

ナトリウム中における摩擦, 摩耗, および
自己融着現象に関する諸外国の試験研究(1)

区 分 変 更	
変更後資料番号	PNC TN942 74-08
決議年月日	平成10年 3月26日

1974年10月

動力炉・核燃料開発事業団
大洗工学センター

この資料は、動燃事業団の開発業務を進めるため、限られた範囲の関係者に配布するものです。供覧、複製、転載、引用、レファレンスおよびその他の利用には、事業団の承認が必要です。なお、開示制限が解除になった場合には、その旨通知します。

動力炉・核燃料開発事業団
計画管理部技術情報室

調査報告

ナトリウム中における摩擦、摩耗、および 自己融着現象に関する諸外国の試験研究(1)

報告者 溝淵 庄太郎 ※

加納 茂機 ※

富永 康夫 ※

期間 1974年 7月 日～1974年10月15日

目的 ナトリウム中における摩擦、摩耗、および自己融着現象に関する海外の試験研究状況を調査し、今後のPNCの試験計画に反映させる。

要旨 ナトリウム中における摩擦、摩耗および自己融着現象に関する試験開発状況を最近の海外文献、情報から各国別にまとめた。

又、アメリカのFFF炉心部で問題となる機器の摺動、接触条件と、最近の摩耗理論について、翻訳した。

※ 動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センター

ナトリウム技術開発室

目 次

1.はじめに	1
2.炉心コンポーネントにおける摩耗、摩擦条件	3
2.1 FFTFの炉心構造のレビュー	3
2.2 FFTFの炉心機構部における接触条件	4
(1) 燃料および制御棒のダクト・パッド	4
(2) 燃料集合体とワイヤーラップ	6
(3) 制御棒の駆動連係部	7
(4) 計測構造物底部機構のラジアル軸受	8
(5) 計測構造物の案内管に対するフレッキシブルな突起部	8
(6) 燃料集合体管に対する計測構造物	9
(7) ノズル受板、炉心支持構造物の接触	9
(8) ナットとボルト	9
2.3 炉容器内取扱い装置 (IVHM) の概要	9
2.4 IVHMにおける接触条件の基準	10
3.各国における摩耗・摩擦試験開発状況	28
3.1 アメリカ	28
(1) LMECの開発状況	28
(2) ナトリウム中における材料の共存性	41
(3) HEDLの開発状況	53
3.2 フランスの開発状況	80
(1) 液体金属中における摩擦と摩耗	80
3.3 ドイツの開発状況	91
(1) ナトリウム中における構造材の自己融着性試験	91
(2) ナトリウム中における材料の自己融着特性	97
(3) 液体ナトリウム中における鋼および合金材料の摩擦特性	100
(4) 燃料集合体ダクトパッド材としてのインコネル718 およびステライトM6の摩擦挙動	102
3.4 英国の開発状況	123

(1) PFR用取扱い機のコンポーネント材の液体ナトリウム	
および蒸気中における摩擦、摩耗特性	123
4. 機械設計における摩耗概念	131
4.1 摩擦理論	131
4.2 摩耗理論	132
4.3 摩耗影響因子	133
(1) 荷重容量	133
(2) 初期摩耗	134
(3) 温度／硬さ	136
(4) Na 中の化学効果	136
4.4 摩耗データの設計への適用	140
(1) 霧囲気	141
(2) 高温かたさ	142
(3) マイルドからシビヤ摩耗への変化	142
(4) 接触形状および摺動モード	142
(5) 面 壓	144
(6) 表面処理	145
(7) 摩 擦	146
5. PNCにおける摩擦、摩耗、および自己融着試験の開発状況	148
5.1 摩耗試験(SW-1)	148
5.2 自己融着試験(SW-2)	164
5.3 腐食融着試験(SW-3)	164
5.4 静摩擦係数測定試験	164
5.5 フレッティング試験	168
6. まとめ	169
7. 文 献	171

1. はじめに

FBRの開発が押し進められるにしたがって、各機器の接触部材、および摺動部材にどの様な材料を選定すべきであるかが設計者にとって、最も大きな関心事となってきた。特に炉心部における機器は、高温のナトリウム中に浸漬されており、自己融着、摩擦、摩耗現象が加速される恐れがある。⁽¹⁾

「常陽」「もんじゅ」の設計に当ってもこれらの摩擦、摩耗現象についても考慮されてはいるが、国内での開発状況は、これら問題とする機器の「モック・アップ」試験の結果だけに頼っていたのが実状で、基本的に設計値となるべき基礎データが不充分であった。このため、試験結果を直接、応用することが出来ず一部「モック・アップ」不可能な機器とか、多少の形状の変更、および、雰囲気条件の変化した機器には、これらの試験データを活かすことが出来なかった。しかし海外では、早くからナトリウム中の摩擦、摩耗挙動に注目し、基礎データを得るために、材料の系統的な諸試験が行われている。^{(2)～(4)}特に、この種の研究開発手段の1つのパターンは、系統的な試験で材料の第一次的な選定試験を行い、選択された材料について、各機器の条件に適合したいわば材料試験側の見地からの「モック・アップ」試験を行う方法がとられている。しかし確立された試験方法がないため、海外の各国とも、独自の装置を製作し、データを得ていた。このため、従来から摩擦、摩耗データにはバラツキが多く、ただちに、設計に反映させるまでには到らなかった。すなわち、海外の情報（一次選定のためのデータ）をすべて日本での設計に反映させる場合、同一部品、同一条件以外のものでは非常な危険を招くことになる。摩擦、摩耗試験の「バラツキ」原因は、次の5項目のパラメータからくるものと予想出来る。

- i) 試験条件の（試験温度、速度、面圧等の条件）変化
- ii) 試験装置の相異（駆動方法、摺動軌跡………反復、又は同一運動）
- iii) 試験片
(材料の製造リレキ、形状効果………接触方式の違い)
- iv) 雰囲気の相異
(ナトリウム系の純度、流動又は静的ナトリウム、ナトリウムによる材料表面のフラッシング効果)
- v) 解析方法の違い
(摩擦係数の算出方法)

この様に、摩擦、摩耗試験には、影響を与える多くのパラメータがあり、海外の文献でもこれらの点に留意してデータを見直すべきである。又PNCにおけるこれらの開発試験を進める上で、より効率的な試験方法をも考慮されるべきであり、この事から各国におけるこれら関連の試験研究につい

て調査の必要があり、今回まとめを行なった。又、

報告は、次の項目にまとめた

- 1) FBR内炉心部機器における摩耗、摩擦条件（今回は冷却系のポンプ、およびSG等における摩耗、摩擦条件は除いた。）
- 2) これらの条件に耐える耐摩耗、摩擦材の選定のため、海外における研究、開発状況
- 3) 摩耗、摩擦試験からのデータを実際の各々の機器に応用するときに必要となる摩耗理論
- 4) PNCにおける摩耗、摩擦関連試験の研究開発

2. 炉心コンポーネントにおける摩耗，摩擦条件

炉心内で問題となる摩耗，摩擦条件については FFTF の炉心におけるこれらの条件に関する文献（5, 6）がある。この FFTF では温度，出力等の条件は異なるが，摩耗，摩擦を伴なう機器の条件に関するものとしては我国の「もんじゅ」と同一とみなされる。

2.1 FFTF の炉心構造のレビュー

燃料ピンは六方体の断面を有するステンレス管内に集められ存在し，幾何学的配列でこれらは炉内に整列している。

液体ナトリウム冷却材の循環する空間を存在させるために，スペーサがその各々の燃料ピンとその隣接したピンおよびラッパー管の内面の間に存在している。

同様にラッパー管もお互いに分離していなくてはならない。最近の設計では約 $4 \times 2\frac{1}{2}$ インチの平坦な摩耗パッドが分離のため管の長さ方向にそって配置されている。

より小さな接触パッド（0.685 in の径）が又管表面に付けられている場合もある。

燃料ピンは 0.056 in 径のステンレス線でそれ自体のまわりを長いピッチで周上に巻き付けることによって分離している。管のパッド部は基本的には平坦と平坦の接触になっているが，一方ワイヤーラップの接触は軸方向にそって約 4° の角度で円柱を横切っている。又集合体の管は，これら自体を位置づけするため孔を有するグリッド・プレート上にたっている。通常 2 つのプレートから成るグリッド・プレート構造は Na がより低いダクト・ノズルを通って燃料集合体に導かれることから，ここで冷却材のブレナムを形成することが出来る。

プレートと集合体における接触条件は本質的には，フラットとフラットである。（球とソケットの組み合わせ）

管の整列は炉心拘束でお互いに保持されている。この炉心拘束は六方にあるパッド間に生ずる通常の荷重によって保たれる。

管のパッド間で生ずる荷重は六方配列によって橋渡しが起る。このことによって荷重が生じるので，この不均一な分配のため，明確にはわからない。

炉心拘束機のクランプ機構によって，炉心内の管を六方の配列にコンパクトにされる。

450°FNa 中，この接触しているパッド間で，高い摩擦現象があるため，これによって炉心を拘束する上で，これが非常な厳しい限定条件となる。（注：燃料交換時のパッド間の摩擦係数が問題となる）

燃料ピンは六角形の管にたばになって密に配列され，ピンのたばと管の壁との間には，約 0.375 mm の隙間がある。

ピンとワイヤとの間の荷重，およびワイヤと管壁間の荷重はピンのバウイングの量によって変

化してくる。

駆動部分をもつ計測構造物は炉心の各種測定のため使用されるが、この六角形の管は頂部を保持している。この部分は炉心それ自身より、低い温度となっている。FFF炉心内の接触および摩耗条件に関する設計を行うためには接触条件の確実で正確な判定基準が要求される。この基準とは、接触の様式、摺動数、摺動速度、運動の方向、総運動量、最大荷重、環境、そして基準となる破壊条件である。

炉心コンポーネント（管とか燃料ピンの如く）で予想される多くの運動は、流動Na中の熱勾配のためからくる熱膨張差によるものである。これは一般的に断続的な間隔でゆっくりと運動する。又これに加えて管と燃料ピン周囲を通って流れるナトリウムが振動を起し、そしてこれによって誘因された運動は連続的ではあるが、接触している部分間では非常に小さな振巾の運動である。

2.2 FFF炉心機構部における接触条件

FFFの炉心コンポーネントの材料の接触基準を次の様な議論から判定し、表-1にそれぞれの条件が示されている。

(1) 燃料および制御棒のダクト・パッド

（表-1の項目IとIII）

これら2つの集合体に関する接触の問題は特別な点を除いて同一とみなされる。この中で制御棒は反復およびスクラン運動を起す。そしてこれは一般の集合体のダクトの運動よりも、より早い運動を起す。

i) 運動：スクラン中流れのあるダクト内で制御棒の全運動は約38インチである。そして運動のスピードは約12FPSである。すなわち制御棒ダクトのパッドは流動ダクトの内面に対して迅速にすべることになる。もどりは4FPSである。この運動は燃料集合体のダクトのパッド（項目1）あるいは制御棒のダクト・パッド内で起るよりも総体的に異なる摺動条件である。この条件は隣接したパッドと相互位置を保ちながら少しづつ変化して接触するようになる。スクラン時の摺動を含む相対的に高速度接触点では摩擦熱を生じさせ、「カリ」とか「ムシレ」の可能性を増大する。

ii) 温 度

小振巾の摺動が予想せられる。摩擦部の温度は1160°Fに近いか、あるいはそれ以上となっている。ある程度の温度変化が予想され、そしてこれはテストする上でも考慮されなければならない。

ダクトの引き出し中（すなわち炉の停止中）の温度は450°Fに近くなる。

III) 圧 力

パッド間の圧力はパッドで接触している突起部の面積と、炉心拘束力から想定される。六角状に配列し、ここで橋渡ししているために荷重は不均一な負荷となり、これによって接触圧力もいろいろと変わる事になる。

III) 運動、距離

接触しているパッド面間での総体的運動はダクトの熱膨張とNaの流れによる「うず」からくる振動のために起るものである。これによって運動は小振巾あるいは、いろいろな断続性の運動が予想される。実際には表で与えられた値よりも、かなり小さくなっている。

この事は重要であり、あとで示すように運動の振巾が小振巾の反復のこすれを伴うもので、これが摩耗上では十二分な影響をもつ。そして、これは試験条件の設定にあたり、直接あたり面に關係してくる。次に運動のサイクル数は、運動の源がNaの流れのうずからきたものならば、この値は非常に小さい値である。この場合では、運動の周期はこの数値の10～100倍以上のサイクルにもなるほどの値である。この事は振動からくる小振巾運動が熱膨張からくる大きな振巾の断続運動よりも、この場合大きな意味をなすだろう。

IV) 破壊の基準

摩耗環境において、どの程度で使えなくなるかの判定を標準化することが、設計の基本的なものである。表-1で表わされている非融着の判定は十分な説明ではない。Na中に静的に接触している表面では、互に組み合わさり、Naによって表面の保護被膜が除去され、接触している突起部間で融着現象が予測される。あるいは、接触部が材料間で十分に高い温度と長い時間接触しているならば、拡散をともなう融着が可能である。接触している面間での結合強さは、公称の接触部における真実面積に左右される。（これは表面のアラサ、表面の塑性変形、固体拡散等によって影響される。）これらによって自己融着した接触部を分離するための力は、いろいろと変わる。接触している表面の分離は剪断か、あるいは引張のどちらかの破壊方法で行われる。これらの因子のための分離力は結合している最も弱い母材の引張強さ程にも高くなるし、又、あるいは公称の接触面積での数十分の一の融着の剪断強さのみの値だけにもなる。こうして同じ接触している部分でも分離力が弱い場合は、自己融着したままでありより大きな分離力が働く時、これが分離摩擦力となる。

破壊の基準はモデル化され、分離摩擦係数とか、融着係数として表わされている。そして緻密に拘束された部分では（孔におけるシャーナル及びピン）分離するために「カジリ」とか金属移行がみとめられる。

全許容摩耗量はいちがいに判定する事は難しい。（特に許容摩耗量が小さい時は）摩耗，摩擦，融着性に関する FFTF 廉心コンポーネントで要求されている設計情報は，WDT RS 1.27 の摩耗試験（FFTF のコンポーネント）にリスト・アップした。

この内容の 1 部を抜き出してこのレポートの表-1 に示した。表-1 では廉心コンポーネントの中で接触様式を図示し，これとともに名称も入れた。そしてこのほかに対称材料のリスト，運転温度，接触の圧力（見かけ上の面積で割った荷重から判定した軸受圧力），摺動の型，サイクル数，予想出来る破壊の基準，炉中に保持される時間，等を表示した。全てのこれらのコンポーネントは 5 ppm 又はこれ以下の酸素純度を持つ流動 Na 中に浸漬されることが予想される。

流動ナトリウムから誘因される振動は又，炉心の中でも予想される。

(2) 燃料集合体とワイヤーラップ

（燃料ピンに対するワイヤとラッパー管に対するワイヤ）

i) 材料の組み合わせ

SUS316 ステンレス同志の組み合わせは，もしワイヤ・ラップとクラッド管とがルーズに接触あるいは管表面に接触しないままで保たれた場合，何らかの危険性を与えることが予想できる。（注，振動によるフレッティング現象を招きやすい）

ii) 圧 力

線あるいは点接触のため，接触圧力は摩耗現象を正しく評価するほどの正確な値を出すこととは困難である。（このレポートの摩耗理論の項目のうちの軸受圧力に関する一般的なコメントを参照）

予想出来る条件のもとでは，（例えば 0.45 Kg/通常荷重）塑性降伏は起りそうにもないが，ここで normal ロードで表わす方が評価の基準として接触圧力より，より適切であると考える。（注，フレッティング現象の場合，接触部の面圧……Kg/cm²……で表示するよりも荷重 Kg で示す方が，パラメータとしてより理解しやすい）

iii) 運 動

運動の方向は表示できない。多くの相対的な運動が，ワイヤとピンの間に存在する可能性があり，これはすなわち，熱膨張からくる軸方向の動き，ワイヤの伸び，あるいはピンのねじれからくる円周上の動き，そして集合体の振動からくる，ワイヤとクラッド管との衝撃およびこの運動による半径上の動き等である。

クラッド管とワイヤー間の運動の特性は，摩耗試験の設計の上で考慮しなければならない重要な点である。

衝撃あるいは半径方向の動きを摩耗試験等で無視するならば，例えば摩耗過程の重要な観

点を見失うことになるだろう。

これらについては、DeGee⁽⁷⁾ らによっても示されている。

III) 運動距離

もし、相対運動が流動ナトリウムの「乱れ」からくるもので、これによって燃料ピンに振動を与えたのなら、表-1の値は極端に大きい。

すなわち、25μより小さい振巾になりそうである。ここで熱膨張からくる動きと振動からくる動きとは、完全に分離して考えなければいけない。

IV) サイクル数

流れの振動から起因したサイクル数であれば表-1の値は小さすぎ、この値の数ヶタ大きい値となることが予想されている。

V) 破壊の基準

材料の組み合わせに関して、与えられる摩擦係数範囲は非実用的である。管とワイヤ間との自己融着の可能性のためある一定の摩擦係数は意味がない。

すなわち、摩擦係数はフリーな摺動表面にのみ適応されるべきものである。

真の拡散をともなう結合が起つたならば、基準としては、相互を分離した時に表面から多くの金属移行がないということになる。(訳者注、AECのレポートでワイヤーと管が自己融着を起したとの報告もあり、又我々の実験からも一部認められていぞ。)

VI) 総許容摩耗量

表で示す値(50μ)では、摩耗データからこれらの評価をするには、あまりにも小さすぎる。

摩耗テストで普通の凹凸がこの値より大きい範囲となっているからである。摩耗水準あるいは管の摩耗深さは十分な管厚を基準にとるならば、25μ以内が標準となる。このことからは、摩耗の起つた表面状態を基準としなければならない。この摩耗とは、ここではマイルドなものであり、すなわち状態が機械仕上げのままより、よりなめらかになるような研磨型の摩耗状態をいう。

(3) 制御棒駆動連係部(項目IV)

I) 様式

これは孔の中のピンの形式である「むしれ」と「カジリ」の可能性があるため、特に配慮が必要である。

拘束された形式だと、カジリや表面の粗化、あるいはクリアランスをふさぐに十分な大きな粒子の発生等によって、走行クリアランスを閉じ、このために動かなくなるおそれがあ

る。これは、また、カジリと融着が拘束のない（面に対する自重の面とか、スプリングにおさえられた面）部分に対する基準よりも、この拘束部をもつ機器において、信頼出来る操作を行うために、より安全な基準が必要である。

ii) 材料組み合わせ

オーステナイト自身がお互に摺動することは、これらが、「カジリ」からくる「ムシレ」の感受性が大きいことから疑問である。（使用することに対して）SUS316はどんな荷重のもとでも、それ自身が摺動すると「カジリ」の傾向がある。

特に高温中と高純度のNaではひどい「カジリ」を起す。

iii) 破壊の基準

表面のダメージとか「カジリ」あるいは金属移行がないことが、許容出来る条件である。

(4) 計測構造物における底部機構のラジアル軸受（項目XI）

75ミクロンの摩耗量は摩耗テストから予測する事はむずかしい。（始めに示したような燃料集合体のワイヤーラップ上でも問題となっている）摩耗の推定は仕上げ面が研磨された時の様な状態になるマイルドな摩耗の時のみである。

(5) 計測構造物の案内管に対するフレッキシブルな突起部（項目XII）

i) 材料の組み合わせ

突起部が管によってガイドされる事から、これは形状として「カジリ」や「ムシレ」に対する感受性が強くなっている。

SUS304の組み合わせは非常に「カジリ」を押し進める。そして硬度を上げるために、一部の面で窒化がおこなわれたが、一定時間使う間「カジリ」からの安全性は得られない。事実、炉の運転が30ヶ月を越えるようになると窒化した面から窒素がナトリウムによって抽出されるようになる。

すなわち、このようになったならば、硬化した表面で考えられている利点がなくなるだろう。

ii) 破壊の基準

全許容摩耗量（1回の摺動につき12ミクロン）は先の摩耗テストから予想するには少なすぎる。たいていの摩耗は最初の数回の間で起るだろと予想される。表面が摺動接触によって加工除去されるので摩耗速度は急激に減少する。非常にマイルドな研摩耗の基準が使用される。

熱電対のシースの破断力は総体的にひくいので摩擦測定からこれを予知するため、最大許容摩擦係数が必要である。摩擦係数は少なくとも0.5ととれるので（たいていのデータはこ

の程度) この要求がみたされるためには困難があるかもしれない。

(6) 燃料集合体管に対する計測構造物(項目XV)

i) 軸受圧力

これは線接触の様式をとることから 70 Kg/cm^2 ものヘルツ接触圧で表示される。荷重と曲径によって、最大剪断強さが決まる。

(このレポートの摩耗理論の項で接触圧力に関する一般的なコメントをのせてある)

ii) 運動

運動はフレッティング摩耗を引起することが予想される。すなわちこの条件は一般の摩耗と自己融着の条件とから分離して考えなくてはならない。

表示されている様な大きな荷重が予想される。 (70 Kg/cm^2)

(7) ノズル受板および炉心支持構造物の接触(項目XVI～XX)

XVI～XXまでの項目は自己融着、あるいは凝着(ここでは機械的融着を指す)の問題である。接触している表面の結合力(融着係数あるいは、破断に要する摩擦の大きさ)が規定されている。次にこの表面を分離する条件(力)がそれぞれ剪断とか、引張りあるいはこれらの組み合わされたものとがあり、このためこれらの事について試験する場合は十分この分離力の方向に必要がある。

例えば16の項目では、引張りによる分離力が問題であるし、一方18項目は明らかに剪断力による分離が問題である。

(8) ナットとボルト(項目XXI)

この様式は解析すること、および試験する上で模擬することが非常に難しいものである。一般的なナットとボルトの構造物のために最も効果的な試験は、実際のスクリュー溝を切った模式で試験することである。この場合トータル・ロードを一定の溝径(溝は等しく荷重を受けていない)に対して知らなければならない。すなわち、決められたナットの溝部を回転するのに要した最大許容トルクを測る様にしなければならない。

SUS304 同志を選択することはこの項目での材料としては適当でない。このナットとボルトの様式をもつ部分では、予測されるような「カジリ」が起れば完全に動かなくなる傾向がある。

2.3 炉容器内取扱い装置(IVHM)の概要

IVHMは燃料要素の集合物の装荷、非装荷が出来そして炉の内外へ炉心コンポーネントを配置がえし、それらを又炉心から適当な貯蔵場へ移動出来る装置である。

燃料中継機構と呼ばれる、最近の FFTF の設計ではこれは装荷しながら運転され、450°F

Na 中で移動することになっている。炉の運転中はこの機構部は操作されず多くの機械要素部は 1,100°F Na 中で炉心の近辺で保持されたままである。3ヶ月以上もの期間 1,100°F Na 中に保持されている結果、IVHM の駆動部品で最も心配なのは自己融着現象である。すなわち 1,100°F Na 中で動かないでさらされた後では、自己融着した軸受駆動部がある時は操作が不能になることが考慮出来る。

摩耗部では、これらの摺動表面が 450°F Na 中のみで操作されるので、自己融着ほど重要な問題とは考えていない。また、これらに対しては、材料の選定のために必要な摩耗と摩擦データがある。けれども IVHM 内においても 450°F Na 中で摩耗とか「カジリ」が問題となる特別なところがあり、ここでは過大な荷重、あるいは接触条件が予めわかっていないところもある。

IVHM 接触要素で決められた運転条件が WHARD, WRT R 1.27 でまとめられている。同時に炉心コンポーネントの運転条件も表にまとめられている。

IVHM の運転条件の表をこの報告書の表-2 に示した。

2.4 IVHM における接触条件の基準

IVHM で考えられるいくつかの接触様式は始めに示した炉心コンポーネントにおける表-1 と同じ様な状態である。それらはつかみ部のフィンガーピン（ジャーナルペアリング）カムのフィンガー（平面に対して円柱ピン）つかみ部のベルクランク軸受（孔径とピン）先端（toE）の水平状支持板（平面に対する平面）であり、表-1 で示した炉心コンポーネントの摺動条件……（荷重、方向、振巾等）と接触を似せた試験で得られた摩耗、摩擦データは同じ接触様式の IVHM コンポーネントに応用することが出来る。

重荷重条件（31.5 Kg/mm² 程にも高い軸受圧力）はつかみ部のフィンガーピンとか、ベルクランクピン、ベルクランクカム等で見られる。したがって、表-1 の項目（X）で推奨したような特別な材料の組み合わせが 450°F Na という温度では「汚れ」によるフィルムが境界潤滑を与える度合をより増すけれども、これらの特別な材料の組み合わせが要求される。重荷重では 450°F Na で操作中生成されると予想されるいかなる防御的なフィルムも、破壊するのに十分な軸受応力を発生することになる。いうなれば、重荷重条件によく知られている摩耗モードから、それぞれの材料の組み合わせに対して（インコネル 718 とステライト 1016）摩耗モード（例えば、カジリ、びどい金属の移行）を変えることになる。ここで、良く知られた摩耗モードとは、より軽い軸受応力のもとで決められているものである（少なくともけたの大きさで違うだろう）表-2 の項目 13 に表示しているローラ軸受（toe 内部ローラ軸受）は別々に考えられる。

回転している様な接触条件のもとでの破壊モードと摺動タイプの接触している破壊様式とは明らかに異なっている。1,100°FのNa(固着あるいは自己融着…………ジャーナル軸受, 平面に対する平面…………)中で3, 4ヶ月も保持されている条件下ではフレッティングがローラ軸受に対しての破壊例としてより起る可能性がある。これは静的に接触している間も、振動の条件が炉操作中に予想されるためである。ローラ軸受中のころがり要素がレース上を絶えまなく繰り返し運動を起し、このレース(軌輪)表面でフレッティング摩耗を発生する。又、選択的に各々のころがり輪が局部的摩耗を起し、この摩耗はレース表面に一連の溝となる形態を呈する。(しばしばこれはギザギザのきずを残すので、偽のプリネル硬度の測定あと、と呼んでいる。)この条件はでこぼこな走行軸受で起り、そして、これらによって、あらかじめ決められた正確な運動は出来なくなる恐れがでてくる。

ローラ軸受に対してもう一つの特別な摩耗モードが項目13で考えられる。回転中ローラ軸受内のローラの端が案内しているレースのラウンジに対して当り、そしてアブレージョンの過程をへて摩耗するものである。ローラ端の摩耗は軸受のレースによってローラを拘束する量が少なくなるために起るものである。ローラのネジ部がゆるみ、そして軸受性の性能を下げる。これによつて軸受トルクを増大し、軸受トルクの不安定性を押し進めることになる。同様にレースの反対側の受板もローラを拘束するために使用されているのでローラ端によるこのケージ部の摩耗がケージの破壊と軸受の「おどり」を起させる。

表-2に表示した他のIVHMコンポーネント(カム・フィンガー操作づめ、つかみ部のベル・クランク軸受、ベル・クランクのピポット、ブッシュ棒ピン、押さえ棒、主駆動軸のベルクランク、ピポット、toeの水平支持板、toe内のローラ・ガイド、そして底部 toe軸受)が1100°F Na中に保持した後、本質的に分離するときの力が問題となると考えられる。

表-1に前に記載されている様な破壊の基準としての非自己融着性という言葉は、操作する因子によってより正確な表示が要求される。

Table 1-1 炉心コンポーネントに関する運転条件

	I	II	
項目	燃料集合体のダクト・パッド	燃料集合体 とワイヤー （燃料ピンに対するワイヤー） ダクトに対するワイヤー ラップ	
模式			
材料の組合せ	インコネル718 vs, SUS316, インコネル718 vs, インコネル718, WCコーティング vs, WCコーティング, SUS316 vs, SUS316 クロム・メッキ vs, クロム・メッキ	SUS316 (冷間加工) VS, SUS316 (冷間加工)	
温度(℃)	627℃	732℃	
面圧(Kg/cm²)	14~140	0~28	
運動の型式	反復摺動で平面に対する平面	反復摺動	
運動の長さ(mm)	0.5~12.7	1.5	
速度(mm/sec)	0.2~0.4	0.4	
サイクル数	1000	2000	
破壊の判定基準	摩擦係数 全許容摩耗量(mm) 引離し力(Kg) 表面相互作用	0.3~0.5 0.25 剪断 自己融着しないこと。	0.3~0.5 0.025 (燃料ピン側) 適用出来ず なし
炉中保持時間(月)	1	1	
備考	注) パッド径が 17.4 mm である。	注) ワイヤは 1.4 φ であり、接触の可能性はワイヤと燃料ピンおよびワイヤとダクトである。	

Table 1-2 炉心部コンポーネントに関する運転条件

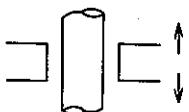
	III	IV	V
項目	制御棒集合体のダクト・パッド	制御棒連係部	制御棒ダッシュ・ポット
模式	項目Iと同様		項目IVと同様
材料の組合せ	項目Iと同一	SVS316 VS, SUS316	インコネル718 VS, SUS316
温度(℃)	627	A) 204 B) 593	593
面圧(Kg/cm²)	A) 7.0 B) 14.0	3.5	4.20から7.00
運動の型	A) 面に対する面の緩急反復 B) 面に対する面で繰り返し	面に対する円柱ピンの反復摺動	面に対する円柱ピンの反復摺動
運動量(mm)	A) 960 B) 12.7まで	960	960
運動速度(mm/sec)	A) 緊急時3600もどりは1.6 B) 0.2から0.4	緊急時3600 もどりはゆっくり、	緊急時3600 もどりはゆっくり、
サイクル数	A) 1000 B) 1000	855	855
破環の判定基準	摩擦係数	0.3~0.5	0.3~0.5
	全許容摩耗量(mm)	0.25	0.25
	引離し力(Kg)	剪断	剪断
	表面相互作用	自己融着しない事	自己融着しない事
炉中保持時間(月)	A) 3 B) 1	A) 1 B) 3	3
備考	注) A) 内面パッド, B) 外面パッド	A) 交換時 B) 運転時	—

Table 1-3 炉心部コンポーネントに関する運転条件

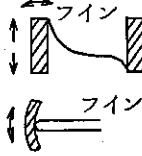
	VI	VII	VII
項目	閉ループフイン	反射集合体のパッド部	反射集合体ボディ
模式		項目Iと同様	項目Iと同様
材料の組合せ	インコネル718 VS, SUS316	インコネル718 VS, SUS304	インコネル718 VS, インコネル600
温度(℃)	649	627	204
面圧(Kg/cm²)	不明	14~140	14
運動の型	A) 長手方向の反復擺動 B) 横方向のノッキング運動	面に対する面の反復擺動	面に対する面の反復擺動
運動量(mm)	不明	0.5~12.7	0.5~12.7
運動速度(mm/sec)	不明	0.2~0.4	0.2~0.4
サイクル数	不明	1000	1000
破壊の判定基準	摩擦係数 全許容摩耗量(mm) 引離し力 表面相互作用	0.3~0.5 0.25 適用されない 自己融着しないこと	0.3~0.5 0.25 剪断 自己融着しないこと。
炉中保持時間(月)	A) 3 B) 0	1	1
備考	注) フインは 1.6 mmΦ であり、圧力として A) 0.3 B) 90Kg	—	—

Table 1-4 炉心部コンポーネントに関する運転条件

	X	X	XI
項目	炉心拘束機構のヨークとシールドにおける摺動面	炉心拘束機構におけるつなぎ棒と Pinned Joint	計測構造物の低部ラジアル軸受
模式	項目 I と同一		
材料の組合せ	インコネル718VS, SUS304 SUS304VS, SUS304	インコネル718 VS, ステライト, Ster J VS, インコネル718	ステライト Ster J VS, ステライト NO.6 ステライト Ster J VS, インコネル718
温度(℃)	A) 204 B) 482~593	A) 204	A) 204 B) 593
面圧(Kg/cm ²)	140	3500(ヘルツ圧)	350
運動の型	面に対する面で反復摺動	回転方向と繰り返し運動	A) 繰返し+軸方向 B) 軸方向
運動量(mm)	A) 7.6 B) 3.2	A) 15°	A) 180°: 2000 B) 25
運動速度(mm/sec)	A) 2 B) 0.4	A) 15°/min	A) 0.5~1.0 RPM: 4.8 B) 0.4
サイクル数	1000	1000	A) 250 B) 10,000
破壊の判定基準	摩擦係数	0.3~0.5	0.3~0.5
	全許容摩耗量(mm)	0.25	0.075
	引離し力(Kg)	適用出来ず	9,000
	表面相互作用	自己融着しないこと	自己融着しないこと
炉中保持時間(月)	A) 6 B) 1	A) 6 B) 1	A) 3 (交換時)
備考	注) A) 交換時 B) 運転時	注) A) 交換時 B) 運転時 全接続部 230mm	全炉中期間120ヶ月(運転中) A) 交換時 B) 運転時

Table 1-5 炉心部コンポーネントに関する運転条件

	XII	XIII	XIV
項目	計測構造物の案内管に対するフレキシブルなひだ(案内管径 35mm)	計測構造物の廻り留めロック	計測構造物の底部フレームに対する制御棒案内管
模式	管の内におけるリボン状のひだ	項目Iと同一 (a)	項目Iと同一 (a)
材料の組合せ	SUS304 VS, 硬化304	ステライトNO6 VS, ステライトNO6	ステライト6VS, SUS304 ステライト1016VS, SUS304
温度(℃)	593	593	593
面圧(Kg/cm ²)	14~35	非常にゆっくりが無	非常に低い, 又は無
運動の型	静的なものであるが, 移動する間は摺動する。	面と面でいく分の振動をともなう反復摺動	ある振動をともなって, 反復摺動
運動量(mm)	500~625	150	6.25
運動速度(mm/sec)	4.8	4.8	0.4
サイクル数	ひだの部分 1 管 40	30	855
破壊の判定基準	摩擦係数 全許容摩擦量(mm) 引離し力(Kg) 表面相互作用	適用出来ず 移動当たり 0.0125 リボンは 450Kg T/C シースは 11Kg 自己融着しないこと	0.3~0.5 0.25 剪断 剪断 自己融着しないこと
炉中保持時間(月)	10	3	3

Table 1-6 廉心部コンポーネントに関する運転条件

	XV	XVI	XVII
項目	燃料集合体のダクトに対する計測構造物	燃料集合体の入口ノズルと受板	反射体ノズルと受板
模式			
材料の組合せ	SUS304 VS, SUS316	SUS316VS, インコネル718 CrメッキVS, インコネル718 WCコーティングVS, インコネル 718 窒化316VS, インコネル718	項目 XVI と同一
温度(℃)	627	204~426	204~426
面圧(Kg/cm ²)	70	700	140
運動の型	面に対する円柱でいく分振動をともなう反復摺動	—	—
運動量(mm)	1.25	—	—
運動速度 (mm/sec)	48	—	—
サイクル数	2×10^8	—	—
破壊の判定基準	摩擦係数	0.3~0.5	—
	全許容摩耗量(mm)	1.25	—
	引離し力	剪断	—
	表面相互作用	自己融着しないこと	自己融着しないこと
炉中保持時間(月)	3	6(ノズル) 90(受板)	6(ノズル) 90(受板)

Table 1-7 廉心部コンポーネントに関する運転条件

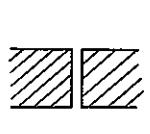
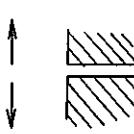
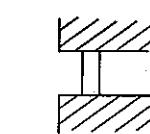
	XVIII	XIX	XX
項目	炉心支持構造部のテープ状 Shear locks	炉心支持構造移設部 (バスケット)	バスケットの炉心支持構 造のシール部
模式			
材料の組合せ	SUS304 VS, SUS304	SUS304 VS, SUS304	SUS304 VS, SUS304
温度(°C)	204~426	204~426	204~426
面圧(Kg/cm²)	140~420	140	2100から70°C下がる
運動の型	—	—	—
運動量(mm)			
運動速度 (mm/sec)	—	—	—
サイクル数	—	—	—
破壊の判定基準	摩擦係数	—	—
	全許容摩耗量(mm)	—	—
	引離し力	—	—
	表面相互作用	自己融着しないこと	自己融着しないこと
炉中保持時間(月)	240	120	120

Table 1-8 炉心部コンポーネントに関する運転条件

	XXI	XXII	—
項目	ナットとボルト	燃料集合体のトップクリップに対するエンドキャップ	—
模式	スクリュー状の溝		—
材料の組合せ	SUS304VS, SUS304 A286VS, SUS304	SUS316VS, SUS316	—
温度(℃)	204~426	204~649	—
面圧(Kg/cm²)	1050	70	—
運動の型	—	—	—
運動量(mm)	—	—	—
運動速度 (mm/sec)	—	—	—
サイクル数	—	—	—
破壊の判定基準	摩擦係数	—	—
	全許容摩耗量(mm)	—	—
	引離し力	—	—
	表面相互作用	自己融着しないこと	自己融着しないこと
炉中保持時間(月)	240	204℃で1 649℃で3	—

Table 2-1 IVHMコンポーネントに関する運転条件

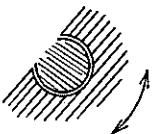
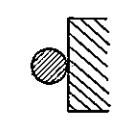
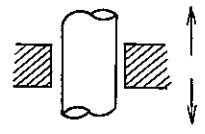
	1	2	3
項目	つかみ部フィンガーピン	カムフィンガーの操作棒	つかみ部のベルクランク 軸受
模式			
材料の組合せ	インコネル718VS, インコネル718 ステライト1016 VS, インコネル718	項目1と同一	項目1と同一
温度(℃)	a) 232 b) 593	—	—
面圧(Kg/cm²)	a) 3170(ヘルツ圧) b) 89	a) 極小 b) 0	a) 26 b) 0
運動の型	回転繰り返し運動	反復擢動 面に対する円柱ピン	反復擢動 面に対する円柱ピン
運動量(mm)	3.2	3.8	3.8
運動速度 (mm/sec)	0.53	4	4
サイクル数	3500	項目1と同一	項目1と同一
破壊の判定基準	摩擦係数	0.3~0.5	0.3~0.5
	全許容摩耗量(mm)	—	—
引離し力	剪断	剪断	剪断
表面相互作用	自己融着しないこと	適用出来ない	適用出来ない
炉中保持時間(月)	3.4	項目1と同一	項目1と同一
備考	すべての項目で a) は交換時, b) は通常の炉運転時である。		

Table 2-2 IVHMコンポーネントに関する運転条件

	4	5	6
項目	つかみ部のベルクランクビン	つかみ部のベルクランクのピボット	つかみ部のベルクランクのカム・フロワおよびカム
模式	項目2と同一	項目1と同一	項目2と同一
材料の組合せ	項目1と同一	項目1と同一	インコネル718 VS, SUS304
温度(℃)	項目1と同一	項目1と同一	項目1と同一
面圧(Kg/cm ²)	a) 11200(ヘルツ圧) b) 9800(ヘルツ圧)	a) 238 b) 135	a) 6700(ヘルツ圧) b) 5800(ヘルツ圧)
運動の型	反復摺動 面に対する円柱ピン	回転運動の繰り返し	反復運動 面に対する円柱ピン
運動量(mm)	38	3.8	28
運動速度(mm/sec)	4	0.4	3
サイクル数	項目1と同一	項目1と同一	項目1と同一
破壊の判定基準	摩擦係数 全許容摩耗量(mm)	0.3~0.5 —	0.3~0.5 —
引離し力	剪断および引張り	剪断	剪断
表面相互作用	自己融着しないこと	自己融着しないこと	自己融着しないこと
炉中保持時間(月)	項目1と同一	項目1と同一	項目1と同一
備考	a) 交換時	b) 炉運転時	—

Table 2-3 IVHMコンポーネントに関する運転条件

	7	8	9
項目	つかみ部のペルクランクの プッシュ棒ピン	上部と底部のペルクランク のプッシュ棒	主駆動軸のペルクランク ピン
模式	項目1と同一	項目1と同一	項目2と同一
材料の組合せ	インコネル718 VS, インコネル718	インコネル718 VS, インコネル718	インコネル718 VS, インコネル718
温度(℃)	a) 232 b) 593	a) 232 b) 593	a) 232 b) 593
面圧(Kg/cm ²)	6.3Kg	2.2Kg	6.3Kg
運動の型	回転状の繰返し運動	回転, 繰り返し運動	反復運動 面に対する円柱ピン
運動量(mm)	5	20	38
運動速度(mm/sec)	0.5	2	4
サイクル数	項目1と同一	項目1と同一	項目1と同一
破壊の判定基準	摩擦係数	0.3~0.5	0.3~0.5
	全許容摩耗量(mm)	—	—
引離し力	剪断	剪断	剪断と引張り
	表面相互作用	自己融着しないこと	自己融着しないこと
炉中保持時間(月)	項目1と同一	項目1と同一	項目1と同一
備考	a) 交換時	b) 炉運動時	—

Table 2-4 IVHMコンポーネントに関する運転条件

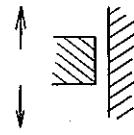
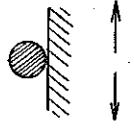
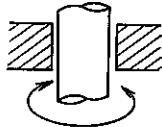
項目	主駆動軸のペルクランクのピポット	頂部水平支持板	頂部内部のローラーガイド
模式	項目と同一		
材料の組合せ	インコネル718 VS, インコネル718	インコネル718 VS, インコネル718 ステライト1016VS, インコネル718	インコネル718 VS, インコネル718 インコネル718 VS, ステライト3
温度(℃)	a) 232 b) 593	a) 232 b) 593	a) 232 b) 593
面圧(Kg/cm²)	6.3 Kg	0.06	24.8
運動の型	回転繰り返し運動	面と面の反復運動	面に対する円柱状ピンの反復運動
運動量(mm)	11	300	300
運動速度(mm/sec)	1.2	56.4	56.4
サイクル数	項目1と同一	項目1と同一	項目1と同一
破壊の判定基準	摩擦係数	0.3~0.5	0.3~0.5
	全許容摩耗量(mm)	—	—
標準	引離し力	剪断	剪断
	表面相互作用	自己融着しないこと	適用出来ず
炉中保持時間(月)	項目1と同一	項目1と同一	項目1と同一
備考	a) 交換時	b) 運転時	—

Table 2-5 IVHMコンポーネントに関する運転条件

	13	14	—
項目	頂部内面のローラ軸受	底端部の軸受	—
模式	項目1と同一		—
材料の組合せ	インコネル718 VS, インコネル718 インコネル718 VS, ステライト3	インコネル718 VS, SUS304	—
温度(℃)	a) 232 b) 593	a) 232 b) 593	—
面圧(Kg/cm²)	24.8	51.5	—
運動の型	回転繰り返し運動	回転繰り返し運動	—
運動量(mm)	150	254	—
運動速度 (mm/sec)	28	47	—
サイクル数	項目1と同一	項目1と同一	—
破壊の判定基準	摩擦係数	0.3~0.5	0.3~0.5
	全許容摩耗量(mm)	—	—
引離し力	剪断	剪断	—
	表面相互作用	適用出来ず	自己融着しないこと
炉中保持時間(月)	項目1と同一	項目1と同一	—
備考	a) 交換時	b) 運転時	—

訳者、注

F F T F の炉心部だけでも、数多くの耐摩耗、耐摩擦材の選定が必要であり、又、各機器の種々の接触、摺動条件の違いから、これらに対応する材料も異なっていることがわかる。この表で示された候補材の組合せは 23 の数になる。摩耗、摩擦現象は基本的なものであるが非常に他のパラ・メータが入り込みやすく、難しい問題の 1 つである。しかし、これらの問題は機器の基本となるもので、材質の選定を 1 つ間違えば大きなトラブルを招くことが予想できる。この様な事から、各国ともこの方面の研究開発に力を入れ地道な研究を押し進めている。

表-3 に材料の組合せについてまとめた。各機器の材料選定に当って、各々の制限があり、一概に良い組合せ材のみを選ぶことが出来ない。すなわち、ダクト・パッドの如く、同種材の組合せに限定されるものや、製造上肉盛材を使えない場所では、母材自体を強化し、これ自身で製作しなければならない。すなわち今までの試験から最も悪いとされているステンレス同志の組合せしか利用出来ない機器部も存在する。これらの機器部にとって悪い材料の組合せでも、それ自体の接触、摺動条件における摩耗、摩擦現象を確実に把握することが必要である。表-4 にこれらの材料の化学成分を示した。このほかにも、炉心外の耐摩耗材として、コルモノイ合金、超硬材料等が考えられている。

Table - 3 FFTF の炉心コンポーネントにおける耐摩擦、耐摩耗候補材の組合せ

1. SUS304 VS, SUS304
2. SUS304 VS, SUS316
3. SUS304 VS, インコネル718
4. SUS304 VS, SUS304表面窒化
5. SUS304 VS, ステライトNO6
6. SUS304 VS, ステライト1016
7. SUS304 VS, A286
8. SUS316 VS, SUS316
9. SUS316 VS, インコネル718
10. インコネル718 VS, インコネル718
11. インコネル718 VS, インコネル600
12. インコネル718 VS, ステライトstar J
13. インコネル718 VS, Crメッキ
14. インコネル718 VS, WC Coating
15. インコネル718 VS, SUS316上に窒化
16. インコネル718 VS, ステライト1016
17. インコネル718 VS, ステライトNO3
18. Cr・メッキ VS, Cr・メッキ
19. WC Coating VS, WC Coating
20. ステライトNO6 VS, ステライトstan J
21. ステライトNO6 VS, ステライトNO6
22. Cr₃C₂ Coating VS, SUS316
23. Cr₃C₂ Coating VS, Cr₃C₂ Coating

Table-4 各候補材の化学成分 (wt %)

Chemical Composition Materials	Ni	Co	Cr	Mo	W	Fe	C	Ti	Al	Mn	V	Si	other
1. SUS304	9.5		19.0			Bal	0.08			2.0		1.0	
2. SUS316	12.5		17.0	2.5		Bal	0.10			2.0		1.0	
3. インコネル718	53.0		18.5	3.0		Bal	0.05	1.0	0.5			0.2	5.1 (Nb+Ta)
4. インコネル600	Bal		16.0				0.04						
5. ステライトNO6		Bal	28.0		4.0	7.0	1.10						
6. ステライト1016		Bal	32.0		17.0		2.50						
7. ステライトstar J	2.5	Bal	32.0		17.0	3.0	2.50						
8. A286	26.0		15.0	1.25		Bal	0.05	2.0	0.2	1.35	0.3	0.5	0.004B
9. Crメッキ	SUS316 上にCrの電気メッキ												
10. 硬化	SUS304, SUS316 上に硬化処理												
11. WC Coating	9.5%WC+5%Co (SUS316 上にDetonation Gunで吹き付け)												
12. Cr _x C _y Coating	8.5%Cr _x C _y +15%Ni-Cr (SUS316 上にDetonation Gunで吹き付け)												

次に各国における摩擦、摩耗に関する研究開発状況について記述する。

3 各国における摩耗，摩擦試験開発状況

3.1 アメリカ

(1) LMECの開発状況

各国の中で最も系統的で、しかも大がかりに行なわれている。しかし、数多くの材料を使い一次選定的な試験である。これらの報告書として NAA-SR-12446(1967)^[3], LMEC70-10(1970)^[8], LMEC71-1^[9], LMEC71-7^[10] の論文にまとめられ発表されている。

(i) 静的接触試験装置

装置のレイアウト、および詳細図を図-1, 2に示す。この試験装置は1回の試験で最高54組までの各種材料の試験が行え、試験片は3つのピン（径6.35mmの接触面は球面）を平板にこすりつける型式をとり、一定時間保持後、トルク・レンチで回転駆動を与え、このときのトルク値から摩擦係数を求めている。

試験条件は下記の通り

- 材料組合せ：第1回 49組 第2回 54組
- Na 温度：650°C
- 荷重：自重で 7.44 Kg
- 試験片の表面アラサ：1.25～1.75 μm
- 試験時間は1回の試験毎に次の方法を採用した。

- ① コールド・トラップした液体Na中で1ヶ月保持→コールド・トラップした液体Na中を2ヶ月保持→ホット・トラップを通した液体Na中で1ヶ月保持
→Na蒸気中を1ヶ月保持

これら、保持後それぞれ摩擦係数を調べた。第2回目の試験も上記の過程をへて静的な摩擦試験を行った。

なお、コールド・トラップ温度は138±3°Cでホット・トラップはゲッターマークとしてスポンジ・ジルコニアを使い温度は704±5°Cとした。（この場合、酸素濃度は5ppm以下であった。）

第1回目の試験片の化学成分、および試験結果を表-5, 6に示した。

訳者注

一次選定試験のためには有意義なデータであるが、各材料の自己融着性を評価するには多くの不備な点を含んでいる。問題点を列挙すると次の通り。

1. 試験片が球面であり、点接触となっている。

試験中に接触点における塑性変形によって接触面積の増加を、試験後 $\times 50$ の拡大鏡で調べているが、各々の材料組合せで面圧が異なり、実際の機器データとして応用しにくい。

2. 上記により、塑性変形しにくい材料では、面圧が極たんに高く（約 54.8 Kg/mm^2 ）、低い面圧（ 1.5 Kg/mm^2 ）のもの場合よりも、回転運動を与える時に形状効果を与える。このため摩擦係数の値に影響する。

3. Na 中での静的な摩擦試験では、材料表面に生成する複合化合物の皮膜の存在によって摩擦係数の変動がある。このため試験前に流動Na中に浸漬し、皮膜の有無を明確にした実験が必要である。（実機に応用するためには）このLMECの試験では、この皮膜の効果が全く考慮されていない。

4. 自己融着傾向がある材料では、この試験の如く剪断による破断をして、このトルク値から判定する場合と、融着後、引離し力による破断に要する力から判断するものがあり、実機でも剪断運動ばかりでなく、引張り運動のみの場合もある。（表-1.2参照）

5. 試験リレキによる摩擦係数の挙動変化の考察が必要である。例えばNa Vapor中、およびホット・トラップ中の摩擦挙動が、前試験のリレキによって変化する可能性がある。

