切欠き材の疲労強度に及ぼす切欠き傾斜角度の影響[†]

宮崎 浩二* 古川 徹** 渡辺 健彦***

Effect of Notch Inclination Angle on Fatigue Strength

by

Kouji MIYAZAKI*, Toru FURUKAWA** and Takehiko WATANABE***

We have investigated the effect of the notch inclination angle (ϕ), which is defined as the angle between the center line of a specimen and the center line of V-groove having notch opening angle of 90° , on the plane bending fatigue behavior. This study was conducted to reveal the influences of ϕ on the plane bending fatigue limit, the fatigue crack initiation and propagation and the behavior of non-propagating crack.

The main results obtained are as follows;

(1) The fatigue limit was increased and the fatigue life was prolonged with the increase of ϕ . Especially, the test specimen having the notch shape like a step (in this case, $\phi=45^\circ$) showed the tendency that the fatigue life is much longer than other cases ($\phi=0^\circ$, $\phi=15^\circ$, $\phi=30^\circ$).

(2) In case of stress level having the inflexion point in the fatigue crack growth curves, the results obtained were independent of the influence of ϕ . The fatigue crack growth rate (dl/dN) decreased with an increase of crack length until it reached to the inflexion point of dl/dN in the fatigue crack growth curve. Then it increased or the fatigue crack became non-propagating, depended on the level of the applied stress. The similar tendency was found in the relation between dl/dN and the stress intensity factor range (ΔK), when ΔK was taken as a parameter instead of the crack length. In the increasing range of dl/dN , the following equation was experimentally obtained between dl/dN and ΔK .

$$\frac{dl}{dN} = 5.92 \times 10^{-11} \times \Delta K^{4.19}$$

In the decreasing range of dl/dN , the relation between dl/dK and ΔK was able to be arranged using the stress concentration factor (α).

Key words : Fatigue, Notch inclination angle, Plane bending, Fatigue crack initiation, Fatigue crack propagation, Non-propagating crack

1 緒 言

切欠き材の疲労挙動に対する応力集中に関する研究は、これまでに数多く行われている。

この場合、研究対象となる切欠きのパラメータとしては切欠き底曲率半径(ρ)、切欠きの深さなどが取りあげられている。しかし、前川らは、V型切欠きの幾何学的パラメータとして、切欠きの開き角度、切欠きの傾斜角度(ϕ)を考えて静的引張試験、衝撃引張試験を行い ϕ が引張特性、衝撃特性に重要な効果をもたらすと述べている¹⁾。さらに、小林らは主として 60° V型環状切欠きの ϕ に注目して回転曲げ疲労試験を行い、 ϕ の変化が疲労挙動に影響を及ぼし、停留き裂の発生が ρ のほか ϕ によっても影響されることを報告している²⁾。

これまでに、筆者らも浸炭表面硬化した段付形状の試験片を用いて段付すみ部の曲率半径が、疲労限度、き裂の発生、停留き裂挙動にいかに関与するかについて研究を行い、西谷が 60° V型切欠き試験片を用いて得た結果とは異なる段付形状に特有な停留き裂挙動について詳しく報告してきている³⁾。

本研究は切欠きの開き角度を 90° にして、切欠き傾斜角度を変化させることによって段付形状の試験片から切欠き試験片に至るまでの疲労挙動を体系的に明らかにすることを目的とし、き裂進展観測の容易な平板試験片を用いて繰返し曲げ疲労試験を行った。

また、部材が応力集中を起こすような形状であった場合は、その疲労特性に部材内の負荷応力分布が大きく影響し破壊様式、き裂進展速度、疲労限度などを決

† 原稿受理 昭和63年12月26日 Received Dec. 26, 1988

* 学生会員 新潟大学大学院 新潟市五十嵐2の町, Graduate Student, Niigata University, Nino-cho, Igarashi, Niigata

** 正会員 新潟大学工学部 新潟市五十嵐2の町, Faculty of Engineering, Niigata University, Nino-cho, Igarashi, Niigata

*** 新潟大学工学部 新潟市五十嵐2の町, Faculty of Engineering, Niigata University, Nino-cho, Igarashi, Niigata

Table I. Chemical composition of material tested.

											(wt %)
C	Mn	P	S	Cr	Ni	Cu	Mo	W	V	Co	
0.55	0.19	0.69	0.022	0.01	0.07	0.11	<0.01	<0.01	<0.01	<0.01	

Table II. Mechanical properties of material tested.

