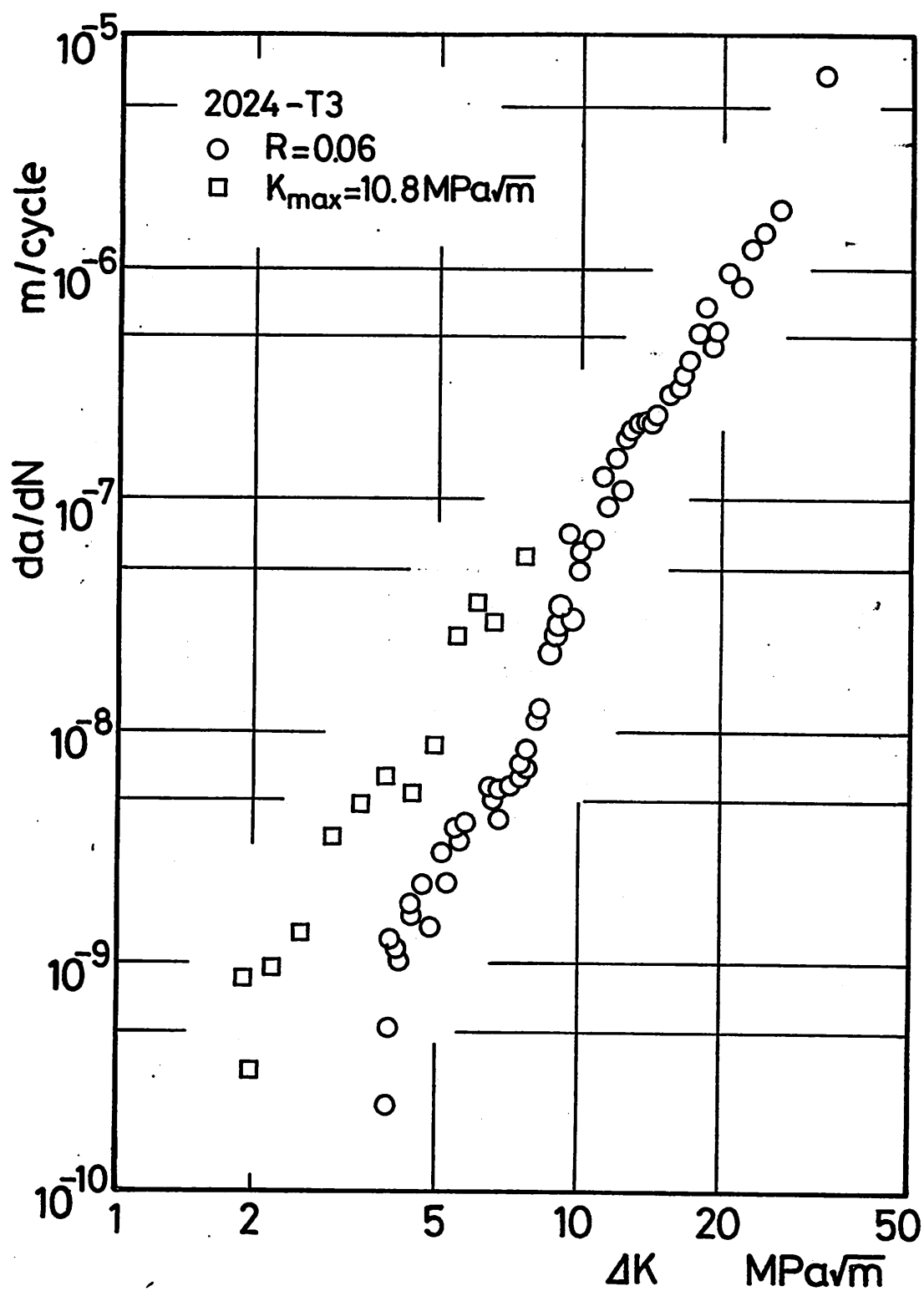


図 3.22 $\frac{da}{dN} - \Delta K$ 関係 (2024-T3)

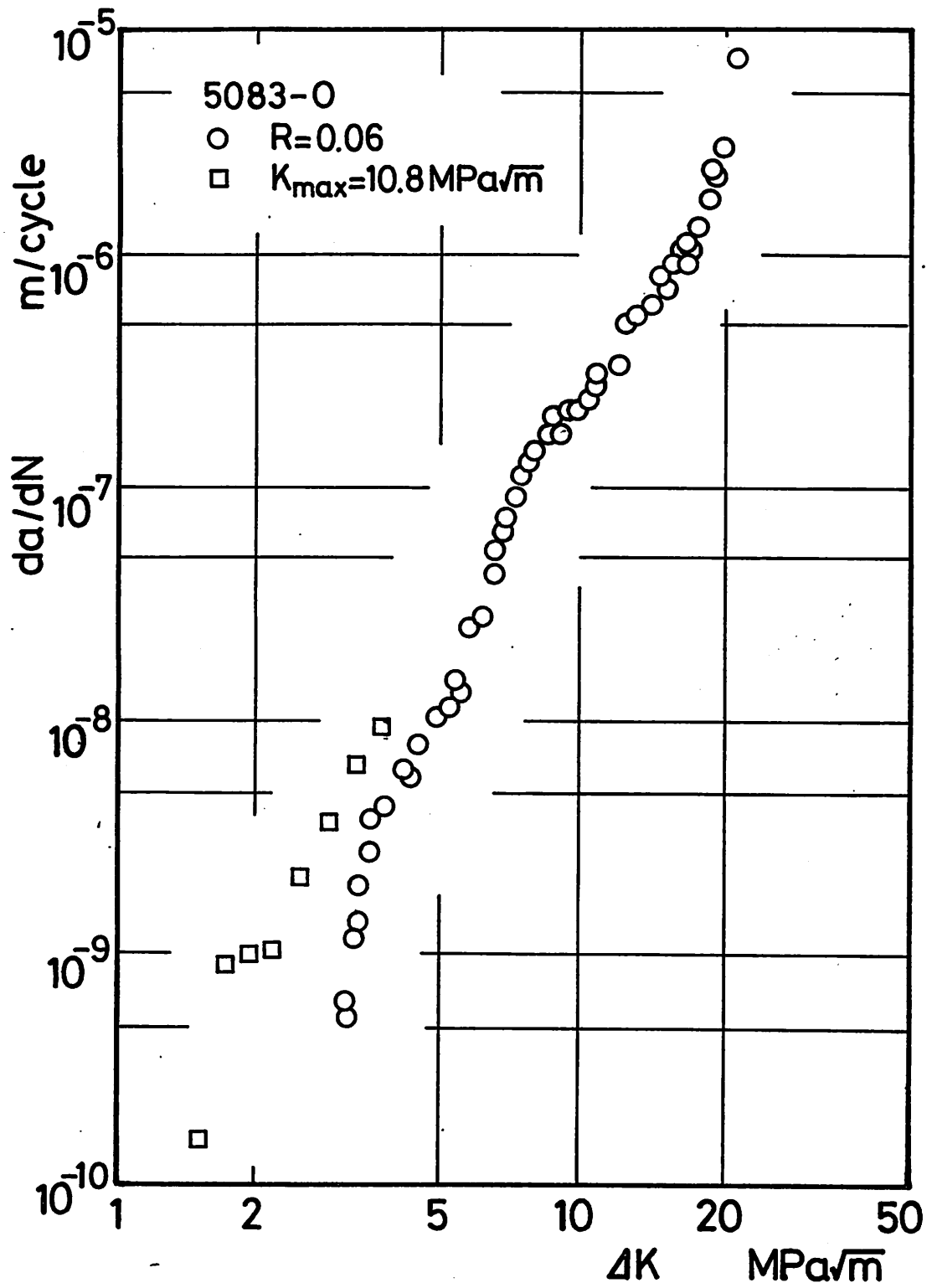


図 3.23 $\frac{da}{dN}$ - ΔK 関係 (5083-O)

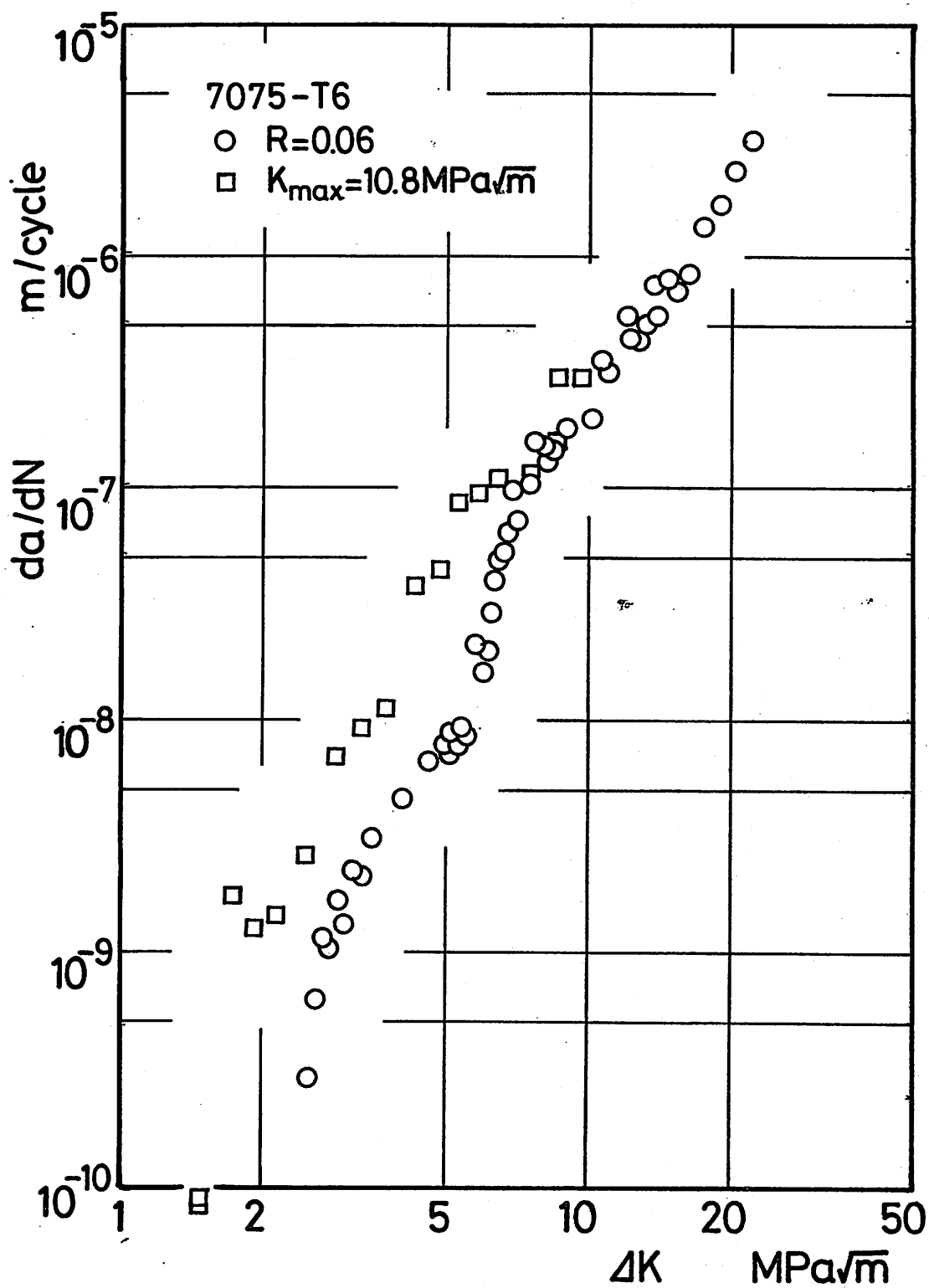


図 3.24 $\frac{da}{dN} - \Delta K$ 関係 (7075-T6)

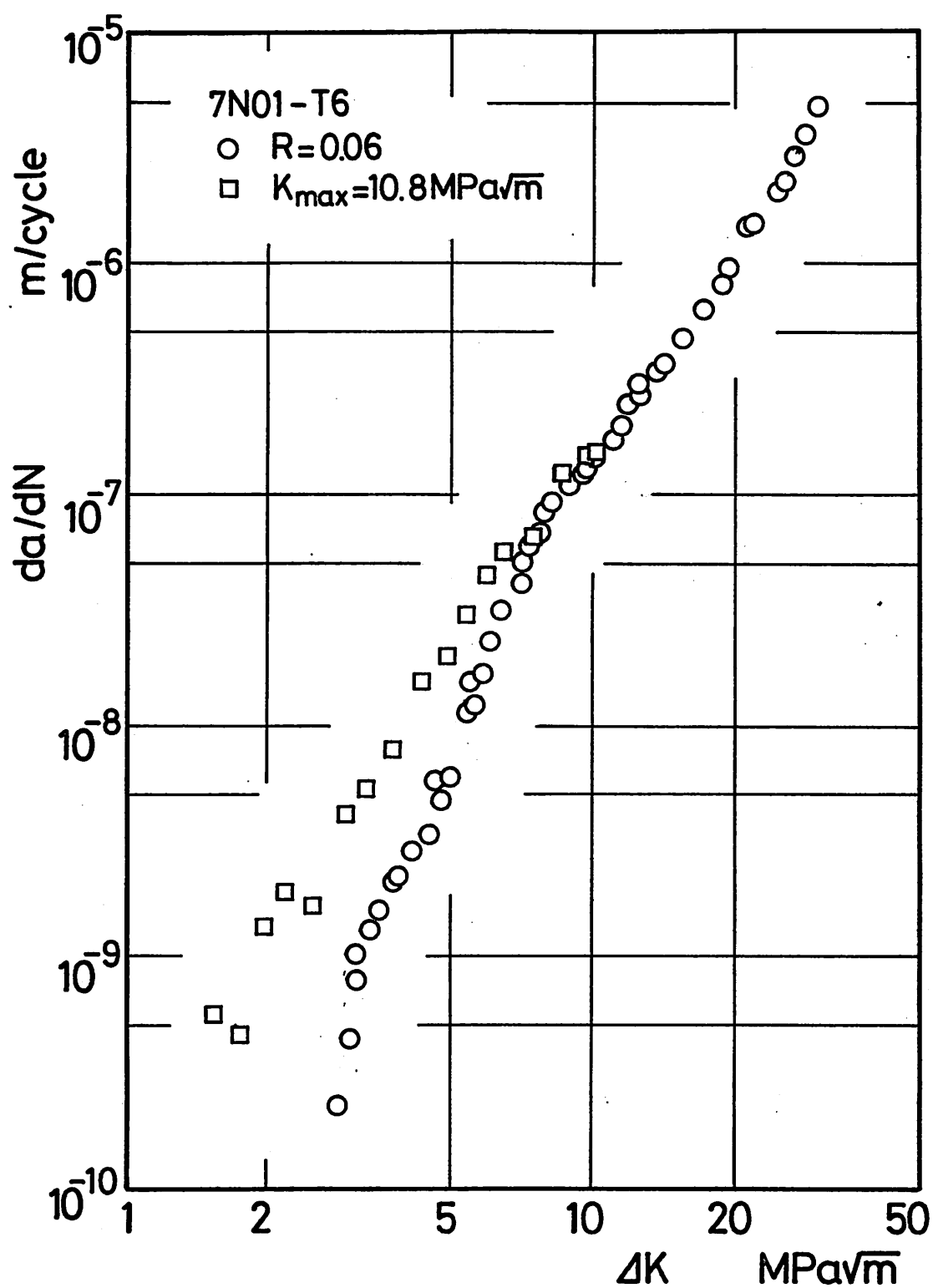


図 3.25 $\frac{da}{dN}$ - ΔK 関係 (7N01-T6)

験条件において、いずれのアルミニウム合金の場合にも
 破面上につし、チング酸化物の付着は認められなかつた。
 前述したように、SFV3鋼の場合、塑性誘起き裂開口が
 支配的となる $da/dN > 5 \times 10^{-9} \text{ m/cycle}$ の範囲において da/dN の
 R依存性は小さい。これに反して、アルミニウム合金の
 場合、塑性誘起き裂開口が支配的な範囲においても da/dN
 はR依存性を示し、 K_{max} 一定試験とR一定試験の da/dN -
 ΔK_{th} 関係は異なることがわかる。また、 ΔK_{th} も顕著なR依
 存性を示し、 K_{max} 一定試験により決定される ΔK_{th} は非常
 に低い値となっている。それぞれの材料について得られ
 た ΔK_{th} の値を表3.2に示す。なお、 K_{max} 一定試験の場合
 もASTMで検討中の方法に⁽⁸⁾ほぼ準じ、 $da/dN = 10^{-10} \sim 5 \times 10^{-9}$
 m/cycle の範囲の da/dN - ΔK 関係を両対数直線回帰し、 da/dN
 $= 10^{-10} \text{ m/cycle}$ に外挿することにより ΔK_{th} を決定した。

図3.26および図3.27に K_{max} 一定試験およびR一定試験

表3.2 ΔK_{th} の値 (アルミニウム合金)

Material	$\Delta K_{th} \text{ (MPa}\sqrt{\text{m}})$	
	$R=0.06$	$K_{max}=10.8 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$
2017-T3	4.1	1.31
2024-T3	3.8	1.43
5083-O	2.9	1.28
7075-T6	2.4	1.45
7N01-T6	2.6	1.02

