

## [討議・回答]

程 小華 共著  
山田健太郎

## “き裂開口挙動を考慮した疲労き裂進展解析”への討議・回答

(土木学会論文集, No. 519/I-32 1995年7月掲載)

### ▶ 討議者 (Discussion)

豊貞雅宏 (九州大学)

Masahiro TOYOSADA

### 1. 討 議

著者らも指摘しているように、疲労き裂の伝播寿命は、荷重順序の影響を受け、き裂開口挙動を考慮することにより、その影響を定量的に評価できる可能性がある。

負荷時にはき裂先端に引張塑性域が形成され、大きな引張塑性ひずみが存在する。そして除荷時には圧縮塑性域が生じ、ある程度引張塑性ひずみが小さくなる。そしてこの領域をき裂が進展するために、き裂面に引張残留変形層が形成され、外荷重が引張であっても、最小荷重時には非常に高応力比の場合を除いて、き裂は閉口する。

上記のように、負荷過程では引張塑性域、除荷過程では圧縮塑性域が1サイクル中に交互に出現し、それに対応して非常にわずかな量、き裂が進展し、ストライエーションを形成している。したがって、一度に大きくき裂を進展させる解析では、き裂開口挙動を定量的に把握することは困難であり、有限要素法や境界要素法を適用することには限度がある。

したがって著者らが取扱っているように、Dugdaleモデルなどを巧みに修正したモデルによる検討が必要となる。著者らのモデルは、J. C. Newmanが採用したモデル<sup>1)</sup>、すなわち

- 1) Dugdaleモデルで生じる仮想き裂の仮想き裂部に完全塑性体の棒要素を配置する。
- 2) この棒要素の長さは再度塑性になるまで変化しない。
- 3) 実き裂の進展は棒が上下に切断されることにより生じる。

というものを修正したものであり、本質的にはNewmanの取扱いと同じである。

そして著者らは、本論文中式(6) (ただしNewmanは仮想き裂までを含めたき裂面に作用する集中荷重による開口変位より $g'$ 値、 $f'$ 値を与えている)

により、き裂開口荷重を与えている。Newmanは式(6)によるき裂開口荷重が実験結果に比べて低くなりすぎるため、中央貫通き裂試験片における一定荷重振幅下の試験結果より塑性拘束係数を2.3と与えた。

この塑性拘束係数は弾塑性有限要素法や静的荷重によるき裂開口変位(COD)測定結果をもとに求めた値と比較すると、あまりにも大きい(討議者によると中央貫通き裂材では1.21である<sup>2)</sup>)。著者らは塑性拘束係数が式(7)で与えられるとしており、討議者とは異なっているが、いずれにしてもNewmanが採用した2.3は、あまりにも大きすぎる。

そこで著者らは、仮想き裂ではなく、実き裂長を有するき裂面に単位集中荷重が作用する場合のCODより $g'$ 値、 $f'$ 値を求め、これよりき裂開口荷重を定式化している。しかしこの取扱いは、荷重レベルに応じて仮想き裂先端が変化するという形式になっているから、除荷過程および負荷過程で過去の塑性域をぬけない荷重レベルにおいて式(4)、(5)は成立しなくなる(ただしCODの増分形で定式化はできるが、過去の塑性域がぬけ出す条件が表せなくなる<sup>3)</sup>)。この点において著者らの定式化は理論的に疑問が残る。なぜ実き裂に対して $g'$ 、 $f'$ 値を与えるのか?

負荷中のCODが荷重と関係において著者らの定式化では不連続な変化をしようか?

ところで $\Delta K_{\text{eff}}$ とき裂伝播速度の関係を調べると $\Delta K_{\text{eff}}$ が小さい領域では、両者の関係は両対数グラフ上で直線関係が得られず、 $\Delta K_{\text{eff}}$ にも閾値 $(\Delta K_{\text{eff}})_{\text{th}}$ が存在し、疲労き裂伝播速度はいわゆる修正Elber-Paris則

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

で与えられるというのが世界的な常識となっている。

著者らはTable 2のB-OLLLの試験でシミュレーションの方が実験結果より伝播寿命が速くなっていることを示しているが、この場合 $\Delta K_{\text{eff}}$ の範囲がstage IIからずれ、Stage Iの領域に入っており、式(9)で

寿命計算したために速くなってしまっているのではないのか？ 本来  $\Delta K_{eff}$  ならば修正 Elber-Paris 則でき裂伝播速度を与えなければならないと思うが著者らの考えをお聞きしたい。

