

## 圧電セラミックスにおける繰返し荷重および 直流電界重畠下での疲労き裂進展挙動\*

白木原 香織<sup>\*1</sup>, 田中 啓介<sup>\*2</sup>, 秋庭 義明<sup>\*2</sup>  
鈴木 康悦<sup>\*3</sup>, 向井 寛克<sup>\*4</sup>

### Fatigue Crack Propagation under Combined Cyclic Mechanical Loading and Electric Field in Piezoelectric Ceramics

Kaori SHIRAKIHARA<sup>\*5</sup>, Keisuke TANAKA, Yoshiaki AKINIWA,  
Yasuyoshi SUZUKI and Hirokatsu MUKAI

<sup>\*5</sup> Japan Atomic Energy Agency,  
2-4 Shirane, Shirakata, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki, 319-1195 Japan

Fatigue crack propagation tests of PZT specimens were performed under cyclic four-point bending with and without superposition of electric fields. The specimens were poled in the longitudinal direction (PL specimens) perpendicular to the crack plane. The crack propagation rate for the case of open circuit was faster than that for the case of short circuit. The application of a negative or positive electric field parallel to the poling direction accelerated the crack propagation rate, and the amount of acceleration was larger for the case of the negative field. The change of the crack propagation rate with crack extension can be divided into three regions. In the region I, the crack propagation rate decreases with increasing crack length, and then turn to increase in the region III. In the region II, the propagation rate is nearly constant. The mechanisms of fatigue crack propagation were correlated to domain switching near the crack tip. The grain boundary fracture was predominant in the low-rate region, while transgranular fracture became abundant on the unstable fracture surface.

**Key Words:** Piezoelectric Ceramics, Lead Zirconate Titanate, Domain Switching, Fatigue Crack Propagation, Compliance Method, Electric Field, Fractography

### 1. 緒論

圧電セラミックスの中で最も汎用されているチタン酸ジルコニア鉛（PZT）は、センサやアクチュエータ等の繰返し負荷条件下において使用されることが多く、長期使用における健全性の保証のために繰返し疲労に対する対策が不可欠となる。また、機械的負荷に電気的負荷が重畠する場合が多いが、これらが重畠した状態での疲労の報告は少ない。

機械的負荷と電気的負荷重畠状態での疲労に関して、PZTペレットの積層材<sup>(1)</sup>あるいは平滑材の3点曲

げ<sup>(2)</sup>に対して、圧電特性の劣化や曲げ強度の減少が報告されている。しかしながら、疲労き裂の進展特性に関する研究はほとんどない。き裂進展挙動に関しては、交流電界条件下での観察が行われている<sup>(3)</sup>が破壊力学的検討ではない。また、実用部材に適用する際には、分極処理材が使用されるため、この処理方向と外部電界印加方向の相対関係による、疲労進展挙動の違いを検討することが重要である。

本研究では、分極処理を行ったPZTの切欠き材を使用し、4点曲げ繰返しによる機械的負荷のみ、および機械的負荷に直流電界を重畠させた場合において疲労試験を行い、負荷条件がき裂進展挙動に与える影響について破壊力学的に検討した。

### 2. 実験方法

**2・1 材料および試験片** 本研究に使用した供試材は1503 Kで常圧焼結したPZT ( $Pb(Zr, Ti)O_3$ )であり、結晶格子はペロブスカイト構造を有している。

\* 原稿受付 2005年7月14日。

\*1 正員、(独)日本原子力研究開発機構(〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根2-4) [元: ファインセラミックスセンター]。

\*2 正員、名古屋大学大学院工学研究科(〒464-8603 名古屋市千種区不老町)。

\*3 関西電力(株)(〒530-8270 大阪市北区中之島3-6-16) [元: 名古屋大学大学院工学研究科]。

\*4 (株)デンソー(〒511-0296 三重県員弁郡大安町門前1530)。  
E-mail: shirakihara.kaori@jaea.go.jp

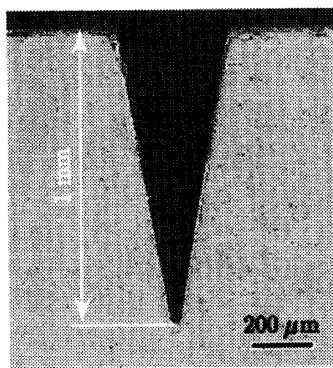


Fig. 1. Micrograph of V-notch of bending fatigue test specimens.

材料における固溶比率は Zr が 53 at %, Ti が 47 at % であり、結晶系は正方晶である<sup>(4)</sup>。

試験片はまず、幅 3.0 mm, 高さ 4.0 mm, 長さ 26.0 mm の短冊状に切り出し、加工ひずみ除去のために 673 K の大気中で 10 分間の焼鈍処理を行う。分極処理のため、試験片端面に銀電極を焼き付け、373 K のシリコンオイル中で 10 分間の電界処理を行なった。その際の処理電圧は、試験片長さ方向 (L 方向) に 1.9 kV/mm とした。今後、PL 材と称する。分極処理後、き裂観察面 ( $4.0 \times 26.0$  mm) を鏡面に仕上げ、深さ約 1.0 mm の V 型切欠きを導入した。図 1 に切欠き部の顕微鏡写真を示す。V 型切欠きの開き角は約 20°, 曲率半径は 14  $\mu\text{m}$  である。電界重畠用は、両端部の銀電極に銀入りはんだでリード線を接合した。また、コンプライアンス検出用としてすべての試験片の圧縮面中央部にひずみゲージを貼付した。試験片長さ方向 (分極処理方向) の機械的性質は、縦弾性係数  $E = 39.5$  GPa, 曲げ破断強度  $\sigma_f = 47.8$  MPa, 破壊じん性値  $K_{IC} = 0.41 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  であった。特に、垂直方向は  $K_{IC} = 0.81 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  であった。

