

PNC T N 2510 86-002

IAEAシンポジウム
高速増殖炉・経験と展望

1985. 7. 22~26

リヨン・フランス

(仏語、露語の邦訳)

1986. 7



動力炉・核燃料開発事業団

序　　言

1985年7月22日～26日にフランスのリヨン市で国際原子力機関（IAEA）のシンポジウム「高速増殖炉：経験と展望」が開催された。その論文集が最近刊行されたが、フランス語とロシア語のペーパーがかなりあり、不便なので翻訳を行った。（IAEA-SM-284/35は英訳）。翻訳の元になった論文はシンポジウム開催地で配布されたもので、論文集として刊行されたものとは若干の相違が見られる部分があることを、あらかじめ御了承頂きたい。翻訳外注先が原子力分野には不慣れであったため、術語等に不適切な訳語・表現があったのは止むを得なかつた。これら不適切な訳語・表現については、原文参照、前後の関係から類推等により、可能な限り修正した。修正作業を分担して頂いた方々のお名前と分担を次に掲げ、その煩瑣な御努力に対しここに謝意を表したい。

岡 林 邦 夫 氏	IAEA-SM-284/8, 30, 77P
白 方 敬 章 氏	IAEA-SM-284/11, 20, 73P, 74P, 78
土 屋 每 雄 氏	IAEA-SM-284/27, 33, 34, 53P, 57P
三 本 保 秀 氏	IAEA-SM-284/3, 22, 52P
八 木 隆 雄 氏	IAEA-SM-284/16, 24, 82P
渡 辺 章 氏	IAEA-SM-284/1, 42
総括文責者（松野）	IAEA-SM-284/9, 41

なお、図・表については不鮮明なものがあるかも知れないが、論文集を御参照頂くことで御容赦願いたい。

目 次

論文番号	タ イ ド ル	ページ
IAEA-SM-284		
1	将来の増殖炉開発に関する欧州電力会社の見解	1
3	高速原子炉BN-350 およびBN-600 実験発電用原子力発電所運転の基本的総括	15
8	1985年半ばにおけるCreys-Malville 発電所の現状	33
9	高速炉の動特性と制御原理 — 試験と開発傾向 —	53
11	Masurca と Phenix における制御棒の負の反応度の測定 Super-Phenixへの展望	73
16	CEA 燃料について得られた経験	91
20	Creys-Malville の発電所の炉心と Super-Phenix-2 のための開発	103
22	高速炉の経済指標との改善の手段	125
24	フランスにおける高速中性子炉燃料サイクルの現状と見直し	145
27	Phenix 発電所の大型構成機器の運転に関する10年間の経験	167
30	RNR-1500炉の運転監視の目標及び方法	183
33	原子炉BN-350 主要設備の修理作業の経験	193
34	ソ連における水・ナトリウム蒸気発生器の運転実績とその展望	203
35	STEAM GENERATORS DEVELOPMENT	217
41	BN-800 — 高速炉開発の新段階	251
42	フランスにおける増殖炉設計の発展： 増殖炉1500プロジェクト	263
52P	SPX1 の弁類の品質テストの状況	285
53P	タンク型高速増殖炉の一連のナトリウムポンプの 設計およびその進展	299
57P	ナトリウム／空気交換器による残留出力の除去	311
73P	Creys-Malville 発電所の炉心の運転開始計画	323
74P	Phenix に対するドップラー効果の測定計算値と 実験値の比較	335

77 P	Creys-Malville 原子力発電所の使用済燃料貯蔵施設	353
78 P	Phenix で照射した重い同位体元素のサンプルの 組成に関する計算値と実験値の比較	363
82 P	Phénix および Superphenix の燃料管理	381

IAEA-SM-284/1

将来の増殖炉開発に関する欧州電力会社の見解

EDF (フランス) - Remy CARLE

CEGB (英国) - F. E. BONNER

RWE (西独) - August EITZ

ENEL (イタリア) - Franco VELONA

アブストラクト

世界のすべての諸国と同じように欧州においても、電力会社は常に電力需要を、最も優れた技術的および経済的な条件の下で満たそうとしている。このことから特に、一次燃料（石油、石炭、天然ガス、ウラン）に関し、経済性の推移に最も適合した多数の生産手段を、将来への展望の下に開発することが必要となる。

この観点から、他の型の原子炉よりもウランを50倍から100倍も効率よく活用する増殖炉は、中・長期的に見て非常に興味深い展望をもたらすものであり、原子力の持つ巨大な可能性を長期的な形で利用できるものとして、現在唯一可能な技術と考えられる。

本文書は以下の3つの部分に分けられる。

- ・増殖炉に関する欧州で得られた経験の簡単な提示
- ・欧州の大手4電力会社が、増殖炉はコストの削減により、長期的に見て経済的に好ましいエネルギー源となり得ると考えている動機の説明
- ・将来こうした目的を達成するために欧州の電力会社が検討している措置

1. 序

世界のすべての諸国と同じように欧州においても、電力会社は常に電力需要を、最も優れた技術的および経済的な条件の下で満たそうとしている。このことから特に、一次燃料、石油、石炭、天然ガス、ウランなど経済性の推移に最も適合した多数の生産手段を、将来への展望の下に開発することが必要となる。

この観点から、他の種類の原子炉よりもウランを50倍から100倍も効率よく活用する増殖炉は中・長期的に見て非常に興味深い展望をもたらすものであり、原子力の持つ巨大な可能性を長期的な形で利用できるものとして、現在唯一可能な技術と考えられる。

他方、欧州の電力会社は配電網が相互に連結されており、これまで長い協力の歴史がある。当然ながらこうした協力の精神は、原子力発電所の分野、特に増殖炉の分野にも適用されている。こうしたことから欧州のさまざまな電力会社の協力の下に、西独で実証増殖炉SNR 300、フランスの工業的規模の増殖炉Superphenix-1が建設された。

しかしながら、特に現在の経済成長率が低いことなどから、欧州および世界における増殖炉の全般的な状況は過去10年来著しく変動しており、現在では商業的な増殖炉の開発は中期的および長期的な形で考えられているに過ぎない。

このような時間的なずれはあるものの、欧州の電力会社は全体として、増殖炉が将来非常に

興味深い展望をもたらすものであることを現在も確信しており、1984年1月10日に増殖炉に
関心を持っている欧州5カ国^[*]の閣僚レベルで協定が締結された。

[*]オランダが参加を希望した場合には、参加が認められる可能性がある。

- ・増殖炉に関して欧州で得られた経験範囲の簡単な提示
- ・欧州の大手4電力会社が、増殖炉はコストの削減により、長期的に見て経済的に好ましいエネルギー源となり得ると考えている動機の説明
- ・将来こうした目的を達成するために欧州の電力会社が検討している措置

2. 欧州で得られた経験

増殖炉は欧州では30年以上も前から開発が行われている。

この開発はいくつもの段階に分けて行われており、それぞれの段階で増殖炉が建設されている。

理論および技術的な調査を対象とする第1段階の後、それほど小型ではない、ある程度の規模を備えたナトリウム冷却増殖炉の建設および運転に関する技術的な経験を得るために、さまざまな欧州諸国で複数の実験炉が建設された。これによって、増殖炉に予定されている燃料の挙動に関して十分な知識を得ることができた。こうした増殖炉として、英国のDFR、フランスのRapsodie、西独のKNK-2、イタリアのPECを挙げることができる。

第2段階は、実証炉の建設である。これは実験炉と工業的規模のプロトタイプ炉との間の段階であり、財政的および技術的な困難を少なくするために行われるものである。これについては次の点を指摘できる。

- 英国では、PFR(プール型)が1974年に運転開始し、それ以来11年間運転が続けられている。蒸気発生器についていくつかのトラブルがあった後、PFRは現在再び全出力で運転を行っている。
- フランスではPhenix(プール型)が1973年に運転を開始し、それ以後12年にわたって優れた稼働率で運転を行い、総発電量は13TWhを上回った。
- 西独ではSNR300(ループ型)が行政および政治的なレベルでの困難に直面しているが、1986年に運転を開始する予定である。

電力会社にとってはこれらの増殖炉の建設は、実際の運転上の問題および可能性と、既存の技術的な可能性の幅を正確に評価し、検証するための基礎となるものである。これらの増殖炉によって次の点が確認された。

－採用された設計の安全性の観点から見た検証

－保守作業を行なえる可能性

－大規模な配電網についても運転が可能であること

これらの増殖炉によって、燃料の開発をさらに進めることができた。

特に中間熱交換器および蒸気発生器に関して直面したいくつかの問題点は、欧洲の実証炉によって得られた重要な経験に照らして初めて理解し、解決することができたものである。

こうした重要な経験を更に蓄積させる目的で、欧洲の電力会社は1973年に工業的規模の増殖炉の建設を予定した協定を締結した。この協定では次のような計画が予定されている。

－現在フランスで運転開始前のテストが進められている(SPX-1)

－現在西独で調査が進められているSNR-2

－1973年の協定に参加していなかった英国では、CDFRと呼ばれる大出力の増殖炉の設計調査が数年前から行われている。この作業は、中断せずに進められており、現在もなお実施されている。

工業的な規模の増殖炉であるSPX-1の建設は、スケールによる困難をもたらすことはなかった。しかしながら、スケールアップに伴う複雑さは、予想を上回ったものと言えよう。

単純化の可能性が重要なものと考えられている。実際に生ずる問題点を明らかにし、その大きさを確認することは、このような大規模な増殖炉の建設によって初めて可能となったことを強調しておく必要がある。

他方、SPX-1の建設によって、このプロジェクトを支援するための大規模な研究開発計画が進められたことを強調しておく必要がある。この研究開発計画は現在進められているプロジェクトの具体的な目標に「重点を置いており」、これが特に効率の高いものであることが明らかとなった。

欧洲では増殖炉に関する大規模な開発作業が続けられてきている。しかしながら、技術的、行政的、政治的なレベルのさまざまな問題のため、増殖炉の開発作業は欧洲のさまざまな諸国で同じペースで進められているわけではなく、Creys-Malville発電所で建設されたこの増殖炉（これまでで最大の出力の増殖炉）が、工業的に進んだ地位にあることは明らかである。

増殖炉開発を進めている欧州諸国は、これまでにさまざまな建設作業によって基本的なレベルおよび開発レベルで相当の経験を蓄積している。SPX-1 の建設によって欧州の電力会社は増殖炉開発の第 1 段階、すなわち技術的な制御の段階を乗り越えることができた。現在必要とされているのは、商業化の段階に達するためにコストを削減するための大規模な活動を行うことである。

3. コスト削減に関する考察

3.1 目標

工業的なさまざまな施設の中でも発電所には次のような特徴がある。

一 供用期間が長いこと：30～40 年

一 定格能力での利用時間が長いこと（年間 6000～7000 時間）

一 全体のコストにおける初期投資の比率が大きいこと

以前から指摘されているこのような特徴のため、電力会社は技術的に慎重な姿勢をとりながら、経済性を追求するようになっている。

最近建設された増殖炉で見ると、増殖炉の建設コストは軽水炉の約 2 倍となっており、コスト削減のための研究作業が特に重要なものとなる。

現在検討されているコスト削減は、発電コストに関するものである。このために初期投資、運転、燃料サイクルなどのコストの全ての要素を対象とするものとなる。

同時に、安全性と信頼性の要件を尊重しなければならない。

そのための調査は厳密な形で行い、特に建設および運転に関して得られた経験に可能な限り基づくものでなければならない。

3.2 投資コストの削減

3.2.1 コンセプトの選択

投資コストの制御は、主として最近得られた経験を基礎としたコンセプトの選択が中心となる。

効率と経済性を高める必要があるため、電力会社は単一のコンセプトに限って開発を行うことを決定している。

選択されたのはプール型のコンセプトであり、これには次のような理由が挙げられる。

- 国際協力の枠組みで SPX-1 において初めて 1,000 MWe を上回る出力の発電所が建設された。ループ型などの他の設計によって同じような出力の発電所に関して同じような

技術的な成熟度に達するためには、非常に大規模な活動と、かなりの資金を投じなければならなかつたであろう。

- 単一型の開発とその調和により、財政的に有利になる。
- SPX-1は今後数年間は、この出力で運転が行われる唯一の増殖炉となろう。従ってこの増殖炉の運転によって得られる経験が、SPX-1を基礎とするプール型のプロジェクトや、他のプロジェクトにとっても利益となるはずである。

西独で行われた調査では、技術・財政・安全性の観点から見てプール型の設計が特に有利であることは結論されていないものの、上に述べたような理由から欧州の電力会社は工業的な効率を高め、これによってコストをより低いレベルに押える目的で、将来の共同プロジェクトに関してはプール型の設計を選ぶことが好ましいと判断している。

この設計を基礎とし、これまで得られた経験に基づいて以下の2種類の利益が得られる筈である。すなわち短・中期的な利益と、改良型の増殖炉の開発における仮想的な長期的利益である（例えば中間ループを無くすことなどによる）。

3.2.2 短・中期的な利益

SPX-1の設計は他のプロジェクトの基礎として役立つ他、さまざまなパートナ諸国で行われる研究活動にも役立つ見込みであり、この増殖炉の建設によって最近得られた経験により、直ちにコストの削減がもたらされる可能性がある。

実際、基本的な設計において同増殖炉はPhenixと非常に近いものであり、250MWeから1,200MWeへのスケールアップによって節約が見込まれている。実際には同増殖炉のコストはまだ高いレベルにあり、1例を説明すると1KW当りのコストはフランスの量産型のPWRのコストの約2.5倍である^[*]。KWh当りの発電コストについて見ると、同増殖炉の発電コストは石炭火力発電所と石油火力発電所の中間に位置することになる。PWRに対するコストの超過分を検討してみると次の点を区別できる。

—プロトタイプとして側面があり、これは量産型の増殖炉とは異なるものである。

—特に安全性の側面において、このプロジェクトでは保守的な想定と安全上の大きな余裕を採用した。これまで得られた経験から、本プロジェクトにおいては安全性のレベルを低下させずに、過剰な安全の幅を削減することができよう。

—PWR発電所と比較すると資材の複雑さと重量がかなり大きいなどの固有な原因があるコスト削減活動は、次期の発電所については次の2つの面を特に中心とする必要がある。

[*] しかしながら、フランスのPWRの1KWh当たりの発電コストは他の諸国と比較すると非常に低いことを指摘しておく必要がある。

安全性

すべてのパートナーは増殖炉の安全性を、軽水炉の安全性と同じレベルに保つことを望んでいる。

欧州の様々な経験により、安全性に関する想定が、そのプロジェクト、ひいてはコストに決定的な影響を及ぼすことが立証された。高速中性子炉の安全性に関するオプションを合理化するために、多大な努力が払われたのもそのためである。したがって、将来のプロジェクトは、以前よりはるかに現実的な基礎に基づいて作成できることになる。その際、一般施設、主要設備、原子炉の運転などが、単純化の恩恵に浴すことができよう。

安全性に関する最も顕著な例は、炉心溶融と膨大な機械エネルギーの放出(Bethe-Tait型事故)に連がりかねない仮想事故シナリオに関するものである。

理論的・実験的知識の増加と予防措置の実施により、この事故は、当初考えられていたような現実性を失った。これを支持する研究開発計画が順調に達成されたこともある。今後のプロジェクトでは、この事故を考慮に入れなくてもよくなる。

これにより、費用がかかる構造が削減あるいは除去され、二次格納をはるかに単純化することになる。

構造計算の方法、制御・監視装置に関して得られた経験と知識の向上により、特別なコードの作成が可能になった。このコードは、原子炉本体の内部構造ならびに様々な部分集合や構成部品について、その形状と質量の軽減を図る手段を設計者に与えるものだが、だからといって、安全性のレベルを変えるようなことはない。この分野における国際協力の強化こそが、実質的な節減に連がるに違いない。

要するに、高速中性子炉に関する現在の進展状況は、次のようにまとめることができる。

－軽水炉と同等の安全性

－原子炉基本設計ならびに運転上の負担を軽減するため、これまでの経験に基づいた、安全性に関する基本オプションの単純化および合理化。

SPX-2プロジェクトに関し、1983年9月30日にフランス安全当局がEDFに通告した安全基準や、SNR2プロジェクトについて、1985年1月付で西独連邦内務省が設置した専門家グループの勧告の2つを見ても、上記の方向性が確認されており、選考した数々のプロジェクトに比べ、経済的利益が期待できるとしている。

* 設計作業

ここでは詳細に立入ることはしないが、計画案検討にあたって様々なパートナーが採用している方法は、以下の基準に基づくものである。

- ・新しい安全基準を徹底的に考慮する。新基準の中で特に入れるべき点は、設計決定にあたって仮想エネルギー事故を考えないことである。
- ・欧洲の様々な経験に照らして明らかになった安全余裕度を妥当な形で利用する。
- ・建屋の体積、資材の量、設備の寸法を減らす。
- ・全体的設置と各種図面を単純化する。

一つの例として、SPX-2およびSNR2プロジェクトに関する初期の検討によって、方向性が決定された次のような措置を挙げることができる。

- ・1次容器と同じ直径にした1500MWe(1号機は1200MWe)の炉心と1次系構成部品
- ・ガス微温冷却による(これまでより)薄くしたルーフスラブ
- ・1次容器内冷却の燃料貯蔵
- ・中間系統の一部を放射性区域から外す
- ・単一のタービン交流発電機グループの採用

以上すべての措置は、使用する資材の量とコスト面で大幅な節約につながる。

例を挙げれば、現在研究が最も進んでいるSPX-2プロジェクトの場合、以下の点で削減が期待できる。

- －蒸気発生器ならびに原子炉建屋の面積にして35%の削減
- －蒸気発生器ならびに原子炉建屋の体積にして40%の削減
- －同建屋に関連したコンクリート容積にして50%の削減
- －原子炉における鋼鉄の質量にして35%削減

SNR2については、パッシブな形で残留出力を処理することが考えられている。これにより、安全性の見地から求められている非常用発電装置ならびに非常用電気建屋(地下)無しで済ますことが可能と思われる。

こうした研究に携わる研究チームの中には、欧洲の様々なプロジェクトを体験した人々の多くが含まれている。PhenixやPFR、SPX-1やSNR300などの建設経験を常に最大限活用するよう配慮することに加えて、こうした人々が存在することが、将来の欧洲プロジェクトの中で提案される方法の現実性と持続性、およびこれに付随する経済的利益を保証するものである。

さらに燃料レベルでは、燃焼度の大軒な引き上げが考えられている。

3. 2. 3 長期的な削減

短期的な予備プロジェクト調査とは別に、増殖炉に関して長期的な活動も行われている。

既存のデータから増殖炉の未来をもっともよく示している設計を定義し、理論的にも大幅な節減を実現することを目的として、電力会社・建設者・研究開発機構間の共同検討グループを設けたフランスの例を挙げることができる。

これら諸研究の目的は、基本的研究開発作業の方向づけを行うことである。一般的に問題とされるのは、将来の建設の中で採用されるかもしれないが、それ以前に、特に技術レベルで長期にわたり費用のかかる研究試験を是非とも必要とするような新しい方法である。したがって、研究開発計画開始に関する諸決定も、十分検討した後に、コスト削減の可能性が十分あると判断した場合に限って行なわれる。

3. 3 燃料サイクル

燃料サイクルの相当部分が、発電所外の活動となる。だがこれは、1KWh当たりの発電コストを考える上で重要な要素である。歐州の電力会社は、燃料サイクル、特に再処理関係の責任者達が、彼等と同じような方法を堅持すべきだと考えている。特に必要とされているのは、増殖炉から出される燃料について、できる限り経済的で十分な規模の加工、再処理工場を適切な期間内に検討することである。

商業規模の増殖炉建設と同時に、同じ規模の再処理工場建設も不可欠である。再処理実証プラントが、すでにフランスと英國で運転されている。

4. 以上の目標を達成するために歐州電力会社が検討している方法

高速中性子炉の開発は、多くの国で大規模な研究開発活動の対象となり、すでに数基の原子炉が運転あるいは建設中である。

熱中性子炉とは反対に、高速中性子炉は劣化ウランを利用できる利点があり、その使用可能量は膨大である。

ところで、今日ウラン市場が回復を示しているとはいえ、将来に対する懸念は少なからず残っている。歐州電力会社が、今でも高速炉の開発の推進を不可欠だと見なしている理由はここにある。しかも、これらの炉型がすでに工業的に実行可能な段階に達しているとなればなおさらのことであり、その商業化と普及に先がけて、経済的競争力を証明する必要があるわけである。そして、この点が今日追及すべき目標となる。

欧州の主要電力会社が、これらの原子炉と関連燃料サイクルを開発し、さらに欧州で現在獲得済みの相当の経験を保持・発展させるために、協力体制の拡大強化を決定したものも、以上のような精神に基づくものである。

だが、ここ10年来、世界と欧州における増殖炉の状況は大きく変わった。さまざまな問題（技術的、行政的、政治的）について言えば、数々の関係諸国における開発が必ずしも同じベースで行なわれたわけではなく、Creys-Malville発電所に建設した増殖炉が、工業的な面でリードしているのは確実である。現在欧州では、様々な構想の間で本当の意味の競争は存在しなくなっている。最も協力を強めている4カ国は、統一の構想を選択する方に進んだ。したがって工業規模のプラントSPX-1は、欧州増殖炉の段階を追った開発という枠組みの中で、あらゆるパートナーにとって堅固な基礎となり得るものである。

増殖炉の商業段階での開発は、現在のところ中期あるいは長期的にしか実現しないと考えられている。したがって、一層経済的な方法の開発、実現、経験の獲得に必要なだけの時間は十分ある。

計画するプロジェクトは、過去の経験を十分考慮に入れるべきであり、基本的に異なるモデルよりは、同じ1つの構想を漸次進展させることが重要になる。

既存の「ノウハウ」を保持するため、多くの発電所を連続して建設する（5～7年毎）ことが必要である。これによって、関係パートナー全体が、合同で現実的に作業を進められるようになる。関係パートナーは、以下の通りである。

－規制機関

－研究開発機関

－メーカー

－電力会社

- ・様々な欧州諸国で建設できるようにするには、国内の諸条件および諸規定を考慮に入れるべきだが、欧州の高速中性子炉を設計・商業化する目的の中で、安全性ならびに設計に関する規定の調整を予定どおり達成する配慮も忘れてはならない。

- ・こういった様々な解決法を順調に実施するためには、そのプロジェクトを実行する国の電力会社が、プロジェクトの実行（建設運転も含め）について全面的な統制力を持つことが望ましい。

欧州の次のステップとなり得るもの

－欧州協力体制の枠組みで、次のプロジェクトが実行されるはずであり、これによってすべ

ての国が最大限の経験を獲得しながら、各国の財政的負担は削減できることになる。

一次期のプロジェクトは、今やあらゆるパートナーの堅固な基礎となりうる SPX-1 を強く意識して、これから着想を得るものとなるはずである。

一採用する技術的方法により、主として現在の建設・運転・経験を基礎にしつつも、SPX-1 に比べ実質的利益が可能になるに違いない。したがって、次の段階で根本的に異なる方法を採用することはないが、いくつかの構成部品については（例えば蒸気発生器）、別の方法を開発することも可能と思われる。

一この段階では、以下の点が可能になるはずである。

- ・獲得した知識を共通のものにする。
- ・特に、持続的な形で最大限の技術的・経済的効果が得られる原子炉について、既存の工業的協力体制を強化する。
- ・獲得した経験を失わないようにすると同時に、有能なスタッフの分散を避ける見地から、近いうちに次の原子炉を建設することが重要である。

今後のステップとなり得るもの

- 今後のステップでは、コスト削減という課題との一体化を図りながら、段階的に作業を進めなければならない。
- 今後のステップでは、いくつかの重要な構成部品について別の方法を採用することが可能である。
- 研究開発活動の重要性を考慮すれば、根本的に異なる方法の採用は、中期的というよりは長期的に考えられるものである。それも、確かな経済的利益が期待できる場合に限って、採用されるべきである。

例えば、「ループ」型の方法に戻る結果となりかねない中間回路の削除といった問題が、これに該当する。

このような活動には 15 年ほどの研究開発期間を必要とすることもあって、現在の段階ではまだ機が熱していない。

5. 結論

欧州では、今日まで合計 15 TWh という発電の業績もあり、増殖炉による実質的な規模の発電は、1 つの現実となっている。

数年後、SPX-1によって工業規模の発電経験が得されることになる。

欧州電力会社は、これまでに得た経験から判断して増殖炉はウラン市場に困難が生じた場合の1つの解決策になり得ると考えている。（増殖炉という）このオプションを保持しつつ、経済レベルでの改善も図ることが重要である。

コスト削減に関する大きな可能性は、あらゆるレベルに存在する。

- ・設計、建設
- ・燃料サイクル
- ・運転

このことは、SPX-1を基礎に持続的に行なわれたSPX-2に関する詳細な研究活動の中で実証されている。

Creys-Malville 発電所に続くプラントの建設と運転から様々の教訓を引き出すことで、節減の方向で新たな現実的進歩が果たせるに違いない。その後に続くプラントについても、同じことが言える。

補足的な研究開発活動に加え、適切なペースで段々競争力の強い工業規模プラント建設を追及することが不可欠だというのも、そのためである。

特に、このような連続的なプラント建設によって、不可欠な工業的な基礎を維持・発展させることができる。欧州電力会社は、発電所について堅持したのと同様の方法を、燃料サイクル、特に使用済燃料集合体の再処理にも採用すべきだと考えている。

SPX-1すでに実行されたように、電力会社間の協力によってこの計画を実行すれば、工業設備の統合と研究開発計画の調和を通じて、各々の財政的負担を軽減しながら、一層大きな成果をあげることができる。

もちろん、増殖炉分野におけるこの欧州協力体制が、外部に開かれたものであることに変わりはなく、時期が来れば、欧州外の諸国との協定も検討されよう。

IAEA-SM-284/3

高速原子炉 BN-350 および BN-600
実験発電用原子力発電所運転の基本的総括

Л. А. コチェトコフ, Ф. М. ミチエンコフ, Ф. Г. レシェトニコフ, В. В. パホーモフ, Ц.
Ф. トロヤノフ, В. Ч. シリヤーイエフ, Д. С. ユルチエンコ, А. А. サマルキン

原子エネルギー利用に関する国家委員会

В. Ч. クープヌイ

クルチャトフ記念ベロヤルスカヤ原子力発電所
ソヴィエト社会主义連邦共和国

本報告書の前刷は科学評議会に提出することが予定されている。その内容の予備的な性格と関連してまた、刊行前であるためそこには重要なあるいは若干の変更が加えられるかもしれない。前刷は、文献の引用がなされることではなくまたそれが現状では何らかの形で採用されるということはあり得ないという条件のもとに展開されている。発表された意見や声明の責任は、上述の著者達が負う。かれらは、かれらに会議への出席を任命した組織や政府や国家の幹部達の意見を必ずしも反映していない。殊に、本会議の開催に参加予定の M A Γ A にせよ、あるいは他の組織、機関にせよいずれも本前刷に掲載された資料に対し責任を負うことはないであろう。

注 種

ソヴィエトでは 35 年以上高速炉問題に関する積極的な研究がなされてきた。この間に新規の創造的な科学者、企画者、設計者集団が生まれ、初期の問題解決への鍵となった。物理試験装置 BR-I, BFS-I, BFS-2, 「コブラ」、実験用原子炉 BR-5 (BR-10) および UBP, 原子炉 BOR-60 実験用原子力発電所、ホットセルおよび熱、物理、耐圧、技術各試験装置を含む巨大な実験基地が建設された。最初の工業用高速炉 BN-350 は 12 年前に建設され、作動している。5 年前により強力な原子炉 BN-600 が建設され、作動している。過去これら 2 基の卓越した原子炉装置の幾多の大規模な実験が繰返されてきた。原子炉 BN-600 は現在設置されている BN-350 と比較して 2 倍の許容出力を有し、また原子炉 BN-350 の構造と異なり原子炉ブロックの集積的構造を有する。

BN-350 と BN-600 装置における幾多の実験は、設計上の誤謬および最適とはいえない決定を明らかにし、それらの一連のシステムや装置の向上を促し、設備の安定性、それらの安全性および経済指数を上げてきた [1,2]。

1. BN-350 および BN-600 の設計上の特質は、[3]に発表されている。85 年 1 月 1 日に達成されたこれらの原子炉の特徴は表 1 に挙げられている。

周知のように、高速原子炉に関する第 1 回シンポジューム (1974 年、ロンドン) および第 2 回シンポジューム (1978 年、ボローニャ) の期間において蒸気発生器の稼動能力および炉心燃料要素の作動能力が原子炉装置 BN-350 の主要な問題点であった [2]。このため正にこの部門がその後の最大の関心となった。基本的には、1975 年にレモントが蒸気発生器を完成した。彼は高い振動が現われていた 6 組の蒸発器のうちの 5 組の伝熱表面を交換し、蒸気過熱器の管

部分の振動を停めた。レモントは蒸気発生器の部品を撤去することなく実施した。この後、BN-350の蒸気発生器は十分期待通りに作動している。第2回シンポジウムから85年1月1日までの期間計器類は、わずか2度蒸発器の微漏を記した。1度は、古い修理部分付近にある管の漏れと関係していた。蒸気発生器部品の稼動は85年1月1日に77000時間を達成した。それと同時に、チェコスロバキアにおいて最初につくられた蒸発器の修理が命じられ、その結果、蒸気発生器の予備的な変形型の製造が命じられた。新規の変形型の研究はソヴィエトの専門家達との協議により達成された。実験モデルの試験は原子炉BOR-60において行われた。1980年5月にBN-350において、チェコスロバキアの製造した蒸気発生器が第1回目の操業に入った。その作動は85年1月1日で37400時間を達成している。1982年6月に第2の同型の蒸気発生器が操業に入った。2つの蒸気発生器は、支障なく作動している。

中間熱交換器、ギヤー制御保護系、過負荷メカニズム、回転プラグ、コールドトラップは、今日まで交換せずに稼動している。本設備の運転能力は定期点検と予防処置によって保障されている。過去2つのコールドトラップ（調整システムと2次系システム）が流動抵抗の再生と沈殿物を瀝過したトラップ部分の蘇生の目的で再生された。この処置の後、コールドトラップは再び稼動した。稼動5000時間を過ぎて循環ナトリウムポンプの回転部分にごく微細なキャビテーションの損耗が明らかにされた。損耗個所の修理が実施され、1次系の引き出せる部分が交換された。

ナトリウムポンプの作動はさほど困難があるとは思われない。電気加熱システムには全稼動期間中を通じて危険な欠陥は全くみとめられなかった。ナトリウムの品質はプラグインディケーターと試料採取により定期的に管理されている。通常の析出温度は、コールドトラップにより120～130°Cの水準に維持されている。補給ガス中の腐蝕性水準、修理や交換作業の際の空気、酸素不純物、アルゴン中の窒素およびナトリウム、トリチウムと結合された構造材の腐蝕の産物が、正常な稼動期間中におけるナトリウムの基本的汚染源である。

加えて、2次系のナトリウムに緊急状態が生じた場合には水漏洩するかもしれないが、2次系のナトリウムには核分裂片が現われるかもしれない。1次系のコールド・トラップの量は、5個であり、各々が有効体積3m³を有する。その量は、予測不可能な状況に際しての予備とともに選択されたものである。実験が示したように、このコールドトラップの量は、原子炉の稼動期間中（30年）を通じてほぼ十分であった。2次系のコールドトラップの量は、（調整システムの2個をえた）6個であり、各々が有効体積3m³を有する。蒸気発生器作動の開始時期に総量で1300kgの2次系への水漏洩というおびただしい量の漏れがあったにもかかわらず、

表1 原子炉BN-350およびBN-600の特徴

No	測定単位	BN-350	BN-600
1. 热出力	メガワット	750	1470
2. 有効出力			
a) 電力使用	メガワット	125	600
b) 蒸留液使用	T/D	100000	
3. ナトリウム温度			
a) 原子炉入口	°C	285	355
b) 原子炉からの出口	°C	435	545
4. 燃料の燃焼度			
(炉心の中心平面における)			
a) 低濃縮部	% T. a.	6,3	5,2
b) 高濃縮部	% T. a.	7,9	7,1
5. 負荷期間	一昼夜の効率	75	100
6. 設置動力の利用率			
a) 1983年	%	88	71,8
b) 1984年	%	87	72,8

