フレッティング疲労の応力拡大係数および
それによるき裂進展挙動の整理*

佐藤 建吉**, 藤井 孟**, 児玉 昭太郎***

Stress Intensity Factors for Fretting Fatigue Cracks and Representation of
Crack Propagation Behavior using the Stress Intensity Factors

Kenkichi SATO, Hajime FUJII, and Shotaro KODAMA

The crack propagation behavior in fretting fatigue is divided into two stages, namely: the S_I - and S_{II} -stages. In the S_I -stage, the crack propagation rate da/dN is very high, and decreases to a minimum with crack growth. In the S_{II} -stage, the da/dN increases monotonically with crack growth. The interpretation of this kind of crack propagation behavior has been rather difficult with a conventional stress intensity factor. In this paper the stress intensity factors under fretting fatigue stress conditions were calculated by BEM. Then the crack propagation behavior was analyzed by these stress intensity factors. The equivalent stress intensity factor for fretting fatigue $K_{eqf} = \sqrt{K_{I,II}^2 + K_{I,II}^2}$, where $K_{I,II}$ is the stress intensity factor for mode I and $K_{I,II}$ is for mode II, was used to represent the da/dN in the S_{II} -stage. The results agreed well with ordinary, or unfretting fatigue results. The revised equivalent stress intensity factor $K_{eqf}^* = K_{eqf} \cdot \sqrt{(a + a^*)/a}$, where a is crack length and a^* is the crack length at the end of the S_I -stage, was available to represent the da/dN from the S_I - to the S_{II} -stage. These results could be widely applied to data for carbon steel and aluminum alloy.

Key Words: Fatigue, Fretting Fatigue, Crack Propagation Behavior, Stress Intensity Factor, BEM

1. 緒 言

著者らはフレッティング疲労におけるき裂進展挙動をステンレス鋼⁽¹⁾, アルミニウム合金⁽²⁾, 炭素鋼⁽³⁾について, 応力比 R , 接触面圧 p , 応力振幅 σ_a を変えて実験的に検討した結果をすでに報告した。これらによれば, フレッティング疲労き裂進展速度 da/dN をき裂長さ a , または応力拡大係数範囲 ΔK で整理すると S_I , S_{II} 段階に区分でき, S_I 段階では da/dN がはじめは高いが漸減し, S_I と S_{II} 段階の境で最小値を示し, S_{II} 段階では da/dN が単調増加するという特徴がみられる。応力比 R が $-1/3$, -1 のように小さい場合, 一般的には σ_{max}/p が小さい場合 (σ_{max} : 最大応力) には, S_I 段階の漸減傾向が強く現れ, S_{II} 段階でもフレッティングなしの曲線よりも下方に位置する。

このようなフレッティング疲労におけるき裂進展挙動はき裂先端に及ぼすフレッティングの作用 (接触面

圧, 摩擦応力の影響) がき裂進展とともに低下することと, き裂が傾斜き裂であり著しいき裂開口が生じることなどが原因していると考えられる^{(1)~(3)}。フレッティング作用の低下は傾斜き裂がき裂進展につれて垂直き裂に移行することに対応している。き裂開口現象は, 除荷弾性コンプライアンス法によって観測されており⁽³⁾, それによって開口比 U を求め, フレッティングを考慮しない応力拡大係数範囲 ΔK との積から有効応力拡大係数範囲 $\Delta K_{eff} (= U \cdot \Delta K)$ として da/dN を整理すると, S_I 段階が狭くなり, S_{II} 段階での R による依存性がなくなることが明らかにされている⁽³⁾。

さて, フレッティング疲労におけるき裂進展挙動をより正確に把握するためには, その応力状態を考慮した応力拡大係数 (K 値) によって検討することが重要である。服部ら⁽⁴⁾はフレッティング疲労き裂についての K 値を FEM により計算し, 平均応力とき裂の停留性などを検討している。本論文では, フレッティング疲労における K 値を境界要素法 (BEM) により計算し, これによりこれまで蓄積されたき裂進展についてのデータを整理・検討し, 一般性のある結論を示した。

* 昭和61年7月18日 東海支部豊橋地方講演会において講演, 原稿受付 昭和60年10月2日。

** 正員, 千葉大学工学部 (〒260 千葉市弥生町1-33)。

*** 正員, 東京都立大学工学部 (〒158 東京都世田谷区深沢2-1-1)。

2. 解析方法

2.1 境界要素法 (BEM) によるK値の解析 BEMによってK値を計算することは最近ではかなり一般的になっており、比較的簡単なデータの入力で精度よくK値を計算できる。本論文では領域分割法BEMによってK値を解析した。この方法ではき裂面に沿って二つの領域に分割して、き裂延長上の応力あるいは変位を求め、K値を計算する。菊田ら⁽⁵⁾はこの方法でK値が精度よく求められることをすでに示している。本研究では、一般的な二次元弾性計算プログラム⁽⁶⁾を三領域まで分割、計算可能なプログラムに改編して用いた。