## 2・2 4 点曲げ疲労試験

**2・2・1 機械的荷重負荷** 機械的荷重は、4 点曲げで負荷を行った。内スパン 10 mm, 外スパン 20 mm であり、ピンおよび負荷治具はムライトセラミックス製である。試験には低荷重型動電式疲労試験機（島津製作所製、マイクロサーボ MMT-100N10）を使用し、正弦波で荷重比  $R = 0.1$ , 周波数  $f = 30$  Hz で荷重制御にて行った。

負荷荷重は実験開始時における切欠き底での応力拡大係数によって決定した。応力拡大係数は切欠きをき裂とみなし、次式で求めた。

$$K = \sigma_g \sqrt{\pi a} F \left( \frac{a}{h} \right) \quad (1)$$

$$\sigma_g = \frac{3P(L-l)}{2bh^2} \quad (2)$$

ここで、 $\sigma_g$  は切欠きがない部分での応力として示される総体曲げ応力、 $L$  と  $l$  は内スパンおよび外スパンであり、 $h$ ,  $b$  は試験片高さおよび幅である。また、 $a$  はき裂長さである。 $F(a/h)$  は補正係数であり、次に示す Tada らの式を採用した<sup>(5)</sup>。

$$F\left(\frac{a}{h}\right) = \sqrt{\frac{2h}{\pi a} \tan\left(\frac{\pi a}{2h}\right)} \times \frac{0.923 + 0.199 \left[1 - \sin\left(\frac{\pi a}{2h}\right)\right]}{\cos\left(\frac{\pi a}{2h}\right)} \quad (3)$$

負荷条件は全部で 5 条件であり、表 1 にまとめる。応力負荷条件は試験開始時の切欠き底での最大応力拡大係数  $K_{max}$  で示す。表中にはそのときの 4 点曲げ荷重も示す。また、電界条件は試験片両端面に接合したリード線を開放 (Open), 短絡 (Short) にした状態、および次項に示す正負の電界を印加した状態である。

**2・2・2 電界重量負荷** 直流電界の重畠疲労試験は、PL 材での分極処理電界負荷方向を正とし、4 点曲げ疲労試験中に正電界および負電界の直流電圧を重畠させて試験を行う。電界負荷には安定型高圧電源（松定プレシジョン製、HEOP-10B2）を用いた。PZTにおいて 180° 反転を生じる電界は約 1.0 kV/mm であり、重畠電界はそれ以下の 0.2 kV/mm と設定した。条件を表 1 に併せて示す。

**2・2・3 疲労き裂の検出** 疲労試験中に、設定繰返し数における荷重および背面ひずみデータの 1 サイクル分をサンプリングし、1 サイクル分の全データを用いて最小二乗近似を行い、コンプライアンスを算出した。繰返し荷重を加えることにより切欠き先端より一本の直線状のき裂が発生し、荷重軸に垂直方向に進展すると仮定する。また、荷重-ひずみ曲線より得られるコンプライアンスの変化はすべてき裂成長によつてもたらされたものであるとして、き裂の進展量の算出を行なった。

コンプライアンス  $\lambda$  は荷重  $P$  と圧縮ひずみ  $\varepsilon$  によ

Table 1. Conditions of cyclic fatigue test for tetragonal PZT.

Case	$K_{max}$ , MPa $\sqrt{\text{m}}$	$P_{max}$ , N	Electric condition
A	0.4	21.5	Open
B	0.5	25.6	Open
C	0.5	26.4	Short
D	0.5	26.4	+0.2 kV/mm
E	0.5	26.6	-0.2 kV/mm

り次式で定義した。

$$\lambda = \frac{\varepsilon}{P} \quad (4)$$

ここで、4点曲げ荷重を受ける試験片に対して、切欠きのみ、もしくは切欠きとき裂を有した場合におけるコンプライアンスの変化を有限要素法により解析した。有限要素法は汎用プログラム MARC Ver.7.2 を使用し、二次元弾性問題の平面応力状態として解析を行なった。解析結果より、き裂長さとコンプライアンスの関係を導き、9次式で近似して次の関係を得た。

$$\begin{aligned} \frac{\lambda}{\lambda_0} = & 1.0000 + 0.02412 \left( \frac{a}{h} \right) + 7.3362 \left( \frac{a}{h} \right)^2 + 18.400 \left( \frac{a}{h} \right)^3 \\ & - 260.75 \left( \frac{a}{h} \right)^4 + 1420.7 \left( \frac{a}{h} \right)^5 - 4078.1 \left( \frac{a}{h} \right)^6 \\ & + 6732.7 \left( \frac{a}{h} \right)^7 - 5968.2 \left( \frac{a}{h} \right)^8 + 2251.0 \left( \frac{a}{h} \right)^9 \end{aligned} \quad (5)$$