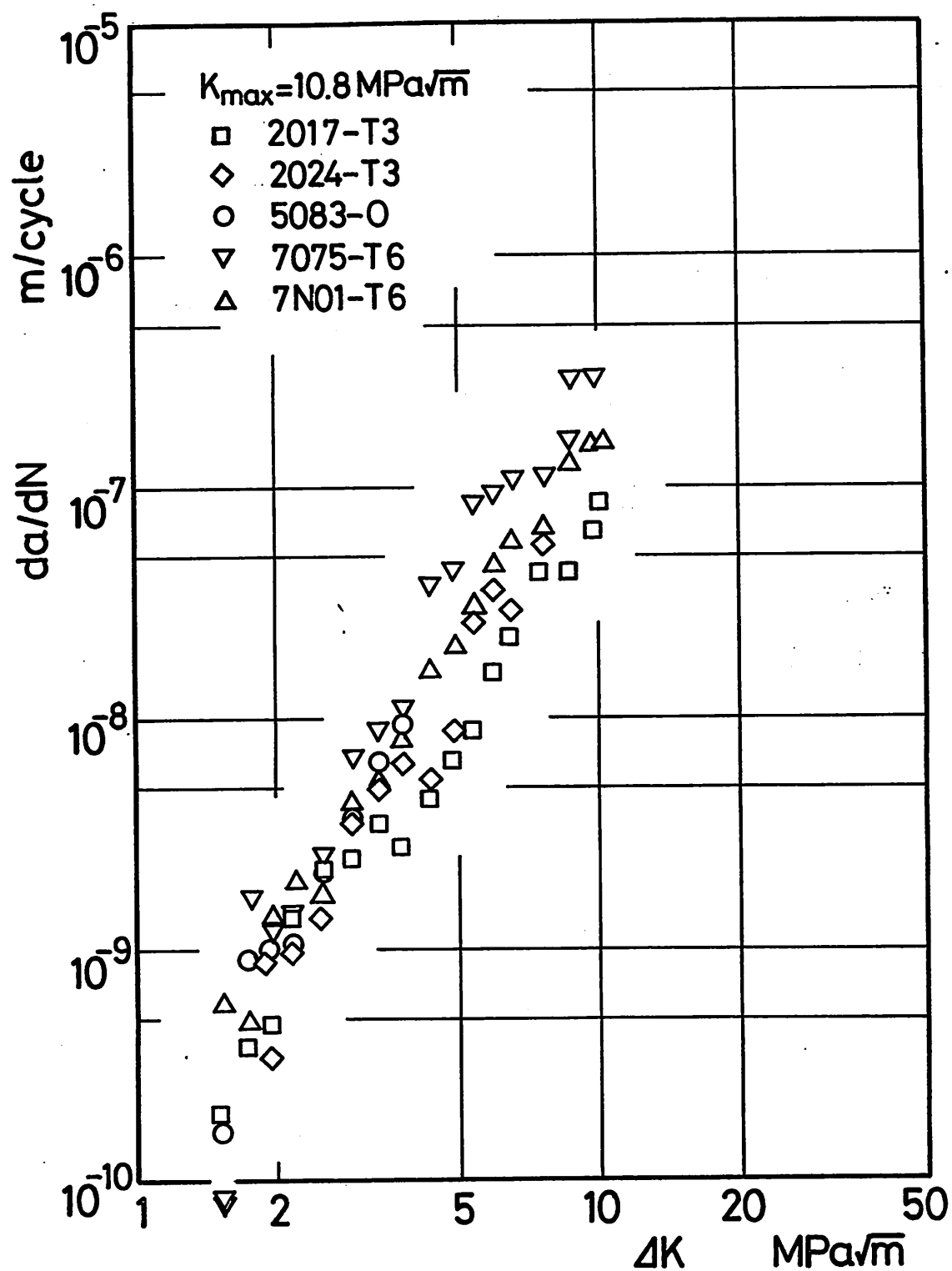


図3.26 $da/dN - \Delta K$ 関係 ($K_{\max}$ -一定試験)

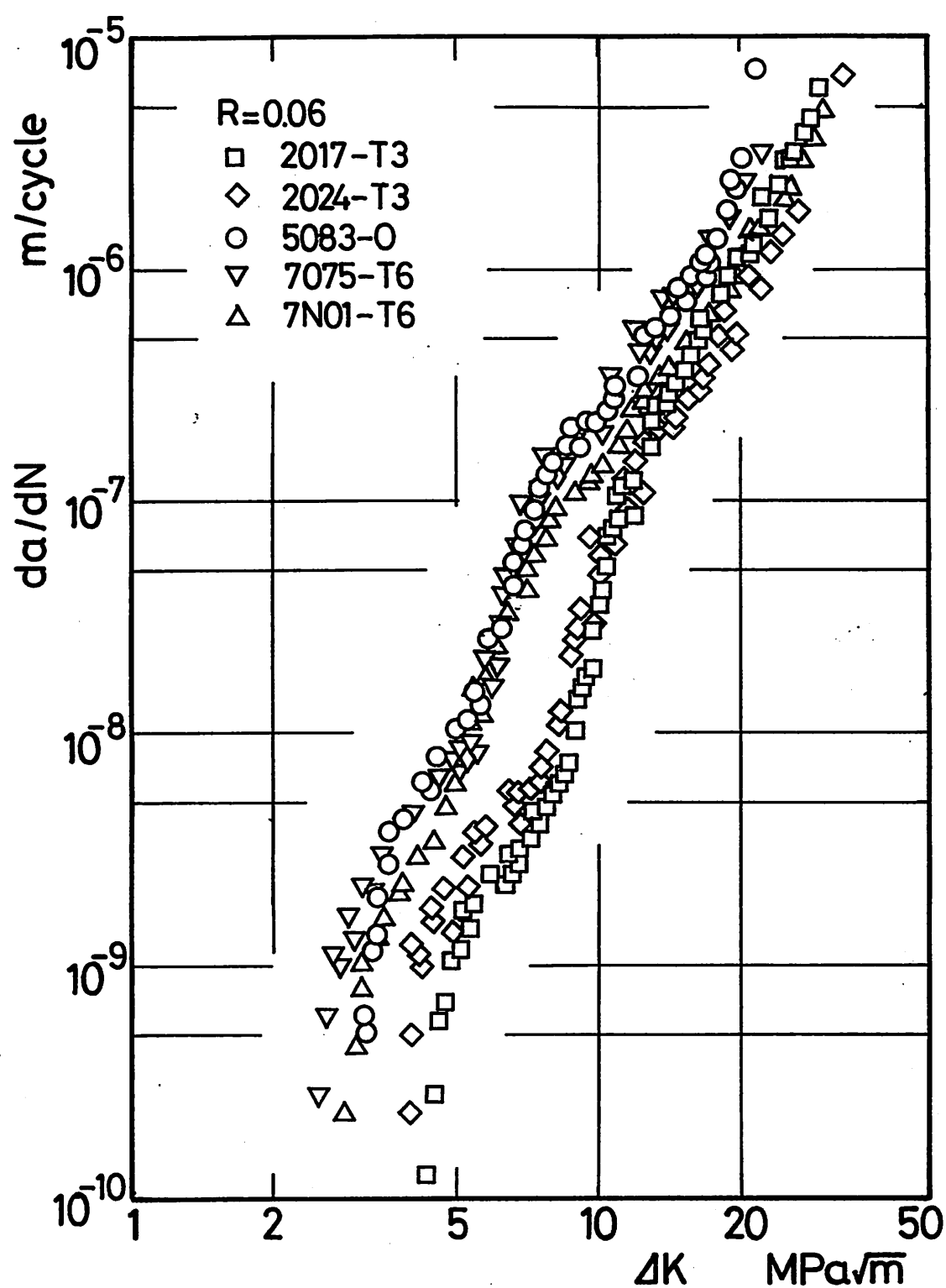


図 3.27 $\frac{da}{dN}$ - ΔK 関係 (R-定試験)

により得られた da/dN - ΔK 関係を5種類のアルミニウム合金について比較して示す。なお、 K_{max} 一定試験はすべての材料につき $K_{max} = 10.8 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ であり、同じ ΔK に対して同じ R となっている。 R 一定試験の結果は $da/dN > 10^{-7} \text{ m/cycle}$ の範囲で材料による差異は小さいが、 $da/dN < 10^{-7} \text{ m/cycle}$ の範囲では組織敏感性を示し、 da/dN - ΔK 関係は材料により顕著に異なる。同様に、 K_{max} 一定試験の結果も $\Delta K > 3 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ の範囲では組織敏感性を示している。これに反して、 $\Delta K < 3 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ ($R > 0.7$) の範囲では da/dN - ΔK 関係は R 一定試験の $da/dN > 10^{-7} \text{ m/cycle}$ の結果と同程度の組織不敏感性を示し(同一の da/dN に対し、1.5倍程度の ΔK の差)、その延長線上で得られる ΔK にも組織不敏感であることがわかる。

BFS法に基づき、 K_{max} 一定試験におけるき裂開閉口を測定した結果を図3.28に示す。アルミニウム合金の場合にも図3.18に示したSFV3鋼の結果と同様に、 R の増大に伴い K_{op}/K_{max} は増大し、その後 $K_{op} < K_{min}$ となる。 $K_{op} < K_{min}$ となった後、さらに R を増大させても K_{op}/K_{max} はほぼ一定値となる傾向を示している。 da/dN の実験結果を図3.28の K_{op}/K_{max} を用いて ΔK_{eff} で表示すれば、図3.29となる。全領

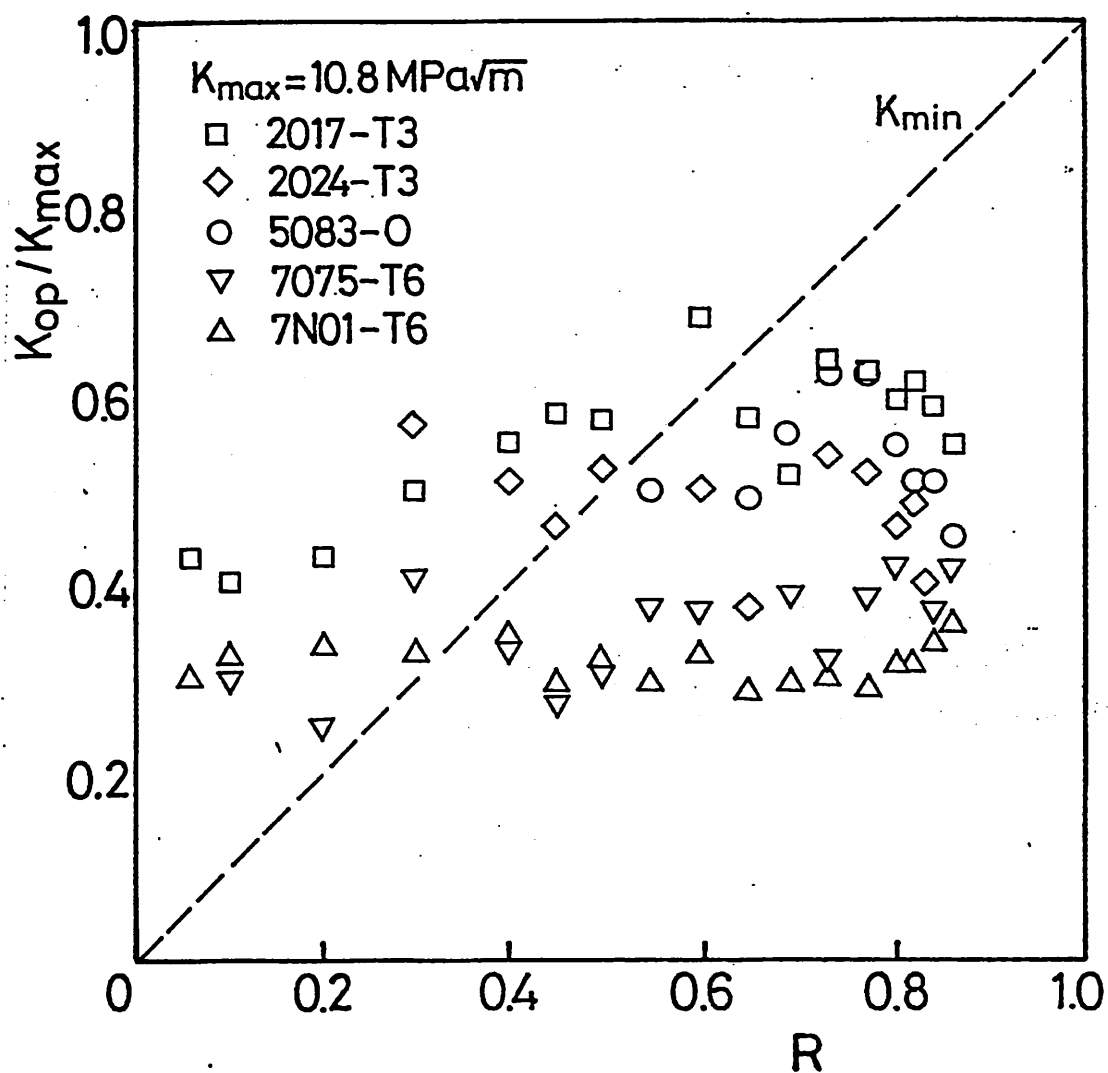


図 3.28 $K_{\text{op}}/K_{\text{max}} - R$ 関係 (BFS法)

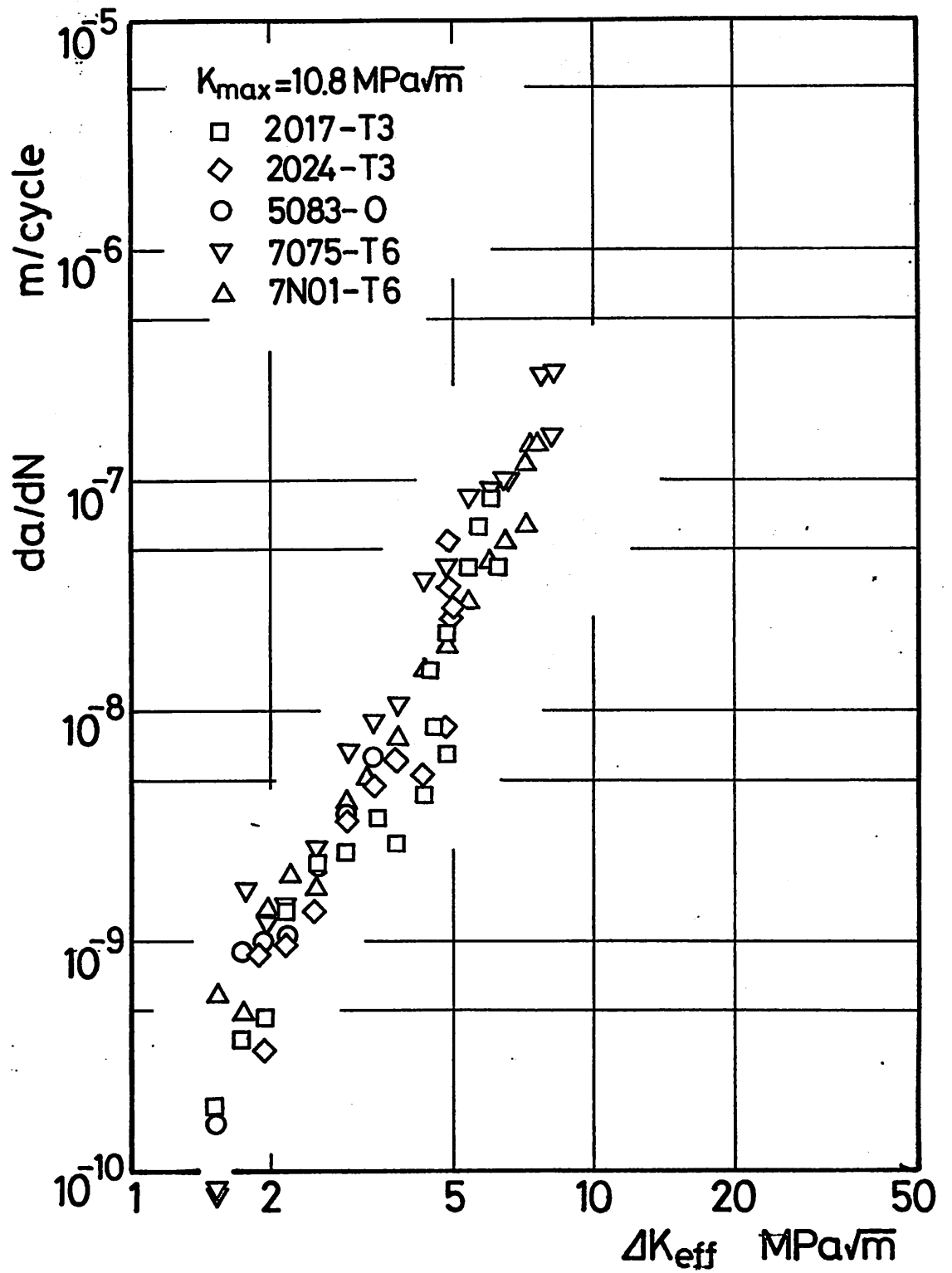


図 3.29 $\frac{da}{dN} - \Delta K_{\text{eff}}$ 関係 (BFS 法)

域にわたり塑性誘起き裂閉口が支配的な領域の da/dN と同程度の組織不敏感性を示している。すなわち、 K_{max} - 一定試験 (図 3.26) の $\Delta K > 3 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ の範囲および R - 一定試験 (図 3.27) の $da/dN < 10^{-7} \text{ m/cycle}$ の範囲において顕著となる材料による差異は、き裂開閉口の材料による相違に起因していることがわかる。き裂開閉口の相違の原因として破面粗さの寄与が考えられる。

一般にアルミニウム合金の疲労き裂は Mode II のき裂進展を起こし易い。このため、破面粗さはかなり大きい。 $da/dN < 10^{-7} \text{ m/cycle}$ の範囲において材料によるき裂開閉口の差異が大きい 2xxx 系合金と 7xxx 系合金を比較すると、2xxx 系合金の方が 7xxx 系合金よりも破面粗さは大きい。したがって、材料によるき裂開閉口の差異の原因は図 1.2 (c) に示した破面粗さ誘起き裂閉口の寄与が大きく、下限界近傍では図 3.14 に示した機構によりフレッチング酸化物が生成し、き裂閉口を助長していると予想される。すなわち、破面粗さ誘起き裂閉口および酸化物誘起き裂閉口が実測され、 ΔK_{eff} によって表示した場合、 da/dN および ΔK_{th} は塑性誘起き裂閉口が支配的な領域における da/dN と同程度の組織不敏感性を示すと考えられる。

3.3 真空焼なまし試験片の ΔK 漸増試験

疲労予き裂導入後に真空焼なましをした試験片(SFVU3鋼)について、 $R=0.06$ 一定の ΔK 漸増試験を行った。図3.30に $\Delta K-N$ 関係および $a-N$ 関係を示す。ここで、 N は繰返し数である。 $\Delta K < \Delta K_{th}$ 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 毎(約 10^6 回)に ΔK を漸増させれば、き裂は進展開始と停留を繰返し、 ΔK が ΔK_{th} 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。VT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開口を測定した。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3.1の白印)と比較して、図3.31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し、最初の K_{op}/K_{max} は小さく、 $\Delta K < \Delta K_{th}$ 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、 $K_{op}/K_{max} \rightarrow 1$ となり、き裂は停留する。 ΔK を漸増させる場合、漸増毎に K_{op}/K_{max} は低下するから、同様な現象が繰返され、 $K_{op}/K_{max} \rightarrow 1$ 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、 K_{op}/K_{max} の K_{max} 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開口の効果がより顕著であり、見掛け上の ΔK_{th} の増大(コーキング効果)の原因となっている。この場合の K_{op}/K_{max} - K_{max} 関係は ΔK 漸増条件によって異なると考えられる。