## 2. 当論文と関連する討議者の研究について

図-1 には討議者が、本質的には式(5) (ただし  $L_1$  は最小荷重時の棒要素長,  $\sigma_{min}$  は荷重過程における外応力と考える) で、き裂が完全に開口する時点の応力 (図中 Newman による  $S_{op}$  と記した線) と、式(6) によるき裂開口応力 (図中著者らによる  $S_{op}$  と記した線) を計算した結果を示している<sup>4)</sup>。すなわち Newman はき裂開口荷重を求める際にき裂前方の応力再配分を考慮しておらず、このため非常に大きな塑性拘束係数を採用したものと考えている。討議者は Dugdale モデルの仮想き裂域に配置する棒要素は、Dugdale モデルとの整合性より完全弾塑性体であるべきとして定式化を行った<sup>4)</sup>。さらにき裂が伝播する瞬間はき裂先端要素の仮想き裂面に作用する内圧が解放されるので、これを考慮したモデルを報告している<sup>2),5)</sup>。討議者は荷重過程で引張塑性域、除荷過程での圧縮の塑性域が生じなければき裂先端に疲労被害が蓄積されず、疲労き裂は伝播しないとの考えのもとに、き裂先端での応力状態および、そのときのコンプライアンス変化などの考察から、荷重過程で再引張塑性域が生じだす時点の荷重 (RPG 荷重) より最大荷重にいたる荷重範囲に対応する応力拡大係数範囲  $\Delta K_{RP}$  が疲労き裂伝播のパラメータでなければならないことを主張した。そして RPG 荷重を測定するシステムを開発した<sup>6),7)</sup>。

最近、町田らは上記システムに改良を加え、疲労き裂の開閉挙動を定量的に把握することを目的に、疲労き裂先端ひずみ変化の詳細観察を行い<sup>8)</sup>、き裂先端での塑性ひずみの蓄積が疲労き裂成長の駆動力であると考え、き裂伝播を律するパラメータは  $\Delta K_{eff}$  でなく、 $\Delta P_{RP}$  が妥当であることを示している<sup>9)</sup>。

図-2 は CT 試験片 (SM 41 B 鋼) を用いて、最大荷重を一定に保持し、最小荷重を漸次階段状に上昇させていった場合の、RPG 荷重  $P_{RPG}$ 、き裂開口荷重  $P_{OP}$ 、およびき裂閉口荷重  $P_{CI}$  を計測した結果である<sup>7),10)</sup>。このようなパターンの荷重を負荷すると、き裂は開口したままで、弾性変形しか生じない状態に近づいていく。そのため  $P_{RPG}$  は最大荷重に、 $P_{OP}$ 、 $P_{CI}$  は最小荷重に漸近することになる。図-3 は最大荷重を漸次低下させる荷重、あるいは応力比を変化させた一定荷重振幅試験による  $P_{OP}$  から得られる  $\Delta K_{eff}$  とき裂伝播速度との関係を調べたものであり、従来の研究

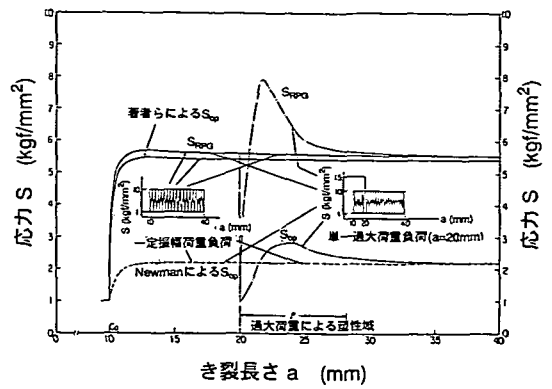


図-1 き裂開口応力推定結果

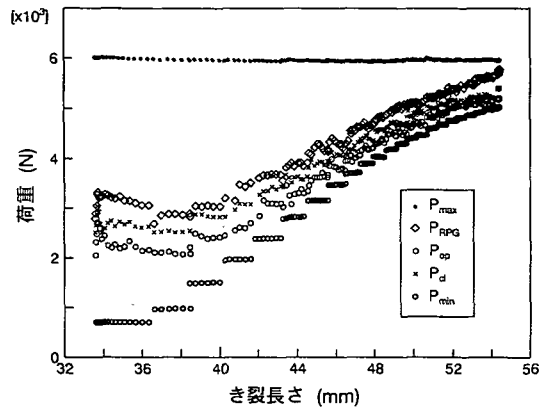


図-2 最大荷重を一定に保持し最小荷重を漸増させる  $\Delta K_{th}$  試験における RPG 荷重およびき裂閉口荷重計測結果

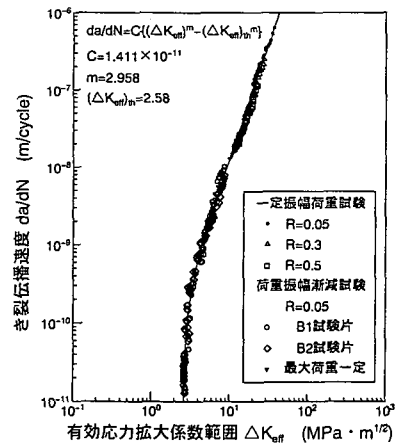


図-3 疲労き裂伝播速度とき裂閉口荷重を規準とする有効応力拡大係数範囲の関係

と同じく修正 Elber-Paris 則で疲労き裂伝播則が与えられる。 $P_{CI}$  を  $P_{OP}$  に置きかえることにより得られる  $\Delta K_{eff}$  による整理でも同様の結果となる。

