鋭い環状切欠部に生じた低サイクル疲労き裂の 弾塑性破壊力学的解析と伝ば寿命予測*

幡 中 憲 治*¹, 藤 満 達 朗*¹
大 森 順 司*², 石 本 靖*²

An Analysis of Crack Growth and Life in a Sharply Notched Cylinder Component under Low-Cycle Fatigue

Kenji HATANAKA, Tatsuro FUJIMITSU,
Junji OMORI, and Yasushi ISHIMOTO

Elastic-plastic stress/strain analyses were performed for the circumferentially grooved component using the finite element method. The semielliptical surface crack originating at the notch root changes its shape, being influenced by the stress/strain gradients produced in the cross section of the notched component. Such a change in the shape of the surface crack was successfully analyzed in terms of the elastic-plastic fracture mechanics. The transition from the semielliptical to circumferential crack, which occurred in the process of the crack extension at the notch root, was also satisfactorily predicted in the present analysis. The number of cycles required for the semielliptical crack to reach the circumferential crack and for the circumferential crack to grow to the final failure were estimated through the proposed elastic-plastic fracture mechanics approach. The calculations were in quite good agreement with the test data.

Key Words: Life Prediction, Low Cycle Fatigue, Finite Element Method, Circumferential Notch, Semielliptical Surface Crack, Circumferential Crack, Elastic-Plastic Fracture Mechanics, Crack Growth Rate

1. 結 言

近年、機械・構造物には高性能化、軽量化が要求され、その使用条件はますます苛酷になりつつある。ところで、機械構造物を構成している部材の多くは切欠部を有している。繰返し荷重下において、この部分に疲労き裂が発生し、これが成長して部材を破断に至らしめるため、切欠部におけるき裂成長を破壊力学的に解析することは、苛酷条件下の機械構造物の寿命を予測する上で、極めて重要である。

ところで、環状切欠丸棒材の切欠底に発生するき裂の進展挙動は、切欠の鋭さにより異なる。比較的鈍い切欠底においては、単一の表面き裂が半だ円形状を保持したまま成長し、試験片を破断に至らしめる。したがって、この場合、半だ円形表面き裂の成長過程が疲労寿命の大部分を占めることになる。一方、鋭い切欠底においては多くの微小半だ円形き裂が発生し、早い時期にこれが合体し環状き裂となる。この環状き裂形成時期は、切欠底半径が小さくなるほど早くなる。よって、この場合、環状き裂の成長過程が全寿命の大部

分を占めることになる。

前報⁽¹⁾⁻⁽⁴⁾では、比較的鈍い切欠材について、有限要素法およびノイバー則による応力解析を実施し、切欠底に生じた表面き裂の進展速度を支配する弾塑性破壊力学的因子について検討を加え、所定の成果を得た。

そこで、本研究では、切欠底半径、 $R=0.3\text{ mm}$ および $R=0.1\text{ mm}$ の鋭い環状切欠材について、環状き裂の生成条件を検討するとともに、このような切欠材の疲労き裂伝ば寿命をき裂進展速度の弾塑性破壊力学的解析を通じて予測することを試みた。

2. 供試材料および試験方法

本研究に使用した供試材料は、JIS S 35 C 鋼である。この材料に 865°C で 30 分間加熱後、空冷の焼ならしを施した。熱処理後の静機械的性質を表 1 に示す。試験に供した試験片は、図 1 に示すような $R=0.3\text{ mm}$ および 0.1 mm 、切欠深さ、 2.5 mm の環状切欠丸棒材である。なお、有限要素法により得られたこれらの切欠材の形状係数、 K_t は、それぞれ、 4.44 および 7.48 である。試験に先立ち、試験片表面はエメリーペーパーで研磨され、しかる後に電解研磨された。引張・圧縮疲労試験は閉ループ形電気油圧式疲労試験機を用い、軸荷重を制御することにより実施された。なお、こ

* 平成 2 年 3 月 10 日 中国四国支部第 28 期総会講演会において講演、原稿受付 平成元年 6 月 2 日。

*¹ 正員、山口大学工学部 (〒755 宇部市常盤台 2557)。

のとき、公称応力比は $R_\sigma = -1.0$ に維持された。また、試験に用いた繰返し荷重は三角波形を有し、その繰返し速度は $f = 1.0 \text{ Hz}$ である。

