

論文 / 著書情報
Article / Book Information

題目(和文)	疲労き裂進展速度に及ぼす残留応力の影響に関する研究
Title(English)	
著者(和文)	轟章
Author(English)	AKIRA TODOROKI
出典(和文)	学位:工学博士, 学位授与機関:東京工業大学, 報告番号:乙第2238号, 授与年月日:1991年7月31日, 学位の種別:論文博士, 審査員:
Citation(English)	Degree:Doctor of Engineering, Conferring organization: , Report number:乙第2238号, Conferred date:1991/7/31, Degree Type:Thesis doctor, Examiner:
学位種別(和文)	博士論文
Type(English)	Doctoral Thesis

疲労き裂進展速度に及ぼす残留応力の影響に関する研究

東京工業大学 工学部 機械物理工学科

森 章

第1章 緒 論

1-1	はじめに	- 1
1-2	従来の研究および研究目的	- 1
1-3	本論文の構成	- 5
	文献	- 7

第2章 き裂進展による残留応力再配分の影響

2-1	緒 言	- 2 0
2-2	供試材および実験方法	- 2 0
2-3	実験結果	- 2 1
2-3-1	母材と溶接継手の比較	- 2 1
2-3-2	試験片厚さの影響	- 2 2
2-3-3	き裂進展に伴うき裂開閉口の変化	- 2 2
2-4	考察	- 2 3
2-4-1	C T 試験片における残留応力の影響評価	- 2 3
2-4-2	試験片厚さの影響	- 2 5
2-4-3	下限界特性	- 2 5
2-5	結言	- 2 6
	文献	- 2 7

第3章 切欠き導入による再配分残留応力の影響

3-1	緒言	- 4 2
3-2	重ね合わせの原理に基づく予測原理	- 4 2
3-3	実験方法と結果	- 4 5
3-4	切欠きを考慮した予測方法	- 4 6
3-5	結果と考察	- 4 8
3-6	結言	- 5 0
	文献	- 5 1

第4章 き裂面接触の影響

4-1	緒言	- 6 2
4-2	き裂面接触現象と予測方法への考慮	- 6 2
4-3	き裂面接触の解析	- 6 5
4-3-1	解析対象	- 6 5
4-3-2	有限要素法による解析方法	- 6 6
4-4	解析結果と考察	- 6 7
4-5	結言	- 6 9
	文献	- 7 0

第5章 き裂面接触に及ぼす各種因子の影響

5-1	緒言	- 8 1
5-2	重み関数を用いた簡便解析法	- 8 1
5-2-1	解析方法	- 8 1
5-2-2	コンパクト試験片による検証	- 8 3
5-3	各種影響因子の解析対象・結果と考察	- 8 6
5-3-1	解析対象	- 8 6
5-3-2	試験片形状の影響	- 8 8
5-3-3	負荷形式および残留応力分布の影響	- 8 8
5-3-4	切欠きの影響	- 9 0
5-4	結言	- 9 1
	文献	- 9 2

第6章 結論

付録 A	重み関数	- 1 2 0
B	有限要素法によるき裂面接触応力の解析法	- 1 2 4
C	重み関数を用いた簡便なき裂面接触応力の解析法	- 1 2 6
D	簡便な残留応力応力拡大係数の計算方法	- 1 2 9

印刷論文

謝辞	- 1 3 1
----	---------

第1章 緒論

1. 1 はじめに

近年，構造物の使用条件の過酷化や構造物自体の老朽化に対する延命措置の要求などにより，構造物の疲労寿命予測に対して，欠陥からの疲労き裂進展の定量的予測が要求されている^{(1)・(2)}．ところが，実構造物には溶接や塑性加工，熱処理などが原因で生じた残留応力が存在する．例えば，原力発電プラント配管や橋梁などの溶接継手においては溶接残留応力が存在し^{(3)・(4)}，航空機構造物のリベット孔には応力コイニング処理による塑性加工残留応力が存在する⁽⁵⁾．この残留応力は疲労き裂進展速度に対して多大な影響を及ぼす一因子であることがよく知られている^{(6)・(7)}．したがって，実構造物を対象として欠陥からの疲労き裂進展の定量的予測には，疲労き裂進展に及ぼす残留応力の影響を定量的に評価する必要がある．事実，ASMEの「ボイラーと圧力容器に関する設計基準」(Boiler and Pressure Vessel Code Section XI)⁽¹⁾では，図1-1に示すような配管の溶接残留応力が配管肉圧によって分類され，この残留応力分布を用いた疲労き裂の進展解析が推奨されている．しかし，このASMEの設計基準中には，残留応力の影響の評価方法は規定されていない．この評価方法には，重ね合わせの原理に基づき，残留応力の応力拡大係数の解析結果を用いる方法^{(6)~(29)}や，き裂開閉口挙動の変化として捕らえる方法^{(30)~(36)}が現在では提案されている．また，この両者の提案にも，き裂進展に伴う残留応力再配分の影響を重視する立場^{(9)・(14)・(30)~(44)}と，き裂進展前の初期残留応力場を評価に用いる立場^{(8)・(10)~(13)・(15)~(29)}があり，これらの関連や優劣は明らかにされていない．このような背景から，本研究では，残留応力場の疲労き裂進展速度の定量的評価方法の確立を目的として，残留応力が疲労き裂に対して及ぼす影響を重ね合わせの原理に基づいて解明し，従来の評価方法に統一的解釈を与え，それらを拡張した評価方法と簡便評価方法を提案・検討し，その有効性を示すとともに，評価方法に及ぼす影響因子を解析して，その有効範囲を明らかにした．

1. 2 従来の研究および研究目的

溶接継手において，溶接残留応力が継手の疲労強度に著しい影響を及ぼすことは古くから知られていた．例えば，引張残留応力は溶接継手の疲労強度を低下させる働きがあることが1958年に報告されており⁽⁶⁾，逆に圧縮残留応力は疲労強度を向上させることが1961年に報告されている⁽⁷⁾．しかし，これらの研究報告はき裂発生を含め

た継手全体の疲労寿命を研究対象としており、欠陥を想定した破壊力学的取り扱いを行ってはいない。このため、非破壊検査によって保証される想定欠陥寸法を用いた寿命予測を行うことができず、実験室レベルの寸法の試験片の疲労寿命から実構造物の定量的疲労寿命予測は非常に困難である。

疲労き裂の進展に対し、破壊力学的パラメーターによる評価はParis とErdogan によって1963年に行われた⁽⁴⁵⁾。この評価方法は、疲労き裂進展速度 da/dN の定量的な評価方法として現在では一般に認められている⁽⁴⁶⁾。これによると、小規模降伏条件下では、疲労き裂進展速度 da/dN は以下で評価される。

$$da/dN = C (\Delta K^L)^m \quad (1-1)$$

ここで、 ΔK^L は繰返し負荷外力の応力拡大係数範囲 ($=K_{L_{max}}^L - K_{L_{min}}^L$: $K_{L_{max}}^L$ は最大応力拡大係数、 $K_{L_{min}}^L$ は最小応力拡大係数)、 C および m は材料定数である。

後にElber によってき裂開閉口現象が発見された⁽⁴⁷⁾。疲労き裂進展速度は図1-2に模式的に示すように、応力比 R^L ($R^L = K_{L_{min}}^L / K_{L_{max}}^L$)が高くなると疲労き裂進展速度 da/dN が加速され、式(1-1)で表示した ΔK^L 依存だけではなく、応力比 R^L にも弱い依存性を有する。Elber はこの応力比依存の現象に対するモデルを提案した。以下に簡単にこれを述べる。

疲労き裂は自らの塑性変形領域を進展するために、き裂後方のき裂面上に図1-3に示すような塑性ストレッチが残留し、これによって負荷途中でき裂閉口が生じ、繰返し外力の一部がき裂開口のために費やされ、き裂進展に対して有効な応力拡大係数範囲が減少する⁽⁴⁸⁾。この、き裂開口に必要な応力拡大係数 K_{op} は、き裂面の残留塑性ストレッチが $K_{L_{max}}^L$ に大きく依存するため、図1-4に示すように応力比依存性を有する。図1-4で、応力比の上昇によりき裂開口応力拡大係数は上昇するが、繰返し負荷外力の最小応力拡大係数も上昇するので、同じ負荷 ΔK^L であれば、応力比の高い場合ほど K_{op} 以上の有効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} は増大し、疲労き裂進展速度は加速される。このElberのモデルでは、き裂進展速度 da/dN は、式(1-1)中で、 ΔK^L ではなく、 ΔK_{eff} で表示される。

疲労き裂進展速度 da/dN に及ぼす残留応力の影響は当初からこの応力比の影響と同等と考えられ、負荷外力に対し、単純に残留応力を加算して評価されていた⁽⁸⁾。しかし、残留応力は自己平衡応力であり、分布力であるので、き裂進展とともに単純な加算では評価できなくなるため、この最も簡便な評価手法は、き裂が短い場合だけに適用可能であった。

一方、1971年のBueckner⁽⁴⁹⁾や1972年のRice⁽⁵⁰⁾、1976年のParis⁽⁵¹⁾らによって、

任意の外力負荷時における応力拡大係数の計算手法として、重ね合わせの原理に基づく重み関数法が提案され、確立された。この計算方法の詳細は付録Aに述べるが、概略を述べると、重ね合わせの原理に基づき、負荷外力を全て等価なき裂面負荷力に置き換え、重み関数を用いて、き裂面負荷力の応力拡大係数を計算するという方法である。この方法を用いて、1976年にTerada⁽⁵²⁾は、溶接線に垂直にき裂が進展する場合（図1-5(a)参照）を想定し、このときの残留応力の応力拡大係数 K_R を示し（図1-5(b)参照）、この重み関数法が、残留応力のような分布力の応力拡大係数の計算に有効なことを示した。

疲労き裂進展速度に及ぼす残留応力の影響の定量的評価の問題に対して、1979年にGlinka⁽¹¹⁾は、残留応力の応力拡大係数を上記の重み関数法により計算し、この残留応力の応力拡大係数が、繰返し負荷外力の応力拡大係数範囲の応力比を変化させることによってき裂進展速度が変化するという評価手法を提案し、引張溶接残留応力場を進展する疲労き裂に適用した。評価対象は、溶接継手から2種類の方位（溶接線に平行に熱影響部を進展するP型試験片と中央の溶接線に垂直にき裂が進展するL型試験片）に作製した中央切欠き引張試験片である（図1-6参照）。溶接残留応力は図1-7に示すように解析が容易な矩形分布に近似し、残留応力の応力拡大係数 K_R を重み関数を用いて解析した。母材の疲労き裂進展速度の応力比依存関係は次式のFormanの式⁽⁵³⁾を用いて表示し、溶接残留応力場の疲労き裂進展速度の予測を行った。

$$\frac{d(2a)}{dN} = \frac{C(\Delta K_r)^n}{(1-R_r)K_c - \Delta K_r} \quad (1-2)$$

ここで、 C 、 n は材料定数、 K_c は疲労破壊靱性値、 ΔK_r は真の応力拡大係数範囲（ $\Delta K_r = (K_{L_{max}} + K_R) - (K_{L_{min}} + K_R)$ ）、 R_r は真の応力比（ $R_r = (K_{L_{min}} + K_R) / (K_{L_{max}} + K_R)$ ）である。しかしながら、疲労き裂進展速度の予測結果は、き裂進展に伴い（ ΔK_r 大に伴い）実測値との差が増大する結果となっていた（図1-8参照）。

また、Teradaが解析した残留応力の応力拡大係数 K_R の計算結果（溶接線に垂直に引張残留応力場から圧縮残留応力場にき裂が進展する場合）は、正值からき裂が進展すると負値に変化している（図1-5(b)参照）。これに対し、1981年に北川ら⁽³⁸⁾が実測した残留応力場あるいは福田ら⁽³⁰⁾が有限要素法により解析した残留応力場は、き裂が進展すると残留応力は再配分し、き裂先端は常に引張残留応力場になり、圧縮にはならないことが明らかにされた。北川らの実測結果（溶接線に垂直にき裂が進展

する場合)を図1-10に示す。さらに、太田らによって⁽³⁷⁾溶接継手から作成した中央き裂引張試験片では、引張残留応力場から圧縮残留応力場にき裂が進展した場合でも、溶接継手の疲労き裂進展速度は残留応力のない母材の疲労き裂進展速度より加速されること、橋内によって⁽³⁹⁾、溶接継手から作成したコンパクト試験片では、圧縮残留応力場から引張残留応力場にき裂が進展した場合、溶接継手のき裂進展速度は母材の値より減速されることが実測され、これらはき裂進展による残留応力再配分が要因であると指摘されている。これらの実験結果から、残留応力の影響評価には、き裂進展前の初期残留応力場よりもき裂進展後の再配分残留応力場を用いるべきであり、き裂進展による残留応力再配分の解析が必要であるという提案がなされた。さらに、1982年にはNelson⁽¹⁴⁾によって、き裂進展による残留応力の再配分を考慮する評価方法に立脚し、Glinka⁽¹¹⁾のき裂進展速度の実測値と予測値のき裂進展に伴う差異の拡大の再評価がなされた。この評価方法では、引張残留応力場から圧縮残留応力場までき裂が進展すると、残留応力は釣合いを失い、消失すると見なされていた。ただし、このNelsonの再評価はParker⁽¹³⁾によって、重ね合わせの原理の誤用であると指摘されている。

これとは別に、福田ら⁽³⁰⁾は、残留応力はき裂開閉口を介して疲労き裂進展速度に影響を及ぼすことを定性的に述べた。これは、引張残留応力場をき裂が進展する場合にはき裂開口応力拡大係数 K_{op} が下降し、圧縮残留応力場をき裂が進展する場合には K_{op} が上昇することによって疲労き裂進展速度が変化するというモデルである。また、小林らは⁽⁵⁴⁾1982年に圧縮残留応力場をき裂が進展する場合、き裂進展にしたがって圧縮ひずみが解放され、これによって図1-10に示すように、き裂面に凸部が生じ、き裂閉口が誘起され(K_{op} の上昇)、有効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} が減少し、圧縮残留応力場の疲労き裂が減速されるというき裂閉口モデルを提案した。同年に、Parker⁽¹³⁾も圧縮ひずみ解放によるき裂閉口の影響の可能性を解説している。さらに、本田ら⁽³³⁾は除荷時のき裂面接触応力から、重み関数を用いてき裂開口応力拡大係数 K_{op} を計算し、有効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} を求めてき裂進展速度を予測する定量的評価方法を提案し、焼き入れによって生じた熱処理残留応力場に適用している。その後、1984年、1985年に村上ら⁽³⁵⁾、⁽³⁶⁾、⁽⁴²⁾は残留応力誘起のき裂閉口を等価な応力比効果に置き換えるモデルを提唱した。このモデルでは、残留応力誘起き裂閉口レベル K_{res} を用いて、残留応力場を進展する疲労き裂の相当応力比 R_{eq} を次式で表示している。

$$R_{eq} = R^L - 2 K_{res} / K_{max}^L \quad (1-3)$$

そして、試験後の破面観察から得たストライエーションから実験式を導出し、溶接残留応力場を進展する疲労き裂に適用した。

しかし、最近になって、1987年に大路ら⁽²³⁾や、城野ら⁽²¹⁾、鳥居ら⁽²⁴⁾、および橋内ら⁽²⁰⁾は重ね合わせの原理に基づくGlinka⁽¹¹⁾の評価方法と本質的に同様の方法を焼き入れによる残留応力場⁽²³⁾、⁽²¹⁾、⁽²⁴⁾や、溶接残留応力場⁽²⁰⁾に適用し、その有効性を示している。これらの評価方法は、本質的に同等であるが、残留応力の応力拡大係数を解析した後に、残留応力の影響を応力比変化として疲労き裂進展速度を予測する際に、若干の差異が認められる。例えば、Glinka⁽¹¹⁾は疲労き裂進展速度の応力比変化による効果をFormanの式⁽⁵³⁾を用いて表現しているのに対し、大路ら⁽²³⁾はき裂開口比 U ($U = K_{op} / \Delta K^L$) と応力比 R^L との関係を用いている。また、Parker⁽¹³⁾は応力比をパラメータとする疲労き裂進展速度のデータベースを用いることを提案している。

また、1988年に橋内ら⁽²⁶⁾は、溶接残留応力場を進展する疲労き裂を対象として予荷重の効果を検討し、残留応力の応力拡大係数 K_R と負荷外力（予荷重）の最大応力拡大係数 K_{max}^L をたし合わせた真の最大応力拡大係数 K_{rmax} ($K_{rmax} = K_{max}^L + K_R$) について、重ね合わせの原理の適用限界として次式を提案している。

$$W - a > (4/\pi) (K_{rmax} / \sigma_{ys})^2 \quad (1-4)$$

ここで、 W は試験片板幅、 a はき裂長さ、 σ_{ys} は降伏応力である。しかし、予荷重以外の効果による重ね合わせの原理の適用限界はいまだに明確にされていない。

以上の従来の研究の背景を整理すると、疲労き裂進展速度に及ぼす残留応力の影響の定量的評価方法として、重ね合わせの原理に基づく方法が有効であると推察される。しかし、この評価方法を確立するためには以下の2点について明確にしなければならない。

- ① き裂進展による残留応力の再配分の影響。
- ② き裂進展によるき裂面接触（残留ひずみ解放）の影響。

そこで、本研究では、これらの2点の影響を実験的・解析的に検討するとともに、母材のデータの取扱い等についても検討し、定量的評価方法の確立を目的とする。

1-3 本論文の構成

本論文は、疲労き裂進展速度に及ぼす残留応力の影響に関し、重ね合わせの原理に基づく解析方法を用い、各種影響因子の検討を行ったもので、以下の5章よりなる。

第1章「緒論」では、従来の研究と本研究の意義・目的について述べた。

第2章「き裂進展による残留応力再配分の影響」では、重ね合わせの原理に基づく、残留応力の応力拡大係数の解析結果を用いる方法に及ばずき裂進展による残留応力再配分の影響を取り上げ、き裂進展による残留応力再配分の無視できないコンパクト試験片を付き合わせ溶接継手から作成し、推定される初期残留応力場から定性的な影響評価を行った。

第3章「切欠き導入による再配分残留応力の影響」では、実用上重要な、切欠き導入によって既に再配分した残留応力場が与えられた場合の疲労き裂進展を対象として、重ね合わせの原理に基づく、き裂進展速度の定量的評価方法を提案するとともに、溶接継手から作成した2種類のコンパクト試験片のき裂進展速度実測値と比較することにより、再配分残留応力場が与えられた場合のき裂進展速度の簡便な定量的評価方法の実証を行った。

第4章「き裂面接触の影響」では、圧縮残留応力場をき裂が進展した場合にき裂進展に伴い解放される圧縮残留ひずみにより誘起されるき裂面接触の影響を対象とし、従来の評価方法を拡張してき裂面接触を考慮した評価方法を提案し、これを塑性曲げで導入された残留応力場を進展するき裂に適用して有効性を実証した。

第5章「き裂面接触に及ぼす各種因子の影響」では、重み関数を用いた簡便なき裂面接触挙動の解析方法を提案し、これを用いて前章で検証したき裂面接触の影響を考慮する評価方法について、構造形状の影響や負荷形式の影響、残留応力分布形状の影響、切欠き導入の影響等の各種影響因子の検討を、試験片を対象として解析的に行った。

第6章「結論」では、以上の各章における本研究の成果をまとめて述べた。

文 献

- (1) Pressure Vessel and Piping Codes, Trans. ASME, J. Pressure Vessel Technol., 108(1986-8), 352.
- (2) James L. Rudd, ASTM STP, 842(1984), 134.
- (3) Melvin F. Kanninen and Carl H. Popelar, "Advanced Fracture Mechanics", The Oxford engineering science series 15, Oxford University Press, New York, (1985), 528.
- (4) N. R. Nakaraja Rao and F. R. Estuav, L. Tall, Welding J., (1964), 295-s.
- (5) Aubrey E. Carter and Sathya Hanagud, AIAA J., 13-7(1975), 858.
- (6) Trufyakov, V. I., British Welding J., 5-11(1958), 491.
- (7) Moortgat, M., IIW Doc., No. X-284-61(1961).
- (8) Hubbard, R. P, Trans. ASME, J. Bas. Eng., (1969), 625.
- (9) Underwood, J. H, Pook, L. P. and Sharples J. K., ASTM STP, 631(1977), 402.
- (10) Underwood, J. H. and Throop J. F., ASTM STP, 687(1979), 195.
- (11) Glinka, G., ASTM STP, 677(1979), 198.
- (12) Cathey, W. H. and A. F. Grandt, Jr., Trans. ASME, J. Eng. Mater. Tech., 102(1980), 85.
- (13) Paker, A. P., ASTM STP, 776(1982), 13.
- (14) Nelson, D. V., ASTM STP, 776(1982), 172.
- (15) Kim Chongmin, Diesburg D. E and Eldis G. T., ASTM STP, 776(1982), 224.
- (16) 仁瓶・ほか 2 名, 造論, 152(1982), 390.
- (17) Paker, A. P., Underwood, J. H., Throop, J. F. and Andrasic, C. P., ASTM STP, 791(1983), I-216.
- (18) Su, X., Gu, M. and Yan, M., Fatig. Fract. Eng. Mat. Str., 9-1(1986), 57.
- (19) 浅見, 橋内, " 講座 疲労—基礎と設計への展開 4. 疲労に及ぼす影響因子 (材料, 切欠き, 残留応力等の影響)", 材料, 35-392(1986).
- (20) 橋内・ほか 5 名, 材料, 36-409(1987), 1077.
- (21) 城野・菅田, 材料, 36-409(1987), 1071.
- (22) 橋内・吉久, 機論, 53-492(1987) 1525.
- (23) 大路・ほか 4 名, 機論, 53-492(1987), 1516.
- (24) 鳥居・ほか 2 名, 機論, 53-487(1987), 436.
- (25) Verreman, Y., Bailon, J. P. and Masounauc J., Fat. & Fract. of Eng. Mat. Str.

10(1987), 17.

- (26) 橋内・ほか 4 名, 機論, 54-501(1988), 941.
- (27) 鳥居・ほか 2 名, 機論, 54-505(1988), 1723.
- (28) 鳥居・ほか 2 名, 機論, 54-500(1988), 679.
- (29) Itoh, Y. Z., Suruga, S. and Kashiwaya, H., Eng. Fract. Mech., 33-3(1989), 397.
- (30) 福田・ほか 2 名, 機論, 47-416(1981), 384.
- (31) Bucci, R. J., ASTM STP, 743(1981), 28.
- (32) Nordmark, G. E., Mueller, L. N. and Kelsey, R. A., ASTM STP, 776(1982), 44.
- (33) 本田・ほか 3 名, 材料, 31-348(1982), 908.
- (34) 福田・ほか 3 名, 機論, 49-440(1983), 460.
- (35) 村上・秋園, 材料, 34-377(1985), 190.
- (36) 村上・秋園, 材料, 34-377(1985), 202.
- (37) 太田・ほか 6 名, 溶接学会誌, 50-2(1981), 161.
- (38) 北川・船崎, 機講論, 810-11(1981), 199.
- (39) 橋内, 機論, 47-419(1981), 667.
- (40) 竹園・ほか 2 名, 材料, 32-361(1982), 1150.
- (41) 西田・ほか 2 名, 材料, 32-352(1983), 57.
- (42) 村上・秋園, 溶接論, 2-4(1984), 714.
- (43) 橋内, 機論, 50-459(1984), 1811.
- (44) 太田・ほか 3 名, 溶接論, 5-1(1987), 126.
- (45) Paris, P. C. and Erdogan, F., Trans. ASME, Ser. D, (1963), 528.
- (46) Annual Book ASTM Standard E647-81, (1981), 765.
- (47) Elber, W., ASTM, Special Technical Publication, 486(1971), 230.
- (48) Budiansky, B. and Hutchinson, J. W., Trans. ASME, J. Appl. Mech., (1978), 267.
- (49) Bueckner, H. F., Z. A. M. M., 51(1971), 97.
- (50) Rice, J. R., Int. J. Solids & Struct., 8(1972), 751.
- (51) Paris, P. C., Mcmeeking, R. M. and Tada, H., ASTM STP, 601(1976), 471.
- (52) Terada, H., Eng. Fract. Mech., 8(1976), 441.
- (53) Forman, R. G., Kearney, V. E. and Engle, R. M., Trans. ASME, J. Bas. Eng., (1967) 459.
- (54) 小林・村, 第 27 回材料強度と破壊国内シンポジウム論文集, (1981) 97.

Wall tickness	Through-Wall residual stress ¹⁾	
	Axial	Circumferential ²⁾
<1 inch		
≥ 1 inch		

1) $S = 30 \text{ ksi}$

2) Considerable variation with weld heat input.

図 1 - 1 ASMEにおいて配管溶接部のき裂進展解析に推奨される残留応力場⁽¹⁾

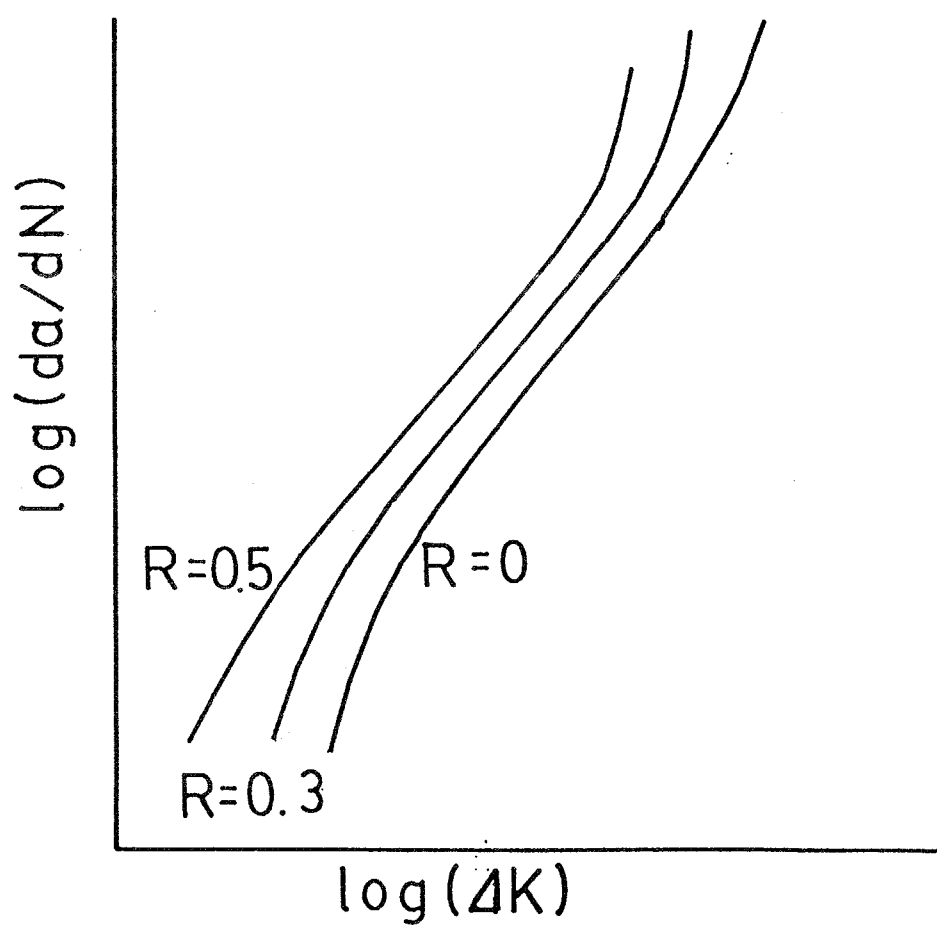
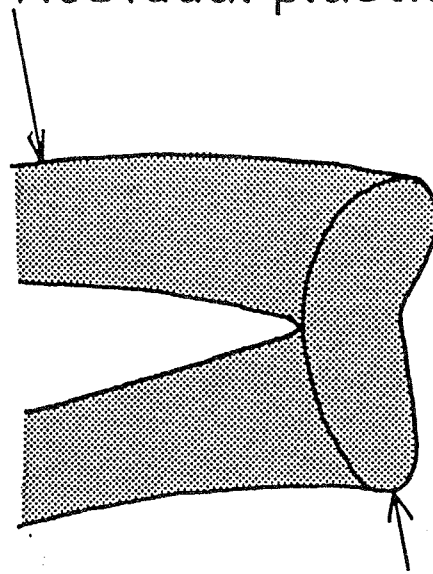


図1-2 疲労き裂進展速度の応力比依存性模式図

Residual plastic stretch



Plastic zone

図 1-3 疲労き裂における残留塑性ストレッチ

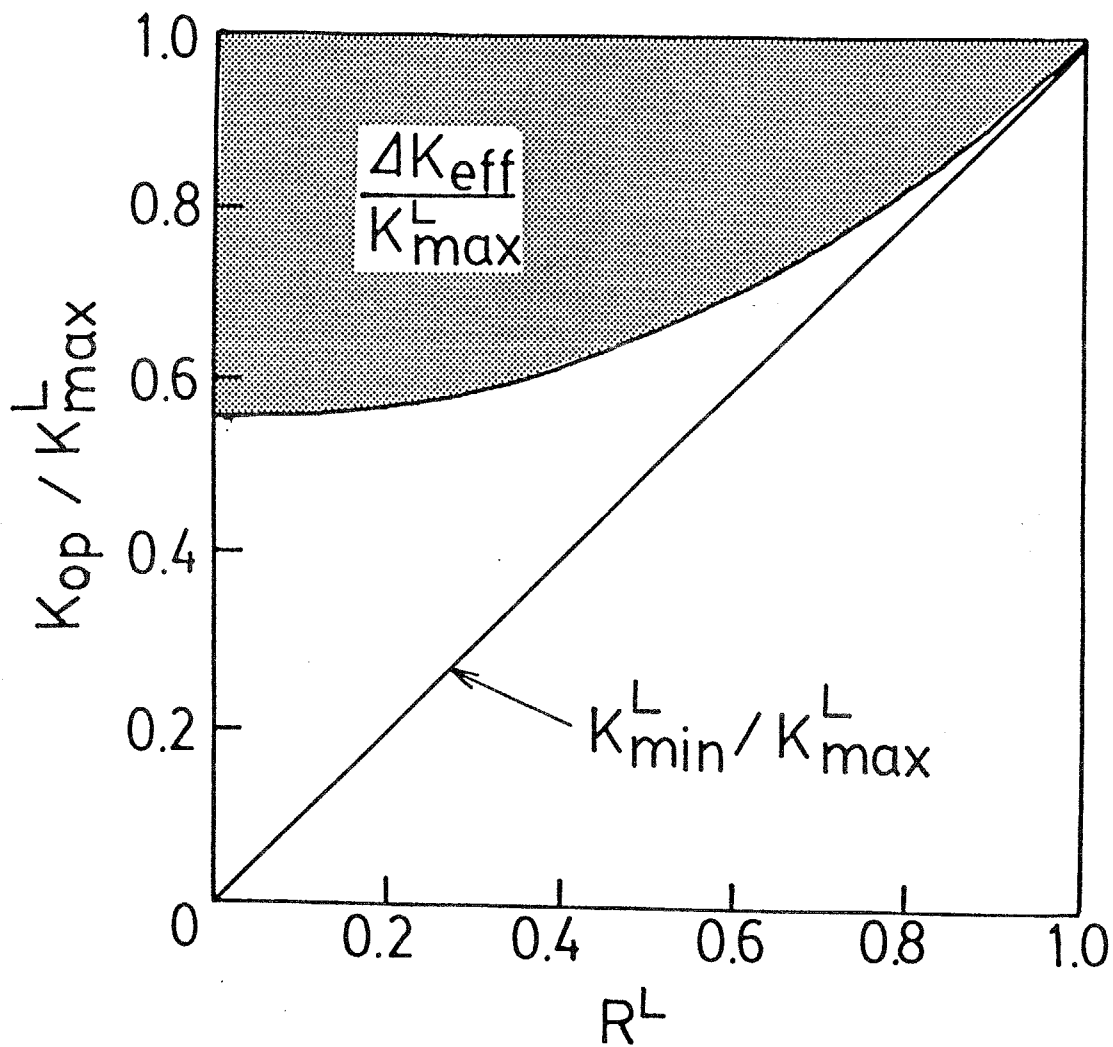


図 1-4 疲労き裂開閉挙動の応力比依存性⁽⁴⁸⁾

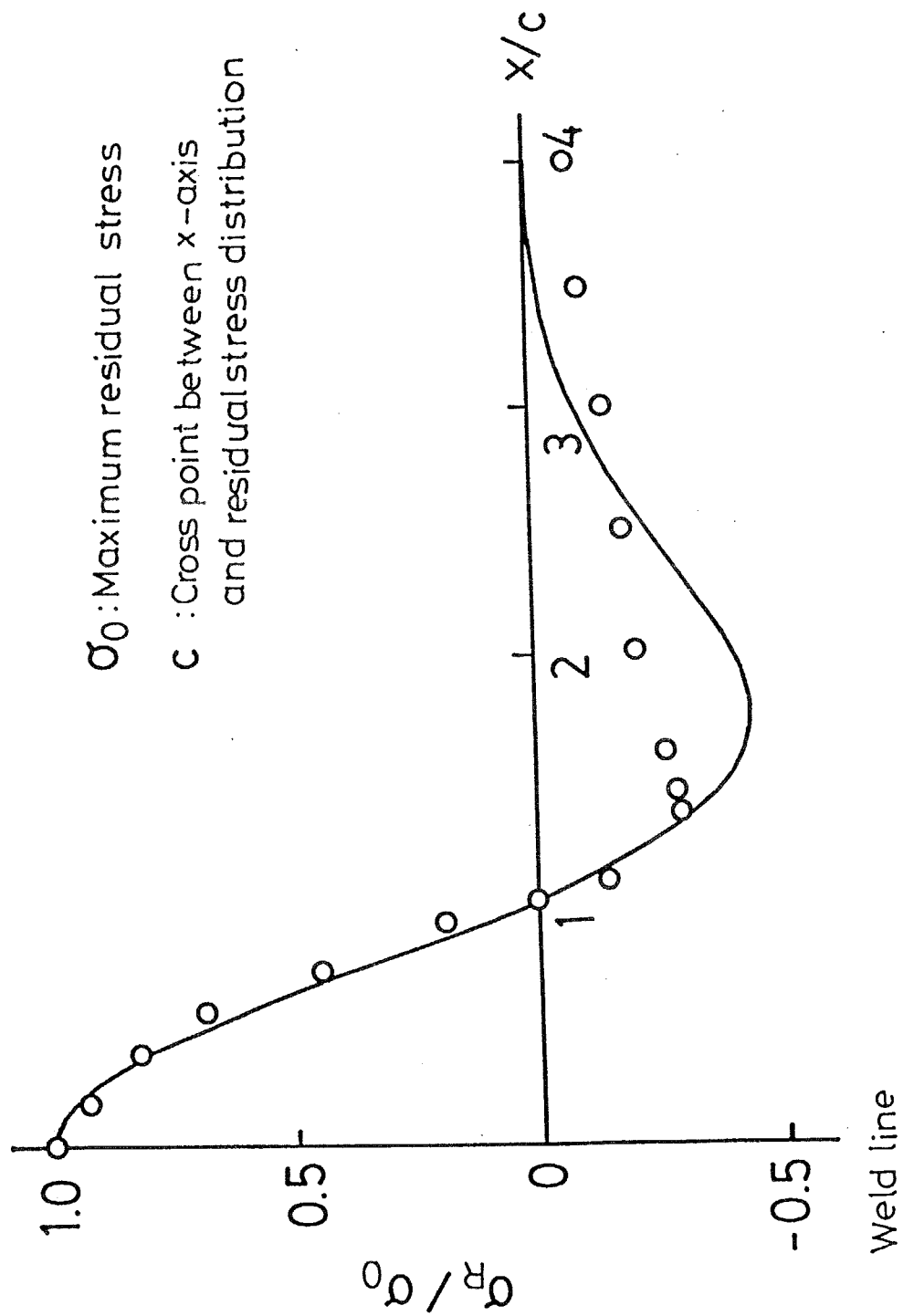


図 1-5 (a) Teradaによる溶接残留応力分布測定結果⁽⁵²⁾

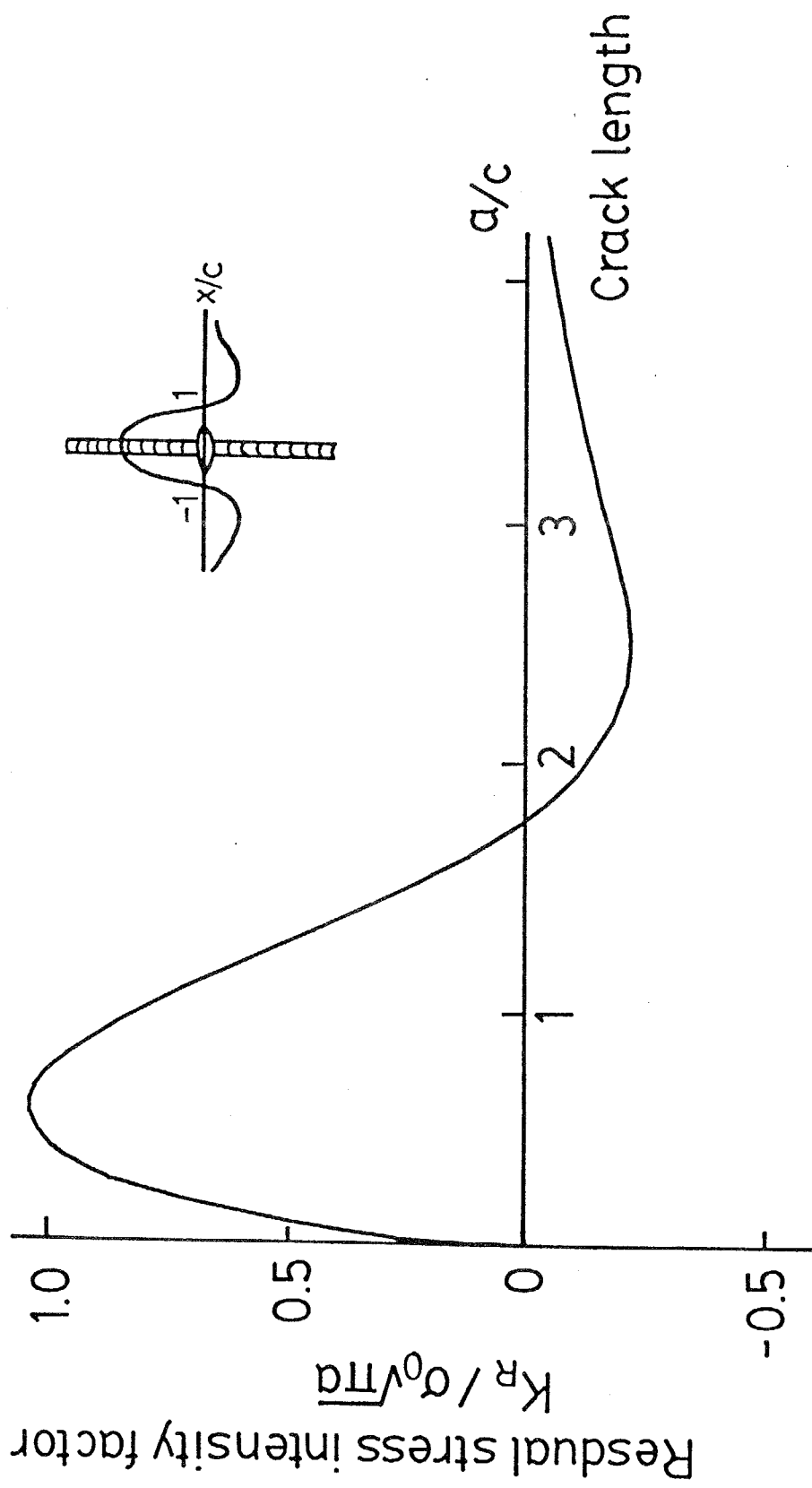


図 1 - 5 (b) Teradaによる残留応力の応力拡大係数の解析結果 (52)

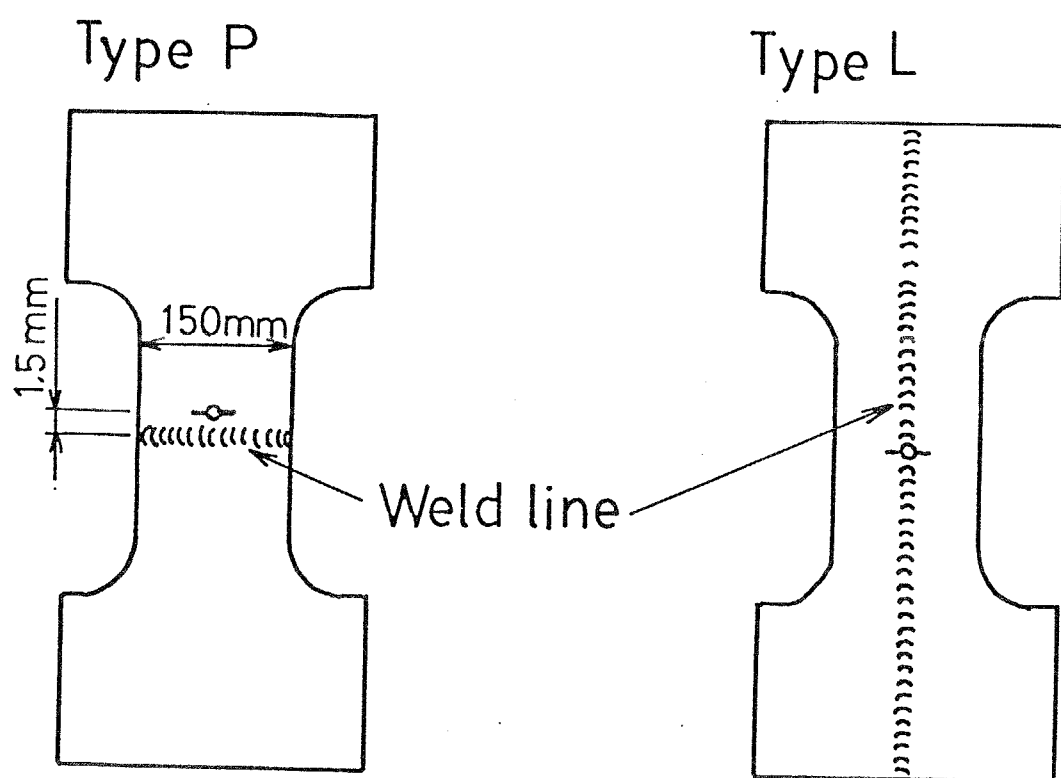


図 1 - 6 Glinkaによる溶接残留応力場のき裂進展実験の試験片(11)

