



区分	交
年月日	平成13年11月30日

熔融燃料-Na相互作用(FSI)調査会報告-II

技術資料コード	
開示区分	レポートNo.
S	N 242 76-01
この資料は 図書室保存資料です 閲覧には技術資料閲覧票が必要です 動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センター技術管理室	



昭和51年 2 月

動力炉・核燃料開発事業団
高速増殖炉開発本部

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村大字村松4番地49
核燃料サイクル開発機構
技術展開部 技術協力課

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to:
Technical Cooperation Section,
Technology Management Division,
Japan Nuclear Cycle Development Institute
4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki, 319-1184
Japan

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)

本報告書は、事故解析専門委員会のサブグループとして、昭和48年9月に設立された熔融燃料-Na相互作用(F S I)調査会の第2回調査・検討報告書である。第1回報告書(S N 2 4 2-7 4-0 3)に加筆した形で出されているので、過去4年間の情報は、殆ど網羅されている。

現象の複雑さの為に、F S I問題は未だ世界的に解決されていない。特に蒸気爆発の閾値の存在については対立する見解があり、また微粒化過程についても未だ統一された見解はない。併し前回の調査・報告に比べて徐々に焦点が絞られて来ている。本年3月に開かれるNEA/PNC主催の第3回F S I国際会議で更に有効な情報が期待される。

本報告書では、F S I現象の素プロセスの解明に重点を置き、高速炉全炉心事故解析については余り触れていない。今後は事故解析との関連した分野での研究・開発(放出微粒化燃料のブラッキング、事故後冷却能力)の方向付を試みたい。

動力炉・核燃料開発事業団

川 口 修

執筆者 順不同、敬称略

秋 山 守(東京大学、主査)

井 上 晃(東京工大)

藤 家 洋 一(大阪大学)

宮 崎 慶 次(同 上)

成 合 英 樹(船舶技術研究所)

近 藤 駿 介(東京大学)

鈴 木 憲 一(日本原子力事業)

標 宣 男(日 立)

沢 田 隆(三菱原子力工業)

水 田 浩(動力炉・核燃料開発事業団)

渡 辺 章(同 上)

目 次

1. 序 論	1
2. 高速炉事故における F S I 現象	4
2.1 序	4
2.2 F S I 解析と燃料挙動	7
2.3 炉構造設計評価と F S I	8
2.4 事故後冷却可能性と F S I	9
2.5 炉心局所事故と F S I	9
2.6 まとめと展望	9
3. 解析モデル	11
3.1 各種モデルの基本的な考え方と特徴の比較	11
3.2 各種モデルに含まれる問題点	15
3.3 各種モデルによる F S I 評価結果の比較検討	20
3.4 モデル解析と実験値との対応	34
3.5 F S I における微粒化機構	38
4. 炉内実験	41
4.1 米国における炉内実験	41
4.2 その他の炉内実験	41
4.3 検 討	41
5. UO_2-Na 炉外実験	52
5.1 実験方法	52
5.2 実験結果	52
5.3 問題点と今後の実験の進め方	53
6. 模擬実験	67
6.1 模擬の目的および実験内容一覧	67
6.2 炉外実験の結果	67

6.3	問題点と今後の実験の進め方	72
7.	日本におけるR & Dの現状	99
7.1	開発体制	99
7.2	解析モデル	101
7.3	炉内実験	101
7.4	Na-UO ₂ 炉外実験	103
7.5	模擬実験	120
	F S I 調査会資料表	133

[注] 本文で上記資料表に参照する場合は1), 2), ……を用い, その他の資料については, R1), R2), ……とし, 各節尾に収録した。

1. 序 論

本報告書はナトリウム冷却高速増殖炉の炉心事故解析に資することを目的として、熔融燃料-ナトリウム相互作用(F S I)に関する実験および解析の両面にわたる研究の現状、ならびに今後の計画について調査・検討を加えた結果をとりまとめたもので、前回報告書(SN24274-03)をベースとして、その後の研究の進展等に関する新しい調査・検討の成果を全面的に取入れたものである。

調査はCRESTのFSI専門家会議の論文をはじめとして、各国研究機関におけるFSI研究レポートや各種専門誌の公表論文、またANL高速炉安全性会議論文やANS等原子力関係学会年会予稿集、さらにASME等の関連学会年会予稿集などを広く集めて行なわれ、会議出席者による報告をも聴取しつゝ、情報を分析、検討、整理して、FSIに関して可能な限り正確な事実の把握と問題点の摘出を行なうよう努力が払われた。また、我国において、動力炉・核燃料開発事業団を中心に、その委託を受けて大学・国立研究機関においても進められつゝある各種のFSI炉外模擬実験に関しては、全体としての有機的な取組みの中での各分担研究の着想や手法の特徴ならびにその役割について継続的な検討が加えられた。

FSIの研究は便宜的に実験と理論解析とに大別して整理されており、前者はさらに炉内実験、炉外実験、模擬実験(UO₂-Na以外の組合せにより、主としてFSIのメカニズムなどを研究するための実験)に分類することができる。従来、ややもすれば実験と理論解析との論理的対応が不明確であり、今後は十分に両者の対応と、それぞれの目的とするところを明確にすることが肝要であって、その意味で実験と理論解析とを分離して収録することは好ましくないが、本報告書では情報検索の便宜等を考え、また慣習に従い、章節の分類は前報告書のスタイルを踏襲した。すなわち、FSI理論解析、炉内実験、炉外実験、模擬実験を各章として独立させ、これに炉心事故解析との関連を論じた章と我国のFSI研究現状をまとめた章とを加え、序論と合わせて本報告書は全体で7章より構成されている。

事故解析を行う側からのFSI研究への要望を理解し、同時にFSIの発生初期状況を現実的な感覚として把えることは、FSI調査研究活動のいわば前提であり、この意味で、炉心事故解析とFSIのかかわり合いを要約して冒頭に収めた。すなわち、第2章においてはFSIと燃料挙動、炉構造設計評価とFSI、事故後炉心冷却可能性とFSI、炉心局所事故とFSIなどについて、具体的な状況、関連、感度、アプローチの仕方などが記述されている。各種の

状況に応じて、それぞれ重要な役割をもつ因子を十分に考慮しつつ、必要とされる精度でFSIを記述できるモデルを確定することが緊急の課題である。

第3章では各国におけるFSI解析モデル開発の現状、各モデルの基本的考え方と特徴、その後の改良点、各モデル間の比較検討（FFTF標準問題第2回）、モデル解析と実験値との対応、モデルに含まれるさまざまな問題点、などの調査検討結果がまとめられている。FSIの各過程に対して導入された仮説が実験的にまだ多くが裏付けられていないことや、空間的または時間的拡がりに関する対応の不一致、物性値の不統一やデータ不足等、依然として多くの問題点があるが、前回報告書の時点以後にクローズアップされたFSI発生に関する熱的閾値の議論など、いくつかの重要な進展が見られる。

実験に関しては第4章で炉内実験、第5章で炉外実験、第6章で模擬実験をそれぞれ取扱い、FSI発生の状況、FSI過程の機構ならびに現象的な把握、ことに圧力波の挙動やエネルギー変換率の値などの分析を行なった。UO₂-Naの組合せでは炉内、炉外実験を通じて一般に激しい相互作用は観測されていないが、反応質量を増していった場合、あるいはUO₂-Naの接触形態などを変化させた場合、相互作用の激しさはどうなるのかについては、考え方は分かれており、その見通しを明らかにするためにも今後さらに各種の実験が必要とされるであろう。いわゆるPhase A型の高い圧カスパイクの現われる可能性については、とくに実験研究者からは否定的な見解がうかがえるが、しかし現在のところ、まだ可能性を果して完全に除外しうるかどうかは断定するに至っていない。

第7章においては、以上の章にまとめられた各国の研究意図や動向をふまえて、我国において現在実施中もしくは計画中であるところのFSI研究の内容について、とくにその着想や手法の特徴ならびに成果の適用性に重点をおいて要約を記述した。世界的にみて、解析モデルについていえば、大勢は依然としてCho-Wright路線の延長であり、仮に当面はこの方向で進むにしても、各現象の過程についてはさらに明らかにすべき問題は多く、また実験についても実験条件の統一や測定技術の改善など多くの課題が残されている。我国としては、第7章に具体的に述べられた内容に沿って、炉内試験として現在実施中のCABRI実験ならびに今後期待されるNSRRの利用計画の一段の充実強化を計ると共に、炉外の基礎試験研究の分野では動力炉・核燃料開発事業団におけるUO₂-Na実験を中心として、その研究の周囲に、FSIモード、燃料溶融伝播、反応質量、エネルギー移行、微粒化などの一般的かつ基礎的な知見を固めるための各種模擬実験研究を結集することが必要である。これらの実験に立脚しつつ、い

わゆる溶融燃料-ナトリウム接触のインコヒーレンスなども考慮したより現実性のある解析モデルを開発し、究極的には、炉心事故解析に組み入れうる我国としてのコンパクトな標準FSI解析コードを確立する必要がある。

2. 高速炉事故における F S I 現象

2.1 序

熔融燃料の放出を伴ういわゆる仮想的な L M F B R 炉心事故の経過と結果に F S I の果す役割を分類すると

- i) F S I は炉心事故時の燃料移動を支配する圧力生成源の 1 つである。
- ii) F S I は炉構造に過渡的圧力荷重を与える圧力源の 1 つである。
- iii) F S I は炉心事故後の炉心の冷却可能性に影響を与える。
- iv) F S I は局所炉心事故の伝播に重要な役割を果す要素の 1 つである。

F S I 研究は、上述の効果のうち主として(i)の観点、即ち L M F B R の事故時、SPERT 型の熔融燃料-ナトリウムの相互作用により、大圧力が発生するかもしれないという指摘により、始められた。当時 L M F B R の事故解析においては、局所事故、あるいは D B A とした炉心熔融事故において、燃料が熔融すると考えられていたからである。

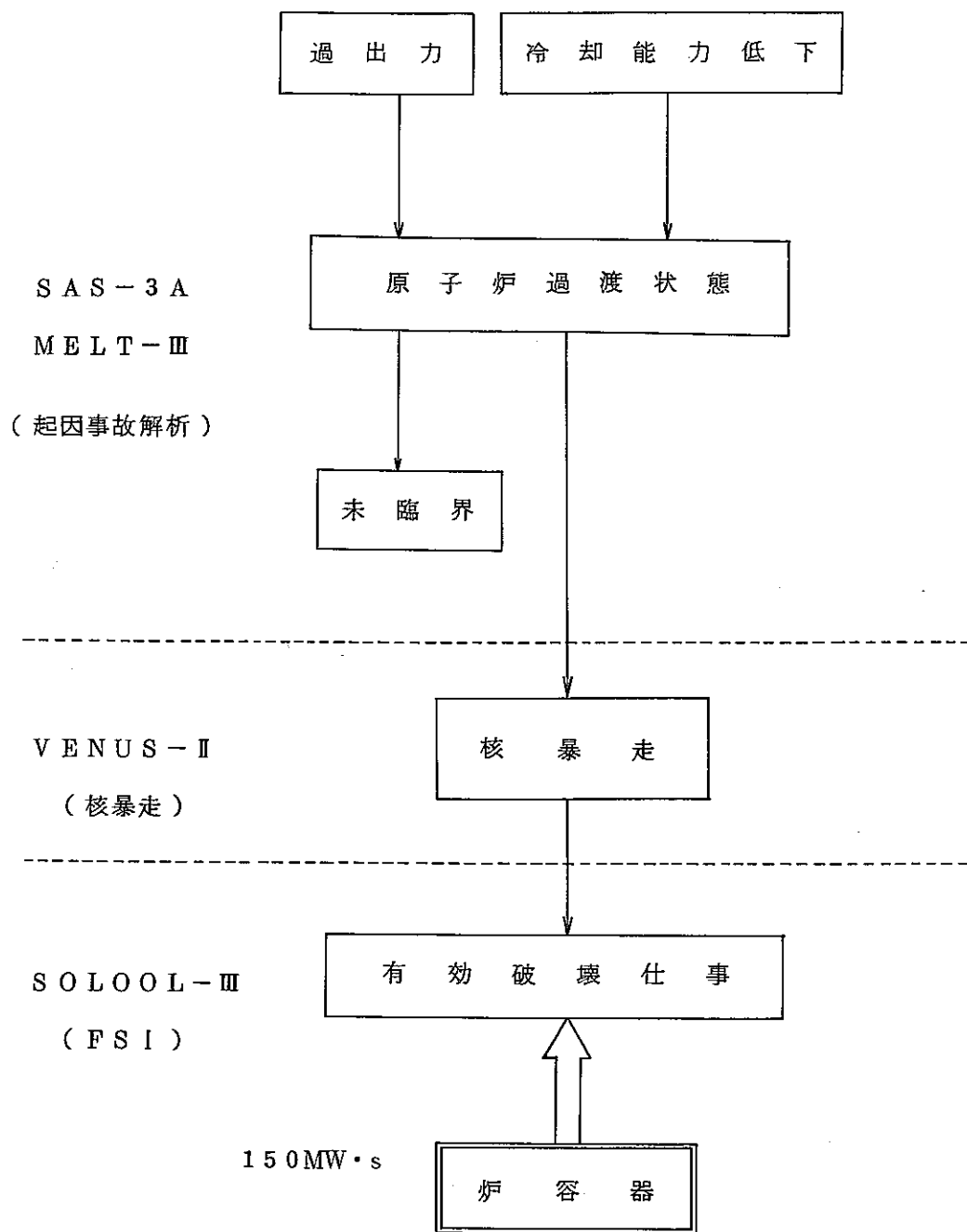
研究は、後述されるように実験的研究とこの現象を解析するモデルの検討の 2 つの手段で始められた。そして、炉内実験では T R E A T 炉その他の実験で爆発的な相互作用に否定的なデータが提出されてきた。一方、炉外実験においては、ナトリウム中に大量の燃料を熔融注入することが困難であったため、模擬実験に多くの努力が尽くされてきた。近年にいたりようやく数kgの燃料がナトリウム中へ入れられるようになってきたが、強い相互作用は見出されていない。一方、解析は実験データの不足から基本的な物理モデルより詳細モデルへ発展することはできず、このモデルの範囲でいくつかのパラメータを用意して各パラメータ値の範囲を種々の解析・実験からつめることおよび T R E A T 実験などの integral な実験の解析による問題の発掘に力を入れてきた。そして U O₂ - Na 系の実験や解析の過程、あるいは T R E A T 実験の追跡からは、熱的幾何学的に explosive な interaction が起り難いことが理解されてきた。この流れの中で、一つの考えとして、Fauske により熱的な explosive interaction の条件が示され、実験の立場からこれは現実的な条件になってはいないとする反証もいくつか提示され、現在の F S I 研究はこの点に焦点が絞られてきている。

事故解析上は、mechanistic な立場をとればこの熱的な条件により explosion することが否定されるかどうかは、上述のパラメータ値の選択の問題であり、その結論がどうあれ

本質的な変更を求められるものではない。しかし、もしこの条件が UO_2-Na 系に有効ならば許認可側から、評価モデルとして、ある時点で炉心に残存する溶融燃料の全てが単に理論的に可能である故をもって周囲ナトリウム爆発的相互作用を行なうと仮定することを求められることを否定する根拠となり得る。これまでは幾何学的条件に基づく判断がなされ、解析者が炉心内の詳細な燃料冷却材挙動を追跡し、幾何学的にそうした混合は起り難いとする説得力ある解析手段を持たない場合、妥協を強いられてきた。各国の各炉の事故解析結果は、まさにこの妥協の産物であることに深く注意を払う必要がある。このため今後炉内実験の強化が重要であるが、当面の解析上の情報不足を解消するために数kgの燃料により炉外試験を計画している国もある。この実験は explosive interaction に関するライセンス側の試験としては、この過程が物理的に炉内事象として意味のあるものかどうか疑しく、かつ、最悪ケースであるという保証もないので意味が少ないが、基礎試験としては他の模擬燃料と UO_2 系の相異を強調し、かつ UO_2 系の特徴パラメータを把握していくために有効と考えられるからであろう。実験によっては確かに解析モデルパラメータの現実化には有効なステップとなる可能性がある。

更に、解析側としては、explosive であれ mild であれ F S I の後崩壊熱除去の可能性を立証することのできるまで解析モデルを用意する必要があり、いわゆる冷却可能なジオメトリーに至る過程のモデリングにむしろ力を入れつつあるのが現状である。

本章では、以上のような現状の認識のもとに事故解析における F S I の取扱いについて述べる。その基本的なフレームは F F T F の場合には第 1 図のようなコード群によっている。こうした解析上の主要な努力は米国においてなされており、ついで西独が、論理的体系を整えつつ、これにつづいている。ここでは上述のような現状認識のもとにこれらの分野における最近の進歩の概要を示す。なお本文は研究開発という立場から、トピックスを略述しているものであり、設計あるいは設計の評価における如く、統一的なレビューのポジションを保持しつつ、書かれているものではない。特にわが国の場合研究開発側のいわゆる bert estimate model の作製が行われず、評価モデル型の仕事が行われているのみである。このため、本文の現象論的記述はわが国の考え方を表わしているものではないことも付記しておく必要がある。



第1図 FFTFの炉心溶融事故におけるFSIの位置

2.2 F S I と燃料挙動

F S I と燃料挙動の関係を考える際の要素は

- i) 燃料内の溶融燃料の挙動の燃料の放出
- ii) 燃料破損位置と破損孔の大きさ
- iii) F S I 時の圧力発生機構
- iv) 流路内の燃料の移動と付着

の4つの項目にまとめられよう。

- i) 燃料内の溶融燃料の挙動と燃料の放出

燃料ピン内の燃料運動には、溶融燃料のブランケット方面への運動と、破損時の燃料移動の2つの種類がある。それぞれが溶融燃料の放出挙動に大きな影響をもつ。前者は負の反応度効果をもち、T R E A T 実験でその存在が認められているものであるが、長尺燃料についての実証を得るのが困難で、安全評価上のクレジットをとるには到っていないようである。後者の破損時の燃料ピン内の燃料の流動については燃料ピン内の溶融燃料が、破損部から順次密度を減じていく波動モデル、溶融部の燃料密度が一樣に減じていく一樣モデル、溶融部上下のガス気泡が膨長しつつ燃料を追い出していくモデルなどが提案されている。

これらのモデルによりF S I 時の反応度効果は異なるが、破損位置が上部に移行するにつれあまり大きな差はなくなることが示されている。厳密には波動モデルが使用されるべきである。

- ii) 燃料破損位置と破損孔の大きさ

燃料の破損位置は破損のクライテリアに依存する。温度条件が強ければ出口側に近く、応力条件が強ければ炉心中心面に近い破損位置が得られる。種々の破損条件を算出するモデルが提案されているが、なお統一的なものはないようである。現実的なアプローチとしては破損条件を実験から半経験的に得ていく方法があり、いくつか提案されている。破損発生位置が変わると反応度挙動も変化するので慎重な取扱いが必要である。

- iii) F S I 時の圧力発生機構

圧力発生機構としてはCho-Wright以来新しいモデルは使われていない。むしろ論点は各パラメータの値をどのように選定するかにある。パラメータとしては、混合時定数5～10 msec, 平均粒径=250～600 μ , 二相熱伝達としては0.1 W/cm²～1 W/cm²

が使われている。F S I 時には燃料が連続的に放出されるので F S I 領域が拡大しつつ、順次新しい燃料が供給されることになる。このことを考慮すると、いわば混合時間が十分長くなることになり、燃料単位質量あたりの仕事は減少し、圧力ピーク値も小さくなる。この効果を explicit に取扱うコードとしては P L U T O が作製されている。簡単には混領域を1つにしたままいくつかの濃度の燃料群を考慮できるようにして扱っている。

III) 放出された燃料の移動と付着

流路中に放出された燃料は細粒化し、F S I ボイドにより運ばれる。その状況は実験的に明らかにされたと断じ得る状況にはないが、定性的には理解され得るので、種々モデリングが試みられている。例えば流路中で固液混相流として取扱ってみたり、簡単に領域中の燃料の空間分布を考慮したりしている。一様分布よりはピークをもつ分布を考えた方が反応度減少率が低下するので、特に一様分布に根拠がない限り、これを考慮することが必要である。また流路への燃料付着のモデル化も行なわれている。付着率を入力して解析した例では反応度挙動に対して感度の高いパラメータではないことが示されている。冷却材流路が燃料熔融事故後も炉心冷却の目的に有効に使用可能であるという立場をとるならば、この流路の状況を定量的に把握しておく必要がある。

2.3 炉構造設計評価と F S I

炉構造との関連においては F S I 時生成する過渡圧力の解析が重要である。これに至る解析は多流路動特性を M E L T - 型解析コードで追跡し、炉心圧力あるいは反応度の高まりにより、V E N U S コードへ移行し、炉心の流体近似による解析により事故の終息を見てこの時に生成している熔融燃料量を求めこれによる F S I を解析するというのが一般的である。

しかし F S I による燃料の炉外への移動により炉が未臨界になることも、T O P 型の事故では考えられる。この場合には V E N U S 計算を要しない。V E N U S は炉心内圧力が高く炉心が均質が流体として近似できるという Bethe Tait 型事故モデルに基くもので、disassembly 圧力源として燃料蒸気圧を用いる保守的なものである。従って Pool of fuel という状況ならばともかく、集合体間の現象の非同時性 (Incoherence) があり、発生圧力から見て、集合体壁の強度が無視できない場合にはより現実的な取扱いが可能であると思われる。現在は若干の計算例しか報告がないが、これにより設計の安全余裕を明確化することができよう。(M E L T - 型で終息した場合にはそこで得られた F S I 挙動がその

まま炉構造への圧力荷重となる。VENUSコードへ移行した場合には、熔融燃料の量を得て、あらためてFSIの評価を行なうので、燃料放出の時間的空間的挙動が無視されるわけで一般に過大な圧力、仕事を与えることになる。)ただし、炉構造の挙動計算コードにこうしたfine structureを組込むことは現実的でないので、マクロなメッシュ構造に合せたモデルの開発が必要になる。

2.4 事故後炉心冷却可能性とFSI

FSIが発生し、一部燃料が炉外へ運び出され、あるいはブランケット部、遮蔽体部に付着している状態で、燃料の冷却が確保され得るかどうかを判断するのは炉心の熔融を伴う事故解析の解析目的の1つである。TOP型でVENUSへ移行しないで解析が終了する場合には解析モデルの範囲内で一応の検討が可能になる。一方VENUSコードへ移行するとこのコードの出力からは炉心の状況が知り得ないのでLOC型の場合に予想されるpaddle of fuelという状況と同様に適当な燃料の分散形態を考えることが必要になる。この場合ある程度の燃料の炉容器内の分散を仮定し、残存燃料が支持板を熔融貫通していく可能性が評価され、こうした知見に基づき冷却系の設計が評価される。なお、あまり燃料が分散せず、再び集合して再度臨界になる可能性も残されているが、Fauskeによれば事故後、数100秒間にはそのようなことは起り得ないとされている。

2.5 炉心局所事故とFSI

局所事故時にFSIにより、炉停止能力の完全性が損なわれる可能性が検討されてきたが、現在ではかなり控え目な解析によってもその可能性は小さいことが示されている。

2.6 まとめと展望

FSIは仮想的な炉心事故において種々の作用を生じるが、その性格は一応明らかにされつつある。更に現実的な解析を行ない設計の合理化を計るためにはFSI時の燃料の流路流出(Sweep out)の挙動の検証、VENUS相の現実化、FSIパラメータの信頼度向上、多流路、注入速度入力型のFSI圧力源を構造応答解析コードに組込むことなどがFCI研究者へ要請されよう。

なお、現在の事故解析の取扱いにおいては、FSIが(物理的状況を拾象して)、必ず発

生ずるとしている。例えばVENUS計算のあとの溶融燃料が冷却材と混合すると仮定して仕事エネルギーを評価しているのもその一例である。しかし、TREAT実験ではFSIは起り難いかおだやかであり、むしろ燃料蒸気の仕事の方が寄与の大きいことが報告されており、FSIが爆発的であるという前提は再検討されるべき時期にきている。解析の分野での連続注入とか分布型注入とかのモデリング、現実的熱伝達率の採用というパラメータの取扱いの努力がこの土台となると考えられるが、事故解析モデル全体の枠組の中で整理する努力も開始される必要がある。つまりDBAとしてHCDAはなおその役割を担うものなのかという視点からの検討も開始されるべきである。

3. 解析モデル

3.1 各種モデルの基本的な考え方と特徴の比較

F S I 現象は、広い温度範囲にわたる急激な熱移動と状態変化を伴う複雑な過渡現象であり過程の機構が不明な点が多い。このため現時点ではF S I解析モデルも安全側の配慮の下に多くの単純化が行われている。

最もオーソドックスなモデルの考え方は次の様になる。まず問題の設定として高温で熔融状態の燃料が一定量又は時間函数として冷却材流路に流出し、瞬間的に又は時間函数としてほぼ一定の直径をもった球状粒子に分解し、一定量の低温の冷却材中に均一に分散した状態を初期設定条件としている。時間の経過と共に高温の燃料粒子から周囲の低温の冷却材中に急激な熱移行が起こり、冷却材温度が急上昇し、やがて沸騰に至る。この熱移行の過程を、非沸騰の单相伝熱期間 (Phase A) と二相 (沸騰) 伝熱期間 (Phase B) に分けて考える。Phase Aでの燃料から冷却材への熱移行は、主として燃料内部の熱抵抗に支配されるとして、球状燃料粒子内部の非定常熱伝導式を解き算定している。Phase AからPhase Bへの移行は、冷却材の温度が、その圧力に対応した飽和温度に達した時に起こるとし、熱平衡時の飽和条件を採用している。Phase Bでは、燃料粒子の周囲は蒸気膜でおおわれている。この状態では、燃料粒子内部の熱抵抗と共に蒸気膜の熱抵抗が考慮される必要がある。蒸気膜の熱抵抗は、各モデルで大きく異なり、熱抵抗が無限大から零まで種々考えられている。冷却材の熱抵抗は、一般に零 (冷却材温度は均一分布) としているが、最近、この熱伝達率も考慮されるようになった。

熱移行とともに、Phase Aでは冷却材の温度の急上昇による膨脹、Phase Bでは蒸気発生による急膨脹により圧力の急上昇が起こるが、これは初期の極く短い時間 (音波が上部冷却材の液柱を伝播し、自由界面まで往復するのに要する時間) については、衝撃波のエネルギーとして、また、その後は、非圧縮性流体として扱う冷却材液柱の運動エネルギーとして解放されると考える。流体の移動には、一次元の衝撃波および非圧縮性流体の運動方程式が適用される。

解析は、F S I発生時の最大発生圧力や機械的エネルギーへの変換効率を見積ることを目的としているが、それらを正しく算定するためにはF S I現象の中で経過する上記の各段階の熱流動現象の各過程を正しく記述がなされねばならない。解析モデルはまだ多くの不備な

点をもっており、少しずつ改良がなされて来ている。改良の主な方向は、現象が不明なため、コンサーバティズムに徹していた解析から現実の現象に合った解析に移って来つつある。代表的モデルからの改良について、結果に与える影響を与える項目について述べると、初期設定条件と微粒化過程については、一定量の熔融燃料が瞬間的に放出、微粒化と云う設定から、燃料の放出速度、冷却材との混合時間等が考慮されて来た。また最終微粒子径も均一分布から任意の分散値をもった対数分布等が考慮されており、これにより、Phase A の最大圧力が大きく低下することが示されている。一方、FSI zone については、燃料の放出時間が考慮されるに伴って、FSI zoneも均一な分散としての取扱いでなく、混合割合、圧力、温度等の空間分布が考慮され、一次元流ながら燃料粒子と冷却材間にスリップを考慮した二成分流の解析も行われて来た。また、FSI領域の上下方向の冷却材および被覆材への熱伝達(53-6)(53-7)(53-10)がくわしく考慮されて来つつある。

更に制約条件として、従来的一次元モデルからQUASI-2D コード等のコードを用いた解析が行われ、一次元モデルとの比較検討が行われている。二次元コードは計算時間に欠点があるが、一次元モデルに比し軸方向、径方向の各々について流体の運動量の算出ができるため、安全への対策が軽減、明確化され得る点にある。その他、各種解析モデルについて同一設定条件下で計算結果の比較や実験結果との対応が少しずつ行われて来た。

3.1表に示した各モデルの中で最も代表的な解析モデルはCho-Ivins-Wrightらのモデル、CaldarolaおよびMizuta等であろう。この内Caldarolaモデルは、PhaseBで蒸気膜の厚みとその熱抵抗を解析的に導出しているのが特徴的である。

また、上記のモデルの考え方と異なったCyclicなFSI現象を考えた興味深いものとしてGrossgutらのモデルがあげられる。

国名	作者名 / 研究機関 / (文献)	形状	初期設定条件* の特徴	微粒化* (2)	F.S.I. 領域での熱移行・状態				F.S.I. 領域以外への熱移行	流体の運動* (6)	物性, その* (7) 他条件	特徴	備考
					燃料粒子内* (3)	冷却材内							
						单相(PhaseA)* (4)	発泡条件	二相(PhaseB)* (5)					
米	Cho. Ivins Wright / A.N.L. / (9)	一次元	燃料の質量が時間関数	瞬時に微粒化球状, 均一径均質に分散 (及び微粒化と混合に時間経過(9)と粒径分布(4)を考慮)	Case 1: 温度分布一定 Case 2: 直線分布 (非定常, プロファイル法)	燃料冷却材の熱移行を含め準定常の熱伝達率 h を仮定 冷却材の熱抵抗無視 (非凝縮性ガス膜の熱抵抗の検討(9)) 熱平衡	飽和 ($P_{sat}(T_c(t)) = P(t)$)	蒸気層 } 熱抵抗無視 液層 } (蒸気層の熱抵抗の検討(9)) 熱平衡	液柱 } 構造材への伝熱を考慮	音響的 ($t < t_{ac}$) 慣性的 ($t > t_{ac}$)	燃料の物性不変 (密度変化, 融解潜熱の影響の検討あり非凝縮性ガスも考慮)	F.S.I. モデルの基本になっている	使用物性値 ANL-7323 (Golden & Tokar)
	Cronenberg / A.N.L. (48)	一次元	燃料粒子, 燃料棒表面に液膜厚さ (燃料冷却材の質量比の関数)	瞬時に微粒化球状, 均一径均質に分散	非定常熱伝導方程式の厳密解	冷却材の熱伝導率は無限大	飽和	液膜: 熱コンダクタンス考慮 液膜消失後: 熱抵抗 $\rightarrow \infty$ 熱平衡	液柱: 非定常熱伝導式 燃料表面: 液膜 δ 層の熱コンダクタンス考慮	慣性的 (更に拡大縮小損失項を考慮)	燃料の物性不変 (融解潜熱も考慮しない) 非凝縮性ガス無視	液柱, 燃料棒への伝熱を考慮	
	Padiila / BNWL (22)	一次元	SOCOOL I					F.S.I. 領域の熱力学式のみ (I)等エントロピー膨脹 (II)熱平衡	液柱 } 断熱 構造材 }		物性値の変化を考慮	熱力学の状態式で最大の仕事を算定	
国		一次元	SOCOOL II	瞬時に微粒化球状, 均一径均質に分散	非定常熱伝導方程式の解	冷却材: 熱抵抗無視 熱平衡			同上	音響的 ($t < t_{ac}$) 慣性的 ($t \geq t_{ac}$)	同上		主として熱力学モデルと有限伝熱モデルのサーベイで Socool I, II の完全な説明である。
	英	Potter, Jakenar / Winfrith (20) (47)	一次元	冷却材の質量 M_c は時間の関数とする。	気泡の消滅による瞬時的微粒化球状, 均一径均質に分散	冷却材の熱抵抗を考慮, この温度境界層厚み δ の関数として $M_c(t)$ がきまる。 非平衡	飽和	発泡後 熱平衡 (飽和)	液柱 } 断熱 構造材 }	音響的 ($t \leq t_{ac}$) (この期間のみを考えている)	燃料物性値一定	反応する冷却材の質量の時間的変化を考慮 非平衡	F.S.I. 実験の解析で F.S.I. のいくつかの側面のみを考案
国	K.V. Roberts / Culham (4)	二次元 一次元	HYDRA 单相 VULCAN 二相 燃料の質量 M_f が時間の関数で増大 燃料に jet 状流出 (初速度をもつ)	乱流による冷却材表面積が一定の時定数で増大	非定常	冷却材の熱抵抗を考慮 界面張力の考慮 非平衡	飽和	冷却材の熱抵抗を考慮 非平衡	液柱 } 断熱 構造材 }	微粒化前 慣性的 (Jet 流) 微粒化後 音響的	燃料の物性不変 (将来融解潜熱を考慮する)	燃料の細粒化の過程を考えている	燃料塊吹出し ↓ 乱流発生 → 分裂 → 熱移行 → 高圧 微粒化過程 (乱流モデル) を詳述
フ	Antonakas / CADARACHE (13)	一次元	初期微粒径を設定しない	一個の燃料塊が Δt 時間で 2 分割して行き最終径まで分裂	直線分布 (非定常プロファイル法)	冷却材の熱抵抗無視 熱平衡	時間 $t = t_{ac}$ で 発泡	蒸気膜の熱抵抗 $\rightarrow \infty$ (蒸気発生後伝熱なし) 熱平衡	液柱 } 断熱 構造材 }	音響的 ($t < t_{ac}$) 慣性的 ($t > t_{ac}$)	燃料の物性不変 (融解熱考慮なし)	燃料の細粒化の過程の考慮	
ラ ン ス	Syrmalenios / CEA GRENOBLE / (3)	一次元	大きな均一な粒子 ($\sim 1 \text{ cm}$) を考える	ある時間内で小さな粒子 ($\sim 100 \mu$) になる。 (時間内は実験よりきめる)	平均温度 小さい粒子の最初の温度は大きな粒子の温度と同じとする 非定常熱伝導方程式の解	冷却材の熱抵抗無視	飽和	非熱平衡 UO_2 からの熱は Na の液膜につたわり, 液膜から蒸気につたわる	考える	音響的 ($t < t_{ac}$) 慣性的 ($t \geq t_{ac}$)	非凝縮性ガスを考慮	二粒子系で微粒化を考える。 UO_2 から Na への熱移行は先ず液膜に次が蒸気となっている。 F.S.I. 以外への伝熱を考える。	微粒化の時間巾と UO_2 から Na の伝熱は実験によってきめる。

国名	作者名 / 研究機関 / (文献)	形状	初期設定条件* の特徴	微粒化* (2)	F.S.I. 領域での熱移行・状態			F.S.I. 領域以外への熱移行	流体の運動* (6)	物性, その* (7) 他条件	特徴	備考	
					燃料粒子内* (3)	冷却材内							
						単相(Phase A)* (4)	発泡条件						二相(Phase B)* (5)
ドイツ	Jacobs-Thurnay / KFK (24)	一次元	微粒子径は設定しない	微粒化は考えない 微粒化による表面積の増大を熱伝導率の増大におきかえる	非定常熱伝導式 (冷却材との接触抵抗の検討 ⁽¹²⁾)	冷却材の熱抵抗を考慮 (燃料-冷却材の物質拡散の検討 ⁽¹²⁾) 非平衡	飽和	蒸気の含有率により冷却材混合の熱伝導率を変化 (蒸気膜の断熱効果の検討 ⁽³⁸⁾)	液柱: 熱伝導を考慮 構造材: 断熱	慣性的 (擬粘性項も考慮) Lagrange 表示	燃料の物性不変 (潜熱無視)	冷却材 (単相, 二相) 中の温度勾配の考慮 微粒化→熱伝導率の増大	
	Caldarola / KFK (17)	一次元	F.S.I. 領域での放出燃料の質量および冷却材質量が時間関数	瞬時に微粒化球状, 粒径対数分散分布均質に分散	非定常熱伝導式の厳密解	冷却材の熱抵抗無視 熱平衡	飽和	蒸気膜内の熱伝達を考慮 (膜厚: 力の平衡式より算定) 冷却材の熱抵抗無視 蒸気と液相間は Carse 1 熱平衡 Carse 2 非平衡	液柱 } 断熱 構造材 }	音響的 (t < tac) 慣性的 (t > tac)	燃料の物性不変 (潜熱無視) 非凝縮性ガスの効果を考慮	各過程がやや厳密 Cho-Wright モデルに対応 蒸気膜の厚みの算出 蒸気膜の熱伝達率を算定 二相部を2領域に分割	放出時間が 1 ms 以下では Phase A の P _{max} は, 放出時間の影響を大きく受ける。 粒径分布の分散値はそれほど P _{max} に影響を与えない。
ユクラ	Grossgut, Kottowski, Holtbecker, Randles / ISPR A (39)	一次元	燃料に初速度を仮定 (燃料塊の冷却材への直接接触より始まる)	急冷却後の固相化による熱応力で微粒化時間の関数として表面積増大		冷却材の熱抵抗 (境界層) を考慮	過熱度 (50~80℃)	蒸気膜の熱抵抗無限大 冷却材の熱抵抗を考慮		慣性的	燃料の物性の変化を考慮	反応部でのくり返し現象と微粒化エクセルキー効率の検討	エクセルキー効率, 微粒化の検討がくわしく解析モデルではない。
					燃料塊 → 過熱境界層の発達 → 発泡 → 蒸気膜による断熱 ↓ 冷却材への熱移動			蒸気膜の消失					
					燃料塊表面の分裂 → 液 → 液接触 → 液柱の								
ドイツ	Holtbecker, Jorzik, Kottowski, Lazarus, Randles, Schlittenhardt / ISPR A	一次元 直線 球対称	一般的 (直線)	瞬時に微粒化球状, 均一径均質に分散	温度分布一定 (但し燃料中の熱抵抗に対応した等価熱伝達率を仮定)	冷却材の熱抵抗を無視 熱平衡	飽和	蒸気膜の熱伝達率一定 冷却材の熱抵抗無視 熱平衡	液柱 } 断熱 構造材 }	慣性的 (球対称では, 動き無視)	燃料物性不変	実験の解析用流路形, 一次元, 直線, タンク形, 一次元, 球対称の実験	実験 (タンク形と流路形) の解析
	Board / CEG B (10)	一次元	初期表面積を設定	微粒化は考えない 初期表面積を変化	温度分布一定			蒸気膜の熱抵抗を考慮 冷却材の熱抵抗も考慮 非平衡	断熱			衝撃波管型実験用	各過程のくわしい説明がなされていない
イタリア	Scarano / CNEN (12)	一次元	FUU-PEC 2	粒径が指数函数的に減少するとする	非定常熱伝導方程式の厳密解を考慮する	冷却材中の温度分布も計算する	飽和	蒸気ブランケットによる効果を考慮 実効熱伝達断面積を与える	断熱	音響的 (t < tac) 慣性的 (t < tac)	非凝縮性ガスを考慮	UO ₂ と Na の伝熱を厳密に解いている	Phase A のみ
日本	鈴木 / NAIG (28) * 文珠三次設計における事故解析				非定常熱伝導方程式の厳密解	無視		燃料, 冷却材間の熱伝達率, 一定 全冷却材の蒸発後は断熱	液柱 } 断熱 構造材 }	慣性的 (擬粘性項の考慮)	燃料の物性不変	Cho-Wright モデルに似ている 燃料内伝熱が改良 二次元	Cho-Wright モデルの改良
	水田 / PNC (60)	一次元	燃料の質量が時間関数	球状, 粒径 (対数分散), 微粒化はシエルモデル	非定常熱伝導方程式の厳密解	熱伝導率を仮定	飽和	Witte の式を使用	周辺への伝熱を考慮	音響的 (t < tac) 慣性的 (t > tac)	燃料の物性不変 (融解, 潜熱を考慮)	時間関数として F.S.I. 領域に入ってくる燃料粒子毎に伝熱方程式をとっている	現在ある質量可変モデルのパラメトリックサーベイに利用できる。

3.2 F S I 解析モデルに含まれる問題点・その解決策

F S I 現象の各過程が、まだよく明らかにされていない上に、解析モデルに使用される各パラメーターが実験や解析で裏づけられていない点が多いため、現象を厳密に記述しているかどうかと言う点からは、非常に多くの問題点を指摘することができる。しかしここでは、解析結果に特に大きな影響を与える点およびこの問題の解析モデルは、常に安全側の配慮の下に組立てられなければならないが、この“安全側”と言う点で問題と考えられるものを以下にいくつかとり上げてみよう。

1) F S I の設定上の問題

従来の解析モデルは、冷却流路中に熔融燃料が入り込み、冷却材一部と混合することを想定しているが、反応度事故や流路閉塞事故の場合、アセンブリー内で複数の燃料棒からほぼ同時に熔融燃料が飛び出す可能性も否定できないので、多量の熔融燃料の中に、冷却材が混入する場合も考えられ得る。この時、冷却材の周囲の燃料が凝固し、固体のシェルを作った場合、熱エネルギーが一時、このシェルの歪エネルギーとしてたくわえられ、爆発に際して、大きなエネルギーが発生する可能性も考えられる。

また、燃料の熔融と共に被覆材の熔融も起こるので、この被覆材と冷却材の F S I 現象も考えられる。特に、被覆材の熱伝導率が燃料のそれより数倍大きいことから考えても検討すべきことであろう。

2) 初期設定条件の問題

初期条件の内、F S I を起こす燃料の質量及び燃料、冷却材の混合化過程は、解析結果に大きく影響を与える。熔融燃料の放出速度や微粒化への時間等が、現実の状態に近づくように考慮されて来たが、更に混合過程、冷却材中への分散の分布等もくわしい研究がなされ、正しく考慮される必要がある。

3) 微粒化の問題

まづ、高速炉炉心(すなわち UO_2-Na 系)で F S I 現象が発生するかどうかをはつきりさせるため、微粒化の機構はまづ明らかにされねばならないが、機構が不明でも、解析モデルとして、微粒化の経過時間(又は表面積の増大の割合)、平均粒径又は粒径分布、及びその分散の範囲等は、冷却材への熱移行に大きな影響を与えるため、特にくわしく解析する必要がある。

4) 発泡条件上の問題

解析モデルの大部分は、発泡条件として飽和条件を考えている。しかし、液-液接触であること、冷却材が液体金属であること、更に、非定常熱入力実験の結果からも確かめられているように、このような条件では、発泡過熱度は相当大きくなる可能性がある。この場合、発泡に際して、より大きな圧力と機械的エネルギーを放出することになる。従って飽和条件は安全側の解析とはならないと考える正しい過熱度の設定が重要であろう。

5) 蒸気膜の熱抵抗

解析モデルによって、蒸気膜の熱抵抗は、零から無限大まで種々に想定されているが、Caldarolaが行っているような力学的考察や、実験的検証を基にして、正しい熱伝達係数を導出する必要があると考えられる。

6) F S I 領域以外への熱の移行

現在、提唱されている多くの解析モデルでは F S I 領域とそれ以外の間で断熱かつ冷却材の相変化は熱力学的平衡状態を保ちながら行われると云う仮定を採っている。しかしながら蓄積熱エネルギーの力学的仕事への変換率を考えると、実験値は理論的予測を桁違いに下まわる結果となっている原因の一つはこの辺にあるものと考えられる。

