実験値との対応を検討することによりそれらの定量的な評価を行なうことが期待できる。

(4) 局部 CTOD を用いて継手の非対称な変形挙動を明らかにすることができる。また、溶接継手においても素材と同様に回転因子は一定値 (約 0.3) となる。さらに、全体 CTOD は J 積分値と密接に関連し、全体 CTOD も継手の破壊を規定するパラメータとなることが期待される。

(5) 本研究の範囲内では、ビード部の剛性より母材側の剛性が継手の剛性に大きな影響を与えることが確認された。したがって、本研究で示した非対称性を考慮した J 積分や局部 CTOD を用いなくとも、通常の J 積分および全体 CTOD により、継手の変形能を近似的に考慮することが可能と思われる。

以上、本研究で示した J 積分評価法は、強度不均質場中に欠陥を有する継手の破壊靱性を推定する上で、有力な方法と考えられるので、今後、実験によりその妥当性を検証する必要がある。最後に、データ整理にご支

援頂いた長岡技術科学大学技官の増井由春氏、院生の水口肇君に感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) 佐藤, 豊田, 伊藤, 川口, 有持, 鈴木, 多々良, 日本造船学会論文集, No.142(1977), pp.148-155
- 2) 藤本, 中込, 泉, 日本建築学会論文集, No.328(1983), pp.71-82
- 3) 林, 松本, 堀川, 材料, Vol.36(1987), pp.341-347
- 4) 佐藤, 豊田, 南, 有持, 中西, 佐藤, 溶接学会論文集, 2-3(1984), pp.87-94
- 5) 林, 松本, 堀川, 長岡技術科学大学研究報告, No.9(1987), pp.59-62
- 6) 青木, 岸本, 鍋田, 坂田, 材料, Vol.31(1981), pp.370-375
- 7) J. W. Hutchinson, J. Mech. Phys. Solids, Vol.16(1968), pp.13-31
- 8) J. R. Rice and G. F. Rosengren, J. Mech. Phys. Solids, Vol. 16(1968), pp.1-12
- 9) 例えば, 白鳥, 三好, 松下, 数値破壊力学, 実教出版(株), pp.130-132

切欠き領域の初期疲労き裂伝播特性に及ぼす 材料の繰返し降伏強度の影響*

—切欠き材における疲労き裂の初期伝播特性 (第 3 報)—

趙 相 明**, 堀 川 浩 甫***

Effect of Cyclic Yield Strength on Initial Fatigue Crack Propagation in a Notch Field*

—Initial Fatigue Crack Growth Behavior in a Notched Component (3rd Report)—

by Sang-moung Cho** and Kohsuke Horikawa***

The present report is intended to evaluate the difference of initial fatigue crack propagation rate between mild steel and high tensile strength steel in notch field subjected to high stress.

Two used materials (SS41, HT80) have similar characteristics in long crack propagation ($R=-1$) when small scale yield condition is satisfied. However, in low cycle (high stress) region ($R=-1$), initial fatigue crack propagation rate in center notched strip of SS41 is higher than that of HT80. This characteristics might result from elasto-plastic effect on fatigue crack propagation. By application of ΔJ calculated in this study, the elasto-plastic effect could be evaluated.

As the results, it would be mentioned that initial fatigue crack propagation rate in notch field behaving elasto-plastically can be estimated from master curve of long crack by ΔJ considering cyclic yield strength of materials.

Key Words: Fatigue Crack Propagation, Notch Field, Initial Fatigue Crack, Elasto-Plastic Effect, Cyclic Yield Strength, ΔJ .

1. 緒 言

構造物の応力集中部 (以下、切欠き) において初期欠

*原稿受付 昭和62年9月22日 昭和62年8月溶接構造研究委員会で作発表

**学 生 員 大阪大学大学院 (現 韓国海技研修院) Student Member, Osaka University, Graduate school (Present Address: Korean Seaman's Training School)

***正 員 大阪大学溶接工学研究所 Member, Welding Research Institute of Osaka University

陥がなくき裂発生寿命を疲労寿命として考慮するとき、 $S-N$ 曲線の低寿命 (高応力) 側では高張力鋼の方が軟鋼より疲労強度が高くなることは、材料の繰返し応力一ひずみ関係と局部ひずみなどの力学量を用いて説明できる¹⁻⁴⁾。しかし、切欠き領域において溶接などによる初期欠陥からき裂が進展する場合、低寿命 (高応力) 側におけるき裂伝播寿命が、高張力鋼と軟鋼といった材料の違いにどのように影響されるかなどについては、未だ解明されていない点が多いようである。

