

UDC 620.172:
621.454-253.5

航空宇宙技術研究所報告

TECHNICAL REPORT OF NATIONAL AEROSPACE LABORATORY

TR-183

軸流圧縮機動翼取付部の強度についての実験的研究

— 隙間のあるピン接合部 —

池田 為治・山 岸 崇

1969 年 9 月

航空宇宙技術研究所
NATIONAL AEROSPACE LABORATORY

既 刊 報 告

- | | | | |
|---------|--|-----------|--|
| TR-161 | 宇宙飛しょう体の直接式最適誘導法
The Optimal Explicit Guidance Equation
for Space Vehicle | 1968年8月 | 新田慶治, 松島弘一
大坪孔治, 志甫 徹 |
| TR-162 | よどみ点領域での非定常空力加熱の測定
Measurements of Unsteady Aerodynamic
Heating of Stagnation Region | 1968年9月 | 野村茂昭 |
| TR-163 | 双発プロペラ STOL 機の安定操縦性に関する
考察
Investigation on the Stability and Control
Characteristics of a Twin-propeller STOL
Airplane | 1968年9月 | 別府護郎 |
| TR-164 | 熱伝導を考慮した空力加熱による薄肉機体外
板の温度上昇とその電気抵抗アナログ回路
Investigation of the Streamwise Heat Conduc-
tion Effect on the Transient Aerodyna-
mic Heating of Thin-skinned Bodies by
the Resistance Network Analog Method | 1968年10月 | 小川 鉦一 |
| TR-165 | 有限要素法による箱型梁の解析
Applications of the Finite Element Method
to Box Beams | 1968年11月 | 三本木茂夫 |
| TR-166 | DPF バルブ を用いたジンバルエンジン駆動
用油圧制御系の基礎的解析
Fundamental Analyses of Gimbal-Engine
Positioning Hydraulic Control System
Made Use of DPF Servovalve | 1968年11月 | 畑山茂樹, 興石 肇 |
| TR-167 | アブレーションによる空力加熱の減少の測定
Measurements of Heat Transfer Reduction
by Ablation | 1968年11月 | 野村茂昭 |
| TR-168 | 角度測定・ドップラ周波数測定併用のトラッ
キング方式の計算処理に関する研究
On the Orbit Determination Procedures for
the Doppler Frequency Measurement with
Angular Measurement Tracking System | 1968年11月 | 鳥海良三, 松本一夫
樋口一雄, 戸川隼人
木村武雄 |
| TR-169 | VTOL 機操縦研究設備
Design and Construction of VTOL Flight
Simulator System | 1968年12月 | 樋口一雄, 百名盛之
三好範子, 岡部正典
山本六郎, 川原弘靖 |
| TR-170 | STOL 機の縦の自動安定制御方式 に関する
研究 (I) 姿勢制御方式の解析
System Studies on Automatic Longitudinal
Stabilization Control Systems for STOL
Aircraft
Part 1 Automatic Attitude Control
Systems | 1968年12月 | 堀川勇壮, 森 幹彦 |
| TR-171T | Simple Flow Characteristics Across a Strong
Shock Wave | Feb. 1969 | Kenneth K. Yoshikawa |
| TR-172 | 高速における円錐体および三角翼, 動安定微
係数の測定
Measurement of Dynamic Stability Deriva-
tives of Cones and Delta-Wings at High
Speed | 1969年2月 | 柳沢三憲 |
| TR-173T | Coupling Effect of Radiative Heat on Con-
vective Heat Transfer | Feb. 1969 | Kenneth K. Yoshikawa |
| TR-174 | Navier-Stokes 方程式に対する差分法
Difference Method for Navier-Stokes
Equation | 1969年4月 | 三好 甫 |

軸流圧縮機動翼取付部の強度についての実験的研究*

— 隙間のあるピン接合部 —

池田 為治**・山 岸 崇**

Experimental Investigation of Strength of Axial Flow Compressor Blade Root

— Pin Joint Lug having Clearance between Pin and Pin Hole —

By Tameji IKEDA and Takashi YAMAGISHI

Static tension tests of a single lug large-size model of pin joint made from 17S-T3 aluminum alloy were carried out, varying the clearance between the pin and pin hole. The stress distribution over the lug, the contact area between the pin and pin hole were measured.

Destructive tests of practical multi-lug pin joint models made from 17S-T3 aluminum alloy and SCM-3 chrome-molybdenum steel were carried out.

The experimental results are as follows :

- (1) The stress concentrations of the lug depend on the magnitude of load and the clearance between pin and pin hole, and those effects are remarkable in the case of small clearances.
- (2) The stress concentration factors on a square head lug are from 8 to 10 per cent smaller than those of a round head lug in the pin hole boundary, but those are reversed in the lug tip.
- (3) As the clearance decreases, the contact area between the pin and the pin hole becomes larger than that calculated from Hertz's-Contact formula.
- (4) The strengths of practical lug models are from 70 to 80 per cent of the tensile strength of the material.

1. ま え が き

従来のジェットエンジン用および一般産業用の軸流圧縮機における動翼取付部には、ダブテールまたはクリスマスツリー形式が主として採用されているが、翼の振動に対する減衰効果が大きいこと、動翼取付部の曲げ応力が軽減されること、加工の容易性などの観点からピンとピン穴との間に隙間のあるピン接合形式が採用されることもある。

現在当研究所において研究試作を進めているVTOL機用リフトジェットエンジンでは、推力重量比を増大するために、薄くて縦横比の大きな圧縮機動翼を採用したので、この動翼の振動対策として前二段の動翼取

付部は隙間のあるピン接合構造である。

従来のピン接合ラグについての応力解析は理論計算^{3),4),7)}または光弾性実験¹⁾⁻⁶⁾によるものが主である。しかし実用部材としてのピン接合ラグでは、その荷重伝達条件が必ずしも理想的なものとは限らない。隙間のあるピン接合ラグでは、ピンとピン穴との間の接触領域がラグの応力状態に影響をおよぼし、接触域が増大すれば、ラグの局部応力は低くなる。この接触域は接触部以外の変形がないとして Hertz の式から計算によって求めているが^{3),4)}、実験的には確かめられていない。隙間のあるピン接合ラグは、ピンで負荷されることによってピン穴曲率が小となるようなラグ先端の曲げ変形が起る。この変形によってピンとピン穴との間の接触域は計算値より大となる。また、この変形はラグの形状やピンとラグの材質によっても異なる

* 昭和44年9月4日受付

** 原動機部

る。したがってエポキシ樹脂を用いて行なった光弾性実験の結果を、計算値の接触域で評価し、それをそのまま実機の設計基準とすることは疑問である。

この報告では、実用金属部材による二次元の大型ラグ模型で調べたラグの応力および接触の状態と、併せて小型実機ラグ模型で行なった破壊試験などについて述べる。

2. 模 型

2.1 応力分布測定用模型

図1に試験ラグ模型とピンの形状寸法、およびこれらを支持金具で組み立てた状態を示す。

図(a)の試験ラグは、厚さ10mmの17ST3ロール材からラグの長手方向(負荷方向)が板のロール方向となるように切り出し、両面を研削して肉厚9.5mmに仕上げられている。ラグ先端の形状は、一方がピン穴と同心の円弧であり、他方が方形である。それぞれの主要寸法は同じであり、ピンの孔径 d_H が50mm、ラグ先端からピン穴中心までの距離 H が d_H と同じ50mm、ラグ幅 $2b$ が $2d_H$ である。また、ラグピン穴中心間の距離は $8d_H$ であり、これは穴相互の干渉が起らない十分な距離である。このようなラグ模型を同時に3枚製作し、そのうちの1枚を応力分布測定に用い、残りの2枚をピンとピン穴との接触領域

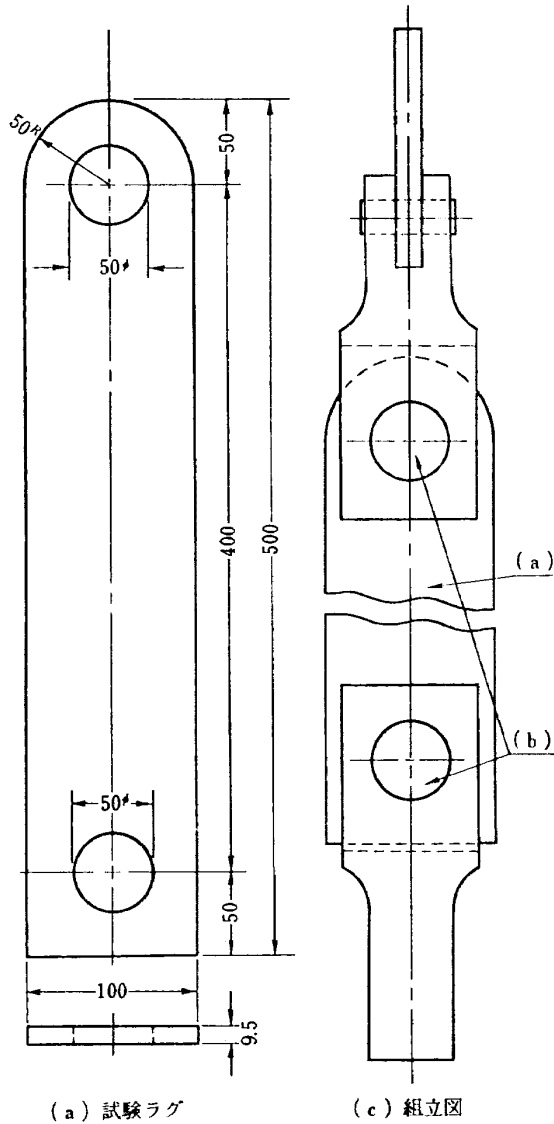


図1 応力分布測定用模型

表1 模型寸法実測値(応力分布測定の場合)

ラ グ				
17 ST 3				
形 式	円 弧 ラ グ	方 形 ラ グ		
肉厚 t (mm)	9.450	9.432		
孔径 d_H (mm)	50.070	50.057		
ピ ン				
17 ST 3				
ピン記号	d_p (mm)	C_H (%)	d_p (mm)	C_H (%)
A1, A2	49.990	0.16	50.000	0.11
B1, B2	49.745	0.65	49.740	0.64
C1, C2	49.495	1.15	49.490	1.13
D1, D2	48.985	2.17	48.995	2.12
E1, E2	47.990	4.15	47.980	4.15
F1, F2	46.000	8.13	45.995	8.11
— G2	—	14.12	43.000	14.10
ピ ン				
S 45 C				
ピン記号	d_p (mm)	C_H (%)	d_p (mm)	C_H (%)
A1, A2	49.985	0.17	49.985	0.14
B1, B2	49.740	0.66	49.735	0.64
C1, C2	49.460	1.22	49.475	1.16
D1, D2	48.990	2.16	48.980	2.15
E1, E2	47.980	4.17	47.970	4.17
F1, F2	45.990	8.15	45.980	8.14
G1, G2	42.995	14.13	42.995	14.11

備考 $C_H = \frac{d_H - d_p}{d_H} \times 100\%$

域を調べるために用いた。応力分布測定用ラグのピン孔径 d_H と肉厚 t の実測値を表1に示す。

図 (b) は試験用ピンを示したものである。ピンは丸棒からの削り出しで、これも軸が原材のロール方向と一致する。このピンは段付であり、 d_p (細い部分) を変えることにより、ピン穴との間に隙間ができるようになっている。支持部 (太い部分) は直径が 50 mm であり、試験ラグおよび支持金具のそれぞれのピン穴に対し静かん合できるようにしている。また、ピン穴縁のひずみを測定するために、図に示したように相対するピンの側面に幅約 10 mm、深さ約 1.5 mm の薄溝を切った。ピン材質は 17 ST 3 材と S 45 C 材の 2 種類である。それぞれのピン径 d_p の実測値と、これに対する試験ラグピン穴との隙間を表1に示してある。ここで隙間 C_H とは孔径を基準にしたもので、次式の通り定義する。

$$C_H = \frac{d_H - d_p}{d_H} \times 100\% \quad (2.1)$$

これらの試験ラグおよびピンを図 1(c) に示したように支持金具に取り付け、この支持金具の一方(下方)をそのまま負荷装置でつかむが、他方(上方)はさらに試験ピンと直交するもう1本のピンで接合された把み板を介して負荷装置でつかむようにした。このような支持方法と、回転が自由である負荷装置の把み具とにより引張荷重に対する試験ラグとピンとの接触部における片当り、および偏心を防ぐように考慮した。

2.2 接触領域測定用模型

ピン接合ラグのピンとピン穴との接触領域は、ラグの軸方向圧縮荷重の場合 (ラグ先端の曲げ変形がない状態) には Hertz 接触の式から求められる。しかしラグの軸方向引張荷重の場合 (ピン接合ラグとしての負荷状態) にはラグ先端に曲げ変形を生ずるため、圧縮荷重の場合より接触領域は大きくなるはずである。模型はこれらのことを調べるためのものである。また、この試験条件が、さきの応力分布測定の場合と同一であれば好都合である。そこで、この試験用ラグとして、同時に製作した応力測定用ラグのうちの2枚を、試験ピンとしては、応力測定用のものをそのまま用いることにした。

これらのラグのうち、軸方向引張用のものを引張ラグ、圧縮用のものを圧縮ラグとする。引張ラグは原型のままであり、負荷方法も応力測定の場合と全く同じである。圧縮ラグについては、負荷条件が異なるため、原型ラグの中程 (穴から約 200 mm) で軸と直角方向に切断し、ラグ部も半円を残して先端側を切離し

表 2 模型寸法実測値 (接触領域測定の場合)

ラ グ		17 ST 3			
形 式	圧縮用ラグ(方形)	引張用ラグ(円弧)			
肉厚 t (mm)	9.432	9.450			
孔径 d_H (mm)	49.996	50.007			
ピ ン		17 ST 3 ピンとの隙間 C_H (%)			
ピン記号	No. 1	No. 2	No. 1	No. 2	
A	—	—	—	—	
B	0.51	0.50	0.53	0.52	
C	1.01	1.00	1.03	1.02	
D	2.02	2.02	2.02	2.04	
E	4.03	4.01	4.05	4.03	
F	8.00	7.99	8.02	8.01	
G	—	13.99	—	14.01	
ピ ン		S 45 C ピンとの隙間 C_H (%)			
ピン記号	No. 1	No. 2	No. 1	No. 2	
A	—	—	—	—	
B	0.52	0.51	0.54	0.53	
C	1.04	1.07	1.06	1.09	
D	2.03	2.01	2.05	2.03	
E	4.05	4.03	4.07	4.05	
F	8.03	8.01	8.05	8.03	
G	14.00	14.00	14.02	14.02	
備考		$C_H = \frac{d_H - d_p}{d_H} \times 100\%$			

