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」

——RPG 規準による疲労き裂伝播挙動の研究（第4報）——

正員 豊 貞 雅 宏* 正員 丹 羽 敏 男*

Assessment of Fatigue Life for a Crack Emanated from a Notch

——Algorithm of Fatigue Life Assessment by ΔK_{RP} Approach without Distinguishing
between the Crack Initiation and the Propagation——

by Masahiro Toyosada, *Member* Toshio Niwa, *Member*

Summary

In the previous paper, we showed that logarithmic curve of $\Delta K_{RP} \sim da/dN$ was linear even in the ranges of stages I and II of a long crack. In other words, threshold phenomenon appears only circumstantially due to applying ΔK or ΔK_{eff} which involve the term not related to the crack extension force such as elastic deformation in addition to the term related to the crack driving force.

In this paper, we carried out fatigue crack initiation/propagation test for CT specimens with a notch of root radius 1 mm. Fatigue cracks initiated in the mid-thickness at a notch root as surface cracks. Having considered the change of an aspect ratio of surface cracks before and after coalescence from previous studies for a surface crack propagation and a change of measured RPG load (Re-tensile Plastic zone's Generated load), it was confirmed that the logarithmic curve of $\Delta K_{RP} \sim da/dN$ for a physically small crack of which the length was greater than one microstructural grain size and smaller than a uniform through-thickness crack was in good agreement with that for a long crack.

Moreover, for a microstructural short crack which is less than one grain size, it is postulated that dislocations do not exceed beyond barriers such as a grain boundary and a pearlite zone in a ferrite-pearlite microstructure when loading range appearing tensile plastic zone keeps constant. Then, the equivalent ΔK value is obtained from a plastic zone size. Therefore, from the measured RPG load, equivalent ΔK_{RP} is defined for a microstructural short crack, relating that ΔK_{RP} represents compressive plastic zone at minimum load for a long crack. By using equivalent ΔK_{RP} for a microstructural short crack and ΔK_{RP} for a physically small crack and a long crack, crack propagation curves are calculated for a crack emanated from a notch root without distinguishing between crack initiation and propagation. The calculated crack propagation curves are in very good agreement with experimental ones.

These results indicate that the fatigue life can be prolonged if the grain size is made small. However, we might not be able to expect any drastic improvement if the maximum grain size is greater than about 10 μm . Moreover qualitative studies were also made for the phenomenon about stopping crack and coarsening effect by using the algorithm.

1. ま え が き

疲労寿命は、き裂発生寿命とき裂伝播寿命の和として与

えられる。前者は $S-N$ 曲線で、後者は破壊力学的手法で推定されてきた。しかし、 $S-N$ 曲線で求められる発生寿命が、実構造物においていくらの大きさのき裂に対応するか未だ明確になっていない。このき裂、すなわち破壊力学を適用する際の初期き裂の与え方で全寿命の推定はいかようにでもなり、損傷解析では適時都合の良い初期き裂が採用されるのが現状である。

* 九州大学工学部

したがって、疲労寿命評価を信頼あるものとならしめるためには、上記のギャップをなくすようにするか、発生と伝播を同一体系化で統一して評価できるようにすることが必要となる。

破壊力学で取扱う対象き裂を小さいところへまで拡張する努力はこれまで多くなされてはいるが、この時間問題となるのは微小き裂あるいは結晶粒オーダ以下の微視き裂では、長いき裂で得られる ΔK_{th} よりも小さな ΔK 以下でき裂が伝播することであり、見掛け上 ΔK_{th} は微視き裂、微小き裂では小さくなると考えた解析が行われている¹⁾。しかし、なぜき裂が短くなると ΔK_{th} が低くなるのかの物理的意味は考察されていない。

ところで、著者ら²⁾は、負荷過程中に引張塑性域が生じ出す時点の荷重 P_{RPG} から最大荷重 P_{max} の荷重範囲に対応する応力拡大係数範囲 ΔK_{RP} と疲労き裂伝播速度 da/dN との間には、極低き裂伝播速度領域も含めて両対数グラフ上で直線関係が存在することを示した。このことは、 ΔK_{th} はき裂の伝播に真に寄与する成分だけを表したき裂伝播パラメータを採用していないために存在するもので、材料定数ではないものと解釈される。

そこで、本研究では切欠底を円弧状に仕上げた CT 試験片を用いて疲労試験を実施し、切欠底から発生・伝播する微小き裂に対する $\Delta K_{RP} \sim da/dN$ 関係が長いき裂のそれに一致するか否かをまず検討した。この微小き裂は非貫通き裂となるので、この効果を考慮することにより両者が一致することを示した。

ところで、最小荷重時に生じるき裂先端前方の圧縮塑性領域 $\bar{\sigma}$ のみが繰り返し荷重下で塑性ヒステリシスループを生じる領域となるため、この領域で疲労被害が蓄積されると考えられる。そこで、長いき裂では ΔK_{RP} がこの圧縮塑性領域の寸法を間接的に表していることを示した。

そして、これまでの微視き裂の研究成果³⁾を参考とし塑性域が生じている荷重範囲が一定の場合、すなわち有効荷重範囲 ΔP_{RP} が一定の場合には切欠底から発生したき裂が最初の結晶粒界に到達するまでは圧縮塑性域の成長は結晶粒界などのバリアで拘束されているとの仮定を導入して、長いき裂で得られた $\Delta K_{RP} \sim da/dN$ 関係から初期き裂の存在を仮定しないでき裂成長曲線を近似的に推定するアルゴリズムを提案した。

その結果、推定曲線と実験結果は非常に良い一致がみられた。そして、結晶粒径が細くなるほど疲労寿命が長寿命になることを示した。さらに、このアルゴリズムにより切欠底に生じる停留き裂の現象およびコーキング効果が説明できることを定性的に明らかにした。

2. 供試材および試験方法

供試した鋼板は SM-41 B 鋼であり、前報²⁾で用いた鋼板と同じである。この供試材より Fig. 1 に示す CT 試験片を

採取した。図に示すように、切欠先端部は半径 1 mm の円弧状にしている。残留応力を除去する目的で試験片を作成後、620°C、2 hr 保持の条件で熱処理を施している。Fig. 2 には供試材のマイクロ組織を示す。疲労き裂の伝播方向は紙面の横方向であり、平均結晶粒径は約 30 μm 、最大結晶粒径は約 60 μm である。この鋼板の長いき裂に対する疲労き裂伝播速度は、ステージ I およびステージ II の広領域において

$$\frac{da}{dN} = 4.505 \times 10^{-11} (\Delta K_{RP})^{2.692} \quad (\text{SI 単位表示}) \quad (1)$$

で表される²⁾。

疲労き裂伝播試験は、先に開発した高精度コンプライアンス測定システムを適用して、応力比 0.05、0.3 および 0.5 の一定荷重振幅下を意図して行った。ただし、適用した試験機の油圧源容量が小さいにもかかわらず、15 Hz という高速で繰り返し荷重を与えたので、き裂長さが大きくなるにつれ最大荷重は小さく最小荷重は大きくなる事情は前

Fig. 1 CT specimen used

Fig. 2 Microstructure of SM-41B steel used

報²⁾と同じである。

3. 切欠底に発生・伝播する表面き裂のアスペクト比の変化

Fig. 1 に示す試験片では、疲労き裂は切欠底の板厚中央部から多数点発生し、これらが成長する過程で合体を繰り返し、ついには Fig. 3 に示すような単一の表面き裂となりさらに成長すると貫通き裂になるものと考えられる。

