低サイクル疲労における長いき裂の伝ば挙動†

真 壁 朝 敏* 比屋根 真 澄** 兼 城 英 夫*

Propagation Behavior of Long Crack in Low Cycle Fatigue Regime

by

Chobin MAKABE*, Masumi HIYANE** and Hideo KANESHIRO*

Fatigue crack propagation behavior of a center cracked plate was observed by an optical microscope in the low cycle fatigue regime. The fatigue tests were carried out under a stroke-controlled condition. The crack propagation rate da/dN was proportional to the crack length a and the crack propagation law could be expressed by $da/dN = C\epsilon_r^\alpha a$, where C and α are constants and $\Delta\epsilon_r$ is the reversed nominal strain range. Also, the nominal stress at maximum load was inversely proportional to the crack length normalized by specimen width a/W . Furthermore, the crack growth behavior in the case of low cycle fatigue of the present experiment was compared to that in the case of ductile fracture of a center cracked plate. In both cases, the crack growth behavior could be correlated with the crack length and the crack opening geometry.

Key words : Low cycle fatigue, Stroke control, Crack propagation, Center cracked plate, Crack length, Nominal stress

1 緒 言

多くの金属材料の低サイクル疲労下の寿命は Coffin-Manson 則¹⁾で評価でき、また、Coffin-Manson 則が微小き裂伝ば則と等価であることが明らかにされている。²⁾⁻¹⁰⁾そして、破断延性値と Coffin-Manson 則との係わりについて^{1), 6), 9), 10)}検討がなされている。しかしながら、き裂の進展挙動について低サイクルの場合と延性破壊の場合について調べ、それらを比較検討した研究は少ないように思われる。著者らは先に低炭素鋼等を用いて塑性崩壊が生じた際の中央き裂の進展挙動について検討した。その結果、ひずみ増分に対するき裂の進展速度はき裂長さに比例し、き裂開口形状と良い相関があった。そこで、本研究では前報^{11), 12)}と同じ材料、同じ形状の試験片を用いて長いき裂の低サイクル疲労におけるき裂伝ば挙動(き裂進展挙動)について検討するとともに低サイクル疲労と延性破壊におけるき裂進展挙動を比較検討した。

低サイクル疲労下のき裂伝ばの評価に当っては、弾塑性破壊力学に基づく J 積分範囲^{2), 13), 14)}を用いる場合と繰返し塑性ひずみ幅とき裂長さの関係³⁾⁻⁶⁾を用いる場合がある。それらのパラメータの間には特に物理的に深い係わりがあるという報告はないが、結果的に両者の場合とも低サイクル疲労下のき裂伝ばが定量的にうまく評価できている。本研究においては著者らの前報との係わりについての検討をするという立場からき裂伝ば挙動の評価を繰返し応力やひずみを用いて検討し、特に破壊力学的な観点からの考察は行っていない。

2 材料および実験方法

素材は、S15CK 丸棒材(直径 25 mm)である。それ

を 900°C で 1 h 焼きなました後、試験片を製作した。その化学成分と機械的性質を Table I および Table II に示す。試験片形状を Fig. 1 に示す。試験片の中央部付近にはき裂の発生源となる切欠きを放電加工した。板幅 2W は 20 mm、切欠長さは約 4 mm、切欠先端半径 ρ は約 0.1 mm である。中央き裂試験片として実験を行なうために切欠きから予き裂を発生させ、その後に 600°C で 1 h の真空焼きなましを施した。切欠長さを含めた初期き裂長さ $2a_0$ は約 6 mm である。本実験の切欠長さは板幅に比べて十分長く、切欠半径は小さい。西谷や大路らの研究からこのような切欠きによる応力集中がき裂進展に及ぼす影響は小さいので、本実験は実質的に長い中央き裂の伝ば挙動を検討したことになると思われる。

低サイクル疲労試験は電気油圧サーボ式疲労試験機を用いて変位制御(ストローク制御)方式で行なった。つまり、試験片全体の変位を制御し、定変位幅 Δy を試験片に与えるという方式をとった。周波数は 0.1 Hz であ

Table I. Chemical composition (wt, %).

