

UDC 620.172.251 :
531.79

航空宇宙技術研究所報告

TECHNICAL REPORT OF NATIONAL AEROSPACE LABORATORY

TR-336

モアレ法によるひずみ解析

(耐熱格子および測定精度について)

青 木 由 雄

1973 年 9 月

航空宇宙技術研究所

NATIONAL AEROSPACE LABORATORY

既 刊 報 告

- | | | | |
|----------|--|------------|---|
| TR-311 | 界面最大引張り応力基準での固体推進の降伏
曲面(三次元)について
On a Failure Criterion of a Solid Propellant
under Tri-axial Stress Fields | 1973年3月 | 遠藤修司, 河田幸三 |
| TR-312 | 最適制御理論を応用したフレア制御系について
Simulation Study on Flare Control System
by Optimization Theory | 1973年3月 | 渡辺 顯, 堀川勇壮 |
| TR-313 | BTE 翼型の遷音速二次元翼列についての一
実験
Experimental Investigation of Two-dimen-
sional Cascade Performances with Blunt
Trailing Edge Blade Sections at Tran-
sonic Inlet Mach Number Range | 1973年3月 | 坂口 一, 近藤 博
高森 晋, 岩下敬吾 |
| TR-314 | 低アスペクト比後退角平板翼の遷音速フラッ
タ特性におよぼす翼端付加質量の重心位置
の影響
Some Effects of Center of Gravity Loca-
tions of Added Mass on Transonic Flutter
Characteristics of Low Aspect Ratio and
Sweptback Thin Cantilever Wing | 1973年3月 | 中井 一, 森田 甫之
池孝男, 東久保正
高橋 実 |
| TR-315 T | Natural Vibration and Flutter of Cylindri-
cally Curved Panels | Apr., 1973 | Yuji MATSUZAKI |
| TR-316 | 推力中断型固体ロケット用プロペラントの組
成と圧力指数の関係
Relation Between the Compositional Vari-
ables and the Pressure Exponent of Con-
trollable Solid Rocket Propellants | 1973年4月 | 五代 富文, 清水 盛生
伊藤 克弥, 西村 久男
種村 利春, 藤原 勉 |
| TR-317 | ファンエシジンの性能に関する考察
Some Considerations on the Performance
of the Fan Jet Engine | 1973年5月 | 鳥崎 忠雄, 森田 光男
関根 静雄 |
| TR-318 T | A Convergence Theorem of Nonlinear
Semigroups and Its Application to First
Order Quasilinear Equations | June 1973 | Tadayasu TAKAHASHI |
| TR-319 | フライングテストベッド全機作動実験
—予備・第一次・第二次実験—
Ground Operation Tests of Flying Test
Bed for VTOL Aircraft at National
Aerospace Laboratory | 1973年6月 | 滝澤 直人, 田 辺 義一
波谷 昭義, 小 川 敏雄
藤枝 郭俊, 甲 斐 忠夫
宮本 義人, 鳥 崎 忠雄
小野 幸一 |
| TR-320 | 地球の重力の作用下にある人工衛星の運動に
関する研究—運動が長期間にわたる場合—
The Study on the Motion of an Artificial
Satellite in the Earth's Gravitational
Field—in the Case of the Long Maneuver
of Free Orbital Motion— | 1973年6月 | 武内 澄夫 |
| TR-321 | 空冷軸流タービンの空力性能に関する研究
(第一報 空冷タービンの設計および
全体性能に関する実験的研究)
Aerodynamic Investigation of an Air-Cooled
Axial-Flow Turbine (Part 1 Turbine
Design and Overall-Stage Performance
without Supply of Cooling Air) | 1973年12月 | 山本 孝正, 高原 北雄
能 弘幸, 井上 重雄
白 井 弘, 三村 富嗣雄 |
| TR-322 | IC 演算増幅器を利用した乱流頻度計
Application of Integrated Circuit Opera-
tional Amplifiers on Turbulence Inter-
mittency Meters | 1973年6月 | 綿貫 忠晴, 佐藤 淳造 |
| TR-323 | 月と太陽の引力の作用下にある地球の人工衛
星の運動に関する研究
The Study on the Motion of an Artificial
Earth Satellite under the Gravitational
Attractions of the Sun and Moon | 1973年7月 | 武内 澄夫, 松島 弘一 |
| TR-324 | 偏揺れ振動するT型尾翼の水平尾翼に働く,
非定常ローリングモーメントの測定
Measurement of Rolling Moments Acting
on the Stabilizer of T-tails Oscillating in
Yaw | 1973年6月 | 市川 輝雄, 磯貝 紘二
安藤 泰勝, 江尻 宏 |

モアレ法によるひずみ解析

(耐熱格子および測定精度について)

青 木 由 雄**

Strain Analysis by the Moire Analyzer Method

(On the Accuracy in Measurement and Heat Proof Moire Grid)

by

Yoshio AOKI

A heat proof grid of 1000 lines per inch was etched on steel and on aluminium alloy by using the technique of resist grid production. It is found that these moire grid could endure up to 500°C.

A moire analyzer with variable mismatch and rotational mismatch has been made. The most adequate amount of mismatch could be chosen by simply turning a dial of the analyzer, and thus the process of measurement could be simplified and the accuracy was improved.

The effect of errors, which was introduced in the measurements of fringe pitch and the direction of the fringe pattern, on the strain value is discussed comparing with values obtained by wire strain gage method.

As the first step of high temperature strain measurement, the elastoplastic strain concentration factors of aluminium alloy strips with a central circular hole at room temperature were obtained using the developed grid.

1. 緒 言

最近、航空宇宙関係や原子力関係における耐熱構造材の強度解析が必要にせまられているが、これら高温状態における、応力、ひずみ測定法は未だ確立していないようである。そこで近年ひずみ測定の一手法として脚光を浴びてきた、モアレ法を用いて高温状態における、ひずみ測定の可能性を検討してみた。

従来一般にモアレ法ではフォトレジスト法によるレジスト格子を用いているが、高温で用いることは不可能である。モアレ法を高温変形の測定に応用するためには試料表面に耐熱性のある精密な格子を描く必要がある。そこで耐熱格子の開発に着目したところ、1000本/時の精密な格子をレジスト格子の絶縁性を利用した電気化学的法により製作することに成功した。この格子を用いてひずみが比較的小さい領域から大きな領

域まで任意に検出することのできるモアレ装置を試作し高温におけるひずみ測定を試みた。

モアレ法を用いてひずみ測定する場合に求められるひずみは一モアレしま間の変位量であるためにモアレしま間隔は小さければ小さいほどよい、モアレしま間隔が大きい場合には、いわゆるゲージレングスが長くなり測定精度がおちるためひずみ測定としては不適當である。この欠点を補う方法として、ミスマッチ法およびミスアライメント法がある。試作したモアレ装置はこれらの方法を適用して精度が上げられるようになっている。

測定精度に関しては、ゲージレングスの問題の他に、格子精度および装置精度の問題がある。これらはモアレしまにゆがみを生じせしめ、誤差の原因となるので注意を要する。モアレ法で直接求まる情報は変位量であり、ひずみは変形格子とマスター格子との幾何学的関係から求めねばならない。いまマスター格子のピッチを P 、ミスマッチ量を λ 、ミスアライメント

* 昭和 48 年 4 月 19 日

** 機体第二部

物体の変形または、ひずみ観測には試料格子線に基準となる格子線を重ね合わせてモアレしまをつくる。試料格子線の変形ピッチ P_1 とマスター格子のピッチ P を $P_1 \neq P$ として、最初からミスマッチを与えさらに両者を相対的に角度 θ_0 だけ回転しておくモアレしまは最初から現われている。このような状態にして試料に負荷を与え、モアレしまの変化する様子を観察してひずみを求める。試料格子線とマスター格子のピッチをそれぞれ P_1, P とし、はじめ (1) 式の関係があるものとする。ただし λ はミスマッチ量である。

$$P = \frac{P_1}{1+\lambda}, \quad P_1 = (1+\lambda)P \quad (1)$$

試料に対して、マスター格子を時計まわりに θ_0 だけ回転を与える。図 1 に示すようにモアレしまは二つの格子線の交点の軌跡として幾何学的に取扱うことができる。図 1 におけるモアレしまの幾何学的関係より ϕ は基準グリッドのグリッド線より θ_0 と同じ方向に測られたしまの方向角である。図 1 において、

$$AB \sin(\pi - \phi) = P \quad (2)$$

および

$$AB \sin(\pi - \phi + \theta_0) = P_1 \quad (3)$$

したがって、

$$P_1 = P \frac{\sin(\phi - \theta_0)}{\sin \phi} \quad (4)$$

ゆえに、

$$\tan \phi = \frac{P \sin \theta_0}{P \cos \theta_0 - P_1} \quad (5)$$

その他、次の関係が成立する。

$$\frac{\cos(\phi - \theta_0)}{\sin \phi} = \frac{P - P_1 \cos \theta_0}{P \sin \theta_0} \quad (6)$$

$$\tan(\phi - \theta_0) = \frac{P_1 \sin \theta_0}{P - P_1 \cos \theta_0} = \frac{\sin \theta_0}{P/P_1 - \cos \theta_0} \quad (7)$$

相対的回転の角度 θ_0 、およびミスマッチの大きさ P_1/P あるいは (1) 式の λ を直接計測することは面倒である。そこで普通は固定の x, y 直角座標系を定め、 x および y 方向にモアレのしま間隔 δ_{x0}, δ_{y0} を計測して、次のように θ_0 と λ を定める方法を用いる。なおここでモアレのピッチを δ_0 として、

$$\left. \begin{aligned} \delta_{x0} \cos(\pi - \phi + \theta_0) &= -\delta_{x0} \cos(\phi - \theta_0) = \delta_0 \\ \delta_{y0} \sin(\pi - \phi + \theta_0) &= \delta_{y0} \sin(\phi - \theta_0) = \delta_0 \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

一方において

$$AC \sin(\pi - \phi) = AC \sin \phi = \delta_0, \quad AC \sin \theta_0 = P_1 \quad (9)$$