ところで、川原⁴⁾は平板に存在する単一の表面き裂が繰り返し荷重により伝播する場合、曲げ荷重比 α ($=$ 引張応力振幅/(引張応力振幅+曲げ応力振幅)) が一定ならばき裂深さ a と表面き裂半長 c との比、すなわちアスペクト比 (a/c) が板厚貫通時にほぼ一定になることに着目し、伝播中のアスペクト比変化に関する実験式を提案している。Fig. 4 は、彼らの提案式の模式図である。初期欠陥が非常に浅く、その表面におけるき裂半長 c_0 が深さ a_0 とほぼ等しい場合のき裂伝播形状は図中の $f(a/t)$ に沿って伝播する。ただし、 t は板厚である。この場合の伝播を彼らは均衡成長と呼んでいる。 $f(a/t)$ は α の関数であり次式で与えられている。

$$f(a/t) = a/c = A - B \cdot (a/t) \quad (2)$$

ここで

$$A = 0.98 + 0.07\alpha, B = 0.06 + 0.94\alpha$$

一方、初期欠陥が非常に偏平な場合には点 ($a_0/t, a_0/c_0$) と原点を通る直線 $g(a/t)$ と (2) 式の $f(a/t)$ の 2 つの直線を漸近線とする

$$\frac{1}{(a/c)^n} = \frac{1}{\{f(a/t)\}^n} + \frac{1}{\{g(a/t)\}^n} \quad (3)$$

ただし

$$n = 1 + m/2 \quad (m: \text{Paris 則の指数})$$

に沿って変化する。この場合を彼らは非均衡成長と呼んでいる。

(3) 式は a_0 が小さい場合には初期欠陥の点 ($a_0/t, a_0/c_0$) をほぼ通るが、ある程度深くなると通らないので以下のように修正する必要がある⁵⁾。

$$c = a \left\{ \left(\frac{1}{A - B a/t} \right)^n + \left(\frac{\beta t}{a} \right)^n \right\}^{1/n} \quad (4)$$

ただし

$$\beta = \frac{a_0}{t} \left\{ \left(\frac{c_0}{a_0} \right)^n - \left(\frac{1}{A - B a_0/t} \right)^n \right\}^{1/n}$$

上記のように、平板に存在する単一表面き裂では均衡成長の場合アスペクト比はき裂深さに対して直線的に変化する。切欠底に存在する表面き裂の K 値は切欠による応力集中のため、平板中に同じ大きさの表面き裂がある場合の K 値より増加するが、その増加の程度は切欠底に近いき裂前縁ほど大きくなる⁶⁾。したがって、切欠底における表面き裂の均衡成長は平板中における表面き裂より偏平な形となるはずである。

Fig. 1 の CT 試験片の場合、き裂がある程度成長すると

板厚貫通き裂となるが、貫通直後は板厚中心部のき裂長さが板表面よりも大きいので一様な貫通き裂として取扱うことができない場合も生じる。すなわち、板厚が大きい場合には、板厚貫通以前でも板厚中央部ではほぼ一様なき裂深さとなり貫通き裂として近似的に取扱うことができる場合もあると考えられるが、板厚が小さい場合には、たとえ板厚貫通裂になっていても一様な貫通き裂として近似できない場合も生じるものと考えられる。したがって、どの時点で一様な貫通き裂として取扱えるようになるかが問題となる。

Fig. 3 Schematic diagram of surface crack initiated at a notch root

Fig. 4 The change of aspect ratio for surface cracks

これまでの計測結果^{2),7)}によると, RPG 荷重は切欠の応力集中係数が大きい場合はき裂発生後き裂の成長とともに大きくなり, あるき裂長さのところで最大値を示し, その後き裂の成長とともに徐々に小さくなる。一方, 応力集中係数が比較的小さい場合はき裂発生直後はき裂の成長につれて小さくなり, 極小値を示した後き裂の成長とともに大きくなり, あるき裂長さのところで極大値を示した後き裂の成長とともに徐々に小さくなる。

RPG 荷重が最大値あるいは極大値を示す時点は, き裂閉口域が十分に発達した時点と対応する。その後は定常状態となり, ΔK_{RP} は徐々にき裂成長とともに変化する。切欠底から伝播したき裂が $\Delta K \sim da/dN$ のステージ II 線上に乗るのはこの時点以後のき裂長さの領域と考えられる。なぜなら, 定常状態に入る直前では, 有効荷重 (=最大荷重 - RPG 荷重: ΔP_{RP}) はき裂の成長とともに小さくなり, ΔK_{RP} の変化は定常状態よりもき裂の成長に対して小さくなり, ステージ II 線上からはずれものと考えられる。

したがって, 一様な貫通き裂とみなして評価できる領域は RPG 荷重が最大値あるいは極大値を示してから以後のき裂長さとして想定できる。

そこで, Fig. 1 に示した試験片と切欠底半径を 2 mm (他は Fig. 1 と同じ寸法, 形状) の 2 体を用いて応力比 0.05 の条件下で疲労き裂伝播試験を実施し, き裂伝播形状を測定する目的でビーチマークを導入すると同時に, RPG 荷重を計測する目的で微小なコンプライアンス変化も計測した。Fig. 5 a), b) にはそれらの破面と RPG 荷重の測定結果も合わせて示してある。

そこで, き裂深さ a を RPG 荷重が極大値を示すき裂深さ a_1 で無次元化し, a が a_1 のときにアスペクト比 (a/c) が 0 となる均衡成長の予測直線を Fig. 5 の点線のように求めた。ただし, ここでは a が平均結晶粒径 $30 \mu\text{m}$ のときに a/c が 1 となると川原らの結果から仮定した。図中にはビーチマークにより得られたアスペクト比も示した。微小き裂領域であるため得られたき裂形状は試験片 1 体あたり 1 点であるが少なくとも合体後のアスペクト比の変化は上記のように仮定してもよさそうである。

飯田ら⁸⁾は, 大きさの異なる 2 つの半楕円切欠を有する平板に繰り返し荷重を負荷した場合のき裂伝播形状ならびにき裂成長曲線を推定する手法を提案している。Fig. 6 にはビーチマーク法により得られた結果をもとに同一平面内にある 2 つのき裂の疲労によるき裂成長過程を模式的に示す。き裂が表面で合体する③までの過程では, 近接する他のき裂のため単独に存在する同じ大きさのき裂の K 値より K 値が大きくなり, いわゆる干渉効果によりき裂の成長は速くなる。一方, 合体後単一の半楕円き裂となる⑤までの過程では, 合体後の全き裂表面長さの半分を長軸, 最も深いき裂の深さを短軸とする半楕円き裂の K 値より K 値は小さくなる。なお, 合体直後のき裂深さの浅い個所は K 値が他の部分より卓越して大きくなるために, この個所のき裂成長は速くなりき裂前縁線が滑らかな半楕円形状に変化する。

そこで, 彼らは③までの過程では干渉効果を無視し, それぞれのき裂が単独で成長するとして長寿命側の評価を与え, ③から⑤の区間の寿命を無視し, ⑤から後の過程では

Fig. 5 The change of aspect ratio of surface cracks emanated from various notch roots

Fig. 6 Surface crack propagation before and after coalescence

合体後の全き裂表面長さの半分を長軸、最も深いき裂の深さを短軸とする半楕円き裂と仮想してき裂の成長を評価した。③までの長寿命側の評価を③から⑤の区間の寿命を無視することではば妥当な寿命評価が行えるとしている。

これらの結果より、初期き裂①の深い方およびき裂合体後き裂前縁線が滑らかな半楕円形状に成長した⑤の時点をもとに $a/c \sim a/t$ 図上にプロットし、この両者を結ぶ直線に沿ってき裂形状が変化するとあたかも仮想し、⑤に達した時点からは Fig. 6 のように一つのき裂として取扱うとき裂合体前および合体後のき裂成長をほぼ妥当に評価できる可能性がある。