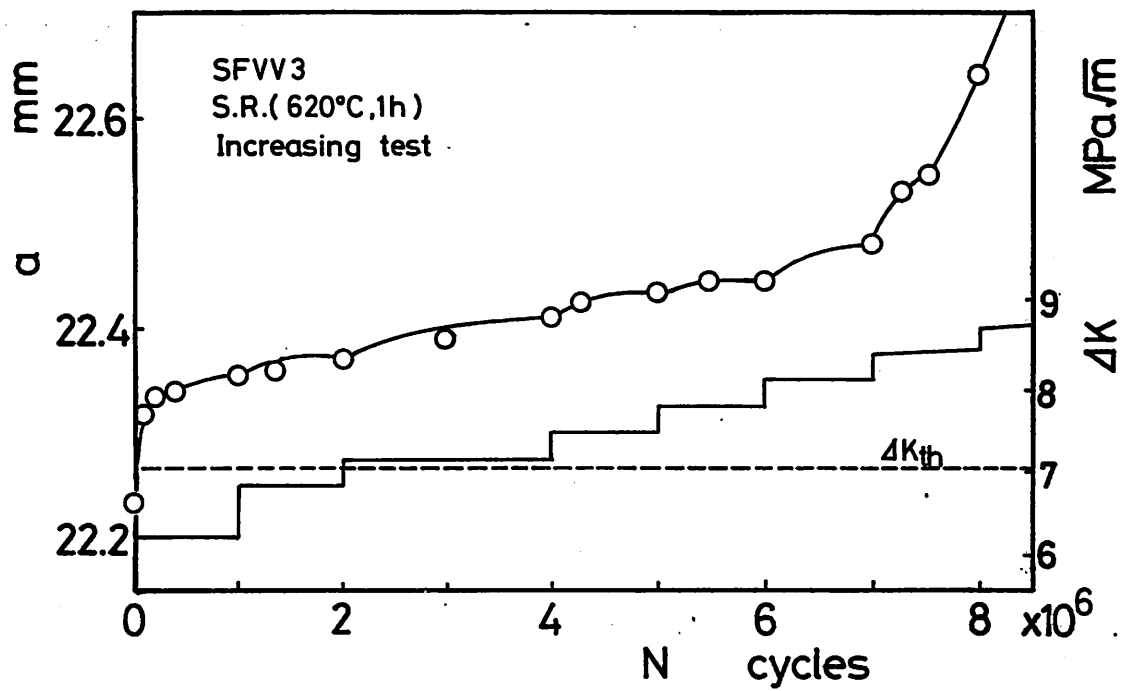


図 3.30 $\sigma, \Delta K - N$ 関係 (ΔK 漸増)

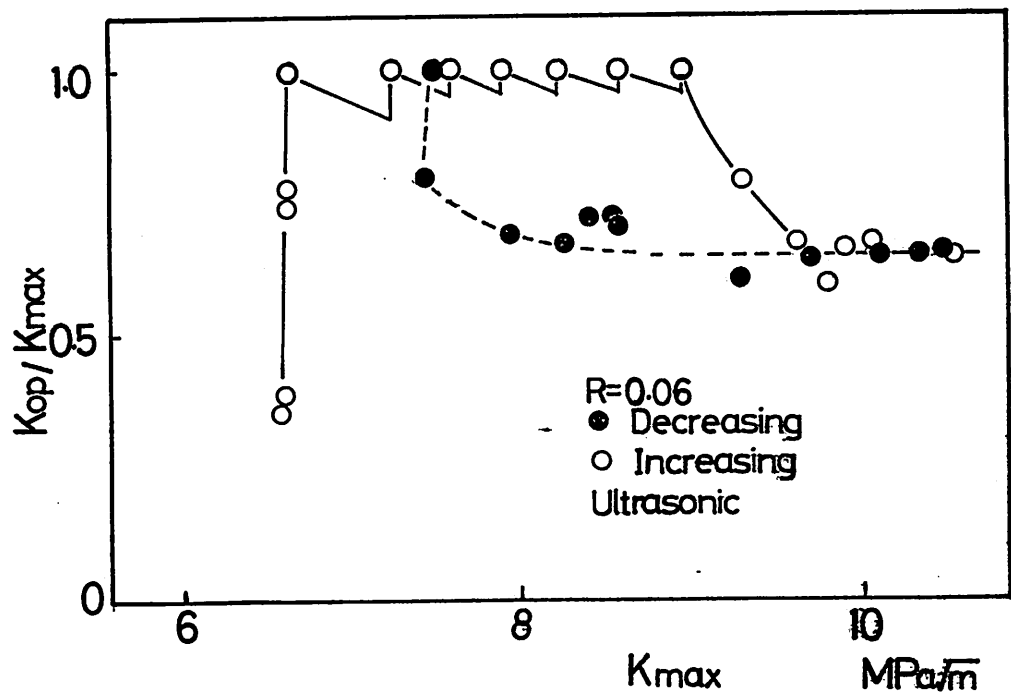


図 3.31 $K_{op}/K_{max} - K_{max}$ 関係
(ΔK 漸増と ΔK 漸減 の比較)

3.4 考察

図3.32にSFV3鋼の K_{max} -一定試験における da/dN - R 関係を示す。また、図には R -一定試験において破面上にフレッチング酸化物の付着が認められた範囲を斜線で示す。 K_{max} -一定試験の場合、フレッチング酸化物が $K_{max}=10.8\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ で破面全体に認められ、 $K_{max}=15.5$ および $31.0\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ で全く認められなかったことは、 R -一定試験の結果とよく対応している。ただし、破面上でフレッチング酸化物の生成する状態は一樣ではなく、 da/dN が小さいほど、また R が低いほど破面上に残されるフレッチング酸化物の量は多くなる。したがって、 R -一定試験の場合、き裂進展に伴い ΔK を漸減すれば破面上に残されるフレッチング酸化物の量は多くなり、その寄与は増大する。逆に ΔK を漸増すれば減少する。

ただし、真空焼なまし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つ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寄与は増大してゆく。この場合、 ΔK が高く、酸化物誘起き裂閉口が重畳しても $K_{op}/K_{max} \rightarrow 1$ とならないなら

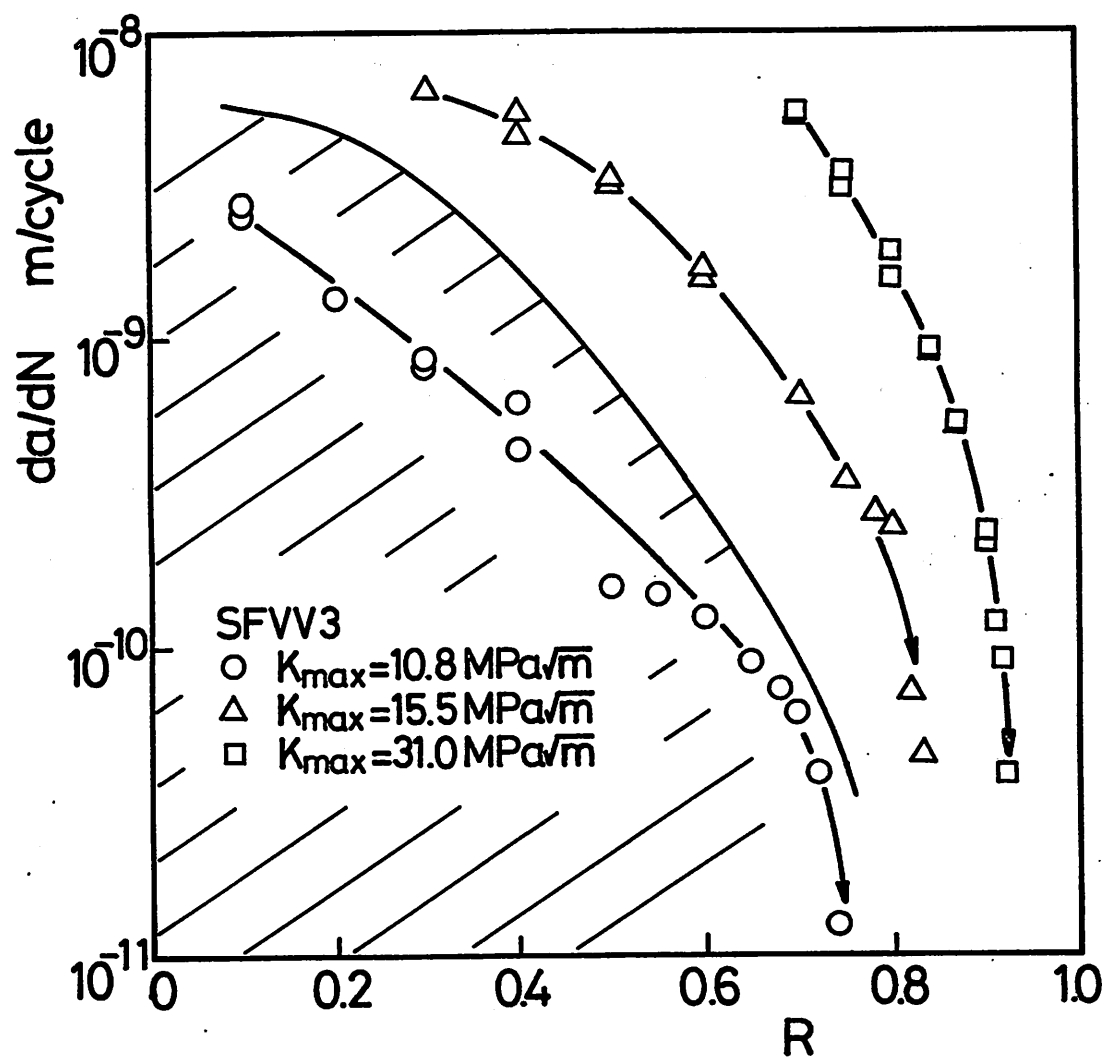


図3.32 $da/dN - R$ 関係 ($K_{\max}$ -一定試験, SFVW3鋼)

ば、き裂は停留せず、定常進展に移行する。すなわち、複数の真空焼なまし試験片を用いて、一定振幅荷重試験⁽¹⁴⁾を行い、疲労限度を決定すれば、 ΔK_{th} が得られる。この ΔK_{th} は ΔK 漸減試験で得られる ΔK_{th} とほぼ一致することが知られている。両試験ともに、き裂進展に伴いフレッキ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。前述したとおり、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。

K_{max} 一定の場合、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キング酸化物の生成される状態は複雑に変化していると考えられる。このような場合、UT法では K_{op} を明確に検出できなかった。また、図3.18に示したとおり、BFS法ではかなり高い K_{op}/K_{max} が測定された。さらに、R一定試験の場合、図3.6および図3.7に示したとおり、BFS法に基づく K_{op}/K_{max} はUT法に基づく K_{op}/K_{max} よりも低く、かつ図3.9に示した $da/dN - \Delta K_{eff}$ 関係にはRの影響が存在した。同様に、UT法の結果も図3.19に示し

たとおり、 R が高く $K_{op} < K_{min}$ となる場合には $da/dN - \Delta K_{eff}$ 関係に R の影響が存在した。これらの結果から、実測されるき裂開閉口は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判定していると考えられ、その定量性には問題がある。

前述したとおり、 $da/dN > 5 \times 10^{-9} \text{ m/cycle}$ 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開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開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 $da/dN - \Delta K$ 関係は、塑性誘起き裂開閉口が支配的な領域の $da/dN - \Delta K$ 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3.8に示したとおり、 $da/dN - \Delta K_{eff}$ 関係の両対数直線関係からも支持される。図3.33に酸化物誘起き裂開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 (K_{max} 一定試験) について、 ΔK_{th} の R 依存性を示す。同様に、塑性誘起き裂開閉口が支配的な領域において、 da/dN が環境および組織不⁽⁴⁵⁾ 敏感性を示すのに対して、 ΔK_{th} は環境および組織依存性を示すことが知られている。図3.34および図3.35に ΔK_{th}

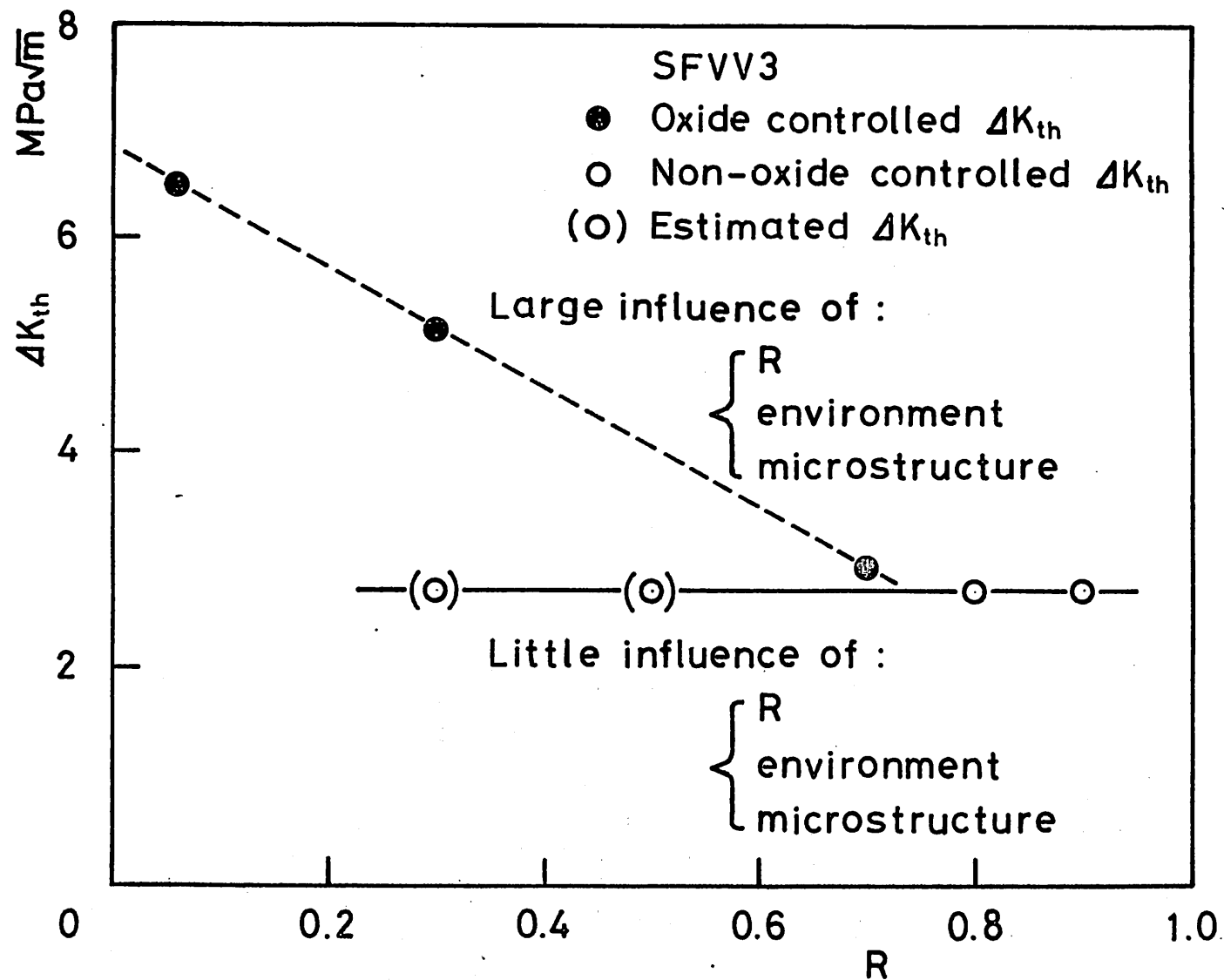


図 3.33 ΔK_{th} - R 関係 (SFVV3 鋼)

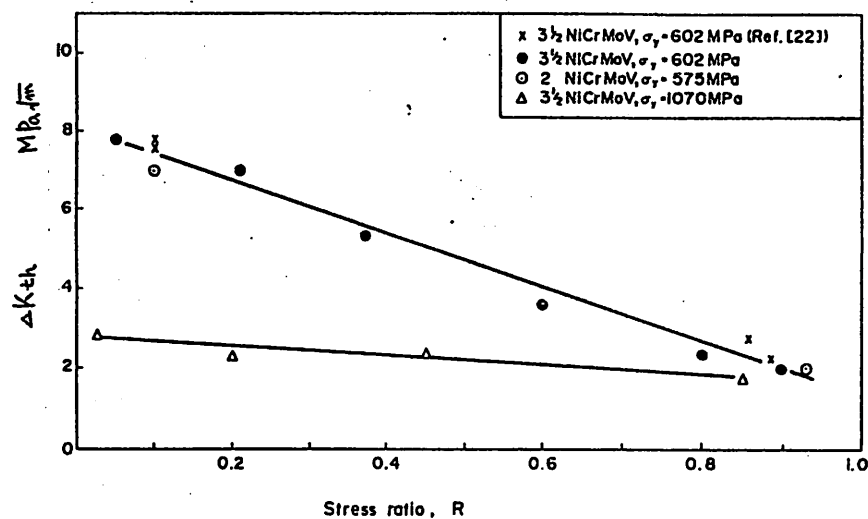


図3.34 ΔK_{th} - R 関係 (強度レベルの影響)
(湿潤大気中)

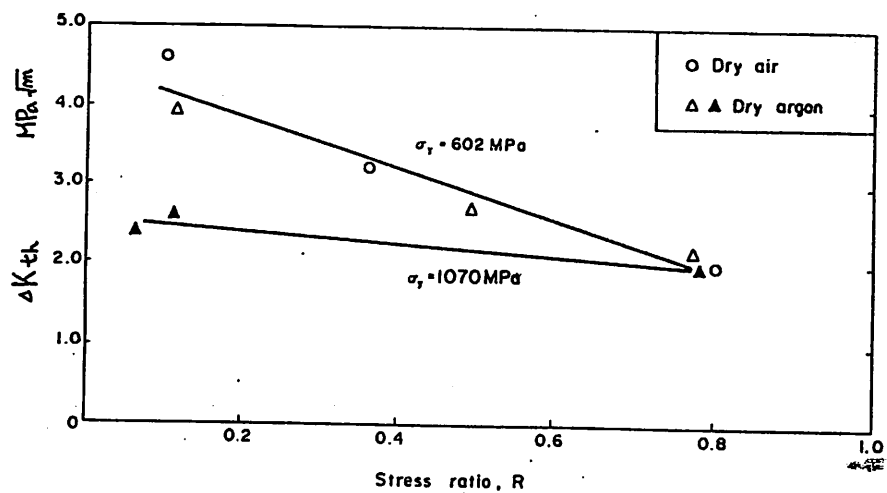


図3.35 ΔK_{th} - R 関係 (環境の影響)
(3½ NiCrMoV)