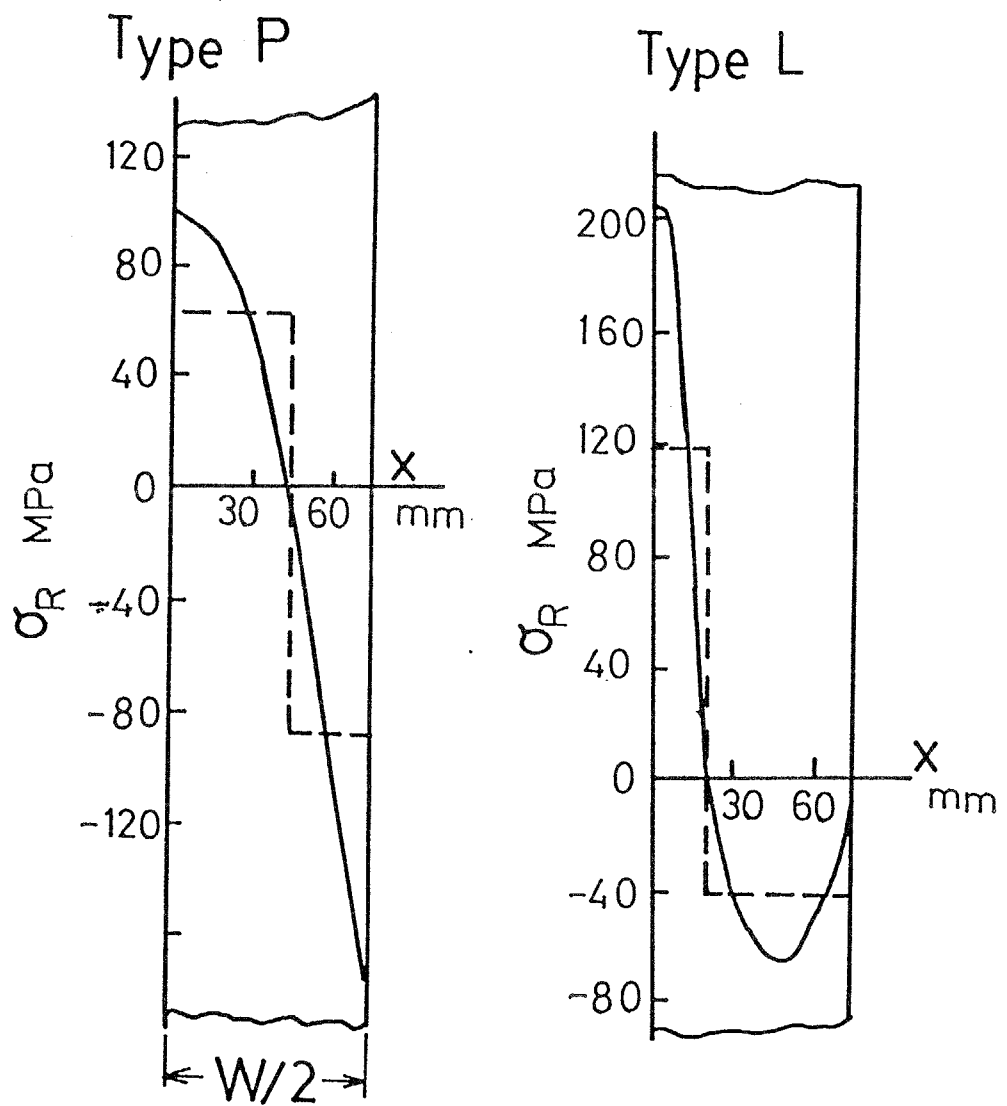


図 1 - 7 Glinkaによる溶接残留応力場の測定結果⁽¹¹⁾

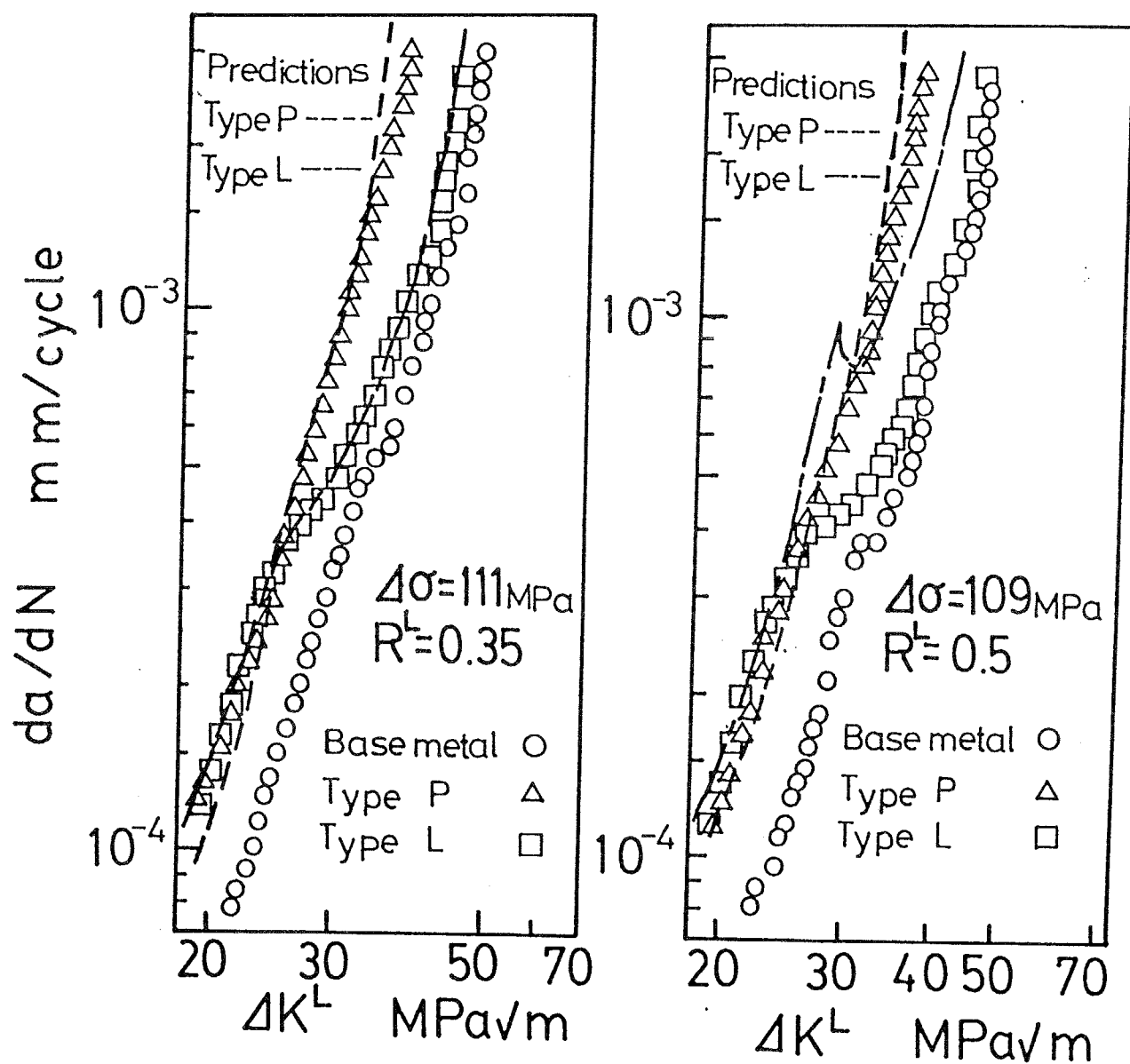


図 1-8 Glinkaによるき裂進展速度の予測結果と実測結果⁽¹¹⁾

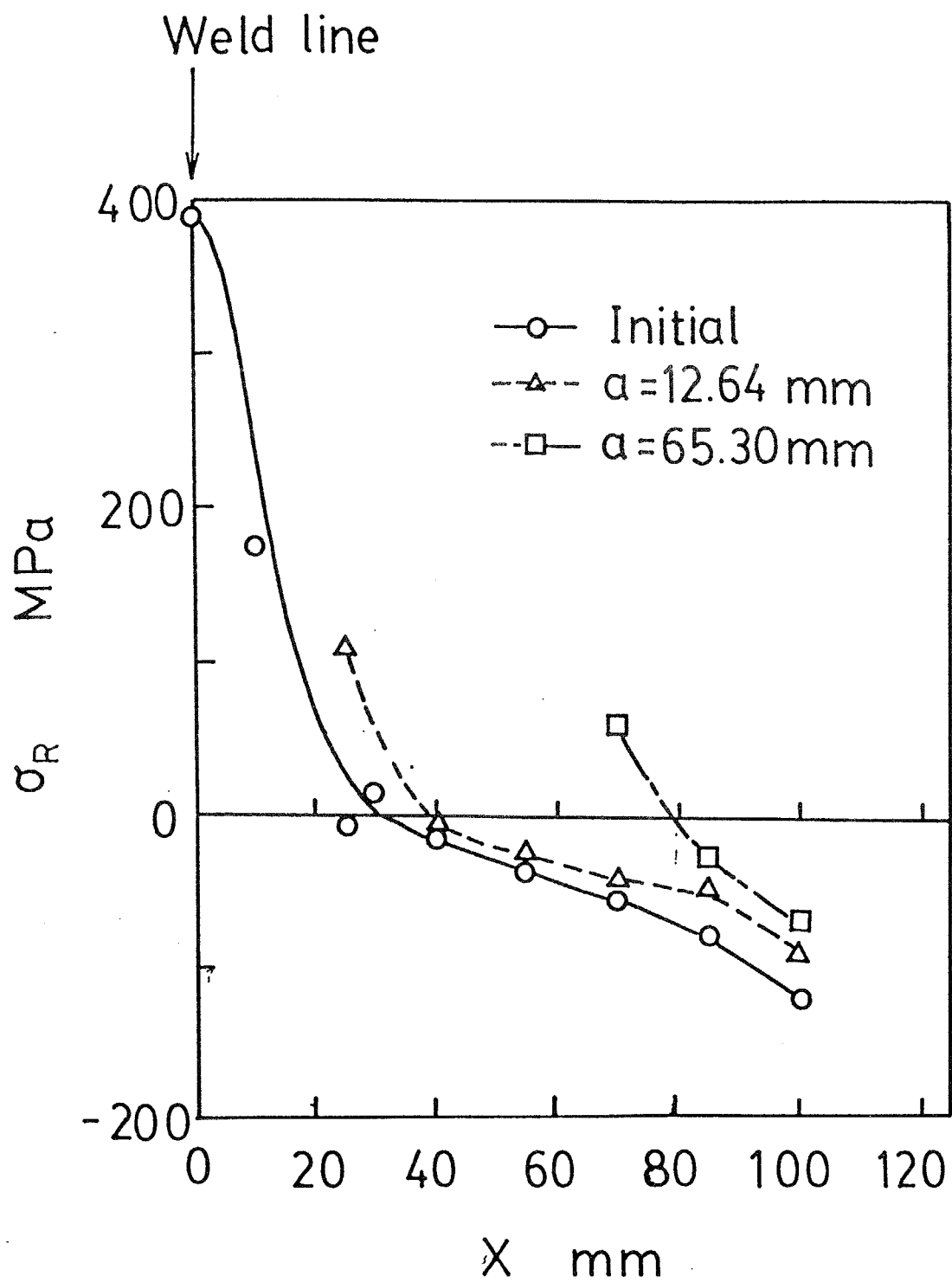
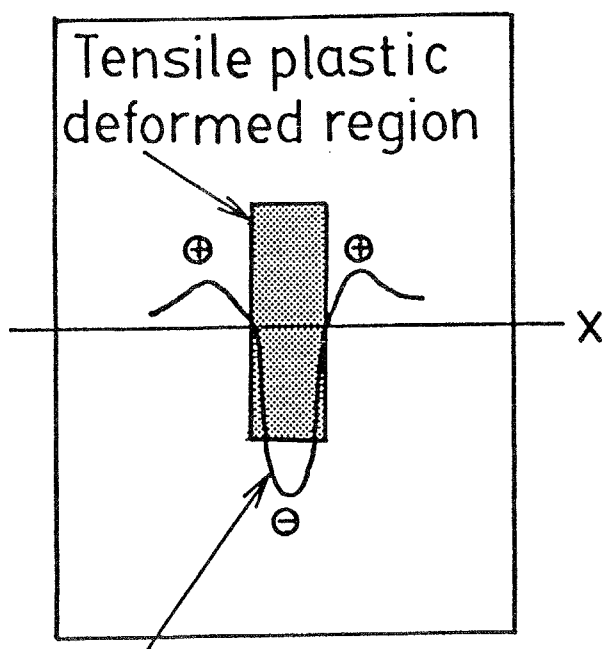
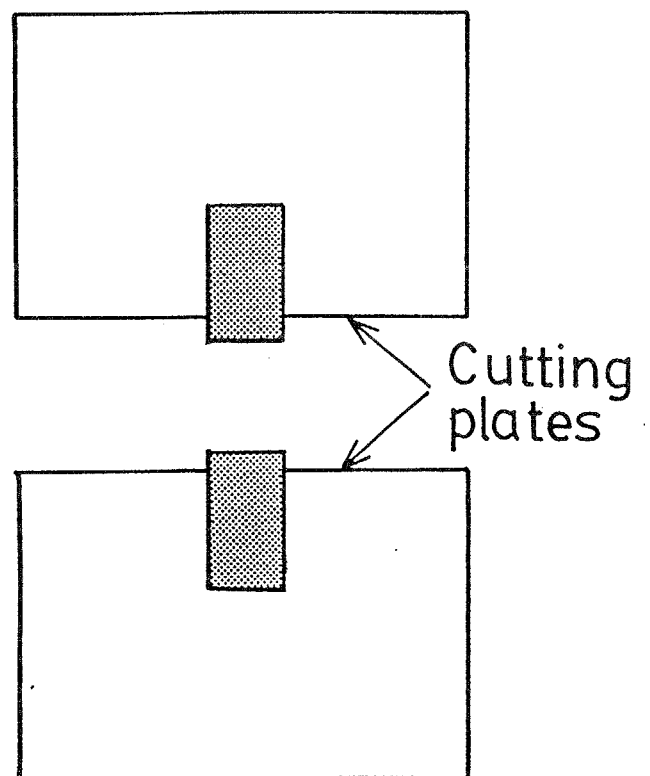


図1-9 北川らによるき裂進展に伴う残留応力再配分実測結果⁽³⁸⁾



Residual stress distribution

(a)



(b)

図 1-10 小林らによる残留応力解放によるき裂閉口の概念図⁽⁵⁴⁾

第2章 き裂進展による残留応力 再配分の影響

2-1 緒 言

第1章緒論で述べたように、溶接や塑性加工、熱処理、などが原因で生じた残留応力を有する実構造物の疲労寿命予測や構造健全性保証を行う際には、疲労き裂進展特性に及ぼす残留応力の影響を定量的に評価する必要がある。これを定量的に評価した従来の研究の多くは、重ね合わせの原理を用いて残留応力の応力拡大係数を解析し、それによる実質的な応力比の変化として取扱っている^{(1)~(10)}。しかし、これらの研究では、いずれも無限板の境界条件に近い試験片形状を用いており、き裂進展による残留応力再配分の影響が、この評価方法にどのように影響を及ぼすかは明らかにされていない。また、溶接継手においては、き裂進展に及ぼす影響因子として、残留応力の他に力学的および金属組織学的性質の変化などがある。

そこで、本章では炭素鋼の突き合わせ溶接継手について、き裂進展による残留応力再配分の無視できないコンパクト試験片（以下CT試験片と略記）を溶接金属中を溶接線に沿ってき裂が進展する方位に作成し、き裂進展特性の評価を母材と比較して行い、残留応力の評価法に関してき裂進展による残留応力再配分の影響の観点から定性的な考察を加えた。さらに、試験片厚さを変えて、き裂進展特性に及ぼす厚さ方向に分布した残留応力およびき裂わん曲の影響も併せて考察した。

2-2 供試材および実験方法

材料は高圧配管用炭素鋼鋼管STS42である。化学成分および力学的性質をそれぞれ表I、IIに示す。外径508mm、肉圧32.5mmの大口径鋼管を900°C、30分の焼きならし処理後、長手方向を管軸方向と一致させた幅100mm、厚さ27mm、長さ600mmの平板を切り出した。母材試験片として、この平板から幅 $W=51$ mm、厚さ $B=6$ mmのCT試験片を板厚中央より作成した。溶接継手はこの平板2枚をX開先、表側5層で裏はつり後、裏側4層で長手方向にサブマージアーク溶接法による突き合わせ溶接を行った。溶接条件を表IIIおよび図2-1に示す。溶接継手試験片は、この突き合わせ溶接継手から溶接金属中を溶接線に沿ってき裂が進展する図2-2の方位に幅 $W=50.8$ mm、厚さ $B=6$ および25mmのCT試験片を板厚中央から作成した。

疲労試験には電気油圧式サーボ試験機を用いた。繰返し速度は5~60Hz、繰返

し負荷外力の応力比 $R^L = 0.05$ である。き裂長さは読み取り顕微鏡を用い、試験片両表面で測定した。試験後に破面を開き、き裂わん曲が認められた場合には、試験片表面で測定したき裂長さを厚さ方向5点平均値を用いて修正した。実験は、繰返し負荷外力による応力拡大係数範囲 ΔK^L 漸減試験、 ΔK^L 漸増試験および ΔK^L 一定試験を行った。荷重漸減試験条件は、ASTM E 647規格をほぼ満足するように配慮した。試験に際して、ほぼ一定のき裂長さ増分 $\Delta a (=0.3\text{mm})$ ごとに、引き算回路を用いた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）を用いてき裂開口比 $U = (P_{\max} - P_{op}) / \Delta P$ を測定した。ここで、 $P_{\max}$ 、 ΔP 、 P_{op} はそれぞれ繰返し負荷外力の最大荷重、荷重振幅、き裂開口荷重である。

2-3 実験結果

2-3-1 母材と溶接継手の比較

試験片厚さ $B = 6\text{mm}$ の場合について、溶接継手試験片および母材試験片のき裂進展速度 da/dN と応力拡大係数範囲 ΔK^L の関係を図2-3に示す。溶接継手の ΔK^L は繰返し負荷外力の応力拡大係数範囲で、残留応力を考慮していない。溶接継手の結果は母材の結果よりも減速側に位置する。また、同じ方位の片側切欠き試験片の結果と同様に(12)、き裂進展速度がいったん大きく減速し、その後に回復するという挙動(11)~(13)は認められない。き裂進展速度の中間領域では、同一の da/dN に対する溶接継手と母材の ΔK^L の差はほぼ $12\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 一定であるが、下限界応力拡大係数範囲 ΔK_{th} は溶接継手が $14.8\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 、母材が $9.1\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ であり、両者の差は約 $6\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ と半減している。

図2-3に示したき裂進展速度の測定結果を、BFS法で測定した開口比 U を用い、有効応力拡大係数範囲 $\Delta K_{eff} = U \Delta K^L$ で表示して図2-4に示す。母材と溶接継手の結果は、塑性誘起き裂閉口が支配的なき裂進展速度の中間領域ではほぼ一致しており、き裂進展に及ぼす残留応力の影響がき裂開閉口に注目すれば説明できるという研究報告(8)、(11)、(14)~(17)と一致している。しかし、酸化物誘起き裂閉口が支配的な下限界近傍では、母材の結果が明確な下限界挙動を示し、下限界有効応力拡大係数範囲が認められるのに対して、溶接継手の結果は両対数直線関係が維持されている。したがって、図2-3とは逆に溶接継手の結果が母材よりも加速側となり、き裂開閉口挙動の

差異では説明できない。

母材と溶接継手の試験後の破面を図2-5に示す。図2-5 (a)の母材の破面は下限界近傍のみならず、全体に酸化物が付着している。図2-5 (b)の溶接継手の破面は下限界近傍のみに酸化物が付着している。すなわち、フレッチング酸化物の生成量が両者で異なることがわかる。

2-3-2 試験片厚さの影響

突き合わせ溶接継手の厚板とはほぼ同じ試験片厚さ $B=2.5\text{ mm}$ の溶接継手のき裂進展速度 da/dN と繰返し負荷外力の応力拡大係数 ΔK^L の関係を、 $B=6\text{ mm}$ の母材および溶接継手の結果と比較して図2-6に示す。き裂長さを試験片表面で測定した溶接継手の $B=2.5\text{ mm}$ の結果は $B=6\text{ mm}$ の結果（図中破線）よりも加速側に、母材の結果（図中実線）よりも減速側に位置する。

図2-6において $\Delta K^L \div 20\text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ から荷重漸減試験を行った結果（図中○印）と、き裂進展が ΔK_{th} に至った後に $\Delta K^L \div 20\text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ となるように荷重を設定し、その値から荷重漸増試験を行った結果（図中●印）では、 $\Delta K^L \div 20\text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ でき裂進展速度の不連続が認められる。しかし、この試験片の破面は図2-7に示すように、荷重漸減に伴い次第にき裂わん曲が生じ、荷重漸増時にき裂わん曲が減少しており、試験片表面で測定したき裂長さやその増分は試験片内部の正確な情報になっていない。そこで、き裂長さに厚さ方向5点平均値を用い、き裂長さおよびその増分を線形補間法により修正した（図中△印）。この結果にはき裂進展速度の不連続が認められず、また塑性誘起き裂閉口が支配的なき裂進展速度の中間領域（ 10^{-8} m/cycle 以上）では厚さ $B=6\text{ mm}$ の溶接継手の結果（図中破線）とはほぼ一致している。

図2-8に $B=2.5\text{ mm}$ の溶接継手のき裂進展速度 da/dN と有効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} の関係を示す。図2-7の $da/dN-\Delta K^L$ 関係と比較して、 $da/dN-\Delta K_{eff}$ 関係のばらつきは大きくなる。また、下限界近傍では、試験片表面で測定したき裂長さの結果と5点平均値を用いて修正した結果のいずれもが $B=6\text{ mm}$ の結果（図中破線）よりも減速側、母材の結果（図中実線）よりも加速側に位置している。

2-3-3 き裂開閉口のき裂進展に伴う変化

試験片厚さ $B=2.5\text{ mm}$ の試験片について、繰返し負荷外力の応力拡大係数範囲

$\Delta K^L = 20.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 一定とした試験で測定したBFS法による開口比 U とき裂長さ比 a/W の関係を図2-9に示す。開口比はき裂進展に無関係にほとんど変化せず、母材の測定値 $U=0.9$ よりも小さい。これに対応して、き裂進展速度 da/dN もほとんど変化がなく、 $B=6 \text{ mm}$ の溶接継手の $\Delta K^L \doteq 20 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ の値とほぼ同じであった。破面観察の結果、初期にき裂わん曲がわずかに認められたが、き裂進展に伴いわん曲は減少していた。

2-4 考 察

2-4-1 CT試験片における残留応力の影響評価

図2-1の方位に作成したCT試験片の場合、溶接線に直角にき裂が進展する場合（き裂進展速度がいったん大きく減速し、その後に回復するという挙動）と異なるき裂進展挙動を示した。この原因として、き裂進展による残留応力の再配分の相違が指摘されている⁽¹⁶⁾。しかし、重ね合わせの原理に基づく立場では、き裂進展による残留応力の再配分は、基本的には初期残留応力分布から重ね合わせの原理を用いて解析できる。したがって、重ね合わせの原理に基づく立場では、上記のき裂進展挙動も初期残留応力場から説明できなければならない。図2-1の方位に作成したCT試験片の場合の定性的な残留応力分布を図2-10に示す⁽¹⁶⁾。初期残留応力場から重ね合わせの原理を用いて残留応力の応力拡大係数 K_R を解析する具体的な手法は、き裂面に垂直な初期残留応力 σ_{ry} と符号が異なる同じ大きさの分布力をき裂面に負荷した際の応力拡大係数を得ることに帰着する。しかし、残留応力は試験片全体でつり合いを保っている。したがって、この初期残留応力 σ_{ry} による分布力をき裂面に負荷することは、き裂進展により、き裂面に水平な初期残留応力 σ_{rx} が解放されるために生じる曲げモーメントを負荷することに等しい⁽¹⁸⁾⁽¹⁹⁾（図2-11参照）。ゆえに、以後は初期残留応力として σ_{rx} についてのみ考える。

CT試験片を2重片持ち梁試験片とみなし、初期残留応力 σ_{rx} による応力拡大係数を近似する。単位厚さ当たり M のモーメントが負荷された場合、残留応力の応力拡大係数 K_R は次式となる。

$$K_R = 2\sqrt{3M/H^{3/2}} \quad (2-1)$$

ここで、 H は梁の高さである。初期残留応力 σ_{rx} によるモーメント M はき裂長さによ

らず一定である。すなわち，初期残留応力による残留応力の応力拡大係数はき裂長さによらず一定の負の値になる。したがって，溶接継手の真の応力比 R_r は K_R だけ変化して次式となる。

$$R_r = (K_{L_{1n}} + K_R) / (K_{L_{2x}} + K_R) \quad (2-2)$$

ここで， $K_{L_{1n}}$ は繰返し負荷外力の最小応力拡大係数， $K_{L_{2x}}$ は繰返し負荷外力の最大応力拡大係数である。本実験においては， $K_{L_{1n}} \div 0$ ($R=0.05$) であるから， $R_r < 0$ となる。き裂に負荷される変動応力のうち正の変動範囲だけがき裂進展に対して有効であると考えれば，真の応力拡大係数範囲 ΔK_r は次式で表わされる。

$$\Delta K_r = K_{L_{2x}} + K_R \quad (2-3)$$

すなわち，負荷外力だけに注目し，真の応力拡大係数範囲 $\Delta K_r = K_{L_{2x}} - K_{L_{1n}} \div K_{L_{2x}}$ とすれば， K_R だけ ΔK_r が過大評価され，き裂進展速度は母材と比較して減速側となる。

図2-3に示したように，溶接継手の $da/dN - \Delta K^L$ 関係はき裂長さによらず，母材のそれよりも ΔK^L で約 $12\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ だけ平行移動した結果になっている。これは，過大に評価される真の応力拡大係数範囲（この場合，残留応力の応力拡大係数 K_R ）が，き裂長さによらずほぼ一定であることを示しており，式(2-1)から定性的に予想される挙動と一致している。すなわち，き裂進展による残留応力の再配分を無視できないCT試験片についても，初期残留応力分布からき裂進展速度の変化(K_R の変化)を予測できる。

圧縮残留応力場でき裂進展速度が減速される理由として，き裂進展による圧縮残留応力の解放（圧縮ひずみの解放）は，き裂開口応力拡大係数 K_{op} の上昇すなわちき裂開口比 U ($U = (P_{max} - P_{op}) / \Delta P$) の下降（き裂面が接触しやすくなる）をもたらすことが指摘されている(12)。(13)。(15)。(16)。そこで，とりあえずこの U の減少が応力比変化の効果の見かけ上の現象であると仮定して K_R を推定し，圧縮ひずみ解放の影響を定性的に推定してみる。

実験で負荷した応力比は $R^L \div 0$ であるが，実際には K_R のために真の応力比は $R_r < 0$ となる。応力比が負の場合，最大応力拡大係数 $K_{L_{2x}}$ で無次元化したき裂開口応力拡大係数 $K_{op} / K_{L_{2x}}$ は，応力比や $K_{L_{2x}}$ に無関係にほぼ一定値になる(20)。したがって，母材と溶接継手において，真のき裂開口応力拡大係数をそれぞれ K_{op} ， K_{opr} とすると，次式が成立する。

$$K_{op} / K_{L_{2x}} \div K_{opr} / (K_{L_{2x}} + K_R) \quad (2-4)$$

さらに，溶接継手の開口比 U_r は次式で表わされる。

$$U_r = \{1 - K_{op,r} / (K_{max}^L + K_R)\} / (1 - R_r) \quad (2-5)$$

式(2-5)から、 U_r は、負荷の応力比が $R \doteq 0$ であるにもかかわらず、真の応力比が $R_r < 0$ であるために、母材の $R^L = 0$ の値よりも見かけ上過大評価され得ることがわかる。式(2-5)および $R^L \doteq 0$ 、 $\Delta K^L \doteq K_{max}^L$ を式(2-4)に代入すると、次式が得られる。

$$K_R \doteq (U_r / U - 1) \Delta K^L \quad (2-6)$$

ここで、 U 、 U_r はそれぞれ母材および溶接継手の開口比である。式(2-6)に実測した開口比をそれぞれ代入して K_R を求めた。結果を図2-12に示す。 K_R はき裂長さに無関係にはほぼ一定値であり、その値は図2-3に示した、母材と溶接継手の $da/dN - \Delta K^L$ 関係の平行移動の差 $12 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ とほぼ一致している。すなわち、本試験結果の範囲内では、圧縮残留応力場をき裂が進展する場合、実測される開口比の減少（き裂開口応力拡大係数 K_{op} の上昇）は残留応力の応力拡大係数を考慮した応力拡大係数範囲に圧縮の応力拡大係数範囲が含まれることによる見かけ上のものであり、本質的には応力比効果で説明可能であることが明らかになった。

2-4-2 試験片厚さの影響

試験片厚さ $B = 2.5 \text{ mm}$ の場合、図2-7に示したように、き裂わん曲が生じる。わん曲形状と残留応力 σ_{Ry} の試験片厚さ方向分布形状の類似性から、わん曲はこの厚さ方向に分布した残留応力 σ_{Ry} に起因していると考えられる。前述したように、き裂がわん曲した試験片で、き裂長さの厚さ方向5点平均を用いて修正した $da/dN - \Delta K^L$ 関係は、き裂進展速度の中間領域で $B = 6 \text{ mm}$ の溶接継手の結果とほぼ一致する。したがって、厚さ方向に分布する残留応力はき裂わん曲にのみ寄与し、厚さ方向の平均き裂進展速度は幅方向に分布する残留応力によって支配されていると判断できる。これは、CT試験片でき裂がわん曲した場合、わん曲を減少させるようなき裂前縁に沿った応力拡大係数の再配分が生じるという報告^{(21)・(22)}から推察できるように、厚さ方向に分布する残留応力の影響と応力拡大係数のき裂わん曲による再配分がちょうどつり合う結果と考えられる。

2-4-3 下限界特性

図2-3あるいは図2-4において、残留応力の応力拡大係数 K_R を考慮すると、

き裂進展速度の中間領域では溶接継手のき裂進展速度は母材の結果と一致するが、下限界近傍では加速側となった。これは、溶接金属の強度が母材の強度よりも高く、フレッチング酸化物の生成が抑制され、酸化物誘起き裂開口が生じにくくなったためであると考えられる。したがって、残留応力分布や強度分布が未知の構造物のき裂停留を評価する場合、破面接触の生じない高い応力比の母材のき裂進展速度の特性を外挿して用いれば安全側の評価となるが、それ以外の低い応力比のき裂進展速度を用いると、微視組織の差異によって危険側の評価になり得ることが予想される。

2-5 結 言

突き合わせ溶接継手の溶接金属中を溶接線に沿ってき裂が進展する方位に作成したCT試験片を用いて、疲労き裂進展特性を母材のそれと比較して検討した。得られた結果を要約すると以下のとおりである。

(1) き裂進展による残留応力の再配分の無視できないCT試験片においても、初期残留応力分布からき裂進展特性を予測できる。

(2) 圧縮残留応力場をき裂が進展する場合、測定されるき裂開口応力拡大係数 K_{op} の上昇は見掛け上のものであり、本質的には応力比効果に他ならない。

(3) 厚さ方向に分布する残留応力はき裂わん曲にのみ寄与し、厚さ方向の平均き裂進展速度は幅方向に分布する残留応力によって支配される。

(4) 残留応力の寄与を考慮すると、き裂進展の下限界近傍では溶接継手のき裂進展速度は母材の結果よりも加速側となる。

文 献

- (1) Glinka, G. , ASTM STP, 677, 198, (1979).
- (2) Vorman, G. A. , ASTM STP, 687, 89, (1979)
- (3) Jones, A. T. and Callabresi, M. L. , Eng. Fract. Mech. , 11, 675, (1980).
- (4) Cathey, W. H. and Grandt, Jr., A. F. , Trans. ASME, J. Mat. Tech. , 11, 675, (1979).
- (5) Rybicki, E. F. , R. B. Stonesifer and Olson, R. J. , Trans. ASME, J. Press. Vess. , Tech. , 103, 66, (1981).
- (6) Paker, A. P. , ASTM STP, 776, 13 (1982).
- (7) Nelson, D. V. , ASTM STP, 776, 172, (1982).
- (8) 本田和男, 鳥居太始之, 戸井詔彦, 元木克行, 材料, 31, 908, (1982).
- (9) Tada, H. and Paris, P. C. , Int. J. Fract. , 21, 279 (1983).
- (10) Wu, X. R. and Carlsson, J. , Eng. Fract. Mech. , 21, 279, (1984).
- (11) 森猛, 堀川浩甫, 溶接学会論文集, 1, 436 (1983).
- (12) 村上理一, 秋園幸一, 溶接学会論文集, 2, 714, (1984).
- (13) 竹園茂男, 佐藤晶宏, 田北勝彦, 材料, 32, 1150 (1983).
- (14) 福田収一, 渡秀二, 堀川浩甫, 日本機械学論文集, A-47, 384, (1984).
- (15) 橘内良雄, 日本機械学会論文集, A-47, 677, (1981).
- (16) 橘内良雄, 材料, 32, 304 (1983).
- (17) 太田昭彦, 佐々木悦男, 鎌倉将英, 二瓶正俊, 小菅通雄, 金尾正雄, 稲垣道夫
溶接学会誌, 50, 161 (1981).
- (18) Bucci, R. J. , ASTM STP, 743, 28 (1981).
- (19) Nordmark, G. E. , Mueller, N. N. and Kelsey, R. A. , ASTM STP, 776, 44 (1981).
- (20) 小林英男, 日本機械学会論文集, A-49, 771 (1983).
- (21) Alam, J. and Mendelsen, A. , Int. J. Fract. , 23, 317 (1983).
- (22) Fenner, D. N. , and Abdul Mihsein, M. J. , Int. J. Fract. , 25, 121, (1984).

Table I . Chemical composition of STS42 (wt%).

C	Si	Mn	P	S
0.19	0.26	1.4	0.026	0.013

Table II . Mechanical properties of STS42

Yield strength (Mpa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)
379	544	33

Table III. Welding conditions

Groove	Doble V
Electrode	JIS YSF-W41 ($\phi 4.0$)
Welding position	Flat position
Welding current	600 A
Welding voltage	34 V
Welding rate	25~50 cm/min
Interpass temp.	100~150° C
No. of pass	9

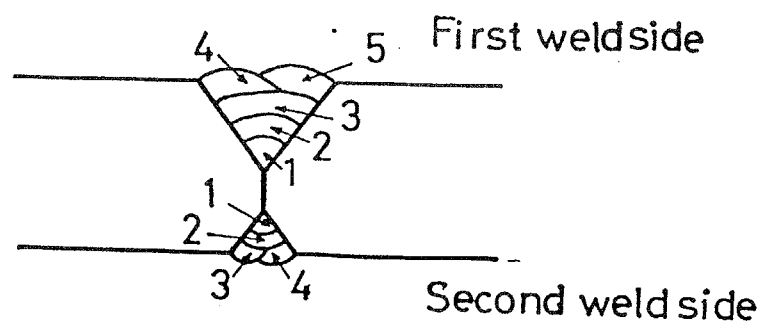
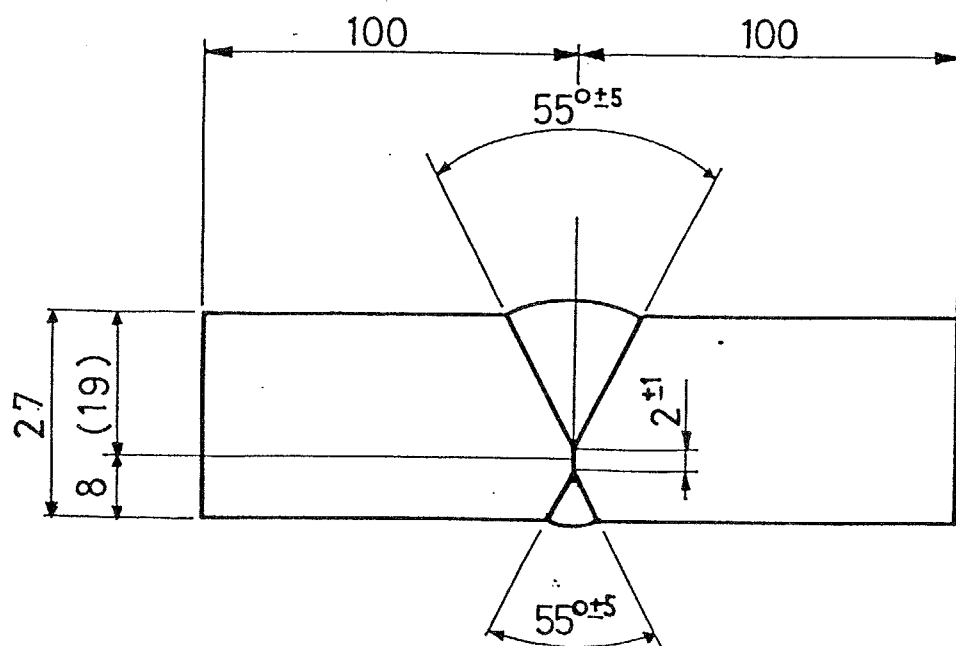


図 2 - 1 溶接部開先形状および溶接順序

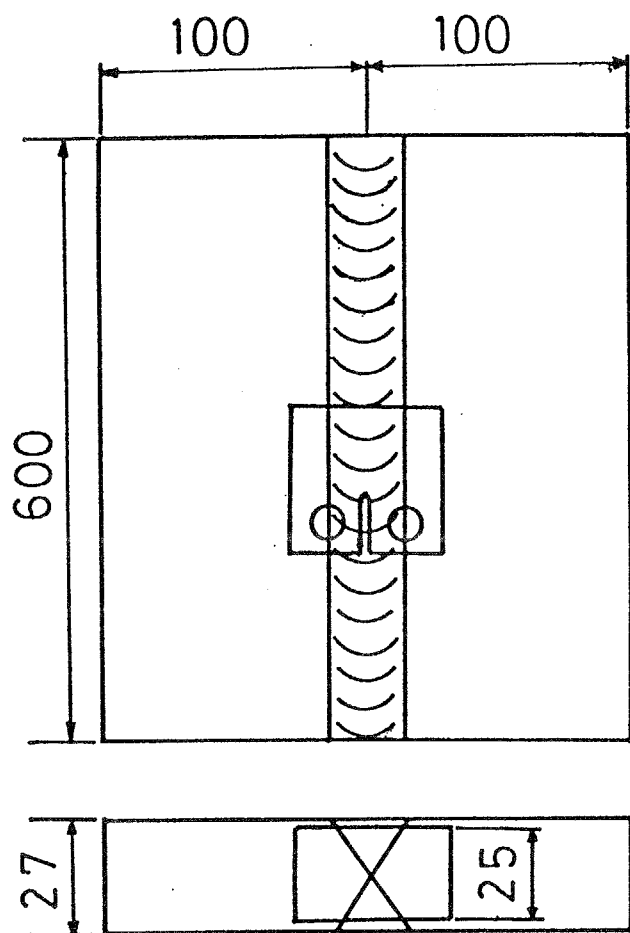


図 2 - 2 試験片採取方位

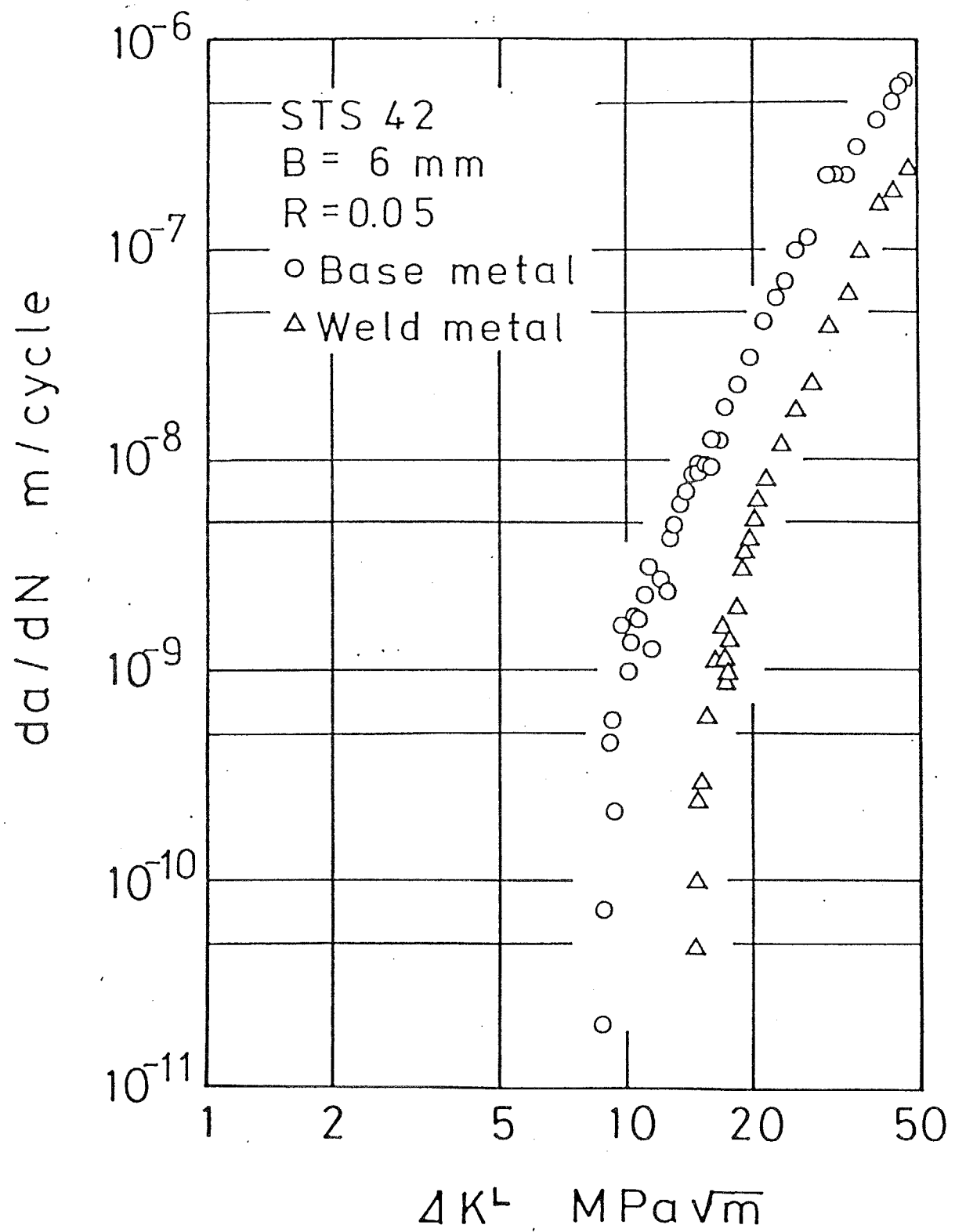


図 2 - 3 溶接継手 (B=6mm) と母材の $da/dN - \Delta K^L$ 関係の比較

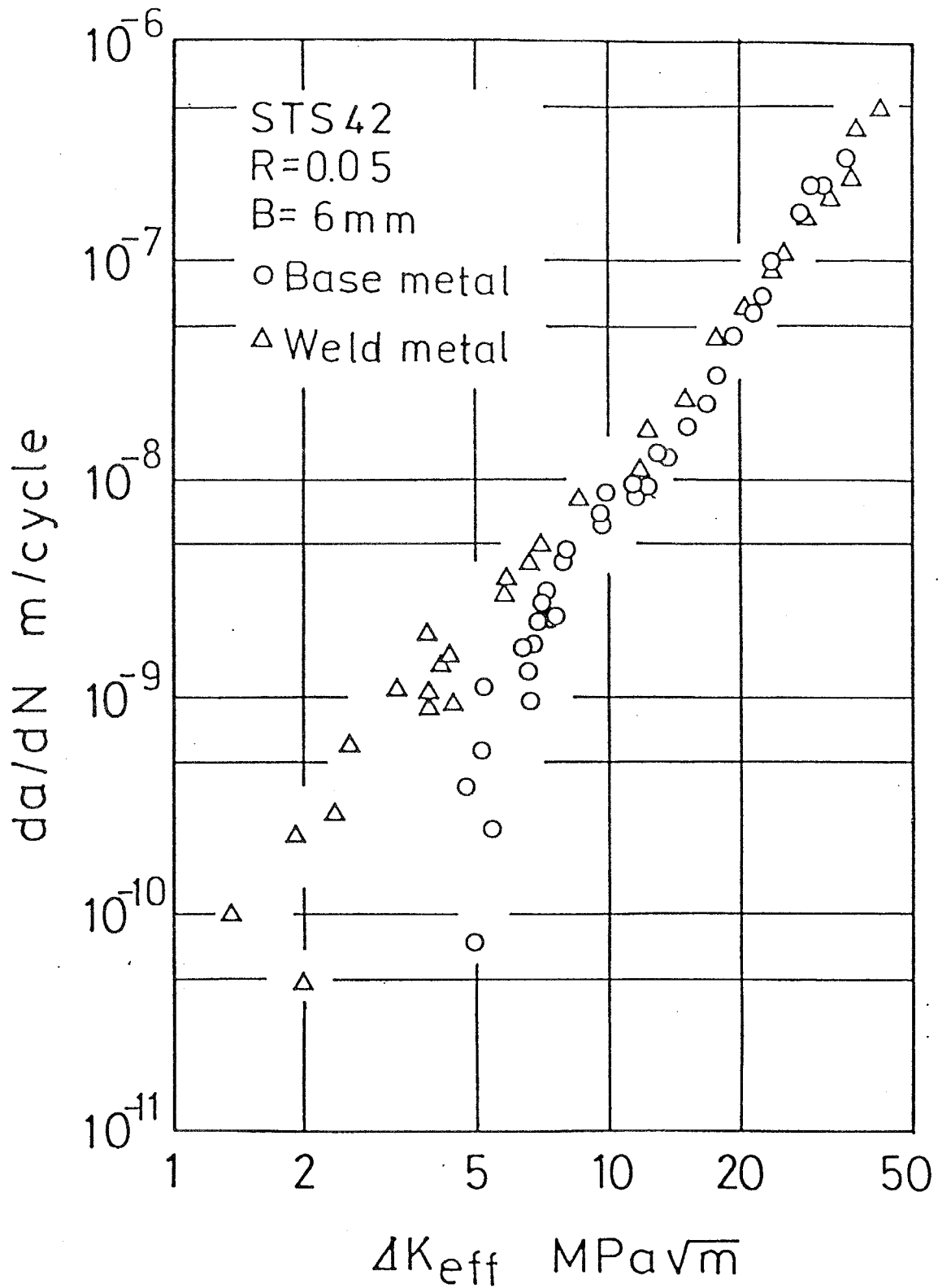
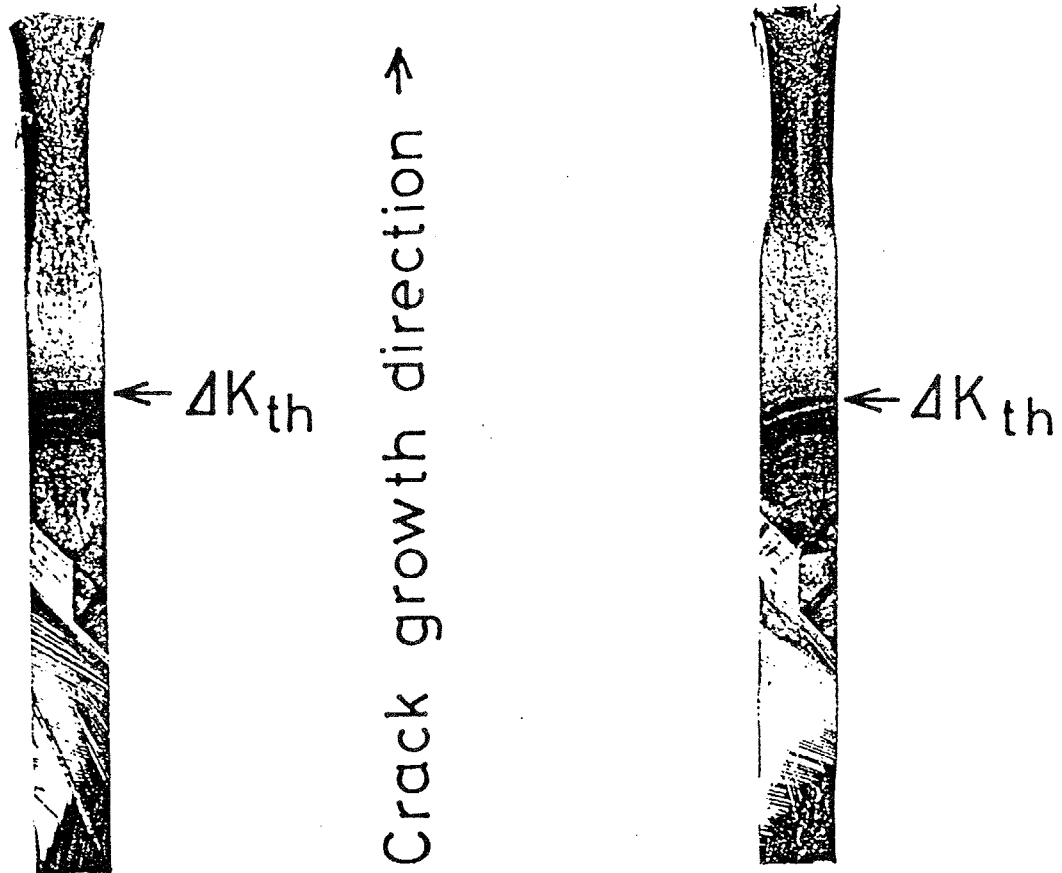


