

UDC 620.174.175:  
621.791.03

# 航空宇宙技術研究所資料

TECHNICAL MEMORANDUM OF NATIONAL AEROSPACE LABORATORY

TM-360

拡散接合ファン中空翼の構造と強度  
および接合に関する実験的基礎研究

池田 為治・祖父江 靖  
藤沢 良昭・宮地 敏雄

1978 年 8 月

航空宇宙技術研究所  
NATIONAL AEROSPACE LABORATORY

# 拡散接合ファン中空翼の構造と強度 および接合に関する実験的基礎研究\*

池田 為治\*\* 祖父江 靖\*\*  
藤沢 良昭\*\* 宮地 敏雄\*\*

## ま え が き

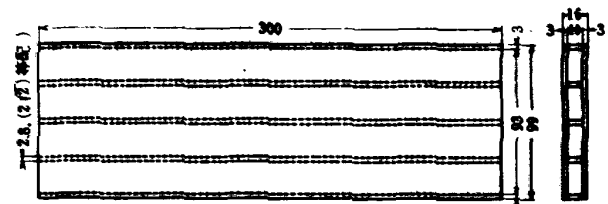
最近の大型航空機用エンジンにはターボファンエンジンが用いられ、これのバイパス比の増大に伴いファンローターが大型化しており、ファン部の重量がエンジンの全体重量に占める割合が大きくなりつつある。航空用エンジンには、特に推力重量比の大きいことが要求されるため、エンジン性能の向上と、重量軽減に多大の努力が続けられている。ファン部分については、実機では強度重量比の大きいチタン合金を用いることで軽量化がなされており、一部には複合材の適応性や、ファン動・静翼の中空化等が試みられている。最近では加工技術の向上、特に固相拡散接合技術の発達に伴い、これによるファン動・静翼の中空化が有望視されている。固相拡散接合とは、接合面を加圧密着して、ある温度に保持すれば、固相中における原子、空孔の転位拡散を生じ、固相状態のまま接合面が解消されるものである。この接合は、被接合部材がほとんど変形することなく、しかも被接合材と同質の接合部が得られる特長がある。

本報では、第1部に、ファン動・静翼の中空構造と強度に関する基礎的な実験、第2部に、チタン合金中空翼を拡散接合で製作する場合の基礎的拡散接合試験について述べる。

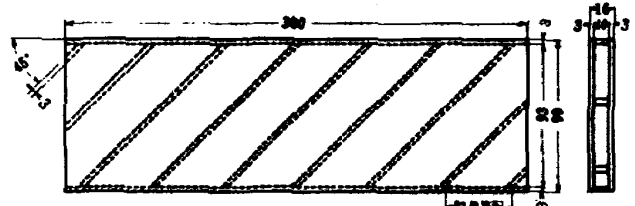
## 第1部 中空箱形アクリル模型剛性試験

ファン動・静翼（以降ファン翼とする）の中空構造としては、外被のみの完全な中空形が考えられるが、翼に作用する空気力による曲げやねじり荷重に対して一定の翼形状を保持するためには、ハニカムまたはリブで内部補強すべきである。リブ補強にした場合、補強リブは、曲げ荷重に対しては、翼の長手方向に平行であることが望ましいが、ねじり荷重に対しては、斜めであることが

有利であると考えられる。このようなリブ補強中空翼構造の強度については、平行リブの場合には理論計算が可能であるが、斜めリブの場合には解析が困難である。このような観点から、アクリル板の接着構造で平行リブと斜めリブの箱形中空模型を製作し、4点曲げ荷重、及び



(a) 平行リブ模型



(b) 45°リブ模型

図 1.1 リブ補強箱形中空模型

ねじり荷重試験を行い、それぞれの剛性について比較検討を行うこととした。

## 1.1 試験模型

図1.1にリブ補強箱形中空模型の形状寸法を示す。模型材料はすべて無色透明のアクリル板で、リブは、厚さ10mmの同一板材から、また上下外板は、厚さ3mmの同一板材からそれぞれ切り出したものである。これらの接着にはシアノアクリレート接着剤を用いた。平行リブ模型のリブは3本で、等間隔配置である。この間隔は模型厚さの1.5倍である。リブ厚さは2.8mmである。斜めリブ模型は、リブの傾斜が模型軸方向に対して45度で（以降45°リブ模型とする）、図に示したようにリブは等間隔配置で、厚さが3mmである。なお両者の模型は外形寸法、重量および中空率が等しい。この中空率は、模型を中実断面とした場合、中空部の占める割合が53.4%である。この模型の試験には補強リブ材を切り出した同

\* 昭和53年7月14日受付

\*\* 原動機部

一素材で、幅と厚さの比が模型外形比 (99/16) よりやや大きい (69/9.5) 素材試験片も準備した。

## 1.2 実験方法

実験には、4点曲げ試験とねじり試験の2通りがある。これらの試験は、荷重と、これに対する模型のたわみ、またはねじれ角および平面ひずみの計測である。以降に各々の実験方法を述べる。

曲げ試験は、図 1.2 に示すように万能試験機の荷重台上に4点曲げ荷重となるように模型を配置して行った。各支点には直径5mmの鋼製丸棒（ロッド材）を用いた。支点間隔は図示の通りである。各支点と模型の間には厚さ0.5mmの真鍮板を挟み、模型の局部変形を防ぐようにした。押え板は厚さ12mm、幅103mmの鋼板である。試験機は荷重容量2tonの万能試験機島津RS-2型（力量計100kg）である。曲げ荷重は24kgまで負荷し、たわみは2kg毎に、模型中央部の最大たわみ部の変位を、最小目盛  $\frac{1}{1000}$  mm のダイヤルゲージで計測した。

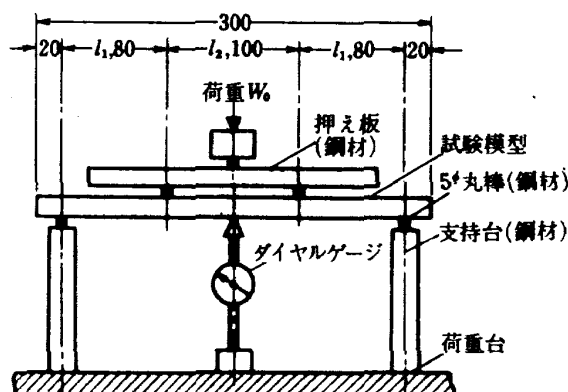


図 1.2 4点曲げ試験変位測定

ねじり試験は、図 1.3 a に示したように、直径5mmのロッド材で挟むことができる支持金具で模型の両端を支持し、これをねじり試験機に取り付けて行った。支持間隔は280mmである。支持金具のロッド材と模型の間には、曲げ試験の場合と同じ真鍮板を挟んだ。支持金具による模型の締め加減は、模型が容易に抜け落ちない程度である。ねじり試験には容量50kgmの左右両用型の森ねじり試験機（計量器10kgm）を使用した。ねじれ角を求めるために、細いガラス管（長さ約1,000mm）2本を一定間隔  $l$  で平行に模型に取付けた。トルクは1.2kgmまで負荷し、0.2kgm毎に模型に取付けたガラス管先端の変位を読み取り望遠鏡で計測した。

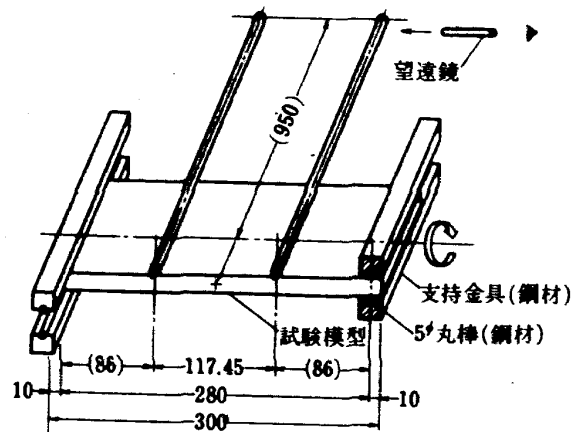


図 1.3 (b) ねじり試験変位測定

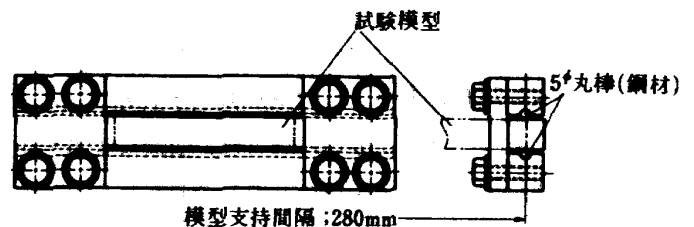


図 1.3 (a) ねじり試験用支持金具

平面ひずみ測定は、上述の試験と同じ負荷方法（荷重台、支持方法等）であるが、曲げ試験の場合には、ひずみゲージ貼付の都合により  $l_1 = 55$  mm,  $l_2 = 180$  mmの支点間隔で行った。使用したひずみゲージ及び貼付位置を図 1.4 に示す。測定には多点切換器と1台の静ひずみ指示計を用いた。なお、抵抗線ひずみゲージによるアクリル材のひずみ測定であるため、計測の時間や雰囲気要充分配慮した。

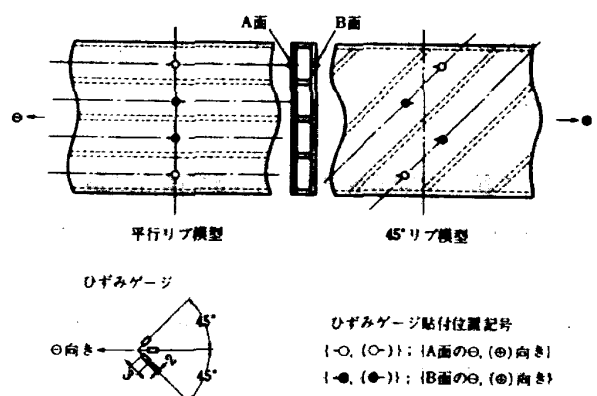


図 1.4 ひずみ測定位置

## 1.3 実験結果とその考察

### 1.3.1 曲げ試験結果とその考察

4点曲げ試験で得られた荷重  $W_0$  とたわみ  $\delta_0$  の関係

を図 1.5 に示す。各々の実測値は 3～4 回の計測値の算術平均値である。実測値は、図でも明らかなように、 $W_0$

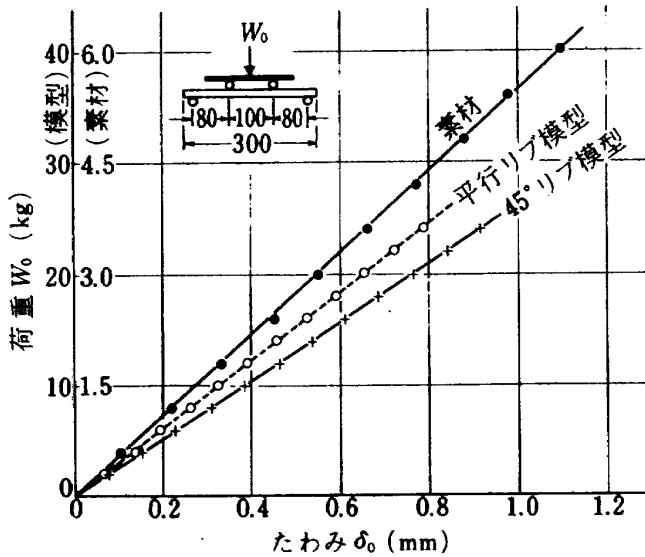


図 1.5 4 点曲げ試験結果

と  $\delta_0$  がほぼ比例関係にある。なお図示した直線は各実測値から最小自乗法により求めたものである。これらから得られたそれぞれの曲げこわさは次のようである。

素材  $(EI)_s = 1.614 \times 10^6 \text{ kg mm}^2$

平行リブ模型  $(EI)_r = 9.089 \times 10^6 \text{ kg mm}^2$

45°リブ模型  $(EI)_{45} = 7.628 \times 10^6 \text{ kg mm}^2$

本試験は、素材試験片、試験模型ともに厚さ（外形寸法）に対し幅が大きく（前者が 7.3 倍、後者が 6.2 倍）長方形板の曲げ条件になるが、ここでは簡単にはりの曲げとみなして比較検討する。なお、この場合、たわみ実測値から求めた  $(EI)_s$  は、はりの計算から求められる  $(EI)_s$  より見掛上僅かに大きくなる。しかし模型の縦弾性係数に素材試験片の実測  $(EI)_s$  から求めた  $E_s$  を適用すれば  $(E_s I)_c$  と  $(EI)_s$  は一致する。従って平行リブ模型と 45°リブ模型の曲げこわさを、はりとみなした見掛上の実測値  $(EI)_s$  で比較することに支障がない。