そこで、飯田ら⁹⁾が解析した日本溶接協会 6 AFC 小委員会⁹⁾で行われた曲げ荷重下の試験結果を再解析した。ここで、曲げ荷重下のデータを取り上げたのは CT 試験片での切欠底では応力勾配が急であるためである。Fig. 7 に試験片 6B4Q のアスペクト比変化を示す。そこで、まず合体後かなり成長した最終段階の結果より川原らの結果を使用して均衡成長の直線を定め、実験で行われた曲げ荷重比を求めた。その結果、曲げ荷重比を 0.98 とした均衡成長変化を点線のようにすると(4)式より図に曲線で示すような非均衡曲線が得られ、妥当な⑤以後のアスペクト比の変化が評価できる。ここで、曲げ荷重を与えているにもかかわらず曲げ荷重比を 1 としなかった理由は曲げ荷重を 4 点曲げにより与えており、摩擦により引張応力も少し加わっていると判断されるためである。そこで、⑤以前のき裂形状変化を深い方の初期き裂と⑤のき裂より実直線のように仮想的に考え、単一き裂問題として最深部の K 値を Newman ら¹⁰⁾の式により求め、用いられた材料の C, m 値を使用して Paris 則によりき裂成長曲線を評価した。

その結果を Fig. 8 に実線で示す。図中には実験結果も示してある。さらに、点線は飯田らの方法により評価されたものである。ただし、飯田らは単一表面き裂材の疲労き裂伝播試験結果をもとに、A. S. Koboyashi が求めた K 値¹¹⁾

Fig. 7 The change of aspect ratio for 6B4Q specimen

Fig. 8 Crack growth curve for 6B4Q specimen

を半実験的に修正した K 値を用いて解析しているの、上記のようにき裂のアスペクト比を仮想的に与えた場合との差を論じ得ないので、ここでは飯田らの計算手法にしたがい K 値だけを Newman らによる K 値を与えて解析しなおした結果を図中に示した。

上記の結果より、Fig. 7 中の実線のように仮想的な形状変化を与えると合体前のき裂成長をほぼ妥当に評価できると判断される。合体後に評価した寿命が実験値とかなり異なっているのは、き裂開閉口挙動を無視しているためと思われる。

ところで、疲労き裂はせん断応力で発生するため、CT 試験片では切欠底で荷重軸と 45° 傾いた方向と結晶粒の向き

方向（体心立方体では〈111〉方向）とがほぼ一致する結晶粒内から起こると予想されるので、板厚中央付近の三軸拘束が高く荷重軸方向応力がほぼ一様となる切欠底の複数個所から生じ、その内の最も大きなき裂が核となり伝播する過程で合体を繰り返すものと考えられる。切欠による応力集中のため平板中のき裂より扁平なき裂形状で伝播し、複数個所からき裂が発生するため、合体が終了後き裂前縁線が滑らかな形状になった時点でもき裂深さは浅い。

Blom ら¹²⁾ は 2024 Al 合金材より採取した浅い片側切欠試験片を用いて $R=-1$ の条件で疲労試験を実施し、切欠底に発生した疲労き裂の大きさを観察している。表面き裂半長 c が $20\text{ }\mu\text{m}$ のとき $a/c=0.9$ で、 $c=300\text{ }\mu\text{m}$ のとき $a/c=0.6$ となりこの領域ではき裂の成長とともにアスペクト比が減少していくことを報告している。一方、寺崎ら¹³⁾ は軟鋼材より突き合わせ溶接形状を模擬した疑似余盛試験片を切り出し、疲労試験を行った。彼らは、止端半径を 0.25 mm とし、応力集中係数が $3\sim 5$ の試験片に $R=-1$ の条件下で曲げ荷重を与え、停留き裂の大きさを観察した。その結果、深さ $60\text{ }\mu\text{m}$ 、表面き裂半長 $150\text{ }\mu\text{m}$ の停留き裂が存在していたと述べている。

切欠底に発生するき裂が合体して1つのなめらかな半楕円状き裂になる時点のアスペクト比は、切欠底の応力勾配と応力比に依存すると考えられる。西谷らが提唱している切欠力学¹⁴⁾ によれば、切欠底部の応力勾配は切欠の曲率半径のみに依存する。応力勾配が大きくなるほどき裂合体時の a/c は小さくなると考えられるので Fig. 1 の試験片を $R=-1$ で試験したとすれば上記 Blom らの結果と寺崎らによる結果の中間のアスペクト比になると考えられる。

一方、応力比が大きくなると最深部も表面部も最小荷重時に開口しやすくなるので、当然き裂合体時の a/c は応力比の影響を受けるものと考えられる。後述の Fig. 12 中に示すように、貫通き裂として取扱うことのできるき裂長さ a_1 は応力比が大きくなるほど大きくなっている。したがって、合体後ほぼ均衡成長するようになると応力比が大きくなるほどアスペクト比は大きくなっている。この傾向はき裂合体前にも生じるものと考えられるので、応力比 $0.05\sim 0.5$ の実験では上記 $R=-1$ の結果よりより円形に近い形で合体時のき裂が形成されるものと考えられる。

そこで、き裂の核となる微視き裂の深さを1結晶粒と仮定し、そのアスペクト比を川原らおよび Blom らの結果より1と仮定し、Fig. 9 に示すように以後のアスペクト比の変化を次に示すような3つの case に設定して検討することにした。すなわち、 a/c が初めから均衡成長する場合 (case A)、Blom らの結果と同じアスペクト比変化を仮定した場合 (case B)、および疑似溶接余盛試験片で得られた情報をもとにした場合 (case C) の3 case を設定して以下の検討を行うことにした。

Fig. 9 The assumed change of aspect ratio of surface crack emanated from a notch

4. 切欠底部から発生するき裂の K 値

前節に示したように疲労き裂は初めから板厚貫通き裂として入るのではなく、切欠底に半楕円状に入る。このような複雑なき裂の K 値は求められていない。

そこで、まず Fig. 1 に示す CT 試験片の切欠底に微小な板厚貫通き裂が存在する場合の K 値 (K_1) を境界要素法¹⁵⁾ を用いて計算した。き裂先端部に応力ないしは変位の特異性を有する特異要素を配置した。本境界要素法は、境界積分方程式の数値積分を適応的自動積分法を適用することにより精度向上が計られている。そして、経路積分を行い J 積分を求めそれより K 値に変換した。Fig. 10 は、得られた解析結果をき裂長さの関係で示したものである。図中には、Srawley¹⁶⁾ による CT 試験片の K 値も同時に併記した。切欠底にき裂が存在しない場合の K 値は0であり、微小き裂が入るときき裂成長にしたがい急激に上昇し、その後切欠を含めた長さをき裂長と見なした場合の K 値 (Srawley の解) に漸近していき、ついには一致することがわかる。

そこで、切欠底に存在する半楕円表面き裂の最深部の K 値をすみ肉溶接止端部に存在するき裂に対して Maddox が与えた近似と同様の考え方¹⁷⁾ で以下のように近似する。

$$K = K_1 \cdot K_2 / K_3 \quad (5)$$

ここで

K_1 : 切欠底にき裂長さ a の貫通き裂が存在する場合の K 値 (Fig. 10 に示した K 値)

K_2 : 表面き裂長 $2c$ 、き裂深さ a の半楕円表面き裂を有する平板 (板厚 w_1) に一様引張応力が作用する場合の K 値

K_3 : 長さ a の貫通き裂を有する端部き裂付き平板 (板幅 w_1) に一様引張応力が作用する場合の K 値

Fig. 10 K value for CT specimen with a notch ($a^*=31$ mm, $\rho=1$ mm)

