

MAR. 1985

RIIS-RR-33-1

UDC 539.43, 620.179.16, 620.191

# 産業安全研究所研究報告

RESEARCH REPORT OF  
THE RESEARCH INSTITUTE OF INDUSTRIAL SAFETY

RR-33-1

## 内圧円筒の疲労き裂進展挙動

吉 久 悦 二

労働省産業安全研究所  
MINISTRY OF LABOUR  
THE RESEARCH INSTITUTE OF INDUSTRIAL SAFETY

# 内圧円筒の疲労き裂進展挙動

吉 久 悦 二\*

## Fatigue Crack Growth Behavior in Thick-Walled Cylinders Subjected to Cyclic Internal Pressure

by Etsuji Yoshihisa\*

One of the commonly encountered fracture problems in pressure vessels and piping systems is concerned with longitudinal inner surface-cracks in cylinders subjected to pressure. Such flaws could be the resultant due to manufacturing difficulties (eg., tool marks) or material defects. The presence of such cracks might lead to reduce the safe operating lifetime of pressure vessels considerably, and in this connection, incidents of many pressure vessels have been traced.

Thus, it has recently been recognized that the fatigue crack growth behavior of such cracks is one of the important subjects for the design of a pressure vessel and the reliable prediction of the operating lifetime. However, few data have been obtained on this behavior in thick-walled cylinders.

In this study, fatigue tests exposing the inner surfaces of cylinders to cyclic pressure were carried out to clarify the fatigue crack growth behavior. The material tested is a nickel chromium molybdenum steel, whose mechanical properties are listed in the Table I. Cylindrical specimens are with a small surface notch, prepared by electric-discharging method and the ratio of the outer diameter to the inner is 2.4. Pressure ratio is varied in the range of 0.04~0.60. The crack depth was estimated from the surface crack length, measuring the aspect ratios (the ratio of depth to surface length) of beach marks left on the fracture surface and crack propagation rates were determined as the gradient of crack depth ( $a$ ) to the number of loading cycles ( $N$ ) curve. Crack closure behavior of the specimens was detected by ultrasonic method.

The results of this study are summarized as follows;

- (1) In the regions where configurations of the initial notches didn't influence on the aspect ratios, those were about 0.4 and the fatigue crack propagation was predominant in striation formulation mechanism.
- (2) By using stress intensity factor range,  $\Delta K$  as represented in equation (2) or (6), the relation between crack propagation rate in the direction of depth and  $\Delta K$  was roughly consistent with that for through-cracks.
- (3) To avoid the influence of pressure ratio and evaluate the crack propagation rates more exactly, it was desired to use, instead of  $\Delta K$ , effective stress intensity range,  $\Delta K_{eff}$ , based on the crack closure level.

---

\* 機械研究部 Mechanical Engineering Research Division

## 1. 緒 言

高圧化学工業や塑性加工の分野で使用される圧力容器及び配管には、装置の起動・停止や運転中の圧力媒体の脈動等によって高い繰返し内圧が作用するものが数多く使用されている。一般に圧力容器は関係の規格・基準に基づいて設計されるが、その規格の考え方としては、静的な内圧を基準とした弾性力学による最大主応力が材料の許容応力内に納まるように、壁厚を決定するものが多い<sup>1)</sup>。この方法は容器の受ける圧力が低い時や、圧力変動の小さな時には特に問題はないが、100MPaを越えるような高い圧力を受けるものや、繰返しの高圧を受けるものに対しては、その設計や安全性評価について不安がある。またこのような問題に対処するために制定されたASME Boiler and Pressure Vessel Code Sec. VIII div. 2 や JIS B8250 (圧力容器の構造) では最大せん断応力基準を取り、低サイクル疲労データを設計に使用することになっているが、この考え方でもさらに高圧になると事実上製作できなくなるような壁厚や破断寿命が得られ、適用限界が存在する。したがってこれらの規格に基づく設計法を補うためのより安全性の高い設計法の確立が強く求められている。

一方、金属材料の疲労に関する近年の研究には、破壊力学的な考察を導入したものが多く見られ、この場合疲労き裂の伝ば速度  $dl/dN$  は線形破壊力学のパラメータの一つである応力拡大係数<sup>2)</sup>の変化幅 (以下では応力拡大係数幅と記す)  $\Delta K$  を用いた次式<sup>3)</sup>で表わされる。

$$dl/dN = C\Delta K^m \quad (1)$$

ここで  $l, N$  は各々き裂寸法、負荷の繰返し回数であり、また  $C$  と  $m$  は材料定数である。式 (1) は下限界応力拡大係数幅  $\Delta K_{th}$  近傍や応力拡大係数の最大値が破壊靱性値  $K_c$  に近づく領域を除いて、よく成立することが広く知られている。近年の、高圧で使用される容器や配管は、必然的に壁厚が厚くなることから、製造過程で微細な疵が生じている場合や、溶接部がある場合にはいわゆる溶接欠陥の存在する可能性が高く、このような欠陥又は腐食によって生じた疵を起点として疲労き裂が進展し、定期検査によって発見された疲労き裂について、補修や廃棄の基準が問題となる場合がしばしば生じてい

注 1) き裂を含む部材の強度評価を行うために、破壊力学でよく用いられるパラメータであり、その意味等については例えば大略<sup>2)</sup>の解説がある。

る。またこのようなき裂が原因となった高圧設備の破壊事故例も報告されている<sup>4)</sup>。したがって内圧容器及び配管における疲労き裂進展挙動を把握することは、容器の安全性評価や保守基準の確立及び破壊事故防止のための大切な課題である。しかしこれに着目した研究<sup>5~9)</sup>はまだ十分とは言えない。

このような観点から、本研究では厚肉円筒に繰返し内圧を負荷する実験を行い、円筒内面に生じた疲労き裂の進展挙動について、破壊力学に基づいた検討を行ったので、その結果について報告する。

## 2. 供試体及び実験方法

実験に供した材料は、高圧用配管材料として化学プラント等によく使用される SNCM439 鋼であり、その機械的性質を Table I に示す。供試体はすべて同一ロットの外径 60mm の、押し出し加工した丸棒から削り出したもので、荒加工後、焼入れ・焼もどし処理を施し、その後 Fig.1 に示す形状に仕上げ加工した。すなわち、供試体は外径 52.8mm、内径 22.0mm であり、外径内径比 2.4 の厚肉円筒である。なお供試体内面には放電加工により、疲労き裂の起点として、長さ 4mm、深さ 0.5mm、幅 0.2mm の半楕円状切欠きを最大主応力 (周方向応力) と直角な方向に付して、その後き裂の観察が容易となるように内面にバフ研磨を施した。

内圧疲労試験はクロズドループ方式の油圧サーボ疲労試験機 (島津 U-30 型) に、Fig.2 に示すような高圧

Table I Mechanical properties of material tested.