この不一致の原因は、一つには液体の過熱エネルギーの放出が蒸気泡のごく近傍に限定され、蒸気膨脹過程を通じて充分力学的仕事に変換されないうちに上部に突出、冷却される分であり、もう一つには、蒸気泡が成長するにつれ上部の液と混合、接触し凝縮する効果の寄与で、この二点は結果に大きな影響を与える可能性があり、解析に考慮されるべき点であろう。この場合、初期条件として F S I 領域上部の温度分布が与えられなければならないので、この点 F S I そのものの設定上の問題として検討しておく必要がある。

7) 流体の運動方程式上の問題

流れを厳密に解析するためには、一次元モデルから二次元モデルに進むことは当然であるが、計算時間の飛躍的な増大を要しないよう一次元モデルと二次元モデルの両方を適切に使わせることを考えるべきである。また、運動方程式として、音響的束縛と慣性的束縛に分離して考えたモデルが、はたして、過渡的に急変している圧力場で正しい記述かどうか疑問である。音響及び慣性の両束縛は、F S I の短い期間内のどの瞬間も考えられ、厳密には、圧縮性流体としての正しい記述を要するのではないかと考える。

8) 物性値の問題

高温における燃料や冷却材の物性値は、実測値が少なく、信頼性に欠ける。潜熱、比熱、密度及び圧縮率等の物性値は、解析結果に大きく影響するので、今後、これらの熱的物性値の精度を上げていく必要があると考える。

表 3.2 に上記を詳述した。

表 3.2 解析モデルに含まれる問題点とその解決策

解析モデルの問題点	解決の方向	*
(1) 問題の設定		
a) 冷却材中へ燃料の混入を考えているが、アセンブリ内では燃料中に冷却材がサンドイッチ状になる場合も考えられないか。	a) この場合のモデル(燃料の固化, シェルを含む)の開発	○
b) 自由表面側での閉塞の場合の考慮がない。	b) 慣性, 損失項の増大	○
c) 溶融又は蒸気の被覆材による F S I の考慮がない。	c) F S I モデルを物性値をかえて適用可能	○
(2) 形状 一次元モデル	二次元(軸対称)モデル	△
(3) 初期設定条件 一般的設定条件は、考えられるあらゆる条件下の事故での正しい設定を表し得ていない。次の点は問題	あらゆる事故の状態, 時間, 空間的広がりをもくわしく検討する必要がある。そして以下の点の妥当な設定を行う基礎実験, 解析が必要	
a) 燃料質量(M _f)が一定	a) M _f (t) とした解析, 更に	⊕
b) 燃料質量(M _f)/冷却材質量(M _c)	b) M _f (t)/M _c (t)	
c) fission gas 圧の無視, gas 量	M _f (t,z)/M _c (t,z)としたもの	

* 改良の方向が Conservative ○
 厳密であるが non-conservative △
 両方が考えられる ⊕

解析モデルの問題点	解決の方向	*
d) 冷却材は静止 e) 燃料流出運動量(jet状か, どうか) f) 1チャンネル, 1アセンブリーで, 同時に2ヶ所以上でF S Iの発生の考 慮がない	c) 反応域の圧力に加算($P_o(t)$) d) 冷却材流速, 反応域の移動の考慮, F S Iの時間との関係でF S Iの領域 $L_x(t)$ が大きくなる。 e) $P_o(t)$ に入れる。 f) 二ヶ所以上で同時に発生した場合の 検討	○ ○ ○ ○
(4) 微粒化 a) 微粒化の機構の不明 b) 瞬時に微粒化 c) 均質分散	◎ 基礎実験の必要性 a) 機構解明の実験とデータ整理 b) 微粒化過程の時間的検討 c) 粒子の移動の検討	△ △
(5) 燃料粒子中の熱移行 a) 球状一定粒径の非加熱非定常熱伝導 方程式で妥当かどうか。 b) 燃料の蒸気の凝縮	a) 核反応による発熱の考慮, 粒径(分 裂過程)変化時の非定常熱伝導式の解 析及びだ円(又は平板モデル)がいい ではないか? b) この影響はMassが小さいので無視 できると思われるが一度チェックを要 する。	○ △ ○ ○
(6) 冷却材单相時の熱移行 a) 冷却材の熱抵抗の無視(均一温度) b) 熱平衡	◎ 液-液接触熱伝達の基礎実験の必要 性 a) 冷却材の熱抵抗の考慮(境界層) b) 熱的非平衡性の考慮	○ △
(7) 発泡条件 a) 飽和条件 b) 全粒子からの同時発泡	◎ 液-液接触下の非定常加熱時の発泡 過熱度の実験の必要性 a) 過熱度の考慮 b) 時間, 空間的な分布の考慮 (ポアソン分布かどうか?)	○ △

解析モデルの問題点	解 決 の 方 向	*
(8) 冷却材の二相時の熱移行 a) 蒸気膜の熱抵抗無視又は，無限大（断熱）の条件 b) 冷却材の熱抵抗無視 c) 蒸気温度二飽和温度 d) 凝縮（液柱の Reentry）時の伝熱の考慮なし e) 蒸気クオリティの場所分布一定 f) F S I 発生部分での圧力（温度）分布一定	◎ 液-液非定常沸騰，沸騰（凝縮）二相流中の基礎実験の必要性 a) 蒸気膜の厚さの算出とその熱伝達率の決定 b) 多粒子系での冷却材の熱伝達率 c) 非平衡相変化の考慮（気体運動論の使用） d) 凝縮（Reentry）時の熱伝達実験，凝縮速度より熱伝達の推定 e) 場所分布の検討 f) 場所的に温度が異なる（非定常に）場合の平均圧力はどうか	⊕ △ ⊕ ○ △ △
(9) F S I 域以外への熱移行 a) 断 熱 b) 構造材（熱覆管，スペーサー）	a) F S I 域以外（上下冷却材，被覆材）への熱伝導 b) 過熱液状態での放出	△ △
(10) 流体の運動 a) 二次元 b) 液柱の移動のみの考慮 c) 初期液柱の静止 d) 音響的と慣性的の区別 e) ラPPER管の影響無視 f) 材力方程式と独立	◎ 非定常沸騰二相流の研究 a) 二次元，多次元化 b) 反応部の気-液二相流，又は固-気液三相流の流動抵抗の検討 c) 冷却材の流速を加える（それほど重要でない） d) 圧縮性を考慮した慣性流動式の開発 e) ラPPER管の効果の検討 f) 連立方程式としての解析	△ ○ △ ⊕ △ △
(11) 物性値，その他 a) 燃料の物性，不変 b) 高温，高圧での冷却材の物性値の不確かさ	○ 高温，高圧での燃料，被覆材，冷却材の物性測定の必要性 各国共同による使用物性の調査と検討	⊕

解析モデルの問題点	解 決 の 方 向	*
<p>(12) その他の検討すべき点</p> <p>広い圧力，温度範囲での急激な非定常性をもった現象であるため，使用する方程式が成立するかどうか</p> <p>① 熱力学関係式（平衡条件下で厳密に成立つ）</p> <p>② 現象方程式の線形性 （たとえば $q = -\lambda \text{grad} T$ が成立か）</p> <p>③ 相変化の平衡性</p> <p>(13) 備 考</p>	<p>○ 学問的検討</p> <p>○ 非平衡の熱力学（平衡から大きく離れた）の検討を要する</p>	<p>△</p>

3.3 各種解析モデルによる F S I 評価結果の比較検討

1) 標準問題

1975年5月に行われた，CSNI-理論モデルワーキンググループの第4回会議の中心課題は質量可変モデルであった。このモデルについて各国の考え方を比較するために，前回のFFT標準問題をさらにこまかく次のように規定した。

(i) 初期条件

図3.1に示す。

(ii) 燃料の物性値

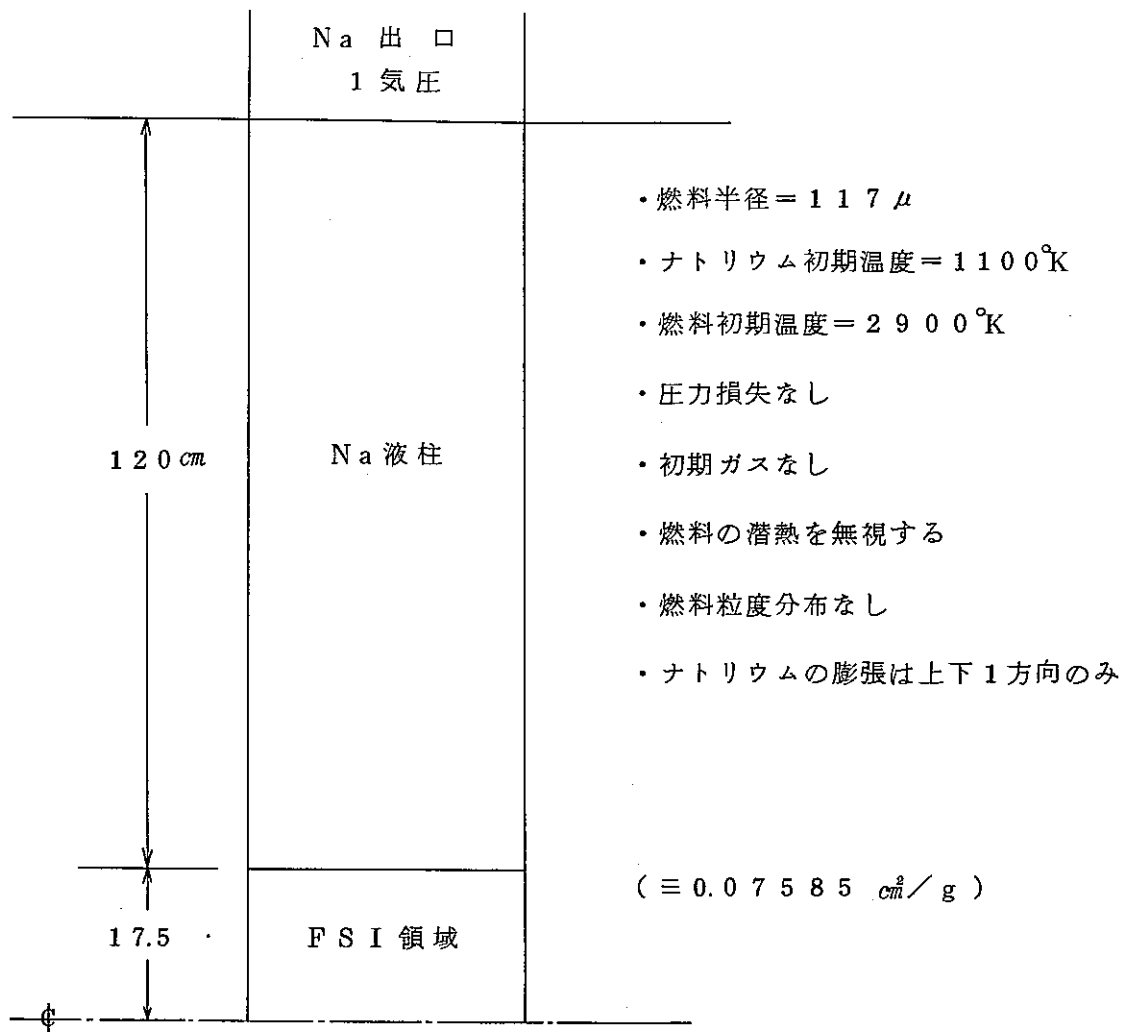
燃料熱伝導度 = $0.05 \text{ W/cm}^\circ\text{K}$

燃料密度 = 8.76 g/cm^3

燃料比熱 = $0.5023 \text{ J/g}^\circ\text{K}$

(iii) ナトリウムの物性値

ほとんどGolden-Tokarの式であるが，統一を期するために，Nuclear Engineering and Design Vol. 22 No. 2, Oct. 72, Page 175-211をつかう。但しナトリウム中の音速は $213,000 \text{ cm/sec}$ を使う。



第 3.1 図 標準問題の初期条件

a 飽和蒸気圧

$$T(^{\circ}\text{C}) \leq 871.11$$

$$P_{\text{sat}} = 3.032 \times 10^6 \exp\left(-\frac{23073.3}{T}\right) \times T^{-0.5} \quad (\text{atm})$$

eq. of Ditchburn and Gilmour

$$871.11 < T$$

$$P_{\text{sat}} = 6.8817602 \times 10^6 \exp\left(\frac{-22981.96}{T}\right) \times T^{-0.61344} \quad (\text{atm})$$

eq. of Stone et. al

b 密度

$$P_{\text{sat}} = 0.95413 - 1.2735 \times 10^{-4} \left(\frac{9}{5} T + 32 \right) \\ - 4.60037 \times 10^{-9} \left(\frac{9}{5} T + 32 \right)^2 \\ + 9.667 \times 10^{-13} \left(\frac{9}{5} T + 32 \right)^3 \quad (\text{g/cm}^3)$$

eq. of Stone et. al.

c 比熱

$$C_p = 1.62983 - 8.3334 \times 10^{-4} (T + 273) \\ + 4.6273 \times 10^{-7} (T + 273)^2 \quad (\text{J/g}^\circ\text{C})$$

d 熱膨脹率

$$\alpha_p = 0.21968 \times 10^{-3} + 0.81226 \times 10^{-7} (T + 273) \\ + 0.97135 \times 10^{-11} (T + 273)^2 \\ + 0.68998 \times 10^{-15} (T + 273)^3 \quad (1/^\circ\text{C})$$

e 等温圧縮率

$$\beta_T = 2.96 \times 10^{-5} + 5.56 \times 10^{-8} (T - 887) \\ + 0.89 \times 10^{-5} \exp\left(-\frac{T - 727}{267}\right) \quad (1/\text{atm})$$

f 飽和液体エンタルピー

$$h_e = 4.2 (-29.023 + 0.389352T - 0.552955 \times 10^{-4} T^2 \\ + 0.113726 \times 10^{-7} T^3) \quad (\text{J/g})$$

g 飽和蒸気エンタルピー

$$h_v = 4.2 (0.11953 \times 10^4 + 0.11804T - 0.19902 \times 10^{-4} T^2) \\ (\text{J/g})$$

IV) ケース1

燃料質量はナトリウム質量1 gに対して一定の8.3 gとする。つまり燃料とナトリウムが混合する時間を0とする。従来のモデルがこれである。

(V) ケース 2

燃料質量はナトリウム質量 1 g に対して 10 msec の間に 830 g/sec の率で直線的に増大し、10 msec 以後は燃料質量は 8.3 g 一定とする。つまり質量可変モデルである。

2) 計算結果

ケース 1 については前回比較検討が行われているので、ケース 2 について図 3.2 に示す。燃料とナトリウムの混合時間を 10 msec にすると phase A での発生圧力は 1/10 以下になっている。また phase B での発生圧力も 8 割以下になっている。phase A から phase B への相変化時間はほとんどの計算コードが圧力波がナトリウム液柱を往復したら相変化させているので、質量可変モデルにしても変化していない。

SCARANO (FUS-PEC) は phase A での発生圧力がほとんどない。Fishlock, Cadarolla とよく似ている。

COSTA (CORFOU) は実験データ解析用プログラムであり phase B のみとりあつかっている。(今までの実験から phase A は存在しないし、かりに存在しても破壊エネルギーにはなり得ないとしている。) 燃料とナトリウムの混合は 10 msec の間に 3 回行われている。phase B での伝熱係数は $J = 100$ は実験データとの比較できていると云っている。phase B で発生圧力が最大になるのは COSTA である。

ANTONAKAS (TEXAS) は PHENIX の安全解析用プログラムと云われているもので発生圧力は phase A, B とも一番大きい。ANTONAKAS の質量可変モデルは次式で表わされる。

$$M(t) = M' \frac{1 - r^{t/\tau}}{1 - r} \quad 0 \leq t \leq \tau$$

$$M(t) = M' \quad t \geq \tau$$

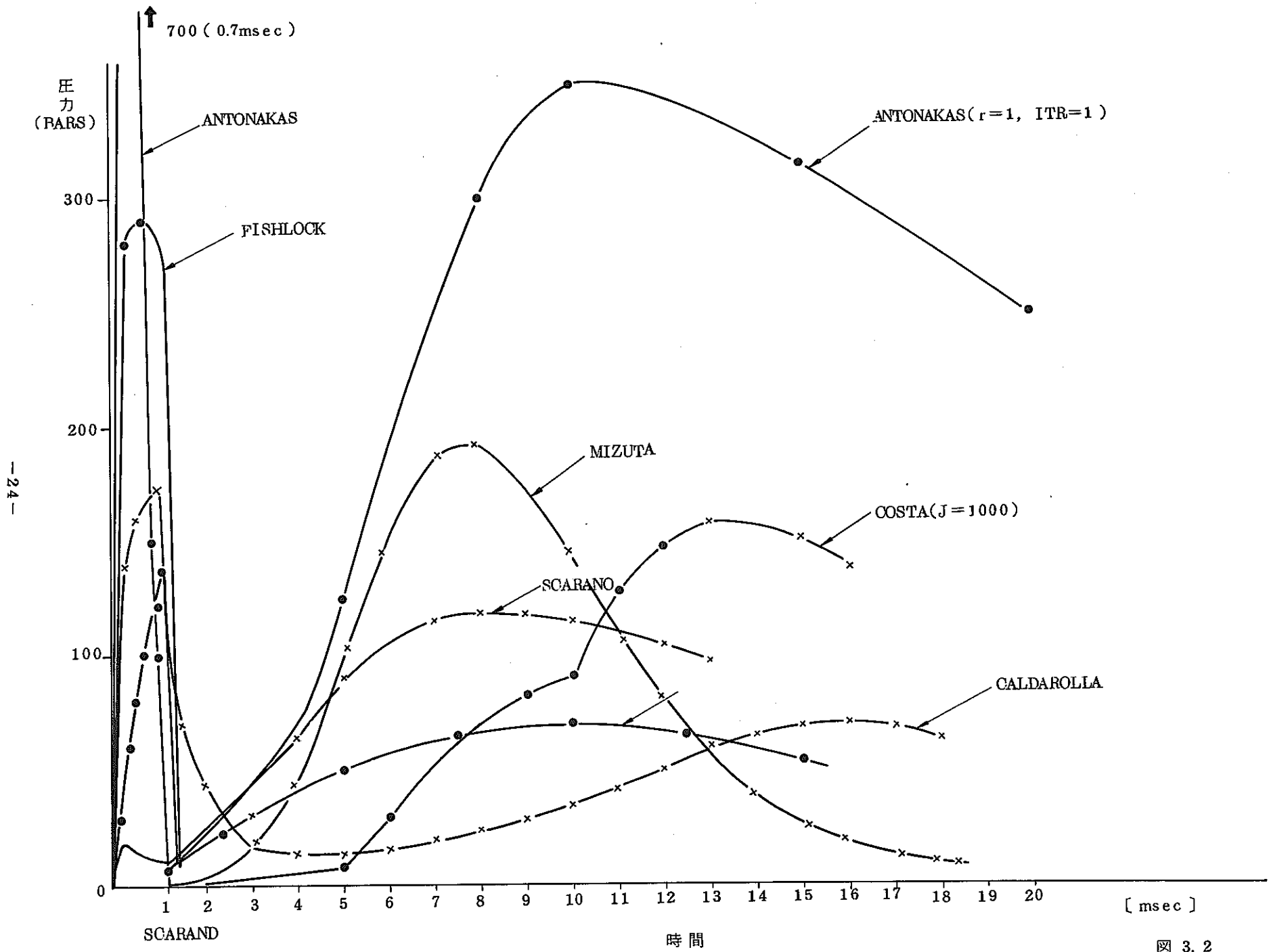
但し、

M' = 全燃料質量 (g)

τ = 混合時間

r = パラメータ

このパラメータ r によって図 3.3 のように混合の仕方がかわる。図 3.2 の圧力は $r = 1$ のパラメータである。また phase B に入ってから熱伝導率を次のようなパラメータ



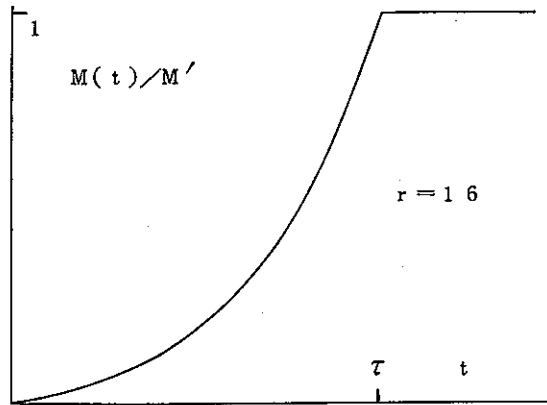


图 3.3 1 - c

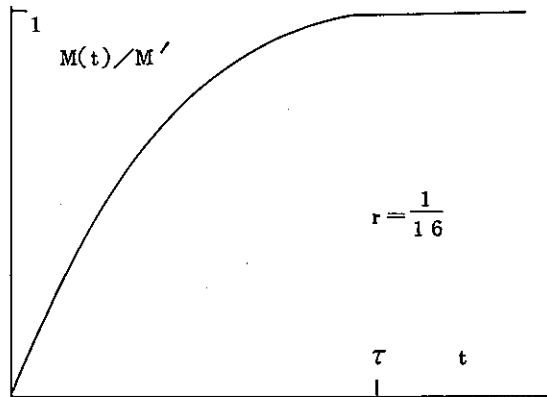


图 3.3 1 - b

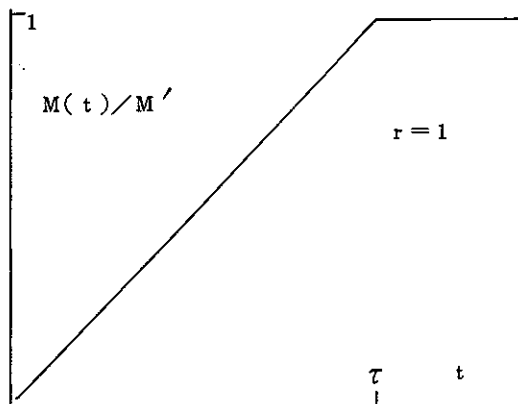


图 3.3 1 - a

—にしている。

I T R = 0 熱伝導なし

I T R = -1 二相と一相の体積比だけ一相を通じて熱伝導がある。

I T R = 1 phase A の間に入って来た燃料は phase B の圧力発生に寄与しない。

phase A での燃料の混合ステップは 6 ステップ程度である。

Fishlock の質量可変モデルは次式で表わされる。

$$\begin{aligned} m_f(t) &= m_{\infty} t / \tau_f & t < \tau_f \\ &= m_{\infty} & t \geq \tau_f \end{aligned}$$

Fishlock の計算モデルは非常に簡単なモデルであるが Caldarolla と非常によく似ている。

Caldarolla は今回の計算結果の標準とされたものである。微粒化と混合とをあわせた計算と云われていて、質量可変モデルは次のように表わされる。

$$\begin{aligned} M_f(t) &= M_{f\infty} \frac{t}{\tau_f} & t < \tau_f \\ &= M_{f\infty} & t \geq \tau_f \\ M_c(t) &= M_{c\infty} \frac{t}{\tau_c} & t < \tau_c \\ &= M_{c\infty} & t > \tau_c \end{aligned}$$

但し、 $\tau_f = \tau_c$, $M_{f\infty} / M_{c\infty} = 8.3$

MIZUTA の質量可変モデルは燃料質量を最大 50 の時間ステップにとり、各時間ステップでの粒子は独立に伝熱方程式を解くものである。従って ANTONAKAS 以外のモデルの中でもっとも大きな圧力になっている。

3) 新しい計算モデル

(i) VS-4 (RCN)

RCN で原研・斉藤が作成したもので、ナトリウム液中での各位置での検出圧力も計算できるようになっている。

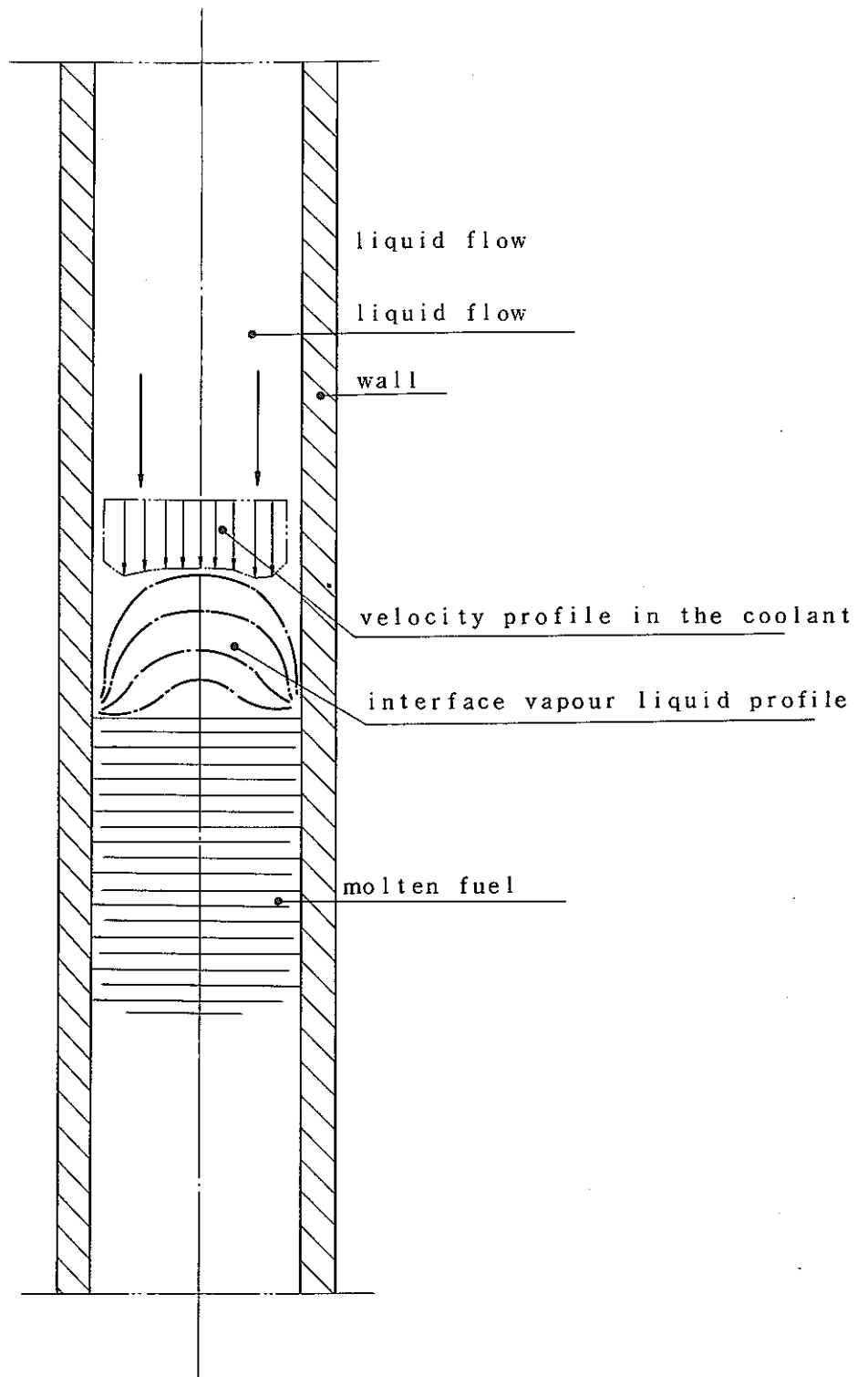
(ii) ナトリウム液中でのサブクール物性データの使用

phase A の発生圧力を計算するとき、等温圧縮率飽和状態の物性値をつかっていたが、これをサブクールの物性データを使うと 2 割程度発生圧力が低くなること SCARANO

と ANTONAKUS によって示された。

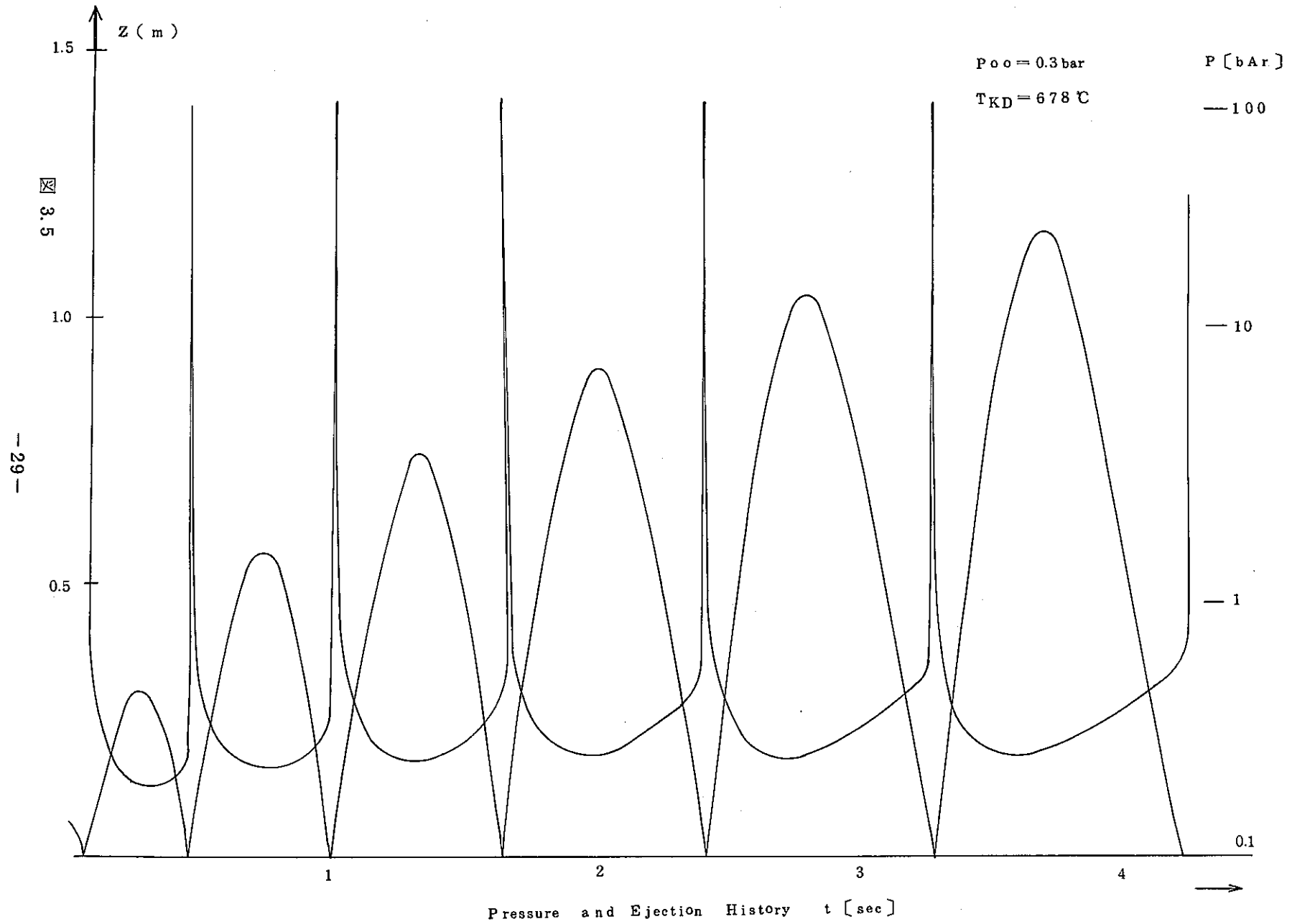
(iii) ISPRA 2次元モデル

ショックチューブ実験データの解析のために作成された解析モデルである。図 3.4 に示すように NA は速度分布をもって溶融燃料にぶつかり、図に示すような 2 次元的な NA 蒸気境界が発達する。その結果図 3.5 のような圧力と NA カラムの移動が行われる。このときの問題は蒸気境界層を計算するときの物性データと fitting する実験データが得られないと云うことである。



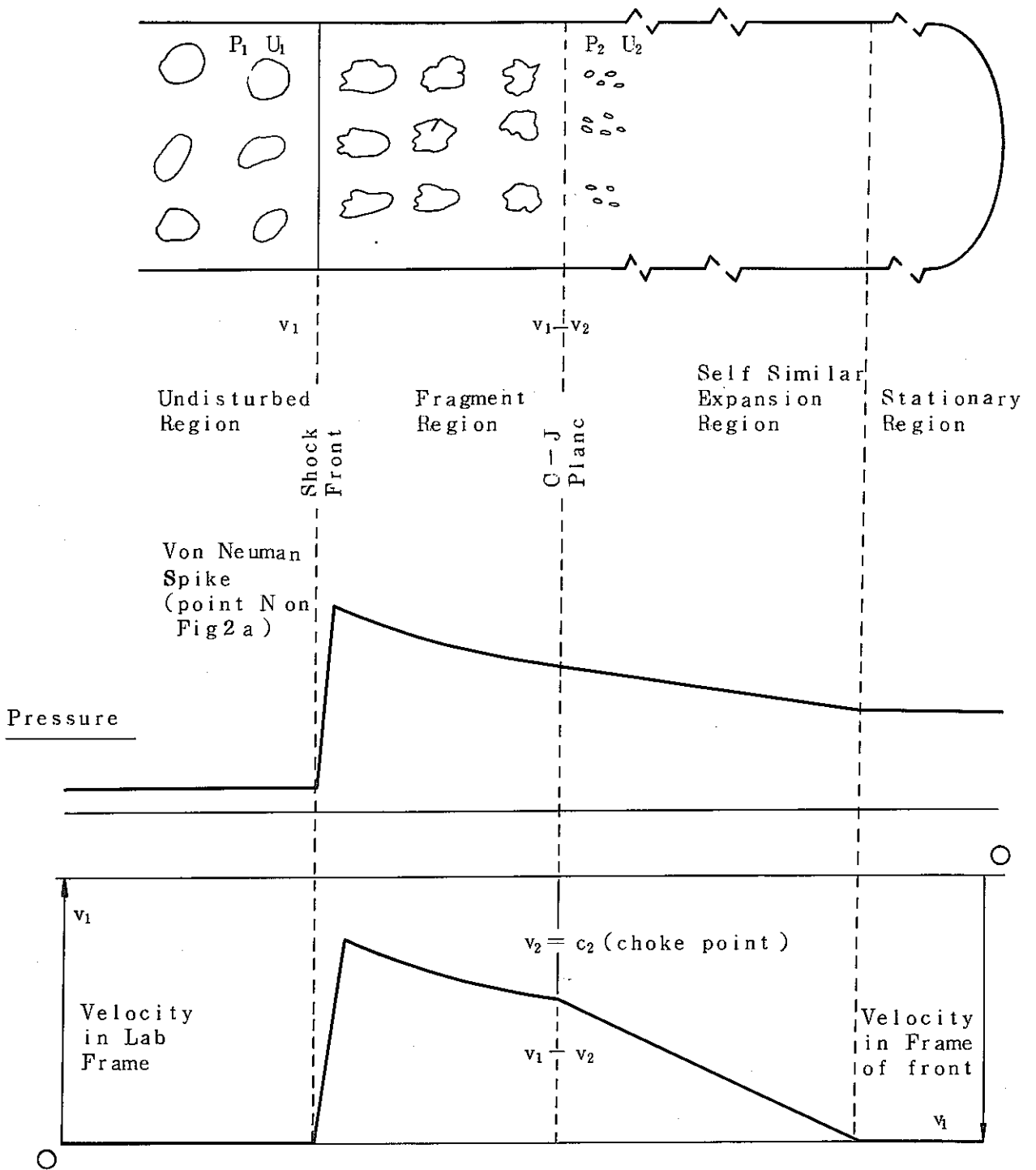
VAPOUR-LIQUID INTERFACE
BEFORE IMPACT

☒ 3.4

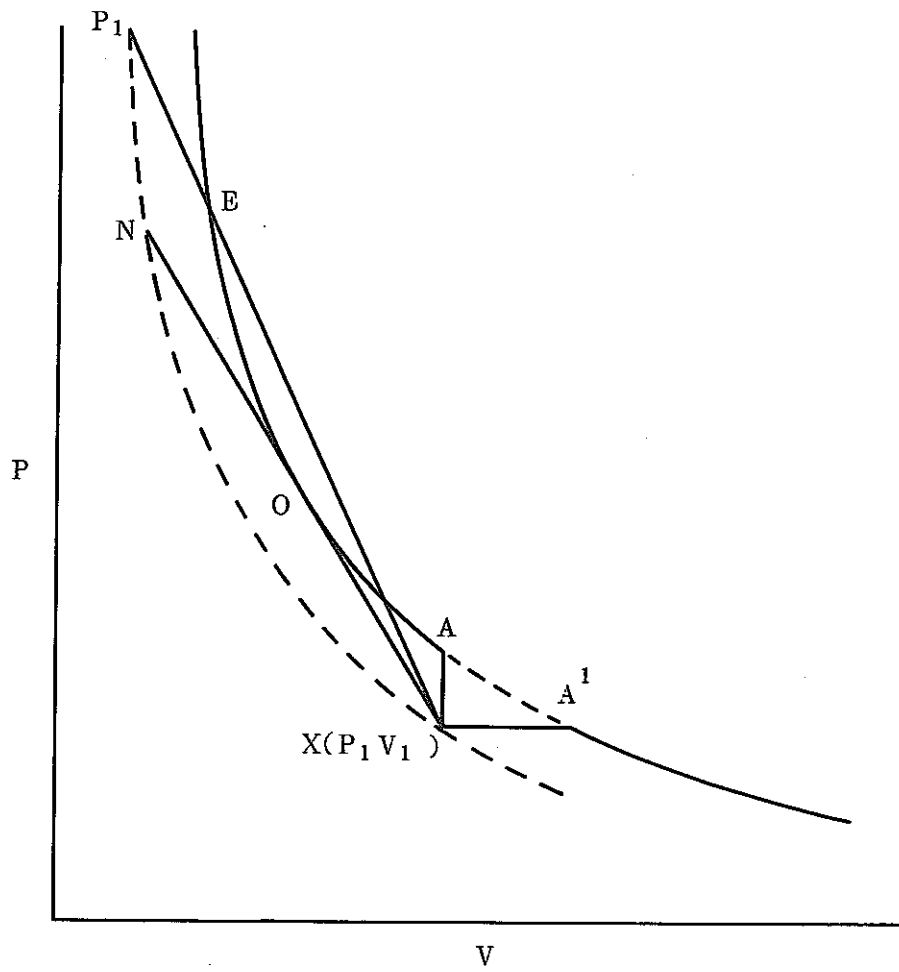


(V) Boardの蒸気爆発伝ばんモデル(図3.6)

最初は蒸気で熱しゃへいされた金属と水が均一に混合しているものとする。これに衝撃波が加わると衝撃波のFrontではvapor blanketがつぶされ、金属は微粒化し、伝熱がなくなる。①そして蒸気は膨脹する、②爆発の理論によると、定常的でself-sustainingな爆発を衝撃波の直後におこすのは唯一つの状態しかない。(図3.7 O点)この状態にあれば、衝撃波のfrontから離れて行く物質の速度は音速に等しくなる。これをChapman-Jouguet条件と云う。(C-J plane)。図3.8にすず-水系とナトリウム-UO₂系のO点を示す。



☒ 3. 6



Schematic Shock - Adiabatic

☒ 3.7

(V) 次回の理論モデル委員のテーマ

1. 実験データとの比較を行う。
2. より現実的なモデルの検討を行う。
 - ① 安全解析(ライセンシング上)用
 - ② 現実モデル(Confidence levelをもつ)

そして次の条件をそろえる。

- ① ナトリウムの物性定数をそろえる。
 - ② 伝熱, 拘束条件をできるだけそろえる。
 - ③ そして十分に保守的なモデルであること。
3. これには Shock Tube 実験データがよさそうである。VIPERならもつとよい。

3.4 モデル解析と実験値との対応

F S I 現象の解析モデルの目的は, 実際の炉の事故時に, F S I によりいかなる圧力履歴が発生し, 機械的仕事エネルギーがどれ位になるか, さらに熔融燃料の保有する熱エネルギーのうちどれほどが機械的エネルギーに転換されるか(転換効率)を推定する安全解析のためのものである。そのために, 解析モデルとして開発されてきたものの大部分, 特に Cho-Wright モデル以後のものは現象モデルを目指したものであるが, しかし, 実験の困難さにより, モデルの作成と評価に十分役立つ実験の数が少く, 現在の解析モデルがどの程度実際の現象をあらわしているか十分には明らかでない。

これまで実際の事故を模擬しようとする炉内実験と解析モデルによる計算との比較は数例あるのみである。そのほか, UO_2-Na による炉外実験及び他の物質を用いた模擬実験などに対して解析モデルによる計算との比較を行い, モデルの妥当性, インプットパラメータのとり方などを調べる研究が, 現在各国で積極的に行われている。

実験とモデル解析との対応を考える際, 最も普通に行われるのは, F S I により発生する機械的仕事エネルギー量, 転換効率, 及び圧力履歴の計算と実験との比較などである。

各解析モデルの inertia 仕事による機械的仕事ポテンシャル(1 atm まで膨脹するとした時の仕事)の比較例を次に示す。²²⁾ ただし $3400^\circ K$ 1250 kg の UO_2 と $922^\circ K$, 196 kg の Na が混合したとする。

Hicks-Menzies (UO ₂ と Na の完全熱平衡モデル)		約 300Joule/gUO ₂
SOCOOL (UO ₂ と Na の完全熱平衡モデル)	547	"
SOCOOL (UO ₂ と Na の瞬時混合, 断熱膨脹モデル)	256	"
SOCOOL-II (瞬時細粒化混合, 有限速度伝熱モデル)	235	"
Cho-Wright (細粒化混合時間定数 t _m , 有限速度 t _m =0	170	"
伝熱モデル)	= 1 msec	141 "
	= 10 msec	26 "

これを転換効率にすると, Hicks - Menzies で約 30%, Cho-Wright の t_m=数 msec で数%となる。

このような解析結果を実証する炉内実験としては, TREAT炉によるピストンオートクレーブを用いたSシリーズ実験^{5) 42)}がある。これはFSIで発生する機械的仕事エネルギーをピストンの運動エネルギーとして取出したものであるが, このような実験では全燃料のうちどの割合のものが実際にFSIを生じたかを明確に知ることが困難であり, 直接上の解析と比較できるような形には求められていない。一応全燃料を考えて求めた単位UO₂当りの機械的仕事エネルギーは, 約0.04Joule/gUO₂ (S-3実験), 約0.8 (S-4), 約4.3 (S-5), 約3.1 (S-6), 約0.013 (S-7), 約0.02 (S-8), となり, 数値自体は解析モデルの値より小さいが, 実際にFSIを生じたUO₂を考えると少くもCho-Wrightの t_m=数 msec の値くらいにはなるのではないかと考えられている。なお実験値のうちS-5, S-6実験が大きな値を示している。これにはボンダガス, 燃料蒸気圧による仕事などの影響もあるが, 実験後の燃料粒子の平均粒径を調べた結果では, S-5, S-6実験の粒径が他のものにくらべ小さくなっており, これが大きく影響していると思われる。Sシリーズ実験の転換効率も同様に, 全UO₂のエネルギーに対して整理されており, 0.6×10⁻⁵ ~ 2×10⁻³ (0.0006% ~ 0.2%)であって, 数値自体は解析によるものより1ケタ以上小さい。