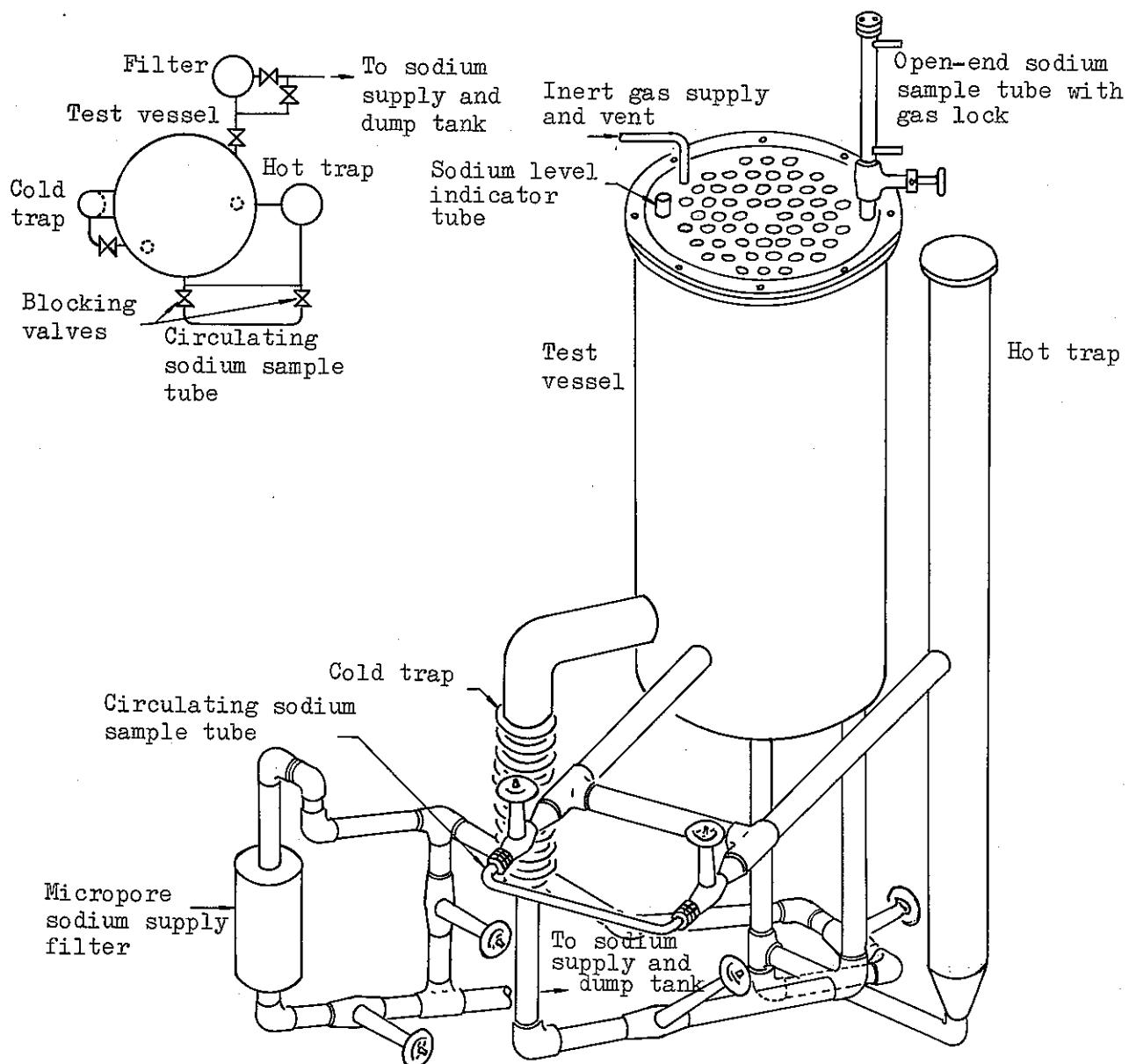


Fig. Static Contact Test Process Schematic and Perspective Layout

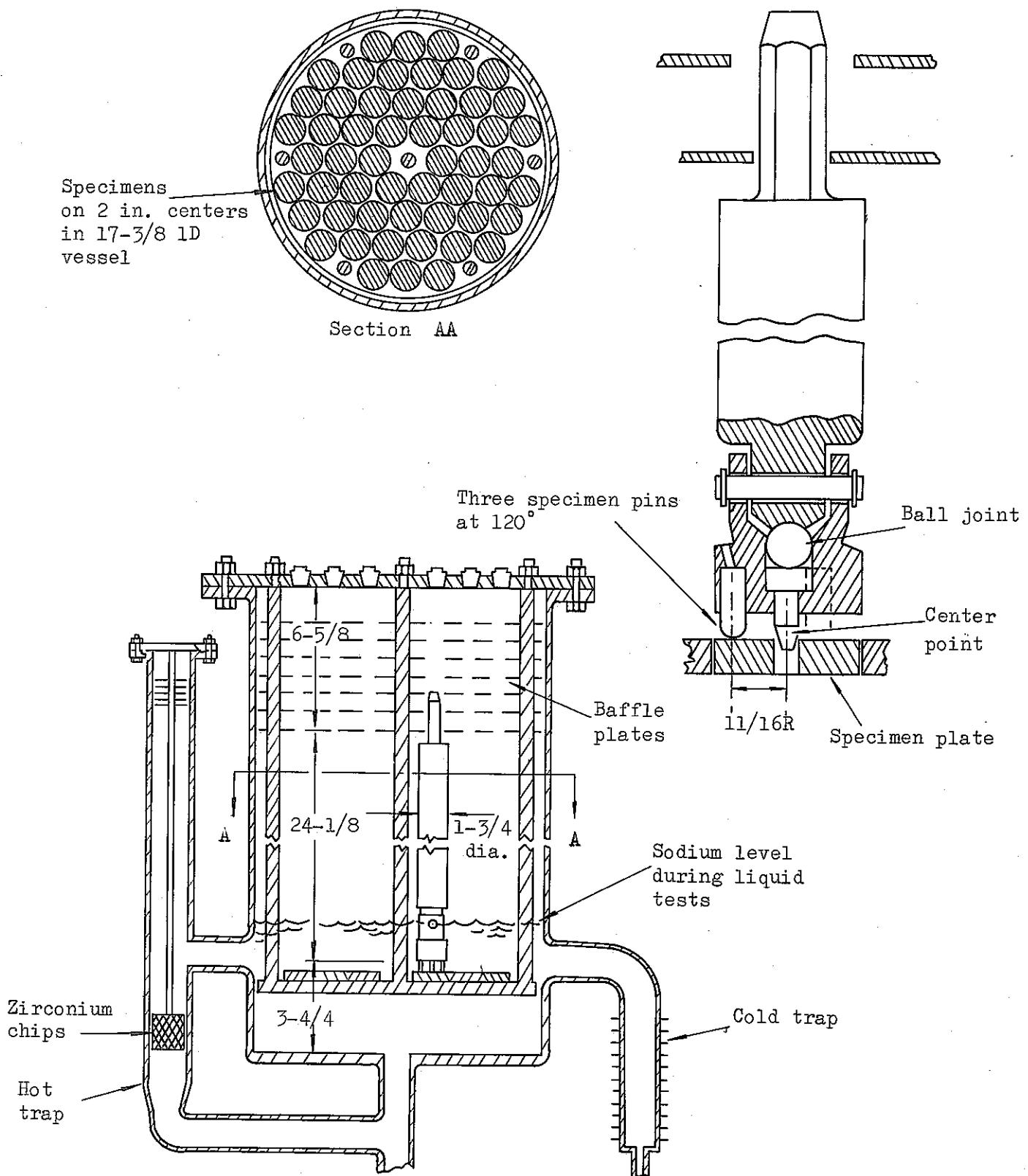


Fig. 2 Static Contact Apparatus

Table 5 Chemical Analysis of Test Materials

Materials	Ni	Co	Ci	Mo	W	Fe	C	Ti	Al	Mn	V	Si	Other
AISI M1			4.0	8.5	1.5	Bal	0.80			0.3	1.1	0.3	
AISI M2*			4.1	5.0	6.3	Bal	0.85			0.3	1.8	0.3	
AISI M3 Type 1*			4.0	6.0	6.1	Bal	1.02			0.3	2.4	0.3	
AISI M3 Type 2			4.1	6.0	6.0	Bal	1.20			0.3	3.2	0.3	
AISI M4			4.5	4.5	5.5	Bal	1.33			0.3	4.0	0.3	
AISI M15	5.0	4.0	8.5	6.5	Bal	1.50			0.3	5.0	0.3		
AISI M43	8.2	3.7	8.7	1.8	Bal	1.23			0.3	2.0	0.3		
AISI T1		4.1	0.7	18.0	Bal	0.77			0.3	1.1	0.3		
AISI T15	5.0	4.7	0.5	12.5	Bal	1.57			0.3	5.0	0.3		
Ampco 18-13						5.5			11.0				85.5 Cu
Colmonoy 4	Bal		10.0			2.5	0.45					2.2	2.0 B
Colmonoy 5 (HF)	Bal		11.5			4.2	0.65					3.7	2.5 B
Colmonoy 6 (HF)	Bal		13.5			4.7	0.75					4.2	3.0 B
Colmonoy 70(HF)	Bal		11.5	16.0	3.7	0.55						3.2	2.5 B
Colmonoy 75(HF)								Same as Colmonoy 6 plus WC particles					
Coors AD 995													~100 Al ₂ O ₃
Hostelloy C	Bal	2.5	15.6	16.0	4.0	5.0	0.08						
Haynes 27-5(HF)	Bal		16.0	17.0	4.5	5.3	0.10						
Inconel 718	53.0	0.1	18.5	3.0		Bal	0.05	1.0	0.5		0.2	5.1 Nb + Ta	
Inconel 750	70.0		15.5			Bal	0.08	2.5	0.7	1.0	0.5	0.6 Nb	
K-95 (WC)		9.0			91.0(WC)								
K-162B (TiC)	25.0			5.0				63.0(TiC)					5.3 Nb + Ta
K-801	6.0				94.0(WC)								
LT-2			25.0		60.0								15.0 Al ₂ O ₃
Molybdenum													
Rex 49		5.0	4.2	3.7	6.7	Bal	1.10			0.4	2.0	0.3	
17-4PH SS	4.0		16.5			Bal	0.07				2.0	1.0	4.0 Cu
304 SS	9.5		19.0			Bal	0.08				2.0	1.0	
316 SS	12.5		17.0	2.5		Bal	0.10					1.0	
Metco 405 SS			13.0			Bal	0.08			0.2	1.0	1.0	
Stellite 1 (HF)		Bal	30.0		12.0		2.50						
Stellite 3	3.0	Bal	30.5		12.5	3.0	2.45					1.0	
Stellite 6B	3.0	Bal	30.0	1.5	4.5	3.0	1.10					2.0	
Stellite 6H (HF)		Bal	28.0		4.0		1.10						
Stellite 1016 (HF)		Bal	32.0		17.0	3.0	2.50						
Stellite Star J	2.5	Bal	32.0		17.0	3.0	2.50		0.5				0.08 Zr
TZM													
Tungsten													
Udimet 630	Bal	1.0	17.0	3.0	3.0	17.5	0.04	1.1	0.6		0.2	6.4 Nb + Ta	
Whittaker NM 100		9.5	17.5		10.5	60.5	1.25				0.7		

* Static Contact Tests Only

Maximum

HF = Hard Facing

TABLE 6
STATIC CONTACT RESULTS FROM 1200°F TESTS-FIRST MATERIAL GROUP

Material Combinations		Pin Contact Area (cm ² × 10 ⁻⁴)	Maximum Pin Surface Pressure (kg/cm ²)	Initial Static Friction Coefficient at Temperature	Average Static Friction Coefficient After 700 hrs at Temperature	Self-Welding Coefficient			
						Circulating Liquid Sodium	Cold-Trapped (30 ppm O ₂)	Hot Trapped (5 ppm O ₂)	
K-95 (WC)	K-95	27	2740	0.3	0.4	0.5	0.8	0.5	0.4
K-95	K-162B	14	5480	0.3	0.3	1.1	1.2	0.8	0.6
K-95	AISI T1	130	570	0.3	0.8	2.0	3.0	2.1	1.9
K-95	AISI M1	115	650	0.3	0.8	2.4	2.7	3.1	2.1
K-95	AISI M2	168	440	0.3	1.2	2.2	4.1	3.1	2.8
K-95	AISI M3 Type 1	158	470	0.2	0.7	2.0	3.6	2.0	2.1
K-95	Stellite 6B	52	1430	0.3	0.4	0.9	2.0	0.4	0.9
K-95	Colmonoy 4	222	340	0.6	0.3	3.6	4.5	3.6	0.6
K-95	Hastelloy C	68	1000	0.3	0.4	1.3	1.4	1.2	1.5
K-162B (TiC)	K-162B	23	3160	0.3	0.3	0.4	0.8	0.4	0.6
K-162B	AISI T1	106	700	0.3	1.0	1.4	2.0	2.0	2.0
K-162B	AISI M1	120	620	0.3	1.0	0.5	1.4	1.5	1.4
K-162B	AISI M2	112	660	0.2	1.1	2.2	2.3	2.6	2.3
K-162B	AISI M3 Type 1	132	560	0.2	0.6	0.6	1.9	2.2	1.6
K-162B	Stellite 6B	160	460	0.4	0.9	1.3	2.3	1.6	2.0
K-162B	Colmonoy 4	174	430	0.3	0.7	2.2	3.6	2.1	1.3
K-162B	Hastelloy C	120	620	0.3	0.8	1.0	2.4	2.1	0.9
K-162B	Molybdenum	83	890	0.3	0.7	0.6	1.8	1.5	1.0
AISI T1	AISI T1	86	870	0.2	1.2	2.6	2.6	2.6	2.1
AISI T1	AISI M1	129	580	0.2	1.1	1.7	2.4	2.0	2.1
AISI T1	AISI M2	153	490	0.2	1.0	1.0	2.2	2.3	2.0
AISI T1	AISI M3 Type 1	92	810	0.3	1.2	2.0	2.7	2.2	1.5
AISI T1	Stellite 6B	85	870	0.2	1.1	0.6	2.6	2.0	2.0
AISI T1	Colmonoy 4	151	490	0.2	1.1	3.0	5.8	1.8	1.6
AISI T1	Hastelloy C	121	610	0.4	0.6	1.0	2.6	2.5	3.1
AISI M2	AISI M2	108	690	0.3	1.1	1.9	3.1	3.1	2.5
AISI M2	AISI M3 Type 1	143	520	0.2	1.2	2.5	3.1	2.8	2.7
AISI M2	Stellite 6B	134	560	0.2	1.1	0.6	2.2	2.1	2.3
AISI M2	Colmonoy 4	160	460	0.2	0.7	2.5	4.9	1.8	1.7
AISI M2	Hastelloy C	85	880	0.2	0.9	1.8	2.7	2.4	2.0
AISI M3 Type 1	AISI M3 Type 1	149	500	0.3	1.1	2.2	2.3	2.0	2.0
AISI M3 Type 1	Stellite 6B	104	720	0.2	1.0	2.7	3.1	2.4	2.6
AISI M3 Type 1	Colmonoy 4	149	500	0.2	0.9	2.7	5.5	2.0	1.5
AISI M3 Type 1	Hastelloy C	96	770	0.3	1.0	2.1	3.5	2.4	2.2
Stellite 6B	AISI M1	160	470	0.3	0.8	2.1	4.2	3.6	4.9
Stellite 6B	AISI M2	182	410	0.3	0.8	0.5	2.3	2.7	4.0
Stellite 6B	Molybdenum	77	970	0.4	0.4	1.0	1.6	1.4	1.3
Stellite 6B	Stellite 6B	91	820	0.4	0.4	0.9	2.4	1.6	2.0
Stellite 6B	Colmonoy 4	182	410	0.5	0.6	2.2	3.6	2.4	1.4
Stellite 6B	Hastelloy C	49	1510	0.2	0.5	0.4	1.7	1.7	1.0
Hastelloy C	AISI M3 Type 1	246	310	0.4	1.5	1.0	4.4	4.5	4.0
Hastelloy C	Hastelloy C	160	630	0.5	0.4	1.6	2.0	2.0	1.4
Colmonoy 4	Colmonoy 4	165	450	0.3	0.5	3.4	4.5	3.6	1.6
Colmonoy 4	Hastelloy C	165	450	0.3	0.3	2.4	3.6	2.0	1.1
Molybdenum	Stellite 6B	70	1060	0.3	0.5	1.3	2.0	0.6	0.4
Molybdenum	Hastelloy C	72	1040	0.3	0.3	2.3	1.9	1.0	0.4
Molybdenum	Molybdenum	106	700	0.3	0.8	0.9	1.2	1.0	0.9
Tungsten	Tungsten	79	940	0.2	0.5	0.8	1.0	0.7	0.6
Tungsten	Molybdenum	157	540	0.5	0.4	0.6	0.6	0.6	0.6

* Taken on fresh surface.
Static friction coefficient, measured in shear on pin plate combinations that have been under contact pressure during exposure.

(ii) 摺動接触試験装置

装置のレイアウトを図-3に、又試験部の詳細図を図-4に示す。

この試験片は 120° 每に円周上3本のピンを固定したプレートをステータとし、この3本の上に回転するプレート状試験片のローターから成っている。

静的な試験とは異なり、ピンの接触部は面接触となっている。又、上部に駆動用モータが備えつけられており、無段変速で、摺動速度が変えられる。又、荷重はデッド・ウェイトで直接負荷する構造をとり、駆動モータと試験片の中間にトルク・メータを介しており、ここから摺動抵抗を検出し、動的な摩擦係数を求めた。ピン状試験片は 120° 每各々異なる半径上 (47.62 mm , 39.69 mm , 31.75 mm) にセットされ、そしてピンの径はそれぞれ 5.18 , 5.69 , 6.35 mm となってすべて異なり、相手のローター側試験片プレートに3つの摩耗軌跡が残るようにした。試験片寸法を図-5に示した。

主な試験条件は次の通りである。

- 材料組合せ：43組の材料
- Na 温度： $260^\circ\text{C} \sim 650^\circ\text{C}$
- 荷重(面圧)： $2.1\text{ Kg/cm}^2 \sim 9.1\text{ Kg/cm}^2$
- 試験片の表面アラサ： $2.5\text{ }\mu\text{m}$ 以下
- 摺動速度： $0.2 \sim 9.96\text{ cm/sec}$

又静的試験と同様、ホット・トラップ域のNa中でも試験した。又、各種材料の試験後の比較のために摩耗係数K値を次式で表示し1つの材料判定の目安をつけた。この一部結果を表7,8に示す。

$$K = \frac{V/S}{W}$$

W: ウエート
 $\frac{V}{S}$: 摽動速度 $(\frac{\text{体積ロス}}{\text{走査距離}})$

この摩耗試験で良好と評価された材料組合せを以下に示す。

650°C Na中で良好な組合せ

評 値			
CT-2	V.S.	CT-2	(1)
K-95	V.S.	Udimet 630	(1)

Haynes 273	V.S.	ステライト 1016	②
K-95	V.S.	ステライト No 1	②
K-95	V.S.	ハスティロイ C	②
K-95	V.S.	ステライト 6B	②
K-95	V.S.	TZM	②
K-162B	V.S.	ハスティロイ C	②
K-162B	V.S.	K95	②
K-801	V.S.	ステライト 6B	②

650°C Na Vapor 中の摺動試験で良好な組合せ

TZM	V.S.	ハスティロイ C	①
TZM	V.S.	K-95	①
K-95	V.S.	ハスティロイ C	①
K-95	V.S.	K-95	①
インコネル718	V.S.	TZM	②
インコネル718	V.S.	K-95	②
Udimet 630	V.S.	Udimet 630	②
ステライト #3	V.S.	ハスティロイ C	②
ステライト #3	V.S.	コルモノイ #75	②
K-95	V.S.	Udimet 630	②
K-95	V.S.	ステライト 1016	②
K-95	V.S.	ハスティロイ C	②

評価で ①は $K < 1 \times 10^{-12} \text{ in}^3/\text{in} \cdot 1\text{b}$ 最 良

②は $1 \times 10^{-12} < K < 2.5 \times 10^{-12}$ 良

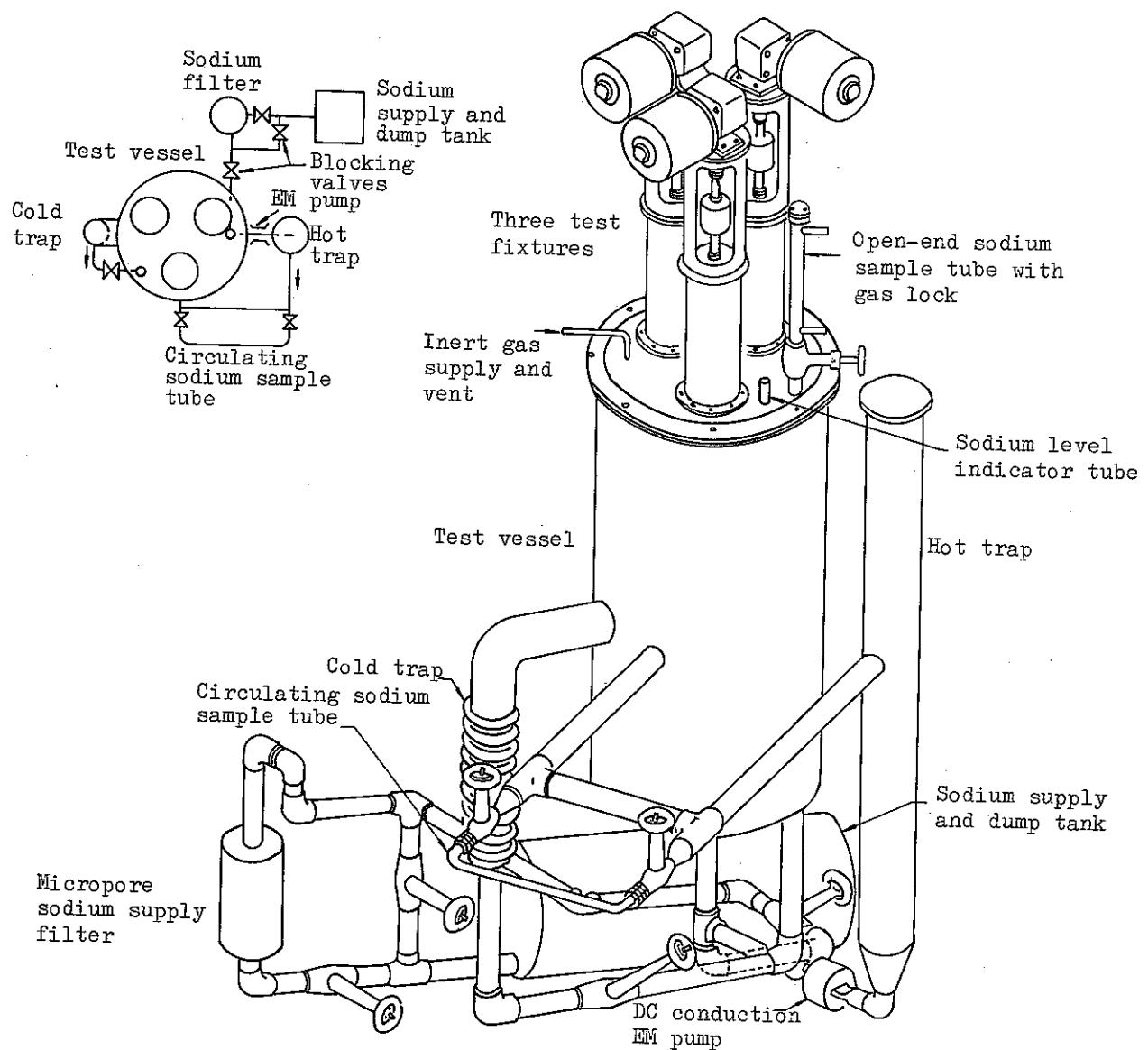


Fig. 3 Sliding Contact Test Process Schematic and Perspective Layout

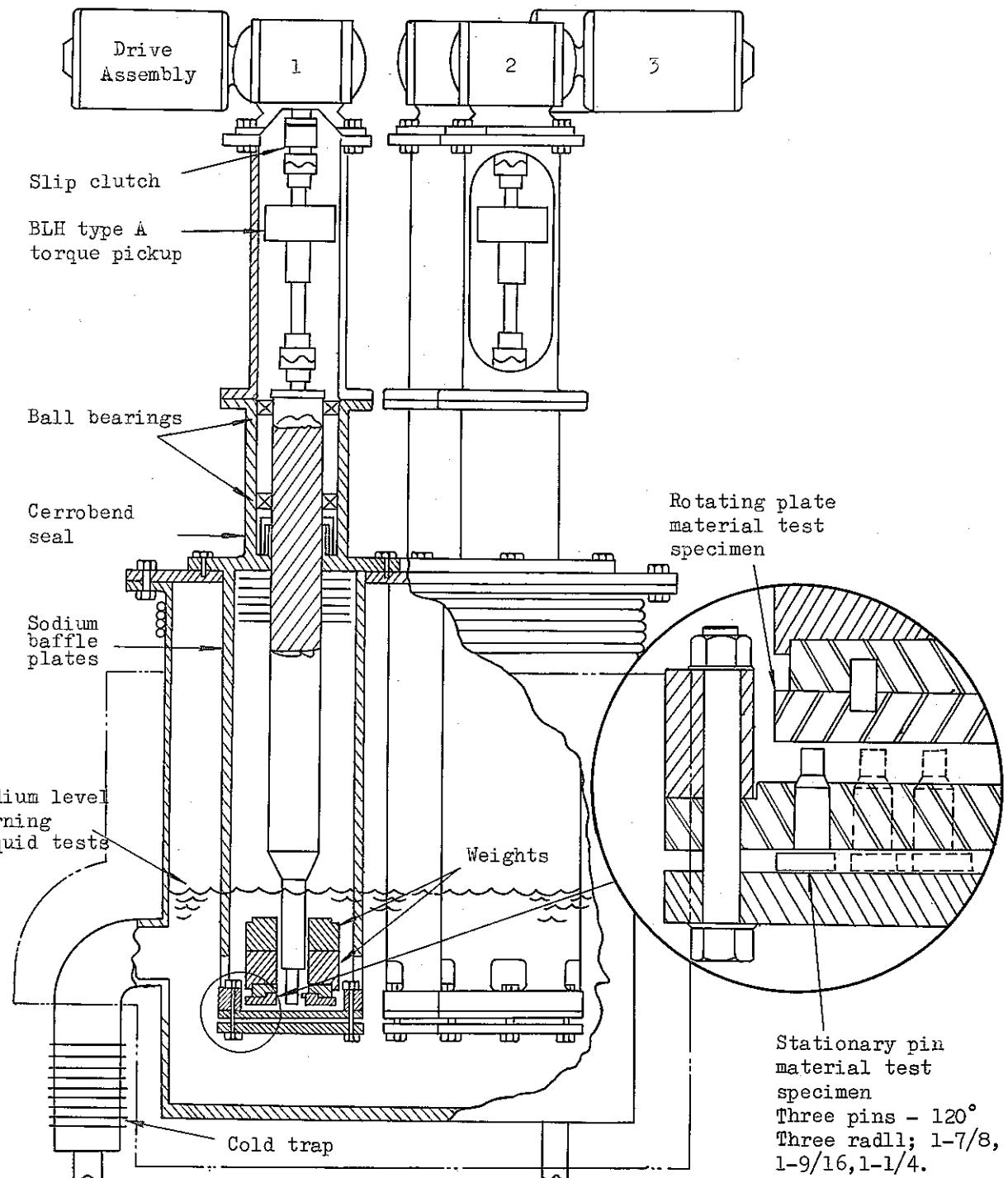


Fig. 4 Sliding Contact Apparatus

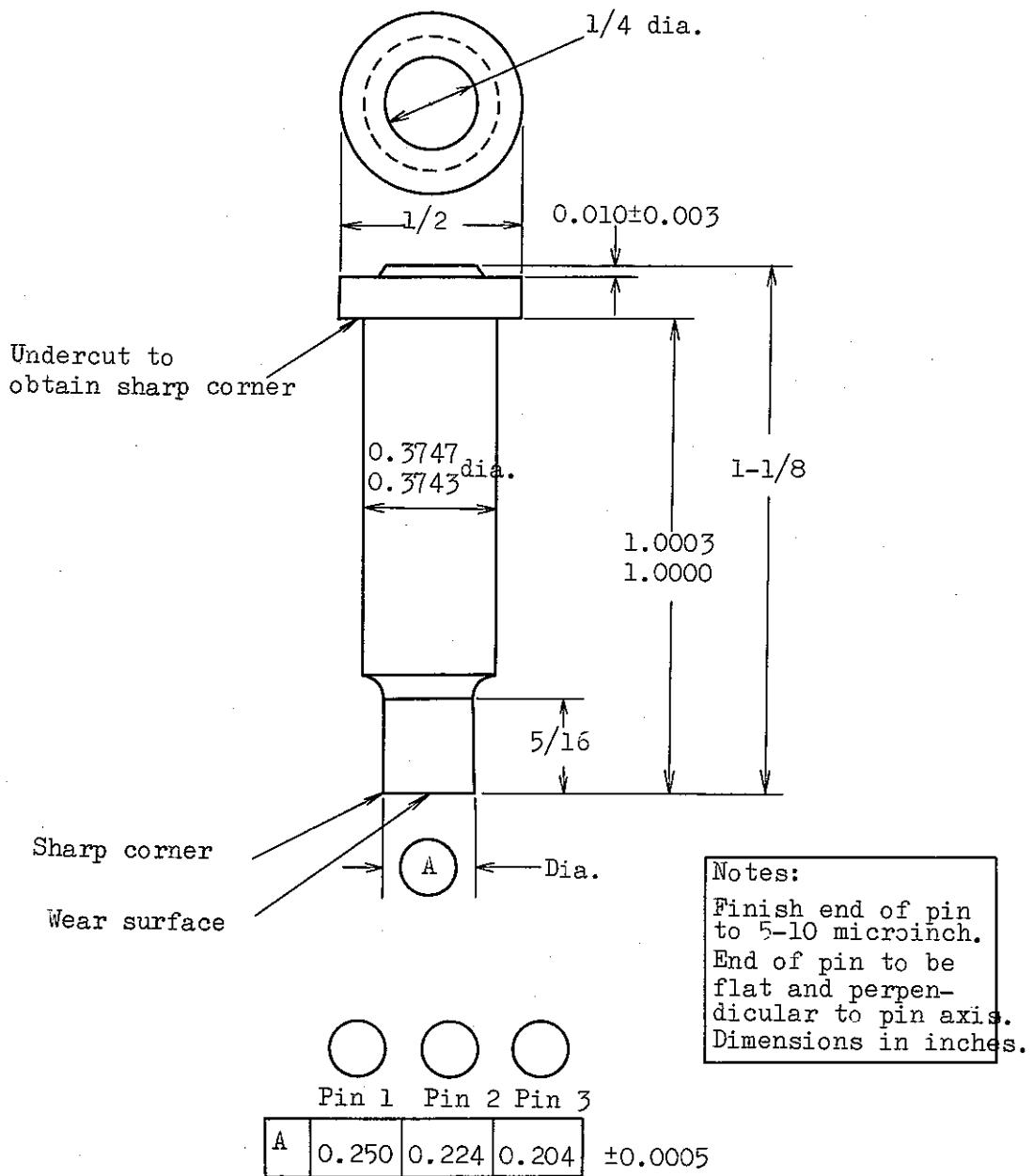


Fig. 5 Pin Configuration-Engineering Drawing

TABLE 7
TENTATIVE DESIGN DATA FROM EXPERIMENTAL SCREENING WEAR TESTS IN LIQUID SODIUM
(Sheet 1 of 10)

Materials		Temper- ature (°C)	Typical Sliding Velocity, v (in./sec)	Typical Sliding Distance, S (in. $\times 10^{-5}$)	Typical Pin Pressure, P (psi)	Coefficient of Sliding Friction, μ			Wear Coefficient, $K = \frac{in.^3}{(lb \times in.)} = \frac{hA}{LS} = \frac{h/s}{P} = \frac{in./in.}{psi}$							B = Burnup	LMEC Test No. and Remarks
Pin	Plate					Initial	Final	Maximum Value	$<10^{-12}$	10^{-12}	10^{-11}	10^{-10}	10^{-9}	10^{-9}			
TOOL STEELS																	
AISI M-1	AISI M-1	1200	3.2	0.55	121	1.07	-	>15.3								G	15
AISI M-3	AISI M-4	800	3.2	28.2	118	0.27	0.83	1.35	○	●	○						18
AISI M-4	AISI M-43	800	3.2	28.2	116	0.25	0.90	2.00	○	○							19
AISI M-43	AISI M-3	800	3.2	28.2	121	0.41	1.90	2.05	○	○	●	○					20, 30
AISI T-15	AISI T-1	1200	3.2	0.32	183	0.94	-	>1.74								G	16
AISI T-1	Hastelloy C	1200	3.2	23.6	121	0.48	0.53	0.67								B	11
Rex 49	Rex 49	1200	3.2	0.28	121	0.34	-	-								G	34 pins self-welded to plate.
Rex 49	Rex 49 ^o	1000	1.8	13.4	121	0.27	0.54	0.81			○	●	○				69
Rex 49	Rex 49	800	1.8	12.3	118	0.25	0.46	0.90			○	●	○				148
Rex 49	Hastelloy C	1200	2.6	19.8	118	0.34	0.32	0.47					○	●			36
Rex 49	Inconel 718	1000	1.5	9.3	125	0.31	0.88	1.74				○○					73
Rex 49	Inconel 718	800	1.8	12.3	121	0.34	0.41	0.68	○	●							149
Rex 49	Inconel 718	500	4.6	29.4	122	0.15	0.42	0.90	○	●							319
Rex 49	Stellite 6B	1000	1.8	11.0	132	0.51	2.07	>2.9								B	81
Whittaker NM-100	Inconel 718	800	1.5	9.8	121	0.19	0.67	0.82	○○								T-1
COPPER BASE ALLOY	Ampco 18-13	900	0.39	2.2	28	0.54	1.03	2.16								X	S-1, S-2
Ampco 18-13	Ampco 18-13	600	0.39	2.0	28	0.38	0.38	1.27								XB	S-3

Table 8 Test Data from Sliding Contact Tests in Liquid Sodium
(Sheet 2 of 25)

LMEC Test No.	Materials		Load (kg)	Sliding Velocity (cm/sec)	Sliding Distance (cm×10 ⁶)	Temperature (°C)	Coefficient of Sliding Friction		Specific Wear ₁₁ ^K (cm ³ /kg-cm×10 ¹¹)	Remarks*
	Pin	Plate					Initial	Final		
<u>Tool Steels: (cont)</u>										
319	REX-49	Inconel 718	2.74 2.19 1.83	9.3 11.7 14.1	5.98 7.48 8.97	260	0.15	0.42	0.98 0.40 0.33	0.57
81	REX-49	Stellite 6B	2.94 2.35 1.96	3.1 3.9 4.7	1.85 2.31 2.78	538	0.51	2.07	Buildup Buildup Buildup	Buildup
T-1	Whittaker Ni-100	Inconel 718	2.72 2.17 1.81	3.1 3.9 4.7	2.08 2.50 3.12	427	0.19	0.67	1.41 1.31 0.94	1.22
<u>Copper-Base Alloys:</u>										
S-1	Ampco 18-13	Ampco 18-13	0.67 0.50 0.42	0.6 0.8 1.0	0.41 0.55 0.66	482	0.54	0.44	Buildup Buildup Buildup	Buildup
S-2	Ampco 18-13	Ampco 18-13	0.66 0.50 0.42	0.6 0.8 1.0	0.34 0.46 0.55	482	0.54	1.03	Buildup Buildup Buildup	Buildup
S-3	Ampco 18-13	Ampco 18-13	0.67 0.49 0.42	0.6 0.8 1.0	0.31 0.43 0.59	316	0.38	0.38	Buildup Buildup Buildup	Buildup
S-5	Ampco 18-13	Stellite 6B	0.81 0.64 0.54	0.2 0.2 0.2	0.12 0.16 0.19	482	0.82	0.75	925.0 1073. 1443.	1147.
S-6	Ampco 18-13	Stellite 6B	0.58 0.46 0.38	0.2 0.2 0.2	0.12 0.16 0.19	452	0.53	0.74	1410. 5129. 1395.	2650.
S-8	Ampco 18-13	Stellite 6B	0.57 0.46 0.38	0.2 0.2 0.2	0.11 0.14 0.17	452	0.42	0.62	981.0 1465. 943.0	1130.
S-4	Ampco 18-13	304-SS	1.77 1.33 1.11	0.6 0.8 1.0	0.50 0.67 0.79	371	0.45	0.23	214.0 346.0 280.0	288.6
S-7	Ampco 18-13	Hard Chrome Plate	0.72 0.54 0.45	0.3 0.4 0.5	0.24 0.32 0.38	452	0.32	0.32	2020. 1840. 1430.	1763.

* Cold-trapped sodium unless otherwise noted in Remarks.

訳 者 注

この試験も非常な入力と年月を費して行い、非常に有益なデータが出ているが、次の様な問題を含んでいると考える。

1. 3本のピンで各々の走行距離が異なり（周速が異なり）各々の摩耗量がこれに伴って変化していく。

各々のピンで相乗効果を起している可能性がある。

特に硬い材料と軟い材料での摩耗量評価が変わることが考えられる。

2. 片当たりの可能性が摩耗量の増加とともに起るとと思われる。

3. ピン先端の形状効果（エッヂ効果）によって硬い材料同志と、硬いものと軟い材料との組合せにおける摩耗率の比較によって評価が変化する可能性がある。

4. 荷重負荷が Dead Weight であり、大きな面圧まで試験出来ない。

これらし M E C 7 0 - 1 0⁽⁸⁾ での結果を参考にして、 FFTF のコンポーネントの設計資料を得るために、これらを一步前進させた試験について J · J · Droher がし M E C 7 1 - 1⁽¹⁰⁾ に小論文にまとめている。以下全訳を示す。

これらの計画のもとで試験が進められた一部の結果が 1972 年日米会議資料として提出されたもので、この報告は H E D L の R - N · Johnson がまとめたものである。⁽¹¹⁾

(2) ナトリウム中ににおける材料の共存性⁽¹⁰⁾

(i) 概 論

期待される将来の原子炉の冷却材ナトリウムはおよそ 650°C (1200°F) で使用されるであろう。

液体あるいは蒸気状の Na は、通常の酸素含有雰囲気中で腐食抵抗と潤滑性（ある程度の）を与える酸化物ペアリング表面層を除去する可能性がある。650°C では、Na は多くの材料の明かな溶媒であるばかりでなく、質量移行を著しく起す媒体である。これらの性質は Na と接触する多くの合金および化合物の性質を実質上変える。Na 系内の高い運転温度により材料内の固体拡散および Na 界面での表面拡散が促進され、これらの厳しい効果が増す。これらの変化は次のことを引き起こす。

(1) 摩擦係数の増加

(2) 自己あるいは拡散融着

- (3) 時間経過による材料の劣化 (4) 結果として生ずる表面上の粗大化にもとづく微少構造欠陥と摩耗の加速

他方、組合せのうち一方の摺動金属上にできるNaの複雑な酸化物は潤滑剤として働き摩耗を減少させる。さらに溶融Na自身はしばしば潤滑材として作用する。

M C I S 計画 (Materials Compatibility in Sodium, Na 中材料共存性についての計画) の目的は L M F B R に共通な Na 霧囲気中で動作する機構の設計に最終的に使用しうる基礎的な摩耗データを生み出すことである。

こうして得られた情報は許容負荷、速度、適切な材料組合せ、摩擦および摩耗のような因子に関して、ペアリング、ギヤ、シール、ラッキ、ガイド、スペーサ、コネクターおよび、燃料取扱機、制御棒メカニズムあるいは炉心燃料交換機用の種々のメカニズムの設計を信頼性あるものにするだろう。

研究のこの段階での第一の優先順位は計画中の F F T F 設備が摩擦および摩耗領域で必要とするものにあった。

報告期間中に、次のようなコンポーネントと界面に生ずる摩擦および摩耗が最初に関係した。

- 1) 燃料集合体のダクトパッド対ダクトパッド (試験的な材料組合せ— CW タイプ 316SS / CW タイプ 316SS およびインコネル 718 / CW タイプ 316SS, ここで CW は 20% 冷間加工ステンレス材を示す)。
- 2) 制御棒集合体のダクトパッド対ダクトパッド (1 項のような組合せ材)
- 3) 燃料集合体のワイヤラップ対ピンおよびダクト (試験する材料組合せ— CW タイプ 316SS / CW タイプ 316SS)

負荷と温度に関し F F T F の代表的な条件下で、組合せ材の 2 表面に短振幅の Na 中反復運動を与え摩擦係数と摩耗速度のデータが求められる。また、このような温度および負荷で Na 中に種々の時間保持した後に、組合せ材の 2 表面を分離するのに要する (破断) 剪断力のデータが求められる。

(ii) 討論

1970 年度のはじめに、L M E C は Na に適合する耐摩耗材を選定するため使用してきた摩擦・摩耗試験設備を F F T F のある種のコンポーネントの短距離、反復摺動接触を模擬できる装置に改造することを要求した。この改造はベルクランク (図 6 参照) の概念を用い、シャフトの一方向回転を少角度の前後回転に変換することによりなされた。回転の範囲は外部のスクリューにより 3 度から 15 度まで調節できる。Na 中に浸漬した回転側摩耗表面の実際的な回転角度をあらわす指示計が取付けられた。装置は摩耗表面のあつみあるいは形状がどの方向にも 5 in までとれるよう設計された。振幅は 0.005 から 0.500 in (0.12 ~ 1.2 mm) まで ± 0.001 in の精度で制御できる。各振幅の間に、摩耗試験片は最大速度まで増え、つぎにゼロまでさがる。そしてその時、逆回転がはじまるまでに 1 秒の何分の 1

かの間静止する。最大速度は約1 in/sec まで調整できる。ピン対プレート試験片の接触圧は約100 psi から2000 psi (7~140 Kg/cm²) まで加えられる。ワイヤラップ対被覆管試験は10から90度のワイヤと被覆管との角度と、ピン対プレート試験と同じ振幅域および最大速度域で行うことができる。

試験中の各振幅での摩擦係数は事実上作業員が望むどんな時にでも求められる。破断摩擦と長い摺動距離における摺動摩擦の変化もまた試験中に読みとれる。摩耗は試験終了後測定される。

摩擦、摩耗装置がごく短かい振幅の反復運動装置に変えられると同時にM C I S 試験ループは浸漬管型Naサンプラーから循環型Naサンプラーに変えられた。

F F T F の支援下の最近の短振幅、反復摺動摩耗試験シリーズはF D - 177 W D T R S 1.27 (Rev. 1) と呼ばれる試験片形状(表-1 参照のこと)と同じである。

これらの形状での試験条件が表9に与えられる。試験ループは図7に示される。

試験のワイヤーラップ対燃料被覆管試験片の加工は10月中に完了し、室温での試運転が行なわれた。

これらの試運転は柱状被覆管とワイヤーラップの軸間角度が重要な因子であることを示した。試験片とホルダーがこの因子の影響をしらべるため再設計された。本来長さと半径の比が約1であった。被覆管試験片はその比を約9にされワイヤもそのようにされた。現在新しい設計により低いワイヤ対被覆管間の角度で試験できる。そして、検討が加えられ、ワイヤラップ対燃料被覆管試験が現在Na中で行なわれている。

コールドトラップが動かされており、酸素レベルが10 ppm 以下になった時、摺動が開始される予定である。

T 3と名づけられた第一の試験容器内に次の組合せが入れられる。即ち3枚の20% CW 316SS プレート、その各々は同一材の3つのピンで支持され300 psi の一定接触圧をピンにかけるためプレート上に重錘がのせられる。ピンは半径(d)0.24 in (6 mm)の円柱でプレートがのっかる端は平らである。

各プレートはいろいろな小さい角度で回転し摺動の振幅はd/2 in 以下、約d/2 in, d/2 in以上であった。

各ピン対プレートについての摺動距離が累積500 in (12.7 m) になるまで1200 F で摺動が続けられた。振動数が毎分16そして振幅が約1/8 から約1/16 in まで変わるので各ピン対プレート組合せの最初の摺動時間はおよそ4から8.5時間であった。1200 Fで1ヶ月間の浸漬が開始されその後さらに500 in 摺動が続けられた。これらの試験は隣接する燃料集合体ダクト間の摩耗表面を模擬する。

第2の試験容器(図7にT 2と名づけられている)におけるワイヤラップ対燃料被覆管の試験はまた1200 Fで20% CW 316SS 材同志の摺動からなっている。各駆動プレート

はその半径に垂直な方向から 12, 20.5 および 29.5 度で 3 つのワイヤーを溝に固く支持する。

これらのワイヤーは底部の固定プレートの半径に垂直な方向に固く保持された被覆管と摺動する。

一対のプレートは 20 lb の接触荷重と 1/8 in のストロークからなっている。他の 2 対は 5 lb の荷重とストロークは 1/8 in と 1/16 in である。1 ヶ月の浸漬前の摺動距離は 1000 in で浸漬後さらに 1000 in 摺動される予定である。すべての摺動と浸漬は 1200°F に行なわれる。ピン対プレートおよびワイヤラップ対燃料被覆管試験のための容器は 10 ppm 以下に酸素量を減少させるという厳しい問題と直面した。

ピン対プレート試験片からなる容器では 12 月までにその問題が解決された。摺動は 1970 年 12 月 11 日にはじめられ、保持期間は 1970 年 12 月 14 日より入った。1200°F での保持は 1971 年 1 月 11 日まで続けられるだろう。

コールドトラップ内の残留時間を増すことにより Na₂O 結晶の核生成と生長を促進する方法でわざわざ運転することにより、この容器内の 1200°F Na 中の酸素量が高いという問題は解決された、ワイヤラップ対被覆管試験片を入れる容器ではまだ同様な方法の使用により問題を解決していない。この問題解決に勢力的な努力が払われつつある。

1200°F Na 中の酸素量を 10 ppm 以下に下げるため広範な努力が払われている理由は摩擦・摩耗に対する Na 中酸素量の影響が Na 中で運転しなければならないメカニズムの設計に先だつ主要な考え方の 1 つになってきたからである。これらの効果は Na-Cr 酸化物が存在するか、または存在しない温度-酸素量領域について一般に研究してきた。

摩擦・摩耗は潤滑剤として作用する Na-Cr 酸化物の存在に大きく影響されるので、摩擦・摩耗試験結果は Na 中に浸漬されたステンレス表面の複合体の温度を関数とした安定性を確かめるのに使用できる。そのような実験上の観察に基づいて、酸素 1 グラム原子当りの複合体の自由エネルギー曲線が（即ち 1/Z NaxCryOz の ΔF ）1 グラム原子当りの Na 中に溶解した酸素の自由エネルギーと対比して評価できる。

後者の関係は次のような仮定をするならば温度の関数として計算できる。

(1) 酸素濃度 C の Na 中酸素活性度はおよそ C/C_{sat} に等しいこと。(2) Na 中の飽和酸素量 (C_{sat}) のための温度を関数とした実験曲線が正しいこと。

前述された 2 つの自由エネルギー曲線を用いて、「Poor」と「good」な摩擦・摩耗挙動についての推定領域を温度と酸素量の軸に描くことができる。

このような方法の最初のこころみが図 8 と 9 に示され、800~1200°F 域における摩擦・摩耗挙動を説明する手助けとしてはじめて与えられた。

図 8 は Na 中に種々の量溶解する酸素の自由エネルギーの計算曲線を示し、これらの曲線は LMFBR で考えられる温度、および酸素量の領域を含んでいる。同図には、NaxCryOz

複合体（酸素1グラム原子当り）の自由エネルギー曲線が有用な摩擦・摩耗データから推定された。また、 Cr_2O_3 の自由エネルギー曲線も示され、ある部分での温度および酸素量領域ではステンレス鋼上のクロム酸化物がNa中で不安定であることがわかる。

図9は図8からのデータをプロットしなおしたもので、「Poor」と「good」な摩擦・摩耗挙動領域を示すよう整理されている。過渡領域を表わす不確な帯は斜線で示されている。

1200°Fの摩擦・摩耗挙動は酸素量が50ppmをいく分超えるまで「Poor」であり、一方1000°Fでは10ppmをこえるまで「Poor」であることが図9よりわかる。

過渡領域を横切る時摩擦・摩耗挙動に重大な変化が起ることに注目しなければならない。

そして、1200°Fにおいて10ppmを少しこえた（しかし50ppm以下の）酸素量のNaは10ppm以下のNaとほぼ同じ摩擦・摩耗挙動を示すであろう。

注) このMCIS Program planに関して、一部の試験結果が公表された (35) 表
10に被覆管とワイヤー間の摩擦による被覆管側の摩耗量について示す。又、この時の摩擦状況を図10に示す。

TABLE 9
PROPOSED TEST PLAN CONDITIONS FOR CONFIGURATIONS I, V, AND HB

Configuration	Material Combination (pin/plate)	Temperature (°F)	Pressure (psi)	Stroke Travel (d/in.)	Total Distance* (in.)
I (pin on plate)	CW Type 316 SS/CW Type 316 SS	1200	300	>d/2	1000
	CW Type 316 SS/CW Type 316 SS	1200	300	<d/2	1000
	CW Type 316 SS/CW Type 316 SS	1200	300	=3/2	1000
V (wire on clad)	CW Type 316 SS/CW Type 316 SS	1200	20§	0.125+0.1-0	2000
	CW Type 316 SS/CW Type 316 SS	1200	5§	0.125+0.1-0	2000
	CW Type 316 SS/CW Type 316 SS	1200	5§	0.0625+0.05-0	2000
I(IIB) (pin on plate)	Inconel 718/CW Type 316 SS	1200	2000	<d/2	1000
	Inconel 718/CW Type 316 SS	1200	1000	<d/2	1000
	Inconel 718/CW Type 316 SS	1200	200	<d/2	1000
V (wire on clad)	CW Type 316 SS/CW Type 316 SS	1200	40§	0.125+0.1-0	2000
	CW Type 316 SS/CW Type 316 SS	1200	40§	0.0625+0.05-0	2000
	CW Type 316 SS/CW Type 316 SS	1200	20§	0.0625+0.05-0	2000
(IIB) (pin on plate)	Inconel 718/CW Type 316 SS	1200	2000	≥d/2	1000
	Inconel 718/CW Type 316 SS	1200	1000	≥d/2	1000
	Inconel 718/CW Type 316 SS	1200	200	≥d/2	1000
V (wire on clad)	CW Type 316 SS/CW Type 316 SS	1200	10§	0.125+0.1-0	2000
	CW Type 316 SS/CW Type 316 SS	1200	10§	0.0625+0.05-0	2000
	Open	1200	Open	Open	Open
I (pin on plate)	Inconel 718/Inconel 718	1200	2000	<d/2	1000
	Inconel 718/Inconel 718	1200	1000	<d/2	1000
	Inconel 718/Inconel 718	1200	200	<d/2	1000
I (pin on plate)	Inconel 718/Inconel 718	1200	2000	≥d/2	1000
	Inconel 718/Inconel 718	1200	1000	≥d/2	1000
	Inconel 718/Inconel 718	1200	200	≥d/2	1000

Note: CW Type 316 SS is 20% cold worked Type 316 SS. All tests include 1-month dwell time.

* One month hold after one-half of distance traversed.

