2 段繰返し変動荷重下の弾塑性疲労き裂進展挙動*

城 野 政 弘**, 宋 智 浩***
菅 田 淳**, 名 和 田 隆****Elastic-Plastic Fatigue Crack Growth Behavior under
Repeated Two-Step Loading

by Masahiro JONO, Jiho SONG, Atsushi SUGETA, and Takashi NAWATA

Load-controlled fatigue crack growth tests were carried out on two kinds of steel, SM 50 A and S 35 C, under constant amplitude loading and repeated two-step loading over a wide range from the linear elastic region to the post-yield one; and crack closure was investigated by using the mini computer-aided unloading elastic compliance method. In the case of SM 50 A at the stress ratio $R = 0$, ratcheting deformation took place remarkably under the post-yield region and affected crack growth behavior. However, it was found that this effect could be explained by considering the maximum J integral, $J_{\max}$, and further, that the crack growth rate under variable amplitude loading could be well predicted by the linear summation rule of crack growth by using $\sqrt{E\Delta J/(1-J_{\max}/C)}$ instead of ΔK_{eff} as the fracture mechanics parameter. In the case of S 35 C at $R = -1$ where only cyclic plastic deformation was observed, the J integral range, ΔJ , was found to be a good parameter in expressing the fatigue crack growth rate under constant amplitude loading. However, under repeated two-step loadings retardation of crack growth at a high load level was observed, even concerning the ΔJ .

Key Words: Fatigue Crack Growth, Elastic-Plastic Crack, Crack Closure, Repeated Two-Step Loading, Elastic-Plastic Fracture Mechanics

1. 緒 言

著者らはこれまでに小規模降伏状態において、ランダム荷重を含む定常な変動荷重による疲労き裂進展試験をき裂開閉口挙動に着目して行い、変動荷重下の疲労き裂進展速度 da/dn はき裂開閉口挙動を考慮した有効応力拡大係数のレンジベア $\Delta r_p K_{\text{eff}}$ を考えれば、第 1 近似として一定振幅試験で得られる da/dn と ΔK_{eff} の関係を下限界以下まで延長したき裂進展速度曲線から線形加算則で見積もるいわゆる修正マイナ形の推定法で評価できることを明らかにしてきた^{(1)~(4)}。しかしながら、現実の機械・構造物に作用する荷重は、航空機の G-A-G 荷重やプラントの起動停止にみられるように小頻度ではあるが非常に大きな振幅の荷重が周期的に負荷され、必ずしもすべて小規模降伏条件が満足されているとはいえない場合も多い。このような弾塑性状態下での疲労き裂進展に関する研究は、Dowling の先駆的な研究^{(5)~(7)}以来、広く行われており⁽⁸⁾⁽⁹⁾荷重変動の影響についても、ひずみ制御のもと

で若干の知見が得られている⁽¹⁰⁾。しかし荷重制御下での弾塑性状態における変動荷重下のき裂開閉口挙動および塑性変形挙動を詳細に調べ、弾塑性疲労き裂進展挙動に及ぼす荷重変動の影響について検討したものは少ないようである。

そこで本研究では、線形弾性領域から全断面降伏領域にわたる広い範囲の一定振幅荷重下の疲労き裂進展挙動を調べるとともに、この二つの領域にまたがる 2 段繰返し変動荷重試験を行い、弾塑性疲労き裂進展挙動に及ぼす荷重変動の影響を検討した。さらに上記の修正マイナ形の進展則の大規模降伏領域への拡張について検討を加えた。

2. 供試材料および試験方法

供試材料は溶接構造用圧延鋼 SM 50 A と中炭素鋼 S 35 C 焼ならし材で、その化学成分、機械的性質を表 1, 2 に示す。試験は SM 50 A 鋼については図 1 (a) に示すサイドグループ付中形中央き裂引張試験片 (CCT) を用い応力比 $R = 0$ の片振りで、S 35 C 鋼の場合には図 1 (b) の小形 CCT 試験片を用い $R = -1$ の両振りで、電気油圧サーボ疲労試験機により、繰返し速度 10~0.1 Hz の範囲で荷重制御下で行った。き裂長さおよびき裂開閉口挙動の測定は、中形 CCT 試験

