環状切欠材の弾・塑性解析とそれに基づく
低サイクル疲労寿命予測*幡 中 憲 治^{*1}, 藤 満 達 朗^{*1}, 白 石 進^{*2}Low-Cycle Fatigue Life Prediction of Circumferentially Notched
Component Based on Elastic-Plastic Stress-Strain Analyses

Kenji HATANAKA, Tatsuro FUJIMITSU, and Susumu SHIRAISHI

The circumferentially notched medium carbon steel specimens of root radii of 2, 3 and 5 mm were low-cycle fatigued. Meanwhile the stress-strain response was calculated at the notch root by means of the F. E. M. and the Neuber's rule. The crack initiation lives of the notched specimens were controlled well by the equivalent stress, the equivalent plastic strain and the axial plastic strain produced at the notch roots. The axial plastic strain versus crack initiation life curve estimated through Neuber's rule predicts the shorter and the longer lives in the higher and the lower plastic strain regions, respectively. The applicability of Neuber's rule to the estimation of the crack initiation life extends much more in the notched specimen of the smaller root radius. The above three quantities are also the dominant factors for the failure life of the notched specimen, nevertheless the stress and strain gradients develop in the cross section of the notched specimen. The necessity of the fracture mechanics approach to the surface crack produced at the notch root was suggested.

Key Words: Notched Component, Low-Cycle Fatigue, Life Prediction, F. E. M. Analysis, Neuber's Rule, Coffin-Manson Law

1. 緒 言

切欠材の疲労き裂発生寿命および破断寿命を予測する手法を確立することは工学的にも、また、工業的にも極めて重要である。そこで、著者ら⁽¹⁾は、先に $R=3$ および 5 mm の切欠半径を有する環状切欠試験片の切欠底に生じる応力-ひずみ応答を有限要素法を用いて弾・塑性的に解析した。そしてこの結果を用いて平滑材の低サイクル疲労寿命から切欠材の疲労寿命を導出するとともに、切欠底に生じた表面微小き裂の進展速度を弾・塑性破壊力学的に解析した。ところで、切欠部の応力-ひずみ応答の簡便な計算手法として Neuber 則⁽²⁾が広く知られている。前報⁽¹⁾では、研究の対象とした比較的鈍い環状切欠試験片に対してこの法則の適用性を論ずるに至らなかった。

そこで本報では、前報⁽¹⁾における $R=3$ および 5 mm の環状切欠試験片に加えて $R=2$ mm の環状切欠試験片の切欠部に生じる応力-ひずみ応答を有限要素法により弾・塑性的に解析した。これにより算出された切欠部における応力-ひずみ関係を用いて、Neuber

則による解析結果との比較のもとに、全断面降伏を含む広範囲な試験条件下での、環状切欠材の低サイクル疲労寿命予測法について検討を加えた。なお、このとき Neuber 則の適用限界についても検討がなされた。

2. 供試材料および試験方法

本研究に使用した JIS S 35 C 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 に示した。

図 1 に疲労試験片の形状および寸法を示した。図 1 (a) は平滑試験片であり、図 1 (b), (c) および (d) は、それぞれ、切欠半径 $R=5, 3$ および 2 mm の環状切欠試験片である。なお、これら 3 種類の切欠試験片の、有限要素解析より得られた形状係数、 K_t は、それぞれ 1.41, 1.61 および 1.91 である。なお、疲労き裂の発生位置を限定するため深さ、約 50 μm の浅い切欠きが、平滑試験片には平行部中央に、また、切欠試験片には切欠部中央に付与されている。試験に先立ち、試

表 1 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

* 昭和 63 年 10 月 19 日 第 66 期全国大会講演会において講演、原稿受付 昭和 63 年 4 月 21 日。

*¹ 正員、山口大学工学部 (〒755 宇部市常盤台 2557)。

*² 准員、(株)新日本製鉄 (〒100 東京都千代田区大手町)。

試験片表面はエメリーペーパーで研磨され、さらに電解研磨された。

低サイクル引張り・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、軸荷重あるいは切欠底の直径方向変位を制御することにより実施された。なお、それぞれの試験において、公称応力比、 R_σ および公称ひずみ比、 R_ϵ はいずれも -1.0 に維持された。また、試験に用いた荷重および変位波形は三角波であり、繰返し速度は $f=0.05\sim 0.7$ Hz とした。

