疲労き裂進展速度表示式を構成するパラメータに関する基礎的検討*

(き裂エネルギー密度を中心として)

渡 辺 勝 彦**, 伊 藤 真***

A Fundamental Study on Parameters in the Expression of Fatigue Crack Growth Rate (In the Light of Crack Energy Density)

by Katsuhiko WATANABE and Makoto ITO

Previously, a general expression of fatigue crack growth rate was derived by one of the authors, based on the concept of crack energy density. In this paper, the meanings of that expression and the parameters of which that expression is composed are considered; and the meaning of conventional expression like the law of Paris is also made clear. Experiments of fatigue crack growth and finite element analyses corresponding to these experiments are carried out, the influences of the differences of material, type of load and crack length or the like on the parameters and crack growth rate are discussed based on the results and it is verified that such influences can be evaluated by the general expression above. It is also pointed out that, if the constitutive relation of the material is given, it may be possible to evaluate the growth rate as well as the influences of various differences.

Key Words: Fatigue, Crack Energy Density, Crack Growth Rate, Fatigue Crack Parameter

1. 緒 言

破壊力学において中心的役割を果たすパラメータとして、著者の一人により提唱されたき裂エネルギー密度の概念は⁽¹⁾⁽²⁾、いかなるき裂問題であれ、常にその物理的意味が明確であり、弾性、弾塑性、およびクリープ問題など、破壊の諸現象に対してき裂の一生を通じて有効なパラメータとなり得る可能性があることが明らかにされてきた⁽³⁾⁽⁴⁾。また、疲労き裂問題に対してもこのき裂エネルギー密度の立場からの考え方の基礎が先に示され、疲労き裂進展速度が、いかなる変動荷重を受ける場合であれ、常にき裂エネルギー密度の一サイクルごとの上乗せ量、およびそのき裂端近傍におけるこう配などで構成される表示式により表現できることが示された⁽⁵⁾。

本研究はこの疲労き裂進展速度表示式のもつ意味について考察を行うとともに表示式を構成するパラメータについての基礎的検討を行うものであり、はじめにこの速度表示式の導出過程を簡単に示し、表示式のも

つ意味、さらにそれを構成するパラメータの意味や従来の Paris 則的な表示式との関係についての考察を行う。次に、材料、き裂長さ、荷重荷重様式などの条件を変えて、疲労き裂進展実験ならびにそれに対応する有限要素解析を行い、進展速度表示式を構成する各パラメータ、さらにはき裂速度に与えるそれらの条件の影響について検討し、これらを通じてき裂エネルギー密度による疲労き裂進展速度表示式が、材料、き裂長さ、荷重荷重様式などの違いによる効果も含めてき裂進展速度を表示し、評価しうるものとなっていることの基礎的検証を行う。

2. 疲労き裂の進展速度表示

本章においては、先に行った⁽⁵⁾き裂エネルギー密度による疲労き裂進展速度表示式導出の概略を示しその意味を考察するとともに、従来の Paris 則的な表示式との対応を考え、速度表示式を構成するパラメータのもつ意味について考察する。

2・1 き裂エネルギー密度の立場から見た疲労き裂進展速度 現実の材料におけるき裂を連続体モデル化し、図 1(a)に示すような初期長さが a_0 である十分小さな曲率半径 ρ を有する切欠きが任意の荷重を受けて進展し、現在長さが a となっている状況を考える