0.2%proof strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)	Reduction of area (%)
971.2	1032.5	18.8	62.7

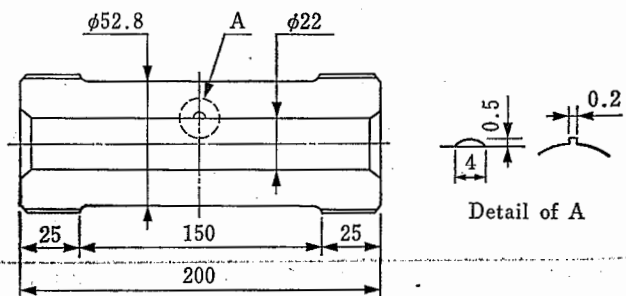


Fig. 1 Shape and dimension of specimen.

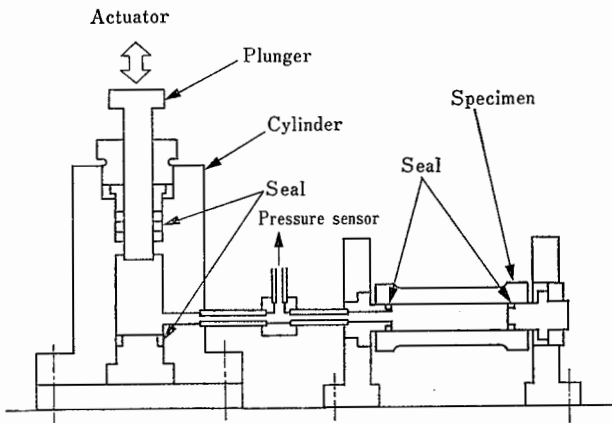


Fig. 2 Schematic of apparatus for applying cyclic pressure upon cylindrical specimen.

Table II Testing condition.

R	$P_{max}$	$P_{min}$	(MPa)
0.04	117.6	4.7	
0.10	176.4	17.6	
0.20	141.1	28.2	
0.38	182.1	69.2	
0.60	156.8	94.1	

発生装置を取り付けて行った。すなわちシリンダや供試体内部に圧力媒体として工業用潤滑油（丸善石油，スワループ HS10）を満ちし，空気抜きを行った後，シリンダ内に挿入してあるプランジャを油圧アクチュエータで駆動し，繰返し内圧を供試体内面に作用させた。なお試験片は両端自由の状態でごえ付けた。制御方式は抵抗線歪ゲージ式圧力計による圧力制御であり，繰返し周波数は 0.25~0.7 Hz である。実験条件としては圧力振幅を一定 ( $\Delta P=112.9$  MPa) として，圧力比  $R (=P_{min}/P_{max})$  を，0.04, 0.20, 0.38 と変えたものが主であるが，得られるき裂進展速度範囲の補充等のために， $\Delta P$  を変えた実験も行っている。Table II に実験条件をまとめて示す。き裂長さは，一定繰返し数ごとに供試体を取りはずし，バーニア付き移動台に設置したボアスコープで内面を観察し，表面き裂の一端から他端までを追跡して，移動台の移動量から測定した。き裂深さについては，一部の供試体について実施したビーチマーク法<sup>注2)</sup>により破面に残った痕跡に対する後述の測定結果をもとに，き裂表面長さより計算によって求めた。き裂進展速度はき裂深さ—繰返し数線図を作成し，線図の接線の勾配から求めたが，その際ビーチマーク挿入時のき裂の進

展量に対する補正を行った。

### 3. 内圧円筒の表面き裂に対する応力拡大係数

Fig.3 に示すような，内圧円筒内面から，周方向応力に直角な方向に入っている半楕円き裂に対するき裂最深部の応力拡大係数については，有限要素法等によりいくつかの適用可能な結果<sup>10~13)</sup>が得られているが，それらは例えば外径内径比が特定の円筒における特定の大きさ

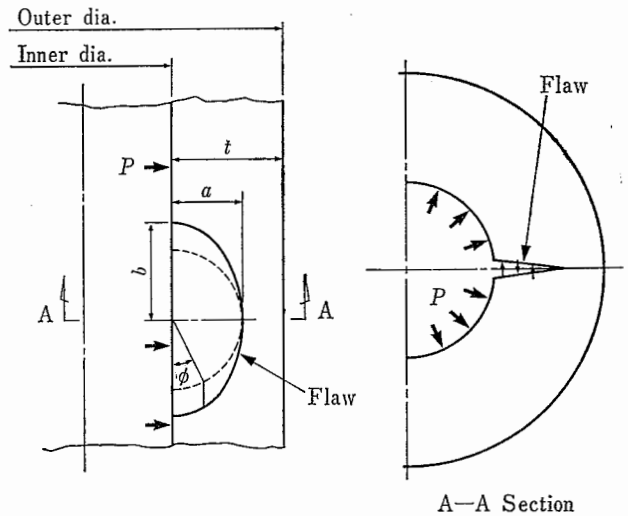


Fig. 3 Semi-elliptical crack in pressurized cylinder.

のき裂に対するもの<sup>注3)</sup>であり，徐々に成長する疲労き裂への適用は困難である。ここでは疲労き裂の進展に対して適用が容易な，数式の形で表現された以下の二つの近似式を実験結果の整理及び解析に用いた。

初めの式は，厚肉円筒に対して Lamé<sup>14)</sup>の式を用いて求められる，き裂最深部の円周方向応力をベースとして，き裂前方境界の補正に tangent 則<sup>15)</sup>を用いたもので，一様引張を受ける平板に対するものの修正式と言える<sup>8)</sup>。これは次のように表わされる。

注 2) 疲労試験中に最高圧力  $P_{max}$  を一定に保ちながら最低圧力  $P_{min}$  を上昇させて，圧力振幅  $\Delta P$  を小さくした負荷サイクルを一定回数挿入する方法。この方法はき裂前縁形状を調べるためによく用いられ，伝ば速度への影響も小さい。本実験ではビーチマーク挿入時の圧力振幅を通常の時の約 1/2 にした。