一方、疲労き裂の伝播寿命を線形破壊力学 (以下、

LEFM)に基づく ΔK で評価する場合, 仮定された材料の挙動は線形弾性であるので, 応力が高くなったときの材料の弾塑性効果は考慮されない。そこで, 本研究の前報³⁾では弾塑性効果及びき裂開閉口現象を考慮して, 切欠き領域におけるき裂進展力の ΔJ を算定し, さらに実験($R=-1$)を通してその有効性をほぼ確認した。

本報では, 切欠き領域の初期き裂伝播速度に及ぼす材料の繰返し降伏強度の影響を定量化するために, 小規模降伏条件が満足される長いき裂の伝播特性が, ほぼ同様である軟鋼 SS 41 と高張力鋼 HT 80 を対象とした。それに対する 2 種類の切欠き材を用いて初期き裂伝播試験を行ない, き裂伝播速度に及ぼす材料の繰返し降伏強度の影響について検討した。

2. 供試材及び実験方法

供試材は構造用鋼板の軟鋼 SS 41 (板厚 5.5 mm) 及び, 高張力鋼 HT 80 (板厚 6.0 mm) とした。実験に用いた試験片の形状は Fig. 1 に示すように 4 種類とした。Fig. 1 (a) は供試材の繰返し応力一ひずみ関係を調べるための試験片である。この平滑材に対しては完全面振りの軸ひずみ制御繰返し載荷試験 ($R=-1$) を行ない, この繰返し載荷試験には各試験片ごとに一定レベルのひずみ振幅を載荷する多数試験片法 (Companion Specimens Method) を用いた。Fig. 1 (b) は中央き裂材で, 供試材に対する長いき裂の伝播特性を調べ, マスター曲線を得るためのものである。Fig. 1 (c) は切欠き領域での疲労き裂伝播特性を観察するための中央切欠き材である。図のように帯板の中央に, 長軸 $2a_0=5.0$ mm, $\rho=0.25$ mm の楕円孔切欠き ($Kt=6.0$) と, 曲率半径 $\rho=2.5$ mm の円孔切欠き ($Kt=2.7$) となる 2 種類の貫通切欠きを加工した。全ての切欠きは加工応力などによる加工面付近の材質変化を極力小さくするために放電加工によって, 入れたものである。

また, Fig. 1 (b) (c) の中央き裂材及び中央切欠き材に対しては一定振幅の完全面振り荷重制御 ($R=-1$) 疲

勞試験を行なった。き裂長さは試験片の表裏両面で 50 倍の読取り顕微鏡によって測定したものの平均値とした。なお, 荷重速度は 0.5–10 Hz とし, 全ての試験は室温の空気中で行なった。

3. 実験結果及び考察

3.1 供試材の繰返し応力一ひずみ関係

Fig. 2 は Fig. 1 (a) の平滑材を用いて繰返し載荷試験を行なった結果である。横軸は全ひずみ振幅 $\epsilon_a (= \Delta \epsilon / 2, \Delta \epsilon$: 全ひずみ範囲) を, 縦軸は応力振幅 $\sigma_a (= \Delta \sigma / 2, \Delta \sigma$: 応力範囲) を取った。図中の一点鎖線は参考のために図示した静的引張り試験による応力一ひずみ挙動である。SS 41 の■印及び HT 80 の●印は多数試験法による結果で破断回数の約 1/2 のときの応力振幅とひずみ振幅の関係である。ここで, HT 80 は繰返し載荷によってかなり軟化する傾向を示している。また, SS 41 は低ひずみ振幅領域 (0.2% 前後) では若干繰返し軟化するが, ひずみ振幅が大きくなると硬化する傾向を示す。しかし, 繰返し応力一ひずみ挙動から見ると, HT 80 は SS 41 より遥かに高い強度を持っていることが分かる。

一方, ΔJ の算定に用いられる材料の繰返し応力振幅 σ_a と全ひずみ振幅 ϵ_a の関係は次のような部分指数硬化則を利用した。

$$\sigma_a = E \epsilon_a, \quad \sigma_a \leq \sigma_{YC} \quad \dots\dots (1-1)$$

$$(\sigma_a / \sigma_{YC}) = (\epsilon_a / \epsilon_{YC})^{n'}, \quad \sigma_a > \sigma_{YC} \quad \dots\dots (1-2)$$