表面き裂長さの測定はレプリカ法によった。すなわち、疲労過程中、適宜、試験機を停止させ、先述した浅

い切欠部からレプリカを採取した。そしてこれをクロムで蒸着した後、光学顕微鏡で観察することにより表面き裂長さを測定した。なお、き裂長さは、観察されたき裂を荷重軸に対して垂直な面へ投影した長さとした。

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⁾⁽²⁾の手法にならない計算された。解析に用いた材料構成式としての繰返し応力-ひずみ曲線を図2に示した。解析は多数試験片法により決定された繰返し応力-塑性ひずみ関係を図に示したように八つの直線で多段近似することにより行われた。解析に使用した他の材料定数を次に示す。ヤング率、 $E=206$ GPa、ポアソン比、 $\nu=0.303$ 、降伏応力としては繰返し応力-ひずみ曲線の比例限度を採用し、 $\sigma_y=98$ MPa。なお、切欠底部の応力-ひずみヒステリシス・ループは、近似的に、解析により得られる応力-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 Neuber 則による切欠底の弾・塑性解析 工業的に広く用いられている Neuber 則⁽²⁾による切欠底の弾・塑性解析を行った。その結果を有限要素解析結果と比較することにより、Neuber 則の適用限界について検討を加えた。

応力集中係数、ひずみ集中係数および形状係数をそれぞれ K_σ 、 K_ϵ および K_t とすると、Neuber 則は次式で与えられる。

$$K_\sigma \cdot K_\epsilon = K_t^2 \quad \dots\dots\dots (1)$$

いま、材料の応力-ひずみ関係を

$$\left. \begin{array}{l} \text{(i)} \quad \sigma \leq \sigma_y \text{ のとき} \quad \sigma = E \epsilon_t \\ \text{(ii)} \quad \sigma \geq \sigma_y \text{ のとき} \quad \sigma = \sigma_y (\epsilon_t / \epsilon_y)^n \end{array} \right\} \quad \dots\dots\dots (2)$$

図2 有限要素解析に用いた平滑試験片の繰返し応力-全ひずみ曲線

(a) 平滑試験片

(b) 半円形環状切欠試験片 ($R=5$)

(c) U形環状切欠試験片 ($R=3$)

(d) V形環状切欠試験片 ($R=2$)

図1 試験片の形状および寸法

とすると、公称応力、 σ_n に対する公称ひずみ、 ε_n が切欠き部の変形拘束のために σ_n/E とみなせる応力範囲においては、応力集中係数およびひずみ集中係数に関する次式が得られる。

$$\left. \begin{aligned} K_\sigma &= K_t \{ (K_t \cdot \sigma_n) / \sigma_y \}^{-(1-n)/(1+n)} \\ K_\varepsilon &= K_t \{ (K_t \cdot \sigma_n) / \sigma_y \}^{(1-n)/(1+n)} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3)$$

ただし、 E 、 σ_y 、および ε_y はそれぞれ、ヤング率、降伏点応力および降伏点ひずみである。また、 σ および ε_t は切欠底表面に生じる応力および全ひずみであり、 σ_n および ε_n は切欠部横断面に生じる公称応力(P/A ； P ：軸荷重、 A ：切欠部最小断面積)および公称ひずみである。なお、 $\sigma_y = E\varepsilon_y$ および $\sigma_n = E\varepsilon_n$ が成立する。いま、切欠底表面に生じる応力およびひずみを $\sigma_{\max}$ および $\varepsilon_{\max}$ と書き直すと、 $K_\sigma = \sigma_{\max} / \sigma_n$ および $K_\varepsilon = \varepsilon_{\max} / (\sigma_n / E)$ であるから、式(3)より次式が導かれる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{\max} &= K_t \cdot \sigma_n \{ (K_t \cdot \sigma_n) / \sigma_y \}^{-(1-n)/(1+n)} \\ \varepsilon_{\max} &= K_t \cdot (\sigma_n / E) \{ (K_t \cdot \sigma_n) / \sigma_y \}^{(1-n)/(1+n)} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4)$$

