3%シリコン鉄切欠材における短い疲労き裂の
伝ばおよび開閉口*大 路 清 嗣^{*1}, 中 井 善 一^{*1}
落 敏 行^{*2}, 小 川 秀 樹^{*3}Closure and Growth Behavior of Short Fatigue Cracks
at Notches in 3 % Silicon IronKiyotsugu OHJI, Yoshikazu NAKAI,
Toshiyuki OCHI, and Hideki OGAWA

Sharply notched specimens of 3 % silicon iron were fatigued under several stress ranges, either above or below the notched fatigue limit for complete fracture. The growth behavior of short fatigue cracks near the notch root was analyzed based on the crack closure. A computer-aided high-resolution unloading elastic compliance method was employed to measure the closure of short fatigue cracks. The etching susceptibility of 3 % silicon iron was used to observe the plastic zones around notches and cracks. The growth rate of short fatigue cracks first decelerated with increasing crack length, and then accelerated or became non-propagating, depending on the applied stress range. Similar deceleration was observed when the growth rate was correlated with the stress intensity range. The effective stress intensity range was a unique parameter in correlating the growth rate of short fatigue cracks, and the relation was identical to that obtained for long cracks. Notch plasticity was not a direct cause for the deceleration. The highly strained zone size, measured by the etch pit technique, was useful for estimating the effective stress intensity range for short cracks.

Key Words: Fatigue, Fatigue Crack Growth, Short Crack, Notch Fatigue, Crack Closure, Fracture Mechanics, Silicon Iron, Etch Pit.

1. 緒 言

3%シリコン鉄は、エッチピット法によって塑性変形を観察することができるため、これまでに金属材料の破壊および疲労のメカニズムの解明に利用されてきた^{(1)~(7)}。本研究の目的は、この3%シリコン鉄を用いて切欠疲労のメカニズムを解明することである。

さて、切欠底近傍では、疲労き裂は特異な伝ば挙動をすることが知られている。すなわち、切欠底に発生した疲労き裂の伝ば速度は、き裂の成長とともにいったん低下しそのまま停留してしまうか、やがて加速し破断にいたる。この原因として、これまでに主として二つの原因が考えられている。その一つは Ham-mouda ら⁽⁸⁾に代表されるような切欠塑性域による弾塑性効果の影響であると考えられるものである。また、もう一つの考えはき裂の開閉口に起因するというものである。Ohji ら⁽⁹⁾は有限要素法によって切欠底近傍における疲労き裂伝ばのシミュレーションを行い、き裂成

長に伴うき裂閉口の増加が上述の特異な現象の原因であるとしている。また、中井ら⁽¹⁰⁾⁽¹¹⁾はそのことを実験的に明らかにし、切欠底近傍における短い疲労き裂の伝ば速度が有効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} によって規定されることを示した。その後、小倉ら⁽¹²⁾、秋庭ら⁽¹³⁾によっても同様の結論が得られており、後者のき裂開閉口に帰する考え方が主流になりつつあるように思われる。しかしながら、切欠およびき裂による塑性域を直接観察し、前者の切欠塑性域の影響とする考え方を明確に否定することは行われていない。本研究では、前述の3%シリコン鉄のエッチピット反応を利用してこのことを実現した。

ところで、近年、短い疲労き裂の伝ば挙動が注目を集めているが、その解明のためにも3%シリコン鉄は有益な材料であると考えられる。上述の切欠材の場合のほかに、平滑材中の短い疲労き裂と長い疲労き裂の伝ば挙動の相違も、き裂の開閉口による場合の多いことが指摘されている^{(14)~(17)}。ところが、短い疲労き裂の場合、き裂開閉口に伴うコンプライアンス変化が小さいため、長い疲労き裂の開閉口測定法として有力であった除荷弾性コンプライアンス法でもき裂開閉口が測定できないことが多い。特に、平滑材中に複数の表面き裂がある場合、コンプライアンス法によるき裂開