た形状とした。このラグの負荷については、ラグ半円側を上向きとして十分固定し、この半円面上を試験ピンで圧縮するようにした。それぞれの試験条件におけるピン孔径 d_H の実測値と、それに対する隙間 C_H を表2に示す。

2.3 破壊試験用実機ラグ模型

この模型は実機ラグ部の破壊強度を調べるためのものである。したがって、模型ラグ部の構造寸法を実機と同様なものとした。形状は2通りであり、それぞれの形状寸法は図2に示す通りである。

これらの形状のうち、動翼側 (図の左側) ラグは先端がピン穴と同心円弧の3枚である。このラグの中央の肉厚が 8 mm、両側が 5 mm であるものを 585 型とし、3枚とも肉厚が 4 mm の均等であるものを 444 型とする。車盤側 (図の右側) のラグは先端方形の2枚であり、2枚とも肉厚が同じである。実機では車盤ラグの先端は大きな円弧である。しかしこの模型では先端の形状が直線であるとした。それぞれのピン孔径

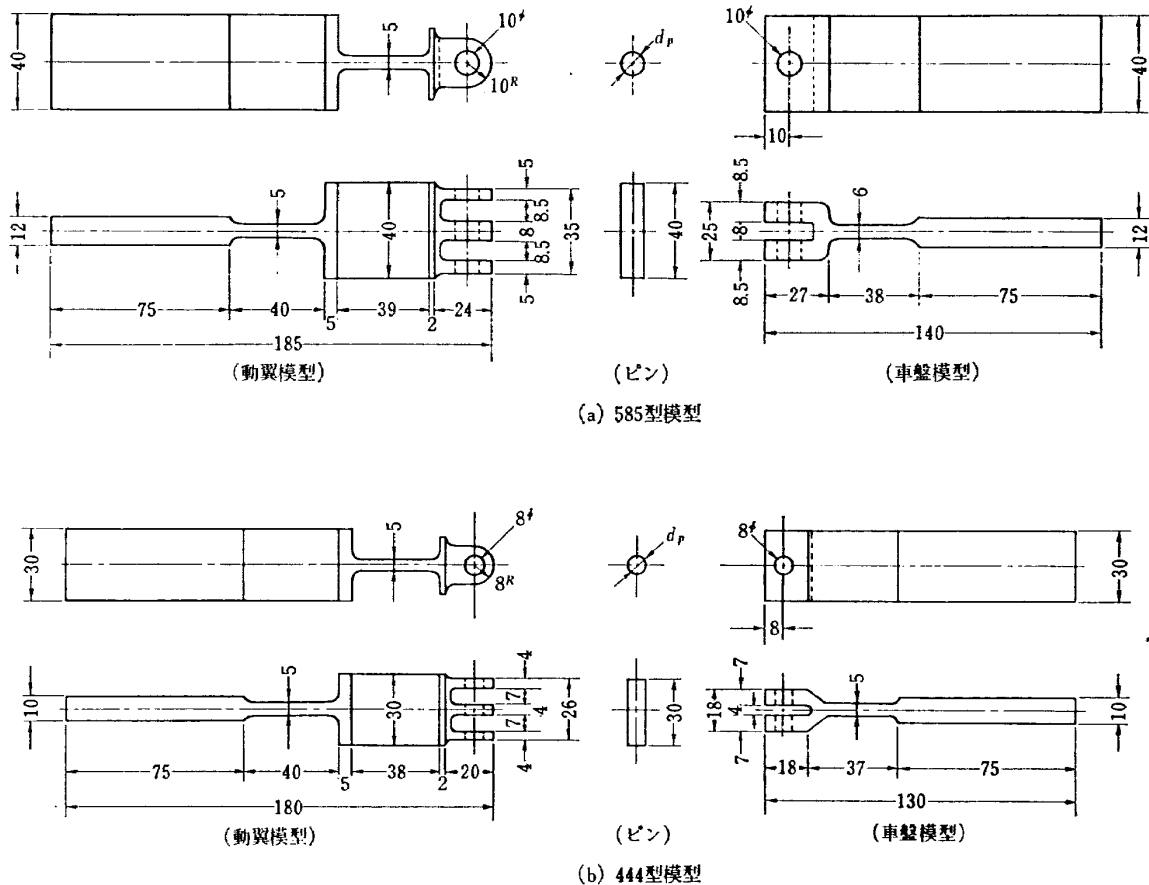


図 2 破壊試験用模型

d_H は、585 型では呼称 10 mm、444 型では 8 mm である。ラグ幅 $2b$ は、動翼側では $2d_H$ であり、車盤側では 585 型で $4d_H$ 、444 型で $3.75d_H$ である。ピン穴の高さ H (ラグ先端から穴中心までの距離) は、各ラグとも孔径 d_H と同じである。ピンとピン穴との組合せ条件は、各型式とも呼称隙間なしと、直径差 0.5 mm の 2 通りである。ただし、隙間なしの条件でも実測で 8~16 μ 程度の隙間がある。

これらの模型の他、ピン径が 10 mm で、このピンと穴との条件が、動翼側で呼称隙間なし、車盤側で 0.5 mm の隙間となるように 585 型の原型を一部改めた 585 型改の模型を追加した。この改型ラグの寸法は、動翼側では原型と同じであるが、車盤側では、孔径 d_H を 10.5 mm とし、穴の高さ H を 10.25 mm としたものである。

それぞれの模型を 17ST3 の 70 ϕ 丸棒材から 585 型 2 組、444 型 2 組、SCM3 (クロムモリブデン鋼第 3 種) の 70 ϕ 丸棒材からも各々 2 組ずつ、また、さきと別の 17ST3 の 70 ϕ 丸棒材から 585 型改 2 組を各々削り出して製作した。17S 材模型に対して使用したピンは S45C の丸棒材から削り出して焼入処理を

施したものである。SCM 材模型のものは同じ SCM 材から削り出し、焼入処理なしのピンである。

各模型の組合せ状態におけるピン孔径 d_H 、ピン径 d_p 、隙間 C_H などの実測値については、実験結果とともに後節で表示する。

3. 実 験

3.1 材料試験

それぞれの試験に先立って、各模型の原材料から試験片を削り出し、静引張による材料試験を行なった。ただし S45C のピン材については試験を省略した。試験結果を表 3 に示し、応力とひずみの関係についての一部を図 3 に示す。表示した結果は 3~4 本の試片について得られた結果の算術平均値である。応力はいずれも試験前の断面積で荷重を除した公称値である。のびについては試片が破断するまで一定量ずつ引張り、その都度試片の最小断面と思われる部分の寸法をマイクロメーターで測り、試片破断の直前における計測寸法から計算によって求めた。

3.2 応力分布の測定

この測定はすべてひずみゲージによるものである。

表3 素材の機械的性質

素材名	ヤング係数 E kg/mm ²	0.2% 耐力 $\sigma_{0.2}$ kg/mm ²	抗張力 σ_{0B} kg/mm ²	のび %	備考
17ST3 (a)	7,440	32.50	43.90	37.6	応力測定ラグ
17ST3 (b)	7,361	34.79	48.87	17.0	同上ピン, 585型改破壊模型
17ST3 (c)	7,727	39.34	54.31	12.8	破壊模型
SCM3	19,967	44.00	75.18	23.0	同上

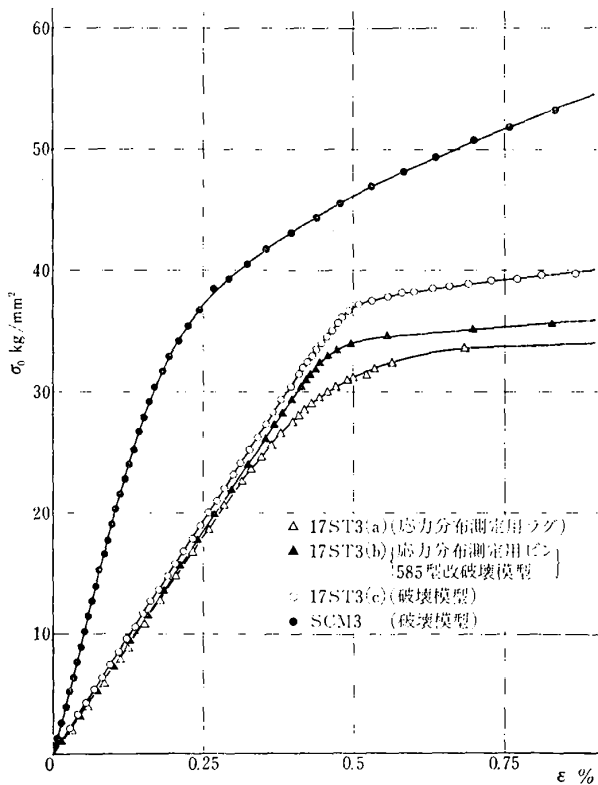


図3 素材性質

ひずみゲージ貼付の位置は図4に示す通りで、主としてピン穴を通る荷重と直角な X 方向と、荷重の方向 (Y 方向) における直線上のラグ平面と縁側である。この他 X 方向から 10° と 15° 先端方向に傾いた放射線上にもゲージを貼付した。また、ラグ中程に貼付したゲージは負荷が正常であることを確認するためのものである。

それぞれのひずみゲージは、ラグ平面上の円周方向ひずみ測定用がゲージ長 2 mm、幅 1 mm、中心間の距離 2 mm の並列型 5 軸箔ゲージであり、半径方向のものが長さ 2 mm、幅 0.4 mm、中心間の距離 2.75 mm の直列型 5 軸箔ゲージである。また穴縁と外縁に貼付したゲージはゲージ長 0.3 mm、幅 1.1 mm の単軸箔ゲージであり、負荷確認用のものは長さ 8 mm、幅 2 mm の単軸ペーパーゲージである。

これらのゲージ貼付は、円周方向のひずみ測定の場合には、

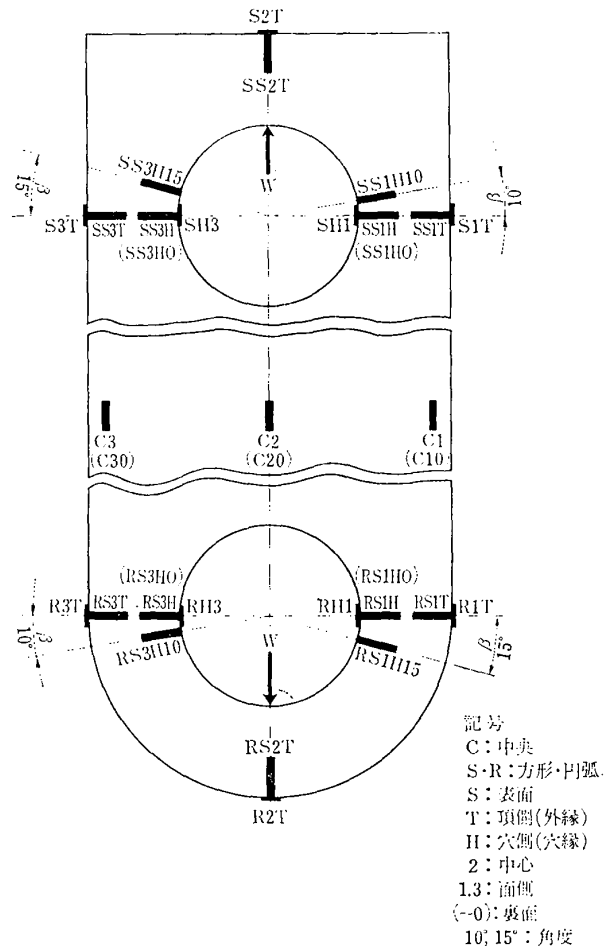


図4 ゲージ貼付位置

合には、X軸方向で穴に近い位置と、ラグ中程の負荷確認用の位置とを除き、すべてラグの片面だけである。半径方向のひずみ測定の場合には、X方向の穴に近い位置の両面と、Y方向の外縁に近い両面にも貼付した。ただし後者のゲージは円周方向のひずみ測定後貼り換えたものである。なお穴縁については、呼称隙間なしのピンとピン穴との組合せ(段付でないピン記号Aとの組合せで、 C_H で0.11~0.17%の実測隙間がある)では、両者の接触を考慮してピンに溝溝を付けなかったため、ひずみ測定を行なわなかった。それぞれのひずみ測定においては、10点切換の静ひずみ計3組を用いて同時に約30点ずつ計測を行なった。

荷重はラグの軸方向静引張であり、負荷装置はオル

ゼン型の万能試験機である。模型の支持方法については前節(2.1)で述べた(図1参照)。荷重の大きさについては、各組合せの場合とも同じで、400 kg, 800 kg, 1,600 kg および 2,400 kg の4通りとした。ただし隙間大なる組合せの場合には、接触部の塑性変形を考慮して大きな荷重をさけた。

3.3 接触領域の測定

ピン接合ラグにおいてピンとピン穴との接触領域を知ることは、応力状態の理論解析、繰り返し荷重のもとにおける疲れ破損の解明などのために有効であると考えられる。

接触領域を調べる方法としては種々考えられるが、ここでは次に述べるようなごく簡単な方法によって調べた。まず試験ピンの表面に白色ラッカーをごく薄く塗布して十分乾燥する。ピン穴内縁を濃い鉛筆(4Bを使用)で塗りつぶし、浮いている粉を軽く拭き去る。ピン穴上にラッカーを塗布したピンを載せ、静かに所定の大きさまで荷重を数回繰り返し負荷する。除荷後、ピンの表面に撮った鉛筆跡の長さを物指で計測する。

負荷方法については、引張荷重の場合には応力分布測定の場合と同じであるが、圧縮荷重の場合には、前節(2.2)で述べたような圧縮用ラグ(試験ラグの一部を切り離したもの)の半円ピン穴面上にピンを載せ、静かにラグの軸方向に圧縮する。この時ラグの下方を十分固定すると同時に、負荷によって接触部に片当りを生じないように種々配慮した。

荷重の大きさは、引張り、圧縮とも同じで、500 kg, 1,000 kg, 1,500 kg および 2,000 kg の4通りである。ただし隙間大の組合せの場合には、接触部において塑性変形が起らぬように大荷重をさけ、250 kg の小荷重を追加した。また呼称隙間なしの組合せの場合については、実験が困難であるために測定を省略した。

