

メカニカルシール用炭素の熱衝撃試験による限界PV値の評価

佐藤千之助*, 相澤淳一**, 川又清弘*

(昭和58年9月10日受理)

Evaluations of Critical PV-values of Carbons for Mechanical Seals by Means of Thermal Shock Testings

SENNOSUKE SATO*, JUN-ICHI AIZAWA**, KIYOHRO KAWAMATA*

Abstract — The origin of a blister, which is one of a main trouble on the contact face of mechanical seal, is simulated by thermal stresses of a locally heated disk model. The critical pressure-velocity values in mechanical seal are expressed in two ways containing parameters of the thermal shock resistance Δ for the edge crack and the thermal shock fracture toughness ∇ for the center of blister on the contact face. These parameters for eleven kinds of carbon-graphite are measured by a series of disk testing method. Practical performances of mechanical seals made by these carbon-graphites are discussed in comparison with the measured parameters.

1. 緒 論

メカニカルシールは流体機器の回転軸の密封装置としてほとんどあらゆる分野に広く使用されている。その要求される条件はその使用機器類の高速化、高性能化に伴いますますます厳しくなっている。そのシール面は目的とする密封性とシール面の保護のための潤滑性という要求のもとで、摺動面間に存在する境界潤滑と流体潤滑された領域との混在する状態で使用される。したがって、高負荷高速時において摺動面に発生する摩擦熱が十分に拡散しない場合は、全体的に熱的変形を生じたり、局部的に摩擦や発熱を生じ、ブリストア⁽¹⁾⁽²⁾と呼ぶ僅かながら隆起した面にピッチングやき裂発生により、その軸封機能を失うことが多い。

本研究においてはメカニカルシールの摺動面に発生するブリストアならびにそれに近接するリング周縁の割れの原因は局部的発熱による熱応力とブリストア部の僅かな隆起が摺動接触応力を生じ、これが重畳された状態に

より破壊を生ずると想定する。これから、メカニカルシールの設計条件を規定する限界の圧力速度係数[PV]値は物性的にはブリストアの中心領域ではモードIの破壊靱性 K_{Ic} を含む熱衝撃破壊靱性のパラメータ $\nabla (= K_{Ic}k/E\alpha)$, k は熱伝導率, E はヤング率, α は熱膨張係数⁽³⁾, 周縁領域では熱衝撃抵抗のパラメータ $\Delta (= \sigma_t k/E\alpha)$, σ_t は引張強度⁽⁴⁾の関数として表わされる。

本研究においては以上の理論的考察から、本研究室において先に開発した小形円板状試験片によるアーク放電加熱による Δ と ∇ の測定法⁽³⁾⁽⁴⁾を応用し、メカニカルシール用の11種類の炭素・黒鉛材料の Δ と ∇ を測定し、その結果と試作したメカニカルシール試験装置による実用性能と比較しよく対応するものであることを明らかにする。

2. メカニカルシール用炭素材料

Fig.1はメカニカルシールの基本的な構造を示したもので、精密にラップされた固定リングと回転リングの2つの端面が互いに摺動することにより回転軸の密封機能

* 茨城大学工学部機械工学科 (日立市中成沢町)

** 日立化成工業㈱, 茨城研究所 (日立市鮎川町)

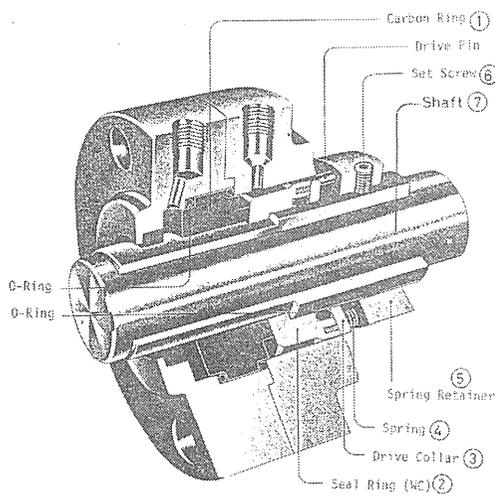


Fig. 1 Carbon-graphite ring using in a mechanical seal.

を果す。メカニカルシールとしては、一般に回転リングに高硬度、高強度の超硬合金材が、固定側リングに自己潤滑性を有する炭素—黒鉛系材料が組み合わされる。これらの摺動材の選択と、その組み合わせは密封されている流体の種類、性状などの化学的変化はもちろん、機械の運転条件に基づく圧力、周速度、温度、振動などの機械的条件をも考慮しなければならない。それゆえ、メカニカルシールはすべり軸受と同様、摺動に関しては流体潤滑性を含むので接触面圧と周速度の積、すなわち圧力速度係数 [PV] 値とシステムの最大シール差圧が設計の重要なパラメータとなる。[PV] 値は後述のように摺動材の熱応力割れや熱的変形に直接的に関与するので、材料選択の重要な指標の一つとなる。

メカニカルシールの固定側リングとしては前述のように炭素—黒鉛系材料が広く実用されている。炭素—黒鉛系材料は自己潤滑性、耐薬品性、耐熱衝撃性および加工性にすぐれているほか、表面の適度の粗さが、密封面の流体膜生成に寄与するとされる必須な材料である。メカニカルシール用炭素材料を大別すると、(1)炭素—黒鉛(純炭素—黒鉛およびその樹脂含浸または金属含浸)、(2)樹脂結合炭素、および(3)金属結合炭素に分類される。炭素—黒鉛系材料はメカニカルシール用として主流をなしており、焼結または焼成カーボンとも呼ばれ、カーボンまたは黒鉛を粉末にし、ピッチバインダーと混捏成形後、焼

成したものである。さらに高温で熱処理を行ない、黒鉛化処理をすることもある。この時バインダーの揮発物が蒸発するので多孔質となりがちである。このままメカニカルシールに使用される場合は、リークを生じ易いので、これに適当な樹脂、ピッチなどを含浸して不浸透処理すると共に、耐摩耗性を賦与して使用される。最近、メソフェースピッチを原料とした結合材を用いることなしに高密度の炭素質および黒鉛質の材料H-10およびH-11が開発された。この材料はその組織内に異種の結合材を含まないので、特にH-11は機械的ならびに熱的性質が良好で、高速高負荷および高温下での使用条件によく適合する。

本研究においてはメソフェースピッチ系黒鉛を含む炭素黒鉛の11種類を試料とし熱衝撃抵抗および熱衝撃破壊靱性などの試験を行い、そのうち8種類についてはメカニカルシールの実用試験を行い、両者の間の関係を検討した。

3. メカニカルシールにおける熱応力割れ

メカニカルシールがその軸封性を失い故障を生じたものの炭素—黒鉛製の固定リングを観察すると、その摺動面に局部的に光沢を失った個所やその周縁部にき裂の発生がみられることが多い。光沢を失った個所は顕微鏡によると多数の小さなピット状欠陥とこれを結ぶような多数のき裂が認められる。このような個所は粗さ計で調べると1~2 μm 程度の隆起がありブリスターと称される。このような割れは機械的あるいは熱的負荷—乾燥運転、冷却の不調、圧力と速度の変動などの摺動条件の局部的な変化などによって起る。また局部的な摺動条件の変化は局部的な変形、摩擦や発熱を増加させ漏れを増大させて密封性を失う。Mayer⁽⁵⁾はその著書において摺動面の熱応力による割れはメカニカルシールにとって最大の問題であって、これにより損傷し漏洩をひきおこすと述べている。

以下、メカニカルシールの熱応力割れに関する代表的な考え方として先づMayer⁽⁵⁾とGolubiev⁽⁶⁾の所論について説明する。ついで、筆者らによる摺動面の局所的発熱による熱応力と[PV]値との関係について述べ、摺動面の局部的破壊が熱衝撃抵抗および熱衝撃破壊靱性のパラメータの関数として表わされることを明らかにする。

3.1 Mayer の経験式

Mayer⁽⁶⁾はKingery⁽⁷⁾らのデータを用い, 材料がその熱応力によって損傷を受けず, 耐える最大の許容温度差 ΔT の式,

$$\Delta T = \frac{\sigma_t (1-\nu) C_1}{E \alpha} \quad (1)$$

を提出した。ここに σ_t は引張強度, E はヤング係数, α は熱膨張係数, ν はポアソン比で, C_1 はメカニカルシールの形状の係数である。彼はさらに, 熱伝導率 k が大なるほど熱応力割れの危険が少ないという実用経験を考慮し, 改めて次式の評価式を提唱した。

$$M_1 = \Delta T \cdot k = \sigma_t k (1-\nu) C_1 / E \alpha \quad (2)$$

彼はまた, メカニカルシールでは常に一組の材料の組み合わせで使用される関係上, シールの熱応力割れに対する抵抗性能として

$$M_2 = \Delta T_{min} (k_A + k_B) C_w C_2 / f P V b \quad (3)$$

なる経験式を提唱している。上式において ΔT_{min} は, (1) 式の ΔT の小さい方の値, $(k_A + k_B)$ は両方の材料の熱伝導率の和, C_w は放熱係数でシールの配置, 液体および放熱を考慮した設計上の係数, C_2 は単位換算係数, f は摩擦係数, P は摺動面の平均圧力, V は平均摺動速度を表す。 b はリングの有効シール幅である。Mayerは多年にわたる多くの実験データ⁽⁸⁾から, 抵抗係数 M_1 が大きくなるほど, 熱応力割れがなく優良であることを示している。また, M_2 が大なるメカニカルシールはほぼ熱応力割れの危険が少なくなることを確認している。