ここで、 K_2 は Newman ら¹¹⁾ による結果より以下のように与えられる。

$$K_2 = \sigma_M \sqrt{\pi a / Q} F \quad (6)$$

ただし

$$Q = 1 + 1.464(a/c)^{1.65}$$

$$F = M_1 + M_2(a/w_1)^2 + M_3(a/w_1)^4$$

$$M_1 = 1.13 - 0.09(a/c)$$

$$M_2 = -0.54 + 0.89/(0.2 + a/c)$$

$$M_3 = 0.5 - 1/(0.65 + a/c) + 14(1 - a/c)^{24}$$

また、 K_3 は以下のように与えられる¹⁸⁾。

$$K_3 = \sigma_M \sqrt{\pi a} F(a/w_1) \quad (7)$$

ただし

$$F(a/w_1) = \sqrt{\frac{2w_1}{\pi a} \tan \frac{\pi a}{2w_1}} \cdot \frac{0.752 + 2.02(a/w_1) + 0.37\{1 - \sin(\pi a/2w_1)\}^3}{\cos(\pi a/2w_1)}$$

なお、Fig. 8 の 6 AFC 小委員会データの解析では試験片幅の影響も Newman らの K 値に取り込んで解析したが、(6)式では（この場合は板厚の影響となる）この影響は無視している。その理由は、 K_3 に板厚の影響が含まれていないことによる。また、表面き裂の表面き裂長 $2c$ が板厚より大きくなると (6) 式は成立しない。

$2c$ が板厚よりも大きくなった場合は板厚中央部のき裂が板表面部のき裂より長いパラボラ状のき裂となる。この場合、板厚中心部の K 値は Neale¹⁹⁾ によると

$$K = \frac{t}{L} K_1 \quad (8)$$

ただし (Fig. 11 参照)

K_1 : パラボラ状のき裂の面積に等しい板厚方向に一樣なき裂がある場合の K 値 (Fig. 10 に示した K 値)

Fig. 11 Parabolic through-thickness crack

L : き裂前縁線の長さ

で近似的に与えられる。ところで、I 型梁のフェイスにある表面き裂がウェブに伝播した初期の場合などでは、あたかもウェブの板厚がフェイスの幅に等しい物体の中を表面き裂として伝播する²⁰⁾。そこで、ここでは Fig. 9 にしたがうき裂形状を仮定し、半楕円き裂の弧長の一部として L を与えることにする。すなわち、き裂形状の変化を Fig. 9 のように仮定しているから、

$$a/c = \frac{a_1 - a}{a_1 - r_0} \quad (9)$$

ただし

r_0 : 初期半円き裂の半径 (結晶粒径)

によりアスペクト比は変化する。また、き裂の面積 S は

$$s = \frac{2a}{c} \int_0^{t/2} \sqrt{c^2 - x^2} dx = \frac{at}{4c} \sqrt{4c^2 - t^2} + ac \sin^{-1} \frac{t}{2c} \quad (10)$$

となる。ここで、一樣に板厚貫通き裂として伝播する場合のき裂長さを $\bar{a}$ とすると (9) 式を用い、一樣貫通き裂の場合の面積と等値することにより

$$\bar{a}t = \frac{t}{4(a_1 - r_0)} \sqrt{4(a_1 - r_0)^2 a^2 - t^2(a_1 - a)^2} + \frac{a_1 - r_0}{a_1 - a} a^2 \sin^{-1} \frac{t(a_1 - a)}{2(a_1 - r_0)a} \quad (11)$$

となる。この場合き裂前縁の長さ L は

$$L = 2 \int_0^{\phi} \sqrt{c^2 - (c^2 - a^2) \sin^2 \theta} d\theta = \frac{2a}{a_1 - a} \int_0^{\phi} \sqrt{(a_1 - r_0)^2 - \{-a^2 + 2a_1a - (2a_1 - r_0)r_0\} \sin^2 \theta} d\theta \quad (12)$$

ただし

$$\phi = \sin^{-1} \frac{t}{2c} = \sin^{-1} \frac{(a_1 - a)t}{2(a_1 - r_0)a}$$

なお、 a_1 より大きなき裂に対しては、板厚方向に一樣な貫通き裂としての取扱いができるので $K = K_1$ となる。

5. 微小き裂領域のき裂伝播速度の整理と考察

これまでき裂長さとしては表裏面, $1/4t$, $1/2t$, $3/4t$ の位置のき裂長さの平均とコンプライアンスの関係をあらかじめピーチマーク法により調べ, 疲労き裂伝播中に計測されたコンプライアンスよりき裂長さを求める方法を採用してきた²⁾。コンプライアンスとき裂長さの関係としては上記のように平均き裂長さの方が良く一本の曲線にのものと考えられる。しかし, 本試験片のような切欠底の多数点からき裂が発生し, それらが合体して1つのき裂となる過程ではそれらのき裂の面積を求めることができない。

したがって, 本節以後のき裂長さとしては板厚中央部のき裂長さとコンプライアンスの関係を較正曲線として与え, コンプライアンスから板厚中央部のき裂長さを求めて議論することにした。なお, 比較のために用いる長いき裂に対する(1)式は板厚中央部のものではないが長いき裂に対しては板厚中央部のき裂長さと平均き裂長さの差はほとんど K 値に影響を与えないのでこれを修正しないで使用した。

Fig. 12 に2節で行ったCT試験片の疲労試験中に計測したRPG荷重を示す。図中には同時に計測した最大荷重および最小荷重の結果も示した。図に示すように, RPG荷重は切欠底からき裂が発生した直後はき裂の進行とともに減少し極小値を示した後き裂の進展とともに大きくなり, あるき裂長さ a_1 のところで極大値を示し, その後き裂の進展とともに徐々に減少する傾向が認められる。なお, 応力比が0.05の場合に最終段階でさらにRPG荷重が上昇しているのは, き裂の進行とともに油圧源の容量が小さいために最大荷重が低下し, 最小荷重が上昇しているためと理解できる。

そこで, 計測された a_1 をもとに Fig. 9 に示したアスペクト比の変化を仮定して4節で示した K 値を計算した。その結果を $R=0.05$ の条件下で得られた $a_1=1.47\text{ mm}$ の場合について Fig. 13 に示す。偏平なき裂ほど, 同一き裂深さでは K 値が大きくなるので初期は case C の場合が最も K 値は大きくなる。そして, 常に均衡成長をすると仮定した case A が最も K 値が小さくなる。 $R=0.3$ および $R=0.5$ の条件下で得られた a_1 をもとにした結果についても Fig. 13 と同様の結果が得られた。

Fig. 14 は, き裂伝播速度と ΔK との関係を示したもので, ΔK としては case A, case B, case C の3つのアスペクト比を仮定して得たものである。図中の実線はステージIIにおける $\Delta K \sim da/dN$ の関係を示している。ここでは, コンプライアンス計測結果より得た $a \sim N$ 曲線をスムージングして da/dN を求めている。アスペクト比の変化は前述の考察からわかるように, $R=0.05$ から $R=0.5$ と応力比が大きくなるにつれて case B と case C の中間から case B 寄りのところを出発点として case A へと近づいて

a) $R=0.05$ b) $R=0.3$ c) $R=0.5$

Fig. 12 Measured RPG load plotted against measured crack length for constant amplitude loading test

Fig. 13 K value for short crack emanated from a notch ($R=0.05$)

いくと考えられる。いずれにしても、図より微小き裂領域の疲労き裂伝播速度は、長いき裂で得られるそれより同一 ΔK で比較すれば速くなり、これまでの研究結果^{21),22)} と同様の傾向にあることがわかる。

そこで、計測された RPG 荷重と最大最小荷重から有効荷重比 U を求め、(5)式あるいは(8)式の ΔK に乗じて ΔK_{RP} を求め、疲労き裂伝播速度との関係を調査した。その結果を想定したアスペクト比変化の case 毎に Fig. 15 に示す。図中白ぬきの記号がき裂長さが a_1 以下のものである。また、図中括弧内の数字は計測した中で最も小さいき

裂長さを示す。ただし、この値は $a \sim N$ 曲線上でスムージングしたものである。また、図中の実線は長いき裂に対して得られた(1)式を示している。応力比が大きくなるほど、アスペクト比変化は case A に近づくものと想定できるから、この結果をみれば、微小き裂領域では $\Delta K_{RP} \sim da/dN$ 関係は長いき裂のそれにほぼ一致すると結論づけることができる。