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Cu
0.15	0.30	0.50	0.013	0.013	0.05	0.19	0.14

Table II. Mechanical properties (MPa, %).

σ_{S1}	σ_B	σ_T	ψ
283	449	956	68.8

σ_{S1} : Lower yield point
 σ_B : Ultimate tensile strength
 σ_T : True fracture stress
 ψ : Reduction of area

† 原稿受理 平成 8 年 3 月 14 日 Received Mar. 14, 1996

* 正 会 員 琉球大学工学部機械システム工学科 〒903-01 沖縄県西原町千原, Dept. of Mech. Sys. Eng., Univ. of the Ryukyus, Nishihara, Okinawa, 903-01

** 琉球大学大学院 〒903-01 沖縄県西原町千原, Graduate Student, Univ. of the Ryukyus, Nishihara, Okinawa, 903-01

Fig. 1. Shape and dimensions of specimen (mm).

る。主な実験としては、試験片長さが初期長さから最大引張時の長さを変動するような変位の片振り試験を行なった（この場合の実験データは図中には記号 T-T を用いて示す）。また一部の試験片においては、最大引張時の変位と最大圧縮時の変位の絶対値がほぼ同じになるような変位の両振り試験を行なった（図中のデータは記号 T-C を用いて示す）。破断にいたるまでのき裂の伝ば挙動は金属顕微鏡を用いて直接観察した。また、き裂長さは顕微鏡に取り付けたダイヤルゲージを用いて直接測定し、ビデオテープに録画したき裂の映像からき裂開口形状を測定した。

3 実験結果および考察

3・1 変位の繰返しに伴う応力の変動について

まず、応力の最大値と最小値の変化を Fig. 2 と Fig. 3 に示す。Fig. 2 に繰返される公称応力 σ の最大値 σ_{max} あるいは最小値 σ_{min} と変位繰返し数 N の関係を示す。図中の $\Delta\epsilon_t$ は後に記したようにして算出した繰返し全ひずみ幅である。Fig. 2(a)の横軸は繰返し数 N 、(b)の横軸は相対繰返し数 N/N_f (N_f は破断繰返し数) である。なお、 σ は平板平行部の切欠きのない部分での公称応力である。微小き裂の伝ばにおいてはき裂面積の変化が試験片断面積に比べ非常に小さいので、応力の変動はほとんど材料の軟化や硬化に左右される。しかし、初期からき裂面積が大きい場合には最大引張時の応力 σ_{max} はリガメント面積にも左右され、き裂の進展とともに減少していく。Fig. 3 はリガメント部での応力すなわち正味応力 σ' と繰返し数との関係である（リガメント寸法は表面き裂長さと切欠き長さに基づいて算出した）。最大引張の場合はき裂が完全に開口しているので、正味応力（最大値 σ'_{max} ）は切欠きとき裂を除いた断面積で算出した。最大圧縮の場合にはき裂がほぼ完全に閉じていたので、正味応力（最小値 σ'_{min} ）を切欠きのみを除いた断面積を用いて算出した。Fig. 3 から正味応力は繰返しとともに増大していくことがわかる。そして、Fig. 2 と Fig. 3 の結果を比較して、本実験ではひずみの繰返しによって材料が加工硬化していくが、加工硬化の進む度合に比べき裂進展による断面減少が著しいために、公称応力が繰返しとともに減少することがわかる。

(b) $\sigma-N/N_f$ diagram (N_f : Number of the cycles to failure).
Fig. 2. Relation between the cyclic nominal stress σ and the number of stress cycles N .

Fig. 3. Relation between the net stress σ' and the number of stress cycles.