(8) 式と (9) 式から

$$\delta_0 = P_1 \sin \phi / \sin \theta_0 \quad (10)$$

$$\left. \begin{aligned} \delta_{x0} &= -\frac{\delta_0}{\cos(\phi - \theta_0)} = -P_1 \frac{\sin \phi}{\sin \theta_0 \cos(\phi - \theta_0)} \\ \delta_{y0} &= \frac{\delta_0}{\sin(\phi - \theta_0)} = P_1 \frac{\sin \phi}{\sin \theta_0 \sin(\phi - \theta_0)} \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

(4) 式および (6) 式を (11) 式に代入すると、次の関係が得られる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{P}{\delta_{x0}} &= -\frac{P}{P_1} + \cos \theta_0 = -\frac{1}{1+\lambda} + \cos \theta_0 \\ \frac{P}{\delta_{y0}} &= \sin \theta_0 \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

なお、グリッドアナライザ法によるひずみの測定では、試料が変形を受け、ひずんだ状態においても、モアレのしま模様に変化がないようにして計測を行なう。それには変形後の試料格子のピッチ P' 、マスター格子に対する傾角を θ として、目的とする実験の範囲内においてつねに $P' > P, \theta > 0$ の関係が成立するように最初の λ と θ_0 を選ばばよい。以上のような条件が満足されるものとすれば、図 2 を参照して、次の関係式が成立する。ただし図 2 は X 群の格子とそれによってできるモアレしまを示すものとし、諸量に添字 X をつける。試料が変形してのちの試料格子線のピッチを P_X' 、試料格子線とマスター格子の交角を θ_X 、モアレのピッチを δ_X とすれば (4) 式、(7) 式および (10) 式と同様に、

$$\left. \begin{aligned} \frac{\sin(\phi - \theta_X)}{\sin \phi} &= \frac{P_X'}{P} \\ \tan(\phi - \theta_X) &= \frac{\sin \theta_X}{P/P_X' - \cos \theta_X} \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

$$\delta_X = P_X' \sin \phi / \sin \theta_X \quad (14)$$

(14) 式を (8) 式と同様の関係

$$-\delta_{Xx} \cos(\phi - \theta_0) = \delta_X, \quad \delta_{Xy} \sin(\phi - \theta_0) = \delta_X \quad (15)$$

を組み合わせると、

$$\begin{aligned} \frac{P_X'}{\delta_{Xx}} &= -\sin \theta_X \frac{\cos(\phi - \theta_0)}{\sin \phi} \\ &= -\sin \theta_X \frac{\cos(\phi - \theta_X + \theta_X - \theta_0)}{\sin \phi} \end{aligned}$$

ゆえに

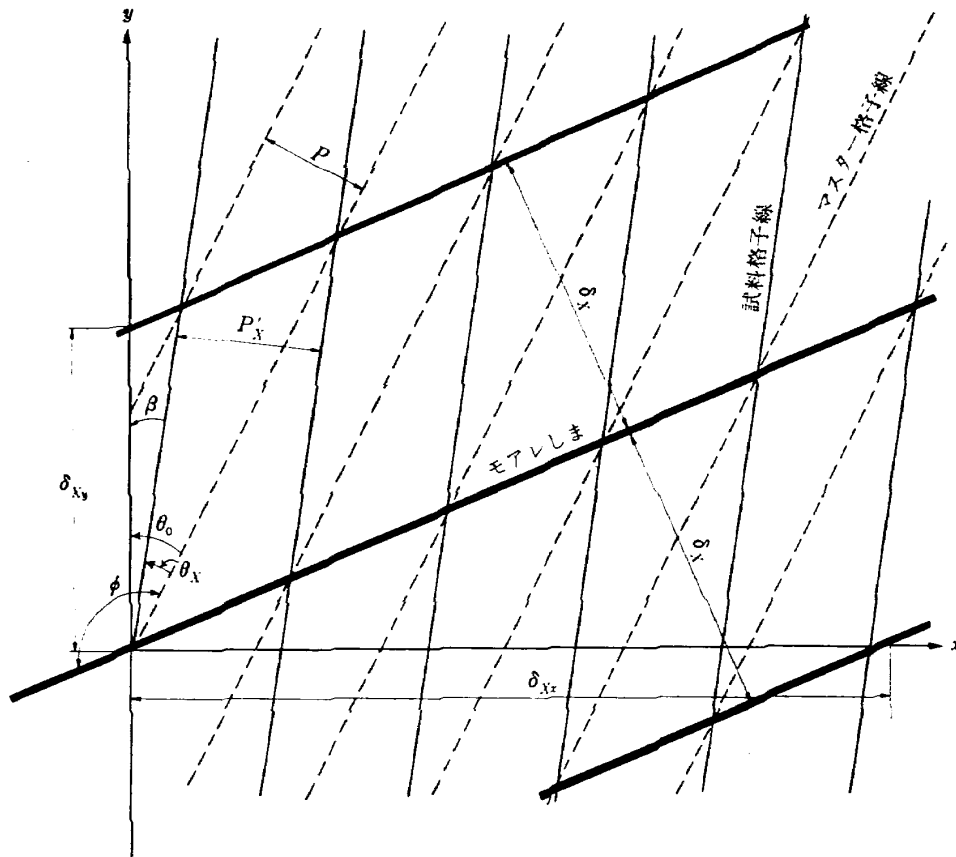


図 2 変形状態のモアレ

$$\left. \begin{aligned} \frac{P_{X'}}{\delta_{Xx}} &= -\cos(\theta_0 - \theta_x) + \frac{P_{X'}}{P} \cos \theta_0 \\ \frac{P_{X'}}{\delta_{Xy}} &= -\sin(\theta_0 - \theta_x) + \frac{P_{X'}}{P} \sin \theta_0 \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

同様に (16) は次のように書きあらわすことができる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{P}{\delta_{Xx}} &= -\frac{P}{P_{X'}} \cos(\theta_0 - \theta_x) + \cos \theta_0 \\ \frac{P}{\delta_{Xy}} &= -\frac{P}{P_{X'}} \sin(\theta_0 - \theta_x) + \sin \theta_0 \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

同様に Y 格子群についてもつぎのように書ける。

$$\left. \begin{aligned} \frac{P}{\delta_{Yy}} &= -\frac{P}{P_{Y'}} \cos(\theta_0 - \theta_y) + \cos \theta_0 \\ \frac{P}{\delta_{Yx}} &= -\frac{P}{P_{Y'}} \sin(\theta_0 - \theta_y) + \sin \theta_0 \end{aligned} \right\} \quad (18)$$

以上でモアレ解析に必要な関係式を導くことができたので、これを用いたひずみ計算法をつぎに示す。

2.2 ひずみ計算法

試料とマスター格子の間に最初に与えた θ_0 のほかには、試料の変形による相対的な回転はないものとする。図 2 に示すようにこの場合 x 軸および y 軸の方向は主ひずみ方向に一致することになり、 $\theta_x = \theta_y = \theta_0$

である。したがって (17) 式と (18) 式から

$$\frac{P}{P'} = -\frac{P}{\delta_{Xx}} + \cos \theta_0, \quad \frac{P}{P'} = -\frac{P}{\delta_{Yy}} + \cos \theta_0 \quad (19)$$

$$P/\delta_{Xy} = P/\delta_{Yx} = \sin \theta_0 \quad (20)$$

試料の変形により、モアレしまの模様は変わるが、非回転の場合は (20) 式により、 δ_{Xy} と δ_{Yx} が一定に保たれる。公称ひずみを ϵ_x , ϵ_y とすれば、試料が変形したのちの試料格子線のピッチ $P_{X'}$, $P_{Y'}$ はそれぞれ、

$$P_{X'} = P_1(1 + \epsilon_x), \quad P_{Y'} = P_1(1 + \epsilon_y) \quad (21)$$

と表わされる。(21) 式を用いて、さらに (1) 式によって定義される λ を導入すると、(19) 式から

$$\left. \begin{aligned} \frac{1}{1 + \epsilon_x} &= -\frac{P_1}{\delta_{Xx}} + (1 + \lambda) \cos \theta_0 \\ \frac{1}{1 + \epsilon_y} &= -\frac{P_1}{\delta_{Yy}} + (1 + \lambda) \cos \theta_0 \end{aligned} \right\} \quad (22)$$

となる。変形前に試料とマスター格子を重ね合わせたときは、 $\epsilon_x = \epsilon_y = 0$ 、そのときの δ_{Xx} と δ_{Yy} に添字 0 をつけると、

$$\left. \begin{aligned} \frac{P_1}{(\delta_{xx})_0} &= \frac{P_1}{(\delta_{yy})_0} = -1 + (1+\lambda) \cos \theta_0 \\ \frac{P_1}{(\delta_{xy})_0} &= \frac{P_1}{(\delta_{yx})_0} = (1+\lambda) \sin \theta_0 \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

(22) 式と (23) 式を組み合わせると、

$$\left. \begin{aligned} \frac{1}{1+\epsilon_x} &= P_1 \left[\frac{1}{(\delta_{xx})_0} - \frac{1}{\delta_{xx}} \right] + 1 \\ \frac{1}{1+\epsilon_y} &= P_1 \left[\frac{1}{(\delta_{yy})_0} - \frac{1}{\delta_{yy}} \right] + 1 \end{aligned} \right\} \quad (24)$$

となる。

2.3 小さなひずみの測定

$$\frac{1}{1+\epsilon_x} \approx 1 - \epsilon_x, \quad \frac{1}{1+\epsilon_y} \approx 1 - \epsilon_y \quad (\epsilon_x, \epsilon_y \ll 1)$$

とおき、この近似式を用いると、 ϵ_x, ϵ_y は

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_x &= \frac{P_1}{\delta_{xx}} + 1 - (1+\lambda) \cos \theta_0 \\ \epsilon_y &= \frac{P_1}{\delta_{yy}} + 1 - (1+\lambda) \cos \theta_0 \end{aligned} \right\} \quad (25)$$