注 3) Atluri と Kathiresan<sup>11)</sup>は，外径内径比が 1.1 の円筒中のき裂（深さ/表面長さ=1/3）が壁厚の 0.25, 0.5, 0.8 の深さになった時の応力拡大係数を求めている。

$$K_t = \frac{M_f \cdot f(a/t)}{\Phi} (\sigma + P) \sqrt{\pi a} F(\phi) \quad (2)$$

$$\Phi = \int_0^{\pi/2} \sqrt{\sin^2 \theta + \frac{a^2}{b^2} \cos^2 \theta} d\theta : \text{第二種完全楕円積分} \quad (3)$$

$$M_f = 1 + 0.12 \left(1 - \frac{a}{2b}\right)^2 : \text{き裂後方境界による補正} \quad (4)$$

$$f(a/t) = \sqrt{\frac{2t}{\pi a} \tan \frac{\pi a}{2t}} : \text{き裂前方境界による補正} \quad (5)$$

$$F(\phi) = \left(\sin^2 \phi + \frac{a^2}{b^2} \cos^2 \phi\right)^{1/4}$$

ここで  $K_t$  は tangent 則を用いて求めた応力拡大係数、 $\sigma$  は内圧が作用する円筒において Lamé の式により与えられるき裂最深部の円周方向応力、 $P$  は内圧、 $a, b$  は各々き裂の深さと表面き裂長さの 1/2、 $t$  は円筒の壁厚であり、 $\phi$  は Fig. 3 に示すように、内表面から考えている点までの角度である。したがって、き裂全周にわたって  $K_t$  が求められる。

もう一方の式は引張及び曲げ<sup>注4)</sup>の作用する、半楕円表面き裂をもつ平板について Newman と Raju が節点力法(有限要素法)と外挿法を用いて求めた解<sup>10)</sup>に対して、彼ら自身が示している近似式<sup>16)</sup>に、内圧円筒に適用するための補正を施したものである。すなわち Lamé の式による円周方向応力が曲線状分布をする内圧円筒に対して、引張と曲げを受ける平板の引張応力  $\sigma_m$  と平板表面での曲げ応力  $\sigma_b$  に相当するものを求めるために、ASME Boiler and Pressure Vessel Code Sec. XI appendix A の手法を用いた。円筒での  $\sigma_m$  及び  $\sigma_b$  の求め方を Fig. 4 に示す。内表面とき裂最深部で、各々の位置で求めた Lamé の円周方向応力値と等しい応力値となるような直線状分布をもつ周方向応力を考えると、壁厚中央部の応力値が引張応力成分  $\sigma_m$  を与え、またこれと内表面あるいは外表面の応力値との差が曲げ応力成分  $\sigma_b$  を与える。この方法による応力拡大係数の算出式を以下に示す。

$$K_N = (\sigma_m + P + H\sigma_b) \frac{M(a/t)}{\Phi} \sqrt{\pi a} F(\phi) g f_w \quad (6)$$

$$H = H_1 + (H_2 - H_1) \sin^2 \phi : \text{曲げ応力に対する補正} \quad (7)$$

$$p = 0.2 + \frac{a}{b} + 0.6 \frac{a}{t}, \quad H_1 = 1 - 0.34 \frac{a}{t} - 0.11 \frac{a}{b} \cdot \frac{a}{t}$$

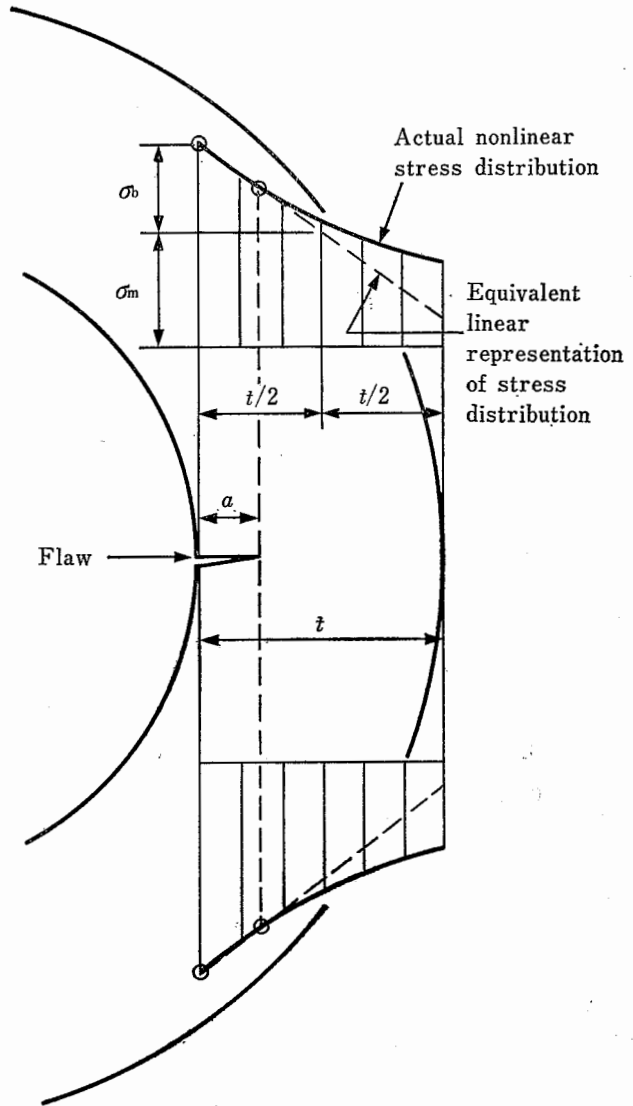


Fig. 4 Linearized representation of circumferential stress.

$$H_2 = 1 + G_1 \cdot \left(\frac{a}{t}\right) + G_2 \cdot \left(\frac{a}{t}\right)^2, \quad G_1 = -1.22 - 0.12 \frac{a}{b}$$

$$G_2 = 0.55 - 1.05 \left(\frac{a}{b}\right)^{0.75} + 0.47 \left(\frac{a}{b}\right)^{1.5}$$

$$M(a/t) = M_1 + M_2 \cdot \left(\frac{a}{t}\right)^2 + M_3 \cdot \left(\frac{a}{t}\right)^4 : \text{境界による補正 (I)} \quad (8)$$

$$M_1 = 1.13 - 0.09 \left(\frac{a}{b}\right), \quad M_2 = -0.54 + \frac{0.89}{0.2 + (a/b)}$$

$$M_3 = 0.5 - \frac{1.0}{0.65 + (a/b)} + 14 \left(1.0 - \frac{a}{b}\right)^{24}$$

$$g = 1 + \left\{0.1 + 0.35 \left(\frac{a}{t}\right)^2\right\} (1 - \sin \phi)^2$$

注 4) き裂が開口するように作用する曲げを正とする。

: 境界による補正 (II) (9)

$$f_w = \left\{ \sec \left( \frac{\pi b}{2l_c} \sqrt{\frac{a}{t}} \right) \right\}^{1/2} : \text{境界による補正 (III)}$$

ここで  $K_N$  は Newman と Raju の解を基に求めた応力拡大係数,  $l_c$  は円筒の長さであり, 他の記号は式 (2) ~ (5) に用いたものと同じである。なおこれらの二つ式による応力拡大係数の計算では後述の実験結果からき裂形状が  $a/b \leq 1$  であるため第二種完全楕円積分については次の近似式<sup>17)</sup>を用いた。

$$\Phi = \sqrt{1 + 1.464 \left( \frac{a}{b} \right)^{1.65}} \quad \left( \frac{a}{b} \leq 1 \right) \quad (10)$$