いま、 $\sigma_n - \varepsilon_n$ 関係にも式(2)が成立するとする。このとき、 $\sigma_n > \sigma_y$ の応力条件下で切欠底表面において生じる応力およびひずみはそれぞれ次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{\max} &= \sigma_n \cdot K_t^{2n/(n+1)} \\ \varepsilon_{\max} &= \sigma_y / E (\sigma_n / \sigma_y)^{1/n} \cdot K_t^{2/(n+1)} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (5)$$

なお、式(2)はひずみ比、 $R_\varepsilon = -1.0$ の変位制御下で実施された多数試験片法により決定された。その結果は、 $\sigma_y = 218 \text{ MPa}$ 、 $n = 0.3283$ 、 $E = 206 \text{ MPa}$ および $\varepsilon_y = \sigma_y / E = 1.05 \times 10^{-3}$ で与えられる。

応力あるいはひずみの繰返しに伴って切欠底の表面が呈する一サイクル中の応力-ひずみ応答は、有限要素解析におけると同様、上述の手法により求められた応力-ひずみ関係を、応力およびひずみ軸に関して2倍に拡大することにより決定された。

3.3 応力-ひずみ応答の解析結果 本研究で採用した有限要素解析法を用いることにより、実用上十分な精度で切欠底表面の応力-ひずみ応答が算出できることは既に前報⁽¹⁾において実証済みである。ここでは、有限要素解析とNeuber則による切欠底表面における応力-ひずみ応答の計算結果の比較について述べる。

図3は有限要素解析およびNeuber則⁽²⁾を用いて算出された切欠底表面の軸方向全ひずみ ε_t^t と、切欠底横断面の公称応力 σ_n との関係を示している。なお、この場合のNeuber則による計算は式(4)によって行われる。この図より次のことがわかる。公称応力が低い領域では、いずれの切欠材においてもNeuber則より算出された ε_t^t は有限要素解析より求められたそれより

若干大きい。しかし、これは、ある与えられた公称応力以上の応力域においては公称応力の増加に伴い有限要素解析によるその下方へはずれている。そして、“ある与えられた公称応力”の値は切欠底半径に依存し、これが小さいほど大きくなる。

低公称応力域においてNeuber則が切欠底のひずみを過大評価する傾向にあることは既に三木⁽⁴⁾により指摘されている。ところで、高公称応力域でNeuber則が切欠底に生じるひずみを過小評価する原因の一つは、式(4)において公称応力-公称ひずみ関係を $\sigma_n = E\varepsilon_n$ としていることにある。

σ_n が増加すると切欠底横断面は全面降伏を呈するようになる。このとき $\sigma_n = E\varepsilon_n$ は最早成立せず、 $\sigma_n = \sigma_y (\varepsilon_n / \varepsilon_y)^n$ が正しい公称応力-公称ひずみ関係を与える。この応力-ひずみ関係を採用したNeuber則、式(5)により $R = 2 \text{ mm}$ の切欠底に生じる軸方向ひずみ ε_t^t を計算した結果が、式(4)で表現されるNeuber則と有限要素解析による計算結果と合わせて図4に示されている。これによると、式(5)により算出された $\varepsilon_t^t - \sigma_n$ 関係は $\sigma_n \geq \sigma_y$ の応力域で急激に立上り、式(4)および有限要素解析による計算結果に比して大きく上方にはずれる。なお、この場合、式(5)中の降伏応力としては $\sigma_y = 218 \text{ MPa}$ が採用されている。ところで、切欠底は多軸応力状態にあり、いわゆる、塑性拘束により切欠底横断面部の降伏応力は単純引張時におけるそれより上昇する。それ故、もし、多軸応力状態を考慮した切欠部の公称降伏応力が決定できるなら、図4の太い一点鎖線の立上り点が、太い実線にそってその応力

図3 切欠底の軸方向ひずみに関するNeuber則〔式(4)〕による解析結果と有限要素解析結果の比較

の位置まで右方に移動する。これは式(5)による Neuber 則と有限要素解析による ε_f - σ_n 関係に関する計算結果の差が、図4に示されているそれより縮小することを意味する。