しかし、 a_1 以下の小さいき裂はき裂伝播過程におけるき裂形状の変化過程の仮定および切欠底に存在する表面き裂の K 値の近似などにかかなりの問題を含んでいる。

そこで、Fig. 12 に示した RPG 荷重の計測結果を図中に示すようにスムージングし、長いき裂に対して得られている(1)式を使用して4節で示した方法を適用し、平均結晶粒径 (30 μm) を半径とする半円が切欠底に発生したとして、この発生寿命は無視し、計測した最大荷重および RPG 荷重の変化を与えてき裂成長曲線を計算した。

その結果を実験結果と合わせて Fig. 16 に示す。き裂成長曲線でみるとアスペクト比を case A, case B, case C と変化させても推定寿命に大きな差異は生じないことがわかる。さらに、30 μm という微小なき裂からの伝播寿命の計算にもかかわらず、実験結果よりも寿命が短くなっている。しかし、平行移動すれば計算されたき裂成長曲線は実験結果によく一致しているようにみれる。すなわち、1 結晶粒に入るき裂発生寿命が全寿命に占める割合はかなり大きいことが推定される。

6. 微視き裂の成長曲線推定法の検討

微小き裂の ΔK_{RP} と疲労き裂伝播速度の関係は長いき裂のそれにほぼ一致することが前節の結果から明らかとなっ

Fig. 14 Relationship between crack propagation rate and stress intensity factor range for short crack

Fig. 15 Relationship between crack propagation rate and effective stress intensity factor range based on RPG load for short crack

Fig. 16 Comparison between experimental crack growth curves and estimated ones without initiation life

た。

結晶粒径オーダ以下の微視き裂では応力の特異性が保証されないで、 K 値をもとに疲労き裂伝播速度を議論することができず、塑性域寸法との関係でこれまで検討されている。

ところで、疲労き裂先端には最小荷重時に圧縮塑性域が形成される。繰り返し荷重下ではき裂前方に形成される最小荷重時の圧縮塑性域寸法の $\bar{\omega}$ の領域のみに両振り塑性状態が形成される。

長いき裂では、周りの大きな弾性域(除荷弾性域も含む)に囲まれたき裂先端近傍の塑性域内の応力/ひずみ分布は第一近似として塑性域寸法に依存すると考えられるので、き裂前方のき裂先端近傍に蓄えられる疲労被害分布は $\bar{\omega}$ の関数となることが期待される。

$\bar{\omega}$ の計測はできないのでここでは一様応力の繰り返しを受ける無限板中のき裂閉開口挙動をシミュレーションプログラム²³⁾で調査した。

Fig. 17 は初期の自然き裂半長を 10 mm とし一定応力振幅下で伝播する場合の RPG 応力を求めた結果である。そして、同時に最小応力時の圧縮塑性域寸法 $\bar{\omega}$ も求めた。

そこで、き裂閉開口が生じないとし、応力比 0 の状態で $(S_{\max} - S_{\text{RPG}})\{S_{\max} : \text{最大応力}, S_{\text{RPG}} : \text{応力}\}$ を最大応力とする繰り返し応力作用させた場合に生じる最小荷重時の塑性域寸法 $\bar{\omega}$ を Dugdale モデルより求め、 $\bar{\omega}$ との関係进行调查した。その結果を Fig. 18 に示す。疲労き裂発生直後を除き $\bar{\omega}$ と ω は比例し、しかも応力比 R および作用応力振幅が異なってもその比はほぼ一定となっている。

したがって、 ΔK_{RP} は長いき裂に対して最小荷重時に生じる圧縮塑性域寸法を規定していることになり、疲労き裂伝播速度は

$$\frac{da}{dN} = C(\bar{\omega})^m \quad (13)$$

ただし C, m : 材料定数

として ΔK_{RP} により間接的に取扱っていることになる。

Williams ら²⁴⁾ は CT 試験片を用いてモード I、薄肉円筒試験片を用いてモード I と II の組み合わせ、さらには円筒切欠底のき裂試験片を用いてモード III の疲労き裂伝播試験を行い、エネルギー解放率 ΔJ より算出される弾塑性下

Fig. 17 The change of RPG stress for a crack body in an infinitely wide plate subjected to cyclic uniform stress with various stress ratios

Fig. 18 Relationship between ω and $\tilde{\omega}$

の等価な応力拡大係数範囲を用いてき裂伝播速度を整理した。そして、モード I と II の混合モードならびにモード III における疲労き裂伝播速度は、モード I の疲労き裂伝播速度と一致することを示した。長いき裂に対しては、 ΔJ は塑性域寸法と比例関係を有するから、(13)式（したがって、(1)式の表現法でも）はせん断モードに対しても成立すると期待される。

疲労き裂は、最初せん断応力の繰り返しにより発生する。微視き裂領域においても (13)式が成立すると仮定すると、この場合 C , m はモードによる変化を考える必要はないこ

Fig. 19 Relationship between equivalent K values and crack length

とになる。

ところで、Fig. 19 は CT 試験片のき裂面に集中荷重が作用する場合の K 値²⁵⁾ と Fig. 1 の試験片の切欠線上の応力分布 (BEM による弾性解) を用いて、き裂閉口現象は生じないとして Dugdale モデルにより最小荷重時の圧縮塑性域寸法 ω を求め、小規模降伏条件下における K 値と塑性域寸法の関係より、以下のように等価 K 値 K_{eq} を求めた結果である。

$$K_{eq} = 2\sigma_Y \sqrt{\frac{8}{\pi} \omega} \quad (14)$$

ここで、塑性域寸法の計算においては降伏点として繰り返し荷重下ということを考慮して、静的降伏点の 2 倍の値を与え、応力比は 0 の状態とした。図中には、切欠底の弾性応力全振幅 (σ_s) と $2\sigma_Y$ との比を種々変化させた結果を示している。また、Fig. 10 で求めた K 値および Srawley による CT 試験片の K 値¹⁶⁾ も示している。

き裂が長くなると K_{eq} は CT 試験片の K 値と良く一致している。しかし、切欠底で $2\sigma_Y$ 以上の応力振幅が作用する場合には、き裂が入っていない状態でも塑性域が形成されるため K_{eq} は 0 とならない。

上記の検討は貫通き裂が最初から発生し、最小荷重時にもき裂が閉口しないと仮定したので、最大荷重から最小荷重の全振幅が圧縮塑性域の成長に全て有効に働いている場合のものである。

Fig. 18 の検討より、長いき裂に対しては RPG 荷重から最大荷重にいたる荷重振幅 (ΔP_{RP}) が圧縮塑性域長 $\tilde{\omega}$ を規定していることになる。塑性域の成長は、RPG 荷重以上で生じるから、微視き裂に対しても ΔP_{RP} が $\tilde{\omega}$ の成長に寄与

するとまず仮定する。

そこで、以下では、 ΔP_{RP} が一定の場合について考える。き裂は迂り線に沿って発生すると考えられるが、き裂が1結晶粒程度になると疲労被害を受ける場所はほとんどき裂先端に限られ、き裂が応力およびひずみの集中源として作用し、塑性変形がき裂先端付近に繰り返されながらき裂が伝播することが微視的観察結果から明らかにされている²⁶⁾。迂りは結晶粒の結晶方位と関係した特定の方向にしか生じないから、切欠底から入るき裂を考えた場合 Fig. 20 に示すように切欠底の第1番目の結晶粒に入る迂り方向と結晶粒界を越えて次の結晶粒に入る迂り方向は異なる。