§ 1b

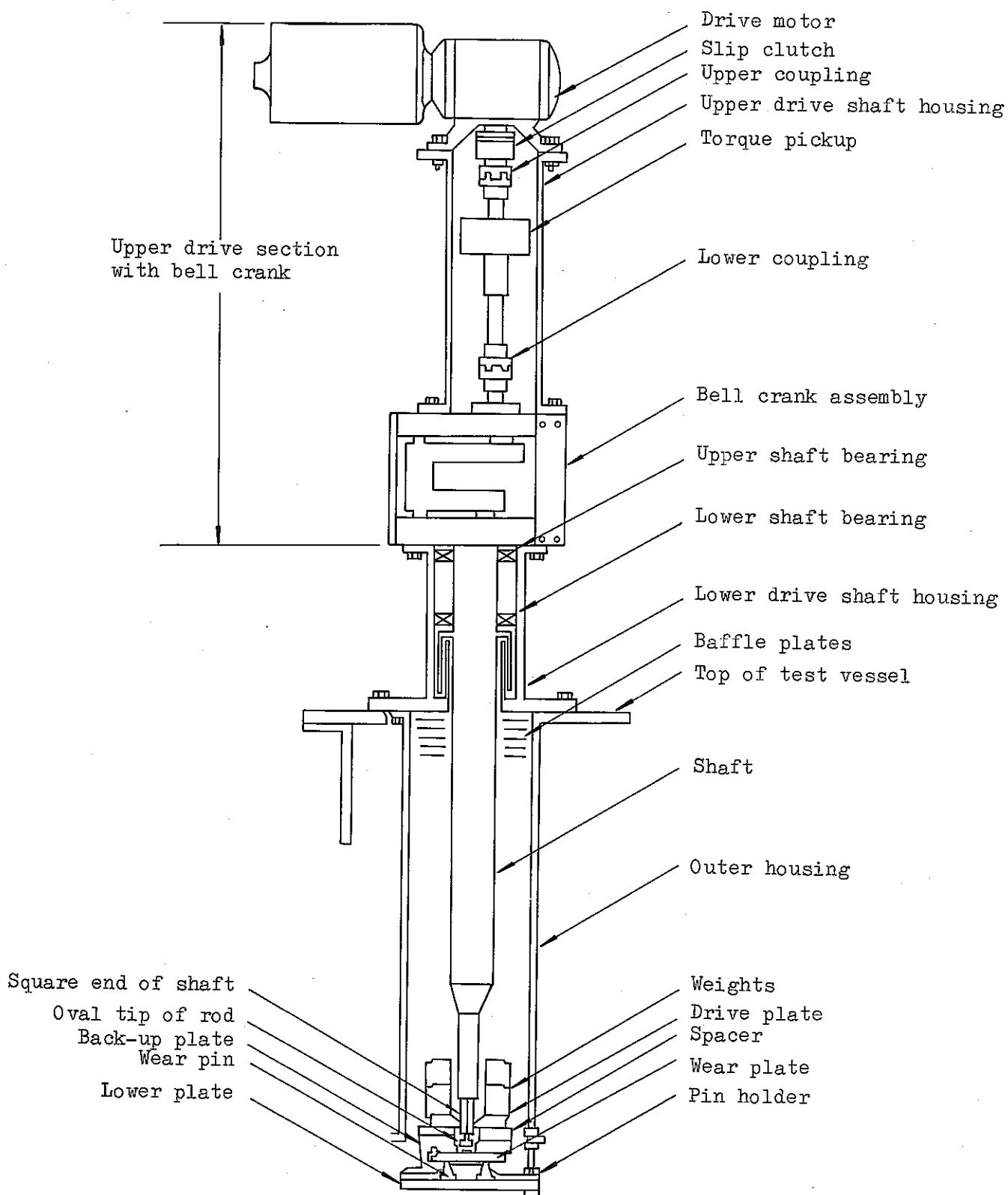


Fig. 6 Schematic of Short-Stroke Oscillating Wear Test Apparatus

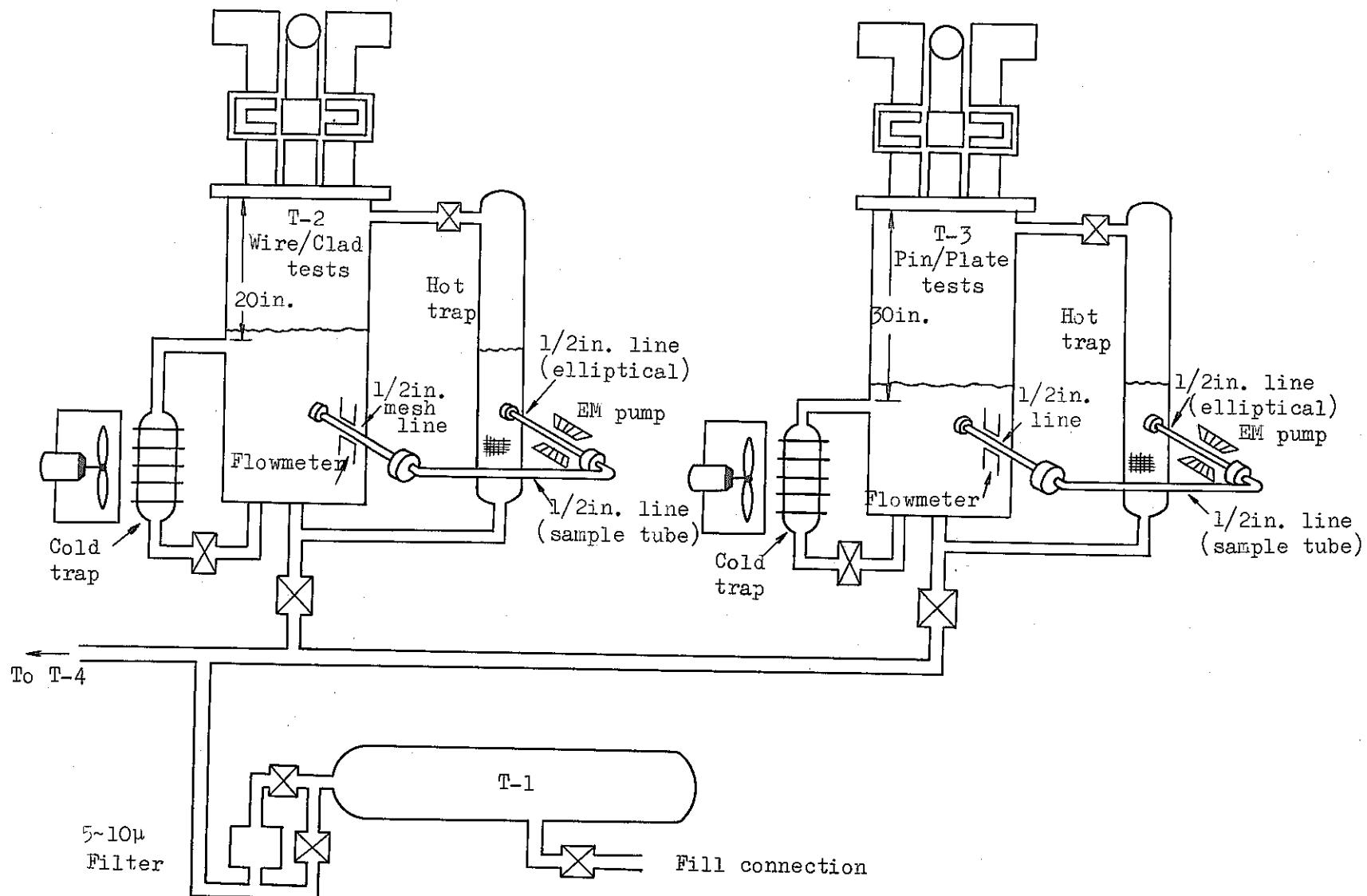


Fig. 7 Schematic of MCIS Loop (As of December 1970)

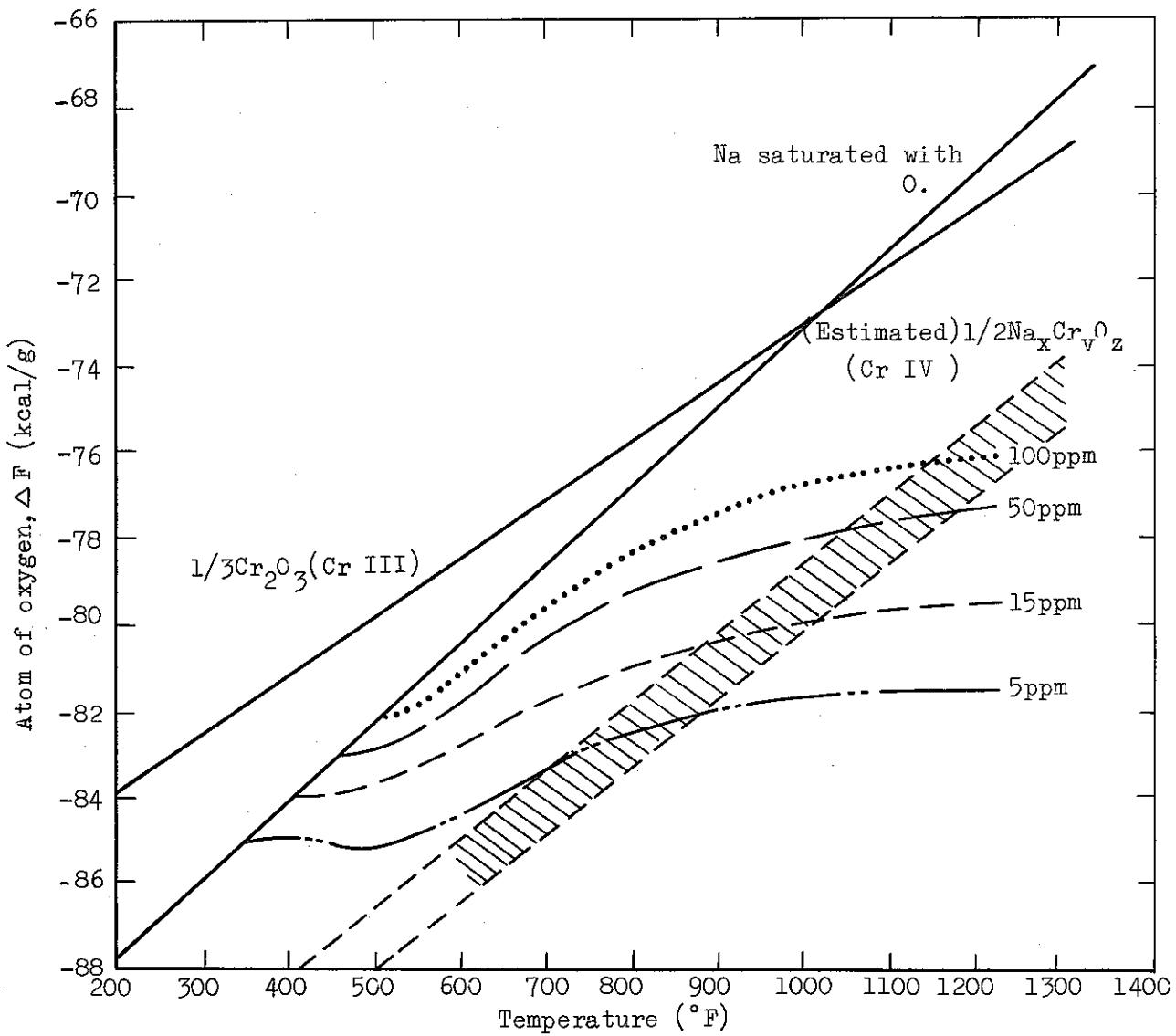


Fig. 8 Free Energies of Interest in Sodium-Oxygen-Chromium

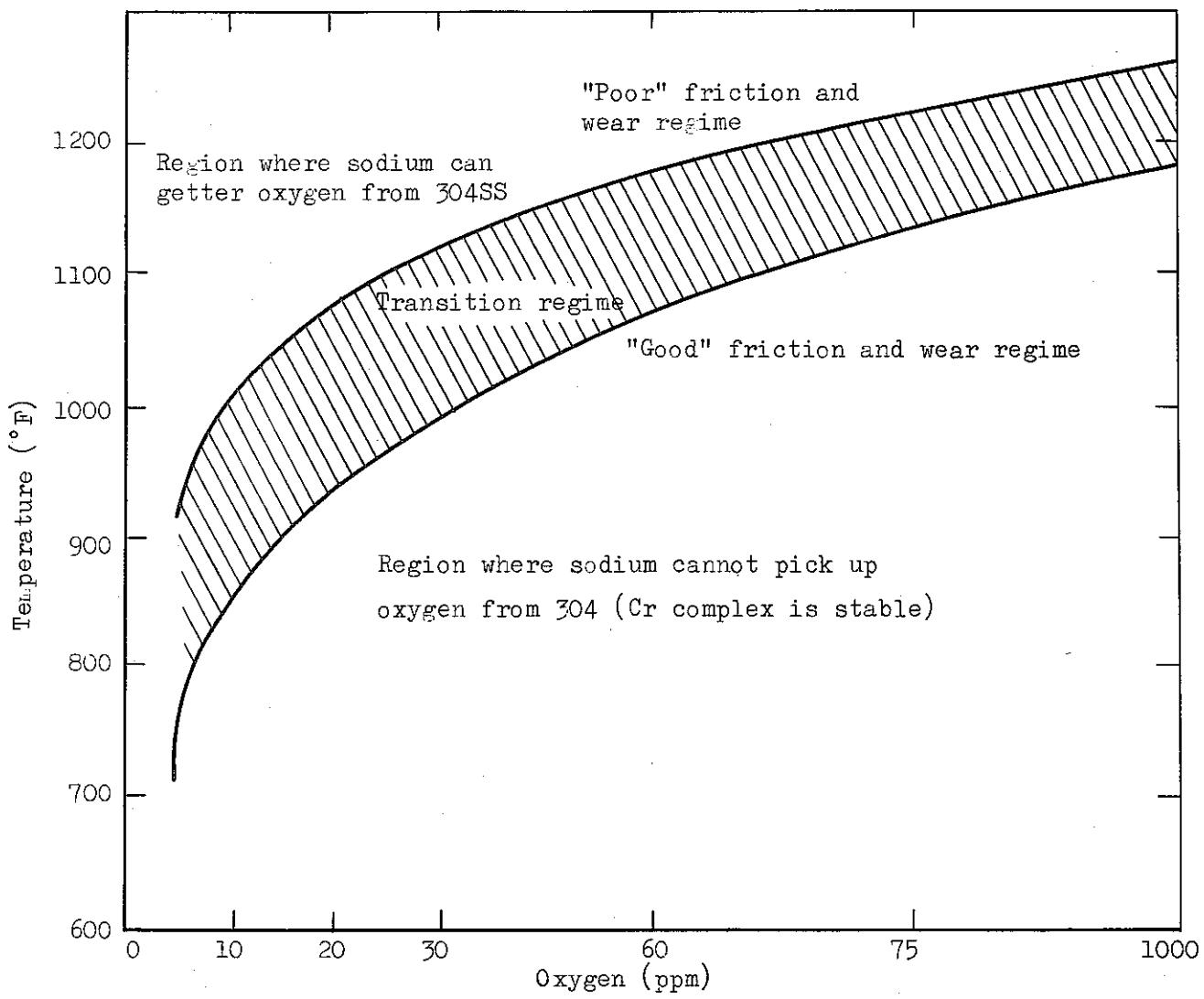


Fig. 9 Regimes of "Poor" and "Good" Friction and Wear Behavior

TABLE 10

 WEAR ON TUBULAR CLADDING FROM WIRE-WRAP/CLADDING TESTS
 IN SODIUM WITH < 5 ppm OXYGEN

Temp. of Test (°F)	Load on Wire Wrap/Cladding Combination† (lb)	Stroke§ Length (in.)	Σ Stroke Lengths (in.)	Angle Between Wire and Tube Axis (deg)	Depth Worn Away Below Original Surface of Cladding**		
					mils	mils/lb	in. ³ /lb
1160	1.5	~0.2	2000	12 ± 6.5	0.4	0.27	$\sim 0.5 \times 10^{-6}$
				20 ± 6.5	0.3	0.20	
				29.5±6.5	0.5	0.33	
1160	5	~0.2	2000	12 ± 6.5	2.0	0.40	$\sim 1.5 \times 10^{-6}$
				20.5±6.5	2.4	0.48	
				29.5±6.5	1.1	0.22	
1160*	20	~0.2	2000	12 ± 6.5	4.0	0.20	$\sim 1 \times 10^{-6}$
				20.5±6.5	3.8	0.19	
				29.5±6.5	2.5	0.13	

* An additional 1-in. of rubbing was performed at various temperatures up to 1350°F and down to 450°F to detect any sudden changes in "sawing" forces between wire wrap and cladding. No such change was noted.

† Wire diameter was 0.0560 in.

§ Each stroke is an arc movement (~0.2 in.) roughly parallel to the tube axis with the arc length being 13 degrees on a 1-in. radius.

** Extensive material transfer between wire and cladding was always noted, and buildup was as common as depth worn away. Majority of transfer may occur on first few strokes.



Tubular cladding
0.23 in. diameter
0.014 to 0.017 in. wall

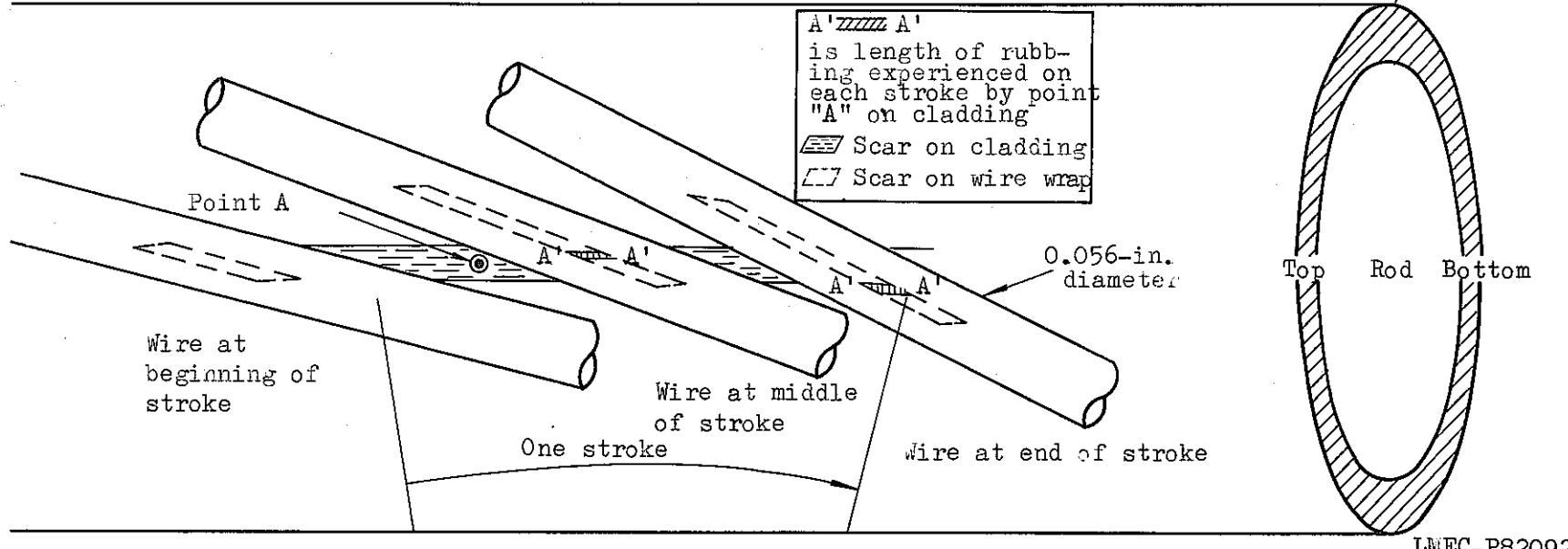


Fig. 10 Length of Rubbing During Individual Stroke Experienced by Point "A" on Cladding

(3) H E D Lの開発状況

W.H. が FFTF のメイン・コントラクターとなった事から、最近 FFTF 機器の耐摩耗、耐摩擦材選定を行うため、LMEC, AI, WARD と協力して一連の材料評価を手がけている。1972年4月27日～28日の日米会議で提出された資料では⁽¹¹⁾ 次の様な評価をしている。

この場合、試験装置は前述したLMCの装置を一部改造し、実際の機器にそった運動のもとの評価が加えられた。改造した試験装置図を図-6に示す。（ベル・クランクで反復運動を起させたものである）

(1) FFTF の自己融着・摩耗試験

FFTF での各機構部における Na 温度は 400°F～1350°F で、酸素濃度 5 ppm 以下で運転する予定であり、燃料集合体パッド部、つかみ部装置、燃料ピン・スペーサー、炉支持受板制御棒駆動装置等では 100 psi～数千 psi の圧力が加わる。

このため、自己融着・摩耗が重要な問題となってきた。特に酸素濃度が 5 ppm という低い雰囲気中では、W, Cr, Mo らの酸化物フィルムが出来難く、融着・摩耗特性に大きく影響してくる。図-11に Na 中酸素濃度と温度に対する摩擦係数の関係について示す。

従来のこの分野における初期の多くの実験では、全て 10 ppm 以上の酸素濃度中で行われたものである。又、今まで炭化物系の材料が最も低い摩擦係数を呈するとして、注目されていたが、脆いこと、化学的不安定性、密着性の小（肉盛の場合、膨張係数が小さいので、ハクリの問題があった）等の理由から全く使われていなかったが、近年、ユニオン・カーバイド社のガスの爆発を利用した「D-ガン」で、コーティングすることにより、炭化物系の密着性は倍加し、改善されるようになった。現在、FTTF をおし進めるためにLMC, AI 社、ウェスティング・ハウス社の3社で自己融着摩耗試験が行われている。この試験では、温度、表面荷重、周速、Na 中酸素濃度、材料の表面仕上げ状況、走査距離らが重要な因子となる事がわかった。又、ある場合においては荷重の減少とともに摩耗が大になる（摩擦係数がおおきくなる）という現象の材料がみとめられた。これらの試験で、一般的 Na 中温度範囲において、焼結カーバイトが最も低い摩擦係数を示し、特に最近のテストでは Cr₃C₂ 材が 400°F～1200°F Na 中において希望通りの優秀な性質を呈したことがわかった。

これらのカーバイト系の試験のために、従来の装置を一部改造し、（LMC 70-1⁽⁸⁾ の報告で使用した装置を LMC 71-1⁽⁹⁾ の報告にある如く、駆動機構を一部変えたものである。）

図-6に示す様な反復運動を行える様にベル・クランクを設けた。一連の試験結果を図-12, 13, 14 に示す。Na 中の酸素量を 5 ppm 以下、Na 温度 450°F から 1160°F までの範

囲で得られた結果であり、材料間の比較という見地からのスクリーニングテストを目的として行っている。Na の温度が上昇すると摩擦係数値も大きくなり、又、表面の仕上げ状況によっても大きく変化している結果を得ている。

又、将来のこの分野の研究課題として質量移行を起すような△T ループに摩耗試験片を浸漬して表面変化をパラメータとする自己融着・摩耗の試験がある。ここで、Hanford で行った実験について述べる。パッド材の材質に関して、燃料集合体のモック・アップ・テストから許容出来る最大摩擦係数として 450°F のとき 0.4 という値がでた。ここからパッド材料の表面摩擦係数として 0.25 かそれ以下のものが目標とされる。又、この低い摩擦係数が全温度域内でも保持出来ることが望まれた。

従来、パッド材としてあげられている 316 ステンレス同志の試験では高い摩擦係数を示し、融着とゴーリングを起した。又インコネル 718 と 316 ステンレスでは 1.0 ~ 2.0 の高い摩擦係数を示し、1160°F で保持後の摩擦が急激に増加し、自己融着の傾向を示した。インコネル同志では摩擦係数が割り合い高く、特に 200 psi での 1.5 かそれ以上から 2000 psi のときの 0.5 まで変動があった。最も摩擦係数が低い炭化物のコーティング(皮膜)材を使うことが考慮され、各種材料の真空スパッタ・リングによる炭化物のコーティングが行われ、自己融着・摩耗テストがなされた。この中で $\text{Cr}_3\text{C}_2 + 15\% \text{Ni-Cr}$ が、最も良好な結果を得た。この $\text{Cr}_3\text{C}_2 + 15\% \text{Ni-Cr}$ をローガンでもコーティングし、SiC を含浸させたナイロン・ホイールで研磨、仕上げしたものが最も良結果を得た。これの摩擦係数は 450°F のとき 0.25 より低く、1160°F のときでも 0.4 までであった。

今後、これらのコーティング材は、△T ループで長時間浸漬試験される予定である。

最近の R.N. Johnson の論文^(12,36)で、このクロム・カーバイト材の詳細に試験した結果について発表している。

この論文のなかで、炉心コンポーネントにおける耐摩耗材の選定基準も明らかにし、この基準に照すと、従来のハード・フェシング材(コルモノイ材、ステライト合金)は使用不可能であり、燃料集合体、制御棒、反射体、試験用集合体のスペーサ(パッド部)材として、この $\text{Cr}_3\text{C}_2 + 15\% \text{Vol Ni-Cr}$ 材だけが、全ての品質検査試験をパスした。

以下は、この論文について記述する。

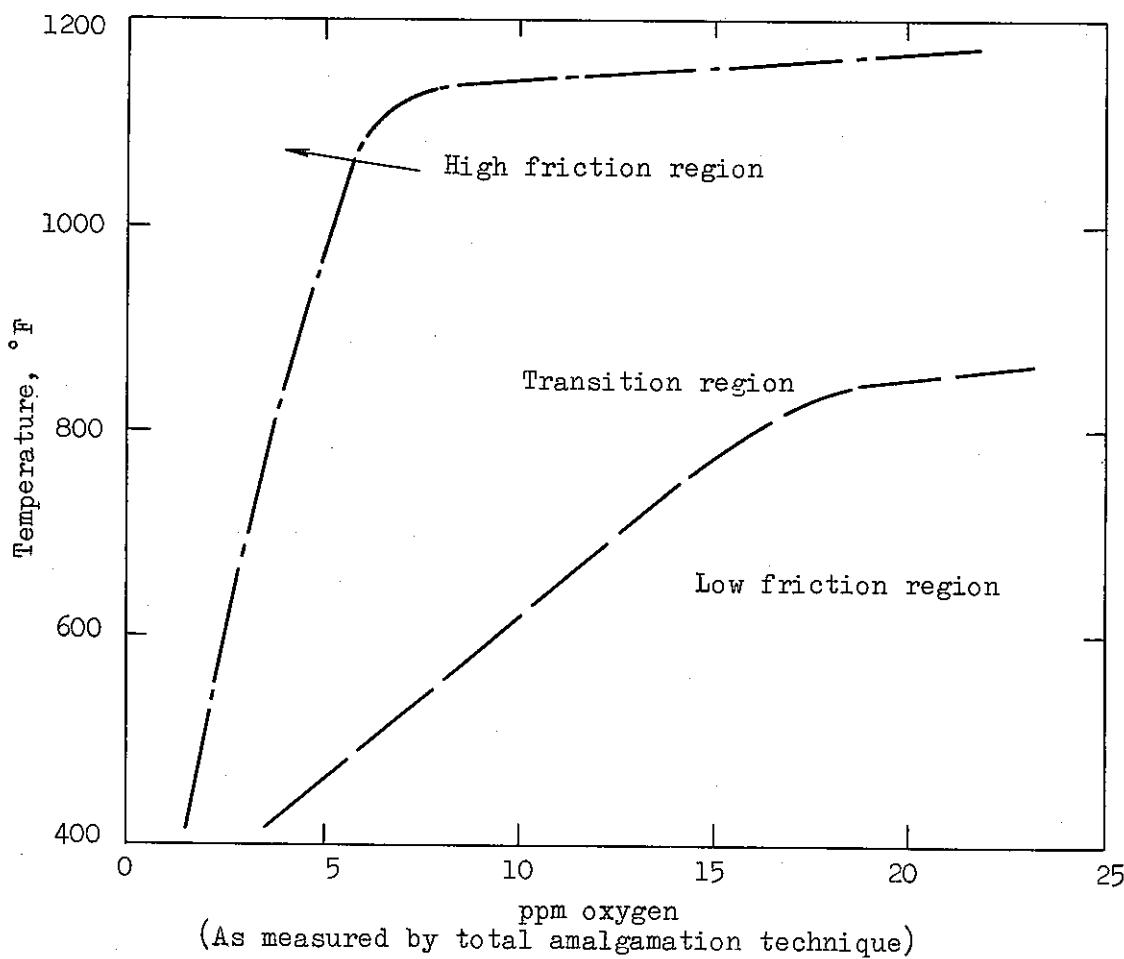


Fig. 11 Effects of Temperature and Oxygen on Friction of Chromium-Containing Materials - e.g. 316 SS and Inconel 718

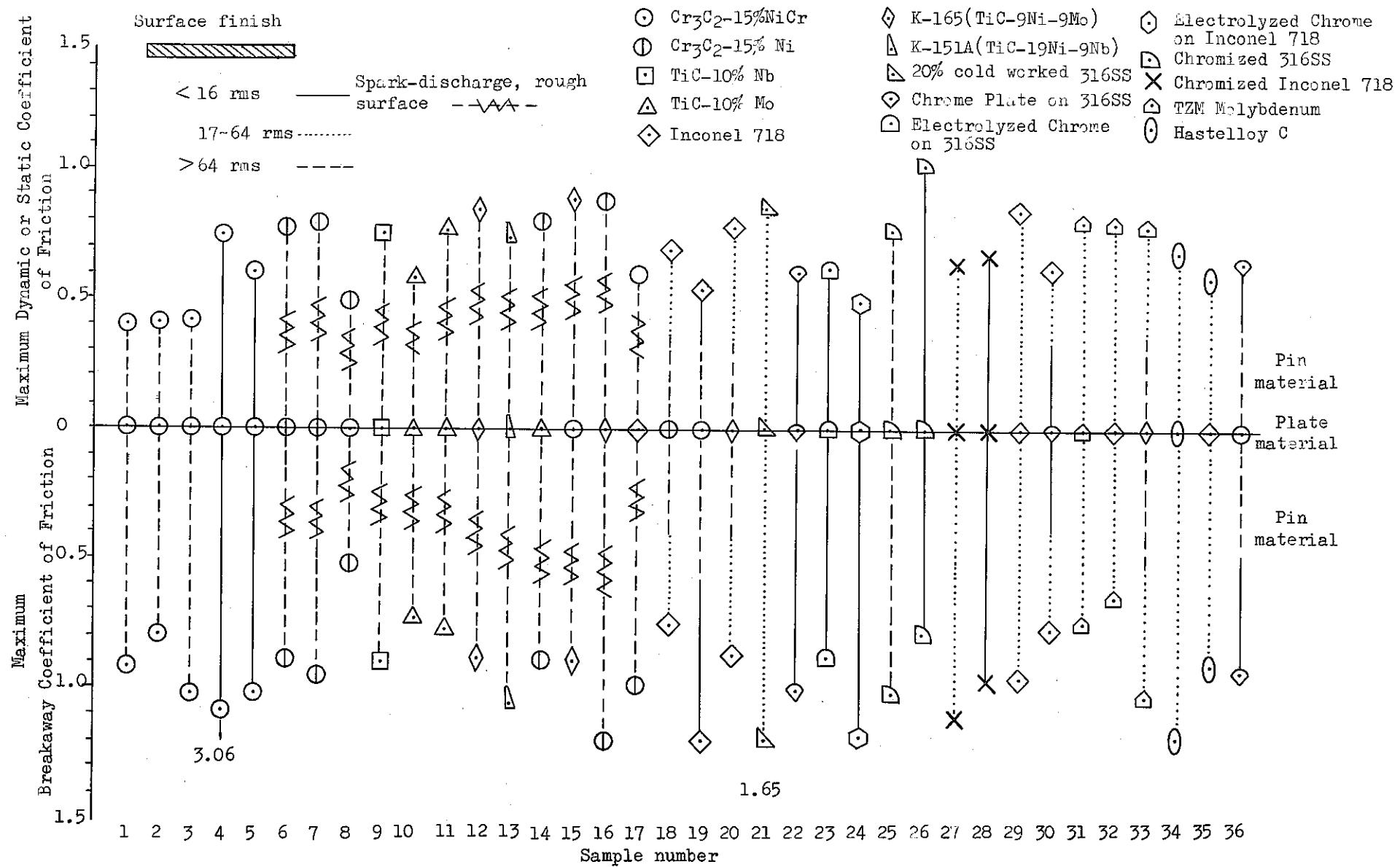


Fig. 12 Friction Screening Test in Sodium, $< 5 \text{ ppm O}_2$, Temperature from 1000°F to 1160°F

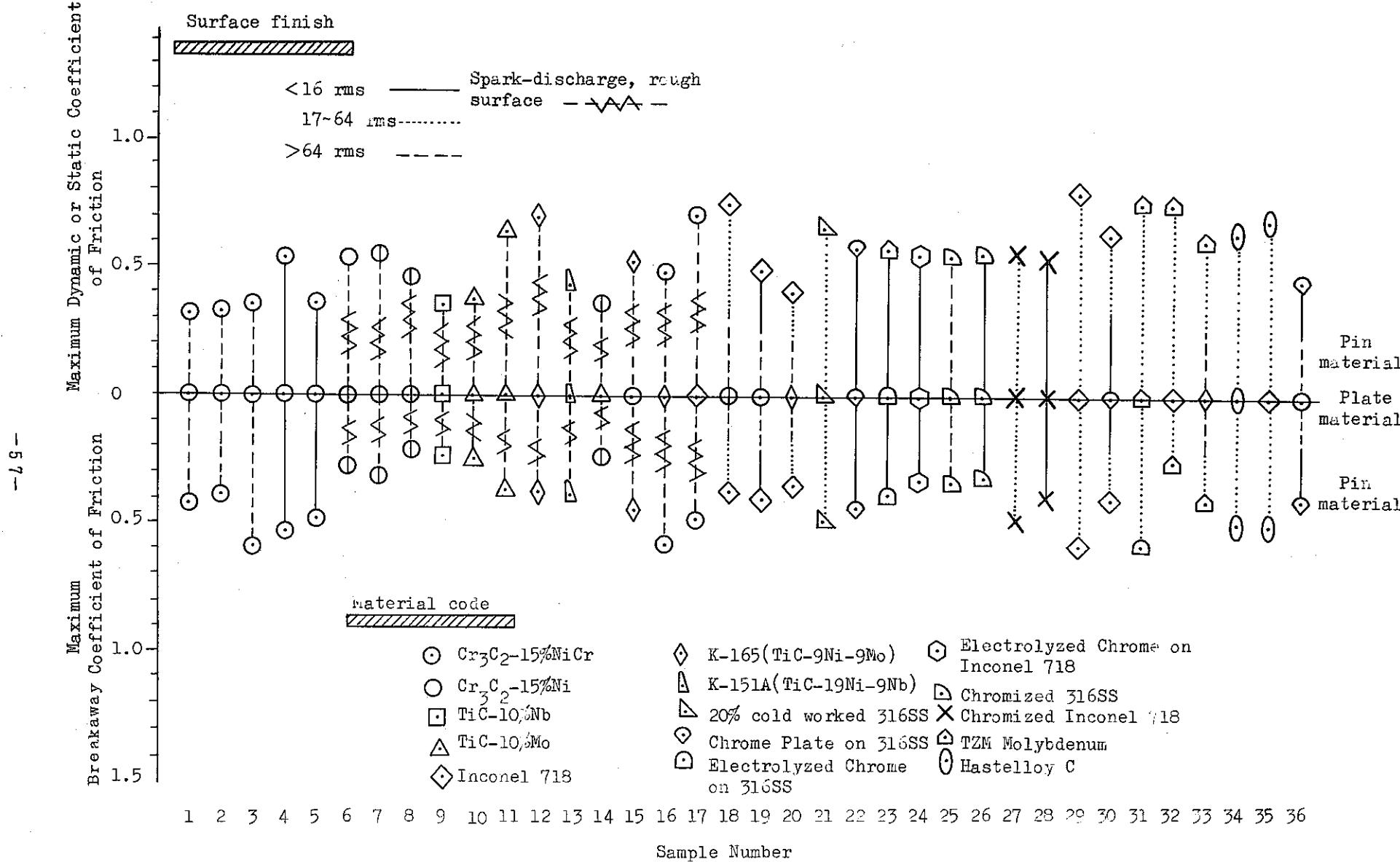


Fig. 13 Friction Screening Test in Sodium, < 5 ppm O₂, Temperature from 700°F to 900°F

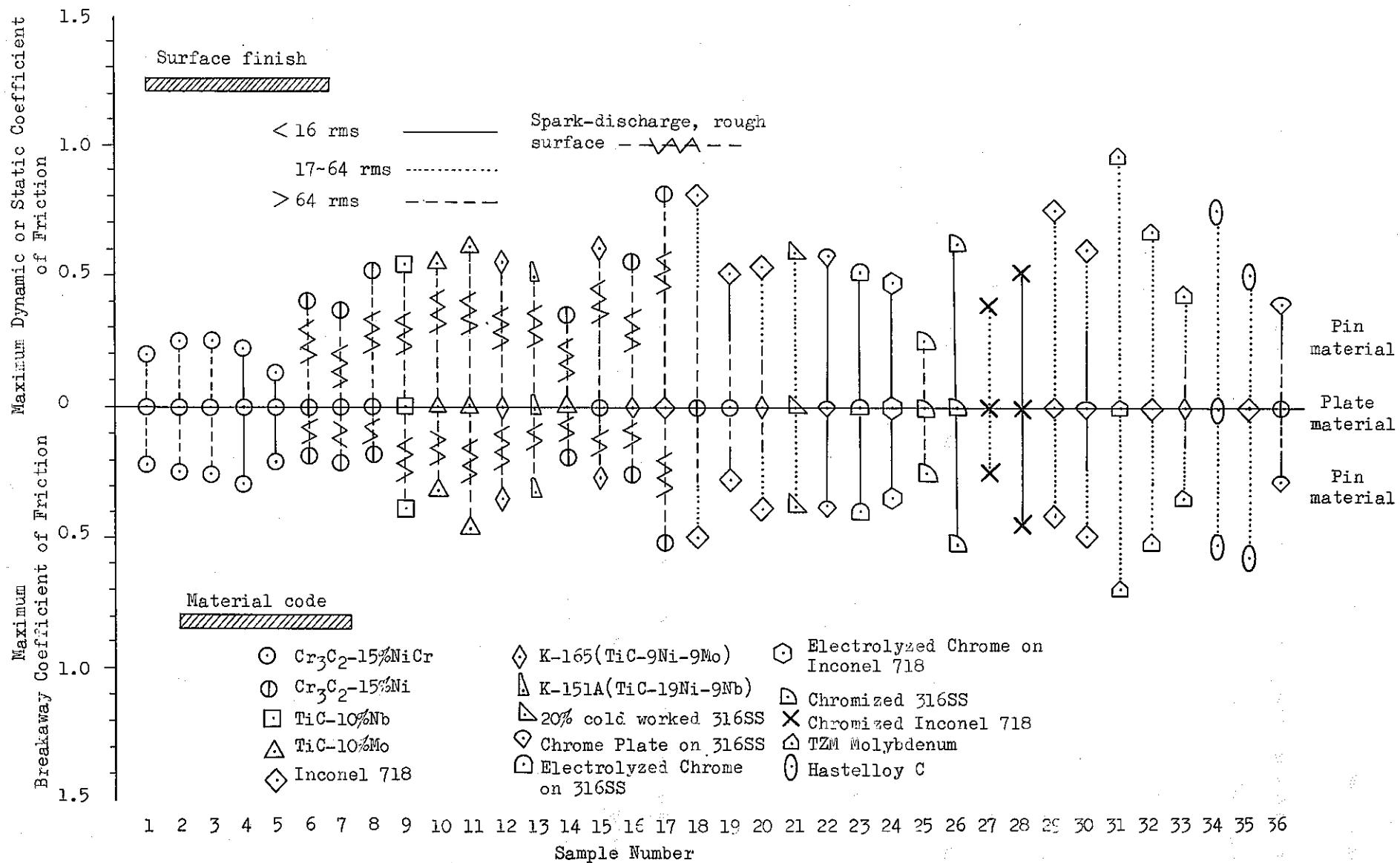


Fig. 14 Friction Screening Test in Sodium, <5 ppm O₂, Temperature from 450°F to 600°F

(36)

(ii) 液体Na雰囲気における原子炉コンポーネントの耐摩耗コーティング

将来の液体金属冷却型高速増殖炉の重要なコンポーネントの摺動面は、高温の液体金属による腐食及び放射線照射という厳しい雰囲気に耐えなければならない。いくつかのコンポーネントの使用条件に対し良く知られたペアリング材及びハードフェイシングの使用は不適当又は実用的でない事が示された。いくつかの応用に対しバルクコーティング(25μ以上厚み)は高温Na中での摩擦問題に唯一の満足すべき解答を与えた。既に評価され又評価されつつあるコーティング法にはプラズマスプレー、D-ガン、スパークデスチャージ、スペッタリング及び拡散コーティング法がある。試験には650°CまでのNa中における摩擦及び摩耗試験、一年間までのNa腐食試験、熱サイクル、接着力試験、及び高速炉での照射試験があった。ある特に厳しい場合には、商用D-ガン法によってなされた15 Vol%ニクロムバインダーを含むクロムカーバイトの特別に改良された市販の被覆法が、摩擦、腐食及び照射損傷規準を満足するに最適であることが、今までに知られている。報告される試験データの多くはこのコーティングとその先だつ改良についてである。

はじめに

将来の液体金属冷却型高速増殖炉の重要なコンポーネントの摺動面は、高温の液体金属による腐食及び放射線照射という厳しい雰囲気に耐えなければならない。FFTF(USAECのNa冷却型高速試験炉は現在ハンフォードに建設されている)の設計中に、原子炉の炉心におけるいくつかの摺動面には230~650°CのNa中で低い摩擦係数を与える材料が必要であるという事が明らかになった。原子炉炉心雰囲気で適当な寿命を示し230°Cで0.4以下の摩擦係数を与える材料組合せを明らかにする事が我々の目的であった。

これは、Naが極度に劣る潤滑剤であり、又ほとんどの材料表面から酸化膜を除去するのに極めて有効であるので、厳しい要求である事がわかった。

Na中でたがいに接触する多くの材料には超高真空中で見られるのと同じ高い摩擦と自己融着傾向があるというのがいつわざる結果である。

Naは材料を自己融着させる他に質量移行を起こし、又ほとんど全ての液体あるいは固体潤滑剤の使用を妨げる著しい腐食剤でありうるのである意味では真空雰囲気より厳しいといえる。

(訳者注)
摩擦基準を満たす材料を見つけ出す為にソリッドフォーム及び種々の方法によるコーティングの両

(訳者注) 台金に試験材をコーティングするのではなく、試験片全体を1つの試験材で製作したもの

方の金属、セラミックおよびサーメットから成る65以上の材料組合せについて摩擦選定試験が行なわれた。

初期の材料選定期間中に文献調査及びより以前の計画結果の総説は次の事を示した。すなわち試験すべき最も有望な材料の1つは結合カーバイトである。ホフマン氏等はNa中摩耗試験における広範囲にわたる材料についての広い選定の後、結合カーバイトが、高温Na(500°C以上)中で一貫して秀れた摩耗及び摩擦挙動を示す唯一の材料のようであると述べている。⁽⁸⁾

その後の摩擦選定試験によって次の事が確認された。すなわち結合カーバイトが最も低い摩擦を与える特にクロムカーバイトベース材が、第一の開発成果として選ばれ、そしてチタンカーバイトベース材がバックアップの開発の為に選ばれた。コンポーネント表面に耐摩耗材を接着する多くの方法が調査された。それらは機械的接着、溶接、爆発結合及び多くのコーティング法で、次の品質基準を満足する信頼できるコーティング法が見い出されるならば、それらは接着に最適な方法であると考えられた。

- (i) 材料が200°C Na中で0.4以下そして625°Cで0.9を越えない摩擦係数を持つ事。
- (ii) コーティングが、寿命中にコーティング厚さの $\frac{1}{2}$ 以上腐食しない事。
- (iii) 材料が60回の原子炉スクラムに相当する熱サイクル(1分間にNaが625~425°Cに冷却する)に割れ、スポーリングあるいはフレーキングしないで耐える事。
(訳者注)
- (iv) 材料がスポーリングあるいはフレーキングなしであるいは低い摩擦表面としての機能を失わないで $8 \times 10^{22} n/cm^2$ の高速中性子の照射に耐え得る事。
- (v) 材料が下流のコンポーネント及び配管を汚染する好ましくない放射性物質(たとえば⁶⁰Co)に変換しない事。
- (vi) 材料が寸法公差を維持し、かつ台金の冷間加工度を変えない様な方法で炉心コンポーネントに接着できる事。(316SSは20%の冷間加工が照射によるスウェーリング抵抗の為に必要である)
この報告では試験されたコーティング法について、また推奨材料と接着方法を限定する為に行なわれた摩耗及び摩擦試験、Na腐食試験、熱サイクル、機械的性能試験及び中性子照射試験についての結果を述べる。

(訳者注) 摩擦面に生ずる小さなくぼみをピッティングまたはまだら摩耗、かなり大きなくぼみをフレーキングまたははく離と言い、また面全体に大きなはく離を生ずる時これをスポーリングと言う。

コーティング法とコーティング成分について

スパークコーティング法

スパークコーティングは複雑な形状をした表面にタンクステンカーバイトフィルムを適用するのにその最も工業的有用性がある。原理的にはこの方法は接着される材料で出来た電極に高圧蓄電器からの蓄積されたエネルギーを放電することによって成り立っている。生じたスパーク中で、少量の材料が電極から取り去られ、台金に溶接される。この方法は 2.5μ (0.0001 in) から 62μ (0.0025 in) の厚みで広範囲な材料のコーティングが出来る事がわかっている。表面の加熱はほとんど起こらない(コーティング中に小さな部品は手でつかむ事ができる)ので熱的に引き起こされる部品の曲がり、あるいはバルクの金属学的構造の変化は問題とならなかった。スパーク法によるカーバイトコーティングの接着力は、他の材料では一般に不可であった厳しい曲げおよび「ハンマーとタガネ」試験のような品質検査によても秀れた結果であった。主要な装置の値段は安い (State-of-the-art 装置は 5000 ドル以下で購入出来る)。全コーティングの厚みに対する接着速度は $1 \sim 2 \text{ in}^2/\text{min}$ である。接着したままの表面あらさは充分開発されたタンクステンカーバイトコーティングの $60 \mu\text{ in AA}$ からあまり開発されていない試験段階のクロム、チタン及びニオブのカーバイトおよび他のサーメットの場合の $250 \mu\text{ in AA}$ 以上に及ぶ。このように最終的には満足できないコーティング因子及び表面処理でさえもクロムカーバイトコーティングは他のカーバイトの $\frac{1}{2}$ 以下の平均摩擦係数を Na 中で示した。これらの初期の結果は他の接着方法によるクロムカーバイトベースコーティングの一層の開発を促進した。

原子炉への応用の為のスパーク法の開発は、同時に行なわれた開発(下に述べる D-ガンコーティング)の早期成功と、またクロムカーバイトコーティングのための方法を開発するのにタンクステンカーバイトに対しなされたと同じ程度まで時間とマンパワーが必要なため、初期の選定試験を越えては進展しなかった。この方法はまだ必要性と資力の許す限り、なお一層の開発の為のバックアップ法と考えられている。

スパッタリング

クロムカーバイト + 1.5%ニクロムのコーティングがスパッタリングにより 316SS 台金になされた。コーティングは 4~5 mils (100~125 μ) 厚で 23 μ/h の接着速度で 125°C と 600°C で接着された。このコーティングは接着したままの状態では大変堅くしっかりと密着していたが、原子炉温度と同じ 625°C に加熱した後、低温と高温の両方のコーティングは割れを示した。低温コーティングは割れとスポーリングの両方を示した。おそらく改良したコーティング法を用い、そしてなお一層の開発努力が割れの問題を克服できるであろう。しかし今日もはや研究は行なわれない。

プラズマスプレイ

多くのクロムカーバイトとチタンカーバイトベースコーティングがアルゴンガスを用い、充分に密閉された流出路のある DC プラズマアークにより 316SS 及びインコネル 718 台金上になされた。コーティングは秀れた摩耗挙動を示したが後述するように照射と熱サイクル試験の両方で割れとスポーリングが認められた為、原子炉への適用から除外された。

D-ガン (Detonation gun)

クロムカーバイト + 1.5 Vol% ニクロムの D-ガンコーティングが FFTF 廉心コンポーネントのコーティング用として、基準になる方法及び材料に選ばれた。D-ガン法では粉末状コーティング材料は一定量の酸素及びアセチレンと共にチャンバーに導入される。混合物はスパークプラグにより爆発し、生ずる爆発により粉末材料は可塑状あるいは溶融状態まで加熱されてノズルにそって加速され音速の約 3 倍の速さで台金に衝突する。

高温粒子と衝突による高い運動エネルギーの両方により、特に密なそしてプラズマスプレイによる同様なコーティングよりも強い結合力のあるコーティングが生まれる。

この報告に示した試験データの多くは D-ガン法によるコーティングについてである。

評価の為に選ばれた材料

摩擦選定試験が完了した後、最終的な試験と評価の為残された材料は 1.5 Vol% のバインダーを含むクロムカーバイトとチタンカーバイトコーティングである。代表的なコーティングは 75~125 μ (3~5 ミル) の厚みで、クリットプラストされた 316SS あるいはインコネル 718 台金上になされた。

材料と成分は表-11に示される。クロムカーバイトコーティングが最も低い摩擦を示したがNa腐食試験がクロムカーバイト材料に著しい影響を示す場合の為にチタンカーバイトも又示されている。後述するようにチタンカーバイト成分はNa浸漬によるより厳しい影響を示すという予期しない結果が生じた。

試験方法及び結果

摩擦摩耗試験

摩耗試験がH E D Lとの協同計画のもとにA I . L M E C 及びW A R Dにより成された。全ての場合に試験は200~625°C高純度Na中で行なわれた。(アマルガム法により5ppm以下、バナジウムワイヤー法で1ppm以下の酸素量)、試験片形状は3試験所の各々で多少変えられたが、全て平面と平面の接触で反復摺動する一般的なピン対プレートで行なわれた。荷重は全ての試験に対し300~1000psiであった。

図-15は選定試験で明らかにされた初期のデータのいくつかを示す。それらの試験はクロムカーバイトコーティングについての、尙一層の試験と開発を促した。クロムカーバイトコーティングはあらゆる温度に対し一貫して摩擦基準を満足する唯一のコーティングあるいは材料であった。

表面処理法がクロムカーバイトコーティングの摩擦挙動に対し影響を与える事が見い出された。最も秀れた摩擦結果は、細かいシリコンカーバイトを浸み込ませたナイロンブラシを用い80~125μin.AAにブラシ研磨されたコーティングについて得られた。得られる表面のキメは滑らかな「丸小石の多い(pebbly)」表面と表現される。コーティングがスパーク法でなされた時80~250μin.AA以上の表面が得られ、これはブラシ研磨あるいはラッピングされたD-ガンコーティグよりも高いという矛盾した摩擦係数を示す。5~16μin.AAのラッピング処理も又、ブラシ研磨とスパークコーティングの中間の矛盾した摩擦挙動を示す。625°C Na中で1000inに及ぶ摺動、1000psiまでの荷重での性能試験によるとクロムカーバイトコーティングはたいした摩耗を示さなかった。

Na共存性試験

Na共存性試験は次の事を確認する為に必要である。

- (1) クロムカーバイトが化学的に安定でNa中で分解しない事。
- (2) ニクロムからのニッケル及びクロムの様なバインダー、材料の浸出がコンポーネントの操作期間

中にコーティングの物理的破壊を起さない事。

これら可能性のある問題の為、現在の計画の一部分は様々なコーティングについて長時間(8000h)高温(625°C)Naの影響の評価にあてられている。

この計画は、不純物管理設備のあるオーステナイトステンレス鋼系のループで行なわれている。試験条件はホットレグ温度625°C、流速1 ft/sec, 238°Cの温度差(ΔT)及びVWEDで測定された0.5~1.0 ppmの酸素量から成っている。

試験片(0.75×0.75×0.180 in, 両面に0.003~0.005 in厚さコーティングされている)はホットレグからアルゴン雰囲気に定期的に取り出される。残留Naは過剰のアルコール及び水により試料から除去される。真空乾燥と精密な重量測定の後Naの影響は化学的、金属学的及び電子顕微鏡解析により求められる。平均腐食速度(mils/yr)が重量損失とコーティングの密度をもとに計算される。

チタンカーバイトベースコーティングはコーティングが不安定な為高い腐食量を示したので、すぐに計画から除外された。肉盛したままのチタンカーバイトはNaへの浸漬前にはTiC_{0.7}という非化学量論的組成を示し、浸漬後はTiCという化学量論的組成を示す。

コーティングの失敗はコーティングの浸炭中に起る体積変化から生じた。(Naはステンレス鋼ループからカーボンを除去する事により平衡量のカーボンを含む)

初期のクロムカーバイトコーティングでは、いくつかの試験片が625°C, 2000hの浸漬後コーティング内の汚染した層に割れを生ずるというコーティング法管理問題に苦心した。それでもいくつかの試験片は8000hの浸漬に達し0.3 mils/yrの腐食速度を示した。

製造法管理問題が解決された後、その後のクロムカーバイトのNa中への浸漬は時間に依存した重量損失を示し、平均腐食速度はおよそ0.25 mils/yrであった。図-16にクロムカーバイトとチタンカーバイトの腐食速度を比較する。

コーティング内への極度のNaの浸入が生ずるけれどもD-ガンによるクロムカーバイトコーティングの断面組織には、何ら変化は観察されなかった。重量損失は、おそらくクロムカーバイトの損失を思わせるようなバインダー材料のNa中への損失による。例えば表面解析によるとリファレンスのクロムカーバイト/ニクロム(LC-IH)はニクロムバインダーからNa中にニッケルを損失したが、これは著しい表面の悪化を示さなかった。しかしながら1000h以上の浸漬におけるプラズマスプレイによるCMとCN-1Pコーティングでいくつかの内部の割れが観察された。

熱サイクル試験

多くのコーティングに固有の問題は熱変化に対して物理的に割れる傾向である。この事から現在の計画の三番目の部分は操業期間中原子炉コンポーネントが受けける温度変化を模擬する試験である。この研究に用いられた試験設備はNa共存性ループと同様である。異なる点はループが機械的操作により、空気と接触させないで試験片を625°Cホットレグとそれと隣り合わせの427°C Na焼き入れタンクの間を移動できる事である。熱サイクルは最小8h、最大4日間625°Cに試験片を保持し、約1分間で427°Cに焼き入れし、又28°C/hの速度で625°Cに昇温させる。このNa中サイクルを受けた試験片は15, 30及び60サイクル後アルゴン中に直接取り出され、前項で述べた様に洗浄される。こうして温度サイクルの影響が金属学的に調べられる。

D-ガスによるクロムカーバイトコーティングは熱サイクルの結果、何ら変化しなかった。しかしプラズマスプレイしたクロムカーバイト/モリブデン(CMコーティング)は29回の熱サイクル後変質した。割れはコーティングと合金の境界近くで起こりこれはCMコーティングと316SS合金との熱膨張係数の違いからきたものである。

照射試験

316SSとインコネル718の小さなディスクの片面に推奨のクロムカーバイト材がコーティングされ、Naで満たしたステンレス鋼カプセルに挿入された。カプセルは溶接で密封され、Idaho FallsにあるEBR-IIで照射された。多くのカプセルが現在 $3 \times 10^{22} n/cm^2$ の中性子束まで照射されつつある。二つのカプセルが今まで約 $1 \times 10^{22} n/cm^2$ の中性子束を受けた後検査の為取り出された。照射温度は各々450°Cと585°Cであった。今まで照射し検査された表11に示す材料はLC-1H, CN-1P, CI及びCMコーティングである。又LO-1CとCI-Dコーティングが照射されているが、まだ検査されていない。チタンカーバイトコーティング(TMとTN)は腐食試験結果についての考察から除去され照射試験に含まれなかった。照射後試験検査は目視及び低倍率検査、重量及び厚み変化測定、光学顕微鏡、走査型電子顕微鏡、X線解析、及び接着力試験から成っている。

目視検査によると全ての成分のプラズマスプレイコーティングはコーティング内及びコーティングと合金の境界の両方で割れ及びスポーリングの傾向を示した。CN-1P(クロムカーバイト/15%ニクロム)が、コーティングされた試験片のいくつかでははっきりと検出できる割れあるいは外部から観察できない割れがあり、CM(クロムカーバイト/15Vol%Mo)がコーティングされた試

試験片では、コーティングがほとんど完全に剥離した。プラズマスプレイされた全てのコーティングは金相試験の結果、コーティング内と境界に少くともいくつかの割れを示した。図-17はCN-1P試験片で認められた割れの例である。

24個のD-ガンコーティングされた試験片は目視あるいは金相試験により全く割れあるいはスピーリング傾向を示さなかった。図-18は照射後のD-ガンによるクロムカーバイト／15%ニクロムコーティング(LC-1H)である。コーティング界面に見られるポイドは金相試験準備中に Al_2O_3 粒子が取り除かれたものである。 Al_2O_3 粒子はコーティング前のグリットブラスト操作を改良する事により、後のコーティングでは取り除かれた。金相試験あるいは電子顕微鏡によるとD-ガンコーティングの照射後と照射前には差は認められなかった。X線によると成分変化はなく、わずかに照射後パターンが鋭くなっただけである。

接着力試験がエポキシ lift-off 引張り試験により行なわれた。全ての場合に照射前後で13000psiに及ぶ引張り強さでエポキシが破壊した。コーティングの完全無欠さを、より著しく示す例の一つとして、X線解析用ハンマーとたがねによりコーティング部を取りはずす試みが失敗したということである。

要約と結論

摩耗試験によるとクロムカーバイトコーティングが試験した広範な材料のどれよりも200℃～625℃Na中で最も低い摩擦と最も秀れた摩耗抵抗を示した。

摩耗性の見地から次に秀れている材料のチタンカーバイトコーティングは接着中のカーボンの部分的な損失とその後のNa浸漬中の浸炭のためNa腐食試験で劣っていた。更に摩擦試験、Na腐食試験熱サイクル試験及び照射試験の結果、液体金属冷却型高速炉のステンレス鋼コンポーネントに使用する為、今まで全ての性能試験をパスしてきた唯一の材料及びコーティング法として、D-ガンによるクロムカーバイト／15Vol%ニクロムコーティングが選定された。プラズマスプレイ法による同じ成分のコーティングは $1 \times 10^{22} \text{ n/cm}^2$ の照射中変質した。

現在LMFBRの耐摩耗材料および皮膜の開発はHEDLの責任のもとで行われており、研究体制は次の如くである。

H E D L

責任会社

Technical directionを行う

H E D L
W A R D
L M E C
A I

協力機関

Test機関

いずれも A E C と契約

研究者 R.C Aungst, L.H Rise (H E D L) コーティングの開発のサポート & アシスト

G.L Guthrie, (H E D L) 照射試験

N.J Hoffman, J.J Droher (L M E C)

W.L Wilson, R.L Miller (W A R D) } 摩耗試験

R.M Oliva, R.Tsang, P.H Horton, W.J Kurzeka (A I)

T.A.Wolfla, R.C.Jucker (U C S L) プラズマ, D一ガンコーティング

Table 11 Carbide coating compositions evaluated

Coating designation	Starting composition	Application method	Remarks
LC-1H	Cr ₃ C ₂ -15 vol.% Nichrome	D-gun	Reference coating
LC-1C	Cr ₃ C ₂ -12 vol.% Nichrome	D-gun	Back-up coating
CN-1P	Cr ₃ C ₂ -15 vol.% Nichrome	Plasma	Failed irradiation test
CI	Cr ₃ C ₂ -15 vol.% In. 718 ^a	Plasma	Failed irradiation test
CI-D	Cr ₃ C ₂ -15 vol.% In. 718 ^a	D-gun	Back-up coating
CM	Cr ₃ C ₂ -15 vol.% Mo	Plasma	Failed irradiation and thermal cycling
TM	TiC-15 vol.% Mo	Plasma	Failed corrosion test
TN	TiC-15 vol.% Nichrome	D-gun	Failed corrosion test

^a Inconel 718, trademark of the International Nickel Co.