表2 装置の各要素の運転状況

No	構成要素	測定単位	BN-350	BN-600
1.	蒸気発生器			
a)	蒸発器	時間	70000 + 77000	26900 + 28300
b)	蒸気過熱器	時間	75000 + 78000	
2.	中間熱交換器		作動開始時から	3000
3.	1次系ポンプ	時間	50,000まで 70,500	34000
4.	1次および2次系の コールドトラップ	時間	作動開始時から 現在点まで	30000
5.	制御保護装置		—〃—	30000
6.	回転プラグ、過負荷装置		—〃—	第Ⅰ装荷プラス 第Ⅱ装荷過負荷(30000)

コールドトラップの量は、ナトリウムの必要な品質を保障するために十分であることが分った。コールドトラップの定期的な再生を考慮すると、トラップの量は、設備の全期間を通じてそれで十分であろうと思われる。トリチウムはナトリウム回路の作動上の問題の1つである。現在行われている予備的なその原因分析、回路内での拡散力学は、集中場所（位置）と周辺への移行の方法により、回路から通気システムへのトリチウムの出口付近では、作動箇所においてもまた周辺の原子力発電所付近においても放射線の危険という状況は発生していないということを明らかにした。しかし、コールドトラップの再生の際には、そこではトリチウムの濃縮が起り得るので、その密封は必須である。実測によれば、2次系のトラップのうちの1つの再生の際に～Ⅱ TBk（～300 キューリー）のトリチウムが遊離した。全作動期間を通じて三度運転室において（採取システム、蒸気発生器の管の接点および酸化物指示システムにおいて）2次系からのナトリウム漏れがあった。漏れは30リットルを越えることなく、深刻な結果には至らなかった。

上記から推測されるように、燃料集合体（TBC）と燃料要素（TBЭЛ）の運転能力がこの時期のいまひとつの重要な問題であった。燃料要素の容量が不十分であったことと関連して、運転期間の終り頃には、ケーシングの下の圧力は～14.0 MPaまで上昇した。このことは、回路内に相当量の非密封性燃料要素が現われたことおよびセシウムの濃縮が進んだことに原因していた。セシウムの放射能はナトリウムの10倍を上回った。すでに我々は、多量の非密封性燃料要素を有する BN - 原子炉の放射性領域の運転は何ら実質的な問題を生じさせない、と推測した。このため、計画段階では1%の非密封性燃料要素（“ガス状の”密度の高くないタイプ）を有する原子炉稼動の可能性が予見されていた。

現実には、実験により、密封性の1次系ナトリウム回路はすべての放射性物質を閉じこめる役割を支障なく遂行していることが確認された。それと同時に、稼動実験は正に次のような状況が存在することを指し示した。

- 運転時の原子炉ガス室からの相当量のガス漏れ
- 燃料取替期間における原子炉ガス室の超過封入の通報
- 炉心における大量の非密封型燃料要素の存在が好ましくなくなった時、すなわち、大気中への放射性物質の放出が増大したり、装置の線量率が毎秒100マイクロレントゲンに上昇した場合の1次回路および他の回路の修理および予備検査

このことは、1次系の気密性により十分な除染システムの導入を要することになる。かくして、ガス室に大量の非密封型燃料要素を有する炉心の作動は、議論を要する問題となる。

BN-600と燃料要素のケーシングとを統一したことは、実質的にそれらの運転条件を軽減し、燃料要素の気密性の喪失度は10倍以上低下した。また、ガス状の放射能は100倍低下し、炭素トラップにより2回セシウムを除いた結果、~400 TBk(10^4 キューリー)のセシウムが抽出された。表3には、第1のタイプの燃料要素の運転条件および第2のタイプの燃料要素によってなされた運転条件が表わされている。

6面のラッパー管の鋼鉄を新しくしたことと、照射した場合のこの鋼鉄の挙動の研究は、高濃縮部における燃焼度を重い原子の7.9%にまで上昇させた。

燃料の達成燃焼度は6面ラッパー管の成形過程によって決定され、集合体の間に存在する間隙によって制限される。運転の際に、燃料集合体と制御棒の案内管が高速中性子の大きな影響を受け変形(縦横の寸法が増加し、曲がる)するために、補足的分析を要した。使用済み燃料の交換作業を確実に遂行するために、使用済み燃料室の筒が多少拡大された内部をもつ新しい筒と交換された。

燃料の燃焼度の上昇は設備の経済指標を改善した。別の事実によれば、経済指標の改善により、設備の許容出力水準の上昇(図1参照)が徐々になされた。

このことは次のような方法で達成された。すなわち、蒸気発生器の運転能力の上昇、制御棒の改良および負荷期間を55日から75日に増大させることにより、また逆止弁の改新によりまた、原子炉の非常保護システムの改良と単純化および運転性能の改善により達成された。最近5ヶ年から7ヶ年の結果では、設定出力利用効率は、86~88%の水準に維持されている。

1984年7月から原子炉は出力750メガワットで運転されている。同時に、設備の改良と安全性の向上が実現したことに注目することも重要である。こうして、例えはある実験は、次のような事実を証明した。すなわち、現実の模擬的な条件の下で、設備の電源を全て切った際に、1次系回路内で自然な循環(正常値から~3%の消費を伴う)が起り、同時に2次系回路内では反転の確率が非常に高くなることである。このため自然対流の発生の際に空気によりナトリウムを冷却することによって自然な循環の発生および維持の条件を改善することが予備蒸気発生器組立て(チェコスロバキア製作)の上での技術的な問題となることが予見された。測定によれば、この条件の下で1循環で2500キロワットが失なわれることが示された。補助処置として、給水による蒸気発生器の水の安全確保システムが改善された(非常給水ポンプの能力が増大させられ、補助給水ラインが敷設された)。

運転状況の改良と設備の経済指標の改善による運転の遂行とともに一連の科学的研究プログラムの実施が開始された。それらの基本となるのは、高い燃焼度の問題解決のために用意され

表3 燃料要素の運転条件

No 特 徵	測定 単位	BN-350		BN-600
		第1型	第2型	
1. 6面ラッパー管				
a) 寸法, 幅	mm	96×2198	96×2198	96×2198, 4
b) 鋼鉄		0×18H10T	0×16H11M3	0×16H11M3
2. 燃料要素				
a) 被覆管寸法	mm	6.1×0.35	6.9×0.4	6.9×0.4
b) 放射性部分の長さ	mm	1060	1060	750
c) 端面・遮蔽の長さ	mm	2×600	400÷570	2×400
d) 鋼 鉄		0×16H15M3B	0×16H15M3B	0×16H15M3B
3. 運転期間終了時のガス 残留物圧力 3M0/3B0	MQa	1.45	6.6/8.8	1.6/2.3
4. 被覆管の最高温度	°C	500	520	675
5. 最高ライン負荷	KW m	29	33	54
6. 最 大 流 量	cm ⁻² (E0.1百 万電子 ボルト)	1.15·10 ²³	1.15·10 ²³	0.9·10 ²³
	()	(51)	(51)	(40)
7. 最大燃焼度 (3M0/3B0)	%T.a.	5.7	6.3/7.9	5.2/7.1

た実験的燃料集合体の照射である。これらの研究は BN-350 に対する同様、BN-600 および BN-800 とも関係する。研究はオーステナイト鋼（その中には低温歪曲の状態にあるものも含まれる）、フェライト鋼、フェライト-マルテンサト鋼といった広いクラスで行われた。各々の集合体において 11.8% T. a. の燃焼度が達成された。別のプログラムは混合酸化物燃料に関する研究と関連していた。混合酸化物燃料を基礎としてつくられ、将来の装置において現実に近いと思われる条件の下に達成された技術的な決定を基礎としてつくられた燃料要素の能力が確認された。すなわち、

- 混合酸化物燃料を基礎とする炉心にとって特徴的なスペクトルでの物理的再生産の見込みの信憑性の問題である。

この目的で BN-350 の炉心には “セメリック”（図 2）が挿入された。
(7 頭立ての意)

実験開始に先立ち、エネルギー発生部と挿入部のスペクトルが綿密に測定された。その測定の完了後プルトニウム同位体と燃料の燃焼の綿密な測定と計算が実施された。実験結果は計算と ± 5% 以上差がないことが判明した。

使用済み燃料の輸送と加工の試験的実験に関するプログラムが実行された。低濃縮部の 28 の集合体の加工は、実験室の技術により研究精査された基本的な条件を満足していることを確認した。

上述のいまひとつの研究プログラムは原子炉の基本的課題にとって問題なく実現されている。つまり、計画された量の電気エネルギーと蒸留水が生産されている。原子炉 BN-350 は、現在でもその経済地域の有望な生産施設である。

2. 原子炉装置 BN-600 (4)

周知のように、この施設は 80 年 4 月 8 日地方エネルギー・システムに含まれた。

殊に、原子炉 BN-600 を有する施設の計画された出力の利用はエネルギー発生範囲の増加に従って徐々に出力の最大許容水準を上昇させてきた。そしてそれは、原子炉内に蓄積されたプルトニウムにより側方ブランケットの役割が成長する一定の過程によって特長的なものである。

これと関連して、運転の 4 カ月目に出力 80% の水準が許可され、1 年半後には 90%，2 年後には 100% が許可された。このことは炉心とその負荷の定常状態への移行を示した。この装置の利用により、許容出力の水準が増大したのみならず全設備の安定性が増し、それは電気エネルギーの生産の向上を助長した（表 4）。

85年1月1日現在で、この施設では電気エネルギー 1400 億キロワット時が生産され、効率（総量）=41.55% および効率（正味）=38.60 が達成された。そのようなエネルギー条件の下で施設は 297,000 時間荷働した。

1次系および2次系回路の主循環ポンプは流体力学的特性に変化なく 34000 時間の期間作動している。ポンプに付けられた高い回転調整能力をもつ電気駆動装置は極めて良好かつ好調であることが判明した。それらは容易にループごとの不均等な水圧条件の下で均等な温度条件を確保することができる。例えば、ループごとの蒸気発生器の 1 個所あるいは 2 個所の遮断の場合である。まさにそれによって設備の運転の信頼性と原子炉からの最大のエネルギー抽出が保障される。“ナトリウムとナトリウムの”熱交換器は問題なく作動している。運転の各段階で行われた調査は熱および歪測定システムにより停滯または移動状態にある熱交換器の各点には危険な緊張は無いことが確認された。設備全体が良好に作動しており、保証されている。表 5 は設備の停止と規定出力利用のバランスへのそれらの影響の程度を示している。

主循環ポンプ運転上の困難は、ある回転周波数に共鳴する現象と関連づけられた。ポンプの作動中の著しい異常は共鳴周波数の調整途上に起った。

ループごとの蒸気発生器の荷動時間はそれぞれ 27,700 時間、26,900 時間、28,300 時間である。全荷動時間を通じて蒸発器の各回路表面の破壊の事態はみとめられなかった。しかし、チタンによって不安定にさせられる“18-8”タイプのオーステナイト鋼からつくられる基本的なまた中間的な蒸気過熱器においては、そのような場合もあり得た。検査によって最初の漏洩個所は上部の管板の付近であったことが確実になった。推測しうる原因としては、管板と管との接続個所における最初の欠陥が運転の過程において発達したことが挙げられる。蒸気過熱器が有する危険状態個所を分析した結果次のようない結論に達した。

- 制御システムはこの条件下で十分に作動し、大体の場合漏洩の時間、領域そしてまたその係数さえも算定せしめた。
- 位置決めシステムも十分に作動した。それはアルゴン一混合物の喪失を設計上の最大圧力以下に保証した。
- 主要な結論は、設計の考え方が的中していたということに達した。

運転実験は次のような可能性を明確にした。

- 局部遮断の際、ループ出力を低下させることなくループの運転を継続させる可能性。
- 原子炉の運転を停止させることなく、またループを遮断することなく危険個所を遮断する可能性。

表4 原子炉BN-600発電施設の利用率(КЦЧМ)

年	1980	1981	1982	1983	1984	全期間 (1984.1.12) 現在)
КЦЧМ (利用率)	27.5	50.1	56.5	71.8	72.8	57.3

表 5

1985年1月1日までの施設の運転

全期間に亘る設定出力の不使用率 % 43.47

以下が含まれる:

一 出力利用	%	6.89
一 計画的な修理	%	26.89
一 全設備の停止	%	5.69
a) 主循環ポンプ	%	3.26
b) 蒸気発生器	%	1.64
c) 第3回路	%	0.79
一 作業員のミス	%	0.29
一 その他	%	1.71

— 原子炉の運転を停止することなく修善されたループに入力する可能性。

現在では、運転には 1 つの係数が存在している。それは回路間に微細な漏れが発見された後修正されたものである。危険係数の分析結果により係数のより大きな運転能力を確保するため一連の措置、殊に、基礎的および中間加熱器内の蒸気管の入口部分の電気加熱器の措置が作成、遂行された。

標準接極子、タービン、高圧加熱器は 3 次回路の装置の停止に基本的な貢献をしている。

BN-600 の 6 面体の間に BN-350 の 2 mm より大きな 2.4 mm という間隙があるにもかかわらず、燃料の最大燃焼度は多少低いほどである（高濃縮部で 7.1% T. a.、低濃縮部で 5.2% T. a. である）。これはナトリウムと集合体容器の高い温度水準と、それに準じたより高い形状変化によって説明される。燃料燃焼度の達成された度合いは、実質的に原子力発電所の経済指標に影響を与える。このため燃料の燃焼度を 10~12% まで上昇させることは主要な近年の課題の 1 つである。この値の達成のために 2 つの決定がなされた。そのうちの 1 つとして、燃料要素集合体の設計形状は変更することなく膨張の少い素材の利用が考慮されている。いま 1 つは 6 面体の横寸法を変化（減少）させることにより、集合体の間の間隙を増大させることである。BN-600 の原子炉では、現在、燃料集合体の両様の改善を実現する実験的集合体の研究が行われている。各集合体において現時点で、達成されている最大燃焼度は 7.55% T. a. であり（低濃縮部内で）、それは計画燃焼度を上回る。

運転時に、燃料要素の密封解除を示すガスが出る場所と遅発性中性子が現れる場所とがあった。ケーシングの密封解除は運転期間の終りにおこり、カバーガスの放射能の上昇（クセソンとクリプトンの出現により）、およびセシウムの出現により原子炉 1 次系冷却材の放射能の上昇を伴った。その際のガスの最大放射能は $10^9 \text{ Bk}/\text{J}$ ($0.33 \text{ R}/\text{J}$) に達し、他方セシウムの放射能は $1.5 \cdot 10^8 \text{ Bk}/\text{J}$ に達した。希ガス導通管への通常の吹出しは $7.4 \cdot 10^6 \text{ Bk}/\text{日}$ ($20 \text{ Ku}/\text{日}$) を上回らず、それは実質的に基準を下回る。

吹出しの低下を図るために炭素吸着材によるガス浄化システムが考慮された。このシステムの検査は、1000 倍のガス放射能の低下の可能性を示唆した。加えて、その検査途中で特殊な汚染ガスの放射能の低下の可能性も示されている。

過去 5 年に亘り、高速原子炉 BN-600 発電施設は有効な、安全運転を示した。原子炉 BN-350 と同様、この原子炉においても何ら非常事態は無かった。運転作業員は新しい装置をよく習得し、技術的一・経済的指標の向上を目指す多くの改良をおこなった。その中には、次のような作業が含まれていた；

- 水の状態と蒸気発生器の科学的洗浄の改良,
- 自動制御および原子炉遮断システムの改良,
- ある個所が遮断された場合の全出力でのループの運転。

安全指標によれば、原子炉 BN-600 および BN-350 は原子力発電所の火力炉を凌駕しさえする。

本質的にいって、その経済指標が BN-600 発電施設の唯一の欠陥である。原子炉 BN-600 付の原子力発電所設備一式のコストは、原子炉 BBEP-1000 付原子力発電所設備一式のコストを 1.65 倍上回る。双方の原子炉は開墾された広場に建設され、双方とも実践の段階にはない。このためそれらの比較考査が必要なのである。電気エネルギーの原価は現在のところ、火力炉付発電所で生産される電気エネルギーを 2.5 倍上回る。燃料の燃焼度の上昇が BN-原子炉の経済指標を上げる主要な条件である。近年中に燃料の燃焼度の 10~12% T.a. 上昇の現実的達成が見込まれている。

BN-原子炉の経済指標を上昇させる別の方法もある。

- 出力を上昇させる方法,
- 設備の金属容量を少くし、その経済性を高くする方法,
- 原子力発電所の構成を変える方法。

経済指標を上昇させる問題は、付加的に研究開発と原子炉 BN-800 および BN-1600 の一連の設備に現実性と刺激をもたらした。

原子炉施設 BN-350 と BN-600 の有望な運転結果はそれらに道を開いた。

文 献

1. カザチコフスキイ, O. Д. その他, 『原子エネルギー』, 54. 4, (1983), 263-264。
2. エルチェンコ, D. C. その他, 「BN-350の10年間の運転の総括」『原子エネルギー』, 55. 5 (1983)。
3. コチェトコフ, Л. А., バグダサロフ, Ю. E. 「ソ連における高速原子炉発展の展望。高速原子炉の設計, 建設, 運転実験」, ボローニヤ, IAEA, 225/78 (1978) 参照。
4. マルイシエフ, B. M. その他, 「ベロヤルスク原子力発電所の起動, 調整作業実験と運転結果」, IAEA, GH, 42/414, ウィーン, 13-17, 9月 (1982)。

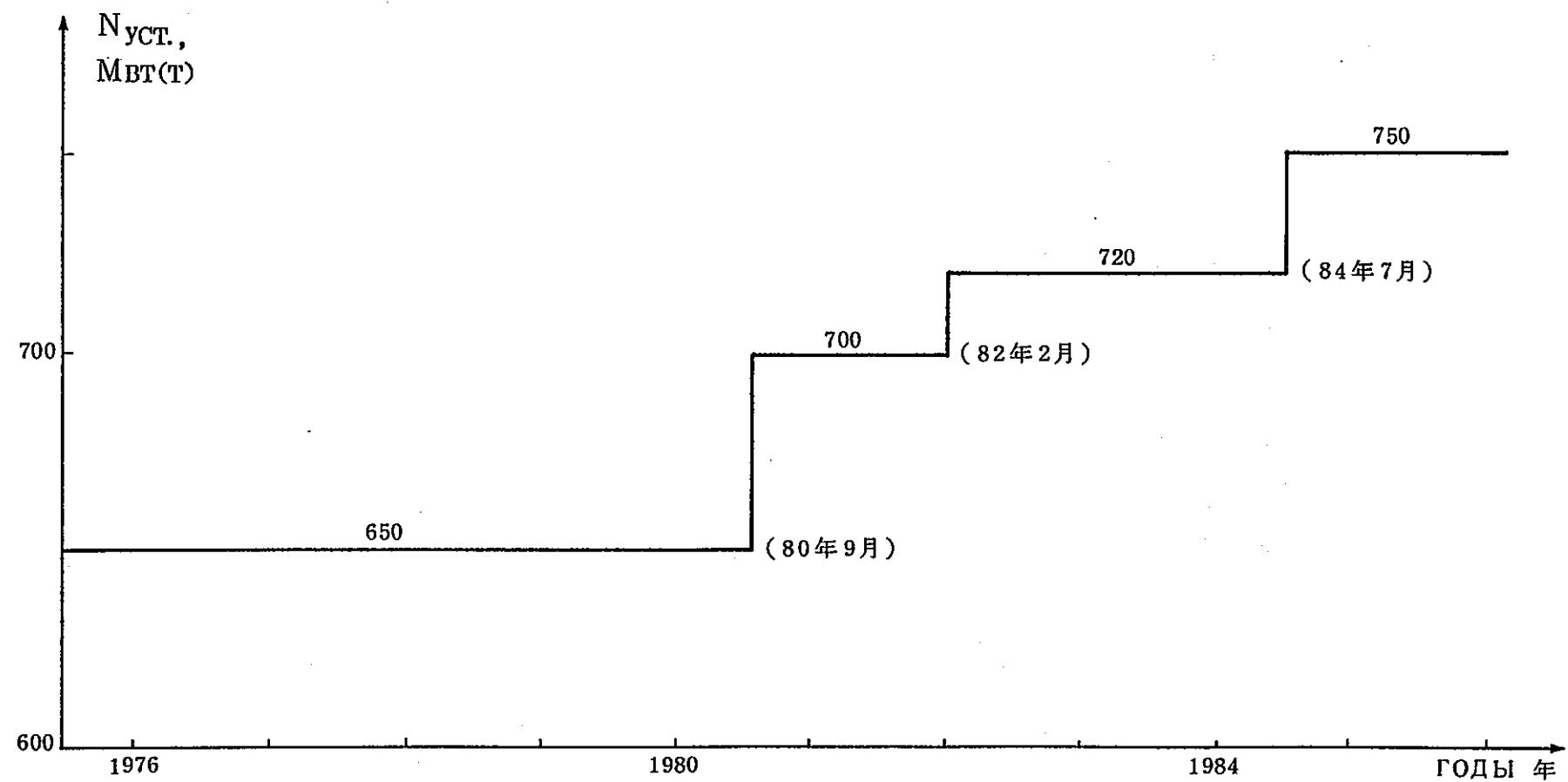


図1 原子炉BN-350の設定出力の上昇グラフ

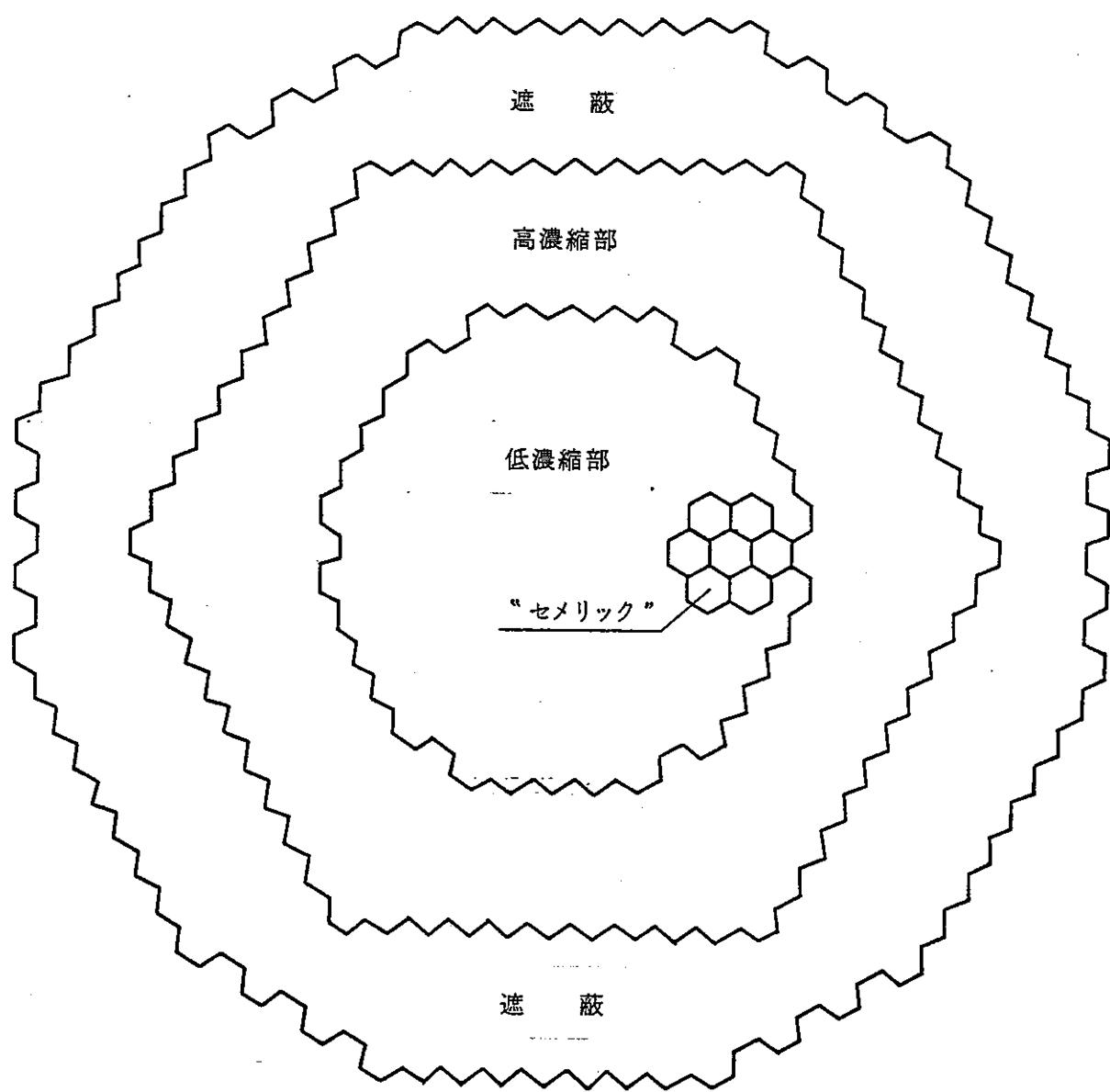


図2 混合燃料を含む7つの実験集合体の配置図

1985年半ばにおけるCreys-Malville発電所の現状

- MM. SAITCEVSKY-MACQUERON

NERSA社

177 rue Garibaldi-BP 3173

69211 LYON CEDEX 33

- MM. NOEL-ACKET

NOVATOME社

La Boursidiere R. M. 166

92357 LE PLESSIS ROBINSON

- M. BANDINI

ANSALDO社NIRA事業部

Amenagement de Crays-Malville

B. P. 37

38510 MORESTEL

- M. BARBERGER

EDF-Region d'Equipement Alpes-Lyon

35/37 rue Louis Guerin

69100 VILLEURBANNE

- M. FRUCHARD

フランス原子力庁

DRNR CADARACHE

13115 ST PAUL LEZ DURANCE

アブストラクト

8年をやや上まわる作業を経て、NERSAによるCrays-Malville発電所は完成に到る最終段階に入りつつある。燃料集合体が集荷され次第、出力上昇試験が開始され、発電所は1985年末までに電力網に接続される予定である。こうした状況において、ヨーロッパ各国のチーム及び企業の業績として発電所に係る研究及び建設各々で得られた知見から、教訓をひき出すことができる。

I : プロジェクト組織

1973年に、ウラン市場の影響を受けない増殖炉の開発の必要性を確信していた欧州の電力会社3社、すなわちフランス電力庁(EDF)、イタリア国立電力庁(ENEL)、ライン・ウェストファーレン電力会社(RWE)は、共同でフランスにプロトタイプ増殖炉を建設し、運転するために協力することを決定した。

この時期には、原子力庁(CEA)がEDFの参加を得て建設したPhenix発電所の運転開始の時期が迫っており、CEAとEDFが1970年以来産業界との密接な協力の下に開発してきたこのプラントが、1200MW_eの実用型原子炉Superphenixのモデルとなった。

同時に、1973年のこの協定の延長として1974年7月8日にNERSA社が設立された。フランス法人として設立された同社に当社に当初参加していたのは、EDF(51%)、ENEL(33%)、RWE(16%)であった。RWE社が持株の一部を他の欧州企業に譲った後、NERSAの持株比率は次の通りとなった。すなわちEDF(51%)、ENEL(33%)、SBK(16%)であり、SBK社の出資比率は西独のRWE社68.85%，オランダのSEP社14.75%，ベルギーのElectronucleaire社14.75%，英国の中央電力庁1.65%となった(図1参照)。

国際的な枠組で建設することにより、このプロジェクトは新しい性格を帯び、これに参加した様々な諸国の効果的かつ具体的な協力の場となるはずであった。こうしたことからNERSA社の作業では、上に示した参加比率に基づいて、スタッフの経費、様々な諸国の企業への発注、生み出されたエネルギーの分配などを行ない、参加者は、ここで得られた情報に自由にアクセスできることが定められた(図2参照)。

この原子炉の建設に参加した様々なメーカーは、このプロジェクトへの財政的な参加比率を考慮に入れながら、NERSAに参加した様々な諸国の中から選ばれた(図3参照)。こうしたことから、原子炉のターンキー供給という全体の投資額の3分の2近くを占める最も重要な契

約は、フランスのNOVATOM社とイタリアのANSALDO社のNIRAI事業部に発注された。この発注の枠組みにおいて、フランス企業、イタリア企業、西独企業に下請け契約が出された。この原子炉は、フランス原子力庁のプロセスを基礎としたSERENAのライセンスの下で建設されている。

同じ精神に基づき、NERSA社はCreys-Malville発電所の運転をEDFの発電本部に委託した。約450名のEDFのスタッフがこのためのチームを構成し、この中には国際的な役割りを負った外国のスタッフ約50名が参加している。

同発電所の投資コストは株主の出資した資本金と、国際的な組織（欧州投資銀行、EURATOM）がNERSAに提供した寄附金、国内および国際市場で参加企業が調達した借入金などによって賄われている。

II Creys-Malville発電所の建設の主要な段階

2.1 資材の調査および製造

Creys-Malville発電所はPheix発電所の主要な技術的オプションを踏襲しており（図4参照），同発電所の予備プロジェクト調査が事前に行われていたことからNERSA社では、1976年12月20日に同社の監視評議会が同発電所の建設の最終的な決定を下すと同時に、資材の調達に関する主要な契約を締結することができた（図5参照）。

- 原子炉の供給契約の通知をフランスのNOVATOM社とイタリアのANSALDO社のNIRAI事業部に1977年3月に伝達

- 建屋の土木工事契約の通知をフランスのFOURGEROLLE社、イタリアのCONDOTT'E D' ACQUA社、西独のPhillippe Holzmann社のグループに1977年1月に伝達

- 620MWeの2基のタービン発電機の供給契約の通知をイタリアのANSALD社に1977年3月に伝達

原子炉部分の主要な構成部品およびサブ・アセンブリーの量が多いことを考慮に入れ、これらの資材は多くの部分に分けて工場で製造し、サイトで組み立てる方針が立てられた。そのための作業場がサイトに建設された（現在は解体してある）。これは長さ114m、幅75m、高さ38mの建屋で、2基の回転クレーンと軌道上を移動するキャリッジを備えている。これらの大型構成部品の組み立ては1978年半ばから開始され、1980年5月から1981年10月までの間に、特別クレーンを使用して850トン（ルーフスラブ）までの重さの「キャスク」が原子炉建屋内に導入された（図6および図7参照）

2.2 サイト上での組み立て

基礎および整地のための予備的な工事の後、様々な建屋の建設が1977年初めに開始された。これによって電気設備建屋、原子炉建屋、機械ホール、ポンプ・ステーションでの組み立て作業が1980年から開始できるようになった。蒸気発生器建屋での組み立て作業は1981年に開始された。

一次系、二次系、補助系は1981年末から1983年半ばまでに組み立てられたが、最も大規模な作業は一次および二次ポンプ、中間熱交換器、蒸気発生器の組立て作業であった。

同発電所の運転に必要な6500トンのナトリウムの調達は1981年5月から開始され、プランケット集合体、中性子しゃへい体(ダミー燃料集合体)の炉心への装荷は1982年5月に行われた。

その後電気製品の組立てが1983年6月から1984年半ばまで行われた。必要とされる多数のケーブルの敷設に、非常に大規模な作業の調整が必要とされた。この期間は500から900名の電気技術者が雇用されていた。

1984年夏には組み立てが終了し、全体のテストが開始され、ナトリウム内に以下のよう構成部品が初めての取り付けられた。

- 1984年6月に燃料貯蔵タンク
- 1984年8月から原子炉ブロック
- 1984年8月から11月まで二次ループ

サイトでの建設作業には、最盛期には125の様々な企業に所属する3000名のスタッフが参加していたことを強調して置きたい。

2.3 原子発電所のテストおよび運転開始

テスト以下の3段階に分けて行われる(図8参照)

●第1段階は、原子炉および様々な発電設備の基本的なシステムの個々のテストに関するものである。この段階は、組立て作業と並行して行われ、1981年に電気配線テストが行われたのを皮切りとして、ポンプ・ステーションへの給水(1981年6月)、換気のテスト(1981年末から)、構成部品の取扱い室の空気中でのテスト(1983年初めから)、原子炉およびドームの全体の気密テスト(1983年7月)、燃料取扱いラインの空気中でのテスト(1984年1月)が続いた。サイトへの燃料集合体の引き渡しは1984年3月から開始された。

●第2段階は、燃料装荷の前の原子炉全体のテスト(系統の予熱、ナトリウムの充填、いわゆる「等温」での温度テスト)、補助ボイラーから供給されたテスト用の蒸気での発電施設