表面き裂長さの測定は、疲労過程中、適宜、試験機を停止させ、切欠底からレプリカを採取し、それを光学顕微鏡で観察することにより行った。

3. 解析方法

3.1 有限要素法による切欠部の弾塑性解析 切欠底の応力-ひずみ応答が前報^{(1)~(4)}の手法にならい次のように計算された。解析に用いた材料構成式は、図2に示されるように、多数試験片法によって得られた繰返し応力-ひずみ曲線を八つの直線で多段近似することにより決定された。解析に使用した他の材料定数を取りまとめて次に示す。ヤング率、 $E = 206 \text{ GPa}$ 、ポアソン比、 $\nu = 0.303$ 、および降伏応力、 $\sigma_y = 98 \text{ MPa}$ 。三角形リング要素の数および節点数は、両試験片とも、826 および 488 である。なお、切欠底部の応力-ひずみ

表 1 供試材料の静機械的性質

Material	Yield stress, MPa	Ultimate strength, MPa	Elongation, %	Reduction of area, %	Fracture ductility, %	Hardness, Hv (300g)
S35C	395	614	29	58	0.86	205

(a) $R = 0.3 \text{ mm}$ の切欠材

(b) $R = 0.1 \text{ mm}$ の切欠材

図 1 疲労試験片の形状および寸法

ヒステリシスループは、近似的に、解析により得られた引張変形下の応力-ひずみ関係を応力軸およびひずみ軸に関して、それぞれ2倍に拡大することにより決定された。

3.2 半円形表面き裂に対する破壊力学的パラメータの算出 丸棒試験片に生じる実際の疲労表面き裂の形状は、試験片の曲率、自由表面および試験片横断面部に生じる応力・ひずみこう配の影響を受けて変化する⁽³⁾⁽⁵⁾⁽⁶⁾。鋭い切欠部には大きい応力およびひずみこう配が現れ、そのため、き裂の成長に伴い表面き裂の形状が大きく変化することが予想される。そこで、本解析では、次に示す手法によりき裂形状変化を推定した。

弾塑性破壊力学的パラメータであるひずみ拡大係数幅、 ΔK_e および繰返し J 積分幅、 ΔJ を算出した。半円形表面き裂に対するそれらの算出方法は前報⁽³⁾⁽⁴⁾に示してあるのでここではその概略のみを示す。図3に示した半円形表面き裂の A および C 点に対応するひずみ拡大係数幅、 ΔK_{eA} および ΔK_{eC} 、と繰返し J 積分幅、 ΔJ_A および ΔJ_C は、それぞれ次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} \Delta K_{eA} &= F_A \Delta \epsilon_{tA} \sqrt{\pi c} \\ \Delta K_{eC} &= F_C \Delta \epsilon_{tC} \sqrt{\pi c} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (1)$$

$$\left. \begin{aligned} \Delta J_A &= 2\pi F_A^2 c \{ \Delta W_{eA} + f(n) \Delta W_{pA} \} \\ \Delta J_C &= 2\pi F_C^2 c \{ \Delta W_{eC} + f(n) \Delta W_{pC} \} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2)$$

図 2 S35C 材の繰返し応力-塑性ひずみ曲線

図 3 表面き裂に関する諸量の定義

ここで、 F_A および F_C ：図3に示した表面き裂のA点およびC点に対する応力拡大係数の補正係数で、 a/b および a/r の関数⁽⁷⁾である。これらは応力分布の影響を受けないと仮定する。なお、 r は丸棒試験片の横断面半径であり、 b は図3に与えられている試験片表面における仮想き裂の長さである。 $\Delta\epsilon_{eA}$ および $\Delta\epsilon_{eC}$ ：き裂が存在しないと仮定した場合のA点およびC点で生じる全ひずみ幅、 ΔW_{eA} および ΔW_{eC} ：き裂が存在しないと仮定した場合のA点およびC点で生じる弾性ひずみエネルギー密度⁽⁸⁾、 ΔW_{pA} および ΔW_{pC} ：き裂が存在しないと仮定した場合のA点およびC点で生じる塑性ひずみエネルギー密度⁽⁶⁾。また、 $f(n)=(n+1) \times \{3.85(1-n)/\sqrt{n} + \pi n\}/2\pi$ ⁽⁹⁾ (n ：加工硬化指数、ここでは、繰返し応力-ひずみ曲線の加工硬化指数、 n' を採用し $n=n'=0.191$)。