結城ら⁽⁷⁾によって精度よいK値の決定法が提案されているが、本論文では、一定要素・応力法によりき裂延長上での各点のK値を求め、これをき裂先端位置に外挿してK値を決定した。すなわち、き裂延長上の垂直応力、せん断応力 σ_y , τ_{xy} を用いて、モードI, IIのK値(それぞれ K_I , K_{II})を次式で求めた。

$$K_I = \lim_{r \rightarrow 0} \{ \sqrt{2\pi r} \cdot \sigma_y, \theta=0 \} \quad \dots\dots (1)$$

$$K_{II} = \lim_{r \rightarrow 0} \{ \sqrt{2\pi r} \cdot \tau_{xy}, \theta=0 \} \quad \dots\dots (2)$$

ここに、 r , θ はき裂先端からある点までの距離、およびき裂延長上となす角度である。

2.2 き裂入り試験片モデルとその領域分割の方法

従来のフレットング疲労き裂に対するK値は、垂直き裂を対象としてなされているが^{(4)(8)~(10)}, フレットング疲労き裂は初期には一般に傾斜き裂である。

図1 き裂入り試験片モデルの要素分割

著者らの実験結果によれば、き裂長さが $a=1\sim3\text{mm}$ まではその傾斜角度は引張り方向の直角に対して $\theta=10^\circ\sim32^\circ$ であり、その後しだいに $\theta=0^\circ$ に移行する。

そこで本解析では、図1のように $\theta=0^\circ$ の垂直き裂とともに実験で多く観察された $\theta=30^\circ$ の傾斜き裂を試験片モデルとした。これらを引き裂延長上で上下二つの領域に分割した。このとき、領域 Ω_1 , Ω_2 のそれぞれの外部要素数 m_1, m_2 と内部境界要素数 m_{12} の合計である総要素数 m は、き裂長さにより異なるが115~150である。き裂先端近傍では要素のきざみ幅を小さくし、最小きざみ幅は 0.005mm とした。図1での各部の寸法は $w=25\text{mm}$, $l_1=25\text{mm}$, $l_2=20\text{mm}$, 厚さ 1mm である。実際の疲労試験片の大きさは幅が 50mm , 上下チャック間長さは 130mm である。試験片には左右に等長のき裂が入ると仮定するので、対称性から左側半分について解析した。

2.3 境界条件 図1のBCは外力が規定、FGは変位が規定(固定), CD, DFはx方向が固定, y方向が自由, AB, GHは自由, AEは自由の境界であり、DE間は未知の内部境界である。HA間にはパッドによる接触面圧、摩擦応力が作用する。

さて、接触面圧 p , 摩擦応力 q はき裂の存在する接触問題として解く必要があるが、本論文では簡単のため光弾性実験の結果⁽¹¹⁾, および服部ら⁽⁴⁾の結果を考慮して、一様分布、および放物線分布として仮定して求めた p , q ($q=\mu p$; μ は摩擦係数)を境界条件として入力した。ここに、

一様分布:

$$p = P/(2 \cdot b \cdot t) \quad \dots\dots (3)$$

放物線分布⁽¹¹⁾:

$$p = 3P/(7 \cdot b \cdot t) \cdot (1 + 0.5(y/b)^2) \quad \dots\dots (4)$$

(P : 押付力, b : パッド半幅, t : 試験片厚さ, y :

図1での縦方向座標)

なお、計算では材料定数として、S45Cではヤング率 $E=205.8\text{ GPa}$, ポアッソン比 $\nu=0.33$ を, A2024-T3では $E=70\text{ GPa}$, $\nu=0.30$ を用いた。

3. 計算結果および考察

3.1 計算精度 本解析の計算精度を表1に示す。垂直き裂($\theta=0^\circ$)の場合には、両側き裂として計算した。傾斜き裂($\theta=30^\circ$)の場合には、解析結果の求まっている片側き裂について要素分割をとくに行い計算した。表から、K値の公式⁽¹²⁾, 村上⁽¹³⁾のFEM, 菊田ら⁽⁵⁾のBEM, Freese⁽¹⁴⁾の解析結果と比較して、実用上十分な精度であるといえる。

3・2 フレット疲労における K_{If} , K_{IIIf} のき裂長さ a による変化 以下では, フレット疲労き裂に対する K 値を K_{If} , K_{IIIf} で, フレット疲労なしに対する K 値を K_I , K_{II} として表す.

