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)北岡 征一郎^{*1}, 宇田 康弘^{*2}, 矢田 純平^{*3}Measurement of Biaxial Stress Using Electrodeposited Copper Foil
with a Microcircular Hole
(5th Report, Effect of Modulus of Elasticity of the Material)Seiichiro KITAOKA^{*4}, Yasuhiro UDA and Junpei YADA^{*4} Tottori University, Dept. of Mechanical Engineering,
Koyamacho minami 4-101, Tottori, Tottori, 680-0945 Japan

The condition of grain growth or slip line occurrence at the periphery of microcircular holes in a copper foil is fundamental to biaxial stress measurement by an electrodeposited copper foil with a microcircular hole, and that condition depends on the difference of the Poisson's ratio between the element where stress measured and a copper foil attached to it. In this report, basic equations of biaxial stress measurement, which takes into account of the difference of Poisson's ratio, are presented and the propriety of the equations is examined by plane bending and bending-torsion tests using materials with various Poisson's ratio and Young's modulus.

Key Words: Experimental Stress Analysis, Combined Stress, Copper Electroplating Method, Slip line, Microcircular Hole, Principal Stress, Poisson's ratio

1. 緒 言

前報までにおいて^{(1)~(4)}, 著者らは電着銅薄膜に微小な円孔を作製することにより, 銅めっき応力測定法⁽⁵⁾では計測が不可能な⁽⁶⁾一般的な二軸応力状態にある要素の主応力を分離・計測する方法を考案し, その妥当性を検証した。すなわち, 要素に接着した薄膜の円孔縁の応力集中率や応力集中箇所に着目し, ここに発生するすべり線あるいは成長粒子を利用すれば, 二軸応力状態にある要素の各主応力を銅めっき法の特徴を失うことなく, 計測できることを報告した。

ところで, 被測定物のポアソン比 ν_m は材料により異なり, これに接着する銅薄膜のそれとは必ずしも一致しない。この場合, 両者の界面のひずみの連続性を仮定すれば, 被測定物の応力状態が同じでも薄膜内の応力状態は ν_m により, 異なることになる。

一方, 本手法の基礎となる成長粒子の発生は, めっき層に作用するせん断応力振幅に支配される。したがって, 被測定物のポアソン比は, 円孔縁の成長粒子の発生に影響を及ぼすものと考えられ, 本手法を機械要

素などの実機に適用する際には, この点に検討を加えておく必要がある。

以上の観点から, 本報告では前報^{(1)~(4)}で導いた二軸応力を分離・計測する基礎式を被測定物と銅薄膜の弾性係数を考慮して修正し, 弾性係数の異なる3種類の材料について平面曲げと平面曲げ一繰返しねじり組合せ試験を実施し, 修正式の妥当性を検証した。さらに, この点がポアソン比の相違を無視した基礎式により得られた前報までの測定結果に与える影響についても若干の検討を加えた。

2. 被測定物のポアソン比と円孔縁のすべり線発生

ヤング率 E_c , ポアソン比 ν_c の銅薄膜を弾性係数 E_m , ν_m の材料に接着し, 接着層の影響を無視して両者のひずみの連続性を仮定する。

図1(a)に示す単軸引張りに対して被測定物に作用する応力振幅を σ_{ph} , 薄膜に生ずる第1および第2主応力振幅を σ_{c1} , σ_{c2} ($\sigma_{c1} > \sigma_{c2}$) すれば,

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{c1} &= \sigma_{ph} \frac{E_c(1 - \nu_c \nu_m)}{E_m(1 - \nu_c^2)} \\ \sigma_{c2} &= \sigma_{ph} \frac{E_c(\nu_c - \nu_m)}{E_m(1 - \nu_c^2)} = \beta \sigma_{c1} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (1)$$