* 昭和62年11月21日 第949回講演会において、講演、原稿受付 昭和62年3月2日。

^{*1} 正員、大阪大学工学部 (〒565 吹田市山田丘2-1)。

^{*2} 正員、(株)神戸製鋼所 (〒651 神戸市中央区脇浜町1-3-18)。

^{*3} 准員、(株)東芝 (〒210 川崎市川崎区浮島町4-1)。

閉口測定は極めて困難である。このような場合にも、3%シリコン鉄では、エッチピット法によるき裂近傍の塑性域の観察結果から ΔK_{eff} を推定することができるものと考えられる⁽⁴⁾。Tanaka ら⁽⁵⁾⁽⁶⁾は、平滑材中の短い疲労き裂近傍のエッチピット観察に基づいてき裂の開閉口を議論しているが、実際には、短い疲労き裂に対してはき裂開閉口を測定しておらず、あくまでも推測の域を出ていない。切欠材の場合、き裂が短い場合でも、城野ら⁽¹⁶⁾によって提案されたコンピュータ援用高精度除荷弾性コンプライアンス法によって ΔK_{eff} が測定可能と考えられるので、本研究では3%シリコン鉄切欠材を用いて、この高精度除荷弾性コンプライアンス法によってき裂開閉口を測定するとともにエッチピット観察を行い、この方法による短い疲労き裂の ΔK_{eff} 推定法の妥当性を検討した。最後に、中井・大路⁽¹⁸⁾によって提案された短い疲労き裂の伝ば速度評価法の有効性についても検討した。

2. 実験方法

2.1 材料および試験片 本研究で使用した材料は、Fe-3%Si合金 (wt% : 0.007 C, 3.03 Si, 0.15 Mn, 0.007 P, 0.003 S, 0.44 Al, 0.002 0 N, 0.003 7 O₂, bal. Fe) である。試験片は、所定の形状に加工後熱処理を施した。その条件は、875°Cで10 min 間保持後強制空冷である。熱処理後の平均結晶粒径は150 μmであり、0.2%耐力: 357 MPa, 引張強さ: 490 MPaである。疲労き裂伝ば試験片の形状を図1に示した。図1(a)および図1(b)は片側切欠試験片で、図1(c)は中央き裂試験片である。ここで、 B は板厚である。また、図1(b)の片側切欠試験片の切欠先端における弾性応力集中率は13.4である。この試験片は、切欠底近傍における疲労き裂の伝ば挙動を調べるために用いたが、図1(a)および図1(c)の試験片は、切欠底から十分に疲労き裂が成長した後のき裂の伝ば挙動を調べるために使用した。そのため、これらの試験片

では切欠底形状の詳細は省略した。試験片は、外形を製作後熱処理を施し、表面をエメリー紙で800番まで研磨した。その後、Jacquet液 [(CH₃CO)₂O : 400 ml, HClO₄ : 100 ml] およびMorris液⁽¹⁹⁾ [CH₃COOH : 133 ml, CrO₃ : 25 g, H₂O : 7 ml] を用いて電解研磨し、加工層および脱炭層を除去した。以上の処理の後切欠を加工した。この際、図1(a)および図1(c)の試験片では、糸のこによって切欠を作成したが、図1(b)の試験片では、切欠底近傍に加工による残留応力が生じないように、先端の2 mmをワイヤカット放電加工機によって作成した。

2.2 試験機および応力拡大係数 引張試験は島津オートグラフを用い、クロスヘッド速度1 mm/minで行った。また、疲労試験は電気油圧サーボ式試験機を用いて、応力比 $R = -1$ で行った。長い疲労き裂の伝ば試験の一部、および切欠材の実験は荷重振幅一定で行った。また、長い疲労き裂の下限界近傍における実験は、手動による段階的荷重漸減試験、およびコンピュータ制御による連続的荷重減少試験の2方法で行った。なお、後者の場合、 $(1/K)(dK/da) = -0.08 \text{ mm}^{-1(20)}$ とした。また、試験片の試験機への取付けには、剛性の十分大きなつかみ具を使用した。このため、片側切欠試験片の場合、負荷に伴う回転が拘束されており、応力拡大係数の計算にあたっては、この回転拘束を以下のようにして考慮した。

通常、片側切欠試験片の応力拡大係数計算式は、回転が拘束されない場合に対して次式のように与えられている⁽²¹⁾。

$$K = \sigma \sqrt{\pi a} \cdot F_P(a/W) \quad \dots\dots\dots (1)$$

ここで、

$$F_P(\xi) = 1.12 - 0.231\xi + 10.55\xi^2 - 21.72\xi^3 + 30.39\xi^4 \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$\sigma = P/(BW) \quad \dots\dots\dots (3)$$

$$a = t + c \quad \dots\dots\dots (4)$$

で、 B : 試験片板厚、 W : 板幅、 t : 切欠深さ、 c : 切欠底からのき裂長さ、 P : 荷重である。本実験では、上述のように試験片の回転を拘束したので、式(1)を以下のように補正した⁽²²⁾。

$$K = \sigma \sqrt{\pi a} \cdot F_P(a/W) \cdot G(a/W) \quad \dots\dots\dots (5)$$