3・2・1 垂直き裂 ($\theta = 0^\circ$) の場合 図2には, 引張応力 $\sigma = 100\text{MPa}$, 接触面圧 $p = 80\text{MPa}$, 摩擦応力 $q (= \mu p)$ は摩擦係数を $\mu = 0.67, 0.26$, および 0 として, 一様分布を仮定してBEMで計算した K_{If} , K_{IIIf} の結果, および Rooke & Jonesら⁽¹⁵⁾の解析的方法に基づいた計算結果を示す. ここに $\mu = 0.67$ はフレット疲労における一般的な摩擦係数の値である⁽¹⁶⁾⁽¹⁷⁾(4). なお, 図にはフレット疲労なし($p = 0\text{MPa}$)の場合の K_I も示した. Rookeらの方法による結果は, BEMの結果に比較し全体的に小さめであり, その傾向は a の小さい領域で強い. これは, Rookeらの方法は実際にき裂が存在するときの応力に基づいておらず, き裂の存在しない場合の応力を用いて計算しているためであると考えられる.

表1 計算精度の検定

$\theta = 0^\circ$	a/W	Formula ⁽¹²⁾	Present
F_I	0.01	1.12	1.11
	0.1	1.12	1.13

$\theta = 30^\circ$	a/W	FEM ⁽¹³⁾	Freese ⁽¹⁴⁾	BEM ⁽⁵⁾	Present
F_I	0.2	1.15	1.11	1.11	1.03
F_{II}	0.2	0.36	0.36	0.36	0.38

F_I, F_{II} : Non-dimensional stress intensity factor
($K_I = F_I \sigma \sqrt{\pi a}$, $K_{II} = F_{II} \sigma \sqrt{\pi a}$)

図2 垂直き裂の K_{If} , K_{IIIf} の計算結果

K 値に及ぼす面圧分布の影響をみるために $\mu = 0.67$ においては一様分布と放物線分布について計算したが, 二つの分布で K_{If} , K_{IIIf} にはそれぞれ差はほとんどみられず, 図では一致する. このことは傾斜き裂($\theta = 30^\circ$)においても同様であった. ところで, 図2のように摩擦係数 μ は K 値に大きな影響を及ぼしている. μ が大きいと, K_{If} は大きい, K_{IIIf} は逆に小さくなる.

3・2・2 傾斜き裂 ($\theta = 30^\circ$) の場合 傾斜き裂については, 後述するき裂進展挙動の評価のために応力振幅 $\sigma_a = 100, 140\text{MPa}$, 応力比 $R = -1, -0.33, 0$, および 0.33 での最大応力 σ_{max} について計算したが, 図3には $\sigma_{max} = 100\text{MPa}$ の結果を示す. 面圧は一様分布であり, $p = 80\text{MPa}$, $\mu = 0.67, 0.26$, および 0 とした.

傾斜き裂では垂直き裂の場合に比較して K_{If} は小さいが, K_{IIIf} は大きい. また垂直き裂の場合と同様に μ が大きいと, K_{If} は増加し, K_{IIIf} は低下する. しかし, K_{If} は $\mu = 0.67$ においても $a = 2\text{mm}$ 以上では, フレット疲労なしの点線の K_I よりも低くなっている.

き裂進展に及ぼす K_{IIIf} の影響は未だ明らかでないものもあるが, 傾斜き裂では K_{IIIf} は比較的大きな値をもつので, エネルギー解放率 $\mathcal{Q}$ と K 値との等価性から⁽¹⁸⁾得られる相当応力拡大係数,

$$K_{eqf} = \sqrt{K_{If}^2 + K_{IIIf}^2} \quad \dots\dots\dots (5)$$

の値もき裂進展には影響すると考えられ, K_{eqf} も図中に示した. K_{eqf} はフレット疲労なしの点線の曲線に比較して a の短い領域ではとくに大きいことがわかる. K_{If} と K_I が逆転する a の大きさは σ_{max} が低いほど長いという結果から, フレット疲労の影響は応力が低いほどき裂の長い範囲に及んでいる.

図3 傾斜き裂の K_{If} , K_{IIIf} の計算結果

さて、 K_{If} , K_{IIf} には図4のように、各 a に対して σ との間にそれぞれある一点を通る直線関係がみられた⁽⁴⁾。図4の勾配は図5の曲線となり、これを a の近似式で与えると、 K_{If} , K_{IIf} は次のように σ と a の関数として表わせる。

$$K_{If} = C_1(\sigma_{max} - 30) + 3.2 \quad [\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}] \quad \dots (6)$$

$$K_{IIf} = C_2(\sigma_{max} + 50) + 0.8 \quad [\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}] \quad \dots (7)$$

