

# ハイブリッドシュリンクフィッタを用いた セラミックスと金属の締めばめ\*

(接合強度の測定)

新田 勇<sup>\*1</sup>, 草間 圭一<sup>\*2</sup>, 原 利昭<sup>\*1</sup>

## Shrink Fit between Ceramic and Metal with the Use of a Hybrid Shrink Fitter (Measurements of Fitting Strengths)

Isami NITTA, Keiichi KUSAMA and Toshiaki HARA

The shrink fitter improves the fitting strength of the shrink-fitted assembly between a ceramic shaft and a metal ring. For a thinner shrink fitter in the radial direction, a material which has a coefficient of thermal expansion as high as possible and an appropriate mechanical strength at the elevated temperature is needed. In this paper, a new type of shrink fitter, "a hybrid shrink fitter", containing liquid such as a fusible alloy, has been proposed. The specimen materials are  $Al_2O_3$  and  $Si_3N_4$  for the shafts, SUS304 for casings of the shrink fitter and SUS403 for the metal rings. Fitting strengths were measured at a temperature range of room temperature up to  $600^\circ C$ . The fitting strengths decreased with temperature up to  $200^\circ C$  or  $300^\circ C$  and increased at higher temperatures. It was found that the hybrid shrink fitter had a higher apparent coefficient of thermal expansion than the monolithic shrink fitter. The effect of the number of slits on the fitting strength at elevated temperature was also studied. The slit was essential in improving the fitting strength. The number of slits did not affect the fitting strength-temperature relationship if the number was 2 or more. The longevity of the hybrid shrink fitter was less than that of the monolithic shrink fitter. The reasons for the shorter life of the hybrid shrink fitter were discussed.

**Key Words:** Fixing Element, Ceramic, Shrink Fit, Shrink Fitter, Fusible Alloy, Elevated Temperature, Coefficient of Thermal Expansion, Slit, Hybrid Shrink Fitter

### 1. 緒 言

セラミックスシャフトと金属リングの締めばめ接合体は、両材料の熱膨張係数の差に起因して高温下でゆるみを生ずる。著者らは高温下でのゆるみを防止するために、シュリンクフィッタという新しい機械要素を考案し、その有効性を理論と実験の両面から検討してきた<sup>1)~5)</sup>。図1はモノリシックタイプのシュリンクフィッタを用いた締めばめ接合体の概略図である。シュリンクフィッタの役割は、半径方向に熱膨張し締めばめ接合体の締めしろの減少を補うことである。そのために、モノリシックタイプのシュリンクフィッタには2つのことが要求された。1つは、シュリンクフィッタにスリットを入れることである。もう1つは、シュリンクフィッタ材料として熱膨張係数の高い材料を選ぶことである。熱膨張係数が高い材料を用いれば、シュリンクフィッタを半径方向に薄くできる。逆に熱膨張係数が低い材料を用いれば、シュリンクフィッタは半径方向に厚くしなければならない。

図2は、シャフト、シュリンクフィッタ、アウターリングの熱膨張係数をもとに、温度が変化しても締め

ばめ接合体の締めしろが一定であるための、モノリシックシュリンクフィッタの半径方向厚さと熱膨張係数の関係を表したものである。図中の $\alpha$ は熱膨張係数を表し、添字s, i, oはそれぞれシャフト、シュリンクフィッタ、アウターリングを表す。この図より $Al_2O_3$ シャフトとSUS403アウターリングの組み合わせの接合体でシュリンクフィッタの半径方向の厚さをシャフトの20%以内にした場合、シュリンクフィッタの熱膨張係数は $30 \times 10^{-6} (/^\circ C)$ 以上でなければならない。しかしながら、現在このような高い熱膨張係数を持ち、かつ機械的強度が高い材料はない。したがって、このような材料を開発するか、見かけ上シュリンクフィッタ

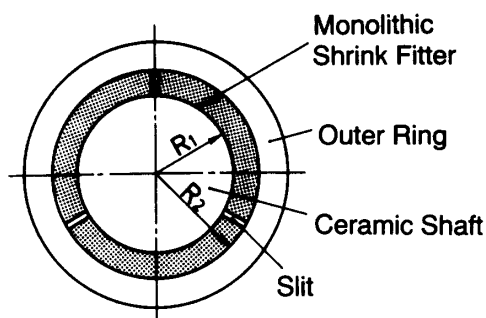


図1 モノリシックシュリンクフィッタを用いた締めばめ接合体

\* 原稿受付 平成4年3月26日。

<sup>\*1</sup> 正員, 新潟大学工学部(☎950-21 新潟市五十嵐2の町8050)。

<sup>\*2</sup> 准員, 三菱マテリアル(株)(☎330 大宮市北袋町1-297)。

の半径方向の熱膨張係数を上げる工夫が必要となる。見かけ上の熱膨張係数を上げる工夫とは、例えばシュリンクフィッタをバイメタル構造にしてわん曲変形させる方法<sup>3,4)</sup>や、シュリンクフィッタ内部に液体を封入し膨らませる方法などである。