ただし、 $\lambda_0$  は平滑材におけるコンプライアンスである。

本実験では、平滑材であらかじめ測定した  $\lambda_0$  を用いるのではなく、個々の試験片の実験開始時における切欠きのみの状態での測定値を使用した。つまり、切欠き深さ  $t$  の試験片における実験開始時のコンプライアンス  $\lambda_t$  は、

$$\frac{\lambda_t}{\lambda_0} = f \left( \frac{t}{h} \right) \quad (6)$$

となるので、き裂長さが  $a$  のときのコンプライアンス  $\lambda$  の測定により、き裂長さが求められる。

$$f \left( \frac{a}{h} \right) = \frac{\lambda}{\lambda_0} = \frac{\lambda}{\lambda_0} \times \frac{\lambda_0}{\lambda_t} \times f \left( \frac{t}{h} \right) = \frac{\lambda}{\lambda_t} \times f \left( \frac{t}{h} \right) \quad (7)$$

ここで、上式によるき裂長さの算出はニュートン法を用いた収束計算によって行った。

**2・2・4 電子顕微鏡による観察** き裂進展速度とき裂進展経路との関係を検討するため、走査型電子顕微鏡 (FE-SEM JOEL JSM-6330F) で疲労試験終了試験片の破断面観察を行った。試験片には蒸着等の処理は施さず、加速電圧を 4 kV で観察を行なった。一方、疲労試験中に試験を中断してレプリカを探取した際には、レプリカに金蒸着を行った後に加速電圧 5 kV で観察した。

### 3. 実験結果および考察

**3・1 荷重-ひずみ関係** 試験中に取得した荷重-ひずみ関係を図 2 に示す。測定ひずみは圧縮であるが、符号を反転して示す。 $K_{\max} = 0.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  にお

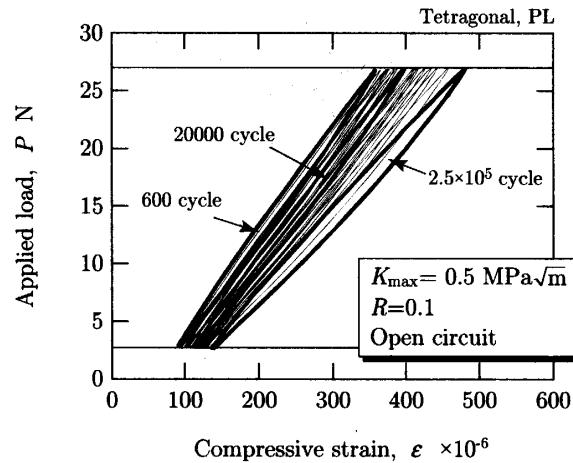


Fig. 2. Relation between applied load and compressive strain.

いてき裂が進展し、 $N_f = 3.00 \times 10^5$  回で最終破断に至った試験片である。繰返し数の増加に伴いヒステリシスループが右側にシフトしており、残留ひずみを有していることを示している。また、破断前に急激にヒステリシスループの面積が増大している。このループ幅は試験片中のドメインスイッチングが起因しており<sup>(4)(6)</sup>、き裂の進展に伴うき裂先端での応力拡大係数の増加によりドメインスイッチングの量が多くなったため、ループ幅が増大したものと理解される。

#### 3・2 機械的負荷によるき裂進展

**3・2・1 き裂進展挙動** 図 2 に示した荷重-ひずみ関係の全ての点を使用して、最小二乗直線近似して得られたコンプライアンスよりき裂長さを算出した結果を図 3 に示す。すべての試験において、き裂長さは繰返し初期においては滑らかに増加しており、破断直前に急激に上昇する傾向を示す。同一応力拡大係数のでは、破断繰返し数は短絡状態の方が長いが、不安

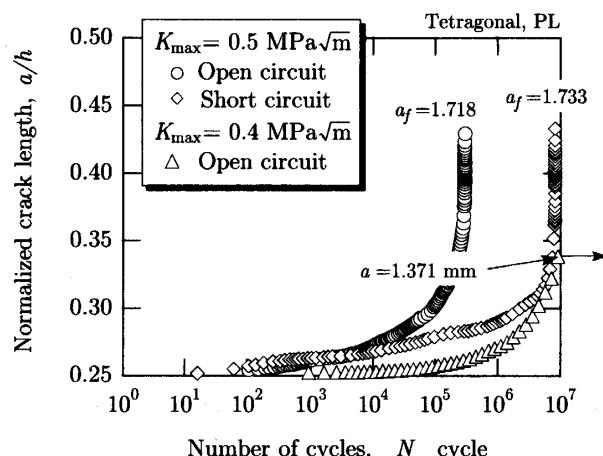


Fig. 3. Change of normalized crack length with number of cycles.

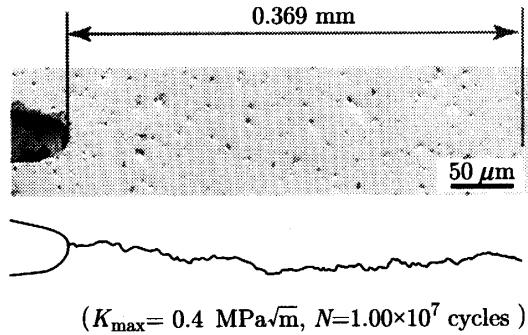


Fig. 4. SEM photograph and sketch of specimen surface after fatigue test.

