

電着金属薄膜を用いた応力測定法と  
二軸応力下におけるき裂進展挙動  
に関する研究

A Research on Experimental Stress Analysis Using  
Electrodeposited Metal Foil and Crack Propagation  
Behavior under Biaxial Stress Conditions

2006 年 1 月

小 野 勇 一



# 目次

本論文で使用する主な記号・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ vii

## 第1章 緒論 1

1.1 動的応力測定的重要性	1
1.2 銅めっき応力測定法の特徴	2
1.3 微小円孔を有する電着銅薄膜による二軸応力検出法	8
1.4 二軸応力下における疲労き裂進展	9
1.5 本論文の目的および概要	12
参考文献	14

## 第2章 電着銅薄膜の成長粒子発生密度を利用した応力測定法 19

2.1 緒言	19
2.2 成長粒子発生密度の応力依存性	20
2.3 実験方法	20
2.3.1 電着銅薄膜の作製	20
2.3.2 試験片および試験機	22
2.3.3 実験方法	22
2.4 実験結果および考察	25
2.4.1 成長粒子発生密度と二軸応力の関係	25
2.4.2 被測定物の弾性係数を考慮した較正式	30
2.5 結言	33
参考文献	33

**第3章 円孔を有する電着銅薄膜による成長粒子の分布形状  
を利用した二軸応力検出法  
(基礎実験) 35**

3・1 緒言	35
3・2 二軸応力の決定法	36
3・3 実験方法	37
3・3・1 電着銅薄膜の作製	37
3・3・2 試験片および試験機	37
3・3・3 実験方法	38
3・4 実験結果および考察	42
3・4・1 円孔縁における成長粒子の分布形状と二軸応力比の関係	42
3・4・2 構成式の誘導	47
3・4・3 成長粒子発生密度とせん断応力振幅の関係	51
3・4・4 円孔縁の成長粒子の分布と成長粒子の発生密度を利用した 二軸応力検出法	52
3・5 結言	55
付録3・A 弾性理論による平板中の円孔縁の応力分布	56
参考文献	59

**第4章 円孔を有する電着銅薄膜による成長粒子の分布形状  
を利用した二軸応力検出法  
(円孔の微小化と被測定物の弾性係数の影響) 61**

4・1 緒言	61
4・2 構成式の概要	62
4・2・1 主応力振幅の決定法	62
4・2・2 被測定物の弾性係数の影響	63
4・3 実験方法	64



4・3・1	円孔を有する電着銅薄膜の作製	64
4・3・2	試験片および試験機	64
4・3・3	実験方法	65
4・3・3・1	成長粒子の分布形状に及ぼす円孔直径の影響	65
4・3・3・2	被測定物の弾性係数の影響	67
4・4	実験結果および考察	67
4・4・1	円孔直径と成長粒子分布形状との関係	67
4・4・2	被測定物の弾性係数の影響	69
4・4・3	構成式の誘導	69
4・4・4	被測定物の弾性係数を考慮した二軸応力検出法	76
4・5	結 言	78
	参考文献	78

## 第5章 微小円孔を有する電着金属薄膜による平均応力検出法 (疲労き裂の進展速度を利用した測定法) 81

5・1	緒 言	81
5・2	実験方法	82
5・2・1	微小円孔を有する電着金属薄膜の作製	82
5・2・2	試験片および試験機	83
5・2・3	実験方法	84
5・2・3・1	銅薄膜による試験	84
5・2・3・2	ニッケル薄膜による試験	85
5・3	実験結果および考察	87
5・3・1	き裂長さと繰返し数の関係	87
5・3・2	き裂進展速度と応力比の関係	87
5・3・3	き裂進展速度を利用した平均応力の検出	91
5・4	結 言	99
	参考文献	100

**第6章 微小円孔を有するニッケル合金薄膜による平均応力検出法  
(精度の向上と周波数の影響) 103**

6・1 緒言	103
6・2 実験方法	104
6・2・1 微小円孔を有するニッケル合金薄膜の作製	104
6・2・2 試験片および試験機	104
6・2・3 実験方法	107
6・2・3・1 測定精度の向上	107
6・2・3・2 周波数の影響	107
6・3 実験結果および考察	108
6・3・1 き裂長さと繰返し数の関係	108
6・3・2 測定精度の向上	108
6・3・3 周波数の影響	113
6・4 結言	116
参考文献	117

**第7章 微小円孔を有するニッケル合金薄膜による平均応力検出法  
(被測定物の弾性係数の影響) 119**

7・1 緒言	119
7・2 被測定物の弾性係数の影響	120
7・3 実験方法	120
7・3・1 ニッケル合金薄膜の作製	120
7・3・2 試験片および試験機	121
7・3・3 実験方法	122
7・4 実験結果および考察	123
7・4・1 き裂長さと繰返し数の関係	123
7・4・2 き裂進展速度と応力比の関係	125

7・4・3	構成式の誘導	127
7・4・4	被測定物の弾性係数の影響を考慮した平均応力検出法	132
7・5	結 言	133
	参考文献	133

## 第8章 アルミナ粒子強化複合材料のモード I 表面き裂の進展に及ぼす第 2 主応力の影響 135

8・1	緒 言	135
8・2	実験方法	136
8・2・1	試験片および試験機	136
8・2・2	実験方法	139
8・2・2・1	二軸応力状態の測定	139
8・2・2・2	き裂進展速度およびき裂深さの測定	139
8・2・2・3	き裂開口変位およびき裂破面粗さの測定	140
8・3	実験結果および考察	142
8・3・1	二軸応力状態の測定	142
8・3・2	き裂の断面形成	144
8・3・3	き裂進展速度に及ぼす粒子含有率，二軸応力比の影響	145
8・3・4	き裂開口変位・き裂開口応力に及ぼす粒子含有率， 二軸応力比の影響	149
8・3・5	き裂進展速度への修正パリス則の適用	154
8・3・6	き裂進展速度とき裂先端開口変位	156
8・3・7	き裂面粗さに及ぼす粒子含有率，二軸応力比の影響	157
8・4	結 言	158
付録 8・A	長方形断面を有する平板のねじりに対する 板幅方向の応力分布	159
付録 8・B	応力拡大係数の補正係数	161
付録 8・C	弾性論に基づくき裂開口変位	164

参考文献 ..... 168

**第9章 結 論** ..... **171**

**謝 辞** ..... **179**

## 本論文で使用する主な記号

$a$	: き裂長さの半長
$b$	: き裂深さ
$A$	: 成長粒子発生密度の面積増加速度
$A_m$	: $A$ の平均値
$C$	: 二軸応力比 (第2主応力 / 第1主応力)
$C_c$	: 銅薄膜における二軸応力比
$COD$	: き裂開口変位
$CTOD$	: き裂先端開口変位
$d$	: 円孔縁に発生した成長粒子の半径方向長さ
$\bar{d}$	: $d$ の平均値
$da/dN$	: き裂進展速度
$E$	: 縦弾性係数 (ヤング率)
$E_c$	: 銅薄膜のヤング率
$E_m$	: 被測定物のヤング率
$E_n$	: ニッケル合金薄膜のヤング率
$f$	: (応力の) 周波数
$F$	: 応力拡大係数の補正係数
$G$	: 横弾性係数 (剛性率)
$G_c$	: 銅薄膜の剛性率
$G_m$	: 被測定物の剛性率
$K$	: 応力拡大係数
$K_{max}$	: 最大応力拡大係数
$l$	: 円孔縁に発生した成長粒子の円周方向長さ
$\bar{l}$	: $l$ の平均値
$N$	: (応力) 繰返し数

$N_1$	: 銅薄膜に成長粒子が発生する繰返し数
$N_2$	: 円孔縁に成長粒子が発生する繰返し数
$r$	: き裂先端からの距離
$R$	: 応力比 (最小応力 / 最大応力)
$R_a$	: き裂破面の算術平均粗さ
$r_s$	: 円孔縁に発生したすべり線の割合
$r^*$	: 成長粒子発生密度
$\Delta a$	: き裂長さの半長の増加量
$\Delta K$	: 応力拡大係数幅
$\Delta K_{eff}$	: 有効応力拡大係数幅
$\Delta N$	: (応力) 繰返し数の増加量
$\Delta r^*$	: 成長粒子発生密度の増加量
$\Delta \sigma_{eff}$	: 有効応力幅
$\Delta \sigma_1$	: 応力幅
$\delta a$	: $a$ の測定精度
$\delta A_m$	: $A_m$ の測定誤差
$\delta C$	: $C$ の測定誤差
$\delta (da/dN)$	: $da/dN$ の測定誤差
$\delta N$	: $N$ の測定精度
$\delta r^*$	: $r^*$ の測定精度
$\delta (\Delta a)$	: $\Delta a$ の測定誤差
$\delta (\Delta N)$	: $\Delta N$ の測定誤差
$\delta (\Delta r^*)$	: $\Delta r^*$ の測定誤差
$\delta \sigma_m$	: $\sigma_m$ の測定誤差
$\delta \sigma_1$	: $\sigma_1$ の測定誤差
$\delta \tau_a$	: $\tau_a$ の測定誤差
$\delta \tau_c$	: $\tau_c$ の測定誤差
$\phi$	: 円孔直径
$\gamma_a$	: (被測定物に生ずる) せん断ひずみ
$\gamma_c$	: 銅薄膜に生ずるせん断ひずみ

$\nu_c$	: 銅薄膜のポアソン比
$\nu_m$	: 被測定物のポアソン比
$\nu_n$	: ニッケル合金薄膜のポアソン比
$\theta$	: 試験片取付け角度
$\sigma_a$	: (被測定物に作用する) 応力振幅
$\sigma_{c1}$	: 銅薄膜に生ずる第 1 主応力
$\sigma_{c2}$	: 銅薄膜に生ずる第 2 主応力
$\sigma_m$	: (被測定物に作用する) 平均応力
$\sigma_{max}$	: (被測定物に作用する) 最大応力
$\sigma_{min}$	: (被測定物に作用する) 最小応力
$\sigma_{n1}$	: ニッケル合金薄膜に生ずる第 1 主応力
$\sigma_{n1a}$	: ニッケル合金薄膜に生ずる第 1 主応力振幅
$\sigma_{n1m}$	: ニッケル合金薄膜に生ずる平均応力
$\sigma_{n1max}$	: ニッケル合金薄膜に生ずる最大応力
$\sigma_{n1min}$	: ニッケル合金薄膜に生ずる最小応力
$\sigma_{n2}$	: ニッケル合金薄膜に生ずる第 2 主応力
$\sigma_{op}$	: き裂開口応力
$\sigma_{top}$	: き裂先端開口応力
$\sigma_{ys}$	: 降伏応力
$\sigma_0$	: 単軸降伏応力と引張強さの算術平均
$\sigma_{0.2}$	: 耐力
$\sigma_1$	: (被測定物に作用する) 第 1 主応力
$\sigma_{1a}$	: (被測定物に作用する) 第 1 主応力振幅
$\sigma_{1m}$	: (被測定物に作用する) 平均応力
$\sigma_{1max}$	: (被測定物に作用する) 最大応力
$\sigma_{1min}$	: (被測定物に作用する) 最小応力
$\sigma_2$	: (被測定物に作用する) 第 2 主応力
$\sigma_\theta$	: 円孔縁に生ずる円周方向応力
$\tau_a$	: (被測定物に作用する) せん断応力振幅
$\tau_c$	: 銅薄膜に生ずるせん断応力振幅





# 第 1 章

## 緒 論

### 1・1 動的応力測定的重要性

近年、機械・構造物の設計に対する要求は、多種多様化して厳しくなっている。例えば、国内の製造業界では、海外市場への依存度の拡大、生産基地の海外移転に代表されるような市場と生産のグローバル化が進んでいる。したがって、各企業は世界的な競争力を確立するために、機械が使用時の実動荷重に耐えうるような本来の強度に関する要求に加えて、合理化、高性能化を進めていかなければならない。また、社会的な要求では、地球温暖化防止や石油資源の枯渇問題に対応するために、機械の効率化、軽量化が重要な課題となる。また一方で、燃料電池車や自然エネルギーを利用した発電設備などの新たな機械を安全性と経済性を両立させて設計する必要性も発生してきた。このような多種多様な要求を満足するために、機械はより厳しい条件の下で使用されるようになってきている。したがって、このような機械要素が破壊することなく安全に使用できることを保証するためには、使用時の実動荷重をできるだけ正確に把握する必要がある。

ところで、機械・構造物が破損した原因を調べてみると、静的荷重で破損した例は極めて稀であり、90%近くが使用時の繰返し荷重による材料の疲労によるものであることが知られている。1978年にアメリカ合衆国で機械の破壊により発生したコストを試算すると、1190億ドルにも達し、これはGNPの4%に相当するという報告もされている[1]。したがって、機械・構造物の安全性を評価するには、作用する繰返し荷重により材料に生ずる動的な応力と使用する材料の疲労強度とを比較することが不可欠となる。さらに疲労破壊では、設計上必要なボルトの締結穴や材料内に存在する欠陥などの局所的な応力集中箇所を起点として発生したき裂が進展して最終破壊に至る場合がほとんどである。このような観点から、機械要素の局所的な領域に作用する動的な応力を正確に把握することは、機械の安全性を評価する上で、きわめて重要な課題であるといえる。

## 1・2 銅めっき応力測定法の特徴

前節で述べたとおり、機械要素に作用する応力やひずみを把握することは重要であるため、様々な実験応力解析法がある。その代表的なものとして、電気抵抗線ひずみ計、光弾性実験法、X線応力解析法、応力塗料膜法などがある[2]。このうち、電気抵抗線ひずみ計は、動的なひずみの測定や記録が容易であることから現在最も広く利用されているひずみ計の一つである。しかしながら、電気抵抗線ひずみゲージについても以下のような短所がある。すなわち、まずゲージとひずみ計とを接続するためにリード線が必要となるため、シャフトや車輪のような回転体の応力を測定する場合には、スリップリングなどの煩雑な素子を用いる必要がある。また、これらが密閉されたケーシング内にある場合には測定が不可能となる場合も起こる。また、主応力方向が前もっていないときは3個のひずみゲージを組合せたひずみロゼットを用いる必要がある。したがって、この場合には測定領域の増加につながるため、局所的な応力の測定には必ずしも適当とはいえない。そこで、このような欠点を補うために、銅めっき応力測定法（銅めっき法）[3]が、大久保によって開発された。この方法では、厚さ10~20 $\mu\text{m}$ の銅めっきを施した機械要素、あるいは銅めっき箔（電着銅薄膜）を接着した機械要素に繰返し負荷が作用すると、電着銅に組織変化が生ずる現象を利用する。すなわち、繰返し負荷により電着結晶粒の中には周囲の結晶粒子を吸収しながら成長する粒子が現れる。これが10 $\mu\text{m}$ 程度の大きさにまで成長すると、電解研磨とエッチングを施すことにより、図1.1に示すように光学顕微鏡を通して肉眼的にその存在

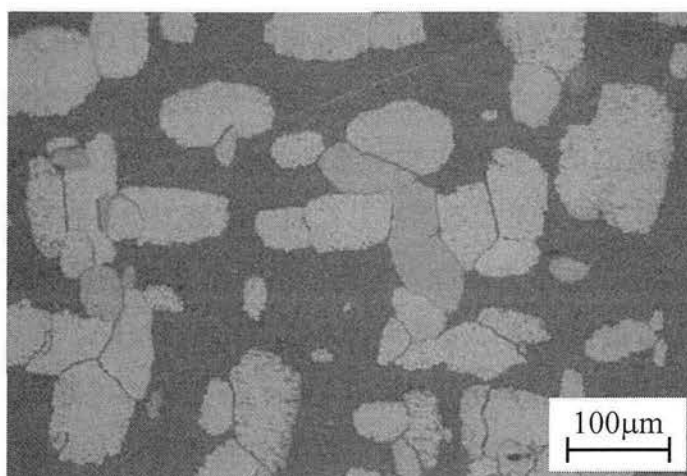


Fig.1.1 Grown grains appeared in electrodeposited copper foil

(成長粒子の発生)が認められるようになる。この結晶粒成長の原動力は次のように考えられている。すなわち、成長粒子の発生密度の増加速度と応力振幅との関係は、銅の再結晶速度と温度の関係とまったく同じ式で表されることから、両者の機構はほぼ同じものであると考えられている。したがって、熱エネルギーが供給されれば粒子成長が誘起されて再結晶が生ずるが、繰返し負荷により発生する成長粒子では、その原動力が機械的エネルギーである。これが付与されることによって、格子欠陥がエネルギー的により安定な状態に移動を開始し、回復現象が生じて再結晶を引き起こすと考えられている[4]。この成長粒子の発生は、電着層に作用するせん断ひずみ(応力)振幅に支配される。この原因は次のように考えることができる。すなわち、金属の再結晶は転位の移動に直接関係することが知られており[5]、転位の移動を支配する応力成分がせん断応力[6]であることによるものと考えられる。成長粒子の発生に必要なせん断ひずみ振幅 $\gamma_p$ とその繰返し数 $N$ との間には、図 1.2 に示すような金属材料の疲労における $S-N$ 曲線と類似な関係がある。したがって、銅めっき法を実機に適用するためには、予め図 1.2 の $\gamma_p-N$ 関係を求めておく必要がある。すなわち、図 1.3 に示すようなテーパ付試験片(較正試験片)の中央部に電着銅薄膜を接着して、一定荷重の下で繰返しねじり、回転曲げ、あるいは引張・圧縮試験のいずれかを実施する。 $N$ の増加と共に、まずテーパ部の細い部分から図 1.1 に示すような成長粒子が発生し始め、その発生の限界位置は徐々に太い部分に移行する。 $N$ を順次増加させながら、その都度発生限界位置における試験片の寸法を求めれば、成長粒子の発生に必要なせん断応力振幅 $\tau_p$ を求めることができる。これを較正試験片の横弾性係数 $G$ で除して $\gamma_p$ を求めれば、図 1.2 の関係が得られる。次いで、この関係が得られた銅薄膜と同一の品質のものを測定対象とする機械要素に接着する。繰返し負荷試験を実施して、めっき層に成長粒子が発生し始める繰返し数 $N$ を求めれば、先に得られた較正式と比較することにより要素に作用した $\gamma_p$ を求めることができる。また、これに被測定物の横弾性係数 $G^*$ を乗ずることにより、作用したせん断応力振幅 $\tau_a$ (=最大せん断応力 $\tau_{max}$ )を求めることができる。ここで、機械要素に直接めっきする方法では、その対象がめっきの容易な材質であることや、比較的小さな機械要素であることに制限される。一方、めっきしやすい材料に銅めっきを施し、めっき部分のみを剥離すれば、20 $\mu\text{m}$ 程度の均質な厚さのめっき箔が得られる。

これを適当な寸法に切出し、測定物に接着する方法を採用すれば、上述の直接めっきをする方法のような制限がないばかりでなく、めっき液の品質、めっき条件の相違などによる品質の不揃いの心配もない。したがって、一般的には銅めっき薄膜を被測定物に接着する方法が採用されている。

銅めっき応力測定法は、計測可能な領域の尺度となる成長粒子の大きさが 10～100 $\mu\text{m}$  のオーダーであるため、応力集中部などの局所的な領域に作用する応力・ひずみの測定が可能である。また電着層の厚さも 20 $\mu\text{m}$  程度と非常に薄いため、応力集中箇所などの複雑な形状変化に対する追従性も高い。さらに、この測定法は、被測定物に接着した電着銅の組織変化を利用するため、現在広く利用されている電気抵抗線ひずみゲージのようなブリッジ回路に出力するためのリード線を必要としない。したがって、銅めっき応力測定法は回転体や密閉された空間内

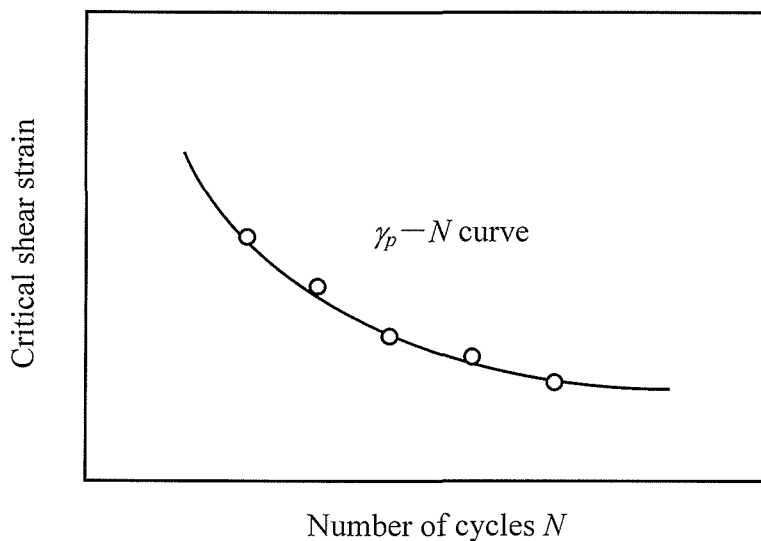


Fig.1.2 Relationship between critical shear strain amplitude and number of cycles

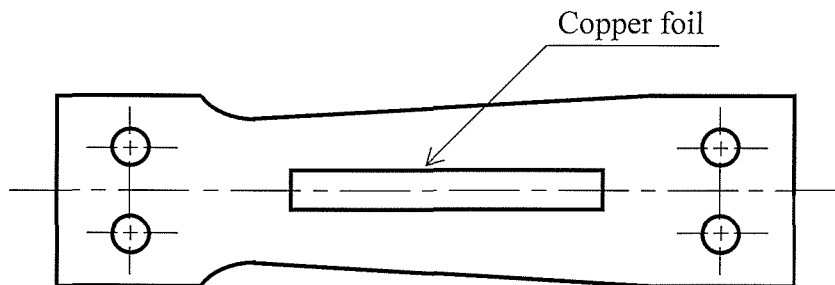


Fig.1.3 Tapered calibration specimen

にある機械要素に対してもスリップリングなどの煩雑な素子を用いることなく容易に適用できる。以上のことから、銅めっき応力測定法は前節で述べたような機械要素の局所的な領域に作用する動的な応力を正確に把握できる測定法として、非常に優れた利点を有しているといえる。

ところで、銅めっき応力測定法には次に挙げるような短所もある。まず一つ目の短所として、この方法ではせん断応力(ひずみ)振幅の測定は可能であっても、二軸応力状態にある要素の各主応力振幅を一般に分離して計測できない。これについて詳しく述べると次のようになる。機械・構造物の表面は、通常自由表面であり、この面は主応力面の一つとなる。したがって、この面の垂直応力を $\sigma_3$ とすれば、 $\sigma_3=0$ となる。また、めっき層の厚さは $10\sim 20\mu\text{m}$ 程度と薄いため、平面応力問題として、めっき層の内部でも $\sigma_3=0$ と考えてよい。したがって、境界で単軸負荷とは異なる組合せ負荷が作用する場合には、残りの主応力面の垂直応力を $\sigma_1, \sigma_2$ として、これらの間には図 1.4 のモールの応力円で示すような次のいずれかの関係が成立する。

$$\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3 = 0 \tag{1.1}$$

$$\sigma_1 > \sigma_3 = 0 > \sigma_2 \tag{1.2}$$

式(1.1)が成立する場合には、最大せん断応力 $\tau_{max} = \sigma_1/2$ となる。前述したとおり、銅めっき応力測定法では $\tau_{max}$ の測定が可能であるため、この場合、 $\sigma_1$ を決定でき

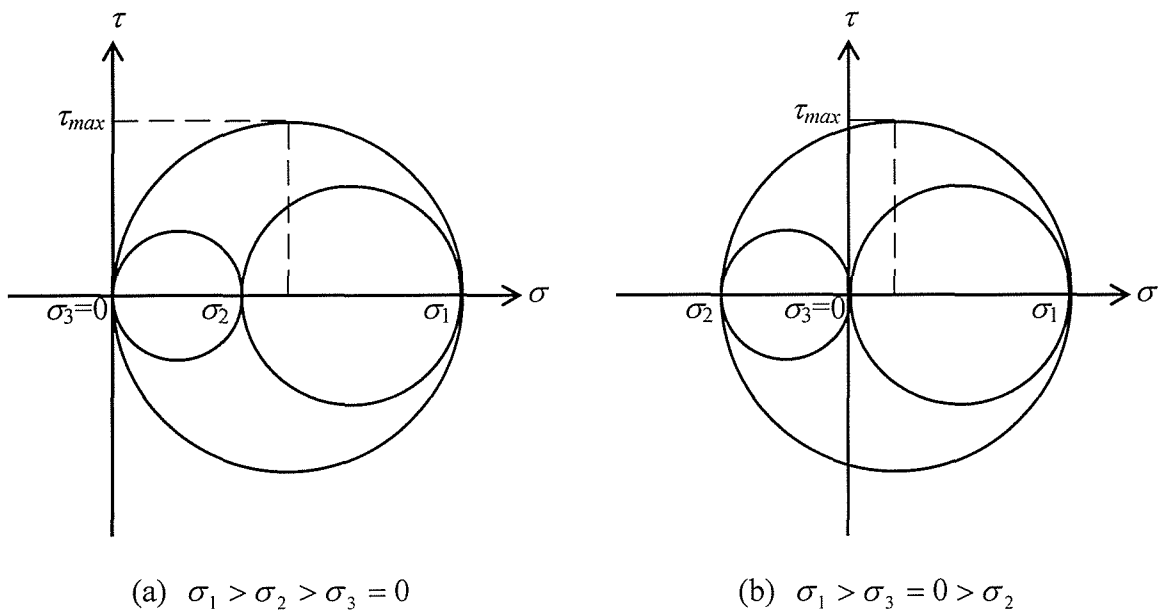


Fig.1.4 Principal stresses described by Mohr's circle

るが、 $\sigma_2$ を求めることはできない。また、式(1.2)が成立する場合には、 $\sigma_1$ 、 $\sigma_2$ のいずれも求めることができない。疲労損傷に対する材料の安全性を評価するには、要素表面に作用する最大せん断応力のみならず、最大主応力振幅 $\sigma_1$ を考慮することが不可欠である。例えば、機械・構造物の応力集中箇所から発生する疲労き裂は、最大主応力振幅の方向に対して垂直にき裂が進展し、モードIき裂となる場合が多い。き裂の安定成長領域では、この最大主応力振幅に基づいて得られる応力拡大係数幅 $\Delta K$ を用いてき裂進展速度  $da/dN$  を整理する方法が一般的に用いられる。この場合、両者の間には次式で表される Paris 則が成立する [7]。

$$\frac{da}{dN} = D(\Delta K)^m \quad (1.3)$$

ここで、 $D$ と $m$ は材料、環境などによって定まる定数である。今日の機械・構造物の設計では、材料の潜在欠陥あるいはき裂の存在や使用中におけるき裂の発生を前提としながらも安全性が保たれることを目標とする損傷許容設計(Damage tolerance design) [8]の適用が不可欠な場合があり、航空機産業などにおいてはこの設計手法が主流になっていることは広く認識されている。また、機械要素のき裂進展寿命は、式(1.3)の関係を積分することにより評価され、その安全性が保証される[9]。このように、機械の予寿命評価には、最大主応力振幅を求めることが不可欠となる。最大主応力が最大せん断応力によって一義的に決定される式(1.1)が成立する場合や単軸負荷、純せん断などの負荷に対しては、銅めっき応力測定法を適用して式(1.3)による予寿命評価は可能であるが、機械要素に頻繁に生ずる曲げとねじりの組合せのような負荷が作用する場合には式(1.2)の関係が成立することが多く、この場合銅めっき応力測定法では最大主応力振幅を計測することができない。これが銅めっき応力測定法の適用範囲を制約する大きな短所となっている。

二つ目の短所として以下のものが挙げられる。図 1.5 に示すように機械要素に生ずる応力は静的な一定応力（平均応力）に動的な応力振幅が重畳する場合が多い。一般に、平均応力は材料の疲労強度に顕著な影響を及ぼし、引張り平均応力は疲労限度や疲労寿命の低下をもたらすことがよく知られている[10]。したがって、疲労設計においては修正 Goodman 線図のような平均応力の影響を考慮した寿命評価が不可欠となる。一方で、銅めっき応力測定法の原理となる成長粒子の

発生は動的な応力振幅のみに依存し、平均応力の影響を受けないことが確かめられている[3]。したがって、銅めっき応力測定法を機械要素に適用し、せん断応力振幅を求めてこの要素の余寿命評価をする場合、もし機械要素に引張りの平均応力が作用していれば、銅めっき応力測定法ではこれを検出できないため、危険側の余寿命を見積る結果となる。したがって、これも銅めっき応力測定法の適用範囲に制約を与える大きな短所となっている。

さらに、次のような実用上の問題点もある。先に述べたような方法により機械要素に作用するせん断応力振幅を求めるには、機械要素に接着した銅薄膜に対し、成長粒子発生の有無を確認するため、試験を頻繁に中断する必要がある。これは、図 1.2 に示した $\gamma_p-N$  関係では、任意のせん断ひずみ振幅 $\gamma_p$  に対して、成長粒子が発生する繰返し数 $N$  が固有の値となるためである。したがって、較正曲線を利用する方法は測定法の簡便さの観点から必ずしも実用的とはいえない。

その他の銅めっき応力測定法の短所としては以下のものが挙げられる。図 1.2 の較正曲線が得られる繰返しひずみの範囲は、せん断ひずみ振幅 $\gamma_p$  で  $0.9 \times 10^{-3} \sim 1.4 \times 10^{-3}$  (縦ひずみ $\varepsilon$  で  $0.7 \times 10^{-3} \sim 1.1 \times 10^{-3}$ ) の比較的狭いひずみ範囲に限定され、電気抵抗線ひずみゲージに比較して計測可能な繰返しひずみの範囲が狭い。これに関しては、 $\gamma_p$  が  $0.9 \times 10^{-3}$  よりも低い範囲へ適用させるため、成長粒子に代わり金属材料の疲労過程の初期に生ずるすべり線を利用する方法が開発されている[11]。すなわち、すべり線発生の限界応力と繰返し数には、成長粒子の発生と同様な関係が成立する。このすべりを引き起こす応力は結晶粒径に依存し、結晶粒径が大きくなるにつれて低下する。したがって、薄膜に再結晶化熱処理を施

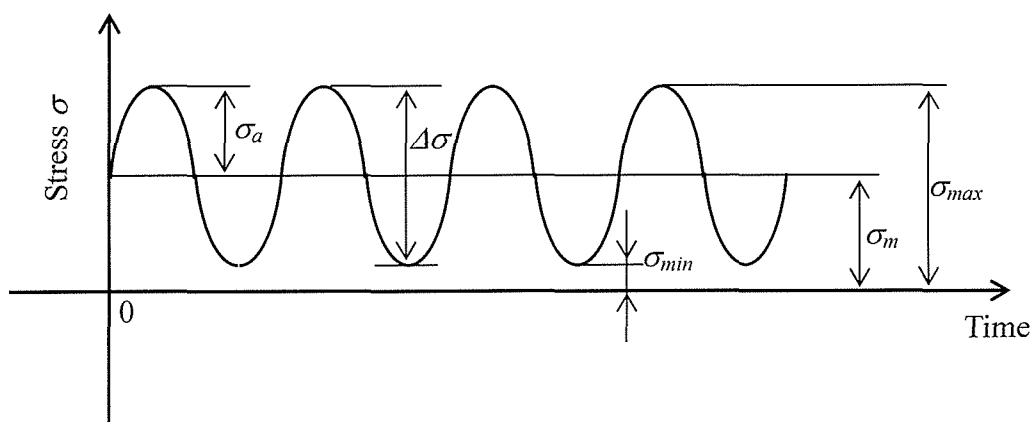


Fig.1.5 Cyclic loading pattern which stress amplitude superimposed on mean stress

して結晶粒子を大きくさせれば、銅めっき応力測定法よりも小さい応力繰返し数ですべりが起こるため、感度を向上させることができる。また、静的方法によって応力やひずみを求めることができないことや、物体表面のせん断応力やせん断ひずみは求められるが、物体内部の応力を求めることができないことも短所となっている。

### 1.3 微小円孔を有する電着銅薄膜による二軸応力検出法

前節で述べたとおり、銅めっき応力測定法における成長粒子の発生現象は、せん断応力振幅のみに依存するため、主応力振幅を分離して求めることができない。そこで、この問題を解決するために、北岡らにより微小円孔を有する電着銅薄膜による二軸応力検出法が開発されている[12]~[17]。この方法の特徴は、微小な円孔を銅薄膜に作製することである。すなわち、平板中の円孔縁と機械要素表面に接着した薄膜中の微小な円孔縁における応力集中箇所の類似性に着目する。成長粒子は円孔縁における最大応力集中箇所から発生するため、組合せ負荷の作用方向と成長粒子の発生箇所とのなす角度を測定する。さらに、従来の銅めっき応力測定法によりせん断応力振幅を求めれば、式(1.2)が成立する場合に対して主応力振幅の分離・計測が可能になることが示されている[12]。また、組合せ負荷の作用方向が未知のため成長粒子発生箇所とのなす角度が決定できない場合に対しても、微小円孔の単軸引張りおよびこれと直交する単軸圧縮による応力集中率に着目することにより、円孔縁に発生するすべり線の割合に基づいて主応力を分離・計測できることが示されている[13][14]。すなわち、まず微小円孔を有する電着銅薄膜を機械要素に接着して繰返し負荷試験を実施し、円孔縁の最大応力集中箇所の総数に対するすべり線の発生した箇所の割合  $r_s$  が所定の値（例えば 50%）となる繰返し数  $N$  を決定する。ついで、この繰返し数のもとで単軸引張りと純せん断応力状態の較正試験を実施し、それぞれについて  $r_s$  が先に決定した値（50%）となる応力  $\sigma_{ph}$ ,  $\tau_{ph}$  を求める。さらに、従来の銅めっき応力測定法により  $\tau_{max}$  を求めれば、主応力振幅を計測できることが明らかにされている。また、円孔縁でのすべり線の発生現象を多状態確率過程として取り扱えば、実験値とよく一致することが実証されており、これに基づいて  $r_s - (\sigma_{ph}, \tau_{ph}) - N$  関係が定式化され、より簡便に主応力振幅を求めることが可能となっている[15]。さらに、実機適用へ



の観点から、この測定法に及ぼす被測定物の弾性係数の影響[16]や繰返し応力の周波数（繰返し速度）や波形の影響[17]についても調査されている。すなわち、銅薄膜と被測定物の界面でのひずみの連続性を仮定することで、主応力振幅を求めるための較正式が被測定物の弾性係数を考慮した形に修正されている。したがって、特定の材料に対して得られた較正式から、弾性係数が既知の他の材料に対する同様な関係を推定することが可能となっている[16]。また、繰返し応力の周波数が増加すれば円孔縁のすべり線発生割合が減少し、ひずみ感度が低下することが明らかにされている。さらに、応力波形の相違はすべり線発生に若干の影響を及ぼし、応力がある一定値以上になる時間に依存することも示されている[17]。

しかしながら、上述の二軸応力測定法では、複数個の円孔を対象としてすべり線発生割合を求める統計的手法を採用する必要がある。すなわち、同一形状の複数個の円孔を対象とした場合、円孔縁における応力集中箇所の銅薄膜の結晶粒径や方位が同一であるとは限らないため、ある応力振幅に対してすべり線が発生を開始する、すなわち光学顕微鏡ですべり線が観察できるようになる繰返し数はそれぞれの円孔で固有の値となる。したがって、多数の円孔を対象としてすべり線発生割合を求める必要がある。特に精度よく主応力振幅を計測するためには100個程度の円孔数を採用する必要がある[15]、これは計測時間の増加を引き起こす。また、銅めっき応力測定法の利点となっている局所的な応力の計測を実現するためには、フォトエッチングのような微細加工技術により円孔を作製するか、あるいは同一箇所に対して複数回試験を実施する必要がある。

#### 1-4 二軸応力下における疲労き裂進展

前節までにおいて、微小円孔を有する電着銅薄膜と、従来の銅めっき応力測定法と併用すれば、機械・構造物に作用する動的な主応力振幅を計測できることを述べた。これにより得られた主応力振幅を用いて、機械・構造物のき裂の安定成長領域における進展寿命は式(1.3)の Paris 則を積分して評価される。ところで、近年の疲労試験機の発達により、様々な材料に関する疲労き裂の進展データが収集されており、上述の Paris 則における定数の値も多くの材料で得られるようになってきている。しかしながら、これらのデータは単軸応力下における疲労試験により得られた結果がほとんどである。この理由について詳しく述べると以下の

よくなる. 図 1.6 に示すように遠方で $\sigma_x^\infty$ ,  $\sigma_y^\infty$ を受けるモード I き裂を考える. き裂先端部近傍の応力は, き裂先端を原点とする極座標( $r$ ,  $\theta$ )を用いて線形弾性破壊力学(LEFM: Linear elastic fracture mechanics)により次式で表示できる.

$$\left. \begin{aligned} \sigma_x &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) + (\sigma_x^\infty - \sigma_y^\infty) \\ \sigma_y &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\ \tau_{xy} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \end{aligned} \right\} \quad (1.4)$$

ここで,  $K_I = \sigma_y^\infty \sqrt{\pi a}$  であり, き裂先端部の応力特異性の尺度となる. き裂に平行な第 2 主応力 $\sigma_x^\infty$ は応力拡大係数に影響しない非特異項である. したがって, き裂進展速度  $da/dN$  が応力拡大係数幅 $\Delta K$ により一義的に決定されるならば, この第 2 主応力はき裂の進展速度に影響を及ぼさないことになる. したがって, 単軸応力下で得られた疲労試験結果がそのまま二軸応力下に対しても利用できることになる. しかしながら, 従来の報告ではこの予測を支持しているものもあるが[18]~[21], 第 2 主応力がき裂の進展に関与している試験結果も多い[22]~[28].

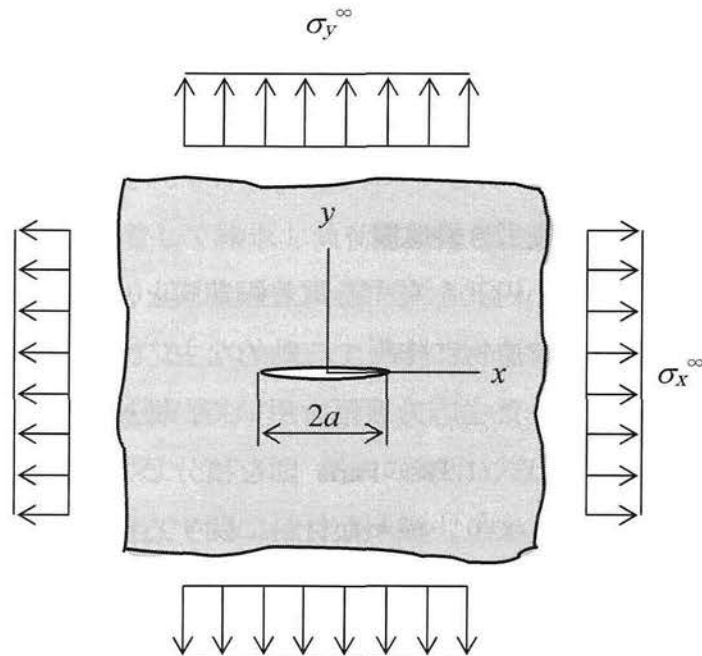


Fig.1.6 Mode I crack under biaxial stress condition

したがって、第2主応力がき裂の進展に及ぼす影響を検討することは、先に述べた機械の予寿命評価の観点からも重要な課題といえる。

ところで、線形弾性破壊力学により導かれる式(1.4)の関係は、完全に理想化されたき裂を対象としている。しかしながら、実際の疲労き裂は、き裂の先端部に形成される塑性変形域により圧縮残留応力が生じ、き裂の開閉口が正の応力レベルで生ずることが Elber[29]によって指摘された。これは塑性誘起き裂閉口と呼ばれる。また、き裂の上下破面の接触、すなわちフレッチングにより酸化物が生成し、これが詰め物となってき裂が閉口する酸化物誘起き裂閉口、き裂の破面粗さに起因する破面粗さ誘起き裂閉口などの開閉口挙動も明らかとなってきた。したがって、疲労き裂の進展に関与する応力はき裂が完全に開口している範囲の応力であり、き裂進展速度  $da/dN$  は  $\Delta K$  よりも次式で表される有効応力拡大係数幅  $\Delta K_{eff}$  を用いて整理するほうが有効であると指摘されている。

$$\left. \begin{aligned} \Delta K_{eff} &= F \Delta \sigma_{eff} \sqrt{\pi a} \\ \Delta \sigma_{eff} &= \sigma_{max} - \sigma_{top} \end{aligned} \right\} \quad (1.5)$$

ここで、 $\sigma_{top}$  はき裂先端部の開口応力である。また、 $F$  は応力拡大係数の補正係数であり、試験片の形状などにより決定される。さらに、疲労き裂の先端に生ずる塑性域寸法がき裂長さと比較して十分に小さい小規模降伏条件(SSY: Small scale yielding)においては、 $\Delta K$  や  $\Delta K_{eff}$  は有効であるが、これを逸脱する場合には LEFM が適用できなくなり、 $\Delta K$  や  $\Delta K_{eff}$  はその有効性を失う。このような場合に、き裂先端の変形場を規定する代表的な力学量として、Wells[30]によって提案されたき裂先端開口変位(CTOD: Crack tip opening displacement)、あるいは Eshelby[31]、Rice[32]によって提案された  $J$  積分の範囲  $\Delta J$  が挙げられる。二軸応力下における疲労き裂の進展速度を  $\Delta K$  に代わり  $\Delta K_{eff}$ 、CTOD などの破壊力学パラメータを用いて整理すれば、単軸応力下で行われた疲労試験結果と一致する可能性も高い。したがって、この場合には単軸応力下での試験結果を二軸応力下にも拡張して適用することが可能となるため、機械の寿命評価はより正確なものとなる。したがって、二軸応力下におけるき裂進展挙動を上述の破壊力学パラメータを用いて整理し、検討を加えることは、工学上重要な研究課題となる。

## 1・5 本論文の目的および概要

電着銅薄膜を用いた応力測定法は機械要素に作用する主応力振幅の計測が可能であることは先に述べたが、以下のような問題点があることを指摘した。すなわち、① $\gamma_p-N$  関係では、あるせん断ひずみ振幅 $\gamma_p$  に対して、成長粒子が発生する繰返し数 $N$ が固有の値となるため、機械要素に作用するせん断応力（ひずみ）振幅を計測するためには、成長粒子発生の有無を確認するために試験を頻繁に中断する必要がある。したがって、測定法の簡便さの観点から較正曲線を利用する方法は必ずしも実用的とは言えない。②微小円孔を有する電着銅薄膜を用いた二軸応力検出法では、円孔縁に発生したすべり線を統計的に扱うため、測定精度の向上には多数の円孔を対象として試験を実施する必要がある。これにより計測時間が増加し、広い測定領域が必要となる。③銅めっき応力測定法の原理となる成長粒子の発生は動的な応力振幅のみに依存するため、静的な平均応力を検出することができない。

そこで本論文では、まず上述の問題点を克服し、金属薄膜を用いた応力測定法の一層の充実・完成を図ることを目的とした。すなわち、①に関しては、銅薄膜に発生する成長粒子の密度は繰返し数 $N$ とともに増加し、広範囲な $N$ に対して求めることができることから、従来の較正曲線に代わり、成長粒子の発生密度を利用した方法について検討した。②に関しては、平板中の円孔縁における応力分布と機械要素に接着した円孔を有する銅薄膜の円孔縁での応力分布の類似性に着目し、従来とは異なる二軸応力測定法について検討した。③に関しては、平均応力の検出を可能にするために、円孔を有する薄膜から繰返し負荷により発生した疲労き裂の進展速度を利用した平均応力測定法について検討した。

次いで、機械・構造材料への適用が期待されているアルミニウム合金中にセラミック粒子を分散させた粒子強化複合材料を対象として、疲労き裂の進展速度に及ぼすき裂に平行な第2主応力の影響を調査した。すなわち、平面曲げ-繰返しねじり組合せ試験を実施し、切欠きから発生したモードI表面き裂の二軸応力下での進展挙動を調査するとともに、破壊力学パラメータを用いてき裂進展速度を整理し、これらの有効性について検討を加えた。

本論文はこれらの内容に緒論、結論を合わせて9章から成っている。

第1章は緒論であって、本論文の目的および概要を述べている。

第2章[33]は、上記①に対応する内容であり、従来の較正曲線に代わり成長粒子の発生密度を利用した測定法について検討した。すなわち、弾性係数の異なる3種類の素材を用いて、種々の二軸応力比  $C$  ( $=$ 第2主応力 $\sigma_2$ /第1主応力 $\sigma_1$ )のもとで繰返し負荷試験を実施し、成長粒子の発生密度  $r^*$ と繰返し数  $N$ との関係を調査した。得られた結果に基づいて、 $r^*$ を支配する応力成分を明らかにするとともに、従来の方法よりも広範な  $N$ に対してせん断応力振幅を求めることが可能な較正式を導いた。

第3章[34]は、上記②に対応する内容であり、電着銅薄膜の円孔縁での応力分布に着目した従来とは異なる二軸応力測定法について検討した。すなわち、弾性理論から、平板中の円孔縁における応力分布は二軸応力状態によって異なるため、機械要素に接着した電着銅薄膜の円孔縁から発生する成長粒子の分布形状も二軸応力状態により異なると予想される。したがって、まずこの成長粒子の分布形状を利用した二軸応力測定法の可否について検討した。さらに、得られた結果に基づいて、円孔縁から発生した成長粒子の分布形状から主応力振幅を求めるための較正式を導いた。

第4章[35]は、第3章で得られた結果をもとに、従来とは異なる二軸応力検出法の測定領域の局所化と被測定物の弾性係数の影響について検討した。すなわち、銅めっき応力測定法の特徴である微小領域への適用を考慮して、電着銅薄膜に作製する円孔の微小化について検討した。また、弾性係数の異なる被測定物に対して較正試験を実施し、成長粒子の分布形状を支配する応力成分を明らかにした。この結果を踏まえて、前章で得られた主応力振幅を求める較正式の修正を行った。

第5章[36]は、上記③に対応する内容であり、従来の電着金属薄膜を用いた応力測定法では検出が不可能な平均応力を求めるために、円孔縁から発生した疲労き裂の進展速度を利用した測定法について検討した。すなわち、一般に疲労き裂の進展速度は応力振幅のみでなく、平均応力にも支配されることが知られているため、この現象を利用した平均応力検出法の可否を検討した。また、得られた結果に基づいて、き裂進展速度から平均応力を求めるための較正式を導いた。

第6章[37]は、第5章の結果を踏まえ、実機適用への観点から、平均応力検出法の測定精度の向上と測定法に及ぼす周波数の影響について検討した。すなわち、き裂進展速度が平均応力に対して敏感になるように、金属薄膜に脆性的なニッケ

ル合金薄膜を採用して、前章で用いた薄膜との優位性を検討した。さらに種々の周波数のもとでき裂進展速度を調査し、得られた結果から周波数の影響を考慮して平均応力を検出するための較正式を導いた。

第7章[38]は、平均応力検出法に及ぼす被測定物の弾性係数の影響について検討した。すなわち、弾性係数の異なる3種類の被測定物に対して、種々の応力振幅と応力比  $R$  ( $=$ 最小応力  $\sigma_{min}$  / 最大応力  $\sigma_{max}$ ) を設定して試験を実施した。これにより、疲労き裂の進展速度を支配する主要な応力成分を明らかにするとともに、前章までで得られた較正式をより一般的な形に発展させた。

第8章[39][40]は、金属基複合材料の疲労き裂進展に及ぼす第2主応力の影響について検討した。すなわち、A2017アルミニウム合金を母材とし、強化粒子として  $Al_2O_3$  粒子を分散させた  $Al_2O_3/Al$  合金複合材料に対して、二軸応力比  $C$  を種々に設定して疲労き裂進展速度  $da/dN$  を調査した。さらに、種々の破壊力学的パラメータを用いて  $da/dN$  を整理し、き裂に平行な第2主応力がき裂進展速度に及ぼす影響について検討するとともに、それぞれのパラメータの優位性について言及した。

第9章は結論であり、各章で得られた結果を総括する。

## 参考文献

- [1] Ralph I. Stephens, Ali Fatemi, Robert R. Stephens, and Henry O. Fucks, *Metal Fatigue in Engineering (2<sup>nd</sup> Edition)*, (2000), 3-4, A Wiley-Interscience Publication.
- [2] 例えば、北岡征一郎、菅野良弘、田中喜久昭、戸伏壽昭、加藤章、長岐滋、材料力学—強度設計への応用—, (1999), 265-266, 養賢堂.
- [3] 大久保肇, 銅めっき応力測定法, (1965), 朝倉書店.
- [4] 加藤章, 銅めっきによる応力測定に関する基礎的研究, 日本機械学会論文集(A編), 49-446(1983), 1344-1349.
- [5] 日本金属学会 金属・結晶分科会編, 転位論の金属学への応用, (1960), 195, 丸善
- [6] 鈴木秀次, 転位論入門, (1968), 90, アグネ
- [7] P. Paris and F. Erdogan, A Critical Analysis of Crack Propagation Laws,

*Transactions of the American Society of Mechanical Engineering, Journal of Basic Engineering, Series D*, **85-4**(1963), 528-534.

- [8] 例えば, 上山忠夫, 航空機構造の疲れ設計の現状, 日本航空宇宙学会誌, **25-276**(1977), 1-9.
- [9] 例えば, 北岡征一郎, 菅野良弘, 田中喜久昭, 戸伏壽昭, 加藤章, 長岐滋, 材料力学—強度設計への応用—, (1999), 234-241, 養賢堂.
- [10] Ralph I. Stephens, Ali Fatemi, Robert R. Stephens, and Henry O. Fucks, *Metal Fatigue in Engineering (2<sup>nd</sup> Edition)*, (2000), 74-79, A Wiley-Interscience Publication.
- [11] 北岡征一郎, 長瀬康男, 清家政一郎, 鉄めっきのすべり線発生現象を利用した応力測定法に関する研究, 日本機械学会論文集(A編), **46-412**(1980), 1450-1459.
- [12] 北岡征一郎, 江上登, 細野喜久雄, 松井博司, 微小円孔を有する電着銅薄膜による二軸応力検出法(第1報 両端に組合せ負荷を受ける要素), 日本機械学会論文集(A編), **57-538**(1991), 1436-1441.
- [13] 北岡征一郎, 大嶋和彦, 微小円孔を有する電着銅薄膜による二軸応力検出法(第2報 一般問題への拡張), 日本機械学会論文集(A編), **59-560**(1993), 1030-1035.
- [14] 北岡征一郎, 江上登, 藤井賢二, 微小円孔を有する電着銅薄膜による二軸応力検出法(第3報 二軸引張りとなる応力集中部への適用), 日本機械学会論文集(A編), **59-560**(1993), 1036-1041.
- [15] 北岡征一郎, 陳建橋, 江上登, 長谷川純, 微小円孔を有する電着銅薄膜による二軸応力検出法(第4報 すべり線発生の確率過程に着目した測定法), 日本機械学会論文集(A編), **61-591**(1995), 2476-2481.
- [16] 北岡征一郎, 宇田康弘, 矢田純平, 微小円孔を有する電着銅薄膜による二軸応力検出法(第5報 被測定物の弾性係数の影響), 日本機械学会論文集(A編), **66-647**(2000), 1398-1403.
- [17] 北岡征一郎, 小野勇一, 宇田康弘, 微小円孔を有する電着銅薄膜による二軸応力検出法(ひずみ感度に及ぼす周波数および波形の影響), 日本機械学会論文集(A編), **70-694**(2004), 837-842.

- [18] H. Kitagawa, R. Yuuki and K. Tohgo, A Fracture Mechanics Approach to High-cycle Fatigue Crack Growth under In-plane Biaxial Loads, *Fatigue of Engineering Materials & Structures*, **2**(1979), 195-206.
- [19] 北川英夫, 結城良治, 東郷敬一郎, 角田義秋, 面内二軸荷重を受ける高張力鋼平板中の疲労き裂成長の破壊力学的研究, 日本機械学会論文集(A 編), **45-395**(1979), 707-716.
- [20] A. F. C. Liu, J. E. Allison, D. F. Dittner and J. R. Yamane, Effect of Biaxial Stresses on Crack Growth, *ASTM STP*, **677**(1979), 5-22.
- [21] M. Truchon, M. Amestoy and K. Dang-Van, Experimental Study of Fatigue Crack Growth under Biaxial Loading, *Advances in Fracture Research-Proc. 5<sup>th</sup> I.C.F. Cannes*, (1981), 1841-1849.
- [22] S. R. Joshi, and J. Shewchuk, Fatigue-crack Propagation in a Biaxial-stress Field, *Experimental Mechanics*, **10-12**(1970), 529-533.
- [23] P. M. Toor, On Fracture Mechanics under Complex Stress, *Engineering Fracture Mechanics*, **7-2**(1975), 321-329.
- [24] K. J. Miller, Fatigue under Complex Stress, *Metal Science*, **11-8**(1977), 432-438.
- [25] C. D. Hopper and K. J. Miller, Fatigue Crack Propagation in Biaxial Stress Fields, *Journal of Strain Analysis*, **12-18**(1977), 23-28.
- [26] T. Hoshide, K. Tanaka and A. Yamada, Stress-ratio Effect of Fatigue Crack Propagation in Biaxial Stress Fields, *Fatigue of Engineering Materials & Structures*, **4-4**(1981), 355-366.
- [27] 北岡征一郎, 御厨照明, 曲げ・ねじり組合せ二軸応力下のモード I 表面き裂の進展, 日本機械学会論文集(A 編), **56-532**(1990), 2399-2404.
- [28] 北岡征一郎, 御厨照明, 尾崎裕二, 曲げ・ねじり組合せ二軸応力下のモード I 表面き裂の進展に及ぼす板厚の影響, 日本機械学会論文集(A 編), **58-552**(1992), 1513-1518.
- [29] W. Elber, The Significance of Fatigue Crack Closure, Damage Tolerance in Aircraft Structure, *ASTM STP*, **486**(1971), 230-242.
- [30] A. A. Wells, Unstable Crack Propagation in Metals : *Cleavage and Fast Fracture*, *Proc. Crack Propagation Symposium*, Cranfield, (1961), 210-230.



- [31] J. D. Eshelby, *The Continuum Theory of Lattice Defects*, Progress in Solid State Physics (eds. F. Seitz and D. Turnbull), **3**(1956),79-144, New York Academic Press.
- [32] J. R. Rice, A Path Independent Integral and Approximate Analysis of Strain Concentrations by Notches and racks, *Transactions of the American Society of Mechanical Engineering*, **35**(1968), 379-386
- [33] 北岡征一郎, 小野勇一, 中川政章, 微小円孔を有する電着銅薄膜の成長粒子発生密度を利用した二軸応力検出法, 日本機械学会論文集(A 編), **69-679**(2003), 565-570.
- [34] 小野勇一, 北岡征一郎, 村松一樹, 円孔を有する電着銅薄膜による成長粒子の分布形状を利用した二軸応力検出法, 日本機械学会論文集(A 編), **70-693**(2004), 771-776.
- [35] 北岡征一郎, 小野勇一, 村松一樹, 橋本祐卓, 微小円孔を有する電着銅薄膜による成長粒子の分布形状を利用した二軸応力検出法 (被測定物の弾性係数の影響), 日本機械学会講演論文集, **055-1**(2005), 3-4.
- [36] 小野勇一, 北岡征一郎, 池上洋一, 微小円孔を有する電着金属薄膜による平均応力検出法, 日本機械学会論文集(A 編), **69-683**(2003), 1088-1093.
- [37] 小野勇一, 北岡征一郎, 池上洋一, 田中赴夫, 鳥山真澄, 微小円孔を有するニッケル合金薄膜による平均応力検出法(精度の向上と周波数の影響), 日本機械学会論文集(A 編), **71-704**(2005), 636-641.
- [38] 北岡征一郎, 小野勇一, 田中赴夫, 鳥山真澄, 西岡拓二, 微小円孔を有するニッケル合金薄膜による平均応力検出法 (被測定物の弾性係数の影響), 日本機械学会講演論文集, **055-1**(2005), 5-6.
- [39] 北岡征一郎, 小野勇一, 辻敦義, 宇田康弘, アルミナ粒子強化複合材料のモード I 表面き裂の進展に及ぼす第二主応力の影響, 日本機械学会論文集(A 編), **65-631**(1999), 628-634.
- [40] S. Kitaoka, Y. Ono, The Effect of Second Principal Stress on The Fatigue Propagation of Mode I Surface Crack in Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/Al Alloy Composites, *International Journal of Fatigue*, **25**(2003), 1347-1355.



## 第 2 章

# 電着銅薄膜の成長粒子発生密度を利用した 応力測定法<sup>[1]</sup>

### 2-1 緒言

銅めっき応力測定法では、機械要素に接着した銅薄膜に成長粒子が発生するせん断応力（ひずみ）振幅と繰返し数の関係（較正曲線）を利用して応力測定が行われる<sup>[2]</sup>。またこの較正曲線は、微小円孔を有する電着銅薄膜を用いた二軸応力測定法においても主応力振幅を計測する上で必要となる<sup>[3]~[7]</sup>。しかしながら、成長粒子が発生を開始する上述の繰返し数は応力振幅に対して固有の値となるため、これを決定するためには試験を頻繁に中断して成長粒子発生の有無を確認する必要がある。したがって、従来の較正曲線を利用する方法は必ずしも実用的とはいえない。

ところで、銅薄膜に発生する成長粒子の密度は、繰返し数  $N$  とともに増加し、広範囲な  $N$  に対して求めることができる。したがって、成長粒子の発生密度を支配する応力成分が明らかになれば、較正曲線に代わり成長粒子の発生密度を利用することが可能となるから、銅薄膜を用いた応力測定法の実用性は格段に向上することになる。

以上の観点から本章では、まず弾性係数の異なる 3 種類の素材を用い、これに接着した電着銅薄膜に発生する成長粒子の密度  $r^*$  を支配する応力成分に検討を加えた。すなわち、種々の二軸応力比  $C$ （=第 2 主応力  $\sigma_2$  / 第 1 主応力  $\sigma_1$ ）のもとで試験を実施し、 $\sigma_1$ 、 $\sigma_2$ 、 $r^*$  および  $N$  の関係を調査した。次いで、この結果に基づき、成長粒子の密度  $r^*$  を利用して応力測定を実施するための較正式を導いた。さらに、銅薄膜と被測定物のひずみの連続性を仮定することにより得られる銅薄膜の応力を用いて先に得られた関係を再整理し、本測定法に及ぼす被測定物の弾性係数の影響について検討を加えた。

## 2・2 成長粒子発生密度の応力依存性[8]

成長粒子の発生密度  $r^*$  (=成長粒子発生面積/測定領域面積) と応力振幅  $\sigma_a$  および繰返し数  $N$  の関係が単軸応力状態 (回転曲げ) において調査されている. この結果, 成長粒子の増加速度の平方根  $\sqrt{A^*}$  と応力振幅の関係は次式で表示されている.

$$\sigma_a = p^* \log \sqrt{A^*} + q^* \quad (2.1)$$

$$\sqrt{A^*} = \sqrt{\Delta r^* / \Delta N} \quad (2.2)$$

ここに,  $p^*$ ,  $q^*$  は定数,  $\Delta r^*$  および  $\Delta N$  はそれぞれ成長粒子発生密度  $r^*$  および繰返し数  $N$  の増加量を表す. また, 単軸応力状態の場合,  $\sigma_a$  とせん断応力振幅  $\tau_a$  の関係は,  $\sigma_a = 2\tau_a$  なる. 式(2.1), (2.2)より次式が得られる.

$$2\tau_a = p^* \log \left( \sqrt{\Delta r^* / \Delta N} \right) + q^* \quad (2.3)$$

二軸応力状態に対しては, 成長粒子の発生を支配する応力成分から推定して主応力  $\sigma_1$  と  $\sigma_2$  の両者が成長粒子の増加速度の平方根  $\sqrt{\Delta r^* / \Delta N}$  に関与すると考えられる. したがって, 式(2.3)に類似した  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  と  $\sqrt{\Delta r^* / \Delta N}$  の関係が明らかになれば, この関係式は成長粒子が発生を開始する繰返し数に基づく従来の方法とは異なり, 広範な  $N$  に対して成立することになる.

## 2・3 実験方法

### 2・3・1 電着銅薄膜の作製

図 2.1 に薄膜の作製に使用した回路図を示す. バフ研磨により鏡面仕上げを施した電着性が不良のステンレス鋼板(200mm×100mm)を陰極に, 陽極に銅板を用いて表 2.1 に示す条件でステンレス鋼板の 180mm×100mm の領域にめっきを施した. めっき終了後, ステンレス鋼板よりめっき部をはがして銅めっき箔 (電着銅薄膜) とした. なお, ステンレス鋼板の縁近傍では電流密度が変化し, 薄膜の品質が不均一になるので, 端から 10mm 程度は切り捨てて残りの部分を実験に供した. 薄膜の厚さは約 20 $\mu$ m である. なお, 薄膜は作製から試験を実施するまでの間の経時変化を防ぐため, 乾燥剤とともに冷凍庫で保管した. 図 2.2 には, 薄膜にエッチングを施して得られた顕微鏡組織を示す. 結晶粒径はおよそ 1 $\mu$ m である.

Table 2.1 Composition of plating solution and plating condition

Copper sulfate pentahydrate	$\text{CuSO}_4 \cdot 5\text{H}_2\text{O}$	250 g
Sulfuric acid	$\text{H}_2\text{SO}_4$	80 g
Distilled water	$\text{H}_2\text{O}$	1000 g
Bath temperature		23 °C
Current density		300 $\text{A}/\text{m}^2$
Bath voltage		2 V
Plating duration		25 min

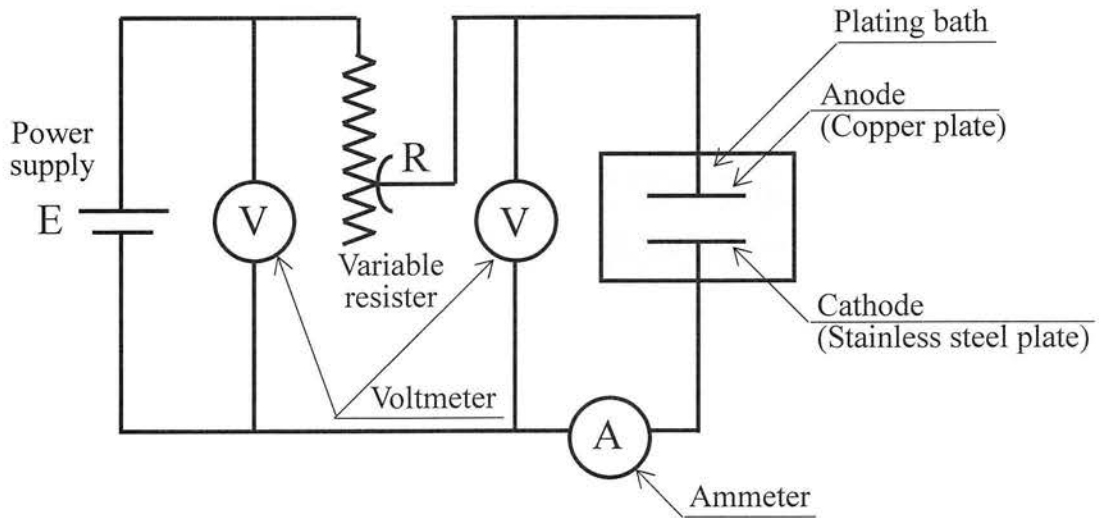


Fig. 2.1 Circuit of plating device

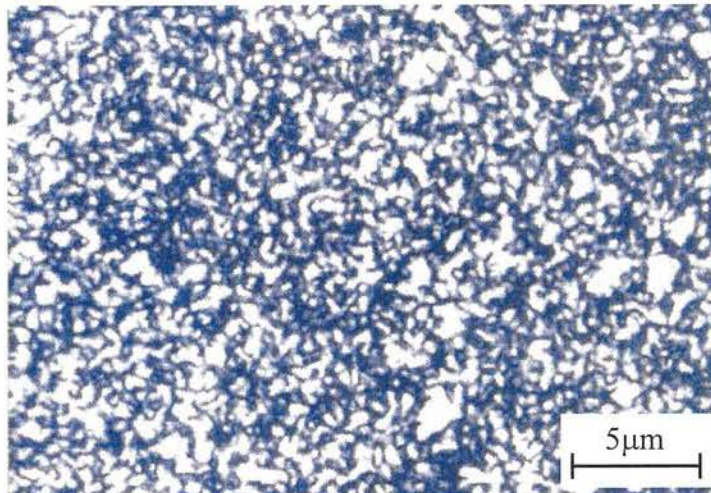


Fig. 2.2 Microstructure of electrodeposited copper foil

Table 2.2 Modulus of elasticity of materials

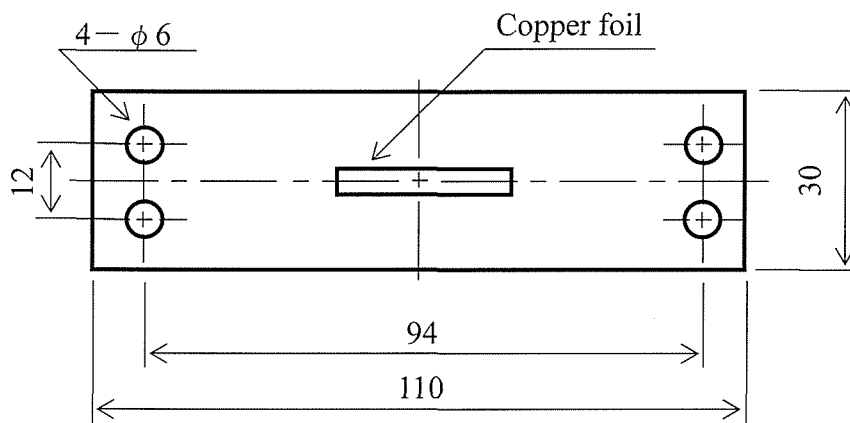
	Ti alloy	Al alloy	SUS430
Young's modulus GPa	111.5	68.9	195.2
Poisson's ratio	0.381	0.338	0.261

### 2・3・2 試験片および試験機

銅薄膜を接着する試験片素材には、チタン合金、7075-T6 アルミニウム合金、およびフェライト系ステンレス鋼 SUS430 を使用した。表 2.2 に各素材の弾性係数の測定値を、図 2.3 に試験片の形状・寸法を示す。薄膜の接着箇所に対しては、# 600 の紙やすりにより研磨を施し、接着にはひずみゲージ用瞬間接着剤 (CC-33A) を使用した。なお、接着条件は指圧時間 1min, 硬化時間 12h 以上とした。試験機には、シェンク式疲労試験機(60Hz)を使用し、これに図 2.4 に示す曲げ・ねじり試験治具を装着して試験を実施した。また発生した成長粒子は、光学顕微鏡(100 倍)に備え付けた顕微鏡用デジタルカメラを介して画像をパソコンに取り込み、画像処理ソフトにより計測した。

### 2・3・3 実験方法

試験片に 4mm×20mm の銅薄膜を接着し、種々の二軸応力比  $C$  において平面曲げ—繰返しねじり組合せ試験を室温において実施した。すなわち、まず所定の繰



Thickness 4.0mm

Fig. 2.3 Geometry and dimensions of test specimen

Table 2.3 Condition of electrochemical polishing and etching

Electrochemical polishing	Distilled water	H <sub>2</sub> O	300 ml
	Phosphoric acid	H <sub>3</sub> PO <sub>4</sub>	700 ml
	Bath voltage		1.5 V
	Polishing duration		30 s
Etching	Distilled water	H <sub>2</sub> O	120 ml
	Hydrochloric acid	HCl	50 ml
	Iron(III) chloride hexahydrate	FeCl <sub>3</sub> · 6H <sub>2</sub> O	10 g
	Etching duration		30 s

返し数  $N$  のもとで、接着した薄膜の一部(4mm×4mm)を電解研磨とエッチングを施し、成長粒子発生密度  $r^*$  を測定した。ここで、電解研磨とエッチング条件を表 2.3 に示す。電解研磨は図 2.1 と同様の回路を用い、陰極を銅板とし、陽極には銅薄膜を接着した試験片とした。次いでこの試験片に同じ繰返し負荷を再度与えて、 $N$  を順次増加させながら、その都度  $r^*$  を測定し、 $r^*$  と  $N$  の関係を調査した。なお、試験に先立ち、銅薄膜接着箇所の応力状態をひずみロゼットにより確認した。それぞれの材料に対して得られた試験片の取付け角度  $\theta$  と  $C$  との関係を表 2.4 に示す。成長粒子の発生はせん断応力振幅に支配されることから、成長粒子の発生密度も同様にせん断応力振幅に支配されると予想できる。そこで、本実験において

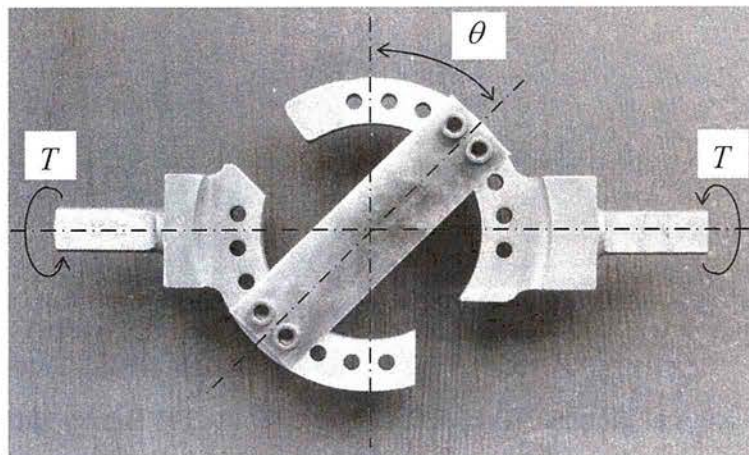


Fig. 2.4 Apparatus for bending-torsion test



Table 2.4 Relationship between specimen attachment angle  $\theta$  and biaxial stress ratio  $C$

$\theta$ °		0	30	60	75	90
Biaxial stress ratio $C$	Ti alloy	0.0437	-0.145	-0.528	-0.782	-0.985
	Al alloy	0.0228	-0.161	-0.516	-0.749	-0.991
	SUS430	0.0240	-0.145	-0.506	-0.743	-0.976

も、表 2.4 における 5 種類の  $C$  に対してせん断応力振幅  $\tau_a$  が一定となるように試験を実施した。ここで、設定したせん断応力振幅  $\tau_a$  は、それぞれの材料について 3 種類である。図 2.5(a),(b)には電解研磨とエッチングを施して得られた成長粒子の原画像と、画像処理ソフトにより二値化処理を施した最終画像の一例を示す。この最終画像を用いて  $r^*$  (=成長粒子発生面積/測定領域面積) を求めた。ここに、 $r^*$  は任意に選択した 6 箇所の領域で得られた値の平均値を採用した。

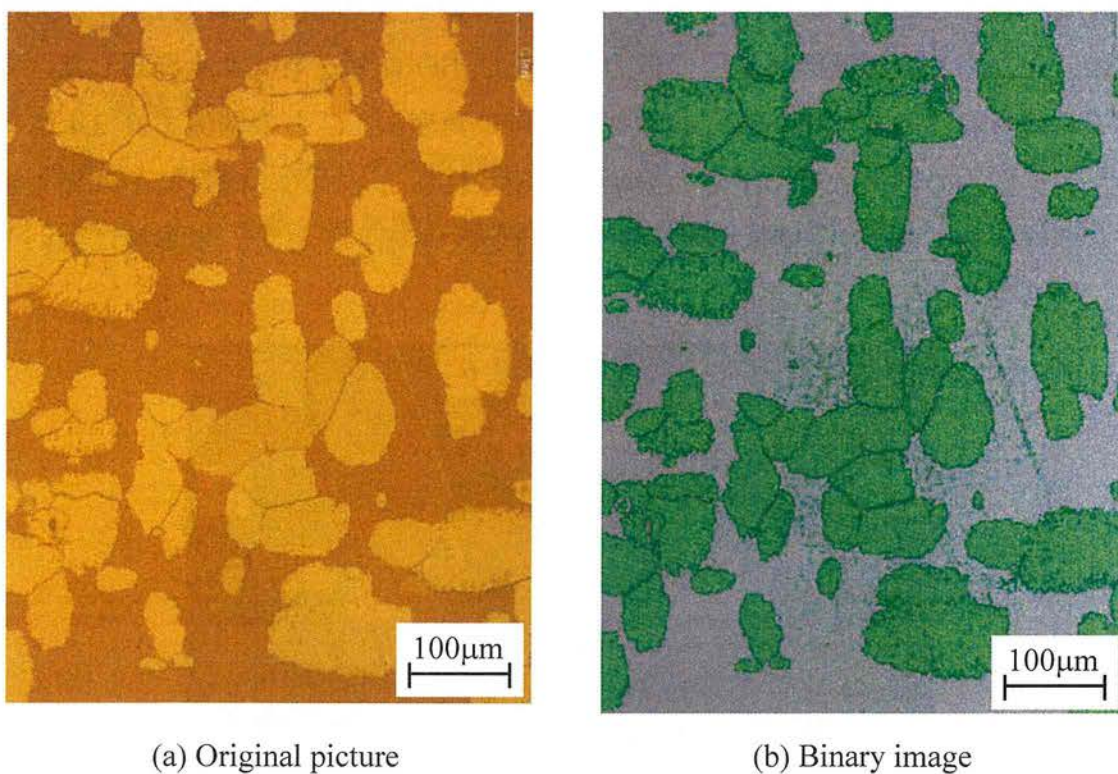


Fig. 2.5 Grown grains in copper foil



## 2.4 実験結果および考察

### 2.4.1 成長粒子発生密度と二軸応力の関係

図 2.6(a),(b),(c)にそれぞれチタン合金,アルミニウム合金およびフェライト系ステンレス鋼に対して得られた成長粒子発生密度  $r^*$  と繰返し数  $N$  の関係を示す. 図中の実線は, 各せん断応力振幅に対して得られた  $r^*$  と  $N$  の関係を最小二乗法によって求めたものであり, 図中の破線は後述の較正式より求めたものである. ここで, すべての実験は,  $C \leq 0$  とみなすことができるので,  $\tau_a = (\sigma_1 - \sigma_2) / 2$  となる.

