鉄-ステンレス系層状金属複合板の界面を横切る疲労き裂 先端のひずみ分布とひずみ領域の変化について†

田 中 道 七* 福 地 雄 介*

Variations of Strain Distribution and Plastic Zone at Fatigue Crack Tip Crossing the Interface of Two-Layered Low Carbon Steel-Stainless Steel Composite Plates

by

Tsuneshichi TANAKA and Yusuke FUKUCHI

(Faculty of Science and Engineering, Ritsumeikan University, Kyoto)

Moiré fringe multiplication method using the interference of diffracted laser beams was used to evaluate the strain distribution at the fatigue crack tip which was crossing the interface of two-layered composite plates composed of low carbon steel and ferritic or austenitic stainless steel. All the tests were carried out under pulsating tension with the stress ratio $R \leq 0$. The area Ω surrounded by equi-strain loci of ϵ_y , the strain component in loading direction, was obtained from the measurements, and its variation was discussed with relation to the complicated crack propagation behavior near the interface.

It was concluded that the variation of Ω could be understood by considering both of the distribution of residual stress in the constituent materials and the difference in yield strength between two materials, and that a modified stress intensity factor, which was obtained by correcting the ordinary stress intensity factor with consideration of the variation of Ω , was a much better parameter controlling the crack growth rate near the interface.

(Received Apr. 27, 1983)

キー・ワード：複合材料，き裂進展，ひずみ分布，残留応力，降伏強度差

1 緒 言

著者らは先に、弾性定数がほぼ等しく熱膨張係数と機械的強度のみが異なる低炭素鋼とステンレス鋼からなる2層複合板について、その異種金属界面に垂直に進展する疲労き裂の進展挙動と¹⁾き裂開口挙動を調べ、次のようなことを明らかにした。すなわち、この種の金属複合板においては、熱処理時に発生する初期残留応力や構成素材の降伏強度差の影響を受けて、そのき裂進展挙動は単独材の場合とはかなり異なっており、最大応力拡大係数 $K_{\max}$ によって統制することは困難である。しかし、有効応力拡大係数幅 ΔK_{eff} を用いることにより、十分ではないまでもかなりの程度まで統制することができ、とくに、圧縮の初期残留応力場からき裂が進展する場合の複合板中のき裂開口挙動は、き裂が圧縮残留応力場にある間は、初期残留応力の分布と単独材のき裂開口挙動から導いた解析結果によりよく説明できる。しかしながら、引張りの初期残留応

力場をき裂が進展する場合は、き裂進展に伴う残留応力の再分布が予想以上に大きく、その開口挙動は、上と同様の解析によって説明することは困難である。

ところで、通常の金属材料における疲労き裂の進展機構の解明には、き裂先端に生じる塑性域の形状や寸法、塑性ひずみ分布などの塑性変形状態に関する知見が不可欠であり、同様のことは金属複合材料についても当然必要と考えられる。^{2)~4)}

そこで、本研究では前報と同様の複合板について、その異種金属界面に垂直に進展する疲労き裂先端の界面近傍におけるひずみ分布とひずみ領域の変化を、レーザ回折光の干渉を利用したモアレじま増感法を用いて調べ、それらとき裂進展挙動との対応関係について実験的検討を行った。

2 供試材料と実験方法

本実験に使用した試験片は、アルミキルド鋼（以下SAと略記）とフェライト系ステンレス鋼（SUSFと略記）からなる2層複合板と、リムド鋼（SRと略記）とオーステナイト系ステンレス鋼（SUSAと略記）か

† 原稿受理 昭和58年4月27日

* 正 会 員 立命館大学理工学部 京都市北区等持院北町

Table I. Chemical compositions of materials.