* 昭和 61 年 4 月 2 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 10 月 14 日。

** 正員、大阪大学工学部 (〒565 吹田市山田丘 2-1)。

*** 正員、韓国科学技術院 (韓国ソウル市東大門区)。

**** 学生員、大阪大学工学部。

片の場合にはき裂中央部に装着したクリップゲージ⁽³⁾により、小形 CCT 試験片の場合には容量形変位計⁽¹¹⁾により、荷重点変位を検出し、ミニコンピュータを用いた除荷弾性コンプライアンス法⁽¹²⁾により行った。

3. 試験結果および考察

3.1 SM 50 A 鋼, $R=0$ の場合

3.1.1 一定振幅荷重下の疲労き裂進展挙動 試験は前段階荷重の影響が入らないように K 漸増により線形弾性領域から全断面降伏領域に至る広い範囲にわたって行った。

図 2 にき裂進展速度 da/dn を最大応力拡大係数 K_{max} および有効応力拡大係数幅 ΔK_{eff} で整理し丸印、三角印でそれぞれ示す。図 3 にき裂開口点 K_{op} の K_{max} に伴う変化を丸印で示すが、図 2, 3 において黒印は正味断面応力 σ_{net} が降伏点 σ_y を超えているものであり、半黒印は σ_{net} が σ_y 以下ではあるが ASTM E 647-83 の CCT 試験片に対する規格条件 $w-2a \geq (1.25P_{max}/B\sigma_y)$, $[w-2a: \text{リガメント長さ}, \sigma_y: \text{降伏点}, P_{max}: \text{負荷荷重の最大値}, B: \text{板厚(本試験片ではグループ底の正味板厚)}]$ すなわち $\sigma_{net} \leq 0.8\sigma_y$ を離脱している結果を示している。 $da/dn-K_{max}$ 関係は小規模降伏条件下では良好な直線関係を示すが、ASTM

E 647 規格条件を離脱する $K_{max}=42 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ の所からはずれ始め、全断面降伏以後急激に高進展速度側に偏っていく。き裂開口点 K_{op} は ASTM 規格条件を離脱してもすぐには変化せず、全面降伏状態に近づいた所で低下し始め、 $K_{max}=52 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ 以上ではき裂は全荷重範囲で開口している。き裂開閉挙動を考慮した ΔK_{eff} による進展速度の整理においても、 10^{-7} m/cycle 以上の高進展速度領域での直線関係は ASTM 規格条件までで、それ以後の $da/dn-\Delta K_{eff}$ 関係は非常に傾きの急なものになっている。

本材料、本試験条件において、荷重-全変位ヒステリシスに繰返し塑性変形成分が明確に認められるのは、ASTM 規格条件を離脱する所からであるが、試験終了直前に至っても繰返し塑性変形成分の全変位に占める割合は 5% 程度と小さく、これら塑性成分を考慮し ΔJ によって結果を整理しても ΔK_{eff} による整理の場合と傾向はほとんど変わらない。

図 4 は荷重点変位の最大値 δ_{max} と全振幅 $\Delta\delta$ を K_{max} に対して示したものであるが、 $\Delta\delta$ の K_{max} に伴う変化は試験範囲内ではほぼ一定となっている。これに対し δ_{max} は全面降伏に近づく所から増加割合が大き

表 1 供試材料の化学成分 (%)

	C	Mn	Si	P	S	Al	Cu	Ni	Cr
SM50A	0.14	1.24	0.37	0.016	0.008	0.037	—	—	—
S35C	0.38	0.72	0.25	0.010	0.015	—	0.04	0.02	0.13

表 2 供試材料の機械的性質

	Yield point (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)
SM50A	352	508	27
S35C	373	612	24