定破壊に至った最終のき裂長さはほぼ等しい。

また、 $K_{\max} = 0.4 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ における試験では、繰返し数が $1.00 \times 10^7$ 回に達しても試験片が破断しなかつたが、コンプライアンス法の適用によりき裂が進展していることが示唆されたため、試験後に試験片側面の詳細観察を行なった。図4に示した疲労き裂の観察はSEMによって行った。き裂は表側 0.369 mm、裏側 0.375 mm、平均で 0.372 mm 進展していることが確認でき、コンプライアンス法で算出した 0.389 mm と良い一致を示した。

次に、き裂発生時から破断に至るまでのき裂進展全域に対してコンプライアンス法の適用性を検討するために、試験を適宜中断し、レプリカ法を用いてき裂長さの観察を行なった。荷重を完全に除荷してしまうと、ドメインスイッチングのエージングのため、コンプライアンスに影響が生じることから、治具に試験片を配置したまま平均荷重を負荷した状態でレプリカを採取した。き裂は、荷重軸に対してほぼ垂直に進展し

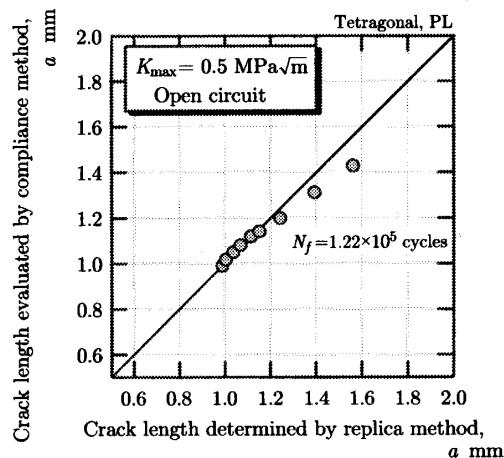


Fig. 5. Crack length by evaluated replica and compliance method.

ており、また、き裂の大きな分岐も認められなかった。き裂進展段階において求めたコンプライアンス法と実際のき裂長さの関係を図5に示す。き裂が 1.2 mm まではほぼ一致しているが、破断近くになると若干差異が見られた。これは、実際にはき裂が完全には一直線に進展しておらず、実経路長さが長くなるためだと考えられる。本実験では、コンプライアンス法によって求めたき裂長さを採用した。

**3・2・2 き裂進展速度** き裂進展速度とき裂進展量の関係を図6に示す。(a) は破断に至った試験であり、(b) は $1.00 \times 10^7$ 回繰返しても破断しなかった試験である。破断に至った試験片では、進展速度がき裂の進展に対して減少する第I領域、進展速度が一定である第II領域、再びき裂進展速度が上昇する第III領域に進展挙動を分類することができる。

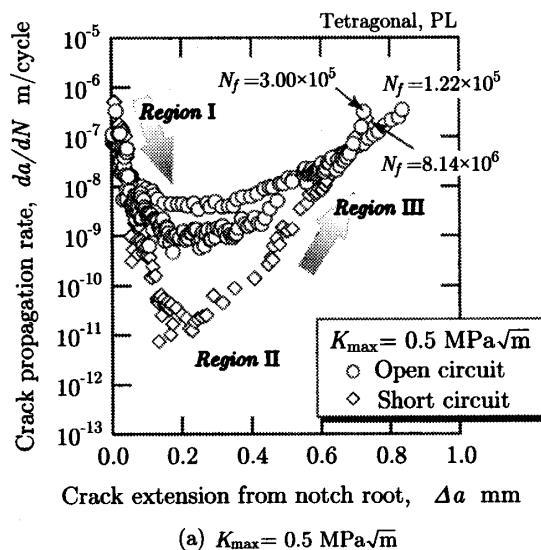
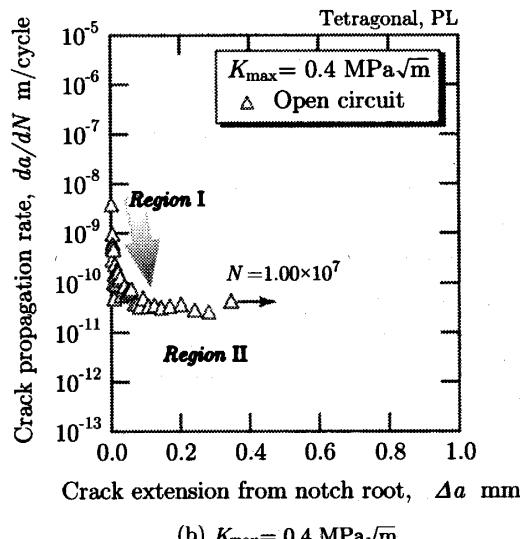


Fig. 6. Change of crack propagation rate with crack extension from notch root for PL specimen.