Type of composite	Material	Chemical composition (%)										
		C	Si	Mn	P	S	Cu	So1. Al	Ni	Cr	Mo	Co
SA→SUSF SUSF→SA	Al-killed steel (SA)	0.097	0.009	0.47	0.011	0.017	—	0.028	—	—	—	—
	SUS 405 (SUSF)	0.05	0.63	0.57	0.025	0.007	0.04	—	0.14	12.4	0.03	0.027
SR→SUSA SUSA→SR	Rimmed steel (SR)	0.07	0.04	0.32	0.013	0.011	0.01	0.003	0.02	0.02	—	—
	SUS 316 (SUSA)	0.06	0.56	1.46	0.024	0.005	0.26	—	13.0	16.3	2.17	—

Table II. Mechanical properties and linear expansion coefficients of materials.

Material	Heat treatment	Upper yield point σ_{80} (MPa)	Lower yield point σ_{8u} (MPa)	Tensile strength σ_B (MPa)	Vickers hardness H_V (Load 500 g)	Linear expansion coefficient** $\alpha(1/^\circ\text{C})$
Al-killed steel (SA)	860°C 1 hr, F.C.	228	225	360	77	14.3×10^{-6}
SUS 405 (SUSF)		310*		520	175	11.5
Rimmed steel (SR)		235	223	322	97	14.3
SUS 316 (SUSA)		279*		588	190	18.4

* 0.2% proof stress.

** From reference 5).

らなる2層複合板およびそれぞれの単独材で、素材の化学成分および機械的性質と線膨張係数の値をそれぞれ Table I および Table II に示す。ここで Table II 中の線膨張係数 α の値は文献5)によるもので、SUSF 材の α はSA 材より小さく、逆にSUSA 材の α はSR 材より大きいのが特徴である。なお弾性定数は各素材ともほぼ等しく $E=206\text{GPa}$ としてよいことを実験により確認してある。

複合板試験片は、前報と全く同様の拡散接合法により作製したものであり、その形状寸法を Fig. 1 に示す。試験片は機械加工後、疲労き裂の発生を容易にするために片側にスリットを入れ、860°C で真空焼なましして実験に供した。なお単独材についても Fig. 1 と同じ形状寸法の試験片を用いた。

疲労試験は、容量 15 kN の電気油圧サーボ疲労試験機を使用し、繰返し速度 30 Hz で片振り引張り（応力比 $R \cong 0$ ）の荷重一定条件で行った。なお、一部の試験片については、ひずみ測定のため、界面近傍で

$K_{\max}$ = 一定の条件で実験を行った。これらの場合の K 値は一樣引張りを受ける片側き裂に対する Gross and Brown の実験式⁶⁾を用いて算出しており、 $K_{\max}$ = 一定の場合、この実験式より求めた $K_{\max}$ が常に一定になるように負荷応力を漸減させた。また、き裂長さの測定にはストロボ光源を組込んだ光学顕微鏡を用い、ひずみ測定の場合を除いて逐次実験を中断することなく測定を行った。

き裂先端のひずみ分布の測定には、太田らの考案したモアレじま増感法を応用した。Fig. 2 に用いた測定系の概略を示す。He-Cd レーザ（出力 15 mW、波長 441.6 nm）から出たレーザ光をビームスプリッタにより二つの光束に分けた後、再び入射角 θ で試験片表面に張付けた位相型回折格子上に重ね合わせる。すると、それぞれの光は回折を起し、回折光はカメラレンズを通してスクリーン上に試験片表面の像を結ぶ。ここで入射角 θ は $\sin \theta = m\lambda/d$ で、 m 、 λ 、 d はそれぞれ

Fig. 1. Shape and dimensions of specimen.

Fig. 2. Arrangement of measuring system.