のテストに関するものである。

原子炉ブロックでは、系統の予熱とナトリウムの充填（1984年第2四半期に実施）によって、1985年1月からは燃料貯槽内に燃料集合体の充填を開始することができ、1984年10月からは原子炉ブロック内でのナトリウムの液面の高さが十分なものとなつたことから、一次ポンプの運転を行えるようになった。等温テストは以下のようなスケジュールに従つて行われた（温度の上昇は、一次および二次ポンプの入熱によって行われた）。

- ・1985年1月7日から3月7日まで、180°Cの温度から350°Cまで段階的に温度を引き上げる最初の段階。原子炉ブロックの内部構造物に振動のトラブルが発生し、この現象を分析するため、425°Cにまで予定されていた温度の上昇は延期された。
- ・1985年3月7日から6月5日まで、180°Cで原子炉への燃料取扱い機のナトリウム内テストが行われた。このテストの間に、原子炉への吸収材の取り付けが行われた。これと並行して、蒸気発生器の水テスト（ナトリウム非使用テスト）が行われ、以前直面していた振動のトラブルに水力学的な解決策が採用され、テストで成功を収めた（主容器の冷却流路のナトリウムオーバーフロー部分の落下高さを削減できるよう、テーパの大きなアセンブリーを取り付けた）。
- ・1985年6月15日からは425°Cまでの2回目の段階的な温度の引き上げが行われた。
- ・発電設備に関しては、テスト蒸気を使用したそれぞれのタービン発電機のテスト（圧力21バール、温度270°C、最大流量140t/h）が行われ、これによって1984年6月にはグループAのタービン発電機の接続、1984年12月にはグループBの接続が行われた。その後給水ターボポンプのテスト、蒸気発生器の周囲ホット・ループのテスト、蒸気発生器の水テスト（ナトリウム側に排水）が行われた（1985年4月および5月）。
- ・現在第二段階のテストはほぼ終了している。

●第3段階は、原子炉への燃料の装荷、低出力での中性子テスト、設備全体の出力上昇テスト、接続およびフル出力運転までのテストである。

原子炉への燃料の装荷は、一定の数の燃料集合体を連続的にロットとして設置する方法で行われる。ロットによる取り付けの間に、段階的に制御棒が引き上げられ、中性子の計測が行われる。最後のロットの装荷の際に最初の出力上昇が行われ、中性子テストが開始される（特に制御棒の効率の測定）。その後炉心の最終的な構成が決定され、これによって出力をさらに上昇させることが可能となる。この最終的な炉心でその後完全な中性子テストが行われる（燃料集合体の反応度の測定、出力および中性子フラックスの分布）。

その後出力の上昇が行われた。これは次のような主要な段階に分けて行われている。

- ・蒸気発生器の運転開始（ナトリウム使用で）
- ・タービンのバイパス回路上での約30%までの出力上昇（蒸気発生器で生み出された蒸気による）
- ・タービン発電機グループの運転開始およびテスト、その後接続
- ・段階的なタービン発電機グループの定格運転状態までの出力上昇（補足的な中性子テストのための定格出力の50%のレベルまで）

これらのような段階の間には、設備が動力学的に優れた挙動を示すことを実証するために、過渡現象を故意に作り出す作業が行われる（緊急停止、急速停止、通常の停止、停電など）。

定格運転体制が取られたことはテストが終了したことを意味するものではない。まだ様々な分野で、補足的な実証を行わなければならない。すなわち長期的な運転、一部の必要不可欠な資材を利用した運転、自然対流、残留出力などの分野である。

現在のスケジュールでは、この第3段階のテストに関連した主要な目標時期は次の通りである。

- ・最初の運転開始：1985年9月第2週
- ・電力網への最初の接続：1985年末から1986年初め

III 建設の際に得られた経験の概要

3.1 資材の調査および製造計画に関して

技術的な面では、この発電所のプロタイプという性格に関して、特に顕著な研究上の困難は生じていない。Superphenixのオプションを検証するために必要とされた大規模な研究開発活動（蒸気発生器などのPhenixとは異なる機材の使用、250MWeの原子炉を1200MWeの原子炉にスケールアップするために必要な外挿）は、プロジェクトの進展状況と常に「密着した」ものとなっている。特に、原子炉についてはCEAとNOVATOM社との間で、協議メモによる対話が確立された。この原子炉のプロトタイプとしての性格から特に重要な意味を持つ安全性の面では、このプロジェクトの設計は原子力施設安全本部(SCSIN)が1973年に発表した勧告を基礎としている。作業が進展するに応じて、NERSAと様々な安全当局者との間で、多数のコンタクトによる対話が行われた（検査、勧告、報告、根拠の説明）。

実際面ではこのプロジェクトを進めるに当って、以下の2つの相反する要件に関する許容

可能な調和を生み出すように、主要系統の構成機器の設計を行うことが必要であった。

- ・通常運転あるいは事故の際の熱応力を低減するための十分な柔軟性
- ・事故の際の機械的な応用を低減するための十分な厚さ（地震、炉心事故、ナトリウム／水反応など）

これにより、全体計画（特に耐震呼細解析）に多かれ少なかれ重要な影響を及ぼす変更が必要となった主要なものは以下のとおりである。

- 原子炉ブロックのレダンの内部容器（二重にする必要があった）
- 中間熱交換器
- 原子炉ブロックを支持するコンクリート・リング（「炉心事故」の影響）
- 原子炉ブロックの内部構造物：炉心支持機構および熱仕切りの強化（「地震」の影響）
- 蒸気発生器

また以下の2点を強調して置く必要がある。

- （運転停止後の数日間に原子炉から放出される熱が当初過少評価であったことにより）二次ループが失われた場合の残留熱を除去するための補足的な4つのナトリウム系統を追加することが必要となった（スケジュールには影響を及ぼさなかった）
- 輸送時期を送らせるため（短期的に十分な規模の再処理施設が存在していないことと、高いレベルの残留熱を放出する燃料の輸送コストが高いことによるもの）、サイトで使用済燃料の補足的な待機貯蔵のための措置が必要となった。
- ・これらの問題は全て解決された。またこうした問題を解決することによって、動的耐震解析、薄肉構造物の挙動解析、材料の強度、ナトリウムおよびアルゴンの熱流力特性などに関して得られた技術をかなり豊富にすることことができた。形状検討の論理的組織化の努力により、増殖炉設計・建設規則集（RCCM-R）が作成されたが、これは増殖炉全体に利用できるものであり、材料の使用に関して必要な作業をかなり簡略化できることになろう。

工業的な面では、フランス、イタリア、西独企業を中心とする独特な製造体制のため（NERSAへの各国の参加比率に応じて発注）、プロジェクトの初期には馴れていないことから作業がかなり遅れたものの、スケジュールを維持する上では大きな障害とはならなかった。

この分野における主要な活動は次の通りである。

- フランスの規格とイタリアおよび西独メーカーの利用している規格の対応関係の明確化の必要性。これによって多数の技術文書が作成された。
- 様々な国の企業に作業を分配することから、下請け企業ラインがしばしば長くなつたが、

この影響を最小限にする必要性（例えば原子炉については、NOVATOM/NIRA 社は約80件の主要な発注を行ない、これが約10カ国における900件の下請け契約につながった）。

これにもかかわらず、構成部品の製造にはこのような大規模な発電所の建設に予想される以上の困難な問題は生じなかつた。原子炉ブロックの大型構成部品の設置は原子炉の発注の後3年から4年後に行われたが、これは実現すべき作業の大きさを考慮すると、非常に優れた成績ということができる。

3.2 サイトでの組み立て作業について

現地作業では、顕著な技術的な問題によって作業の進展が遅れるようなことはなかつた。建屋の建設は、在来技術による建設方式に従つて問題なく進められた。当初の建設計画から遅延した主たる理由は以下の二点にある。一つは建設初期（1977～1978）に、効率化をはかるための組織化に多少の時間を要したこと、他は何にもまして、ケーブル及びつなぎこみ作業に必要な期間に関して、電気計装作業量が著しく過少評価されていたことである。

国際協力の面では、現地作業において様々な欧洲諸国のチームおよびメーカーの具体的かつ効果的な協力が可能であることが証明された。これらの企業の内のかなりの数では作業チームが相互理解の努力をしなければならず、調整作業が必要であったものの、作業開始後2000万労働時間が過ぎた段階では、共同作業の経験は非常に好ましいものであったことを確認することができる。

3.3 テストについて

これまでに第1段階と第2段階のテストが終了しているにとどまるため、暫定的な概括を行うことしかできず、これは出力を上昇させる第3段階のテストで確認する必要があるろう。

しかしながら、現在の段階で、基本的なシステムの個々の全てのテストと全体的なテストが終了しているため、解決されていない重要な問題点は残されていないことを指摘できる。

原子炉については、テストの後に様々な修正が行われており、特に配管、ループの予熱、ナトリウム漏えい検出器、配管支持機構が改良された。初期の性能確認テスト段階で容器の間に落下した実験用の検査装置は、損害なく回収することができた。主要な問題点は、主容器の冷却路から送られて来るナトリウムの流れが原因となった励振により、予想されない周波数で非常に大きな振動現象が発見されたことに関するものであり、マニホールド内のナトリウムの自由液面の動きと、内部構造の動きが結び付いたものである（図9参照）。この現

象は、主容器の冷却用ナトリウムの流量を増大させ（いわゆる「大口径」の19のアセンブリーの組み立てによる），これによってせきからのナトリウムの落下高さを著しく削減することにより（1.5mから0.45mに削減），簡単な形で解決することができた。

原子炉ブロック以外では，取り付けられている部材が比較的「伝統的な」ものであり，テストの際に顕著な困難に直面することはなかった。ポンプ部でいくつかの部品修正が行われた。機械室ではタービンの高圧初段輪のバンデージに修正が加えられた（これは、イタリアの発電所における同じようなタービンにおいて異常が確認されたため，運転開始テストの際に予防的な形で取られた修正措置である）。

IV 結論

サイトでの作業が開始された8年後の現時点では，Creys-Malville発電所の出力運転テスト計画がまだ残されており，これによって1985年末に電力網への連結が行われ，1986年半ばには営業運転が開始されよう。

SuperphenixがPhenixの5倍の規模があることに基づく技術的な問題は，様々な関係者の協力によって解決された。すなわち，原子炉システムの所有者であるCEA，原子炉の主要メーカーであるNOVATOM／NIRA，本プロジェクトの実現に参加した様々な諸国メーカー，関連のある発電会社，施工主のNERSAである。

電力会社との関係，特にNERSA社の運営を通じた電力会社との関係については，課題の大きさと，全てのパートナーの全員一意の合意の下に作業を進めるというルールにもかかわらず，非常に優れた状況で作業が進められている。様々なパートナーの参加したNERSAにおける全ての関連企業の話し合いは常に優れた形で行われ，しばしば異なつものとなっていた作業方法が共通化されたことは全ての当事者にとって実りのあることとなった。

また，Crays-Malville発電所の建設により，工業的なレベルでの増殖炉技術が現在すでに「成熟しており」，こうしたプロジェクトは歐州協力の枠組で実現可能であることが証明されよう。

当然ながら，現在進められているテストと同発電所の運転によって，より完全かつより確実な形で結論を下すことができるようになろう。

図1：NERSAの設立の歴史

主要な歴史

- 1971年7月15日：歐州の主要な電力会社3社、すなわちEDF, ENEL, RWE社は1200MWeの増殖炉の最初の原子炉を建設し、運転するため、協力を表明した。
- 1973年12月28日：EDF, ENEL, RWEはPhenixとの連続性を維持しながら、フランスに増殖炉を共同で建設および運転することを定めた協定に署名した。
- 1974年7月8日：NERSAがフランス法人として設立された。これはこの会社の定款を承認した1974年5月15日の首相の布告によって承認された。

NERSAの出資比率

- EDF : 資本の 51 %
- ENER : 資本の 33 %
- SBK : 資本の 16 %

SBKへの出資比率は次の通り	RWE (西独)	68.85%
	Electronucleaire (ベルギー)	14.75%
	SEP (オランダ)	14.75%
	CEGB (英國)	1.65%

NERSA社はSuperphenixの所有者であり、この発電所の工業設計者および運営者である。

図2：NERSAにおける参加国の協力

協力の基本方針

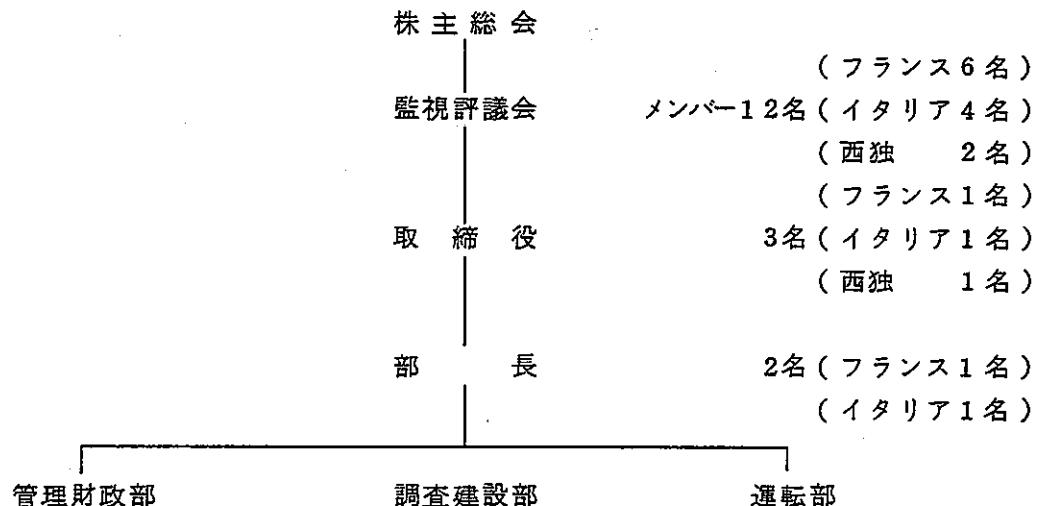
- 建設：
発注：出資比率による
従業員：出資比率による
知識への自由なアクセス
- 運転：
生み出したエネルギー：出資比率による
従業員：E N E L および S B K のスタッフの参加
知識への自由なアクセス

資本調達

出資比率に応じる

- 資本：30%
- 借入れ：70% (EURATOM : 20%, BEI : 13%, フランスでの借入れ : 19%, イタリアでの借入れ : 12%, 西独での借入れ : 6%)

NERSAの構造



- 最高雇用人数(運転スタッフを除く)：138名(その内約100名は技術者)

EDF	102名
ENEL	27名
SBK	9名

- 運転スタッフ (NERSAがEDFに委託)：約450名

- 原子炉以外のエンジニアリングおよびサイトでの作業の調整 - EDF/REAL

図3：契約発注状況

契約 原子炉(3)			電気資材		
	Entrepreneur ou Constructeur	Pays		Entrepreneur ou Constructeur	Pays
Constructeur principal de la chaudière Combustible	Novatome (1) Nira (2) CEA-Cogema Agip-Nucleare - Fiat Sien	France Italie France Italie France	Transformateurs principaux Plate-forme transformateurs principaux	ACEC CEI CEI	Belgique Italie Italie
Éléments de protection nucléaire intérieure	Sien	France	Interruiseur enclencheur	Delle Alsthom	France
Mécanismes des barres de contrôle	Interatom	IRFA.	Plate-forme transformateurs auxiliaires	CEI Magrini Galileo	Italie
Cuve principale	Neyric Nira - Breda - Atb - Ciml	France Italie	Transformateurs auxiliaires et de soutirage	Ind. Elect. Di Legnano	Italie
Cuve de sécurité	Neyric Nira - Atb - Fochi	France Italie	Tableaux 7.2 kV	Magrini Galileo	Italie
Cuves internes et ballons	Neyric Nira - Breda - Atb - Ciml	France Italie	Tableaux basse tension	CEI	Italie
Platelage	Neyric Nira - Breda - Ciml	France Italie	Moteurs	Schorch	IRFA.
Bouchon couvrant le cœur	Neyric Nira - Breda - Fochi	France Italie	Transformateurs basse tension	Starkstrom Geratebau	R.F.A.
Dalle	Neyric Nira - Breda 10	France Italie	Groupes électrogènes	GMT	Italie
Dôme du réacteur	Nira Bollett	Italie	Éclairage	CGEE	France
Bouchons tournants	Neyric - Nira	France	Installation électrique générale	BBC-Mannheim	R.F.A.
Dispositifs de manutention du combustible	Novatome - Neyric Nira - Ciml	France Italie	Relayage statique	Siemens	R.F.A.
Pompes primaires	Joumont Schneider	France	Matériel de régulation	Hartmann & Braun	France
Motors des pompes primaires	Nira - Ansaldo	Italie	Traitemet de l'information	Sudoteg	France
Pompes secondaires	Joumont Schneider Nira - Fiat	France Italie	機械的な資材		
Moteurs des pompes secondaires	Siemens	IRFA.	Entrepreneur ou Constructeur		Pays
Échappements intermédiaires: - coordination - études - construction	Nira Stein Industrie Franco Tosi - Breda	Italie France Italie	Groupe turbo-alternateurs	Ansaldo	Italie
Contrôleur de vapeur	Creusot-Loire	France	Poste de condensation et de réchauffage	Alsthom Atlantique FBM	France Italie
Circuit sodium secondaire	Stein Industrie	France	Pompe d'extraction	Tormomeccanica	Italie
Installation électrique générale	CGEE Alsthom BBC	France IRFA.	Turbo-pompes alimentaires	Sulzer Weisse Franco Tosi	R.F.A. Italie
Relayage	Siemens	IRFA.	Moto-pompes alimentaires	Sulzer Weisse	R.F.A.
Unillot de stockage du combustible	Interatom Noell Nira Fochi Novatome	IRFA. Italie France	Pompes de circulation	Borgeron	France
Cellule de lavage et décontamination	Interatom Novatome	IRFA. France	Grilles - dégrilleurs - batardes	Magrini-Galileo	Italie
Hotels pour manutentions spéciales	ACB	France	Filtres rotatifs	Beaudrey	France
Evacuation des assemblages irradiés	Interatom Novatome	IRFA. France	Circuits basse pression et circuits divers	Fochi	Italie
(1) Novatome associé: Framatome 70%; Neyric 15%; Alsthom-Atlantique 15%.			Circuits haute pression	Nordon Mannesmann- Anlagenbau	France
(2) Nira (Nuclaire Italiana Raccordi Avanzati) associé: AMN (Ansaldo meccanica nucleare) 57,5%; Agip Nucleare (ENI) 17,5%; Franco Tosi 10%; Fiat TIO 10%; Bellini 5%.			Engins de manutention	Zerbinati	Italie
(3) La chaudière nucléaire est construite d'après une licence Serre basée sur un procédé CEA, par Novatome (50%) associé à Nira (33%).			Ascenseurs et monte-chargos	Schindler	R.F.A.
(4) Breda désigne la Division Breda Generazione vapeur de la Société Ansaldo, ex Breda Termomeccanica.			Pompes auxiliaires eau brute	Ateliers Mécaniques Bolges	Belgique
			Production eau déminéralisée	Castagnetti	Italie
			Ventilation et conditionnement	DSD Aerimpianti	R.F.A. Italie
建屋および労務					
	Entrepreneur ou Constructeur	Pays			
Tuyaux de terrassement d'infrastructure	Lecat Muza Perrier	France	Entrepreneur ou Constructeur		Pays
Genie Civil des bâtiments	Fouquerolle Comitato d'Acqua Philipp Holzmann	France Italie R.F.A.			
Charpentes métalliques	IMPA	Italie			
Menuiseries métalliques	SOMEL	France			
Conduites de circulation de l'eau des condenseurs	Bonna	France			
Peintures	Pruzioso	France			
Second œuvre et finitions	Pitanco	France			
Bureaux, ateliers, magasins	Maillard & Duclos	France			
Portique de livage	Losingor	Suisse			

図 4 : Crays-Malville 発電所の主要な技術的な特徴

出力

1200MWe (2 グループのタービン発電機が発電)

炉心／燃料

- 364 体の核分裂集合体および 271 体のプルトニウム濃化度 14 % の燃料ピン
- 233 体の親燃料集合体

原子炉容器

- 直径 = 21 m
- 高さ = 19.50 m

一次系

- ナトリウムの重量
 - 流量
 - 炉心の入口／出口温度
- 3300 t
 $4 \times 4.79 \text{ m}^3/\text{s}$
 $350^\circ\text{C}/545^\circ\text{C}$

水／蒸気回路

- 蒸気発生器入口温度(水)
- 蒸気発生器出口温度(蒸気)
- タービンの蒸気圧力

$= 273^\circ\text{C}$
 $= 490^\circ\text{C}$
= 180 バール

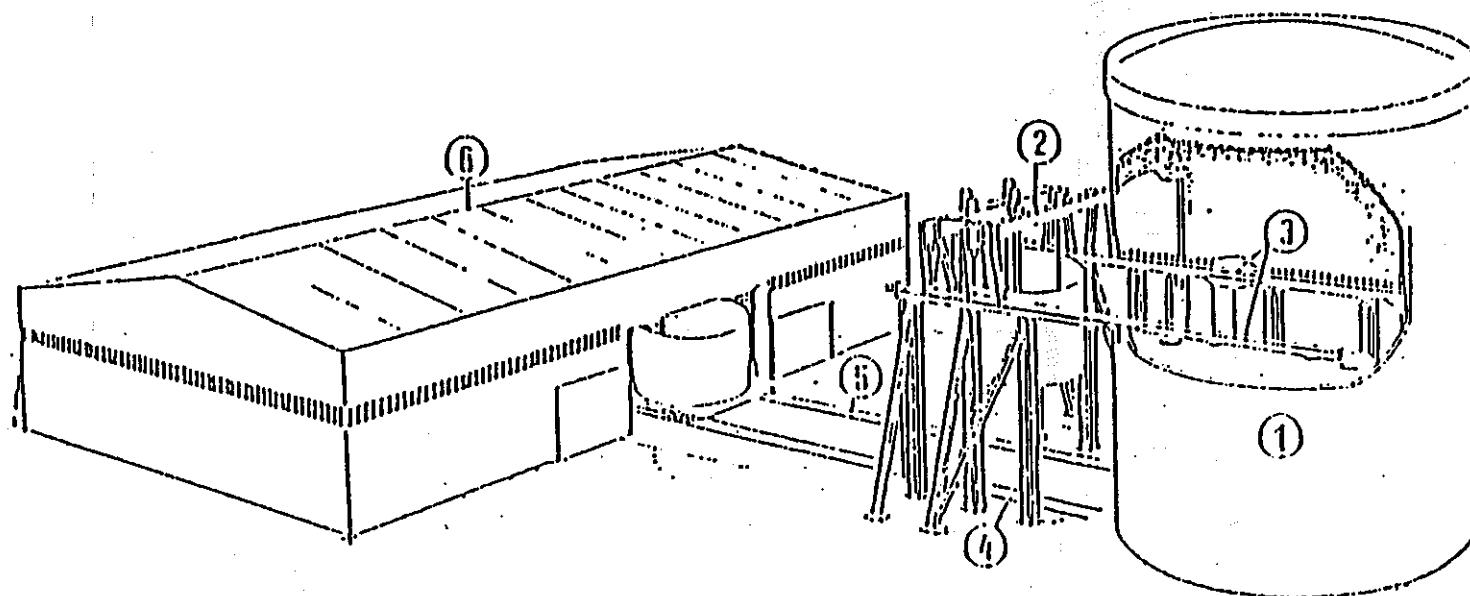
図 5 : Creys - Malville 発電所の建設の一般企画スケジュール

	'76	77	78	79	80	81	82	83	84	85	86
SUITE GROS CIVIL			G.C. PLATEFORME STRUCTURE		CIRCUITS		ÉVACUATION SOUTIEN				
CONTRAT CHAUDIERE		G.C. MATERIEL CHAUDIERE	COMMANDE	INITIATIVES		TRANSFORMATEURS AUXILIAIRES	FEUX	PRINCIPALES	APEC	G.C.	INITIATIVES
CONTRAT MÉTAL		G.C. VITRE			RÉFUGIE PLACE	TERMINE BRIDGE					
CONTRAT CHAUDIERE		STRUCTURE INTÉRIEURE		RÉFUGIE COUVE		INITIATIVES CIRCUITS		ESSAIS		CHARGE CHARGE LAGE	
CONTRAT C.I.A.		FABRICATION GROS C. PRODUITS				FAUX CIRCUIT			MISE EN SOUTIEN COUVE	100 % LAGE	
		G.C.		MATERIEL C.V.		INITIATIVES C. CIRCUITS			ESSAIS EN AIR	ESSAIS D'INJECTION	
		CIVIC CIVIL	S.D.R.						MISE EN SOUTIEN	MISE EN LAGE D.V.	
		G.C. CHAUFFAGE POMPAGE		INITIAIS	RÉFUGIE C.T.	V.A.	ESSAIS C.T. A.I.		POURAGE COPACE	POURAGE D'EAU	
						ESSAIS C.G.T.A.B.		ESSAIS C.T.			

図6：原子炉ブロックの組立ての「パッケージ」

パッケージングの数	材 料	寸法および特徴	重 量	取付け時期
安全容器	ステンレス鋼 AISI 304 改良型	直径 22.5m 高さ 15.9m 厚さ 25mm	260t	1980年5月
内部バッフル板、復熱器、炉心支持機構を備えた主要容器	炭素の容量が非常に低く、適切な量の窒素を加えた特別ステンレス鋼	直径 21m 高さ 15.6m 厚さ 25~60mm ゾーンによる	700t	1980年11月
上部バッフル板を備えた内部容器	同 上	直径 20.4m 高さ 10.6m 非常に複雑な形状	610t	1980年12月
原子炉ルーフ・スラブ	炭素鋼	直径 25.7m 高さ 2.9m	850t (生物学的な防護のためにコンクリート敷設を行った後は 300t)	
グリッド	AUTAAS 704	直径 8.9m 高さ 1.2m 工場で製造され、一体として輸送された複雑な機械的構造物	120t	
回転プラグ	炭素鋼	直径 12.4m 高さ 5.47m	プラグ2つで 850t	1981年6月
原子炉ドーム	炭素鋼		400t	1981年10月

図7：大型構成部品の取扱い（サイトの作業場から）



1 - 原子炉建屋

2 - 門型クレーン

3 - 支持ビーム

4 - 仮橋

5 - レール

6 - サイト作業場

図 8 : テストの主要な段階の一般的な実施状況と相互の関連

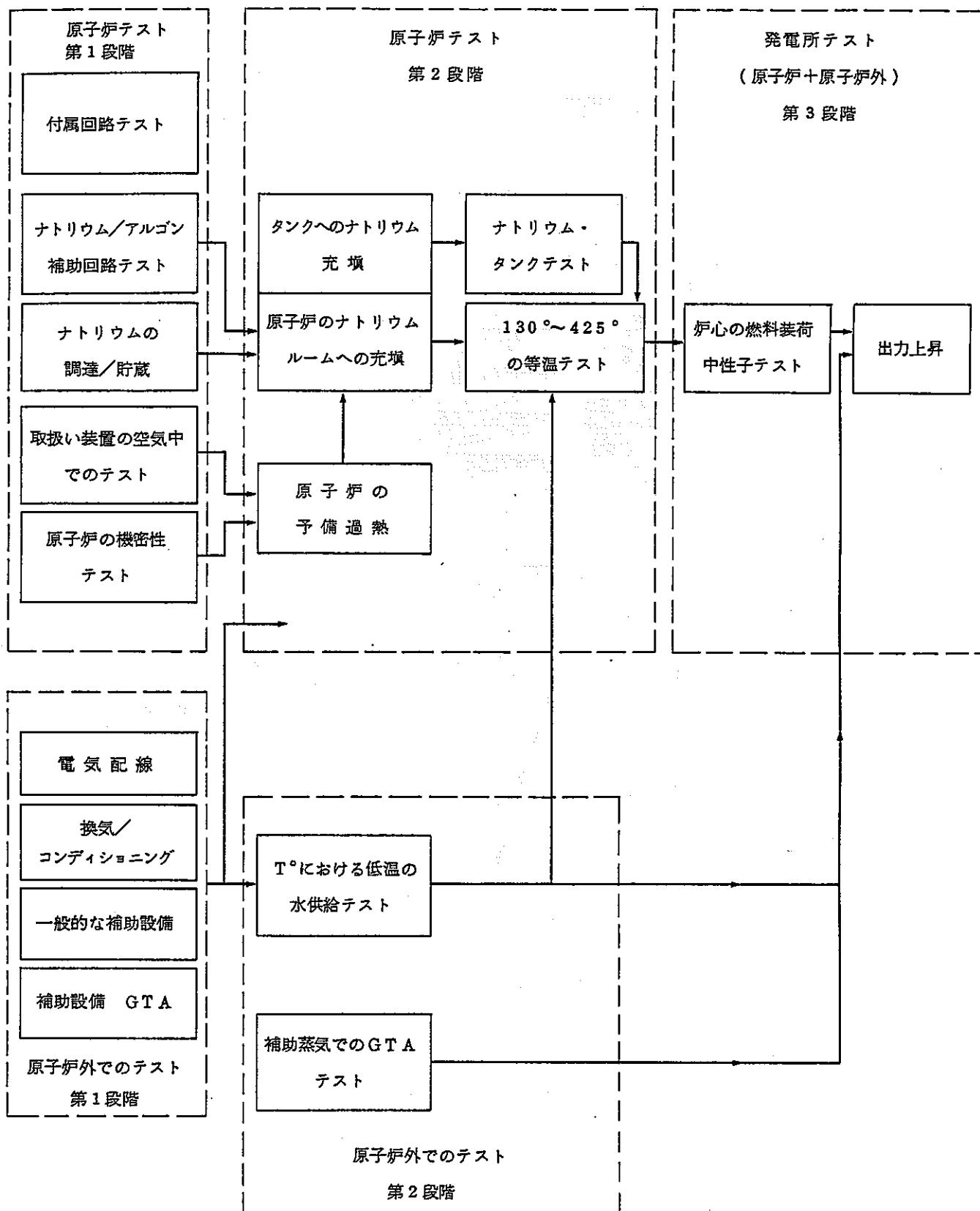
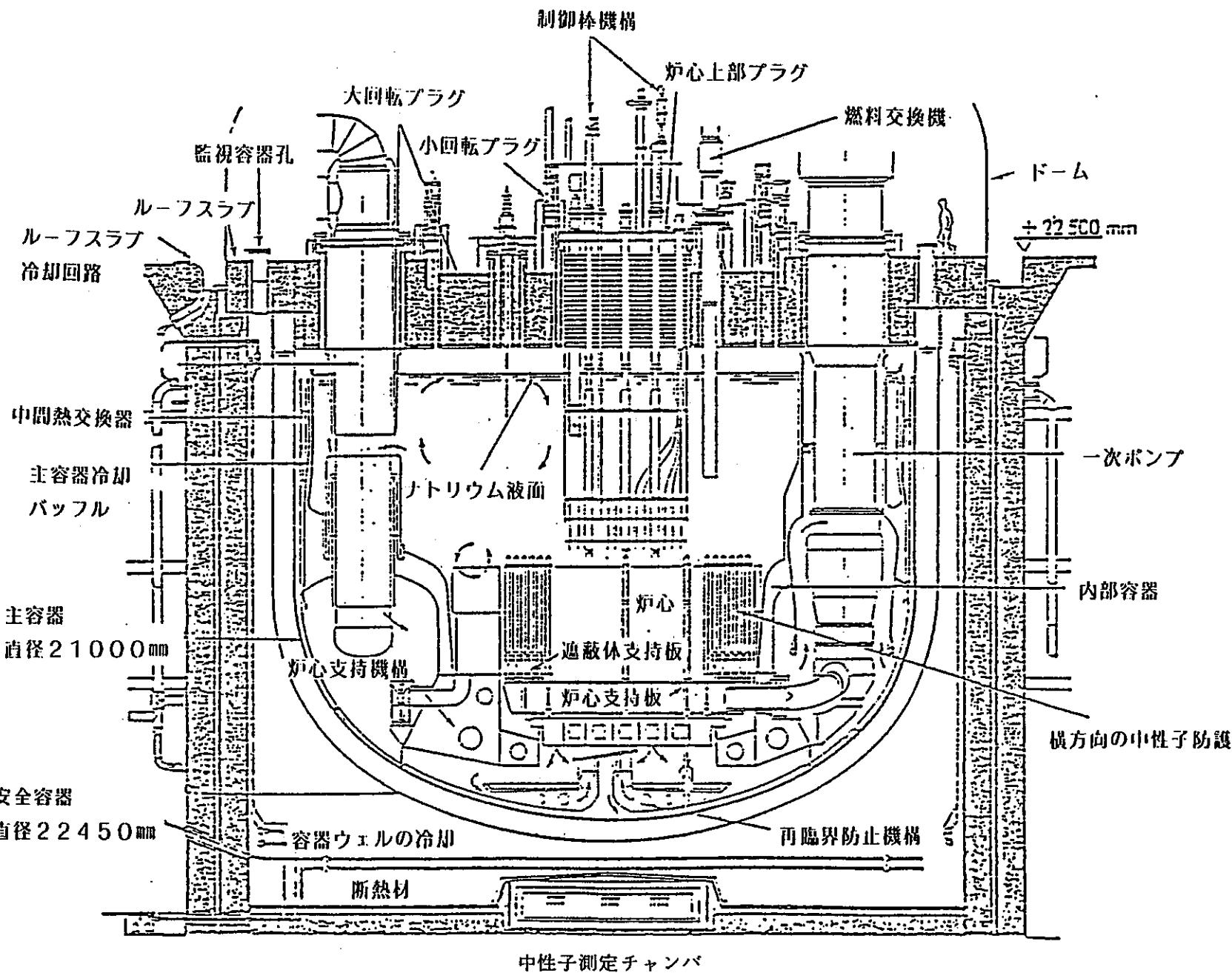