図 2 - 4 溶接継手 (B=6mm) と母材の $da/dN - \Delta K_{eff}$ 関係の比較



(a)
Base metal

(b)
Weld joint

図 2 - 5 母材と溶接継手 (B=6mm) の疲労破面の比較

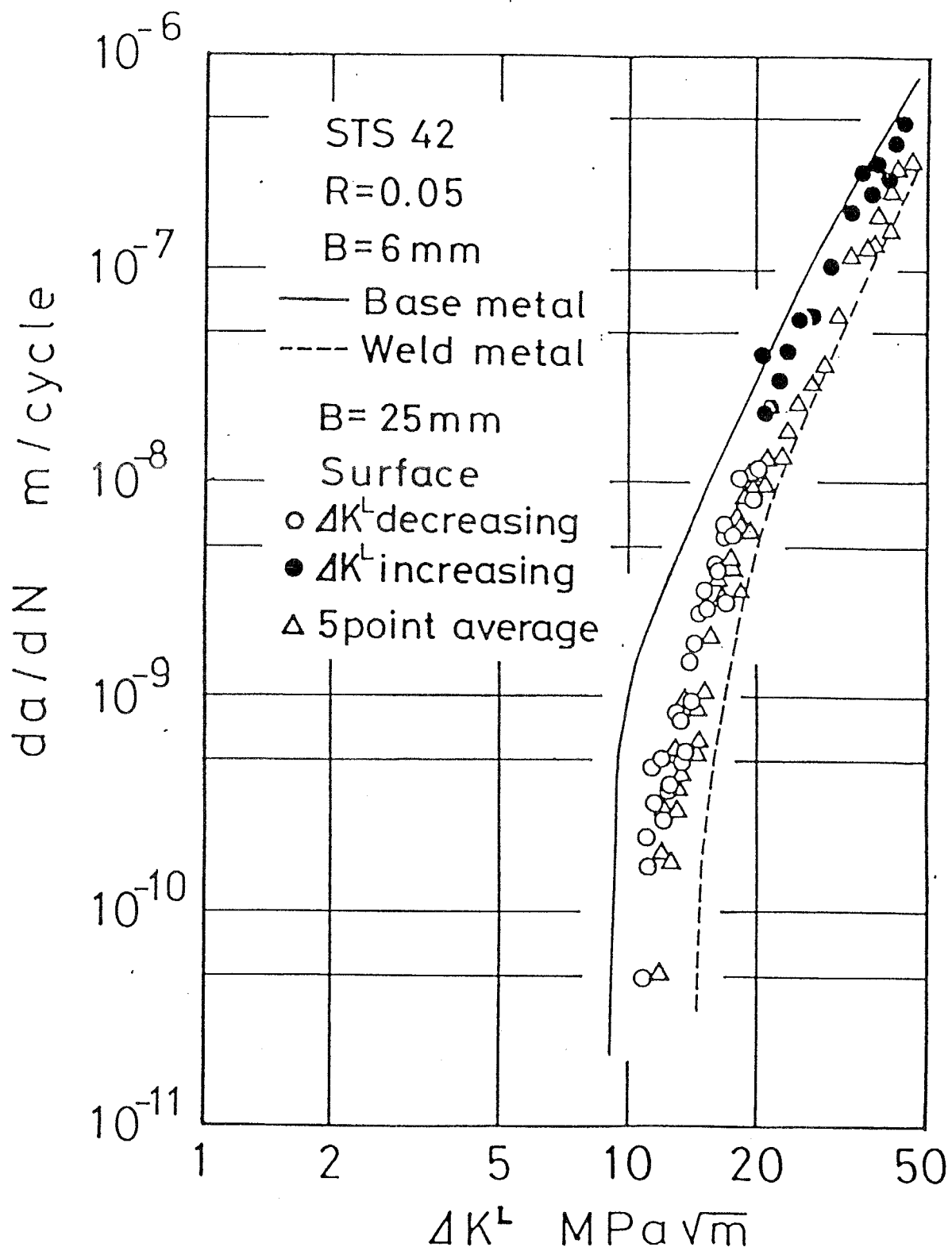


図 2 - 6 溶接継手 (B=25mm) と母材の $da/dN - \Delta K^L$ 関係の比較

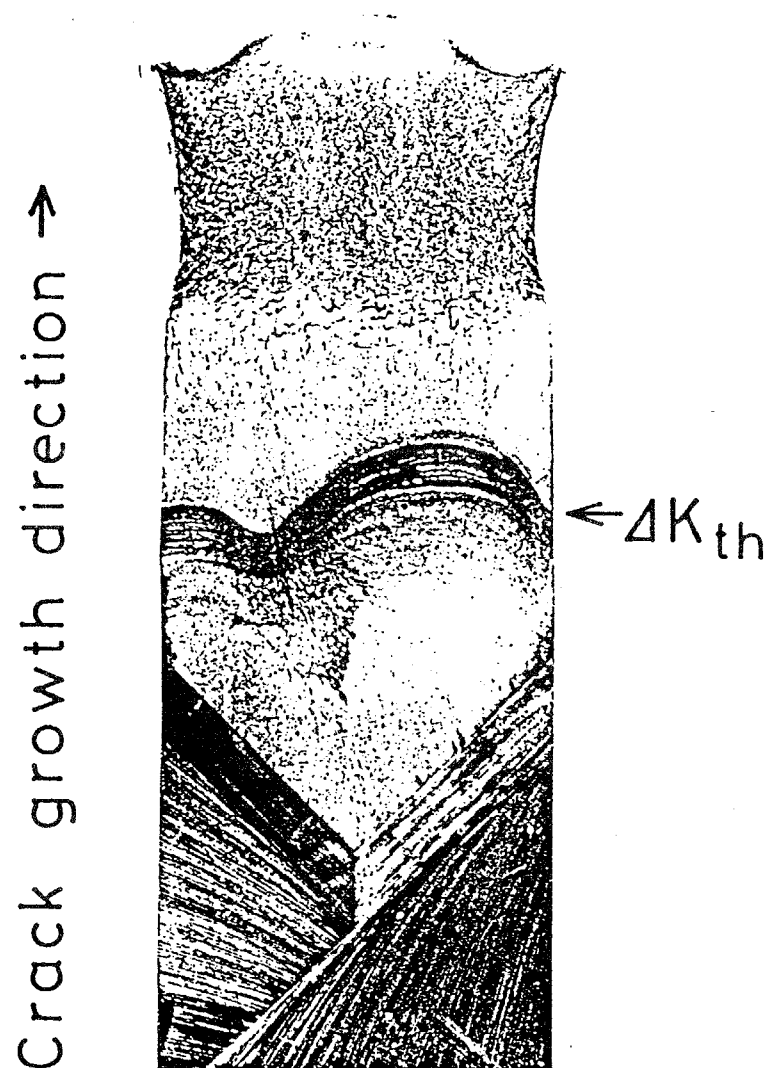


図 2 - 7 溶接継手 (B=25mm) の疲労破面

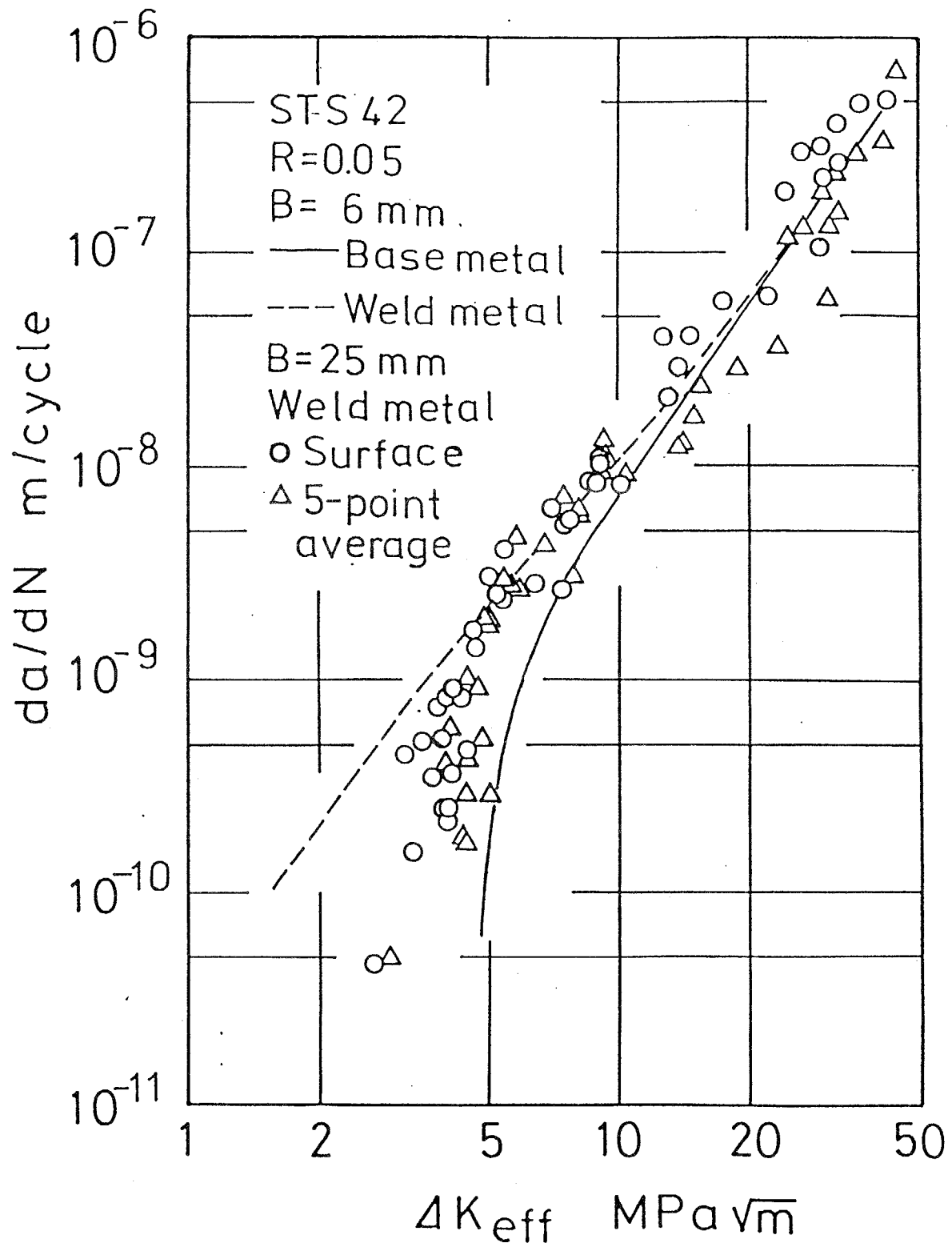


図 2 - 8 溶接継手 (B=25mm) と母材の $da/dN - \Delta K_{eff}$ 関係の比較

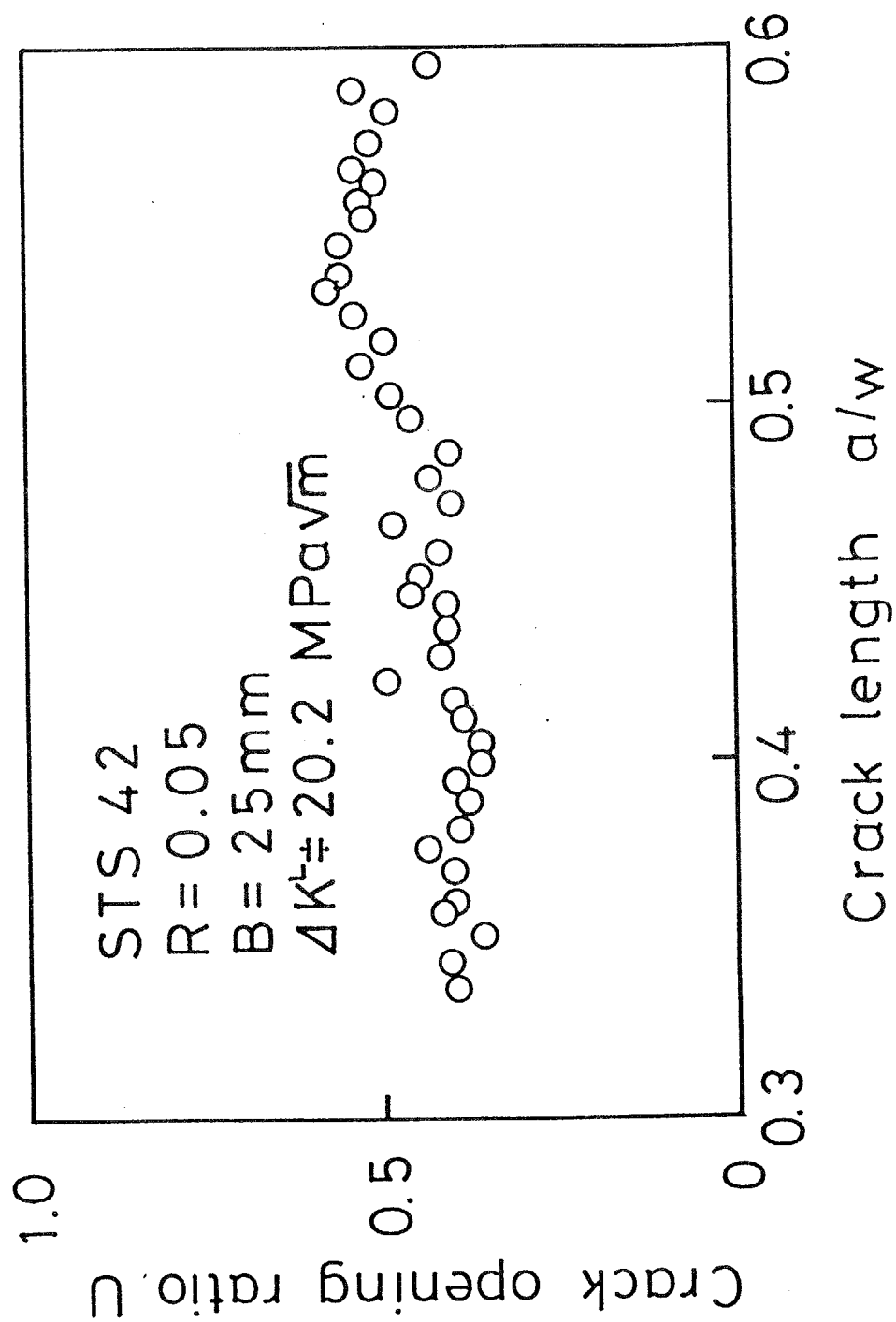


図2-9 溶接継手 ($B=25\text{mm}$) の開口比 U のき裂進展に伴う変化

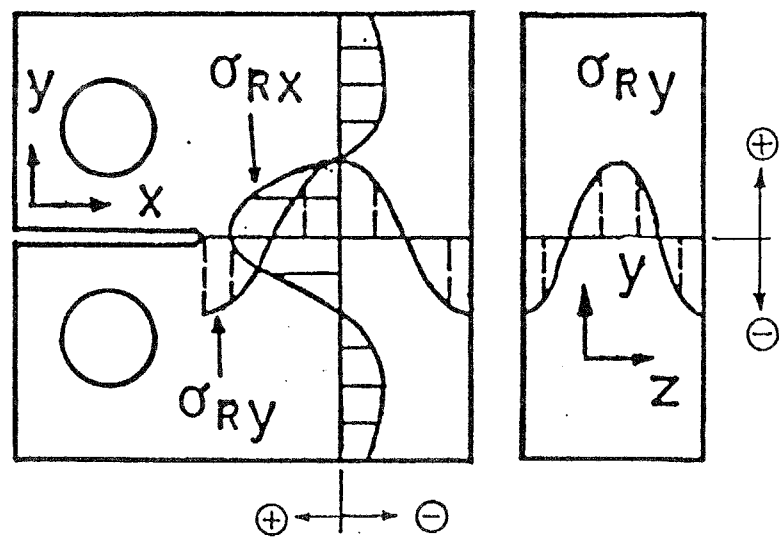


図 2-10 CT試験片の残留応力場の概念図

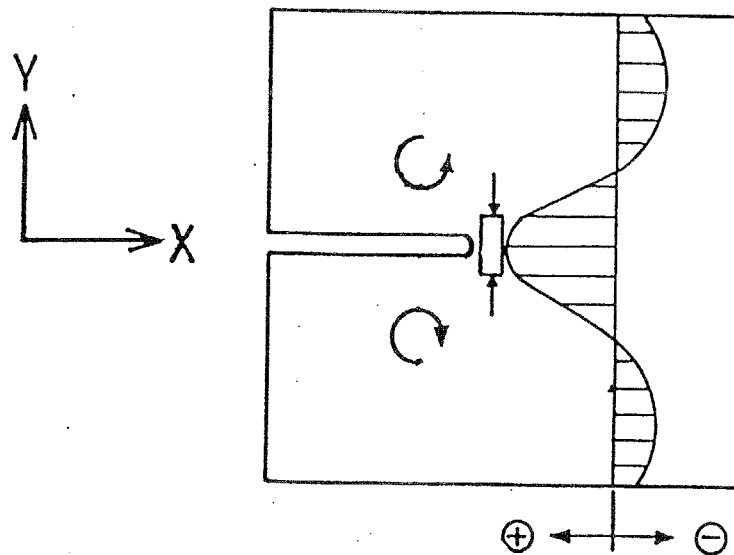


図 2 - 1 1 き裂進展による σ_{R_x} 解放に起因する曲げ応力の模式図

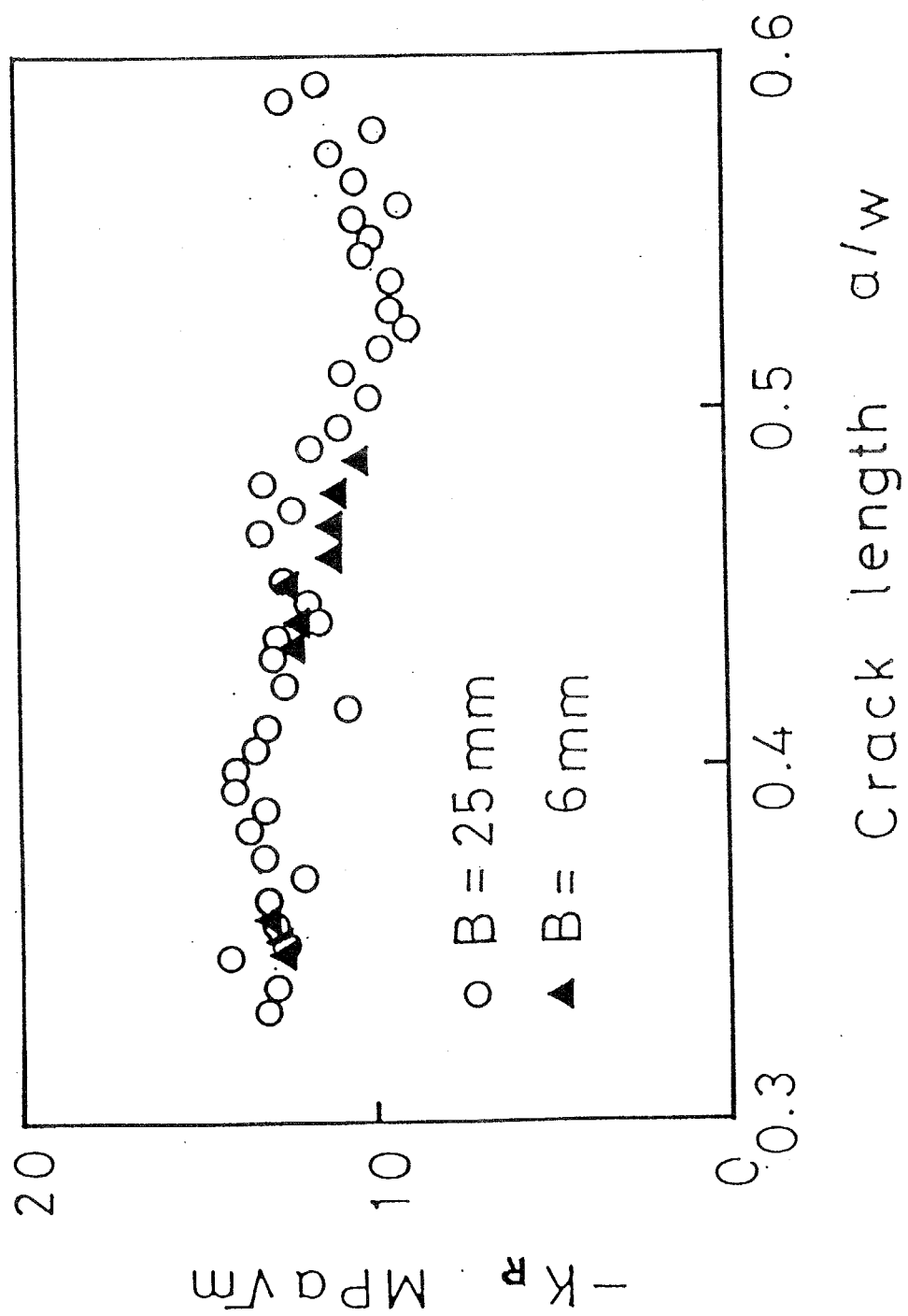


図2-12 残留応力の応力拡大係数のき裂進展に伴う変化

第3章 切欠き導入による 再配分残留応力の影響

3-1 緒 言

第2章では、残留応力場の疲労き裂進展速度の定量的予測方法として、残留応力の応力拡大係数の解析結果を用いる方法に着目し、き裂進展による残留応力の再配分の影響を、CT試験片を用いた実験と結果の検討から定性的に考察した。その結果、き裂進展による残留応力の再配分を考慮する必要性はなく、初期残留応力場をそのまま用いて残留応力の応力拡大係数を解析し、その解析結果を用いたき裂進展速度の評価が可能であることが定性的に明らかになった。また、き裂進展速度の下限界近傍では、溶接部の微視組織の母材との差異に起因するき裂進展速度への影響の存在が定性的に確認された。しかし、実構造物において、切欠きや欠陥、き裂などですでに再配分した残留応力場が与えられる場合があり、この場合には初期残留応力場から残留応力の応力拡大係数を解析する従来の方法ではき裂進展速度の予測ができない。また、CT試験片では、その構造上、荷重線（ピン穴中心）より外側の残留応力の影響評価は困難なことから定量的な確認は行っていない。このため、初期残留応力場から解析した残留応力の応力拡大係数の解析結果を用いる定量的評価方法^{(1)~(5)}やき裂進展に伴う残留応力の再配分を重視する方法^{(6)~(14)}、残留応力の効果をき裂開閉口の変化として評価する方法^{(6)、(8)、(13)、(17)}などの評価方法の関連や、定量的な優劣は明確にされていない。

そこで、本章では、疲労き裂進展に及ぼす残留応力の影響に関して、切欠きによってすでに再配分した残留応力場が与えられた場合の定量的評価方法の確立を目的とし、実験と解析を行った。LBB設計に資する観点から、配管用炭素鋼の突き合わせ溶接継手を供試材とし、き裂進展に伴う残留応力の再配分が無視できないCT試験片を採取して、実験に用いた。重ね合わせの原理に基づく検討を実施し、切欠き導入後の再配分残留応力場からCT試験片の残留応力の応力拡大係数を解析した。残留応力の効果を応力比の変化の効果としてき裂進展速度の予測を行い、実験結果と比較した。その結果、疲労き裂の場合にも小規模降伏状態であれば、重ね合わせの原理に基づいて切欠きによって再配分した残留応力場に基づく残留応力の応力拡大係数の解析結果を用いる方法が有効であることを定量的に明らかにした。

3-2 重ね合わせの原理に基づく予測原理

線形弾性体の場合、重ね合わせの原理が成立することはよく知られている（付録A参照）。本章では、疲労き裂の場合にも小規模降伏状態であれば、重ね合わせの原理が成立すると仮定し、以下の定量的な評価方法を採用する。ただし、小規模降伏状態でなければ、き裂進展による残留応力の解放と同時に、応力繰返しに伴う残留応力の緩和が顕著に生じ、重ね合わせの原理は成立しないと考えられる。

き裂のない場合の残留応力を初期残留応力と定義する。初期残留応力場をき裂が進展すると、き裂面の接触がなければ、き裂面上の残留応力は解放され、リガメントの残留応力は再配分する。重ね合わせの原理の概念図を図3-1に示す。き裂進展により再配分した残留応力場（図3-1(a)参照）は、図3-1(b)の初期残留応力場とき裂面上に初期残留応力と大きさが等しく、逆符号の分布力を負荷したときの応力場（図3-1(c)参照）をたし合わせたものに等しい。したがって、き裂進展により残留応力が解放されると、新たに応力拡大係数（応力特異性の強さ）が生じる。これは、図3-1(c)のき裂面に分布力を負荷したときに生じる応力拡大係数である。この残留応力の応力拡大係数 K_R は、重み関数 $m(a, x)$ を用いて、次式で計算できる^{(1)~(3)}。

$$K_R = \int_0^a \sigma_R(x) m(a, x) dx \quad (3-1)$$

ここで、 $\sigma_R(x)$ は初期残留応力場である。CT試験片に代表されるように、実際には、切欠きの導入あるいはき裂進展などですでに再配分した残留応力しか得られない場合がある。この場合にも、切欠きをき裂面接触のない理想的なき裂と見なすことによって、近似的な K_R が得られる。この概念図を図3-2に示す。ここで、図3-2では残留応力を最も簡単な対向集中荷重に置き換えて理想化している。

図3-2(a)の場合（き裂長さ $a+\Delta a$ ）、き裂面上の任意の位置 x に大きさ P の対向集中力を負荷したとき、き裂先端（ $a+\Delta a$ の位置）に強さ K_1 の応力特異性が生じる。同様に、(b)の場合（き裂長さ a ）、同様の対向集中荷重の負荷によって、 a の位置に強さ K_2 の応力特異性が生じる。図3-2(c)の場合（き裂長さ $a+\Delta a$ ）、 a から $a+\Delta a$ のき裂面上に(b)の場合と大きさが等しく、逆符号の強さ $-K_2$ の応力特異性を持つ分布力を負荷したとき、 $a+\Delta a$ の位置に強さ K_3 の応力特異性が生じる。(b)の応力、変位場と(c)の応力、変位場を重ね合わせれば、(a)の応力、変位場となる。したがって、応力特異性に関して、次式が成立する。

$$K_1 = K_3 \quad (3-2)$$

上記の集中力 P を初期残留応力場 $\sigma_R(x)$ に置き換えれば、図3-2(a)の場合が

$\sigma_R(x)$ から K_R を求める方法に相当し、図 3-2 (c) との両者の結果は等しい。すなわち、特定のき裂長さ（切欠き長さ） a_0 のときの再配分した残留応力場 $\sigma_R(x)$ が、き裂先端近傍の特異応力場を含め、正確に得られるならば、任意のき裂長さ a ($a > a_0$) のときの K_R は次式で計算できる。

$$K_R = \int_{a_0}^a \sigma_R(x) m(a, x) dx \quad (3-3)$$

したがって、CT 試験片の K_R は切欠き導入後の再配分残留応力場から解析することができる。

上記で得られた K_R が、繰り返し負荷の応力比を変化させると考えて、き裂進展速度を予測する。 K_R を考慮した真の応力拡大係数範囲 ΔK_r 、真の応力比 R_r は次式で定義される。

$$\Delta K_r = \Delta K^L \quad (3-4)$$

$$R_r = \frac{K_{\max}^L + K_R}{K_{\min}^L + K_R} \quad (3-5)$$

ここで、 $K_{\max}^L$ 、 $K_{\min}^L$ は繰り返し負荷外力の最大、最小応力拡大係数である。

残留応力場のき裂進展速度は、上記式 (3-5) の R_r と同じ応力比の繰り返し外力を負荷された残留応力のない場合のき裂進展速度に等しいと考える。したがって、き裂進展速度の予測に際しては、応力比をパラメータとした da/dN -応力拡大係数範囲 ΔK^L 関係のデータが必要である。

大路らは応力比をパラメータとした da/dN - ΔK^L 関係を用いる代わりに、 da/dN -有効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} 関係を用いることを提案している⁽⁵⁾。しかし、き裂開閉口は材料、測定方法によって大きく異なり、 da/dN - ΔK_{eff} 関係の定量的表示は今後に残された課題である⁽¹⁶⁾。また、Glinka⁽¹⁾ は応力比をパラメータとするき裂進展速度の表現方法として Forman の式を用いているが、Parker⁽³⁾ が指摘しているように、Forman の式では、き裂進展速度の中間領域よりも高い ΔK^L および低い ΔK^L の両端で近似が悪くなる。したがって、現状では、応力比をパラメータとした da/dN - ΔK^L 関係を直接用いる方が精度的に優れた予測となる。

き裂進展速度の評価は、場合によってもう少し簡単に扱うことが可能である。一般に、残留応力のない場合、高応力比の da/dN - ΔK^L 関係は、ほぼ da/dN - ΔK_{eff} 関係

に等しく、応力比の異なる $da/dN-\Delta K^L$ 関係の上限を与える^{(16)・(17)}。したがって、 $K_{min}^L+K_R>0$ の場合のき裂進展速度は、真の応力拡大係数範囲 ΔK_r 、真の応力比 R_r を次式とし、

$$R_r \rightarrow 1 \quad (3-6)$$

$$\Delta K_r = \Delta K^L = K_{max}^L - K_{min}^L \quad (3-7)$$

かつ高応力比の $da/dN-\Delta K^L$ 関係（上限値）を用いることにより、簡便かつ安全側の評価を行うことができる。一方、 $K_{min}^L+K_R \leq 0$ の場合のき裂進展速度は、 ΔK_r 、 R_r を次式とし、

$$R_r = 0 \quad (3-8)$$

$$\Delta K_r = K_{max}^L + K_R \quad (3-9)$$

かつ応力比が 0 の $da/dN-\Delta K^L$ 関係を用いることにより、予測できる。ただし、高応力比の $da/dN-\Delta K^L$ 関係（上限値）を用いると下限界近傍においても保守的な評価が可能である。本章では式(3-8)、(3-9)を用いて簡便な評価を行う。

3-3 実験方法と結果

供試材には原子力機器用炭素鋼配管 STS 42 を用いた。STS 42 の化学成分、力学的性質は前章表 I、II と同じである。配管用鋼管から平板を切り出し、突き合わせ溶接を行った。溶接条件も前章表 III と同じである。

図 3-3 を参照して、溶接継手から下記の 2 つの方法の CT 試験片を作成した。

(a) A 型試験片（図 3-3 (a) 参照）

溶接金属中を溶接線方向にき裂が進展する（C-L 方位、試験片幅 $W=50.8\text{mm}$ 、試験片厚さ $B=6\text{mm}$ および 25mm ）。

(b) B 型試験片（図 3-3 (b) 参照）

母材中を溶接線に垂直方向に、溶接線に向かってき裂が進展する（L-C 方位、試験片幅 $W=100\text{mm}$ 、 $B=7\text{mm}$ ）。

A 型試験片の場合、負荷 ΔK^L 一定試験（応力比 $R=0.05$ 、 $B=25\text{mm}$ ）と負荷 ΔK^L 漸減、漸増試験（ $R=0.05$ 、 $B=6\text{mm}$ ）を行った。後者の場合、き裂わん曲を避けるために、試験片を減厚した。実験方法と結果の詳細は前章と同じである。B 型試験片の場合、負荷 ΔK^L 一定試験（ $R=0.05$ ）を行った。

残留応力場のき裂進展速度を定量的に予測するために、A 型、B 型試験片について、

切欠き導入後に既に再配分した残留応力分布を、ひずみゲージを用いた切り抜き法によって測定した。測定結果（ y 軸方向残留応力 σ_{Ry} ）を図3-4（A型試験片， $B=6\text{ mm}$ ），図3-5（B型試験片， $B=7\text{ mm}$ ）に示す。ただし， x はCT試験片の荷重線（ピン穴中心）からの距離である。なお，A型試験片の σ_{Ry} （図3-4）は x 軸方向残留応力 σ_{Rx} に関連しており⁽⁴⁾，試験片厚さ（ $B=6$ および 25 mm ）によって大きく異なることはないと考えられる。

3-4 切欠きを考慮した予測方法

図3-4，3-5に示した残留応力の測定結果から，以下のように切欠き導入時の再配分した残留応力分布 $\sigma_R(x)$ を評価した。CT試験片の場合，再配分した残留応力は切欠き先端で強い応力集中を生じる。しかし，このような局所応力は実際に測定不可能であるから，実測した残留応力分布をそのまま用いることはできない。そこで，切欠き先端をき裂と見なし，近似的な残留応力場を求めた。切欠き長さ（近似的き裂長さ）を a_0 ，CT試験片の荷重線からの距離を x とし（ $x \geq a_0$ ），切欠き先端近傍の残留応力 $\sigma_R|_{x=a_0}$ を次式で表示する。

$$\sigma_R|_{x=a_0} = \frac{K_R^I}{\sqrt{2\pi(x-a_0)}} \quad (3-10)$$

ここで， K_R^I は切欠き導入時（ $a=a_0$ ）の残留応力の応力拡大係数である。

上記の $\sigma_R|_{x=a_0}$ を用いて，再配分した残留応力場 $\sigma_R(x)$ を次式で近似する。

$$\sigma_R(x) = \sigma_R|_{x=a_0} + \sum_{k=1}^n b_k \left(\frac{x}{W}\right)^k \quad (3-11)$$

ここで，右辺第2項は残留応力の各測定点で式(3-11)が成立するように，最小2乗法で決定した補正関数である。また，最もよい近似が得られるように， n の値を選択する。

式(3-10)の $\sigma_R|_{x=a_0}$ ， K_R^I は未知であり，実験的に評価した。本研究では，圧縮残留応力場（ $K_R < 0$ ， $K_{min}^I + K_R < 0$ ）をき裂が進展するから，式(3-8)，(3-7)が成

立する。溶接継手試験片に切欠きを導入した直後、繰返し負荷 ΔK_1 ($R=0.05$) におけるき裂進展速度 da/dN を測定する。一方、母材試験片の $da/dN-\Delta K^L$ 関係 ($R=0.05$) から、上記のき裂進展速度 da/dN に相当する ΔK_2 を読み取る。 K_R は式(3-9)から、次式で与えられる。

$$K_R = \Delta K_2 - \Delta K_1 \quad (3-12)$$

式(3-3)に式(3-11)を代入すれば、 K_R が計算できる。計算に際しては、コンパクト試験片の重み関数 $m(a, x)$ として、Mall-Newmanの次式を用いる⁽¹⁸⁾。

$$m(a, x) = \frac{2}{\sqrt{2\pi(a-x)}} \frac{1 + A_1 \Delta + A_2 \Delta^2}{(1-\Delta)^{3/2}} \quad (3-13)$$

$$\xi = a/W$$

$$A_1 = 3.57 + 12.5(1-\xi)^8$$

$$A_2 = 5.1 - 15.32\xi + 16.58\xi^2 - 5.97\xi^3$$

$$\Delta = (a-x)/(W-x)$$

残留応力場の疲労き裂進展速度の予測に際して、真の応力比 R_r 、真の応力拡大係数 ΔK_r として、式(3-8)、(3-9)を用いる。さらに、 $R^L=0$ の母材(残留応力がない場合)の $da/dN-\Delta K^L$ 関係が必要である。母材の $da/dN-\Delta K^L$ 関係には、A型およびB型試験片の方位に対応した、C-L方位($B=6\text{mm}$)およびL-C方位($B=12.5\text{mm}$)の結果を測定した。まとめて図3-6に示す。図中○印がA型試験片と同じC-L方位のき裂進展速度、△印がB型試験片と同じL-C方位のき裂進展速度である。

塑性誘起き裂閉口が支配的な比較的高い da/dN の領域($da/dN > 5 \times 10^{-8} \text{m/cycle}$)において、両方位の結果とも次式の両対数直線関係(Paris則)が成立する。

$$da/dN = 6.3 \times 10^{-12} (\Delta K^L)^{3.0} \quad (3-14)$$

一方、 ΔK^L の減少に伴い、 da/dN は式(3-14)の両対数直線関係から減速側に逸脱する。これは、破面粗さおよび酸化物誘起き裂閉口の寄与である。この領域では、 da/dN に対して試験片方位の影響が認められる。図より、B型試験片のL-C方位の方が加速側となる。なお、この材料(STS42)の場合、両対数直線関係の成立する比較的高い da/dN の領域において、応力比によるき裂進展速度の変化は認められない。したがって、式(3-14)が da/dN の全域にわたって、応力比 R および方位の異なる $da/dN-\Delta K^L$ 関係のほぼ上限を与える。

以上のことから、き裂進展速度の予測に際して、 $da/dN-\Delta K^L$ 関係として、下記の

2つを用い、比較検討した。

(a)式(3-14)の $da/dN-\Delta K^L$ 両対数直線関係。

(b)方位ごとの実際の $da/dN-\Delta K^L$ 関係。

3-5 結果と考察

式(3-12)から評価した切欠き導入時の残留応力の応力拡大係数は、A型試験片の場合が $K_R = -9.9\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 、B型試験片の場合が $K_R = -5.8\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ であり、無視できない大きさである。この結果を用いて、式(3-3)の重ね合わせの原理に基づき、残留応力の応力拡大係数 K_R を計算した。A型試験片の場合とB型試験片の場合を比較して、 K_R のき裂進展に伴う変化を図(3-7)に示す。図において、横軸はき裂長さ比 a/W 、縦軸は両者の変化を比較するために K_R を K_R^0 で無次元化した。A型試験片とB型試験片はいずれの場合でも圧縮残留応力場から引張残留応力場へ向けてき裂が進展して行く。しかし、 K_R の変化は両者で大きく異なる。この差異は、両者の残留応力の分布形状の差異に起因している。以下に述べる予測値のき裂進展速度の変化は、この K_R の変化を反映した結果である。また、図3-7に示したように、同じ圧縮残留応力場をき裂が進展する場合でも、残留応力分布形状が異なれば、残留応力の応力拡大係数 K_R の変化は大きく異なる。したがって、Glinka⁽¹⁾が残留応力場を矩形分布に近似したような、実際の初期残留応力分布を応力とモーメントの釣り合いから単純化した場合、正しい K_R が得られないことが予想される。

A型試験片の負荷の場合 ΔK^L 一定試験($\Delta K^L = 20.1\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$)の場合、 da/dN の予測結果と実験結果を比較して図(3-8)に示す。予測に際して、母材の $da/dN-\Delta K^L$ 関係のデータとして(a)を用いた結果を図中実線、(b)を用いた結果を図中破線で示す。実験結果の da/dN は同じ負荷 ΔK^L の母材の場合に対応する $da/dN = 5 \times 10^{-8}\text{m/cycle}$ よりも低く、かつ a/W に無関係にほぼ一定である。予測結果は実験結果とよく一致している。特に、破線の予測結果が良好である。本実験に用いた材料で、この da/dN の領域においては、酸化物誘起き裂閉口が生じ、 da/dN は式(3-14)の両対数直線関係から減速側に逸脱する。したがって、実線の結果は加速側の予測(安全側の予測)を与えるようになる。

B型試験片の負荷 ΔK^L 一定試験($\Delta K^L = 27, 34, 45, 55\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$)の場合、 da/dN の予測結果と実験結果を比較して図3-9に示す。実験結果の da/dN は同じ負荷 ΔK^L

の母材の場合に対応する da/dN よりも低く、き裂進展に伴い急激に低下し、停留に至る。その後、負荷の ΔK^I を増加させ、 ΔK^I 一定試験を継続すると再びき裂は進展し、き裂進展に伴い減速し、停留する。予測結果はこの実験結果とよく一致している。

A型試験片の負荷 ΔK^I 漸減、漸増試験の場合、 da/dN の予測結果と実験結果を比較して図3-10に示す。負荷 $\Delta K^I \cong 20\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ から ΔK^I 漸減試験を行い、下限界応力拡大係数範囲 ΔK_{th} に至った後に、 $\Delta K^I \cong 20\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ となるように荷重を設定し、 ΔK^I 増試験を行った。実験結果の da/dN - ΔK 関係は母材の da/dN - ΔK 関係よりも常に減速側にある。破線の予測結果は実験結果とはほぼ一致している。しかし、 ΔK_{th} 近傍の領域と $\Delta K^I > 20\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ の領域で、破線の結果は加速側の予測を与えるようになる。ただし、予測結果は常に保守的である。

図3-5において、破線の予測結果が実験結果と一致しない。これは、B型試験片では残留応力の測定点が少ないため、式(3-11)で近似した残留応力分布の誤差が大きくなるためである。

き裂進展に伴い再配分した残留応力分布から予測を行う場合、式(3-11)で近似することによる誤差が生じる。特に、切欠きあるいは予き裂導入時の残留応力の応力拡大係数 K_R は未知であるから、試験片のリガメント部分で測定した残留応力分布のみを応力とモーメントの釣り合いを考慮して単純化することは、残留応力分布に多大な誤差を含むことになる。そこで、むしろ、測定結果をそのまま最小自乗近似して用いる方が誤差が少ない。ただし、予測に用いた残留応力分布に応力とモーメントの釣り合いが満足されていない場合には、き裂長さの増大に伴い K_R に誤差が積算されて行く。図3-10において、 $\Delta K^I > 20\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ の領域で破線の予測結果が実験結果と一致しない原因として、残留応力の測定結果をそのまま用いたためにき裂進展に伴い誤差が積算されたと考えられる。

図3-6に示したように、母材の場合、 ΔK_{th} 近傍の da/dN - ΔK^I 関係には、試験片方位、微視組織が影響を及ぼす。B型試験片の場合、母材中をき裂が進展するから、同一方位の母材の実際の da/dN - ΔK^I 関係を用いれば、予測に及ぼす母材のデータの誤差の影響はなくなる。しかし、A型試験片の場合、溶接金属中をき裂が進展する。溶接金属は当然、母材と微視組織が異なるので、 ΔK_{th} 近傍の予測に際して、母材のデータを用いても誤差が生じる。図3-10において、破線の予測結果が実験結果よりも加速側の予測を与える一因として、このような微視組織の影響が考えられる。

以上、実用上から問題となる溶接継手の溶接残留応力、き裂進展に伴う残留応力の再配分が無視できないコンパクト試験片を対象として、圧縮残留応力場($K_R < 0$ 、お

よび $K_{L_n} + K_R < 0$) のき裂進展速度の予測結果が、実験結果とよく一致することを示した。すなわち、疲労き裂の場合にも小規模降伏状態であれば、重ね合わせの原理が成立する。重ね合わせの原理が成立すれば、初期残留応力場からの予測結果と、き裂進展により再配分した残留応力分布からの予測結果は本質的に相違しない。したがって、初期残留応力分布が既知であれば、き裂進展による残留応力の再配分を測定、評価する必要はないと判断される。

3-6 結 言

配管用炭素鋼の付き合わせ溶接継手から作成したコンパクト試験片について、重ね合わせの原理に基づく解析を実施し、疲労き裂進展速度に及ぼす残留応力の効果を応力比の変化として、圧縮残留応力場の疲労き裂進展速度の予測を行い、実験結果とよく一致することを示した。得られた結果を要約すれば、以下のとおりである。

(1) 疲労き裂の場合でも小規模降伏状態であれば、重ね合わせの原理の適用が有効であることを、溶接残留応力、コンパクト試験片、圧縮残留応力場という具体的条件のもとで示した。

(2) 切欠き導入により再配分した残留応力場が与えられた場合でも、初期残留応力場の場合と同様にき裂進展速度が予測できる。

(3) 残留応力の応力拡大係数が繰返し負荷の応力比を変化させると考えれば、圧縮残留応力場のき裂進展速度を正確に予測できる。

文 献

- (1) Glinka, G. ASTM STP, 677(1979), 198.
- (2) 二瓶・ほか 2 名, 造論, 152, (1982), 390.
- (3) Paker, A. P., ASTM STP, 776 (1982), 13.
- (4) 橘内・吉久, 機論, 53-492 (1987), 1525.
- (5) 大路・ほか 4 名, 機論, 53-492(1987), 1516.
- (6) Underwood, J. H., ASTM STP, 631(1977), 402.
- (7) Kapadia, B. M., ASTM STP, 648(1978), 244.
- (8) 本田・ほか 2 名, 機論, 47-421(1981), 899.
- (9) 太田・ほか 6 名, 溶接学会誌, 50(1981), 161.
- (10) 福田・ほか 2 名, 機論, 47-416(1981), 384.
- (11) 橘内, 機論, 47-419(1981), 677.
- (12) 北川・船崎, 機講論, No. 810-11(1981), 199.
- (13) Nelson, D. V., ASTM STP, 776(1982), 172.
- (14) 西田・ほか 2 名, 材料, 32(1983), 57.
- (15) 村上・秋園, 材料, 34(1985), 190.
- (16) 小林, 機論, 49-443(1983), 771.
- (17) 小林・ほか 3 名, 機論, 50-451(1984), 309.
- (18) Mall, S. and Newman, J. C. Jr., ASTM STP, 868(1985), 113.