本研究では、シュリンクフィッタの熱膨張係数を上げるために液体の熱膨張を利用する新しい方法を試みた。すなわち、ハイブリッドシュリンクフィッタと呼ぶ低融点合金を封入したシュリンクフィッタを作製し、その有効性と、接合強度に及ぼすスリット数の影響を調べた。また、ハイブリッドシュリンクフィッタの耐久性について、従来のモノリシックシュリンクフィッタと比較して検討した。

以後論文中では、簡単のためにハイブリッドシュリンクフィッタのことを単にシュリンクフィッタと呼ぶことにする。

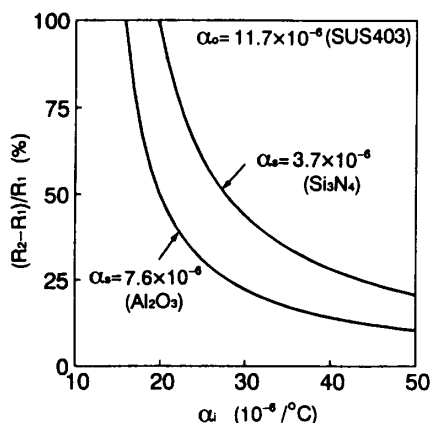


図2 シュリンクフィッタの半径方向厚さと熱膨張係数の関係( $R_1, R_2$ はそれぞれシュリンクフィッタの内外半径)

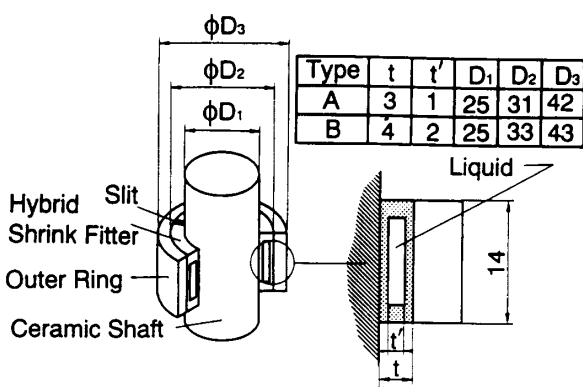


図3 ハイブリッドシュリンクフィッタを用いた締めばめ接合体の寸法

## 2. 実験

**2.1 試験片** 試験片材料はシャフトに $Al_2O_3$ と $Si_3N_4$ を、シュリンクフィッタのケーシングにSUS304またはSUS304Lを、アウターリングにSUS403を用いた。シュリンクフィッタは図3に示すように2種類の寸法のものを作製した。それらをタイプA、Bと呼ぶことにする。シュリンクフィッタ内部に封入する液体として、融点が約70°C<sup>6)</sup>で取扱いが容易であるリポウィッツ合金を用いた。その組成成分を表1に、また融点と固体状態での熱膨張係数を表2に示す。

図4は軸方向からみた接合体の断面図である。シュリンクフィッタには幅1mmのスリットが入れている。

表1 リポウィッツ合金の組成成分(%)

Comp.	Bi	Sn	Pb	Cd	etc.
Bi-Alloy	50.0	13.3	26.7	10.0	0.0

表2 リポウィッツ合金の融点と熱膨張係数

Melting Point	Coefficient of Thermal Expansion(10 <sup>-6</sup> /°C)		
70°C	21.0(20-30°C)	18.0(30-40°C)	15.3(40-50°C)

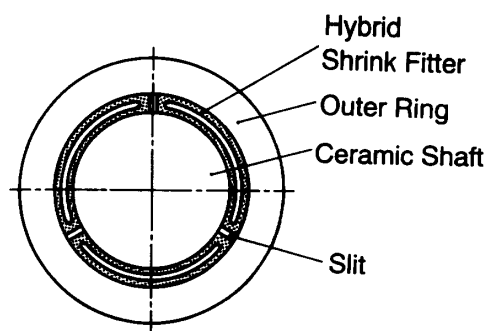


図4 ハイブリッドシュリンクフィッタを用いた締めばめ接合体(スリット数3)

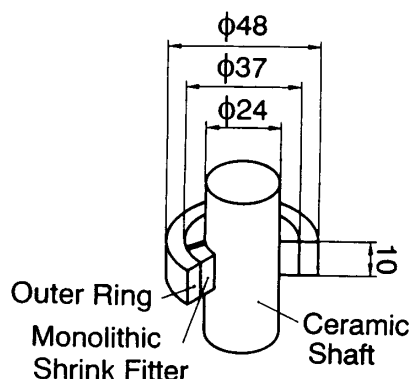


図5 モノリシックシュリンクフィッタを用いた締めばめ接合体の寸法

が、これは図3に示した寸法に仕上げた後に入れたものである。図4ではスリット数は3である。スリットと液体封入部との間の肉厚は2.5mmである。本実験では円周方向にスリットをそれぞれ2つ、3つおよび4つ入れたシュリンクフィッタを作製した。また、スリットを入れないシュリンクフィッタも作製した。

