

## 材料の加工硬化特性を考慮したき裂結合モデルに基づく疲労き裂成長解析手法に関する研究

原田, 圭輔  
Graduate School of Engineering, Kyushu University

<https://doi.org/10.15017/22002>

---

出版情報 : 九州大学, 2011, 博士 (工学), 課程博士  
バージョン :  
権利関係 :

材料の加工硬化特性を考慮した  
き裂結合モデルに基づく  
疲労き裂成長解析手法に関する研究

平成 24 年 1 月

原 田 圭 輔

# 目次

<b>第1章 緒論</b>	1
1.1 研究背景.....	1
1.2 疲労寿命評価の現状.....	3
1.3 疲労き裂伝播挙動に関する研究.....	4
1.4 研究の目的と本論文の構成.....	11
参考文献.....	12
<b>第2章 き裂開閉口現象を考慮した疲労き裂成長シミュレーション</b>	13
2.1 緒言.....	13
2.2 き裂結合カモデル.....	14
2.3 き裂開閉口モデルの定式化.....	19
2.4 疲労き裂成長シミュレーションの推定精度に関する考察.....	28
2.5 結言.....	38
参考文献.....	38
<b>第3章 材料の加工硬化影響を考慮したき裂結合カモデルについて</b>	40
3.1 緒言.....	40
3.2 き裂結合カモデルと仮想 COD の物理的意味.....	41
3.3 加工硬化特性の結合カモデルへの導入.....	43
3.4 FEM 解析との比較.....	49
3.5 n 乗硬化材料への適用.....	66
3.6 結言.....	77
参考文献.....	78

<b>第 4 章 材料の加工硬化特性を考慮した疲労き裂成長シミュレーション</b>	<b>80</b>
4.1 緒言 .....	80
4.2 材料の加工効果影響を考慮したき裂開閉口モデルの定式化 .....	81
4.3 実験結果との比較.....	87
4.4 結言 .....	108
参考文献 .....	108
<b>第 5 章 結論</b>	<b>110</b>
<b>付録 A き裂開閉口モデルにおける塑性ひずみ増分の取扱いについて</b>	<b>112</b>
A.1 はじめに.....	112
A.2 弾塑性 FEM 解析について .....	113
A.3 解析結果および考察.....	114
A.4 おわりに.....	117
<b>謝辞</b>	<b>118</b>

# 第1章

## 緒論

### 1.1 研究背景

船舶・鉄道・道路・橋梁などの大型溶接構造物は、生活基盤や社会基盤を支える重要な社会インフラであり、これらに破壊損傷が生じた場合、多大な経済的損失や、人命損失につながる恐れがある。構造物における破壊損傷は、疲労き裂を起因とした疲労損傷がその大半を占める<sup>1)2)</sup>ことが知られており、構造物の安全性を確保する上では定量的な疲労強度評価は極めて重要である。

船舶の分野において、1980年代後半に、高張力鋼を多用したVLCCのサイドロンジに疲労損傷が多発したことから、構造設計において疲労強度評価の重要性が広く認識されるようになった<sup>3)</sup>。一般的に、これらのVLCCはそれ以前に軟鋼を主として使用して建造されたVLCCと区別して第二世代VLCCと呼ばれている。第二世代VLCCでは船殻重量軽減を目的として高張力鋼を多用していたが、これまでの研究で、高張力化による母材としての静的強度の向上は期待できるが、溶接部における疲労強度はほとんど向上されないことが報告されており、許容応力を上げたことにより相対的に疲労強度を低下させてしまったことが、上述の損傷の主な原因と考えられている。

国際物流の発展を背景に海上輸送の重要性が高まる一方で、過去の重大な海難事故の歴史からも、船体の破壊損傷は多大な経済損失だけではなく、深刻な環境破壊を引き起こす可能性がある。また今後、省エネルギーを目的とした経年船の延命化や船体構造の軽量化が進められ、従来の構造と比べて過酷な力学的環境化にさらされることから、船舶の安全性の確保は直近の課題と言える。1970年代に海洋汚染防止を目的とした国際条約が採択されて以降、多くの重大事故の教訓を基にIMO（国際海事機関）や各船級協会による船体構造に関する規則、基準の見直しが進められている一方で、現在においても検査段階で見つかる損傷の多くは設計不良及び工作不良を原因とした疲労損傷であることから<sup>4)</sup>、船体構造の疲労強度を定量的に評価し、事故を未然に防ぐことが求められる。

また橋梁の分野では、1997年に首都高速道路の定期点検で橋脚の溶接部に多数の金属疲労によるき裂が発見された。検査の結果、橋脚数約2000本のうち、566本でき裂が発見さ

れ、き裂の大きさは最長で 1.5 メートル、深さは 1.5 センチ程度にまで達しており、数年で重大な事故を引き起こす可能性があったと指摘されている<sup>5)</sup>。この原因として、過積載トラックなどの想定を上回る荷重が繰返し負荷されたことや、建設当初の設計基準では溶接の完全溶け込み不足などの初期不良に対する認識が不明確であったことなどが挙げられている。

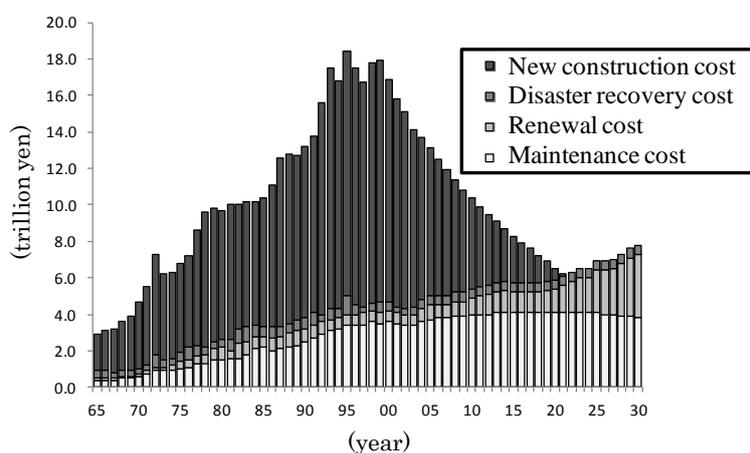


Fig.1.1 Estimated public investment cost.

一方で、日本の全道路橋の約 40%は高度経済成長期に建設されたものと言われており、40 年近くが経過した現在では、上述のような疲労損傷による経年劣化は首都高速道路に限られたことではない。また、Fig.1.1<sup>6)</sup>は国の社会インフラへの投資額の推移を示したものであるが、図から分かるように、社会インフラへの投資額は経済状況の影響から年々減少傾向にあることや、今後耐用年数を迎えた構造物の更新費用が莫大なものとなる。以上のことから、構造物における損傷事故の防止には、メンテナンスによる維持管理が現実的な対策であり、効率的かつ信頼性のある施工を行うためには、定量的な疲労強度評価を行い、構造物の余寿命を把握することが必要である。

金属疲労に関する研究が 150 年以上に渡って続けられているにも関わらず、未だに溶接構造物において、上述のような疲労による損傷が多発していることが現状であり、この問題を解決するためには、実機に発生する疲労破壊を主体として捉え、定量的に評価できる疲労寿命評価手法の確立が求められる。ここで、溶接構造物に発生する疲労損傷は、溶接継手部などの応力集中部から疲労き裂が発生し、これが徐々に伝播し、ある限界のき裂長さに達した段階で延性破壊や脆性破壊を起こすという過程をたどる。特に、大型溶接構造物においては、疲労き裂発生に配慮すべき箇所は構造全体に多数存在し、初期欠陥などの存在を考慮すると、疲労き裂発生の可能性を完全に排除することは困難である。ただし、大型溶接構造物で疲労き裂が発生した場合、直ちに全体構造の健全性を損なうことは稀で、疲労き裂の成長に対して全体構造強度がある程度の冗長性を持つことが考えられる。以上のことから、大型溶接構造物を対象とした疲労寿命評価には、き裂発生から最終破断に至

るまでの連続した疲労き裂成長曲線を推定することが要求される。

一方、一般的な疲労寿命評価手法は大きく2つの体系に分けることができ、1つは疲労試験結果から得られた  $S-N$  線図をベースとした線形累積被害則により確率論的に疲労寿命を評価する手法であり、もう一方は Paris 則<sup>7)</sup>に代表される破壊力学にパラメータを用いた疲労き裂伝播則により推定される疲労き裂成長曲線をベースとする破壊力学的手法である。前者は一般的な構造物の設計段階における疲労強度評価に用いられることが多く、後者は実用段階においては損傷解析などに用いられることが多い。詳細は以降の節で記述する。

## 1.2 疲労寿命評価の現状

従来の設計段階で実施される疲労寿命評価では、Fig.1.2 に示すような、一定荷重振幅を繰り返し与え、破断までのサイクル数との関係をまとめた  $S-N$  曲線と、計測により得られた荷重履歴を荷重頻度分布に整理したものを組み合わせた、線形累積被害則を用いることが多い。

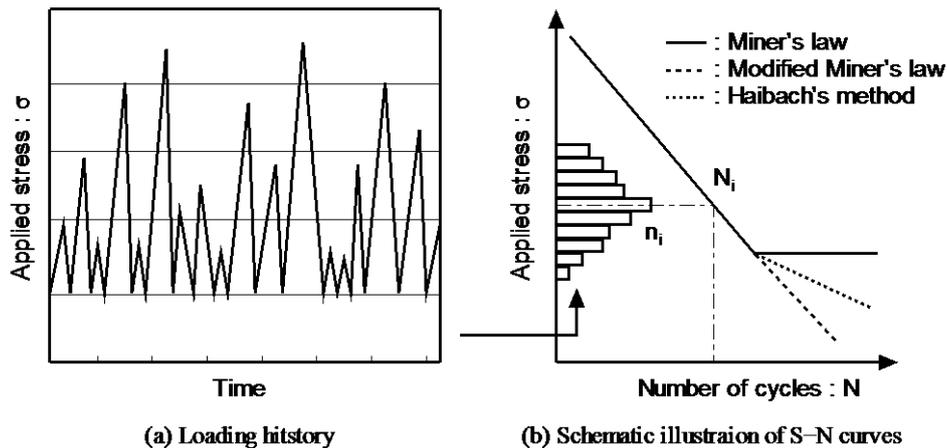


Fig.1.2 Linear cumulative damage rule.

すなわち、累積疲労被害度を、

$$D = \sum_i \frac{n_i}{N_i} \quad (1.1)$$

ただし、

$D$  : 累積疲労被害度

$n_i$  : 応力範囲  $\Delta\sigma_i$  が作用した回数

$N_i$  : 疲労設計曲線における応力範囲  $\Delta\sigma_i$  に対する寿命

と定義し、 $D$  の値が 1 になったときに破壊が生じると考える。また、累積損傷被害則の中で最も基本的な Miner 則では疲労被害は疲労限度以上の応力だけについて生じると考えてい

るが、実働応力には疲労限度以下の応力が多数含まれ、疲労限度以下の応力が疲労被害に  
関与することもよく知られている。疲労限度以下の応力による疲労損傷を見積る手法とし  
ては、 $S-N$  曲線の高応力範囲部分の傾斜部を疲労限度以下にまで延長して、これを用いて疲  
労被害度  $D$  を評価する修正 Miner 則や、疲労限以下の領域での  $S-N$  曲線の修正を、修正 Miner  
則より緩やかなもの ( $S-N$  線図の疲労限以上の勾配を  $m$  とした場合、疲労限以下の勾配を  
 $2m-1$  に減ずることが多い) にする Haibach の方  
法が用いられている (Fig.1.2 参照)。

なお、溶接構造物の疲労寿命評価においては、  
作用応力としてホットスポット応力が広く使用  
されているが、Fig.1.3 に例示すように、この応  
力には構造的応力集中の影響は含まれるが、実際  
に疲労き裂が発生する溶接止端部の形状による  
局所的な応力集中の影響は含まれていない<sup>8)</sup>。

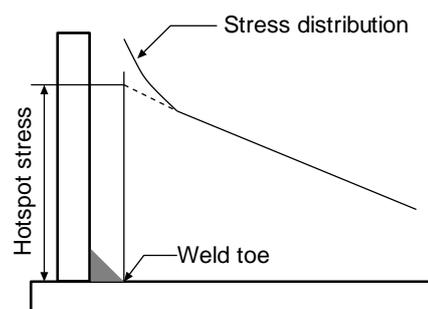


Fig.1.3 Definition of hotspot stress curves.

また、種々の応力累積頻度分布を有するラン  
ダム荷重を荷重した疲労試験結果によれば、破  
壊が生じるときの  $D$  の値は広範囲に分布することが経験的に知られているため、実際の設  
計では種々の設計基準に応じて安全率を導入しており、損傷実績により、即ち経験的に  $D$   
の値を評価対象毎に使い分けているのが現状である。加えて、現状では通常の疲労試験で  
用いられる小型の試験片から得られる結果と、実構造物に発生する疲労き裂を関係付ける  
ことができないため、定量的な疲労寿命評価とは言い難い。

## 1.3 疲労き裂伝播挙動に関する研究

### 1.3.1 従来の研究

疲労き裂伝播に関する研究は、破壊力学が普及する以前にも数多くなされてお  
り、例えば、疲労き裂伝播速度(fatigue crack propagation rate)  $da/dN$  を、以下のような形で表すことが  
試みられてきた。

$$\frac{da}{dN} = C_1 a^m \quad (1.2)$$

$$\frac{da}{dN} = C_2 \sigma^m a^n \quad (1.3)$$

ただし、

$a$  : き裂深さ

$N$  : 負荷繰返し数

$\sigma$  : 応力振幅

$C_1, C_2, m, n$  : 材料定数

これらの式は、材料定数を適当に選択することにより、個々の実験結果に対応させることはできるが、試験片形状、負荷形式などが異なる広い範囲の実験条件に対しては、必ずしも成立しない。

破壊力学の研究は、当初、不安定脆性破壊を対象に行われてきた。この破壊力学を全ての破壊に適用し得る可能性を Paris<sup>7)</sup>が指摘し、アルミニウム合金を用いたき裂伝播試験により、疲労き裂伝播速度と応力拡大係数の関係を調べ、応力拡大係数範囲(最大荷重時と最小荷重時の応力拡大係数の差：Stress intensity factor range)と疲労き裂伝播速度との間には次式が成立することを明らかにした。

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (1.4)$$

ただし、

$\frac{da}{dN}$  : 疲労き裂伝播速度

$\Delta K$  : 応力拡大係数範囲

$C, m$  : 材料定数

(1.4)式のように応力拡大係数を用いると、試験条件に関わらず、き裂先端近傍の応力/ひずみ状態が一義的に規定されることになり、(1.2), (1.3)式よりは一般化した疲労き裂伝播速度を規定できることになる。上式は Paris の伝播則と呼ばれ、疲労き裂伝播の研究は、これを契機に発展してきた。

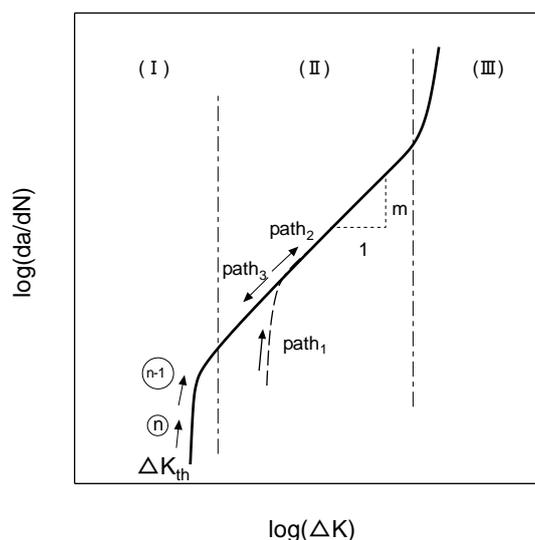


Fig.1.4 Relationship between fatigue crack propagation speed and stress intensity factor range.

しかしながら、疲労き裂伝播速度を $\Delta K$ で整理すれば、全ての範囲で(1.4)式が成立するわ

けではない。疲労き裂伝播速度と $\Delta K$ の関係は、Fig.1.4に模式的に示すように、逆S字形を形成し、ステージI、II、IIIの三つの領域に分けられる。(1.4)式は、Fig.1.4のステージIIの領域に限り成立するものである。

また、Fig.1.4は一定荷重振幅を与えるだけでは得られない。一定振幅荷重を与えるだけでは、初めは $path_1$ 、 $path_2$ と軌跡を描き、通常の試験片ではき裂の成長と共に $\Delta K$ が大きくなり、ステージIIの実線に沿って疲労き裂伝播速度は速くなり、リガメント全体が降伏する全面降伏状態から、延性破壊(くびれが生じ荷重を上昇させなくても延性き裂により破壊する破壊形式)へ移るステージIIIに入る。 $path_2$ のように、ステージIIに入った後、応力比(最小荷重/最大荷重: stress ratio) $R$ を一定に保持したまま、荷重振幅を小さくした状態で一定繰返し負荷を与えると、 $path_3$ に示すように、 $path_1$ へは戻らず、ステージIIの実線上を移動し、さらに徐々に荷重振幅をステップ状に下げていくと、ステージIIの直線上から外れ、 $\Delta K$ の減少とともに、疲労き裂伝播速度は急激に減少し、ある以下では事実上き裂が伝播しなくなる。このき裂が伝播しなくなる限界を、疲労き裂伝播の下限界(threshold)  $\Delta K_{th}$ と呼んでいる。(1.4)式が成立するのは、安定成長域と考えられているステージIIの領域に限られる。この疲労き裂伝播の下限界値 $\Delta K_{th}$ の存在が明らかになり、(1.4)式に $\Delta K_{th}$ を含んだ

$$\frac{da}{dN} = C \{ (\Delta K)^m - (\Delta K_{th})^m \} \quad (1.5)$$

なる形のき裂伝播式が一般的に用いられるようになった。

その後 Elber<sup>9)</sup>により、疲労き裂は自身の高応力/ひずみ集中による引張塑性域内を進展するため、き裂縁に引張の残留変形層を残し、これが周りの弾性域に拘束されてき裂縁近傍に圧縮の残留応力が生じることから、高応力比の状態や過大荷重が作用した直後を除けば、たとえ引張の繰返し負荷を与えた場合でも最小荷重時にき裂が閉口することを示した。この結果から、き裂が閉口している区間ではき裂による応力特異性が現れないので、き裂が開口している区間に対応する応力拡大係数範囲(有効応力拡大係数範囲: effective stress intensity factor range (based upon the crack opening load)  $\Delta K_{eff}$ を、疲労き裂伝播のパラメータであると考え、(1.4)式の $\Delta K$ を $\Delta K_{eff}$ に置き換えた次式で表されるき裂伝播式を提案した。

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K_{eff})^m = C (U \cdot \Delta K)^m \quad (1.6)$$

ここで、

$$\Delta K_{eff} = (P_{max} - P_{op}) \sqrt{\pi a} \cdot f(a/W) / t = K_{max} - K_{op}$$

$$U = \frac{P_{max} - P_{op}}{P_{max} - P_{min}} = \frac{K_{max} - K_{op}}{K_{max} - K_{min}}$$

ただし、

$\Delta K_{\text{eff}}$  : 有効応力拡大係数範囲

$P_{\text{op}}$  : き裂開口荷重

$P_{\text{max}}$  : 最大荷重

$P_{\text{min}}$  : 最小荷重

$K_{\text{op}}$  : き裂開口時応力拡大係数

$K_{\text{max}}$  : 最大荷重時の応力拡大係数

$K_{\text{min}}$  : 最小荷重時の応力拡大係数

$U$  : き裂開口比

$f(a/W)$  : 形状係数

$t$  : 試験片板厚

$a$  : き裂長さ

$C, m$  : 材料定数

(1.6)式は Paris-Elber 則と呼ばれ、この伝播式が提案されて以来種々の研究が行われている。しかし、 $\Delta K_{\text{eff}}$  で疲労き裂伝播則  $da/dN$  を整理した場合においても、Fig.1.5<sup>10)</sup>に示す例のように、 $\Delta K_{\text{eff}}$  にも下限界値が存在することが明らかになり、 $(\Delta K_{\text{eff}})_{\text{th}}$  を材料固有の値とした次式の修正 Paris-Elber 則が提案された。

$$\frac{da}{dN} = C \left\{ \Delta K_{\text{eff}}^m - (\Delta K_{\text{eff}})_{\text{th}}^m \right\} \quad (1.7)$$

(1.7)式は、応力の特異場がき裂先端近傍に形成される区間のみに対応する有効応力拡大係数範囲  $\Delta K_{\text{eff}}$  と、その下限界値 $(\Delta K_{\text{eff}})_{\text{th}}$ を用いており、種々の疲労き裂伝播の現象が定量的に予測できると一般的には考えられている。

しかしながら、 $\Delta K_{\text{eff}}$  がなぜ疲労き裂伝播速度のパラメータとなり得るのかその物理的意味については明らかにされていない。また、 $(\Delta K_{\text{eff}})_{\text{th}}$  は材料固有の値であると考えられているにも関わらず、 $(\Delta K_{\text{eff}})_{\text{th}}$  が存在するか否かについては様々な諸説が挙げられている。菊川ら<sup>11)</sup>は、 $(\Delta K_{\text{eff}})_{\text{th}}$  を挟む二段多重繰返し荷重下における疲労き裂伝播試験を実施し、この場合 $(\Delta K_{\text{eff}})_{\text{th}}$  以下でもき裂が進展し、変動荷重下では $(\Delta K_{\text{eff}})_{\text{th}}$  が消失することを報告している。また、平野ら<sup>12)</sup>は、 $(\Delta K_{\text{eff}})_{\text{th}}$  は非常に小さな値であ

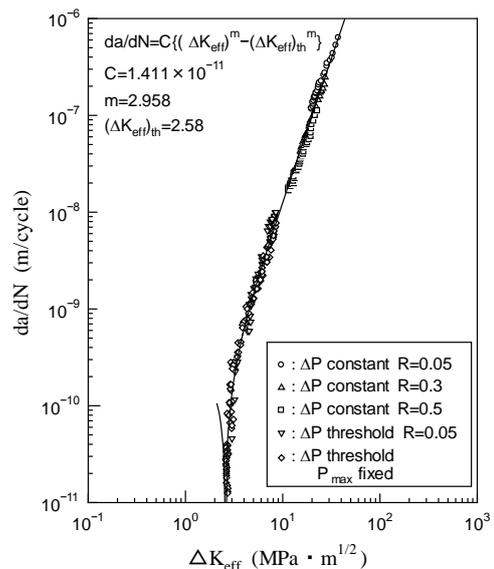


Fig.1.5 Relationship between crack propagation rate and effective stress intensity factor range based on crack opening load.

り,  $(\Delta K_{\text{eff}})_{\text{th}}$  そのものが存在しないとも考えられると報告している。さらにSchütz<sup>13)</sup>は, 「Elberのき裂閉口に基づくき裂伝播則はより良い推定結果を与えるが, 私見としては, その精度や信頼性が本当に確かなものであるのかは十分に確認されていない。」と述べている。以上のことから,  $\Delta K_{\text{eff}}$  が疲労き裂伝播速度を律する真のパラメータであるか否か疑問が残されている。

### 1.3.2 RPG 荷重基準による疲労き裂伝播挙動の研究

前項で説明したように,  $\Delta K_{\text{eff}}$  をき裂伝播のパラメータとした(1.7)式が, 真に疲労き裂伝播を表現可能であるとは断定できない。ここでは, 豊貞らによって提案された, 疲労き裂の塑性挙動に着目した疲労き裂伝播則について説明する。

豊貞らは, 疲労き裂はき裂先端部に塑性ひずみエネルギーの蓄積がなければ伝播しないとの考えに基づき, 以下のように考察を行なっている。

Elberにより提唱された伝播則では,  $\Delta K_{\text{eff}}=K_{\text{max}}-K_{\text{op}}$  を伝播則のパラメータとしていることから,  $\Delta K_{\text{eff}}$  は疲労き裂先端の塑性挙動を適切に表現していないと考えられる。豊貞らは, 疲労き裂は引張/圧縮塑性ひずみの繰返しが生じなければ伝播しないことを考慮し, Fig.1.6に示すような1サイクル中(A→B→C→D→A)でのき裂材のコンプライアンス変化を詳細に考察した<sup>14)</sup>。

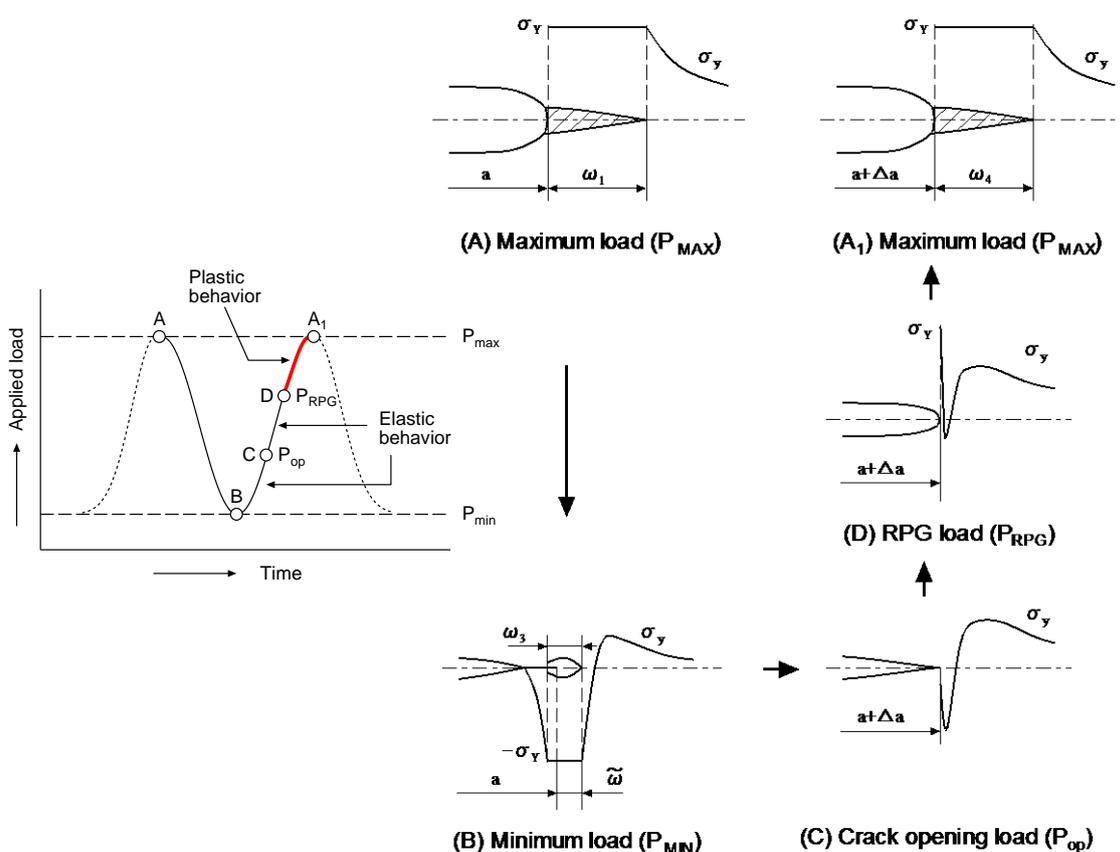


Fig.1.6 Loading history and crack opening/closing behavior during one cycle.

そして、除荷過程 (A→B) において塑性変形を起こしてき裂が閉口した後、B→C→D→A<sub>1</sub> の負荷過程において、C 点でき裂が完全に開口し、D 点においてき裂先端に再び引張塑性域が形成されることを見出した(B→D に対応する負荷過程では、き裂先端は弾性挙動を示す)。この点の荷重は、再引張塑性域形成荷重(Re-tensile Plastic zone's Generated load)という意味から、RPG 荷重( $P_{RPG}$ )と呼ばれている。なお、C 点でき裂が完全に開口するので、C 点の荷重がき裂開口荷重  $P_{op}$  となる。

上記考察から明らかなように、Fig.1.6 において BD 間は全ての箇所では弾性状態にあるので、BD 点より低い最大荷重が作用する負荷サイクルが繰り返されても、き裂先端部で引張/圧縮ひずみの繰返しが生じないのでき裂は進展しない。RPG 荷重(D 点)を超える荷重が、き裂伝播を生じさせる力として働くことから、き裂進展力に対応する荷重振幅は、負荷過程においてき裂先端部で再降伏が生じ始める RPG 荷重から最大荷重に至る振幅 ( $=P_{max}-P_{RPG}$ ) となる。すなわち、 $P_{RPG}$  から  $P_{max}$  に至る過程で、き裂先端近傍で塑性仕事が行なわれ、これが非可逆現象である新しい破面形成のために充当されると考えることができ、引張塑性域が進行する区間に対応する応力拡大係数範囲  $\Delta K_{RPG}$  を用いることで、疲労き裂の塑性挙動を適切に表現することが可能であることから、以下の疲労き裂伝播則が提案された。

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K_{RPG})^m = C(U \cdot \Delta K)^m \quad (1.8)$$

ここで、

$$\Delta K_{RPG} = (P_{max} - P_{RPG}) \sqrt{\pi a} \cdot f(a/W) / t$$

$$U = \frac{P_{max} - P_{RPG}}{P_{max} - P_{min}} = \frac{K_{max} - K_{RPG}}{K_{max} - K_{min}}$$

ただし、

$\Delta K_{RPG}$  : RPG 基準による有効応力拡大係数範囲

$P_{max}$  : 最大荷重

$P_{min}$  : 最小荷重

$P_{RPG}$  : RPG 荷重

$\tilde{U}$  : 塑性有効荷重比

$K_{max}$  : 最大荷重時の応力拡大係数

$K_{min}$  : 最小荷重時の応力拡大係数

$K_{RPG}$  : RPG 荷重時の応力拡大係数

$f(a/W)$  : 形状係数

$t$  : 試験片板厚

$a$  : き裂長さ

$C, m$  : 材料定数

また、疲労き裂伝播試験の結果を $\Delta K_{RPG}$  で疲労き裂伝播則  $da/dN$  を整理すると、Fig.1.7<sup>9)</sup> に示すように、両者の間には極低疲労き裂伝播速度領域も含めて直線関係となっており、 $\Delta K$  と  $\Delta K_{eff}$  とは異なり、 $\Delta K_{RPG}$  には下限界が現れないことが確認された。

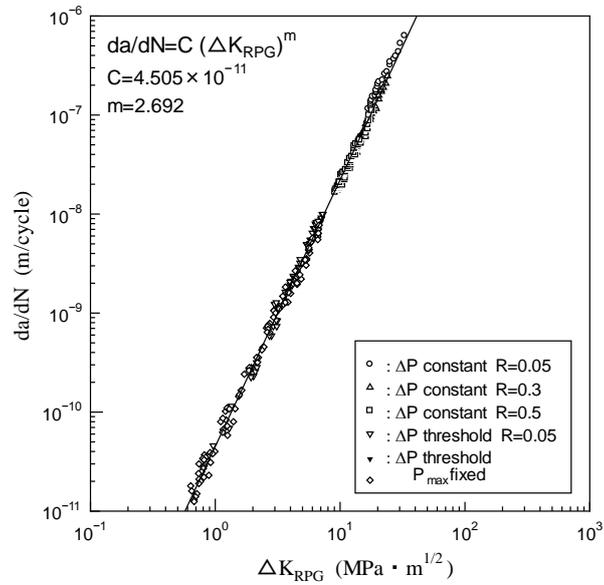


Fig.1.7 Relationship between crack propagation rate and effective stress intensity factor range based on RPG load.

さらに、疲労被害蓄積領域寸法（繰返し塑性ひずみ生成領域：最大荷重時の引張塑性域と最小荷重時の圧縮塑性域が重なるき裂先端の領域）とが、一定振幅荷重下だけでなく変動荷重下の場合も含めて、

$$\tilde{\omega} = \eta \frac{\pi}{8} \left( \frac{\Delta K_{RPG}}{2\lambda\sigma_Y} \right)^2 \quad (1.9)$$

ただし、 $\eta=1.55$

なる関係で一義的に対応することを明らかにし、 $\Delta K_{RPG}$  の物理的意味を明確にした<sup>15)</sup>。豊貞らは、これらの研究成果に基づいて、 $\Delta K_{RPG}$  を疲労き裂伝播速度を律するパラメータとして採用すべきであると提案している。

## 1.4 研究の目的と本論文の構成

1.1 節で述べたように、大型溶接構造物の損傷事故が及ぼす社会的影響は大きく、適切な強度評価による構造安全性の確保が要求される。また、溶接構造物で発生する損傷の多くは、疲労が原因と言われることから、疲労損傷を未然に防止することが特に重要と考えられる。

大型溶接構造物に生じる疲労損傷の特性を考慮すると、構造の設計または維持管理においては、損傷許容設計の概念が重要であり、疲労寿命評価法には疲労き裂の成長挙動を定量的に把握することが求められる。一方で、1.2 節で述べたように、一般的な構造物の設計段階においては、 $S-N$  線図を基礎とする疲労設計が行われており、荷重履歴の影響やき裂成長挙動を考慮した、定量的な疲労寿命評価は行われていない。また、1.3 節で述べたき裂成長曲線を推定する手法において、 $\Delta K$ 、 $\Delta K_{\text{eff}}$  は実働荷重下における疲労き裂の伝播挙動を正確に表すパラメータとは言い難い面もある。

一方、RPG 荷重を基準とする応力拡大係数範囲 $\Delta K_{\text{RPG}}$  は広範囲の疲労き裂伝播速度と相関関係を示すことが確認されており、このパラメータを採用した疲労き裂伝播則を用いることで上記の問題を解決できる。しかし、従来の RPG 基準の疲労き裂成長シミュレーションにおいて、き裂の開閉口挙動や RPG 荷重の推定に用いられるき裂開閉口モデルは、材料の応力～ひずみ関係を理想化して取り扱うため、実際の材料の塑性変形挙動を正確には評価できていない可能性が懸念される。

本研究ではまず、き裂開閉口モデルの基礎となる、き裂結合カモデルに対して、材料の加工硬化影響を導入する手法を提案する。さらに、繰返し荷重下での材料の加工硬化を考慮したき裂開閉口モデルの定式化を行い、RPG 荷重基準のき裂成長シミュレーションに実装することで、シミュレーションによる疲労寿命推定精度の向上を図る。

本論文は5つの章で構成される。

第1章では、緒論として、研究の背景、疲労寿命評価の現状、疲労き裂伝播挙動に関する研究などの現状について述べ、本研究の目的を示した。

第2章では、RPG 基準の疲労き裂伝播則を用いた疲労き裂成長シミュレーションに実装されているき裂開閉口モデルの定式化について述べる。また、過去に実施された疲労き裂伝播試験との比較を行い、従来のシミュレーションの推定精度について考察する。

第3章では、第2章で示す課題を踏まえ、き裂開閉口モデルの基礎となるき裂結合カモデルに対して、材料の加工硬化特性の導入したモデルを提案する。また、同手法の妥当性検証のため、種々の加工硬化特性を設定した弾塑性有限要素解析との比較を行う。

第4章では、第3章で提案するき裂結合カモデルを応用して、繰返し荷重下での材料の加工硬化特性を考慮したき裂開閉口モデルの定式化について述べる。また、このモデルを実装した RPG 基準の疲労き裂成長シミュレーションを過去の疲労き裂伝播試験に適用し、

実験結果と推定結果の比較を行い、提案手法の妥当性を検証する。

第5章に結論を記す。

## 第1章 参考文献

- 1) 日本機械学会，技術資料：機械・構造物の破損事例と解析技術，日本機械学会，1984
- 2) 日本材料学会編：疲労設計便覧，養賢堂，1995.
- 3) 豊貞雅宏，藤久保昌彦，田川哲也：船舶海洋工学界のこの1年これからの10年（構造・強度，材料・溶接分野），日本船舶海洋工学会誌，Vol.7，2006，pp.21-26.
- 4) 日本海事協会：日本海事協会会誌，No.296，2011.
- 5) 鋼製橋脚補修検討委員会 中間報告，首都高速道路公団，2002.
- 6) 国土交通省：平成17年度国土交通白書.
- 7) Paris, P.C. and Erdogan, F. : A Critical Analysis of Crack Propagation Laws, Journal of Basic Engineering, Transactions of the ASME, Series D, Vol.85, 1963, pp.528-534.
- 8) 例えば 三木千壽：鋼構造，共立出版株式会社，2000.
- 9) Elber, W. : The Significance of Fatigue Crack Closure, ASTM STP-486, 1971, pp.230-242.
- 10) Toyosada, M. and Niwa, T. :The significance of RPG load for fatigue crack Propagation and the development of a compliance measuring system, International Journal of Fracture, Vol.67, 1994, pp.217-230.
- 11) 菊川真，城野政弘，近藤良之：低K領域における変動荷重下の疲労き裂進展挙動と進展の評価法，日本機械学会論文集（A編），Vol.47，No.417，1981，pp.468-482.
- 12) 平野一美，石井彰，小林英男，中沢一：超音波法によるSCM435鋼の疲労き裂進展特性の評価，日本材料学会誌 材料，Vol.32，No.356，1983，pp.542-548.
- 13) Schutz, W. : A HISTORY OF FATIGUE, Engineering Fracture Mechanics, Vol.54, No.2, 1996, pp.263-300.
- 14) 豊貞雅宏，山口喜久次，丹羽敏男，武中秀樹，梶本勝也，矢島浩：新疲労き裂伝播パラメータの提案と高精度コンプライアンス計測法の開発－RPG基準による疲労き裂伝播挙動の研究（第1報）－，日本造船学会論文集，Vol.169，1991，pp.245-255.
- 15) 豊貞雅宏，山口喜久次，丹羽敏男，後藤浩二，坂井淳一： $\Delta K_{RP}$ の物理的意味と構造物の疲労寿命推定－RPG基準による疲労き裂伝播挙動の研究（第8報）－，日本造船学会論文集，Vol.180，1996，pp.539-547.

## 第2章

### き裂開閉口モデルに基づく

### 疲労き裂成長シミュレーション

#### 2.1 緒言

第1章で述べたように、き裂先端近傍の塑性挙動を考慮した応力拡大係数範囲 $\Delta K_{RPG}$ を疲労き裂伝播速度を律するパラメータとすることで、変動荷重下においても定量的な疲労寿命評価が可能となる。一方、RPG荷重がき裂開口荷重と同様に、疲労き裂の開閉口現象に密接に関係していることを考慮すると、 $\Delta K_{RPG}$ を用いた疲労き裂伝播則による疲労寿命評価手法の構築には、き裂開閉口現象を定量的に評価することができる数値シミュレーションモデルが必要である。

疲労き裂の開閉口現象において、主要因子と考えられているのが、Elber<sup>1)</sup>により発見された塑性誘起き裂閉口機構である。この機構は、Fig.2.1に模式的に示すように、き裂先端部に形成された塑性域内を疲労き裂が進展することにより、き裂面に取り込まれる、残留引張変形層が原因と考えられている。この現象は、連続体力学的取扱いが可能である一方、現在の数値解析の主流となっている有限要素法（FEM）などの手法を適用して疲労き裂進展解析を行おうとすれば、疲労き裂進展挙動に大きく影響を与えるき裂開閉口挙動を定量的に評価するために、き裂面の接触を考慮した弾塑性解析や、き裂進展毎のモデル更新を行う必要があり、計算時間の観点から、実用的な評価手法とは言い難い。

Newman<sup>2)</sup>はき裂結合モデルの一種であるDugdaleモデル<sup>3)</sup>を巧みに応用したき裂開閉口モデルを提案し、このモデルを用いて一様応力下における種々のき裂開閉口現象の評価を行なっている。彼らのモデルは、Dugdaleモデル上で塑性域に相当する仮想き裂部に、解

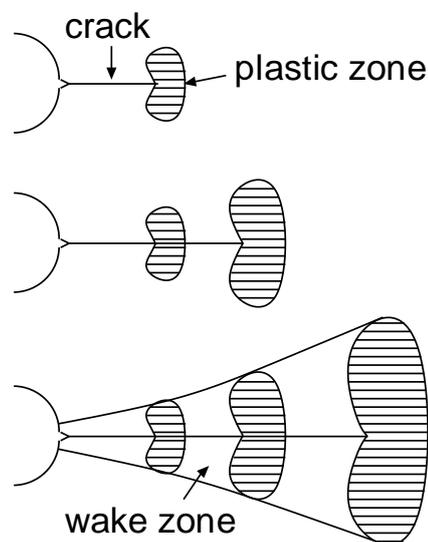


Fig.2.1 The wake zone (the plastic zone and the residual tensile deformed layer).

析で得られる開口変位と同じ長さの剛完全塑性体の棒要素を埋め込み、き裂進展に伴いその棒要素をき裂面に取り込むことで、残留引張変形層をモデル化している。また、豊貞ら<sup>4)</sup>は、Newmanらのモデルにおいて、仮想き裂部に配置される棒要素を弾完全塑性体と置き換え、除荷過程における塑性域・残留引張変形層の弾性変形を考慮したき裂開閉口モデルを提案し、これを用いることで、特に荷重履歴変動があまり大きくない場合、良好な精度で、疲労き裂成長予測が可能であることを示している。一方で、いわゆるスパイク荷重に代表されるように荷重履歴変動が急変する場合における疲労き裂成長予測については精度の向上が必要である。

本章では、き裂開閉口モデルのベースとなるき裂結合力モデルについて述べ、次に豊貞らによって提案されている材料を弾完全塑性体としたき裂開閉口モデルの定式化について説明する。最後に、従来モデルが有するRPG荷重、及び疲労き裂成長曲線の推定精度について考察を行う。

## 2.2 き裂結合力モデル

### 2.2.1 一般化されたき裂結合力モデル

実き裂先端に生じる塑性域が細長く且つ限りなく薄いと仮定し、実き裂に塑性域を含めて仮想き裂と考える。この場合、仮想き裂周りの弾性領域の変形を論じるには、塑性域に降伏応力を生じさせるき裂面間の結合力を作用するモデルを考えれば事足りる。

き裂結合力モデルは、無限板中の板厚貫通き裂材に、一様応力が作用する場合の弾性状態におけるき裂開口変位を、弾性解析の重ね合わせの原理を用いて求めたものである。原理的には Fig.2.2 に示すような任意応力場中のき裂に対してもき裂結合力モデルは適用できる。

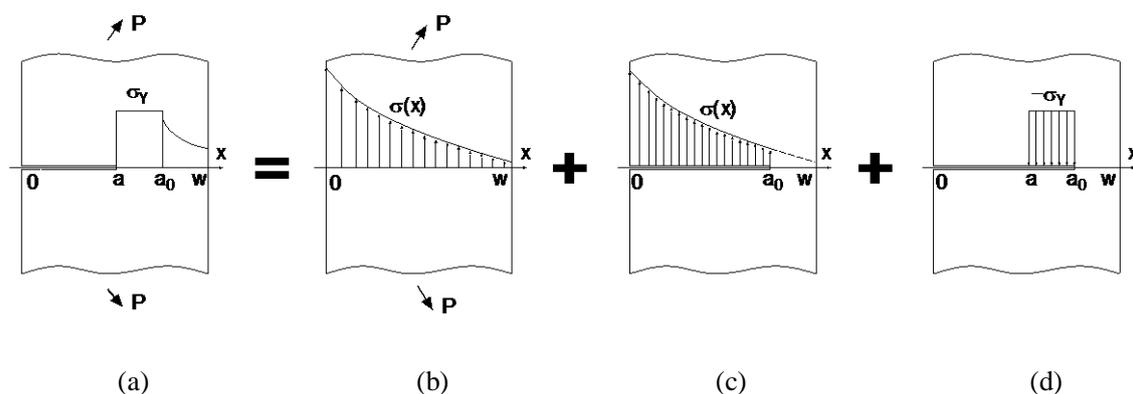


Fig.2.2 Principle superposition concerning generalized strip yield model.