図 1 試験片形状

図 2 $da/dn-K_{max}, \Delta K_{eff}$ 関係 (SM 50 A, $R=0$)

図 3 一定および変動荷重下の K_{op} (SM 50 A, $R=0$)

くなり、一方向変形が急増する。これが $da/dn - \Delta K_{eff} (\approx \sqrt{E\Delta J})$ 関係の全断面降伏状態における急激な高進展速度側への偏りに関係すると考えられる。この一方向変形を Garwood ら⁽¹³⁾の J パラメータ法を疲労に応用した安藤らの方法⁽⁸⁾により J_{max} の形で評価し、その影響を

$$\frac{da}{dn} = A \left\{ \sqrt{E\Delta J} / \left(1 - \frac{J_{max}}{C} \right) \right\}^m \quad \dots\dots\dots (1)$$

の形で考慮し試験結果を整理すると図5のようになる。実験定数 C として 196 KJ/m^2 をとると結果は全面降伏状態を含めた高進展速度領域の全範囲にわたって傾き $m=2.24$ の直線関係となる。定数 C の値の理

図4 荷重点変位 δ_{max} , $\Delta\delta$ の K_{max} に伴う変化

図5 $da/dn - \sqrt{E\Delta J} / (1 - J_{max}/C)$ 関係 (SM50A, $R=0$)

論的根拠は明確ではないが、上記の C の値は大路らが報告している破壊靱性値 $J_{Ic} = 180 \text{ KJ/m}^2$ ⁽¹⁴⁾に近い値となっている。

以上の結果は、著者らの一部が先に報告した曲げ負荷が支配的な CT 試験片を用いて行った一定振幅試験結果⁽¹⁵⁾と同様の傾向を示しており、SM 50 A 鋼の場合応力比が正の条件下では試験片形状にかかわらず、急速進展領域では一方向変形のみが顕著となり、進展速度はき裂開口挙動と一方向変形を考慮すれば弾塑性破壊力学パラメータでよく評価できることがわかる。

3.1.2 2 段繰返し変動荷重下の疲労き裂進展挙動
試験は図6に示すような、応力比 $R=0$ の2段変動波形パターン I と、最大 K 値をそろえた波形パターン II の2種について行った。いずれの場合も高レベル荷重の応力比は零である。本研究で行った試験条件は表3に示すとおりである。

図7に2段繰返し変動荷重下の荷重-引き算変位ヒステリシスの自動計測例を示す。図7(a)に示す荷重パターン I の場合には、高レベル荷重の負荷時に繰返しごとの一方向変形が顕著に現れ、低レベル荷重では逆に圧縮側への一方向変形が若干生じている。これに対して図7(b)に示す荷重パターン II の場合には、高い引張平均をもつ低レベル荷重において一方向変形が生じ、高レベル荷重における一方向変形はあまり顕著ではない。

実測した2段繰返し変動荷重下のき裂開口点 K_{op} を前出の図3中に各々の試験条件に対して表3で示した記号により示す。白印は高レベル荷重、黒印は低レベル荷重に対する K_{op} である。ただし荷重パターン II の場合低レベル荷重の応力比が零でないので、 K_{op} は高レベル荷重に対してのみプロットしている。 $R=0$ の変動荷重パターン I では各種三角印で示すようにいずれの試験条件においても、き裂は全荷重範囲で開口しており、 $\Delta K_H (R=0)$ と等しい K_{max} に対する一定振幅荷重下の K_{op} に一致している。したがって低レベル荷重下の K_{op} は高レベル荷重負荷の影響を受けて一定振幅荷重下に比べ引き下げられている。これに対

図6 2 段繰返し変動荷重波形パターン

して低レベル荷重が高い引張平均を有する荷重パターンIIの場合、全面降伏状態となる高レベル荷重においてもき裂開口点〔図7(b)に横線で示す〕が現れている。これは低レベル荷重が高レベル荷重の一方変形を抑制することによって、また高レベル荷重の負荷数が2と少ないため、高い引張平均を有する低レベル荷重で形成される圧縮残留応力を高レベル荷重によって十分解放することができないことに起因すると考えられる。