本実験ではヒステリシスループは応力繰返しのほぼ全範囲で安定しなかった。そのため繰返し塑性ひずみ幅 $\Delta\epsilon_p$ も繰返しによって大きく変動する。通常の低サイク

ル疲労では疲労寿命やき裂伝ば則を繰返し塑性ひずみ幅 $\Delta \epsilon_p$ で整理するが上述のことから、本実験では $\Delta \epsilon_p$ を用いた整理が困難であるので、全繰返し過程ではほぼ一定値である繰返し全ひずみ幅 $\Delta \epsilon_t$ を用いて実験結果を整理した。なお、本実験ではストローク制御の試験を行っているので、検出される変位は試験片全体の変位であるが、簡便のため試験片全体の変位が試験片平行部（標線間距離 30 mm）にはほぼ等しいとみなして、仮に繰返し全ひずみ幅 $\Delta \epsilon_t$ を算出した（標線間変位の精密な測定は行っていない）。また、本実験の試験片ではリガメント部付近に塑性ひずみが集中するため、 $\Delta \epsilon_t$ は試験片全体にわたった均一な値を示しているわけではない。

前報¹²⁾の中央き裂試験片の延性破壊では、公称応力 σ と無次元化き裂長さ a/W の関係が模式的に Fig. 4 のようになった。ここで、 W は板半幅、 a は負荷後のき裂半長、また a_0 、 W_0 は初期寸法である。この結果から、前報¹²⁾の変位制御方式での延性破壊過程ではリガメント部の応力（正味応力）がほぼ一定値（平滑材の引張強さ σ_B ）を保ってき裂が進展することがわかった。その結果と本報の低サイクル疲労でのき裂進展を比較するため引張時の公称応力の最大値 σ_{max} と無次元化き裂長さ a/W との関係について調べた。その結果を Fig. 5 に示す。定性的には延性破壊の場合と同様に a/W の増加に反比例して σ が減少することがわかる。しかしながら、定量的には本実験の場合には延性破壊の場合と異なり、実験データを $a/W=1.0$ まで直線的に延長した場合の公称応力は 0 にはならない。また、延性破壊の場合にはき裂が進展しても正味応力 σ' はほぼ一定値を保ったが、本実験の場合には Fig. 6 に示すように、正味応力 σ' はき裂の進展に伴って増加していく（Fig. 6 には最小応力 σ'_{min} の変動も示した）。このようにき裂進展に伴う応力変動が、延性破壊と低サイクル疲労の場合で違うのは低サイクル疲労の場合には応力の繰返しによる加工硬化が生じるためであると考えられる。したがって、低サイクル疲労下での長いき裂の伝ばと応力変動の係わりを検討するためには加工硬化の影響を詳細に検討する必要がある

Fig. 4. Relation between a/W and σ in the case of tensile test of center cracked plate.

と思われる。

3・2 繰返しひずみ $\Delta \epsilon_t$ によるき裂伝ば速度の評価

本研究では繰返し塑性ひずみ幅 $\Delta \epsilon_p$ や応力幅 $\Delta \sigma$ が一定値をとらないので繰返し全ひずみ幅 $\Delta \epsilon_t$ を用いてき裂伝ば則について検討した。Fig. 7 にひずみの繰返し数 N とき裂長さ $2a$ との関係を示す。Fig. 7 (a) はき裂半長 a の対数と繰返し数 N 、(b) は a の対数と相対繰返し数 N/N_f との関係である。これらからき裂長さの対数と繰返し数には近似的に次式のような比例関係があることがわかる。

$$\ln a = C_1 N / N_f + C_2 \quad (1)$$

ここで、 C_1 、 C_2 は定数であり、 $C_1 \approx 1.03$ 、 $C_2 \approx 1.09$ となった。式(1)を微分すると

$$da/a = (C_1 / N_f) dN \quad (2)$$

という関係が得られる。この関係を変形すると無次元化き裂伝ば速度 $(da/dN)/a$ が式(3)のように表現できる。

$$(da/dN)/a = C_1 / N_f \quad (3)$$

この無次元化き裂伝ば速度 $(da/dN)/a$ と繰返し全ひずみ幅 $\Delta \epsilon_t$ との関係を整理解すると Fig. 8 のようになる。

Fig. 5. Relation between the nominal stress σ and nondimensional crack length a/W .