の R 依存性におよぼす環境および強度レベルの影響を示
(3)
す。フレッチング酸化物の寄与が除外される R が高い場
合、強度レベルや環境などの影響は小さいのに反して、
 R が低い場合、強度レベルが低いほど、また乾燥大気中
や乾燥不活性ガス中より湿潤大気中の方が ΔK_{th} は高くな
っている。また、アルミニウム合金の 2xxx 系合金と 7xxx
系合金を $R=0.06$ において比較すると(図 3.27)、破面粗
さの大きい 2xxx 系合金の方が ΔK_{th} は高い。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 ΔK_{th} に影響している。強度レベルや破面粗さ
(結晶粒径、採取方位など)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、 ΔK_{th} が高くなると思
えられる。すなわち、 ΔK_{th} 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 ΔK_{th} 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 3.32 に併記した。

SFVW3 鋼は前述したように塑性誘起き裂閉口が支配的
な領域において da/dN の R 依存性は小さい(図 3.5)。これ

に對して、アルミニウム合金はこの領域においても R 依存性を示す。1 例として、図 3.36 に J. Schijve の実験により得られた 2024-T3 の R 依存性を示す。⁽¹⁶⁾ 塑性誘起き裂開口が支配的で $da/dN - \Delta K$ 関係が組織不敏感性を示す $da/dN = 2.5 \times 10^{-7} \text{ m/cycle}$ に対応する ΔK および ΔK_{eff} の値を表 3.3 に示す。なお、 ΔK_{eff} の算出には次式の Elber の実験結果を用いた。⁽¹¹⁾

$$\Delta K_{\text{eff}} = U(R) \cdot \Delta K = (0.5 + 0.4R) \Delta K \quad (3.5)$$

ここで、 $U(R)$ は開口比である。同一の da/dN に対して異なる R の ΔK_{eff} は一定値を示している。すなわち、塑性誘起き裂開口が支配的な領域における da/dN の R 依存性は、式 (3.5) によって表示できる。

酸化物誘起き裂開口の効果が除外できた場合、 ΔK_{th} は塑性誘起き裂開口が支配的な領域における da/dN と同様な R 依存性を示すと考えられる。すなわち、この場合には、 ΔK_{th} は R 依存性を示すが、 $\Delta K_{\text{eff}} = U(R) \cdot \Delta K_{\text{th}}$ は常に等しい。したがって、任意の応力比 R_1 、 R_2 に対して、次式が成立する。

$$\frac{\Delta K_{\text{th}}(R_2)}{\Delta K_{\text{th}}(R_1)} = \frac{U(R_1)}{U(R_2)} \quad (3.6)$$

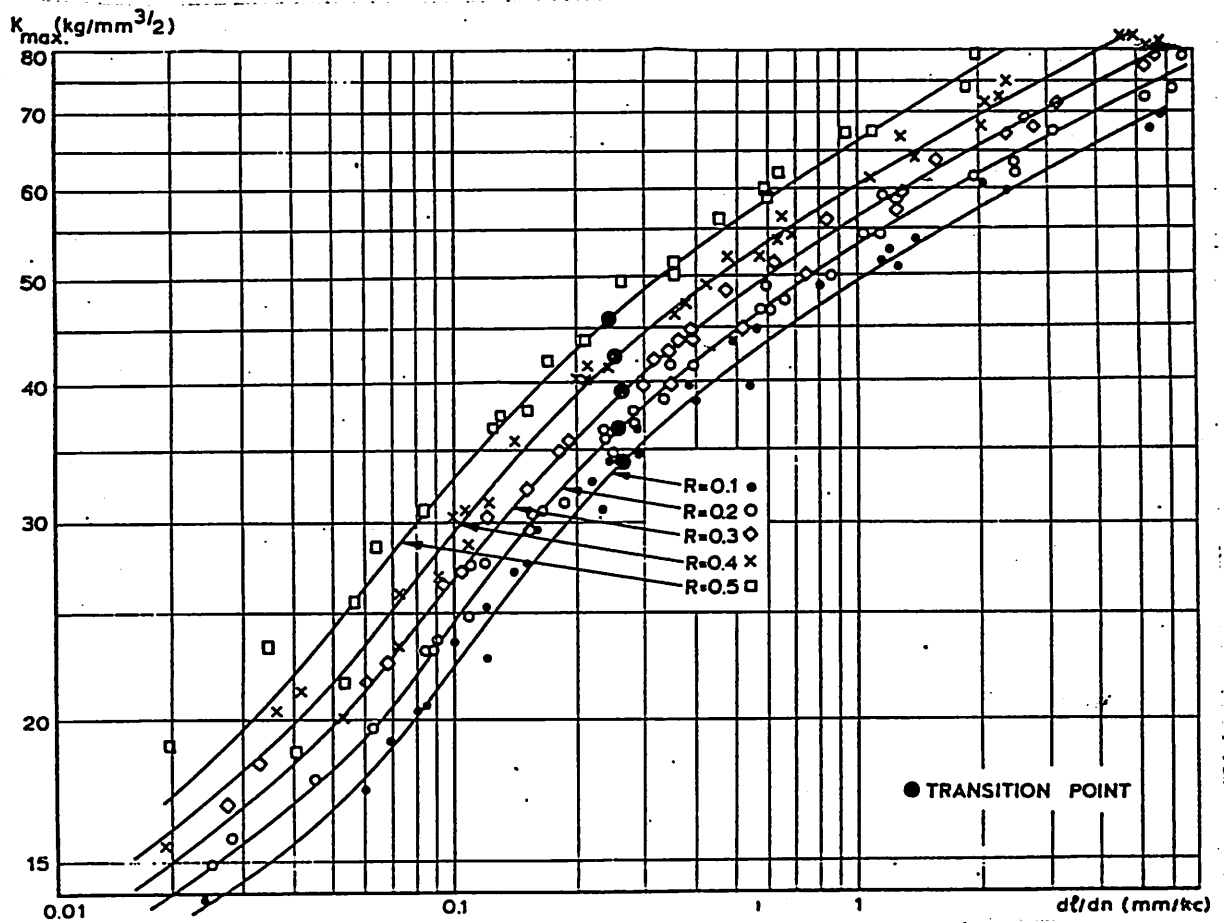


図 3.36 dI/dN の R 依存性 (2024-T3)⁽¹⁷⁾

表 3.3 同一の dI/dN に対する ΔK および ΔK_{eff} の値

R	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5
ΔK (MPa $\sqrt{m}$)	9.4	8.9	8.5	7.8	7.1
ΔK_{eff} (MPa $\sqrt{m}$)	5.1	5.2	5.2	5.1	5.0

ここで、 $\Delta K_{th}(R_1)$ を K_{max} 一定試験により得られた下限界とすれば、酸化物誘起き裂開口の効果が除外できた場合の任意の応力比 R_2 に対する下限界 $\Delta K_{th}(R_2)$ が推定できる。式(3.6)に式(3.5)を代入し、得られた結果を図3.31に示す。なお、図には $R_2=0.06$ の場合について、上記の結果と酸化物誘起き裂開口の寄与を最も強く受ける場合の結果(R 一定試験)のプロットを対応させて示した。後者の場合、顕著な組織敏感性を示すのに対して、前者は組織不敏感性を示し、その差が酸化物誘起き裂開口の寄与を定量的に表していると考えられる。

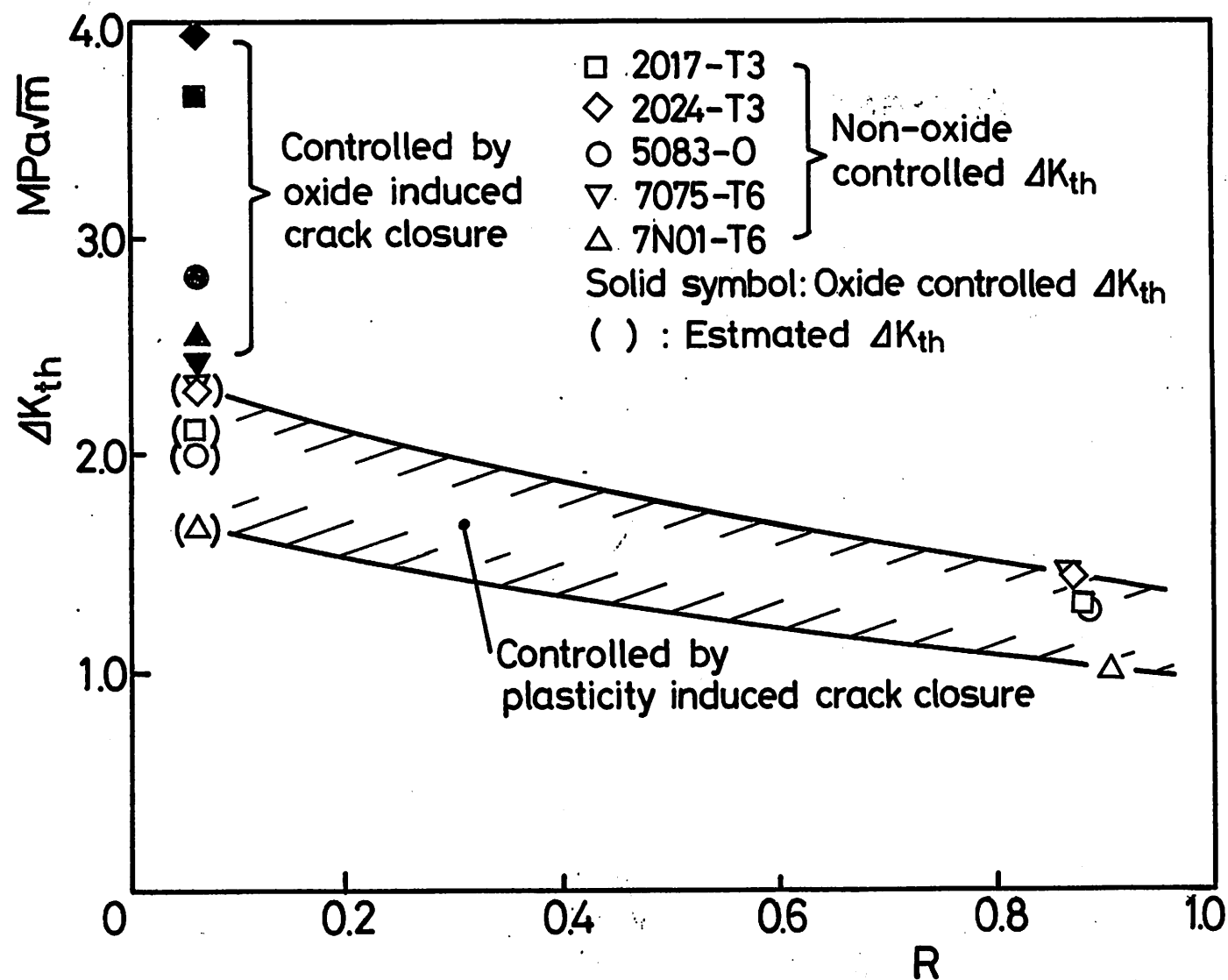


図 3.37 ΔK_{th} - R 関係 (アルミ=ウ合金)

第 4 章

プログラム荷重下の 下限界特性の評価

4.1 き裂進展におよぼす影響因子

図4.1に $p=0.25$ 、荷重漸減型プログラム荷重試験を行い、得られた $R=0.06$ 、 $R_{min}=0.2$ および 0.6 の $da/dN-\Delta K_{rms}$ 関係を示す。ただし、 ΔK_{rms} は次式により定義される。

$$\Delta K_{rms} = \sqrt{\sum_{i=1}^8 \Delta K_i^2 \frac{n_i}{\sum n_i}} \quad (4.1)$$

ここで、 ΔK_i はステップ i での ΔK の値、 n_i はステップ i での繰返し数、 $\sum n_i$ は1ブロックの繰返し数である。 $p=0.5$ および 0.25 について ΔK_{rms} を計算すれば次式が得られる。

$$p=0.5 : \Delta K_{rms} = 0.413 \overline{\Delta K} \quad (4.2)$$

$$p=0.25 : \Delta K_{rms} = 0.605 \overline{\Delta K} \quad (4.3)$$

ここで、 $\overline{\Delta K}$ は1ブロック内での ΔK の最高値である。

図4.1のプログラム荷重試験により得られた $da/dN-\Delta K_{rms}$ 関係を両対数直線回帰することにより次式が得られる。

$$\frac{da}{dN} = C_1 \Delta K_{rms}^{m_1} \quad (4.4)$$

上式における m_1 および C_1 の値を表4.1に示す。ここで、 da/dN の単位は $m/cycle$ 、 ΔK の単位は $MPa\sqrt{m}$ である。また、データの範囲は下記に限定した。⁽⁷⁾

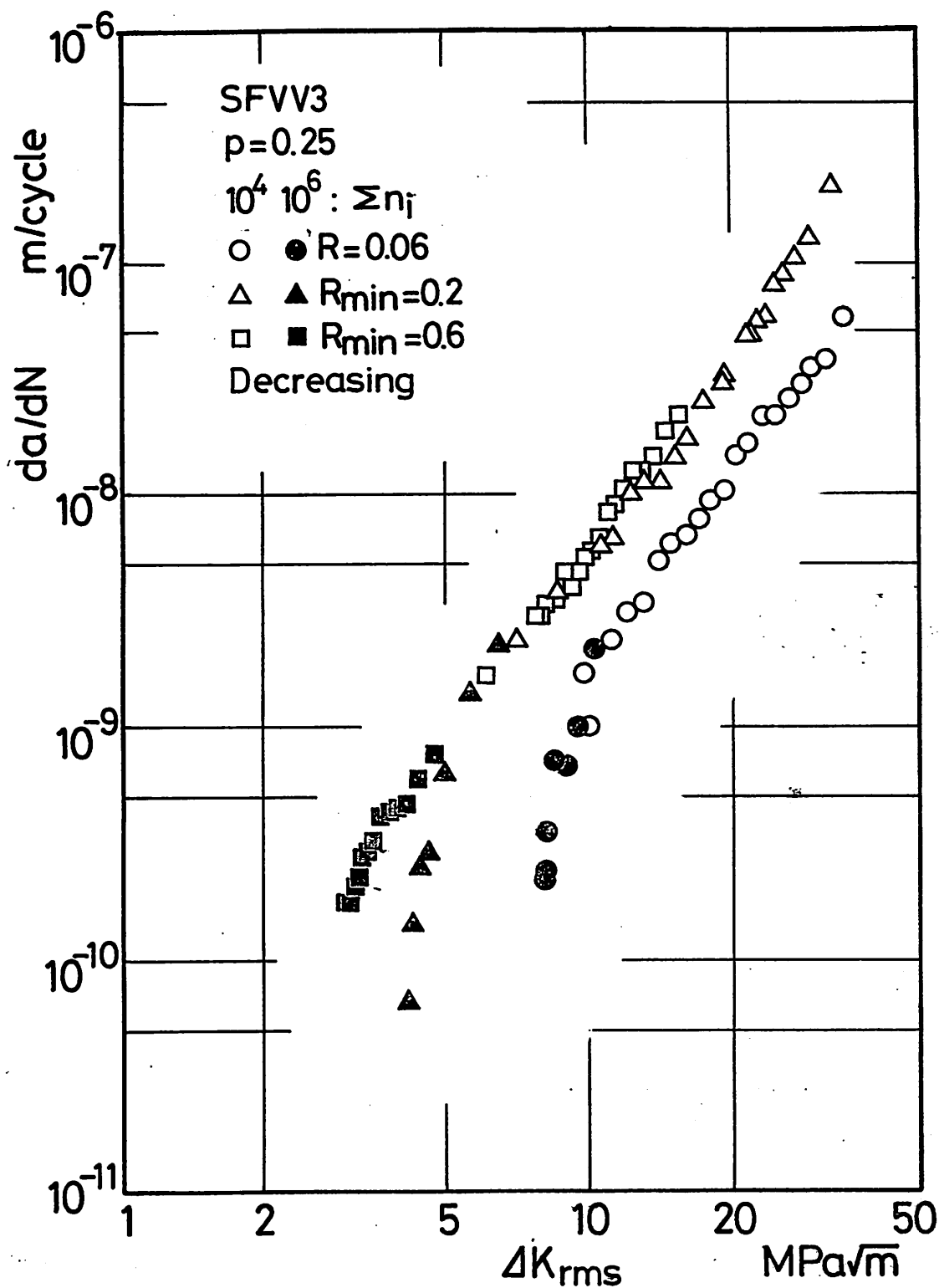


図4.1 $da/dN - \Delta K_{rms}$ 関係 (応力比依存性)

$$\frac{da}{dN} > 10^{-9} \text{ m/cycle} \quad (4.5)$$

$$W-a > \frac{4}{\pi} \cdot \left(\frac{\overline{K_{max}}}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (4.6)$$

ここで、 $\overline{K_{max}} = \Delta K / (1-R)$ である。式(4.6)は $P=1$ の場合の式(3.3)に準じている。き裂進展に対する ΔK_{rms} の下限界 $\Delta K_{rms,th}$ は $P=1$ の場合と同様に、 $da/dN = 10^{-10} \text{ m/cycle}$ に $da/dN = 10^{-10} \sim 10^{-9} \text{ m/cycle}$ の範囲における $da/dN - \Delta K_{rms}$ 関係を外挿することにより決定した。 $\Delta K_{rms,th}$ の値を表4.1に示す。なお、 ΔK_{rms} の漸減に際して、ASTMで検討中の ΔK 勾配の条件⁽⁸⁾(式(2.4))に準じた

$$\frac{1}{\Delta K_{rms}} \cdot \frac{d\Delta K_{rms}}{da} \geq -0.08 \text{ mm}^{-1} \quad (4.7)$$

は満足されている。

表4.1 m_I , C_I および $\Delta K_{rms,th}$ の値

$R_{min}(R)$	m_I	C_I	$\Delta K_{rms,th} (\text{MPa}\sqrt{\text{m}})$
0.06(R)	2.71	3.06×10^{-12}	7.57
0.2	2.58	1.45×10^{-11}	4.27
0.6	2.72	1.03×10^{-11}	2.56