シュリンクフィッタの上端面には低融点合金を充填するために直径1mmの穴をあけた。溶融した低融点合金は注射器により充填した。低融点合金の充填率を求めるために、シュリンクフィッタの空洞部の体積と低融点合金の比重から100%充填時の低融点合金の重量を計算した。次に、充填前後に電子天秤によりシュリンクフィッタの重量を測定し、その増加分を求めた。実際に充填した低融点合金の重量とその計算値の比で充填率を求めた。低融点合金の充填率は全実験を通して99.5%以上であった。

充填作業の後、市販のSUS304製の釘(φ1.2)を穴に圧入し、釘の頭部をスポット溶接機またはレーザ溶接機で溶接した。

実験中に溶接部から低融点合金が漏れることもあったが、本論文に示した実験結果はすべて漏れが認められなかったものである。

締めしろは、スリットを入れる前のシュリンクフィッタ内外径とシャフト外径およびアウターリング内径の直径差で計算した。

図5に耐久性試験に使用したモノリシックシュリンクフィッタを用いた締めばめ接合体の寸法を示す。モノリシックシュリンクフィッタの場合は、過去の実験結果<sup>1)</sup>よりスリット数は3とした。

**2・2 実験方法** 実験装置は加熱のための電気炉と、加圧のための油圧シリンダーより構成されており、先の研究<sup>1)</sup>で用いたものと同じである。

まず、試験片をアセトン中で超音波洗浄した。アウターリングを加熱により膨張させて、シャフトとシュリンクフィッタをその中に挿入した。このようにして

組み立てた接合体を一旦室温まで冷却した。試験片を実験装置にセットし、所定の温度に5分間保持し、接合強度を測定した。

図6は接合強度の測定法の概略を示したものである。シャフトに加える軸方向の荷重を徐々に増加させると、ある荷重でシャフトとシュリンクフィッタの間に相対的な滑りが生ずる。このときの荷重をシャフトとシュリンクフィッタの見かけの接触面積で割った値をせん断強度と定義して、接合強度を評価した。せん断強度測定のための温度範囲は室温から600℃までとした。

室温から600℃の加熱・冷却サイクルを1サイクルとして、まず最初に3サイクル中のせん断強度と温度の関係を測定した。この実験では、異なる3つあるいは2つの接合体を同一条件で測定し再現性を確認した。

シュリンクフィッタの耐久性を評価するために、2種類の温度サイクルを与える実験を行った。図7はその温度サイクルを表す略図である。図7(a)の場合は最低温度を200℃に設定し、電気炉内で200℃→高温設定温度(600℃または400℃、5分間保持)→200℃の加熱・冷却サイクルを10回与えた。また図7(b)の場合は電気炉内で約50時間600℃または400℃に保持した。

両者とも、その後一旦室温まで冷却し、実験装置内で再び加熱して600℃に5分間保持した後せん断強度を測定した。図7(a)の実験には新しい接合体を用いたが、図7(b)の実験には3サイクルの加熱・冷却過程を与えながら強度を測定し終えた接合体を使用した。

### 3. 実験結果

3・1, 3・2および3・3の実験結果は1回目の加熱・冷却サイクルにおけるせん断強度と温度の関係を示したものである。

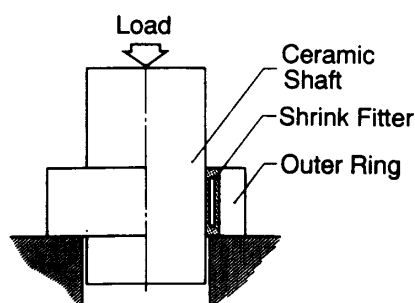


図6 接合強度の測定方法

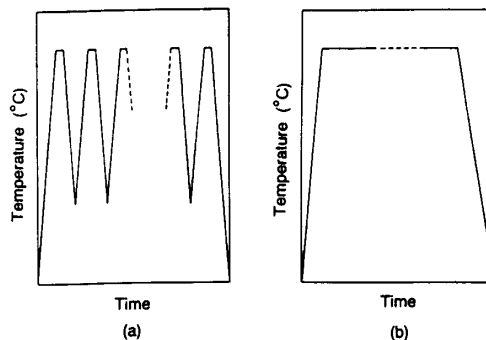


図7 耐久性評価のための温度サイクル

**3・1 せん断強度と温度の関係** 図8は、スリット数2の接合体のせん断強度と温度の関係である。図中の記号 $\phi 25-\phi 31-\phi 42$ は順にシャフト外径、シュリンクフィッタ外径、アウターリング外径の呼び寸法を表している。締めしろは、 $47.7\mu\text{m}$ である。シャフトは $\text{Al}_2\text{O}_3$ であり、タイプAのシュリンクフィッタを用いている。