* 昭和 61 年 4 月 3 日 第 63 期通常総会講演会において講演、原稿受付 昭和 60 年 4 月 31 日。

** 正員、東京大学生産技術研究所 (〒106 東京都港区六本木 7-22-1)。

*** 准員、東京大学大学院。

とき、き裂エネルギー密度は、

$$\mathcal{E}(X_1) = \int_{\Gamma(X_1)} W dX_2 \quad \dots\dots\dots (1)$$

ただし

$$W = \int_0^t \sigma_{ij} d\epsilon_{ij} \quad \dots\dots\dots (2)$$

として与えられ、図1(b)に示すようにき裂端前方に連続的に分布し、「初期の状態における $\Gamma(X_1)$ の部分が現在までに担ったエネルギーをき裂を含む面内の単位面積当たりで表したものの」の意味をもつ⁽⁴⁾⁽⁵⁾。ここで σ_{ij} , ϵ_{ij} は応力、ひずみのテンソル成分であり、ひずみエネルギー密度 W は実際の負荷経路に沿って積分することによって与えられるものである。また $\Gamma(X_1)$ は現在のき裂端の形状に沿った経路 $\Gamma(a)$ と同一の形状のき裂前方の経路であり、厚さ方向には単位厚さを考えている。現実の疲労き裂進展は、第II a, II b 段階においてはき裂先端塑性鈍化と再鋭化により、第II c 段階においては静的破壊に類似した破面分離により引き起こされるものと考えられるが、ここではこの疲労き裂進展を、最大荷重時から次の最大荷重時までを一サイクルと考え、その最初の最大荷重時に図1(a)の斜線の部分を一サイクルの実際に観察される進展量だけ引張りに対して剛性を零にすると同時に X_2 軸に直交する面を切り離すことによりモデル化する。なお、斜線部については引張りに対しては剛性零であるが圧縮力に対しては剛性を有すると考えることによりき裂の開閉口挙動も考慮できる。

さて、このようにしておいて、 $N-1$ サイクルめに長さ $a(N-1)$ であったき裂が N サイクルめの最初の

図1 連続体モデルにおける切欠きとき裂エネルギー密度

最大荷重時に進展して $a(N)$ となり、さらに $N+1$ サイクルめの最大荷重時に $a(N+1)$ となるという状況を考えると、き裂エネルギー密度の分布の変化は図2のように示される。ここで図2 中点線は $N-1$ サイクルの最後の状態におけるき裂エネルギー密度の分布を表したものであり、 N サイクルの最初にき裂が進展することにより、き裂先端の位置が $X_1 = a(N)$ に移るとともに、き裂エネルギー密度の分布は図2中の破線まで増加し、その後の負荷により N サイクルの最後には実線で示した分布となることを表している。また図2中の $\Delta\mathcal{E}_{\text{cycle}}^i$ はき裂先端における一サイクルの全き裂エネルギー密度増加量であり、新たなき裂進展による増加量 $\Delta\mathcal{E}_{\text{cycle}}^{\text{ex}}$ とそれに続くサイクルの増加量 $\Delta\mathcal{E}_{\text{cycle}}$ の和として $\Delta\mathcal{E}_{\text{cycle}}^i = \Delta\mathcal{E}_{\text{cycle}}^{\text{ex}} + \Delta\mathcal{E}_{\text{cycle}}$ と表すことができる。 $\mathcal{E}_c(N-1)$ は $N-1$ サイクルの最後の状態において、次の新たなき裂先端となる位置で実際に実現されているき裂エネルギー密度の値であり、逆にいうこの値のところまで N サイクルの初めにき裂が進展するということを意味する。 $\mathcal{E}_c(N)$ も同様な値であり、 $\Delta\mathcal{E}_c$ は各サイクルごとの $\mathcal{E}_c$ の変化量である。 $\Delta\mathcal{E}_{X_1}$ はき裂先端と、そこから ΔX_1 離れた位置(図2では ΔX_1 として、一サイクルの進展量 Δa_{cycle} を考えている)におけるき裂エネルギー密度の差である。

図2の関係より

$$\Delta\mathcal{E}_{\text{cycle}}^i = \Delta\mathcal{E}_c - \frac{\Delta\mathcal{E}_{X_1}}{\Delta X_1} \cdot \Delta a_{\text{cycle}} \quad \dots\dots\dots (3)$$

なる関係が成り立つので、疲労き裂進展速度 da/dN は

$$\frac{da}{dN} = \Delta a_{\text{cycle}} = (\Delta\mathcal{E}_{\text{cycle}}^i - \Delta\mathcal{E}_c) / \left(-\frac{\Delta\mathcal{E}_{X_1}}{\Delta X_1} \right) \quad \dots\dots\dots (4)$$

により、さらに荷重変動が滑らかに変化する場合には、 $\Delta\mathcal{E}_{\text{cycle}}^i \gg \Delta\mathcal{E}_c$ となると考えられるので

図2 き裂進展によるき裂エネルギー密度の変化

$$\frac{da}{dN} = \Delta \mathcal{E}_{\text{cycle}} / \left(-\frac{\Delta \mathcal{E}_{x_1}}{\Delta X_1} \right) \quad (5)$$