3.4 実機ラグ模型の破壊試験

この試験は実機ラグの強さを調べるために行なったもので、方法は次に述べる通りである。前節で述べた模型(図2)をそれぞれピンで接合し、模型の一部が破断するまで模型の軸方向にゆっくり静引張荷重を増加した。使用した試験機はオルゼン型万能試験機である。ピンとピン穴との隙間の組合せ条件は、呼称隙間なしと、直径差 0.5 mm である。また、585型改の模型については、同一条件で2組の試験を行なったが、他のものについては一条件1組宛の試験である。なおこの試験においては、形状、隙間および材質が破壊荷

重や、破損の状況などにおよぼす影響について調べた。

4. 実験結果とその検討

4.1 応力測定

本実験に先だって、S45Cのロール板材から切り出した本実験と同じ寸法のラグ模型と、本実験用のピンとを用いて予備実験を行なった。ただし試験ピンの側面には薄溝が切っていない状態であり、したがってラグ穴縁の応力を測定しなかった。図5は予備実験と本実験との結果についての一例を示したものである。この図には、円弧(図の左側)または方形(図の右側)ラグのX方向上(図6参照)穴縁周辺[R(S)H]における円周方向ひずみ分布を示してある。図の縦軸には円周ひずみ比 $\epsilon_\theta/\epsilon_n$ を、横軸には測定位置(r/b)をとってある。例示した結果についての各条件は、ラグとピンの材質組合せが、S45C材ラグとS45C材ピンの場合(図では○と+記号で示す)と、17S T3材ラグと17S T3材ピンの場合(図では実線と破線で示す)、隙間 C_H が約 0.1% (ピン記号A)と、約 0.5% (ピン記号B) および約 4% (ピン記号E)、荷重が 800 kg ($\sigma_n \doteq 1.7 \text{ kg/mm}^2$, 図の記号○と破線)と 2,400 kg ($\sigma_n \doteq 5.1 \text{ kg/mm}^2$, 記号+と実線, ピンAとBの場合) および 1,600 kg ($\sigma_n \doteq 3.4 \text{ kg/mm}^2$, 記号+と実線, ピン記号E) のそれぞれである。基準ひずみ ϵ_n を計算するためのヤング係数 E については、S45C材ラグでは $21,000 \text{ kg/mm}^2$, 17S T3材ラグでは $7,500 \text{ kg/mm}^2$ とした。

ピンとピン穴との Hertz 接触状況から考察すれば、同一の荷重では、17S T3材よりS45C材のラグとピンの場合において接触領域が小であり、したがって分布荷重はそれだけ集中荷重に近づき、穴縁における円周方向の応力集中係数もS45C材の場合に大となる。また例示した穴縁に近い位置におけるひずみ比 $\epsilon_\theta/\epsilon_n$ の分布もS45C材の場合に大となる。実験結果はほぼそのような傾向である。図示した実験結果のうち、隙間が約 4% であるピンEでは、荷重の影響を無視できる程度に両者の $\epsilon_\theta/\epsilon_n$ の分布がよく一致し、特に方形ラグでは材質の影響もほとんど認められない。この実験は弾性域におけるものである。ピンEにおける実験では、荷重分布の条件が集中荷重に近いので、ラグの応力分布におよぼす材質の影響は極めて少ないはずである。また、この実験では、ピン径に対するラグ厚さの比が極めて小さく、支点間の距離も狭いことなどの理由により、ラグの応力分布におよぼすピンの曲

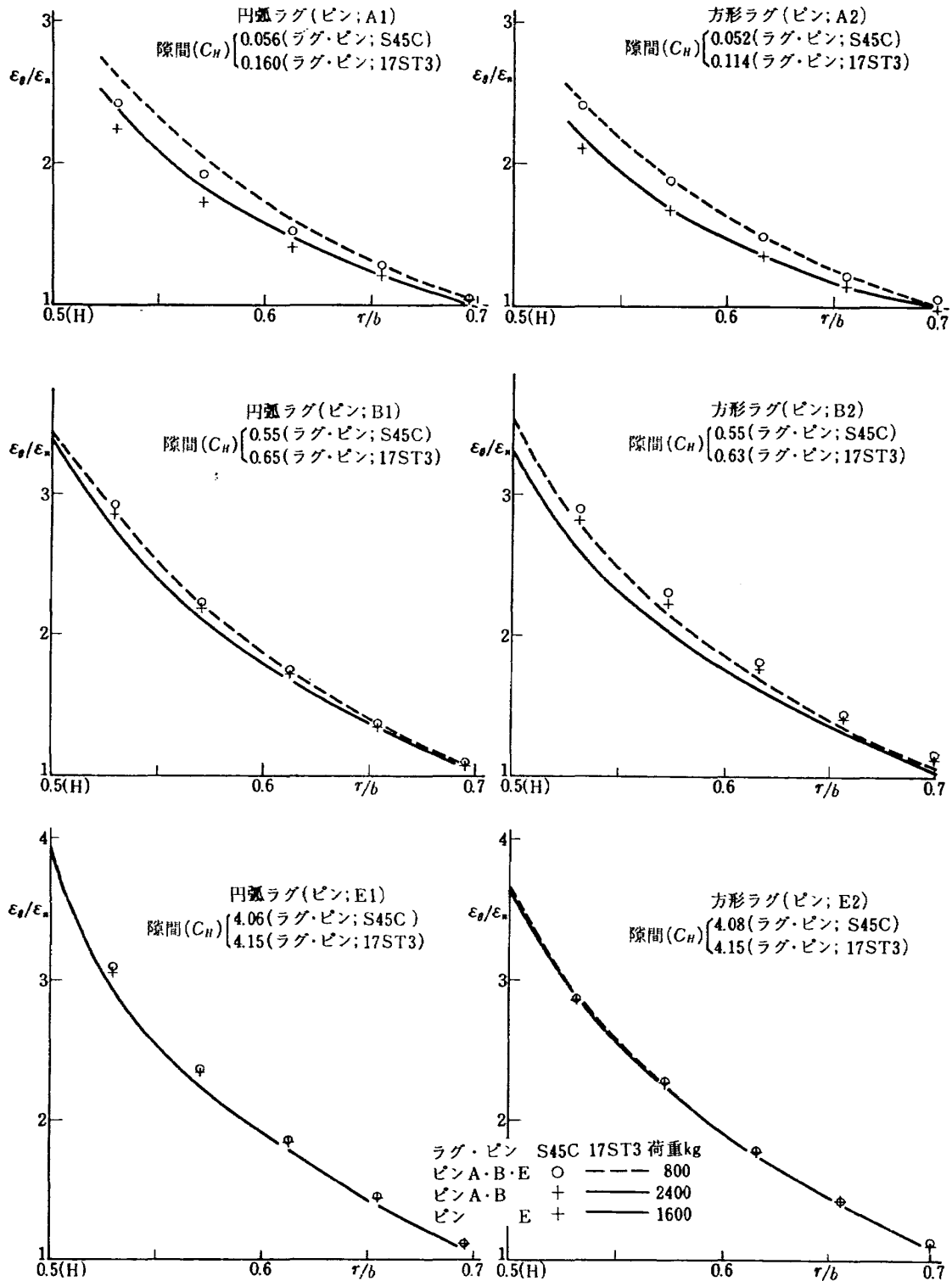


図5 ラグひずみ分布

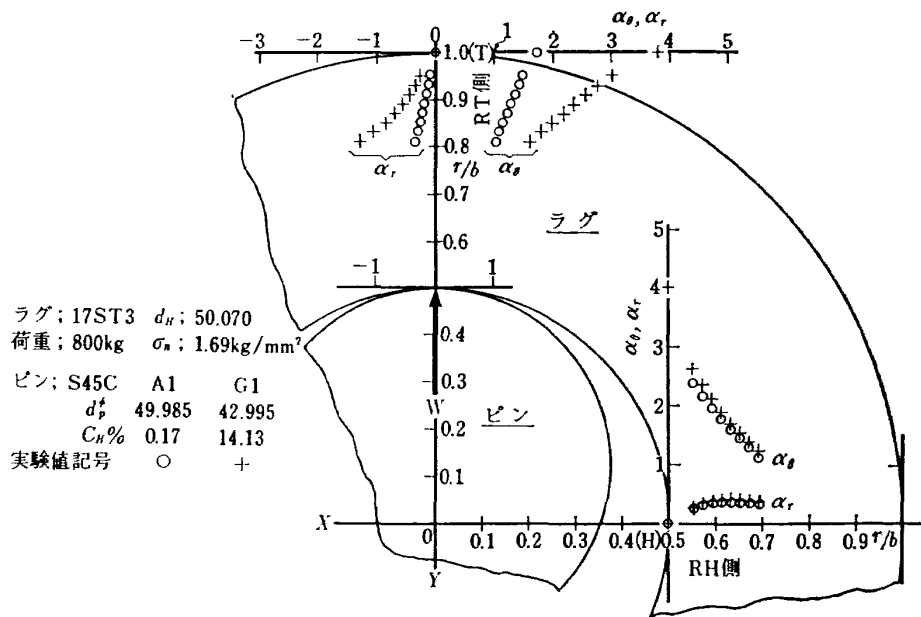


図6 ラグ応力分布

げ変形の影響を無視でき、また実験結果の再現性も十分である。これらのことから、本実験におけるラグの二次元性が満たされており、結果の信頼性も高いと考えられる。したがって、測定応力の差が隙間や荷重、形状および材質の影響であると考えて差支えない。

図6は本実験における結果の一例で、S45C材ピンに対する17ST3材先端円弧ラグの応力分布を示したものである。この応力分布は、ピン穴中心を通る荷重に直角な方向(X方向)で穴に近い位置と、荷重方向(Y方向)で先端に近い位置のラグ平面上のものであり、それぞれラグの基準応力 σ_n に対する測定応力の比で示してある。ただし測定応力の計算に際しては、 $E=7,500 \text{ kg/mm}^2$ 、 $\nu=0.34$ とした。ピンとピン穴との隙間は $C_H=0.17\%$ (ピン記号A, ○印)と14.13%(ピン記号G, +印)であり、これは本実験における最小と最大の隙間条件である。また、いずれも荷重は同じ(800 kg, $\sigma_n=1.69 \text{ kg/mm}^2$)である。隙間が上述の間である場合の結果はすべてこれらの中間の値を示した。ここに用いる記号は次の通りである。

r/b ; 測定位置

ただし、 r はピン穴中心から測定位置までの距離(mm)
 b はラグ幅(mm)である。

$$\sigma_n = \frac{W}{t(2b-d_H)}; \text{ラグ基準応力 (kg/mm}^2\text{)}$$

ただし、 W ; 荷重(kg), t ; ラグ厚さ(mm)

$$\alpha = \sigma / \sigma_n; \text{応力比}$$

$$\varepsilon_n = \sigma_n / E; \text{ラグ基準ひずみ (\%)}$$

ただし、 E ; ラグ素材のヤング係数(kg/mm²), σ ;

測定応力(kg/mm²), また $\sigma_\theta(\alpha_\theta)$, $\sigma_r(\alpha_r)$, $\sigma_H(\alpha_H)$ などはそれぞれ円周方向, 半径方向およびピン穴縁の円周方向などの測定応力(応力比)を示す。

$\varepsilon_\theta/\varepsilon_n$; 円周方向ひずみ比

ただし、 ε_θ ; 円周方向測定ひずみ(%)

β ; ピン穴を中心にしたX軸との角度

$R(S)H$; 円弧(方形)ラグX方向上穴縁周辺

$R(S)T$; 円弧(方形)ラグY方向上先端周辺

以降において、それぞれの条件のもとにおける実験値について比較検討を行なう。

4.1.1 応力分布

応力分布については、ピン径が約 43ϕ で最も小さい場合(ピン記号G; $C_H=14.13\%$)と約 50ϕ で最も大きな場合(A; $C_H=0.16\%$)および約 49.75ϕ で2番目に大きな場合(B; $C_H=0.65\%$)の3通りのみの実験結果を比較検討の対象とし、他の結果については省略する。この節では、これらの実験値をもとに、 α_θ または α_r におよぼす隙間の影響(図7)、荷重の影響(図8)、ラグ先端形状の影響(図9)およびピン材質の影響(図10)などについて順次検討を行なう。図示したそれぞれの結果は主としてS45C材ピンに対する17ST3材ラグについてのものである。図の縦軸には応力比 α_θ および α_r を、横軸には測定位置 r/b をとってある。 $r/b=0.5\sim 0.7$ までの測定位置は荷重と直角なX方向穴縁周辺(以下H側とする)であり、0.5(H)はラグ穴縁である。 $r/b=0.8\sim 1.0$ まではY方向先端周辺(荷重方向, 以下T側とする)

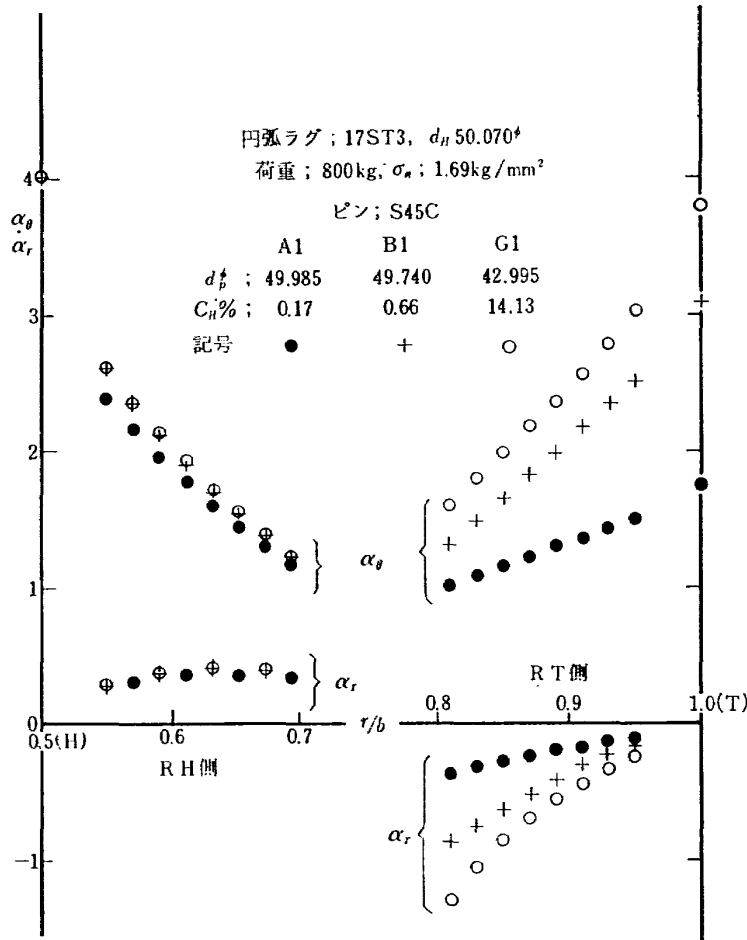


図 7 隙間と応力分布

であり、1.0(T) はラグ先端である (図 6 参照)。

隙間の影響については、同一荷重の場合、図 7 にみられるように、RH側 (円弧ラグ穴縁周辺) では隙間大となるにつれて α も大となる。しかしピンBとG (記号+と○印, C_H が 0.66 と 14.13%) との α の差はピン A (●印, $C_H=0.17\%$) とBとの差に比べて僅少である。このことは、隙間がピンBの値より大となっても α がほとんど増大しないことを意味している。RT側 (円弧ラグ先端周辺) においては、隙間の増大とともに α も増大し、RH側と同様に隙間の影響を受けるが、この影響については、RH側よりRT側において顕著であることがわかる。