回折次数, 光源の波長, および回折格子の間隔である。このとき, 入射角を θ から少し狂わせると, 二つの回折光は干渉を起してスクリーン上にモアレじまが生じる。この状態において, 負荷によって試験片表面に変形が生じて回折格子の間隔が変化すると, スクリーン上のモアレじまの間隔も同時に変化し, このときのしき間隔の変化量を測定することにより試験表面における負荷方向のひずみ量 ϵ_y を求めることができるとともにひずみの正負の判別も可能となる。

今回の実験では, 最初に光学系を設定し, 繰返し荷重によって所定のき裂長さまでき裂を進展させた後, 手動により最大荷重にしてモアレじまの写真を撮影し, そのネガフィルムを拡大投影器にかけて解析を行った。なお, この場合には, 1 mm あたり約 1000 本の回折格子による ± 1 次の回折光を利用し, ひずみ測定の標点間距離は約 $20 \mu\text{m}$ に設定した。

3 実験結果

3・1 疲労き裂進展挙動

本研究で用いた複合板中の疲労き裂進展挙動については, 前報で詳細な観察を行っているので, ここでは, ひずみ分布の測定を行った試験片についてのみ観察したき裂進展挙動を Fig. 3 に示す。図(a)は SA-SUSF 系複合板で, 図中の表に SA→SUSF とあるのは SA 材より SUSF 材にき裂が進展する場合, SUSF→SA はその逆の場合である。図(b)は SR-SUSA 系複合板で, 表中の SR→SUSA および SUSA→SR の意味は上と同様である。また, SUSF→SA と SUSA→SR の場合については界面近傍で $K_{\max}$ = 一定の条件でも実験を行ったので, その結果も示した。なお, 図中の垂直鎖線は各複合板試験片に対する界面の位置を $K_{\max}$ の値で示したものである。

Fig. 4 は, 参考までに, 前報で得られた同種複合板

(a) SA-SUSF series. (b) SR-SUSA series.
Fig. 3. Relation between crack growth rate and maximum stress intensity factor.

Fig. 4. Schematic diagram of propagation behavior in the composite plates.

中のき裂進展挙動を模式的に示したもので, 図中の 2 本の直線は各複合板を構成する単独材のき裂進展曲線で, 先の Fig. 3 (a), (b)中の 2 本の直線はこれを再記したものである。また, 各複合板中の初期残留応力 σ_{r0} の正負を Fig. 4 の各図中に示してある。

Fig. 3 において, $K_{\max}$ = 一定の場合を除く実験結果を Fig. 4 と比較すると, それぞれの場合のき裂進展挙動の傾向は両図においてよく一致していることがわかる。

他方, Fig. 3 で, 界面のごく近傍において $K_{\max}$ = 一定とした場合のき裂進展速度は大きな変化を示しているが, その変化のもようをき裂長さに対して示したのが Fig. 5 である。なお, 横軸には Fig. 1 における Plate 1 の板幅 c_1 で無次元化したき裂長さ a/c_1 をとっており, 水平鎖線は複合板と同じ $K_{\max}$ の値における各単独材のき裂進展速度を示している。図(a)の SUSF→SA の場合, SUSF 材中には初期圧縮残留応力 ($\sigma_{r0} < 0$) が存在し, 前報で論じたように圧縮残留応力はき裂進展に伴ってほとんど変化しないことから, 界面の手前で da/dN は単独材より小さく, き裂が界面に

(a) SUSF→SA (b) SUSA→SR
Fig. 5. Relation between crack growth rate and relative crack length.

近づくと急激に増加して SA 単独材の進展速度に近づいている。他方、図(b)の SUSA→SR の場合、SUSA 材には初期引張残留応力 ($\sigma_{r0} > 0$) が存在し、そのき裂進展に伴う再分布を予測することは困難であるが、き裂進展速度を増加させる傾向にあることは明らかで、したがって、実験点は SUSA 単独材より上方に位置しており、き裂が界面に近づくとともにこの場合も SR 単独材の進展速度に接近している。このように、 K 値を一定にしても、界面近傍でのき裂進展挙動は複雑であり、この点をき裂先端近傍に形成されるひずみ分布の点から検討することが本研究の課題である。