試験模型は材質がアクリル材である。この材料は、メーカーの資料では縦弾性係数  $E$  が、 $-10^\circ\text{C}$  で  $E = 400 \text{ kg/mm}^2$  から  $60^\circ\text{C}$  で  $E = 180 \text{ kg/mm}^2$  まで温度に比例して小さくなり、ポアソン比  $\nu = 0.35$  である。図 1.5 に示したリブ素材の実測値から得られた曲げこわさは  $(EI)_s = 1.614 \times 10^6 \text{ kg mm}^2$  である。この素材試験片の実測寸法から計算した断面二次モーメント  $I$  を用いて  $(EI)_s$  より得られる見掛上の  $E_s$  は  $341.8 \text{ kg/mm}^2$  である。このときの実験室内の温度は  $13.1^\circ\text{C}$  から  $14.3^\circ\text{C}$  の範囲で、その平均温度は  $14.1^\circ\text{C}$  である。この素材の  $E_s$  は材料メ

ーカ資料の  $E$  より僅かに大きく、ほぼ妥当な値である。

平行リブ模型は、 $14.3^\circ\text{C}$  から  $14.8^\circ\text{C}$ 、平均  $14.5^\circ\text{C}$  の室内で実験を行った。これを  $14.1^\circ\text{C}$ （リブ素材試験室温）に温度補正して得られた  $(EI)_r$  は  $9.089 \times 10^6 \text{ kg mm}^2$  である。この模型の実測寸法とリブ素材の  $E_s$  から求めた  $(E_s I)_c$  は  $8.896 \times 10^6 \text{ kg/mm}^2$  である。これに比べて前者の  $(EI)_r$  は 2.2 % 大きくなったが、これは数回の実測値の誤差範囲内で、両者はよく一致しているといえる。

45°リブ模型は  $13.0^\circ\text{C}$  から  $14.0^\circ\text{C}$ 、平均  $13.5^\circ\text{C}$  の室温において試験を行った。この場合も  $14.1^\circ\text{C}$  に温度補正して得られた  $(EI)_{45}$  は  $7.628 \times 10^6 \text{ kg mm}^2$  である。この値は平行リブ模型の  $(EI)_r$  より 16 % 小さい。この模型の外形高さは平行リブ模型より 1.7 % 小さいので、 $(EI)$  がこの寸法比の 3 乗に比例するとしても、なお 12 % は小さいことになる。素材および両者の試験模型とも、試験方法は同じであり、素材および平行リブ模型の  $(EI)$  の実測値と計算値もよく一致している。両者の模型は、外形高さに僅かな違いはあるが、材料が同じであり、形状、中空率、重量等も同等である。従って両試験模型の  $(EI)_s$  実測値の違いは、リブ構造の影響によるものである。

ひずみ測定では、曲げ荷重とひずみ実測値は直線関係であった。実測値から求めた主応力の方向は模型軸に対し約  $6^\circ$  以内であった。曲げ荷重  $W_0 = 30 \text{ kg}$  での主応力は、平行リブ模型で  $0.244 \sim 0.274 \text{ kg/mm}^2$ 、45°リブ模型で  $0.223 \sim 0.335 \text{ kg/mm}^2$  の範囲内であり、各模型の算術平均値は両者とも  $0.254 \text{ kg/mm}^2$  であった。これらの縦弾性係数にはいずれも  $14.1^\circ\text{C}$  における実測値  $E_s = 341.8 \text{ kg/mm}^2$  を用いた。なお各位置の主応力は、平行リブ模型では測定位置で差が小さく、ほぼ一様な応力分布に近いが、45°リブ模型では、軸に平行な外枠に近い位置で小さい傾向であった。

平行リブ模型について、これをはりとして模型の実測寸法で表面応力  $\sigma_c$  を計算すると、 $\sigma_c = 0.25 \text{ kg/mm}^2$  となり、これは実測平均値と一致する。また各測定位置の実測主応力もほぼ一様であり、結果は充分満足されるものである。

45°リブ模型の各々の実測主応力は平行リブ模型の場合に比べて差が大きく、リブ構造による影響が現われている。この模型の外板の変形については、平行リブ模型の場合と異なり、45°の補強リブの影響により、同一軸

線上 (X 方向位置) でも様な変形でなく補強リブに接する位置で大きく、リブとリブの中間で小さく、Y 方向位置でも、軸と平行な外枠の近くで小さいこと等が定性的に考えられる。この模型の実測主応力は、平行リブ模型に比べて、軸に平行な外枠近くで小さく、内側で大きい定性的な傾向が認められた。これらの主応力の平均値が平行リブ模型と同じであったが、この測定位置がリブとリブの中間であること、たわみ測定における  $(EI)$  が平行リブ模型より 16 % 小さいこと等から、 $45^\circ$  リブ模型の応力は、局部的に平行リブ模型よりかなり高いところがあると考えられる。

### 1.3.2 ねじり試験結果とその考察

ねじり試験で計測したねじりトルク  $T$  と、変位計測位置 2 点間 (間隔  $l = 117.45 \text{ mm}$ ) の相対ねじれ角  $\theta$  の関係を図 1.6 に示す。図示した実測値は、いずれも 4 回の繰返し計測で得られた値の平均値である。これらはすべて同一方向にねじった場合であるが、これと反対方向のねじり試験でもそれぞれの実測値はよく一致した。それぞれの試験は、室温  $23.6^\circ\text{C}$  から  $27^\circ\text{C}$  の間で行った。この平均温度はいずれも  $25.1 \sim 25.2^\circ\text{C}$  である。各模型の実測値の  $T$  と  $\theta$  はほぼ直線関係である。図示した直線は、各実測値から最小自乗法により求めたものである。これらから算出したそれぞれのねじりこわさ  $(GJ)_e$  は次の通りである。

素材  $(GJ)_e = 1.840 \times 10^6 \text{ (kg mm/rad)}$

平行リブ模型  $(GJ)_e = 9.471 \times 10^6 \text{ (kg mm/rad)}$

$45^\circ$  リブ模型  $(GJ)_e = 9.164 \times 10^6 \text{ (kg mm/rad)}$

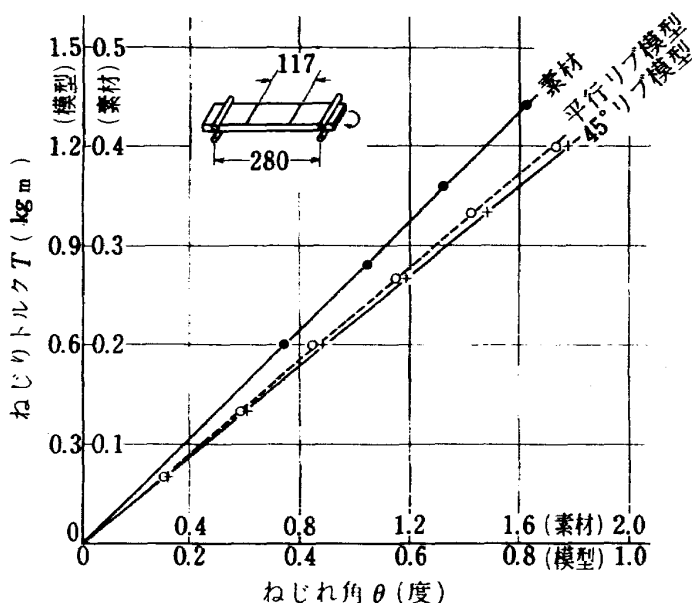


図 1.6 ねじり試験結果

素材は前述の曲げ試験を行ったものと同一である。これらの変位計測区間の板幅  $a$  および板厚  $b$  の平均値は、 $a = 68.97 \text{ mm}$ ,  $b = 9.37 \text{ mm}$  である。この寸法とねじりこわさの実測値  $(GJ)_e$  から求められる素材の横弾性係数は、 $G_s = 106.7 \text{ kg/mm}^2$  である。素材メーカーの資料による  $25^\circ\text{C}$  の縦弾性係数が  $E = 290 \text{ kg/mm}^2$ 、ポアソン比が、 $\nu = 0.35$  である。この資料から、 $G = 107.4 \text{ kg/mm}^2$  が得られる。これと実測値の  $G_s$  はよく一致している。

平行リブ模型は、一様断面の軸対称である。この種形状に対する模型の  $(GJ)$  は膜理論で計算できる。<sup>(1)</sup> この計算は付録 1 に示す。図示寸法による計算値は、 $(GJ)_c = 9.238 \times 10^6 \text{ kg mm/rad}$  である。試験模型の外板厚さが図示寸法より平均  $0.1 \text{ mm}$  薄いので、この寸法によると、 $(GJ)_c = 9.133 \times 10^6 \text{ kg mm/rad}$  である。これらの  $G$  には素材の実測値、 $G_s = 106.7 \text{ kg/mm}^2$  を用いた。模型の実測値  $(GJ)_e$  は、 $9.375 \times 10^6 \sim 9.861 \times 10^6 \text{ kg mm/rad}$  の間であり、いずれも  $(GJ)_c$  より 3 ~ 8 % 大きく、平均値  $(GJ)_e = 9.471 \times 10^6 \text{ kg mm/rad}$  で 4 % 大きい。この違いの原因として、ねじり軸の変位、変位計測用の 2 本の棒の平行度や間隔、計測指示点までの長さ、指示点変位量の読取り等が考えられる。ねじり軸の変位は、 $1/1000$  のダイヤルゲージで検出できない程度であった。その他の変位計測系の誤差についても検討したが、大きくても総計で 1 % 程度である。試験中の室温の変化は、 $1^\circ\text{C}$  で約 1 % の誤差が見込まれるが、素材試験中の平均温度と同じである。これらを考慮してもなお実測値は計算値より大きい。なお素材の試験は模型試験と同じであって、 $(GJ)_e$  の実測値は期待通りの値が得られた。従って本模型の  $(GJ)_e$  の実測値は膜理論による計算値より大きいと判断される。しかしこの差は僅かであり、この種の試験としては、理論値とよく一致しているとみなして差支えないであろう。

$45^\circ$  リブ模型の  $(GJ)$  については、本文まえがきにも述べたように、直観的には平行リブ模型の  $(GJ)$  より大きいように思われる。これは、本模型については、ねじりトルクに対する外板の主応力が模型軸と  $45^\circ$  方向で、一面が引張応力なら、相対する面が圧縮応力となり、内部のリブには曲げ応力となるため、平行リブより有効な補強効果があると考えられるからである。なおこの模型の  $45^\circ$  リブは、一方向のみであるため、これと直交した方向については補強効果がないことになる。付録 1 に述べるが、模型断面においては、平行リブ模型のリブは、

ねじりトルクに対する補強効果が無視される程度 ( $GJ$  の値で 0.9 %) である。これは  $45^\circ$  リブ模型についても同様に考えられる。以上のようなことから、 $45^\circ$  リブ模型の ( $GJ$ ) は平行リブ模型より有利であると断定することはできない。本試験から得られた ( $GJ$ ) の実測値は、先にも示したように、 $45^\circ$  リブ模型の ( $GJ$ ) が平行リブ模型の ( $GJ$ ) より小さい。しかし、前者の模型の高さが後者より小さい (15.55 mm と 15.82 mm)。先にも述べたように、膜理論の計算においては、平行リブ模型のリブの補強効果は無視される程度であることから、本試験模型について、それぞれ内部に補強リブがないものと仮定し、外枠の実測寸法で ( $GJ$ )<sub>c</sub> を計算比較すると、平行リブ模型外枠の ( $GJ$ )<sub>c</sub> より  $45^\circ$  リブ模型の ( $GJ$ )<sub>c</sub> が 4 % 小さい。これは模型の実測値の両者の違いより大きく、両者の模型の外枠寸法が同じであるとすれば、逆に  $45^\circ$  リブ模型の ( $GJ$ ) が 0.8 % 大きいことになる。これがリブ構造の違いによる効果になる。これは僅かな差であり、実験誤差に含まれる程度である。従って本試験模型のようなリブ構造は、平行リブ模型の計算に示されるように、ねじりトルクに対する補強効果が無視される程度であり、補強リブが平行でも  $45^\circ$  でも、ねじりこわさに差がなく、リブは単に外形を保つ効果を期待するだけであると考えて支障がないといえる。