荷重の影響については、図 8 に示したように、荷重大となる (+印~実線~○印) につれて α は順次減少する傾向である。この傾向は、隙間大 (ピンG) より隙間小 (ピンA) において、およびRH側よりRT側において顕著である。なお、隙間大であるピンGについては、荷重が 400kg と 800kg のみであるが (これ以上では接触部に塑性変形を生ずる)、この荷重に対する α の差はほとんど認められない。

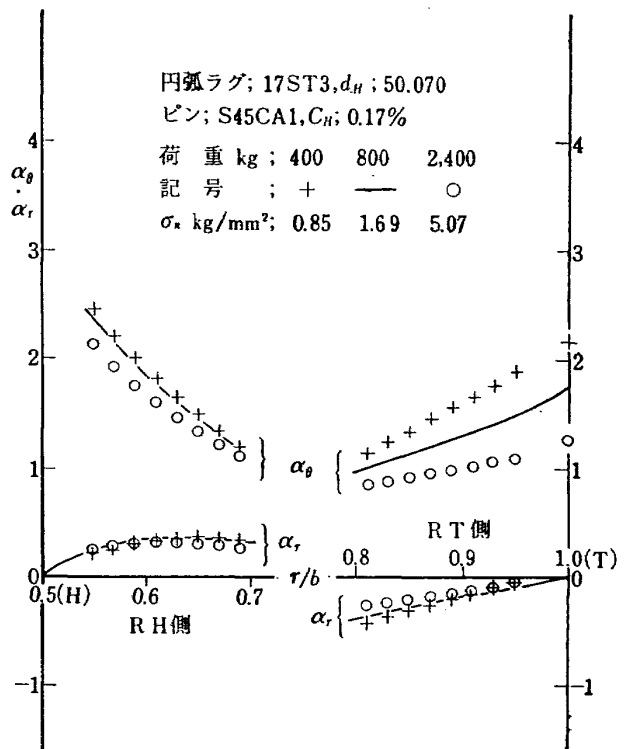


図 8 (a) 荷重と応力分布 (a)

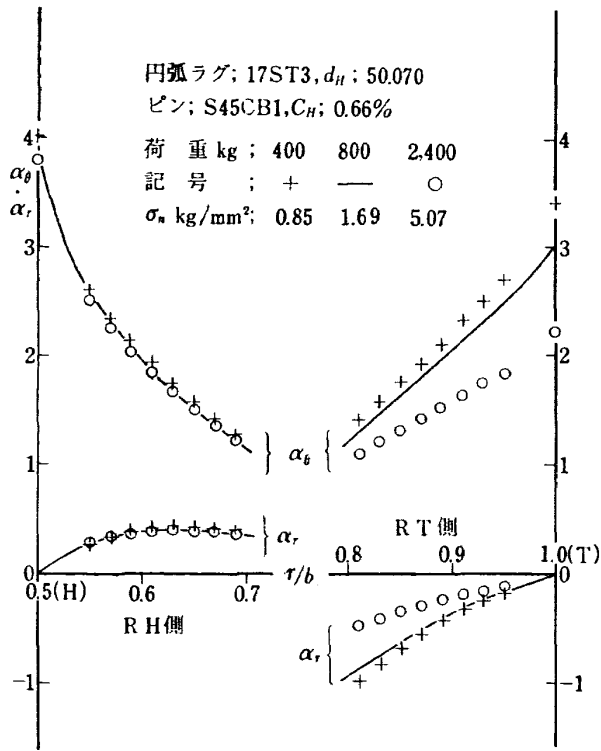


図 8 (b) 荷重と応力分布 (b)

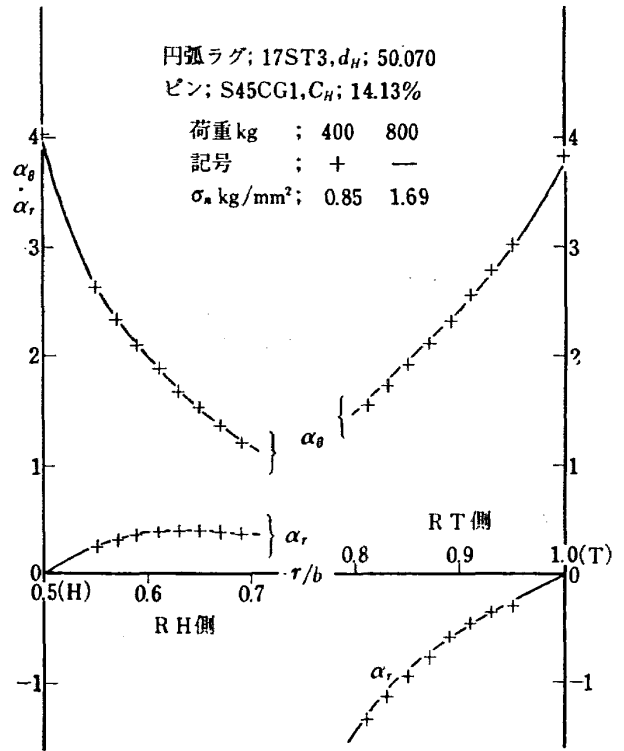


図 8 (c) 荷重と応力分布 (c)

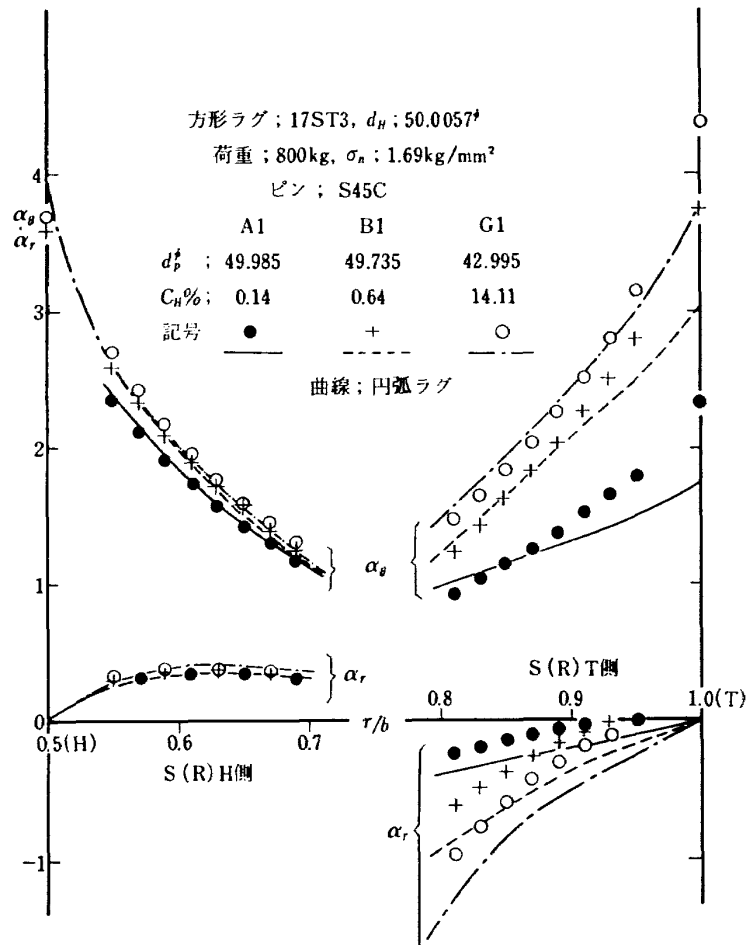


図 9 ラグ形状と応力分布

先端方形ラグにおける隙間や荷重の影響は円弧ラグにおける場合と同様である。同一荷重のもとにおける方形ラグの隙間の影響を図9に示す。図では円弧ラグとの比較を容易にするために、円弧ラグの α 分布を曲線で、方形ラグのそれを記号でそれぞれ示す。SH側(方形ラグ穴縁周辺)の α 分布はRHの場合に比べて僅かに低いようである。ST側(方形ラグの先端周辺)では、 α_r (半径方向の応力比)はRT側に比べてかなり低いが、 α_θ (円周方向の応力比)は r/b の小である(先端より内側)位置ではRT側より小であり、 r/b の増大(先端に近づく)につれてRT側より α_θ が大となり、ピンBとGに対しては、SH側よりST側で α_θ が約5~20%大となる。このような傾向は先端円弧ラグでは現われない。

ピン材質による α 分布の影響についての一例を図10に示す。図に示す記号は同一荷重のもとにおける17S T3材ピンに対する17S T3材円弧ラグについての結果を、また図の曲線はS45C材ピンに対する結果をそれぞれ示している。この図で示したように、RH側では17S T3材ピンに対する α と、S45C材

ピンに対する α との差はほとんど認められない。RT側では17S T3材のピンAとGに対する α_θ がS45C材ピンのそれらより高い他はすべて低くなっている。しかし、これもごくわずかである。先端方形ラグについても同様にわずかな差が認められるけれども、いずれもピン材質による影響は明らかでない。

隙間、荷重および形状を含めて、これらが応力比 α の分布におよぼす影響を図11に図示し、これまでの実験結果を要約すると次のようになる。ただし図に示したピンAの荷重2,400kgに対する穴縁の応力比 α_H は測定した応力分布から安全側に見積って外そうした値である。

1) 隙間 C_H が大となるにつれて、応力比 α は一定の値(図11でピンG400kgに対する曲線)に近づくように増大する。また荷重の増加につれて α は減少する。しかし、これらは隙間 C_H が僅少である場合にいえることで、 $C_H \div 14\%$ (ピンG)ではもはや隙間や荷重の影響がほとんど無視される程度となる。