となる。

モアレしま次数は、 X の方向に距離 $\delta_{xx}, \delta_{yx}, Y$ の方向に δ_{xy}, δ_{yy} だけ移動するとに一寸ずつ変化するるので、初期モアレしまについて、次の関係が成立する。

$$\left. \begin{aligned} \frac{1}{(\delta_{xx})_0} &= \left(\frac{\partial N_x}{\partial x} \right)_0, \quad \frac{1}{(\delta_{xy})_0} = - \left(\frac{\partial N_x}{\partial y} \right)_0 \\ \frac{1}{(\delta_{yx})_0} &= \left(\frac{\partial N_y}{\partial x} \right)_0, \quad \frac{1}{(\delta_{yy})_0} = \left(\frac{\partial N_y}{\partial y} \right)_0 \end{aligned} \right\} \quad (26)$$

したがって、(25) 式は、

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_x &= \left(\frac{\partial N_x}{\partial x} \right)_0 P_1 + 1 - (1+\lambda) \cos \theta_0 \\ \epsilon_y &= \left(\frac{\partial N_y}{\partial y} \right)_0 P_1 + 1 - (1+\lambda) \cos \theta_0 \end{aligned} \right\} \quad (27)$$

となる。なお試料に剛体的回転が加わる場合 (27) は、

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_x &= 1 - \left\{ (1+\lambda) \cos \theta_0 - P_1 \frac{\partial N_x}{\partial x} \right\} \frac{1}{\cos \beta} \\ \epsilon_y &= 1 - \left\{ (1+\lambda) \cos \theta_0 - P_1 \frac{\partial N_y}{\partial y} \right\} \frac{1}{\cos \beta} \end{aligned} \right\} \quad (28)$$

となる。

2.4 実際の測定法

変形格子とマスター格子との幾何学的関係から求めたひずみ計算法、すなわちグリッド・アナライザー法の実際の測定は、 X, Y モアレについて、 x 方向および y 方向のしま間隔を変形前と変形後の状態について行ない、式 (27), (28) に代入して ϵ_x, ϵ_y を計算する。

一般にモアレしまについて計測を行なうとき、しま間隔の測定値には、バラツキがあらわれるのが普通である。そこで x 方向に測定した、しま間隔 δ_{xx} としま次数 N_x の関係をプロットする。このデータから式 (27), (28) の微係数を直接計算すると誤差が大きいため、微係数を求める前にデータの平滑化を行なう。

まず隣接する 5 点について ($i-2, i-1, i, i+1, i+2$) のデータについて最小二乗法により二次曲線にあてはめ平滑化する。こうして得られた二次曲線の i 点における微係数を求めそれを x_i 点における微係数 $(\partial N_x / \partial x)_i$ とする。実際にはしま次数 N_x を独立変数として、しま座標の平滑化曲線を求め微係数を評価するのがよいと思われる。

2.5 グリッドアナライザー法の得失

- 1), この解析法は試料が変形をうけ、ひずんだ状態においても、モアレしま模様は特別に変化しないように計測する必要がある。そのためには、変形後の試料格子のピッチ P' 、マスター格子に対する傾角を θ として、目的とする実験の範囲内において、 $P' < P$ 、 $\theta > 0$ の関係が成立するようにミスマッチ量 λ とミスアライメント量 θ_0 を最初に設定する必要がある。その理由は $P' = P$ および $\theta = 0$ の付近を境として、モアレしまの様相が急変するためである。逆に、この性質を利用することにより塑性域の成長などを観測できる。また荷重状態が引張か圧縮かを判定することもできる。
- 2), ミスマッチ法、ミスアライメント法を用いた解析が可能のために、測定精度を向上させることができる。
- 3), スクエア格子を使用することにより、 x, y 方向のひずみを同時に測定できる。
- 4), しま次数より計算するひずみ解析法は形状が複雑なものは出来ないが、グリッドアナライザー法では可能である。
- 5), モアレしま間隔の変位量を用いるために、データ処理に手数がかかる。測定精度を良くするために、測定装置、測定手法の高度なものを必要とする。
- 6), 一般に三次元解析は不可能である。

3. 格子の製作法

本論文中的耐熱格子とは、金属の試料表面に耐食性、絶縁性のある膜 (resist) で格子を描いてつくる、レジスト格子を基にして電気化学的方法によりエッチングしてつくる格子である。なおレジスト格子は耐熱格子を製作する場合の基礎となるもので耐熱格子の精

度を左右するものであるから、製作するうえで十分な注意が必要である。

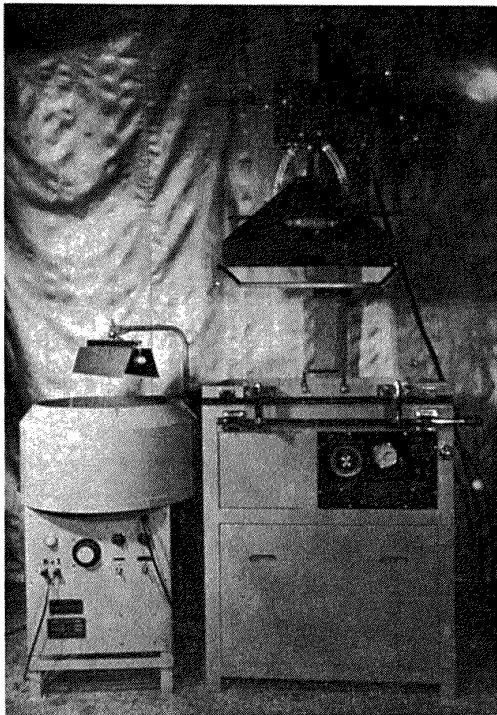
3.1 レジスト格子について

1, 前処理

試料表面の平滑, 平面化, 脱脂, 脱酸を目的とするもので 1000 番までの耐水研磨紙で十分研磨する。

2. 感光液塗布

図 3-a の塗布機により感光液が試料面に均一な薄膜をつくるように遠心力により塗布する。液は市販の光硬化型油性感光液を使用し塗布機の回転は 360 r. p. m とする。



(a) (b)

図 3 a: 感光液乾燥塗布機 b: 格子焼付機

3, 乾 燥

感光液を十分に乾燥させないと露光のさい, 原板格子に感光膜が付着し, その役目を十分に果さない。今回は赤外線ランプを用いて乾燥した。

4, 密 着

原板を試料上に置き焼付枠内にセットし, その後枠内を真空にし, 原板と試料を十分密着させる。

(図 3-b 参照)。

5, 露 光

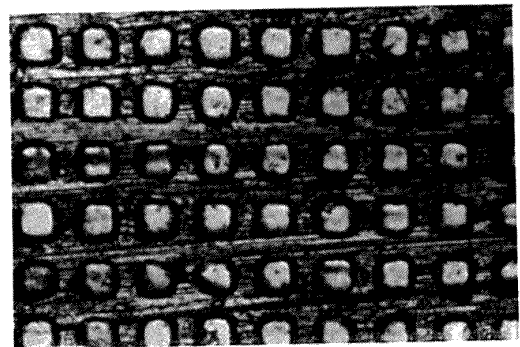
図 3-b の装置により (3)~(4) の方法で試料面上につくられた感光膜に (4) で密着させたものをカーボン, アークによる紫外線で露光する。この場合, 材質, 表面状態等で露光量が異なるが, 試料表面より, 70~80 cm にカーボン電極をセットした場

合, 約 1 分間の露光でよい結果が得られた。

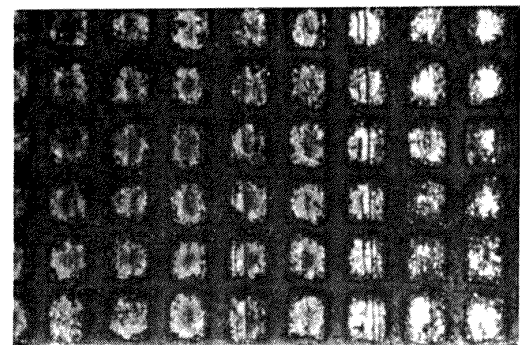
3.2 耐熱格子について

1, 耐熱格子の製作手順はレジスト格子の製作手順と同様な過程で格子を試料表面に描く。ただし使用薬品および所要時間は異なる。

2, (1) の方法によって描かれた, 格子をエッチング溶液につけて微小電流を流すと, 電気化学的作用によって, 深さ約 2μ の格子にエッチングされる。以上の手順で描かれたレジスト格子および耐熱格子の写真を図 4 に示す。



電気化学的法による耐熱格子 (1000本/吋)
下地高力アルミ合金板, 顕微鏡写真



染色法によるレジスト格子 (1000/吋)
下地高力アルミ合金板, 顕微鏡写真

図 4

4. モアレ装置の試作

従来一般に使用されているモアレ装置はミスマッチ量を与えるのにマスター格子の格子間隔を変える必要があった。このため数種類のマスター格子を準備する必要があり, 任意のミスマッチ量を与えることは不可能であった。

本試験装置はこれらの欠点をなくすために, レンズの焦点距離の移動により一枚のマスター格子で任意のミスマッチ量を与えることのできる可動性レンズ機構になっている。一方, ミスアライメント量は回転スクリーン機構によって任意に与えることができる。

使用レンズは収差を考慮して焦点深度の深い, アポ

ニコール F9.0 を用いた。可動性レンズ機構は精密なダイヤルゲージを装備し 1/1000 mm の精度でミスマッチ量を設定できる。回転スクリーンは面上に 100 × 100 mm の面積に 1600 本/吋の精密な格子が印刷されており、1' の精度でミスアライメント量を設定できる。

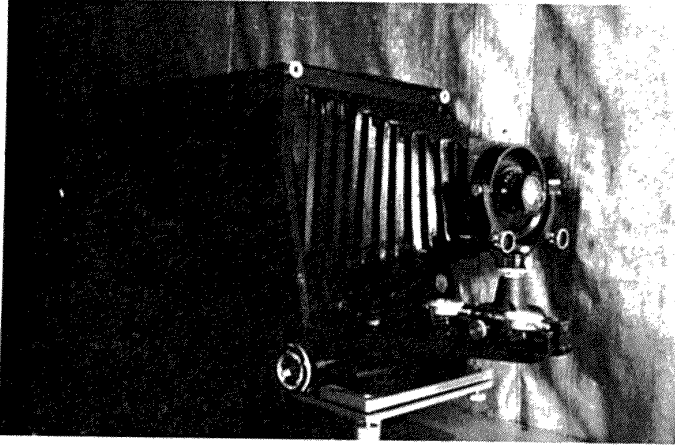


図 5 モアレ撮影装置

5. ひずみ誤差の検討

モアレしまの変化量と試料のひずみを結びつける関係式は、前節で述べたように変形格子とマスター格子の幾何学的関係より求められるもので、 x 方向、 y 方向のそれぞれのひずみと変位の関係は全く同じである。したがって、ここでは x 方向について考察する。ここで用いる記号を再記する。