ここで、 $\xi = a/W$ とすると

$$G(\xi) = 1 - \frac{6 \int_0^\xi \pi \xi F_P F_M d\xi}{L/W + 6 \int_0^\xi \pi \xi F_M^2 d\xi} \cdot \frac{F_M}{F_P} \quad \dots\dots\dots (6)$$

F_M は、曲げ負荷に対する応力拡大係数の補正係数で次式で与えられる。

図1 試験片形状

$$F_M(\xi) = \sqrt{(2/\pi\xi) \tan(\pi\xi/2)} [0.923 + 0.199 \times \{1 - \sin(\pi\xi/2)\}] / \cos(\pi\xi/2) \dots\dots\dots (7)$$

ここで、 L はつかみ具間の距離である。本実験では $W/L=0.3$ としたが、この場合 $G(\xi)$ は次式で近似できる。

$$G(\xi) = 1.007 - 0.1965\xi - 1.903\xi^2 + 1.094\xi^3 \dots\dots\dots (8)$$

切欠底近傍のき裂に対しては、切欠の影響を考慮する必要があるが、その一般的な評価式は求められていないため、本研究では有限要素法によって応力拡大係数を計算した。境界条件は、切欠の影響がない場合と同様、つかみ具の部分で回転拘束とした。その結果を図2に示した。図2中、一点鎖線は式(5)の切欠の影響がない場合の関係である。また、点線は次式の Lúkás ら⁽²³⁾⁽²⁴⁾の評価式で与えられる関係である。

$$K = 1.1215 K_t \sigma_n \sqrt{\pi c / (1 + 4.5c/\rho)} \dots\dots\dots (9)$$

ここで、 K_t : 弾性応力集中率、 σ_n : 正味断面応力、 ρ : 切欠半径である。丸印で表した有限要素法による計算結果は、式(9)で与えられる関係から、式(5)で与えられる関係に遷移していく。そこで、本研究では $a/W \geq 0.21$ ($c/\rho \geq 0.01$) のとき切欠の影響がないものとして式(5)で応力拡大係数を評価し、 $0.00038 \leq c/W < 0.01$ のとき次式によって応力拡大係数を評価した。

$$K = \sigma \sqrt{\pi a / H(\rho/c)} \dots\dots\dots (10)$$

ここで、 $\xi = \rho/c$ とすると、

$$H(\xi) = 0.6117 + 0.06764\xi + 0.008361\xi^2 - 0.0003291\xi^3 \dots\dots\dots (11)$$

また、本実験は両振荷で行ったが、ASTME 647-86 に従い、応力拡大係数範囲 $\Delta K = K_{\max}$ とした。ここで、 $K_{\max}$ は最大荷重に対する応力拡大係数である。また、有効応力拡大係数は、次式によって評価した。

$$\Delta K_{\text{eff}} = K_{\max} - K_{\text{op}} \dots\dots\dots (12)$$

図2 切欠底に発生したき裂の応力拡大係数

K_{op} は後述の方法によって求めたき裂開口荷重に対する応力拡大係数である。

2.3 き裂長さおよびき裂開閉口の測定 試験機に取付けた金属顕微鏡および望遠顕微鏡により、それぞれ200倍および50倍で試験片両側面におけるき裂長さを測定し、それを平均したものをき裂長さとした。ただし、切欠材の実験において、切欠底近傍におけるき裂長さの測定には金属顕微鏡のみを使用し、片側の表面におけるき裂長さのみを400倍で測定した。また、コンピュータ制御による ΔK 漸減試験を行った場合は、交流電位差法⁽²⁵⁾によってき裂長さを測定した。

き裂開閉口挙動は、荷重と変位のコンプライアンスの変化により測定した。ここで、変位は、MTS 社製のクリップゲージにより検出した。き裂が短い場合、通常の除荷弾性コンプライアンス法によってき裂の開閉口を測定するのは困難である場合が多い。そこで、本研究では城野ら⁽¹⁶⁾によって提案されたコンピュータ援用高精度除荷弾性コンプライアンス法を用いた。そのため、荷重-変位関係のデータをミニコンピュータに取り込み、処理を行った。またこの際、20サイクル分の平均化を行い、荷重周期に同期しないランダムノイズを低減した。