いずれの材料に対しても,  $\tau_a$  で整理すれば  $C$  の如何にかかわらず,  $r^* - N$  関係はほぼ同じとなる. すなわち, 成長粒子の発生密度とその増加速度を支配する主要な因子はせん断応力振幅であるといえる.

また, 図の直線の傾きは成長粒子発生密度の面積増加速度  $A (= \Delta r^* / \Delta N)$  となる. したがって,  $\sqrt{A}$  は粒子成長速度の尺度になると考えられる.

そこで, 図 2.6(a),(b),(c)のそれぞれのせん断応力振幅  $\tau_a$  に対し, 各二軸応力比について得られた  $A$  の平均値  $A_m$  を求めて,  $\tau_a$  と  $\sqrt{A_m}$  との関係を片対数紙により図

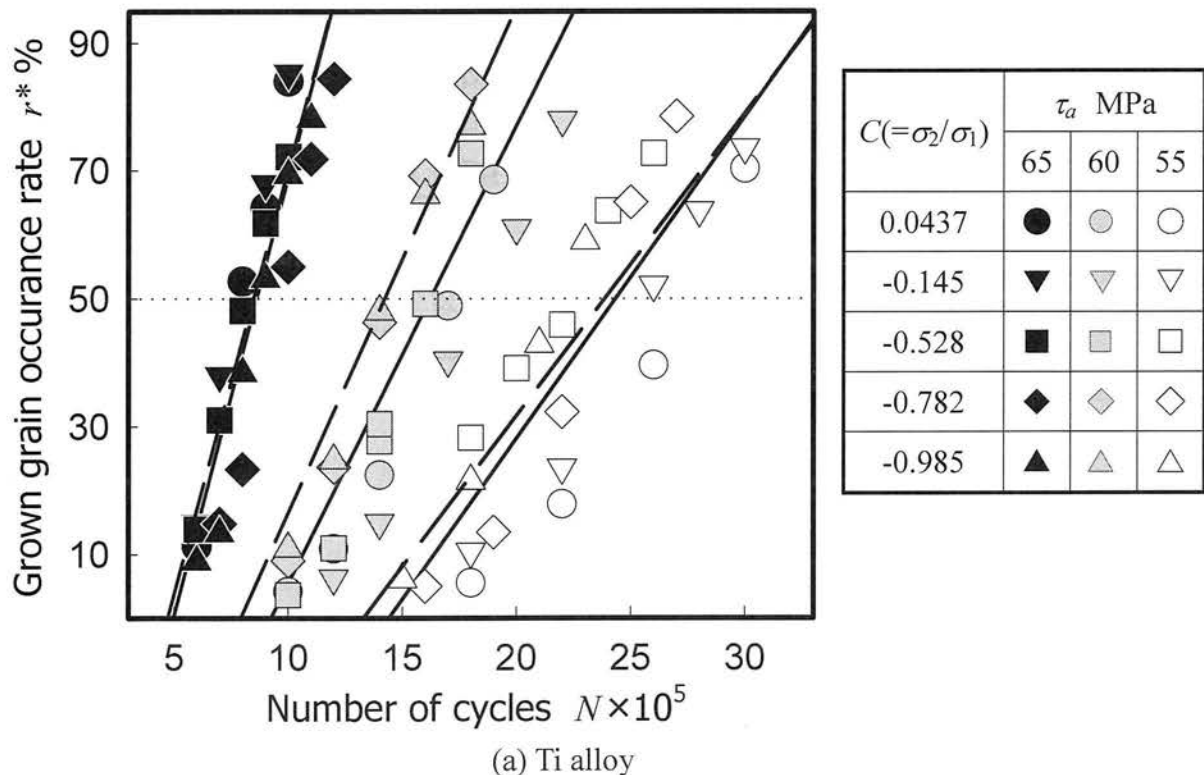
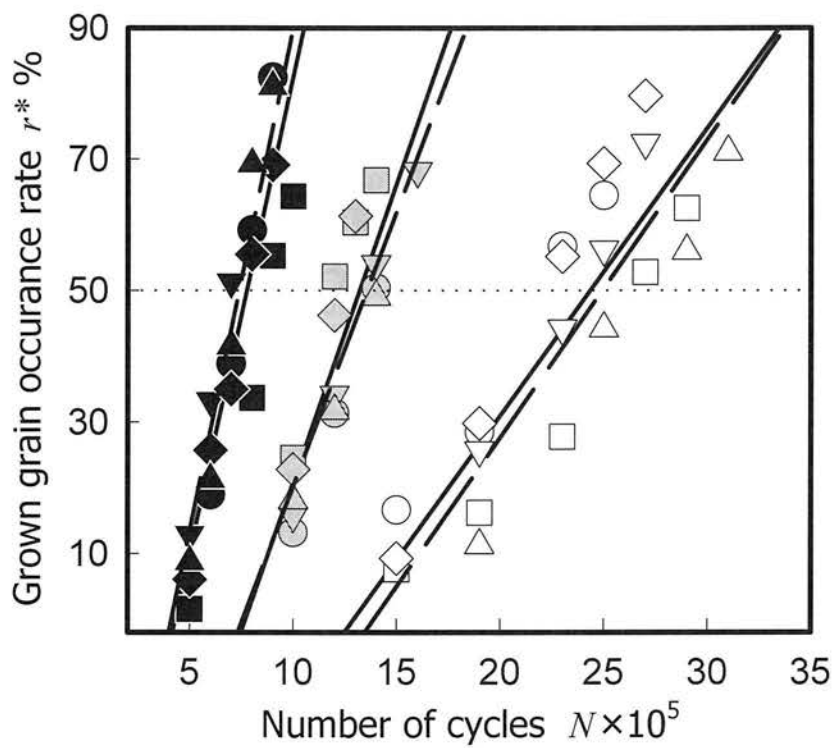
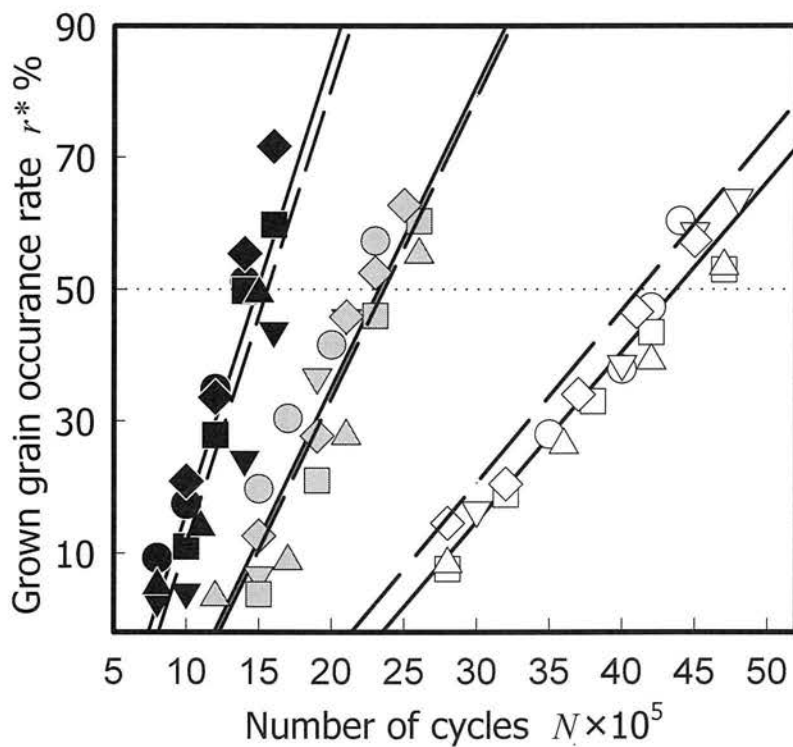


Fig. 2.6 Relationship between  $r^*$  and  $N$



(b) 7075-T6 Al alloy



(c) SUS430

Fig. 2.6 Relationship between  $r^*$  and  $N$

2.7(a),(b),(c)に示す. 図から明らかなように,  $\tau_a$  と  $\log\sqrt{A_m}$  の間には線形関係が成立すると考えられる. これらの関係を最小二乗法で近似すると図中の直線となり, 次式で表示できる.

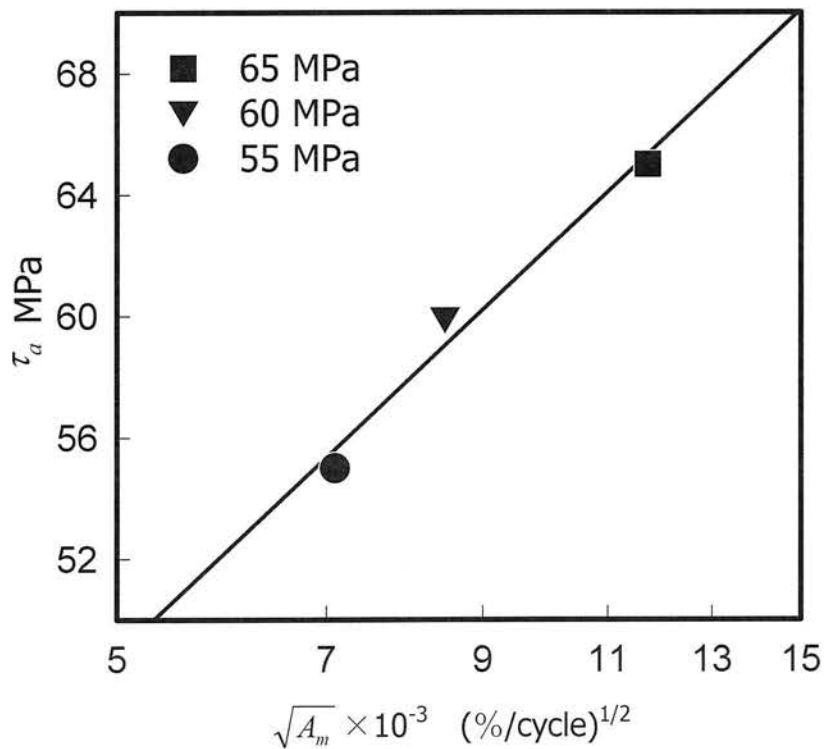
$$\tau_a = p \log\sqrt{A_m} + q \quad (2.4)$$

ここに, 各素材について係数  $p$ ,  $q$  の値は表 2.5 となる. これは, 前述の回転曲げに対して得られた関係式(2.3)[8]と同様の関係である. すなわち, 単軸応力状態 ( $C=0$ )のみならず,  $C \leq 0$  となる広い範囲の二軸応力状態にまで式(2.4)は拡張できることが明らかとなった.

しかしながら,  $A_m = \Delta r^* / \Delta N$  であるから, 成長粒子の発生密度を測定し, 式(2.4)によって  $\tau_a$  を決定するには, 2 回以上の  $r^*$  の測定が必要となる. そこでこれを回避して, より簡便に測定を行うため,  $r^*$  と  $\tau_a$  および  $N$  の関係を求める. すなわち, 式(2.4)より次式が得られる.

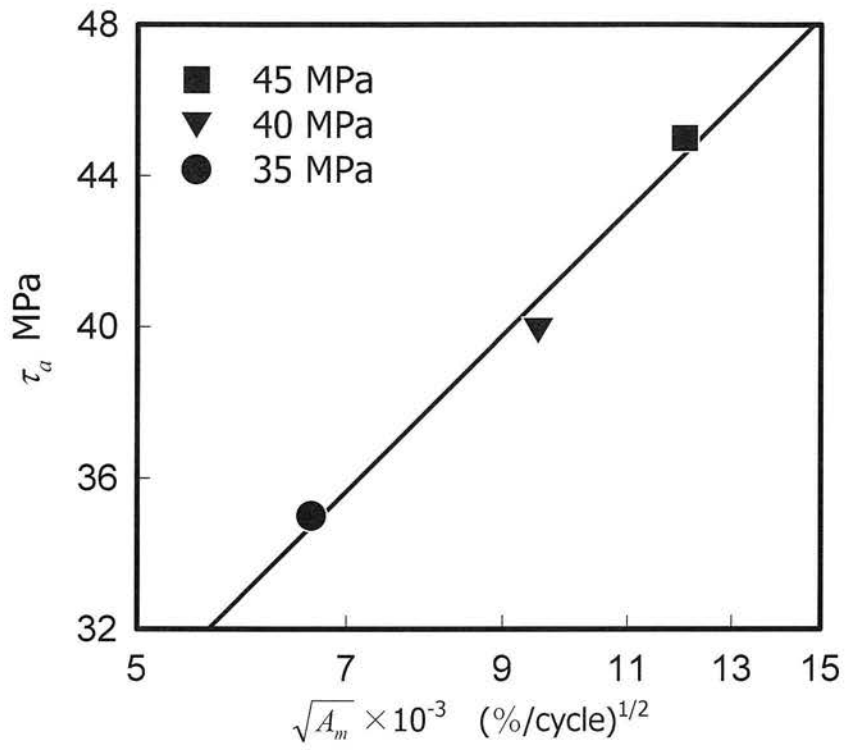
$$\tau_a = p \log\sqrt{\Delta r^* / \Delta N} + q \quad (2.5)$$

この微分方程式を解けば, 次式が得られる.

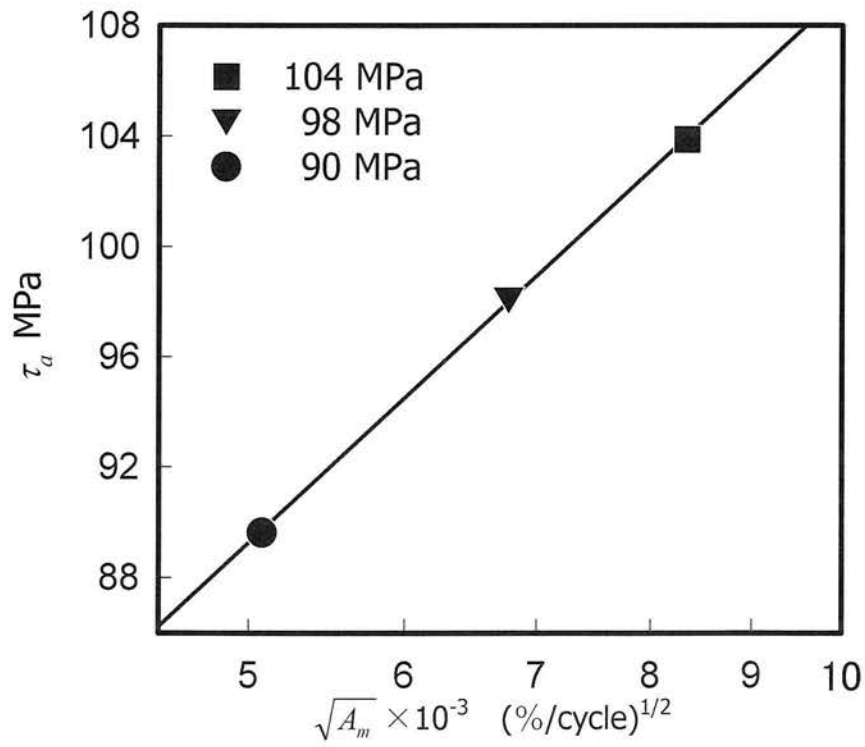


(a) Ti alloy

Fig. 2.7 Relationship between  $\tau_a$  and  $\sqrt{A_m}$



(b) 7075-T6 Al alloy



(c) SUS430

Fig. 2.7 Relationship between  $\tau_a$  and  $\sqrt{A_m}$

Table 2.5 Coefficients of equation (2.4)

	Ti alloy	Al alloy	SUS430
$p$	44.53	37.85	58.93
$q$	151.3	117.2	225.9

Table 2.6 Values of integration constant in equation (2.6)

	$\tau_a$ MPa	$D$	$D_m$
Ti alloy	55	-65.07	-62.85
	60	-58.91	
	65	-64.57	
Al alloy	35	-68.63	-63.04
	40	-60.06	
	45	-60.42	
SUS430	90	-58.78	-59.88
	98	-59.24	
	104	-61.62	

$$r^* = 10^{\frac{2(\tau_a - q)}{p}} N + D \quad (2.6)$$

ここで、 $D$ は定数である。図 2.6 より、それぞれの $\tau_a$ について $r^*=50\%$ となる $N$ を求め、それらの値を式(2.6)に代入すれば、 $D$ は表 2.6 の値となる。表より、これらの値は各材料において $\tau_a$ の如何にかかわらずほぼ等しく、定数とみなすことができ、その平均値をとって $D_m$ とした。表には $D_m$ の値を併記した。

この $D_m$ を用いて式(2.6)より各 $\tau_a$ に対する $r^*$ と $N$ の関係を求めれば、図 2.6 の破線となり、最小二乗法によって得られた実線とほぼ一致する。すなわち、成長粒子が発生する適度な $N$ に対して $r^*$ を測定すれば、式(2.6)により $\tau_a$ を決定できることになる。したがって、成長粒子が発生を開始する繰返し数に基づいてせん断応力振幅が決定される従来の方法（校正曲線）とは異なり、本測定法では成長粒

子が増加する過程の広範囲な  $N$  に対してせん断応力振幅を求めることができるため、この方法を採用することにより、銅薄膜を用いた応力測定法の実用性は格段に向上することになる。

#### 2・4・2 被測定物の弾性係数を考慮した較正式

銅薄膜に発生する成長粒子の密度  $r^*$  とその増加速度は主として素材に作用するせん断応力振幅  $\tau_a$  に支配されることが明らかとなった。しかしながら、素材の弾性係数が異なれば成長粒子が発生・増加する  $\tau_a$  も相違することから、上述の諸現象を直接支配するのは、薄膜自体に作用するせん断応力振幅であることが予想される。そこでこの点を確認するため、図 2.7 の結果を薄膜に作用するせん断応力振幅により整理し直してみた。

銅薄膜と素材の弾性等方性を仮定し、第 1 および第 2 主応力  $\sigma_1, \sigma_2$  が作用する素材に接着した銅薄膜に生ずる第 1 および第 2 主応力を  $\sigma_{c1}, \sigma_{c2}$  とする。両者の界面におけるひずみの連続性を仮定すれば、これらの間には次式が成立する。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{c1} &= \frac{E_c \sigma_1 \{1 - \nu_c \nu_m + C(\nu_c - \nu_m)\}}{E_m (1 - \nu_c^2)} \\ \sigma_{c2} &= \frac{E_c \sigma_1 \{\nu_c - \nu_m + C(1 - \nu_c \nu_m)\}}{E_m (1 - \nu_c^2)} \end{aligned} \right\} \quad (2.7)$$

ここに、 $E_c, E_m$  および  $\nu_c, \nu_m$  はそれぞれ銅薄膜および素材のヤング率とポアソン比である。式(2.7)より、銅薄膜における二軸応力比  $C_c$  は次式となる。

$$C_c = \frac{\sigma_{c2}}{\sigma_{c1}} = \frac{\nu_c - \nu_m + C(1 - \nu_c \nu_m)}{1 - \nu_c \nu_m + C(\nu_c - \nu_m)} \quad (2.8)$$

ここで、 $E_c = 110 \text{ GPa}$ ,  $\nu_c = 0.31$  とし、表 2.2, 2.4 より  $C_c$  を求めると、ほとんどの場合  $C_c < 0$  となるが、SUS430 の  $C = 0.024$  の場合のみ  $C_c = 0.08$  と若干正の値になる。しかしながらこの場合でも、 $C_c \doteq 0$  とみなせるので、 $C_c \leq 0$  の場合について考えると、薄膜に生ずるせん断応力振幅  $\tau_c$  は次式で表される。

$$\tau_c = (\sigma_{c1} - \sigma_{c2}) / 2 = \frac{E_c (1 + \nu_m) (1 - C)}{E_m (1 + \nu_c)} \frac{\sigma_1}{2} = \frac{E_c (1 + \nu_m)}{E_m (1 + \nu_c)} \tau_a \quad (2.9)$$

式(2.9)を用いて図 2.7 を描き直せば、図 2.8 となる。図に認められるように、 $r^* - \tau_c$  関係は素材の如何にかかわらずほぼ等しくなり、次式で表される。

$$\tau_c = p_c \log \sqrt{A_m} + q_c \quad (2.10)$$

ここで、 $p_c$ 、 $q_c$ はそれぞれ  $p_c=59.95$ 、 $q_c=185.4$  であり、薄膜に固有の値となる。すなわち、薄膜の成長粒子の発生密度を支配する主たる応力は薄膜自体に作用するせん断応力振幅であるとした前述の推論が妥当であることが裏付けられた。

式(2.10)より次式が得られる。

$$r^* = 10^{\frac{2(\tau_c - q_c)}{p_c}} N + D_c \quad (2.11)$$

ここで、 $D_c$ もまた薄膜の固有の値であり、 $r^*=50\%$ となる  $N$ に基づき、各材料に対して得られた値の平均値を求めると  $D_c = -65.57$  となる。

様々な弾性係数の機械要素に作用するせん断応力振幅  $\tau_a$  を計測するためには、以下の方法を採用がよい。まず、弾性定数が既知の試験片を用いて較正試験を実施し、式(2.11)における銅薄膜の定数  $p_c$ 、 $q_c$ 、および  $D_c$  を求める。次いで、較正試験に用いた薄膜と同一品質の薄膜を弾性係数が既知の機械要素に接着し、所定の繰返し数における成長粒子発生密度  $r^*$  を計測する。この  $r^*$  を式(2.11)に代入して  $\tau_c$  を、さらに式(2.9)から機械要素に作用した  $\tau_a$  を求めることが可能となる。

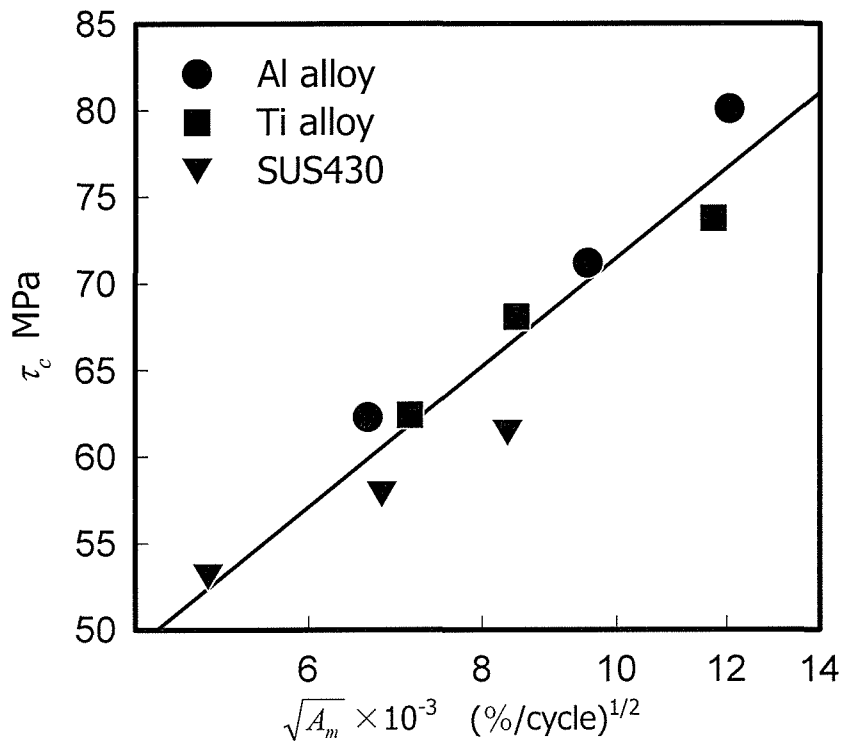


Fig. 2.8 Relationship between  $\tau_c$  and  $\sqrt{A_m}$

ここで、本測定法において計測可能な応力の範囲を見積もってみた。図 2.8 から本測定法で計測可能な銅薄膜に生ずるせん断応力振幅の範囲を  $\tau_c = 50 \sim 85 \text{MPa}$  とする。これを銅薄膜に生ずるせん断ひずみ振幅で表せば、 $\gamma_c = (1.2 \sim 2.0) \times 10^{-3}$  となる。被測定物における計測可能なせん断応力振幅の範囲は、ひずみの連続性から次式で表される。

$$\tau_a = G\gamma_a = G\gamma_c \quad (2.12)$$

ここで、被測定物に作用するせん断ひずみを  $\gamma_a$  とした。機械・構造用材料として広く用いられている一般的な鋼 ( $E = 206 \text{GPa}$ ,  $\nu = 0.3$ ) を例にとると、この場合の計測可能なせん断応力振幅の範囲は  $\tau_a = 95 \sim 160 \text{MPa}$  となる。

また、 $r^*$  と  $N$  の測定誤差が  $\tau_c$  の精度に及ぼす影響を検討してみた。成長粒子発生密度の面積増加速度の平均値  $A_m (= \Delta r^* / \Delta N)$  の測定誤差を  $\delta A_m$  とし、 $\Delta r^*$  と  $\Delta N$  の測定誤差を  $\delta(\Delta r^*)$ ,  $\delta(\Delta N)$  とすれば、 $\delta A_m$  は次式で表される。

$$\delta A_m = \left\{ \left| \frac{\delta(\Delta r^*)}{\Delta r^*} \right| + \left| \frac{\delta(\Delta N)}{\Delta N} \right| \right\} A_m \quad (2.13)$$

また、 $\Delta r^*$  と  $\Delta N$  は、それぞれ  $r^*$  と  $N$  の増加量を表すので、次式とおける。

$$\Delta r^* = r_1^* - r_2^* \quad (2.14)$$

$$\Delta N = N_1 - N_2 \quad (2.15)$$

したがって  $\delta(\Delta r^*)$ ,  $\delta(\Delta N)$  は、 $r^*$  と  $N$  の測定誤差を  $\delta r^*$ ,  $\delta N$  として次式となる。

$$\delta(\Delta r^*) = 2(\delta r^*) \quad (2.16)$$

$$\delta(\Delta N) = 2(\delta N) \quad (2.17)$$

ここで、 $\delta r^*$ ,  $\delta N$  をそれぞれ  $\pm 2\%$ ,  $\pm 10^2$  回とすれば、 $\delta(\Delta r^*)$ ,  $\delta(\Delta N)$  は、それぞれ  $4\%$ ,  $2 \times 10^2$  回となる。また、 $\Delta r^*$ ,  $\Delta N$ , および  $A_m$  の代表値をそれぞれ、 $50\%$ ,  $10^6$  回,  $10^{-4} \%$  / 回とすれば、式 (2.13) より、 $\delta A_m$  は  $0.08 \times 10^{-4}$  となる。したがって、 $A_m = (1.00 \pm 0.08) \times 10^{-4}$  と表示できる。

$\tau_c$  の誤差  $\delta \tau_c$  は、式 (2.10) から次式により見積もることができる。

$$\delta \tau_c = \left( \frac{P_c}{\ln 10} \frac{1}{\sqrt{A_m}} \right) (\delta \sqrt{A_m}) \quad (2.18)$$

これより、 $\delta \tau_c \doteq 5 \text{MPa}$  となる。したがって、 $\tau_a$  に含まれる測定誤差もこれと同程度となる。



## 2・5 結 言

銅めっき応力測定法や微小円孔を有する電着銅薄膜による二軸応力測定法において従来利用されてきた較正曲線（成長粒子発生の限界応力曲線）にかわり、薄膜に発生する成長粒子の密度を利用したより簡便な手法の可否を検討した。

得られた結果を要約すれば、以下のようになる。

- (1) 単軸および  $C \leq 0$  となる二軸応力状態のいずれにおいても、銅薄膜の成長粒子発生密度を支配する主要な応力は、材料に作用するせん断応力振幅  $\tau_a$  である。

- (2)  $\tau_a$  と粒子成長速度の平方根  $\sqrt{A_m}$  の間には次式の関係が成立する。

$$\tau_a = p \log \sqrt{A_m} + q$$

ここに、 $p$ ,  $q$  は定数である。

- (3) 成長粒子発生密度  $r^*$  と繰返し数  $N$ , および材料に作用するせん断応力振幅  $\tau_a$  の間には次の関係が成立する。

$$r^* = 10^{\frac{2(\tau_a - q)}{p}} N + D$$

ここに、 $D$  は定数である。

- (4) したがって、成長粒子が発生する適度な繰返し数において  $r^*$  を測定すれば、材料に作用したせん断応力振幅を求めることができる。
- (5) 材料の如何にかかわらず、 $r^*$  と薄膜に作用するせん断応力振幅  $\tau_a$  の間には固有の関係が成立する。
- (6) したがって、特定の材料について較正試験を実施し、 $\tau_a - r^* - N$  関係を予め求めておけば、弾性係数が既知の他の材料に対するせん断応力振幅  $\tau_a$  を求めることが可能となる。

## 参考文献

- [1] 北岡征一郎, 小野勇一, 中川政章, 微小円孔を有する電着銅薄膜の成長粒子発生密度を利用した二軸応力検出法, 日本機械学会論文集(A 編), 69-679(2003), 565-570.
- [2] 大久保肇, 銅めっき応力測定法, (1965), 朝倉書店.
- [3] 北岡征一郎, 江上登, 細野喜久雄, 松井博司, 微小円孔を有する電着銅薄膜

- による二軸応力検出法(第1報 両端に組合せ負荷を受ける要素), 日本機械学会論文集(A編), **57-538**(1991), 1436-1441.
- [4] 北岡征一郎, 大嶋和彦, 微小円孔を有する電着銅薄膜による二軸応力検出法(第2報 一般問題への拡張), 日本機械学会論文集(A編), **59-560**(1993), 1030-1035.
- [5] 北岡征一郎, 江上登, 藤井賢二, 微小円孔を有する電着銅薄膜による二軸応力検出法(第3報 二軸引張りとなる応力集中部への適用), 日本機械学会論文集(A編), **59-560**(1993), 1036-1041.
- [6] 北岡征一郎, 陳建橋, 江上登, 長谷川純, 微小円孔を有する電着銅薄膜による二軸応力検出法(第4報 すべり線発生の確率過程に着目した測定法), 日本機械学会論文集(A編), **61-591**(1995), 2476-2481.
- [7] 北岡征一郎, 宇田康弘, 矢田純平, 微小円孔を有する電着銅薄膜による二軸応力検出法(第5報 被測定物の弾性係数の影響), 日本機械学会論文集(A編), **66-647**(2000), 1398-1403.
- [8] 北岡征一郎, 御厨照明, 細野喜久雄, 電着銅の成長粒子発生密度変化を利用した応力測定法(画像処理の適用), 日本機械学会論文集(A編), **57-534**(1991), 443-447.

## 第3章

# 円孔を有する電着銅薄膜による成長粒子の分布 形状を利用した二軸応力検出法（基礎実験）<sup>[1]</sup>

### 3・1 緒言

銅めっき応力測定法<sup>[2]</sup>は、繰返し応力の作用によって電着層に発生する成長粒子を利用して繰返し負荷を受ける機械要素の表面応力を測定する実験応力解析法である。この成長粒子の発生と発生密度はめっき層に作用するせん断応力振幅に支配されるため、せん断応力振幅の測定は可能であっても、二軸応力状態にある要素の主応力振幅を分離して計測することは不可能である<sup>[3]</sup>。

この問題を解決するため、微小円孔を有する電着銅薄膜による二軸応力検出法<sup>[4]~[8]</sup>が開発された。この方法では、多数の微小な円孔を有する銅薄膜を機械要素に接着し、繰返し負荷の作用により円孔縁にすべり線（または成長粒子）が発生する現象を利用する。主応力振幅は、対象とする円孔の応力集中箇所の総数に対するすべり線の発生した箇所の割合  $r_s$  と薄膜自体に発生した成長粒子の密度  $r^*$  に基づいて決定される。すなわち、 $\sigma_{ph}$ 、 $\tau_{ph}$  を単軸引張り と 純せん断の各場合に作用する応力振幅とし、二軸応力状態における主応力振幅を  $\sigma_1$ 、 $\sigma_2$  とすれば、円孔縁における応力集中率に着目することにより、 $\sigma_1$ 、 $\sigma_2$  を  $\sigma_{ph}$ 、 $\tau_{ph}$ 、およびせん断応力振幅  $\tau_a$  を用いて表すことができる。また、円孔縁でのすべり線の発生現象を多状態確率過程とみなすことにより、 $r_s - (\sigma_{ph}, \tau_{ph}) - N$  関係が定式化されている<sup>[7]</sup>。したがって、任意の二軸応力状態における  $\sigma_1$ 、 $\sigma_2$  を求めるには、 $r_s$  を計測することにより、 $\sigma_{ph}$ 、 $\tau_{ph}$  を求め、また前章で述べた方法により  $\tau_a$  を計測すればよい。しかしながら、測定精度の向上には円孔数を増す必要があり<sup>[6]</sup>、これとともにより広い測定領域が必要となる。

ところで、平板中の円孔縁での応力分布は二軸応力比  $C$ （＝第2主応力  $\sigma_2$  / 第1主応力  $\sigma_1$ ）により異なることが知られている<sup>[9]</sup>。したがって、被測定物に接着した銅薄膜においても、円孔縁の応力集中箇所から発生する成長粒子の分布形状

は二軸応力比により異なり，二軸応力比が同一であれば分布形状は各々の円孔で著しく相違することはないことが予想される．したがって，成長粒子の分布形状と二軸応力比の関係が明らかになれば，二軸応力の測定に必要な円孔数を従来の手法に比較して減少させることが可能になるものと考えられる．

以上の観点から本章では，従来の二軸応力検出法の測定原理とは異なり，円孔縁に発生する成長粒子の分布形状に着目した二軸応力測定法の可否を検討した．すなわち，円孔を有する電着銅薄膜を接着した試験片に対し，種々の二軸応力比  $C$  で試験を実施し，円孔縁の成長粒子の分布形状と  $C$  および繰返し数  $N$  との関連を調査した．また，円孔の応力集中の影響が及ばない箇所において発生した成長粒子の密度  $r^*$  を測定し，これらの結果に基づいて主応力振幅  $\sigma_1$ ， $\sigma_2$  を決定する構成式を求め，その妥当性を検証した．

### 3・2 二軸応力の決定法

図 3.1 に示すような多数の円孔を有する電着銅薄膜を被測定物に接着する．被測定物に作用する主応力振幅  $\sigma_1$ ， $\sigma_2$  は  $C$  とせん断応力振幅（最大せん断応力） $\tau_a$  を用いて次のいずれかの関係で表される．

$$\sigma_1 = \frac{2\tau_a}{1-C} \quad , \quad \sigma_2 = C\sigma_1 \quad (C \leq 0) \quad (3.1)$$

$$\sigma_1 = 2\tau_a \quad , \quad \sigma_2 = C\sigma_1 \quad (C \geq 0) \quad (3.2)$$

式(3.2)が成立する場合は，成長粒子の発生密度  $r^*$  がせん断応力振幅  $\tau_a$  に支配されることから，この関係式に基づいて直ちに  $\sigma_1$  を求めることができる．しかしながら，式(3.1)が成立する場合は，成長粒子の発生密度を測定しても主応力振幅を検出することができない．そこで，式(3.1)の場合を採り上げると，前章で得られた結果より  $\tau_a$  は円孔による応力の乱れが生じない箇所（円孔から離れた箇所）における成長粒子の発生密度  $r^*$  に基づいて測定できる[3]．したがって， $C$  と円孔縁に発生した成長粒子の分布形状との関連が明らかになれば，この分布形状に基づいて式(3.1)から主応力振幅を求めることが可能となる．ここで，本測定法では  $C$  の符号が既知であるという前提が必要となる．しかしながら，本測定法は電気抵抗線ひずみゲージで用いられるリード線が不要なため，回転体などの機械要素に適用できることが最大の特徴である．回転体として一般的な機械要素である動力を

伝える伝達軸（歯車やベルト車の軸）では、曲げとねじりの組合せ負荷を受けるため、 $C$ が負となる。したがって、このような場合に本測定法は広く適用できることになる。

### 3・3 実験方法

#### 3・3・1 電着銅薄膜の作製

銅薄膜は、第2章と同様の方法[2]により作製した。すなわち、硫酸銅を主体とするめっき浴を用いてステンレス板にめっきを施し、板よりめっき部を剥がして電着銅薄膜とした。薄膜の厚さは約  $30\mu\text{m}$  である。

次いで、以下の方法により銅薄膜に円孔を作製した。まず、銅薄膜をエポキシ板に瞬間接着剤で固定し、マイクロボール盤により直径が  $1.0\text{mm}$  の円孔を図 3.1 に示すように千鳥格子状に配列した。円孔の加工条件は  $14,000\text{rpm}$  と一定にした。ここで、円孔縁の応力集中に及ぼす円孔間の干渉の影響が生じないように、円孔間隔は  $5.0\text{mm}$  とした[6]。次に、これをアセトンに浸して、エポキシ板から銅薄膜を剥離させ、これを円孔を有する電着銅薄膜とした。なお、薄膜は作製から試験を実施するまでの間の経時変化を防ぐため、乾燥剤とともに冷凍庫で保管した。

#### 3・3・2 試験片および試験機

銅薄膜を接着する試験片素材には、チタン合金を使用した。表 3.1 に機械的性質を、図 3.2 に試験片の形状・寸法を示す。薄膜の接着箇所に対しては、#600

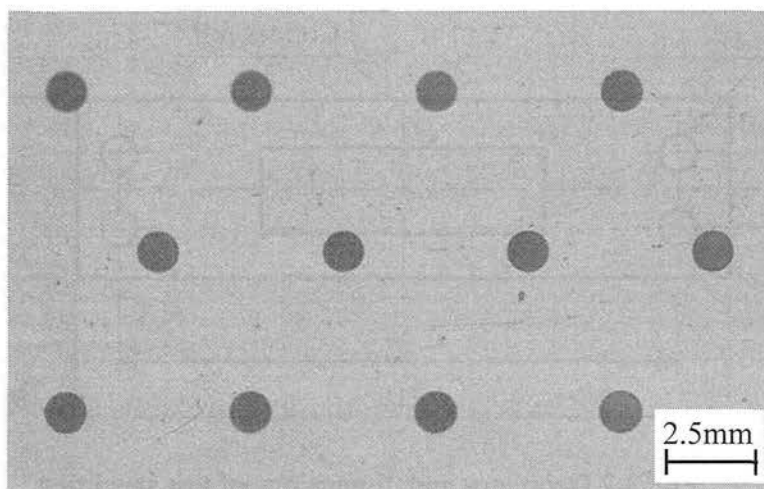


Fig. 3.1 Electrodeposited copper foil with circular holes

Table 3.1 Mechanical properties of titanium alloy

Poisson's ratio	Young's modulus GPa	Tensile strength MPa	Proof stress MPa
0.381	114	441	349

の紙やすりにより研磨を施し，接着にはひずみゲージ用瞬間接着剤(CC-33A)を使用した．試験機には，シェンク式疲労試験機(60Hz)を使用した．発生した成長粒子は，光学顕微鏡(200倍)に備え付けた顕微鏡用デジタルカメラを介して画像をパソコンに取り込み，画像処理ソフトにより計測した．

### 3・3・3 実験方法

試験片中央部に円孔を有する 15mm×50mm の銅薄膜を指圧時間 1min，硬化時間 12h 以上にて接着した．これを第 2 章と同様の曲げ・ねじり試験治具に装着し，試験片に作用するせん断応力振幅  $\tau_a$  を一定とし，種々の  $C$  において平面曲げ—繰返しねじり組合せ試験を室温において実施した．すなわち，まず所定の繰返し数  $N$  のもとで，接着した薄膜の一部(15mm×15mm)に電解研磨とエッチングを施し，円孔縁に発生した成長粒子の分布形状と円孔から離れた箇所に発生した成長粒子の密度を測定した．次いでこの試験片に同じ繰返し負荷を再度与えて， $N$  を順次増加させながら，その都度，分布形状と発生密度を測定した．なお，試験に先

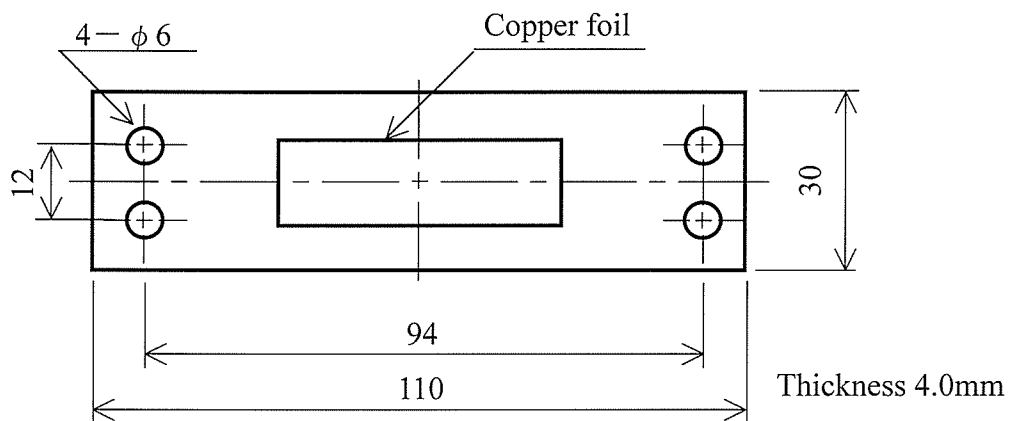


Fig. 3.2 Geometry and dimensions of test specimen

Table 3.2 Relationship between specimen attachment angle  $\theta$  and biaxial stress ratio  $C$

$\theta$ °	0	45	60	75	90
Biaxial stress ratio $C$	0.043	-0.291	-0.482	-0.727	-0.964

立ち、銅薄膜接着箇所の変力状態をひずみロゼットにより確認した。各々の試験片取付け角度 $\theta$ に対し、6回の計測から得られた $C$ を表3.2に示す。

図3.3には、 $C \doteq 0$ の場合に発生した成長粒子の一例を示す。円孔縁と円孔から離れた箇所において成長粒子はそれぞれ発生する。そこで、円孔縁と円孔から離れた箇所において、同一の繰返し数 $N$ に対して以下の計測を実施した。

図3.4(a),(b)に円孔縁から発生した成長粒子の一例を示す。図示のように、連結した成長粒子の円周方向長さ $l$ と半径方向長さ $d$ を測定した。一つの円孔に対する最大応力集中箇所は、平板中の円孔に対する理論解[9]から予想されるように、 $C \doteq -1$ （ねじり）で4箇所、他の $C$ では2箇所であり、図3.3からもわかるように、実際の試験においても成長粒子はこの箇所においてのみ発生・成長するのが確認できた。なお、後述するように、一回の試験で計測する円孔数は7~9個としたので、 $l$ と $d$ の総測定数はそれぞれ $C \doteq -1$ で約30、他の $C$ では約15となる。

また、円孔から離れた箇所に発生した成長粒子の密度 $r^*$ （=成長粒子発生面積／測定領域面積）は、第2章と同様に二値化処理を施した画像を用いて計測した。ここに、 $r^*$ には5箇所の測定領域で得られた値の平均値を採用した。



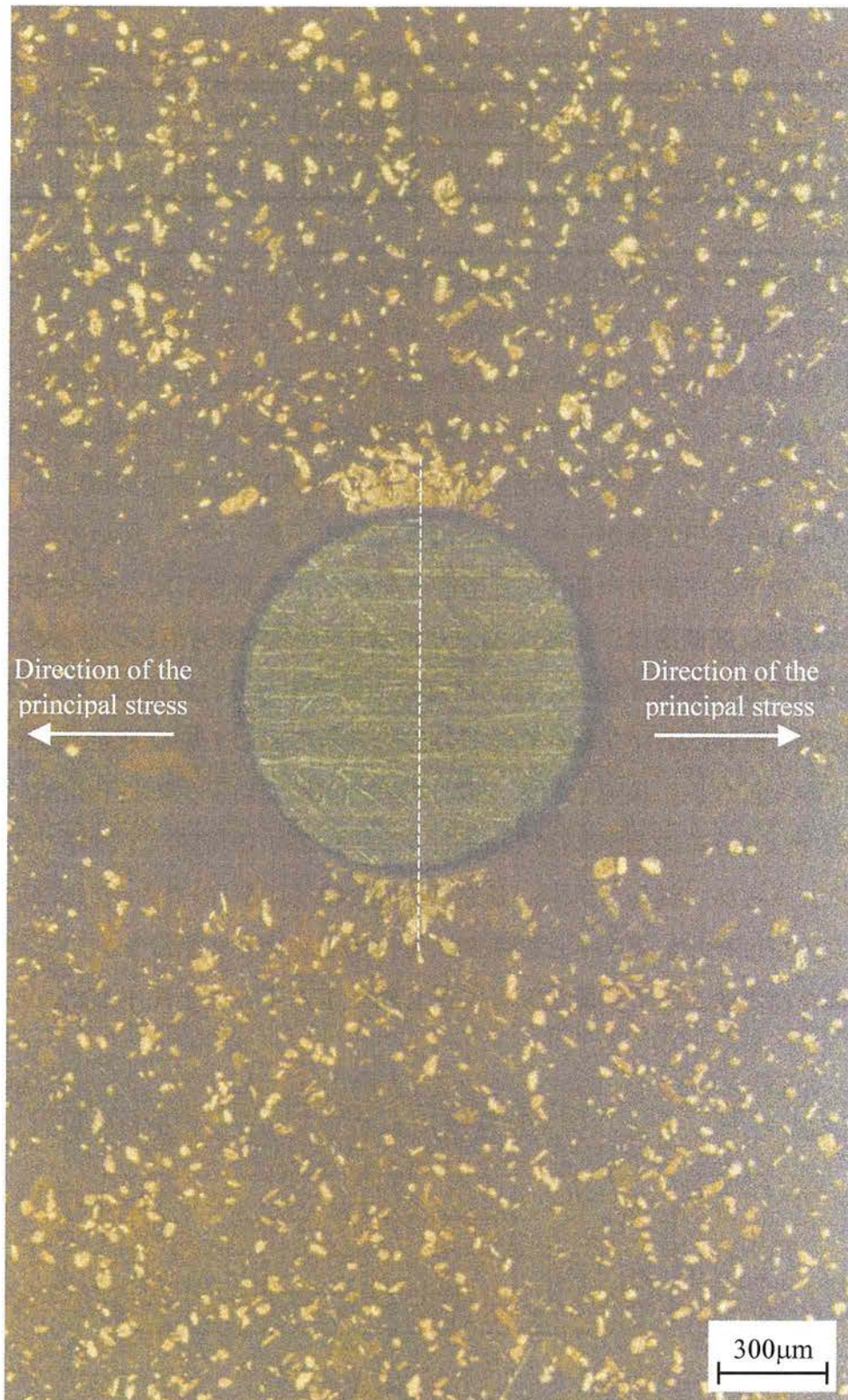
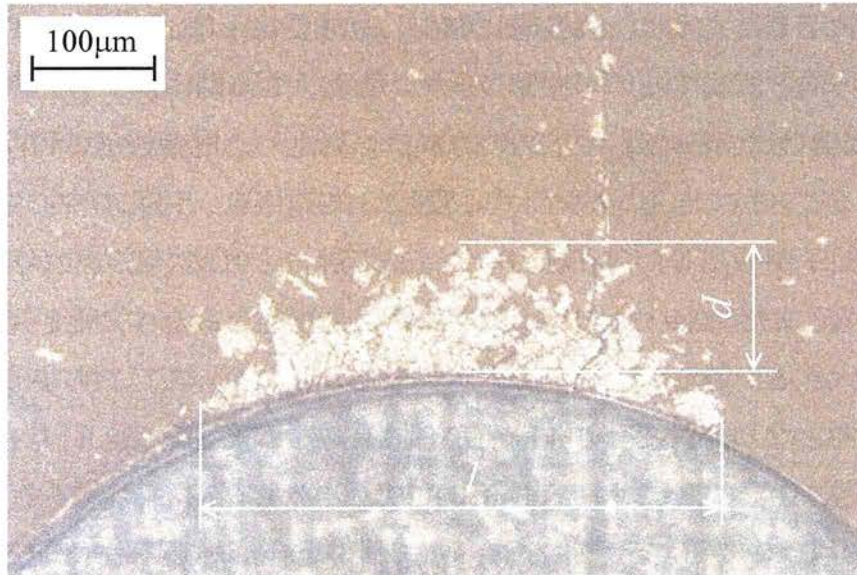
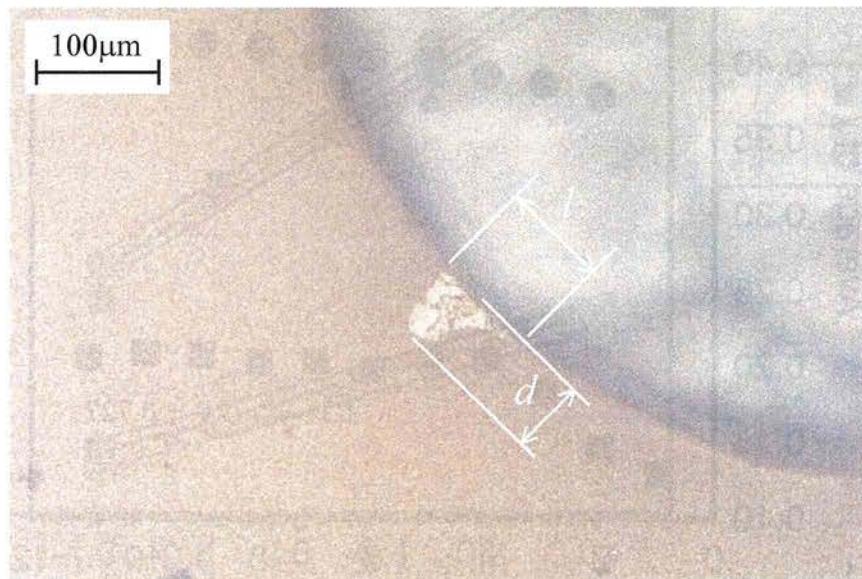


Fig. 3.3 Grown grains occurred at the copper foil with circular holes  
( $\tau_a=60\text{MPa}$ ,  $C=0.043$ ,  $N=1.0 \times 10^6$  cycles)





(a)  $\tau_a=60\text{MPa}$ ,  $C=0.043$ ,  $N=1.0\times 10^6$ cycles



(b)  $\tau_a=60\text{MPa}$ ,  $C=-0.964$ ,  $N=1.0\times 10^6$ cycles

Fig. 3.4 Grown grains occurred at the circular hole

### 3・4 実験結果および考察

#### 3・4・1 円孔縁における成長粒子の分布形状と二軸応力比の関係

図 3.3 に示したように、円孔縁に発生した成長粒子は、試験片に作用する第 1 主応力の方向と直交するのが確認できた。なお、この関係はすべての  $C$  において認められた。したがって、主応力の方向は、発生した成長粒子の円孔縁での位置から求めることができる。すなわち、図 3.3 のように、円孔の中心を通り、2 箇所所成長粒子が分布した円孔縁の中央を結ぶ線分と直交する方向が第 1 主応力の方向となる。また、 $C = -1$  では、純せん断応力状態とみなすことができるので、主応力は大きさが等しく、符合のみが異なる。したがって、この場合の主応力方向は 2 方向となり、円孔縁の 4 箇所から成長粒子が発生する。

次に、図 3.5 には測定対象とする円孔の数に対する  $l$  の平均値  $\bar{l}$  を  $C=0.043$  と  $-0.727$  の場合に対して示す。なお、いずれの場合に対しても成長粒子は第 1 主応力の方向に対して垂直な 2 つの箇所から発生するので、1 つの円孔に対する  $l$

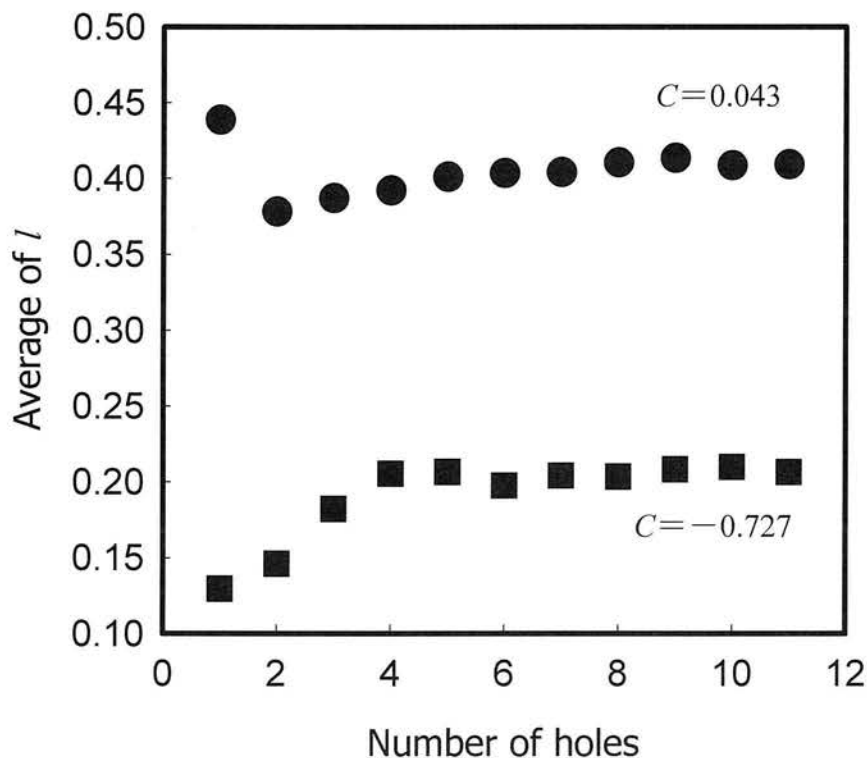
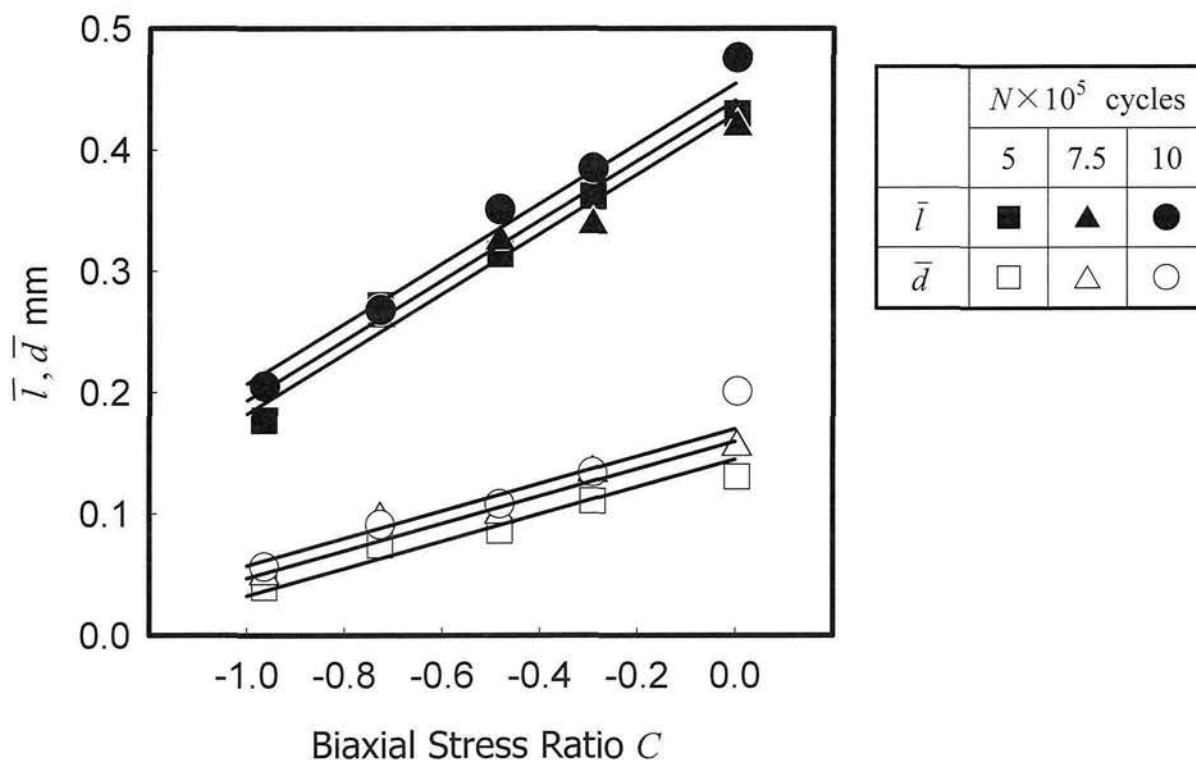


Fig. 3.5 Determination of measurement hole number

( $\tau_a=60\text{MPa}$ ,  $N=1.0 \times 10^6$  cycles)

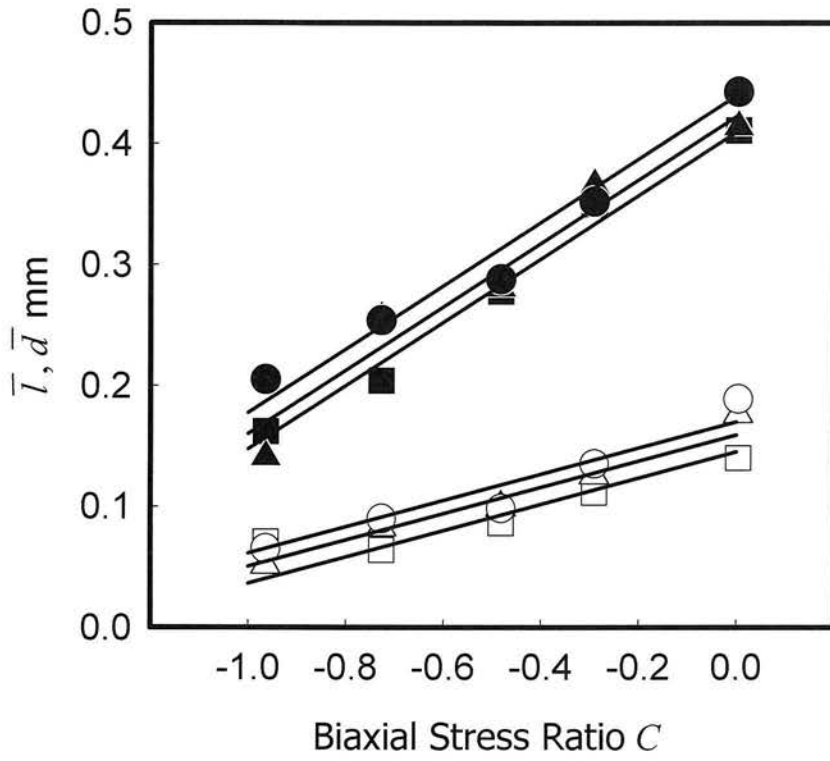
の測定値は2個である。図から、円孔数を7個以上にすれば、 $\bar{l}$ はほぼ一定となることがわかる。そこで、本実験では、測定対象とする円孔数を7~9個とした。

図3.6(a),(b),(c)にそれぞれ $\tau_a=70\text{MPa}$ ,  $60\text{MPa}$ ,  $50\text{MPa}$ において得られた $\bar{l}$ ,  $\bar{d}$ と $C$ との関係を示す。なお、図中の直線は最小二乗法により求めたものである。図3.6から、 $C$ の増加とともに $\bar{l}$ ,  $\bar{d}$ も大きくなることがわかる。この要因を考察すれば、以下のようなになる。被測定物に接着した銅薄膜の円孔において、成長粒子発生箇所の応力集中率は $C=-1$ では1.29,  $C=0$ では1.10と $C=-1$ のほうが $C=0$ よりも若干高くなることが報告されている[6]。しかしながら、 $\tau_a$ =一定となる本実験条件に対しては $C=0$ における $\sigma_l$ の値は $C=-1$ の2倍になるため、両場合で薄膜の円孔縁の最大応力集中箇所に生ずる円周応力 $\sigma_\theta$ は、 $C=0$ のほうが大きくなる。さらに、円孔縁における応力は円周方向応力 $\sigma_\theta$ のみが作用する単軸応力状態となり、 $\sigma_\theta$ の円周方向分布の下降は $C=-1$ に比べ $C=0$ の方が緩慢になる[9]。したがって、成長粒子発生箇所近傍での応力は $C$ の増加と共に大きくなり、



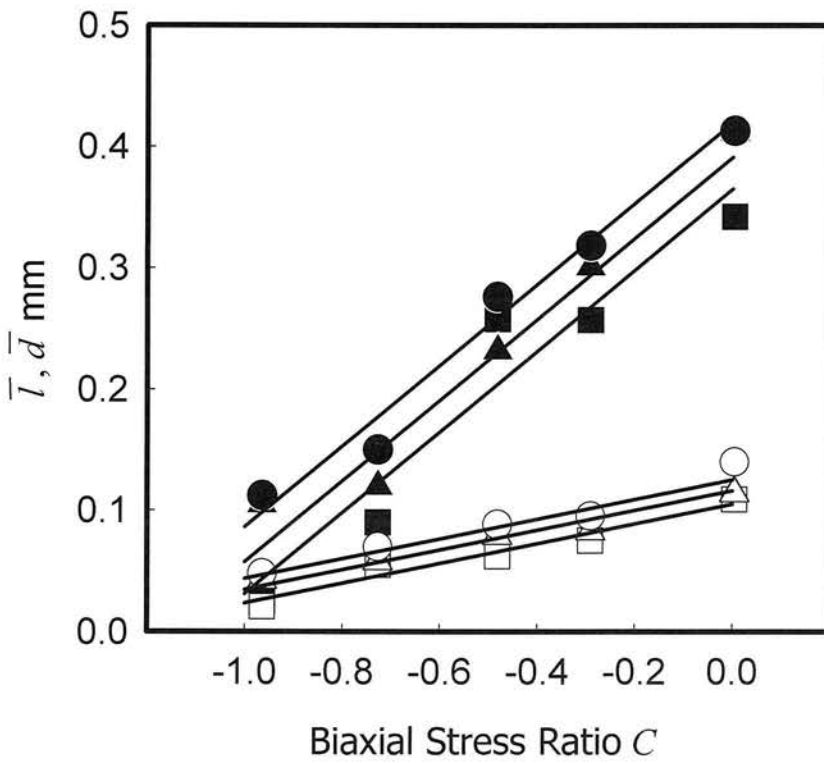
(a)  $\tau_a=70\text{MPa}$

Fig. 3.6 Relationship among  $\bar{l}$ ,  $\bar{d}$ , and  $C$



	$N \times 10^5$ cycles		
	10	15	20
$\bar{l}$	■	▲	●
$\bar{d}$	□	△	○

(b)  $\tau_a = 60\text{MPa}$



	$N \times 10^5$ cycles		
	20	30	40
$\bar{l}$	■	▲	●
$\bar{d}$	□	△	○

(c)  $\tau_a = 50\text{MPa}$

Fig. 3.6 Relationship among  $\bar{l}$ ,  $\bar{d}$ , and  $C$

上述の結果がもたらされたものと考えられる。ここで、弾性理論による平板中の円孔縁における応力分布を付録3・Aに記した。また、 $\bar{l}$ 、 $\bar{d}$ は $\tau_a$ の増加と共に大きくなり、 $N$ の増加と共に若干大きくなる傾向が認められる。