により与えられることになる⁽⁵⁾。

また、図3に示すような N サイクルめにおけるき裂先端における一軸的な応力-ひずみ関係を考えると、一サイクルは図中の 5'-5-6-7-8-9 により表され、5'-5 にかけてき裂は進展し、7', 8' でそれぞれ閉口が始まり、閉口が完了するというように考えることができる。このとき $\Delta \mathcal{E}_{\text{cycle}}$ は面積 5'-5-5'-5' に対応し $\Delta \mathcal{E}_{\text{cycle}}$ は斜線部の面積に対応する。ここで図3の8' または5の状態を零点とみなしたときのき裂エネルギー密度にあたる量として面積 8'899' (負荷), 567'7' (除荷) に対応する

$$\Delta \mathcal{E}_e(a) = \int_{r(a)} \Delta W dX_2 \quad (6)$$

で定義されるき裂先端におけるき裂エネルギー密度範囲を考えると⁽⁵⁾、上の面積関係を考えることにより $\Delta \mathcal{E}_{\text{cycle}}$ は構成則や負荷様式、およびき裂長さ等に依存して定まる定数 C_1 を介して

$$\Delta \mathcal{E}_{\text{cycle}} = C_1 \cdot \Delta \mathcal{E}_e(a) \quad (7)$$

と表すことができる。さらに $\Delta \mathcal{E}_e(a)$ は ΔK_{eff} を有効応力拡大係数範囲として、構成則、負荷様式、き裂長さなどに依存して求まる定数 C_2 を介して

$$\Delta \mathcal{E}_e(a) = C_2 \frac{1-\nu^2}{E} \Delta K_{\text{eff}}^2 \quad (8)$$

と与えることができ、これらの関係を式(5)に代入することにより疲労進展速度は

$$\frac{da}{dN} = \left\{ \frac{C_1 \cdot C_2 (1-\nu^2)}{E} / \left(-\frac{\Delta \mathcal{E}_{x_1}}{\Delta X_1} \right) \right\} \Delta K_{\text{eff}}^2 \quad (9)$$

と与えられる⁽⁵⁾。ここで式(6)における ΔW は

$$\Delta W = \int_{t^A}^{t^B} (\sigma_{ij} - \sigma_{ij}^A) d\epsilon_{ij} \quad (10)$$

であり、 t^A, t^B, σ^A は除荷の場合図3においてそれぞれ5, 7'の状態に対応する時刻、5の状態における応

図3 応力-ひずみ関係

力であり、負荷の場合、A, Bは8', 9の状態に対応する。また、 $\Delta \mathcal{E}_e(a)$ は負荷の場合、 J 積分範囲 ΔJ に対応するパラメータであり、小規模降伏に対しては式(8)において $C_2 \approx 1$ が成り立つ⁽⁵⁾。

2.2 進展速度表示式を構成するパラメータ 2.1節においてはき裂モデルとして連続体切欠きモデルを用いたが、き裂モデルとしてき裂を含む面の非連続性を考慮したDugdaleモデルを最も一般化したモデル⁽⁶⁾を用いる場合に対しても全く同様の結果が得られ、式(4)の関係はいかなる疲労き裂進展挙動もこの関係で表されるという性質のものと考えられる。すなわち、一般に疲労き裂進展速度はき裂エネルギー密度の一サイクルの上乗せ量 $\Delta \mathcal{E}_{\text{cycle}}$ (き裂端で一サイクル中に上乗せされる損傷に対応する)、き裂エネルギー密度分布のこう配 $-\Delta \mathcal{E}_{x_1}/\Delta X_1$ (例えばこの値が小さいということはき裂端と同程度の損傷が遠方にまで及んでいることを意味する)、一サイクルに対する限界き裂エネルギー密度の増分 $\Delta \mathcal{E}_e$ (疲労破壊に対する抵抗の増分を意味する) をパラメータとして完全に表現されることを意味しており、特に通常の疲労実験におけるように荷重変動が滑らかに変化する場合には前二者のみをパラメータとして式(5)のように与えられる。破壊力学の有用性の一側面は、その真の原因は何であれ、き裂の挙動をき裂パラメータによって表現できるということにあるが(例えばき裂の進展開始条件が K_{Ic} がなぜその値になるかはさておき $K \geq K_{Ic}$ として表現することに意味がある)、式(4), (5)は、疲労き裂進展速度がなぜその値となるのかはさておき、き裂パラメータたるき裂エネルギー密度のみによる表現が可能であることを意味しているものと考えられる。また材料の構成関係、 $\mathcal{E}_e$ が与えられているという条件のもとでのシミュレーションによる疲労き裂進展速度評価の可能性を示唆しているものとも考えることができる。