図9：原子炉ブロック



IAEA-SM-284/9

高速炉の動特性と制御原理
- 試験と開発傾向 -

Yu. E. バクダサロフ, V. S. ウオストコフ, V. S. ゴルブノフ, L. A. コチェトコフ, I. A. クズネツォフ, O. B. サモイロフ, E. P. コズボフ, V. D. コズヴィロフ, V. I. クプヌヴィ, A. G. シェインクマン

原子力利用国家委員会
ソビエト社会主义共和国連邦

高速炉の動特性の理論的研究及び実験的研究の結果を報告するとともに、下記の、原子炉運転上の要請に対する、上記研究結果の応用を検討している：制御システム、自動調整システム、および、緊急防護システム、などの簡単化と、信頼性の向上、原子炉の緊急停止の減少、原子炉の過渡現象の最適化、など。原子炉BN-350とBN-600の炉心動特性、これら原子炉の大きな炉容器プレナム動特性、原子炉回路における非定常流体力学的プロセス、冷却材自然循環等の研究から得られたデータが論議されている。また、今日、最も緊急な研究である高速炉の制御システムの開発手段についても結論を出している。

炉心における冷却材の温度が高いこと燃料の出力密度が大きいことなどにくわえて、燃料要素の熱慣性が小さいことなどが、高速炉の動特性研究の特長である。この研究は、炉の運転安全性と深く関係している。設計段階における計算値は原子炉の起動試験時にチェックされている。原子炉運転中に発生する問題の解決や、動特性諸元の安定性を明らかにするため、多くの実験が繰返えされている。高速炉開発の初期に提起された多くの問題は、現在の原子炉に至るまでの道程において解決され、得られた解は、設計者の手許に入っている。

BN-350の運転期間(～11年)、及び、BN-600の運転期間(～5年)を通じ、設計の妥当性を確認する多数の実験及び解析研究が行なわれ、正常状態及び緊急状態における、制御のアルゴリズムが改良されてきた。

原子炉炉心における非定常プロセスの計算に利用される数学モデルは、冷却材のためのエネルギーの式と燃料及び燃料被覆管のための熱伝導非停留(nonstationary)方程式を解くにあたって、良い精度を与えている。問題は、燃料要素の熱的および物理的諸元において、不確定要素の影響があまりにも大きいことがある。この不確定要素は、燃料と燃料被覆管との間の接触熱抵抗の値にも存在するし、燃料の熱伝導度の値にも存在する。これらの値は、燃料の温度に、従って、炉の出力レベルにも左右されるし、燃料の燃焼度にも左右される。在来の実験値はこれらの現一般化するためには不十分である。従って、高速動力炉の炉心の動特性の実験及びその解析比較が、大きな意味を有することになる。

同じような実験がBN-350でも、BN-600でも行なわれた。

BN-600においては、炉心動特性実験は、炉をスクラムさせて行われた。つまり、熱発生を除いた状態で行われた。測定値の記録には、動特性測定用の高速記録装置が利用された。記録は、1秒間に 10^3 までの測定数が入力できる磁気テープ上にデジタル形式で行なわれた。記録濃度が大きいので、測定値からのノイズの分離が容易に行えた。

原子炉の炉心動特性の研究に関連する若干の結果を、順次に、調べてみるとことにしてよう。最初の実験においては、原子炉の初期出力は～50%であり、炉心部のナトリウム流量は、定格値の65%であった。実験は、1ループをトリップして行なわれた。その結果として原子炉の出力は低下した。原子炉の出力の変化、ナトリウムの流量の変化、および、中間熱交換器の出口（炉への入口）における温度の変化、などが、第1図に示されている。1ループトリップに伴い原子炉をとおる冷却材の流量は、当初の量の85%まで減少した。調整棒による出力の低下は、ポンプトリップののち、～9秒後に始められた。

～20秒の間に、原子炉の出力は、定格値の50%から35%まで低下された。第2図に、燃料アセンブリ(TBC)の出口における常設熱電対の信号の変化(1,2)と、TBCの頭部に設置された則応性熱電対をもつ熱ゾンデ(thermosound)の信号の変化とが示されている。常設熱電対の時定数は、熱ゾンデのそれより著しく大きいので、温度の細かい変化を検出することはできない。

熱ゾンデによる、燃料アセンブリ出口のナトリウム温度の測定結果と、炉心の動特性方程式による計算結果との比較を第3図で行っている。計算と実験との一致は、満足すべきものである。このことは、実験のために必要であった外乱が余り大きくなかったことを意味している。

第2の実験は、定格出力の18%の出力で行なわれた。この出力で～1秒の間に制御棒A3-Pを挿入することによって炉停止にまで到らせた。この場合、原子炉を通過するナトリウムの流量は、定格量の25%であって、実験中、変化させなかった。中間熱交換器の出口におけるナトリウム温度も、～6分間のあいだ、ほとんど、変化しなかった。原子炉の出力を除くすべての入力パラメータの一定性は、炉心の動特性の研究のために、好都合の条件をつくり出している。

第2の実験における、原子炉出力と燃料アセンブリ出口ナトリウム温度との測定結果および、上記温度の計算結果が第4図に示されている。温度は、熱ゾンデのクロメル・アルメル熱電対によって測定された。この熱ゾンデの時定数は原子炉外の条件下で～1秒であった。この時定数は計算時には考慮されたが計算の結果は、実験と一致しなかった。この不一致の原因としては、下記のことが考えられる：熱電対の領域のナトリウムのよどみ(渦み)ゾーンの形成、熱電対と、燃料エレメントの頭部との熱交換、熱電対とジャケットとの熱接触の劣化、など。

得られた結果から導かれる結論は、次のように要約される、すなわち、原子炉外の条件下で良好な性能を示した熱ゾンデでさえ、炉心の動特性の研究のためには利用し得ない、と結論される。このセンサーの実際の時定数は、燃料要素の温度変化の時定数より著しく大きい、そしてこれが、測定結果の十分に正確な解釈をさまたげることとなる。

原子炉 BN-600 の炉心の動特性の研究が可能になったのは、この炉の個々の燃料エレメントに、新らしい構造の熱ゾンデを設置して以来である。この熱ゾンデは、《ナトリウム・スチール》熱電対を内蔵している。この熱電対は、その性質上、ほとんど、無慣性である。以上のほか、熱電対の熱《接点》の配置場所におけるよどみゾーンの形成と関連する慣性を除去くため、そのスチール電極は、前の構造の熱ゾンデにおけるよりは下方に下げられたし、また、上端遮蔽からの出口に、直接近づけられた。熱電対の冷《接点》は、原子炉の炉心のなかで、温度の比較的安定したゾーンに置かれた。上記の熱ゾンデを使って、No. 3 の実験が行なわれた。前と同じように、吸収棒 A 3-P により、原子炉出力を急速低下させるものであった。原子炉の出力は、初期状態で、定格出力の 18% であった。ナトリウムの流量は、最初は、250 r. p. m. ではなくポンプにより確保された。この流量は定格値の 25% であった。~ 5 秒が経過し、出力を低下したあとで、ポンプは停止され、原子炉は冷却材の自然循環の状態に移った。原子炉出力、ナトリウム流量、燃料エレメントからの出口におけるナトリウム温度などの変化が第 5 図に示されている。上記温度の計算と測定データと比較が第 6 図でなされている。プログラム TFELET を使って行なわれた計算は、実験とよく一致する。

今まで、炉心の動特性を話題にしてきた。いまから、原子炉の各系統における流体力学的非定常プロセスの研究に移ることにしよう。ポンプのはたらきの各種のみだれをともなうところの、1 次系と 2 次系内の冷却材の強制循環の状態が、詳細に、研究されている。原子炉を通過する冷却材の流量の、時間の経過に応じる変化は、1 次系のすべてのポンプを同時に止めるとき、双曲線によって、よく書きあらわされる。

このことは、回路（複数）内の冷却材の運動のエネルギーがポンプと電動機のロータの運動のエネルギーより著しく小さい、として、説明される。上記と類似の状態の計算結果は、実験と良く一致する。

1 次系の個々のループにおけるポンプのはたらきのみだれが同じでないプロセスの計算精度は、幾分悪い。この場合、誤差追加の原因は、与えられた一組のポンプ諸元の不正確さに帰着される。特に、このことは（追加誤差の生起）、ポンプが負の吐出量と、負の回転速度とをもつ象限（quadrant）に関係する。この象限（複数）におけるポンプ諸元の測定のためには、少くとも 2 個のポンプをもつベンチを設備することが必要であり、これは、経済的に不利である。勿論、上記のポンプ諸元の測定は、始動前の実験の時期に、（原子炉）装置で、直接に、行い得る。この測定は、移り変わる回転速度をもつポンプの場合、大きな問題を提起しない。しかし、数個の、一定の、回転速度段をもつポンプの場合、例えば、BN-350 におけるポンプの場合、ポンプ諸元の未知の

パラメータの決定は、一群の実験の処理を基礎にして行なわれる。個々のポンプの作動を止めた状態での、また逆止弁を閉じてのそれら(ポンプ)の始動状態での、また、はたらいでないループの弁を開いた状態での、1次系のパラメータの測定結果が利用される。ポンプ諸元は、下記の形の多項式によって、近似される

$$H = A\bar{\omega}^2 + B\bar{\omega}\bar{G} + C\bar{G}^2$$

$$M = \alpha\bar{\omega}^2 + \beta\bar{\omega}\bar{G} + \gamma\bar{G}^2$$

上記の実験を基礎にして、近似パラメータ、および、コレクタ(複数)を含めた原子炉の流体力学的抵抗、回路(複数)の慣性諸元、ポンプの電動機の若干のパラメータ、などを求め得る。これらのすべてが、緊急(非常)作動状態の設計研究の正確さを維持するため、必要である。緊急作動状態の多くは、直接の実験によってはチェックされ得ない。1次系の非定常流動状態について得られた数学モデルは、原子炉の作動状態を調整する場合の技術的問題解決にも利用される。例えばナトリウムの著しい逆流現象を挙げることができる。この逆流は、原子炉BN-350の1個のポンプが作動していないとき、逆止弁閉の状態で1次系のパイプ内に発生する。大きいナトリウムの流量は、一種の《水撃》を引起こし、これが逆流の原因となっている。実験をくり返し行ない、流体力学的非定常プロセスが明らかになると、逆止弁の、最適設計が可能となりナトリウムの逆流量を半分以下に引下げることができた。

また、原子炉の回路(複数)内で冷却材が自然循環する状態における非定常流動状態の研究も、計算と実験の十分に良好な一致を示した。

冷却材が自然循環する状態の、測定結果と、計算結果とを比較することにより、低流量領域において、炉心の流体力学諸元の数値に補正をする必要のあることがわかった。

BN-600での自然循環に関する最初の実験(複数)は、 $Re \leq 2300$ のとき、炉心の抵抗と冷却材の速度が、線形の関係にあるという前提のもとで、また、 Re がより大きい数のときは、線形および平方の関係にあるという前提のもとで、計算結果とよく一致し得ることが示された(第7図)。しかしながら、最初の実験においては、回路内の冷却材を予熱していたため、出力運転状態からの自然循環での緊急冷却を、十分な信頼性のもとで保証することができなかった。

さらに、定格値の50%の出力レベルからのポンプトリップ実験が行なわれた。実験データと計算データとの比較対照は、良好な一致を示している(第8図)。

タンク型の場合、1次系は十分に簡単であることを考慮に入れると、新たに開発される原子炉においては、冷却材の自然循環は、緊急状態において利用しうる設計基準とみとめてよい。注意

が必要とされるのは、BN-600 タイプの鉛直中間熱交換器における温度の再分布と、出口プレナムにおける冷却材の剥離だけである。上記の場合、温度の再分布が起り、自然循環のヘッドが著しく低下することがありうる。

冷却材の自然循環状態が得られる信頼性の確度は、原子炉の 2 次系においては、1 次系におけるよりは、小さい。この場合、問題は、第 1 に、この回路のより複雑な構成にあり、第 2 には、冷却材の自然循環と、蒸気発生器のパラメータの調節システムのはたらきとの関係にある。原子炉 BN-350 においては、この（調節）システムは、蒸気発生器内の蒸気圧力を調節するシステムであり、BN-600 においては、給水の流量を変えることにより、蒸気発生器の出口におけるナトリウム温度を維持するシステムである。冷却材の自然循環を必要とする緊急作動状態は、調節可能パラメータ（複数）の著しい乱れ（disturbance）をともなう。このことが、2 次系におけるナトリウムの自然循環の発展のさまたげとなることがある。例として、第 9 図に、2 次系内の蒸気圧力が乱れるときの、BN-350 の 2 次系内のナトリウムの自然循環の流量変化の計算曲線が示されている。第 1 の場合には（曲線 1），調節システムは圧力を高い精度で維持しており、そのことが、ナトリウムの流量の安定性を確保している。第 2 の場合には（曲線 2），調節バルブは不変の位置を保つ。この場合、ナトリウムの自然循環は逆転する。同じような役割を演ずるものに、BN-600 の蒸気発生器の出口におけるナトリウム温度の調節器がある。この場合、まことに困難な問題が生起するが、それは中間熱交換器においてナトリウムがわずかに初期予熱される状態にある場合である。予熱が大きいときは、2 次系におけるナトリウムの自然循環は、強く、かつ、安定している。BN-600 での実験によると、2 次系の個々のループのテストで、自然循環の流量は、定格流量の 15~17% となっている。一方、原子炉全体としてのテストでは、炉の初期出力が定格出力の 50% のとき、（自然循環の）流量は、定格流量の 10% 程度である。そればかりでなく、装置が故障停止するとき、何等かの予期しない形であらわれることがある上述の困難な問題があるので、2 次系におけるナトリウムの自然循環を、新らしく開発される原子炉のための設計基準とみなすことはできない。

現在設計されている動力用高速炉の 2 次系内には、緊急循環装置と緊急冷却の手段（空気熱交換器）とが予備的に装備されることが予定されている。

空気熱交換器による緊急冷却回路は、引続く自然循環での冷却方式を可能にするため、最大限に簡略化されたものが設計されている。

動力用高速炉の制御の方面では、研究と、経験とが、炉の高い安定性とナトリウム回路（複数）の制御性に寄与している。

制御の主たる困難は、蒸気・水回路に起因するものである。

高速炉の場合には、自己制御性が大きいので炉心を大きく過熱することなしにすべての入力パラメータの著しいみだれ (disturbance) を処理できる。この種の原子炉におけるエネルギー発生の場合は、高い安定性を特長とし、制御棒のさまざまな変位があっても、あまり変形しない。このことと関連して、蒸気発生器によってつくり出される蒸気のパラメータ（複数）を一定に維持しながら、炉の出力を急速に変える可能性がでてくる。高速炉の高い潜在的機動性 (potential manoeuvrability) を、炉出力の非常低下の状態で利用することが予定されている。このことは（機動性の利用は）、次期世代の高速炉において、緊急防護装置の稼働に代えて、ある種の状況下では、導入されるかもしれない。上述の、ある種の状況の例としては、下記のものがあり得る：エネルギーシステムからのタービン発電機の切り離し、給水ポンプの作動停止、排熱ループの作動停止。上記の状態（炉出力の非常低下の状態）については、すでに、BN-350, BN-600 で研究された。タービン発電機をエネルギーシステムから切離すとき、原子炉出力は、2～3 分間のあいだに、100% から定格値の 25% まで低下する。タイプ BN-600 の炉に対するこのような状態の計算例が、第 10 図に示されている。出力の低下は、粗調整棒と、調整棒によって実現されている。蒸気のパラメータを一定に保つため、1 次系と 2 次系内のナトリウムの流量は、出力に比例して低下されている。このような急速かつ深刻な出力の変化が可能なことは、これに似た規模のエネルギー装置にとって、例を見ないものである。上記の、急速かつ深刻な出力変化の可能性は、高速炉のエネルギー発生の場の、良好な動的諸元と安定性に基づいている。

BN-600 の発電開始のときに、温度と原子炉出力との新らしい静的関係が提案され、実現された、これは、1 次および 2 次系のポンプの回転数を一定とするもので、従って、回路（複数）の冷却材の流量は、原子炉の出力にくらべて著しく多いとされている。この新らしい関係の実現によって、諸装置における温度降下を著しく減らし、緊急状態の安全度を著しく上げることを可能にした。

正の反応度投入したときの原子炉の自己制御の状態が研究された。この（自己制御の）状態における原子炉装置の安定したはたらきが示された。（この安定性については）BN-350 と BN-600 の制御および防護システム内の、（原子炉の出口のナトリウムの温度を補正する）追加の調整回路は、設計では設けられたが、現在では、不要の故に、使用されていない。と云えば十分であろう。調整は、中性子出力の安定化信号 $\Delta N = N(\text{given}) - N(\text{changed})$ によって行なわれる。

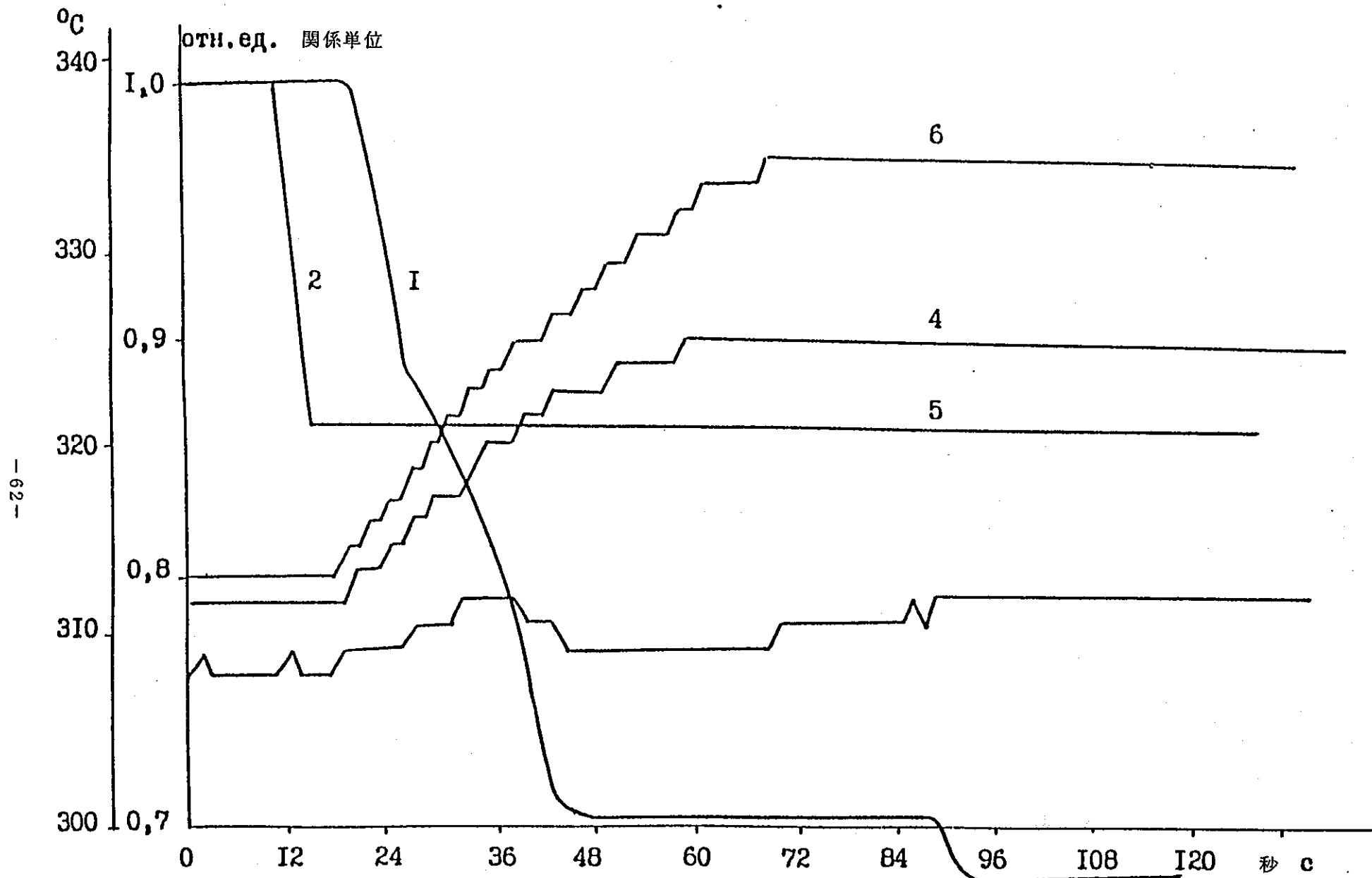
このような条件により、一面では、将来における最小の調整システムを予定し得るし、別の面

では、原子炉制御の規格統一した駆動メカニズムを研究し得る、規格統一にあたっては、直接制御の状態での計算技術の利用の可否を特に考慮に入れるものとする。

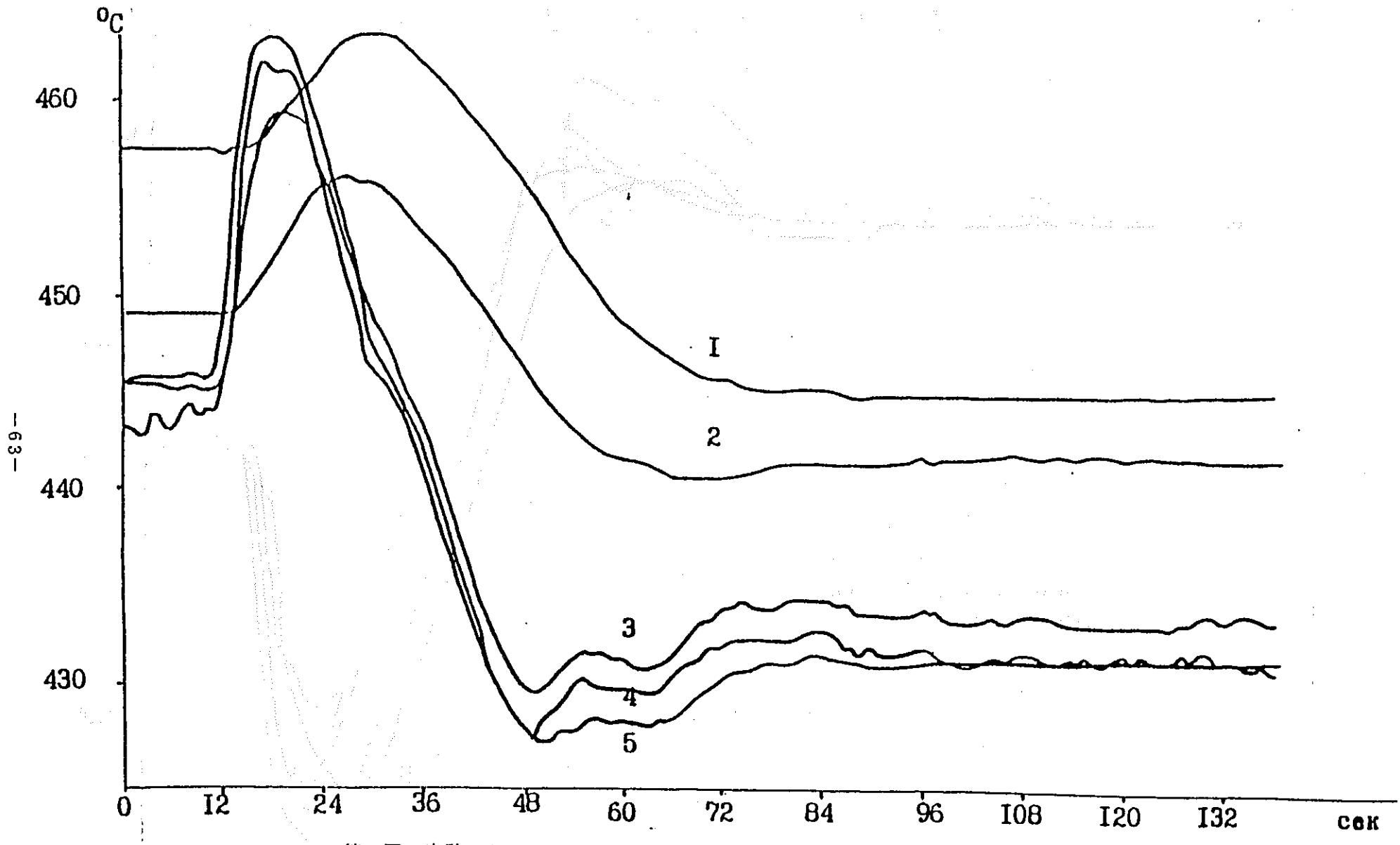
原子炉の防護システム（複数）は、主として、基準をきめる文書OPB-82とPBYA-04-74によって規定されている。防護機能の範囲について上記文書を変更することは予定されていない。

防護システムの信頼性と防護性の向上を目的として、（特に、信頼性と防護性とに共通の理由から）将来は、動力用高速炉では、2組の緊急防護システムを装備するよう勧告されている。この2組の防護システムのそれぞれが、過半数の原則（majority rule）を利用する。原子炉検査用センサーの数の維持が、測定チャネルのより広範囲の同時機能（例えば、検査チャネルと防護チャネルの同時機能）のため、予定されている。

以 上

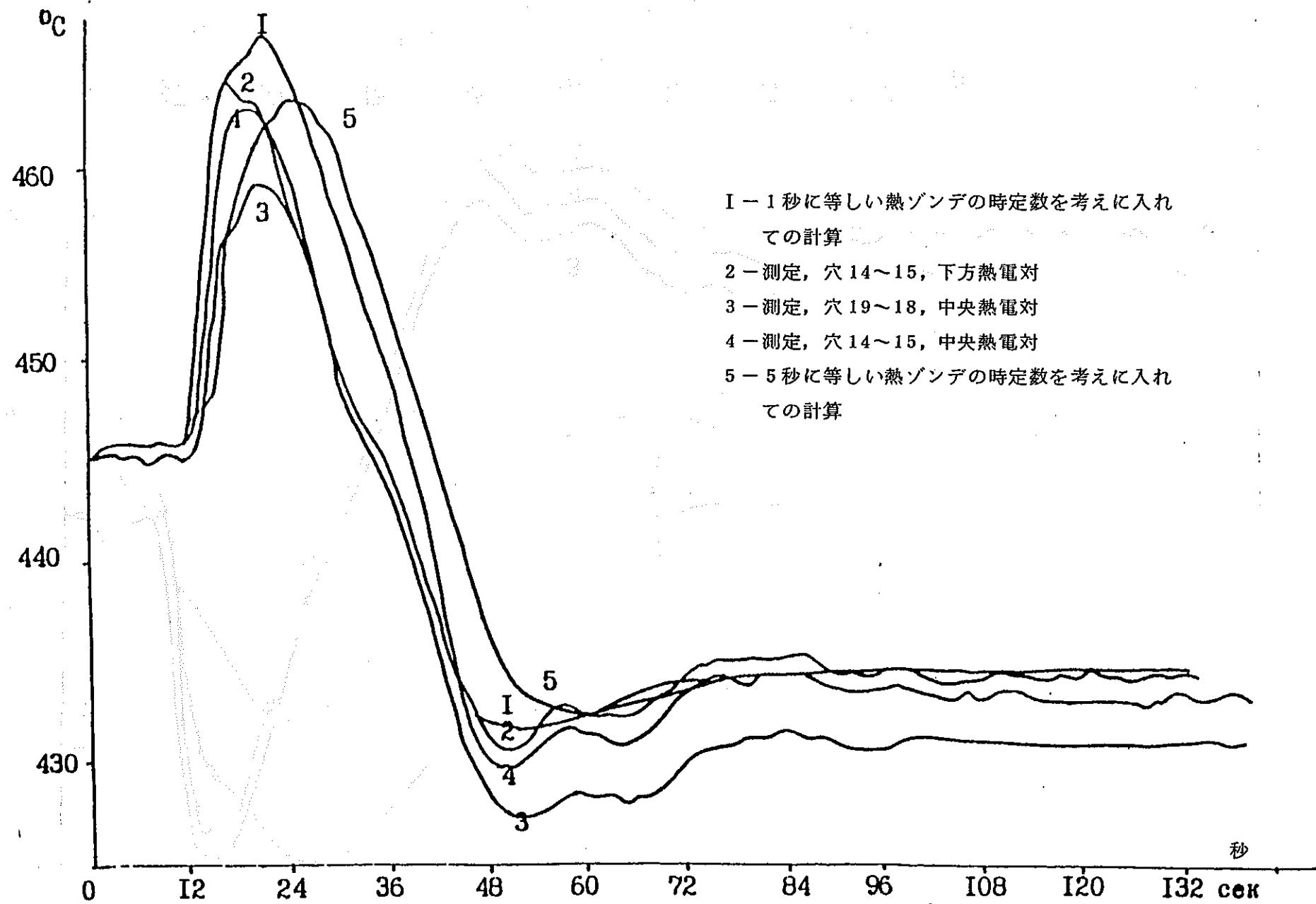


第1図 原子炉の出力の変化(1), 原子炉をとおるナトリウムの流量の変化(2), 中間熱交換器
(複数)の出口におけるナトリウムの温度の変化 (4, 5, 6)