ここで, $\epsilon_{YC} = \sigma_{YC} / E$ である。また, 各供試材に対する繰返し載荷試験の結果を式(1)にあてはめ, 各供試材の繰返し応力一ひずみ関係として用いたのが図中の実線であ

Fig. 2 Relation between cyclic stress and strain in HT80 and SS41

Table 1 Material constants in cyclic stress-strain curves

Material	E (GPa)	σ_{YC} (MPa)	n'
HT80	205.8	480.0	0.167
SS41	205.8	205.0	0.25

Fig. 1 Configuration of specimens

る。Table 1 に図中の実線に対する各材料定数を示す。

3.2 各供試材に対する長いき裂の伝播特性

ここでは、Fig. 1(b) の中央き裂材において小規模降伏条件が満足される状態での長いき裂の伝播速度を評価する。小規模降伏条件に関しては、次式が満足されるように荷重条件を与えた⁶⁾。

$$0.8 \sigma_{YS} \geq P_{\max}/(A)_{\text{Lig}} \quad \dots\dots(2)$$

ここで、 σ_{YS} は0.2%降伏強度で本研究では、HT 80 の場合 $\sigma_{YS}=676$ MPa で、SS 41 の場合 $\sigma_{YS}=305$ MPa であった。また $P_{\max}$ は引張り最大荷重で、 $(A)_{\text{Lig}}$ は破断していないリガメントの断面積である。疲労き裂伝播速度は、初期スリット(長さ $2a_0=3.0$ mm)の先端からき裂が長さ 1.5 mm 以上に伝播してから評価した。

Fig. 3 Relation between ΔK and da/dn for long cracks

Fig. 4 Relation between ΔJ and da/dn for long cracks considering crack opening ratio

Fig. 3 は SS 41 及び HT 80 の長いき裂の伝播特性を示している。ただし、ここでは $\Delta K = K_{\max} - K_{\min}$ としき裂開口比は無視した。低い ΔK 領域では SS 41 の方が若干遅い伝播特性を示しているが、直線部では HT 80 の方が低伝播特性を示している。しかし、両材料の長いき裂の伝播特性にはそれほど大きな相異はみられない。これは構造用鋼材において鋼種が変わり、降伏強度などの機械的性質が異なる場合現れる一般的な傾向に類似している^{7,8)}。

Fig. 4 は両供試材において長いき裂の伝播特性を、き裂開口比 U を考慮して整理したものである。ここでは、小規模降伏条件が満足されているので、 $\Delta J = \Delta K_{\text{eff}}^2/E = (U\Delta K)^2/E$ (平面応力) より ΔJ を求めることができる。この長いき裂の開口比 U は、前報⁵⁾ で導いた実験式を若干修正して一つの式に収めた次式 ($R=-1$) によって算定した値を用いた。

$$U = U_e + (1 - U_e) \tanh \{0.7 \log(\epsilon_{\max}/\epsilon_{yc} + 0.6)\} \quad \dots\dots(3)$$

ここで、 $\epsilon_{\max}$ は引張り最大荷重のときの公称ひずみである。 U_e は小規模降伏条件が満足される弾性状態における代表値として $\epsilon_{\max}/\epsilon_{yc}=0.4$ での値で、HT 80 では $U_e=0.42$ で、SS 41 では $U_e=0.4$ であった。

Fig. 4 のように ΔJ を用いても、 ΔK で整理した Fig. 3 とはほぼ似ている傾向を示しているが、き裂開口比を考慮したので鋼種によるき裂伝播特性の差はより減少していることが分かる。ここでの ΔJ は ΔK_{eff} と同様であるが、あえて ΔJ を用いたのは、LEFM の適用が困難な弾塑性挙動する切欠き領域における初期き裂との対応関係を検討するためである。

結局、両供試材の静的及び繰返し降伏強度はかなり異なるにもかかわらず、小規模降伏条件を満足する長いき裂の伝播特性は、ほぼ類似しているものと考えられる。

3.3 切欠き領域における ΔK - da/dn の関係

前述のような長いき裂の伝播特性を有する両供試材を用いて、弾塑性挙動する切欠き領域において、小規模降伏条件を満足しない初期き裂の伝播速度を評価する。それによって、材料の繰返し降伏強度が初期き裂の伝播速度に及ぼす影響について検討する。