図5中に低レベル荷重下のき裂進展速度 $(da/dn)_L^*$ を、一定振幅荷重下でその有用性を確認したパラメータ $\sqrt{E\Delta J/(1-J_{\max}/C)}$ に対して黒印で示す。高、低各荷重レベル下でのき裂進展量を巨視的に分離して測定することは困難であるため、 $(da/dn)_L^*$ はき裂進展量の線形加算を仮定して次式により求めた。

$$\left(\frac{da}{dn}\right)_L^* = \frac{1}{N_L} \left\{ \left(\frac{da}{dn}\right)_{HL} \times (N_H + N_L) - \left(\frac{da}{dn}\right)_H \times N_H \right\} \quad (2)$$

ここで $(da/dn)_{HL}$ は変動波形ブロックに対する実測された平均き裂進展速度であり、 $(da/dn)_H$ は高レベル荷重の $\sqrt{E\Delta J/(1-J_{\max}/C)}$ に対する一定振幅荷重下のき裂進展速度である。なお図5中には参考のため高レベル荷重での予測進展速度 $(da/dn)_H^*$ をも白印で示している。いずれの変動荷重パターン、試験条件においても進展速度の推定結果は一定振幅試験結果とよく一致しており、小規模降伏状態、全断面降伏状態にわたる変動荷重の場合にも、き裂進展速度はき

裂開閉口挙動と一方変形を考慮した $\sqrt{E\Delta J/(1-J_{\max}/C)}$ によって一義的に定まることがわかる。図5には併せて走査形電子顕微鏡(SEM)を用いて行った破面観察から得られた両荷重レベル下での一サイクル当たりのき裂進展量を半黒印で示している。測定量にばらつきはあるが、いずれの荷重レベルにおいても一定振幅荷重下の進展速度にほぼ一致しており微視的にも上記の結論が確認される。さらに実測した平均き裂進展速度をき裂進展速度比 λ_K および λ_I によって整理する。ここで $\lambda = \Delta a / \Delta a^*$ で定義される無次元量で、 Δa は実測したき裂進展量、 Δa^* は一定振幅試験結果から修正マイナ形の進展則により求めた予想進展量である。 λ_K は ΔK に対して線形加算則を適用した場合であり、 λ_I は実測した $\sqrt{E\Delta J/(1-J_{\max}/C)}$ に対して線形加算則を適用した場合の進展速度比である。 λ_K は1.38~2.05の範囲となり ΔK に基づく推定法が危険側の推定結果を与えるのに対して、 λ_I は0.88~1.05の範囲のほぼ1に近い値をとる。したがって全面降伏状態において一方変形が顕著に現れる材料、試験条件の場合の変動荷重下のき裂進展速度は、著者が小規模降伏条件下に対して提案している ΔK_{eff} に関する線形加算則⁽¹⁾⁻⁽⁴⁾の考え方を ΔJ に拡張してさらに全面降伏状態で生じる一方変形を評価する $J_{\max}$ を導入すれば、同様に線形加算則によってよく評価できると考えられる。ただし荷重-変位履歴が予測できない実働荷重下において $J_{\max}$ の推定は現段階では困難であり、修正マイナ形の推定法を弾塑性き裂に拡張するためには $J_{\max}$ 推定法の確立が必要である。

3.2 S35C鋼, $R = -1$ の場合

3.2.1 一定振幅荷重下の疲労き裂進展挙動 前

表3 試験条件

Loading pattern	N_H / N_L	ΔK_H MPa $\sqrt{\text{m}}$	ΔK_L MPa $\sqrt{\text{m}}$	R_L	Symbol
I	2/20	51.5	26.9	0.00	▶
		53.2	27.8	0.00	◀
		55.4	29.0	0.00	▽
		56.9	29.7	0.00	△
		52.1	15.1	0.71	◇
II	2/200	55.4	16.1	0.71	◇
		55.1	9.6	0.83	□
					■