FSI時の圧力履歴を解析と実験であわせることはさらに複雑であって, 例としてピストンオートクレーブによるS-11実験の圧力履歴を解析と比較した例がある。S-11実験^{R1)}ではTREATのPowerが最大となる前約15 msecに燃料の破損が生じ, この時鋭い圧力パルス(約150 atm)と共にピストンの移動(約7 msecで上端に達する。)が生じた。この初期圧力パルス後もPowerの発生があるので最大Power後70 msecで第2の圧力の

山(約140 atm)を生じ、この加圧過程は200 msec以後も続いた。そして300 msecをすぎたところでDelayed Pressure Pulseが生じた。この圧力履歴について Epstein⁴²⁾は、燃料の蒸気圧による仕事を考えると解析と実験とが一致し、Delayed Pressure pulseは蒸気の凝縮によるとした。一方、U. of Virginia のグループも S-11 実験の圧力履歴を説明しようと試み、Garner et al^{R2)}は、ナトリウムの蒸発による仕事を考慮するUVA-FCIコードにより最大圧力パルス(150 atm)を説明して、Epstein による燃料蒸気圧の仕事とする解釈と異なる説明を与えた。しかし、その後のレポート(FSI-53-6)で燃料蒸気圧とナトリウムの蒸発仕事の両方を考慮する説明を行った。このレポートでは温度の関数としての燃料蒸気圧の値を、両グループが別のものをとっていることを強調している。

またCronenberg 等⁴⁸⁾は、TREAT炉によるH-2実験と解析との比較を行った。Hシリーズ実験は、FFTF燃料棒の過出力時における破損限界と機構を求めようとするもので、TREAT炉中のMark-IIナトリウムループ中にテスト部を設けた。そして、破損後のFSIによるVoidの成長を、テスト部上下部の流量計よりとらえて、解析との比較の対象とした。解析モデルとしては、ループ中にナトリウム液と蒸気スラグ(Void)、燃料粒子と粒子を囲む液膜、チャンネル壁面液膜、よりなる混合領域を考えFSIによりこのナトリウム蒸気スラグが膨脹してナトリウム液柱を慣性力支配により押出すものと考えた。そして、混合領域におけるFSI初期のナトリウム蒸気量、ナトリウム液量、燃料粒子量、壁面におけるナトリウム蒸気の凝縮熱伝達率、粒子径をパラメータとして蒸気スラグの成長速度を計算し、実験からのVoiding履歴に近いものを与えるパラメータの組合せを求めた。また、これらのパラメータ条件での圧力履歴も計算した。これらの計算結果をもとに転換効率を推定してみると、破損時に燃料ピン中にたくわえられたエネルギーのうちナトリウム蒸気の最初の膨脹段階で伝熱によりナトリウムへ伝えられた熱エネルギーの割合(伝熱転換効率)は約1.52%となった。また、ナトリウム液の顕熱と界面での凝縮の効果などのため膨脹する蒸気へ伝えられた熱エネルギーの割合は計算によると1ケタ小さく0.12%となり、さらにこの熱エネルギーのうち一部が機械的エネルギーとなるわけである。実験による液体スラグの最高速度より求めたこの機械的エネルギーは0.01%のオーダーであった。

次にUO₂-Naによる炉外実験と、計算との比較について簡単にのべる。

大規模炉外実験は、圧力計測を主とした測定値に十分なものがとられていないことなどが

あつて計算と十分比較できる形にはなっていない。米国ANL(資料53-1)ではタンク実験により、発生する圧力等を測定した。FSIのパラメトリックモデルでは、 UO_2 内の熱伝導を考慮して伝熱量を計算するが、その際実験後求められた粒子表面積を用いると計算される伝熱量が大きくなり、 UO_2 とNaが接触したとたん、大きな鋭い圧力波が生じることになった。しかし、実験では接触直後にこの鋭い圧力は測定されなかったので、接触直後の表面積はずっと小さく、後になってフラグメンテーションしたものだらうと推定された。実験による容器圧から計算した蒸気生成速度より推定した伝熱速度を入れると、接触直後の鋭い圧力は計算されなかったので、実験結果に近い。そこで、現実的伝熱速度モデルは熱伝導というより、粒子群のまわりのNa蒸気が存在し、伝熱を防げるとした方がさらによいのではないかとしている。イスブラ(資料50)ではタンク実験による生成圧力はごく小さかったが将来の計算上の比較研究のため、二次元のREXCO HコードにFSIモデルを導入する方向で研究をすすめており、さしあたり、Caldarolaのphase Aの考え方と一次元圧縮性流体コードを組合わせたものを開発した。また、フランスでは、Steel CladをNa中でジュール加熱するJEF実験、及びNaと UO_2 の反応を調べるCORRECT実験を行い、一方CORFOUコードを開発して、サブアセンブリ規模のFSI解析に供しつつある。JEF実験におけるボイド量やCORRECT 1実験における容器内圧との比較を行った。イタリア^{R4)}では、燃料ピンの直接通電による UO_2 -Na実験を行い、FUSPEC2コードとの比較を行っている。

UO_2 -Naの以外の物質を用いた模擬実験をFSIの計算モデルとの評価を行なおうとする研究は現在各国で盛んに行なわれつつあり、イギリスのショックチューブの実験など、ほつほつ結果がでつつある。

文 献

- R1 S.M.Zivi et al "Autoclave TREAT Tests S-11 and S-12 on Fuel Coolant Interactions Under Simulated Conditions of Prompt-Burst Disassembly" Trans ANS, 17, 349(1973)
- R2 P.L.Garner et al "Comparison of Fuel Coolant Interaction Calculations with S-11 TREAT Test" Trans ANS, 17, 349(1973)

- R 3 M. Amblard, et al " Recent JEF and CORECT 1 Sodium Fuel Interactions Results " 2nd Specialist meeting on FSI in Fast Reactors, Ispra (1973)
- R 4 M. Martini et al " Out of Pile Experiments Related to Sodium Fuel Interaction Performed at CNEN " ibid (1973)

3.5 FSIにおける微粒化機構

熔融燃料と冷却材の直接接触時に、熔融燃料塊の微粒子への分解と云う現象が起こると接触面積が急激に増大し、冷却材への大きな熱移行が起こり、激しい沸騰が発生する。更に、この分解、すなわち微粒化がコヒーレントに短時間で発生する現象であるならば、非常に大きな蒸気爆発と云われる、瞬時に高圧を発生するような突沸が起こる。これまでの解析モデルのいづれもが微粒子径の大きさやその分解過程は、以後の熱移行、発生圧力や流動に大きな影響を与えることを明らかにしている。このためFSIの研究では、これまで微粒化機構の解明に精力的に打込まれて来た。これは、これまで考えられた微粒化機構についてまとめたものである。

現在までに種々の論文でとりあげられている微粒化の機構は、以下に示すように非常に多くの機構が考えられている。これらの機構は、どれが正しくて、どれが誤っていると云えるものではなく、物質の種類と条件によっては、どの機構も起こり得ると考えられる。ただし、蒸気爆発に密接に関連した微粒化機構になると、相当に制限されたものとなると考えられ、更に UO_2-Na 系でしかも、原子炉炉心で考えられる条件下の爆発となると一層限定された機構となると考えられるが、まだ決定的な機構は定まっていない。

機構を物理的な条件でまとめると以下のようにまとめられると考える。

- 1) 流体力学的な力 (Hydrodynamic Frag.) による微粒化 ……熱や温度が条件にならない純粹に流体の運動のみの原因によるもので、これには、各原因によって更に次のように分解して考えられる。
 - a) ジェット状放出の慣性力によるもの
 - b) ジェット状放出の際発生する乱流の攪乱によるもの
 - c) 液-液界面又は非凝縮性ガス等を含んだ場合、気液界面の不安定性 (Taylor

Instability)による。

d) 熔融物質の変形によって発生する不均等な力(慣性力)による。

2) 衝撃波による微粒化(Shock Frag.)

衝撃波によって起こる微粒化であるが、衝撃波の発生に以下の機構が考えられる。

a) 大きな温度差の液-液の直接接触による熱衝撃

b) 爆発的沸騰による衝撃波

c) 発生蒸気の凝縮による衝撃波

(i) 局所的な発生気泡の消滅

(ii) 気体スラッグの消滅(Reentry等による)

3) 熱力学的微粒化(Thermodynamic Frag.)

熱力学的な相の安定性や相の成長速度が関連して爆発的沸騰や破壊が発生するもの

a) 分子間力の急変による(Stress Induced Frag.)

固相成長速度>熱伝導による凝固速度の条件で発生

b) 自発核生成(Spontaneous Nucleation Frag.)

液-液直接接角時、境界面での低沸点側の温度が、その自発核形成温度以上になると急激な核形成とそれによる爆発的沸騰により微粒化が起こる。

4) 固体の殻形成による応力の発生による微粒化(Shrinking Shell Frag.)

a) 内圧の増大による応力の発生

i) 主応力 σ_r による殻の破壊

ii) せつ線方向応力 σ_t による殻の破壊

b) 内圧増大により殻の一部に破壊部を生じ熔融液体がmicro jetとなって放出、これによって微粒化

5) 沸騰による外乱(Boiling Disturbance Frag.)

a) 突沸による外乱

b) せんい沸騰による不均一外乱

6) 高温液体中へ冷却材の混入(又は侵入)と爆発的沸騰による微粒化

a) 外力による混入

b) 放出条件や放出量による

} Liquid Entrapment Frag.

c) 急激な蒸気発生と高圧パルスによる混入

d) 気泡の消滅による micro jet の発生 (せんい沸騰の膜沸騰等の大気泡の消滅)

i) 冷却材の micro jet の界面への衝突による

ii) 冷却材の micro jet の高温液体中への侵入による爆発的沸騰の発生

e) 高温液体中に冷却に伴って生じたキャビティへの冷却材の侵入と沸騰

以上の内、蒸気爆発を伴う機構として、まだ決定的なものはないが、3-(b)、4-(a)及び6-(d)等が主として検討されている。更に UO_2 -Na系の蒸気爆発の原因としては、6-(a)又は(b)のように外力又は大容量の UO_2 中にNaの侵入しか考えられなく、爆発的なFSIは考えられにくいとされている。特に、3-(b)の機構は UO_2 -Na系では起こり得ないことがわかっている。ここで特記すべきは、これまでの UO_2 -Na系の実験結果によると、微粒化は顕著であるが、蒸気爆発は、二三の例外をのぞいて発生していないことである。

4. 炉 内 実 験

4.1 米国における炉内実験

米国では TREAT 炉を用いて以下に記す FSI 実験が行なわれている。

1) S シリーズ⁽⁵⁾⁽⁴²⁾

S シリーズは過出力時あるいは核暴走事故時の FSI を究明するための実験で、ピストン・オートクレーブ(第 4.1 図)を用いて静止ナトリウム中で行なわれた。各々の実験の目的、条件および結果を第 4.1 表～第 4.3 表に示すが、これまでのところ激しい FSI は観察されていない。

2) E・H シリーズ⁽⁴²⁾

E および H シリーズは定常運転時の炉心温度を模擬してから出力を上昇させ反応度挿入事故を模擬して燃料の過渡挙動を調べることを目的としており、Mark-II ループ(第 4.2 図)を用いて行なわれた。これらの実験のうち燃料が溶融し破損したものを第 4.4 表に示すが、いずれの実験も機械的の仕事への転換率は小さい。

3) L・R シリーズ⁽⁴²⁾

L および R シリーズは流量減少事故を模擬した実験であって、L シリーズは Mark-II ループを、R シリーズは R シリーズ用ループを用いている。これらの実験のうち燃料が溶融し破損したものを第 4.5 表に示すが、これらの実験でも激しい FSI は観察されていない。

4.2 その他の炉内実験⁽⁴³⁾

R CN (オランダ)では HFR 炉内で特製カプセル(第 4.3 図)を用い、流量減少事故を模擬した燃料破損実験を行なっている。これまでに行なわれた主な実験結果を第 4.6 表に示すが、激しい FSI は観察されていない。

4.3 検 討

これまでに行なわれた炉内実験では、いずれも激しい FSI は観察されていない。しかし、これらの実験は炉内の事故状態を完全に模擬しているとは言い難い点もあり、また考えられる事故のすべてのフェイズを模擬しているわけではないので注意を要する。例えば

R C N実験では冷却材沸騰により流路がボイド化している時に燃料破損が生じ、冷却材がリエントリーする前に炉をスクラムしているので、リエントリー型のF S Iが生じていない。

TREATのSシリーズ実験ではこの点に注意を払い、燃料ピンの配列、燃料ピン内のガス量、燃料破損時のエネルギーなどをパラメータとしており、特定の条件、例えば燃料ピン内にガスが存在しない場合には、これまで観測されていたよりも激しいF S Iが生じる可能性がありうることを示されている。

参 考 文 献

- (R1) R. Simms et al., "Transient Overpower Test E 8 on FFTF-Type Low-Power Irradiated Fuel", Trans. ANS (1975)
- (R2) C. E. Dickerman et al., "Recent Results from TREAT Tests on Fuel, Cladding, and Coolant Motion", Proc. European Nucl. Conf. (1975)
- (R3) R. Simms et al., "Loss-of-Flow Test L5 on FFTF-Type Irradiated Fuel", Trans. ANS (June 1975)
- (R4) F. L. Yaggee, "An Analysis of Fuel Element Failure in the L5 TREAT Transient Test Simulating a Loss-of-Coolant Flow Accident in an FTR-Type Reactor" Trans. ANS (1974)
- (R5) B. W. Spencer et al., "TREAT Loss-of-Flow Safety Experiment R 6", Trans. ANS (1975)
- (R6) R. E. Holtz et al., "TREAT Loss-of-Flow Safety Experiment R 7", Trans. ANS (1975)

第4.1表 TREAT実験 Sシリーズのまとめ(I)
 実験の目的

	Objective	
S 1	Radio chemical calibration	
S 2	Checkout with mild pulse	
S 3	Effects of increasing energy	
S 4		
S 5	Effects of absence of bond gas	
S 6	Effects of geometry and fuel-to-sodium ratio	} FFTF simulation
S 7	First test at 500°C sodium	
S 8	Re-entry test	
S 9	Canceled	
S 10		
S 11	Effects of suppressing sodium boiling before fuel rupture and effects of fuel vapor driven fragmentation and mixing	
S 12	Same as S11 except thicker clad	

第4.2表 TREAT実験 Sシリーズのまとめ(II) 実験条件

	S1	S2	S3	S4	S5	S6	S7	S8	S11	S12
<u>Reactor Characteristics</u>										
Peak Power(MW)		2310	2664	6650	3357	5374	4644			
Period (msec)		62	53	34	45.6	38	40	27	23	23
Integrated Power (MW-S)		495	669	1050	740	975	908		~1800	~1800
<u>Fuel & Autoclave Properties</u>										
No. of Fuel Pins	(1) 5+4d (2) (S)	5+4d (S)	5+4d (S)	5+4d (S)	5+4d (S)	7 (3) (H)	7 (H)	7 (H)	1	1
Mass of UO ₂ (g)		205	205	205	205	286	204	204	28	28
Enrichment (%)	10	10	10	10	10	10/13	10/13		13/10	13/10
Clad O.D. (in)		0.29	0.29	0.29	0.29	0.29	0.23			
Clad thickness	15	15	15	15	?15	15	15		15	25
Internal Pressure (Torr)		780	780	780	5×10 ⁻⁵	780	780			
Mass of Sodium(g)		198	201	200	199	?145	186			
Mass of Piston (g)		260	260	260	263	263	261			
Coolant to Fuel Ratio			2.2	?2.2	2.2	0.94	0.97	0.97	2.5	2.1
Sodium Temp. at Start of Test (°C)		190	?170	165	?165	210	500	510	150	150

(1) d: dummy pins

(2) square array

(3) hexagonal array

(4) 文献により値が異なる。

第4.3表 TREAT実験 Sシリーズのまとめ(Ⅲ) 実験結果

	S 2	S 3	S 4	S 5	S 6	S 7	S 8	S11	S12
Total transient specific energy (J/g-UO_2)	1420	1930	3020	2130	2060	2150	3280	7100	7100
(cal/g-UO_2)	339	461	721	509	492	514	784	1696	1696
<u>Initial Meltdown Only</u>									
Specific energy at initial failure from 20°C									
Average (J/g-UO_2)	980	1870	2040	1830	? 1640	? 1630	1590	2250	2290
(cal/g-UO_2)	234	447	487	437	392	389	380	538	547
Peak (J/g-UO_2)		2080	2270	2040	1980	1900	1860	2350	2400
(cal/g-UO_2)		497	542	487	473	454	444	561	573
Fuel vapor Pr (peak)(atm)		42	103	33	24	14	10	125	145
Initial Pr. Pulse (atm)		31	59	5	22	11	45	150	* (3)
Largest Pr. Pulse (atm)		37	122	93	122	24	53	150	*
Duration of Pulse Occurrence(msec)		18	12	80	25	13	14	Single	Single
Calculated Energy (1)									
Conversion ratio (%)		0.0015	0.03	0.03	0.007	0.0008	0.001	0.1	0.03
<u>Total Including</u>									
<u>Delayed Interaction</u>									
No. of Delayed Interaction		1	1	2	1	0	??	1	1
Largest Pr. Pulse (atm)	12	37	122	200	140	? 24	53	150	*
Duration of Pulse Occurrence (msec)		465	2390	285	235	13	14	330	380
Impulse from Largest Pulse (dyn-sec)	0.25×10^5	0.68×10^5	? 1.48×10^5	3.3×10^5	3.2×10^5				
Sum of Impulse from all pulses (dyn-sec)	0.33	2.39×10^5	10.4×10^5	24.2×10^5	26.7×10^5 (13.1×10^5)	1.3×10^5			
Calculated Energy (2)		0.002	0.025	0.2	0.15	0.0006	0.0006	-	-
Conversion ratio (%)					(0.04) ⁽⁵⁾				
Mass-mean residu dia. (μ)		2700	1240	220	400	300	(4)	(4)	(4)
Mass fraction smaller than 41μ (%)		1	2	17	4				

(1) based on average fuel energy at initial failure

(2) based on average total fuel energy

(3) Pressure peak not recorded

(4) not yet determined

(5) excluding damper oscillation

(6) 文献により値が異なる。

第 4.4 表 燃料溶融破損が生じた過出力炉内実験

(E, H シリーズ)

テスト名称	燃料ビン数 (本)	燃料燃焼度 (atom %)	燃料質量 (g)	燃料長さ (in)	出力パルス巾 (sec)	サンプルエネルギー (J/g)	燃料破損用のエネルギー (J/g)	破損時の燃料溶融割合 (%)	燃料破損時ナトリウム温度 (℃)	機械的仕事に転換されたエネルギー (J/g)
<u>unshaped transients</u>										
E 2	1	新燃料	89	11.6	0.24	2590	1900	90	500	1
	6	ダミー								
H 2	1	新燃料	68	13.5	0.27	1460	1220	70	800	0.1
E 3	3	~ 6	45	5.5	0.11	2100	710	(0)	500	2
E 4	1	新燃料	68	13.5	0.25	2100	1540	80	960	5.4
	7	5								
<u>Shaped transients</u>										
H 5	1	3.5	67	13.5	0.84	1400	1250	25	925	-
	6	新燃料	405	13.5		1900	1700	62		
E 6	1	4.3	65	13.5	0.32	1700	1450	72	924	-
	6	新燃料	405	13.5		2150	1830	88		
E 7	7	4.3	460	13.5	0.32	2930	1100	50	600	-
(R ₁)(R ₂)					(FFTF	3 \$ / sec を模擬)			200 psi 以下の圧力パルス	
E 8	7	5								

第4.5表 燃料破損を生じる流量減少炉内実験

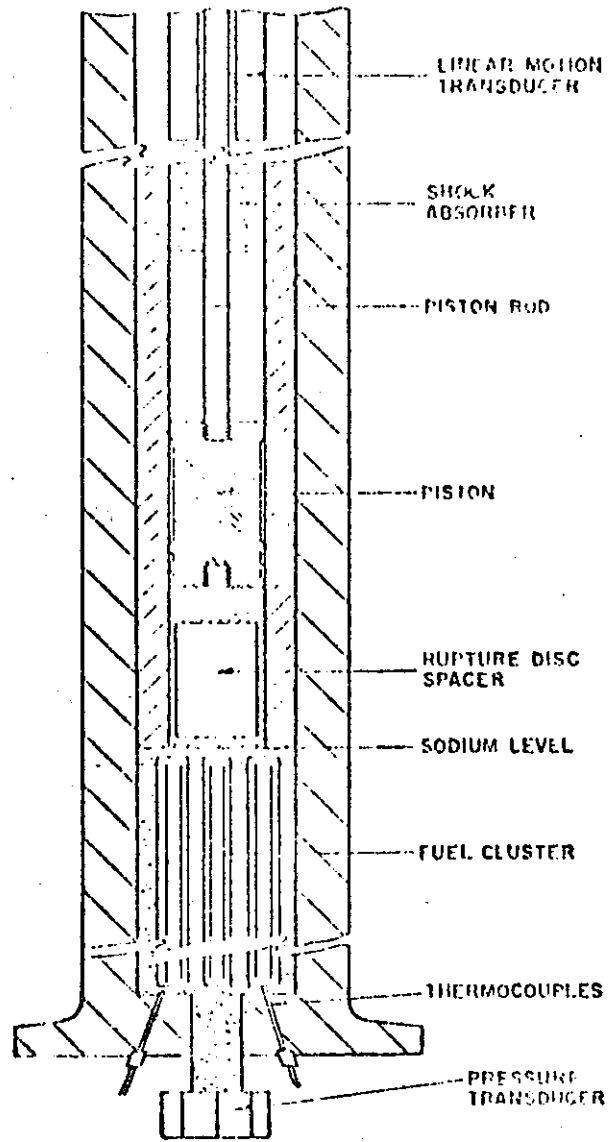
(L・Rシリーズ)

テスト名称	燃料ピン数 (本)	燃焼度 (atom%)	燃料質量 (g)	燃料長さ (in)	
L2	7	新燃料	456	13.5	約180w/g で30秒間 flat top
L3	7	3.5	470	13.5	約150w/g で30秒間 flat top
L4	7	4.3	460	13.5	約190w/g で30秒間 flat top
(R3)(R4) L5		8			大きな圧力は生じなかった
R3	1	新燃料	180	36	約170w/g で30秒間 flat top
R4	7	新燃料	1270	36	約17w/g で20秒間 flat top
(R5) R6	7	新燃料			R7の挿入反応度を定めるため
(R6) R7	7	新燃料			大きな圧力は生じていない

第4.6表

RCN 炉内実験のまとめ

	LO1	LO2	LO3	LO4	LO5	LO6	LO7	LO8
Average specific power (w/g)	300	275	290	281	281			
Average linear power (w/cm)					560	485	545	550
Max. linear power (w/cm)	600	600	600					
Max. Sodium Temp. (°C)								
— stationary	480	420	480		580	540	525	520
— dynamic	1040	1030	1045		1175	1030	1060	1160
Effective LOC—time (sec)	7.1	6.0	7.35	11.8	14.9	6.25	6.7	13.8
LOC—time after start of boiling	0.6	-0.5	0.85	4.9	8.0			
Start of Na boiling (°C)	1040	—	1035	1080	1080			
Max. Na temp. at scram (°C)	1042	1005	1045	1344	1174			
Sodium temp. increase (°C/sec)					64	73	83	65
Energy Input (kw-sec/cm)					8.12	3.50	3.75	7.73
Initial gas Pr. in fuel pin (bar)					1	75	75	1
Central fuel melting	yes	yes	yes					
Melting of fuel surface	no	no	no					
Failure of fuel pin	yes	no	yes	yes	yes	no	yes	yes
Length of failure spot (mm)	40	—	150	180	250			
Failure mode	clad melt	—	clad melt					
Disassembly of fuel column	no	no	no	yes	yes	no	no	yes
Max. amount of molten fuel (%)	15	10	25	40	70	10	—	—
Pressure pulse (bar)					12	no	160	no

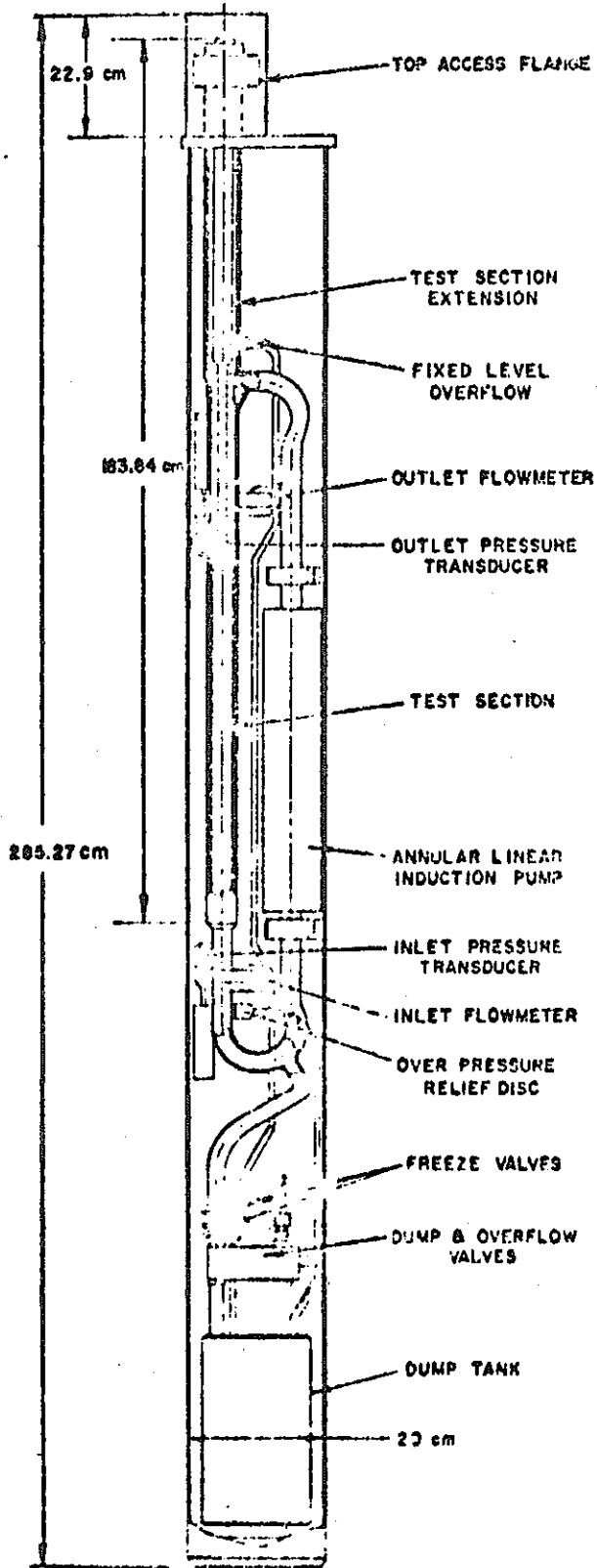


(Not to scale)

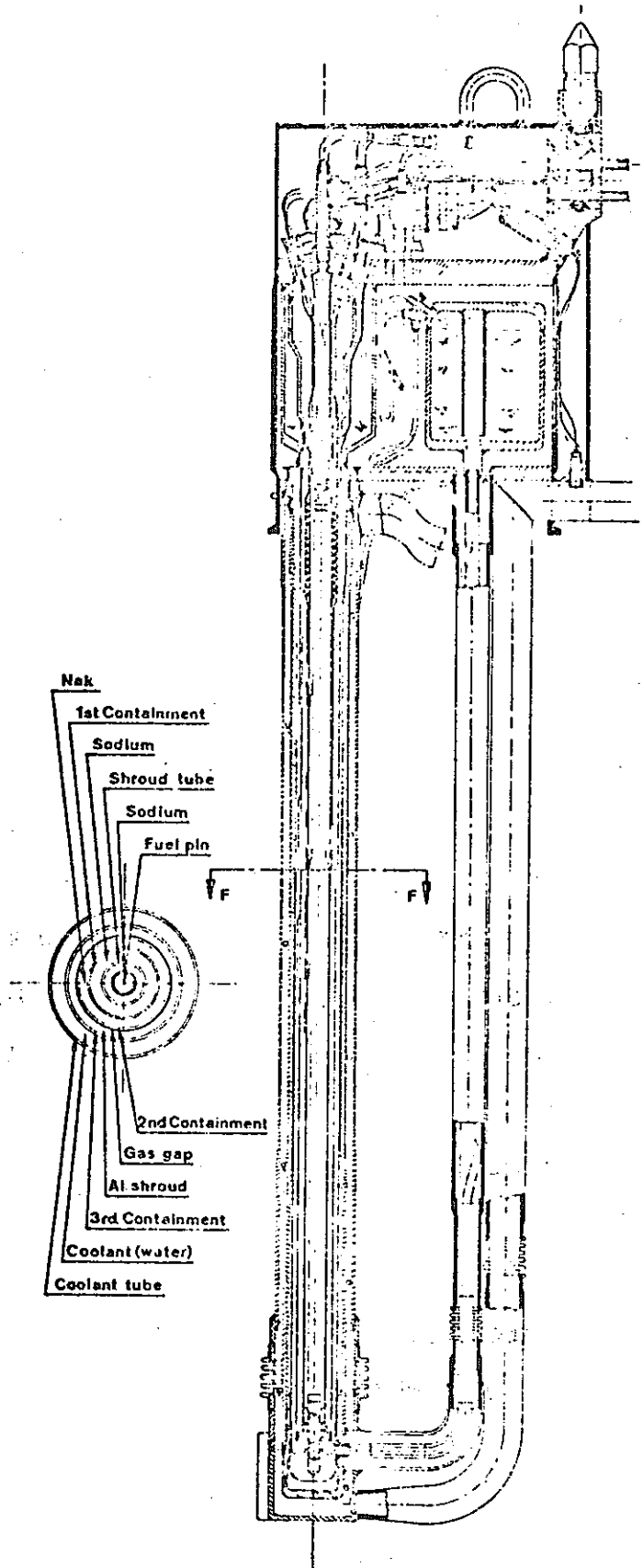
308-551

FIG. IV-35. Autoclave Measuring System for High Energy Melt-down Experiments in TREAT in a Sodium Environment

第4.1图 (ANL-7325)



第 4.2 图 Layout of the Mark II Integral sodium TREAT loop.



第 4.3 图 Loss of Cooling Capsule

5. UO_2 - Na 炉外実験

現実の事故を想定した F S I 実験は炉内実験が望ましいが、F S I の特性（過渡伝熱過程、燃料の微粒子化等）を解明するためにはむしろ炉外実験が有効である。最近までは UO_2 の取り扱いが困難であることから予備実験として熔融金属（ Al_2O_3 、Al、Sn、Pb 等）を用いた模擬実験が活発に行われてきた。第 1 回 CREST 会議はほとんど模擬実験に関する報告であった。しかし第 2 回 CREST 会議では実際の UO_2 - Na 炉外実験に着手しはじめていることが報告されている。各国とも実験を始めたばかりで F S I による圧力履歴を計測することに重点がおかれ、転換率の検討までには至っていない。

5.1 実験方法

炉外実験を行う場合に最も問題となる点は、 UO_2 の加熱方法、 UO_2 と Na の接触方法、測定方法である。

UO_2 の加熱方法としては電気炉、直接通電、高周波加熱、レーザーなどがある。 UO_2 と Na の接触方法としては衝撃管型、タンク型、注入型、混合型、燃料ピン形状等があるが、想定する F S I の発生形態によって選択している。測定装置は圧力計、熱電対、Na の流速測定があるが、いずれも機器の感度と設置場所が問題となる。また各国共高速度フィルムで実験の撮影を行っている。

5.2 小規模炉外実験（ UO_2 ～数 10 g）

UO_2 - Na 炉外実験は始まったばかりであるので十分なデータはそろっていない。F S I による発生最高圧力は高々 5 気圧程度しか測定されておらず、解析値と比較するとかなり小さい。 UO_2 と Na の接触方法によって発生圧力が異なるようである。つまり、 UO_2 に Na を注入した場合は激しい F S I を発生するが、Na に UO_2 を滴下させた場合は蒸気爆発は生じないという報告⁴²⁾がある。

微粒子化の機構は F S I 後の燃料粒子の回収、高速度撮影によって研究されている。微粒子化のモデルに関する報告^{R3)}、および粒径分布は対数-正規分布関数であるという報告^{R3)}もある。

F S I の重要な要素である F S I による機械的仕事量（転換率）についてはまだ検討さ

れるまでには至っていない。

5.3 大規模炉外実験 (UO_2 ~ 数 10 kg)

小規模 (UO_2 ~ 10 g) な実験は各国でかなり行なわれてきたが、実際の事故に対応した F S I 現象を解明するためには UO_2 数 Kg ~ 数 10 Kg を扱った大規模実験が必要となる。各国では 1974 年頃より大規模な炉外実験に着手しはじめ、実験データが提出されつつある。本節では実験中、計画中の大規模炉外実験を紹介する。

大規模炉外実験の目的は主に次の二種類に分類される。第 1 は fragmentation 機構、蒸気爆発機構の解明であり、第 2 は実際の事故に対応した F S I 現象の模擬である。後者は集合体内での F S I と炉心溶融事故における F S I に分類され、いずれも、炉構造設計への feedback が考慮されている。

実験の測定は F S I による圧力値、機械的エネルギーおよび効率、さらに燃料の粒径分布に特に重点がおかれている。

実験に際して特に困難なものは燃料の加熱方法と燃料-Na の混合方法であり、各国それぞれ特徴のある方法が考案されている。1 ~ 10 Kg の UO_2 を加熱する方法としては、アメリカではテルミット反応を利用し、EURATOM と西ドイツでは電気炉、フランスでは高周波加熱、日本では電気炉と直接通電の併用型というものが利用されている。現在までの実験では 3 Kg 程度の UO_2 溶融が行なわれている。混合方法としては落下によるものと注入によるものが考えられ、それぞれの事故を模擬して選択されている。

第 5.2 表に各国の大規模炉外実験の方法と結果をまとめている。

次に各国の大規模実験についてのべる。日本の実験については第 7 章で詳細にのべられているので、本節では省略する。

1) アメリカ (53-1, 71, 53-4, R4)

ANL で三種類の実験が行なわれている。一種類は炉心溶融事故における F S I を模擬し、エネルギー効率の検討を目的としたものである。3 ケースの実験がすでに行なわれ、 UO_2 0.6 ~ 3.1 Kg をテルミット反応で溶融させ、 UO_2 を Na 中落下させる (図 5.1)。最大圧力 15 atm が測定され、熱の 20% が Na の蒸気化に使用されたと報告している。また、燃料は Na 中を数 inch 移動する間に細分化されており、実験後の粒径分布は小規模な実験や TREAT 実験によるものとあまり異なっていないと報告してい

る。

二種類目はFauskeのhomogeneous nucleation modelを確認することを目的としており(図-5.2), UO_2 1 Kgを用いて1回実験した。結果はfragmentationは生じたけれどもexplosionは観察できなかつたとし、Fauske理論を確認している。

三種類目は集合体(37本バンドル)を模擬した実験(図-5.3)で、FSIによる燃料の挙動、仕事転換率、ラップ管の変形等を目的としている。 UO_2 500 gをテルミット反応で溶融し、ピン内に注入する。注入後3 msecで300 msecにわたって90 atmが測定された。さらに、12 msecの間に数回インパクト圧力が測定されている。仕事転換率は0.04%でラップ管は0.102 cm変形していた。またナトリウムは80%がvoidになっている。この実験ではmildな相互作用をしており、燃料をはげしく移動させる程の圧力は発生していないと結論している。

2) EURATOM, 西ドイツ (50, 44)

EURATOMではISPR Aでfragmentation機構と蒸気爆発の条件を解明するために1.9 Kgの UO_2 を用いて実験した。(図-5.4)燃料を溶融するオープン、るつぼを回転させる装置に非常に苦心している。実験の結果、ごく低い圧力しか測定されていない。燃料粒径は約84%が250 μ m以下であった。本実験は将来Core Catcher設計のための実験として利用する計画になっている。

GfKではISPR Aと共同で実験しており、まだ建設中(1974年春現在)である。集合体内のFSIとそれによる隣接集合体への影響を目的としている(図-5.5)。燃料は電気炉で溶融させるが、これはISPR Aで製作する。 UO_2 5 Kg溶融を目標としており、非凝縮ガスの効果も検討する予定である。

3) フランス (53-3)

実験の目的は現実炉心においてHicks and Menziesらの計算のような高い効率が得られるかどうか、事故の型によってどのようなFSIが発生するかという点にある。現在行なわれている実験はCORRECT-I(図-5.6)と呼ばれ、大量燃料の溶融方法の検討を目的としている。 UO_2 溶融は高周波加熱で行なわれ、7 Kgまでの溶融が目標である。1974年3月までに11回の実験が行なわれた。代表的な例として UO_2 2.4 Kg, Na 300 gを用いた実験が報告されている。最大圧力9.8 barが測定され、エネルギーとして10 J/g- UO_2 が得られた。また UO_2 30 gが1~100 μ m細分化している。本

実験では燃料を溶融する際、蒸気になりやすく、順調には進んでいないと報告している。

さらにCORRECT-II(図-5.7)を建設中で、これは冷却材喪失時のNa再流入による集合体内のFSIを模擬するために行なわれる。UO₂は7Kgを目標とし、Naカラムへ伝達されるエネルギーを測定する予定である。

CORRECT-III(図-5.8)は計画中の実験で、炉心溶融事故後に燃料が容器の底やCore Catcherに落下したとき生じるFSIを模擬する。UO₂は7Kgで750ℓのNa中へ落下させる。本実験はCore Catcherの設計に役立つ予定である。

5.4 問題点と今後の実験の進め方

現在までに報告された実験結果によれば、FSI理論計算による圧力値に比べてかなり小さな値しか測定されていない。これは、対象とするUO₂量が少ないこと、UO₂とNaが十分に混合していないのではないかとということがあげられよう。一方、実験による微粒子化機構、伝熱機構などの解明が進めば理論計算ほど高い圧力が発生しないということも期待できるのではないと思われる。

今後実験を進めるに際して次の項目が課題としてあげられよう。

- 1) FSIによってどの程度の蒸気爆発が発生するか。UO₂とNaがどのように接触すれば激しい蒸気爆発をおこすか。
- 2) UO₂はどのような機構で微粒子化するか。
- 3) UO₂からNaへどのように熱が伝達されるか。
- 4) FSIによる発生圧力によって周囲にどの程度の影響を及ぼすか。

実験技術の改良としては次の項目が考えられる。

- 1) UO₂を多量に溶融する技術。
- 2) 測定技術の改良—高温圧力計、温度測定、X線による高速度撮影など。
- 3) 爆発後の燃料粒子の回収方法。

大規模実験の場合最も困難な問題は大量燃料の溶融方法である。各国UO₂～10Kgを目標としているが、現在の時点で3Kgが最大である。

大規模実験においては実際の事故現象を模擬し、事故現象の相違によるFSI現象の相違が検討されなければならない。各国ともすでにそのような方向で動いている。

実験と解析との対応も必要である。すでに、アメリカ、EURATOM、フランスでは

各自のコードを用いて比較している。

さらに実験が進めば F S I が構造材に及ぼす影響， F P ガスが F S I に及ぼす効果なども追求されるであろう。

参 考 文 献

- R1) 「Recent JEF and CORECT I
Sodium/Fuel Interaction Results」
M.Amblard et al (CREST-II)
- R2) 「Basic Experimental Techniques for Visualisation
of the Fragmentation Process」
「Out of pile Tests on UO₂ pins」
M.Martini et al (CREST-II)
- R3) 「Progress Report on the Molten UO₂ Drop Experiment」
H.Mizuta et al (CREST-II)
- R4) 「On the Question of Pressure Driven Fuel Compaction」
R.E.Henry et al (ANL)
- R5) 「Versuche zur Brennstoff-Natrium-Wechselwirkung
mittels direkt elektrisch beheizter UO₂-Brennstäbe」
H.Deckers et al Karlsruhe (1974)

第 5.1 表 $UO_2 - Na$ 炉外実験の概要

国 (文献)	機関	場所	目的	$UO_2 \rightarrow Na$	形状	加熱方法	UO_2 量	Na 量	UO_2 温度	Na 温度	圧力測定 位置	最高圧力	持続時間	立ち上り 時間	燃料粒子	備 考
アメリカ 18) 19) 42)	ANL	Chicago	炉心溶融	$UO_2 \leftarrow Na$	注 入	電気炉	30~50g	0.15~0.3g	3000 ~3100℃	400℃	容器上方	~0.5 気圧		9~300 ms		Vapor Explosion なし。 fragmentation 発生。 Vapor Explosion はおだやか。 fragmentation 発生。 FSI が連続的に発生。 $UO_2 \leftarrow Na$ 注入を 1974 年より開始。
				$UO_2 \rightarrow Na$	滴 下	電気炉	7~24g	250~290g	2900℃	200~ 600℃						
				$UO_2 \rightarrow Na$	タンク	テルミット 反応	~ kg		3000 ~3200℃		容器上方					
フランス R1)	CEA	Grenoble	燃料ピン 溶 融	$UO_2 \rightarrow Na$ (JEF)	燃料ピン	直接通電	7.2g			400℃	容器壁	1.15 気圧		50ms	1~2 μ	共に解析コードで解析している。 1974 年より CORECT-II を始め る。
			炉心溶融	$UO_2 \leftarrow Na$ (CORECT) -I	注 入	高周波	3.2 kg	300g		400℃		~5 気圧		0.4 sec	1~100 μ	
イギリス 27) 44)	UKAEA	Foulness	炉心溶融	$UO_2 \rightarrow Na$	爆 発	火 薬	~24g	406mm ϕ \times 406mm		200℃	ガスブラン ケット部	~4 気圧	12ms	6ms		火薬燃焼によるガスの除去に工夫。 流体抵抗物の効果、容器の形状効 果の検討。 充填物の回収方法に努力。
EURATOM 21) 44)		Ispra	炉心溶融	$UO_2 \rightarrow Na$	タンク	電気炉	~5 kg			300 ~600℃	容器下部					高温圧力計を開発。 1974 年に予備実験、1975 年か ら本実験開始。
西ドイツ R5)	GfK		燃料ピン 溶 融	$UO_2 \rightarrow Na$	燃料ピン	直接通電	5mm ϕ \times 160mm	流速~3m/s		~700℃						燃料ピン 1 本と 7 本で実験。 1974 年春より実験開始予定。
イタリア R2)	CNEN	Rome	燃料ピン 溶 融	$UO_2 \rightarrow Na$	燃料ピン	直接通電	10mm ϕ \times 60mm				燃料ピン部	~1 気圧				解析コードと比較しているが、実 験ではピーク圧、転換率共に解析 値より低い。 7 本ピン実験の計画もある。
日 本 R3)	PNC	東海	微粒子化	$UO_2 \rightarrow Na$	滴 下	中心加熱	~20g	30~200mg	3000 ~3100℃	200 ~300℃	容器底	~4 気圧	0.8~2.1 ms		対数-正規 分布関数	燃料粒子回収と fragmentation に力を入れている。 燃料ピン実験も行う予定。