2.4 エッチピット観察 緒言でも述べたように、本研究で使用した3%シリコン鉄は、エッチピットにより、塑性域の観察が可能である。このエッチピットは、塑性変形後時効処理を施した場合のみ現れるため、疲労試験後時効処理を行い、その後表面を順次削り取っていくことにより、内部の塑性域を観察することができる。本研究では、時効処理条件を150°Cで1h保持とした。また、エッチピットの現出には、前述の Morris 液を用いて電解エッチングを行った。

図3 長いき裂の応力拡大係数範囲と伝ば速度の関係

3. 実験結果

3・1 疲労き裂の伝ば挙動 長い疲労き裂における伝ば速度 da/dN と応力拡大係数範囲 ΔK の関係を図3に、 da/dN と有効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} の関係を図4に示した。これらは、き裂が切欠底より1.6 mm以上進展した後の結果であり、十分長い疲労き裂とみなせる。図3および図4中□および◇は、荷重振幅一定試験、○および△は手動による段階的荷重振幅減少試験、一点鎖線および破線は、コンピュータ制御による連続的 ΔK 漸減試験の結果である。また、◇は、図1(a)に示した中央き裂試験片、その他は図1(b)に示した片側切欠試験片による結果である。なお、▽はTanakaら⁽⁴⁾による結果である。実験方法および試験片形状によらず一価的な関数関係が得られており、 $da/dN < 5 \times 10^{-8}$ m/cycle に対し、次式で近似できる。

$$da/dN = 4.7 \times 10^{-13} (\Delta K^4 - \Delta K_{th}^4) \dots\dots\dots (13)$$

$$da/dN = 1.7 \times 10^{-11} (\Delta K_{eff}^3 - \Delta K_{eff,th}^3) \dots\dots\dots (14)$$

ここで、 ΔK_{th} および $\Delta K_{eff,th}$ は、それぞれ下限界応力拡大係数範囲および下限界有効応力拡大係数範囲で、それぞれ $5.7 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ および $2.5 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ である。式(13)および式(14)の関係を図3および図4中に実線で示した。

つぎに、切欠底近傍における短い疲労き裂の実験結果を述べる。繰返し数と切欠底からのき裂長さ c の関係を図5、 c とき裂伝ば速度 da/dN の関係を図6に示した。 $\Delta\sigma_n = 83 \text{ MPa}$ の場合停滞き裂が観察された。また、最終的には破断する場合でも、初期にはき裂長さが増加するにともなって da/dN が低下し、極小値をとった後加速に転じている。図7に、応力拡大係数範囲 ΔK と伝ば速度 da/dN の関係を示したが、長いき裂の場合のように da/dN は ΔK の一価関数とはならず、応力範囲 $\Delta\sigma_n$ に依存している。これは、 da/dN -

図4 長いき裂の有効応力拡大係数範囲と伝ば速度の関係

図5 切欠材におけるき裂の成長挙動

図6 切欠底に発生したき裂の伝ば速度

図7 切欠底に発生したき裂の伝ば速度と応力拡大係数範囲の関係

図 8 短いき裂の開閉口決定の一例

図 9 き裂開口応力拡大係数

ΔK 関係がき裂長さに依存すると言い換えることもできる。

高精度除荷弾性コンプライアンス法によるき裂開口点測定の一例を図 8 に示した。図 8 (a) は、荷重-変位曲線であるが、この曲線からはき裂開口点を決定することは困難である。図 8 (b) は、引算回路を通して線形性からのずれを拡大したものである。20 サイクルの平均化処理によって荷重周期に同期しないノイズはほぼ除去されているが、荷重周期に同期した非線形性のため、この曲線からもき裂開口点を決定できない。この非線形性は、図 8 (c) に示したき裂発生以前の曲線にも現れるため、き裂の開閉口によるものではない。つかみ具のわずかなガタなどによるものと考えられる。図 8 (b) の曲線から図 8 (c) の曲線を引き去ったのが図 8 (d)、その横軸をさらに拡大したのが図 8 (e) の曲線である。このような操作によって長い疲労き裂の場合と同様の曲線が得られ、き裂の開口点 (図 8 中 P_{op} で示した点) が求められる。