図4.1の結果を式(4.5)を満足する範囲において比較すると、同一の ΔK_{rms} に対する da/dN の大小関係は下記のとおりである。

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_{R_{min}=0.6} = \left(\frac{da}{dN}\right)_{R_{min}=0.2} > \left(\frac{da}{dN}\right)_{R=0.06} \quad (4.8)$$

$\gamma=1$ の場合、図3.5に示したとおり、式(3.2)を満足する範囲において da/dN の R 依存性は小さい。同様に、 $P=0.25$ の場合にも引張平均荷重を一定とした場合には da/dN の R_{min} 依存性が小さいことを示している。ただし、 $R=0.06$ の場合には荷重変動によるき裂進展の遅延が顕著であり、 da/dN は引張平均荷重を一定とした場合 ($R_{min}=0.2$ および 0.6) よりも小さい。

一オ、下限界近傍の da/dN 、あるいは $\Delta K_{rms,th}$ の大小関係には、 R_{min} による差異が出現し、下記のとおりとなる。

$$(\Delta K_{rms,th})_{R_{min}=0.6} < (\Delta K_{rms,th})_{R_{min}=0.2} < (\Delta K_{rms,th})_{R=0.06} \quad (4.9)$$

ΔK_{rms} 漸減試験を行い $\Delta K_{rms,th}$ を決定した試験片の巨視的破面様相を図4.2に示す。 $R=0.06$ および $R_{min}=0.2$ の場合、 $\Delta K_{rms,th}$ 近傍の破面上にフレッチング酸化物の付着が認められる。これに反して、 $R_{min}=0.6$ の場合、破面上にフレ

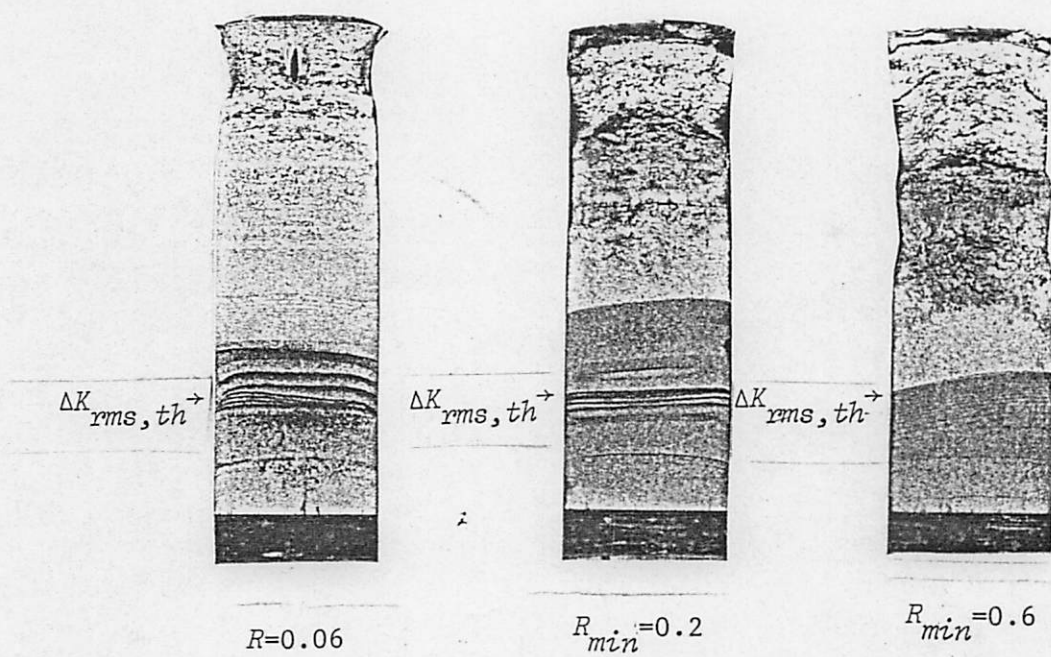


圖4.2 巨視的±破面樣相 ($p=0.25$)

フレッチング酸化物の付着は認められない。したがって、 $P=1$ の場合と同様に、 $P=0.25$ の場合も $\Delta K_{rms,th}$ 近傍の $da/dN - \Delta K_{rms}$ 関係が応力比に敏感なのはフレッチング酸化物の寄与と考えられる。ただし、 $R=0.06$ の場合、式(4.8)の da/dN には荷重変動によるき裂進展の遅延が存在する。 $\Delta K_{rms,th}$ 近傍では、さらにフレッチング酸化物の寄与が助長されて $\Delta K_{rms,th}$ の値はかなり高い値を示している。

応力比以外の影響因子として、 P および荷重順序が考えられる。図4.3に $R_{min}=0.6$ の場合につき、 $P=0.5$ 、荷重漸増型(プロット点)と $P=0.25$ 、荷重漸減型(実線、図4.1の四角印の結果)の $\Delta K_{rms,th}$ 近傍における $da/dN - \Delta K_{rms,th}$ 関係を比較して示す。両者の間に顕著な差異は認められない。この場合、破面上でフレッチング酸化物の付着は認められなかった。すなわち、 R_{min} が高く酸化物誘起き裂開口の寄与が除外できた場合、 P および荷重順序の影響は小さいと考えられる(付録2参照⁽¹⁷⁾)。

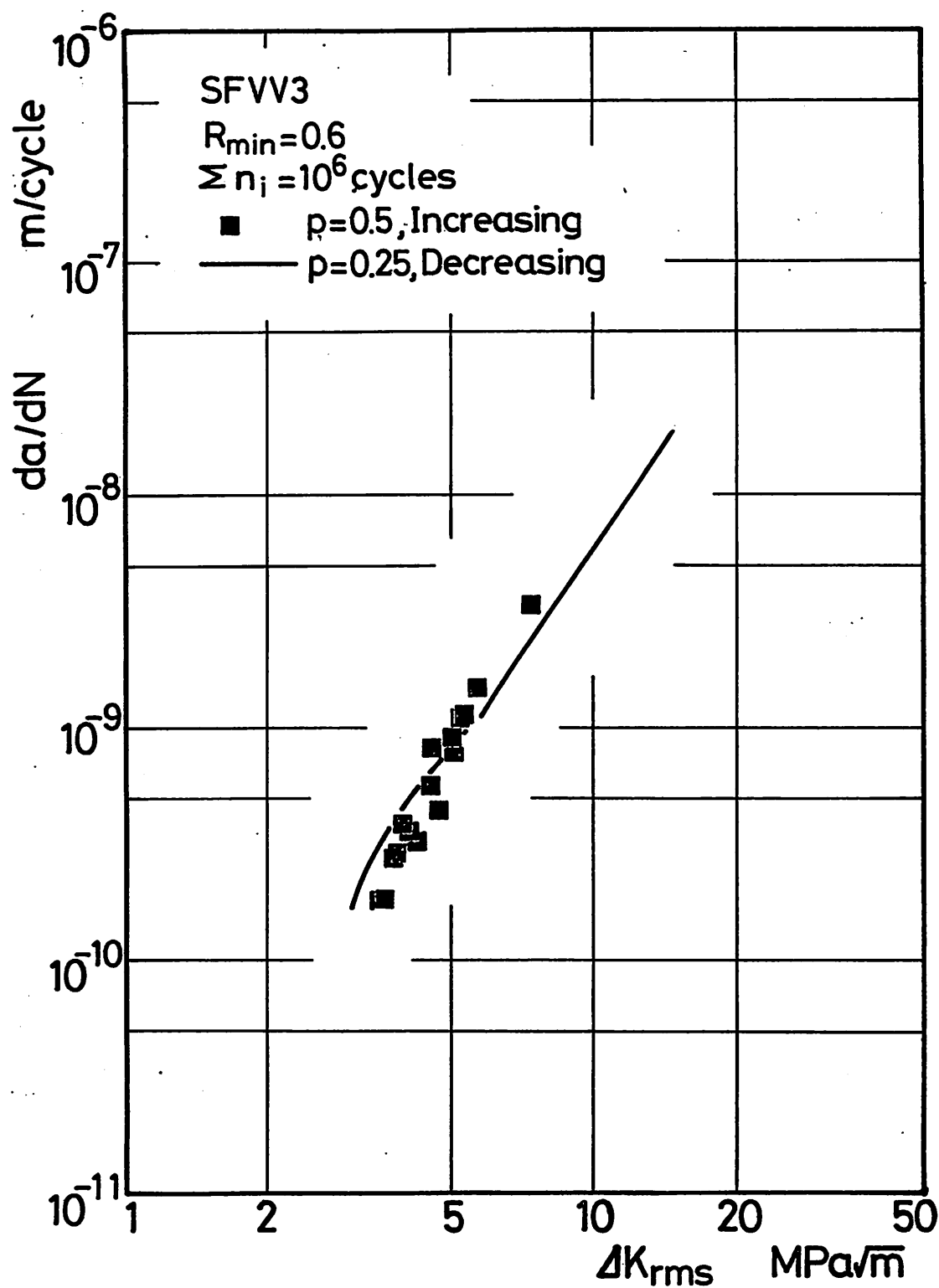


図 4.3 $da/dN - \Delta K_{rms}$ 関係 (アおよび荷重順序の影響)

4.2 線形加算則による評価

一般にプログラム波の場合には、 ΔK の変動によるき裂進展の加速、遅延を生じ、 $\gamma=1$ の場合を基準とした単純な線形加算き裂進展則は、成立しないことが知られている。

$\gamma=1$ のき裂進展速度について、式(3.1)が成立するような範囲を考える。プログラム波の場合($\gamma=0.5$ および $\gamma=0.25$)、ステップ i でのき裂進展速度 $(da/dN)_i$ が $\gamma=1$ の場合の式(3.1)に従うならば、次式が成立する。

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_i = C \Delta K_i^m \quad (4.10)$$

したがって、1ブロック当たり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。

$$\begin{aligned} \left(\frac{da}{dN}\right)_p &= \sum_{i=1}^8 \left(\frac{da}{dN}\right)_i \cdot \frac{n_i}{\sum n_i} \\ &= C \sum_{i=1}^8 \Delta K_i^m \cdot \frac{n_i}{\sum n_i} \\ &= C \Delta K_m^m \end{aligned} \quad (4.11)$$

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。

$$\Delta K_m = \left(\sum_{i=1}^8 \Delta K_i^m \cdot \frac{n_i}{\sum n_i} \right)^{1/m} \quad (4.12)$$

式(4.1)との比較からわかるように、 ΔK_{rms} は式(4.12)において $m=2$ の場合にほかならない。

$p=1$ の場合に、同一試験機を用いて得られた結果(図3.1、図3.2および図3.3の黒印)に対応する式(3.1)の m 、 C の値および ΔK_{th} の値を表4.2に示す。 $R=0.06$ に対する $m=3.38$ を用いれば、 ΔK_m は以下のようなになる。

$$p=0.5 : \Delta K_m = 0.609 \overline{\Delta K} \quad (4.13)$$

$$p=0.25 : \Delta K_m = 0.427 \overline{\Delta K} \quad (4.14)$$

また、 $R=0.7$ に対する $m=2.52$ を用いれば、 ΔK_m は以下のようなになる。

$$p=0.5 : \Delta K_m = 0.607 \overline{\Delta K} \quad (4.15)$$

$$p=0.25 : \Delta K_m = 0.420 \overline{\Delta K} \quad (4.16)$$

すなわち、上記の ΔK_m と $\overline{\Delta K}$ の関係は、応力比に著しく不敏感である。さらに、上記の結果を式(4.2)および式(

表4.2 m 、 C および ΔK_{th} の値

(図3.1, 図3.2および図3.3の黒印の結果)

R	m	C	$\Delta K_{th} \text{ (MPa}\sqrt{\text{m}}\text{)}$
0.06	3.38	1.15×10^{-12}	6.37
0.3	3.37	1.49×10^{-12}	5.03
0.6	2.52	1.77×10^{-11}	2.89

4.3) と比較すれば、

$$\Delta K_m > \Delta K_{rms} \quad (4.17)$$

であり、 γ が小さくなれば、両者の差異は大きくなる。

今、式(4.4)の代わりに、次式の成立を仮定する。

$$\frac{da}{dN} = C_2 \Delta K_m^{m_2} \quad (4.18)$$

上式に式(4.15)あるいは式(4.16)を代入し、式(4.4)と等置すれば、 m_2, C_2 および m_1, C_1 は以下のとおりとなる。

$$m_2 = m_1 \quad (4.19)$$

$$C_2 = \begin{cases} 0.978 \sim 0.992 & C_1 \quad (P=0.5) \\ 0.893 \sim 0.959 & C_1 \quad (P=0.25) \end{cases} \quad (4.20)$$

本研究の範囲において、ほとんど $\Delta K_m = \Delta K_{rms}$ 、したがって $C_2 = C_1$ とみなすことができる。もし、式(4.11)の線形加算則が成立するならば、与えられた応力比に対して式(4.18)は $\gamma=1$ の場合の式(3.1)に一致するはずである ($m_2=m, C_2=C$)。また、式(4.11)の線形加算則には、 $\gamma=1$ の場合のき裂進展に対する下限界 ΔK_{th} は考慮されていない。 ΔK_m が低下し、1ブロック内での一部の ΔK_i が $\Delta K_i < \Delta K_{th}$ となるならば、そのような ΔK_i の寄与は式(4.11)から打切る必要がある。 $P=0.25$ の場合につい

て、式(4.11) および $\Delta K_i < \Delta K_{th}$ となる ΔK_i の寄与を打ち切、た線形加算則の計算結果を $R=0.06$ 、 0.3 および 0.7 につき、図4.4に示す。

$\rho=0.25$ 、荷重漸減型の結果(図4.1)を上述した線形加算則の計算結果と比較して図4.4に示す。実験結果の R_{min} と線形加算則の R は正確に対応していないが、その差は問題とならない。 $\rho=0.25$ 、 $R=0.06$ の結果は $R=0.06$ の結果(線形加算則)を全域にわたって下廻っており、線形加算則は保守的評価を与える。この結果は荷重変動によるき裂進展の遅延に起因している。これに反して、 $R_{min}=0.2$ の結果は $R=0.3$ の結果(線形加算則)をほぼ全領域にわたって上廻り、線形加算則は常に非保守的な評価を与えることになる。また、 $R_{min}=0.6$ の結果は $R=0.7$ の結果(線形加算則)とほとんど全域にわたって一致している。しかも、 $da/dN > 10^{-9} \text{ m/cycle}$ の範囲において、 $R_{min}=0.2$ と $R_{min}=0.6$ の結果は全く一致する。 $da/dN < 10^{-9} \text{ m/cycle}$ の範囲において、 $R_{min}=0.2$ の場合の da/dN は ΔK_{th} の低下に伴い急激に減少する。しかし、 $R_{min}=0.6$ の場合の da/dN は急激な減少を示さない。

図4.2に示した破面観察の結果によれば、 $R_{min}=0.6$ お

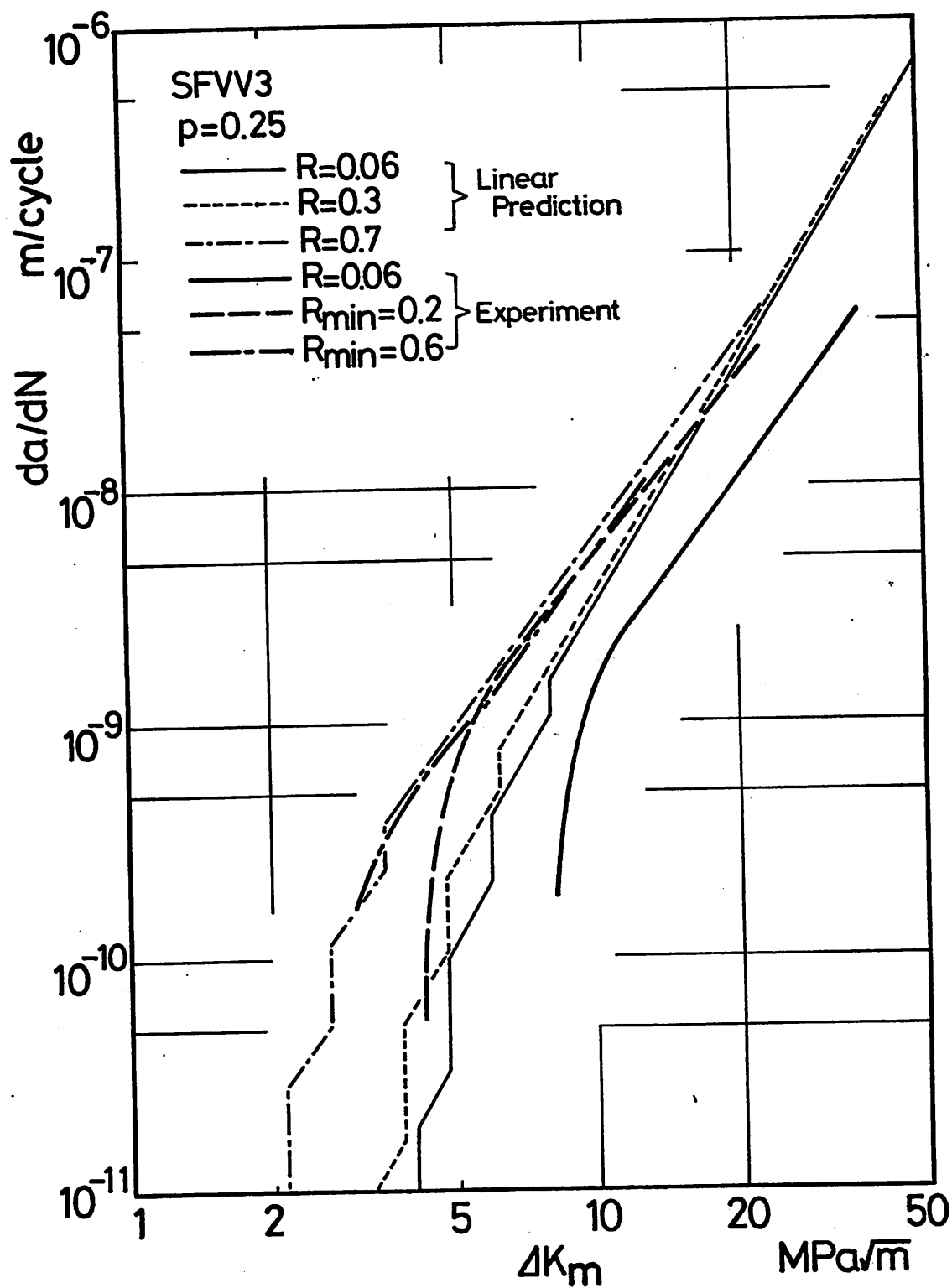


図4.4 線形加算則による予測結果と
試験結果の比較

よび $da/dN > 10^{-9} \text{ m/cycle}$ の $R_{min}=0.2$ の場合、破面上につれっ
キング酸化物の付着が認められなかった。これに反して、
 $da/dN < 10^{-9} \text{ m/cycle}$ の $R_{min}=0.2$ の場合、破面上につれっ
キング酸化物が付着しており、同時に $da/dN - \Delta K_m$ 関係は両対
数直線関係から逸脱し、下方に折れ曲る。したがって、
酸化物誘起き裂開口の寄与が認められない場合、 R_{min} に
かかわらず $da/dN - \Delta K_m$ 関係が一致することになる。3章に
述べたとおり、 $\gamma=1$ の場合、つれっキング酸化物が形成
されない高応力比において、 $da/dN - \Delta K$ 関係は応力比に不
敏感である。両者は同じ内容を示している。しかも、 R_{min}
 $=0.6$ の場合、頻度分布の異なる $\gamma=0.25$ と $\gamma=0.5$ の結果（
図4.3）はほぼ一致するから、荷重変動によるき裂進展
の遅延は存在しないことになる。 $R=0.06$ の場合、破面上
につれっキング酸化物の付着が認められない $da/dN > 10^{-9} \text{ m/}$
 cycle の範囲においても、荷重変動によるき裂進展の遅延
が発生する。さらに、 $da/dN < 10^{-9} \text{ m/cycle}$ の範囲において、
つれっキング酸化物の寄与が助長され、 $da/dN - \Delta K_m$ 関係は
両対数直線関係から逸脱し、下方に折れ曲る。