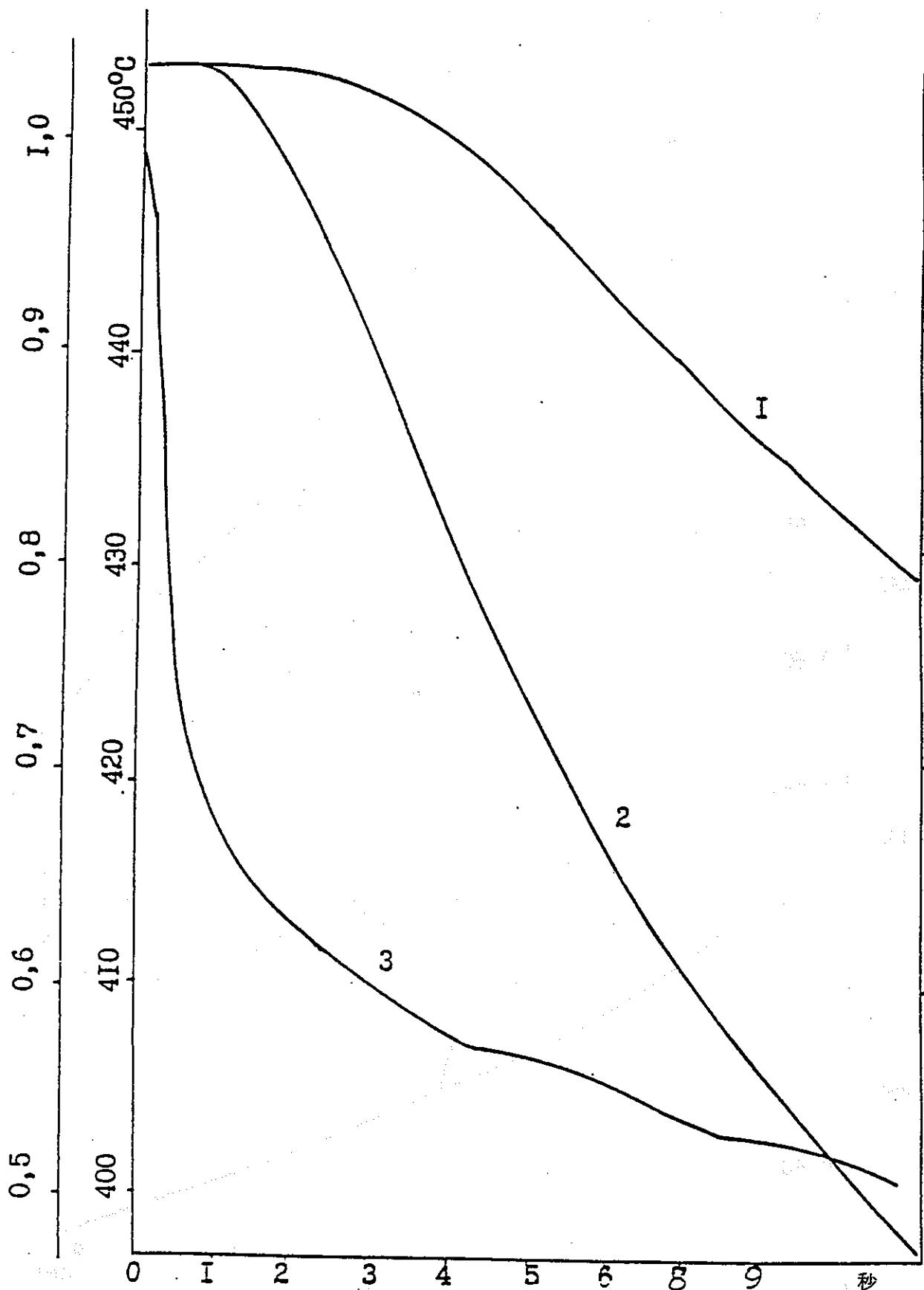


第2図 実験における、パッケージごとに検査する熱電対の信号の変化(1,2)と、
熱ゾンデの信号の変化(3,4,5)

秒

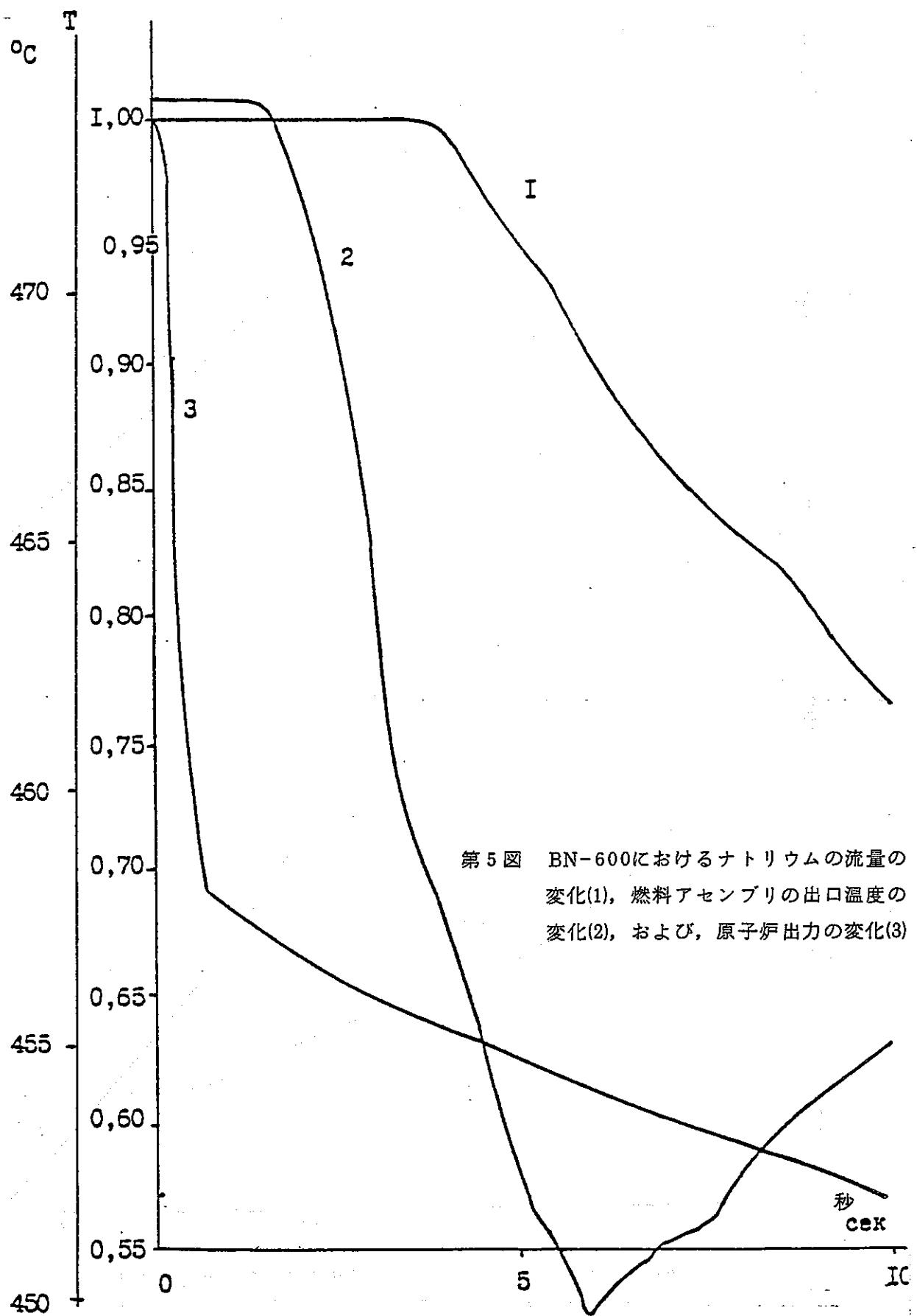


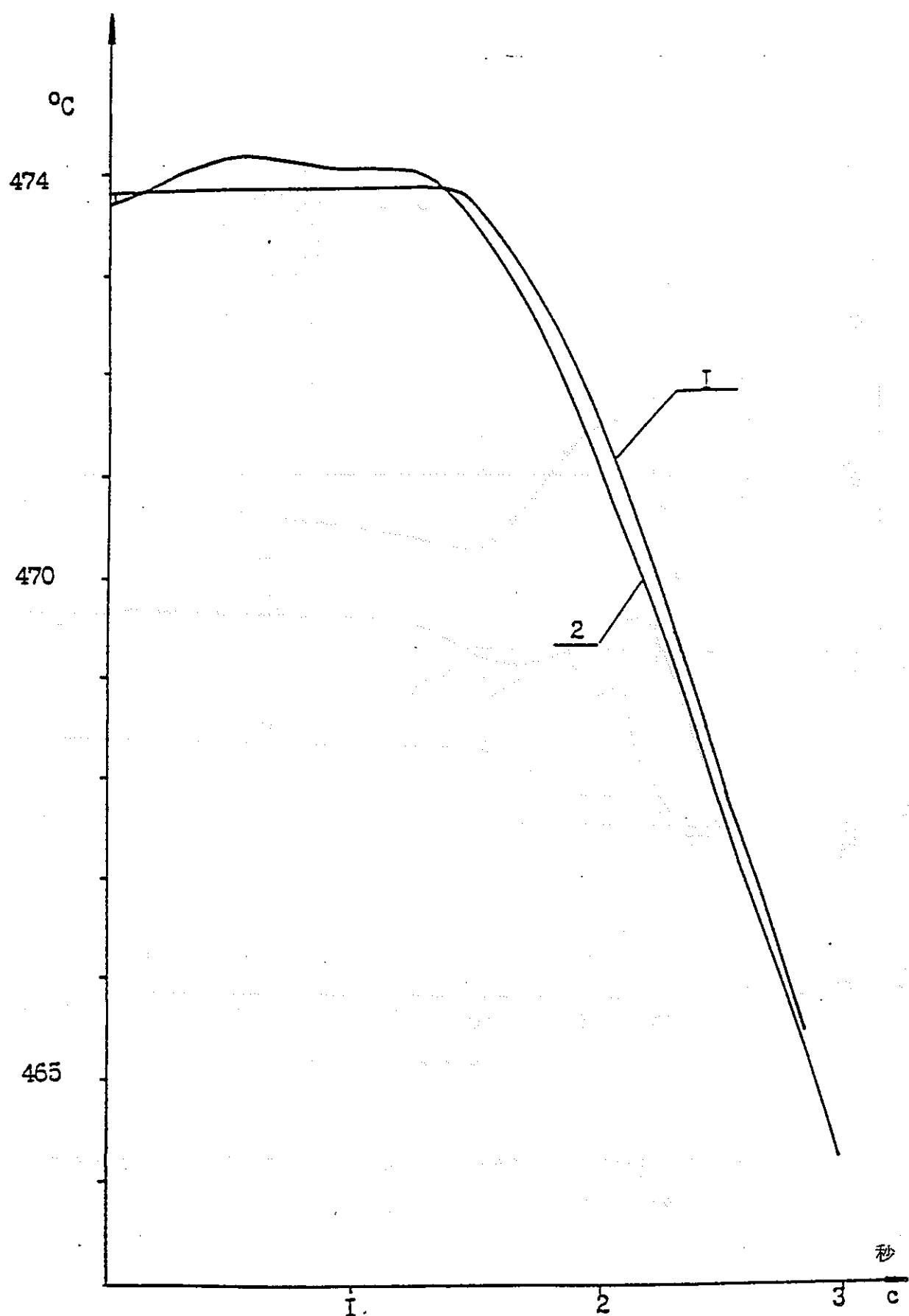
第3図 燃料アセンブリ出口温度、計算値と測定値との比較



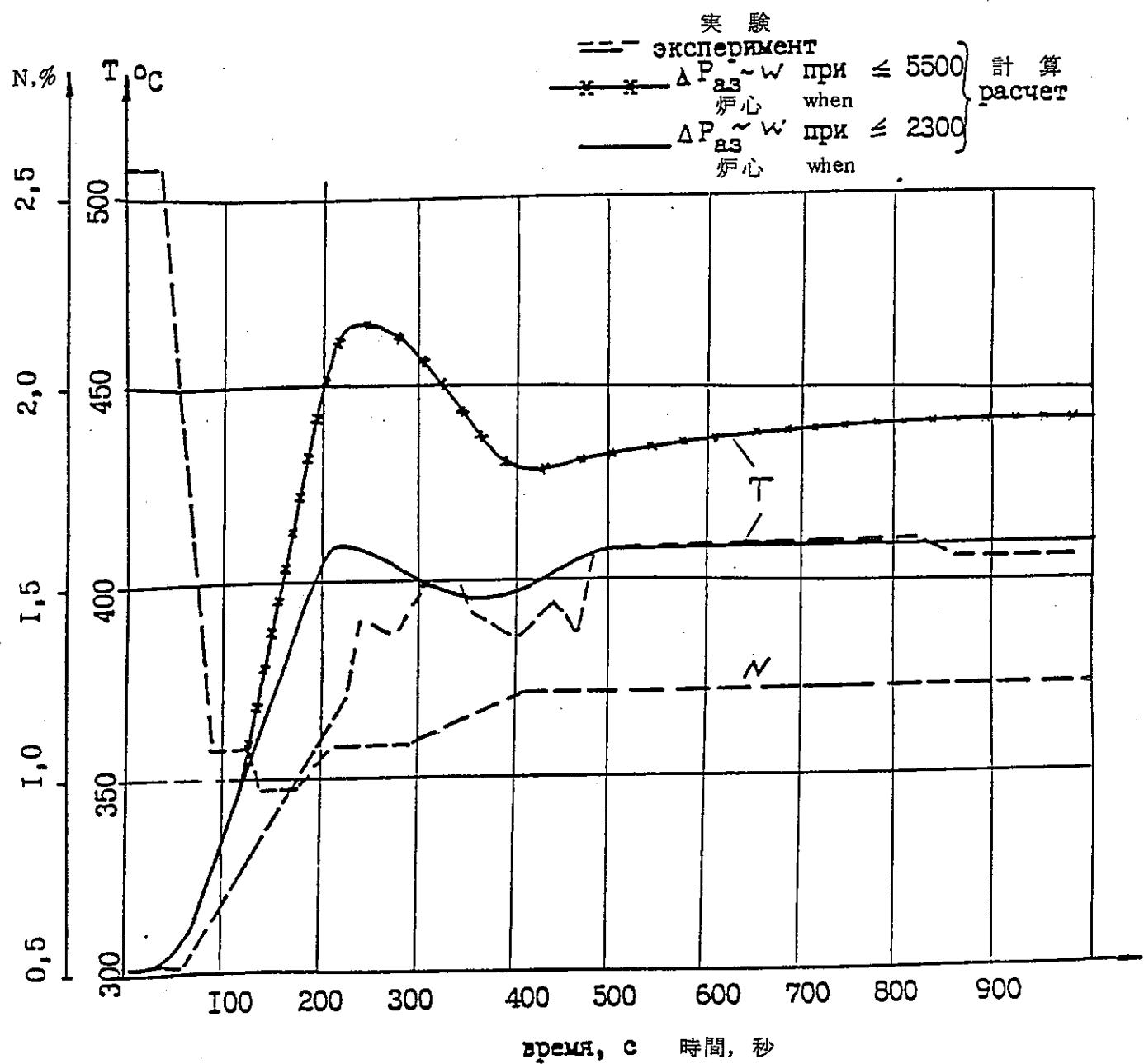
第4図 燃料アセンブリの出口における測定温度と計算温度との比較,
1—測定, 2—熱ゾンデの時定数が1秒に等しいときの計算,
3—出力, 関係単位

отн.ед. 関係単位

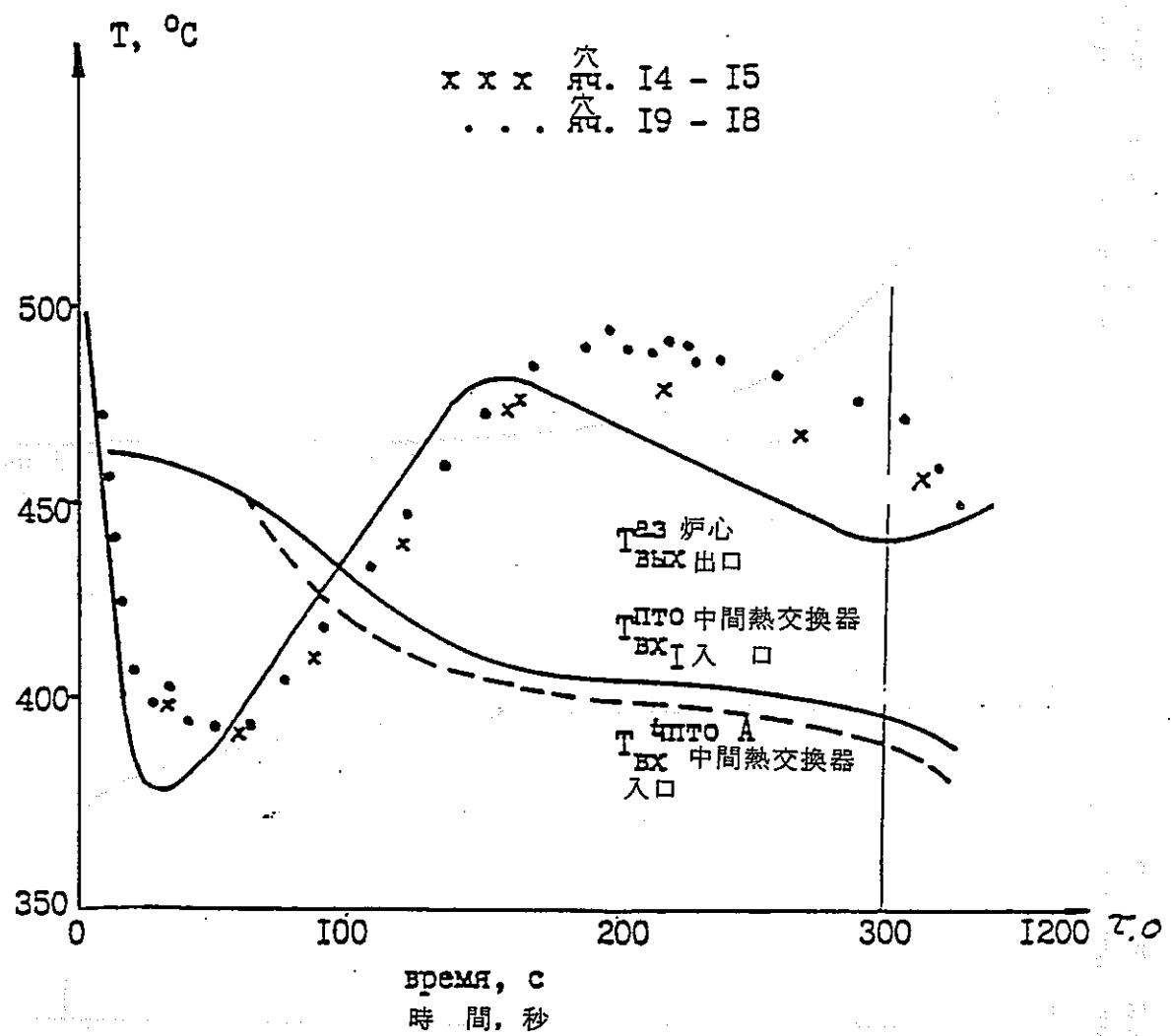




第6図 燃料アセンブリの出口におけるナトリウムの温度, 1—実験, 2—計算

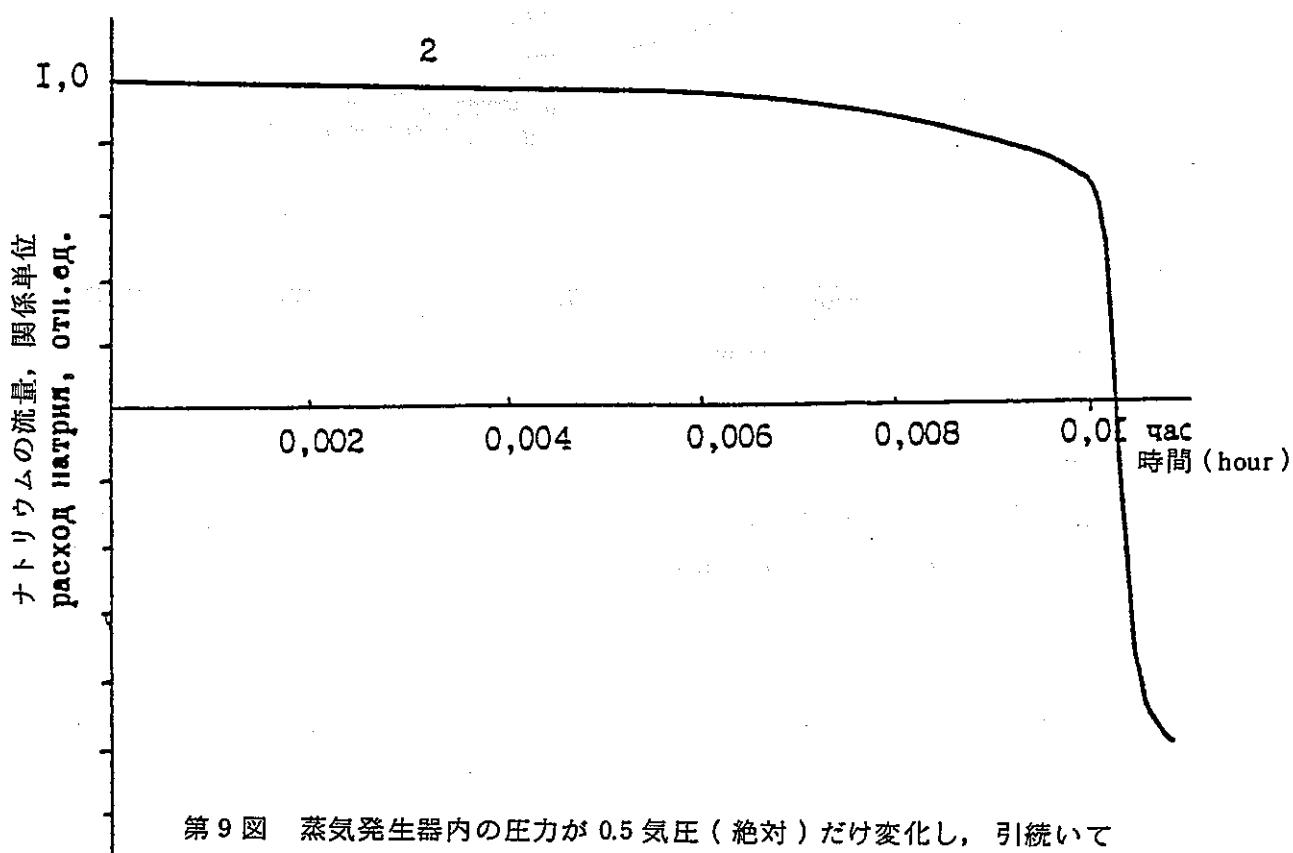
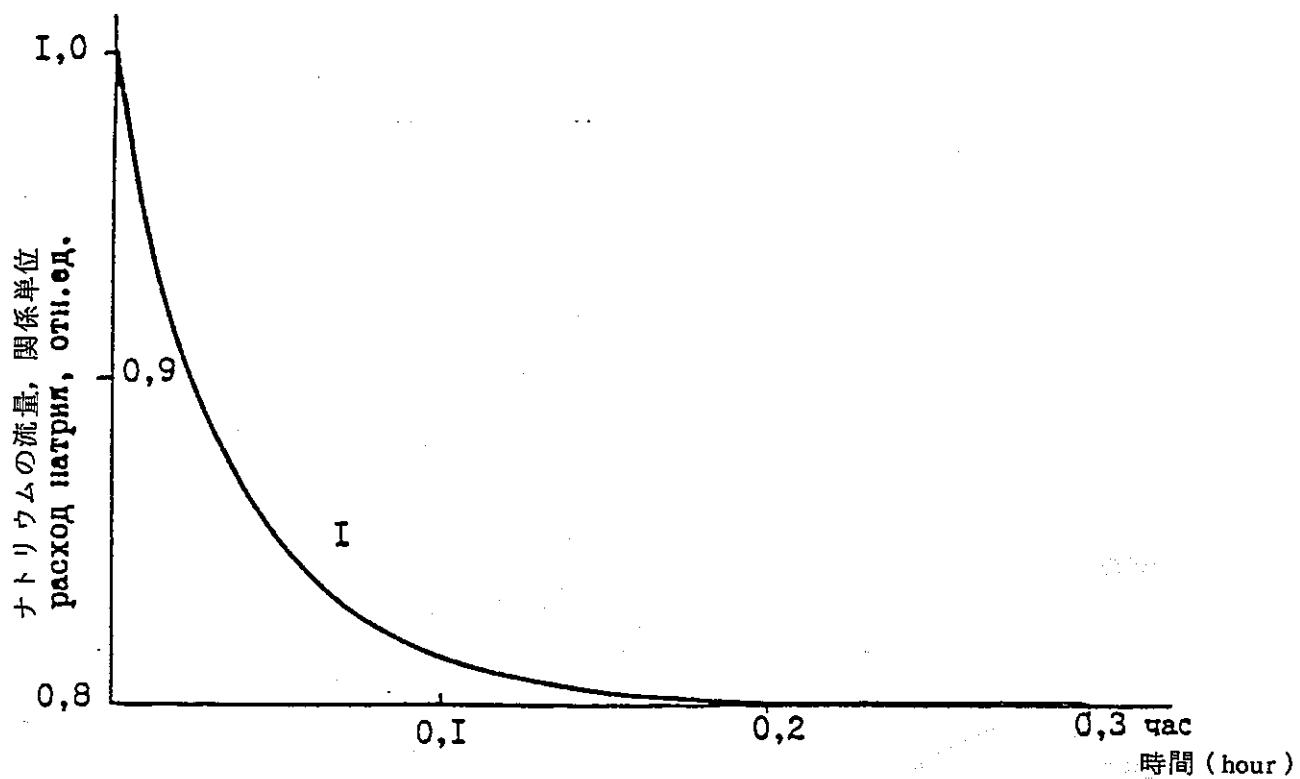


第7図 BN-600における2.6%の出力レベルから自然循環領域への移行状態。
計算結果と実験データとの比較(80年6月9日)

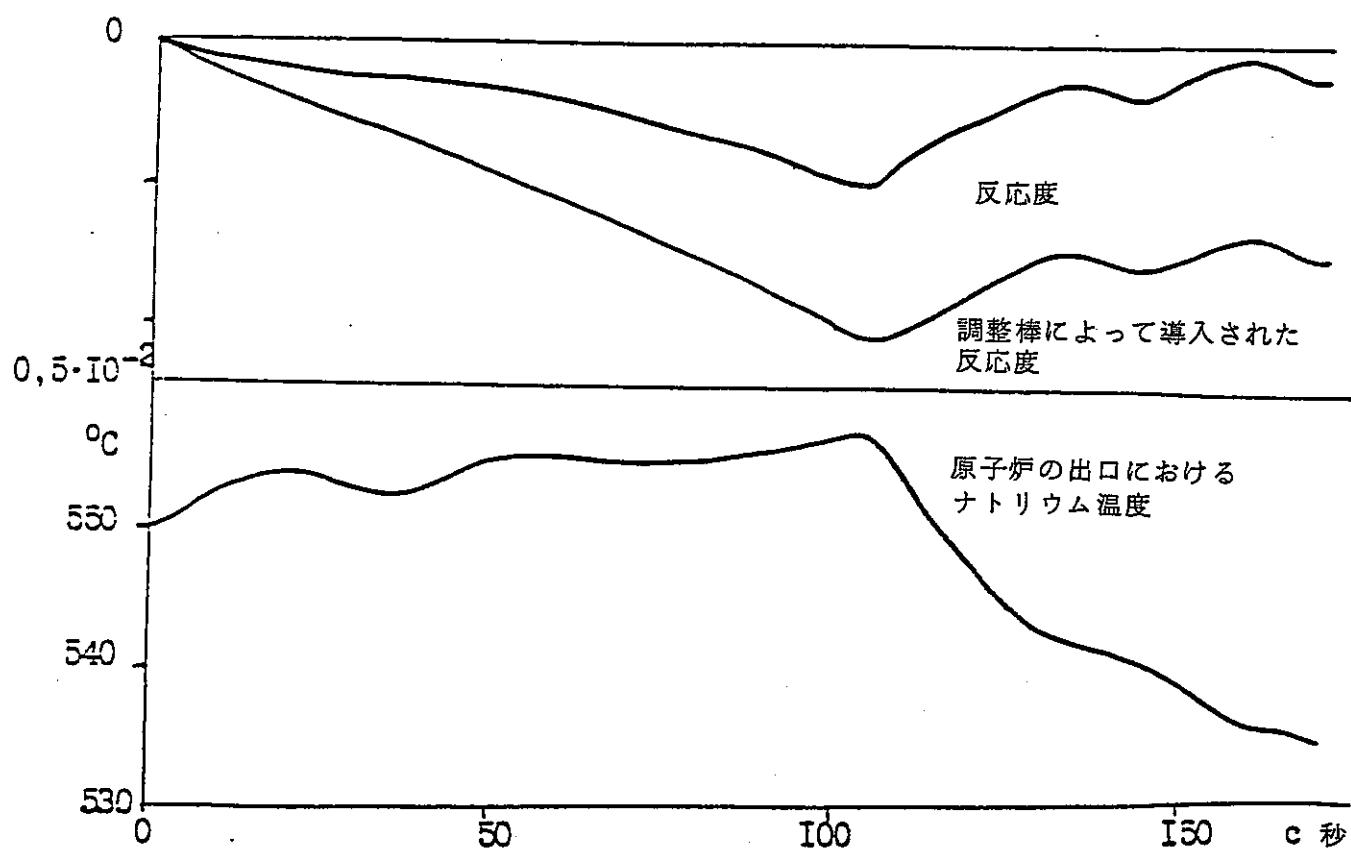
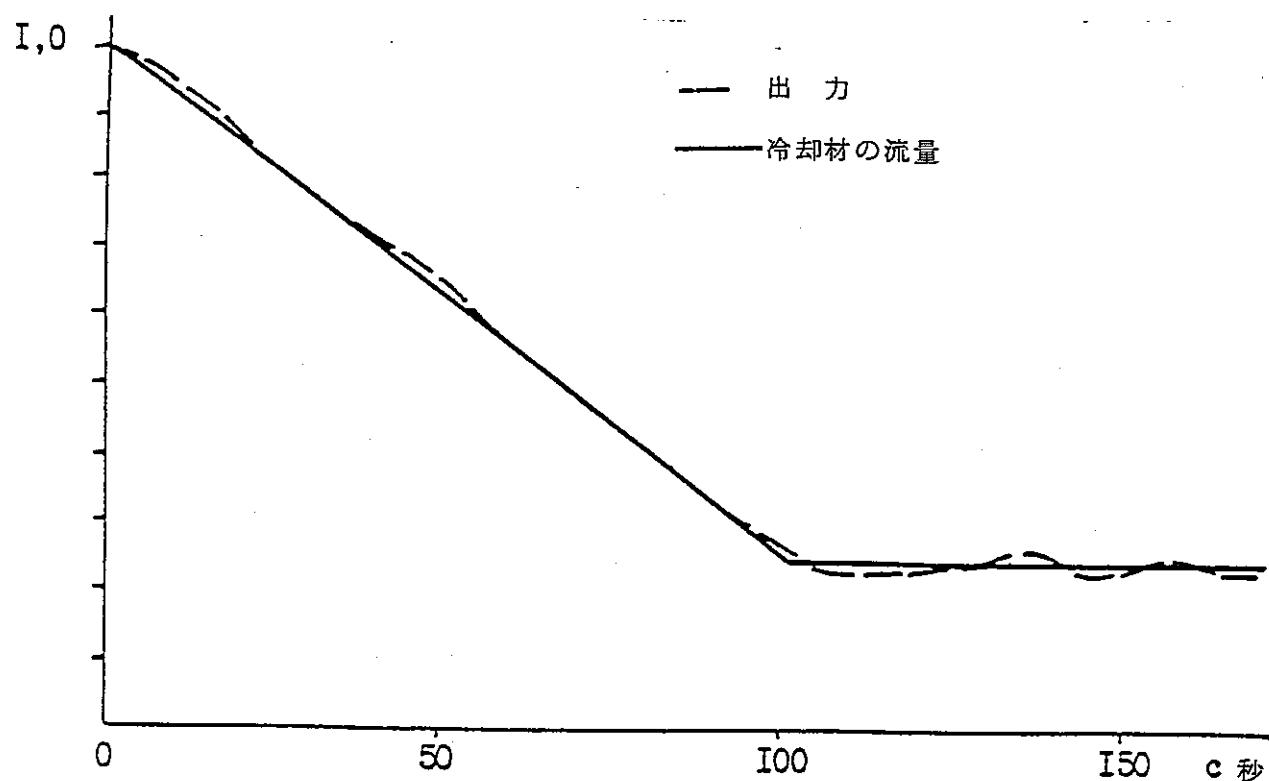


第8図 BN-600における50%の出力レベルから自然循環領域への移行状態。

計算値と、測定値（破線、点、十字）との比較



第9図 蒸気発生器内の圧力が0.5気圧(絶対)だけ変化し、引続いて圧力が一定に保たれるときの、原子炉の2次系における自然循環の流量の変化(曲線1)，および、圧力に乱れがあり、引続いて調整弁が状態不变のときの、自然循環の反転



第10図 タービン発電機をエネルギー・システムから切離すときの原子炉出力の低下

IAEA-SM-284/11

MASURCAとPHENIXにおける制御棒の負の反応度の測定

SUPER PHENIXへの展望

J.C. GAUTHIER(1) U.BROCCOLI(2) P.COULON(3)

H.GIESE(4) R.PETIOT(1) J.P.WEST(5)

- | | |
|------------------------------------|--------------------|
| (1) CEA-IRDI/DEDR/DRNR | Cadarache (フランス) |
| (2) ENEA | Bologne (イタリア) |
| (3) CEA-IRDI/DERPE/Centrale PHENIX | Marcole (フランス) |
| (4) KfK-INR | Karlsruhe (ドイツ) |
| (5) EDF-DER/RNE/phR | Clamart (フランス) |