Upper yield point	Lower yield point	Tensile strength	Elongation	Young's modulus
σ_{su} (MPa)	σ_{sl} (MPa)	σ_b (MPa)	δ (%)	E (GPa)
469	459	778	23.3	199

定する重要な因子となる。そのため、応力集中係数(a)だけでなく、試験片内応力分布も把握することは重要である。そこで、有限要素法を用いて平面応力状態の二次元弾性解析を行い、試験片に均一な曲げモーメントが作用する場合の応力分布などを明らかにした。そして、その計算結果をもとに試験結果の検討を行った。

2 試験方法

2・1 供試材および試験片形状

試験には市販の S55C を用いた。供試材の化学成分を Table I に示し、機械的性質を Table II に示す。

試験片形状は Fig. 1 に示す 2 種類とした。試験片(a), (b)とも板厚は 4 mm で(a)形状の試験片は Neuber の計算式⁵⁾によれば $\alpha=1.089$ であるので本研究では平滑とみなした。(b)形状の試験片にはその上下面に深さ $t=1\text{mm}$ 、切欠き開き角度 $\theta=90^\circ$ 、切欠き底曲率半径 $\rho=0.06\text{mm}$ なる切欠きを切欠き傾斜角度(ϕ)をパラメータとして設定した。そこで、以後(a)形状

の試験片を平滑試験片、(b)形状の試験片を切欠き試験片と呼ぶことにする。本研究では $\phi=0^\circ, 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ$ の条件を設定して試験を行った。試験片の製作に当たっては加工前に 810°C で 2 hr. 保持後空冷の焼ならしを行って均一な組織を得た後に機械加工を施した。所定の形状に仕上げた後に、加工ひずみおよび試験片表面の残留応力除去のため真空中で 600°C で 1.5 hr. 保持後炉冷の真空焼なましを行った。試験前にき裂の観測面である試験片の両側表面をエメリー紙および電解研磨により鏡面状態に仕上げた。

2・2 疲労試験機

試験には電気油圧サーボ式疲労試験機(島津サーボパルサー; EHF-LB5)を使用した。改良した付属アタッチメントを介して 4 点曲げモーメントが試験部に与えられる。応力繰返し速度 30 Hz、応力比 -1 、室温大気中、荷重制御で疲労試験を行った。

2・3 き裂長さ観測方法

切欠き底から発生した疲労き裂の観測は、疲労き裂の発生ならびに進展挙動を連続して追跡するために試験中に適宜試験機を停止させて、試験部の両側表面のレプリカを採取することにより行ない、また比較的成長したき裂に対しては読み取り顕微鏡で試験部の両側表面で直接き裂長さを測定した。この際、切欠き底から鉛直方向に測定した値をもってき裂長さとした。測定された値は両側表面ではほぼ等しく、両面の相加平均値をき裂長さのデータとして採用した。

両側表面におけるき裂の応力拡大係数の算出には、Newman-Raju の解式⁶⁾(3)を用いて、き裂の最深点で評価した。応力拡大係数範囲(ΔK)と $K_{\max}$ (最大応力拡大係数)の間には次の式(1)のような関係がある。

$$\Delta K = (1-R) \times K_{\max} \quad (1)$$

本試験のような $R=-1$ の場合は

$$\Delta K = 2 \times K_{\max} \quad (2)$$

$$= 2 \times F(\xi) \times \sigma_a \times \sqrt{\pi a} \quad (3)$$

式(3)で $a=t+l$, $\xi=2 \times (t+l)/W$, σ_a : 外皮曲げ応力, W : 試験片外皮縦寸法, l : き裂長さである。

式(3)中の修正係数 $F(\xi)$ ^{7,8)}の算出に当たっては、式(4)に示す多田による近似式を用いた。

$$F(\xi) = 1.122 - 1.40 \times \xi + 7.33 \times \xi^2 - 13.08 \times \xi^3 + 14.0 \times \xi^4 \quad (4)$$

3 試験結果および考察

Fig. 2 は疲労き裂長さ⁹⁾と応力繰返し数の関係を示したき裂進展曲線である。試験終了時にき裂長さが

Fig. 1. Shape and dimensions of plane bending fatigue test specimens. Dimensions are in mm.

Fig. 2. Relation between crack length from notch root and number of applied stress cycles.

Fig. 3. $S-N_f$ curves for plane bending fatigue.