ところで、図3によると、 $\sigma_n > \sigma_y (=218 \text{ MPa})$ の応力域中に、式(4)で示される Neuber 則による計算結果が有限要素解析結果と比較的良好に一致する応力域が存在し、しかも、その領域は、切欠底半径の小さい切欠材におけるほど、広範囲にわたっている。これは、切欠底半径が小さくなるほど、塑性拘束効果が強まり、切欠底横断面で全断面降伏が生じるのに要する公称応力が上昇するためである。小倉ら⁽⁵⁾も、極端に公称応力が大きくなければ、大規模降伏状態下においても、式(4)で与えられる Neuber 則が実用上十分な精度で切欠底に生じるひずみを推定し得ることを指摘している。

図5に、式(4)により表現される Neuber 則および有限要素解析を用いて算出された切欠底表面の軸方向応力、 σ_z と、切欠底横断面の公称応力、 σ_n との関係を示す。図3に示した ε_f - σ_n 関係と同様、式(4)による Neuber 則は低公称応力域で σ_z を過大評価し、高公称応力域でこれを過小評価する。なお、高公称応力域での Neuber 則による推定値と有限要素解析による解析結果との差は、 σ_z - σ_n 関係において ε_f - σ_n 関係におけるより小さい。

$R=2 \text{ mm}$ の切欠底表面に生じる軸方向応力、 σ_z を式(5)により表現される Neuber 則を用いて計算した。その結果得られた σ_z - σ_n 関係を、式(4)により表現される Neuber 則と有限要素解析による計算結果と合わせて図4に示した。同じ図4に示されている ε_f - σ_n 関係と同様、式(5)により計算された σ_z - σ_n 関

係は、 $\sigma_n \geq \sigma_y (=218 \text{ MPa})$ の応力域で急激に立上がる。そして、公称応力が増加するにつれて、これと、式(4)および有限要素解析による計算結果との間の差異が拡大する。

なお、先に、多軸応力下で誘起される降伏応力の上昇が ε_f - σ_n 関係に及ぼす影響について論じた。これとほぼ同様なことが σ_z - σ_n 関係においても成立する。

3.4 低サイクル疲労寿命

3.4.1 有限要素解析により算出された切欠底の力学量に基づく疲労寿命の評価 図6に、切欠底の疲労寿命を切欠部最小断面に生じる公称応力で整理した結果を示した。図6の小さい丸印および大きい丸印は、それぞれ、き裂発生寿命および破断寿命を示す。また、参考のために、平滑材の疲労き裂発生寿命と破断寿命がそれぞれ細い実線と太い実線により示されている。なお、き裂の発生寿命は、直接破断の原因となるき裂の表面での長さが $50 \mu\text{m}$ に達する繰返し数とした。ところで、き裂が $50 \mu\text{m}$ に達する繰返し数を正確に決定することができないので、き裂の長さが $50 \mu\text{m}$ となる前後のき裂長さ繰返し数を測定し、これらを内挿することによりき裂発生寿命を定めた。また、破断寿命は試験片が完全分離破断する繰返し数をもって定義した。図6より次のことがわかる。 $R=5, 3$ および 2 mm の切欠材(それぞれ $K_t=1.41, 1.61, 1.91$) の疲労き裂発生寿命は、いずれも高応力域において平滑材のそれより大きい。一方、応力振幅が低下するにつれて切欠材のき裂発生寿命は平滑材のそれに漸近し、しかる後に、切欠材のき裂発生寿命は、小さい切欠半径を有するものほど、高い応力域で平滑材のそれより小さくなる。このように、切欠材の疲労き裂発生寿命が低応

図4 $R=2 \text{ mm}$ の切欠底に生じる軸方向ひずみに関する Neuber 則〔式(4)および式(5)〕による解析結果と有限要素法による解析結果の比較

図5 切欠底の軸方向応力に関する Neuber 則〔式(4)〕による解析結果と有限要素法による解析結果の比較

力振幅下で平滑材のそれより短いこと、また高応力振幅下で両者の関係が逆転する原因は、それぞれ、切欠きによる応力集中と切欠きによる塑性拘束であることは言うまでもない。なお、切欠材の破断寿命についても、上述したき裂発生寿命に関する事柄がほぼ成立する。