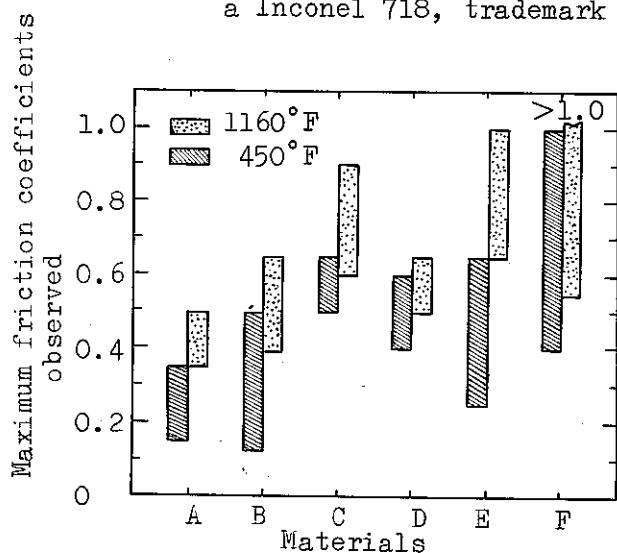


Fig. 15 Friction ranges observed for various materials rubbing in sodium. A - chromium carbide-15% nichrome D-gun coatings; B - other chromium carbide base coatings; C - titanium carbide base coatings; D - chromium platings; E - chromium diffusion coatings; F - reactor structural materials: Inconel 718, Hastelloy C, 316 stainless steel, TZM.

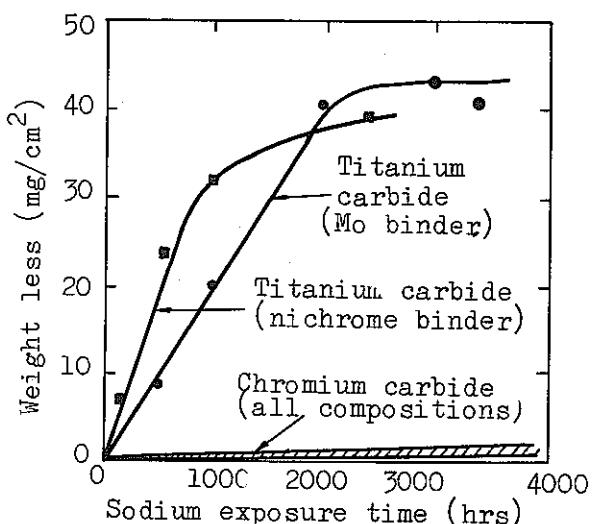


Fig. 16 Corrosion of chromium carbide and titanium carbide coatings in 625°C sodium.

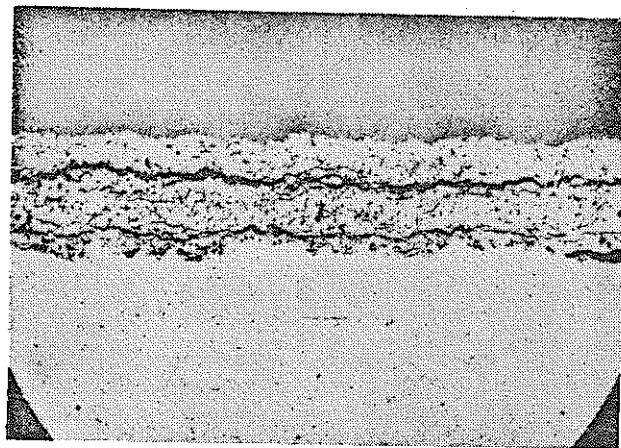


Fig. 17 Cracking found in plasma-sprayed chromium carbide-15 vol.% nichrome coating on 316 stainless steel after irradiation to 1×10^{22} n/cm² (250X).

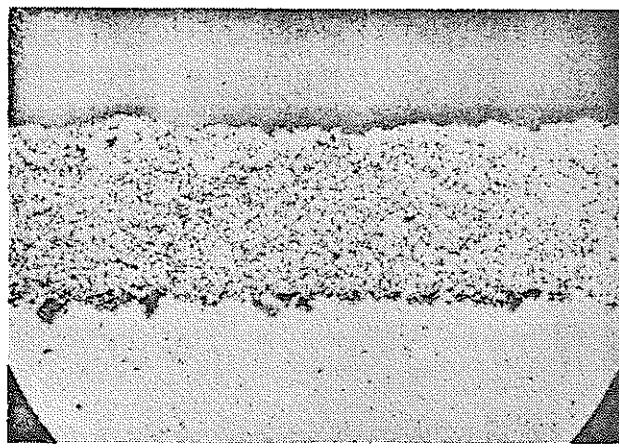


Fig. 18 Detonation-gun coating of chromium carbide-15 vol.% nichrome on 316 stainless steel after irradiation to 1×10^{22} n/cm² (250X).

又、今までの一連の試験から一步進んで次の様な試験装置を WARD で計画中である。

(5)

以下は文献から抜粋したものである。

この計画は従来の L M E C 型の装置とは異なり、 F F T F の各機器部品の接触、摺動条件を模擬した条件のもとで試験するための装置を製作した。(F F T F の各接触、摺動条件は表-1 を参照されたい)

1つの装置は摩耗、およびペアリング試験用のものであり、この装置の機構を図-19 に示し、又駆動機構を図-20、試験片形状を図-21、又試験機の能力と Na ループ条件を表-12 に示す。

又、この装置で行うべき材料の組合せ、および試験条件を表-13、14 に示す。この表中の試験条件は実際の機器にそったもので表-1 に示した項目毎に列挙してある。

この摩耗試験装置の特徴は次の点である。

1. 摩耗試験が流動ナトリウム中で行うことが出来る。
2. 駆動機構は基本的には反復運動であるが、1つ又はそれ以上の運動(回転、振動)とこの運動を組合わせた条件のもとでも試験が出来る。
3. 機器では静的および動的な摩擦力、変位速度が直接測定が出来る。

ロードセルは局部的なロード(例えば軸受、シール駆動部等で発生するロード)を除いた値に較正してある。

4. 現状のサポートでそのまま各種形状をもった試験片の試験をすることが出来る。
5. 組立て上の技術で試験片の特有な組込みを確かにするために目じるしのポイントがある。
6. 試験片の取り付け、取りはずしは他の試験部を並行に運転しながら試験部のドレーンなしであり、試験を迅速に進めるため最小限の休止時間となっている。(最大1週間)
7. 荷重、運動、変位や速度は容易に(表-12 に示した範囲内で簡単な駆動コンポーネントを変えることによって)調整あるいは変更することが出来る。
8. 摩耗試験ポットは Na の真空蒸溜法によって清浄にできる構造に設計されている。

このほか I V H M 内の各機器の自己融着性を試験するため表-15 に示した条件でも試験実施する計画を立てている。

図-22 に装置図を示す。このものが4ヶ、ループに付設されており、各々表-15 に示す条件で試験される計画である。すなわち6ヶ月から24ヶ月の保持時間をとり、実際の機器における自己融着現象を模擬している。

このほか1960年頃はGE, AI, APDA等でもこれらの関連試験を行っていたが、現在はこのFFTFに焦点を合わせたためWHを中心としたグループで摩耗、摩擦試験を強力に押し進めている。

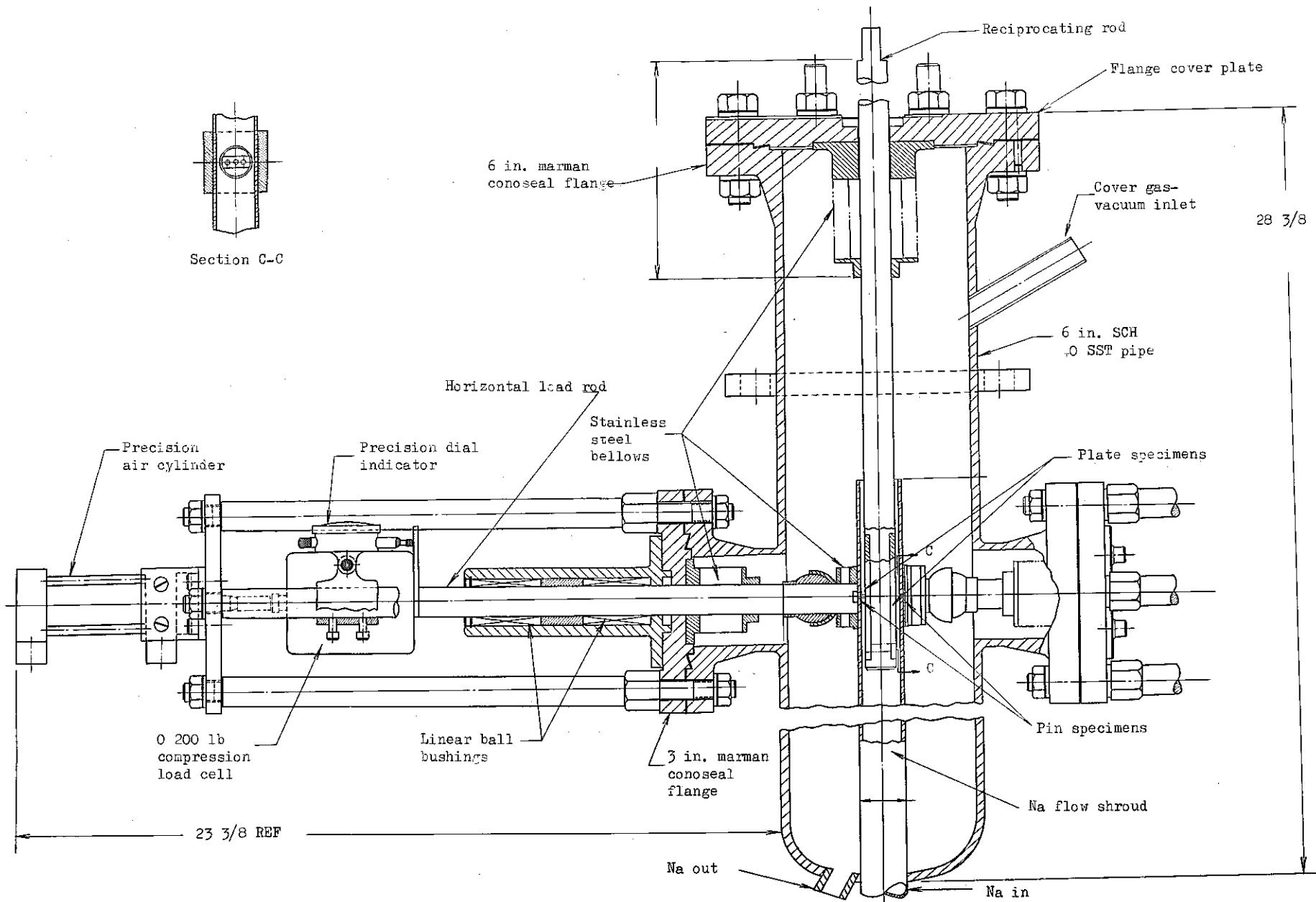


Fig. 19 Sweater Test Chamber

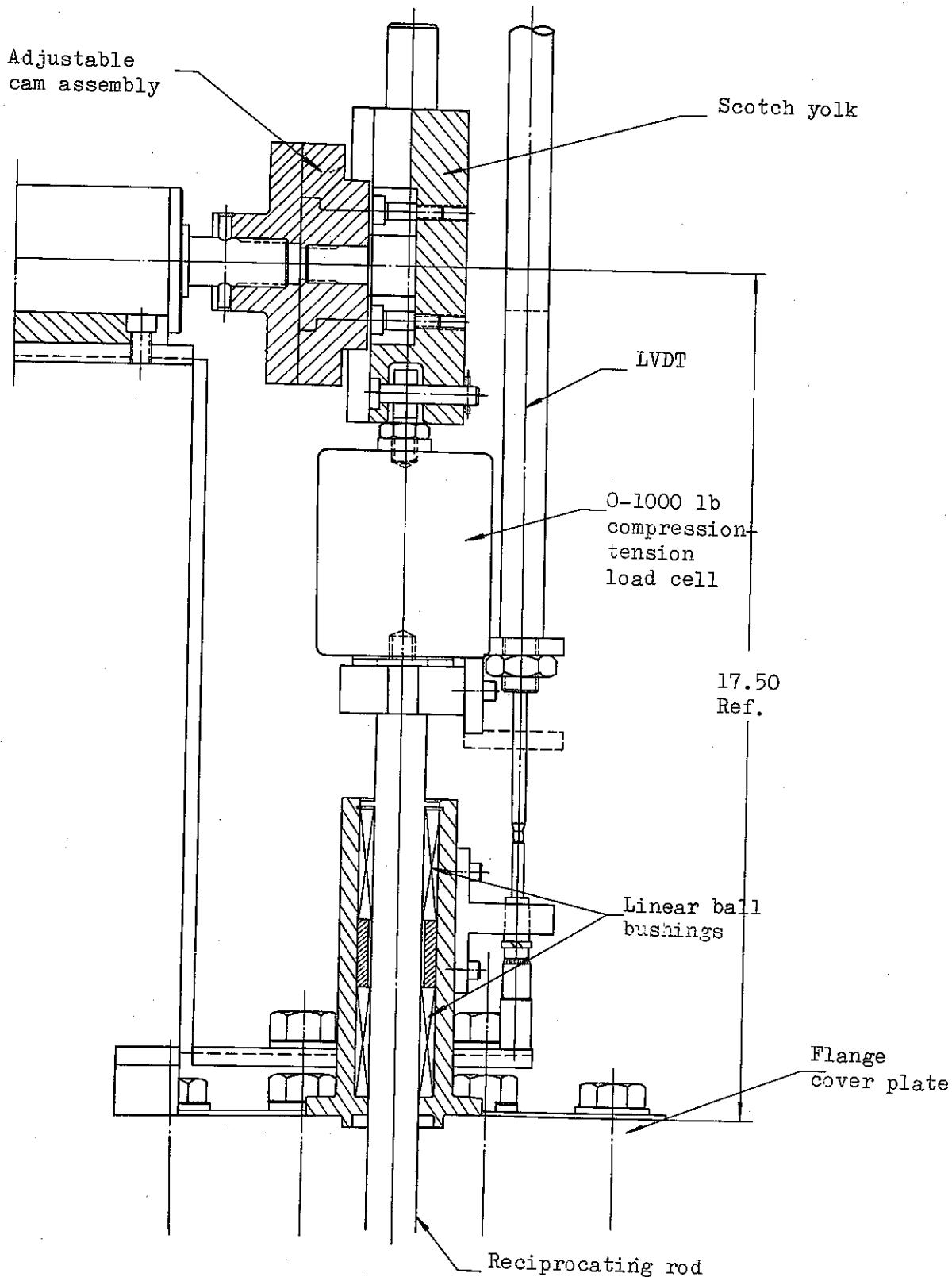
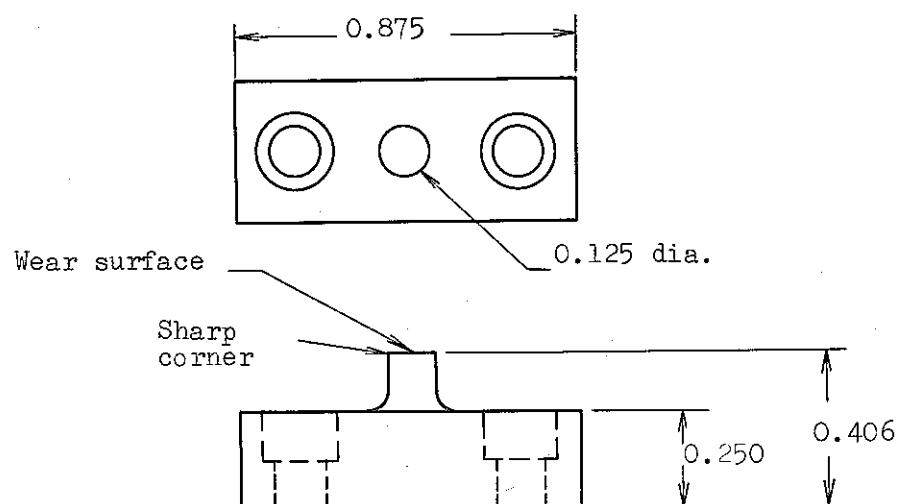


Fig. 20 Sweater Drive Mechanism



All dimensions are in inches

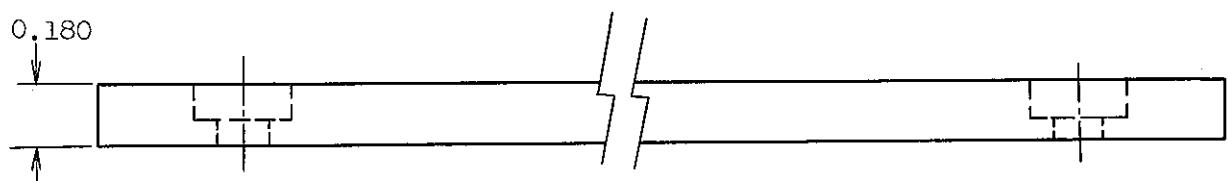
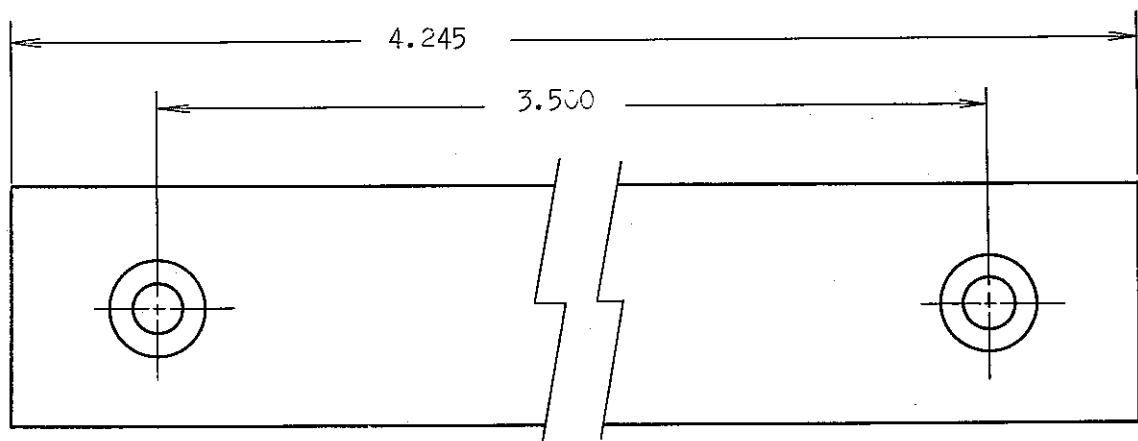


Fig.21 Typical Specimen Configurations

Table 12 Test Parameters for SWEATER

Wear Test Machine

Operating Temperature	400 to 1350°F
Specimen Configuration	a. Flat-on-flat b. Cylinder on-flat
Contact Pressure	200 to 10,000 psi
Motion	a. Reciprocating, 0.02 to 3-inch displacement b. Rotational ~ ±7-1/2° c. Reciprocating plus rotation d. a or b or c plus vibration
Total Travel	Up to 10,000 inches
Velocity	1 to 37.5 ipm
Dwell Time	0 to ~6 month
Specimen Surface Condition	a. As-fabricated and installed b. Pre-exposed to reproduce expected surface compositional changes

Sodium Supply Loop

Purity	<5 ppm oxygen, <2 ppm hydrogen, maintained by cold trap, 25 micron particulate filter
Flow	0.1 to 2 feet per second past wear surfaces
Characterization	On-line oxygen meters. Bypass sampling for metals, O, H, N, C and particulates as required.

Table 13 Proposed Test Plan Conditions for FTR Core Components

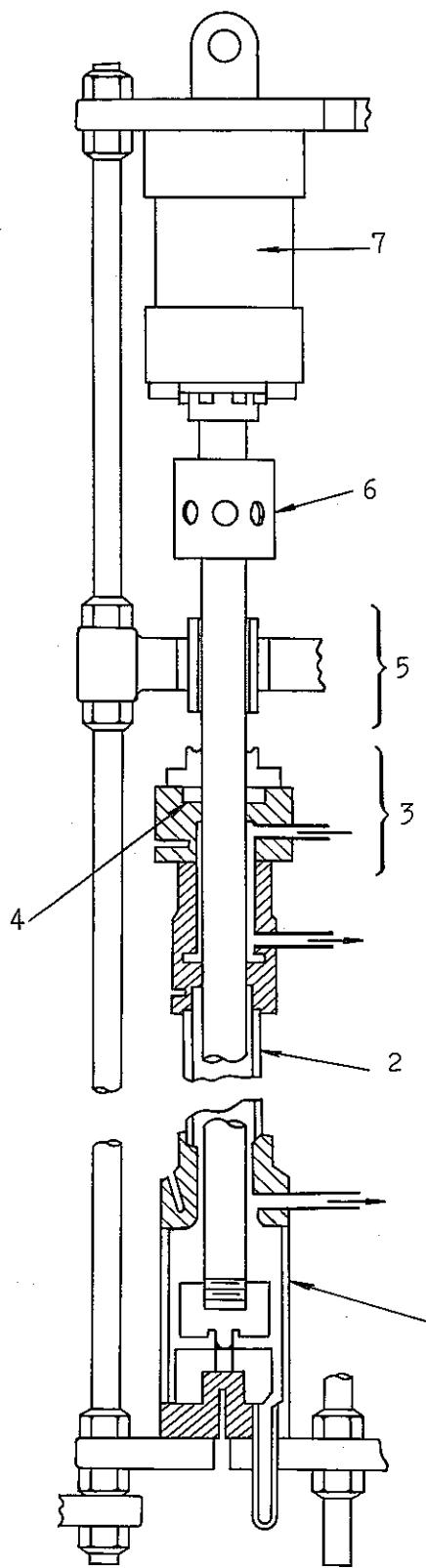
Test No.	Materials Combination	Temperature (°F)	Pressure (psi)	Travel Cycle (d-pin diam.)	Distance Traveled (in.)	Approx. Velocity (ipm)	Test No.	Materials Combination	Temperature (°F)	Pressure (psi)	Travel Cycle (d-pin diam.)	Distance Traveled (in.)	Approx. Velocity (ipm)
26	CW Type 316SS/CW Type 316SS	1350	5	0.125"	2000	1	1	Inconel 718/Type 316SS	1160	2000	d/2	1000	1
27	CW Type 316SS/CW Type 316SS	1350	5	0.0625"	2000	1	2	Inconel 718/Type 316SS	1160	2000	d/8	1000	1
28	CW Type 316SS/CW Type 316SS	1350	1	0.125"	2000	1	3	Inconel 718/Type 316SS	1160	1000	d/2	1000	1
29	CW Type 316SS/CW Type 316SS	1350	1	0.0625"	2000	1	4	Inconel 718/Type 316SS	1160	1000	d/8	1000	1
30	Type 316SS/Type 316SS	1100	500	20d	6.5×10^4	Note 19	5	Inconel 718/Type 316SS	1160	200	d/2	1000	1
31	Type 304SS/Type 316SS	1160	1000	0.050"	2×10^7	120	6	Inconel 718/Type 316SS	1160	200	d/8	1000	1
32	Type 304SS/Type 316SS	1160	1000	0.100"	2×10^7	120	7	Inconel 718/Type 316SS	1200	4000	d/2	6.25×10^6	37.5
33	Inconel 718/Type 304SS	1100	2000	d/2	250	1	8	Inconel 718/Type 316SS	1200	4000	d/4	6.25×10^6	37.5
34	Inconel 718/Type 304SS	1100	2000	d/8	250	1	9	Stellite 6/CW Type 316SS	1160	100	d/2	7.6×10^4	Note 19
35	Inconel 718/Type 304SS	1160	2000	d/2	1000	1	10	Stellite 6/CW Type 316SS	1160	100	d/8	7.6×10^4	Note 19
36	Inconel 718/Type 304SS	1160	2000	d/8	1000	1	11	Inconel 718/Type 316SS	1160	10,000	20d	6.5×10^4	Note 19
37	Type 304SS/Type 304SS	1100	2000	d/2	250	1	12	Inconel 718/Inconel 718	1160	2000	d/2	1000	1
38	Type 304SS/Type 304SS	1100	2000	d/8	250	1	13	Inconel 718/Inconel 718	1160	2000	d/8	1000	1
39	Inconel 718/Stellite Star J	400	5000	d/2	330	0.008	14	Inconel 718/Inconel 718	1160	1000	d/2	1000	1
40	Inconel 718/Stellite Star J	400	5000	d/8	330	0.008	15	Inconel 718/Inconel 718	1160	1000	d/8	1000	1
41	Inconel 718/Stellite Star J	1100	5000	d/2	2×10^4	1	16	Inconel 718/Inconel 718	1160	200	d/2	1000	1
42	Inconel 718/Stellite Star J	1100	5000	d/8	2×10^4	1	17	Inconel 718/Inconel 718	1160	200	d/8	1000	1
43	Stellite Star J/Stellite 6	1100	5000	d/2	2×10^4	1	18	Cr Plate/CW Type 316SS	1160	100	d/2	7.6×10^4	Note 19
44	Stellite Star J/Stellite 6	1100	5000	d/8	2×10^4	1	19	Cr Plate/CW Type 316SS	1160	100	d/8	7.6×10^4	Note 19
45	Type 304SS/Nitrided Type 304SS	1100	500	d/8	2×10^4	12	20	WC coating/WC coating	1160	300	d/2	1000	1
46	Stellite 6/Stellite 6	1100	50	d	360	12	21	WC coating/WC coating	1160	300	d/8	1000	1
47	Stellite 6/Type 304SS	1100	50	d/8	430	1	22	Cr plate/Cr plate	1160	300	d/2	1000	1
48	Inconel 718/Inconel 600	400	200	d/2	1000	1	23	Cr plate/Cr plate	1160	300	d/2	1000	1
49	Inconel 718/Inconel 600	400	200	d/8	1000	1	24	CW Type 316SS/CW Type 316SS	1350	20	0.125"	2000	1
							25	CW Type 316SS/CW Type 316SS	1350	20	0.0625"	2000	1
17. With the exception of test Nos. 24-29, 31, and 32, the testing configuration should be a flat pin on plate. Nos. 24-29 should be carried out by using a cylindrical-end pin on cladding tubing on plate, or by simulation of operation conditions, using wire on cladding tubing. Nos. 33 and 34 should be carried out using a cylindrical-end pin on plate. For all tests a pin diameter of 1/ inch is acceptable. However, in view of the need to establish relatively high pressures in some tests, a pin diameter of 3/32 inch will be acceptable if the required pressures cannot be obtained with a 1/8 inch diameter pin.							Notes 1. Test Nos. 1-6, 12-17 provide data for Items 1, 3(b), in Table 1-1, 1-2, 2. Test Nos. 7, 8 provide data for Item 6 in Table 1-2, 3. Test Nos. 9, 10, 18, 19 provide data for Item 3(a) in Table 1-2, 4. Test No. 11 provides data for Item 5 in Table 1-2, 5. Test Nos. 20-23 provide data for Item 1 in Table 1-1, 6. Test Nos. 24-29 provide data for Item 2 in Table 1-1, 7. Test No. 30 provides data for Item 4 in Table 1-2, 8. Test Nos. 31, 32 provide data for Item 15 in Table 1-6, 9. Test Nos. 33, 34, 37, 38 provide data for Item 9 in Table 1-4, 10. Test Nos. 35, 36 provide data for Item 7 in Table 1-3, 11. Test No. 45 provides data for Item 12, in Table 1-5, 12. Test Nos. 39, 40 provide data for Item 10 in Table 1-4, 13. Test Nos. 41-44 provide data for Item 11 in Table 1-4, 14. Test No. 46 provides data for Item 13 in Table 1-5, 15. Test No. 47 provides data for Item 14 in Table 1-5, 16. Test Nos. 48, 49 provide data for Item 8 in Table 1-3,						
18. Test Nos. 1-6, 12-17, and 20-23 should be carried out with a dwell period of one week in mid-test. During this time specimens should be maintained at the test temperatures and pressure, but will be motionless. Decisions on the incorporation of dwell period into other tests will be contained in later revisions of this specification.													
19. Table 1-4 indicates two velocities, one test (12 fps) during scram situations and then a slow return from the acram position (4 ipm). The tests should replicate this situation as close as is feasible.													
20. Tests on Cold Worked Type 316 stainless steel/Cold Worked Type 316 stainless steel for Item 1 in Table 1-2 have already been completed and are not included in Table 2-1.													

Table 14 Proposed Test Plan Conditions for IVHM Components in FTR

Test No.	Materials Combination	Temperature (°F)	Dwell Time (hrs)	Pressure (psi)	Travel Cycle (d = pin dia.)	Total Distance Travelled (in.)	Approx. Velocity (ipm)	Test No.	Materials Combination	Temperature (°F)	Dwell Time (hrs)	Pressure (psi)	Travel Cycle (d = pin dia.)	Total Distance Travelled (in.)	Approx. Velocity (ipm)
A-1	Inconel 718/ Inconel 718	450 1100 450	--- 168 ---	1000 500 1000	6d --- 6d	300 --- 300	10 --- 10	A-12	Stellite 1016/ Inconel 718	450 1100 450	--- 168 ---	2000 0 2000	6d --- 6d	3000 --- 3000	100 --- 100
A-2	Inconel 718/ Inconel 718	450 1100 450	--- 168 ---	5000 2000 5000	6d --- 6d	300 --- 300	10 --- 10	A-13	Inconel 718/ Stellite 3	450 1100 450	--- 168 ---	500 0 500	6d --- 6d	3000 --- 3000	100 --- 100
A-3	Inconel 718/ Inconel 718	450 1100 450	--- 168 ---	1000 500 1000	d/2 --- d/2	300 --- 300	1 --- 1	A-14	Inconel 718/ Stellite 3	450 1100 450	--- 168 ---	2000 0 2000	6d --- 6d	3000 --- 3000	100 --- 100
A-4	Inconel 718/ Inconel 718	450 1100 450	--- 168 ---	5000 2000 5000	d/2 --- d/2	300 --- 300	1 --- 1	A-15	Inconel 718/ Type 304 SS	450 1100 450	--- 168 ---	500 0 500	6d --- 6d	3000 --- 3000	100 --- 100
A-5	Inconel 718/ Inconel 718	450 1100 450	--- 168 ---	500 0 500	6d --- 6d	3000 --- 3000	100 --- 100	A-16	Inconel 718/ Type 304 SS	450 1100 450	--- 168 ---	2000 0 2000	6d --- 6d	3000 --- 3000	100 --- 100
A-6	Inconel 718/ Inconel 718	450 1100 450	--- 168 ---	2000 0 2000	6d --- 6d	3000 --- 3000	100 --- 100	NOTES							
A-7	Stellite 1016/ Inconel 718	450 1100 450	--- 168 ---	1000 500 1000	6d --- 6d	300 --- 300	10 --- 10	<ol style="list-style-type: none"> 1. Test Nos. A-1, A-2 provide data for Items 2, 3, 4, 8, 9 in Table 2-1, 2-2, 2-3, 2. Test Nos. A-3, A-4 provide data for Items 1, 5, 7, 8, 10 in Table 2-1, 2-2, 2-3, 3. Test Nos. A-5, A-6 provide data for Items 11, 12, 13, in Table 2-4, 2-5, 4. Test Nos. A-7, A-8 provide data for Items 2, 3, 4 in Table 2-1, 5. Test Nos. A-9, A-10 provide data for Items 1, 5 in Table 2-1, 2-2, 6. Test Nos. A-11, A-12 provide data for Items 11 in Table 2-4, 7. Test Nos. A-13, A-14 provide data for Items 12, 13, in Table 2-5, 8. Test Nos. A-15, A-16 provide data for Items 6, 14, 15 in Table 2-2, 2-5, 9. All tests should be performed using a flat pin on plate configuration, for which a pin diameter of 1/8 inch is acceptable. If the required pressure cannot be obtained with a 1/8 inch diameter pin, a pin diameter of 3/32 inch is acceptable. 							
A-8	Stellite 1016/ Inconel 718	450 1100 450	--- 168 ---	5000 2000 5000	6d --- 6d	300 --- 300	10 --- 10								
A-9	Stellite 1016/ Inconel 718	450 1100 450	--- 168 ---	1000 500 1000	d/2 --- d/2	300 --- 300	1 --- 1								
A-10	Stellite 1016/ Inconel 718	450 1100 450	--- 168 ---	5000 2000 5000	d/2 --- d/2	300 --- 300	1 --- 1								
A-11	Stellite 1016/ Inconel 718	450 1100 450	--- 168 ---	500 0 500	6d --- 6d	000 --- 3000	100 --- 100								

Table 15 Proposed Test Plan Conditions for Self-Welding Tests

Test No.	Material Combination	Temperature (°F)	Pressure (psi)	Exposure Time (months)
1		800	30,000	6
2		800	10,000	6
3	Type 304SS/ Type 304SS	800	10,000	12
4		800	2,000	6
5		800	2,000	12
6		800	2,000	24
7		800	30,000	6
8	A286/ Type 304SS	800	15,000	6
9		800	15,000	24
10	Type 316SS	800	10,000	6
11	Inconel 718	800	2,000	6
12	Cr-plate	800	10,000	6
13	Inconel 718	800	2,000	6
14	WC-coating/ Inconel 718	800	10,000	6
15		800	2,000	6
16	Nitrided Type	800	10,000	6
17	316SS/Inconel 718	800	2,000	6
18	Type 316SS/ Type 316SS	1200	1,000	6



- 1 Sodium chamber
- 2 Sodium vapor cooling column
- 3 Cover gas chamber
- 4 Cover gas seal
- 5 Linear bushing and bearing to provide wiping between the test samples
- 6 Coupling
- 7 Hydraulic cylinder

Fig. 22 Self-Welding Test Chamber

3.2 フランスの開発状況

LMFBRの開発を押し進めるために、1960～1966年にNaK中の摩擦、摩耗試験が行われ、その後、1966年からNa中の試験がcadarache研究所で研究開発が行われている。⁽¹⁶⁾以下の試験および結果は文献から引用した。

(1) 液体金属中における摩擦と摩耗

装置1. (CEA……cadarache research centerに設置されているもの)

これは初期のころから試験されている装置であり、概略図を図-23に示した。

供試材はすべてピンおよびリング平面に対する平面の接触を有しており、試験条件は次の如くである。

摺動速度 0～5 cm/sec

負荷(面圧) 0～5 Kg/cm²

温度 20～600°C

コールド・トラップ 温度で30 ppm 以下

装置2. EDF Renardieres research centerに設置されているもので、この装置は短時間用(摩耗時間約:1時間)と長時間用(約100 hrs)の2つの試験ループにわけられる。

短時間で選定された材料を長時間用に供してRapsodie, Phenix の実機に応用しようとしている。又、このほか重荷重軸受試験装置が製作されている。この装置はジャーナル軸受を模擬したものである。下記に各々の装置の概要と試験条件を示す。

図-24に短時間装置、図-25に長時間試験装置および図-26に短時間用試験片の寸法をそして図-27に重荷重軸受試験装置を示した。

短時間用試験条件

- Na 温度 200～600°C (max 700°C)
- 荷 重 ~40 Kg
- 速 度 8 cm/sec (最高4.6 m/sec の速度を得る事が可能)
- 試験時間 1 時間
- コールド・トラップ 温度 120°C
- 試料の予浸漬時間 0～18 hr

長時間用試験条件

◦ Na 温度	~400°C (max 600°C)
◦ 荷重(面圧)	2 kg/cm ²
◦ 試験時間	100 hrs
◦ コールド・トラップ 温度	120°C

重荷重軸受試験装置

相対摺り速度	1.46 cm/sec
半径方向の荷重	0 ~ 2000 kg
Na 温度	150 ~ 600°C
コールド・トラップ 温度	150°C
試験時間	~18000回転まで

試験結果について各々表-16~19に示した。

ここで、摩擦試験ではアルゴンガス+Na Vapor中でも試験され、又、Na中では予めNa中に浸漬し、その後、摩擦試験を行い、表面に生成する皮膜の効果に関する考察を行っている。

摩擦試験で今までに得られた特徴的な結果は次の如くである。

1. 硝化した面の摩擦挙動は不満足であった。
2. Co 結合したWCは摩擦係数が0.8と高い。
3. Co, Cr, W の成分(アラクライト554又は602)の肉盛材は摩擦係数が非常に低い値を示した。これはB, Si の存在が通常摩擦抵抗を低くしている。
4. ニッケル・ベースの肉盛合金では中性子に對して活性的でないので非常に興味のあるものであり、Ni-Mo-Cr-W, Ni-Cr-B-Si らの成分で、これらの材料は各々の試験データがており、摩擦係数もすべてが低い。(0.4以下) そしてこれらはNa温度に關係しない。
5. ニッケルをバインダーとしたWCの摩擦でも低い摩擦係数を示した。
6. WCに相手組合せ材としてMoを摺動させた場合、Moが大きな摩耗を示した。又、Al₂O₃は150°Cまでは良好な摩擦挙動を示したが、600°C Na中では悪い結果となった。

次に重荷重軸受試験結果を表-18に示した。

ここで、評価のA, B, C……は次の試験後の試験片外観から判定した。

- A ; 非常に良好な面で、引かき傷が認められない。
- B ; スムーズな引かき傷を有し、この傷は 15μ 以下のものばかりである。
- C ; 大きな引かき傷が生じており、この深さが 60μ より小
- D ; 表面に割れが生じ、相手材の金属が移行したもの、又は 60μ 以上の引かき傷が生じ溝を作ったもの

これらの研究開発から Rapsodie のポンプ・ペアリングの選定および Phenix の燃料交換機部品の選定を行つた。

注) Rapsodie のポンプ軸受材は初期にコルモノ 16.5 と 16.6 の組合せであったが、その後、ステライト 16.6 に変更した。又集合体のパッド部材は「常陽」と同様に硬質クロム・メツキがなされた。しかし、一部トラブルがあったと伝えられている。

最近の仏の摩耗、摩擦試験研究の概要について次の様なレポートがある。⁽¹⁷⁾

今まで摩耗、カジリを起しつづけ、材料の組合せを経験的な試験で選び出すことに主力をあげてきた。しかし、最近材料表面と Na の濡れに、これらの摩擦、摩耗現象が関係し、摩擦前に 350°C 以上の Na 中に予め浸漬することにより、これらの関連に影響することがわかつた。これは Na と酸素、および摩擦材の成分元素 (Cr, Mo, W) とが複合化合物を作ることであると推定している。

今まで、フランスでは自己融着に関してあまり公表されていなかったが、この文献では高圧接触金属面における自己融着に关心を示し、現在 316 L について接触面圧がどれだけ以上で融着の可能性があるかの研究を推進中である。そして、又これらの融着を妨げる可能性のある保護皮膜について研究を行っている。

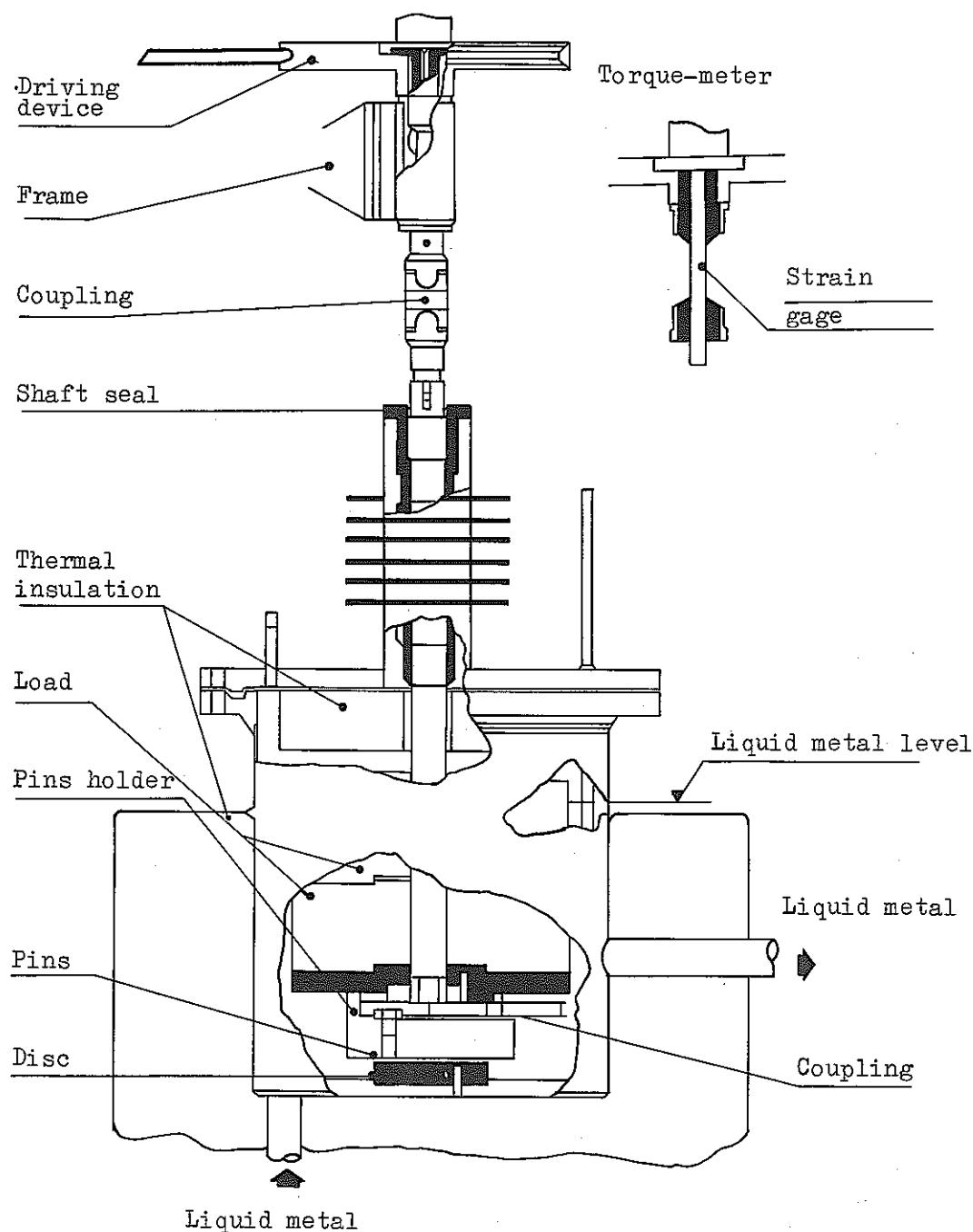
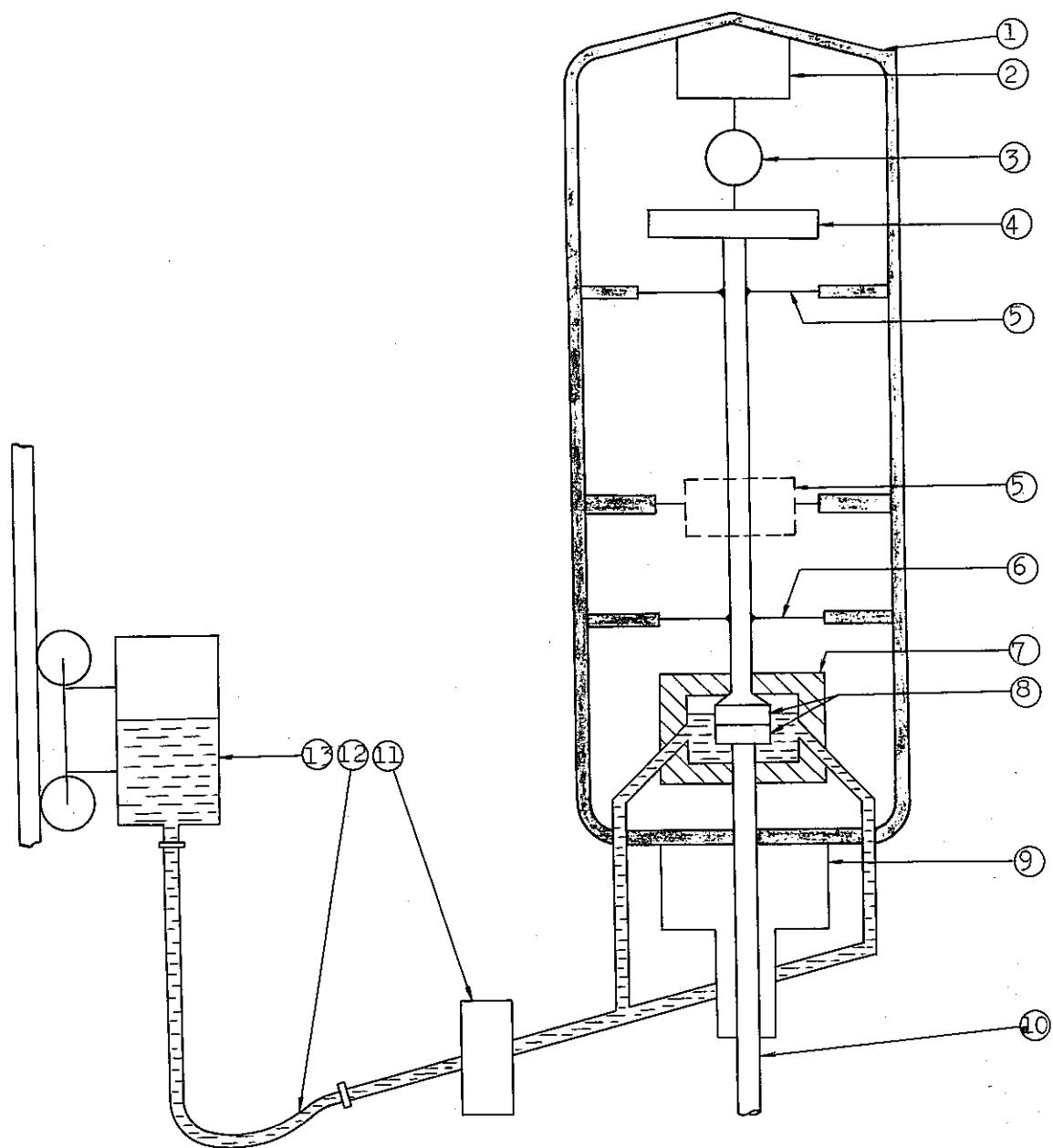
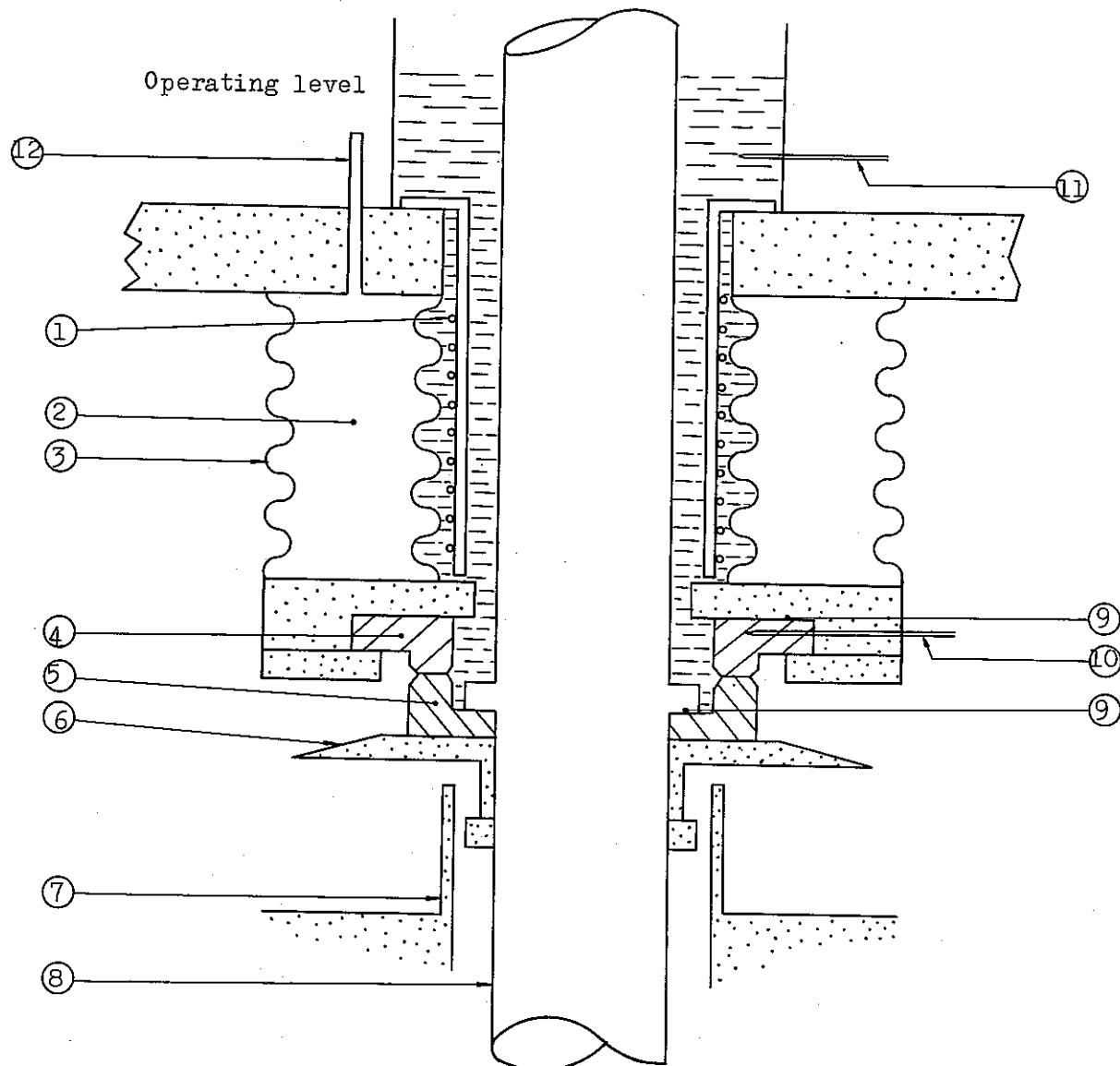