4.5mm 前後であることから、き裂全長 $l=4$ mm に達した時点破断寿命 (N_f) とした。この後、疲労き裂は急速に進展し $10^4 \sim 3 \times 10^4$ 程度の応力繰返し数で試験部の全域降伏に至る。Fig. 3 に平滑試験片と切欠き試験片の $S-N_f$ 線図を示す。ここで σ_n は切欠き底での公称応力レベルを表している。グラフより切欠き試験片については、応力レベルが比較的高い時には N_f に及ぼす ϕ の影響は小さく、疲労限度付近の応力レベルになると ϕ の影響が大きくなるように思われる。全体的には ϕ が大きくなると寿命曲線は長時間側に移行している。

Fig. 2 のデータを最小自乗法を用いて近似させた後、き裂進展速度と疲労き裂長さの関係をグラフに表したものが Fig. 4 である。応力レベルが比較的高いときは、すべての ϕ について、中央切欠き平板を用いた中井らの試験結果と同様に、疲労き裂の進展に伴って一度き裂進展速度が減少して極小値を取った後、加速破断

Fig. 4. Relation between crack growth rate and crack length from notch root.

していることがわかる。しかし、応力レベルが極めて低くなり疲労限度付近になると $\phi=45^\circ$ の段付形状の試験片においては前述のようなき裂進展挙動が認められず、き裂進展速度は微増域から急増域に直接遷移している。また、応力の繰返しに伴い疲労き裂長さが変曲点き裂長さにまで成長してき裂進展速度の急増域に入ると、 ϕ の影響をほとんど受けなくなり、き裂進展速度は各応力レベルごとに同一の式で表せると言える。

Fig. 5 に応力レベルがき裂の変曲点長さに与える影響を示す。ここで l_n は変曲点き裂長さを表す。一般に応力レベルが高くなると変曲点き裂長さは長くなる傾向がある。

Fig. 6 はき裂進展速度と ΔK の関係を示す。き裂進

Fig. 5. Variation of crack length from notch root at point of inflexion with applied stress.

*1 EPMA による破面観察によれば、切欠き底から 4.5 mm 程度までの破面でストライエーション状模様が観察される。残りの破面では板厚方向に伸びたディンプルの混在が認められ静的破面への遷移領域と考えられる。

Fig. 6. Relation between crack growth rate and stress intensity factor range.

展速度の急増域ではおよそ一本の直線で表され、 ΔK で整理すれば ϕ による影響を受ける範囲は変曲点までであって変曲点を過ぎると ϕ による影響を受けなくなることがわかる。また、変曲点を明確に持たない低応力レベルであっても急増域に遷移後は、き裂進展速度は高応力レベルと同一の式により ΔK で整理できる。

本研究では、き裂進展速度の急増域における実験式を求めるために ΔK のみがき裂の進展に影響を及ぼすと仮定した Paris らの次の近似式を用いた。

$$\frac{dl}{dN} = C \times \Delta K^n \quad (C, n: \text{材料定数}) \quad (5)$$

一般に、き裂進展過程においては ΔK が大きい領

Fig. 7. Comparison of experimental data ($dl/dN - \Delta K$) with prediction values ($dl/dN - \Delta K$) in the decreasing range of crack growth rate.

域になると残り断面の全域降伏が起きてき裂進展速度が急激に増加するため、平均応力の影響（応力比の影響）および材料の K_{IC} に達する時の ΔK または部材の破壊も重要な因子であると考えられるが、本研究ではき裂進展速度の急増前（ $l=4.5$ mm 前後）に試験機を停止させてき裂の安定成長段階までを扱っているために、式(5)で十分であると考えた。き裂進展速度の急増域では Fig. 6 によれば $n=4.19$ となり、Paris らの提案した $n=4$ に近い値である。また、この結果は筆者らの一人が同様な実験を浸炭表面硬化鋼（母材材質：SCM415, S15C, S10C）を用いて行って得た値¹¹⁾（ $n=4.65$ ）と比較すると若干小さい。

次に、Fig. 7 でき裂進展速度の減少域における α の影響について考える。

このグラフには $\sigma_n=225$ MPa の場合のき裂進展速度と ΔK の関係の試験値がそれぞれの ϕ について示されている。また、同時に次の式(6)を用いて、各 ϕ についてき裂進展速度の推定値を計算し試験値と対比して示した。

$$\left[\frac{dl}{dN} \right]_{\phi} = \frac{\alpha_{\phi}}{\alpha_{\phi=0^{\circ}}} \times \left[\frac{dl}{dN} \right]_{\phi=0^{\circ}} \quad (6)$$

ここで、式(6)中の記号を以下のように定義する。

$$\left[\frac{dl}{dN} \right]_{\phi} : \text{各 } \phi \text{ についてのき裂進展速度の推定値}$$

$$\left[\frac{dl}{dN} \right]_{\phi=0^{\circ}} : \phi=0^{\circ} \text{ でのき裂進展速度（試験値）}$$

α_{ϕ} : 有限要素法により求めた各 ϕ についての応力集中係数

$\alpha_{\phi=0^{\circ}}$: 有限要素法により求めた $\phi=0^{\circ}$ での応力集中係数

Fig. 8. Distribution of non-dimensional maximum principal stress (σ_1/σ_0) calculated by finite element method near notch root.