本解析では、半だ円形き裂を仮定し、さらに、上式より算出した ΔK_e および ΔJ が、 $\Delta K_{eA}=\Delta K_{eC}$ および $\Delta J_A=\Delta J_C$ を満足するようにき裂が進展するという仮定⁽³⁾⁽⁴⁾⁽¹⁰⁾に基づいてアスペクト比を決定した。また、半だ円形表面き裂は応力・ひずみヒステリシスループの圧縮端においても閉口しないと仮定した⁽⁵⁾⁽⁶⁾。

3.3 環状き裂に対する破壊力学的パラメータの算出 単軸引張応力、 σ を受ける直径 $2r$ の平滑丸棒材に発生した深さ a の環状き裂に関する応力拡大係数、 K_σ は、次式で与えられる。

$$K_\sigma = \sigma \sqrt{\pi a} \cdot F(a/r) \dots\dots\dots (3)$$

ここで、 $F(a/r)$ は次式で与えられる形状補正係数である⁽¹¹⁾。

$$F(a/r) = \{1.122 - 1.302(a/r) + 0.988(a/r)^2 - 0.308(a/r)^3\} / (1 - a/r)^{3/2} \dots\dots\dots (4)$$

本研究では、切欠の影響を無視し、式(3)を鋭い切

欠底に発生した環状き裂に適用した。したがって、式(3)中の a は、図4に示すように、切欠深さ a' と環状き裂深さ a'' の和となる。また、深さ a の環状き裂に対する J 積分幅、 ΔJ は次式を用いて算出した。

$$\Delta J = 2\pi a \cdot \{F(a/r)\}^2 \{\Delta W_e + \Delta W_p \cdot f(n)\} \dots\dots\dots (5)$$

ここで、 $F(a/r)$ は前述の式(4)である。また、上式中の ΔW_e および ΔW_p は、それぞれ弾性ひずみエネルギー密度および塑性ひずみエネルギー密度である⁽⁸⁾。また、 $f(n)$ は、3.2節で述べた関数である。これらは、切欠およびき裂が存在しないと仮定した場合のき裂先端に相当する位置での諸量、すなわち、平滑材横断面上に一樣に生じる力学量である。これらの諸量は、変位制御($R_\epsilon = -1.0$)・多数試験片法により得られた平滑材の繰返し応力-全ひずみ関係を、応力軸およびひずみ軸に関してそれぞれ2倍に拡大することにより求められる応力-ひずみヒステリシスループより算出された。

切欠底に生じる環状き裂は、その寸法が大きいために、成長に伴い閉口現象を生じるようになることが予想される。き裂閉口を生じた場合の応力-ひずみヒステリシスループの模型図を図5に示した。ここでき裂開口比は $U_{op} = \Delta\sigma_{op}/\Delta\sigma$ と定義される。

環状き裂の開閉口挙動を、荷重と、図4に示した切欠部を挟んだ2点、A、B間(無負荷状態で $h=7\text{ mm}$)の変位との関係をX-Y記録計上に同時記録することにより測定した。なお、A-B間の変位の計測には、差動トランスを用いた。そして、 ΔJ を与える式(5)中の ΔW_e および ΔW_p として、それぞれ図5で定義した二つの面積を採用した。

図6に、 $R=0.3\text{ mm}$ の試験片について $\Delta\sigma_n/2=200$

図4 環状き裂に関する諸量の定義

図5 き裂の閉口現象が生じる場合のひずみエネルギー密度の定義

MPaの試験条件下で得られた環状き裂の開閉口挙動に関する実験結果を示す。縦軸には、 $U_{cl}=1-U_{op}=(\Delta\sigma-\Delta\sigma_{op})/\Delta\sigma$ を横軸には環状き裂形成時を基準とした繰返し数($N-N_c$)を、環状き裂形成時から最終破断までのき裂伝ば寿命(N_f-N_c)で除した無次元量、 N_r をとってある。図中、実線は得られた実験点を最小二乗近似したものである。本解析においては、すべての試験条件下の環状き裂の開閉口はこの実線を与える

図 6 き裂進展過程中的き裂開閉口挙動の測定結果

実験式

$$U_{cl} = 0.5366(N_r)^{0.343} \quad (6)$$

に従うものと仮定した。

3.4 き裂伝ばに基づく疲労寿命の導出 平滑材

についてはもちろんのこと、環状切欠材についても、一般に疲労き裂進展速度、 da/dN と J 積分幅、 ΔJ との間には次に示す関係式が成り立つ⁽¹⁾⁽³⁾。

$$da/dN = C(\Delta J)^\beta \quad (7)$$

ここで、 C および β は材料定数である。

き裂発生から環状き裂に達するまでのき裂伝ば寿命の予測は式(2)を、式(7)に代入し、しかる後にこの式を下に示すように積分することにより行った。

$$\int_{N_i}^{N_c} dN = \frac{1}{C} \int_{a_i}^{a_c} (\Delta J)^{-\beta} da \quad (8)$$