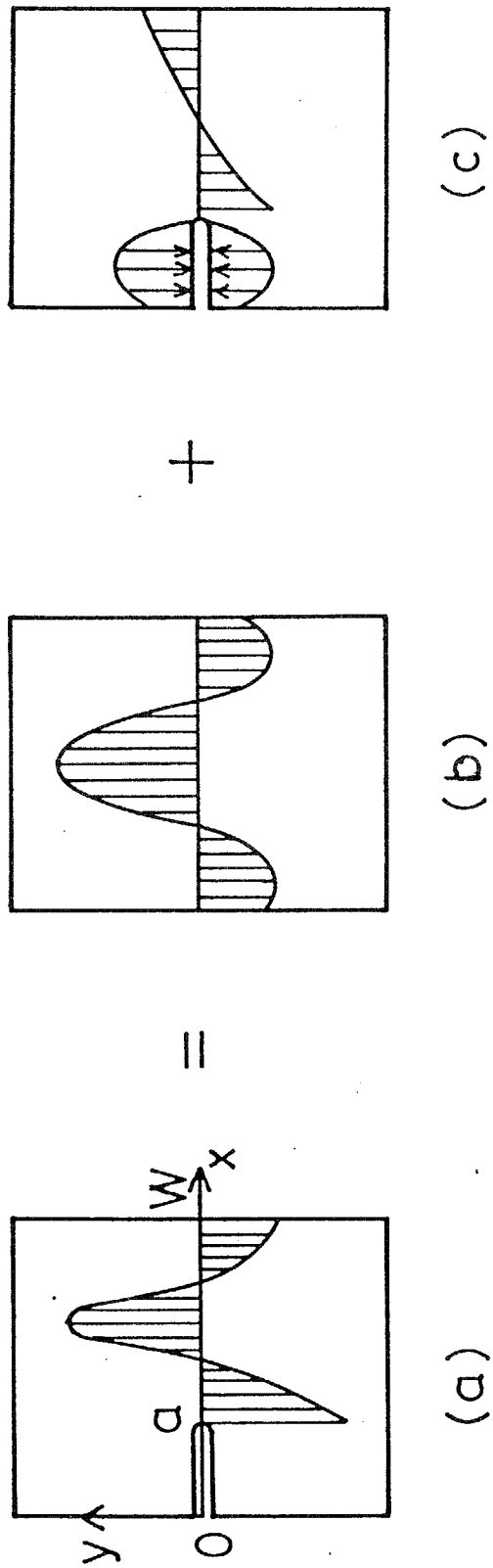


図 3-1 初期残留応力場が与えられた場合の重ね合わせの原理

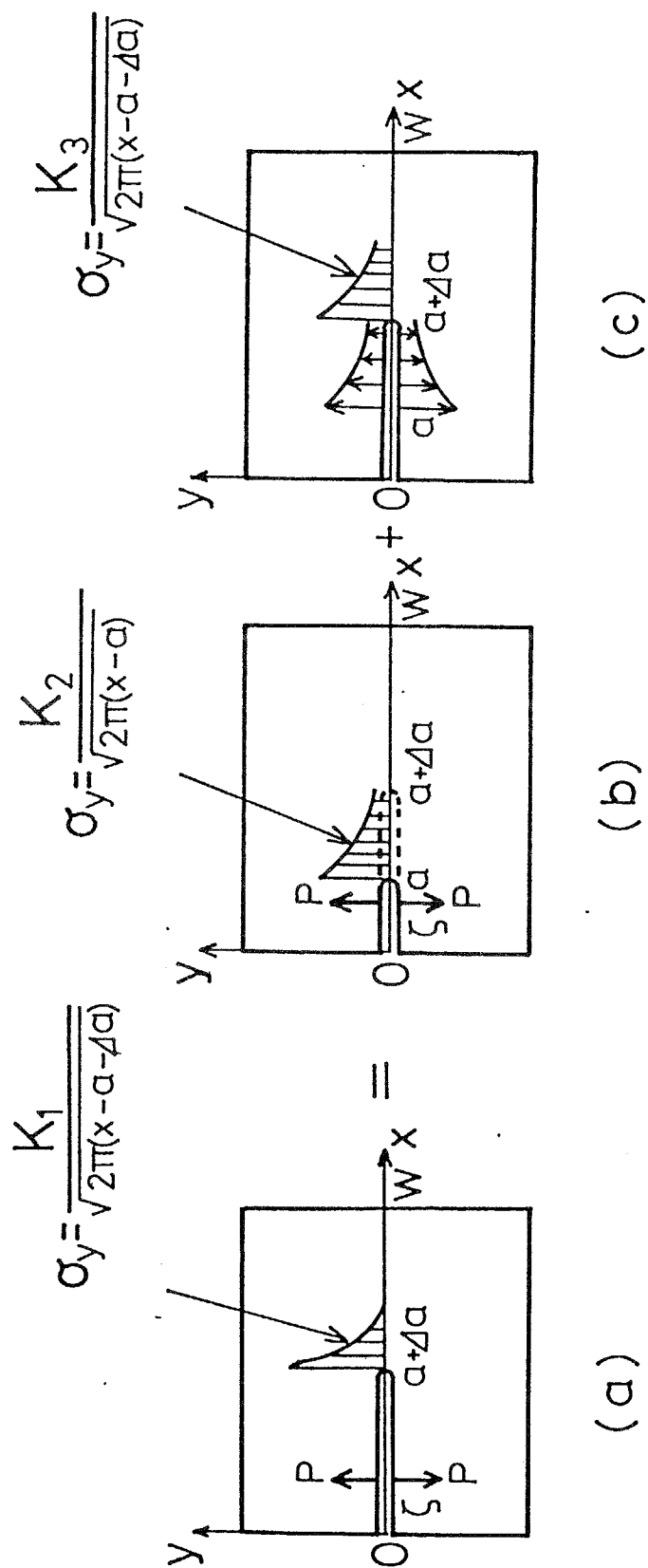
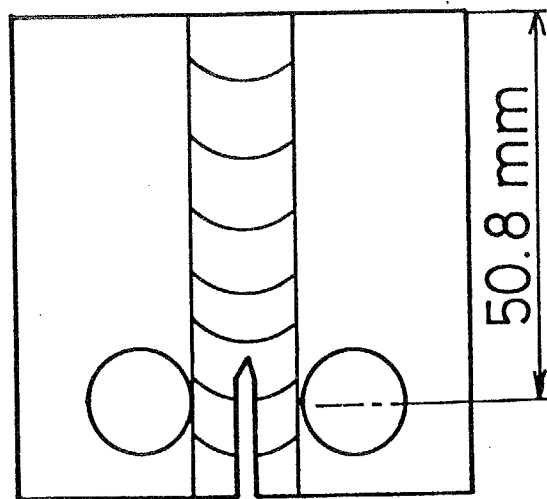
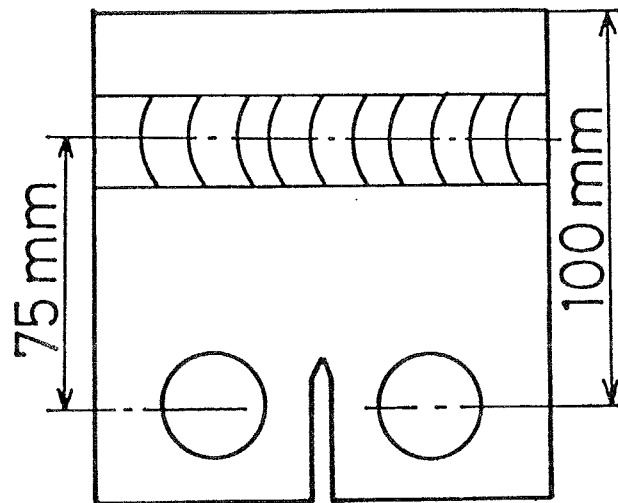


図 3-2 再配分した残留応力場が与えられた場合の重ね合わせの原理



Type A $B=25\text{mm}$
 $B=6\text{mm}$



Type B $B=7\text{mm}$

図 3 — 3 試験片形状・寸法

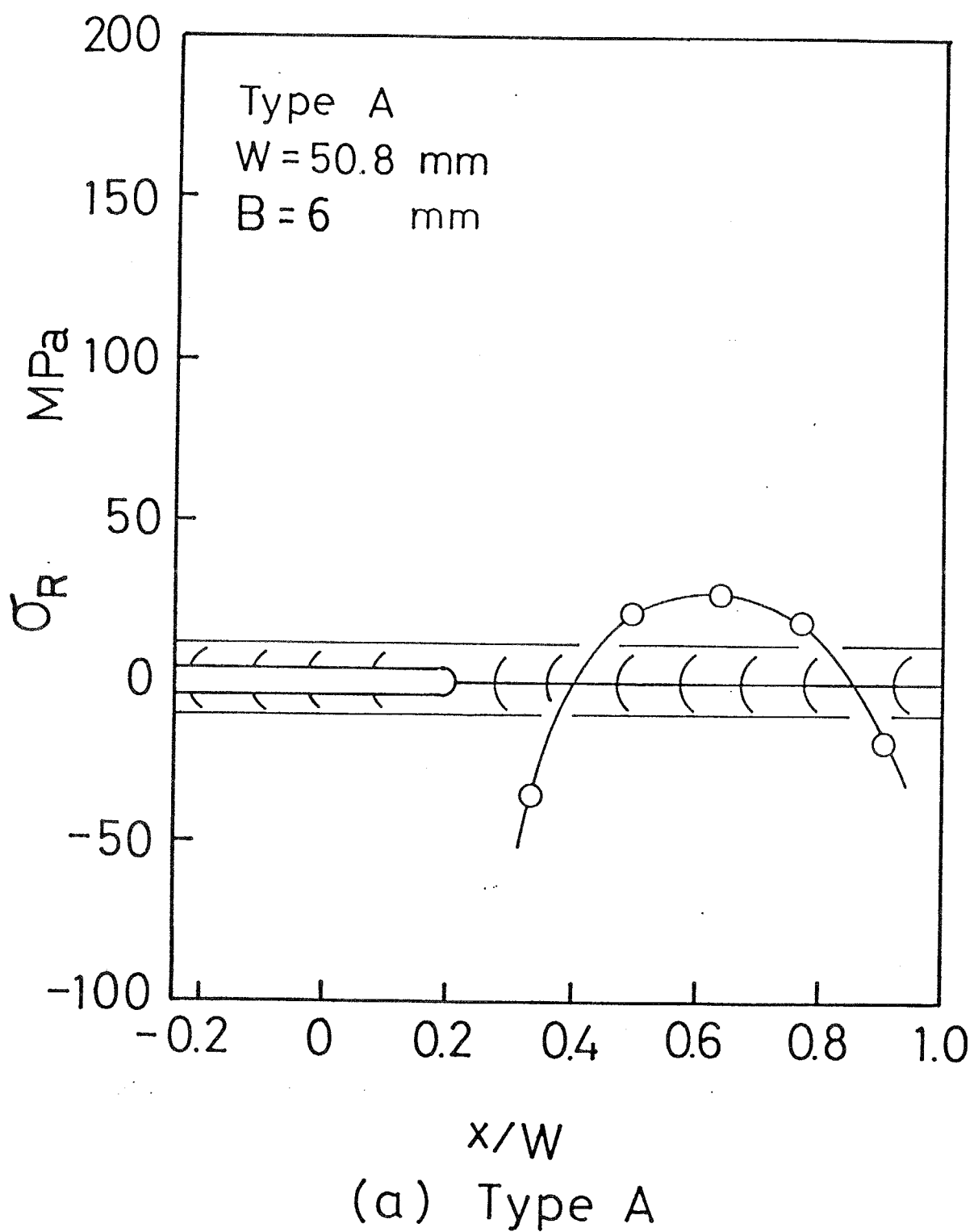


図 3 - 4 切欠き導入による再配分残留応力場の測定結果 (A型試験片)

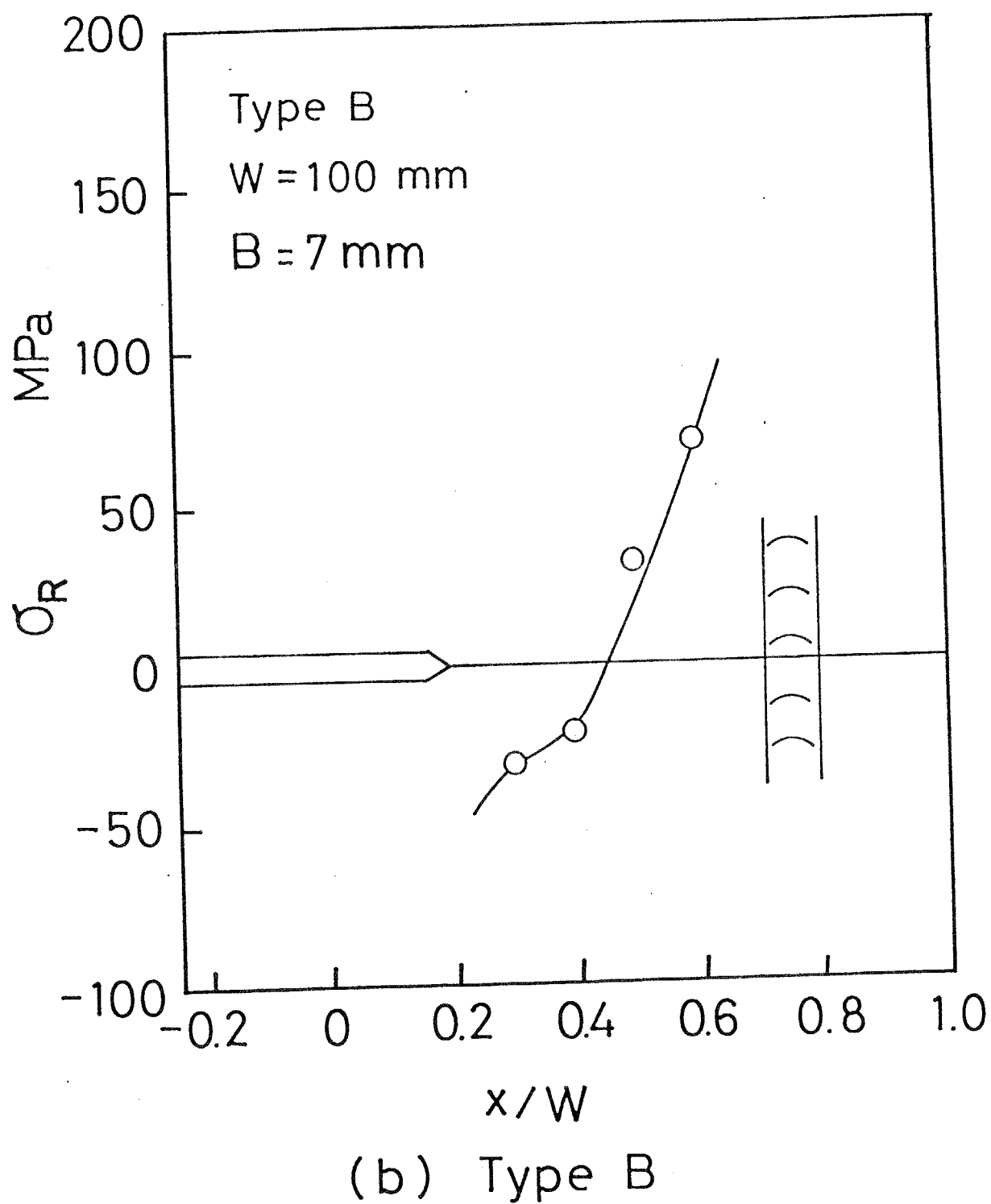


図 3 - 5 切欠き導入による再配分残留応力場の測定結果 (B型試験片)

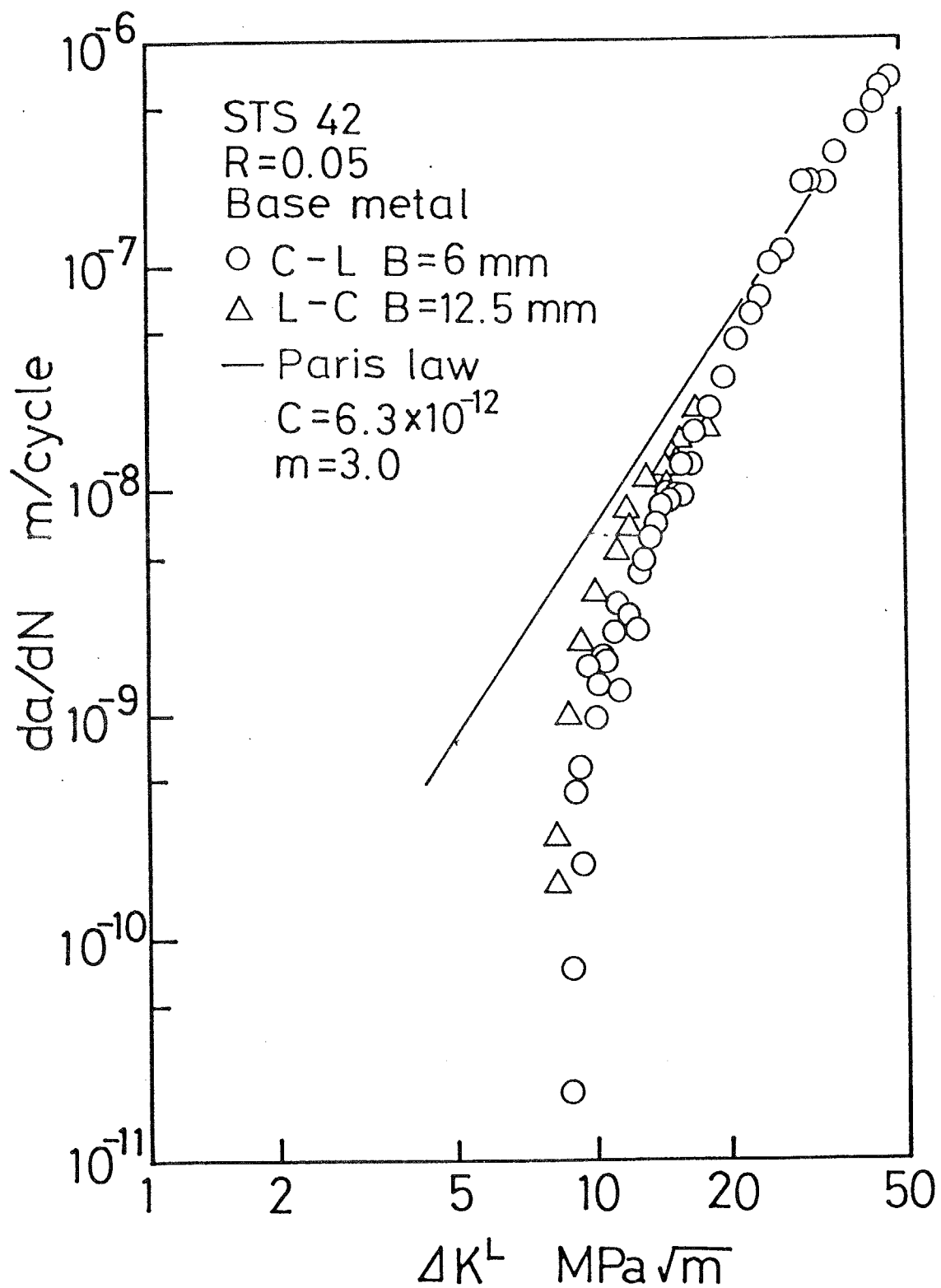


図 3-6 母材のき裂進展速度 (STS 42)

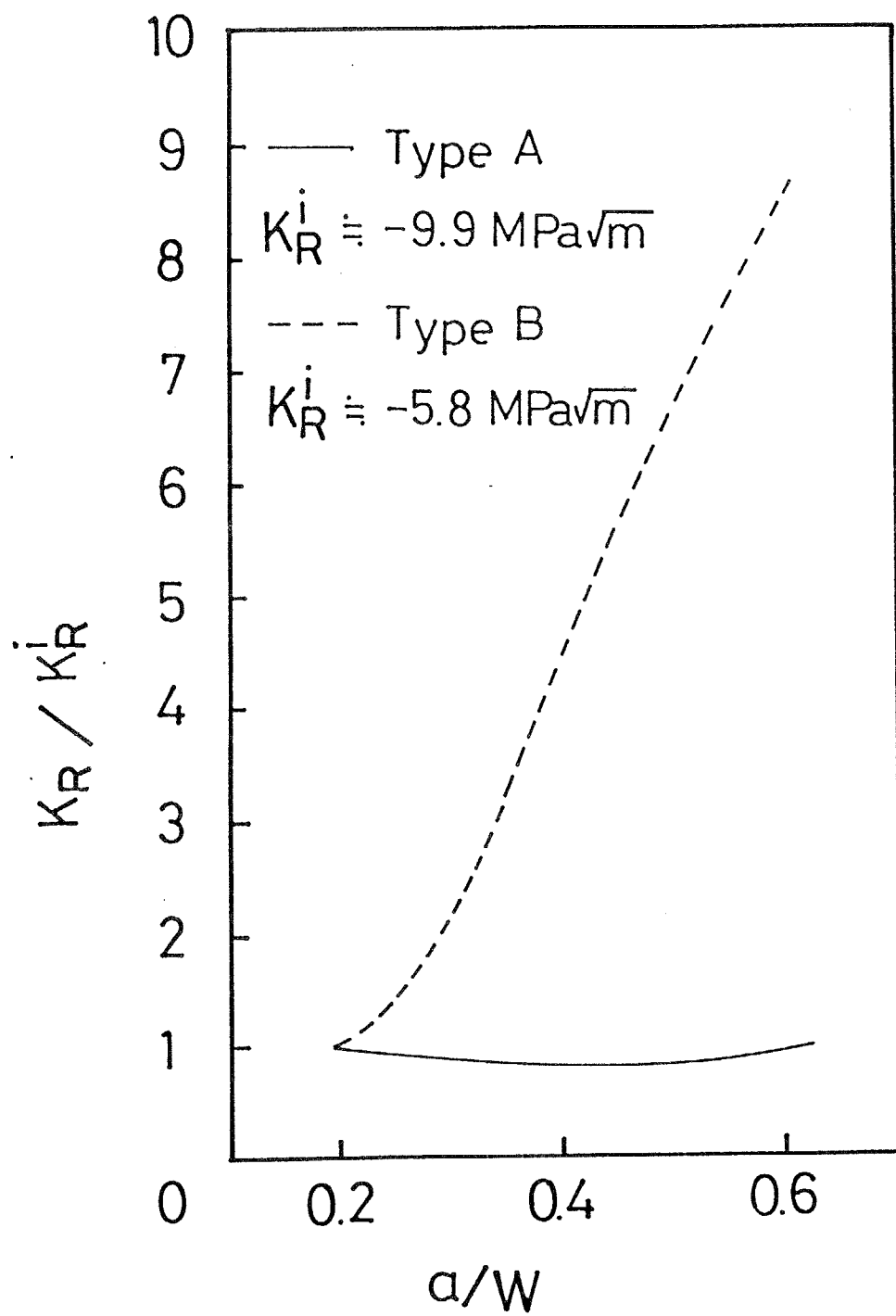


図 3-7 残留応力の応力拡大係数のき裂進展に伴う変化

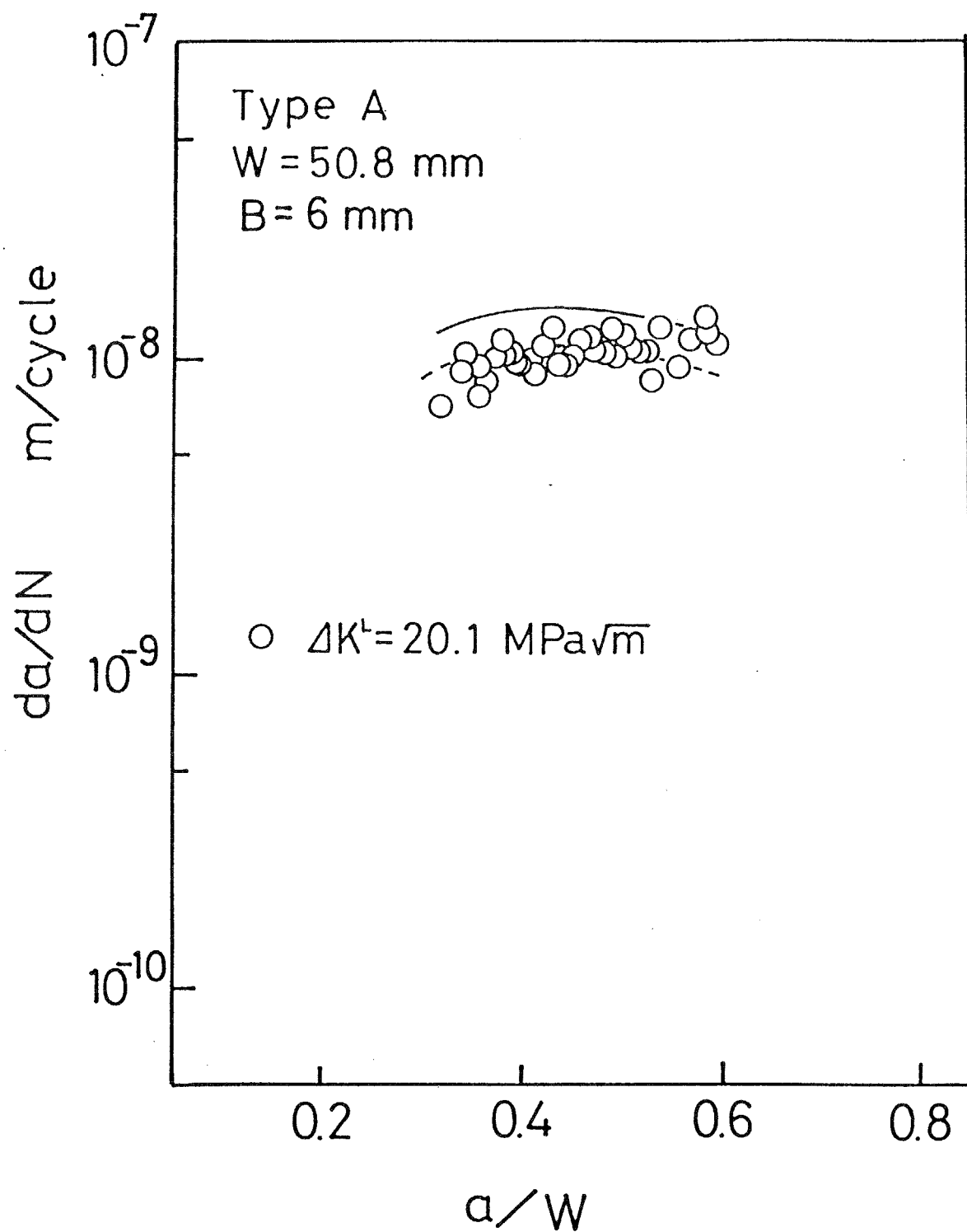


図 3-8 き裂進展速度の予測結果と実測結果 (A型試験片, ΔK_I 一定)

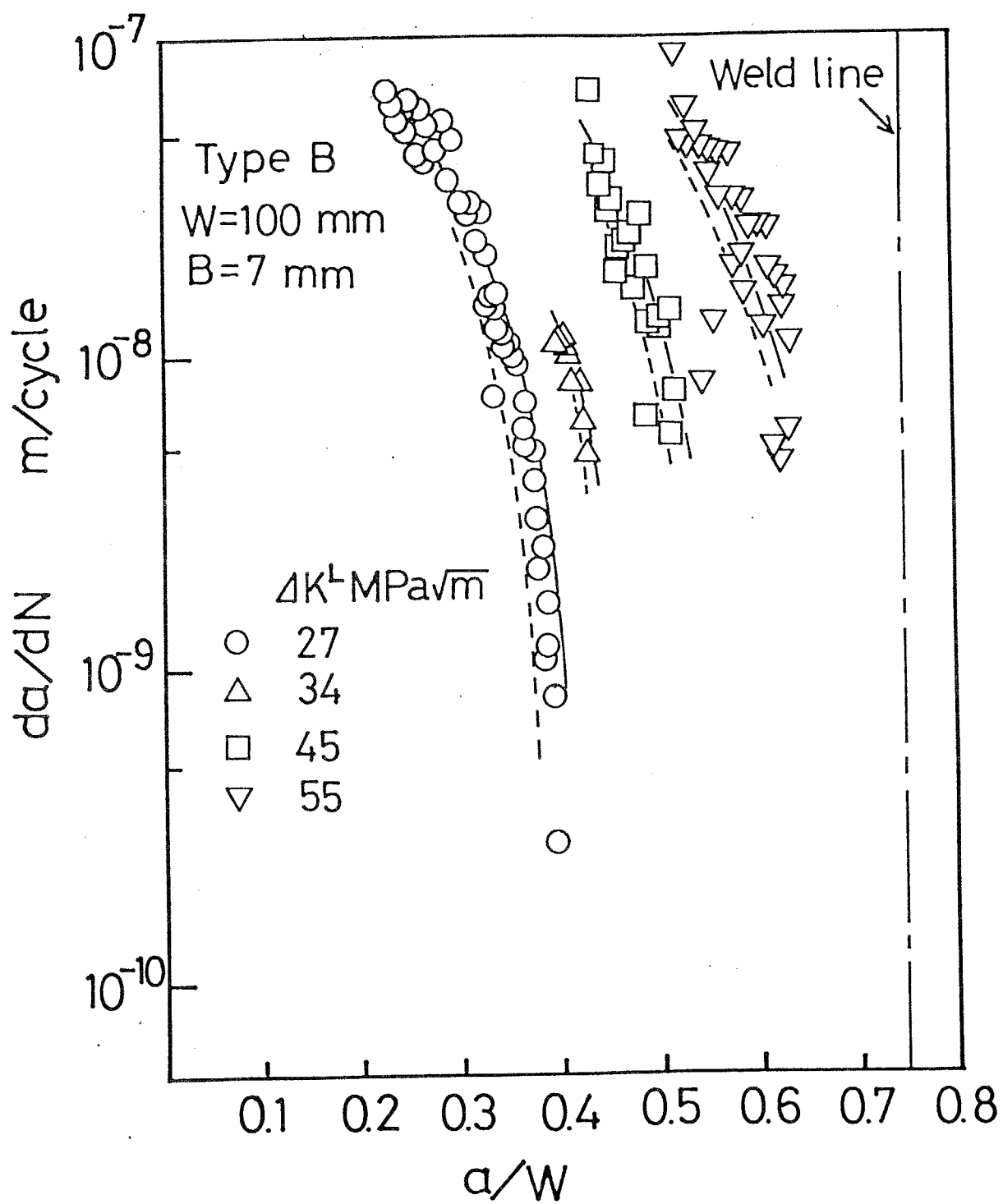


図 3-9 き裂進展速度の予測結果と実測結果 (B型試験片, ΔK^L 一定)

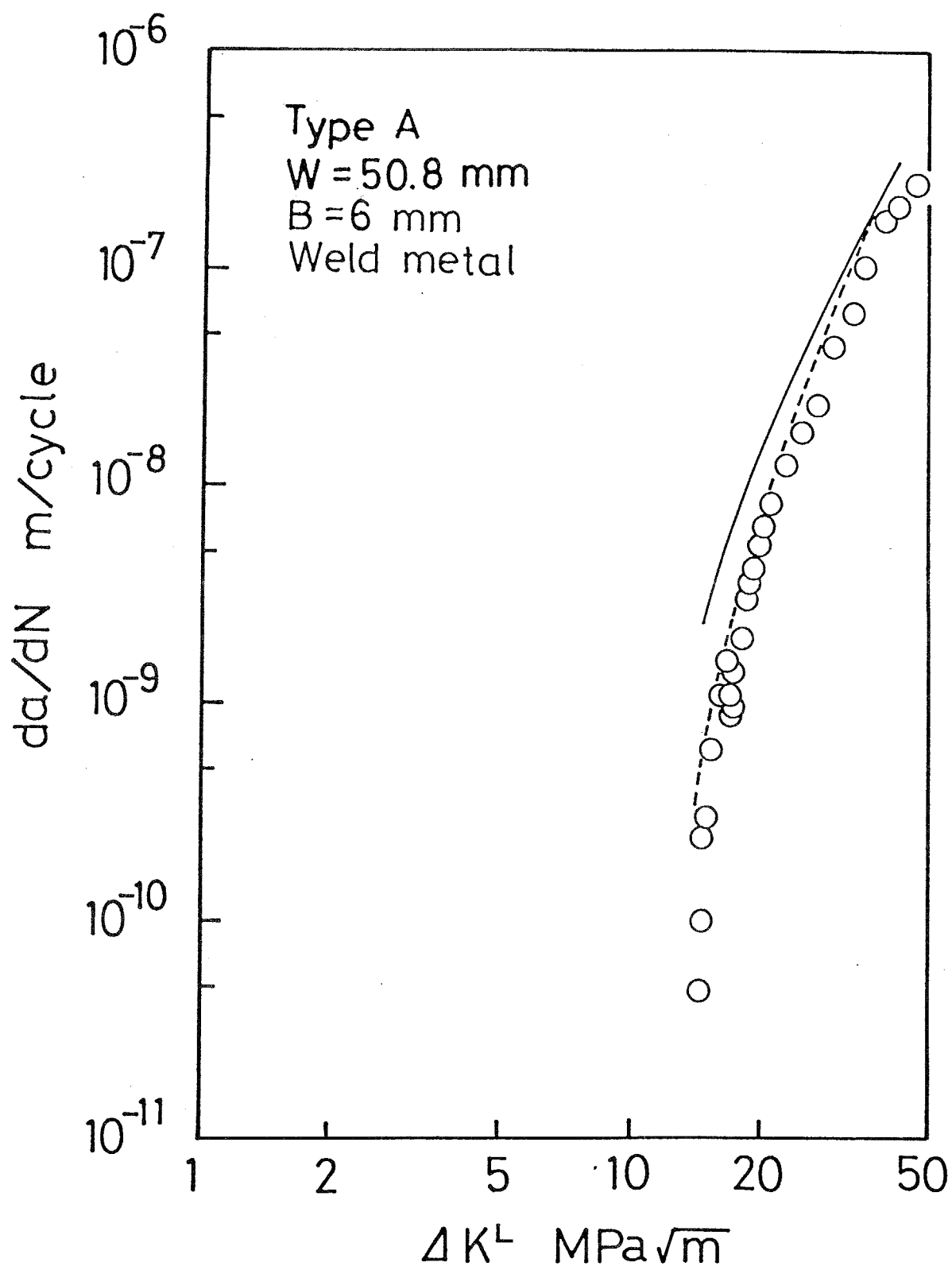


図 3 - 1 0 き裂進展速度の予測結果と実測結果 (A型試験片, ΔK^L 漸減)

第 4 章 き裂面接触の影響

4-1 緒 言

前章までにおいて、疲労き裂進展速度に及ぼす残留応力の影響について、配管用炭素鋼の付き合わせ溶接継手から作成したCT試験片を用いて、き裂進展による残留応力再配分の影響を考慮する必要がなく、初期残留応力場と再配分残留応力場のいずれが与えられた場合でもき裂進展速度の予測が可能なことを実験的・解析的に示し、重ね合わせの原理に基づいて残留応力の応力拡大係数を解析し、残留応力の応力拡大係数の分だけ繰返し負荷外力の応力比が変化すると見なすき裂進展速度の評価方法が有効であることを定量的に示した。しかし、第1章2節の従来の研究の図1-10に示したように、き裂が圧縮残留応力場を進展すると、圧縮ひずみが解放されるためにき裂閉口が容易に生じるようになるという指摘^{(1)~(3)}があり、この指摘と前章までに行ってきた重ね合わせの原理に基づく残留応力の応力拡大係数の解析結果を用いた評価方法との関連は明確にされていない。この指摘は、要約すれば、残留応力是对応する弾性ひずみを伴うため、切断（き裂進展）により残留応力（ひずみ）が解放されれば、その結果として切断面に凹凸が生じ、き裂面接触が生じるので、疲労き裂進展によるひずみ解放が、き裂面接触を介して、疲労き裂進展に影響を及ぼす可能性があるという考え方である。従来、一定の負荷外力（完全除荷）で、き裂が圧縮残留応力場から引張残留応力場まで進展した場合に生じるき裂面部分接触（部分き裂閉口）を数値解析した結果が報告されている^{(4)・(5)}。しかし、繰返し負荷の場合に、重ね合わせの原理を適用した研究において、このき裂面接触の影響は考慮されていない^{(6)~(12)}。

そこで、本章では、疲労き裂進展に及ぼす残留応力の影響について、前章で示した重ね合わせの原理の適用に加えて、き裂面接触の影響を考慮した定量的な評価方法を提案した。き裂面接触の影響が著しいと判断される実験結果として、竹園らの実験結果⁽¹³⁾を対象として、有限要素法による数値解析を実施し、実験結果と比較した。その結果、き裂面接触の影響が無視できないことを示し、またこの場合に提案した評価方法の有用性を立証した。

4-2 き裂面接触現象と予測方法への考慮

前章の式（3-5）、（3-6）に示した重ね合わせの原理に基づいた評価手法に、き裂面接触の影響を考慮した解析を以下で行う。前章で示したように、小規模降伏条

件が成立する場合，重ね合わせの原理から，残留応力の応力拡大係数 K_R は，き裂面上に初期残留応力と同じ大きさで逆符号の分布力を負荷することで解析された。

き裂面上に分布力 $-\sigma_R(x)$ を負荷したときの，位置 x におけるき裂面変位 $v_R(a, x)$ は次式で与えられる⁽⁸⁾（付録A参照）。

$$v_R(a, x) = \frac{1}{E} \int_x^a K_R(a) m(a, x) da \quad (4-1)$$

ここで， $m(a, x)$ は重み関数である。また， E は縦弾性係数であり，平面ひずみ状態のときには，代わりに $E/(1-\nu^2)$ を用いる。図4-1(a)を参照して， $\sigma_R(x)$ が試験片前面($x=0$)で負（圧縮残留応力）の場合，式(4-1)の $v_R(a, 0)$ ($x=0$ における圧縮残留応力解放によるき裂面変位)が負となり，図4-1(a)の破線のように上下のき裂面が部分的に重なることが数学的にはあり得る。実際の現象としては，き裂面は重なることができない。したがって，実際には，き裂面は部分的に弾性接触し，図4-3(a)の実線に示すようにき裂閉口が生じる。このような場合，図4-1(a)の実線で示した実際のき裂面変位は，図4-3(b)の $-\sigma_R(x)$ をき裂面に負荷したときのき裂面変位と，図4-1(c)の接触応力（圧縮応力） $\sigma_{co}(x)$ がき裂面の重なりを打ち消すように，き裂面上に負荷されたときのき裂面変位をたし合わせたものになる。接触応力の応力拡大係数 K_{co} は式(3-1)の K_R の解析と同様に，次式で与えられる。

$$K_{co} = \int_0^a -\sigma_{co}(x) m(a, x) dx \quad (4-2)$$

ただし， $\sigma_{co}(x) \leq 0$ であるので，必ず $K_{co} \geq 0$ である。

以上の結果を繰返し負荷荷重に適用すると，最大負荷荷重時にき裂面接触が生じていないとすると，真の最大応力拡大係数 K_{rmax} ，真の最小応力拡大係数 K_{rmin} ，真の応力拡大係数範囲 ΔK_r ，真の応力比 R_r として次式が得られる。

$$K_{rmax} = K_{Lmax} + K_R \quad (4-3)$$

$$K_{rmin} = K_{Lmin} + K_R + K_{co} \quad (4-4)$$

$$\begin{aligned} \Delta K_r &= (K_{Lmax} + K_R) - (K_{Lmin} + K_R + K_{co}) \\ &= \Delta K_L - K_{co} \end{aligned} \quad (4-5)$$

$$R_r = \frac{K_{Lmin} + K_R + K_{co}}{K_{Lmax} + K_R} \quad (4-6)$$

ここで、 $K_{L_{\max}}$ 、 $K_{L_{\min}}$ はそれぞれ繰返し負荷外力の最大および最小応力拡大係数である。ここで、最小負荷時 ($K_{L_{\min}}$) にき裂先端まで閉口している場合、き裂先端の応力特異性は消失するから、次式が成立する。

$$K_{L_{\min}} + K_R + K_{co} = 0 \quad (4-7)$$

上式を式 (4-5)、(4-6) に代入すれば、前章で示した評価式 (3-8)、

(3-9) と一致する。すなわち、最小負荷時 ($K_{L_{\min}}$) にき裂先端が閉口している場合には、 K_R だけを考慮する前章までに示した評価方法と K_{co} を考慮する本章で提案する評価方法の両者は全く一致する。したがって、この場合には、 K_{co} を考慮する必要はない。

一方、最小負荷時 ($K_{L_{\min}}$) にき裂面が部分的に弾性接触し、き裂先端が開口している場合には、式 (4-2) の K_{co} を考慮する必要がある。以下にき裂面接触応力 σ_{co} の解析手法を示す。

き裂面上に接触応力 $\sigma_{co}(x)$ を負荷した場合、接触応力 σ_{co} により生じるき裂面変位 $v_{co}(a, x)$ は次式で与えられる。

$$v_{co}(a, x) = \frac{1}{E} \int_x^a K_{co}(a) m(a, x) da \quad (4-8)$$

負荷外力によるき裂面変位を $v^L(a, x)$ とすると、重ね合わせの原理 (図4-1) により、真のき裂面変位 $v_r(a, x)$ は次式になる。

$$v_r(a, x) = v^L(a, x) + v_R(a, x) + v_{co}(a, x) \quad (4-9)$$

き裂面接触区間 $0 \leq x \leq l$ においては、真のき裂面変位 $v_r(a, x)$ は次式の条件を満足する。

$$v_r(a, x) = v^L(a, x) + v_R(a, x) + v_{co}(a, x) = 0 \quad (4-10)$$

き裂が部分開口している区間 $l < x \leq a$ においては、真のき裂面変位 $v_r(a, x)$ は次式の条件を満足する。

$$v_r(a, x) = v^L(a, x) + v_R(a, x) + v_{co}(a, x) > 0 \quad (4-11)$$

ここで、 $l < x \leq a$ のき裂の部分開口している区間はき裂長さ $(a-l)$ の部分き裂である。ただし、き裂先端の応力特異性は $x=a$ のき裂先端にのみ生じ、他端の $x=l$ は滑らかな接触であり応力特異性は生じない。したがって、き裂先端 $x=l$ の応力拡大係数 $K|_{x=l}$ は次式になる。

$$K|_{x=l} = 0 \quad (4-12)$$

以上の式 (4-9) ~ (4-12) を解けば、 K_{co} が得られる。これは、応力だけ

でなく、変位にも注目した重ね合わせの原理に他ならない。すなわち、き裂進展による残留応力（残留ひずみ）解放の影響は、き裂面接触を考慮した残留応力の応力拡大係数の解析の問題に帰着する。

以下では、前章で示した K_R のみを考慮した式（3-8）、（3-9）の評価方法との比較を行い、 K_{co} も考慮した式（4-5）、（4-6）の評価方法の有効性を確認する。

なお、本章においては、上記で示した直接的解析方法ではなく、弾性有限要素法を用いてき裂面接触を解析した。直接的解析は部分き裂の重み関数⁽⁴⁾を用いれば可能であるが、部分き裂の重み関数は特別な場合しか解析されていないこと、またこの解析に必要な数値計算も必ずしも簡便でないこと、さらに解析手法の汎用性が失われることなどから、本章では一般構造物に適用可能な解析方法として有限要素法による解析を用いた。

4-3 き裂面接触の解析

4-3-1 解析対象

竹園らの実験⁽¹⁵⁾を解析対象とした。これは、中炭素鋼S 3 5 Cの素材に曲げ加工を施し、残留応力を導入した後に、図4-2 (a)に示す片側切欠き試験片に加工した（試験片幅 $W=15\text{mm}$ 、厚さ $B=4\text{mm}$ 、初期切欠き長さ $a_0=0.5\text{mm}$ ）試験片で実験を行っている。

切欠き加工前の初期残留応力分布を図4-2 (b)に示す。残留応力分布は典型的な曲げ加工の分布が得られており、比較的短い区間（ $x/W=0.16, 0.5, 0.84$ ）で、初期残留応力 $\sigma_R(x)$ の符号が反転し、応力勾配が大きいことにこの残留応力分布の特徴が上げられる。

竹園らの片振り面内曲げ（負荷応力比 $R=0$ ）、負荷応力拡大係数 ΔK_I 一定のき裂進展速度の実測結果の中で、残留応力の影響が顕著な、初期切欠きが圧縮残留応力場にあり、かつ ΔK_I が比較的低い（ $\Delta K_I=14, 18 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ ）結果を解析対象とした。

同様に、竹園らの実験結果を参照し、残留応力のない場合のき裂進展速度 $da/dN - \Delta K_I$ 関係の応力比 R 依存性を図4-3のように仮定した。これは、竹園らの実験結果の応力比 $R=0$ の2点の ΔK_I のき裂進展速度のデータから直線を引き、他の応力

比の1点 ΔK_I のき裂進展速度から $R=0$ に平行に直線を引いたものである。

4-3-2 有限要素法による解析方法

本研究においては、前述の理由から、弾性有限要素法を用いて接触応力 σ_{co} を数値解析した。三角形定ひずみ要素を用い、縦弾性係数 $E=202\text{GPa}$ 、ポアソン比 $\nu=1/3$ 、平面応力状態を仮定した。要素分割を図4-4に示す。総節点数336、総要素数633、最小要素寸法は $0.004W$ である。

接触応力 σ_{co} の解析手法は、塑性誘起き裂開口を接触問題として解析する手法^{(16)~(19)}と、本質的に同様である。ただし、残留応力のある場合、き裂面上に負荷する $-\sigma_R(x)$ がき裂開口（き裂面接触）の原因となる。

解析手順を以下に示す（詳細は付録B参照）。

- (1) $-\sigma_R$ をき裂面に外力として負荷する。この場合、上下のき裂面が部分的に重なる。
- (2) 重なりを打ち消す最小の負荷外力（曲げ応力）を負荷する。この場合、き裂面上の一つの節点のき裂面変位が0になる。
- (3) 上記の節点の y 方向変位を拘束する。
- (4) き裂面上の任意節点のき裂面変位が0になるまで負荷外力（曲げ応力）を除荷する。
- (5) 完全除荷まで（ $R=0$ の場合）、上記の(3)と(4)の手順を繰り返す。ただし、上記(4)で、全てのき裂面上の拘束節点の節点反力を計算し、反力が負の場合（ y 軸負方向）には拘束を解除する。

実際の数値解析は、き裂進展に及ぼす初期切欠きの影響が無視でき、かつき裂面接触の影響が顕著な場合として、き裂長さ比 $a/W=0.2\sim 0.4$ を対象とした。

K_R の解析に対し、重み関数 $m(a, x)$ は次式⁽²⁰⁾を用いた。

$$m(a, x) = \frac{2}{\sqrt{\pi a}} F(x/a, a/W) \quad (4-13)$$

$$F(x/a, a/W) = \frac{3.52(1-x/a)}{(1-a/W)^{3/2}} - \frac{4.35-5.28x/a}{\sqrt{1-a/W}} +$$

$$\left\{ \frac{1.3-0.3(x/a)^{3/2}}{\sqrt{1-(x/a)^2}} + 0.83-1.76(x/a) \right\} \{1-(1-x/a)a/W\}$$

なお、重み関数 $m(a, x)$ に他の関数⁽²¹⁾、⁽²²⁾を用いても、結果はほぼ同様である。

4-4 解析結果と考察

式(3-1)および(4-2)から計算した、繰返し負荷外力の最大応力拡大係数 $K_{Lax}^L=18\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ で無次元化した K_R/K_{Lax}^L とき裂長さ比 a/W の関係を図4-5に示す。 K_R が負から正になる位置 $a/W=0.29$ は、 $\sigma_R(x)$ が負から正になる位置 $x/W=0.16$ よりも大きくなっている。

次に、弾性有限要素法による σ_{co} の解析結果を示す。 $K_{Lax}^L=18\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 、 $a/W=0.27$ の場合、 $K^L/K_{Lax}^L=1.0$ (最大負荷)、 0.4 (部分除荷)、 0 (完全除荷)の真のき裂面変位 v_r を解析した。ここで、 $v_r=v^L+v_R+v_{co}$ 、 v^L は負荷外力のき裂面変位である。最大負荷外力時の最大き裂面変位($x/W=0$ でのき裂面変位) v_{Lax}^L ($v_{Lax}^L=9.75\times 10^{-3}\text{mm}$)で無次元化したき裂面変位分布形状 v_r/v_{Lax}^L を図4-6に示す。この図において、 $x/W\leq 0.16$ の区間で $\sigma_R(x)$ は負(圧縮残留応力)である。図から明らかなように、 $K^L/K_{Lax}^L=0.4$ の場合にき裂面は後方から接触を開始している。また、 $K^L/K_{Lax}^L=0$ の場合には、完全除荷にもかかわらず、き裂先端近傍は開口しており、き裂形状は部分き裂になっている。解析を行った全ての場合($K_{Lax}^L=14, 18\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 、 $a/W=0.2\sim 0.4$)において、このき裂面接触が生じていた。したがって、接触応力の応力拡大係数 K_{co} が、き裂進展に影響を及ぼすことが予測される。なお、図4-6の解析結果は、竹園ら⁽¹⁵⁾の弾塑性有限要素法による解析結果と傾向が一致している。

き裂面接触が生じる場合、真の応力拡大係数 K_r は式(4-4)と同様に、次式で与えられる。

$$K_r=K^L+K_R+K_{co} \quad (4-14)$$

一方、き裂面接触を考慮しない前章の評価方法では K_r は式(4-14)で K_{co} を除いた次式になる。

$$K_r=K^L+K_R \quad (4-15)$$

$K_{Lax}^L=18\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 、 $a/W=0.27$ の場合、 K_{Lax}^L で無次元化された式(4-14)の K_r