$$C_1, C_2 = C_0 + C_1a + C_2a^2 + C_3a^3 + C_4a^4 \quad \dots (8)$$

ここに、 C_1 , C_2 の各係数値は表2のとおりである。

式(6)~(8)はS45Cに対するものであるが、E, ν によるこれらの値の相違はわずかであり、A2024-T3に対しても以上の式が同じく適用できる。

図4 傾斜き裂の K_{If} , K_{IIf} の σ との直線関係

図5 図4の直線関係の勾配 C_1 , C_2 と a との関係

3.3 フレットング疲労き裂進展の K_{If} , K_{eqf} による整理 式(6)~(8)のように K_{If} , K_{eqf} は 応力、き裂長さの関数であり、これらを用いて従来の研究⁽²⁾⁽³⁾ で得られているき裂進展速度 da/dN のデータを以下に整理した。ただし、 K_{If} , K_{IIf} は σ_{max} に対する値であり、 K 値の平均 K_m および振幅 K_a は $K_m + K_a$ の形で含まれている。ただし本論文で扱うデータは応力振幅一定下のものであり、 K_a は一定である。なお、整理は傾斜き裂とみなせる $a = 5 \text{ mm}$ までとした。

図6(a)は、 $R = -1$, $\sigma_a = 100 \text{ MPa}$ のフレットングありの da/dN を、 $\theta = 30^\circ$, $\mu = 0.67$ で計算された K_{If} によって整理し、フレットングなしの結果は通常の K_I の最大値 K_{Imax} で整理した結果である。二つの曲線は、分離しており、また S_I 段階での da/dN の低下が明瞭である。図6(b)は、同じデータを K_{eqf} , K_{Imax} で整理した結果である。これでも、 S_I 段階での da/dN の低下は消えていないが、 S_{II} 段階の進展曲線はフレットングあり、なしで完全に重なっている。 K_{eqf} によってフレットング疲労のき裂進展挙動がフレットングなしとよく一致することは、フレットングき裂進展にはモード II 成分も影響していることを示している。

表2 C_1 , C_2 の係数

	$C_1 \text{ (m}^{1/2}\text{)}$	$C_2 \text{ (m}^{1/2}\text{)}$
C_0	6.0585×10^{-3}	1.3648×10^{-3}
C_1	8.7288×10^{-2}	2.9621×10^{-2}
C_2	-4.0634×10^{-2}	-1.2130×10^{-2}
C_3	9.3924×10^{-3}	2.6935×10^{-3}
C_4	-7.7332×10^{-4}	-2.1657×10^{-4}

* Unit of crack length: $a \text{ (mm)}$

図6 き裂進展速度 da/dN の K_{If} , K_{eqf} , K_{Imax} による整理

図6(b)のように S_I 段階のき裂進展が $K_{a,1}$ によって、同一の応力比 R 、応力振幅 σ_a のフレッティングなしのデータを $K_{I, \max}$ で整理した結果とよく一致することは、著者らのこれまでの材料、応力比、応力振幅、接触面圧の異なるすべての実験結果について成立した。この整理では、 R 、 σ_a が同一のという条件はあるものの、き裂の開閉現象などを考慮する必要もなく実用上極めて有効である。

3.4 S_I 段階のフレッティング疲労き裂進展を支配する機構 $K_{a,1}$ によっても S_I 段階でのき裂進展はフレッティングなしの結果とは一致していない。この原因としては、1) 仮定した面圧と摩擦応力の分布と実際の分布との不一致、2) き裂開閉現象、3) パッド下端部による降伏域の存在などが考えられる。1) については、き裂の存在するときの面圧分布と摩擦応力分布を知ることが必要であるが、すでに述べたように、これらは K 値にはほとんど影響しない。2) については、既報⁽³⁾でのき裂開口比 U を用いて、有効応力拡大係数範囲 $\Delta K_{a, eff}$ を定めて整理し、検討したが、フレッティングあり、なしの曲線は一致せず整理はこれだけでは改善されなかった。

3) については面圧分布が大きく影響する。O'Connor⁽¹⁹⁾、服部ら⁽⁴⁾の計算結果によれば、負荷（引張）過程での面圧分布は平坦であるが、除荷（圧縮）過程では端部で極端に集中した分布になる。このことは光弾性実験⁽¹¹⁾での結果でも得られているし、またフレッティング疲労試験片の摩耗が、この領域付近で著しいことの観察結果とも一致する。

そこで、面圧が端部で集中する Sadowsky の分布⁽¹¹⁾

$$p(y) = P/(\pi \cdot t) / \sqrt{b^2 - y^2} \dots\dots\dots (9)$$

を仮定して除荷時のパッド直下の試験片内部での降伏域の大きさを BEM によって計算した。結果は図7のように S45C、 $\sigma = -100\text{MPa}$ 、 $p = 80\text{MPa}$ 、 $\mu = 0.67$ の条件で深さ 1.1mm までが Mises 則の圧縮降伏を生じることを