またき裂に圧力媒体が侵入し, き裂面に圧力が働くものとしたが, き裂進展による応力の再分布は無視し, 周方向応力はき裂のない状態のものを用いた。

#### 4. 実験結果及び考察

##### 4.1 き裂の形状

供試体の破壊は, すべて放電加工による切欠きを起点とした疲労き裂が外表面まで安定成長することによるもので, 圧力媒体のリークが生じ, 不安定破壊を起こした供試体は認められなかった。リークを生じた供試体は液体窒素に浸して冷却し, き裂を含む面で破断させた。疲労き裂面を観察したところ, 周方向応力にはほぼ垂直であった。巨視的破面の一例を Fig.5 に示す。黒く見える同心円状の縞がビーチマークであり, 進展中の疲労き裂の前縁を示すものである。倍率 50 倍の二次元読取り顕微鏡を用いて, ビーチマークの表面方向の長さ $a$ と深さを測定した。その結果を Fig.6 に示す。き裂前縁の形状

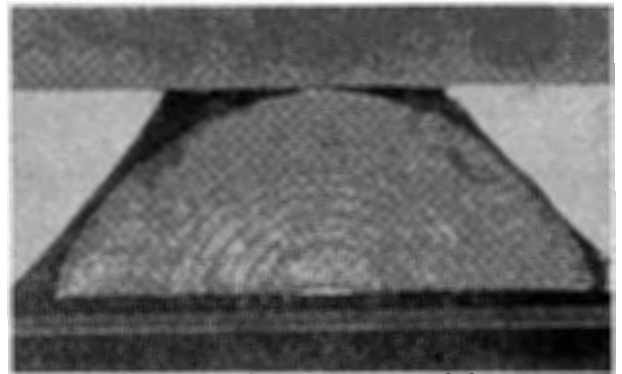


Fig. 5 Macroscopic appearance of fracture surface.

は圧力比に関係なくほぼ一定で, 初期切欠きから離れた領域では, き裂深さと表面き裂長さの比  $a/2b$  がほぼ 0.4 の半楕円形である。疲労き裂が小さい領域 (き裂深さ  $a$  が 3.5mm 程度以下の領域) では,  $a/2b$  が 0.4 より小さくなっているが, これは扁平な初期切欠きの影響が残っているためと考えられる。 $a/2b \approx 0.4$  の関係はき裂最深部が外面近傍に到達するまではほぼ変わらない。したがって実際の円筒状容器において非破検査により, き裂深さを直接検知できない場合には, 表面き裂長さ, そのおおよその値を与える指標となるものと考えられる。

##### 4.2 き裂進展挙動

き裂進展挙動を考える時, 容器において最も問題となるのは壁厚方向の進展挙動であり, また 4.1 節に示したように壁厚の大部分の領域では  $a/2b \approx 0.4$  なるき裂形状が保たれることから, 以下では深さ方向の疲労き裂進展挙動についてのみに着目し, 扱う対象は  $a/2b$  がほぼ 0.4 となるき裂最深部の深さ  $a$  が 3.5mm のものを下限とした。上限を定めるにあたっては ASTM E 647

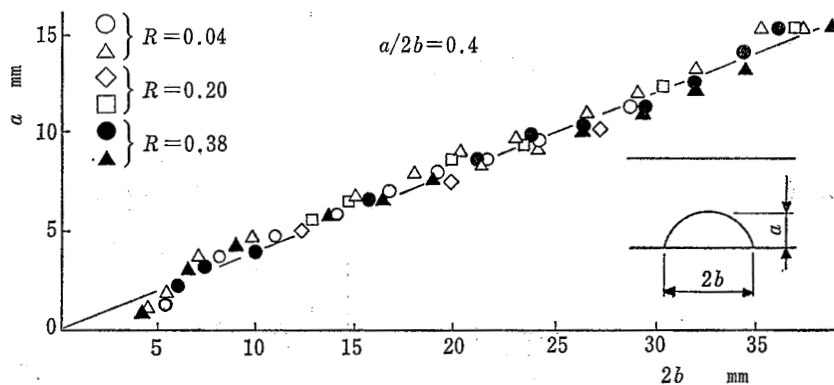


Fig. 6 Configuration of surface crack in pressurized cylinders.

がコンパクト試験片を用いた疲労試験に対して要求している小規模降伏条件である次式をそのまま円筒供試体に準用した。

$$t-a \geq \frac{\pi}{4} \left( \frac{K_{\max}}{\sigma_y} \right) \quad (11)$$

ここで  $(t-a)$  はき裂最深部のリガメント幅 (残存壁厚) であり,  $\sigma_y$  は供試材の降伏応力,  $K_{\max}$  は3章に示した二つの方法で計算した応力拡大係数の最大値である。このため使用する応力拡大係数算出式や実験条件の違いから対象となるき裂の上限は異なる。なお, き裂形状比は  $a/2b=0.4$  (一定) とした。

Fig.7, Fig.8 は応力拡大係数幅  $\Delta K_t$  及び  $\Delta K_N$  と深さ方向のき裂進展速度  $da/dN$  の関係を両対数グラフ上にプロットしたものである。一部を除き, 同一実験条件に対する結果は, ばらつきはあるがほぼ一直線上に載っており, 式(1)が適用できることが分った。ただし,

Fig.7 では  $\Delta K_t$  の高い領域において, 実験結果が直線から右側に大きく逸れる傾向が認められた。深いき裂に対しては tangent 則を用いた, き裂前方境界による  $K$  値の補正法に大きな誤差が生ずるためこのような結果が得られたと考えられる。直線から逸れ始める時のき裂深さは壁厚  $t$  のほぼ 1/2 程度であり, 式(2)を用いたき裂進展速度の評価はこれより浅いき裂に対してのみ有効である。一方  $\Delta K_N$  で整理した Fig.8 では式(11)を満たす範囲内のデータはほぼ直線上に分布し, このことは式(6)が, 少なくとも壁厚の約 8/10 までの深さのき裂に対して有効であることを示している。

Fig.7, Fig.8 中の直線は同種のコンパクト試験片を用いた L-T 方向<sup>5)</sup>のき裂進展速度のデータで, 応力比  $R=0.05$  に対するもの<sup>18)</sup>である。ほぼ応力比の等しい  $R=0.04$  の場合の本実験の結果よりも高目の進展速度を与えるが, その差は僅かであり, 傾きもほぼ一致し