刃状転位密度分布を考えた BCSS モデル²⁷⁾ からわかるように、き裂が迂り線に沿って入ると、き裂先端近傍の転位密度は極端に大きくなる。しかし、刃状転位のバーガスベクトルは迂り線に平行なため、き裂が最初の結晶粒界に達するまではき裂前方の高密度部分の刃状転位によるき裂開口成分はほとんど生じないものと考えられる。しかし、き裂が最初の結晶粒界に達すると次の結晶中の刃状転位のバーガスベクトル (b_2) が最初の結晶粒のバーガスベクトル (b_1) と異なるため、 b_2 の b_1 に垂直な方向の成分をもつ転位がき裂先端近傍に高密度で存在するようになり、き裂開口モードが大きく生じ、それによりき裂が応力集中源の役割を演じるようになることを上記の観察結果を定性的に説明できる。

疲労き裂が入る前は、転位は切欠前方の結晶粒界などのあるバリア (B) でくぎづけされていると考えられ、この位置が塑性域先端になる。疲労き裂が入ったとしても最初の結晶粒界に達するまではせん断によりき裂が入るため、転位の増殖はき裂先端近傍に限られ、上記のバリアを転位は飛び越えることができず、1結晶粒以上になると転位はき裂が応力集中源として作用するため B のバリアを越えて塑性域が成長するものと考えることができそうである。

したがって、 ΔP_{RP} が一定の条件では、最初の結晶粒界までき裂が成長する間は圧縮塑性域先端は切欠前方のある位置に留まっていると仮定できる。き裂が結晶粒界に達した時の $\bar{\omega}$ を求めるためには、き裂開口域の影響を考慮する必要があるので簡単には求められない。

Fig. 20 Modification of slip direction at grain boundary

そこで、 ΔP がすべて圧縮塑性域形成に有効に役立っている場合を考え、すなわち、き裂開口が生じないと仮定し、1結晶粒界まで表面き裂が達したときの ΔK 値を ΔK_s とすると、そのときの塑性域長さ ω_s は(14)式より

$$\omega_s = \frac{\pi}{8} \left(\frac{\Delta K_s}{2\sigma_y} \right)^2 \quad (15)$$

ただし、 ΔK_s は(5)式より求められる。

結晶粒径を r_0 とすると塑性域先端位置は $(r_0 + \omega_s)$ となる。したがって、1結晶粒より短いき裂に対する等価 ΔK 値 ΔK_{eq} は

$$\begin{aligned} \Delta K_{eq} &= 2\sigma_y \sqrt{\frac{8}{\pi} (r_0 + \omega_s - a)} \\ &= 2\sigma_y \sqrt{\frac{8}{\pi} r_0 + \left(\frac{\Delta K_s}{2\sigma_y} \right)^2 - \frac{8}{\pi} a} \end{aligned} \quad (16)$$

となる。そこで、長いき裂に対してと同様 $\bar{\omega}$ は ΔK に有効荷重比を乗じたもので間接的に表されると仮定する。すなわち、

$$\Delta K_{RP} = U \cdot \Delta K_{eq} \quad (17)$$

ただし

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

として近似的に与えられることになる。

Fig. 21 には上記の手法により、Fig. 9 に示したように表面き裂形状変化を case A, case B, case C の3つを仮定して、き裂長さ0の状態から伝播するき裂の成長曲線を種々の結晶粒径を有するとして、2節で行った CT 試験片で計測された最大荷重 $P_{\max}$ 、最小荷重 $P_{\min}$ および RPG 荷重 P_{RPG} を用いて推定した結果を実験結果とともに示した。この結果をみると、case A~case C と初期のアスペクト比の変化を仮定しても、Fig. 13 から予想されるごとくこれらの間には寿命に大きな差異が生じないことがわかる。そして、結晶粒径を $30 \mu\text{m} \sim 45 \mu\text{m}$ とすれば実験結果と非常に良い一致が認められる。 R が大きくなるほど前述のようにアスペクト比変化は case A に近くなることを考慮するとさらに実験結果と良い一致が認められる。

ところで、本供試試験片の場合疲労き裂は切欠底の板厚中央部で生じるが、最初にき裂が入るのは塑性せん断ひずみによるはずであり、この場合き裂底での結晶の迂り面である $\{110\}$, $\{112\}$, $\{123\}$ のいずれかが巨視的なすべり方向に一致する結晶に入り、その内の最も大きな結晶粒に入ったき裂がき裂の核として成長していくものと考えられる。したがって、切欠の前縁線で結晶粒が切断されることも考えれば、 $30 \mu\text{m} \sim 45 \mu\text{m}$ という結晶粒径は Fig. 2 の結果から妥当なものであると考えられる。

なお、Fig. 2 をみると板厚方向には圧延の影響で結晶粒が細くなっているが、主き裂は板面に平行に進展するように試験片が採取されており、板厚方向に伝播するき裂はたとえ結晶粒界で進展が妨害されたとしても主き裂方向が深くなり、主き裂方向に偏平なき裂になると、切欠底表面

の K 値が主き裂方向の K 値より大きくなるために容易に飛び越えることができるものと推察される。また、もし飛び越えないとしても Fig. 13 からわかるように最深部の K 値にはあまり顕著な影響を与えないものと考えられる。

以上のように、疲労き裂の発生を S - N 線図を使用することなく、き裂発生をもき裂の成長過程ととらえ、初期き裂の存在の仮定を導入することなく、同一き裂伝播理論体系で疲労寿命が推定できる可能性が示された。Fig. 21 の計算結果をみると結晶粒径が細くなるほど疲労寿命が長くなる傾向にある。これは、従来の研究結果と定性的に一致している。そこで、Fig. 22 には応力比 0.05 を意図した試験片に対して結晶粒径の影響のみを調べるためにさらに細かい結晶粒径の場合についても疲労き裂伝播曲線（き裂発生寿命を含む）を推定した結果を示した。この結果をみると、結晶粒径を $10\ \mu\text{m}$ 程度以下にすると結晶粒径を細かくするほど寿命改善効果が著しく現れるが、 $20\ \mu\text{m}$ 以上ではあまり疲労寿命の改善効果は結晶粒径を細かくしても大きくないことが推察できる。

7. 過去の微視き裂の研究結果と本取扱い法の整合性に関する定性的検討

6 節の取扱いは、厳密な意味で最小荷重時の塑性域寸法 $\bar{w}$ を与えているわけではなく、取扱いの単純化を考えた近似的なものである。しかし、6 節の結果より、応力集中部から発生・伝播する疲労き裂の成長曲線が初期潜在欠陥の存在を仮定することなく ΔK_{RP} と da/dN の関係および RPG 荷重から非常に精度良く推定できている。

この取扱いにかかわる物理的意味のさらに詳細な検討は今後の研究に委ねざるを得ないが、微視き裂特有の挙動について 6 節のアルゴリズムで定性的に説明できるか否かを検討してみた。微視き裂特有の現象としては、

- (1) 低 ΔK 領域でき裂の成長とともに伝播速度が速くなったり遅くなったりする挙動を繰り返す³⁾。
- (2) 切欠半径がある値以下になると切欠底に停留き裂が観察されるが、ある値以上になると停留き裂は観察されない²⁸⁾。
- (3) 停留き裂が生じた材の疲労限は処女材の疲労限より大きくなるいわゆるコーキング効果²⁹⁾。

の 3 つの現象が知られている。そこで、これらについて定性的に説明できるか否かを検討した。

(1) 低 ΔK 領域におけるき裂伝播速度の早遅繰り返現象

Fig. 23³⁾ は Navarro らにより得られたフェライト鋼を供試材とする平滑試験片に一定荷重振幅を与えた場合の疲労き裂伝播速度とき裂長さの関係を示したものである。この関係は試験片表面でとらえたもので、疲労き裂は表面き裂状に伝播している。始め結晶粒内に入った微視き裂はき裂前方に存在するパーライトでも進展を妨害されるが、セ

a) case A

b) case B

c) case C

Fig. 21 Comparison between experimental crack growth curves and estimated ones for various grain sizes

Fig. 22 Estimated crack growth curve for steels with various maximum grain sizes ($R=0.05$)