有限要素解析により算出された切欠底表面の軸方向応力振幅、 $\Delta\sigma_z/2$ および相当応力振幅、 $\Delta\sigma_{eq}/2$ に対して疲労き裂発生および破断寿命を整理した結果を図7(a)および(b)に示した。図中のマーク、細い実線および太い実線は図6中に示されたそれらと同じ意味を有している。図7(a)によると、切欠材の疲労き裂発生および破断寿命は平滑材のそれらより長寿命側に位置する。そして、この傾向は高応力域におけるより低応力域において顕著である。一方、相当応力振幅に対してプロットされたき裂発生および破断寿命曲線は、平滑材のそれらと比較的良く一致している。これらの結果は、切欠材の疲労寿命を評価する際、切欠底における応力の多軸性を考慮しなければならない⁽⁷⁾ことを示唆する。

ところで、低サイクル疲労寿命を支配する最も重要な力学的因子は塑性ひずみであるとされている。そこで、切欠底表面の軸方向塑性ひずみ幅、 $\Delta\epsilon_p$ および相当塑性ひずみ幅、 $\Delta\epsilon_p^a$ に対して疲労寿命をプロットした結果を図8(a)および(b)に示した。図8(a)によると、 $R=5\text{ mm}$ の切欠試験片のき裂発生寿命および破断寿命は、 $\Delta\epsilon_p \approx 0.7 \sim 1.0\%$ の塑性ひずみ幅域で平滑材のそれより若干、長寿命側に位置する。しかし、他の切欠底半径を有する切欠材のき裂発生および破断寿命曲線は、それぞれ、平滑材のそれらと良く一致する。そして、 $R=5\text{ mm}$ の切欠材の疲労寿命が $\Delta\epsilon_p \approx 0.7 \sim 1.0\%$ 辺りで、平滑材のそれに比して若干長寿命側に逸脱するという先述した点を除くと、 $\log \Delta\epsilon_p - \log N_i$ および $\log \Delta\epsilon_p - \log N_f$ 関係には両対数グラフ

図6 切欠試験片のき裂発生および破断寿命を公称応力振幅で整理した結果

上で直線則が成立する。これより、切欠材のき裂発生および破断寿命に対しても、平滑材と同じ Coffin-Manson 則⁽⁹⁾⁽⁹⁾がほぼ成立することがわかる。切欠材の $\log \Delta\epsilon_p - \log N_i$ 関係に Coffin-Manson 則が成立することは村上ら⁽¹⁰⁾、鵜戸口ら⁽¹¹⁾によっても指摘されている。なお、図8(b)に示されているように、同様の結論が切欠材の疲労寿命を切欠底の相当塑性ひずみ幅 $\Delta\epsilon_p^a$ で整理した結果に対しても導かれる。

3.4.2 Neuber 則により算出された切欠底の力学量に基づく疲労寿命の評価 図9および図10に、式(4)で表現される Neuber 則より算出された切欠底の軸方向応力振幅、 $\Delta\sigma_z/2$ および軸方向塑性ひずみ幅、 $\Delta\epsilon_p$ に対して、切欠材の疲労き裂発生寿命と破断寿命をプロットした結果を示した。図9によると、切欠材の $\log \Delta\sigma_z/2 - \log N_i$ 関係は平滑材のそれに比べて、高応力振幅域において短寿命側、また低応力振幅において長寿命側に位置する傾向にある。そしてこの傾向は、切欠底半径が大きい切欠材におけるほど顕著に現れる。したがって、切欠底半径が大きくなるほど、切欠材の $\log \Delta\sigma_z/2 - \log N_i$ 関係が平滑材のそれと一致する応力振幅範囲が狭くなる。これは、逆に鋭い切欠材に

(a) 軸方向応力振幅-疲労寿命曲線

(b) 相当応力振幅-疲労寿命曲線

図7 FEM 解析により算出された切欠底の応力による疲労寿命の評価

対しては、Neuber 則は比較的良好な疲労き裂発生寿命予測を与えることを意味する。図 10 に示した $\log \Delta \varepsilon_p - \log N_i$ 関係についても、 $\log \Delta \sigma_z/2 - \log N_i$ 関係についてこれまで述べてきた内容と同様なことが成立する。しかし、そのような現象は、 $\log \Delta \varepsilon_p - \log N_i$ 関係において $\log \Delta \sigma_z/2 - \log N_i$ 関係におけるより、より顕著に現れる。