Fig.2.2(a)に示すように、材料を弾完全塑性体とし、長さ  $a$  のき裂を有する板に、外荷重  $P$  を作用させた場合を考える。まず、Fig.2.2(b)のように、き裂が存在しない物体に外荷重  $P$

を作用させた場合に  $x$  軸に生じる応力  $\sigma(x)$  とする。そして、塑性域を含めたき裂  $[0, a_0]$  内に  $\sigma(x)$  を Fig.2.2(c) のように内圧として作用させると、Fig.2.2(c) のき裂面には内圧の反作用として  $-\sigma(x)$  の応力が働く。同様に、 $[a, a_0]$  間に降伏点  $\sigma_Y$  と同じ大きさの応力を、Fig.2.2(d) のように負圧として作用させると、 $[a, a_0]$  間のき裂面には反力として  $\sigma_Y$  が働くことになる。したがって、Fig.2.2(b)、Fig.2.2(c)、Fig.2.2(d) を重ね合わせることで、Fig.2.2(a) において、実き裂面  $[0, a_0]$  間に作用する応力分布を表現できる。以下に、き裂結合モデルによる塑性域先端位置及びき裂開口変位の計算方法について説明する。

Fig.2.2(b)、Fig.2.2(c)、Fig.2.2(d) に示す、き裂長さ、応力分布条件での応力拡大係数をそれぞれ  $K_{(b)}$ 、 $K_{(c)}$ 、 $K_{(d)}$  とする。き裂先端 ( $x=a_0$ ) で応力特異性を持たないためには、以下の条件を満たす必要がある。

$$K_{(c)} + K_{(d)} = 0 \quad (2.1)$$

(Fig.2.2(b) はき裂が存在しないことから、 $K_{(b)}=0$  となる。) ここで、き裂長さ  $a$  のき裂面  $x$  の位置に単位集中荷重が作用した場合の  $K$  値を、

$$K = g(x, a) \quad (2.2)$$

とすると、Fig.2.2(c) の  $K$  値は、

$$K_{(c)} = \int_0^{a_0} \sigma(x) g(x, a_0) dx \quad (2.3)$$

Fig.2.2(d) の結合力が作用する場合の  $K$  値は、

$$K_{(d)} = -\sigma_Y \int_a^{a_0} g(x, a_0) dx \quad (2.4)$$

となる。よって、(2.1) 式の関係より、次式が与えられる。

$$\int_0^{a_0} \sigma(x) g(x, a_0) dx - \sigma_Y \int_a^{a_0} g(x, a_0) dx = 0 \quad (2.5)$$

上式を満たす  $a_0$  を求めることで、き裂先端の塑性域長さ ( $=a_0-a$ ) が決定される。

また、単位集中荷重を作用させることによる  $x=x_j$  におけるき裂開口変位は次式<sup>5)</sup>で与えら

れる。

$$V(x_j) = \frac{2}{E'} \int_0^a g(x, a) g(x_j, a) da \quad (2.6)$$

ここで、

$$E' = \begin{cases} E & : \text{平面応力} \\ E/(1-\nu^2) & : \text{平面ひずみ} \end{cases}$$

したがって、Fig.2.2(c)の応力分布下におけるき裂開口変位  $V(x_j)$  は、重ね合わせの原理より、

$$V(x_j) = \frac{2}{E'} \int_0^{a_0} \sigma(x) \int_0^a g(x, a) g(x_j, a) da dx \quad (2.7)$$

また、Fig.2.2(d)の結合力が作用する場合は、

$$V(x_j) = \frac{-2\sigma_Y}{E'} \int_a^{a_0} \int_0^a g(x, a) g(x_j, a) da dx \quad (2.8)$$

と表される。

以上より、Fig.2.2(a)のき裂開口変位は(2.7)式と(2.8)式の和をとり、

$$V(x_j) = \frac{2}{E'} \left\{ \int_0^{a_0} \sigma(x) \int_0^a g(x, a) g(x_j, a) da dx - \sigma_Y \int_a^{a_0} \int_0^a g(x, a) g(x_j, a) da dx \right\} \quad (2.9)$$

ところで、き裂結合力モデルでは実際のき裂開口変位よりも、大きめの値を与えることが一般的に知られている。これを補正するために、全断面降伏時の実断面応力（荷重をリガメントで除した応力）を降伏点  $\sigma_Y$  で除した塑性拘束係数  $\lambda$  を導入し、降伏点  $\sigma_Y$  を  $\lambda\sigma_Y$  として取り扱うことが多い<sup>5)</sup>。以上のことから、従来のき裂結合力モデルによるき裂開口変位解析では、 $\lambda$  を導入した解析を行う。すなわち、仮想き裂先端位置を求める(2.5)式は次式のようなになる。

$$\int_0^{a_0} \sigma(x) g(x, a_0) dx - \lambda\sigma_Y \int_a^{a_0} g(x, a_0) dx = 0 \quad (2.10)$$

また、き裂開口変位を求める(2.9)式は次式のようなになる。

$$V(x_j) = \frac{2}{E'} \left\{ \int_0^{a_0} \sigma(x) \int_0^a g(x,a) g(x_j,a) da dx - \lambda \sigma_Y \int_a^{a_0} \int_0^a g(x,a) g(x_j,a) da dx \right\} \quad (2.11)$$

### 2.2.2 き裂結合力モデルの定式化

き裂結合力モデルを用いて、応力分布が作用するき裂材のき裂開口変位  $V(x_j)$  を求める場合、(2.10)式から塑性域先端位置  $a_0$  を求めたのち、(2.11)式を計算するが、特に、数値計算の場合は、応力分布および結合力の分布領域を細かく分割し、その微小範囲に作用する応力によるき裂開口変位の和をとれば良い。以下に、具体的計算方法を示す。

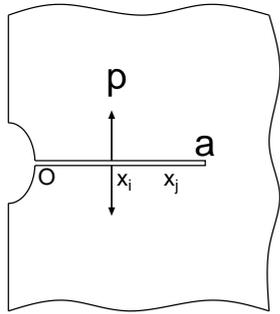


Fig.2.3 Stress distribution subjected to unit load on envisaged crack path.

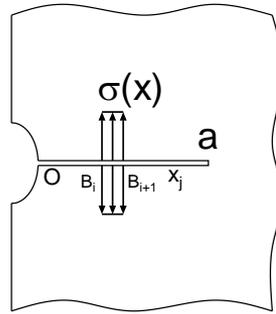


Fig.2.4 Crack subjected to concentrated load on crack surface.

Fig.2.3 に示すように、き裂長さ  $a$  のき裂面に  $x=x_i$  に集中荷重  $p$  が作用する場合の  $x=x_j$  におけるき裂開口変位  $V(x_j)$  は以下のように与えられる。

$$V(x_j) = \frac{2}{E'} p \int_0^a g(x_i,a) g(x_j,a) da = \frac{2}{E'} p \int_{\max[x_i, x_j]}^a g(x_i,a) g(x_j,a) da \quad (2.12)$$

ここで、(2.12)式では、き裂長さについて積分を行っており、数値計算の都合上、荷重作用位置以下の積分はき裂開口変位に対して実効的な値では無いため、積分範囲の下端は荷重作用位置とき裂長さの位置関係により決定される。一方、Fig.2.4 のように、き裂面の一部の区間  $[B_i, B_{i+1}]$  に  $\sigma(x)$  なる応力が作用した場合の  $x=x_j$  におけるき裂開口変位は以下のように与えられる。

$$V(x_j) = \frac{2}{E'} \int_{B_i}^{B_{i+1}} \sigma(x) \int_{\max[x, x_j]}^a g(x,a) g(x_j,a) da dx \quad (2.13)$$

ここで、区間  $[B_i, B_{i+1}]$  に一様応力  $\sigma_i$  が作用したと置き換えると、き裂開口変位は以下のように与えられる。

$$V(x_j) = \frac{2\sigma_i}{E'} \int_{B_i}^{B_{i+1}} \int_{x_j}^a g(x, a) dx \quad (2.14)$$

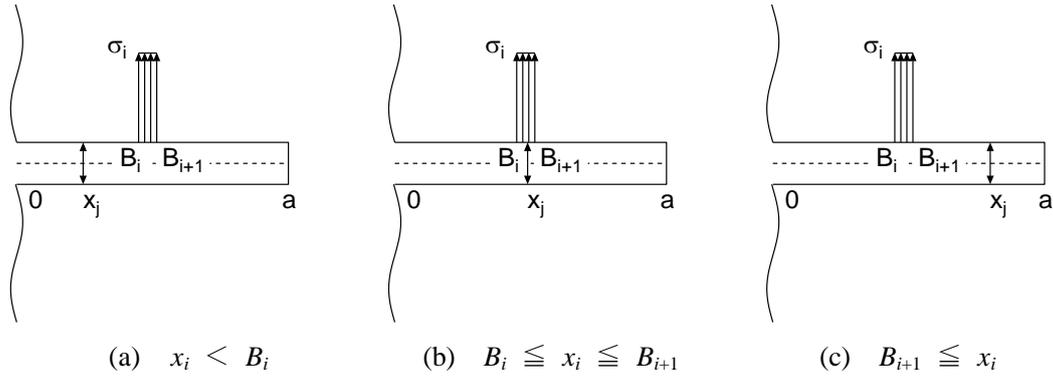


Fig.2.5 Three cases for calculation method of crack opening displacement.

(2.14)式は、Fig.2.5 に示すように  $x_i$  と  $B_i, B_{i+1}$  の関係に応じて、次式で表される。

$$V(x_j) = \frac{2\sigma_i}{E'} \int_{B_i}^{\beta} \int_{\alpha}^a g(x, a) dx \quad (2.15)$$

$$= \sigma_i F(x_j, x_i, a)$$

ここで、

- (a)  $x_i < B_i$  のとき  $\alpha = B_i, \beta = \min[B_{i+1}, a]$   
 (b)  $B_i \leq x_i \leq B_{i+1}$  のとき  $\alpha = x_i, \beta = \min[B_{i+1}, a]$   
 (c)  $B_{i+1} \leq x_i$  のとき  $\alpha = x_i, \beta = B_{i+1}$

したがって、応力分布がき裂面に作用する場合は、Fig.2.6 に示すように、微小範囲に働く応力を一様と理想化できる程度に積分区間を分割し、それぞれの区間の(2.15)式で得られたき裂開口変位を足し合わせることで、次式のように表すことができる。

$$V(x_j) = \sum_{i=1}^n \sigma_i F(x_j, x_i, a) \quad (2.16)$$

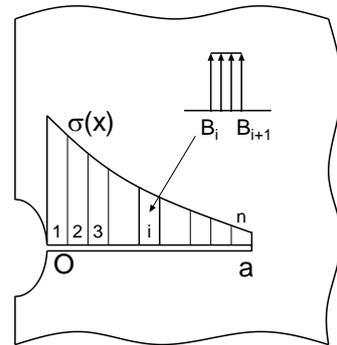


Fig.2.6 Calculation procedure of crack opening displacement.

## 2.3 き裂開閉口モデルの定式化

第1章で述べたように、1サイクル中のRPG荷重は、直前の負荷過程、除荷過程におけるき裂開閉口挙動により決定される。つまり、き裂開閉口モデルによりRPG荷重を定量的に推定するためには、予め最大荷重時、最小荷重時のき裂開口変位を求める必要がある。したがって、本節では、最大荷重時、最小荷重時、RPG荷重時の順にき裂開閉口モデル定式化について説明を行う。

### 2.3.2 最大荷重時の定式化

最大荷重  $P_{\max}$  作用時にき裂が完全に開口し、加えて現在のき裂長さ  $c$  における塑性域先端  $a$  が過去の最大塑性域先端  $a^*$  よりも前方に成長している場合（この場合  $a^*=a$  となる）、Fig.2.7に示すようにき裂結合モデルを適用すればよい。ここで、Fig.2.7(b)において、単位荷重が作用した場合にき裂が存在しない状態で想定されるき裂上に作用する応力分布を  $s(x)$  とする。また、実構造物を想定した場合、死荷重（平均荷重）作用時の応力や残留応力の影響をき裂開閉口挙動に考慮する必要がある。ここでは Fig.2.7(e)に示すような残留応力分布  $\sigma_R(x)$  が存在する場を想定して記述を行う。

Fig.2.7(a)のき裂開口変位は、

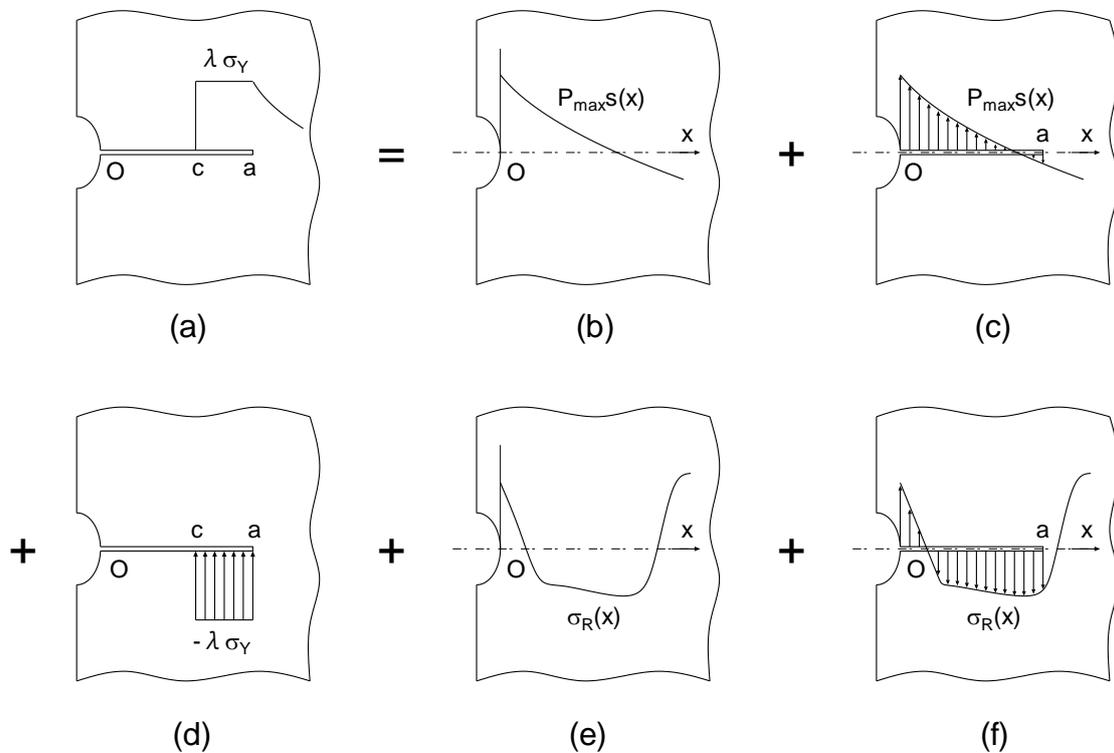


Fig.2.7 Principle of superposition concerning the stress distribution maximum loading ( $P_{\max}$ ) condition.

- (a) 実き裂長さ  $c$  のき裂前方の応力分布
- (b) き裂が入る前に作用していた最大荷重時の応力分布
- (c) き裂長さ  $a$  のき裂に(b)の応力分布が内圧として作用するき裂
- (d)  $c \sim a$  間に  $-\sigma_Y$  の一様応力が内圧として作用するき裂
- (e) き裂が入る前に作用していた残留応力分布
- (f) き裂長さ  $a$  のき裂に(e)の残留応力分布が内圧として作用するき裂

における(b)~(f)の重ね合わせにより計算できる。

Fig.2.7(a)のき裂開口変位を求めるため、Fig.2.8のように  $n$  本の短冊状の棒要素に分割し、き裂のマウス部から仮想き裂先端方向に棒要素番号を順に付ける。棒要素番号は、実き裂面  $[0,c]$  においては原点から、 $1,2,3,\dots,k-2,k-1,k$  とし、塑性域  $[c,a]$  においては、 $k+1,k+2,k+3,\dots,n-2,n-1, n$  とする。

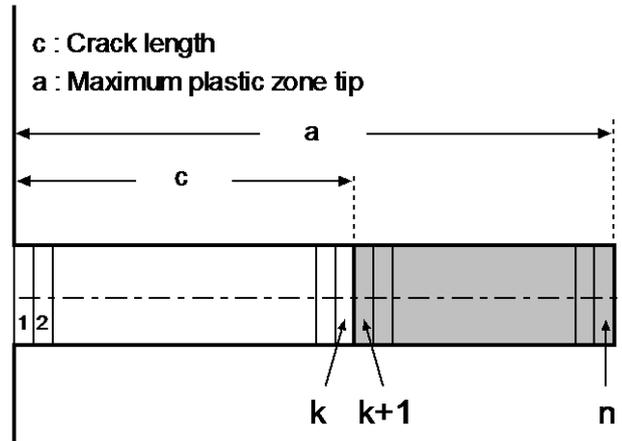


Fig.2.8 Bar elements numbering.

Fig.2.7(a)の  $x=x_j$  におけるき裂開口変位  $V(x_j)$  は、(2.16)式と重ね合わせの原理より、Fig.2.7(c), Fig.2.7 (d), Fig.2.7 (f)によるき裂開口変位の和として以下のように与えられる。

$$\begin{aligned}
 V_j^{\max} &= P_{\max} \sum_{i=1}^n s_i F(x_j, x_i, a^*) - \lambda \sigma_Y \sum_{i=k+1}^n F(x_j, x_i, a^*) \\
 &\quad + \left( \sum_{i=1}^n (\sigma_R)_i F(x_j, x_i, a^*) \right)
 \end{aligned}
 \tag{2.17}$$

ただし、

$V_j$  :  $x=x_j$  におけるき裂開口変位

$s_i$  :  $x=x_j$  における  $s(x)$  の値

$(\sigma_R)_i$  :  $x=x_j$  における  $\sigma_R(x)$  の値

ここで、塑性域 $[c,a]$ に配置された棒要素 ( $i=k+1\sim n$ ) には仮想変位  $V_j^{\max}$  が生じているが、この領域の棒要素は塑性変形を呈していることから、Fig.2.9 に示すように棒要素に作用する応力が消失しても、棒要素はある有限長さを保持することが分かる。この長さを棒要素のゲージ長と定義し、Fig.2.9 の右図に模式的に示すように弾完全塑性体であれば、ゲージ長は次式で与えられる。

$$L_j^{\max} = \frac{1}{1 + \lambda\sigma_Y / E'} V_j^{\max} \quad (2.18)$$

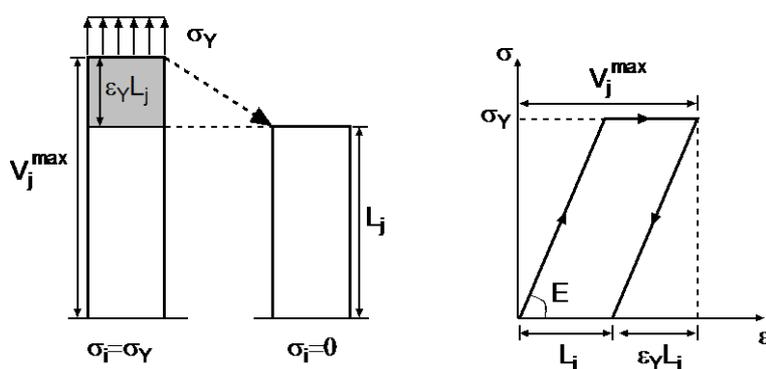


Fig.2.9 Schematic illustration of gauge length.

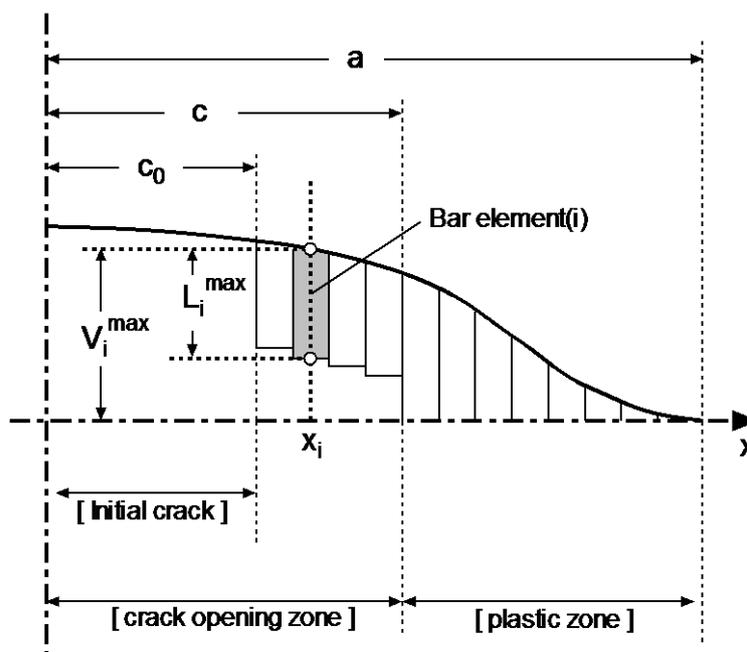


Fig.2.10 Schematic illustration of crack opening/closing model at  $P_{\max}$ .

### 2.3.3 最小荷重時の定式化

最小荷重  $P_{\min}$  作用時には、Fig.2.11 に示す重ね合わせの原理が成立する。従って、棒要素に作用する応力を  $\sigma_i$  とすると、

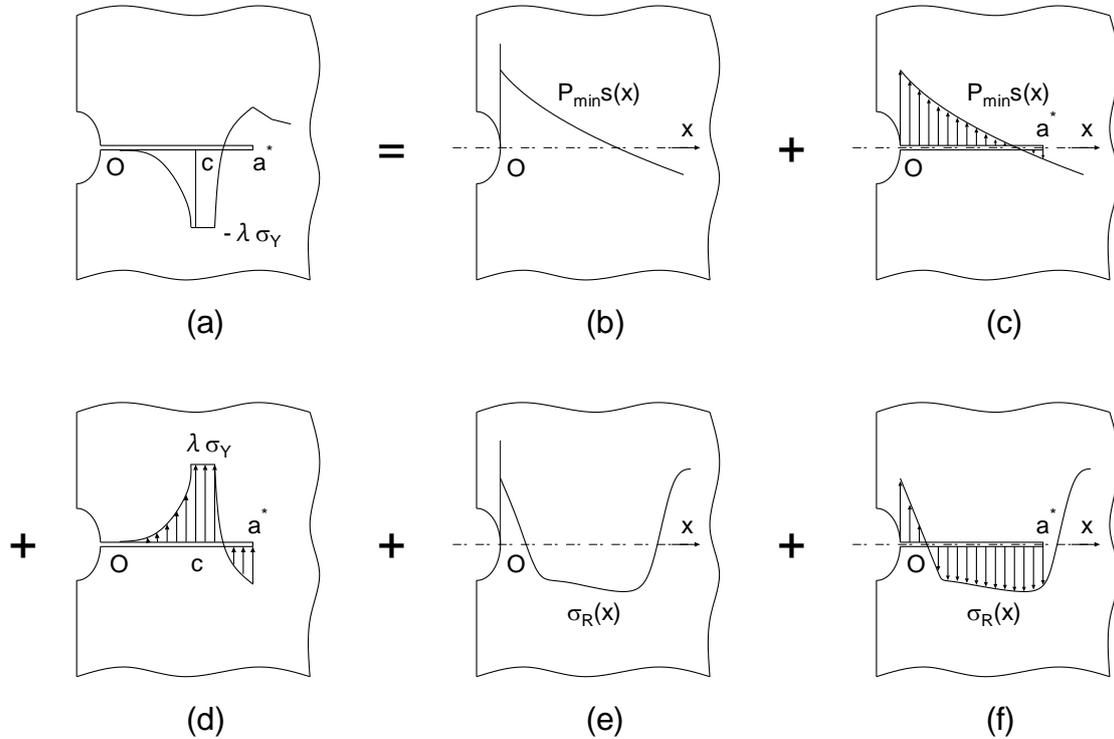


Fig.2.11 Principle of superposition concerning the stress distribution maximum loading ( $P_{\min}$ ) condition.

$$\begin{aligned}
 V_j^{\min} = & P_{\min} \sum_{i=1}^n s_i F(x_j, x_i, a)^* - \sum_{i=1}^n \sigma_i F(x_j, x_i, a) \\
 & + \left( \sum_{i=1}^n (\sigma_R)_i F(x_j, x_i, a)^* \right)
 \end{aligned} \tag{2.19}$$

最小荷重時に圧縮塑性域にならない領域では、棒要素は弾性変形しか生じないから、仮想き裂部の弾性域ならびに実き裂部でき裂が閉口している弾性域では、

$$V_j^{\min} = (1 + \sigma_j / E') L_j \tag{2.20}$$

が成立する。したがって、この領域においては、(2.19)式と(2.20)式を等値した、

$$\begin{aligned} \left[1 + \frac{\sigma_j}{E'}\right] L_j = P_{\min} \sum_{i=1}^n s_i F(x_j, x_i, a^*) - \sum_{i=1}^n \sigma_i F(x_j, x_i, a^*) \\ + \left(\sum_{i=1}^n (\sigma_R)_i F(x_j, x_i, a^*)\right) \end{aligned} \quad (2.21)$$

が成立する。

ここで、(2.21)式を $\sigma_i$ について解くと、

$$\begin{aligned} \sigma_j = \left[ P_{\min} \left( \sum_{i=1}^n s_i F(x_j, x_i, a^*) - \left( \sum_{i=1}^{j-1} \sigma_i F(x_j, x_i, a^*) + \sum_{i=j+1}^n \sigma_i F(x_j, x_i, a^*) \right) \right) \right. \\ \left. + \sum_{i=1}^n (\sigma_R)_i F(x_j, x_i, a^*) - L_j \right] / \left\{ \frac{L_j}{E'} + F(x_j, x_j, a^*) \right\} \end{aligned} \quad (2.22)$$

が成立する。(2.22)式は収束計算（ここでは Gauss-Seidel 法）で解くことができる。この収束計算過程で以下のように置き換える必要がある。

- $x_j < c$  の実き裂内
  - $\sigma_j > 0$  なら  $\sigma_j = 0$ （実き裂面では引張応力は受け持たないため）
  - $\sigma_j < -\lambda\sigma_Y$  なら  $\sigma_j = -\lambda\sigma_Y$
- $c < x_j < a^*$  の仮想き裂内
  - $\sigma_j > \lambda\sigma_Y$  なら  $\sigma_j = \lambda\sigma_Y$
  - $\sigma_j < -\lambda\sigma_Y$  なら  $\sigma_j = -\lambda\sigma_Y$

この置き換えを行いながら収束計算を実行することで、意図する応力分布 $\sigma_i$ が得られ、得られた $\sigma_i$ を(2.19)式に代入することで最小荷重時のき裂開口変位  $V_j^{\min}$  を求めることができる。

ここで、 $\sigma_i = \lambda\sigma_Y$ を満たす棒要素は圧縮塑性変形を呈しており、棒要素ゲージ長は以下のように変化する。

$$L_j^{\min} = \frac{1}{1 - \lambda\sigma_Y / E'} V_j^{\min} \quad (2.23)$$

なお、圧縮塑性しない棒要素のゲージ長は(2.18)式の最大荷重時のゲージ長を保持する。

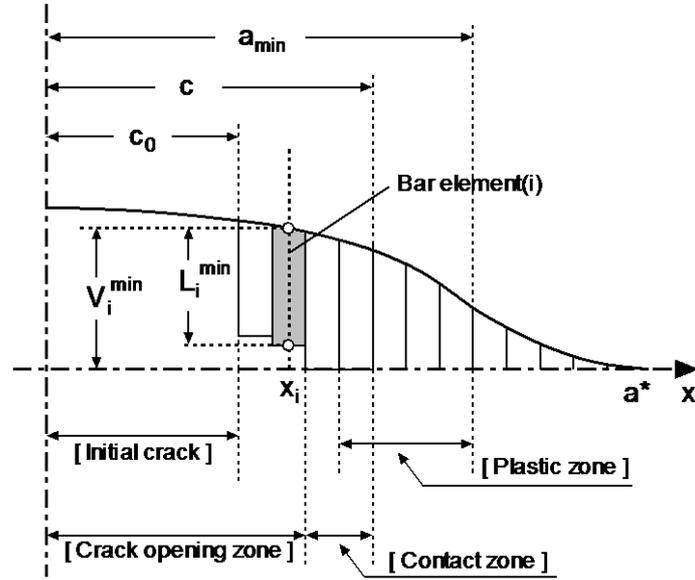


Fig.2.12 Schematic illustration of crack opening/closing model at  $P_{min}$ .

### 2.3.4 RPG 荷重の算出

RPG 荷重は実き裂先端が引張塑性する時点の荷重であり、この時のき裂開口変位は、最小荷重時と同様の重ね合わせの原理が成立する。

$$\begin{aligned}
 V_j^{RPG} = & P_{RPG} \sum_{i=1}^n s_i F(x_j, x_i, a^*) - \sum_{i=1}^n \sigma_i F(x_j, x_i, a^*) \\
 & + \left( \sum_{i=1}^n (\sigma_R)_i F(x_j, x_i, a^*) \right)
 \end{aligned} \tag{2.24}$$

ただし、この場合、き裂先端に配置されている棒要素（棒要素番号  $i=k+1$ ）は引張塑性しているので  $\sigma_{k+1} = \lambda \sigma_Y$  となる。したがって、

・  $j=k+1$  のとき

$$\begin{aligned}
 P_{RPG} = & \left[ \left( 1 + \frac{\lambda \sigma_Y}{E'} \right) L_{k+1} + \left( \sum_{i=1, i \neq k+1}^n \sigma_i F(x_{k+1}, x_i, a^*) + \lambda \sigma_Y F(x_{k+1}, x_{k+1}, a^*) \right) \right. \\
 & \left. - \sum_{i=1}^n (\sigma_R)_i F(x_{k+1}, x_i, a^*) \right] / \sum_{i=1}^n s_i F(x_{k+1}, x_i, a^*)
 \end{aligned} \tag{2.25}$$

・  $j \neq k+1$  のとき

$$\sigma_j = \left[ P_{\text{RPG}} \left( \sum_{i=1}^n s_i F(x_j, x_i, a^*) - \lambda \sigma_Y F(x_j, x_{k+1}, a^*) + \sum_{\substack{i=1 \\ i \neq j \\ i \neq k+1}}^n \sigma_i F(x_j, x_i, a^*) \right) + \sum_{i=1}^n (\sigma_R)_i F(x_j, x_i, a^*) - L_j \right] / \left\{ \frac{L_j}{E} + F(x_j, x_j, a^*) \right\} \quad (2.26)$$

(2.25)式, (2.26)式も Gauss-Seidel 法を用い, その収束過程で最小荷重時と同様の置き換えを行うことで解くことができ, 得られた  $P_{\text{RPG}}$ ,  $\sigma_i$  を(2.24)式に代入することで RPG 荷重時のき裂開口変位  $V_j^{\text{RPG}}$  を求めることができる。

次の最大荷重が RPG 荷重より大きくなる場合には, き裂は完全に開口していることになる。RPG 荷重より小さくなる場合にはき裂の進展は起こらないから, この過程の計算は無視して次のステップに進めばよい。

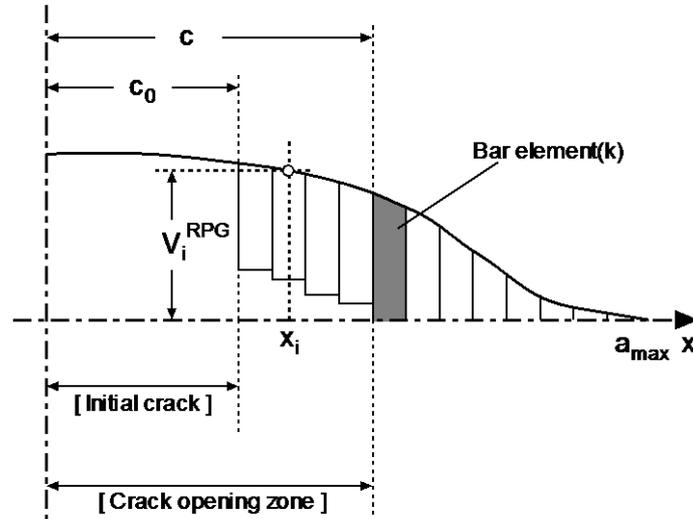


Fig.2.13 Schematic illustration of crack opening/closing model at  $P_{\text{RPG}}$ .

### 2.3.5 最大荷重時の引張塑性域が過去の最大塑性域を超えない場合の定式化

変動荷重下でのき裂開閉挙動の評価を行う際には, 最大荷重時におけるき裂先端近傍の塑性域は, Fig.2.14(a)に示すような現在の最大塑性域が前歴までの塑性域より大きくなる場合の他に, Fig.2.14(b)に示す, 前歴までに生成された最大塑性域内に, 現在の最大荷重による引張塑性域が留まる場合が想定される。

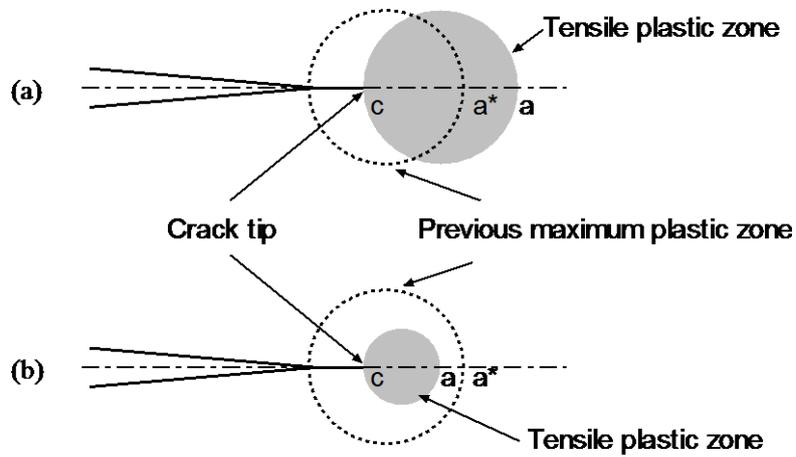


Fig.2.14 Schematic illustration of relationship between tensile plastic zone and previous maximum plastic zone.

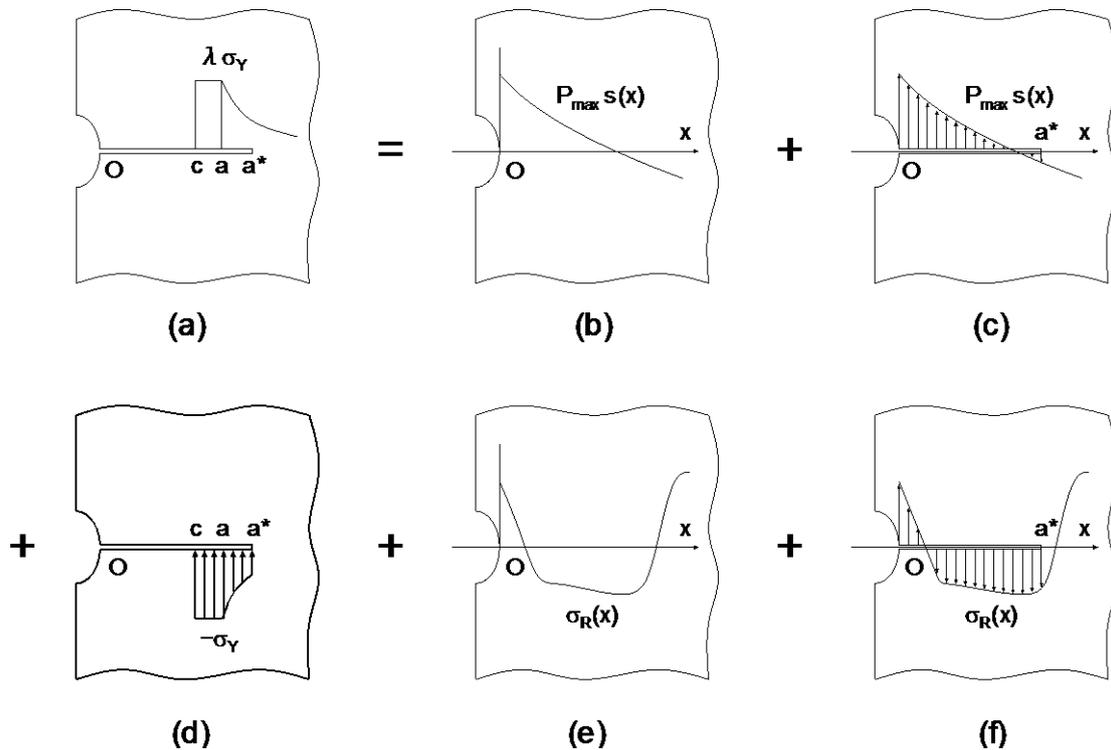


Fig.2.15 Principle of superposition concerning the stress distribution maximum loading ( $P_{max}$ ) condition for the case of current plastic zone tip locates on the inside of maximum plastic zone tip.