ここで、 N_i は、き裂が深さ a_i に成長するのに要する繰返し数であり、 N_c は環状き裂形成時の繰返し数である。また、 a_c は環状き裂が形成されたときのき裂深さである。環状き裂形成時から破断に至るまでのき裂伝ば寿命の予測は、同様に式(5)を式(7)に代入し、しかる後にこの式を下に示すように積分することによ

(a) $R=0.3$ mm の切欠材

(a) $R=0.3$ mm の切欠材

(b) $R=0.1$ mm の切欠材

図 7 切欠部横断面における軸方向応力および軸方向全ひずみの分布

(b) $R=0.1$ mm の切欠材

図 8 切欠部横断面における相当応力および相当全ひずみの分布

り行った。

$$\int_{N_c}^{N_f} dN = \frac{1}{C} \int_{a_c}^{a_f} (\Delta J)^{-\frac{1}{n}} da \quad \dots\dots\dots (9)$$

ここで、 N_f は、き裂深さが a_f に達し、最終破断するときの繰返し数である。式(8)中の a_i は、表面き裂長さが $l_i=50\mu\text{m}$ となったときのき裂深さとし、式(9)中の a_f は、環状き裂を形成した後の応力拡大係数、 K_σ がS35Cの破壊靱性値、 $K_{Ic}=230\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ に等しくなるときのき裂深さとした。

4. 解析結果および実験結果

4.1 応力およびひずみ分布 図7(a)および(b)は、弾塑性有限要素法により得られた、切欠底半径 $R=0.3\text{mm}$ および $R=0.1\text{mm}$ を有する環状切欠材の切欠部横断面上の軸方向応力、 σ_z および軸方向全ひずみ、 ϵ_z^p の分布である。この図によると、どちらの切欠材においても、軸方向応力、 σ_z は低応力負荷時には切欠底で最大値を示す。しかし、負荷応力が増加するに伴い、 σ_z が最大となる位置は切欠底から試験片中心部に向かって移動し、しかも、切欠部横断面中心の

応力に対する切欠底表面における応力の比は減少する。このような現象は切欠底半径、 R が小さくなるほど顕著に現れる。一方、軸方向全ひずみ ϵ_z^p は、常に切欠底で最大になり、また負荷応力の増加に伴い切欠部横断面中心のひずみに対する切欠底表面のひずみの比は増大する。なお、ひずみこう配は、切欠底半径が小さくなるにつれて増加する。図8(a)および(b)は、 $R=0.3\text{mm}$ の切欠材および $R=0.1\text{mm}$ の切欠材の切欠部横断面における相当応力、 σ_{eq} および相当全ひずみ、 ϵ_z^p の分布を示している。これらの図によると、相当応力、 σ_{eq} は、切欠部横断面内における軸方向応力、 σ_z の分布が示すようなピークは示さず、切欠底に近づくにつれ増加する。また、負荷応力の増加に伴い、切欠部中心の応力に対する切欠底表面の応力の比は減少する。一方、相当全ひずみ、 ϵ_z^p は、切欠部横断面上で、先述した軸方向全ひずみ、 ϵ_z^p と同様な分布を示す。

4.2 表面き裂のアスペクト比の推定 図9(a)および(b)に、相当応力-ひずみ応答より算出した J 積分幅、 ΔJ_{eq} に基づいて $R=0.3\text{mm}$ および $R=0.1\text{mm}$ の切欠底に形成される表面き裂のアスペクト比

(a) $R=0.3\text{mm}$ の切欠材

(a) $R=0.3\text{mm}$ の切欠材

(b) $R=0.1\text{mm}$ の切欠材

図9 き裂の成長に伴うき裂形状(アスペクト比)の変化を ΔJ_{eq} に基づいて計算した結果

(b) $R=0.1\text{mm}$ の切欠材

図10 き裂の成長に伴うき裂形状(アスペクト比)の変化を ΔK_{Ieq} に基づいて計算した結果

を推定した結果を、実験結果とともに示した。また、相当応力-ひずみ応答より算出されるひずみ拡大係数幅、 ΔK_{eq} に基づいて、 $R=0.3 \text{ mm}$ と $R=0.1 \text{ mm}$ の切欠