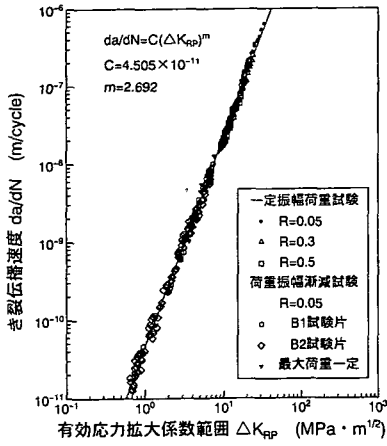
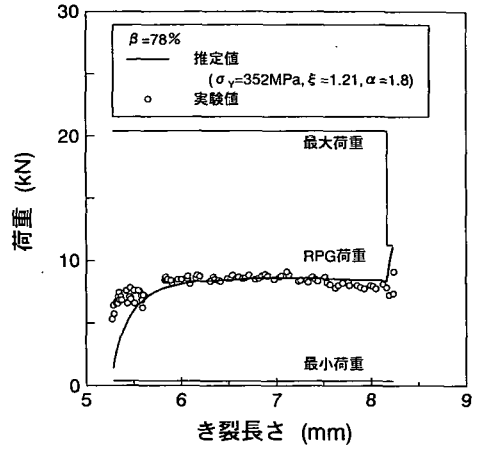
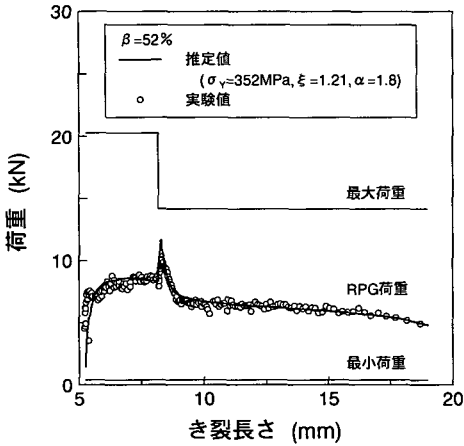


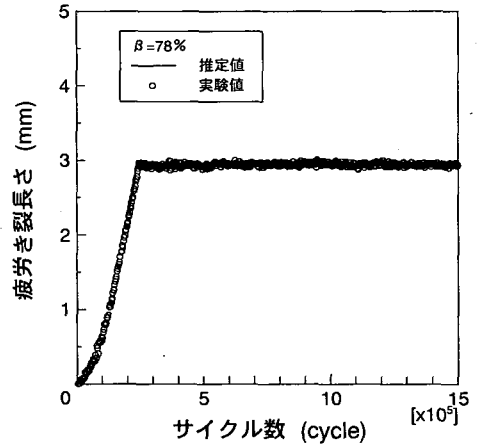
図-4 疲労き裂伝播速度とRPG荷重を規準とする有効応力拡大係数範囲の関係



(a) RPG荷重の変化挙動

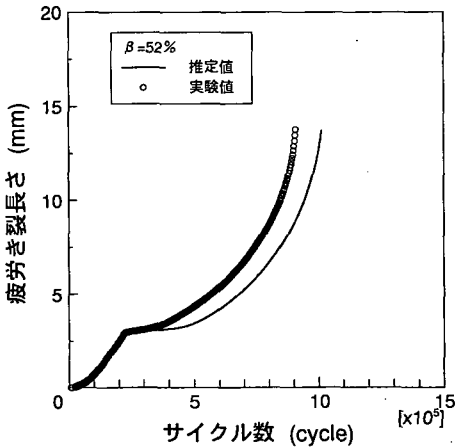


(a) RPG荷重の変化挙動



(b) き裂成長曲線

図-6 最大荷重を低下させた場合のRPG荷重の変化挙動とき裂成長曲線 (β=78%)



(b) き裂成長曲線

図-5 最大荷重を低下させた場合とRPG荷重の変化挙動とき裂成長曲線 (β=52%)