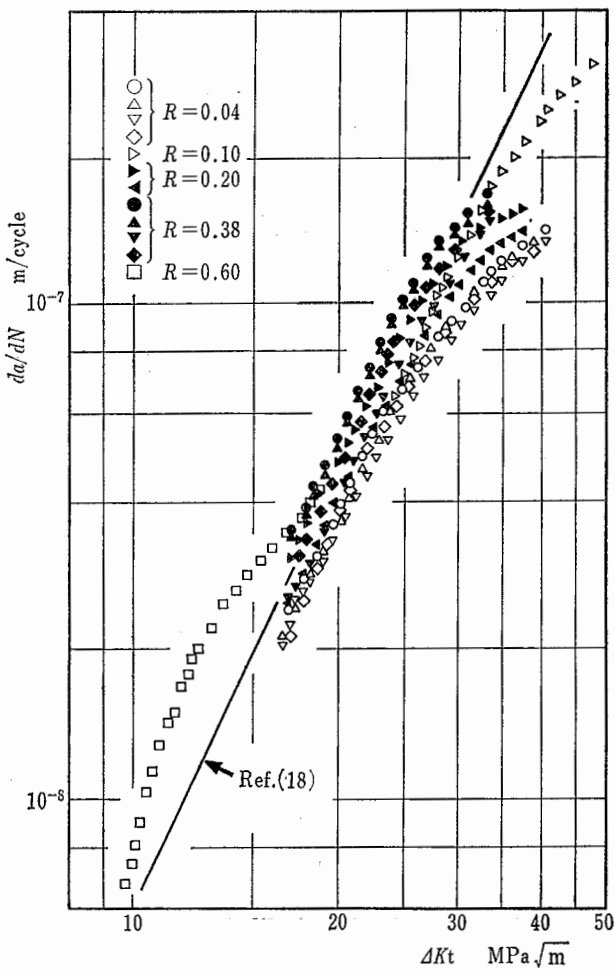


Fig. 7 Relation between  $da/dN$  and  $\Delta K_t$ .

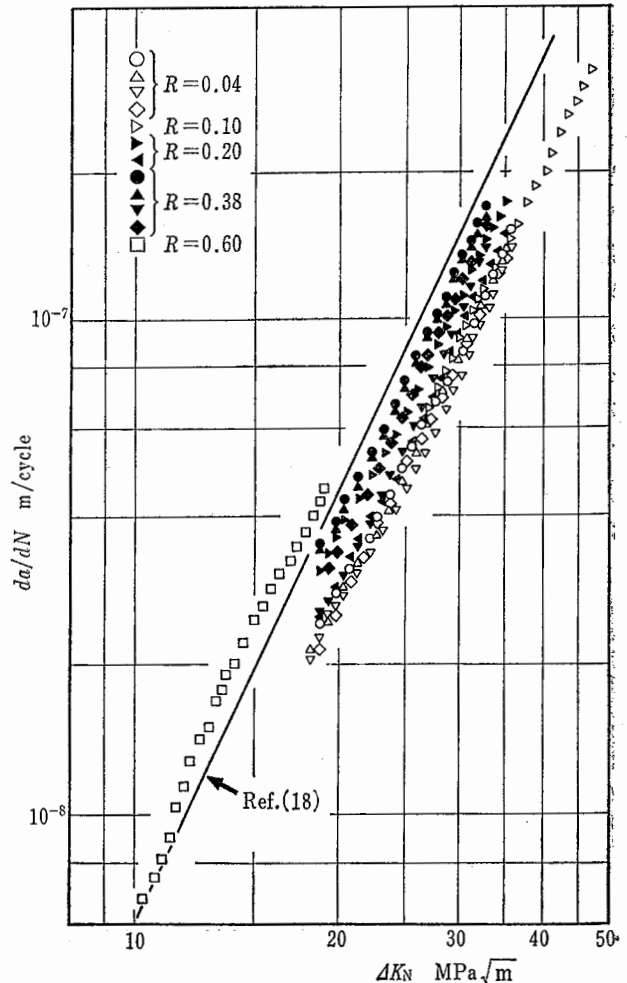


Fig. 8 Relation between  $da/dN$  and  $\Delta K_N$ .

ている。本実験に用いた供試体と同様な方法で製作された試験片について、軸方向と半径方向のき裂進展速度に異方性が認められていない<sup>19)</sup>ことから、本実験の供試体についても進展速度に対する異方性は小さいものと考えられ、コンパクト試験片でのデータと接近した結果を与える、式(2)や式(6)による応力拡大係数の評価はほぼ妥当なものといえることができる。したがって式(2)や式(6)を用いて応力拡大係数を求めれば貫通き裂に対するデータを用いて、内圧円筒の内表面のき裂進展速度を推定、評価することが可能であると思われる。各実験条件に対して得られたき裂進展速度と応力拡大係数幅の関係を両対数直線回帰して求めた、式(1)の  $m$  と  $C$  の値を Table III に示す。なお  $\Delta K_I$  を用いたものに対しては壁厚  $t$  の  $1/2$  以下の深さの結果のみを回帰の対象とし、直線部分の認められない  $R=0.60$  の結果については  $m$  と  $C$  は求めていない。

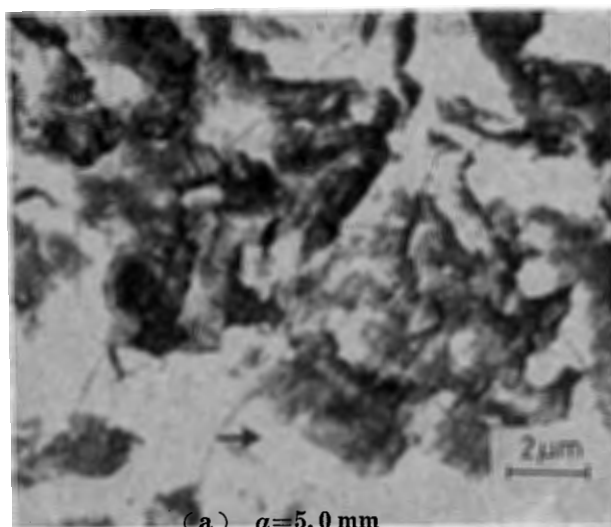
Table III Material constants,  $m$  and  $C$ .