2) 先端方形ラグの応力比 α_θ は、穴縁の近く(H側)では円弧ラグ(図11で実線)に比べて僅かに低

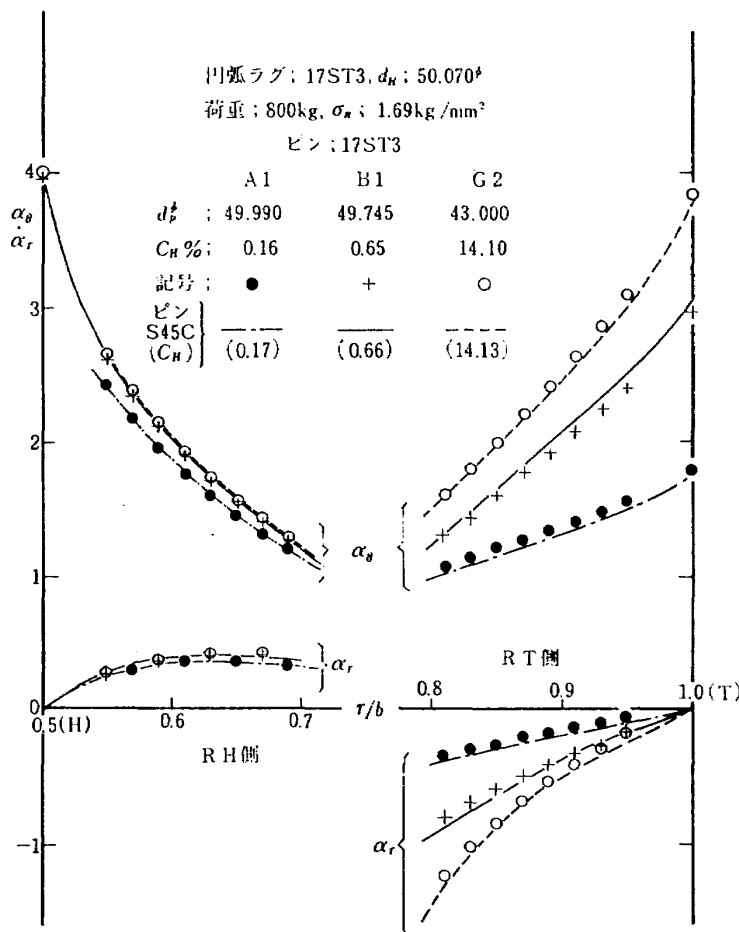


図10 ピン材質と応力分布

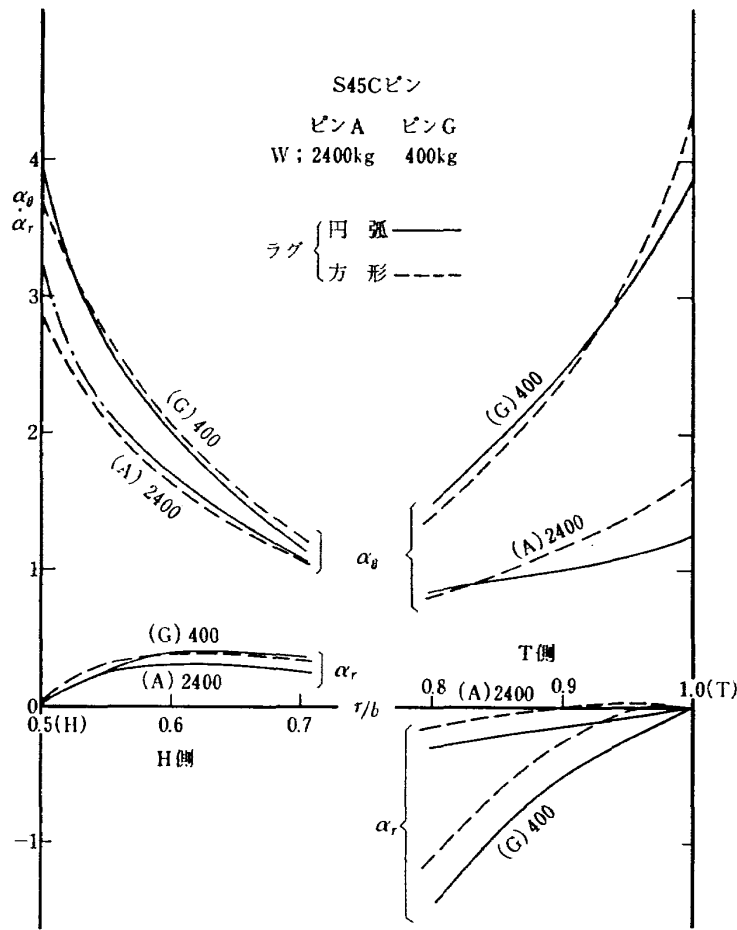


図 11 隙間・荷重・形状と応力分布

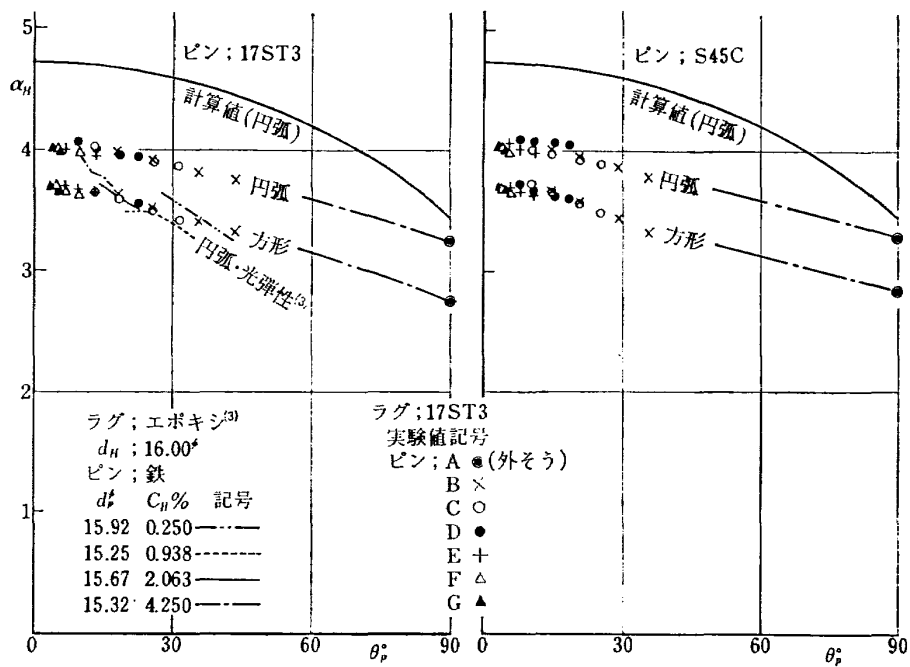


図 12 穴縁の応力比と接触角

くなる傾向にあるが、先端近く（T側）では逆に高くなる。またラグ先端の α_H は円弧ラグではピン G ($C_H=14.11\%$)でも穴縁より大とならないが、方形ラグではピン B ($C_H=0.64\%$)でも先端が約 5% 大となる。(図 9)

3) 応力分布におよぼすピン材質の影響はほとんど認められない。

4.1.2 穴縁の応力集中

穴縁の応力集中については、隙間および荷重の影響を含めて、ピンとピン穴との間の Hertz 接触領域を基準として比較検討するのが便利であるとされている³⁾。図 12 に実験結果を示す。図の縦軸には穴縁の円周方向応力比 α_H 、横軸にはピンとピン穴との間の接触角 θ_p をそれぞれとってある。 θ_p はピンの中心を基準とした Hertz の式(次節の 4.2 式)から計算によって求めた値であり、この実験における隙間条件では最小隙間条件(ピン A, $C_H=0.15\%$)を除けば θ_p の値は大きくても約 45° までである。 $\theta_p=90^\circ$ における α_H の値(記号●)は最小隙間条件における最大荷重(2,400 kg)の場合の応力分布測定値から大きめに見積って外そうしたものである。図に示した計算値の

曲線は松末によって求められた弾性計算値である⁴⁾。またこの図には本実験のラグ模型と相似寸法のエポキシ樹脂模型を用いて行なわれた光弾性実験の結果³⁾も併記した。

穴縁の α_H は接触角 θ_p の減少につれて僅かずつ増大して一定値に近づくような一定の曲線上にのり、円弧ラグで約 4.0, 方形ラグで約 3.7までそれぞれ α_H が増大する。この円弧ラグについての実験値は計算値よりほぼ 15% 低くなっており、方形ラグについては円弧ラグより約 8% さらに低くなっている。ピン材質による影響は明瞭でないが、17S T3材ピンより S45C 材ピンの場合において α_H がわずかに高いようである。例示した光弾性実験による結果は、本実験に比べて、大なる θ_p においては α_H が 8% 以上低い値を示しているが、 θ_p が減少するにつれて本実験結果に近づく傾向である。

隙間なしの条件における円弧ラグについての穴縁の α_H は Reissner による弾性計算⁷⁾では $\alpha_H=3.48$ 、この理論を隙間がある場合に適用した松末による隙間なしにおける計算⁴⁾でも $\alpha_H=3.49$ でほぼ同じである。隙間のない方形ラグについては次の実験式²⁾(4.

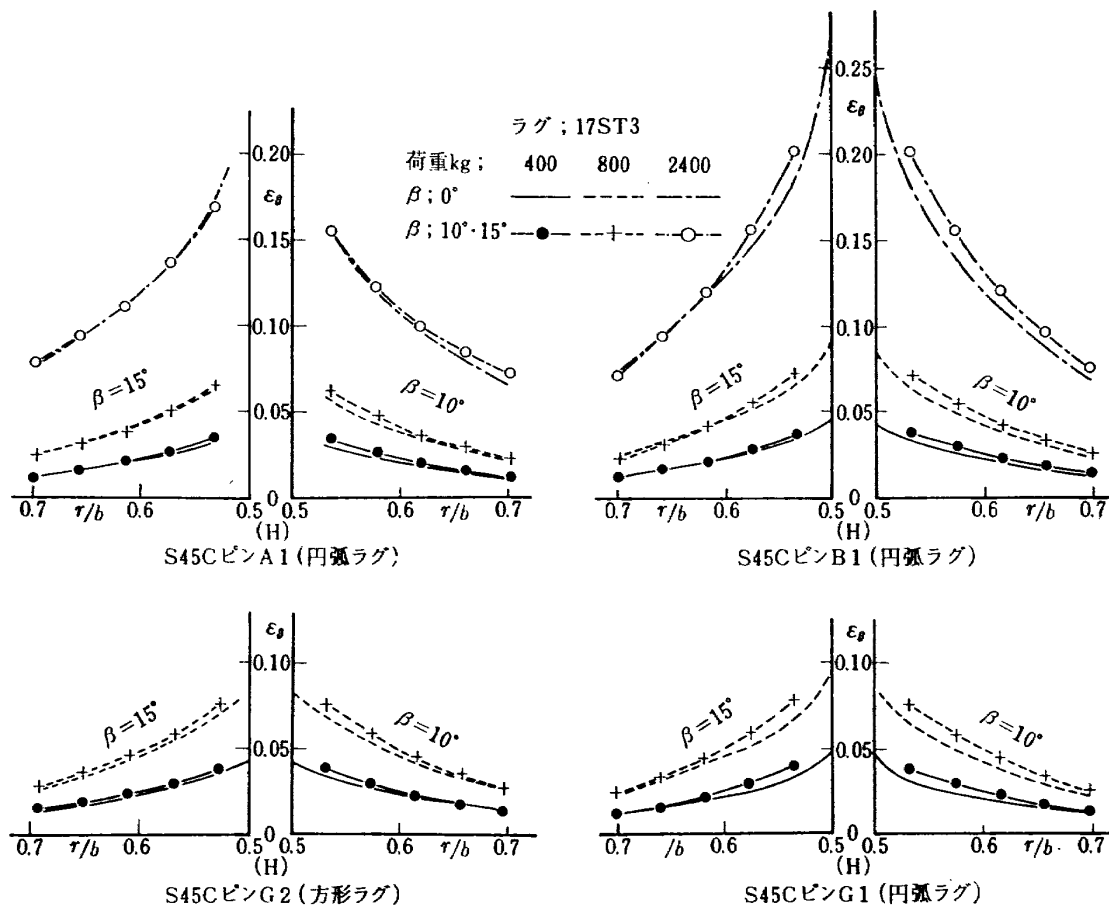


図 13 角度とひずみ分布

1.2 式) がある。

$$\alpha_H = 0.85 + 1.9 \frac{b}{d_H} \quad (4.1.2)$$

ただし、 $H/2b=0.5$ および $2.5 > \frac{b}{d_H} > 0.625$,

これによれば、 $\alpha_H=2.75$ である。また微小隙間がある円弧ラグについての Manzella による光弾性実験結果では、 $C_H=0.27\%$ において $\alpha_H=2.8$ である²⁾。この α_H は方形ラグについての実験式 (4.1.2) の結果とほぼ同じである。本実験においては、応力分布の測定値から、隙間 $C_H=0.15\%$ である円弧ラグでは $\alpha_H=3.25\sim 3.29$ 、方形ラグでは $\alpha_H=2.76\sim 2.84$ であると外そうした。この方形ラグについての外そう値は 4.1.2 式の結果に近い値である。しかし円弧ラグについての外そう値は Manzella の光弾性実験結果より大きく、Reissner の理論計算値より小である。これらの資料から隙間なしにおける穴縁の α_H を決定することはできない。しかし試験ラグおよびピンの組合せ材質条件によるラグ剛性の差、または隙間がある場合の本実験における円弧ラグと方形ラグとの α_H の差などから考察すれば、金属ラグの α_H は光弾性材料ラグのそれよりも幾分高く、また方形ラグより円弧ラグで α_H が高くなると考えられる。本実験における外そう値でもほぼそのような傾向である。

穴縁における円周方向の最大引張応力集中部については、隙間の増加につれて前述の測定部（荷重と直角な X 方向）より荷重方向に移行するといわれている。光弾性実験の結果³⁾ または弾性計算⁴⁾ によれば、この位置は X 軸に対し約 15° 荷重方向に寄っている。本実験ではこの位置における穴縁の応力を測定しなかったが、X 軸に対し 10° と 15° 荷重方向に寄った平面上のひずみ分布を測定した (図 4 参照)。これらの測定結果の一例を図 13 に示す。図の記号を結んだ曲線は 10° または 15° ($\beta=10^\circ$ または 15° とする) 方向、記号のない曲線は X 軸上 ($\beta=0^\circ$) におけるそれぞれのひずみ分布を示す。図の縦軸には円周方向ひずみ $\varepsilon_\theta\%$ を、横軸には測定位置 r/b をとっており、 $r/b=0.5(H)$ は穴縁である。この例示した結果はいずれも S45C 材ピンについてのものである。ピン A に対するひずみ分布は、小荷重 (400 kg, 800 kg) では穴縁に近づくにつれて $\beta=10^\circ$ または 15° での測定値が $\beta=0^\circ$ のそれよりわずかに高くなる傾向である。しかし大荷重 (2,400 kg) では逆に $\beta=0^\circ$ の値より低くなる傾向がみられる。ピン B および G に対する ε_θ 分布はいずれの荷重でも $\beta=10^\circ$ または 15° での測定ひずみ

が $\beta=0^\circ$ でのそれより高くなっている。この ε_θ の差はピン B より G の場合において、方形ラグより円弧ラグの場合において、また $\beta=15^\circ$ より 10° の場合にそれぞれわずかに大となる傾向である。円弧ラグで、 $\beta=10^\circ$ または 15° の場合における穴縁に最も近い位置の ε_θ は、ピン B では $\beta=0^\circ$ でのその約 1.11~1.15 倍、ピン G では約 1.18~1.19 倍となっている。この差は穴縁に近づくにつれて大となる傾向であるから、穴縁ではさらに差が大となるように思われる。したがって隙間大である場合の穴縁における最大応力は $\beta=0^\circ$ より $\beta=10^\circ\sim 15^\circ$ 荷重方向に移行した位置に生じ、その大きさは $\beta=0^\circ$ の位置における値より約 20% 大であるとすれば安全側であろう。

穴縁の応力集中について前述の結果を要約すれば、次のようになる。

1) $\beta=0^\circ$ における穴縁の円周方向応力比 α_H はピンとピン穴との間の接触角 θ_p が減少する（分布荷重が集中荷重に近づく）につれて一定値に近づくように増大する一つの曲線上にのり、円弧ラグでは約 4.0、方形ラグでは約 3.7 に近づく、円弧ラグの α_H は理論計算値より約 15% 低い。方形ラグの α_H は円弧ラグより約 8% さらに低くなるが、ラグ先端の円周方向応力比 α_θ は円弧ラグ穴縁の α_H より大となる。

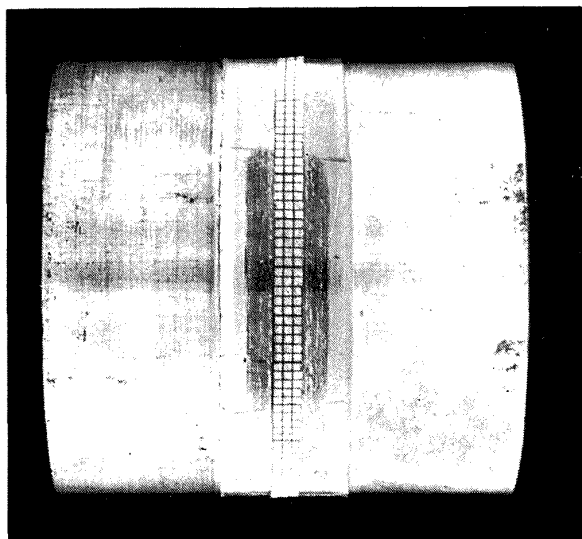
2) 隙間大である場合の穴縁における最大応力集中は、 $\beta=0^\circ$ の方向より約 $10^\circ\sim 15^\circ$ 荷重方向に移行した位置に生じ、その大きさについては、 $\beta=0^\circ$ の位置における α_H より約 20% 増であるとすれば安全側である。この値は光弾性実験の結果³⁾ とほぼ同じである。

3) 光弾性実験の結果は接触角 θ_p が大である場合には本実験より α_H が約 8% 以上低くなっている。この理由については、 θ_p の計算において、ラグ先端の曲げ変形を無視したためであることも考えられる。