Fig. 5 及び Fig. 6 は、LEFM を適用して切欠き領域でのき裂伝播特性を表したものである。ここで、応力拡大係数範囲 ΔK は公称応力の範囲 $\Delta\sigma$ を用いる次式によって算定した^{5,9,10)}。

$$\Delta K = \Delta\sigma \sqrt{\pi(a+a_0)} F(a) \quad \dots\dots(4)$$

ここで、 a は切欠き先端からのき裂長さ、 a_0 は切欠きの長さで、 $F(a)$ は形状補正係数である。当然のことながら、式(4)の ΔK には材料定数は含まれておらず、この ΔK は荷重と線形比例関係にある応力及び形状のみに支配されることになる。

Fig. 5(a) (b) は $\rho=0.25$ の切欠き材に対して、HT-80 と SS 41 の切欠き領域での ΔK とき裂伝播速度 da/dn との関係を比較している。太い実線は Fig. 3 より得られた両供試材の長いき裂の伝播傾向である。

また、き裂伝播速度はき裂長さ a が $\sqrt{a_0\rho}$ になるまでのみに対して整理した。このことは本研究の第1報¹¹⁾ で述べたように、切欠きの応力集中によって局部応力の変化が著しくなるのは大本切欠き先端から $\sqrt{a_0\rho}$ まで

(a) HT80 ($\rho=0.25$ mm) (a) HT80 ($\rho=2.5$ mm) (b) SS41 ($\rho=0.25$ mm) (b) SS41 ($\rho=2.5$ mm)

Fig. 5 Relation between ΔK and da/dn for initial cracks in notch field ($\rho=0.25$ mm)

Fig. 6 Relation between ΔK and da/dn for initial cracks in notch field ($\rho=2.5$ mm)

となるためである。

Fig. 5 にみられるように、同じレベルの負荷応力において、長いき裂の傾向から逸脱する程度すなわちき裂伝播の加速現象は繰返し降伏強度が低い SS 41 の方が HT 80 より一層目立つことが分かる。

Fig. 6(a) (b) は $\rho=2.5$ の切欠き材において、両供試材の初期き裂伝播特性を比べている。ここでも加速現象は SS 41 の方が全体的に著しくなっており、切欠き領域での疲労き裂伝播に及ぼす弾塑性効果の差を明確に観察することができる。このことより、同じ切欠きと公称応力のときでも、小規模降伏条件から逸脱する程度は繰返し降伏強度の低い SS 41 の方が HT 80 より著しいと言える。さらに、**Fig. 5** 及び **Fig. 6** より、公称応力のレベルが低くなるほど、なお切欠き先端からのき裂長さが

長くなるほど、初期き裂の伝播特性は長いき裂の傾向に近付いている。このことは第 2 報⁵⁾ で述べたように弾塑性効果は、き裂がないときの切欠き領域での応力分布に依存することを意味し、その応力分布は公称応力のレベルは勿論、切欠きの形状の関数にもなる。すなわち、切欠き領域での初期き裂の伝播特性に及ぼす弾塑性効果は、公称応力のレベル、形状、そして材料定数（主に、繰返し降伏強度）の 3 つの因子に支配されることが言える。

結局、HT 80 と SS 41 は小規模降伏条件が満足される長いき裂の伝播特性がほとんど同じで、なお切欠き形状と公称応力レベルが同じであっても、SS 41 の方により著しい弾塑性効果が現れた。このことは SS 41 の方が繰返し降伏強度が低いためであると言え、これによって

切欠き領域において初期き裂伝播特性に及ぼす材料の繰返し降伏強度の影響を直接確認することができた。さらに、このことより切欠き材の初期き裂伝播特性は、高応力（低サイクル）領域においては HT 80 の方が SS 41 より有利になることを明らかにした。