材に対して同様な計算を行った結果を、実験結果とともに図 10(a)および(b)に示した。

アスペクト比に関する解析結果より次のことがわかる。表面き裂のアスペクト比は、き裂が成長するに従い、約 0.8 から 0.2 程度にまで減少する。また応力振幅が大きい試験条件下におけるほど、アスペクト比は大きい。そして、一般的に、 $R=0.3 \text{ mm}$ の切欠材のアスペクト比は、 $R=0.1 \text{ mm}$ の切欠材のそれに比べて大きい。これらのことは、大荷重下において小荷重下におけるより、かつ、鈍い切欠部において鋭い切欠部におけるより、切欠部横断面に生じる応力およびひずみ分布のこう配が小さい(図 8)ことに起因している。図中、丸印は実験結果を示している。これは解析結果に認められるようなアスペクト比の応力依存性を明らかに示さないが、解析結果のまわりにばらついており、解析結果とほぼ一致している。

図 11 に、公称応力振幅、 $\Delta\sigma_n/2=350 \text{ MPa}$ のもとで $R=0.3 \text{ mm}$ の切欠底に発生した半円形表面き裂の一例を示す。このき裂は、き裂半長、 $c=700 \mu\text{m}$ 、アスペクト比 $\lambda=0.3$ であり、かなり偏平化している。以上のことから、前報⁽¹⁾⁽³⁾で採用した、アスペクト比を $\lambda=0.76$ に固定する手法は、形状係数の大きい切欠試験片に対してはもはや適用できないことがわかる。

4.3 半円形表面き裂が環状き裂へ遷移するための力学的条件 応力およびひずみこう配を有する領域を進展する疲労き裂に関する J 積分幅とひずみ拡大係数幅を算出した。なお、このとき ΔJ および ΔK_e は弾塑性有限要素法より求められた切欠部横断面の軸方向応力-ひずみ応答および相当応力-ひずみ応答に基づいて算出された。これらは、それぞれ ΔJ_z 、 ΔJ_{eq} および ΔK_{e_z} 、 ΔK_{eq} で表されている。

図 11 $R=0.3 \text{ mm}$ の切欠材の切欠底に発生した表面き裂($\Delta\sigma_n/2=350 \text{ MPa}$)

(a) $R=0.3 \text{ mm}$ の切欠材

(b) $R=0.1 \text{ mm}$ の切欠材

図 12 き裂の成長に伴って生じる ΔJ の変化

(a) $R=0.3 \text{ mm}$ の切欠材

(b) $R=0.1 \text{ mm}$ の切欠材

図 13 き裂の成長に伴って生じる ΔK_e の変化

図12(a)および(b)は、 $R=0.3$ および 0.1 mm の切欠材に関する ΔJ とき裂深さ、 a の関係であり、また、図13(a)および(b)は、これら2種類の切欠材に関する ΔK_e - a 関係である。これらの図において ΔJ および ΔK_e は、いずれもき裂深さ、 a が増加するにつれて増加し、あるき裂深さの位置で最大となる。そして、この点を過ぎると ΔJ および ΔK_e はともに a の増加につれて減少する。このような傾向は、特に ΔJ_z - a 関係において、また、応力レベルが増加するほど顕著である。

ΔJ - a および ΔK_e - a 関係におけるこのような変化は、き裂深さ a 、応力・ひずみこう配およびき裂形状変化等の重畳効果に起因する。そして、 ΔJ および ΔK_e の初期の増加はこれらの因子のうち、主として a の増加によると考えられる。また、これらが最大値をとった後に減少するのは、き裂が試験片横断面上の応力およびひずみが大きく減少する領域に達するためと考えられる。特に、 ΔJ_z - a 関係が高い負荷応力下で急に立ち上がるのは、図7に示したように、切欠部横断面上、切欠底表面から試験片中心部に向かうにつれて応力が増加する領域が存在するためである。

半だ円形表面き裂に関する ΔJ および ΔK_e が最大

値をとるとき裂深さは、 $R=0.3\text{ mm}$ の切欠材において $R=0.1\text{ mm}$ の切欠材におけるより大きい。これは、図7および図8からも明らかなように、切欠部横断面に生じる応力およびひずみのこう配が前者において後者におけるより小さく、したがって、応力およびひずみの減少に起因する ΔJ および ΔK_e の減少が遅れるためである。