一方図-4はRPG荷重より求められる有効応力拡大係数範囲 $\Delta K_{RP}$ とき裂伝播速度との関係を調べたものである。図-3と異なり低 $\Delta K_{RP}$ 域でもParis則と同形式の疲労き裂伝播式で疲労き裂伝播速度が与えられることがわかる。すなわち $\Delta K_{eff}$ には図-2から判るように弾性変形を生じさせる成分も含まれているために、見掛上、下限界が $\Delta K_{eff}$ に現れているとみるべきと考えている。

図-5は中央貫通き裂材を使用して最大荷重を低下させた場合のRPG荷重の計測値とシミュレーション値<sup>3)</sup>を例示している。この結果でもシミュレーションによる減速遅延は実験結果より大きく現れている(Newmanのシミュレーションよりは格段に実験結果には近づいてはいるが)。図-6はさらに最大荷重を低下させた場合の結果であり、この実験は2000万サ

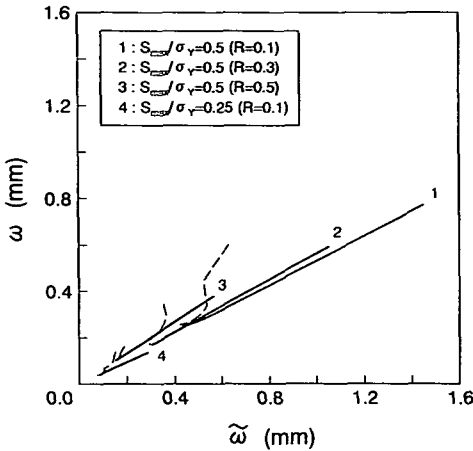


図-7  $\omega$  と  $\bar{\omega}$  の関係

イクルまで負荷しているが変化が生じなかったの前半の結果だけを示してある。この場合き裂は停留しており、実験でもシミュレーションでも同じ結果となっており、これより  $\Delta K_{RP} \leq 0$  がき裂停留条件となる<sup>2),11)</sup>。

図-7<sup>12)</sup> はシミュレーションにより得た疲労被害を受ける領域寸法 ( $\bar{\omega}$ ) (最大荷重における引張塑性域寸法と最小荷重時における圧縮塑性域寸法のうちで小さい方の寸法) と、降伏点が  $2\sigma_y$  である材に最大荷重から RPG 荷重を引いた荷重を静的に与えた場合の塑性域寸法  $\omega$  との関係を示したものである。き裂発生初期は非貫通き裂であるため  $\bar{\omega}$  が大きくなっているが、 $\omega$  と  $\bar{\omega}$  の間には応力比を変化させても最大荷重を低下させても一定の関係が成立している。このことは  $\Delta K_{RP}$  による伝播則が、

$$\frac{da}{dN} = C(\bar{\omega})^m$$

なる疲労き裂伝播則を間接的に表していることを意味する<sup>3),12)</sup>。すなわち疲労被害を受ける領域寸法  $\bar{\omega}$  により疲労き裂伝播速度が規定されるという、直感と一致する伝播則となっている。

最初疲労き裂は剪断応力の繰返しで生じるがこの場合にはき裂が閉口したままであり、き裂自身による応力再配分は生じないので塑性域はき裂が成長しても前方にのびない。しかし最初の結晶粒界までき裂が進展すると、き裂前方のすべり線が結晶方位の違いから最初のき裂線方向とは異なり、き裂先端近傍の高密度転位のバーガスベクトルが最初のき裂線方向と異なることからき裂が開口しはじめ、き裂自身によって応力再配分が生じ、塑性域も前方に成長する。このことを考慮することにより、初期き裂の存在を仮定しなくても、き裂の発生から伝播にいたる寿命を破壊力学的に

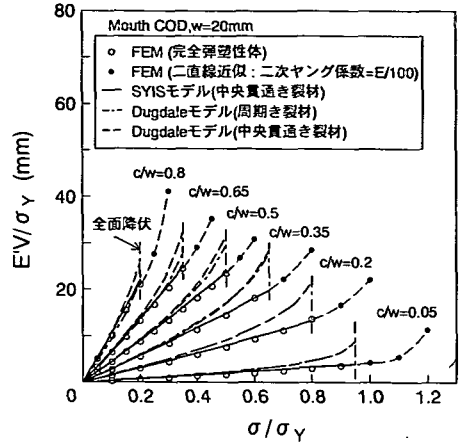


図-8 中央貫通き裂材における COD 推定結果 (弾塑性 FEM と SYIS モデルによる推定結果の比較)

推定できることも判明しつつある<sup>12),13)</sup>。

以上のように RPG 荷重により種々の疲労現象を定量的に評価し得ることがわかりつつあるが、著者らの Fig. 10 と同じく、最大荷重が低下する場合には、シミュレーションでは長寿命側に評価する傾向にある(もちろん、より実験結果と近くなっているが)。