$R$	For Eq.(2)		For Eq.(6)	
	$m$	$C$	$m$	$C$
0.04, 0.10	2.87	$6.61 \times 10^{-12}$	2.86	$5.16 \times 10^{-12}$
0.20	2.72	$1.19 \times 10^{-11}$	2.79	$7.94 \times 10^{-12}$
0.38	2.82	$1.04 \times 10^{-11}$	2.89	$6.95 \times 10^{-12}$
0.60			2.72	$1.48 \times 10^{-11}$

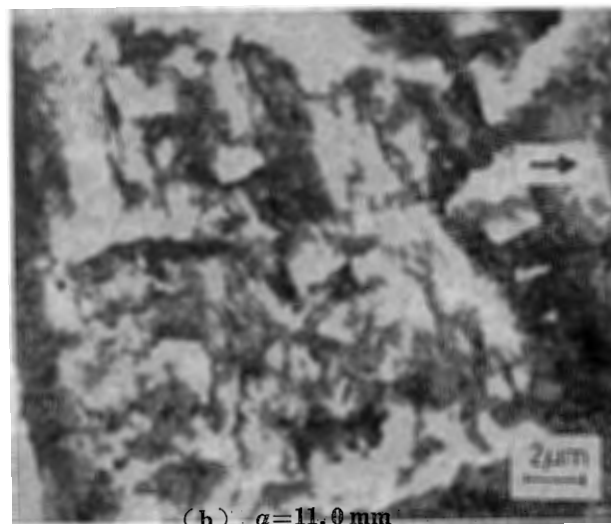
異なる  $R$  (圧力比) に対する実験結果を比較すると、 $R$  が大きくなるにつれて進展速度が若干大きくなる。応力拡大係数幅が異なるので直接比較はできないが、 $\Delta K_N$  を用いて整理した  $R=0.04$  と  $R=0.60$  の結果についての回帰直線の比較では、同一応力拡大係数幅に対して約2倍の進展速度の差が認められた。

Fig.9 の (a), (b) に微視的破面形態を示す。これらは各々応力拡大係数幅が本実験範囲のほぼ下限、上限に近い場合のものであるが、共にストライエーションが見受けられる。このように本実験範囲ではストライエーション形成機構が支配的な状態でき裂が進展していた。

注 5) 圧延加工された板材では、圧延方向をL、それと直角な板幅方向をT、板厚方向をSで表わすが、例えば、採取する時に荷重方向をL方向、き裂の伝ばする方向をT方向に各々一致するようにした試験片を用いて試験を行う場合、き裂面の方向を示すため L-T と表記し、き裂面の方向が異なる場合と区別する。



(a)  $\alpha=5.0$  mm



(b)  $\alpha=11.0$  mm

Fig. 9 Microfractographs of a specimen tested under  $R=0.38$ .

### 4.3 き裂開閉口挙動

4.2 節で述べたように圧力比  $R$  が高くなるにつれて、き裂進展速度が高くなることや支配的な破壊機構がストライエーション形成機構であることから、 $R$  の値の如何にかかわらず、統一的にき裂進展速度を評価するために、実験結果の整理に、疲労試験中のき裂の開閉口挙動を考慮した有効応力拡大係数幅  $\Delta K_{eff}$  を適用することを検討した。

表面き裂の局所的な開閉口挙動を精度よく測定する方法はまだ確立されていないが、ここでは超音波探傷法を応用した測定法<sup>20)</sup>を適用した。Fig.10 に測定方法を示



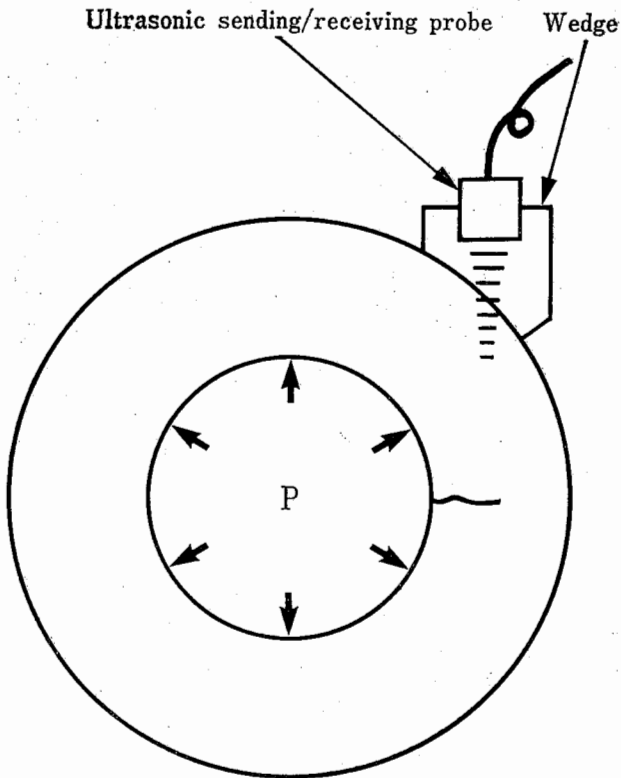


Fig. 10 Ultrasonic method for detecting crack closure behavior.

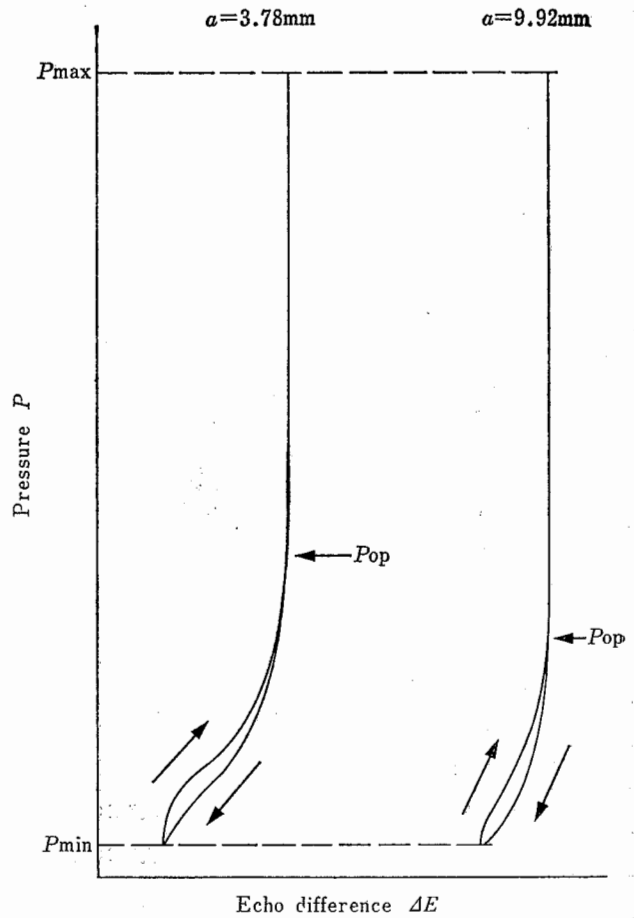


Fig. 11 Example of relation between applied pressure  $P$  and echo Difference  $\Delta E$ .