前歴の影響域内に引張塑性域が生じる場合、重ね合わせの原理より(2.20)式と同じ関係が成立する。

すなわち、

$$\left[1 + \frac{\sigma_j}{E'}\right] L_j = P_{\max} \sum_{i=1}^n s_i F(x_j, x_i, a^*) - \sum_{i=1}^n \sigma_i F(x_j, x_i, a^*) + \sum_{i=1}^n (\sigma_R)_i F(x_j, x_i, a^*) \quad (2.27)$$

したがって、

$$\sigma_j = \left[ P_{\max} \left( \sum_{i=1}^n s_i F(x_j, x_i, a^*) - \left( \sum_{i=1}^{j-1} \sigma_i F(x_j, x_i, a^*) + \sum_{i=j+1}^n \sigma_i F(x_j, x_i, a^*) \right) + \left( \sum_{i=1}^n (\sigma_R)_i F(x_j, x_i, a^*) - L_j \right) \right] / \left\{ \frac{L_j}{E} + F(x_j, x_j, a^*) \right\} \quad (2.28)$$

ただし、

$L_j$  : 直前の最小荷重時における棒要素のゲージ長

(2.28)式は Gauss-Seidel 法を用い、最小荷重時と同様の置き換えをしながら収束させることにより、応力分布 $\sigma_i$ が求められる。引張塑性域となっている領域は $\sigma_i = \lambda \sigma_Y$ であり、これにより塑性域先端が求められる。

したがって、最大荷重時の $x=x_j$ の位置におけるき裂開口変位 $V_j^{\max}$ は(2.28)式で得られた $\sigma$ を用いて、

$$V_j^{\max} = P_{\max} \sum_{i=1}^n s_i F(x_j, x_i, a^*) - \sum_{i=1}^n \sigma_i F(x_j, x_i, a^*) + \sum_{i=1}^n (\sigma_R)_i F(x_j, x_i, a^*) \quad (2.29)$$

と与えられる。そして、この時点で $\sigma_i = \lambda \sigma_Y$ となっている要素のゲージ長 $L_j$ は(2.23)式で与えられ、新たなゲージ長に変化する。

ここまで豊貞ら<sup>4)</sup>の構築したき裂開閉口モデルについて説明した。このモデルを実装した疲労き裂成長シミュレーションコード FLARP<sup>4)</sup>により、板厚貫通き裂を対象として、 $\Delta K_{RPG}$ を用いた疲労き裂伝播則による疲労寿命評価が可能となる。

## 2.4 疲労き裂成長シミュレーションの推定精度に関する考察

### 2.4.1 変動荷重下での疲労き裂伝播挙動

稼働中の実構造物が受ける荷重は、荷重振幅と平均応力が複雑に変化する変動荷重であることがほとんどである。このような変動荷重下での疲労き裂成長挙動は、荷重履歴に大きく影響を受けるため、一定振幅荷重下とは異なる。これまでに、変動荷重として単一過大荷重やブロック荷重下での疲労き裂伝播挙動を対象とした多くの研究<sup>6)7)8)9)</sup>が行われており、その結果から、疲労き裂は荷重履歴の影響を受け、複雑な伝播挙動を示すことが判明している。例えば、ブロック荷重を与えた試験では、最大荷重を上昇させた場合には、加速現象が認められ、逆に最大荷重を減少させた場合には、一旦減速し、き裂の成長とともに、徐々に、一定振幅荷重下の疲労き裂伝播速度に漸近するという遅延減速現象を示すことが分かっている。また、単一の過大荷重（スパイク荷重）を与えた場合には、その直後は加速し、その後き裂の成長とともに減速した後、一定振幅荷重下の疲労き裂伝播速度に漸近する遅延加速減速現象が確認されている。

これまで、変動荷重下でのき裂進展の非線形挙動を評価するモデルとして、き裂先端前方に分布している残留応力の影響を考慮するモデルと、疲労き裂先端の開閉口を考慮するモデルが主に取り上げられてきた。前者は総称して降伏域モデルと呼ばれ、たとえばWheeler<sup>10)</sup>は、定常荷重で形成される塑性域が、過大荷重による塑性域内にある間は、疲労き裂伝播速度が減速されると考え、遅延係数 $\phi$ を疲労き裂伝播則に導入することを提案している。しかし、降伏域モデルは、提案式内で用いられる係数を適切に与えることで変動荷重下での遅延量を評価が期待できる一方、き裂成長の過渡的現象を説明できていないことや、応力比の影響を多くの実験結果から取得してモデルに導入する必要があるなどの課題が指摘されている。

一方、き裂開閉口概念は、荷重変動によるき裂先端の開閉挙動の変化に着目し、変動荷重下でのき裂進展挙動を評価するという考え方で、き裂先端に生じる塑性域や残留引張変形層（wake zone）がき裂開閉口挙動に及ぼす影響を考慮することで、変動荷重時にき裂成長に生じる過渡現象を比較的よく表すことができる。つまり、き裂開閉口概念に基づいた疲労寿命評価モデルでは、塑性域や残留引張変形層が、き裂成長挙動の支配因子とも言え、数値シミュレーションによる疲労き裂成長解析を行う場合、塑性変形挙動に影響を与える材料の応力～ひずみ関係の設定が推定精度を左右すると考えられる。前節で述べたように、豊貞らは、き裂開閉口モデルの推定精度向上のため、従来のモデルに対して、棒要素を弾完全塑性体と置き換え、除荷過程における弾性変形を考慮している。しかしながら、き裂開閉口モデルの基礎となるき裂結合モデルが材料を弾完全塑性体と取り扱っていることから、塑性変形挙動に影響を及ぼす材料の降伏後の応力～ひずみ関係の設定は、必ずしも適切とは言い難い面もある。また、2.2.1 節で説明したように、き裂結合モデルにおいて塑性拘束係数を用いる場合があるが、これはあくまで解析対象毎の補正係数に相

当すると解釈できるので、この係数の荷重条件や材料の応力～ひずみ関係との関係は明確ではない。ここでは、以上のような材料構成関係の近似的取扱いの問題点を明確にするため、過去に実施された種々の荷重条件下での疲労き裂伝播試験の結果と、RPG 荷重基準の疲労き裂成長シミュレーションによる推定結果との比較を行う。

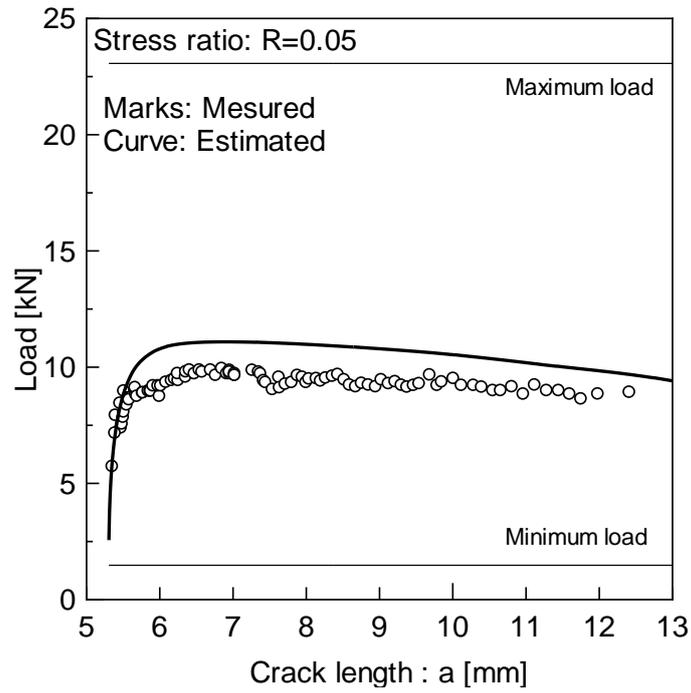
#### 2.4.2 過去の実験結果との比較

ここでは、過去に中央貫通切欠付試験片（CCT 試験片）を対象として実施された疲労き裂伝播試験<sup>4)11)</sup>の結果と、前述の疲労き裂成長シミュレーションによる推定結果との比較を示す。（なお、疲労き裂伝播試験条件の詳細については第 4 章に記述する。）また、従来のき裂開閉口モデルの問題点を明らかにするため、疲労き裂成長シミュレーション内で補正係数として用いられる塑性拘束係数は $\lambda=1.0$ と設定した。以下に、一定荷重振幅条件下、ブロック荷重条件下、単一過大荷重条件下における RPG 荷重とき裂成長曲線について考察を行う。

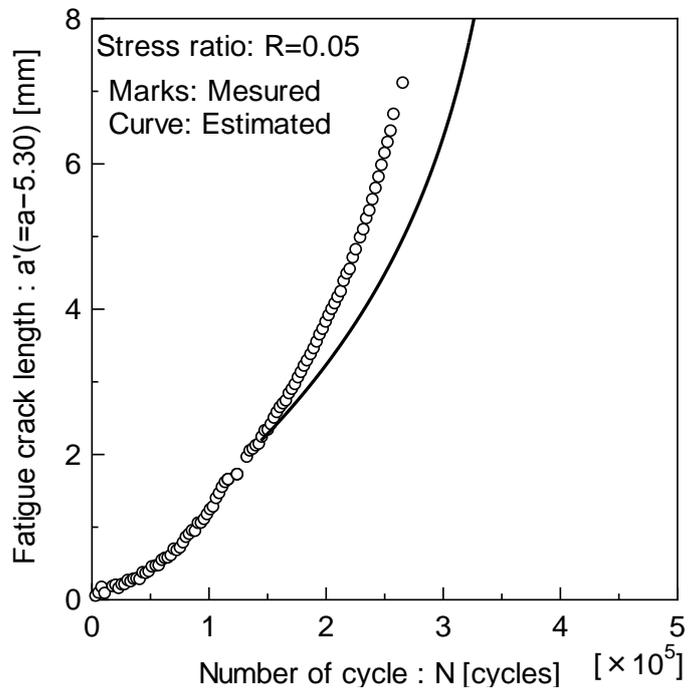
##### 一定荷重振幅条件下における比較

一定振幅荷重条件として、応力比  $R$  が 0.05, 0.5 の条件について、実験結果と推定結果の比較を示す。Fig.2.16, Fig.2.17 にそれぞれの応力比条件における比較結果を示しており、Fig.2.16(a), Fig.2.17(a)に RPG 荷重とき裂長さの関係を、Fig.2.16(b), Fig.2.17(b)にき裂成長曲線を示す。それぞれ図中の記号が実験結果、実線が疲労き裂成長シミュレーションによる推定結果を示している。

Fig.2.16 から分かるように、応力比 0.05 の場合、RPG 荷重について、シミュレーションによる推定結果は実験結果より大きな値を推定しており、この結果、疲労き裂伝播速度も若干ではあるが遅く（すなわち、危険側に）推定している。一方、Fig.2.17 に示す応力比 0.5 の場合、シミュレーションによる RPG 荷重の推定結果は、実験結果より小さな値を示し、き裂伝播速度についても、実験結果より速く推定しており、応力比 0.05 の条件とは逆の傾向を示す結果となった。

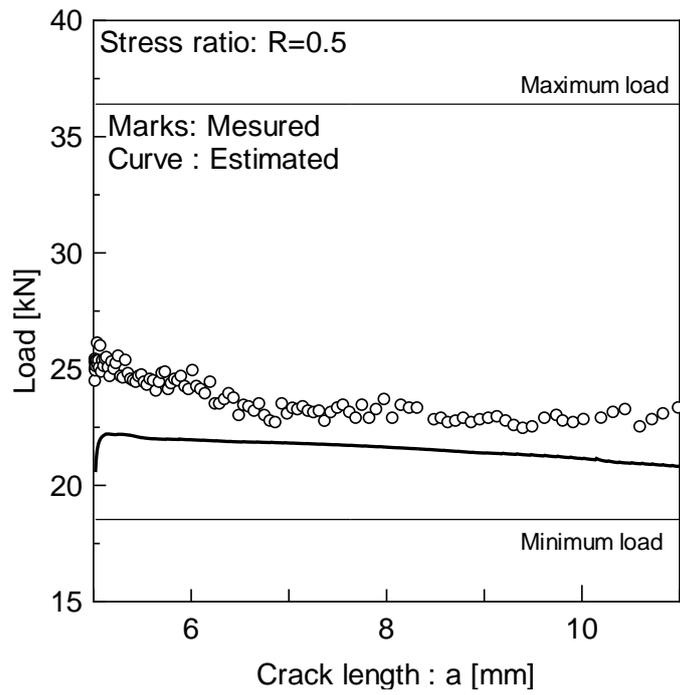


(a) History of RPG loads

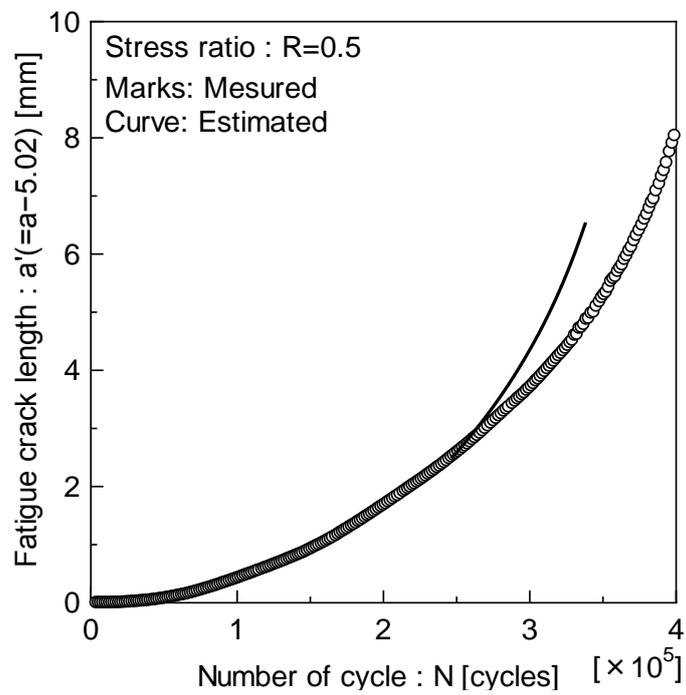


(b) Crack growth curve

Fig.2.16 Comparison between experimental results and estimated ones. (R=0.05).



(a) History of RPG loads



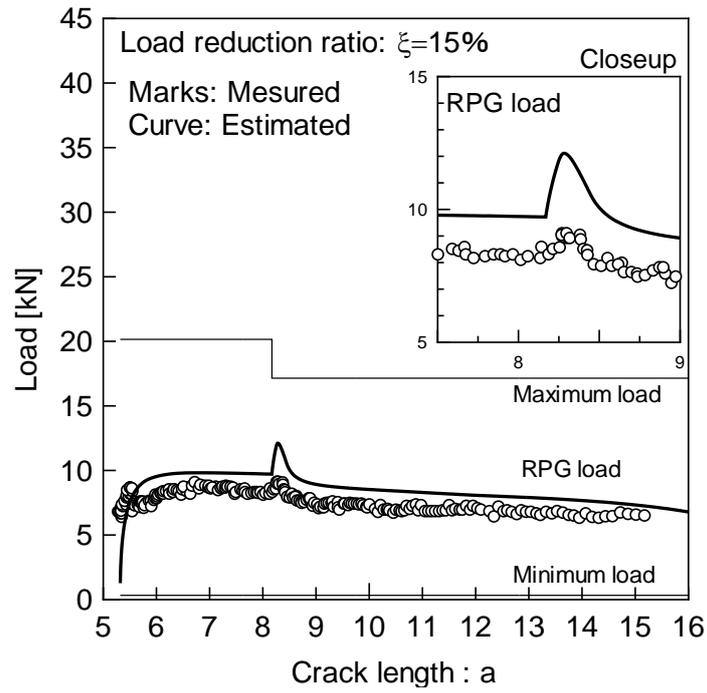
(b) Crack growth curve

Fig.2.17 Comparison between experimental results and estimated ones. ( $R=0.5$ ).

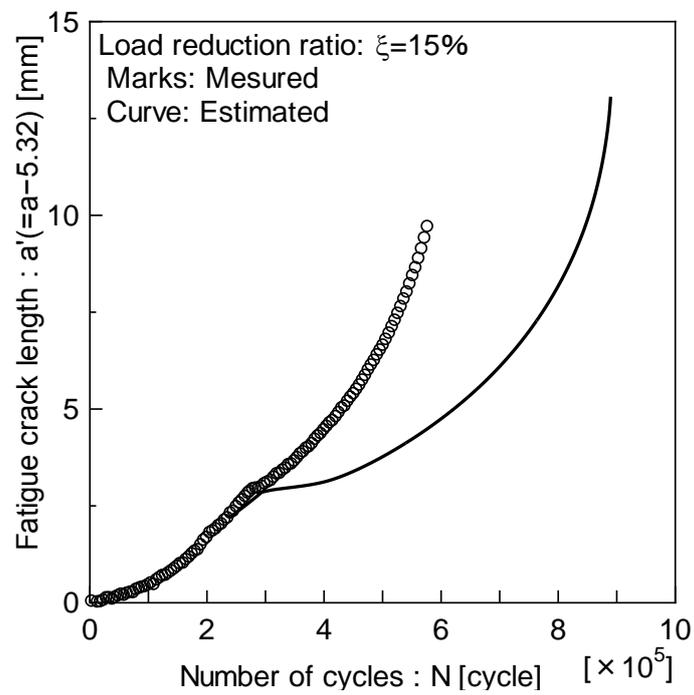
## ブロック荷重条件下における比較

最大荷重が低下するブロック荷重条件下での比較結果について考察を行う。ここでは、最大荷重の低下率 ( $\xi$ ) が大小異なる条件において比較を行う。なお荷重低下率  $\xi$  は低下前の最大荷重に対する最大荷重の低下量の百分率として定義する。Fig.2.18 は荷重低下率小 ( $\xi=15\%$ ) の結果、Fig.2.19 は荷重低下率大 ( $\xi=30\%$ ) の結果を示している。また、一定荷重振幅条件と同様に、それぞれの低減率条件での RPG 荷重とき裂長さの関係、き裂成長曲線を示す。図中の記号、線が表す意味は Fig.2.16, Fig.2.17 で示す一定荷重振幅時の結果と同様である。

Fig.2.18(a), Fig.2.19(a)から分かるように、実験結果、推定結果どちらにおいても、最大荷重低下後に一旦 RPG 荷重が上昇し、その後、き裂が成長するにつれて一定荷重振幅時の状態へと漸近する傾向を示している。また、荷重低減率の増加に伴い最大荷重低下後の RPG 荷重の上昇量が増大する傾向も両者で一致しており、これらのことから、シミュレーションに実装されているき裂開閉口モデルがき裂開閉口現象を定性的に評価できていることが確認できる。一方で、シミュレーションによる推定結果は、実験結果と比較して RPG 荷重を大きく推定しており、特に最大荷重低下後の RPG 荷重上昇量を比較すると、その誤差が顕著となる。また、Fig.2.18(b), Fig.2.19(b)に示すき裂成長曲線においても、RPG 荷重上昇量が過大に推定されていることが原因で、き裂遅減速現象を実験結果と比較して過大に推定してしまっていることが分かる。

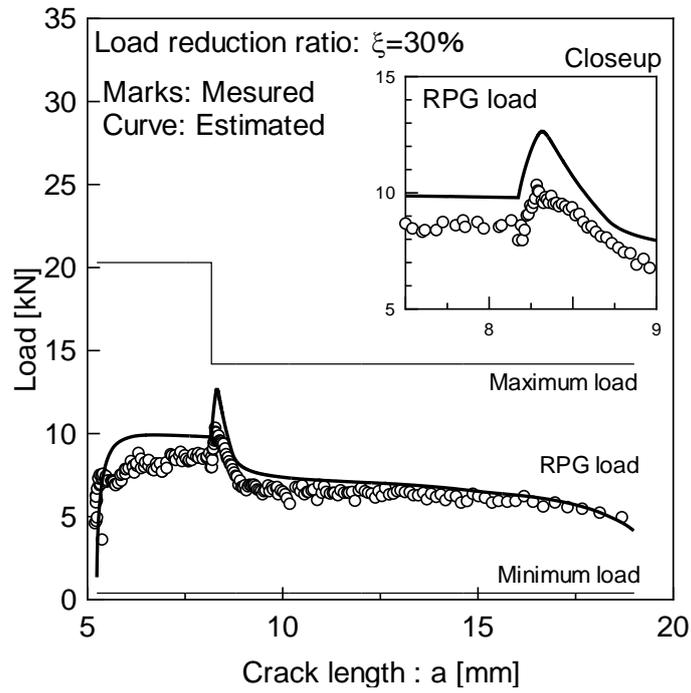


(a) History of RPG loads

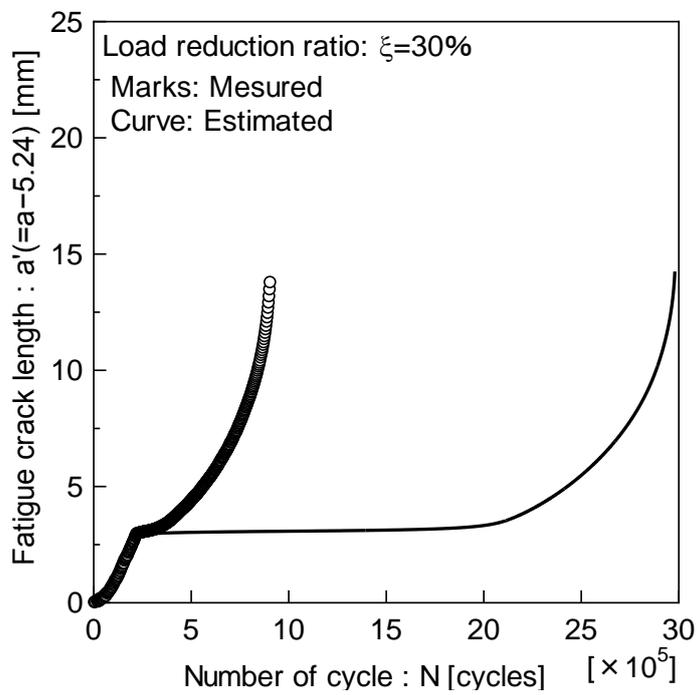


(b) Crack growth curve

Fig.2.18 Comparison between experimental results and estimated ones. ( $\xi=15\%$ ).



(a) History of RPG loads



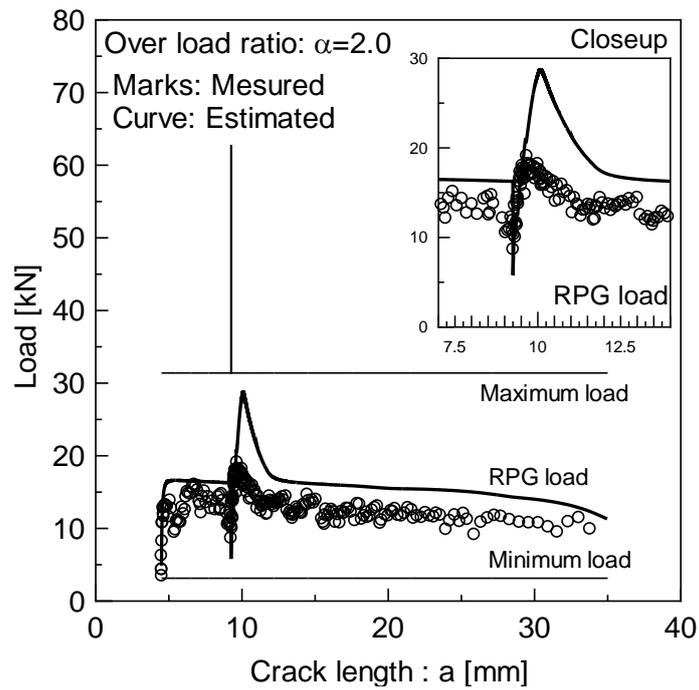
(b) Crack growth curve

Fig.2.19 Comparison between experimental results and estimated ones. ( $\xi=30\%$ ).

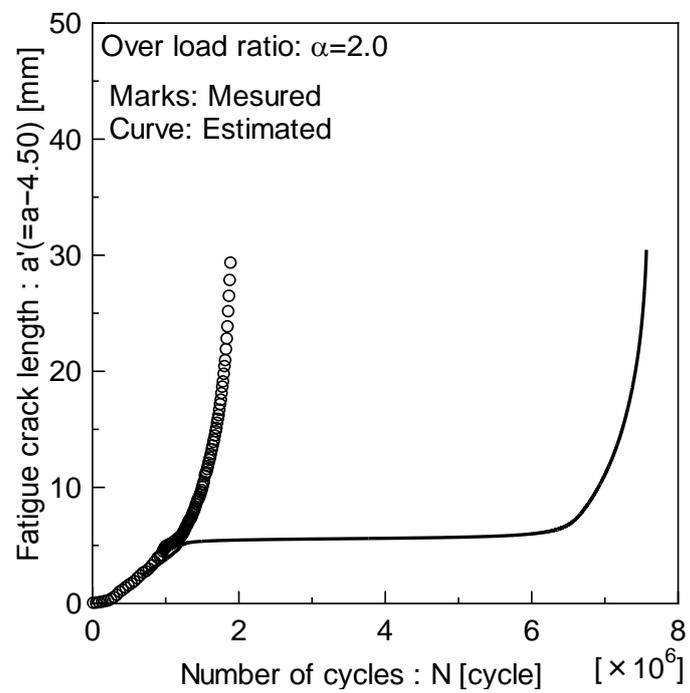
### 単一過大荷重（スパイク荷重）条件下における比較

単一過大荷重（スパイク荷重条件下での比較結果について考察を行う。ここでは、過大荷重と一定荷重振幅時の最大荷重の比である過大荷重比（ $\alpha$ ）が大小異なる条件での比較結果を示す。Fig.2.20 に過大荷重比小（ $\alpha=2.0$ ）の比較結果、Fig.2.21 に過大荷重比大（ $\alpha=2.5$ ）の比較結果を示す。また、一定荷重振幅条件と同様に、それぞれの過大荷重比条件での RPG 荷重とき裂長さの関係、き裂成長曲線を示す。図中の記号、線が表す意味は Fig.2.16, Fig.2.17 で示す一定荷重振幅時の結果と同様である。

Fig.2.20(a), Fig.2.21(a)から分かるように、実験で計測された RPG 荷重は、過大荷重作用後に一旦低下し、その後すぐに上昇を始め、一定荷重振幅時よりも大きなピーク値を迎えた後、徐々に一定荷重振幅時の状態へと遷移する傾向を示している。また、過大荷重比が大きいほど過大荷重作用後の RPG 荷重の上昇量が大きくなる傾向にある。Fig.2.20(a)より、シミュレーションによる RPG 荷重の推定結果も実験結果と同様の挙動を示しているが、過大荷重作用後の RPG 荷重の上昇量を特に過大に評価してしまっていることが分かる。この結果、Fig.2.20(b)に示すき裂成長曲線では、過大荷重作用後のき裂進展の遅延量を過大に評価していることが分かる。また、Fig.2.21 に示す過大荷重比大の条件では、過大荷重作用後のシミュレーションによる RPG 荷重の推定結果が最大荷重レベルまで上昇した結果、き裂進展が停留するという結果が得られた。

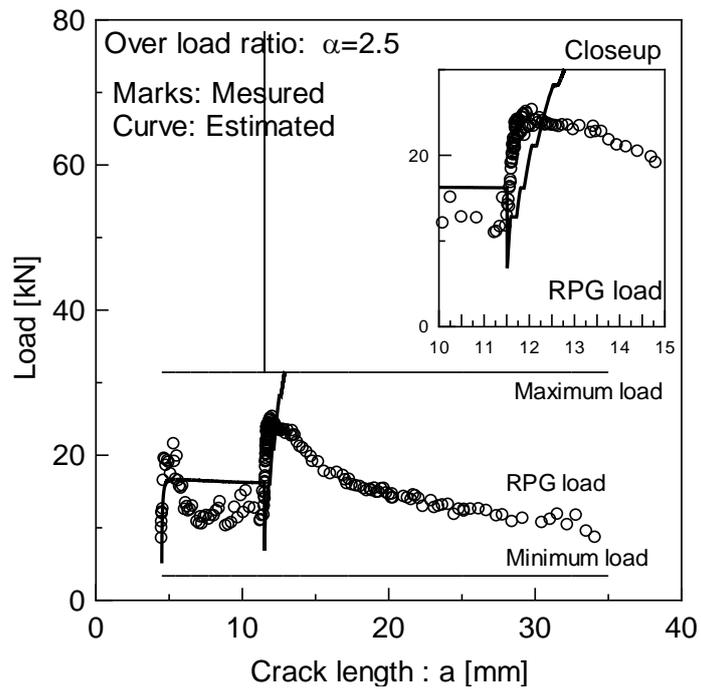


(a) History of RPG loads

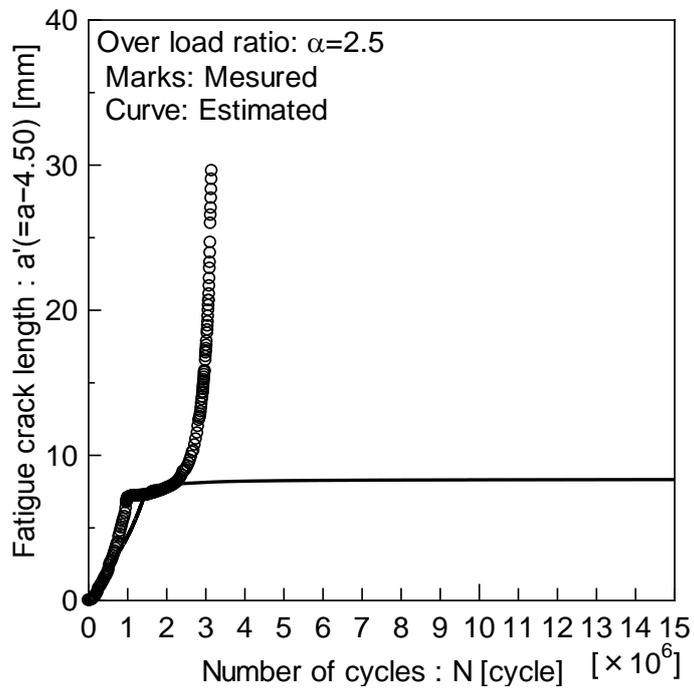


(b) Crack growth curve

Fig.2.20 Comparison between experimental results and estimated ones. ( $\alpha=2.0$ ).



(a) History of RPG loads



(b) Crack growth curve

Fig.2.21 Comparison between experimental results and estimated ones. ( $\alpha=2.5$ ).

上記で示した種々の荷重条件下での比較結果より、材料を弾完全塑性体と仮定したシミュレーションによる RPG 荷重推定結果は実験結果との間に誤差を生じた。また、その誤差が原因で、疲労き裂成長曲線においても推定結果と実験結果に差が生じた。特に、推定結果はブロック荷重時、過大荷重作用時のき裂進展の遅延量を過大に評価する傾向を示しており、この傾向は疲労寿命評価において危険側の結果を与えると言える。この誤差の原因として、RPG 荷重推定結果の傾向から以下のことが考えられる。

- ① 過大荷重作用時の仮想 COD が過大に評価されている。
- ② 過大荷重作用時にき裂先端に形成される塑性域が過大に評価されている。
- ③ 過大荷重作用後にき裂面に取り込まれる残留引張変形層の厚さが過大に評価されている。

これらはそれぞれ独立の問題ではなく、互いに密接に関連しており、き裂開閉口モデルがベースとしているき裂結合カモデルの、材料構成関係の近似的取扱いが原因と考えられる。

## 2.5 結言

本章では、疲労き裂の開閉口現象を評価可能な数値シミュレーションモデルとして、き裂開閉口モデルについて説明した。まず、き裂開閉口モデルの基礎となるき裂結合カモデルについて述べ、さらに、き裂開閉口モデルの定式化について説明した。また、疲労き裂伝播試験の結果と、き裂開閉口モデルを実装した RPG 荷重基準の疲労き裂成長シミュレーションによる推定結果の比較を行い、種々の荷重条件下における従来モデルの推定精度に関する考察を行った。その結果、特にブロック荷重や過大荷重（スパイク荷重）におけるき裂進展遅延現象の推定精度に誤差が生じることを確認し、現状のき裂結合カモデルが材料の構成関係を近似的に取り扱っていることが原因であると考察した。第 3 章では、本章で示した結果を踏まえて、本研究で提案する、材料の加工硬化特性を考慮したき裂結合カモデルについて述べる。

## 第 2 章 参考文献

- 16) Elber, W. : The Significance of Fatigue Crack Closure, ASTM STP-486, 1971, pp.230-242.
- 17) Newman, J.C.Jr : Fastran II -A Fatigue Crack Growth Structure Analysis Program, NASA TM-104159, NASA, 1992.
- 18) Dugdale, D.S. : Yielding of Steel Sheets Containing Slits, Journal of Mechanic of Physics of Solids, Vol.8, 1960, pp.100-104.
- 19) Toyosada, M., Gotoh, K. and Niwa, T. : Fatigue Crack Propagation for A Through Thickness

- Crack: A Crack Propagation Law Considering Cyclic Plasticity near The Crack Tip, International Journal of Fatigue, Vol.26, No.9, 2004, pp-983-992.
- 20) 豊貞雅宏, 丹羽敏男 : 鋼構造物の疲労寿命予測, 共立出版株式会社, 2001.
  - 21) R.I Stephens, D.K. Chen and B.W.Hom : Fatigue Crack Growth with Negative Stress Ratio Following Single Overloads in 2024-T3 and 7075-T6 Aluminum Alloys, ASTM STP-595, pp.27-40, 1976.
  - 22) R.H.Christensen : Fatigue Cracking, Fatigue Damage, and Their Detection, Metal Fatigue, McGraw-Hill, New York, 1959, pp.376-412.
  - 23) M.F.Hardrath and A.T.McEviliy : Engineering Aspects of Fatigue Crack Propagation, Proceedings of the Crack Propagation Symposium, Vol.1, Cranfield, England, 1961.
  - 24) C.M.Ward-Close, A.F.Blom and R.O.Ritchie : Mechanisms Associated with Transient Fatigue Crack Growth under Variable-Amplitude Loading : An Experimental and Numerical Study, Engineering Fracture Mechanics, Vol.32, pp.613-638, 1989 .
  - 25) O.E.Wheeler : Spectrum Loading and Crack Growth, Trans. Of ASME, Journal of Basic Engineering, Vol.94, pp.181-186, 1972.
  - 26) SR219研究部会 : き裂伝播解析法の実用化に関する研究, 日本造船研究協会, 1996.

## 第 3 章

# 材料の加工硬化特性を考慮した き裂結合カモデルについて

### 3.1 緒言

線形破壊力学を適用することで、き裂を有する線形弾性体の変形挙動を表現することができるが、小規模降伏の範囲を越えた状態に対しては、定量的な評価は困難である。一方で、実際のき裂に加え、き裂前方に形成される塑性域を含めた仮想的なき裂を考えて、塑性域に相当する部分に適切な結合力を作用させれば、重ね合わせの原理を応用して、弾塑性状態におけるき裂材の変形挙動を記述できることが知られている。このモデル化はき裂結合カモデルと称され、き裂開口型に対する Dugdale モデル<sup>1)</sup>と Barenblatt モデル<sup>2)</sup>、せん断型に対する BCSS モデル<sup>3)</sup>が知られている。特に Dugdale モデルは、材料を弾完全塑性体と仮定しているために結合力を材料の降伏応力として与えられる簡便性から、き裂先端の塑性域長さやき裂先端開口変位 (CTOD; Crack Tip Opening Displacement) 及びき裂開口形状の推定によく用いられている。

しかしながら、実在の金属材料では降伏後に加工硬化現象を生じるため、負荷の増大に伴い材料の応力～ひずみ関係は弾完全塑性体とは異なる挙動を示す。従って、き裂結合カモデルを用いた CTOD やき裂先端近傍の塑性域形成状況等の推定結果は、実現象と異なることが懸念される。このことから、き裂結合カモデルが提案されて以降、同モデルへの加工硬化特性の導入が数多く試みられてきた。Hoffmann と Seeger<sup>4)</sup>は、き裂先端の弾塑性応力・ひずみ場に関する解析解として知られる HRR 解<sup>5)6)</sup>を結合カとして与えることで、結合カモデルへ加工硬化影響を導入した。また、Chen ら<sup>7)</sup>及び Daniewicz<sup>8)</sup>も Hoffmann と Seeger の取り扱いに沿って HRR 解を考慮した加工硬化影響の取扱いを試みている。しかしながら、HRR 解は小規模降伏条件を越えると、き裂先端近傍の弾塑性応力・ひずみ場としての妥当性を失う<sup>9)</sup>ため適切な手法とは言い難く、上述の先行研究の結果も不十分な結果に留まった。

一方、豊貞らは、き裂結合カモデルに生じる仮想き裂部に生じる開口量の物理的意味を検討しており、仮想き裂部の COD (Crack Opening Displacement) は、き裂先端から同一位置における塑性ひずみをき裂線垂直方向に積分した値と一義的な関係を有することを指摘している<sup>10)</sup>。本研究では、き裂結合カモデルで与えられる仮想 COD の物理的意味を考慮し

つつ、これとき裂線上の塑性ひずみ分布の関係を調査し、この結果を基に結合力に加工硬化の影響を考慮する手法を提案する。

## 3.2 き裂結合力モデルと仮想 COD の物理的意味

### 3.2.1 き裂結合力モデル

Fig.3.1 に示すように、無限板中に存在する長さ  $2a$  のき裂が無限遠で一様引張応力を受けて、き裂先端部に大きさ  $\gamma_p$  の塑性域が生じる問題を考える。き裂結合力モデルでは、実際のき裂だけでなく塑性域を含めて、これを仮想の弾性き裂と見なし、実際のき裂部分は自由表面、塑性域に相当する領域（仮想き裂部）には結合力を作用させ、重ね合わせの原理に基づいて、き裂材の変形挙動を記述するものである。特に Dugdale モデルは、材料を弾完全塑性体と仮定しているので結合力が材料の降伏点  $\sigma_Y$  となるという簡便性から、き裂先端の塑性域長さやき裂開口変位の推定によく用いられている。本研究では、き裂結合力モデルとして Dugdale モデルを採り上げ、これに加工硬化影響を導入することを考える。

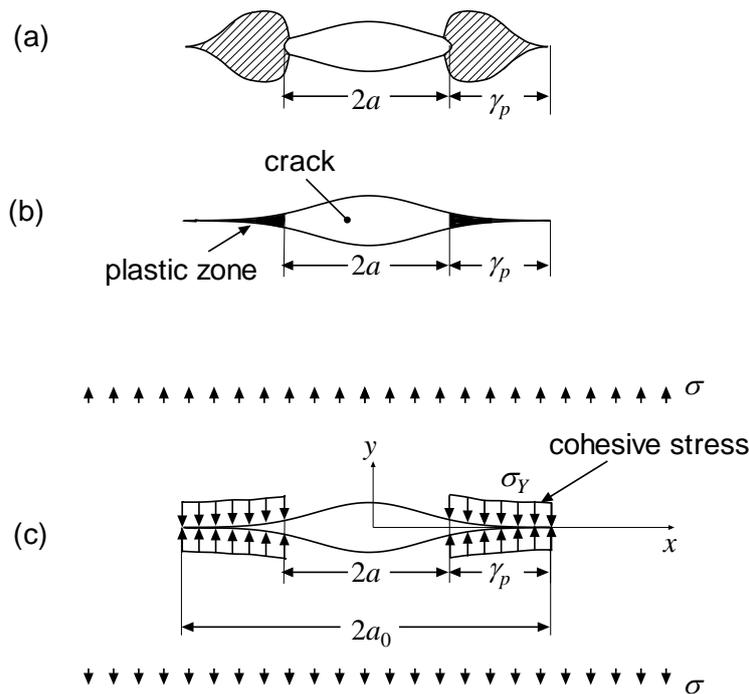


Fig.3.1 Strip yield model.

### 3.2.2 塑性域の取扱いについて

Fig.3.1(b)に示す区間  $[-a_0, -a]$  及び  $[a, a_0]$  は、き裂先端に形成される塑性域に相当するが、き裂結合力モデルでは仮想的にき裂として取り扱っているために、この範囲でも仮想的な開口変位  $V(x)$  が生じるという矛盾がある。従って、き裂結合力モデルで生じている矛盾点を

解消するために、Fig.3.2 に示すように、棒要素で構成される小片に降伏点に等しい応力が作用させ、棒要素それぞれを仮想的なき裂開口変位  $V(x)$  と同じ形状として、これを仮想き裂部である区間  $[a, a_0]$  に埋め込むという改善手法<sup>11)</sup>が提案された。

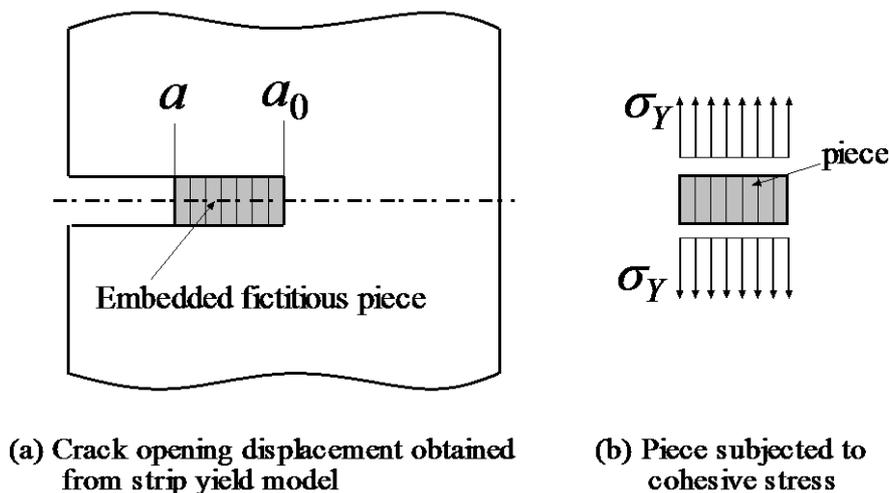


Fig.3.2 Illustration of crack-surface displacement for fictitious crack by strip yield model and approximation of actual state of COD.

### 3.2.3 仮想 COD の物理的意味

き裂結合モデルでは、き裂先端に形成される塑性域をあたかもき裂として取り扱っていることから、仮想き裂部においても変位  $V(x)$  (仮想 COD) が生じる。過去の研究において、結合モデルにより実き裂部の開口量を推定できることを考慮すれば、仮想き裂部の開口量も何らかの物理的意味を有するという仮定のもと、FEM 解析及び実験による調査が行われた<sup>10)</sup>。その結果、き裂先端近傍の塑性域内の任意位置  $x$  における塑性ひずみをき裂線垂直方向へ積分した値  $L(x)$  と、Dugdale モデルにより与えられる仮想 COD  $V(x)$  の間に次式が成立することが確認された。

$$V(x) = (2 + \phi_Y) E L \quad (3.1)$$

$$L(x) = \int_0^Y \varepsilon_p(x, y) a \quad (3.2)$$

ここで、

$\sigma_Y$ : 降伏応力

$E$ : ヤング率

$\varepsilon_p(x, y)$ : 塑性域任意位置  $(x, y)$  での塑性ひずみ  
(き裂線垂直方向成分)

Y: き裂線上の位置  $x$  における、き裂垂直方向への塑性域長さ

### 3.3 加工硬化特性の結合力モデルへの導入

#### 3.3.1 結合力の修正

き裂結合力モデルにより与えられる COD は、弾塑性 FEM 解析による得られる COD よりも大きな値となる<sup>12)13)</sup>ため、単調载荷時のき裂結合力モデルによる推定結果と弾塑性 FEM 解析結果を比較して、き裂開口挙動が等しくなるように、降伏点に修正係数に相当する塑性拘束係数 ( $\lambda$ ) と称される係数を乗じて降伏点を修正することが多い。塑性拘束係数の物理的意味は、平面ひずみ・平面応力状態を設定した弾塑性 FEM 解析との比較<sup>14)</sup>から、応力多軸度影響に対する補正と材料の加工硬化影響に対する補正の 2 つが含まれると考えられるが、両者の影響を分離して考慮するには至っていない。本研究では、従来のき裂結合力モデルが材料を弾完全塑性体と仮定していることを踏まえ、き裂結合力モデルにおいて材料の加工硬化特性を考慮することで推定精度の向上を図る。具体的には、Fig.3.3 に模式的に示すように結合力  $\sigma_c(x)$  の修正方法を提案する。

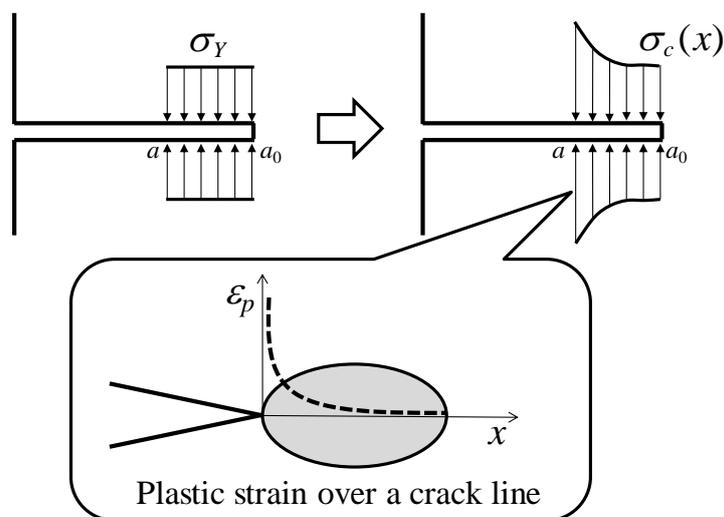


Fig.3.3 Correction of the cohesive force applied over a fictitious crack surfaces.

具体的には、き裂線上の塑性ひずみのき裂線垂直方向成分  $\epsilon_p(x,0)$  をパラメータとし、材料の応力～ひずみ関係を基に結合力を修正する。

$$\sigma_c(x) = f\{\epsilon_p(x,0)\} \quad (3.3)$$

ここで、

$f\{\epsilon_p(x,y)\}$ : 応力～塑性ひずみ関係を規定する関数

$\epsilon_p(x,0)$  : き裂線上の塑性ひずみ  
 (き裂線垂直方向成分 )

### 3.2.3 結合力モデル上での塑性ひずみの算出

(3.3)式を用いて結合力を修正するためには、き裂線上の塑性ひずみ分布 $\epsilon_p(x,0)$ を与える必要がある。本研究では(3.1)式で示した、き裂結合力モデルで与えられる仮想 COD  $V(x)$ が同一位置で塑性ひずみをき裂線垂直方向に積分して得られる物理量に相当するという知見に立脚し、初めに弾塑性 FEM 解析結果から(3.2)式で定義される  $L(x)$ とき裂線上の塑性ひずみ $\epsilon_p(x,0)$ の関係を調査した。

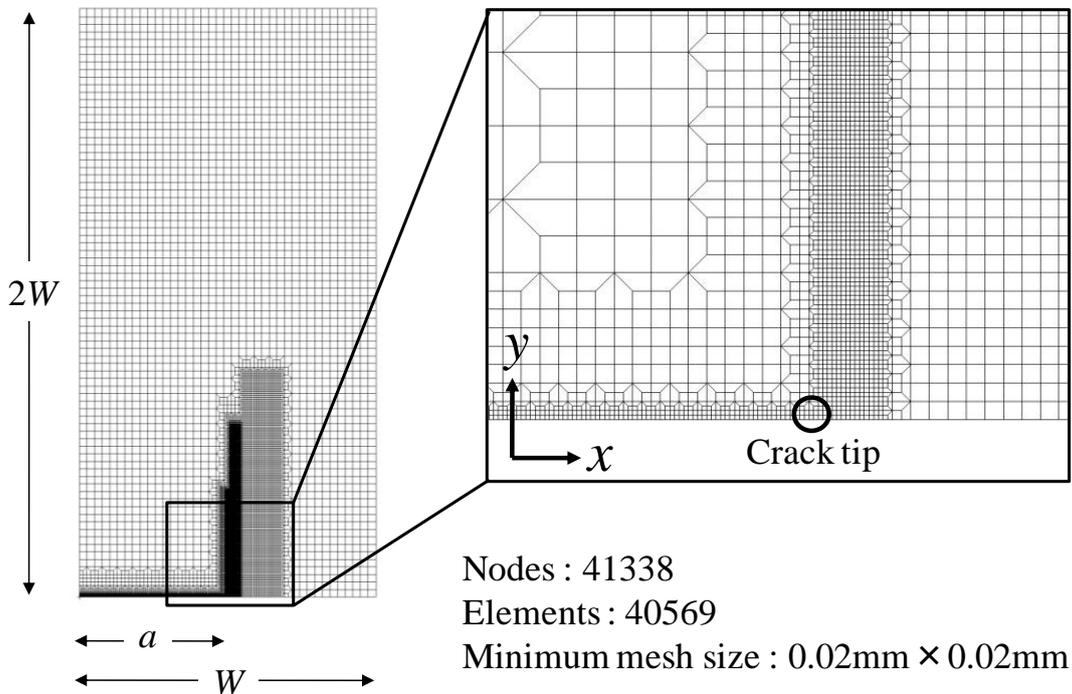


Fig.3.4 Mesh model for FEM analysis.