ところで、これらの図には、環状き裂に関する ΔJ および ΔK_e のき裂深さの増加に伴う変化をも示してある。これらの破壊力学的パラメータは、いずれもき裂が成長するに伴い単調にゆっくりと増加している。

ここで、き裂の形態が半だ円形き裂から環状き裂に遷移する力学的条件について述べることにする。図7および図8に関連して先に述べたように、半だ円形表面き裂に関する ΔJ あるいは ΔK_e は、あるき裂深さで最大値に達し、これを超えたき裂深さ域ではき裂の成長に伴い減少する。このことは、 ΔJ あるいは ΔK_e が最大に達した時点で半だ円形き裂の成長速度が減少することを意味する。き裂が遅延することなく成長を続けるためには、成長に伴い、 ΔJ あるいは ΔK_e が増加し続ける力学的条件を満たさなければならない。この

(a) $R=0.3\text{ mm}$ の切欠材

(a) $R=0.3\text{ mm}$ の切欠材

(b) $R=0.1\text{ mm}$ の切欠材

図14 半だ円形き裂の発生から環状き裂形成までのき裂伝ば寿命予測結果

(b) $R=0.1\text{ mm}$ の切欠材

図15 環状き裂形成から完全分離破断までのき裂伝ば寿命予測結果

条件を満たすためにき裂は半だ円形状から環状にその形態を変えると考えることができる。このような考え方にに基づき、本研究においては、半だ円形表面き裂が環状き裂に遷移するき裂深さは、 ΔJ - a 関係あるいは ΔK_c - a 関係における ΔJ あるいは ΔK_c が最大となるき裂深さ、 a_c (図 12 および図 13 中の▲印の点) であるとした。 $R=0.3 \text{ mm}$ の切欠材に関する ΔJ - a 関係および ΔK_c - a 関係より得られるこのき裂深さは、それぞれ $120 \sim 190 \mu\text{m}$ および $120 \sim 180 \mu\text{m}$ 程度である。また、 $R=0.1 \text{ mm}$ の切欠材に関する同様なき裂深さは、それぞれ $60 \sim 95 \mu\text{m}$ 程度である。なお、酸化着色法を用いて半だ円形表面き裂から環状き裂への遷移点に対応するき裂深さを調べた結果、 $R=0.3 \text{ mm}$ および $R=0.1 \text{ mm}$ の切欠材に対して、それぞれ、 $120 \sim 150 \mu\text{m}$ および $50 \sim 80 \mu\text{m}$ を得た。上述した解析結果は、これら実験結果とほぼ一致している。なお、解析結果に現れる a_c の応力振幅依存性は実験によって検出できなかった。ところで、式(8)および式(9)に含まれる定数、 a_c については $a_c = a_i$ が成立することになる。

ところで、観察結果によると、鋭い切欠底には多数の微小半だ円形表面き裂が発生する。それぞれの半だ円形表面き裂が成長する過程で、図 12 および図 13 に示したようにき裂進展の駆動力となる破壊力学的パラメータが極大値に達する。現象論的には、これらの極大値付近で多数の半だ円形表面き裂が合体し、環状き裂となるものと考えられる。

4.4 疲労き裂伝ば寿命の予測 著者らは先に中央貫通き裂の進展速度を ΔJ に対して整理した結果、式(7)が成立することを示し、定数、 C および β として $C=10^{-2.70}$ 、および $\beta=1.76$ を得た⁽¹³⁾。これらの定数を用い、3.3 節で述べた手法により疲労き裂伝ば寿命の予測を行った。

半だ円形き裂の発生から、これが成長し環状き裂を形成するまでのき裂伝ば寿命を、 $R=0.3 \text{ mm}$ および $R=0.1 \text{ mm}$ の切欠材について算出した結果を実験結果とともに図 14(a) および (b) に示した。なお、 ΔJ として、 ΔJ_z および ΔJ_{eq} の二つを採用した計算結果が示されているが、先述したように、これらはそれぞれ、弾塑性有限要素解析により求められた切欠部横断面の軸方向応力-ひずみ応答および相当応力-ひずみ応答より算出された J -積分幅である。図 14 によると、いずれの ΔJ を採用した予測結果も実験結果と良く一致することがわかる。

次に、環状き裂が形成された時点から試験片が完全分離破断するまでに費やされるき裂伝ば寿命を 3.4 節で述べた手法により予測した結果を図 15(a) および

(b) に示した。この場合の ΔJ は、平滑丸棒材に対して計算されるので $\Delta J_z = \Delta J_{eq} = \Delta J$ となる。これより、図 14 におけると同様、予測結果と実験結果はかなり良く一致することがわかる。