図7 パッド端の直下での降伏域の形成

示した。実際の面圧と摩擦応力の集中はこの分布よりは弱いので降伏域はこれよりも小さくなる*1。

除荷過程で生じた圧縮降伏域の一部が、引き続き負荷過程ではこの領域内に発生する引張残留応力のために引張降伏域に反転する。このため、応力振幅が増大し、き裂が発生しやすくなり、また発生したき裂は引張残留応力のために進展速度が高くなる。これは S_I 段階での著しい加速現象の一原因と考えられる（パッド直下では、摩擦応力に起因にするフレッティングの影響が強いが、これも加速原因の主要なものである）。

しかし、この圧縮降伏域および引張降伏域への反転は接触面から遠のくにつれてなくなり*1、またフレッティングの影響も弱くなるのでき裂進展の加速効果はしだいに消失する。さらにフレッティング疲労き裂はき裂傾斜であるためき裂長さの増加とともにき裂閉口現象が著しくなり、 da/dN を低下させる。 S_I 段階での da/dN の低下はこれらの結果であると考えられるが、降伏域・き裂閉口の影響は、式(5)～(8)には考慮されておらず、 da/dN を上式で整理してもフレッティングなしの結果とは S_I 段階で異なることになる。

3.5 応力拡大係数の仮想き裂長さによる補正 フレッティング疲労での S_I 段階のき裂進展と同じく da/dN が初期に高くその後低下する現象は、切欠き底に発生したき裂においてもみられる⁽²⁰⁾⁽²¹⁾。この場合にも多くの原因が考えられているが、切欠きによる降伏域や、き裂閉口現象、さらにき裂が本質的に短いことなどが大きな原因であると考えられている⁽²²⁾。

この場合のき裂進展については El Haddad ら^{(23)～(26)}による一連の研究があり、実在き裂長さ l に仮想き裂長さ l_0 を加え、有効き裂長さ $l + l_0$ として補正した K 値を用いると長いき裂の場合の $da/dN - \Delta K$ 関係上に一致することを報告している⁽²³⁾。なお切欠きによる降伏域の影響が強い場合には l_0 および応力集中を考慮した J 積分によって評価されている⁽²⁶⁾。

以上のようにフレッティング疲労き裂と切欠き底に発生したき裂の進展は、現象的にも機能的にも類似した点があるので、El Haddad らの手法はフレッティング疲労き裂進展に対しても適用できるものと期待される。3.4 で述べたように da/dN の低下した S_I 段階では降伏域をほぼ通り抜けていると考えられるので、 K 値に

*1 S45C と同じ降伏点をもつ 3%Si-Fe を用いた腐食法による降伏域の観察によれば、計算と同じ負荷条件でパッド直下の約 0.6mm までの降伏域が観測されている。この降伏域深さは 3%Si-Fe の S_I 段階での da/dN のピークのき裂長さにはほぼ一致していた。ゆえに S_I 段階の da/dN の低下は降伏域を通過した後であるとみなされる。

図8 き裂進展速度 da/dN の K_{eqf} , K_{Imax} による整理 (S45C)

よる評価も妥当であると思われる。そこで以下では、El Haddadらの l_0 による補正手法にならった整理を試みた。

El Haddadらによる l_0 で補正したK値は、

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi(l + l_0)} \quad \dots\dots\dots (10)$$

$$l_0 = (\Delta K_{Ih} / (2\sigma_{w2}))^2 / \pi \quad \dots\dots\dots (11)$$

である。ここに、 ΔK_{Ih} は長いき裂材の下限界応力拡大係数、 σ_{w2} は平滑材の疲労限度であり、 l_0 は平滑材の疲労限度での停留き裂長さに相当する。

さて、長いき裂のK値は

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi l} \quad \dots\dots\dots (12)$$

であるから、式(10)と(12)から

$$K_I^* = K_I \sqrt{(l + l_0)/l} \quad \dots\dots\dots (13)$$

と表わせる。すなわち、微小き裂のK値は長いき裂のK値の $\sqrt{(l + l_0)/l}$ 倍に相当している。

フレットング疲労においても、まず l_0 を式(11)のように疲労限度から定め、 K_{eqf} を式(13)の形に修正して整理してみたが、 l_0 の値がS45Cでは $l_0 = 0.28\text{mm}$ 、A2024-T3では $l_0 = 0.39\text{mm}$ と小さく S_I と S_{II} 段階の曲線は一致せず、よい整理とはならなかった。次に、フレットング疲労での停留き裂との観点から、 l_0 を da/dN が最も低下した S_I と S_{II} 段階の境に対するき裂長さ a^* として置き換えて、このときのK値を式(14)のように K_{eqf} と定義した。この場合には比較されるフレットングなしの疲労き裂もその長さが短いことから式(15)で与えた。