さて、滑らかな荷重変動を考える場合にはき裂進展速度は式(9)によって表されるわけであるが、このとき、一般にき裂進展に伴って $C_1 \cdot C_2 / (-\Delta \mathcal{E}_{x_1}/\Delta X_1)$ は変化していく。通常Paris則的な表示によるとき疲労き裂進展速度は

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K_{\text{eff}}^m \quad (11)$$

の形で与えられ、 C, m は材料定数として扱われるが、このことは式(9), (11)の対比より、 $C_1 \cdot C_2 / \{(-\Delta \mathcal{E}_{x_1}/\Delta X_1) \cdot \Delta K_{\text{eff}}^2\}$ はある領域に対してはほぼ定数と見なしでも差しつかえないことを表しており、 C は

$$C = \frac{C_1 \cdot C_2 (1 - \nu^2)}{E} / \left\{ \left(-\frac{\Delta \varepsilon_{x1}}{\Delta X_1} \right) \cdot \Delta K_{eff}^{n-2} \right\} \dots (12)$$

の意味をもつことが、すなわち従来一つの定数として扱われてきた C は上式中の各パラメータにより構成されていることがわかる。式(9)の関係は、材料、負荷様式、き裂長さなどの条件の違いにかかわらず、常に成り立つものであり、したがってそれらの違いによる影響はパラメータ C_1 , C_2 , $-\Delta \varepsilon_{x1}/\Delta X_1$ の差違として現れることが予想される。

3. 材料、荷重負荷様式、き裂長さなどの各パラメータに与える影響

2章において、き裂エネルギー密度による疲労き裂進展速度表示式を示し、従来の Paris 則的な整理法との関係について考察を行った。本章では疲労き裂進展実験とそれに対応する有限要素解析を行い、材料、負荷様式、き裂長さなどの違いが、 C_1 , C_2 , $-\Delta \varepsilon_{x1}/\Delta X_1$ あるいはき裂進展速度に与える影響について検討を行う。

3.1 疲労実験 実験に用いた材料は 60 k 級高張力鋼 (WELTEN 60) および Al 合金 (A 5052 P-H 34) の 2 種類であり、それらの機械的性質を表 1 に示す。試験片は両材料に対し図 4 に示すような板厚寸法を除き ASTM 規格に準拠した⁽⁷⁾コンパクト形 (CT) 試験片をまた高張力鋼に関しては、荷重負荷様式の違いによる影響を調べるため、中央き裂形 (CCT) 試験片も用意した。板厚はすべて 10 mm とし、試験片採取方向は

表 1 材料の機械的性質

Material	Yield strength (GPa)	Tensile strength (GPa)	Young's modulus (GPa)	Hardening rate (GPa)	Poisson's ratio
WELTEN-60	0.524	0.653	205.8	1.70	0.3
A-5052P-H34	0.203	0.283	73.0	0.80	0.3

図 4 試験片形状

いずれもき裂面が圧延方向と直交する方向である。応力比 $R=0.2$ 一定で、繰返し速度 1~10 Hz の荷重制御繰返し引張疲労試験を行った。CT は荷重振幅一定試験 (constant- ΔP -test) としたが、CCT は CT とリガメント長さが同一のとき ΔK が同じになるよう荷重を制御する荷重振幅漸増試験 (increasing- ΔP -test) を行った。また、き裂長さの影響を調べるため CCT の荷重振幅一定試験も実施した。

図 5 に da/dN - ΔK 関係を示す。図 5 中、白印が疲労実験により測定されたデータである。

これより、材料間の相違は Al 合金が高張力鋼より約 10 倍程度同一の ΔK に対し進展速度が速く、また荷重負荷様式の違いに関し、CCT のほうが CT より若干進展速度が加速する傾向にあることがわかる。この違いをより明確にするために両形状試験片に対する b - N (b はリガメント長さ) 関係を示したものが図 6 である。本実験において、測定は $b=26$ mm より開始したが、ばらつきがあるため、図 6 には $b=25$ mm における繰返し数を零とした場合の関係が示してある。これより CCT のほうが加速されるという判断は妥当なものと考えられる。さらに、き裂長さの違いによる影響としては高 ΔK 領域 ($\Delta K > 40 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$) になると、荷重振幅一定試験の場合、漸増試験よりも同一の ΔK に対しリガメント長さがかなり短くなり (破断時で約 7 mm)、小規模降伏状態よりいち早く逸脱し、加速される傾向が見られる。