パレーション材でき裂がマイクロセパレーションを包み込んでき裂が成長する³⁰⁾のと同じように、マトリックスであるフェライトが結晶粒内には連続して存在しているため、パーライトを包み込んでき裂はフェライト部を伝播し、連続して存在する結晶粒界でき裂の成長が妨害されるものと考えられる。

彼らは、試験片表面でき裂の成長を観察していることから、1結晶粒程度き裂が進む間に表面に存在するパーライトにき裂が何回も成長を阻止されるのでこのような結果を得たものと考えられる。すなわち、この領域ではき裂は表面き裂であり、表面き裂全体としては阻止されることなくフェライト地を伝播していると考えれば彼らの結果も理解できる。

事実、アルミ青銅を供試材とする平滑試験片を用いて行った Tayler ら²¹⁾の結果では、微視き裂領域ではき裂の成長とともに da/dN が小さくなるのは1回しか観察されていない。

(2) 切欠底の停留き裂

Fig. 1 の試験片を用いて応力比 $R=0.05$ で P_{max} を 7.85 kN として疲労試験を行ったが、600 万回繰り返し負荷をかけても疲労き裂が入った様子がなく、試験を終了し、切欠底を顕微鏡により観察したが、疲労き裂の発生は認められず、板厚中央部を注意深く切削しながら断面を観察しても停留き裂は認められなかった。

西谷は環状切欠を有する丸棒の回転曲げ疲労試験を実施し、炭素鋼では切欠半径が 0.5 mm 以下では停留き裂が認められるが、0.5 mm 以上では停留き裂は発生しないことを示している²⁸⁾。切欠底近傍の応力分布は西谷が提唱する切欠力学¹⁴⁾によると切欠半径によりほぼ決定される。した

Fig. 23 Experimental short crack growth data after Navarro and de los Rios³⁾

がって、Fig. 1 の切欠半径が 1 mm の場合に停留き裂が認められなかったのは西谷の結果と一致する。

Fig. 24 は、微小き裂領域の K_{eq} , P_{RPG} , U ならびに $U\Delta K_{eq}$ の巨視的な変化挙動を切欠半径 ρ に関連させて定性的に示したものである。切欠半径 ρ が小さくなるほど応力集中が大きくなるため1結晶粒にき裂が達した時の K 値は大きくなる。そのため、き裂閉口が生じないとして求められる K_{eq} は ρ が小さくなるほど大きくなる。 ρ には無関係で切欠長により応力分布が規定される領域までき裂が伝播すると両者の K 値は同じとなるので a) に示す変化過程をたどる。

Fig. 24 Effect of a notch root radius on RPG load

($P_{RPG} - P_{min}$)の荷重振幅に対応する切欠底の応力振幅が $2\sigma_Y$ になった時、引張塑性域が切欠底に生じ出すからき裂が入る前は P_{RPG} は ρ が大きくなるほど大きくなる。 ρ が大きい場合、き裂が入ることにより応力集中係数が大きくなるため P_{RPG} はき裂の成長とともに減少する。 ρ が小さくき裂状の場合には、き裂進展とともにき裂閉口域が成長するため P_{RPG} は増加する。ここで、 ρ が大きい場合に、き裂の成長とともに P_{RPG} が減少して最小値を示す時点は、き裂閉口域の成長に関係しているはずであるから、最初の結晶粒界にき裂が達した時点、すなわち、 ΔK_{eq} が最小となる時点とは一致せず計測結果からは1結晶粒よりも大きなき裂で P_{RPG} が最小になっている。そのため、巨視的にはb)のような変化を生じる。したがって、有効荷重比 U はc)のような変化を生じる。

さらに、 $U\Delta K_{eq}$ は、a)とc)を乗じることによりd)のように ρ が小さいと一旦き裂の成長とともに小さくなるが、 ρ が大きい場合には常にき裂の成長に伴い大きくなる現象が生じる。したがって、 ρ が大きい場合には、一旦き裂が発生するとき裂成長とともに $U\Delta K_{eq}$ が大きくなっていくから停留き裂は観察されない。一方、 ρ が小さくなると、き裂成長とともに $U\Delta K_{eq}$ は一旦低下する。 $U\Delta K_{eq}$ が0とならなくても ΔP をある程度小さくした試験においては $U\Delta K_{eq}$ が小さくなり、例えばき裂伝播速度が 10^{-12} m/cycle 以下となるとき裂が0.01 mm 進展するのに 10^7 cycle 以上かかるから事実上き裂は停留してしまうことになる。したがって、 ρ が小さい場合 ΔP が小さい試験では停留き裂が生じるようになる。この場合、停留き裂の深さはd)のように必ずしも1結晶粒の大きさとはならない。以上のように上述のアルゴリズムで西谷らの結果が定性的に説明できる。

なお、き裂前方に降伏点の高い材が存在すると一様材よりもき裂が降伏点の高い材に近くきた時RPG荷重が上昇することがシミュレーション結果で求められている²⁵⁾。したがって、この効果によっても停留き裂の大きさは異なることが考えられる。

(3) コーキング効果

疲労限より少し大きな荷重振幅で繰り返し負荷を受けている場合(case H)と疲労限の荷重振幅で繰り返し荷重を受け、停留き裂となっている場合(case L)を考える。ここで、case Hはcase Lと同じ長さのき裂である場合を考える。

停留き裂の場合のような小さなき裂は主としてせん断応力の繰り返しで生じていると考えられるが、引張モードも当然わずかではあるが生じている。疲労き裂は、最大荷重時に生じるき裂前方の高引張塑性変形層をき裂内に除荷過程で取り込み、この部分は最小荷重時には圧縮塑性変形し、塑性変形層が小さくなるという現象を繰り返しているの、case Hの方がcase Lの場合よりも最大荷重時の変形層を最小荷重時に圧縮変形させる量が大きくなり、その結

果としてcase Lの場合よりもcase Hの方が最小荷重時のき裂閉口領域が小さくなる傾向にある。

ここで、case Lのき裂にcase Hの荷重を負荷させると引張塑性変形層を最大荷重時に取り込んだとしてもこの部分が受け持つ圧縮荷重は1サイクルで伝播するき裂長は非常に短く、この部分は完全に圧縮塑性域になり、ほんの少しの圧縮荷重しか受け持たない。したがって、き裂閉口域はほとんど前の状態を保持し、き裂閉口領域は減少しない。

したがって、最初からcase Hの荷重で負荷されたものよりもcase Lのき裂にcase Hの荷重で負荷したもののき裂閉口域は大きくなる。そのため、case HよりもRPG荷重はcase Lにcase Hの負荷をしたものの方が大きくなり、その分有効荷重振幅が小さくなる。このことからコーキング効果が生じるものと考えられる。すなわち、RPG荷重の変化でコーキング効果も定量的に説明できる可能性がある。

以上のように、定性的には微視き裂特有の現象も説明できる。今後特に上記(2)、(3)についてはシミュレーションモデルを使用するなどして定量的な検討を行っていく必要がある。

8. 結 論

切欠底から発生伝播する疲労き裂成長曲線を初期き裂の存在を導入することなしに、統一理論体系下で予測するアルゴリズムの検討を行った。得られた結果を要約すると以下ようになる。