このように、環状き裂を形成した後に破断に至る環状切欠材の疲労き裂伝ば寿命は、半だ円形き裂の発生から、これが環状き裂に成長するまでに要する繰返し数と、環状き裂が成長して試験片が最終破断に至るまでの繰返し数を加え合わせるにより算出することができる。

5. 結 言

S 35 C 焼ならし材より作成された比較的鋭い切欠を有する環状切欠材について有限要素法による弾塑性解析を実施した。そして、切欠底に発生する半だ円形表面き裂およびそれが成長することにより形成される環状き裂の進展速度を弾塑性破壊力学的に解析した。さらに、これらの結果を用いて環状切欠材の疲労き裂伝ば寿命を推定した。得られた主な結果は次のように取りまとめられる。

(1) 切欠底に発生した半だ円形表面き裂は、成長するにつれ、切欠部横断面上に生じる応力およびひずみこう配の影響を受けて形状を変える。その形状変化は、半だ円形き裂を仮定し、き裂最深点の破壊力学的パラメータと表面におけるき裂先端のそれとが等しくなるようにき裂が成長することを仮定することにより推定できる。

(2) 半だ円形表面き裂が環状き裂に遷移する力学的条件を検討した。そして、これが生じるき裂深さは、切欠部横断面上、半だ円形表面き裂の成長に伴い変化する J -積分幅あるいはひずみ拡大係数幅が極大値をとる点のそれであることを示した。

(3) 鋭い環状切欠材の疲労き裂伝ば寿命は、疲労き裂伝ば速度の弾塑性破壊力学的解析を通じて算出された、半だ円形表面き裂の発生からこれが環状き裂に成長するまでに要する繰返し数と、環状き裂が成長して試験片が破断に至るまでの繰返し数を加え合わせるにより推定可能である。

本研究に対して、昭和 62 年および 63 年度文部省科学研究費、一般研究(B)(研究課題番号 62460079)を受けた。記して謝意を表す。

文 献

- (1) 幡中・藤満・白石, 機論, 54-501, A(1988), 875.
- (2) 幡中・藤満・白石, 機論, 55-510, A(1989), 205.
- (3) 幡中・藤満・白石, 機論, 55-512, A(1989), 681.
- (4) 幡中・藤満・白石, 機論, 56-522, A(1990), 295.

- (5) 山田・星出・藤村・真鍋, 機論, 49-440, A(1983), 411.
 (6) 星出・藤村・山田, 機論, 50-451, A(1984), 320.
 (7) 白鳥・三好・酒井・張, 機論, 53-488, A(1987), 779.
 (8) Dowling, N. E., *ASTM STP*, 637(1977), 97.
 (9) Shih, C. F. and Hutchinson, J. W., *Trans. ASME*, Ser. H, 98-4(1976), 289.
 (10) 鳥居・本田・難波, 機論, 53-487, A(1987), 436.
 (11) Tada, H., Paris, P. C. and Irwin, G. R., *The Stress Analysis of Cracks Handbook*, Second Edition, (1985), 27. 1 a, Paris Production Incorporated.
 (12) 田中, 材料利用ハンドブック, (1988), 41, 日刊工業新聞社.
 (13) 幡中・藤満・市山, 文献の(7)の748ページ

討 論

〔質問〕 原田 明治・秋庭 義明

〔九州工業大学工学部〕

切欠材の低サイクル疲労寿命を評価する上で貴重な結果を示されたことに敬意を表す。以下の諸点についてご教示願いたい。

(1) 1531 ページ左欄下 3 行めの計算の際 $\sigma_y = 98$ MPa を用いられているが、この値は実際の材料のそれよりかなり低くなっている。この理由をご教示願いたい。

(2) 1532 ページ左欄下 1～右欄 1 行めで、切欠底に発生した環状き裂の K_σ の評価に切欠の影響を無視して算出した値を用いておられる。図 4 で a''/a' が非常に小さい場合には K_σ 評価に対して切欠の影響を考慮すべきと思われるが、いかがか。