(b)  $K_{\max} = 0.4 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$

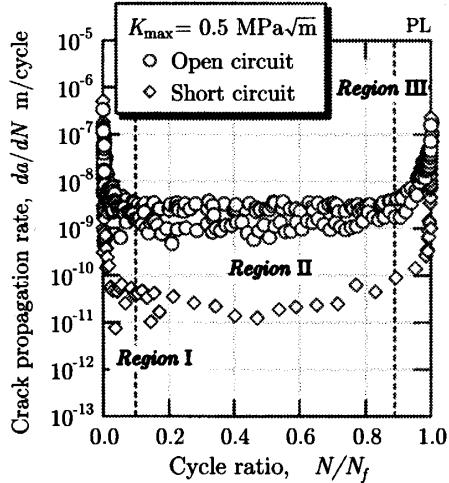


Fig. 7. Relation between crack propagation rate and cycle ratio for PL specimen.

荷重制御状態では、き裂長さが長くなると応力拡大係数も増大する。それにも係わらず第Ⅰ領域でき裂進展速度がき裂進展とともに減少しており、これは、切欠き底に生ずるドメインスイッチングによるものと考えられる。つまり、き裂進展初期はドメインスイッチングのなかった領域を進展するが、き裂進展により高応力場が広がりスイッチング領域が発達し、き裂のウェイクではスイッチング領域周辺からの拘束によりき裂面に対してより多くの圧縮応力が生じるため、き裂進展に伴って  $K$  値が増大しても進展速度が加速しなかつたと推察できる。き裂進展に伴なうドメインスイッチングのき裂遮蔽効果が破壊じん性試験におけるき裂進展抵抗（R曲線）の増大をもたらすことは多く報告されており<sup>(7)(8)</sup>、同様な効果が疲労き裂進展においても生じたものと考えられる。今後はドメインスイッチング領域の定量的な評価が望まれる。

ところで、疲労寿命の長かった短絡条件下では、開放に比べ第Ⅱ領域でのき裂進展速度が2オーダー程度低くなってしまっており、き裂進展が抑制されている。これは、短絡状態で生じる分極に対する材料中の反電界が試験に影響していることが考えられる<sup>(9)(10)</sup>。破断に至らなかった試験片も、第Ⅰ領域から第Ⅱ領域へ移行していたが第Ⅲ領域には至っていないかった。しかしながら、第Ⅰ領域が  $100 \mu\text{m}$  と(a)と同程度であるため、試験を継続して行なえば第Ⅲ領域へ遷移することが予想される。

図7に荷重繰返し数の無次元化を行い、疲労寿命に対する第Ⅰ～Ⅲ領域の範囲を示す。図より、第Ⅰ領域および第Ⅲ領域は破断繰返し数に対して、それぞれ1割程度しか存在しておらず、き裂進展環境における

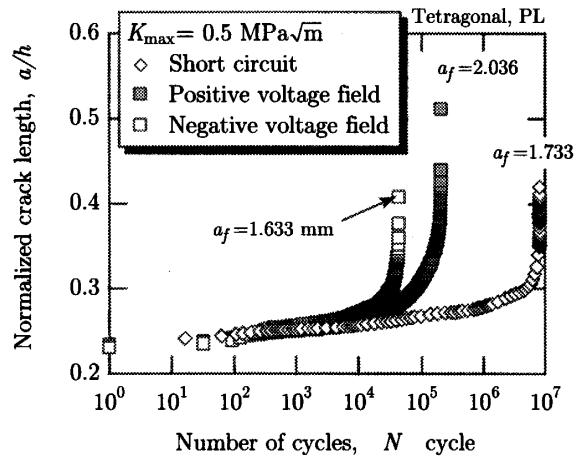


Fig. 8. Change of normalized crack length with number of cycles under electric field.

大部分はほぼ一定の進展速度でき裂が成長する第Ⅱ領域であることが分かる。

### 3・3 直流電界重畠下でのき裂進展への影響

**3・3・1 き裂進展挙動** 繰返し荷重に、直流電界を重畠して印加した条件下において得られたき裂長さと繰返し数の関係を図8示す。電界を重畠させた場合においても前項で述べた機械的負荷のみの疲労試験と同様、初期にはゆるやかにき裂が進展し、破断直前にき裂進展が加速し破断に至っていることが分かる。正電界、負電界ともに短絡の場合と比較して寿命が短くなり、負電界の方が正電界より短寿命であった。

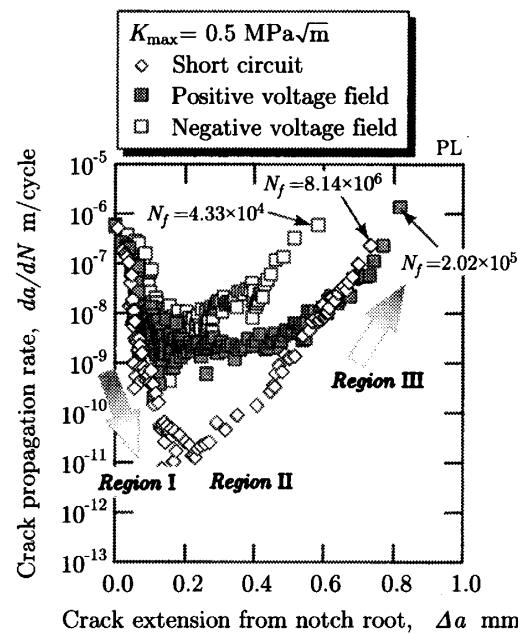


Fig. 9. Change of crack propagation rate with crack extension from notch root under direct electric field.