と $K_{L_{max}}$ で無次元化された負荷応力拡大係数 K^L の関係を図4-7の実線で、 $K_{L_{max}}$ で無次元化された式(4-15)の K_r と $K_{L_{max}}$ で無次元化された負荷応力拡大係数 K^L の関係を図4-7の一点鎖線で、残留応力のない場合の真の応力拡大係数 $K_r=K^L$ を図4-7の破線でそれぞれ示す。き裂面接触は $K^L/K_{L_{max}} \leq 0.53$ で生じ、この区間で式(4-14)の K_r は非線形に変化し、式(4-15)の K_r と一致しなくなる。き裂面接触が生じた場合に、真の応力拡大係数範囲 ΔK_r として、式(4-5)の代わりに式(3-5)または(3-9)を用いると、 ΔK_r の過大評価となる。これはき裂進展速度の過大評価となる。さらに、真の応力比 R_r として式(4-6)の代わりに式(3-5)または(3-8)を用いると、 R_r の過小評価となる。これは、き裂進展速度の過小評価となる。また、図4-7の一点鎖線で示される式(4-15)の K_r の結果は、破線の残留応力のない場合の結果($K_r=K^L$)を K_R だけ縦軸方向に平行移動した関係にある。これは、 K_R が K^L に依存しないことに起因している。しかし、図4-7の実線で示される式(4-14)の K_r はき裂面接触が生じている $K^L/K_{L_{max}} \leq 0.53$ で、 K_{co} が K^L に依存していることを反映して、 K^L の減少に伴い緩やかに低下している。したがって、最初にき裂面接触が生じる K^L (図中 $K^L/K_{L_{max}} = 0.53$)から実験的に K_{co} を決定すると、式(4-5)から計算される ΔK_r は過小評価となる。すなわち、従来のコンプライアンス変化による有効応力拡大係数範囲の実測方法から K_{co} は実測できない。

$K_{L_{max}} (=18\text{MPa}\sqrt{\text{m}})$ で無次元化した完全除荷時($K^L/K_{L_{max}}=0$)の K_{co} の、き裂進展に伴う変化を図4-8に示す。き裂進展に伴い、き裂先端が $\sigma_{II}(x)$ の負(圧縮)から正(引張)になることを反映して、 $K_{co}/K_{L_{max}}$ は単調に減少する。

式(4-5)の ΔK_r 、式(4-6)の R_r に上記の解析結果を代入し、図4-3に示した残留応力のない場合のき裂進展速度 da/dN の応力比 R 依存性を用いて、竹園ら⁽¹⁵⁾の負荷 ΔK^L 一定試験の da/dN を予測した。ただし、比較のために用いた前章の評価方法として、式(3-4)、(3-5)の K_R のみを考慮する評価法を併記した。

$\Delta K^L=14\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ の場合、式(4-5)および(4-6)を用いた予測結果(図中実線)を竹園ら⁽¹⁵⁾の実験結果と比較して図4-9に示す。なお、 K_R のみを考慮した前章の評価方法を破線で、残留応力がない場合の実験結果を一点鎖線で併記した。き裂面接触を考慮した予測結果は、実験結果とよく一致している。一方、 K_R だけを考慮した前章の評価方法による予測値は、実験値の傾向を予測できていない。したがって、提案した評価法の有効性が確認された。

$\Delta K^L=18\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ の場合、式(4-5)および(4-6)を用いた予測結果(図中

実線)を竹園ら⁽¹⁵⁾の実験結果と比較して図4-10に示す。き裂面接触を考慮した式(4-10)および(4-11)を用いた予測結果と K_R だけを考慮した従来の評価方法による予測結果に、図4-9の $\Delta K_I=14\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ の場合に認められた顕著な差異はない。これは、 K_{co} がどちらの負荷条件でも同一であるので、 ΔK_I が増大すると、式(4-5)から明らかなように、 K_{co} の影響は ΔK_I と比較して顕著でなくなる。したがって、き裂面接触の影響は必ずしも全ての場合に必要なことではない。

上記の結果から、き裂面接触の影響が著しい条件として、以下が考えられる。

- (1) 比較的短い区間で応力の符号が反転し、応力勾配が大きい残留応力分布。
- (2) 圧縮残留応力場から引張残留応力場へのき裂進展。
- (3) 比較的低い繰返し負荷外力の応力拡大係数。

4-5 結 言

疲労き裂進展に及ぼす残留応力の影響について、前章で示した重ね合わせの原理の適用に加えて、き裂面接触の影響を考慮した定量的な評価方法を提案した。き裂面接触の影響が著しいと判断される実験結果として、竹園ら⁽¹⁵⁾の曲げ加工材の残留応力の研究を取り上げた。提案した評価方法に基づき、竹園らの実験結果を対象として、有限要素法を用いたき裂面接触の数値解析を実施し、実験結果と比較した。得られた結果を要約すれば、以下のとおりである。

- (1) 最小負荷時にき裂面が弾性接触しても、き裂先端が閉口している場合には、重ね合わせの原理による従来の評価方法が適用できる。
- (2) 最小負荷時にき裂面接触が生じ、かつき裂先端が開口している場合、接触応力の応力拡大係数が真の応力拡大係数に影響を及ぼす。このため、真の応力拡大係数範囲は減少し、真の応力比は上昇する。
- (3) き裂面接触の影響が無視できない実例を示し、この場合に提案した評価方法の有効性を立証した。
- (4) 短い区間で応力の符号が反転し、応力勾配が大きい初期残留応力分布の圧縮残留応力場から引張残留応力場へ、比較的低い繰返し負荷外力の応力拡大係数範囲でき裂が進展する場合、き裂面接触の影響が著しい。

文 献

- (1) Cathey, W. H. and Grand, A. F., *Trans., ASME, J. Eng. Mater. Technol.*, 102 (1980), 80.
- (2) 小林, 圧力技術, 25 (昭62), 38.
- (3) 小林, 村, 第27回材料強度と破壊国内シンポジウム論文集, (昭57), 97.
- (4) Bakioglu, M., Erdogan, F. and Hasselman, D. P. H., *J. Mater. Sci.*, 11(1976), 1826.
- (5) Jones, A. T. and Callabresi, M. L., *Eng. Fract. Mech.*, 11(1979), 675.
- (6) Glinka, G., *ASTM STP*, 677(1979), 198.
- (8) 仁瓶, ほか 2 名, 造論, 152 (昭56), 390.
- (9) Paker, A. P., *ASTM STP*, 776(1982) 13.
- (10) 橘内, 吉久, 機講論, No. 860-3, (昭61), 231.
- (11) 大路, ほか 4 名, 機講論, No. 860-3, (昭61), 225.
- (12) Underwood, J. H., *ASTM STP*, 631(1977), 402.
- (13) 本田, ほか 2 名, 機論, 47-421A (昭56), 899.
- (14) 橘内, 機論, 47-419A (昭56), 677.
- (15) 竹園, ほか 2 名, 材料, 32 (昭57), 1150.
- (16) 大路, ほか 2 名, 機論, 42-355A (昭51), 643.
- (17) Newman, J. C., Jr., *ASTM STP*, 590(1976), 281.
- (18) 白鳥, ほか 2 名, 機論, 43-374A (昭52), 3577.
- (19) 中村, ほか 3 名, 機論, 50-454A (昭59), 1158.
- (20) Tada, H., ほか 2 名, "The Stress Analaysis of Cracks Handbook", (1973), Del Research Corp.
- (21) Chell, G, *Eng. Fract. Mech.*, 7(1975), 137.
- (22) Wu, X. R., *Eng. Fract. Mech.*, 20(1984), 35.

$$\begin{array}{c}
 \text{(1)} \\
 \boxed{\text{Diagram of a crack of length } a \text{ in a rectangular block}} \\
 = \\
 \begin{array}{c}
 \text{(2)} \\
 \boxed{\text{Diagram of a crack of length } a \text{ in a rectangular block with stress intensity factor } K_R \text{ and negative stress } -\sigma_R^i \ominus} \\
 + \\
 \begin{array}{c}
 \text{(3)} \\
 \boxed{\text{Diagram of a crack of length } a \text{ in a rectangular block with stress intensity factor } K_{co} \text{ and positive stress } \sigma_{co} \oplus}
 \end{array}
 \end{array}
 \end{array}$$

図 4-1 き裂面接触を考慮した重ね合わせの原理

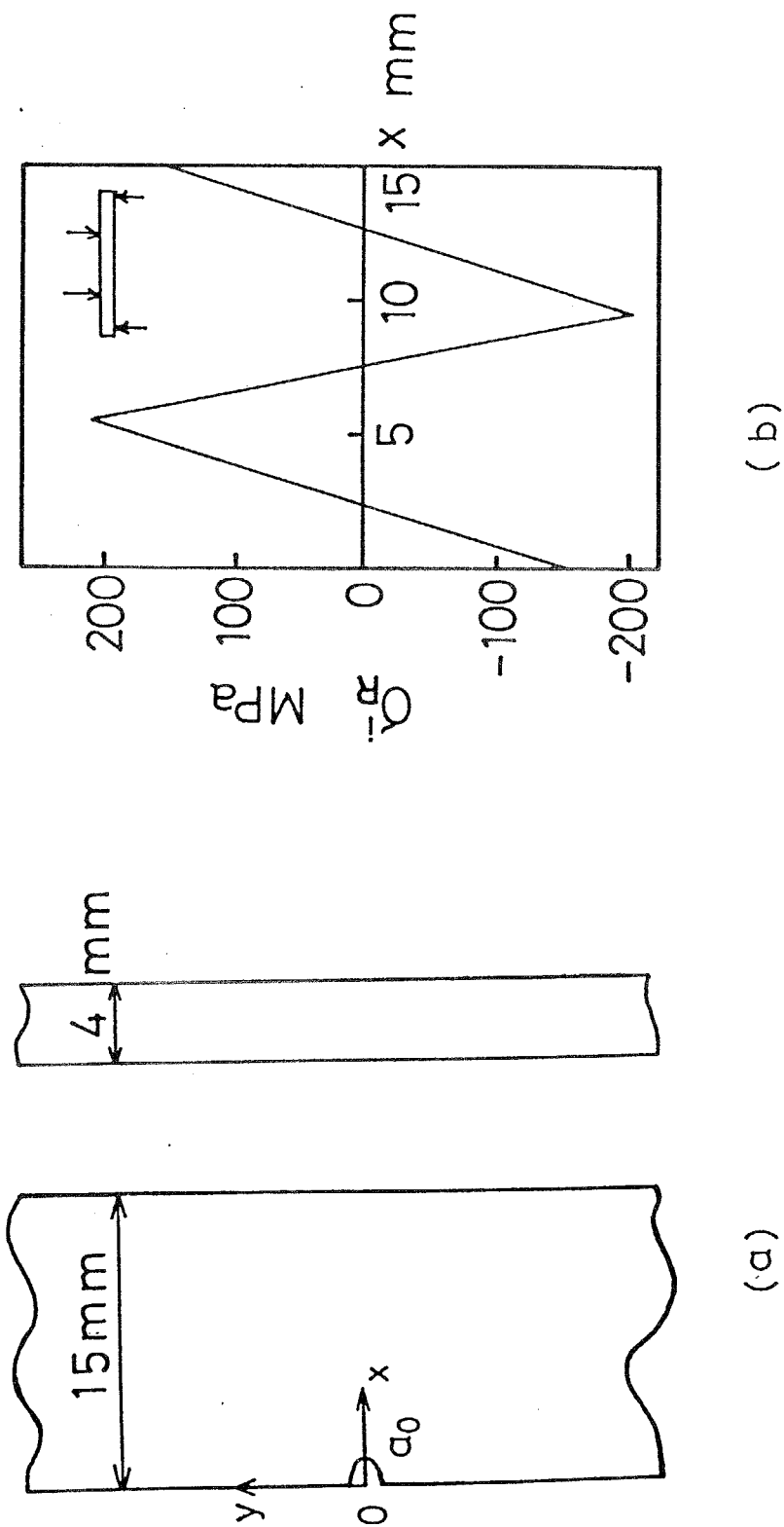


図 4—2 試験片 (a) と初期残留応力場 (b)

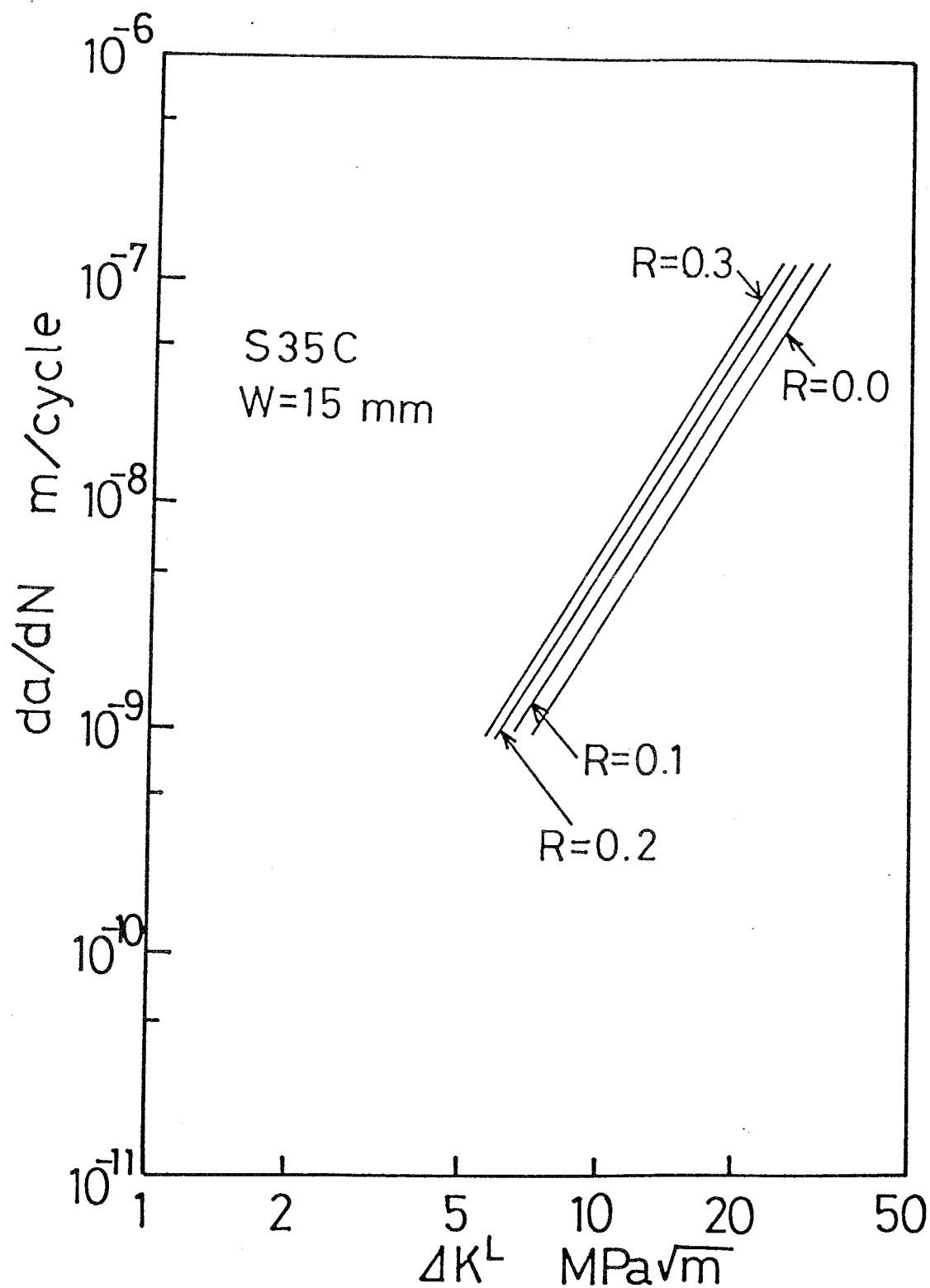
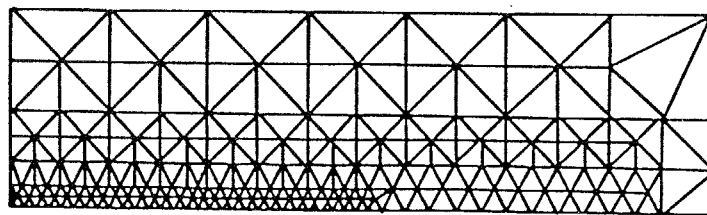
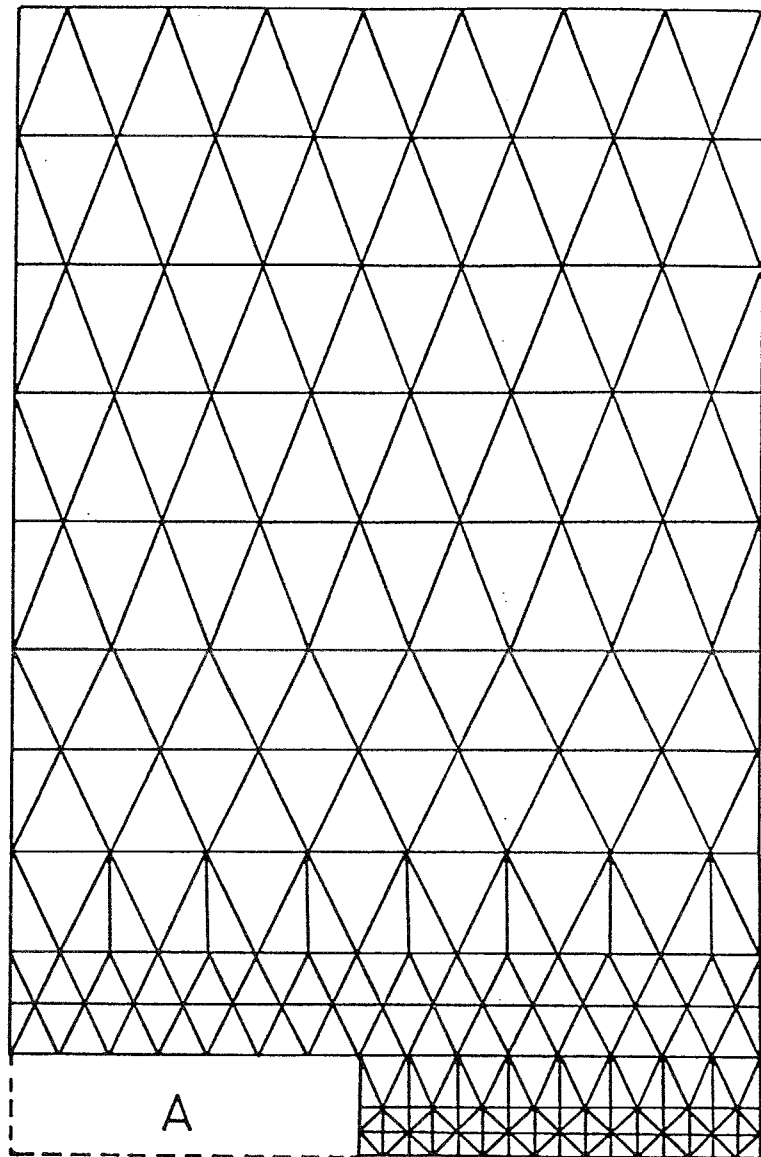


図4-3 残留応力のない場合の $\frac{da}{dN}$ — ΔK^L 関係 (S35C)



Detail of A

図 4-4 有限要素法の要素分割

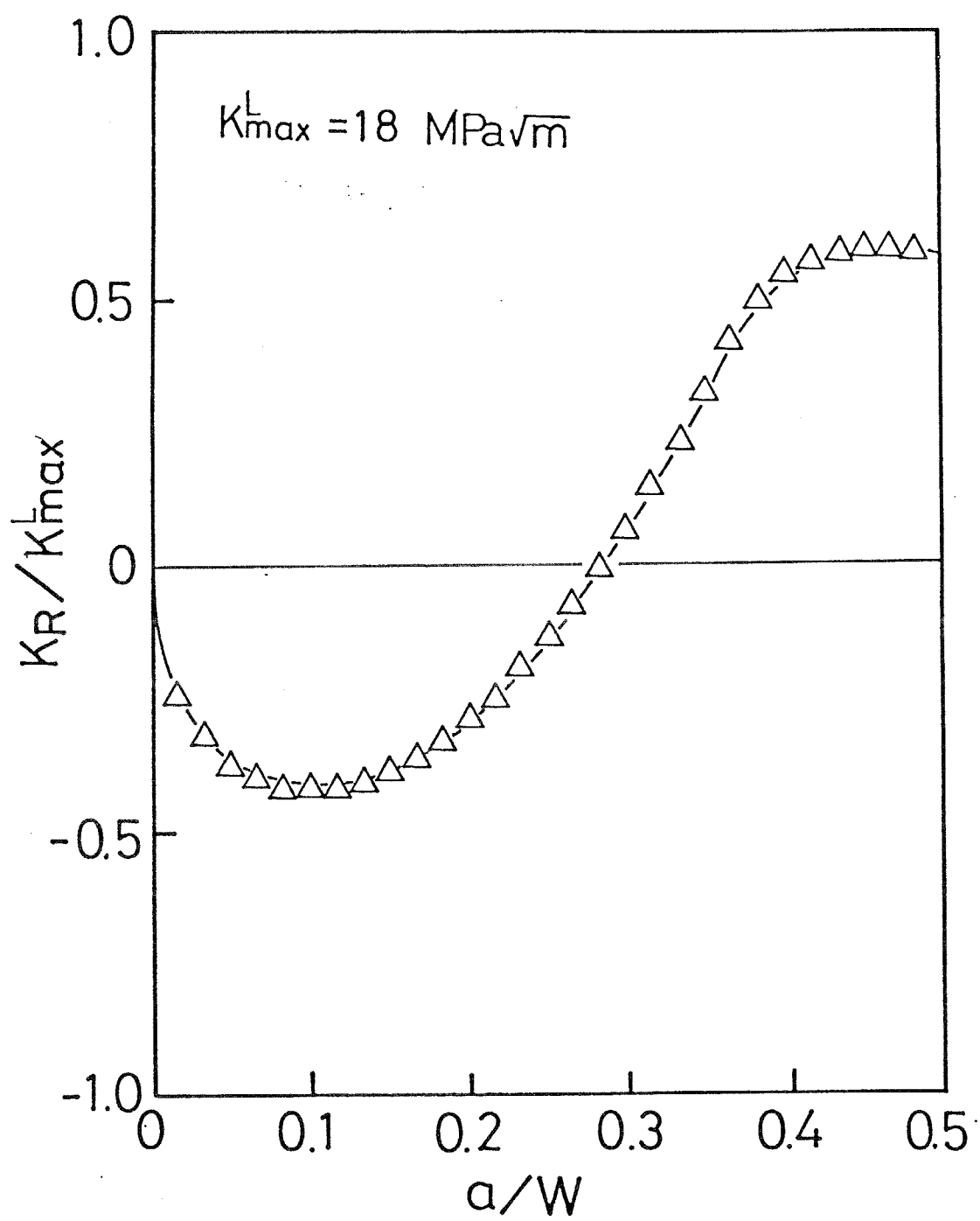


図4-5. き裂進展に伴う K_R / K_{max}^L の変化

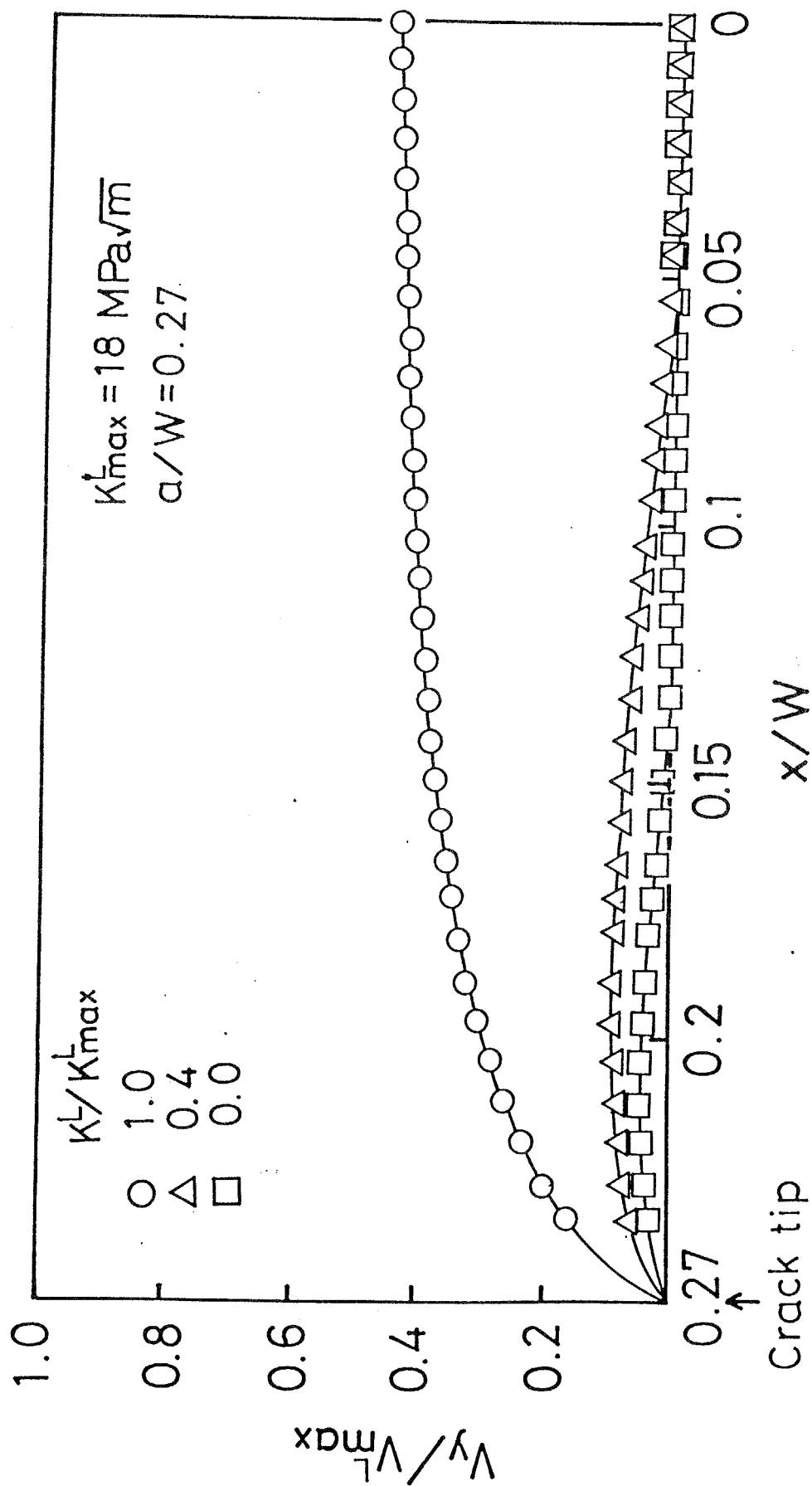


図 4-6 繰返し荷重下の真のき裂面変位の変化

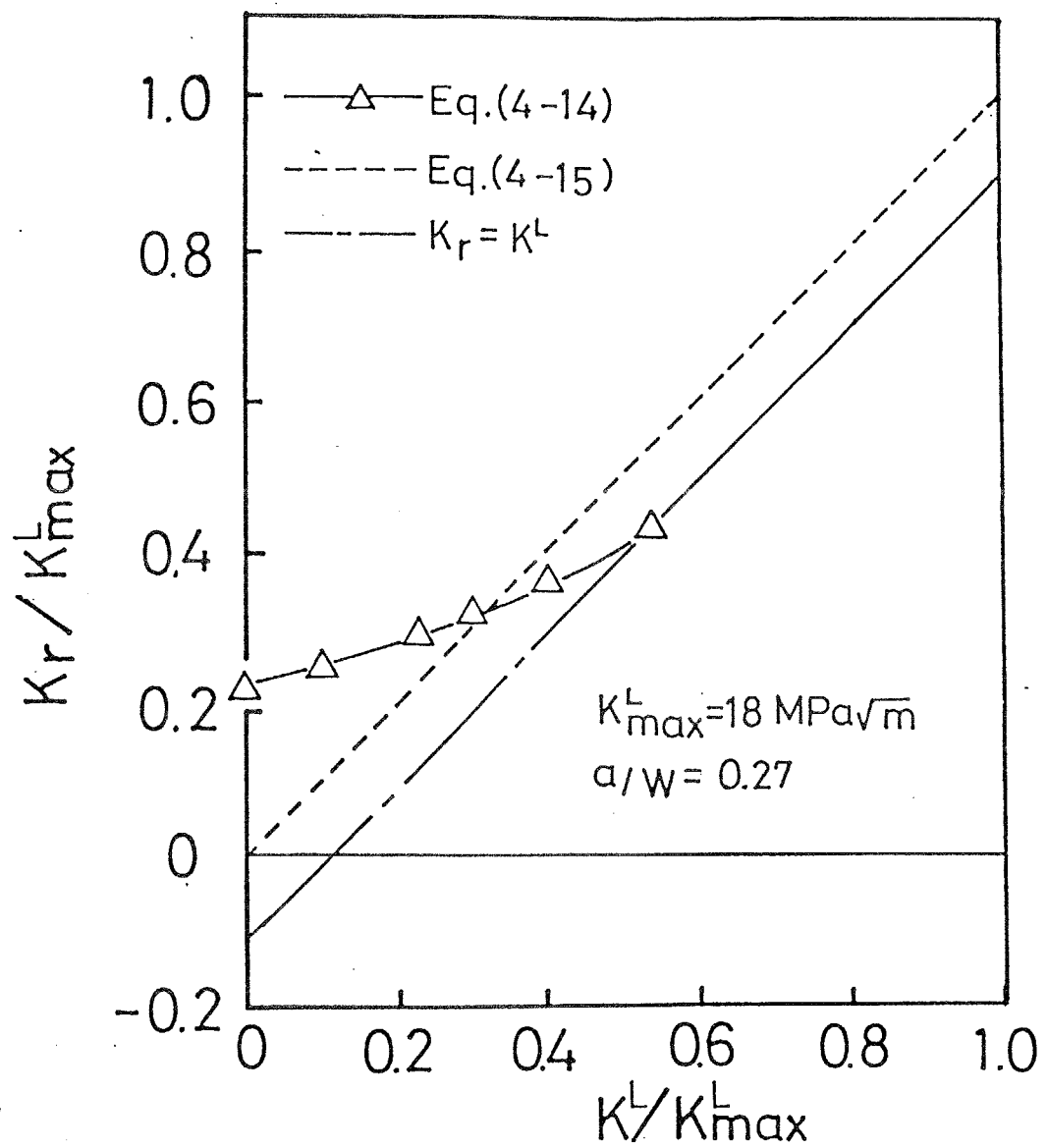


図 4-7 繰返し荷重下の真の応力拡大係数の変化

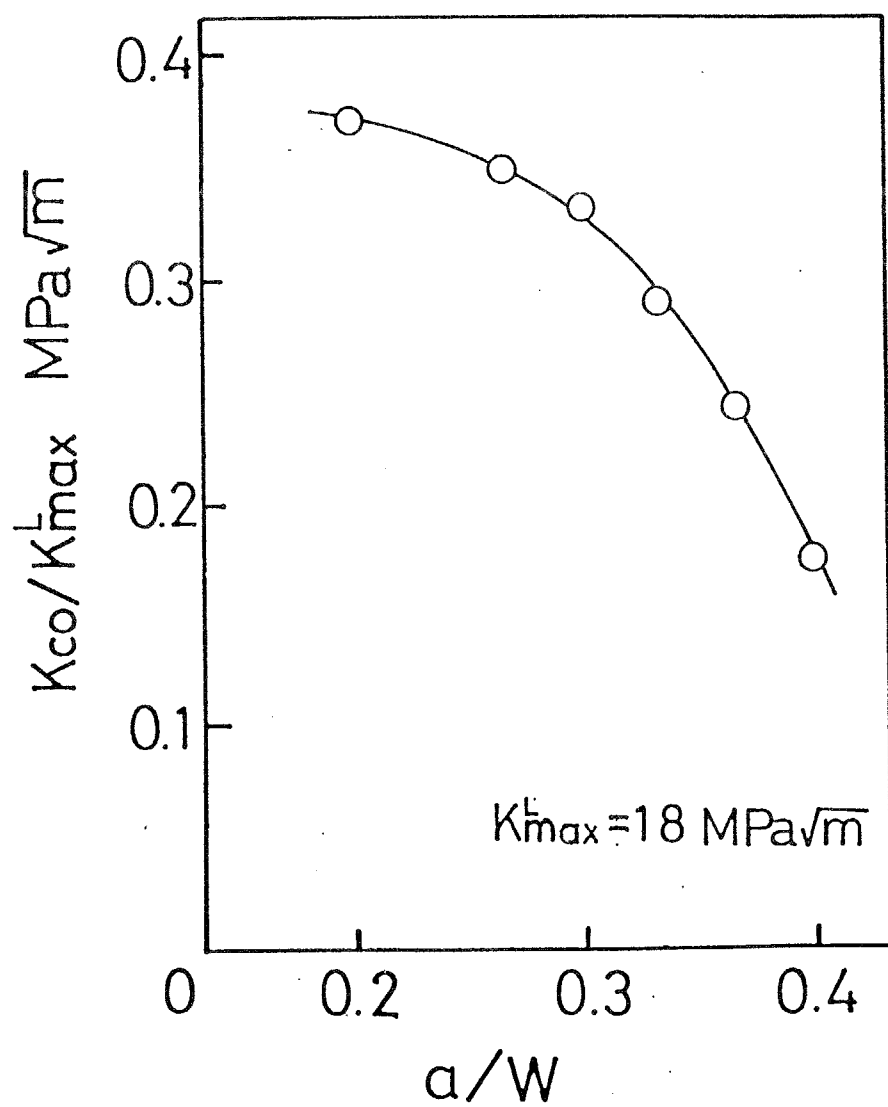


図 4-8 き裂進展に伴うき裂面接触応力の応力拡大係数の変化

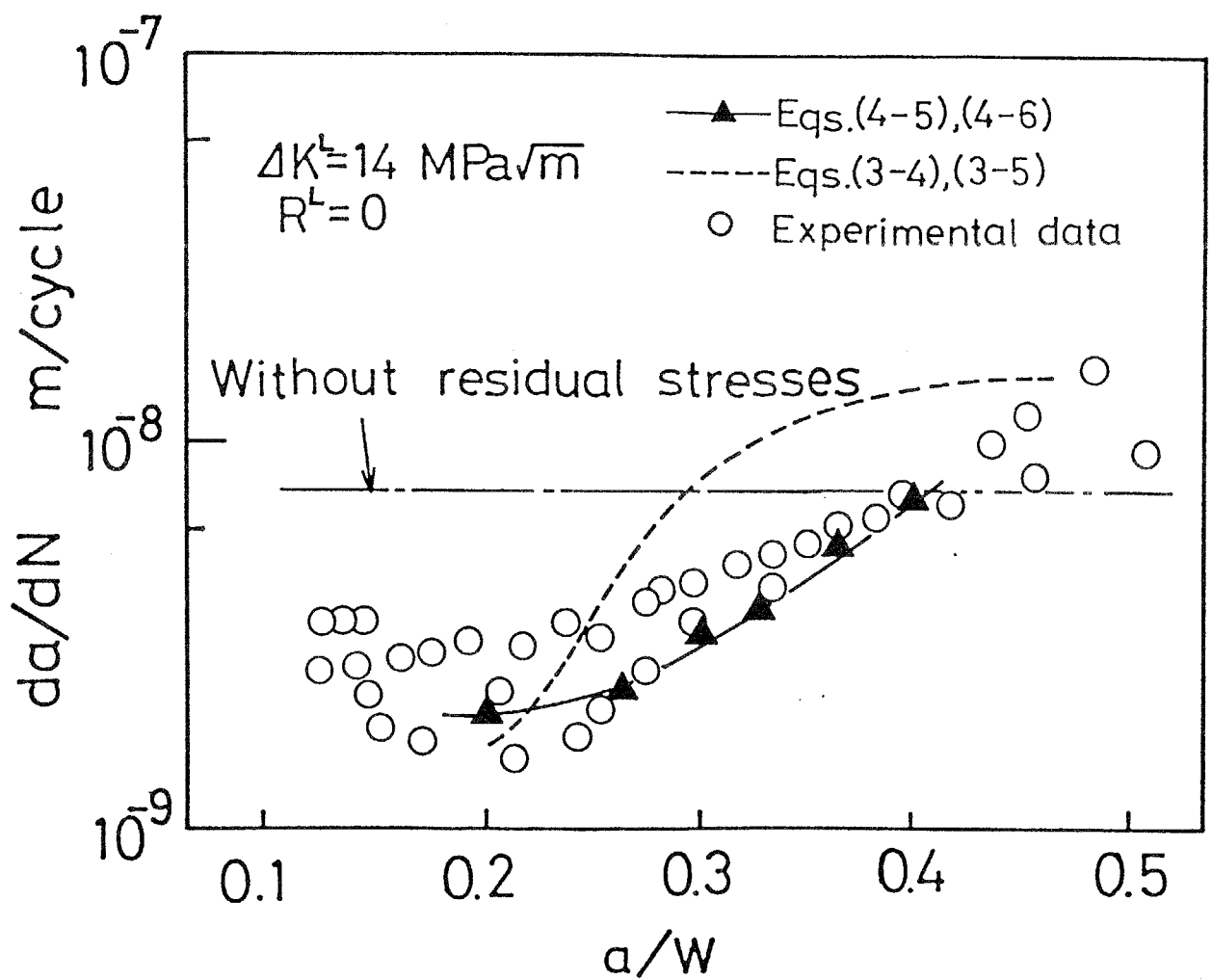


図4-9 き裂進展速度の予測結果と実測結果の比較 ($\Delta K^L = 14 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$)

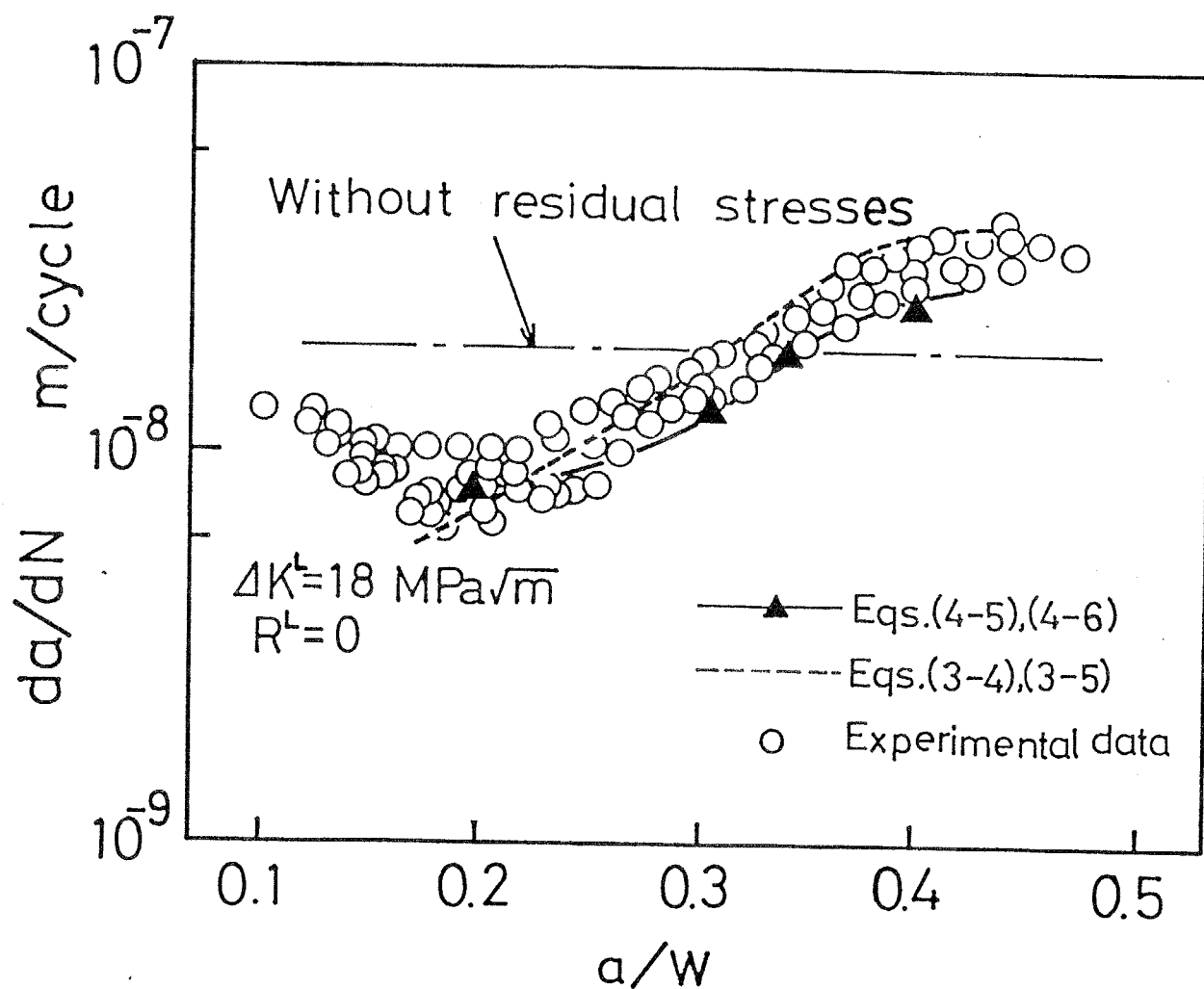


図 4-10 き裂進展速度の予測結果と実測結果の比較 ($\Delta K^L = 18 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$)

第 5 章 き裂面接触に及ぼす 各種影響因子の影響

5-1 緒 言

疲労き裂進展速度に及ぼす残留応力の影響について、第3章までにおいて、き裂進展による残留応力の再配分を考慮する必要はなく、初期残留応力と再配分残留応力のいずれを予測に用いることも可能であることを実証し、重ね合わせの原理に基づく残留応力の応力拡大係数の解析結果を用いる評価方法が有効であることを実験と解析により示した。また、第4章では、従来の評価手法に加えて、き裂進展に伴う残留応力（残留ひずみ）解放によるき裂面接触の影響（き裂閉口挙動の変化）を考慮した評価方法を提案し、その有効性を実証した。しかし、き裂面接触の解析は容易でない上に、前章でも指摘したように、必ずしも解析が必要とは限らない場合がある。したがって、実際のき裂進展速度の予測に際し、き裂面接触に及ぼす各種因子を解析し、き裂面接触の解析が必要な場合を明確にする必要がある。前章では有限要素法によるき裂面接触解析を行ったが、以上の背景から本章では、各種影響因子の解析を容易に行うために重み関数を用いた簡便な解析方法を開発し、まずCT試験片に適用して有効性を検証した後、各種試験片形状、負荷形式、残留応力分布形状、切欠き導入などの影響因子を対象として解析を行った。

5-2 重み関数を用いた簡便解析法

5-2-1 解析方法

き裂が圧縮残留応力場を進展すると、圧縮残留応力の解放によって、残留応力の応力拡大係数 K_R とき裂面変位 v_R が生じ、これらは負の値となる。図5-1を参照して、負荷外力が十分小さい場合、破線で示すようにき裂の上下面は互いにオーバーラップする。実際には、図中の実線で示すように、き裂面は弾性接触し、オーバーラップできない⁽¹⁾。

この弾性接触問題は、前章で示したように、負荷外力の応力拡大係数 K^L 、負荷外力のき裂面変位 v^L に、残留応力の応力拡大係数 K_R 、き裂面変位 v_R を重ね合わせた応力-ひずみ（変位）状態に対し、負のき裂面変位を打ち消すようなき裂面接触応力を負荷し、き裂面弾性接触応力の応力拡大係数 K_{co} 、き裂面変位 v_{co} をそれぞれ重ね合わせて解くことができる。真のき裂面変位 v_r はき裂面接触領域で式（4-10）

の条件 ($v_r = 0$) を満足し、き裂開口領域で式 (4-11) の条件を満足する。負荷外力と残留応力場は既知であるので、真のき裂面変位を構成する要素の中で、未知数は v_{co} (つまり接触応力 σ_{co}) のみである。そして、 v_{co} は接触領域範囲内で、次式となる。

$$v_{co}(a, x) = - (v^L(a, x) + v_R(a, x)), \quad 0 \leq x \leq l \quad (5-1)$$

ここで、 l はき裂面接触境界である。なお、以下では簡単のためき裂面変位のパラメータの中でき裂長さ a は省略する。

上式から、き裂面弾性接触応力のき裂面変位 v_{co} は、厚さ $|v^L(x) + v_R(x)|$ の詰物がき裂面に挿入されている場合のき裂閉口の解析に、帰着することがわかる。

き裂閉口の解析で用いられる簡略化⁽²⁾⁽³⁾を、接触応力の数値解析に適用する。き裂面を n 個の要素に分割する (図 5-2 参照)。一要素内では、一様な接触応力 (圧縮応力) を仮定する。そして、各々の要素中央位置のき裂面変位が、式 (4-10)、(4-11) の変位拘束条件を満足するように、接触応力を数値解析で決定する。

以上の数値解析の設定から、真のき裂面変位の条件式 (4-10)、(4-11) は次式に書き換えられる。

$$\sum_{j=1}^n g_{ij} \sigma_j = -P v_i^L - v_i^R \quad (5-2)$$

ここで、 g_{ij} は j 番目要素に単位接触応力が負荷されたときの i 番目要素の変位である。また、 σ_j は j 番目要素接触応力、 P は負荷外力、 v_i^L は単位外力負荷時の i 番目要素の変位、 v_i^R は残留応力の解放による i 番目要素の変位である。この g_{ij} は重み関数を用いて、次式で計算できる。

$$g_{ij} = \int_{x_i - w}^{x_i + w} \left\{ \int_{x_j - w}^{x_j + w} -m(a, x) dx \right\} m(a, xi) da \quad (5-3)$$

ここで、 $2w$ は要素幅、 x_i は i 番目要素の中央位置である。式 (9) の $\{ \}$ 内の積分は、要素に単位接触応力が負荷されたときの応力拡大係数にほかならない。したがって、き裂面の部分領域 (ここでは、 $x_j + w \sim x_j - w$) に一様な接触応力が負荷されるとき、の応力拡大係数が既知ならば、式 (5-3) の積分はさらに簡便になる。また、 v_i^L 、 v_i^R は式 (4-3) と同様に重み関数から計算できるが、き裂面負荷分布力 (重ね合わせの原理から求めた、外力に等価なき裂面分布力または逆符号の残留応力分布) が既知の場合は式 (5-3) の g_{ij} を用いてさらに、簡単に求められる。

式(5-2)の連立方程式は、接触問題であり、陽には解が得られない。そこで、Gauss-Seidelの逐次代入法を用いて計算する。ただし、式(5-2)において、 σ_f は接触応力であり、次の拘束条件を満足する。

$$\sigma_f \leq 0 \quad (5-4)$$

数値解析手法の詳細は文献[3]と同じである。本解析手法では、 g_{1j} の計算に手間がかかるが、これをデータベースとして記憶させておけば、後の繰返し計算は容易にできる(詳細は付録Cを参照)。