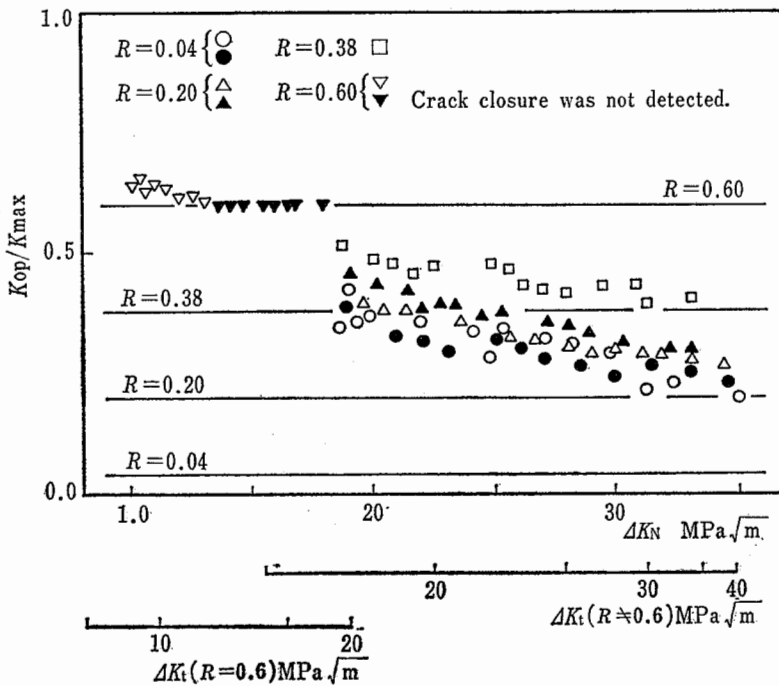


Fig. 12 Relation between  $K_{op}/K_{max}$  and  $\Delta K$ .

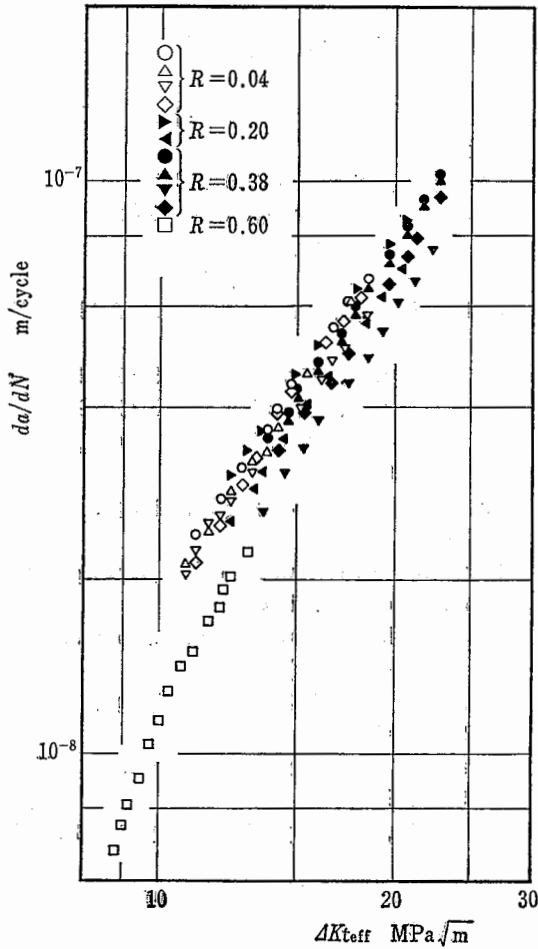


Fig. 13 Relation  $da/dN$  and  $\Delta K_{eff}$ .

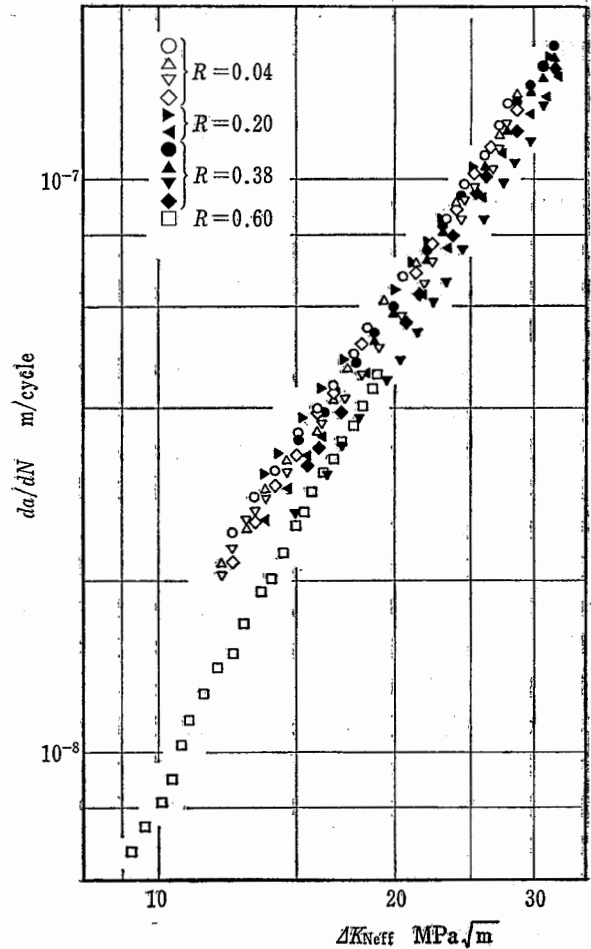


Fig. 14 Relation  $da/dN$  and  $\Delta K_{N\,eff}$ .

す。き裂面に直角に超音波を入射し、き裂面からの反射エコーの高さと圧力計の出力の関係を負荷一サイクルを通じて連続計測して、き裂の開閉口に対応する圧力を求める。Fig.11 は開閉口挙動の測定結果の例である。内圧を  $P_{min}$  から徐々に上げていくと、き裂が開き始め、それに従って反射エコーが高くなり、き裂が完全に開いた後は、内圧が  $P_{max}$  に達するまでエコー高さに急激な変化は起らない。 $P_{max}$  から圧力を減じると低圧域にヒステリシスが認められるが、ほぼ昇圧時と同様の経路をとる。き裂開口圧力  $P_{op}$  はエコー高さがほぼ一定になる直前の圧力から求められる。ピーチマーク法による結果から推定されるき裂最深部を含む領域に超音波を入射できるように  $30^\circ, 37^\circ, 45^\circ, 60^\circ$  の斜角探傷用ウエッジを適宜選択し、これらに探傷子（材質：セラミックス、周波数：10MHz、直径：1/4inch）を装着して、測定を実施した。探傷位置は予め供試体表面に付けておいたけがき線を基準に定めた。なお使用した探傷器はポータブ

ルタイプのもの（日本パナメトリクス Echograph 1004）である。 $P_{op}$  から計算により求めたき裂開口応力拡大係数  $K_{op}$  を用いて、 $\Delta K_{eff}$  は次式で与えられる。