3.2 Golubiev の平板熱応力近似

Golubiev⁽⁶⁾はメカニカルシールのリング状摺動面を無限平板で近似し, その上面に乾燥摩擦条件による一様加熱 q があり, その下面が冷却される場合の非定常熱応力の弾性的解析を行った。この場合, 最大熱応力 σ_x は無限時間後の高温上面の圧縮応力と低温下面の引張応力で, 次式で表わされる。

$$\sigma_x = \mp E \alpha q h / 2k \quad (4)$$

ここに h は板厚さである。この場合の破壊は下面の引張応力により生じるであろう。Golubiev のこの解析は, しかし, メカニカルシールの実際的な損傷が摺動面に生ずるブリストアまたは周縁のき裂発生により軸封機能の喪失であるという特徴的な状況を説明していない。

3.3 円板の局部的発熱による熱応力近似

筆者らはメカニカルシールの破損が炭素摺動面上の局

部的なブリストアおよび摺動面周縁の割れにより生じ, これが摺動面の局部的発熱による熱応力によるものであり, これらの熱応力が圧力速度係数 [PV] の関数として示されることを説明する。

最近竹内たち⁽⁹⁾は厚肉円板の端面上に偏心円形熱源がある場合の三次元非定常熱応力の一般的な解析を行った。Fig.2はこの円板をリングの一部としてこの熱応力問題の状況を説明したものであるが, 熱源の近傍に限ってみるときはリング摺動面上の熱応力状態に近似することができる。

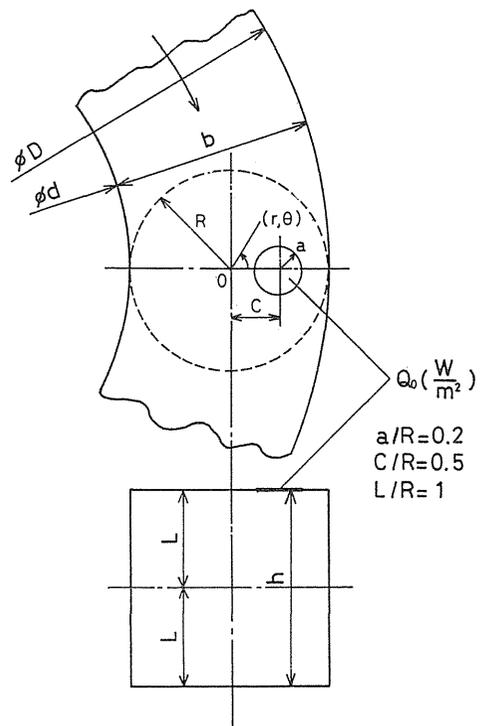


Fig. 2 Simulation of blister in the contact face of mechanical seal by thermal stress in locally heated disk model.

できる。彼らは円板の半径 R に対し厚さ $2L = 2R$, 偏心位置 $c/R = 0.5$, 円形熱源半径 $a/R = 0.2$ に単位面積当り Q_0 なる熱発生があり, 円板周辺の無次元熱伝達率 0.1 なる場合, 時間の経過をフーリエ数 τ で表し, τ の関数として温度分布および熱応力分布の詳細な数値計算を行っている。Fig.3 は円板熱源のある半径上の半径方向およ

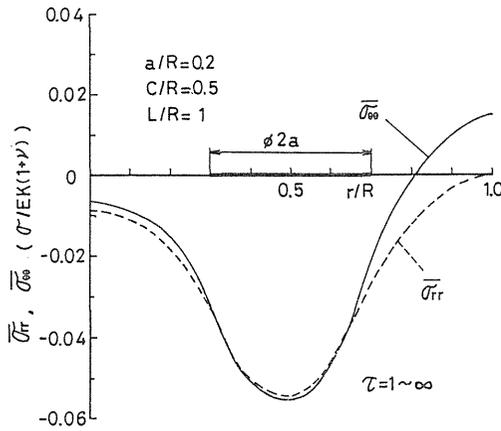


Fig. 3 Thermal stress distributions in the locally heated disk.

び円周方向の無次元熱応力 $\bar{\sigma}_{rr}$, $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ の $\tau = 1$ における分布を示したものである。ここに無次元熱応力 $\bar{\sigma}$ は次式で表わされる。

$$\bar{\sigma} = \sigma(1+\nu)/EK, K = \left(\frac{1+\nu}{1-\nu}\right) Q_0 \alpha R/k \quad (5)$$

図の応力分布は $\tau > 0.5$ ではほとんど変わらず、最大の熱応力に収束する傾向がある。図によると加熱円の中心には $\bar{\sigma}_{rr}$, $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ とともに最大の圧縮応力 $\bar{\sigma}_{rr \max}$, $\bar{\sigma}_{\theta\theta \max}$ を生じ、円板外周表面では $\bar{\sigma}_{rr}$ は 0 であるが、 $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ は加熱円に近い外周円縁部で最大の引張応力 $\bar{\sigma}_{\theta\theta \max}$ を生ずる。熱源のある半径と反対側の半径上の応力は Fig. 3 から推定されるように小さくなり無視できる。いま回転摺動の間に端面圧縮力の存在が無視できる時があり、最大主応力がゼロであるならば加熱円中心に最大せん断応力 $\bar{\tau}_{\max} = -\bar{\sigma}_{\theta\theta \max} / 2$ を生ずる。このせん断応力は外周縁の最大引張応力に比べ 1.2 倍以上は大きいから第一次的破壊の原因になる。⁽¹⁰⁾ 第 2 次的破壊は熱源に近い外周縁の引張応力 $\bar{\sigma}_{\theta\theta \max}$ により割れを生ずるであろう。これらの熱応力はもちろん加熱半径比 a/R および偏心位置比 c/R により変化し、 c/R が大きく外周に近づくほど、 $\bar{\sigma}_{\theta\theta \max}$ が優勢になる傾向がある。

メカニカルシールの [PV] 値が摺動面の単位時間、単位面積当り Q なる加熱を生ずるものとすれば、

$$Q = fPV/j \quad (6)$$

ここに f は摩擦係数、 j は熱の仕事当量 0.102 kgm/Ws

である。

いま竹内たちの円板の熱応力問題において、加熱円が比較的小さいとすれば、熱源およびその近接外周縁の熱応力状況は Fig. 2 に示したようにリング幅 $b=2R$ のメカニカルシールのリングにシミュレートできる。いま(6)式の加熱量 Q に対して局部的加熱集中度 S_1 を導入する。

$$S_1 Q = Q_0 \quad (7)$$

S_1 の値は Fig. 2 において加熱円の面積に対して円板の面積は 25 倍であり、またリングの全面積は 950 倍であることと摺動面圧の分担を考慮して仮定させる。後述の計算ではこのような加熱円がリング摺動面上に数個存在するものとし、 $S_1=100$ とした。

まず、外周縁に生ずる最大無次元熱応力 $\bar{\sigma}_{\theta\theta \max}$ は(6)、(7)式より次のように表わされる。

$$\begin{aligned} \bar{\sigma}_{\theta\theta \max} &= \sigma_{\theta\theta}(1-\nu) k/E \alpha R Q_0 \\ &= \sigma_{\theta\theta}(1-\nu) k j/E \alpha (b/2) S_1 f [PV] \quad (8) \end{aligned}$$

$\sigma_{\theta\theta}$ が材料の引張強度 σ_t に相当するとき破壊を生ずるものとすれば限界圧力速度係数 $[PV]_1$ は次式のようになる。

$$[PV]_1 = \frac{\sigma_t k(1-\nu) j}{\bar{\sigma}_{\theta\theta \max} E \alpha S_1 f (b/2)} \quad (9)$$