第 5.2 表 UO₂-Na 大規模炉外実験概要

国名	機関	実験者名	実験名	目的	実験方法						実験結果			備考	
					形状	加熱方法	混合方法	UO ₂	Na	その他の特徴	圧力	効率	粒径分布		
アメリカ	ANL	Johnson 他	PAHR (53-1) (71)	炉心熔融事故時の FSI によるエネルギー効率と微粒子化機構を調べる	タンク	テルミット反応	UO ₂ ↓ Na	0.6 ~ 3.1 kg 3100℃	3.2 kg 300 ~ 630℃	燃料から Na への熱流束の検討も行なわれている		heat の 20% が Na Vapor 化に使用	UO ₂ は Na 中を数インチ通過するだけで細分化する。粒径分布は small-scale や TREAT の実験結果と大差ない	○ 3 回 Test 実施 (M1, M2, M3) ○ コードで比較 ○ 実際の炉心に近い装置でも実験する予定	
	ANL	Henry 他	EDT-2 (53-4)	Fausko の 蒸気爆発モデルを実験的に検討する	タンク	テルミット反応	UO ₂ ↓ Na	~ 1 kg 3200℃	7.25 kg	容器 8 in. dia × 18 in. long		50% Mass 平均で約 100 μm であった	○ 1 回 Test 実施 ○ fragmentation は生じたが explosion は観察できなかった		
	ANL		UPI (R4)	集合体 (37 本バンドル) 内で FSI による燃料挙動を調べる	集合体	テルミット反応	UO ₂ ↓ Na	500 g 3200℃	6.50 kg	集合体 (37 本バンドル) を模擬				○ 燃料は集合体内にとどまる ○ ラップ管は 0.102 cm 変形 ○ ナトリウムは 80% がボイドになる	
ユーラトム	ISPRA	Stella 他	P12 (50)	微粒子化の機構と蒸気爆発の条件を解明する P12 では燃料粒径分布の測定が中心である	タンク	電気炉	UO ₂ ↓ Na	1.9 kg 2850℃	500℃	UO ₂ を熔融するオープン、るつぼの回転装置の改良に力を入れている			約 84% の UO ₂ 破片は 250 μm より小さい	○ コアキャッチャー設計のために本実験を利用することも計画されている ○ 1 次元コード、2 次元コードを用いて比較している	
西ドイツ	GfK	Gast 他	(44)	集合体内の燃料溶解の FSI による隣接構造体の損傷を検討する	カラム	電気炉 (ISPRA で製作)	Na ↓ UO ₂	~ 5 kg ~ 600℃	300 ~ 600℃	非凝縮ガスの効果も調べる				○ 建設中 1975 年には実験開始の予定 ○ GFS と共同	
フランス	CEA	COSTA 他	CORECT-I (53-3)	大量燃料溶解装置の開発を行なう	注入	高周波 (350KHz, 50 KW)	Na ↓ UO ₂	2.4 kg (7kg) 410℃	300 g	圧力容器 90ℓ			UO ₂ の 30 g が直径 1 ~ 100 μm に細分化した	○ 1 1 回 Test 実施 ○ 「CORFOU」コードと比較している ○ UO ₂ が蒸気化しやすい	
			CORECT-II (53-3)	集合体内で流量喪失した場合の Na 再流入による FSI を模擬する	注入	高周波	Na ↓ UO ₂	7 kg							○ 建設中
			CORECT-III (53-3)	炉心熔融後の容器底やコアキャッチャーでの FSI を検討し、コアキャッチャーの設計に役立つ	タンク	高周波	UO ₂ ↓ Na	7 kg	750ℓ 300 ~ 800℃						
日本	PNC	水田 他	CMF (67)	炉心熔融による FSI を炉容器応答への設計データを得る Na スラッグの機械エネルギーを測定する	注入	電気炉と直接通電	Na ↑ UO ₂	10 kg						○ 計画中	

UO₂-SODIUM INTERACTION VESSEL

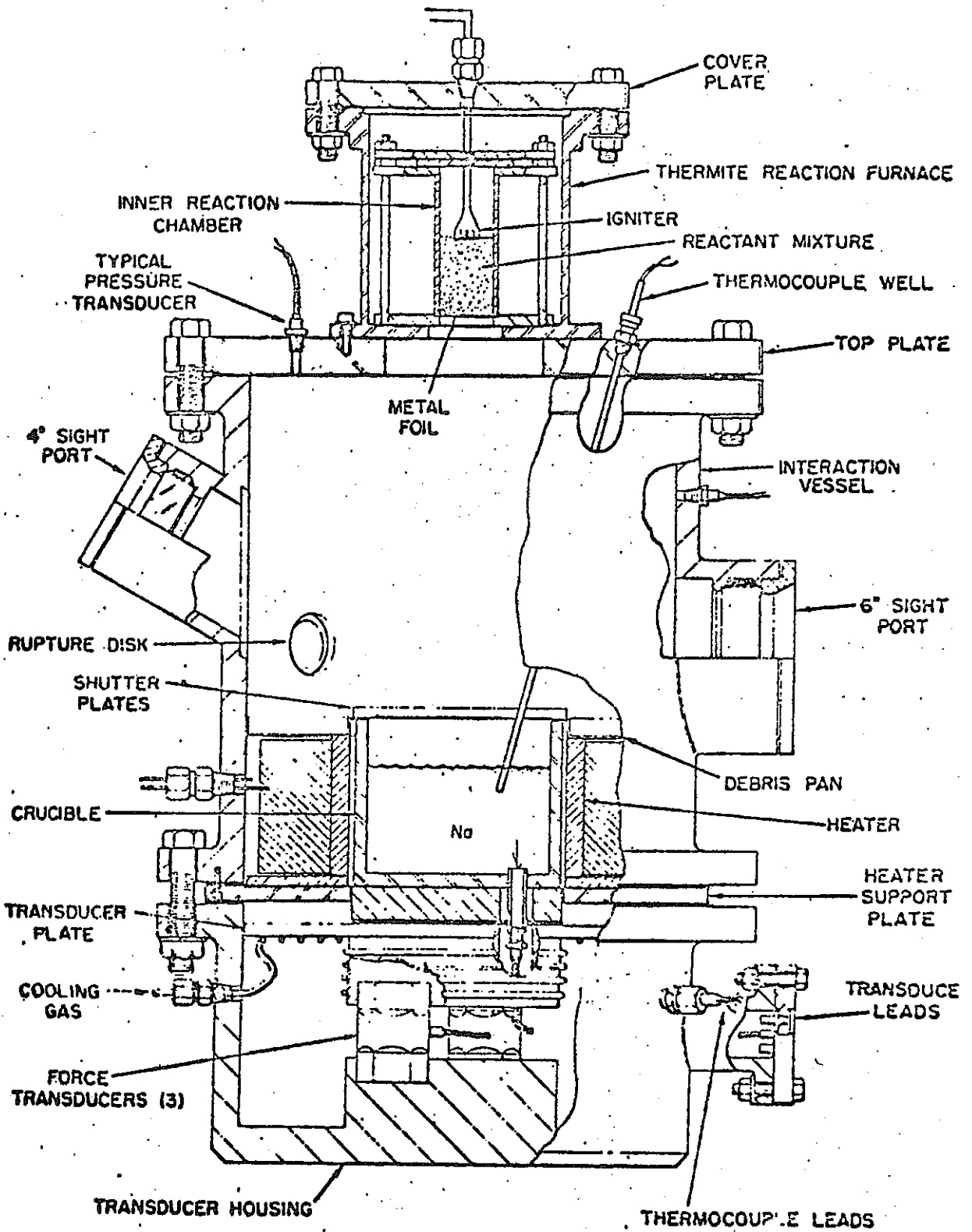


図-5.1 アメリカ (PAHR)におけるFSI)

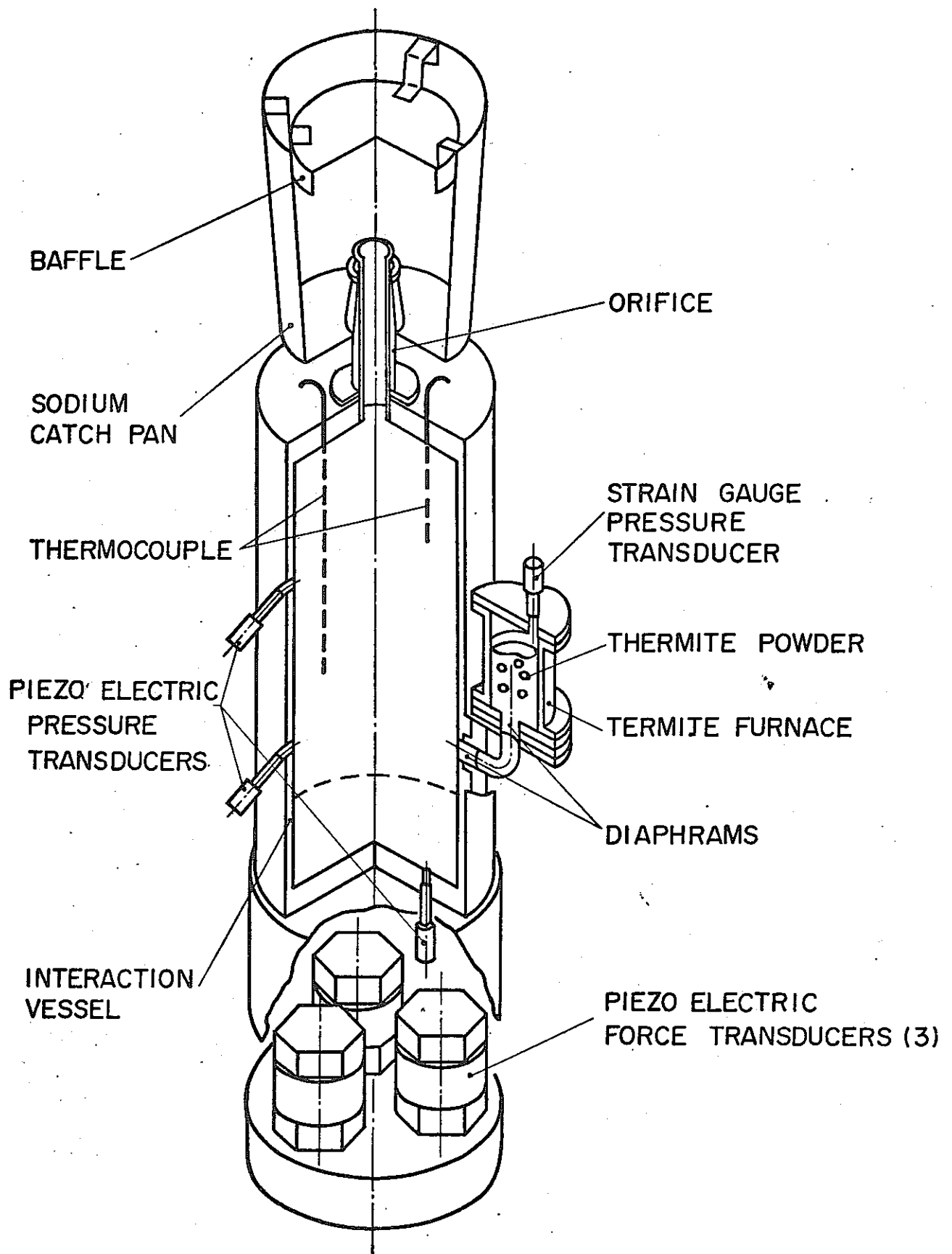
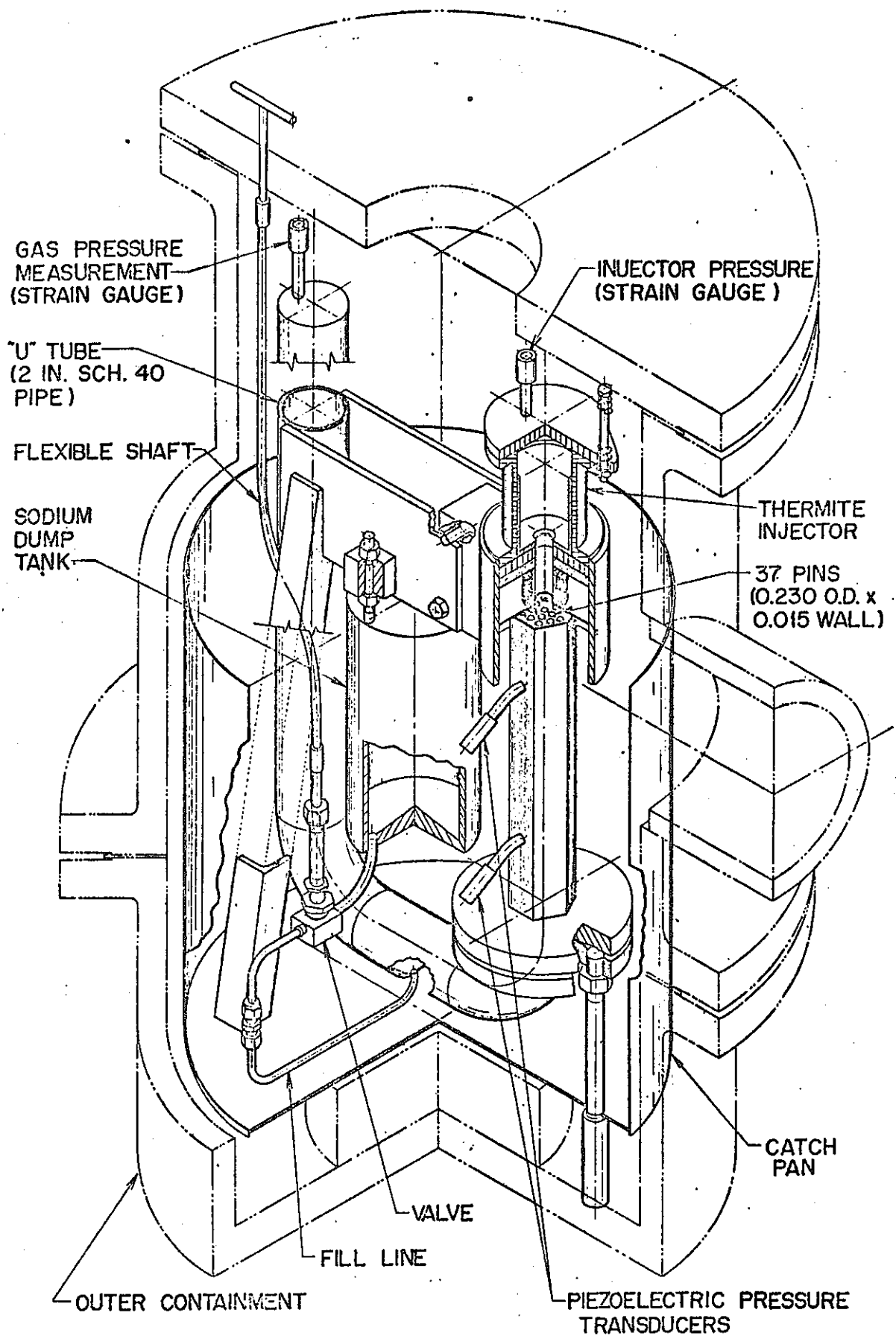


図-5.2 アメリカ(EDT-2)



UPPER PLENUM INJECTION EXPERIMENT

図-5.3 アメリカ(UPI)

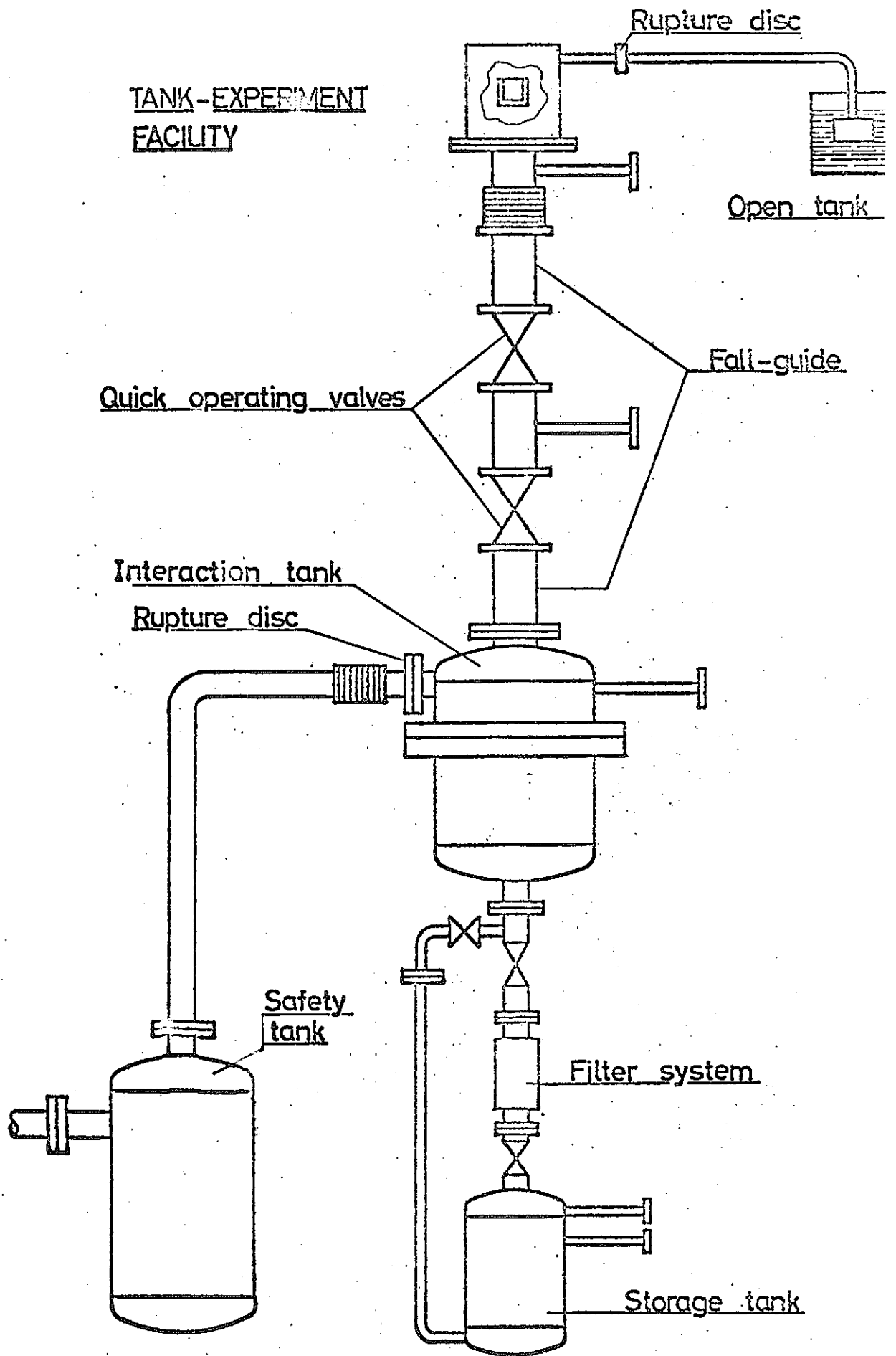


图-5.4 EURATOM (ISPRA)

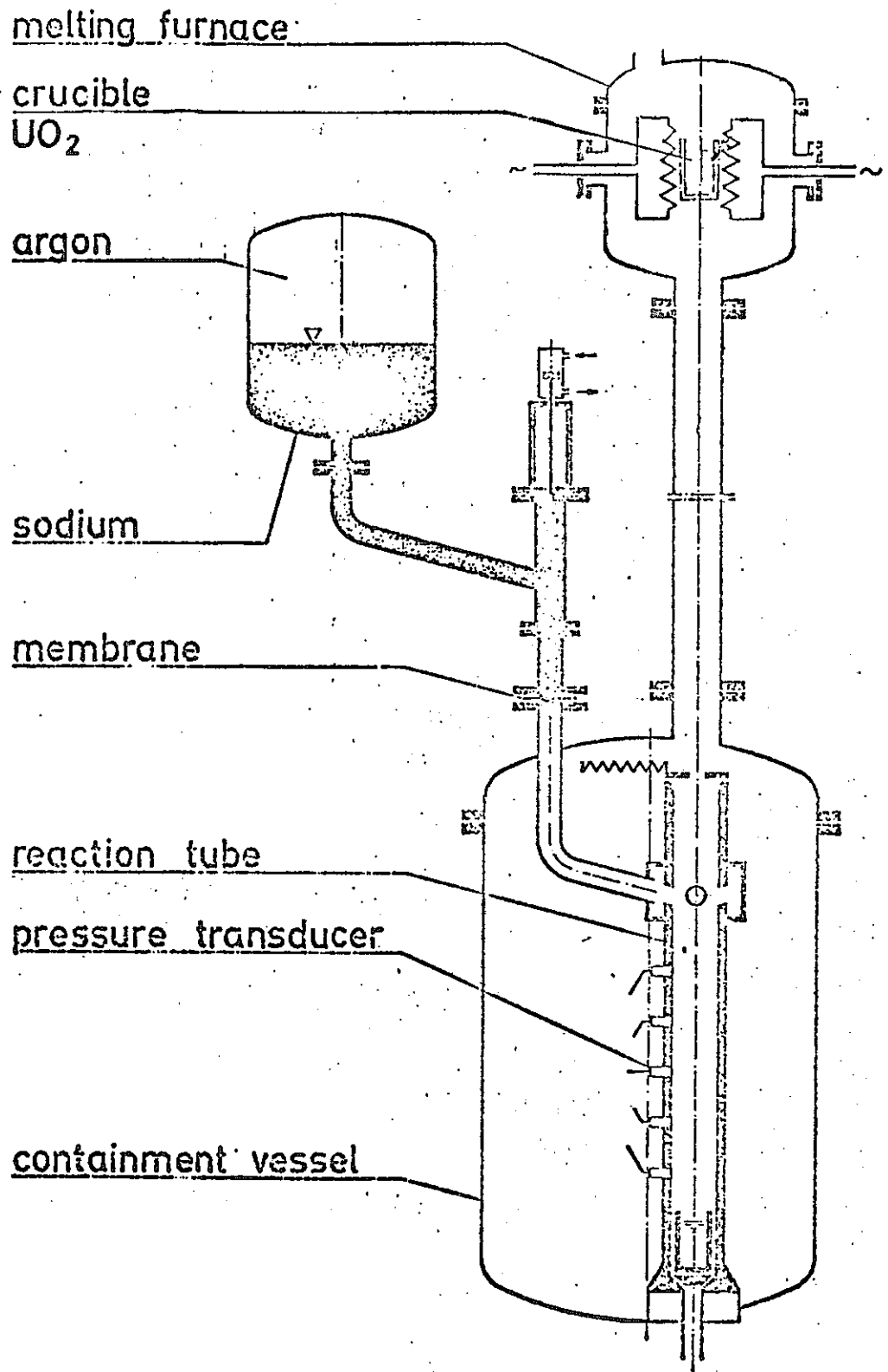
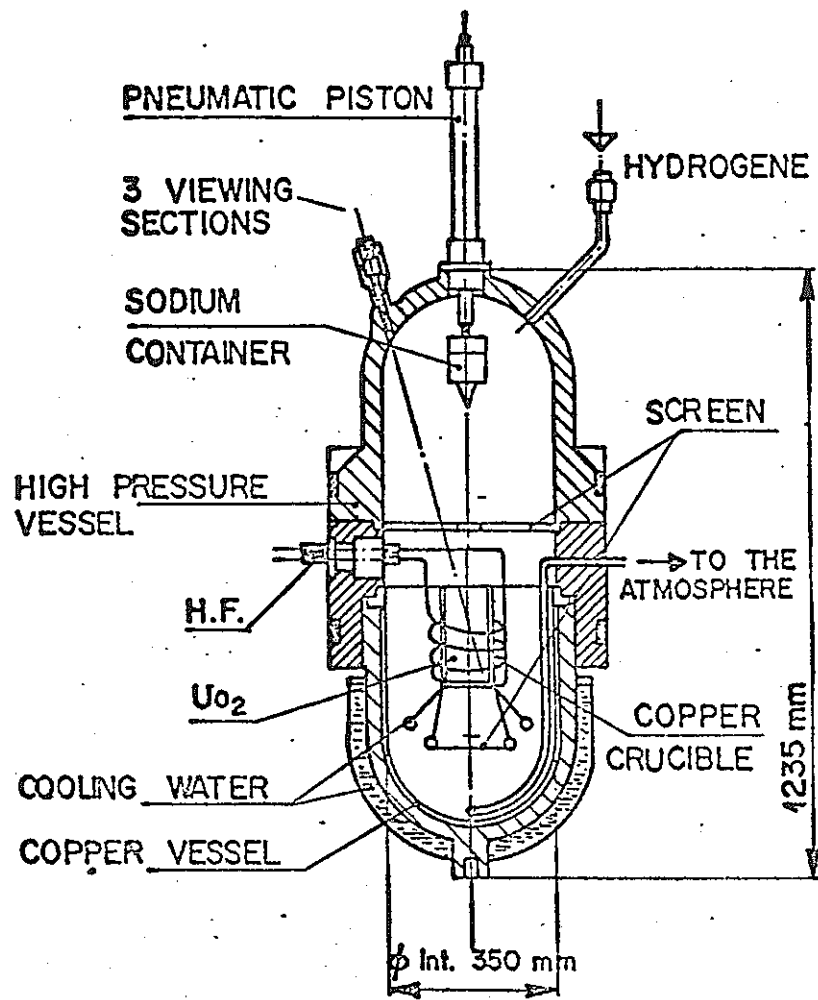


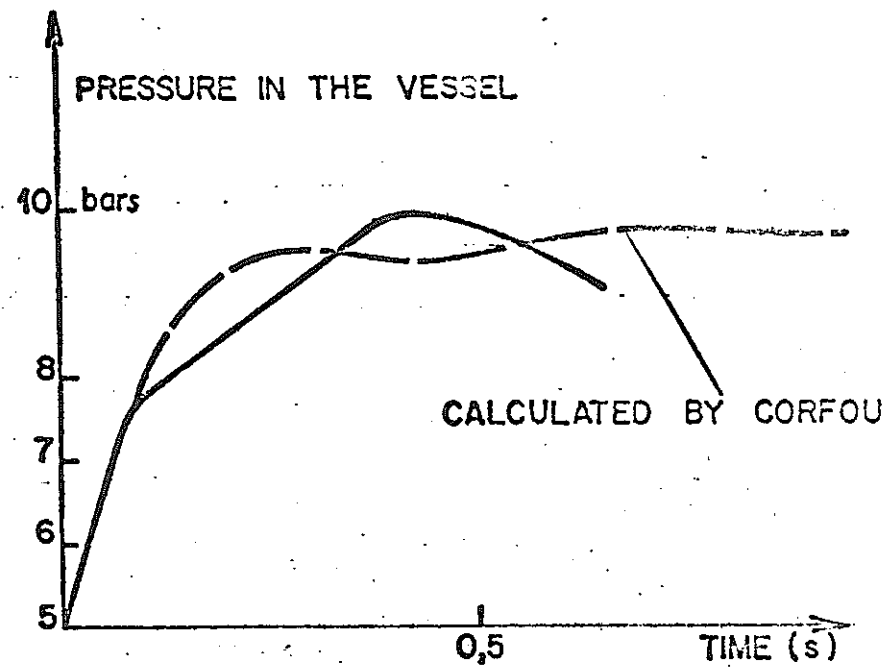
図-5.5 西ドイツ(GFK)

図-5.6 フラックス (CORRECT-I)

-64-



SCHEMATIC DIAGRAM



EXPERIMENTAL RESULT

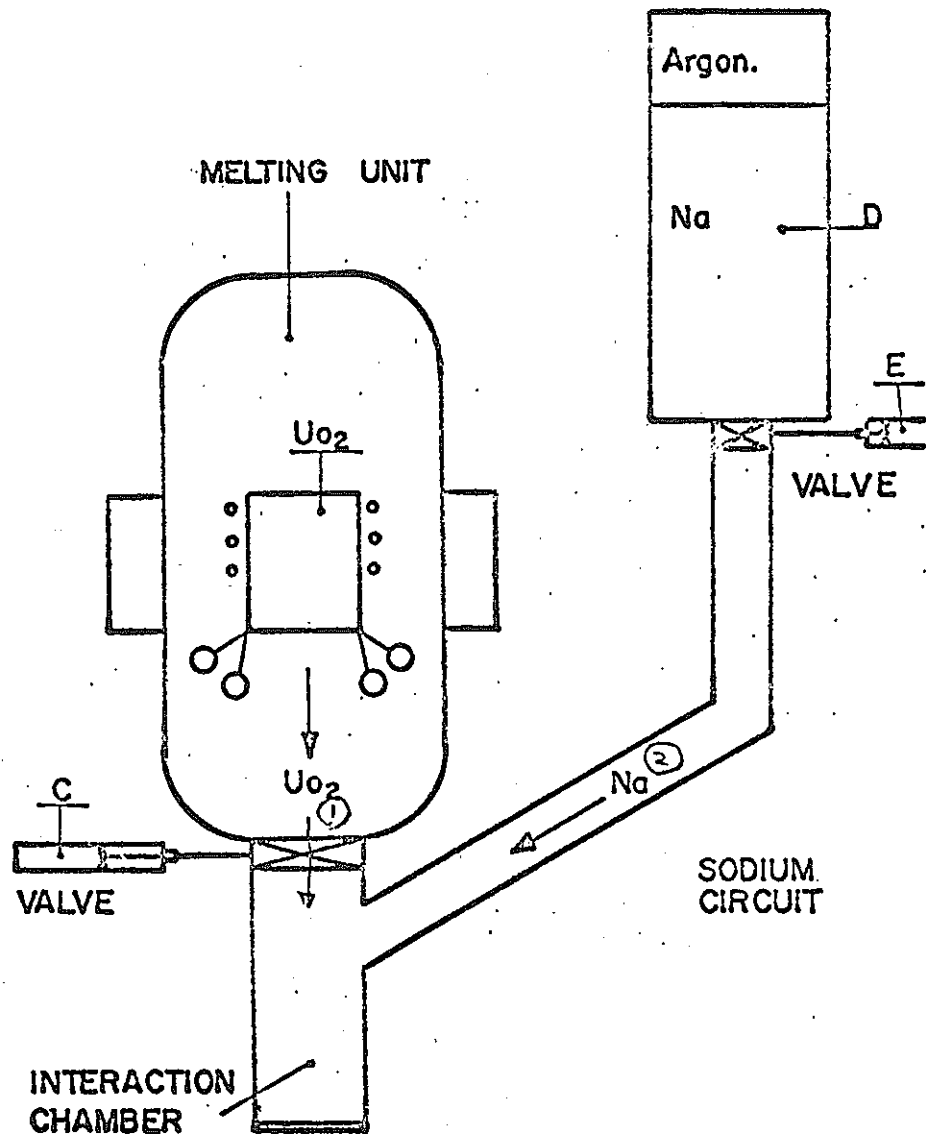


図-5.7 フランス(CORECT-II)

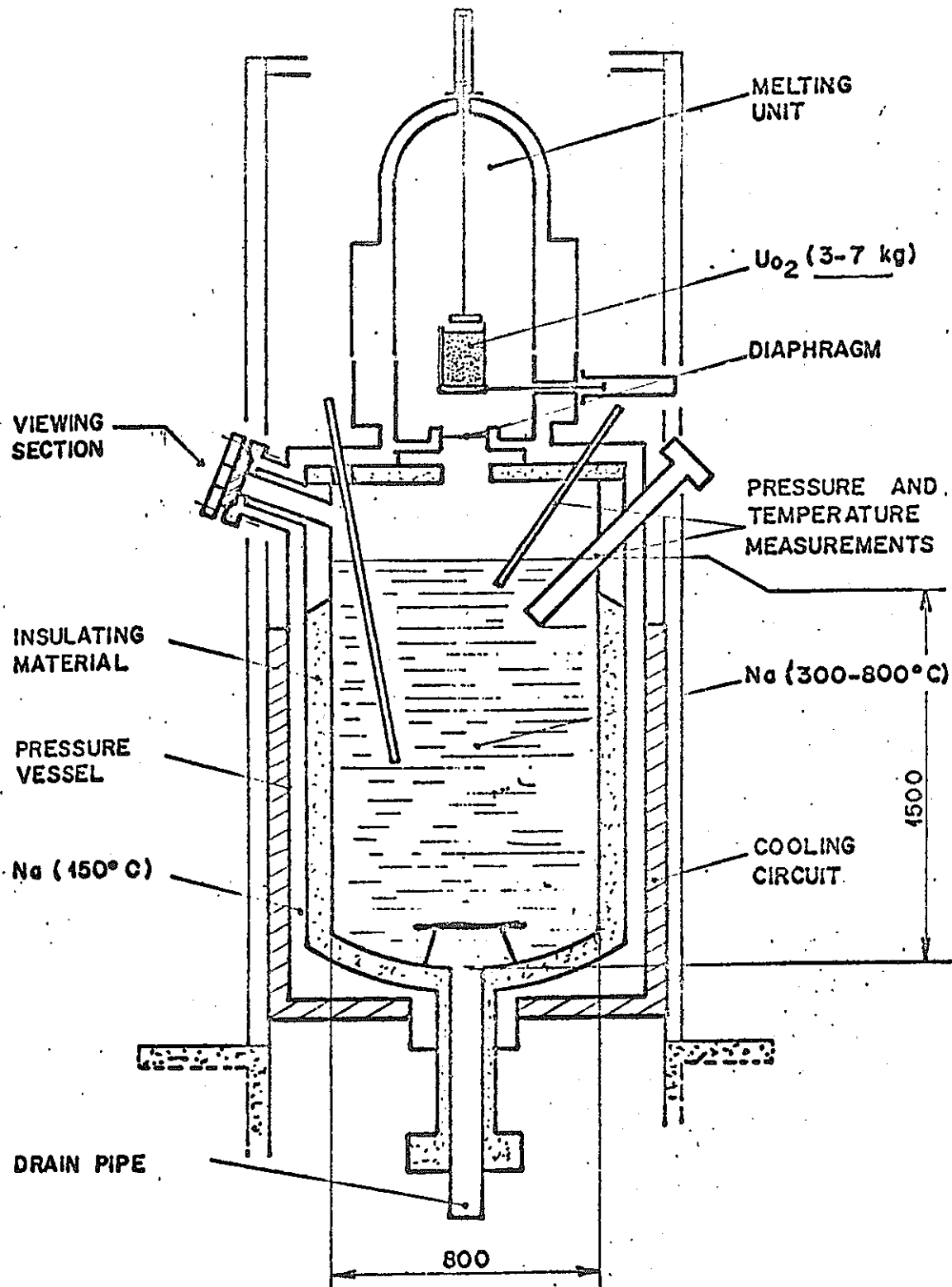


図-5.8 フランス (CORRECT - III)

6. 模 擬 実 験

6.1 模擬の目的および実験内容一覧

模擬実験 (Na-UO₂系以外の資料を用いた炉外実験) の目的は、そのほとんどが、Vapour explosionが生じるためのCriteriaおよびfragmentationを含んだ現象のmechanismを明らかにすることにある。これは材料に透明な物質を用いることにより、高速度写真撮映によるFSI領域の物質挙動の明瞭な観測が可能であるという長所を生かしたものである。他の目的としては、熱エネルギーから機械エネルギーへの転換効率の測定があるが、これは値そのものが意味を持つためNa-UO₂以外の系では、あまり重要ではない。

本報告の第6.1表に示した実験は、実験No.1~No.10が1973年以前の結果を示しており、No.11~No.16はそれ以後の実験結果である。特にNo.11, 12, 13, 16は現在提案されている、vapour explosionのCriteriaおよびmechanismに関するmodelの妥当性を実証しようという意図のもとに行なわれたものである。

次章では、これらの実験を上記の2つの目的ごとに分類するとともに、提案されているモデルと実験との関係を明らかにすることに注意した。

6.2 模擬実験の結果

1) 実験の分類

- a. fragmentationおよびexplosionのmechanismおよびcriteriaに関するもの。

No.1~No.6およびNo.11~16の実験がこれに相当する。

これらの実験において、注目すべきことは、fragmentationがおこりexplosionが発生する条件は、2つのliquidの温度が強く関係していることである。以下2)で述べる実験もこのこと示しており、各モデルもこの点を考慮している。

- b. 発生エネルギーの移動および転換効率に関するもの。

No.2およびNo.7~No.10の実験がこれに相当する。転換効率はNa-UO₂系でないのでその値自身はあまり意味がないと思われるが、No.7(アルミナ, Na系)の実験では、仕事に使われたエネルギーは発生エネルギーの0.5%, No.9(Al₂O₃とNa)の実験では0.8%とかなり小さいが、No.2(*NaCl)では18%という高い値を示した。

2) 実験結果と提案されたモデル

(a) No 11 Henry の実験

この実験は、vapour explosion に対する Fauske の Criteria を実証しようというものであり、その mechanism まで考えているわけではない。

以下に実験の結論を示す。

- (i) explosion と温度の間に明らかな関係が認められた。実験①において、水温 45℃以上で mild interaction を示し、75℃以上で large explosion がおこった。さらに 85℃以上では vapour explosion は発生しなかった。

最初の mild interaction 発生時には vapour free heterogeneous nucleation が生じた。また large vapour explosion が発生した水温 75℃では Fauske Criteria により予測されたものである。また 85℃以上の現象に対しては、vapour の量に関係することが確められた。(実験②)

- (ii) 両 liquid の contact mode は重要な要素であり、一般に Freon 22 中に水を落下させた方が発生圧力は小さい。(実験④)

- (iii) drop 実験において観測された圧力は、高々 homogeneous nucleation temperature に対する Freon の飽和圧力であった。(実験①～④)

- (iv) 水を Freon 中に注入した場合の測定圧は、初期温度に対する水の飽和圧力であった。(TREAT S Series の結果を support している)

(b) No 12 Board の実験

Board の実験の特徴は次の 2点にある。

- (i) interaction の発生に対する criteria の提案

- (ii) explosion 拡大と fragmentation に対する mechanism の提案

(i) については、実験③に示したような場合では外から mechanical な外乱を加えたことによる vapour film の破壊が interaction の開始の原因になっているのが観測されたが、他の実験では必ずしも、はっきりした原因が観測されたわけではない。ただ実験①のような drop 実験の場合でも、何らかの原因、たとえば、上記のような mechanical な外乱あるいは、hot liquid の冷却等により film boiling から transition boiling へ変化したとき、interaction が発生するという仮定を提案している。

(ii)の vapour explosion の拡大は、実験①～③のいずれにおいてもみられるように、explosion の拡大する過程において、必ず vapour の growth と collapse, それによる liquid - liquid contact という現象を伴う。この現象を Board は vapour explosion の feed back process と呼んでいる。この vapour explosion に伴う 溶融金属の fragmentation の mechanism として、vapour の collapse 時の liquid jet の発生と、金属への進入、さらに激しい沸騰による金属の分散という model を提案している。

(c) No 16 Zyszkowski の実験

この実験は多くの thermocouple によって、metal, water, vessel 等の過度温度を測定したところが特徴である。この実験では、溶融金属が水中を落下中に explosion が生じる場合と、vessel の底についてから生じる場合の 2 つの種類が観測された。又この 2 種の内、後者の方が多く観測された。ただし、この差が生じる理由は明確にされていない。

Vessel の底において explosion が生じる場合、metal 温度の測定より interaction が生じるのは、metal が vessel と接触するときの温度が一定値 (solidification 温度 + 430℃) より大きい場合であり、次の 3 つの種類 of interaction が観測された。

- (i) vapour explosion
- (ii) for gas - form の particle を生じた interaction
- (iii) molten metal の shot を生じた interaction

またこの実験において、初期の vapour film が破壊し (ただし、水中を落下途中で interaction が生じた場合には vapour は観測されなかったとしている。) liquid - liquid contact が生じ、その後 explosion がおこるがこの両者の間に delay time が存在することが観測された。

Zyszkowski は上記の 3 種類 of interaction および、この delay time を説明しうる thermal interaction のモデルを提案している。

このモデルによると、初期の metal の温度が高く、かつ表面での heat transfer が十分大きい場合、molten metal はその solidification 温度以下に冷却され、その結果固化した部分に swelling force が発生し、fragmentation をおこし、

explosionを生じる。またdelay timeはmetalのsolidificationに要する時間であると説明されている。

(d) No 13 Board1

この実験は次のような特徴を持っている。

- (i) Henryの実験の追試。
- (ii) Vapour collapseによるexplosion発生のFreon 22-水系における確認。
- (iii) explosion criteriaについて、transition boiling modelによる実験の説明と、Fauske理論への反論。

(i)については、温度とinteractionの程度(圧力)との関係について、Henryの実験と同様な結果を示した。

(ii)については、vapour explosion前にvapourのcollapseが観測され、No 2の実験と同様な挙動を示した。

(iii)については、まず実験は、explosionのcriteriaは温度に関係し、さらにexplosionの激しさの程度はFreonが水中に落下した後、explosionが発生するまでのdelay timeに比例していることを示している。このdelay timeはFreonの水中への侵入深さ(penetration depth)に関係し、それ故explosion発生時において水中に存在するFreonの量に関係している。

Boardは、transition boiling modelにより上記の現象を次のように説明している。これによると、水中に落下したFreonはfilm boilingをおこす。このfilm boilingはやがてtransition boilingへと移る。この時のdelay timeが水温に関係している。すなわち水温が低いとき、Freonのfilm boilingは、水よりの熱量が十分でないため、長い間安定を保ちえず、水中に侵入するとすぐくずれtransition boilingへ移行する。続いてexplosionをおこすがこの時存在するFreonの量が少ないため、その激しさの程度は小さい。水温が高くなると、film boilingの期間は長く(delay timeは長く)、水中に侵入するFreonの量は多くなる。このため、explosionが発生するとその激しさの程度は大きくなる。さらに水温が高くなると、Freonは安定なfilm boilingを続けるのに十分な熱量を加えられるためexplosionは生じない。

以上がBoardのmodelによる実験現象の説明であるが、このmodelとFauske

の Criteria の関係として, Board は transition boiling point の上限に spontaneous nucleation temperature をおいており, 外乱が存在するような系では, transition boiling point はこの温度に近くなる。Board によれば, Fauske の criteria はそれが, film boiling の stability の限界であるという理由においてのみ適切なものである。

また Board は Na/UO₂ 系に対し, film boiling は十分安定ではないが, vapour explosion はおこりうること, その時 surface の freezing が一定量の penetration を許すことにおいて, vapour blanket と同様な働きをするのであろうことを示唆している。

- (e) No 14, No 15 の実験について, 前者は液体中の gas の影響であり, これは, liquid 温度が高温になると多量の vapour のため explosion が生じないという仮定を支持しているものであり, 後者は fuel の量, いかえると hot - cold 両 liquid 間の相対的質量に関するもので, これは No 3 の実験の Freon の量と explosion の程度の測定に関係している。
- (f) 以上の他に注目すべきことは, No 1 の⑥および 2 の③の実験にみられる hot liquid の predisperse (interaction 前に fragment していること) の影響である。この場合, large explosion が生じないか (No 11-⑥), おこっても 1 回しか explosion を生じない (No 12-③) ことが観測されている。これは前者について Henry によると, film boiling の為であるとされ, 後者については Board によると, 最初の interaction により, vapour が collapse するその場所から粒子が除かれてしまうからだとされている。いずれにしても predisperse は explosion を妨げる効果を持つ故に注意すべき現象である。また fragmentation と explosion は区別して取扱い必要があり, 後者がおこるときは前者は生じるが, 前者が生じて後者が生じるとは限らない。
- (g) 以上の実験より, 次のことが考えられる。