討議者は Dugdale モデルに問題があると、現在考えている。すなわち Dugdale モデルでは、塑性域が収縮しようとする効果を、単に降伏点に等しい弾性応力で仮想き裂面を引張っていると置き換えているだけであり、基本的には弾性問題の重ね合わせをしているだけである。しかし塑性域には、クイチガイが生じており、塑性の効果弾性問題として置き換える場合には、残留応力の解析において行われるように、クイチガイの源である非適合ひずみを打ち消すための固有応力が作用していることを考慮する必要がある。き裂先端前方に生じる塑性域はき裂の垂直方向にも広がっているが、塑性域が収縮しようという特性をき裂線上に集中させて理想化する。すなわち固有ひずみはき裂線上にのみ存在すると理想化し、それによるクイチガイが仮想き裂部のき裂開口変位に等しいと仮定したモデル (SYIS モデル) を提案した。そして中央貫通き裂に対して、塑性拘束係数を導入しなくても、図-8 に示すようにほぼ妥当な COD が得られることを示した<sup>14)</sup>。

さらに Dugdale モデルを CT 試験片に適用し、全面降伏時の COD を、弾塑性 FEM で得られる COD と等しくなるように塑性拘束係数を定め、塑性拘束係数を導入した Dugdale モデルによる COD と弾塑性 FEM による COD を比較すると、図-9 に示すように Dugdale モデルでは COD が巧く評価できないこと

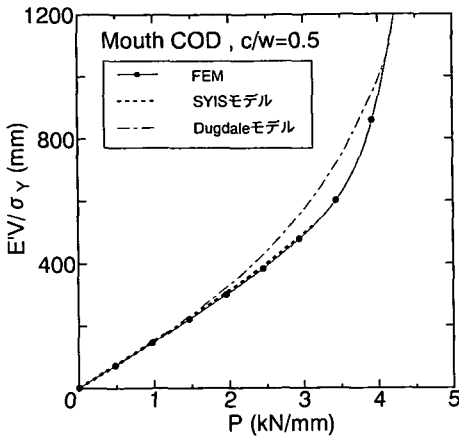


図-9 全面降伏時の塑性拘束係数で修正した Dugdale モデル および SYIS モデルによる COD と弾塑性 FEM による COD の比較

が分かる。しかし SYIS モデルでは、塑性拘束係数を導入しなくても COD が図-10 に示すようにほぼ妥当に得られ、塑性拘束係数を 1.04 とすると中央貫通き裂も CT 試験片も妥当な COD が得られることを示した<sup>15)</sup>。上記のように Dugdale モデルでは試験片により、またき裂長により塑性拘束係数が変化すると同時に、塑性拘束係数を導入しても応力勾配が急峻な場合 (CT 試験片) には妥当な COD を求められないという問題があるが SYIS モデルではそれが解決したと考えている。

上記のアイデアは、表面き裂に対して、最深部を含む板表面に垂直な要素の貫通き裂面に、各深さにおけるき裂長さを有する中央貫通き裂に対応するバネを配置したモデルに発展させることができ、表面き裂の  $K$  値が精度良く求められる<sup>16)</sup>。

現在この SYIS モデルを基礎にしたき裂開閉口モデルを作成するべく開発を続けている。

また任意応力分布のもとでの RPG 荷重のシミュレーションが可能で、残留応力分布下でも RPG 荷重が妥当に推定できること<sup>17)</sup> も報告している。さらに試験片だけでなく、き裂長と  $K$  値の関係を与えて、それと同じ関係を有するように無限板に応力分布を与えてき裂伝播寿命を推定できるプログラムも完成している。このことにより、構造物におけるき裂長と  $K$  値の関係 (残留応力による関係も) を入力することで、構造物の疲労き裂伝播寿命が予測できると期待している。このプログラムについては日本造船研究協会第 219 部会で現在有効性を調査している段階にある。

さらにき裂発生は一点からき裂が生じるわけではないので、干渉効果を考慮した最深部の  $K$  値と同じ  $K$  値を有する単一の表面き裂を仮想的に考え、そのアス

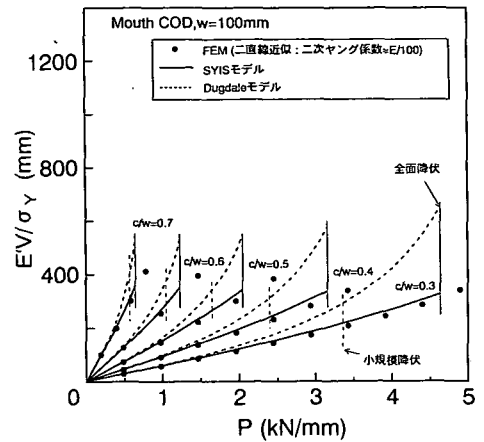


図-10 CT 試験片における COD 推定結果 (弾塑性 FEM と SYIS モデルによる推定結果の比較)