Table 3.1 FEM analysis conditions.

Specimen type:	Center Cracked Tension (CCT)
Specimen width: $W$ [mm]	50
Half crack length: $a$ [mm]	15, 25, 35
Number of nodes, elements	41338 (nodes), 40569 (elements)
Yield stress: $\sigma_Y$ [MPa]	300, 500, 700
Second modulus: $H$ [MPa]	$E/50$ , $E/100$ , $E/200$ , $E/10000$
Applied stress: $\sigma_{net}/\sigma_Y$	0.25, 0.50, 0.75, 0.95

FEM 解析では、Fig.3.4 に示す中央貫通き裂材（全幅  $2W$ 、き裂全長  $2a$ ）を対象とし、平面応力状態を設定した。解析には汎用 FE 解析コード MSC.Marc2008r1 を使用した。モデルの対称性から 1/4 領域をモデル化し、座標系はき裂線方向を  $x$  軸、き裂線垂直方向を  $y$  軸と設定する。材料定数は一般鋼を想定し、ヤング率  $E=2.06 \times 10^5 \text{MPa}$ 、ポアソン比  $\nu=0.3$  とする。また、調査対象の降伏応力、加工硬化率（Second Modulus :  $H$ ）は Table 3.1 に示す複数の条件に設定した。ここで、硬化挙動は bi-linear 硬化、降伏条件は Mises 降伏条件を採用した。荷重は Fig.3.4 に示すモデルに対して、端部 ( $y=2W$ ) に  $y$  方向へ一様引張り応力を作用させた。また、Table 3.1 に示すように、複数の荷重条件、き裂長さに対する解析を行った。

FEM 解析結果より得られた、き裂先端から任意距離  $x$  における  $L(x)$  と  $\varepsilon_p(x,0)$  の関係を整理した結果の一例を Fig.3.5 に示す。図中の縦軸にはき裂線上の塑性ひずみ  $\varepsilon_p(x,0)$ 、横軸には (3.1) 式で定義される  $L(x)$  をき裂先端からの距離で除した無次元値である  $L(x)/x$  を示している。Fig.3.5 は降伏応力が 300MPa の場合について、Table 3.1 に示す全ての载荷条件及びき裂長さに対する結果を、加工硬化率毎に整理した結果を示している。▲印は  $H=E/50$ 、○印が  $H=E/100$ 、□印が  $H=E/200$  の場合の結果を表している。また、●印は  $H=E/10000$  の解析結果を表しており、この条件は、ほぼ弾完全塑性体と等しい応力～ひずみ関係であるため、加工硬化影響の下限値に対応するとみなせる。

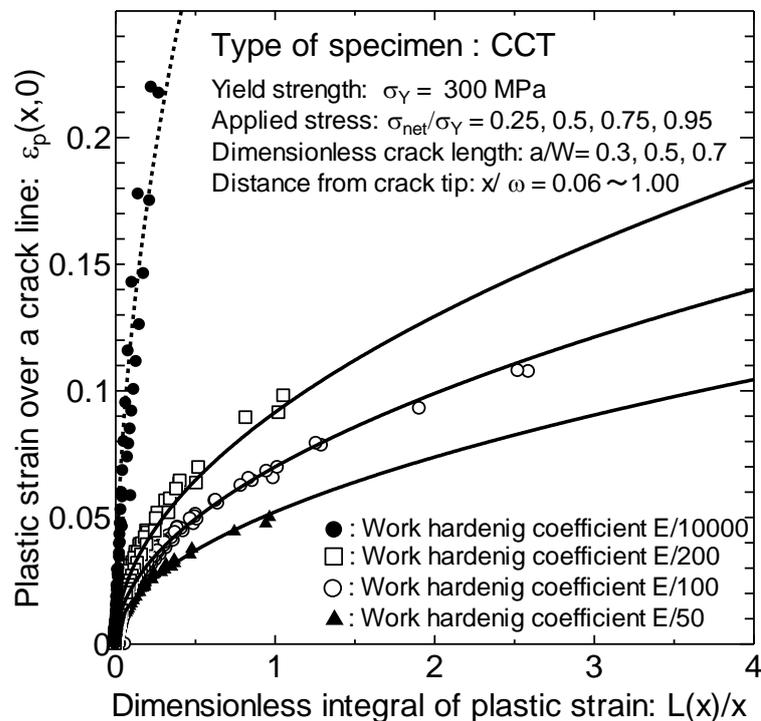


Fig.3.5 Relation between the dimensionless integral of plastic strain and the plastic strain over a fictitious crack line ( $\sigma_Y=300\text{MPa}$ ).

Fig.3.5 から、き裂線上の塑性ひずみが増加するにつれて  $L(x)/x$  の値も増加していることが分かる。また、その傾向はき裂長さや荷重条件に関わらず、加工硬化率の値に対応して一義的な関係を示すことが分かる。Fig.3.5 に示す線は FEM の結果に対する近似曲線であり、次式で与えられる。

$$\varepsilon_p(x,0) = \alpha \sqrt{L(x)/x} \quad (3.4)$$

なお、(3.4)式は、き裂先端近傍のひずみ分布が  $x^{-1/2}$  の特異性を有することを考慮した形式を採用した。また、式中の係数  $\alpha$  は塑性ひずみの積分値から得られる物理量  $L(x)$  とき裂線上の塑性ひずみ  $\varepsilon_p(x,0)$  の関係を表す係数となるが、Fig.3.5 に示す結果より、この値は加工硬化率  $H$  に依存することが分かる。ここで、Fig.3.5 の結果は降伏応力が 300MPa の場合であるため、係数  $\alpha$  の降伏応力依存性についても検討する必要がある。Fig.3.6, Fig.3.7 に降伏応力が 500MPa, 700MPa の場合の結果を 300MPa の場合と同様に整理したものを示す。図中の記号は Fig.3.5 と同様であり、実線は(3.4)式の  $\alpha$  を適宜 FEM 結果に即して与えた結果を表している。

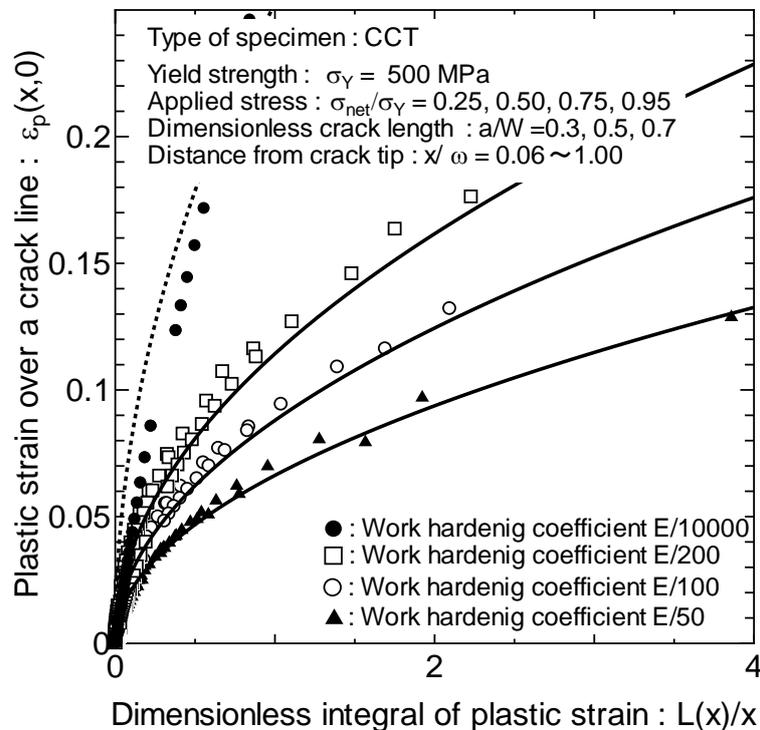


Fig.3.6 Relation between the dimensionless integral of plastic strain and the plastic strain over a fictitious crack line ( $\sigma_Y=500$ MPa).

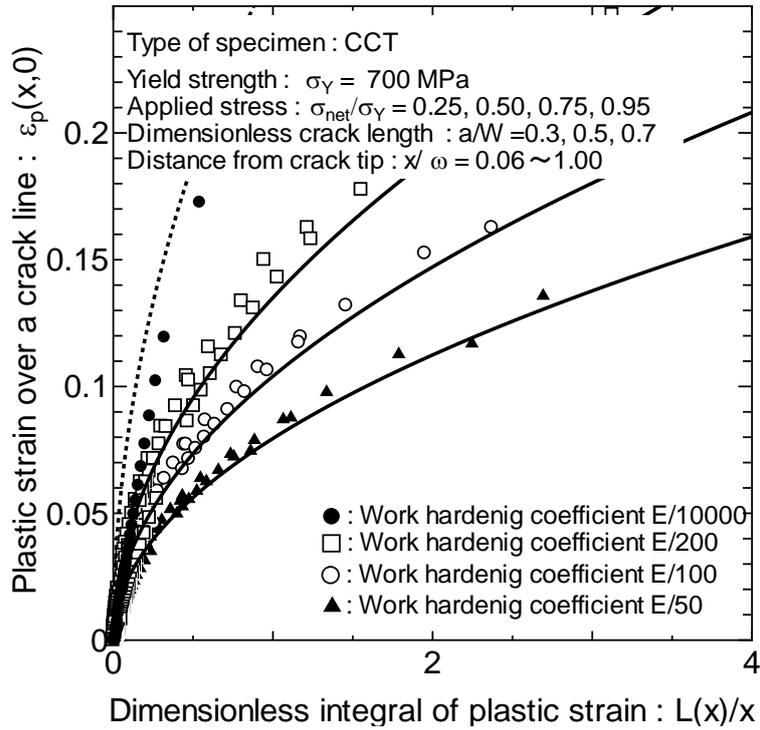


Fig.3.7 Relation between the dimensionless integral of plastic strain and the plastic strain over a fictitious crack line ( $\sigma_Y=700\text{MPa}$ ).

各図から分かるように、 $L(x)$ と $\varepsilon_p(x,0)$ の関係は、降伏応力が異なる場合においても 300MPaの結果と同様に(3.4)式で表すことが可能であり、また式中の係数 $\alpha$ は降伏応力 $\sigma_Y$ に対して依存する。そこで、降伏応力 $\sigma_Y$ 、加工硬化率 $H$ と係数 $\alpha$ の関係を調査した。Fig.3.8に $H/\sigma_Y$ と $\alpha$ の関係を示す。

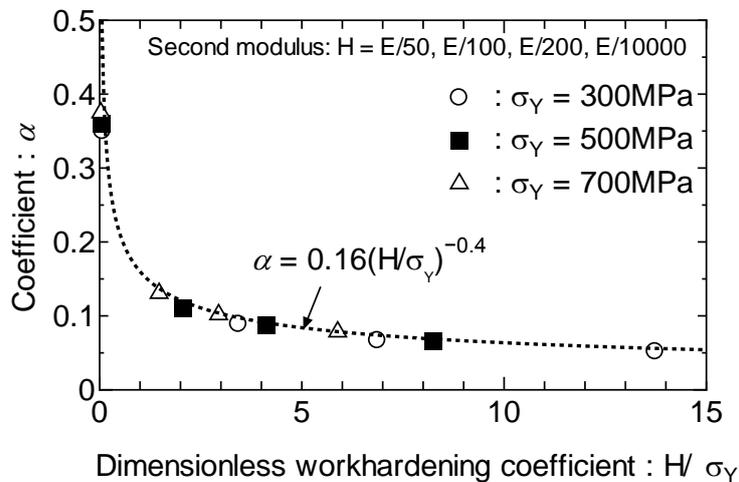


Fig.3.8 Relation between coefficient  $\alpha$  and the dimensionless work hardening coefficient.

Fig.3.8 から分かるように、係数 $\alpha$ が  $H/\sigma_Y$  に対して一定の傾向を示すことが分かる。このことから係数 $\alpha$ を Fig.3.8 中に示す破線として近似した結果を(3.5)式に示す。

$$\alpha = 0.16 (H/\sigma_Y)^{-0.4} \quad (3.5)$$

上述の結果は鋼を想定して、ヤング率を  $E=2.06 \times 10^5 \text{MPa}$  で固定した解析を整理したものである。ここで、係数 $\alpha$ のヤング率に対する依存性を調査するため、降伏応力 300MPa の材料について、ヤング率を上記の解析条件から変更した解析を実施し、Fig.3.8 と同様の整理を行ったものを Fig.3.9 に示す。結果を図中の○印は硬化の勾配  $H=2.06 \times 10^3 \text{MPa}$ 、ヤング率を  $E'=4.12 \times 10^4 \text{MPa}$  とした場合、●印は硬化の勾配  $H=2.06 \times 10^3 \text{MPa}$  でヤング率を  $E=2.06 \times 10^4 \text{MPa}$  とした場合、◎印は硬化の勾配  $H=4.12 \times 10^3 \text{MPa}$  でヤング率を  $E=2.06 \times 10^4 \text{MPa}$  とした場合の解析結果を示している。また、点線は(3.5)式で与えられる値を示している。

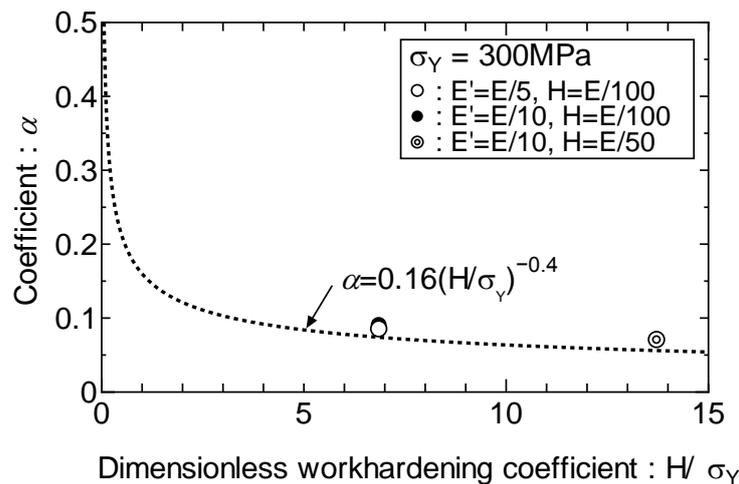


Fig.3.9 Relation between coefficient  $\alpha$  and the dimensionless work hardening coefficient.

Fig.3.9 から分かるように、ヤング率が小さな材料の場合、(3.5)式で与えられる値と比較して、 $\alpha$ が若干大きな値を示す結果となったが、いずれの条件においても、顕著な差は見られない。また、今回設定したヤング率  $E=2.06 \times 10^4 \text{MPa}$  は、実用金属の中でも比較的ヤング率の小さなアルミニウムより小さな設定であるため、(3.5)式を用いることで一般的な金属材料に対する評価が行えると考えられる。

(3.1)式が成立することを考慮すれば、以下の手順に従うことで、き裂結合モデルに加工硬化影響を導入することができる。

- 1) 弾完全塑性体を仮定したき裂結合モデルから仮想 COD ( $V(x)$ ) を得る。
- 2) (3.1)式の関係より、1)で得た  $V(x)$ から  $L(x)$ を算出し、(3.4), (3.5)式より  $\epsilon_p(x,0)$ を求める。

- 3) 2)で得られた $\varepsilon_p(x,0)$ と材料の応力～ひずみ関係より，加工硬化を考慮した結合力 $\sigma_c(x)$ を決定する。
- 4) 前ステップで求めた結合力 $\sigma_c(x)$ の分布を仮想き裂部に作用させ，仮想き裂先端での $K$ 値がゼロとなる条件より塑性域長さを再計算する。
- 5) 再計算により確定した塑性域長さ及び結合力 $\sigma_c(x)$ の分布を仮想き裂部に作用させ，CODを再計算する。

上記4)及び5)の再計算を，開口形状や仮想き裂長さが収束するまで繰り返す。

### 3.4 FEM 解析との比較

提案するき裂結合力モデルにおける材料の加工硬化現象の導入法に関する妥当性を検証するため，弾塑性 FEM 解析結果との比較を行う。以降の FEM 解析でも Fig.3.4 に示す CCT 試験片を評価対象とする。き裂結合力モデルの計算に用いる応力拡大係数については，き裂面に双集中荷重  $P$  を受ける場合の関係式である(3.6)式<sup>15)</sup>を用い，この式をき裂面に作用する応力分布に関して積分して与えた。以降の結合力モデルに関する計算でも同様である。

$$K = \frac{2P}{\sqrt{\pi a}} \sqrt{t a \frac{\pi a}{2W}} \frac{G\left(\frac{x}{a}, \frac{a}{W}\right)}{\sqrt{1 - \left\{ \frac{\cos \pi \alpha}{\cos \pi \chi} \frac{W/2}{W/2} \right\}^2}} \quad (3.6)$$

$$\text{ただし, } G(\chi, \alpha) = 1 + 0.297 \sqrt{1 - \chi^2} \left( 1 - \cos \frac{\pi \alpha}{2} \right)$$

COD に関する FEM 解析結果と提案手法による推定結果の比較の一例を Fig.3.10 に示す。図中の縦軸はき裂開口変位の無次元値，横軸は実き裂先端からの距離の無次元値を表す。記号は FEM 解析による結果であり，一点鎖線が提案手法により推定された結果を示している。同図中には，塑性拘束係数  $\lambda=1.0$  とした従来の Dugdale モデルによる推定結果も破線で示す。同図中には，実き裂先端以降の塑性域に弾塑性 FEM 解析による開口変位もプロットしているが，これは(3.1)式に従って計算された値である。

Fig.3.10 から分かるように，破線で示す Dugdale モデルが記号で示す FEM 結果より大きな推定値を示しているのに対して，一点鎖線で示す提案手法は結合力に加工硬化影響を考慮することで，特に荷重条件が大きな解析においてき裂開口変位が小さくなり，推定精度が向上している。

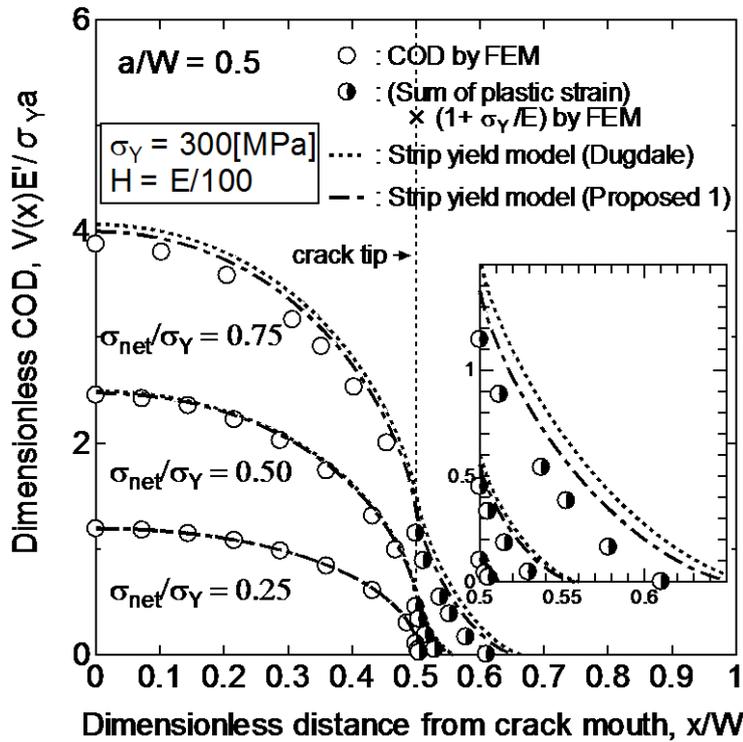


Fig.3.10 Comparison of the crack opening displacement between proposed strip yield model and elastic-plastic FEM.

提案手法を用いることで結合力モデルの推定精度は向上するものの、依然として FEM 解析結果との誤差は生じている。3.2.2 節で述べたように、仮想き裂部の連続体としての性質を表現するために配置される棒要素の挙動は、Fig.3.11(a)に模式的に示すように、結合力がき裂線垂直 (y) 方向へ 1 次元的に作用した場合の変形を前提としている。一方、棒要素で構成される小片群はき裂線方向についても連続体と同様に変形する必要があるが、き裂線垂直方向に 1 次元的に変形するため、それぞれの棒要素間に隙間が生じる。すなわち、仮想き裂部の連続体としての性質を満たすためには棒要素間に隙間が生じないようにするための修正が必要になると考えられる。

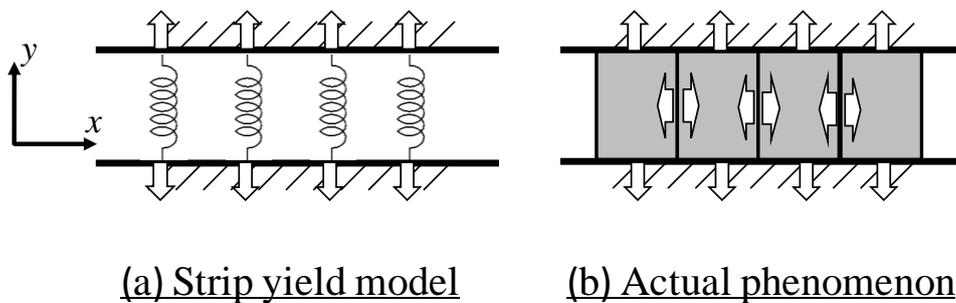


Fig.3.11 Modification of biaxial restraint condition for the cohesive stress.

$x$  方向拘束を考えない場合, 物体を  $y$  方向応力  $\sigma_y$  で引張ると,  $x$  方向にひずみ  $\varepsilon_x$  が生じる。

$$\varepsilon_x = -\nu\sigma_y/E \quad (3.7)$$

ただし,  $\nu$  はポアソン比である。

ここで, Fig.3.11(b) に示すように, 仮想き裂部に埋め込んだ棒要素に生じる  $x$  方向の収縮変形が生じないようにする場合, 棒要素には次式で定義されるき裂線方向拘束応力  $\sigma_x'$  を作用させる必要がある。

$$\sigma_x' = E(-\varepsilon_x) = \nu\sigma_y \quad (3.8)$$

この拘束力  $\sigma_x'$  に起因して, き裂線垂直( $y$ )方向に付加的なひずみが生じる。従って, この影響も考慮して, き裂線垂直方向に生じる見かけの応力  $\sigma_c'$  と拘束を考えない場合の応力  $\sigma_c$  の間には次式が成立する。

$$\sigma_c' = E(\varepsilon_y + \varepsilon_y') + \nu^2 \sigma_c \quad (3.9)$$

ここで,

$\varepsilon_y$ :  $\sigma_c$  が作用することにより生じる  $y$  方向ひずみ

$\varepsilon_y'$ :  $\sigma_x'$  が作用することにより生じる  $y$  方向ひずみ

以上のような拘束影響を考慮して, 結合力を以下の式のように修正する。

$$\sigma_c' = \sigma_c + (\nu^2/E) \sigma_c \quad (3.10)$$

(3.10)式の修正を考慮した結合力を用いて COD 計算を行い, 再度 FEM 解析との比較を行った。結果を Fig.3.12 に示す。図中の記号, 破線及び一点鎖線は Fig.3.10 と同様のものであり, 実線は(3.10)式を結合力とした結果である。Fig.3.12 より, (3.10)式を用いた提案手法による推定結果は FEM 解析結果と実き裂部, 仮想き裂部全面において精度良い一致を示している。また, 荷重条件に関わらず提案手法により高精度の推定が行えることが確認できる。また, (3.10)式を用いて結合力モデル上で与えられる結合力  $\sigma_c$  を材料の降伏応力で無次元化した値である  $\sigma_c/\sigma_Y$  のき裂線上分布を, 加工硬化条件が異なる場合で比較したものを Fig.3.13 に示す。なお Fig.3.13 の横軸は, き裂先端からの距離  $x$  を, 塑性長さ  $\gamma_p$  で無次元化した値である。図から分かるように, 結合力はき裂先端に近づくにつれて上昇しており, その傾向は硬化率が大きくなるほど顕著になっていることが分かる。

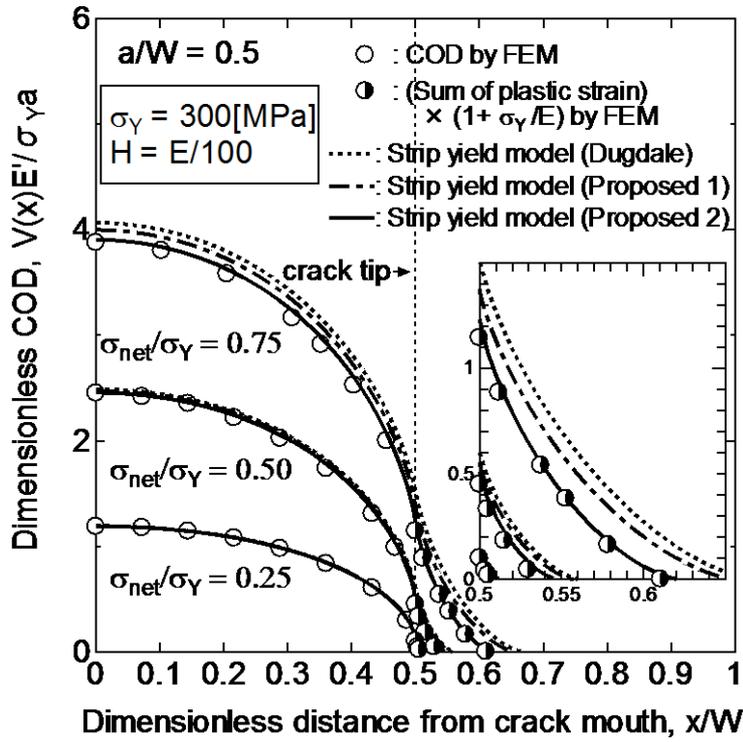


Fig.3.12 Comparison of the crack opening displacement between proposed strip yield model and elastic-plastic FEM.

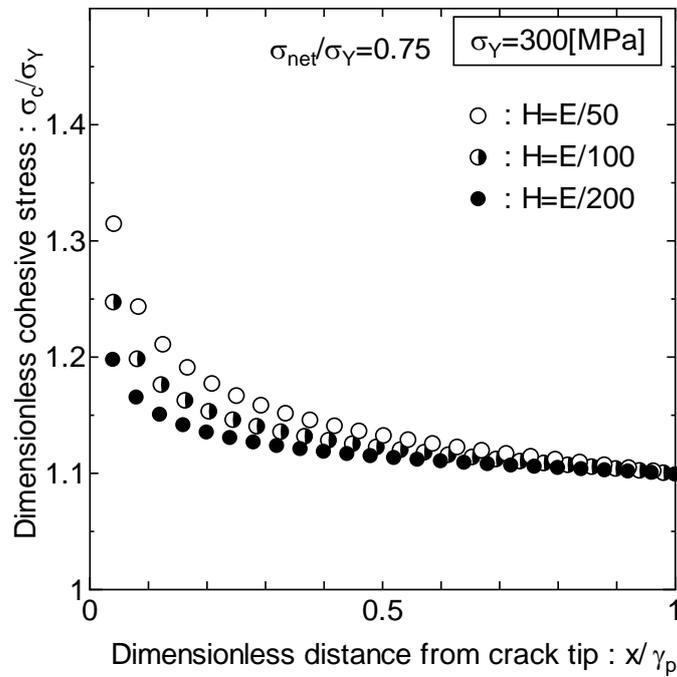
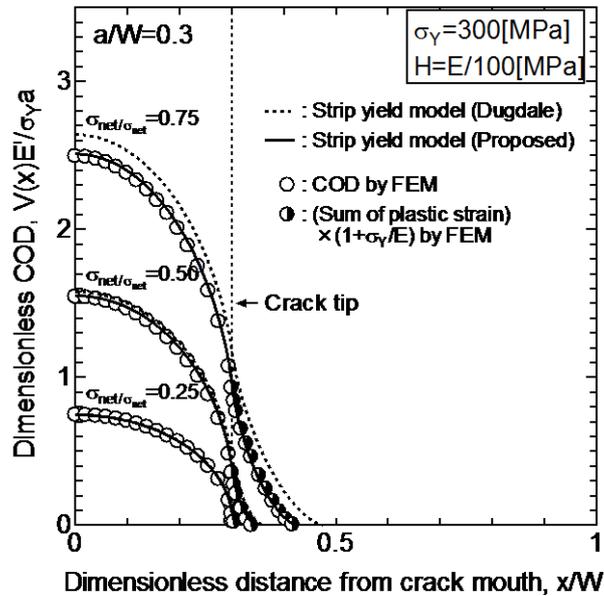
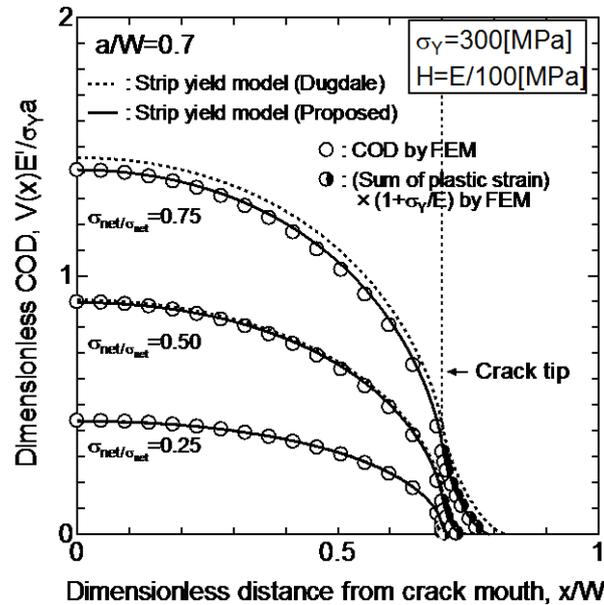


Fig.3.13 Cohesive stress distributions on each hardening condition.

さらに、提案手法の妥当性検証のため、き裂長さ、降伏応力、硬化係数を変えた解析を行い、FEM 解析結果との比較を行った。Fig.3.14 から Fig.3.22 に比較結果の例を示す。記号は前述と同様のものを示しており、Fig.3.14 はき裂長さが Fig.3.12 に示す条件と異なる場合、Fig.3.15, Fig3.16 はそれぞれ加工硬化係数が異なる場合の比較結果を示している。また、降伏応力の影響を調査するため降伏応力 500MPa, 700MPa とした条件の比較結果を Fig.3.17 以降に示す。

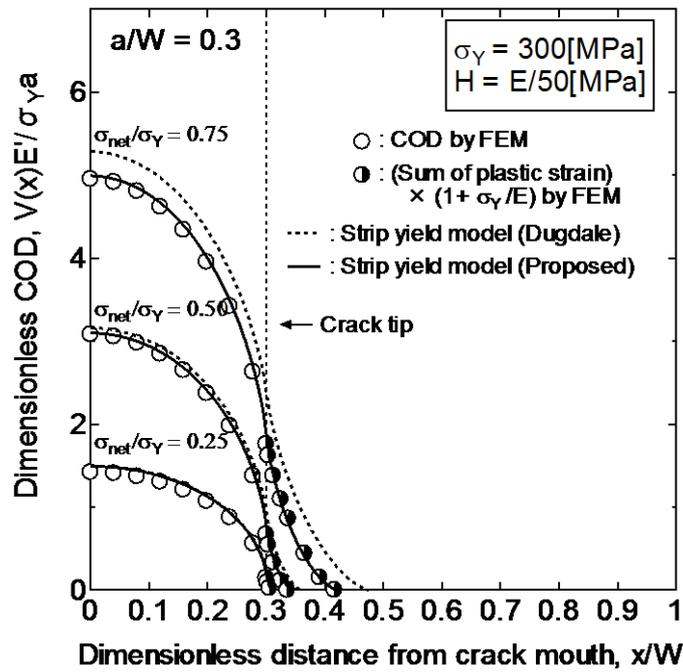


(a)  $a/W=0.3$

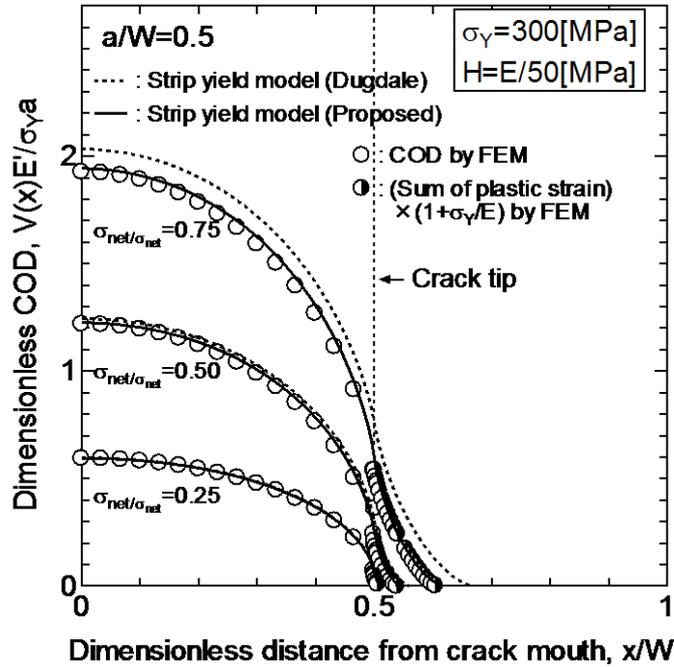


(b)  $a/W=0.7$

Fig.3.14 Comparison of the crack opening displacement between proposed strip yield model and elastic-plastic FEM ( $\sigma_y=300\text{MPa}$ ,  $H=E/100$ ).

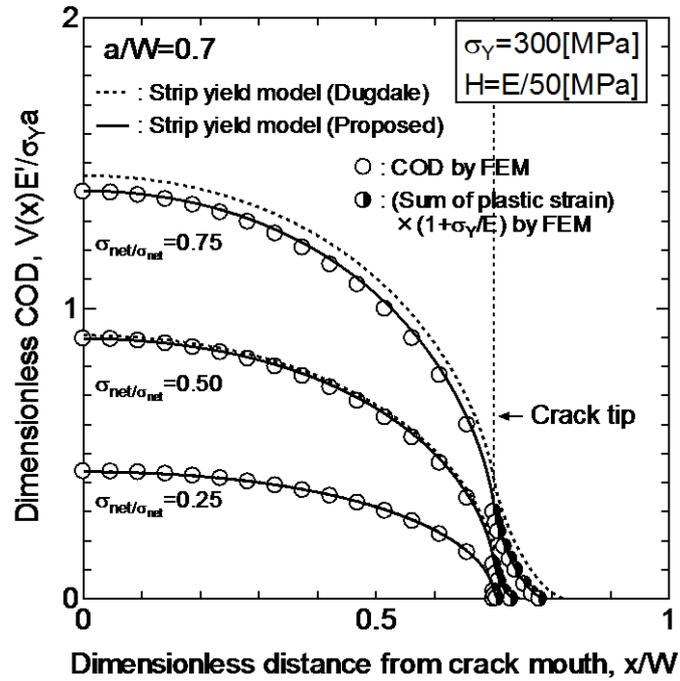


(a)  $a/W=0.3$



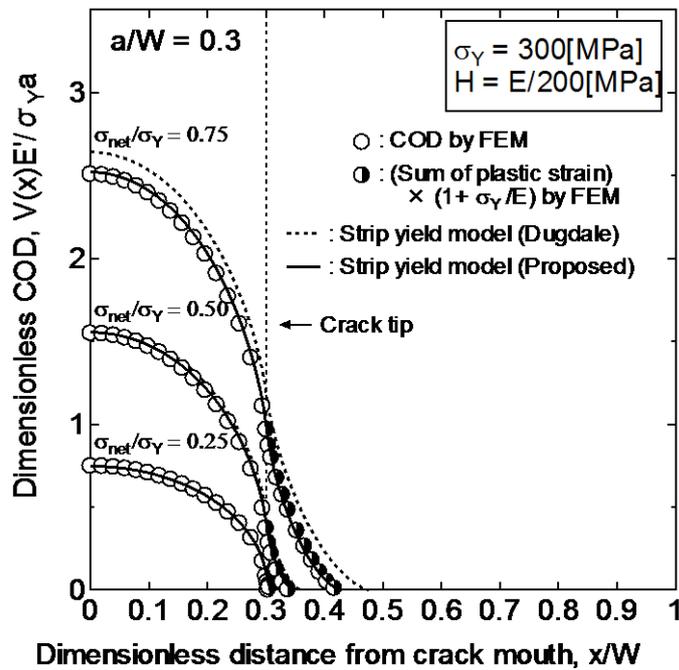
(b)  $a/W=0.5$

Fig.3.15 Comparison of the crack opening displacement between proposed strip yield model and elastic-plastic FEM ( $\sigma_Y=300\text{MPa}$ ,  $H=E/50$ ).



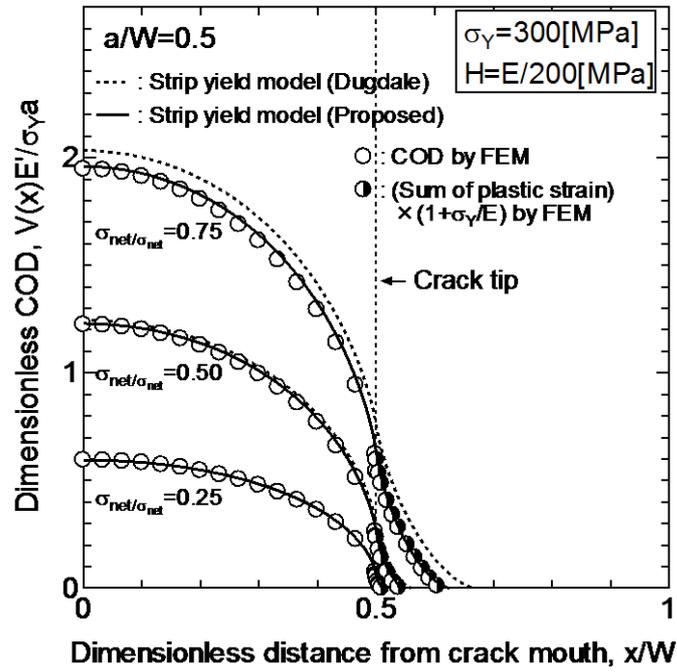
(c)  $a/W=0.7$

Fig.3.15 Comparison of the crack opening displacement between proposed strip yield model and elastic-plastic FEM ( $\sigma_Y=300\text{MPa}$ ,  $H=E/50$ ).

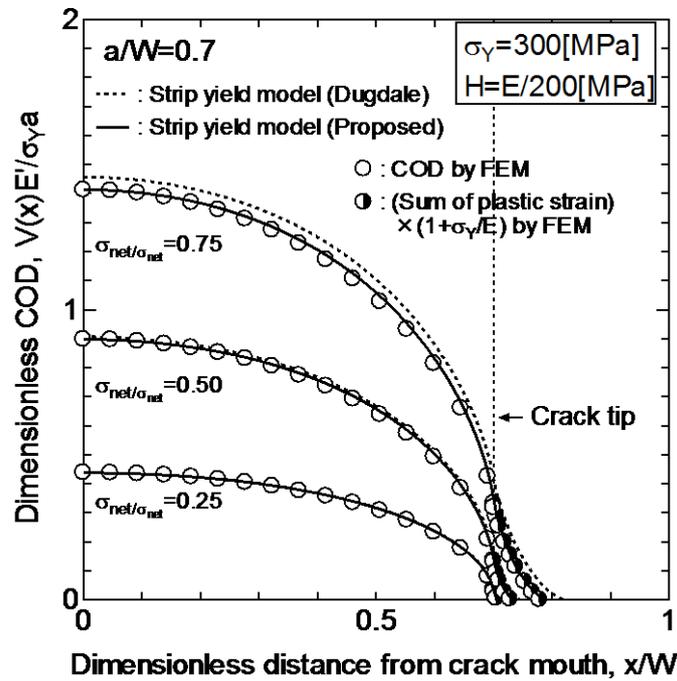


(a)  $a/W=0.3$

Fig.3.16 Comparison of the crack opening displacement between proposed strip yield model and elastic-plastic FEM ( $\sigma_Y=300\text{MPa}$ ,  $H=E/200$ ).

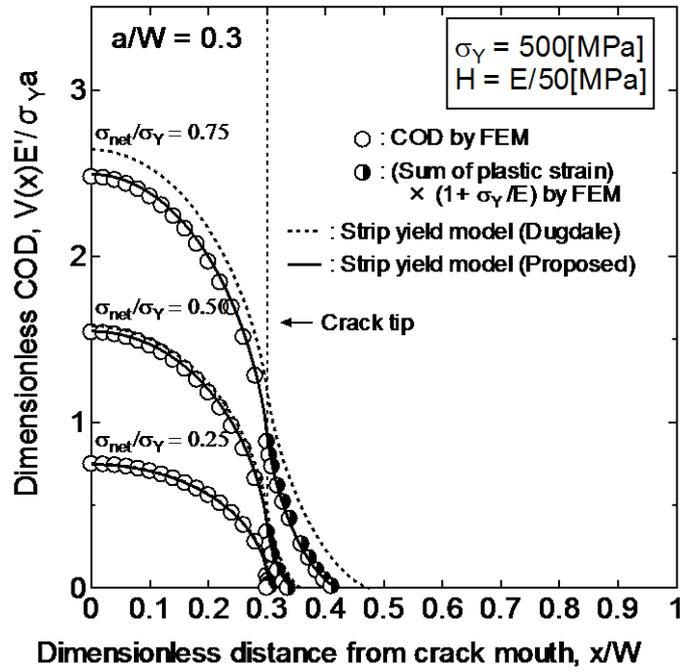


(b)  $a/W=0.5$

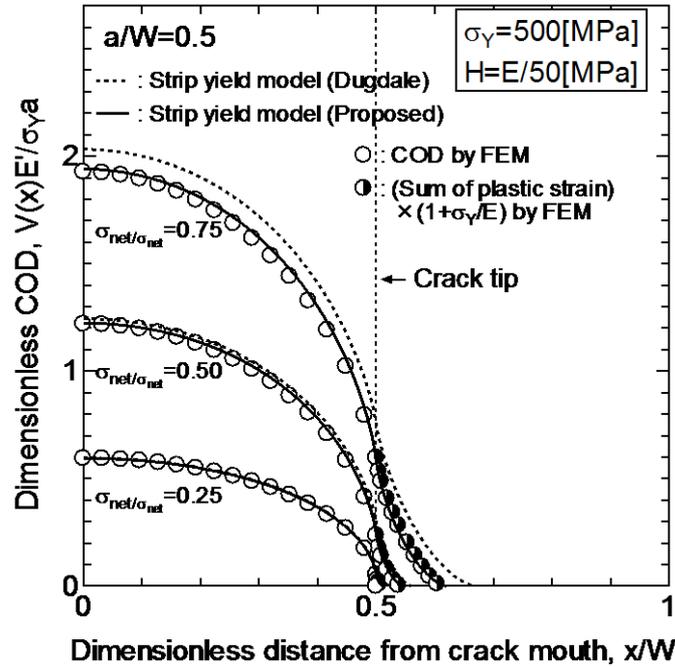


(c)  $a/W=0.7$

Fig.3.16 Comparison of the crack opening displacement between proposed strip yield model and elastic-plastic FEM ( $\sigma_y=300\text{MPa}$ ,  $H=E/200$ ).