図3.6の結果より、成長粒子の分布形状を利用して $C$ を感度よく求めるには、 $\bar{l}$ や $\bar{d}$ を単独に用いるよりも、 $\bar{l} \times \bar{d}$ をパラメータとして用いたほうがよいことがわかる。そこで、図3.6より $C$ と $\bar{l} \times \bar{d}$ の関係を求めれば、図3.7(a),(b),(c)となる。なお、図中の曲線は次項の方法により求めたものである。

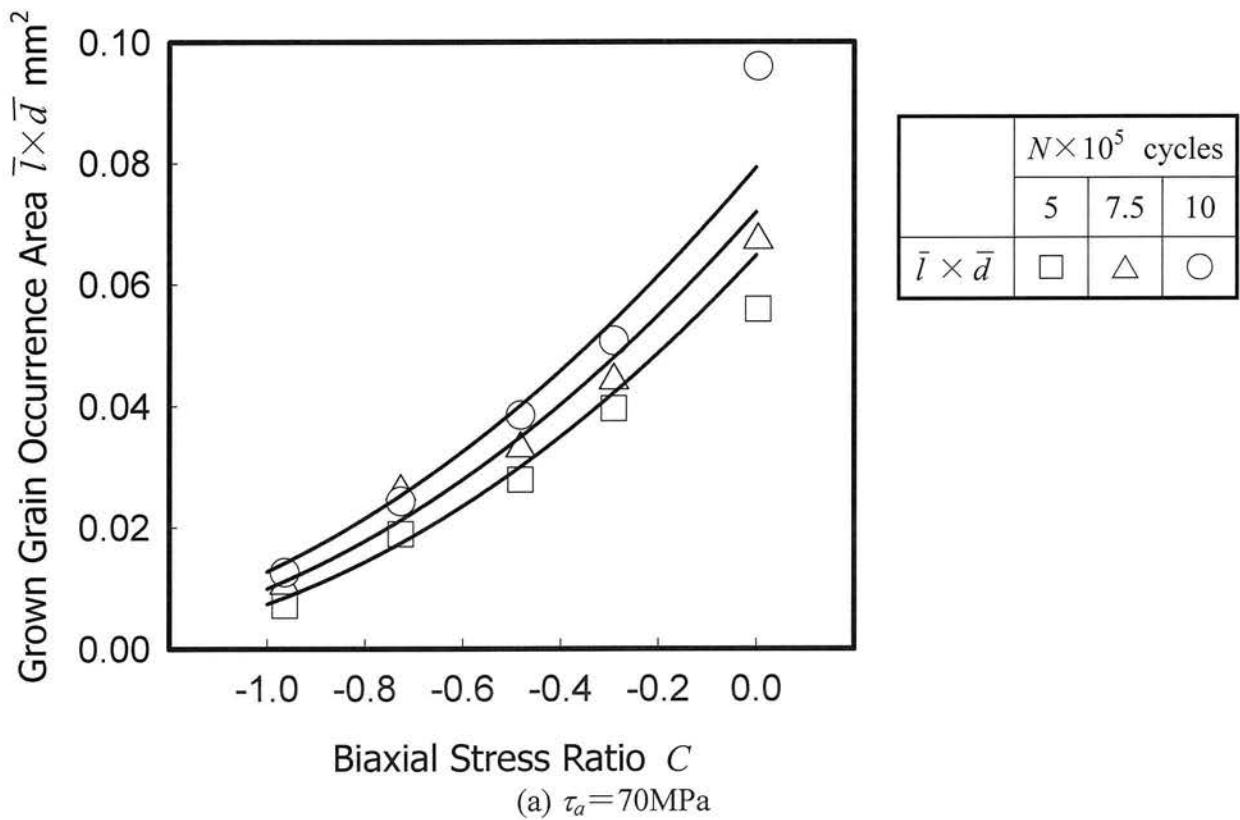
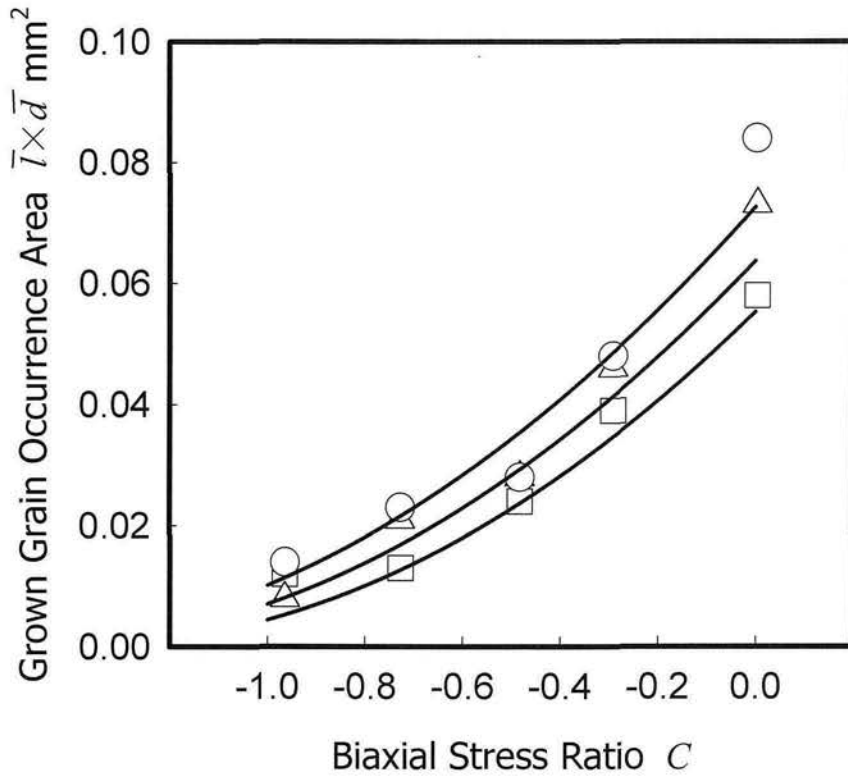
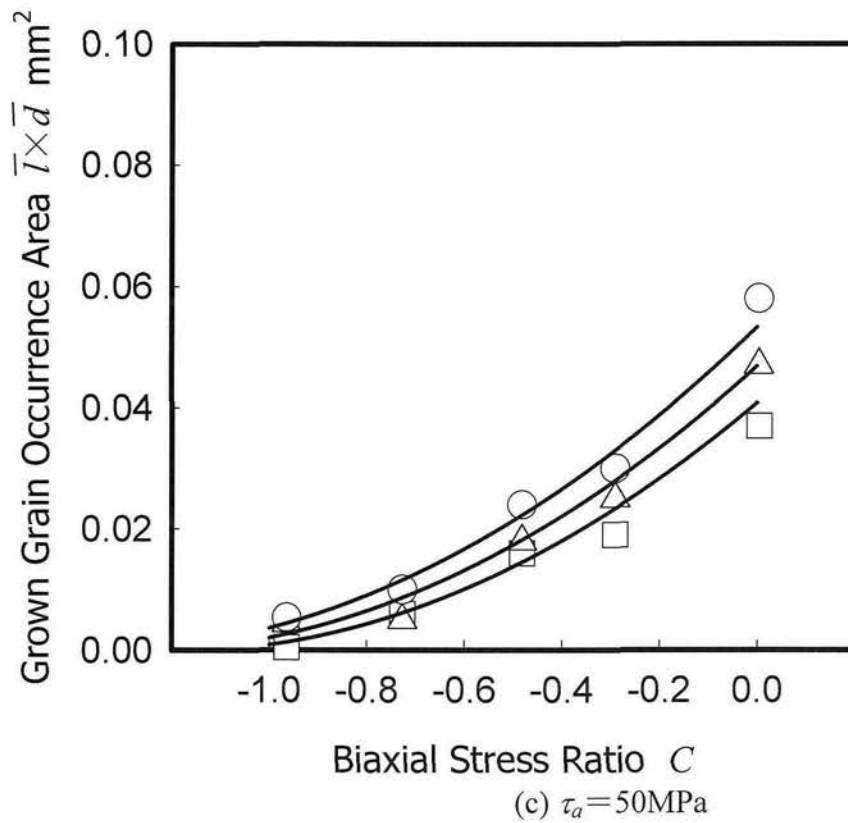


Fig. 3.7 Relationship between  $\bar{l} \times \bar{d}$  and  $C$



	$N \times 10^5$ cycles		
	10	15	20
$\bar{l} \times \bar{d}$	□	△	○



	$N \times 10^5$ cycles		
	20	30	40
$\bar{l} \times \bar{d}$	□	△	○

Fig. 3.7 Relationship between  $\bar{l} \times \bar{d}$  and  $C$

Table 3.3 Experimental values of  $E$  and  $E'$

$N \times 10^5$ cycles	$E$ ( $l$ direction)			$E'$ ( $d$ direction)		
	$\tau_a$ MPa			$\tau_a$ MPa		
	50	60	70	50	60	70
5	—	—	0.251	—	—	0.092
7.5	—	—	0.213	—	—	0.105
10	—	0.270	0.279	—	0.078	0.142
15	—	0.275	—	—	0.124	—
20	0.327	0.243	—	0.089	0.124	—
30	0.350	—	—	0.071	—	—
40	0.325	—	—	0.083	—	—

### 3.4.2 構成式の誘導

得られた結果をもとに、 $C$ を得るための構成式を求めてみた。図 3.6 より  $\bar{l}$ 、 $\bar{d}$  と  $C$  との関係を次式で近似する。

$$\left. \begin{aligned} \bar{l} &= EC + F \\ \bar{d} &= E'C + F' \end{aligned} \right\} \quad (3.3)$$

ここで、 $E$ 、 $E'$ の値を各実験条件について求めると、表 3.3 となる。表より、 $E$ 、 $E'$ の値は $\tau_a$ 、 $N$ によらずほぼ一定であるので定数とみなし、表の平均値を採用して表 3.4、3.5 にそれらの値を示す。また、 $F$ 、 $F'$ は $N$ と $\tau_a$ の関数であり、各実験条件に対して得られた $F$ 、 $F'$ と $N$ の関係を求めれば、図 3.8 となる。図中の直線は最小二乗法により求めたものである。図の勾配は $\tau_a$ の増加と共に大きくなるため、次式とおける。

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial F}{\partial N} &= G\tau_a + H \\ \frac{\partial F'}{\partial N} &= G'\tau_a + H' \end{aligned} \right\} \quad (3.4)$$

ここに、 $G$ 、 $G'$ 、 $H$ 、 $H'$ は定数であり、その値を表 3.4、3.5 に併記した。式(3.4)より次式が得られる。

Table 3.4 Coefficients of approximate equation (*l* direction)

$E$	mm	$2.81 \times 10^{-1}$
$G$	$(\text{mm})^3/(\text{N}\cdot\text{cycle})$	$1.13 \times 10^{-9}$
$H$	mm/cycle	$-3.17 \times 10^{-8}$
$J$	$(\text{mm})^3/\text{N}$	$4.4 \times 10^{-3}$
$K$	mm	$9.8 \times 10^{-2}$

Table 3.5 Coefficients of approximate equation (*d* direction)

$E'$	mm	$1.01 \times 10^{-1}$
$G'$	$(\text{mm})^3/(\text{N}\cdot\text{cycle})$	$2.00 \times 10^{-9}$
$H'$	mm/cycle	$-9.17 \times 10^{-8}$
$J'$	$(\text{mm})^3/\text{N}$	$1.6 \times 10^{-3}$
$K'$	mm	$1.5 \times 10^{-2}$

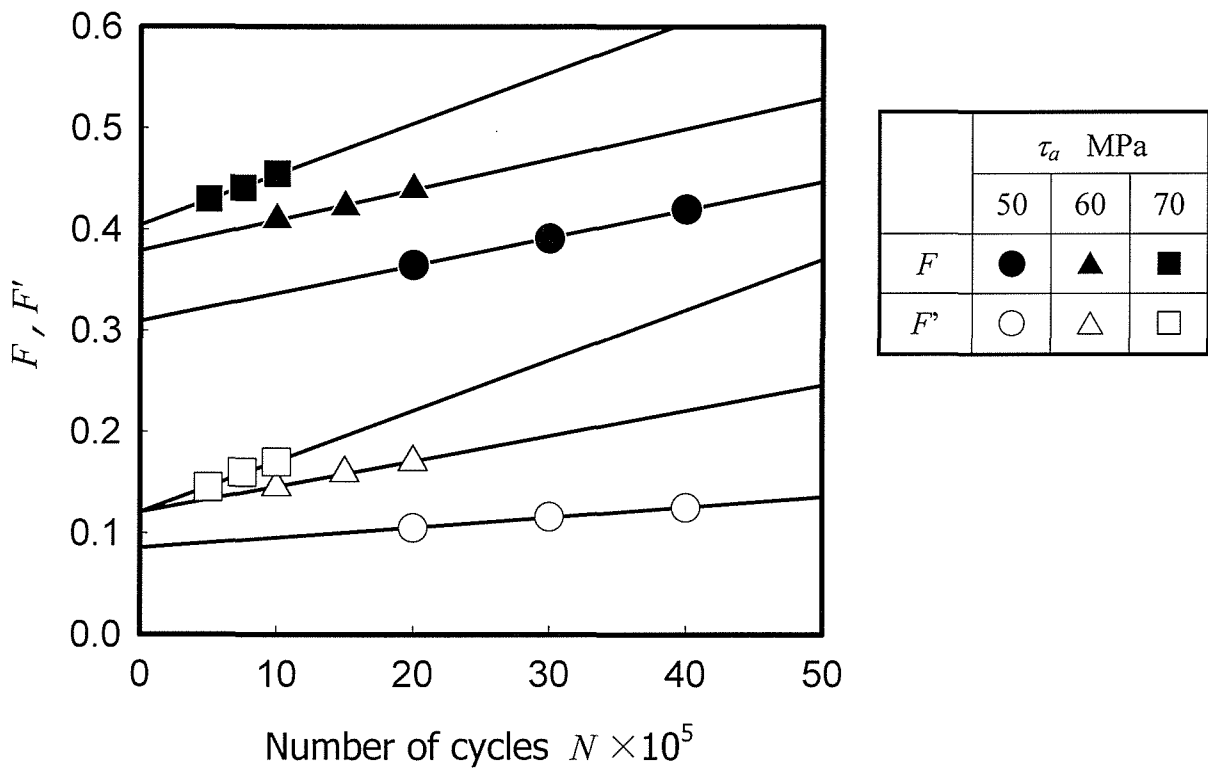


Fig. 3.8 Relationship among  $F$ ,  $F'$  and  $C$



$$\left. \begin{aligned} F &= (G\tau_a + H)N + I \\ F' &= (G'\tau_a + H')N + I' \end{aligned} \right\} \quad (3.5)$$

ここに、 $I, I'$ は $\tau_a$ のみの関数である。各実験条件についてこれらを求めると表 3.6, 3.7 となる。  $I, I'$ の平均値は $\tau_a$ の増加とともに線形に増加するので、次式で表される。

$$\left. \begin{aligned} I &= J\tau_a + K \\ I' &= J'\tau_a + K' \end{aligned} \right\} \quad (3.6)$$

ここに、 $J, J', K, K'$ は定数であり、その値を表 3.4, 3.5 に併記した。したがって、式(3.3), (3.5), (3.6)より $\bar{l}, \bar{d}$ はそれぞれ次式で表示できる。

$$\left. \begin{aligned} \bar{l} &= EC + (G\tau_a + H)N + J\tau_a + K \\ \bar{d} &= E'C + (G'\tau_a + H')N + J'\tau_a + K' \end{aligned} \right\} \quad (3.7)$$

式(3.7)より $\bar{l} \times \bar{d}$ を求めると、図 3.7(a),(b),(c)の曲線となり、実験値と良好な一致を示す。

Table 3.6 Experimental values of  $I$  ( $l$  direction)

$N \times 10^5$ cycles	$\tau_a$ MPa		
	50	60	70
5			0.406
7.5			0.406
10		0.374	0.408
15		0.369	
20	0.315	0.368	
30	0.317		
40	0.321		
Average	0.318	0.370	0.406

Table 3.7 Experimental values of  $I$  ( $d$  direction)

$N \times 10^5$ cycles	$\tau_a$ MPa		
	50	60	70
5			0.121
7.5			0.123
10		0.117	0.122
15		0.117	
20	0.088	0.113	
30	0.091		
40	0.092		
Average	0.090	0.116	0.122

### 3・4・3 成長粒子発生密度とせん断応力振幅の関係[3]

図 3.9 に円孔から離れた箇所において発生した成長粒子の発生密度  $r^*$  と繰返し数  $N$  の関係を示す. なお, 図中の実線は最小二乗法により求めたものである.

図より,  $\tau_a$  が同一であれば,  $C$  の如何にかかわらず  $r^*$  と  $N$  には固有の関係が成立し, 両者の関係は次式で表示できる. [3]

$$r^* = 10^{\frac{2(\tau_a - q)}{p}} N + D \quad (3.8)$$

ここに,  $p, q, D$  は定数であり, 前章と同様の方法により求めたこれらの値を表

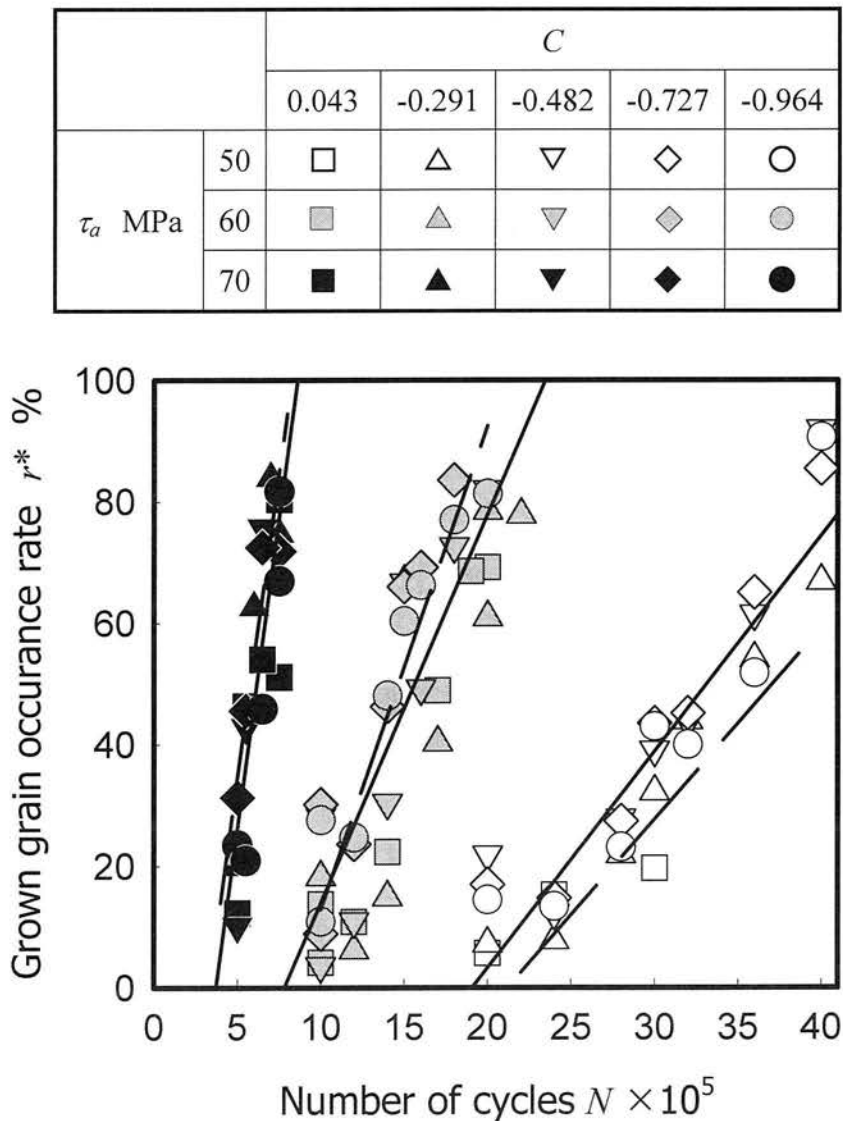


Fig. 3.9 Relationship between  $r^*$  and  $N$

Table 3.8 Coefficients  $p$ ,  $q$ , and  $D$ 

$p$	$q$	$D$
49.59	161.64	-66.61

3.8に示す. この値を用いて式(3.8)により各 $\tau_a$ に対する $r^*$ と $N$ の関係を求めれば, 図中の破線となる.

#### 3・4・4 円孔縁の成長粒子の分布と成長粒子の発生密度を利用した二軸応力検出法

本手法により主応力振幅 $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$ を計測するには, 成長粒子が発生する適度な繰返し数 $N$ において円孔縁から発生した成長粒子の $\bar{l}$ ,  $\bar{d}$ と円孔から離れた箇所において発生した成長粒子の密度 $r^*$ を計測する.  $r^*$ を式(3.8)に代入して $\tau_a$ を決定するとともに, 式(3.7)の二つの式の積 $\bar{l} \times \bar{d}$ から,  $C$ に関する二次方程式の解を求める. 得られた $\tau_a$ と $C$ を式(3.1)に代入すれば,  $C \leq 0$ となる場合に対して, 主応力振幅 $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$ を求めることが可能となる.

また,  $\bar{l}$ ,  $\bar{d}$ を計測するには9個程度の円孔数でよいことから, 従来の方法に比べて格段に少ない円孔数によって測定を実施できる利点がある.

ここで, 本測定法において計測可能な応力の範囲は, チタン合金に対して, せん断応力振幅では $\tau_a = 50 \sim 70 \text{MPa}$ となり, 二軸応力比では,  $C \leq 0$ となる. したがって, 計測可能な主応力振幅は, 例えば,  $C = 0$ の場合,  $\sigma_1 = 100 \sim 140 \text{MPa}$ となり,  $C = -1$ の場合,  $\sigma_1 = 50 \sim 70 \text{MPa}$ となる.

次いで,  $\bar{l}$ ,  $\bar{d}$ と $\tau_a$ の測定誤差が主応力振幅の精度に及ぼす影響を検討してみた. 式(3.1)より,  $\sigma_1$ の誤差 $\delta\sigma_1$ は,  $\tau_a$ と $C$ の測定誤差 $\delta\tau_a$ ,  $\delta C$ を用いて次式で表される.

$$\delta\sigma_1 = \left\{ \left| \frac{\delta\tau_a}{\tau_a} \right| + \left| \frac{\delta C}{1-C} \right| \right\} \sigma_1 \quad (3.9)$$

また,  $C$ を式(3.7)の積 $\bar{l} \times \bar{d}$ により求めるとすると, 次式となる.

$$C = \frac{-B + \sqrt{B^2 - 4AD}}{2A} \quad (3.10)$$

ここで,

$$\left. \begin{aligned}
 A &= EE' \\
 B &= (EG'+GE')\tau_a N + (EJ'+JE')\tau_a + (EH'+HE')N + (EK'+KE') \\
 D &= GG'\tau_a^2 N^2 + (GJ'+JG')\tau_a^2 N + (GH'+HG')\tau_a N^2 + (GK'+KG'+HJ'+JH')\tau_a N \\
 &\quad + JJ'\tau_a^2 + HH'N^2 + (HK'+H'K)N + (JK'+J'K)\tau_a + KK' - (\bar{l} \times \bar{d})
 \end{aligned} \right\} \quad (3.11)$$

であり,  $A$  は定数,  $B$  は  $\tau_a$  と  $N$  に,  $D$  は  $\tau_a$ ,  $N$ , 及び  $\bar{l} \times \bar{d}$  に依存する. これより,  $C$  の測定誤差  $\delta C$  は  $\delta B$ ,  $\delta D$  を  $B$ ,  $D$  に含まれる誤差として次式となる.

$$\delta C = \left| \frac{1}{2A} \left\{ -1 + B(B^2 - 4AD)^{-\frac{1}{2}} \right\} \right| \delta B + \left| (B^2 - 4AD)^{-\frac{1}{2}} \right| \delta D \quad (3.12)$$

また,  $\delta B$ ,  $\delta D$  は式(3.11)により求めることができる. 例えば,  $\delta B$  に関しては次式となる.

$$\delta B = \left| (EG'+GE')N + (EJ'+JE') \right| \delta \tau_a + \left| (EG'+GE')\tau_a + (EH'+HE') \right| \delta N \quad (3.13)$$

$\tau_a$  の代表値と測定誤差は, 前章の結果より  $\tau_a = (60 \pm 5) \text{MPa}$  と見積れる. また,  $N$  の代表値と測定誤差を  $N = (10000 \pm 1) \times 10^2$  回とすれば,  $\delta B = 7.9 \times 10^{-3}$  になる. 同様に,  $l$  と  $d$  の代表値と測定誤差を  $\bar{l} = 0.40 \pm 0.01 \text{mm}$ ,  $\bar{d} = 0.10 \pm 0.01 \text{mm}$  とすれば,  $\delta D = 16 \times 10^{-3}$  となる. したがって, 式(3.12)より,  $\delta C \approx 0.2$  となる. したがって,  $C = -0.5 \pm 0.1$  とすれば, 式(3.9)より  $\delta \sigma_1 / \sigma_1 = 0.2$  (20%) となる.

同一の試験条件に対し, 本手法で得られた主応力振幅とひずみロゼットにより得られた主応力振幅をそれぞれ表 3.9 に示す. 両者の値はほぼ一致し, ひずみロゼットによる測定値を真の値とすれば, 本手法による  $\sigma_1$  の相対誤差 (= (本手法による測定値 - ひずみロゼットによる測定値) / ひずみロゼットによる測定値) は最大で 10% 程度となり, 先に見積った値より小さくなる. これは, 各原因による誤差が部分的に打ち消しあうことによるものと考えられる.

Table 3.9 Principal stresses measured by copper foil and strain rosette

$\theta$ °	Copper foil				Strain rosette			
	$C$	$N \times 10^5$ cycles	$\sigma_1$ MPa	$\sigma_2$ MPa	$C$	$N \times 10^5$ cycles	$\sigma_1$ MPa	$\sigma_2$ MPa
0	0.018	7.5	132.7	-2.0	0.043	7.5	140.4	6.0
		30	103.3	5.2		30	100.7	4.3
45	-0.320	7.5	105.4	-33.2	-0.291	7.5	109.3	-31.8
		15	96.6	-25.8		15	93.2	-27.1
		30	73.3	-27.7		30	77.0	-22.4
60	-0.549	15	79.0	-43.4	-0.482	15	78.9	-38.0
		30	66.2	-36.3		30	68.1	-32.8
75	-0.754	7.5	84.6	-53.5	-0.727	7.5	79.3	-57.7
		15	73.1	-49.2		15	68.8	-50.0
		30	52.8	-50.5		30	57.3	-41.7
90	-0.993	7.5	70.1	-69.5	-0.964	7.5	71.3	-68.7
		15	60.2	-61.1		15	59.9	-57.7
		30	52.3	-50.9		30	51.2	-49.4

### 3・5 結 言

円孔縁のすべり線発生割合を利用した従来の二軸応力測定法とは異なり、円孔縁の応力集中箇所から発生した成長粒子の分布形状に着目した二軸応力測定の可否を検討した。

得られた結果を要約すれば、以下のようなになる。

- (1) 円孔縁から発生した成長粒子は、試験片に生ずる第1主応力の方向と直交する。したがって、主応力の方向は、円孔縁から発生した成長粒子の位置に基づいて求めることができる。
- (2) 円孔縁から発生する成長粒子の円周方向長さと半径方向長さの平均値 $\bar{l}$ 、 $\bar{d}$ は二軸応力比 $C$ の増加とともに大きくなる。
- (3)  $\bar{l}$ 、 $\bar{d}$ はせん断応力振幅 $\tau_a$ 、繰返し数 $N$ および $C$ を用いて次式で表示できる。

$$\left. \begin{aligned} \bar{l} &= EC + (G\tau_a + H)N + J\tau_a + K \\ \bar{d} &= E'C + (G'\tau_a + H')N + J'\tau_a + K' \end{aligned} \right\}$$

ここに、 $E$ 、 $E'$ 、 $G$ 、 $G'$ 、 $H$ 、 $H'$ 、 $J$ 、 $J'$ 、 $K$ 、 $K'$ は定数である。

- (4) 円孔による応力の乱れが生じない箇所では成長粒子発生密度 $r^*$ は $\tau_a$ と $N$ に支配され、これらの間には第2章の結果と同様に次の関係が成立する。

$$r^* = 10^{\frac{2(\tau_a - q)}{p}} N + D$$

ここに、 $p$ 、 $q$ 、 $D$ は定数である。

- (5) したがって、任意の $N$ において円孔縁から発生した成長粒子の $\bar{l}$ 、 $\bar{d}$ と円孔から離れた箇所での $r^*$ を測定すれば、 $C \leq 0$ となる場合に対して、主応力振幅 $\sigma_1$ 、 $\sigma_2$ を求めることが可能となる。
- (6) 本手法を用いれば、従来の方法に比較して格段に少ない円孔数で測定値を得ることができる。
- (7) 本手法により得られる主応力振幅は、ひずみロゼットによるものとほぼ一致し、 $\sigma_1$ に含まれる誤差は最大で10%程度となる。

付 録 3・A

弾性理論による平板中の円孔縁の応力分布[9]

図 3.10 は  $x$  方向に大きさ  $S$  の一様な引張力を受ける平板を表している。平板の中央には半径  $a$  の円孔があけられている。半径  $a$  に比べ大きな半径  $b$  の同心円内の板の部分を考える。Saint-venant の原理により、 $a$  に比べて大きな距離だけ離れたところでは円孔による応力の乱れは無視できる。したがって、半径  $b$  における応力は、円孔のない平板における応力と同じである。 $\theta$  だけ傾いた断面  $pq$  に生ずる  $x$  方向の応力を  $S_x$  とすれば、三角形要素  $pqr$  に作用する力のつりあいから  $S_x = S \cos \theta$  となる。したがって、 $\theta$  だけ傾いた面上の垂直およびせん断応力は次式となる。

$$\left. \begin{aligned} (\sigma_r)_{r=b} &= S_x \cos \theta = (S \cos \theta) \cos \theta = \frac{1}{2} S (1 + \cos 2\theta) \\ (\tau_{r\theta})_{r=b} &= -S_x \sin \theta = -\frac{1}{2} S \sin 2\theta \end{aligned} \right\} \quad (3.14)$$

これは、外側境界( $r=b$ )における境界条件である。また、円孔の縁( $r=a$ )における境界条件は、外力が作用しないという条件から次式となる。

$$(\sigma_r)_{r=a} = (\tau_{r\theta})_{r=a} = 0 \quad (3.15)$$

これらの境界条件を満足する円孔縁での応力成分は、次式で表される。

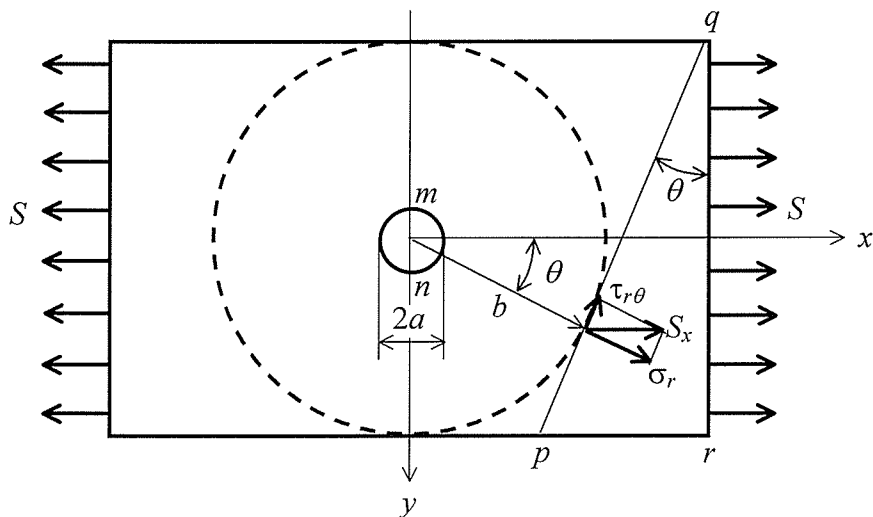


Fig. 3.10 A plate with small circular hole submitted to a uniform tension



$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= \frac{S}{2} \left( 1 - \frac{a^2}{r^2} \right) + \frac{S}{2} \left( 1 + \frac{3a^4}{r^4} - \frac{4a^2}{r^2} \right) \cos 2\theta \\ \sigma_\theta &= \frac{S}{2} \left( 1 + \frac{a^2}{r^2} \right) - \frac{S}{2} \left( 1 + \frac{3a^4}{r^4} \right) \cos 2\theta \\ \tau_{r\theta} &= -\frac{S}{2} \left( 1 - \frac{3a^4}{r^4} + \frac{2a^2}{r^2} \right) \sin 2\theta \end{aligned} \right\} \quad (3.16)$$

上式において  $r$  が非常に大きければ、 $\sigma_r$ ,  $\tau_{r\theta}$  は式(3.14)で与えられた値に近づき、 $r$  が  $a$  に等しいとき、式(3.15)となるため、 $r=a$ ,  $b$  における境界条件は満足される。また、式(3.14)で表される応力は次の適合条件を満足する。

$$\left( \frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2}{\partial \theta^2} \right) (\sigma_r + \sigma_\theta) = 0 \quad (3.17)$$

したがって、式(3.16)は対象としている問題の正確な解である。

円孔の縁( $r=a$ )では、 $\sigma_\theta$ のみが作用する単軸応力状態であり、次式となる。

$$\sigma_\theta = S - 2S \cos 2\theta \quad (3.18)$$

$\sigma_\theta$  は  $\theta = \pi/2$  または  $\theta = 3\pi/2$  のとき、すなわち図 3.10 の点  $m$ ,  $n$  の 2 箇所で最大値  $(\sigma_\theta)_{\max} = 3S$  となる。

この一方向の引張力または圧縮力の解から、二つの垂直の方向に引張力または圧縮力が働くときも重ね合わせにより解を求めることができる。例えば  $x$  方向に引張力  $S$ ,  $y$  方向に圧縮力  $-S$  を作用させれば、図 3.11(a)に示す純せん断の場合を得る。(b)の場合の解は式(3.16)で与えられている。(c)の場合の解は式(3.16)において  $S$  を  $-S$  に、 $\theta$  を  $\theta + \pi/2$  と置き換えることにより得られる。この二つの解を重ね合わせることにより、円孔縁での応力成分は次式で表される。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= S \left( 1 + \frac{3a^4}{r^4} - \frac{4a^2}{r^2} \right) \cos 2\theta \\ \sigma_\theta &= -S \left( 1 + \frac{3a^4}{r^4} \right) \cos 2\theta \\ \tau_{r\theta} &= -S \left( 1 - \frac{3a^4}{r^4} + \frac{2a^2}{r^2} \right) \sin 2\theta \end{aligned} \right\} \quad (3.19)$$

円孔の縁( $r=a$ )では、 $\sigma_\theta$ のみが作用する単軸応力状態であり、次式となる。

$$\sigma_\theta = -4S \cos 2\theta \quad (3.20)$$

$\sigma_\theta$ は $\theta = \pi/2$ ,  $\theta = 3\pi/2$ のときと $\theta = 0$ ,  $\theta = \pi$ のとき, すなわち図 3.11 の点  $m$ ,  $n$  および点  $m'$ ,  $n'$ の4箇所で最大値 $(\sigma_\theta)_{max} = \pm 4S$ となる.

図 3.12 は, 単軸引張 (二軸応力比  $C=0$ ) と純せん断 ( $C=-1$ ) における円孔縁での $\sigma_\theta$ の分布を表している. すなわち, 縦軸には, 式(3.18), (3.20)から得られる $\sigma_\theta$ を最大値 $(\sigma_\theta)_{max}$ で除して無次元化したパラメータを用い, 横軸には対称性から $\theta=0$ から $\theta=\pi/2$ までの範囲が示されている. 図から, 単軸引張と比較して純せん断では $\theta$ の変化に対する応力分布の下降の程度が大きくなる.

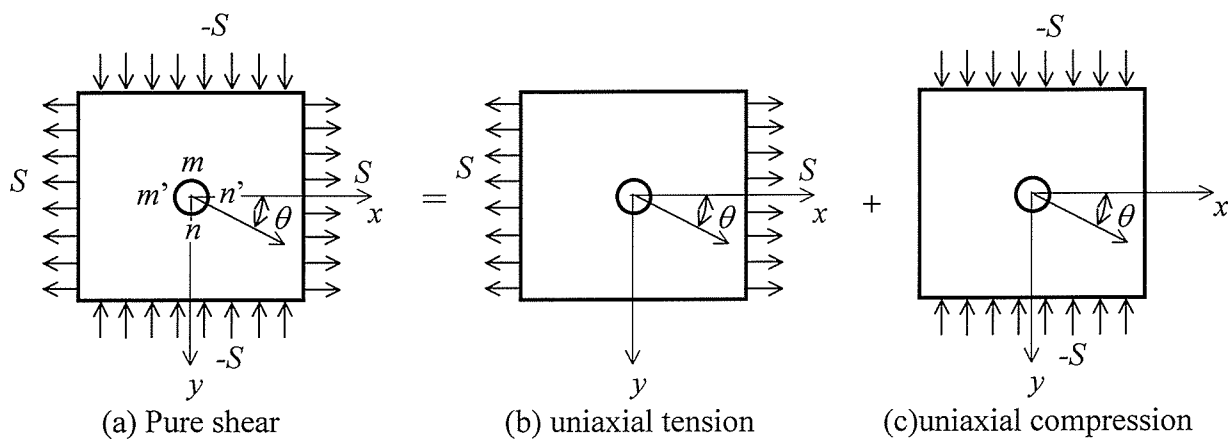


Fig. 3.11 The principal of superposition

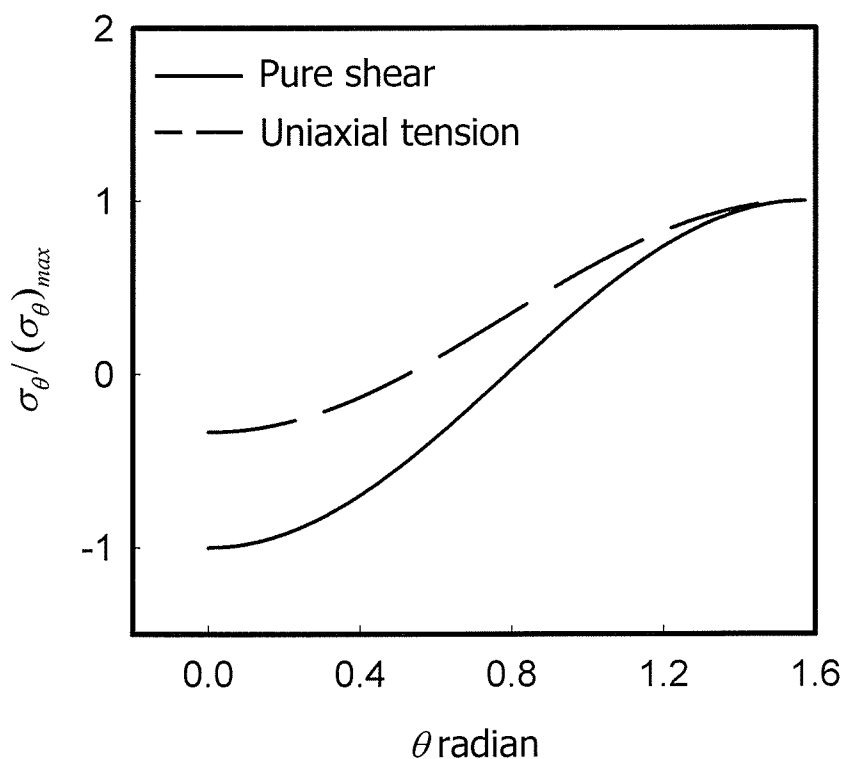


Fig. 3.12 Relationship between  $\sigma_\theta / (\sigma_\theta)_{max}$  and  $\theta$

## 参考文献

- [1] 小野勇一, 北岡征一郎, 村松一樹, 円孔を有する電着銅薄膜による成長粒子の分布形状を利用した二軸応力検出法, 日本機械学会論文集(A 編), **70-693**(2004), 771-776.
- [2] 大久保肇, 銅めっき応力測定法, (1965), 朝倉書店.
- [3] 北岡征一郎, 小野勇一, 中川政章, 微小円孔を有する電着銅薄膜の成長粒子発生密度を利用した二軸応力検出法, 日本機械学会論文集(A 編), **69-679**(2003), 565-570.
- [4] 北岡征一郎, 江上登, 細野喜久雄, 松井博司, 微小円孔を有する電着銅薄膜による二軸応力検出法(第1報 両端に組合せ負荷を受ける要素), 日本機械学会論文集(A 編), **57-538**(1991), 1436-1441.
- [5] 北岡征一郎, 大嶋和彦, 微小円孔を有する電着銅薄膜による二軸応力検出法(第2報 一般問題への拡張), 日本機械学会論文集(A 編), **59-560**(1993), 1030-1035.
- [6] 北岡征一郎, 江上登, 藤井賢二, 微小円孔を有する電着銅薄膜による二軸応力検出法(第3報 二軸引張りとなる応力集中部への適用), 日本機械学会論文集(A 編), **59-560**(1993), 1036-1041.
- [7] 北岡征一郎, 陳建橋, 江上登, 長谷川純, 微小円孔を有する電着銅薄膜による二軸応力検出法(第4報 すべり線発生の確率過程に着目した測定法), 日本機械学会論文集(A 編), **61-591**(1995), 2476-2481.
- [8] 北岡征一郎, 宇田康弘, 矢田純平, 微小円孔を有する電着銅薄膜による二軸応力検出法(第5報 被測定物の弾性係数の影響), 日本機械学会論文集(A 編), **66-647**(2000), 1398-1403.
- [9] Timoshenko, S.P. and Goodier, J. N., *Theory of Elasticity*, (1970),90, Mcgrow-Hill.



## 第 4 章

# 円孔を有する電着銅薄膜による成長粒子の分布形状を利用した二軸応力検出法（円孔の微小化と被測定物の弾性係数の影響）<sup>[1]</sup>

### 4.1 緒言

前章[2]では、機械要素に生ずる動的二軸応力を検出するために、銅薄膜に作製した円孔縁から発生する成長粒子の分布形状に着目した測定法について検討した。すなわち、円孔を有する銅薄膜を被測定物に接着し、（1）繰返し負荷により円孔縁から発生する成長粒子の円周方向長さ  $l$  と半径方向長さ  $d$  および（2）円孔から離れた箇所に発生した成長粒子の発生密度  $r^*$  を測定すれば、二軸応力比  $C$ （＝第 2 主応力  $\sigma_2$  / 第 1 主応力  $\sigma_1$ ） $\leq 0$  となる場合、主応力振幅を分離・計測できることを明らかにした。また本測定法では、対象とする円孔数は 7～9 個で十分であるため、従来の方法[3]～[7]と比較して格段に少ない円孔数で測定値が得られる利点もある。

しかしながら、前章では本手法による主応力振幅の計測の可否を検討することを主眼とし、従来の方法と比較して大きな円孔直径（ $\phi \approx 1\text{mm}$ ）を用いて調査を行ったため、主応力の検出に必要な領域はおおよそ  $200\text{mm}^2$  にもなる。

銅めっき応力測定法[8]～[10]に基づく本測定法（2）では、発生する成長粒子の大きさが  $10\sim 100\mu\text{m}$  程度であることから、数平方 mm の微小領域に作用するせん断応力振幅の測定が可能である。したがって、本測定法（1）における円孔直径をより小さくすることにより、二軸応力の検出領域を減少させることが可能となると考えられる。また、本測定法の基礎となる成長粒子の発生は、薄膜に作用するせん断応力振幅に支配される[11]。したがって、被測定物の応力状態が同じであっても、その弾性係数が異なれば、薄膜に作用するせん断応力振幅は相違し、成長粒子の発生状況に差異が生ずる可能性がある。このことから、本測定法

を実機の機械要素に適用する場合には、これと同一の材料により較正試験を実施する必要があり、現段階では必ずしも汎用性があるとはいえない。

以上の観点から、本章では主応力振幅の検出が可能な円孔直径の下限を検討するとともに、弾性係数の異なる3種類の材料について種々の  $C$  のもとで較正試験を実施し、被測定物の弾性係数の影響を考慮して前章で得られた構成式をより汎用性のある形に発展させた。

## 4・2 構成式の概要

### 4・2・1 主応力振幅の決定法[2]

被測定物に作用する主応力振幅  $\sigma_1, \sigma_2$  は  $C$  とせん断応力振幅 (最大せん断応力)  $\tau_a$  を用いて次式で表される。

$$\sigma_1 = \frac{2\tau_a}{1-C}, \quad \sigma_2 = C\sigma_1 \quad (C \leq 0) \quad (4.1)$$

$$\sigma_1 = 2\tau_a, \quad \sigma_2 = C\sigma_1 \quad (C \geq 0) \quad (4.2)$$

ここで、 $C \geq 0$  の場合は、銅薄膜に発生する成長粒子の密度  $r^*$  を測定すれば、 $r^*$  が  $\tau_a$  に支配されることから、ただちに  $\sigma_1$  を求めることができる。しかしながら、 $C \leq 0$  の場合は、 $r^*$  の測定のみでは  $\sigma_1$  を求めることができない。そこで、円孔を有する電着銅薄膜を被測定物に接着し、成長粒子が発生する適度な繰返し数  $N$  において、円孔縁から発生した成長粒子の円周方向長さの平均値  $\bar{l}$ 、半径方向長さの平均値  $\bar{d}$ 、および円孔から離れた箇所 (千鳥格子状に配列した複数の円孔の中で隣接した3個の円孔により形成される三角形領域の中央部) に発生した成長粒子の発生密度  $r^*$  を測定する。実験値に基づいて数学的に  $\bar{l}$ 、 $\bar{d}$  および  $r^*$  を表す構成式を求めると次式となる。

$$\bar{l} = EC + (G\tau_a + H)N + J\tau_a + K \quad (4.3)$$

$$\bar{d} = E'C + (G'\tau_a + H')N + J'\tau_a + K' \quad (4.4)$$

$$r^* = 10^{\frac{2(\tau_a - q)}{p}} N + D \quad (4.5)$$

ここに、 $E, E', G, G', H, H', J, J', K, K'$ 、および  $p, q, D$  は薄膜に固有の値 (定数) である。式(4.5)より  $\tau_a$  を求め、式(4.3)または式(4.4)より  $C$  を求めれば、式(4.1)により  $\sigma_1, \sigma_2$  を決定できる。ここに、 $\bar{l}, \bar{d}$  は  $C$  の増加とともに大きくな

るので、感度よく主応力振幅を求めるためには、 $\bar{l}$ と $\bar{d}$ の積を求めて $C$ に関する二次方程式の解を利用する。

#### 4・2・2 被測定物の弾性係数の影響

第1および第2主応力 $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$ が作用する被測定物に接着した銅薄膜に生ずる第1および第2主応力を $\sigma_{c1}$ ,  $\sigma_{c2}$ とする。両者の界面におけるひずみの連続性を仮定すれば、これらの間には次式が成立する。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{c1} &= \frac{E_c \sigma_1 \{1 - \nu_c \nu_m + C(\nu_c - \nu_m)\}}{E_m (1 - \nu_c^2)} \\ \sigma_{c2} &= \frac{E_c \sigma_1 \{\nu_c - \nu_m + C(1 - \nu_c \nu_m)\}}{E_m (1 - \nu_c^2)} \end{aligned} \right\} \quad (4.6)$$

ここに、 $E_c$ ,  $E_m$ および $\nu_c$ ,  $\nu_m$ はそれぞれ銅薄膜および被測定物のヤング率、ポアソン比である。式(4.6)より、銅薄膜の二軸応力比 $C_c$ は次式となる。

$$C_c = \frac{\nu_c - \nu_m + C(1 - \nu_c \nu_m)}{1 - \nu_c \nu_m + C(\nu_c - \nu_m)} \quad (4.7)$$

式(4.7)において、 $\nu_c$ と $\nu_m$ の差は通常わずかであるため、 $C_c$ と $C$ はほぼ等しくなる。そこで、 $C_c \leq 0$ の場合を取り上げれば、薄膜に生ずる最大せん断応力 $\tau_c$ は次式となる。

$$\tau_c = \frac{(\sigma_{c1} - \sigma_{c2})}{2} = \frac{E_c (1 + \nu_m)}{E_m (1 + \nu_c)} \tau_a \quad (4.8)$$

第2章において得られた結果から、 $\tau_a$ の代わりに $\tau_c$ を用いれば、 $r^* - \tau_c - N$ 関係は素材の相違にかかわらずほぼ等しくなり、次式で表されることが明らかとなった[11].

$$r^* = 10^{-p_c} N + D_c \quad (4.9)$$

ここに、 $p_c$ ,  $q_c$ ,  $D_c$ は定数である。

円孔縁から発生する成長粒子の分布形状も、薄膜に作用する $\tau_c$ と $C_c$ に支配されると考えられる。すなわち、式(4.3), (4.4)に代わり、 $\bar{l}$ と $\bar{d}$ は次式で表示される。

$$\left. \begin{aligned} \bar{l} &= f(\tau_c, C_c, N) \\ \bar{d} &= f'(\tau_c, C_c, N) \end{aligned} \right\} \quad (4.10)$$

Table 4.1 Modulus of elasticity of materials

	Ti alloy	SUS430	Al alloy	Copper foil
Young's modulus GPa	111.5	195.2	70.3	110
Poisson's ratio	0.381	0.261	0.311	0.31

したがって、式(4.10)の関係が明らかになれば、 $\bar{l}$ 、 $\bar{d}$ および $r^*$ を測定することにより、式(4.9)、(4.10)から銅薄膜に作用する $\tau_c$ と $C_c$ を求めることができる。さらに、被測定物の弾性係数が既知であれば、式(4.7)、(4.8)の関係から被測定物に作用する $\tau_a$ と $C$ を求めることができるので、式(4.1)により主応力振幅 $\sigma_1$ 、 $\sigma_2$ を求めることが可能となる。

### 4・3 実験方法

#### 4・3・1 円孔を有する電着銅薄膜の作製

銅薄膜は、第2章と同様に硫酸銅を主体とするめっき液により作製した[2]。薄膜の厚さは約20 $\mu\text{m}$ である。次いで、マイクロボール盤により円孔を作製した。円孔直径はそれぞれ、0.1mm、0.2mm、0.5mm、1.0mmを採用した。なお、円孔間の干渉が生じないように、円孔の間隔が直径の5倍となるように円孔を千鳥格子状に配列した[6]。なお、薄膜は作製から試験を実施するまでの間の経時変化を防ぐため、乾燥剤とともに冷凍庫で保管した。

#### 4・3・2 試験片および試験機

銅薄膜を接着する試験片素材には、チタン合金、フェライト系ステンレス鋼SUS430、A7000系アルミニウム合金を使用した。表4.1に各素材と銅薄膜[12]の弾性係数を、図4.1に試験片の形状・寸法を示す。試験片中央部は#600の紙やすりにより研磨し、この箇所にはひずみゲージ用瞬間接着剤(CC-33A)を用いて薄膜を接着した。試験機には、シエンク式疲労試験機(60Hz)を使用し、発生した成長粒子は、光学顕微鏡(200~500倍)に備え付けた顕微鏡用デジタルカメラを介して画像をパソコンに取り込み、画像処理ソフトにより計測した。



Table 4.2 Relationship between specimen attachment angle  $\theta$  and biaxial stress ratio  $C$

$\theta$ °	0	45	60	75	90
Biaxial stress ratio $C$	0.043	-0.291	-0.482	-0.727	-0.964

### 4.3.3 実験方法

#### 4.3.3.1 成長粒子の分布形状に及ぼす円孔直径の影響

円孔直径の異なる銅薄膜をチタン合金の試験片中央部に指圧時間 1min, 硬化時間 12h 以上にて接着した. これを第 2 章と同様の曲げ・ねじり試験治具に装着して,  $\tau_a=60\text{MPa}$  で種々の  $C$  において平面曲げ-繰返しねじり組合せ試験を実施した. 前章と同様に, ひずみロゼットにより確認した銅薄膜接着箇所の  $C$  を各々の試験片取付け角度  $\theta$  (試験機のトルク軸と直交する軸と試験片の長手方向とのなす角度) に対して表 4.2 に示す. 試験終了後, 銅薄膜に電解研磨・エッチングを施し, 円孔縁の成長粒子の分布形状を計測した.

図 4.2(a),(b)に円孔直径が 0.2mm の場合の円孔縁から発生した成長粒子の一例を示す. 図示のように, 連結した成長粒子の円周方向長さ  $l$  と半径方向長さ  $d$  を測定した. なお, 円孔直径が小さくなると, 円孔縁での成長粒子の分布形状が不明瞭となる箇所が発生するため, 前章と同じ数の測定値を得るために一回の試験で計測対象とした円孔数は, 10~12 個となった.

また, 成長粒子は円孔縁と円孔から離れた箇所に発生する. 本章のように円孔

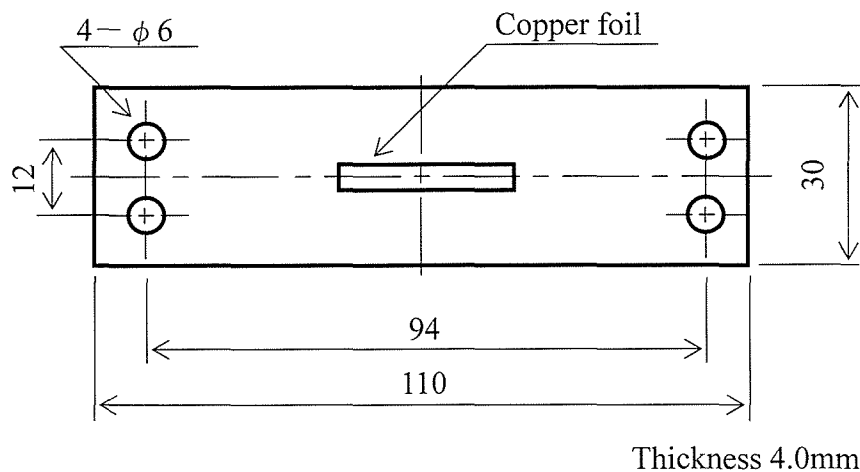
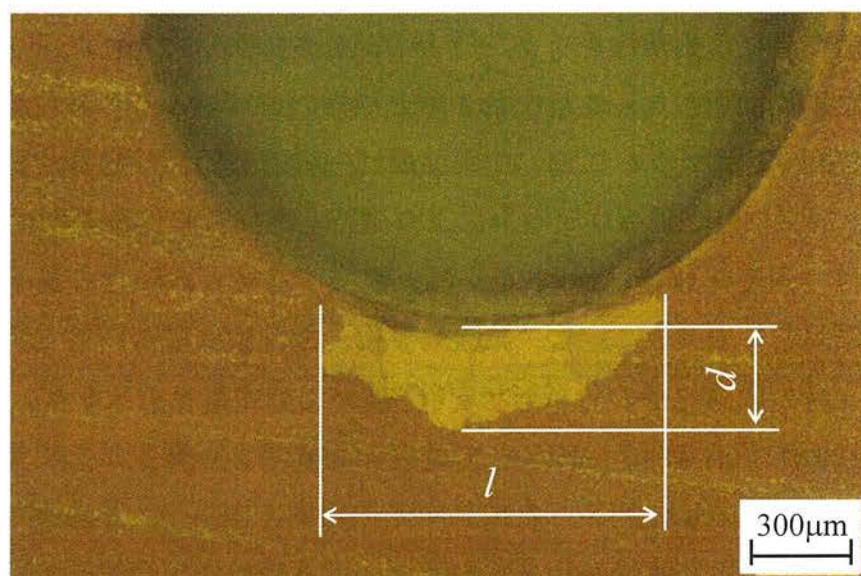
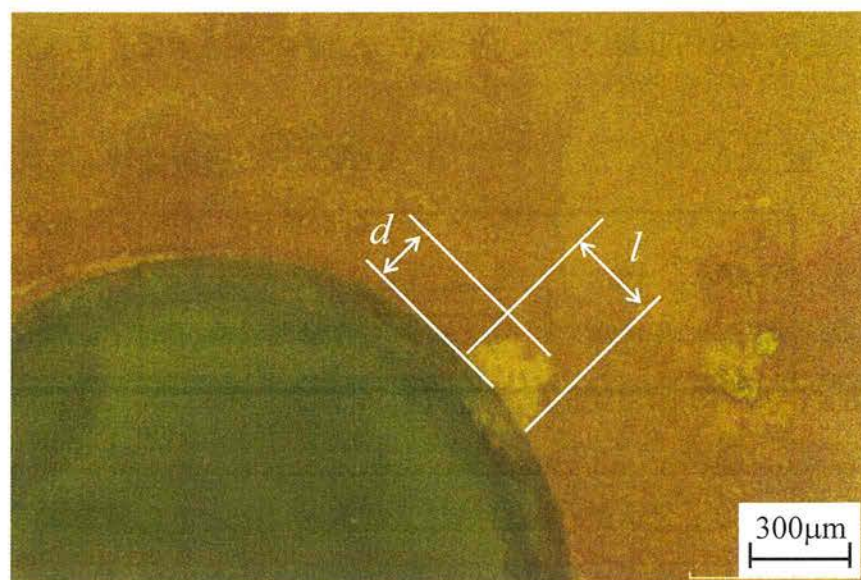


Fig. 4.1 Geometry and dimensions of test specimen

直径を小さくすると、円孔から離れた箇所に発生した成長粒子の密度が大きくなるにつれて、円孔縁に発生した成長粒子と円孔から離れた箇所に発生した成長粒子の区別が明確にできなくなるのが確認できた。そこで、本章では、 $l$  と  $d$  の測定には前章よりも少ない  $N$  を採用した。



(a)  $\tau_a=60\text{MPa}$ ,  $C=0.043$ ,  $N=2.5 \times 10^5$  cycles



(b)  $\tau_a=60\text{MPa}$ ,  $C=-0.964$ ,  $N=2.5 \times 10^5$  cycles

Fig. 4.2 Grown grains occurred at the circular hole

Table 4.3 Relationship between  $\tau_a$  and  $\tau_c$ 

$\tau_c$ MPa		41	52	63	73
$\tau_a$ MPa	Ti alloy	39	50	60	70
	SUS430	75	95	115	—
	Al alloy	26	33	40	46.5

#### 4.3.3.2 被測定物の弾性係数の影響

前項の結果を踏まえ、円孔直径を 0.2mm とし、弾性係数の異なる 3 種類の試験片に銅薄膜を接着し、前項と同様の試験を実施した。このとき、薄膜自体に作用するせん断応力振幅  $\tau_c$  を 41, 52, 63, 73MPa とした。表 4.3 にそれぞれの材料に対する  $\tau_a$  と  $\tau_c$  の関係を示す。ここで、表 4.1, 4.2 と式(4.7)を用いて  $C_c$  を求めると、 $C=0.043$  のとき  $C_c$  は正の値となるが、最大でも 0.1 程度であるので、 $C_c \approx 0$  とみなし、 $\tau_a$  と  $\tau_c$  の関係の導出には式(4.8)を用いた。

#### 4.4 実験結果および考察

##### 4.4.1 円孔直径と成長粒子分布形状との関係

図 4.3(a),(b)にそれぞれの円孔直径  $\phi$  について得られた  $N=5.0 \times 10^5$  における  $l$ ,  $d$  の平均値  $\bar{l}$ ,  $\bar{d}$  と  $C$  との関係を示す。なお、図はチタン合金に対する結果であり、 $\phi=0.1\text{mm}$  に対しては  $C=0.043$ ,  $-0.964$  についてのみ試験を実施した。図から明らかのように、 $\phi=0.1\text{mm}$  の場合には、 $C$  が相違しても  $\bar{l}$  および  $\bar{d}$  にはほとんど差異がない。これに対して  $\phi \geq 0.2\text{mm}$  では、 $C$  の増加とともに  $\bar{l}$ ,  $\bar{d}$  も大きくなる。これは、 $\phi$  の減少につれて成長粒子が発生する条件を満足する円孔縁の応力集中領域が狭くなるため、 $C$  の相違による  $\bar{l}$ ,  $\bar{d}$  の差異が次第に小さくなることによるものと考えられる。また  $\phi \geq 0.2\text{mm}$  では、同一の  $C$  に対し  $\phi=0.2\text{mm}$  から  $\phi=1.0\text{mm}$  に円孔直径が 5 倍に増加しても、 $\bar{l}$ ,  $\bar{d}$  の増加は 5 倍に満たない。したがって、 $\phi$  と  $\bar{l}$ ,  $\bar{d}$  の間に相似関係は成立しないことがわかる。これは、本実験に供した薄膜の厚さが一定であるため、応力分布の厳密な相似関係が成立しないことがその要因の一つになっていると考えられる。

図 4.3 の結果より、成長粒子の分布形状を利用して  $C$  を求めることができる最

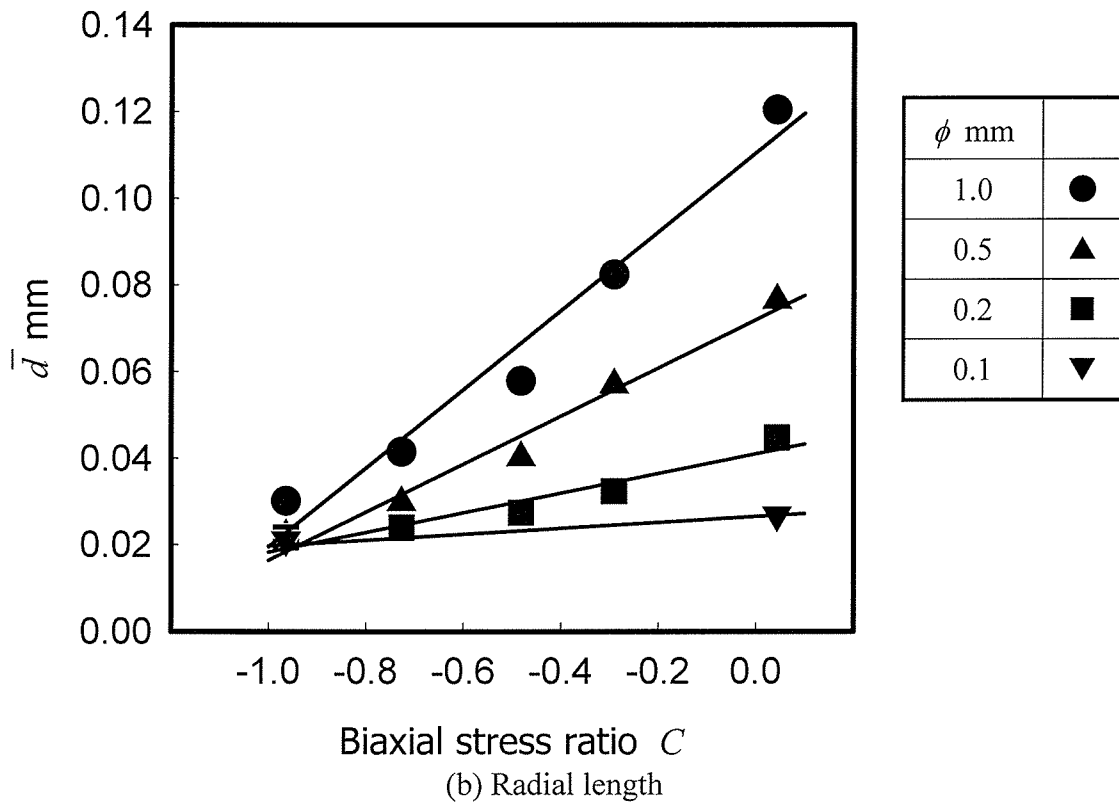
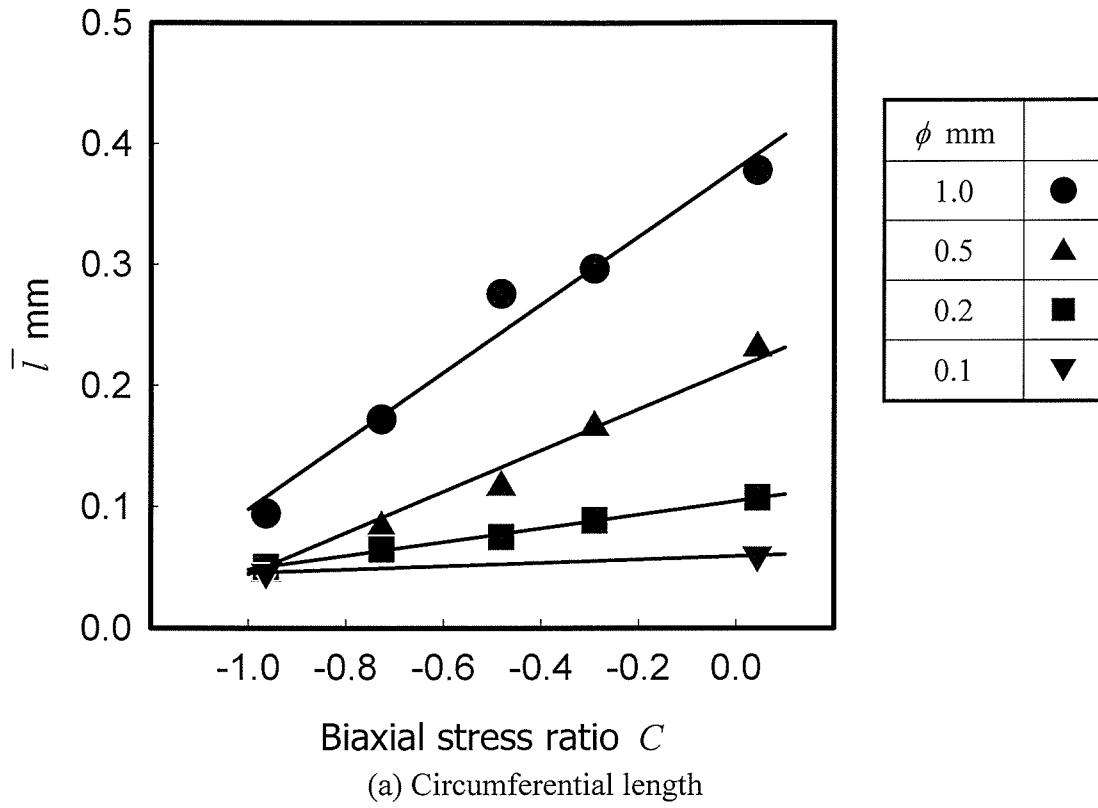


Fig. 4.3 Effect of the circular hole diameter on the grown grain distributed shape (Ti alloy)

小の円孔直径は、本実験の範囲内では 0.2mm となる。測定対象となる円孔数を 10~12 個とすれば、この場合の測定領域は十数平方 mm となり、前報よりも格段に小さい領域の二軸応力が検出できる。