図7 荷重-引き算変位ヒステリシスの代表例

図8 da/dn - ΔK , ΔK_{eff} 関係 (S35C, $R = -1$)

述した SM 50 A 鋼の場合, $R=-1$ においても繰返し塑性変形が現れるのは全断面降伏以上の領域であるため, ここでは大規模降伏条件以下の低い K 値レベルから巨視的な繰返し塑性変形を示す S 35 C 鋼を用いて $R=-1$ で試験を行った。一定振幅試験で得られたき裂進展速度を ΔK および ΔK_{eff} で整理し図 8 に示す。先に報告⁽¹⁵⁾したのと同様, き裂開閉挙動を考慮した ΔK_{eff} に対しても ASTM E 647 の規格条件を離脱する $\Delta K=40 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ 以上の領域では, 進展速度は高進展速度側へ偏っている。本材料, 本試験条件では, ASTM E 399 の小規模降伏平面ひずみ条件を満たす K の低い所から, 荷重-変位ヒステリシスに繰返し塑性変形が検出されはじめ, ASTM E 647 の規格条件を離脱した後顕著となり, 試験終了時には繰返し塑性変形成分は全変位に対して約 33% に達する。これに対し一方変形成分は試験終了直前でも全変位の半分程度(前述の SM 50 A, $R=0$ では約 4.4 倍)である。したがってこの場合には, 弾塑性破壊力学的取扱いが必要となるのは繰返し塑性変形に対してであり, 一方

向変形は考慮する必要はないと考えられる。このような繰返し塑性変形成分のみを考慮し繰返し J 積分 ΔJ によってき裂進展速度を整理した結果を図 9 に示す。 $da/dn-\sqrt{E\Delta J}$ 関係は既に報告⁽¹⁵⁾しているように折れ線形状を示すが, 10^{-7} m/cycle 以上の高進展速度領域においてもゆるやかな直線関係を示している。

図 10 に開口荷重とき裂長さから計算される見掛けのき裂開口点 K_{op} の $\sqrt{E\Delta J}$ に伴う変化を示す。 K_{op} は $\sqrt{E\Delta J}$ の増加とともに単調に低下し, 全面降伏状態に至ってはき裂開口比 $U=(P_{max}-P_{op})/(P_{max}-P_{min})$ は 0.7~0.9 程度になり, き裂は圧縮側でも大部分が開閉するようになる。

以上から, 繰返し塑性変形が顕著に現れる場合の一定振幅荷重下の疲労き裂進展速度は, 塑性変形を考慮できる弾塑性破壊力学パラメータである繰返し J 積分 ΔJ によってよく評価できることが確認される。

3.2.2 2 段繰返し変動荷重下の疲労き裂進展挙動試験は前出の図 6 (c) に示すような応力比 $R=-1$ の 2 段繰返し変動波形パターン III により, 表 4 に示す 4 種の試験条件について行った。

図 11 に変動荷重下で自動計測した荷重-変位ヒステリシスの代表例を示すが, (a) は荷重-全変位ヒステリシス, (b) は荷重-引き算変位ヒステリシスである。低レベル荷重の ΔK_L と大きさの等しい ΔK をもつ一定振幅荷重下では, き裂開口が認められたのに対して, 変動荷重下では図 11 (b) からわかるように低レベル荷重下ではき裂は全範囲で開口している。さらに一定振幅荷重下では荷重-引き算変位ヒステリシスに

図 9 $da/dn-\sqrt{E\Delta J}$ 関係 (S 35 C, $R=-1$)

図 10 一定および変動荷重下の K_{op} (S 35 C, $R=-1$)