アブストラクト

工業的な原子炉における制御棒の負の反応度の実験的な評価に関しては最近、 Super Phenix の炉心の運転開始テストを見込んで、様々な研究が行われている。

代表的なテストが Phenix および臨界模擬体系 Masurca で行われた。また、 Super Phenix のための実験計画が立案された。

● Phenix における実験

標準的な方法としては、簡略性と迅速性の理由から、炉心あるいは制御棒の装荷のたびごとに、「炉心平衡」方式（あるいは準平衡方式）によって秤量された。

温度に対する制御棒の秤量：この方式の重要な点は、制御棒の S 曲線の測定の際に、ナトリウム温度の上昇による補償のために他の制御棒は移動せず、原子炉が等温状態を維持することにある。様々な方式（平衡、準平衡、温度による秤量）の比較が行われる。総合的な計算に基づく最初の解釈が行われ、これらの効果の大きさの程度を確認することができた。

中性子源増倍方式：Phenixにおいて、標準系の絶対的な測定を行わずに臨界未満での測定が行われた。しかしながら、2 個の検出器を用いた測定の詳細な解釈により、空間的な効果を補正した後は計算結果によく一致した。

● Masurca における制御棒の落下実験

この測定の要点は、動特性的方法と標準中性子源増倍法との相互検証の方法を提示したことである。結果ろ 2 つの方法の完全な一致を証明した。したがって制御棒落下法の採用は確立されたと考えられる。

● Super Phenix での制御棒の秤量

運転開始の際に予定されている計画の内容と、その目標について概略を示した。

● Super Phenix の制御棒のための計算

運転開始テストの枠組みにおいて使用される予定となっている計算方法は、Pacine 計画 (Masurca) によって得られた経験を解釈した際に蓄積された経験を基礎として確立されたものである。

これらの実験の解析としては特に、Super Phenix-1 の制御棒の値の予測を行うための標準的な計算方式を決定できるパラメータ調査が含まれている。

中心となるのは 3 つのエネルギー・グループによる三次元拡散計算である。この予備的な計算結果に適用する補正係数を定義するためには、2 次元の拡散および輸送計算が必要である。この解析の最終的な結果は、極端に細かい空間メッシュによる 25 群輸送計算に相当するものとなって

いる。

参考文献

- [1] Cabarache における専門家会議：「制御棒測定技術」 Cadarache, 1976年4月 [2]
Averty M. 「加圧水型原子炉における制御棒落下方式」, IRDI-DEDR-DRE,
These Paris XI
- [3] Gourdon, J., Mesnage, P., Frant, G, Pipaud, J. Y.,
「CRAYS-MALVILLE 発電所の炉心の運転開始計画」, 本会議に提出された文書,
IAEA-SM-284/73P
- [4] Baudrillard, Coulon, P, Flamenbaum, G, Zaesa, A,
「Phenix および Super Phenix における燃料の管理」, 本会議提出文書, IAEA-SM-
284/82P
- [5] Gauthier, J. C., Vanier, M., Cabrollat, J. C., Coulon. P.
「Phenix におけるドップラー効果の測定, 計算値と実験値の比較」, 本会議提出文書,
IAEA-SM-284/74B
- [6] Humbert, G., NSE 87 233(1984)
- [7] Palmiotti, G., Salvatores, M., NSE 87 333(1984)
- [8] Salvatores, M. 他, ANS会議, Kiamesha Lake, ニューヨーク, 1982年9月22~24日
- [9] Gho, C. J. 他, 「Bistro, 等速 2 D - SN輸送コード」 (未発表)

1. 序

工業的な規模の原子炉に対する制御棒の負の反応度の実験的な評価に関しては最近、 Super Phenix-1 の炉心の運転開始テストを見込んで、様々な研究が行われている [3]。これらの研究は以下のような様々なレベルで行われている。

- Phenix に対する実験的な実現可能性の確認
- Masurca への新しい方式の開発および検証
- Masurca および Phenix の計算方式の適格性の確認
- Masurca への新しい計算方式の開発および検証
- Super Phenix-1 への興味深いテストの確認
- 計算によるこれらのテストの精密な準備（実験の動力学的な側面と予想される値）

2. Phenix における実験

2.1 標準方式

2.1.1 これまでの経験

Phenix にのける制御棒の較正は、通常は「平衡」方式と呼ばれる方法で行われている [1]。この方法の原則は、2本の制御棒（A と B と呼ぶ）を同時に較正することにある。他の4本の制御棒をハウジングの中に維持して置き、制御棒 A を高い位置に、制御棒 B を低い位置に置く。その後出力を安定させる。制御棒 A は約 -30pcm 程度の反応度が得られるよう降ろし、その後制御棒 B を約 +30pcm の反応度が得られるように引き上げる。その後段階的に制御棒 A を引き下げ、その後制御棒 B を引き上げる作業を繰り返し、制御棒 A の低いポジション（0 mm）および制御棒 B が高い位置（900 mm）に達するまで、反応度のプラスとマイナスを交互に合せる作業を続けて行く。

第 23 回運転の開始時点で、原子炉の半分の高さまでの制御棒の「準平衡」方式を検討することが興味深いものと考えられた。すなわち、原子炉が通常の運転を行っている際に制御棒が実際に存在するゾーンで較正を行うのである。この種の較正作業では、制御棒 A は段階的に 900mm の位置から 450mm の位置まで引き下げられ、これと同時に制御棒 B が 450mm の位置から 900mm の位置まで段階的に引き上げられている。

全体的なバランスが取られる平衡方式では、ハウジング内の他の制御棒の位置は 500mm で、

準平衡方式の400mmの場合よりも高い位置にある。

実験結果(図1参照)から、「完全な平衡方式」を使用した場合と「準平衡方式」を使用した場合では、制御棒の上部の負の反応度(450~900mm)の間に約14%程度のずれがあることが明らかになった。

2.1.2 計算の内容

この実験の解釈は、伝統的な総合方式を利用しながら、六角形の幾何学形状の三次元計算を使用して行われた。テスト計画の選択のためのパラメータ調査により、反応度の計算には±4%程度の不確定度があることが明らかになった。この不確定度の幅は無視できないものではあるが、測定キャンペーンの際に明らかにされた物理的な現象を理解する上では、計算精度は十分なものと言えよう。

こうしたことから負の反応度の値に対する計算値と実験値のずれは問題とせず、較正方式の変更の際の実験値と実験値のずれ、計算値と計算値のずれの相対的な変動に注目することにした。

a) 「完全平衡」方式

ハウジング(制御棒4本)は500mmの位置にあり(実験条件)、向き合った2本の制御棒(制御棒No.1およびNo.4、図2参照)について「完全平衡」方式を計算でシミュレートした。まず制御棒1が高い位置にあり、制御棒4が低い位置にある状態から作業を開始した。制御棒1を下に降ろす。これらの計算から、制御棒1のと900mmの間の負の反応度が決定される。その後制御棒2を変えることなく、制御棒4を200mm引き上げる。これによって制御棒4の0と200mmの間の負の反応度が得られる。このような形で、制御棒全体の負の反応度が得られるまで実験を続ける。

こうした形で、実際よりもかなり大きな変動幅による実験を、計算によってシミュレートする。

b) 「準平衡」方式

上と同じような形で作業を行うが、当初の状態は制御棒1が高い位置にあり、制御棒4は450mmの位置に、ハウジングは400mm(実験条件)にある。これによって段階ごとの同じような測定を行い、制御棒の半分の高さの負の反応度の値が得られる。

c) 結果

第23回運転サイクルの際に、これらの2つの方法に従って制御棒の較正作業により、「完全平衡」方式の場合には制御棒1の半分の高さの値が728pcmで、「準平衡」方式の

場合には、622 pcmとなり、負の反応度の値が14.6%ずれていることが明らかになった。

総合的な計算では、同じような方法で19.1%のずれが得られている。

こうした計算により、「準平衡」方式では「完全平衡」方式と比較すると、制御棒の上部の負の反応度の値が約15%高くなるという事実を確認している。

これらの一連の計算は、ハウジングをそれぞれ実験的な位置において行われた。「準平衡」方式についてはハウジングを「完全平衡方式と同じように500mmの位置に置いて計算をやり直した。その効果はほぼ同じ大きさのものであることが確認された。

これによって得られる仮説は、これは軸方向の効果（ハウジング位置によるもの）よりも放射線状の変形（2本の制御棒によるもの）の効果の方が大きくなるというものである（2.2節参照）。

2.2 溫度効果に対する秤量

2.2.1 実験方法

この方法は、前の方と同じように定期的な方式（ポジティブあるいはネガティブな測定）を基礎としたもので、その主要な欠点を補い、等温状態では、180°Cから400°Cのナトリウム温度の効果は、ある特定の制御棒の状態の反応度では重量に対して無視できるものであるという別の想定について検討できるものである。これについては、他の全ての制御棒を標準状態に置きながら、1本あるいは複数の制御棒のS曲線を測定することができる。

初期状態は、原子炉が臨界状態にあり、180°Cで等温で、出力は非常に低いが十分測定できるレベルで、完全に挿入された制御棒を除いて全ての制御棒はハウジング内にあるというものである。まずポジティブな行程によって最初の測定を行う。その後、熱の漏れを最小限にしながら、一次および二次ポンプの出力によって一次回路の平均温度を上昇させる（参考文献5参照）。出力を正確に一定に保つため、温度の効果を、挿入する制御棒の効果で補正する。ポジティブな行程による最後の測定の際に、制御棒が予想される最大レベルに達した際に、定期的に新しい測定を繰り返す。制御棒が完全に炉心から引き抜かれた状態の温度に達するまでこのプロセスを相互反復する。

これによってステップ・ハイ・ステップ方式により、他の全ての制御棒を一定の状態に置きながら、当該制御棒のS曲線を得られる。温度の上昇の際に測定段階を調整すれば、2本の制御棒を逆行させ、2本あるいは複数のS曲線を並行して構成することができる。

2.2.2 結 果

Phenixの第23運転サイクルに、平衡方式すでに挿入してあった2本の制御棒の1本についてこの方式で秤量を行った(2.1節参照)。

図1に、この測定によって得られたS曲線の上部を示してある。当然ながら、このケースでは他の制御棒は中位(473mm)の位置でハウジング内にあった。

この曲線はこれまでの2本の曲線の中間の位置にある。しかし搅乱されていない放射状の形状で得たこの曲線は(他の全ての制御棒はハウジング内にある)、完全な平衡方式によるものよりも、準平衡方式によるS曲線に近いものとなっている。

これらの効果は実験精度の限度にあると考えられることから(精度は10%と推定されている)これらの調査結果全体について定性的な形で検討する必要がある。

この種のテストと実際の三次元解釈はSuper Phenix-1でも繰り返される予定で、Super Phenix-1では予想される効果も大きくなる。

2.3 中性子源増倍方式(MSM)

MSM方式はPhenixにおいて、臨界未満の一連の形状について使用された。こうした形状では、1本あるいは2本の制御棒を完全に高い位置に置き、他の全ての制御棒を低い位置に置いた。使用した検出装置は、炉心から遠い場所に置いた容器内の2つのチャンバーである(図2参照)。

2.3.1 MSM方式について

近似中性子源増倍方式(MSA)は、次のような1点炉の仮説によって得られたものである。

$$\frac{\rho_i(r)}{\rho_o(r)} = \frac{T_{m0}(r)}{T_{mi}(r)}$$

MSM方式は以下の式で計算した補正係数Xにより、空間効果を考慮に入れるものである。

$$\frac{\rho_i(r)}{\rho_o(r)} = X_{i0}(r) \cdot \frac{T_{m0}(r)}{T_{mi}(r)}$$

ここで ρ : 負の反応度

X : 補正係数

T_m : 測定した反応度

r : 測定位置

i : 形状 i

o : 標準的な形状

補正係数は以下のような形で表現できる。

$$X_{i0}(r) = \alpha_{i0} \cdot \frac{T_{ci}(r)}{T_{co}(r)}$$

ここで T_c は計算した反応度である。

$$\alpha_{i0} = \left(\frac{S_{effi}}{Z_i} / \frac{S_{effo}}{Z_o} \right)$$

ここで S_{eff} : $\langle \phi^*, S$

Z : $\langle \phi^*, P\phi \rangle$

またここで ϕ^* は実際の原子炉と関連した臨界状態の原子炉の随伴中性子束

ϕ は原子炉未臨界状態の中性子束

S は線源

P は核分裂による生成を表わすオペレータである。

Phenix のケースについてはプログラム Carnaval IV の 25 グループの断面積を設定するため
に、Hetaire セル・コードを利用した。その後 6 グループに縮約した。

空間的な計算は、六角形二次元拡散 (H2D) 方式で行われた。軸方向の漏れは、DB² の仮想上の捕獲 (Captures fictives) の形で想定された。

2.3.2 結 果

MSM 方式は相対的方式であることから、負の反応度状態を生み出すためには較正を行った標準状態を設定することが望ましくなる。しかしながらこれは今回の測定キャンペーンでは不可能であった。このためここに示した結果は、空間効果を再現する計算能力だけを示すものである。以下の表の第 1 列は、このために意図的に正規化されたものである。

表 1

	M S A		COMPT.1 / COMPT.2	M S M		
	COMPT.1	COMPT.2		COMPT.1	COMPT.2	COMPT.1 / COMPT.2
BC _i 491 mm BC1 ↓	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
BC _i ↓ BC3 ↑	3.84	2.15	1.22	3.81	3.59	1.06
BC _i ↓ BC5 ↑	3.94	4.06	0.97	3.79	3.76	1.01
BC _i ↓ BC6 ↑	3.49	4.02	0.87	3.80	3.89	0.98
BC _i ↓ BC5, BC6 ↑	1.80	2.33	0.80	1.85	1.92	0.96

MSAでは2台のコンピュータについて±20%の値のバラつきがある。このバラつきは、計算した補正係数を考慮に入れると約±5%程度に縮まる。

採用した形状は困難なものであることを考慮に入れると(フラックスが著しく変動し、検出器が遠い場所にある)、ここで得られた結果は優れたものといえよう。

このため、六角形の幾何学形状で行った計算方式は、Masurcaにおいて Racine 1 D以来使用されている X Y 方式にならって検証されたものと見なされる(第 5 節参照)。

3. Masurcaにおける制御棒の落下

Masurcaにおいて Racine 1 F 炉心で制御棒の落下に関する一連の実験が行われたが、それは制御棒の落下、中性子源増倍方式(MSA, MSM)によって得られた値と測定結果の比較などにより、負の反応度の測定技術の検証を行うことを目的としていた(第 5 節参照)。

実験計画の主要な特徴は次の通りである。

- 制御棒の負の反応度の値は 0.25 ~ 1.2 ドルまで変動する。
- 検出器の数の多さ(10 個)、空間効果の大きさ(40 %)

制御棒の落下の実験的な行程の解釈方式は、参考文献 1 に記述されている。Masurcaにおける 1.5 秒程度の落下時間を考慮に入れるため、この方式にある程度の修正が加えられている。そのため我々は、落下の際の効率の変動が、時間と共に線形的に変わるものと想定した。この仮説を分り易く示すためには、2 個の検出器で記録された計数率の比率の曲線を描いた。

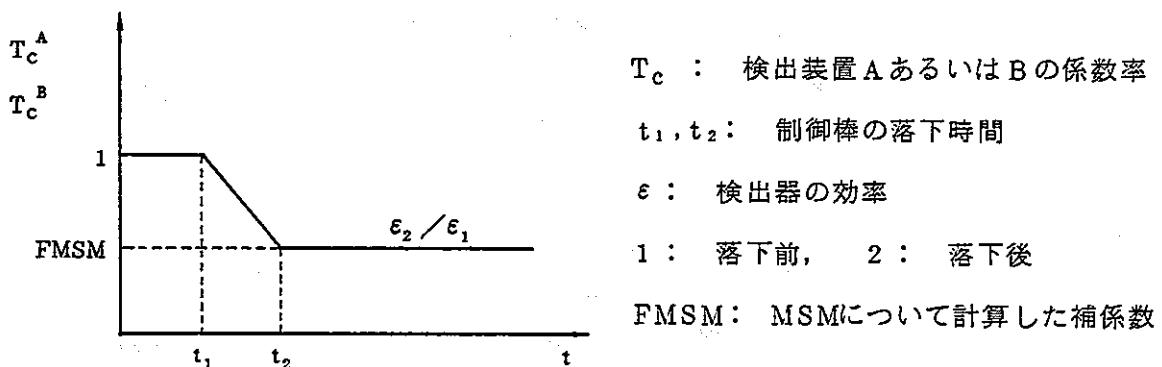


図 3 2 個の検出器で記録された計数率の比率の曲線

様々な制御棒について得た結果を図 3 にまとめてあるが、力学的な値と静力学的な値が非常に一致していること(1 % から 2 % のずれ)、特にすでに述べたような不確定要素を考慮に入れる

と、空間効果で補正した反応度（MSM-CINOPT）の間で十分な一致が見られることが明らかである。

また空間効果を伴う場合と伴わない場合について、シミュレートした制御棒の落下の軌跡を基礎として完全な統計解析が行われた。これによって不確定度を定義することができたが、不確定度の値は、同じ統計方式によって決定された実験的な軌跡について得られた結果の解釈に基づく不確定度と、異なった条件における同じ制御棒の複数の落下において観測された値の分散と一貫したものである。

4. Super Phenix-1における制御棒の測定計画

4.1 実験方式

現時点で利用できる実験計画の全てを、最初の制御棒挿入キャンペーンの際に利用することになろう。

- 形状の同一性
- 倍増時間および期間
- 平衡（完全および準平衡方式）
- 温度による秤量
- 制御棒の落下
- 中性子源増倍

これによって達成すべき目標は次の通りである。

- 安全基準の検証
- プロジェクト・コードおよびモデルの適格性の確認
- 臨界未満への接近および出力上昇の制御
- 運転サイクルにおける較正関係の推移
- 測定の一貫性
- 他の効果と結び付いた反応度効果の測定

運転目標の全てに対応させるため（安全性、機能など），テストの終了段階で標準方式が定義されよう。この標準方式は原子炉の通常の計装を基礎とするものとなり、制御棒の相互作用モデルにより、測定されなかった形状について制御棒の負の反応度の値を入手することができよう。

4.2 測定キャンペーン

4.2.1 最初の試運転炉心

初めて臨界に達した時点から、制御棒の測定キャンペーンが行われよう。ここで重要な点は、臨界状態においてはハウジング内の全ての制御棒が非常に高い位置にあるという点である（実際、炉心の上限の位置にある）。この状況は、例えば運転サイクルの最後の状態などを考慮に入れると、運転の代表的な状態と言える。

こうした状態で次のような一連の測定が行われる。

- 全ての制御棒が高い位置にある状態（臨界）
- 制御棒が出力上昇炉心に予定されている試運転の状態にある（臨界未満）
- 全ての制御棒が低い位置にある（臨界未満）

4.2.2 出力上昇炉心

制御棒が高い位置にある状態はもはや達成できない。こうしたことから次のような測定だけが行われる。

- ハウジング内の全ての制御棒が臨界の位置にある
- ハウジング内の制御棒がずれた位置にある
- 全ての制御棒が低い位置にある

これらの測定は180°Cで行われる。また、温度の効果が実際に無視できるものであることを確認するため、395°Cで一連の測定が行われよう。

容器内には中性子束の測定装置は一式しか利用できないが（高温核分裂チャンバー）、2カ所の場所に取り付けることができるため（炉心の中央部および炉心／ブランケットの境界部分），この装置を炉心から周辺部分に移動させた後、一連の測定を繰り返すことができよう。これは空間効果の測定を最小限とするためである（例えばMSM方式の枠組みにおいて）。

最後に、運転開始の間に炉心についていくつかの修正が行われよう。例えば炉心の平衡のための準備が行われる（希釈材の取り出し、周辺の燃料集合体の取り出しなど）。その際に制御棒／炉心の相互作用の効果を評価するため、こうした修正を加えた炉心に関しても何回かの制御棒の測定が行われよう。

4.3 測定された形状

Super Phenix-1の空間効果の大きさを考慮に入れると、単一の制御棒の反応度の値を取り上げることは不可能である。この値は一部の極端なケースでは10倍も変動する可能性があり、

他の制御棒の位置に応じて2倍程度の変動は通常のことである。

従って、制御棒の定められた1つの形状の負の反応度について測定が行われる。以下に、ハウジングに予定されている形状を示した。この標準形状においては以下のようないくつかの測定が予定されている。

- 単一の制御棒の値
- 相互反応が弱い場合あるいは強い場合の2本1組みの制御棒
- 対象的な3本の制御棒の組み合せ
- 安全システムのサブアセンブリーの値(後備炉停止系:SAC, 電気回路AあるいはBによる主炉停止系のサブシステム, メカニズムの種類)

5. Super Phenix-1 の制御棒の計算

Super Phenix-1の運転開始の際の制御棒の測定テストの準備作業の際に行われた計算は、その大部分がモックアップMasurcaで行われたRacine計画の2つの非均質炉心における制御棒の負の反応度の測定値の解釈のために採用された戦略に従って行われている[6]。

- (i) B 4 C の天然あるいは濃縮 10 B の中央制御棒を含む Racine - 1 D : その幾可学的な形態は、動力炉の制御棒の現実的なシミュレーションとなるものである。
- (ii) 2つのハウジング内に分散された12本の制御棒を含む Racine - 1 E。この炉心において制御棒の多数の形状の測定が行われ、制御棒のグループ間の相互作用と操作ミスのシミュレーションの研究が可能となった。

標準実験値は臨界未満MSM方式によって得られた。制御棒のいくつかの形状については、炉心の臨界半径を変動させることによっても負の反応度が測定された。

以下に記述した計算方法を利用することによって、これらのテスト全体で非常に満足すべき結果が得られた。また、Racine計画の非均質炉心では、Super Phenix-1の炉心と同様な局所的な擾動に対するフラックスの敏感な変動が示されている(すなわち、SVP[*])の値は4.5までであり、Super Phenix-1では8.5までであった。参考文献7参照)。このことからも、Super Phenix-1に使用する計算方式の十分な検証が行われたと考えられる。

[*] SVP : 固有値の分離

この計算における主要な要素は、制御棒のそれぞれの形状について、M 1 メッシュ(六角形ごとに7ポイント), 3エネルギー・グループ, 三次元の六角形(HAX-3D)での

拡散計算である。これによって得られた結果は、3エネルギー・グループへの縮約、採用したメッシュ、拡散近似などに関連した測定誤差の影響を受けている（輸送の補正）。採用した様々な補正值は表2に示した。「放射状の」補正（これが最も大きい）は、補足的な計算によって明示的な形で決定され、「軸方向の」補正（かなり小さい）は、Racine計画のテスト以来十分明らかになっている。

「輸送」補正は、炉心の中位の面についての拡散および輸送に関する二次元計算によって得られた負の反応度の値の比較から得られた。この計算のために使用された輸送コード Bistro（参考文献9参照）は六角形の形状については利用できないことから、この補正值は、Super Phenix-1については長方形XYを代表するものとして計算する必要があろう。

「縮約」補正および「メッシュ」補正は、それぞれメッシュM1による25および3エネルギー・グループ、HEX-2D計算の結果と、メッシュM1およびM2（六角形ごとに19ポイント）における3エネルギー・グループの計算結果によって得られ、無限メッシュへ外挿を行った（メッシュの表面に対して線形的に変動）。

これらの全ての補正值を適用した後、最終的な結果は無限小メッシュの25エネルギー・グループにおける輸送計算で行った仮想的な計算結果を代表するものと見なされた。これが計算の目標であり、プログラム Carnaval IVはこの種の計算に合わせて調整されている。必要な計算全体の進め方は、図4の概観図に示す通りである。

全ての媒体に対する実効断面積は、プログラム Carnaval IVを基礎としたHetaireモジュールを利用して決定された。その後吸収媒体SCPおよびSACの実効断面積について、参考文献8に記述されているようなプロセスを適用し、これによって制御棒の非均質性を考慮に入れることができるようになった。これにより、もはや非均質性の補正を考慮に入れる必要はなくなった。

その後制御棒を半ば入れたハウジングを利用したRZ形状の拡散計算によるフラックスを利用しながら、3エネルギー・グループに縮約した（直接方式、すなわち反応度を保存して行う）。

HEX-3Dの主要な計算は、HEX-2D計算によって得られた試験的関数を基礎として、総合計算を手始めに行い、その後フラックスH3Dのテスト・プランの抽出（特にプランケット内）により、何度か反復的な計算を行った後に、計算を再開した。

全ての輸送計算は、対応する拡散計算のフラックスによって開始された。

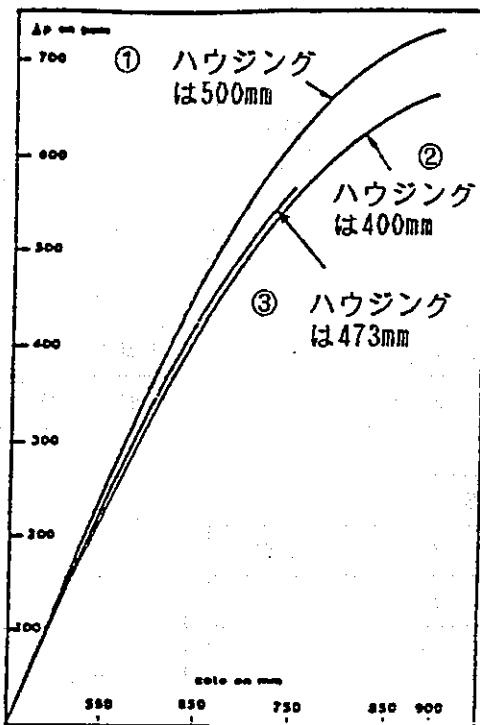


図1：制御棒の上部の目盛り合せ

1. 完全な平衡方式
2. 準平衡方式
3. 温度による測定方式

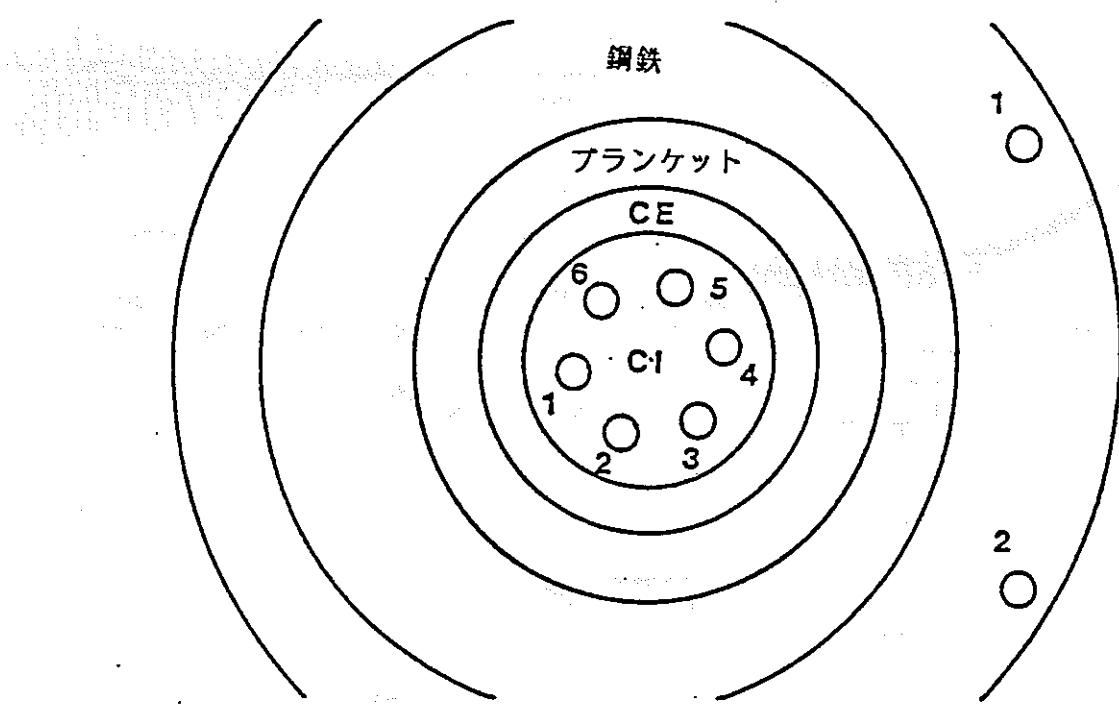


図2：Phenix の炉心の形状

表2 Masurcaにおける制御棒の落下の静力学的な結果^a

1.2 S				0.8 S			
検出装置	MSM	CINOPT	空間的な補正				
A	109.5	114.9	0.69	A	78.2	80.9	0.79
B	113.0	110.1	1.02	B	78.6	78.7	1.01
C	112.7	110.3	1.13	C	79.5	78.0	1.09
分散方法 ^b	110.7±1.6%	111.0±1.4%	★	分散方法 ^b	78.0±1.2%	79.0±1.2%	★
不確定さの幅	5%	3.5%		不確定さの幅	5%	2.5%	

0.5 S				0.25 S			
A	48.9	50.1	0.87		24.4	24.8	0.937
B	49.5	50.1	1.01		24.7	24.5	1.012
C	49.1	49.9	1.06		24.6	24.5	1.036
分散方法 ^b	48.9±1%	50.0±1%	★	分散方法 ^b	24.4±1%	24.6±1%	★ 10基の検出装置の値
不確定さの幅	5%	2.0%		不確定さの幅	5%	1.5%	

a : セント

b : 10個の検出器による値

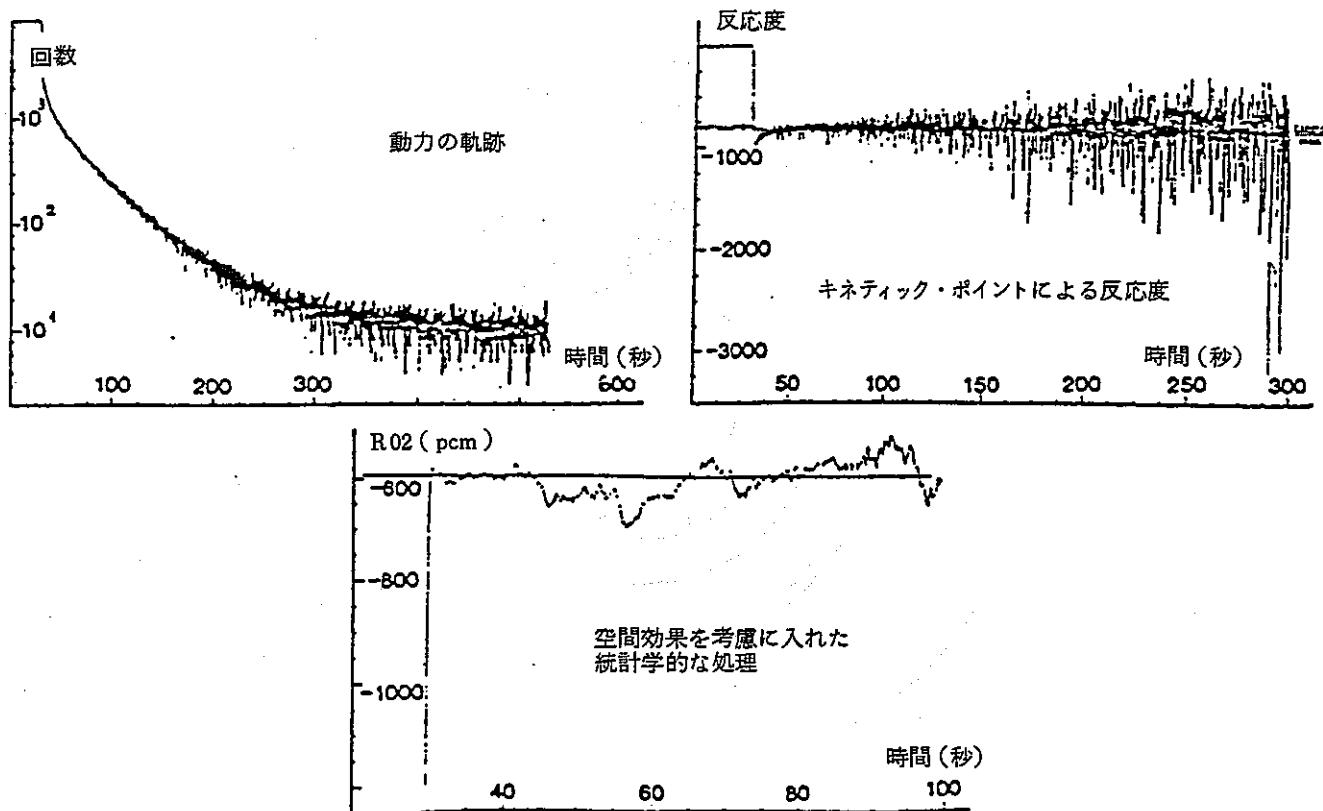


図4 Masurcaにおける制御棒の落下の力学的な結果(4)