ここに, β は次式となる。

$$\beta = (\nu_c - \nu_m) / (1 - \nu_c \nu_m) \dots\dots\dots (2)$$

α_1 , α_2 を単軸引張りおよびこれと直交する単軸圧

* 原稿受付 1999年9月20日。

^{*1} 正員, 鳥取大学工学部 (☎ 680-0945 鳥取市湖山町南4-101)。^{*2} 正員, (株)テラルキョクトウ (☎ 720-0838 福山市御幸町森脇230)。^{*3} 学生員, 鳥取大学大学院。

E-mail: kitaoka@mech.tottori-u.ac.jp

縮に対する点Aの応力集中率⁽²⁾, $\eta = \alpha_2/\alpha_1$ とすれば, 点Aに生ずる引張応力振幅 σ_{cA} は次式となる.

$$\begin{aligned}\sigma_{cA} &= \alpha_1 \sigma_{c1} - \alpha_2 \sigma_{c2} \\ &= \alpha_1 \sigma_{ph}(1 - \beta \eta) \frac{E_c(1 - \nu_c \nu_m)}{E_m(1 - \nu_c^2)} \\ &\dots\dots\dots(3)\end{aligned}$$

図1 (b)において被測定物に作用する第1および第2主応力振幅をそれぞれ σ_1 , σ_2 とし, 二軸応力比を $C (= \sigma_2/\sigma_1)$ とすれば, 薄膜に生ずる第1および第2主応力振幅 σ_{c1} , σ_{c2} は同様にして次式となる.

$$\left. \begin{aligned}\sigma_{c1} &= \frac{E_c \sigma_1 \{1 - \nu_c \nu_m + C(\nu_c - \nu_m)\}}{E_m(1 - \nu_c^2)} \\ \sigma_{c2} &= \frac{E_c \sigma_1 \{\nu_c - \nu_m + C(1 - \nu_c \nu_m)\}}{E_m(1 - \nu_c^2)}\end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(4)$$

点Aに生ずる引張応力振幅 σ_{cA} は

$$\begin{aligned}\sigma_{cA} &= \alpha_1 \sigma_{c1} - \alpha_2 \sigma_{c2} \\ &= \alpha_1 \sigma_1 \{1 - \beta \eta + C(\beta - \eta)\} \frac{E_c(1 - \nu_c \nu_m)}{E_m(1 - \nu_c^2)} \\ &\dots\dots\dots(5)\end{aligned}$$

単軸引張りと二軸応力の両場合で点Aの応力が等し

(a) Uniaxial tension

(b) Biaxial stress

Fig.1 Stress concentration at a circular hole in a copper foil attached to the specimen

くなる時, 式(3), (5)より次式が成立する.

$$\sigma_{ph}/\sigma_1 = 1 + C(\beta - \eta)/(1 - \beta \eta) \dots\dots\dots(6)$$

被測定物と銅薄膜のポアソン比の差を無視すれば, 式(2)より $\beta = 0$ となり, 式(6)より σ_{ph}/σ_1 の値は被測定物の ν_m には影響されない. また, $C = -1$ (純せん断)では σ_1 は τ_{ph} (せん断応力振幅)と等しくなり, 式(6)は前報の関係式⁽³⁾と同一となる. しかしながら, 薄膜と被測定物の界面におけるひずみの連続性を考慮すれば, 式(6)より σ_{ph}/σ_1 は β すなわち, ν_c と ν_m に依存することになる.

3. 実験方法

3・1 電着銅薄膜に対する微小円孔の作製 前報まで同一の条件により, 厚さ約20 μ mの銅薄膜を作製した. また, 微小円孔の作製にはフォトリソグラフィを採用し⁽⁶⁾, 直径 $d \approx 50 \mu$ mの円孔を図2に示すように, 0.25 mmの間隔で千鳥格子状に配列した.

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ステンレス鋼SUS 430を使用した. 表1に各素材の弾性係数を, 図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, これに曲げ・ねじり試験治具⁽⁴⁾を装着して試験を実施した.