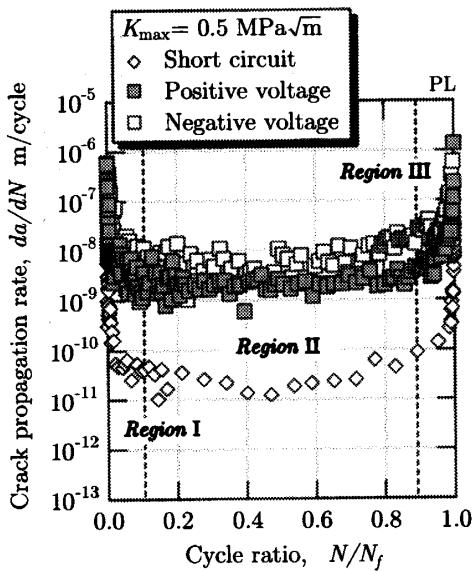


Fig. 10. Relation between crack propagation rate and normalized cycle under direct electric field.

**3・3・2 き裂進展速度** き裂進展量と進展速度の関係を図9に示す。電界を重畠させた場合においても、機械的荷重のみを負荷したときを同様に、第I、第II、第III領域に分けることができ、き裂進展速度が $10^{-7} \sim 10^{-6}$  m/cycleで、不安定破壊を示した。

図10にき裂進展速度と疲労寿命で無次元化した繰返し数の関係を示す。電界を重畠させた場合においても、第I領域および第III領域の割合はそれぞれ1割程度であり、第II領域での進展速度が疲労寿命を決定しているといえる。

短絡状態と比較して、正電界の場合が短寿命側になるのは、分極方向にさらに電界を印加するため、機械的に負荷によるひずみに電気的負荷のひずみが重複し、き裂進展を助長しているためであ

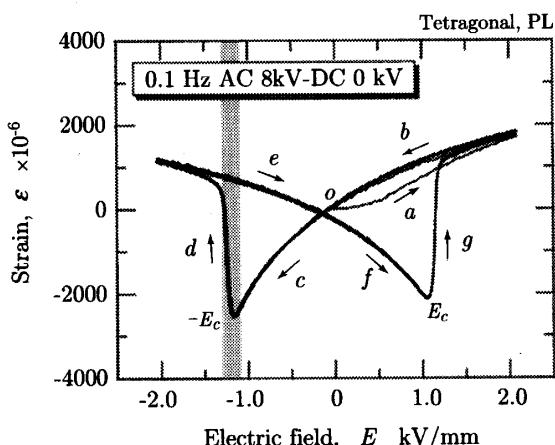


Fig. 11. Relation between longitudinal strain and applied electric field.

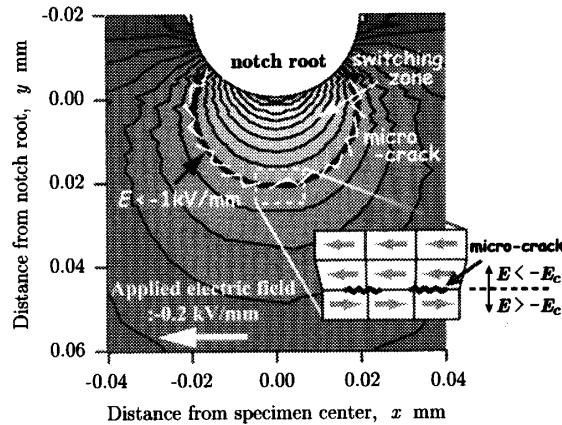


Fig. 12. Influence of negative electric field on domain switching in notched specimen.

る。この考え方によると、負電界はき裂進展抑制の効果を発揮しなければならない。実際、単調負荷条件下での破壊じん性試験においては正電界では低強度に、負電界では高強度になるという報告がされている<sup>(11)</sup>。しかしながら、正電界および負電界とともに破壊じん性を低下させるという報告もあり<sup>(12)</sup>、この結果は本実験の疲労試験でのき裂進展が加速していることに対応しており、電界の影響は材料あるいは実験条件に依存する<sup>(13)</sup>。なおMakinoら<sup>(2)</sup>は、平滑材の3点曲げ疲労試験において、短絡状態より直流の正電界および負電界の重畠した方が寿命が低下すると報告しており、このことも負電界での高いき裂進展を示唆している。

図11に本実験材料の平滑材での電界とひずみの関係を示す。負電界を印加した場合には、図に示すcの経路を通過することとなる。本試験では負荷電界は $E_c$ に達しない $E = -0.2$  kV/mmを設定しているため $180^\circ$ スイッチングは発生しないはずである。しかしながら、図12に示すように切欠き・き裂先端部において電界集中が生じ、 $E = -1.0$  kV/mmより切欠き側の領域では反転電界 $E_c$ 以下であるため $180^\circ$ スイッチングが生じることが予想される<sup>(14)</sup>。反転領域では、電界印加方向と自発分極方向が一致して引張りひずみが発生し、他の領域では圧縮ひずみ環境となるため図12のようなひずみのミスマッチ面にマイクロラック等が導入されることが推測できる。このような、き裂前方部での材料損傷による強度低下によりき裂進展が加速したと推察する。