3.2 有限要素法による検討 次に実験と同一の材料、試験片形状、および条件を想定し、式(9)の

図 5 da/dN - ΔK 関係

{ }内の諸量の評価を有限要素解析に基づいて行った。平面ひずみ状態、ひずみ増分理論に従う弾塑性体を想定し、硬化則としては移動硬化則を用いた。き裂としては図1(a)に示す有限な切欠き曲率半径 ρ を有する連続体モデルを想定し、 $\mathcal{E}(X_1)$, $\Delta\mathcal{E}_e(a)$ の評価はエネルギー保存則より導き出される $\mathcal{E}_f$ 積分, $\Delta\mathcal{E}_f$ 積分により行った。 $\mathcal{E}_f$ 積分, $\Delta\mathcal{E}_f$ 積分は、図1(a)において、

$$\begin{aligned} \mathcal{E}_f(X_1) = & \int_{\Gamma} \left(Wn_1 - \int_0^t T_i du_{i,1} \right) dS \\ & - \int_{\Gamma_u + \Gamma_{u'} - \Gamma(X_1) + \Gamma_d + \Gamma_d'} \int_0^t T_i du_{i,1} dS \\ & - \int_A \int_0^t \sigma_{ij,1} d\epsilon_{ij} dA \quad \dots\dots\dots (13) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \Delta\mathcal{E}_f(X_1) = & \int_{\Gamma} \left[\Delta Wn_1 - \int_{t^A}^{t^B} (T_i - T_i^A) du_{i,1} \right] dS \\ & - \int_{\Gamma_u + \Gamma_{u'} - \Gamma(X_1) + \Gamma_d + \Gamma_d'} \int_{t^A}^{t^B} (T_i - T_i^A) du_{i,1} dS \\ & - \int_A \int_{t^A}^{t^B} (\sigma_{ij,1} - \sigma_{ij,1}^A) d\epsilon_{ij} dA \quad \dots\dots\dots (14) \end{aligned}$$

によって与えられる経路独立積分であり⁽⁵⁾⁽⁸⁾, $\mathcal{E}(X_1) = \mathcal{E}_f(X_1)$, $\Delta\mathcal{E}_e(a) = \Delta\mathcal{E}_f(a)$ が成り立つ。ここで Γ は切欠きを囲む任意の経路、 A は閉経路 $\Gamma + \Gamma_u + \Gamma_{u'} - \Gamma(X_1) + \Gamma_d + \Gamma_d'$ によって囲まれる領域の面積、 n_1 , T_i , u_i はそれぞれ方向余弦、表面力、変位であり、上付きの A, B は式(10)におけるものに対応する。要素は三角形定ひずみ要素を用い、 $\mathcal{E}_f$ 積分, $\Delta\mathcal{E}_f$ 積分の各項の評価法は文献(3)で用いられている手法と同じである。切欠き曲率半径 ρ は、 $\mathcal{E}_f$ 積分評価に有効であると思われる $\rho=0.1$ mmとしたが、一部き裂端近傍の要素寸法を1/10に縮小することで、 $\rho=0.01$ mmの場合の解析もおこない、その影響を調べた。図7にき裂端近傍の要素分割とき裂エネルギー密度分布解析に用いた経路 $\Gamma(X_1)$ を示す。試験片の材料定数および形状寸法は表1、図4と同じものを用いた。また荷重は図8に示す順序で応力比 $R=0.2$ で3サイクル負荷し、き裂の開閉口、進展は考慮していない。解析は高張力鋼については、CT, CCT(荷重振幅漸増、すなわ

ちリガメント長さがCTの場合と等しい)とも $\rho=0.1$ mmの場合に対しそれぞれ低 ΔK 領域($\Delta K=17.22$ MPa $\cdot$ m^{1/2}, $\Delta K^2/E=1.440$ kJ/m²), 高 ΔK 領域($\Delta K=36.89$ MPa $\cdot$ m^{1/2}, $\Delta K^2/E=6.603$ kJ/m²)を対象に、特に高 ΔK 領域についてはCCTの荷重振幅一定の場合(リガメント長さが異なる)も、また $\rho=0.01$ mmの場合に対してはCT, CCTとも低 ΔK 領域に対して行った。Al合金については、CTに対し $\Delta K^2/E$, ΔK の値をそれぞれ高張力鋼の低 ΔK 領域の値に合せ、 $\Delta K=10.26$ MPa $\cdot$ m^{1/2}, $\Delta K^2/E=1.440$ kJ/m²の場合および、 $\Delta K=17.22$ MPa $\cdot$ m^{1/2}, $\Delta K^2/E=4.061$ kJ/m²の場合について解析した。