昇温過程の $150^\circ\text{C}$ までは接合強度が低下したが、 $150^\circ\text{C}$ から $550^\circ\text{C}$ の間ではほぼ温度に比例してせん断強度が上昇した。室温から $150^\circ\text{C}$ までせん断強度が低下したのは、シュリンクフィッタの半径方向の熱膨張が不十分だからである。リポウィッツ合金の融点は約 $70^\circ\text{C}$ であり、その温度以上で液体になるが、液体の熱膨張が有効に働くのは $150^\circ\text{C}$ 以上ということがわかる。

降温過程では、温度の低下とともにせん断強度が低下しているが、その低下率は昇温過程でのせん断強度

の上昇率に比べると低い。よって、同じ温度で比べると降温過程の方がせん断強度が高い。これは昇温過程における塑性変形により、シュリンクフィッタが半径方向に膨らんで締めしろが増加したためと考えられる。

図9は図8の接合体の3サイクル目の実験結果である。3回目の加熱・冷却サイクルを受けることで図8のような高いせん断強度の上昇がなくなり、せん断強度のヒステリシスも小さくなっている。この傾向はスリット数によらず同様であった。

**3・2 シャフトの熱膨張係数の影響** 図8で用いた $\text{Al}_2\text{O}_3$ シャフトは熱膨張係数の値が約 $7.6 \times 10^{-6} (1/^\circ\text{C})$ とセラミックスの中でも比較的大きい値を持っている。熱膨張係数が約 $3.7 \times 10^{-6} (1/^\circ\text{C})$ と $\text{Al}_2\text{O}_3$ の約半分の $\text{Si}_3\text{N}_4$ シャフトを用いた実験も行った。しかし、タイプAのシュリンクフィッタでは約 $300^\circ\text{C}$ でほとんど強度がなくなった。そこで、半径方向厚さを $t=4\text{mm}$ とし、

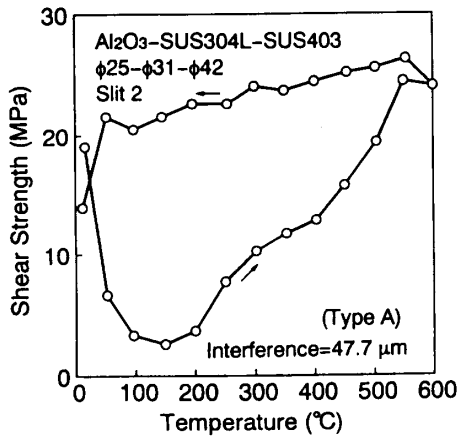


図8 せん断強度と温度の関係( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ,スリット数2)

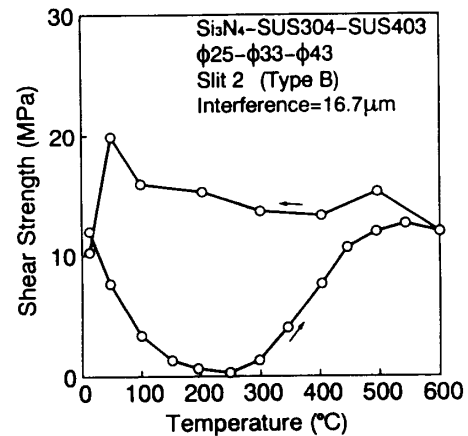


図10 せん断強度と温度の関係( $\text{Si}_3\text{N}_4$ ,スリット数2)

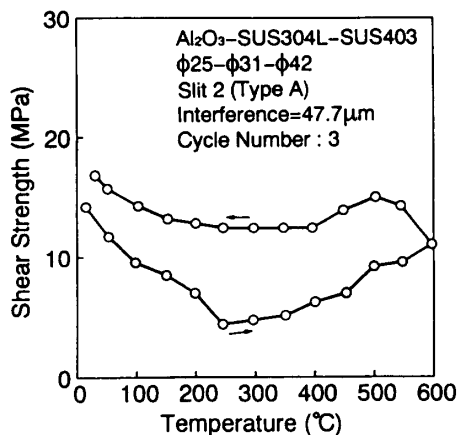


図9 せん断強度と温度の関係( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ,スリット数2)

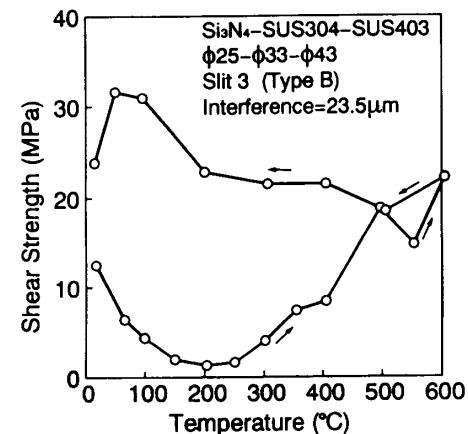


図11 せん断強度と温度の関係( $\text{Si}_3\text{N}_4$ ,スリット数3)