#### 4・4・2 被測定物の弾性係数の影響

図 4.4~4.6 に種々の  $\tau_c$  において得られた  $N=5.0 \times 10^5$ ,  $N=7.5 \times 10^5$  における  $\bar{l}$ ,  $\bar{d}$  と  $C_c$  との関係を示す。図中の直線は、次項の方法により求めたものである。 $\bar{l}$ ,  $\bar{d}$  を  $\tau_c$  と  $C_c$  で整理すれば、被測定物の如何にかかわらず固有の関係が成立し、ほぼ一つの直線で表示できる。したがって、薄膜自体の応力状態が円孔縁から発生する成長粒子の分布形状を支配するといえる。ここで、 $C_c$  の増加とともに  $\bar{l}$ ,  $\bar{d}$  も大きくなる要因は前章[2]と同様に以下のように考えることができる。すなわち、成長粒子発生箇所の応力集中率は  $C_c \doteq 0$  よりも  $C_c \doteq -1$  の方が若干高くなる[4]が、 $\tau_c = \text{一定}$  となる本実験条件に対しては、 $C_c \doteq 0$  における  $\sigma_{c1}$  の値は  $C_c \doteq -1$  のほぼ 2 倍になるため、最大応力集中箇所に生ずる円周応力  $\sigma_\theta$  は  $C_c \doteq 0$  のほうが大なる。また、円孔縁における応力は  $\sigma_\theta$  のみが作用する単軸応力状態となり、 $\sigma_\theta$  の円周方向分布の降下は  $C_c \doteq -1$  に比べて  $C_c \doteq 0$  の方が緩慢になる[13]。したがって、成長粒子発生箇所近傍での応力は  $C_c$  の増加とともに大きくなり、上述の結果がもたらされたものと考えられる。

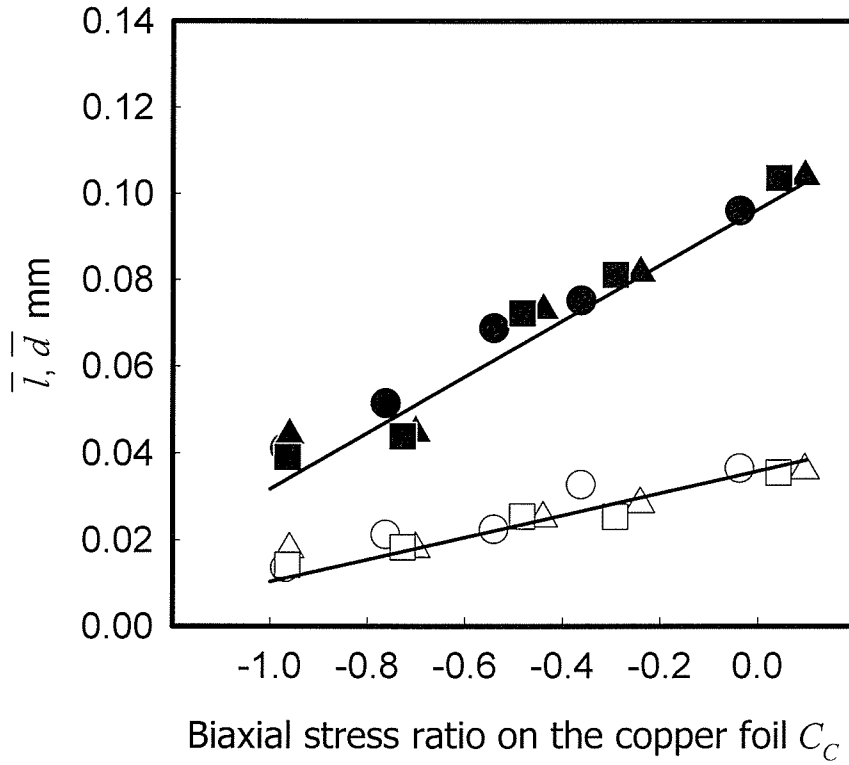
さらに、図 4.4~4.6 から  $\bar{l}$ ,  $\bar{d}$  は  $\tau_c$  の増加とともに大きくなり、 $N$  の増加とともに若干大きくなるのが認められる。

#### 4・4・3 構成式の誘導

$\bar{l}$ ,  $\bar{d}$  は  $\tau_c$  と  $C_c$  に支配されることが明らかとなった。そこで、式(4.10)に対応する構成式を導出した。図 4.4~4.6 より  $\bar{l}$ ,  $\bar{d}$  と  $C_c$  との関係を次式で近似する。

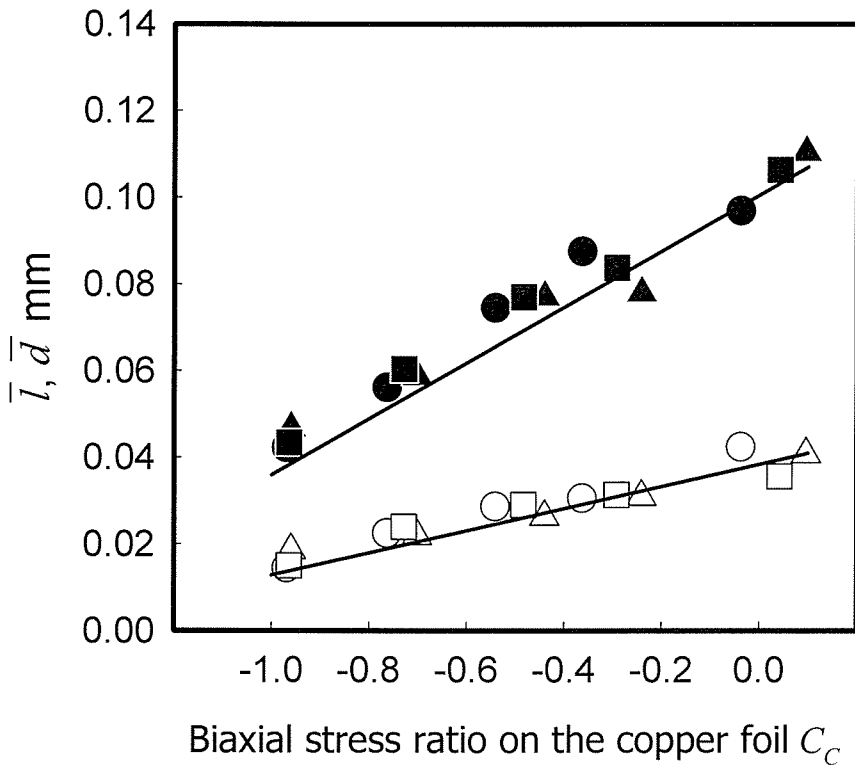
$$\left. \begin{aligned} \bar{l} &= E_c C_c + F_c \\ \bar{d} &= E_c' C_c + F_c' \end{aligned} \right\} \quad (4.11)$$

ここで、 $E_c$ ,  $E_c'$  の値を各実験条件について求めると、表 4.4, 4.5 となる。表より、 $E_c$ ,  $E_c'$  の値は  $\tau_c$ ,  $N$  によらずほぼ一定であるので定数とみなし、表の平均値を採用して表 4.6, 4.7 にそれらの値を示す。また、 $F_c$ ,  $F_c'$  は  $N$  と  $\tau_c$  の関数であり、各実験条件に対して得られた  $F_c$ ,  $F_c'$  と  $N$  との関係を求めれば、図 4.7 となる。



(a)  $N=5.0 \times 10^5$  cycles

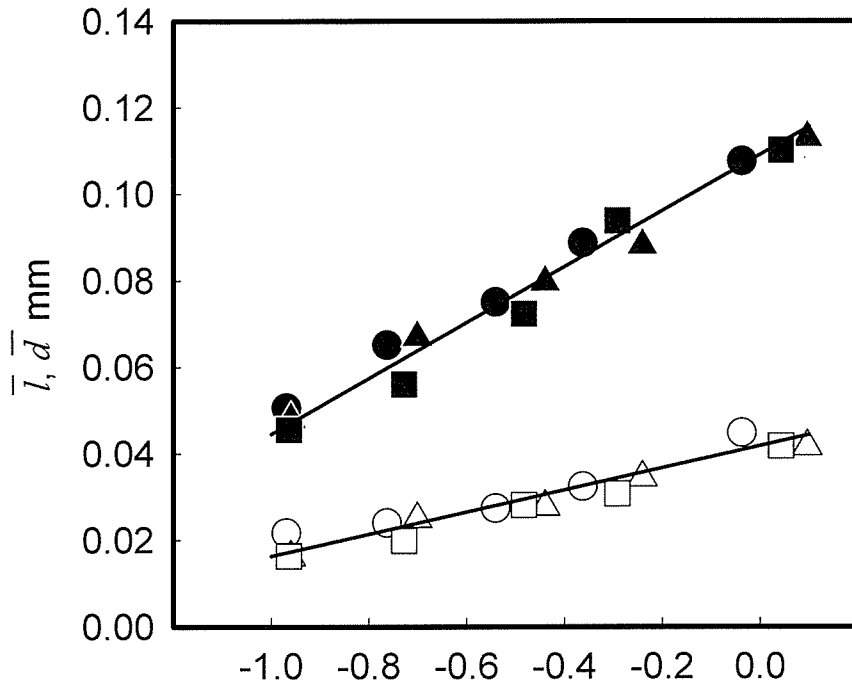
	$\bar{l}$	$\bar{d}$
Ti alloy	●	○
SUS430	▲	△
Al alloy	■	□



(b)  $N=7.5 \times 10^5$  cycles

	$\bar{l}$	$\bar{d}$
Ti alloy	●	○
SUS430	▲	△
Al alloy	■	□

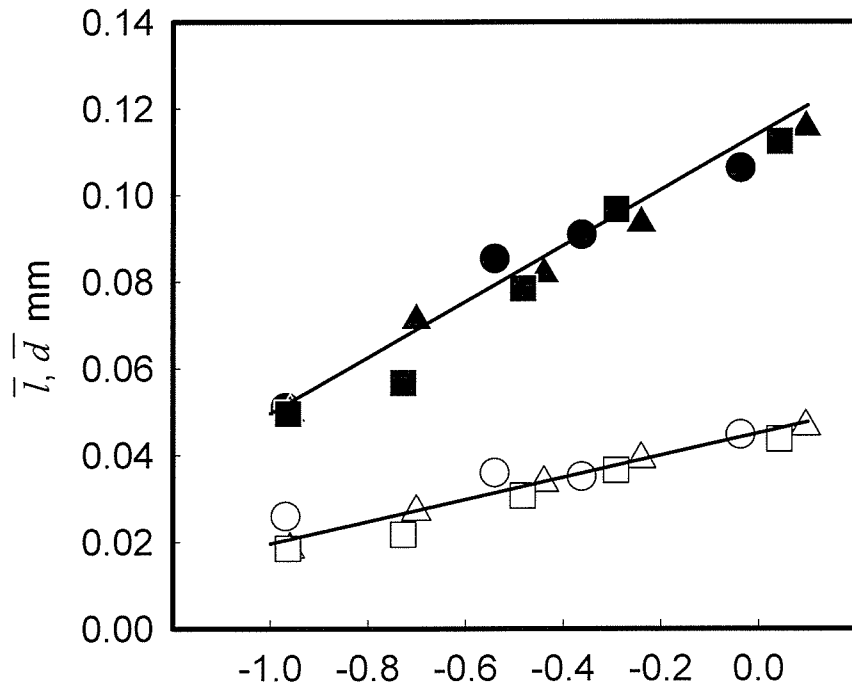
Fig. 4.4 Relationship among  $\bar{l}$ ,  $\bar{d}$  and  $C_c$  ( $\tau_c=52\text{MPa}$ )



	$\bar{l}$	$\bar{d}$
Ti alloy	●	○
SUS430	▲	△
Al alloy	■	□

Biaxial stress ratio on the copper foil  $C_C$

(a)  $N=5.0 \times 10^5$  cycles

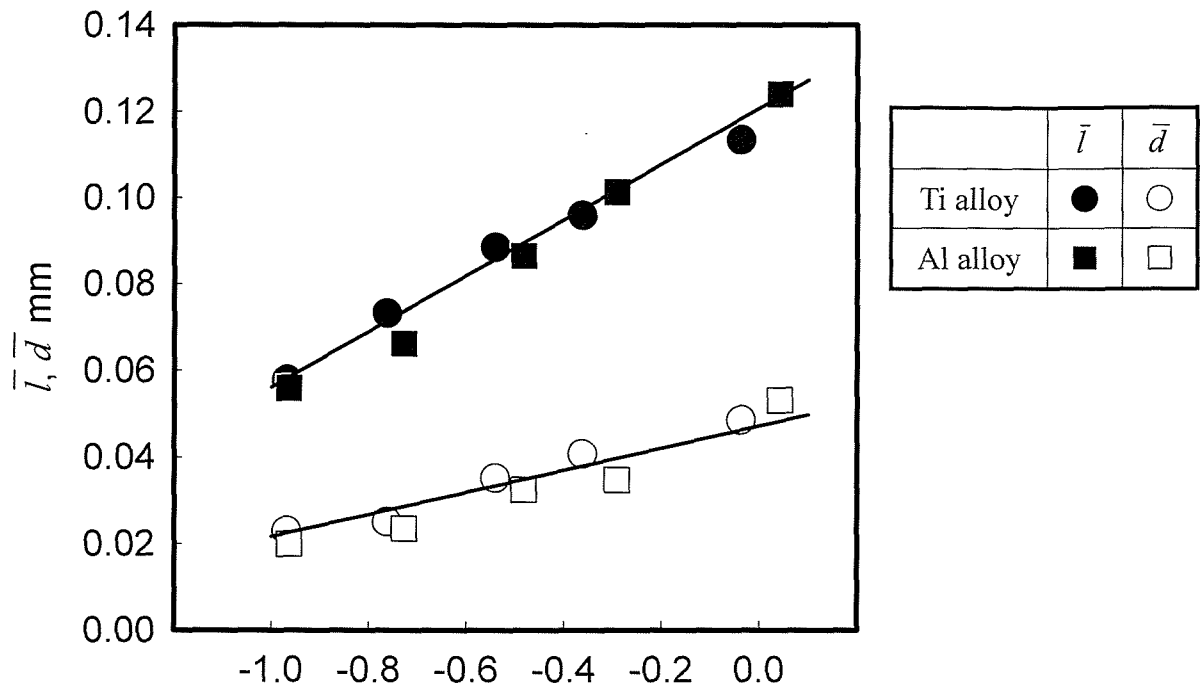


	$\bar{l}$	$\bar{d}$
Ti alloy	●	○
SUS430	▲	△
Al alloy	■	□

Biaxial stress ratio on the copper foil  $C_C$

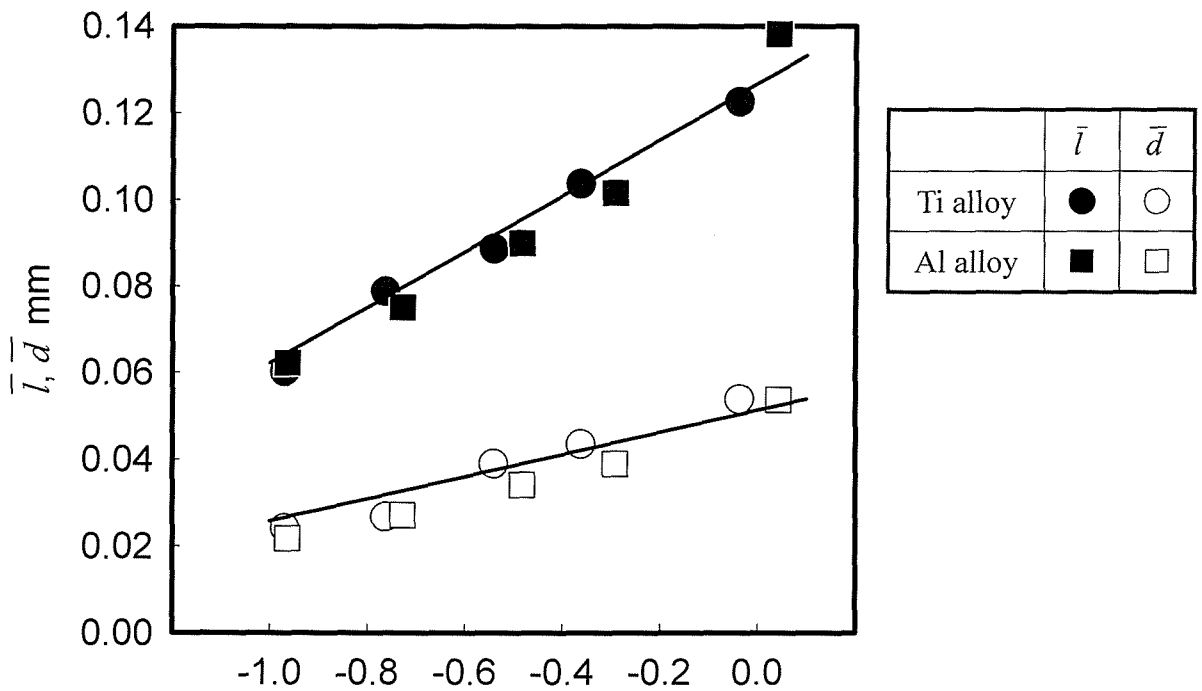
(b)  $N=7.5 \times 10^5$  cycles

Fig. 4.5 Relationship among  $\bar{l}$ ,  $\bar{d}$  and  $C_C$  ( $\tau_c=63\text{MPa}$ )



Biaxial stress ratio on the copper foil  $C_C$

(a)  $N=5.0 \times 10^5$  cycles



Biaxial stress ratio on the copper foil  $C_C$

(b)  $N=7.5 \times 10^5$  cycles

Fig. 4.6 Relationship among  $\bar{l}$ ,  $\bar{d}$  and  $C_C$  ( $\tau_c=73\text{MPa}$ )



Table 4.4 Experimental values of  $E$  ( $l$  direction)

$N \times 10^5$ cycles	$\tau_c$ MPa			
	41	52	63	73
2.5			0.0698	0.0718
5.0		0.0625	0.0626	0.0645
7.5		0.0597	0.0623	0.0701
10	0.0637	0.0617		
15	0.0658			
20	0.0607			

Table 4.5 Experimental values of  $E'$  ( $d$  direction)

$N \times 10^5$ cycles	$\tau_c$ MPa			
	41	52	63	73
2.5			0.0254	0.0313
5.0		0.0207	0.0240	0.0306
7.5		0.0224	0.0246	0.0319
10	0.0223	0.0228		
15	0.0245			
20	0.0252			

図中の直線は最小二乗法により求めたものである。図の勾配は $\tau_c$ の増加とともに大きくなるため、次式とおける。

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial F_c}{\partial N} &= G_c \tau_c + H_c \\ \frac{\partial F'_c}{\partial N'} &= G'_c \tau_c + H'_c \end{aligned} \right\} \quad (4.12)$$

ここに、 $G_c$ ,  $G'_c$ ,  $H_c$ ,  $H'_c$ は定数であり、その値を表 4.6, 4.7 に併記した。式(4.12)より次式が得られる。

Table 4.6 Coefficients of approximate equation (*l* direction)

$E_c$ mm	$6.46 \times 10^{-2}$
$G_c$ (mm) <sup>3</sup> /(N·cycle)	$3.55 \times 10^{-10}$
$H_c$ mm/cycle	$-1.84 \times 10^{-9}$
$J_c$ (mm) <sup>3</sup> /N	$9.85 \times 10^{-4}$
$K_c$ mm	$3.68 \times 10^{-2}$

Table 4.7 Coefficients of approximate equation (*d* direction)

$E_c'$ mm	$2.55 \times 10^{-2}$
$G_c'$ (mm) <sup>3</sup> /(N·cycle)	$3.19 \times 10^{-10}$
$H_c'$ mm/cycle	$-6.74 \times 10^{-9}$
$J_c'$ (mm) <sup>3</sup> /N	$3.78 \times 10^{-4}$
$K_c'$ mm	$1.13 \times 10^{-2}$

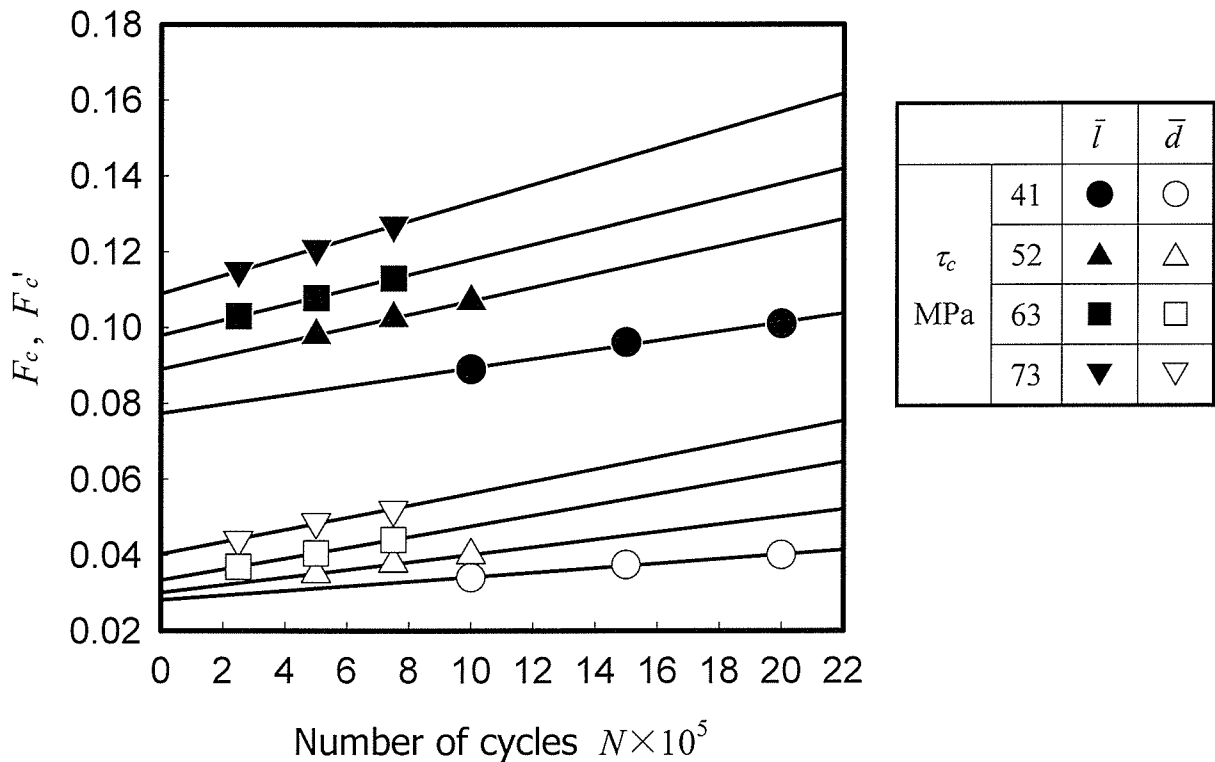


Fig. 4.7 Relationship among  $F_c$ ,  $F_c'$  and  $N$

Table 4.8 Experimental values of  $I_c$  ( $l$  direction)

$N \times 10^5$ cycles	$\tau_c$ MPa			
	41	52	63	73
2.5			0.0979	0.1090
5.0		0.0897	0.0975	0.1088
7.5		0.0900	0.0976	0.1089
10	0.0763	0.0904		
15	0.0770			
20	0.0756			
Average	0.0763	0.0900	0.0977	0.1089

Table 4.9 Experimental values of  $I_c'$  ( $d$  direction)

$N \times 10^5$ cycles	$\tau_c$ MPa			
	41	52	63	73
2.5			0.0337	0.0399
5.0		0.0301	0.0338	0.0404
7.5		0.0304	0.0340	0.0396
10	0.0277	0.0302		
15	0.0279			
20	0.0273			
Average	0.0276	0.0302	0.0338	0.0400

$$\left. \begin{aligned} F_c &= (G_c \tau_c + H_c)N + I_c \\ F_c' &= (G_c' \tau_c + H_c')N + I_c' \end{aligned} \right\} \quad (4.13)$$

ここに、 $I_c$ 、 $I_c'$ は $\tau_c$ のみの関数である。各実験条件についてこれらを求めると表4.8、4.9となる。 $I_c$ 、 $I_c'$ の平均値は $\tau_c$ の増加とともに線形に増加するので、次式で表される。

$$\left. \begin{aligned} I_c &= J_c \tau_c + K_c \\ I_c' &= J_c' \tau_c + K_c' \end{aligned} \right\} \quad (4.14)$$

ここに、 $J_c$ ,  $J_c'$ ,  $K_c$ ,  $K_c'$ は定数であり、その値を表 4.6, 4.7 に併記した。したがって、式(4.11), (4.13), (4.14)より  $\bar{l}$ ,  $\bar{d}$  はそれぞれ次式で表示できる。

$$\bar{l} = E_c C_c + (G_c \tau_c + H_c) N + J_c \tau_c + K_c \quad (4.15)$$

$$\bar{d} = E_c' C_c + (G_c' \tau_c + H_c') N + J_c' \tau_c + K_c' \quad (4.16)$$

式(4.15), (4.16)より  $\bar{l}$  と  $\bar{d}$  を求めると図 4.4~4.6 の直線となり、実験値と良好な一致を示す。また、上式は式(4.3), (4.4)において、被測定物に作用した  $\tau_a$  と  $C$  を銅薄膜に生じた  $\tau_c$  と  $C_c$  に置き換えれば得られる。

#### 4.4.4 被測定物の弾性係数を考慮した二軸応力検出法

前節において  $\bar{l}$  と  $\bar{d}$  は  $\tau_c$ ,  $C_c$ ,  $N$  を用いて式(4.15), (4.16)で表されることが明らかとなった。したがって二軸応力を測定するには、まず円孔から離れた箇所が発生した成長粒子の発生密度  $r^*$  を測定し、式(4.8), (4.9)を用いて  $\tau_c$  と  $\tau_a$  を求める。

次いで、式(4.15), (4.16)の二つの式の積( $\bar{l} \times \bar{d}$ )から、 $C_c$ に関する二次方程式の解を求める。さらに式(4.7)を用いて  $C$  を求めれば、式(4.1)により主応力振幅  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  を計測することができる。ここで式(4.15), (4.16)は被測定物の如何にかかわらず成立するので、弾性係数が既知の任意の被測定物に対して主応力振幅を計測できる。

ここで、本測定法において計測可能な応力の範囲は次のようになる。本章では、銅薄膜に生ずるせん断応力振幅  $\tau_c$  を第 2 章において計測可能な  $\tau_c$  (50~85MPa) となるべく一致するように  $\tau_c=41\sim73\text{MPa}$  に設定して試験を実施した。また、二軸応力条件は  $C \leq 0$  である。したがって、機械・構造用材料として広く用いられている一般的な鋼 ( $E=206\text{GPa}$ ,  $\nu=0.3$ ) を例にとると、この場合の計測可能なせん断応力振幅の範囲は、第 2 章と同様に  $\tau_a=95\sim160\text{MPa}$  とみなすことができる。主応力振幅では、 $C=0$  の場合、 $\sigma_1=190\sim320\text{MPa}$ ,  $C=-1$  の場合、 $\sigma_1=95\sim160\text{MPa}$  となる。

また、 $\bar{l}$ ,  $\bar{d}$  と  $\tau_a$  の測定誤差が主応力振幅の精度に及ぼす影響は、前章と同様に求めることができ、前章と同程度 ( $\delta\sigma_1/\sigma_1=0.2$ ) となった。

表 4.10 には、一例として図 4.4(a)の場合について、この方法により求めた  $C_c$  と

Table 4.10 Biaxial stress ratio and principal stress measured by copper foil  
and strain rosette ( $\tau_c = 52\text{MPa}$ ,  $N = 5.0 \times 10^5$  cycles)

$\theta^\circ$	Material	$C_c$		$\sigma_1$ MPa	
		Strain rosette	Copper foil	Strain rosette	Copper foil
0	Ti alloy	-0.038	0.010	104.5	109.9
	SUS430	0.096	0.060	198.5	191.3
	Al alloy	0.042	0.046	69.0	69.2
45	Ti alloy	-0.363	-0.226	77.5	87.1
	SUS430	-0.241	-0.264	147.2	144.7
	Al alloy	-0.292	-0.331	51.1	49.6
60	Ti alloy	-0.541	-0.480	67.5	70.7
	SUS430	-0.440	-0.396	128.2	131.9
	Al alloy	-0.483	-0.392	44.5	47.5
75	Ti alloy	-0.763	-0.633	57.9	63.2
	SUS430	-0.701	-0.749	110.0	107.2
	Al alloy	-0.728	-0.748	38.2	37.8
90	Ti alloy	-0.969	-0.865	50.9	54.3
	SUS430	-0.960	-0.757	96.7	106.8
	Al alloy	-0.964	-0.866	33.6	35.4

$\sigma_1$  の値をひずみロゼットにより得られた値と比較して示す. なお, 本実験では  $r^*$  を計測していないので,  $\tau_c$  と  $\tau_a$  には表 4.3 の値を用いた. 表から, この方法により求まる  $\sigma_1$  の値はひずみロゼットによるものと良好な一致を示し, 相対誤差 (= (本手法による測定値 - ひずみロゼットによる測定値) / ひずみロゼットによる測定値) は最大で 10%程度であることがわかる.

#### 4・5 結 言

円孔縁の応力集中箇所から発生する成長粒子の分布形状に着目した二軸応力測定法において、実機適用への観点から、円孔の微小化と被測定物の弾性係数の影響について検討した。

得られた結果を要約すれば、以下のようになる。

- (1) 円孔縁から発生する成長粒子の円周方向長さと半径方向長さの平均値  $\bar{l}, \bar{d}$  には下限界が存在するため、二軸応力の検出が可能な円孔の最小直径 0.2mm となる。
- (2) 測定対象円孔数を 10～12 個とすれば、測定領域は十数平方 mm となり、従来よりも格段に小さい領域の二軸応力を検出できる。
- (3)  $\bar{l}, \bar{d}$  を銅薄膜に生ずるせん断応力振幅  $\tau_c$  と二軸応力比  $C_c$  で整理すれば、被測定物の如何にかかわらず固有の関係が成立する。
- (4)  $\bar{l}, \bar{d}$  は  $C_c$  と  $\tau_c$  の増加と共に大きくなり、 $N$  の増加と共に若干大きくなる。この関係は次式で表示できる。

$$\left. \begin{aligned} \bar{l} &= E_c C_c + (G_c \tau_c + H_c) N + J_c \tau_c + K_c \\ \bar{d} &= E_c' C_c + (G_c' \tau_c + H_c') N + J_c' \tau_c + K_c' \end{aligned} \right\}$$

ここに、 $E_c, E_c', G_c, G_c', H_c, H_c', J_c, J_c', K_c, K_c'$  は定数である。

- (5)  $\bar{l}, \bar{d}$  と円孔から離れた箇所に発生した成長粒子の発生密度  $r^*$  を計測すれば、弾性係数が既知の被測定物に対して、主応力振幅  $\sigma_1, \sigma_2$  を求めることが可能となる。

#### 参考文献

- [1] 北岡征一郎, 小野勇一, 村松一樹, 橋本祐卓, 微小円孔を有する電着銅薄膜による成長粒子の分布形状を利用した二軸応力検出法 (被測定物の弾性係数の影響), 日本機械学会講演論文集, **055-1**(2005), 3-4.
- [2] 小野勇一, 北岡征一郎, 村松一樹, 円孔を有する電着銅薄膜による成長粒子の分布形状を利用した二軸応力検出法, 日本機械学会論文集(A 編), **70-693**(2004), 771-776.
- [3] 北岡征一郎, 江上登, 細野喜久雄, 松井博司, 微小円孔を有する電着銅薄

- 膜による二軸応力検出法(第1報 両端に組合せ負荷を受ける要素),  
日本機械学会論文集(A編), **57-538**(1991), 1436-1441.
- [4] 北岡征一郎, 大嶋和彦, 微小円孔を有する電着銅薄膜による二軸応力検出法(第2報 一般問題への拡張), 日本機械学会論文集(A編), **59-560**(1993), 1030-1035.
- [5] 北岡征一郎, 江上登, 藤井賢二, 微小円孔を有する電着銅薄膜による二軸応力検出法(第3報 二軸引張りとなる応力集中部への適用), 日本機械学会論文集(A編), **59-560**(1993), 1036-1041.
- [6] 北岡征一郎, 陳建橋, 江上登, 長谷川純, 微小円孔を有する電着銅薄膜による二軸応力検出法(第4報 すべり線発生の確率過程に着目した測定法), 日本機械学会論文集(A編), **61-591**(1995), 2476-2481.
- [7] 北岡征一郎, 宇田康弘, 矢田純平, 微小円孔を有する電着銅薄膜による二軸応力検出法(第5報 被測定物の弾性係数の影響), 日本機械学会論文集(A編), **66-647**(2000), 1398-1403.
- [8] 大久保肇, 銅めっき応力測定法, (1965), 朝倉書店.
- [9] A. Kato, Stress Measurement by Copper Electroplating Aided by a Personal Computer, *Experimental Mechanics*, **27**(1987), 132-137.
- [10] Y. Nagase, T. Yoshizaki, Fatigue Gage Utilizing Slip-initiation Phenomenon in Electrodeposited Copper Foil, *Experimental Mechanics*, **33**(1993), 49-54.
- [11] 北岡征一郎, 小野勇一, 中川政章, 微小円孔を有する電着銅薄膜の成長粒子発生密度を利用した二軸応力検出法, 日本機械学会論文集(A編), **69-679**(2003), 565-570.
- [12] William H. Safranek, *The Properties of electrodeposited metals and alloys*, (1974), 113, Elsevier.
- [13] Timoshenko, S.P. and Goodier, J. N., *Theory of Elasticity*, (1970), 90, McGraw-Hill.





## 第5章

# 微小円孔を有する電着金属薄膜による平均応力 検出法

## (疲労き裂の進展速度を利用した測定法)<sup>[1]</sup>

### 5・1 緒言

前章までにおいて、微小円孔を有する電着銅薄膜による二軸応力検出法[2]～[8]は、従来の銅めっき応力測定法[9]では測定不可能な組合せ応力状態にある機械要素表面の各主応力振幅を計測できることを明らかにした。すなわち、繰返し負荷により薄膜に生ずる成長粒子の密度と薄膜に作製した微小な円孔縁から発生する成長粒子の分布形状あるいはすべり線発生割合を測定することにより、主応力振幅を分離・計測できる。しかしながら、この測定法の基礎となる成長粒子の発生現象は、機械要素に作用する動的な応力（せん断応力振幅）のみに依存し、静的な平均応力の影響を受けない。このため、応力振幅に静的な平均応力が重畳する場合には、主応力振幅の測定は可能であっても、平均応力を求めることはできず、これが薄膜を用いた応力測定法の短所の一つになっていた。

ところで、繰返し負荷を受けて金属材料に発生する疲労き裂の進展速度は、応力振幅のみならず平均応力にも支配されることが知られている[10]。したがって、繰返し負荷の作用により上述の薄膜中の円孔縁に疲労き裂が発生すれば、その進展速度を計測することにより、平均応力を検出できる可能性がある。

以上の観点から、本章ではまず疲労き裂の進展に影響を及ぼす主要な因子のうちの雰囲気温度および周波数を一定として検討を加えた。すなわち、微小な円孔を有する電着金属薄膜（銅薄膜、ニッケル薄膜）を要素に適用し、平面曲げ—繰返しねじり組合せ試験を実施して、薄膜のき裂進展速度に及ぼす平均応力 $\sigma_m$ および第1主応力振幅 $\sigma_a$ の影響を調査した。さらに得られた結果より、き裂進展速度 $da/dN$ と $\sigma_m$ および $\sigma_a$ の関係を定式化し、本手法の妥当性を検討した。

## 5.2 実験方法

### 5.2.1 微小円孔を有する電着金属薄膜の作製

第2章と同様の回路を用いて銅めっき薄膜、ニッケルめっき薄膜をそれぞれ作製した。すなわち、バフ研磨により鏡面仕上げを施したステンレス板を陰極とし、陽極にはそれぞれ銅板およびニッケル板を用い、表 5.1(a), (b)に示す条件でそれぞれめっきを施した。めっき終了後ステンレス板よりめっき部をはがして銅めっき薄膜およびニッケルめっき薄膜とした。薄膜の厚さは銅薄膜で約  $30\mu\text{m}$ 、ニッケル薄膜で約  $20\mu\text{m}$  である。ここで、ステンレス鋼板の縁近傍では電流密度が変化し、薄膜の品質が不均一になるので、この部分は切り捨てて残りの部分を実験に供した。

次いで、マイクロボール盤により円孔を作製した。円孔間隔は  $1\text{mm}$  で図 5.1 に示すように千鳥格子状に配列した。円孔直径は銅薄膜で  $0.2\text{mm}$ 、ニッケル薄膜で  $0.1\text{mm}$  とした。これは後述するようにニッケル薄膜では予き裂を作製する必要があることによる。すなわち、薄膜を用いた応力測定法の特徴である微小領域への適用を考慮し、できる限り円孔直径を小さくして予き裂の長さを小さくするため、銅薄膜よりも小さい円孔直径を採用した。なお、薄膜は作製から試験を実施するまでの間の経時変化を防ぐため、乾燥剤とともに冷凍庫で保管した。

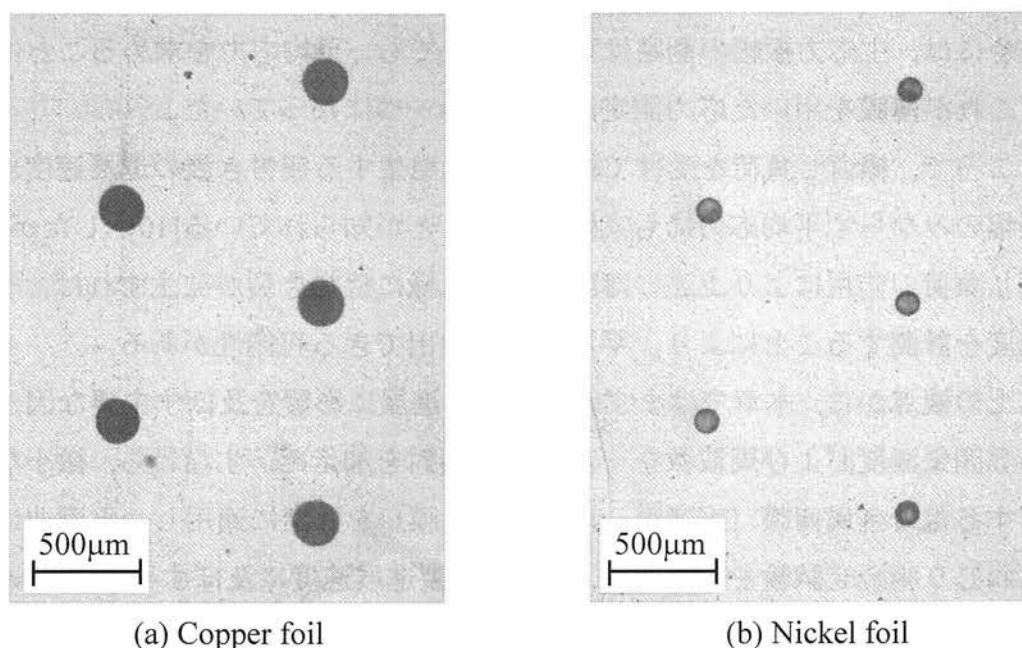


Fig. 5.1 Electrodeposited metal foil with microcircular holes

Table 5.1 Composition of plating solution and plating condition

## (a) Copper foil

Copper sulfate pentahydrate	$\text{CuSO}_4 \cdot 5\text{H}_2\text{O}$	250 g
Sulfuric acid	$\text{H}_2\text{SO}_4$	80 g
Distilled water	$\text{H}_2\text{O}$	1000 g
Bath temperature		23 °C
Current density		300 $\text{A/m}^2$
Bath voltage		2 V
Plating duration		25 min

## (b) Nickel foil

Nickel sulfamate	$\text{Ni}(\text{NH}_2\text{SO}_3)_2$	300 g
Nickel chloride	$\text{NiCl}_2 \cdot 6\text{H}_2\text{O}$	30 g
Boric Acid	$\text{H}_3\text{BO}_3$	30 g
Distilled water	$\text{H}_2\text{O}$	1000 g
Bath temperature		50 °C
Current density		300 $\text{A/m}^2$
Bath voltage		3 V
Plating duration		25 min

## 5・2・2 試験片および試験機

金属薄膜を接着する試験片素材には、A7075 アルミニウム合金(JIS H4000)を使用した。図 5.2 に試験片の形状・寸法を、表 5.2 に機械的性質を示す。試験片中央部は # 600 の紙やすりにより研磨し、この箇所にはひずみゲージ用瞬間接着剤(CC-33A)を用いて薄膜を接着した。試験機には PWO 型疲労試験機(25Hz)、シエンク式疲労試験機(60Hz)を使用し、き裂長さの測定には、光学顕微鏡と精密投影機を使用した。

Table 5.2 Mechanical properties of A7075 aluminum alloy

Poisson's ratio	Young's modulus GPa	Tensile strength MPa	Proof stress MPa
0.33	78.6	590	531

### 5・2・3 実験方法

#### 5・2・3・1 銅薄膜による試験

試験片中央部に約 10 個の円孔を有する銅薄膜を指圧時間 1min, 硬化時間 12h 以上にて接着した. これを図 5.3 に示す曲げ・ねじり試験治具に装着し, 第 1 主応力振幅  $\sigma_a$  と平均応力  $\sigma_m$  を種々に設定し, PWO 型疲労試験機を用いて, 室温, 周波数 25Hz のもとで試験を実施した. なお試験に先立ち, 薄膜接着箇所の応力状態をひずみロゼットにより確認した. 得られた二軸応力比  $C$  ( $=$ 第 2 主応力  $\sigma_2$  / 第 1 主応力  $\sigma_1$ ) を表 5.3 に示す. 円孔縁より発生した疲労き裂を光学顕微鏡(100 倍)で写真撮影し, これを精密投影機により 10 倍に拡大してき裂長さを計測した. 図 5.4(a)に円孔縁より発生した疲労き裂の顕微鏡写真を示す. ここに, き裂長さ  $2a$  は, 円孔の直径を含む全体の長さとした.

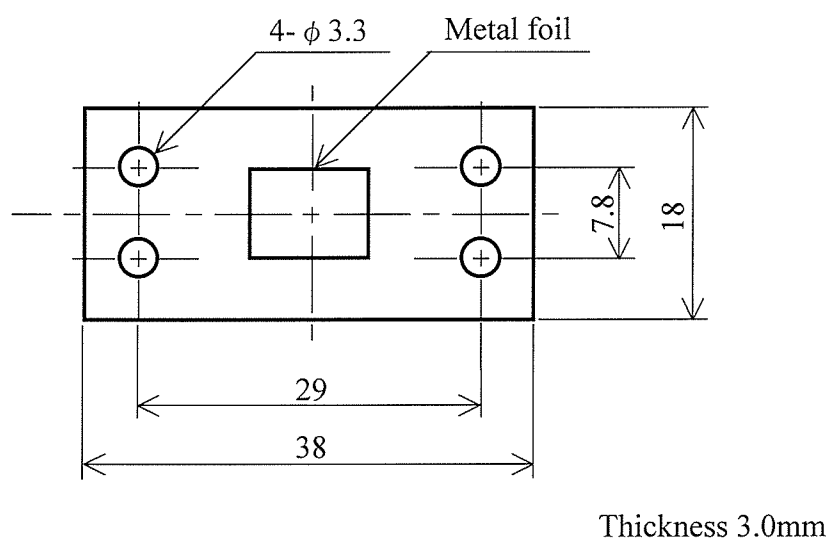


Fig. 5.2 Geometry and dimensions of test specimen

Table 5.3 Relationship between specimen attachment angle  $\theta$  and biaxial stress ratio  $C$

$\theta$ °	0	60	90
Biaxial stress ratio $C$	0.11	-0.52	-0.91

### 5.2.3.2 ニッケル薄膜による試験

ニッケル薄膜は銅薄膜に比較して静的強度が格段に高く、銅薄膜に採用した条件では疲労き裂が発生しにくい。そこで、予めき裂長さの半長  $a$  が 0.1mm~0.5mm となる疲労き裂を作製した。すなわち、図 5.5 に示した A7075 アルミニウム合金に円孔を有するニッケル薄膜を接着し、シェンク式疲労試験機を用いて、 $C=0$ 、 $\sigma_a=140\text{MPa}$ 、 $\sigma_m=0$  の条件で疲労き裂を作製し、銅薄膜と同様の試験を実施した。試験片に作用する第 1 主応力の方向は、前章までの方法により円孔縁から発生したすべり線あるいは成長粒子の位置に基づいて決定できる[7]。そこで、各  $C$  に対して予き裂の方向がこれと直交するように薄膜を接着した。き裂長さの測定にはレプリカ法を採用した。これは無負荷の状態でのニッケル薄膜に発生したき裂を観察すると先端が明瞭に観察できないため、負荷をかけてき裂を開口させる必要があることによる。すなわち、疲労試験機にて試験時に作用する最大応力を負荷した状態でき裂のレプリカを採取し、これに転写されたき裂を光学顕微鏡(200 倍)に備え付けたミクロスケールを用いて測定した。図 5.4(b)に円孔縁より発生した疲労き裂の顕微鏡写真を示す。

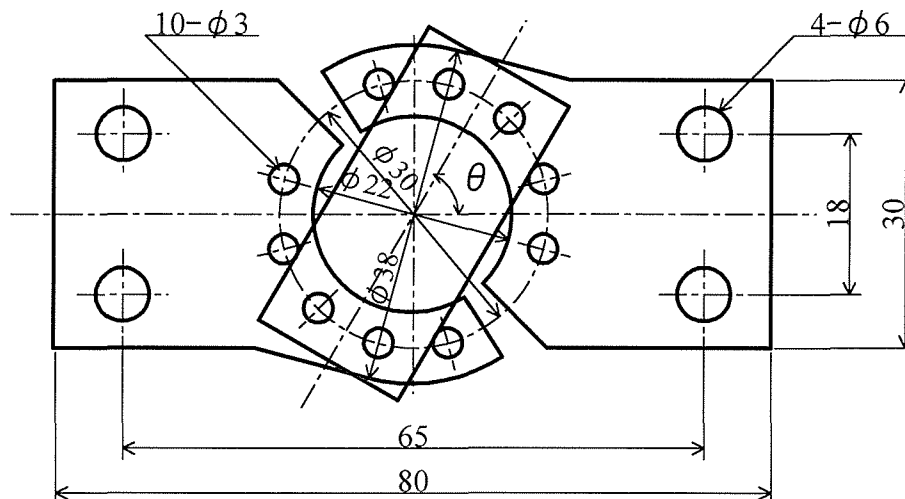
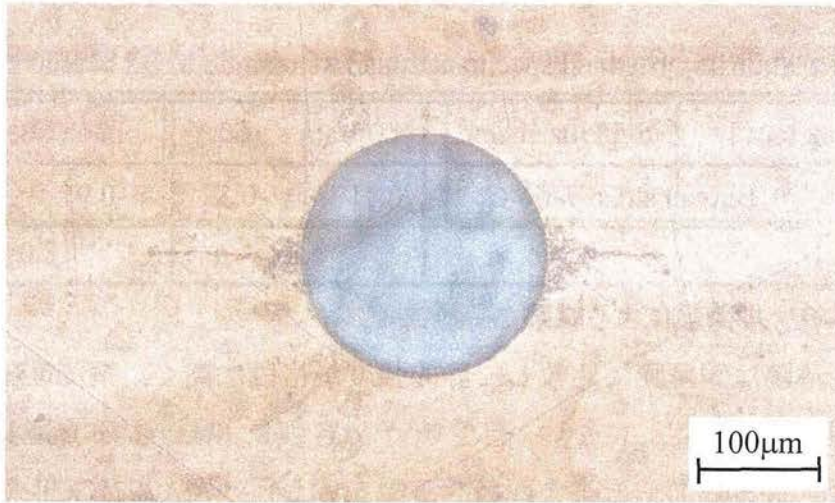
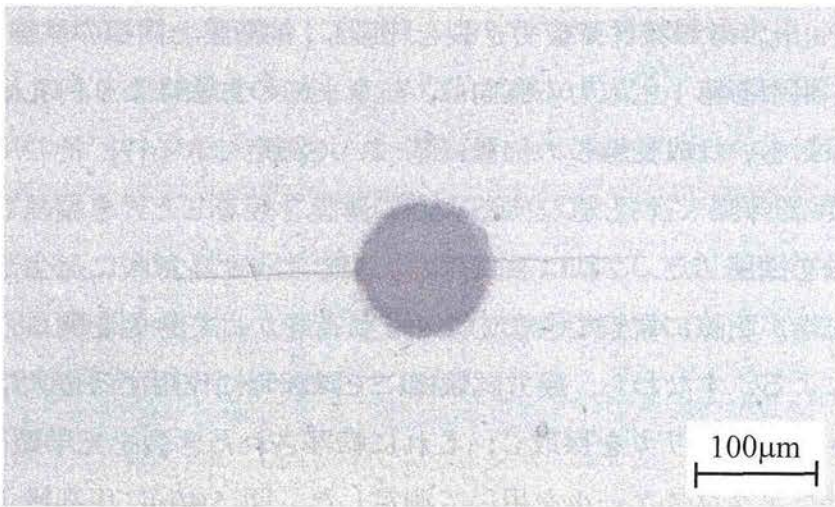


Fig. 5.3 Apparatus for bending-torsion test



(a) Copper foil



(b) Nickel foil

Fig. 5.4 Appearance of crack propagation

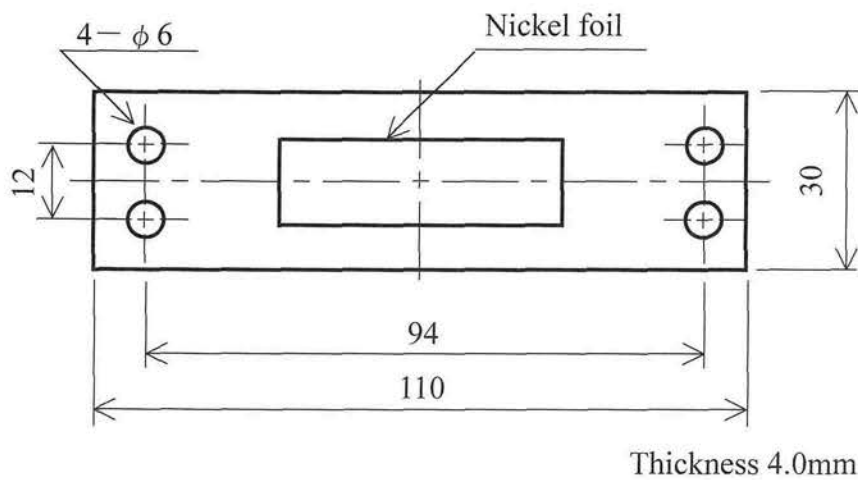


Fig. 5.5 Geometry and dimensions of test specimen for making precrack

### 5.3 実験結果および考察

#### 5.3.1 き裂長さと繰返し数の関係

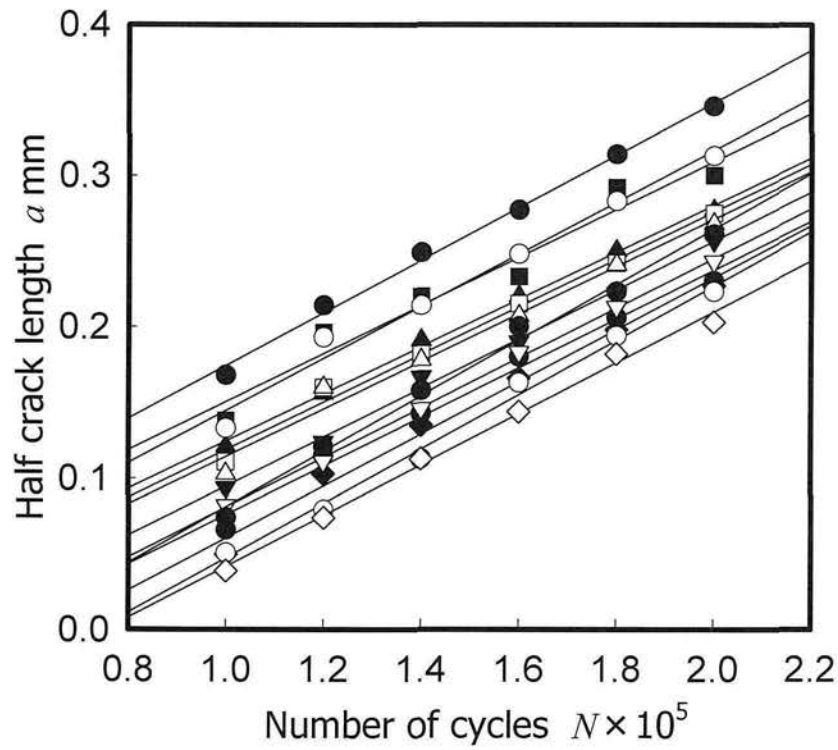
銅薄膜およびニッケル薄膜に対して得られたき裂長さの半長  $a$  と繰返し数  $N$  の関係の測定例をそれぞれ図 5.6(a), (b) に示す。図中の記号は対象とした約 10 個の円孔から発生したそれぞれのき裂を表している。一般に、材料中に発生したき裂の進展速度は一定応力振幅においてき裂長さとともに増加するが[11]、本実験では図に認められるように両者の関係は線形となる。この関係は本実験すべての条件について認められた。これは、本実験では試験片表面のひずみ振幅が一定であるため、これに接着した薄膜中のき裂先端近傍の開口変位がき裂長さによらず一定になることに起因しているものと考えられる。

#### 5.3.2 き裂進展速度と応力比の関係

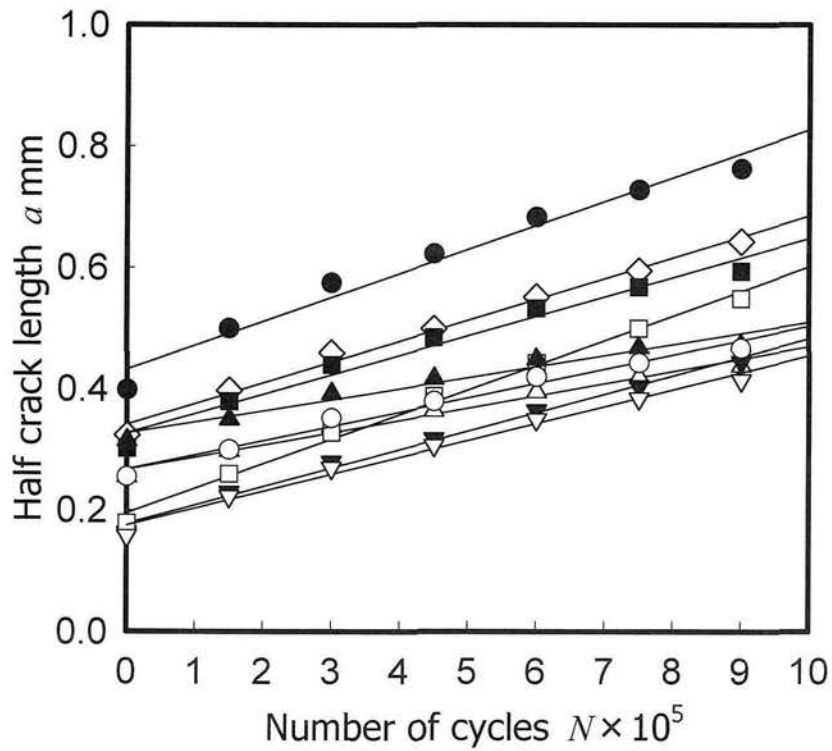
図 5.6 において最小二乗法による線形近似から得られるき裂進展速度の平均値  $da/dN$  を各実験条件について求め、応力比  $R$  ( $=$ 最小応力  $\sigma_{min}$  / 最大応力  $\sigma_{max}$ ) を用いて整理すると各薄膜について図 5.7, 5.8 となる。なお、図中の曲線は後述の方法により求めたものである。銅薄膜では  $C=0.11$ 、ニッケル薄膜ではすべての  $C$  において、 $\sigma_a$  が同一であれば、 $R$  の増加とともに  $da/dN$  の増加が認められる。また、 $R$  が一定であれば、 $\sigma_a$  の増加とともに  $da/dN$  も増加することがわかる。一方、銅薄膜の  $C=-0.52$ ,  $-0.91$  では、その差が認められない。この原因を考察すれば以下のようなになる。

多軸応力下では、単軸応力と比較して材料の降伏点が低下するため[12]、降伏点の低い銅薄膜においては、 $C=-0.52$ ,  $-0.91$  の場合に薄膜全体に降伏が生じたことによるものと考えられる。したがって、多軸応力状態にある要素の平均応力を検出するには、ニッケル薄膜を用いるのが望ましい。

また、ニッケル薄膜では、 $C$  の如何にかかわらず、 $da/dN$  と  $R$  の関係はほぼ同一となる。これは、破壊力学に基づくき裂先端近傍の応力場の解[13]からも予想できるように、疲労き裂の進展を支配するのは主としてき裂に垂直な第 1 主応力振幅であり、き裂に平行な第 2 主応力振幅が進展に及ぼす影響は軽微であることを示唆している。



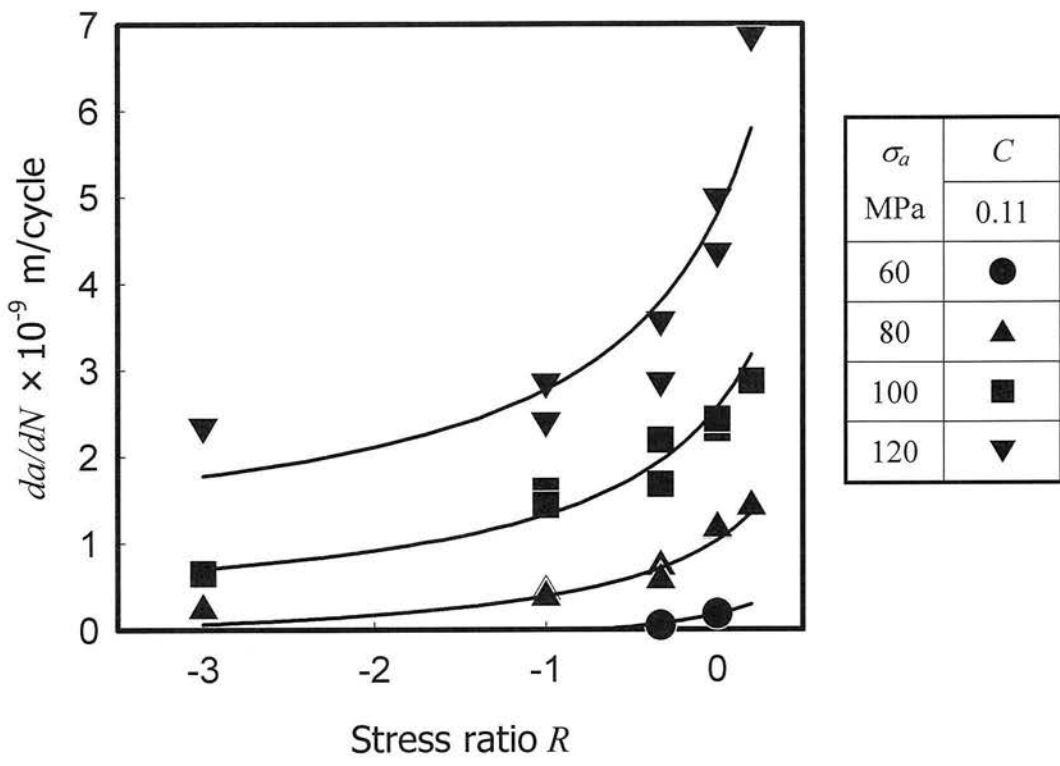
(a) Copper foil ( $C=0.11$ ,  $\sigma_a=100\text{MPa}$ ,  $\sigma_m=50\text{MPa}$ )



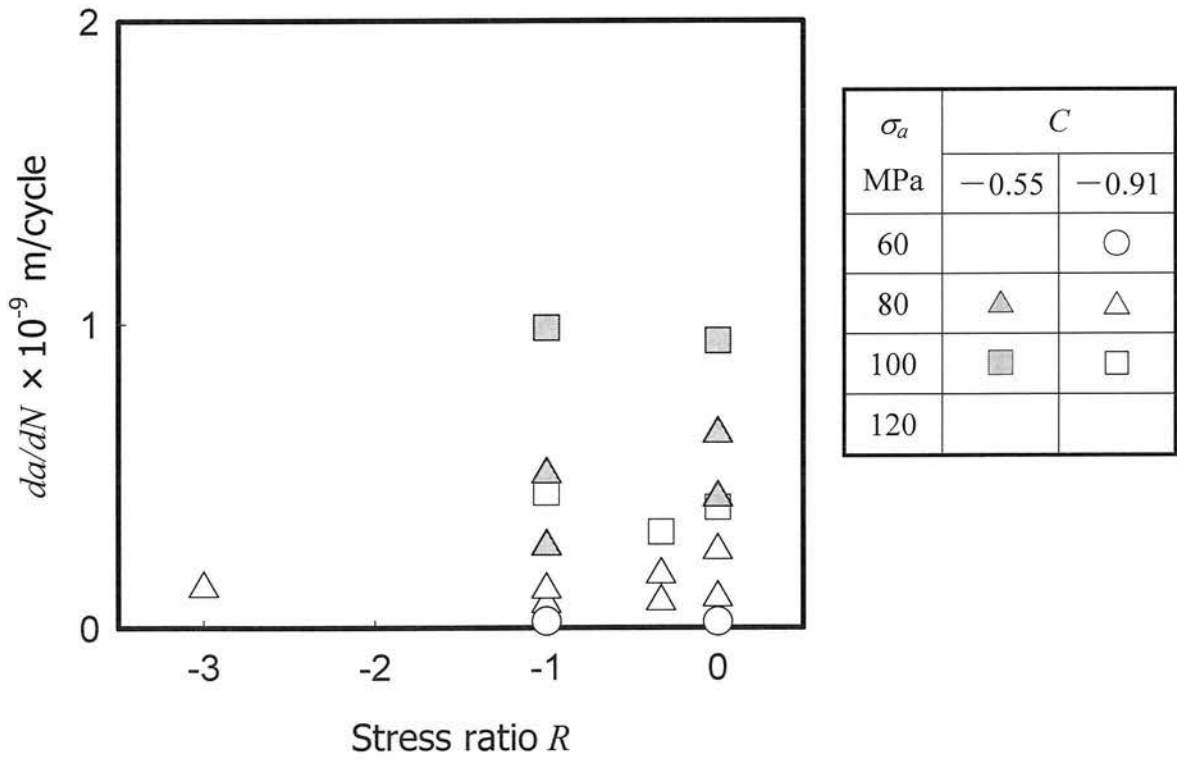
(b) Nickel foil ( $C=-0.91$ ,  $\sigma_a=120\text{MPa}$ ,  $\sigma_m=60\text{MPa}$ )

Fig. 5.6 Relationship between  $a$  and  $N$





(a)  $C=0.11$



(b)  $C = -0.52, -0.91$

Fig. 5.7 Relationship between  $da/dN$  and  $R$  (Copper foil)

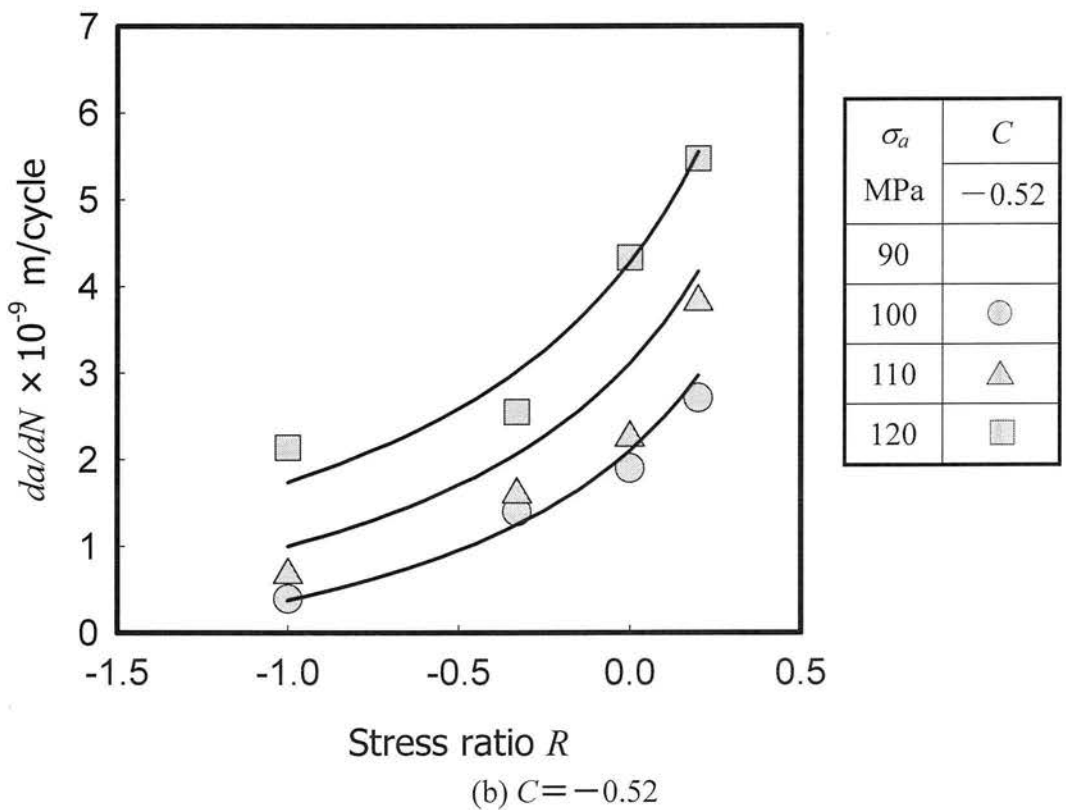
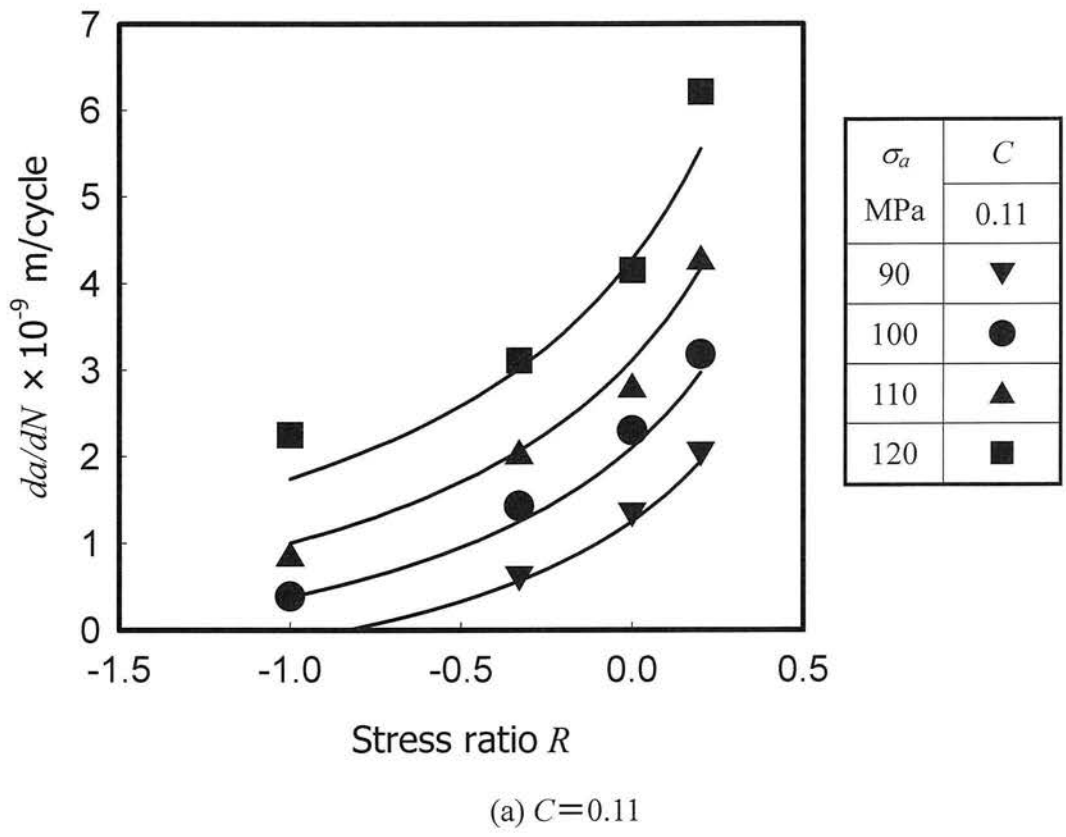


Fig. 5.8 Relationship between  $da/dN$  and  $R$  (Nickel foil)