3・2 疲労き裂先端近傍のひずみ分布

ひずみ測定のために、前述の方法で撮影した SA-SUS 系複合板の疲労き裂先端近傍のモアレじま写真の例を Fig. 6 に示す。各写真はいずれもき裂が界面を通過する直前の最大負荷時におけるもので、写真中の $\leftarrow \rightarrow$ 印は界面の位置を示している。なお、SR-SUSA 系複合板および単独材については紙面の都合上、写真を省略するが、単独材のモアレじまパターンは、き裂先端近傍でしま間隔がせまくなり、前方に向かってしま間隔が滑らかに一樣になる Fig. 6 (b) のパターンに近い。このような単独材のパターンは太田らの HT 80⁷⁾ を使ったモアレじまのパターンとよく一致しており、鮮明度の点からもき裂先端近傍のひずみ分布を定量的に求めるうえでほぼ充分の精度をもつと判断される。なお、写真(a)において、一部モアレじまが観察されない部分があるが、これは変形に起因する表面の凹凸が大きいことによるもので、とくにき裂自体が判然としないが、き裂が鈍化して幅が大きくなっているわけではない。また、写真(a)ではモアレじまが界面で屈曲し、界面自体が明りょうに観察されるが、これは、

Fig. 6. Moiré fringe photographs.

先の Fig. 4 に示したように、引張りから圧縮の初期残留応力場にき裂が進展する場合で、とくにき裂先端が存在する SA 材に初期引張残留応力があり、界面前方に降伏点の高い SUSF 材があるために、き裂先端と界面の間の領域にひずみが集中している状態が顕著に観察される。なお、写真を省略した SUSA→SR の場合にも同様の傾向が観察された。これに対して、圧縮から引張りの初期残留応力場へき裂が進展する写真 (b) の場合は、 K_{max} の値が先の写真(a)の場合よりもかなり大きいにもかかわらず、界面自体がモアレじまの変化からは観察されず、しまでは滑らかに変化して、上に述べたようにそのパターンは単独材の場合に近い。なお、写真を省略した SR→SUSA の場合にもこれと同じパターンが観察された。

つぎに、撮影したモアレじま写真よりき裂先端近傍のひずみ ϵ_y の分布を求めた例を Fig. 7 (a), (b) に示す。これらは Fig. 6 (a), (b) のモアレじまから求めたもので、き裂先端を原点にとり、き裂前方に x 軸、負荷方向に y 軸をとって、得られた ϵ_y の分布を x, y, ϵ_y の 3 次元表示に示したものである。 ϵ_y の算出はモアレじまの相隣れる暗線または明線の y 方向間隔から求め、無ひずみ状態のしま間隔 (標点間距離) は既述のように約 $20 \mu\text{m}$ であるが、このようにして求めた ϵ_y

Fig. 7. Strain distribution near the crack tip.

をそのまま図示すると、しま間隔の読みとり精度によって標点間距離を周期とする微細な変動が現れるため、ここでは明線と暗線を別個に数えて、一つのしまの上下に各5本のしまをとり、それらのしま間隔の変化を滑らかな曲線で回帰し、その回帰線の示すしま間隔からひずみ ϵ_y を求めた。なお、計算自体は計算機によって行ったものである。このような回帰を行っても、Fig. 7 (a), (b) をみると y 軸方向に短周期の変動がみられるが、これらの変動は、むしろ、材料の結晶粒オーダーの微視的構造の不均質によるものと考えられる。

Fig. 8 (a), (b) は Fig. 7 (a), (b) をもとにして、 ϵ_y の等ひずみ線を xy 平面上に描いたものである。Fig. 7, 8 の図(b) (SUSF→SA の場合) をみると、ひずみ分布は x 軸に関してかなり良好な対称性を示しており、かつ x 軸の正方向と約 45° の方向にひずみ分布が広がる傾向がみられる。このことは単独材の場合にも明りように現れ、こうしたひずみ分布の形態は過去に行われたき裂先端の塑性変形状態に関する研究結果とよく対応している^{2,3,8)}。しかし、Fig. 7, 8 の図(a) (SA→SUSF の場合) をみると、まず、ひずみ分布の x 軸に関する対称性が極めて悪い。このことは、界面に接近したき裂がその先端部分で必ずしも界面に直交していないことによるもので、前方に降伏点の高い材料があるとき、界面近傍でき裂の方向変化や、き裂の枝別れが生ずることはしばしば観察される。いま一つの特徴は、き裂