3・3 実験項目

3・3・1 被測定物に接着した薄膜の応力状態

被測定物の ν_m が薄膜の応力状態に及ぼす影響を調

Fig.2 Microcircular holes formed by photoetching

Fig.3 Geometry and dimensions of test specimen

査するため、試験片表面の中央部に 25×25 mmの銅薄膜を接着し、試験片にモーメントを与えて試験片と銅薄膜表面のひずみをひずみロゼット(ゲージ長: 2 mm)により測定した。

3・3・2 σ_{ph}/σ_1 に及ぼす ν_m の影響

前章の σ_{ph} 、 σ_1 は円孔縁のすべり線(成長粒子)発生割合 r と繰返し数 N の関数となる⁽⁴⁾。したがって、式(6)の妥当性を検証するには、まず各素材に対して σ_{ph} および σ_1 の r および N 依存性を明らかにする必要がある。そこで、試験片に 3×4 mm(測定対象円孔数: 約200個)の銅薄膜を接着し、平面曲げ($C=0$)および曲げ-ねじり組合せ試験($C=-0.74$)を実施し、 $\sigma_{ph}-r-N$ および σ_1-r-N 関係を調査した。なお、試験は両振り(応力比 $R=-1$)で行い、 r の測定には倍率200倍の光学顕微鏡を用いた。

4. 実験結果および考察

4・1 被測定物に接着した薄膜の応力状態

ひずみロゼットによる測定から、負荷状態の如何にかかわらず、試験片表面と銅薄膜表面のひずみは同一となることが確認できた。

表2に曲げに対しひずみロゼットより得られた試験片表面の二軸応力比 C を示す。使用した試験片形状では板幅方向の自由変形が僅かに拘束されるため⁽⁷⁾、 $C>0$ となるが、ほぼ単軸応力状態にあるとみなすことができる。

ひずみロゼットより得られた試験片に接着した銅薄膜の応力状態の測定値と表4の試験片の C を式(4)に代入して得られた計算値を表2に併記した。ここに、

Table 1 Modulus of elasticity of materials

	Ti alloy	Al alloy	SUS430
Young's modulus (GPa)	111.5	68.9	195.0
Poisson's ratio	0.381	0.338	0.261

Table 2 Biaxial stress ratio of specimen and copper foil

		Copper foil ($\nu_c \approx 0.31$)	
		Measured	Calculated
Ti alloy	0.035	-0.026	-0.046
Al alloy	0.018	-0.008	-0.013
SUS430	0.021	0.090	0.074

銅薄膜のポアソン比を $\nu_c = 0.31$ とした⁽⁸⁾。 C の測定値は計算値と定性的に一致する。すなわち、被測定物と銅薄膜のひずみの連続性が保たれることにより、後者の応力状態は ν_m の影響を受け、 C が正あるいは負の二軸応力状態となることになる。

4・2 $\sigma_{ph}-r-N$ および σ_1-r-N 曲線

3種類の材料に対し種々の N において得られた σ_{ph} および σ_1 と r との関係を正規確率紙により図4に示す。円孔縁のすべり線発生までの過程は遷移確率 μ が一定の多状態確率過程とみなすことができ⁽⁴⁾、曲げおよび曲げ-ねじりに対する円孔縁のすべり線発生割合 r は次式で表示できる⁽⁴⁾。

$$r = 1 - \exp(-\mu N) \sum_{i=1}^3 \frac{(\mu N)^{i-1}}{(i-1)!} \quad \dots\dots\dots (7)$$

ここに、 μ は曲げおよび曲げ-ねじりに対してそれぞれ次式となる。

(a) Ti alloy
Fig.4 Effect of cyclic stress and number of cycles on the occurrence rate of slip bands

Fig. 4 Effect of cyclic stress and number of cycles on the occurrence rate of slip bands

Table 3 Parameter γ and δ under plane bending and bending-torsion [$N (\times 10^5)$]

Material	Plane bending		Bending - torsion	
	γ	δ	γ	δ
Ti alloy	7.020×10^{-5}	1.195×10^{-1}	3.540×10^{-5}	1.475×10^{-1}
Al alloy	4.819×10^{-5}	2.639×10^{-1}	7.674×10^{-5}	2.100×10^{-1}
SUS430	7.096×10^{-5}	7.296×10^{-2}	5.948×10^{-5}	7.617×10^{-2}

$$\left. \begin{aligned} \mu &= \gamma \exp(\delta \sigma_{ph}) \\ \mu &= \gamma \exp(\delta \sigma_1) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (8)$$