3.4 切欠き領域における ΔJ - da/dn の関係

ここでは、両供試材の切欠き領域における初期き裂伝播速度を第 2 報⁹⁾で導いた ΔJ を用いて評価する。

切欠き領域の初期き裂に対する ΔJ は、弾塑性効果を考慮しき裂が開きしている間の局部応力範囲 $\Delta \sigma_{eff}(a)$ を用いて算定することは前述のとおりである。また、そのときのき裂開口比 U は実測値を用いても良いが、実構造物の部材においてはそれが困難な場合が多い。従って、第 2 報では切欠き領域のき裂に対して実験式 ($R=-1$) を提案したが、ここではそれを式(3)のように一つの式に収めた。ただし、式(3)は応力の勾配がない平板に長いき裂が伝播する場合に対するものであったので、 ϵ_{max} は最大公称ひずみとした。その式(3)を切欠き領域の疲労き裂に適用するために、公称ひずみ ϵ_{max} の代りに局部ひずみ $\epsilon_{max}(a)$ を用いることにする。すなわち、 $\epsilon_{max}(a)$ は最大引張荷重の状態、切欠き領域においてき裂がないときのき裂先端相当点の相当ひずみである。このようにして弾塑性切欠き領域において開口比 U がき裂長さの関数として求められると、 $\Delta \sigma_{eff}(a) = U \Delta \sigma(a)$ が得られる。平面応力状態を仮定し、 $\phi(a) = \Delta \sigma(a) / 2 \sigma_{yc}$ とするとき、 ΔJ は次に算定される。

$$\Delta J = \Delta J_e = \Delta K_{eff}^2 / E, \quad \phi_a \leq 1.0 \quad \dots\dots(5-1)$$

$$\frac{\Delta J}{\Delta J_e} = 1.0 + \frac{1}{C_N^2 \pi} \{ \phi_a^{(1+n')/n'} - 1 \} \frac{h(n') C_p}{\phi_a^2}, \quad \phi_a > 1.0 \quad \dots\dots(5-2)$$

ここで、 C_N は形状補正係数で、 $h(n')$ は He と Hutchinson ら¹²⁾の関数で材料、応力状態、そして形状に支配される。HT 80 の片側き裂に対しては $h(n') = 10.04$ で、SS 41 の場合は $h(n') = 8.12$ であった。また、 C_p は切欠き領域における塑性拘束係数で、次のようになる。

$$C_p = \tanh \left\{ \frac{1}{4} \sqrt{\frac{\rho}{2.32 n'}} \right\} \quad \dots\dots(6)$$

Fig. 7(a) (b) は HT 80 及び SS 41 の $\rho = 0.25$ (楕円孔) 切欠き材における初期疲労き裂の伝播特性を示している。Fig. 8(a) (b) は両供試材の $\rho = 2.5$ (円孔) 切欠き材における ΔJ と da/dn の関係を示している。Fig. 7, Fig. 8 のように、 ΔJ を用いることによって初期き裂の加速現象はほとんどなくなり、長いき裂の伝播傾向と比較的良好な対応関係を示している。これは、 ΔK で整理した Fig. 5 と Fig. 6 において SS 41 の初期き裂の著しい加速現象とは全く異っている。そこで、切欠き材に対して ΔK 及び ΔJ を適用し、各々に対する長いき裂の伝播傾向を用いて寿命の推定を行なうと、推定寿命は ΔK を適用する場合は実寿命より長くなり、 ΔJ の場合は実寿命より短くまたはほぼ同様になることが予想される。ところが、この ΔJ によっては、本報で考察しようとする弾塑性効果に起因するき裂の加速現象以外の、Fig. 7(b) の一部の試験結果のような鋭い切欠き材でよくみられる遅延現象（き裂が止まると停留現象と呼ばれる）までは説明しきれない。しかし、寿命の推定はほぼ安全側になると予想されるので、この ΔJ の実用化にお

(a) HT80 ($\rho=0.25$ mm)

(b) SS41 ($\rho=0.25$ mm)

Fig. 7 Relation between ΔJ and da/dn for initial cracks in notch field ($\rho=0.25$ mm)

ける有効性は認められると期待される。また、式(5)より分かるようにこの ΔJ にはき裂開口比 U と弾塑性効果とともに考慮されている。その一例として SS 41 の Fig. 8(b) において公称応力 $\Delta \sigma = 334$ MPa, $a = 0.5$ mm のとき (図中の矢印付きの $\diamond$) を考慮してみる。局部応力と式(3)によると $U = 0.63$ となり、弾塑性効果の式 (5.2) の右辺は 2.6 となったので、 $\Delta J = 2.6 (\Delta K_{eff}/E)^2$ が得られる。ここで弾塑性効果を完全に無視するとき裂進展力は、 $1/2.6$ または $(1/2.6)^{0.5}$ となって過小評価されることになる。さらに、切欠き領域でのこの U に対する西川ら¹³⁾、大路ら¹⁴⁾、及び加藤ら¹⁵⁾の実験結果によると大体 0.6~0.8 の値となっており、応力比 $R=-1$ の条件では 1.0 近くにはなり難いものとみられる。