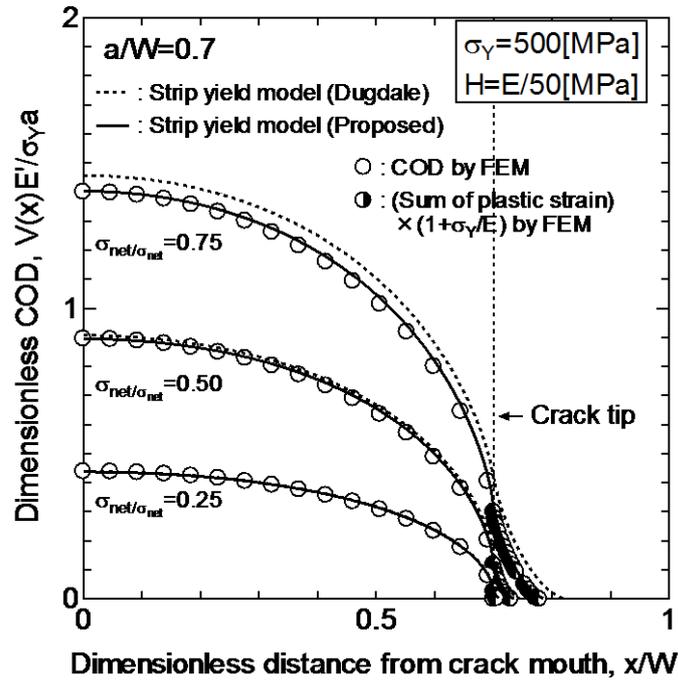


(a)  $a/W=0.3$



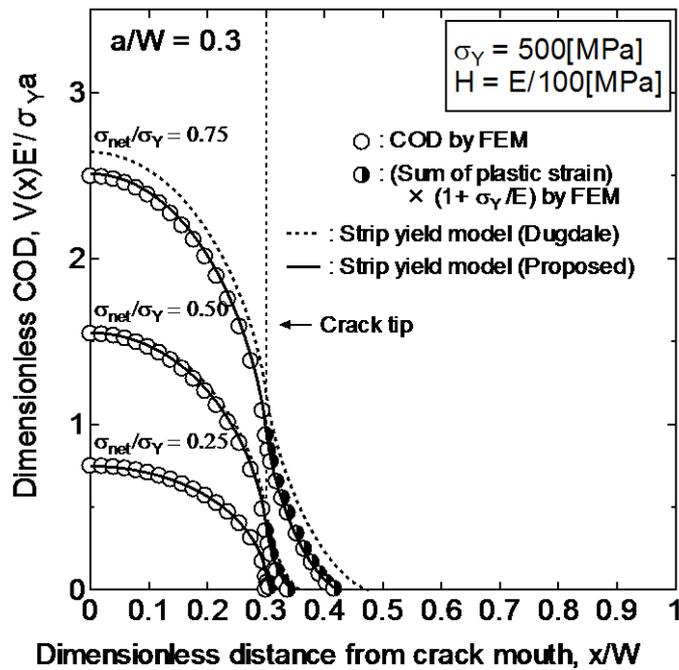
(b)  $a/W=0.5$

Fig.3.17 Comparison of the crack opening displacement between proposed strip yield model and elaste-plastic FEM ( $\sigma_Y=500$ MPa,  $H=E/50$ ).



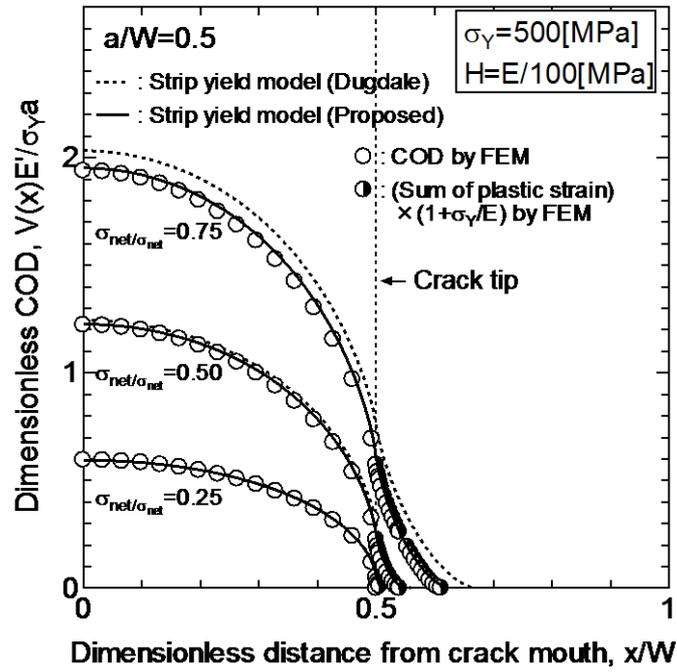
(c)  $a/W=0.7$

Fig.3.17 Comparison of the crack opening displacement between proposed strip yield model and elastic-plastic FEM ( $\sigma_Y=500\text{MPa}$ ,  $H=E/50$ ).

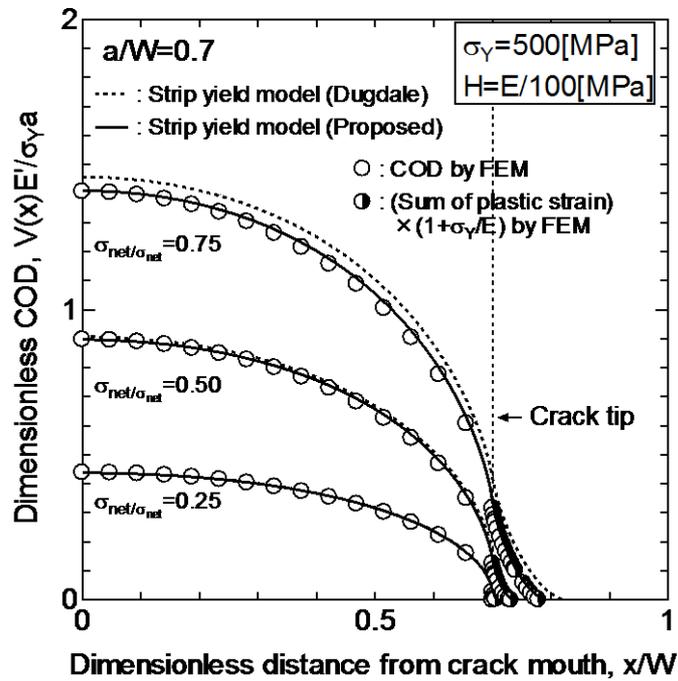


(a)  $a/W=0.3$

Fig.3.18 Comparison of the crack opening displacement between proposed strip yield model and elastic-plastic FEM ( $\sigma_Y=500\text{MPa}$ ,  $H=E/100$ ).

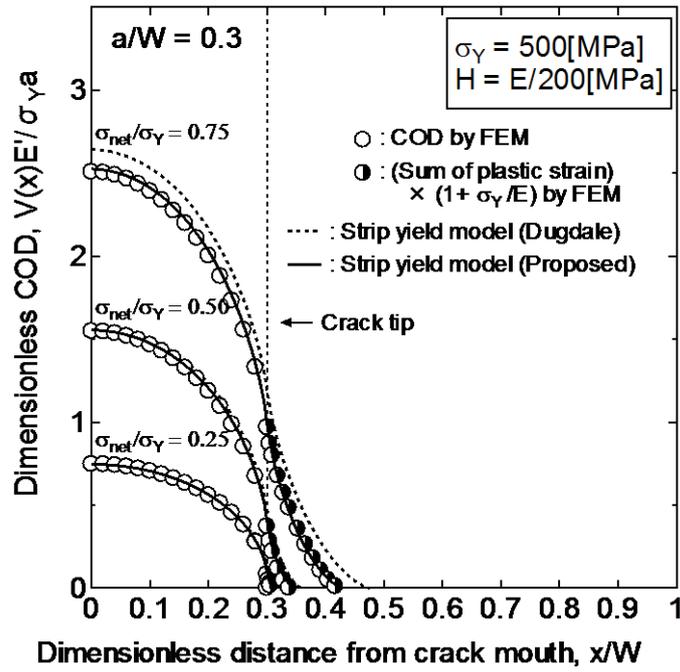


(b)  $a/W=0.5$

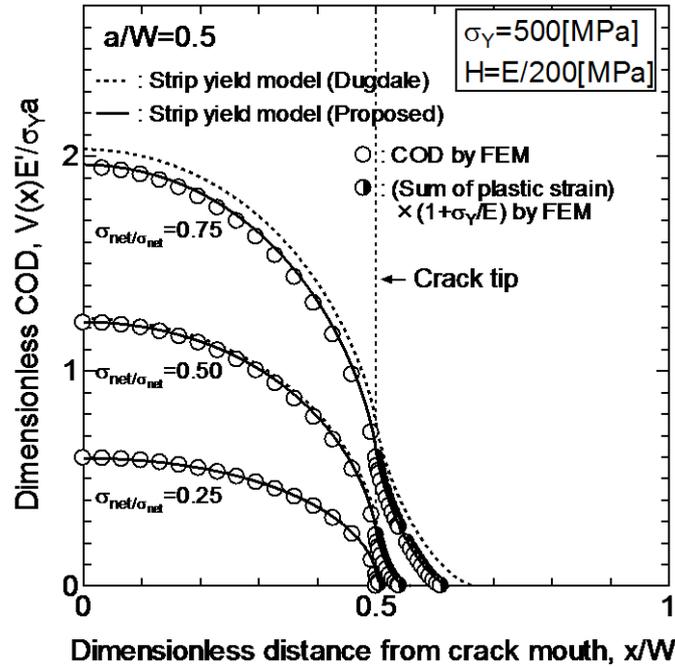


(c)  $a/W=0.7$

Fig.3.18 Comparison of the crack opening displacement between proposed strip yield model and elaste-plastic FEM ( $\sigma_y=500\text{MPa}$ ,  $H=E/100$ ).

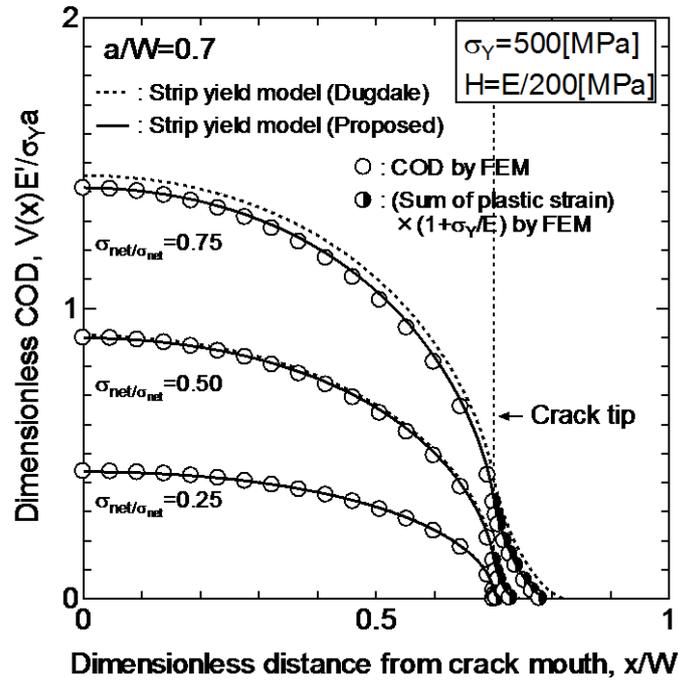


(a)  $a/W=0.3$



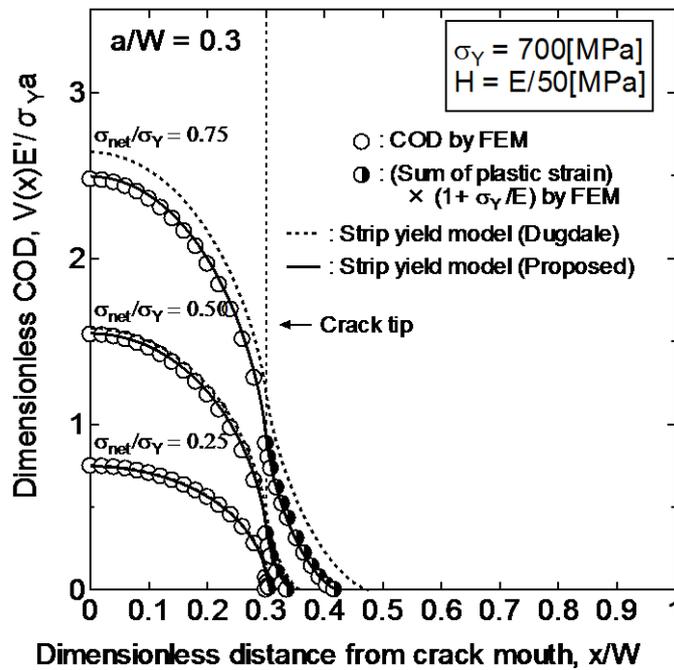
(b)  $a/W=0.5$

Fig.3.19 Comparison of the crack opening displacement between proposed strip yield model and elastic-plastic FEM ( $\sigma_Y=500$ MPa,  $H=E/200$ ).



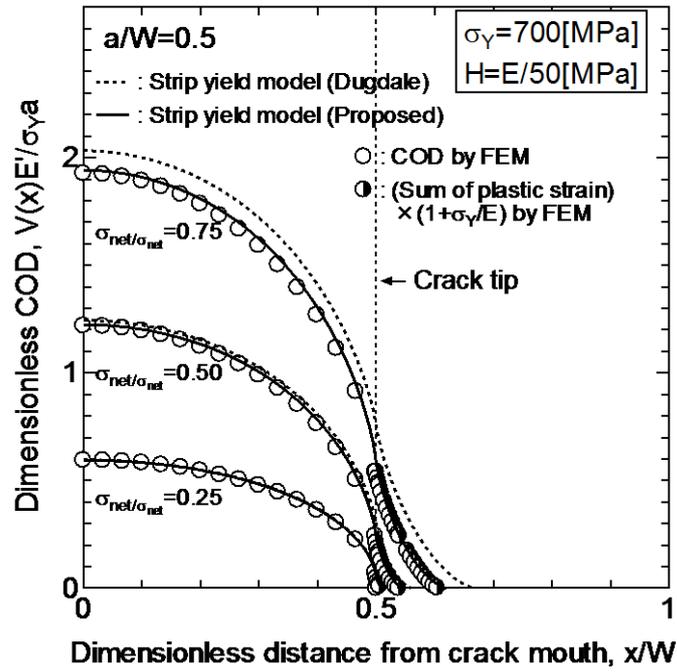
(c)  $a/W=0.7$

Fig.3.19 Comparison of the crack opening displacement between proposed strip yield model and elastic-plastic FEM ( $\sigma_Y=500\text{MPa}$ ,  $H=E/200$ ).

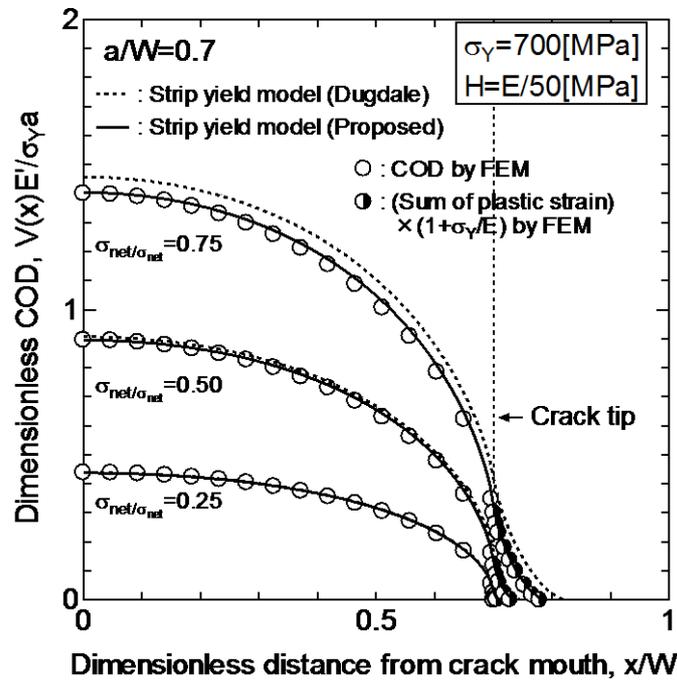


(a)  $a/W=0.3$

Fig.3.20 Comparison of the crack opening displacement between proposed strip yield model and elastic-plastic FEM ( $\sigma_Y=700\text{MPa}$ ,  $H=E/50$ ).

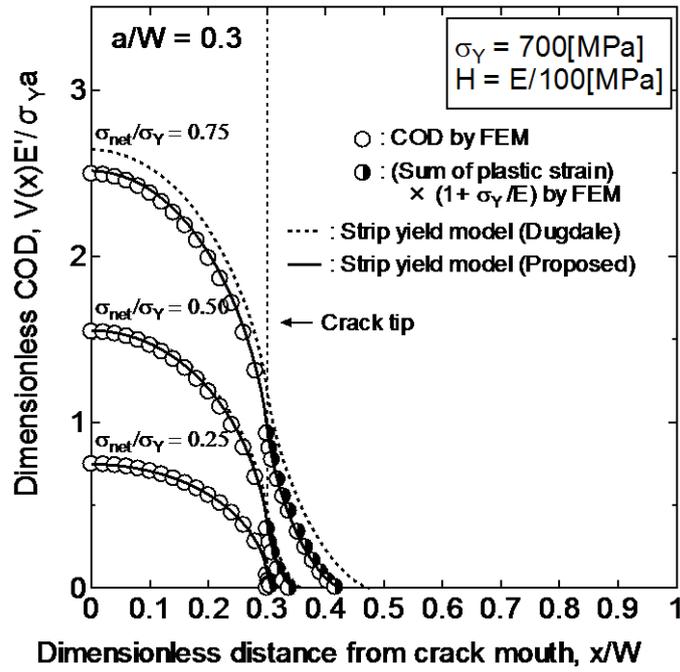


(b)  $a/W=0.5$

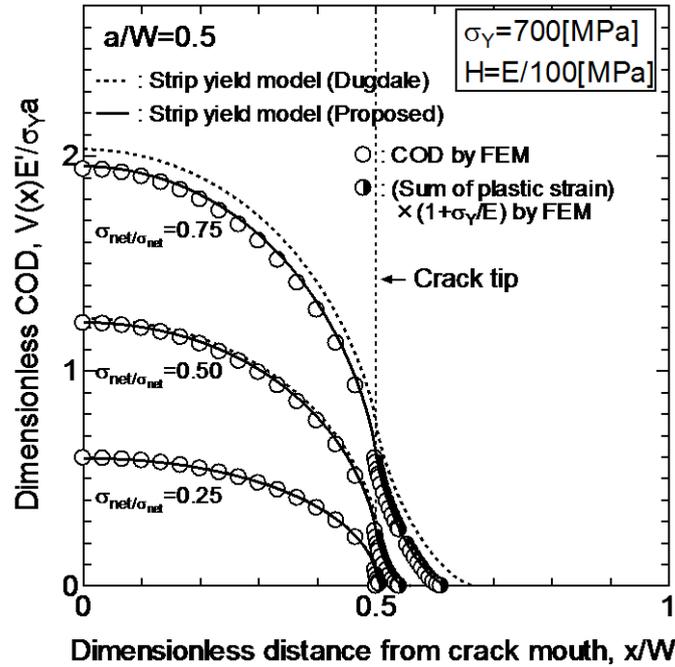


(c)  $a/W=0.7$

Fig.3.20 Comparison of the crack opening displacement between proposed strip yield model and elaste-plastic FEM ( $\sigma_y=700\text{MPa}$ ,  $H=E/50$ ).

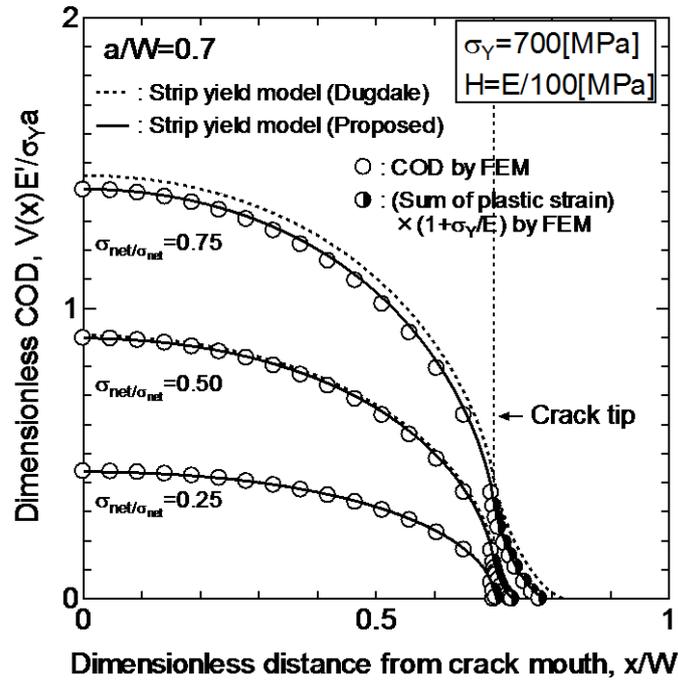


(a)  $a/W=0.3$



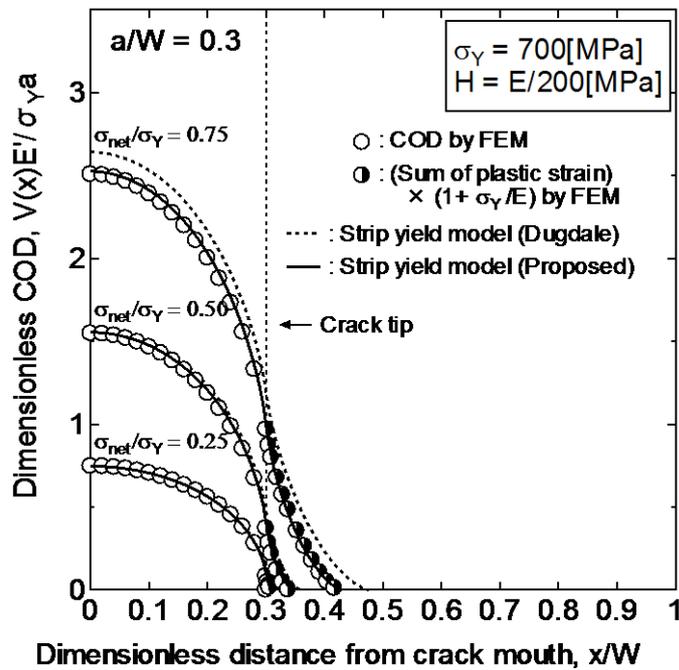
(b)  $a/W=0.5$

Fig.3.21 Comparison of the crack opening displacement between proposed strip yield model and elastic-plastic FEM ( $\sigma_Y=500$ MPa,  $H=E/100$ ).



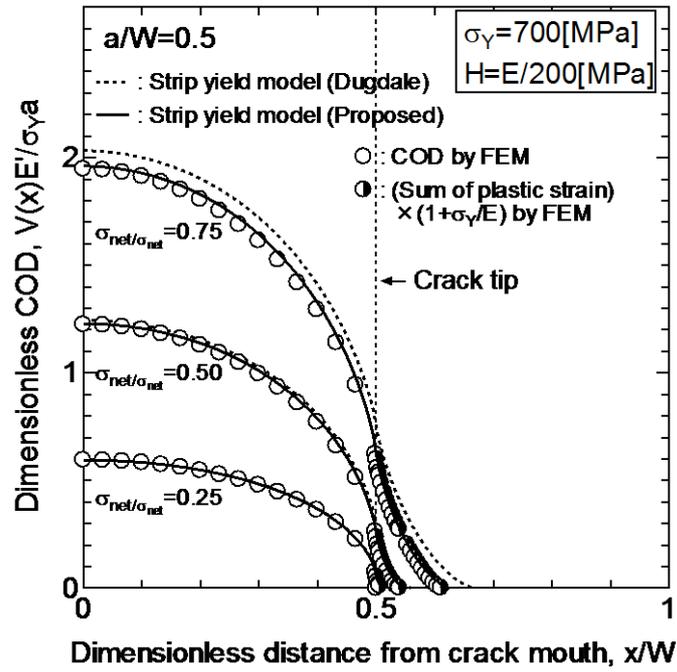
(c)  $a/W=0.7$

Fig.3.21 Comparison of the crack opening displacement between proposed strip yield model and elastic-plastic FEM ( $\sigma_Y=500\text{MPa}$ ,  $H=E/100$ ).

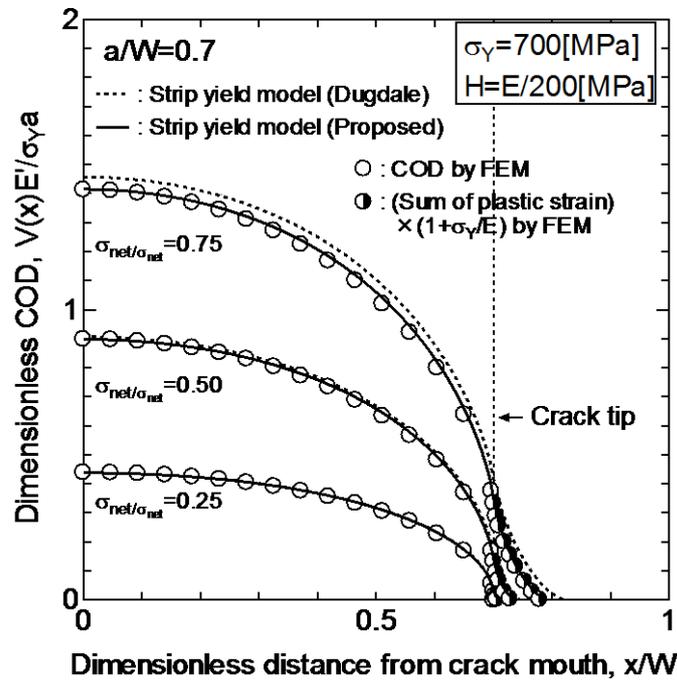


(a)  $a/W=0.3$

Fig.3.22 Comparison of the crack opening displacement between proposed strip yield model and elastic-plastic FEM ( $\sigma_Y=500\text{MPa}$ ,  $H=E/200$ ).



(b)  $a/W=0.5$



(c)  $a/W=0.7$

Fig.3.22 Comparison of the crack opening displacement between proposed strip yield model and elaste-plastic FEM ( $\sigma_y=500\text{MPa}$ ,  $H=E/200$ ).

Fig.3.14 より、き裂長さに関わらず、提案手法は実き裂部及び仮想き裂部の COD、また塑性域長さを精度良く推定できていることが分かる。特に、各図中のき裂長さ条件  $a/W=0.3$  の荷重レベル  $\sigma_{net}/\sigma_Y=0.75$  のように、き裂長さに対して塑性域長さが大きくなり、き裂開口挙動に対する材料の硬化影響は大きくなる場合においては、Dugdale モデルと FEM 結果の差は大きくなると考えられるが、提案手法を用いると精度良く変形挙動を推定できている。また、Fig.3.14~Fig.3.22 に示すように、降伏応力、加工硬化率が異なる条件においても、提案手法による推定結果は FEM 解析結果と非常に良く一致しており、き裂開口変位に対する加工硬化影響を定量的に考慮できていると言える。

### 3.5 $n$ 乗硬化材料への適用

#### 3.5.1 仮想き裂開口量と塑性ひずみの関係

前述のように材料が線形硬化する場合において、提案手法を適用することで COD 及び塑性域長さを精度良く推定できることを示した。一方、実際の金属材料の多くは線形的な加工硬化特性を有しておらず、Fig.3.23 に模式的に示すように非線形硬化挙動を示す。そこで、提案手法の実際の金属材料への適用に向けて、提案手法の  $n$  乗硬化材料への適用に関して検討した。

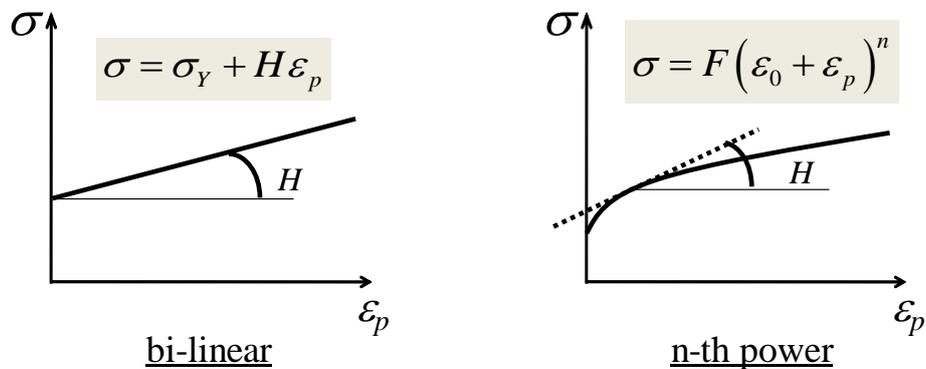


Fig.3.23 Stress versus strain curves.

提案手法適用のためには、(3.11)式を用いてき裂線上の塑性ひずみを与える必要がある。線形硬化材料の場合、式中の係数  $\alpha$  は硬化係数  $H$  に依存するが、 $n$  乗硬化材料の場合の硬化の傾き  $H$  は応力~ひずみ関係を表す式を微分することで、以下のように与えられる。

$$H = \frac{d\sigma}{d\epsilon_p} = Fn(\epsilon_0 + \epsilon_p(x))^{n-1} \quad (3.11)$$

ここで、

$\varepsilon_p(x)$ : き裂先端から距離  $x$  の位置におけるき裂線上の塑性ひずみ (き裂線垂直方向成分)

$\varepsilon_0$ : 弾性限度のひずみ (オフセットひずみ)

$n, F$ : 応力～ひずみ関係を表す硬化指数と係数

$n$  乗硬化材料のように非線形硬化挙動を示す場合でも、係数  $\alpha$  は塑性ひずみ量に対応した硬化の傾き  $H$  に依存すると仮定すると、(3.5)式に(3.11)式を代入することで、以下の式で表すことができる。

$$\alpha = A(\varepsilon_0 + \varepsilon_p(x))^B \quad (3.12)$$

ここで、

$$A = (F/\sigma_Y)^{a/n} n^a b, \quad B = a(n-1), \quad a = -0.4, \quad b = 0.16$$

(3.12)式を(3.4)式に代入すると  $n$  乗硬化則における、塑性ひずみ  $\varepsilon_p(x)$  と(3.2)式で与えられる  $L(x)$  の関係を以下のように表すことができる。

$$\varepsilon_p(x) = A(\varepsilon_0 + \varepsilon_p(x))^B \sqrt{L(x)/x} \quad (3.13)$$

さらに上式を整理すると、

$$\left\{ \varepsilon_p(x) / A \sqrt{L(x)/x} \right\}^{1/B} - \varepsilon_p(x) - \varepsilon_0 = 0 \quad (3.14)$$

(3.14)式はき裂結合モデルから求められる  $L(x)$  を与えることで、 $\varepsilon_p(x)$  について解くことができる。またこの式は(3.4)式のように  $n$  乗硬化材料の弾塑性 FEM 解析結果から直接与えられたものではなく、 $n$  乗硬化材料においても係数  $\alpha$  が応力～ひずみ関係の傾き  $H$  に依存するという仮定のもと導出したものである。そこで、(3.14)式の妥当性を検証するため、 $n$  乗硬化材料の弾塑性 FEM 解析との比較を行った。FEM 解析において、解析モデルは前述の Fig.3.4 に示すものと同様とし、材料定数として鋼を想定し、降伏応力を 300MPa, 500MPa,  $n$  乗硬化則の定数  $F, n$  をそれぞれ 1440MPa, 0.24, 1127MPa, 0.15 とした。これらの値の同定には以下に示す鋼材に対する降伏応力との相関式<sup>16)</sup>を利用した。

$$n = -0.11097 + 189.63/\sigma_Y - 1958 \quad (3.15)$$

$$F = \sigma_Y / (0.002 + \sigma_Y / E)^n \quad (3.16)$$

ただし、

$n, F$ : 初期降伏点 $\sigma_Y$ [MPa]の値から実験式より求めた材料の硬化挙動を決定する値  
 $E$ : ヤング率[MPa]

Fig.3.24 に、降伏応力 300MPa の場合における、 $n$  乗硬化材料と前章の検討に用いた線形硬化材料の降伏後の応力～ひずみ関係を比較したものを示す。図中の実線が  $n$  乗硬化材料の構成関係を、破線が各線形硬化材料の構成関係を示している。また、Fig.3.25 に、塑性ひずみの積分値から得られる物理量  $L(x)$  とき裂線上の塑性ひずみの関係について、FEM 解析結果と(3.14)式で得られる結果を示す。実線が(3.14)式で得られた推定結果、記号が FEM 解析結果を表している。また、Fig.3.5 に示した線形硬化材料の結果も破線で示す。同様に、降伏応力 500MPa の場合における、降伏後の応力～ひずみ関係、または仮想 COD とき裂線上の塑性ひずみの関係について、Fig3.26, Fig3.27 に示す。

Fig.3.25, Fig.3.27 から、 $n$  乗硬化材料の結果が塑性ひずみの増加に伴い、線形硬化材料の結果の間を遷移していることが分かる。これは、Fig.3.24, Fig.3.26 から分かるように、 $n$  乗硬化材料の場合、塑性ひずみが比較的小さい場合、構成関係の勾配が大きく、塑性ひずみの増加に伴いその勾配が小さくなっていくことに対応している。また、Fig.3.25, Fig.3.27 より(3.14)式による推定結果は FEM 解析結果と良く一致していることが確認できる。以上の結果から、 $n$  乗硬化材料においても、仮想 COD とき裂線上の塑性ひずみの関係は加工硬化の傾き  $H$  に依存しており、(3.14)式を用いることで、線形硬化材料と同様に  $n$  乗硬化材料のき裂線上塑性ひずみ分布を推定できることが確認できた。

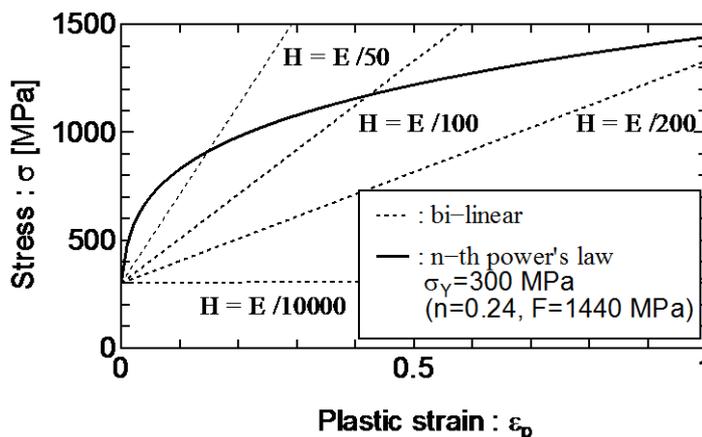


Fig.3.24 Work hardening properties of applied materials ( $\sigma_Y=300$ MPa).

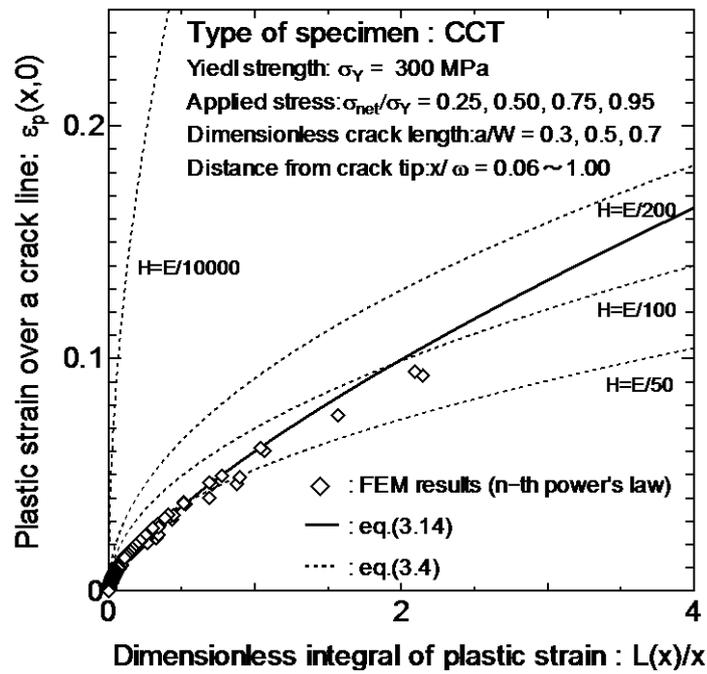


Fig.3.25 Relation between the dimensionless integral of plastic strain and the plastic strain over a fictitious crack line ( $\sigma_Y=300\text{MPa}$ ).

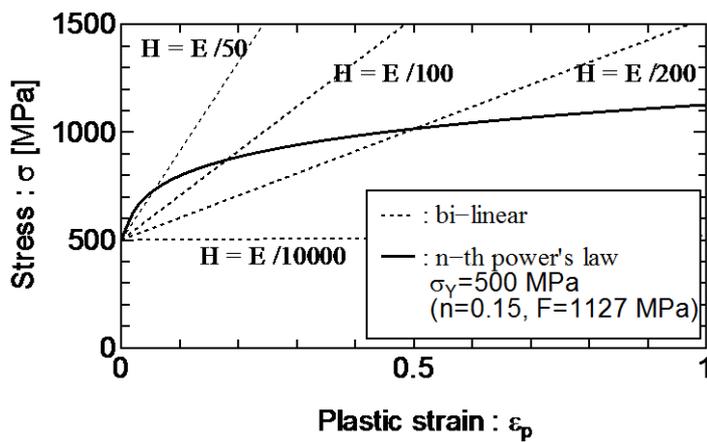


Fig.3.26 Work hardening properties of applied materials ( $\sigma_Y=500\text{MPa}$ ).

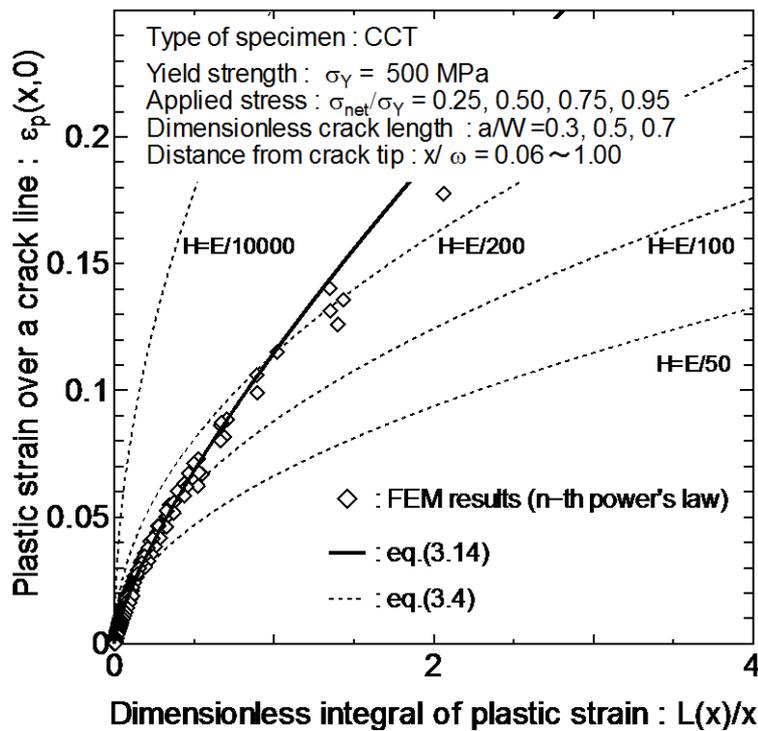


Fig.3.27 Relation between the dimensionless integral of plastic strain and the plastic strain over a fictitious crack line ( $\sigma_Y=500$ MPa).

### 3.5.2 き裂開口変位の推定

$n$  乗硬化材料に対する提案手法の妥当性を検証するため、FEM 解析との比較を行った。Fig.3.26 に COD の比較結果を示す。材料は前述した降伏応力 300MPa の  $n$  乗硬化材料とする。図中の記号は FEM 解析結果を、実線は提案手法による推定結果、また破線は塑性拘束係数  $\lambda=1.0$  とした Dugdale モデルによる推定結果を示しており、荷重条件が  $\sigma_{net}/\sigma_Y = 0.25, 0.5, 0.75, 0.95$  の場合の結果を比較している。また、上記の  $n$  乗硬化材料条件で与えられる結合力を、前章で示した線形硬化材料条件で与えられる結合力和比較したものを Fig.3.27 に示す。また図の横軸及び縦軸の意味は Fig.3.13 と同じである。図中の口印、△印が線形硬化材料の結合力、●印が  $n$  乗硬化材料の結合力をそれぞれ表している。さらに、Fig3.28 にき裂長さ条件が異なる場合の COD の比較結果を示す。また、降伏応力、加工硬化挙動の影響を考察するため、降伏応力 500MPa の材料に対する検討を行った。COD と結合力分布の推定結果を Fig.3.29 から Fig.3.31 に示す。ここで、Fig.3.29、Fig.3.31 は COD に関する提案手法と FEM 解析結果の比較を、Fig.3.30 は提案手法で与えられる結合力分布を示している。

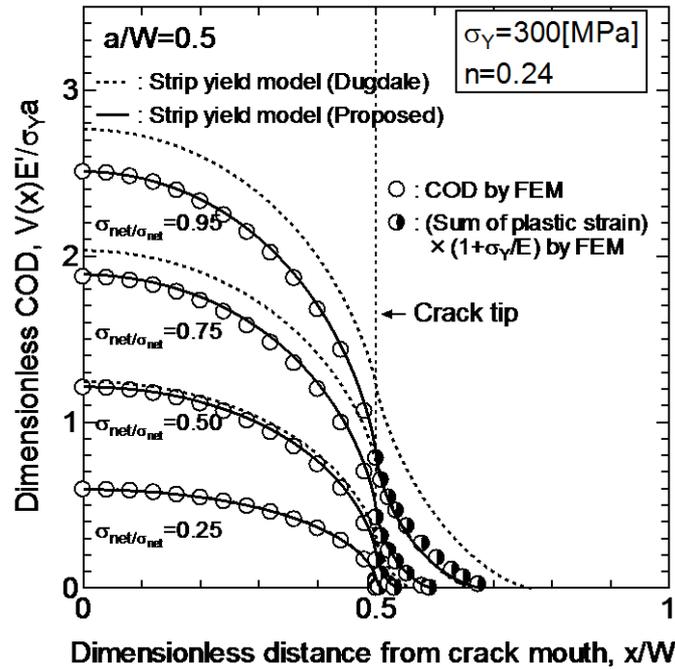


Fig.3.28 Comparison of the crack opening displacement between proposed strip yield model and elastic-plastic FEM( $\sigma_Y=300\text{MPa}$ ,  $n=0.24$ ,  $F=1440\text{MPa}$ ).