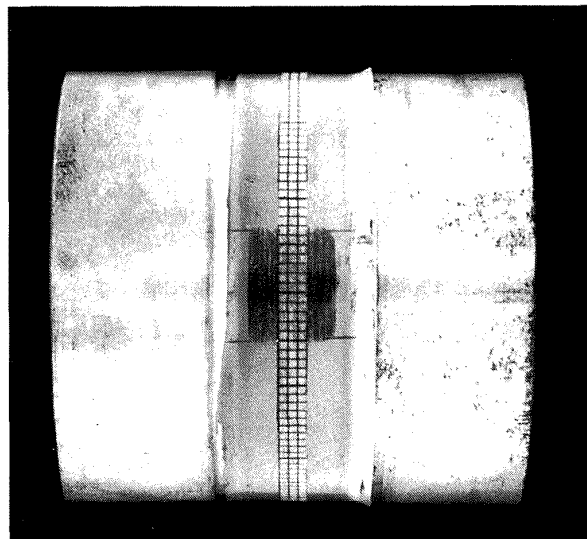
4) 隙間なしの条件における穴縁の α_H については、円弧ラグでは 3.5、方形ラグでは 2.8 とすれば安全側であろう。

4.2 接触領域の測定

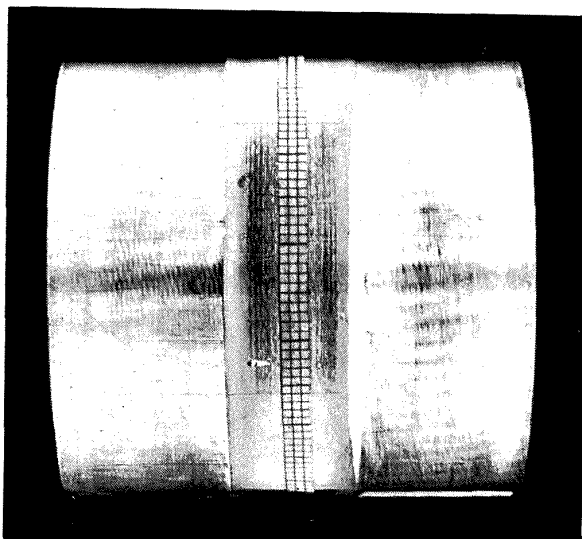
図 14 の写真は接触跡の様子についての数例を示したもので、いずれもラグの引張荷重によるものである。接触跡は、長さの大であるものではこん跡が薄いけれども、肉眼で十分に長さを判定することができる。またこの接触跡には切削面の微小な凹凸も認められ、接触面は理想的な密着状態でないようである。接触長さの計測に際しては、このような凹凸を無視することにし、写真にみられるように、こん跡が消えると



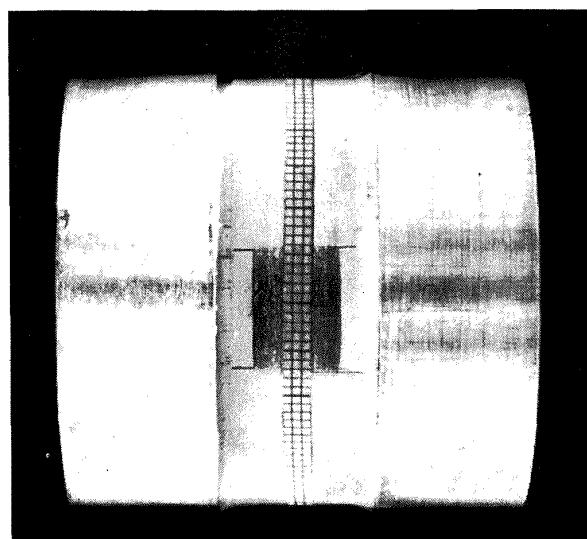
C 2 (ピン; S 45 C)
L=27.8 mm



E 2
L=11.2 mm



C 2 (ピン; 17 ST 3)
L=30.1 mm



E 2
L=12.7 mm

図 14 ピンの接触跡 (引張試験; W. 2,000 kg)

ところに基準線を引き、それらの間を物指で 1/10 mm 程度まで測った。このようにして測った結果を表 4 に示す。接触角 θ_p 、接触長さ L 、ピン孔径 d_H 、ピン径 d_p などについての関係を図 15(a) に示す。ここで接触角 θ_p とは、ピンの変形がないものと仮定し、接触長さ L をピン径 d_p で除して得られた値で、ピンの中心を基準にした角度である。

この実験において、ラグに引張荷重が作用する場合には、ピン穴曲率が小さくなるようなラグ先端の曲げ変形が生じるのに対し、圧縮荷重の場合にはこのようなラグの変形が無視できる。したがって圧縮荷重での接触長さについては、凹面を円柱で圧縮する時にお

ける Hertz 接触の条件が適用できるものと考えられる。Hertz の式をこの実験に適用すれば、次式のような関係になる。

$$\theta_p = K \sqrt{P_p / C_H} \quad (4.2)$$

ただし、 θ_p ; 接触角 (rad)

K ; ラグとピン相互の材質で定まる定数

(mm/ $\sqrt{\text{kg}}$)

P_p ; ピンに対する呼称面圧 (kg/mm²)

ここで K, P_p は次式の通りである。

$$K = \sqrt{\frac{8}{\pi} \times 100 \left\{ \frac{(1-\nu_L^2)}{E_L} + \frac{(1-\nu_p^2)}{E_p} \right\}}$$

表 4 接触長さ

		圧 縮 負 荷							圧 縮 負 荷					
		W kg							W kg					
C _H %		2000	1500	1000	500	250	C _H %		2000	1500	1000	500	250	
ピ ン 17ST3	B ₁ 0.51	—	28.7	—	19.2	—	ピ ン S45C	B ₁ 0.52	—	25.1	—	16.5	—	
		—	29.0	—	18.8	—			—	25.3	—	15.7	—	
	B ₂ 0.50	32.4	—	23.1	—	—		B ₂ 0.51	29.0	—	20.7	—	—	—
		32.5	—	25.0	—	—			28.5	—	21.0	—	—	—
	C ₁ 1.01	24.0	—	18.0	—	—		C ₁ 1.04	—	18.2	—	11.5	—	—
		24.0	21.7	—	13.9	—			—	17.5	—	12.0	—	—
	C ₂ 1.00	—	21.2	—	13.2	—		C ₂ 1.07	21.0	—	15.7	—	—	—
		—	—	17.7	—	—			20.8	—	15.2	—	—	—
	D ₁ 2.02	—	15.0	—	9.5	—		D ₁ 2.03	—	13.2	—	8.0	—	—
		—	15.9	—	—	—			—	13.4	—	7.5	—	—
	D ₂ 2.02	17.0	—	12.0	—	—		D ₂ 2.01	14.5	—	10.4	—	—	—
		17.6	—	12.3	9.5	—			15.2	—	10.6	—	—	—
	E ₁ 4.03	—	10.3	—	7.0	—		E ₁ 4.05	—	9.2	—	6.1	—	—
		—	10.5	—	6.6	—			—	9.3	—	5.8	—	—
E ₂ 4.01	11.5	—	8.8	—	—	E ₂ 4.03	10.7	—	7.7	—	—	—		
	12.2	—	9.2	—	—		10.2	—	7.2	—	—	—		
F ₁ 8.00	—	—	6.0	4.3	—	F ₁ 8.03	—	—	5.2	4.0	—	—		
	—	—	6.0	4.3	—		—	—	5.0	4.0	—	—		
F ₂ 7.99	—	—	6.0	4.3	—	F ₂ 8.01	—	—	5.1	4.0	—	—		
	—	—	6.0	4.3	—		—	—	5.3	4.0	—	—		
G ₁ —	—	—	—	—	—	G ₁ 14.00	—	—	—	3.0	2.0			
G ₂ 13.99	—	—	—	2.8	2.0	G ₂ 14.00	—	—	—	3.1	2.3			
	—	—	—	3.5	2.2		—	—	—	2.8	1.8			
										3.0	2.0			

$$P_p = \frac{W}{ld_p}$$

ただし、 E_L, ν_L, E_p, ν_p はラグとピンのヤング係数とポアソン比、 W, l, d_p は荷重とラグ厚とピン径である。

図 15 は実験結果を図示したものである。図 (a) が 17ST3 ピンについて、(b) が S45C ピンについての結果である。図の縦軸には接触角 θ_p 、横軸には P_p/C_H をそれぞれ対数目盛でとってある。軸に 45° 傾いた実線 (圧縮荷重) または破線 (引張荷重) はともに (4.2) 式による同一計算値を示す。この計算においては、材料定数として 17ST3 材のラグとピンについては $E=7,500 \text{ kg/mm}^2, \nu=0.34$ とし、S45C 材ピンについては $E=21,000 \text{ kg/mm}^2, \nu=0.28$ とした。また、それぞれの実験値は同一条件についての対

数平均値である。実験結果は、圧縮荷重、特に 17ST3 ピンについては接触角 θ_p が計算値とよく一致しているが、引張荷重では、 P_p/C_H 小においては θ_p が計算値に近く、 P_p/C_H 大となるにつれて計算値より θ_p が大きくなり、ラグ先端の曲げ変形の影響が認められる。この影響については荷重と隙間の双方が考えられる。

図 16 は面圧 P_p に対する接触角 θ_p の関係について、隙間 C_H をパラメータとして実験値を図示したものである。実線および破線と記号とについては前図 15 と同じ対応である。図でみられるように、同一 C_H のピンにおける P_p に対する θ_p の関係については、圧縮荷重では P_p 小において計算値より実験値の θ_p がわずかに大となる傾向にあるが、引張荷重では実験値の θ_p が計算値にほぼ平行に大となるか、または P_p

(L_{mm}) 測定値

		引 張 負 荷											
		W kg					W kg						
C _H %		2000	1500	1000	500	250	C _H %		2000	1500	1000	500	250
ピン 17 ST 3	B ₁ 0.53	—	37.5	—	21.1	—	ピン S 45 C	B ₁ 0.54	—	35.7	—	19.0	—
		—	37.8	—	19.5	—			—	35.7	—	19.1	—
	B ₂ 0.52	43.2	—	31.3	—	—		B ₂ 0.53	40.0	—	29.0	—	—
		44.2	—	31.0	—	—			40.6	—	29.7	—	—
	C ₁ 1.03	—	25.3	—	14.0	—		C ₁ 1.06	—	22.6	—	11.7	—
		—	26.2	—	14.5	—			—	23.0	—	12.2	—
	C ₂ 1.02	30.1	—	20.9	—	—		C ₂ 1.09	28.2	—	17.2	—	—
		30.1	—	20.8	—	—			27.8	—	17.1	—	—
	D ₁ 2.02	—	16.3	—	10.0	—		D ₁ 2.05	—	14.1	—	8.4	—
		—	16.5	—	9.5	—			—	14.6	—	8.1	—
	D ₂ 2.04	20.1	—	13.5	—	—		D ₂ 2.03	17.6	—	12.0	—	—
		19.8	—	13.5	—	—			18.0	—	11.5	—	—
	E ₁ 4.05	—	11.5	—	6.7	—		E ₁ 4.07	—	9.9	—	5.2	—
		—	11.0	—	6.3	—			—	9.8	—	5.3	—
E ₂ 4.03	13.2	—	9.1	—	—	E ₂ 4.05	11.6	—	7.7	—	—		
	12.7	—	8.7	—	—		11.2	—	7.5	—	—		
F ₁ 8.02	—	—	6.2	4.2	—	F ₁ 8.05	—	—	5.3	4.3	—		
	—	—	6.0	3.8	—		—	—	—	5.2	3.3	—	
F ₂ 8.01	—	—	6.2	4.3	—	F ₂ 8.03	—	—	6.0	3.7	—		
	—	—	6.2	4.2	—		—	—	—	5.2	3.3	—	
G ₁ —	—	—	—	—	—	G ₁ 14.02	—	—	—	2.8	2.0		
	—	—	—	—	—		—	—	—	—	2.4	1.5	
G ₂ 14.01	—	—	—	3.2	2.2	G ₂ 14.02	—	—	—	2.6	2.0		
	—	—	—	2.9	2.0		—	—	—	—	2.4	1.4	

大において計算値と実験値の θ_p の差がさらにわずかに大きくなる傾向にあるだけで荷重による影響はあまり顕著でない。これに比べて、同一 P_p における C_H に対する θ_p の関係については、圧縮荷重では C_H による θ_p の影響は明確でないが、引張荷重では C_H 小となるにつれて実験値の θ_p が計算値より明らかに大となる傾向である。この傾向については、 C_H 小において、17S T3材ピンでは平均約 25% 計算値より実験値の θ_p が大となるのに比べて、S 45C材ピンでは約 40% 大となり、 C_H の影響が同一ラグでもピン材質により異なることがわかる。これはラグとピンとの相互の材質による影響である。エポキシ樹脂のラグと金属のピンとの組合せによる光弾性実験については、Hertz の式による計算値より実際の接触角がさらに大となるものと考えられる。したがって光弾性実験の結果を実物に

適用するに当っては、これらのことについても十分考慮しなければならない。

接触領域測定の結果を要約すれば次のようになる。

1) 圧縮試験（ラグ先端の曲げ変形なし）の場合における接触領域は Hertz の式による計算値とよく一致する。

2) 引張試験の場合における接触領域はラグ穴とピンとの隙間によって影響を受け、隙間小であれば圧縮試験の場合より著しく大となるが、隙間大であればほぼ近い値となる。また荷重の影響は隙間に比べて少ないようである。

3) 圧縮試験と引張試験とにおける接触領域の差は、同一ラグでもピン材質により影響を受け、17S T3材ピンよりヤング係数の大である S 45C材ピンにおいて大である。このことは光弾性実験を行なうに当って