### 5.3.3 き裂進展速度を利用した平均応力の検出

応力比  $R$  の相違によるき裂進展速度  $da/dN$  の差異が認められた銅薄膜の  $C=0.11$  とニッケル薄膜のすべての  $C$  に対し、図 5.7, 5.8 の結果を最大応力  $\sigma_{max}$  で再整理すると図 5.9 となる。ここで、ニッケル薄膜については前述のように  $da/dN$  に  $C$  の影響が認められなかったので、 $\sigma_a=100, 110, 120\text{MPa}$  については図 5.8 の各  $C$  において得られた  $da/dN$  の平均値を用いた。図から各第一主応力振幅  $\sigma_a$  において、 $\sigma_{max}$  と  $da/dN$  は線形関係にある。 $da/dN$  は  $\sigma_{max}$  と  $\sigma_a$  の関数であると考えられるから、図 5.9 の勾配は、 $\partial(da/dN)/\partial\sigma_{max}$  で表される。この勾配と  $\sigma_a$  の関係を求めれば、各薄膜について図 5.10 となる。図から両者は線形関係にあるので、次式が成立する。

$$\frac{\partial(da/dN)}{\partial\sigma_{max}} = A\sigma_a + B \quad (5.1)$$

ここに、 $A, B$  は定数であり、その値を表 5.4, 5.5 に示す。

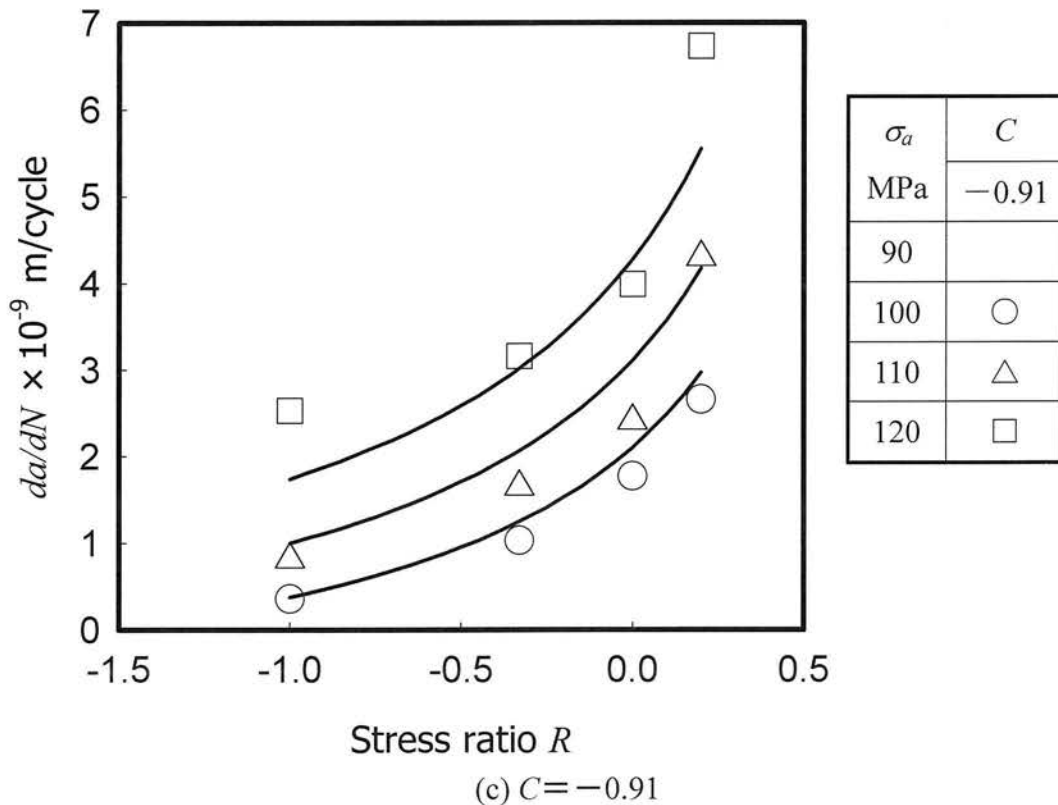
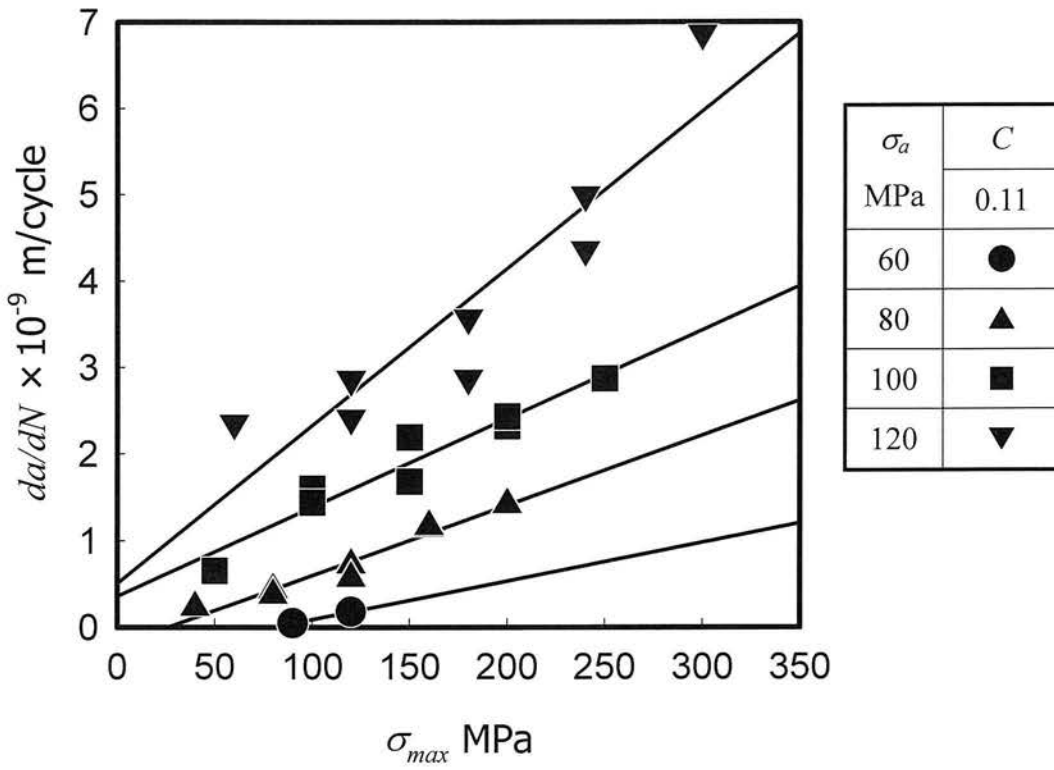
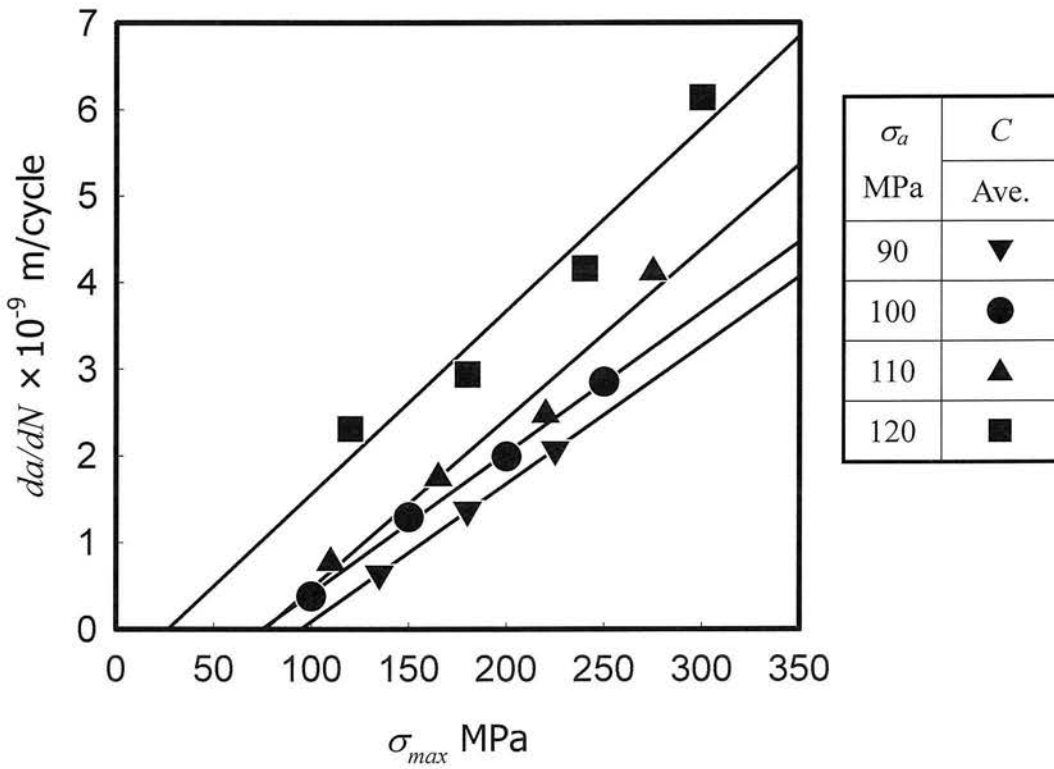


Fig. 5.8 Relationship between  $da/dN$  and  $R$  (Nickel foil)



(a) Copper foil



(b) Nickel foil

Fig. 5.9 Relationship between  $da/dN$  and  $\sigma_{max}$

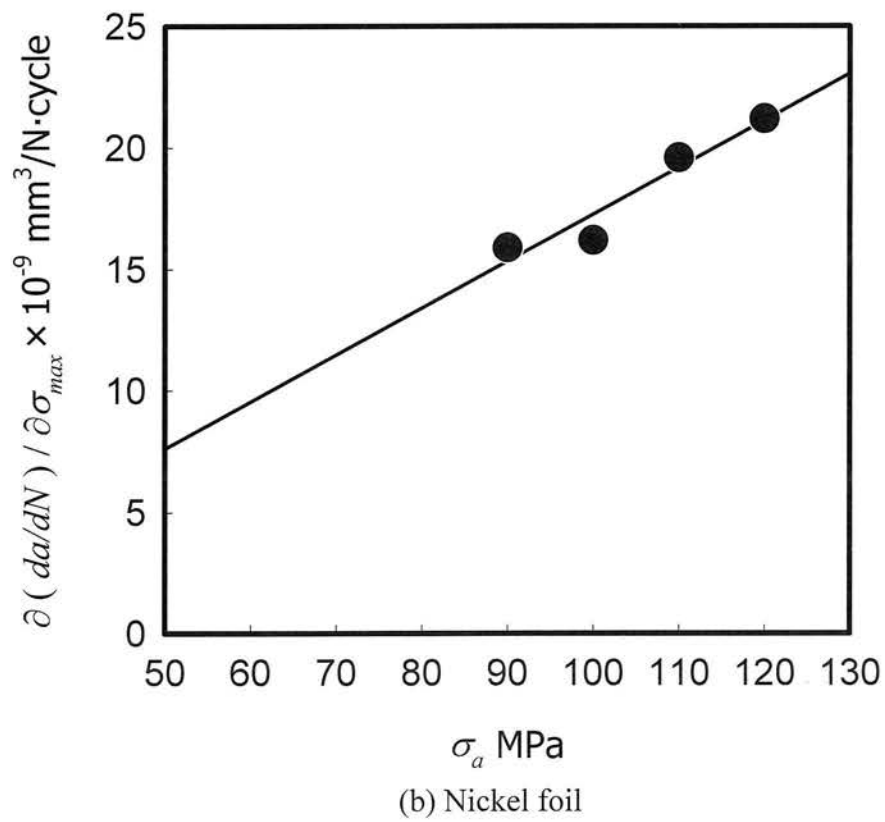
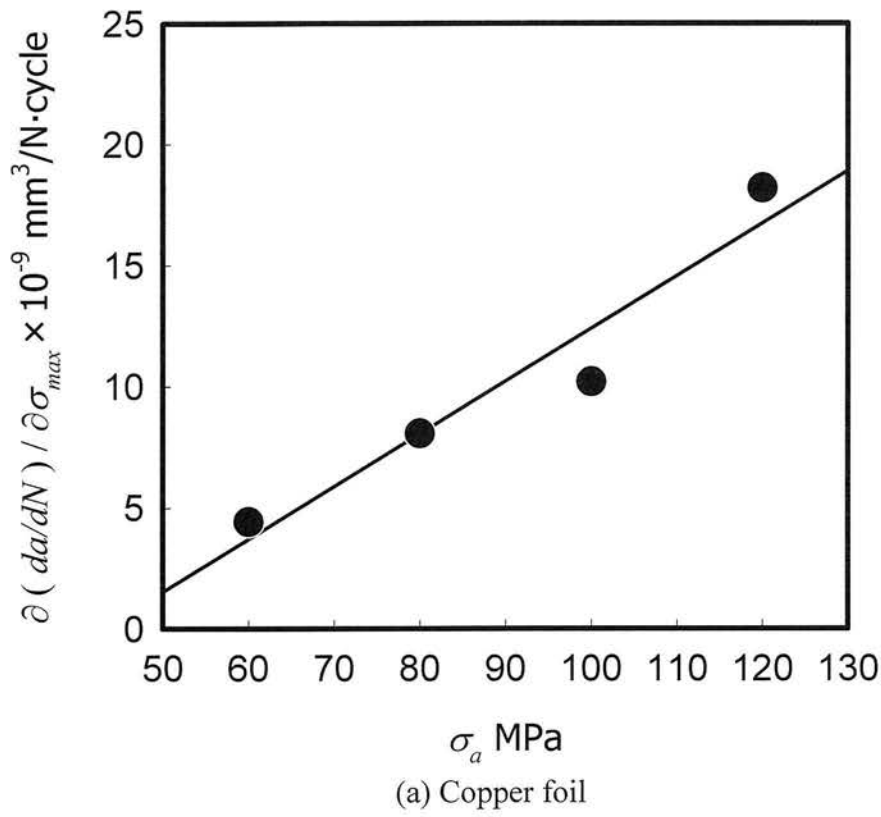


Fig. 5.10 Relationship between  $\partial(da/dN)/\partial\sigma_{max}$  and  $\sigma_a$

Table 5.4 Coefficients of approximate equation (Copper foil)

$A$	$(\text{mm})^5/(\text{N}^2 \cdot \text{cycle})$	$2.17 \times 10^{-10}$
$B$	$(\text{mm})^3/(\text{N} \cdot \text{cycle})$	$-9.32 \times 10^{-9}$
$D$		$1.95$
$E$	$\text{N}/(\text{mm})^2$	$-1.88 \times 10^2$

Table 5.5 Coefficients of approximate equation (Nickel foil)

$A$	$(\text{mm})^5/(\text{N}^2 \cdot \text{cycle})$	$1.93 \times 10^{-10}$
$B$	$(\text{mm})^3/(\text{N} \cdot \text{cycle})$	$-2.04 \times 10^{-9}$
$D$		$2.03$
$E$	$\text{N}/(\text{mm})^2$	$-2.81 \times 10^2$

式(5.1)を積分すると次式が得られる.

$$da/dN = (A\sigma_a + B)\sigma_{max} + f(\sigma_a) \quad (5.2)$$

式(5.2)は次式で表示できる.

$$da/dN = (A\sigma_a + B)\{\sigma_{max} + F(\sigma_a)\} \quad (5.3)$$

ここに,  $f(\sigma_a)$ ,  $F(\sigma_a)$ は $\sigma_a$ のみの関数である.

各実験条件に対し, 式(5.3)より  $F(\sigma_a)$ を求め,  $\sigma_a$ で整理すると図 5.11 となる. 両者は線形関係にあるとみなせるので, 次式が成立する.

$$F(\sigma_a) = D\sigma_a + E \quad (5.4)$$

ここに,  $D$ ,  $E$  は定数であり, その値を表 5.4, 5.5 に併記した. 式(5.2), (5.3), および(5.4)より,  $f(\sigma_a)$ は次式となる.

$$f(\sigma_a) = G\sigma_a^2 + H\sigma_a + I \quad (5.5)$$

ここに,  $G=AD$ ,  $H=AE+BD$ ,  $I=BE$  である. また, 定義により  $R$  と  $\sigma_{max}$  の間には次式が成立する.

$$\sigma_{max} = \frac{2\sigma_a}{1-R} \quad (5.6)$$

したがって, 式(5.4), (5.6)を式(5.3)に代入すると,

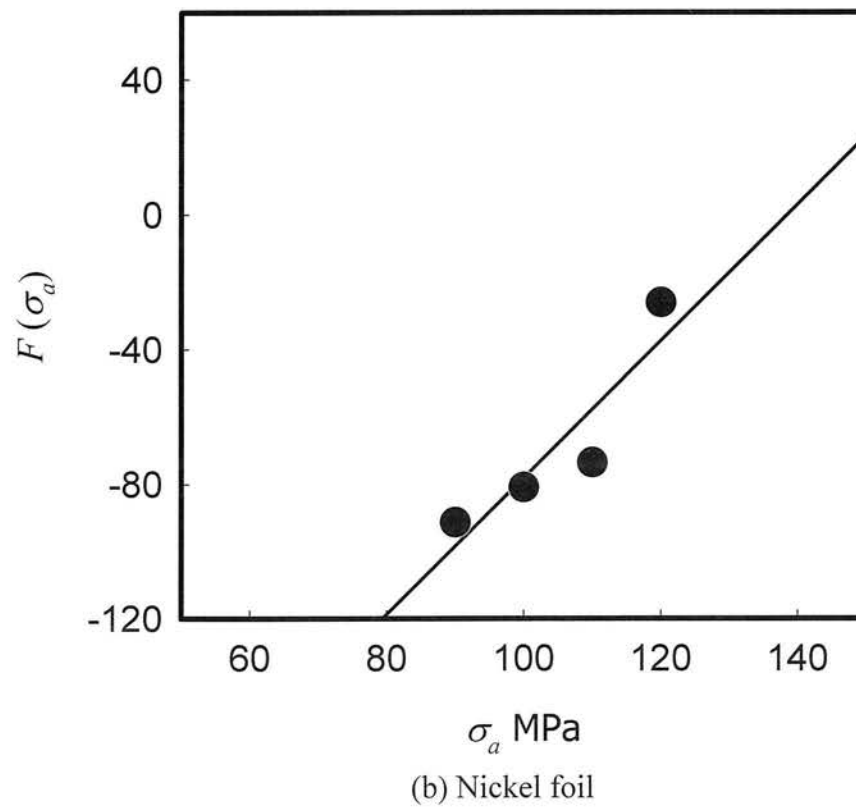
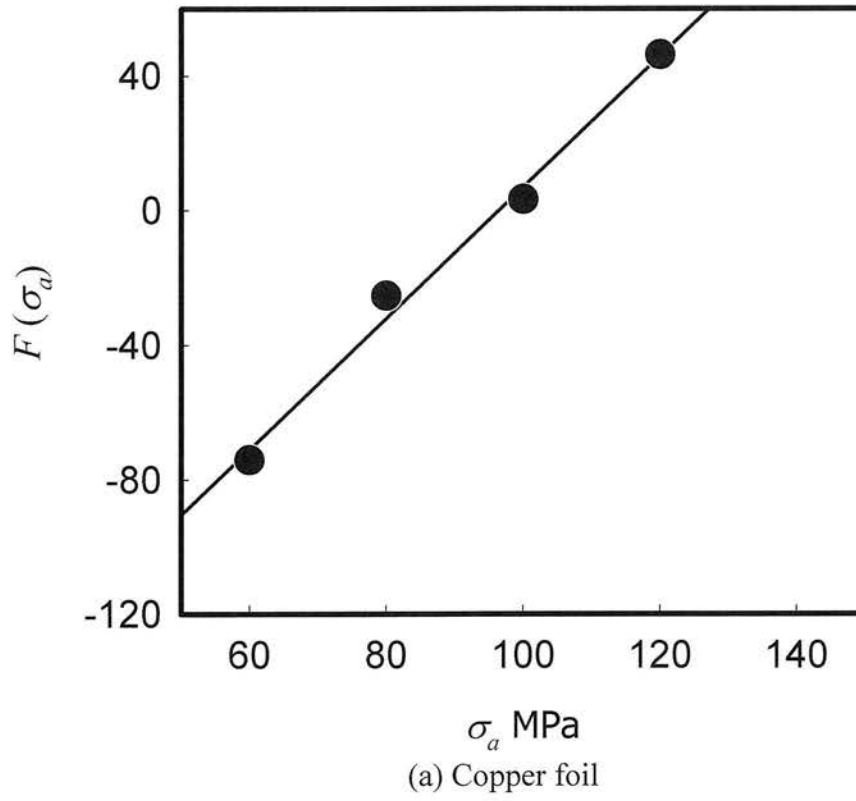


Fig. 5.11 Relationship between  $F(\sigma_a)$  and  $\sigma_a$

$$da/dN = (A\sigma_a + B) \left( \frac{2}{1-R} \sigma_a + D\sigma_a + E \right) \quad (5.7)$$

が得られる。これは図 5.7, 5.8 の曲線となる。図 5.7, 5.8(c)における $\sigma_a=120\text{MPa}$ には、曲線と実験値に差が見られる箇所もあるが、その他に関しては定性的に実験値とよく一致しているといえる。

また、 $\sigma_{max}$  は次式で表示できる。

$$\sigma_{max} = \sigma_m + \sigma_a \quad (5.8)$$

式(5.3), (5.4), および式(5.8)より $\sigma_m$ は次式となる。

$$\sigma_m = \frac{da/dN}{A\sigma_a + B} - (1+D)\sigma_a - E \quad (5.9)$$

ここで、第一主応力振幅 $\sigma_a$ は前章までに述べた方法により測定可能である。したがって、円孔縁から発生する疲労き裂の進展速度 $da/dN$ を測定すれば、平均応力 $\sigma_m$ を求めることができる。ここで、測定対象となる円孔数を10個程度とすれば、測定領域は十数平方mmとなり、前章における二軸応力検出法に必要な測定領域と同程度となる。

ここで、本測定法において計測可能な応力の範囲を見積もってみた。まず、銅薄膜は、単軸応力( $C=0$ )に対して適用でき、計測可能な応力振幅は、A7075 アルミニウム合金に対して、 $\sigma_a=60\sim 120\text{MPa}$  ( $\tau_a=30\sim 60\text{MPa}$ )となる。また、ひずみの連続性を仮定すれば、以下の関係が成立する。

$$\tau_c = \frac{G_c}{G_m} \tau_a \quad (5.10)$$

ここで、 $\tau_c$ は銅薄膜に生ずるせん断応力であり、 $G_m$ ,  $G_c$ はそれぞれ被測定物と銅薄膜の横弾性係数(剛性率)である。表 5.2 の値を用い、前章までと同様に銅薄膜のヤング率 $E_c$ とポアソン比 $\nu_c$ をそれぞれ110GPa, 0.31とすれば、 $\tau_c=40\sim 85\text{MPa}$ となり、前章までで述べた測定範囲とほぼ一致する。したがって、前章までで述べた方法により計測できる応力振幅の範囲内において平均応力を検出できることになる。計測可能な平均応力に関しては、本実験を実施した応力比 $R$ の範囲内 ( $-3 \leq R \leq 0.2$ ) とすれば、 $-0.5\sigma_a \leq \sigma_m \leq 1.5\sigma_a$ となる。次いで、ニッケル薄膜に対しては、 $C \leq 0$ となる二軸応力条件に対して適用でき、本章で行った実験の範囲は、A7075 アルミニウム合金に対して、 $\sigma_a=90\sim 120\text{MPa}$ であり、検出可能な



平均応力の範囲は、銅薄膜と同様に  $-0.5\sigma_a \leq \sigma_m \leq 1.5\sigma_a$  となる。

次いで、 $da/dN$  と  $\sigma_a$  の測定誤差が平均応力  $\sigma_m$  の精度に及ぼす影響を検討してみた。式(5.9)より、 $\sigma_m$  の測定誤差  $\delta\sigma_m$  は次式となる。

$$\delta\sigma_m = \left\{ \left| \frac{1}{A\sigma_a + B} \right| \delta(da/dN) + \left| \frac{A(da/dN)}{(A\sigma_a + B)^2} + (1+D) \right| \delta\sigma_a \right\} \quad (5.11)$$

ここで、 $\delta(da/dN)$  と  $\delta\sigma_a$  は、それぞれ  $da/dN$  と  $\sigma_a$  の測定誤差である。ここで、 $da/dN$  を  $\Delta a/\Delta N$  と表せば、 $\delta(da/dN)$  は次式となる。

$$\delta(da/dN) = \left\{ \left| \frac{\delta(\Delta a)}{\Delta a} \right| + \left| \frac{\delta(\Delta N)}{\Delta N} \right| \right\} (da/dN) \quad (5.12)$$

また、 $\Delta a$  と  $\Delta N$  は、それぞれ  $a$  と  $N$  の増加量を表すので、次式とける。

$$\Delta a = a_1 - a_2 \quad (5.13)$$

$$\Delta N = N_1 - N_2 \quad (5.14)$$

したがって  $\delta(\Delta a)$ 、 $\delta(\Delta N)$  は、 $a$  と  $N$  の測定誤差を  $\delta a$ 、 $\delta N$  として次式となる。

$$\delta(\Delta a) = 2(\delta a) \quad (5.15)$$

$$\delta(\Delta N) = 2(\delta N) \quad (5.16)$$

ここで、 $\delta a$ 、 $\delta N$  をそれぞれ  $\pm 0.01\text{mm}$ 、 $\pm 10^2$  回とすれば、 $\delta(\Delta a)$ 、 $\delta(\Delta N)$  は、それぞれ  $0.02\text{mm}$ 、 $2 \times 10^2$  回となる。また、 $\Delta a$ 、 $\Delta N$ 、および  $da/dN$  の代表値をそれぞれ、 $0.3\text{mm}$ 、 $10^5$  回、 $10^{-9}\text{m/cycle}$  とすれば、式(5.12)より、 $da/dN = (1.00 \pm 0.07) \times 10^{-9}\text{m/cycle}$  となる。また、前章までの方法により  $\sigma_a$  を求めるとすれば、 $\sigma_a = (100 \pm 10)\text{MPa}$  程度である。したがって、式(5.11)より、銅薄膜、ニッケル薄膜ともに  $\delta\sigma_m \doteq 35\text{MPa}$  となる。

ここで、式(5.9)より求まる平均応力  $\sigma_m$  と試験時に設定した平均応力  $\sigma_m^*$  との比較を表 5.6(a), (b) に示す。ここで、式(5.9)における  $\sigma_a$  には、設定した主応力振幅を採用した。表より、 $\sigma_a$  が  $110\text{MPa}$  までは、 $\sigma_m$  と  $\sigma_m^*$  との差が最大で  $20\text{MPa}$  程度であるが、 $\sigma_a$  が  $120\text{MPa}$  になると、その差が銅薄膜、ニッケル薄膜ともに  $60\text{MPa}$  程度となる。したがって、本測定法においては、更なる精度の向上が望まれる。

Table 5.6 Difference between  $\sigma_m$  and  $\sigma_m^*$

(a) Copper foil

$\sigma_a$ MPa	$\sigma_m^*$ MPa	$\sigma_m$ MPa	$\sigma_a$ MPa	$\sigma_m^*$ MPa	$\sigma_m$ MPa
60	—	—	100	-50	-55
	—	—		0	22
		—			9
	30	24		50	28
		—			70
	60	60		100	80
		—			89
—	—	150	128		
80	-40	-19	120	-60	-26
	0	7		0	5
		-1			-22
	40	42		60	47
		23			5
	80	95		120	132
		97			95
120	128	180	244		

Table 5.6 Difference between  $\sigma_m$  and  $\sigma_m^*$ 

(b) Nickel foil

$\sigma_a$ MPa	$\sigma_m^*$ MPa	$\sigma_m$ MPa		
		$C=0.11$	$C=-0.52$	$C=-0.91$
90	45	50	—	—
	90	98	—	—
	135	144	—	—
100	0	0	1	-1
	50	61	59	38
	100	111	88	81
	150	162	135	132
110	0	-9	-17	-10
	55	53	31	34
	110	93	65	73
	165	169	147	172
120	0	24	19	37
	60	65	38	67
	120	114	122	106
	180	211	176	236

#### 5.4 結言

微小円孔を有する電着銅薄膜による二軸応力検出法において、平均応力の検出を可能にするため、円孔縁から発生する疲労き裂に着目した。すなわち、電着により作製した銅薄膜とニッケル薄膜を用い、雰囲気温度および周波数を一定とし、薄膜中を進展する疲労き裂の速度に着目した平均応力検出法の可否を検討した。

得られた結果を要約すれば、以下のようになる。

- (1) 各薄膜において、き裂長さの半長  $a$  と繰返し数  $N$  の間には線形関係が認められる。

- (2) 一定応力振幅の下では，銅薄膜の  $C \approx 0$  とニッケル薄膜のすべての  $C$  に対して，応力比  $R$  の増加とともにき裂進展速度  $da/dN$  が増加する．
- (3) 銅薄膜の  $C = -0.52, -0.91$  では，応力比  $R$  の相違によるき裂進展速度  $da/dN$  の差異は認められない．これは二軸応力によって薄膜全体に降伏が生じたことによると考えられる．
- (4) ニッケル薄膜では，二軸応力比  $C$  の如何にかかわらず， $R$  と  $da/dN$  には固有の関係が成立する．これは疲労き裂の進展が第一主応力振幅に支配されることに起因しているものと考えられる．
- (5) 本実験条件の範囲内において，要素に作用する平均応力  $\sigma_m$  は，き裂進展速度  $da/dN$  と第一主応力振幅  $\sigma_a$  を用いて次式で表示できる．

$$\sigma_m = \frac{da/dN}{A\sigma_a + B} - (1+D)\sigma_a - E$$

ここに， $A, B, D, E$  は定数である．

- (6) したがって，薄膜中のき裂の進展速度を測定すれば， $\sigma_a$  を既知として要素に作用する平均応力を求めることが可能となる．

## 参考文献

- [1] 小野勇一，北岡征一郎，池上洋一，微小円孔を有する電着金属薄膜による平均応力検出法（疲労き裂の進展速度を利用した測定法），日本機械学会論文集(A編), **69**-683(2003), 1088-1093.
- [2] 北岡征一郎，江上登，細野喜久雄，松井博司，微小円孔を有する電着銅薄膜による二軸応力検出法(第1報 両端に組合せ負荷を受ける要素)，日本機械学会論文集(A編), **57**-538(1991), 1436-1441.
- [3] 北岡征一郎，大嶋和彦，微小円孔を有する電着銅薄膜による二軸応力検出法(第2報 一般問題への拡張)，日本機械学会論文集(A編), **59**-560(1993), 1030-1035.
- [4] 北岡征一郎，江上登，藤井賢二，微小円孔を有する電着銅薄膜による二軸応力検出法(第3報 二軸引張りとなる応力集中部への適用)，日本機械学会論文集(A編), **59**-560(1993), 1036-1041.
- [5] 北岡征一郎，陳建橋，江上登，長谷川純，微小円孔を有する電着銅薄膜に

- よる二軸応力検出法(第4報 すべり線発生の確率過程に着目した測定法), 日本機械学会論文集(A編), **61**-591(1995), 2476-2481.
- [6] 北岡征一郎, 宇田康弘, 矢田純平, 微小円孔を有する電着銅薄膜による二軸応力検出法(第5報 被測定物の弾性係数の影響), 日本機械学会論文集(A編), **66**-647(2000), 1398-1403.
- [7] 小野勇一, 北岡征一郎, 村松一樹, 円孔を有する電着銅薄膜による成長粒子の分布形状を利用した二軸応力検出法, 日本機械学会論文集(A編), **70**-693(2004), 771-776.
- [8] 北岡征一郎, 小野勇一, 村松一樹, 橋本祐卓, 微小円孔を有する電着銅薄膜による成長粒子の分布形状を利用した二軸応力検出法 (被測定物の弾性係数の影響), 日本機械学会講演論文集, **055**-1(2005), 3-4.
- [9] 大久保肇, 銅めっき応力測定法, (1965), 朝倉書店.
- [10] Ralph I. Stephens, Ali Fatemi, Robert R. Stephens, and Henry O. Fucks, *Metal Fatigue in Engineering (2<sup>nd</sup> Edition)*, (2000), 155, A Wiley-Interscience Publication.
- [11] 北岡征一郎, 小野勇一, 辻敦義, 宇田康弘, アルミナ粒子強化複合材料のモードI表面き裂の進展に及ぼす第二主応力の影響, 日本機械学会論文集(A編), **65**-631(1999), 628-634.
- [12] 中沢一, 小林英夫, 固体の強度, (1976), 35, 共立出版.
- [13] David Broek, *Elementary Engineering Fracture Mechanics*, (1974), 71, Noordhoff International Publishing.



## 第6章

# 微小円孔を有するニッケル合金薄膜による平均 応力検出法 (精度の向上と周波数の影響)<sup>[1]</sup>

### 6.1 緒言

金属薄膜を用いた応力測定法は、一般的に用いられている電気抵抗線ひずみゲージとは異なり、リード線が不要なため、回転体のような機械要素へ容易に適用できる利点などをもっている<sup>[2]</sup>。微小円孔を有する電着金属薄膜による平均応力検出法<sup>[3]</sup>は、従来の銅めっき応力測定法では検出が不可能な平均応力の計測に、薄膜の円孔縁から発生した疲労き裂の進展速度を利用する。すなわち、電着により作製した銅薄膜またはニッケル薄膜に微小な円孔を作製し、機械要素表面に接着する。繰返し負荷によりこの円孔縁から疲労き裂が発生・進展し、その進展速度は応力振幅と平均応力に支配されるため、第2章から第4章までで述べたような円孔縁から発生する成長粒子の分布形状を利用した二軸応力測定法<sup>[4]</sup>により応力振幅が求まれば、平均応力を計測することが可能となる。

前章<sup>[3]</sup>では、上述の方法により平均応力を求めるための構成式が確立できた。また、銅薄膜よりも静的強度の高いニッケル薄膜を用いれば、二軸応力比  $C$  (= 第2主応力 $\sigma_2$ /第1主応力 $\sigma_1$ )によらず、疲労き裂の進展速度はほぼ同一となり、構成式は  $C$  の如何にかかわらず一義的に表せることも示された。

しかしながら、いずれの薄膜においても平均応力の相違によるき裂進展速度の差異が緩慢であるため、精度よく平均応力を検出するには十分とはいえない。また、き裂の進展を計測するのに必要な繰返し数が比較的大きいため、測定には多大な時間を必要とした。

薄膜の硬さが増せばより脆性的になり、き裂進展速度が増加するとともに、平均応力の相違がき裂進展速度に及ぼす影響もより大きくなると期待できる。

以上の観点から、本章ではニッケル薄膜よりもさらに硬さの高いニッケル合金薄膜の適用を検討した。すなわち、まず疲労き裂の進展に影響を及ぼすと考えら

れる雰囲気温度と周波数を一定とし、この薄膜を機械要素に適用して繰返し平面曲げ試験 ( $C \neq 0$ ) を実施し、得られた結果をニッケル薄膜と比較して測定精度の向上について検討した。さらにこの結果から、き裂進展速度  $da/dN$  と平均応力  $\sigma_m$  および応力振幅  $\sigma_a$  の関係の定式化を行った。次いで、本測定法の実機への適用の観点から、 $da/dN$  に及ぼす周波数の影響を検討した。すなわち、種々の周波数のもとで片振引張試験 ( $C=0$ ) を実施し、 $da/dN$  に及ぼす周波数の影響を調査した。この結果の基づき、周波数の影響を考慮して上述の構成式の修正を行った。

## 6・2 実験方法

### 6・2・1 微小円孔を有するニッケル合金薄膜の作製

第2章と同様の回路により、鏡面仕上げを施したステンレス板にめっきを施した。使用しためっき液とめっき条件[5]を表6.1に示す。めっき終了後、ステンレス板よりめっき部を剥離してニッケル合金薄膜（ニッケルーリン合金）とした。40回の測定により得られた薄膜のビッカース硬さを前章で用いたニッケル薄膜と比較して表6.2に示す。表より明らかにニッケル合金薄膜のほうが高い硬さを示し、標準偏差は同程度である。なお、薄膜の厚さは約25 $\mu\text{m}$ である。ここで、ステンレス鋼板の縁近傍では電流密度が変化し、薄膜の品質が不均一になるので、この部分は切り捨てて残りの部分を実験に供した。

次いで、マイクロボール盤によりこの薄膜に図6.1に示すように3個の円孔を近接して作製した。これは、ニッケル合金薄膜の静的強度が高く、疲労き裂が発生しにくいため、き裂発生箇所の応力集中率を大きくする必要があることによる。すなわち、図示のように円孔を配列すれば、ほぼ円孔直径の3倍の長軸をもつ一つの楕円孔とみなすことができ[6]、き裂発生箇所での応力集中率を単一の円孔に比べて大きくすることができるからである。なお、薄膜は作製から試験を実施するまでの間の経時変化を防ぐため、乾燥剤とともに冷凍庫で保管した。

### 6・2・2 試験片および試験機

ニッケル合金薄膜を接着する試験片素材には、A7075 アルミニウム合金(JIS H4000)を使用した。表6.3に機械的性質を示す。また、繰返し平面曲げ試験に用いた試験片と片振引張試験に用いた試験片の形状・寸法をそれぞれ図6.2, 6.3に



Table 6.1 Composition of plating solution and plating condition

Nickel sulfate hexahydrate	$\text{NiSO}_4 \cdot 6\text{H}_2\text{O}$	188 g
Nickel chloride hexahydrate	$\text{NiCl}_2 \cdot 6\text{H}_2\text{O}$	50 g
Phosphoric acid	$\text{H}_3\text{PO}_4$	50 g
Phosphorous acid	$\text{H}_3\text{PO}_3$	1.4 g
Distilled water	$\text{H}_2\text{O}$	1000 g
Bath temperature		70~76 °C
Current density		300~360 $\text{A/m}^2$
Bath voltage		1.4~1.6 V
Plating duration		30~35 min

Table 6.2 Vickers hardness of nickel foil and nickel-phosphorus alloy foil

Nickel foil	$334 \pm 27$
Nickel-phosphorus alloy foil	$612 \pm 25$

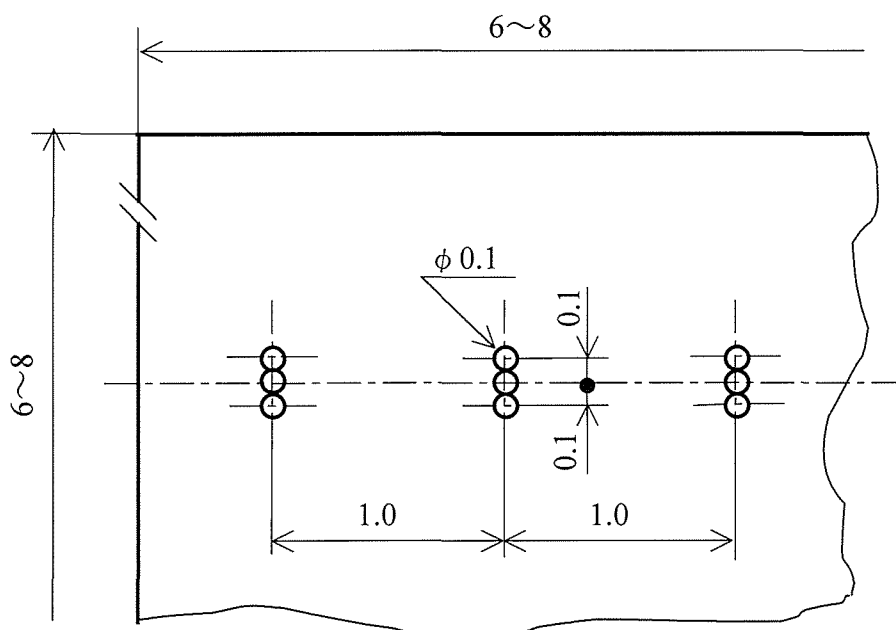


Fig. 6.1 Arrangement and dimensions of microcircular holes

Table 6.3 Mechanical properties of A7075 aluminum alloy

Poisson's ratio	Young's modulus GPa	Tensile strength MPa	Proof stress MPa
0.33	78.6	590	531

示す。なお、図 6.3 のように段付試験片にしたのは、一度に複数の応力振幅で試験を実施するためである。

試験片の薄膜接着箇所は、#600 の紙やすりにより研磨し、ひずみゲージ用瞬間接着剤(CC-33A)を用いて薄膜を接着した。また試験機には、PWO 型疲労試験機(25Hz)と MTS 材料試験機を使用し、き裂長さの測定には、光学顕微鏡(200 倍)を用いた。

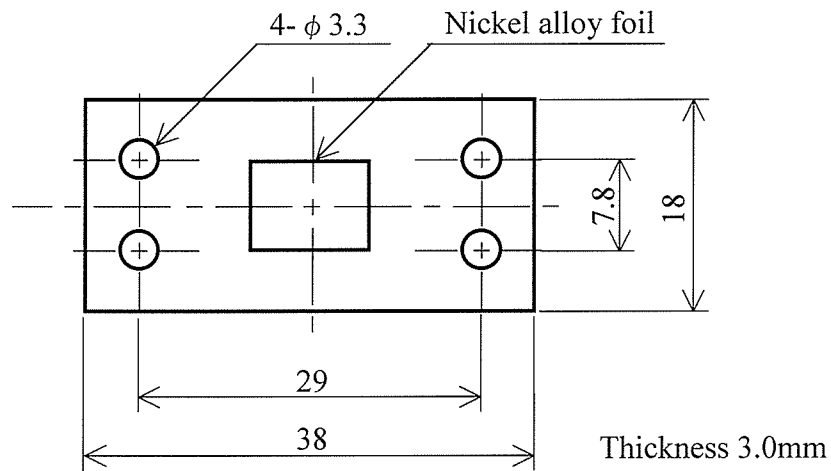


Fig. 6.2 Geometry and dimensions of specimen for plane bending test

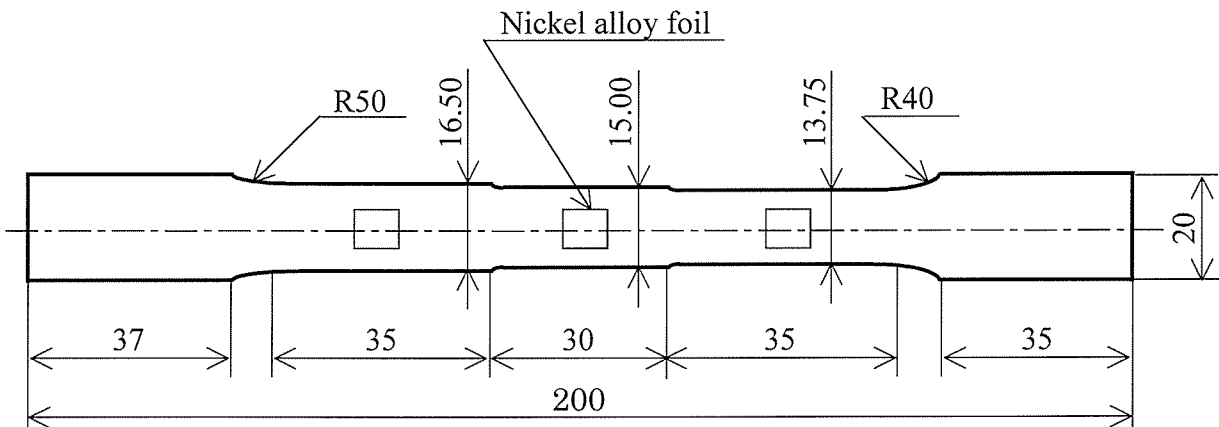


Fig. 6.3 Geometry and dimensions of specimen for pulsating tension test

### 6・2・3 実験方法

#### 6・2・3・1 測定精度の向上

ニッケル合金薄膜はニッケル薄膜と同様に疲労き裂が発生しにくいため、予めき裂長さの半長  $a$  が 0.1mm~0.9mm となる疲労き裂を作製した。すなわち、A7075 アルミニウム合金製の試験片に近接した 3 個の円孔を有する薄膜を 80mm×8mm の短冊状に切出して接着し、MTS 材料試験機により、 $C=0$ 、 $\sigma_a=160\text{MPa}$ 、 $\sigma_m=160\text{MPa}$  の条件で疲労き裂を作製した。図 6.4 に発生した疲労き裂の顕微鏡写真を示す。ここに、 $a$  は円孔縁からき裂先端までの長さとした。アセトンに浸して試験片から薄膜を剥離し、図 6.1 に示す寸法に薄膜を切出した後、図 6.2 の試験片に作用する主応力方向と予き裂の方向が直交するように薄膜を接着した。なお、接着条件は、指圧時間 1min、硬化時間 12h 以上とした。この試験片を PWO 型疲労試験機に取付け、周波数 25Hz で  $\sigma_a$ 、 $\sigma_m$  を種々に設定して試験を実施した。き裂長さの測定にはレプリカ法を採用し、レプリカに転写されたき裂を光学顕微鏡に備え付けたミクロスケールを用いて測定した。なお、すべての実験条件に対して、測定対象としたき裂の数は 8~10 個である。

#### 6・2・3・2 周波数の影響

前節と同様に、予き裂を作製した薄膜を図 6.3 の試験片の 3 箇所接着し、周波数を 0.5, 2, 10, 25, 100Hz に設定し、MTS 材料試験機を用いて片振引張試験を実施した。なお、すべての試験は室温で実施した。

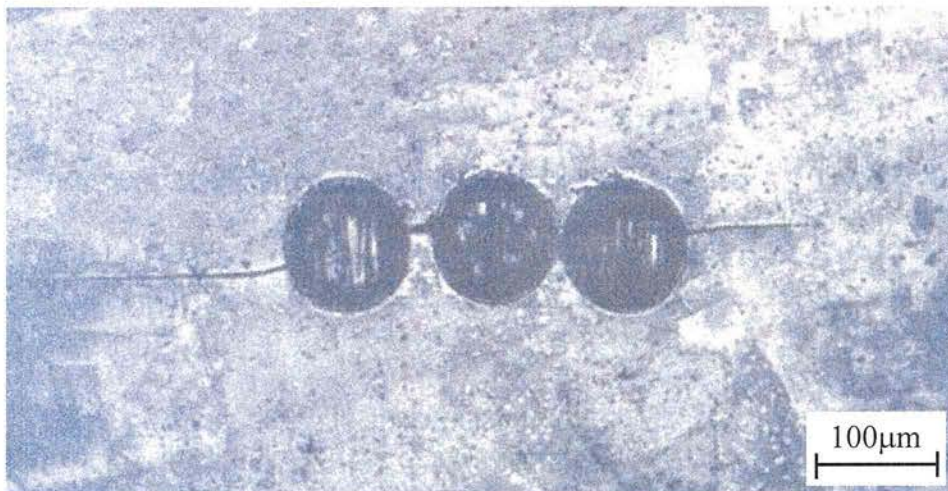


Fig. 6.4 Appearance of precrack

## 6・3 実験結果および考察

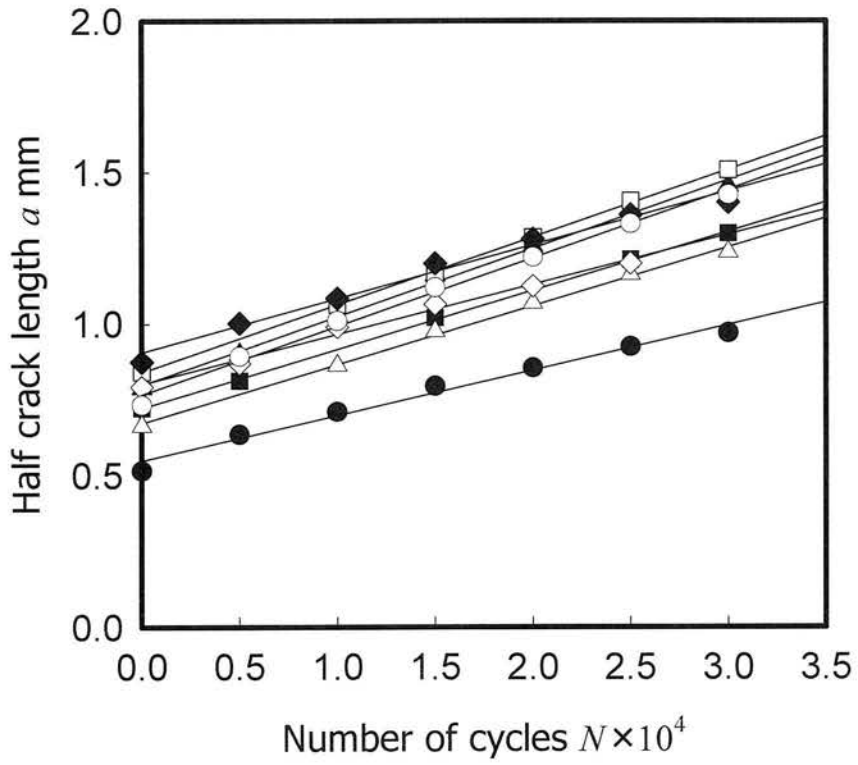
### 6・3・1 き裂長さと繰返し数の関係

図 6.5(a), (b)にはそれぞれ繰返し平面曲げ試験と片振引張試験により得られたき裂長さの半長  $a$  と繰返し数  $N$  の関係の一例を示す。図中の記号は測定対象とした 8~10 個のき裂を示している。図に認められるように、両者の関係は線形となり、前章[3]の銅薄膜やニッケル薄膜に認められた関係と同様である。すなわち、本実験では試験片表面のひずみ振幅が一定であり、これに接着した薄膜中のき裂先端近傍の開口変位がき裂長さによらず一定になるため、両者は線形関係となるものと考えられる。なお、この関係は本実験すべての条件について認められた。

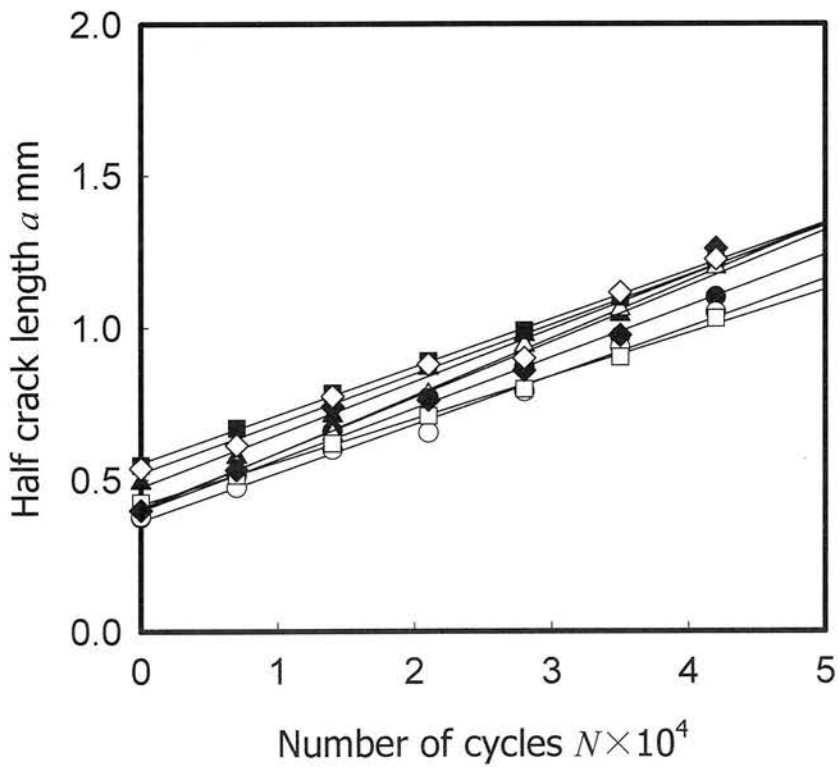
### 6・3・2 測定精度の向上

図 6.5 のそれぞれのき裂に対して最小二乗法による線形近似から得られるき裂進展速度を平均して  $da/dN$  とし、繰返し平面曲げ試験の結果を前章[3]で得られたニッケル薄膜の結果と比較するため、応力比  $R$  ( $=$ 最小応力  $\sigma_{min}$ / $最大応力$   $\sigma_{max}$ ) を用いて整理すると図 6.6 となる。図中の破線(点線, 一点鎖線)はニッケル薄膜の結果を示す。図より、 $\sigma_a$  と  $R$  が大きくなれば、いずれの薄膜においても  $da/dN$  が増加することがわかる。これは一般の金属材料の疲労き裂進展挙動と同様の傾向である[7]。また、 $R$  の相違による  $da/dN$  の差はニッケル薄膜に比べてニッケル合金薄膜の方が顕著であることがわかる。例えば  $\sigma_a=110\text{MPa}$  では、 $R$  が  $-0.6$  から  $0$  へ増加すると、 $da/dN$  はニッケル薄膜ではほぼ 2 倍になるのに対し、ニッケル合金薄膜では 5 倍にも達する。したがって、ニッケル合金薄膜のほうが精度よく平均応力を検出できることになる。また、ニッケル合金薄膜ではニッケル薄膜と比較して、同一の  $\sigma_a$  と  $R$  に対する  $da/dN$  が 2 倍から 1 オーダ大きいいため、格段に少ない計測時間で平均応力の検出が可能となる。ところで、ニッケル合金薄膜では、 $R < -0.6$  において本実験条件の  $\sigma_a$  では疲労き裂が進展しないため、平均応力の検出ができない。しかしながら、機械要素の疲労強度には引張りの平均応力が有害であることから[8]、 $R$  が大きい場合に精度よく平均応力を検出できることは利点があるといえる。

得られた結果から、ニッケル合金薄膜について平均応力を得るための構成式を求めてみた。図 6.6 の結果を最大応力  $\sigma_{max}$  で再整理すると図 6.7 となる。図から

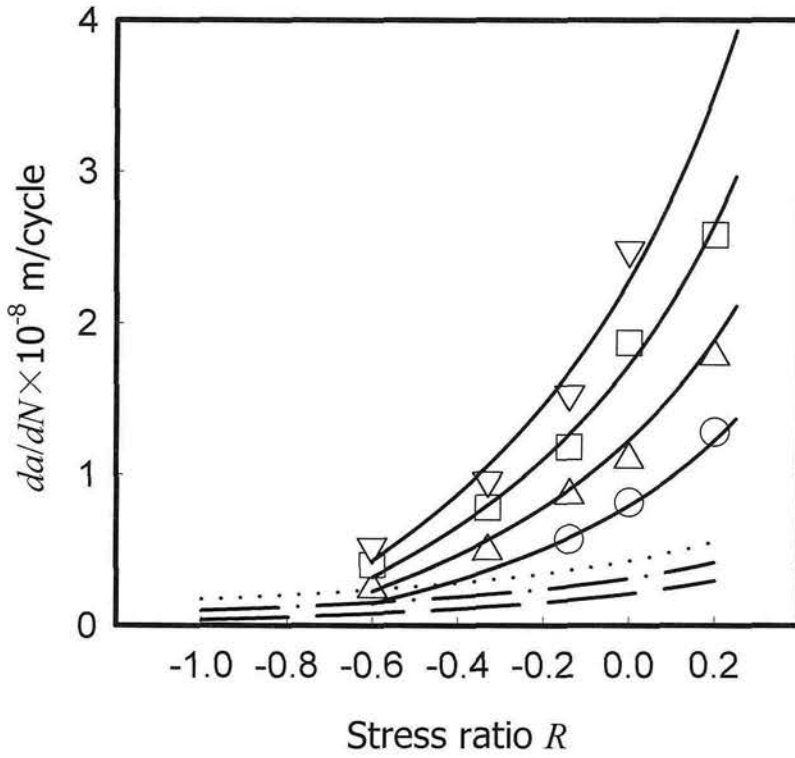


(a) Cyclic bending test ( $\sigma_a=120\text{MPa}$ ,  $\sigma_m=60\text{MPa}$ , 25Hz)



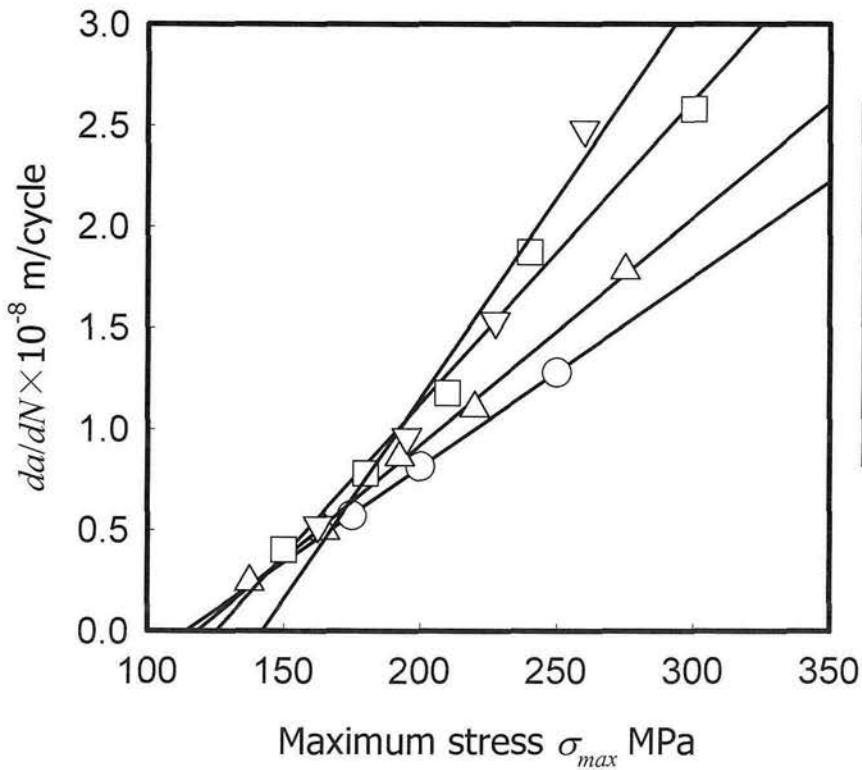
(b) Pulsating tension test ( $\sigma_a=100\text{MPa}$ ,  $\sigma_m=50\text{MPa}$ , 2Hz)

Fig. 6.5 Relationship between  $a$  and  $N$



$\sigma_a$ MPa	Nickel alloy foil	Nickel foil
100	○	— — — —
110	△	— · — · — ·
120	□	· · · · · ·
130	▽	

Fig. 6.6 Relationship between  $da/dN$  and  $R$



$\sigma_a$ MPa	Nickel alloy foil
100	○
110	△
120	□
130	▽

Fig. 6.7 Relationship between  $da/dN$  and  $\sigma_{max}$

Table 6.4 Coefficients of approximate equation

$A$	$(\text{mm})^5/(\text{N}^2 \cdot \text{cycle})$	$3.47 \times 10^{-9}$
$B$	$(\text{mm})^3/(\text{N} \cdot \text{cycle})$	$-2.61 \times 10^{-7}$
$D$		-1.07
$E$	$\text{N}/(\text{mm})^2$	-0.85

各応力振幅 $\sigma_a$ において $\sigma_{max}$ と $da/dN$ はほぼ線形関係にあり、各々の直線の勾配は $\partial(da/dN)/\partial\sigma_{max}$ で表される。

$da/dN$ は雰囲気温度と周波数が一定であれば、 $\sigma_{max}$ と $\sigma_a$ の関数であると考えられる。そこで、この勾配と $\sigma_a$ の関係を求めれば、図 6.8 となる。図から両者は線形関係にあるので、次式が成立する。

$$\frac{\partial(da/dN)}{\partial\sigma_{max}} = A\sigma_a + B \quad (6.1)$$

ここに、 $A$ 、 $B$ は定数であり、その値を表 6.4 に示す。

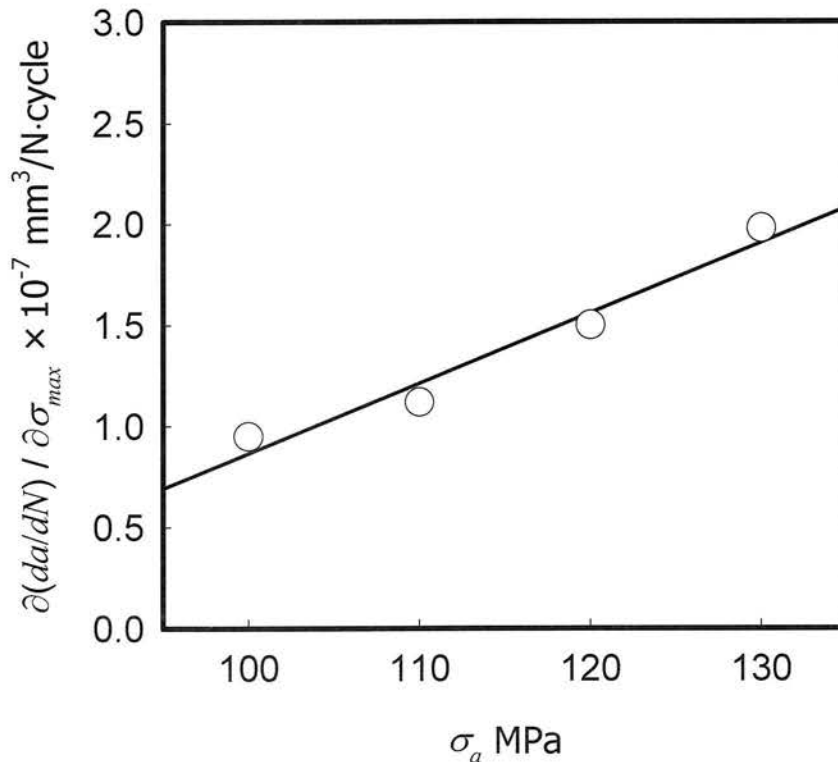


Fig. 6.8 Relationship between  $\partial(da/dN)/\partial\sigma_{max}$  and  $\sigma_a$

式(6.1)を積分すると次式が得られる.

$$da/dN = (A\sigma_a + B)\sigma_{max} + f(\sigma_a) \quad (6.2)$$

式(6.2)は次式で表示できる.

$$da/dN = (A\sigma_a + B)\{\sigma_{max} + F(\sigma_a)\} \quad (6.3)$$

ここに,  $f(\sigma_a)$ ,  $F(\sigma_a)$ は $\sigma_a$ のみの関数である.