以下では、本研究での ΔJ の特徴及び疲労き裂を有す

(a) HT80 ($\rho=2.5$ mm) (b) SS41 ($\rho=2.5$ mm)**Fig. 8** Relation between ΔJ and da/dn for initial cracks in notch field ($\rho=2.5$ mm)

る切欠き領域の弾塑性挙動と、そのときの ΔJ に及ぼす材料の繰返し降伏強度の影響について考察を行なう。

3.5 考察

E1 Haddad ら¹⁶⁾は実構造物の応力集中部における疲労き裂進展率を実測なしで推定するため、Dowling¹⁷⁾の微小表面き裂に対する ΔJ 算定式に基づいて切欠き領域の初期き裂の ΔJ を算出した。しかし、そこで用いるき裂がないときのき裂先端相当点の弾塑性応力 $\Delta\sigma(a)$ は、最大主応力か相求応力かが明確にされていないが、本研究では相当応力を用いている。ところで、切欠き領域は多軸応力状態となりやすく¹¹⁾、多軸応力状態における J 積分は多くの場合相当応力を用いて算定するものとみられる^{12,18)}。

一方、大路ら¹⁴⁾、西川ら¹³⁾は E1 Haddad らの考え方

Fig. 9 Comparison of elasto-plastic effect based on $\Delta\sigma(a)$ and $\Delta\sigma_{eff}(a)$ **Fig. 10** Location of strain gages to obtain $P-\epsilon_x$ hysteresis loops **Fig. 11** Comparison of elasto-plastic behavior between HT80 and SS41 in notch field with fatigue cracks ($\rho=0.25$ mm)

に基づき、実測したき裂開口比 U を代入して ΔJ を算定した。すなわち、E1 Haddad らが用いた $\Delta\sigma(a)$ を $\Delta\sigma_{eff}(a)=U\Delta\sigma(a)$ の形にして ΔJ を算定したが、弾塑性効果は $\Delta\sigma_{eff}(a)$ が $2\sigma_{yc}$ を越える領域 (Fig. 9 の a_1 までの領域) まで考慮されるものと推察される。しかし、本研究では、弾塑性効果はき裂のない材料そのものの弾塑性挙動に起因するものと考えたので、式(5)から分かるように $\Delta\sigma(a)$ によって弾塑性性の判別に行なった。すなわち Fig. 9 の a_2 まで弾塑性効果が考慮されるようにした。

Fig. 10 は疲労き裂が切欠き領域で伝播して行くと、

き裂を含む切欠き領域の弾塑性挙動の度合を観察するために貼付したひずみゲージの様子である。荷重方向を y 方向としたので、Fig. 10 のひずみゲージで測る ε_x はそれと直角方向のひずみである。

Fig. 11(a) (b) は両供試材において疲労き裂を有する切欠き ($\rho=0.25$) 領域の弾塑性挙動を比較するためのものである。(a) は HT 80 に公称応力範囲 $\Delta\sigma=397$ MPa を負荷したときの $P-\varepsilon_x$ 線図で、(b) は SS 41 に $\Delta\sigma=334$ MPa を負荷したときの $P-\varepsilon_x$ 線図である。公称応力範囲 $\Delta\sigma$ は SS 41 の方が HT 80 より低いが、切欠き先端からのき裂長さ $a=0.26$ mm の場合は、大きなループを描いていることより著しい弾塑性挙動をすることが認められる。しかし、 $a=1.93$ mm になると切欠きの応力集中の影響がほとんどなくなり弾塑性成分はかなり減少している。

さらに、Fig. 11(a) (b) の各き裂長さに対する $\phi_a = \Delta\sigma(a)/2\sigma_{yc}$ を算定して示したのが Table 2 である。 $\Delta\sigma(a)$ は前述のとおり切欠き領域においてき裂がないときのき裂先端相当点の相当応力範囲である。き裂が切欠き領域を越えたときは、 $\Delta P/\Delta A_{net}$ (ΔA_{net} : 正味断面積) を $\Delta\sigma(a)$ とした。Table 2 の ϕ_a と、Fig. 11(a)(b) の $P-\varepsilon_x$ 線図を比較してみると、 ϕ_a が約 1.0 より高いときは載荷過程と除荷過程が異なりループを描いている。Fig. 11(a) (b) の中で切欠き領域における各き裂長さ、すなわち (a) の $a=0.32$ (HT 80) と (b) の $a=0.26$ (SS 41) のときの伝播速度を弾塑性効果を無視した ΔK を用いて表わしたのが Fig. 5(a) (b) において矢印を付けた実験点である。ここでも、 ϕ_a が大体 1.0 より大きくなると無視された弾塑性効果のため長いき裂の傾向から逸脱する