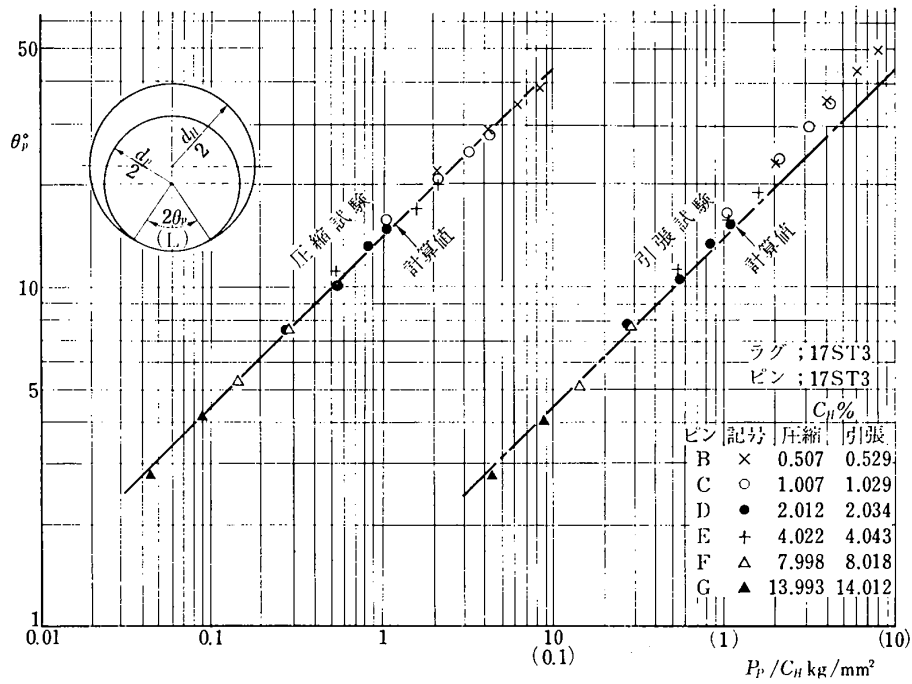


図 15 (a) 面圧・隙間と接触角

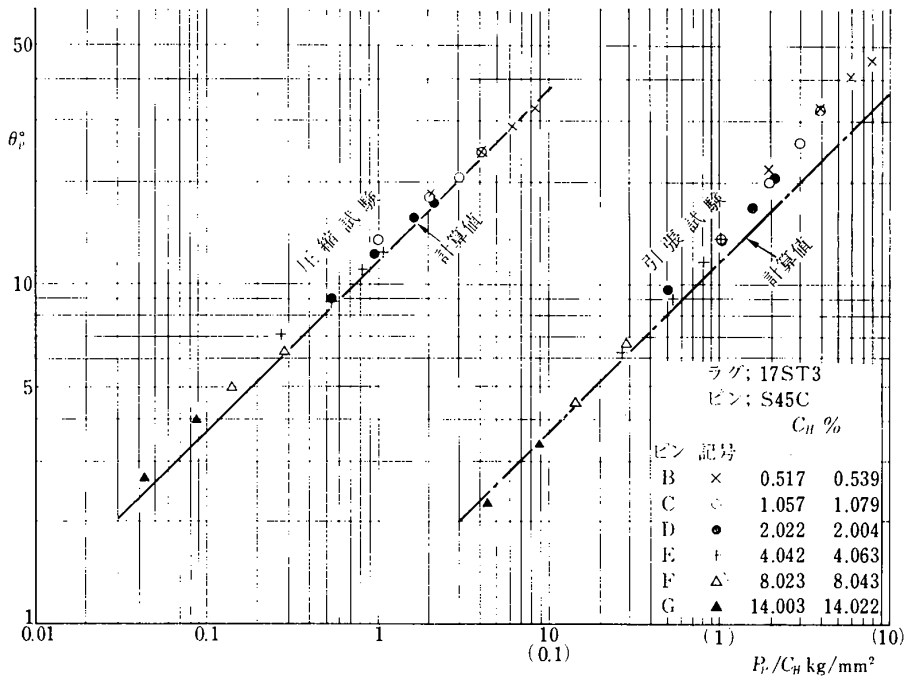


図 15 (b) 面圧・隙間と接触角

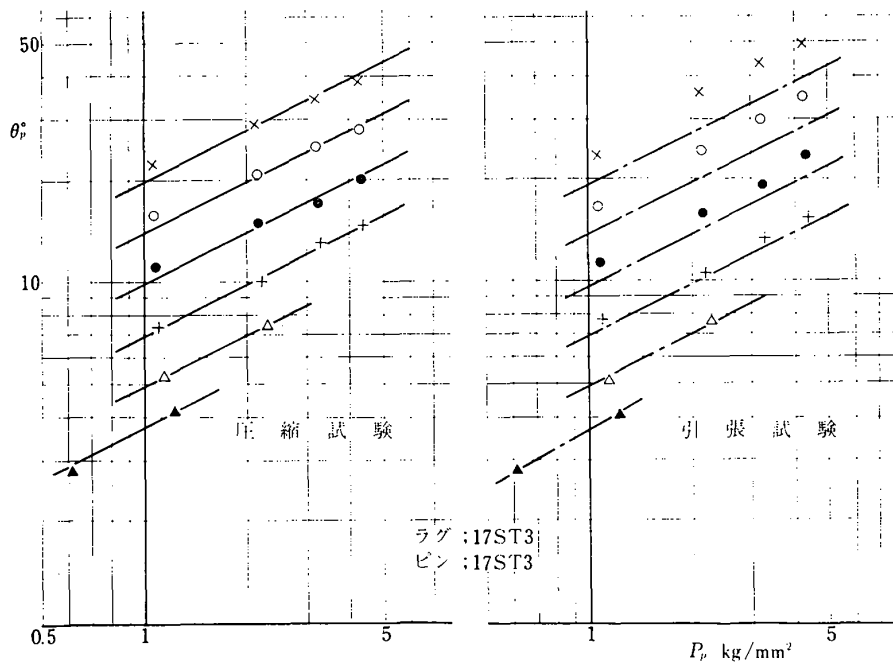


図 16 (a) 面圧と接触角

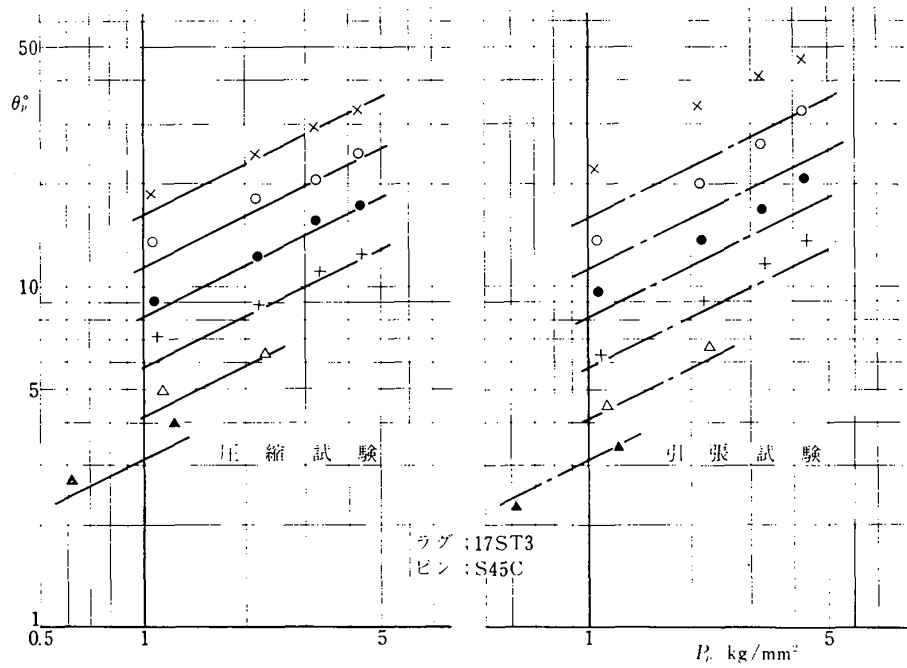


図 16 (b) 面圧と接触角

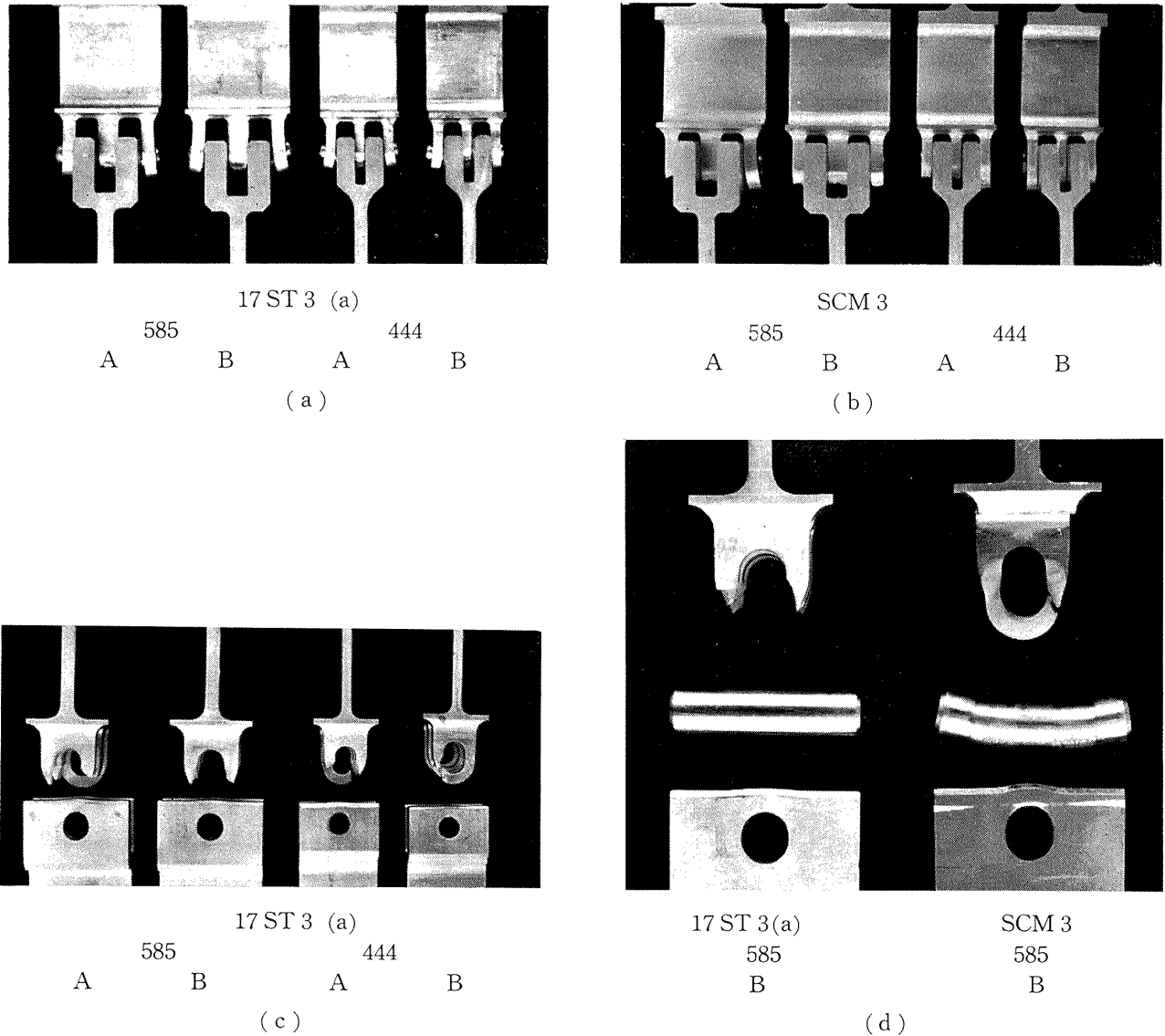


図 17 破 壊 試 験

考慮しなければならないことである。

4.3 実機ラグ模型の破壊試験

ラグの破壊状況を図 17 の写真に示す。また表 5 は実験結果をまとめて表示したものである。表に示した記号は次の通りであり、一部を除き主として動翼側ラグを基準としたものである。

σ_{0B} ; ラグ素材の公称抗張力 (kg/mm²)

δ ; ピンとピン穴との呼称直径差 (mm)

d_H, d_p ; ピン孔径およびピン径の実測値 (mm)

C_H ; 隙間 (%) (式 2.1 による)

σ_{nB} ; ラグ破壊の基準応力 (kg/mm²)

ただし、

$$\sigma_{nB} = \frac{W_B}{t(2b - d_H)} \quad (4.3.1)$$

ここで、 W_B は破壊荷重 (kg)、 t はラグ厚 (mm)、

$2b$ はラグ幅 (mm) である。

β_B° ; ラグ破断角 (度)

ただし、

$$\cos \beta_B = \frac{l}{d_H} \quad (4.3.2)$$

ここで、 l はラグ破片円弧の弦長 (mm) である。

ϵ_a ; 車盤ラグピン穴の変形度 (%)

ただし、

$$\epsilon_a = \frac{d_H^* - d_H}{d_H} \times 100\% \quad (4.3.3)$$

ここで d_H^* は変形したピン孔長径 (mm) である。なお β, l および d_H^* については図 18 で示す。

模型ラグの破断は動翼ラグで起る。SCM 3 材の模型については動翼側の中央ラグのみ破断したところで試験を中止した。図 17 (d) の SCM 3 材動翼ラグに

表 5 破壊試験結果

素 材 名 抗張力 σ_{0B} kg/mm ²	ラグ・17ST3(b) (ピン・S45C) 54.31				ラグ・SCM3 (ピン・SCM3) 75.18				ラグ・17ST3(C) (ピン・S45C) 48.87			
	585 型		444 型		585 型		444 型		585 型改			
	a 号	b 号	a 号	b 号	a 号	b 号	a 号	b 号	a 号		b 号	
ラ グ 型 式									動翼 ラグ	車盤 ラグ	動翼 ラグ	車盤 ラグ
呼称径差 δ mm	0.5	0	0.5	0	0.5	0	0.5	0	0	0.5	0	0.5
ピン孔径 d_H mm	10.014	10.016	8.000	7.999	10.007	10.008	7.992	7.992	10.006	10.51	10.008	10.52
ピン径 d_p mm	9.497	10.000	7.497	7.988	9.485	10.000	7.485	7.984	9.999		10.004	
隙 間 C_H %	5.16	0.16	6.29	0.14	5.22	0.08	6.34	0.10	0.07	4.86	0.04	4.90
破壊荷重 W_B kg	7,200	7,050	3,550	3,450	10,480	11,000	5,700	5,950	6,780		6,450	
破壊応力 σ_{nB} kg/mm ²	40.0	39.2	37.0	35.9	58.2	61.1	59.4	62.0	37.7		35.8	
破壊強さ σ_{0B}/σ_{nB}	0.74	0.72	0.68	0.66	0.77	0.81	0.79	0.80	0.77		0.73	
動翼ラグ												
破片弦長 l mm	9.73	10.29	7.66	8.28	—	—	—	—	10.46	—	10.68	—
破断角 β_B °	13.6	—	16.7	—	—	—	—	—	—	—	—	—
車盤ラグ												
変形孔径 d_H^* mm	10.81	10.55	8.19	8.06	11.15	10.91	8.21	8.14	—	11.71	—	11.39
変形度 ϵ_a %	7.95	5.33	2.38	0.76	11.42	9.01	2.73	1.85	—	11.42	—	8.27