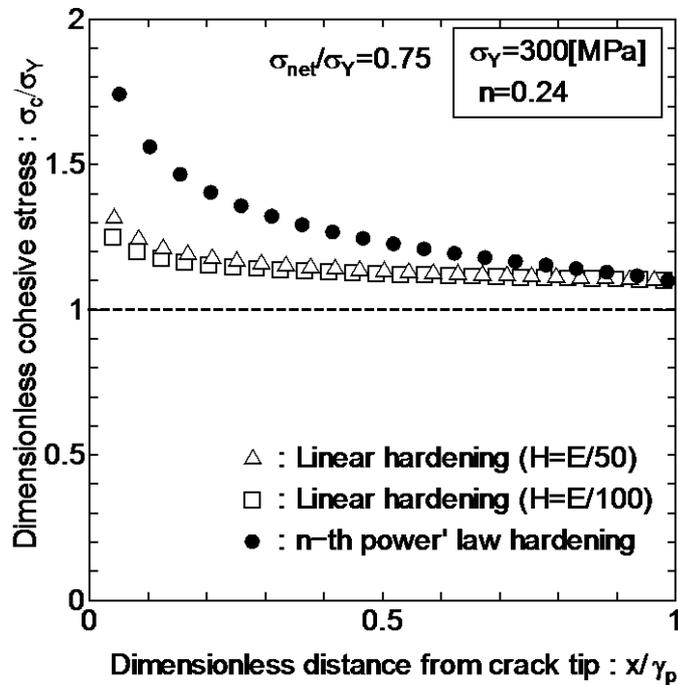
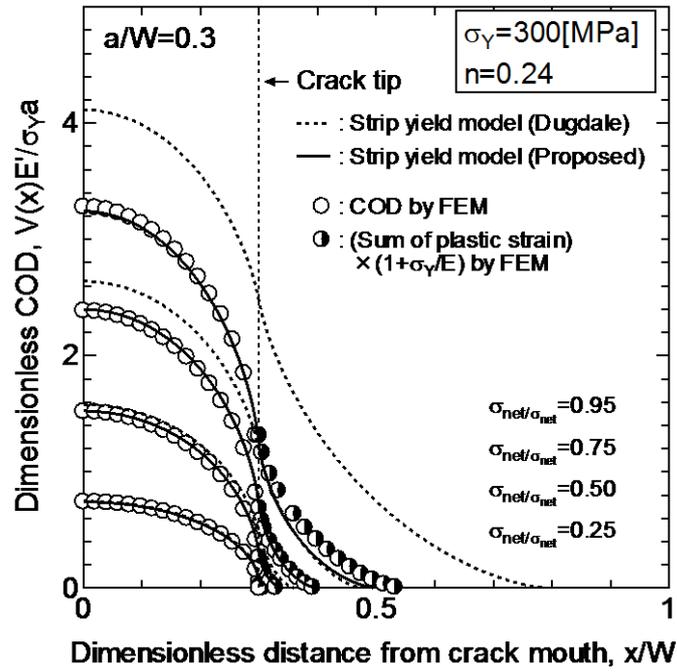
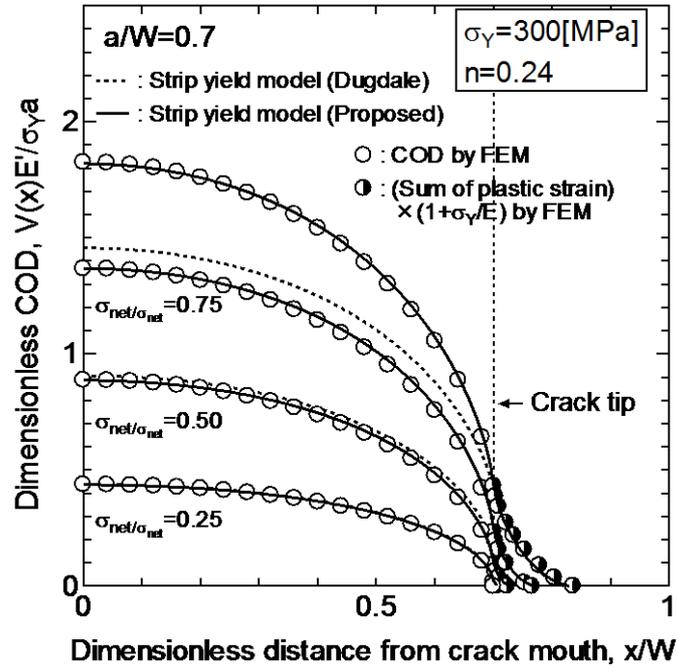


Fig.3.29 Comparison of the cohesive stress distribution between linear hardening and n-th power law hardening.



(a)  $a/W=0.3$



(b)  $a/W=0.7$

Fig.3.30 Comparison of the crack opening displacement between proposed strip yield model and elastic-plastic FEM( $\sigma_y=300\text{MPa}$ ,  $n=0.24$ ,  $F=1440\text{MPa}$ ).

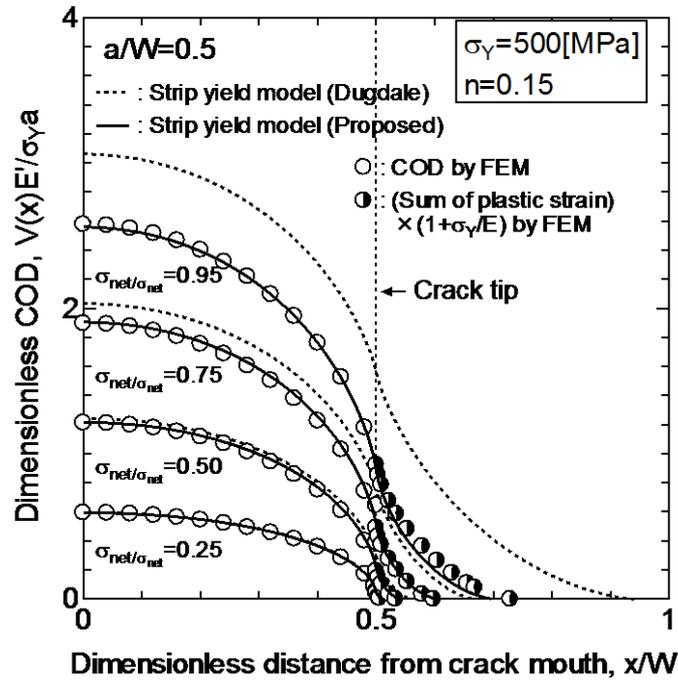


Fig.3.31 Comparison of the crack opening displacement between proposed strip yield model and elastic-plastic FEM( $\sigma_Y=500\text{MPa}$ ,  $n=0.15$ ,  $F=112$ ).

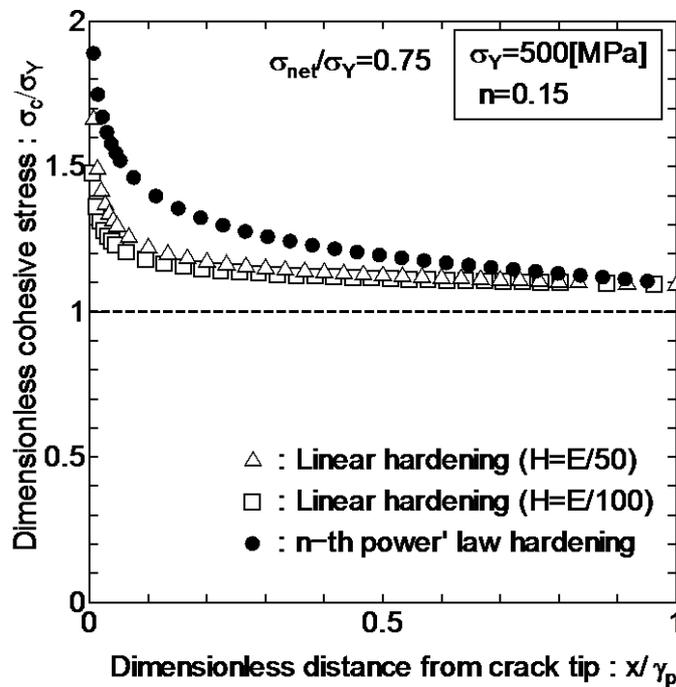
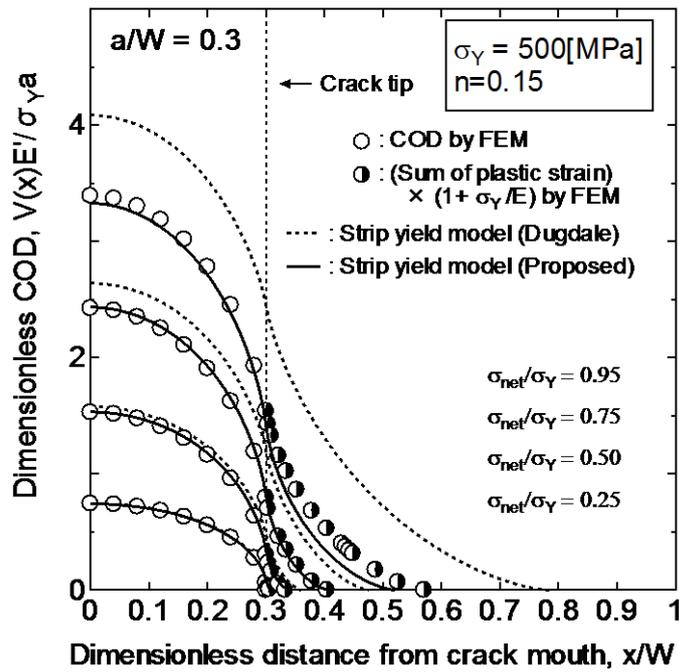
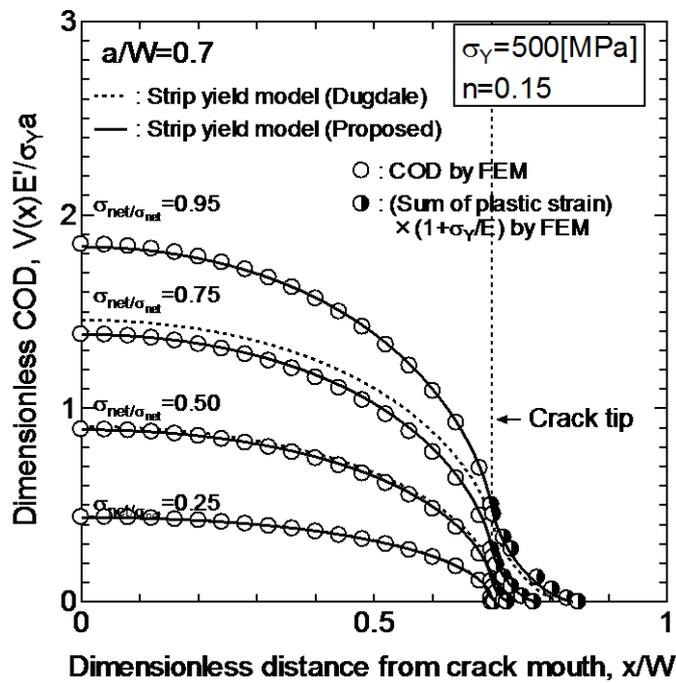


Fig.3.32 Comparison of the cohesive stress distribution between linear hardening and n-th power law hardening.



(a)  $a/W=0.3$



(b)  $a/W=0.7$

Fig.33 Comparison of the crack opening displacement between proposed strip yield model and elastic-plastic FEM( $\sigma_Y=500\text{MPa}$ ,  $n=0.15$ ,  $F=1127\text{MPa}$ ).

Fig.3.28, Fig.3.29 より、提案手法は荷重の大きさが $\sigma_{net}/\sigma_Y=0.75$ に達するまで、仮想き裂部を含め、き裂全域において精度よく推定していることが分かる。また、荷重レベルが $\sigma_{net}/\sigma_Y=0.95$ の場合、き裂長さ $a/W=0.3$ での仮想き裂部の開口量には若干の誤差が生じているが、実き裂部の開口量の推定には十分な精度を有しており、Dugdaleモデルの結果と比較しても精度よく推定できていることが分かる。さらに、Fig.3.31, Fig.3.33 示すように、降伏応力、硬化挙動が異なるような場合においても、提案手法はCODを精度良く推定していることが分かる。また、Fig.3.29, Fig.3.32 から分かるように、結合力分布については線形硬化材料と比較して $n$ 乗硬化材料の方が大きな値を与えている。これは、き裂先端に生じる塑性ひずみは約0.1程度を上限として分布しており、このオーダーの応力～ひずみ関係においては、 $n$ 乗硬化材料の方が本研究で設定した線形硬化材料より硬化する傾向を示すことが原因として挙げられる。また、降伏応力500MPaの場合は300MPaよりも硬化挙動を表す $n$ 値が小さいため、線形硬化材料と比較的近い結合力分布を与えている。

さらに、提案手法の推定精度の検証として、き裂先端の開口量（Crack Tip Opening Displacement：CTOD）の推定精度に関する比較を行った。精度検証に用いる誤差値 $\Delta d$ を以下のように定義する。

$$\Delta d = \frac{\delta_{FEM} - \delta_{coh}}{\delta_{FEM}} \times 100 \quad (3.17)$$

ここで、

$\delta_{FEM}$ : FEM 解析により求められる CTOD

$\delta_{coh}$ : き裂結合力モデルにより求められる CTOD

提案手法の精度検証と同時に、塑性拘束係数 $\lambda=1.0$ とした従来のき裂結合力モデル<sup>17)</sup>、Hoffmannらが提案した結合力にHRR解を応用したモデル<sup>4)</sup>との比較を行った。Fig.3.34, Fig.3.35に300MPa, 500MPaのそれぞれの条件における比較結果を示す。横軸が荷重の大きさ、縦軸がFEM解析との誤差値 $\Delta d$ を表している。図中の○印が提案手法よる推定結果、●印がDugdaleモデルによる推定結果である。また、△印はHoffmannとSeegerが提案したモデルによる推定結果を示している。

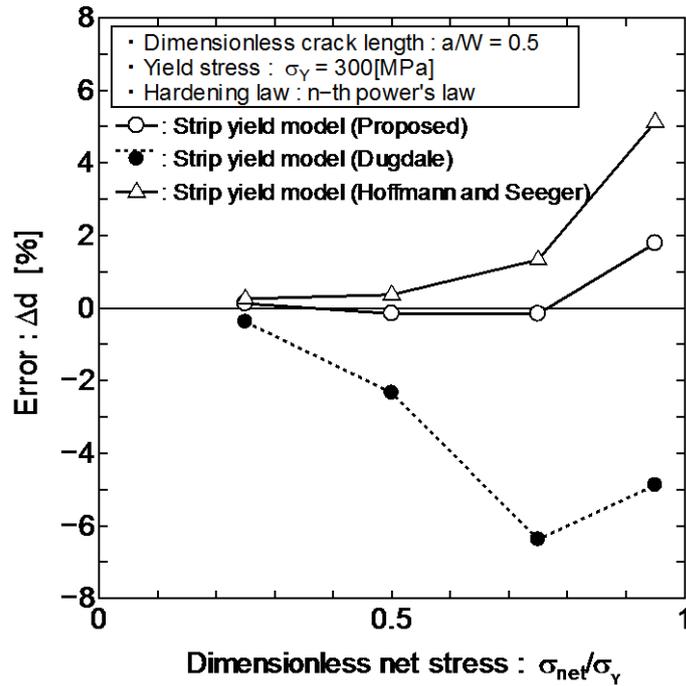


Fig.3.34 Comparison of error  $\Delta d$  between Dugdale model and strip yield model with HRR solution and proposed method ( $\sigma_Y=300$ MPa).

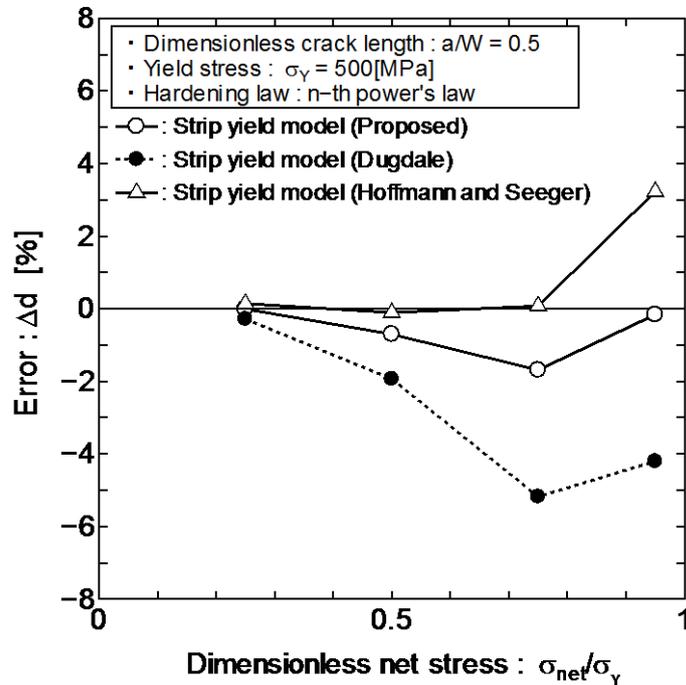


Fig.3.35 Comparison of error  $\Delta d$  between Dugdale model and strip yield model with HRR solution and proposed method ( $\sigma_Y=500$ MPa).

Fig.3.34, Fig.3.35 からわかるように、Dugdale モデルは荷重の増加に伴い、FEM 結果との誤差が大きくなる。また、Hoffmann と Seeger のモデルによる推定結果は、作用荷重が小さい場合においては比較的精度良く推定出来ているが、作用荷重が増加するに伴い推定誤差がさらに大きくなる。これは、作用荷重が大きくなると結合力の修正に用いられる HRR 解の適用可能な範囲を逸脱することが原因と考えられる。一方で、における提案手法による推定結果については、荷重が増加した場合でも精度良く推定できており、加工硬化影響を適切に評価したモデルが提案できていると言える。また、全モデルで  $\sigma_{net}/\sigma_Y = 0.95$  における誤差が  $\sigma_{net}/\sigma_Y = 0.75$  と比較して正の値へと変化する理由としては、仮想き裂長さが試験片幅に対して大きくなっていること、各比較モデルにおいて同様の傾向を示していることを考慮すると、COD 算出過程で用いられる(3.6)式の精度低下の影響、あるいは、全断面降伏に極めて近い状態に到達したため、き裂結合力モデルという現象のモデル化自体の妥当性が失われつつある結果と考えられる。

### 3.6 結言

き裂結合力モデルを用いたき裂材の弾塑性変形挙動の推定精度向上のため、材料の加工硬化特性の影響を考慮したモデルを提案した。提案手法では、き裂線上の塑性ひずみをパラメータとして結合力の修正を行い、同時に周囲の弾性域からの拘束影響を考慮した。また、提案手法の妥当性検証のため、き裂開口変位について弾塑性 FEM 解析との比較を行った。

得られた結果を要約すると以下のとおりである。

- 1) 仮想 COD の物理的意味に着目し、弾塑性 FEM 解析による調査からき裂線上の塑性ひずみの算出方法を提案した。その場合、材料の降伏応力、硬化係数が塑性ひずみ算出のためのパラメータとなることを示した。
- 2) 線形硬化材料での比較により、提案手法は材料の硬化モデル、降伏応力によらず FEM 解析で得られるき裂開口変位、塑性域長さとの定量的に一致することを示した。
- 3) 線形硬化材料で得た結果を基に、提案手法の非線形材料への拡張を行った。FEM 解析との比較により、降伏応力、硬化挙動が異なる材料モデルにおいても精度良い解析が行えることを示し、提案手法の種々の材料への汎用性を示した。

今回は基礎的検討として解析対象を中央貫通き裂材とした。今後の課題として、種々の試験片形状への適用について検討を行い、提案手法の汎用性を高めることが挙げられ、その際、(3.5)式中の定数が形状影響を表すパラメータとなると考えられる。なお、本章でき裂結合力モデルに導入した応力多軸度影響に対する補正は、塑性域の二次元的な広がりに対する拘束を考慮した補正であり、実機に発生するき裂への適用においては、埋没・表面き裂材や有限板厚を有する貫通き裂材への適用を念頭に置いた板厚方向の塑性域拘束影響の評価について、弾塑性 FEM 解析との比較などにより、今後検討する必要がある。

本章でき裂線上の塑性ひずみを算出するために採用した物理量  $L$  は、第 2 章で説明したき裂開口モデルにおける棒要素のゲージ長に相当する。よって、棒要素のゲージ長の変化を逐次算出することで、繰返し荷重下における負荷過程、除荷過程のき裂先端部の塑性ひずみ増分を算出することが可能である。

### 第 3 章 参考文献

- 1) Dugdale, D.S. : Yielding of Steel Sheets Containing Slits, *Journal of Mechanic of Physics of Solids*, Vol.8, 1960, pp.100-104.
- 2) Barenblatt, G.I. : The Mathematical Theory of Equilibrium Cracks in Brittle Fracture, *Advances in Applied Mechanics*, Vol.VII, Academic Press, New York, 1962, pp.55-129.
- 3) Bilby, B.A., Cottrell, A.H. and Swinden, K.H. : The spread of plastic yield from a notch, *Proceedings of the Royal Society of London. Ser.A*, Vol.272, 1963, pp.304-314.
- 4) Hoffman, M. and Seeger, T. : The Crack Tip Opening Displacement in Elastic-Plastic Fracture Mechanics, *Workshop on the CTOD Methodology*, Geesthacht, 1985, pp.57-77.
- 5) Rice, J. R. and Rosengren, G. F.: Plane strain deformation near a crack tip in a power-law hardening material, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol.16, 1968, pp.1-12.
- 6) Hutchinson, J.W: Singular Behavior at the End of a Tensile Crack in a Hardening Material, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol.16, 1968, pp.13-31.
- 7) Chen, X. G., Wu, X. R. and Yan, M. G.: Dugdale model for strain hardening materials, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.41, No.6, 1992, pp.843-871.
- 8) Daniewicz, S. R.: A closed-form small-scale yielding collinear strip yield model for strain hardening materials, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.49, No.1, 1994, pp.95-103.
- 9) Dodds Jr., R.H., Tang, M. and Anderson, T.L. : Numerical procedures to model ductile crack extension, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.46, 1993, pp.253-264.
- 10) Toyosada, M. and Gotoh, K. : Physical Meaning of the Fictitious Crack Opening Displacement in Dugdale Model, *Proceedings of 11<sup>th</sup> International Conference on Fracture*, 2005, ICF11 4620.
- 11) 豊貞雅宏, 後川理, 丹羽敏男, 武中秀樹 : 任意応力場における疲労き裂伝播シミュレーション, *西部造船会会報*, No.83, 1991, pp.189-206.
- 12) Cho, M.C., Gotoh, K. and Toyosada, M.: Plastic Constraint Factor for Compact Tension Specimens, *Proceedings of the 20th Asian Technical Exchange and Advisory Meeting on Marine Structures (TEAM 206)*, Seoul, Korea, 2006, pp.126-132.
- 13) Cho, M.C. and Gotoh, K.: Applicability Limit of Generalized Strip Yield Model, *Proceedings of Thrid Asia-Pacific Congress on Computational Mechanics in conjunction with Eleventh*

International Conference on Enhancement and Computational Methods in Engineering and Science (APCOM'07-EPMESC XI), Kyoto, Japan, 2007, MS 15-2-4.

- 14) 豊貞雅宏, 丹羽敏男 : 鋼構造物の疲労寿命予測, 共立出版株式会社, 2001.
- 15) Tada, H. Paris, P.C. and Irwin, G. R.: The Stress Analysis of Cracks Handbook, 3rd ed., ASME Press, 2000, pp.78.
- 16) 後藤浩二, 平澤宏章, 豊貞雅宏 : ひずみ速度, 温度を考慮した構造用鋼構成方程式の簡易推定法, 日本造船学会論文集, Vol.176, 1994, pp.501-507.
- 17) Bilby, B.A., Cottrell, A.H., Smith, E. and Swinden, K.H.: Plastic yielding from sharp notches, Proceedings of the Royal Society of London, Ser. A, Vol. 273, 1964, pp.1-9.

## 第 4 章

# 材料の加工硬化特性を考慮した 疲労き裂成長シミュレーション

### 4.1 緒言

第 3 章で示したように、き裂結合モデルに対して材料の加工硬化影響を導入することで、広範囲の荷重条件、き裂長さにおけるき裂開口変位と塑性域長さ、また仮想 COD を定量的に評価できることが判明した。

本章では、第 2 章で説明したき裂結合モデルに基づいた、き裂開閉口モデルのアルゴリズムに、第 3 章で提案した材料の加工硬化影響を考慮したき裂結合モデルを導入することで、材料の加工硬化影響を考慮したき裂開閉口モデルの定式化を行う。さらに、この数値シミュレーションモデルを実装した RPG 荷重基準の疲労き裂成長シミュレーションコードを作成し、過去に行われた疲労き裂伝播試験との比較により、材料の加工硬化影響を考慮した数値シミュレーションによる疲労き裂成長挙動推定手法の妥当性を検証する。

第 2 章で述べたように、現状の疲労き裂成長シミュレーションでは、単一過大荷重（スパイク荷重）やブロック荷重作用時に代表される変動荷重下での、き裂進展遅延現象を過大に評価するという問題が残されている。この傾向は、Newman のき裂開閉口モデル<sup>1)</sup>を用いた解析においても確認されており、彼らは、き裂開口荷重を小さく与えられることを防ぐために、降伏応力に代わって、flow stress（降伏点と引張強さの平均値）に塑性拘束係数を乗じた値を結合力として採用している。この方法は、ある特定の材料・荷重条件においては推定精度の向上が期待できるが、flow stress の物理的意味及び、一種の補正係数に相当する塑性拘束係数の決定方法が曖昧であることなどの理由から、かならずしも全ての荷重履歴において定量的な疲労き裂成長挙動の推定が行えるとは限らない。また、豊貞らが提案したき裂開閉口モデルにおいても、き裂結合モデルが実際のき裂開口変位より大きめの値を与える事を考慮して、結合力の補正係数として塑性拘束係数が用いられている<sup>2)</sup>。以上の取扱いからも、材料を弾完全塑性体と仮定したき裂開閉口モデルでは、き裂先端に形成される塑性域や、き裂面に取り込まれる残留引張変形層が過大に推定されてしまっていることが、変動荷重下でのき裂進展遅延現象の過大評価につながっているものと考えられる。一方、前章で示したように、提案するき裂結合モデルでは、材料の加工硬化特性の

考慮により、塑性域長さ、仮想 COD を荷重条件によらず定量的に評価できているため、このモデルを実装することで現状の疲労き裂成長シミュレーションの改善が期待できる。

## 4.2 材料の加工硬化影響を考慮したき裂開閉口モデルの定式化

ここでは、第 3 章で説明した材料の加工硬化影響を考慮したき裂結合カモデルをベースとするき裂開閉口モデルの定式化について説明する。

繰返し荷重下の疲労き裂先端の塑性挙動に着目すると、き裂先端近傍では、荷重負荷時の引張塑性変形だけではなく、荷重除荷過程において圧縮塑性変形も生じる。従って、疲労き裂先端で生じる加工硬化現象を定量的に考慮するためには、負荷、除荷それぞれの過程において、き裂先端近傍に生じる塑性ひずみの変化を評価する必要がある。従って、第 2 章で述べたき裂開閉口モデルに即した場合、以下の 2 通りの評価ケースを考える必要がある。

- ① 最大荷重時かつ、き裂先端に形成される塑性域が常に前歴のそれより拡大する場合、第 3 章で述べた加工硬化影響を考慮したき裂結合カモデルをそのまま適用することができる。
- ② 最小荷重時または、最大荷重時ではあるがき裂先端に形成される塑性域が前歴までに形成された塑性域範囲内に留まっている場合の計算には、塑性域、またはき裂面に配置される棒要素が受け持つ応力を収束計算により求め、き裂開口変位を算出するため、最大荷重時と同様の取り扱いはできない。

本章では定式化と合わせて、上記②の場合における加工硬化影響の導入方法の説明を行う。ここで、定式化の際に用いられる記号は、特に断りのない場合は第 2 章で用いたものと同じである。また、死荷重（平均応力）作用時の応力分布が変動荷重作用時のそれと異なる場合や残留応力分布が生じている場合も、第 2 章と同様に取り扱えるが、簡易化のため、ここでは、これらを省略した定式化を示す。

### 4.2.1 最大荷重時

第 2 章の説明と同様に、最大荷重時では Fig.4.1(a)に示すき裂開口変位を求めるため、Fig.4.1 (b)(c)(d)の重ね合わせにより評価する。本研究では、材料の加工硬化影響を考慮しているため、き裂先端塑性域 $[c, a]$ に作用する結合カに相当する応力は、Fig.4.1(a),(d)に示すように硬化の程度に応じて分布形状を有する。この応力分布 $\sigma_c^{\max}$ は作用位置での塑性ひずみに応じて決定する。

負荷過程での塑性ひずみ増分 $(\Delta \varepsilon_p^{\max})_j$ は、第 2 章と同様に、材料を弾完全塑性体として取り扱うことで得られる、仮想き裂部に配置される棒要素のゲージ長 $L_j^{\max}$ を用いて以下の式で表現できる。

$$(\Delta \varepsilon_p^{\max})_j = F(L_j^{\max}) \quad (4.1)$$

ただし、

$F$ : き裂線上の塑性ひずみとゲージ長の関係を表す関数, 第3章に示す(3.4)式, (3.14)式

$j$ : 塑性域に配置される棒要素の番号

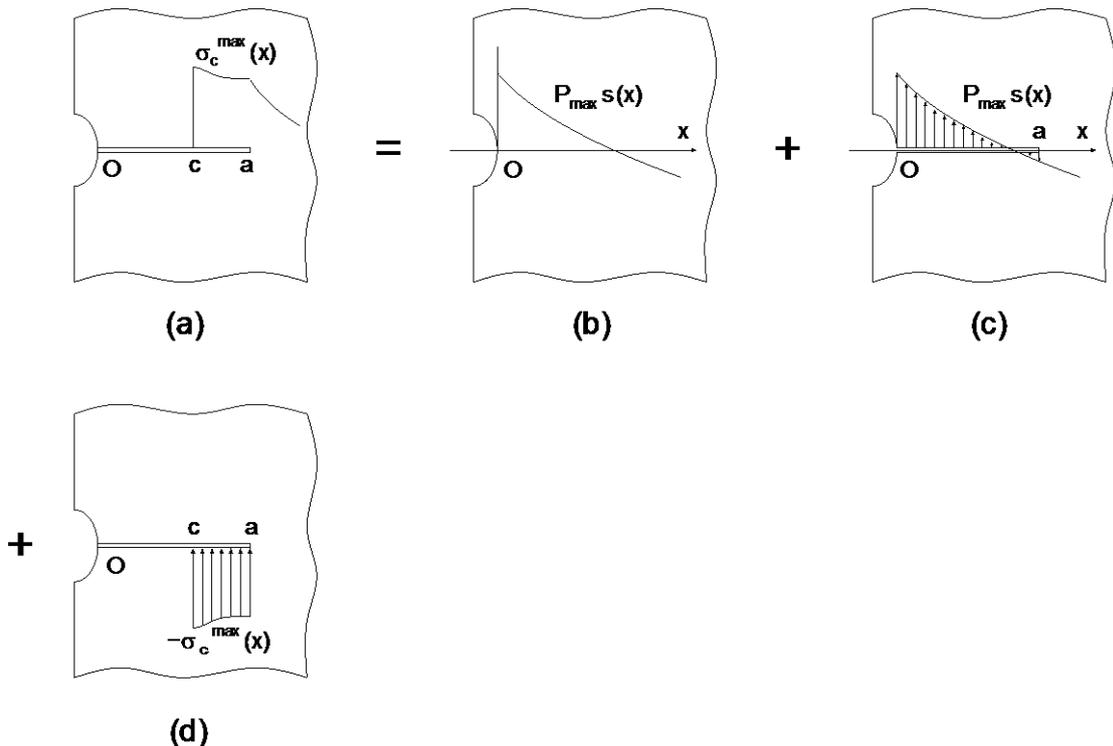


Fig.4.1 Principle of superposition concerning the stress distribution maximum loading ( $P_{\max}$ ) condition.

従って、棒要素のゲージ長（変化）と、与えられる材料の応力～ひずみ関係からき裂線上の任意位置における結合力 $\sigma_c^{\max}$ を決定することができるので、き裂線上の任意位置  $x=x_i$  におけるき裂開口変位は、重ね合わせの原理より、以下のように表現できる。

$$V_j^{m a x} = P_{m a} \sum_{i=1}^n s_i F(x_j, x_i, a) - \sum_{i=k+1}^n (\sigma_c^{\max})_i F(x_j, x_i, a) \quad (4.2)$$

ただし、

$V_j$ :  $x=x_i$ におけるき裂開口変位

$a^*$ : 現在までに形成された最大の塑性域長さ（この場合  $a^*=a$  となる）

$s_i$ :  $x=x_i$ における無き裂状態時にき裂線上に分布する外荷重に対応する応力分布

$k$ : 実き裂先端に配置される棒要素番号

$n$ : 塑性域先端に配置される棒要素番号

き裂結合カモデルでは塑性域に相当する仮想き裂部 $[c, a^*(=a)]$ に配置された棒要素には仮想変位  $V_j^{\max}$  が生じるが、この領域の棒要素は塑性変形を生じていることから、棒要素が完全に除荷された場合でも、棒要素はある有限のゲージ長を保持する。棒要素は弾塑性体と仮定していることから、ゲージ長は次式で与えられる。

$$L_j^{\max} = \frac{1}{1 + \sigma_c^{\max} / E'} V_j^{\max} \quad (4.3)$$

(4.3)式を用いることで、結合力 $(\sigma_c^{\max})_j$ を与えることで材料の硬化影響を考慮した場合の棒要素のゲージ長が算出される。前章のき裂結合カモデルと同様に、载荷履歴に応じてゲージ長  $L_j^{\max}$  が更新されるため、再度(4.3)式より塑性ひずみ増分 $(\Delta \epsilon_p^{\max})_j$ を算出し、き裂開口変位を算出する必要がある。この繰返し計算を行うことで開口量、塑性域長さなどの収束した値を得ることができると期待できる。

#### 4.2.2 最小荷重時

最大荷重時と同様に最小荷重時では、Fig.4.2 に示す重ね合わせの原理が成立する。

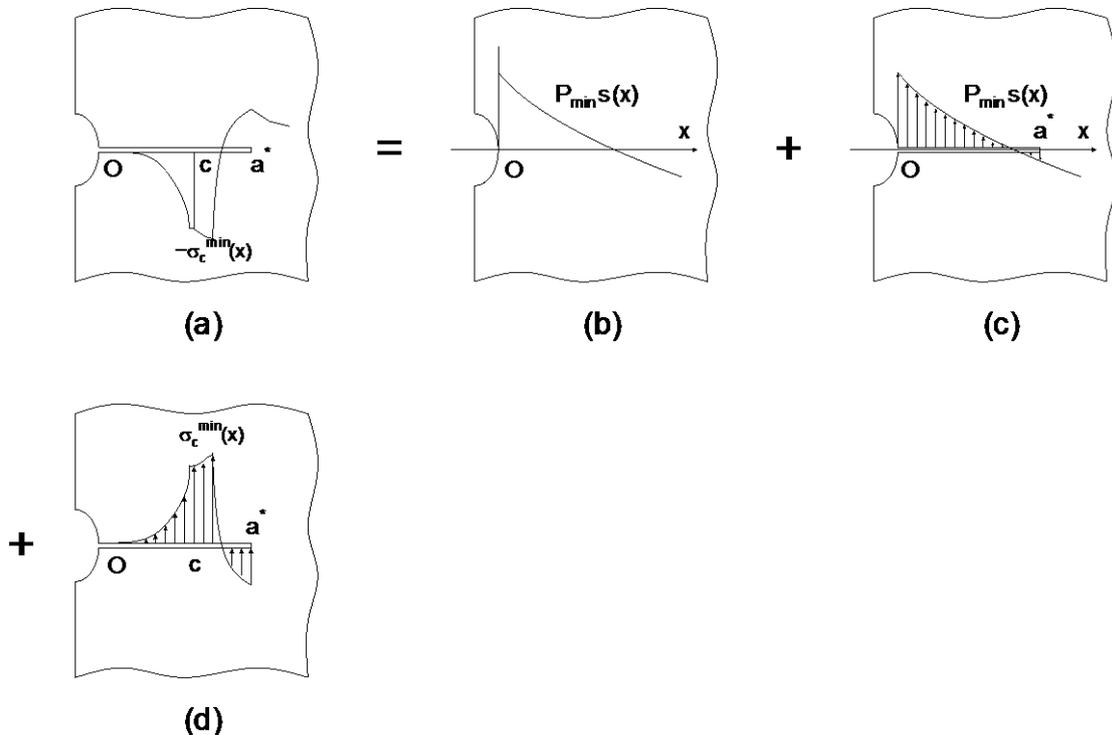


Fig.4.2 Principle of superposition concerning the stress distribution minimum loading ( $P_{\min}$ ) condition.

従って、棒要素に作用する応力を $\sigma_i$ とすると、

$$V_j^{\min} = P_{\min} \sum_{i=1}^n s_i F(x_j, x_i, a) - \sum_{i=1}^n \sigma_i F(x_j, x_i, a) \quad (4.4)$$

最小荷重時に圧縮塑性状態に至らない領域に配置された棒要素は弾性変形しか生じないから、仮想き裂部の弾性域ならびに実き裂部でき裂が閉口している弾性域では、

$$V_j^{\min} = (1 + \sigma_j / E) L_j \quad (4.5)$$

が成立する。したがって、この領域においては、(4.4)式と(4.5)式を等値した、

$$\left[ 1 + \frac{\sigma_j}{E} \right] L_j^{\max} = P_{\min} \sum_{i=1}^n s_i F(x_j, x_i, a) - \sum_{i=1}^n \sigma_i F(x_j, x_i, a) \quad (4.6)$$

が成立する。

ここで、(4.6)式を $\sigma_j$ について解くと、

$$\sigma_j = \left[ P_{\min} \sum_{i=1}^n s_i F(x_j, x_i, a^*) + \left( \sum_{i=1}^{j-1} \sigma_i F(x_j, x_i, a^*) + \sum_{i=j+1}^n \sigma_i F(x_j, x_i, a^*) \right) - L_j^{\max} \right] / \left\{ \frac{L_j^{\max}}{E} + F(x_j, x_j, a^*) \right\} \quad (4.7)$$

が成立する。(4.7)式は収束計算(第2章と同様に Gauss-Seidel 法を採用する)で解くことができる。第2章で説明したように、材料が弾完全塑性体の場合はこの収束計算過程で、 $\sigma_j$ は材料の降伏点を上限値とするよう、必要に応じて置き換えることが必要であった。一方、本研究では、除荷過程での圧縮塑性による材料の加工硬化影響を考慮するため、応力 $\sigma_j$ を規定する上限値を材料の応力～ひずみ関係に規定される値である $(\sigma_c^{\min})_j$ とし、置き換え条件を以下に示すものに変更する。

・  $x_j < c$  の実き裂内

$\sigma_j > 0$  なら  $\sigma_j = 0$  (実き裂面では引張応力は受け持たないため)

$\sigma_j < (\sigma_c^{\min})_j$  なら  $\sigma_j = (\sigma_c^{\min})_j$

・  $c < x_j < a^*$  の仮想き裂内

$$\sigma_j > (\sigma_c^{\max})_j \text{ なら } \sigma_j = (\sigma_c^{\max})_j$$

$$\sigma_j < (\sigma_c^{\min})_j \text{ なら } \sigma_j = (\sigma_c^{\min})_j$$

ここで、 $(\sigma_c^{\min})_j$  の算出には、最大荷重時の場合と同様に、除荷過程での塑性ひずみ増分  $(\Delta\varepsilon_p^{\min})_j$  を与える必要がある。最大荷重時には、負荷過程のき裂先端の塑性変形量に相当する棒要素のゲージ長  $L_j^{\max}$  の関数として塑性ひずみ増分を与えた。最小荷重時では除荷過程の塑性変形量は、Fig.4.3 に示すように棒要素のゲージ長の変化量  $L_j^{\max} - L_j^{\min}$  に相当すると考えられることから、除荷過程での塑性ひずみ増分  $(\Delta\varepsilon_p^{\min})_j$  は(4.1)式と同様に以下の式で定義する。また、FEM 解析による同式で与えられる塑性ひずみ増分の妥当性に関する検討を付録 A に示す。

$$(\Delta\varepsilon_p^{\min})_j = F(|L_j^{\max} - L_j^{\min}|) \quad (4.8)$$

ただし、

$F$ : き裂線上の塑性ひずみとゲージ長の関係を表す関数

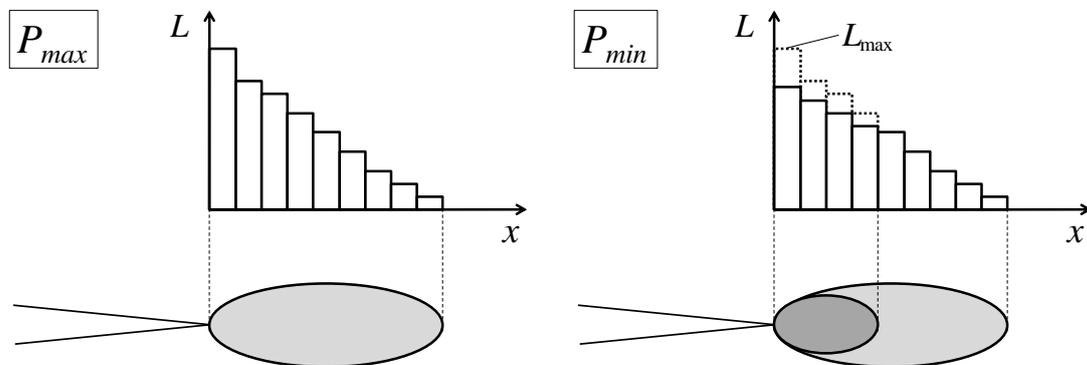


Fig.4.3 Schematic illustration of the bar element arrangements at  $P_{\max}$  and  $P_{\min}$ .