表 3 : 主要な計算: HEX-3D / 3 エネルギー・グループ / メッシュ M1

必要な補正	補足的な計算	幾何学的な形状	グループの数	メッシュ*	補正
輸送 放射状 軸方向	Yes (SCP-RI, SPC-RE, SACで押込んだ状態)	XY	3	~M1	-1 - 6%
	No (十分知られている)	-	-	-	+1 ± 1%
縮約 放射状 軸方向	Yes (いくつかの代表的な形状について)	HEX-2D	25/3	M1	-5 -10%
	No (補足的な不確定要素±1%を考慮に入れる)	-	-	-	0 ± 1%
メッシュ 放射状 軸方向	Yes (それぞれの形状について)	HEX-2D	3	M1/M2	-5 -15%
	No (無視できる)	-	-	-	<- 1%

* M1 : 六角形ごとに 7 ポイント

M2 : 六角形ごとに 19 ポイント

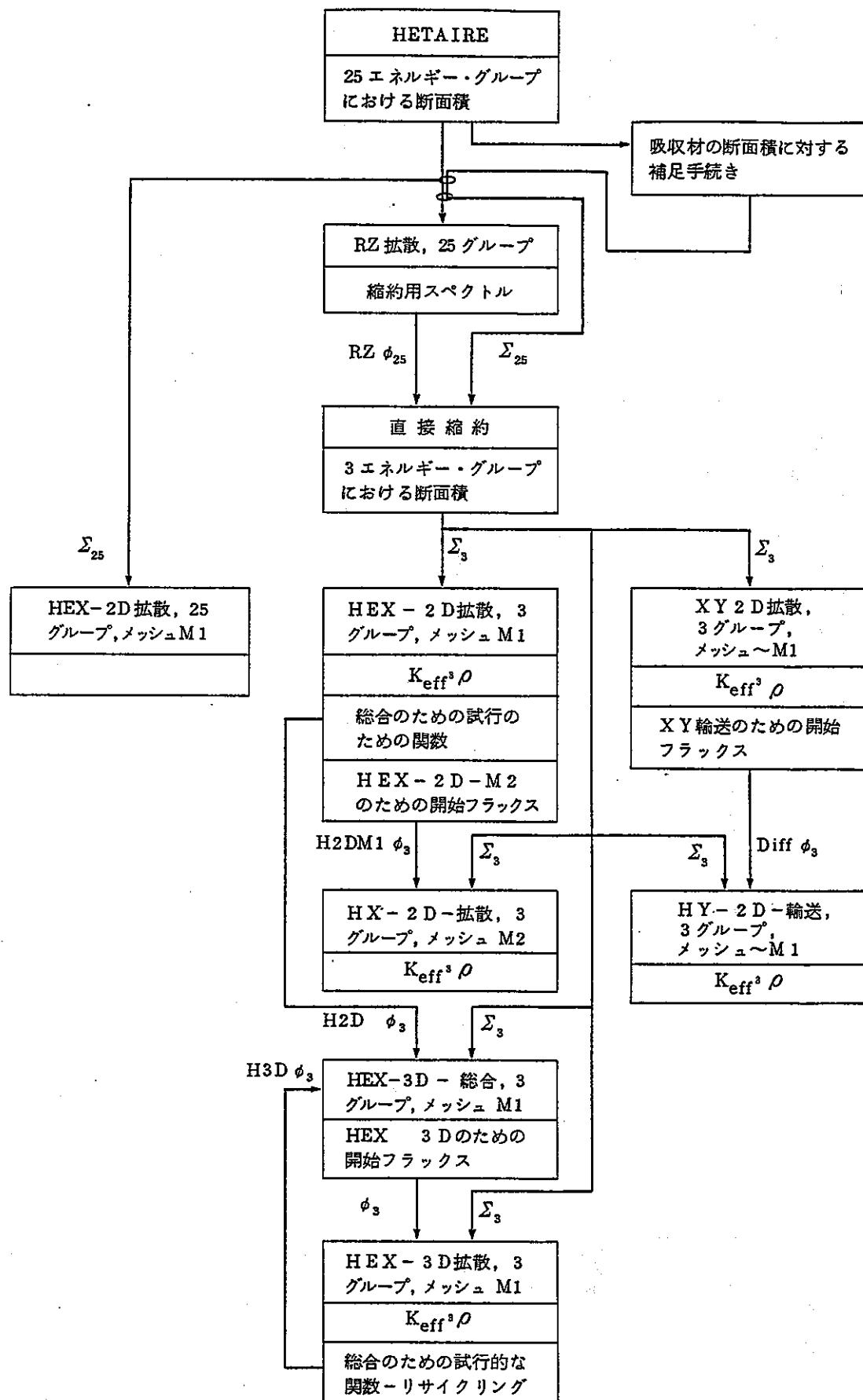


図 5 : Super Phenix-1 に必要な補正と、制御棒の負の反応度の計算方式

CEA燃料について得られた経験

LECLERE J.	CEN/CADARACHE
MILLET P.	CEN/CADARACHE
BERLIN C.	CEN/CADARACHE
CHENEBAULT P.	CEN/GRENOBLE
GUERIN Y.	CEN/CADARACHE
LEVY V.	CEN/SACLAY

アブストラクト

増殖炉燃料の設計の際の主要な目標は、被覆管の破損率を非常に低いレベルに抑えながら、運転サイクルの経済性を確保するために必要な燃焼度の高さを達成することにある。

CEAにおいてこの目標を達成するために実施された研究開発活動により、大規模な検証を行うための基礎調査作業に始まる一連の研究作業が確認された。本文書においては、現在の代表的な実証段階の説明を行う。

この実証作業は、増殖炉に関して得られた経験を基礎とするものであり、電力を供給する炉心の挙動や、特別な実験集合体によって得られた経験を基にしている。特に RAPSODIE とその後の PHENIX によって非常に豊富な情報が得られた [1, 2]。

燃焼度を非常に高いレベルに引上げることが実現可能であることが証明され、特に燃料自体については、目標を上回った。しかし被覆材料、ワイヤおよび六角管についてはこれまで得られた経験では目標値の 3 分の 2 が達成されたにとどまり（目標値は 220 dpaF であるが達成値は 140 dpaF [*]），まだ重要かつ困難なステップを乗り越えなければならない。5 年前から PHENIX においては非常に完璧な作業が進められており、今後 5 年以内には満足すべき結果が得られるに違いない。

[*] 100 dpaF ~ 77 dpa NRT

当然ながら燃料要素は十分な挙動を得られるようにするばかりでなく（変形の制限），破損はごくわずかでなければならない。許容度の範囲、すなわち材料の受入れ基準を確定し、運転者に行動のための指針を与えるためには、将来発生するひび割れの推移を調査することが重要となる。このための作業では SILOE 廉の特別な装置における実験に大きく依拠しており、増殖炉の破断を問題なく管理できることが明らかになっている。

1. 目標

燃焼度について達成すべき目標については繰返す必要はないであろう。フランスでは 120,000 MWd/t（最高値）という目標が設定されており、これを構造物に適用すると、1500 MWe プロジェクトで採用される種類の炉心については、220 dpaF となる。燃料集合体の変形は、保守のための制約と適合したものでなければならず、被覆管の損傷は、破損率がごく低いレベルにとどまるようなものでなければならない。燃料のたるみは生じてはならない [3]。

2. 燃焼度

図1に、RAPSO DIEおよびPHENIXにおける最大燃焼度の推移を示した。RAPSO DIEの特徴から（規模が小さく、フルーエンス／燃焼比が低い），1970年代末には $200,000\text{MWd}/\text{t}$ 以上の燃焼度を達成しており、PHENIXにおいても現在 $100,000\text{MWd}/\text{t}$ のレベルを上回っている。

この高い燃焼度に関連して、運転が続行できなくなるようになる現象も発生していない。被覆管との化学反応の厚さの影響は許容できるもので、時とともにわずかながら増加した。膨脹は許容できるレベルにとどまっている。

その際に多くの状況が有利なものであったことを考慮に入れる必要がある。RAPSO DIEで記録された最高の燃焼度は、当時利用されていた現在では旧式のものとなっている被覆管材料によるもので、被覆管はかなり変形し、酸化物の膨脹の余地が増大した。照射条件は安定したものであったが、酸化物燃料の被覆管の機械的な相互作用の出現には、より好ましい運転状況を想像することができる（例えば、低出力で長期間運転した後に出力を最上昇させた場合）。

しかしながら、これまで得られた経験から我々は、高燃焼度での運転に関する問題は、適切な設計、（燃料ペレットの特性の選択、酸化物被覆管の値の選択など）によって解決できると判断するようになった。今後はこれらについては特別な実験はあまり行わない予定である。

3. 被覆管、ワイヤー、六角管材料

3.1 これまで得られた経験

図1は今後達成すべき課題を明らかに示している。RAPSO DIEの1燃料集合体の数本の燃料ピンを除き（燃料の照射が原子炉の運転以外に中断されなかった燃料），PHENIXではわずか $140 \sim 150\text{ dpaF}$ を達成したに過ぎない。

サンプルでは（すなわち金属供試体）では 200 dpaF まで達しているが、使用した条件は明らかに異なる。これは特に最適化および選択段階に関するもので、ふくれなどの一部の現象に関しては、 220 dpaF という目的は非現実的でないことを示すためのものである。

3.2 研究開発のための今後の戦略

この戦略では、論理的な形で進められる実験により、サンプルや数本の燃料ピン、その後相当数の被覆管および六角管の炉外照射シミュレーションを行い、その後材質の適格性を確認することを目的としている。照射の期間が長いことを考慮して（PHENIXでは 200 dpaF に達するまで約5年かった），その後の段階はできる限り早く進められてきた。最終的な

目標は、原子炉に装荷する燃料の加工を開始する前に、すべての観点から（加工、原子炉内での挙動）十分な経験を基礎とできるよう、複数の燃料集合体に関して目標とした線量を得ることである。

3.3 1985年半ばまでに得られた結果

これについては図2に示す通りで、以下のようにまとめることができる。

●最も大規模な活動は、1979～1980年に次の3種類の伝統的な材料に関して行われた。

a) 安定化したオーステナイト鋼：これはPHENIXの標準材料であり、この材料を利用した場合には180 dpaF程度に止まり、実験中に改良を加える必要があった。これを検証するための新しい実験が開始されているが、それは第一段階の実験についてかなり有望な成果が得られたためで、挙動に関しては特に問題がないという利点がある。

b) ニッケル含有量の高い合金：選択作業によって、インコネル706合金が選ばれ、PHENIXで8集合体による実験が行われた。これまで達成した線量レベルでは（140 dpaF程度）、ふくろの抵抗力が非常に優れていることが確認された。線量を次第に増加させていくことによって、その限度を評価することができるはずであり、同時に研究活動によって、熱脆化の影響を考慮する必要が明らかになった[4]。

c) フェライト鋼：被覆管についてこの材料を使用する調査は行われているものの、特に注目されるのは六角管への用途である。数年前に実験的な形で開始されたテスト(F17)では、140 dpaFでの成績は優れたものであった。しかしながら、フェライト鋼は最も優れた材料とは考えられず、低温での脆化の問題に関して好ましい特性を備えているマルテンサイト鋼を検討している[5]。

4. 中期的な展望

140 dpaFのレベルで現在得られている調査結果から、我々は線量に関する目標を達成するための解決策を予測することができるようになっている。今後の実験は次のような形で行われよう。

5年前に開始された実験の検証：すなわち、限度を明らかにするための照射実験の続行・これまで得られた調査結果を考慮に入れた新しい実験の開始

－安定化鋼とニッケル含有量の高い鋼鉄について最適化した材料

－酸化物の分散によって強化したフェライト鋼

－六角管については、Crを9%から12%含んだマルテンサイト鋼

いくつかのケースでは、5年以内に200 dpaF以上のレベルで利用できるかどうかを決定するために必要かつ十分な情報が得られるものと期待される。

5. 被覆管の破損に関して得られた経験

5.1 目標

PHENIX炉の実験によって得られた経験から、被覆管の破損は希な現象であることが明らかとなっている（1984年6月1日現在で照射した120,000本以上の燃料ピンについて9件の破損）。これは特に慎重な製造方法と、燃料要素に十分合わせた照射条件によるものもある。

被覆管の破損の発生確率は非常に低いものの、その影響について分析する必要がある。そのため RAPSODIE および PHENIX の燃料ピンについて行われた観察および測定結果、SILOE炉で主として行われた特別な照射計画の結果が得られている。

5.2 RAPSODIE および PHENIX における実験

この2つの原子炉においては50件以上の被覆管の破損が観察されている。その大部分は通常の条件を上回る条件で（温度、線量など）照射された実験燃料集合体に関するものである。こうした破損によって、大規模な汚染は生じておらず、これらの原子炉の運転停止期間も増大していない。これらの経験によって次の点を確認することができた。

- 破損メカニズム：破損の発生状況は常に次の通りであった。すなわち一次的な破損（「ガス」シグナルの発生に伴う）の後、二次的な破損（DNDシグナル）が被覆管の開口部によって生じ、これによって酸化物／ナトリウム反応が生み出される。
- さまざまな破損の原因（加工、腐食、被覆管のふくれおよびその影響）、燃料集合体挙動コードにおいて破損モードを考慮
- 破損の進展速度と最終的な状態に対する材料および線量の影響
- シグナルと破損の最終的な大きさの関係

図3は、2種類の異なった破損に対応する2種類のシグナルの発生状況を示したものである。

しかしながら、被覆管の破損の影響を完全に分析するためには、「自然の」破損を考慮に入れるだけでは十分ではない。実際、次の点が指摘できる。

- これらの原子炉の計装では、気体及び核分裂生成物の放出に関する微細な測定が行えない。

●燃料取出しのために決定されたしきい値は、炉心のすべての汚染を避けるため、比較的低いものとなっている。

●照射条件（線型的な出力の上昇、被覆管の温度など）は、定格条件を著しく離れることはできず、事故の際の機能のいくつかの条件をテストすることはできない。

5.3 SILOE炉における実験

上に述べたような理由から、ループ内での破損実験が必要となっている。こうしたことからSILOE炉で実験が行われた。

この実験計画では、動力炉(EORTISSIMO, PHENIX)において予め照射した燃料ピンおよび親物質を使用した。この予備照射の最後に、燃料ピンは欠陥を生じさせるために、高放射能実験所において再コンディショニングされた（被覆管全般において厚さを局所的に少なくした）。その後この燃料ピンをSILOE炉ループで照射した。最初の実験は、定格条件に近い温度条件において、DNDシグナルの大きさと、燃料ピンの損傷およびその影響の関係を解認するためのものであった（核分裂生成物や核分裂物質の放出など）。そのため、約10回の実験が行われた（これについては参考文献6参照）。

これらの実験によって、被覆管の破損の形成に関して提案された一般的な方式を検証し、気体および核分裂生成物の放出を確認し、SPX1(および増殖炉)で採用している現在のしきい値により、かなり大きな余裕をもって相当量の核分裂物質の放出を防ぐことが保証できることが確認された。

被覆管の破損した燃料ピンについての事故の際の機能条件をテストするための第二段階のテストが近く開始される予定である。

5.4 結論

動力炉での50件以上の破損と、SILOEでの約10件の破損に関するこれまでの経験から、現在採用されているしきい値によって、相当量の核分裂物質の放出を防げると結論することができる。こうした破損の進展速度は十分遅いものであり、シグナルを受け取った後に原子炉の停止が行える。

一般的な結論

現在の開発段階で得られた成果から、我々はさまざまな運転上の制約、特に被覆管の破損に関する制約に応じながら、増殖炉に対して予定されている燃焼度で燃焼させることのできる燃料要素を設計することは可能であると判断している。

特に、SUPER PHENIX 1 の最初の炉心の運転の際の燃焼度に対応したレベルで、すでにさまざまなバリエーションの材料が実験されている。

参考文献

1. CHALONY, A., LANGUILLE, A., 『RAPSO DIEおよびPHENIXにおける照射実験』、核燃料を中心とした原子力に関する新しい指針、ENC-3, ブリュッセル(1982) 242
2. MICHEL, F., COURCON, P., COULON P., 『PHENIX の実験的な照射計画』, BNES核燃料性能会議, Stratford upon Avon (1985) 3. MARBACH, G. MILLET, P., 『FBR燃料要素の高燃焼度に合わせた最適化』同上
4. VAIDYANATHAN, S., BELL, W. L., LAURITZEN, T., 『一部のオーステナイト鋼超合金における照射による脆化』, 第 11 回材料照射効果シンポジウムの際の提出書類, Scottsdale(1982) ASTM-STP-782.619
5. HU, W. L., GELLES, D. S., 『照射したフェライト鋼合金 HT-9 およびこれを改良した 9 Cr-1 Mo の小規模な Charpy 衝撃テスト』, 原子力技術で使用するフェライト合金に関する会議への提出書類, SNOWBIRD(1983), 6316. HAIRION, J. P., CHE NEBAULT, P., CHALONY, A., LANGUILLE, A., 『被覆管の破損した燃料ピンの挙動』ANS/ENS トピック会議, 原子炉の安全性, 燃料の性能の側面, SUN VALLEY (1981) 1, 220
7. MICHAILLE 他『欠陥のある燃料ピンを使用した LMFB R の継続的な運転について調査するための仏独合同計画』LMFR 安全性トピック会議(リヨン会議議事録, 1982) II, 263

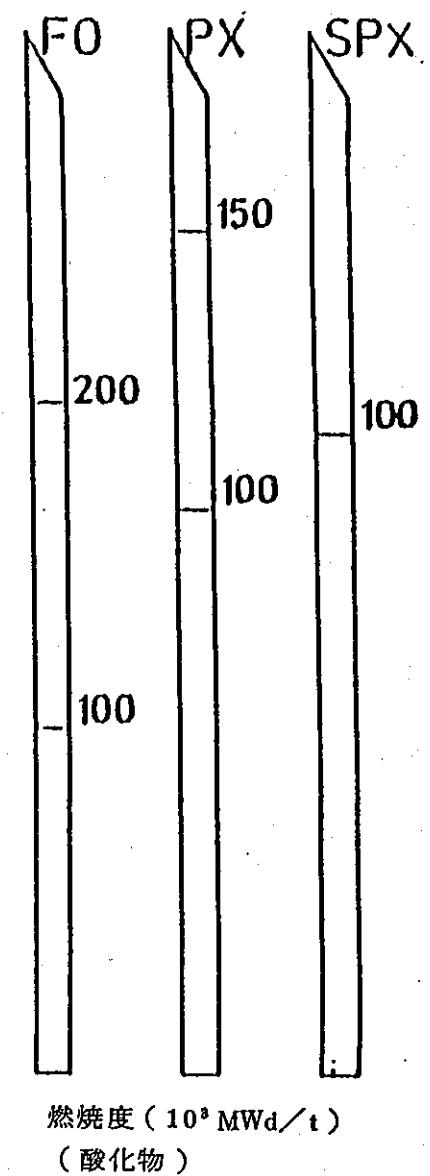
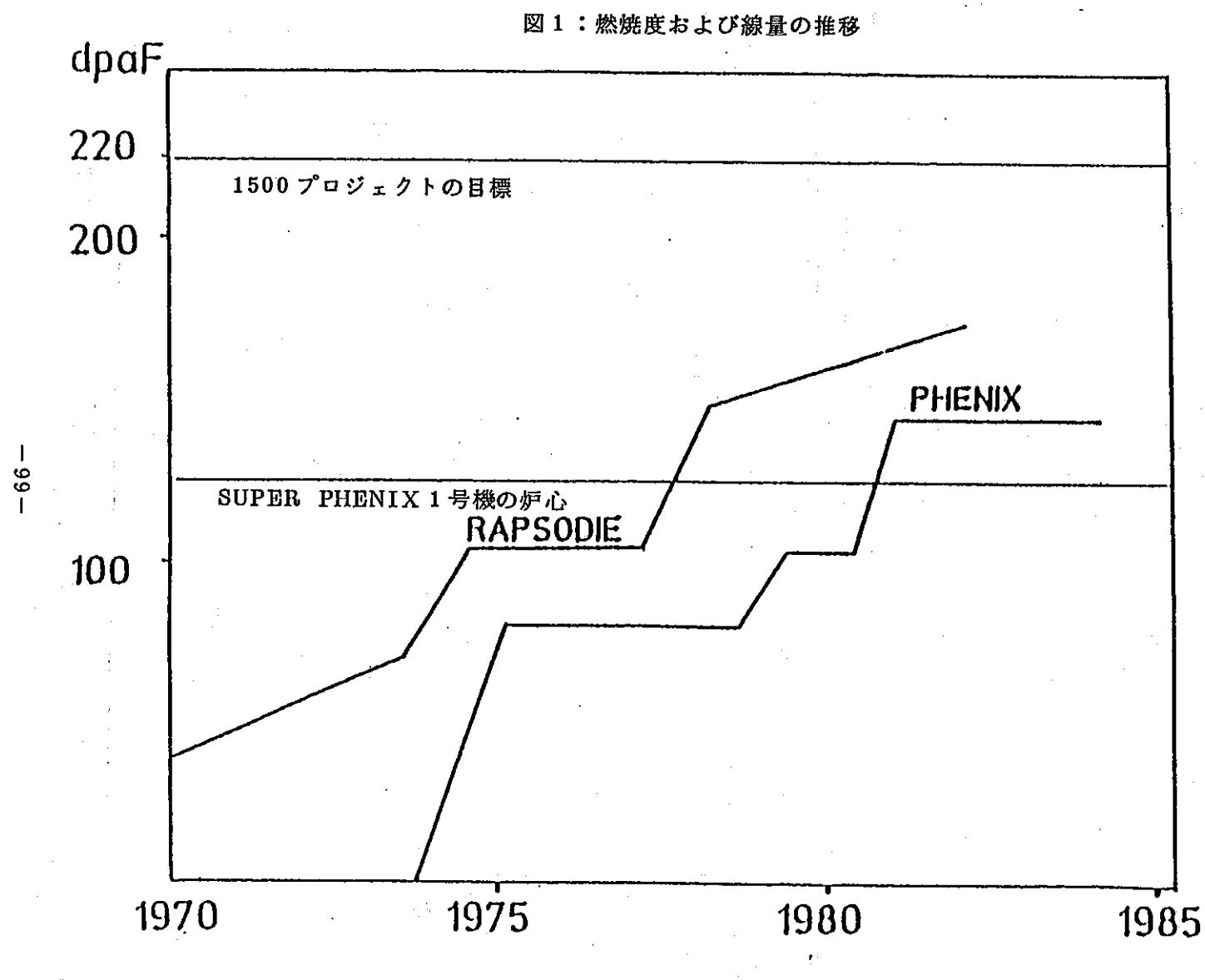
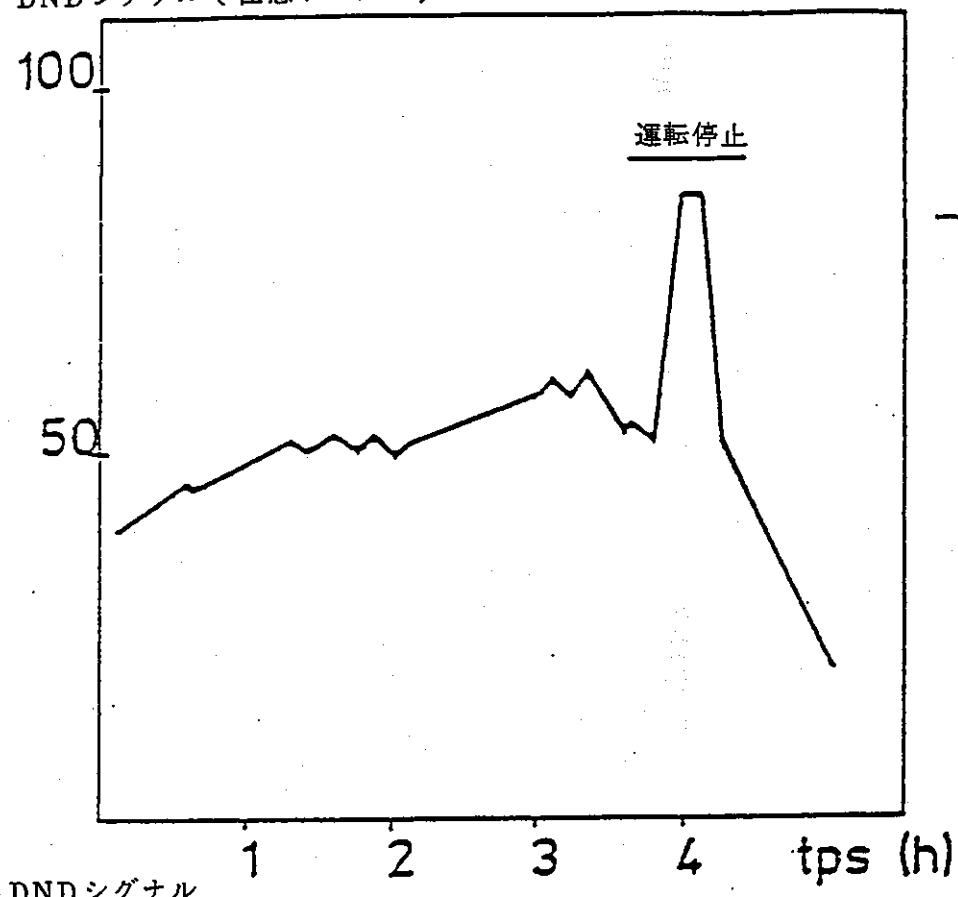


図3：PHENIXにおける破損の種類とDNDシグナルの推移

DNDシグナル（任意サンプル）



DND シグナル

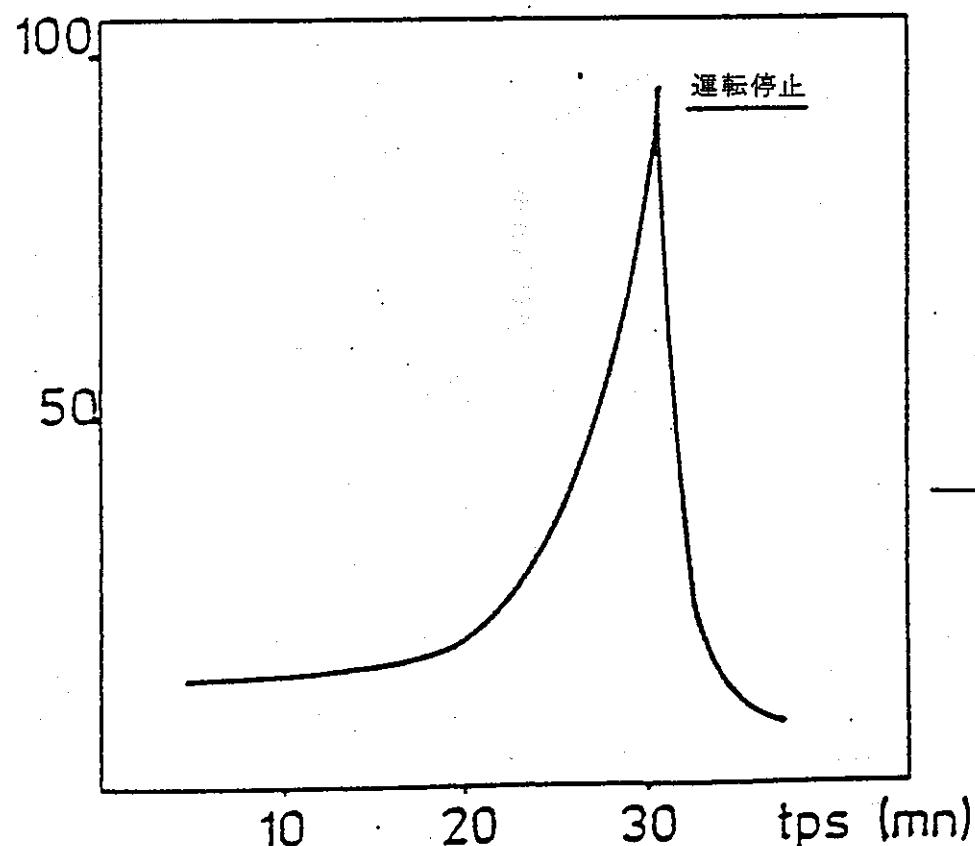
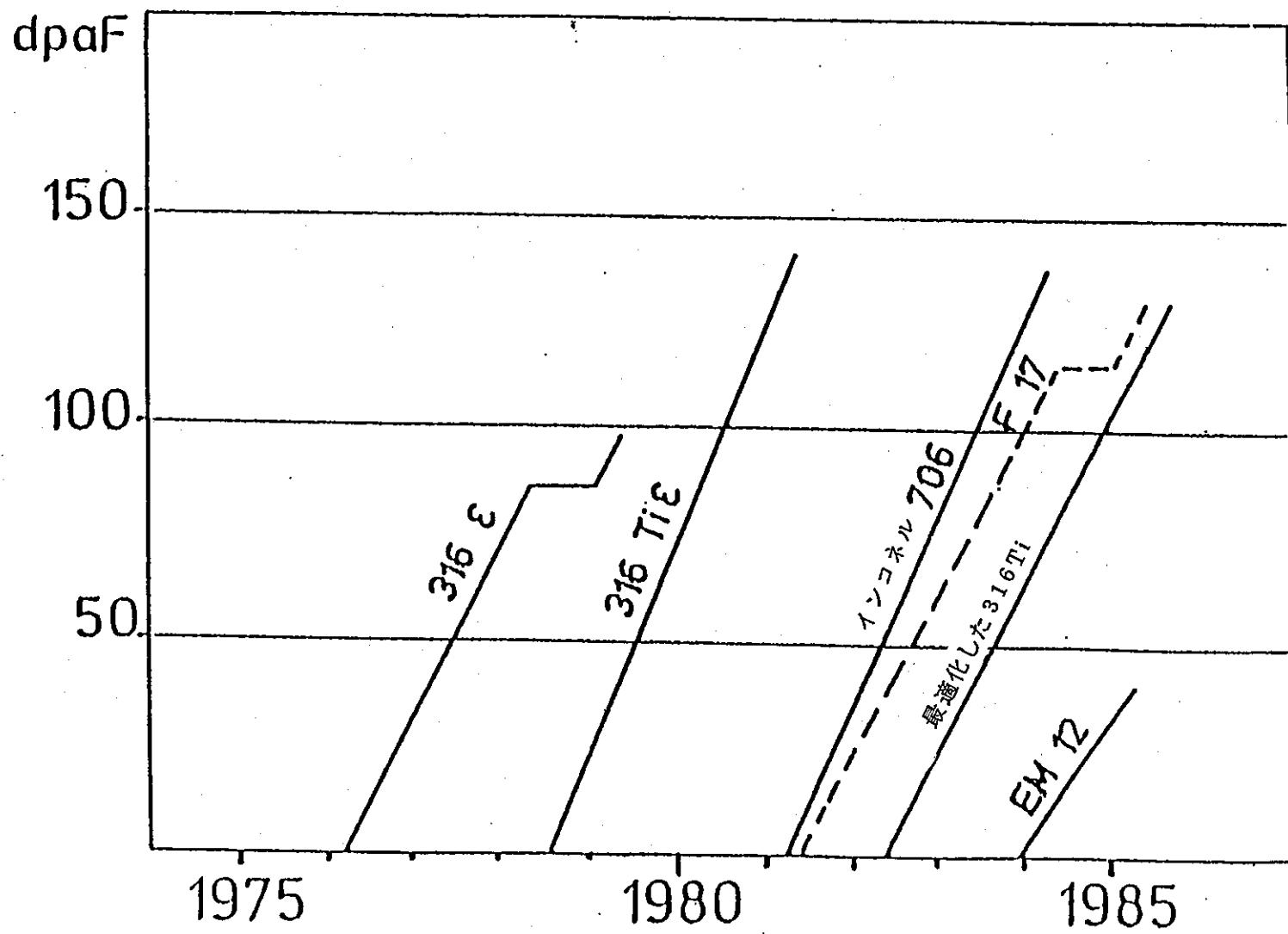