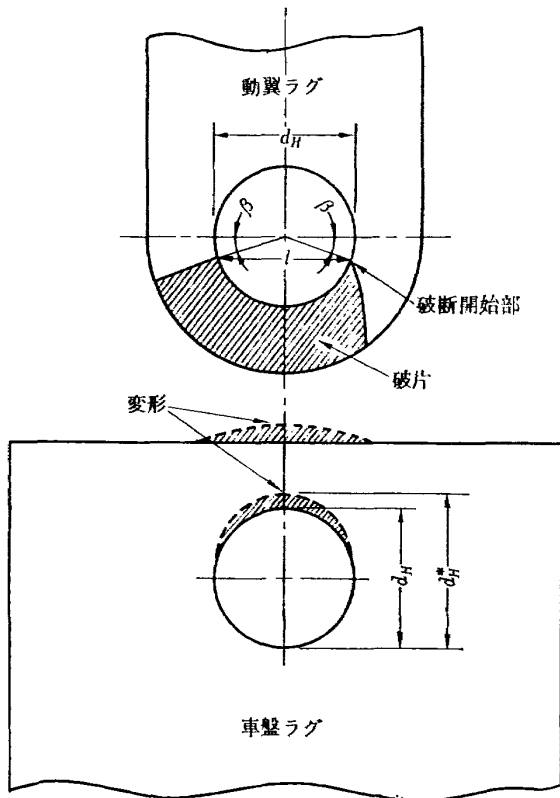


図 18 破壊モデル

ついでの写真は外側ラグを切断して中央ラグの破断状況を示したものである。17S T3 材ラグについても、まず中央ラグから破断するようであるが、他のラグもほぼ同時に破断する。このラグの破壊については、まずせん断によって一方側が破断し、ついで他方が曲げによって破断した形跡である。また17S T3材ラグについては、ぜい性的破断であるのに対し、SCM3材では延性的破断の様相を示している。

ラグの破壊荷重 W_B と応力 σ_{nB} 、ラグ素材の抗張力 σ_{0B} と σ_{nB} との関係などについてはさきの表5に示した通りである。ラグは σ_{0B} の66%から81%の範囲で破壊し、17S T3材ラグでは約70%で破壊するのに対し、SCM3材ラグでは約80%で破壊し、ラグの強さは素材の抗張力や延性によっていくらか影響することを示している。また形状による影響については、SCM3材ラグにおいては明らかでなく、17S T3材ラグにおいても均等肉厚である444型ラグが585型より弱いようであるが、これもごくわずかな差しか認められない。同様に隙間の影響についても明瞭な傾向を見出すことは困難である。このようなラグの破壊試験では、局部的に大きな塑性変形を伴うことから、形状や隙間の影響が現われないものと考えられる。

ラグ破断角 β_B と隙間の関係を17S T3材ラグ破片

について比較検討した。図 18 に示した破壊モデルのように、ここではラグ破片の円弧が最初のピン穴の一部であると仮定し、その円弧の弦長を計測し、式 4.3.2 によって β_B を計算した。結果は呼称直径差 $\delta=0.5$ において、585 型で 13.6° 、444 型で 16.7° となったが、呼称隙間なし ($\delta=0$) においてはいずれも弦長が始めの孔径より大であったために β_B を求めなかった。この結果から、隙間のある場合のラグ破断部が、 $\beta=0^\circ$ よりラグ先端側に移行することがわかる。このことは、隙間大となるにつれて穴縁の最大応力集中部が $\beta=0^\circ$ からラグ先端方向に移行するという従来のピン接合における傾向を裏付けている。なお計測した弦長と、求めた β_B とを表 5 に併記した。

車盤ラグピン穴の変形については、動翼ラグ破断後において、楕円状に変形したピン穴長さ d_H^* を調べ、式 4.3.3 によって ϵ_d を求めて比較検討を行なった。(図 18 参照) d_H^* 、 ϵ_d については表 5 に示してある。形状について ϵ_d を比較すると、585 型より 444 型において ϵ_d が小であり、585 型改より原型の ϵ_d が小である。また隙間については、隙間大より呼称隙間なしで ϵ_d が小であり、ラグ素材については、SCM 3 材より 17S T3 材ラグで ϵ_d が小である。この ϵ_d の値については、車盤側ラグの強さを示すものと考えられる。444 型の車盤ラグでは、孔径 d_H に対するラグ幅の比が 3.75 で、585 型の 4.00 より小であり、応力集中が減少する要素となっており¹⁾、また d_H に対するラグ厚さの比が 1.75 であるのに対し、585 型では 1.70 であって、これも当然 444 型で強くなり、したがって穴の変形度 ϵ_d は 585 型より 444 型で小となる。また 585 型改については、穴の高さ H が 10.25 mm で、孔径 d_H の 10.5 mm より小であり、同じである原型ラグより応力集中増加の要素となり²⁾、したがって改型では原型より ϵ_d が大となる。隙間についてはピンのせん断力、ラグ素材については延性とラグ破壊応力などから推定すれば、呼称隙間なしで強く、また SCM 3 材ラグより 17S T3 材ラグで強く、それぞれ ϵ_d が小となることがわかる。しかし、これらの傾向については供試ラグ模型の場合にいえることで、実機車盤については隣り合った穴相互の影響も考慮しなければならない。これらのことについては、すでに光弾性実験により種々検討されている^{3), 4)}。

ピンの強さについては、図 17 の写真にみられるように、ラグ破断後においては、17S T3 材ラグに対するピンではほとんど塑性変形が残っていないのに比べ、SCM 3 材に対するものでははなはだしい変形が

残っている。それぞれのピンについては、素材の違いはあるが (S 45C と SCM 3)、同一形状寸法であるから、ピン剛性もほぼ同じである。この変形の違いは、主として破壊荷重によるものであるが、併せてラグ素材の延性にもよる。同一素材ラグでは、585 型より 444 型で、また同一形状では呼称隙間なしより隙間大でそれぞれ変形が大きい傾向である。

破壊試験の結果を要約すれば次のようになる。

- 1) 供試ラグ模型の破断は常に動翼側 3 枚ラグのうちの中央から起り、17S T3 材ラグではぜい性的であり、SCM 3 材ラグでは延性的である。
- 2) ラグ破壊応力は、各ラグ素材の抗張力に対し、17S T3 材ラグでは約 70% であり、延性の大きな SCM 3 材ラグでは約 80% である。また、それぞれ隙間や形状によって顕著な影響を受けていない。
- 3) 隙間大である場合の穴縁における最大応力集中部はラグ先端方向に移行する。
- 4) 車盤ラグの強さは、動翼ラグの破断応力を基準とした場合、585 型より 444 型、585 型改より原型、隙間大より呼称隙間なし、および SCM 3 材より 17S T3 材ラグのそれぞれにおいて大である。
- 5) ピンは、444 型より 585 型、隙間大より呼称隙間なしでそれぞれ強い傾向である。

5. ま と め

ピン孔径 d_H 、ラグ幅 $2b=2d_H$ 、穴の高さ $H=d_H$ 、ピン穴を中心にした同心円弧状先端と、方形先端を持った特定な形状の実用金属部材による二次元の大型ピン接合ラグについて、その応力状態や、ピンとピン穴との接触状態などが、荷重やピンとピン穴との隙間、ラグやピンの素材およびラグ先端の形状などによって受ける影響を実験的に調べた。一部理論計算との比較検討も行なった。また軸流圧縮機動翼取付部としてのピン接合ラグ実機模型についての破壊試験も行ない、形状、隙間および材質などがその強さにおよぼす影響についても検討を試みた。結果の要約は次の通りである。

5.1 二次元の大型ラグ模型による実験

ラグピン穴の X 軸上における円周方向応力比 α_H は、ピンとピン穴との間の接触角 θ_p で整理すれば、一定の曲線上にのり、 θ_p の減少 (荷重条件が分布荷重から集中荷重に近づく) につれて一定の値に漸近する。この実験の範囲内 ($C_H \div 0.16 \sim 14.13\%$ 、 $\sigma_n \div 0.85 \sim 5.07 \text{ kg/mm}^2$) では、 θ_p の減少 ($C_H \div 0.16\%$ 、 $\sigma_n \div 5.07 \text{ kg/mm}^2 \sim C_H \div 14.13\%$ 、 $\sigma_n = 0.85 \text{ kg/mm}^2$)

につれて α_H は円弧ラグで約 3.3 から約 4.0 に、方形ラグでは約 2.8 から約 3.7 にそれぞれ漸増する。

しかし θ_p 小においては穴縁における円周方向の最大引張応力集中部は X 軸より 10~15° ラグ先端方向に移動し、その大きさは X 軸上の α_H より約 20% 増であると考えねばならない。また隙間大である場合の方形ラグ先端の円周方向引張応力は穴縁の α_H より大であるが、穴縁の最大引張応力以下である。

接触角 θ_p の実測値は、 θ_p 大ではラグ先端の曲げ変形を無視して Hertz の式から求めた計算値より著しく大となり、同一ラグでも、ピン材質によって影響を受け、17S T3 材ピンで約 20%、S45C 材ピンで約 40% それぞれ計算値より実験値の θ_p が大となる。しかし θ_p が減少するにつれて実験値の θ_p は計算値に近づく。

計算値の接触角で α_H を評価すれば、この実験の α_H は円弧ラグで理論計算値より約 15% 低く、方形ラグでは円弧ラグの実験値よりさらに約 8% 低い。また光弾性による α_H の実験値は θ_p 小では本実験で得られた値に等しいが、 θ_p 大では 8% 以上低くなっている。このような相違はラグ先端の曲げ変形による影響も考えられる。したがって光弾性実験の結果をそのまま実用部材に適用した場合、 α_H を小さく見積ることがあって危険である。

5.2 実機ラグ模型の破壊試験

動翼側 3 枚ラグのうちの中央がまずせん断によって破断する。破壊応力におよぼす隙間や形状の影響はないようである。しかし隙間大の場合には、呼称隙間なしに比べてラグ破断開始部がラグ先端側に移行する。動翼ラグの破断を基準とした場合の車盤ラグの強さは 585 型より 444 型が著しく大であり、SCM 3 材ラグより 17S T3 材ラグで、および 585 型改より原型ラグでそれぞれわずかに強い傾向であった。しかし実機の手盤ラグでは、隣り合った穴相互の影響も考慮しな

ければならない。ピンについては、585 型より 444 型および呼称隙間なしより隙間ありでそれぞれ幾らか弱いようであった。

6. む す び

この研究は、軸流圧縮機において特殊な目的で使用される動翼植込部としてのピン接合ラグ部についての強度を調べるために行なったものである。しかし、ピンを介して荷重を伝達する方法は一般に多く用いられている。これらの要素設計の一助としてもこの実験が役立てば幸いである。

終りにのぞみ、終始ご指導をいただいた当所の松木部長、鳥崎、武内、宮地の各室長始め、この報告にご助言をいただいた石田部長、模型製作に尽力された志賀課長と工作課員、実験と計算について協力を受けた松末、小河、網千の各技官にあつく感謝の意を表します。

文 献

- 1) R.B. Heywood; Designing by Photoelasticity. (1952), pp. 292-296 Chapman & Hall LTD.
- 2) R.B. Heywood; Designing Against Fatigue, (1962), pp. 174-182 Chapman & Hall LTD.
- 3) 軸流圧縮機動翼取付部の応力解析 (隙間のあるピン接合の場合), 石川島播磨技報 5 巻 26 号 (1965), pp. 13-19.
- 4) 松末勝利; 軸流圧縮機動翼取付部 (ピン接合) の光弾性実験, 日本機械学会講演 (航空原動機) 前刷, (昭和 42 年 2 月)
- 5) 松末勝利, 米内山誠, 金子健一; 軸流圧縮機動翼取付部 (ピン接合) の光弾性実験, 日本機械学会講演 (航空原動機) 前刷, (昭和 43 年 2 月)
- 6) 神保喜一, 青野比良夫, 石原 豪; 軸流圧縮機動翼取付部の応力解析 (ピン孔を有する円板についての光弾性解析), 日本機械学会講演前刷, (昭和 43 年 9 月)
- 7) H. Reissner und Fr. Strauch; Ringplatte und Augenstab, Ingenieur-Archiv, IV. Band (1933)

- | | | | |
|--------|--|----------|---|
| TR-175 | 低レイノルズ数における NACA 0012 翼型の失速特性について
—失速フラッタの研究(Ⅱ)—
Stalling Characteristics of the NACA 0012 Aerofoil Section at Low Reynolds Numbers | 1969年 6月 | 中村泰治, 磯貝紘二
江尻宏 |
| TR-176 | 軸流回転機の翼の振動について
(Ⅰ) 固有振動数, 振動形および振動応力分布
On the Vibration of Axial-flow Turbomachine Blades
(Ⅰ) Natural Frequency, Mode and Vibratory Stress Distribution | 1969年 7月 | 宮地敏雄, 星谷昌二郎
祖父江靖, 網千三郎
岩部柱相, 武田克己 |
| TR-177 | 固体ロケットモータの推力大きさ制御の研究
—特性と小型モータによる実験—
Thrust Magnitude Control of Solid Rocket Motors
—Characteristic Analysis and Small Motor Tests | 1969年 7月 | 五代富文, 湯沢克宜
伊藤克弥, 西村久男 |
| TR-178 | 測度最大の可制御領域を与える二次形式評価関数の最適重みマトリクスに対する必要条件
Necessary Conditions for the Optimal Weighting Matrices of Quadratic Performance Index to Maximize the Measure of the Controllable Set | 1969年 7月 | 川幡長勝 |
| TR-179 | テフロン非定常アブレーションの測定
Measurements of Transient Ablation of Teflon | 1969年 8月 | 野村茂昭 |
| TR-180 | 鈴鹿山脈付近における乱気流の観測
Measurement and Analysis of Atmospheric Turbulence over the Suzuka | 1969年 8月 | 竹内和之, 小野幸一
山根皓三郎, 岡遠一
外崎得雄 |
| TR-181 | 振動翼における表面非定常圧力の測定
—失速フラッタの研究(Ⅲ)—
Unsteady Surface Pressure on an Oscillating Aerofoil at High Mean Angles of Attack with Special Reference to Stall Flutter | 1969年 8月 | 中村泰治, 磯貝紘二
江尻宏 |
| TR-182 | 点束縛のある板の振動について
On the Natural Vibration of Plates Restrained at Several Points | 1969年 9月 | 塙武敏, 多田保夫
泉日出夫, 越出慎一 |

航空宇宙技術研究所報告 183号

昭和 44 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)44-9171(代表) ●182

印刷所 株式会社 東京プレス
東京都板橋区桜川 2-27-12