このようにして求めたき裂開口応力拡大係数 K_{op} と切欠底からのき裂長さ c の関係を図 9 に示した。なお、き裂長さが 100 μm 程度以下の場合、本方法によっても K_{op} の測定が困難な場合が多かった。図 9 より

図 10 切欠底に発生したき裂の伝ば速度と有効応力拡大係数範囲の関係

明らかに、 K_{op} はき裂の成長とともに増加している。この K_{op} の増加率が K_{max} の増加率より大きい場合、き裂の成長とともに有効応力拡大係数範囲 $\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{op}$ が減少する。き裂伝ば速度 da/dN を ΔK_{eff} に対してプロットしたのが図 10 である。ただし、 $\Delta\sigma_n = 83 \text{ MPa}$ の場合、き裂は 65 μm 進展した後停留し、き裂長さが極めて短いため、高精度除荷弾性コンプライアンス法を用いてもき裂開閉口の測定は不可能であった。短い疲労き裂の $da/dN - \Delta K_{eff}$ の関係は、長い疲労き裂の場合に比べてばらつきは大きい、この場合もほぼ一価的な関数関係が成立するようである。なお、 $\Delta\sigma_n = 84 \text{ MPa}$ の場合、初期の実験点が長いき裂の関係とは若干異なっているが、これは、初期に切欠底に均一にき裂が発生しなかったためである。

3.2 エッチピット観察

3.2.1 塑性ひずみとエッチピットパターンとの関係

引張試験において、塑性ひずみ $\epsilon_p = 0.3 \sim 6.7\%$ の場合のエッチピット写真を図 11 に示した。 $\epsilon_p = 0.3 \sim 2.5\%$ では、個々のエッチピットが識別可能な場所が存在する。 $\epsilon_p = 3.9\%$ では、個々のピットは識別できず全体に黒ずんでいる。さらに塑性変形が進み、 $\epsilon_p = 6.7\%$ となると、エッチピットが現れない領域が支配的となる。一方、巨視的な降伏応力以下でも、微視的には降伏しているため、図 12 (b) に示したようなエッチピットが現れる。このようなエッチピットが現れ始める応力は約 295 MPa であり、これが転位の運動に対する摩擦応力と考えられる。この値は、従来報告されている値 (260~315 MPa) ⁽⁴⁾⁽²⁶⁾⁽²⁷⁾ の範囲内である。

3.2.2 長い疲労き裂近傍のエッチピットパターン

長い疲労き裂近傍のエッチピットパターンの例を図

13に示した。き裂は、写真左から右へ伝ばしている。き裂近傍には、黒くエッチされた領域とその内部のエッチされない領域が観察される。前者の黒い領域は、摩擦応力（約 295 MPa）以上の負荷を受けた領域と考えられる。一方、後者の白い領域は塑性ひずみが6%程度以上の高ひずみ域である。Tanakaらは、種々の応力比で実験を行い、前者が最大塑性域に、後者が繰返し塑性域に対応することを明らかにしている⁽⁴⁾。

最大塑性域の荷重軸方向への大きさの1/2を ω とし、 ω と最大応力拡大係数との関係を図14に示した。図14中、中空印は試験片表面における値であり、中実印は板厚中央における値である。また、一点鎖線はLevyら⁽²⁸⁾が有限要素法によって解析した弾完全塑性体の平面ひずみ状態下における関係であり、次式で表

される。

$$\omega = 0.15(K_{\max}/\sigma_{fr})^2 \quad \dots\dots\dots (15)$$

ただし、この場合巨視的な降伏応力 σ_y のかわりに摩擦応力 σ_{fr} を用いた。また、破線は、Hahnら⁽¹⁾、およびTanakaら⁽⁴⁾によって求められている表面と内部における塑性域寸法の比2.2を式(15)の右辺に乗じた関係であり、次式で表される。

$$\omega = 0.33(K_{\max}/\sigma_{fr})^2 \quad \dots\dots\dots (16)$$

上式は、平面応力状態下における関係と考えられる。

試験片表面では、式(16)の関係がほぼ成立しており、板厚中央では $K_{\max}$ の増加にともなって式(15)の関係から式(16)の関係へ遷移していく。

黒くエッチされた領域内部のき裂に隣接したエッチされない領域は、繰返し高ひずみを受ける領域と考え

(a) $\epsilon_p = 0.3\%$

(b) $\epsilon_p = 2.5\%$

(a) $\sigma = 291 \text{ MPa}$

(c) $\epsilon_p = 3.9\%$

(d) $\epsilon_p = 6.7\%$

(b) $\sigma = 299 \text{ MPa}$

図 11 単調引張負荷を受けた場合のエッチピット

図 12 微視的降伏によるエッチピット

図 13 長い疲労き裂近傍のエッチピット

られるが、以下では簡単のため、高ひずみ域と称する。前述のように、この高ひずみ域は繰返し塑性域に対応していると考えられる。また、繰返し塑性域の大きさは有効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} によって規定されると考えられるので、高ひずみ域の大きさは ΔK_{eff} によって規定されるものと考えられる。高ひずみ域の荷重軸方向の大きさの1/2を高ひずみ域寸法 η として、板厚