ねじりトルク  $T = 1.1 \text{ kgm}$  に対するリブ中間の外板表面応力は、平行リブ模型では  $\sigma_1 = 0.217 \sim 0.260 \text{ kg/mm}^2$ 、平均  $0.244 \text{ kg/mm}^2$ 、 $45^\circ$  リブでは  $\sigma_1 = 0.206 \sim 0.249 \text{ kg/mm}^2$ 、平均  $0.233 \text{ kg/mm}^2$  であって、後者が 4.5 % 小であった。ねじり変位は逆に平均 3.2 %  $45^\circ$  リブ模型が大きかった ( $GJ$  で 3.2 % 小さい) ことから、模型の変形状態がリブ構造によって影響を受けていることがわかる。なお、この応力は測定位置の違いにもよるため、この結果からリブ構造の有効性を判断することはできない。

#### 1.4 まとめ

ファン翼をリブ形式の中空構造で軽量化する場合、リブ構造については、翼に作用する荷重の種類に適した構造であることが望ましい。

本実験は、外形寸法と中空比、即ち重量が等しいアクリル材の箱形中空模型を用いて、中空部の補強リブが平行である場合と  $45^\circ$  方向である場合のリブ構造の違いが、曲げこわさとねじりこわさに及ぼす影響を実験的に調べた。結果は次のようである。

(1) 曲げこわさ ( $EI$ ) は  $45^\circ$  リブ模型が平行リブ模型より約 12 % 小さい。

(2) ねじりこわさ ( $GJ$ ) は両者ともほぼ同じで、リブ構造の違いによる影響が認められない。

(3) 外板表面のリブ中間における応力は、曲げ荷重に対しては、平行リブ模型がほぼ一様な曲げ応力であるが、 $45^\circ$  リブ模型では、測定位置によって差がある。ねじりトルクに対しては、平行リブ模型が僅かに大きかった。なお本試験における応力測定からリブ構造の有効性を評価するには資料不十分である。

これらのことから、 $45^\circ$  方向のリブ補強はねじりトルクに対しては必ずしも有利ではなく、曲げ荷重に対しては明らかに不利であることが認められた。さらにリブ形式中空翼の製作における加工の難易性、ファン翼の荷重条件等から考えても平行リブ補強が有利であるといえることができる。

## 第2部 チタン合金小型構造物の拡散接合基礎実験

拡散接合加工の主な特徴は、被接合材と同質の接合部が得られることと、加工による熱変形が少ないことである。しかし、この接合では、接合物を相互に密着して加熱するための加工条件、即ち接合面の仕上精度、加圧方法と加圧力、加熱の温度と時間等を個々の構造物および材質毎に充分検討しなければならない。

ターボファンエンジン用のファン翼は、細長い薄板状であり、その材料には高強度チタン合金 (以降チタン合金という) が用いられる。これの中空構造としては、第1部で述べたようなリブ補強形式かハニカム補強形式が考えられる。いずれの形式でも、外面は一様平面ではない。このような中空構造物を拡散接合加工で製作する場合には、補強リブやハニカムの両側に薄板を接合することになる。補強リブに薄板を拡散接合加工で接合するには、接合面の密着が良くなるように外部から接合面を垂直に加圧する必要がある。この加圧方法が適正でなければ、翼面となる外板に不必要な変形が生ずる恐れがある。この加圧面は翼面となるため、そりやねじれのある面であり、接合面も細長いねじれのある面となるであろう。

拡散接合には、ろう材を用いた液相拡散接合と、ろう材を用いない固相拡散接合とがある。前者は、接合面の密着条件が緩やかであるが、接合部にろう材層やろう材と接合材の合金層が残る可能性があり、これがチタン合

金の高い強度特性を損う恐れがある。固相拡散接合は、密着条件が厳しいものとなるが、被接合材と同質の接合部が得られる利点がある。なおチタン合金は比較的拡散性の良い材料であることから、固相拡散接合が有利であるといえる。また、チタン合金は、高温では活性が高いため、アルゴンガスのような不活性ガス中か真空中で接合加工を行う必要がある。

本実験は、チタン合金の補強リブ形式中空翼を拡散接合加工で製作する場合の加工条件の基礎資料を得る目的で行ったものである。以降にチタン合金の細いリブと薄板を相互に接合するための加圧用治具の試作と、これを用いた真空炉中での拡散接合試験、及び接合模型の強度試験について述べる。

## 2.1 加圧用治具

細長い補強リブに曲面状薄板を拡散接合する場合の加圧方法としては、薄板が高温加圧によって不必要な変形を生じないように留意しなければならない。そのためには、接合面のみをできるだけ一様な圧力分布で加圧できることが望ましい。

図 2.1 と写真 2.1 は試作した加圧用治具で接合部材を加圧する状態を示したものである。この治具は図 2.2 に示すように、(a) 接合台金具、(b) 2 連の押えばね、(c) 加圧アダプタおよび(d) 押しボルトよりなる。これらは鍛造した素材を機械加工または放電加工によって所要寸法に仕上げたものである。なお加圧アダプタのみは鍛造のままである。これらの素材には、チタン合金の所要の拡散接合温度（900～950℃）に耐えるように、超耐熱合金 IN-100 と X-40 を用いた。接合台金具は、接合部材収納溝と押しボルトのねじ穴を有するコの字形金具で、コの字形内側には 2 連 3 個の押えばねが納まる構造である。部材収納溝は、幅 6mm、深さ 15mm である。コの字形の内側は、高温加圧中に押えばねがたわんでも相互に接触しない寸法である。押しボルトは六角穴頭で先端がとがっており、押えばねの位置決めができるようになっている。ボルトは全長が 33mm、ねじ直径 8mm、ピッチ 1.25mm である。加圧アダプタは上面が円筒面で、押えばね下部平面が全面接触とならないようになっている。また上面には突起があり、これが押えばねの凹みに入ることで押えばねの位置決めとなる。なお下面は平面である。押えばねは、幅が 20mm、奥行 18mm、高さ 66mm の角柱素材に図のように交互に切込みをつけ、押しボルト側で繋がった 2 連構造である。ばね上面には押しボルトの受け座と

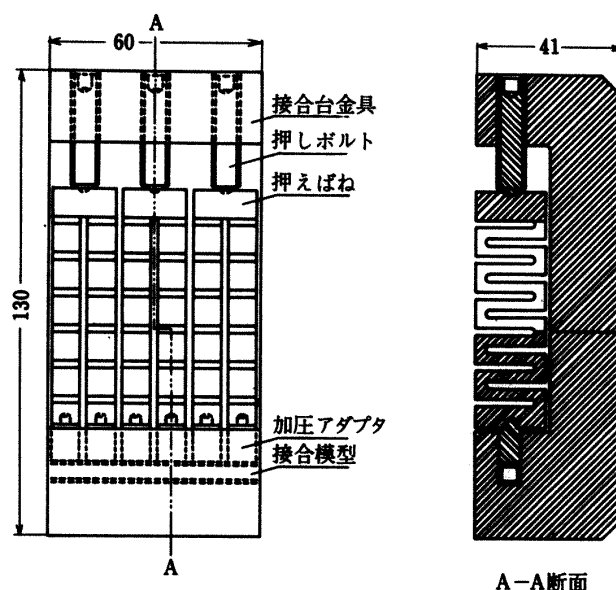


図 2.1 加圧治具組立図

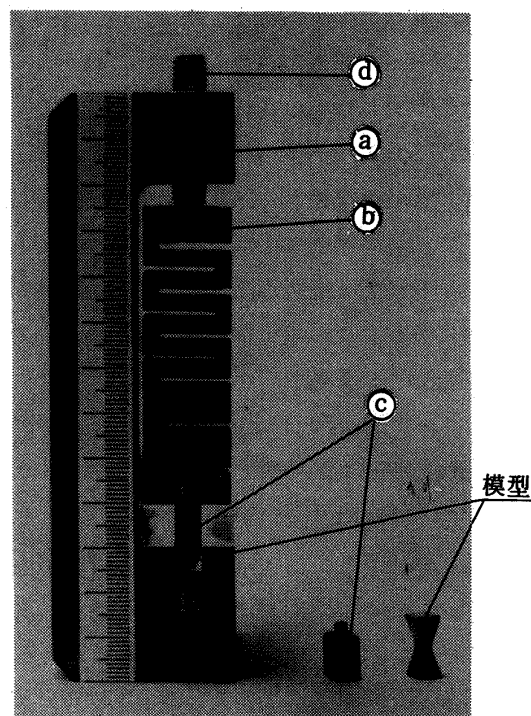


写真 2.1 加圧治具

して球形の凹み、下面には加圧アダプタの受け座に、直径 3mm、深さ 3mm の凹みがある。ばねの切込み寸法は、所要の加圧力で、ばね自身が塑性変形を生じないことと、容易に加圧力が調整できることを考慮して決められた。このばねには 2 種類あり、それぞれのばね定数の計算値は、ばね幅 1mm 当りの荷重 1kg に対する弾性たわみで、0.571mm (X-40 ばね) と、0.107mm (IN-100 ばね) である。なお、このばね定数の計算は付録 2 に示す。これらのばね定数については、あらかじめ決めたボルト、ばねおよびアダプタの組合せ毎に実測も行った。この実





表 2.1 模型素材の化学成分と機械的強度特性

kg/mm<sup>2</sup> …… 1 列に並べる

	Al	Va	Fe	C	N	H	O	Ti	$\sigma_{0.2}$ kg/mm <sup>2</sup>	$\sigma_t$ kg/mm <sup>2</sup>	伸び %
M 材 (T-9046 F)	5.9	4.0	0.07	0.026	0.010	0.008	—	残部	95.1	100.9	12
K 材 (KS-130 AV)	5.97	4.14	0.222	0.016	0.0033	0.0020	0.164	"	91.5	95.3	13

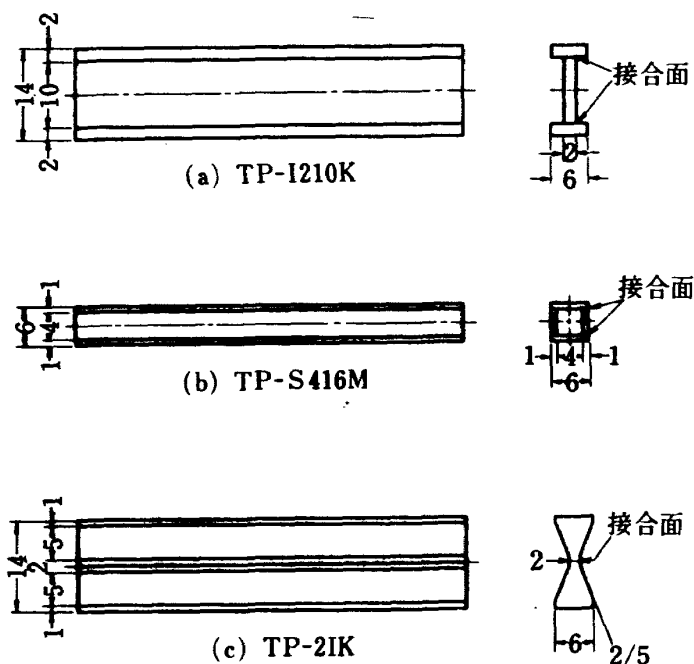


図 2.4 接合模型形状寸法

模型の長手方向と素材の圧延方向とが互いに直角になるように採取した。2IK 模型は K 材から採取した部材を組合せたテーパ付き I 型断面である。この部材は模型の長手方向と原材料の長手方向が互いに直角になるように切削加工で仕上げた。

接合用各部材の接合面は、切削加工後、#46 (2IK 模型用では #60) の平面砥石で最終研磨がなされた。図 2.5 に接合面の粗さ検査の一例を示す。接合面の平滑度には小さな凹凸と、比較大きなうねり状のものとがある。小さな凹凸は、僅かな加圧力でも、加熱中におけるクリープ現象によって潰れて密着性が良くなるが、大きなうねり状では、大きな加圧力でも容易に密着しにくいことが予想される。高温中での加圧力は、接合後の模型の変形に大きな影響を及ぼすため、できるだけ小さな加圧力が望ましい。そのためには、接合面の平滑度が重要な役割を示す。しかし加工上の限界と経済性も考慮して図 2.5 の例に示した程度の砥石研磨仕上げとした。