が界面直前にある Fig. 8 (a) にみるように、 $0.5 \times 10^4 \mu\text{strain}$ 以上のひずみ領域が、き裂先端と界面との間の狭い領域に集中し、界面に沿って下方方向に広がる傾向をみせていることである。このように、き裂が界面に接近したときに、塑性域が界面前方に広がらず、界面に沿って伸びるとき、その伸び方に多少の非対称があれば、き裂はより塑性域の広がりの大きい方に曲るうとして、この図のような結果になったものと考えられる。

ところで、この種の複合板における界面近傍でのき裂先端塑性域の変化については、大略ら、竹園らにより有限要素法による解析結果が報告されており、それらによると、き裂前方に降伏点の高い材料が存在するときは塑性域の前方への広がりがおさえられ、逆の場合には塑性域の広がりが大きくなることが示されている。本実験の場合も、上でみた SA-SUSF 系の場合、および図は省略したが SR-SUSA 系の場合について定性的には同様の傾向が認められる。しかし、いま一つの因子として界面前後における残留応力の存在を考慮する必要がある、界面近傍での塑性域の変化を理解するにはこの両者を考えなければならない。そこで、以下においては上記の点について一定の検討を加えるとともに、先に述べた界面近傍での複雑なき裂進展速度の変化が、き裂先端の塑性域の大きさによってどの程度支配されているかを、可能な範囲で検討することとする。なお、本研究では ϵ_y のみを測定しているため、ここでは塑性域を ϵ_y の等ひずみ線で囲まれる領域におきかえて検討する。

4 考 察

本章においては、前章で得られた結果にもとづき、複合板におけるき裂先端の塑性域寸法とき裂進展速度との関係を考察する。ところで、先に得られた複合板および単独材のひずみ分布は、それぞれ材料および測定時の K 値が異なるので、界面近傍におけるその変化の模様を直接比較することは無意味である。そこで、まず、複合板中のき裂進展にともなう等ひずみ線で囲まれた領域 Ω の変化を同じ K 値において単独材のそれと比較し、その変化の傾向がどの程度までき裂進展挙動と対応しているかについて検討する。

4・1 き裂進展にともなう等ひずみ領域の変化

一般に、塑性域の大きさは、き裂進展方向および負荷方向の寸法によって評価されることが多いが、ここでは Fig. 9 (a) に示すような等ひずみ線と y 軸とで囲まれた領域を簡単のために等ひずみ領域とよび、その面積を Ω として、複合板および単独材について、数種の ϵ_y に対する Ω を算出した。なお、き裂先端後方の $x < 0$ における等ひずみ領域を Ω に含めないのは、この部分の等ひずみ線が実験で正確に決定できない場合

Fig. 8. Equi-strain loci near the crack tip.

Fig. 9. Area Ω surrounded by equi-strain locus and its transformation method.

Fig. 10. Variation of Ω/Ω_0 near the interface.

があるからである。ここで、等ひずみ領域の寸法は K 値の 2 乗に比例すると仮定すると、Fig. 9 (b) の式(1)に示すようにある K 値において求められた単独材の場合の Fig. 9 で定義される面積は任意の K 値における面積に換算でき、こうすることによって複合板の場合と同じ K 値において複合板と単独材の Ω を比較することができる。Fig. 10 はこうして得られたき裂進展にともなう複合板の界面近傍における Ω の変化を示したもので、縦軸には複合板と同じ K 値に換算した単独材の等ひずみ領域 Ω_0 で無次元化した複合板の Ω の平方根を、横軸には Fig. 1 に示した Plate 1 の板幅 c_1 で無次元化したき裂長さ a/c_1 をとったものである。