各材料に対し、曲げおよび曲げ-ねじりについてそれぞれ2種類の応力を選び、各応力について任意の N に対する r を図4より求めれば、係数 γ 、 δ を決定できる⁽⁴⁾。表3に γ 、 δ の値を示す。この値により、式(7)、(8)から $\sigma_{ph}-r-N$ および σ_1-r-N の関係を求めれば、図4(a)、(b)、(c)の二点鎖線となり、測定値

とほぼ一致する。

4・3 σ_{ph}/σ_1 と被測定物のポアソン比の関係

図4の各繰返し数 N に対し、測定値の信頼性が最も高い $r=50\%$ ⁽⁹⁾に対する σ_{ph}/σ_1 とこの σ_{ph}/σ_1 を式(6)に代入して得られる η の値を表4に示す。また、図5には各材料に対し、本実験の平面曲げが単軸応力状態にあると仮定して式(6)により得られる σ_{ph}/σ_1 と η の関係および平面曲げに対して実際に測定さ

Table 4 σ_{ph}/σ_1 obtained in each material and calculated value η by eq.(6)

Material	σ_{ph}/σ_1	η
Ti alloy	1.12~1.13	0.08~0.09
Al alloy	1.09~1.10	0.09~0.10
SUS430	1.02~1.03	0.08~0.09

Fig.5 Relationship between σ_{ph}/σ_1 and η

れた C を用いて式 (5) により得られる両者の関係を示す。なお、図には表 4 の σ_{ph}/σ_1 を併記した。

図および表から明らかなように、 σ_{ph}/σ_1 の値は ν_m により相違するが、 $\eta (= \alpha_2/\alpha_1)$ は ν_m にかかわらずほぼ一定値となる。 η は円孔直径と薄膜厚さに依存する定数であるから⁽¹⁾、上述の結果は、被測定物と銅薄膜のポアソン比を考慮して導いた式 (1) から式 (6) の妥当性を裏付けているものと考えられる。なお、 η は ν_c により影響を受け、 ν_c が実測値ではないため、表 6 とは異なってくる可能性もある。しかしながら、その場合でも η は ν_m によらずほぼ一定値になることが式 (6) より確かめられる。

4・4 円孔縁のすべり線発生条件式の検証 円孔縁の点 A のすべり線発生を直接支配するのは薄膜内に生ずる応力 σ_{cA} であり、この値が薄膜に固有なある限界値に達したとき、この点にすべり線が発生するものと考えられる。そこで、この観点から円孔縁のすべり線発生条件式を検証してみた。

$N=1.0 \times 10^6 \sim 3.0 \times 10^6$ の各繰返し数において、 $r=50\%$ に対する SUS 430 の σ_{phs} と他の材料の σ_{ph} の割合を表 4 の η (≈ 0.09) と式 (3)、式 (5) により求め、実験により得られた σ_{ph}/σ_{phs} の値を併せて表 5 に示す。実験値と計算値はほぼ一致することから、式 (3)、(5) の妥当性が裏付けられているものと考えられる。また、この結果より被測定物と銅薄膜の弾性係数

Table 5 σ_{ph}/σ_{phs} obtained in each material

Material	by Eq. (3)	by Eq. (5)	Measured value
Ti alloy	0.59	0.59	0.60~0.62
Al alloy	0.36	0.36	0.37~0.38

Table 6 Difference of the principal stresses obtained by new method and previous method

Material	β	σ_1^*/σ_1	σ_2^*/σ_2
Ti alloy	-0.08	1.00~1.03	0.91
Al alloy	-0.03	1.00~1.01	0.97
SUS430	0.05	0.98~1.00	1.06

を求めておけば、特定の材料により得られた $\sigma_{ph}-r-N$ および σ_1-r-N 曲線を利用して他の材料に対する同様な関係を十分な精度で推定できるといえる。