5-2-2 コンパクト試験片による解析法の検証

(i) 解析対象

前述したき裂面弾性接触応力の数値解析手法を、CT試験片の実験結果に適用し、数値解析を実施した。解析対象は図5-3に示すような、配管用炭素鋼の突合せ溶接継手から、き裂が溶接線に垂直に進展するように作成した試験片である。試験片幅は $W=100\text{mm}$ 、荷重線($x=0$)と溶接線(x_b : 溶接ビード中央位置)の距離は 60mm ($x_b/W=0.6$)である。

数値解析に用いたCT試験片の重み関数は、Mall-Newmanの式⁽⁴⁾である。この式は原点($x=0$)をCT試験片の荷重線としており、それより外側の領域の残留応力の影響は解析できない。そこで、図5-3に示すように試験片を加工し、荷重線より外側の残留応力を除去した。加工後、音弾性法で残留応力を非破壊的に実測した⁽⁵⁾。以後は、このときの残留応力を初期残留応力と称する。この初期残留応力場を図5-4に○印で示す。さらに、荷重線から長さ $a_0=20\text{mm}$ ($a_0/W=0.2$)の切欠きを導入し、切欠きにより再配分した残留応力場を音弾性法で実測した。以後は、このときの残留応力を再配分残留応力と称する。切欠きを導入後に残留応力分布を測定した再配分残留応力場を図5-4に△印で示す。

解析対象のき裂は、荷重線から長さ $a=30\text{mm}\sim 60\text{mm}$ ($a/W=0.3\sim 0.6$)とした。したがって、図5-4の残留応力場を、 60mm まで($x/W \leq 0.6$)の範囲で多項式近似した。初期残留応力場 σ_{11}^0 は、次式で近似した(図5-4の実線)。

$$\sigma_{11}^0(\eta) = -43.6 - 105.35\eta + 874.65\eta^2 - 492.45\eta^3 \quad (\text{MPa}) \quad (5-5)$$

ここで、 $\eta = x/W$ である(x は荷重線からの距離)。再配分残留応力場は第3章と同様に切欠きをき裂面接触しない理想的なき裂とみなして、切欠き先端に応力特異性を有する次式で近似した(図5-4の破線)。

$$\sigma_R(\eta) = - \frac{15.92}{\sqrt{2\pi W(\eta-0.2)}} + 169.9 + 235\eta - 7787\eta^2 + 23520\eta^3 - 19139\eta^4 \quad (\text{MPa}) \quad (5-6)$$

再配分残留応力場を用いて解析する場合、解析対象は切欠き先端からき裂先端までの範囲であり、初期残留応力場を用いて解析する場合よりも、範囲が狭い。そこで、前者（再配分残留応力場）の場合は後者（初期残留応力場）の場合よりも、き裂面の要素分割を細分化した。具体的には、前者の場合、要素幅 $2w = 0.4 \text{ mm}$ （き裂長さ比 $a/W = 0.3$ ）から $2w = 0.73 \text{ mm}$ （き裂長さ比 $a/W = 0.6$ ）まで、 a/W の増大に伴い $2w$ を大きくした。また、後者の場合、き裂長さにかかわらず $2w = 1 \text{ mm}$ で一定とした。

(ii) 解析結果

負荷外力が0の場合、き裂面弾性接触応力の応力拡大係数 K_{c0} とき裂長さ比 a/W の関係を図5-5に示す。図には、残留応力の応力拡大係数 K_R の絶対値を実線で併記した。ここでは、圧縮残留応力場からき裂が進展するため、 K_R は負の値となる。この試験片では、 $0 \leq a/W \leq 0.35$ の範囲が初期圧縮残留応力場であり、この範囲では、 K_{c0} と K_R の絶対値は等しくなる（符号は逆）。

繰返し外力負荷で、 $a/W = 0.3$ の場合のき裂面変位を図5-6に示す。最大負荷時の負荷外力の応力拡大係数 $K_{L_{max}}$ は、 $50 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ である。最大負荷時にき裂は完全に開口している（図5-6の○印）。負荷外力の応力拡大係数 K^L を $K^L/K_{L_{max}} = 0.4$ まで除荷すると、き裂面は後方 ($x/W \doteq 0.15$) から接触を開始する（図5-6の△印）。 $K^L/K_{L_{max}} = 0$ まで除荷すると、き裂は完全に閉口する（図5-6の□印）。

上記の場合、真の応力拡大係数 K_r と負荷外力の応力拡大係数 K^L の関係を図5-7に示す。 K^L が高く、き裂が完全に開口していると ($K^L/K_{L_{max}} > 0.4$)、 K_r は $K_r = K^L + K_R$ （実線）となる。 K^L が低く、き裂面が接触を開始すると ($K^L/K_{L_{max}} < 0.4$)、 $K_r = K^L + K_R + K_{c0}$ となり、 K_r は実線（き裂は完全に開口）から K_{c0} の分だけ逸脱する（図5-7の○印）。そして、 $K^L/K_{L_{max}} = 0$ まで、 K_r の値はほぼ一定 ($K_r \doteq 0$) である。

$K^L/K_{L_{max}} = 0$ で、き裂は完全に閉口し、 $K_r = 0$ になる。これはき裂面弾性接触応力分布と初期残留応力分布が、全く等しくなることを意味しており、重ね合わせの原理から導かれる結論と一致する。したがって、本研究で提案した解析手法が十分な精度を持つことが確認された。また、真の応力拡大係数範囲 ΔK_r は次式になる。

$$\Delta K_r = K_{L_{max}}^L + K_R \quad (5-7)$$

上式は3章で示した簡単な評価手法にほかならない。すなわち、き裂が完全に閉口する場合には、式(3-8)の簡単な評価手法が厳密に成立することが実証された。

以上の結果から、き裂が初期圧縮残留応力場を進展する場合、き裂面弾性接触が生じ、真の応力拡大係数範囲 ΔK_r は K_R ($=K_{c0}$) だけ減少する。さらに、真の応力拡大係数は負にならず、真の応力比 R_r は常に $R_r \geq 0$ であることがわかる。

初期圧縮残留応力場から初期引張残留応力場へき裂が進展すると ($0.35 \leq a/W$) , K_{c0} は K_R の絶対値より大きくなる (図5-5参照)。繰返し負荷外力で、 $a/W = 0.5$ の場合、き裂面変位を図5-8に示す。図5-6の場合と同様に、 $K^L / K_{L_{ax}}^L = 0.5$ で、き裂面は後方 ($x/W \doteq 0.1$) から接触を開始する (図5-8の△印)。しかし、 $K^L / K_{L_{ax}}^L = 0$ で、き裂面は完全には閉口せず、き裂先端近傍で開口している (部分き裂閉口：図5-8の□印)。

上記の場合、真の応力拡大係数 K_r と負荷外力の応力拡大係数 K^L との関係を図5-9に示す。部分き裂閉口を生じている $K^L / K_{L_{ax}}^L \leq 0.5$ の範囲で、 K_{c0} は K_R の絶対値より大きい。そして、 $K^L / K_{L_{ax}}^L = 0$ まで、 K_r はほぼ一定 ($K_r \doteq 15 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$) である。

次に、CT試験片に長さ比 $a_0/W = 0.2$ の切欠きを導入し、再配分した残留応力分布 σ_R の実測結果からき裂面弾性接触応力を数値解析した結果を示す。

負荷外力が0の場合、き裂面弾性接触応力の応力拡大係数 K_{c0} とき裂長さ比 a/W の関係を図5-10に示す。図には、初期残留応力場 σ_R の K_{c0} の解析結果 (図5-5参照) も併記した (破線)。 a/W にかかわらず、再配分残留応力分布の K_{c0} は初期残留応力場の K_{c0} よりも低い。

繰返し負荷外力で、き裂先端が再配分圧縮残留応力場にある場合 ($a/W = 0.3$) , き裂面変位を図5-11に示す。切欠き部分 ($x/W \leq 0.2$) の変位は図に示していない。初期残留応力分布の結果とはほぼ同様に、 $K^L / K_{L_{ax}}^L = 0.3$ まで除荷すると、き裂面は後方 (切欠き先端) から接触を開始する (図5-11の△印)。

上記の場合、真の応力拡大係数 K_r と負荷外力の応力拡大係数 K^L の関係を、初期残留応力分布の結果 (破線) と比較して図5-12に示す。いずれの残留応力分布も実測結果であり、両者の残留応力の応力拡大係数 K_R は誤差を含むために一致していない。再配分残留応力場の場合、初期残留応力分布の場合 ($K^L / K_{L_{ax}}^L = 0.4$) よりも低い $K^L / K_{L_{ax}}^L = 0.3$ で、き裂面は接触を開始する。き裂面の接触開始から、 $K^L / K_{L_{ax}}^L = 0$ まで、 K_r はほぼ一定 ($K_r \doteq 0$) である。

繰返し負荷外力で、再配分圧縮残留応力場から再配分引張残留応力場にき裂が進展

する場合 ($a/W = 0.5$)，き裂面変位を図5-13に示す。初期残留応力分布の結果と同様に，き裂面は後方（切欠き先端）から接触を開始する（図5-13の△印）。また，初期残留応力分布の結果と同様に $K^L/K_{max}^L = 0$ で部分き裂閉口を生じるが，き裂開口量はやや小さい。

上記の場合，真の応力拡大係数 K_r と負荷外力の応力拡大係数 K^L の関係を，初期残留応力分布の結果（破線）と比較して図5-14に示す。再配分残留応力分布の場合，初期残留応力場の場合 ($K^L/K_{max}^L = 0.5$) よりも低い $K^L/K_{max}^L = 0.45$ で，き裂面は接触を開始する。そして，き裂面の接触開始から $K^L/K_{max}^L = 0$ まで， K_r はほぼ一定 ($K_r \div 10 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$) である。しかし，再配分残留応力場の場合，き裂面の接触開始の K^L/K_{max}^L が低いことを反映して，初期残留応力分布の場合 ($K_r \div 15 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$) より K_r は小さい。したがって，き裂面弾性接触による真の応力拡大係数範囲 ΔK_r の減少は初期残留応力場の場合ほど顕著でない。

以上，実測した再配分残留応力場の誤差を考慮すれば，重ね合わせの原理から予想される解析結果とはほぼ一致する結果となった。これより，切欠きを導入した試験片においても，この簡便な解析法が有効であることが明らかになった。しかし，き裂面弾性接触には試験片形状や残留応力分布などが顕著な影響を及ぼすので，以下にこれらの系統的研究を行う。

5-3 各種影響因子の解析対象・結果と考察

本節では，前節で提案した簡便解析手法を用いて，中央切欠き引張試験片（以下CCT試験片と略記）および片側切欠き試験片（以下SEN試験片と略記），コンパクト試験片（以下CT試験片と略記）の3種類の試験片を対象として，き裂面部分接触挙動に及ぼす試験片形状，負荷形式，残留応力場および初期切欠きの影響を解析・検討した。また，前節ではCCT試験片について解析し，圧縮残留応力場からき裂が進展する場合，除荷時のき裂面接触開始点から実験的に真の応力拡大係数範囲を測定できることを示した。本節では，さらにSEN試験片についても同様の解析を行い，その結果を比較した。そして，き裂面部分接触を考慮したき裂進展速度の評価に必要な知見を得た。

5-3-1 解析対象

前節では、切欠き導入後の実測した再配分残留応力場を用いて解析したため、実測誤差の影響が生じた。本節においては、切欠き導入の影響を精度よく解析するため、切欠き導入の効果を解析する方法を若干改良し、初期残留応力場を用いた解析手法を用いた。以下にその手法を簡単に示す。

切欠きを近似的にき裂面接触のない理想的なき裂に置き換え、残留応力解放によるき裂面変位 v^R は初期残留応力場から求める。除荷途中にき裂面部分接触を生じる要因は、き裂面に付着させた v^R である。したがって、切欠き部分の v^R を0にすると、この領域のき裂面部分接触が妨げられ、切欠き導入が模擬できる。当然、他のき裂部分の v^R は初期残留応力場から求めた値そのままである。また、前節と同様に切欠き先端近傍で接触応力に特異性が生じるため、切欠き先端の1要素を、50分割した小さな幅の要素50個に置き換えて解析精度を高くした。

以上の解析手法は前節の再配分残留応力場を重ね合わせの原理に基づいて考慮し、正確にしたものに過ぎない。

次に、き裂面部分接触に及ぼす試験片形状、残留応力場、外力負荷形式および切欠きの影響を解析、検討する。試験片形状は、図5-15に示すとおりである。幅 $2W=100\text{mm}$ のCCT試験片、幅 $W=50\text{mm}$ のSEN試験片および幅 $W=50\text{mm}$ のCT試験片の3種類である。CT試験片を解析するために用いた重み関数は文献[4]の式、SEN試験片の重み関数は文献[6]の式を用いた。CCT試験片の場合は、文献[2]に式(5-4)の g_{1j} が示されている。また、残留応力場は、前節で用いた実測した初期残留応力場をタイプA、4次式の形状の残留応力場をタイプBとする。それぞれの残留応力場を図5-16に示す。図中の実線のタイプAの残留応力場は溶接線に垂直にき裂が進展する $W=100\text{mm}$ のCT試験片の実測値であるが、影響因子の分離を目的としてすべての試験片で同じ残留応力場を用いた。図中の破線のタイプBは溶接線に平行にき裂が進展する場合、あるいは焼入れの場合などを想定した残留応力場である。この場合も同様に、すべての試験片で同じ残留応力場を用いた。タイプA、Bの残留応力場を次式に示す。

$$\text{タイプA} \quad \sigma_R(\eta) = -43.6 - 105.35\eta + 974.65\eta^2 - 492.45\eta^3 \quad (5-8)$$

$$\text{タイプB} \quad \sigma_R(\eta) = -196 + 1960\eta - 5880\eta^2 + 7840\eta^3 - 3920\eta^4 \quad (5-9)$$

ここで、 $\eta = x/W$ である。なお、材料は鋼を想定し、縦弾性係数には $E = 205.8 \text{ GPa}$ を用いた。解析は全て、平面応力状態としている。

5-3-2 試験片形状の影響

CCT試験片、CT試験片およびSEN試験片の3種類の試験片を対象として、タイプAの残留応力場でのき裂面部分接触の解析結果を示す。各試験片のき裂進展による残留応力の応力拡大係数 K_R の変化を図5-17に示す。なお、 K_R の解析には簡便な方法を用いた。この簡便手法を付録Dに示す。各試験片の完全除荷時の真の応力拡大係数 K_r ($=K_R+K_{co}$) のき裂進展による変化を図5-18に示す。ここで、 K_{co} はき裂面接触応力の応力拡大係数である。

図5-17において、残留応力場はき裂長さ比 $a/W=0.35$ まで圧縮残留応力で、その後は引張残留応力になっている。CCT試験片の K_R (○印) はき裂先端が引張残留応力場に達すると急激に増加して正の値になるのに対して、CT試験片 (△印) とSEN試験片 (□印) の両者の K_R はほぼ同じ値で、常に負の値となっており、CCT試験片の結果と異なる傾向を示す。この差異は直接に試験片の重み関数の差異を反映している。CCT試験片ではき裂先端近傍の残留応力の影響が著しい。これに対して、他2種の試験片形状ではき裂後方の残留応力による曲げの効果が著しい。

しかし、図5-18に示す真の応力拡大係数 K_r とき裂長さ比 a/W の関係では、3種の試験片に差異はない。いずれの試験片でも、き裂先端が圧縮残留応力場にあるならば $K_r=0$ で、き裂が進展して引張残留応力場に達すると増加し始め、 K_r の値に差異は認められない。各試験片のき裂長さ比 $a/W=0.5$ の場合の完全除荷時の真のき裂面変位 v_r を図5-19に示す。 K_r がほぼ等しいため、き裂先端近傍の v_r は当然等しいが、き裂面後方のき裂面形状も等しくなっている。これは、き裂面部分接触を生じると、試験片形状には無関係に、部分開口部が中央き裂と同じ形状になるためである。したがって、完全除荷時に限定すれば、任意形状 (平面問題) の試験片のき裂面部分接触の解析はCCT試験片で近似的に解析できることが推察される。

5-3-4 負荷形式および残留応力場の影響

ここでは、負荷形式と残留応力場の両因子を変えたSEN試験片を対象として、き裂面部分接触を解析した結果を示す。以後の解析で、繰返し荷重の最大値時の応力拡大係数 $K_{L_{max}}$ は $50\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ であり、結果はすべてこの $K_{L_{max}}$ で無次元化した。

き裂長さ比 $a/W=0.5$ のSEN試験片について、タイプA残留応力場における繰返し荷重下の真の応力拡大係数 K_r の変化を曲げモーメントを負荷した場合 (図中○印)

と引張応力を負荷した場合（図中△印）を比較して図5-20に示す。 K_r は最大負荷時に K_R だけ $K_{L,x}$ よりも減少し、除荷途中にき裂面が接触を開始すると直線関係から離脱する挙動は前節で述べたとおりであり、両負荷形式で差異がない。しかし、き裂面の接触点と接触後の傾向は両者で異なる。引張応力負荷の場合には、曲げモーメント負荷の場合と比較して、除荷時の接触開始点の K_r 、 K^L は高く、接触は徐々に進行する。したがって、引張応力負荷の場合には、き裂面接触開始点から実験的に有効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} を決定すると、 ΔK_{eff} は真の応力拡大係数範囲 ΔK_r より小さくなる。曲げモーメント負荷の場合、その過小評価の程度は小さい。

接触開始点から求めた有効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} と真の応力拡大係数範囲 ΔK_r の比 $(\Delta K_{eff}/\Delta K_r)$ の各き裂長さ比 a/W における変化を図5-21に示す。引張応力負荷の場合（△印）は a/W にかかわらず、曲げモーメント負荷の場合（○印）に比較して比 $(\Delta K_{eff}/\Delta K_r)$ が小さく、実験的に決定した場合の過小評価の程度が大きいことがわかる。

タイプB残留応力場における解析結果を図5-22に示す（SEB試験片、き裂長さ比 $a/W=0.5$ 、繰返し荷重、曲げモーメント負荷と引張応力負荷）。タイプBの残留応力場は表面近傍に大きな圧縮残留応力が存在し、タイプAと大きく異なる（図5-16参照）。しかし、繰返し荷重下のき裂面部分接触挙動はタイプAとタイプBの両者で差異はなく、曲げモーメント負荷の場合（図中○印）が引張応力負荷の場合（図中△印）よりも接触開始点の K_r 、 K^L は高くなっている。

次に、引張残留応力場を進展するき裂に圧縮応力を負荷した場合を解析した。溶接や熱処理などの残留応力場では、試験片中央部で引張残留応力となる。そこで、タイプB残留応力場のCCT試験片に圧縮応力を負荷した。ただし、図5-16中で試験片中心は $x/W=0.5$ の位置であり、き裂は中央の引張残留応力場から両端の圧縮残留応力場に向けて進展する。繰返し圧縮応力負荷時のき裂面変位を図5-23に示す。引張残留応力場をき裂が進展するので、完全除荷時にき裂は開口している。そして、圧縮応力を負荷すると、き裂は先端から閉口する。この結果から、タイプA残留応力場のCCT試験片のように、引張残留応力場にあるき裂に圧縮応力を負荷しても、き裂面部分接触は生じないことが推察される。

重ね合わせの原理から、き裂面部分接触は式(4-10)、(4-11)を解くことで解析できることを示した。この式で、外力負荷形式の変化は外力によるき裂面変位 v^L の変化となり、残留応力場の変化は残留応力解放によるき裂面変位 v^R の変化となる。 v^L と v^R の大きさが全く等しければ、き裂面の部分接触は生じないで、ある負

荷外力 K^L の値($K^L = -K_R$)でき裂面全体が閉口する($v_r = 0$)ことがわかる。つまり、き裂面部分接触は重ね合わせの原理によって、残留応力場と外力をき裂面上分布力に置き換えた場合の両者の分布力の形状の差異によって生じるものである。残留応力場には必ず応力勾配が存在するので、分布力に応力勾配が存在する曲げモーメント負荷の方が、引張応力負荷に比較してき裂面部分接触を生じにくくなる。また、 v^L は試験片形状に依存する。以上から、き裂面部分接触挙動が試験片形状、外力負荷形式および残留応力場によって変化する理由がわかる。

5-3-5 切欠きの影響

前節において、実測した再配分残留応力場を用いて切欠き導入の影響を解析したが、実測値であったため、誤差を含むことと、切欠き長さをパラメータとして解析することが不可能であったために、系統的解析は行われていない。ここでは、先に示した切欠きを近似的にオーバーラップを許容するき裂に置き換える方法で、初期残留応力場に切欠きを導入した場合のき裂面部分接触挙動を解析した結果を示す。解析にはCCT試験片を用いた。これは前述したように、完全除荷時のき裂面部分接触挙動は試験片形状にはほぼ無関係に、CCT試験片で解析できるからである。なお、残留応力場はタイプAを用いた。

初期切欠き長さ比 $a_0/W = 0.2$ (○印), 0.3 (△印), 0.4 (□印) の場合の完全除荷時の真の応力拡大係数 K_r の解析結果を図5-24に示す。図中の実線は初期残留応力場の K_r である。 K_r は切欠き長さ比 a_0/W の増大とともに明らかに減少する。この原因はCT試験片を用いて解析した前節においても述べたが、切欠き導入によってき裂面接触が妨げられたためである。

き裂長さ比 $a/W = 0.5$ の場合の繰返し荷重下の真の応力拡大係数 K_r の変化を図5-25に示す。切欠き導入によって K_R は変化しないので、き裂が完全に開口している場合(負荷外力が大きい場合)には、初期切欠き長さ比による差異はない。切欠き導入によって生じたき裂面接触後の真の応力拡大係数 $K_r (=K_R + K^L + K_{co})$ の減少は、き裂面接触応力の応力拡大係数 K_{co} の減少(き裂面接触が妨げられた結果)によることが、図5-25で明示されている。

また、向井ら⁽⁷⁾はCCT試験片について、き裂面の接触点を実験的に検出し、実験結果の K_{co} とき裂先端の真のき裂開閉口が区別できることを指摘している。これは、逆に言えば、実験的にき裂面接触点をき裂開閉口 K_{op} とすると真の有効応力拡大係数

範囲より応力拡大係数を過小に評価してしまうことになる。しかし、き裂面接触挙動は試験片形状、負荷形式によって異なり、またCT試験片のように長い切欠きを導入すると、 K_{co} はほとんど影響を及ぼさなくなる。したがって、試験片形状によってはき裂面接触の実験的検出は困難であると判断される。

上述のことは、実際の構造物において切欠き状欠陥を起点とする疲労き裂の場合には、初期残留応力場（切欠き状欠陥のない場合）からき裂面部分接触を解析すると、 K_{co} の過大評価（ ΔK_r の過小評価）となることを示唆している。また、このような場合には、き裂面部分接触を考慮しない第3章で用いた残留応力場の疲労き裂の真の応力拡大係数範囲の計算手法（ K_r のみ考慮する手法）を用いても、近似的に正しくなる。しかし、残留応力場を進展する疲労き裂に対してき裂面部分接触まで考慮した厳密な解析を必要とする場合には、非破壊検査で切欠き状欠陥の厳密な位置および寸法を検出する必要があることが明らかとなった。

5-4 結 言

残留応力場を進展する疲労き裂について、圧縮残留応力解放によって生じるき裂面部分接触挙動に及ぼす試験片形状、負荷形式、残留応力場および初期切欠きの影響を解析し、検討を行った。得られた結果を要約すると以下のとおりである。

- (1) 重み関数を用いた簡便なき裂面接触の解析手法が有効であることが確認された。
- (2) 完全除荷時のき裂面部分接触挙動は試験片形状に無関係である。
- (3) き裂面部分接触挙動は負荷外力のき裂面変位と残留応力解放によるき裂面変位の両者の差異によって決定される。
- (4) 曲げモーメント負荷の場合は引張負荷の場合に比較して、き裂面部分接触の開始点が低くなる。また、引張残留応力場を進展する疲労き裂に繰返し圧縮応力を負荷した場合、き裂は先端から閉口し、き裂面部分接触は生じない。
- (5) 初期残留応力場に導入された切欠きは、残留応力の応力拡大係数に影響を及ぼさないが、き裂面部分接触開始点を低める効果を持つ。このため、切欠きの導入によってき裂面部分接触の影響は小さくなり、従来の残留応力の応力拡大係数だけ考慮する評価手法が近似的に正しくなる。

文 献

- (1) Parker, A. P., ASTM, STP, 776, (1982), 13.
- (2) Newman, J. C., Jr., ASTM STP, 748, (1981), 53.
- (3) 中村・ほか 3 名, 機論, 51-461, A (1985) , 148
- (4) Mall, S. and Newman, J. C., Jr., ASTM STP, 868(1985), 113.
- (5) 小林・ほか 4 名, 機論, 55-512, A(1989)902.
- (6) Tada, H., Paris, P. and Irwin, G., "THE STRESS ANALYSES OF CRACKS HANDBOOK",
DEL RESEARCH CORPORATION, 1985.
- (7) 向井・ほか 2 名, 溶接論, 5-1(1987), 113.

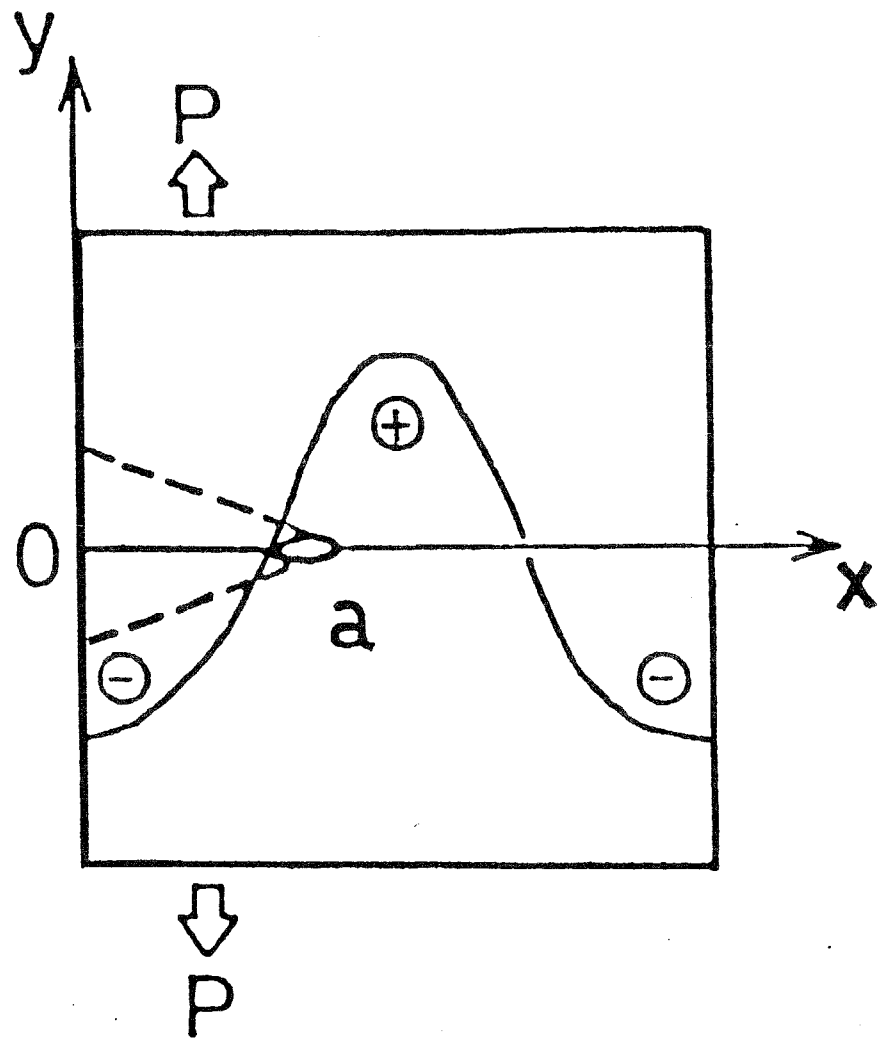


図 5 - 1 圧縮残留応力場を進展するき裂のき裂面接触の考慮

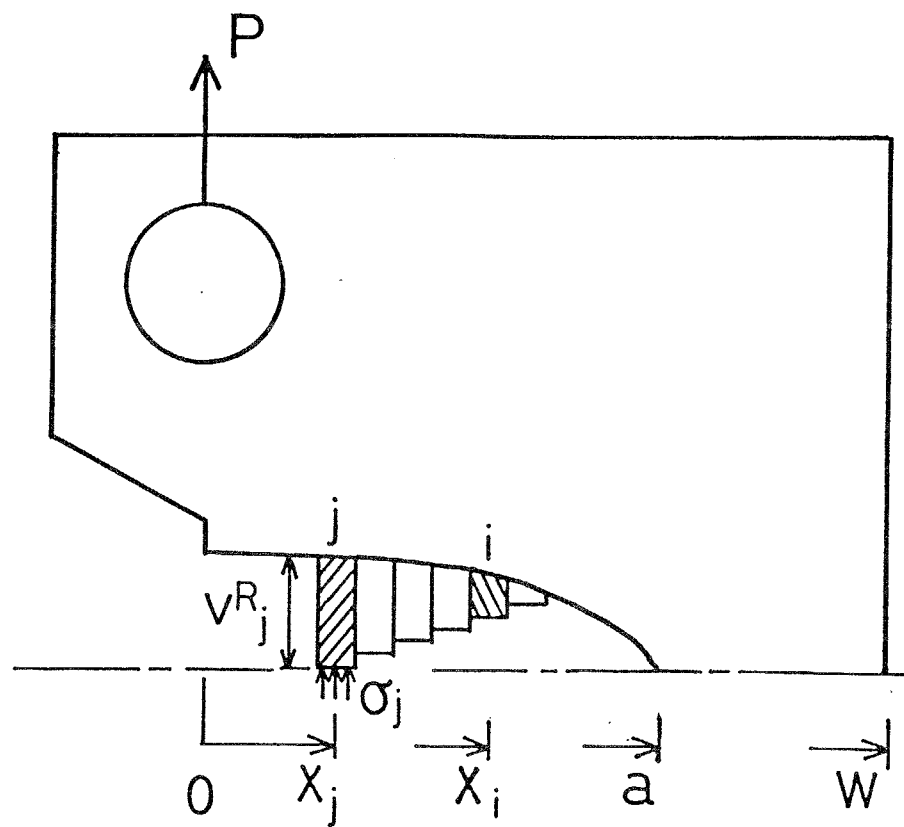


図 5 - 2 き裂面接触の解析モデル

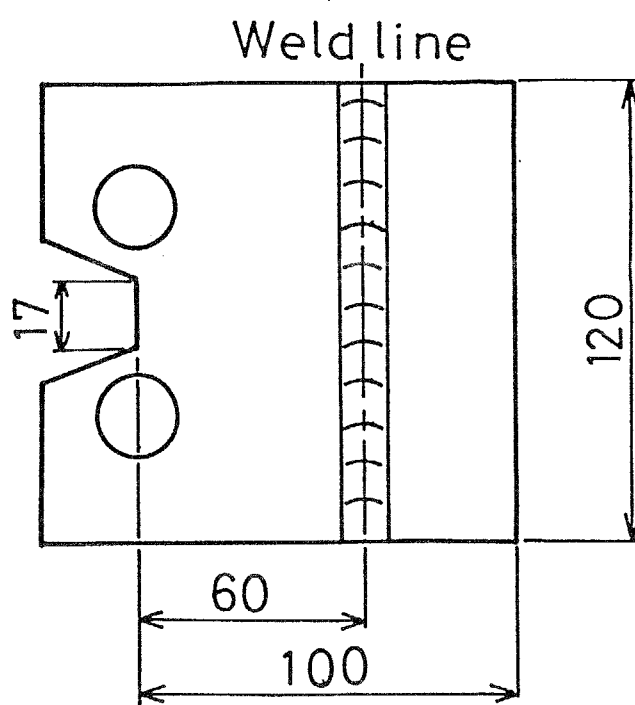


図 5 - 3 試験片形状・寸法

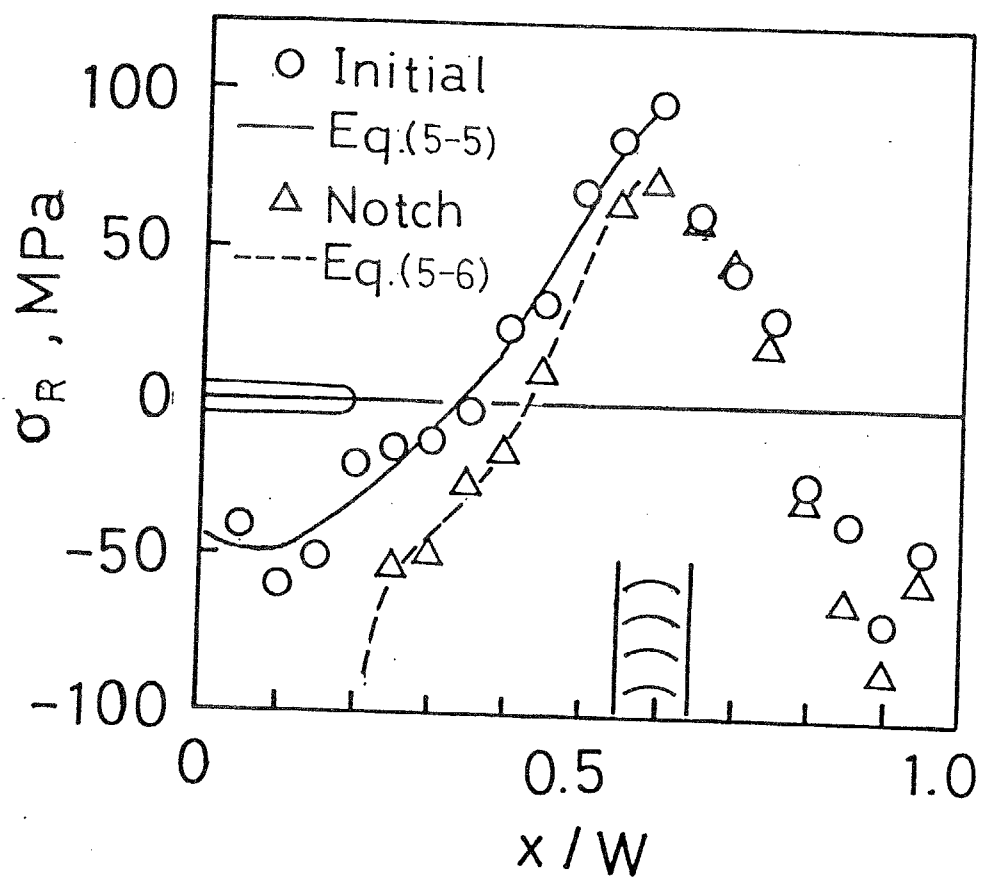


图 5 - 4 溶接残留应力场 (STS 42)

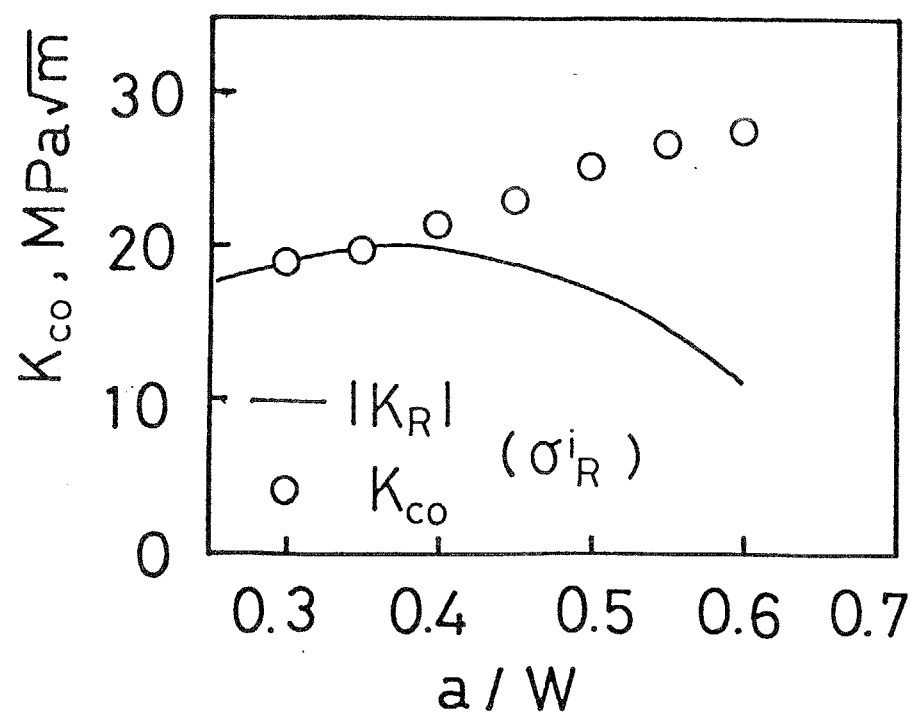


図 5 - 5 き裂進展に伴う K_{co} の変化 (初期残留応力場)

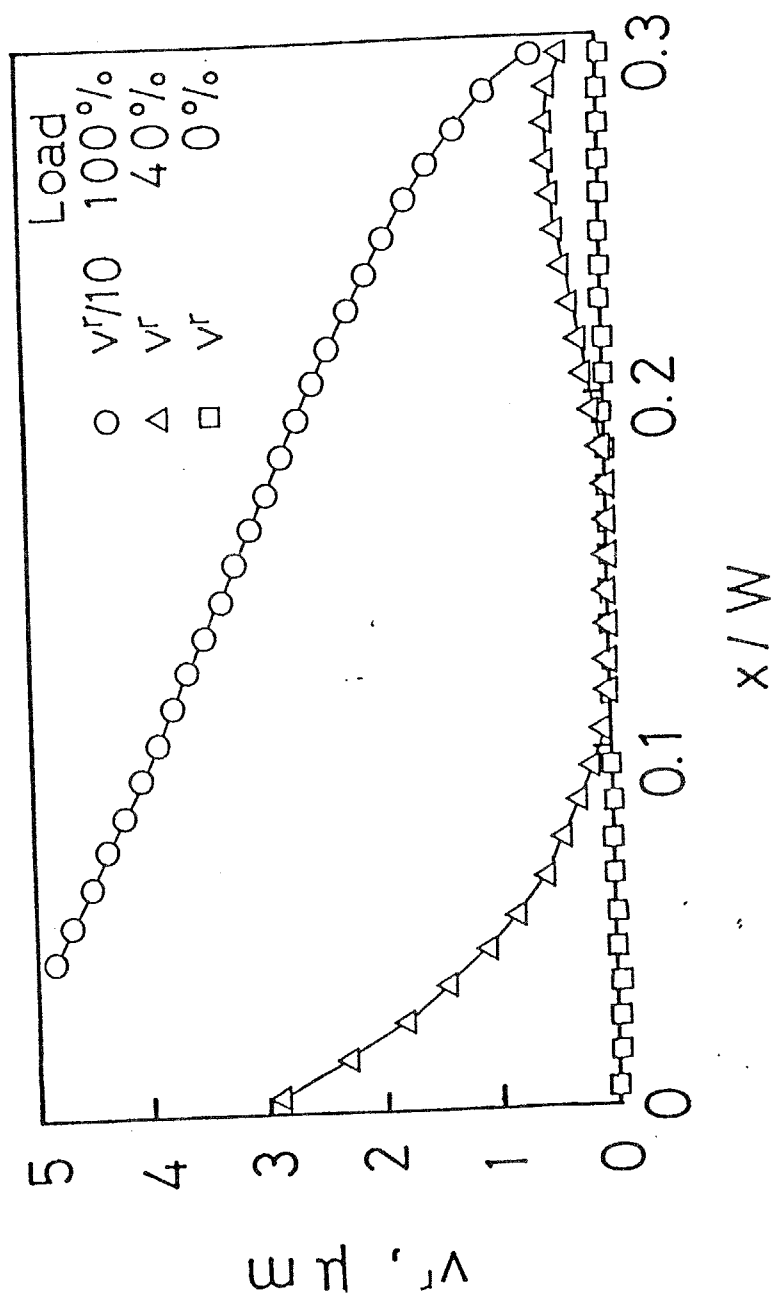


図5-6 繰返し荷重下のき裂面変位の変化 (初期残留応力場, $a/W=0.3$)

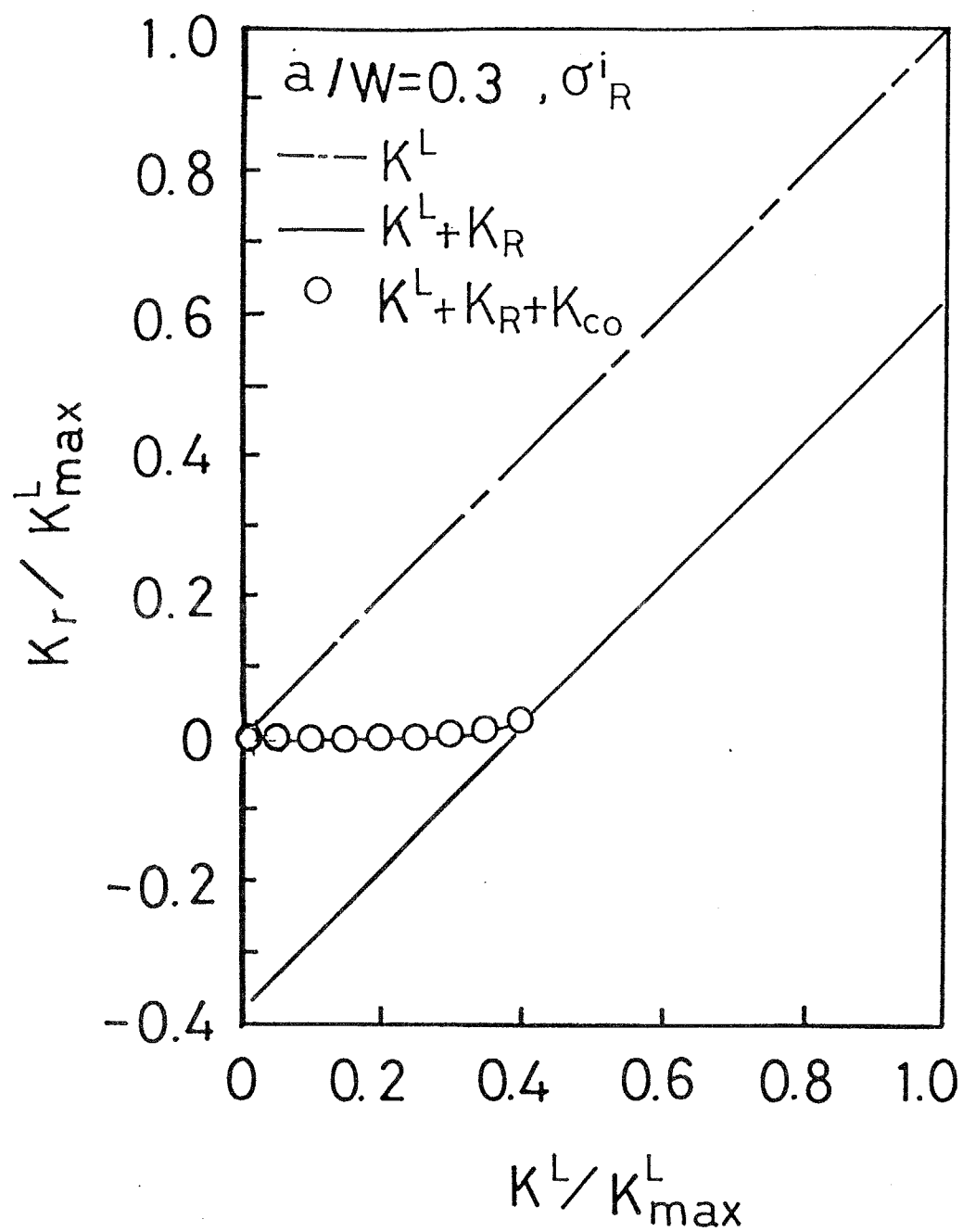


図 5 - 7 繰返し荷重下の真の応力拡大係数の変化 (初期残留応力場, $a/W=0.3$)

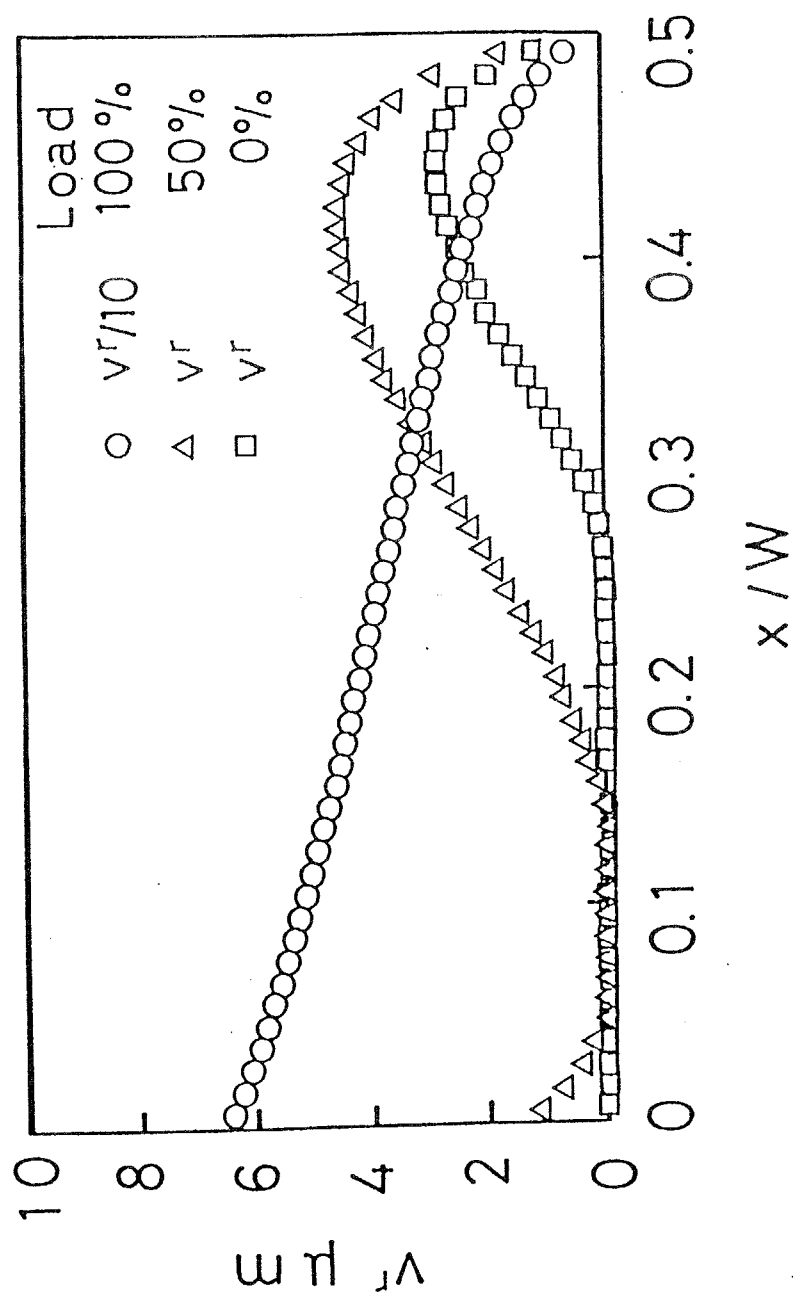


図5-8 繰返し荷重下のき裂面変位 (初期残留応力場, $a/W=0.3$)