加熱円の中心部は圧縮応力場であり、その主応力差によるせん断応力によりき裂伝ばを生ずる可能性が考えられる。すなわち、そのせん断応力によるモード II の応力拡大係数 K_{II} がモード II 破壊靱性値 K_{IIc} に達したときき裂伝ばが開始される。⁽¹⁰⁾ 今回摺動のある瞬間において無次元最大せん断応力 $\bar{\tau}_{\max} = -\bar{\sigma}_{\theta\theta \max} / 2$ になれば、次の関係がある。

$$\bar{\tau}_{\max} = \tau_{\max}(1-\nu) k/E \alpha R Q_0 \quad (10)$$

τ_{\max} による応力拡大係数 K_{II} が限界破壊靱性 K_{IIc} になったとき材料に破壊を生ずるとすれば、

$$\tau_{\max} = K_{IIc} / S_2 \sqrt{\pi c} \quad (11)$$

ここに、 S_2 は長さ $2c$ のき裂の形状係数で、Fig. 4 のような炭素-黒鉛材料の組成粒子に対応する直径 $2c$ のコイン状き裂に対しては、⁽¹¹⁾

$$S_2 = 4 \cos \omega / \pi (2-\nu) \quad (12)$$

ここに ω は τ_{\max} がき裂となす角である。 $\nu = 0.2$ とすれば、 $\omega = 0$ のとき $S_2 = 0.707$ で最大になる。(10)式は、

$$\bar{\tau}_{\max} = \frac{K_{IIc}}{S_2 \sqrt{\pi c}} (1-\nu) k j/E \alpha (b/2) S_1 f [PV] \quad (13)$$

熱応力による K_{IIc} の実験は容易でないが、幸いぜい性材料の K_{IIc} はモード I の破壊靱性値 K_{Ic} の間に次式のような一定の関係がある。⁽¹²⁾

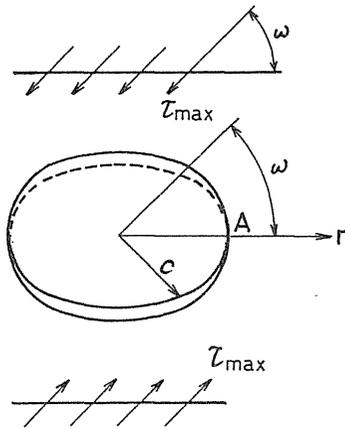


Fig. 4 Stress intensity factor in a penny shaped crack by shearing stress.

$$S_3 = K_{IIc} / K_{IC} \quad (14)$$

S_3 は後述の実験からも明らかなるように平均1.2に近い。それゆえ、せん断熱応力による限界圧力速度係数は次式で表わされる。

$$[PV]_2 = S_3(1-\nu) K_{IC} k_j / \{ \bar{\tau}_{max} E \alpha (b/2) \times f S_1 S_2 \sqrt{\pi c} \} \quad (15)$$

(8)および(14)式において、 ν を材料によらない定数とし、材料物性を一括して、

$$\sigma_t k / E \alpha = \Delta, \quad (16)$$

$$K_{IC} k / E \alpha = \nabla, \quad (17)$$

とおく。筆者らはさきに Δ および ∇ をそれぞれ熱衝撃抵抗⁽³⁾および熱衝撃破壊靱性⁽⁴⁾と定義した。(9)および(15)式は次のように表わされる。

$$[PV]_1 = \frac{\Delta (1-\nu) j}{S_1 f (b/2) \bar{\sigma}_{\theta\theta max}} \quad (18)$$

$$[PV]_2 = \frac{\nabla (1-\nu) S_3 j}{f (b/2) S_1 S_2 \sqrt{\pi c} \cdot \bar{\tau}_{max}} \quad (19)$$

上式によれば[PV]値は材料物性的には Δ または ∇ のみの関数であり、 Δ または ∇ を決定することにより材料の限界の[PV]値を評価することができる。

4. 実験方法

4.1 メカニカルシール材の熱衝撃試験

4.1.1 試験片

本研究においてはメカニカルシール用炭素材料として、Table 1 に示すような11種類を取り上げる。本研究においては直径30mm、厚さ3mmの円板試験片を用いて、Fig. 5 に示す熱衝撃試験および関連な材料強度の系統的な実験

Table 1 Conditions of carbon-graphite specimens for mechanical seal.

Specimen	Impregnation	Filler	Heat treat
H-1	—	pitch coke-graphite	950°C
H-2	furan	pitch coke-graphite	160°C 2hr
H-3	pitch epoxy	pitch coke-graphite	900°C 210°C
H-4	—	soot-graphite	950°C
H-5	furan	soot-graphite	160°C 2hr
H-6	pitch, phenol, polyamid imide	soot-graphite	760°C 2hr 250°C 2hr
H-7	—	pitch coke	950°C
H-8	furan	pitch coke	160°C 2hr
H-9	phenol	pitch coke	250°C 4hr
H-10	—	(pitch carbon, mesophase)	3000°C
H-11	—	(pitch carbon, mesophase)	3000°C

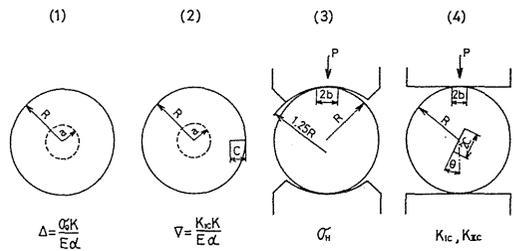


Fig. 5 Disk testing method.

を行う。熱衝撃破壊靱性試験と破壊靱性試験に用いた円板試験片には、予めき裂を加工する必要がある。熱衝撃破壊靱性試験に用いる円板試験片は縁き裂長さ $c=4.5\text{mm}$ に加工した。この縁き裂の加工はまず、フライス盤に取り付けた厚さ0.5, 0.3, および0.2mm, カッターによってスリットを切り込み、次いでコンプレータで測定しながら刃先を鋸歯状に加工したカミソリ刃により先端を鋭く

仕上げた。破壊靱性に用いる円板試験片は、中心き裂 $2c=12\text{mm}$ に加工した。この中心き裂の加工は超音波加工機で幅11mm, 厚さ0.2mmの刃を用い加工を行い、両先端を鋭く仕上げた。Table 2は、メカニカルシール用炭素試験片の機械的ならびに熱的性質を示す。H-1, -4 および-7は未充填処理の素材であり、後述のメカニカルシールの直接の実験に供しなかった。熱応力や摺

Table 2 Physical properties of carbon-graphite specimens for mechanical seal

Specimen designation	H-1	H-2	H-3	H-4	H-5	H-6	H-7	H-8	H-9	H-10	H-11
Apparent density ρ (g/cm ³)	1.70	1.83	1.86	1.73	1.85	1.81	1.60	1.73	1.75	1.65	2.00
Shore hardness H_s	59	77	75	65	90	93	80	100	100	115	85
Bending strength σ_b (MPa)	47	63	58	41	59	62	49	62	71	72	88
Compressive strength σ_c (MPa)	98	176	176	137	216	235	176	196	196	245	196
Tensile strength σ_t (MPa)	25	27	29	19	26	25	25	27	30	39	45
Young's modulus E (GPa)	12	14	14	13	16	16	12	14	15	18	15
Thermal conductivity k (W/m°C)	35	35	41	38	38	19	12	12	12	17	126
Thermal expansion α ($\times 10^{-6}/^\circ\text{C}$)	4	5	5	3	7	10	4	7	8	3	5

動接触応力に密接に関係するせん断強度については直接実験しなかった。しかし、せん断強度 τ_s はI4式のモードIとモードIIの破壊靱性の間の $K_{IIc}/K_{Ic}=1.2$ なる関係があることから引張強度 σ_t との間に次式の関係が推定される。

$$\tau_s / \sigma_t = K_{IIc} / K_{Ic} = S_3 \tag{20}$$

すなわち、 τ_s は σ_t の1.2倍である。この推定はAGOT黒鉛⁽¹³⁾の $\tau_s=13.4\text{MPa}$, $\sigma_t=11.0\text{MPa}$ であるデータの比率率1.21からもよく支持される。

4.1.2 熱衝撃抵抗の測定

Fig. 5(1)に示したように、円板の中心の半径 a なる領域を加熱量 Q_0 (qR^2/k , $q=W/\pi a^2 h$, R は円板半径, W は加熱電力, h は円板の厚さ)でステップ状に加熱する時、円板の円周方向の非定常熱応力 σ_θ は、初期温度ゼロ、外側境界断熱の条件において、Riney⁽¹⁴⁾により次式のように与えられている。

$$\frac{\sigma_\theta}{E\alpha Q_0} = 2 \left(\frac{a}{R} \right) \sum_i \left[J_1 \left(m_i \frac{r}{R} \right) \frac{R}{m_i r} m \right]$$

$$-J_0 \left(m_i \frac{r}{R} \right) \frac{J_1 (m_i \cdot a/R)}{m_i^3 \{ J_0 (m_i) \}^2} \times \{ 1 - \exp(-\tau m_i^2) \} \tag{21}$$