(3) 4・3 節の議論と関連して、半だ円形表面き裂が環状き裂へ遷移する過程を想定すると、近接する半だ円形き裂が合体し、さらにそれらが合体して次第に環状に貫通するき裂形成過程が考えられる。(鋭い切欠材の場合)。しかるに貴研究では単一き裂がアスペクト比を変えながら成長し、ある力学条件を満足する限界のき裂深さで環状き裂に遷移する条件のもとで解析されている。図 14 の結果では実験値と予測値がほぼ一致しているが、寿命を予測評価する上で、合体の影響は 2 次的要因と考えてよいのか。

〔回答〕 (1) この材料の繰返し応力-ひずみ曲線の 0.2% 耐力は 218 MPa である⁽²⁾。ところで、本研究では、弾・塑性有限要素解析に用いた降伏応力としては、繰返し応力-ひずみ曲線の比例限度である 98 MPa を採用している⁽¹⁾。

(2) ご指摘のとおり、き裂深さが小さい環状き裂は、切欠の影響を受けると考えられる。しかし、本解析では、この影響は小さいと考え無視した。厳密には、今後、ご指摘の点について検討することが必要であると思われる。

(3) 環状き裂を形成する直前には、ご指摘のような現象が切欠底で起こっていることが予想される。本研究で提示した遷移条件は、これと関連して次のよう

に考えられる。すなわち、切欠底円周に沿って複数個発生した表面き裂の各々に対して図 12 および図 13 に示した結果が成立する。各々のき裂に対する破壊力学的パラメータが最大値を示したところで複数個のき裂が合体し環状き裂を形成する。しかし、このような現象を解析的に表現する手法は得られていないのが現状である。いずれにしても、鋭い切欠材においては、半だ円形き裂の伝ば寿命の環状き裂の伝ば寿命に対する割合は小さく、また、半だ円形き裂の伝ば寿命は複数個のき裂が合体する前の個々の半だ円形き裂の伝ば寿命に支配されるので、これらの現象を無視しても全疲労き裂伝ば寿命予測に与える影響は小さいと考えられる。

〔質問〕 松田 健次〔九州工業大学〕

村上 敬宜〔九州大学工学部〕

(1) 図 9 および図 10 において、 $\Delta\sigma_n/2 = 350, 200, 100$ MPa の解析結果はそれぞれ $c = 10^{-5}$ m 以下および 10^{-3} m 以上のところで一致するような傾向がみられるが、このことについてなにか理由があればお教え願いたい。

(2) 図 12 において、 $R = 0.3$ mm と $R = 0.1$ mm の環状き裂の ΔJ の値は $a = 10^{-3}$ m 程度までほとんど差が認められないが、図 15 で $R = 0.3$ mm の $N_f - N_c$ の値が $R = 0.1$ mm より 1 けた程度大きくなる原因はなにか。

〔回答〕 (1) き裂進展に伴うアスペクト比の変化の推定結果は、破壊力学的パラメータを算出する際に用いた形状補正係数の値および弾性、塑性ひずみエネルギー密度の値に影響される。図 9 および図 10 の推定結果は、特に、後者の影響が大きいことを示している。 $c < 10^{-5}$ m の領域においてアスペクト比がすべての公称応力振幅に対して等しくなる原因は、次に述べるとおりである。切欠底の応力およびひずみ値は、切欠底に最も近い三角形リング要素の重心におけるそれと等しいとしているため、切欠底からこの三角形リング要素の重心位置までの応力およびひずみ分布は一樣である。よって、き裂がこの領域内にある場合は、すべ

での公称応力振幅において、半だ円形き裂のアスペクト比は等しくなる。

$c < 10^{-3}$ m では、 $\Delta\sigma_n/2$ が大きいほど、図 3 中、C 点における $\Delta W_e + f(n)\Delta W_p$ の値に対する A 点におけるその値の比が大きい。よって、この範囲では、 $\Delta\sigma_n/2$ が大きいほど、アスペクト比の値も大きくなっている。一方、ご指摘のあった $c > 10^{-3}$ m のき裂長さ領域では、図 8 より明らかなように、どの公称応力下においても、C 点における $\Delta W_e + f(n)\Delta W_p$ の値に対する

A 点におけるその値の比がほぼ等しくなる。これが、このき裂長さ域でアスペクト比に応力依存性が生じない原因である。

(2) 図 15(b) 中の横軸の目盛の表示は、誤っている。正しい横軸の目盛は図 15(a) と同じなのでこのように訂正させていただきたい。訂正後の図 15 においては、 $R=0.3$ mm の切欠材に対する $N_f - N_c$ の解析結果は $R=0.1$ mm の切欠材に対する解析結果とほぼ同じである。