Fig. 23 Friction of Materials in Liquid Metals Test Apparatus



- | | |
|------------------------------|------------------------|
| 1. Air-tight chamber | 7. Furnace |
| 2. Hydraulic jack | 8. Specimens |
| 3. Dynametric ring | 9. Turning seal |
| 4. Loads | 10. Rotating shaft |
| 5. Elastic suspension | 11. Filter |
| 6. Friction-measuring blades | 12. Flexible tube |
| | 13. Sodium mobile tank |

Fig. 24 Test Apparatus



- | | |
|---------------------------------|--------------------------------------|
| 1. Furnace | 7. Sodium drain tank |
| 2. Pressure chamber | 8. Rotating shaft |
| 3. Bellow | 9. Seal |
| 4. Stationary friction specimen | 10. Stationary specimen thermocouple |
| 5. Rotating friction specimen | 11. Sodium thermocouple |
| 6. Ejector | 12. Argon |

Fig. 25 Apparatus for Friction Endurance Tests

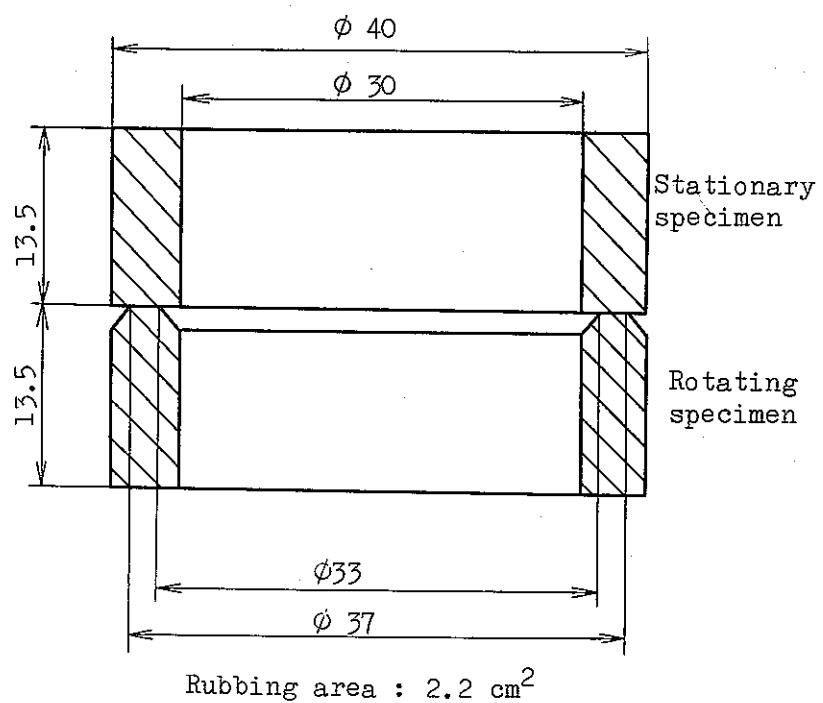


Fig. 26 Friction Specimens

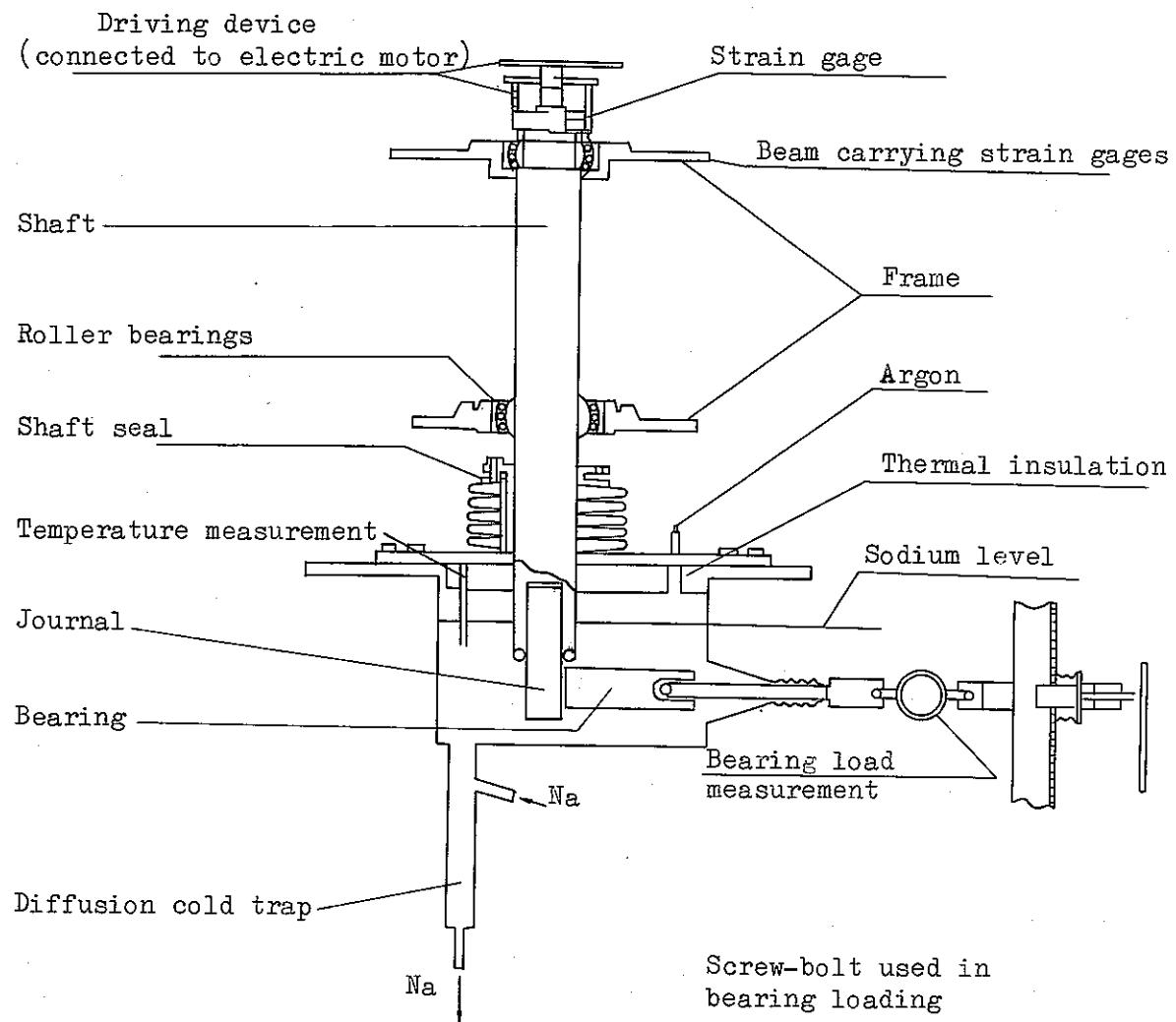


Fig. 27 Heavy Loaded Bearing Test Apparatus

Table 16 Friction in Sodium

Temp. °C	Material Combination		Duration of Immersion at 600°C, hr	Load, kg	Duration Exposed Period, min	Coefficient of Sliding Friction			Weight Variations, mg	
	Rotating	Stationary				Initial	Max.	Stabilized	Static Specimen	Rotating Specimen
600	F 130	V 12		41.3	60	0.28	0.28	0.16	+0.8	-2
400	"	"		40.0	60	0.37	0.37	0.25	0.0	-3
200	"	"		39.6	60	0.59	1.08	0.89	+4.2	-30.9
600	"	"		40.3	60	0.50	0.53	0.35	-2.4	+0.8
200	"	"	1	40.0	60	0.55	0.56	0.50	+1.7	-58.6
600	"	"	1	41.3	60	0.45	0.45	0.20	-2.1	+1.1
600	"	"	2 1/2	39.9	60	0.28	0.28	0.25	0.0	+0.9
600	"	"	5	41.7	60	0.73	0.73	0.66	-6.9	+1.7
400	"	"	5	40.3	60	0.23	0.26	0.25	+2.8	+0.4
200	"	"	5	38.6	60	0.59	0.59	0.27	+0.2	+1.1
600	"	"	15	41.0	60	0.56	0.66	0.65	+1.2	-3.3
600	"	"	15	40.5	60	0.09	0.38	0.38	+1.3	-1.5
600	F 130	G 1		41.2	60	0.33	0.37	0.29	-1.3	-60.6
600	"	"	15	38.7	60	0.15	0.32	0.31	-1.1	0.0
600	"	"	15	40	60	0.38	0.73	0.72	-3.0	-0.1
600	F 130	ZNZ		41.2	60	0.39	0.46	0.32	-3.2	-31.3
600	"	"	15	40	60	0.12	0.12	0.10	-0.1	+1.7
600	F 130	FC		39	60	0.72	0.72	0.44	-1.5	-15.5
600	"	"	15	40.3	60	0.18	0.34	0.32	-4.0	+1.5
600	F 130	V 24		41.4	60	0.30	0.30	0.21	-5.4	-38.2
600	"	"	15	40.5	60	0.11	0.11	0.10	-15	+8.3

—∞

Table 17 Friction in Sodium after Prior Immersion of 10 Hr in Sodium at 600°C

Temp. °C	Material Combination		Immersion Duration, hr	Load, kg	Duration Exposed Period, min.	Coefficient of Sliding Friction			Weight Variations, mg		Remarks
	Rotating	Stationary				Initial	Max.	Stabilized	Static Specimen	Rotating Specimen	
600	F 130	WC	10	39	30	0.28	0.28	0.16	+2.5	-18.2	Leak on turning seal
600	F 130	TiC	10	39	15	0.15			+94.4	+8.3	Great vibrations; porous carbide
600	F 130	V 12	10	40	30	0.17	0.17	0.13	+2.2	+1.5	Leak on turning seal
400	F 130	G 5	10	40	60	0.66	0.34	0.31	-0.2	+4.4	
400	F 130	CK 45	10	40	60	0.43	0.58	0.43	-0.3	+3.4	
400	F 130	WC	10	39.5	60	0.49	0.49	0.28	-1	+2.5	
400	F130	TiC	10	40	60	0.07	0.07	0.05	-4.6	+2.8	
400	F 130	G1	10	39	60	0.44	0.37	0.35	-0.4	+1.2	
200	F 130	ZNZ	10	40	60	0.85	0.85	0.72	-6.2	+1.9	
600	G1	G5	10	40	60	0.35	0.64	0.56	-0.8	-1.1	
400	G1	TZN	10	40	60	0.26	0.49	0.40	-12.5	-0.7	

- 68 -

Table 18 Tests of Journal Bearing Combinations in Sodium

Journal	Bearing	Number of Revolutions	Load, N	Temperature, °C	Friction Coefficient			Wear Notation (see Text)
					Maximum	Mean	Minimum	
Stellite 6 (1)	Colmonoy 6 (1)	4,500	5,000 to 20,000	250-580	0.46	0.42	0.30	A
Stellite 6 (1)	Chromium (2)	6,750	"	"	0.70	0.55	0.35	C
Fluginox C35	Colmonoy 6 (1)	6,400	"	"	0.60	0.45	0.20	C
Adnic 482 D (1)	Adnic 56 D (1)	4,500	"	"	0.40	0.35	0.30	B
Colmonoy 6 (1)	Colmonoy 5 (1)	4,500	"	"	0.60	0.45	0.26	B
Tungsten carbide (3)	Chromium (3)	5,000	"	"	0.52	0.42	0.30	C
Aerometal E	Virium 16	5,000	"	"	0.50	0.39	0.20	B
Virium 30 (1)	Virium 24 (1)	5,000	"	"	0.42	0.35	0.28	E
Colmonoy 6 (1)	Colmonoy 5 (1)	18,000	"	"	0.60	0.55	0.19	B

(1) Flame sprayed
 (2) Electroplated }
 (3) Plasma-sprayed } on Type 316 stainless steel.

Table 19 Friction Endurance Test

Material pairs:	A	Z5 CNDTV 25.15 WC + 7% Co	TZM CW + 7% Co
Test Conditions			
Test duration, hr, in sodium at 400°C; cold trap at 120°C		820	650
Friction duration, hr		100	80
Specific pressure times speed, kg/cm-s		160	160
Results			
Specific wear of material A, cm ³ /cm-kg		3.32×10^{-11}	13×10^{-11}
Specific wear of material B, cm ³ /cm-kg		1.1×10^{-11}	1.64×10^{-11}
Transversal rugosity, 10 ⁻³ mm			
Before test A		0.1	0.09
After test A		3	2.2
Before test B		0.01	0.13*
After test B		0.06	0.55
Stabilized coefficient of sliding friction (friction from short-term test)		0.35	0.40

* Necessary for very plane surface of material.

3.3 ドイツ

ドイツでは従来から GFK でこの種の研究が推し進められていたが、昨今は欧州原子力共同体（ユーラトム）であるオランダ、ベルギーとの情報交換を行って実機の各機器材の選定にとり組んでいる。特に自己融着現象に関して、他国との方法と異った装置を用い、多くのデータを得て（18）いる。以下に文献を要約する。

1) ナトリウム中における構造材の自己融着性試験について

この実験装置を図-28に示す。この装置は接触面積 2.2 cm^2 を持つ、上試験片と下試験片を数段に積重ねて、上部のコイルバネの反発力を利用して加圧試験するもので、融着後各々の試験片を常温で引張破断することによって、この破断力を融着性の判定基準としている。試験条件は次の如くである。

- Na 温度 $580^\circ\text{C}, 700^\circ\text{C}$
- 接触面圧 $2.5 \text{ kg/mm}^2, 5 \text{ kg/mm}^2$
- 接触時間 168 hr
- Na 予浸漬時間 0 と 24 hr
- 試験片の接触面積 $(37^{0D}-33^{1D}) 2.2 \text{ cm}^2$ と $(49^{0D}-32^{1D}) 1.08 \text{ cm}^2$

試験結果を表-20, 21に示した。

ここで融着係数 (H) は $H = \frac{\text{破断強さ}}{\text{試験時の接触面圧}}$ で表わし、オーステナイト・ステンレス同志の組合せでは H が 1 以上の値を示し、完全に融着することがわかった。

以下に、各々の材料の融着結果について記述する。表-22は各種材料の化学成分値である。

- オーステナイト鋼 ($4988, 4981, 4961, 4571, 4301$) は 700°C で 168 hr の保持により完全に融着した。又、このうち、最も高い H を示したのは $4988-4961$ の組合せで、 $H = 1.91$ の値であった。

Ni 元素が同量含有しているものでは接触圧力が高い程、融着力が増す結果を得た。

- フェライト鋼 (7383) は 700°C では 1 kg/mm^2 もしくはこれ以下の圧力でも融着した。又、 580°C でもこの種の材料は融着傾向があった。Ferrotic と TZM 材料と組合わさったものは、ほとんど融着性を示さなかった。

ニッケル・ベース合金のインコネル 718 材はほとんど融着しなかった。TiC 合金はあまり融着傾向がなかったが、Ferrotic T-4571 と Ferrotic U-4961 の組合せでは接触

時の圧力、および時間が大になると自己融着の可能性がある。表面硬化合物のステライト 46.6 と Fe Cr 50 はオーステナイト鋼と組合わさった場合、1 以下の融着係数ではあるが、融着したのが認められた。しかし、これらの試験後の融着の判定が常温まで温度を下げて引張り破断したため、極端に熱膨張係数が異なる組合せでは、この効果が出ている。4961 と 7383 の組合せでは境界部で再結晶を起しているのが観察された。

又 700 ℃ 程の温度になるとオーステナイト鋼とか、フェライト鋼は大体 $0.2 \sim 0.4 \text{ Kg/mm}^2$ の低い接触圧力でも融着性を示す可能性があった。

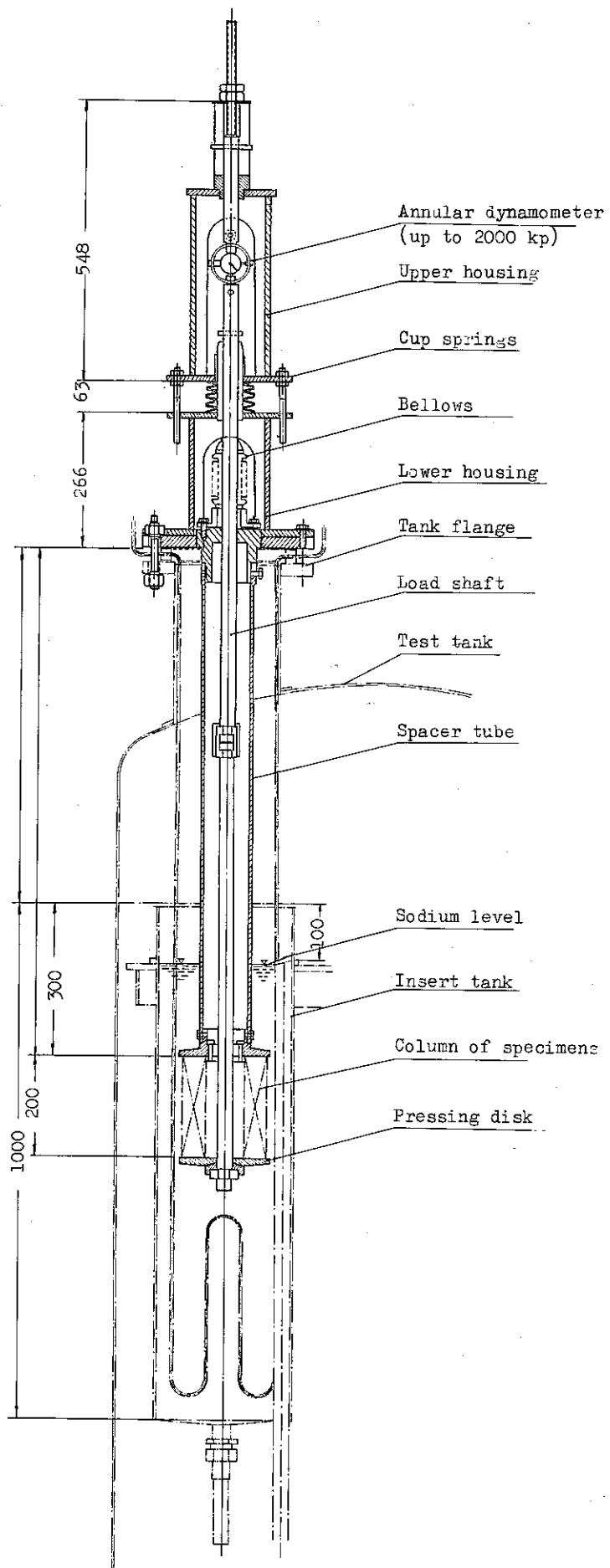


Fig. 28 Test Device

Table 20 Test results of all material couples

Column 1: measured adhesive strength (kp/mm^2)

Column 2: adhesion coefficient H

	168 hr 700°C 24 hr 250 kp/cm ²	168 hr 700°C 24 hr 500 kp/cm ²	168 hr 700°C 0 hr 250 kp/cm ²	168 hr 580°C 24 hr 250 kp/cm ²				
Material couple	1	2	1	2	1	2	1	2
4961-4961	8.4	3.41	8.24	1.68				
4961-4988	4.9	2.0	9.33	1.91				
4961-4981	0	-	3.54	0.76				
4961-7383	1.75 ^{a)}	3.4	>5 ^{b)}	>4.8				
4961-Inconel 718		0	-					
4961-FeCr50		0	-					
4961-Stellite 6		0	-					
4961-Ferrotic T	0	-	0	-				
4961-Ferrotic U	0.13	0.03						
4961-TZM		0	-					
4988-4988	0	-	8.05	1.6	0		0	-
4988-4981	0.8	0.33	3.86	0.75			0	-
4988-7383	0 ^{a)}	-	1.2	1.12	0.02 ^{a)}	0.05	0 ^{a)}	-
4988-Inconel 718		0	-					
4988-FeCr50	0.56	0.23					0	-
4988-Stellite 6	0.86	0.34					0	-
4988-Ferrotic T	0	-	0	-			0	-
4988-Ferrotic U	0	-	0	-			0	-
4988-TZM		0	-					
4981-4981	4.11	1.59	>8.4	>1.71			0	-
4981-7383	1.24 ^{a)}	2.45	0 ^{b,c)}	-			0	-
4981-Inconel 718		0	-					
4981-FeCr50							0	-
4981-Stellite 6			6.82	1.36				
4981-Ferrotic T	0	-	0	-			0	-
4981-Ferrotic U			0	-			0	-
4571-4571	0.17 ^{a,d)}	0.34			0.01 ^{a,d)}	0.002		
4571-FeCr50	0 ^{a)}	-			0 ^{a)}	-		
4571-Stellite 6	0 ^{a)}	-	0.33 ^{b)}	0.32				
4571-Ferrotic T	0 ^{a)}	-						
4571-Ferrotic U	0 ^{a)}	-					0	-
4301-4301			3.43	0.69				
4301-Inconel 718		0	-					
4301-FeCr50			0	-				
4301-Stellite 6			4.39 ^{b)}	0.83				
7383-7383	0.61 ^{a)}	1.2	4.1 ^{b)}	3.7			0.17 ^{a)}	0.33
7383-Inconel 718			e ^{f)}					
7383-FeCr50	0.05 ^{a)}	0.01	0 ^{f)}	-			0 ^{a)}	
7383-Stellite 6	1.85 ^{a)}	3.63	0.43 ^{b)}	0.42	0.01 ^{a)}	0.002	0	-
7383-Ferrotic T	0 ^{a)}	-	0 ^{b,c)}	-			0	-
Inc. 718-Inc. 718		0	-					
Inc. 718-FeCr50		0	-					
Inc. 718-Stellite 6		0	-					
Inc. 718-Ferrot. T		0	-					
Inc. 718-Ferrot. U		0	-					
Inc. 718-TZM		0	-					
FeCr50-FeCr50	6.03	2.4			0.5	0.2	0	-
FeCr50-Stellite 6	1.84	0.74					0	-
FeCr50-Ferrot. T	0	-					0	-
FeCr50-Ferrot. U	0	-					0	-
Stellite 6-Stellite 6	1.45	0.59	0	-			0	-
Stellite 6-Ferrot. T	0	-					0	-
Stellite 6-Ferrot. U	0	-					0	-
Ferrot. T-Ferrot. T	0	-	0.84	0.17			0	-
Ferrot. T-Ferrot. U	0.76	0.35	0	-			0	-
Ferrot. T-TZM		0	-					
Ferrot. U-Ferrot. U	0	-	6.71	1.24			0	-
Ferrot. U-TZM		0	-					
TZM-TZM		0	-					

a) Contact pressure 50 kp/cm²
b) Contact pressure 100 kp/cm².c) Result doubtful.
d) Maximum value.d) Not yet evaluated.
f) Yield point exceeded.

Table 21

Test results of austenite couples arranged by increasing differences of the nickel content in the alloys

Column 1: adhesive strength (kp/mm^2)
 Column 2: adhesion coefficient H

Contact time		168 hr			
Sodium temperature		700 °C			
Flushing time		24 hr			
Contact pressure (rated)		250 kp/cm^2		500 kp/cm^2	
Material couple	Ni diff.	1	2	1	2
4981-4981	0	4.11	1.59	> 8.4	> 1.71
4961-4961	0	8.4	3.41	8.24	1.68
4988-4988	0	0	0	8.05	1.6
4988-4961	0	4.9	2.0	9.33	1.91
4301-4301	0			3.43	0.69
4981-4961	3	0	0	3.54	0.76
4981-4988	3	0.8	0.33	3.86	0.75
4988-4571	3		a)		
4981-4301	7		a)		

a) Results still forthcoming.

Table 22
Materials investigated and their compositions

Material	Chemical composition (wt%)												
	C	Si	Mn	Fe	Cr	Ni	Mo	Nb	Ta	Ti	Al	V	Others
Austenitic steels													
X8CrNiNb 1613 (4961)	0.03	0.25	0.8	balance	16.25	13		0.47	0.01				
X8CrNiMoVNb 1613 (4988)	0.06	0.3	1.25	balance	16.25	13.35	1.24	0.6				0.7	
X8CrNiMoNb 1616 (4981)	0.056	0.15	1.1	balance	16.5	13.35	1.67	0.58	0.05				
X10CrNiMoTi 1810 (4571)	≤ 0.1	≤ 1	≤ 2	balance	18	10	2			0.5			
X5CrNi 189 (4301)	0.04	0.6	1.3	balance	18.2	11.2							
Ferritic steel													N
10CrMoNiNb 910 (7383)	0.065	0.15	0.6	balance	2.2	0.7	0.93		0.74				0.01
Nickel base alloy													
Inconel	0.05	$< 0.01 < 0.05$	16.7	18.5	balance	2.9			1.3	0.6			
Hard facing alloys													W Co
Akrite FeCr50	2.6	2		balance	27								
Stellite 6	1				27							4.5	balance
Hard metals										TiC			Cu
Ferrotic T				14	balance	14			16.5			3.5	0.5
Ferrotic U	< 0.06			balance	12	8.5		0.5	32.5				
TZM						balance		Ti=0.5				Zr=0.8	

(19)

又、この自己融着性試験結果については、日独会議(1973.5/15~5/18)資料として以下のものが提出された。これは1972年の独での試験結果である。又、G.Kesslerは1972~73の間で行うべき自己融着、摩擦試験の課題は次の如くであると述べている。

「ナトリウム中における摩耗の研究はサブ・アセンブリ間のスペーサーに関する適当な材料の選定のため非常な尽力をつくしてきている。すなわち、これはSNRの炉心拘束の設計をするために多大に要求されているため、0.5以下の低い摩擦係数を有する材質が望まれている。

又、材料の自己融着性について言えば、我々はナトリウム浸漬中、接触圧力のパラメータ、温度、および接触時間等のパラメータで実験を押し進めている。すなわち、これら摩擦、自己融着の試験は正しい炉心の構造材の選定に反映される。」

(19)

以下に1973年5/15~18の日独会議での提出資料で、独での最新情報であるこの文献を全訳する。

1972年での試験で自己融着に関して考えるべきことは接触時間、接触温度、およびフランシング効果が融着力にどのように影響するか確認るために成された。

(2) ナトリウム中における材料の自己融着特性(1973年日独会議・入手資料)

融着力と接触時間の影響

図-29に接触時間の効果を1.4981材料について表わした。相対的に接触時間が短かくなければ、ほとんど融着力に影響しない。図-30に表わすように接触端を有する試験片で得られた融着力を一般的な支持面積に対してプロットすると、パラメータとして時間をとればこの支持面積と融着力との間に非常に良い比例的な関係があった。

この挙動からある1つの事が言える。すなわち、時間の影響は各々の組合わさった材料のクリープ特性から間接的に効果がある。

融着力に及ぼす接触温度の影響

すでに判明したことは、融着力は材料の強さ、特に組合わさった材料の高温強さによって影響される。研究では1.4981の材料では700°C、1100Kgの試験条件のもとでは、融着力が2500Kgにも達した。550°Cでは同じ条件でも600Kgの融着力しかなかった。すなわち、これらの温度によって融着力の比は4:1であった。

この材料のドイツ規格ではクリープ破断強さ σ_B （1万時間に対する）は700°Cのとき1.4981の材料で8.5Kg/mm²であり、550°Cでは3.3Kg/mm²である。ここでのクリープ破断強さの比も1:4を示している。この様なことから、融着力はクリープ破断力と逆比例の関

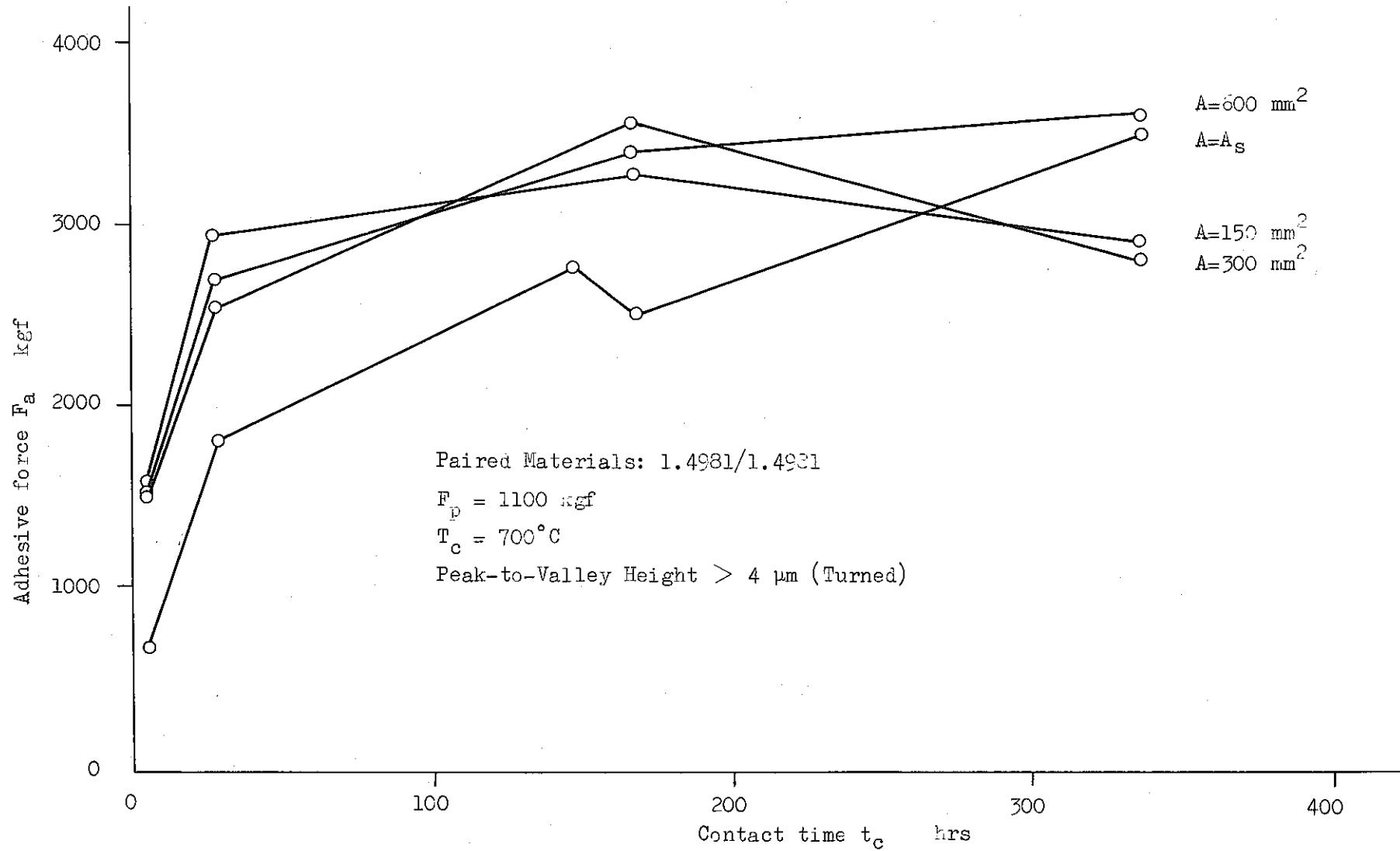


Fig. 29 Influence of the Contact Time on the Adhesive Force

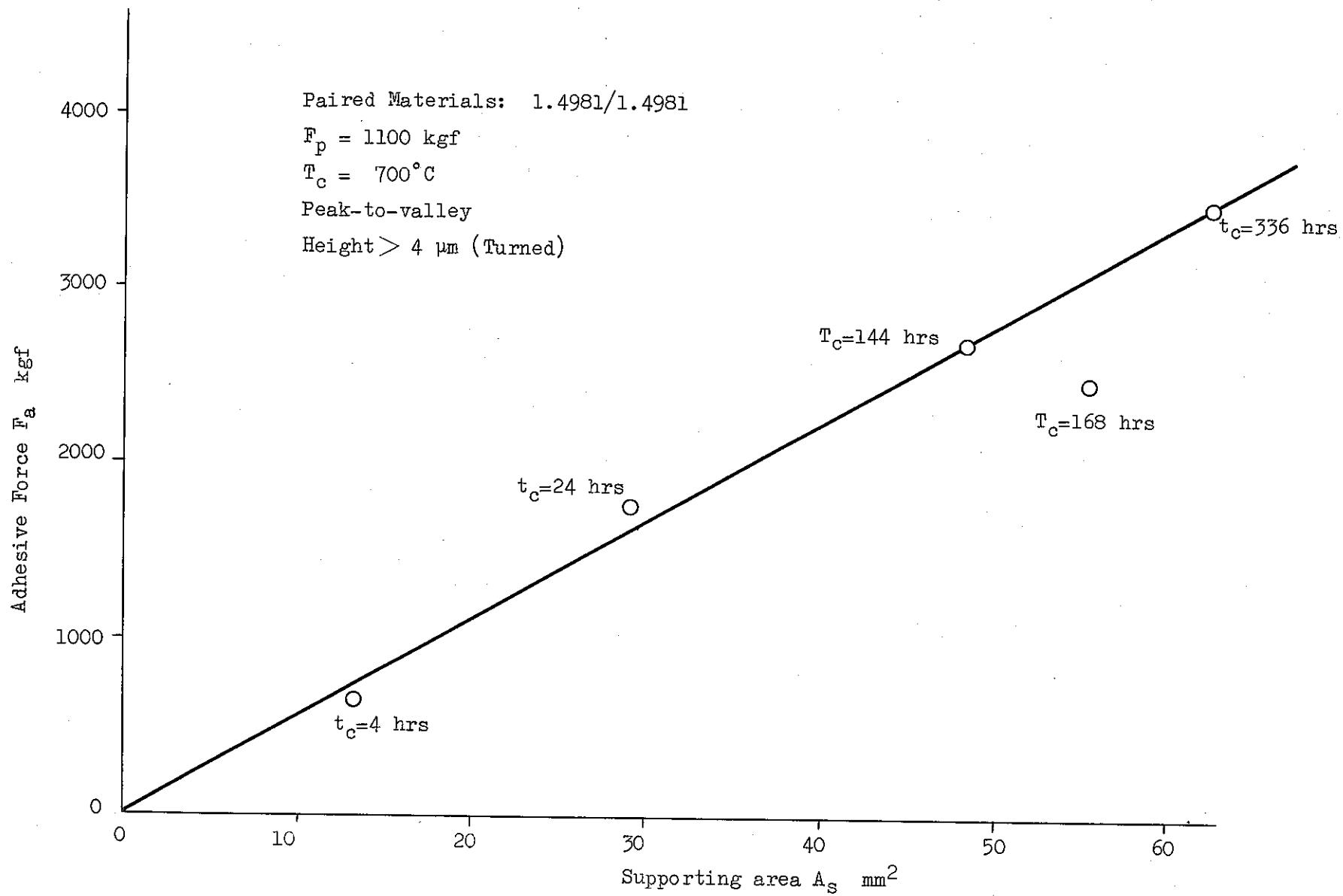


Fig. 30 Influence of the Supporting Area on the Adhesive Force

係がありそうである、一般的に融着力に及ぼす温度の影響は組合わさった材料の温度依存性のある強度から間接的に考えられよう。

融着力に及ぼすナトリウムフラッシング（材料表面を流動Naにより洗う）の効果

フラッシング効果が550°Cの接触温度で、今までと同一な形状の一連の試験片を利用して研究された。ある1つの一連の試験片は、この温度で24 hr フラッシングした。次の1つの試験片群を700°CのNa温度で同じ時間フラッシングし、次に550°Cの温度域に下げた。又、Na中の酸素を減少させるためにジルコニウム・ゲーターがNa中に浸漬している。この様な条件で試験片上端から加圧し、融着試験を行った。

最初の場合は、35組の試験片すべてが融着傾向がなかった。2回目のものは、35組すべてが融着した。試験片を取りはずして見るとこれらの外観は非常に異なり、すなわち、550°Cでフラッシングした試料は強く酸化傾向を受けており、一方700°Cでフラッシングした試験片は銀白色にかがやいていた。

これらの結果は明らかに融着特性が接触部上の酸化膜に影響されることを示している。

この表面の状態は一般的にナトリウム中の酸素濃度、温度およびNaによる洗滌効果の存在等により、決定されるもので、これによって自己融着は酸化物層を作りにくい条件のもとでは常に起ることが予想できる。これから我々は融着力を決定するために、表面化学と固体物理学の手段をもちいて研究を押し進める。

(19)

以上が自己融着に関して提供された資料である。次に摩耗、摩擦に関する資料について全訳する。

(3) 液体Na中における鋼および合金材料の摩擦特性 (1973年日独会議・入手資料)

「Na冷却炉でのコンポーネント間でお互いに摺動接触した場合の摩擦、摩耗現象は非常に厳しい問題を招きやすい。各々のコンポーネント（軸受、支持板、案内部品、締め具）で運転中に起りうる応力の形態によって本質的に摩擦力もおおいに異なってくる。

燃料ピンとスペーサーは実験から良く知られている様に相対的に互いに高周波、小振巾で動いている。この場合、燃料集合体を持ち上げたり、下したりする時に生ずる摩擦とは異なった形の摩擦、摩耗現象が生じる。

一連の選定のための試験およびパラメータを変えた研究を終えた後、我々は最近、燃料集合体間のパッド部材の研究、開発に非常に注目し、又全力をあげて研究を開始した。

炉心拘束機構を推し進めるには、考えられる材料から、より低い摩耗速度の材質を選定しなければならない。そして、又長時間の安定圧力のもとで冷間、あるいは拡散融着が起らない、摩擦係数は0.5以下の安定な状態が保たれる材料をこのパッド部材に使用することが必要である。この点に関して、最も重要なパラメータは相対的に高い接触圧力の条件のもとで、低摺動速度と短い摺動距離での試験である。

現在、600°C Na中での試験で、これらの摺動条件に関して適切な材料の研究がなされている。又この装置は、相互運動で8kg/mm²の負荷まで変化させることが出来る状態で連続的な回転、反復の動きが出来る。すべてのパラメータを同一とし、現在、同種材の組合せから成る15組の材料が試験され、そして摩擦係数から分類した。この後の実験で異種材の組合せ材について行う。これらの試験後、選定された材料について各々のパラメータ、すなわち、運転温度、応力、Na中の酸素濃度を色々と変化させて研究を押し進める予定である。

以上が1973年の日独会議における摩耗、摩擦、自己融着試験に関する資料であるが、この小文からも独におけるこれら関連の研究の意気込みがわかる。

(20)
次にこの小文中で示されている如く、燃料集合体パッド部材だけを対象にした研究の論文を入手した。これによるとTND, IA, GFKの3ヶ所の装置から得られた、これらの試験結果について情報交換を行い、炉心集合体のパッド部材の選定を行おうとしている。この論文ではステライト6H材がすぐれている結果が出ている。

(20)

(4) 燃料集合体ダクトパッド材としてのインコネル718およびステライトM6の摩擦挙動

緒 言

LMFBR炉心では数百の6角形集合体が最密配列される。SNR300では499の集合体(燃料、プランケット、制御および反射体)が燃料域の上下で2つのフェライト鋼リングからなる炉心拘束系により締めつけられる。

これら2ヶ所の支持面では、種々の6角状集合体ダクトはその外面にパッドを有している。

(図-31), 図-32にパッドが使用期間中にうける条件を示す。

上下のフェライト鋼リングの半径は、燃料取扱上に必要なパッド間の間隙と運転中の熱および高速中性子照射による変形(ボイドスウェーリング、照射により引き起こされるクリープ)に対する余裕がなければならない。

1.炉心拘束系、2.炉運動および3.燃料エレメント取扱方法に依りいろいろな運転状態があるがここでは特に接触パッド間の摩擦係数を問題とする。

- 集合体の取出しあるいは挿入時の取扱い力が摩擦係数により影響をうける。
- 炉心装荷、炉運動開始あるいは運動運転中の大きな摩擦は6角集合体に必要な最密配列を妨げるかあるいはダクト材に高い応力を与える。

ゆえに、代表的ダクトパッド運動条件下で、ダクトパッド候補材であるインコネル718およびステライトM6の摩擦挙動を測定する実験計画が決定された。機械的および耐摩耗特性、加工性およびNaとの共存性に関して、インコネル718とステライト6がリフレンスおよびバックアップ材として選択された。

研究所規模の実験のため次の指針が開発された。

- a) 原子炉級Na中で予期される運動条件下で $\mu = 0.57$ という臨界値以下の静および動摩擦係数を示すこと。
- b) 平らな界面、反復運動および適切な振幅と摺動試験片の寸法との比のもとで摩擦試験を行なうこと。
- c) 接触面荷重、摩耗サイクル数(摺動距離)、摺動速度および温度(保持)履歴についての影響を求ること。

この報告は計画の現状を述べ、これらの研究所規模におけるインコネル718とステライトM6の摩擦挙動に関する現象的観察を主に行なう。

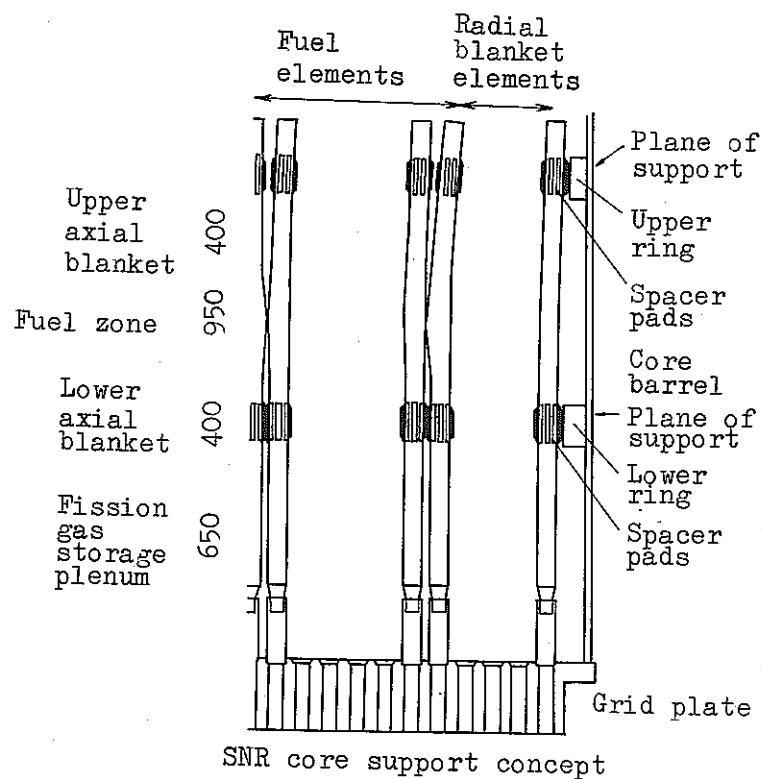
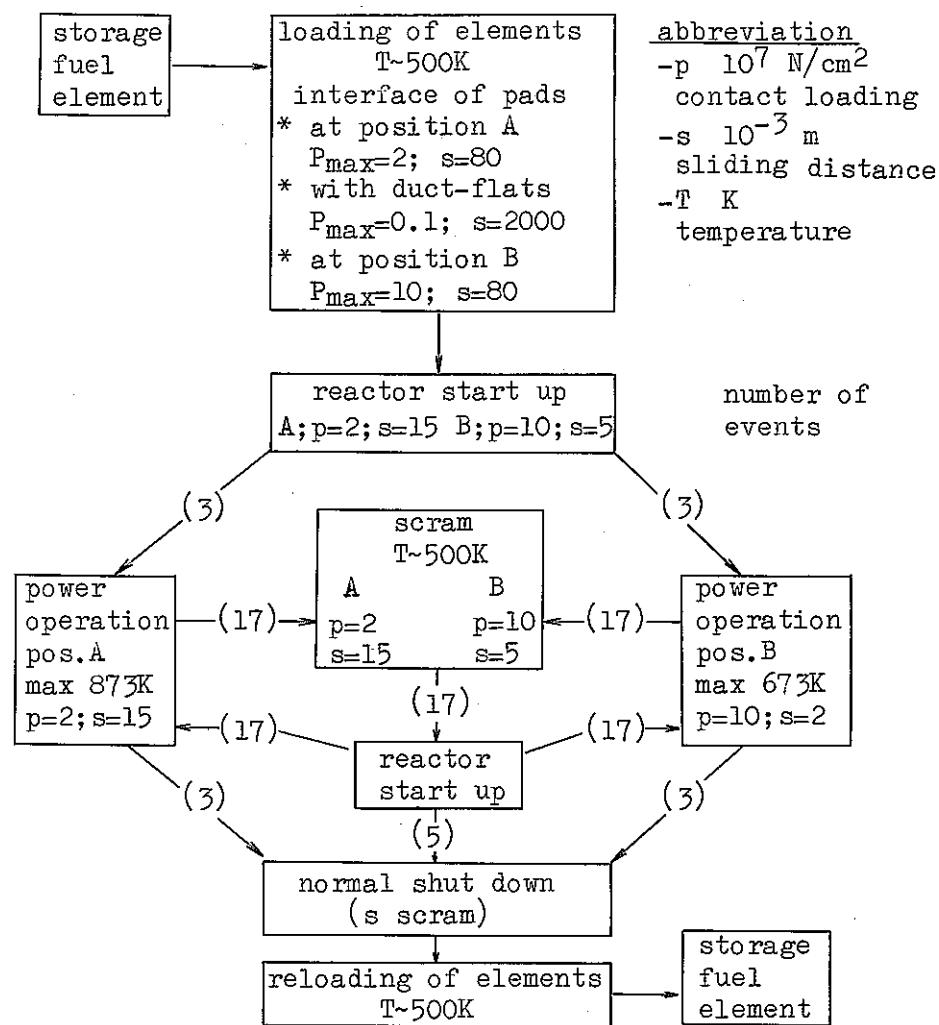


Fig. 31 SNR-300 cross Section and
Irradiation and Temperature Induced
Deformation of Ducts (schematically).



pos.A; upper support plane pos.B; lower support plane

Fig. 32 Operation Conditions of Duct Pads During Fuel Element Life Time.