液体封入部の厚さも $t'=2\text{mm}$ にしたタイプBのシュリンクフィッタを用いて実験を行った。

図10はスリット数2のシュリンクフィッタを用いた場合の実験結果である。600°Cにおけるせん断強度は図8の結果に比べて低いものの、約10MPaのせん断強度がえられた。

3・3 スリット数の影響 図11, 12はそれぞれスリット数3, 4の接合体のせん断強度と温度の関係である。スリット数3の接合体の方が、スリット数4の接合体よりも600°Cにおけるせん断強度は高いが、せん断強度と温度の関係は図10と同様な傾向がみられる。Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>シャフトとタイプAのシュリンクフィッタの組み合わせの実験でもスリット数2, 3および4の間でせん断強度と温度の関係は同じような傾向を示した。

図13はスリット数0の接合体のせん断強度と温度の関係である。昇温過程では400°Cでせん断強度が高く

なるものの再び減少し、550°Cでせん断強度が0MPaとなった。これより、スリット数0の接合体とスリット数2以上の接合体とでは、高温での接合強度に歴然とした差が認められる。したがって、液体の膨張を利用するハイブリッドシュリンクフィッタでもスリットを入れなければならないことがわかる。

3・4 複数回の加熱・冷却サイクルを与えた場合の耐久性 図14はせん断強度と200°Cから600°Cの間の加熱・冷却サイクル数の関係である。○, ●印はそれぞれ、ハイブリッドタイプBとモノリシックタイプのシュリンクフィッタを表す。図中破線で示した部分は、せん断強度の測定中に図15のようにシャフトが試験片ホルダーの側面に食い込み、測定値が異常に高くなったと考えられる部分である。その測定値も、参考のため図中に示した。

両タイプとも約30回の加熱・冷却サイクルまで急激にせん断強度は低下するが、その後約80サイクルまで

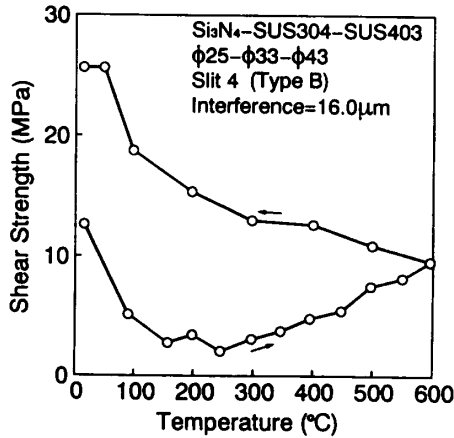


図12 せん断強度と温度の関係(Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>,スリット数4)

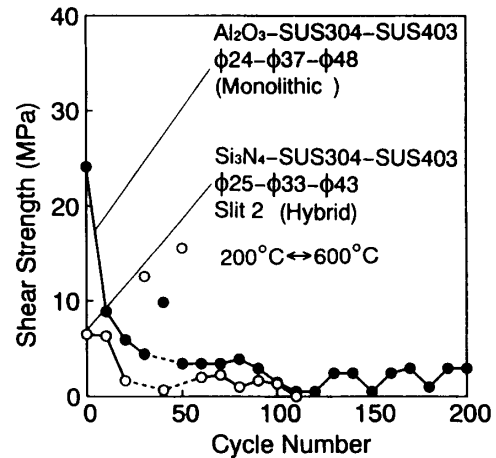


図14 せん断強度と加熱・冷却サイクルの関係 (600°Cにてせん断強度測定)

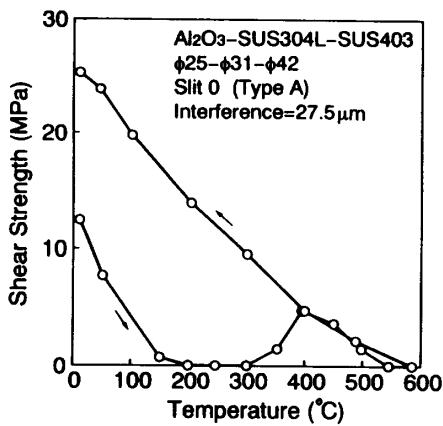


図13 せん断強度と温度の関係(Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>,スリット数0)

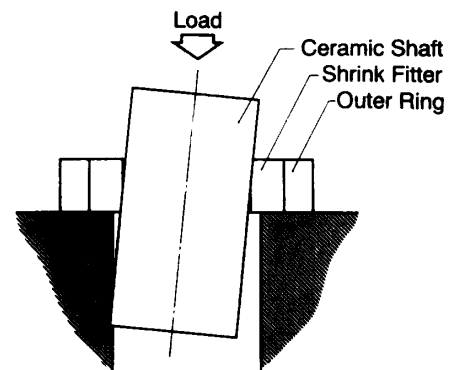


図15 せん断強度測定中の試験片

一定の強度を保つ傾向があった。この急激なせん断強度の低下はシュリンクフィッタまたはアウターリングの塑性変形やクリープ変形によるものと考えられる。タイプBのシュリンクフィッタを用いた場合は加熱・冷却サイクルの110回目でせん断強度がなくなったのに対し、モノリシックタイプは1~3MPaの間で不安定な値ながらも200回目までほぼ一定の強度を保った。よって、このような加熱・冷却サイクルに対してハイブリッドタイプはモノリシックタイプに比べて耐久性が劣ることがわかる。