図9にき裂先端におけるき裂エネルギー密度 $\mathcal{E}_f(a)$ の値の変化を示す。図中 $\Delta\mathcal{E}_{cycle}$ は矢印で示される部分の $\mathcal{E}_f(a)$ の増加量である。どの場合も $\mathcal{E}_f(a)$ の値は除荷過程初期において減少するが(この傾向は負荷過程初期においても若干見られる), これは、図3で考えればわかるように、 $\mathcal{E}_f(a)$ の弾性成分 $\mathcal{E}_f^e(a)$ に起因するものである。 $\mathcal{E}_f^e(a)$ はき裂先端における応力、ひずみの特異性が大なるほど、零に近づく性質をもち、[連続体における $\rho=0$ のき裂では $\mathcal{E}_f^e(a)=0$ ⁽⁴⁾], したがって図9において、 $\rho=0.01$ mmの場合、 $\rho=0.1$ mmの場合より減少が小さくおさえられている。また同一の $\Delta K^2/E$ の値をもつ[小規模降伏においては $C_2 \approx 1$ であるので式(8)より $\Delta\mathcal{E}_e(a)$ がほぼ等しいことを意味する] Al合金が高張力鋼より $\mathcal{E}_f(a)$ の値が大きくなるのも、Al合金の降伏応力が高張力鋼の1/2程度であるのでそれにより弾性成分の影響が小さくなり、 $\mathcal{E}_f(a)$ の減少がおさえられることによる。CTと

図7 き裂先端近傍の要素分割と積分経路

図6 b - N 関係

図8 荷重負荷順序

CCTの違いは図中 $\rho=0.1\text{ mm}$ の $\Delta K=36.89\text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ の場合で代表させ、他のCCTは省略したが(以後適宜同一の処理を行う)、どの場合も有意な差はみられなかった。またCCTにおける荷重振幅漸増の場合と一定の場合との差も、本解析で用いた ΔK レベル($\Delta K=36.89\text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$)では小規模降伏状態逸脱が認められず、有意な差はみられない。図10に各半サイクルにおける $\Delta\epsilon_f(a)$ の値を示す。荷重負荷番号③の状態以降ほぼ定常となっており、 ρ の大小、同一の $\Delta K^2/E$ 値をもつAl合金と高張力鋼、CTとCCT、および荷重振幅漸増と一定の差による影響はすべて認められない。図11は荷重負荷番号⑤の状態の $\epsilon_f(X_1)$ の分布を示したものであり、 ρ の違いによる大きな差が認められる。また、同一の $\Delta K^2/E$ 値をもつAl合金は高張力鋼より、塑性域拡大に起因する応力、ひずみこう配の緩和が予想されるので、 $\epsilon_f(X_1)$ のこう配も緩やかなものとなっており、またCTはCCTより若干こう配が急なものとなっている。表2に上述の結果よ

り算出された全解析対象の C_1 , C_2 , および $-\Delta\epsilon_{x_1}/\Delta X_1$ の値を示す。ただし $C_1=[\Delta\epsilon_{\text{cycle}}/\Delta\epsilon_e(a)]$ および $C_2=[\Delta\epsilon_e(a)/\{(1-\nu^2)\Delta K^2/E\}]$ の値は、荷重番号④~⑥の $\Delta\epsilon_{\text{cycle}}$ と④~⑤, ⑤~⑥の $\Delta\epsilon_e(a)$ の平均値を用い、 $-\Delta\epsilon_{x_1}/\Delta X_1$ の値は、き裂先端とそれより 0.02 mm ($\rho=0.01\text{ mm}$ の場合は 0.002 mm)離れた点の $\epsilon_f(X_1)$ の値を直線補間して求まる数値を用いた。 C_1 および $-\Delta\epsilon_{x_1}/\Delta X_1$ は材料、荷重負荷様式、 ρ の大きさなどの影響を受け、それぞれ固有の値をもつが、 C_2 は本解析は小規模降伏の範囲内であるので予想どおり $C_2\approx 1$ となっている。