4・5 被測定物と銅薄膜のポアソン比の相違が測定値に及ぼす影響 前報までは、被測定物と銅薄膜のポアソン比の相違を無視して二軸応力状態にある要素の主応力 σ_1^* 、 σ_2^* と σ_{ph} の関係を導き、次式を得た。

$$\sigma_1^* - \eta \sigma_2^* = \sigma_{ph} \quad \dots\dots\dots (9)$$

また、単軸応力および純せん断に対し薄膜自体にすべり線を発生させる限界応力を σ_p 、 τ_p として、次式を得た。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_1^* - \sigma_2^* &= \sigma_p = 2\tau_p \quad (C \leq 0) \\ \sigma_1^* &= \sigma_p = 2\tau_p \quad (C \geq 0) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (10)$$

式 (9)、(10) より $C \leq 0$ および $C \geq 0$ に対し、それぞれ次式が成立する。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_1^* &= \frac{\sigma_{ph} - 2\eta \tau_p}{1 - \eta} \\ \sigma_2^* &= \frac{\sigma_{ph} - 2\tau_p}{1 - \eta} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (11)$$

$$\left. \begin{aligned} \sigma_1^* &= 2\tau_p \\ \sigma_2^* &= \frac{2\tau_p - \sigma_{ph}}{\eta} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (12)$$

しかしながら、 ν_c と ν_m を考慮すれば、円孔縁のすべり線発生条件式 (9) は式 (6) となり、薄膜自体のすべり線発生条件式 (10) も同様に修正が必要となる。すなわち、すべり線発生現象は薄膜に作用する最大せん断応力振幅 τ_{max} に支配されるから、要素が二軸応力状態にあるとき、 τ_{max} は式 (4) より σ_{c1} と σ_{c2} が異符号および同符号に対し、それぞれ次式で表示される。

$$\left. \begin{aligned} 2\tau_{max} &= \sigma_{c1} - \sigma_{c2} \quad (\sigma_{c2}/\sigma_{c1} \leq 0) \\ 2\tau_{max} &= \sigma_{c1} \quad (\sigma_{c2}/\sigma_{c1} \geq 0) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (13)$$

Table 7 Inspection of previous results⁽³⁾ by new method

	β	δ	η	σ_1^*/σ_1	σ_2^*/σ_2
7075-T6	0.02	1.29	0.209	1.04	1.10
SK-5	0.01	1.11	0.186	1.01	1.11

ここに、 σ_{c1} と σ_{c2} が異符号および同符号となる条件は、式(4)よりそれぞれ $C+\beta \leq 0$ 、 $C+\beta \geq 0$ となる。

純せん断に対し、被測定物に作用するせん断応力振幅を τ_p とすれば、薄膜の τ_{max} は2章と同様の考察により

$$\tau_{max} = \tau_p \frac{E_c(1+\nu_m)}{E_m(1+\nu_c)} \quad \dots\dots\dots (14)$$

式(4)、(13)、(14)より、 $C+\beta \leq 0$ および $C+\beta \geq 0$ の各場合に対し、それぞれ次式が成立する。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_1 - \sigma_2 &= 2\tau_p \\ \sigma_1 + \beta \sigma_2 &= 2(1-\beta)\tau_p \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (15)$$

したがって、式(6)、(15)より

$$C+\beta \leq 0$$

$$\left. \begin{aligned} \sigma_1 &= \frac{\sigma_{ph}(1-\beta\eta) + 2\tau_p(\beta-\eta)}{(1+\beta)(1-\eta)} \\ \sigma_2 &= \frac{(\sigma_{ph} - 2\tau_p)(1-\beta\eta)}{(1+\beta)(1-\eta)} \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (16)$$

$$C+\beta \geq 0$$

$$\left. \begin{aligned} \sigma_1 &= \frac{\sigma_{ph}\beta(1-\beta\eta) - 2\tau_p(\beta-\eta)(1-\beta)}{\eta(1-\beta^2)} \\ \sigma_2 &= \frac{(1-\beta\eta)\{2(1-\beta)\tau_p - \sigma_{ph}\}}{\eta(1-\beta^2)} \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (17)$$