4.3 考察

$P=0.25$ 、荷重漸減型、 $R=0.06$ の場合に、BFS法に基づき、き裂開閉口を測定した。 $K_{op}/\overline{K_{max}} - \overline{K_{max}}$ 関係を $P=1$ の場合の $K_{op}/K_{max} - K_{max}$ 関係 (図3.7) と比較して図4.5に示す。なお、図中のI印は1ブロック内のステップ $i=1 \sim 8$ における $K_{op}/\overline{K_{max}}$ の変動の範囲を示している。 $P=0.25$ の結果は $P=1$ の結果と一致していない。また、 $\overline{K_{max}} > 30 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ の範囲では $K_{op}/\overline{K_{max}}$ の変動は小さく、1ブロック内の各ステップにおいて、 $K_{op}/\overline{K_{max}}$ はほぼ一定値とみなすことができるが、 $\overline{K_{max}} < 30 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ の範囲では $K_{op}/\overline{K_{max}}$ の変動は大きい。 $K_{op}/\overline{K_{max}}$ の変動の1例として、 $\overline{K_{max}} = 23 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ の場合につき $K_{op,i}/\overline{K_{max}}$ および $\Delta a_i/\Delta a_p$ の1ブロック内の各ステップにおける変化を図4.6に示す。ただし、 $K_{op,i}$ はステップ i での K_{op} 、 Δa_i および Δa_p は背面みずみ除荷コンプライアンスの変化により測定したステップ i および1ブロックでのき裂進展量である (付録3)。 $K_{op,i}/\overline{K_{max}}$ は荷重範囲の大きいステップ $i=5 \sim 8$ においてほぼ一定値を示すのに対し、荷重範囲の小さいステップ $i=1 \sim 4$ において変動している。各ステップのき裂進展量はステップ $i=3$ で最も大きい。また、荷重範囲の小さいステップ i

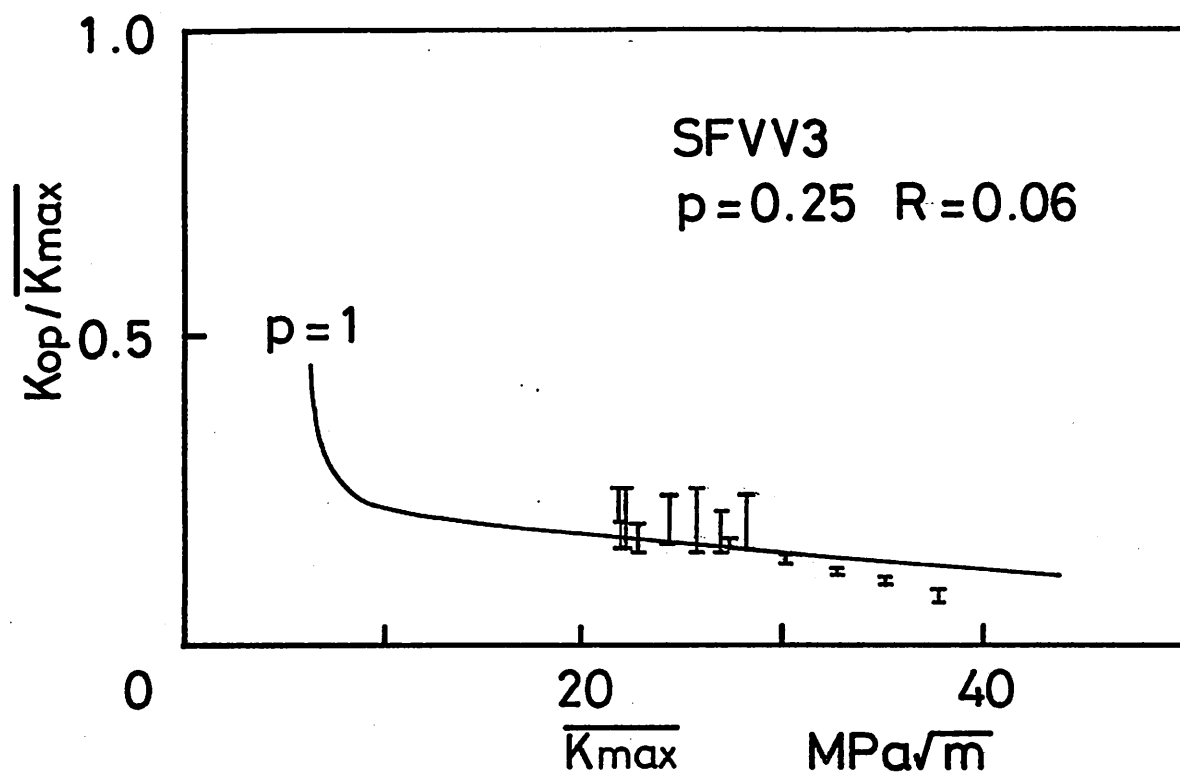


図4.5 $K_{op}/\overline{K_{max}}$ - $\overline{K_{max}}$ 関係 ($p=0.25$, 荷重漸減型, $R=0.06$)

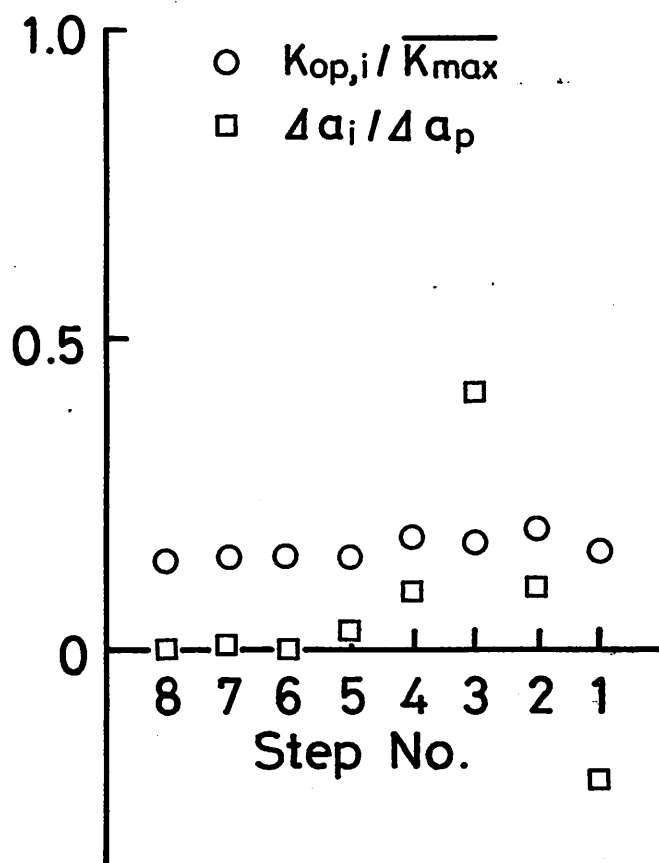


図4.6 1ブロック内の変化

=1ではき裂進展量が負となっている。上記の傾向は破面上に付着したフレッキング酸化物の寄与と考えられる。

破面観察の結果(図4.2)から、1ブロック内のフレッキング酸化物の付着状態を詳細に観察すると、荷重範囲の小さいステップ $i=1$ に近づく程フレッキング酸化物の付着が顕著となり、酸化物誘起き裂閉口の寄与が大きいと考えられる。ステップ $i=1$ のき裂進展量が負となったことは、最大荷重においてもき裂先端まで開口しなかったことを意味している。したがって、BFS法により測定された $K_{op,i=1}$ はさらに後方のき裂閉開口を測定していることが予想される。ステップ $i=2\sim4$ での $K_{op}/\overline{K_{max}}$ の変動の原因も同様であると考えられる。すなわち、特に下限界近傍で変動荷重下のき裂閉開口は非常に複雑であり、定量的な評価にはさらに精度の高い測定手法が必要である。

前述したように、破面上にフレッキング酸化物の付着が認められない $\overline{K_{max}} > 30 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ の範囲では1ブロック内の各ステップにおいて $K_{op,i}/\overline{K_{max}}$ はほぼ一定値とみなすことができる。この範囲では塑性誘起き裂閉口が支配的であり、同様の結果が城野らにより報告⁽¹⁹⁾されている。図3.6

およそ図3.7に示したとおり $K_{op}/K_{max} - K_{max}$ 関係の応力比依存性は測定手法によっても異なり、実測される K_{op} の定量性には問題があるが、 K_{op}/K_{max} が一定であることを仮定すると、図4.4の線形加算則の予測結果と実験結果の不一致を定性的に理解することができる。 $\nu=1$ の場合の式(3.4)と同様に、各ステップの有効応力拡大係数範囲 $\Delta K_{i,eff}$ は次式により定義される。

$$\begin{aligned}\Delta K_{i,eff} &= K_{max,i} - K_{op,i} \quad (K_{op,i} \geq K_{min,i}) \\ \Delta K_{i,eff} &= K_{max,i} - K_{min,i} \quad (K_{op,i} < K_{min,i})\end{aligned} \quad (4.21)$$

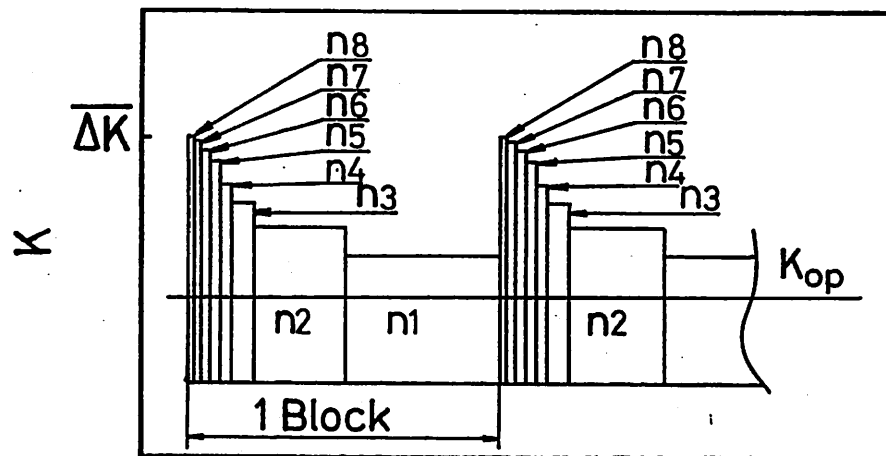
$\Delta K_{i,eff}$ を用いると式(4.11)の線形加算則は次式のよう
に書き直すことができる。

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_p = C \Delta K_{m,eff}^m \quad (4.22)$$

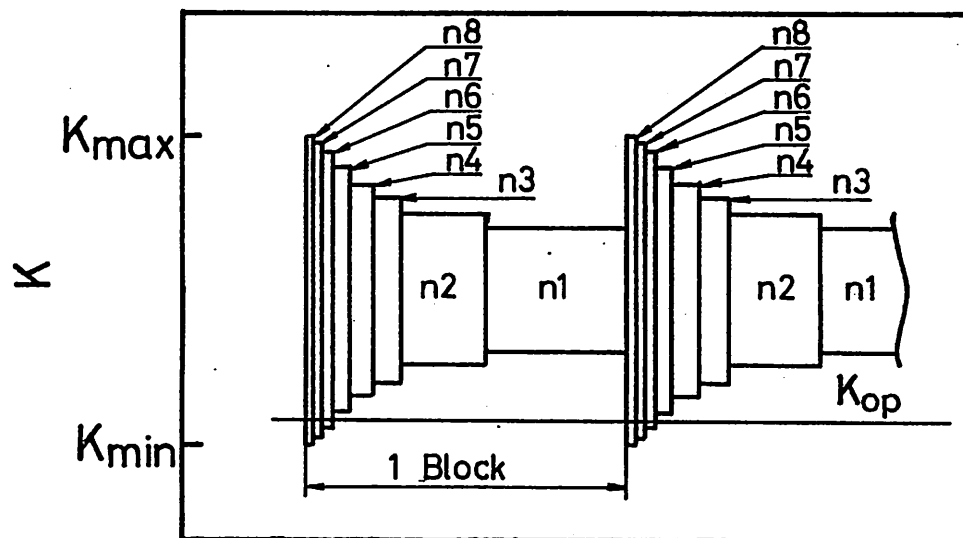
ここで、 $\Delta K_{m,eff}$ は次式で定義される $\Delta K_{i,eff}$ の m 乗重み平均である。

$$\Delta K_{m,eff} = \left(\sum_{i=1}^8 \Delta K_{i,eff}^m \cdot \frac{n_i}{\sum n_i} \right)^{1/m} \quad (4.23)$$

また、 m 、 C の値は $\nu=1$ 、かつフレッキング酸化物の寄与がない高応力比の場合の値である。高応力比の場合には $K_{op} < K_{min}$ であるから、 $\Delta K_{eff} = \Delta K$ である。図4.7(a)およ



(a) $R=0.06$ の場合



(b) $R_{min}=0.2$ おは 0.6 の場合

図 4.7 荷重方法によるき裂開閉口の差異

べ (b) に荷重方法によるき裂開閉口の差異を模式的に示す。 $R=0.06$ の場合 (図 4.7 (a))、各ステップにおいて常に $K_{op,i} > K_{min,i}$ となる。このため $\Delta K_{m,eff}$ は減少し、 da/dN は低下する。一方、 $R_{min}=0.2$ および 0.6 の場合 (図 4.7 (b))、 ΔK_i の減少に伴い $K_{min,i}$ が増大し、 $K_{op,i} < K_{min,i}$ となる。このため $\Delta K_{m,eff} \approx \Delta K_m$ となり、 da/dN は $R=0.7$ の線形加算則の予測と一致する。前述したように、 $R_{min}=0.2$ の場合には下限界近傍で酸化物誘起き裂閉口が重畳し、 $K_{op,i}/K_{max}$ は増大する。このため $\Delta K_{m,eff}$ は減少し、 da/dN は両対数直線関係から逸脱し、下方に折れ曲ると考えられる。

以上の結果から、変動荷重下のき裂進展特性の評価には、き裂閉口の寄与が除外される高応力比における $\mathcal{P}=1$ (一定振幅) の da/dN および ΔK_{th} の結果を用いて線形加算則により予測することが推奨される。線形加算による予測結果と実験結果を比較して図 4.8 に示す。ただし、線形加算則の予測は $R=0.7$ の m 、 C の値および $K_{max}=15.5$ および $31.0 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 一定の試験により得られた ΔK_{th} の値を用いた。 $R=0.7$ の場合には ΔK_{th} のごく近傍の破面上につし、チング酸化物が付着していた (図 3.10)。き裂閉口の

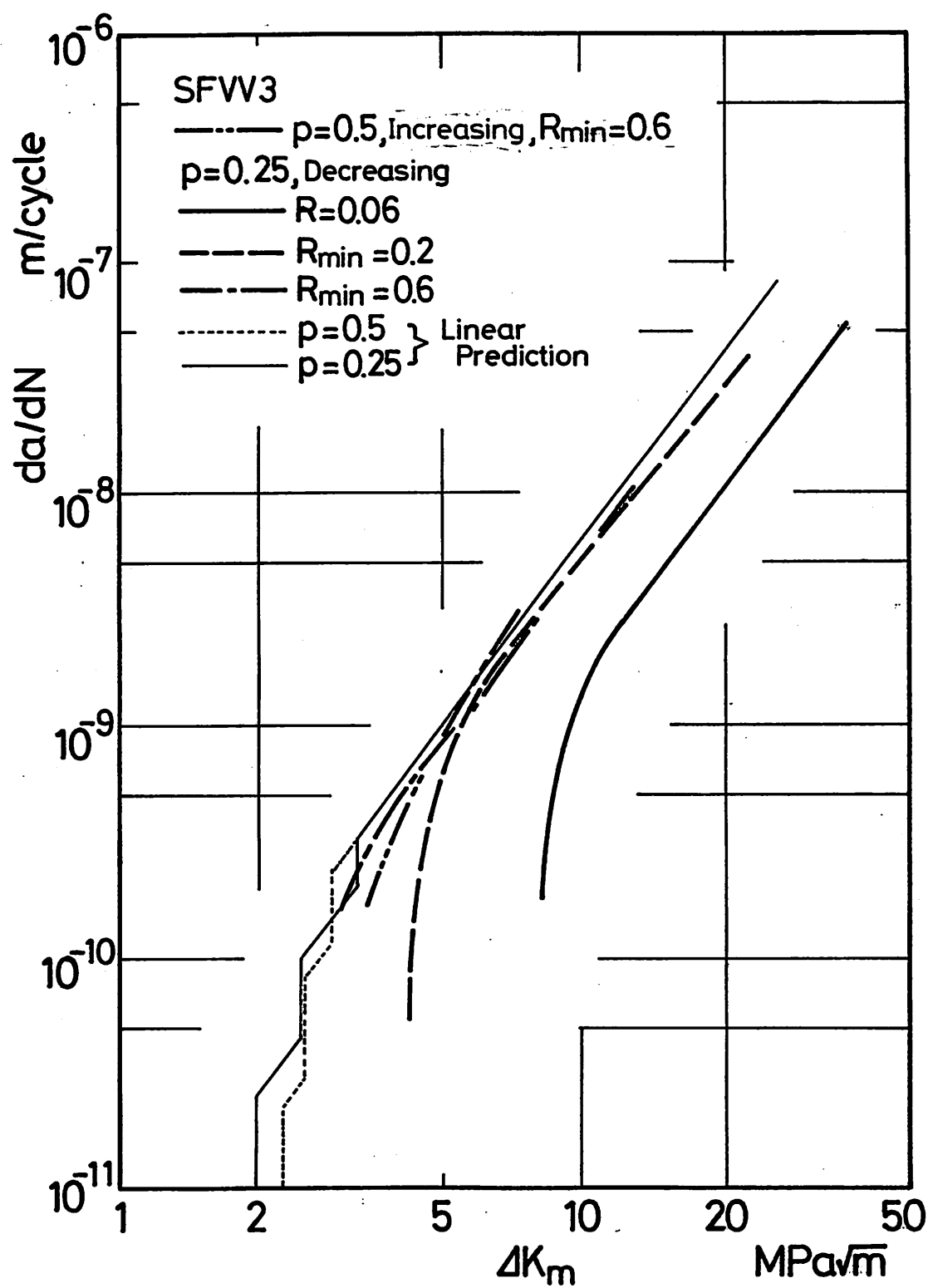


図4.8 線形加算則による予測結果と
 実験結果の比較

寄与が除外される $R_{min} = 0.6$ の実験結果は線形加算則の予測とほぼ一致する。また、想定された荷重順序、頻度分布および応力比の条件に対して、線形加算則の予測は常に保守的評価を与えている。さらに、第3章に述べたとおり、環境および組織条件も酸化物誘起き裂開口を介して下限界特性に影響するから、同様に線形加算則の予測は想定される環境および組織条件に対しても保守的評価を与えることが期待される。