上述した、Neuber 則による切欠材の疲労寿命の解析結果の特徴は、図 3 および図 5 に示されている次の事項を参照することにより理解される。

① Neuber 則を用いて算出された切欠底の ε_f および σ_z が、有限要素解析より求められたそれらより低応力域で若干過大評価され、高応力域では逆に過小評価される。

② ①で過大評価される応力域における両者間の差は、過小評価される応力域におけるそれに比して極めて小さい。

③ ①で過大評価される応力域は切欠底半径が小さくなるほど拡大する。

④ Neuber 則を用いて算出される $\varepsilon_f - \sigma_n$ 関係および $\sigma_z - \sigma_n$ 関係と、有限要素解析により求められるそれ

らの差は、 $\varepsilon_f - \sigma_n$ 関係において $\sigma_z - \sigma_n$ 関係におけるより大きい。

なお、与えられた公称応力、 σ_n に対して ε_f および σ_z を過大あるいは過小に評価することは $\log \Delta \varepsilon_p - \log N_i$ および $\log \Delta \sigma_z/2 - \log N_i$ 関係において、ある N_i を与える $\Delta \varepsilon_p$ および $\Delta \sigma_z/2$ の値を過大あるいは過小に見積ることになることは言うまでもない。

以上、Neuber 則に基づいて評価された切欠材の $\log \Delta \sigma_z/2 - \log N_i$ および $\log \Delta \varepsilon_p - \log N_i$ 関係を平滑材のそれらと比較しつつ論じてきた。その結果、公称応力、 σ_n に対する公称ひずみ、 ε_n が、切欠部の変形拘束のために σ_n/E とみなせる応力範囲においては、Neuber 則を適用して算出された比較的良好な切欠底の軸方向応力振幅がき裂発生寿命を支配する良好なパラメータであることが判明した。図 9 および図 10 によると、破断寿命に関する同様な関係についても、先にき裂発生寿命に関して述べたこととほぼ同じことが成立することがわかる。

3.4.3 切欠材の低サイクル疲労寿命予測 図 8

(a) 軸方向塑性ひずみ幅-疲労寿命曲線

(b) 相当塑性ひずみ幅-疲労寿命曲線

図 8 FEM 解析により算出された切欠底の塑性ひずみによる疲労寿命の評価

図 9 Neuber 則〔式(4)〕より算出された切欠底の軸方向応力振幅で疲労寿命を評価した結果

図 10 Neuber 則〔式(4)〕より算出された切欠底の軸方向塑性ひずみ幅で疲労寿命を評価した結果

(a)によると、平滑試験片に生じる軸方向塑性ひずみ幅と、切欠試験片の切欠底に生じる軸方向塑性ひずみ幅が等しければ、両者の疲労き裂発生寿命および破断寿命はほぼ等しいと考えられる。この仮定に基づき、有限要素解析および Neuber 則〔式(4)〕を用いて切欠底の軸方向塑性ひずみを算出し、これを平滑材の塑性ひずみ幅-疲労寿命曲線と組合せることにより、公称応力振幅-疲労寿命曲線を求めた。その結果は、それぞれ図 11(a)および(b)に示されている。図 11(a)によると、有限要素解析に基づく疲労き裂発生寿命に関する推定結果は、低応力域で $R=5$ mm の切欠試験片のき裂発生寿命を過小評価する傾向にある。しかし、 $R=3$ および 2 mm の切欠試験片のき裂発生寿命に関する推定曲線は試験結果と極めて良く一致する。また、破断寿命に関しては、いずれの切欠試験片の推定曲線も、低応力域でこれを過小評価するものの、高応力域では試験結果と良く一致する。

一方、図 11(b)によると、Neuber 則に基づいて算出された公称応力振幅-き裂発生寿命曲線は、図 3、図 5、図 9 および図 10 より予測されるように、中程度の応力振幅域で試験結果と一致する。しかし、これは、高応力振幅域では試験結果より長寿命側を、また、低応力振幅域では試験結果より短寿命側を予測する。公称応力振幅-破断寿命曲線についてもこれとほぼ同様なことが成立する。