ペクト比の変化挙動を実験的に調べた<sup>18)</sup>。これにより間接的に単一の表面き裂の伝播をトレスすることで、複数個の表面き裂が伝播する過程を、き裂開閉口を考慮して取扱いができることを期待している。

上記のように討議者は、 $S-N$  曲線を使用することなく、構造物のき裂発生から任意の長さのき裂になるまでの寿命を、残留応力、応力比、荷重順序の影響までを加味して、推定する手法の開発に取り組んでいる。種々いまだ解決しなければならない課題が存在するが、現在その確立に対する展望が明確となってきている。

#### 参考文献

- 1) J. C. Newman, Jr.: A Crack-Closure Model for predicting Fatigue-Crack Growth under Aircraft Spectrum Loading, NASA Tech. Memo. 81941 (1981).
- 2) M. Toyosada and T. Niwa: Simulation Model of Fatigue Crack Opening/Closing Phenomena for Predicting RPG Load Under Arbitrary Stress Distribution Field, *Proc. of the 5th International Offshore and Polar Engineering Conf.*, The Hague, Netherland, Vol. IV, pp. 169-176, 1995.
- 3) 豊貞雅宏, 丹羽敏男: き裂発生と伝播を統一した新しい寿命評価法, 日本造船学会 '93 構造ミニシンポジウム, pp. 218~256, 1993.
- 4) 豊貞雅宏, 岡本太郎, 藤原裕彦: き裂開閉口を考慮した疲労き裂伝播モデル, 日本造船学会論文集, Vol. 152, pp. 371-379, 1983.
- 5) 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, pp. 427-438, 1994.
- 6) 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, 日本造船学会論文集, Vol. 169, pp.

245-255, 1991.

- 7) M. Toyosada and T. Niwa: The Significance of RPG load for fatigue crack propagation and development of a compliance measuring system, *International Journal of Fracture*, Vol. 67, pp. 217-230, 1994.
- 8) 町田進, 吉成仁志, 牧野寛之: 疲労き裂先端歪み変化の詳細観察, 材料学会第8回破壊力学シンポジウム, 1995.
- 9) 町田進, 吉成仁志, 牧野寛之: 上記8)の考察, 日本造船学会材料加工委員会材料分科会, 1-173-95, 1995.
- 10) 豊貞雅宏, 丹羽敏男, 山口喜久次, 武中秀樹, 荒巻直樹, 真崎宏明: 極低き裂伝播速度領域における疲労き裂伝播則について, 日本造船学会論文集, Vol. 172, pp. 589-599, 1992.
- 11) 豊貞雅宏, 丹羽敏男, 山口喜久次: 長いき裂に対する疲労き裂遅延減速現象とき裂停留条件について, 日本造船学会論文集, Vol. 176, pp. 439-446, 1994.
- 12) M. Toyosada and T. Niwa: Algorithm of Fatigue Life Assessment by a Unified Theorem without Distinguishing between the Crack Initiation and the Propagation Life, *NK TECH BULLETIN*, pp. 1-10, 1995.
- 13) 豊貞雅宏, 丹羽敏男: 切欠底から発生する微視・微小き裂の疲労き裂寿命評価法について「発生と伝播の統一理論による寿命予測のアルゴリズム」, 日本造船学会論文集, Vol. 174, pp. 689-695, 1993.
- 14) 豊貞雅宏: き裂前方の固有ひずみを考慮した線状降伏モデル, 日本造船学会材料加工委員会材料分科会資料, 1995.
- 15) 豊貞雅宏, 丹羽敏男, 後藤浩二, 武田兼二郎: CT試験片の弾塑性 COD, 日本造船学会材料加工委員会材料分科会資料, 1995.
- 16) 豊貞雅宏, 丹羽敏男, 後藤浩二, 江藤健一, 尾野英夫, 村井亮介: 二次元化による表面き裂の  $K$  値近似解法, 日本造船学会論文集, Vol. 178, p. 535, 1995.
- 17) 豊貞雅宏, 丹羽敏男: 残留応力場における疲労き裂伝播挙動, 日本造船学会論文集, Vol. 178, p. 505, 1995.
- 18) 豊貞雅宏, 山口喜久次, 武田兼二郎, 竹下直宏: 切欠底に生じる疲労き裂表面き裂のアスペクト比変化についての実験的検討, 西部造船会会報, Vol. 91, p. 169, 1996.