接合面の洗浄は研磨仕上げのあと、溶剤による脱脂と

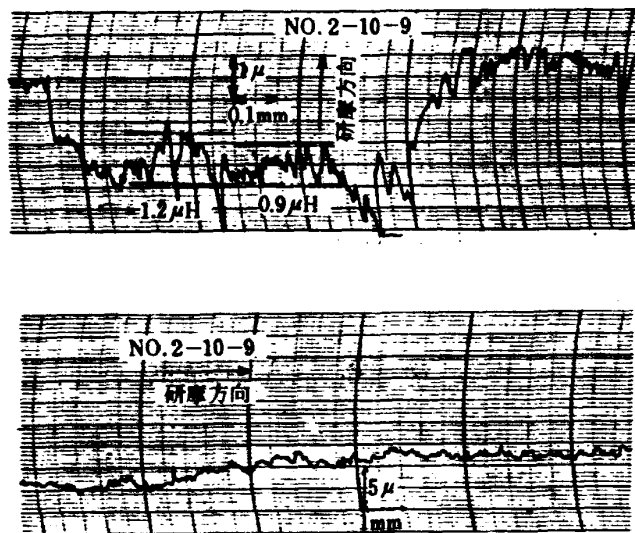


図 2.5 接合部材表面粗さ (#46 砥石研磨)

酸洗浄およびアルカリ洗浄である。

上述のように準備した各接合用部材は、前節図 2.1 に示したように、接合合金具の溝内に組み込み、加圧アダプタおよび押えばねを介して押しボルトで所定の加圧力で締め付け、真空炉内で一定時間の加熱と冷却がなされた。この加圧力と、加熱温度および保持時間等の接合条件は表 2.2 に示す通りである。なおこの表には接合後の変形率も併記してある。接合熱処理は一次と二次に分かれている。一次熱処理は、接合面当り 0.5 kg/mm<sup>2</sup> または、1.0 kg/mm<sup>2</sup> の加圧力で、800℃または 850℃まで温度が上昇したところで直ちに炉内冷却する処理である。この熱処理でも模型接合部は容易に離れることはない。二次熱処理は一次熱処理のあと、模型を加圧治具から外し、無拘束のまま 850℃、880℃、910℃または 940℃の温度で 2 時間連続に加熱して炉内冷却する処理である。なお二次処理では加圧治具が不要であるため、同一温度で処理するものは同時に処理した。これらの熱処理は、加熱開始から所定温度までの所要時間が 800℃まで約 1.5 時間、940℃までさらに 35 分、冷却については、940℃から 800℃まで約 40 分、400℃までさらに 2 時間である。熱処理中の真空度は約  $3 \times 10^{-5}$  Torr である。

表 2.2 拡散接合処理条件

接合模型種別	一 次 処 理					二 次 処 理				
	温 度 (℃)	加圧力 (kg/mm <sup>2</sup> )	時 間 (hr)	真空度 (Torr)	変形率 (%)	温 度 (℃)	加圧力 (kg/mm <sup>2</sup> )	時 間 (hr)	真空度 (Torr)	変形率 (%)
I 210 K	800	0.5	—	$3 \times 10^{-5}$	0.35	850	—	2.0	$3 \times 10^{-5}$	0.28
"	"	"	—	"	0.37	880	—	"	"	0.32
"	"	"	—	"	0.32	910	—	"	"	0.23
"	"	"	—	"	0.31	940	—	"	"	0.39
S 416 M	"	"	—	"	1.28	940	—	"	"	1.22
21K - VF - H	850	—	—	"	—	940	—	"	"	—
21K - DF - H	"	1.0	—	"	1.15	940	—	"	"	—

一般に拡散接合の初期段階では、接合面の密着領域をできるだけ広くすることが重要であるために加圧力を必要とする。拡散現象がある程度進んだ段階では、加熱温度と保持時間が拡散の促進に大きな役割を占め、加圧力は加圧部全体のクリープ変形増を伴う割合には拡散の進行に余り有効でないと考えられる。また接合途中における空孔状の未拡散部は、加圧しないまま加熱を継続することで徐々に消滅するという報告<sup>(2)</sup>もある。このことを考慮し、本接合試験においては、加熱中に加圧力を除去することができないため、一次熱処理では、加圧力により主として密着領域を広くすること、二次熱処理では、高い温度での連続加熱により主として拡散を進行することの二段階熱処理方式を採用し、接合後の変形量ができるだけ少なくなるようにした。

### 2.3 拡散接合試験の結果と考察

各接合模型の外観は良好であり、形状寸法についてもほぼ満足される模型が得られた。以降に、各種別毎の模型について、接合部断面の顕微鏡観察、接合後の模型の変形率および強度試験とこれらの結果を述べ、接合状態の評価を行う。

#### 2.3.1 I型断面模型 I 210 K

この模型は厚さ 2 mm、高さ 10 mm の板の上と下に、それぞれ厚さ 2 mm、幅 6 mm の板を接合した I 形断面模型である。接合条件は表 2.2 の通りで、一次熱処理が、加圧力 0.5 kg/mm<sup>2</sup>、800℃保持時間なし、二次熱処理が、加圧なしで 2 時間の一定温度加熱である。二次処理加熱温度には 850℃、880℃、910℃および 940℃の 4 通り

がある。

一次処理後の接合模型の変形率は、加圧アダプタが当たる部分（以降加圧部という）で、8本の模型のうち約0.6%のものが1本あったが、他はすべて0.2から0.4%の間であり、平均約0.3%であった。加圧アダプタが当たらない部分の変形率は加圧部より僅かに小さい。これらの変形率は個々の模型についてほぼ一様であり、加圧力がほぼ均等であったことがわかった。外見上では加圧アダプタの跡が認められたが、その他の形状は良好であり、接合状態も良く、接合部が簡単に離れることはなかった。金属顕微鏡による観察では、拡散による接合現象は僅かに認められる程度である。接合材のマイクロ組織は熱処理前とほぼ同様であった。HV 硬度は、表面で 360～366（熱処理前）から 341、内部で 347～351 から 323 まで変化し、加熱によって部材が僅かに軟化していることが認められた。

二次処理後における接合状態は外見上では一次処理後と同様である。断面の金属顕微鏡観察では、二次処理温度が高い程接合部における拡散が良好であり、940℃の場合には、接合端の微少域を除き、空孔状の未拡散部も消滅している。マイクロ組織は、処理温度が 850℃と 880℃の場合には余り変らないが、910℃から 940℃の場合には明らかに結晶粒の粗大化が認められた。変形率は処理温度が 940℃の場合には一次処理後の変形率より極く僅か増加したようであるが、処理温度が低い場合には、逆に極く僅か減少する傾向であった。この変形率の微小な変化は、未拡散部の減少、結晶粒の粗大化、または接

合素材が圧延率約 20 % の圧延材であったことなどの相互作用によるものであろう。表面の HV 硬度は 331(850℃), 384(880℃), 370(910℃) および 326(940℃) と二次処理温度による違いが認められたが、内部の硬度は、305(850℃), 312(880℃), 310(910℃) および 305(940℃) でほぼ同じであった。

二次処理後における模型の静引張り試験結果を図 2.7 に示す。この引張り試験は二次処理後の同一模型より図示のように長さ 6 mm の試験片を加圧部から 3 個、非加圧部 (2 mm) を中央を含む領域から 2 個切り出し、図 2.6 に示したピン接合形式の支持金具に支持して行ったものである。試験には容量 2 ton の島津 RS-2 型万能試験機 (計量器 1 ton) を用い、負荷は手動で極く緩慢な速さで行った。図 2.7 には、試験片の形状寸法と模型からの採取位置、この位置における一次処理後の変形率、一次、二次の処理条件、各試験片の静引張破断荷重  $L_B$  (kg) と、呼称静引張強度  $\sigma_{nt}$  (kg/mm<sup>2</sup>) を各模型グループ毎に示してある。図示の記号は模型からの採取位置を示す。また変形率と  $\sigma_{nt}$  とのグラフはそれぞれ対応した位置に示してある。この引張り試験による各試験片の静引張強度は、高いものでは呼称値で  $\sigma_{nt} \approx 60$  kg/mm<sup>2</sup> あり、これは模型素材の抗張力の約 60 % である。低いものでは  $\sigma_{nt} = 10 \sim 20$  kg/mm<sup>2</sup> のものがあつたが、これらは図示のように二次処理温度が低いもの、非加圧部を含むもの、または局所的に変形率の小さいもの等である。なお、この試験片は静引張試験に適した形状ではないので、試験結果から接合部の強度を定量的に評価することはできない。しかし引張り試験は、図 2.6 に示したように、互いに隙間のある十字ピン継手を用いて偏心荷重にならないように、また引張速度を同等にする等、試験条件に充分留意した。従って本試験で得られた引張強度は拡散接合の状態を相対的に評価するには有効であろう。

この I 210 K 模型は、補強リブ形式中空翼における補強リブと外板の拡散接合部の 1 部を仮定したものである。本模型の接合条件と、接合による変形、接合部の拡散状態および接合部の強度等の関係について要約すると次のようである。

(1) 接合模型の変形については、加圧アダプタが当たった部分にはアダプタの跡が僅かに残ったが、反対側の台に接した部分では接合前の平面を維持することができた。加圧部にアダプタの跡が残ることについては、アダプタと模型加圧部との間に適当な補助板を挟むことにより改

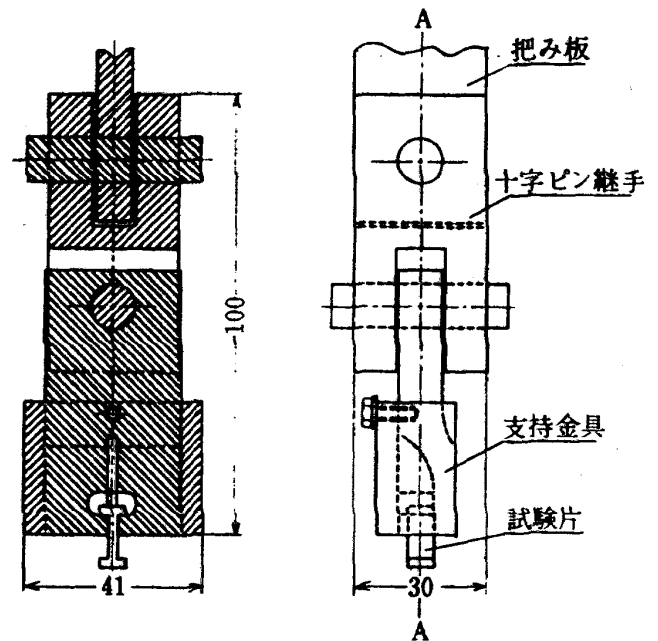


図 2.6 I 210 K 模型引張試験支持金具

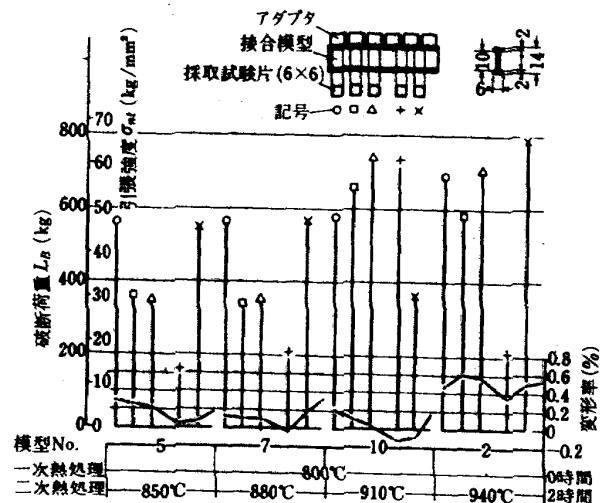


図 2.7 接合模型静引張強度 (TP-I 210 K)

善できると考えられる。

(2) 接合条件については、0.5 kg/mm<sup>2</sup> の加圧力で約 800℃ まで加熱すれば簡単に離れない程度の拡散接合が得られ、この状態で 940℃ 2 時間の加熱保持により、加圧力がなくてもほぼ完全な拡散接合状態になる。

(3) 上述の接合条件によれば、変形率はほぼ 0.3 % にとどめることができ、高温保持加熱において加圧力を除却したことが有効であったことがわかる。

(4) 静引張強度は、二次処理温度が 940℃ の場合に最も高くなるが、この場合でも非加圧部では低くなることもある。また二次処理温度が低く、あるいは局所的に変形率が小さい場合にも引張強度が低くなる。