また、最大荷重時と同様に、弾完全塑性体として取り扱って得られる  $L_j^{\min}$  から(4.7)式より塑性ひずみ増分を決定し、 $L_j^{\min}$  の更新に伴い収束計算を行ない、開口量やき裂線上の応力分布を与える必要がある。

#### 4.2.3 最大荷重時(現ステップで前歴の塑性域長さを超えない場合)

現ステップで形成される塑性域が、過去の荷重履歴で生じた場合の塑性域を超えない場

合は、第 2 章で示した定式化と同様に考えて、Fig.4.4 に示す重ね合わせの原理より(4.5)式と同様の関係が成立する。

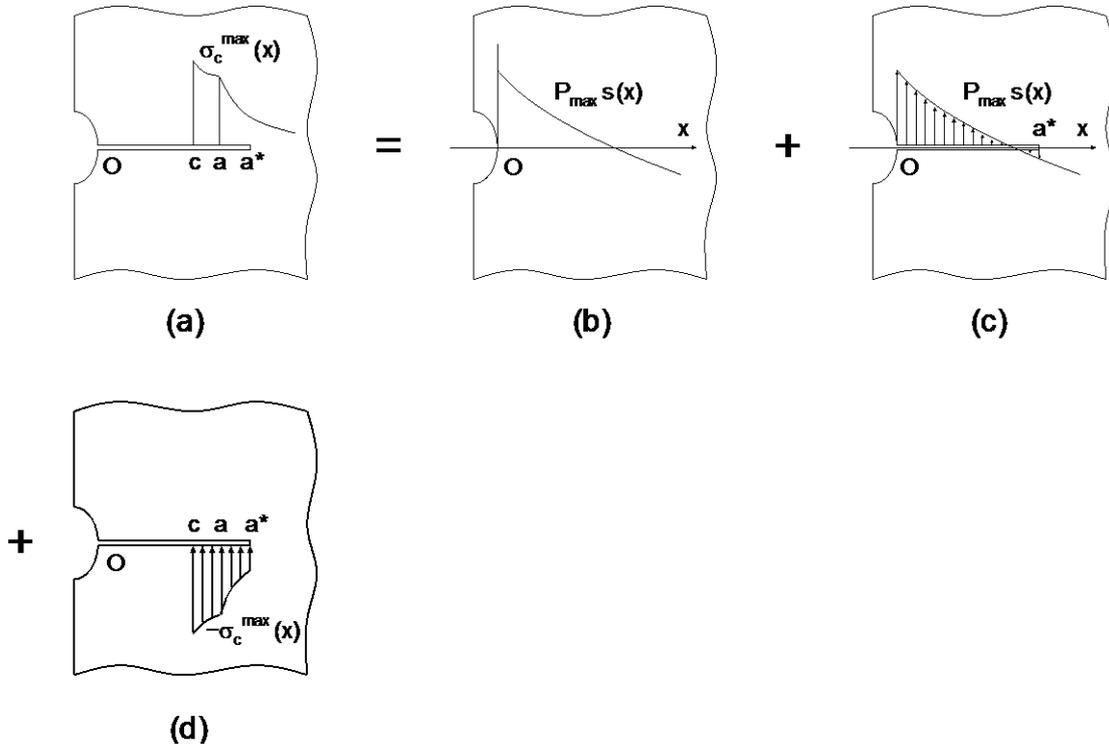


Fig.4.4 Principle of superposition concerning the stress distribution maximum loading ( $P_{\max}$ ) condition for the case of current plastic zone tip locates on the inside of maximum plastic zone tip.

すなわち、

$$\left[ 1 + \frac{\sigma_j}{E'} \right] L_j^{\min} = P_{\max} \sum_{i=1}^n s_i F(x_j, x_i, a^*) - \sum_{i=1}^n \sigma_i F(x_j, x_i, a^*) \quad (4.9)$$

したがって、

$$\sigma_j = \left[ P_{\max} \left( \sum_{i=1}^n s_i F(x_j, x_i, a^*) \right) - \left( \sum_{i=1}^{j-1} \sigma_i F(x_j, x_i, a^*) + \sum_{i=j+1}^n \sigma_i F(x_j, x_i, a^*) \right) \right] - L_j^{\min} \left/ \left\{ \frac{L_j^{\min}}{E'} + F(x_j, x_j, a^*) \right\} \right. \quad (4.10)$$

ただし、

$L_j^{\min}$  : 直前の最小荷重時における棒要素のゲージ長

(4.9)式は Gauss-Seidel 法を用いて、最小荷重時と同様に $\sigma_j$ の置き換えを繰り返すことで収束させることにより、応力分布 $\sigma_j$ を与えることができる。この時、き裂線上の応力分布 $\sigma_j$ を規定する上限値を $(\sigma_c^{\max})_j$ は(4.1)式と同様にゲージ長  $L_j^{\max}$  から得られる塑性ひずみ増分 $(\Delta\varepsilon_p^{\max})_j$ と材料の応力～ひずみ関係に応じて決定する。また、引張塑性域となっている領域は  $\sigma_j=(\sigma_c^{\max})_j$ であり、これにより塑性域先端が求められる。

したがって、この場合のき裂線上の任意位置 $x=x_i$ の位置におけるき裂開口変位 $V_j^{\max}$ は(4.9)式で得られた $\sigma_j$ を用いて

$$V_j^{\max} = P_{m a} \sum_{i=1}^n s_i F(x_j, x_i, a) - \sum_{i=1}^n \sigma_i F(x_j, x_i, a) \quad (4.11)$$

と与えられる。そして、この時点で $\sigma_j=(\sigma_c^{\max})_j$ の応力状態である要素については、ゲージ長 $L_j^{\min}$ は(4.3)式で与えられる新たなゲージ長に更新される。

### 4.3 実験結果との比較

前節で定式化したき裂開閉モデルを実装した RPG 荷重基準の疲労き裂成長シミュレーションの妥当性を検証するため、過去に実施された種々の疲労試験との比較を行う。

#### 4.3.1 応力～ひずみ関係の定義

繰返し荷重下における、材料の応力～ひずみ関係は、単調載荷条件とは異なる特性を示すことが知られており、健全部での疲労損傷を評価する場合、繰返し荷重下での累積塑性ひずみが支配的と考えられる。一方で、Fig.4.5 に示すように、き裂先端近傍の塑性ひずみ分布に着目した場合、き裂先端近傍においてはき裂先端からの距離に応じてひずみが急激に増加するため、疲労き裂成長を評価する場合、直前の数ステップ、もしくは現在の荷重振幅での塑性ひずみ増分が任意位置での加工硬化特性に影響を及ぼすと考えられる。従って、本研究では、疲労き裂進展シミュレーションにおける 1 ステップ中の負荷・除荷過程の塑性ひずみ増分 $\Delta\varepsilon_p^{\max}$ 、 $\Delta\varepsilon_p^{\min}$ を材料の加工硬化影響を支配するパラメータとした。

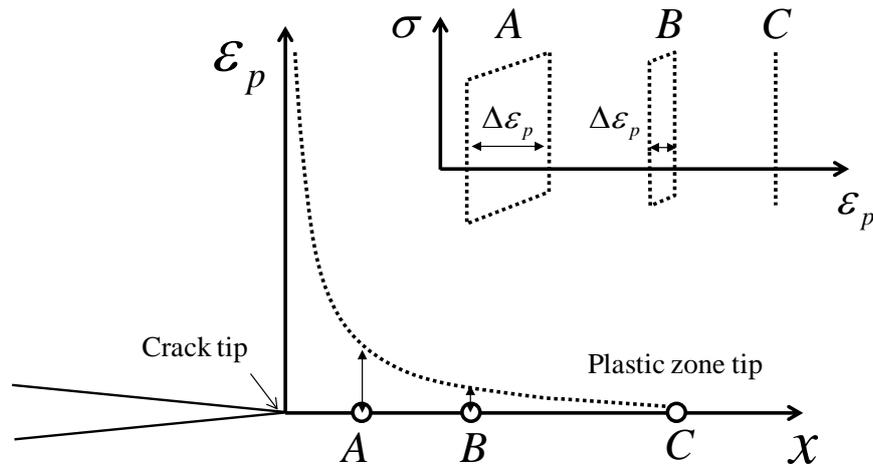


Fig.4.5 Plastic strain distribution near the crack tip.

疲労き裂先端近傍において形成される塑性域は、

- ① き裂先端近傍で、引張降伏のみ生じた領域
- ② き裂先端近傍で、引張・圧縮降伏した領域（塑性ヒステリシスを生じる領域）
- ③ き裂内面に取り込まれた残留引張変形層

に大別されたため、

- ・ 領域①では、単調引張载荷条件で得られる応力～ひずみ関係
- ・ 領域②では、繰り返し载荷条件下で得られる応力～ひずみ関係
- ・ 領域③では、繰り返し荷重载荷後に、単調に圧縮荷重が付与される条件下で得られる応力～ひずみ関係

とした、領域別の材料の応力～ひずみの取り扱いが必要であると考えられるが、解析モデルの簡易化の観点から、本研究では上述の領域に関わらず、鋼材の一般的な硬化則である  $n$  乗硬化則を応力～ひずみ関係として採用した。ここで硬化挙動を特徴づける  $n$  値、 $F$  値については前章で示した鋼材を対象とした降伏応力との相関式<sup>3)</sup>により決定した。

$$\sigma = F \varepsilon^n \quad (4.12)$$

ただし、

$\sigma$ : 応力,  $\varepsilon$ : ひずみ

$n, F$ : 材料の加工硬化挙動に関連する係数

以上の取扱いから、前述したき裂開閉モデル上で用いる、加工硬化を考慮した結合力に相当する応力の上限值  $\sigma_c^{\max}$ （最大荷重時）、 $\sigma_c^{\min}$ （最小荷重時）はそれぞれ以下の式で定義する。なお、 $\sigma_c^{\max}$ 、 $\sigma_c^{\min}$  それぞれの絶対値の上限値は、単調载荷試験で得られる材料の

引張強さに設定した。また，除荷過程の応力 $\sigma_c^{min}$ については，等方硬化則を想定した場合の(4.14)式と，移動硬化則を想定しバウシinger効果を考慮した場合の(4.15)式の2通りの設定を行った。

$$\sigma_c^{max} = F(\epsilon_0 + \Delta\epsilon_p^{max})^n \quad (4.13)$$

$$\sigma_c^{min} = -F(\epsilon_0 + \Delta\epsilon_p^{min})^n \quad (4.14)$$

$$\sigma_c^{min} = -F(\epsilon_0 + \Delta\epsilon_p^{min})^n + H_B \Delta\epsilon_p^{max} \quad (4.15)$$

ただし，

$\epsilon_0$  : 弾性ひずみ(= $\sigma_Y/E$ )

$\Delta\epsilon_p^{max}$ ,  $\Delta\epsilon_p^{min}$  : 負荷，除荷過程で変化する塑性ひずみ量

$H_B$  : バウシinger効果影響を表す係数 (移動硬化率)

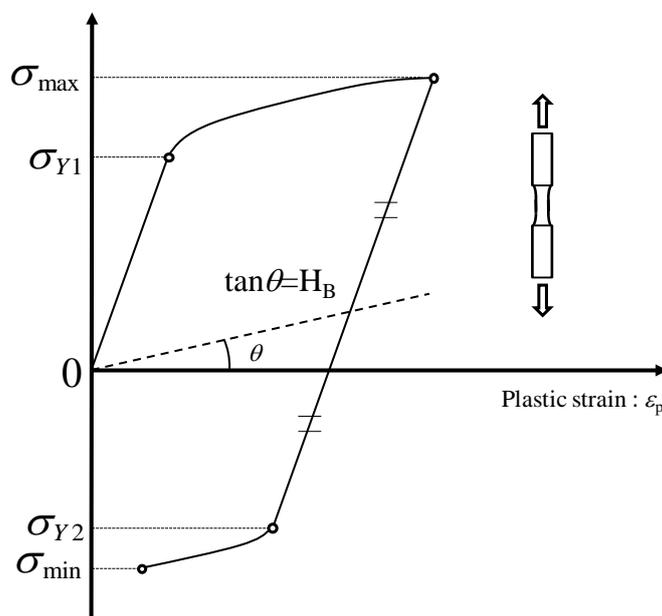


Fig.4.6 The stress versus strain characteristic applied to the fatigue crack growth simulations.



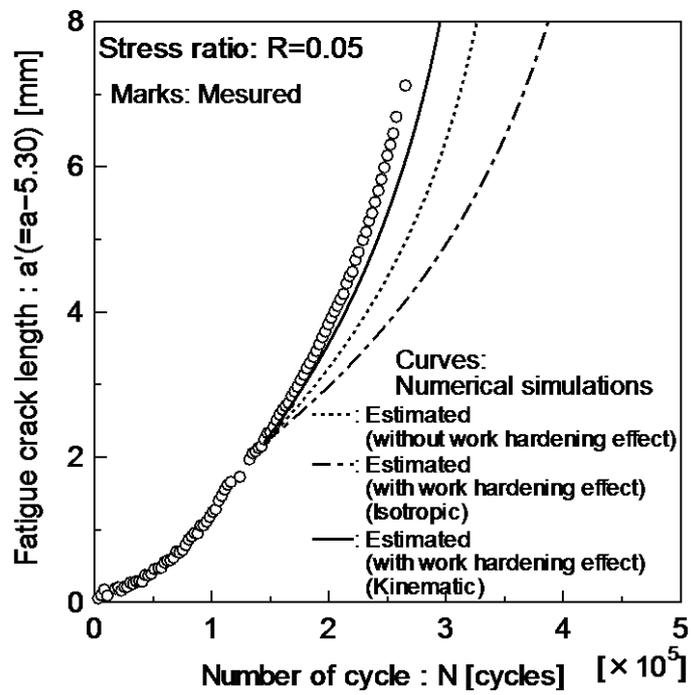
究で提案する加工硬化特性を考慮したき裂成長シミュレーションによる推定結果を表している。ここで、実線は材料の応力～ひずみ関係の設定において移動硬化を想定した解析結果、一点鎖線は等方硬化を想定した結果を示している。また、材料を弾完全塑性体とした従来のシミュレーションの推定結果を点線で表す。各図(a)において横軸はき裂長さを、縦軸はき裂長さに対する最大荷重、最小荷重及びき裂先端の降伏開始の指標である RPG 荷重の大きさを表す。Fig.4.8(a)より、材料を弾完全塑性体として取り扱った場合の RPG 荷重の推定結果は、実験結果より大きな値を示している。また、等方硬化材料を設定した解析結果は、弾完全塑性体と仮定した解析よりも大きな RPG 荷重を示している。一方で、移動硬化材料を設定した解析結果は、弾完全塑性体と仮定した解析よりも小さな RPG 荷重を示しており、実験結果と精度良く一致していることが確認できる。ここで、加工硬化影響を考慮した場合、材料を弾完全塑性体とした解析と比較して、RPG 荷重の推定結果に以下の影響を与えることが考えられる。

- ① 加工硬化により材料の降伏点が上昇したことにより、き裂先端が引張降伏を開始する RPG 荷重が上昇する。
- ② 加工硬化を考慮すると、き裂先端に生じる塑性域、き裂上下面に取り込まれる残留引張変形層が小さくなるため、き裂は開口し易くなる。その結果、RPG 荷重の推定結果は低下する。

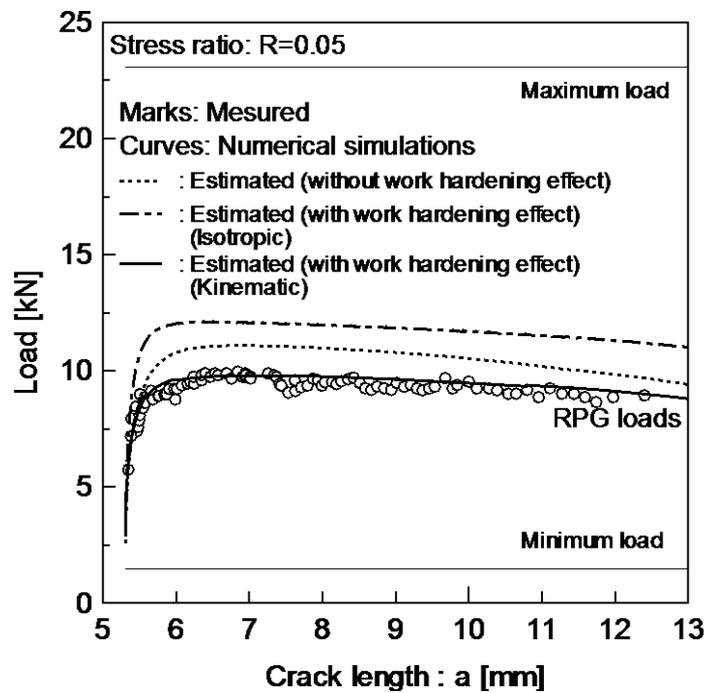
等方硬化材料の場合、上記①の影響が顕著となり RPG 荷重の上昇につながったと考えられる。一方で、 $R=0.05$  のように応力比条件が比較的小さい場合、疲労き裂先端部でのき裂閉口現象が生じやすくなることから、移動硬化材料を設定することで上記②の影響が顕著になり、上記①の影響が相殺され、RPG 荷重が低下したと考えられる。一方で、Fig.4.10(a)より、移動硬化材料を設定した解析結果は、材料を弾完全塑性体と仮定した解析より大きな RPG 荷重を示しており、等方硬化材料と同等の値を示していることが分かる。また、加工硬化材料を考慮することで RPG 荷重推定精度は向上されている。応力比  $R=0.5$  においては、き裂先端部の閉口現象が生じにくいことから、硬化条件によらず上記①の影響が顕著になったと言える。また、Fig.4.8, Fig.4.10 (b)のにおいて、横軸はサイクル数、縦軸はき裂長さを表しており、各図より、き裂成長曲線についても、材料を移動硬化材料と設定することで、応力比条件によらず推定精度の改善が確認できる。

また、Fig.4.9 に応力比  $R=0.3$  の条件での比較結果を示す。図より、き裂成長初期段階において、移動硬化材料を設定した解析は RPG 荷重を若干低く推定しているものの、疲労き裂成長挙動を精度良く推定できていることが確認できる。

上記の一定荷重振幅条件の結果を踏まえ、以降に示す変動荷重条件を対称とした疲労き裂成長シミュレーションにおいては、移動硬化材料を設定した解析を行い、実験結果との比較を行う。

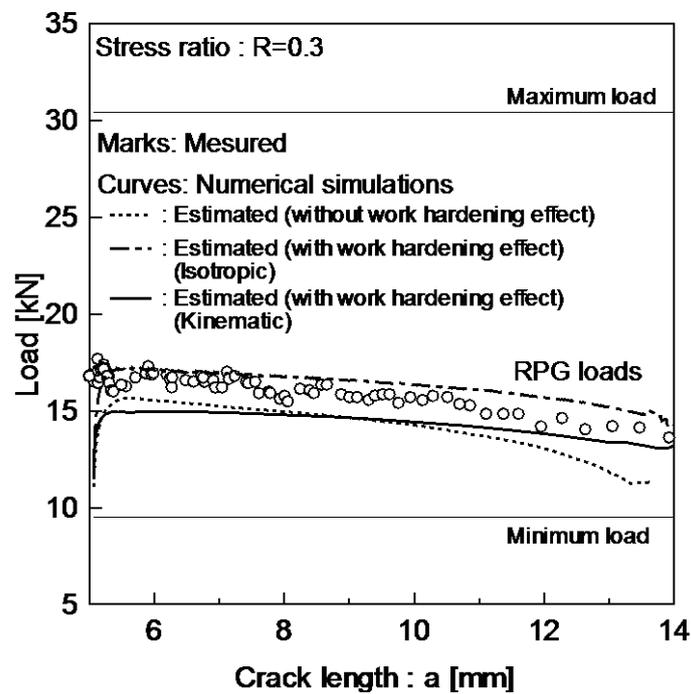


(a) History of RPG loads

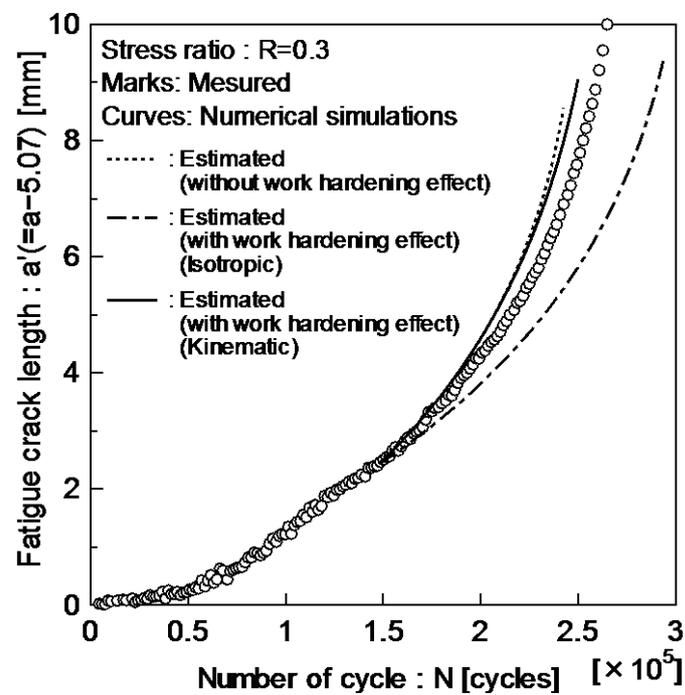


(b) Crack growth curve

Fig.4.8 Comparison between experimental results and estimated ones ( $R=0.05$ ).

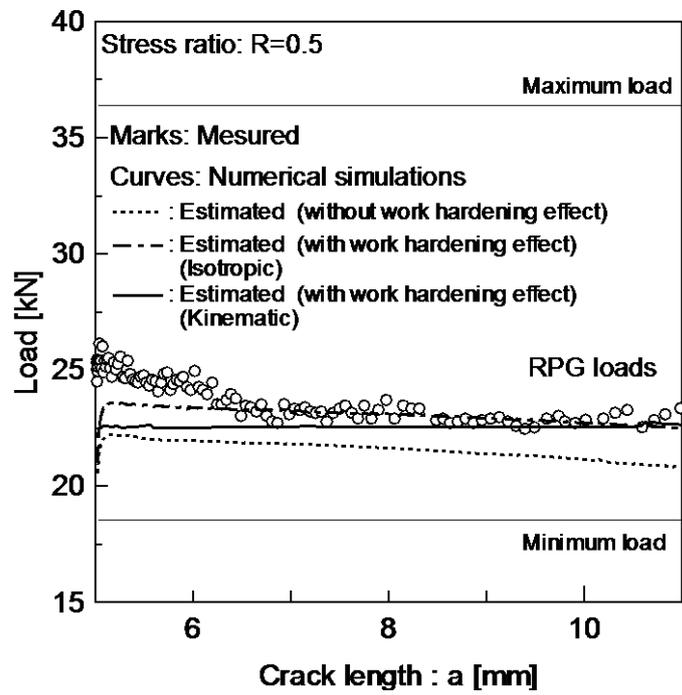


(a) History of RPG loads

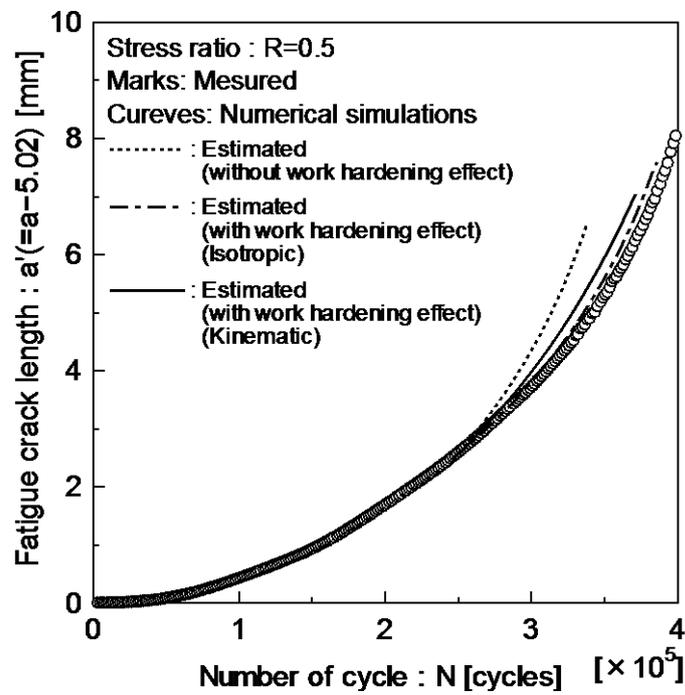


(b) Crack growth curve

Fig.4.9 Comparison between experimental results and estimated ones ( $R=0.3$ ).



(a) History of RPG loads



(b) Crack growth curve

Fig.4.10 Comparison between experimental results and estimated ones ( $R=0.5$ ).

### 4.3.3 ブロック荷重

最小荷重を保持した状態で最大荷重を一定量低下させる，ブロック荷重条件での比較結果を示す。比較対象の疲労き裂伝播試験では，最大荷重の低下率 $\xi(\%)$ を

$$\xi = \frac{P_{\max 1} - P_{\max 2}}{P_{\max 1}} \times 100 \quad (4.16)$$

ただし，

$P_{\max 1}$ ：低下前の最大荷重

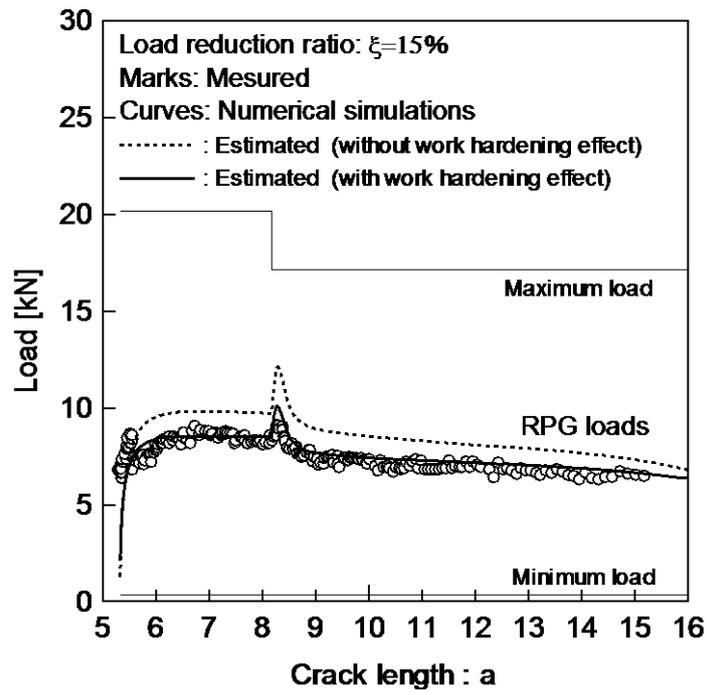
$P_{\max 2}$ ：低下後の最大荷重

と定義しており， $\xi$ が 15%，30%，45%の 3 パターンについて実験が行われている。実験に用いられた試験片形状及び材料は Fig.4.7 に示す一定振幅荷重試験で用いられたものと同様である。

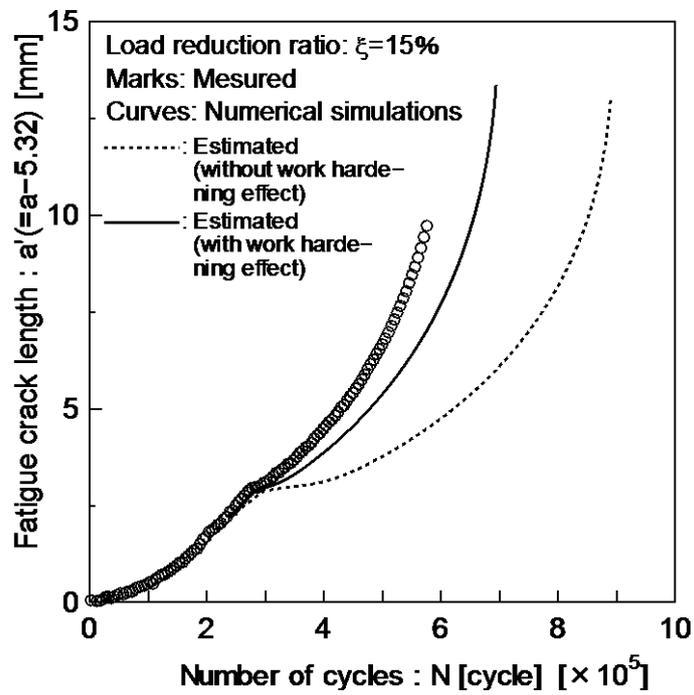
Fig.4.11 に $\xi=15\%$ のブロック荷重を与えた場合の RPG 荷重履歴，き裂成長曲線の結果を示す。図中の記号と線が表す意味は，Fig.4.8～Fig.4.10 に示した一定振幅荷重の結果と同様である。Fig.4.11(a)より，加工硬化を考慮した場合の RPG 荷重の推定結果は，加工硬化を考慮することで，き裂成長過程全体に渡って精度良く推定できていることが分かる。特に，最大荷重低下後の RPG 応力の上昇のような過渡現象も精度良く推定できている。また，Fig.4.11(b)の破線で示すように，従来の加工硬化現象を考慮していないき裂成長シミュレーションでは最大荷重低下後のき裂進展の遅延現象を過大に推定していたものが，実線で示すように加工硬化影響を考慮することでき裂成長曲線の推定精度が改善していることが分かる。最大荷重が低下するようなブロック荷重を与えた場合，荷重が低下すると，き裂開口変位は小さくなるため，前歴までに形成された wake zone は，振幅低下後の荷重振幅が一定に作用し続けた場合に形成されるものより大きくなり，この結果，き裂は開口しにくくなるため，RPG 荷重は上昇する。その後，き裂が成長するに従って前歴の大きな荷重振幅下で形成された塑性域を，き裂が完全に脱することで，一定振幅荷重の状態へと遷移していくものと考えられる。以上のことから，加工硬化影響を考慮した場合に遅延効果が小さくなる理由としては，き裂先端に形成される塑性域が小さくなるため，き裂先端が遅延領域を脱して一定振幅荷重状態へ遷移する期間が短くなったこと，また，き裂上下面に取り込まれる残留引張変形層が加工硬化を考慮することで薄くなり，き裂開口抑制効果が減少したことが挙げられる。

同様に，Fig.4.12，Fig.4.13 に $\xi=30\%$ ，45%の比較結果を示す。Fig.4.12(a)に示す結果から，荷重低減率 15%と同様に，荷重低減率が増加しても加工硬化影響を考慮したシミュレーションは RPG 荷重を高精度に推定できている。一方，Fig.4.12(b)に示す荷重低減率 30%の場合のき裂成長曲線の比較から分かるように，荷重低減率 $\xi$ が大きくなると，き裂進展の遅延量も大きくなる。加工硬化を考慮しなかった場合においても荷重低減率の増加に伴う，疲

疲労き裂進展の遅延の程度が増大する傾向は評価できているものの、塑性域の過大評価が原因で実験結果と比較して過大な遅延現象評価となっている。き裂成長曲線については若干長寿命側に評価を行なっているが、加工硬化を考慮しなかった場合と比較すると遅延効果はサイクル数ベースで約 1/10 程度となり、かなりの推定精度の改善が見られる。また、荷重低減率が 45% の場合において、実験では荷重低減後に RPG 荷重が急激に上昇し、最大荷重においても RPG 荷重が計測されず、き裂進展は停留するという結果が得られている。加工硬化影響を考慮したシミュレーションでは、荷重低下後の RPG 荷重が一旦上昇するものの、その後に RPG が低下するという実験結果とは異なる結果を示している。一方で、疲労き裂成長曲線においては、100 万サイクル程度のき裂進展の停留現象を評価できていることから、疲労き裂成長シミュレーションとしての推定精度としては十分な結果を得られていると言える。

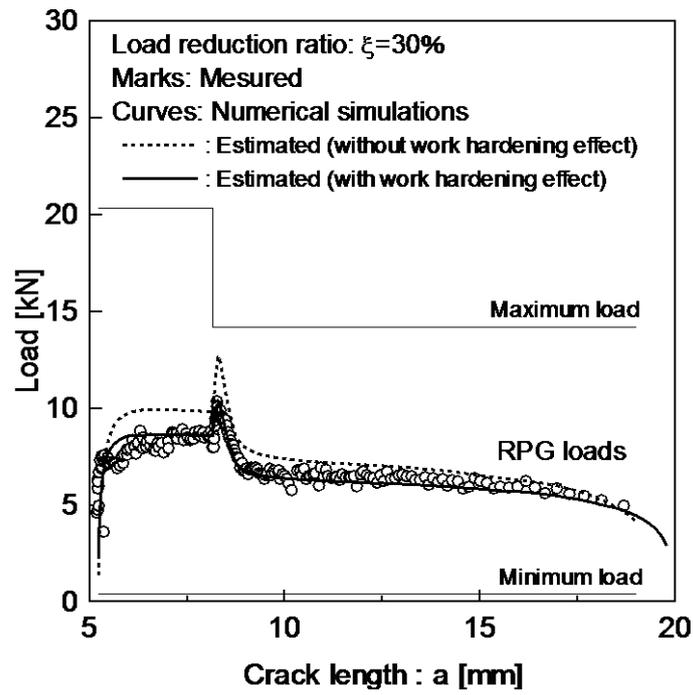


(a) History of RPG loads

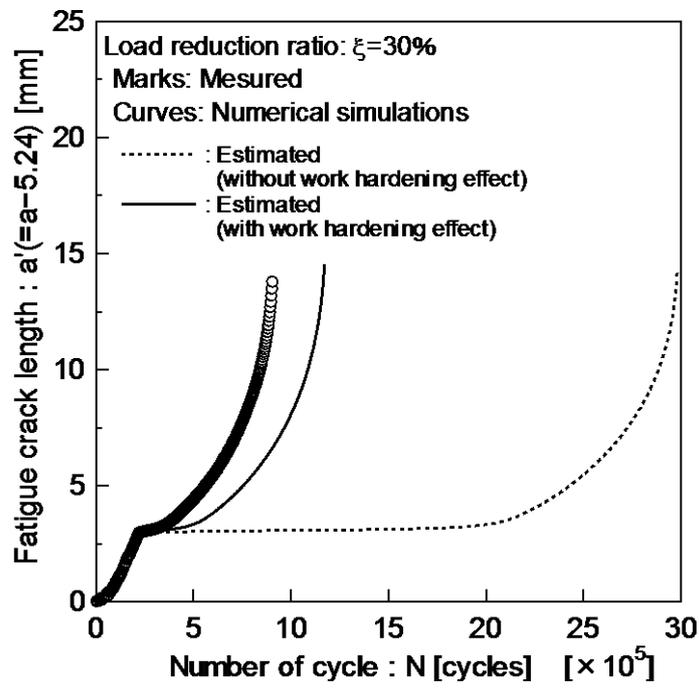


(b) Crack growth curve

Fig.4.11 Comparison between experimental results and estimated ones ( $\xi=15\%$ ).

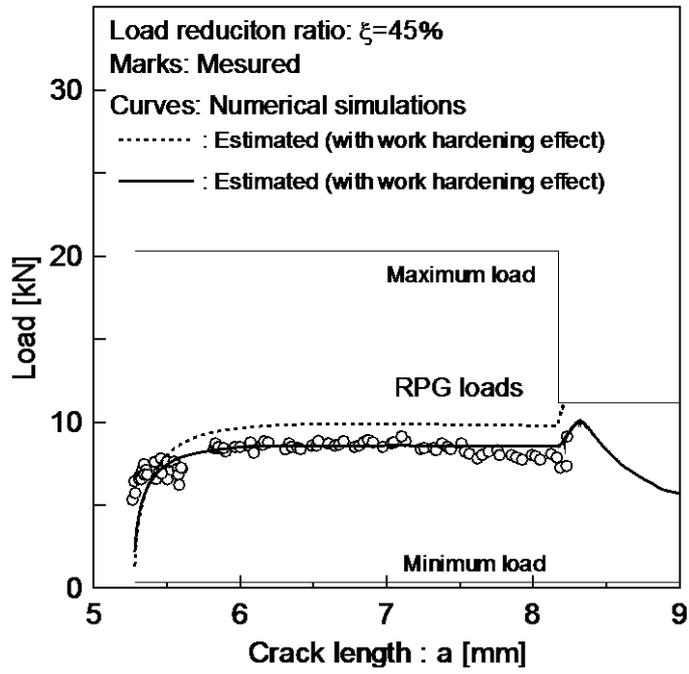


(a) History of RPG loads

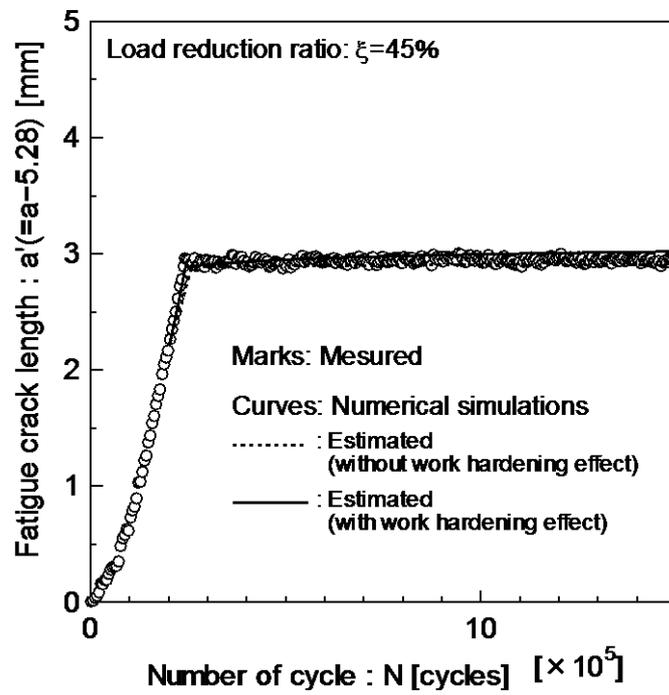


(b) Crack growth curve

Fig.4.12 Comparison between experimental results and estimated ones ( $\xi=30\%$ ).



(a) History of RPG loads



(b) Crack growth curve

Fig.4.13 Comparison between experimental results and estimated ones ( $\xi=45\%$ ).