ここに、 τ は無次元時間で $\kappa t/R^2$ 、(κ は熱拡散率 $k/\eta r$, η は比熱, r は比重, t は時間), m_i は $J_1(r)=0$ の正根で、 Σ はこの正根すべてについての総和をとる。上式は、 $\tau > 0.25$ では最大の熱応力に収束する。この最大の引張応力 $S_* = \sigma_{\theta \max} / E\alpha Q_0$ は、 a/R のみの関数で表わされる特性無次元熱応力である。本報告の $a/R=0.3$ なる場合は、 $S_*=1.100 \times 10^2$ である⁽³⁾。いま $\tau > 0.25$ に対応する時間 t_* まで、ステップ状にアーク放電による急加熱を行い、円板の外周部にき裂を生ずる限界の加熱電力 W を測定しさえすれば、熱応力に関する材料の物性値を一括した熱衝撃抵抗 Δ は、 $\sigma_{\theta \max}$ を引張強度 σ_t と等しくおけば次式から決定される。

$$\Delta = \sigma_t k / E\alpha = \beta_1 W S_* / \pi h (a/R)^2 \tag{22}$$

上式で β_1 は加熱効率であって、次項で述べる。 h は円板試験片の厚さである。加熱時間 t は $\tau=0.25$ に対応する

時間 $t_* = \tau \eta r R^2 / k$ を, シール材の物性の温度依存性を考慮し, Table 3 のように計算された。熱衝撃抵抗は, 熱衝撃係数または熱衝撃強度などとも称され, 破壊を生ずることなく単位間隔を通過しうる最大の熱流速度を意味し, 材料の熱応力強度を示す尺度である。なお実験はさきに本研究室において試作したアーク放電熱衝撃試験装置⁽³⁾を用いて行った。

Table 3 The heating time in the arc discharge heating for disk specimens.

Specimen	The heating time t(sec)
H-1	10
H-2	10
H-3	10
H-4	10
H-5	10
H-6	15
H-7	20
H-8	20
H-9	20
H-10	5
H-11	3

4.1.3(3) 熱衝撃破壊靱性試験

Fig.5(2)に示したように, 予め長さ c なる縁き裂加工した円板に対し, 前項と同様な熱衝撃を作用させ, き裂が伝ばする限界の電力値 W を測定することにより, 熱衝撃と破壊靱性に関する物性を一括した熱衝撃破壊靱性値 β が次式から決定される。⁽⁴⁾

$$\beta = K_{IC} \cdot k / E \alpha = F_1 \sqrt{\pi c} \cdot \beta_2 W / \pi h (a/R)^2 \quad (23)$$

ここに, F_1 は縁き裂を有する円板に対しての(21)式の熱応力を多項式近似して得られた無次元応力拡大係数である。本研究の $a/R=0.20$, $c/R=0.3$ なる場合は $F_1=0.727 \times 10^2$ である。⁽⁴⁾

アーク放電による加熱時間 t_* および効率 β_* は前項と同様にそれぞれの炭素試料について求めた。

4.1.4 加熱効率 β の評価

円板の中心のアーク放電加熱による熱衝撃試験における電力の測定は, 加熱系の電流 I と円板に接近した個所にセットした電圧 V の積として求められる。Fig. 6 は試験片円板①と上・下の黒鉛電極②, ③およびその銅製保持具④⑤の状況を示したものである。アーク放電の上・下の端子は, 毎回の試験毎に, その端面を研磨して一定の条件にする関係上, 電圧端子は直接電極に取り付けず,

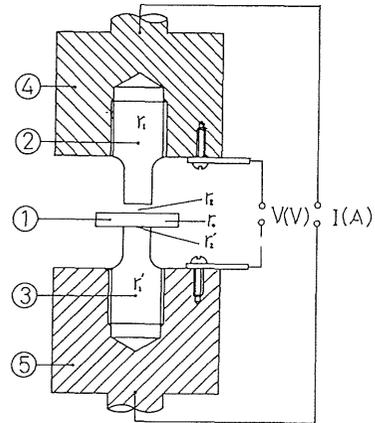


Fig. 6 Evaluation of the heating efficiency β in the thermal shock testing apparatus.

それぞれの保持具にねじ接続させてある。それゆえ, 電圧 V は上および下の電極の抵抗 r_1 および r_1' , 上部電極と円板の間のアーク放電部の抵抗 r_2 と, 円板と下部電極との接触抵抗 r_2' による損失を控除した円板部の抵抗 r_0 による値を推定せねばならない。アーク部での抵抗 r_2 による発熱量は, 上部電極と円板上面の消耗量がほぼ同じであることから, その半分が円板に供給されるものと考えてよからう。また, 円板の下面と下部電極の消耗の程度がほぼ同じであるから, 接触抵抗 r_2' は, 円板を含めずに上・下の電極を軽く接触させた状態における接触抵抗による発熱の半分が円板に供給されるものと考えてよからう。いま, 種々の電流に対して上・下電極を軽く接触させた場合の電力 W_0 , 上・下電極間で直接アーク放電を行った場合の電力 W_1 および円板を含めた実験状態の場合の電力 W を測定する。いま, Fig. 6 のように各部の抵抗に記号づけると, 電力 W_0, W_1 および W は次のようになる。

$$W_0 = I^2 (r_1 + r_2' + r_1') \quad (24)$$

$$W_1 = I^2 (r_1 + r_2 + r_1') \quad (25)$$

$$W = I^2 (r_0 + r_1 + r_2 + r_2' + r_1') \quad (26)$$

円板の加熱電力 W' は

$$W' = I^2 \{ r_0 + (r_2 + r_2') / 2 \} \quad (27)$$

であるから, 加熱効率 β は

$$\beta = W' / W \quad (28)$$

と定義すれば, (24)–(27)式から

$$\beta = \{ W - (W_0 + W_1) / 2 \} / W \quad (29)$$

一例として、H-2 および 3 材に対して $a/R=0.3$ の場合、種々の電流に対する電力の測定結果を示せば Fig. 7 のようになる。

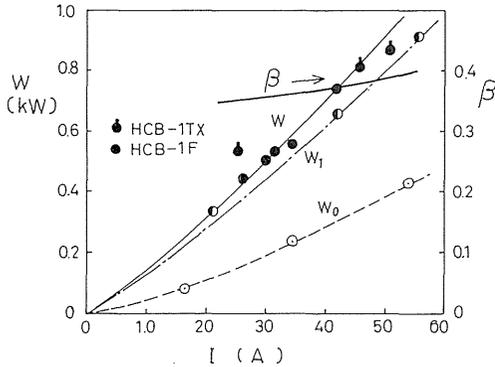


Fig. 7 Heating efficiency β deduced by the measurements of electric powers in the arc discharge. ($a/R=0.3, 2a=9\text{mm}$)

4.1.5 熱衝撃特性に関連する機械的性質の測定

メカニカルシール材の熱衝撃抵抗とその破壊靱性の実験に関連する物性として、同じ円板試験片による圧裂引張強度および破壊靱性の測定を行った。

4.1.5(1) 圧裂引張強度試験

円板の直径方向圧縮による圧裂引張強度試験は円弧形圧子を用い、接触幅により補正する淡路と佐藤⁽³⁾が開発した方法により測定した。Fig. 5(3)はこの要領を示したもので、直径 $2R$ 、厚さ h なる円板の円弧形圧子による Hertz の接触幅 $2b$ を考慮した圧裂引張強度 σ_H は、次式で表わされる。⁽¹⁵⁾

$$\sigma_H = \left\{ 1 - 1.15 \left(\frac{b}{R} \right)^2 + 0.22 \left(\frac{b}{R} \right)^3 \right\} \sigma_P, \tag{30}$$

$$\sigma_P = P / \pi R h$$

ここに、 σ_H は集中荷重 P によるときの中心の引張強度、接触幅 $2b$ は圧感紙を円板と圧子との間に挟み、その圧痕から測定した。本研究の方法により圧子の内半径を適当に選べば接触部からき裂を生ずることがなく、二軸応力場の引張強度を求めることができる。

4.1.5(2) 破壊靱性試験

Fig. 5(4)に示すように、円板の中心部に予め長さ $2c$ なるスリットを加工しておき、これに前項と同様な圧裂

試験を行うことにより、スリットを伝ばさせる荷重 P_C から破壊靱性値 K_{IC} は次式から定まる。⁽¹²⁾

$$K_{IC} = N_{IH} \frac{P_C}{R h} \sqrt{\frac{c}{\pi}} \tag{31}$$

ここに、 N_{IH} は Hertz の接触圧を考慮した Mode I の無次元の応力拡大係数で、次式に表わされる。

$$N_{IH} = N_{IP} \left\{ 1 - (b/R)^2 \right\} / \delta_I, \tag{32}$$

$$\delta_I = 1 + \left\{ 1.45 - 7.8 (c/R) + 14.7 (c/R)^2 \right\} \times (b/R)^2$$

N_{IP} は集中荷重による場合の Mode I の応力拡大係数で、本報告のき裂寸法比 $c/R=0.4$ の場合、 $N_{IP}=1.243$ である。

この円板の中心のスリットの角度 θ を適当に傾けることにより、Mode II の破壊靱性値も系統的に測定することができる。その時の破壊靱性値は K_{IC} と同様にして次式より求まる。

$$K_{IIC} = N_{IIC} \frac{P_C}{R h} \sqrt{\frac{c}{\pi}} \tag{33}$$

ここに

$$N_{IIC} = N_{IIP} \left\{ 1 - (b/R)^2 \right\} / \delta_{II} \tag{34}$$

$$\delta_{II} = 1 + \left\{ -0.08 - 0.9 (c/R) + 2.2 (c/R)^2 \right\} \cdot (b/R)^2 \tag{35}$$

4.2 メカニカルシールの実用試験の方法

4.2.1 メカニカルシール用試験装置

Fig. 8 は本研究室において試作した 2 セットのメカニカルシールの実用試験装置の全体写真を示す。前掲の Fig. 1 はその左側軸端側の構成を示す。図において、①

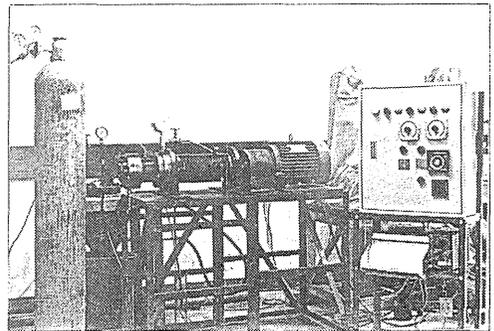


Fig. 8 Mechanical seal testing apparatus.