(5) 拡散接合の熱処理により、僅かではあるが、表面硬化と内部硬化、および結晶粒の粗大化等の傾向が認めら

れるが、組織的には著しい変化はないようである。

### 2.3.2 中空箱形模型 S 416 M

本模型の接合条件は前節 2.3.1 で述べた I 型模型と同様に、同じばね加圧治具を用い、接合面当り  $0.5 \text{ kg/mm}^2$  の加圧力で、800℃保持時間なしの一次処理と、加圧力なしの 940℃2 時間加熱保持の二次処理である。

接合後の外観は、加圧アダプタが当たった部分にアダプタの跡が僅かに残った他はほぼ良好であった。二次処理後の変形率は、加圧部では 0.9～1.6%，平均 1.2%，非加圧部では 0.4～1.0%，平均 0.7% であり、さきの I 形模型の場合の約 4 倍の変形率であった。これは中空部分も加圧したためである。HV 硬度は、素材と熱処理後の接合模型の間で、表面では 321 から 300～309 まで、内部では 333 から 319～322 まで変化し、僅かに軟化の傾向が認められた。金属顕微鏡観察では、一次処理後におけるミクロ組織には変化がないが、二次処理後においては僅かな組織変化と結晶粒の粗大化が認められた。また一次処理後の接合部断面の観察では、さきの I 形模型の場合より良好で、空隙状の未拡散部の幅も小さいようである。しかし二次処理後には、接合端近くに空孔状のまた非加圧部に僅かな空隙状の未拡散部が観察された。

本模型は 5 本製作し、2 本は上述の検鏡と硬度測定に用い、他の 3 本は 3 点曲げ試験とねじり試験を行った。3 点曲げ試験には島津 RS-2（計量器 2 ton）を用い負荷は手動で極く緩慢な速さで行い、両支持点間隔は 40mm である。模型の曲げ方向は 2 通りで、1 本が上下板（幅 6mm）の面内での曲げ、他の 1 本がリブ板（高さ 4mm）の面内の曲げとなるようにした。ねじり試験には容量 50 kgm の左右両用型の森ねじり試験機（計量器 10 kgm）を用い、負荷は手動で極く緩慢な速さで行った。ねじり間隔は 44mm である。

試験後における各模型の破損状況を写真 2.2 に示す。曲げ試験は、中央負荷部分で「く」の字型に塑性変形したが、外見上では接合部がはく離している様子は見えない。この曲げ破損荷重は、曲げ方向に関係なく平均 437 kg であった。ねじり試験は、断面がほぼ一様にねじれ塑性変形となり、接合部の一部がはく離を生じ始めたところで試験機によるねじり試験を停止した。このあとは人力でねじってもはく離が進行する程であった。はく離開始のねじりトルクは 0.80 kgm であった。

この中空箱形模型の接合状態は外観上でも、金属顕微鏡観察でも比較的良好であると思われたが、ねじり試験

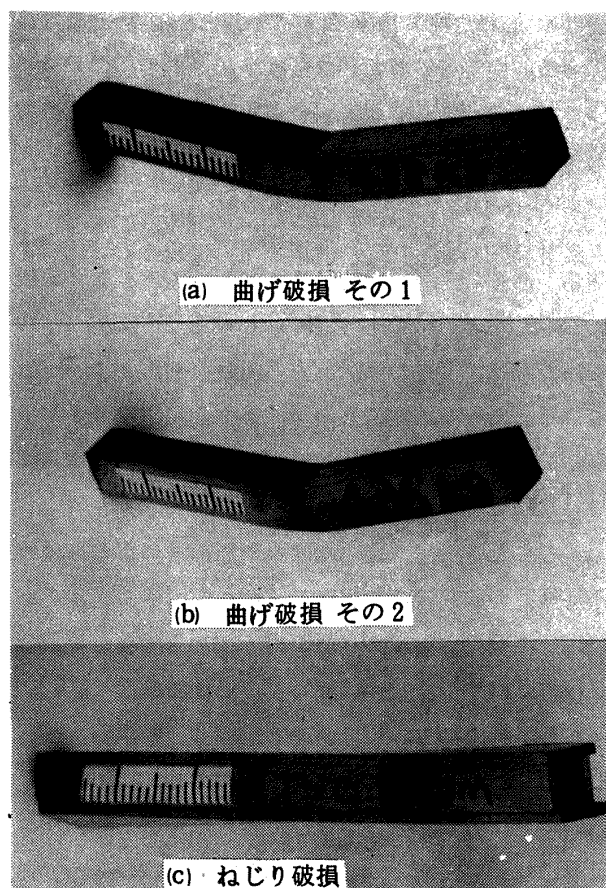


写真 2.2 中空箱形模型 S 416 M の破損

では小さいねじりトルクで接合部のはく離破損を生じた。この破損荷重について、各辺のせん断応力を算出すると、 $\tau = 16 \text{ kg/mm}^2$  となり、この応力は、0.2% 耐力  $\sigma_{0.2} = 95.1 \text{ kg/mm}^2$ 、抗張力  $\sigma_t = 100.9 \text{ kg/mm}^2$  の素材強度特性から考えて過小であると思われる。これは接合において箱形の上面を、模型幅と同じ寸法のアダプタで一様に加圧したため、接合面が偏心加圧状態となり、中空部が凹み、接合部外側が未拡散状態になり易い。またねじりトルクに対して接合部に応力集中を生じ、あるいは接合部の一部に引離しの力が働く等の相乗効果によるものである。また接合部材の製作に際しても、接合端部のエッジの仕上げに限界があることから、接合により継ぎ目が消滅するような完全な拡散接合を期待することは無理である。さらに接合面の幅が小さい（1mm）こともあり、接合部のねじり強度に及ぼす接合部継ぎ目の影響が大きいことも考えられる。しかし接合部において偏心加圧とならない工夫を施すことにより接合部のねじり強度の改善が期待できる。なお、本模型の曲げ試験では、局所的な塑性変形を生じているにもかかわらず接合部がはく離することがなかった。この曲げ破損荷重に対する“はり”としての最大引張応力は  $\sigma_t = 151.3 \text{ kg/mm}^2$  とな

り、この  $\sigma_t$  は、素材抗張力  $\sigma_T = 100.9 \text{ kg/mm}^2$  の 1.5 倍である。中実方形断面形または I 形断面形の“はり”についての曲げによる最大引張降伏応力  $\sigma_s$  と、この材料の引張降伏応力  $\sigma_Y$  の間には

$$\sigma_s = \frac{3}{2} \sigma_Y$$

の関係があることが理論的にも実験的にも成り立つといわれている。<sup>(3)</sup> 本試験に用いた断面形は中空方形であるが、 $\sigma_t = \frac{3}{2} \sigma_T$  であり、上述の降伏応力の場合の関係とよく一致している。この事は本模型の  $\sigma_t$  が中空箱型はりの強度を示しているもので、拡散接合が曲げ強さに影響を及ぼしていないことを意味している。

上述のことから、試作したばね加圧治具による薄板中空箱形構造の拡散接合には、加圧治具に改善の余地があるが、ほぼ期待した接合状態が得られ、この接合模型は、曲げ荷重に対する強度には接合による影響はない。しかし、ねじり荷重に対しては極めて弱いこと等がわかった。

### 2.3.3 I 形断面模型 2 I K

この模型は突合せ接合のテーパ付き I 形断面であり、接合部は断面中央の平行部で、この突合せ幅が 2 mm である。この模型の接合条件は、一次処理が接合面当り加圧力が  $1 \text{ kg/mm}^2$ 、850 °C 保持時間なし、二次処理が加圧力なしで、940 °C 2 時間の加熱保持である。この場合の冷却速度は、940 °C から 800 °C まで約 5 分、さらに 400 °C まで約 35 分で冷却し、熱処理時間の短縮をはかった。

接合模型の外観は加圧アダプタの跡が残った他は良好であった。一次処理後の変形率は、加圧部では 0.8~1.4 %、平均 1.2 %、非加圧部では 0.5~0.9 %、平均 0.8 %であった。なお個々の模型の変形率の分布には著しい違いはない。素材の HV 硬度は、表面からの深さ 100  $\mu$  の位置で 325 であったが、これより浅い部分と深い部分ではそれぞれ 309~307 であった。加圧なしで、接合模型と同じ熱処理をした同じ断面形の素材模型の硬度は、

表面から深い位置では熱処理前と同じであるが表面近くでは 347~382 で、熱処理による表面硬化の傾向があった。二次処理後の接合模型についても素材模型と同様な硬度分で内部が 308、表面近くで 345~356 で、表面硬化の傾向である。なお接合部分の硬度は 337 であった。金属顕微鏡による接合部断面の観察では、非加圧部に微小な空隙状未拡散部が僅かに認められたのみで、加圧部はほぼ完全な接合状態であった。なお接合端部は、突合せ接合であるため、エッジの「だれ」と僅かな喰違いによる鈍い切欠き部分が生じた。金属組織および結晶の大きさについては熱処理による影響は認められなかった。写真 2.3 に加圧部での接合部断面の金属顕微鏡写真を示す。

本模型の静引張試験結果を図 2.9 に示す。静引張強度は破断荷重を試験前の断面積で除した呼称応力  $\sigma_{nt}$  で示した。この試験は接合模型およびこれと同じ形状寸法の未熱処理素材模型と加圧なし熱処理の素材模型のそれぞれから幅 6 mm の試験片を採取して行ったものである。なお接合模型からの試験片の採取位置は主として加圧部である。試験機には島津 RS-2 万能試験機（計量器 2 ton）を用いた。試験片の支持には図 2.8 に示した支持金具を用い、隙間のある十字ピン継手を介して試験機の把み部に支持した。負荷は手動で極く緩慢な速度である。接合模型の引張強度は、 $\sigma_{nt} = 88.8 \sim 99.9 \text{ kg/mm}^2$  であり、このうち  $\sigma_{nt} = 88.8 \text{ kg/mm}^2$  のもの（DF-H, 7-3）は非加圧部（2 mm）を中央部に含んだものである。これを除いた平均引張強さは  $\bar{\sigma}_{nt} = 98.3 \text{ kg/mm}^2$  であった。素材模型の引張強度は、未熱処理材では  $\sigma_{nt} = 100.6 \sim 107.4 \text{ kg/mm}^2$ 、熱処理材では  $\sigma_{nt} = 104.0 \sim 105.4 \text{ kg/mm}^2$  であり、両者の差は小さく、後者で僅かに焼鈍効果が認められる。熱処理を無視した素材模型全部の平均引張強度は  $\bar{\sigma}_{nt} = 104.4 \text{ kg/mm}^2$  である。この素材の平均強度に比べ、接合模型の平均強度は約 5.8 % 小さい。

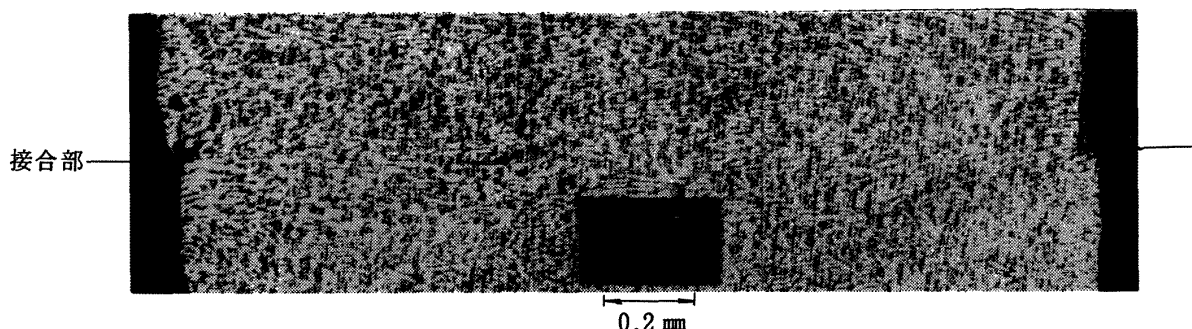
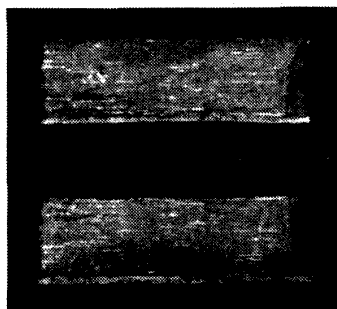


写真 2.3 I 形断面模型 2 I K 接合部断面  
(DF-H, 6-2 加圧部)