そこで、従来の方法と本方法で σ_1, σ_2 がどの程度異なるかを二軸応力比が負となる場合について検討してみた。材料の β は $-0.06 \leq \beta \leq 0.07$ の範囲にあるから、式(11)、(16)がともに成立する $C \leq -0.07$ の範囲において両式より

$$\left. \begin{aligned} \frac{\sigma_1^*}{\sigma_1} &= \frac{(1-\delta\eta)(1+\beta)}{(1-\beta\eta) + \delta(\beta-\eta)} \\ \frac{\sigma_2^*}{\sigma_2} &= \frac{1+\beta}{1-\beta\eta} \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (18)$$

$$\text{ここに、} \delta = 2\tau_p/\sigma_{ph}$$

表4より $\eta = 0.09$ とし、従来の結果⁽³⁾を参照して、 $1 < \delta < 1.3$ ($r = 50\%$)の範囲に対し、式(18)により σ_1^*/σ_1 および σ_2^*/σ_2 を求めれば、表6となる。表から明かなように、従来の式を用いても第1主応力はほぼ妥当な値が得られるが、 ν_m と ν_c との差が大きくなるにつれて第2主応力に含まれる誤差は増大すると思われる。

また、 $C > 0$ となる既報⁽³⁾の円周みぞを有する丸軸(SK-5)および円孔を有する平板(7075-T6)の結果を式(12)と式(17)により検証すれば表7となり、第1主応力はほぼ一致するが、第2主応力にはかなりの差異が生ずる。

5. 結 言

微小円孔を有する電着銅薄膜による応力測定法の適用において、被測定物と銅薄膜のポアソン比の相違を考慮して作用応力を求める基礎式を導くとともに、この式の妥当性をポアソン比の異なる3種類の材料を用いて検証した。

得られた結果を要約すれば、以下ようになる。

(1) 被測定物と銅薄膜の界面におけるひずみの連続性を仮定し、両者のポアソン比の相違を考慮して単軸および二軸応力に対する円孔縁のすべり線発生条件式を導いた。

(2) 被測定物が単軸応力状態であっても、これに接着した銅薄膜は二軸応力比が正あるいは負の二軸応力となることがある。

(3) 被測定物のポアソン比を考慮すれば、曲げ(単軸応力)と曲げ-ねじり(二軸応力)において円孔縁にすべり線が発生する応力 σ_{ph} と σ_1 の割合は異なり、これは試験により実証された。

(4) 試験により得られた σ_{ph} と σ_1 に基づいて、各材料に対する $\eta (= \alpha_2/\alpha_1)$ を円孔縁のすべり線発生条件式により求めれば、ほぼ一定値となる。このことから、結論(1)のすべり線発生条件式の妥当性が裏付けられた。

(5) 前報までの主応力分離式を用いても、第1主応力はほぼ妥当な精度で求めることができる。

文 献

- (1) 北岡征一郎・江上登・細野喜久雄・松井博司, 機論, 57-538, A (1991), 1436-1441.
- (2) 北岡征一郎・大嶋和彦, 機論, 59-560, A (1993), 1030-1035.
- (3) 北岡征一郎・江上登・藤井賢二, 機論, 59-560, A (1993), 1036-1041.
- (4) 北岡征一郎・陳建橋・江上登・長谷川純, 機論, 61-560, A (1995), 2476-2481.
- (5) Ohkubo, H., Memoirs Fac. Eng. Nagoya Univ., 20-1 (1968), 1.
- (6) 鈴木正彦, 機誌, 71-589 (1968), 199-208.
- (7) 例えば, Timoshenko, S. P. and Krieger, S. W., Theory of Plates and Shells, (1967), 5, McGraw-Hill.
- (8) 金属材料の弾性係数, (1980), 143, 日本機械学会.
- (9) 石井恵一・堀素夫, 統計概論, (1968), 105, 培風館.