各実験条件に対し, 式(6.3)より  $F(\sigma_a)$ を求め,  $\sigma_a$ で整理すると図 6.9 となる. 両者の関係を線形近似して次式とおく.

$$F(\sigma_a) = D\sigma_a + E \quad (6.4)$$

ここに,  $D$ ,  $E$  は定数であり, その値を表 6.4 に併記した. また, 定義により  $R$  と  $\sigma_{max}$ の間には次式が成立する.

$$\sigma_{max} = \frac{2\sigma_a}{1-R} \quad (6.5)$$

したがって, 式(6.4), (6.5)を式(6.3)に代入すると,

$$da/dN = (A\sigma_a + B)\left(\frac{2}{1-R}\sigma_a + D\sigma_a + E\right) \quad (6.6)$$

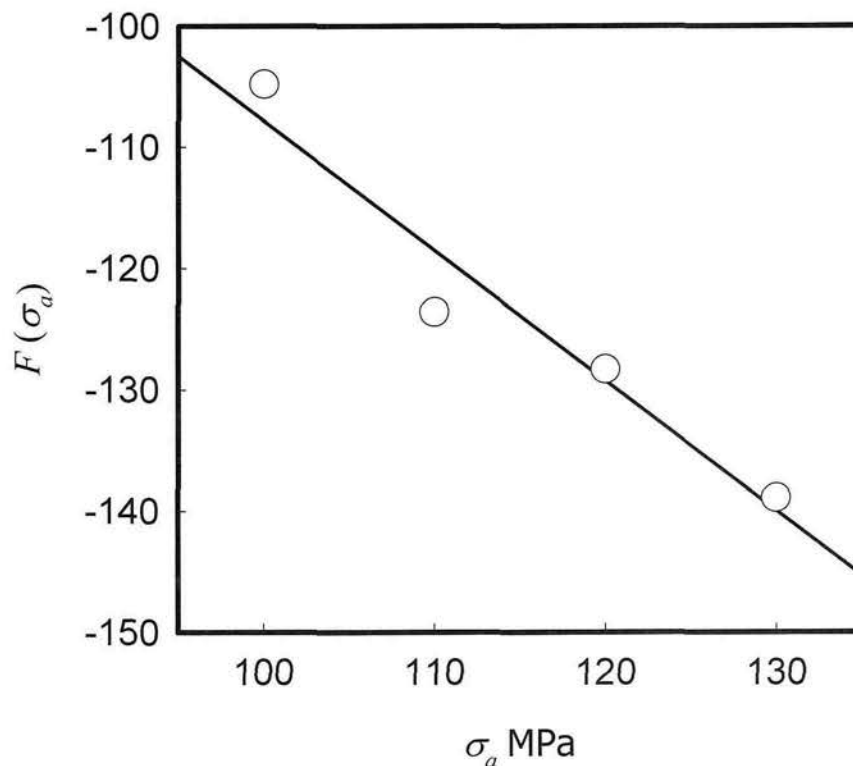


Fig. 6.9 Relationship between  $F(\sigma_a)$  and  $\sigma_a$



が得られる。これは図 6.6 の曲線となり、実験値と良好な一致を示す。

また、 $\sigma_{max}$  は次式で表示できる。

$$\sigma_{max} = \sigma_m + \sigma_a \quad (6.7)$$

式(6.3), (6.4)および式(6.7)より  $\sigma_m$  は次式となる。

$$\sigma_m = \frac{da/dN}{A\sigma_a + B} - (1+D)\sigma_a - E \quad (6.8)$$

これは前章の銅薄膜とニッケル薄膜に対して得られた関係と同様な関係であり、係数の値が異なるだけである。したがって、第 4 章までに述べた方法により第 1 主応力振幅  $\sigma_a$  が求まれば、疲労き裂の進展速度  $da/dN$  を測定することにより、平均応力  $\sigma_m$  を求めることが可能となる。

ここで、本測定法において計測可能な応力の範囲は、前章のニッケル薄膜の結果から、 $C \leq 0$  となる二軸応力条件に対して適用できると予想でき、A7075 アルミニウム合金に対して、 $\sigma_a = 100 \sim 130 \text{MPa}$  となる。また、検出可能な平均応力の範囲は、前述したようにニッケル薄膜よりも範囲が制限され、 $0.25\sigma_a \leq \sigma_m \leq 1.5\sigma_a$  となる。次いで、 $da/dN$  と  $\sigma_a$  の測定誤差が平均応力  $\sigma_m$  の精度に及ぼす影響を前章と同様な方法により見積もると、 $\delta\sigma_m = 5 \text{MPa}$  となる。

表 6.5 には式(6.8)により得られる平均応力  $\sigma_m$  と試験時に設定した平均応力  $\sigma_m^*$  とを比較して示す。ここに、式(6.8)における  $\sigma_a$  には設定した第 1 主応力振幅を採用した。表より、両者の値はよく一致しており、その差は最大で 10MPa 程度である。したがって、本章で採用したニッケル合金薄膜を用いれば、銅薄膜、ニッケル薄膜に比べて格段に精度よく平均応力  $\sigma_m$  を検出できることになる。

### 6.3.3 周波数の影響

片振引張試験 ( $R=0, 0.2$ ) により得られた  $da/dN$  と周波数  $f$  の関係を片対数紙により図 6.10(a), (b)に示す。なお、図中の直線は後述の方法により求めたものである。図から、いずれの  $R$  においても、 $f$  の増加とともに  $da/dN$  が減少する傾向が認められる。一般に金属材料では、温度上昇が生じない範囲の周波数領域 (1~200Hz) において、 $f$  の増加とともに疲労強度が若干向上することが知られている [8]。これは、繰返し数  $N$  が同じであれば  $f$  の増加とともに応力の作用時間が短くなり、 $da/dN$  が減少することがその一因になっているものと考えられる。本実験

Table 6.5 Mean stresses measured by nickel alloy foil

$\sigma_a$ MPa	$\sigma_m^*$ MPa	$\sigma_m$ MPa	$\sigma_a$ MPa	$\sigma_m^*$ MPa	$\sigma_m$ MPa
100	—	—	120	30	35.2
	—	—		60	59.5
	75	74.4		90	85.1
	100	102.6		120	129.9
	150	157.2		180	175.3
110	27.5	28.7	130	32.5	37.4
	55	49.6		65	60.5
	82.5	80.0		97.5	90.7
	110	100.0		130	140.4
	165	156.4		—	—

条件においても、試験片とニッケル合金薄膜には温度上昇が認められなかったことから、この薄膜も一般の金属材料と同様の性質を示したものと考えられる。

$da/dN$  に周波数依存性があることから、本手法により平均応力を検出するためには、周波数の影響を考慮した構成式を構築する必要がある。そこで、得られた結果に基づいて式(6.8)の修正を行った。

図 6.10 より、 $da/dN$  と  $\log f$  との関係を実線近似し、次式とおく。

$$da/dN = P \log f + Q \quad (6.9)$$

ここに、 $P$ 、 $Q$  は  $\sigma_{max}$  と  $\sigma_a$  の関数である。本実験の範囲内において、図 6.10 の勾配を表す  $P$  は  $\sigma_a$  と  $R$  の如何にかかわらず、ほぼ同一である。したがって、 $P$  を定数とみなし、各実験条件に対して、最小二乗法による対数近似から得られる直線の勾配の平均値を求め、その値を表 6.6 に示す。また一例として、 $Q$  を  $f=25\text{Hz}$  について求めると、式(6.9)より次式となる。

$$Q = \left( \frac{da}{dN} \right)_{25\text{Hz}} - P \log 25 \quad (6.10)$$

ここで、 $(da/dN)_{25\text{Hz}}$  は、 $f=25\text{Hz}$  におけるき裂進展速度を表す。 $f$  を一定とした場合の前節の結果より、 $(da/dN)_{25\text{Hz}}$  は、 $R$  と  $\sigma_a$  を用いて次式で表される。

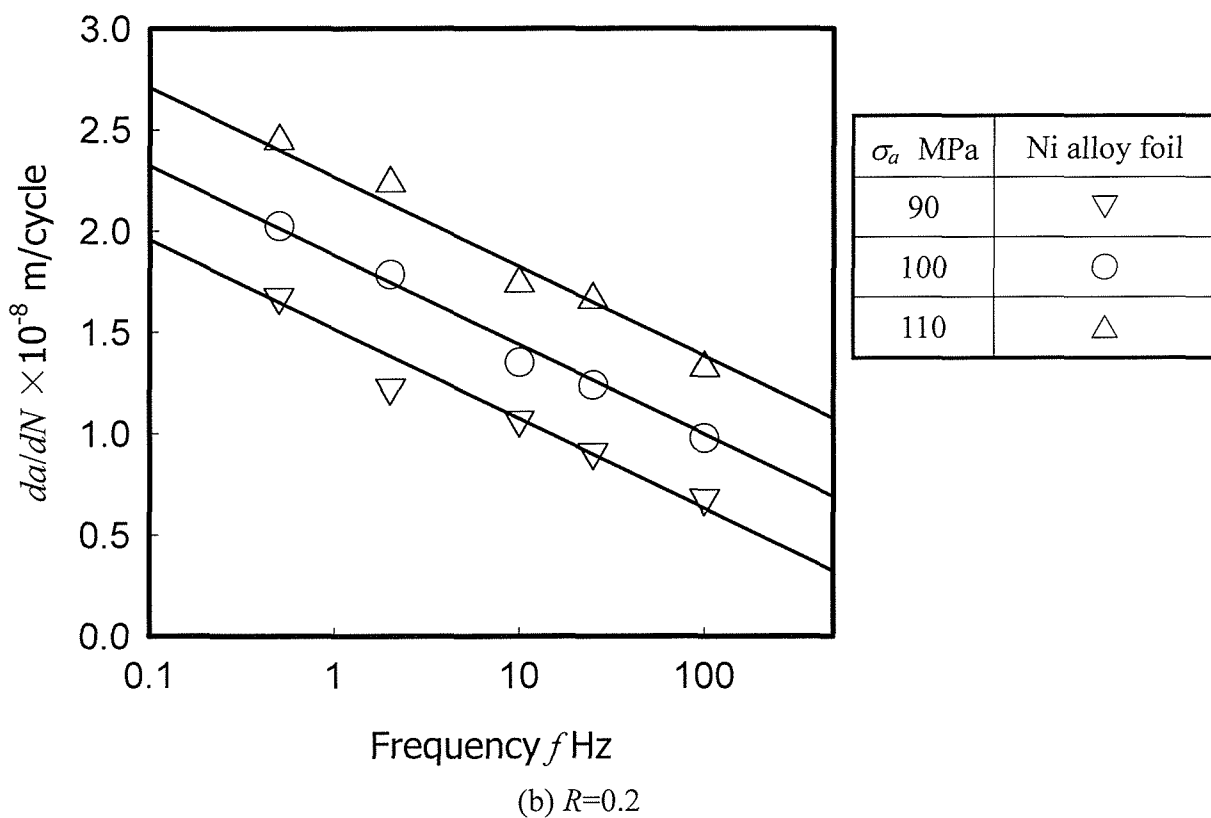
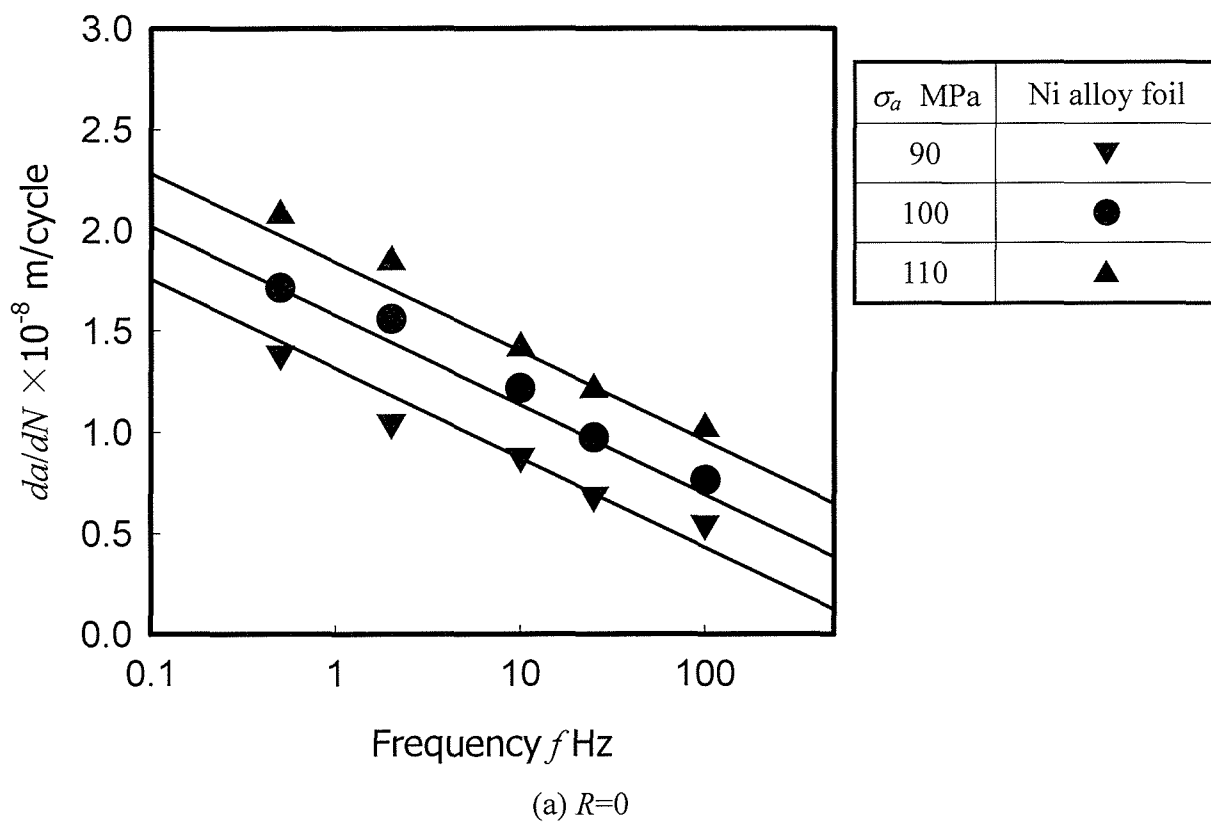


Fig. 6.10 Relationship between  $da/dN$  and  $f$

Table 6.6 Coefficients of approximate equation

$A'$	$(\text{mm})^5/(\text{N}^2 \cdot \text{cycle})$	$1.64 \times 10^{-9}$
$B'$	$(\text{mm})^3/(\text{N} \cdot \text{cycle})$	$-1.03 \times 10^{-7}$
$D'$		-1.91
$E'$	$\text{N}/(\text{mm})^2$	148.1
$P$	$\text{mm}/\text{cycle}$	$-4.42 \times 10^{-9}$

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_{25\text{Hz}} = (A'\sigma_a + B') \left( \frac{2}{1-R} \sigma_a + D'\sigma_a + E' \right) \quad (6.11)$$

ここに、 $A'$ 、 $B'$ 、 $D'$ 、 $E'$ は薄膜に固有の値である。前節と本節に供した薄膜は別々に作製したため、めっき条件が若干異なる。そこで、本節に用いた薄膜について前節と同様な手順でこれらの定数を求め、その値を表 6.6 に併記した。したがって、 $da/dN$ は $f$ を考慮して次式となる。

$$\frac{da}{dN} = (A'\sigma_a + B') \left( \frac{2}{1-R} \sigma_a + D'\sigma_a + E' \right) + P \log \frac{f}{25} \quad (6.12)$$

これは、図 6.10 に示した直線となり、実験値とほぼ一致する。したがって、任意の周波数において $A'$ 、 $B'$ 、 $D'$ 、 $E'$ を求めておけば、 $P$ が一定であることを利用して、式(6.12)の関係を容易に予測することが可能となる。

式(6.12)から、 $\sigma_m$ を求めるための構成式は、式(6.5)、(6.7)を用いて次式となる。

$$\sigma_m = \frac{da/dN - P \log f/25}{A'\sigma_a + B'} - (1+D')\sigma_a - E' \quad (6.13)$$

したがって、本測定法は、周波数が既知で変動しない場合に適用でき、疲労き裂の進展速度  $da/dN$  を計測することにより、銅薄膜やニッケル薄膜に比べて格段に精度よく平均応力の検出が可能となる。

#### 6・4 結 言

微小円孔を有する金属薄膜による平均応力検出法において、測定精度の向上と計測時間の短縮を目的として、従来の薄膜よりも脆性的なニッケル合金薄膜の適用の可否とき裂進展速度に及ぼす周波数の影響について検討した。

得られた結果を要約すれば、以下のようになる。

- (1) ニッケル合金薄膜においても、銅薄膜やニッケル薄膜と同様にき裂長さの半長  $a$  と繰返し数  $N$  の間には線形関係が認められる。
- (2) 同一の応力振幅において、ニッケル合金薄膜では、ニッケル薄膜よりも平均応力の相違がき裂進展速度に及ぼす影響は顕著である。
- (3) 応力振幅と平均応力が同一であれば、ニッケル合金薄膜のき裂進展速度は、ニッケル薄膜と比較して2倍から1オーダー大きい。
- (4) したがって、従来の薄膜よりも格段に精度よく、少ない計測時間で平均応力を検出することが可能となる。
- (5) 応力振幅と平均応力が一定であれば、周波数の増加とともにき裂進展速度は減少する。
- (6) 周波数  $f$  (Hz) の影響を考慮した平均応力を求めるための構成式は次式となる。

$$\sigma_m = \frac{da/dN - P \log f / 25}{A' \sigma_a + B'} - (1 + D') \sigma_a - E'$$

ここに、 $A'$ 、 $B'$ 、 $D'$ 、 $E'$ 、 $P$  は定数である。

- (7) したがって、周波数が既知で変動しない場合においては、き裂進展速度から平均応力を求めることが可能となる。

## 参考文献

- [1] 小野勇一，北岡征一郎，池上洋一，田中赴夫，鳥山真澄，微小円孔を有するニッケル合金薄膜による平均応力検出法（精度の向上と周波数の影響），日本機械学会論文集(A編)，71-704(2005)，636-641.
- [2] 大久保肇，銅めっき応力測定法，(1965)，朝倉書店.
- [3] 小野勇一，北岡征一郎，池上洋一，微小円孔を有する電着金属薄膜による平均応力検出法（疲労き裂の進展速度を利用した測定法），日本機械学会論文集(A編)，69-683(2003)，1088-1093.
- [4] 小野勇一，北岡征一郎，村松一樹，円孔を有する電着銅薄膜による成長粒子の分布形状を利用した二軸応力検出法，日本機械学会論文集(A編)，70-693(2004)，771-776.

- [5] William H. Safranek, *The Properties of Electrodeposited Metals and Alloys*, (1974), 309, Elsevier Publishing Company.
- [6] 西田正孝, 応力集中 増補版, (1978), 472, 森北出版.
- [7] Ralph I. Stephens, Ali Fatemi, Robert R. Stephens, and Henry O. Fucks, *Metal Fatigue in Engineering (2<sup>nd</sup> Edition)*, (2000), 155, A Wiley-Interscience Publication.
- [8] Ralph I. Stephens, Ali Fatemi, Robert R. Stephens, and Henry O. Fucks, *Metal Fatigue in Engineering (2<sup>nd</sup> Edition)*, (2000), 82, A Wiley-Interscience Publication.

## 第7章

# 微小円孔を有するニッケル合金薄膜による平均 応力検出法 (被測定物の弾性係数の影響)<sup>[1]</sup>

### 7・1 緒言

微小円孔を有する電着金属薄膜（銅薄膜，ニッケル薄膜，ニッケル合金薄膜）による平均応力検出法<sup>[2][3]</sup>は，薄膜の円孔縁から発生した疲労き裂の進展速度を利用する．すなわち，電着により作製した金属薄膜に微小な円孔や予き裂を作製し，機械要素の表面に接着する．繰返し負荷により進展するき裂の速度は応力振幅と平均応力に支配される．したがって，第2章から第4章までで述べたような円孔縁から発生する成長粒子の分布形状を利用した二軸応力測定法<sup>[4]</sup>により応力振幅が求まれば，き裂進展速度を計測することで平均応力を計測することが可能となる．

前章では<sup>[3]</sup>，平均応力を検出する薄膜として，銅薄膜やニッケル薄膜よりも静的強度の高いニッケル合金薄膜を採用することにより，精度よく短時間で平均応力の計測が可能となることを明らかにした．

ところで，本測定法を実際の機械要素に適用する場合，金属薄膜を接着する機械要素の弾性係数は構成材料により異なる．しかしながら，前章までは，被測定物として特定の材料（アルミニウム合金）を用いて試験を実施してきたため，機械要素の弾性係数の相違が本測定法に及ぼす影響は明らかにされていない．すなわち，弾性係数の異なる被測定物に薄膜を接着した場合，被測定物の応力状態が同じであっても，薄膜と被測定物のひずみの連続性を仮定すれば，薄膜に生ずる応力は異なり，き裂の進展速度に差異が生じる可能性がある．このことから，本測定法を実際の機械要素に適用する場合には，これと同一の材料を用いて較正試験を実施する必要がある．現段階では必ずしも汎用性があるとはいえない．

以上の観点から，本章ではニッケル合金薄膜を用いた平均応力検出法に及ぼす被測定物の弾性係数の影響について検討した．すなわち，薄膜を適用する被測定

物として弾性係数の異なる3種類の材料を用い、繰返し平面曲げ試験を実施して疲労き裂の進展速度を調査した。得られた結果に基づいて、き裂進展速度を支配する主要な応力成分を明らかにするとともに、前章までに得られた較正式を被測定物の弾性係数を考慮した一般的な形に発展させた。

## 7・2 被測定物の弾性係数の影響

ニッケル合金薄膜の円孔縁から発生した疲労き裂の進展速度は被測定物の応力状態ではなく、薄膜自体に生ずる応力状態に支配されると考えられる。今、第1および第2主応力 $\sigma_1$ 、 $\sigma_2$ が作用する被測定物に接着したニッケル合金薄膜に生ずる第1および第2主応力を $\sigma_{n1}$ 、 $\sigma_{n2}$ とすれば、両者の界面におけるひずみの連続性からこれらの間には次式が成立する。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{n1} &= \frac{E_n \sigma_1 \{1 - \nu_n \nu_m + C(\nu_n - \nu_m)\}}{E_m (1 - \nu_n^2)} \\ \sigma_{n2} &= \frac{E_n \sigma_1 \{\nu_n - \nu_m + C(1 - \nu_n \nu_m)\}}{E_m (1 - \nu_n^2)} \end{aligned} \right\} \quad (7.1)$$

ここで、 $C$ は二軸応力比(=第2主応力 $\sigma_2$ /第1主応力 $\sigma_1$ )であり、 $E_m$ 、 $E_n$ 、および $\nu_m$ 、 $\nu_n$ はそれぞれ被測定物とニッケル合金薄膜のヤング率とポアソン比である。薄膜に生ずる第1主応力の方向は第3と第4章[4][5]の方法により円孔縁に成長粒子が発生した箇所に基づいて決定できる。そこで薄膜に生ずる第1主応力の方向とき裂が直交するように予き裂を有する薄膜を接着すれば、第5章におけるニッケル薄膜の結果[2]から予想できるように、き裂に平行な第2主応力の影響は無視でき、き裂進展速度 $da/dN$ は薄膜に生ずる第1主応力振幅 $\sigma_{n1a}$ と平均応力 $\sigma_{n1m}$ に支配され、 $da/dN - \sigma_{n1a} - \sigma_{n1m}$ 関係は被測定物の弾性係数の如何にかかわらず一義的に表されると予想できる。したがって、この関係が明らかとなれば、特定の材料に対して得られた結果から弾性係数が既知の他の材料に対する結果を予測することが可能となる。

## 7・3 実験方法

### 7・3・1 ニッケル合金薄膜の作製

前章と同様に、リン酸とホスホン酸を添加したニッケルめっき浴を用いてステ



Table 7.1 Modulus of elasticity of materials

		Al alloy	Ti alloy	SUS630
Young's modulus	GPa	78.6	108.8	184.0
Poisson's ratio		0.330	0.287	0.287

ステンレス板にめっきを施した。めっき終了後、ステンレス板よりめっき部を剥離してニッケル合金薄膜とした。薄膜の厚さは約 25 $\mu$ m である。次いで、マイクロボール盤によりこの薄膜に前章と同様に 1mm 間隔で直径 0.1mm の円孔を 3 個ずつ近接して作製した。

### 7.3.2 試験片および試験機

ニッケル合金薄膜を接着する試験片素材には、アルミニウム合金(A7075)、チタン合金(Ti-6Al-4V)、および析出硬化型ステンレス鋼(SUS630)を使用した。表 7.1 に各素材の弾性係数を示す。図 7.1, 7.2 には繰返し平面曲げ試験と予き裂作製に用いた試験片の形状・寸法を示す。ここで、SUS630 の繰返し平面曲げ試験片に関しては、後述するようにニッケル合金薄膜に生ずる応力を他の素材と同様になるように設定すると、PWO 型疲労試験機の曲げモーメントの許容値よりも大きくなる。そこで、図 7.1 に示したように、板厚を減じて断面係数を小さくすることにより、試験機の許容曲げモーメント内で他の素材と同様の応力が生ずるよう

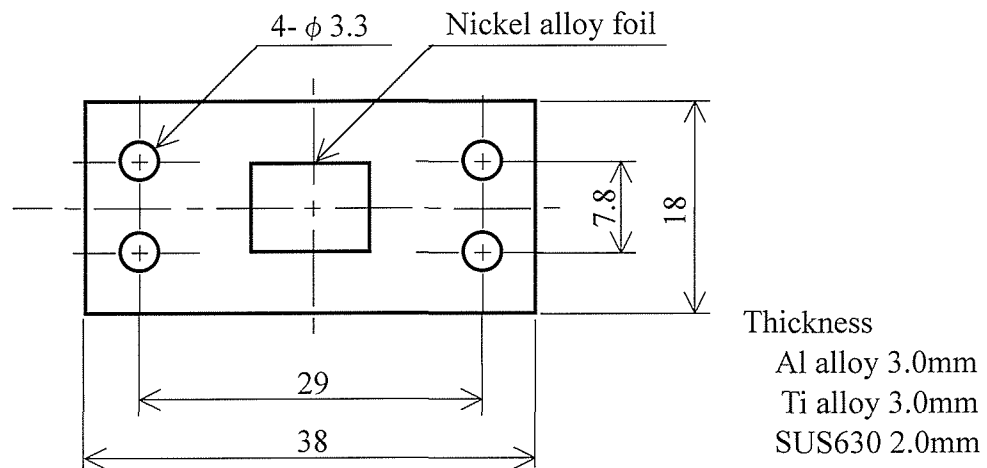


Fig. 7.1 Geometry and dimensions of specimen for plane bending test

にした。試験片の薄膜接着箇所は、#600の紙やすりにより研磨し、ひずみゲージ用瞬間接着剤(CC-33A)を用いて薄膜を接着した。また試験機には、PWO型疲労試験機(25Hz)とMTS材料試験機を使用し、き裂長さの測定には、光学顕微鏡(200倍)を用いた。

### 7.3.3 実験方法

前章と同様に、ニッケル合金薄膜には、予めき裂長さの半長  $a$  が  $0.1\text{mm} \sim 0.8\text{mm}$  となる疲労き裂を作製した。すなわち、図 7.2 に示す A7075 アルミニウム合金製の試験片に近接した 3 個の円孔を  $1\text{mm}$  間隔で有する薄膜を  $80\text{mm} \times 8\text{mm}$  の短冊状に切出して接着し、MTS 材料試験機により、疲労き裂を作製した。アセトンに浸して試験片から薄膜を剥離し、薄膜を適切な大きさに切出した後、図 7.1 の試験片に作用する主応力方向と予き裂の方向が直交するように薄膜を 3 種類の試験片に接着した。なお、接着条件は、指圧時間  $1\text{min}$ 、硬化時間  $12\text{h}$  以上とした。前述のように、薄膜に作製した疲労き裂の進展速度  $da/dN$  は、薄膜に生ずる第 1 主応力振幅  $\sigma_{n1a}$  と平均応力  $\sigma_{n1m}$  に支配されると予想できる。そこで、まず式(7.1)を用いて、薄膜に生ずる第 1 主応力振幅  $\sigma_{n1a}$  が 3 種類の試験片で同一となるように素材に作用する第 1 主応力振幅  $\sigma_{1a}$  を決定した。表 7.2 には、それぞれの素材に対する  $\sigma_{n1a}$  と  $\sigma_{1a}$  の関係を示す。なお、 $E_n=200\text{GPa}$ 、 $\nu_n=0.30$  とした。次いで、設定した  $\sigma_{1a}$  に対して応力比  $R$  ( $=$ 最小応力  $\sigma_{1min}$  / 最大応力  $\sigma_{1max}$ ) を種々に変えて、繰返し平面曲げ試験 ( $C=0$ ) を実施した。き裂長さの測定にはレプリカ法を採用し、

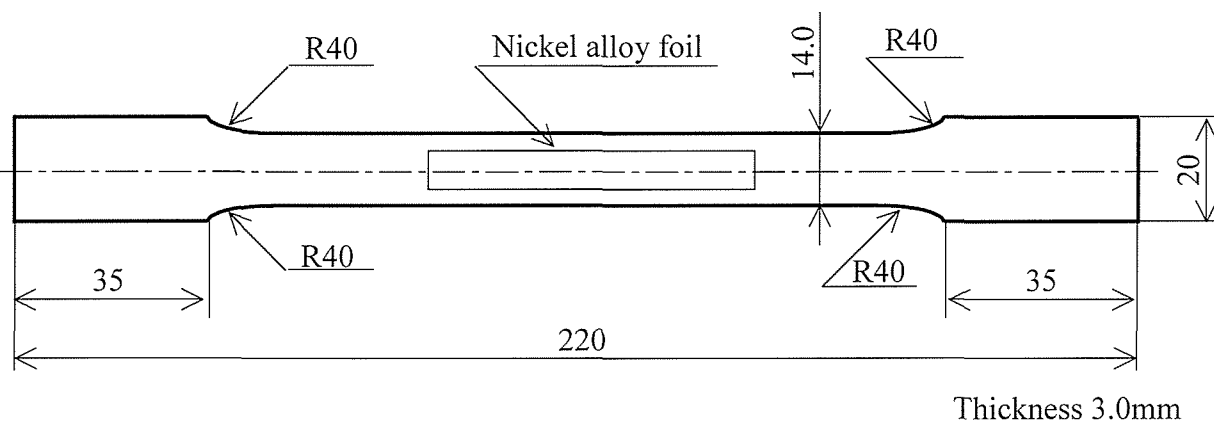


Fig. 7.2 Geometry and dimensions of specimen for making precrack

Table 7.2 Relationship between  $\sigma_{n1a}$  and  $\sigma_{1a}$

$\sigma_{n1a}$ MPa		255	277	295	302	330
$\sigma_{1a}$ MPa	Al alloy	100	110	—	120	130
	Ti alloy	140	—	160	—	180
	SUS630	235	—	270	—	305

レプリカに転写されたき裂を光学顕微鏡に備え付けたミクロスケールを用いて測定した。なお、すべての実験条件に対して、測定対象としたき裂の数は 8~10 個である。

#### 7.4 実験結果および考察

##### 7.4.1 き裂長さと繰返し数の関係

図 7.3(a), (b), (c)にはそれぞれアルミニウム合金, チタン合金, およびステン

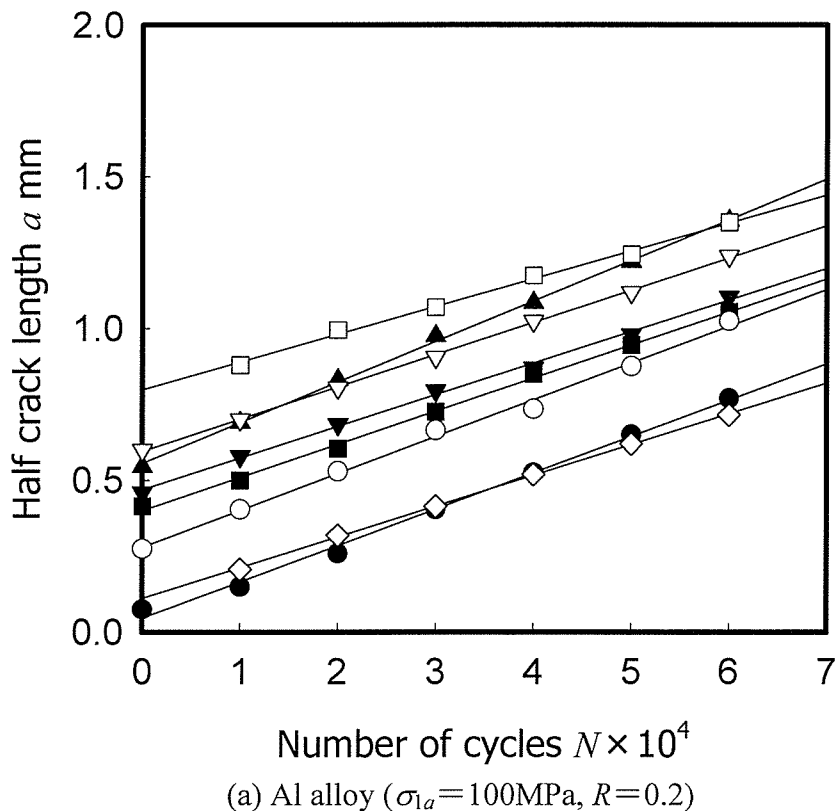


Fig. 7.3 Relationship between  $a$  and  $N$

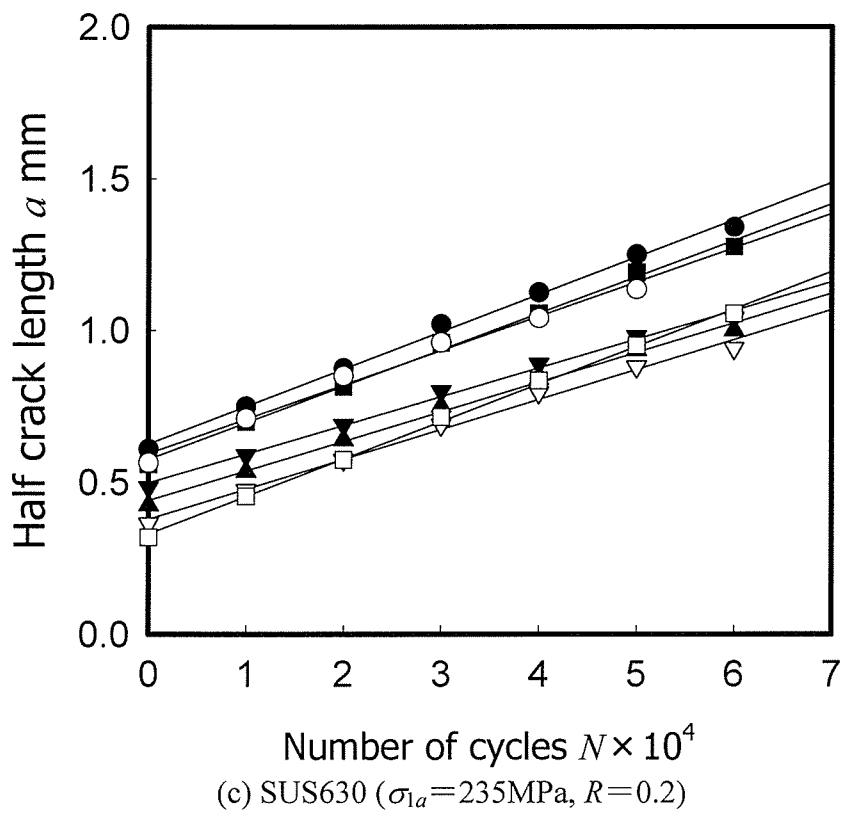
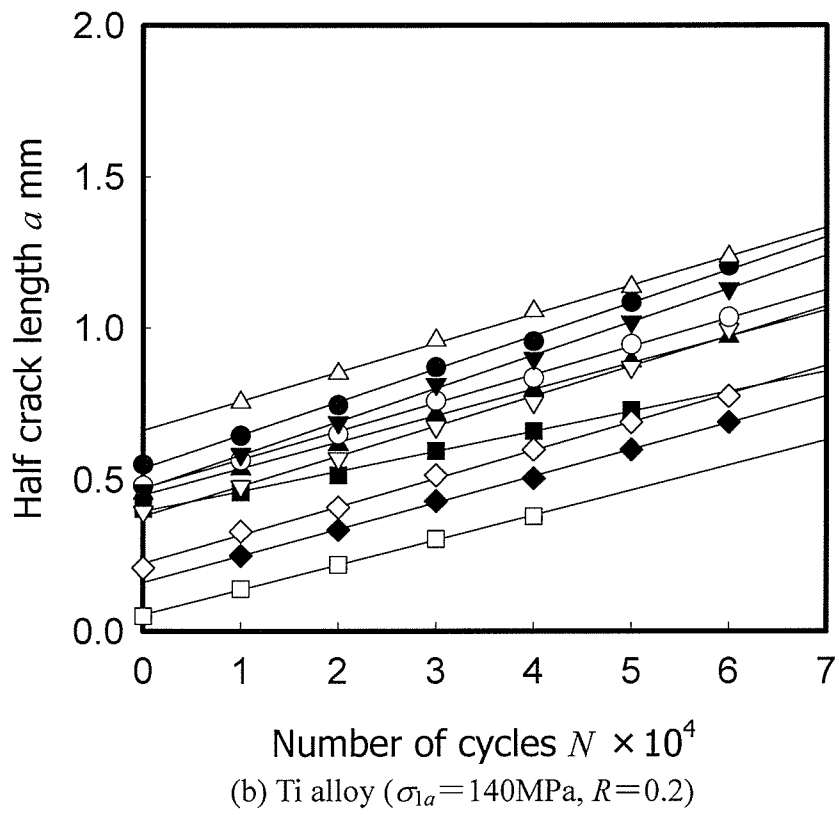


Fig. 7.3 Relationship between  $a$  and  $N$

レス鋼に対して得られたき裂長さの半長  $a$  と繰返し数  $N$  の関係の一例を示す。図中の記号は測定対象とした 8~10 個のき裂を示している。図に認められるように、両者の関係は素材の如何にかかわらず線形となる。前章[2][3]までで考察したように、これは試験片表面のひずみ振幅が一定となる本実験に対して、接着した薄膜中のき裂先端近傍の開口変位がき裂長さによらず一定になることによると考えられる。すなわち、被測定物の素材の如何にかかわらず、上述の線形関係が得られるものと考えることができる。なお、この関係は本実験すべての条件について認められた。

#### 7.4.2 き裂進展速度と応力比の関係

図 7.3 のそれぞれのき裂に対して最小二乗法による線形近似から得られるき裂進展速度を平均して  $da/dN$  とし、応力比  $R$  を用いて整理すると、A7075 アルミニウム合金、チタン合金、およびステンレス鋼に対してそれぞれ図 7.4(a), (b), (c) となる。なお、図中の実線は後述の方法により求めたものである。図より、い

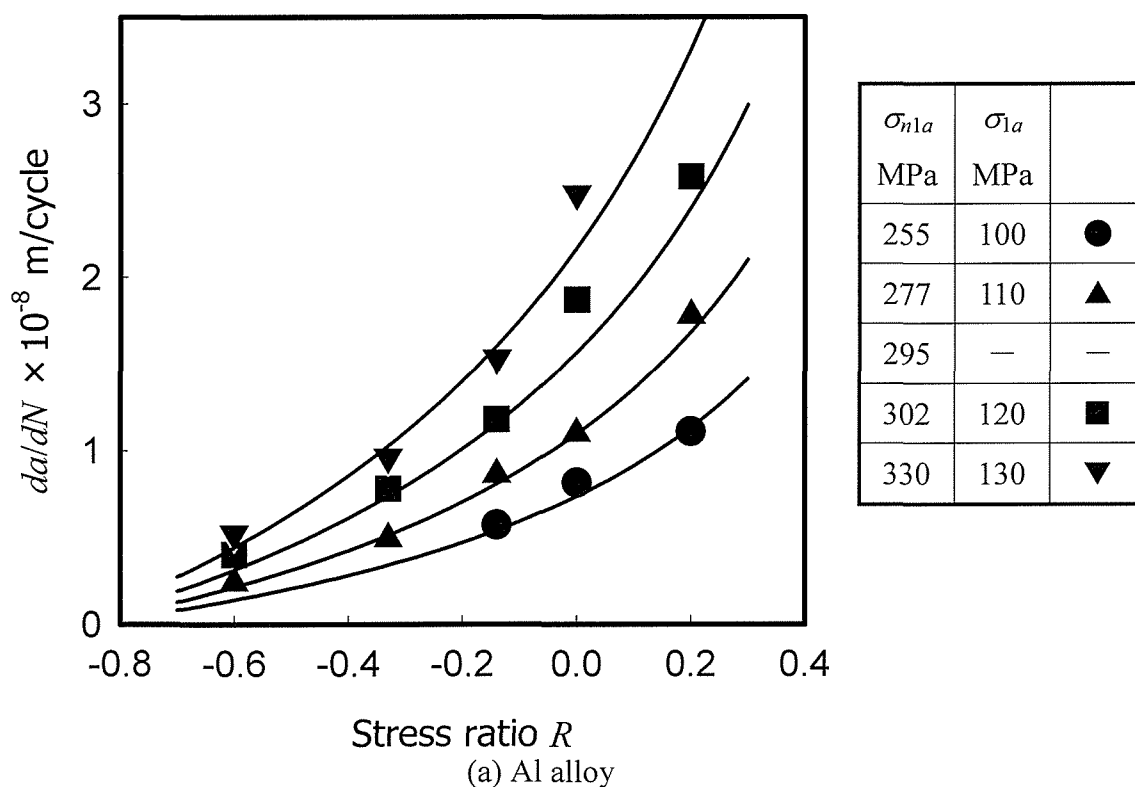
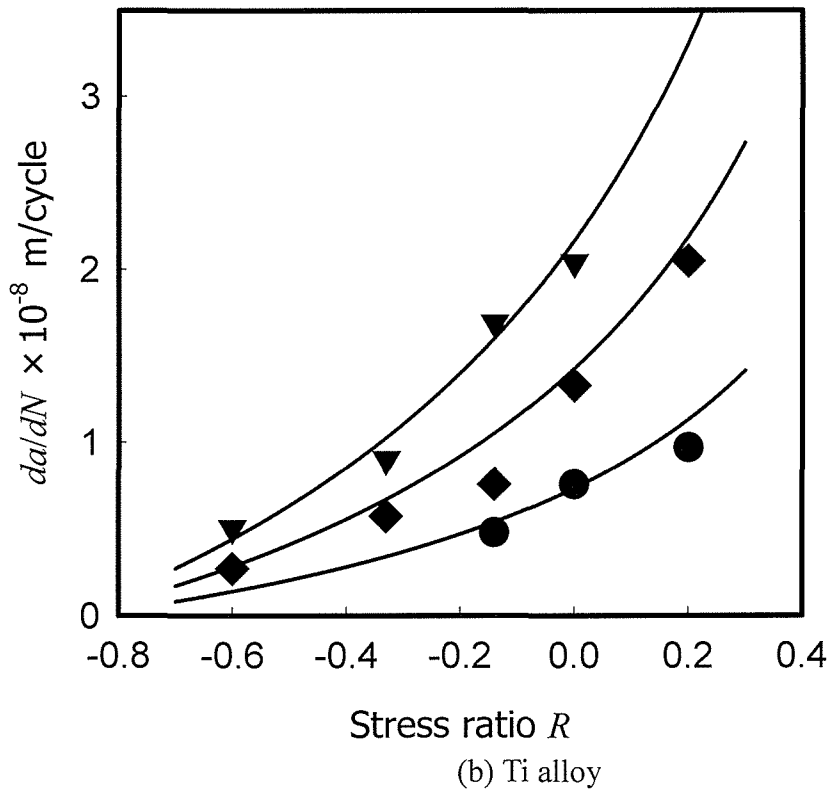
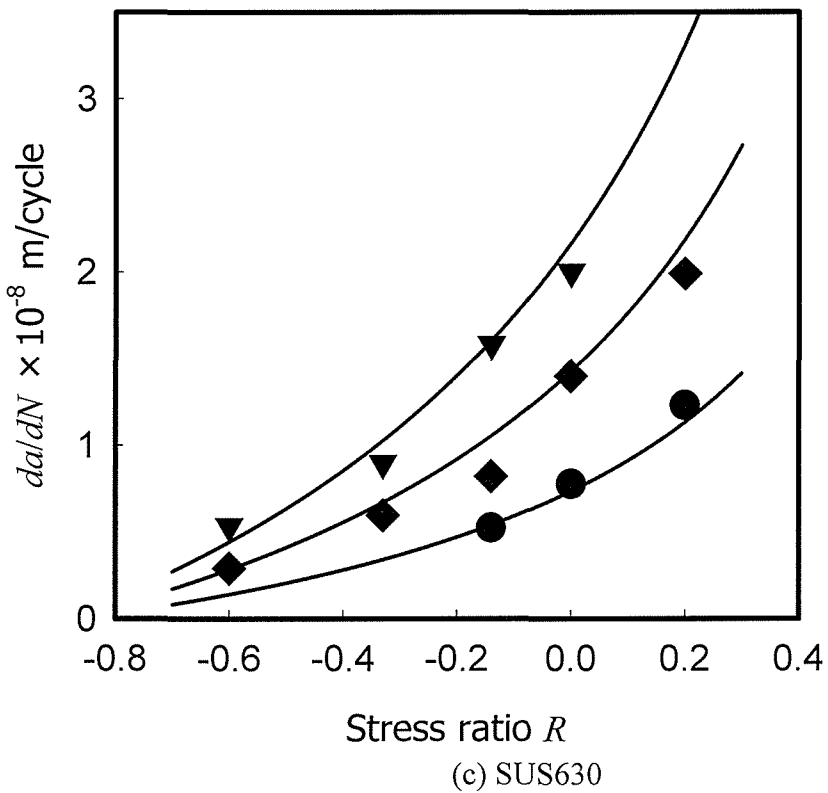


Fig. 7.4 Relationship between  $da/dN$  and  $R$



$\sigma_{n1a}$ MPa	$\sigma_{1a}$ MPa	
255	140	●
277	—	—
295	160	◆
302	—	—
330	180	▼



$\sigma_{n1a}$ MPa	$\sigma_{1a}$ MPa	
255	235	●
277	—	—
295	270	◆
302	—	—
330	305	▼

Fig. 7.4 Relationship between  $da/dN$  and  $R$

れの材料に対しても、 $\sigma_{1a}$ と $R$ が大きくなれば $da/dN$ が増加することがわかる。これは、前章[3]において得られた結果と同様である。さらに、 $\sigma_{n1a}$ と $R$ が同一であれば、被測定物の如何にかかわらず $da/dN$ はほぼ同一となる。すなわち、本実験のように雰囲気温度や周波数が一定であれば、 $da/dN$ は $\sigma_{n1a}$ と $R$ に支配される。ここで $R$ は次式で表せる。

$$R = \frac{\sigma_{1min}}{\sigma_{1max}} = \frac{\sigma_{n1min}}{\sigma_{n1max}} = \frac{\sigma_{n1m} - \sigma_{n1a}}{\sigma_{n1m} + \sigma_{n1a}} \quad (7.2)$$

したがって、 $da/dN$ は、薄膜に生ずる第1主応力振幅 $\sigma_{n1a}$ と平均応力 $\sigma_{n1m}$ に支配されるといいかえることができる。

#### 7・4・3 構成式の誘導

得られた結果から、被測定物の弾性係数を考慮して平均応力を得るための構成式を求めてみた。図7.4の結果を薄膜に生ずる最大応力 $\sigma_{n1max}$ で再整理すると図7.5(a)~(e)となる。図から各 $\sigma_{n1a}$ において $\sigma_{n1max}$ と $da/dN$ は、ほぼ線形関係にあり、それぞれの直線の勾配は $\partial(da/dN)/\partial\sigma_{n1max}$ で表される。 $da/dN$ は、 $\sigma_{n1max}$ と $\sigma_{n1a}$ の関数であると考えられるので、この勾配と $\sigma_{n1a}$ との関係を求めれば、図7.6となる。図から両者は線形関係にあるので、次式が成立する。

$$\frac{\partial(da/dN)}{\partial\sigma_{n1max}} = A\sigma_{n1a} + B \quad (7.3)$$

ここに、 $A$ 、 $B$ は定数であり、その値を表7.3に示す。式(7.3)を積分すると次式が得られる。

$$da/dN = (A\sigma_{n1a} + B)\sigma_{n1max} + f(\sigma_{n1a}) \quad (7.4)$$

式(7.4)は次式で表示できる。

$$da/dN = (A\sigma_{n1a} + B)\{\sigma_{n1max} + F(\sigma_{n1a})\} \quad (7.5)$$

ここに、 $f(\sigma_{n1a})$ 、 $F(\sigma_{n1a})$ は $\sigma_{n1a}$ のみの関数である。

各実験条件に対し、式(7.5)より $F(\sigma_{n1a})$ を求め、 $\sigma_{n1a}$ で整理すると図7.7となる。両者の関係を線形近似して次式とおく。

$$F(\sigma_{n1a}) = D\sigma_{n1a} + E \quad (7.6)$$

ここに、 $D$ 、 $E$ は定数であり、その値を表7.3に併記した。また、式(7.2)より $R$ と $\sigma_{n1max}$ の間には式が成立する。

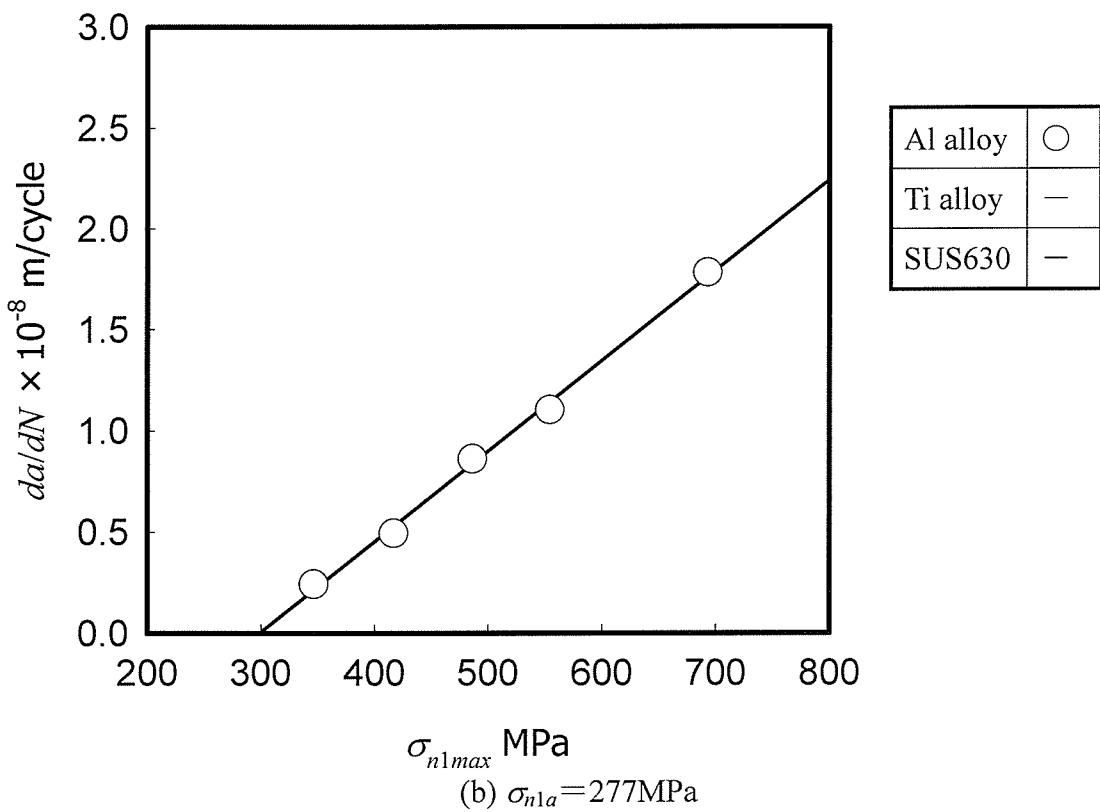
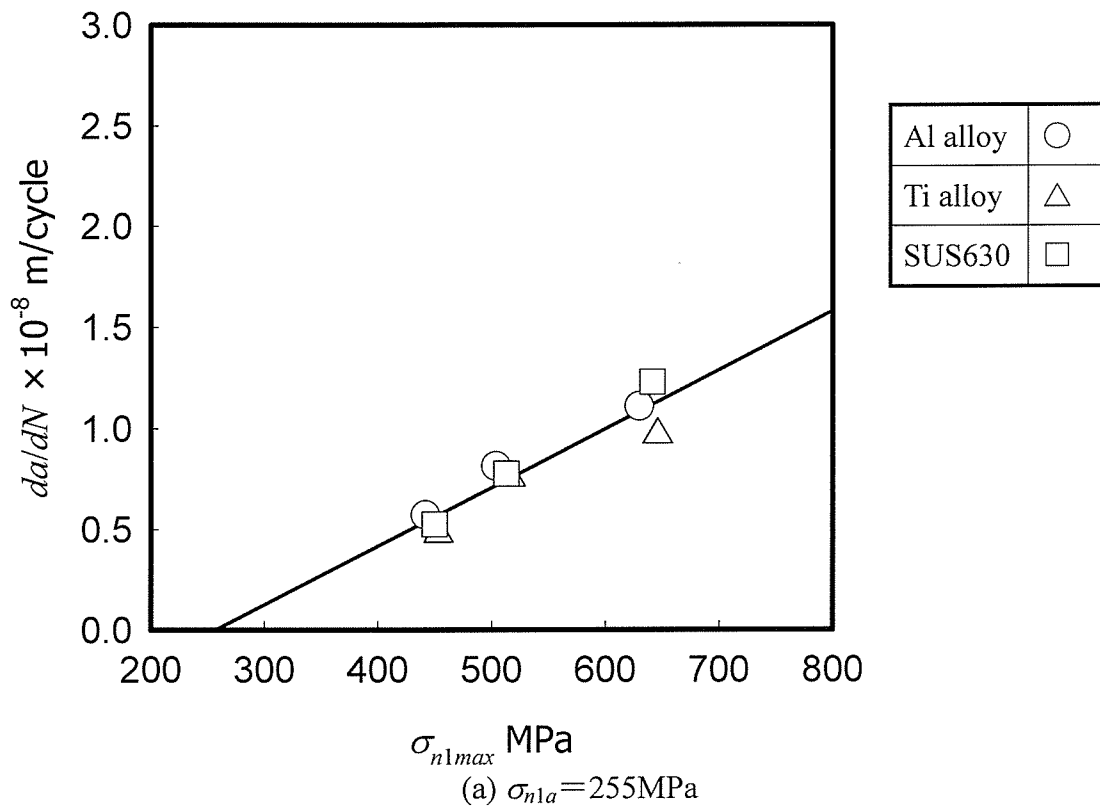


Fig. 7.5 Relationship between  $da/dN$  and  $\sigma_{n1max}$



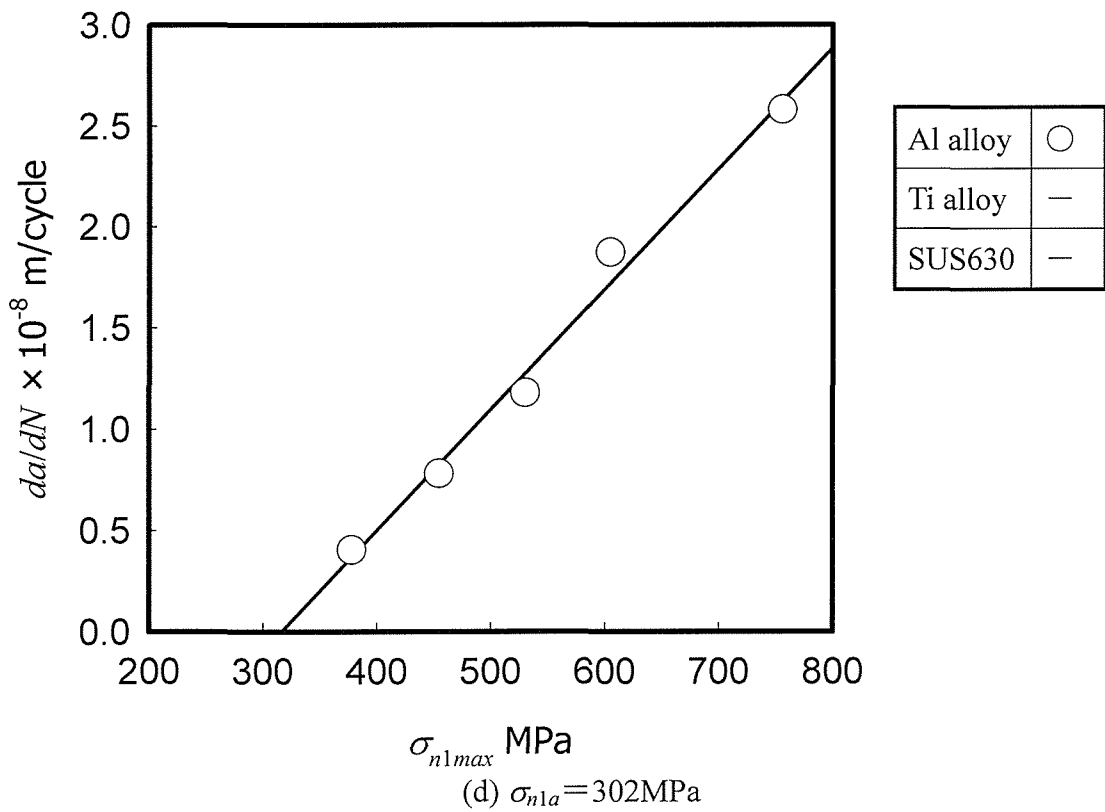
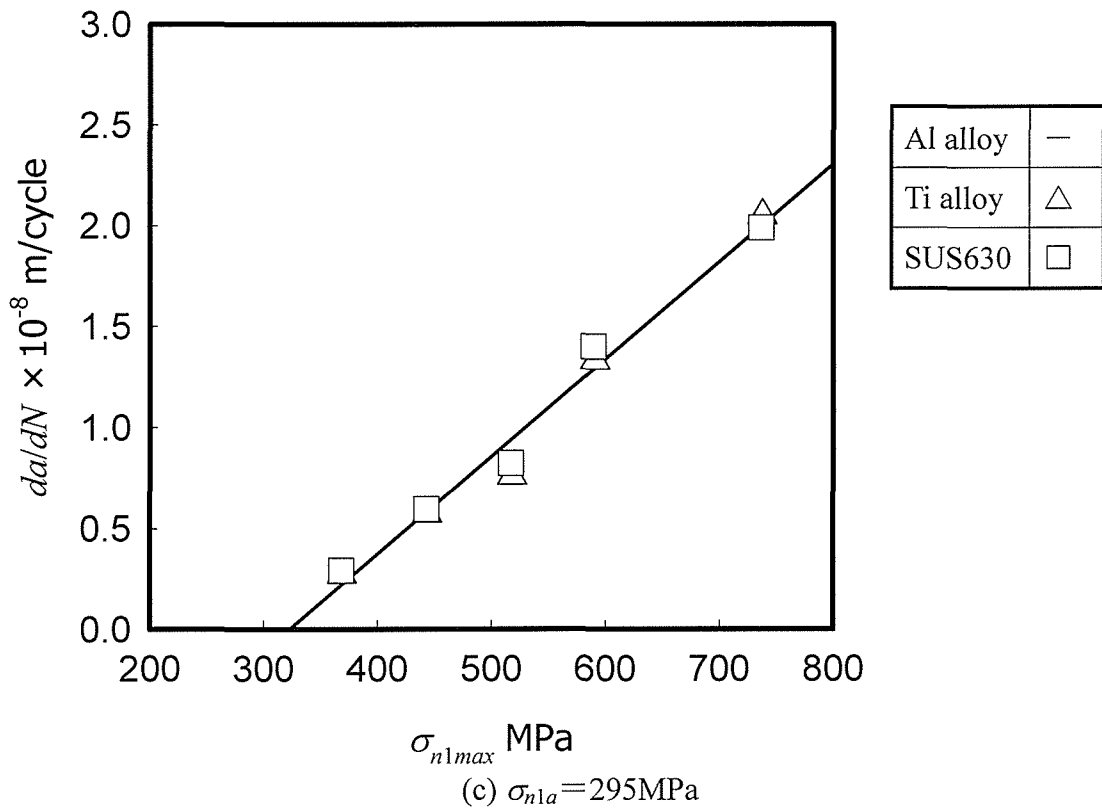


Fig. 7.5 Relationship between  $da/dN$  and  $\sigma_{n1max}$

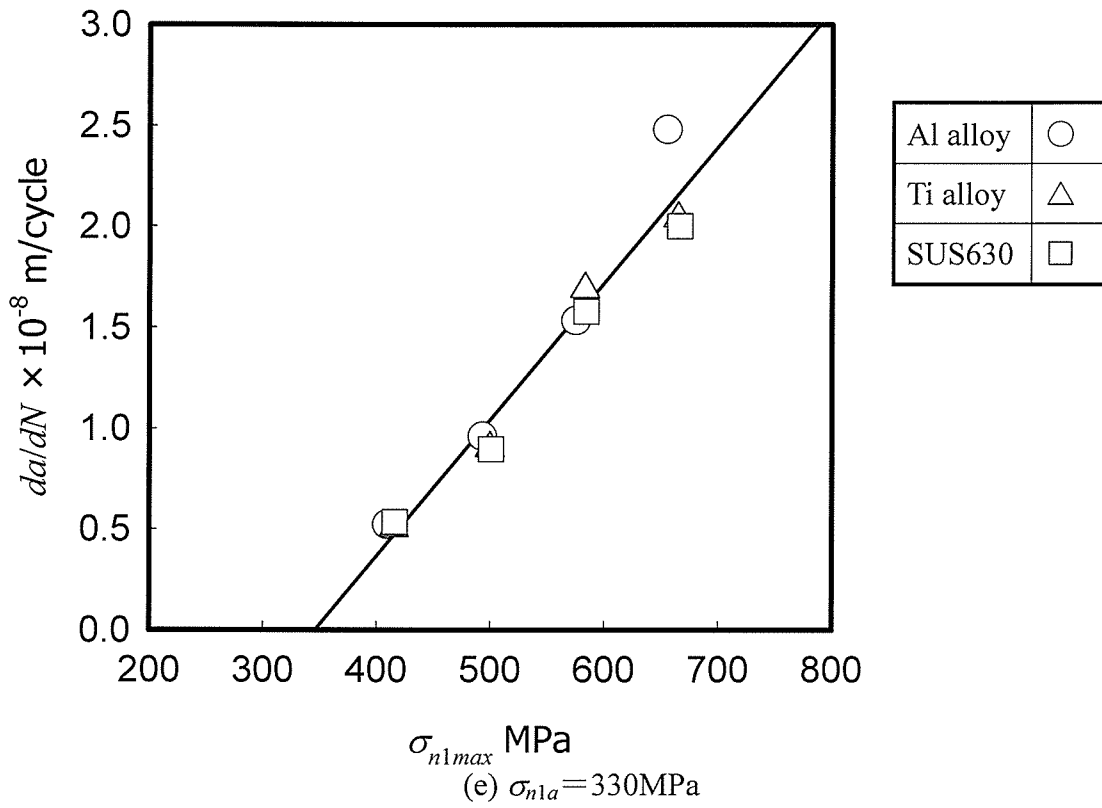


Fig. 7.5 Relationship between  $da/dN$  and  $\sigma_{n1max}$

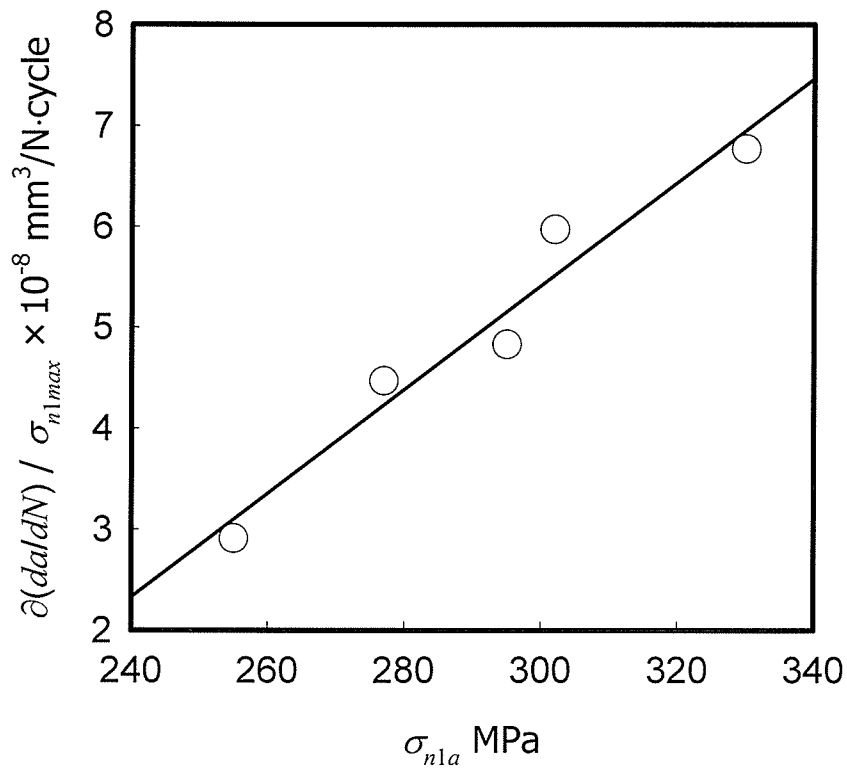


Fig. 7.6 Relationship between  $\partial(da/dN)/\partial\sigma_{n1max}$  and  $\sigma_{n1a}$

Table 7.3 Coefficients of approximate equation

$A$	$(\text{mm})^5/(\text{N}^2 \cdot \text{cycle})$	$5.14 \times 10^{-10}$
$B$	$(\text{mm})^3/(\text{N} \cdot \text{cycle})$	$-1.00 \times 10^{-7}$
$D$		-1.01
$E$	$\text{N}/(\text{mm})^2$	-16.7

$$\sigma_{nlmax} = \frac{2\sigma_{nla}}{1-R} \quad (7.7)$$

したがって、式(7.6)、(7.7)を式(7.5)に代入すると、

$$da/dN = (A\sigma_{nla} + B) \left( \frac{2}{1-R}\sigma_{nla} + D\sigma_{nla} + E \right) \quad (7.8)$$

が得られる。これは図 7.4 の曲線となり、実験値と良好な一致を示す。

また、 $\sigma_{nlmax}$  は次式で表示できる。

$$\sigma_{nlmax} = \sigma_{nlm} + \sigma_{nla} \quad (7.9)$$

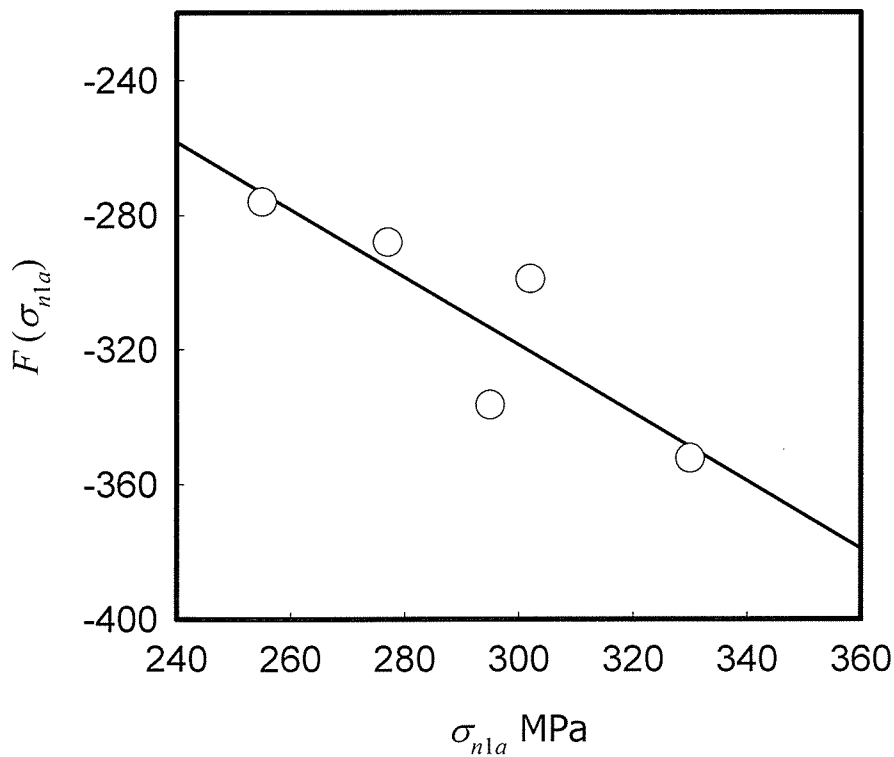


Fig. 7.7 Relationship between  $F(\sigma_{nla})$  and  $\sigma_{nla}$

式(7.5), (7.6), および式(7.9)より  $\sigma_{n1m}$  は次式となる.

$$\sigma_{n1m} = \frac{da/dN}{A\sigma_{n1a} + B} - (1 + D)\sigma_{n1a} - E \quad (7.10)$$

これは前章において得られた関係において, 被測定物に作用した  $\sigma_m$  と  $\sigma_a$  をニッケル合金薄膜に作用した  $\sigma_{n1m}$  と  $\sigma_{n1a}$  に置き換えれば得られる.

#### 7・4・4 被測定物の弾性係数の影響を考慮した平均応力検出法

本手法により弾性係数が既知の被測定物に作用する平均応力を求める手順は以下ようになる. まず, 第4章までの方法により, 被測定物に作用する第1主応力振幅  $\sigma_{1a}$  とその方向を求める. すなわち, 円孔を有する電着銅薄膜を被測定物に接着し, 円孔縁から発生した成長粒子の分布形状と円孔から離れた箇所に発生した成長粒子の密度に基づいて得られる二軸応力比  $C$  とせん断応力振幅  $\tau_a$  から  $\sigma_{1a}$  を求め, 成長粒子の発生した円孔縁の位置からその方向を求める. 次に, 疲労予き裂を作製したニッケル合金薄膜をき裂が主応力の方向と直交するように被測定物に接着して, 疲労き裂の進展速度  $da/dN$  を計測する. ここで,  $\sigma_{1a}$  と薄膜に生ずる応力振幅  $\sigma_{n1a}$  の関係は式(7.1)より次式で表させる.

$$\sigma_{n1a} = \frac{E_n \sigma_{1a} \{1 - \nu_n \nu_m + C(\nu_n - \nu_m)\}}{E_m (1 - \nu_n^2)} \quad (7.11)$$

したがって,  $da/dN$  と  $\sigma_{n1a}$  を式(7.10)に代入すれば, 薄膜に生ずる平均応力  $\sigma_{n1m}$  が求まる. 再度, 式(7.1)を用いて,

$$\sigma_{1m} = \frac{E_m \sigma_{n1m} (1 - \nu_n^2)}{E_n \{1 - \nu_n \nu_m + C(\nu_n - \nu_m)\}} \quad (7.12)$$

から, 被測定物に作用する平均応力  $\sigma_{1m}$  を求めることができる.

ここで, 本測定法において計測可能な応力の範囲は, 第5章のニッケル薄膜の結果から,  $C \leq 0$  となる二軸応力条件に対して適用できると予想できる. また, 図7.6から本測定法で計測可能なニッケル合金薄膜に生ずる第1主応力振幅  $\sigma_{n1a}$  の範囲は  $\sigma_{n1a} = 240 \sim 340 \text{ MPa}$  と見積もることができる. ここで, 機械・構造用材料として広く用いられている一般的な鋼 ( $E = 206 \text{ GPa}$ ,  $\nu = 0.3$ ) を例にとると, この場合の計測可能な主応力振幅  $\sigma_{1a}$  の範囲は, 式(7.11)より,  $\sigma_{1a} = 250 \sim 350 \text{ MPa}$  となる. また, 検出可能な平均応力の範囲と誤差  $\delta\sigma_m$  は, 前章と同様に, それぞ

れ,  $0.25\sigma_a \leq \sigma_m \leq 1.5\sigma_a$ ,  $\delta\sigma_m = 5\text{MPa}$  となる.

## 7・5 結 言

微小円孔を有するニッケル合金薄膜による平均応力検出法において, 測定法の基礎となる疲労き裂の進展速度に及ぼす被測定物の弾性係数の影響について検討した.

得られた結果を要約すれば, 以下のようになる.

- (1) 被測定物の如何にかかわらず, き裂長さの半長  $a$  と繰返し数  $N$  の間には線形関係が認められる.
- (2) 薄膜に生ずる第 1 主応力振幅  $\sigma_{n1a}$  と応力比  $R$  が同一であれば, 被測定物の如何にかかわらず, 疲労き裂の進展速度  $da/dN$  はほぼ同一となる.
- (3) したがって,  $da/dN$  は薄膜に生ずる第 1 主応力振幅  $\sigma_{n1a}$  と平均応力  $\sigma_{n1m}$  に支配されるといえる.
- (4)  $da/dN$ ,  $\sigma_{n1a}$ , および  $\sigma_{n1m}$  の間の関係は次式で表示できる.

$$\sigma_{n1m} = \frac{da/dN}{A\sigma_{n1a} + B} - (1+D)\sigma_{n1a} - E$$

ここに,  $A$ ,  $B$ ,  $D$ ,  $E$  は定数である.

- (5) したがって, 弾性係数が既知の被測定物に対して, 微小円孔を有する電着銅薄膜による成長粒子の分布形状を利用した二軸応力測定法により予め主応力振幅とその方向を求めておけば, ニッケル合金薄膜のき裂進展速度を計測することにより, 平均応力を求めることが可能となる.

## 参考文献

- [1] 北岡征一郎, 小野勇一, 田中赴夫, 鳥山真澄, 西岡拓二, 微小円孔を有するニッケル合金薄膜による平均応力検出法 (被測定物の弾性係数の影響), 日本機械学会講演論文集, **055-1**(2005), 5-6.
- [2] 小野勇一, 北岡征一郎, 池上洋一, 微小円孔を有する電着金属薄膜による平均応力検出法 (疲労き裂の進展速度を利用した測定法), 日本機械学会論文集(A 編), **69-683**(2003), 1088-1093.
- [3] 小野勇一, 北岡征一郎, 池上洋一, 田中赴夫, 鳥山真澄, 微小円孔を有する

ニッケル合金薄膜による平均応力検出法（精度の向上と周波数の影響），  
日本機械学会論文集(A 編), **71-704**(2005), 636-641.