200℃から400℃の間の加熱・冷却サイクルを与えたハイブリッドタイプの場合は約120回でせん断強度が0になった。

このような傾向はAl<sub>2</sub>O<sub>3</sub>シャフトとタイプAのシュリンクフィッタの組み合わせでも同様であったが、200℃から600℃の間の加熱・冷却サイクルに対して約50サイクルで接合強度が0になった。

3.5 高温に長時間保持した場合の耐久性 図16はせん断強度と高温保持時間との関係を表す。モノリシックタイプでは、最初の50時間で急激に強度が低下するものの、その後1000時間後までほぼ一定の強度を保った。一方、ハイブリッドタイプでは100時間でせん断強度が0になった。よって600℃に長時間保持した場合においてもモノリシックタイプと比較してハイブリッドタイプは耐久性が低いといえる。

400℃に長時間保持した場合、ハイブリッドタイプは約250時間で接合強度が0になった。

図14のハイブリッドタイプの場合約100サイクルで強度が0になったが、600℃に加熱されている時間だけを考えれば約8時間に相当する。一方、高温に長時

間保持した場合は約100時間でせん断強度が0になった。これより、複数回の加熱・冷却サイクルを与えることのほうが、耐久性を悪くすることがわかる。

#### 4. 考 察

4.1 見かけの熱膨張係数 モノリシックタイプのシュリンクフィッタを用いた締めばめ接合体では、シュリンクフィッタの熱膨張係数と接触圧力の間にある関係式<sup>1)</sup>が成り立つ。また、接触圧力Pとせん断強度 $\tau$ の関係は接触面の摩擦係数を $\mu$ とすれば次式で表される。

$$P = \tau / \mu \quad (1)$$

Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>とSUS304、およびSi<sub>3</sub>N<sub>4</sub>とSUS304の摩擦係数は、室温から600℃の間で実測したところそれぞれ、約0.33と0.36という値であった。式(1)に実験で求めたせん断強度 $\tau$ を代入し、文献(1)の式(6)、(7)を用いることにより、溶融した低融点合金の体積膨張を含めたシュリンクフィッタの見かけの熱膨張係数を求めることができる。ここで、シュリンクフィッタのヤング率は未知であるが、SUS304と同じであると仮定した。

図17は1サイクル目の昇温過程の実験結果をもとにして求めたタイプAのシュリンクフィッタの見かけの熱膨張係数と温度の関係を示したものである。600℃における見かけの熱膨張係数は $30 \sim 38 \times 10^{-6} (1/^\circ\text{C})$ の範囲にあることがわかる。ケーシング材料であるSUS304の熱膨張係数は $18.8 \times 10^{-6} (1/^\circ\text{C})$ であるので液体の膨張を利用することでかなり見かけの熱膨張係数が上昇したことがわかる。図18は図10~12の昇温過程の実験結果をもとにして求めたタイプBのシュリン

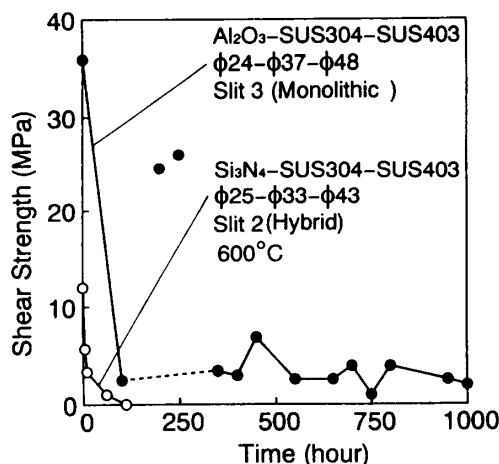


図16 せん断強度と高温保持時間の関係 (600℃にてせん断強度測定)

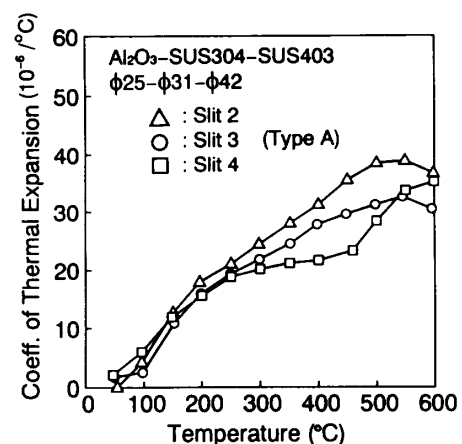


図17 シュリンクフィッタの見かけの熱膨張係数と温度の関係(Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>,タイプA)

クフィッタの見かけの熱膨張係数と温度の関係である。600℃における見かけの熱膨張係数はさらに増加しスリット数によらず $39\sim 44\times 10^{-6}(1/^\circ\text{C})$ となった。