(1995.9.14 受付)

▶回答者 (Closure)——程 小華 (建土研・前名古屋大学大学院)・山田健太郎 (名古屋大学)  
Xiaohua CHENG and Kentaro YAMADA

まず, 著者らの論文に対して貴重な討議をいただき, 深く感謝します。

私共の研究は, 溶接継手を対象に相対的に計算が簡便で, 精度のよい実動変動荷重条件下の疲労き裂進展解析モデルの開発を目指している。このような簡便な解析モデルであれば, 現在問題となっている, 橋梁をはじめとする鋼構造物の実動荷重による疲労寿命推定, 特に長寿命域での疲労き裂進展寿命を予測することができると考えている。道路橋や鉄道橋の多くの部材は, 一般に低応力範囲ではあるが非常に多い繰り返し数, 例えば,  $10^7$  回あるいはそれ以上のオーダーの変動振幅応力を受けている。このような構造物に対しては, 疲労耐久性を評価し, 維持管理計画策定のために, 疲労照査が不可欠である。

このような長寿命域での疲労寿命評価では, 荷重サイクルの相互干渉効果, いわゆる高-低, 低-高と変動する荷重の順序の影響を明らかにしなければならない。本研究では, まず, 単一過大荷重の疲労き裂進展への影響を測定し, 破壊力学による解析を試みた。また, 単一過大荷重の繰返し (periodic overloads) や変動ブロック荷重 (variable amplitude block loading) などの荷重条件下の疲労き裂進展速度の測定は現在進行中であり, その結果については, 将来報告する予定である。今回討議の対象とされた論文は, これら一連の研究結果の一部として, 単一過大荷重および簡単な変動荷重下の疲労き裂進展挙動を予測したものである。ここで著者らが用いた解析モデルは, 基本的に Newman が提案したモデル<sup>14)</sup>に基づいた。このモデ

ルは, 著者らの目的に対して, 例えば FEM 解析より相対的に簡便でありながら, 精度も十分よいモデルと思われ, 今回の解析モデルとして採用した。

さて, ご指摘の点につきまして, 以下に著者らの考えを述べさせていただきます。

(1) き裂開口応力  $\sigma_{op}$  の定式化の連続性について  
理論的に, 載荷・除荷と続く連続な繰返し載荷過程 (著者らの式 (3), (4), (5) に対応) 中に, 開口応力  $\sigma_{op}$  をかけた際に, 仮想き裂の開口変位は次式のように表せる。

$$v_i = \sigma_{op} f(x_i) - \sum_{a+\rho} \sigma_j g(x_i, x_j) \\ = \sigma_{op} f(x_i) - \sum_{a+\rho} \sigma_j g(x_i, x_j)$$

ここで,  $f(x_i)$  と  $g(x_i, x_j)$  はそれぞれ仮想き裂 (長さ  $d$ ) の開口変位 (COD) 係数である。和符号  $\sum$  は, 実き裂 (長さ  $a$ ) 範囲内にコンタクト応力  $\sigma_j$  が 0 になっているので, 実き裂先端前方の塑性域における残留応力に対応する。

あるいは, 実き裂範囲内の要素  $i$  が開口する瞬間には,

$$v_i = (\sigma_{op})_i f(x_i) - \sum_{a+\rho} \sigma_j g(x_i, x_j) = L_i$$

そして, 開口応力  $\sigma_{op}$  は次のように表せる。

$$(\sigma_{op})_i = (L_i + \sum_{a+\rho} \sigma_j g(x_i, x_j)) / f(x_i)$$

実き裂範囲内の各要素の位置で, き裂表面が離れる荷重  $(\sigma_{op})_i$  の内, 最も大きい値はき裂が完全に開口する際の開口応力  $\sigma_{op}$  を与える。しかし, 式中で実き裂範

囲のコンタクト応力や実き裂先端の塑性域にある残留応力の分布とその値は  $\sigma_{\min}$  から  $\sigma_{\max}$  まで荷重過程に変化し、複雑であるため、式(3)、(4)、(5)と連続しても、開口応力を求めるのは困難であると考えられる、

著者らが引用した参考文献<sup>(14),(16)</sup>によると、き裂開口応力  $\sigma_{op}$  を求める方法は Newman が提案した2つの方法がある。すなわち、K法[1981年]と変位法[1982年]であり、いずれも実き裂長さ  $a$  に対するパラメーター ( $K$  値や COD 値) を用いて開口応力  $\sigma_{op}$  を求める。

K法は、応力拡大係数  $K$  で  $\sigma_{op}$  を計算する。最小応力  $\sigma_{\min}$  に除荷されてから、き裂が完全に開口するために、少なくとも応力増分 ( $\sigma_{op}-\sigma_{\min}$ ) が荷重されなければならない。すなわち、き裂表面に接触を起こさせないために、遠方応力増分 ( $\sigma_{op}-\sigma_{\min}$ ) により生じた  $\Delta K$  と実き裂表面のコンタクト応力による  $\Delta K$  が同じ値となるようにしなければならない。