[4] 小野勇一，北岡征一郎，村松一樹，円孔を有する電着銅薄膜による成長粒子の分布形状を利用した二軸応力検出法，日本機械学会論文集(A 編), **70-693**(2004), 771-776.

[5] 北岡征一郎，小野勇一，村松一樹，橋本祐卓，微小円孔を有する電着銅薄膜による成長粒子の分布形状を利用した二軸応力検出法（被測定物の弾性係数の影響），日本機械学会講演論文集, **055-1**(2005), 3-4.

## 第 8 章

# アルミナ粒子強化複合材料のモード I 表面き裂 の進展に及ぼす第 2 主応力の影響<sup>[1] [2]</sup>

### 8・1 緒言

アルミニウム合金中にセラミック粒子を分散させた粒子強化複合材料は、母材に比較して比強度，比弾性率，耐磨耗性，疲労強度などに優れ，機械・構造材料への適用が増加するものと考えられる．しかしながら，粒子強化複合材料における疲労き裂の進展挙動に関する知見はいまだ十分に得られていない状況にある．

ところで，機械・構造物の構成要素は二軸応力状態となる場合も多く [3]，またこれらの要素に発生するき裂はその初期段階ではしばしばモード I 表面き裂となる．この際，線形弾性破壊力学(LEFM)によれば，き裂に平行に作用する第 2 主応力は，き裂先端における応力場の特異性の尺度となる応力拡大係数  $K$  に影響しない非特異項であるから，き裂進展速度  $da/dN$  が応力拡大係数幅  $\Delta K$  により一義的に決定されるならば，この第 2 主応力はき裂の進展速度に影響を及ぼさないことになる．しかしながら，従来の報告ではこの予測を支持しているものもあるが [4]～[7]，第 2 主応力がき裂の進展に関与している試験結果も多い [8]～[11]．また複合材料に対してこのような状況下のき裂進展挙動を調査した研究は少ない．

以上の観点から，本章ではアルミナ粒子の含有率が異なる 2 種類のアルミナ・アルミニウム合金複合材料と母材相当合金を対象とし，曲げとねじりの組合せ負荷を受けて二軸応力状態  $C$  ( $C =$  第 2 主応力  $\sigma_2$  / 第 1 主応力  $\sigma_1$ ) を種々に設定してき裂進展速度を調査した．また，得られたき裂進展速度を応力拡大係数幅  $\Delta K$  を用いて整理し， $C$  と強化粒子の相違が及ぼすき裂進展速度への影響について検討した．さらに，進展過程におけるき裂開口変位  $COD$ ，き裂先端開口応力  $\sigma_{top}$  およびき裂面の粗さなどを調査して，複合材料のき裂進展に影響を及ぼす諸因子に検討を加えた．

Table 8.1 Chemical compositions of composite material's matrix alloy (wt.%)

Si	Fe	Cu	Mg	Ti	Mn	Cr	Zn	Al
0.85	0.70	4.45	0.50	0.15	0.80	0.10	0.25	Rem

Table 8.2 Mechanical properties of materials

Material	A2017	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 10%	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 20%
Proof stress $\sigma_{0.2}$ MPa	202	443	460
Young's modulus $E$ GPa	74	87	106
Poisson's ratio $\nu$	0.33	0.32	0.31

## 8・2 実験方法

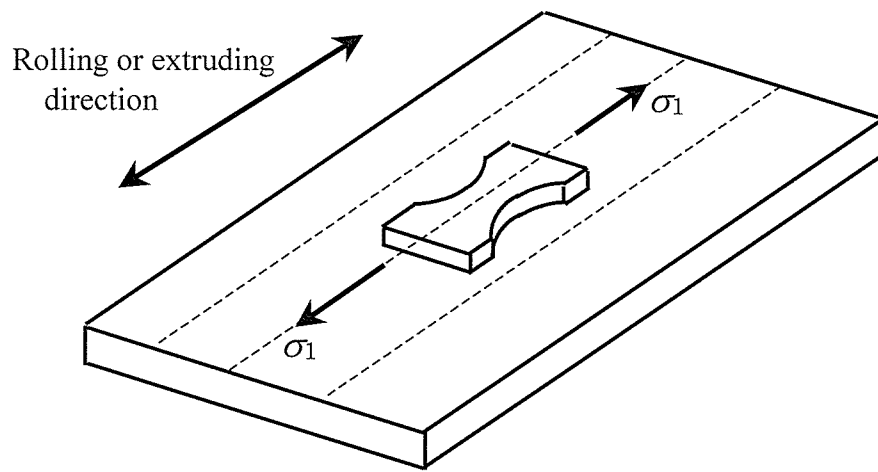
### 8・2・1 試験片および試験機

試験片素材には、A2017 に平均粒径  $15.8 \mu\text{m}$  (体積含有率 10%) および  $26.5 \mu\text{m}$  (体積含有率 20%) の Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 粒子を分散させた Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/Al 合金の押出し材および母材相当合金 A2017 の圧延材を使用した。母材相当合金の化学成分を表 8.1 に示す。

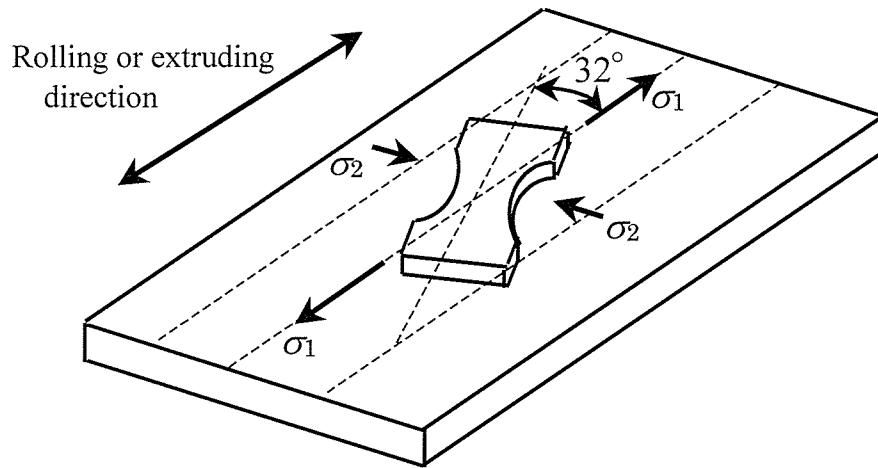
これらの材料は方向性を有するため、図 8.1 に示すように試験時に作用する第 1 主応力  $\sigma_1$  が押出しおよび圧延方向と一致し、き裂の発生・進展がこれと直交するように試験片を切り出した。機械加工により板厚を 3mm とした後、図 8.2 に示す形状・寸法に仕上げた。この試験片に 500°C, 1h 加熱保持後水冷, 160°C, 6h 加熱保持後炉冷の熱処理 (T6 処理) を施した後、その中央部にドリルにより直径 0.3mm, 深さ 0.3mm の切欠きを作製し、試験片表面に対しては  $1 \mu\text{m}$  のダイヤモンドペーストを用いて鏡面仕上げを施した。図 8.3 には各複合材の熱処理後の顕微鏡組織を、表 8.2 には母材相当合金と複合材料の機械的性質を示す。

試験機には、PWO 型疲労試験機(25Hz)を、COD およびき裂面粗さの調査には走査型共焦点レーザ顕微鏡(OLS1000)を使用した。なお、COD の計測の際には、微小硬度計(HMV-2000)を用いてき裂先端近傍にビッカース圧痕を作製した。

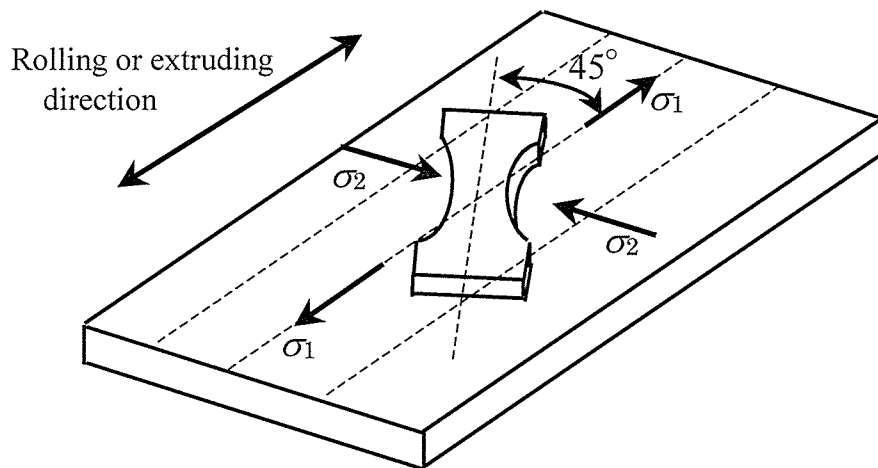




(a) Bending



(b) Bending-Torsion



(c) Torsion

Fig. 8.1 Cutting direction of specimen

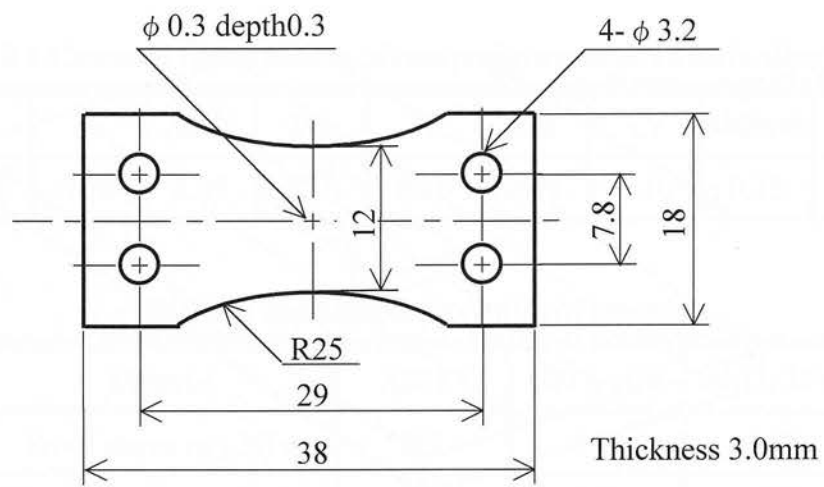
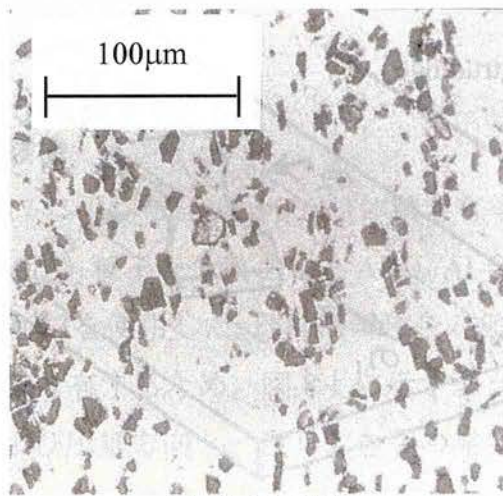
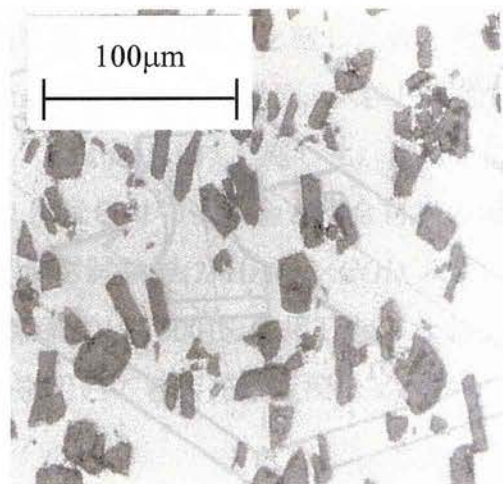


Fig. 8.2 Geometry and dimensions of test specimen



(a) Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 10%



(b) Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 20%

Fig. 8.3 Micrographs of Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/Al alloy composites

## 8・2・2 実験方法

### 8・2・2・1 二軸応力状態の測定

円孔直径  $\phi$  が 0.2mm の電着銅薄膜を切欠きを作製していない母材相当合金に適用して、試験片表面中央部の二軸応力比を第4章までの方法により求めてみた。すなわち、PWO型疲労試験機に図8.4に示す曲げ・ねじり試験治具を取付け、これに微小円孔を有する電着銅薄膜を接着した試験片を固定し、適度な曲げモーメントを負荷して、応力比  $R$  ( $=$ 最小応力  $\sigma_{min}$  / 最大応力  $\sigma_{max}$ )  $= -1$  のもとで繰返し負荷試験を実施した。試験終了後、円孔から離れた箇所に発生した成長粒子の発生密度  $r^*$  と円孔縁の成長粒子の分布形状 (円周方向長さ  $l$ , 半径方向長さ  $d$ ) を測定して、3種類の試験片取付け角度  $\theta$  ( $=$ 曲げモーメントの作用方向と試験片の長手方向とのなす角度) に対する二軸応力比  $C$  を求めた。

### 8・2・2・2 き裂進展速度およびき裂深さの測定

前項で二軸応力比を求めた3種類の試験片取付け角度  $\theta$  に対して、応力比  $R=0$ , 応力幅  $\Delta\sigma_1$  ( $=$ 最大応力  $\sigma_{max}$ )  $= 280\text{MPa}$  にて試験を実施し、試験片中央部の切欠きから発生する表面き裂のき裂進展曲線を求めた。図8.5に母材相当合金の試験片の切欠きより発生したき裂の一例を示す。き裂の長さ  $2a$  は切欠きの直径を含む試験片表面の長さとした。ここで、き裂長さの測定にはレプリカ法を採用した。すなわち、疲労試験機にて最大応力を試験片に作用させた状態でき裂のレプリカ

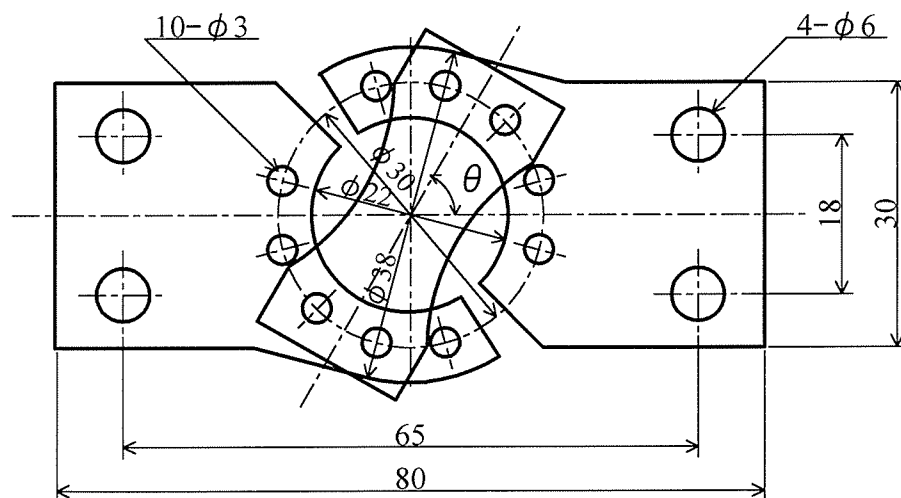


Fig. 8.4 Bending-torsion apparatus

を作製し，これを光学顕微鏡にて 200 倍に拡大してき裂長さを測定した．またき裂深さ  $b$  の測定には，種々のき裂長さを有する試験片をハンマーにより破断させて，き裂断面を光学顕微鏡にて 50 倍に拡大して測定した．

### 8・2・2・3 き裂開口変位およびき裂破面粗さの測定

破壊力学パラメータであるき裂先端開口応力  $\sigma_{top}$  やき裂先端開口変位  $CTOD$  を求めるために，種々の二軸応力比  $C$  において発生した各材料の疲労き裂に対して  $COD$  を計測した．まず，所定の長さのき裂を有する試験片に対して，き裂先端近傍のき裂を挟んだ両側に微小硬度計を用いてビッカース圧痕 (0.147N, 10sec) を作製した．次いで，試験片の裏面にひずみロゼットを接着して疲労試験機に取り付け，種々の負荷に対するひずみの値をひずみ計にて読み取った．さらに図 8.4 の曲げ・ねじり試験治具を用いてレーザ顕微鏡のステージ上において疲労試験機で得られたひずみの値を再現し，き裂先端近傍の画像を 5000 倍に拡大して取り込んだ．最後に，図 8.6(a), (b) に示すように，き裂を挟んで作製したビッカース圧痕やその近傍に存在するアルミナ粒子間の間隔をレーザ顕微鏡に付属の面内計測ソフトにより測定し，無負荷の状態との差をとって  $COD$  を求めた．なお，同一の画像に対して  $COD$  は 5 箇所得られた平均値を採用した．また，き裂先端から  $COD$  測定箇所までの距離  $r$  は光学顕微鏡にて 500 倍に拡大して計測した．

また，き裂の破面粗さについては，レーザ顕微鏡にて 100 倍に拡大した画像を用い，付属の表面解析ソフトにより算術平均粗さ  $R_a$  を求めた．

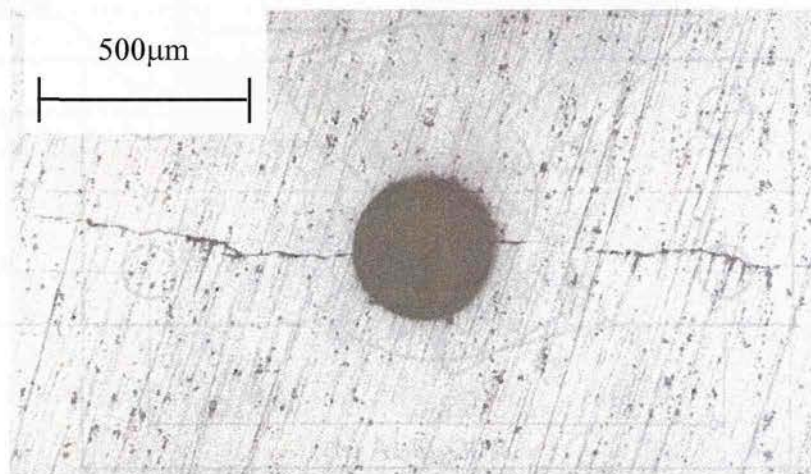
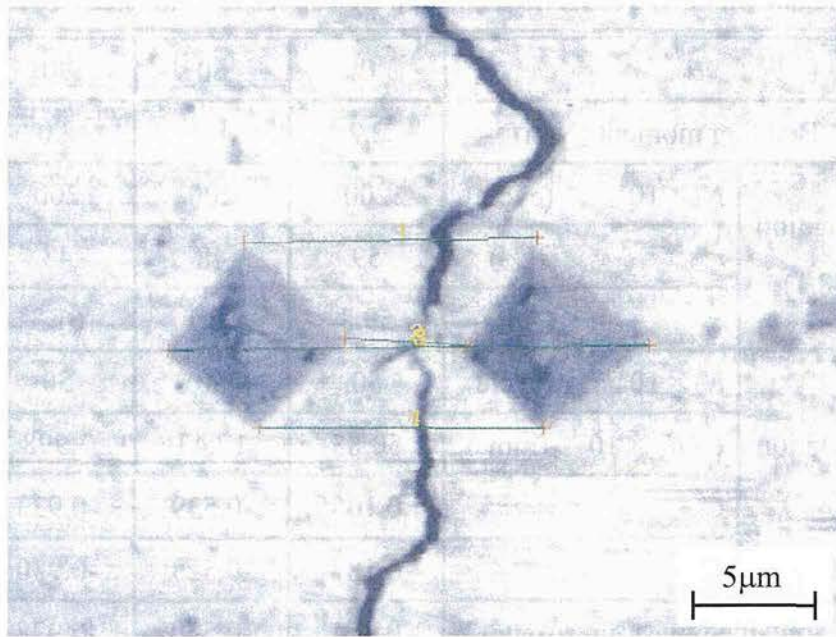
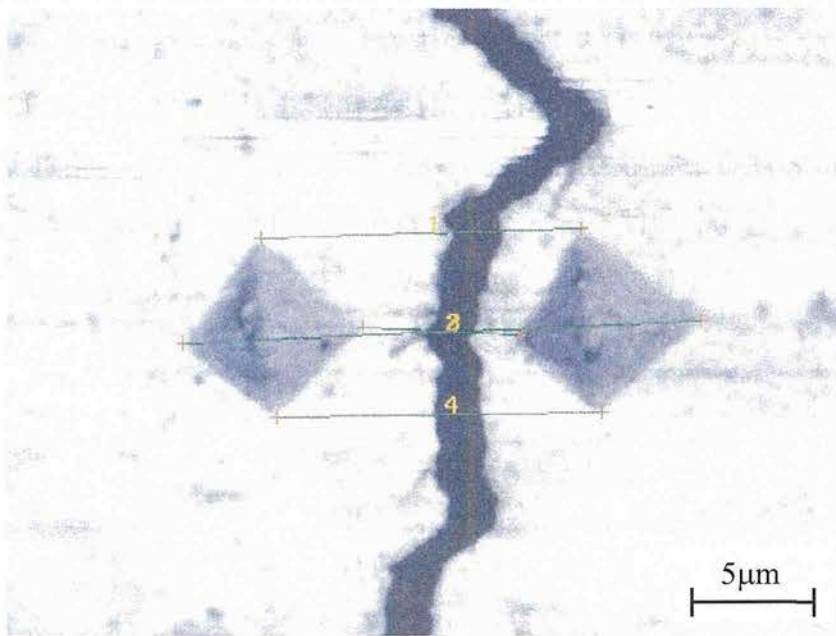


Fig. 8.5 Crack propagated from starter notch (A2017)





(a) No loading



(b)  $\sigma_1 = 190\text{MPa}$

Fig. 8.6 Situation of the measurement of *COD* (A2017)

(A2017,  $C \doteq -0.5$ ,  $a \doteq 1.0\text{mm}$ )

Table 8.3 Biaxial stress ratio measured by copper foil and strain rosette

$\theta$ °		0	60	90
Bending moment (N·m)		2.2	1.9	2.0
Equation (8.1)	$N_1 \times 10^4$ (cycle)	200	200	200
	$r^*$ (%)	59	48	43
	$\tau_c$ (MPa)	59.3	58.1	61.3
Equation (8.2)	$N_2 \times 10^4$ (cycle)	50	50	50
	$l \times d \times 10^{-4}$ (mm <sup>2</sup> )	50.83	17.43	7.998
	$C_c$	0.165	-0.539	-0.933
	$C$	0.187	-0.523	-0.930
$C$ obtained by strain rosette		0.114	-0.550	-0.978

### 8・3 実験結果および考察

#### 8・3・1 二軸応力状態の測定

A2017 母材相当合金に微小円孔を有する電着銅薄膜を接着し、3種類の試験片取付け角度 $\theta$ について繰返し負荷試験を実施し、成長粒子発生密度 $r^*$ と成長粒子の分布形状（円周方向長さ $\bar{l}$ 、半径方向長さ $\bar{d}$ ）を計測することにより得られた試験片表面における二軸応力比 $C$ を表8.3に示す。すなわち、それぞれの $\theta$ に対して表に示した適度な曲げモーメントを負荷し、円孔から離れた箇所と円孔縁に成長粒子が発生する任意の繰返し数 $N_1, N_2$ において $r^*$ と $\bar{l}, \bar{d}$ を測定する。ここで、 $r^*$ と $\bar{l}, \bar{d}$ は第4章から次式で表示できた。

$$r^* = 10^{\frac{2(\tau_c - q_c)}{p_c}} N_1 + D_c \quad (8.1)$$

$$\left. \begin{aligned} \bar{l} &= E_c C_c + (G_c \tau_c + H_c) N_2 + J_c \tau_c + K_c \\ \bar{d} &= E_c' C_c + (G_c' \tau_c + H_c') N_2 + J_c' \tau_c + K_c' \end{aligned} \right\} \quad (8.2)$$

ここに、 $E_c, E_c', G_c, G_c', H_c, H_c', J_c, J_c', K_c, K_c'$ 、および $p_c, q_c, D_c$ は薄膜に固有の値（定数）である。式(8.1)より $r^*$ と $N_1$ に基づいて銅薄膜に生ずるせん断応力振幅 $\tau_c$ を求めることができる。さらに式(8.2)の積から、銅薄膜上の二軸応力比 $C_c$ に関する二次方程式の解を得ることができる。さらに、 $C_c$ と $C$ には以下

の関係が成立する.

$$C_c = \frac{\nu_c - \nu_m + C(1 - \nu_c \nu_m)}{1 - \nu_c \nu_m + C(\nu_c - \nu_m)} \quad (8.3)$$

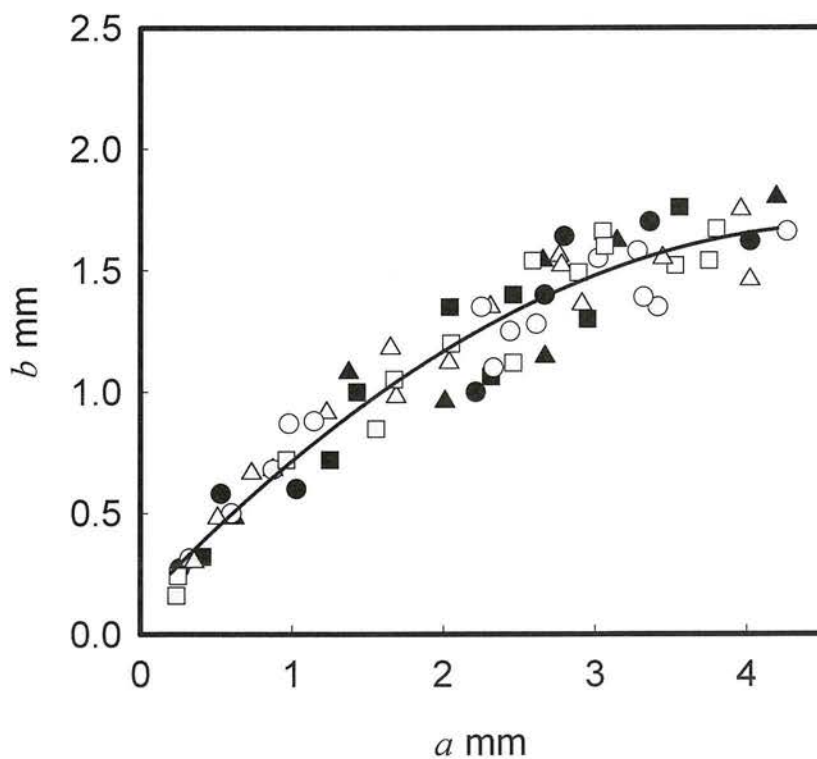
したがって, 式(8.3)の関係より試験片表面の二軸応力比  $C$  を求めることができる. 表にはひずみロゼットにより得られた結果を併記した. 表から, 両者の値はよく一致していることがわかる. さらに, いずれの  $C$  においても電着銅薄膜の円孔縁から発生した成長粒子の位置に基づいて得られる第1主応力  $\sigma_1$  の方向はひずみロゼットにより得られる方向と一致し, 疲労試験において各材料に作製した切欠きから発生するき裂も第1主応力  $\sigma_1$  の方向と直交していることが確認できた. したがって,  $C$  の如何にかかわらず, き裂はモード I 変位様式で発生・進展するものと考えられる. また, 測定対象としたき裂長さの範囲 ( $a \leq 3\text{mm}$ ) の試験片表面領域では,  $C = -1, -0.5$  においても  $\sigma_1$  はほぼ一樣になることが弾性理論[12]により確認できた. ここで, 長方形断面を有する平板のねじりに対する板幅方向のせん断応力分布の計算結果を付録 8・A に記した.

### 8・3・2 き裂の断面形成

図 8.7 にき裂断面形状の一例を示す．図 8.8 には，各材料に対して得られた試験片表面における切欠きの半径を含むき裂長さの半長  $a$  とき裂深さ  $b$  の関係を示す．その断面形状は，き裂発生の初期段階では半円形に近いが，進展するにつれて次第に試験片表面のき裂長さ  $2a$  を長軸とする半楕円形に近い形状に移行する．また，粒子含有率や二軸応力比の相違はき裂のアスペクト比  $b/a$  に影響を及ぼさないことがわかる．



Fig. 8.7 Appearance of crack section (A2017)



$C$	0	-0.5	-1.0
A2017	●	▲	■
A10%	○	△	□
A20%	○	△	□

Fig. 8.8 Shape of crack section



### 8・3・3 き裂進展速度に及ぼす粒子含有率, 二軸応力比の影響

図 8.9 に各  $C$  に対して得られたき裂進展曲線を示す. いずれの材料でも  $C=-1$  では, 他の  $C$  と比較してき裂の進展が遅くなっていることが認められる. 特に A2017 の  $C=-1$  では, その差が顕著である. この場合のみ, 図 8.10 に示すように, き裂の進展につれて試験片表面におけるき裂の顕著な折れ曲りや分岐が認められた. これが図 8.9 の要因になっているものと考えられる.

図 8.9 の結果に基づいて, き裂進展速度  $da/dN$  と応力拡大係数幅  $\Delta K$  との関係を求めれば, 図 8.11(a)~(c)となる. 本実験条件の  $R=0$  に対しては  $\Delta K=K_{max}$  であり, 応力幅を  $\Delta\sigma_1$  とすれば, 次式となる.

$$\Delta K = F\Delta\sigma_1\sqrt{\pi a} \quad (8.4)$$

ここに, 式(8.4)の補正係数  $F$  は図 8.8 に示したき裂断面のアスペクト比の関係を 2 次近似し, Newman-Raju の計算式[13]により決定した. ここで, 計算式の詳細を本章の付録 8・B に記した. また, き裂進展速度  $da/dN$  はセカント法[14] により, 図 8.9 の勾配から求めた.

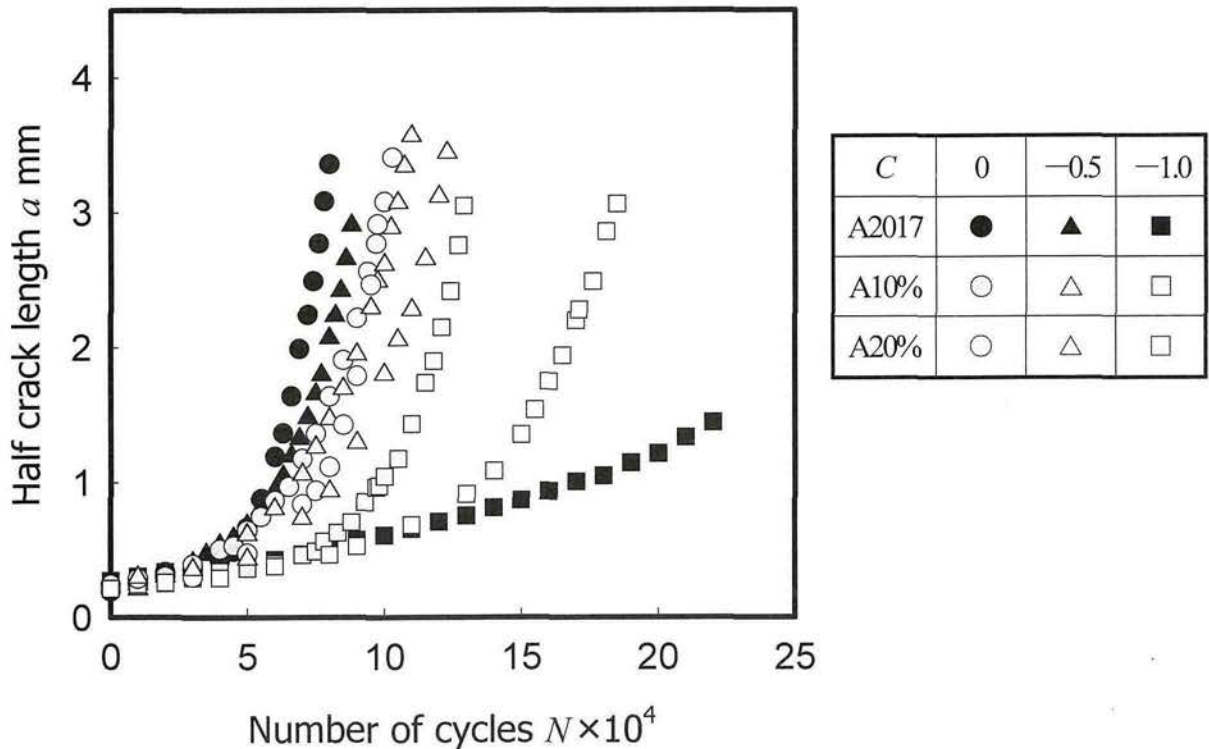
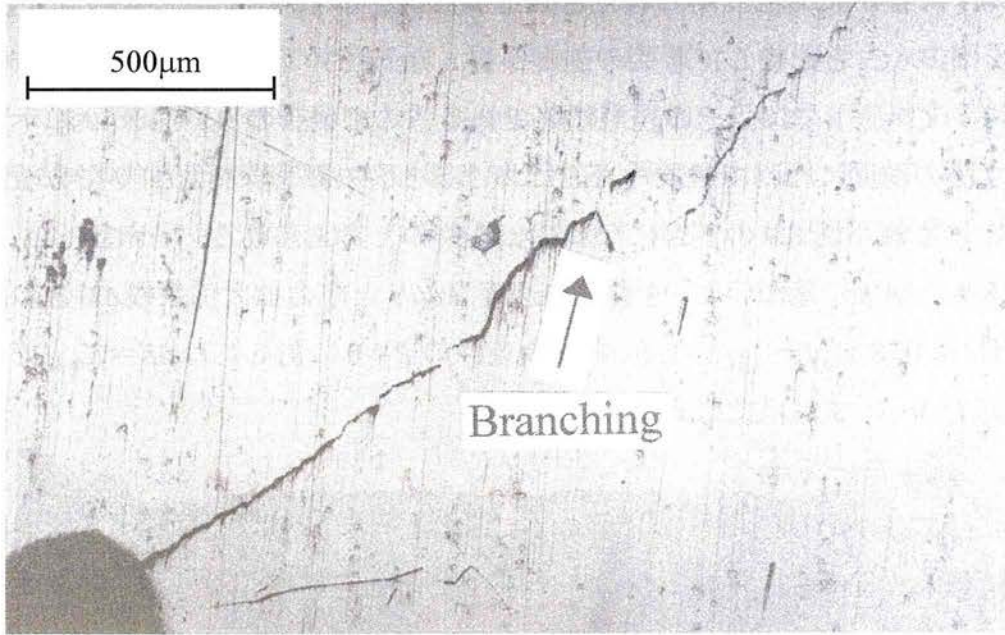
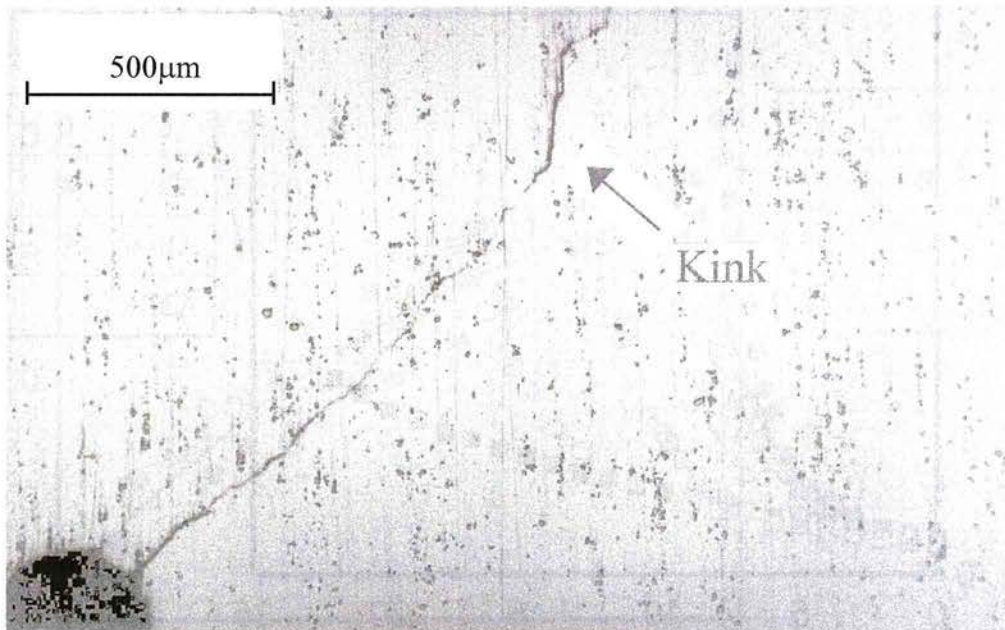


Fig. 8.9 Crack propagation curve

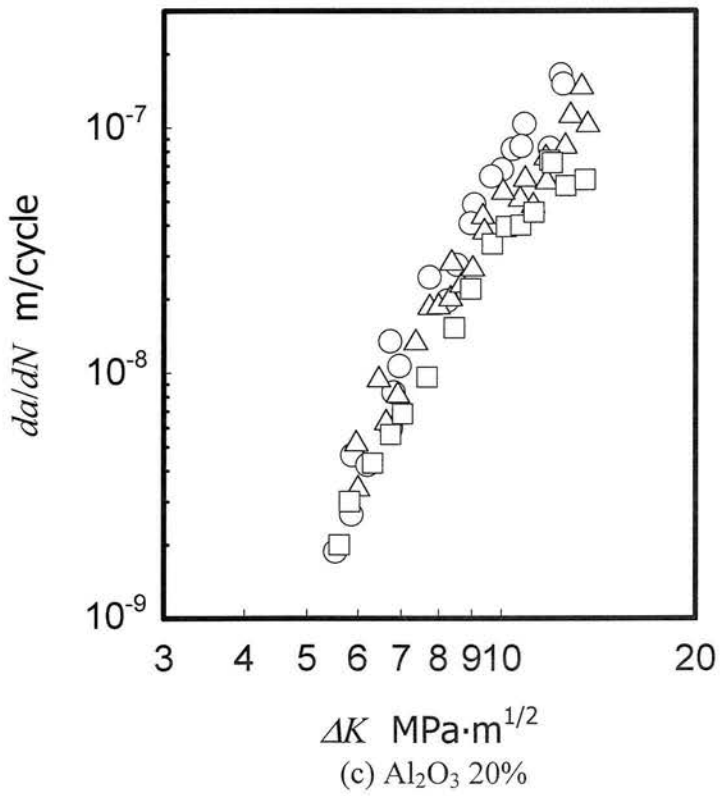
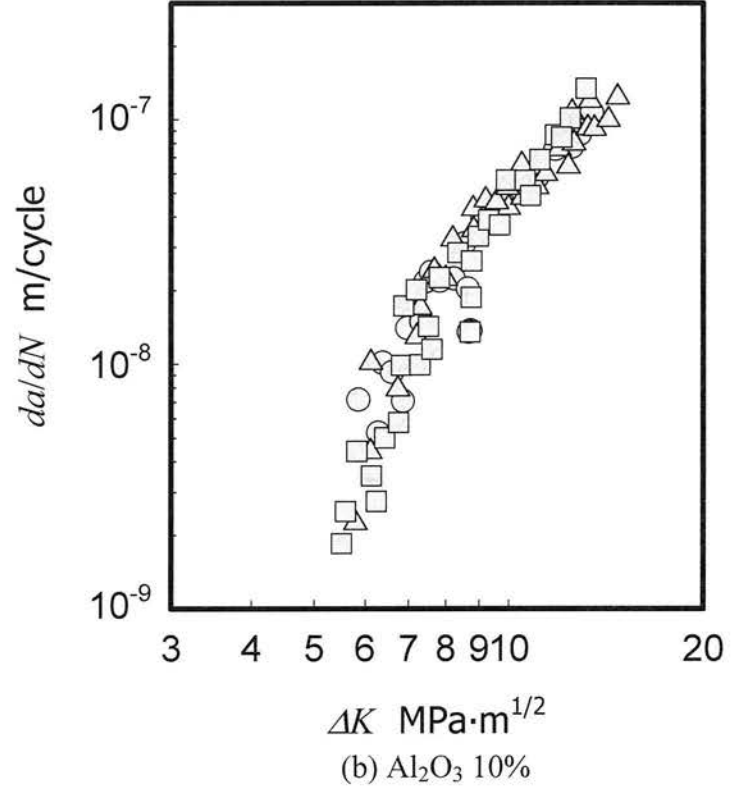
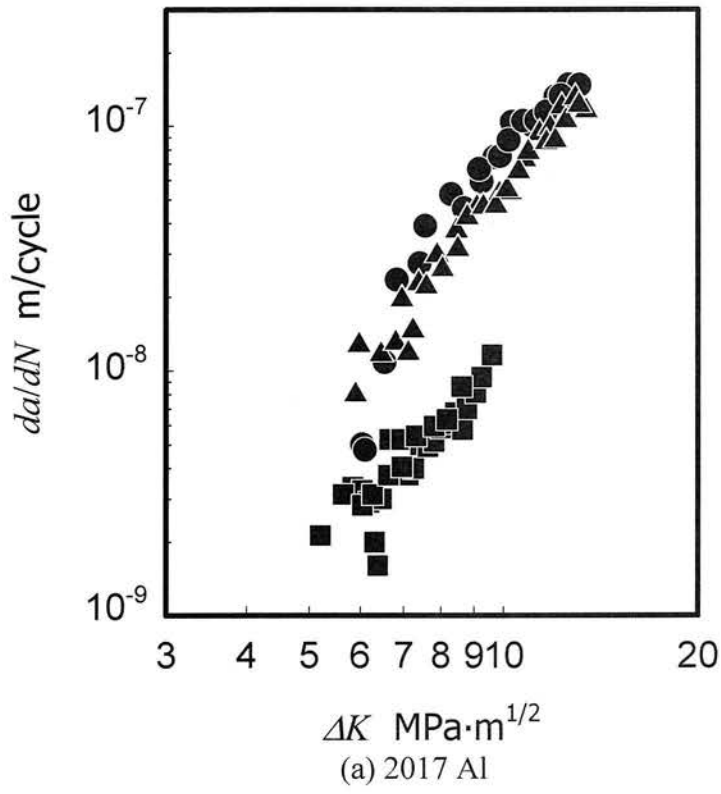


(a) Branching



(b) kink

Fig. 8.10 Branching and kink of the crack (A2017,  $C \approx -1$ )



$C$	0	-0.5	-1.0
A2017	●	▲	■
A10%	○	△	□
A20%	○	△	□

Fig. 8.11 Relationship between  $da/dN$  and  $\Delta K$

Table 8.4 Coefficient  $D$  and  $m$ 

Material	$C$	$D \times 10^{-11}$	$m$
A2017	0	4.66	3.21
	-0.5	2.74	3.30
	-1	2.58	2.61
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 10%	0	1.50	3.47
	-0.5	1.58	3.42
	-1	0.12	4.55
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 20%	0	0.38	4.21
	-0.5	0.48	3.93
	-1	0.21	4.15

$da/dN$  を次式の Paris 則によって表示する.

$$\frac{da}{dN} = D\Delta K^m \quad (8.5)$$

ここに、各材料に対する  $D$ ,  $m$  は表 8.4 の値となる.  $C=0$  と  $C=-0.5$  では, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 粒子が多い場合ほど,  $m$  は大きく  $D$  は小さいので, 低 $\Delta K$  領域において複合材料の  $da/dN$  は A2017 に比較して低くなるが,  $\Delta K$  の上昇につれて両者の差は認められなくなる. すなわち, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 粒子のき裂進展抑制効果は  $\Delta K$  が高くなると消失する. これは,  $\Delta K$  の上昇とともにき裂先端に形成される塑性域が拡大し, この領域内に含まれる Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 粒子が増加して粒子の割れがき裂自体の進展に先行すること [15] が一因になっているものと考えられる.

また, いずれの材料においても  $da/dN-\Delta K$  関係は  $C$  の影響を受ける. 特に, A2017 の  $C=-1$  の場合には他の  $C$  に比較して  $da/dN$  は著しく低下し, 複合材料の  $C=-1$  よりも低くなる. これは前述したき裂の折れ曲りや分岐がその要因になったものと考えられる.

#### 8・3・4 き裂開口変位・き裂開口応力に及ぼす粒子含有率，二軸応力比の影響

各材料，二軸応力比に対して，最大応力 $\sigma_{max}=280\text{MPa}$ を負荷した場合の  $COD$  と $\sqrt{r/a}$  の関係を求めれば，図 8.12(a)~(c)となる．ここで， $r$  はき裂先端から  $COD$  測定箇所までの距離を表す．なお，A2017 の  $C \doteq -1$  に関しては，き裂の折れ曲りや分岐のため，主応力方向とき裂が垂直に進展しないため， $COD$  の計測を実施しなかった．図 8.12 から，いずれの  $C$  においても， $COD$  と $\sqrt{r/a}$  の間にはほぼ直線関係が成立し，粒子含有率が多くなるほど同一のき裂長さに対する  $COD$  は小さくなる．また，材料が同じであれば，き裂長さの増加とともに  $COD$  も大きくなる．

等質，等方性材料においてその縦弾性係数を  $E$ ，応力拡大係数を  $K$  とすれば，平面応力に対してき裂先端近傍の  $COD$  は次式で表示される[16]．

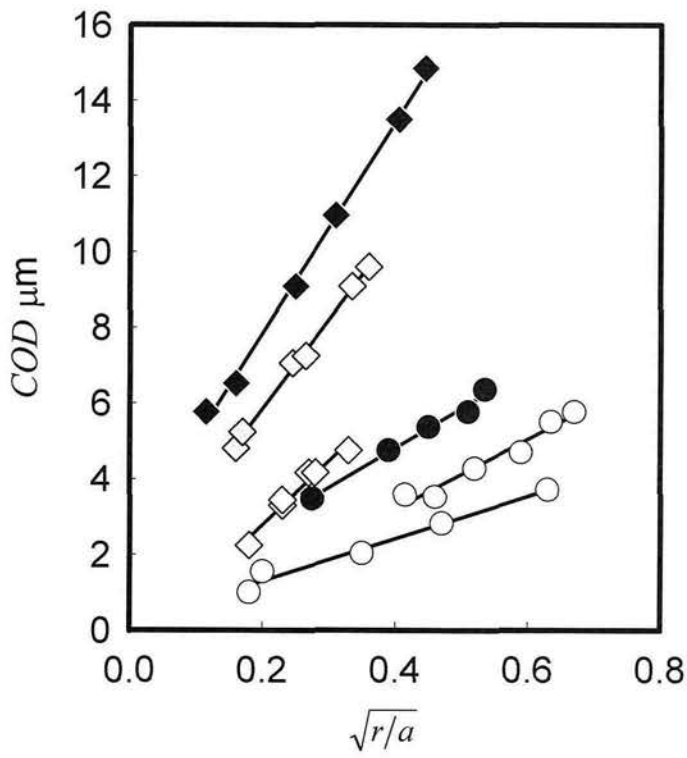
$$COD = \frac{8K}{E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} = \frac{8F\sigma_1 a}{E} \sqrt{\frac{r}{2a}} \quad (8.6)$$

なお，式の誘導を本章の付録 8・C に記した．粒子含有率の増加につれて  $E$  が高くなることと，母材相当合金のみならず，複合材料に対しても巨視的にはほぼ式 (8.6) が成立することが上述の結果をもたらしたものと考えられる．

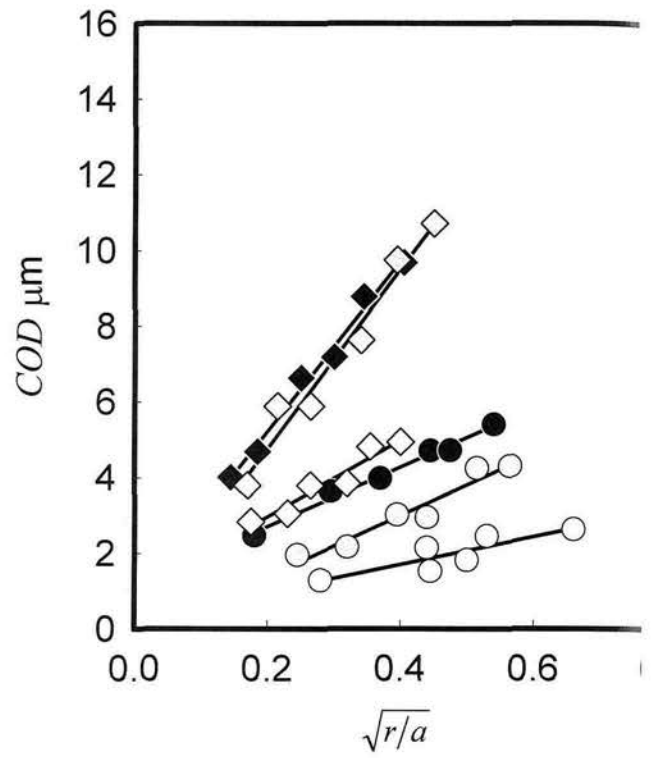
また，同一条件でき裂を作製し， $C$  のみを変えた場合には， $C$  の低下は  $COD$  の増加をもたらすが[17]，本実験条件においては必ずしもその傾向は認められない．

次いで，き裂先端開口応力を以下の方法により求めた．き裂縁の各位置①，②，… ⑥においてレーザ顕微鏡により測定した  $COD$  と $\sigma_1$  の関係の一例を図 8.13(a)に示す．き裂縁の開口応力 $\sigma_{op}$  は，図示のように測定値を  $COD=0$  まで外挿することにより得られる．次いで，各  $COD$  測定位置における開口応力 $\sigma_{op}$  とき裂先端からその測定位置までの距離  $r$  との関係を示せば，図 8.13(b)となる．図示のようにこれらの点を  $r=0$  まで外挿することにより，き裂先端開口応力 $\sigma_{top}$  を決定した[18]．なお， $\sigma_{top}$  の計測は  $2a \doteq 1.0\text{mm}$ ， $2.0\text{mm}$ ， $3.5\text{mm}$ ， $5.5\text{mm}$  において実施した．

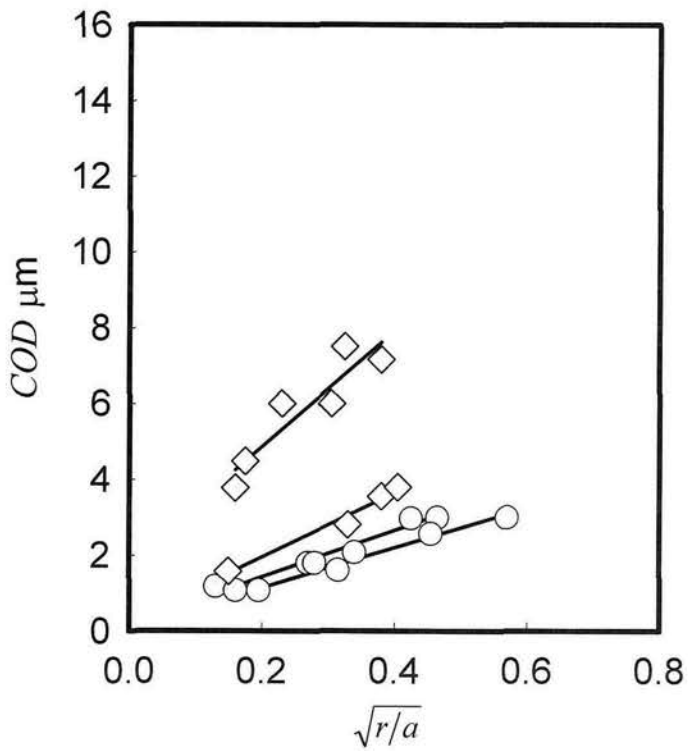
図 8.14 に各材料に対して得られたき裂先端開口応力 $\sigma_{top}$  とき裂長さの半長  $a$  との関係を示す．同一の  $a$  に対する $\sigma_{top}$  は耐力の高い材料ほど高くなり，また  $a$  の増加につれて低下する傾向がある．



(a)  $C \doteq 0$



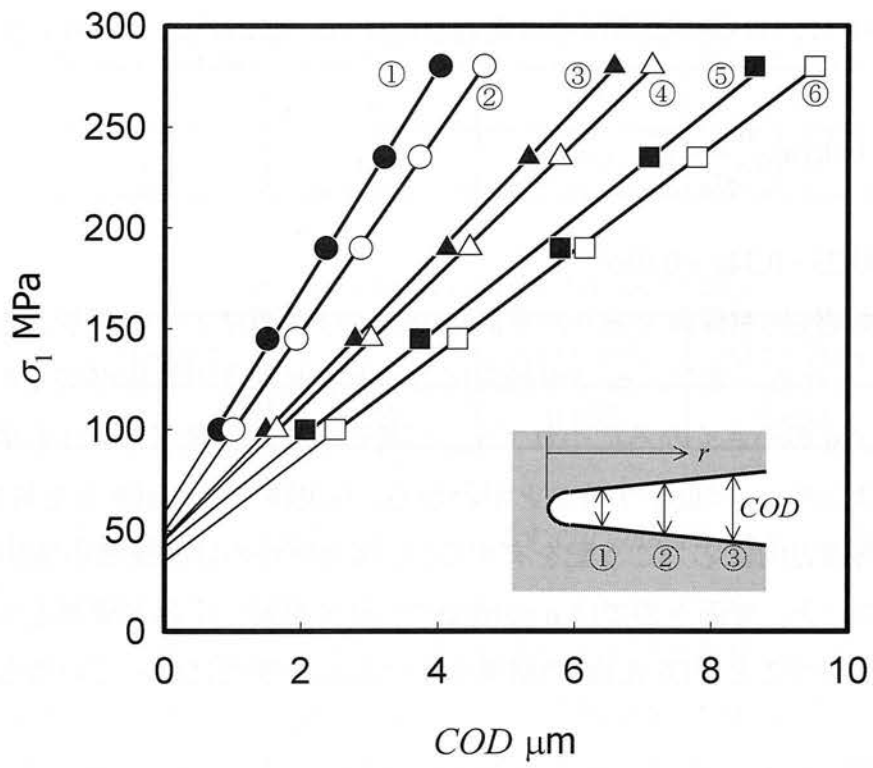
(b)  $C \doteq 0.5$



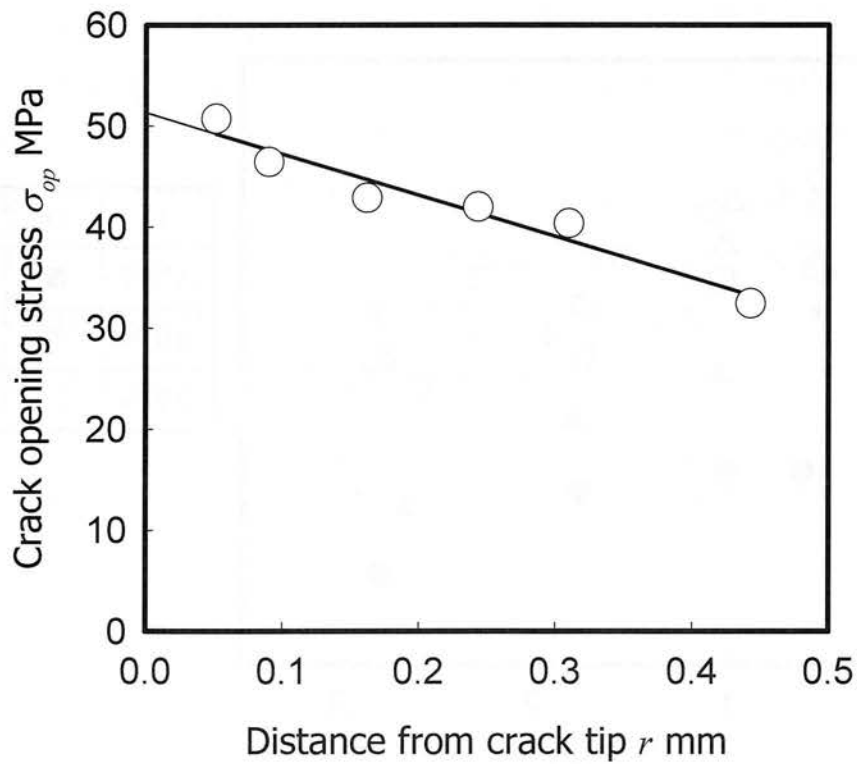
(c)  $C \doteq -1$

$a$	1.0mm	2.7mm
A2017	●	◆
A10%	○	◇
A20%	○	◇

Fig. 8.12 Relationship between  $COD$  and  $\sqrt{r/a}$



(a) Relationship between  $\sigma_1$  and  $COD$



(b) Relationship between  $\sigma_{op}$  and  $r$

Fig. 8.13 Example of  $\sigma_{top}$  measurement

応力比  $R=0$  における無限平板中の貫通き裂では,  $\sigma_{top}$  は次式で近似できる[19].

$$\frac{\sigma_{top}}{\sigma_{max}} = f(\alpha) \cos\left(\frac{\pi\sigma_{max}}{2\sigma_0}\right)^{\frac{1}{\alpha}} \quad (8.7)$$

$$f(\alpha) = 0.825 - 0.34\alpha + 0.05\alpha^2$$

ここに,  $\alpha$  は塑性拘束係数であり, 平面応力および平面ひずみに対し, それぞれ  $\alpha=1$ ,  $\alpha=3$  となる. また,  $\sigma_0$  は単軸降伏応力と引張強さの算術平均である. 式 (8.7) より  $\sigma_{max}/\sigma_0$  が小さくなるにつれて  $\sigma_{top}$  が高くなり, 平面応力よりも平面ひずみの場合のほうが  $\sigma_{top}$  は低下することがわかる. 本実験では表面き裂を対象とし, また材料の内部方向に応力こう配を有するが, 複合材料の静的強度が A2017 に比較して高いことと, 表面き裂では  $a$  の増加につれて平面ひずみが優勢となるき裂前縁の割合が増すことが図 8.14 の結果をもたらした要因になっているものと考えられる.

また, 二軸応力比  $C$  の相違は  $\sigma_{top}$  に影響を及ぼし,  $C$  が小さい場合のほうが高くなる傾向がある.

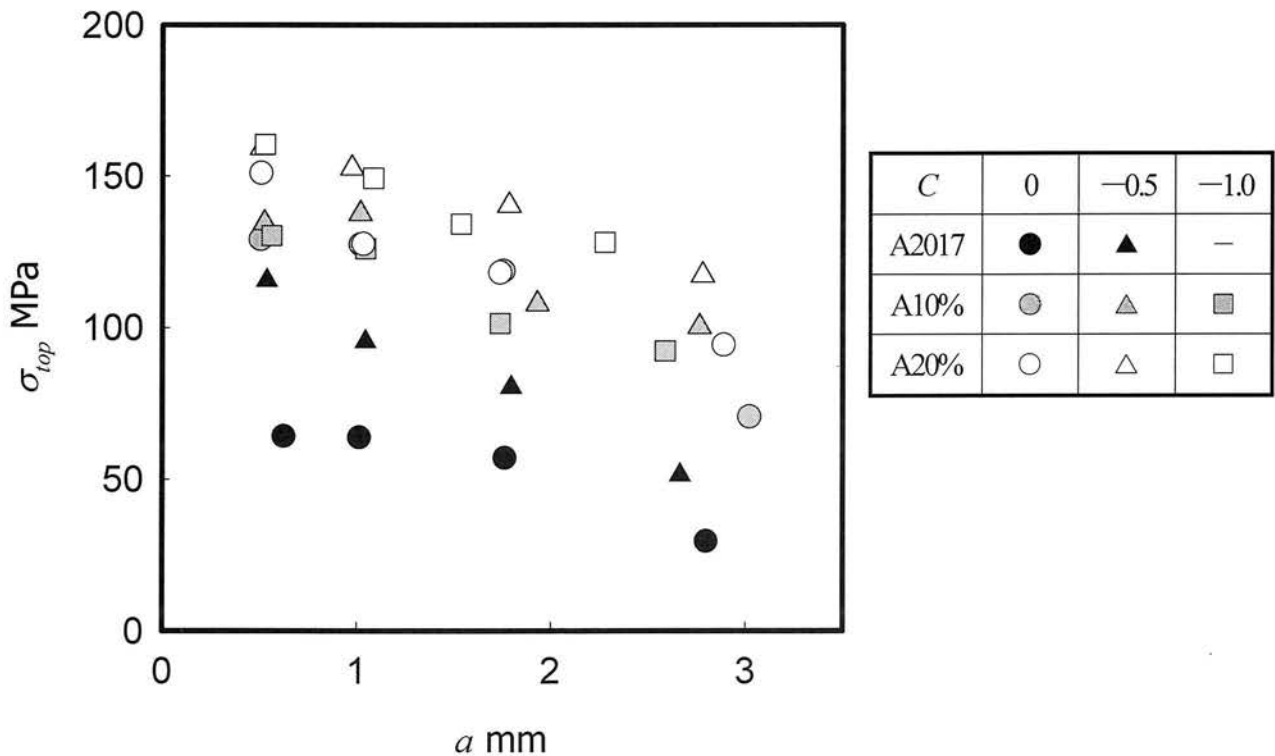


Fig. 8.14 Relationship between  $\sigma_{top}$  and  $a$



Table 8.5 Yield condition by von Mises

$C$	0	-0.5	-1
$\sigma_1/\sigma_{ys}$	1.0	0.735	0.577

Table 8.6 Experimental values of  $\sigma_1/\sigma_{0.2}$ 

Material	A2017	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 10%	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 20%
$\sigma_1/\sigma_{0.2}$	1.386	0.632	0.609

$da/dN-\Delta K$  関係および  $COD$  や  $\sigma_{top}$  に及ぼす  $C$  の効果について若干の考察を行って見た。

二軸応力下で降伏を生ずるとき、第 1 主応力  $\sigma_1$  は単軸応力における値  $\sigma_{ys}$  とは異なることが知られている[20]。ミーゼスの降伏条件を用い、各二軸応力比  $C$  においてこの場合の  $\sigma_1/\sigma_{ys}$  を求めれば、表 8.5 の値となる。また、本実験条件 ( $\sigma_1=280\text{MPa}$ ) に対して各材料の  $\sigma_1/\sigma_{0.2}$  は表 8.6 となる。本実験では試験片は応力こう配を有するから、表 8.5, 8.6 から明らかなように、試験開始の時点で A2017 ではすべての  $C$  に対し、試験片表面からある深さにわたり引張変形により降伏が生じ、降伏域の深さは  $C$  の低下につれて増加し、この領域には除荷により圧縮残留応力が発生する。また、複合材料でも  $C=-1$  に対しては圧縮残留応力の発生が期待される。圧縮残留応力領域をき裂が進展する場合には、残留応力が存在しない場合に比較して  $COD$  の減少と  $\sigma_{top}$  の上昇が生ずる[21]。

$C$  の減少が必ずしも  $COD$  の増加につながらないこと (図 8.12) や  $\sigma_{top}$  を上昇させること (図 8.14) は、上述の材料表面に生ずる圧縮残留応力が関与しているものと考えられ、 $C$  の相違により  $da/dN-\Delta K$  関係が異なる図 8.11 の結果がもたらされたものと考えられる。

Table 8.7 Coefficient  $D'$  and  $m'$ 

Material	$D' \times 10^{-11}$	$m'$
A2017	4.98	2.41
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 10%	4.51	2.54
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 20%	3.80	2.87

### 8.3.5 き裂進展速度への修正パリス則の適用

図 8.11 の  $da/dN - \Delta K$  関係を, 図 8.14 の結果を利用して有効応力拡大係数幅  $\Delta K_{eff}$  で整理すれば, 図 8.15 となる. ここに  $\Delta K_{eff}$  は次式で表示した.

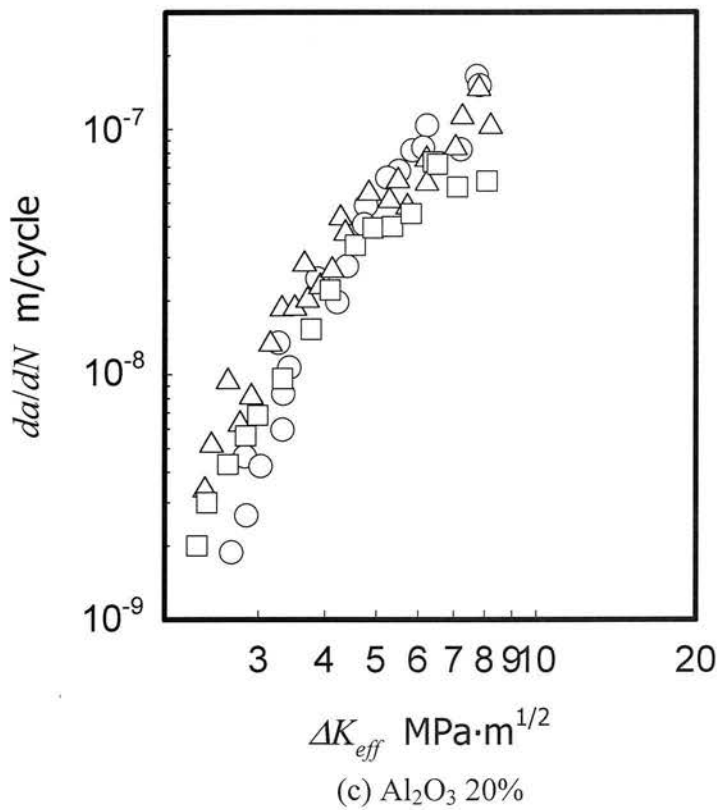
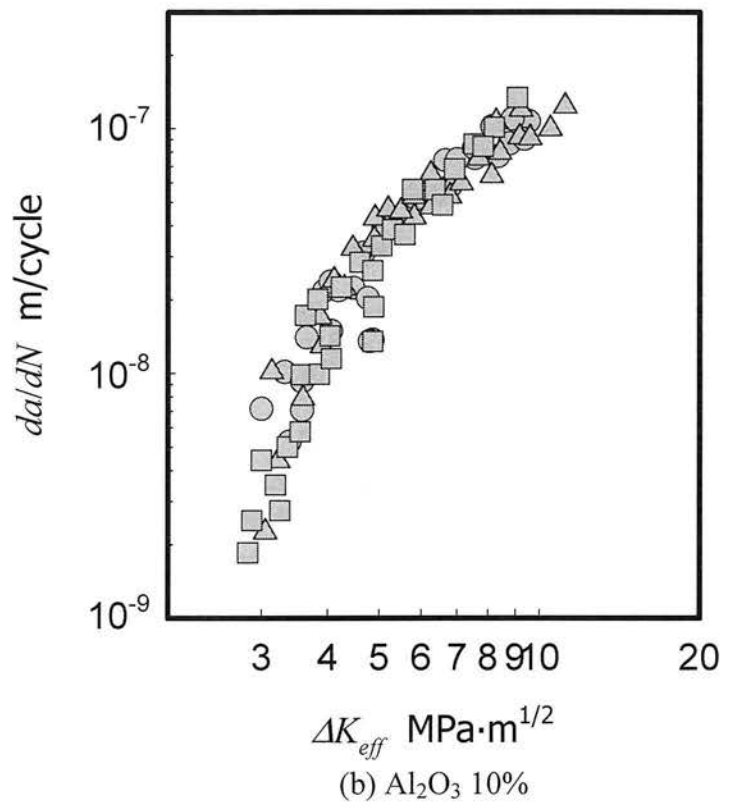
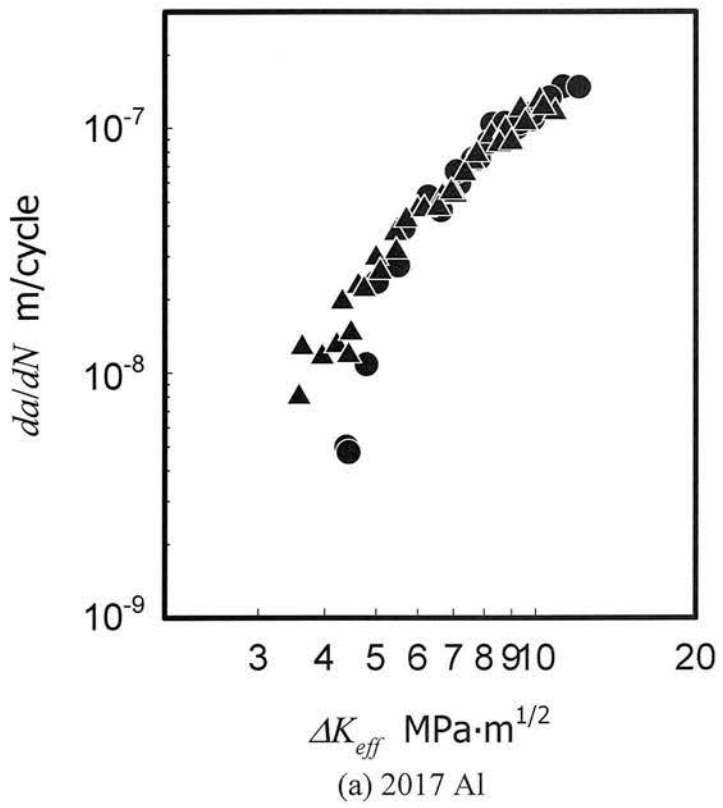
$$\begin{aligned} \Delta K_{eff} &= F \Delta \sigma_{eff} \sqrt{\pi a} \\ \Delta \sigma_{eff} &= \sigma_{max} - \sigma_{top} \end{aligned} \quad (8.8)$$

き裂進展速度を  $\Delta K_{eff}$  で整理すると, A2017 では  $C$  の相違による  $da/dN - \Delta K_{eff}$  関係の差異はほとんど認められない. また複合材料においても  $C$  の相違による  $da/dN - \Delta K_{eff}$  関係の差は図 8.11 に比較して小さくなり, 二軸応力比の影響は軽減される.