第5章

結言

原子炉圧力容器用低合金鋼SFV3 (A508-3相当) およ
びアルミニウム合金2017-T3、2024-T3、5083-O、7075
-T6 および7N01-T6 について、一定振幅荷重試験および
プログラム荷重試験を実施し、下限界特性に検討を加え
た。結果を要約すれば以下のとおりとなる。

(1) 鋼およびアルミニウム合金に対して、酸化物誘起
裂開口は下限界特性の最も重要な支配力学因子である。
顕著な応力比および組織依存性は酸化物誘起裂開口
に起因している。酸化物誘起裂開口が支配的となる
場合、一定振幅荷重下ではその寄与が比較的安定して
おり、下限界特性は欠陥評価に適用できる。変動荷重
下では酸化物誘起裂開口の寄与は複雑に変化するた
め、下限界特性は条件により変動すると考えられる。

(2) フレッチング酸化物は破面粗さの大きい部分に局所
的に生成するので、酸化物誘起裂開口が寄与する機
構は複雑である。また、実測されるき裂開口の定量
性には問題があり、超音波法と背面ひずみ除荷コンプ
ライアンス法の結果は異なる。

(3) K_{max} 一定試験などによって、酸化物誘起裂開口の

寄与が除外できるならば、下限界特性の応力比および組織依存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程度となる。塑性誘起き裂閉口が支配的な領域のき裂進展特性は組織不敏感である。また、SF VV3 鋼は応力比不敏感であるのに対し、アルミニウム合金には応力比依存性が存在する。

- (4) 変動荷重下のき裂進展特性は一定振幅荷重下における高応力比のき裂進展特性を線形加算することにより予測される。予測結果は想定される荷重順序、頻度分布および応力比の条件に対して常に保守的評価を与える。

付録1 酸化物誘起き裂開口について

接融面が微小な往復相対運動を行うと、その面が摩耗し、酸化物の微粉末を発生する現象をフレッチングという。フレッチングは機械部品の疲労強度の低下、摩耗による寸法精度の低下などを誘起し工学的に大きな問題を提起している。

フレッチングの発生により接融面に生成される酸化物の微粉末は、銅の場合、 Fe_2O_3 、アルミニウム合金の場合、 Al_2O_3 といわれており、酸化物になることにより、それぞれ2倍およそ1.5倍に体積が膨張する。腐食疲労において、腐食生成物がき裂面に存在することにより、き裂進展速度 da/dN の減速をもたらす場合があり、くさび効果としてかなり以前から知られていた。大気中においても、 da/dN が低くなると図1.2(a)に示した塑性誘起き裂開口に起因する破面の接触によりフレッチングが発生し、体積の膨張した酸化物がき裂先端近傍の破面に付着し、くさび効果と同様に da/dN の低下をもたらす。この現象が酸化物誘起き裂開口である。したがって、フレッチングが表面に発生して、き裂の発生を促進させ疲労強度を低下させる場合とは異なる現象である。

銅および酸化鉄は Mohs 硬度を用いると約 7 および 5.5 であり、酸化物の硬度は低い。アルミニウムおよび酸化アルミニウムはそれぞれ約 2 および 9 であり、酸化アルミニウムの硬度は非常に高い。また、前述したとおり、酸化物となることにより体積が膨張する。破面上でフレッチングが発生する場合、生成した酸化物はき裂面内で長時間繰返し圧縮されるため、微粉末は破面上に堆積して付着し、き裂開口を起こすために十分な強度と体積を持つようになると考えられる。

フレッチングは摩耗現象であるので、摩耗物が酸化される作用は副次的な影響を与えるに過ぎない。これに対して、酸化物誘起き裂開口は生成される摩耗物が主たる役割を演じる。き裂開口という観点から、体積膨張をひき起こす酸化作用は重要な意味を持つ。したがって、フレッチング酸化物の生成機構に注目すれば、酸化物誘起き裂開口の効果を定性的に理解することができると考えられる。

(18)

付録2 プログラム波のき裂進展におよぼす影響因子

日本溶接協会原子力研究委員会 FRC 小委員会では、原子炉構造物の強度安全性評価法の合理化に関する研究の一環として、SFVU3 鋼のプログラム波による疲労き裂伝播試験を行った。本研究の一部は上記の協同研究の一環として、行ったものである。

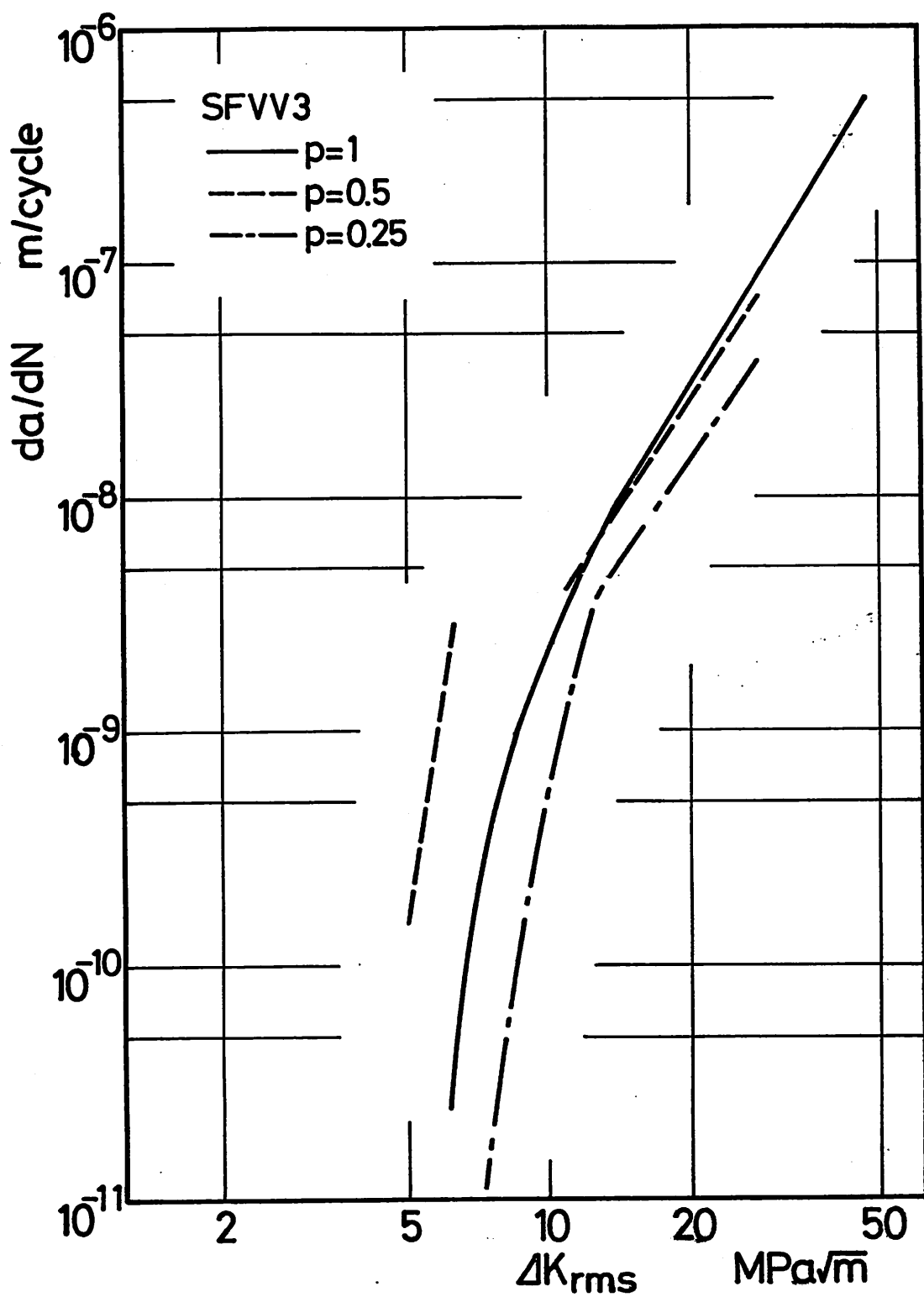
FRC 小委員会の協同研究では $P=1$ 、 0.5 および 0.25 について応力比および荷重順序を変えて広範な試験結果が収集された。 P および荷重順序の影響についての結果を以下に示す。

(1) P の影響

$R=0$ 、荷重漸減型について異なる P の結果 ($P=1$ 、 0.5 および 0.25) を比較して付図 1 に示す。式 (3.2) および式 (4.5) を満足する範囲において、同一の ΔK_{rms} に対する da/dN の大小関係は、下記のとおりとなる。

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_{P=1} > \left(\frac{da}{dN}\right)_{P=0.5} > \left(\frac{da}{dN}\right)_{P=0.25} \quad (A.1)$$

荷重漸増型および荷重漸増漸減型 (荷重漸増型と漸減型を組み合わせたプログラム波) についても、上記の傾向は同様であり、一般に P の減少に伴い荷重変動によるき



付図1 $da/dN - \Delta K_{rms}$ 関係 (p の影響, $R=0$)

裂進展の遅延の効果が強くなると考えられる。

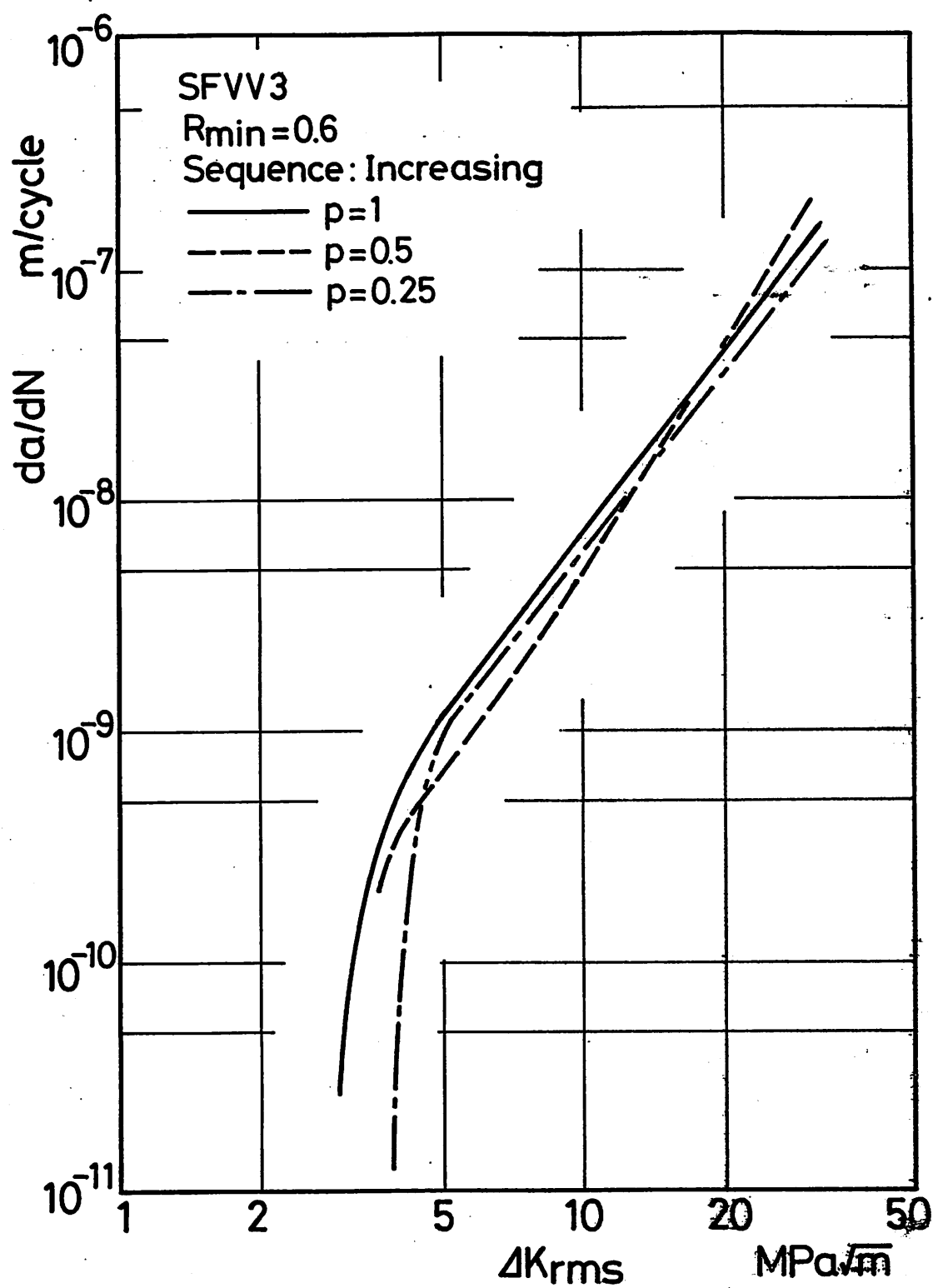
これに反して、下限界近傍の da/dN あるいは ΔK_{th} 、 $\Delta K_{rms,th}$ の大小関係は、上記の大小関係と一致しない。また、荷重順序によっても、大小関係は異なる。すなわち、 $\Delta K_{rms,th}$ におよぼす P の影響は不明確である。

次に、 $R_{min}=0.6$ 、荷重漸増型の場合について、異なる P の結果 ($P=1, 0.5$ および 0.25) を比較して付図 2 に示す。式 (3.2) および式 (4.5) を満足する範囲において、同一の ΔK 、 $\Delta K_{rms,th}$ に対する da/dN の大小関係に有意差は認められず、ほとんど一致しているとみなすことができる。荷重漸減型あるいは $R_{min}=0.2$ の場合についても、上記の傾向は同様である。

下限界近傍の da/dN 、あるいは ΔK_{th} 、 $\Delta K_{rms,th}$ の大小関係にはわずかながら有意差が認められる。しかし、荷重順序あるいは R_{min} によっても、大小関係は異なる。したがって、上記の da/dN の結論と同様に、 $\Delta K_{rms,th}$ におよぼす P の影響は小さいと判断される。

(2) 荷重順序の影響

$R=0$ 、 $P=0.25$ について異なる荷重順序の結果 (荷重漸



付図2 $da/dN - \Delta K_{rms}$ 関係 (p の影響, $R_{min}=0.6$)

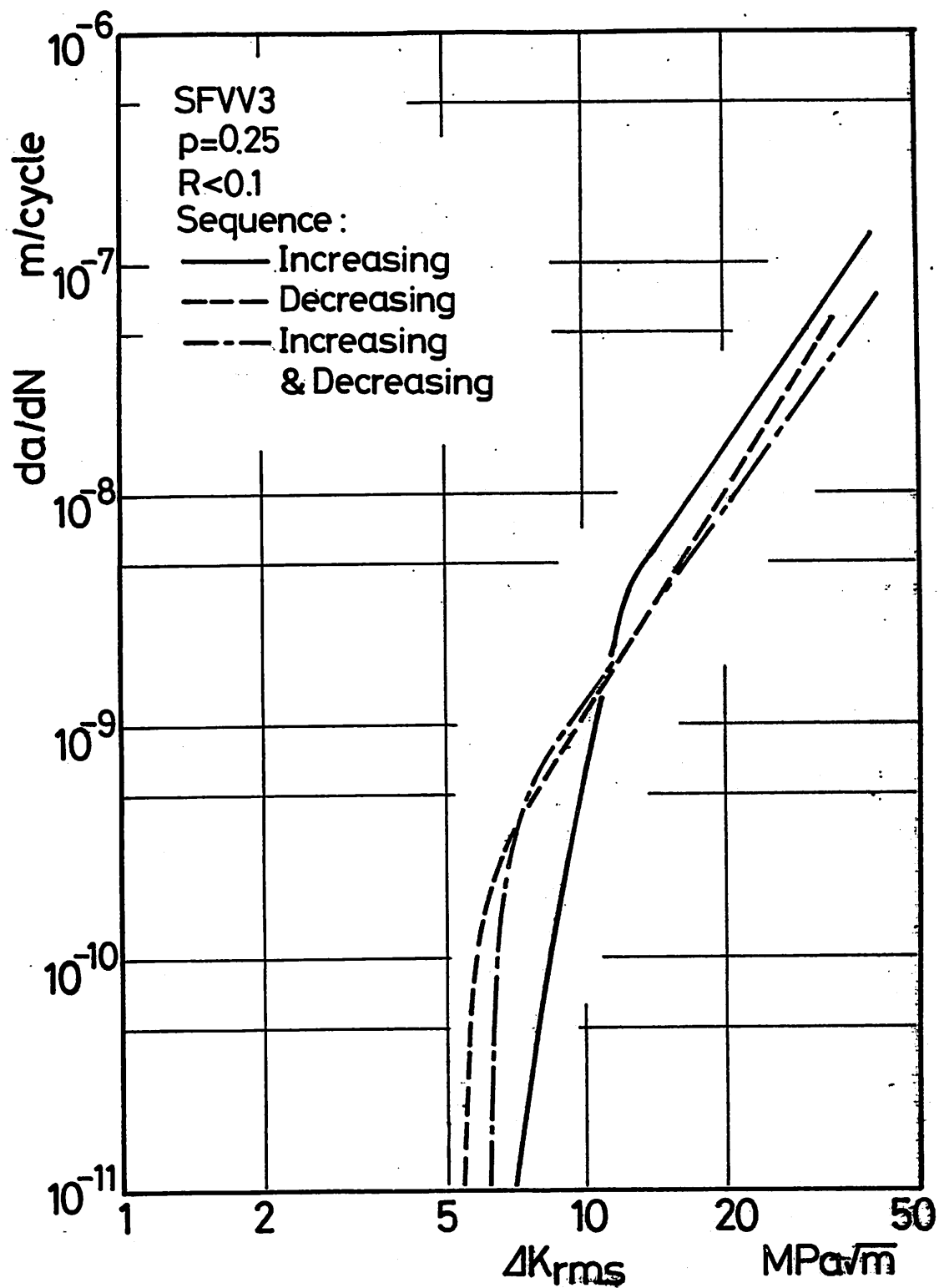
増型、荷重漸減型および荷重漸増漸減型)を比較して付図3に示す。式(4.5)を満足する範囲において、同一の ΔK_{rms} に対する da/dN の大小関係は下記のとおりである。