図9 き裂進展速度 da/dN の K_{eqf} , K_{Imax} による整理 (A2024-T3)

$$K_{eqf} = K_{eqf} \sqrt{(a + a^*)/a} \quad \dots\dots\dots (14)$$

$$K_{Imax} = \sigma_{max} \sqrt{\pi(a + a^*)} \cdot f(a/w) \quad \dots\dots (15)$$

図8、9は K_{eqf} , K_{Imax} で整理した結果である。これらによる整理では応力比Rの依存性は消えないが、応力によらずS45C、A2024-T3ともにフレットング疲労の S_I と S_{II} 段階は、フレットングなしの曲線上にのり、これらはよい整理パラメータとなっている。

a^* の値は図中に記したが、これは3.4で述べたようにき裂の降伏域からの脱け出し、フレットングの影

響の低下, き裂開口の増大によって支配される S_{II} 段階から, フレッティングなしの疲労でのようなき裂自身がつくるき裂先端での繰返し塑性域に支配される S_{III} 段階への遷移によって a^* が決められるので σ_{max} が小さく (R が小さい), p が大きい場合には a^* の値は大きく, また a^* での da/dN は小さい. これらは材料によっても異なるが, a^* が定まればフレッティング疲労のき裂進展は K_{eq} に依存することになる.

なお, き裂発生時からのき裂進展の一貫した整理のためには弾塑性破壊力学パラメータ $\Delta J^{(27)}$ などを導入する必要があるが, これについては検討中であり, 別途報告する.

4. 結 言

本論文ではフレッティング疲労き裂進展挙動を, 境界要素法 (BEM) によりフレッティング疲労における応力状態を考慮した応力拡大係数 K_{If} , K_{III} (それぞれモード I, モード II) を求め, これによって評価・考察した. 結果をまとめると次のとおりである.

- (1) 垂直き裂 ($\theta = 0^\circ$), 傾斜き裂 ($\theta = 30^\circ$) のいずれにおいても, 接触面圧として一様分布, 放物線分布を作用させても K_{If} , K_{III} はほとんど同一であった.
- (2) 摩擦応力 q は, K_{If} , K_{III} に大きな影響を及ぼす. すなわち, q は K_{If} を増加させ, K_{III} を低下させる. $q = \mu p$ であるから, これは μ の影響でもある.
- (3) フレッティング疲労き裂 ($\theta = 30^\circ$, $p = 80$ MPa, $\mu = 0.67$) の K_{If} とフレッティングなし ($\theta = 0^\circ$, $p = 0$ MPa) の K_I を比較すると, a の小さい領域で K_{If} は K_I よりも大きい, a が大きくなると K_{If} の方が小さくなる.
- (4) フレッティング疲労の S_{III} 段階でのき裂進展は, K_{If} だけでなく, K_{III} も組み入れた相当応力拡大係数 $K_{eq} = \sqrt{K_{If}^2 + K_{III}^2}$ で進展速度 da/dN を整理すると同一応力比・応力振幅のフレッティングなしの da/dN を K_{Imax} で整理した結果とよく一致した. これは, 著者らのこれまでの Al 合金, 炭素鋼での応力比, 応力振幅, 接触面圧の異なる実験結果について成立した.
- (5) S_I と S_{III} 段階の境のき裂長さ a^* を用いて, K_{eq} を $K_{eq} = K_{eq} \sqrt{(a+a^*)/a}$ と, フレッティングなしの K_{Imax} を $K_{Imax} = \sigma_{max} \sqrt{\pi(a+a^*)} \cdot f(a/W)$ と補正して da/dN を整理すると, 同一応力比・応力振幅のフレッティング疲労の S_I 段階と S_{III} 段階は合体し, その結果この曲線は, フレッティングなしの曲線と一致した.

これも同じく材料, 応力比, 応力振幅, 接触面圧の違いによらず成立した.

おわりに, 本論文に関し校閲委員から有益なご意見を頂戴したことを付記し謝意を表する.