燃料要素の摩耗パッドとしてのこれらの材料に対しあくつかの結論がなされた。

実験方法

(i) 材 料

インコネル718およびステライト6Hの公称成分値、熱処理と室温かたさ特性が図-33にまとめられている。

インコネル718では3つの異なる熱処理が行なわれた。

ステライト試片はオーステナイト鋼上に標準溶接法で肉盛された溶着金属を機械加工したものである。

化学分析がインコネル718およびステライトの熱処理毎に行なわれた。摺動面の平均表面あらさは $1 \mu\text{m}$ 以下であった。通常の光学顕微鏡観察により材料の微細組織の特性がしらべられた。

(ii) 試験設備

摩擦挙動測定装置およびNa施設に系統的な違い(原理図、図-34)のある試験設備により3ヶ所の研究所で試験が行なわれた。

1)摩擦係数 μ は運動方向に測定された摩擦力Fと運動面(ピンとプレートの界面)に垂直な有効な力あるいは負荷(N)との比として定義する。

2)六角形状に対し $\mu \geq \tan 30^\circ (= 0.58)$ での自己拘束

TNOの摩擦試験機は下端に試片ホルダのある水力荷重をかけられる垂直シャフトを使用した。

3個のピンが各々対称的変位A(振幅)をして固定ディスク上を摺動した。(図34タイプA) 運動するピンと静止ディスク間の摩擦力Fは反復するシャフトに取りつけられた較正されたトルク計により測定され連続的に記録される。

IAでの試験設備では1あるいは2個のピンが押付けられたプレートが反復運動する(図34、タイプB) 摩擦力Fは運動するプレートとバー取付けられた試片ホルダーに固定されたピンとの反応力として求められた。

摩擦力によるバーの曲げ力はNa容器外の対称な位置に取付けたストレンゲージにより求められた。

タイプAとBの設備におけるすべての試験は静止Na中で行なわれた。

摩擦機構が取付けられたNa容器は流動するループと接合されておりこれから原子炉級精製Na(w/o 酸素<10ppm)を充填できる。標準のチャージドレン法が容器洗浄のため用いられた。Na純度はプラグ計と化学的方法により調べられた。

GFKでの摩擦試験は2つのタイプの装置で行なわれた。(図34, タイプC, D)一方の装置では、反復運動をともない回転力は摺動するピン対ディスクの組合せの上部から与えられる。下側の試片ホルダーはボールベアリング上を曲げレバーと反ばつして動くことができ、そのレバーの偏差は摩擦力の関数として、差動トランスあるいはストレンゲージにより求められる。

反復運動のためのもう一つの装置では(タイプD)2個相対した水平のピン試片が垂直に反復するロッドに取付けられたプレート試片に押しつけられた。水晶がこの中央のロッドに取付けられ摩擦力が直接測定された。

中央のシャフト重量は試験容器内の既知のカバーガス圧より補正された。

両システムの摩擦力はアンプを通し、記録系に入れられる。

試験容器はプラグ計、電気化学法および化学的方法により酸素量を追跡する不等温Naループの一部分をなす。試験部のNa流速は0.1~1m/secである。

(iii) 摩擦試験の結果

摩擦試験は組織的に3つのグループに分けられる。

グループA: 温度上昇による摩擦挙動(100から200°Cの段階で)

グループB: 温度降下による摩擦挙動

グループC: 一定温度での摩擦挙動

これら3つのグループの組合せで多くの試験が行なわれた。図35には、これら摩擦試験の1つについての温度一時間の関係を示す。これは試験方法について他のいくつかの情報を含んでいる。図36に摩擦係数の変化を示す。

各試験は2種類の振幅からなる多くの摩耗サイクルで行なわれた。すべての振幅の積分値は摺動距離(S)として定義された。

計画のいろいろな試験についての詳細な試験条件が表23にまとめられている。

パラメータ研究に使用されたいろいろな界面間の接触圧(P)、摺速(V)および摺動距離(S)に関する定量的なデータが与えられる。

一定温度での多くの試験では摺動距離内における、静摩擦係数(μ_s)を求めるため

Element	C	Si	Mn	Cr	Mo	Ni	Ti +Al	Co	Fe	W	Nb +Ta
Inconel 718	0.050	0.250	0.35	17/ 21	3	bal	1.5	1	<18	/	5.1
Stellite 6H	0.9/ 1.4	2	1	23/ 31	1	3	/	bal	3	3/6	/

Inconel 718: Solution annealing (1250K/1h)
 + 1010K/8h (furnace cooling)
 + 910K/8h (air cooling)
 hardness: 35-50 HRC (300 K)

Stellite 6H: as received
 arc welded
 hardness: 42-55 HRC (300 K)

Fig. 33 Nominal Chemical Analysis (w/o) and Metallurgical Condition of Inconel 718 and Stellite 6

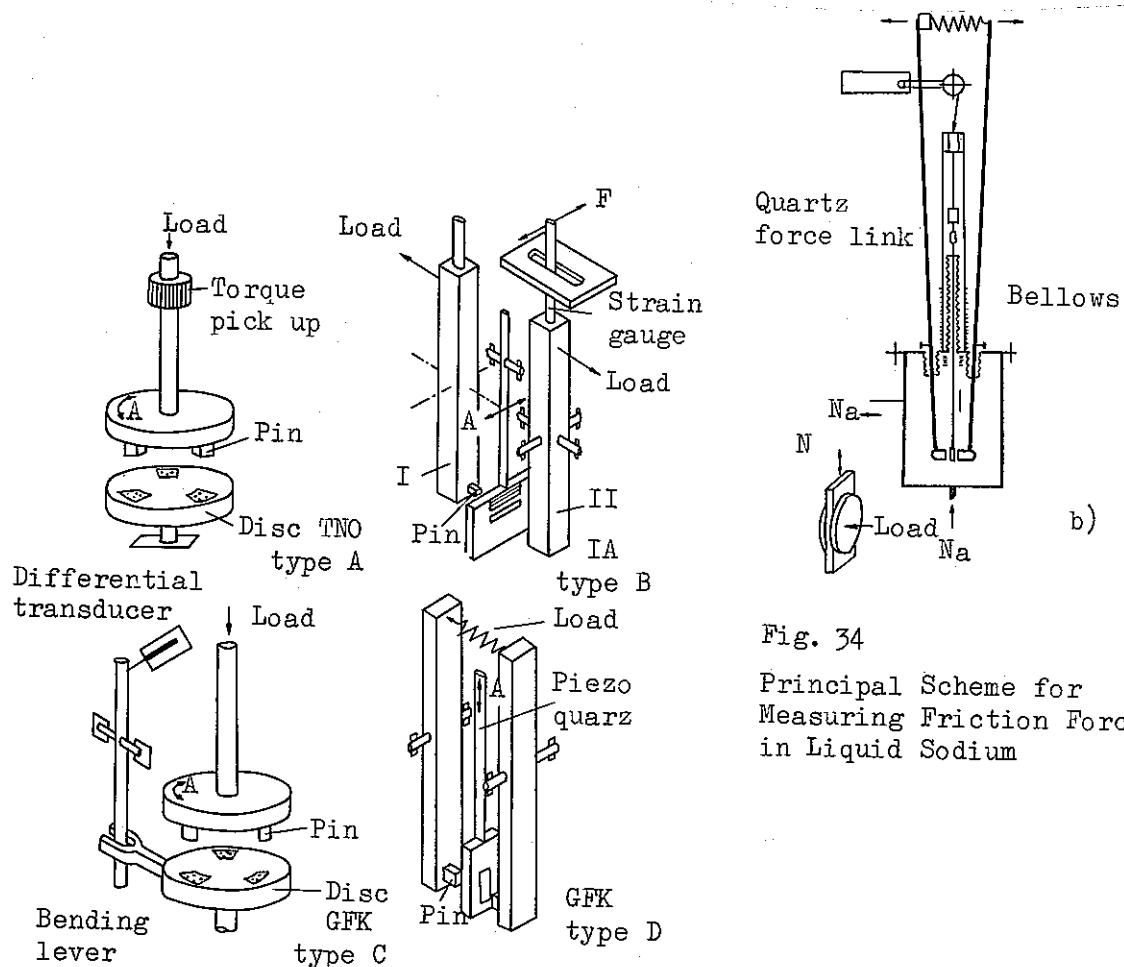


Fig. 34
 Principal Scheme for
 Measuring Friction Forces
 in Liquid Sodium

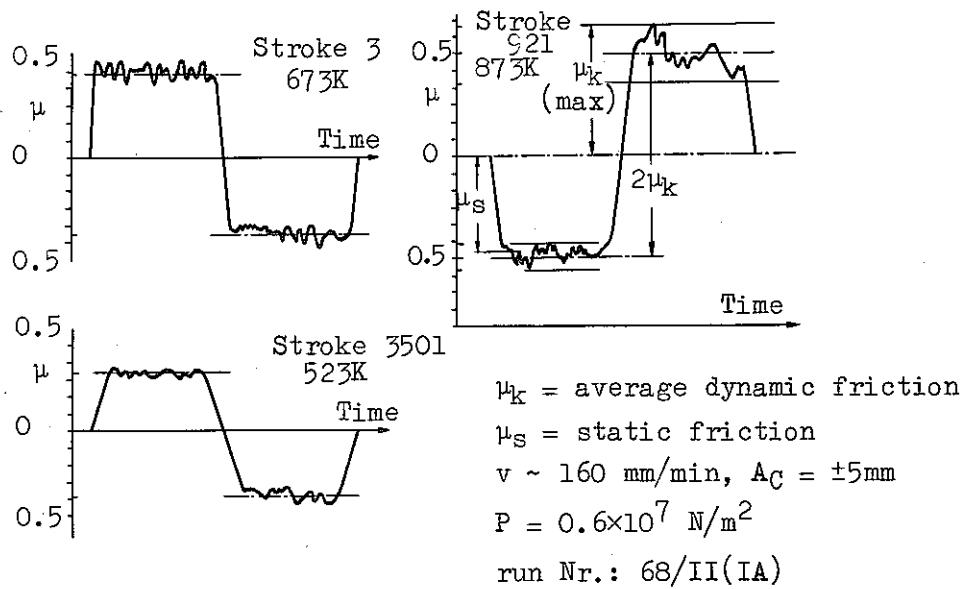
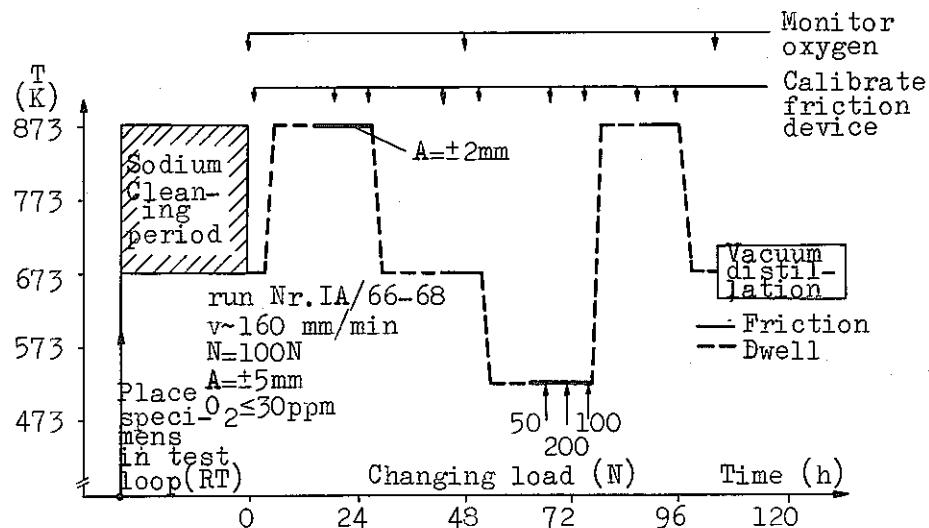


Fig. 36 Friction Behaviour Within Different Strokes

Table 23 Parameters of Friction Tests

Temperature	473 - 873 [K]
Amplitude	2 - 5 [mm]
Contact pressure	0.6 - 10 $\text{[10}^7 \text{ N/m}^2\text{]}$
Total travel	3 - 120 [m]
Dwell time	0 - 24 [h]

	Velocity [mm/min]	Specimen flat on flat	Remarks
TNO ^{a)} (7 runs)	10	4×3 $2.5 \times 2^b)$ 1×1	static sodium $O_2 \leq 30 \text{ ppm}$
GFK (26 runs)	10/160	$4 \times 2^b)$ 3ϕ	dyn. sodium $O_2 \leq 10 \text{ ppm}$
IA (6 runs)	0.8 ~ 540	$4 \times 2^b)$	static sodium $O_2 \leq 30 \text{ ppm}$

a) Only INCONEL 718

b) Larger dimension in direction of motion [mm]

5～15分間運動が中断された。

半日あるいはそれ以上にわたり摺動が停止され摩擦力に対する保持時間の影響が求められた。

試験結果

試験中の各摩耗サイクルにおける摩擦力の変化が記録され、摩擦係数が計算された。

試験機タイプBでえられたストロークの微細構造についての記録計上の軌跡によると、(図36)結果の解析のためには摩擦係数がもっと正確に決めなければならない。次の定義が使用された。

$\mu_k = 1$ サイクルの平均動摩擦係数(μ_{\max} と μ_{\min} の算術平均)

$\mu_s =$ 静摩擦係数(=ストローク開始時の初摩擦力)

界面に荷重をかけた状態で保持した後の μ_s 値は破断摩擦係数 μ_s^+ と定義された。

(1) インコネル718の摩擦挙動

(1) 温度依存性

いくつかの運転では各運転中にいろいろな温度に変化された。

4つの異なる試験設備でえられたインコネル718の μ_k についての結果が図37に比較される。

2つの試験は各温度域毎に低摺速($V = 10 \text{ mm/min}$)と短い摺動距離(1m)で行なわれた。他の2つの試験は各温度より高い速度($V = 160 \text{ mm/min}$)と摺動距離であった。ある温度および摺動距離では μ_k 値は一貫しているが他の温度-距離領域では μ_k 値に系統的な差があり、また温度および摺動距離に依存する。

同じ温度-距離での繰返し測定の結果、同一試験装置で摩擦係数の変動が0.4%およんだ。異なる設備(タイプA-D)での同じ条件下の試験において同様な変動が見い出された。

μ_k に対する温度と摺動距離の重複した効果を分離するため(図37)、前摺動のない試片で、ある温度における最初の摩擦力に対してのみ解析された。これらのより正確な条件にもとづく μ_k の摩擦データ(図38, S-0)のバラッキはまたかなり高かった。

~500Kから~800Kの温度範囲で小さな摺動距離($S \approx 0$)に対する摩擦係数 μ_k は温度にそんなに敏感ではなかった。より高温($T \approx 873K$)で μ_k のバラツキは増加した。いくつかの試験において、負荷状態で保持した後、破断摩擦係数 μ_{s+} が増加した。(図38)

(口) 摺動距離

一定温度で行なわれたいくつかの試験では摺動距離とともに摩擦係数が増加したが、またいくつかの他の関係も見出された。(μ_k が一定かあるいは摺動の増加とともに μ_k が減少)

一定あるいは異なる温度での前摺動の効果が図38(上部)に示される。それまでの温度あるいは摺動距離と無関係に、平均の μ_k 値が一定温度での最終ストロークより求められた。(変動するSとTの履歴)すべての温度域に対する平均摩擦係数 μ_k はもっと高く、またデータのバラツキはもっと大きかった。いくつかの試験では873Kで破断摩擦係数 μ_{s+} が μ_k と比較して増加するのが見出された。

(イ) 界面での接触圧力

10m以上の摺動距離で、摩擦係数に対する負荷(接触圧)の著しい影響はなかった。より小さな摺動距離では、摺動界面間の接触圧($P = 10 \times 10^7 N/m^2$)が高い程低い荷重(約 $10^7 N/m^2$)よりも明かに高い摩擦係数を示した。

(ロ) 摺動速度

摺動速度は $0.8 mm/min$ から $540 mm/min$ までしらべられた。

いろいろな試験運転、いろいろな試験設備および1回のうちに摺動速度を変化させる試験運転から得られたデータによると800K以上では摺動速度の著しい影響は観察されなかった。

(ハ) 酸素量の影響

この試験計画中、パラメータとして系統的に酸素量を変えることはしなかった。
(注)
タイプAおよびBの装置のある試験では酸素量が30ppmまで増加した。

10ppm以下の低酸素量での他の試験にくらべ、これらの運転では摩擦係数が系統的にバラツキ内に入らなかった。タイプCおよびDの装置では試験中に何度も酸素量が追跡され、通常10ppm以下に制御された。静止Naをもつタイプ

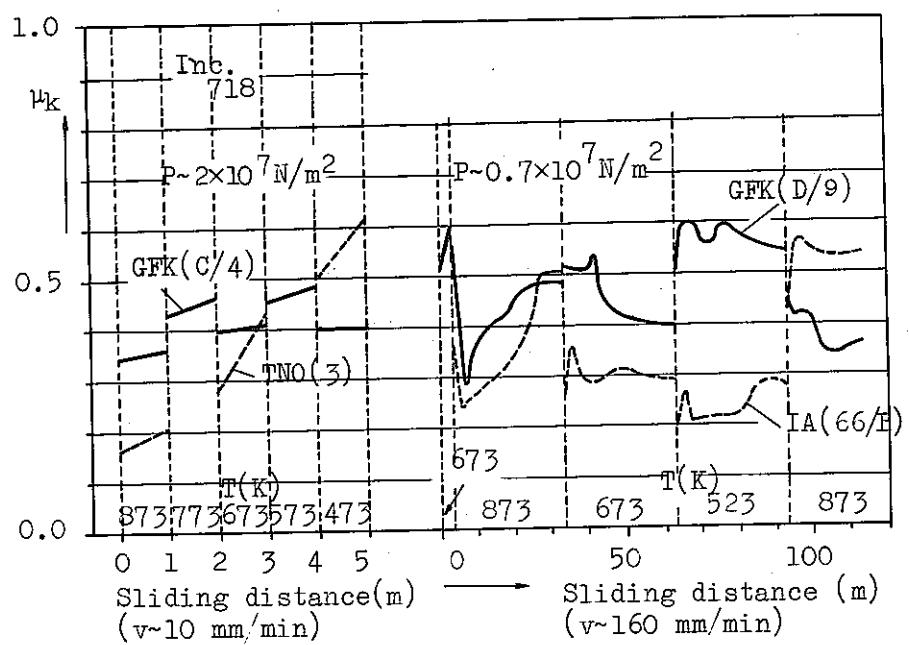


Fig. 37 Friction Coefficient μ_K from Different Facilities

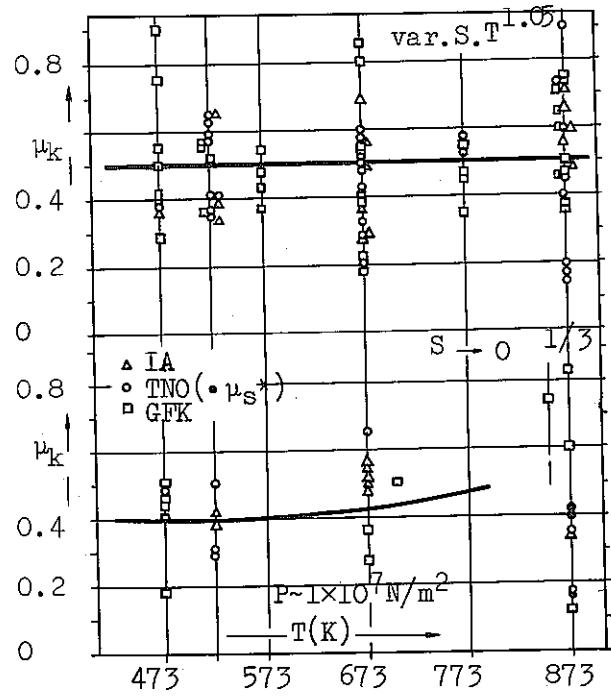


Fig. 38 Temperature Dependence of Friction Coefficient of Inc. 718

AおよびBの設備と流動NaをもつタイプCおよびDの設備との異なる結果を酸素量と関連づけることはできなかった。

(注) J.Nucl. Energy 21 (1967年4月) Rutkanskasによる蒸留法のデ

ータ

最近のウェスチングハウスの試験では、Na中のいろいろな酸素量(1-10 ppm)についての影響が観察できなかった。

(ii) ステライト6Hの摩擦挙動

試験装置タイプBおよびDでの2回の試験より得られたステライト6Hの摩擦係数が同じ試験条件でのインコネル718についての試験結果とともに図39, 40に比較される。両装置によるデータはインコネル718よりもステライト6のほうがより一定している。

500~800°Kでの摩擦係数は運転期間のいろいろなストローク中に、さらに1回のストローク中にも小さな変動を示した。

一般的に、ステライト6の摩擦係数は $\mu_k = 0.22 \sim 0.72$ および $\mu_s^+ \leq 0.73$ でありインコネル718の値より低かった。 $(\mu_k = 0.12 \sim 1.43, \mu_s^+ \leq 1.05)$

討論および結論

インコネル718に大へん複雑な摩擦挙動が観察された。

温度、摺動距離(摩耗サイクル)、摺動速度、保持および界面の負荷等の因子が、ある条件下で静および動摩擦係数に影響することが見いだされた。

一般的に、大きなデータのバラツキが観察された。

摩擦係数のバラツキは境界潤滑条件に関係すると考えられる。いろいろな厚さのかつ摩耗粒のNaクロメイトあるいは複合(耐熱)金属酸化物フィルムはいろいろな試験条件においておそらく安定である。(摺動距離、界面の負荷、浸漬時間、温度)顕微鏡規模のこの境界潤滑状態により摩擦力が大きく変動する可能性があるので、摩擦係数を先に決めた巨視的な因子と関連づけるのは難しい。

その上、いくつかの実験上の不確かさは除外できなかった。小さな試験片界面の負荷は高い局所的応力を生じさせて、摩耗痕に不均一な表面構造を生じる。

このことにもとづくデータのバラツキがまた考慮されねばならない。

複雑な表面の化学状態および組織の影響が電子顕微鏡およびX線分析法により詳細に解析

されねばならない。

表面構造と摩擦力との間には複雑な関係があるのでNa冷却炉での六角状ダクトのスペーサパッドの挙動に関する研究室規模の短時間試験について注意深く考えなければならない。

スペーサパッドは特別な幾何学状態および腐食条件があるのでLMFBRの質量移行現象は（元素の選択的溶出、表面反応あるいは材料沈着）短時間の浸漬と異なるだろう。

特別な潤滑表面状態に対してのみインコネル718の摩擦係数は0.57以下であった。

いまだ次のことが不確かなままである。

- 1) これらの境界層がすべてのLMFBR条件で存在するかどうか、あるいは
- 2) もし存在するならば、集合体スペーサパッドの摩耗サイクルに耐えるかどうか。

ステライト6の摩擦挙動がより低い値を示しましたそのような境界層に敏感でなかった。それは文献データで一致している。それ故摩擦係数より判断するとステライト6Hはダクトパッド材としてより可能性がある。

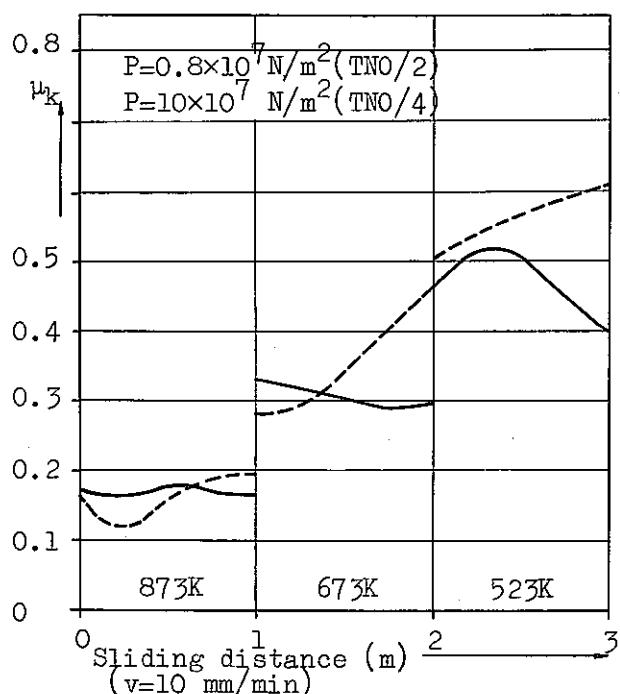


Fig.39 Friction Behavior for Two Contact Loads

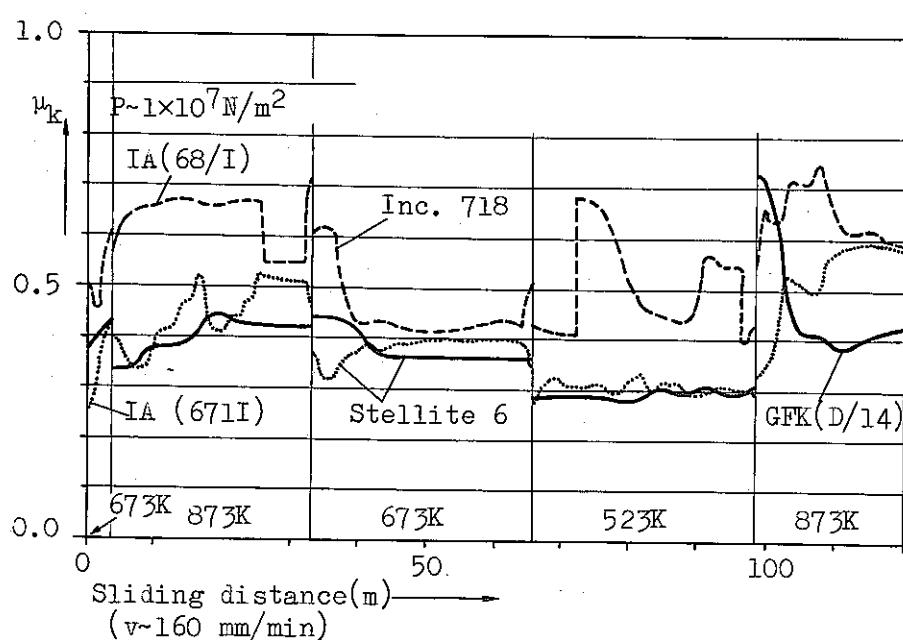


Fig.40 Friction Coefficient μ_k from Stellite and Inconel 718

(21)(22)
このほか、従来からの GFK における摩耗。摩擦試験結果は他の多くの論文にまとめられている。GFK の試験装置、試験パラメータ等に関して、これらの論文を参考にして簡潔に記述する。

- 試験部のフローシートを図 4-1 装置および試験片の形状を図 4-2, 4-3 に示した。荷重は Dead weight であり、LMEC の初期の装置に似かよったものである。供試材の化学成分を表 2-4 に示した。

最も一般的な試験条件を以下に示した。

試験条件

N a 温 度	600°C
N a 中の酸素濃度	< 10 ppm
負荷圧力	12 kg/cm ²
摺速	11 cm/sec
総走行距離	10 ⁶ cm
運動の型	連続回転

表 2-5 に同種材組合せの摩耗試験結果および表 2-6 に異種材の試験結果を示した。

又、図 4-4 に特定材料の同種材の結果をまとめた。

これらの結論として、次の事が述べられている。

「いくつかの材料の組合せで摩擦係数が 0.5 以下の低いものが見つけ出された。インコネル 718 材は低い摩擦係数を示したが、ある条件ではこの値が 0.7 にも上昇することがあった。

最も低い摩擦係数を呈する材料としては、焼結したカーバイト材であるが、この材料の不利な点として脆くて、非常に加工性が悪く困難であることである。次に低い値を示したのがステライトとコルモノイ合金であり、この 2 つとも安定な摩擦挙動を示しており。このうちステライト 6H の摩擦係数は温度依存性が非常に低いことを示している。

これら合金の加工性に関しても少しも問題はなさそうである。成分的にはコルモノイ 16.4 は 80% の Ni を含んでおり、ステライト 6H は 65% 以上の Co を含有している。

近い将来、我々は又、特別な条件のもとで、材料表面の特性からみた摩耗、摩擦試験を開始する予定である。（注 PNC での SW-3 装置と同じ目的を持つ試験であると予想される。）

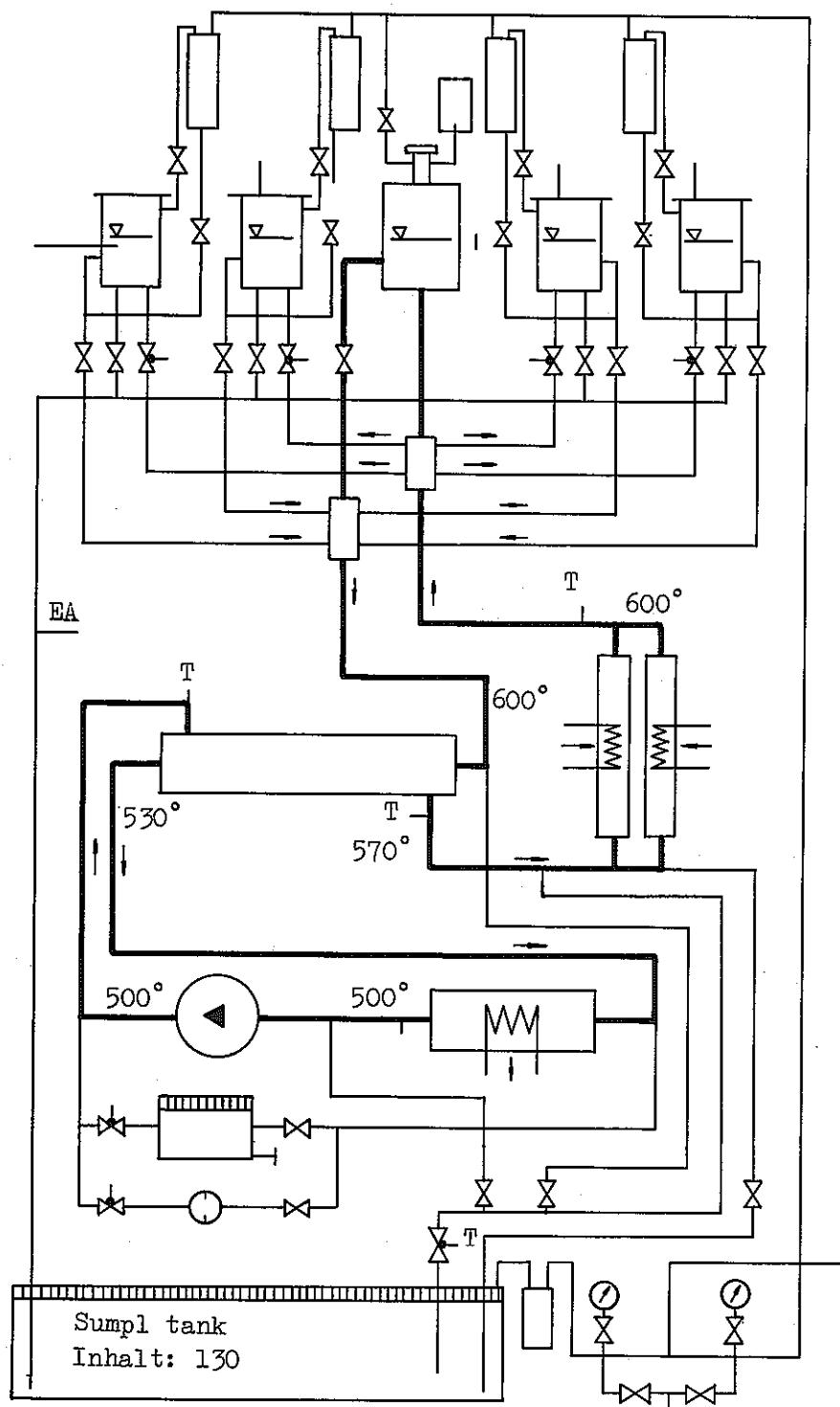


Abb. 41 Na-Verschleißprüfstand NVP II
mit vier Teststrecken

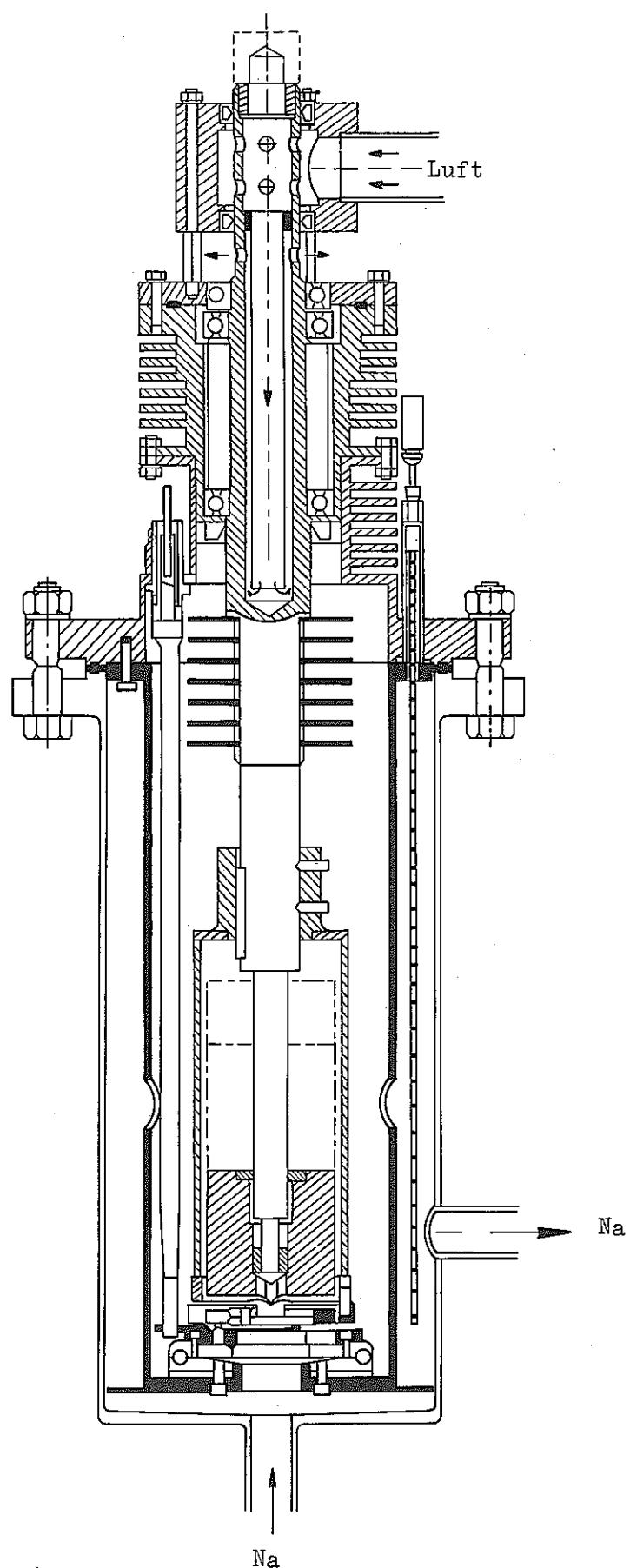


Abb.42 Teststrecke für rotierende und oszillierende Bewegung

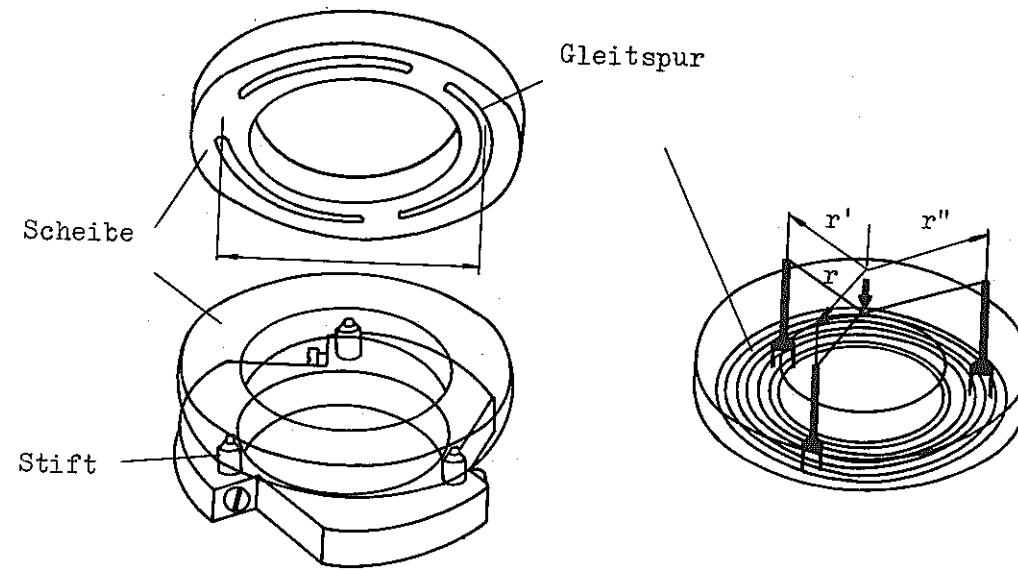


Abb. 43 Anordnung der Werkstoffproben

Tab. 24 Legierungsbestandteile und Warmhärte der untersuchten Werkstoffe

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Al	B	Nb	W	Fe	Ti	Co	Härte bei 650°C
1.4961	0,08	0,4	1,25	0,008	0,013	16,0		13,0			10% C		Rest		0,015	HR _B 40 - 50
1.4981	0,08	0,05	1,24	0,013	0,006	16,5	1,65	16,6			0,8	Rest	Rest			
Inconel 718	0,05	0,03	0,01	0,005	0,003	18,85	3,06	53,1	0,72	0,0061	5,45		18,85	1,13		
Inconel 750	0,55	0,23	0,10	0,008	0,005	14,3			0,68	0,0045	0,76		3,20	2,62	0,32	HR _C 28 - 30
RGT 3	0,06					20,0		Rest	1,4				5,0	2,4		HR _C 37 - 40
Hastelloy C	0,08	0,03	1,0	0,04		14,5	15-17	54,0				4,0	6,2		2,5	HR _B 87 - 90
TZM	0,025						99,4	0,002					0,01	0,50		HR _B 95-97
Armco-Eisen	Unlegiert															
Stellit 1	2,5					30,0					12,0			Rest		HR _C 40 - 42
Stellit 6H	1,0					27,0					4,5			Rest		HR _C 27 - 30
Colmonoy 6	2,6					16,5		70,0		3,75		Re + Si + C 10 % max				HR _C 43 - 45
Akrit Co 50						27,0							Rest			HR _C 40 - 42
Hartmet. Kl	WC - Ni															

11201

Tab. 25 Ergebnisse aus Vorauswahl-Versuchen mit Paarungen gleicher Werkstoffe

Werkstoffpaarung		Spez. Verschleissrate [*]			Reibungs- beiwert
3 zyl. Proben	Ringscheibe	3 Proben	Ringsch.	Gesamt	
Stellit 6H	Stellit 6H	2,83	30	32,83	0,63
Stellit 6H	Stellit 6H	---	46,7		0,71-0,73
1.4961	1.4961				1,1 -0,95
TZM	TZM	11,0	180	191	0,68
TZM	TZM	11,1	240	251	0,65
Nimonic 80	Nimonic 80	---	150		>1
Nimonic 80	Nimonic 80	---	190		>1
Inconel 718	Inconel 718	0,27	2,48	2,75	0,47
Inconel 718	Inconel 718	0,634	2,02	2,654	0,60
Inconel 718	Inconel 718	0,353	4,63	4,983	0,53
Hastelloy C	Hastelloy C	0,4	1,68	2,08	0,38-0,5
Hastelloy C	Hastelloy C	0,9	1,36	2,26	0,4
Nimonic 80	Nimonic 80	14,7	98,3	113	0,52-0,48
Inconel 750	Inconel 750	2,33	2,72	5,05	0,57
Inconel 750	Inconel 750	2,68	1,88		
Inconel 718	Inconel 718				0,52

= Aufschweisung

* $\times 10^{-10}$ cm³/cm-kp

Tab. 26 Ergebnisse aus Vorauswahl-Versuchen mit Paarungen unterschiedlicher Werkstoffe

Werkstoffpaarung		Spez. Verschleissrate*		Reibungs- beiwert
3 zyl. Proben	Ringscheibe	3 Proben	Ringscheibe	
Armco Eisen	Akrit Co 50	5,17	---	
Akrit Co 50	Akrit Co 50	0,16	1,5	
Colmonoy 6	Inconel 718	0,038	0,79	
Stellit 6H	Inconel 718	0,55	3,46	
Armco Eisen	Akrit Co 50	5,54	---	
Akrit Co 50	Akrit Co 50	0,162	1,2	
Colmonoy 6	Inconel 718	+++	0,644	
Stellit 6H	Inconel 718	0,77	1,475	
Stellit 6H	1.4961	35,0	237	0,95-1,20
Stellit 6H	1.4961	32,0	230	1,10-1,0
Stellit 1	1.4961	---	225	
Colmonoy 6	1.4961	---	228	
Inconel 718	1.4961	13,3	250	
Inconel 750	1.4961	30,5	202	0,58
Stellit 6H	Inconel 718	28,0	3*	
Colmonoy 6	Inconel 718	0,17	10,2	
Stellit 6H	TZM	17,12	220	
Colmonoy 6	TZM	12,25	280	0,62
Nimonic 80a	Colmonoy 6	0,79	9,65	
Inconel 750	1.4981	25,0	200	0,70
Inconel 750	1.4961	32,0	210	0,68
Inconel 750	1.4981	36,5	226,0	0,76
Inconel 750	1.4981	36,0	137,0	0,73

* Oberflächenrauh. W + R_t μm

= Aufschweißung

* × 10⁻¹⁰ cm³/cm - kp

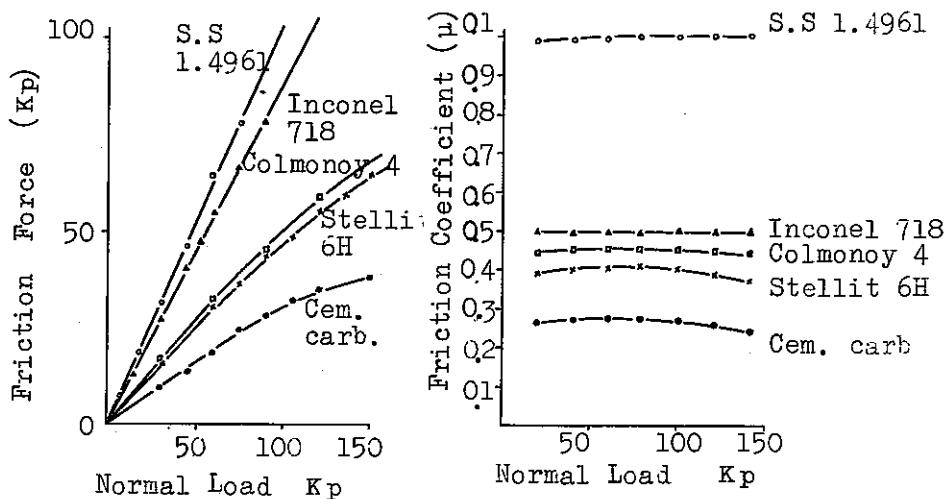


Fig. 44 Friction Behaviour of Materials in Liquid Sodium

3.4 英 国

摩耗、摩擦に関するイギリスの情報は残念ながら非常に少ない。

しかし、イギリスでは從来から資源的に乏しいこともあり摩耗による損失が、年間相当量の資源を無駄にしていると考え、これらの現象も合わせて潤滑問題の研究「トライボロジ工学」が盛んである。

のことから見てもNa中という事から相当の力を入れ研究していることが予想される。以下は1973年日英会議で提供された摩擦、摩耗関係の研究・開発に関するメモである。

「基礎的なトライボロジカルな研究が長い間続行している。これらの研究は主に摩擦、摩耗そして静的な融着に関する広い開発であり。ナトリウム温度、純度のある一定条件で表面硬化材料に関するものである。又、ステライト、LW5のタンクステンカーバイトおよびクロム・カーバイトがベースであるLOC1B等についても実験している。又、このほかの材料として工具鋼、ニモニック(23)についての研究も行われている。これらに関する報告としてTRG5488が公表されている。以下はこの論文の要旨である。

(1) PFR用取扱い機のコンポーネント材の液体Naおよび蒸気中における摩擦、摩耗特性

この試験はRisleyのTriology研究所で行われたものである。図45に試験装置を示し又、図46にこの試験片形状を示した。試験片は円柱に対してピンが接触するもので、負荷されるピンからの摩擦抵抗で摩擦係数を測定する。この方式だと駆動部側から摩擦係数を測定す

る場合よりも他のパラメータがはいりにくく、より正確な値を得る事が出来る利点を持つ。しかし、実際の機器に即応したデータを得るには、実験的規模になりやすい欠点を有している。又、肉盛材の試験は不可能であり、特に面圧が最初に最も高く段々と摩耗によって低下していく欠点を有する。

表27に供試材の成分、および表28にこれらの結果を示した。なお試験条件は次の如くであった。

- Na 温 度 : 600°C, 200°C の Na 蒸気中
- 荷 重 : 2 Kg
- 周 速 : 3 cm/sec
- Na 中酸素濃度 : 120°C コールド・トラップ
- 全走査距離 : 1000m

この試験のデータのまとめ方として、摩耗率(K)を次の様に決めている。すなわち K は走査距離と荷重に対する摩耗体積で表わす。

200°C Na 蒸気中における値については表29を参照のこと。

ステンレス同志（一方がオーステナイト系と相手材がフェライト系のステンレス）では非常にきびしい摩耗挙動を呈した。又、ステンレスと工具鋼の組合せでもかなりきびしい摩耗状態であった。

S 80材とFHM材の組合せでは摩耗率(K)は非常に大きい値を示したが、動摩擦係数は低い値であった。又、SF40に対するFHM材およびSF40材の組合せは初期に物質の移行、あるいは「むしれ」が起り、ジャーナル軸受の様なある程度の拘束された部品には使用出来ないと予想される。

注) PFRのポンプで軸の片振れによって、ペアリングが「カジリ」トラブルを招いた事が1974年の初めにあった。この時の軸受材はステライトM6とSUS304の組合せであった。

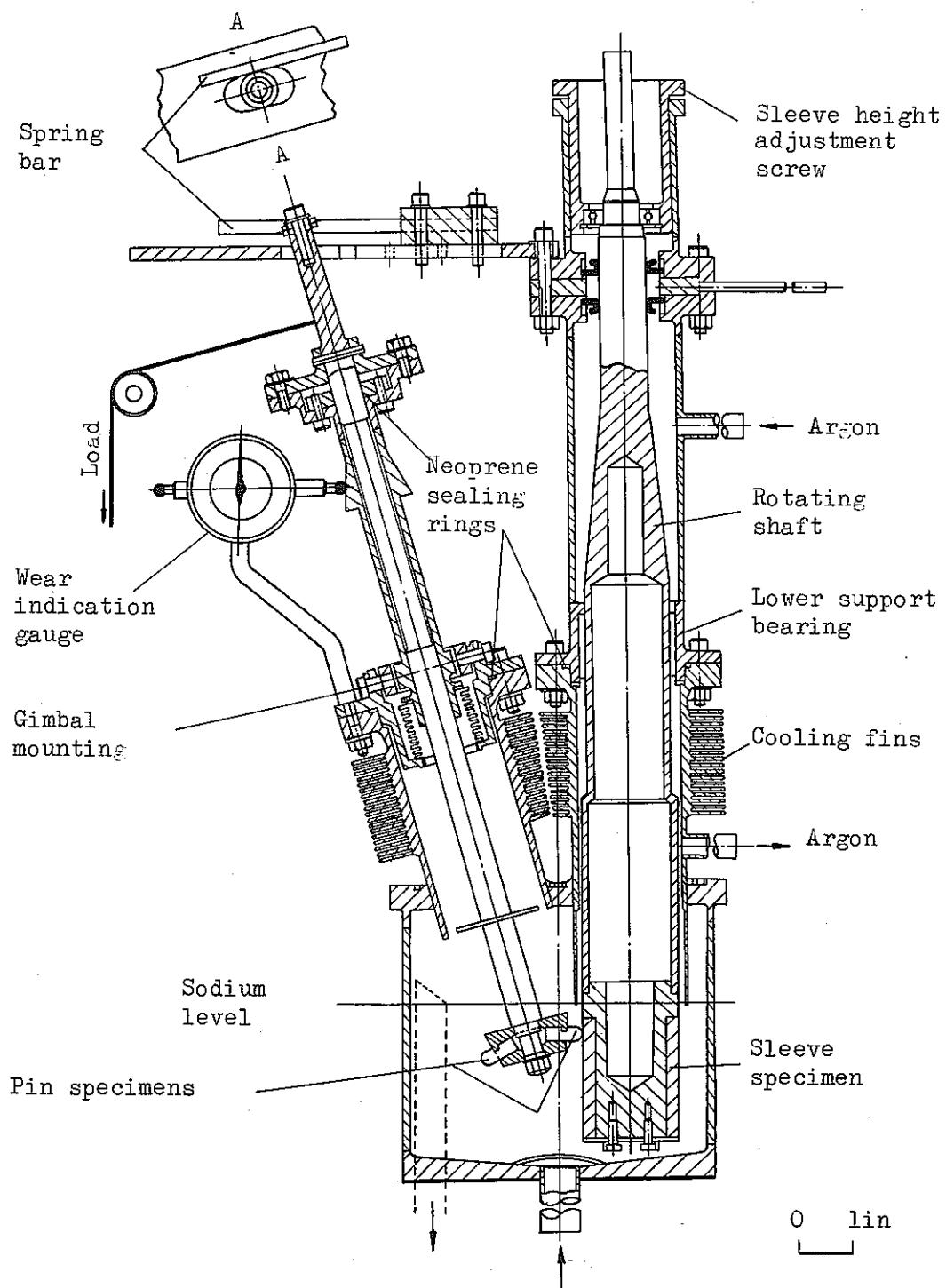


Fig. 45 Arrangement of Test RIG

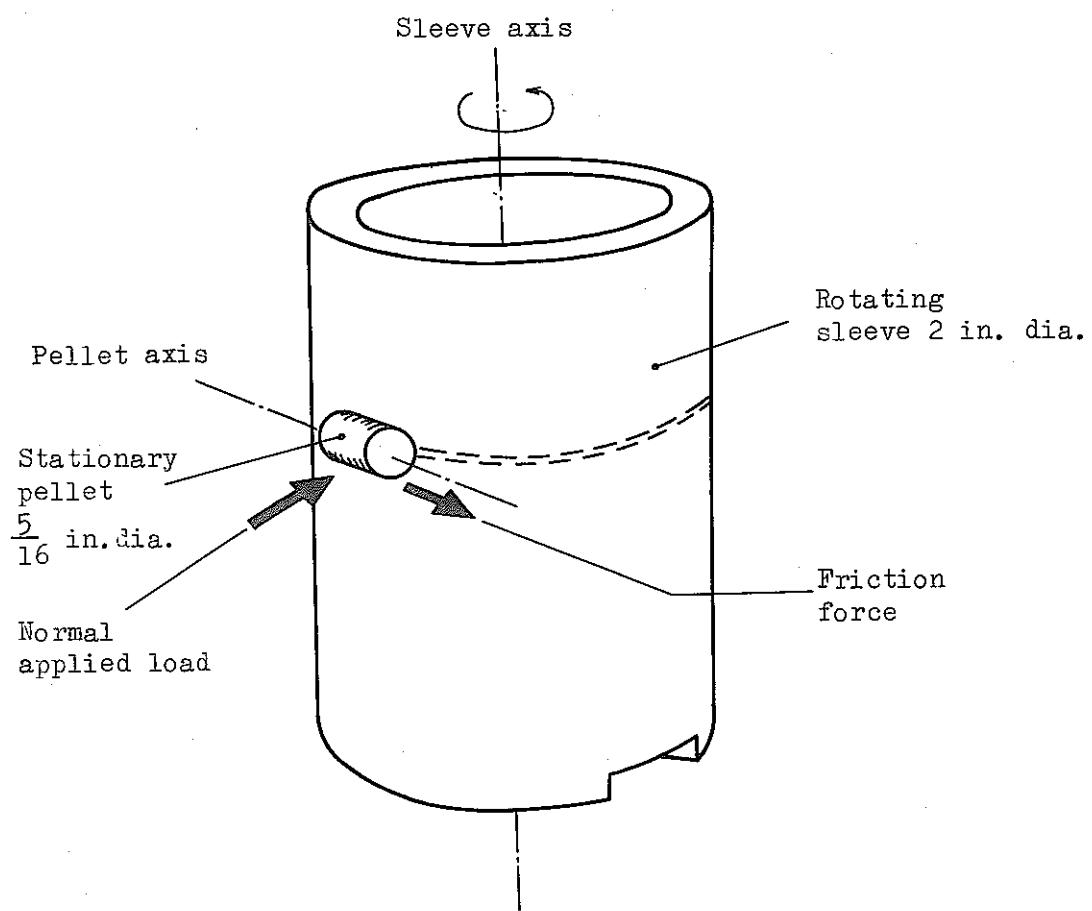


Fig. 46 Schematic Indication of Crossed-Cylinder
Geometry of Wear Specimens

Table 27 Composition of specimens

Name of Material	Composition (% by wt.)
FHM (A.I.S.I. 440B)	0.75 - 0.95 C, 1 Si, 1 Mn, 0.03 S, 0.04 P, 17 Cr, 0.75 Mo, 1.25 - 2.50 Ni, 0.25 - 7.75 Nb, rest Fe
S80 (En57)	0.25 C, 0.1 - 1.0 Si, 1 Mn, 0.045 S and P, 15.5 - 20.0 Cr, 1.0 - 3.0 Ni, rest Fe
En58B	0.15 C, 0.2 Si, 2 Mn, 0.045 S and P, 17-20 Cr, 7-10 Ni, Ti = 4 × C, rest Fe
18.4.1 Tool steel	0.75 C, 18 W, 4.25 Cr, 1.1 V, rest Fe
FV520B	0.05 C, 14.3 Cr, 5.5 Ni, 1.6 Mo, 1.8 Cu, 0.35 Nb, rest Fe
Deloro SF40	7.5 Cr, 85 Ni, 1.5 Fe, 4 Si, 1.5 B
DTD197A	8.0 - 11.0 Al, 4.0 - 6.0 Ni, 4.0 - 6.0 Fe, 0.05 Zn, 0.2 Sn, 0.05 Pb, 2.5 Mn*, balance Cu
AB 1	8.5 - 10.5 Al, 1.0 Mn, 1.0 Ni, 1.5 - 3.5 Fe, 0.5 Zn, balance Cu
Ampco 18-13	10.5 Al, 3.5 Fe, 0.5 others, balance Cu
Ampco 22	14.1 Al, 4.7 Fe, 0.5 others, balance Cu

* At manufacturers option

Table 28 SPECIFIC WEAR RATE, FRICTION AND HARDNESS RESULTS

Combination		Pin Specific Wear Rate (k) at 400°C in (cm^3/cmKg)		Range of Friction Coefficient (Dynamic)		Average Hardness (vph) (30 Kg of load)			
Pin (see Table 27)	Sleeve	Initial	After soak at 600°C for 7 days	Initial	After soak	Before Test		After Test	
						Pin	Sleeve	Pin	Sleeve
FHM	FHM	2.4×10^{-12} (1.6, 3.1) ②†	1.8×10^{-11} (1.7-2) ③	0.3 - 0.4	0.6 - 0.8	610	570	355	355
S80	FHM	$9.6 \pm 5.3 \times 10^{-12}$ ⑥	8.5×10^{-11} 47×10^{-11} 130×10^{-11}	0.4 - 0.5	0.2 0.2 0.2 → 0.7	325	570	290	360
En58B	FHM	$2.9 \pm 1.8 \times 10^{-11}$ ④	1.4×10^{-10} (1, 1.8) ②	0.4 - 0.6	0.7 - 1.0	210	575	210	330
FV520B	FHM	2.6×10^{-10} (1-3.4) ③	3.9×10^{-10} (2.8, 4.5) ②	0.8 - 1.0		375	560	335	355
S80	SF40	$1.5 \pm 0.7 \times 10^{-11}$ ④	3.9×10^{-10} (3.5-4.4) ③	0.5 - 0.6	0.5 - 0.7	320	455	285	515
En58B	SF40	Pick-up* ⑧	8.5×10^{-10} (1.16) ②	0.5 - 0.7	0.5 - 0.7	210	455	210	515
FHM	SF40	Pick-up ②	3.4×10^{-10} (3-3.7) ③	0.3 - 0.45	0.6 - 0.7	565	465	350	515
SF40	SF40	Pick-up ②	-	0.4 - 0.5	-	455	480	-	-
En58B	18.4.1 Tool steel	$6.4 \pm 1.7 \times 10^{-12}$ ④	1.2×10^{-11} to 7.5×10^{-10} ⑧	0.4 - 0.6	0.4 - 0.6	210	880	190	
En58B	S80	2.9 ± 10^{-10} ④	$2 \pm 0.75 \times 10^{-9}$ ⑥	0.8 - 1.0	0.5 - 0.7	210	350	195	285
18.4.1 Tool steel	FV520B	1.1×10^{-12} (0.9, 1.3) ②	8.5×10^{-11} (0.13, 8.5) ②	0.3 - 0.6	0.6 - 0.8	775	330	445	310

Notes: † Circled figures are numbers of individual wear tests in each condition.
 Where this is 3 or fewer the average and range of wear rate is given, but for 4 or more tests
 the average and standard error are shown.