表 4 試験条件および試験結果

Symbol	N_H/N_L	ΔK_H MPa $\cdot\text{m}^{1/2}$	ΔK_L MPa $\cdot\text{m}^{1/2}$	$\sqrt{E\Delta J_H}$ MPa $\cdot\text{m}^{1/2}$	$\sqrt{E\Delta J_L}$ MPa $\cdot\text{m}^{1/2}$	λ_H	λ_L
□	2/200	57.6	28.8	63.7	30.9	3.20	0.44
△	2/20	57.7	28.8	76.7	31.2	1.38	0.52
▽	2/200	59.0	19.5	76.5	20.2	1.42	0.62
◇	2/1000	58.5	10.0	80.6	10.3	2.10	0.60

図 11 荷重-変位ヒステリシスの代表例

においても塑性成分がほとんど検出されなかった低レベル荷重において、若干ではあるが塑性変形成分が現れている。以上のように高レベル荷重負荷は低レベル荷重に対して、き裂開閉口挙動のみでなく荷重-変位関係にも影響を及ぼすことがわかる。荷重-変位ヒステリシスの例は省略するが、他の試験条件の場合も同様の挙動を示した。

実測した変動荷重下の K_{op} を前出の図 10 中に各々の試験条件に対し表 4 に示した記号により示す。高レベル荷重下の $(K_{op})_H$ は、◇印の場合若干高い値を示すが、高レベル荷重の $\sqrt{E\Delta J}$ と大きさの等しい $\sqrt{E\Delta J}$ をもつ一定振幅荷重下の K_{op} にほぼ一致している。

SEM を用いて行った破面観察により得た両荷重レベル下での一サイクルのき裂進展量を前出の図 9 中に示す。き裂進展速度は、ストライエーションが観察された場合にはその間隔から、低レベル荷重下での低い進展速度領域でストライエーションが観察されない場合には、破面上にみられる高レベル荷重でのストライエーションにはさまれる長さを低レベル荷重下での一ブロック当たりの進展量と考え、これを N_L で割って求めた。黒印で示す低レベル荷重におけるき裂進展速度は、荷重レベル、頻度比によらず $\sqrt{E\Delta J_L}$ と同じ大きさの $\sqrt{E\Delta J}$ をもつ一定振幅荷重下の進展速度によく一致しており、前述したような高レベル荷重負荷のき裂開口点および荷重-変位関係への影響は、弾塑性破壊力学パラメータ ΔJ によってよく評価できるようなのである。一方白印で示す高レベル荷重におけるき裂進展速度は、結果のばらつきはあるが全体的傾向としては $\sqrt{E\Delta J_H}$ と同じ大きさの $\sqrt{E\Delta J}$ に対する一定振幅荷重下の進展速度より低い値をとっている。高レベル荷重下でのき裂進展の遅延の原因は、荷重-変位関係にも荷重変動の影響は観察されておらず、今のところ明らかでない。したがってこの場合に前述の式(2)による推定法は適当でないことになる。

巨視的に測定される 2 段繰返し変動荷重下の平均き裂進展速度をき裂進展速度比 λ_K, λ_f によって整理し表 4 中に示す。 λ_K はいずれの試験条件においても 1 より大きい値となり進展速度の ΔK に対する加速を示しており、 ΔK に基づく推定法は危険側となることがわかる。これに対しき裂開閉口挙動、繰返し塑性変形挙動を考慮した ΔJ に基づく λ_f では、前述した高レベル荷重下での低い進展速度を反映して逆に 0.44~0.62 の低い値となっている。高レベル荷重下で観察される遅延について、本研究で行った試験が 4 条件と少なく、 ΔK_H の範囲も狭いため明確な結論は導

き出されないが、SM 50 A 鋼、 $R=0$ の結果との比較から、弾塑性状態で生じる繰返し塑性変形に荷重変動の影響が生じているか、 $R=-1$ であることによる圧縮荷重が何らかの影響を与えているのではないかと考えられる。同材料を用いて行った同様の研究で、逆に ΔJ に対する加速現象も認められており⁽¹³⁾、さらに広範囲で系統的な研究を進めていく必要があると思われる。