この見かけの熱膨張係数が上昇することで、どの程度シュリンクフィッタを薄くできるかを示したのが図19である。この図より、タイプAのシュリンクフィッタの厚さは $\text{Al}_2\text{O}_3$ シャフトの半径の約22~24%でよいことがわかる。SUS304製のモノリシックシュリンクフィッタを用いたときはこの値が約58%であったので、それに比べてハイブリッドタイプはシュリンクフィッタの半径方向の厚さを半分以下にできることがわかる。一方タイプBのシュリンクフィッタの厚さは $\text{Si}_3\text{N}_4$ シャフトの半径の約25~27%にできることがわかる。

#### 4.2 ハイブリッドシュリンクフィッタの耐久性

ハイブリッドシュリンクフィッタを用いた締りばめ接合体は複数回の加熱・冷却サイクル、または長時間の高温保持を経ることによって接合強度が0になった。その原因として次の3つが考えられる。

- ①内側接触面の摩擦
- ②アウターリングのクリープ変形
- ③シュリンクフィッタのクリープ変形

せん断強度の測定方法や測定条件はハイブリッドおよびモノリシックの両者とも同じであるので、①が原因でハイブリッドタイプの強度だけが先に0になるとは考えられない。したがって、②と③について検討してみる。アウターリングはシュリンクフィッタの膨張により塑性変形またはクリープ変形を起こし、内径が増加していると考えられる。そこで、図11に示す接合体の実験前と3サイクルの加熱・冷却サイクルを与えた後の表面形状を測定した。

図20はそれぞれ実験前と実験後の軸方向に測定したアウターリング内面の表面形状である。半径方向に約 $10\mu\text{m}$ 変形している部分が存在することがわかる。図21は軸方向に測定したタイプBのハイブリッドシュリンクフィッタ内面と外面の表面形状である。図21(a), (b)はそれぞれ実験前後の内側表面の形状を表し、図21(c), (d)はそれぞれ実験前後の外側表面の形状を表す。どちらの場合も実験後には約 $25\mu\text{m}$ 膨らんでいた。

さて、図22(a)のようにハイブリッドシュリンクフィッタは高温下において、液体の膨張により半径方向に膨張し、塑性変形やクリープ変形を生じる。また、図のように液体の圧力 $P_w$ がケーシング内の全ての方向に様に作用するので、ケーシングは軸方向にもクリープ変形を生ずると考えられる。そのため、ケーシングの軸方向長さは $\Delta h$ だけ増加する。また、図22(c), (d)に示すようにケーシングは円周方向にもクリープ変形を生じ、円周方向長さも増加する。そして、これらのクリープ変形により液体が封入されている空洞部の体積は高温保持時間に比例して増加する。

しかし、封入されている低融点合金の質量は変わらないため、高温保持時間に比例して内部圧力が低下し、その結果として接合強度が0になったものと考えられる。

以上の検討より、高温下におけるハイブリッドシュリンクフィッタの耐久性を上げるためには、ケーシングの材料の塑性変形やクリープ変形ををなくすることが重要と考えられる。具体的には、より耐熱性のある合金を用いることである。

また、今回取扱が容易なために使用したりポウィッツ合金はステンレス鋼を腐食させるので<sup>7)</sup>、適切な封

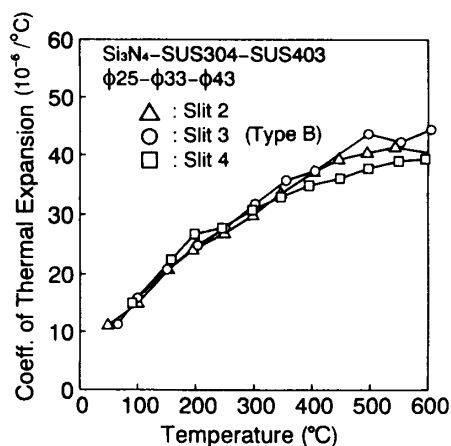


図18 シュリンクフィッタの見かけの熱膨張係数と温度の関係( $\text{Si}_3\text{N}_4$ タイプB)

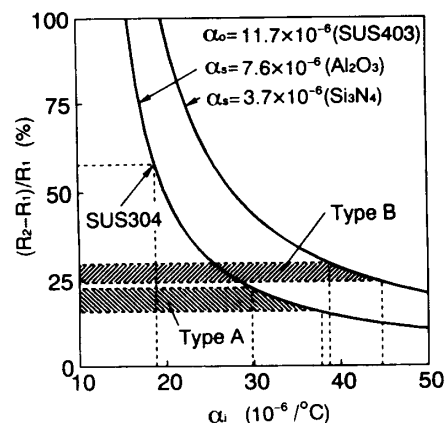


図19 シュリンクフィッタの半径方向の厚さと熱膨張係数の関係(SUS304モノリシックタイプとの比較)