参 考 文 献

- (1) 佐藤・藤井・田巻, 材料, 33-371(昭59), 1065.
- (2) 佐藤・藤井・児玉, 材料, 34-384(昭60), 1076.
- (3) 佐藤・藤井・児玉, 機論, 52-474, A(昭61), 417.
- (4) 服部・中村・大西・渡辺, 機講論, No.830-10 (昭58-10), 177. および Hattori, T., Nakamura, M. and Watanabe, T., ASME Winter Annual Meeting '84, 84-WA/DE-10.
- (5) 菊田・都甲・田中, 機講論, No.840-1(昭59-3), 51.
- (6) 神谷, 境界要素法の基礎, (昭57), 培風館.
- (7) 結城・木須・松本, 第1回境界要素法シンポ研究発表論文集(昭59), 85.
- (8) Edwards, P.R., "Fretting Fatigue", Waterhouse, R.B. 編, (1981), 67, Applied Science Publishers.
- (9) Edwards, P.R., Ryman, R.J. and Cook, R., RAE, TR.77056 (1977).
- (10) 田中・武藤・迫田, 機論, 51-464, A(昭60), 1200.
- (11) 佐藤, 非破壊検査, 33-4(昭59), 289.
- (12) 岡村, 線形破壊力学入門, (昭51), 219, 培風館.
- (13) 村上, 機論, 42-360(昭51), 2305.
- (14) Bowie, O.L., "Mechanics of Fracture", vol.1, Sih, G.C. 編, (1973), 51, Noordhoff.
- (15) Rooke, D.P. and Jones, D.A., J. Strain Analysis, 14-1(1979), 1.
- (16) 西岡・平川, 機論, 34-266(昭43), 1635.
- (17) 佐藤・藤井・大野, 千葉大学工学部研究報告, 33-63(昭56), 17.
- (18) 岡村, 文献(12)の57ページ.
- (19) O'Connor, J.J., 文献(7)の23ページ.
- (20) 小林・中沢, 機論, 35-277(昭44), 1856.
- (21) 中井・田中・川島, 材料, 32-356(昭58), 535.
- (22) 田中, 材料, 33-371(昭59), 961.
- (23) El Haddad, M.H., Smith, K.N. and Topper, T.H., ASTM STP 677(1979), 274.
- (24) El Haddad, M.H., Smith, K.N. and Topper, T.H., Trans. ASME, J. Engng. Materials and Tech., 101(1979), 42.
- (25) El Haddad, Topper, T.H., M.H., and Smith, K.N., Engng. Fracture Mech., 11(1980), 573.
- (26) El Haddad, M.H., N.E. Dowling, Topper, T.H. and Smith, K.N., Int. J. Fracture, 16-1(1981), 15.
- (27) 田中, 鉄鋼協会第84, 85回西山記念技術講座, (昭57-10), 31.

討 論

〔質問〕 永田 晃 則〔(株)東芝重電技術研究所〕

(1) 図2において、Rookeらの結果は貴解析値よりも全体に小さめであるとされているが、 $\sigma=0$ で面圧と摩擦力による K 値を個々にRookeらの解と比較された例を、またなぜ短いき裂に対して貴解析値との差が大きくなるのかをご教示願いたい。

(2) き裂先端に働く K_{II} 値はき裂面間の摩擦力により、実質上小さくなると思われるが(付1)、式(5)を用い図6のように整理できるのはどのような理由からか。

(3) 2475ページ右欄15行めのき裂閉口現象とは、試験片上面におけるき裂面の接触による閉口か、それともき裂先端の閉口かいずれを差すものか。フレッティング疲労き裂伝ぱに対し両者は同一の効果を及ぼすと考えてよいのかどうかご見解を伺いたい。

(4) 図7の解析にて、き裂面の拘束はどのようにされたか、また2476ページ左欄18行～19行めで、 l_0 を求められた具体的な数値をご教示願いたい。

〔回答〕 (1) Rookeらの解析手法は、ご承知のようにき裂面に集中力が作用するときの K 値の算出式を基本にしている。その集中力(の分布)としては、本文2473ページ左欄15行～18行めにも述べたように、き裂の存在しない半無限板に面圧 p 、摩擦応力 q が作用する問題に置き換えて、実際のき裂面位置における応力を弾性論的に求めている。したがってこの手法によれば、近似的な K 値は計算できるが真の値とはならない。とくに、き裂面に垂直な集中力(の分布)は圧縮力であり、き裂長さ a の小さいところでその絶対値が大きいため、真の K 値よりも低めに計算されると考えられる。

付表1には、お尋ねの $\sigma=0$ MPaの場合(き裂閉口が問題になる)に代えて、 $\sigma=100$ MPaの場合の p, q による K 値、それぞれ K_{Ip}, K_{Iq} の応力振幅 σ_a による K 値 $K_{I\sigma}$ の比を示す。ここで a は0.1および5.0 mm

付表1 BEMおよびRookeらの手法によって計算された K 値の p, q 成分 K_{Ip}, K_{Iq} の比較(単位: MPa $\cdot$ m^{1/2})

	$K_{Ip}/K_{I\sigma}$	$K_{Iq}/K_{I\sigma}$	$K_{II}/K_{I\sigma}$	
BEM	-0.28	1.46	2.18	$a=0.1$ mm
Rooke	-1.11	1.18	1.07	
BEM	-0.01	0.22	1.11	$a=5.0$ mm
Rooke	-0.01	0.02	1.01	

であり、摩擦係数 μ は0.67である。 $a=0.1$ mmにおいては、Rookeらの手法による結果は $K_{Ip}/K_{I\sigma}$ が負の値で絶対値が大きいくことがわかる。