および②はOリングによりそれぞれ容器および軸に固定されたカーボン回転リングおよび超硬合金による固定シールリングを示す。②はカラー③を介してばね④により押圧され、ばね保持⑤に保持される。⑤はセットねじ⑥により軸⑦に固定される。

4.2.2 試験方法

メカニカルシールの実用試験は、压力容器内の密封流体(C重油)を窒素ガスにより加圧してシールボックス内に圧送し、Table 4 に示した条件で運転する。このよ

Table 4 Testing condition by the mechanical seal testing apparatus.

Shaft diameter	40 mm
Rev. speed	3000 rpm
Oil pressure	0.68 MPa
Spring pressure	0.10 MPa
Surface pressure	0.94 MPa
[PV] value	7.06 MPa·m/s
Sealing liquid	C-heavy oil*
Counter face ring	Tungsten carbide
Testing time	30min,on - 60min,off
Cycle	100 cycles

* 12 cSt (110°C)

うにして実用に近い条件で各試料につき、[PV]値一定の下で作動させ、その結果メカニカルシールの摺動面に現われる熱応力割れやブリスター、その他の有害な損傷を観察する。これらの観察には顕微鏡および超あらさ計を用いた。

5. 実験結果とその考察

5.1 メカニカルシール用炭素材の熱衝撃抵抗性

5.1.1 熱衝撃抵抗

メカニカルシール用11種類の炭素材試料について種々の放電電力によって熱衝撃加熱を行い、加熱時間 t_* においてき裂が発生する限界の電力を測定した。加熱時間内にき裂が発生しなければ新たにより大なる放電電力で実験を繰り返し、熱応力破壊を起す放電電力のしきい値を決定した。熱応力き裂は加熱中明瞭に観察されるが、室温に冷却すると閉じてしまう傾向にある。Fig. 9(a)は、試料円板のき裂発生の様子を示し、Fig. 9(b)に試料円板き裂の顕微鏡写真を示す。Fig.10は放電電力のしきい値の上・下限より熱衝撃抵抗 Δ を求めて比較したものである。(図において斜線部の上限と下限はすべて破壊する

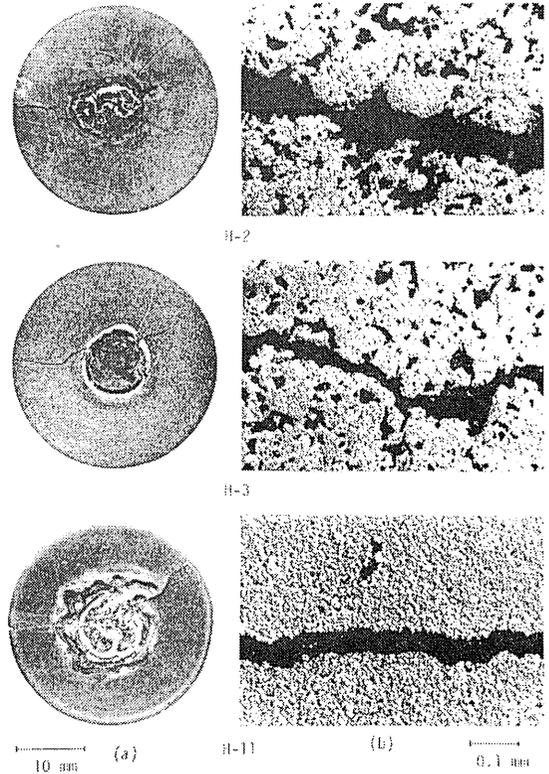


Fig. 9 Typical fracture appearances in the testings of the thermal shock resistance of carbon disk.

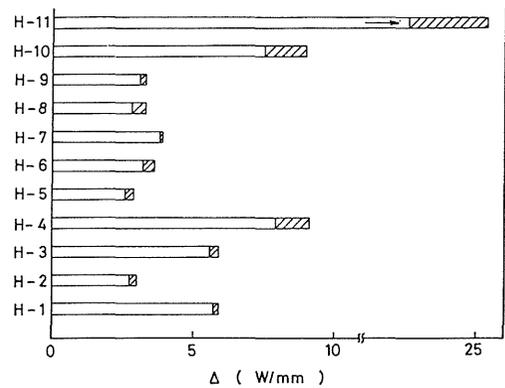


Fig. 10 Thermal shock resistance of carbon-graphite for mechanical seal.

限界と破壊することのない限界を示す。)これによると、H-11, -10および-4が非常に大きな値を示し、次いでH-1および-3が大きいことを示している。また、同一の素材の試料では、樹脂含浸を行うことは、熱衝撃抵抗を弱める傾向がある。同様な傾向はH-4, -5, および-6にも顕著に現われている。ただし、H-1とH-3はほぼ同等の値を示している。

H-1, -4および-7は多孔性の黒鉛素材であるがこれらを比較すれば、熱伝導率 k が大なるほど、線膨張係数 α が小なるほど熱衝撃強度は大きい。しかし引張強度などの機械的強度に対しては一定の傾向をみることはできない。参考のため、11種類の材料について室温における引張強度 σ_t 、熱伝導率 k 、縦弾性係数 E 、線膨張係数 α より計算された熱衝撃抵抗のパラメータ $\sigma_t k / E \alpha$ をTable 5に示す。これによって、本研究の電力しきい値より計算された熱衝撃抵抗を比較すると、測定温度の差異により絶対値には差異があるが、相対的にはかなりよい対応を示している。しかし、熱応力の樹脂含浸に及ぼす影響より相互の大小が合わないものもある。

5.1.2 熱衝撃破壊靱性試験

Fig. 11 (a)はメカニカルシール用炭素材料のき裂伝ばの様子を示したものである。Fig. 11 (b)は緑き裂先端のき裂成長伝ばの顕微鏡写真である。また、Fig. 12は炭素材料9種類のき裂伝ばのしきい電力の上限と下限から熱衝撃破壊靱性値 ∇ を計算して比較したものである。これによれば、H-1, -3, およびH-11が大なる値を有している。熱衝撃抵抗が大きくとも、必ずしも同じ比

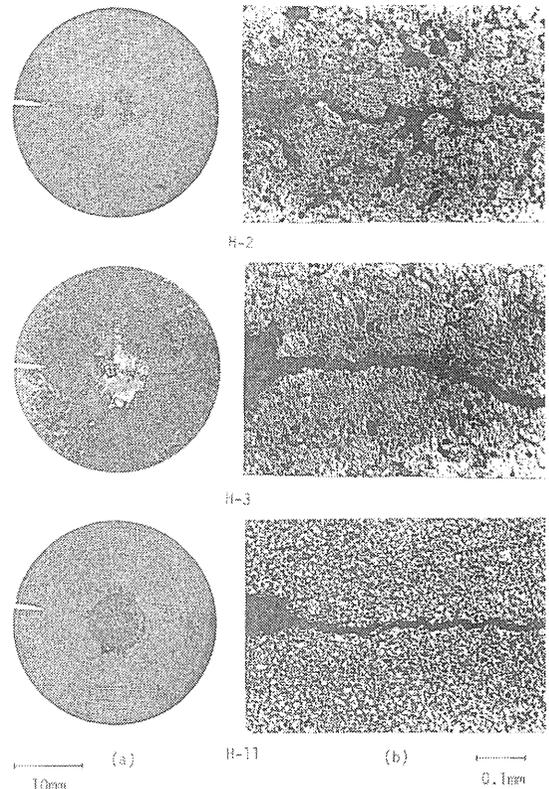


Fig. 11 Typical fracture appearances in the testings of thermal shock fracture toughness of carbon disks.