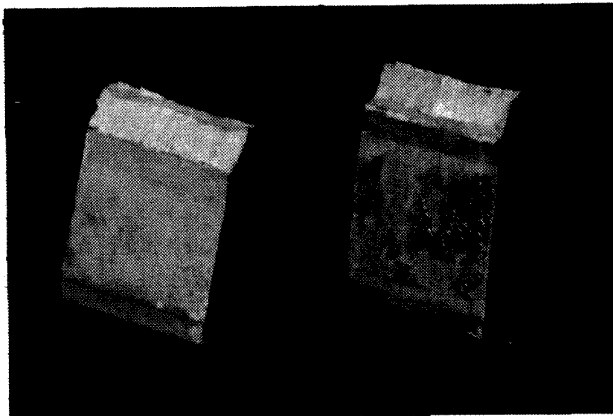
接合模型の引張破断は、6本の試験片のうち4本が接合面であり、1本が破面の一部に接合面を含み、残りの1本が接合面を含まないものであった。これらの破断の様子を写真2.4に示す。なお図2.9に示した実験値の記号は次に述べる疲れ試験結果の図示記号に合せたもので、それぞれ試験片採取模型の種別を示す。

本模型の疲れ試験の結果を図2.10に示す。この試験は接合模型と、これと同じ形状寸法の熱処理素材模型について行った。接合模型は、1本の模型の加圧部から各1個宛6個を6本の模型から計36個の試験片を採取し

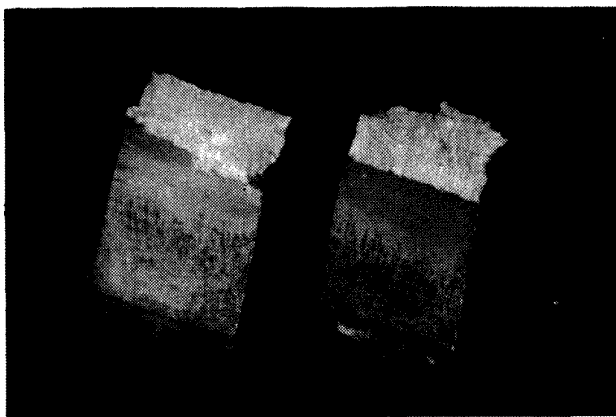
た。このうち1本の模型から1個計6個の試験片は上述の静引張試験に用いた。熱処理素材模型は、2本の模型から各10個宛計20個の試験片を採取した。このうち3本は静引張試験に用いた。疲れ試験には容量1ton ± 1tonの偏心振子型島津UV-1疲れ試験機を用いた。これの繰返し数は毎分2700回である。繰返し荷重は最大荷重に対する最小荷重の比が0.1 ( $R = 0.1$ )になるような部分片振引張である。試験片は静引張試験に用いた支持金具と十字ピン継手を介して疲れ試験機の把み金具に支持した(図2.8)。図2.10には採取した模型毎に



(a) DF-H, 2-2



(b) DF-H, 4-4



(c) DF-H, 5-5

写真 2.4 I形断面模型2IK 静引張破壊

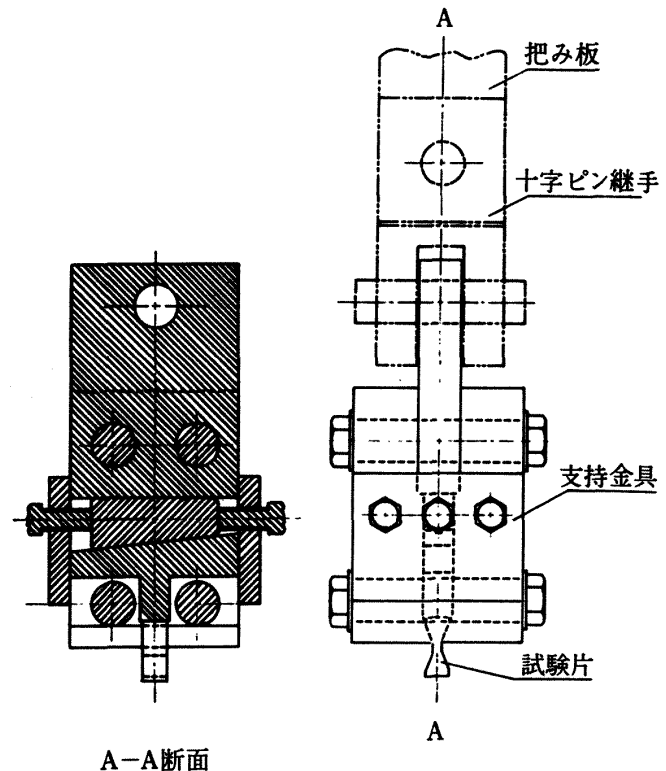


図 2.8 2IK 模型引張試験支持金具

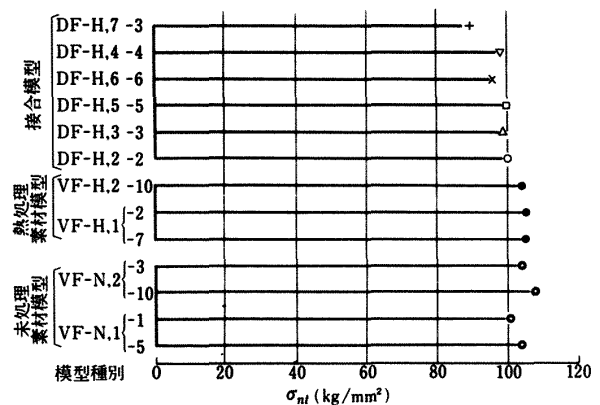


図 2.9 2IK 模型静引張強度

記号で区別して示してある。図の縦軸には繰返し最大荷重を試験片の断面積で除した呼称応力  $\sigma_{max}$  kg/mm<sup>2</sup>、横軸には破断までの繰返し数  $N$  (疲れ寿命) をとってある。この疲れ試験結果は、接合模型では、 $\sigma$  と  $N$  の関係がわかる程度のばらつきである。これに比べて素材模型の実験値のばらつきが大きく、接合模型の領域と思われる  $\sigma_{max} \approx 15$  kg/mm<sup>2</sup> 以下にも素材模型の  $N$  が含まれている。これを除いて比較すれば、接合模型の  $N$  は素材模型より明らかに小さい。この試験における疲れ破壊は、素材模型では一部に平行部断面で破断したものもあるが、殆んどは平行部からテーパ部に移る周辺での破断であった。接合模型では、平行部からテーパ部に移る周辺で破断したものもあったが、殆んどのものは接合部の破断であった。

一般に拡散接合における接合部の強度を評価する場合には、丸棒突合や大形ブロック材の重ね合せ接合を行ったものから、引張りやせん断または各種疲れ試験用の試験片を切り出してそれぞれの試験を行う。この場合、試験片には接合後における接合部外周の継ぎ目がないように加工されるのが普通である。このような試験片は、接合工程による不具合で内部に空孔等が生じない限り接合

素材と変らない強度が得られる。現在の拡散接合技術は、接合部の内部に空孔等が生じることなくほぼ完全な拡散接合が得られるようになった。しかし接合後における接合部外周の外観上の継ぎ目を拡散現象によって完全に消滅することは困難である。この外周継ぎ目が接合後の追加工で除去できる構造の場合には同一素材による一体構造物と考えて差支えないであろう。しかし、ターボファンエンジンのファン翼のように比較的小型の翼を、拡散接合によって内部補強リブ形式の中空構造とした場合には、内部に継ぎ目を生じ、これを接合後の追加工で除去することが困難である。このような継ぎ目は切欠き状であるため強度上重要な問題となる。接合構造物が「のび」のある材料で、接合面が大きい場合には微小な継ぎ目は静強度に及ぼす影響が僅かであるが、疲れ強さに及ぼす影響が充分考えられる。

本接合模型 2 I K は突合せによる I 形断面で、しかも接合幅が僅か 2 mm であることから、接合面の加工や、接合するときの接合部に喰い違いを生ずる不安があった。しかし、この模型は接合部を追加工することなく引張試験ができるように考えて決めた形状である。この模型の接合は、できるだけ完全な接合を期待し、一次処理にお

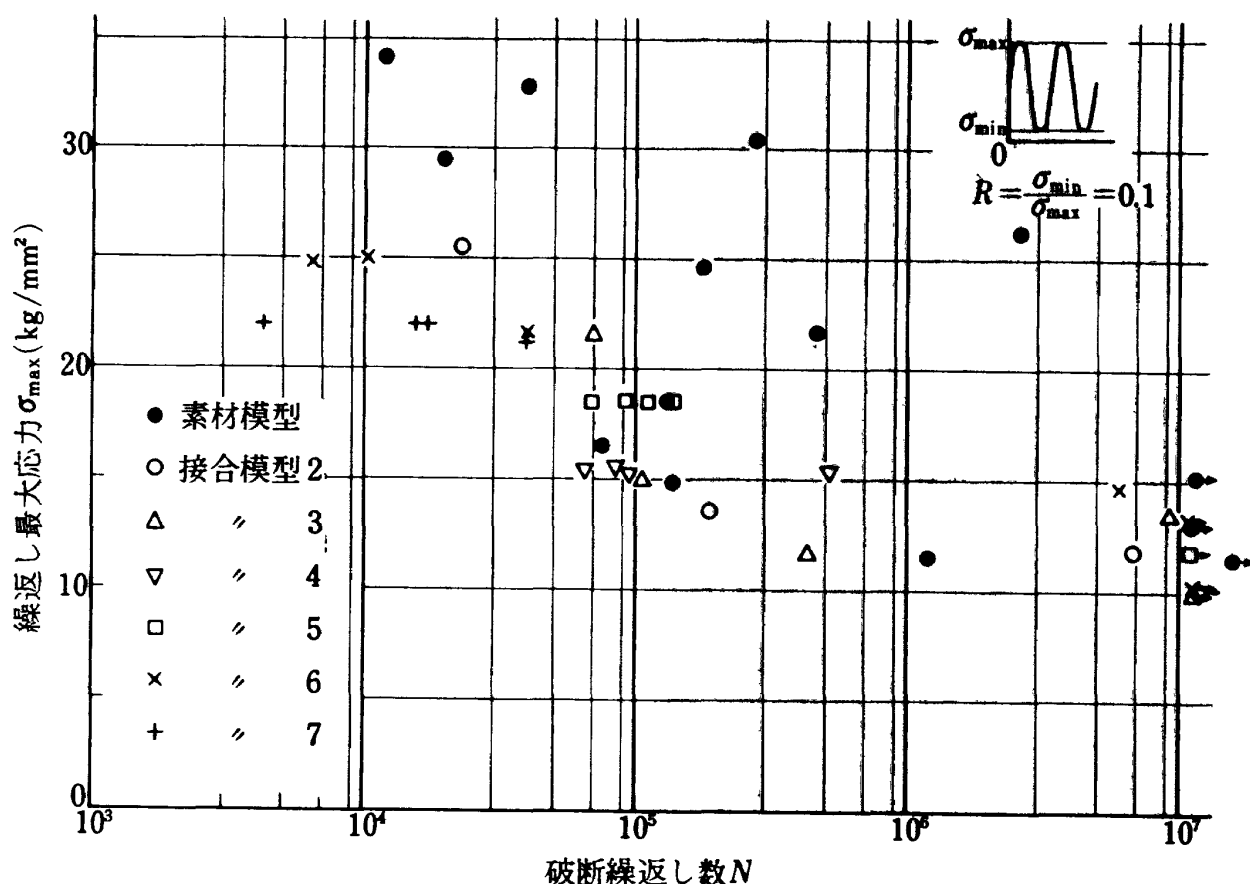


図 2.10 2 I K 模型引張疲れ試験結果



ける加圧力と温度を  $1 \text{ kg/mm}^2$  と  $850^\circ\text{C}$  にした。接合部外周の継ぎ目の喰い違いは種々の配慮により、大きなものでは片側で約  $0.14 \text{ mm}$  あったが、他は大体  $0.09 \text{ mm}$  以下であった。これと接合端部の加工による「だれ」等を含めて、有効な接合幅は予定幅  $2 \text{ mm}$  の  $5 \sim 10\%$  減にとどめることができた。接合による変形率は 2.3.1 節で述べた I 形断面模型 I 210 K の場合に比べて  $2 \sim 5$  倍となり、一次処理における 2 倍の加圧力と  $50^\circ\text{C}$  高くした温度の影響が大きく現われた。また本模型は表面硬化の傾向が認められた。これは熱処理時間の短縮を考慮して冷却時間を短くしたためである。