著者らが用いた変位法については、実き裂表面の開口変位が関係する。最小応力  $\sigma_{\min}$  に除荷してから、再度き裂が完全に開口するために、実き裂表面上の各要素の位置での応力増分 ( $\sigma_{op}-\sigma_{\min}$ ) によって生じた変位を、実き裂表面のコンタクト応力による変位と同じ値とする。

K法と変位法とも、 $\sigma_{\min}$  から  $\sigma_{op}$  に荷重過程に実き裂のコンタクト応力の変化の複雑性や実き裂先端前方の塑性域にある残留応力の未知性を避けて、前の荷重履歴 ( $\sigma_{\min}$ ) に生じた実き裂表面のコンタクト応力を克服することのみで、き裂開口応力  $\sigma_{op}$  を求める方法である。このようなことから、実き裂 (長さ  $a$ ) に応じる単位荷重が作用する場合の COD より  $g'$  値、 $f'$  値を求め、き裂開口応力  $\sigma_{op}$  を定式化した。なお、コンタクト応力が式(5)から求められたため、開口応力  $\sigma_{op}$  は前の荷重履歴の除荷過程に関連し、式(3)、(4)、(5)に表される荷重・除荷過程と連続している。これは、荷重・除荷過程中の応力、COD などの変化の連続性などに影響しないと考えられる。

## (2) 有効応力拡大係数 $\Delta K_{eff}$ のしきい値 ( $\Delta K_{eff})_{th}$ について

ご指摘のように、有効応力拡大係数  $\Delta K_{eff}$  とき裂進展速度  $da/dN$  の関係は、 $\Delta K_{eff}$  の小さい領域で両対数グラフ上で直線関係が得られないのは既知である。

両者の関係はしきい値 ( $\Delta K_{eff})_{th}$  が存在するため、疲労き裂進展挙動の予測には、修正 Elber-Paris 則、 $da/dN=C[\Delta K_{eff}^m-(\Delta K_{eff})_{th}^m]$  を用いなければならない。著者らは当然このことを考慮した。しかし、本研究では、実験計画上、 $\Delta K$  の低い領域は避けたため、疲労き裂進展速度の測定データは、ほとんど Stage II にある。特に応力比の高い ( $R=0.46$ ) 場合、図-7 に△印で示している供試体 B-Series では、すべてのデータは直線回帰線にあり、データ整理では、 $(\Delta K_{eff})_{th}$  を考慮しなくても十分精度があると考えた。

## (3) その他

討議者が提案した RPG (Re-tensile Plastic zone's Generating) 荷重法については、疲労き裂先端前方に塑性変形成分のみが疲労被害の累積に影響すると考えられる。いわゆる、荷重が RPG 荷重より以下の場合を考えると、き裂先端に材料変形の変化は完全に弾性状態にあることから、き裂先端前方には塑性変形の繰返しは起こらず、疲労被害の累積は生じない。荷重が RPG 荷重より以上の場合、疲労き裂進展は可能である。言い換えると、 $\Delta K_{eff}=K_{\max}-K_{op}$  の代わりに、 $\Delta K_{RP}=K_{\max}-K_{RP}$  がき裂進展を引き起こす。これは概念的にもっと合理的なものであると著者らも考えている。ただし、討議中の図-3および図-4によると、 $\Delta K_{RP}\sim da/dN$  関係と  $\Delta K_{eff}\sim da/dN$  関係の差の分は、ちょうど図-2中の RPG 荷重と開口荷重の差の分に対応しているのではないかと考えられる。図-3のき裂開口荷重法 ( $\Delta K_{eff}=K_{\max}-K_{op}$ ) には、有効応力拡大係数範囲のしきい値 ( $\Delta K_{eff})_{th}$  が考慮されているが、図-4の RPG 荷重法 ( $\Delta K_{RP}=K_{\max}-K_{RP}$ ) には、有効引張塑性域再生成応力拡大係数範囲のしきい値 ( $\Delta K_{RP})_{th}$  が考慮されていない、むしろ ( $\Delta K_{RP})_{th}$  が存在していない。つまり、両法とも基本的に相似なものであると考えられる。計算上は、ある条件下に、それぞれ RPG 荷重法とき裂開口荷重法で、同じ疲労寿命の予測結果を与えることがあり得る。そこで、両者の比較など、今後の研究課題の1つになると思われる。なお、実用上は、RPG 荷重に比べて、き裂開口荷重  $\sigma_{op}$  が荷重・除荷過程中の応力-ひずみ関係から比較的容易に得られる。以上のことから、き裂開口応力モデルは、比較的簡便さを要求されるモデルとして十分有効な方法と考えられる。

(1996.11.27 受付)