P : マスター格子のピッチ

θ : ミスアライメント量

λ : ミスマッチ量

β : 試料自体の回転量

ひずみ ε とモアレしま変化量 D との間には、

$$\varepsilon = f(P, \theta, \lambda, \beta, D) \quad (29)$$

の関係が成立し、 ε の精度は $P, \theta, \lambda, \beta, D$ の諸量の精度で左右されてくる。これらの諸量のうち、 P は顕微鏡によりチェックすることができ、 θ と λ は試作したモアレ装置を用いることにより高い精度が得られるので誤差は微小と考えられる。

しかし、モアレしまの変化量 D の測定においては、しま自体幅があるために間隔誤差を生じ、一方しまと基準線との間にある傾きをもって測定すると誤差が生じる。これらの誤差はひずみ測定精度に大きく影響すると考えられる。したがってこの二点について、使用が簡便でしかも信頼性の高い^{(13), (14)} ストレインゲージ法によるひずみを基準にして、モアレ法によるひず

み誤差の影響を次の節で検討する。

5.1 モアレしま間隔変化量の測定誤差の影響

ひずみが小さい場合、モアレしま間隔変化量の測定誤差 $|\Delta X|$ とひずみが同一オーダーになることが予想される。そこでまず、ひずみとモアレしま変化量の関係を変形格子とマスター格子の幾何学的関係より導びき、ある任意の λ, θ を与えることによってモアレしま間隔 D_x を形成させ、次にひずみによって、その間隔が δD_x だけ変化する場合に誤差 $|\Delta X|$ がどのように影響するかを調べた。

添字 i, d を用いて初期ひずみを ε_i 、変形後のひずみを ε_d と表示すれば、ひずみ計算法の基礎式により、

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_i &= -(1+\lambda) \cos \theta_0 \left(1 + \frac{1}{2} \beta_0^2 \right) \\ &\quad + g \left(1 + \frac{1}{2} f_0^2 \right) \frac{1}{D_{xi}} \\ \varepsilon_d &= -(1+\lambda) \cos \theta_0 \left\{ 1 + \frac{1}{2} (f_0 + \beta)^2 \right\} \\ &\quad + g \left\{ 1 + \frac{1}{2} (f_0 + \beta)^2 \right\} \frac{1}{D_{xd}} \end{aligned} \right\} \quad (30)$$

となる。ただし、 $g = P(1+\lambda)$ 、

正味のひずみ ε は、 ε_d と ε_i の差であるから、

$$\begin{aligned} \varepsilon &= -\left(\beta_0 \beta + \frac{1}{2} \beta^2 \right) (1+\lambda) \cos \theta_0 \\ &\quad + g \left(\frac{1}{D_{xd}} - \frac{1}{D_{xi}} \right) + g \frac{1}{2} \beta_j^2 \left(\frac{1}{D_{xd}} - \frac{1}{D_{xi}} \right) \\ &\quad + g \left(\frac{1}{2} f_0^2 + \beta \cdot f_0 \right) \frac{1}{D_{xd}} \end{aligned} \quad (31)$$

となる。

ここで変形のために生じた、モアレしま間隔の変化量を δD_x とし、測定誤差がない場合のひずみを ε_e とすると (31) 式から ε_e は次のようになる。

$$\begin{aligned} \varepsilon_e &= -\left(\beta_0 \beta + \frac{1}{2} \beta^2 \right) (1+\lambda) \cos \theta_0 \\ &\quad + g \left(\frac{1}{D_{xi} + \delta D_x} - \frac{1}{D_{xi}} \right) + g \frac{1}{2} \beta_j^2 \\ &\quad \times \left(\frac{1}{D_{xi} + \delta D_x} - \frac{1}{D_{xi}} \right) \\ &\quad + g \left(\frac{1}{2} \beta^2 + \beta \cdot \beta_0 \right) \frac{1}{D_{xi} + \delta D_x} \end{aligned} \quad (32)$$

次に測定誤差が変形前、 $|\Delta x_1|$ 、変形後 $|\Delta x_2|$ とし、そのときのひずみを ε_m とすると (32) 式から、

$$\begin{aligned} \varepsilon_m &= -\left(\beta \beta_0 + \frac{1}{2} \beta^2 \right) (1+\lambda) \cos \theta_0 \\ &\quad + g \left(\frac{1}{D_{xi} + \delta D_x + |\Delta x_2|} - \frac{1}{D_{xi} + |\Delta x_1|} \right) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& + \frac{g}{2} \beta_j^2 \left(\frac{1}{D_{xi} + \delta D_x + |\Delta x_2|} - \frac{1}{D_{xi} + |\Delta x_1|} \right) \\
& + g \left(\frac{1}{2} \beta^2 + \beta_0 \beta \right) \times \frac{1}{D_{xi} + \delta D_x + |\Delta x_2|} \\
& \left| \frac{\Delta \varepsilon}{\varepsilon} \right| \doteq \frac{g}{\varepsilon} \frac{\delta D_x}{D_{xi}(D_{xi} + \delta D_x)} \left(\frac{|\Delta x_2| - |\Delta x_1|}{\delta D_x} \right. \\
& \left. + \frac{|\Delta x_1|}{D_{xi}} + \frac{|\Delta x_2|}{D_{xi} + \delta D_x} \right) \quad (36)
\end{aligned}$$

となる。したがって測定誤差 $|\Delta X|$ によるひずみの誤差 $|\Delta \varepsilon|$ は近似的には、 $|\Delta \varepsilon| = P[|\Delta(1/D_x)_d| - |\Delta(1/D_x)_i|]$ であるが、

実際には $|\Delta \varepsilon| = \varepsilon_m - \varepsilon_e$ の関係を用いて、

$$\begin{aligned}
|\Delta \varepsilon| = & g \left(1 + \frac{1}{2} \beta_j^2 \right) \left\{ \left(\frac{1}{D_{xi} + \delta D_x + |\Delta x_2|} - \frac{1}{D_{xi} + |\Delta x_1|} \right) \right. \\
& - \left. \left(\frac{1}{D_{xi} + \delta D_x} - \frac{1}{D_{xi}} \right) \right\} + g \left(\beta_0 \beta + \frac{1}{2} \beta^2 \right) \\
& \times \left(\frac{1}{D_{xi} + \delta D_x + |\Delta x_2|} - \frac{1}{D_{xi} + \delta D_x} \right) \quad (34)
\end{aligned}$$

のように表わす。この (34) 式において高次のオーダーの項を無視すると、

$$\begin{aligned}
|\Delta \varepsilon| \doteq g \frac{\delta D_x}{D_{xi}(D_{xi} + \delta D_x)} & \left(\frac{|\Delta x_2| - |\Delta x_1|}{\delta D_x} \right. \\
& \left. + \frac{|\Delta x_1|}{D_{xi}} + \frac{1}{D_{xi} + \delta D_x} \right) \quad (35)
\end{aligned}$$

となる。ここでストレインメータより得たひずみ ε を基準ひずみとし $|\Delta \varepsilon|/\varepsilon$ の評価をすれば (35) 式から

となる。したがって測定誤差 $|\Delta x_1|$, $|\Delta x_2|$ を推定し、(35) 式および (36) 式を用いれば測定精度が明らかとなる。実際には $|\Delta x_1|$, $|\Delta x_2|$ を求めることができないため、つぎのような仮定をおいて推定する。実際の測定器の読取精度は 1/1000 mm であるが、モアレしま自体拡大して測定するためにモアレしまに幅が生じ、しま間隔の測定値は 1/100 mm のオーダーではらつ

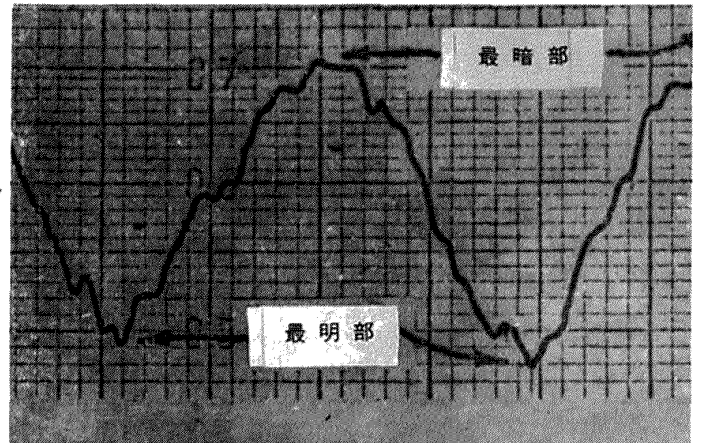


図 6 フォトメータによるモアレしま測定記録

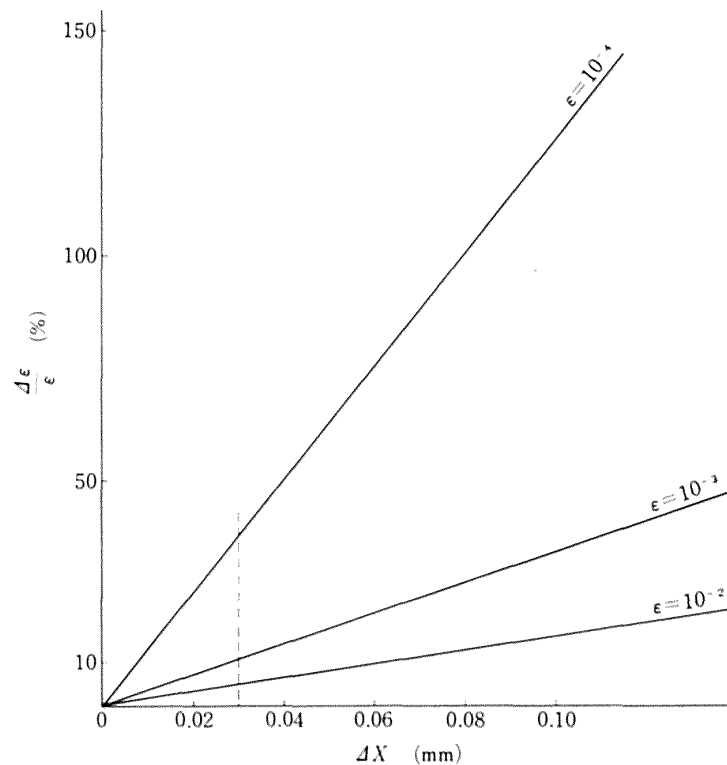


図 7 測定間隔誤差のひずみへの影響

く。このオーダを誤差と考えて平均誤差¹²⁾を $|Δx_1|$ とし、 $|Δx_2|$ も同様に平均誤差を用いた。この様にして仮定した誤差の値を用い $|Δε|$ を求め、基準ひずみと比較検討した。ここで使用した、基準ひずみは実験値により推定して $100μ$ 以上の値は再現性があるために、 $100μ$ 以上の値を用いた。次に $θ_0=30'$ 、 $λ=0.01$ mm、 $β=10'$ の値を与えて実験した場合の $|Δε/ε|$ と $|Δx|$ 、($=|Δx_2|$) の関係を図 7 に示す。実際に $|Δx|$ は 0.01 mm ~ 0.03 mm の範囲に推定できるので、ひずみが 10^{-4} のオーダの場合には誤差は 30% 前後と考えられる。