(2) 服部氏への回答(1)で述べたように、最大応力 $\sigma_{\max}$ においてはき裂閉口は生じておらず、しかも図3に示したように、 K_{II} 値は傾斜き裂、パッド押付け力のために比較的大きな値となっている。したがって、 K_{II} の寄与は無視できず、式(5)の K_{eq} によれば図6のように S_{II} 段階がよく整理される。ただし K 値の最大値($K_{\max}$)による整理が有効であるということは、文献(2)、(3)に述べてある。

$\sigma_{\max}/p$ (一般的には σ/p)が小さい場合にはき裂閉口が生じやすくなり、 K_{II} 値が小さくなるが、そのときには例えば(付2)の文献にみられるような補正を行う必要があると考えている。

(3) フレッティング疲労においてき裂閉口が起こる原因とその応力レベルは、き裂長さ a によって相違する。短 a 領域においては、本来き裂閉口が生じにくい、 p はき裂閉口を常に助長させ、 q は負荷時には阻止、除荷時には助長させる。これらによりき裂閉口は a の増加とともに著しくなる。短 a 領域におけるき裂閉口はき裂面全体で生じており、き裂先端での閉口とは区別がつかず、その影響もき裂面全体が生じさせる。しかし、 a が長くなればき裂閉口は、き裂先端付近に限られる。

(4) 図7では、き裂は導入して計算しておらず、き裂がまだ発生していない段階での降伏域の大きさを評価したものである。き裂は降伏後、発生・進展する。

l_0 の計算は次のように行った。S45Cに対しては、応力比 $R=0.33, 0, -0.33$ の順に $\Delta K_{Ih}=10, 11.5, 11.5$ MPa $\cdot$ m^{1/2}、 $\sigma_{w2}=180, 180, 200$ MPaであり、このとき l_0 は0.25, 0.32, 0.26 mmとなり、これらの平均から $l_0=0.28$ mmとした。またA2024-T3については、 $R=0$ のデータから $\Delta K_{Ih}=6.3$ MPa $\cdot$ m^{1/2}、 $\sigma_{w2}=90$ MPaであり、 $l_0=0.39$ mmである。これらのデータは文献(3)、(2)の結果による。

〔質問〕 服部 敏雄

〔(株)日立製作所機械研究所〕

(1) 本論文でのBEMモデルでは、き裂面での接触条件はどのように考慮されているか。つまり、き裂

(付1) 田中・ほか2名、鉄と鋼、第64年、(昭53)、第7号、1082。

(付2) Swedlow, J. L., ASTM STP, 601, (1976), 506。

を閉口させる力が働いた場合、き裂面が互いに食い込むことが防止されているか。

(2) 本論文ではき裂の閉口の影響が式(5)~(8)には考慮されていないといわれているが、 $K_{I,r}$ の符号によって考慮されているのではないか。ただし、図4より、 $\sigma=0$ つまり外力なしで面圧のみでも、正の応力拡大係数となっているが、これは、BEM解析における接線力 q の与え方が、 σ に無関係に $q=\mu p$ で与えているためだと思う。この q が正確に求まれば、応力拡大係数比(K_{max}/K_{min})の影響として S_i 段階での da/dN の漸減現象はある程度予測可能とも思う。当然微小き裂領域での補正は必要であるが。

〔回答〕 (1) き裂閉口は、面圧 p に対して最大応力 σ_{max} の小さい(σ_{max}/p が小さい)場合に生じやすく、また摩擦係数 μ の小さい場合に助長される。本論文では、 σ_{max} における K 値について計算したが、取扱った一連のフレット疲労試験条件(S45C,

A2024-T3; 応力比 $R=-1\sim 0.33$; $p=50\sim 80$ MPa; 応力振幅 $\sigma_a=60\sim 140$ MPa; $\mu=0.67$)においては、いずれも σ_{max} の負荷時にはき裂閉口が生じていない。さらに、 $\sigma_{max}/p=100/80=1.25$ と最もこの値が低く、かつ $\mu=0$ のS45Cの計算結果においてもき裂閉口は、 $a=0.1$ mmにおいても生じていない。したがって、本解析モデルではご指摘のようなき裂面上での接触条件はとくに導入しなかった(永田氏への回答(4)参照)。

(2) そのとおりである。さらに正確な解析のためには、質問者らの研究⁽⁴⁾にみられるように、パッドと試験片の接触面での面圧 p 、摩擦応力 q の分布を計算して、これが境界条件を与えるようにプログラムを改良する必要がある。 p, q の分布はき裂長さ a 、き裂進展径路(傾斜角 θ)などに依存するので、これらも考慮する必要がある。この点については、現在実施中であり、別途報告する予定である。