3.3 考察 表2より、同一材料、同一試験片の場合 ΔK が増すと、 C_1 , $-\Delta\epsilon_{x_1}/\Delta X_1$ ともに大きくなり、高張力鋼とAl合金では同一 ΔK に対しAl合金のほうがやはり C_1 , $-\Delta\epsilon_{x_1}/\Delta X_1$ ともに大きくなる傾向が見られ、CTとCCTの比較ではCCTのほうが C_1 は大きく、 $-\Delta\epsilon_{x_1}/\Delta X_1$ は小さく($\rho=0.1\text{ mm}$, $\Delta K=17.22\text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ の場合逆にになっているが両者の差はほとんどない)なる傾向が見られる。ここでやっている解析の性質から、後に述べるように求まった

表2 C_1 , C_2 , $-\Delta\epsilon_{x_1}/\Delta X_1$ の値

Material	Shape	ΔK (MPa $\cdot\sqrt{\text{m}}$)	$\Delta K^2/E$ (kJ/m 2)	C_1	C_2	$-\frac{\Delta\epsilon_{x_1}}{\Delta X_1}$ (kJ/m 2) $\times 10^3$
WELTEN-60	CT	17.22	1.440	0.421	0.995	64.75
	CT*	17.22	1.440	0.701	0.992	248.50
	CT	36.89	6.603	0.684	0.990	197.95
	CCT	17.22	1.440	0.459	0.993	65.62
	CCT*	17.22	1.440	0.715	0.986	228.50
	CCT	36.89	6.603	0.706	0.997	189.60
	CCT**	36.89	6.603	0.708	1.003	194.40
	CCT**	36.89	6.603	0.708	1.003	194.40
A-5052P-H34	CT	10.26	1.440	0.651	0.990	54.90
	CT	17.22	4.061	0.704	0.996	113.20

* $\rho=0.01\text{ mm}$ ** const. ΔP

図9 $\epsilon_f(a)$ の変化

図10 各半サイクルにおける $\Delta\epsilon_f(a)$ の変化

図11 荷重負荷番号⑤における $\epsilon_f(X_1)$

数値の絶対値そのものにはあまり意味がないと考えられるが、上に見られる傾向には十分意味があると考えられるので表2中の C_1 , C_2 , $-\Delta\epsilon_{x_1}/\Delta X_1$ を式(9)に代入することにより求まるき裂進展速度を図5中に黒印($\rho=0.1$ mm), 半黒印($\rho=0.01$ mm)により併記してある。また材料間の相違を減少させるためデータを $\Delta K^2/E^2$ で整理したものが図12に示してある。これより、実験、解析両者の絶対値は違うものの材料あるいはCT, CCTの違いに対する相対的關係は一致していることがわかる。CCTの荷重漸増と定荷重試験の差(すなわちき裂長さの違いによる影響)はこの解析ではほとんど現れなかったが、定荷重試験のほうが C_2 がわずかではあるが大きくなっており、これは小規模降伏からの逸脱の方向への変化となっていることに注目したい。本来式(9)はき裂の進展、開閉口も考慮した実際の履歴に対応して意味をもつものであり、現時点ではそのようなシミュレーションは現実的ではないので、少なくとも材料、負荷様式、き裂長さなどの違いによる影響の定性的傾向までは変わるまいとの想定のもとに大ざっぱな解析を行ったものであるが、上の結果はそれらの条件の相違は C_1 , C_2 , $-\Delta\epsilon_{x_1}/\Delta X_1$ の差として反映され、式(9)がそのような条件の違いによる効果も含めて疲労き裂進展速度を評価し得るものであることを一応裏付けるものになっていると判断される。特にCTとCCTの違いが疲労き裂進展速度に与える影響については、 C_1 , $-\Delta\epsilon_{x_1}/\Delta X_1$ とも進展速度に同じ効果を与える方向に変化しており、実験結果の違いの原因はこれによって説明できるものと考えられ

る。なお、このCTとCCTの違いの影響については従来意見の分かれるところであり⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾(材料によって異なってくることも考えられる)、違いがあるとする場合においてはその理由は明確には示されていなかったようであるが、本結果は違いがあるとする実験結果と定性的に一致するものとなっていることを付記しておく。式(9)の意味を考えれば明らかであるが、一般に負荷様式の影響はもしあるとするならば式(9)中のパラメータの違いとして説明され、例えば二軸荷重などの影響についても同様に説明できるものと考えられる。