程度が大きくなる。

以上の初期き裂を持つ切欠き領域の弾塑性挙動に関する考察より次の二つのことが言える。

(1) 初期き裂を持つ切欠き領域が弾塑性挙動すれば、き裂伝播特性には弾塑性効果が現われる。

(2) 前述の弾塑性効果に及ぼす三つの因子、すなわち公称応力レベル、形状、材料定数は、一つの力学量 $\phi_a = \Delta\sigma(a)/2\sigma_{yc}$ によってかなり統一的に評価することができる。

一方、Fig. 12(a) (b) は、両供試材の $\rho=2.5$ の切欠き材において公称応力範囲 $\Delta\sigma=255.0$ MPa の場合、き裂長さに対するその伝播速度及び算定されたき裂進展力の ΔJ を示したものである。このとき、HT 80 は切欠き先端が弾性のままであるが、繰返し降伏強度の低い SS 41 は塑性変形することになる。従って、HT 80 においては初期き裂が弾性域を伝播して行くが、SS 41 においては既存の繰返し弾性域の内部を伝播して行く。その結果、Fig. 12(a) で見るように、弾塑性効果が現れる SS 41 の方が HT 80 より速い伝播速度でき裂が進展すると考えられる。Fig. 12(b) はそのときの、き裂進展力の ΔJ を評価して示したものである。当然のことながら、SS 41 の方が HT 80 より高い ΔJ になっている。しかし、き裂の長さが長くなるにつれて SS 41 の ΔJ は HT 80 のそれに徐々に近付いていることが見られる。これは切欠きの塑性域を通り抜けた疲労き裂が弾性域に入ることによって、弾塑性効果がき裂の進展力に寄与しないからである。

4. 結 言

弾塑性挙動する切欠き領域において、初期き裂の伝播特性に及ぼす材料の繰返し降伏強度の影響を検討するために、小規模降伏条件が満足される長いき裂の伝播特性がほとんど同様である軟鋼 SS 41 及び高張力鋼 HT 80 からなる 2 種類の切欠き材を用いて行なった疲労き裂伝播試験 ($R=-1$) の結果、次のことが得られた。

(1) 切欠き領域における初期き裂の伝播特性を ΔK によって評価すると、き裂伝播の加速現象は繰返し降伏強度の低い SS 41 の方が HT 80 より著しかった。これは SS 41 に弾塑性効果が大きく作用したことを意味し、それによって切欠き領域の初期き裂伝播特性に及ぼす材料の繰返し降伏強度の影響を確認することができた。さらに、このことより切欠き材の初期疲労き裂伝播特性は、高応力 (低サイクル) 領域においては HT 80 が SS 41 より有利になることを明らかにした。(Fig. 5 及び Fig. 6)。

(2) 材料の繰返し降伏強度の影響を取入れた本研究での ΔJ を用いることによって、切欠き領域における初期き裂の加速現象はほとんどなくなり、長いき裂の伝播傾向と比較的良好な対応関係を示すことになった。(Fig. 7 及び Fig. 8)。

(3) 弾塑性挙動する切欠き領域において初期き裂伝播特性に及ぼす弾塑性効果は、一つの力学量 $\phi_a = \Delta\sigma(a)/2\sigma_{yc}$ によってかなり統一的に評価することができた。(Fig. 11 及び Table 2)。

以上のことから、応力集中部近傍 (切欠き領域) でのき裂伝播寿命に及ぼす材料の繰返し降伏強度の影響は、 ΔJ を用いて定量的に評価できるものと期待される。

Table 2 Normalized local stress level at crack tip corresponding point ($\rho=0.25$ mm)

	HT80		SS41	
a	0.32	2.46	0.26	1.93
ϕ_a	1.03	0.48	1.54	0.95

$$\phi_a = \Delta\sigma(a)/2\sigma_{yc}$$

Fig. 12 Comparison of da/dn and ΔJ between HT80 and SS41 in notch field ($\rho=2.5$ mm)