まず, 実験に用いた資料によって, interaction の様子はかなり異なる。しかし, interaction の開始には delay time が存在すること, large vapour explosion は hot liquid の fragmentation を伴い, かつ vapour の collapse とそれに続く liquid - liquid contact の結果生じることは共通の

現象といえる。fragmentationを伴ったexplosionのmechanisを記述するモデルの内Boardについては、どの程度の強いliquidのjetが生ずるのか、またZyskowskiについては、solidificationした場合、発生した力により、まだ溶融している部もfragmentationをのこすのかという疑問を生じる。

またinteractionを開始するCriteriaについて、Boardのmodelが一応全温度範囲をcoverしているがFig 6.6にみられるようなstepを完全に説明しうるか疑問がのこる。

6.3 問題点と今後の実験の進め方

6.2の3)で示したように、Boardは、Na/UO₂系ではfreezingがvapourと同様な働きをするのではないかと指適している。これはいいかえると、実験に用いる資料によって、explosionの過程に相異を生ずる可能性があることを示している。またここで取上げた実験においても、explosion時の挙動に差があり、1つのmodelで全部を説明できるかどうか、疑わしい。もしexplosionの過程が、資料の性質により大きく左右されるとするならば、Na/UO₂系のexplosionを推定するためにはこれと類似した物質(たとえばAl₂O₃のようなCeramic)を用いた実験を多く行うことが必要であろう。

参 考 文 献

- (1) R.E. Henry etc. "Large Scale Vapour Explosion", ANS Conference of Fast Reactor Safety, Beverly Hills, April 2-4 (1974)
- (2) S.J. Board "Fragmentation in thermal Explosions", Int. J. Heat Mass Transfer. vol.17, pp.331~339 (1974)
- (3) W. Zyskowski "Thermal Interactim of Molten Copper with Water" Int. J. Heat Mass Transpor. vol. 18 pp 271~287 (1975)

第 6.1 表 Na-UO₂ 以外の系での炉外実験

№	国及び機関	実験者名	実験目的	材 料	実 験 内 容	測 定 量	実 験 結 果	備 考	資料№
1	USA (ANL)	D.H.Cho. D.R.Armstrong W.H.Gunther	①FuelのCoolant内のdispersion →特に水力学的 又boilingの効果	錫(0.3g) とSubcool 水	溶融した錫をSubcool水で 冷却 Weber Noを変化させて実験 (dropと思われる?)	錫のProjected areaを測定	<ul style="list-style-type: none"> Fragmentationの程度はWeber Noに比例した。 Weber Noを一定にした場合Subcoolが大きいほどfragmentationが激しい。 錫の初期温度がmaximum Heat flux regionに達するとFragmentation大 	Subcool 錫の温度	18
			②molten fuelによるCoolantのentrainment又inclusionにより 蒸気爆発がおこるといふ反 定の検討	水(1~3ml) 種々の溶融 物質(錫, salt等) (100~200g)	水(室温)を直径1mmのjet 状にして約10 ³ cm/secで溶 融物質内に注入	高速度写真による現象撮影	<ul style="list-style-type: none"> 1mm以下の小さい水滴に分散した時のみ蒸気爆発がおこった * delayed periodの期間が長いほど爆発が激しい。 	水滴の径 * 0.1 sec 程度	

№	国及び機関	実験者名	実験目的	材 料	実 験 内 容	測 定 量	実 験 結 果	備 考	資料№
2	USA (ANL)	R. P. Anderson Louis Bora	①反応初期の Fragmentationのmechanism ②変換効率の測定	水(0.3g) と熔融塩 (NaCl180g)	jet状の水をNaCl中に注入	<ul style="list-style-type: none"> 注入前の塩と水の温度 注入および爆発中の高速度写真 爆発中に垂直方向に働く力 	<ul style="list-style-type: none"> 実験の1つより比較的高い変換効率(18%)を観測 写真より注入した水の周囲にガス層の存在を観測 ガスと水の混合物は爆発に先立ち塩によって取囲まれる 高速写真の1 frame以下(400μs)でfragmentationがおこる。 		18
3	USA (NASA U. of Houston)	R.H. Brandley L.C. Witte	molten jetの Fragmentation	水錫, 錫 鉛-錫合金 Asarcolla 158-蒸留水	熔融した金属をアルゴンガス 圧(10psig)でjet状に蒸留 水(75F)中に注入	<ul style="list-style-type: none"> 高速度写真 注入時の金属温度 	<ul style="list-style-type: none"> 反応の激しさとfragmentationは直接関係している 激しいtransient boilingは細分化の前におこらない Fragmentationと水力学的不安定性は関係ない (Weber No小でもおこる) 水銀では55FでもfragmentationをおこすSolid Shellは考えなくても良い Fragmentationは瞬間的冷却速度が強く関係している。 (coolantと金属表面温度) 	この実験では今まで考えられていたFragmentationのメカニズムでは不十分としている。	18 and 19

No	国及び機関	実験者名	実験目的	材 料	実 験 内 容	測 定 量	実 験 結 果	備 考	資料No
4	U S A (M I T)	M.S.Kazini N.E.Todreas D.D Canning W.M Rohsenow	Fragmentation の Criteria (free Contact fragmentation)	種々の物質 と水	熔融金属をdropさせたらしい、 詳細不明(この場合の速度は Weber Noの効果が無視でき る程度に小)	Fragmentation したかどうか観 測(方法不明)	* • この CriteriaはUO ₂ U, Al, 銀, ステンレス, ジル コニウムで成功 • 次の事実は説明できなかつ た 600℃以上の熔融錫滴と20 ℃の水の場合, および 成功した場合でも水温70℃ 以上だと Fragmentation しなかった	*Criteria 液体中で金属の Fragmentation がおこるのは高 温物質の熔融温 度が熔融物質の 表面において Stable film boilingを続け るのに必要な最 小温度より小さ くあるべきであ る。	18
5	U S A (A N L)	D.H. Cho, W.H. Gunther	熔融金属 fragmentation	錫, bismuth 塩化銀, 亜 鉛, 鉛 (1φ以下) と水	熔融金属のWater pool中 への落下 落下距離2 inch (WeberNo小) 温度 水温不明(70, 80℃以下) Bismuth 400~800℃ 鉛 500~800℃ 錫 375~600℃	Automatic Picture Fragmentの面 積を撮影	• FragmentationはSubco- olingの減少又水温の上昇 と共に小さくなる。(錫, 鉛化銀では水温70, 80℃以 上でFragmentせず • 物質によりFragmentの しやすさが異なる 錫<塩化銀<bismuth, 亜鉛はFragment		18

№	国及び機関	実験者名	実験目的	材 料	実 験 内 容	測 定 量	実 験 結 果	備 考	資料№
6	西 独 (Karlsruhe)	W. Zyszkowski	熱爆発の解析	水と各種金属 (Al, Ag, Au, SS, UO ₂ , Zn, Zr, Cu, Pb, Sn,)	熔融金属を水中に落下(ただし水中に落下するまでに空気中又はAr中をとる) 蒸気爆発がおこった場合における金属, 水の温度の例 水 25 cm ³ 15~18℃ 金属(Cu)落下距離50mm ①~1400℃ ②~1600℃	熔融金属の温度変化 高速度写真	<ul style="list-style-type: none"> • 多くの実験はゆるやかな熱移行を示した。 • 相互作用はまず膜沸騰がおこり続いて核沸騰, 対流がおこった。 • 蒸気膜の消滅時の熱移行大* • 熱爆発は直接接触の後おこるように見える。 • 直接接触後爆発までの遅れ時間は1.5~5msであった。 	<ul style="list-style-type: none"> *熱流束 >10⁶ W/cm² 最大5×10⁶ W/cm² 	49
7	英 国 (UKAEA)	R. C. Pofling N. J. MRees R. G. Turner	熔融金属とNaとの過渡的熱作用の効果	①アルミナとNa	円筒容器中のアルミナをNa中で火薬爆発(アルミニウムの粉末とモリブテンを混合アルミナで希釈, 点火線で点火)	<ul style="list-style-type: none"> • Naの容器の底での圧力波 • Naの上部のガス室での圧力*1) • 外側容器内の圧力(ピエゾ圧力計を使用) 	<ul style="list-style-type: none"> • 円筒を铸造円柱容器を使った場合, アルミナはNa中にうまく飛ちた。(軟鉄ではよく飛ちらない) • この場合ガス室内の圧力は*2)予想よりも低かった。 • 円筒容器の破壊と圧力上昇とはあまり関係がない。 • 熱的作用をおこすためNaへ移動したエネルギーは火薬の全エネルギーの0.5%以下 	<ul style="list-style-type: none"> *1) Na 容器を入れておく容器 *2) Na中又ガス室中の圧力は火薬容器内の圧力が下がったのち上っている。 	8

No.	国及び機関	実験者名	実験目的	材 料	実 験 内 容	測 定 量	実 験 結 果	備 考	資料No.
			水力学的効果を見るため	②アルミナと水 ③アルミナと水	19℃の水中で ④火薬の量をかえた実験(火薬から水中へのエネルギー移動の効果をみる。) ⑤Al ₂ O ₃ の量(火薬の希釈量)を変えた実験(火薬の温度エネルギーを変える) チッソガスによる爆発	同 上 同 上	④に対し 圧力の変化はNa中と同じ ⑤に対し 大きな変化なし ・水中, Na中とも火薬容器上部のNaはピストンのように働いた。 ・この実験においても圧力は容器の上部又は底部でもみられ, これよりこの実験では熱的相互作用がほとんど行われていないと思われる。		
8	USA (Northwestern University) *(ANL)	M. Faraohat D. T. Eggen D. Armstrong	高温燃料と液体金属との接触によるエネルギー変換過程の研究	Tantalum とNa	加熱球(Tantalum直径10, 0.75, 0.5 inch)のNaプール(12 inch長さ×3, inch id tube)へ落下 球温度 1515~2315℃ Na 200~ 875℃ 球の加熱 induction Coil を使用 air cylinder で球を適当な深さまで落下	球の表面温度 プール内外の圧力パルス 沸騰による振動	stable boilingのはんい 球 >1550℃ Na >850℃ Transient boiling 球 > 155℃ Na 同上? Violent-Transient typeのboiling 球 2300℃ Na 750~840℃	この実験は molten fuel ではない。自然対流下の実験である。	18

№	国及び機関	実験者名	実験目的	材 料	実 験 内 容	測 定 量	実 験 結 果	備 考	資料№
9	西ドイツ (EURATOM)	H. Holtböcker J. Randles et al	発生圧力 機械エネルギー	① Al ₂ O ₃ (1.5g) と Na ② 錫 (2Kg) と水	Al ₂ O ₃ をるつぽで熔融この上 Na を落下 実験装置は channel geometry (Na の reentry を模擬) Na 920 °K Al ₂ O ₃ 267 °K 錫を加熱炉で熔融, Na 中へ落下 実験装置は tank geometry (燃料落下による FSI を模擬) 錫 (400, 460, 700 °C)	圧力 (反応容器内, channel 内) 温度 (冷却材, 燃料) 圧力 (水中) 温度 (錫)	<ul style="list-style-type: none"> 最大圧力 10~15 atm 仕事率 0.8% 強い shock wave はあられなかった。 FSI は数回にわたって観測された 圧力~7atm (錫温は 700 °C) Sn の初期温度により Sn → 水への熱移行の機構がことなる (圧力の測定値より結論, 錫温度) 400 °C の時 1 atm 以下 460 °C の時 5 atm のピーク 		21
10	英国 (UKAEA)	J.N. Cuest B.G Turner N.J.M. Rees	Al-水反応に *1) 関する Zivi- Wright の実験を確認する	Al-水	*2) 前回の Al-水の実験方法を改良 Shock tube による実験 熔融 Al 中に水を落下させた	圧力 (水中および上部ガス中) Al の dispersion の写真	<ul style="list-style-type: none"> 前回よりいく分高い圧力が出た 前回 255~30.4 MN/m² Al の初期温度をかえた実験によると圧力が以下のよりに得られた 第 1 impact 2~11 MPa 第 2 " 2~50 " 第 3 " 4~51 " Al の dispersion の写真より圧力が大きいほど粒子は小 Al の初期温度にはあまり関係しない 	*1) Zivi-Wright の実験は 1965 年であり本一覧表は 1970 年以後の結果のみである。 *2) 前回は No6 の実験か?	44

No	国及び機関	実験者名	実験目的	材 料	実 験 内 容	測 定 量	実 験 結 果	備 考	資料No
11	USA (ANL)	R. E. Henry . etc.	* 実験① hot liquid の 温度の vapour explosion の trigger への 影響	hot liquid - water Cold liquid - Freon 22	Freon 22 (100~300 ml, - 41°C, 飽和温度) を水中に 落下させた水温を様々に変化 させた。	圧力, 初期温度 高速度写真 (460 fps) (以下の実験に おいても同じ)	水温 45°C 以下 - 変化なし 45°C - Freon drop は popcorn に似た少量の cracking を示した 45°C 以上 - Freon drop から の音は cracking noise からより大きな pop に 変化した 65°C 以上 - mild interaction *** 75°C 以上 - 圧力が急げきに上 昇し, explosion が発生 圧力 21~22 atm 85°C 以上 - explosion は観測 されなかった	* 大きくは Fausk 理論の実証 ** Fig 6.1 実験① の結果を示す *** この時の界面の 温度は 54°C と計 算されこれは Freon 22 の hom ogeneous nuc - leation Temp (54~59°C) と 一致する 圧力はこの温度 に対する水の飽 和圧力であった	章末の 文献(1)
			実験② vapor の効果の 結討 (85°C 以上 の no explosion の 原因の 1 つを検討 するため)	同 上	80~81°C の水中に空気を注 入してボイドを作り, F-22 を落下させた。	確率はひくい large scale の explosion が生じた 30% の vapour の存在下での 確立は 50% であった	* no void では 100°C explosion をおこした		

No	国及び機関	実験者名	実験目的	材 料	実 験 内 容	測 定 量	実 験 結 果	備 考	資料No
11			実験③ 実験①の mineral oil による検証	hot liquid - mineral oil Cold liquid - Freon hot liquid - 同上 Cold liquid - Freon 12	Freon 22をmineral oil中に落下させた。 minerl 温度を様々に変化 させた。 同上の実験をFren 12を用 いて行った。		water - Freon系と同じ傾 向を示した。130℃以上の [*] mineral water温度に対し explosionを示した。また 圧力もwater systemと一 致し この場合も上記の fheshelel modelを良くあらわした。 ただし測定最大圧力はFreon 12 homogeneous necl- eation Temperature 73 5に対する飽和圧20 atmよ り小さかった	* 推定によると 120℃以上で explosionが発 生することにな るがこの差は物 性値の不確かさ による。	
			実験④ Contact mode の相違の検討	hot liquid - Water Cold liquid - Freon 22	Freon 22中にwaterを落 下させた。 water 温度を変化させた。		温度と圧力の関係は、①～③ の実験の傾向に一致した 水温65℃以下 - iutaract- ionなし 65℃以上 - " 発生 77℃ - 最大圧力 ただしこの場合水温100℃ 以上でもexplosionを生じ た。 圧力は前記の実験に比して小 さい。		

No.	国及び機関	実験者名	実験目的	材 料	実 験 内 容	測 定 量	実 験 結 果	備 考	資料No
			実験⑤ Contact modeの相違および TREAT S series の support	hot liquid - Water Cold liquid - Freon 22	Freonの pool 中に様々な温度の water を inject した water の温度範囲は 30~170℃ であった。		<ul style="list-style-type: none"> • 高速写真によると 140℃ 以上では flow は critical flow condition にある。 • 前の実験より推定される threshold 温度以下では interaction は生じなかった。 • threshold 以上では圧力上昇を示したがその時間は msec より小であった。又 sharp crack がきこえた。 • 水温 130℃ 以上のとき、水は 2 相圧縮性流体として放出され、出口で半径方向へ膨張した。 • この温度以上の実験において測定された圧力は高々水の飽和圧であった。 • このような状態下での加圧の速度は他の contact mode の結果に比較してゆっくりであった。 • 結果を Fig 6.2 に示す。 	* upper plenum への fuel の放出はこの状態にある。 ** TREAT S series の結果を Support している	

No	国及び機関	実験者名	実験目的	材 料	実 験 内 容	測 定 量	実 験 結 果	備 考	資料No
			実験⑤ contact mode の相違	hot liquid -Water cold liquid -Freon 22	Freon-22 pool (4 inch 深さ)の土より hot wtater を inject する。 温度は 30~17℃の範囲 で変化させた水をこれへ の加圧によりダイヤフラ ムを破壊させ噴出させた。		<ul style="list-style-type: none"> 実験結果は、ある点⑤の実験とよく似ている。 水温 30℃-no explosion 水温 80℃-1 atm以上の 圧力測定 実験⑤との相違は critical flow condition 下の結 果にある。 この状態では interaction Pressur は測定できな かった* flow が膨張したとき hot liquid は fragment** してしまった。 	<p>⑤では water の蒸気圧を測 定</p> <p>** Freon 中に 入るまえに fr -agment す ると large explosion を生じない</p>	

No	国及び機関	実験者名	実験目的	材 料	実 験 内 容	測 定 量	実 験 結 果	備 考	資料No
12	英 国 (Central Ele- ctricity Generating Board, Berkely Nuclear Laboratory)	S.J.Board	実験① hot liquidの dispersionの 原因の検討	hot liquid - molten tin cold liquid - water (以下同じ)	molten tin water 中に 落下させた。	圧力高速度写真 および初期温度 (以下の実験に おいても同様)	<ul style="list-style-type: none"> tinの温度が400℃以上で 水温が60℃以下の時のみ explosionがおこった。 Tin temperature = 800℃ water " = 20℃ のときの結果 (Fig 6.3) に よると4回の interaction が観測され、そのたびに大 きくなった。各々、2phase の coolant および hot liq- uid の debris を含んだ 球形の bubble 状の領域が 成長し、次の interaction の前に、collapse し liq- uid - liquid contact を生じた。		章末の 参考文 献 (2)
			実験② stationary immerse drop に対 する。water temperature threshold (subcooling threshold) の有効性の検討		温度40℃、0.1 bar に保つ た水中にあるつぼの上に molten tin を注ぎ stationary immerse drop を作った。この水温 はこの圧力に対し subcooling threshold 以上である。		<ul style="list-style-type: none"> 突然1気圧の圧力上昇が実 験の開始と同時に観測された film (Fig 6.5) によると圧力 が上昇するにつれ saturated film boiling は subcool film boiling へと変化している 最初の film とつぼの表面と との間に小さい interaction が みられた。その後より大きな int- eraction が生じ半径3mmほ どの bubble が生じた。この bubble は collapse しより大 きな interaction が生じた。 圧力の大きさは2~4barの間であ った 	* 装置につい ては Fig 6.4 に 示す	

No	国及び機関	実験者名	実験目的	材 料	実 験 内 容	測 定 量	実 験 結 果	備 考	資料No
12			実験③ mechanical disturbance の影響		mechanical disturbance (light hammer blow) を実験②とは異った 安定な状態にする tin drop に加えた。		水温 80℃ (subcool thresholdより上) の場合* 前と同様連続的 thermal interaction が生じた。 最初の interaction は impulse (disturbance) より 5 m sec 後でおこった。次に 圧力は低い 次の圧力上昇までの期間は 約 10 msec であり、3 番目、 4 番目の interaction がつ づいた。interaction によ り生じた water の small bubble は liquid phase を 含んでいるのがわかった。 水温 80℃ で mechanically な dispersion をおこした場 合 impulse よりかなりお くれ弱い 1 回かぎりの explosion を生じたのみであった。	*ただしこの場 合の disturbance は frag- mentation はおこさない 強さである。	

№	国及び機関	実験者名	実験目的	材 料	実 験 内 容	測 定 量	実 験 結 果	備 考	資料№
13	英国 (Central Electricity Generating Board, Berkeley Nuclear Laboratory)	S.J.Board	Faushe の理論への反論と №12 の実験の Support	hot liquid -water Cold liquid -Fveon 22	Saturated Freon 35ml を 700ml の water 中に drop させた。 水泡を様々に変化させた。	圧力, 高速度写真, 初期温度	<p>○圧力は次のような挙動を示した* 水温 40 ~ 80 °C に対し増加 75 ~ 80 °C で急げきに増加 90 °C 以上で最高圧減少 95 °C # sharply に減少し zero になった。</p> <p>○水温 80 °C における film より Fveon は 10 cm の水中深さに約 0.5 秒間に penetrate した。この間, filmboiling を続けた。 interaction は局所的 disturbance としてはじまり 1 msec の間に全体にひろがった。 vapour blanket がみられる場合には explosion 前に collapse がみられた。**</p> <p>○水温 70 °C の写真撮映より 上記とめだった相違は, penetration depth が 2 cm 程度であり, penetration 開始と interaction の間の delay はずつと短い。</p> <p>○水温 75 °C 以下でこのような delay time が短い現象がみられ, interaction 時存在する Freon の mass は, 大変小さいものであるが, explosion の開始と発達は, 80 °C の場合と同様な傾向を示した。</p>	* これは Hehry の結果と同じ ** これは №12 の実験 (Tin-water 系) と同じである。	70
			Freon の bulk 温度の効果		Freon 温度を -160 °C とした実験		めだった変化はなかった。 (Fig 6)		

№	国及び機関	実験者名	実験目的	材 料	実 験 内 容	測 定 量	実 験 結 果	備 考	資料№
14	英 国 (UKAEA)	R. C. Asher etc.	実験① dissolved gas の影響時に saturated solution の検 討	hot liquid - Tin cold liquid - water (ここまで は実験②に おいても同 じ) gas として O ₂ , N ₂ [*] N ₂ O, CO ₂ ^{**} を用いる。	Tin は argon ふんいき中で溶 融され、同じふんいき中を水 中に落下する。(drop の oxidation をふせぐ) 水温は 20~70℃まで変化 させた。 molten Tin は 6 g, 800℃ である。 この状態は以下の実験におい て同様である。 実験は gas free の場合, gas として O ₂ , N ₂ , N ₂ O, CO ₂ の場合について行った。 drop の高さは 1.8 cm であっ た。	interaction の 厳しさを percentage disintegration (PD) として 評価, これは, interaction 中 に作られた spongy material の割合である。 (以下の実験に おいても同じ)	○ gas free の場合 53℃以下(この温度を cut off temperature(COT とよぶ)で PD=60~100% 程度の violent interaction が生じた。 ○ O ₂ および N ₂ gas の場合 O ₂ の場合 COT は 41℃にまで下 った。 N ₂ の場合は gas free と同じ 53 ℃であった。 COT 以下の PD の大きさに対し N ₂ , O ₂ は影響するがより溶解度 の高い O ₂ がより大きい影響をも っている。 ○ N ₂ O, CO ₂ の場合 violent interaction は生じなかった。 これらの結果は Fig 6.7 に示す。	* この2つは よくとけない gas である O ₂ (31 ml/g) N ₂ (16 ml/g) ** この2つは よくとける gas である N ₂ O (670 ^{ml} / _{kg}) CO ₂ (830 ")	73
			実験② gas の concentration の影響	N ₂ O, CO ₂ を用いる。	ガスの入っていない water と N ₂ O, CO ₂ の飽和した水を混 ぜることにより様々な gas の concentration 作り実験した。 水温は 20℃(一定)とした。	一定の concentration 以上になると 急に PD は小さくなる。 この境界は N ₂ O → 80 ml / Kg CO ₂ → 60 " である。 この結果を Fig 6.8 に示す。			

No	国及び機関	実験者名	実験目的	材 料	実 験 内 容	測 定 量	実 験 結 果	備 考	資料No
15	英 国 (UKAEA)	T. A. Dullforce	FCIを続けるのに必要なfuelの最小量があるかどうかを検討	hot liquid - Tin Cold liquid - Water	6 cmの距離を蒸留水中に molten Tin を dropさせる。	PDによる explosionの激しさの検討	○水温 6.5℃, Tin温度 500℃ とした場合 4.3 gのTin mass以下では interactionは生じなかった。 (Fig 6.9) minimum massはTin 温度の関数である。(Fig 6.10) また minimum massは water 温度とが下ると, 小さくなる。 (表 6.2)		74
16	西 独 (Karlsruhe)	W. Zyszkowski	fragmentationとSolidificationの関係の検討	hot liquid - Cu Cold liquid - Water	0.5 gの molten Copperを levitation coil で加熱し (melting point から約 1800℃まで)これを water 中に drop させ温度を thermocouple (Chromel-Alumel, grounded type, OD 0.5 mm, steel sheal) で測定する。 水温は 15~18℃, 水容量は 10~50 cm ³ coilと水面との距離は 1~14 mmに変化させた。 molten metalは空気中を落下した。	metal, water vesselの transient temperature 高速波写真 (8000 frame/s)	(thermal explosion が水中を落下中に生じた場合) ○ Tcoil(levitation coilをはなれる時のCopperの温度)が 1400℃, water vesselの直径 5.0 mm, 落下距離 (coilと water表面間) は 1.4 mm, water volumeは 20~30 cm ³ , water temperature 20℃, のときのみであった。 水面下浅い位置で explosionが生じた。 ○ 高速度写真によると, vapourの film が waterと particle の間にみられなかった。 delay time(molten metal が water surfaceに接触後 explosionが生じるまでの時間)は 1.5~4 msecであった。 strong (Fig 6.11)と weak explosion (Fig 6.12)が生じた。	* この delay time に注目	章末の参考文献(3)

№	国及び機関	実験者名	実験目的	材 料	実 験 内 容	測 定 量	実 験 結 果	備 考	資料№
16	(つづき)						<p>この場合の両 liquid の界面温度は 80℃と計算された。</p> <p>(水中を落下中 explosion が生じない場合)</p> <p>○落下速度は 80~90cm/secであった</p> <p>○水中を落下しつつある Copper Particleの様子及び bottomでの挙動(始め flat で後に球状となる)を Fig 6.13 に示す*</p> <p>○Copper particle は bottom で dance した。</p> <p>○Particle のその後の挙動は次のように分れた。</p> <p>(i) normalな過程** をとおり冷却され, 特別なことは生じない。 $T_M = T_s > T_c^{***}$ のとき, このような現象を示した。(Fig 6.14 №10-22)</p> <p>(ii) molten metal の shot が生じた (Fig 14, №13-10)</p> <p>(iii) empty shell 又は fungus-form を生じた (Fig 14, №13-36, Fig 6.15)</p> <p>(iv) explution を生じた。bottom と接触後約 0.756 sec 後に explosion を開始した。この時 vapour film はきえ, はじめ molten copper の shot がありその後 0.5m sec**** 後に full explosion を生じた。 explosion 後の particle の形は 10~100μ の球形のとの 10μ の scattered form をもったものであった。(Fig 14, №13-35, Fig 6.16)</p> <p>○また (ii)~(iv) は bottom と接触した時の particle 温度が $(T_s + 430℃)$ にほぼ等しい時に生じた。このような場合もはじめは normal film boility を示した。</p>	<p>* 初期に vapour の film がある。</p> <p>** normal な過程</p> <p>(i) film boiling</p> <p>(ii) molten particle の solidification</p> <p>(iii) transient voiling</p> <p>(iv) violent Nucleate boilind</p> <p>(v) pare convection</p> <p>*** T_M: Copper の温度 T_s: solidification 温度 T_L: Leiden frost 温度</p> <p>**** この delay time は水中を落下中における vapour explosion の場合と類似である。</p>	

第6.2表

Preliminary Experimental Results

Tf (°C)	Tc (°C)	Mm (gm)
400	65	7
500	65	4.3
700	65	2.3
500	40	3.5

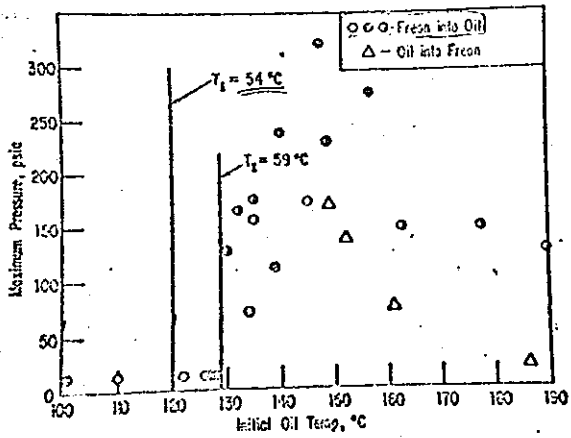


Fig. 6.1. Maximum measured interaction pressures for Freon-22-oil system.

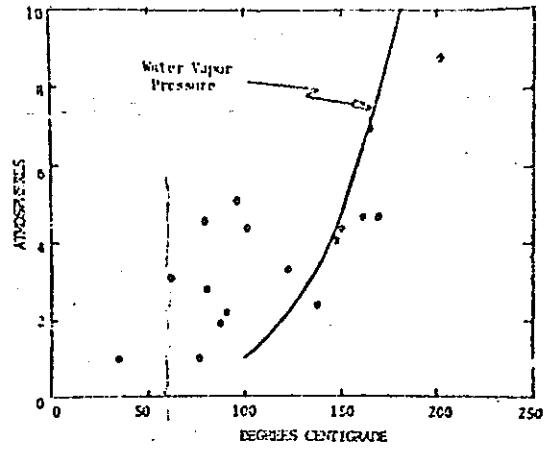
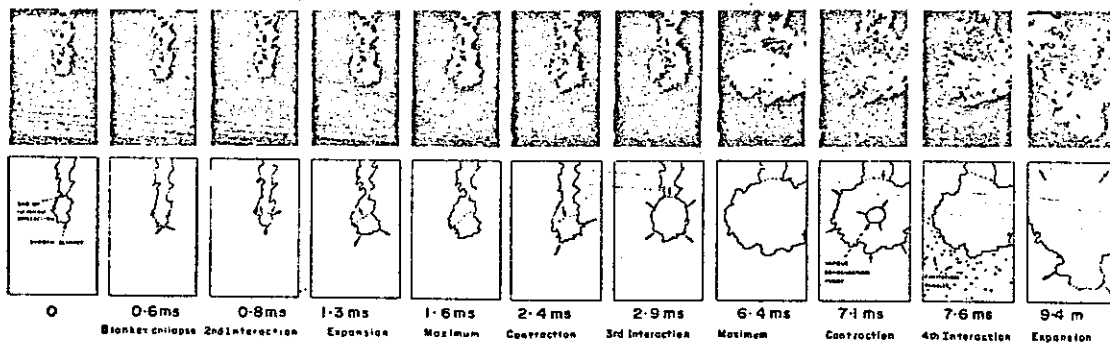


Fig. 6.2. Maximum measured interaction pressures for subsurface injection of water into Freon.

Fragmentation in thermal explosions

333



Sequence from a film showing development of a thermal explosion (T_{in} at 800°C ; water at 20°C)

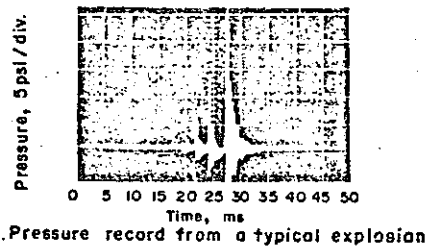


Fig. 6.3. Photographic and pressure records of molten tin/water thermal explosion.

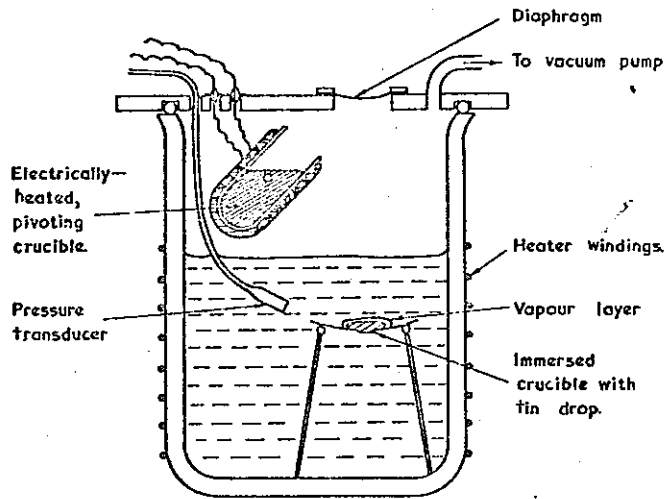


Fig. 6.4 Apparatus for testing the effect of a sudden pressure change on a stationary tin drop.

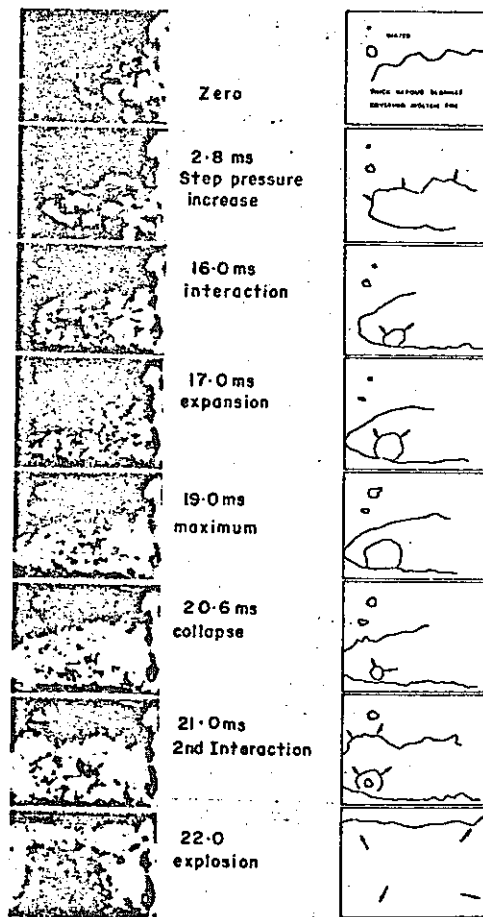


Fig. 6.5 Molten tin/water thermal explosion initiated by step increase in ambient pressure.

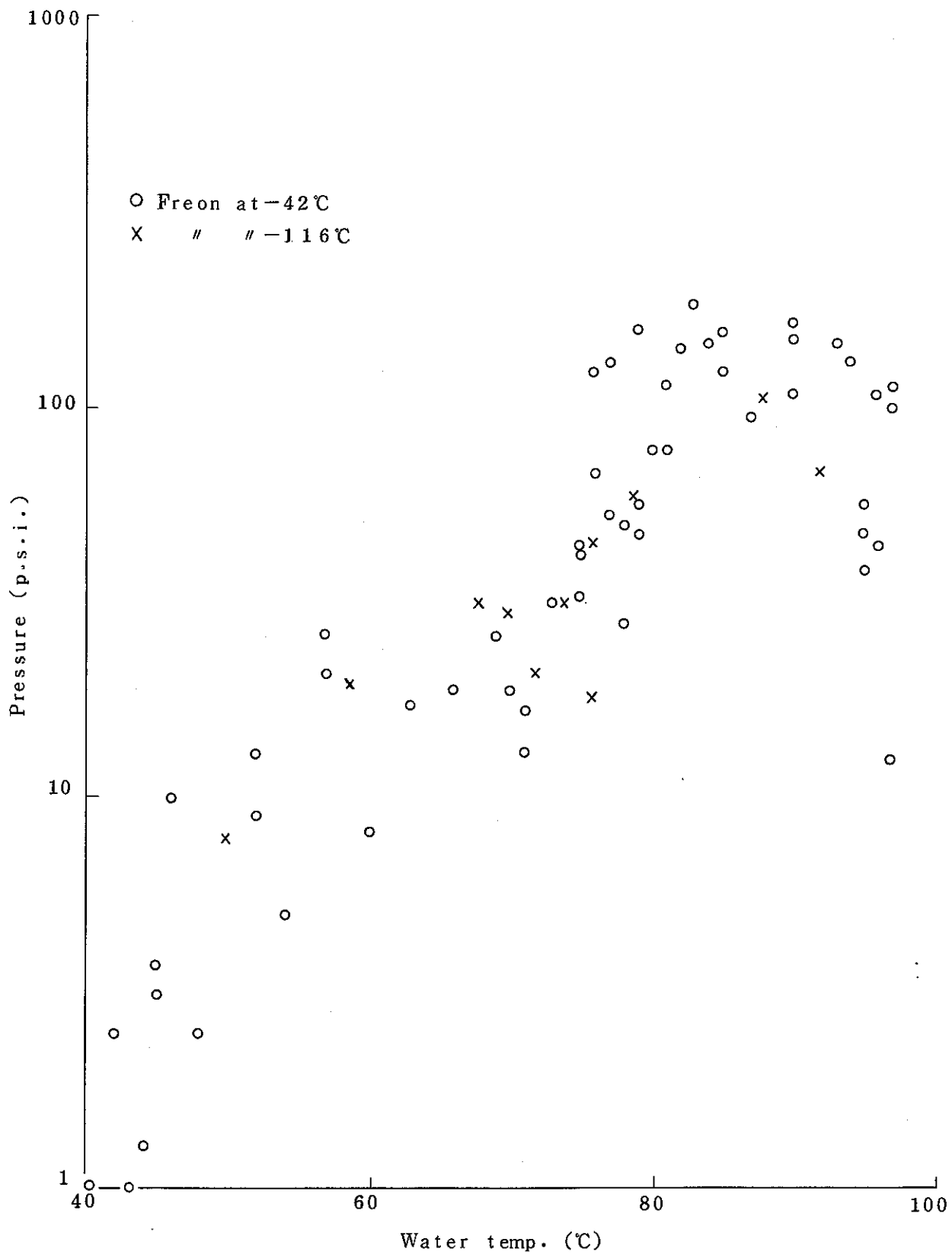
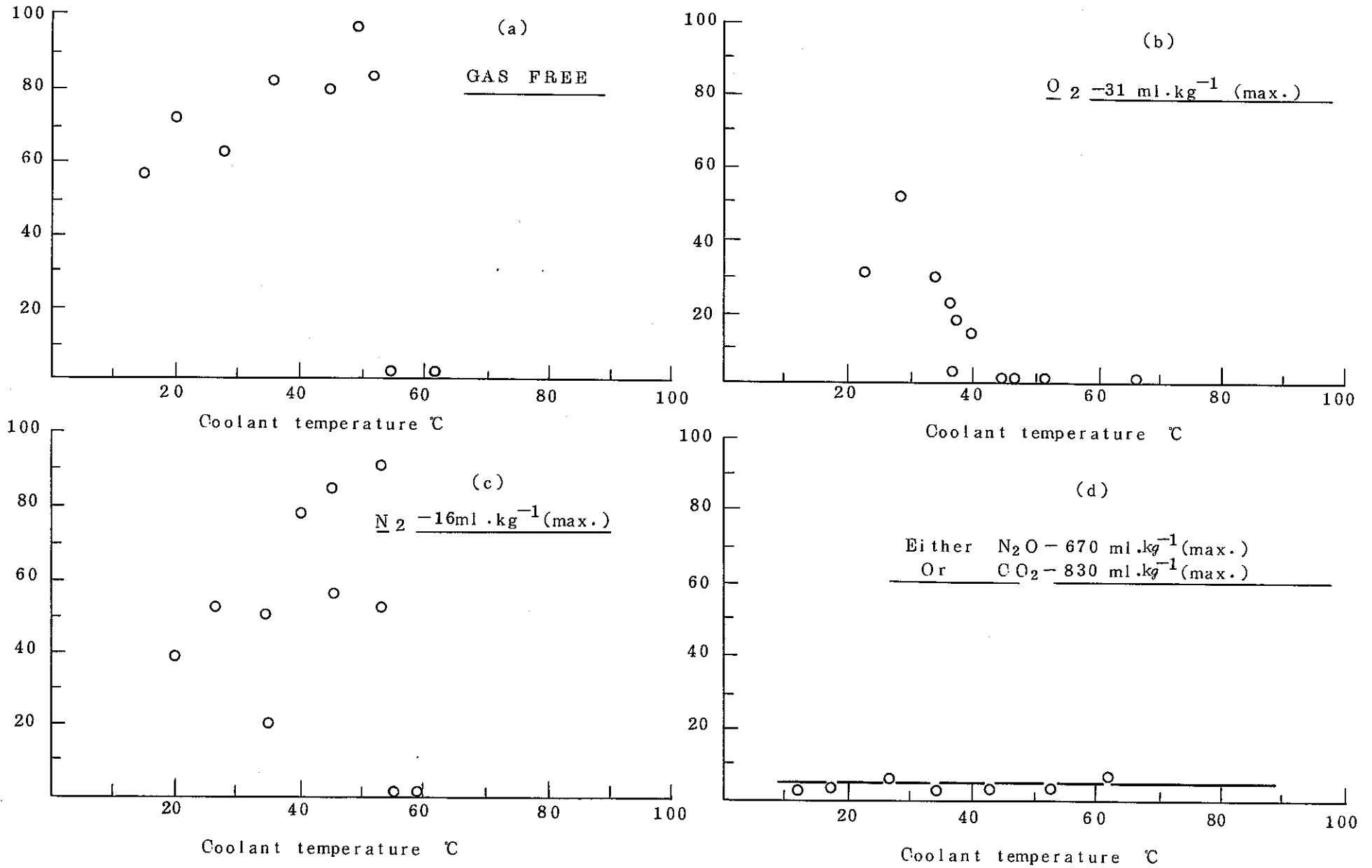
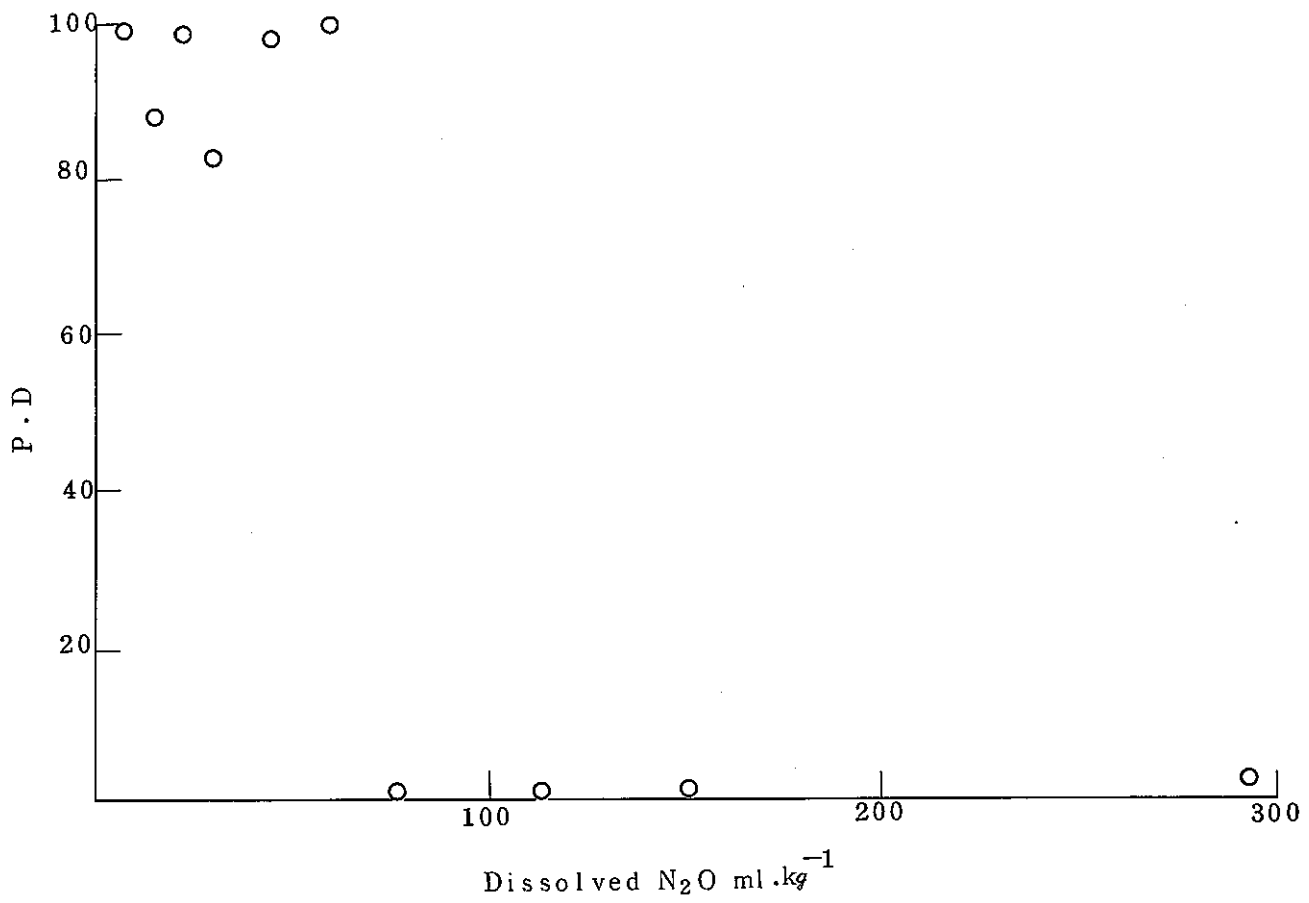
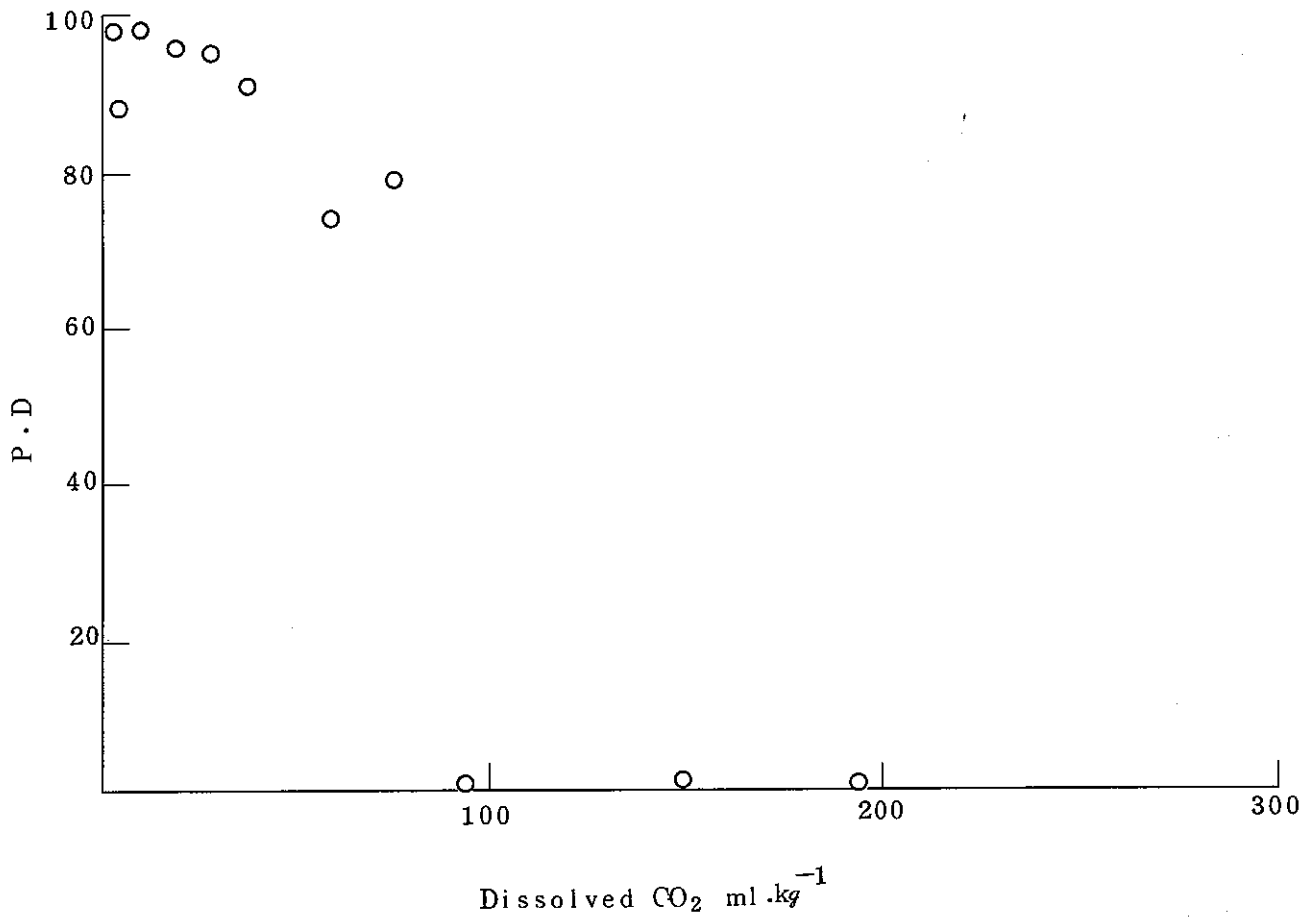


Fig 6.6 Freon-22 into water
Peak observed pressures



A . E . R . E . 2 6 0 6

FIG 6.7. THE EFFECT OF DISSOLVED GASES ON FUEL - COOLANT INTERACTION



A.E.R.E. M.2606

FIG 6.8 THE EFFECT OF DISSOLVED CO₂ AND N₂O ON FUEL COOLANT INTERACTIONS.