次に、現実の疲労き裂と本解析に用いたシミュレーションとを比較し、その相違点、問題点を整理しておく。

(1) 切欠き曲率半径 ρ 解析による疲労き裂進展速度が実験結果の数十倍程度大きなものとなった最大の原因としては、解析に用いた ρ の大きさが現実のものより同じく数十倍程度大きなものであることがあげられる。 ρ の影響を調べるため、 $\rho=0.1$ mm に対し $\rho=0.01$ mm の場合を比較して考えると、表2よりCTの場合 C_1 , $-\Delta\epsilon_{x_1}/\Delta X_1$ の値はそれぞれ約1.6, 3.8倍となっており C_2 の値はほぼ同じなので、全体としてき裂進展速度は約0.43倍となっている。 C_1 は図3の面積関係からも判断されるように、 $\rho \rightarrow 0$ のとき $C_1 \approx 1$ となる性質のものであり、 $\rho=0.01$ mm のとき $C_1=0.701$ (CT)であるので、さらに小さい ρ を想定した場合においても C_1 のオーダは変わるものではない。次に $-\Delta\epsilon_{x_1}/\Delta X_1$ の値であるが、一般にき裂エネルギー密度の分布 $\epsilon(X_1)$ は ρ の大きさに依存し、 $\rho=0$ の連続体モデルでは $\epsilon(X_1)=0(X_1>a)$ となり、き裂先端のみにき裂エネルギー密度は蓄積され⁽⁴⁾、 $-\Delta\epsilon_{x_1}/\Delta X_1 \rightarrow \infty$ となる。したがってさらに小さい ρ を想定した場合 $-\Delta\epsilon_{x_1}/\Delta X_1$ の値はそれに反比例して大きくなることが予想され、本解析結果においてもそ

図12 $\frac{da}{dN} \frac{\Delta K^2}{E^2}$ 関係

図13 き裂開口比 $U(=\Delta K_{eff}/\Delta K)$ - ΔK 関係

の傾向は現れている。しかし本解析におけるモデル、および解析法では、 $\rho=0.01\text{ mm}$ より小さな値を用いることは計算の精度、計算時間上現実的ではなく実際の進展速度に近づけるためには今後のモデル、解析法などの改良が必要である。

(2) き裂進展 本解析ではき裂の進展は考慮しておらず、しかも3サイクルのみの計算であり、 $\Delta\epsilon_f(a)$ についてはあまり差は無いと考えられるが、 $\epsilon_f(X_1)$ は過去のすべての繰返し荷重により蓄積されるものであり、したがって現実より小さい $\epsilon_f(X_1)$ を評価していることとなっている。

(3) き裂開閉口 き裂進展を考慮していないので、き裂開閉口も考慮されていない。疲労実験と同時に行った開閉口の測定では $\Delta K < 45\text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ において閉口が検出されており (図 13)、シミュレーションとの相違がある。

このような問題点があるが、これらはあくまでシミュレーション上の問題であり、式(9)自体の問題ではないので、評価法を改善することにより、シミュレーションによる疲労進展速度はより現実に近い値とすることが出来るものと思われる。

4. 結 言

き裂エネルギー密度の立場から疲労き裂進展を論じ、

その立場より導き出された疲労き裂進展速度表示式の、また式中の各構成パラメータの意味についての考察を行った。さらに疲労き裂進展実験とそれに対応する有限要素解析を行い、速度表示中の各パラメータの検討を通じて、当該速度表示式が材料、荷重様式、き裂長さなどの違いを反映した一般的な表示式となっていることの基礎的検証を行った。本結果は材料の構成関係が与えられれば、材料、荷重・荷重様式、き裂長さなどの違いの影響、さらにはそれらをふまえた疲労き裂進展速度がシミュレーションにより評価できる可能性を示すものと考えられる。

文 献

- (1) 渡辺, 機論, 47-416, A (昭 56), 406.
- (2) 渡辺, 機論, 48-433, A (昭 57), 1226.
- (3) 渡辺, 倉繁, 機論, 50-454, A (昭 59), 1291.
- (4) 渡辺・番, 機論, 51-465, A (昭 60).
- (5) 渡辺, 機論, 51-463, A (昭 60), 873.
- (6) 渡辺・畔上, 機論, 51-464, A (昭 60), 1122.
- (7) ASTM Standard: E 399-78 a part 10, ASTM, (1978), 580.
- (8) 渡辺, 機論, 50-453, A (昭 59), 894.
- (9) 小林・ほか2名, 材料, 29-325 (昭 60), 1049.
- (10) 田中, 松岡, 機論, 46-408, A (昭 60), 853.