Fig. 6. Relation between the net stress σ' and a/W .

(a) Relation between the logarithm of half crack length a and number of cycles N .

(b) Relation between $\ln a$ and N/N_f .

Fig. 7. Crack propagation curves.

Fig. 8の結果からき裂伝ば則として次式が導ける.

$$(da/dN)/a = C_3 \Delta \epsilon_t^n \quad (4)$$

ここで, C_3 , n は定数であり, $C_3 \approx 0.06$, $n = 0.30$ となった.

式(1)から, 本実験の中央き裂試験片の低サイクル疲労下のき裂伝ば則が定性的には微小き裂伝ば則と同様な式で表現できることが明らかである. なお, リガメント部付近での変形の集中のため, $\Delta \epsilon_t$ とき裂中央開口変位の変化傾向は似たようなものになることが考えられる. そのことが式(4)でき裂伝ば速度が評価できることの一つの根拠になっていると思われる.

次に, 延性破壊と低サイクル疲労での長いき裂の進展挙動を比較して検討してみる. 中央き裂試験片の延性破壊では, ひずみ増分に対するき裂進展速度 $da/d\epsilon$ がき裂長さに比例する. そして, 本実験で式(3)で表現されるき裂伝ば挙動 (き裂伝ば速度 da/dN がき裂長さ a に比例すること) は, 延性破壊による中央き裂の進展挙動とよく対応していると思われる. 前報では, 延性破壊におけるき裂の進展がき裂先方のプロセスゾーン幅と係わっていることを考察したが, 長いき裂の低サイクル疲

Fig. 8. Relation between the nondimensional crack propagation rate $(da/dN)/a$ and the reversed total strain $\Delta \epsilon_t$.

労下での伝ば速度もプロセスゾーン幅 (あるいは繰返し塑性ひずみが生じる領域) と係わっていることが考えられる. したがって, き裂進展がプロセスゾーン幅に関係していることに基づき, 前報の延性破壊や本報の低サイクル疲労での長いき裂伝ば挙動が, き裂長さを用いて近似的に評価できたことが考察される.

3・3 き裂開口形状について

き裂開口形状とき裂伝ばあるいはき裂進展との関係には良い相関があることが知られているので, そのことについても若干の検討をした. また, 本実験結果と前報の引張りによるき裂進展挙動が定性的によく対応するのでその理由についても検討した. き裂付近の映像をビデオテープに録画し, その再生画像から詳細に検討した結果, 最大圧縮時ではき裂面がほぼ全面的に閉じていた. そのため, 本実験の場合, 最大引張荷重の時点で測定したき裂開口変位 COD_m は繰返し荷重に依存するき裂開口変位幅 ΔCOD と等しいとみなせる. Fig. 9 はき裂先端を原点として最大荷重時のき裂開口変位 COD_m の分布を調べたものであり, $\Delta \epsilon_t = 0.011$ [Fig. 9 (a)] と $\Delta \epsilon_t = 0.020$ [Fig. 9 (b)] の場合についての例である. 縦軸は COD_m の値, 横軸はき裂先端から COD_m の測定点までの距離 x であり, 両者ともき裂半長で無次元化してある. これらから $(COD/a)_m$ と x/a の間には良い相関があり, 各繰返しひずみ幅の場合においてき裂開口形状が相似形をほぼ保ちながらき裂が進展していることがわかる. また, 図中の黒塗りのプロットは一回目の引張りの場合の結果であり, 参考までにプロットした. 他の白抜きプロットはひずみを繰返した場合の結果である. $\Delta \epsilon_t$ の値が小さい場合には, 繰返した場合の COD_m の値が一回目の引張りの場合よりも小さくなるが, それには繰返し加工硬化が影響していると思われる.