5.2 モアレしま測定方向の誤差の影響

モアレしまの位置は基準線に平行に合わせて測定する必要がある。したがって $ε=f(P, θ, λ, β, D)$ の各変数の値を正しく求めたとしても、 D_x が正しい方向に対して偏角 $α$ があると、ひずみ $ε$ に誤差を生じる。ここでは、 $α$ と $|Δε/ε|$ の関係について考えてみる。真の方向に測定した場合のモアレしま間隔を變形前、 D_{ei} 變形後 D_{ed} とし、 $α$ の偏角をもって測定した、しま間隔を D_{mi} 、 D_{md} とする。

真のひずみを $ε_e$ 、 $α$ の偏角で測定したひずみを $ε_m$ とすると、ひずみ計算の基礎式より、

$$\left. \begin{aligned} ε_e &= -(1+λ) \cos θ_0 \frac{1}{2} β_e^2 \\ &+ g \left(\frac{1}{D_{ed}} - \frac{1}{D_{ei}} \right) + \frac{1}{2} g \cdot \frac{1}{D_{ed}} β_e^2 \\ ε_m &= -(1+λ) \cos θ_0 \frac{1}{2} β_m^2 \\ &+ g \left(\frac{1}{D_{md}} - \frac{1}{D_{mi}} \right) + \frac{1}{2} g \cdot \frac{1}{D_{md}} β_m^2 \end{aligned} \right\} \quad (37)$$

したがって生じる誤差は、

$$\begin{aligned} |Δε| &= ε_m - ε_e \\ &= -\frac{1}{2} (1+λ) \cos θ_0 (β_m^2 - β_e^2) \\ &+ g \left(\frac{1}{D_{md}} - \frac{1}{D_{ed}} \right) - g \left(\frac{1}{D_{mi}} - \frac{1}{D_{ei}} \right) \\ &+ \frac{g}{2} \left(\frac{1}{D_{md}} β_m^2 - \frac{1}{D_{ed}} β_e^2 \right) \end{aligned} \quad (38)$$

となる。

ここで D_e と D_m の関係は幾何学的関係から、

$$D_{ei} = (\cos α_0 + a \sin α_0) D_{mi}$$

$$D_{ed} = [\cos(α_0 + Δα) + a_0 \sin(α_0 + Δα)] \cdot D_{md}$$

で表わせる。

$α_0$: 初期状態でのモアレしま測定方向の偏角、

$α_0 + Δα$: 変形状態でのモアレしま測定方向の偏角

$$a = \frac{\sin θ_0}{1/1+λ - \cos θ_0},$$

$$a_0 = \frac{\sin θ_0}{1/(1+λ)(1+ε) - \cos θ_0}$$

a : モアレしまのなす角 $(φ - θ_0)$ と $θ_0$ の関係。

a_0 : ひずみ $ε$ が生じた時のモアレしまのなす角 $(φ - θ_0)$ と $θ_0$ との関係。

$β_m = β_e + Δβ$ とすると、 $|Δε|$ は次のように表わすことができる。

$$\begin{aligned} |Δε| &= -[\cos(α_0 + Δα) + a_0 \sin(α_0 + Δα) - 1] \frac{g}{D_{ed}} \\ &- \{\cos α_0 + a \sin α_0 - 1\} \frac{g}{D_{ei}} \\ &+ \frac{1}{2} β_e^2 \cdot g [\cos(α_0 + Δα) + a_0 \sin(α_0 + Δα) - 1] \\ &- [(1+λ) \cos θ_0] β_e^2 \cdot Δβ - \frac{g}{2} β_e^2 \cdot \\ &Δβ [\cos(α_0 + Δα) + a_0 \sin(α_0 + Δα)] \frac{1}{D_{ed}} \end{aligned} \quad (39)$$

高次の項を無視すると、

$$\begin{aligned} |Δε| &= g \left[a \left(\frac{λ_0}{D_{ed}} - \frac{1}{D_{ei}} \right) α - \frac{1}{2} \left(\frac{1}{D_{ed}} - \frac{1}{D_{ei}} \right)^2 \right. \\ &+ \left(a_0 + α + \frac{1}{2} Δα \right) \frac{Δα}{D_{ed}} \\ &+ (1+λ) \cos θ_0 \cdot β_e^2 \cdot Δβ \end{aligned} \quad (40)$$

ただし $λ_0 = \frac{a_0}{a}$,

(40) 式において $(1/D_{ed} - 1/D_{ei})g$ はひずみ量の

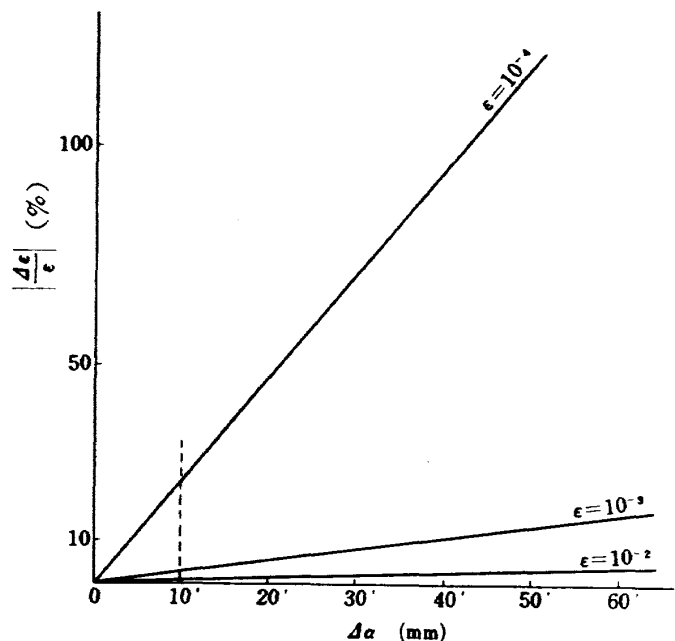


図 8 測定方向誤差のひずみへの影響

オーダーであると考えられ、また α_0 は $\varepsilon, \lambda, \theta_0$ によってかわるので、 ε, λ が大きいほど大きな値になる。実際の測定において θ_0 の変化は小さいために、 α_0 に与える影響は少ない。 $\Delta\beta$ はひずみ量により異なるが、 ε が 10^{-4} のオーダーにおいては、 $0 \leq \Delta\beta \leq 5'$ の範囲であることが実験で確かめられた。

ここでミスマッチ量 $\lambda=0.01$ mm, ミスアライメント量 $\theta_0=1^\circ$ の値を与えて実験した場合の $|\Delta\varepsilon/\varepsilon|$ と $\Delta\alpha$ との関係を図 8 に示す。 $\Delta\alpha$ が $40'$ 程度になる

と、 $\varepsilon=10^{-4}$ で 100% を越えるが、実際には $\Delta\alpha$ は $10'$ 以下と推定できるので、 $\varepsilon=10^{-4}$ のオーダーで 30% 程度の誤差と考えられる。