これらの図から明らかなように、初期残留応力 σ_{r0} について引張りから圧縮の残留応力場へき裂が進展する SA→SUSF (図(a)) および SUSA→SR (図(d)) の場合は、界面より手前の $\sigma_{r0} > 0$ の領域で等ひずみ領域 Ω は単独材の値 Ω_0 よりかなり大きく、界面に近くなると Ω は Ω_0 に接近する。その場合の Ω/Ω_0 の挙動は界面両側の構成材の降伏強度の差に依存しており、前方に降伏点の高い SUSF 材がある図(a)の場合は界面のかなり手前から Ω/Ω_0 は減少し、界面直前で Ω は Ω_0 より小さくなるが、前方に降伏点の低い SR 材がある図(d)では界面直前で Ω/Ω_0 はむしろ増加傾向にあり、き裂が界面通過後、急速に Ω は Ω_0 に接近する傾向を示す。

これに対して、 σ_{r0} について圧縮から引張りの残留応力場にき裂が進展する SUSF→SA (図(b)) および SR→SUSA (図(c)) の場合、き裂が界面の手前にあるときの Ω/Ω_0 は 1 に近いが 1 よりも小さく、界面の近くで Ω/Ω_0 は上昇する傾向がある。この場合も界面両側の材料の降伏強度差が大きく影響し、前方に降伏点の低い SA 材が存在する図(b)の場合はかなり手前で Ω/Ω_0 は 1 に近くなっており、これに対して、前方に降伏点の高い SUSA 材が存在する図(c)の場合には、界面前後においても Ω/Ω_0 は 1 よりもはるかに小さい。

以上のように等ひずみ領域 Ω の界面前後の挙動は構成材中の残留応力と両材の降伏強度差の両者を考慮して定性的ではあるが説明することが可能である。この点をさらに定量化するには、前報でも述べたように、き裂進展にともなう残留応力の再分布を正しく評価することが必要で、この点については別途に研究を計画中である。

ここで、以上述べた Ω/Ω_0 の挙動を Fig. 3, 5 のき裂進展挙動と比較すると、両者は比較的よい対応を示しており、したがって、次節ではこの Ω/Ω_0 をパラメータとした場合にき裂進展速度がどの程度統制されるかについて検討する。

4・2 き裂進展速度と Ω/Ω_0 の関係

前節の考察にもとづいて Ω/Ω_0 とき裂進展速度の関係を調べるにあたって、先の Fig. 3, 5 との比較を容易にするために、まず、複合板に対する修正応力拡大係数 K'_{max} を定義する。すなわち、前節と同様に等ひずみ領域の寸法は K 値の 2 乗に比例すると仮定し、修正応力拡大係数 K'_{max} を次式で与える。

$$K'_{max} = K_{max} (\Omega/\Omega_0)^{1/4} \quad (2)$$

ここで、 Ω/Ω_0 は先と同様であり、 K_{max} はき裂長さと負荷応力から求まる Fig. 3~5 で用いた通常の K 値である。

Fig. 11 は、このようにして求めた K'_{max} を用いて、複合板のき裂進展速度を整理したもので、各図中の実線は、Fig. 3 と同様、単独材のき裂進展曲線である。Fig. 11 (a) の SA-SUSF 系の場合、ばらつきは多少大きいが推定した da/dn と K'_{max} の関係は単独材の場合に近づく傾向を示しており、Fig. 11(b) の SR→SUSA についても同様の傾向が認められる。しかし、SUSA→SR の場合のみ単独材とはかなり異なっており、上の方法によって評価することはまだ困難である。

以上のことから、複合板中のき裂進展挙動は上のような等ひずみ領域の大きさから推定した修正応力拡大係数 K'_{max} により、一部を除いてかなりの程度まで整理できることから、第 1 近似として等ひずみ領域の変化はき裂進展挙動と比較的よく対応しているという

(a) SA-SUSF series, (b) SR-SUSA series.

Fig. 11. Relation between crack growth rate and modified stress intensity factor K'_{max} .