中央部における η の値と ΔK_{eff} の関係を図15に示した。なお、図15中の一点鎖線は、式(15)の K_{max} を ΔK_{eff} で、 σ_{tr} を $2\sigma_{tr}$ で置き換えた次式の関係である⁽²⁹⁾。

$$\eta = 0.15 (\Delta K_{eff} / 2\sigma_{tr})^2 \dots \dots \dots (17)$$

実験値は、上式にほぼ一致している。

3・2・3 短い疲労き裂近傍のエッチピットパターン 切欠底に発生した短い疲労き裂に対して、長い疲

図14 最大塑性域の大きさ

図15 高ひずみ域の大きさ

(a) $\Delta\sigma_n=83$ MPa

(b) $\Delta\sigma_n=90$ MPa

図16 切欠底近傍のエッチピット

図17 短いき裂の高ひずみ域の大きさ

図18 中井・大路の評価法による計算結果

疲労き裂同様エッチピットの観察を行った。図16はその例である。切欠底のごく近傍では切欠による塑性域のため、前述のようなき裂による塑性域の観察はできない。き裂が切欠による塑性域を出てからの η と ΔK_{eff} の関係を図17に示した。なお、前述のように短い疲労き裂の場合、切欠底にき裂が均一に発生せず、 ΔK_{eff} が正確に評価できない場合がある。したがって、図17には短い疲労き裂の $da/dN-\Delta K_{\text{eff}}$ 関係が長い疲労き裂の同関係のばらつきの範囲内に入っている場合の実験点のみを記した。切欠底に発生した短い疲労き裂の $\eta-\Delta K_{\text{eff}}$ 関係も、長い疲労き裂と同一であり、式(17)で表される。したがって、短い疲労き裂に対しても、 η を測定すれば ΔK_{eff} を推定することができる。短い疲労き裂の場合、コンプライアンス法によってはき裂開閉口の測定が困難な場合が多く、エッチピット法による ΔK_{eff} の推定は、短い疲労き裂の伝ば挙動を解明するうえで有益な方法である。

さて、 $\Delta\sigma_n=83\text{ MPa}$ の場合、き裂は切欠の塑性域内に停留しているが、 90 MPa の場合、図6より明らかなように、き裂伝ば速度が極小値をとるのは $c\approx 500\text{ }\mu\text{m}$ であり、切欠の塑性域(約 $160\text{ }\mu\text{m}$)よりはるかに大きい。このことは、切欠底近傍における疲労き裂の特異な伝ば挙動が、必ずしも切欠の塑性域によるものではないことを示している。

4. 評価法の検討

長い疲労き裂の伝ば挙動をもとに、短い疲労き裂の伝ば速度を評価する方法が中井・大路⁽¹⁸⁾によって提案されている。その評価法による計算結果と実験結果がよく一致することが低炭素鋼切欠材に対して明らかにされている。以下では、本材料の場合に対して検討する。

解析にあたって、長いき裂の $da/dN-\Delta K$ 関係としては式(13)、 $da/dN-\Delta K_{\text{eff}}$ 関係としては式(14)を用いた。また、同一材料に対して $R=-1$ で求めた平滑材の疲労限 $\Delta\sigma_{wo}$ は 460 MPa であった。田中・中井のモデル⁽³⁰⁾⁽³¹⁾を用いて計算したき裂発生に対する疲労限 $\Delta\sigma_{w1}$ は 46 MPa であり、破断に対する疲労限 $\Delta\sigma_{w2}$ は 71 MPa であった。 $\Delta\sigma_{w1}$ に対しては実験結果は得られていないが、 $\Delta\sigma_{w2}$ に対しては実験結果が計算結果より若干高めである。