**3・4 き裂進展速度と応力拡大係数との関係** き裂進展速度と最大応力拡大係数との関係を図13に示す。また不安定破壊の条件を表2にまとめる。表中ケースBは2本の試験結果であり、B1, B2で示し、

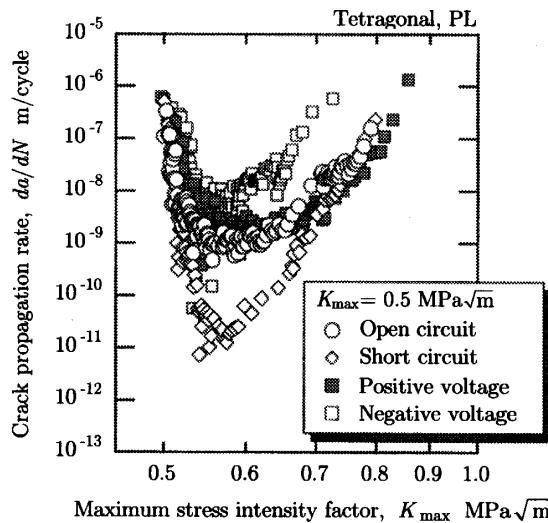


Fig. 13. Relation between crack propagation rate and maximum stress intensity factor for PL specimen.

ほぼ一致している。き裂進展速度  $da/dN$  と応力拡大係数  $K_{\max}$  の関係は、前述の第 I 領域、第 II 領域では  $K_{\max}$  が増大するにもかかわらず速度が減少するか、あるいは一定である。これは、ドメインスイッチングによるき裂遮蔽効果が大きな役割を果たしており、今後の

Table 2. Results of cyclic fatigue test for tetragonal PZT.

Case	$N_f$ , cycles	$a_f$ , mm	$K_{\max,fc}$ , MPa $\sqrt{m}$
B1	$3.00 \times 10^5$	1.718	0.760
B2	$1.22 \times 10^5$	1.919	0.794
C	$8.14 \times 10^6$	1.733	0.792
D	$2.02 \times 10^5$	2.036	0.992
E	$4.33 \times 10^4$	1.633	0.744

詳細な検討が必要である。また、第 III 領域は、負電界の場合を除いた他の条件では同じ  $K_{\max}$  に対してほぼ同一の進展速度となる。なお、負電界の場合はここでも加速側となる。

試験結果を表 2 にまとめる。不安定破壊に達した時の最大応力拡大係数を  $K_{\max,fc}$  で表わす。疲労寿命は、短絡が一番長く、開放、正電界さらに負電界の順に短くなるが、疲労寿命が長い試験片が不安定破壊にいたる最大応力拡大係数  $K_{\max,fc}$  が必ずしも高いわけではない。また、疲労における破壊じん性  $K_{\max,fc}$  は、正電界でやや大きく、負電界でやや小さくなっている。

**3・5 破面観察** 図 14 に開放条件での破壊後の破面電子顕微鏡写真を示す。(a) は切欠き先端近傍の

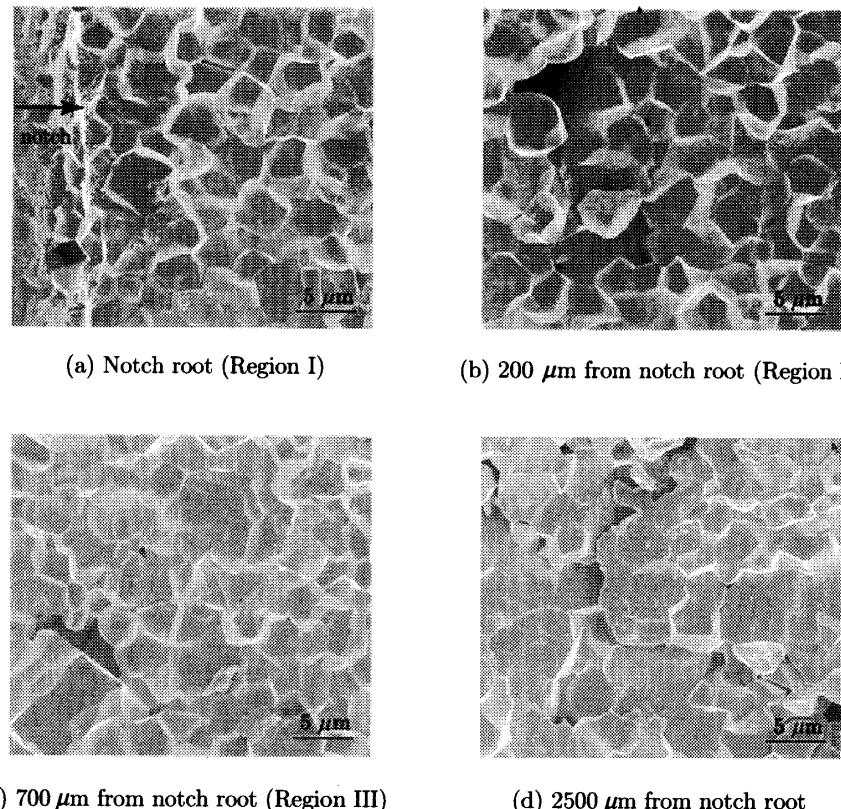


Fig. 14. SEM photographs of fracture surface of PL specimen.