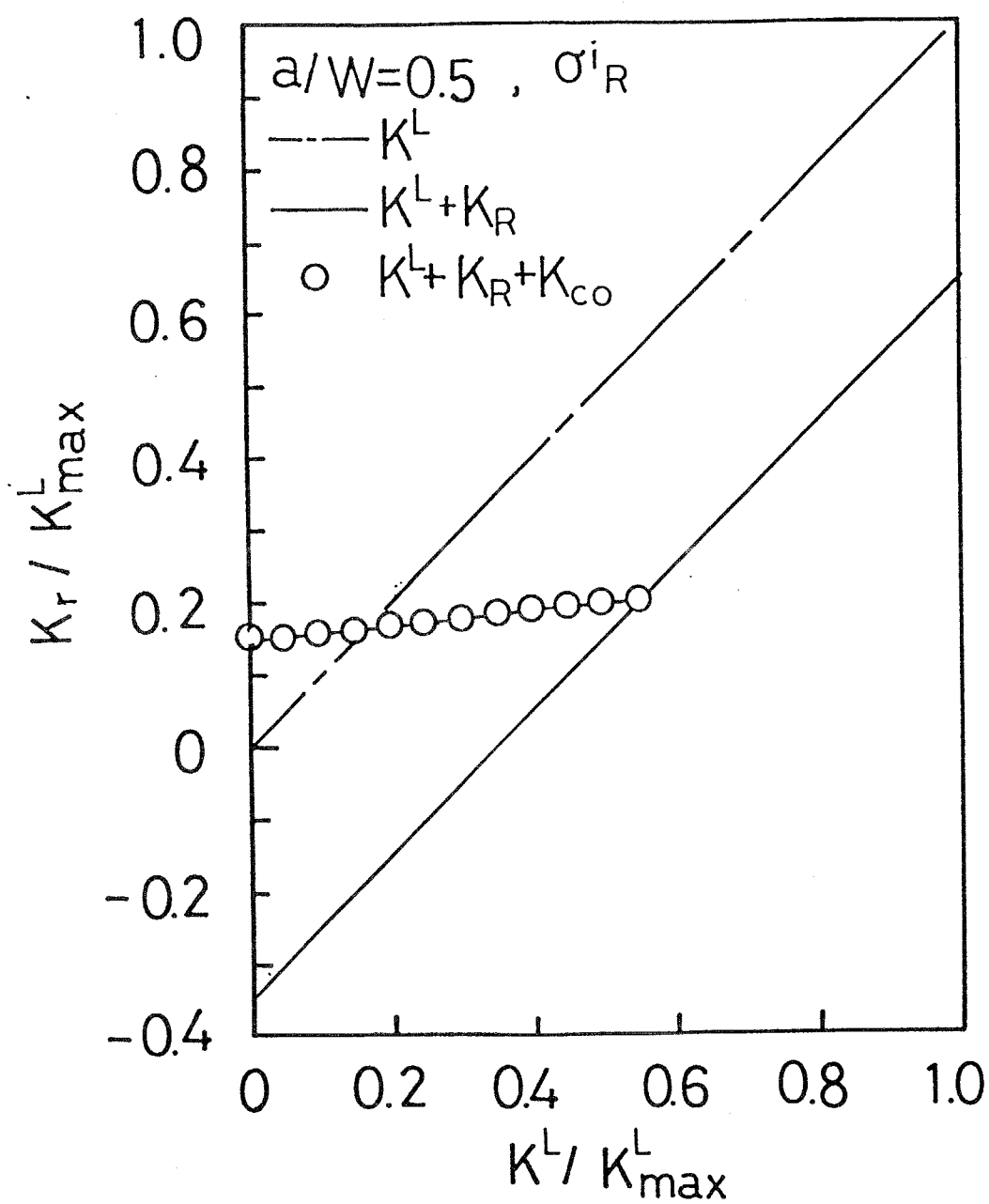


図 5 - 9 繰返し荷重下の真の応力拡大係数の変化 (初期残留応力場, $a/W=0.5$)

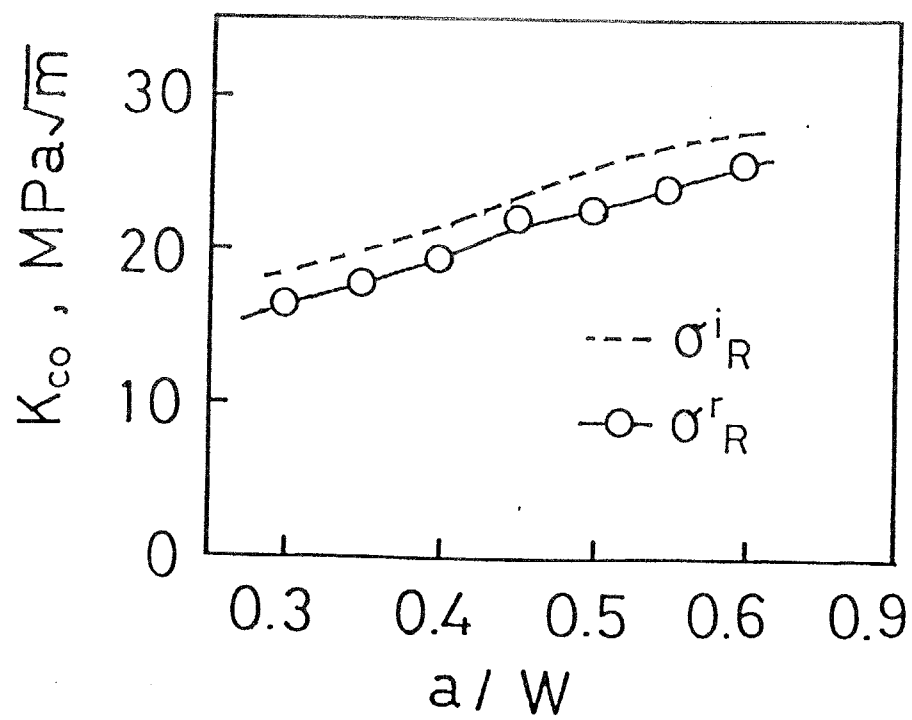


図 5 - 1 0 き裂進展に伴う K_{co} の変化 (再配分残留応力場)

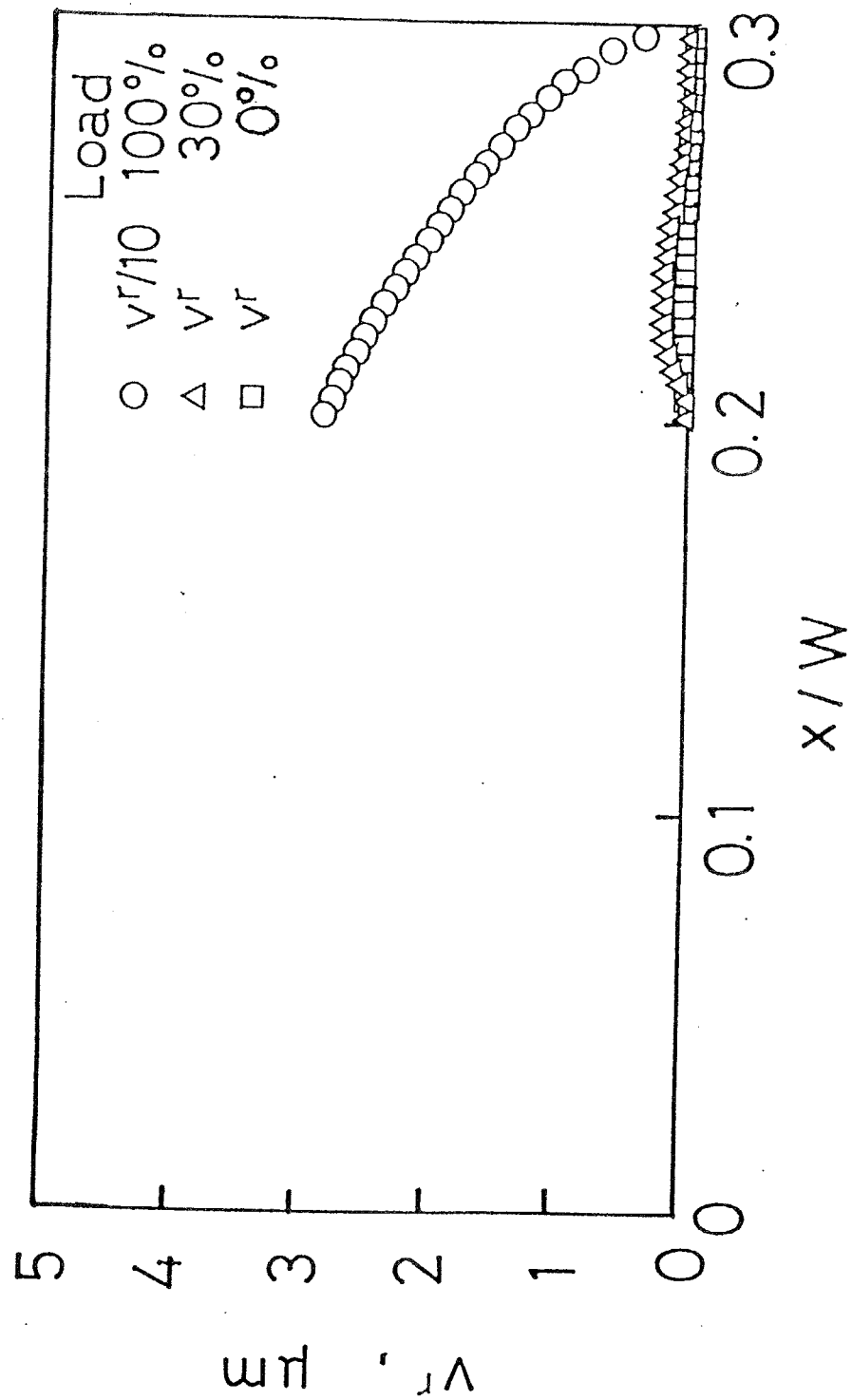


図5-11 繰返し荷重下のき裂面変位の变化 (再配分残留応力場, $a/W=0.3$)

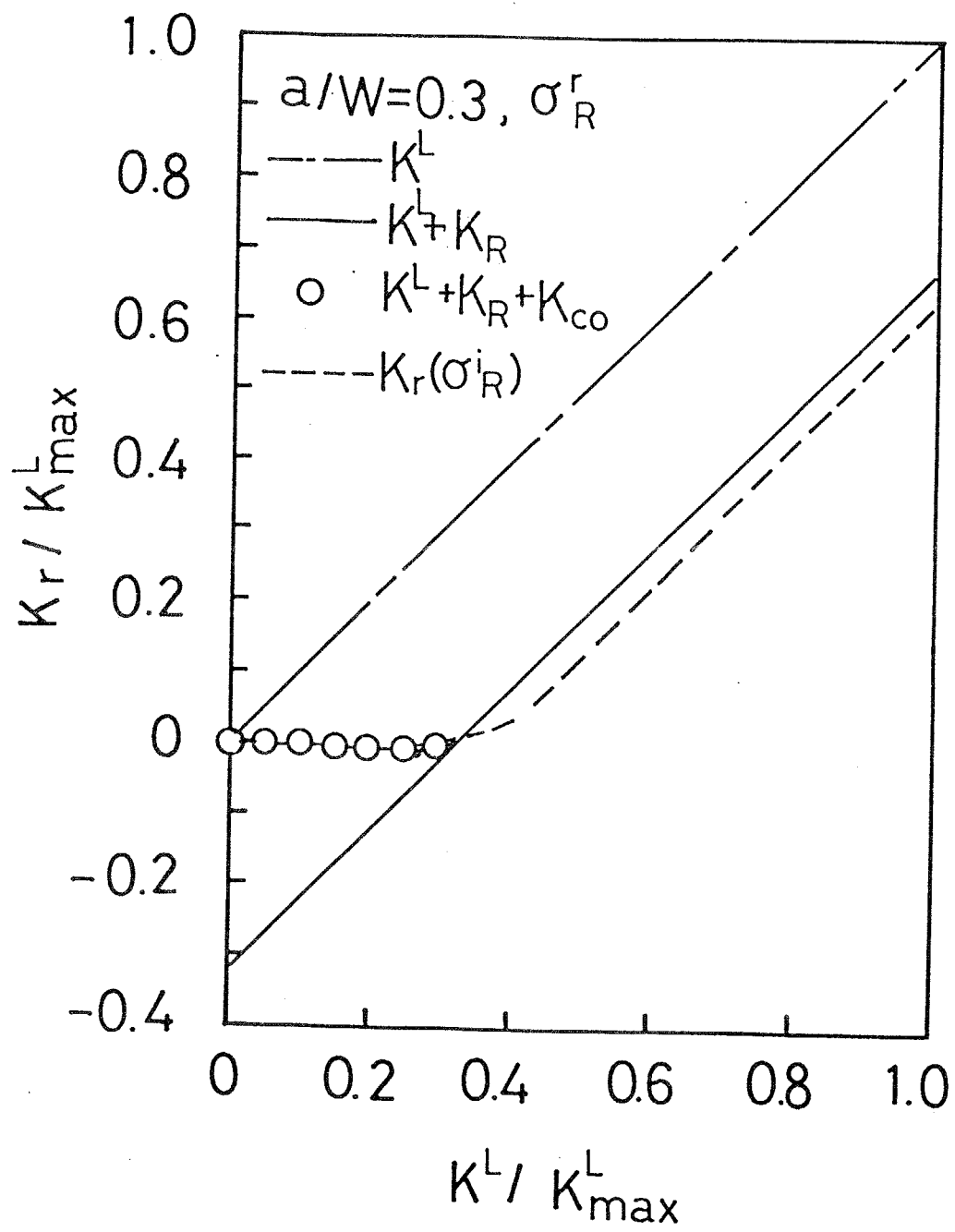


図5-12 繰返し荷重下の真の応力拡大係数の変化 (再配分残留応力場, $a/W=0.3$)

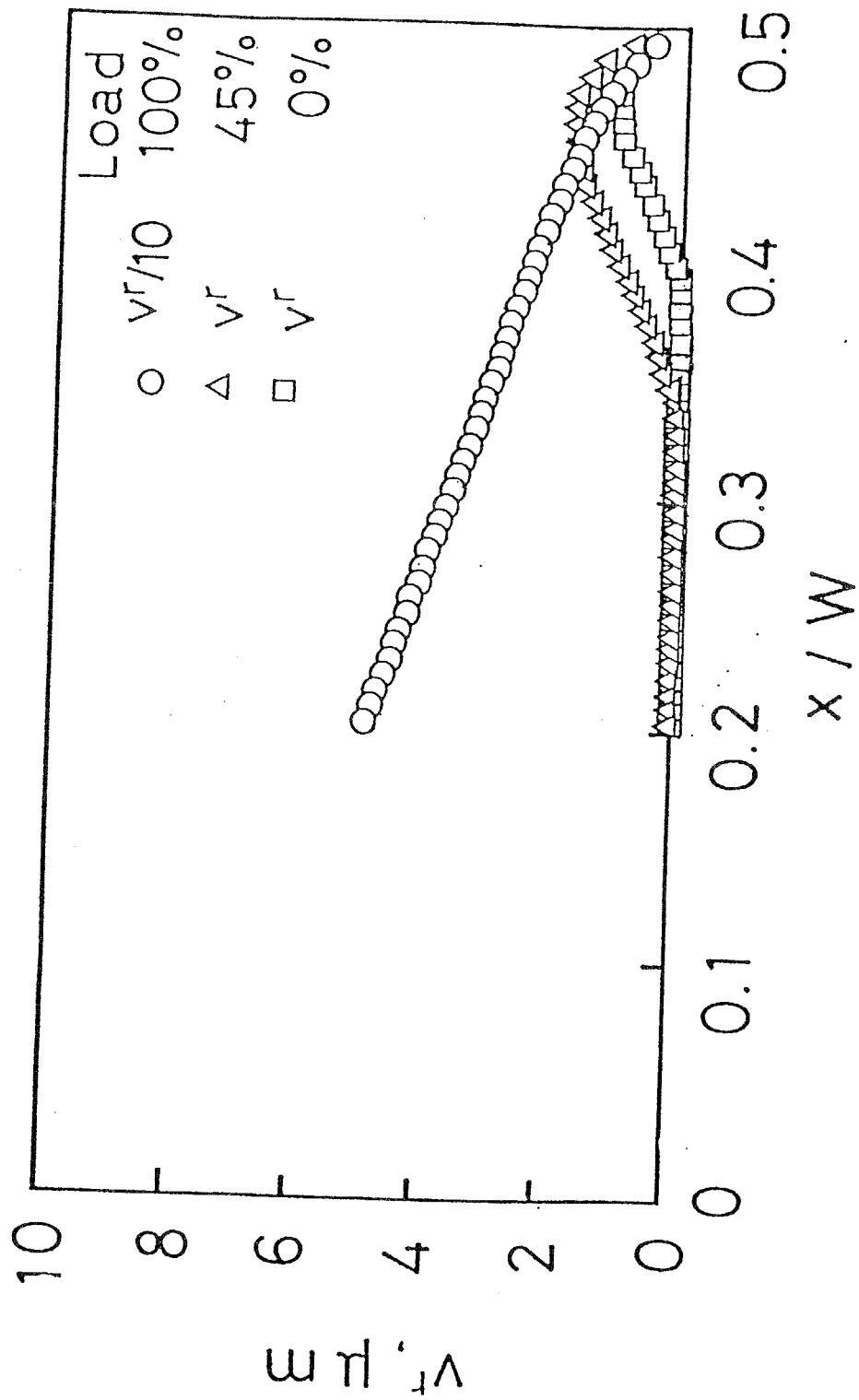


図5-13 繰返し荷重下のき裂面変位の変化 (再配分残留応力場, $a/W=0.3$)

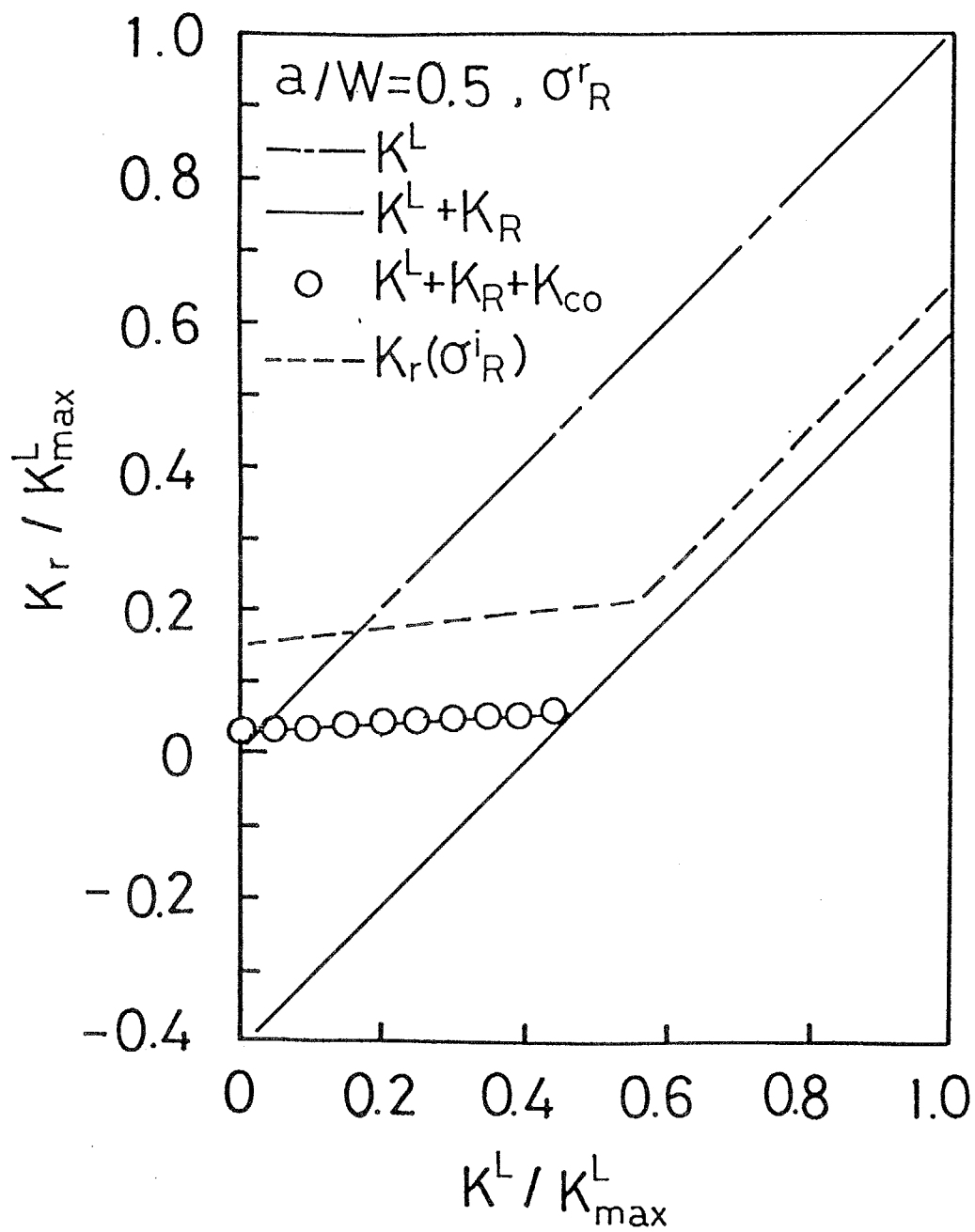
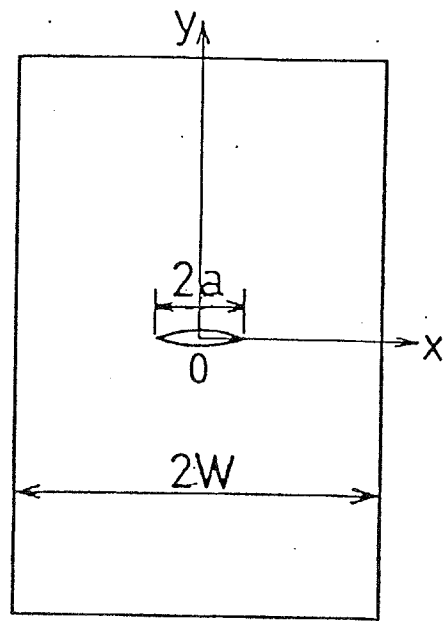
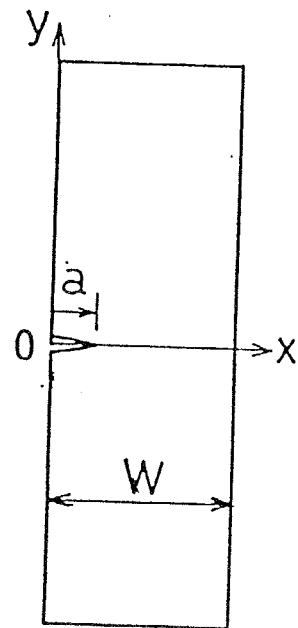


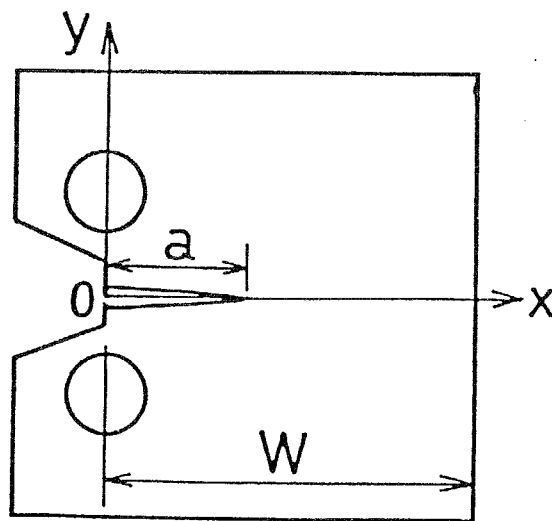
図 5 - 1 4 繰返し荷重下の真の応力拡大係数の変化 (再配分残留応力場, $a/W=0.5$)



(a) CCT試験片



(b) SEN試験片



(c) CT試験片

図 5 - 1 6 解析対象の試験片 (a) CCT, (b) SEN, (c) CT

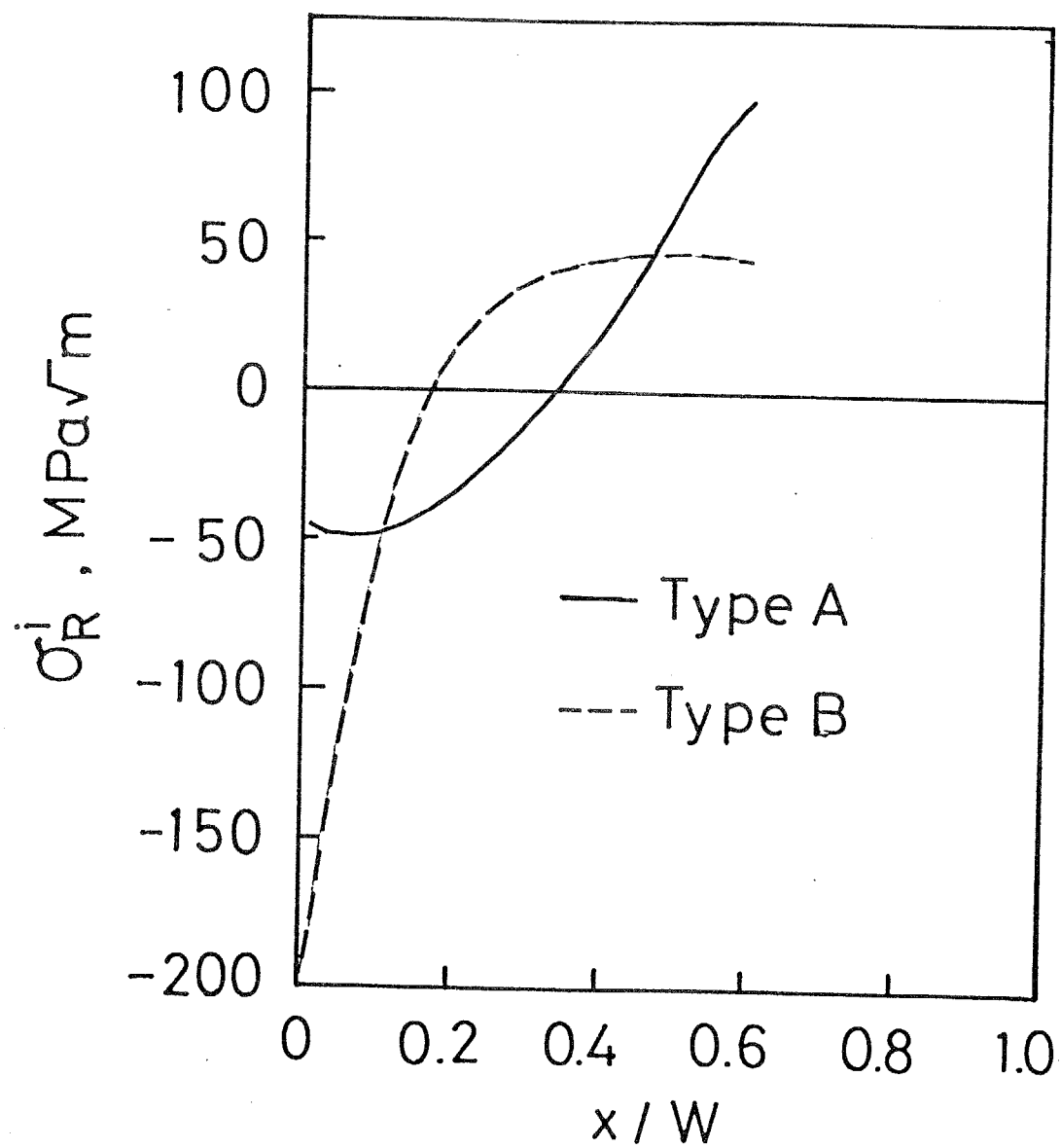


図 5 - 1 7 解析に用いた残留応力場

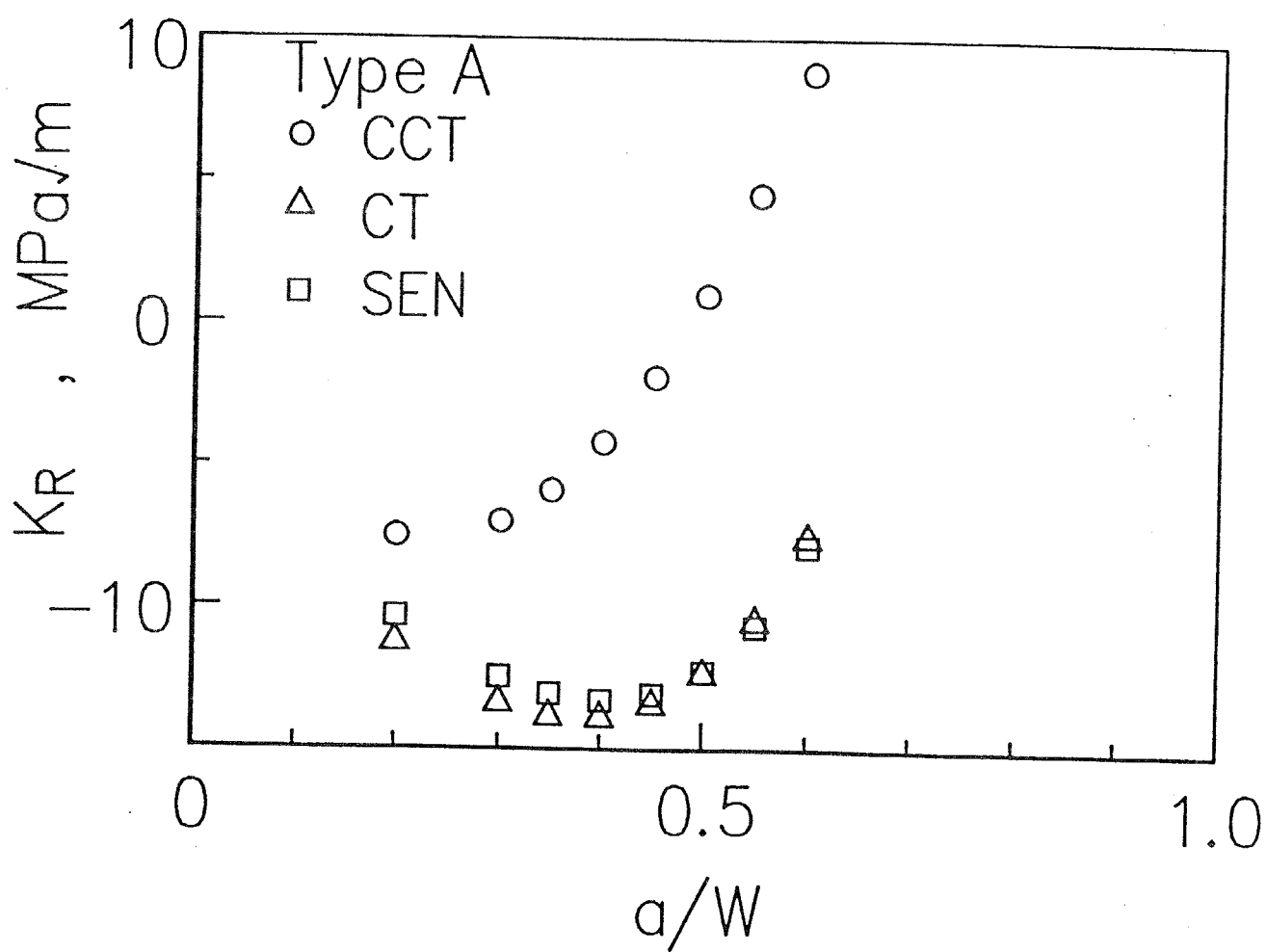


図 5 - 1 8 試験片形状による K_R の差異 (Type A 残留応力場)

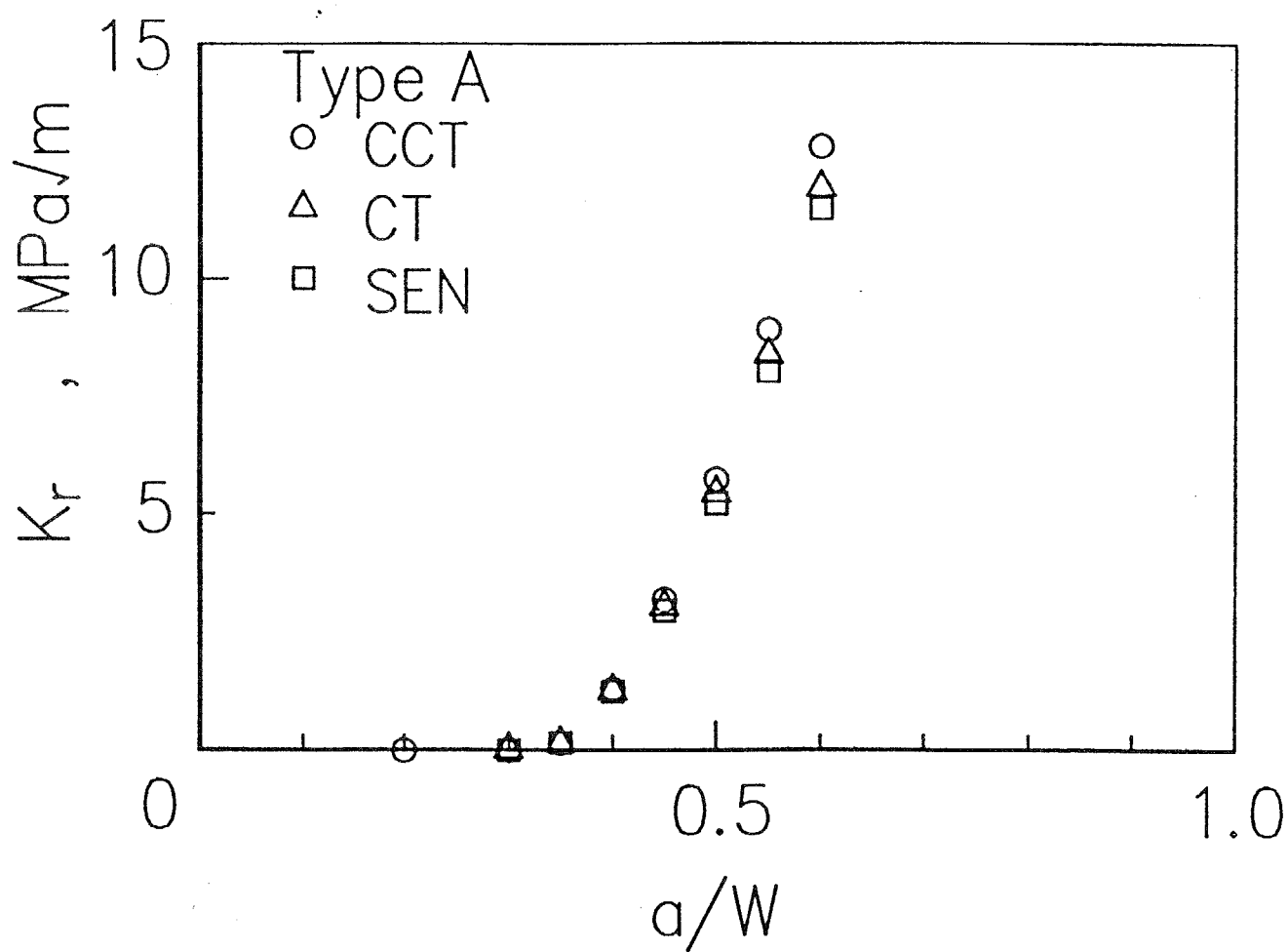


図 5-19 試験形状による完全除荷時の K_r の差異 (Type A 残留応力場)

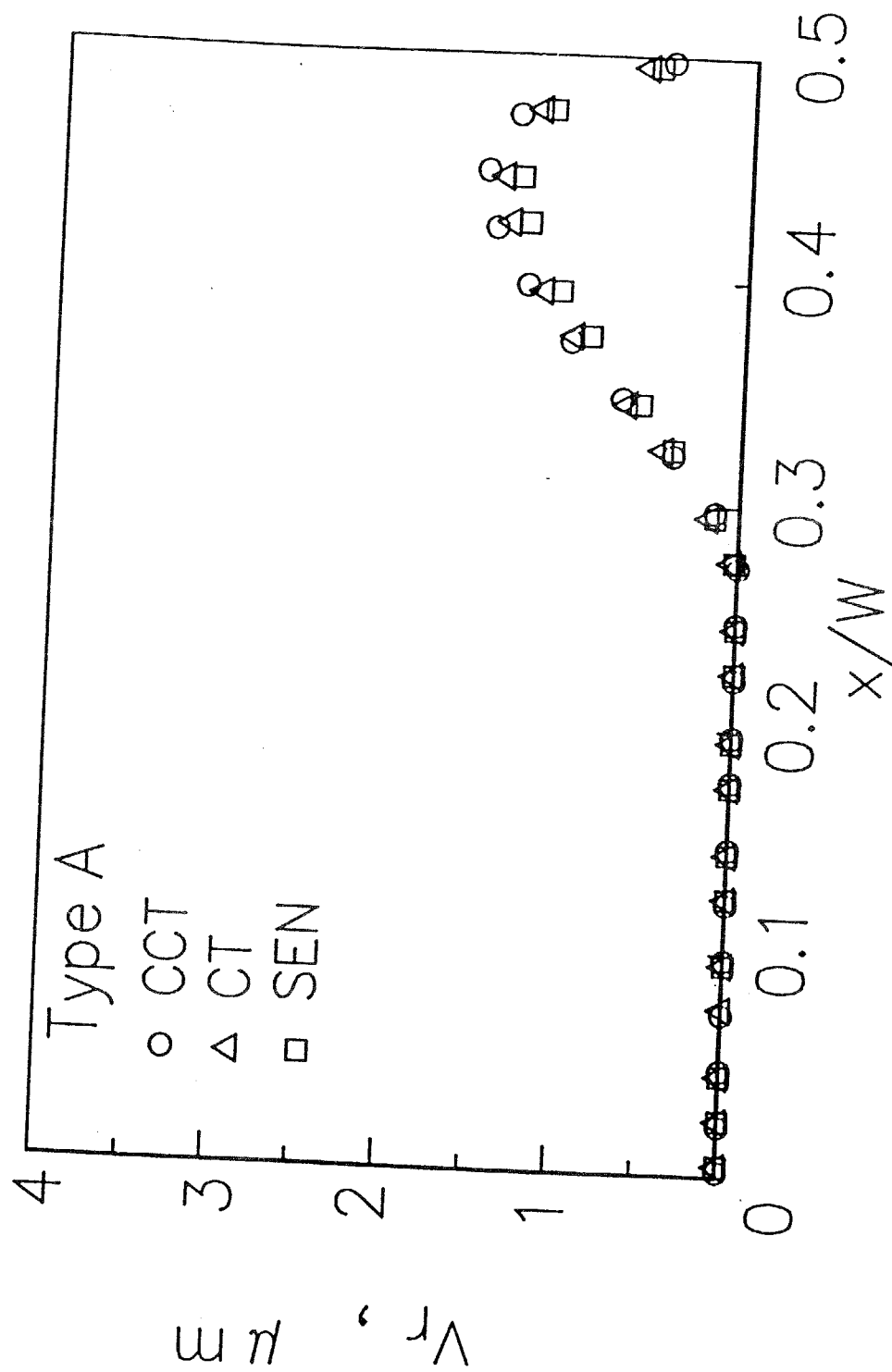


図5-20 試験形状による完全除荷時のき裂面変位の差異 (Type A 残留応力場)

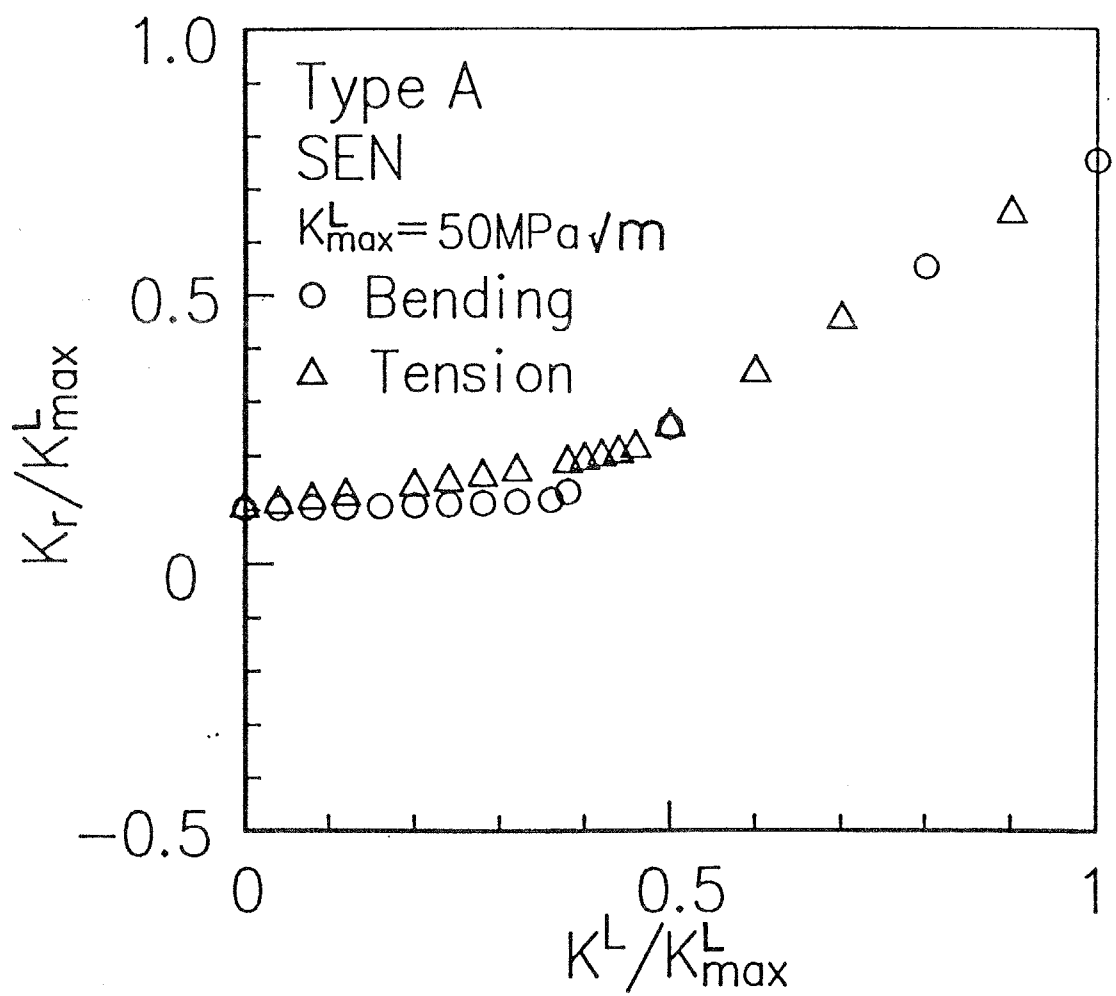


図 5-21 負荷形式による繰返し荷重下での K_r の変化
 (SEN 試験片, Type A 残留応力場, $a/W=0.5$)

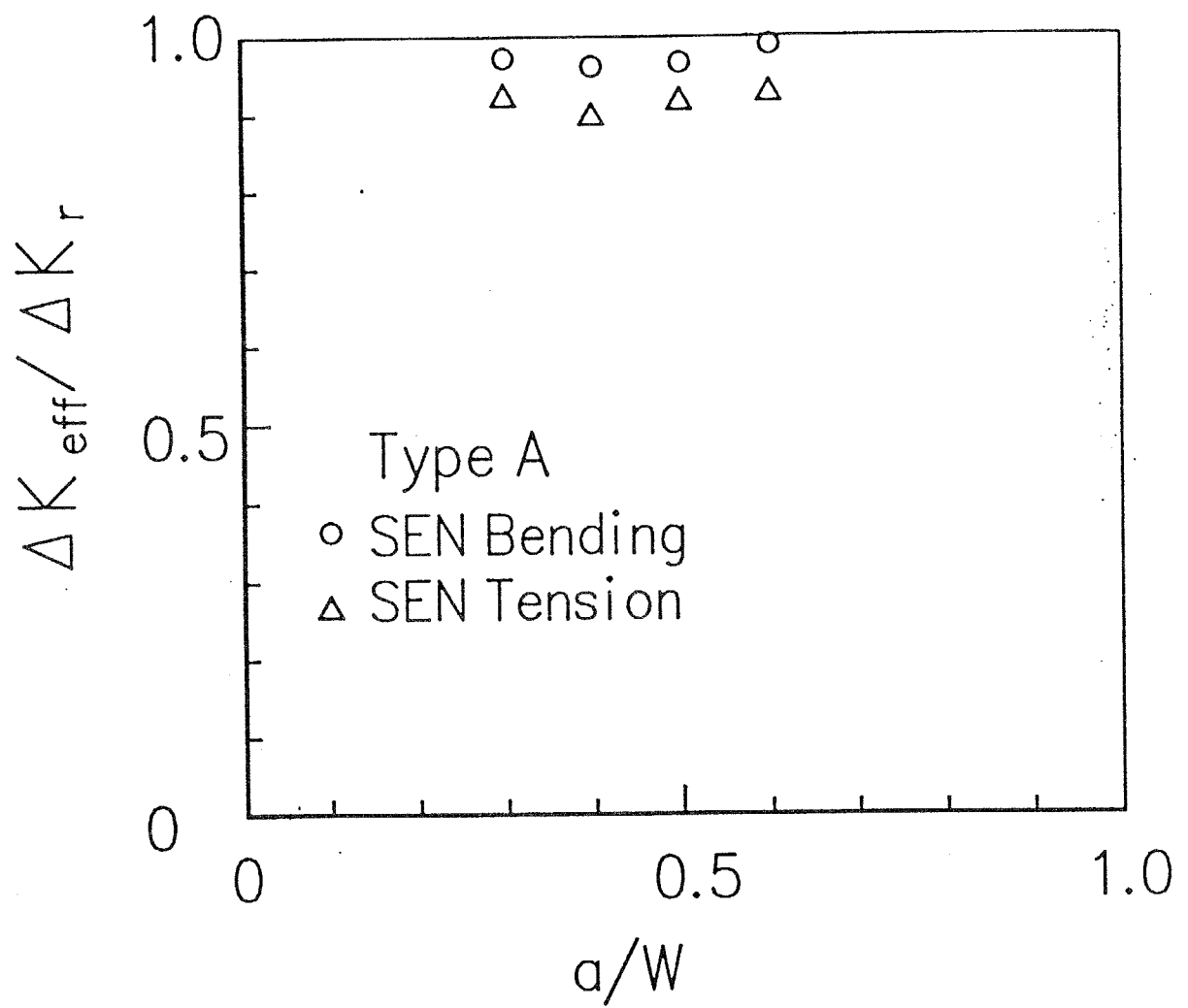


図 5-22 負荷形式による ΔK_r の過小評価の差異
(SEN 試験片, Type A 残留応力場)