Table 5 Comparisons between measured values of the thermal shock resistances and the fracture toughness and their calculated values from relating properties of specimens.

Specimen	Δ (W/mm)	$\sigma_t k / E \alpha$ (W/mm)	∇ (W/mm ^{1/2})	$K_{IC} k / E \alpha$ (W/mm ^{1/2})
H - 1	5.86	18.2	13.3	23.3
H - 2	2.93	14.0	9.0	17.4
H - 3	5.75	17.4	10.5	21.2
H - 4	8.57	18.7	10.0	22.1
H - 5	2.79	9.3	6.8	10.1
H - 6	2.43	2.1	7.1	3.2
H - 7	3.82	6.1	7.9	7.6
H - 8	3.07	3.3	7.1	4.3
H - 9	3.14	3.0	7.9	3.3
H - 10	8.25	12.4	9.0	7.0
H - 11	23.5	77.0	14.1	53.6

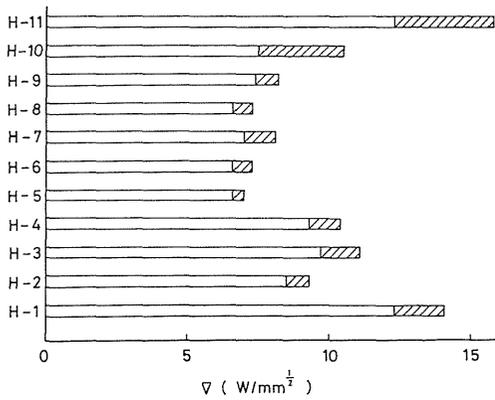


Fig. 12 Thermal shock fracture toughness of carbon-graphite for mechanical seal.

率で熱衝撃破壊靱性は大きい値を示さないことが分かる。Table 5 に熱衝撃破壊靱性のパラメータ K_{IC} $k/E\alpha$ の計算値との比較を示す。

5.1.3 関連する機械的性質

5.1.3(1) 圧裂引張強度

本研究で行った圧裂引張り試験法は円弧形圧子を用いることにより広くぜい性材料に対し適用できる試験法であるが、今回の実験では接触部より面方向に層状に崩れ易いため正確な測定が困難であった。また、この時の荷重 P 、接触幅 b および半径と接触幅の比 b/R 、圧子円弧半径 r_2 はそれぞれ、 $p=350\text{kg}$ 、 $b=5\text{mm}$ 、 $b/R=0.33$ 、 $r_2=1.15 R=37.5\text{mm}$ であった。崩れが生じた原因には次の2点が考えられる。(1)試験試料は成形、焼成、樹脂含浸などにより幾分層状を呈すること、(2)最大接触圧が試料の強度を幾分上回る可能性があることである。圧縮荷重 P による最大接触圧 P_{0max} は円板の厚さを h とすれば、Hertz の公式 ($P_{0max} = 2P/\pi bh$) より前述の条件で計算すると、 $P_{0max} \approx 15\text{kg}/\text{mm}^2$ 以上であった。各試料の圧縮強さは、カタログ値によれば $11\sim 26\text{kg}/\text{mm}^2$ である。今後圧子半径をより小さいものにするによって接触幅を増加させるなど再検討を要する。

5.1.3(2) 破壊靱性試験

その中心にスリットを有する円板の圧裂法によるき裂発生はスリット先端より発生し、その直後直ちに伝ばして破壊に至る。破壊靱性値はこの破壊荷重により計算し

た。またき裂の伝ばは炭素材料の空隙や欠陥を縫うように進行することが分った。Fig. 13 は試料炭素材料11種の圧裂法による Mode I および Mode II の破壊靱性値を比較したものである。これによると樹脂含浸した材料の方が含浸していない材料よりも大なる靱性を有している。さらに Mode II の靱性は Mode I の靱性よりも大なる値を有しており、 K_{IIc}/K_{Ic} の値 S_3 は約 $1.1\sim 1.4$ と材料によらずほぼ一定の値を示した。後述の計算では $S_3=1.2$ を採用した。

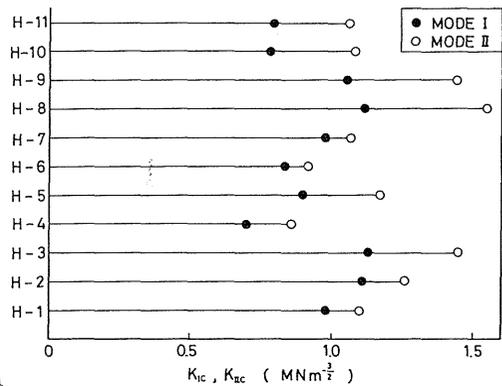


Fig. 13 Mode I and II fracture toughnesses of carbon-graphite for mechanical seal.

5.2 メカニカルシールの実用試験

メカニカルシールの実用試験は前述の装置 (Fig. 8) を用い、Table 4 の運転条件により実施した。試験用メカニカルシールは、Table 2 の試料のうち素材料を除く7種類の試料 (H-2, H-3, H-5, H-8, H-9, H-10 および H-11) についてC重油を密封流体として試験を行った。運転時間は100cycles, 計100時間である。実験中の温度記録の一例をFig. 14に示す。1 cycle 1時間における最高温度は約 $110\sim 147^\circ\text{C}$ 、最低温度は約 $51\sim 74^\circ\text{C}$ であった。本実用試験装置は前述のように2セットのメカニカルシールを同時に試験できるようになっている。説明の都合上シリンダーヘッド(左側)を①、モーター側(右側)を②と区別して試験結果を述べる。Table 6 は各試料リングの運転後の摩耗量、リーク量およびブリスター状き裂発生の度合を5段階評価で表示したものである。なお、Fig. 15 は試験後のリング摺動面とその顕微鏡観察の一例を示す。なお、リークは①側、②側のメカニカ

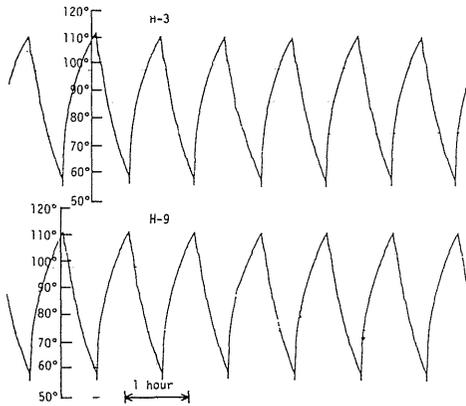


Fig. 14 Typical temperature records in the mechanical seal testing apparatus.

Table 6 Experimental results of carbon-graphite rings of mechanical seal.

Specimen	Wear (μm)	Leakage (ml)	Crackings*
H-1	—	—	—
H-2	4	24	4
H-3	6.5	1	1
H-4	—	—	—
H-5	10	45	5
H-6	10	5	2
H-7	—	—	—
H-8	4.5	6	3
H-9	26	38	5
H-10	4	6	1
H-11	8.5	1	1

* Blistering, pitting and hair cracking. A smaller number is better in the five-steps evaluation.

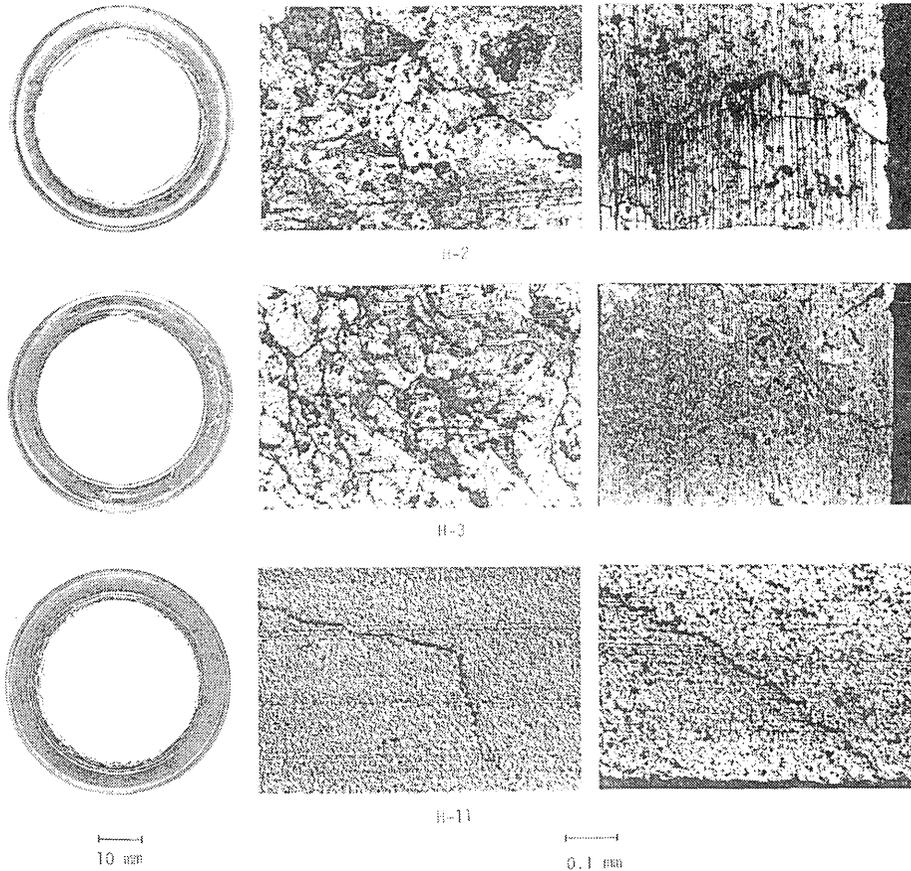


Fig. 15 Typical appearances of carbon rings after testings by the mechanical seal testing apparatus.