なお、式(5)を用いた Neuber 則は、図 4 に示されているように $\sigma_n > \sigma_y$ の応力域で極端に切欠底の軸方向応力およびひずみを過大評価する。それゆえこの手法は、高応力および高ひずみ域で大きく誤った低サイクル疲労寿命予測を与えることを付言しておく。

ところで、切欠底横断面には応力およびひずみの分布が生じる。切欠底表面で発生した疲労き裂が内部に向かって成長する際、その進展速度はこれらの影響を受けることが予想される。しかし、実際には、本研究で対象とした切欠材 ($R=2\sim 5$ mm) においては、図 7 (b)、図 8 (a)、(b)、図 9、図 10、図 11(a) および (b) に示されているように、破断寿命曲線はき裂発生寿命曲線と相対的にほぼ同様にふるまう。この理由を明らかにし、かつ、切欠材の疲労寿命予測法を確立するためには、切欠底に発生した表面き裂の成長過程を解析しなければならない。これについては次報で取扱う。

4. 結 言

JIS S 35 C 焼ならし材より作製された切欠底半径、 $R=2, 3$ および 5 mm の切欠試験片について低サイク

ル引張圧縮疲労試験を実施し、き裂発生寿命および破断寿命を調べた。一方、弾・塑性有限要素法および Neuber 則を用いて切欠部の応力-ひずみ関係を求め、これより切欠材の低サイクル疲労寿命予測法について検討を加えた。得られた結果は次のように取りまとめられる。

(1) 有限要素解析と Neuber 則を用いて算出された切欠底表面の軸方向応力、 σ_z および軸方向全ひずみ ϵ_z を比較検討した。それによると、低負荷域では、いずれの切欠材においても、Neuber 則により算出された σ_z および ϵ_z は有限要素解析により求められたそれらより若干大きい。しかし高負荷域で両者の大小関係は逆転する。

(2) 切欠材のき裂発生寿命は、切欠底表面に生じる相当応力、相当塑性ひずみおよび軸方向塑性ひずみに支配される。なお、Neuber 則により算出された軸方向応力振幅・塑性ひずみ幅-疲労き裂発生寿命曲線は、低応力・塑性ひずみ域でき裂発生寿命を過大に、また、高応力・塑性ひずみ域では逆にこれを過小に評価する。なお、鋭い切欠材に対するほど、Neuber 則の適用可

(a) 有限要素解析

(b) Neuber 則

図 11 平滑試験片の塑性ひずみ幅-疲労寿命曲線と有限要素解析および Neuber 則に基づいて推定された切欠試験片の疲労寿命

能な応力・塑性ひずみ域が拡大する。

(3) 切欠材の破断寿命に関しても(2)項で述べたこととほぼ同様なことが成立する。き裂の伝ば寿命を含む破断寿命に関するこの事実の物理的背景を明確にするために、切欠底の応力およびひずみこう配域を進展する表面き裂の進展速度に関する破壊力学的解析が必要なことが示唆された。

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

文 献

- (1) 幡中・藤満・白石, 機論, 54-501, A (昭63), 875.
- (2) Neuber, H., *Trans. ASME, Ser. E*, 28-4 (1961), 544.
- (3) 山田, 塑性・粘弾性, コンピュータによる構造工学講座, II-2-A, (昭47), 培風館.
- (4) 三木, 材料, 33-373 (昭59), 1.
- (5) 小倉・大略・滝井, 機論, 41-371, A (昭50), 8.
- (6) 佐近・伊達, 日本材料学会第33期学術講演会前刷, (昭59), 110.
- (7) Gonyea, D. C., *ASTM STP*, 520 (1973), 678.
- (8) Manson, S. S., *NASA TN*, 2833 (1953).
- (9) Coffin, L. F. Jr., *Trans. ASME*, 76-6 (1954), 931.
- (10) 村上・楠本, 機論, 39-319 (昭48), 780.
- (11) 鶴戸口・野末, 機論, 41-344 (昭50), 1052.