参 考 文 献

- 1) 二瓶, P. Heuler, C. Boller, T. Seeger: 疲労損傷パラメータを用いた寿命予測, 日本造船学会論文集, 156(1984), 469-477
- 2) D. F. Socie: Fatigue-life Prediction Using Local Stress-Strain Concepts, Expt. Mech. (Feb. 1977), 50-56
- 3) T. R. Gurney: Fatigue of Welded Structures, Cambridge Univ. Press, (1979), 196-211
- 4) K. Iida: Application of the Hot Spot Strain Concept to Fatigue Life Prediction, Doc. IIS/IIW-780-83, Welding in the World, 22-9/10(1984), 222-246
- 5) 趙, 堀川: 切欠き材における疲労き裂の初期伝播特性 (第2報), 本会論文集, 5-4(1987)掲載予定
- 6) ASTM E647-83: Constant-Load-Amplitude Fatigue Crack Growth Rate above 10^{-8} m/cycle, ASTM Designation, 710-730
- 7) 太田, 佐々木: 各種アーク溶接法による溶接構造用高張力溶接継手の疲れき裂伝ば特性, 金材技術研発データシート資料3
- 8) K. Yamada: Fatigue Crack Growth Rates of Structural Steels under Constant and Variable Amplitude Block Loading, Proc. JSCE, Structural Eng. /Earthquake Eng., 2-2(1985), 271s-279s
- 9) 石田: きの弾性解析と応力拡大係数, 培風館 (昭和56), 170-174
- 10) 中井, 久保, 大路: 切欠き底に発生したき裂の応力拡大係数の簡便評価式, 日本機械学会論文集 (A編), 50-460(昭和59), 2017-2021
- 11) 趙, 堀川: 切欠き材における疲労き裂の初期伝播特性 (第1報), 本会論文集, 5-4(1987)掲載予定
- 12) M. Y. He, J. W. Hutchinson: Bounds for Fully Plastic Crack Problems for Infinite Bodies, ASTM STP 803(1983), I277-I290
- 13) 西川, 小西, 三好, 小倉: 高負荷応力下における切欠き底寸法疲労き裂の進展挙動, 材料, 35-395 (昭和61), 904-910
- 14) 大路, 中井, 落, 武良: 切欠底近傍における弾塑性疲労き裂伝ば, 日本機械学会論文集 (A編), 51-469 (昭和60), 2067-2075
- 15) 加藤, 栗原, 川原: 広範囲応力比条件下での疲労き裂伝播速度式の検討, 日本造船学会論文集, 153 (昭和58), 336-343
- 16) M. H. El Haddad, N. E. Dowling, T. H. Topper, K. N. Smith: J-integral Application for Short Cracks at Notches, Int. J. Frac., 16-1(1980), 15-30
- 17) N. E. Dowling: Crack Growth during Low-cycle Fatigue of Smooth Axial Specimens, ASTM STP 637(1977), 97-121
- 18) C. F. Shih, J. W. Hutchinson: Fully Plastic Solution and Large Scale Yielding Estimates for Plane Stress Crack Problems, J. Eng. Mat. Tech., T. ASME (Oct. 1976), 289-295

切欠き領域の初期疲労き裂伝播に及ぼす溶接残留応力の影響*

—切欠き材における疲労き裂の初期伝播特性 (第4報)—

趙 相 明**, 堀 川 浩 甫***

Effect of Welding Residual Stress on Initial Fatigue Crack Propagation in a Notch Field*

—Initial Fatigue Crack Growth Behavior in a Notched Component (4th Report)—

by Sang-moung Cho** and Kohsuke Horikawa***

The present report is intended to evaluate the effect of residual stress on initial fatigue crack propagation rate in a notch field.

Initial fatigue crack propagation rate in tensile residual stress field of center notched stip (SS41) is affected by both of residual stress and elasto-plastic behavior. In low cycle (high stress) region, the effect of elasto-plastic behavior is remarkable. But in high cycle (low stress) region, the effect of residual stress is conspicuous.

The relaxation of residual stress by yielding of notch field was modeled and confirmed by experiments. ΔJ to initial fatigue crack in notch field was calculated by considering the model on the relaxation of residual stress.

As the results, initial fatigue crack propagation behavior in notch field with tensile residual stress could be interpreted by using the ΔJ .

Key Words: Fatigue Crack Propagation, Notch Field, Initial Fatigue Crack, Elasto-Plastic Effect, Residual Stress, ΔJ .

*原稿受付 昭和62年9月22日 昭和62年8月溶接構造研究委員会
発表

**学 生 員 大阪大学大学院 (現 韓国海技研修院) Student Member,
Osaka University, Graduate school (Present adress:
Korean Seaman's Training School)

***正 員 大阪大学溶接工学研究所 Member, Welding
Research Institute of Osaka University