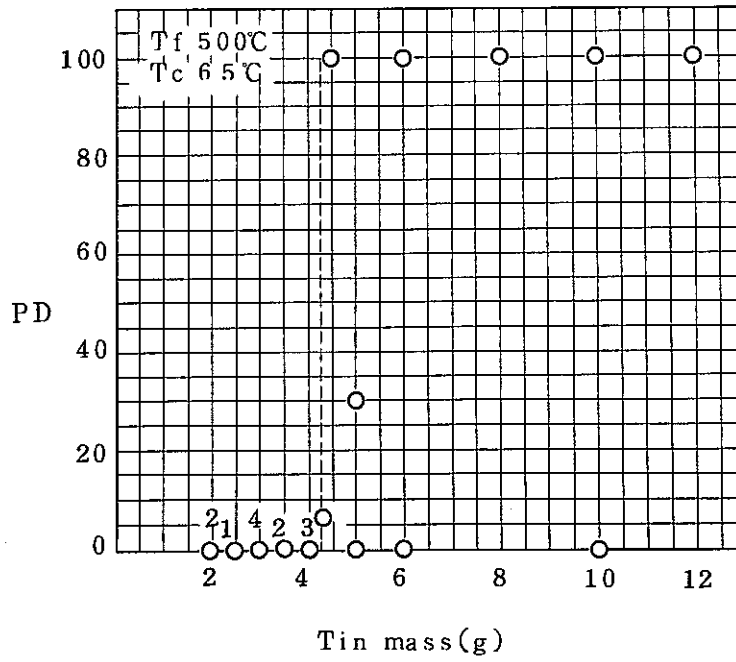


Fig6.9 Variation of PD with mass of tin showing the existence of a minimum mass (conditions $T_f = 500^\circ\text{C}$, $T_c = 65^\circ\text{C}$, drop height $\sim 6\text{cm}$)

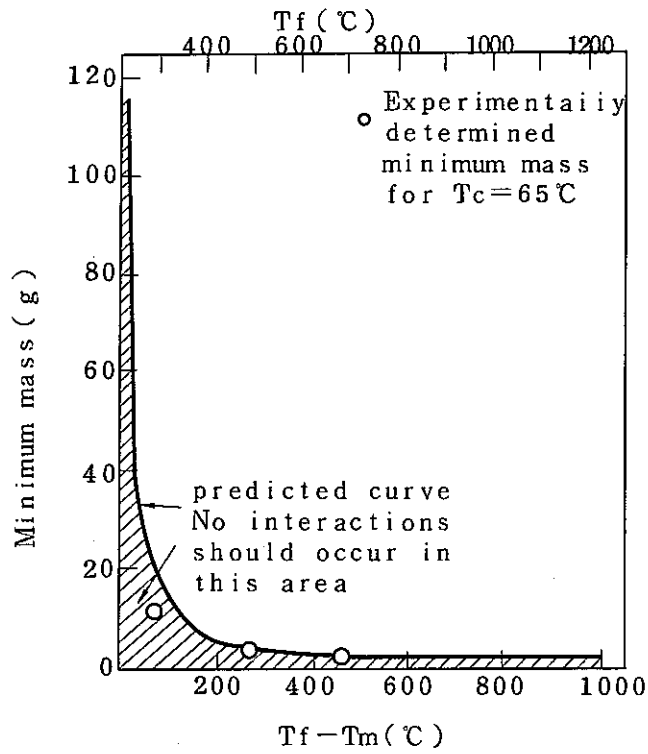


Fig6.10 Predicted and measured minimum masses for $T_c = 65^\circ\text{C}$

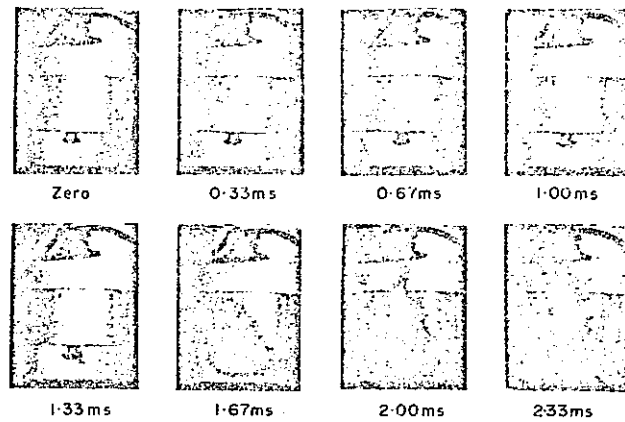


Fig. 6.11 Sequence from a film showing development of a thermal explosion. Copper in water. $T_{\text{lic}} \sim 1300^\circ\text{C}$, $T_0 = 19.5^\circ\text{C}$, $m_{\text{Cu}} \cong 0.5$ g. Sample No. 13-04.

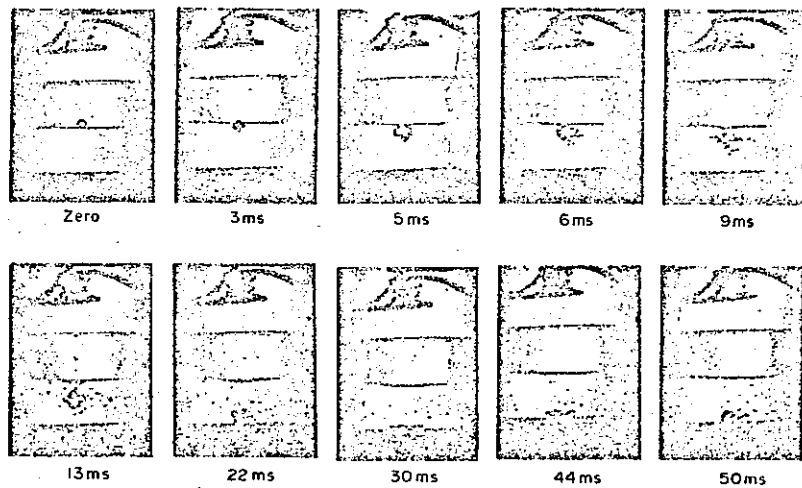


Fig. 6.12 Sequence from a film showing development of a weak thermal explosion. Copper in water. $T_{\text{bot}} \sim 1300^\circ\text{C}$, $T_0 = 19.5^\circ\text{C}$, $m_{\text{Cu}} \cong 0.5$ g. Sample No. 8-03.

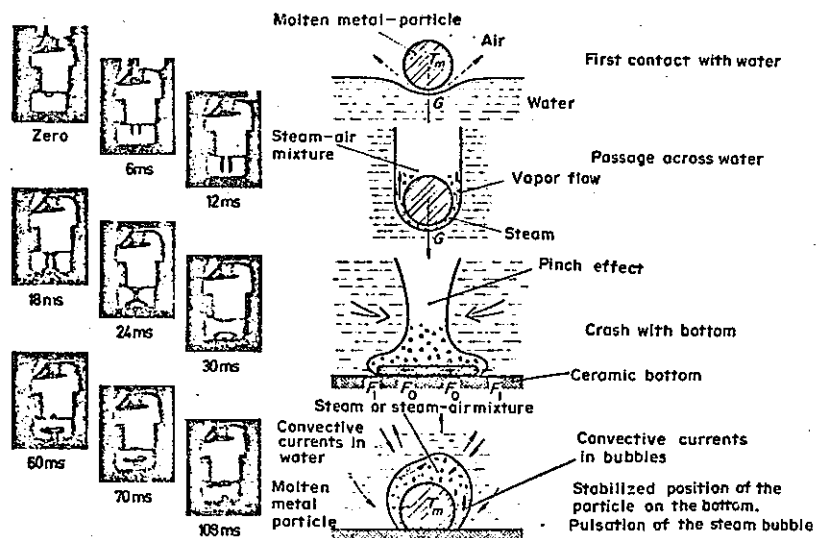
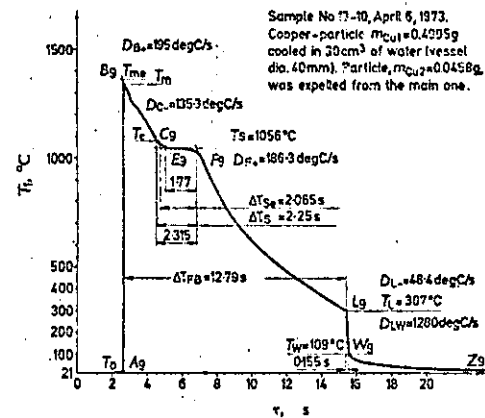
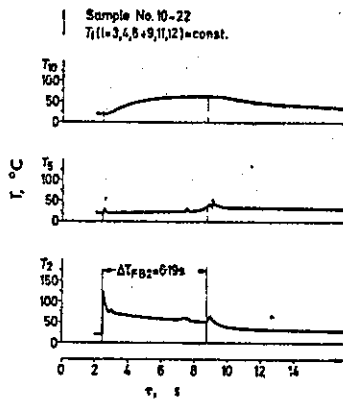
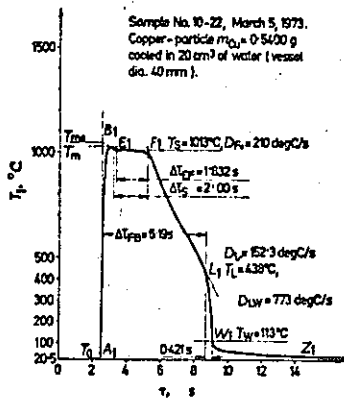


Fig. 6.13 Schematic model of particle-entry in water.



T_0 = 水温度
 T_c = C 表面温度
 T_m = 热电受容点
 高温点
 T_{m0} = T_m の外挿温度
 T_s = solidification 点
 (同時に温度)
 T_w = W 表面の
 T_L = Leidenfrost point
 の温度
 T_{10} = 热电受容点
 の温度 ($T_{10} < T_m$)
 D_{BC}, D_{CE}, D_{ST}
 D_{LW} = D_{11} の対 U 2 倍
 同時に温度が上昇
 ΔT_{3s} = solidification
 時間
 ΔT_{3b} = film boiling 時間

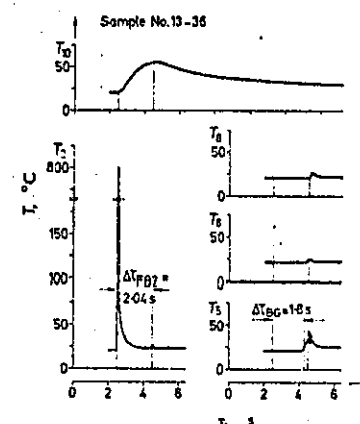
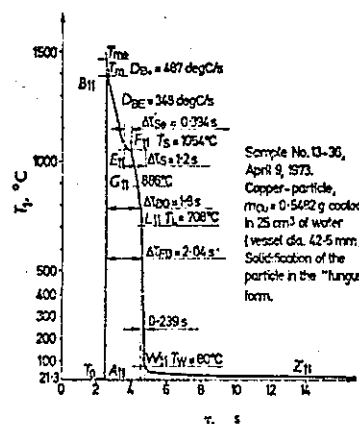
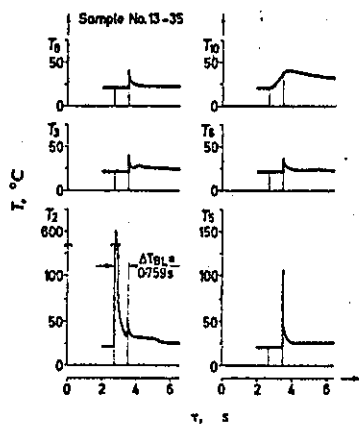
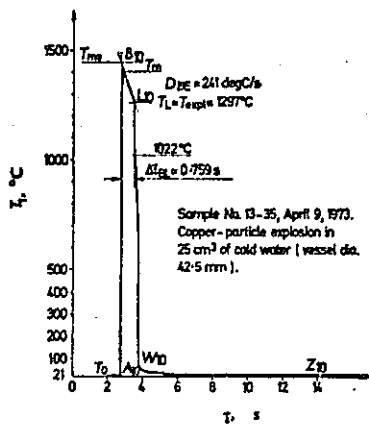


Fig. 6.14 Temperature histories of the cooling of the various copper-particles in water.

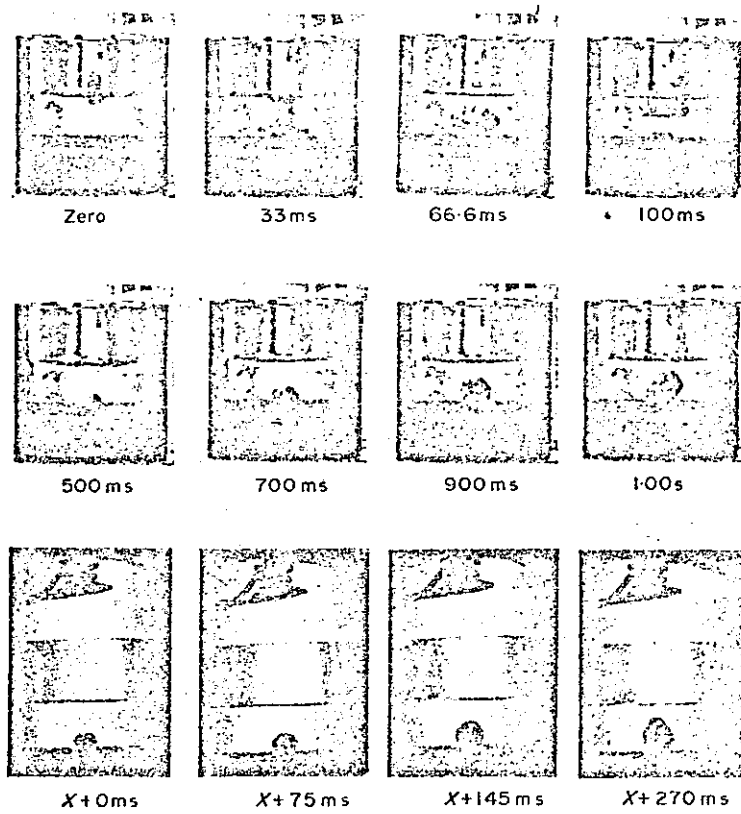


Fig. 6.15 Sequence from the frame camera film and high speed film showing growth of the "empty shell" particle. Copper in water. $T_{\text{bot}} = 1467^{\circ}\text{C}$, $T_0 = 21.3^{\circ}\text{C}$, $m_{\text{Cu}} = 0.5482\text{ g}$. Sample No. 13-36.

Molten copper-water interaction

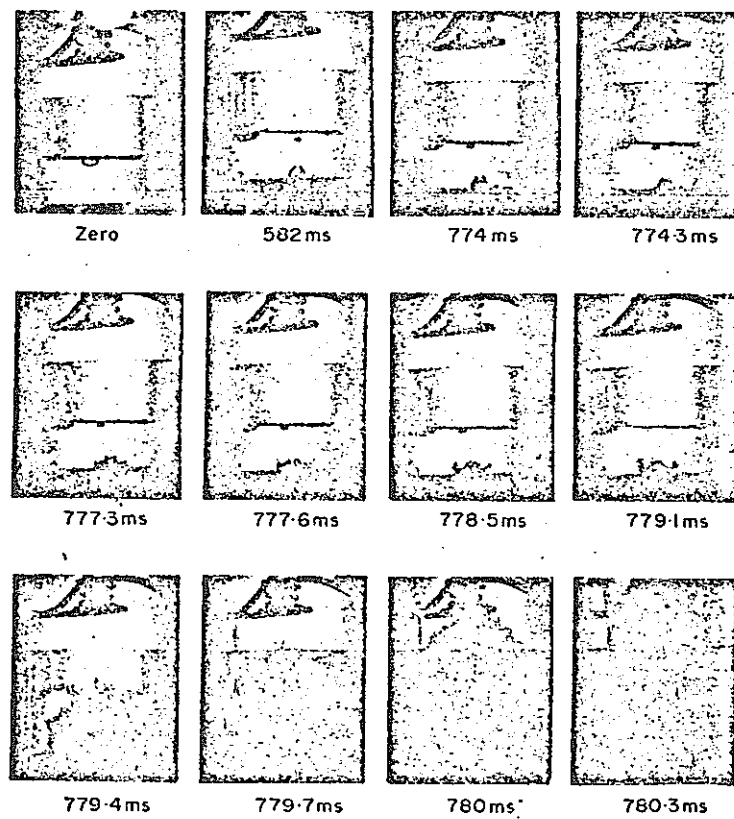


Fig. 6.16 Sequence from a film showing development of a thermal explosion on the bottom. Copper in water. $T_{\text{bot}} = 1454^{\circ}\text{C}$, $T_0 = 21^{\circ}\text{C}$, $m_{\text{Cu}} \cong 0.5\text{ g}$. Sample No. 13-35.

7 日本におけるR&Dの現状

7.1 日本におけるR&Dの現状

F S I 現象と高速炉炉心事故との関連は第2章に述べたが、日本におけるR&Dの現状を比較してみると表7.1の如くなる。この表で左側「a, b, c, d」は、第2章の項目を再録し、右側に次節以下に詳述するR&Dの現状を述べている。

- 1) 解析コード(動燃)
- 2) 炉内実験(共同CABRI計画, 動燃, 昭和49~55年)
- 3) Na-UO₂炉外試験(動燃)
 - (i) 滴下試験(昭和45~50年)
 - (ii) 燃料ピン束破損伝播試験(カプセル, ループ)(昭和49~52年)
 - (iii) 集合体流入型F S I試験(昭和52~54年)
 - (iv) 熔融炉心模擬F S I試験(昭和53~55年)
- 4) 模擬実験(大学, 国立研究所)
 - (i) 蒸気爆発の熱的閾値(昭和50~51年)
 - (ii) 微粒化過程(昭和50~51年)
 - (iii) 圧力波の発生と伝播(昭和50~51年)
 - (iv) 蓄積エネルギーの変換過程(昭和50~51年)
 - (v) 多ピン流路系におけるF S I現象(昭和50~51年)

同表から、結論されることは、日本の国力からみて、cの事故後冷却可能性の問題(PAHR)以外は、現状および将来計画で可成充分であるが、今後HCDA解析のシナリオの海外の動向を見ながら、PAHR面でのR&Dが必要とされよう。

表 7.1 日本における R & D 現状

炉心事故分類	炉内実験 (解析コード)	R & D Na- UO_2 実験 (解析コード)	模擬実験 (解析コード)
㉑ FSI と燃料挙動 i) 燃料ピン内の溶融燃料の挙動と放出過程 ii) 燃料破損位置と破損孔 iii) 圧力発生機構 iv) 流路内の燃料移動と付着	CABRI (PLUTO) CABRI (PAPAS) - (-) CABRI (-)	_____ - (-) 3-i (NA/ UO_2)	_____ _____ 4-i, 4-ii, 4-iii, 4-iv, 4-v (-)
㉒ 炉構造設計評価 i) 集合体模擬 ii) 炉容器模擬	_____ - (VENUS 改良)	3-iii (-) 3-iv (-)	ラPPER管の耐衝撃試験 (HEXATUBE) 原型炉低爆速耐衝撃試験 (CAMEL, ASPRIN, PISCES)
㉓ 事故後炉心冷却可能性	_____	_____	_____
㉔ 炉心局所事故	_____	3-ii (DETECT, COBRA)	4-v (-)

7.2 解析モデル

高温の液体と低温の液体が混合したとき大きな圧力を発生することがある。これを一般に蒸気爆発と呼ばれている。この現象がLMFBRの燃料集合体内で発生したらどれほどの圧力又は破壊エネルギーが出るかをプロセス・モデルとして計算するのがNA/UF₆である。

まず燃料集合体内の炉中央で溶融燃料が発生する。この溶融燃料が微粒子となって瞬時又は一定の混合時間をもって液体ナトリウムと均一に混合する。この領域をFSI領域と云う。そして高温の燃料粒子（液滴：約3000℃）から低温の液体ナトリウム（約500℃）へ急激な熱移行が起る。その結果FSI領域のナトリウムが急速に加熱され、FSI領域の体積が爆発的に膨張する。このナトリウムの体積膨張がFSI領域の上下にあるナトリウム液柱をハンマーでたたくように押し上げるので、ナトリウム液中には衝撃波が生じ、FSI領域では圧力が上昇する。この衝撃波がナトリウム液中の上端の自由表面に達すると反射され、FSI領域に帰って来る。衝撃波がFSI領域に達するとFSI領域の圧力は低下し、FSI領域のナトリウムは飽和温度に達するので、一斉に沸騰をする。従ってさらにFSI領域の体積が増大し、上下にあるナトリウム液柱を押し上げる仕事を行い、FSI領域では圧力が上昇する。

燃料粒子の非定常伝熱方程式は粒子径群（正規分布として10群）と時間群（最大50STEP）ごとに計算している。微粒化はシェルモデルで、弾性化した粒子表面で熱応力が降伏応力を越えると指定した径の粒度分布になるようにしている。

オプションとしては次のようなものがある。

1. 単相での粒子からナトリウムへの熱伝達率はパラメトリックに選べる。
2. 二相での粒子からナトリウムへの熱伝達率はWitteの式の改良式、過渡二相伝熱式が使える。
3. 周辺への熱移行も選択できる。

7.3 炉内実験（共同CABRI計画，動燃，昭和49～55年）

1) 概要

動燃は、1974年3月にCEAとGFKによる共同CABRI試験計画に junior partner として参加した。

CABRI 計画では、単ピン試験を30回（燃料度：0～20,000～60,000MWD/tMの3段階で各10回）実施する。うち新燃料試験では、TOP型、LOF型（+TOP型）各々5回が予定されている。CABRI炉は、1976年11月臨界予定で、第1回目の試験は、1977年初頭から行われる。

2) 試験内容

(i) TOP時の放出エネルギー量

TOP型では、エネルギー放出量を徐々に増して、E₁（溶融少量、破損なし）、E₂（溶融中量、破損、FSI、スウィープアウト、プレーティング現象）、E₃（大量溶融、低蒸化破損、FSI、スウィープアウト、プレーティング現象）、E₄（大量溶融、高蒸化、破損、燃料蒸気とNaの相互作用）の4種類を想定している。

(ii) 冷却材状況

TOP時には、冷却材流量は一定であるが、LOF時には単純なLOFおよびそれに沸騰による正の反応度を模擬したLOF+TOPの2種類が考えられる。更に後者ではTOP印加時にNaが沸騰直前の液相にあるか、沸騰後の蒸気相にあるかの区別が考えられる。

(iii) 上記(i)と(ii)との組合せで現在新燃料に関する10種の試験として、

TOP -1 : E ₁	LOF -1 : 単純LOF
-2 : E ₂	-2 : 液相Na + E ₃
-3 : E ₃	-3 : 液相Na + E ₄
-4 : E ₄	-4 : 気相Na + E ₄
-5 : 追試	-5 : 追試

が計画されている。

3) 計測と試験条件

通常の計装（ピン近傍の熱電対による18点の温度計測、入口・出口の流量・圧力・音響計測）の外に、核分裂高速中性子を利用したhodoscopeがあり、軸方向2～3cm、時間～1msecの分解能で、燃料の移動を測定する予定である。単ピンの試験のため（燃料ピン外径7.6mm、試験チャンネル内径12mm）、Na/燃料の比は実機条件に比べ高すぎる嫌いはあるが、FSI時の相互作用領域の上下方向の拡がり方を実機に近くするため、チャンネル上下の慣性項や圧損には充分注意している。

4) 今後の試験

上記では、ほぼ計画の固まっている新燃料試験について述べたが、類似の試験を中燃焼度・高燃焼度の照射済燃料ピンについて行う。FSI現象に関しては、FPガスの影響が主目的となろう。但し、これらは約400W/cmでの前照射ピンであり、最近低出力(270~300W/cm)前照射ピンでは、燃料の再組織化が少く、一方FPガスの含有量が大いので、破損機構および破損後の挙動に、高出力前照射ピンとは異なるという見解もあり、新に追加実験が実施される可能性がある。

7.4 UO₂-Na炉外実験

動燃では1969年に次の計画を立案した。

7.4.1 固体UO₂ からNaへの過渡熱移行の測定(UO₂過渡伝熱試験)

直径1cmから2cmのUO₂球を電気炉で約1600°Cに熱した後約500°CのNa中に入れ、UO₂球の表面温度変化を測定する。

7.4.2 FSIによるUO₂の粒度分布の測定(UO₂滴下試験)

外径2.5cmの中空UO₂ペレットにタングステン棒を入れて溶融するまで加熱する。Naタンク中に落下したUO₂の粒度分布を測定する。UO₂滴下試験装置の概念図を第7.4-1図に示す。

7.4.3 FSIによって発生する圧力の測定(衝撃管試験)

UO₂を高周波加熱で溶融し、その上にNaを落下させる。溶融UO₂とナトリウムが反応するとどのような現象が起るか当時は不明であったので、安全のためにUO₂滴下試験から始めることにした。これらの試験計画を1970年度予算に計上し、1971年度に装置を製作し、1972年度に前期実験を完了し、1975年度に後期実験も終了した。

この実験から次のような結果を得た。

(i) UO₂の微粒化は激しく起るがFSIによって発生する圧力は小さい。

約2800°CのUO₂15gを300°Cのナトリウム150cc中に落下し、最大3.75kg/cm²

の圧力を検出した。このときの粒度分布を図 7.4 - 3 に示す。

- (ii) UO_2 の粒度分布はほぼ正規分布をしている。もっとも粒度の小さい分布 (Most Pessimistic Curve) は次式で表わされる。(第 7.4 - 2 図)

$$f(\log D) = 58.1 \exp\left(-\frac{(\log D - 2.27)^2}{0.994}\right)$$

但し、 D は粒子の直径で単位は μ である。この分布を最近得られた ISPRA^(R-1), CNEN^(R-2), ANL^(R-3) の粒度分布と比較すれば図 7.4 - 4 ~ 6 のごとくなる。

- (iii) 微粒化した UO_2 粒子は $O/M = 2.003 \pm 0.002$ であり、純度の高い UO_2 であった。また顕微鏡写真により、微粒化は UO_2 粒子の表面の冷却に起因する熱衝撃によるものと考えられる。

References

- R-1. P. Fasoli, et al. "Results of Thermal Interaction Test for Various Materials Performed in the ISPRA Tank Facility", Second Crest Meeting, ISPRA, Nov. 1973, P.6.
- R-2. M. Martini, et al. "Out-of-Pile Experiments related to Sodium Fuel Interaction Performed at CNEN (USTS/N)", "Second Crest MEETING, ISPRA, Nov. 1973, p.9.
- R-3. R.E. Henry, et al. "Large-Scale Vapor Explosions, "First Reactor Safety Meeting Program, Los Angeles, April, 1974.

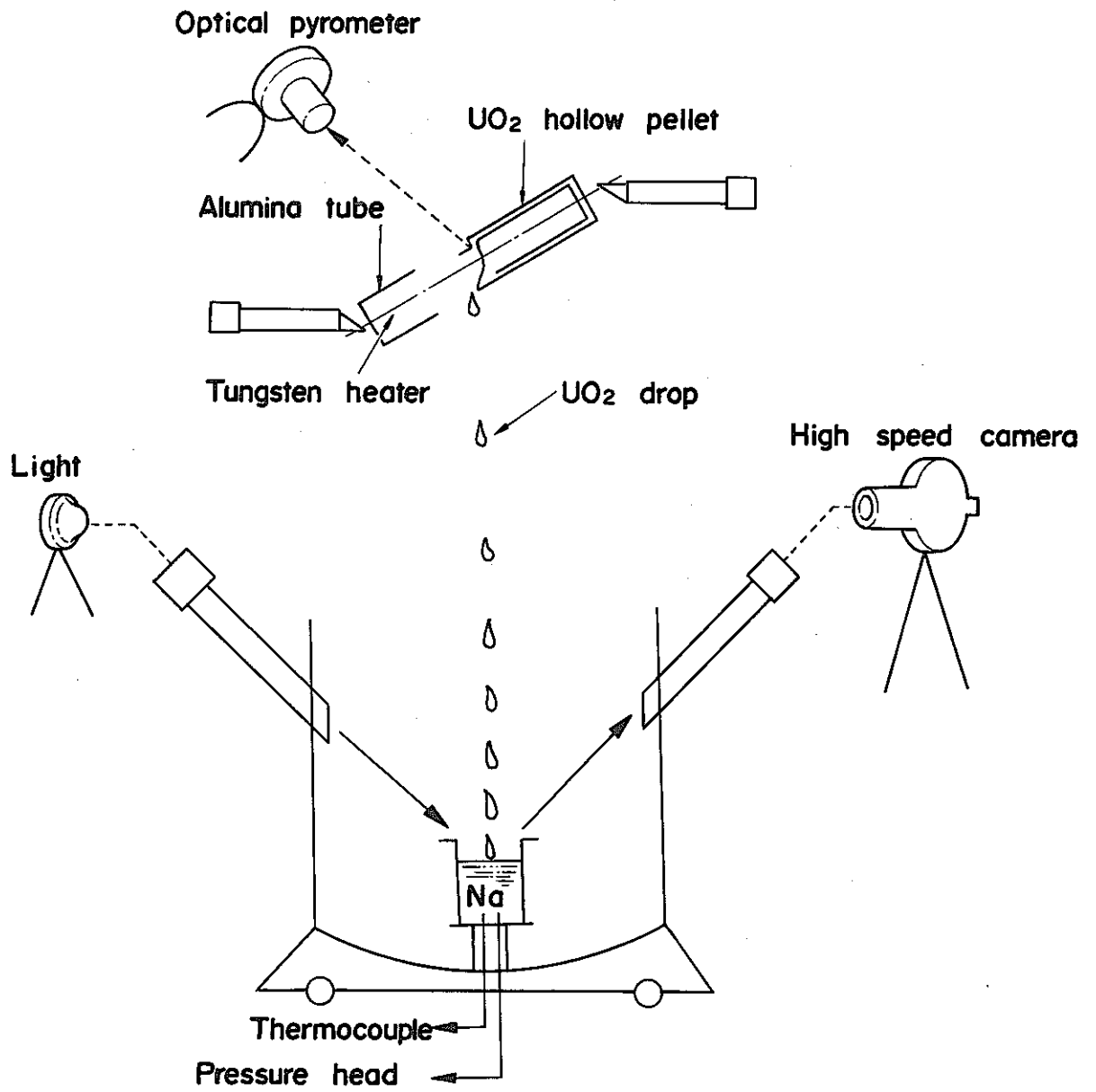


図 7.4.1 UO₂ 滴下装置の概念図

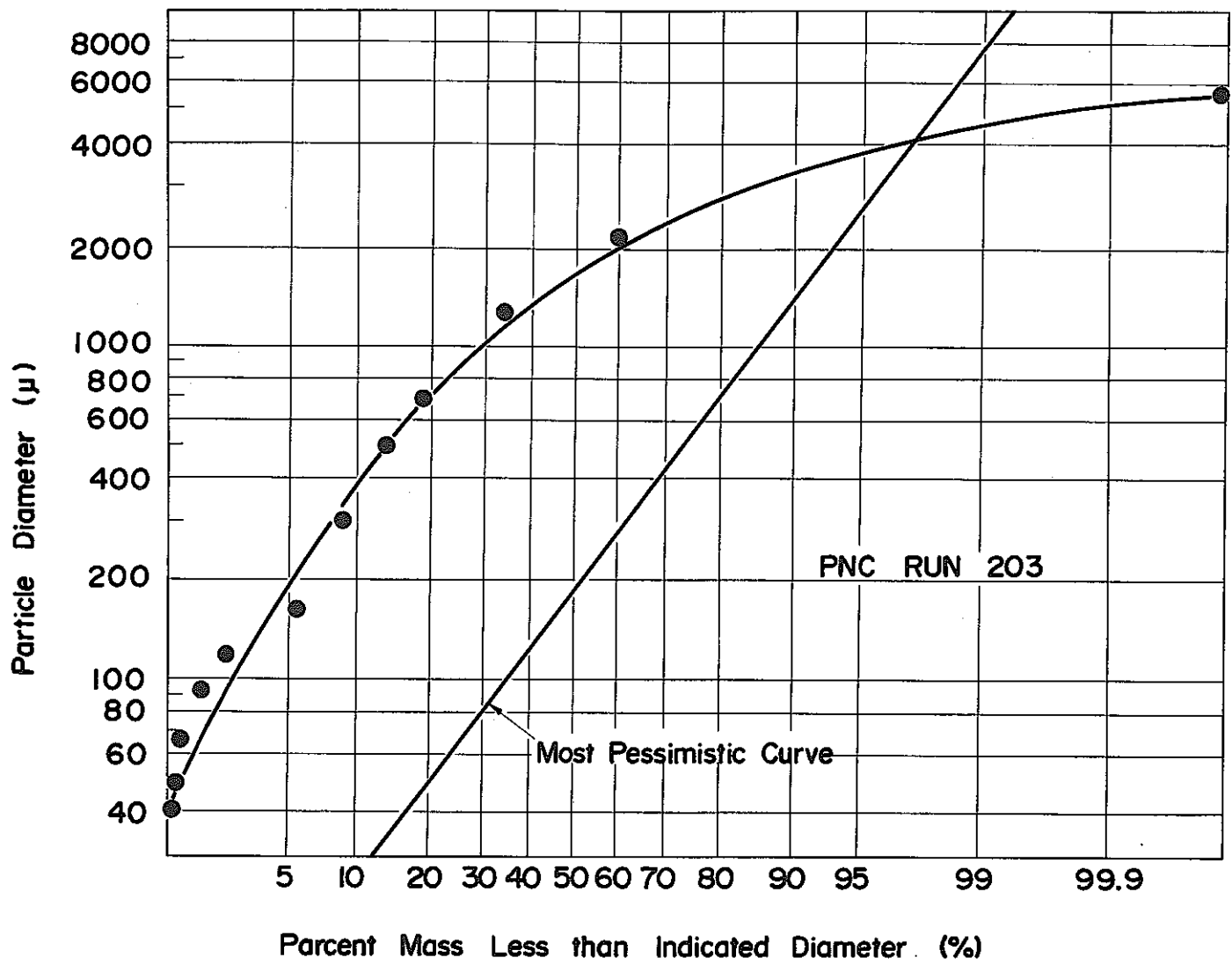


図 7.4.2 RUN No. 203 の粒度分布

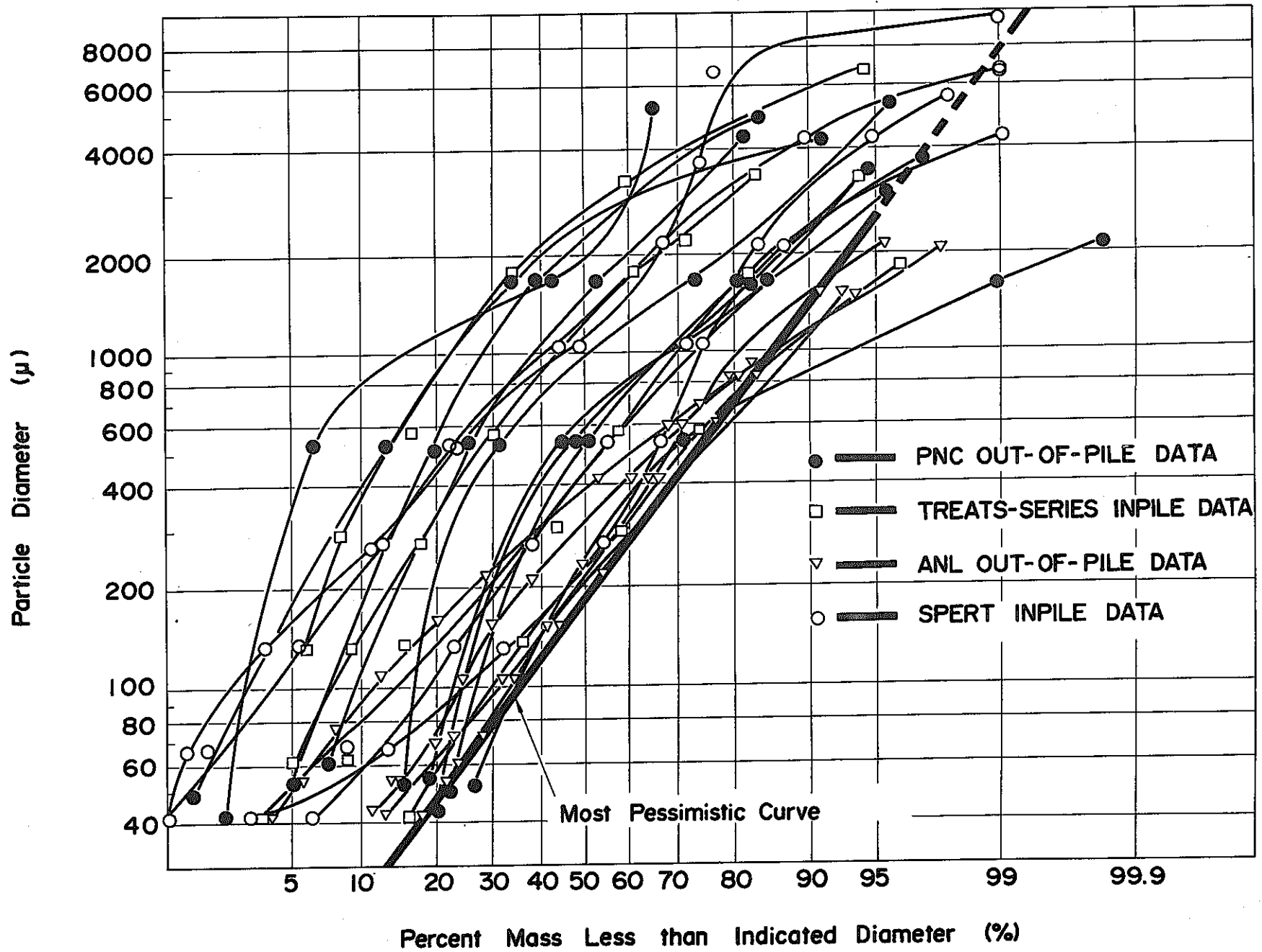
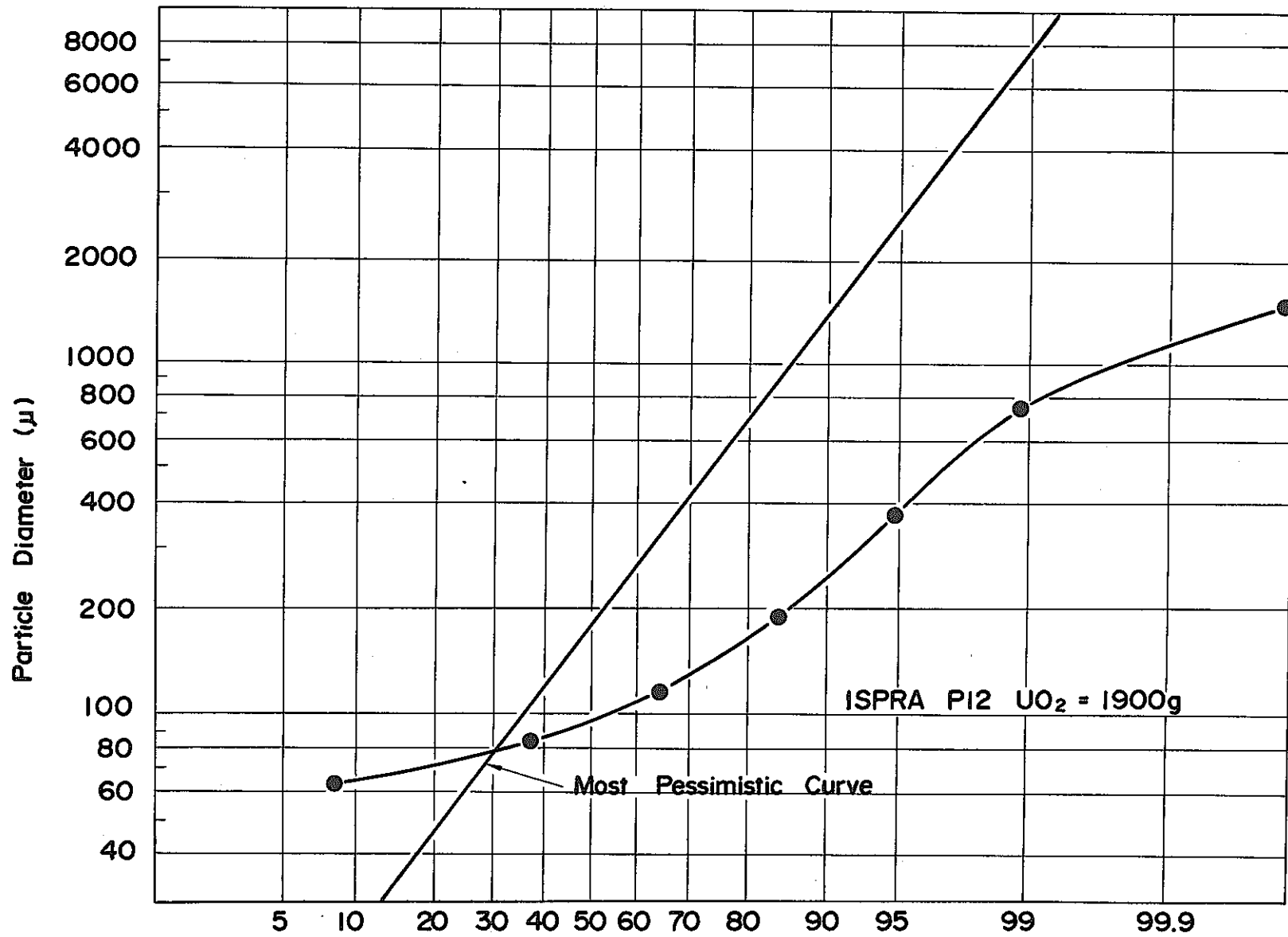