Fig. 10 は各ひずみ幅の場合における平均的な最大荷重時の $(COD/a)_m$ の分布を示したものである. これから繰返しひずみ幅の増加に伴ってき裂開口量が大きく

(a) $\Delta\epsilon_t=0.011$. (b) $\Delta\epsilon_t=0.020$.

Fig. 9. Distribution of the crack opening displacement at the maximum stress.

Fig. 10. Average of COD/a versus the measured position at the maximum stress.

なることがわかる。そして、仮に $x/a=0.01, 0.04$ の時の $(COD/a)_m$ の値と $\Delta\epsilon_t$ の関係を調べると Fig. 11 のようになる。一般的には、き裂先端開口変位によってき

Fig. 11. Relation between COD/a and $\Delta\epsilon_t$ at each measured position.

Fig. 12. Schematic representation of crack opening geometry.

裂伝ばが支配され则认为られる。そこで Fig. 11 の実験データと式(4)のき裂伝ば則が対応するかどうか検討した。そのため、式(4)の右辺を考慮して、式(5)のように $(COD/a)_m$ と $\Delta\epsilon_t$ の関係を仮定した。

$$(COD/a)_m = C_4 \Delta\epsilon_t^{0.3} \quad (5)$$

式(5)の係数 C_4 が、0.06 と 0.04 の場合の関係を Fig. 11 にそれぞれ破線と実線で示した。Fig. 10 のき裂開口形状の分布を模式的に示すと Fig. 12 のようになることが期待され、ほぼ $x/a=0.01$ の位置の $CTOD_m$ (あるいは $\Delta CTOD$) になっている可能性が考えられる。また、き裂がジグザグしているため、精密な測定結果ではないが $x/a=0.01$ の $(COD/a)_m$ と $\Delta\epsilon_t$ の実験データは Fig. 11 の実線で比較的よく近似できていると思われる。そして、この実線の関係式と式(4)から $(COD/a)_m$ と da/dN がともに $\Delta\epsilon_t^{0.3}$ にほぼ比例することになるので da/dN とき裂開口形状 $[(COD)_m$ の分布] がよく対応することが期待できる。本実験では試験片表面からき裂伝ば、き裂開口形状を測定しているの、内部における平面ひずみでのき裂伝ばを十分には把握できないが、以上の結果は、き裂伝ば速

度とき裂開口量の関係を検討するうえで興味深いことであると思われる。

次に前報¹²⁾の延性破壊の場合と本実験でのき裂開口形状について比較し検討してみる。本実験の場合には西谷¹⁷⁾の研究の場合と同様に無次元量 $(COD/a)_m$ と無次元長さ x/a の間に良い相関性があり、き裂開口形状が相似形をほぼ保ってき裂が進展していることが Fig. 9, 10 からわかる。しかしながら、中央き裂試験片の延性破壊では、無次元量 $(COD/a)_m$ ではなく、引張時のき裂開口量 COD が x/a とほぼ比例し、き裂進展に係らず各実験でその比例定数はほぼ一定値を保った。すなわち、延性破壊ではき裂開口形状は相似形ではなく、き裂先端が鋭化しながらき裂が進展するという結果になった。延性破壊は一方向の変位の増加に伴う破壊であるが、本実験の低サイクル疲労では繰返す変位幅を一定に保ってき裂を進展させている。このような負荷形式の違いが延性破壊と低サイクル疲労の場合のき裂開口形状の変化傾向の違いに反映されていると思われる。また、延性破壊の場合には、き裂進展速度とき裂開口量が初期き裂長さの影響を受けるが、低サイクル疲労の場合には、繰返してき裂が開閉口するので、き裂伝ば挙動に及ぼす初期き裂長さの影響が少なくなると思われる。しかしながら、形式は異なるものの両者の場合とも、き裂進展あるいはき裂伝ば則がき裂開口形状に関連しているという点では共通性がある。このようなことは破壊機構を理解する上で興味深いことであり、き裂開口量がき裂の進展を支配する上で重要なパラメータとなるということが本研究からも理解できる。