グラフから試験値と推定値は定量的にも定性的にもよい一致が見られる。このことは、 α がき裂の発生および変曲点き裂長さまでに至らないき裂に対して多大な影響を与えていることを示している。

Fig. 8 に有限要素法により二次元弾性解析した試験片内部における無次元主応力 (σ_i / σ_a) の分布を示す。 $\phi = 0^\circ$ では (σ_i / σ_a) の分布は試験片中央部で線対称であるのに対して、 ϕ が 0° から 45° まで変化するのに伴って (σ_i / σ_a) の分布に非対称性が表れ、 ϕ による (σ_i / σ_a) の分布の差異がはっきりと読み取れる。このように、切欠きが非対称性を持つてくると (σ_i / σ_a) の分布も試験片中央部で非対称となり、最大主応力の発生点に注意する必要がある。すなわち、最大主応力の生じるところは試験片中央部の切欠き底から少しはずれたところにあることがこの解析でも確認できた。

Fig. 9 は同じく有限要素法により求めた α と ϕ の関係を示す。同グラフには、試験結果から算出した切欠き係数 (β) の値も合わせて示してある。 ϕ が 0° から 45° に変化していく際の α の変化は上に凸であって段付形状に近くなるほど ϕ による α の変化が大きいことを示す。また、 ϕ が増せばき裂発生効果が低下し、その結果、破断に至るまでの寿命が延びると言える。

次に、停留き裂の発生に及ぼす ϕ の影響について検討する。平滑試験片および段付形状の $\phi = 45^\circ$ の試験片の両側表面では 10^7 回の応力繰返し後採取したレプリカには停留き裂を観測できなかったが、その他のすべての ϕ について停留き裂が認められた。Fig. 10 は停留き裂長ささと繰返し応力の関係を示す。停留き裂の長さは繰返し応力レベルの増加とともにどの ϕ についてもほぼ直線的に増加している。また $\phi = 0^\circ$ から段付形状に近づくにしたがって停留き裂の長さは短くなっている。Table III にこれまでの結果をまとめて示す。

Fig. 9. Relation between stress concentration factor, strength reduction factor and notch inclination angle.

Fig. 10. Relation between applied stress amplitude and non-propagating crack length from notch root.

σ_{w1} (き裂発生強さ)、 σ_{w2} (き裂進展強さ) はともに $\phi = 0^\circ$ から 45° になるにしたがって大きくなっている。 β は ϕ の増加および α の減少とともに減少しているが、 α に比べてかなり小さい値となっている (Fig. 9 参照)。いろいろな応力集中要素を持つ焼なまし鋼 (丸棒) に繰返し曲げ応力を加えた場合の α と β の関係を西田は報告しているが、切欠き傾斜角度に関する本研究の結果でも上記西田の値¹³⁾ とほぼ同程度の値となっている。

さて、ここまでのき裂進展挙動に関する考察は試験片の両側表面における観測結果について行ってきた。しかし、き裂の開閉口ならびに進展挙動は板厚方向の伸縮拘束のために平面ひずみ状態に近い試験片内部と平面応力状態に近い両側表面では一般に異なるものと考えられる。本研究の場合のような比較的薄い板厚 4 mm の試験片の場合も試験片内部が両側表面に比べて試験片長軸方向の垂直応力が高いため、ねじり変形が拘束され分離型破壊をおこし易いと考えられる。このため、側表面上では停留き裂の存在を確認できなかった $\phi = 45^\circ$ の試験片の両側表面をエメリー紙で再

Table III. Comparison of experimental results and numerical results calculated by means of finite element method.

ϕ (degree)	α	σ_{w1} (MPa)	σ_{w2} (MPa)	β
0	10.916	72.05	103.11	3.45
15	10.739	78.54	108.47	3.28
30	9.239	91.04	112.73	3.16
45	7.812	—	134.46	2.65
Smooth specimen	*1.089	$\sigma_{w0} = 355.95$ (MPa)		1

* Calculated by means of Neuber's equation.