6. 実 験

1. 格子の耐熱試験

レジスト格子および耐熱格子の耐熱性を調べるために図 9, 図 10 に示す装置を用い、温度変化による膨脹係数を測定した。図 9 において、表面に格子を描い

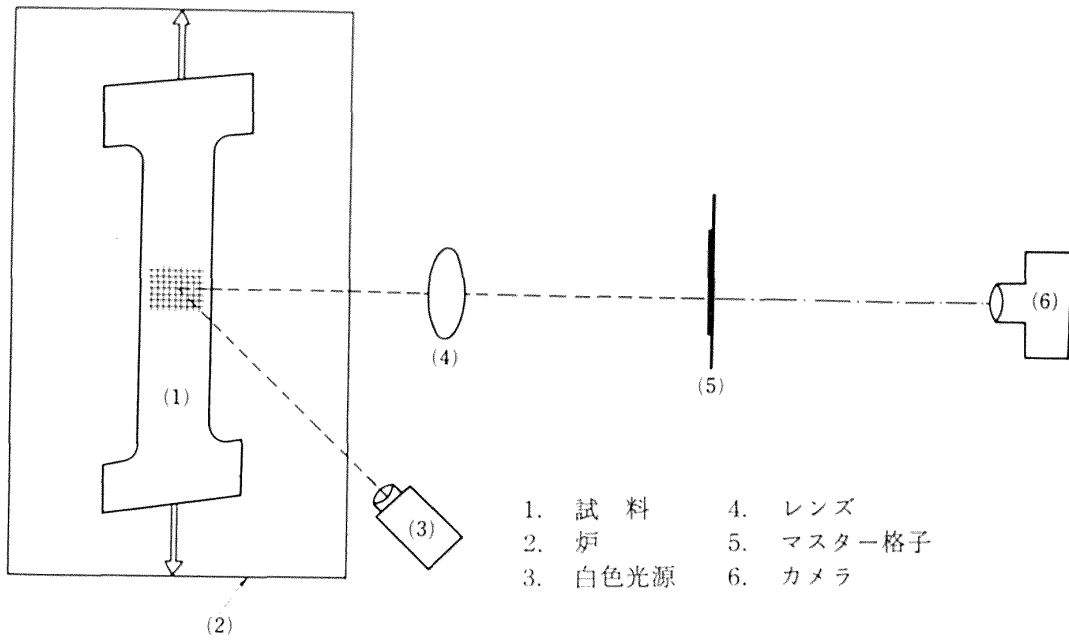


図 9 モアレ装置の構成図

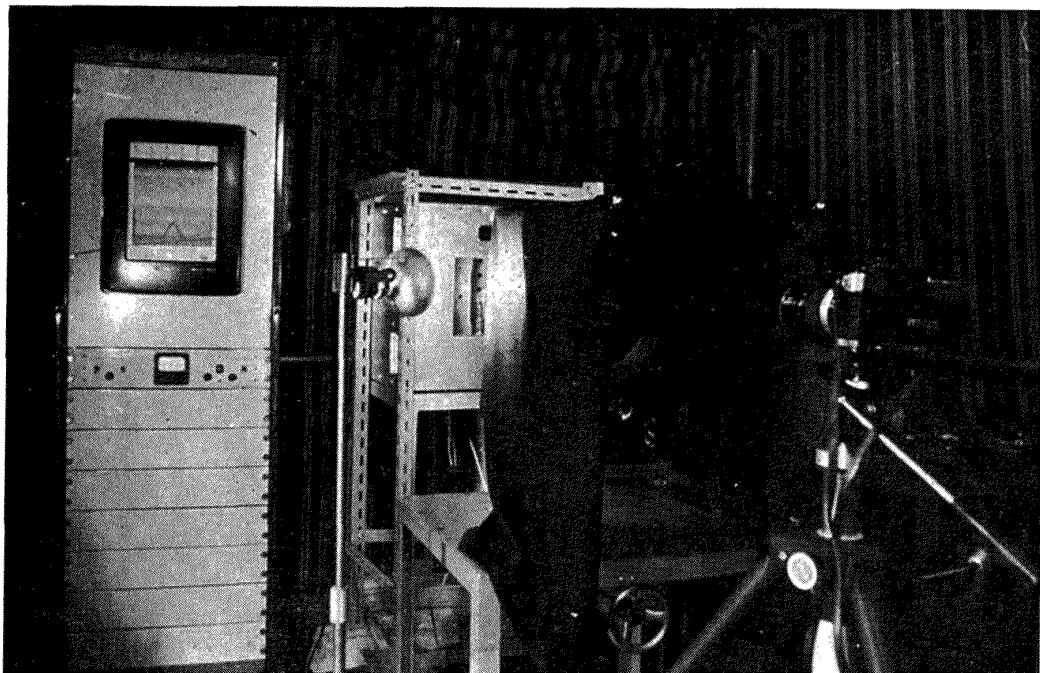


図 10 高温実験装置

た試料 (1) を炉内 (2) におき 白色光源 (3) によって照明しレンズによって等倍率の像をスクリーン上に結ぶ。スクリーン表面に置かれたマスター格子 (5) との間に干渉を生じ、モアレしまがスクリーン面上に形成され、カメラ (6) で撮影する。熱源は 3 kW のヒータを自動調整できるようにして用い、温度はアルメル、クロメル熱電対 4 本を用いて測定し、打点記録計で記録した。

1.1 レジスト格子について

試験片は 板厚 2 mm の 高力アルミ合金 (A3Pc6-T6) を用いた。試験片形状を図 11 に、材料の化学成分を表 1 に示す。この試料表面に 第 3—1 節で説明した方法により 40×100 mm の面積にレジスト格子を描いた。試験温度は 30°C、50°C、100°C と以後 50°C 間隔で 500°C まで上げ、各々 10 分間規定温度を保ち、そのとき生じるモアレしまを撮影した。

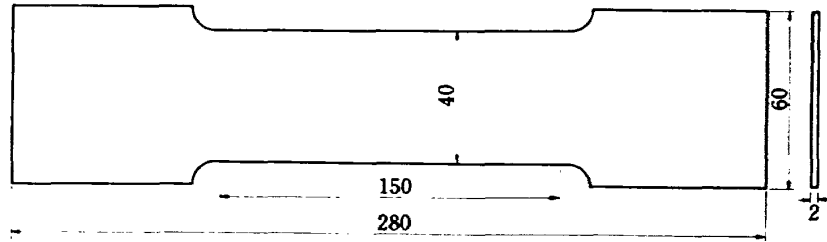


図 11 試験片形状

表 1 高力アルミ合金 (A3Pc6-T6)

Cu	Si	Fe	Mn	Mg	Zn	Ti	Cr	Al
1.43	0.084	0.14	0.027	2.29	5.45	0.050	0.27	残

表 2 一般構造用圧延鋼 (S S55)

C	Mn	P	S
0.30 以下	1.60 以下	0.040 以下	0.040 以下

1.2 エッチング格子について

材料、試験片形状は 実験 1.1 節で用いたものと同じで、試験片表面に 3—2 節の方法で 40×100 mm の面積にエッチング格子をつくった。温度は 30°C、50°C、100°C、以後は 50°C 間隔で 500°C まで上げ、各々 10 分間規定温度を保ち、そのとき生じるモアレしまを撮影した。

2. 格子の変位伝達の信頼性

2.1 高温における場合

実験 1 で 2 種類の格子について耐熱性を調べたのと同じ実験方法によって、試料表面に 30 mm 間隔の標線を描きモアレしまによる変位と、コンパレータによる標線間の変位を比較することで変位伝達の信頼性を検討した。なおここで使用した、材料、試験片形状は 実験 1 のものと同じである。

2.2 室温における場合

装置全体の配置は 図 9 に示したのと同じであるが、負荷は室温において 50 トンの万能試験機によ

て行なった。

材料、試験片形状は 実験 1 で使用したものと同じで試料表面に格子を描き、他の一方の面にはストレインゲージを 6 枚接着し、荷重は 100 kg より 200 kg 間隔に 2.000 kg まで負荷し、この状態を各負荷時ごとにモアレしまを撮影すると同時に、ストレインゲージよりのひずみを記録して比較し検討した。

3. 円孔のある帯板のひずみ測定

モアレ法は試料面上の格子が破壊されなければ、室温でも高温においても測定は同じように行なうことができると考えられる。ここでは開発した耐熱格子ならびに試作したモアレ装置を用いた測定法の一例として、ストレインゲージも併用することのできる室温において行なった。負荷装置は 実験 2 で用いたものと同じである。試験片は 図 12 に示す形状において、円孔の直径 (2a) を種々変えて、 $\lambda=a/b$ の値を 0.1、0.3、0.4、0.5 の 4 種類とした。試料の材質は表 1 に示す。試験片表面に 第 3—2 節の方法で 1000 本/時の

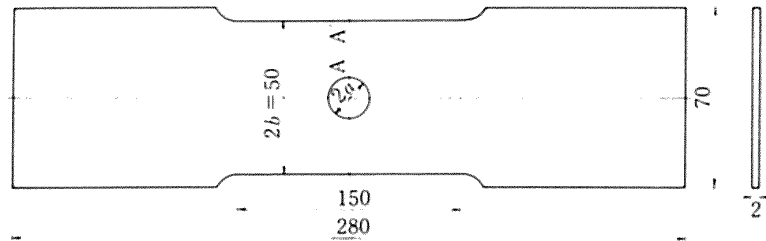


図 12 試験片形状

耐熱格子を描き、荷重ごとにモアレしまを撮影して比較的小さい変形から大きな変形までのひずみ測定を行ない、弾塑性域のひずみ集中係数を求めた。

7. 実験結果および考察

1.1 レジスト格子の耐熱性

室温でひずみ測定する場合、レジスト格子と試験片の密着性をよくするため、およびレジスト格子そのものを熱的に硬化させる目的で約 250°C の温度で 5 分～10 分間熱処理するのが一般的であり、このため格子自身はほぼ 250°C までは耐熱性があるとされている。しかし実験の結果 250°C 前後でのモアレしまのコントラストが著しく低下し、その後再びコントラストを生じたが 400°C 付近からレジストが熱分解し、試料表面から遊離し始めて 500°C では完全にしまが消滅した。モアレしまの状況から判断すると 250°C 前後を除くと

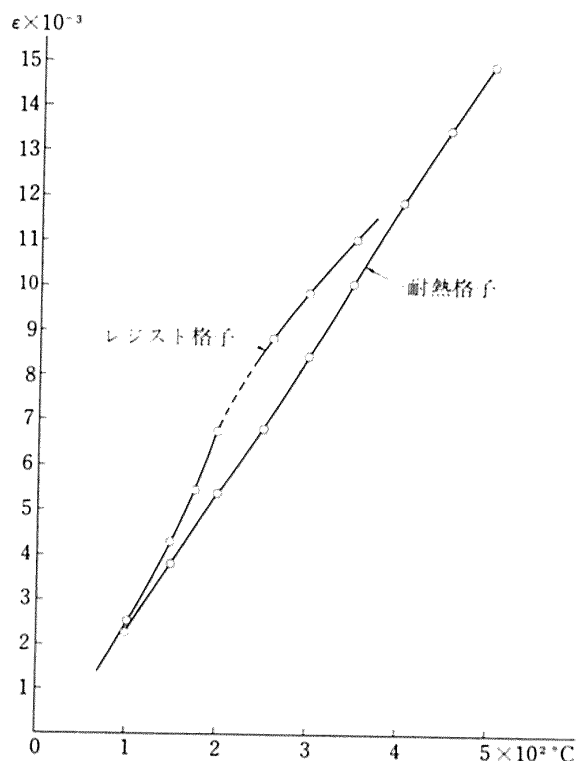


図 13 格子の耐熱試験

300°C 近辺までの熱変形の測定が可能であると推定できる。各温度で測定したひずみの状態を図 13 に示す。図からわかるように 250°C 前後まではいわゆるアルミ合金の熱膨脹—温度曲線と同様に下に凸の曲線状で変化するが、250°C 以上になると上に凸の曲線で変化する。