第 I 領域, (b) は第 II 領域, (c) は最終疲労き裂長さ付近の第 III 領域, (d) は不安定破壊領域である。また、き裂進展方向は左から右である。

疲労き裂進展全域において粒界破壊と粒内破壊が混在しており、特に第 II 領域では粒界破壊が多く観察された。(a) と (c) の進展速度は同程度であるが、進展速度が加速状態にある (c) の方が粒内破壊が若干多く存在していた。また、不安定破壊の領域は粒内破壊が支配的であり、いくつかの粒子の粒内破壊が連なって割れている。

直流電界を重畠させた場合も、粒界破面率に大きな差異はないが、負電界の場合はやや大きくなる傾向があった。なお不安定破壊領域では、粒内破壊領域が半分程度になる。第 I 領域と第 II 領域の低速度領域でき裂進展経路が粒界となるのは、き裂先端で生じるドメインスイッチングがひずみのミスマッチを引起こし、粒界がき裂の優先経路になったものと考えられる。

#### 4. 結 言

長手方向に分極した材料の切欠き試験片の 4 点曲げ疲労試験を行ない、機械的負荷単独の場合および直流電界重畠の場合のき裂の進展挙動について検討を行なった。以下に得られた主な結果をまとめる。

(1) 疲労き裂の進展過程は電界重畠負荷の有無に関わらず、初期の進展速度がき裂長さとともに減少する第 I 領域と、それに続き速度ほぼ一定となる第 II 領域、最後の加速される第 III 領域に分けられる。第 I 領域でのき裂の減速は、切欠き先端近傍でのドメインスイッチングによるき裂の遮蔽効果に起因するものと考えられる。

(2) 負荷応力拡大係数が同じとき、き裂進展速度は、短絡状態で最も遅く、疲労寿命も最長である。開放状態、あるいは正および負の電界を重畠させた場合には、き裂進展速度は加速され、負の電界を負荷した場合が最も加速の程度が大きく短寿命であった。

(3) 破面観察によると、き裂進展速度が低い第 I, II 領域では粒界破面率の高いが、高速である第 III 領域では粒内破壊の割合が増大し、不安定破壊破面ではさらに増大した。また、破面形態は、き裂先端でのド

メインスイッチングの速度とき裂進展速度の相対関係によって決定され、充分ドメインスイッチングが生じる場合には粒界破壊となるものと考えられる。

#### 参考文献

- (1) T. Sakai, S. Ogawa, H. Kawamoto and H. Yanagida, "Fatigue Behavior of Piezoelectric Ceramics under an Applied Electric Field and Stress", *J. Ceramic Soc., Jpn.*, **107-8** (1999), pp. 743-749. (in Japanese)
- (2) H. Makino and N. Kamiya, "Effects of DC Electric Field on Mechanical Properties of Piezoelectric Ceramics", *Jpn. J. Appl. Phys.*, **33** (1994), pp. 5232-5237.
- (3) H. Gao and A.G. Evans, "Electric-Field-Induced Fatigue Crack Growth in Piezoelectrics", *J. Am. Ceram. Soc.*, **77** (1994) pp. 1783-1786.
- (4) K. Shirakihara, K. Tanaka and Y. Akiniwa, "Effect of Polarization on Deformation and Fracture of Tetragonal PZT", *Materials Science Research International*, **8-4** (2002), pp. 213-218.
- (5) H. Tada, P.C. Paris and G. Irwin, "The Stress Analysis of Crack Hand Book" (1973), 2.13-2.14, Del Research Corporation Hellertown Pennsylvania.
- (6) H. Gao and A.G. Evans, "Nonlinear Deformation of Ferroelectric Ceramics", *J. Am. Ceram. Soc.*, **76** (1993) pp. 890-896.
- (7) F. Meschke, O. Raddatz, A. Kolleck and G. A. Schneider, "R-Curve Behavior and Crack-Closure Stresses in Barium Titanate and (Mg,Y)-PSZ Ceramics", *J. Am. Ceram. Soc.*, **83** (2000) pp. 353-361.
- (8) S. Hackemann and W. Pfeiffer, "Domain Switching in Process Zones of PZT: Characterization by Micro diffraction and Fracture Mechanical Methods", *J. European Ceram. Soc.*, **23** (2003), pp. 141-151.
- (9) A. Yamada, T. Ogawa and Y.-K. Chung, "Crystal Orientation of Tetragonal Lead Zirconate Titanate Ceramic Surface and Its Aging Behavior", *Jpn. J. Appl. Phys.*, **36** (1997), pp. 5958-5962.
- (10) K. Okazaki, "Ceramics engineering for dielectric", (1992), p. 182, Gakkensya. (in Japanese)
- (11) S. Park and C. Sun, "Fracture Criteria for Piezoelectric Materials", *J. Am. Ceram. Soc.*, **78-6** (1995), pp. 1475-1480.
- (12) R. Fu and T.-Y. Zhang, "Effects of Electric Field on the Fracture Toughness of Poled Lead Zirconate Titanate Ceramics", *J. Am. Ceram. Soc.*, **83** (2000), pp. 1215-1218.
- (13) H. Jelitto, H. Kessler, G. A. Schneider and H. Bäke, "Fracture Behaviour of Poled Piezoelectric PZT under Mechanical and Electrical Loads", *J. European Ceram. Soc.*, **25** (2005), pp. 749-757.
- (14) T. Zhu and W. Yang, "Fatigue Crack Growth in Ferroelectrics Driven by Cyclic Electric Loading", *Mech. Phys. Solids*, **47** (1999), pp. 81-97.