#### 4.3.4 単一過大荷重（スパイク荷重）

次に単一過大荷重（スパイク荷重）を与えた場合の疲労き裂伝播試験<sup>6)</sup>に対する検討を行った。過大荷重の条件は一定荷重振幅時の最大荷重との比として定義する過大荷重比 $\alpha$ が1.5, 2.0, 2.5となる3パターンの条件とした。なお、試験片はFig.4.7に示したものは一部の寸法が異なり、試験片全幅100mm, 切欠半長5mmである。また、供試材料はKA32鋼で、降伏点は339MPaである。一方、引張強さに関する情報が不明であるので、Fig.4.6に示す試験片の供試材料であるKA36鋼と加工硬化特性が類似していると仮定し、降伏比を同条件として加工硬化特性を設定した。またRPG荷重基準の疲労き裂伝播則の係数 $C$ ,  $m$ 値は溶接構造用鋼では、ほぼ一定と見なせる<sup>7)</sup>ことから、KA36鋼と同じ値を採用して疲労き裂成長シミュレーションを行った。

Fig.4.14に $\alpha=1.5$ の過大荷重を与えた場合のRPG荷重履歴、き裂成長曲線の結果を示す。図中の記号、線はFig.4.8で示した一定振幅荷重の結果と同様である。Fig.4.14(a)はき裂長さとRPG荷重の関係を表している。RPG荷重は過大荷重が作用した直後は一旦低下し、その後すぐに上昇し始め一定振幅荷重時よりも大きなピーク値を示し、その後一定荷重振幅の状態へと遷移する挙動を示している。これは以下の3つの段階に分けて説明することができる。

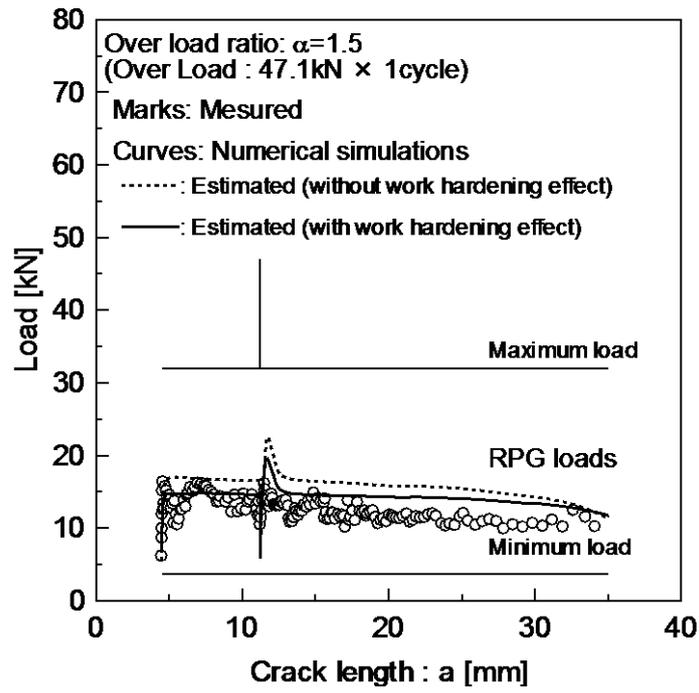
- ① 過大荷重が作用することにより、き裂先端に形成される塑性域が一定振幅荷重時より大きく形成されるため、自然き裂により近い状態となり、き裂先端が開口し易くなる。
- ② その後、き裂が進展することで過大過重作用時に生成された過大な塑性域を残留引張変形層としてき裂面に取り込んでいくため、き裂開口が抑制される。この結果、RPG荷重が大きくなる。
- ③ さらにき裂が成長するに伴い、過大に形成された塑性域をき裂が脱し、過大荷重により形成された残留引張変形層による影響が徐々に喪失され、一定振幅荷重状態へと遷移する。

Fig.4.14(b)に示すき裂成長曲線では、上記で説明したように過大な塑性域によるき裂開口の抑制効果に対応して遅延現象が生じていることが分かる。特に、材料の加工硬化影響を考慮することで、過大荷重作用時に生成される、き裂先端の塑性域の大きさが抑制され、さらにき裂進展によりき裂面に取り込まれる残留引張変形層も薄くなる結果、遅延量がより実験結果に近い結果を示した。

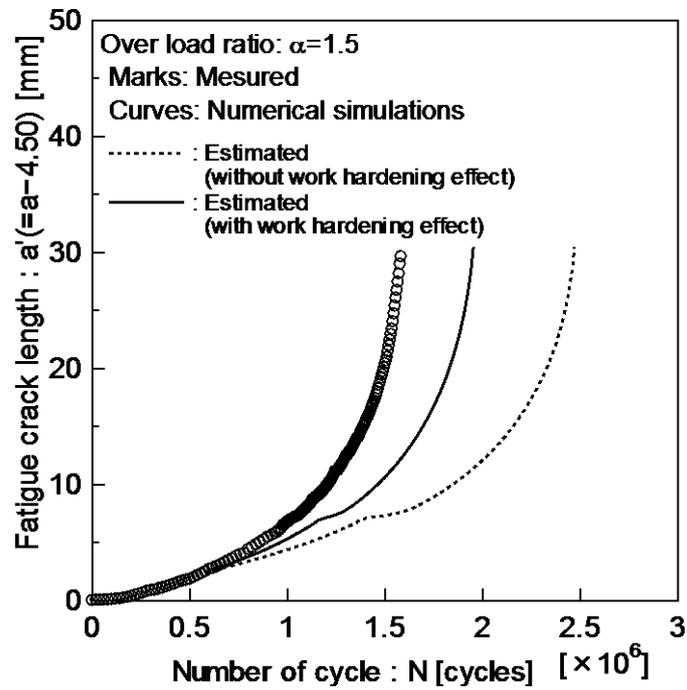
Fig.4.15, Fig.4.16には、順に $\alpha=2.0$ 及び $\alpha=2.5$ の時の結果を示しているが、 $\alpha=1.5$ の比較結果と同様に、材料の加工硬化影響を考慮することでRPG荷重及びき裂成長量の推定結果の精度に改善が見られる。特に、 $\alpha=2.5$ の条件では、弾完全塑性体を仮定した従来の疲労き裂成長シミュレーションの結果は、過大荷重作用後にき裂進展は停留したが、定量的なき裂成長推定という面で問題は残るものの、加工硬化影響を考慮することで停留後の再進展を評価できている。

以上の結果から、材料の加工硬化影響を考慮することで、従来の疲労き裂成長シミュレ

ーションと比べて、遅延現象の評価に改善が見られる。しかし、推定結果と実験結果は **RPG** 荷重の比較においても特に過大荷重作用直後において誤差が生じており、その傾向は過大荷重比が大きくなるほど顕著になる。この原因として、過去の研究報告<sup>8)9)10)11)12)13)</sup>にもあるように、過大荷作用時にき裂先端が極端に鈍化してしまうことや、き裂が（静的な）延性破断により進展してしまうこと、また過大荷重作用後に材料の伸び特性が変化していることなどが挙げられ、これらは加工硬化影響のみでの定量的評価は難しいと考えられる。また、今回のシミュレーションで用いた材料の応力～ひずみ関係は単調載荷時のものに対応しており、前述したようにき裂先端の塑性域を領域別に評価し、繰返し荷重による応力～ひずみ関係の変化についても考慮する必要がある。今後、現状のシミュレーションで得られる塑性ひずみ増分の値で、上記のき裂先端のダメージの程度を評価し、これに対応する応力～ひずみ関係<sup>14)</sup>を与えるなどの改良が必要であると考えられる。

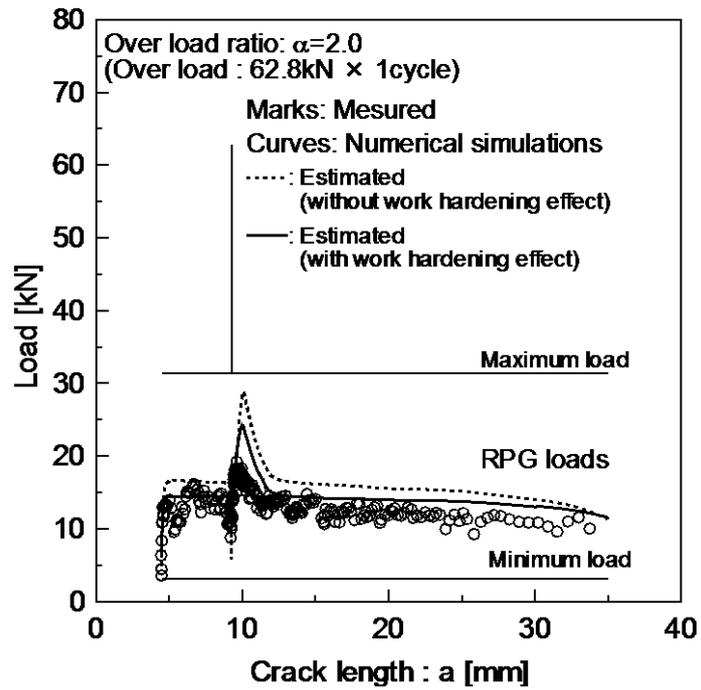


(a) History of RPG loads

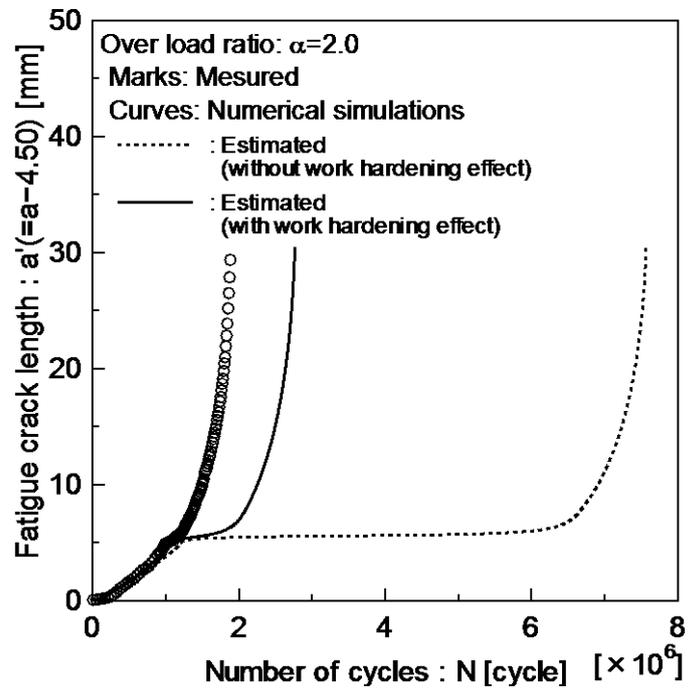


(b) Crack growth curve

Fig.4.14 Comparison between experimental results and estimated ones ( $\alpha=1.5$ ).

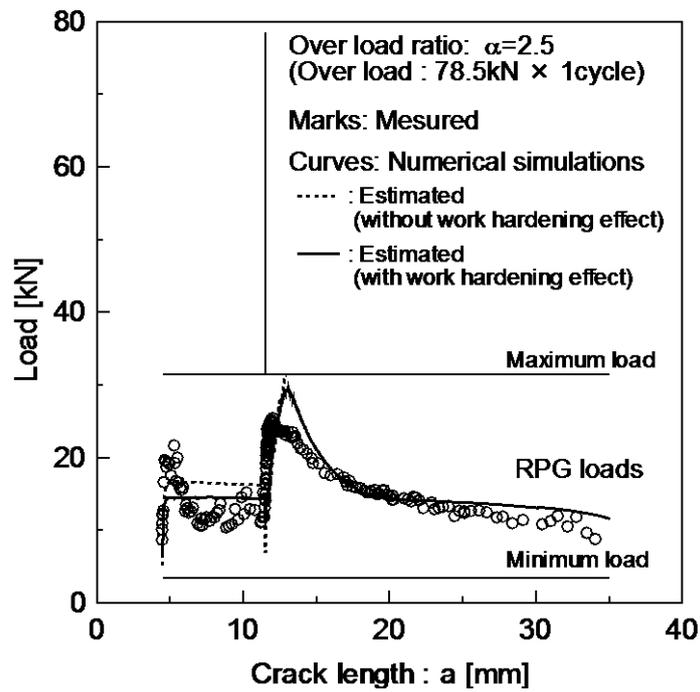


(a) History of RPG loads

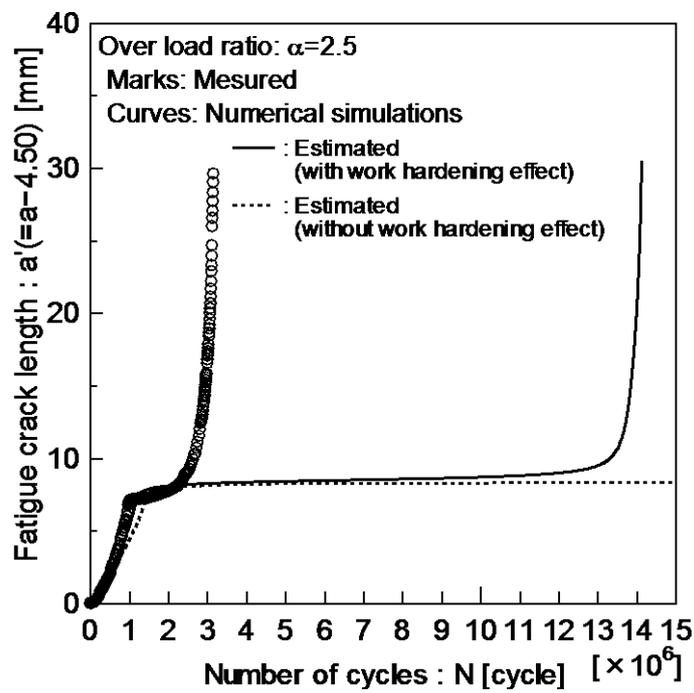


(b) Crack growth curve

Fig.4.15 Comparison between experimental results and estimated ones ( $\alpha=2.0$ ).



(a) History of RPG loads



(b) Crack growth curve

Fig.4.16 Comparison between experimental results and estimated ones ( $\alpha=2.5$ ).

#### 4.3.5 嵐モデル

実際の船の航行を想定して、ある期間、平均応力を一定に保持し、負荷振幅を徐々に増大し、あるサイクルから徐々に減少させた荷重パターンとして嵐モデル<sup>15)</sup>が知られている。ここでは、日本造船研究協会の共同研究<sup>6)</sup>で行われた、嵐モデルを組み合わせた荷重を与えた疲労試験の実験結果との比較を行う。試験片は中央貫通切欠付試験片で、試験片全幅 150mm、初期切欠半長 22mm である。また、供試材の加工硬化特性については不明であるため、材料は一定荷重振幅試験の試験片に用いられた KA36 鋼と同じであると仮定して、き裂成長シミュレーションを実施した。

Fig.4.17 に示す荷重履歴は、荷重振幅が同じ 10 個の嵐を 1 つのブロックとして、船舶の航行における満載状態およびバラスト状態を想定し、平均応力が 0MPa の状態および平均応力が 80MPa の状態を繰り返して与えている。Fig.4.18 はこの荷重を与えた場合の疲労き裂成長曲線である。図中の記号、線は Fig.4.8 で示した一定振幅荷重の結果と同様である。図より、平均応力が高い場合にはき裂は進展しているが、平均応力が小さい間、き裂は停留してほとんど進展してない。推定結果はこの傾向を評価できている。加工硬化影響を考慮した場合、き裂進展時の伝播速度を実験結果より早く推定してしまっているため、疲労寿命は少し短くなっているが、安全側の評価となるため、実用上問題ないと考えられる。

Fig4.19 は大きさの異なる 2 つの嵐を 1 つのブロックとし、平均応力が小さいレベル (0MPa) および平均応力が高いレベル (80MPa) で繰り返される荷重履歴を表している。Fig.4.20 は得られたき裂成長曲線である。図より、実験結果は平均応力が上昇し荷重振幅がピークを迎える時点でき裂進展し、その後停留するという成長挙動を示している。また、推定結果も同様の結果を示しており、特に加工硬化影響を考慮した場合、良好に実験結果と一致を示している。

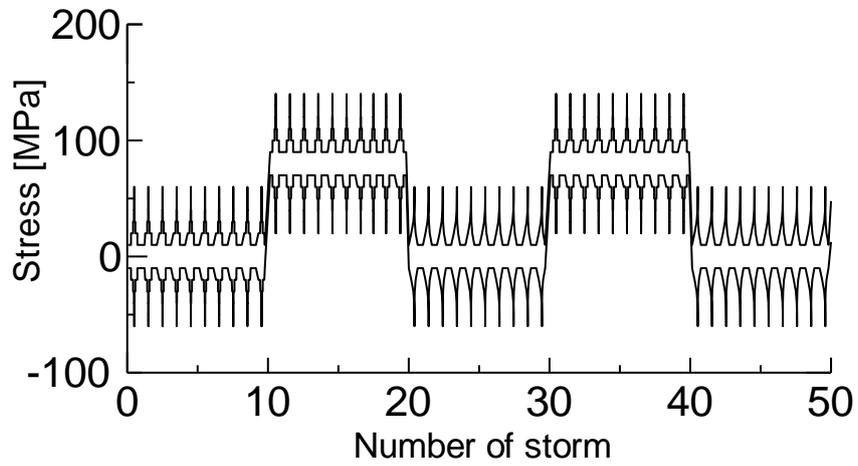


Fig.4.17 Storm model A.

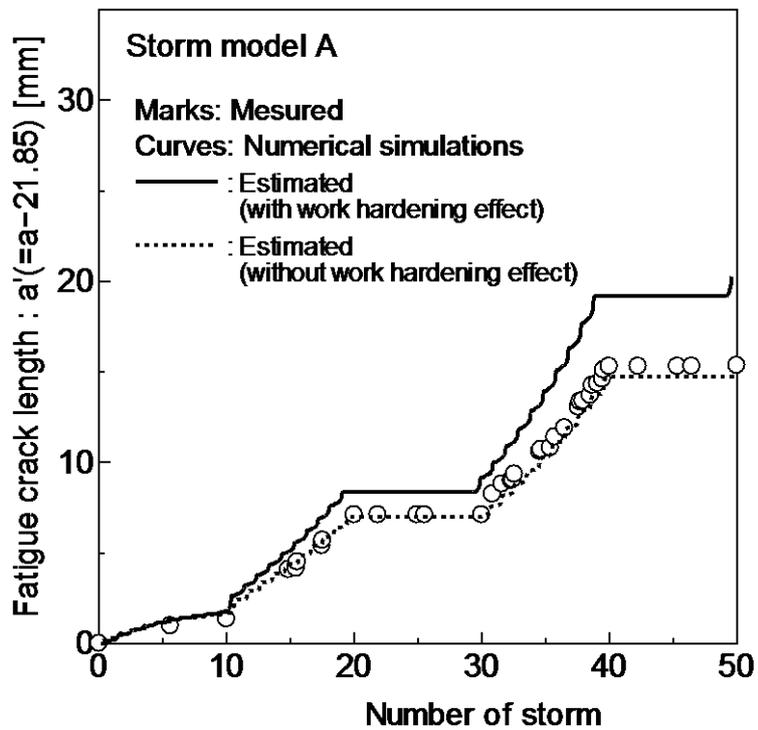


Fig.4.18 Crack growth curve (Storm model A).

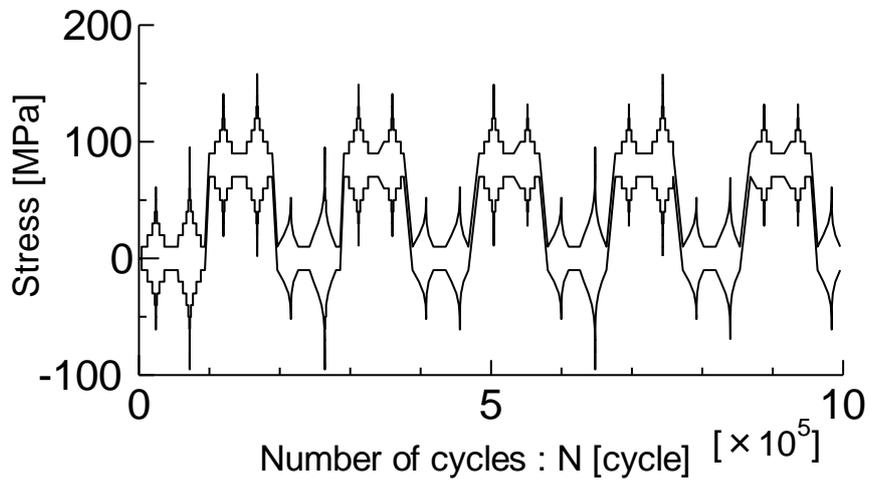


Fig.4.19 Storm model B.

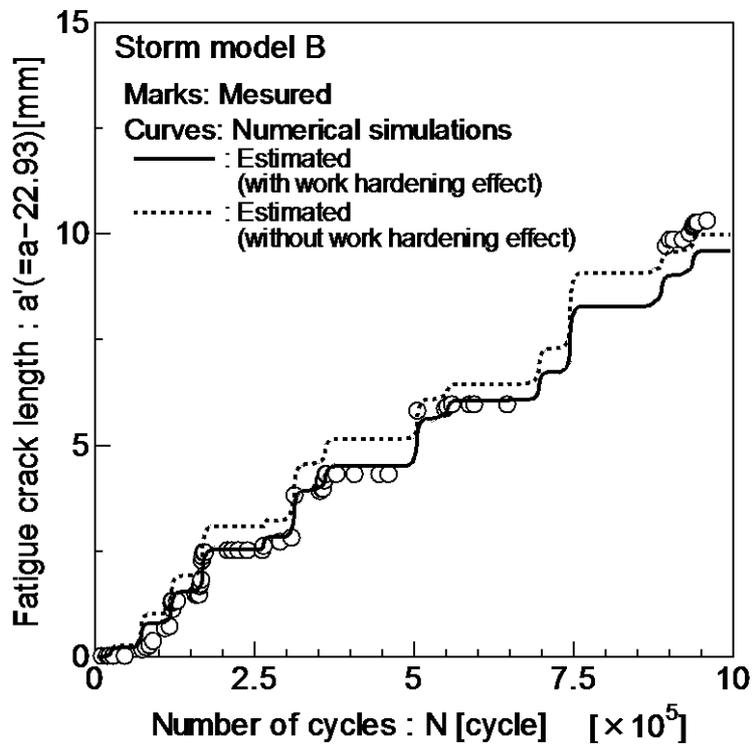


Fig.4.20 Crack growth curve (Storm model B).

## 4.4 結言

材料の加工硬化影響を考慮したき裂開閉口モデルの定式化を行い、それを実装した RPG 荷重基準の疲労き裂成長シミュレーションの構築した。そして、過去に実施された種々の荷重条件での疲労き裂伝播試験結果との比較を行い、提案するき裂成長シミュレーションの妥当性を検証した。

得られた結果を要約すると以下のとおりである。

- 1) 除荷過程での塑性ひずみ増分をき裂開閉口モデルにおける棒要素のゲージ長の変化量を用いて定義し、繰返し荷重下における加工硬化影響を考慮したき裂開閉口モデルを提案した。
- 2) 一定振幅荷重条件下で、1)に述べて数理モデルを実装したき裂成長シミュレーションによる推定結果と疲労き裂伝播試験結果との比較を行い、RPG 荷重履歴、き裂成長曲線の成長履歴に関して、推定結果は実験結果との定量的によく一致した。特に、応力比の影響によるき裂伝播速度の違いを精度良く評価できていることを示した。
- 3) 提案手法の変動荷重下における推定精度検証のため、ブロック荷重、単一過大荷重条件下での疲労き裂伝播試験結果との比較を行った。比較結果より、加工硬化影響を考慮することで、遅延現象の推定精度が向上した。また、過大荷重後の、き裂開閉口現象の評価については、さらなる精度向上が必要であることを確認したので、これに向けて改善すべき内容を示した。
- 4) 船舶が実海域で受ける外荷重をモデル化した嵐モデル荷重を与えた疲労試験結果との比較を行った。提案手法は荷重モデルによっては若干安全側の評価を行ったものの、定量的な疲労寿命評価を行えることを確認した。

上記の結果から、本研究で提案した手法は、降伏点を一定の値で固定することなく、き裂先端の塑性ひずみをパラメータとすることで、種々の荷重条件での荷重レベルに応じた加工硬化影響の評価を行うことができ、推定結果の向上が行えたと考えられる。

## 第 4 章 参考文献

- 27) Newman, J.C.Jr : Fastran II -A Fatigue Crack Growth Structure Analysis Program, NASA TM-104159, NASA, 1992.
- 28) 豊貞雅宏, 丹羽敏男: RPG 荷重のシミュレーション, 日本造船学会論文集, Vol.176, 1994, pp.427-438.
- 29) 後藤浩二, 平澤宏章, 豊貞雅宏: ひずみ速度, 温度を考慮した構造用鋼構成方程式の簡易推定法, 日本造船学会論文集, Vol.176, 1994, pp.501-507.

- 30) Toyosada, M., Gotoh, K. and Niwa, T.: Fatigue Crack Propagation for a through thickness crack, *International Journal of Fatigue*, Vol.26, No.9, 2004, pp.983-992.
- 31) 河野俊一, 上西研, 種田元治, 三好哲彦: 反復法による弾塑性有限要素法の一解法, 日本機械学会論文集, Vol.55, pp.523-529, 1989
- 32) SR219研究部会: き裂伝播解析法の実用化に関する研究, 日本造船研究協会, 1996
- 33) 豊貞雅宏, 丹羽敏男: 鋼構造物の疲労寿命予測, 共立出版株式会社, 2001.
- 34) J.R. Rice.: A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks, *Journal of Applied Mechanics*, Vol.35, 1968, pp.379-386.
- 35) 白鳥正樹, 三好俊郎: 全面降伏した剛塑性体におけるCODとJ積分の関係, 日本機械学会論文集, Vol.47, No.420, 1981, pp.800-804.
- 36) T.T. Shin, R.P. Wei.: A study of crack closure in fatigue, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.6, 1974, pp.19-32.
- 37) 城野政弘, 金谷哲郎, 菅田淳, 菊川真: 単一過大荷重による平面ひずみ条件下の疲労き裂進展の遅延挙動, 日本材料学会論文集, Vol.32, 1983, pp.1383-1389.
- 38) 山口義仁, 李銀生, 杉野英治, 勝山仁哉, 鬼沢邦雄: 弾塑性破壊力学パラメータに基づく繰返し過大荷重による配管材のき裂進展評価法の提案, 日本機械学会論文集, Vol.77, No.777, 2011, pp.685-689.
- 39) 勝田順一, 久保諭, 誉田登, 古賀脩平, 牛島慎一, 河野和芳: 耐疲労鋼の疲労き裂伝播特性における遅延効果, 日本船舶海洋工学会論文集, Vol.12, 2010, pp.209-217.
- 40) 堤成一郎, 村上幸治, 後藤浩二, 豊貞雅宏: 高サイクル疲労過程の繰返し応力ひずみ関係, 日本船舶海洋工学会論文集, Vol.7, 2008, pp.243-250.
- 41) 富田康光, 河辺寛, 福岡哲二, 田所誠次郎: 波浪荷重の統計的性質と疲労強度評価のための波浪荷重のシミュレーション法, 日本造船学会論文集, Vol.170, 1991, pp.631-644.

# 第5章

## 結論

大型溶接構造物における損傷事故は、経済的損失だけでなく国民生活、地球環境に重大な影響を与えることから、その安全性の確保は極めて重要である。一方で、大型溶接構造物における損傷原因の多くを占める疲労破壊に関する定量的な評価手法が現段階で確立されているとは言い難い。本研究では、大型溶接構造物における疲労損傷を未然に防止するため、疲労き裂の成長挙動を詳細に評価できる、RPG 基準の疲労き裂伝播則による疲労寿命評価手法の推定精度向上に関する検討を行った。

$\Delta K_{RPG}$  を疲労き裂伝播速度を律するパラメータとして採用した疲労き裂成長シミュレーションでは、き裂開閉口モデルによる RPG 荷重の推定を行なっている。しかしながら、従来のき裂開閉口モデルでは、材料の構成関係を理想化して取り扱っていることから、実際の疲労き裂先端での塑性変形挙動を定量的には評価できていない。また、この実現象との相違が、き裂成長シミュレーションによる疲労き裂成長曲線推定精度に影響を及ぼすことが懸念される。

この問題を踏まえ、本研究では、き裂開閉口モデルのベースとなるき裂結合モデルに対して材料の加工硬化特性を導入し、さらに疲労き裂成長シミュレーションに同モデルをベースとしたき裂開閉口モデルを実装した。また、疲労き裂伝播試験との比較により、シミュレーションによる疲労寿命評価の妥当性を示した。以下に本研究で得られた結論を述べる。

- 材料を弾完全塑性体とした RPG 基準の疲労き裂成長シミュレーションを、種々の荷重条件下で実施された疲労き裂伝播試験に適用し、実験結果と推定結果の比較を行った。その結果、シミュレーションが、ブロック荷重や単一過大荷重条件における疲労き裂進展遅延現象を過大に推定することを確認した。これは、RPG 荷重の推定に用いられる従き裂開閉口モデルが、材料を弾完全塑性体として取り扱っているため、疲労き裂先端に生じる塑性域、き裂面に取り込まれる残留引張変形層を定量的に評価できていないことが原因であると考察した。
- き裂結合モデルによるき裂材の非線形挙動の推定精度向上を目的として、同モデルへ

の材料の加工硬化特性導入を行った。本研究では、き裂結合カモデルで与えられる仮想 COD の物理的意味を考慮し、塑性ひずみと材料の応力～ひずみ関係を基に結合カの修正を行った。提案モデルと種々の加工硬化特性を設定した弾塑性 FEM 解析の結果を比較し、同手法の妥当性を示した。また、実際の金属材料への適用に向けて、 $n$  乗硬化材料を評価可能なモデルへと拡張を行った。

- 加工硬化影響を考慮したき裂結合カモデルをベースとして、き裂開閉口モデルの定式化を行った。同モデルでは、圧縮過程での塑性ひずみ増分を棒要素長さの変化量（圧縮過程での塑性変形量に相当すると考えられる）から算出することで、繰返し荷重下での材料の加工硬化を表現した。また、同モデルを RPG 基準の疲労き裂成長シミュレーションに実装し、過去に実施された疲労き裂伝播試験結果との比較を行った。その結果、提案手法による推定結果は、従来の材料を弾完全塑性体とした解析と比較して、一定荷重振幅条件、ブロック荷重条件、単一過大荷重条件において推定精度が改善されたことを確認した。また、実機を想定した変動荷重下においても、提案手法により定量的な疲労寿命評価を行うことが可能であることを示した。

以上のように、加工硬化影響を考慮したき裂結合カモデルをベースとしたき裂開閉口モデルを RPG 荷重基準の疲労き裂成長シミュレーションに実装することで、シミュレーションによる疲労き裂成長曲線の推定精度が向上することを確認した。

提案手法により種々の荷重条件下での推定精度の一定の改善は行えたが、一方で、単一過大荷重条件下でのき裂進展遅延量に関しては、未だに実験結果との誤差が生じており、推定精度の向上が必要と考えられる。具体的には、疲労き裂先端近傍の塑性域を引張塑性域、両振り塑性域、残留引張変形層を分けて取り扱い、領域別に材料の応力～ひずみ関係を設定するなどのき裂開閉口モデルの更なる改善が必要と考えられる。

## 付録 A

# き裂開閉口モデルにおける 塑性ひずみ増分の取扱いについて

### A.1 はじめに

き裂開閉口モデルにおいて、繰返し荷重下での材料の加工硬化影響を考慮するためには、最大荷重時、最小荷重時における塑性ひずみ増分 $\Delta\varepsilon_p^{\max}$ 、 $\Delta\varepsilon_p^{\min}$ を算出する必要がある。本研究では、第4章で述べたように、き裂開閉口モデルで用いられる棒要素のゲージ長がき裂先端部での塑性変形量に対応することから、ゲージ長と塑性ひずみ増分量の関係をそれぞれ次式で定義した。

$$\left(\Delta\varepsilon_p^{\max}\right)_j = F\left(L_j^{\max}\right) \quad (\text{A.1})$$

$$\left(\Delta\varepsilon_p^{\min}\right)_j = F\left(\left|L_j^{\max} - L_j^{\min}\right|\right) \quad (\text{A.2})$$

ただし、

$F$ ：き裂線上の塑性ひずみとゲージ長の関係を表す関数

$L_j^{\max}$ ：最大荷重時の棒要素のゲージ長

$L_j^{\min}$ ：最小荷重時の棒要素のゲージ長

ここで、(A.1)式に示す関係は、第3章で述べた種々の硬化特性を対象とした弾塑性 FEM 解析結果から定義したものである。一方、(A.2)式に示すゲージ長とき裂線上の塑性ひずみの関係は、最小荷重時においても、き裂先端近傍の塑性変形量とき裂線上の塑性ひずみ増分の関係が最大荷重時と同様に成り立つと仮定したものである。ここでは、最小荷重時における(A.2)式の妥当性を検証するために、き裂先端近傍での塑性ひずみ増分に関して、繰返し荷重条件での弾塑性 FEM 解析との比較を行った。なお、FEM 解析における繰返し荷重下でのき裂先端近傍の塑性ひずみは、き裂進展量、き裂進展時期の取扱い方に大きく影響を受けるため、き裂進展解析は行わず、1 サイクル荷重下での比較に留める。

## A.2 弾塑性 FEM 解析について

FEM 解析では、Fig.A.1 に示す中央貫通き裂材（CCT）に対し、繰返し荷重を与えた場合のき裂先端の弾塑性挙動を解析した。解析には汎用 FE 解析コード MSC.Marc2008r1 を使用した。

Fig.A.2 に示す 1/4 モデル（最小メッシュ寸法  $0.7 \times 10^{-2} \text{mm}$ ）に対し、端部に Fig.A.3 に示す荷重サイクルで外力を加えた。また、応力比の影響を調査するため、応力比  $R=0.5$ ,  $0.05$  の 2 通りの荷重条件を与えた。荷重条件の詳細、材料のヤング率、降伏応力、硬化則等の詳細については Table A.1 に示す。

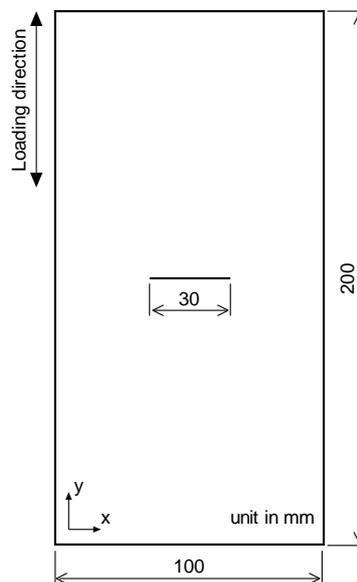


Fig.A.1 CCT Specimen.

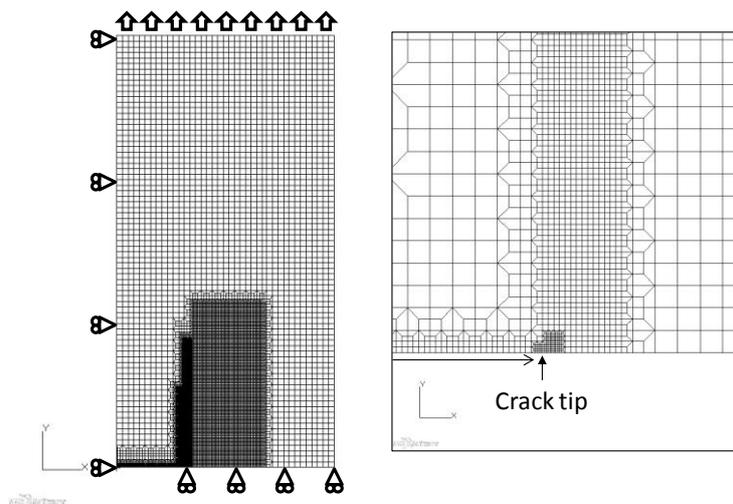


Fig.A.2 Mesh model for FEM analysis.

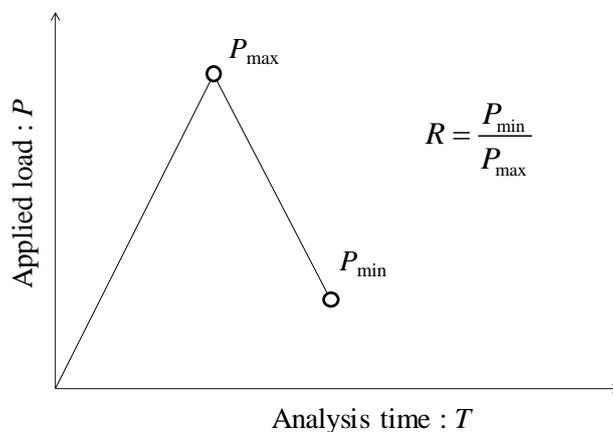


Fig.A.3 Loading pattern for analysis.

Table A.1 FEM analysis condition.

Stress ration : $R$	0.05 ( $P_{\max}=22\text{kN}$ , $P_{\min}=1.1\text{kN}$ ) 0.5 ( $P_{\max}=36\text{kN}$ , $P_{\min}=18\text{kN}$ )
Young's modulus : $E$ [MPa], Poisson's ration : $\nu$	206000, 0.3
Yield stress : $\sigma_Y$ [MPa]	300 (von Mises)
Stress strain characteristic	nth power law, $n=0.24$ , $F= 1440$ [MPa]
Hardening rule	Isotropic

### A.3 解析結果および考察

(A.1)式, (A.2)式を用いたき裂開閉口モデルより与えられるき裂先端近傍の塑性ひずみ増分と弾塑性 FEM 解析結果との比較を Fig.A.4~Fig.A.7 に示す。各図中の実線がき裂開閉口モデルより与えられる塑性ひずみ増分, ○が FEM 解析結果を示している。なお, ×はき裂開閉口モデルでの棒要素中心位置を示している。

Fig.A.4, Fig.A.5 は応力比 0.05 の条件での比較結果であり, Fig.A.4 は最大荷重時, Fig.A.5 は最小荷重時の塑性ひずみ増分の分布を示している。それぞれの図から分かるように, 最大荷重時, 最小荷重時どちらにおいても, き裂開閉口モデルより与えられる塑性ひずみ増分と弾塑性 FEM 解析結果は良く一致していることが確認できる。

Fig.A.6, Fig.A.7 は応力比 0.5 の条件における最大荷重時, 最小荷重時の塑性ひずみ増分の比較結果であり, 各図から応力比 0.05 での結果と同様に, き裂開閉口モデルによる結果と FEM 解析結果は一致していることが分かる。

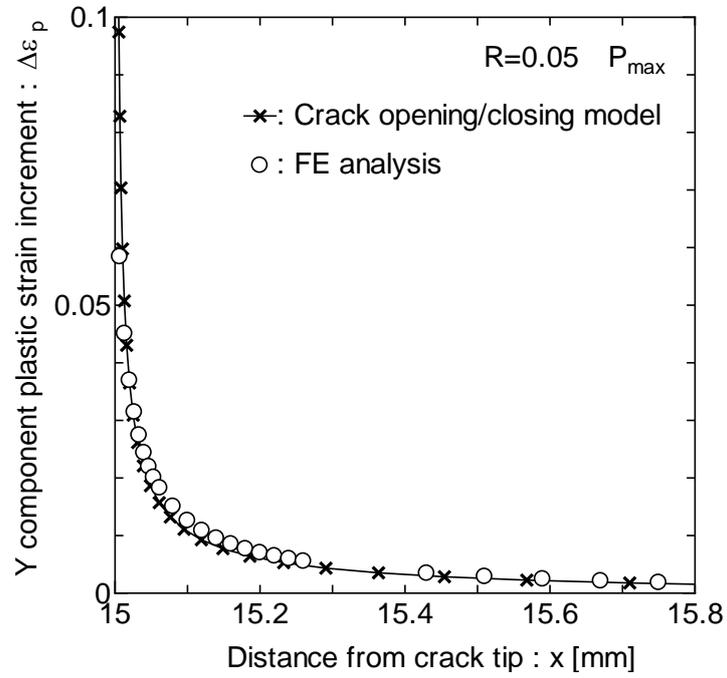


Fig.A.4 Plastic strain increment distribution under maximum loading ( $P_{max}$ ) condition. ( $R=0.05$ )

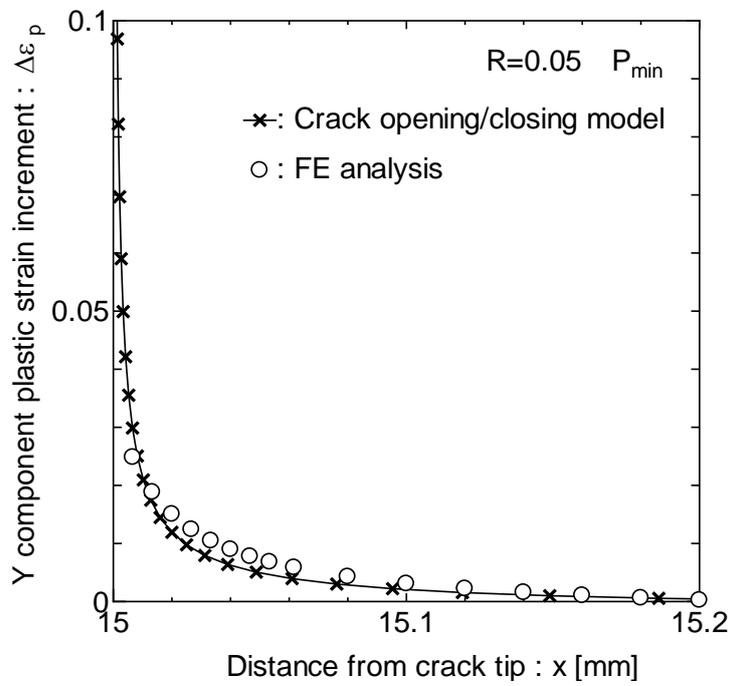


Fig.A.5 Plastic strain increment distribution under minimum loading ( $P_{min}$ ) condition. ( $R=0.05$ )

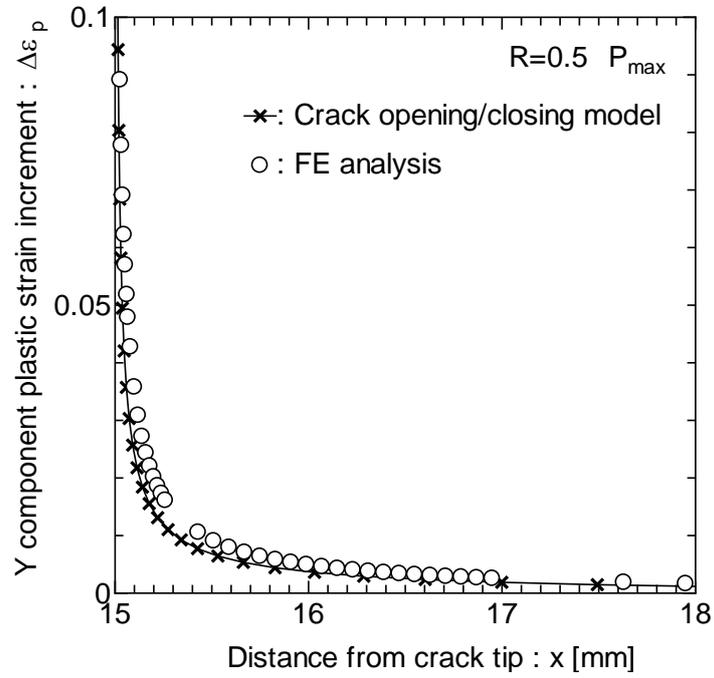


Fig.A.6 Plastic strain increment distribution under maximum loading ( $P_{max}$ ) condition. ( $R=0.5$ )

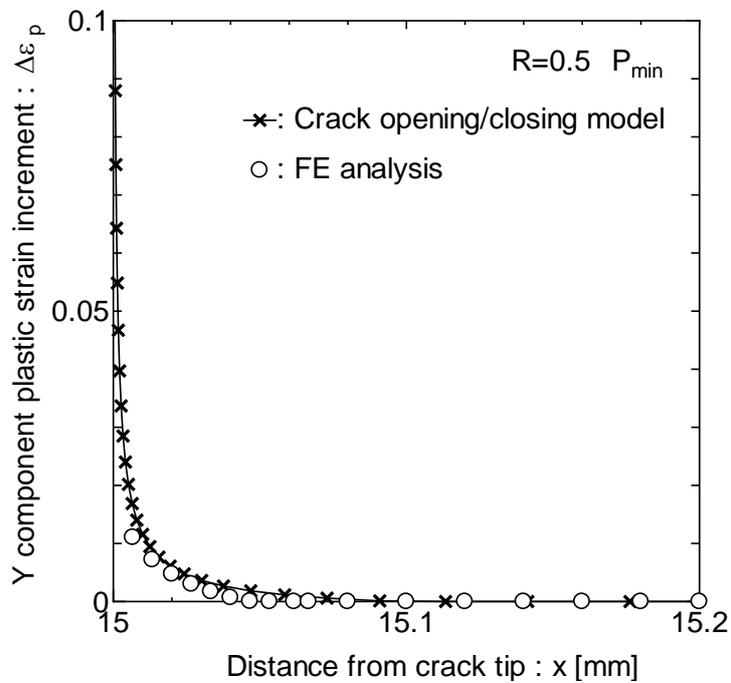


Fig.A.7 Plastic strain increment distribution under minimum loading ( $P_{min}$ ) condition. ( $R=0.5$ )

## A.4 おわりに

ここでは、第 4 章で定義した、最小荷重時におけるき裂先端部の塑性ひずみ増分に関する算出方法の妥当性を検証するため、弾塑性 FEM 解析との比較を行った。応力比の異なる解析条件での比較を行った結果、最大荷重時、最小荷重時に関わらず、き裂開閉口モデルで与えられる塑性ひずみ増分は弾塑性 FEM 結果と定量的に一致することを確認した。

# 謝辞

本研究は、九州大学大学院工学研究院海洋システム工学部門准教授 後藤浩二 博士のご指導の下に行われたものである。研究遂行に際し、終始懇切な御指導と御鞭撻を頂きました先生に対して、心より深甚の謝意を表します。

本論文の審査にあたり、有益なる御助言を頂きました九州大学大学院工学研究院機械工学部門 野口博司 博士、九州大学大学院工学研究院海洋システム工学部門 吉川孝男 博士、九州大学大学院工学研究院建設デザイン部門 園田佳巨 博士に厚く御礼申し上げます。

九州大学名誉教授 豊貞雅宏 博士には、研究室配属時から、研究遂行に際し懇切丁寧に御指導、御助言を頂きました。ここに深甚の謝意を表します。

大阪大学接合科学研究所機能評価研究部門准教授 堤成一郎 博士、九州大学大学院工学研究院海洋システム工学部門技術専門職員 村上幸治 氏には、研究室所属時から研究・生活両面において常に変わらぬ御援助、御助言を頂きました。ここに謹んで感謝の意を表します。

本研究の遂行にあたって、九州大学工学部地球環境工学科船舶海洋システム工学コース生産システム工学研究室の卒業生・修了生ならびに在学生の皆様には多大な協力と激励を頂きました。ここに深く御礼申し上げます。特に、新日本製鐵株式会社 永田幸伸 博士には、研究室所属時から研究遂行に際し懇切丁寧に御助言を頂きました。ここに謹んで感謝の意を表します。また、趙珉徹 氏 (平成 20 年卒業)、矢嶋泰基 氏 (平成 20 年卒業)、穴井陽祐 氏 (平成 19 年卒業)、塩川雅子 氏 (平成 20 年卒業)、堤慎之介 氏 (平成 20 年卒業)、門脇孝爾 氏 (平成 21 年卒業)、福留邦繁 氏 (平成 21 年卒業) との研究室での生活は、私の研究・学生生活におけるかけがえのない経験であり、心の支えでもありました。ここに厚く御礼申し上げます。

最後に、私の学生生活を暖かく見守り、支えてくださいました家族に深く感謝いたします。