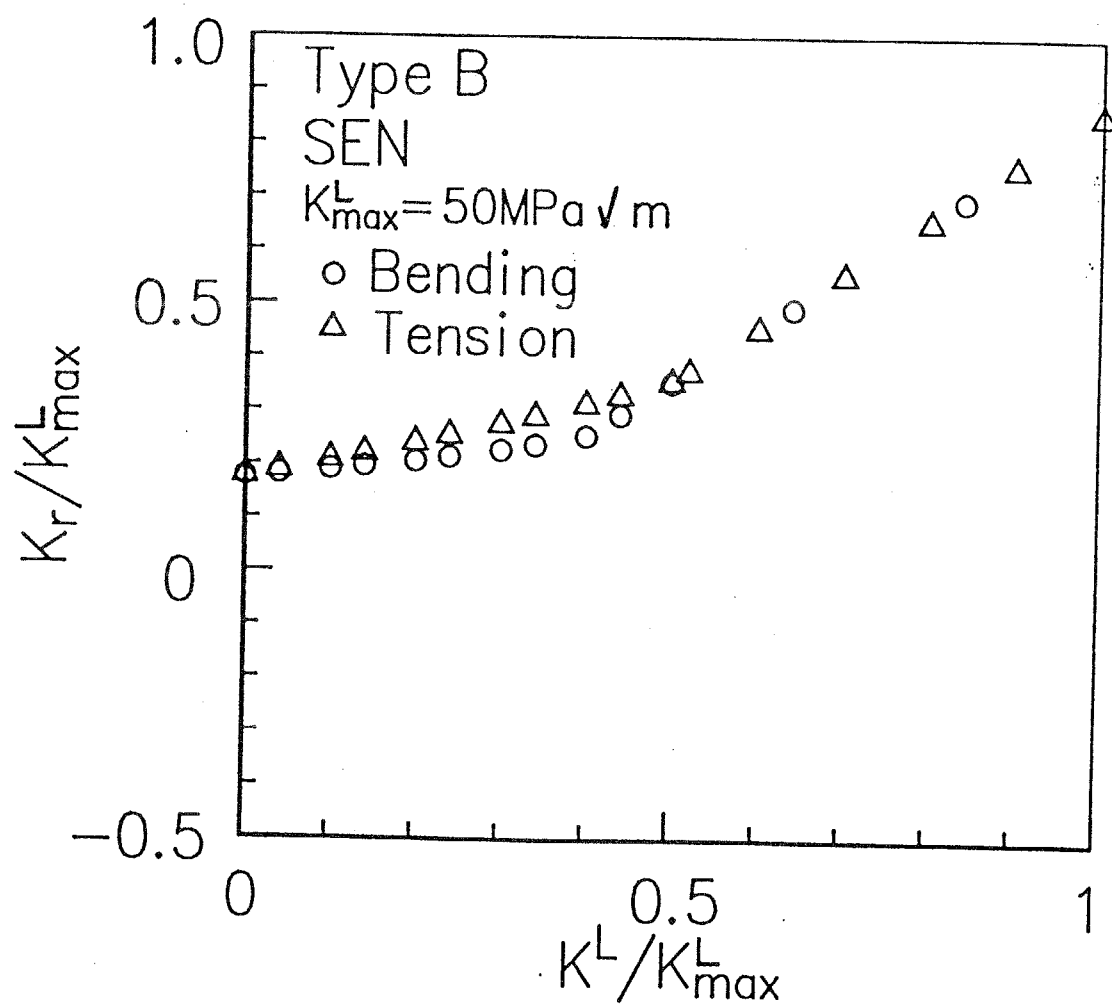


図 5-23 負荷形式による繰返し荷重下での K_r の差異
 (SEN試験片, Type B 残留応力場, $a/W=0.5$)

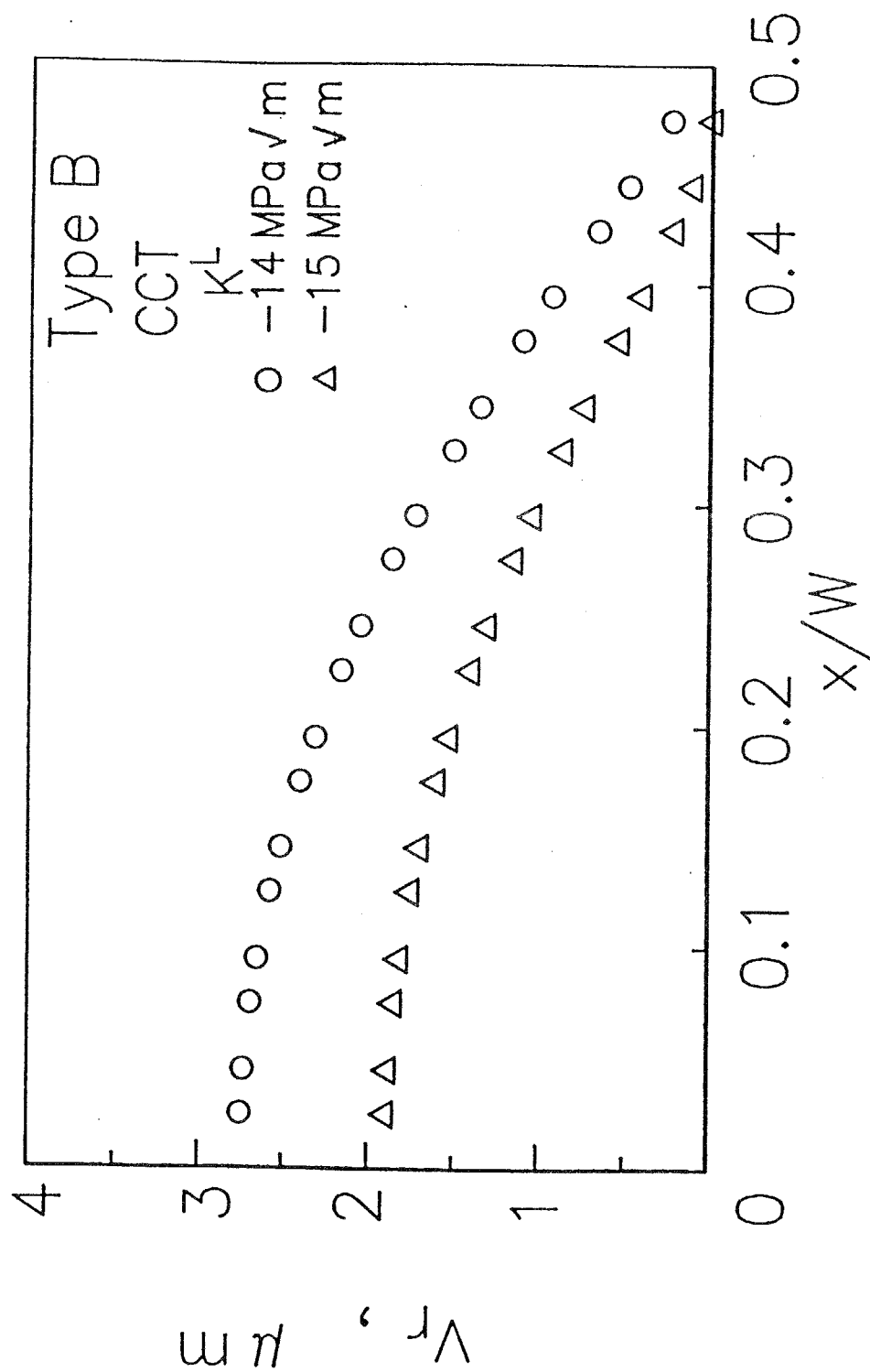


図 5-24 繰返し圧縮応力負荷時の引張残留応力場のき裂面変位の変化

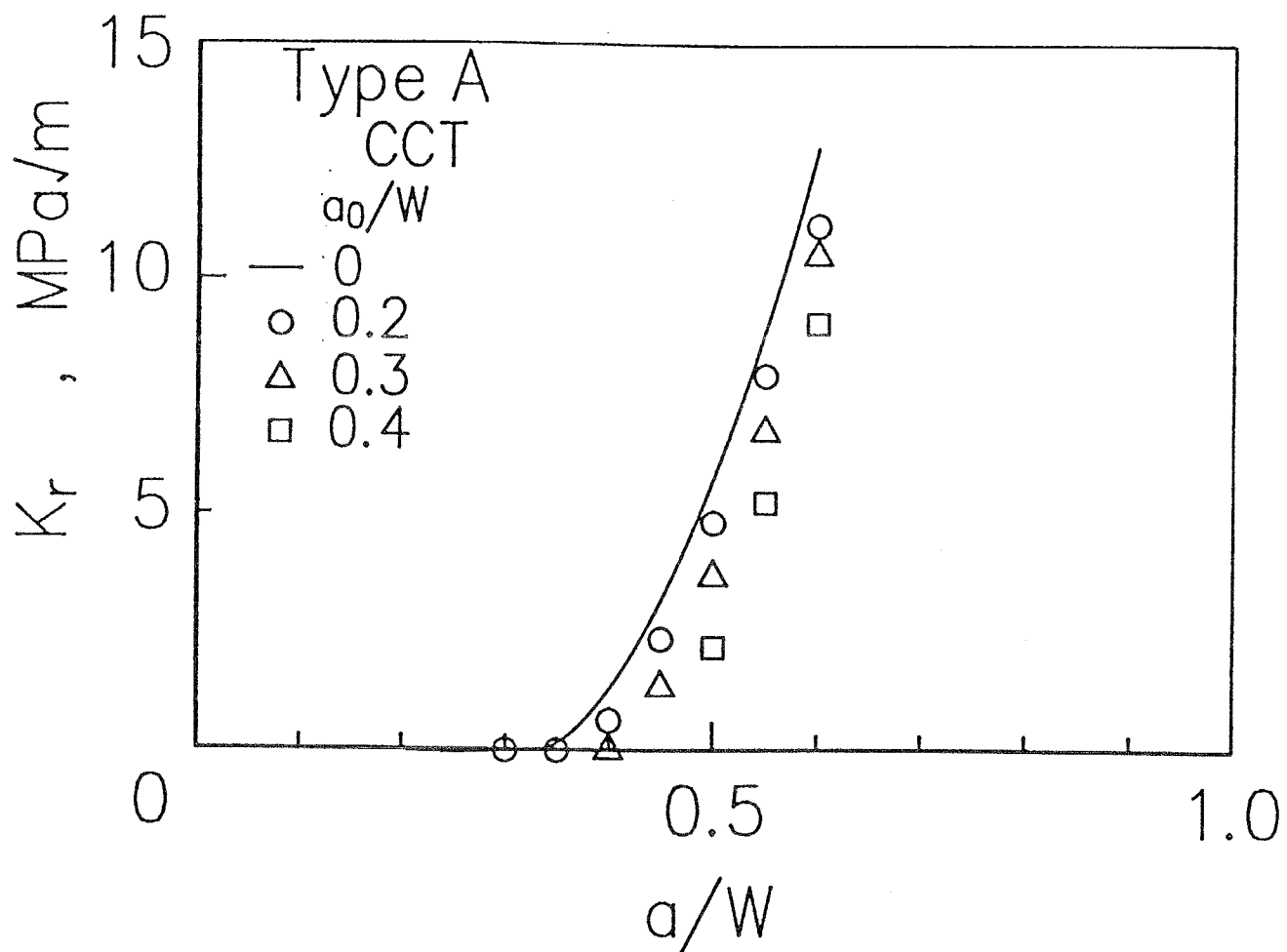


図5-25 初期切欠き長さによる K_r の差異
(CCT試験片, Type A 残留応力場)

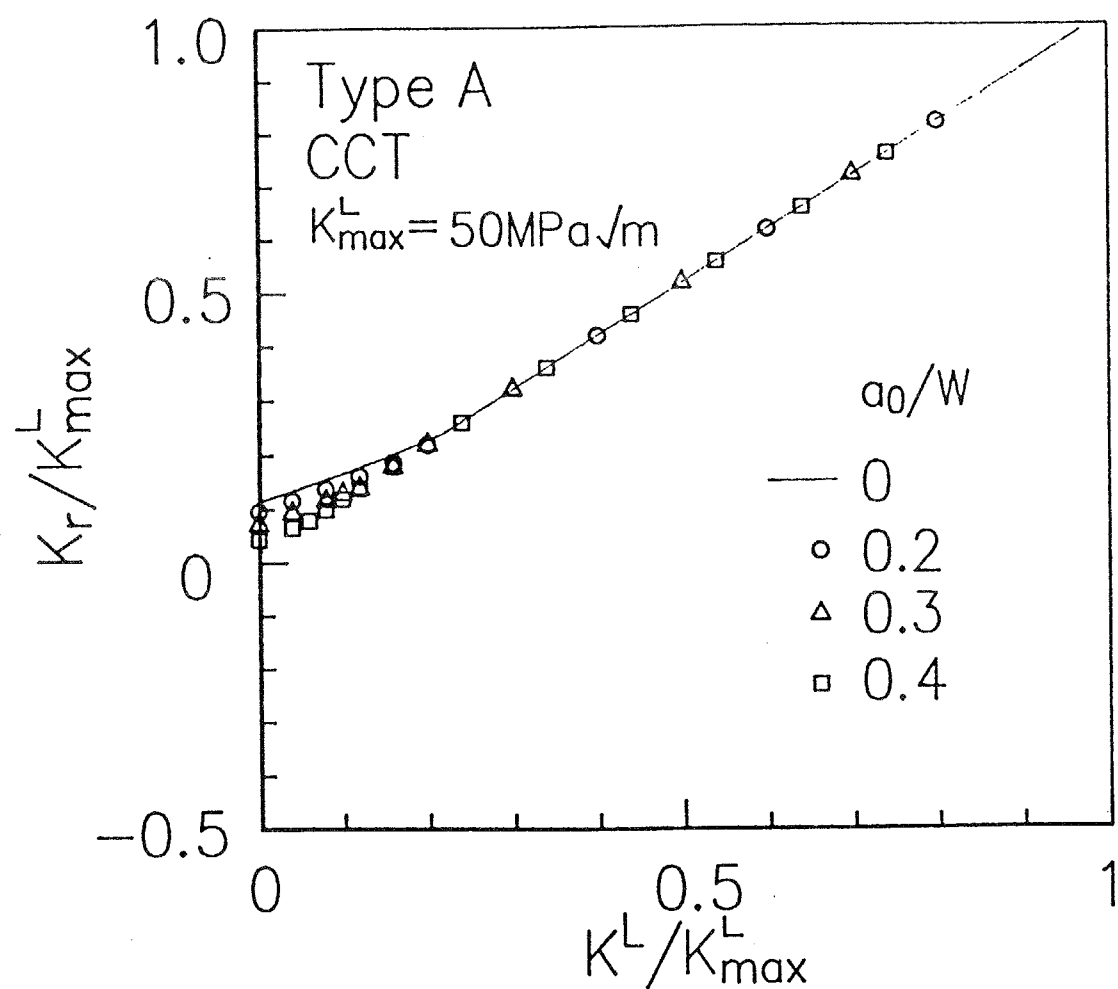


図5-26 切欠き長さによる繰返し荷重下での K_r の変化
 (CCT試験片, Type A 残留応力場, $a/W=0.5$)

第 6 章 結 論

本研究では、損傷許容設計（D T D）や破断前漏洩設計（L B B設計）などの欠陥からの疲労き裂進展予測において重要な影響因子である残留応力の影響の定量的評価方法について実験的・解析的に検討を行った。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、き裂進展に対して残留応力が影響を及ぼすメカニズムはき裂進展に伴い残留応力の応力拡大係数が変化し、繰返し負荷の応力比の変化をもたらす効果であること、同時に生じる残留応力の再配分の影響は残留応力の応力拡大係数の影響と力学的に等価であること、さらに応力比の変化がき裂開閉口の変化をもたらすことを定性的に示し、従来の評価方法に統一的解釈を与えるとともに、き裂がない状態の初期残留応力場が与えられれば、重ね合わせの原理に基づく残留応力の応力拡大係数の解析結果を用いる方法で、き裂進展速度が正確に予測できることを原理的に明らかにした。

前章で定性的に示したき裂進展による残留応力再配分の影響の知見を活用し、切欠きやき裂などですでに再配分した残留応力場しか得られない場合を想定し、切欠き導入により再配分した残留応力場が与えられた場合の残留応力の応力拡大係数を解析する方法を提案し、突き合わせ溶接継手から作成したコンパクト試験片に適用して、この場合の残留応力の応力拡大係数を解析する方法の有効性を実証し、残留応力の応力拡大係数が繰返し負荷の応力比の変化をもたらす効果としてき裂進展速度が予測可能であることを定量的に示し、さらに予測に用いる母材き裂進展速度データとして、実測結果を用いることが望ましいが、両対数直線関係を用いれば安全側評価となり、特に下限界近傍においては、微視組織の差異により予測結果はかなり安全側評価となることを明らかにした。

前章までで実証した残留応力場を進展する疲労き裂に対する重ね合わせの原理の有効性に基づき、圧縮残留応力解放によるき裂面接触に注目し、重ね合わせの原理を変位にまで拡大・適用して、残留応力の応力拡大係数の解析に加えて、き裂面接触応力の応力拡大係数の解析を行い、残留応力場のき裂進展速度の厳密な評価法を提案し、これを塑性曲げの残留応力場を進展するき裂に適用して実証した。その結果、圧縮残留応力場をき裂が進展する場合には、圧縮残留ひずみ解放に誘起されてき裂面接触（部分き裂閉口）が生じ、き裂面接触応力の応力拡大係数は真の応力拡大係数範囲の減少と、真の応力比の上昇をもたらすことを解析的に示し、き裂面接触を考慮した予測方法の必要性を実証すると同時に、除荷時にき裂先端が閉口する場合には（完全き裂閉口）、従来の予測方法とき裂面接触を

考慮した予測方法が力学的に等価なことを明らかにした。

前章で検証したき裂面接触の影響を含めた評価方法に対して、各種因子の影響を解析するため、重み関数を用いた簡便なき裂面接触応力の応力拡大係数の解析方法を提案し、これを用いて構造形状の影響や負荷形式の影響、残留応力分布の影響、切欠き導入の影響の影響因子の検討を行った。その結果、残留応力分布形状が同一の場合にも、負荷形式の相違により残留応力の応力拡大係数のき裂進展に伴う変化は著しく異なるが、完全除荷時の部分き裂閉口による真の応力拡大係数は全く同一となること、負荷形式によりき裂面接触開始の真の応力拡大係数が異なること、残留応力分布形状は残留応力の応力拡大係数や完全除荷時の真の応力拡大係数の変動をもたらすが負荷形式とは関連がないこと、切欠きの導入はき裂面接触を妨げる効果を持つが、残留応力の応力拡大係数には影響しないことを実証し、き裂面接触を考慮した予測方法が要求される諸条件を明らかにした。

付 録

付録A 重み関数

き裂面に任意の分布力が作用するときの応力拡大係数は、き裂面の任意の位置に集中力が負荷されるときに応力拡大係数をグリーン関数として用いることによって計算することが可能である。しかし、き裂面の任意の位置に集中力が作用するときの応力拡大係数を一般の構造物で求めることは困難である。そこで、物理的な意味は同じであるが数学的形式が異なり、近似解を求めやすくしたものが重み関数である。図A 1を例に、簡単に解説する。

ある荷重負荷状態をAとする（図A 1（a）参照）。このときの応力拡大係数を $K_A(a)$ 、き裂面変位を $v_A(x, a)$ とすると、重み関数は次式で定義される^{(1), (2), (3)}。

$$m(x, a) = \frac{E' \partial v_A(x, a)}{K_A \partial a} \quad (A.1)$$

ここで、 E' は平面応力状態で E （縦弾性係数）であり、平面ひずみ状態で $E' = E / (1 - \nu^2)$ （ ν はポアソン比）である。この重み関数 $m(x, a)$ は形状が与えられれば一意的に定められ、負荷形式の影響を受けない。き裂面に任意の分布力が負荷されるときに応力拡大係数はこの重み関数 $m(x, a)$ を用いて次式で表わされる（図A-1（b）参照）。

$$K_B = \int_a p(x) m(x, a) dx \quad (A.2)$$

上式で、 $p(x)$ はき裂面に負荷される分布力であり、また積分はき裂面全体で行なう。 $p(x)$ が正の符号であるときは、き裂面内側の応力は圧縮応力となり、逆符号となる。したがって、残留応力の応力拡大係数 K_R を計算する際に必要となる、初期残留応力 $\sigma_R(x)$ を打ち消すき裂面分布力 $p(x)$ はそのまま $\sigma_R(x)$ となり、残留応力の応力拡大係数 K_R は次式になる。

$$K_R = \int_a \sigma_R(x) m(x, a) dx \quad (A.3)$$

任意のき裂面分布力を負荷された場合の応力拡大係数が式（A・2）で与えられることはエネルギー的に簡単に証明できる。図A 1（A）を既知の状態とする。重ね合わせの原理を用いて、負荷外力を全てき裂面分布力に置き換え、Aの負荷状態をき裂面上の分布力 $p_A(x)$ とし、き裂面変位を v_A とする。この状態に、応力拡大係数が未知の負荷形式Bを重ね合わせる。ここで、負荷形式Bのき裂面上の分布力を $p_B(x)$ 、応力拡大係数を K_B 、き裂面変位を v_B とする。A、Bの状態を重ね合わせた応力状態のエネルギー解放率 $G_{t.o.t}$ は次式になる。

$$G_{t.o.t} = (K_A + K_B)^2 / E$$

$$\begin{aligned}
&=K_A^2/E+K_B^2/E+2K_AK_B/E \\
&=G_A+G_B+2K_AK_B/E
\end{aligned} \tag{A.4}$$

負荷外力としてのき裂面の分布力がき裂面変位に無関係である（死荷重）とすると、線形弾性体において、エネルギー解放率は外力のなす仕事の $1/2$ になるので、 G_{tot} に対して次式が成立する。

$$G_{tot} \cdot da = \left\{ \int_a (p_A(x) + p_B(x)) (2dv_A + 2dv_B) dx \right\} / 2 \tag{A.5}$$

ここで、 da はき裂進展量、 dv_A はき裂 da だけ進展したときの A の負荷状態のき裂面変位の変化増分、 dv_B はき裂が同じ da だけ進展したときの B の負荷状態のき裂面変位の変化増分である。き裂面は上面と下面の 2 つあるので全体のき裂面変位増分は 2 倍になっている。式 (A・5) を展開すると次式となる。

$$\begin{aligned}
G_{tot} \cdot da &= \left(\int_a 2 p_A(x) dv_A dx \right) / 2 + \left(\int_a 2 p_B(x) dv_B dx \right) / 2 \\
&\quad + \left(\int_a 2 p_A(x) dv_B dx + \int_a 2 p_B(x) dv_A dx \right) / 2 \\
&= G_A da + G_B da + \left(\int_a 2 p_A(x) dv_B dx + \int_a 2 p_B(x) dv_A dx \right) / 2
\end{aligned} \tag{A.5}$$

式 (A・5) 左辺 () 内は Betti の相反定理から、互いに等しい値になる。結局、式 (A・4) および (A・5) から、次式が成立することがわかる。

$$2K_AK_B/E \cdot da = \left(\int_a 2 p_B(x) dv_A dx \right) \tag{A.6}$$

$$\therefore K_B = \int_a \{ p_B(x) (E/K_A) (dv_A/da) \} dx \tag{A.7}$$

式 (A・7) から、任意のき裂面分布力が負荷されたときの応力拡大係数が既知の応力拡大係数とき裂面変位から求められることが証明された。

き裂面変位 v もまた重み関数から解析することが可能である。重み関数 $m(a, x)$ は式 (A・1) で示したように、ある負荷形式における応力拡大係数とき裂面変位から導出される。負荷形式 A の場合と負荷形式 B の場合で導出された両者の重み関数は全く同じものである。したがって、次式が成り立つ。

$$m(a, x) = \frac{E}{K_A} \frac{\partial v_A}{\partial a} = \frac{E}{K_B} \frac{\partial v_B}{\partial a} \tag{A.8}$$

したがって、次式の積分によって任意の負荷外力のき裂面変位が得られる。

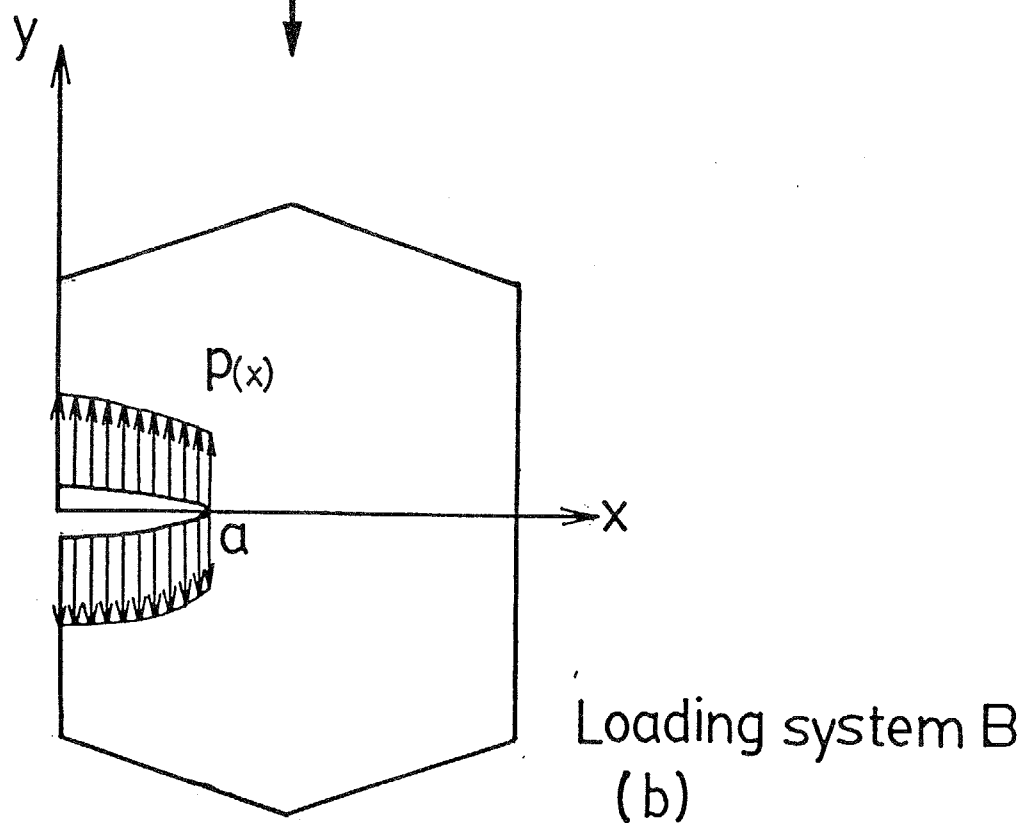
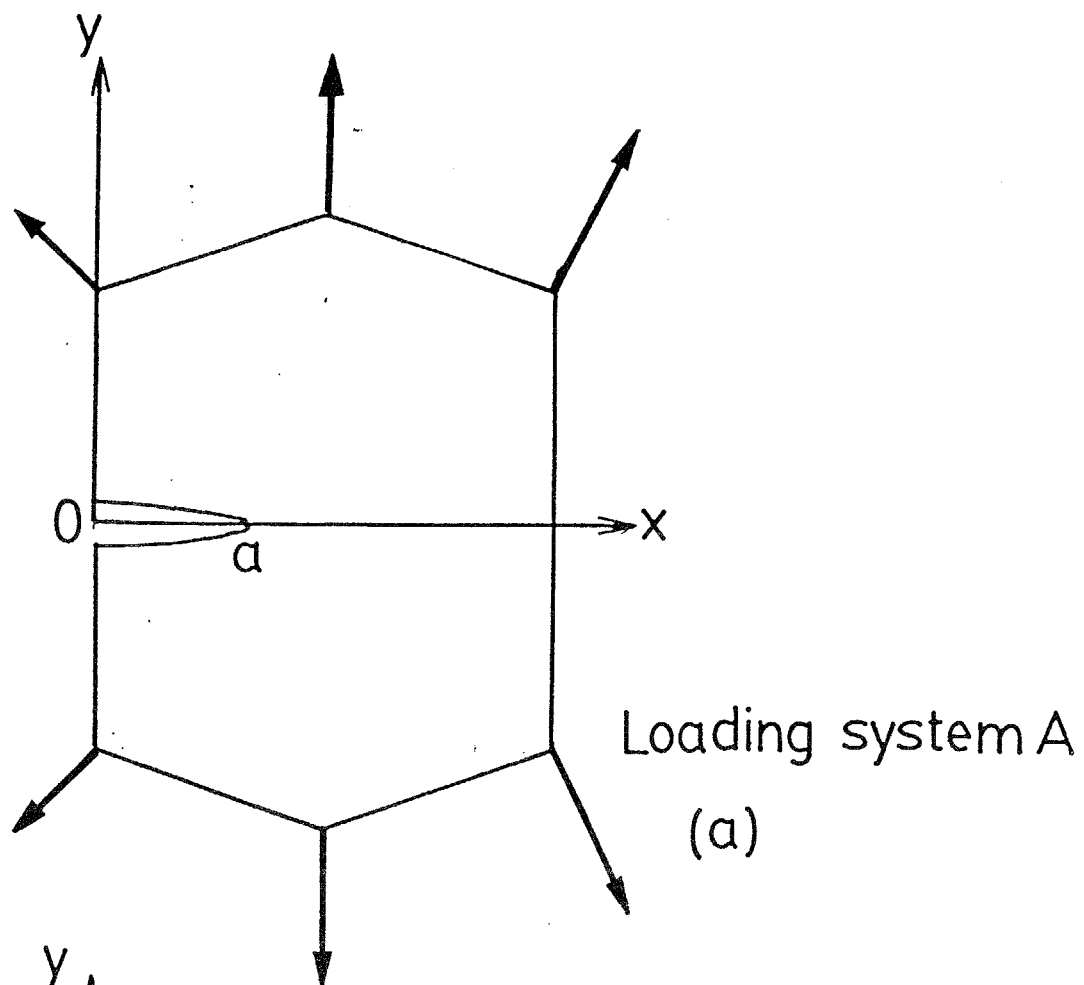
$$v_B(a, x) = \int_x^a (\partial v_B / \partial a) da = \left(\int_x^a K_B m(a, x) da \right) / E \tag{A.9}$$

実際に、種々のき裂長さにおいて有限要素法で応力拡大係数とき裂面変位を計算し、重み関数を作製することが行なわれている⁽¹⁾。このように、重み関数は汎用性が高

く，また容易に求めることができる．しかし，表面き裂においては，現在では，式
(A・1) のような陽な形の重み関数は導出されていない⁽⁴⁾・⁽⁵⁾．

文 献

- (1) Chell, G. G., Eng. Fract. Mech., 7(1975), 137.
- (2) Bueckner, H. F., Z. A. M. M., 50(1970), 529.
- (3) Rice, J. R., Int. J. Solids and Struct., 8(1972), 751.
- (4) Labbens, R. C., Heliot, J. and Pellissier-Tanon, A., ASTM STP, 601(1976).
- (5) Vainshtok, V. A. and Varfolomeyev, I. V., Int. J. Fract., 35(1987), 175.



図A-1 重み関数の使用例

付録B 有限要素法によるき裂面接触応力の解析法

有限要素法を用いて接触問題を解析する方法は、大別して2種類ある。一つは、矢川ら⁽¹⁾の提案したペナルティ法による解法である。これは、ペナルティ法を用いて接触条件を仮想仕事の原理に導入し、離散化して解くという方法である。この方法の利点は、どの要素を用いても良いことであるが、反面、従来の静解析のプログラムの大幅な変更が必要である。これに対し、本研究では、要素が三角形要素に限定されるが簡便な方法を用いた。三角形定ひずみ要素では、要素の辺上の変位は節点変位の線形補完によって得られる。したがって、接触の判定は全て節点変位だけで良い。この簡便点を利用して、解析プログラムは作成されている。以下に簡単に流れを述べる。

あらかじめ入力データとして通常の静解析に必要なデータのほかに、接触の判定を行う節点（き裂面上の節点）を入力データとして加える。負荷荷重としては最大負荷荷重 P_{max} と最小負荷荷重 P_{min} を入力データとして加える。また、残留応力はき裂面上の分布力（き裂面上の節点力）として負荷外力とは区別して入力データとして加える。以下、プログラムの順に説明する。計算は全て弾性計算である。

- ① 残留応力だけ負荷し、そのときのき裂面変位 (VSR) を記録しておく。以下、残留応力は負荷しない。
- ② P_{max} を負荷し、そのときの全ての節点変位 (VMAX) を記録する。
- ③ $-\Delta P = (P_{min} - P_{max})$ を負荷しそのときの全ての節点変位 (VMIN) を記録する。
- ④ 除荷時のき裂面変位を VMAX と VMIN の重ね合わせで求める。これに、先に計算した VSR をたし合わせ、真のき裂面変位 VS を計算する。
- ⑤ VS の中で負の変位の最小値の節点を見つける。これを節点 i とする。
- ⑥ $-\Delta P(i) = -\Delta P \times (VMAX(i) + VSR(i)) / VMIN(i)$ の除荷の点に戻し、全ての節点変位を VMAX に代入する。この荷重は、き裂面上の節点 i の変位がちょうどゼロになる荷重である。節点 i を拘束節点とし、この状態を初期値（負荷荷重 P_0 ）とする。
- ⑦ $-\Delta P' = (P_{min} - P_0)$ を負荷し、そのときの全ての節点変位 (VMIN) を記録する。
- ⑧ $P_0 = P_{min}$ になるまで作業④との間を繰り返す。

なお、本研究で用いたプログラムは弾塑性計算も可能であるため、き裂面上の拘束した節点の節点荷重が接触応力の条件を満足するかをチェックし、満足しない場合に

は拘束をはずして再計算するようにできている。しかし、弾性計算ならば、この機能は必要ない。

文 献

- (1) 矢川・ほか2名, 機論, 46-411(1980), 1220.

付録C 重み関数を用いた簡便なき裂面接触応力の解析法

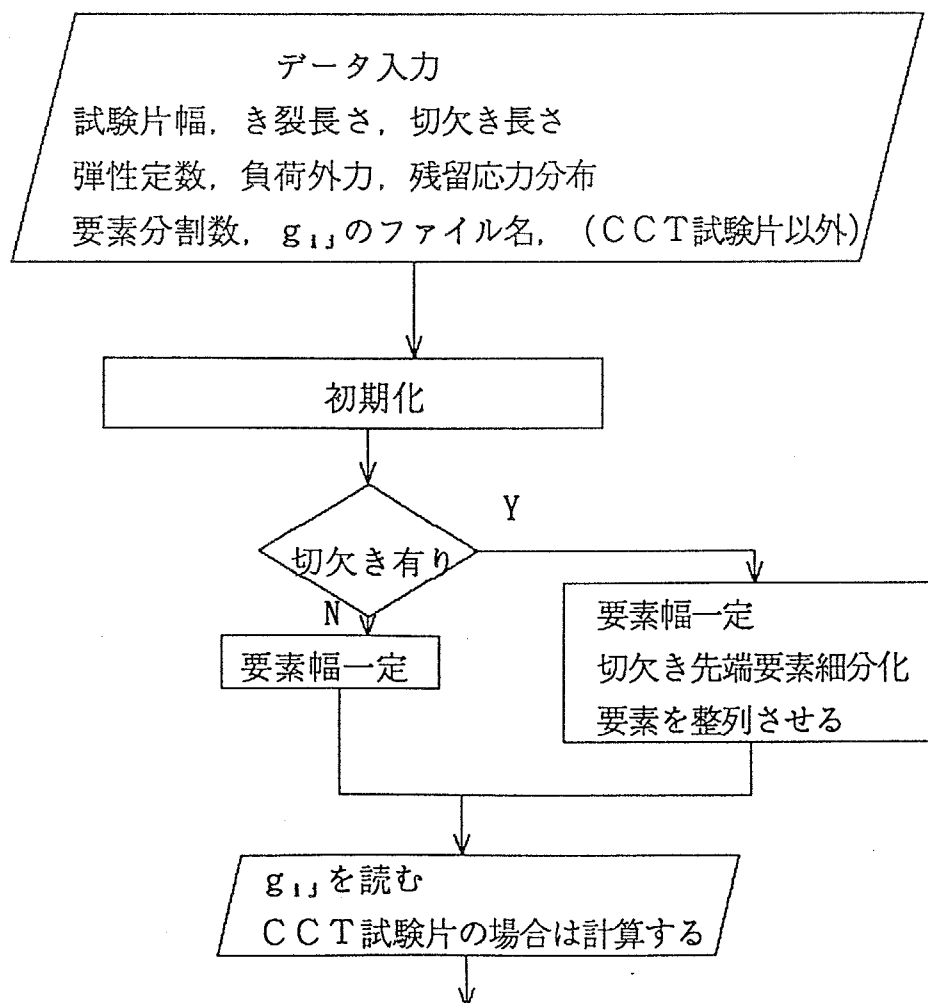
第5章で示したように、重み関数を用いたき裂面接触応力の解析は次式の連立方程式を接触応力の拘束条件のもとで解くことに帰着する。

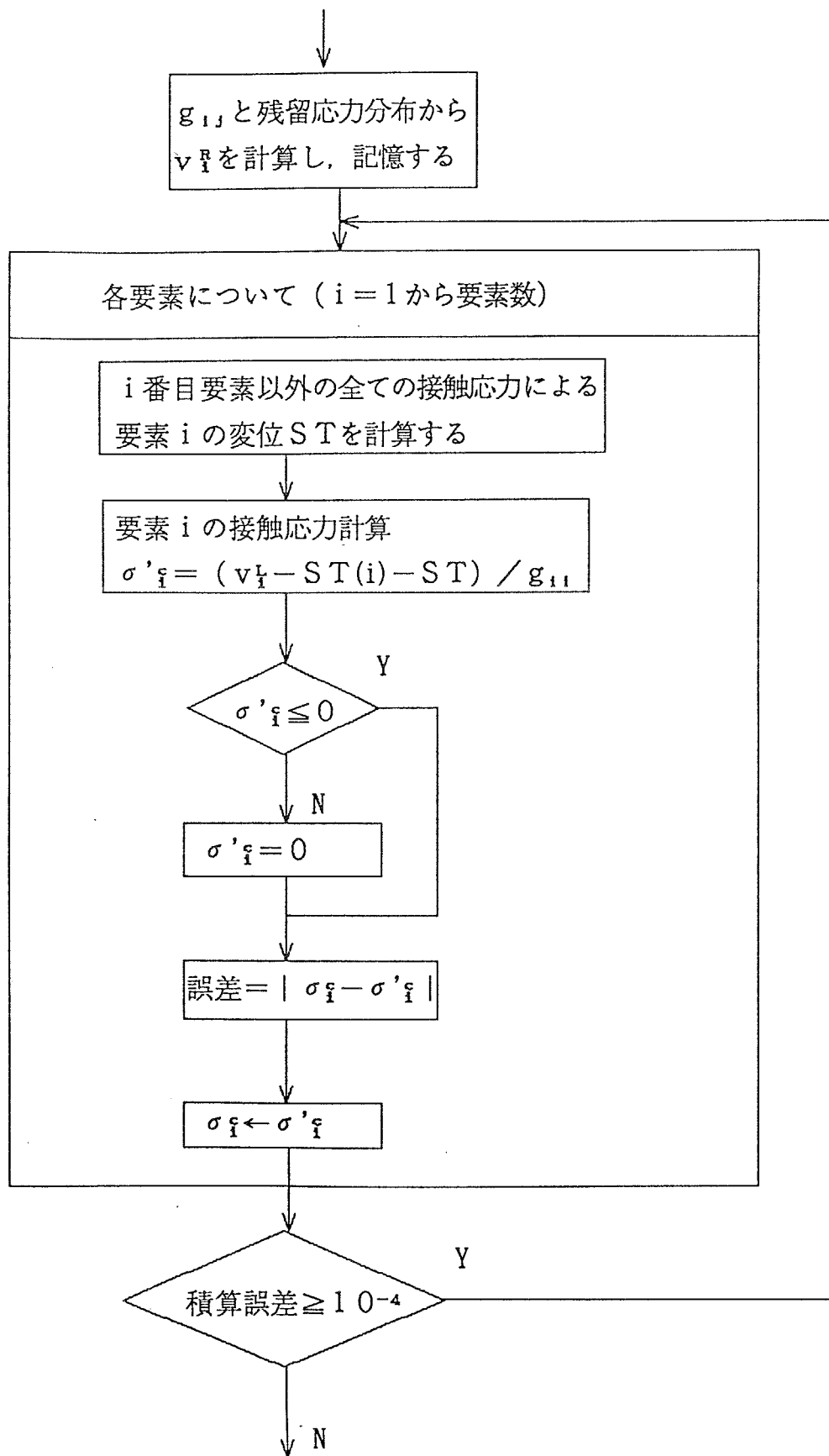
$$\sum_{j=1}^n g_{ij} \sigma_j = -P v_i^L - v_i^R \quad (C \cdot 1)$$

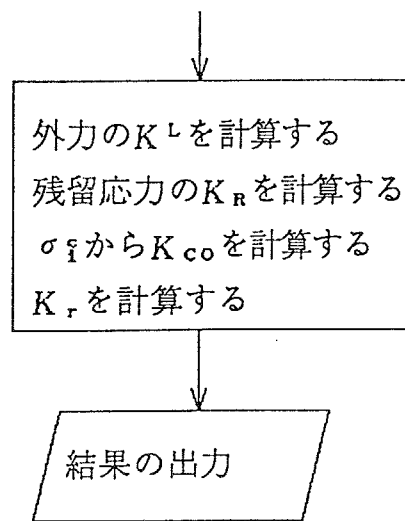
ここで、 g_{ij} はj番目要素に単位接触応力が負荷されたときのi番目要素の変位である。また、 σ_j はj番目要素接触応力、Pは負荷外力、 v_i^L は単位外力負荷時のi番目要素の変位、 v_i^R は残留応力の解放によるi番目要素の変位である。この g_{ij} は重み関数を用いて計算できる。 σ_j は接触応力であり、次の拘束条件を満足する。

$$\sigma_j \leq 0 \quad (C \cdot 2)$$

上式をGauss-Seidelの逐次代入法を用いて計算する。以下にプログラムの流れを示す。







付録D 簡便な残留応力拡大係数の計算方法

残留応力の応力拡大係数 K_R は重ね合わせの原理から次式で表わされる⁽¹⁾。

$$K_R = \int_0^a \sigma_R m(a, x) dx \quad (D \cdot 1)$$

上式は特異積分であり、数値積分に手間がかかる。

そこで、き裂面部分接触解析と同様にき裂面を小さな要素に分割したモデル化を行う。そして、各要素に負荷される残留応力は要素内で均一とし、要素中央位置の値を用いて代表させる。このようなモデル化を行うと、式(D・1)は次式のようになる。

$$K_R = \sum_{i=1}^n \sigma_{Ri} K_i \quad (D \cdot 2)$$

ここで、 n は要素数、 σ_{Ri} は i 番目要素中央位置の残留応力、 K_i は i 番目要素に一様な単位応力が負荷された場合の応力拡大係数であり、次式で表示される。

$$K_i = \int_{x_i-w}^{x_i+w} m(a, x) dx \quad (D \cdot 3)$$

ここで、 $2w$ は i 番目要素の幅である。

多くの場合、重み関数から式(D・3)の解析的積分が可能である。そこで、式(D・2)は特異積分でなくなり、計算が高速になる。CCT試験片の K_i は文献[1]に、CT試験片の K_i は文献[2]に示されている。SEN試験片の場合は文献[3]の重み関数を解析的に積分した。

文 献

- (1) Newman, J. C., Jr., ASTM STP, 748(1981), 53.
- (2) Mall, S. and Newman, J. C. Jr., ASTM STP, 868(1985), 113.
- (3) Tada, H., Paris, P. and Irwin, G., "THE STRESS ANALYSES OF CRACKS HANDBOOK" DEL RESEARCH CORPORATION, 1985.

印刷論文

第2章

コンパクト試験片の疲労き裂進展特性に及ぼす溶接残留応力の影響評価
(小林英男, 轟 章), 材料, 35巻391号, 昭和61年(1986),
p. 401~406.

第3章

残留応力場の疲労き裂進展速度の予測 (重ね合わせの原理の適用)
(轟 章, 小林英男), 日本機械学会論文集, 54巻497号A編
昭和63年(1988), p. 30~37.

第4章

残留応力場の疲労き裂進展速度の予測 (き裂面部分接触の考慮)
(轟 章, 小林英男), 日本機械学会論文集, 54巻498号A編
昭和63年(1988), p. 206~211.

第5章

コンパクト試験片の圧縮残留応力場の疲労き裂面弾性接触の解析
(轟 章, 小林英男, 荒居善雄, 中村春夫, 大沢靖雄), 日本機械学論文集,
55巻515号A編, 平成元年(1989), pp 1634~1639.

残留応力場のき裂面部分接触の解析, (轟 章, 小林英男),
日本機械学会論文集, 56巻524号A編, 平成2年(1990), p. 838~
844.

謝辞

本論文は、著者が東京工業大学工学部および大学院修士課程在学中から昭和63年に東京工業大学工学部機械物理工学科に奉職後も継続して遂行した研究成果をまとめたものである。研究遂行にあたり多くの方々の御助力をいただいた。ここに記して謝意を表する。

東京工業大学小林英男教授、中村春夫助教授には現在に至るまで親切なご指導をいただいた。特に、小林英男教授には、本研究の内容を初め研究姿勢に至るまで、数多くの貴重なご指導を賜わった。また、同学の小泉堯教授、坂田勝教授、青木繁教授には、本論文について有益な御討論をいただいた。

機械技術研究所 平野一美博士、岐阜大学 小川武史助教授、埼玉大学 荒居善雄講師、東京工業大学 小出孝道技官には、実験方法などについていろいろと御助言と御指導をいただいた。

各位に心から感謝いたします。

1991年3月1日

轟 章