1.2 エッチング格子の耐熱性

次にレジスト格子を基礎にして電気化学的処理により試料をエッチングしてつくる格子の耐熱性を調べた。使用した材質はアルミ合金 (A3PC6-T6) であるために常温で強い酸化膜をつくり、レジストが密着しにくい。しかし酸化膜のために表面が保護され高温でも安定で表面酸化防止の特別の条件を必要としなかった。図 14 はエッチング格子を 500°C において 3 時

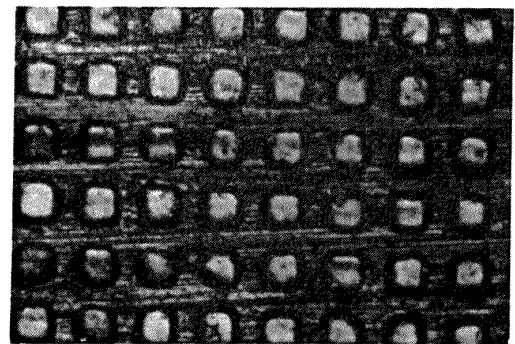


図 14 500°C まで加熱した後、室温に戻した状態の耐熱格子 (1000 本/吋)
顕微鏡写真

間保った後、室温までもどした状態を示す。図 14 よりわかるように格子は破壊されておらず、500°C においても十分使用できる結果が得られた。

2.1 高温における格子の変位伝達の信頼性

熱変形により生じた変位を格子が正しく伝達しているかを検定する必要がある。各温度について、標線間の五ヶ所をモアレ法により測定し、その平均した値と標線間の変位をコンパレータ (精度 1/100 mm) で測定した値を図 15 に示す。図より明らかなように鉄、アルミ合金ともにモアレ法によるひずみと機械的な測

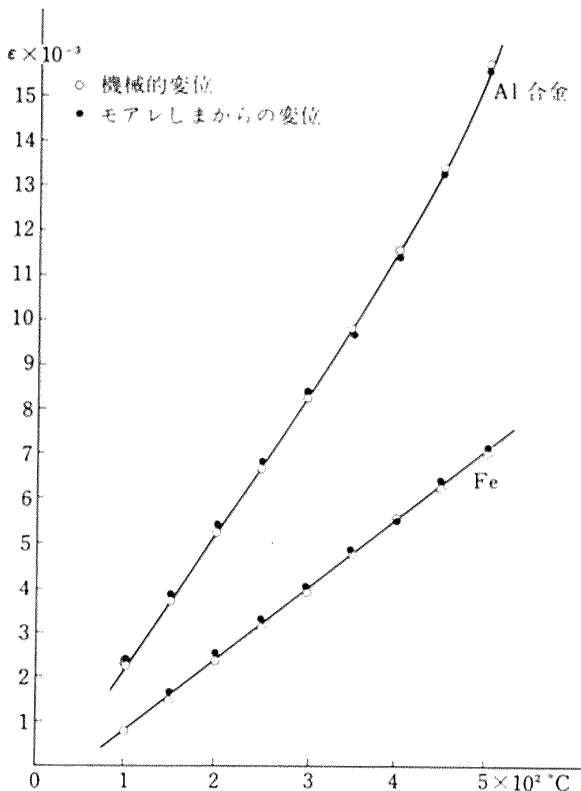


図 15 モアレしまからのひずみと機械的ひずみの比較

定によるひずみが一致している。

2.2 室温における格子の変位伝達の信頼性

室温で引張試験を行ない、荷重ごとにモアレしまの変化を撮影して測定したひずみとストレインゲージより検出したひずみを図 16 に示す。両者の測定結果を比較したところ、 $0 \leq \epsilon \leq 5 \times 10^{-4}$ くらいの小さいひずみ域においては、モアレ法により測定した値とストレインゲージより測定した値が一致しないが、ひずみが

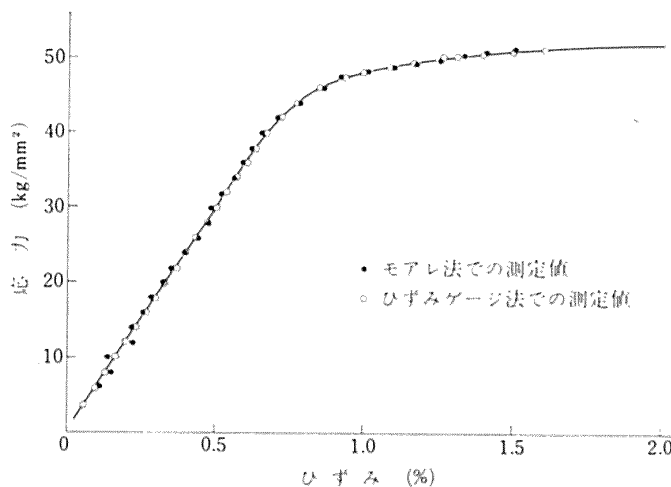
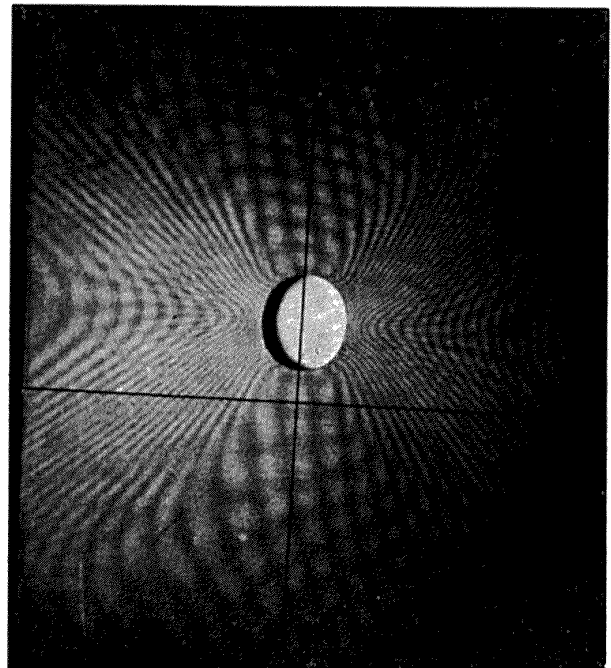


図 16 モアレ法とひずみゲージ法による弾塑性引張りひずみの比較

0.5% くらいの値になると両者は一致してくる。この原因は 5 節で検討したように、各測定誤差が影響しているものと考えられる。

3. 円孔のある帯板のひずみ測定

応力およびひずみ集中係数に関する理論および実験の考察はすでに報告したの¹⁰⁾で詳細ははぶく。ここではモアレ法による一つの解析例として、開発したエッチング格子を用いて、ひずみ集中係数を求めてみた。従来一般に用いられた、レジスト格子よりエッチング格子の方が図 17 で見られるようにコントラストが鮮



$$\lambda(a/b)=0.5 \quad \zeta(\sigma_{nom}/\sigma_Y)=1.07$$

図 17 耐熱格子 (1000本/吋) によるモアレしま

明であるために解析誤差を少なくすることができ、さらに格子の破損が少ないために、小さい変形から大きな変形の領域のひずみ測定が可能であった。その時の測定ひずみ分布を図 18 に示す。なおひずみ集中係数の計算は次のように行なった。

図 19 に示すように A-A' 線上において、円孔縁より試験片の端まで五点を荷重ごとに測定し、その積分平均を ϵ_{nom} とした。すなわち、 $\epsilon_{nom} = 1/b \int_0^b \epsilon dx$, ただし、 b は板幅、つぎに ϵ_{max} は円孔縁の最大ひずみを用いた。