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

Fig.12 は  $K_{op}/K_{max}$  と  $\Delta K$  の関係を示すものである。測定結果にはかなりのばらつきが認められるが、各  $R$  に対する結果を大まかに直接近似して  $\Delta K$  と  $\Delta K_{eff}$  の関係を求め、4.2 節のき裂進展速度を  $\Delta K_{eff}$  で整理した。その結果を Fig.13, Fig.14 に示す。ただし Fig. 13 はき裂深さが壁厚の 1/2 以下の範囲の結果だけを再整理したものである。また  $R=0.10$  に対してはき裂の開閉口の測定を行っていないので結果は示していない。この結果を見ると、 $R=0.60$  の場合の低  $\Delta K$  領域を除いてき裂進展速度は比較的狭い散布帯に表示されており<sup>注6)</sup>、その散布帯は  $R=0.38$  で実験を行った四本の供試体に対するものとほぼ一致する。したがって  $K_{op}$  を測定することにより求められる  $\Delta K_{eff}$  を用いると、圧

力比 $R$ の影響が取り除かれ、したがって統一的なき裂進展速度の評価が可能であると考えられる。

### 5. 結 言

SNCM 439 鋼製の厚肉円筒に対して、主として圧力振幅  $\Delta P=112.9\text{MPa}$  の内圧疲労試験を行ない、深さ方向のき裂進展挙動についての検討を行った。得られた結果は以下の通りである。

(1) 円筒の内表面き裂は、初期切欠の影響を脱した領域では、き裂深さと表面長さの比  $a/2b$  がほぼ 0.4 の半楕円形状を保ちつつ進展し、また実験を行った大部分の領域では、ストライエーション形成機構が支配的な状態で、き裂が進展していた。

(2) 深さ方向のき裂進展速度は、き裂最深部の Lamé の周方向応力に基づく、一様引張りを受ける平板の  $K$  値 (応力拡大係数值) 算出式一式 (2) 又は引張りと曲げを受ける平板に対する Newman と Raju の式を基にした式一式 (6) を用いれば、二次元貫通き裂に対して従来より蓄積されているデータから推定することが可能である。ただし式 (2) は壁厚の  $1/2$  以下のき裂に対してのみ有効である。

(3) 圧力比  $R(=P_{\min}/P_{\max})$  が高くなるにつれて、深さ方向のき裂進展速度が若干高くなるが、き裂開口圧力の測定に基づく  $\Delta K_{\text{eff}}$  (有効応力拡大係数化幅) を用いれば、き裂進展速度は  $R$  に関係なく統一的に整理できると考えられ、今後は、さらに精度よく表面き裂の開閉口挙動を測定する方法の確立と測定データの蓄積が重要課題である。

(1985. 1. 16 受理)

### 参 考 文 献

- 1) 例えば労働省告示第 11 号 (昭和 34) 「压力容器構造規格」
- 2) 大路, 材料, **32-359** (1983), 936
- 3) Paris, P. C. and Erdogan, F., *Trans. ASME, Ser. D.*, **85-4** (1963), 528
- 4) 井上, 高圧力 **9-5** (1971), 15
- 5) Haslam, G. H., *J. Mech. Engng. Sci.*, **13-3** (1971), 130
- 6) 西岡, ほか 2 名, 圧力技術, **12-3** (1974), 128
- 7) 中沢, ほか 2 名, 圧力技術, **17-5** (1979), 255
- 8) 広江, ほか 2 名, 機械学会論文集 A 編, **48-429** (1981), 556
- 9) 岩館, ほか 4 名, 機械学会講演論文集, No. 800-11 (1980), 16
- 10) Newman, J. C. Jr. and Raju, I. S., *Engng. Fract. Mech.*, **11** (1979), 817
- 11) Atluri, S. N. and Kathiresan, K., *Trans. ASME Ser. J.*, **102-3** (1980), 278
- 12) 宮崎, ほか 3 名, 機械学会講演論文集, No. 830-2 (1983), 47
- 13) Kobayashi, A. S., ほか 3 名, *Trans. ASME Ser. J.*, **99-1** (1977), 83
- 14) 例えば中原, “材料力学”, 養賢堂 (1966), 下巻, p. 85
- 15) Paris, P. C. and Sih, G. C., *ASTM STP*, 381 (1964), 30
- 16) Newman, J. C. Jr. and Raju, I. S., *NASA TP* 1578 (1979)
- 17) Merkle, J. G., *ORNL-TM-3983* (1973)
- 18) 小林, “金属材料の疲労き裂進展データ集”, 日本材料学会 (1983), 1, 283
- 19) 広江, 他 2 名, 機械学会講演論文集, No. 780-13 (1978), 235
- 20) 平野, 他 3 名, 機械学会講演論文集, No. 810-11 (1981), 202

注 6)  $R=0.60$  に対する結果を除いて, Fig.13, Fig.14 の結果を両対数直線回帰すると次の二式が得られる。

$$da/dN = 1.61 \times 10^{-10} (\Delta K_{i,\text{eff}})^{2.05}$$

$$da/dN = 1.09 \times 10^{-10} (\Delta N_{\text{eff}})^{2.10}$$

産業安全研究所研究報告 RIIS-RR-33-1

---

昭和 60 年 3 月 20 日 発行

発行所 労働省産業安全研究所  
東京都港区芝5丁目35番1号  
電話 (03) 453-8441 (代)

印刷所 新日本印刷株式会社

---

UDC 539.43, 620.179.16, 620.191

### 内圧円筒の疲労き裂進展挙動

圧力容器の設計や寿命予測のための重要な課題の一つになっている、内圧円筒中の疲労き裂進展挙動を調べるため、SNCM439 鋼製厚肉円筒に繰返し圧力を加える実験を行った。その結果、円筒内、外面の境界に対する補正項を含む応力拡大係数算出式を用いれば、表面き裂の伝ば速度は貫通き裂の伝ば速度より推定でき、また圧力比の影響は、き裂開口挙動に基づく有効応力拡大係数幅を用いれば除くことができる。

(表 3, 図 14, 文献 20)

UDC 539.43, 620.179.16, 620.191

### FATIGUE CRACK GROWTH BEHAVIOR IN THICK-WALLED CYLINDERS SUBJECTED TO CYCLIC INTERNAL PRESSURE

E. Yoshihisa

Fatigue crack growth behavior in thick-walled cylinders subjected to cyclic internal pressure was examined in order to obtain the data for design criterion of a pressure vessel. Consequently, for the surface-crack, the relation between crack propagation rate in the direction of depth and stress intensity factor range,  $\Delta K$ , was obtained, which was roughly consistent with that for through-crack. To avoid the influence of pressure ratio on the propagation rate, it was appropriate to use, instead of  $\Delta K$ , effective stress intensity range,  $\Delta K_{eff}$ , based on the crack closure level. (3 tables, 14 figures, 20 references)