本模型の引張試験では、接合模型の呼称引張強度  $\sigma_{nt}$  は素材模型より平均  $5.8\%$  低くなった。この違いは接合部の有効断面積と呼称断面積との違いによると考えられるが、各接合模型の継ぎ目の喰い違いの差と  $\sigma_{nt}$  との間には明らかな関係が認められなかった。しかし、この接合模型は接合部外周の継ぎ目の存在にもかかわらず静引張荷重に対する継手効率は  $94\%$  という高い値である。これは模型が「のび」のある材質であるため、外周継ぎ目状の切欠き部が高い引張荷重に対し応力緩和を生じ、最終破断には切欠きの影響が現れないということである。他方では、疲れ試験からも明らかなように、繰返し荷重に対しては外周部継ぎ目は疲れ寿命に影響を及ぼすことがわかる。なおこの疲れ試験では偏心荷重とならないように充分留意して行ったが、疲れ寿命のばらつきが異常に大きくなった。このために定量的に切欠き係数を求めることは無理であると考えられた。疲れ寿命のばらつきの原因は種々考えられるが、主な原因は試験片が小さ過ぎたことから、その支持方法に無理があり、荷重の偏心が生じ易く、この偏心量にばらつきがあったためと考えられる。しかし、この試験では、疲れ寿命のばらつきが大きいのが、接合模型、素材模型とも、形状寸法、材質、熱処理、負荷方法等が同じであるにもかかわらず疲れ寿命に明らかな相違が認められる。このことから、接合模型の切欠状継ぎ目は疲れ強さに対し充分留意する必要があることを示しているといえる。この傾向は引張荷重に限らず、曲げおよびねじり等の繰返し荷重に対しても考えられることである。従って、より適格な試験法による多くの実験と、理論的な解析等を重ね、この種拡散接合構造に対する強度上の設計資料を蓄積することが望まれる。

## 2.4 まとめ

チタン合金薄板構造の拡散接合について、ばね加圧方式による実験室的な接合試験と接合状態を種々の観点から検討した。要約は次のようである。

(1) ばね加圧方式は、薄板構造において接合部のみを局部的に加圧することができ、接合部以外の変形を抑制するのに有効であり、また平行な一様断面に限らず、変断面あるいは曲面状等の種々の構造物の接合に対してもばね加圧方式は汎用的に利用できる。

(2) 本接合試験模型については、二段階熱処理による接合方法としたが、接合模型の拡散状態はほぼ完全であり、しかも変形量が少なく、期待した形状寸法の構造模型が得られた。

(3) 接合模型の強度試験においては、二次処理温度が高い場合には接合状態が良好で、接合部外周の継ぎ目の存在にもかかわらず接合部の静強度はほぼ素材の強度に近い強さが得られる。しかし繰返し荷重に対する接合部の疲れ強度は一体構造物の強度に比べて低くなる。また箱形接合模型の曲げ強さは、一体構造物と同等の強さが得られるが、ねじり強さは低く、このねじり破壊は接合部のはく離である。

## あ と が き

ターボファンエンジンのファン部の軽量化はエンジン全体の重量軽減に重要な役割を占める。この主なものはファン動・静翼の軽量化である。本報では、拡散接合による補強リブ形式中空翼のリブ構造と曲げこわさ及びねじりこわさ、および薄板中空構造の拡散接合試験等について行った実験的基礎研究を述べた。この種ファン中空翼の開発には、構造設計、強度解析、拡散接合技術や接合部の非破壊検査法の確立その他多くの研究課題がある。特にファン部分はエンジン最前部の空気吸込口に位置するため、運航中における鳥や氷片その他の異物吸込による衝撃に対しエンジンの運転に重大な支障を生じないことが要求される。これらの観点から、ファン中空翼についてはより総合的な開発研究が必要である。

なお本研究の全般について、東京大学の塩入教授、当所原動機部の松木部長、航空機公害研究グループの鳥崎総合研究官の方々の御指導を仰いだ。またアクリルの箱形模型部材の加工や、これの試験用治具及び接合模型の試験片と試験用治具等の製作は当所工作課によるものである。チタン合金の拡散接合は日本金属株式会社の技術



研究所で行われ、これに用いた素材は神戸製鋼株式会社及び当所機体第1部より提供されたものである。終りに臨みこれらの方々に感謝の意を表します。

## 文 献

- (1) S. Timoshenko ; Strength of Materials Part II, (third ed. 1956) pp. 247-254, Van Nostrand Reinhold Company.
- (2) 大隅 真・清藤 晋一郎 ; チタン合金の拡散接合, 日本航空宇宙学会誌, 20 巻 222 号 (1972) pp. 516-524.
- (3) 中西 不二夫・佐藤 和郎 ; 材料力学, (昭和 45) pp. 27, 岩波書店.

## 付 録 1

### リブ付薄肉中空軸のねじりこわさ

複雑な断面形の軸のねじり問題を解く方法の1つに膜理論がある。付図 1.1 に示すような一様断面中空軸に膜理論を適用する場合、概略次のようである。

軸の中空部に、これと同じ形で、無重量の変形しない水平板 ( $\overline{CD}$ ) を上下方向のみに移動するように取付け、この板と軸外周の間 (軸の肉厚部) に石鹸膜が張られているものとする。ここへ一様な側圧  $P$  が作用すると付図のように球面状に膨らむ。この石鹸膜 (以降膜という) の単位長さに働く張力を  $S$ 、単位面積に働く側圧  $p$ 、 $G\theta$  を軸の横弾性係数と軸のねじれ角とする。これらの間に次式の関係を満足させることで膜と軸のねじれの相似性が得られる。

$$p/S = 2 G\theta \quad (1.1)$$

球面状膜を断面外周から一定の高  $F$  で切れば1つの閉曲線になる。この曲線の任意の点における接線方向は、この点のせん断方向、この点の膜の高さ方向の勾配がせん断応力  $\tau$  である。

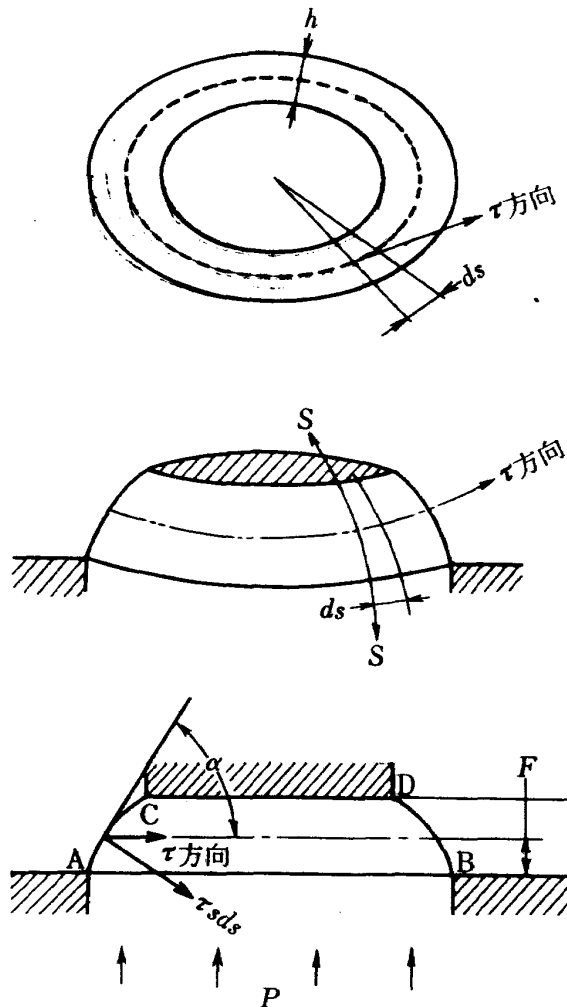
$$\tau = \tan \alpha \quad (1.2)$$

中空部を示す平面 ( $\overline{CD}$ ) と、膜 ( $\widehat{AC}$ ,  $\widehat{DB}$ ) および軸外周を含む平面 ( $\overline{AB}$ ) の間に囲まれる体積  $V$  と、この軸のねじりトルク  $T$  の関係は次式の通りである。

$$T = 2 V = 2 A f \quad (1.3)$$

この式の  $A$  は肉厚中心線 (付図の破線) 内の面積、 $f$  は膜の高さである。

中空軸の肉厚が軸の外周に比べ薄い場合、球面状膜の曲率が無視できる (図で  $AC$ ,  $DB$  を直線とみなす)。この場合、 $h$  を軸の肉厚とすると、 $\tau$  は次式で示される。



付図 1.1 中空軸の膜理論解析

$$\tau = f / h \quad (1.4)$$

(1.3) 式と (1.4) 式から  $\tau$  と  $T$  の関係は次式となる。

$$\tau = T / 2 A h \quad (1.5)$$

付図のように膜が膨らむときの全側圧は  $PA$  である。軸断面の微小部分  $ds$  に働く膜の張力は  $Sds$  で、これの垂直方向 (膜に直角) の成分は  $\tau Sds = S \tan \alpha ds$  である。両者の力の釣合条件から次式が得られる。

$$p A = \int \tau S ds \quad (1.6)$$

積分は肉厚中心線に沿って一まわりするものとする。

上式と (1.1) 式から、 $\tau$  と  $\theta$  の関係は次式となる。

$$2 G\theta A = \int \tau ds \quad (1.7)$$

肉厚一定の場合、 $\tau$  は一定であるから、上式は次式になる。

$$2 G\theta A = \tau s \quad (1.8)$$

$s$  は肉厚中心線の長さである。

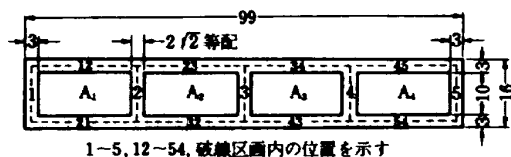
上述のなかで、膜の高さ  $f$  は軸の形状寸法その他、(1.1) 式の条件によるもので、 $G\theta$  または  $T$  を与えることで  $f$  を知ることができる。

以上が中空軸のねじり問題に膜理論を適用した場合の概要であり、軸肉厚が一樣であり、かつ入りくんだ湾曲部のない薄肉中空軸に対して成り立つとされている。

中空軸の内部に補強リブがある場合、リブで仕切られた区画毎に条件式を設定し、これらの連立方程式を解くことで、この軸のねじり特性を知ることができる。内部に3本のリブがある中空軸の一例について解析された報告<sup>(1)</sup>がある。本付録1には、本報第一部に述べた3本の平行リブがあるアクリル中空箱形模型（試験模型という）に上述の解析例を適用した場合の数値解析について述べる。

付図1.2は試験模型の断面形状と寸法である。模型断面におけるリブおよび外板の厚さの中心線（図の破線）で囲まれた部分の面積を夫々  $A_1, A_2, A_3$  および  $A_4$ 、この面積の外周の長さを  $s_1, s_2, \dots, s_5, s_{12}, s_{21}, \dots, s_{45}, s_{54}$ 、リブおよび外板の厚さを  $h_1, h_2, \dots, h_5, h_{12}, h_{21}, \dots, h_{45}, h_{54}$  とする。各区画における膜の高さを  $f_1, f_2, f_3$  および  $f_4$  とする。各々のそえ字は破線区画内の位置を示す。

この試験模型のねじりトルク  $T$  によるねじれ角  $\theta$  と各区画部の  $\tau, A$  および  $s$  の関係（式1.8相当）は次の通りである。



付図 1.2 平行リブ補強箱形中空模型軸断面

$$\left. \begin{aligned} 2G\theta A_1 &= \tau_{21}s_{21} + \tau_1s_1 + \tau_{12}s_{12} + \tau_2s_2 \\ 2G\theta A_2 &= \tau_{32}s_{32} - \tau_2s_2 + \tau_{23}s_{23} + \tau_3s_3 \\ 2G\theta A_3 &= \tau_{43}s_{43} - \tau_3s_3 + \tau_{34}s_{34} + \tau_4s_4 \\ 2G\theta A_4 &= \tau_{54}s_{54} - \tau_4s_4 + \tau_{45}s_{45} + \tau_5s_5 \end{aligned} \right\} (1.9)$$