4. 結 言

SM 50 A 鋼、S 35 C 鋼について、線形弾性領域から全断面降伏領域にわたる広い範囲の一定振幅荷重下の疲労き裂進展挙動を調べるとともに、この二つの領域にまたがる 2 段繰返し変動荷重試験を行い、弾塑性疲労き裂進展挙動におよぼす荷重変動の影響を検討した。得られた主な結果をまとめると以下のとおりである。

(1) 一定振幅荷重下の疲労き裂進展速度は、繰返し塑性変形や一方向変形が生じる弾塑性状態において、それらを $\Delta J, J_{max}$ によってそれぞれ考慮した $\sqrt{E\Delta J}/(1-J_{max}/C)$ なる弾塑性破壊力学パラメータによって評価できることが確認された。一方向変形が顕著でない場合には上記のパラメータは $\sqrt{E\Delta J}$ にほぼ等しくなり、進展速度は $\sqrt{E\Delta J}$ によって評価できる。

(2) SM 50 A 鋼、 $R=0$ の場合の 2 段繰返し変動荷重下のき裂進展速度は、一方向変形を考慮して実測した $\sqrt{E\Delta J}/(1-J_{max}/C)$ を用いれば、一定振幅試験結果から修正マイナ形の進展則によりよく評価できる。

き裂開口点 K_{op} は高レベル荷重に対する K 値 ΔK_H だけでなく変動荷重波形パターンの影響をも受ける。高、低両レベルの応力比を零とした場合には、高レベル荷重負荷の影響を受けてき裂は全荷重範囲で開口するようになるが、最大 K 値をそろえた場合には、高い引張平均をもつ低レベル荷重の影響を受けてき裂の閉口が生じるため一定振幅試験結果とは一致しなくなる。

(3) S 35 C 鋼、 $R=-1$ の場合、変動荷重下の微視的なき裂進展速度は、低レベル荷重に対しては低レベル荷重下での繰返し J 積分 ΔJ_L と等しい大きさの ΔJ をもつ一定振幅荷重下の進展速度によく一致するが、高レベル荷重下では ΔJ に対しても遅延を生じることもある。

K_{op} は、荷重レベル、頻度比の影響が若干みられる

ものの、高レベル荷重下での ΔJ_H と等しい大きさの ΔJ をもつ一定振幅荷重下の K_{op} にほぼ一致することが認められた。

本研究には文部省科学研究費の援助を受けた。また実験遂行には大阪大学学生 岡田光君の協力を得た。記して謝意を表します。

文 献

- (1) 菊川・ほか 2 名, 材料, 31-344 (昭 56), 483.
- (2) 菊川・ほか 3 名, 機論, 48-436, A (昭 57), 1496.
- (3) 菊川・ほか 2 名, 機論, 49-439, A (昭 58), 278.
- (4) 城野・ほか 2 名, 材料, 33-372 (昭 59), 1179.
- (5) Dowling, N. E. and Begley, J. A., *ASTM Spec. Tech. Publ.*, 590 (1976), 82.
- (6) Dowling, N. E., *ASTM Spec. Tech. Publ.*, 609 (1976), 19.
- (7) Dowling, N. E., *ASTM Spec. Tech. Publ.*, 637 (1977), 97.
- (8) 安藤・小倉, 材料, 27-299 (昭 53), 767.
- (9) 星出・ほか 2 名, 機論, 50-451, A (昭 59), 320.
- (10) 星出・ほか 2 名, 機論, 51-468, A (昭 60), 1919.
- (11) 菊川・ほか 2 名, 材料, 17-173 (昭 43), 135.
- (12) 菊川・ほか 5 名, 材料, 29-317 (昭 55), 155.
- (13) Garwood, S. J., ほか 2 名, *Int. J. Fract.*, 11-3 (1975), 528.
- (14) 大路・ほか 4 名, 機論, 50-450, A (昭 54), 258.
- (15) 城野・ほか 2 名, 材料, 34-380 (昭 60), 561.