図18に、中井・大路の評価法による関係を記したが、これらは実験結果とほぼ同様の関係を示しており、本材料に対しても、この評価法が有効であることがわかる。

5. 結 言

本研究では、3%シリコン鉄切欠材を用いて、疲労き裂の伝ば挙動およびき裂開閉口を測定するとともに、エッチピット法によってき裂近傍の塑性域を観察した。得られた結論を以下に要約する。

(1) 切欠底近傍における特異な疲労き裂伝ば挙動は、切欠塑性域によるものではなく、き裂開閉口に起因するものである。き裂伝ば速度は、有効応力拡大係数範囲の一価関数として表される。

(2) エッチピット法によってき裂近傍の高ひずみ域の大きさを測定すれば、有効応力拡大係数範囲を推定することができる。

(3) 中井・大路によって提案された方法によって、切欠底に発生した短い疲労き裂の伝ば速度を予測することができる。

本研究に対して渡辺記念学術奨励金の援助を受けた。また、供試材は(株)川崎製鉄・技術研究所より寄贈された。さらに、坂本克孝、長尾広志君には、卒業研究として、実験の一部を担当していただいた。記して謝意を表する。

文 献

- (1) Hahn, G. T. and Rosenfield, A. R., *Acta Met.*, 13 (1965), 293.
- (2) 平・ほか3名, 材料, 24-156 (昭50), 53.
- (3) 安藤・ほか2名, 機論, 44-388, A (昭53), 4014.
- (4) Tanaka, K., ほか2名, *Mater. Sci. Eng.*, 55-1 (1982), 85.
- (5) Tanaka, K., ほか2名, *ASTM Spec. Tech. Publ.*, 811 (1983), 207.
- (6) 北條・ほか2名, 材料, 32-358 (昭58), 769.
- (7) 西谷・皮龍石, 機論, 50-450, A (昭59), 277.
- (8) Hammouda, M. M. and Miller, K. J., *ASTM Spec. Tech. Publ.*, 668 (1979), 703.
- (9) Ohji, K., ほか2名, *Eng. Fract. Mech.*, 7 (1975), 457.
- (10) 中井・ほか2名, 材料, 32-356 (昭58), 535.
- (11) Tanaka, K., and Nakai, Y., *Fatigue Eng. Mat. Struct.*, 6-4 (1983), 315.
- (12) 小倉・ほか2名, 機論, No. 860-3 (昭61-7), 249.
- (13) 秋庭・田中, 機論, 53-487, A (昭62), 393.
- (14) Taira, S., ほか2名, *ASTM Spec. Tech. Publ.*, 675 (1979), 135.
- (15) Tanaka, K., ほか2名, *Int. J. Fract.*, 17-5 (1981), 519.
- (16) 城野・ほか5名, 機論, 51-467, A (昭60), 1677.
- (17) 戸梶・ほか2名, 機論, 53-486, A (昭62), 200.
- (18) 中井・大路, 機論, 53-487, A (昭62), 387.
- (19) Morris, C. E., *Metal Prog.*, 56 (1949), 696.
- (20) Bucci, R. J., *ASTM Spec. Tech. Publ.*, 738 (1981), 5, 340.
- (21) 例えば, Tada, H., ほか2名, *The Stress Analysis of Cracks Handbook*, (1973), 2.11, Del. Research.
- (22) 岡村, 線形破壊力学入門, (昭51), 118, 培風館.
- (23) Lúkás, P. and Klesnil, M., *Mater. Sci. Eng.*, 34-1 (1978), 61.

- (24) 中井・ほか2名, 機論, 50-460, A (昭59), 2017.
 - (25) 大路・ほか3名, 第4回破壊力学シンポジウム講演論文集, (昭62), 205.
 - (26) Suits, J. C. and Chalmers, B., *Acta Met.*, 9 (1961), 854.
 - (27) Worthington, P. J. and Smith, E., *Acta Met.*, 12 (1964), 1277.
 - (28) Levy, N., ほか3名, *Int. J. Fract.*, 7-2 (1971), 143.
 - (29) Rice, J. R., *ASTM Spec. Tech. Publ.*, 415, (1967), 247.
 - (30) Tanaka, K. and Nakai, Y., *J. Eng. Mater. Tech., Trans. ASME*, 106 (1984), 192.
 - (31) Tanaka, K. and Nakai, Y., (Davidson, D. L. and Suresh, S. eds.) *Fatigue Crack Growth Threshold, Concepts*, (1984), 497, TMS-AIME.
-