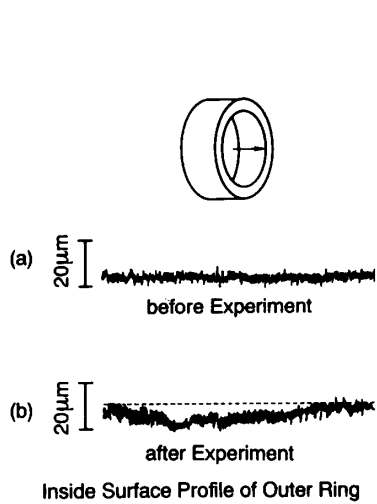


図20 アウターリング内面の表面形状

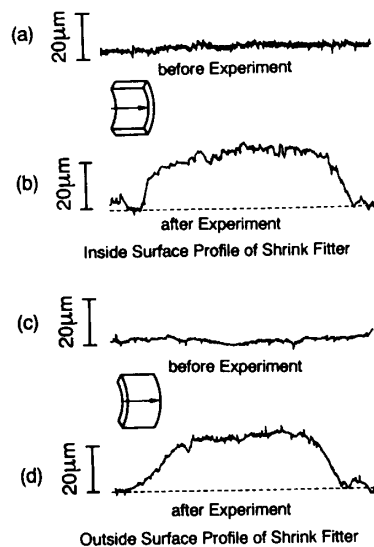


図21 シュリンクフィッタ内面、外側の表面形状

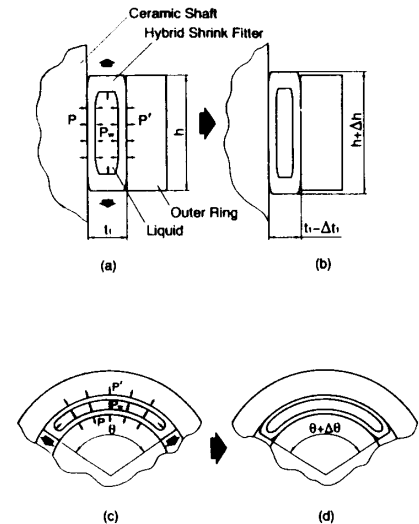


図22 ハイブリッドシュリンクフィッタの表面形状

入液体を選定することもこれからの課題である。

## 5. 結 言

本研究では、セラミックスシャフトと金属リングの締めばめ接合体の高温接合強度の低下防止と、シュリンクフィッタの薄型化を目的として、新たに内部に液体を含むハイブリッドシュリンクフィッタを考案した。そして、このタイプのシュリンクフィッタの有効性と接合強度に及ぼすスリット数や、シャフトの熱膨張係数の影響などを調べた。また、ハイブリッドシュリンクフィッタとモノリシックシュリンクフィッタとの耐久性の比較を、複数回の加熱・冷却サイクルを与えた場合と、高温に長時間保持した場合について行い、以下の結論をえた。

- (1)ハイブリッドシュリンクフィッタを用いると半径方向の厚さが少なくとも高温下での締めばめが可能であった。
- (2)ハイブリッドシュリンクフィッタにはスリットを入れる必要がある。しかし、スリット数が2、3および4の接合体では、せん断強度は温度の上昇につれ一旦下がってから上昇するという同様な傾向を示した。
- (3)ハイブリッドシュリンクフィッタは、600°Cにおいてモノリシックシュリンクフィッターに比べ耐久性が劣った。
- (4)高温に長時間保持することよりも、複数回の加熱・冷却サイクルを経ることの方が、ハイブリッドシュリンクフィッターの耐久性を低下させた。

(5)Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>のように熱膨張係数が小さいシャフトとの組み合わせでは内部に封入する液体の質量を増やす必要があった。

本研究を遂行するに当たり、試験片の提供や実験装置の一部を提供して頂きました日本ファインセラミックス(株)の足立茂氏に感謝の意を表します。また、試験片作製に関して御協力頂きました新潟県工業技術センターの紫竹耕司氏、田中互氏、田辺寛氏に深く感謝申し上げます。試験片作製や実験の全般にわたり御協力頂いた本学学生堀裕次君(現山形カシオ)、山田典孝君(現京セラ)及び堀内宗典君(現新潟大院)、松村浩史君(現神戸製鋼)に対し深く感謝いたします。本研究の一部は平成3年度の文部省科学研究費補助金奨励研究(A)の援助を受けて行われた。記して謝意を表します。

## 文 献

- (1)新田・木越・加藤, 機論, 55-510, C(1989), 417.
- (2)新田・原, 機論, 55-520, C(1989), 3062.
- (3)新田・中静・原, 機論, 56-525, C(1990), 1289.
- (4)新田・坂井・原, 機論, 57-535, C(1991), 985.
- (5)新田・加藤, トライボロジー会議予稿集, (1991-5), 465.
- (6)武井, 金属材料(理工学社), 1版(1987), 230.
- (7)ステンレス鋼便覧, (日刊工業新聞社), 2版(1973), 307.