Fig. 11. Initiation and propagation behavior of non-propagating crack. ($\phi=45^\circ$, $\sigma_n=130$ MPa).

Fig. 12. Effect of stress concentration factor on crack propagation limit and crack initiation limit.

研磨して観測を行ったところ、Fig. 11 に示すように、両側表面上では認められなかった停留き裂が観測された。

最後に Fig. 12 に σ_{w0} および σ_{w1} , σ_{w2} を α で整理した結果を示す。 $\phi=45^\circ$ の試験片内部では停留き裂が認められたのでその近傍では破線で示してある。グラフより σ_{w1} の α による変化が、 σ_{w2} の α による変化よりも著しいことから ϕ の変化はき裂進展段階よりもき裂発生段階の疲労挙動に影響を及ぼすことが理解できる。

4 結 言

切欠き開き角度 90° の V 型切欠きの切欠き傾斜角度を変化させた平板の繰返し曲げ疲労試験を行った。得られた結果を要約すると下記のごとくである。

(1) 切欠き傾斜角度の増加にともない疲労限度は増加し破断寿命は長時間側（安全側）に移行する。この時、段付形状 ($\phi=45^\circ$) の試験片の破断寿命は、他の切欠き傾斜角度の場合と比較して著しく延びる傾向にある。

(2) ある応力レベルでは切欠き傾斜角度とは無関係

にき裂進展速度は変曲点を持ち、き裂の進展に伴ってき裂進展速度は一度減少し、その後増加して破断に至る。しかし、疲労限度付近の応力レベルではこのような変曲点を明確に持たなくなりき裂進展速度は微増域から急増域に直接遷移する。この傾向は段付形状 ($\phi=45^\circ$) の試験片の場合に著しい。

(3) 変曲点までのき裂進展速度の減少域では切欠き傾斜角度 $\phi=0^\circ$ の場合のき裂進展速度がわかれば、応力集中係数 α を用いて他の切欠き傾斜角度の場合のき裂進展速度が推定できる。

(4) き裂進展速度は、変曲点以後のき裂進展速度の増加域では、応力拡大係数範囲を用いれば切欠き傾斜角度および負荷応力のレベルに無関係にすべての試験片に対しての次の式(7)で取り扱うことができる。

$$\frac{dl}{dN} = 5.92 \times 10^{-11} \times \Delta K^{4.19} \quad (7)$$

本研究を遂行するにあたり試験片加工後の真空焼なまし処理に際しては(株)不二越のご好意による。また、試験遂行にあたり新潟大学工学部文部技官柳沢敦氏に援助を頂いた。深甚なる謝意を表す。なお、研究費の一部は文部省科学研究費による。記して感謝の意を表わす。

(昭和63年11月8日 第19回疲労シンポジウムにて講演)

参 考 文 献

- 1) 前川一郎, 桜井雅彦, 日本機械学会論文集, **35**, 482 (1969).
- 2) 小林 訓, 中野信隆, 土田 実, 日本材料強度学会誌, **16**, 72 (1981).
- 3) 西谷弘信, 日本機械学会論文集, **34**, 371 (1968).
- 4) 阿部昇栄, 古川 徹, 小沼静代, 原 利昭, 大野義夫, 鈴木賢治, 日本金属学会北陸信越支部日本鉄鋼協会北陸支部昭和62年度連合学術講演会概要集, No. 26 (1987).
- 5) H. Neuber, "Kerbspannungslehre", (1937) Springer.
- 6) J. C. Newman Jr. and I. S. Raju, ASTM STP 791, 238 (1983).
- 7) H. Tada, "The Stress Analysis of Cracks Handbook" (1973) Del Research Corporation.
- 8) 岡村弘之, "線形破壊力学入門" (1976) 培風館.
- 9) 中井善一, 田中啓介, 川島理生司, 材料, **32**, 535 (1983).
- 10) P. C. Paris and F. Erdogan, Trans. ASME, **85**, 528 (1963).
- 11) 大野義夫, 古川 徹, 小沼静代, 阿部昇栄, 鈴木賢治, 日本金属学会北陸信越支部日本鉄鋼協会北陸支部昭和62年度連合学術講演会概要集, No. 27 (1987).
- 12) 前川一郎, 日本機械学会論文集, **35**, 491 (1969).
- 13) 西田正孝, "応力集中", 67 (1967) 森北出版.