图 7.4.3 燃料粒度分布



Percent Mass Less than Indicated Diameter (%)

図 7.4.4 Particle distribution of ISPRA P12 の粒度分布

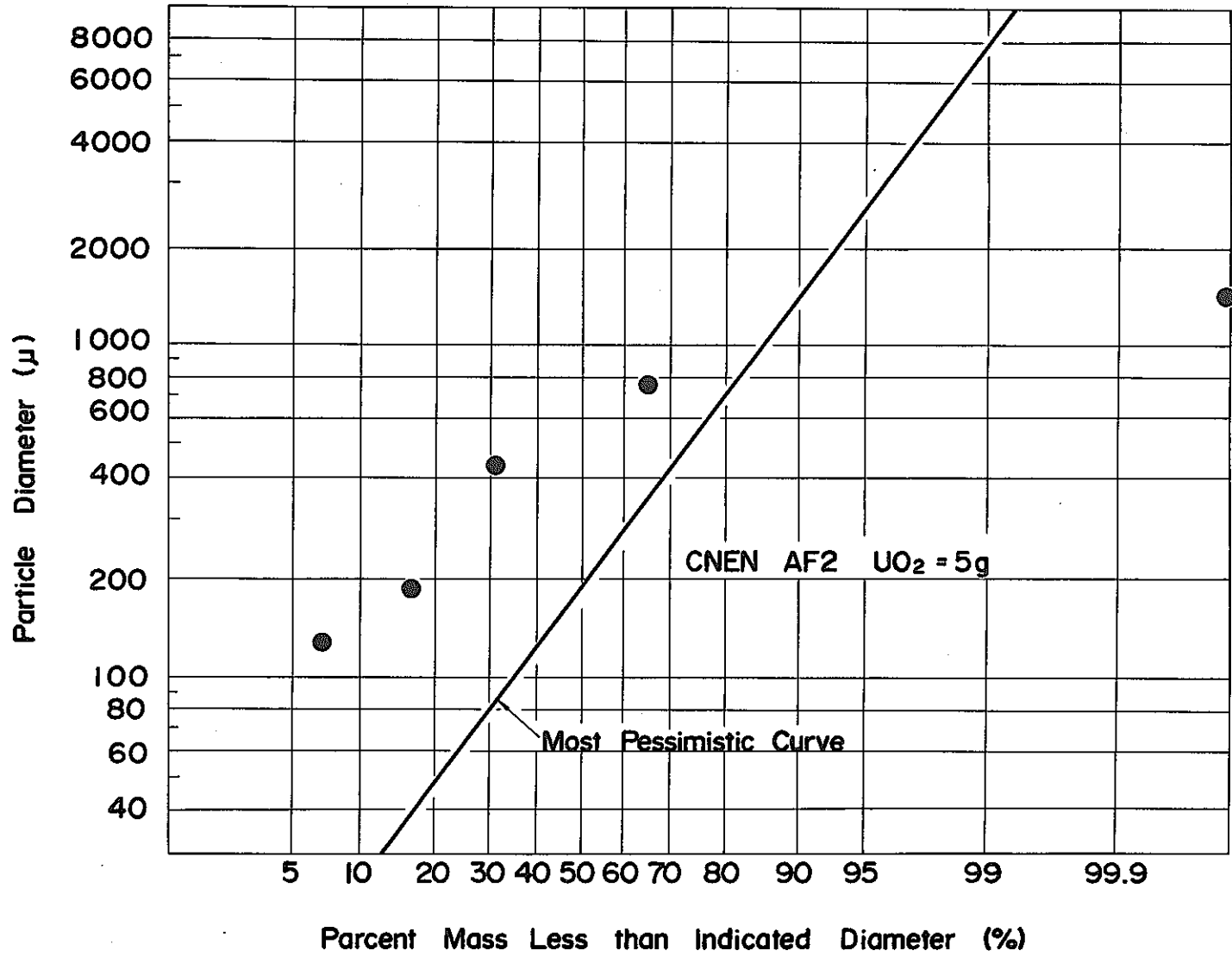


图 7.4.5 CNEN の粒度分布

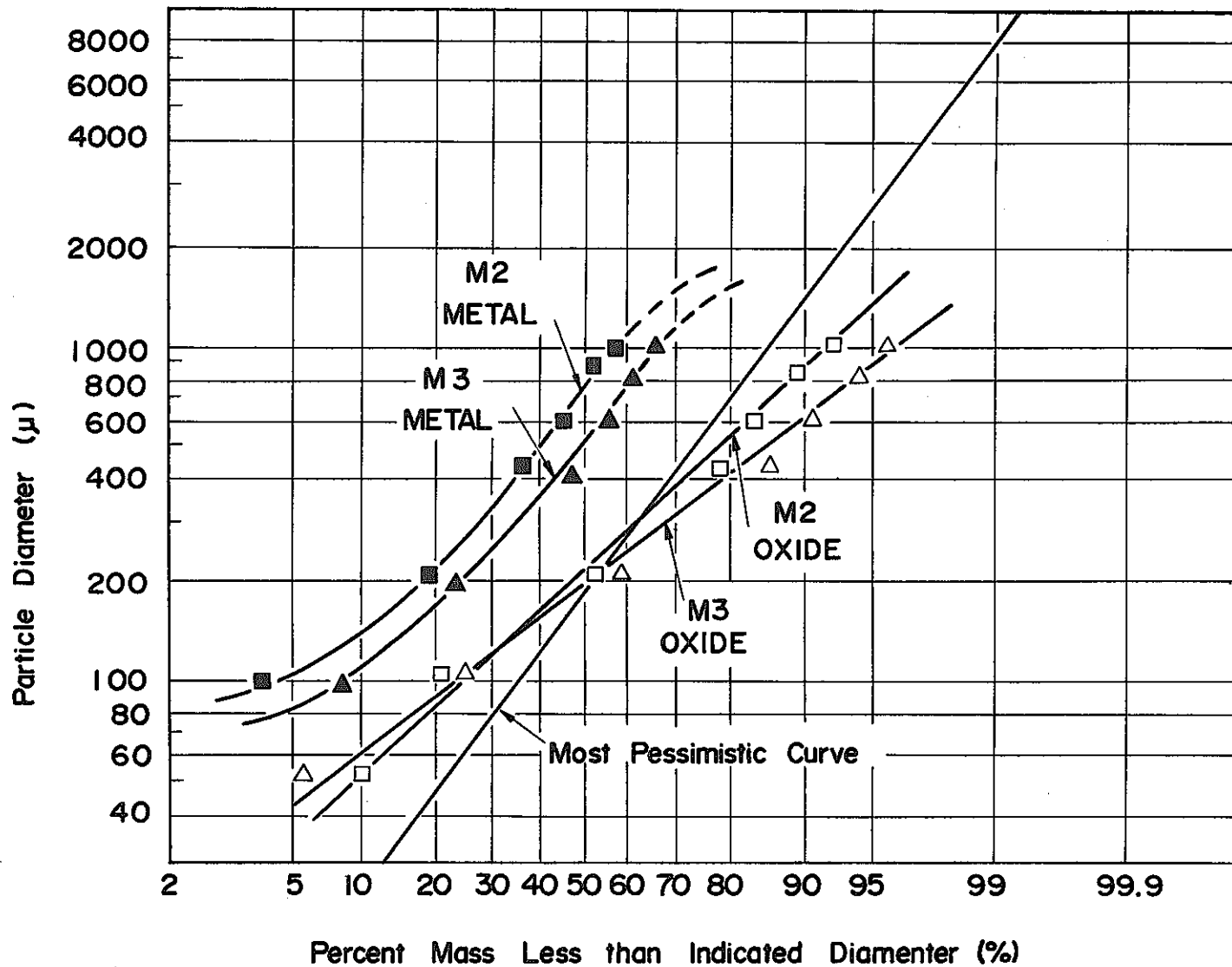
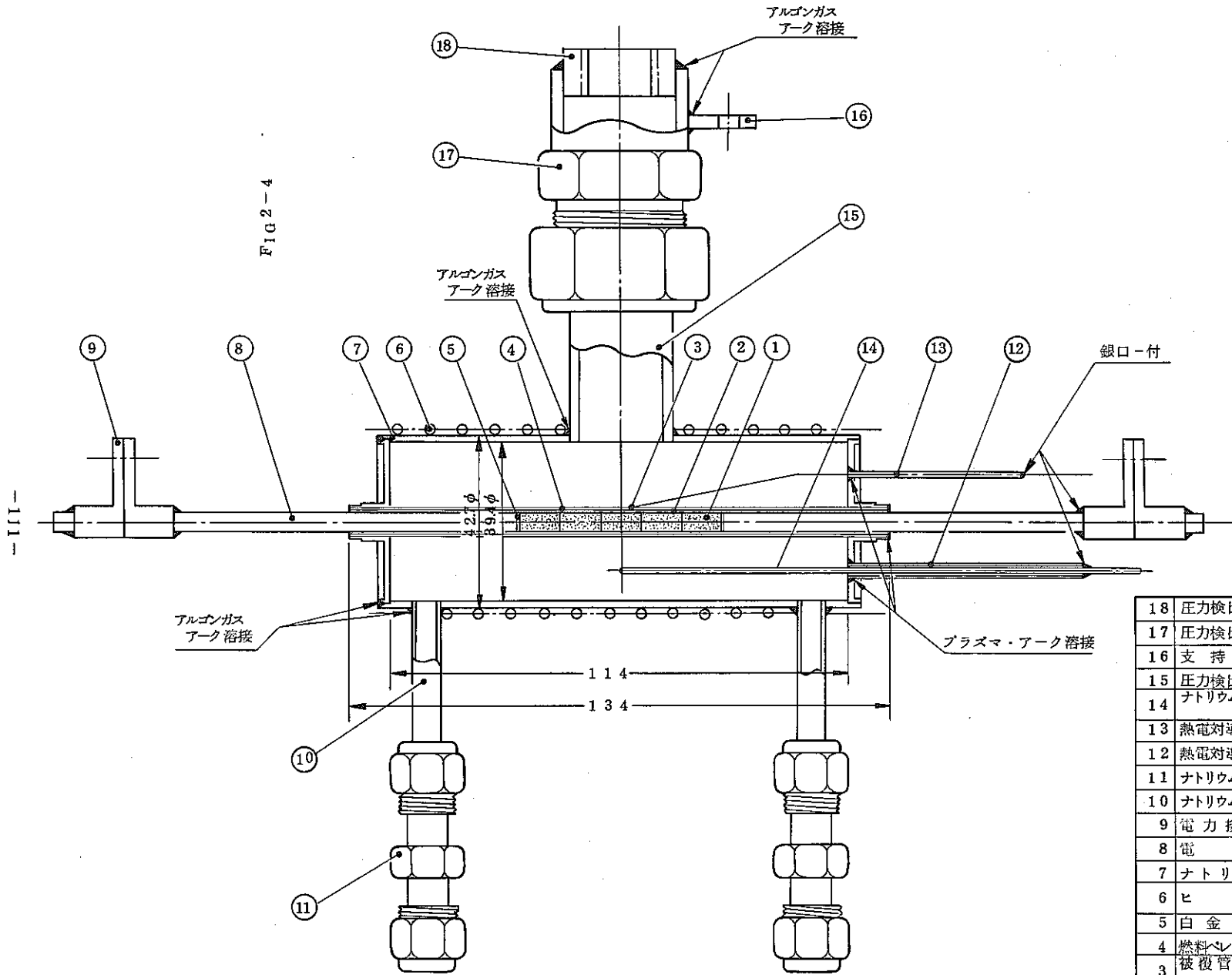


图 7.4.6 ANL の 粒度 分布

FIG 2-4



18	圧力検出端受け	SUS-304	1
17	圧力検出接続管(2)	SUS	1
16	支持金具	SUS-304	1
15	圧力検出接続管(1)	SUS	1
14	ナトリウム温度測定 熱電対	SUS被覆 CA	1
13	熱電対導出管(2)	SUS	1
12	熱電対導出管(1)	SUS	1
11	ナトリウム接続管(2)	SUS-316	1
10	ナトリウム接続管(1)	SUS-316	1
9	電力接続金具	Cu	2
8	電 極	タングステン	2
7	ナトリウム 管	SUS-316	1
6	ピ ー タ	SUS被覆 Ni-Ci	1
5	白金電極板	Pt	2
4	燃料ベレット被覆管	SUS-316	1
3	被覆管温度測定 熱電対	SUS被覆 C-A	1
2	ボロンリング	ボロン	
1	UO ₂ ベレット	UO ₂	5
品番	部 品 名	材 質	個数

図 7.4.7

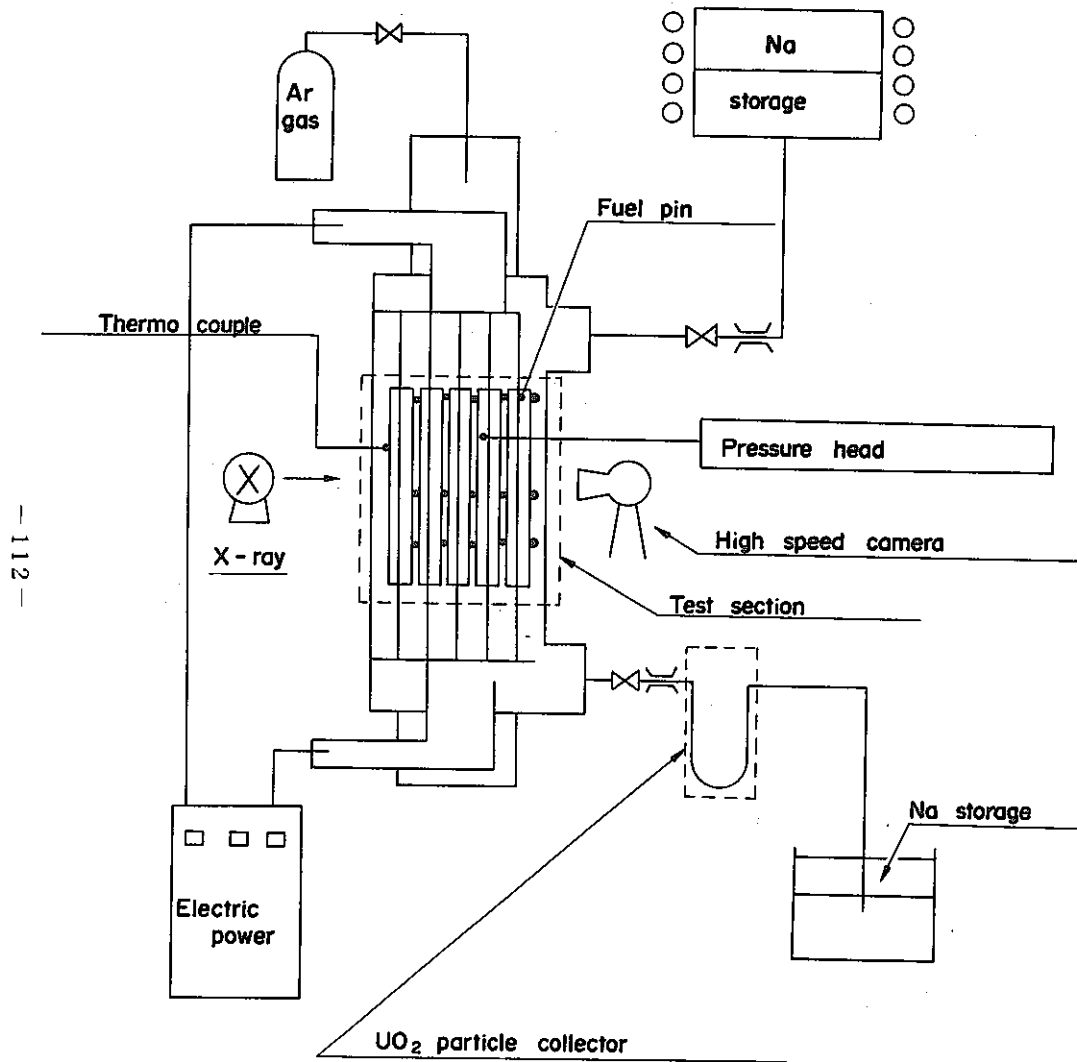


图 7.4.8 Fuel Pins Melting Facility

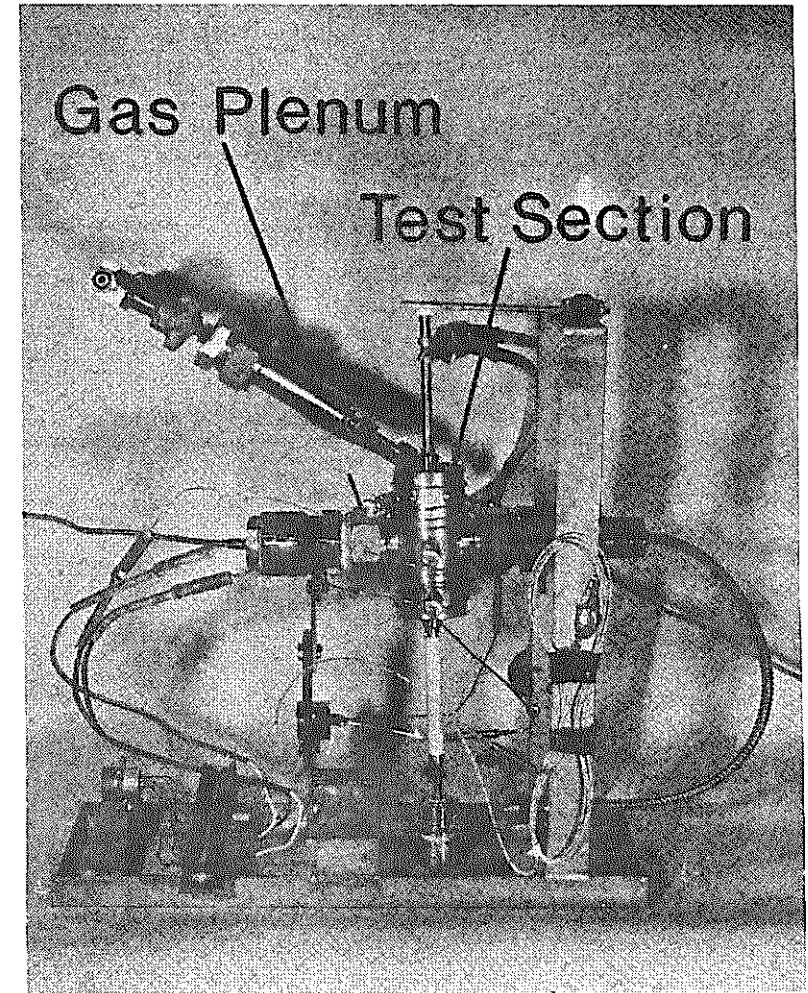


写真 7 - 1

Assembled Test Section
of Open Type for Capsule Test

7.4.4. 燃料ピン束破損伝播試験 (PMF, Pin Melt Facility)

流出燃料のFSIによる燃料ピン破損伝播の可能性を調べる。これはカプセル試験とループ試験の二つからなっている。

1) カプセル試験

静止ナトリウムのカプセルの中で、燃料ピンの溶融方法、温度、圧力などの計測方法などの開発を行い、ループ試験に使用する試験部を作成する。またFSIに関する基礎データをあつめる。カプセル試験部を図7.4.7に示す。また写真7.4.1にカプセル試験部の組上りを示す。

2) ループ試験

原子炉内と同じ条件での流出燃料のFSIによる燃料ピン破損伝播の可能性を単一ピン、多数ピンの破損について調べる。このループ試験の装置を図7.4.8に示す。動燃東海事業所D-26で稼動中である。

来年度からはこれらの施設を大洗工学センターに移設して先ずPMFの試験を完了させ、次に大規模FSIの実験を装置製作し、試験を行う計画であるが、来年3月のCSNI主催の第3回FSI専門家会議や、FSIに関する炉内試験(STF, CABRI)の国際協力など、LMFBRの安全性研究が国際的な協力で行われる状態になりかけているので、大規模試験計画は十分に検討してから行う。

7.4.5 大規模FSI試験計画 (集合体内流入型FSI試験, SMF, Subassembly Melting Facility)

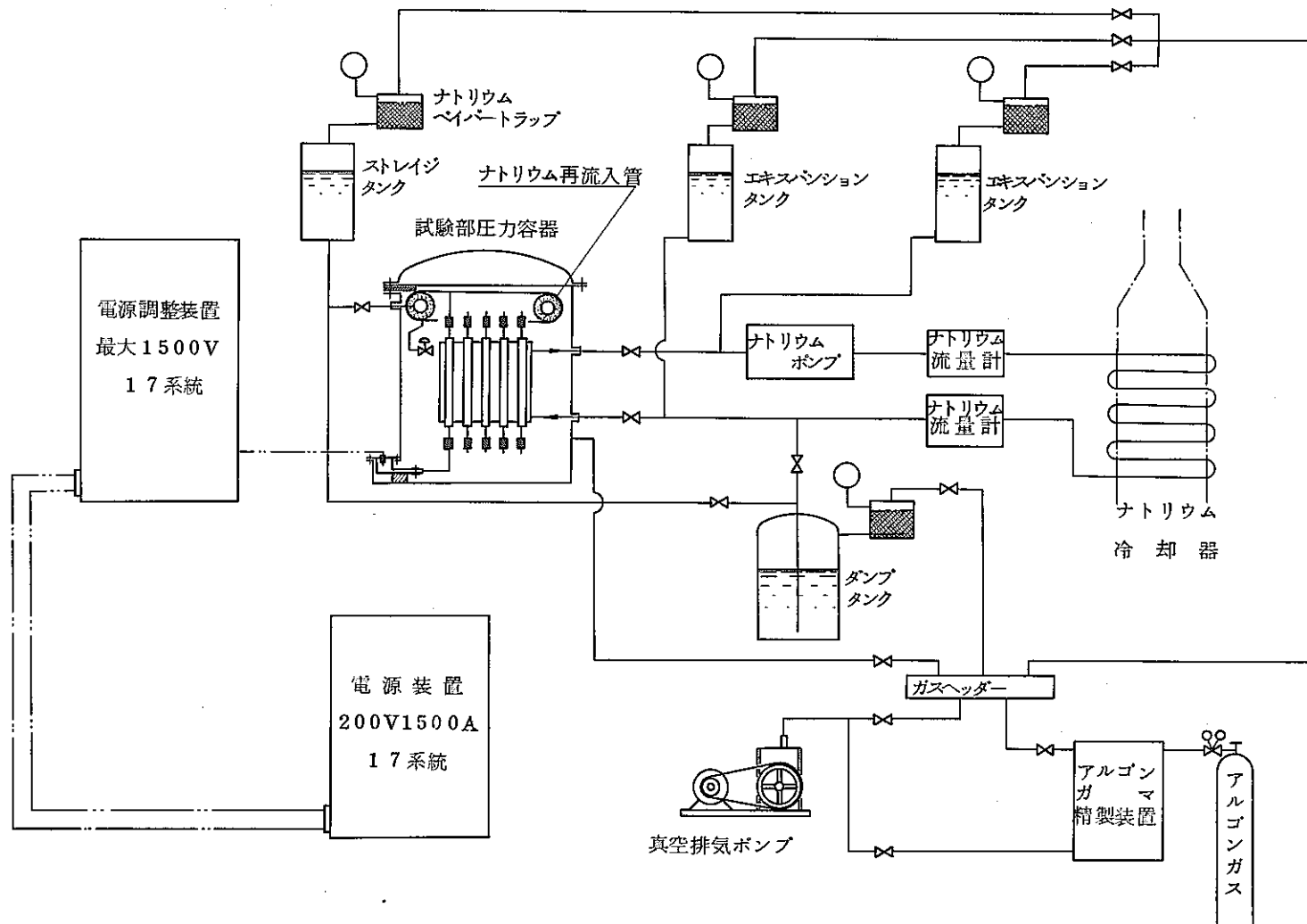
1) 目的：集合体内に燃料ピン束を入れ、この燃料ピン内の UO_2 ペレットを直接通電で加熱、溶融させ、これに上部構造を模擬した流路を通じて、ナトリウムを流入させ、流量減少事故、局所事故に起因する集合体内の再流入型FSI現象を実機に近い状態で評価する。

2) 装置：

① 全体の系統図を図7.4.9に示す。

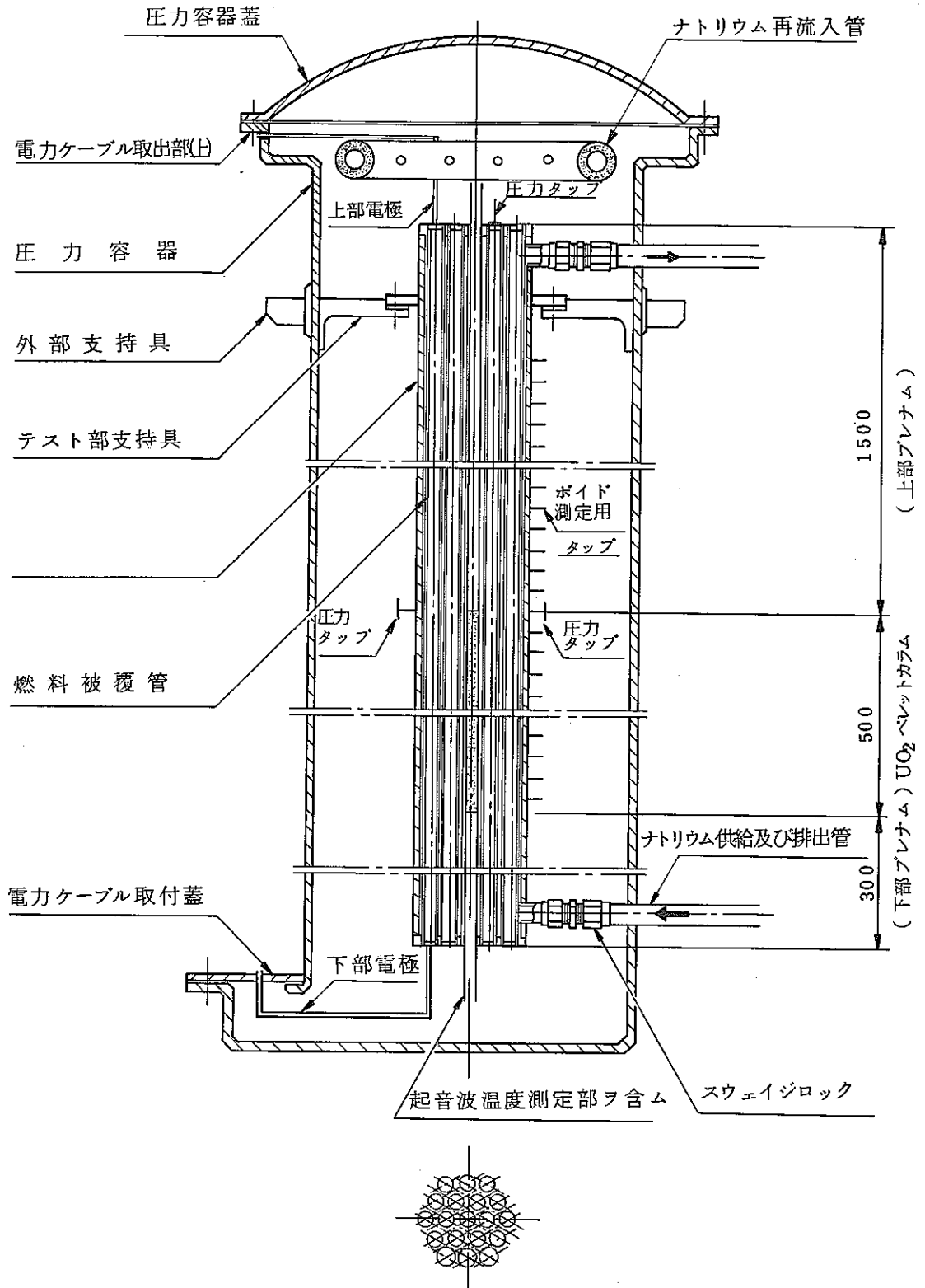
② テスト部圧力容器の概念を図7.4.10に示す。

③ 7～61本の燃料ピン(UO_2 ペレット5～30mm ϕ 、 UO_2 ペレットコラム長さ500mm、上部プレナム1500mm、下部プレナム300mm)の UO_2 ペレットコラム



第7.4.9図 集合体流入型FCI試験装置フローシート

図 7.4.10 集合体内流入型 FCI 試験テスト部



に200V, 800A の電流を同時に流し約10kgの溶融 UO_2 を作り, これにナトリウムを再流入させる。燃料ピン間の保持はワイヤーで行う。

- ④ UO_2 ペレットカラムへの電力の入れ方はもんじゅの事故解析による核エネルギーの入り方の計算結果をMTにとり, これをサイリスターで入力する。
- ⑤ ラップ管は強化したものと実機のと二種用いる。
- ⑥ 燃料ピン束の溶融はナトリウム中で行うことを目標にして行うが, もしとけない場合はアルゴン中で燃料ピン束を溶融し, 電流がきれたらナトリウムを流入させる。
- ⑦ ナトリウムは上, 下から注入出来るようにする。
 - a 上からはナトリウムの再流入を模擬する。従ってフリフイスなどをつけて流入を実機にあわせる。
 - b 下からはナトリウムがゆっくり入るようにし, 溶融 UO_2 が落下することを模擬する。

3) 得られる結果:

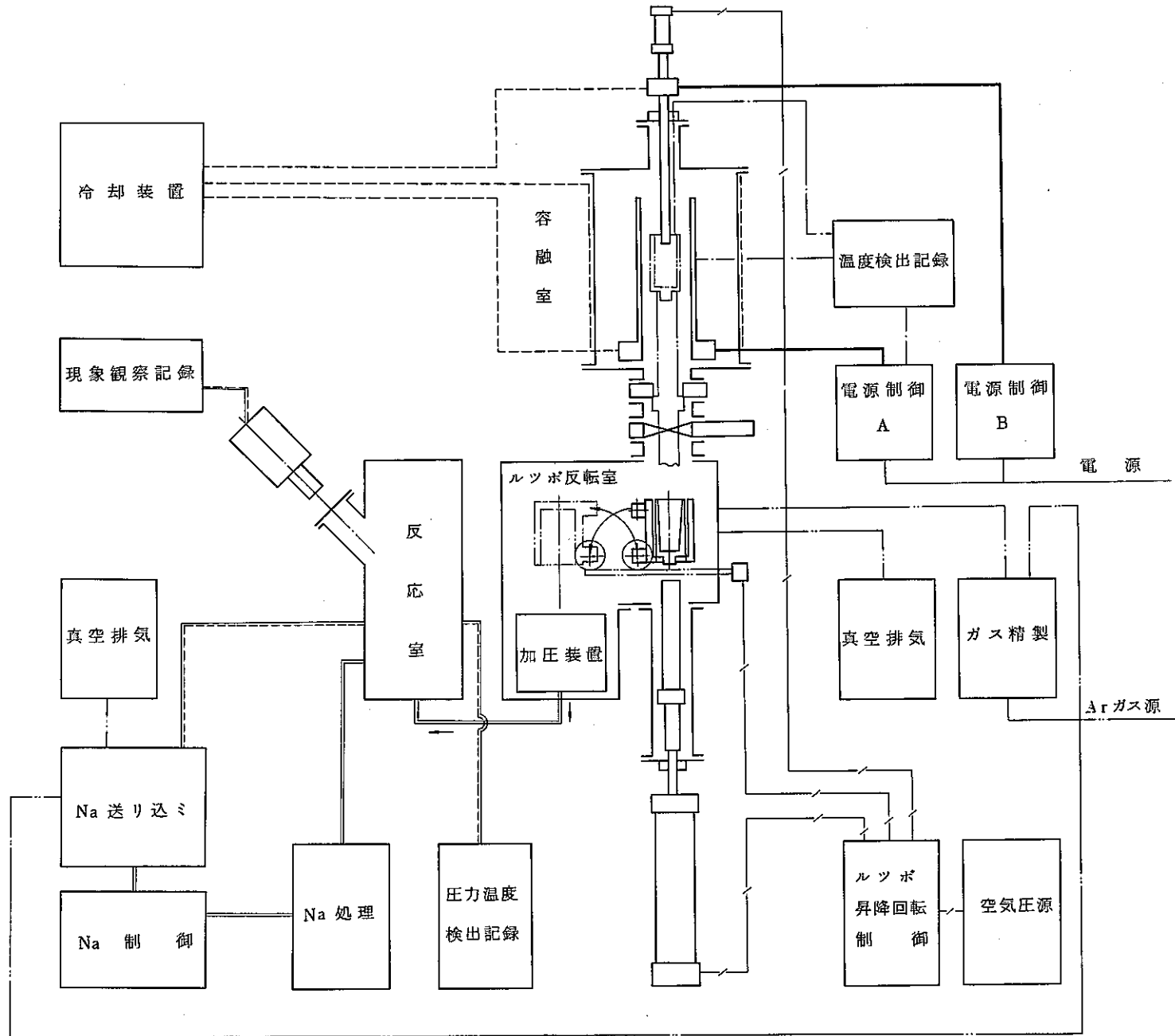
- ① 再流入のときの発生圧力
- ② 再流入の速度
- ③ ナトリウムと UO_2 の混合比
- ④ FSI後の UO_2 粒子の分散状態
- ⑤ 燃料ピン束のとけて行く状態
- ⑥ ワイヤの効果(グリッド)
- ⑦ 上部プレナムの効果(再流入, 圧力吸収などに対する。)
- ⑧ ラップ管の変形

4) フィードバック:

- ① 圧力, 温度, 歪のデータをMT(データレコーダー)にとり, これをAD変換器で数値に変換し, 解析コードのINPUTに用いる。

7.4.5 大規模FSI試験計画(炉心FSI試験, CMF, Core Melting Facility)

- 1) 目的: 最っとも非観的な条件でのFSI現象を炉心規模で模擬し, 炉容器応答への設計データを得る。円筒形ナトリウム容器の下部から, 溶融 UO_2 を吹き上げ, 従来の実験よりも, より密接に UO_2 とNaの接触を生じせしめ, ナトリウムスラグへの機械的エ



第 7.4.11 10 kg UO_2-Na 反応試験装置構成概念図

エネルギーを測定する。

2) 装置：

① 全体の系統図を図 7.4.11 に示す。

② 熔融室

高温電気炉（タンマン炉）と直接通電の併用加熱方式を用い大量（10 kg） UO_2 を迅速かつ安定に熔融させる構成とする。

高温電気炉は耐圧容器構造の胴体内部の黒鉛発熱体、電極、断熱材及びシャッター（ UO_2 とNaを反応させた時に生じるNa蒸気等での電気炉内の汚染を防ぐ）等で構成される。又直接通電加熱は電極を電気炉の上部と下部に設け、上部の電極バーを位置調整できる構造とし UO_2 ルツボを介して通電加熱を行う。

③ ルツボ反転室

耐圧容器構造の胴体であり、熔融室の直下にルツボ受けを設け、反転機構により熔融した UO_2 をNa反応室に落下させる構造にする。

又、胴体には現象観察用窓、真空吸引口、ガス導入口を設ける。

④ 反応室

耐圧容器構造の容器であり高温のNa液を充し熔融した UO_2 と反応を起させ、その反応現象Naの突沸などによる衝撃的圧力、温度変化等の測定を行う、検出端を取り付けられる構造にする。

⑤ ナトリウム送り込み装置

Naの流動はガス加圧により行い所定の量を反応室に送り込む。ナトリウムは最高600℃まで加熱でき又流動中空気中の酸素及び水分の漏入によりナトリウムが酸化しないよう十分な気密性を有するものとする。

⑥ ナトリウム処理装置

実験終了後のNaを先ず UO_2 回収フィルターにより混入した UO_2 を除却し蒸気処理法により処理する。

⑦ ナトリウム制御盤

Naの流動のためのガス系制御、Naを加熱のための電力調節、温度検出記録、液面検出記録を行う。

⑧ 電力制御盤（A）

可飽和リアクター方式により高温電気炉加熱用電力制御を行う。手動により電力調節する。又温度検出記録調節系(9項)よりの信号を受け定温度調節も行える。

電源 2P 200V 50Hz

容量 150 KVA

負荷 $\sim 50V-3,000A$ (連続)

⑨ 電力制御盤(B)

直接通電加熱の電力制御を行う。負荷は直流定電流法とし調節は手動により行う。

電源 3P 200V 50Hz

容量 90 KVA

負荷 P.C 30 \sim 40V-400 \sim 1,400A

⑩ 温度検出記録盤

加熱中のUO₂の温度を光高温計で温度検出, 記録する。又検出器, 調節を組合せこの出力により, 電力制御(7項)を行う。

⑪ 真空排気装置

(a) 熔融室, ルツボ反転室, 反応室を真空排気し, 高温電気炉の発熱体, 反応室のNaの酸化防止を行う。

(b) Na送り込み装置, Na処理装置, Na制御配管中の真空排気を行い, Naの酸化防止をする。

⑫ ガス精製装置

Na及び高温電気炉発熱体の酸化防止のためカバーガス(Arガスを使用)の精製を行いガス中の残留酸素の除却を計る。

⑬ ルツボ, 昇降, 回転, 制御装置

ルツボの昇降, 返転機構, 熔融室シャッター, 直接通電用上部電極位置を決め, の各エアシリンダーの空気圧切替を行い各所定の動作をさせる。又ルツボ下降→シャッター閉→ルツボ返転の一連の動作は1スイッチで自動的に行う。

⑭ 空圧源

コンプレッサー, 圧力タンク, 減圧弁で構成し各エアシリンダー供給圧を常に一定に(5 \sim 7 $\frac{1}{2}$)に保つ。

⑮ 冷却装置

冷却器，循環ポンプ，貯槽で構成され不燃性の油を常に10℃位に冷却し電気炉の外周，電極部の過熱防止を行う。

⑯ 圧力，温度検出記録

反応室に設けた検出端よりの信号を受け圧力，温度の記録を行う。特に圧力測定には高温中で測定でき又，圧力，温度検出共に応答速度の早いものを使用する。但し圧力波検出圧は最大350%とする。

⑰ 現象，観察記録

UO₂～Na 反応時の音波測定，現象の撮影を行う。

3) 得られる結果：

溶融UO₂の混合時間と発生圧力，及び仕事エネルギーを測定する。UO₂粒子の粒度分布を測定する。

4) フィードバック：

炉心溶融事故解析に用いるFSI解析コードの確証を行う。

7.5. 模 擬 実 験

7.5.1 FSIにおける蒸気爆発の熱的閾値の研究（東大）

1) 研究目的

溶融UO₂とNaとが接触して爆発的に蒸気相が形成されると極めて瞬時に微粒化のプロセスが進行すると共に，それに伴って高い圧力スパイクの生成が懸念されるが，このいわゆる蒸気爆発が生じるためには，反応2物質の接触時の温度条件から定まる界面温度がある一定の値に達しなければならないとする考え方がある。その理論に従えば，FBR炉心条件の下でのFSIの激しさはかなり緩和されたものとなるので，理論の真びょう性には重大な関心が持たれているが，しかし実験的にまだそれを十分に裏付けるところまで進んでいない上に，いくつかの実験からは否定的な方向も示唆されている。