ことができる。しかし、本実験で得られるひずみは、先に述べたように γ 方向成分 ϵ_y のみであるため、上で定義した等ひずみ領域は一般に言われている塑性ひずみ領域にそのまま対応するものでなく、このことが上の考察にみられる一部の不適合性の一つの原因であると考えられる。この点に関しては、他のひずみ成分の測定方法の開発も含めて、今後、さらに検討を加える予定である。

5. 結 言

拡散接合法により作製した、弾性定数がほぼ等しく、熱膨張係数と機械的強度のみが異なる低炭素鋼とフェライト系ステンレス鋼またはオーステナイト系ステンレス鋼からなる2層複合板において、異種金属界面に垂直に進展する疲労き裂先端の界面近傍におけるひずみ分布とひずみ領域の変化をレーザ回折光の干渉を利用したモアレじま増感法を用いて調べ、き裂進展挙動との対応関係について検討を行った。得られた結果を要約すると次のとおりである。

(1) モアレじま増感法をき裂先端近傍のひずみ分布測定に応用することにより、標点間距離約 $20 \mu\text{m}$ のひずみが測定可能となり、き裂先端近傍の γ 軸方向成分のひずみ分布をき裂から遠い所で 0.05% ($500 \mu\text{strain}$)、き裂先端で 0.3% ($3000 \mu\text{strain}$) の精度で測定することができた。

(2) き裂が界面を通過する前後における複合板中のき裂先端等ひずみ領域の変化は、界面両側の構成素材

の降伏強度差と両材料中の初期残留応力の両者を考えて少なくとも定性的に説明可能である。この点を定量的に把握するにはき裂進展にともなう残留応力の再分布を正しく評価することが必要であり、この点については目下研究を計画中である。

(3) 上記のき裂先端等ひずみ領域の変化を考慮して通常の K 値を式(2)によって修正した修正応力拡大係数を用いることにより、複合板の界面近傍におけるき裂進展速度は一部を除いて、第1近似的にはほぼ統制することができ、このことより、き裂先端塑性域の変化が界面近傍の複雑なき裂進展挙動に重要な役割を果していることがわかる。しかし、本研究で測定したのは負荷方向ひずみ ϵ_y のみであり、塑性ひずみ領域を正確にとらえるには他のひずみ成分の測定も必要とする。この点についてもさらに研究を継続する予定である。

終りに、本研究の遂行にあたり、モアレじま増感法によるひずみ分布測定法について有益なご教示をいただいた金属材料研究所の太田昭彦氏に深じんなる謝意を表するとともに、終始熱心に実験に協力された当時の立命館大学理工学部生五十嵐宏、石本真一、大場啓行および河合彰の諸君に心から謝意を表する。

(昭和57年5月25日 日本材料学会第31期学術講演会；昭和57年11月9日 第16回疲労シンポジウムにて講演)

参 考 文 献

- 1) 田中道七, 福地雄介, 日本機械学会論文集, **48**, 1481 (1982).
- 2) 北川 茂, 材料, **23**, 64 (1974).
- 3) D.L. Davidson and J. Lankford, Jr., ASME, Trans., **98**, 24 (1976).
- 4) 島田平八, 古屋泰文, 非破壊検査, **26**, 463 (1977).
- 5) 日本金属学会, 日本鉄鋼協会編, “鉄鋼材料便覧”, p. 55 (1974) 丸善.
- 6) H. Tada, P. Paris and G. Irwin, “The Stress Analysis of Cracks Handbook”, 2. 11 (1973) Del Research Corporation.
- 7) 太田昭彦, 佐々木悦男, 小管通雄, 日本機械学会論文集, **44**, 3354 (1978).
- 8) J. Lankford, D.L. Davidson and T.S. Cook, ASTM STP 637, 36 (1977).
- 9) 小倉敬二, 大路清嗣, 本多啓介, 川端保弘, 日本機械学会講演論文集, No. 770-2, 48 (1977).
- 10) 竹園茂男, 佐藤昌宏, 福山重美, 田北勝彦, 材料, **29**, 59 (1980).