したがって、ひずみ集中係数 $\epsilon_k = \epsilon_{max}/\epsilon_{nom}$ として与えられる。

これらの結果と光弾性被膜法による実験値¹⁰⁾を図 20 に示す。これら二つの実験解析結果を比較してみると、光弾性被膜法により求めた値より、モアレ法で

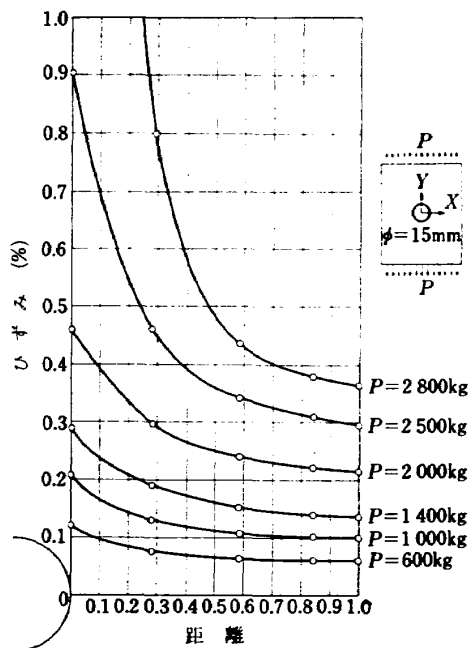


図 18 円孔周辺のひずみ分布

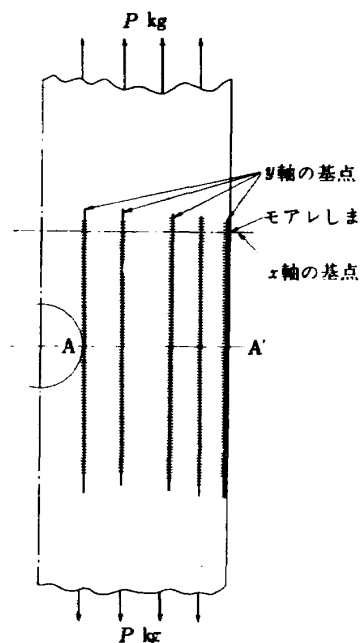
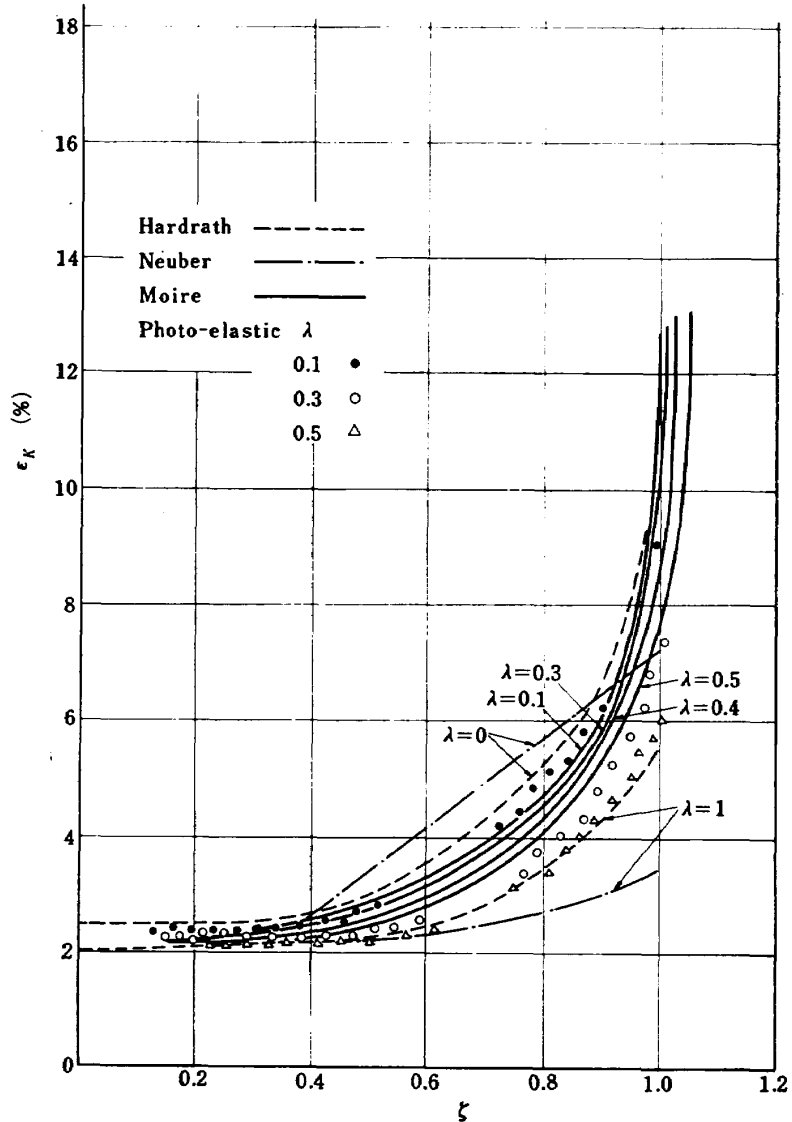


図 19 モアレしま測定位置

図 20 ひずみ集中係数と ζ (σ_{nom}/σ_Y) の線図

求めた値の方が計算値⁷⁾に近い値になっている。これはモアレ法では光弾性被膜法のように、被膜による補強効果および温度の影響、下地試験片に被膜材を貼ることによる、ひずみ伝達の問題などがなく、かつ小さいひずみから大きなひずみまで連続して測定できるので精度がより高く、したがって計算値に近い値となったものと考えられる。

結 論

以上の実験および解析により、次の諸点が明らかとなった。

1. ひずみ ε に与える誤差の影響として、一番大きく響くのは、モアレしま間隔の測定誤差で 10^{-4} のオーダーのひずみで誤差は 30% ほどと推定された。
2. モアレしまよりひずみを求める過程において、しま次数としま間隔の関係を最小二乗法を用いて変位曲線に表わす際に、多項式に近似するより、小さく分割して二次式に近似して表わした方が精度が上がる事が明らかになった。
3. 格子の製作において、格子の精度は耐水研磨紙による表面研磨の精度で非常に左右される。ここで用いた金属においては 1000 番の耐水研磨紙を使用すると良い結果が得られた。
4. 格子の耐熱性について、レジスト格子においては測定可能な温度範囲は 300°C 以下と思われる。
電気化学的方法によって製作する、耐熱格子は試料の材質によって耐熱温度は異なるが、格子が熱破壊されなければ 500°C 以上の高温でも十分使用可能と考えられる。
5. 下地試料が金属である場合には、一般に使われている、レジスト格子よりエッチングした耐熱格子の方が格子が破壊されにくく、さらに室温および高温においてもコントラストが良く測定精度を向上させることができた。
6. 開発した耐熱格子を用いて、ひずみを測定する場合、抵抗線ひずみゲージなどでは得られない温度に影響されず、測定できる利点がある。
7. 測定範囲は図 16 に示したように、小さいひずみから大きなひずみまで測定可能である。
8. 高分子材料などの柔かい測定物においても、補強効果の影響を考慮する必要がない。
9. グリッド・アナライザー法を用いると、円孔縁などの複雑な形状の測定も可能である。
10. 測定において、振動防止、水平度、平行度の精度を必要とし、測定が難しかくかつ測定した値をひずみに変換するのが煩雑である。

謝 辞

おわりに本研究を行なうにあたって、実験その他について御指導を戴いた、東北大学工学部の島田平八教授、大学院生の小幡充男氏に心より謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) A. J. Durelli and V. J. Parks: Moire Analysis of Strain. Prentice-Hall (1965).
- 2) C. A. Sciammarella and B. E. Ross: EXP. Mech (Oct, 1964), Vol. 4, No. 10, pp. 289~296.
- 3) P. S. Theocaris: EXP. Mech (Aug, 1964), Vol. 4, No. 8, pp. 223~231.
- 4) D. Post.: EXP. Vol. 8, No. 10, (Feb, 1968).
- 5) C. A. Sciammarella and D. Sturgeon: EXP. Mech, Vol. 4, No. 10, pp. 289~296 (1964).
- 6) H. H. Hilton: Jnl, Appl. Mech, pp. 352~372 (Sep, 1952).
- 7) H. F. Hardrath and L. Ohaman: NACA. TN, 2566 (1961).
- 8) R. C. Howland: Phil. Trans. Royo SOC. A 229 (1930).
- 9) E. Z. Stowell: NACA. TN, 2073 (1950).
- 10) 青木由雄, 倉元真実ほか, 航空宇宙技術研究所報告, TR-279.
- 11) 山田嘉昭, 機械の研究, 19 巻, 8 号, 1047 頁.
- 12) 沼倉三郎, 測定値計算法, 森北出版.
- 13) 渡辺 理, ひずみゲージとその応用, 森北出版.
- 14) 田畑浄治, 大坪孔治, 滝沢 実, 抵抗線歪ゲージのゲージ率検定, 航技研資料, TM-41.

TR-336 正 誤 表

頁 ・ 行	誤	正
4 p 右側上 2 行	$\frac{P}{P'} = -\frac{P}{\delta_{xx}} \dots\dots$	$\frac{P}{P_{X'}} = -\frac{P}{\delta_{xx}} \dots\dots$
8 p 左側下 3 行	$\dots\dots + \frac{1}{D_{xi} + \delta D_x} \Bigg)$	$\dots\dots + \frac{ Ax_2 }{D_{xi} + \delta D_x} \Bigg)$
8 p 右側上 2 行	$+ \frac{ Ax_i }{D_{xi}} + \dots\dots$	$+ \frac{ Ax_1 }{D_{xi}} + \dots\dots$

TR-188T	Analysis of the Anisoelastic Errors of a Floated Single Degree of Freedom Intergrating Gyro	June 1973	Masao OHTSUKI, Hirokimi SHINGU, Jyoji TABATA, Takao SUZUKI, Shigeharu ENKYO
TR-325	ロケットの分離特性に関する研究 Some Investigation on the Separation Characteristics of a Two-Stage Vehicle Model	1973年7月	宇宙研究グループ
TR-326	電子衝撃型水銀イオンエンジンの研究 Experimental Investigation on 5cm Mercury Electron Bombardment Ion Engine	1973年7月	中村 嘉宏, 東 久雄 宮崎 勝弘
TR-327	ガスタービン燃焼器のライナにおける伝熱 On the Liner Heat Transfer of Gas Turbine Combustor	1973年7月	相波 哲朗
TR-328	連続板の振動 Natural Frequencies of Continuous Plate	1973年7月	林 洋一, 川井 忠彦
TR-329	ジェットエンジン用薄肉組立ロータの曲げ剛性 (静荷重試験と振動試験による測定と有限要素法による計算) Flexural Rigidity of the Thin Walled Build-up Rotor for the Jet Engine (Measurement by Static Load Test and Vibrations Test and Calculation by Finite Element Method)	1973年7月	宮地 敏雄, 小河 昭紀 星谷 昌二, 祖父江 清
TR-330T	On the Linear Theory of Thin Elastic Shells	July 1973	Tatsuza KOGA Susumu TODA
TR-331	非線型層流安定理論と数値計算 一第一報 べき級数展開による Orr-Sommerfeld 方程式の数値解法— A Non-linear Hydrodynamic Stability Theory with Numerical calculations —Part 1 A Power Series Method for the Numerical Treatment of the Orr-Sommerfeld Equation—	1973年7月	伊藤 信毅
TR-332	非線型層流安定理論と数値計算 一第二報 平行流における有限攪乱理論と二次元 Poiseuille 流れへの適用— A Non-linear Hydrodynamic Stability Theory with Numerical Calculations —Part 2 Theoretical Analysis and the Numerical Results for Plane Poiseuille Flow—	1973年7月	伊藤 信毅
TR-333	非線型層流安定理論と数値計算 一第三報 平板境界層における有限攪乱の計算— A Non-linear Hydrodynamic Stability Theory with Numerical Calculations —Part 3 Numerical Results for the Flat Plate Boundary Layer—	1973年7月	伊藤 信毅
TR-334	音波と乱流の干渉によるソニックブーム波形の変形 Distortions of Sonic Boom Pressure Signature by Sound and Turbulence Interaction	1973年8月	河野 長正
TR-335	航空宇宙技術研究所突風風洞の計画と整備試験 Design and Development of the Gust Wind Tunnel at the National Aerospace Laboratory	1973年9月	広末 健一, 北村 清美 村上 義隆, 進藤 重美

航空宇宙技術研究所報告336号

昭和48年9月発行

発行所 航空宇宙技術研究所
東京都調布市深大寺町1880
電話武蔵野三鷹(0422)47-5911(大代表)●182
印刷所 日新図書印刷株式会社
東京都港区芝3-33-5