* 1 test out of 8 gave $k = 3 \times 10^{-12}$

Table 29 Wear and friction results for aluminium bronze rubbing against En58B stainless steel in sodium vapour a argon at 200°C

Pellet Material	Specific Wear Rate (k) (cm ³ /cmkg) of pellet	Range of Friction Coefficient
BS 1400 (1945) DTD197A	1.4×10^{-10}	0.4 - 0.45
BS 1400 (1948) AB1	2×10^{-10}	0.3 - 0.4
Ampco 18 - 13	4.0×10^{-10}	0.3 - 0.5
Ampco 22	2.7×10^{-10}	0.35- 0.6

以上、各国における摩耗・摩擦の研究開発状況について主要な文献から引用してまとめた。

ここで、まとめたものは、一般に基礎的で系統的な試験に関するものが主となつたが、これ以
⁽⁹⁾

外にも「モック・アップ」的な試験、すなわち「ボルトとナット」の摩擦試験、ローラー・ペ

⁽²⁴⁾ ^(25,26) ⁽²⁷⁾
アーリングの試験、ポンプ軸受の試験、燃料交換機部品の試験、燃料集合体内の燃料ピンとスペ

⁽²⁸⁾
ーサーの試験等が行なわれている。

又、燃料集合体のパット部材の如く、比較的設計上の問題（形状効果）が入りにくい機器の材
料選定では材料同志の基礎的データを使うことが可能である。

摩耗試験の結果を判定する上で、摩耗理論に基づいたものでなければならない。

そして、再現性のあるデータを見い出さなければならぬ。

摩耗・摩擦理論は古くから考えられているが、今回、特にNa中の摩耗理論も含めた解説を文
⁽⁶⁾

献から引用し、全訳することにした。

4 機械設計における摩耗概念

4.1 摩擦理論

近代摩擦理論は真実接触面積という概念に基づいている。即ち、全体におよぶ降伏（塑性変形）を起さない荷重条件下で表面が接触している時実際の表面接触はほんのわずかの突起部あるいは地域だけで起る。それゆえ、摩擦力はジャンクション（asperity junction）を剪断するに必要な力である。その力は凝着部の剪断強さおよび2つの接触材料のうち弱い方の降伏強さにより支配されるだろう。真実接触面積の大きさは荷重に比例し、また接触対(contact pair)のうち軟らかい材料の押込みかたさに反比例する。

$$\text{即ち} \quad A = \frac{W}{P} \quad (1)$$

ここで A = 真実接触面積, in^2

W = 荷重, l b

P = 押込みかたさ, psi である。

これらの接触面の剪断は摩擦力を生ずる

$$\frac{F}{W} \leq \mu = \frac{S}{P} \quad (\because F \leq A \times S) \quad (2)$$

ここで F = 摩擦力

μ = 摩擦係数

S = 凝着部あるいは接触している材料のうち弱い方の剪断強さ

この関係は摩擦係数が荷重およびみかけの接触面積に依存しないことを示す。摩擦熱が表面の機械的性質をかえない限りでは摩擦係数は滑動速度にも依存しない。多くの材料の剪断強さは押込みかたさのおよそ $1/2$ を超えないで摩擦係数は 0.5 以上にならないはずである。実際には、乾燥した清浄な金属表面について 1 以上の摩擦係数がよく報告されている。

しかしながら簡単な概念は接触面が滑動する間に生じそして真実接触面を生長させる塑性流動を考慮していない。一方の表面の硬い成分が他方の面の軟い相をブローイングする(plough)ことは全摩擦力にまた寄与する。材料が高純度ナトリウム中に浸漬された時見出される清浄な表面条件のもとでさえ、ある一定の金属対に対し一定の摩擦係数は期待できない。表面処理、滑速および接触圧力は摩擦に重要な影響を与える。

4.2 摩耗理論

摩耗特性についての一連の研究は工学的問題にますます応用されてきている一般的理論をもたらした。Archard, Kraghelsky および Rabinowicz により開発された摩耗についての解析理論は同一の一般的な摩耗方程式となる。

$$V = \frac{KNL}{P_m} \quad \text{あるいは} \quad d = \frac{KWL}{P_m} \quad (3)$$

ここで V = 摩耗体積

N = 荷重

L = 揉動距離

P_m = 軟かい材料の流れ圧力あるいはかたさ（例えは、プリネル、ダイヤモンドピラミッド、ピツカース、ヌープ）

d = 摩耗深さ

W = 見かけのペアリング圧力 = 荷重 / 見かけの接触面積

K = 摩耗係数

一般的な摩耗理論を得るために用いられている概念は表面接触がわずかの突起部で起りそして突起部の剪断により摩耗が生ずるということを仮定している。

荷重が大きくなればなるほど接触点の数あるいは総面積が大きくなり、摩耗が大きくなる。摩耗係数（無次元数）は突起部除去過程の効率についての指標となる。即ち接触するすべての突起が摩耗粒を生成するならば K は 1 となるだろう。 K 値は表面および雰囲気の物理および化学に影響される。例えは潤滑油の存在は乾燥面と比較すると少なくとも一桁 K 値を減少させるであろう。よつて K についての正確な知識にもとづき、ある揉動系での摩耗量を予測することができるはずである。摩耗係数は多くの材料について実験的に決定されている。 K 値は文献に出ており普通連続一方向の揉動および軟かい方の材料についてのものである。Rabinowicz が与えた K 値は 10^{-7} から 10^{-1} まで変化し中間部は 10^{-5} と 10^{-3} との間にある。

摩耗量の予測のためのこの方法はマイルドな摩耗条件にのみ有効である。即ち表面損傷あるいは金属移行による不均一をひきおこさないことが前提となる。

一般的な摩耗方程式は摩耗試験の設計のためおよび摩耗データを有効に設計データに変換するための価値ある指針である。かなり低く一定に保持された不純物レベルのナトリウム中に浸漬される系では、通常の空気中雰囲気とくらべて上述の広い K 値の

変化をひきおこしうる表面化学の効果はかなり安定しているはずである。Na中の酸素量と関係した表面の化学的境界潤滑に注意するかぎりでは一般的な摩耗方程式を炉心コンポーネントの設計上の問題に応用することは適切であろう。このことは別にまた討論される。さらに、下記に討論されるように摩耗に影響を与える他の因子が考慮されねばならない。

4.3 摩耗影響因子

(1) 荷重容量

一般の摩耗方程式では摩耗は荷重の1次関数であるけれど、摩耗量は臨界荷重で大きな変化(数桁)を示しうる。経験上、多くの摺動系は摩耗が著しく高くかつ表面損傷(カジリおよびムシレ)が生ずる臨界荷重を示す。この点は摺動系(摺動速度)の臨界荷重である。臨界荷重の概念はFig. 47に図示される。臨界接觸応力(P_c)は全体が降伏を生ずる荷重である。接触圧力として表わす場合は、押込みかたさ(ブリネル、ビックース、ヌープ)が P_c を定めするために用いられる。

Welshは中炭素鋼(0.10~0.90W% C)を非潤滑条件の空気中で一定速度で摺動させ、摩耗を負荷の関数として測定した時摩耗速度に2つの急な変化が生ずることを示した。

(1) 第1の変化：比較的低荷重でのマイルドな摩耗からシビアな摩耗への変化

(2) 第2の変化：より高荷重でのシビアな摩耗からマイルドな摩耗への変化
このような変化に関する摩耗特性をFig. 48に図示する。ここで摩耗速度は荷重の関数としてプロットされている。マイルド摩耗領域でも、シビア摩耗領域でも摩耗速度は荷重に比例し、傾きあるいは摩耗係数は本質的に同じであるという傾向を示す。

Welshによる摩耗挙動は、摩耗設計に使用するためのデータが得られた時、より高荷重で得られたものより摩耗が著しく高い低圧側にある臨界荷重を見のがす可能性があることを意味する。しかしながらこれはすべての材料および試験条件に起りうるとはかぎらない。

Welshは次のことを見つけた。

(1) 低炭素鋼(0.02W% C)ではシビア摩耗への変化の後のマイルド摩耗

への第2の変化がない。

- (2) 500ピッカース硬さ(～Rc48)以上の硬化鋼(0.52W/oC)ではシビヤ摩耗への変化はみられない。
- (3) 不活性ガス雰囲気中での試験では酸化物の保護層がないので、シビヤ摩耗への変化をおさえるために初期の硬さを増す必要がある。
- (4) 1.2W/oC量の鋼が使用された時、変化域は観察されず、摩耗は荷重の増加に対しマイルド領域にある。

中炭素鋼で観察された摩耗変化についての理由は激しい加工をうけた表面材の酸化とマルテンサイト変態が結びついた効果であると推定される。鋼表面の酸化物層はシビヤ摩耗を防止する。低荷重下のシビヤ摩耗への変化は、表面突起物の圧縮降伏強さが不充分なため酸化物被膜が破壊する結果生ずる。高荷重下のシビヤ摩耗からマイルド摩耗への変化は表面の激しい加工と摩擦熱が組合わさつたため表面に著しくかたい層が生成する結果生ずる。

充分な炭素が存在すると、この過程は表面上に焼もどされないマルテンサイトを生成する。表面の摩耗硬化層は酸化物の保護膜を保持しマイルド摩耗(酸化物の補充が出来るゆつくりとした摩耗)が優勢であるはずだ。よつてFig. 48に図示された変化は中炭素鋼に特徴づけられすべての材料に起りうるとは考えられない。

(2) 初期摩耗

一般的摩耗関係からもう1つの他の摩耗型式へと変化することが新しく機械加工されるときの表面の短期間初期摩耗特性に見られる。即ちわずかの期間のシビヤ摩耗が摺動の初期に起りうる。酸化および表面硬化が起れば、摩耗表面は急激に耐摩耗性を示し、摩耗機構はマイルドあるいは低摩耗速度へともどる。この効果はFig. 49に示される。よつてこの摺動条件で短期間試験が行なわれるならば得られる摩耗データは長期間摩耗による推定量より多い数を示すだろう。初期摩耗効果は加工硬化、相変化および耐摩耗のための酸化に依存する軟い材料に最も著しい。例えば、カーバイトの摩耗に対しては重要でない。また、高温ナトリウムのような非酸化、還元雰囲気では、いくつかの材料ではマイルド摩耗へ変化しないかもしれない。

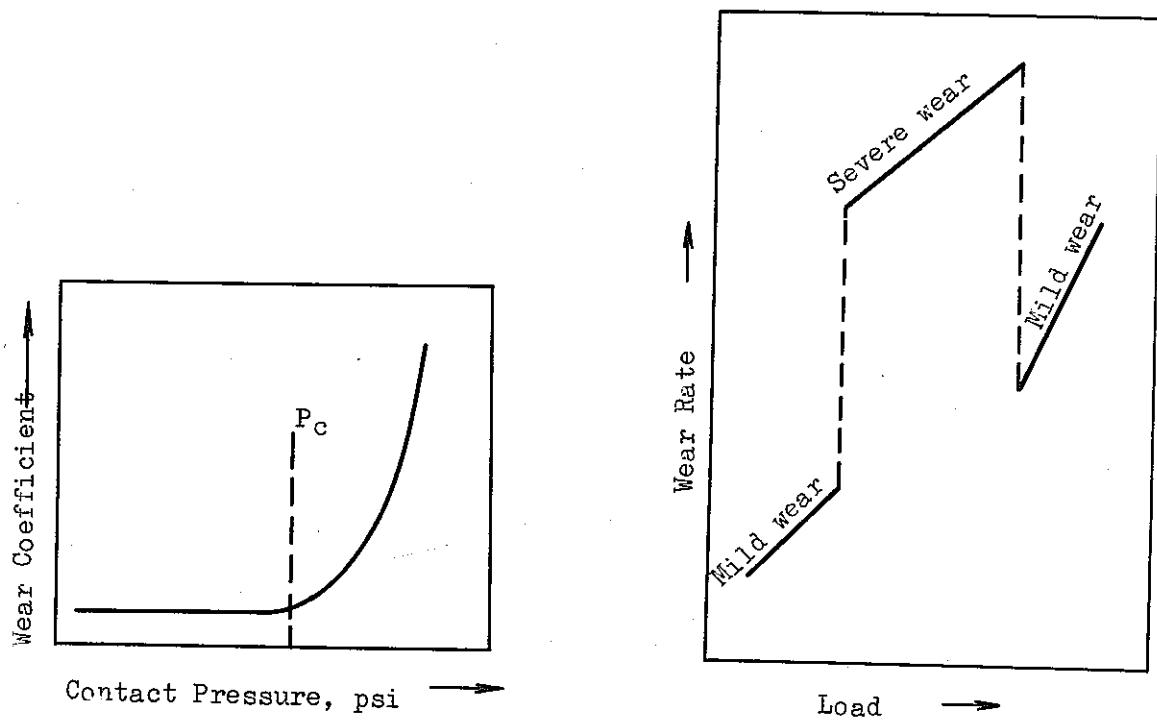


Fig. 47 Relation between Contact Pressure and Wear Coefficient

Fig. 48 Wear Mode Transitions for Medium-Carbon Steel as Influenced by Applied Load

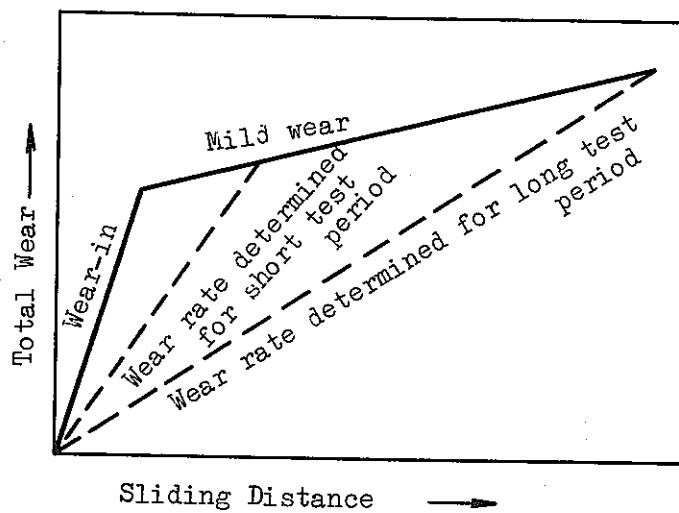


Fig. 49 Effect of Rapid Initial Wear on Wear Characteristics

(3) 温度／硬さ

摺動面の温度は表面の化学反応速度の増加およびそれによる凝着還元膜の補充速度の増加により摩耗に影響を与える。また著しい硬さ減少とシビヤ摩耗への変化をひきおこすのに充分なまで摩擦熱が温度を高くするならば表面硬さは温度に影響されるだろう。

しかし炉心コンポーネントでは摺速が低く、摩擦熱は無視できる（スクラム条件を除き）。 1200°F ナトリウム中の摺動コンポーネントの高温硬さは摩耗過程の重要な因子である。硬さ測定法が一般的摩耗方程式へ応用する場合重要となる。理想的には、Mohの引抜き硬さが摩耗解析に硬さを明示する最も正確な方法である。しかし、この方法は合金に使用されないのでMohの硬さデータは将来の炉心材にとり有用ではない。Mohの硬さの代りにBrinell, Vickers, KnoopおよびDPHのような押込み硬さが適切である。一方Rockwell硬さは摩耗解析に最もふさわしくない。互いの硬さの関係がFig 50, 51に示される。明らかに引抜き硬さの関数としての硬さ数には著しい差がある。特に高い硬さ領域で、こうして摩耗解析をする時、1つの方法による硬さ直に変換することが望ましい。（押込み深さとは違い、押込み圧力が測定される方法へ）

(4) Na中の化学的効果

Na と Na 中に浸漬された材料間に表面反応が起ることが知られている。一般に、 Na は製作中に生成したすべての膜を洗いおとす分解雰囲気として作用する。摺動接触では、これら複雑な表面汚染物は融着を抑えたりまた摩擦、摩耗を減少させる重要な役割をする。しかしある元素（あきらかにCr, W, Mo）と酸素源が存在すると、 Na -金属酸化膜生成過程が起りうる。この反応生成物は高温 Na 中で摩耗に影響し、摩擦を減少させうることが見い出された。この過程は固体境界膜が摩減すると油がそれを連続して補充する普通の油潤滑剤による境界潤滑にたとえられた。モリブデン酸ナトリウム（ Na 酸化物とMoとの反応生成物）は衆知のとおり有効な固体潤滑剤である。Kissel, Gleaser, Allenそして後の Roberts は Mo, W および Cr 含有合金の摩擦は酸素含有 Na 中の方が、不活性ガス雰囲気中より低いことを見出した。 Na 中に浸漬された表面上に有益なフィルムを生成する反応は複雑で完全には理解できないが、表面の化学的効果が起るかどうかを決める2つの重要な反応が考

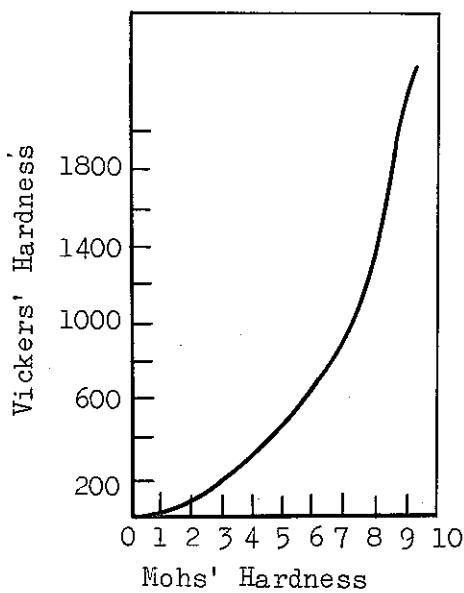


Fig. 50 Relation Between Mohs' Scratch Hardness and Vickers' Indentation Hardness

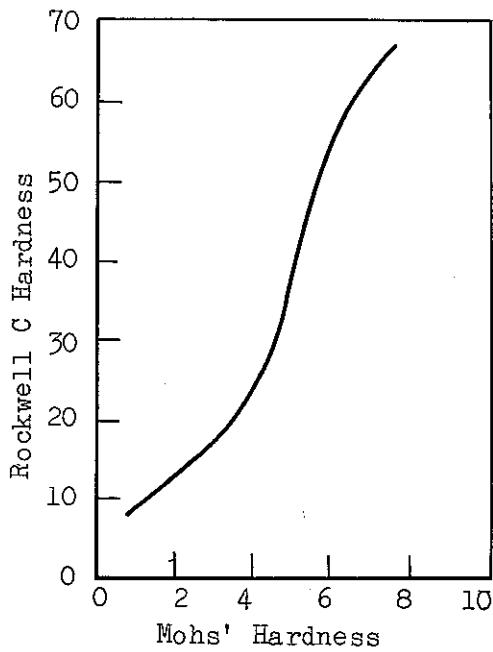
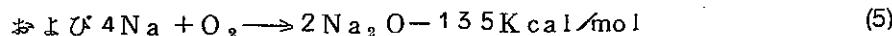
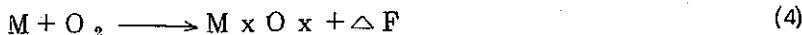


Fig. 51 Relation Between Mohs' Hardness and Rockwell C Hardness

えられる。



(4)式の反応の自由エネルギー ΔF がプラスあるいは(5)式の値より大きい数字であれば、Na酸化物の方がより安定であり、かつ金属酸化物がNaにより減少される可能性がある。金属酸化物反応がより小さい ΔF を示すと、その時には酸素、Naおよび金属表面の間の安定な反応が起りうると考えられる。このようにして Roberts によると、700~800°F以下ではMo, W, Cr酸化物がより安定であり、これらの元素を含有する合金では境界潤滑機構から可能となる。

しかしながら、800°F以上では候補物はCr酸化物だけである。これは Glaeser による摩擦試験（同じ高温硬さをもち、一方はCrを含有し、他方はCrを含有しない2種のNiベース合金について酸素含有Na中で行なわれた）において示された。1200°FでCr含有合金がCrを含有しない合金よりすぐれた性能を示した。

有益な境界潤滑効果をうみだす反応過程は明かに酸素量およびNa温度の2つに敏感である。摩耗成分としてオーステナイトステンレス鋼を使用したLMECでの最近の研究によると、Crの添加はNaの酸素含有量に依存して様々に限定される最大温度に有益である。この研究はNa-Cr-酸素化合物がオーステナイトステンレス鋼の摩擦、摩耗に重要な影響を与えることを推定している。

摩擦、摩耗データに基づいた自由エネルギー曲線が $Na_x Cr_y O_z$ とNa中酸素に関して確実にされた。LMECの研究で述べられているようにNa中に溶解した酸素の自由エネルギーについては次のように仮定される。即ち酸素濃度CのNaの酸素活性度はおよそ C/C_{sat} に等しくまた温度の関数として選定したNa中の飽和酸素量 C_{sat} の実験曲線が正しいという仮定である。

LMECにより自由エネルギー曲線をクロスプロットすることより図52に示したチャートが開発された。2つの領域があり、1つはNaがステンレス鋼から酸素をうばい、有益なフィルムの生成しない領域、他の1つは安定な境界フィルムが生成し保護する領域。チャートより明かに温度上昇により酸素量が重要となる。

L M E C のより最近のデータによると、5 ppm 酸素で有益なフィルムが Cr 含有合金上に 1100~1200 °F の間のどこかで生成する。これは表面の Cr 量に依存する。（濃度が減少すると臨界温度は 1100 °F の方に移動する）5 ppm 以下酸素レベルの効果および反応力学はやがて決定されるだろう。

これらのデータは酸素レベル測定の重要性および正確さおよび信頼性が絶対必要であることを説明するのに役立つ。

図 5-2 に示された情報は試験データの解析にも有用である。しかし、Na-ステンレス鋼界面で生ずる反応が複雑であるため、化学反応を正確に決めたり、最終の表面化学を予測することは不可能である。MSA での大規模な腐食試験によって 20 ppm 以上の酸素、1200 °F で Type 316 ステンレス鋼上に生成した灰色のスケールを $\text{Na}_2\text{Cr}_2\text{O}_4$ と同定した。

10 ppm 以下の酸素量では表面腐食により明白な反応生成物が生じないと報告している。またこの研究によるとスケールの生成が粒界アタックを伴ない合金中の Cr の選択的アタックは表面にフェライトを生成させる。より高温（1400 °F）で同じ化学的内容でしかも異なる相からなるスケールが生成された。

上のデータは Na 中の表面化学反応が摩耗、摩擦に対し、潜在的に与える影響を考慮しなければならないことを示唆する。しかしながら未発見のことが存在することおよび酸素量、温度およびおそらく温度勾配に対する反応の鋭敏さのため、また反応があまりに速く進行するかあるいは好ましくない表面相の変化（フェライト）を生ずる可能性があるためこれらの反応は炉心コンポーネントについて充分検討された境界潤滑としては考えられない。またすべての複合金属酸化物がよい境界潤滑剤であることは期待できない。しかしこれらの効果は摩耗、摩擦データの説明およびコンポーネント設計で考慮されるべきである。

流動 Na ループの高温領域にあるオーステナイトステンレス鋼は鉄よりも急激に Cr と Ni を損失する。その結果生ずる表面の組成変化により深さ 10 分の数ミルのフェライト層が生成する。この相の組成は 90W/o Fe になりうる。Na の流速および酸素量は選択的アタックに影響するようである。同じ効果がインコネル 718 およびステライトに見られた。1350 °F 以上で Ni 基合金において Ni の溶出がオーステナイトステンレス鋼より高い速度で起る。

流動 N a に浸漬された合金から選択的に元素が除去されるため生成するより軟い表面層は表面接触時に合金本体よりもかじり付きおよび融着に対し敏感であろう。それ故、炉内の流動高温 N a への浸漬後融着および塑性流動に対する抵抗の低下のため炉心コンポーネント（正常な表面組成に関する摩擦、摩耗および融着特性に基づいて選択された）は損傷するだろう。N a 中の表面接触材に使用される合金の表面組成変化についての効果は摩耗および流動 N a に対する接触表面の効果により影響されるかもしれない。フェライト相が独特の可能性でかつプロセスが力学的依存して生成すると同時に摩滅しそるならば合金の融着およびかじり付き特性に対する影響は全く考えられない。

その上殆んどの表面接触（特に動的な平面と平面形状あるいはピンと穴形状）は本質的に流動 N a から接触領域をかくすだろう。そしてその状態では腐食の可能性はほとんどない。最も傷つきやすい形状は、接触表面が流動高温 N a 中で長期間離された後に摺動接触される場合であろう。

上の効果と一致する質量移行過程は、沈着物を生じ摩耗および自己融着特性に影響を与える。これらの沈着物は摩耗および自己融着を減少させうるが、沈着物が離れやすく、表面自身よりずっと硬いならば研削摩耗が生じるだろう。この一般的領域についての特別な実験データは得られていない。

4-4 摩耗データの設計への適用

前に与えた一般的な摩耗方程式(3)は摩耗試験より得られたデータの説明および利用のための指針として有効である。

摩耗を定量的に説明するいくつかの方法が文献にある。

$$\text{摩耗係数 } K = 1422 \frac{VH}{WL} \quad \text{あるいは } 1422 \frac{dH}{PL}$$

ここで V : 摩耗体積 in³

H : かたさ kg/mm²

W : 負荷 lb

L : 摺動距離 in

d : 摩耗深さ in

P : 面圧 psi 負荷 / 見かけの接触面積

$$\text{比摩耗量} = \frac{V}{WL} , \frac{in^3}{(lb)(in)} \quad \text{あるいは} \quad \frac{d}{PL} \frac{in}{(psi)(in)}$$

(V, W, L, d および P は同じ単位系でなければならない)

$$\text{摩耗量} = \frac{V}{L} \cdot \frac{i n^3}{f t} \quad \text{あるいは} \quad \frac{d}{L} \cdot \frac{m i l}{f t}$$

摩耗計算の時これらの摩耗式を不注意にまちがわなことが大切である。また、体積または重量損失と深さとの差は接触形状に左右される。しかしながら文献から得られる物理的性質だけに基づいて材料の摩耗を予測するためには一般的摩耗方程式は使用できない。摩耗係数Kのような因子は実験より求めなければならない。

注意深く制御された条件のもとで求められた摩耗係数さえ、いくつかの因子を考慮しなければならない。

- (1) 霧囲気
- (2) 高温かたさ
- (3) マイルドからシビヤ摩耗への変化
- (4) 接触形状および摺動モード
- (5) 面圧
- (6) 表面処理
- (7) 摩擦

これらの因子を式に入れ複雑にするよりもむしろ別々に考えた方がより実際的である。

(1) 霧囲気

液体Na霧囲気は、一定に制御できないガス霧囲気における効果（競合反応の混合した表面化学）に基づく摩耗挙動の広範囲な変動を抵減する。Naは普通の霧囲気でよく見られる汚染フィルムを除去し、酸素量と温度が正確に求められるならば摩耗の表面化学を単純化する。指適されたように、酸素量がおよそ10 ppm以上で温度が800°F以下ならばMo, W, CrおよびおそらくはTaを含む合金は清浄な表面よりも摩耗、摩擦量を減少させる自己再生の複合酸化物フィルムの生成が期待される。800°F以上でもCr含有合金はフィルムを生成しやすい。5 ppm 酸素、1200°F Na中ではこれらのフィルム効果は本質的に無視される。これらの効果を充分に認識し、複合酸化物フィルムが生成するような条件下で得られたデータをこのような効果をうけないかあるいは限界ぎりぎりにある条件の設計に適用しないことが重要である。それはちょうど潤滑油の中の耐摩耗性添加物の効果を無視するのと同じくらい重要である。初期の摩耗試験による摩耗データの不一致の一つの理由として試験中に酸素量を管理しなかつたことがあげられる。

(2) 高温かたさ

高温かたさはまた摩耗データを設計に応用するための重要な因子である。

摩耗材のかたさが一定の時、一般摩耗式より摺動距離および負荷とともに直線的挙動を示すことを予測される。摩耗データに対する温度上昇の効果は摩耗量がかたさ減少と同じペーセントで増加するという前提より推定できる。しかし特筆すべきはほとんどの合金には温度上昇により急激に降伏強さが減少する臨界温度があるということである。(Seizure), かじり付きおよび重摩耗への変化がその温度を越えた時起りうる。図53に数種の合金の降伏点降下が示される。予想される試験温度がこの臨界温度より高い時には、一般摩耗式はもはや有効ではなくなる。

(3) マイルドからシビヤ摩耗への変化

マイルドからシビヤ摩耗への変化は、接触領域内で最大剪断強さを越えた時起る。これは温度の上昇により突然ひきおこされうる。

前述したように酸化雰囲気で炭素鋼では2重変化が起りうる。FFTFFの場合には使用される合金のタイプおよび低酸素濃度のため二重変化は起らないようだ。しかしいくつかの材料組合せは、(例えば316と316,あるいは304と304) 1200°F高純度Na中でほとんどの予想される接触負荷のもとでシビヤ摩耗を示すと考えられるので使用すべきではない。摩耗抵抗を増す表面処理を考えるべきである。シビヤな金属融着および移行のない優れた耐摩耗性を示す材料について、変化点あるいは負荷容量を求めるためNa中試験を行なうべきである。

負荷容量を越えないかぎりにおいてこれらの条件下で一般の摩耗式は有効である。

(4) 接触形状および摺動モード

一般的の摩耗式は連続一方向での摺動条件下の体積または重量損失に関したものである。見かけの接触面積がどんなに大きくても一定荷重に対しわずかの真実接触点での変形が同じ真実接触面積を生ずるように調整するため、あらゆる接触条件に対し体積摩耗を示す式となつている。

ほとんどの設計において、摩耗値は一次元の損失と表現される。(クリアランスの開口、表面のへこみ) 摩耗係数あるいは比摩耗体積値は見かけの接触面積

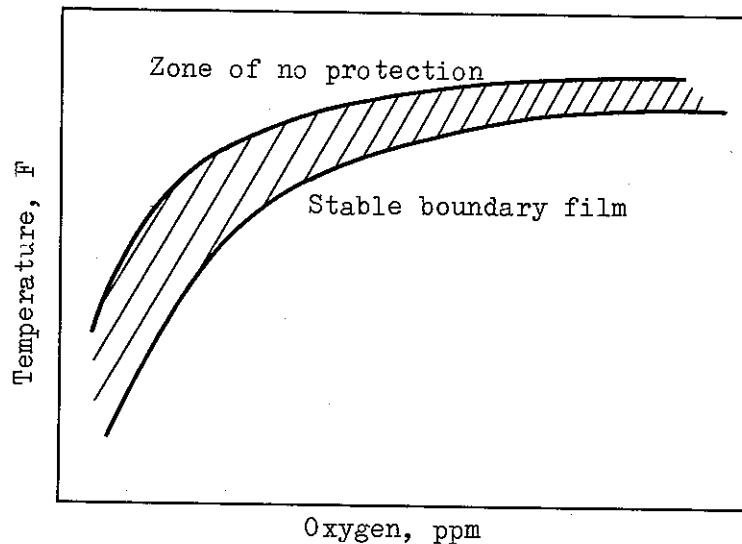


Fig. 52 Combined Effect of Sodium Oxygen Level and Temperature on Wear-Resistant Film Formation for Type 304 Stainless Steel⁽⁹⁾

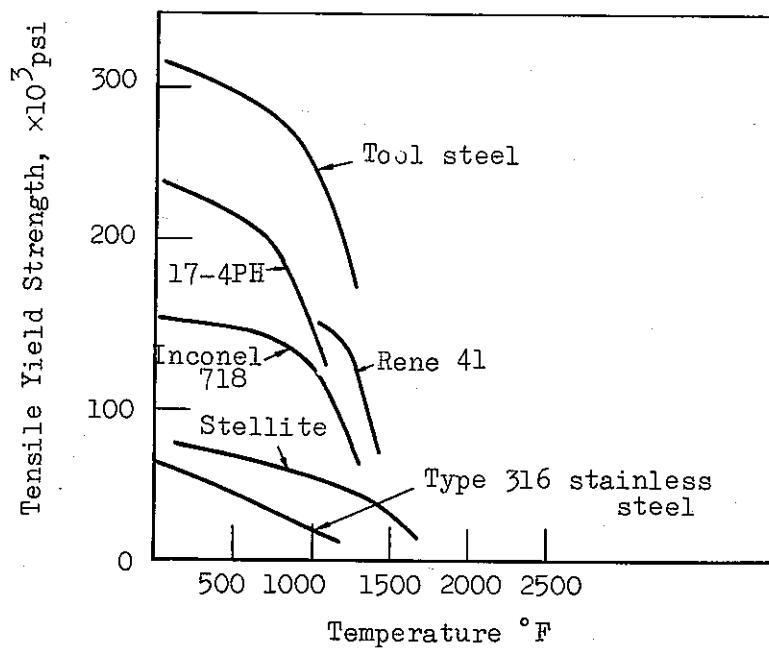


Fig. 53 Effect of Temperature on the Yield Properties of Several Alloys

で割ることによりへこみの深さ値に変換できる。

一般摩耗式の直線性は体積損失が一次元の損失に比例するような接触形状に対してのみ維持される。平面と平面（ディスクとプレート、平らな端を持つたピンとプレート）。しかし線接触（ワイヤとシリンドラ）あるいは点接触（半球状の端を持つたピンと平らなプレート）に対しては1次元の摩耗は体積摩耗に比例しない。シリンドラと平面およびボールと平面に対するへこみの深さと体積摩耗の関係が図54に示される。損耗した半径の最初の1%の非直線性は重要ではない。線接触では、体積損失およびへこみの間にはおよそ直線性がある。球において、2つの因子間の直線性は厳密なものではない。因子Wあるいは摩耗痕の幅（摩耗を測定するのに普通用いられる方法）がへこみとの非直線性を説明するため算入される。こうして、体積あるいは重量損失にもとづいたK値あるいは比摩耗値は特に数ミルの摩耗が重要なマイルド摩耗条件下で接触している曲面（例えばワイヤラップ）におけるへこみ深さあるいは摩耗痕の幅に基づいた値と相互に交換して使用できない。体積摩耗は一般摩耗式より計算し、それから図54のようなチャートによりへこみ深さへ変換すべきである。

反復運動は異なる摩耗モードをうみだすので連続摺動に対し得られたデータは充分注意して反復運動に適用しなければならない。運動の振幅が重要因子である。ほんの少しの接触面積しか摩滅しないような小さな振幅では摩耗粒が表面の間にトラップされ、もしそれが硬い粒であるならば（加工硬化あるいはカーバイト相）摩耗を局部的に促進するであろう。したがつて、摩耗データを小振幅の反復運動機構についての設計に使用する場合には、よく似た振幅の反復運動試験により摩耗データを求めるべきである。

(5) 面 壓

実験により表面接触系についての最大許容負荷を求める時、接触形状に注目しなければならない。平面と平面の接触あるいは互いにうまくあわさつた曲面（ジャーナルベアリング、穴に入つたピン）に対し、ベアリング圧（負荷／見かけの接触面積）という考えが有効である。すなわち、圧力が弱い方の材料の引張強さの3倍を越えない範囲では、 1 in^2 当りについて求められた最大許容ベアリング圧が 5 in^2 当りの許容負荷を求めるのに使用できる。この場合、特に小径のピンと平面の場合にはエッジ効果を含有するであろう。

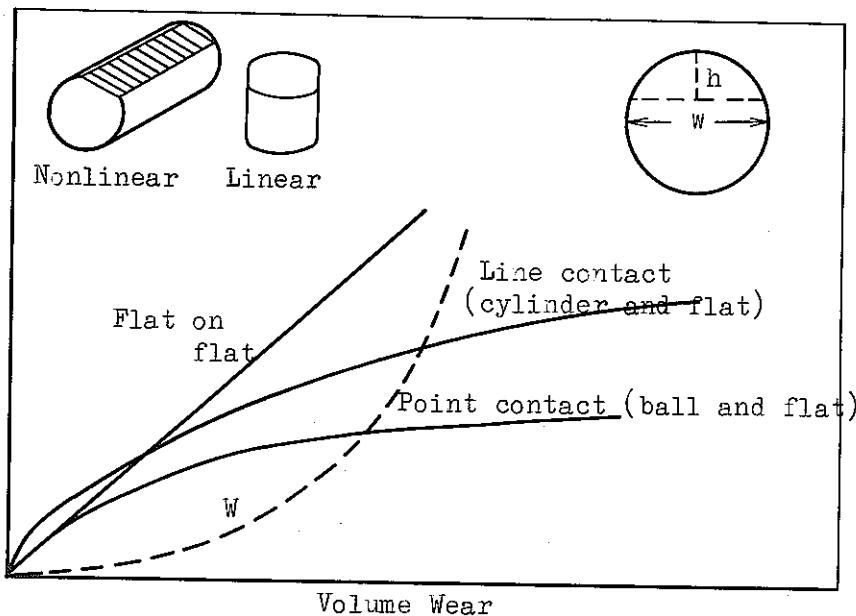


Fig. 54 Relation between Depth Penetration and Volume Wear

この考えは、また摩耗量についての考察に使用される。

この形状の材料組合せについて融着特性を求める時、接触面の表面処理は試験毎に同じにしなければならない。表面あらさと表面地形の両方が重要である。

例えば、機械加工表面はグラインダ仕上面とは異なる融着特性生じうる。

点あるいは線接触に対しては（ボールと平面、交叉したシリンダ、接触面に平行な軸を持つシリンダと平面）塑性変形が起るかどうかを確認するため表面下の最大ヘルツ塑断応力を求めるべきだ。組合せ材の一方が軟かく、塑性変形が起る場合は、摩耗中に硬い方の材料が表面を研削し、弾性変形だけから生ずるものとは全く異なる摩耗状態が生ずるだろう。塑性変形が予想されるならば塑性変形を包含する条件のもとで試験がなされねばならない。

ヘルツの塑断応力が低く塑性変形を生じない場合は表面下の最大ヘルツ接触応力よりもむしろ負荷を基準として使用すべきである。

(6) 表面処理

表面の突起の除去を意味する軟摩耗が一般に生ずるかあるいは一方の表面が他方よりずっと硬い場合の摩耗においては、表面処理は重要な因子となる。

どちらの場合も使用機器に最終的に予期されるのと同じ微少地形（平均ピーグ高さ、ピーグの勾配）を示す表面処理により摩耗試験データを求めるべきである。

(7) 摩擦

炉心設計者が高純度Na雰囲気中でどんな摩擦力を列挙すべきかを知ることは彼らにとり重要である。

例えば、燃料ダクトの六角状配列をおしつけるのに要する力は炉心拘束機構の設計上重要な因子となるだろう。大気中摩擦にとり大へん重要な因子である天然のフィルムからなる金属表面を高純度Naは清浄にする傾向があるので、超高真空中で見られるような著しく高い摩擦レベルが予想される。

すでに1.0ほどの摩擦係数がインコネル718およびSUS304ステンレス鋼のような合金について得られた摩擦データにより示された。またNa中の推しよう合金の摩擦について正確で信頼あるデータをえることが重要である。

それゆえ意味ある摩擦データをえるため、試験条件は炉心にて予測される接触条件にできるだけ類似させるべきだ。これらの条件は表面化学、表面あらさ、接触形状、摺速および押込み応力からなる。よつて線接触条件を考える場合には、線接触の試験片形状により摩擦測定を行なうべきである。

試験で条件を正確に再現することに困難である。

例えば、多くの材料組合せに関して摩擦値を求める場合、大きな接触面積および大荷重は実際的でない。例えば平面と平面との形状に対し、摩擦係数は見かけの面積に本質的に無関係であると考えることはこの条件のためになお有効である。しかし接触応力が材料の押込みかたさを越えないということが重要である。そのため高温かたさを考慮すべきである。

FFT炉心コンポーネントのために考慮されるいくつかの材料の1200°Fのおよその高温かたさ値（比較のためブリネルかたさに変えられた）を下記に示す。

<u>材料のタイプ</u>	<u>およそのブリネルかたさ</u>
タイプ316ステンレス	75
インコネル718	340
Crプレート	430

SUS316とインコネル718との間では高温硬さが非常に違つてゐるのが良くわかる。これは荷重と試験片の材質を選ぶときに考慮しなければならない事である。(1200°F N a中での摩擦試験用に使われる場合)。クロムメッキ、あるいはプラズマでスプレイされたカーバイドの様な硬い皮膜がオーステナイト。ステンレスの耐摩耗性を押し進める手段として使うことが出来る。ここで注目すべきことは軟い母材上にコーティングした硬い皮膜が割れて傷つきやすいことである(潰滅的な破損があるかも知れない)。接触条件が線とか点接触(燃料ピンに対するワイヤ)の様なものでは最大剪断応力が接触表面下で起り、もし皮膜が薄ければ軟い母材の塑性降伏(1200°Fの時のSUS316)が起り、硬い皮膜を押し込み、割れを生じさせる。このため硬い皮膜を肉盛したオーステナイトステンレスが考えられる時は接触応力について皮膜の肉厚と同じ様にステンレスの高温硬さも考慮しなければならない。

5 PNCにおける摩擦、摩耗および自己融着試験の開発状況

PNCでのこれらの開連した研究は、1972年から摩耗試験(SW-1)，又これと同時に静的自己融着試験を開始し，各々の研究項目で成果をあげることが出来た。(29～32)

この後、1974年秋から各々の機器の運動をシミュレートすることが可能な自己融着試験(SW-2)を行う予定であり，又1975年夏からは各国でも現在非常に問題としている材料表面が摩擦自己融着に及ぼす影響を試験するための腐食融着試験(SW-3)を開始する予定である。

このほか形状的に燃料集合体パッド部を模擬させた静摩擦係数測定試験を1973年から開始した。又、燃料ピンとスペーサー間での自己融着および小振巾摺動による損耗(一般にフレッティング現象と呼んでいる)試験に関しても行つている。これらの事について、試験装置、試験条件および今後の試験に関して記述する。自己融着、摩耗試験ループには摩耗試験時に発生する摩耗粉を除去、回収するためにフィルターラインを設けてある。

5-1 摩耗試験(SW-1)

この装置では、運動をともなつて材料間の摩耗速度、焼き付き現象(動摩擦係数の増大)等が問題となる機器の材料選定を行うための試験を行つている。特にポンプの軸受材、スリーブ材、ローラ・ベアリング材、又炉心部で使われる案内管のガイドローラ材等の耐摩耗材の選定が主目的であり、47、48年度で従来から使われている耐摩耗材の第一次選定試験を終えた。(この場合も、LMEC、HEDL、GFK等のデータを考慮し、このうちから良いものを選んで我々独自の一次選定試験とした。)又、この試験装置では、同一軌跡を有する運動による摩擦試験を行つている。(この場合、実際の機器毎、ほとんどのものが各種の運動を起し、同一軌跡を繰り返し運動するものと、反復運動を起しているものがあり、これらによつても摩擦現象も当然異なる。)

この摩擦試験は負荷後一定時間放置した後、回転運動を与える。この時の初トルクから材料間の静摩擦係数を得るものである。我々の今までの実験からこの耐摩耗材と耐摩擦材は異なる傾向があり、前者は材料の高温硬さ等の材料自身の特性が非常なウエートを占め、後者は材料の表面状況によつて変化することがわかった。

図-55にこれら摩耗試験部の外観および試験部の詳細図を示した。又、図-56に試験片の寸法を示す。試験片の寸法は仏の Cadarache のものと同一にしたが試験の状況によつては変更が可能である。

又、今までの外国のデータと異なり、この我々の試験では回転部にメカニカル・シールを設け、そして重負荷高速の重摩耗域までの試験が可能である。以下に装置の主要目を示す。

摩耗試験主要目

1. ナトリウム温度	700°C max
2. 試験片面圧	~200 kg/cm ² max
3. 試験片摺動速度	~100 cm/sec
4. 試験片接触面積	2.2 cm ² (変更する事も可能)
5. 運動方式	同一回転方向

今まで試験したうちの一部試験片の組合せ、および試験条件を表-30に示す。又、表-31と図-57にその結果を示す。

これらの組合せのうち選定した材料について1974年度に長時間試験による摩耗試験を行い、その後温度、酸素濃度、摺動モード等を変えて試験を続行する予定である。又関連工学技術の発達(特に表面技術の発達により炭化物系等の高融点、硬質の材料を韌性のある材料表面にライニングする方法の進歩、および加工技術の発達等)により、特殊な耐摩耗材が製造される可能性があり、これらについても今後その都度試験研究を押し進めて行きたい。

又、耐摩耗材は一般に硬さの高いものが多く、このため炭化物を析出させたものや組織が不安定になつているものが多い。肉盛材に関してはサーマルショックによる割れ等の問題もある。すなわちナトリウムとの共存性に多少不安がある材料もある。これに関する腐食挙動について1975年度から試験する予定である。

5-2 自己融着試験(SW-2)

材料間の自己融着現象に関してはGFKで多くの試験が行われている。我々も1972年からこのGFKと似かよつた装置(静的自己融着試験)で試験してきた。⁽³⁰⁾

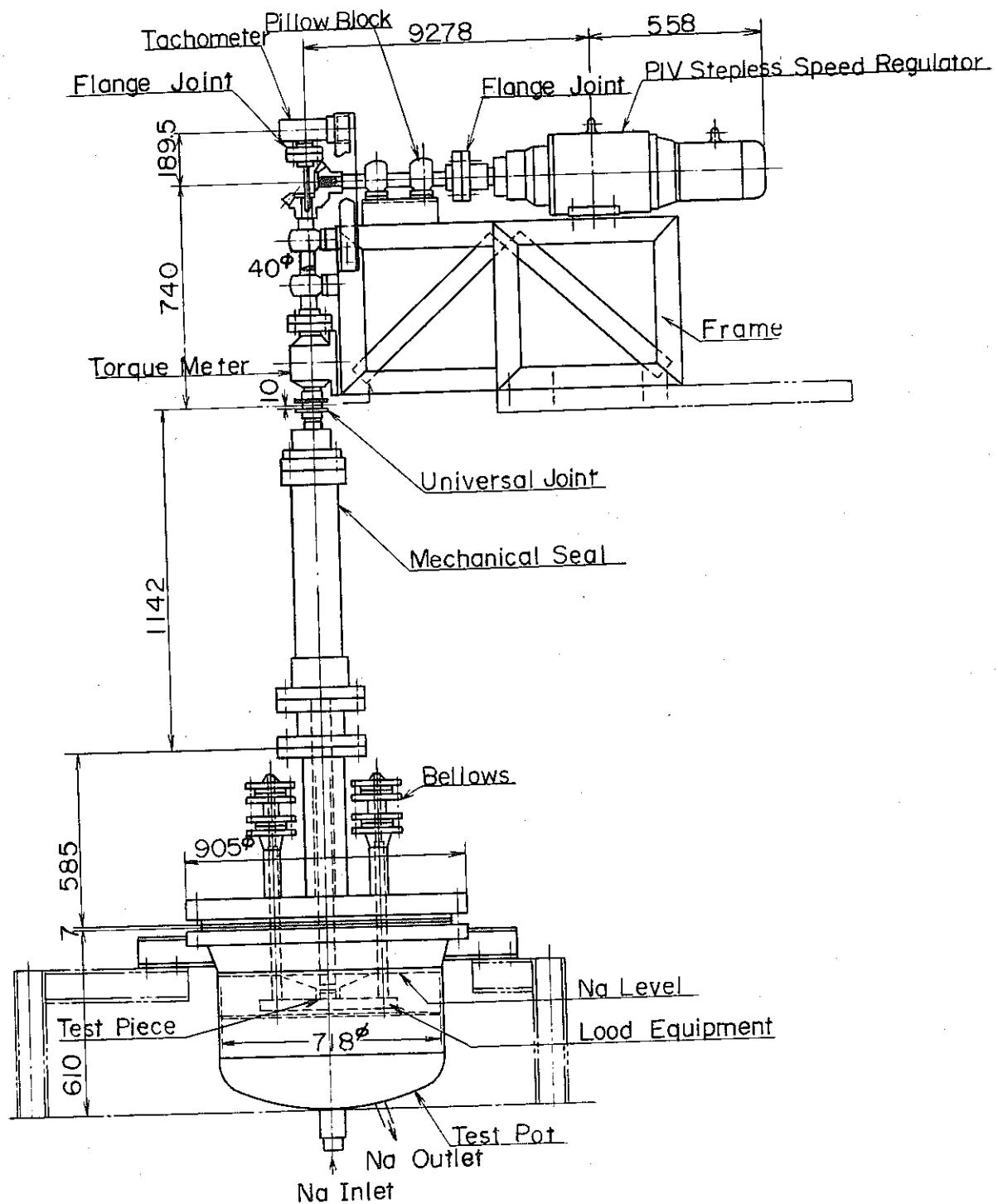


Fig. 55 Driving Mechanism

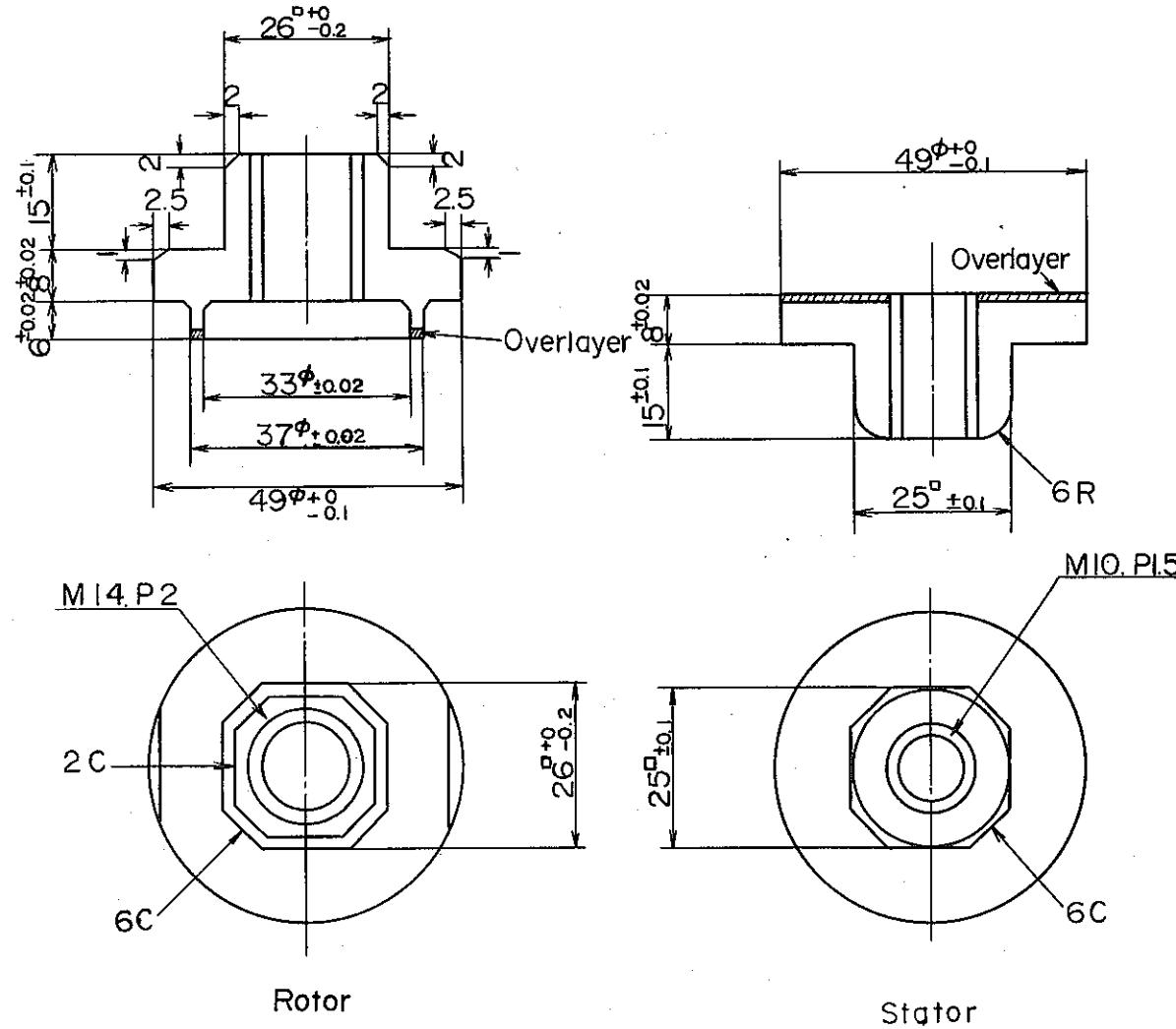


Fig. 56 Size of Test Piece

Table 30 Material Combination

Material Combination		Roughness (μm) as Received		Sliding Velocity (cm/sec)	Final Load (kg)
Stator	Rotor	Stator	Rotor		
Stellite No.6	Stellite No.6	1	1	3.6	390
"	"	1	1	10.7	435
SUS 304	"	0.4	1	3.6	390
Colmonoy No.6	Deloro Stellite SF-60M	1	0.6	3.6	345
"	"	1	0.6	35.6	390
SUS 304	"	0.4	0.6	3.6	390
Colmonoy No.6	Metco 16C	1	0.3	35.6	525
SUS 304	"	0.6	0.3	3.6	345
LC-1C (G/F)	LC-1C (G/F)	0.4	0.4	3.6	390
"	"	0.4	0.4	35.6	120
SUS 304	"	0.4	0.4	3.6	390
LC-1C (B/F)	LC-1C (B/F)	11	11	0.7	390
"	"	11	11	3.6	390
SUS 304	"	0.4	11	3.6	390
LW-1N-40	LW-1N-40	0.4	0.4	3.6	300
SUS 304	"	0.4	0.4	3.6	300
SUS 304	LW-5	0.4	0.1	3.6	435
SUS 304	SUS 304	0.4	0.4	3.6	390