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_I > \left(\frac{da}{dN}\right)_D > \left(\frac{da}{dN}\right)_{ID} \quad (A.2)$$

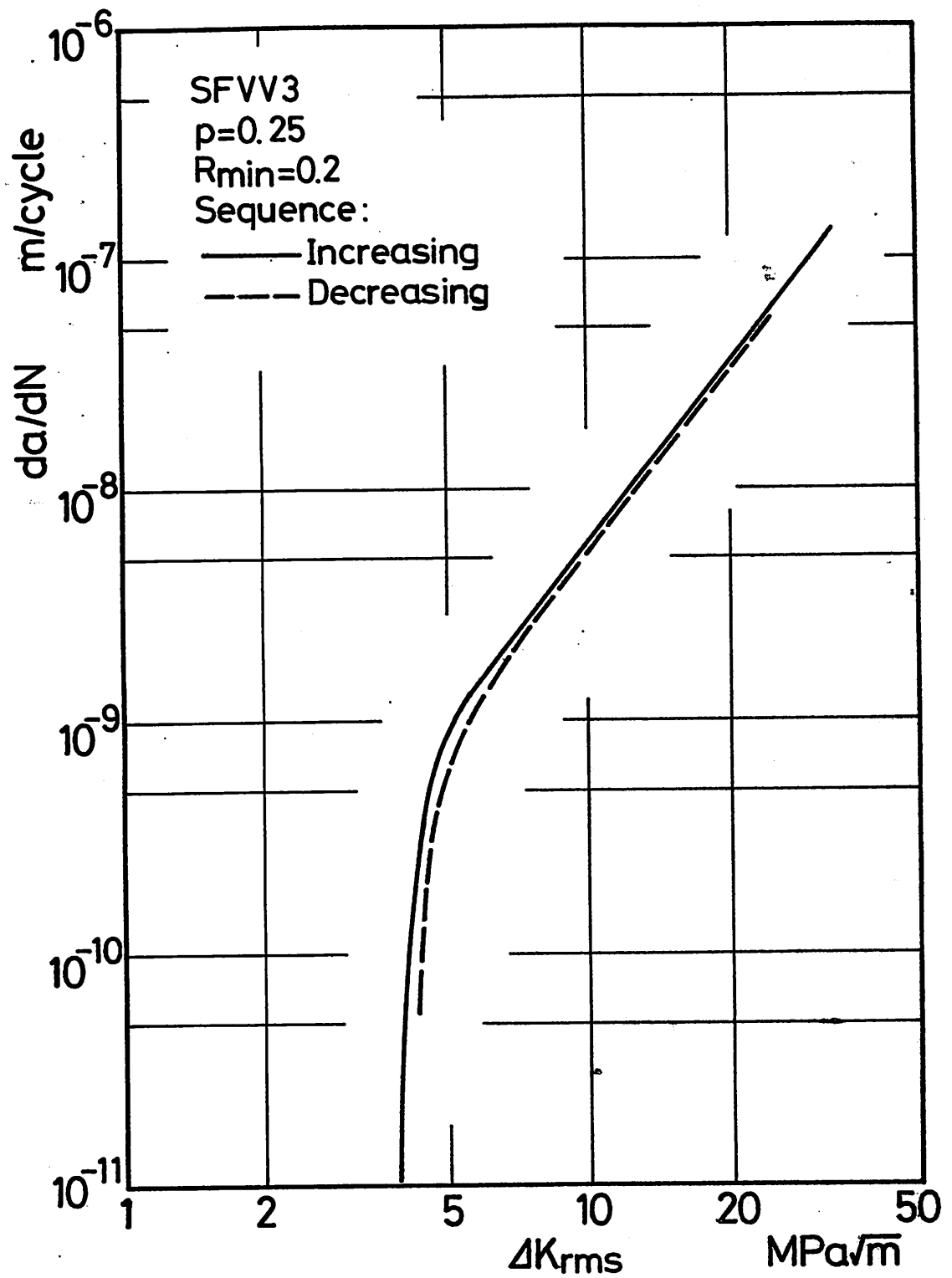
ここで、添字のI、DおよびIDは、それぞれ荷重漸増型、荷重漸減型および荷重漸増漸減型を示している。 $P=0.5$ についても、上記の傾向は同様であり、一般に荷重漸増型の場合に荷重変動によるき裂進展の遅延の効果が最も弱くなると考えられる。

これに反して、下限界近傍の da/dN あるいは $\Delta K_{rms,th}$ の大小関係は、上記の da/dN の大小関係と一致しない。また、 P の値によっても大小関係は異なる。すなわち、 $\Delta K_{rms,th}$ におよぼす荷重順序の影響は不明確である。

次に、 $R_{min}=0.2$ 、 $P=0.25$ の場合について、異なる荷重順序の結果(荷重漸増型および荷重漸減型)を比較して付図4に示す。 da/dN の全領域にわたって両者は完全に一致している。 $P=0.5$ についても、 $\Delta K_{rms,th}$ に若干の差異はあるが、上記の傾向は同様である。したがって、 R_{min} が高い場合、 da/dN および $\Delta K_{rms,th}$ に荷重順序は影響をおよぼ



付図3 $\frac{da}{dN} - \Delta K_{rms}$ 関係 (荷重順序の影響, $R=0$)



付図 4 $da/dN - \Delta K_{rms}$ 関係 (荷重順序の影響, $R_{min}=0.2$)

さないことが結論される。

(1)および(2)の結果において、 $R=0$ の場合には μ および荷重順序による系統的な差異は認められなかった。このような場合の $\Delta K_{rms, \mu}$ にはフレッチング酸化物の寄与が大きく、むしろ ΔP の漸減条件に強く支配されており、条件によって容易に変動する値と考えられる。

付録3 背面ひずみ除荷コンプライアンス法による き裂長さ測定法について

背面ひずみ除荷コンプライアンス法によりき裂長さを間接的に測定する場合、き裂開閉口の測定と同様に、図2.7に示したように試験片背面ひずみ ε を測定する。試験片が弾性変形する場合、 ε と荷重 P の間には次式の関係がある。

$$\varepsilon = A(a/w) \cdot P \quad (A.3)$$

ここで、 a はき裂長さ、 w は試験片の板幅である。また、 ε と P の傾き $A(a/w)$ は a/w の関数である。 P は次式により無次元化される。

$$P^* = \frac{P}{BWE} \quad (A.4)$$

ここで、 B は試験片の厚さ、 E はヤング率である。したがって、

$$\varepsilon = A^*(a/w) \cdot P^* \quad (A.5)$$

ここで、

$$A^* = \frac{\varepsilon}{P} B \cdot W \cdot E \quad (A.6)$$

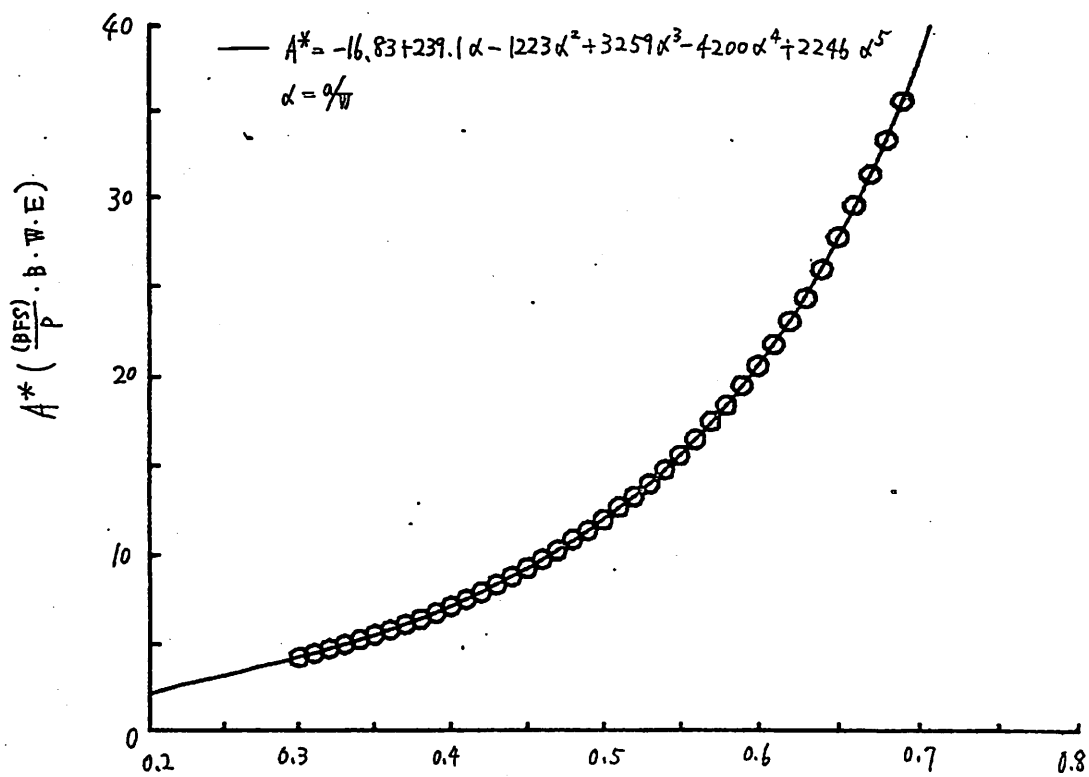
となる。

Richards⁽¹⁹⁾らはコンパクト試験片の $A^*(a/w)$ を実験的に測定した。 $A^*(a/w)$ と a/w の関係を付図5に示す。実験結果を多次元近似すると次式となる。

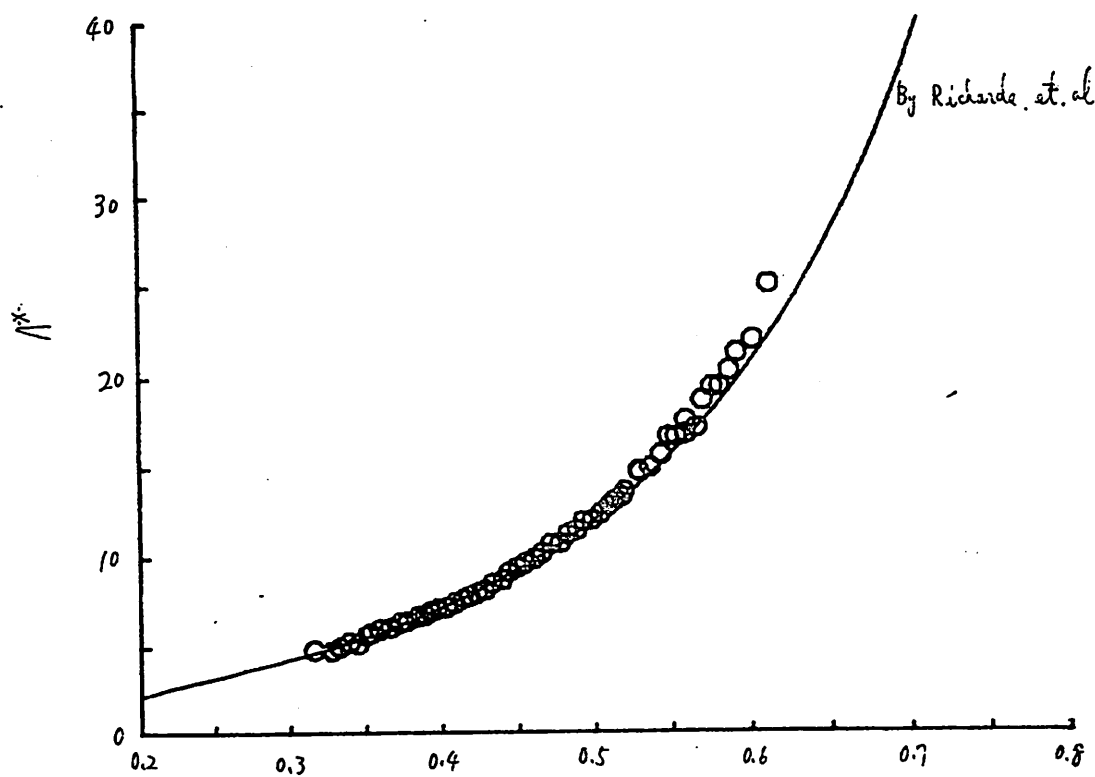
$$A^*(\alpha) = -16.83 + 239.1\alpha - 1223\alpha^2 + 3259\alpha^3 - 4200\alpha^4 + 2246\alpha^5 \quad (A.7)$$

$$\alpha = \frac{a}{W}$$

付図6にSFV3鋼(1 inch CT, $B=12.5\text{ mm}$)の $A^*(a/w)$ の測定結果を式(A.7)と比較して示す。 $a/w > 0.5$ の範囲でき裂前縁のわん曲に起因して、若干差異が認められるが、ほぼ測定結果は式(A.7)と一致している。したがって、SFV3鋼についても式(A.7)を使用してき裂長さを間接測定できることが確認された。



付図5 $A^* - \alpha/w$ 関係 (19)



付図6 $A^* - \alpha/w$ 関係 (実験結果の比較)

参考文献

- (1) Elber, W., ASTM STP, 486, (1971), 230.
- (2) Stewart, A. T., Engng. Fracture Mech., 13 (1980), 463.
- (3) Suresh, S., Zamiski, C. F. and Ritchie, R. O., Metallurg. Trans., 12A (1981), 1435.
- (4) Minakawa, K. and McEvily, A. J., Scripta Metallurgica, 15 (1981), 633.
- (5) 小林英男, 日本金属学会会報, 21 (昭57), 329.
- (6) 例えは, "Fatigue Crack Growth under Spectrum Loads", ASTM STP, 595, (1976).
- (7) ASTM Standard, E647-81, (1981).
- (8) ASTM Committee E-24, ASTM STP, 738, (1981), 340.
- (9) E. Haibach: "The Allowable Stress under Variable Amplitude Loading of Welded Joints", Proceedings of Conference on Fatigue of Welded Structures, 6-9 (1970), 328.
- (10) 平野一美, 石井 彰, 小林英男, 中沢一, 非破壊検査, 30 (昭56), 7.
- (11) 菊川 真, 城野政弘, 田中健一, 高谷 勝, 材料, 25 (昭57) 899.
- (12) 菊川 真, 城野政弘, 近藤良之, 材料, 30 (昭56), 276.
- (13) 小林英男, 中沢一, 材料, 30 (昭56), 276.
- (14) 中沢一, 小林英男, 第18回材料強度と石炭土壌国内シンポジウム論文集, (昭48), 79.
- (15) 小林英男, 材料科学, 17 (昭56), 282.
- (16) J. Schijve, ASTM STP, 415, (1967), 145.
- (17) 日本溶接協会原子力研究委員会 FRC-81 小委員会, 原子炉構造物の強度安全性評価法の合理化に関する研究, JWES-AE-8305, 日本溶接協会, (1983).
- (18) 菊川 真, 城野政弘, 三上省一, 材料, 31 (昭57), 483.
- (19) C. E. Richards and W. F. Deans, in "The Measurement of Crack Length and Shape during Fracture and Fatigue", Services LTD, 28.

謝 辞

本研究を遂行するにあたり、数々の貴重なる御助言、御指導を賜った中沢 一教授、小林英男助教授、平野一美助手、中村春夫助手に深く謝意を表します。また、本論文の作成にあたり、多大の御助力を頂きました学部4年の斉藤信広氏ならびに固体力学講座の皆様に深く感謝の意を表します。

昭和 58 年 2 月

小川 武史

論文

(1) 小林英男, 小川武史, 中村春夫, 中沢 一, 「SFVW3鋼の疲労き裂開閉口の実測と下限界特性の評価」, 日本機械学会講演論文集, 830-2, (昭58, 3), 109。

(2) 小林英男, 小川武史, 斉藤信広, 中村春夫, 中沢 一, 「プログラム荷重下の疲労き裂進展とき裂開閉口の評価」, 第61期全国大会講演会(昭58, 10)において論文講演予定。 日本機械学会

講演論文

(1-a) 小林英男, 中村春夫, 小川武史, 中沢 一, 「下限界応力拡大係数範囲 ΔK_{th} の評価方法とその影響因子」, 日本材料学会第30期学術講演会前刷集, (昭56), 3/。

(1-b) 小林英男, 小川武史, 中村春夫, 中沢 一, 「疲労き裂開閉口の実測と下限界特性の評価」, 日本機械学会講演論文集, 820-12, (昭57, 10), 213。

(2) 小林英男, 小川武史, 井野幸雄, 橘内良雄, 成木朝雄, 飯田國廣, 「 γ 分布プログラム荷重下における疲労き裂進展の評価」, 日本材料学会第16回疲労シンポジウム前刷集, (昭57), 83。

(3) 李 宗炯, 小林英男, 小川武史, 中沢 一, 「切欠き底に発生した微小疲労き裂の検出とき裂開閉口の測定」, 日本材料学会第2回破壊力学シンポジウム(昭58, 6)において講演予定。

(4) 小川武史, 小林英男, 中沢 一, 「 ΔK 漸増試験における下限界特性とき裂開閉口の評価」, 日本機械学会第61期全国大会講演会(昭58, 10)において講演予定。