ルシールについてそれぞれ目盛付きシリンダーにより測定したが, メカニカルシールのどの部分からリークしたかは判別できない。この中には, 特にフランジとシールリングの間の, プッシュのためのOリングによるリークも含まれるように思われる。同時に試験した①と②のシールでは, ①の方が摩耗量が比較的大きい傾向がある。

5.3 ブリスターの発生機構

5.3.1 ブリスターの観察

炭素の摺動面上のブリスターはFig. 15に示したようにラップ面上に局部的に光沢を失い, 一見して曇ったように見え, 顕微鏡によってみるといくつかのピット状の欠陥とそれらを結ぶような多数の線状のき裂が認められる。さらにあらさ計によってブリスター個所を走査すると, Fig. 16に示すようにブリスター部は全体として1~2 μ m程度の隆起があり, その上にピッチングとき裂による鋭いクレビスが現われる。

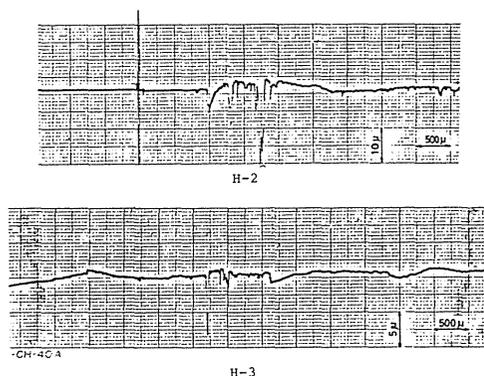


Fig. 16 Roughness on blister of carbon ring recorded by a roughness meter.

本研究における軸封液としてC重油を用いたが, Fig.15をみるとC重油が摺動加熱により内周縁の一部に固定しており, これが摺動面の伝熱を阻害させるので, 局部的に熱膨張を生じさせ摩擦係数の増大を助長させよう。

5.3.2 ブリスターの発生機構

シール面の熱応力割れについてAber⁽⁶⁾は, 液体が摩擦面にリークしてきてシールリングが急冷される瞬間に生じるとしている。これは摩擦面の割れを引張応力によると単純に考えているが, 前述のようにせん断応力に

よって破壊する。Mayer⁽⁶⁾らは熱応力割れは摩擦加熱の間の摺動面の不均一な加熱によるものとしている。AberやMayerらによると, それらの熱応力的な割れはシール面の表面に小さな空洞欠陥(Cavities)を形成するものとしているがその過程の説明がなされていない。

筆者らはメカニカルシールの炭素摺動面にピッチング, き裂および隆起に特徴づけられるブリスターを発生させる機構として次のように考える。摺動面は精密にラップされてはいるが, 局部的には平均圧力を上回る微細な凸部があり, このような凸部は局部的に大きな[PV]値を負担するため集中的な発熱を生ずると考える。炭素試料が樹脂などで不浸透処理が施されていれば, これらは概して熱膨張率が大きいので, 局部的な軟化膨張を生じ, 摩擦が増大し局部的な[PV]値や発熱を増大させる。この個所は局部的な発熱による熱応力と摺動接触応力の場になる。これらのせん断応力により材料に先在する微小欠陥がモードII形のき裂に成長し, これが摺動されピットを生じブリスターに発達する。このような過程で摺動面上の密封流体の圧力やキャビテーションはき裂の伝ばとピッチングを助長させるであろう。以下, これらブリスターの生成過程について定量的な検討を試みる。

(1) 局部的加熱による熱応力

前述の偏心的に局部加熱された厚平板の熱応力において, 加熱円の中心部では圧縮応力場であり, それゆえその主応力差によるせん断応力によるモードII応力拡大係数 K_{II} が限界モードII破壊靱性 K_{IIc} に達したとき, き裂伝ばを生ずる。しかし, K_{II} の評価のためにはき裂寸法 c を規定しなければならないが, c の値が不明なので, せん断応力とせん断強度について検討する。最大せん断熱応力 τ_{smax} は10式より次式で表わされる。

$$\tau_{smax} = \frac{\bar{\tau}_{smax} \cdot E \cdot \alpha (b/2) \cdot S_1 \cdot f}{k (1-\nu) j} \times [PV] \quad (8)$$

上式にTable2のたとえば平均的な材料, H-2のデータを用い, $E=13.7 \text{ GP}_a$, $\alpha=5 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$, $k=34.9 \text{ W/m}^\circ\text{C}$, $\nu=0.2$, $f=1/3$, $S_1=100$, メカニカルシールの実験条件から $b=5 \text{ mm}$, $[PV]=72 \text{ kg m/cm}^2 \text{ s}$ ($=7.06 \text{ MP}_a \cdot \text{m/s}$) また $\bar{\tau}_{smax}=0.028$, $J=102 \text{ kg mm/w} \cdot \text{s}$ を代入すれば,

$$\tau_{smax} = 39.6 \text{ MP}_a \quad (8')$$

この値はH-2材の20式から推定されるせん断強度 $\tau_s=27.5 \text{ MP}_a \times 1.2=33.0 \text{ MP}_a$ を約20%上回る。しかし, 局

部分的加熱集中度 S_1 が約85程度にとれば、 τ_{smax} は τ_s に等しくなる。

次に、加熱円に近接する円板外周縁は最大引張応力 $\sigma_{\theta\theta}$ が H-2 材の引張強度 σ_t に達したとき破壊を生ずるとすれば、(2式より

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{\overline{\sigma_{\theta\theta max}} E \alpha (b/2) S_1 f}{k (1-\nu) j} \quad [PV] \quad (37)$$

$\overline{\sigma_{\theta\theta max}} = 0.016$ として同様なデータを用いれば、

$$\sigma_{\theta\theta} = 23.1 MP_a \quad (37')$$

この値は H-2 材の引張強度 27.5 MP_a を約19%下回る。

(2) 摩擦を伴う接触応力

摺動面に局部的な隆起が存在すればその個所には摩擦を伴う接触応力が積み重なる。

SmithとLiu⁽¹⁷⁾はHertz流の接触圧 $p = P_0 \sqrt{1-(x^2/a^2)}$ (P_0 は最大中心圧力、 a は接触幅の半分、 x は摺動方向距離)に加えて接線力 $q = q_0 \sqrt{1-(x^2/a^2)}$ ($q_0 = f P_0$)が同時に働く場合の接触応力の計算を行っている。この計算によると、単位幅当りの垂直接触荷重を P_s とすれば、 $P_0 = 2 P_s / \pi a$ なる関係があり、 $f = 1/3$ のとき、最大主応力は次のようになる。

$$\begin{aligned} \sigma_{s1} &= -1.39 P_0, \quad \sigma_{s2} = -0.72 P_0, \\ \sigma_{s3} &= -0.53 P_0 \end{aligned} \quad (38)$$

このとき最大せん断応力は次のようになる。

$$\tau_{smax} = (\sigma_{s3} - \sigma_{s1}) / 2 = 0.43 P_0 \quad (39)$$

σ_{s1} は摺動面と約36°の方向に作用する。Fig. 17(a)はこ

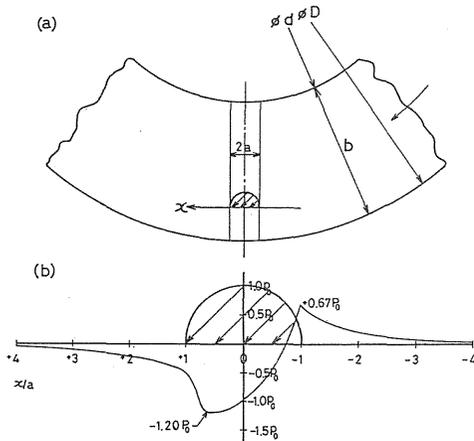


Fig. 17 Simulation of blister in a mechanical seal by sliding contact load.