Table 31 Wear Rate

Material Combination		Wear Depth, W_D (μm)		Wear Volume, W_V (mm^3) (Stator)	$t \times v \times \sum P_i$ (mm.kg)	Specific Wear Rate, $W_S = \frac{W_V}{t \times v \times \sum P_i}$ (mm^2/kg) (Stator)
Stator	Rotor	Waviness (Stator)	Differential Method, (Stator+Rotor)			
Stellite No.6	Stellite No.6	4		0.18	6.27×10^7	2.89×10^{-9}
"	"	34			2.28×10^8	
SUS 304	"	8	58	0.31	6.27×10^7	4.94×10^{-9}
Colmonoy No.6	Deloro Stellite SF-60M	~0		~0	5.01×10^7	~0
"	"	6	20	1.28	6.20×10^8	2.06×10^{-9}
SUS 304	"	17		2.35	6.27×10^7	3.75×10^{-8}
Colmonoy No.6	Metco 16C		49		1.08×10^9	
SUS 304	"	19	25	2.78	5.01×10^7	5.55×10^{-8}
LC-1C (G/F)	LC-1C (G/F)	11		1.68	6.27×10^7	2.68×10^{-8}
"	"	86	174	32.56	8.67×10^7	3.76×10^{-7}
SUS 304	"	13	110	0.54	6.27×10^7	8.61×10^{-9}
LC-1C (B/F)	LC-1C (B/F)	3		0.41	1.22×10^7	3.36×10^{-8}
"	"	17		3.04	1.27×10^7	4.85×10^{-8}
SUS 304	"	10	23	0.99	6.27×10^7	1.58×10^{-8}
LW-1N-40	LW-1N-40	6		0.13	3.89×10^7	3.34×10^{-9}
SUS 304	"	35		2.74	3.89×10^7	7.04×10^{-8}
SUS 304	SUS 304	5		0.37	6.27×10^7	1.90×10^{-9}

Tested for 15 minutes at each load step

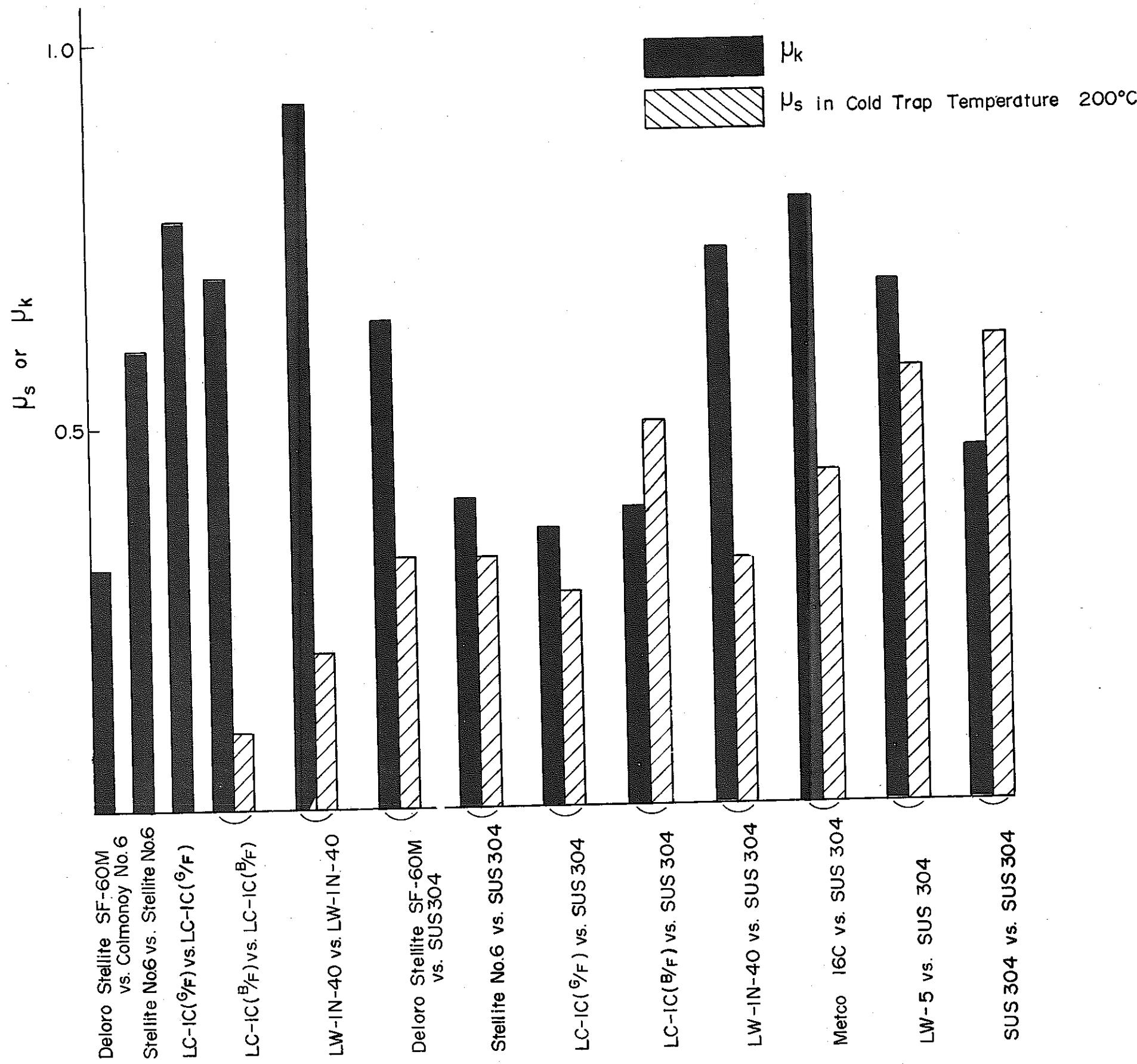


Fig. 57 μ vs. Material Combination under Contact Pressure 100Kg/cm²

この装置の概要を図-58に示す。試験片は重ね合わせて高温ナトリウム中に浸漬し、上部のコイル・バネを通してこの反発力によつて軸方向の荷重をかけるもので、材料のクリープおよび熱膨張差等からの荷重変化はロードセルによつてモニターする。一定時間高温ナトリウム中で保持した後、自己融着した材料組合せについては、常温大気中で引張り破断試験を行つてこれら材料の自己融着性を判断した。融着した主な材料組合せにおける引張破断強さをまとめたものを表-32に示した。これらの材料の融着性について試験後の外観表面アラサ、(試験後の表面アラサ変化を表-33に示す)破断強さ、および融着域での拡散層の生成の有無等から表-34に示す如くの結果を得た。融着性を示す数値で「5」が最も耐融着材として有効なものである。この装置では高温Naで軸方向の負荷のみの動きしか出来ないのでこの点を改良して1974年に動的自己融着試験装置(SW-2)を製作した。自己融着に関しては、炉心の機器のなかでも全く動きの無いものと、初期の頃多少の動きがあつてその後スウェーリングとかバウイングおよび熱膨張差等によつて動きが無くなつて融着するものの2つがあり、又融着後の破断型式も引張り(融着時に負荷された時と同一方向)と剪断力によるものが予想されている。これらの事を考慮の上SW-2試験機を完成させた。荷重はすべて油圧方式を使い操作を簡便にし、又将来各々の機器の運動をシミュレート出来る様に自動化を可能にしてある。SW-2試験機の試験部を図-59に示した。図-60に試験片の寸法を示す。また下にこの試験の主要目を示した。現在(1974年9月)まで、この試験機を利用して高温Ar中試験を行つている。しかしながらNa中の試験は行つていない。

高温Ar中試験結果の一部を図-61に示す。この試験機の駆動機構は上、下と振りの動きを呈し、又振り時の円周上運動は同一軌跡の反復運動であり、前述したSW-1の摩耗試験機とは異なる。そしてこのSW-2の結果とSW-1の結果を比較することによつて、材料表面の生成皮膜の摩擦現象への関与をある程度目安をつける事が出来るだろう。

自己融着試験 (SW-2) の主要目

1. Na 温度 ~700°C max
2. 圧縮荷重 ~4000Kg max
3. 引張り荷重 ~2000Kg max
4. 摆りトルク ± 20Kg・m
5. 上・下のストローク ~10mm max
6. 摆り速度 ~120°/sec max
7. 試験片の接触面積 2.2cm² (変更も可)
8. 運動方式 上・下および反復回転運動

なお、これら摩耗、摩擦、自己融着試験の詳細な結果については、報告書(29~32)を参照のこと。

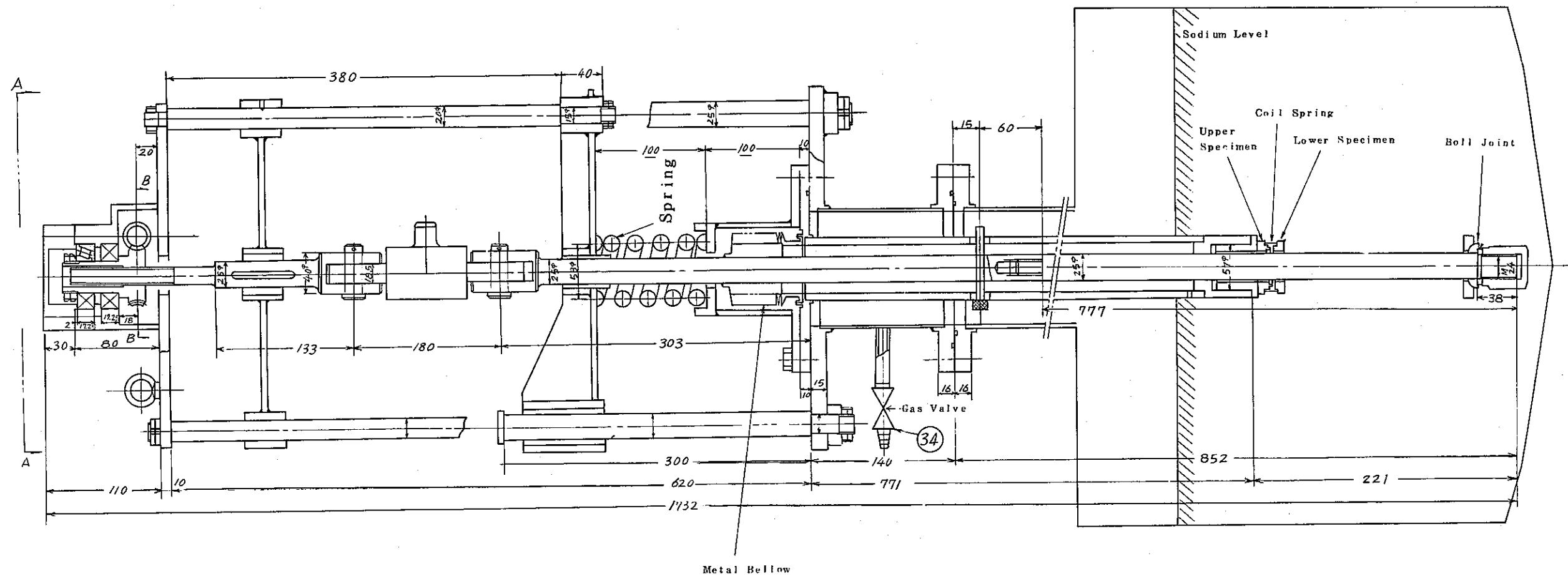


Fig. 58 A Sketch of Self-Welding Test Device

表-32 引張破断試験結果一覧表

Test NO.	N a 温度	材料組合わせ	見掛け上の 接触面積(mm ²)	試験 面圧(Kg/mm ²)	破断力(Kg)
1	650°C	SUS316 VS. SUS316	46	19	~0
2	"	SUS316 VS. SUS316	123	7	970
3	"	" " "	224	3.9	960
4	"	" " "	576	1.5	470
5	"	" " "	1162	0.75	~0
6	"	" " "	220	2.3	800
7	"	SUS316 VS. SUS420	57	15.4	1680
8	"	" " "	192	4.6	200
9	"	" " "	770	1.1	1000
10	"	SUS420 VS. SUS420	197	4.5	770
11	"	SUS316VS. ^{Cr₁₈C₂15~V} cr (プラズマ)	220	4.0	560
12	"	SUS316 VS. 硬質Crメッキ	220	4.0	140
13	600°C	SUS316 VS. Ni	220	4.0	658
14	"	" VS. Ni-Cr	220	4.0	672
15	"	" "	840	1.1	442
16	"	" VS. LW5	220	4.0	270
17	"	" VS. ステライトM6	220	4.0	245
18	"	" VS. SUS316	840	1.1	193
19	"	" VS. W	220	4.0	91
20	"	" VS. W	840	1.1	30
21	"	SUS316 VS. SUS316	220	4.0	405

Table 33 Surface Roughness of the Specimens
before and after Testing

Specimen No.	(Measured) Materials	(Opposed) Materials	Roughness Change(μ)		Remarks
			before	after	
2-2	SUS 316	(Ni)	0.2	14	
"	Ni	(SUS 316)	14	6	
2-3	SUS 316	(Ni-Cr)	0.2	8	
"	Ni-Cr	(SUS 316)	18	5	
2-4	SUS 316	(Ni-Cr)	0.5	8	Apparent contact Area 8.4 cm ²
"	Ni-Cr	(SUS 316)	18	12	
2-5	SUS 316	(G - 2)	0.2	2	
"	G - 2	(SUS 316)	14	6	
2-6	G - 2	(Mo)	14	12	
"	Mo	(G - 2)	15	14	
2-7	SUS 316	(Mo)	0.2	4	
"	Mo	(SUS 316)	15	7	
2-8	SUS 316	(Mo)	0.2	0.8	
"	Mo	(SUS 316)	4	5	
2-9	SUS 316	(W)	0.2	8.5	
"	W	(SUS 316)	15	10	
2-10	SUS 316	(W)	0.2	3	Apparent Contact Area 8.4 cm ²
"	W	(SUS 316)	15	14	
2-12	SUS 316	(SUS 316)	0.2	0.5	Apparent Contact Area 8.4 cm ²
"	SUS 316	(SUS 316)	0.2	0.8	
2-13	LC-1C	(LC-1C)	0.8	1.2	
"	LC-1C	(LC-1C)	0.8	1.0	
2-14	LW5	(SUS 316)	0.8	14	
"	SUS 316	(LW5)	0.2	40	
2-15	SUS 316	(stellite No.6)	0.2	1.5	
"	stellite No.6	(SUS 316)	0.2	0.6	
2-16	SUS 316	(SUS 316)	0.2	0.8	
"	SUS 316	(SUS 316)	0.2	0.5	

Table 34 Summary of the results of self-welding tests

Combination of materials	Weldability	Remarks
SUS316 vs. SUS316	1	Welded (○): 8 couples ($K^*=1.6$)
SUS316 vs. SUS420	1	Welded (○): 4 couples ($K^*=2.0$)
Hard chrome vs. Hard chrome	5	Non welded (×): 9 couples
Hard chrome vs. SUS316	4	○ : 1 × : 3
Colmonoy No.6 vs. Colmonoy No.6	5	× : 4
Stellite No.6 vs. SUS316	3	○ : 1 ($K^*=0.3$) × : 2
Mo ^(1,2) vs. SUS316	4	○ : 1 × : 4
W ^(1,2) vs. SUS316	4	○ : 2 ($K^*=0.15$) × : 2
G-2 ⁽¹⁾ vs. SUS316	5	× : 4
Ni ⁽¹⁾ vs. SUS316	1	○ : 3 ($K^*=0.3$)
Ni ⁽¹⁾ vs. Ni-Cr	1	○ : 1
Ni-Cr ⁽¹⁾ vs. SUS316	1	○ : 3 ($K^*=0.8$)
LC-1C ⁽²⁾ vs. LC-1C ⁽²⁾	2	○ : 3 ($K=0.7$)
LC-1C ⁽³⁾ vs. SUS316	4	○ : 1 × : 1
LC-1C ⁽²⁾ vs. LC-1C ⁽²⁾	3	○ : 1
LC-1C ⁽³⁾ vs. LC-1C ⁽³⁾	5	× : 1
LW-5 ⁽³⁾ vs. SUS316	2	○ : 2 ($K^*=0.35$)

(1): Coatings applied by a spark discharge deposition process from an electrode of the coating material (called wire explosion process).

(2): Plasma-Gun coating.

(3): Detonation-Gun coating

$$K^* = \frac{\text{Breakaway force (Kg)}}{\text{Test load (Kg)}}$$

Weldability 1 : The most weak resistance against self-welding

Weldability 5 : The best resistance against self-welding.

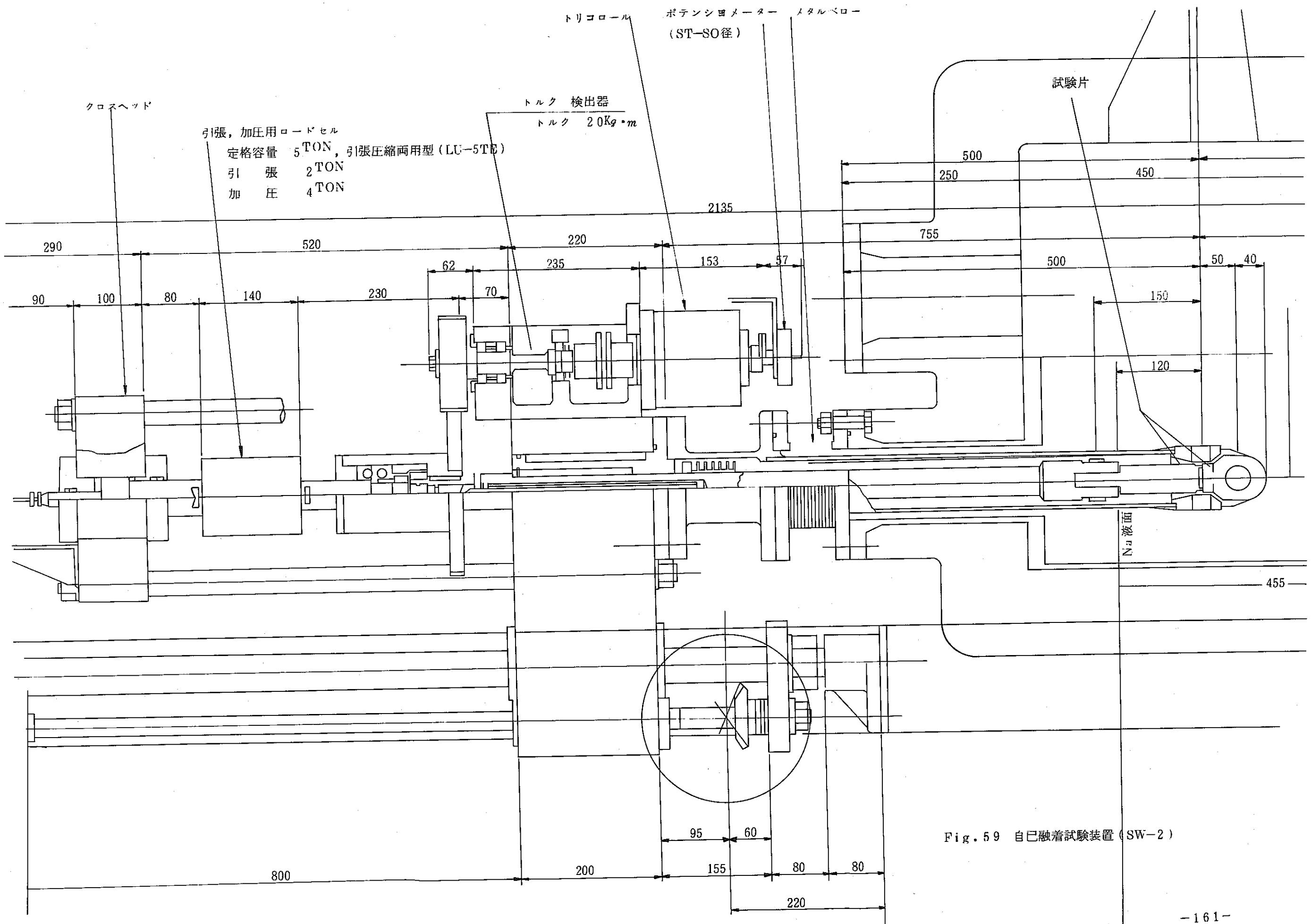


Fig. 59 自己融着試験装置 (SW-2)

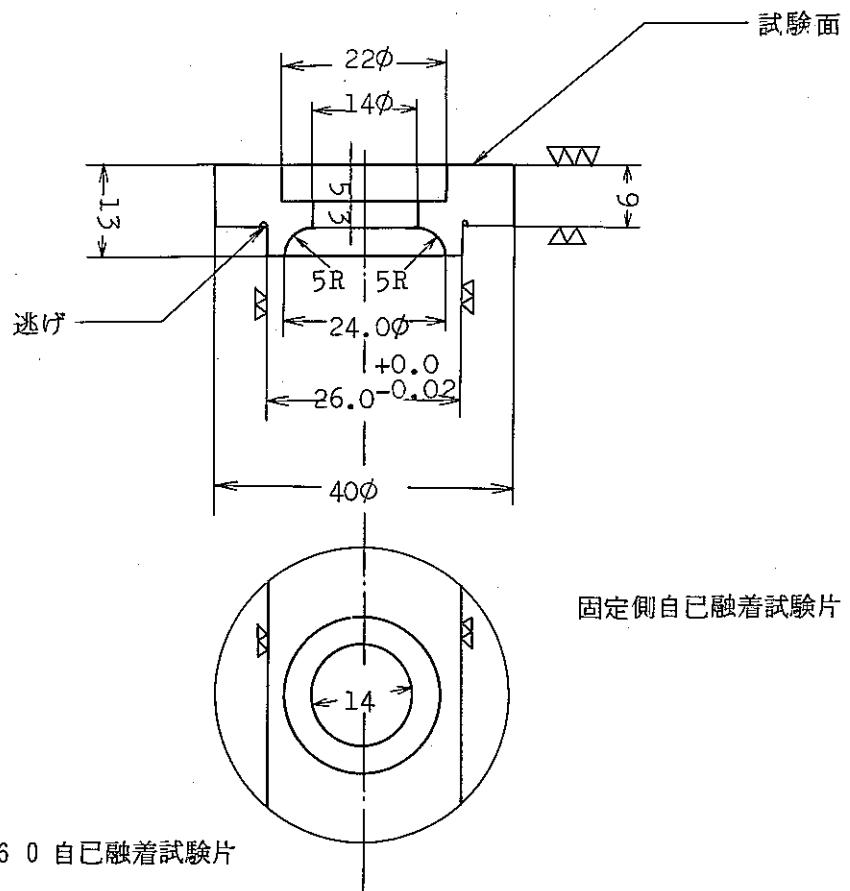
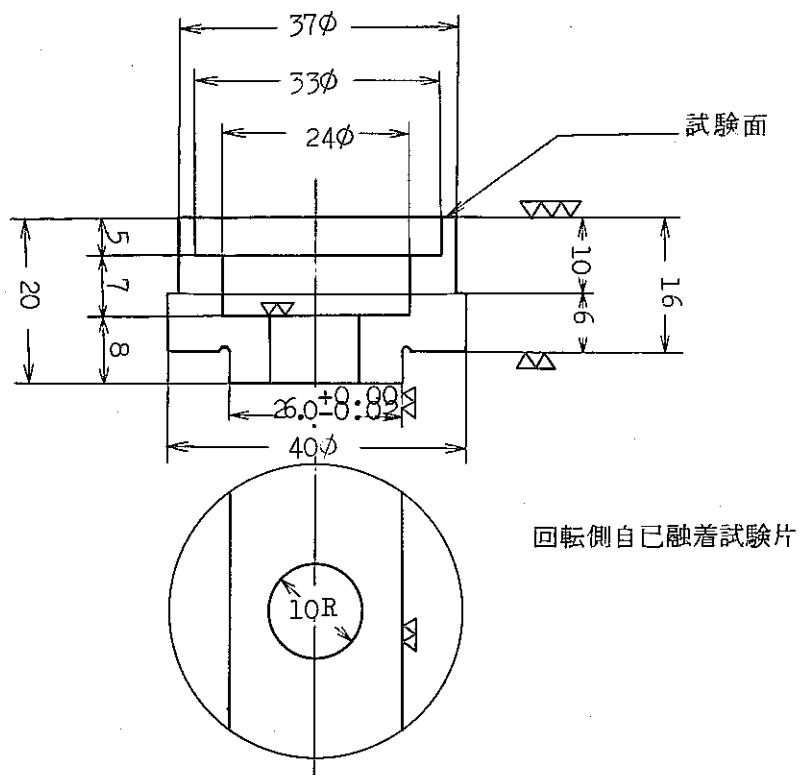


Fig. 6 0 自己融着試験片

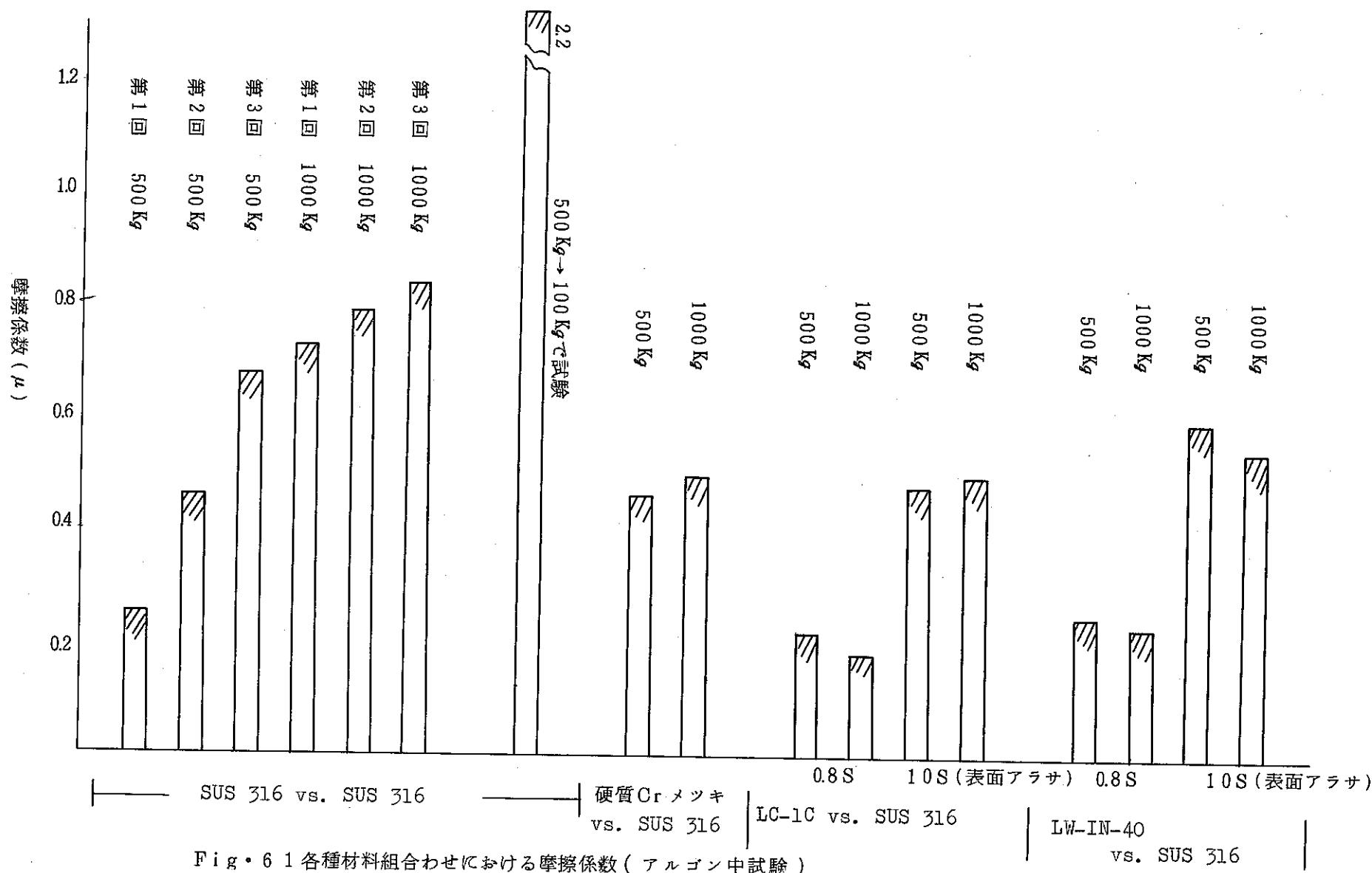


Fig. 6.1 各種材料組合せにおける摩擦係数(アルゴン中試験)

5-3 腐食融着試験(SW-3)

この試験の特長は一定時間流動ナトリウム中に材料を浸漬し、この材料の表層部を腐食（特定元素の溶出、およびフェライト層の生成等を生じさせる）させた後に、融着試験又は摩擦試験を行い、材料の表面皮膜の影響に関する試験を行うものである。現在これらの装置の仕様をまとめ中である。大要としてはWARDのSWEATER testの装置(5)と同じ機構を考えている。SW-1, SW-2が第一次選定試験用の装置の様相であり、このSW-3はこれら選定した材料について長時間の試験から比較検討する装置である。

5-4 静摩擦係数測定試験

この試験は「もんじゅ」の燃料集合体パッド部材の選定のためのものであり装置の機構としてはGFKのパッド部材選定試験に使用した装置(21)に似かよつていて。供試材料はSW-1の摩耗試験および静的な自己融着試験で良好な摩擦、自己融着挙動を呈した6組の材料について試験を続行している。

パッド部材は設計上同種材の組合せのみからなる。我々が現在試験している材料は次の如くのものである。

- (1) ステライトM6.6
- (2) コルモノイM6.6
- (3) 硬質Crメッキ
- (4) クロム・カーバイト(LC-1C)(表面研磨仕上げのもの)
- (5) クロム・カーバイト(LC-1C)(表面ブラッシュ仕上げのもの)

このほか比較のためSUS316材も行つている。

試験装置の外観および試験片形状を図-62, 63に示した。又試験機の主要目を下に示す。

燃料集合体の交換時に持ち上げる時のパッド部間での静摩擦係数が問題であり、この装置の特長は、左右から直接にロードを負荷し、一定時間保持後、中央の試験片を上下方向に駆動させる。この時の駆動力が摩擦力となり、左右のロードとの比によつて摩擦係数を測定する。今までのSW-1, SW-2試験機構と異なり、トルク値から摩擦係数を求めるのではなく直接的に摩擦係数を求めることが出来る。又、この装置での試験片間の相対運動は直線状の反復運動でSW-1(同一回転運動), SW-2(反復回転運動)とは異なる。

試験機の主要目

1. ナトリウム温度 ~650°C
2. 荷重 ~500Kg max
3. ストローク ±20mm
4. 周速 2cm/sec 以下
5. 試験片の接触面積 6.2cm² (変更も可能)
6. 運動方式 上・下直線状反復

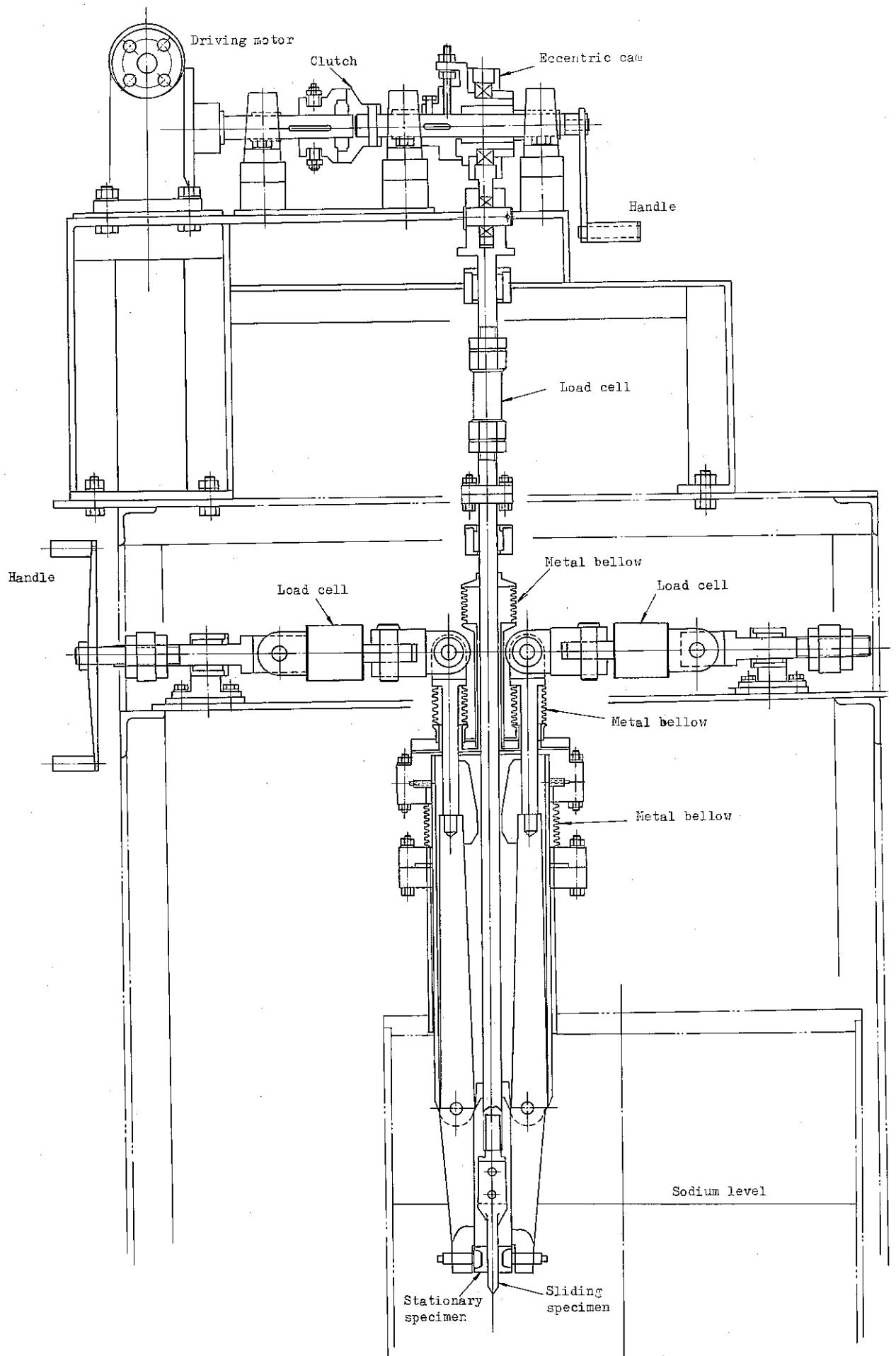


Fig. 62 Friction Test Device

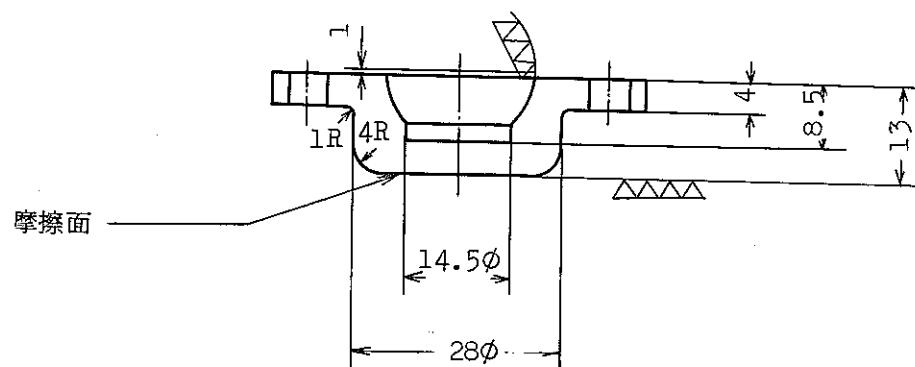
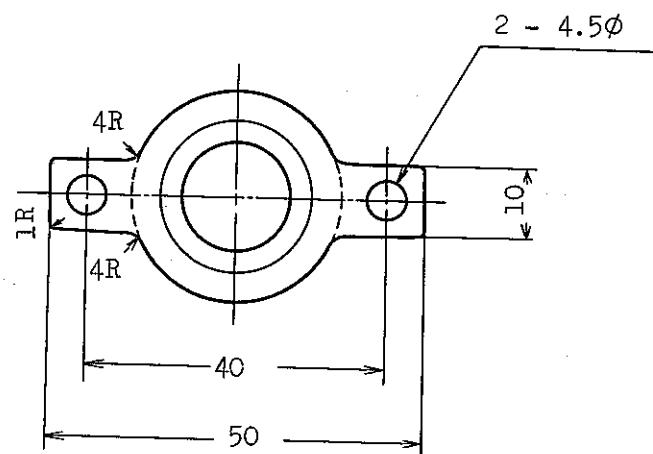
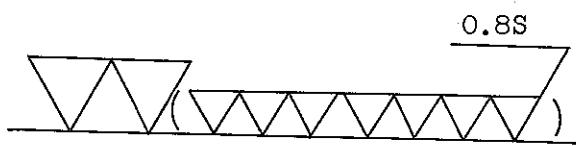


Fig. 63 静摩擦係数測定用

固定側試験片

5-5 フレッティング試験

フレッティング現象は燃料ピンとスペーサー間、およびS・G伝熱管とサポート間で生ずることが予想されている。このうち我々は燃料ピンとスペーサー間を模擬して、小振巾微動運動によるピンの損耗試験を行つてゐる。又振動子を利用しての打撃による損耗現象にも注目し、現在実験計画中である。図-64に小振巾微動運動試験装置の外観図を示した。この試験装置の主要目は次の通りである。

① Na温度	70°C max
② 荷重 (normal)	0.25 ~ 4Kg
③ ストローク	±3mm以下
④ 摺動サイクル	30/S 以下
⑤ 試験片の接触部形状	点および線接触

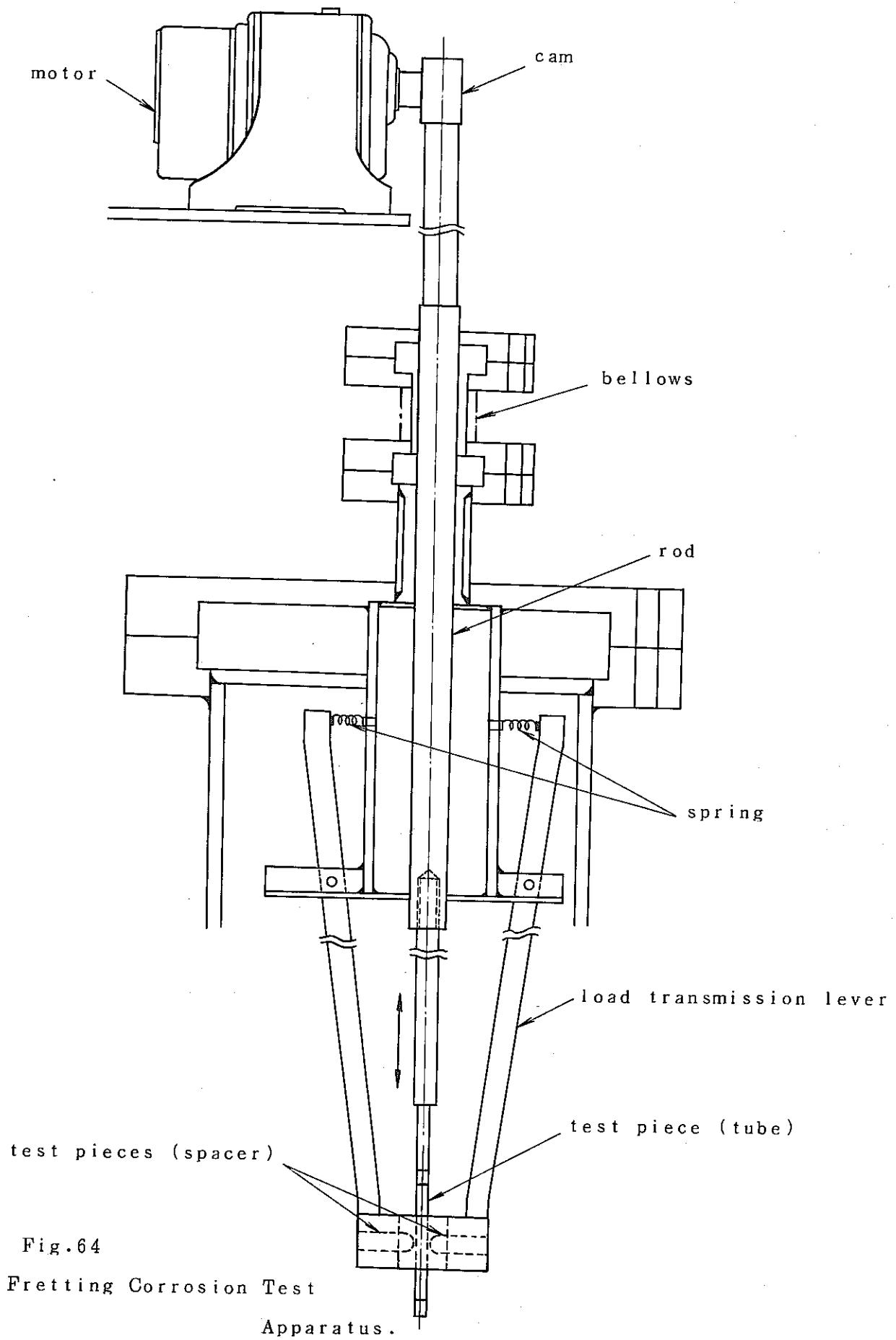


Fig. 64
Fretting Corrosion Test
Apparatus.

6 まとめ

各国の開発状況について今回は材料の系統的ないわば基礎的研究、開発についてのみを調査報告してきたが、このほかにも各機器の「モック・アップ」的試験の結果から、耐摩耗、摩擦材の判定を行つてあるデータも数多く見受けられる。^(9, 24~28)

又、実験室的規模でも特殊な材料をナトリウム中で試験したデータもある。^(33, 34)

これらの事については又、別の機会に調査報告にまとめたいと考えている。PNCでの開発は先進諸国から10~15年遅れてスタートしたが、海外の最新の情報収集により我々の試験装置に反映させている。又、系統的に文献を調査した結果、各国とも装置を改造し各自の原子炉機器に相応した運動が出来る様な装置で試験を行つてある。

各国からのデータをまとめて判断すると、試験装置、方法、および解析等の違いから当然結果、考察も異なつてくる。しかし、このほかにも各国の関連した技術の発達状況によつて、それぞれ特異的な結果がある。例えばアメリカでは自国で開発したD-ガンによる炭化物系が非常に摩擦材には良好な結果を得ている。又イギリスではデロロ社のデロロ・ステライトがB、Siが多く含まれるのでNa中で材料表面にフィルムを作りやすく注目すべき結果を得ている。

又、ドイツでは一般的なステライト材の肉盛が良いという結果もある。(しかし動きのない静的な自己融着性ではあまりよい結果ではなかった。)我々としては情報をより多く集め、各国の試験条件を確実に把握し、これらのパラメータを考慮して我々の実験データと合わせて比較検討し、問題となつてゐる機器の材料選定試験を効率良く行なわなければならない。FBRの機器の設計に際して、摩擦、摩耗および自己融着現象は現在相当に設計を制限する要因となつてゐる。各国の力の入れ方からまだまだより有効な低摩擦材の開発が望まれてゐると予想される。又、多少ナトリウムとの共存性を犠牲にしても摩擦、摩耗に耐えられる材料を各機器部材として選択する傾向もある。

この調査報告書には各材料ごとの解説はしなかつたがこれらについては他の報告書を参照されたい。^(29~32)

従来から耐摩擦、耐摩耗材は宇宙関係および軍事方面の機器部で盛んに使用され発達してきた。すなわち今まで材料の最先端技術から生まれたものが多く、特殊な高級材料の部類にはいる。この事から製造上のノウハウ的な細部までの情報は、はいりにくく、各国とも軍事機密に属するため、断片的なデータしかはいらない可能性があり、このデータを設計者が試験結果の背景を考慮しないで安直に反映させると非常な危険を招く事が予想できる。

現在、外国のデータ(HEDL)と異なる結果を我々の試験で得ている材料の1つにクロム

カーバイト材がある。この材料はFFF用の燃料集合体パッド部材としてすべての品質管理上の試験をパスしたとの情報があるが、我々の試験では摩耗、自己融着現象に關し多少のリスクがあるという結果をえている。^(12, 36)この差が製造上の問題から生じたものか、実験上から来たものか現在不明である。この様な細部のデータは入手が困難なため今後これら関連した技術の蓄積を計り、自主的に結果の判断を下さなければならない。又原型炉以後の実証炉、商用炉などの大型炉では耐摩擦、耐摩耗部の材料選定に當つて、FFFのポンプ軸受材の選定時に決められた如く、実際の軸受を製作する前に摩耗試験装置でこの材料の（試験片について）試験を行い、品質管理上、万全な策をとる様な方法が我国でも行われる時期が来るだろう。

この時、我々の実験装置、およびデータが少しでも役立てば幸いである。

試験装置、試験条件等に關し関係各方面の適切なコメントと、又情報収集等に御協力をお願ひしたい。

最後に、本調査報告をまとめる上で貴重な情報を得ることができた諸外国の研究論文の入手に多大の努力をして下さったFBR開発本部、望月恵一主任研究員、山本研主任研究員および青木忠雄研究員に対し謝意を表したい。

7 文 獻

1. W. A. Glaeser, Wear and Friction Characteristics of Structural Materials in Liquid Sodium, Reactor Tech. Vol.5, No.1, 1972
2. W. H. Roberts, Friction and Wear Behaviour of Sliding Bearing Materials in Sodium Environments at Temperatures up to 600°C TRG 1269 (1966)
3. W. J. Freede et al., Static and Sliding Contact Behavior of Materials in Sodium Environments at Elevated Temperatures NAA-SR-12446 (1967)
4. E. Wild et al., The Wear Behavior of Material Combinations in Liquid Sodium KFK-1659 (Nov. 1972)
5. P. Murray et al., Sodium Technology Program Progress Report for the Period Ending May 31, 1971 WARD-4210T1-2 (1971)
6. W. A. Glaeser, Survey and Analysis of Materials Wear and Friction in Sodium BM1-1907 (1971)
7. De Gee et al. TNO, Equipment for the Study of Wear under Conditions of Oscillatory Relative Motion in Liquid Sodium IAEA paper SM 85/39 (1966)
8. N. J. Hoffman et al., Friction and Wear Screening Tests of Materials in Sodium LMEC-70-10 (1970)
9. J. H. Brindly, Semiannual Technical Progress Report LMEC-71-1 (1971)
10. J. J. Droher, Materials Compatibility in Sodium LMEC Semiannual Technical Progress Report LMEC-71-7 P49~56
11. R. N. Johnson FFTF Friction and Wear Programs HEDL-6 (1972) 1972年日米会議入手資料
12. R. N. Johnson et al., Low Friction Materials for Wear Application in the FFTF Trans. American Nuclear Society vol.17 (1973)
13. M. B. Peterson Investigation of Solid Film Lubricants and Sliding

- Contacts at Temperatures above 1000°F
APEX-569 (1960)
14. A. J. Baumgartner, Mechanical Element Design for High Temperature Sodium Environment
ASME Symposium Miami Beach (1967)
 15. R. C. Williams, Evaluation of Material Wear and Self-Welding in Sodium-Cooled Reactor Systems
APDA-126 (1958)
 16. J. P. Fontaine, Friction and Wear in Liquid Metals
DRP/SEMTR/CAD. 68 R.574 (1968)
 17. X. Elie, Technologie dans le Sodium: Quelques Problèmes Restants à Résoudre (1973)
 18. K. Bendorf, Experimental Investigations of Self-Welding of Structural Materials under Sodium
Nuclear Engineering and Design 14 (1970)
 19. K. Mattes, Adhence and Self-Welding Properties of Materials under Sodium-Results in the Course of 1972
GkF-PNC-Review-Meeting von 15.5~18.5 (1973)
 20. W. Dietz, E. Wild, et al., Friction Behavior of Inconel 718 and Stellite 6 as Fuel Assembly Duct Dad Material
IAEA/SM-173/VII-18 (1973)
 21. E. Wild and K. J. Mack, Friction Characteristics of Steels and Alloys in Liquid Sodium
The Conference on Liquid Alkali Metal.
1973 British Nuclear Energy Society.
 22. E. Wild, K. J. Mack, G. Drechsler, The Wear Behavior of Materials Combinations in Liquid Sodium
Experimental Layout and Experimental Results
KFK-1659 (Nov. 1972)
 23. A. L. Garnham, M. J. Todd, Friction and Wear Properties, in Liquid Sodium and Vapour, of Some Component Materials of PFR Handling Mechanisms
TRG 5488 1972年日英会議・入手資料
 24. W. E. Jamison, Development of High Temperature Rolling Bearings for Operation in Liquid Sodium
NYO 4117-8 (1972)

25. D. R. Nixon Survey of Sodium Pump Technology
WCAP-2255 (1963)
26. M. J. Wallace, Summary Report of Potential Liquid Metal Bearing
Materials for Snap-50/Spur Pumps
PWAC-468 (1965)
27. J. R. McBride, Modified Fermi Control Rod Latch for the FFTF-Report
on the Development and Testing Program
BNWL-1335 (1970)
28. K. Kleefeldt, Studies on Wear and Frictional Behavior between Fuel
Rod Bundles and Spacer Grids in Sodium
KFK-1290 (1970)
29. 加納, 溝淵, 他 「高速炉材料のナトリウム中摩耗試験(I)」
SN941 73-17 (1973)
30. 溝淵, 加納, 他 「高温ナトリウム中における自己融着試験(I)」
SN941 73-32 (1973)
31. 加納, 溝淵, 他 「高速炉材料のナトリウム中摩耗試験(II)」
SN941 74-12 (1974)
32. 溝淵, 加納, 他 「高温ナトリウム中における自己融着試験(II)」
N941 74-18 (1974)
33. J. W. Kissel, Behavior of Rubbing Molybdenum Surfaces in Sodium
Environments
BMI-1405 (1960)
34. H. E. Sliney, Fused Fluoride Coatings as Solid Lubricants in
Liquid Sodium, Hydrogen, Vacuum, and Air,
NASA-TN-D-2348 (1964)
35. N. J. Hoffman and J. J. Drober, Materials Compatibility in Sodium
LMEC-72-1
36. R. N. Johnson, S. L. Schrock and G. A. Whitlow, Wear Resistant
Coatings for Reactor Components in Liquid Sodium
Environments
J. Vacuum Science & Tech. Vol.11, No.4, July/Aug.
1974