- (1) 長いき裂に対して、 ΔK_{RP} はき裂先端近傍で塑性のヒステリシスループが生じる最小荷重時の圧縮塑性域寸法 $\bar{w}$ を間接的に表している。
- (2) RPG荷重が極大値を示した後は貫通き裂として取扱える。
- (3) 切欠底で発生する微小き裂は合体を繰り返し、ついには1つの半楕円表面き裂となるが、この間のアスペクト比変化はき裂深さに対して線形的に減少するとして1つの半楕円表面き裂問題として仮想的に扱うことにより寿命が簡易的に評価できる。
- (4) 完全にき裂が合体した後はRPG荷重が最大値を示すときにアスペクト比が0となる均衡成長の直線に漸近するようにアスペクト比が変化する。
- (5) 1結晶粒以上の微小き裂に対する $\Delta K_{RP} \sim da/dN$ 関係は長いき裂のそれにほぼ一致する。
- (6) 有効荷重(=最大荷重-RPG荷重)が一定のとき、き裂が初めの結晶粒界に到達するまでは塑性域先端位置は一定に保たれると仮定し、等価な K 値をき裂閉口を無視した時に生じる圧縮塑性域寸法より求め、長いき裂に対してと同様、有効荷重比を乗じた等価な ΔK_{RP} を採用すると、長いき裂における $\Delta K_{RP} \sim da/dN$ 関係を使用して初期き裂の存在の仮定を

用いることなくき裂成長曲線がき裂長0の状態から推定でき、実験結果と良い一致を示す。

- (7) 上記アルゴリズムによると、結晶粒径が小さいほど疲労寿命は長くなる。大幅な寿命改善には10 μm 以下の結晶粒としなければならないことが計算結果より推定される。
- (8) 上記アルゴリズムによると、切欠底に生じる停留き裂はある曲率半径以下のものに限られることが定性的に示され、この傾向は過去の研究結果と一致する。また、コーキング効果についても上記アルゴリズムにより定性的に説明できる。

以上のように、応力集中場における疲労き裂の寿命評価においては発生寿命を考慮することなく、また初期き裂の存在を仮定することなく、伝播計算で疲労寿命が評価できる可能性が示された。しかし、初期のき裂のアスペクト比変化について今後切欠半径および応力比の関数として与えるための研究を実施する必要がある。しかし、この変化は寿命評価に大きな影響を与えないのである程度ラフなものよい。

なお、本研究は文部省科学研究費一般研究(B)「研究代表者：豊貞雅宏」の補助を受けて実施されたものである。本論文に関し有益な示唆をいただいた日本造船学会材料・加工委員会の方々に謝意を表します。また、転位の挙動に対しては九州大学工学部美浦康宏教授に有益な示唆を賜った。さらに、Fig. 10のK値解析には九州大学工学部宮崎則幸助教授らが開発したBEMによる解析プログラムを使用させていただいた。ここに記して謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) K. J. Miller: Metal fatigue-past, current and future, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Vol. 205, (1991), p. 1, and "Keynote Lecture" at International Symposium "Fatigue Design '92", Finlandia Hall, Helsinki, Finland, May 19-22, (1992)
- 2) 豊貞, 丹羽, 山口, 武中, 荒巻, 眞崎: 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, (1992), p. 589
- 3) A. Navarro and E. R. de los Rios: A Model for Short Fatigue Crack Propagation with an Interpretation of the Short-long Crack Transition, Fatigue Fract. Engg. Mater. Struct., (1987), p. 169
- 4) 川原, 栗原: 表面き裂の疲労による伝播成長過程における予備的考察, 日本造船学会論文集, Vol. 137, (1975), p. 297
- 5) M. Toyosada, M. Tateishi and M. Kitazono: Fatigue Crack Propagation from an Initial Defect, Hitachi Zosen Technical Rev., Vol. 39, No. 2, (1978), p. 48
- 6) 岡本, 豊貞: ブラケット端部からの疲労き裂発生伝播挙動について—LPG キャリアタンクコーナー部材の疲労強度—, 関西造船協会誌, Vol. 175, (1979), p. 31
- 7) 豊貞, 山口, 丹羽, 武中, 梶本, 矢島: 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, (1991), p. 245
- 8) 飯田, 安藤, 平田: 複数表面欠陥からの疲労亀裂伝播寿命評価 (第一報), 一直列配置複数亀裂問題一, 日本造船学会論文集, Vol. 148, (1980), p. 284
- 9) 日本溶接協会原子力研究委員会 6 AFC 小委員会: 原子力圧力容器及び配管の疲労強度評価に関する試験研究, JWES-AE-7707, (1977)
- 10) J. C. Newman Jr. and I. S. Raju: Analysis of Surface Cracks in Finite Plates under Tension or Bending Loads, NASA Technical Paper, No. 1578, (1979)
- 11) A. S. Kobayashi: Crack Opening Displacement in a Surface Flawed Plate Subjected to Tension or Plate Bending, Proc. of the 2nd Int. Conf. on Mech. Behaviour of Materials, Boston, (1976), p. 1073
- 12) A. F. Blom, A. Hedlund, W. Zhao, A. Fathulla, B. Weiss and R. Stickler: Short Fatigue Crack Growth Behaviour in Al 2024 and Al 7475, Edited by K. J. Miller and E. R. de los Rios, The behaviour of short fatigue cracks, EGF publications 1 (Mech. Engg. Publications, London), (1986), p. 37
- 13) 寺崎: 私信
- 14) 西谷: 材料力学の進展—古いものから新しいものへ—, 日本機械学会第66期全国大会特別講演, (1988)
- 15) 宮崎, 池田, 祖田, 宗像: 境界要素法による界面き裂の応力拡大係数解析 (第2報, 経路積分法の適用), 日本機械学会論文集, A編, Vol. 57, No. 544, (1991), p. 2903
- 16) J. E. Srawley: Wide Range Stress Intensity Factor Expressions for ASTM E399 Standard Fracture Toughness Specimens, Int. J. Fract., 12, (1976), p. 475
- 17) S. J. Maddox: An Analysis of Fatigue Cracks in Fillet Welded Joint, The Welding Institute E/49/72, (1972)
- 18) H. Tada, P. C. Paris and G. R. Irwin: The Stress Analysis of Cracks Handbook, Del Research Corp., Hellertown, Pa., (1973)
- 19) B. K. Neale: An investigation into the effect of thickness on the fracture behaviour of compact tension specimens, Int. J. Fract., Vol. 14, No. 2, (1978), p. 203
- 20) 町田, 的場, 吉成, 林, 牧野: ブロック荷重を受ける溶接構造の疲労寿命推定法に関する一考察, 日本造船学会論文集, Vol. 172, (1992), p. 579
- 21) D. Taylor and J. F. Knott: Fatigue and Propagation Behaviour of Short Cracks—The Effect of Microstructure—, Fatigue Fract. Engg. Mater. Struct., Vol. 4, No. 2, (1981), p. 147
- 22) 城野, 宋, 伊藤: 微小予き裂材の疲労き裂進展とき裂開閉口挙動 (高張力鋼 HT-80 の場合), 日本機械学会論文集, A編, Vol. 51, No. 471, (1985), p. 2554

- 23) 豊貞, 後川, 丹羽, 武中: 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, Vol. 83, (1991), p. 189
 - 24) R. A. Williams and W. W. Wilkning: Combined-Mode Low-Cycle Fatigue Crack Growth under Torsional Loading, ASTM STP-995, (1989), p. 388
 - 25) 豊貞, 丹羽, 他: RPG 荷重のシミュレーション, 投稿予定
 - 26) 西谷編書: 疲労強度学, 総合材料強度学講座 6, オーム社 (1985)
 - 27) B. A. Bilby, A. H. Cottrell, E. Smith and K. H. Swinden: Plastic Yielding from Sharp Notches, Pro. Roy. Soc., A279, (1964), p. 1
 - 28) 西谷: 炭素鋼の回転曲げ試験における分岐点ならびに疲れ限度の寸法効果 (小形材による検討), 日本機械学会論文集, Vol. 34, No. 259, (1968), p. 371
 - 29) 西谷, 池永: 炭素鋼のコーキング効果と微視的き裂の関係, 機械の研究, Vol. 27, No. 8, (1975), p. 17
 - 30) 勝田, 堺, 豊貞: セパレーションを発生する鋼板の疲労き裂伝播解析, 日本造船学会論文集, Vol. 169, (1991), p. 257
-