4 結 言

低炭素鋼 S15CK を用いて、長いき裂の低サイクル疲労下での伝ば挙動を検討した。またその結果を中央き裂の延性破壊挙動と比較し検討した。実験はストローク制御方式によって行った。得られた主な結果は次のとおりである。

(1) 本実験では繰返し加工硬化のため応力幅 $\Delta\sigma'$ は安定せず、試験片が破断するまで単調に増加した。

(2) き裂進展速度 (da/dN) は繰返し全ひずみ幅 $\Delta\epsilon_s$ の n 乗とき裂長さ a に比例した。き裂伝ば速度 da/dN がき裂長さ a に比例することは、中央き裂材の延性破壊においてき裂伝ば速度 $da/d\epsilon$ がき裂長さ a に比例することとよく対応している。

(3) 低サイクル疲労下の長いき裂の最大荷重時のき裂開口変位 COD_m の分布はき裂の伝ば速度 da/dN と定性的によく対応している。延性破壊においてもき裂開口形状とき裂進展速度 $da/d\epsilon$ がよく対応するので、き裂の進展を支配するパラメータとしてき裂開口量が重要なパラメータであると思われる。

参 考 文 献

- 1) L. F. Coffin, Jr., Trans. ASME, **76**, 931 (1954); S. S. Manson, Fatigue—An Interdisciplinary Approach, 133 (1964) Syracuse University Press.
- 2) 山田敏郎, 星出敏彦, 藤村 哲, 真鍋雅信, 日本機械学会論文集, A-49, 441 (1983).
- 3) 村上敬宜, 原田昭治, 谷石彦文, 福島良博, 遠藤達雄, 日本機械学会論文集, A-49, 1411 (1983).
- 4) 原田昭治, 遠藤達雄, 福島良博, 安藤秀夫, 日本機械学会論文集, A-54, 949 (1988).
- 5) 村上敬宜, 真壁朝敏, 西谷弘信, 日本機械学会論文集, A-50, 1828 (1984).
- 6) 小茂鳥 潤, 清水真佐男, 日本機械学会論文集, A-53, 2288 (1987).
- 7) 真壁朝敏, 糸数真哉, 材料, **43**, 1076 (1994).
- 8) 嶋田勝紀, 小茂鳥 潤, 清水真佐男, 日本機械学会論文集, A-53, 1178 (1987).
- 9) 村上敬宜, 真壁朝敏, 西谷弘信, 日本機械学会論文集, A-50, 1574 (1984).
- 10) 村上敬宜, 多比良字信, 日本機械学会論文集, A-51, 883 (1985).
- 11) 真壁朝敏, 村上敬宜, 日本機械学会論文集, A-53, 261 (1987).
- 12) 真壁朝敏, 兼城英夫, 高良一夫, 日本機械学会論文集, A-56, 78 (1990).
- 13) 幡中憲治, 藤満達朗, 白石 進, 日本機械学会論文集, A-54, 875 (1988).
- 14) 久保司郎, 屋富祖建樹, 野原政俊, 大路清嗣, 日本機械学会論文集, A-55, 134 (1989).
- 15) 西谷弘信, 疲労強度学, p. 36 (1985) オーム社.
- 16) 大路清嗣, 中井善一, 落 敏行, 武良 優, 日本機械学会論文集, A-51, 2067 (1985).
- 17) 西谷弘信, 尾田安司, 薬師寺輝敏, 日本機械学会論文集, A-55, 430 (1989).
- 18) 鳥居太始之, 本田和男, 吉村泰典, 日本機械学会論文集, A-58, 1361 (1992).