各々の材料の  $da/dN - \Delta K_{eff}$  関係はほぼ次の修正 Paris 則で表示できる.

$$\frac{da}{dN} = D' \Delta K_{eff}^{m'} \quad (8.9)$$

ここに, 各材料に対する  $D'$ ,  $m'$  は表 8.7 の値となる. 表 8.7 および図 8.15 から,  $\Delta K_{eff}$  を用いても粒子含有率の影響は軽減できず, 対象とした材料のき裂進展速度を  $\Delta K_{eff}$  により統一的に整理するのは困難である.



$C$	0	-0.5	-1.0
A2017	●	▲	—
A10%	●	△	■
A20%	○	△	□

Fig. 8.15 Relationship between  $da/dN$  and  $\Delta K_{eff}$

### 8・3・6 き裂進展速度とき裂先端開口変位

き裂進展を支配する要因の一つにき裂先端開口変位  $CTOD$  が考えられる[22].  
 そこで, 図 8.12 において  $\sqrt{r/a}$  を零に外挿した  $COD$  を  $CTOD$  とし, 各  $a$  に対する  $da/dN$  を図 8.11 より求め, 両者の関係を図 8.16 に示した.

個々の材料では,  $C$  の如何にかかわらず,  $da/dN$  と  $CTOD$  の間にはほぼ固有の関係が成立し, 母材相当合金と 10%複合材の関係は類似しているが, 20%複合材とは明らかに相違するから, 異なる材料間の  $da/dN$  を  $CTOD$  で統一的に整理することは困難となる.  $CTOD$  はき裂先端に生ずるひずみの尺度であるから, 図 8.16 の結果は  $Al_2O_3$  粒子をある程度以上含有すると, き裂先端に生ずるひずみが同じでも  $da/dN$  が異なることを意味し, 20%複合材では 10%複合材や母材相当合金とは異なり,  $Al_2O_3$  粒子や母材・粒子間の界面の破壊がき裂進展に大きく関与していることを示唆している.

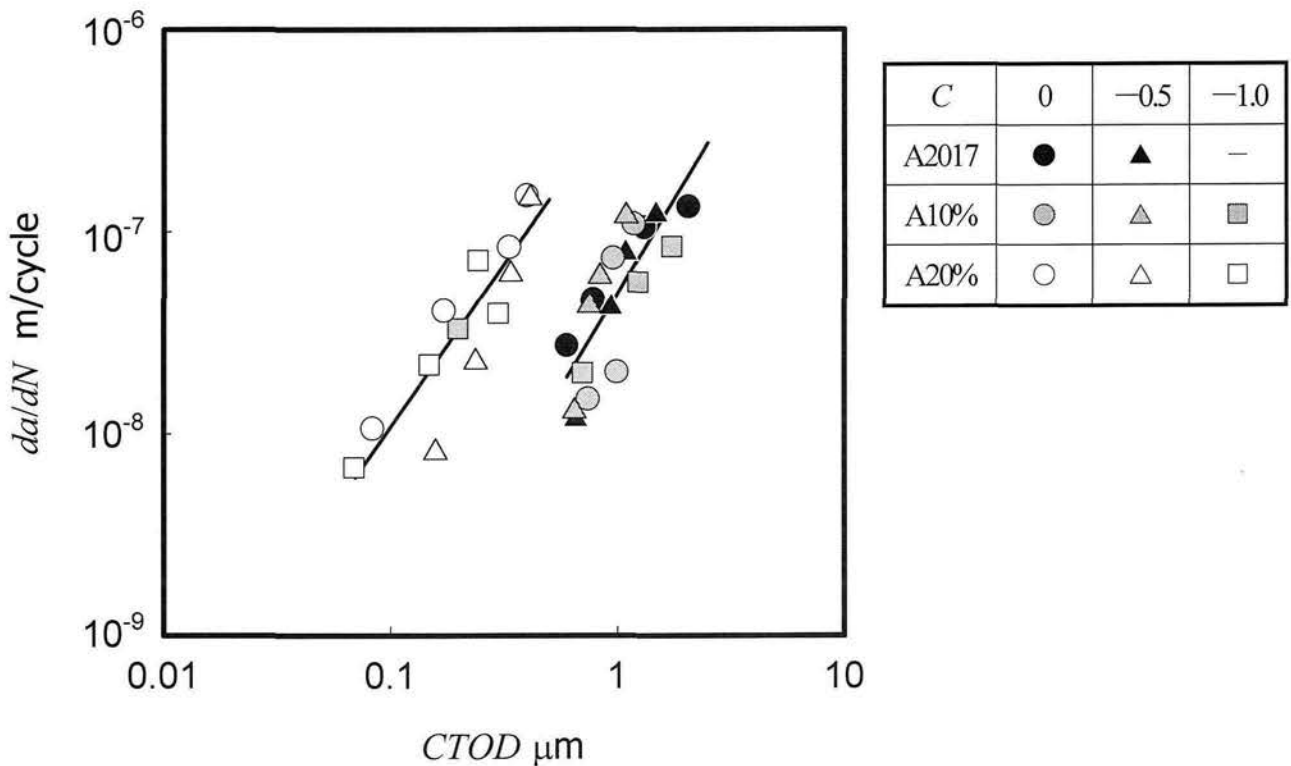


Fig. 8.16 Relationship between  $da/dN$  and  $CTOD$

Table 8.8 Surface roughness of crack section

Material	A2017	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 10%	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 20%
$C \doteq 0$	3.56	7.37	10.07
$C \doteq -0.5$	4.30	9.90	11.53
$C \doteq -1$	5.00	8.11	12.06

Cut off value  $\lambda_c = 88\mu\text{m}$

### 8.3.7 き裂面粗さに及ぼす粒子含有率, 二軸応力比の影響

き裂断面の粗さ測定状況を図 8.17 に, 測定結果を, 表 8.8 に示した. なお, 測定は  $daldN$  を調査した  $a > 3\text{mm}$  の試験片を用い, 図 8.17 に示すように, 試験片表面より  $25\mu\text{m}$  の深さにおいて表面に平行にとった長さ  $1.76\text{mm}$ , 幅  $400\mu\text{m}$  の領域に対して実施し, 算術平均粗さ  $R_a[\mu\text{m}]$  を粗さの尺度とした.

表 8.8 から明らかなように, き裂横断面の粗さは  $C$  が同じ場合には, 粒子含有率が高くなるほど増加する. また, 個々の材料では  $C$  の低下につれて増加する傾向が認められる場合が多い.

き裂横断面の粗さの増加は  $K$  の減少を引き起こすから[23] [24], ある程度以上の Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 粒子の存在は粗さの増加を通して間接的にき裂進展を抑制することになる. また, 粗さの増加が  $C$  の低下による  $daldN$  の上昇を抑制する要因の一つになっていると考えられる.

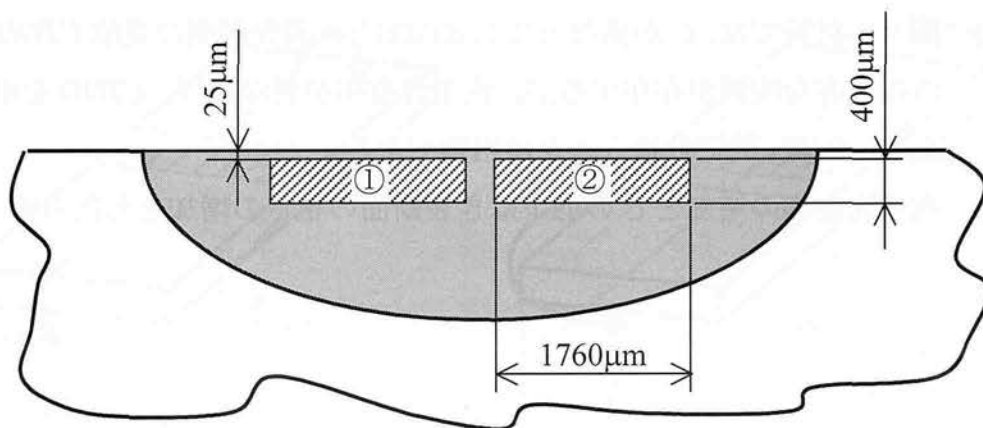


Fig. 8.17 Measurement of surface roughness on crack section

## 8・4 結 言

$\text{Al}_2\text{O}_3$  粒子の含有率が異なる 2 種類の  $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{Al}$  合金複合材料と A2017 に T6 処理を施し、平板中のモード I 表面き裂を対象として、き裂進展に及ぼす第 2 主応力と粒子含有率の影響を検討した。

得られた結果を要約すれば、以下のようになる。

- (1) 微小円孔を有する電着銅薄膜を利用して、本試験に用いた試験片表面における二軸応力比  $C$  を計測すると、ひずみロゼットにより得られる値とよく一致する。
- (2) き裂長さが同一であれば、き裂のアスペクト比は二軸応力比  $C$  や粒子含有率の相違には依存しない。
- (3) 粒子含有率が高いほど、Paris 則における指数  $m$  は大きく、 $D$  は小さくなることから、低 $\Delta K$  領域におけるき裂進展速度  $da/dN$  は低下するが、 $\Delta K$  の上昇につれて粒子のき裂進展抑制効果は減少する。
- (4) いずれの材料においても、 $C$  が相違すれば  $da/dN-\Delta K$  関係は異なる。
- (5) き裂先端開口応力  $\sigma_{top}$  は粒子含有率が高く、 $C$  が低いほど上昇し、き裂長さの増加につれて若干低下する傾向を示す。
- (6) 各材料に対して  $\Delta K_{eff}$  を適用すれば、 $da/dN$  に及ぼす  $C$  の影響は軽減されるが、粒子含有率が相違すれば、 $da/dN-\Delta K_{eff}$  の関係は同一とはならない。
- (7) 負荷応力およびき裂長さが等しければ、き裂開口変位  $COD$  は粒子含有率の増加につれて小さくなる。
- (8) 個々の材料では、 $C$  が異なっても  $da/dN$  とき裂先端開口変位  $CTOD$  の間にほぼ固有な関係が存在するが、粒子含有率が異なれば、 $CTOD$  を用いても  $da/dN$  を統一的に取扱うことは困難である。
- (9) 粒子含有率の増加と  $C$  の低下はき裂断面の粗さの増加をもたらす。

## 付録 8・A 長方形断面を有する平板のねじりに対する板幅方向の応力分布

本試験では曲げとねじりの組合せにより，試験片表面では二軸応力状態となっている．このうち，図 8.18(a)に示すように曲げモーメントにより生ずる応力 $\sigma$ （曲げ応力）は試験片表面では板幅方向( $2b$ )に一樣に分布する．一方，図 8.18(b)に示すようにねじりにより生ずる応力 $\tau$ （せん断応力）は一般に試験片表面でも板幅方向に一樣には分布しない．したがって，試験片表面における主応力も板幅方向に一樣に分布しないことになる．そこで，本試験に用いた試験片に対して，弾性理論に基づいて板幅方向のせん断応力の分布を計算した．

図 8.18(b)に示すように座標軸をとり，板幅  $2b$ ，板厚  $2a$  の長方形断面を考えると，応力関数 $\phi$ は次式で表される[12]．

$$\phi = \frac{32G\theta a^2}{\pi^3} \sum_{n=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{1}{n^3} (-1)^{(n-1)/2} \left[ 1 - \frac{\cosh(n\pi y/2a)}{\cosh(n\pi b/2a)} \right] \cos \frac{n\pi x}{2a} \quad (8.10)$$

ここで， $G$  は横弾性係数， $\theta$ はねじり角である．これより，板幅方向のせん断応力 $\tau_{yz}$ は次式で表される．

$$\tau_{yz} (= \tau_{zy}) = -\frac{\partial \phi}{\partial x} = \frac{16G\theta a}{\pi^2} \sum_{n=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{1}{n^2} (-1)^{(n-1)/2} \left[ 1 - \frac{\cosh(n\pi y/2a)}{\cosh(n\pi b/2a)} \right] \sin \frac{n\pi x}{2a} \quad (8.11)$$

$b > a$  とすると，最大せん断応力は，長方形の長辺  $x = \pm a$  の中点 ( $y = 0$ ) に生ずる．式(8.11)に  $x = a$ ， $y = 0$  を代入すると，次式となる．

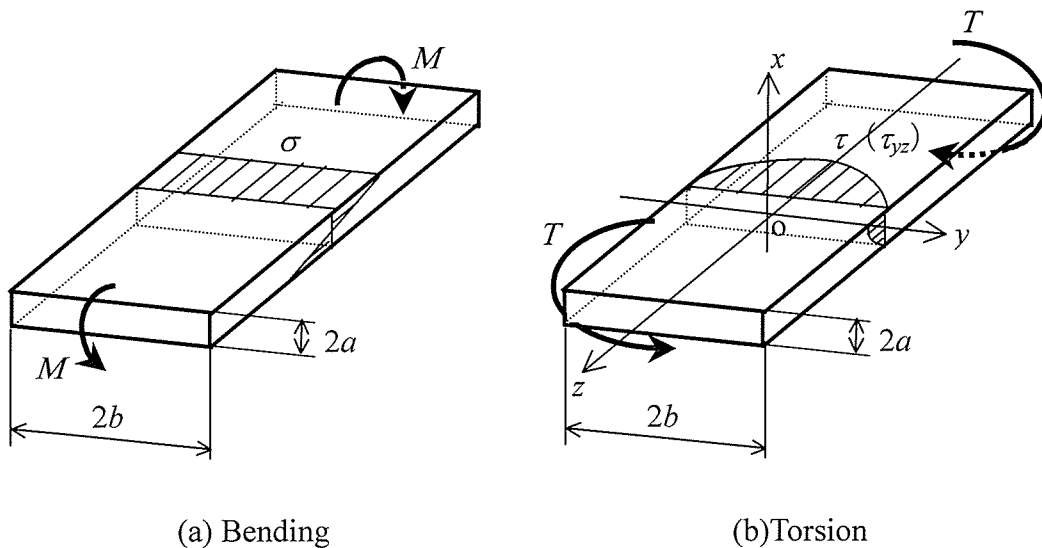


Fig. 8.18 Plate under bending and torsion

$$\tau_{max} = \frac{16G\theta a}{\pi^2} \sum_{n=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{1}{n^2} \left[ 1 - \frac{1}{\cosh(n\pi b/2a)} \right] \quad (8.12)$$

式(8.11), (8.12)より, 試験片の表面 ( $x=a$ ) における  $\tau_{yz}/\tau_{max}$  の分布を求めることができる. 本実験で用いた試験片寸法として  $2a=3\text{mm}$ ,  $2b=12\text{mm}$  を代入すれば,  $\tau_{yz}/\tau_{max}$  の分布は図 8.19 となる. なお, 式(8.11), (8.12)は第3項目までで計算を打ち切っている. 図から,  $y=\pm 3\text{mm}$  の位置においても,  $\tau_{yz}/\tau_{max}$  の  $y=0$  に対する減少割合は 3%にすぎない. したがって, 試験片表面における板幅方向のせん断応力分布は, 中央から  $\pm 3\text{mm}$  の領域ではほぼ一様であるとみなすことができる. 本実験ではき裂の半長が  $3\text{mm}$  程度成長するまでの領域を対象としているので, 図 8.1 を参考に, き裂長さの板幅方向への投影長さを求めると,  $C \doteq -1$  のとき,  $3\cos 45^\circ \doteq 2.1\text{mm}$ ,  $C \doteq -0.5$  のとき,  $3\cos 32^\circ \doteq 2.5\text{mm}$  となる. したがって, いずれの  $C$  に対しても, き裂長さの半長の板幅方向への投影長さが  $3\text{mm}$  未満であるので, 本実験の範囲内ではせん断応力はほぼ一様であると考えることができる. したがって, 主応力の分布もほぼ一様とみなすことができる.

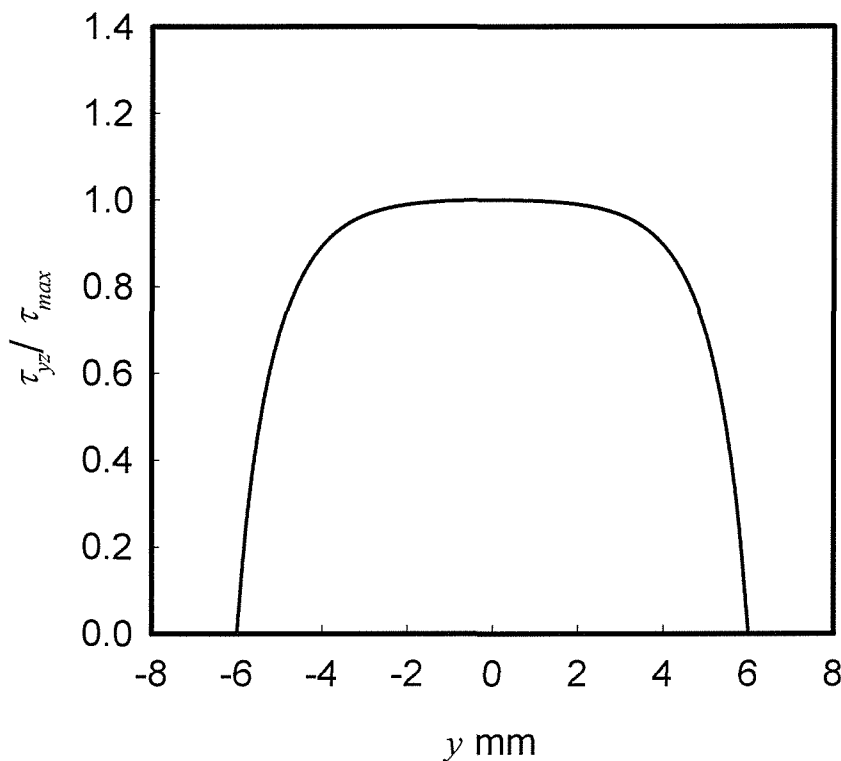


Fig. 8.19 Distribution of shearing stress to the plate width direction



## 付 録 8・B 応力拡大係数の補正係数

Newman と Raju は三次元有限要素法により、図 8.20 のような半楕円表面き裂をもつ有限幅、有限長さの平板の曲げに対する応力拡大係数を高い精度で求め、以下のように公式化している[13].

$$K = H \cdot \frac{\sigma_B \sqrt{\pi b}}{E(k)} \cdot F' \left( \frac{b}{t}, \frac{b}{a}, \frac{a}{W}, \phi \right) \quad (8.13)$$

ここで、

$$E(k) = \left[ 1 + 1.464 \left( \frac{b}{a} \right)^{1.65} \right]^{1/2}, \quad \left( \frac{b}{a} \leq 1 \right) \quad (8.14)$$

$$F' = \left[ M_1 + M_2 \left( \frac{b}{t} \right)^2 + M_3 \left( \frac{b}{t} \right)^4 \right] \cdot f_\phi \cdot g \cdot f_W \quad (8.15)$$

$$M_1 = 1.13 - 0.09 \left( \frac{b}{a} \right) \quad (8.16)$$

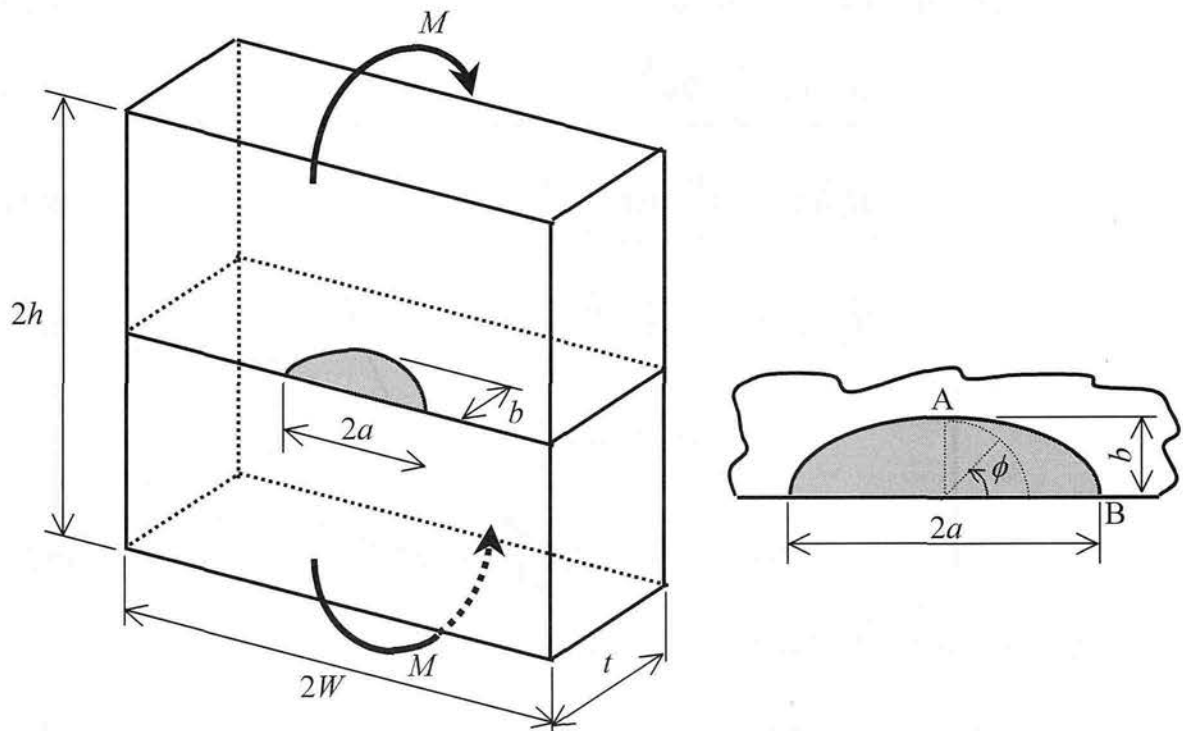


Fig. 8.20 Semi-elliptical surface crack in a finite plate under bending

$$M_2 = -0.54 + \frac{0.89}{0.2 + \left(\frac{b}{a}\right)} \quad (8.17)$$

$$M_3 = 0.5 - \frac{1.0}{0.65 + \left(\frac{b}{a}\right)} + 14 \left(1.0 - \frac{b}{a}\right)^{24} \quad (8.18)$$

$$g = 1 + \left[0.1 + 0.35 \left(\frac{b}{t}\right)^2\right] (1 - \sin \phi)^2 \quad (8.19)$$

$$f_\phi = \left[ \left(\frac{b}{a}\right)^2 \cos^2 \phi + \sin^2 \phi \right]^{1/4} \quad (8.20)$$

$$f_w = \left[ \sec \left( \frac{\pi a}{2W} \sqrt{\frac{b}{t}} \right) \right]^{1/2} \quad (8.21)$$

$$H = H_1 + (H_2 - H_1) \sin^p \phi \quad (8.22)$$

$$p = 0.2 + \frac{b}{a} + 0.6 \frac{b}{t} \quad (8.23)$$

$$H_1 = 1 - 0.34 \frac{b}{t} - 0.11 \frac{b}{a} \left(\frac{b}{t}\right) \quad (8.24)$$

$$H_2 = 1 + G_1 \left(\frac{b}{t}\right) + G_2 \left(\frac{b}{t}\right)^2 \quad (8.25)$$

$$G_1 = -1.22 - 0.12 \frac{b}{a} \quad (8.26)$$

$$G_2 = 0.55 - 1.05 \left(\frac{b}{a}\right)^{0.75} + 0.47 \left(\frac{b}{a}\right)^{1.5} \quad (8.27)$$

また、 $\sigma_B$ は曲げ応力であり、次式で表される。

$$\sigma_B = \frac{3M}{Wt^2} \quad (8.28)$$

式の適用範囲は、 $0 < b/a \leq 1.0$ 、 $0 \leq b/t < 1.0$ 、 $a/W < 0.5$  および  $0 \leq \phi \leq \pi$  であり、精度は有限要素解に対して 5%以内である。

板表面では、 $\phi=0$  となるので、式(8.19)、(8.20)、(8.22)は次式となる。

$$g = 1.1 + 0.35 \left( \frac{b}{t} \right)^2 \quad (8.19')$$

$$f_{\phi} = \left( \frac{b}{a} \right)^{1/2} \quad (8.20')$$

$$H = H_1 \quad (8.22')$$

さらに、 $W$  はき裂に平行な板幅であるので、図 8.1 を参考に、この方向への投影長さを求めると、 $C \doteq -1$  のとき、 $12/\cos 45^\circ \doteq 17\text{mm}$ 、 $C \doteq -0.5$  のとき、 $12/\cos 32^\circ \doteq 14\text{mm}$  となる。

ここで、本文中の式(8.4)における補正係数  $F$  は、式(8.13)と比較することにより次式で表される。

$$F = \frac{HF'}{E(k)} \sqrt{\frac{b}{a}} \quad (8.29)$$

図 8.8 に示したき裂断面のアスペクト比の関係を 2 次近似し、それぞれの二軸応力比において  $F$  を式(8.29)により求めると、図 8.21 となる。

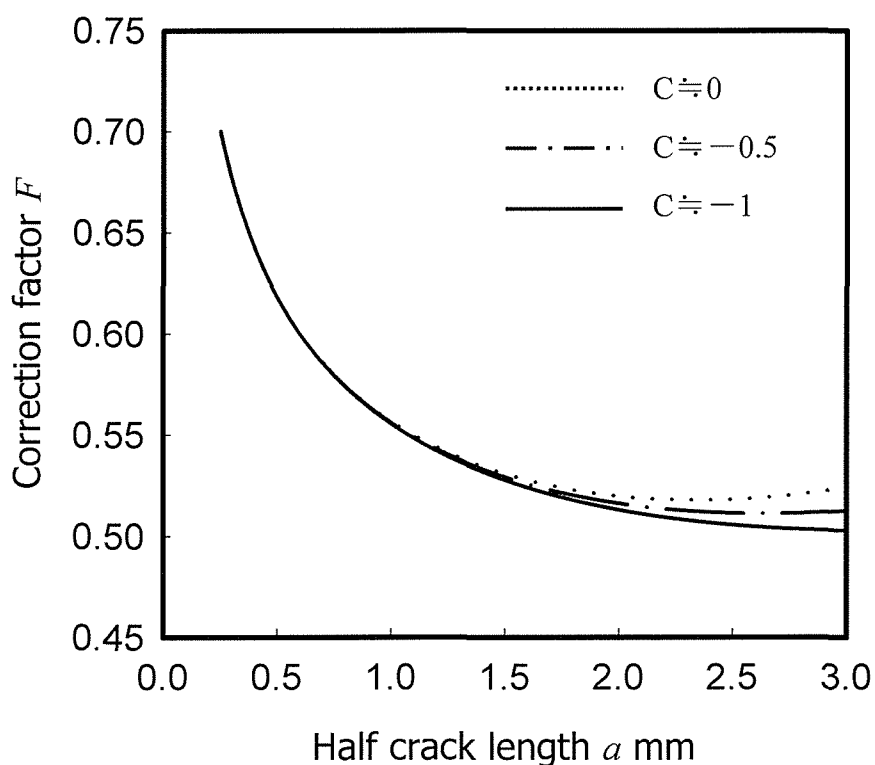


Fig. 8.21 Correction factor of stress intensity factor

## 付 録 8・C 弾性論に基づくき裂開口変位[16]

複素ポテンシャル $\psi(z)$ ,  $\chi(z)$ に対して, 問題に対する境界条件を満足するようにある確定した関数を選定すると, 直交座標における応力成分 $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$ ,  $\tau_{xy}$ と $x$ ,  $y$ 方向変位 $u$ ,  $v$ は以下の式により求められる.

$$\sigma_x + \sigma_y = 4 \operatorname{Re} \psi'(z) \quad (8.30)$$

$$\sigma_y - \sigma_x + 2i\tau_{xy} = 2[\bar{z}\psi''(z) + \chi''(z)] \quad (8.31)$$

$$2G(u + iv) = \frac{3-\nu}{1+\nu}\psi(z) - z\bar{\psi}'(\bar{z}) - \bar{\chi}'(\bar{z}) \quad (8.32)$$

ここに,  $G$ は横弾性係数であり, 関数 $f(z)$ の中のすべての $i$ を $-i$ に置き換えた共役な関数を $\bar{f}(\bar{z})$ で表す. 式(8.31)の実部と虚部は $\sigma_y - \sigma_x$ ,  $2\tau_{xy}$ に等しく, 式(8.32)の実部と虚部は $2Gu$ ,  $2Gv$ に等しい.

き裂をだ円孔とみなし, だ円座標 $\xi$ ,  $\eta$ を次のように定義する.

$$z = x + iy = c \cosh \zeta, \quad \zeta = \xi + i\eta \quad (c = \text{定数}) \quad (8.33)$$

ここで,

$$\begin{aligned} \cosh(\xi + i\eta) &= \frac{1}{2} [e^{\xi+i\eta} + e^{-(\xi+i\eta)}] \\ &= \frac{1}{2} [e^{\xi}(\cos \eta + i \sin \eta) + e^{-\xi}(\cos \eta - i \sin \eta)] \\ &= \frac{1}{2} [(e^{\xi} + e^{-\xi})\cos \eta + i(e^{\xi} - e^{-\xi})\sin \eta] \\ &= \cosh \xi \cos \eta + i \sinh \xi \sin \eta \end{aligned} \quad (8.34)$$

これより,

$$x = c \cosh \xi \cos \eta, \quad y = c \sinh \xi \sin \eta \quad (8.35)$$

式(8.35)から $\eta$ を消去すれば, 次式が得られる.

$$\frac{x^2}{c^2 \cosh^2 \xi} + \frac{y^2}{c^2 \sinh^2 \xi} = 1 \quad (8.36)$$

$\xi$ が一定 ( $=\xi_0$ ) であれば, 式(8.36)は長径, 短径が  $c \cosh \xi_0$ ,  $c \sinh \xi_0$  であり, 焦点が  $x = \pm c$  にあるようなだ円の式を与える.  $\xi_0$ が非常に小さい場合, それに対応するだ円は非常に細長くなり,  $\xi_0 = 0$  なる極限に近づけると, だ円は二つの焦点を結ぶ長さ  $2c$  の線分に等しく, この場合のだ円をき裂と考えることができる. また,

$\xi_0$ を増せば、だ円も大きくなり、 $\xi_0 = \infty$ なる極限になると無限大の円に近づく。

一方、式(8.35)から $\xi$ を消去すれば、次式が得られる。

$$\frac{x^2}{c^2 \cos^2 \eta} - \frac{y^2}{c^2 \sin^2 \eta} = 1 \quad (8.37)$$

$\eta$ が一定 ( $=\eta_0$ ) であれば、式(8.38)はだ円と同じ焦点を持った双曲線を表す。

ここで、図 8.22 に示すような面を考え、 $\xi$  = 一定である曲線上の垂直応力成分を $\sigma_\xi$ 、 $\eta$  = 一定である曲線上の垂直応力成分を $\sigma_\eta$ 、両方の曲線上のせん断応力成分を $\tau_{\xi\eta}$ とすれば、直交座標成分 $\sigma_x$ 、 $\sigma_y$ 、 $\tau_{xy}$ との間に次の関係が成立する。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_\xi &= \frac{1}{2}(\sigma_x + \sigma_y) + \frac{1}{2}(\sigma_x - \sigma_y)\cos 2\alpha + \tau_{xy} \sin 2\alpha \\ \sigma_\eta &= \frac{1}{2}(\sigma_x + \sigma_y) - \frac{1}{2}(\sigma_x - \sigma_y)\cos 2\alpha - \tau_{xy} \sin 2\alpha \\ \tau_{\xi\eta} &= -\frac{1}{2}(\sigma_x - \sigma_y)\sin 2\alpha + \tau_{xy} \cos 2\alpha \end{aligned} \right\} \quad (8.38)$$

ここで、 $\alpha$ は $\eta$  = 一定なる曲線の $\xi$ が増加する方向の接線と $x$ 軸がなす角度である。これより次式を得る。

$$\begin{aligned} \sigma_\xi + \sigma_\eta &= \sigma_x + \sigma_y \\ \sigma_\eta - \sigma_\xi + 2i\tau_{\xi\eta} &= e^{2i\alpha}(\sigma_y - \sigma_x + 2i\tau_{xy}) \end{aligned} \quad (8.39)$$

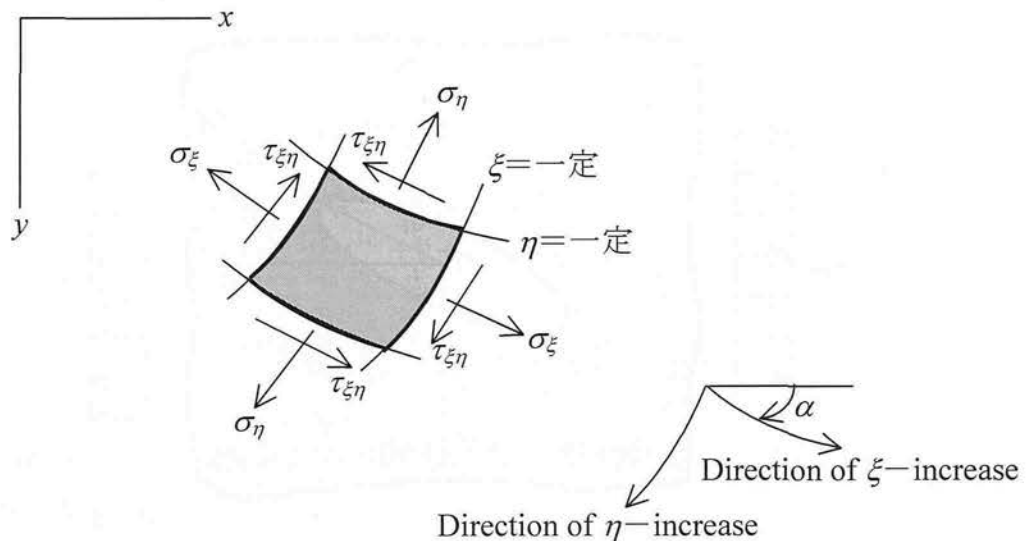


Fig. 8.22 Stress components in curvilinear coordinates

したがって、式(8.30), (8.31)は次のように表すことができる.

$$\sigma_{\xi} + \sigma_{\eta} = 4\text{Re}\psi'(z) \quad (8.40)$$

$$\sigma_{\eta} - \sigma_{\xi} + 2i\tau_{\xi\eta} = 2e^{2i\alpha} [\bar{z}\psi''(z) + \chi''(z)] \quad (8.41)$$

また、だ円座標における変位  $u_{\xi}$ ,  $u_{\eta}$  は、直交座標における変位  $u$ ,  $v$  と以下の関係にある.

$$u_{\xi} = u\cos\alpha + v\sin\alpha, \quad u_{\eta} = v\cos\alpha - u\sin\alpha \quad (8.42)$$

これより次式を得る.

$$u_{\xi} + iu_{\eta} = e^{-i\alpha}(u + iv) \quad (8.43)$$

したがって、式(8.32)は次のように表すことができる.

$$2G(u_{\xi} - iu_{\eta}) = e^{i\alpha} \left[ \frac{3-\nu}{1+\nu} \bar{\psi}(\bar{z}) - \bar{z}\psi'(z) - \chi'(z) \right] \quad (8.44)$$

ここで、式(8.44)は式(8.32)の  $i$  を  $-i$  に置き換えている.

図8.23に示すような正の  $x$  軸の下方に角  $\beta$  をなす方向に単純な引張応力  $\sigma$  を受ける無限平板が  $x$  軸に沿って長軸をもつだ円孔 (長径  $a$ , 短径  $b$ ) により乱される場合を考える. だ円孔境界で応力は零である.

引張応力  $\sigma$  に平行であるように  $Ox$  を  $\beta$  だけ回転して得られる直交座標を  $Ox'$ ,  $Oy'$  とする. このとき、式(8.39)より、

$$\sigma_{x'} + \sigma_{y'} = \sigma_x + \sigma_y \quad (8.45)$$

$$\sigma_{y'} - \sigma_{x'} + 2i\tau_{x'y'} = e^{2i\beta} (\sigma_y - \sigma_x + 2i\tau_{xy})$$

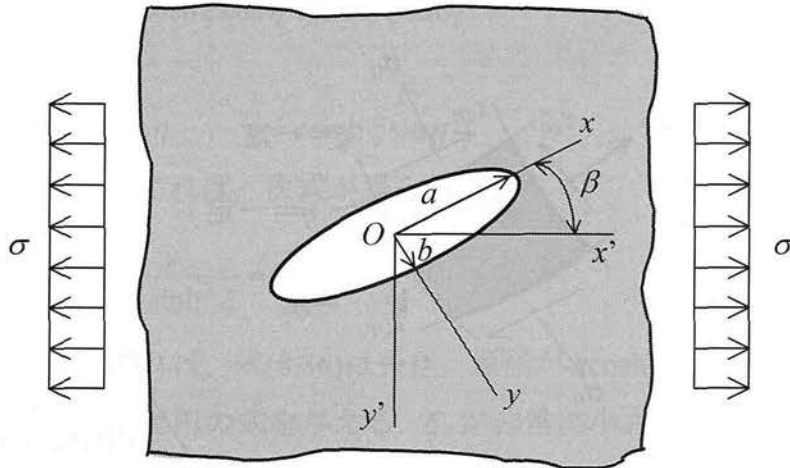


Fig. 8.23 Elliptic hole in a plate under simple tension

無限遠では $\sigma_x = \sigma$ ,  $\sigma_y = \tau_{xy} = 0$ となるので, 境界条件は以下のように表される.

$$\sigma_x + \sigma_y = \sigma, \quad \sigma_y - \sigma_x + 2i\tau_{xy} = -\sigma e^{-2i\beta} \quad (8.46)$$

また,  $\xi = \xi_0$ なる値をもつた円孔境界における境界条件は,  $\sigma_\xi = \tau_{\xi\eta} = 0$ である. これらの境界条件を満足するような複素ポテンシャル $\psi(z)$ ,  $\chi(z)$ を式(8.30), (8.31), および式(8.40), (8.41)を用いて求めると, 次式となる.

$$\psi(z) = \frac{1}{4}\sigma c \left[ e^{2\xi_0} \cos 2\beta \cosh \zeta + (1 - e^{2\xi_0 + 2i\beta}) \sinh \zeta \right] \quad (8.47)$$

$$\chi(z) = -\frac{1}{4}\sigma c^2 \left[ (\cosh 2\xi_0 - \cos 2\beta)\zeta + \frac{1}{2}e^{2\xi_0} \cosh 2(\zeta - \xi_0 - i\beta) \right] \quad (8.48)$$

モード I き裂を対象とすると,  $\beta = \pi/2$ となるので, 式(8.47), (8.48)は次式となる.

$$\psi(z) = \frac{1}{4}\sigma c \left[ -e^{2\xi_0} \cosh \zeta + (1 + e^{2\xi_0}) \sinh \zeta \right] \quad (8.49)$$

$$\chi(z) = -\frac{1}{4}\sigma c^2 \left[ (\cosh 2\xi_0 + 1)\zeta - \frac{1}{2}e^{2\xi_0} \cosh 2(\zeta - \xi_0) \right] \quad (8.50)$$

また, これを微分して次式を得る.

$$\psi'(z) = \frac{d\psi}{d\zeta} \frac{d\zeta}{dz} = \frac{1}{4}\sigma \left[ -e^{2\xi_0} + (1 + e^{2\xi_0}) \coth \zeta \right] \quad (8.51)$$

$$\chi'(z) = \frac{d\chi}{d\zeta} \frac{d\zeta}{dz} = -\frac{1}{4}\sigma c \left[ (\cosh 2\xi_0 + 1) - e^{2\xi_0} \sinh 2(\zeta - \xi_0) \right] \frac{1}{\sinh \zeta} \quad (8.52)$$

式(8.33), (8.49), (8.51), (8.52)を変位の直交座標成分の式(8.32)に代入すれば, 次式となる.

$$\begin{aligned} 2G(u + iv) = & \frac{\sigma c}{4} \left[ \frac{3 - \nu}{1 + \nu} \left\{ -e^{2\xi_0} \cosh \zeta + (1 + e^{2\xi_0}) \sinh \zeta \right\} \right. \\ & - \frac{\sigma c}{4} \cosh \zeta \cdot \left\{ -e^{2\xi_0} + (1 + e^{2\xi_0}) \coth \bar{\zeta} \right\} \\ & \left. + \frac{\sigma c}{4} \left\{ (\cosh 2\xi_0 + 1) - e^{2\xi_0} \sinh 2(\bar{\zeta} - \xi_0) \right\} \cdot \frac{1}{\sinh \bar{\zeta}} \right] \quad (8.53) \end{aligned}$$

ここで, 式(8.34)のような関係式を利用し, さらにき裂に対しては,  $\xi = \xi_0 \rightarrow 0$  とおけるので, 式(8.53)は以下のようになる.

$$2G(u+iv) = \frac{\sigma c}{4} \left\{ \frac{3-\nu}{1+\nu} (-\cos\eta + 2i\sin\eta) + \cos\eta \left( 1 - \frac{2i\sin 2\eta}{1-\cos 2\eta} \right) + 2 \left( -\cos\eta + \frac{i}{\sin\eta} \right) \right\} \quad (8.54)$$

したがって、上式の虚部をとって  $y$  方向変位  $v$  を求めれば、次式となる。

$$v = \frac{\sigma}{G} \frac{1}{1+\nu} c \sin\eta = \frac{2\sigma}{E} c \sin\eta \quad (8.55)$$

ここで、式(8.35)において、 $\xi = \xi_0 \rightarrow 0$  とおけば、 $x = c \cos\eta$  となる。したがって、式(8.55)の  $\eta$  を  $x$  で置き換えれば 次式となる。

$$v = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{c^2 - x^2} \quad (8.56)$$

これより、き裂開口変位  $COD$  は次式で表される。

$$COD = 2v = \frac{4\sigma}{E} \sqrt{c^2 - x^2} \quad (8.57)$$

ここで、き裂先端からの距離を  $r$  とすると、 $x = c - r$  とおける。また、き裂先端近傍では、 $r$  の高次の項は無視でき、応力拡大係数  $K$  については、 $K = \sigma\sqrt{\pi c}$  と表せる。したがって、式(8.57)はき裂先端近傍において次式で表すことができる。

$$COD = \frac{8K}{E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \quad (8.6)$$

## 参考文献

- [1] 北岡征一郎, 小野勇一, 辻敦義, 宇田康弘, アルミナ粒子強化複合材料のモード I 表面き裂の進展に及ぼす第二主応力の影響, 日本機械学会論文集(A 編), **65**-631(1999), 628-634.
- [2] S. Kitaoka, Y. Ono, The Effect of Second Principal Stress on The Fatigue Propagation of Mode I Surface Crack in  $Al_2O_3/Al$  Alloy Composites, *International Journal of Fatigue*, **25**(2003), 1347-1355.
- [3] Au, N. N. and Lin, S. R., *Mixed Mode Crack Propagation*, (1981), 55, Sijthoff and Noordhohh.



- [4] H. Kitagawa, R. Yuuki and K. Tohgo, A Fracture Mechanics Approach to High-cycle Fatigue Crack Growth under In-plane Biaxial Loads, *Fatigue of Engineering Materials & Structures*, **2**(1979), 195-206.
- [5] 北川英夫, 結城良治, 東郷敬一郎, 角田義秋, 面内二軸荷重を受ける高張力鋼平板中の疲労き裂成長の破壊力学的研究, 日本機械学会論文集(A 編), **45-395**(1979), 707-716.
- [6] A. F. C. Liu, J. E. Allison, D. F. Dittner and J. R. Yamane, Effect of Biaxial Stresses on Crack Growth, *ASTM STP*, **677**(1979), 5-22.
- [7] M. Truchon, M. Amestoy and K. Dang-Van, Experimental Study of Fatigue Crack Growth under Biaxial Loading, *Advances in Fracture Research-Proc. 5<sup>th</sup> I.C.F. Cannes*, (1981), 1841-1849.
- [8] S. R. Joshi, and J. Shewchuk, Fatigue-crack Propagation in a Biaxial-stress Field, *Experimental Mechanics*, **10-12**(1970), 529-533.
- [9] P. M. Toor, On Fracture Mechanics under Complex Stress, *Engineering Fracture Mechanics*, **7-2**(1975), 321-329.
- [10] K. J. Miller, Fatigue under Complex Stress, *Metal Science*, **11-8**(1977), 432-438.
- [11] C. D. Hopper and K. J. Miller, Fatigue Crack Propagation in Biaxial Stress Fields, *Journal of Strain Analysis*, **12-18**(1977), 23-28.
- [12] Timoshenko, S.P. and Goodier, J. N., *Theory of Elasticity*, (1970), 311, Mcgrow-Hill.
- [13] Newman, J. C. and Raju, I. S., *Engineering Fracture Mechanics*, **15**, 1-2(1981), 185-192.
- [14] 國尾武, 中沢一, 林郁彦, 岡村弘之, 破壊力学実験法, (1984), 164, 朝倉書店.
- [15] Shang, J. K., Yu, W. and Ritchie, R. O., *Material Science Engineering, A*, **102**(1988),181-192.
- [16] Timoshenko, S.P. and Goodier, J. N., *Theory of Elasticity*, (1970), 190, Mcgrow-Hill.
- [17] Kitaoka, S. and Mikuriya, T., *International Journal of Fatigue*, **18-3**(1996), 181-192.

- [18] 北岡征一郎, 御厨照明, 曲げ・ねじり組合せ二軸応力下のモード I 表面き裂の進展, 日本機械学会論文集(A 編), **56**-532(1990), 2399-2404.
- [19] Newman, Jr. J. C., *International Journal of Fracture*, 18-3(1996), 181-192.
- [20] 例えば, 大橋義夫, 塑性理論の基礎, (1971), 34, 養賢堂.
- [21] 幡中憲治, 石川雄寿, き裂先端近傍のひずみ計測に基づく単一過大荷重による疲労き裂進展の遅延現象の検討, 日本機械学会論文集(A 編), **59**-567(1993), 2531-2539.
- [22] 例えば, 西谷弘信, 疲労強度学, (1985), 172, オーム社.
- [23] Suresh, S. and Ritchie, R. O., *Metallurgical and Materials Transactions, A*, 13-9(1982), 1627-1631.
- [24] Suresh, S., Vasudevan, A. K. and Bretz, P. E., *Metallurgical and Materials Transactions, A*, 15-2(1984), 369-379.

## 第 9 章

### 結 論

本論文では、まず、実験応力解析法の一つである金属薄膜を用いた応力測定法の短所を克服し、一層の充実を図ることを目的として、以下の3つの問題点に焦点をあてて検討を加えた。すなわち、①銅めっき応力測定法で利用されている較正曲線（成長粒子発生限界応力曲線）では、あるせん断応力振幅に対して、成長粒子が発生する繰返し数が固有の値となるため、機械要素に作用するせん断応力振幅を計測するためには、成長粒子発生の有無を確認するために試験を頻繁に中断する必要がある。②微小円孔を有する電着銅薄膜を用いた二軸応力検出法では、円孔縁に発生したすべり線を統計的に扱うため、測定精度の向上には多数の円孔を対象として試験を実施する必要がある。これにより計測時間が増加し、広い測定領域が必要となる。③銅めっき応力測定法の原理となる成長粒子の発生は動的な応力振幅のみに依存するため、静的な平均応力を検出することができない。これらの問題点を改善するために、①に関しては、銅薄膜に発生する成長粒子の密度が繰返し数  $N$  とともに増加し、広範囲な  $N$  に対して求めることができる点に着目して、従来の較正曲線に代わり、成長粒子の発生密度を利用した方法について検討した（第 2 章）。また、②に関しては、平板中の円孔縁における応力分布と機械要素に接着した円孔を有する銅薄膜の円孔縁での応力分布の類似性に着目し、従来とは異なる二軸応力測定法について検討した（第 3 章）。さらに、新しく提案した二軸応力測定法において、電着銅薄膜に作製する円孔を小さくして測定領域の局所化を図るとともに、被測定物の弾性係数の影響について検討を加えた（第 4 章）。また、③に関しては、平均応力の検出を可能にするために、円孔を有する金属薄膜から繰返し負荷により発生した疲労き裂の進展速度を利用した平均応力測定法について検討した（第 5 章）。また、銅薄膜よりも脆性的なニッケル合金薄膜を採用することにより、この平均応力検出法の測定精度の向上を図るとともに、測定法に及ぼす周波数の影響について調査した（第 6 章）。また、実機適用への観点から、提案した平均応力検出法における被測定物の弾性係

数の影響について検討を加えた（第7章）。

次いで、機械・構造材料への適用が期待されているアルミニウム合金中にセラミック粒子を分散させた粒子強化複合材料を対象として、疲労き裂の進展速度に及ぼすき裂に平行な第2主応力の影響を調査した。すなわち、平面曲げ一繰返しねじり組合せ試験を実施し、切欠きから発生したモードI表面き裂の二軸応力下での進展挙動を調査するとともに、破壊力学パラメータを用いてき裂進展速度を整理し、これらの有効性について検討を加えた（第8章）。

各章において得られた結果をまとめると、以下のようになる。

第2章は、銅めっき応力測定法における従来の較正曲線に代わり、成長粒子の発生密度を利用した測定法について検討した。すなわち、弾性係数の異なる3種類の素材を用いて、種々の二軸応力比  $C$ （=第2主応力 $\sigma_2$ /第1主応力 $\sigma_1$ ）のもとで繰返し負荷試験を実施し、成長粒子の発生密度  $r^*$  と繰返し数  $N$  との関係を調査した。その結果は次のように要約される。

(1) 単軸および  $C \leq 0$  となる二軸応力状態のいずれにおいても、銅薄膜の成長粒子発生密度を支配する主要な応力は、材料に作用するせん断応力振幅  $\tau_a$  である。

(2)  $\tau_a$  と粒子成長速度の平方根  $\sqrt{A_m}$  の間には次式の関係が成立する。

$$\tau_a = p \log \sqrt{A_m} + q$$

ここに、 $p$ 、 $q$  は定数である。

(3) 成長粒子発生密度  $r^*$  と繰返し数  $N$ 、および材料に作用するせん断応力振幅  $\tau_a$  の間には次の関係が成立する。

$$r^* = 10^{\frac{2(\tau_a - q)}{p}} N + D$$

ここに、 $D$  は定数である。

(4) したがって、成長粒子が発生する適度な繰返し数において  $r^*$  を測定すれば、材料に作用したせん断応力振幅を求めることができる。

(5) 材料の如何にかかわらず、 $r^*$  と薄膜に作用するせん断応力振幅  $\tau_c$  の間には固有の関係が成立する。

(6) したがって、特定の材料について較正試験を実施し、 $\tau_c - r^* - N$  関係を予め求めておけば、弾性係数が既知の他の材料に対するせん断応力振幅  $\tau_a$  を

求めることが可能となる。

第3章は、電着銅薄膜の円孔縁での応力分布に着目した従来とは異なる二軸応力測定法について検討した。すなわち、弾性理論から明らかなように、平板中の円孔縁における応力分布は二軸応力状態によって異なるため、機械要素に接着した電着銅薄膜の円孔縁から発生する成長粒子の分布形状も二軸応力状態により異なることが予想される。そこで、まずこの成長粒子の分布形状を利用した二軸応力測定法の可否について検討した。その結果は次のように要約される。

- (1) 円孔縁から発生した成長粒子は、試験片に生ずる第1主応力の方向と直交する。したがって、主応力の方向は、円孔縁から発生した成長粒子の位置に基づいて求めることができる。
- (2) 円孔縁から発生する成長粒子の円周方向長さと半径方向長さの平均値 $\bar{l}$ 、 $\bar{d}$ は二軸応力比 $C$ の増加とともに大きくなる。
- (3)  $\bar{l}$ 、 $\bar{d}$ はせん断応力振幅 $\tau_a$ 、繰返し数 $N$ および $C$ を用いて次式で表示できる。

$$\left. \begin{aligned} \bar{l} &= EC + (G\tau_a + H)N + J\tau_a + K \\ \bar{d} &= E'C + (G'\tau_a + H')N + J'\tau_a + K' \end{aligned} \right\}$$

ここに、 $E$ 、 $E'$ 、 $G$ 、 $G'$ 、 $H$ 、 $H'$ 、 $J$ 、 $J'$ 、 $K$ 、 $K'$ は定数である。

- (4) 円孔による応力の乱れが生じない箇所では成長粒子発生密度 $r^*$ は $\tau_a$ と $N$ に支配され、これらの間には第2章の結果と同様に次の関係が成立する。

$$r^* = 10^{\frac{2(\tau_a - q)}{p}} N + D$$

ここに、 $p$ 、 $q$ 、 $D$ は定数である。

- (5) したがって、任意の $N$ において円孔縁から発生した成長粒子の $\bar{l}$ 、 $\bar{d}$ と円孔から離れた箇所での $r^*$ を測定すれば、 $C \leq 0$ となる場合に対して、主応力振幅 $\sigma_1$ 、 $\sigma_2$ を求めることが可能となる。
- (6) 本手法を用いれば、従来の方法に比較して格段に少ない円孔数で測定値を得ることができる。
- (7) 本手法により得られる主応力振幅は、ひずみロゼットによるものとほぼ一致し、 $\sigma_1$ に含まれる誤差は最大で10%程度となる。

第4章は、第3章で考案した従来とは異なる二軸応力検出法の測定領域の局所

化と被測定物の弾性係数の影響について検討した。すなわち、銅めっき応力測定法の特徴である微小領域への適用を考慮して、電着銅薄膜に作製する円孔の微小化について検討した。また、弾性係数の異なる被測定物に対して較正試験を実施し、成長粒子の分布形状を支配する応力成分を明らかにした。その結果は次のように要約される。

- (1) 円孔縁から発生する成長粒子の円周方向長さ $\bar{l}$ と半径方向長さ $\bar{d}$ の平均値 $\bar{l}, \bar{d}$ には下限界が存在するため、二軸応力の検出が可能な円孔の最小直径0.2mmとなる。
- (2) 測定対象円孔数を10~12個とすれば、測定領域は十数平方mmとなり、従来よりも格段に小さい領域の二軸応力を検出できる。
- (3)  $\bar{l}, \bar{d}$ を銅薄膜に生ずるせん断応力振幅 $\tau_c$ と二軸応力比 $C_c$ で整理すれば、被測定物の如何にかかわらず固有の関係が成立する。
- (4)  $\bar{l}, \bar{d}$ は $C_c$ と $\tau_c$ の増加と共に大きくなり、 $N$ の増加と共に若干大きくなる。この関係は次式で表示できる。

$$\left. \begin{aligned} \bar{l} &= E_c C_c + (G_c \tau_c + H_c) N + J_c \tau_c + K_c \\ \bar{d} &= E_c' C_c + (G_c' \tau_c + H_c') N + J_c' \tau_c + K_c' \end{aligned} \right\}$$

ここに、 $E_c, E_c', G_c, G_c', H_c, H_c', J_c, J_c', K_c, K_c'$ は定数である。

- (5)  $\bar{l}, \bar{d}$ と円孔から離れた箇所に発生した成長粒子の発生密度 $r^*$ を計測すれば、弾性係数が既知の被測定物に対して、主応力振幅 $\sigma_1, \sigma_2$ を求めることが可能となる。

第5章は、従来の電着金属薄膜を用いた応力測定法では検出が不可能な平均応力を求めるために、円孔縁から発生した疲労き裂の進展速度を利用した測定法について検討した。すなわち、一般に疲労き裂の進展速度は応力振幅のみでなく、平均応力にも支配されることが知られているため、この現象を利用した平均応力検出法の可否を検討した。また、得られた結果に基づいて、き裂進展速度から平均応力を求めるための較正式を導いた。その結果は次のように要約される。

- (1) 各薄膜において、き裂長さの半長 $a$ と繰返し数 $N$ の間には線形関係が認められる。
- (2) 一定応力振幅の下では、銅薄膜の $C \div 0$ とニッケル薄膜のすべての $C$ に対して、応力比 $R (= \text{最小応力 } \sigma_{min} / \text{最大応力 } \sigma_{max})$ の増加とともにき裂進展

速度  $da/dN$  が増加する。

- (3) 銅薄膜の  $C = -0.52$ ,  $-0.91$  では、応力比  $R$  の相違によるき裂進展速度  $da/dN$  の差異は認められない。これは二軸応力によって薄膜全体に降伏が生じたことによると考えられる。
- (4) ニッケル薄膜では、二軸応力比  $C$  の如何にかかわらず、 $R$  と  $da/dN$  には固有の関係が成立する。これは疲労き裂の進展が第一主応力振幅に支配されることに起因しているものと考えられる。
- (5) 本実験条件の範囲内において、要素に作用する平均応力  $\sigma_m$  は、き裂進展速度  $da/dN$  と第一主応力振幅  $\sigma_a$  を用いて次式で表示できる。

$$\sigma_m = \frac{da/dN}{A\sigma_a + B} - (1+D)\sigma_a - E$$

ここに、 $A$ ,  $B$ ,  $D$ ,  $E$  は定数である。

- (6) したがって、薄膜中のき裂の進展速度を測定すれば、 $\sigma_a$  を既知として要素に作用する平均応力を求めることが可能となる。

第6章は、第5章の結果を踏まえ、平均応力検出法の測定精度の向上と測定法に及ぼす周波数の影響について検討した。すなわち、き裂進展速度が平均応力に対して敏感になるように、金属薄膜に脆性的なニッケル合金薄膜を採用して、前章で用いた薄膜との優位性を検討した。さらに種々の周波数のもとでき裂進展速度を調査した。その結果は次のように要約される。

- (1) ニッケル合金薄膜においても、銅薄膜やニッケル薄膜と同様にき裂長さの半長  $a$  と繰返し数  $N$  の間には線形関係が認められる。
- (2) 同一の応力振幅において、ニッケル合金薄膜では、ニッケル薄膜よりも平均応力の相違がき裂進展速度に及ぼす影響は顕著である。
- (3) 応力振幅と平均応力が同一であれば、ニッケル合金薄膜のき裂進展速度は、ニッケル薄膜と比較して2倍から1オーダー大きい。
- (4) したがって、従来の薄膜よりも格段に精度よく、少ない計測時間で平均応力を検出することが可能となる。
- (5) 応力振幅と平均応力が一定であれば、周波数の増加とともにき裂進展速度は減少する。
- (6) 周波数  $f$  (Hz) の影響を考慮した平均応力を求めるための構成式は次式とな

る.

$$\sigma_m = \frac{da/dN - P \log f / 25}{A' \sigma_a + B'} - (1 + D') \sigma_a - E'$$

ここに,  $A'$ ,  $B'$ ,  $D'$ ,  $E'$ ,  $P$  は定数である.

- (7) したがって, 周波数が既知で変動しない場合においては, き裂進展速度から平均応力を求めることが可能となる.

第7章は, 平均応力検出法に及ぼす被測定物の弾性係数の影響について検討した. すなわち, 疲労き裂の進展速度を支配する主要な応力成分を明らかにするために, 弾性係数の異なる3種類の被測定物に対して, 種々の応力振幅と応力比  $R$  を設定して試験を実施した. その結果は次のように要約される.

- (1) 被測定物の如何にかかわらず, き裂長さの半長  $a$  と繰返し数  $N$  の間には線形関係が認められる.
- (2) 薄膜に生ずる第1主応力振幅  $\sigma_{n1a}$  と応力比  $R$  が同一であれば, 被測定物の如何にかかわらず, 疲労き裂の進展速度  $da/dN$  はほぼ同一となる.
- (3) したがって,  $da/dN$  は薄膜に生ずる第1主応力振幅  $\sigma_{n1a}$  と平均応力  $\sigma_{n1m}$  に支配されるといえる.
- (4)  $da/dN$ ,  $\sigma_{n1a}$ , および  $\sigma_{n1m}$  の間の関係は次式で表示できる.

$$\sigma_{n1m} = \frac{da/dN}{A \sigma_{n1a} + B} - (1 + D) \sigma_{n1a} - E$$

ここに,  $A$ ,  $B$ ,  $D$ ,  $E$  は定数である.

- (5) したがって, 弾性係数が既知の被測定物に対して, 微小円孔を有する電着銅薄膜による成長粒子の分布形状を利用した二軸応力測定法により予め主応力振幅とその方向を求めておけば, ニッケル合金薄膜のき裂進展速度を計測することにより, 平均応力を求めることが可能となる.

第8章は, 金属基複合材料の疲労き裂進展に及ぼす第2主応力の影響について検討した. すなわち, A2017 アルミニウム合金を母材とし, 強化粒子として  $Al_2O_3$  粒子を分散させた  $Al_2O_3/Al$  合金複合材料に対して, 二軸応力比  $C$  を種々に設定して疲労き裂進展速度  $da/dN$  を調査した. さらに, 種々の破壊力学的パラメータを用いて  $da/dN$  を整理し, き裂に平行な第2主応力がき裂進展速度に及ぼす影響について検討するとともに, それぞれのパラメータの優位性について言及した. そ



の結果は次のように要約される。

- (1) 微小円孔を有する電着銅薄膜を利用して、本試験に用いた試験片表面における二軸応力比  $C$  を計測すると、ひずみロゼットにより得られる値とよく一致する。
- (2) き裂長さが同一であれば、き裂のアスペクト比は二軸応力比  $C$  や粒子含有率の相違には依存しない。
- (3) 粒子含有率が高いほど、Paris 則における指数  $m$  は大きく、 $D$  は小さくなることなら、低  $\Delta K$  領域におけるき裂進展速度  $da/dN$  は低下するが、 $\Delta K$  の上昇につれて粒子のき裂進展抑制効果は減少する。
- (4) いずれの材料においても、 $C$  が相違すれば  $da/dN-\Delta K$  関係は異なる。
- (5) き裂先端開口応力  $\sigma_{top}$  は粒子含有率が高く、 $C$  が低いほど上昇し、き裂長さの増加につれて若干低下する傾向を示す。
- (6) 各材料に対して  $\Delta K_{eff}$  を適用すれば、 $da/dN$  に及ぼす  $C$  の影響は軽減されるが、粒子含有率が相違すれば、 $da/dN-\Delta K_{eff}$  の関係は同一とはならない。
- (7) 負荷応力およびき裂長さが等しければ、き裂開口変位  $COD$  は粒子含有率の増加につれて小さくなる。
- (8) 個々の材料では、 $C$  が異なっても  $da/dN$  とき裂先端開口変位  $CTOD$  の間にほぼ固有な関係が存在するが、粒子含有率が異なれば、 $CTOD$  を用いても  $da/dN$  を統一的に取扱うことは困難である。
- (9) 粒子含有率の増加と  $C$  の低下はき裂断面の粗さの増加をもたらす。

本研究において、電着金属薄膜を用いた応力測定法に関しては、第2章から第7章までで述べたように前述した問題点が改善されたといえる。これにより、従来に比べて使用可能な本測定法の適用対象が広がり、より汎用的になったといえる。しかしながら、より実用的なレベルに立てば、試験温度や変動荷重の影響に検討を加えておく必要がある。すなわち本測定法では、動的な二軸応力を検出するために銅薄膜に発生する成長粒子の密度を利用する。この成長粒子は熱的な再結晶によっても生ずるため、同一の負荷履歴に対しても、常温とは異なる高い温度で試験を実施した場合、成長粒子の発生密度が常温の場合と比較して大きくなる。したがって、今後は本測定法に及ぼす試験温度の影響について検討を加える必要がある。また、実際の機械は時間とともに応力が変化するような変動荷重を

受ける場合が多い。したがって、金属薄膜に変動荷重が作用した場合、成長粒子の密度の増加速度を金属材料の疲労過程における線形累積損傷則（Miner 則）のような関係で表すことができるか否かを検討する必要性もある。また、金属基複合材料のモード I 表面き裂に対する疲労試験結果から、材料が同一であれば、有効応力拡大係数  $K_{eff}$  やき裂先端開口変位  $CTOD$  のほうが応力拡大係数  $K$  よりも統一的に二軸応力下でのき裂進展速度を取扱えることが明らかとなったが、き裂進展過程においてこれらのパラメータを求めるのは容易ではない。したがって、今後はこれらのパラメータを簡便に求める方法を検討する必要性もあるといえる。

## 謝 辞

本研究を遂行するにあたり，懇切・熱心なご指導を賜った鳥取大学工学部 北岡征一郎教授に心より感謝いたします。北岡教授には，長年にわたり研究に対する熱意や面白さ，また発想することの重要性を教えていただきました。

また，本論文をまとめるにあたり，貴重な御助言と御鞭撻を賜りました鳥取大学工学部 早川元造教授，西村正治教授，田中久隆教授，ならびに川添博光教授に深く感謝いたします。

さらに，本研究の終わりに臨み，種々の懇切なるご指導を賜った鳥取大学工学部 岸武保助教授に厚くお礼申し上げます。

また，実験の遂行にあたっては，辻敦義氏（現 三菱重工業株式会社），中川政章氏（現 日本電産株式会社），池上洋一氏（現 トヨタ自動車株式会社），田中赴夫氏（現 トヨタ自動車株式会社），村松一樹氏（現 富士機工株式会社），ならびに鳥山真澄君をはじめとする機械工学科固体力学研究室の学生・大学院生，卒業生の皆様にご協力を頂きました。ここに記して感謝の意を表します。

2006年1月

鳥取大学工学部機械工学科

小野 勇一



## 発 表 論 文

題 目	発 表 雑 誌	共 同 研 究 者
アルミナ粒子強化複合材料のモード I 表面き裂の進展に及ぼす第二主応力の影響	日本機械学会論文集(A 編), <b>65</b> —631(1999), 628—634	北岡征一郎, 辻敦義, 宇田康弘
微小円孔を有する電着銅薄膜の成長粒子発生密度を利用した二軸応力検出法	日本機械学会論文集(A 編), <b>69</b> —679(2003), 565—570	北岡征一郎, 中川政章
微小円孔を有する電着金属薄膜による平均応力検出法(疲労き裂の進展速度を利用した測定法)	日本機械学会論文集(A 編), <b>69</b> —683(2003), 1088—1093	北岡征一郎, 池上洋一
The effect of second principal stress on the fatigue propagation of mode I surface crack in Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> /Al alloy composites	International Journal of Fatigue, <b>25</b> (2003), 1347—1355	S. Kitaoka
円孔を有する電着銅薄膜による成長粒子の分布形状を利用した二軸応力検出法	日本機械学会論文集(A 編), <b>70</b> —693(2004), 771—776	北岡征一郎, 村松一樹
微小円孔を有する電着銅薄膜による二軸応力検出法(ひずみ感度に及ぼす周波数および波形の影響)	日本機械学会論文集(A 編), <b>70</b> —694(2004), 837—842	北岡征一郎, 宇田康弘
微小円孔を有するニッケル合金薄膜による平均応力検出法(精度の向上と周波数の影響)	日本機械学会論文集(A 編), <b>71</b> —704(2005), 636—641	北岡征一郎, 池上洋一, 田中赴夫, 鳥山真澄
Biaxial stress measurement by electrodeposited copper foil with circular holes	Strain <b>42</b> (2006), 49-56	S. Kitaoka