本研究は過熱液中の蒸気相生成のパターンを種々な境界条件の下で理論的に考察し，あわせて模擬体系を用いて種々の熱的条件下で蒸気膜形成やその安定性，さらに圧力波等に関するデータを実験的に積み重ねることにより，FSIの激しさに明確な不連続性をもたらすような熱的条件の閾値が存在するかどうか，とくにその条件が微粒化

後の挙動と切り離してF S I評価につながるものかどうかについて検討することを目的とする。

2) 実験方法

透明液体からなる液槽に落下法により異種の液塊を滴下し、生成する蒸気の挙動を光学的に高速度で捉え、同時に生成圧力の挙動を記録対比させる。実験液体としては水、フロン、液体窒素、錫などが予定されている。高温液滴下および低温液滴下の両者の場合について実験がなされる予定である。実験データから、微粒化以前の熱的・力学的挙動をまず解明し、次いで微粒化後の諸現象を把握する。実験的には特に詳細な光学的観察を行なうことを特徴とし、また初期接触の方法などについても従来の問題を克服するため技術的に十分に検討したいと考えている。実験装置の概略は図 7.5.1 に示すとおりである。

3) 実験結果

現在までにフロンを水中に投入する一連の実験を行なった。フロンは飽和温度で一定とし、水温をパラメータにとり、相互作用時の圧力ピーク値(容器壁で測定)をプロットすると、Fauske らの主張するような明確な温度閾値は現われず、Board らの実験結果に近い、かなりなだらかな曲線が得られた。ただし圧力ピーク値が最大になる両液接触時の界面温度は Fauske らの自発核生成条件とほぼ一致している。

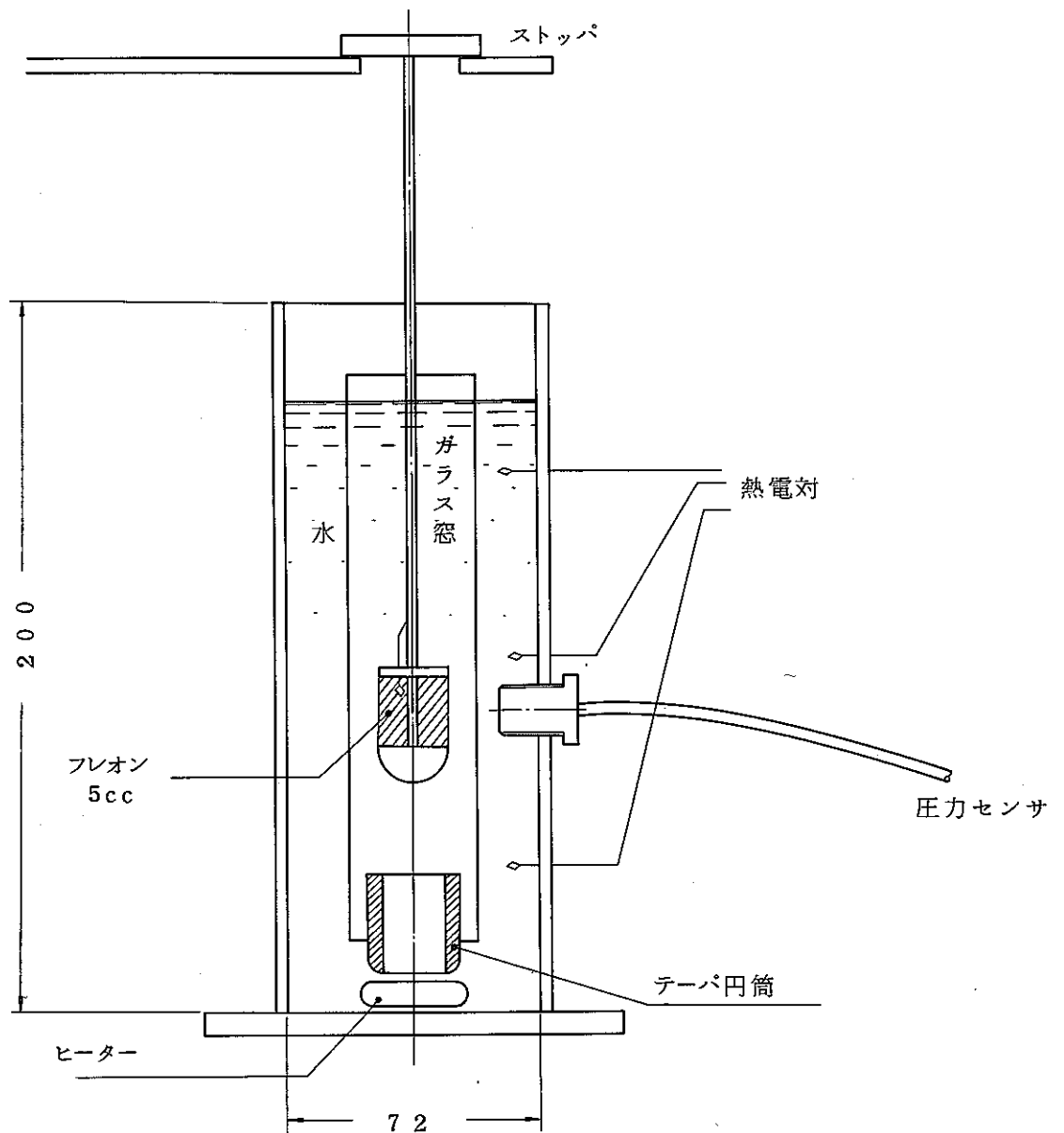


図 7.5.1 蒸気爆発の熱的閾値の研究

〔装置説明〕

蓋板と底板を軸棒に固定し、その外側にテーパ円筒をかぶせたものを投入液体の容器とする。これを他種の液中に落下させ軸棒をストッパで停止させるとテーパ円筒は慣性の効果で蓋板、底板からはずれる。これにより二種の液体の瞬間的な接触を実現させる。接触面の垂直方向壁面の圧力は圧力センサ（共和電業製、PS2KB）で測定する。

7.5.2. 微粒化過程の基礎研究（東工大）

1) 研究目的：本研究は、熔融燃料と冷却材の液-液直接接触から微粒化に至る過程の熱流体力学的なメカニズムを明らかにすることを目的とした基礎研究で、具体的課題として、液-液直接接流れにおける非沸騰および沸騰熱伝達率、気泡発泡条件と発泡過熱度の測定、および爆発的沸騰および微粒化の開始条件、更に、微粒化過程における粒子径や分散過程等をくわしく調べることを目的としている。

2) 実験装置：装置は、図 7.5.2 のように高温側と低温側の二流体の循環ループから成り、高温側ループは、循環用ギヤーポンプ、予熱器および加熱器で構成され、最高 500°C までの液体金属の昇温を可能とする。一方、低温側ループは、循環ポンプサブクーラーおよび予熱器で構成されている。両流体は定常流として、それぞれ所定の流量と温度に設定された後、インセクターノズルより、水平管状テスト部に流入し、層状流状に液-液直接接触され、ここで、二流体間で伝熱が行われ、分離器に至る。分離器は、二流体の分離と共に蒸気も分離され、蒸気は大気中に放出、各流体は再循環される。テスト部は矩形断面をもつ長さ 1,080 mm の鋼管で、上側からは、アクリル樹脂を通して、観察されるようになっている。流れ方向の数ヶ所にトラバース器付の 0.3 φ のシーズ熱電対がとりつけてあり、温度分布が測定できると共に、シーズ管を利用した探針式プローブで二流体の界面の流動を調べることができる。また、圧力タップで絶対圧の変動や差圧が求められるようになっている。

高温側流体としては、融点 70°C の Uアロイ、低温側流体としては水を用いている。一方、微粒化過程についてくわしい観察と測定が行われるように、図 7.5.3 に示すような、所定の温度のほぼ静止液体中に、所定の温度、放出量、放出速度をもつ別の流体を放出させ、微粒化と分散過程の高速度カメラによる観察、発生圧力及び上部インバクト管による流出（膨脹過程）速度等が測定されている。この場合、放出液体として、Uアロイ、シリコンオイル(k54)、フレオン113、テスト部液体として水およびフレオン113等を用いている。

3) 実験結果：両装置における実験共、実験の途中であるが、前者の装置においては、非沸騰及び沸騰を伴う二流体界面での熱伝達率や圧力、温度変動等が種々の流量と温度条件で測定されている。液-液直接接触後に非常に大きな熱伝達率を示すことがわかっていてる。また、後者の実験では、種々の温度の高温水中へのフレオン113の放

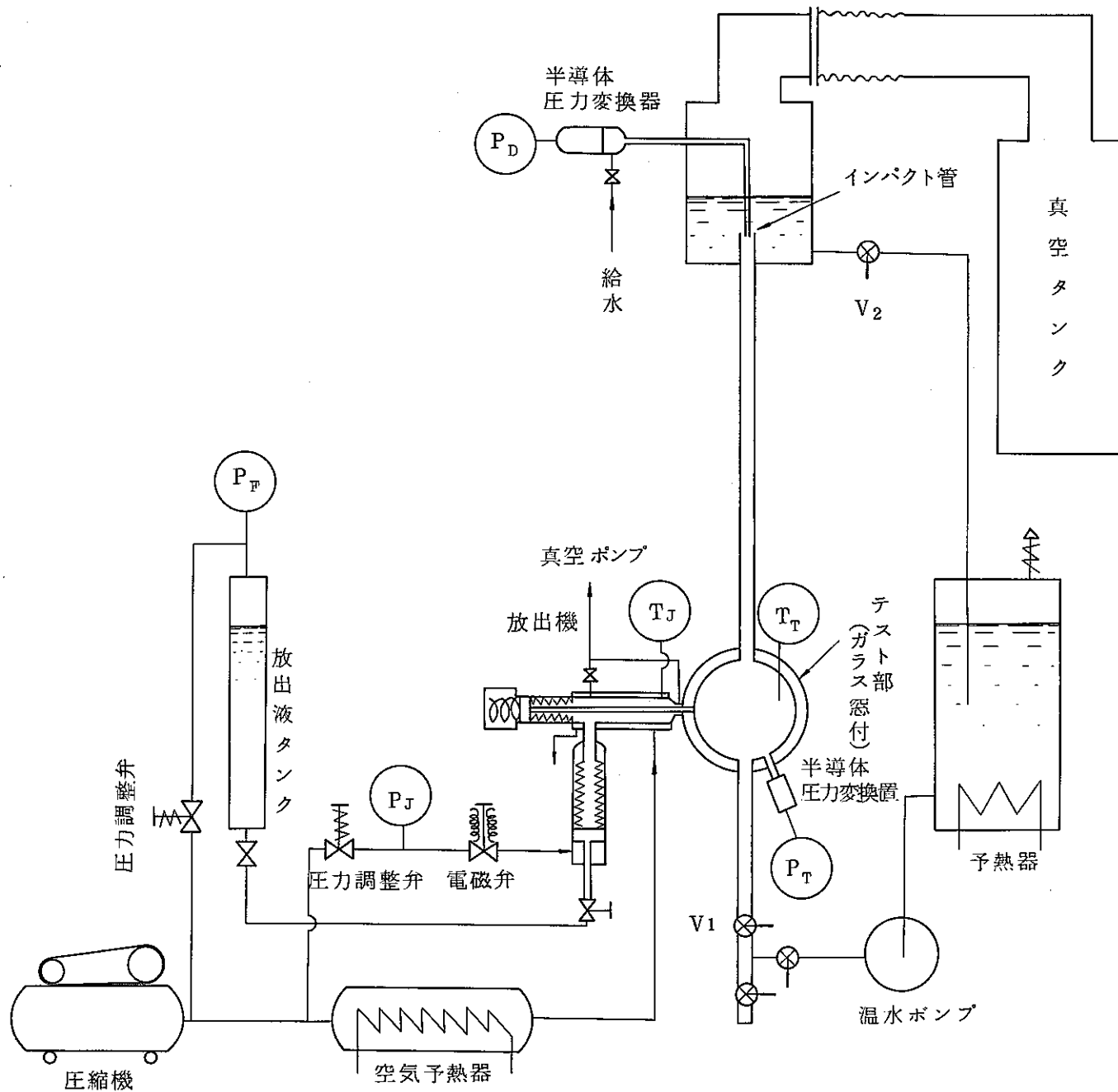


図 7.5.2 実験装置

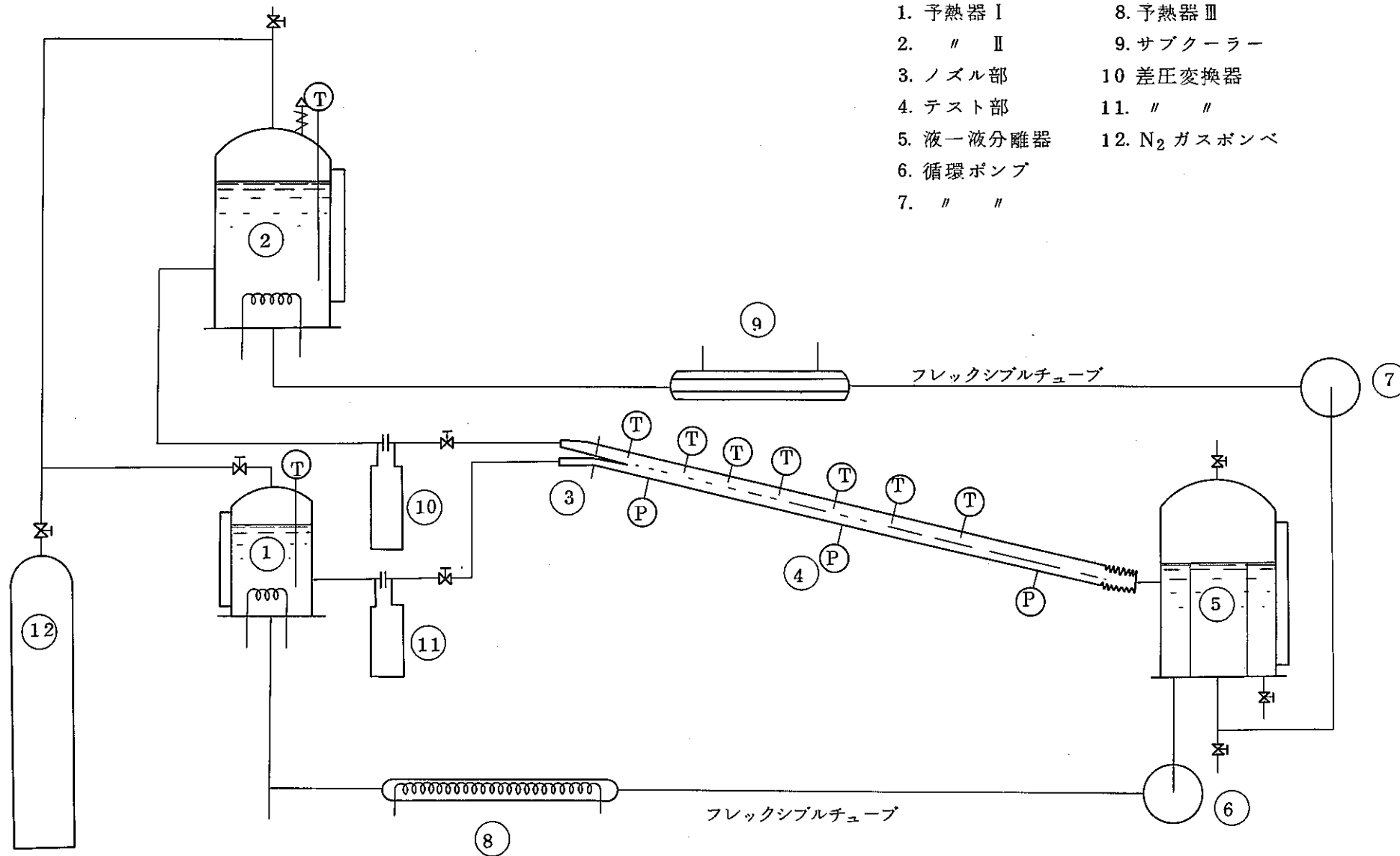


図 7.5.3 実験装置

出，水中への高温シリコンオイルやUアロイの放出について調べられて来ており，発生圧力や運動エネルギーへの変換効率等への温度・放出速度，混合比等の影響が調べられた。

7.5.3. 圧力波の発生と伝播の研究（船舶技研）

1) 目的

F S I時に発生する過渡的圧力変化は，一般に液单相状態で発生するスパイク圧（Phase A）と，それに続く二相状態を主とした圧力上昇過程（Phase B）に分けての計算モデルがつくられることが多い。この計算モデルの有効性を調べるため，炉内外試験及び模擬実験との比較が行われつつある。

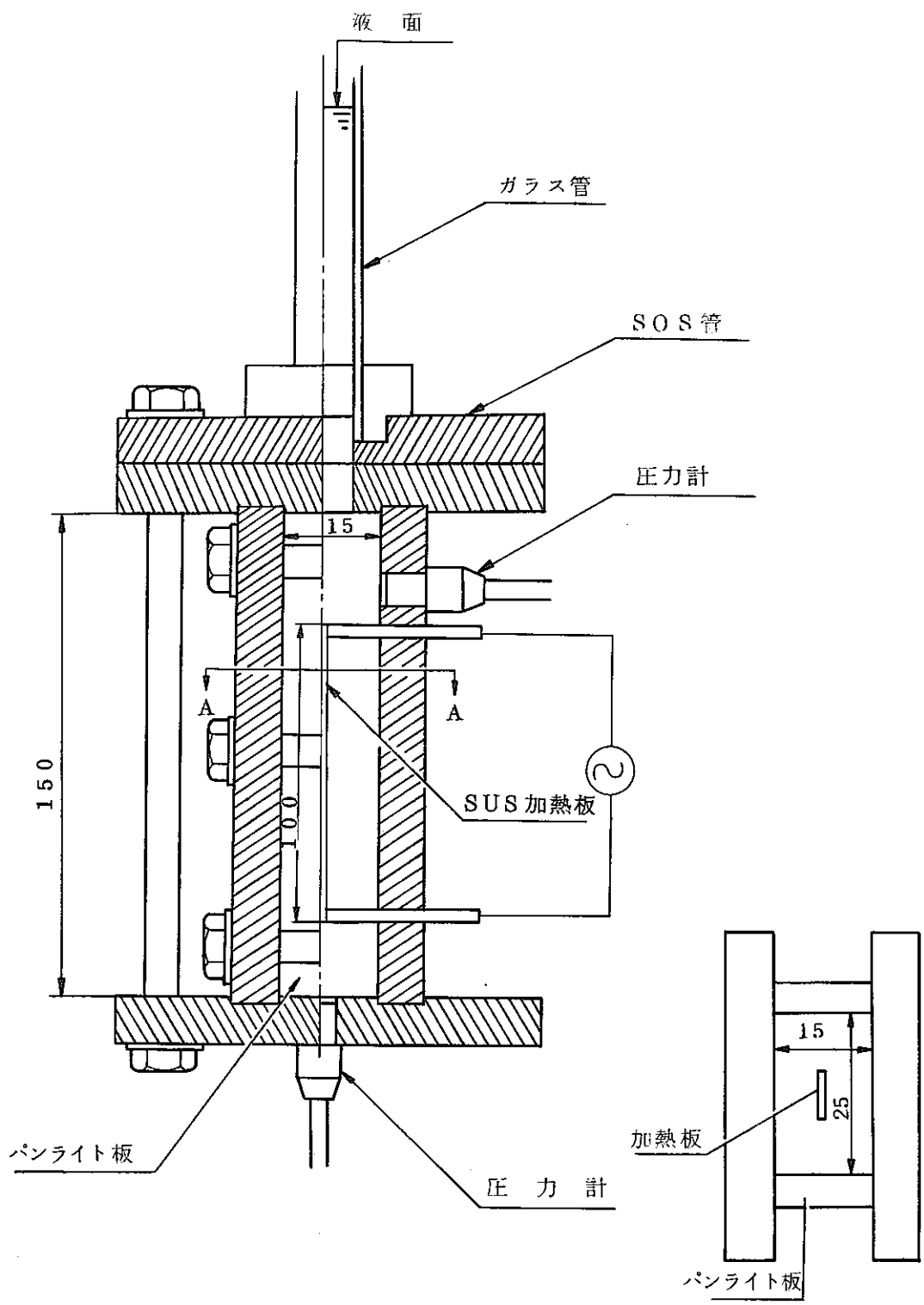
さて，熔融金属とNaや水の液体との接触状況は，伝熱速度としてきいてくるもので，特に熔融金属のフラグメンテーションと，伝熱量の時間的変化を調べるためには重要なファクターである。一方，圧力波の発生とその過渡的变化には，F S Iを生ずる流体系の構造が大きく影響する。本研究は，单相及び二相状態における圧力波の発生と伝播状況を調べるための第一段階として，S U Sを直接加熱法により急速に加熱して，その際発生する圧力波の性質を解析するものである。

2) 実験装置

実験装置テスト部の概念図を図7.5.4に示す。下端を閉じ，上端にガラス管を取付けたもので，中に，水又はフロンをガラス管中の適当な長さまで入れる。図中のS U S加熱板は長さ100 mm，幅10 mm，厚さ0.3 mmであり，この両端に交流電圧を数十から数百msecかけることにより発生する圧力波の形状を知る。

3) 実験結果

本実験により，このような系に発生する圧力波の形状を理解することができる。すなわち，入熱直後1 msec以内に発生するかもしれないスパイク的圧力，及び，その後数十msecで発生する沸騰による圧力の山，そして，真空状態が続いた後数百msecで発生する水撃作用による連続した圧力の波である。第2の圧力の山，及び水撃による連続した圧力の波は測定できたが第1のスパイク圧の存在の確認は今後の課題である。



A-A断面図

図 7.5.4 テスト部概念図

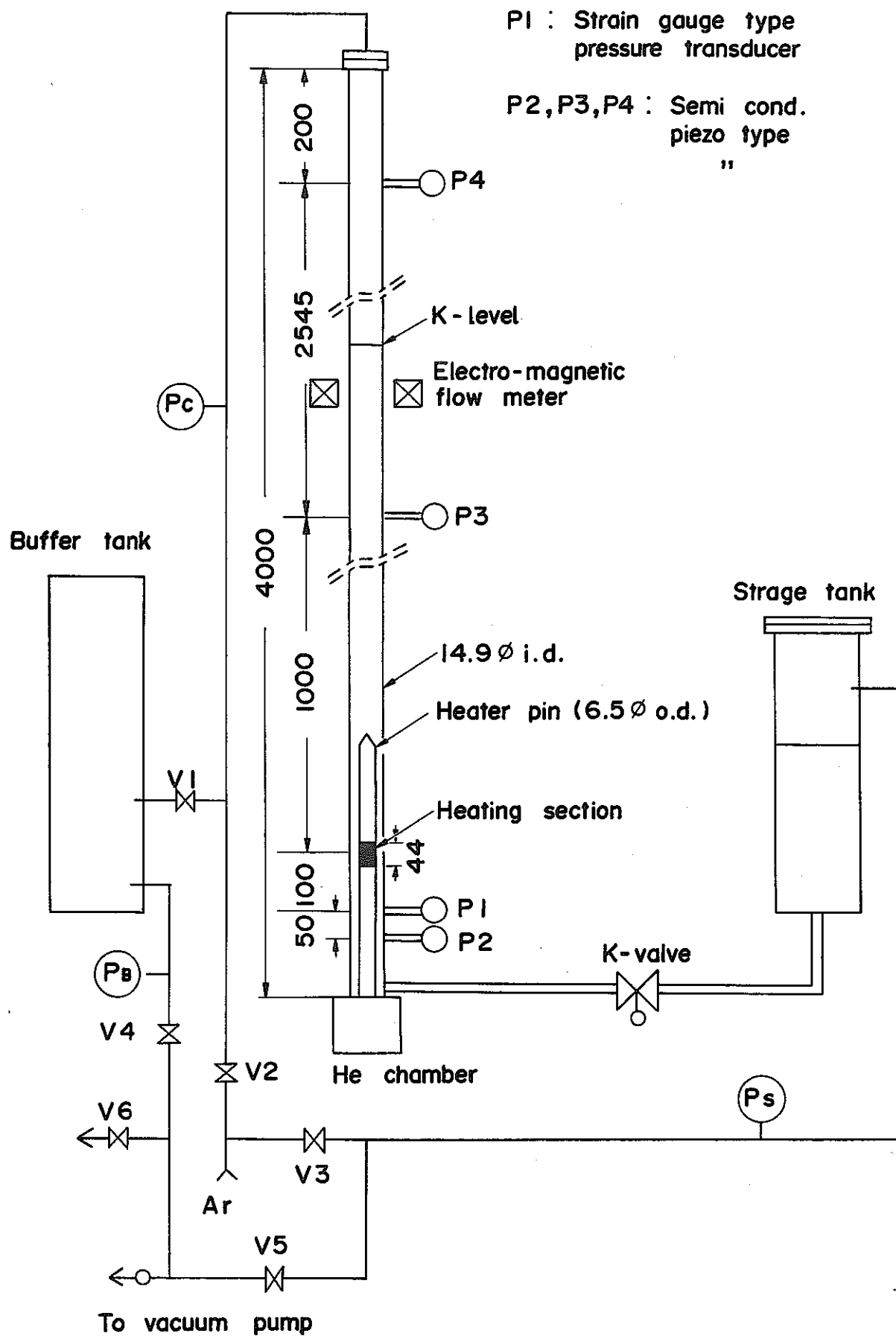


図 7.5.5 FSI 模擬用カリウム沸騰実験装置

7.5.4 蓄積エネルギーの変換過程の研究（阪大）

1) 目的

F S I は非常に多くの問題が複雑に絡みあっているので、主として、蓄積された熱エネルギーが冷却材の急激な蒸発によって機械的エネルギーに変換される過程、及び、その際の圧力波の発生と伝播の過程についての基礎的研究を行ない、F S I 解析モデルの確立とパラメーターについての情報を得ることを目的としている。

2) 実験内容と装置

このため液体金属を局部的に加熱し、その過熱による蓄積熱エネルギーの放出過程を利用することによって、燃料の微粒子化に伴う複雑な問題を出来るだけ除去して、相変化に伴うエネルギー変換過程に焦点を合わせた模擬実験を行っている。実験方法としては、(1)小規模なカリウムのプール沸騰実験装置を用いて基礎的な実験を行なうと共に、(2)ナトリウム沸騰ループを用いて行なう計画である。

カリウムプール沸騰による模擬実験については、昭和50年度に図7.5.5の様装置で実験を行ない、熱流束、カバーガス圧力、上部液柱温度、上部液柱長さ等を実験パラメーターとして過熱度とエネルギー変換率の関係をもとめている。

3) 結果

測定した温度分布から過熱（過熱度 $\sim 150^{\circ}\text{C}$ ）による熱量を蓄積エネルギーとしてもとめた $\int P dV$ による機械的仕事への変換率は数%以下、又、運動エネルギーへの変換率は1%以下の低い値にとどまっている。

この様な結果から、F S Iに於けるエネルギー変換率の実験値が理論値を大幅に下まわっている原因は、液体金属冷却材の蒸発過程に含まれているとの立場から検討が進められている。

また、蒸気泡の凝縮時にカリウム液柱のハンマー衝撃によって発生したと看做される数10 barの圧力パルスを観測した。

7.5.5 多ピン流路内におけるF S I現象の実験的研究（東大）

1) 実験目的

LMFBRの過渡過出力事故時には、溶融燃料が冷却材ナトリウム中へジェット状に噴出し、F S Iにより仕事エネルギーを放出する事態が考えられる。このジェット状放出の場合の相互作用現象の解明を放出エネルギーを評価することが本研究の目的で

ある。

2) 試験内容と装置

本研究では熔融金属ジェットを多ピン系を模擬した水流路内に噴出させて、構造物による厳しい拘束条件下でのFSIの基本的挙動を調べ、特に、放出された仕事エネルギーを直接測定し、実際の炉条件との対応を考慮した実験条件のパラメトリックスタディーにより、FSIによる放出エネルギーの現実的な評価を行なう。

さらに、高速カメラによるFSI現象の撮映、十分な応答性能を持つ圧力計による測定を行なって、FSIメカニズムを考察し、解析モデルの検討を行なう。装置の概要を図7.5.5に示す。

3) 実験結果

jet状注入時の混合部における半周期的な圧力パルス発生の一例を図7.5.7に示す。これは典型的なexplosive boilingの現象を示唆しており興味深い。

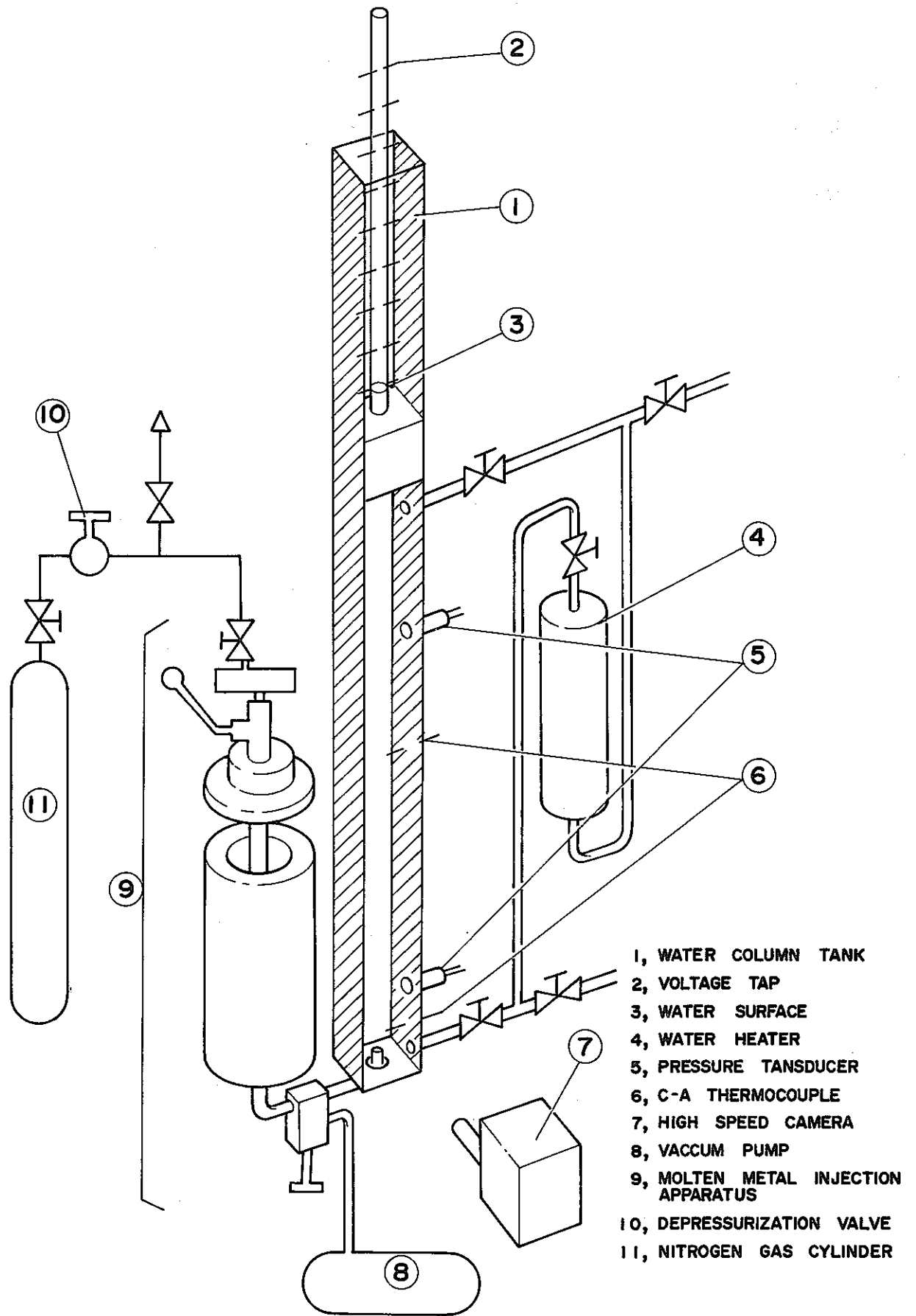
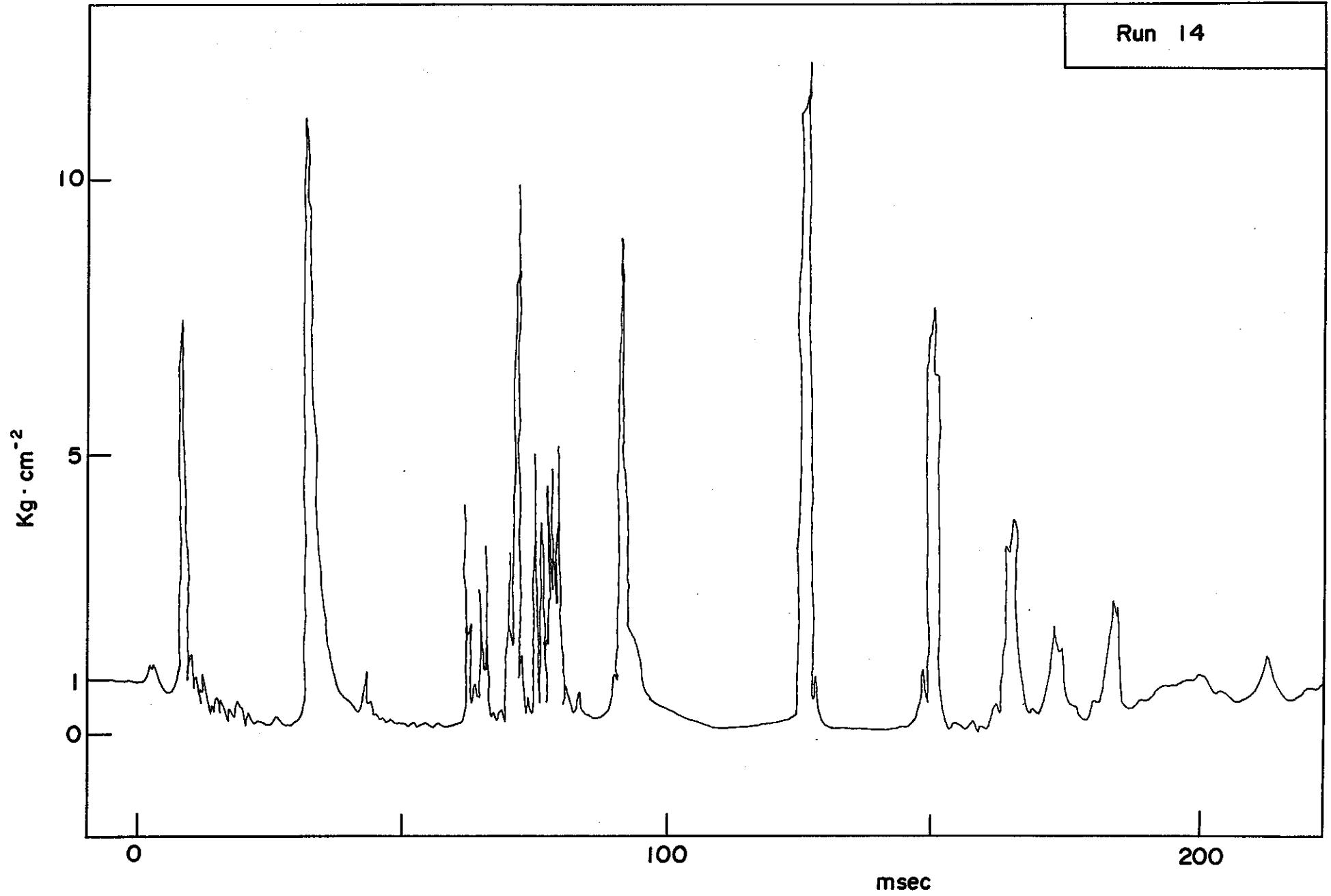


图 7.5.6 实 验 装 置

図 7.5.7 発生圧カパルス

Run 14



F S I 調査会資料表

1. 局所的燃料破損伝播挙動の解析と評価の現状(近藤)
2. An Integrated Model for Analyzing Disruptive Accidents in Fast Reactors(近藤)
3. 高速炉事故解析におけるFSI現象, 中間報告書(近藤)
- 3'. Transient Heat Transfer & Fragmentation (Op Data)
4. F S I の理論計算(Culham)(秋山)
5. 炉内F S I 実験のまとめ(I)(沢田)
6. FSIWG タイムスケジュール案(Rev.1)(秋山)
7. モデル解析調査FORMAT (1)(秋山)
8. 炉外実験(1)(英)(鈴木)
9. A Rate Limited Model of Molten Fuel/Coolant Interactions Cho-Wright (C.W)
(成合)
10. Thermal Explosion の非平衡論による解析(Board)(秋山)
11. 2nd Specialist Meeting on SFI(水田)
12. Simulation von Brennstoff-Natrium-Reaktionen...(井上)
13. Inpile Test, モデル解析のFORMAT(水田)
14. 資料#9の整理(成合)
15. C.W.理論の補足(成合)
16. 高速炉事故に於るF S I 現象(手塚, 鈴木)
17. A Theoretical Model for the Molten FSI...(Caldarola)(井上)
18. 炉外実験(ANS)(標)
19. " (NSE)(標)
20. The Analysis of FSI Experiments(Potter)(秋山)
21. 炉外実験(2)(EURATOM)(鈴木)
22. LMFBRの最大事故における機械的仕事エネルギーの解析(成合)
23. Caldarola理論まとめ(井上)
24. The Calculation of the Pressure History-(Jacobs)(井上)
25. 圧力変換器(PNC)

26. FSIによるラップ管挙動に関する研究(近藤)
27. 第2回専門家会議報告(水田)
28. 高速炉炉心事故解析におけるFSIの考え方(鈴木)
29. もんじゅ事故解析におけるFSI(沢田)
30. Na-Fuel相互作用「もんじゅ」3次設計での取扱い(標)
31. 「もんじゅ」主要目(PNC)
32. 「もんじゅ」設計(PNC)
33. 「もんじゅ」FSI(PNC)
34. 動燃SFI実験計画(水田)
35. R&D計画提案(PNC)
36. CREST/FSI資料(水田)
37. Evaluation of Conservatism in Analysis of FSI(Reynolde)(近藤)
38. A Discussion of Some Assumptions-(Jacobs)(井上)
39. 溶融燃料と冷却材間の熱的相互作用プロセスについて(Grossgut)(成合)
40. The Consistent Boiling Model for Fragmentation(Schins)(井上)
41. Experimental-Theoretical Investigation of the Thermal Explosion(Zyszkowski)
(井上)
42. 米国におけるFSI炉内外実験(福田)
43. RCNのFSI炉内実験のまとめ(沢田)
44. 第2回Crest西独,英関係(鈴木)
45. FSIに対する問題点及びコメント(標)
46. FSIに関する基礎研究計画(井上)
47. FSI解析モデルのレビュー-(各モデル解析の比較)(Potter)(秋山)
48. A Thermodynamic Model for Molten UO_2 -Na Interaction-(Cronenberg)(成合)
49. 熱爆発の実験と理論解析(Zyszkowski)#41と同じ(水田)
50. Stella, Holtbecker, "Results of Thermal Interaction Tests for Various Materials
Performed in-situ ISPRA Tank Facility"
51. ANS Fast Reactor Safety Meeting(LA) 会議目次
52. 菊地, "第5回LMBWGに発表されたFSI関連論文"

53. (1974年4月1日, ANS Fast Reactor Safety Meeting から。ダッシュの付いた場合は邦訳)
- 53-1 Johnson et al, "Large Scale Molten Fuel-Sodium Interaction Experiments"
- 53-2 Zyszkowski, "On the Initiation Mechanism of the Explosive Interaction of Molten Reactor Fuel with Coolant "
- 53-3 Amblard et al; " Out-of-Pile Studies in France on SFI "
- 53-4 Henry et al, " Large Scale Vapor Explosions "
- 53-5 Caldarola, Kastenberg, " On the Mechanism of Fragmentation During MFC I "
- 53-6 Erdman et al, " Improvements in Modeling FCI "
- 53-7 Caldarola, Koutsouvelis, " A Theoretical Model with Variable Masses for Molten Fuel-Sodium Thermal Interactions "
- 53-8 Fauske, " Some Aspect of Liquid-Liquid Heat Transfer and Explosive Boiling "
- 53-9 (Hall による口頭説明のため資料なし)
- 53-10 Wider et al, " An Improved Analysis of Fuel Motion during an Overpower Excursion "
- 53-11 Rumble et al, " Fuel Movement Investigation during LMFBR Excursions Using a New Model "
- 53-12 Willenberg et al, " Dynamics of Molten Fuel Motion during a Fast Reactor Overpower Transient "
54. 水田, " 蒸気爆発と Spontaneous Nucleation (Board) について "
55. 近藤, " FSI 研究の課題について "
56. (基礎研究 : R & D 計画)
- 56-1 成合, " 溶融燃料冷却材相互作用模擬実験 "
- 56-2 秋山, " Fragmentation の実験計画 "
- 56-3 井上, " FSI におけるエネルギー運動量の伝達プロセス "
- 56-4 近藤, " 炉心事故関係の実験解析計画 "
57. Notes on the Third CSNI-FCI Comparison of Models Group Meeting at the OECD Headquarters, Paris on the 21st and 22nd, May 1974 "

58. Bankoff, Fauske, "On the Mechanisms for Vapor Explosions "
59. Cho et al, " A Parametric Study of Pressure Generation and Sodium-Slug Energy from Molten-Fuel-Coolant Interactions "
60. 水田, " Na/UO₂, An Evaluation of Fuel-Coolant Interaction during Disassembly of an LMFBR "
61. Erdman, "Improvements in Modeling Fuel-Coolant Interactions and Interpretation of the S-11 TREAT Test "
62. (資料59の抄訳)
63. (基礎研究: R & D計画)
- 63-1 圧力波発生と伝播, エネルギー変換
- 63-2 阪大におけるFCI実験研究計画
- 63-3 微粒化機構の整理
- 63-4 FCIとIncoherence
64. Caldarola, "Current Status of Knowledge of MFSI's "
65. Kronenberg, Grolmes, "A Review of Fragmentation Models Relative to Molten UO₂ Breakup When Quenched in Sodium Coolant"
66. Henry, "A Correlation for the Minimum Fuel Boiling Temperature "
67. 水田, "大規模FSI試験-海外サーベイ"
68. Cho et al, "Fragmentation of Molten Materials Dropped into Water "
69. 水田, CSNI/FSI WG 出張報告
70. Board et al, "The Role of Spontaneous Nucleation in Thermal Explosions: Freon/Water Experiments "
71. Johnson et al, "Post-Accident Heat Removal: Large Scale Molten-Fuel-Sodium Interaction Experiments "
72. Buchanan, "Fuel-Coolant Interaction Theory "
73. Asher, "FCI's: Preliminary Experiments on the Effect of Gases Dissolved in the 'Coolant' "
74. Dullforce, Vaughan, "Thermal Interaction between Tin and Water: Preliminary Results from Culham's Minimum Mass Experiments "

75. Anderson, Armstrong, "Comparison Between Vapor Explosion Models and Recent Experimental Results"
76. Board, et al "Propagation of Thermal Explosions : 1 - Tin / Water Experiments"
77. Asher et al, "the Effect of Ambient Pressure on a Vapour Explosion(FCI)"
78. Fauske, "CSNI Meeting on Fuel-Coolant Interactions"