上の第2式以降右辺第2項の負号の意味はせん断応力の方向が他のものと逆向きであることを示す。

各区画部のせん断応力  $\tau$  と  $f, h$  との関係（式1.4相当）は次の通りである。

$$\left. \begin{aligned} \tau_{21} &= \frac{f_1}{h_{21}}, \quad \tau_1 = \frac{f_1}{h_1}, \quad \tau_{12} = \frac{f_1}{h_{12}} \\ \tau_{32} &= \frac{f_2}{h_{32}}, \quad \tau_2 = \frac{f_1 - f_2}{h_2}, \quad \tau_{23} = \frac{f_2}{h_{23}} \end{aligned} \right\}$$

$$\left. \begin{aligned} \tau_{43} &= \frac{f_3}{h_{43}}, \quad \tau_3 = \frac{f_2 - f_3}{h_3}, \quad \tau_{34} = \frac{f_3}{h_{34}} \\ \tau_{54} &= \frac{f_4}{h_{54}}, \quad \tau_4 = \frac{f_3 - f_4}{h_4}, \quad \tau_{45} = \frac{f_4}{h_{45}} \\ \tau_5 &= \frac{f_4}{h_5} \end{aligned} \right\} (1.10)$$

この式(1.10)を式(1.9)に代入した連立方程式で、 $\theta$ を仮定すれば、この  $\theta$  に対する  $f_i$  が求められる。

膜の高さ  $f_i$  とねじりトルク  $T$  の関係は、(1.3)式より次式になる。

$$T = 2(A_1f_1 + A_2f_2 + A_3f_3 + A_4f_4) \quad (1.11)$$

上式の  $T$  と、(1.9)の  $G\theta$  より、この軸のねじりこわさ ( $GJ$ ) が得られる。

$$(GJ)_c = T / \theta \quad (1.12)$$

付図1.2に示した寸法の試験模型のねじりこわさは

$$(GJ) = 9.238 \times 10^6 \text{ kg mm / rad}$$

である。ただし、 $G$ は素材板のねじり試験による実測値  $G_s = 106.7 \text{ kg / mm}^2 (25.1^\circ\text{C})$  である。試験模型は、上下外板の板厚が平均0.1mm 小さい ( $h_{12} \sim h_{45}, h_{21} \sim h_{54} = 2.9 \text{ mm}$ )。

板厚補正による ( $GJ$ )

$$(GJ)_c = 9.133 \times 10^6 \text{ kg mm / rad (板厚補正)}$$

内部に補強リブがない場合、式(1.5)、(1.8)より ( $GJ$ ) が計算できる。上述の試験模型にリブがない場合の ( $GJ$ ) は、

$$(GJ)_c = 9.151 \times 10^6 \text{ kg mm / rad}$$

(付図寸法リブなし)

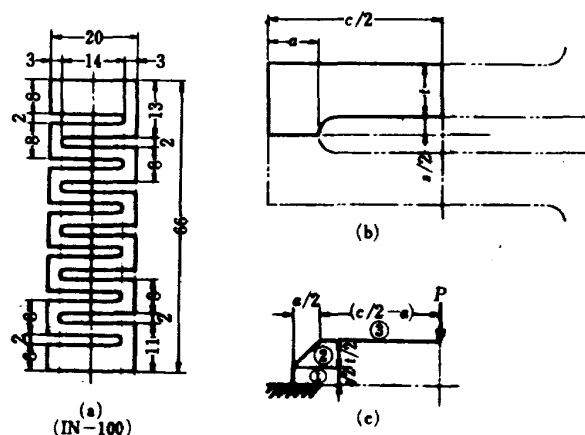
であり、リブ付の ( $GJ$ )<sub>c</sub> より0.9%小さいだけである。従って、本試験模型の平行リブは、ねじりトルクに対する補強効果が期待できない程度であることがわかる。

## 付 録 2

### 拡散接合治具の加圧用押えばね特性

本報第2部で述べた拡散接合治具の加圧用押えばねは、単純な構造で、工作も簡単なものである。しかしこの形状はばね構造としては一般的なものではなく、このばね定数の算定はやや複雑である。ここでは連結されたはり構造としてばね定数を算出する。

付図2に押えばねの形状寸法（図aはIN-100ばね）とたわみ算出のための構造解析様式（図bとc）を示す。このばねは図bの実線で示す形状のばね要素の連結で



付図 2 押えばね

きている。ばね定数の数値解析では、この単一ばね要素を図 c のように①、②および③の 3 本のはりに置き替え、はり①の 1 端を固定端、はり③の 1 端に加圧力  $P$  が作用する（連結ばねの中央加圧）条件でそれぞれのはりのたわみを算出する。構造寸法および寸法記号は図示の通りである。なお各はりの幅は単位幅（1 mm）とする。

(1) はり①の加圧点  $P$  におけるたわみ  $\partial_1$

はり①の先端における傾斜角  $\theta_1$ 、加圧力  $P$  およびたわみ  $\partial_1$  との関係は次の通りである。なお、他のはりとは剛体とする。

$$\theta_1 = \frac{P \left( \frac{c-a}{2} \right) \cdot \frac{S}{2}}{EI_1} \quad (2.10)$$

$$\partial_1 = \theta_1 \left( \frac{c-a}{2} \right), \quad (2.11)$$

式 2.10 と 2.11 の関係から  $P$  に対する  $\partial_1$  は次の通り。

$$\partial_1 = \frac{P}{8EI_1} (c-a)^2 S, \quad (2.12)$$

(2) はり②の加圧点  $P$  におけるたわみ  $\partial_2$

はり②のたわみの算出については複雑であるが、ここでは簡略化してはり①と同様に扱うものとする。この場合のはり②の先端における傾斜角  $\theta_2$ 、加圧力  $P$  およびたわみ  $\partial_2$  の関係は次の通りである。なお、はり①との

節点は固定端、はり③は剛体とする。

$$\theta_2 = \frac{P}{8EI_2} (2c-3a) \sqrt{t^2+a^2}, \quad (2.20)$$

なお、はりの曲げモーメントには、 $M_2 = P \left( \frac{c}{2} - \frac{3a}{4} \right)$ 、長さには  $\sqrt{\left( \frac{t}{2} \right)^2 + \left( \frac{a}{2} \right)^2}$  を用いた。

$$\partial_2 = \theta_2 \left( \frac{c}{2} - a \right) \quad (2.21)$$

式 2.20 と 2.21 より  $P$  と  $\partial_2$  の関係は次のようになる。

$$\partial_2 = \frac{P}{16EI_2} (2c-3a)(c-2a) \sqrt{t^2+a^2}, \quad (2.22)$$

(3) はり③の加圧点  $P$  におけるたわみ  $\partial_3$

$$\partial_3 = \frac{P}{24EI_3} (c-2a)^3 \quad (2.30)$$

(4) はり③のせん断力による加圧点  $P$  でのたわみ  $\partial_s$

$$\partial_s = \frac{3P}{5G} (c-2a) / t, \quad (2.40)$$

ただし、はり③では、はり②との節点は固定端とする。

(5) ばね要素 1 個のたわみは、(1), (2), (3), (4) の各たわみの総和であるから、

$$\partial_0 = \partial_1 + \partial_2 + \partial_3 + \partial_s, \quad (2.50)$$

1 個の押えばねは、同一寸法形状のばね要素と、上端および下端の異った寸法のばね要素からなっている。

IN-100 のばねは、同一ばね要素が 20 要素、X-40 のばねは、24 要素である。各ばね毎の全体のたわみ量はそれぞれの総和であり、これらの単位加圧力（1 kg/mm）当りのたわみ量、即ちばね定数は次の通りである。

IN-100 のばね定数、0.107 mm / (kg/mm),

X-40 のばね定数、0.571 mm / (kg/mm)

付表 2 に各ばねの寸法および各要素のたわみ計算値を示す。

付表 2      ばね寸法, およびばね定数計算値

ばねの種類	I N - 100	X - 40
寸法 (mm) $c$	20	20
$a$	3	2
$s$	2	2
$t$	3	2
$t'$	8	8
$t''$	6	8
同一要素数	20	24
材料定数 $E$ (kg/mm <sup>2</sup> )	21,000	19,000
$G$ (kg/mm <sup>2</sup> )	8,400	7,600
断面二次モーメント $I_1 = a^3 / 12$ $I_2 = (a^2 + t^2)^{3/2} / 12$ $I_2' = (a^2 + t'^2)^{3/2} / 12$ $I_2'' = (a^2 + t''^2)^{3/2} / 12$ $I_3 = t^3 / 12$ $I_3' = t'^3 / 12$ $I_3'' = t''^3 / 12$	$3^3 / 12$ $(3^2 + 3^2)^{3/2} / 12$ $(3^2 + 8^2)^{3/2} / 12$ $(3^2 + 6^2)^{3/2} / 12$ $3^3 / 12$ $8^3 / 12$ $6^3 / 12$	$2^3 / 12$ $(2^2 + 2^2)^{3/2} / 12$ $(2^2 + 8^2)^{3/2} / 12$ $(2^2 + 8^2)^{3/2} / 12$ $2^3 / 12$ $8^3 / 12$ $8^3 / 12$
同一ばね要素のたわみ (mm) $\partial_1 \times 10^{-3}$ $\partial_2 \times 10^{-3}$ $\partial_3 \times 10^{-3}$ $\partial_s \times 10^{-3}$ 小計, $\partial_0 = (\partial_1 + \partial_2 + \partial_3 + \partial_s) \times 10^{-3}$ $\partial' = \partial_0 \times \text{要素数} (\times 10^{-3})$	1.529 0.861 2.420 0.333 5.143 102.866	6.395 2.684 13.474 0.632 23.184 556.421
上板のたわみ $\partial_1' \times 10^{-3}$ $\partial_2' \times 10^{-3}$ $\partial_3' \times 10^{-3}$ $\partial_s' \times 10^{-3}$ 小計, $\partial_0' = (\partial_1' + \partial_2' + \partial_3' + \partial_s') \times 10^{-3}$	1.529 0.212 0.127 0.125 1.994	6.395 0.316 0.211 0.158 7.079
下板のたわみ $\partial_1'' \times 10^{-3}$ $\partial_2'' \times 10^{-3}$ $\partial_3'' \times 10^{-3}$ $\partial_s'' \times 10^{-3}$ 小計, $\partial_0'' = (\partial_1'' + \partial_2'' + \partial_3'' + \partial_s'') \times 10^{-3}$	1.529 0.344 0.302 0.167 2.343	6.395 0.316 0.211 0.158 7.079
単位幅・加圧力当り ばね定数 $(\partial' + \partial_0' + \partial_0'') \{ \text{mm} / (\text{kg} / \text{mm}) \}$	0.107	0.571

## 既 刊 資 料

TM-350	航空用ガスタービン燃焼器における排気制御の研究 (VI) — 噴霧形燃焼器の $\text{NO}_x$ 排出特性と内部組成 —	1978年 5 月	斎藤 隆, 鈴木邦男, 山田秀志, 下平一雄
TM-351	小型ロケットの大迎角時における超音速風洞試験	1978年 5 月	野田順一, 清水福寿, 関根英夫
TM-352	ヘッドアップ・ディスプレイの実機飛行評価試験 Flight Evaluation Test of the Head up Display	1978年 5 月	百名盛之, 川原弘靖, 田中敬司
TM-353	常微分方程式のためのソフトウェアパッケージ Programs for the Numerical Solution of Ordinary Differential Equations	1978年 6 月	村田正秋
TM-354	JP-4/Lox, JP-4/AIR の平衡組成と燃焼特性値の検討	1978年 7 月	毛呂明夫, 鈴木和雄
TM-355	航空用ガスタービン燃焼器における排気制御の研究 (VII) — アニュラ形燃焼器模型による実験 — Emission Control Study on an Aero-Gas-Turbine Engine Combustor	1978年 7 月	鈴木邦男, 斎藤 隆, 石井浅五郎, 山田秀志, 堀内正司, 下平一雄
*TM-356	高圧形環状燃焼器模型 (呼称 CC60H) の設計	1978年 7 月	鈴木邦夫
TM-357	二次元翼まわり遷音速流数値計算の汎用プログラム	1978年 7 月	河合伸坦, 石黒登美子, 神谷信彦
*TM-358	高圧燃焼器の研究 (VII) — 呼称 #12 ライナの要素試験結果 —	1978年 7 月	江口邦久, 石井浅五郎, 鈴木邦男, 下平一雄, 山田秀志, 堀内正司, 斎藤 隆, 小倉五郎, 黒沢要治
TM-359	宇宙飛行体の汎用軌道解析用プログラム “STANPS” (1) 人工衛星および惑星間宇宙船の軌道生成プログラム	1978年 8 月	松島弘一, 志甫甫徹, 村田正秋, 武内澄夫

\* 印は配布先限定

---

## 航 空 宇 宙 技 術 研 究 所 資 料 360 号

昭 和 53 年 8 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	株 式 会 社 東 京 プ レ ス 東 京 都 板 橋 区 桜 川 2-27-12

---