の接触圧の分布をメカニカルシールの摺動面上にシミュレートしたものである。同図(b)は摺動面上の垂直応力 σ_{sx} の分布を示したもので、接触部中心より少し前方の0.3aの個所に最大圧縮応力 $\sigma_{sxc} = -1.20 P_0$ 、接触部後端に最大引張応力 $\sigma_{sxt} = 0.67 P_0$ を生ずる。それゆえ、回転摺動により全振幅1.87 P_0 で繰返し摺動を受ける。

前述のメカニカルシールの実験において、Table 4 から摺動面に対してばね圧0.10 MP_aと油圧0.68 MP_aが、シールリング(外径D=52.5mm, 内径d=42.5mm)面上に全荷重Pとして作用すると、 $P = 582 N$ となる。この荷重がリングの数箇所($S_4 = 5$)で幅 $b = (D-d)/2 = 5 mm$ にわたり分布すると仮定すれば、単位幅当り荷重は $P_s = 2 P / S_4 (D-d) = 23.3 N/mm$ である。この荷重が、前項の熱応力の場合と同じ比率 $2 a/b = 0.2$ の幅、すなわち $2 a = 1 mm$ の幅に分布するものとすれば、中心の最大圧力 P_0 は

$$P_0 = 2 P_s / \pi a = \frac{4 P}{S_4 \pi a (D-d)} = 29.6 MP_a \quad (40)$$

この状態をFig. 17(b)に示す。これから

$$\begin{aligned} \tau_{smax} &= 0.43 P_0 = 12.7 MP_a, \\ \sigma_{sxc} &= -1.20 P_0 = -35.6 MP_a, \\ \sigma_{sxt} &= 0.67 P_0 = 19.9 MP_a, \end{aligned} \quad (41)$$

上式において、 σ_{sxc} は材料H-2の圧縮強度167 MP_aに比べ小さいが、 τ_{smax} はせん断強度33.0 MP_aの約38%、 σ_{sxt} は引張り強度27.5 MP_aの約72%である。

(3) 内圧力によるブリストアの発達

前項の局部的な摺動荷重 P_0 が炭素材料の先在欠陥に内圧として作用する場合のき裂先端の応力拡大係数を検討する。Fig. 18は R_1 なる円孔状欠陥の左右に C_1 なる線状き裂が内圧力 P_0 を受ける状況を示すもので、この場合の

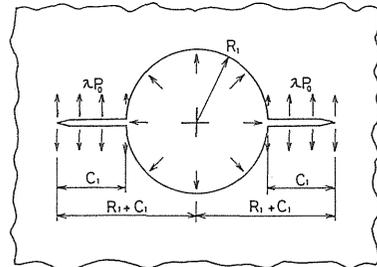


Fig. 18 Crack propagation of a circular defect with cracks by internal pressure.

応力拡大係数 K_I はNewman⁽¹⁸⁾によって次式のように与えられている。図において λ は円孔内とき裂部の内圧比で、き裂の中に油圧が入り難いとすれば $\lambda < 1$ である。

$$K_I = P_0 F_\lambda(\xi) \sqrt{\pi C_1} \cdot \eta, \quad (42)$$

ここに、 $\xi = C_1 / (R_1 + C_1)$ 、 $F_\lambda(\xi) = (1 - \lambda) F_0(\xi) + \lambda F_1(\xi)$ である。 η は補正係数で、2次元欠陥の場合 $\eta = 1$ であるが、ブリストーのような3次元欠陥とすれば、村上⁽¹⁹⁾の補正係数を適用できるものとすれば、 $\eta = 0.9$ である。いま $\lambda = 0.5$ とし、 $2R_1$ を炭素材の最大粒子径 $20 \mu\text{m}$ 、き裂長さ C_1 を $10 \mu\text{m}$ とし、 $\xi = 0.5$ 、 $F_0(\xi) = 0.404$ 、 $F_1(\xi) = 1.36$ 、 $P_0 = 29.6 \text{MPa}$ を代入すれば

$$K_I = 0.13 \text{MNm}^{-3/2}$$

なお、 $\lambda = 1$ とすれば、 $K_I = 0.20 \text{MNm}^{-3/2}$ である。これらの値はH-2材の K_{Ic} の値 $1.12 \text{MNm}^{-3/2}$ に比べ小さい。しかし、H-2材のブリストーの写真から $2R_1 = 0.1 \text{mm}$ とし $C_1 = 50 \mu\text{m}$ にみれば、 $\lambda = 0.5$ および1に対する同様な計算から $K_I = 0.29 \text{MNm}^{-3/2}$ および $0.45 \text{MNm}^{-3/2}$ を得る。これから内圧力だけではブリストーき裂を局部的に伝ばさせ得ないであろうことが分かる。

以上、メカニカルシールの摺動面上に(1)熱応力、(2)摺動接触応力および(3)内圧力が作用する場合について、かなり大胆な仮定のもとにブリストーの発生を検討した。Table 7は(1)、(2)について摺動面のブリストーの中心部

Table 7 Estimations of stresses occurring blister on the sealing face of mechanical seal.*

	Center (τ_{smax})	End (σ_{tmax})
Thermal stress (MPa)	40.3	23.1
Contact stress (MPa)	12.7	19.9
Total (MPa)	53.0	43.0
Material strength (MPa)	33.0	27.5

* H-2

のせん断応力と接近する端部の引張応力を表示し、材料(H-2)のそれぞれの強度と比較したものである。熱応力と接触応力がその端部における作用位置が必ずしも一致するものではないが、その合計値はともに材料強度のおよそ1.6倍になっている。それゆえ、計算上はメカニカルシールの破損が進行しうることが示される。

6. 結 論

以上、メカニカルシールのシステム設計の基礎となる[PV]値がその摺動材として熱衝撃抵抗 Δ および熱衝撃破壊靱性 Γ の関数で表わされることを明らかにし、代表的な炭素黒鉛質摺動材の円板11種類について Δ および Γ の実験的測定を行った。ここに得られた Δ および Γ はそれぞれのパラメータの室温における測定値から計算した値とは温度および破壊の非線形性などのため差異があるが大小の強度にはよい一致がみられた。

また数種の材料については直接メカニカルシールの実用試験を行い、その性能とそのリークの状態を測定し、また摺動面の破損の状態を観察した。その結果、リークおよび破損の大小は Δ および Γ の大小によく対応することが明らかにされた。ついでブリストーの発生機構を(1)熱応力、(2)摺動接触応力および(3)内圧を受けるき裂つき円孔の場合について定量的な解析を試みた。その結果は(1)および(2)をともに加えた場合は解析に仮定した定数項にもよるが、摺動材のせん断強度および引張強度と対比し、ブリストー状破損の発生とかなりよく対応するものであること、および(3)内圧力のみによってはブリストー状き裂先端の応力拡大係数が材料の破壊靱性値に達せず、ブリストー状き裂を伝ばさせ得ないであろうことなどが明らかにされた。

参 考 文 献

- (1) 鷺田彰, 新ポイントメカニカルシール, 日刊工業新聞社 (1982) p. 120.
- (2) R. R. Paxton, Manufactured Carbon; A Self-Lubricating Material for Mechanical Devices, CRC Press, Inc. (1979) p. 76.
- (3) S. Sato, K. Sato, Y. Imamura and J. Kon, Carbon, Vol. 13 (1975) p. 309.
- (4) S. Sato, H. Awaji and H. Akuzawa, Carbon, Vol. 16 (1978) p. 103.
- (5) E.マイヤー著, 吉永訳, メカニカルシール, 科学新聞社 (1971) p. 139.
- (6) A. I. Golubiev, Fifth Intern. Conf. Fluid Sealing, Warwick, (1971) p. A2-9.
- (7) W. D. Kingery, J. Amer. Ceram. Soc., (1955) p. 3.

- (8) E. Mayer, VDI-Z., Vol. 102 (1960) p. 728.
- (9) 竹内洋一郎, 石田良平, 辻正利, 機論, A, Vol. 48 (1982) p. 747.
- (10) 淡路英夫, 佐藤千之助, 材料, Vol. 27 (1978) p. 349.
- (11) H. Tada, The Stress Analysis of Cracks Handbook, Del Research Corp. (1973) p. 24. 7.
- (12) H. Awaji and S. Sato, J. Engineering Materials and Technology, ASME-H, Vol. 100 (1978) p. 175.
- (13) Southern Research Institute Report 7744-1961, An Investigation of the Mechanical Behaviour of Grade RVD and AGOT graphites (1966).
- (14) T. D. Riney, J. Appl. Mech., Trans. ASME-E, Vol. 28 (1961) p. 631.
- (15) H. Awaji and S. Sato, J. Engineering Materials and Technology, ASME-H, Vol. 101 (1979) p. 139.
- (16) J. W. Aber, J. Lubrication Engineering, (1964) p. 381.
- (17) J. O. Smith and C. K. Liu, J. Appl. Mech., ASME-E, Vol. 20 (1953), p. 157.
- (18) J. C. Newman, op. cit. (11) p. 19.3 または NA8A TN D-6376 (1971).
- (19) 村上敬宜, ほか, 機論, Vol. 45, No. 342 (1975) p. 360. 以上