図2：PHENIXにおける材料の検証（最も高いレベルまで照射した燃料集合体の状況）



Creys-Malville発電所の炉心とSuper-Phenix-2のための開発

H.スターク(*) A.ル・ブーリス(*)

P.マルモニエ(°) J.ルコラン(°)

G.ヴァンベネープ(+) B.ドンギア(x)

(*) NOVATOME, パリ, フランス

(°) CEA, カダラッシュ, フランス

(+) EDF/SEPTEN, リヨン, フランス

(x) NERSA, リヨン, フランス

Creys-Malville発電所の炉心とSuper-Phenix-2のための開発

本文書では、Creys-Malville発電所の炉心について説明し、この炉心の主要なオプションが選ばれた理由を明らかにする。Phenixと比較すると、炉心の体積は増加しており、これに応じて炉心半径も増大していることから、中性子束の径方向分布は、基本モードだけでは説明できないことが明らかとなった。高次モード成分がこの分布に大きく寄与しているのである。このことは、制御棒集合体間の干渉効果および運転開始炉心における希釈材集合体の挿入で引き起された問題によって明らかにされた。Super-Phenix-2に進むに応じて、経済性に対する考え方が著しく変化した。こうしたことからSuper-Phenix-2の炉心に関する多数の選択は、Creys-Malville発電所と比較すると、かなり修正が加えられているが、一部の選択はこれまで得られた知識を活用するため修正を加えられていない。本文書ではCreys-Malville発電所の炉心と比較した場合のSuper-Phenix-2の炉心の具体的な特徴を説明する。

1. 序

増殖炉はまだ使用が開始されたばかりの段階にあることから、現在は熱中性子炉のような標準化されたモデルは存在しない。

フランスでも10年前から非常に順調に運転が行われている中規模の出力(250MWe)の増殖炉Phenixの後、欧州のパートナーとの協力のもとで1200MWeのSuper-Phenix-1の運転開始の準備を進めている。この増殖炉の炉心の選択は数年前に、その時点での経済状態に見合った形で決定されている。

現在では1500MWeの出力のSuper-Phenix-2増殖炉に関する研究が行われており、Super-Phenix-1の製造の際に得られた経験を考慮に入れながら、Super-Phenix-1よりもコストを削減することを重視している。

Super-Phenix-1の炉心の選択を説明した後に、この大型の炉心に関連した具体的な問題のいくつかの例を示す。その後Super-Phenix-2の炉心のために採用された選択を説明し、この炉心に特有の特徴も説明する。

2. Creys-Malville 発電所の炉心・主要な特徴

2.1 炉心の選択の説明

Creys-Malville 発電所、あるいは Super-Phenix-1 (SPX1) の炉心はさまざまな機会に説明が行われている [1]。ここでは、表 1 に要約した選択を指摘するにとどめる。

この炉心は Phenix の炉心を直接外挿したものであり、出力の放射状の平坦化を最適化する目的で、2つの濃縮ゾーンを備えた均質炉心概念をそのまま採用している。

Phenix のほぼ 5 倍に相当する 3000 MW_{th} の出力を得るために、燃料の高さは 1000 mm まで伸ばし、燃料集合体の全体数も 364 体とし、そのうち 193 体を内側ゾーンに、171 体を外側ゾーンに配置した。図 1 には炉心の全体図を示した。

これらの燃料ピンは燃料ペレットの直径約 7 mm の燃料ピン 271 本で構成されている。Phenix では燃料ペレットの直径は小さかったが、この原子炉ではペレットの直径を大きなものとすることにより、炉内滞在時間を比較的長くし、照射の際の燃料の損耗による反応度の低下を少なくすることができた。これによって燃料の交換頻度を 2 とし、1 年間のサイクルの長さも長くすることができた。

炉心に関する比較的重要な選択として、圧損に関するものがある。圧損は比較的限られたもので、5 バール未満である。この決定は、ポンプの出力と炉心の中性子の「質」(燃料、鋼鉄、ナトリウムのそれぞれの比率)に関する妥協から生れたものである。

炉心の反応度をコントロールし、これに関連した安全基準を守るために、24 本の制御集合体(図 1)を採用したが、この集合体の役割と配置については、いずれ述べる。

Super-Phenix-1 の選択は、既存の原子力発電所の全体の存在量を考慮に入れると、プルトニウムが比較的入手しにくい時期に決定されたものであることから、原子炉のサイクル内のプルトニウムの重量と、その倍増時間を最適化することが特に重要であった。こうしたことから特に次のような方式が採用された。

- 燃料ゾーンの周囲では親物質ブランケット燃料の厚さが比較的厚くなつた：下位及び上位の軸方向のブランケット燃料の厚さは 300 mm で、放射方向の親物質集合体は 3 列の配置とした。

- 主要容器外部での使用済燃料のナトリウム内の貯蔵(燃料貯蔵タンク)。さらに原子炉ブロック外部で出力の高い燃料集合体の短時間での取出しが行なえるための取扱い装置を備えている。

最後に、中性子遮蔽体として、SPX1 では鋼鉄が使用されている。これによって直徑方向に約 10 列の燃料集合体が取付けられる結果となつた。さらに軸方向の鋼鉄製の上部中性子遮

蔽体は、吸収材のコンセプトによって利用されるようになった燃料集合体の長さと同じ長さとなつた。

2.2 いくつかの特別な特徴

これまで述べてきたような選択によって、SPX1 の炉心は表 2 にまとめたような特徴を備えるものとなつた。

現在、燃料集合体の炉内滞在時間は、被覆に累積される損傷によって決定されており、第1回目の燃料装荷では約 120 DPAf となっている。これまでのところ 640 定格出力日 (JEPN) の値が得られているが、これは最大取出し燃焼度 70000 MWd/t に相当するものである。

燃料の平均濃縮度はガス黒鉛燃料から得られたプルトニウムでは 15.7 % である。軽水炉から出された燃料のプルトニウムを利用する際には、プルトニウム 241 の含有量が非常に高いため、サイクルを維持するために必要な反応度を確保するために、約 10 % 程度の燃料の再濃縮が必要となる [1]。

ガス黒鉛炉燃料のプルトニウムのデータをもとにすると、理論的な倍増時間（ロスを除く）は 45 年となるが（炉外滞在時間を 2 年、装荷率を 75 % とする），これは軽水炉のプルトニウムのデータを基にすると約 67 年となる。

3. 炉心の体積が中性子に関連した特徴に及ぼす効果

Super-Phenix-1 の炉心の研究から、Phenix で観測されたものとは著しく異なる中性子の振舞いが明らかとなつた。

特に、出力の放射方向の分布が、炉心に影響を及ぼすさまざまな擾乱に、非常に影響を受けやすいことが明らかとなつた。

この現象を解明するために、我々は特に重要な 2 つの問題点をここで検討してみたい。これは Super-Phenix-1 の中性子研究の際に明らかになつたものである。

3.1 吸収集合体の相互作用の効果

SPX1 の炉心においては、24 体の吸収集合体が 2 つの大きなシステム内に分散されている。すなわち 21 体の集合体を含み、制御、反応度補償、安全性の機能を果たす主炉停止系 (SCP) と、3 本の集合体を含み、安全性の機能だけを果たす後備炉停止係 (SAC) の 2 つのシステムである。

主炉停止系は2つのレベルに分けられる。内側スクリーンは6体の集合体を含み、外側スクリーンは15体の集合体を含むもので、燃料の2つの濃縮ゾーンの境界にある。これらの2つのスクリーンの放射方向の位置は、それぞれのレベルでの操作によって、炉心の出力の軸方向の分布が容易にコントロールできるように定められている。

後備炉停止系は燃料ゾーンの半径の中央部分に置かれた3本の集合体で構成されている。この位置が選ばれたのは、ここがSCPの2つのレベルのいずれかの動きによってフラックスが最も攪乱されにくい場所であるためであり、SACのフィード・バック反応度が原子炉の運転の際にほぼ一定に保たれることを目指したものである。

図2には、全ての制御棒が上に引上げられている状態から、操作ミスのケース（1本を除く全ての制御棒が挿入された状態）に至るまで、さまざまな制御棒の位置に対応してフラックスの正規化した放射方向の分布を示したものである。制御棒の動きに関連して、フラックスの高さが著しく変形しているのが確認される。

この影響の受け易さはまた、他の操作棒の位置に応じたフィード・バック反応度の変動となって現われている（操作棒の間の相互干渉効果とも呼ばれる）。同じ操作棒のフィード・バック反応度の10倍までの変動が確認されている。

SPX 1で確認されたこの現象は、操作棒の値が配置に応じて約25%程度しか変動しない Phenix には存在しない。この現象は、中性子の平均自由行程のために炉心の寸法が大きくなつたことと直接関連している。

3.2 運転開始炉心における希釈集合体の取り付け

運転開始炉心では新しい燃料集合体を使用する。加工の際の理論的な濃縮度は平衡炉心の濃縮度と同じであり、サイクルの開始時点では平衡炉心は新しい燃料が半分と、半ば使用された燃料集合体が半分で構成されている。このような運転開始炉心の濃縮度の選択は、軽水炉の場合とは逆に、第1回目の装荷燃料の燃焼度を低くしないという選択によって生み出されたものである。

第1サイクルの初めに、運転開始炉心の反応度は平衡炉心よりも高くなっている。この反応度は非常に高いため、吸収材集合体に関する安全基準を守れないほどである。

そのために取られた措置は、燃料集合体数本を鋼鉄集合体（希釈材）に交換することにより、炉心の反応度を一時的に引き下げるものである。この鋼鉄の集合体は、燃料の摩耗によって炉心の反応度が低下すれば、サイクルの途中で炉心から取り出されることになる。

必要な希釈集合体の数は、余剰反応度（2000～3000 pcm）と、鋼鉄燃料の置換反応度（約130 pcm）によって単純な計算が決定される。これによって約20体の希釈集合体が必要となる。

ここで解決すべき問題点は、このような希釈集合体を、炉心の出力分布をあまり攪乱せずに取り付けることである。SPX1のような規模の炉心においては、燃料集合体1体を希釈集合体1体に交換すると、特に内側の燃料と外側の燃料の境界部分では、20%にも及ぶ出力の攪乱を引き起こす可能性がある。このためこれらの希釈集合体は、全体の攪乱度が小さくなるよう、攪乱作用の相互補償が行われるような形で位置を決定しなければならない。

運転開始炉心の研究作業の際に様々な配置が検討され、集合体の数も9体から24体までが検討された。いずれのケースでも、被覆温度と線出力に関する限度を上回らずに、定格出力をゼロJ EPPとする方法を見付け出すことができた。しかしながら、サイクルの間の希釈集合体の取り出し（1体ごとの取り出しという限定されたケース）の問題は、希釈集合体を燃料集合体に交換することによる出力の大きな攪乱のため、解決が非常に困難であった。

採用された解決策は、出力の分布の変動を最小限とするもので、希釈集合体を制御集合体SCPの近くに取り付けるものである。希釈集合体の取り付けあるいは取り出しありは、出力分布の観点からは、近接した制御棒挿入あるいは取り出しによって、ほぼ補うことができる。

燃料集合体を希釈集合体に交換する際（あるいはその逆の場合）、出力分布に大きな影響が生じるにもかかわらず、希釈集合体の制御の際に出力分布の歪みを少なくすることが可能である。

4. Super-Phenix-2 を目標とした炉心の特徴の開発

4.1 主要な目標

Creys-Malville 発電所で実証された大規模な商業的な増殖炉の実現可能性を証明するには、まだこの増殖炉の経済的な優位を証明する必要がある。現在詳細な事前プロジェクトの作成が行われている Super-Phenix-2 (SPX2) の主要な目標はこの点にある。

SPX1のオプションが決定された時間と比較すると、全体的な枠組は著しく異なったものとなっている。特にフランスにおける原子力発電計画が大幅に進んだことから、プルトニウムが比較的豊富に存在するようになり、これによって必要なプルトニウムの量と、再生利得に関する制約が少なくなった。さらに、景気の成長の鈍化により、増殖炉の展開ペースもゆっくりとしたものとなっている。

このため、倍増時間の重要性も薄れてきた。

上に述べてきた2点により、Super-Phenix-2の炉心の定義に関して次のような目標が決定された（重要な順に示してある）。

- 1) 1 kWh 当りの発電コストを最小限にする
- 2) 発電容量 1 kWe 当りのコストを最小限にする
- 3) 長期的な展開のため、再生利得を最適化する

4.2 Super-Phenix-2の炉心のオプションの選択

SPX1によって得られた知識を最大限に活用するため、SPX1の炉心で採用されたオプションが、経済面で悪影響を及ぼさない限り、SPX2でもいくつか採用されている（表3）。再び採用されたオプションとしては特に次のようなものがある。

●炉心のコンセプト：異なった濃縮度の燃料を径方向に2つのゾーンに配置した均質炉心。このコンセプトは、これまでに調査が完了した唯一のコンセプトであり、将来に合せて適合可能なものである。

●燃料集合体の半径方向の寸法。これはSPX1のものとほぼ同じである。

●炉心の圧損（5バールまで）。これは、ポンプの寸法と炉心の中性子に関する「質」の巧みな妥協である。

他方、すでに示した目標を考慮に入れ、原子炉の全体的な出力の増加（SPX1よりも20%増加）に合わせて、その他のオプションは修正を加えられている。これには特に次のようなものが挙げられる。

●燃料の高さ。これは1200mmを上回り、これによって出力の軸方向の面で不利な点が存在するものの、原子炉の出力の増加分の大部分を実現可能とした。

●出力を平坦化させるのではなく、DPAあるいはフラックスにおける半径方向の平坦化モード[2]。燃料集合体の炉内滞在時間は、被覆に対する累積損傷（DPAで示される）によって制限されているため、DPAの限度に達する被覆の数を増やすことができる。

DPAの平坦化により、燃料の被覆に同じ損傷が加えられた場合にも、燃料集合体の数をいくつか増加させることによって（3～5%）、最大燃焼度を引き上げることができる（10～15%）。これによって、取り出す燃料の平均燃焼度を引き上げることができる。

●燃料集合体の数は388体となり、内部に208体、外部に180体を配置する（図3）

●最大DPA線量は、燃料の炉内滞在時間では220DPFに限定されている。SPX1の最初の

炉心ではこれは約 120 DPAf であった。これにより、燃料サイクルのコストの削減が可能となる。

SPX 2 では 220 DPAf が可能であるという仮説は、高性能の材料を近い時期に見つけることができるという希望を基礎としており、こうした材料が見付かれば SPX 1 でもある程度利用することができよう。

●燃料装荷一取り出し頻度は 4 であり、これによって 1 サイクルは 1 年以上とすることができる。

●吸収集合体の数：33 体で、SCP 集合体 24、SAC 集合体 9 として配置する。このように吸収集合体の数が SPX 1 と比較すると増えているのは、一つには燃料ゾーンの半径の増大に基づくものであり、他方では安全基準の改善に基づくものである（主として SAC 集合体に関するもの）。

●燃料の周囲に配置される親物質ブランケット燃料の厚さは引下げられているが、これは再生率を優先しないことによるものである。

- ・内部の軸方向のブランケットの厚さは 300 mm
- ・外部の軸方向のブランケットはなし
- ・径方向のブランケットは 1 列（78 集合体）

●中性子防護には、鋼鉄ではなく自然の B4C を使用するが、これによって炉心の広さがかなり自由に活用できる。

この炉心の広さが活用できることによって次のようなことが可能となった。

●SPX 2 集合体では、燃料の高さが大きくなり、燃焼度も引き上げられるにもかかわらず、集合体を短くすることができる（膨脹チャンバーの長さ）。

●使用済燃料集合体の減衰のための貯蔵タンクを原子炉タンクの内部に取り付けることができる。この容器は SPX とほぼ同じ直径のタンク内に入る。これにより、ナトリウム内の外部燃料貯蔵タンクが不要になり、原子炉ブロックから外に出される集合体の出力が減少するために、操作装置が簡略化できる。

これとは逆に、これによってプルトニウムの移動不能時間が長くなることになる。

4.3 いくつかの特別な特徴

表 4 には、SPX 1 の炉心と比較した場合の SPX 2 に独特な主要な特徴を示した。

燃料の炉内滞在時間は SPX 2 の炉心ではかなり長くなっているが、これは次のような理由に

よるものである。

－線量限度の相違（SPX2では220 DPAf, SPX1の最初に装荷した燃料では120 DPAf）

－SPX2ではDPAの平坦化を行っていること

この2つの炉心の比較で使用したプルトニウムは異なった種類のものである。SPX1では黒鉛ガス冷却炉の燃料の同位体組成を採用しているが、SPX2では運転開始後5年経った軽水炉の燃料の同位体組成となっている。

このことは、濃縮度、臨界量および再生利得などに影響を及ぼしており、軽水炉燃料の利用では相対比で10%ほど燃料を過剰に濃縮しなければならなくなっている（§2.2参照）。

SPX2の炉心では、軽水炉から出されたプルトニウムだけを使用するが、SPX1では炉心の一部はガス黒鉛炉燃料から得られたプルトニウムを使用している。

この両方の炉心の再生利得に関して確認された非常に大きな相違点は次の通りである。

－比較に使用したプルトニウムの同位体組成の相違

－最大燃焼度の相違

－SPX2における親物質ブランケット燃料の厚さの減少

5. 結論

Phenixの炉心からSuper-Phenix-1の炉心への主要な進展は、燃料の体積の増加によるものであり、主として直徑方向に燃料が増やされた。プロジェクト調査から、フラックスは放射方向の分布に非常に影響を受け易いことが明らかになり、小規模な炉心とは異なり、基本的なモードだけの影響を受けるものではないことが示された。

特に、制御棒の相互作用の効果によってこの点が示されているが、この制御棒の相互作用の効果は炉心内の様々な制御棒のそれぞれの挿入位置に応じて10倍もの変動を示す。

Super-Phenix-1で得られた経験を下に、現在の経済状況を考慮に入れながら、Super-Phenix-2の炉心のオプションが決定された。この炉心では、燃料の炉内滞在時間が著しく増加していること、再生利得が著しく低下していることが主要な特徴となっている。

表 の リ ス ト

表 I Super-Phenix-1の炉心の主要なオプション

表 II Super-Phenix-1の炉心の主要な特徴

表 III Super-Phenix-1およびSuper-Phenix-2の炉心のオプションの比較

表 IV Super-Phenix-1およびSuper-Phenix-2の炉心の特徴の比較

表 I Super-Phenix-1 の炉心の主要なオプション

熱出力 (MWTH)	3 0 0 0
電気出力 (MWE)	1 2 0 0
炉心のコンセプト	均質炉心、2つの放射状の濃縮ゾーン
集合体の数	
一 内部燃料	1 9 3
一 外部燃料	1 7 1
一 制御集合体 SCP	2 1
一 補助停止集合体	3
一 放射状の親物質ブランケット	2 3 4 (3列)
燃料の高さ (mm)	1 0 0 0
上部軸方向親物質 (mm)	3 0 0
下部軸方向親物質 (mm)	3 0 0
燃料ペレットの直径 (mm)	≈ 7
炉心の圧損 (Bar)	≈ 5
燃料集合体の炉内滞在時間の限度 (DPAF)	1 2 0
燃料取り扱いの頻度	2

表Ⅱ Super-Phenix-1の炉心の主要な特徴

燃料の炉内滞在時間 (JEPN)	640
最大燃焼度 (MWd/T)	70,000
平均燃焼度 (MWd/T)	44,000
内部燃料濃縮度* (%)	14
外部燃料濃縮度 (%)	17.6
炉心内の Pu の重量 (kg)	4,800
全体の再生利得	0.24

(*) この値は、ガス黒鉛炉から得られたプルトニウムに対応するものであり、
 $PuO_2 / (UO_2 + PuO_2)$ の比率で示されている。

表Ⅲ Super-Phenix-1およびSuper-Phenix-2
の炉心のオプションの比較

	Super-Phenix-1	Super-Phenix-2
熱出力(MWTH)	3000	3600
電気出力(MWE)	1200	1500
炉心のコンセプト	均質炉心、放射状の2つの濃縮ゾーン、出力平坦化	均質炉心、放射状の2つの濃縮ゾーン、DPAの平坦化
集合体の数		
一内部燃料	193	208
一外部燃料	171	180
一制御集合体SCP	21	24
一補助停止集合体	3	9
一放射状の親物質ブランケット	234(3列)	78(1列)
燃料の高さ(mm)	1000	1200
上部軸方向親物質(mm)	300	0
下部軸方向親物質(mm)	300	300
燃料ペレットの直径(mm)	≈ 7	≈ 7
炉心の圧損(Bar)	≈ 5	≈ 5
燃料集合体の炉内滞在時間の限度(DPAF)	120	220
燃料取り扱いの頻度	2	4

表IV Super-Phenix-1およびSuper-Phenix-2
の炉心の特徴の比較

	Super - Phenix - 1	Super - Phenix - 2
線量限度 (DPAF)	1 2 0	2 2 0
燃料の炉内滞在時間 (JEPN)	6 4 0	1,4 0 0
最大燃焼度 (MWd/T)	7 0,0 0 0	\approx 1 5 0,0 0 0
平均燃焼度 (MWd/T)	4 4,0 0 0	\approx 8 8,0 0 0
内部燃料濃縮度 (%)	1 4	1 5.6
外部燃料濃縮度 (%)	1 7.6	2 0.7
炉心内のPuの重量 (kg)	4,8 0 0	7,6 5 0
全体の再生利得	0.2 4	\approx 0.0

(*) これらの値は、Super-Phenix-1についてはガス黒鉛炉燃料から得られた
プルトニウム、Super-Phenix-2については軽水炉から得られたプルトニウムを示す。

図 の リ ス ト

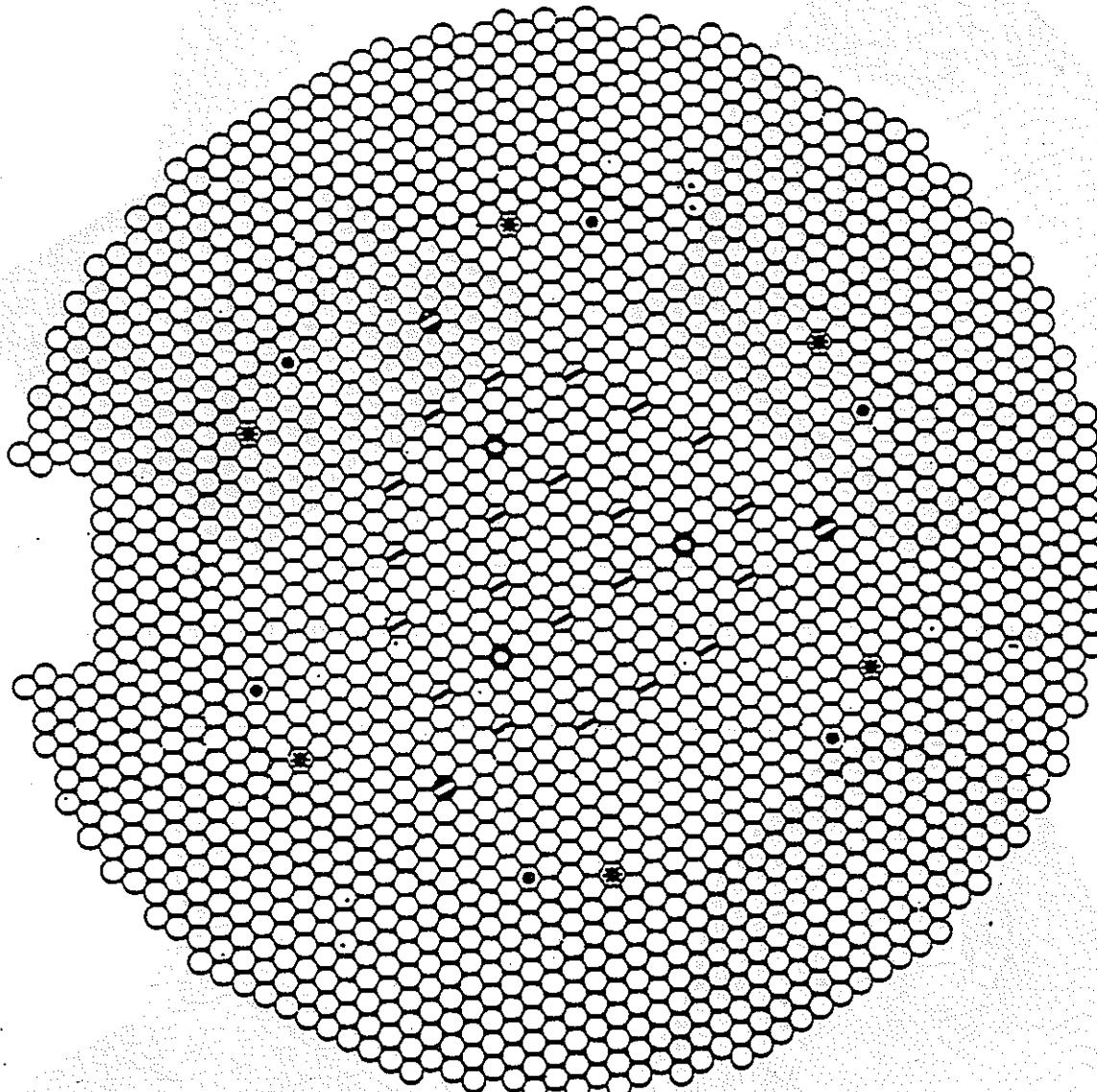
図 1 Super - Phenix - 1 : 炉心の外観

平衡状態にある定格出力炉心

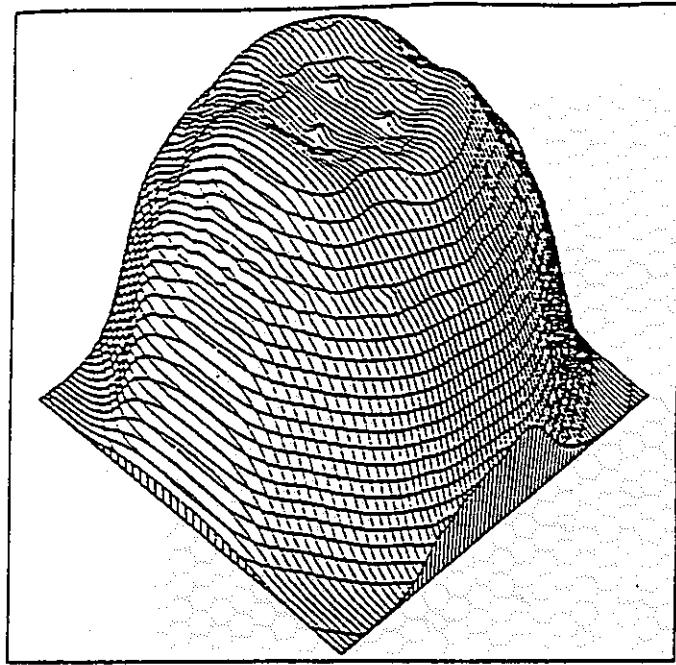
図 2 Super - Phenix - 1 : 正規化したフラックスの擾乱

図 3 Super - Phenix - 2 : 炉心の外観

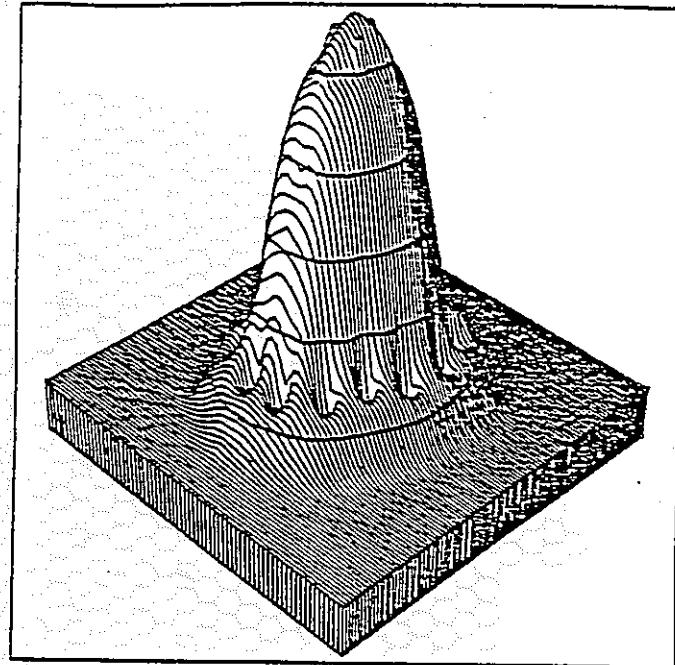
図1：Super- Phenix 1 - 炉心の外観
平衡状態の定格出力の炉心



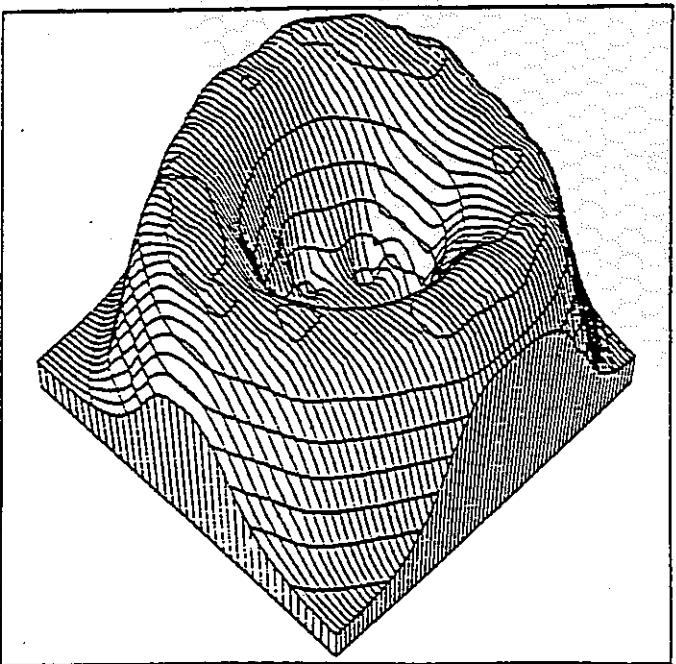
- 193体の内部燃料集合体
- 171体の外部燃料集合体
- 21体の主要な制御集合体
- 3体の補助停止集合体
- 234体の親燃料集合体
- 3体の中性子ガイド集合体
- 197体の鋼鉄集合体
- 1076体のPNL集合体
- ◎ 内部燃料集合体のための毒物質（Deverminage）の位置6カ所
- ◎ 外部燃料集合体のための毒物質（Deverminage）の位置6カ所



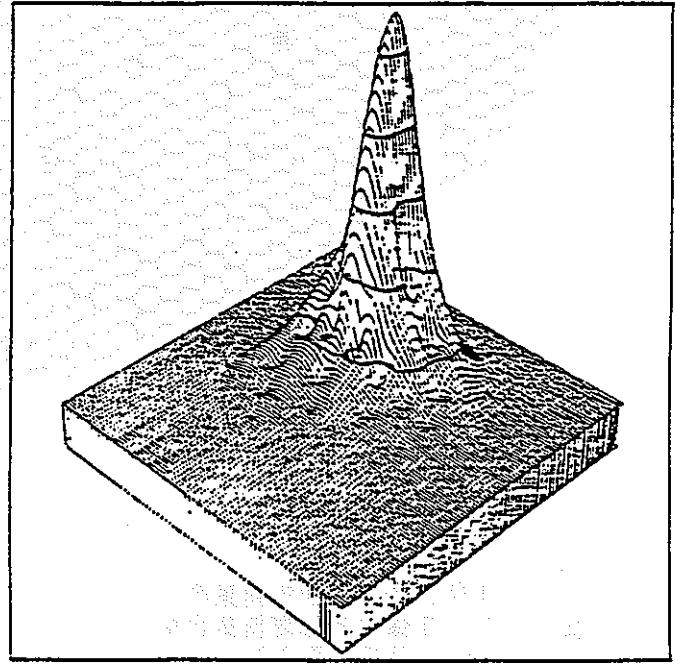
全ての制御棒が上に引上げられている状態



外部の集合体が挿入されている状態



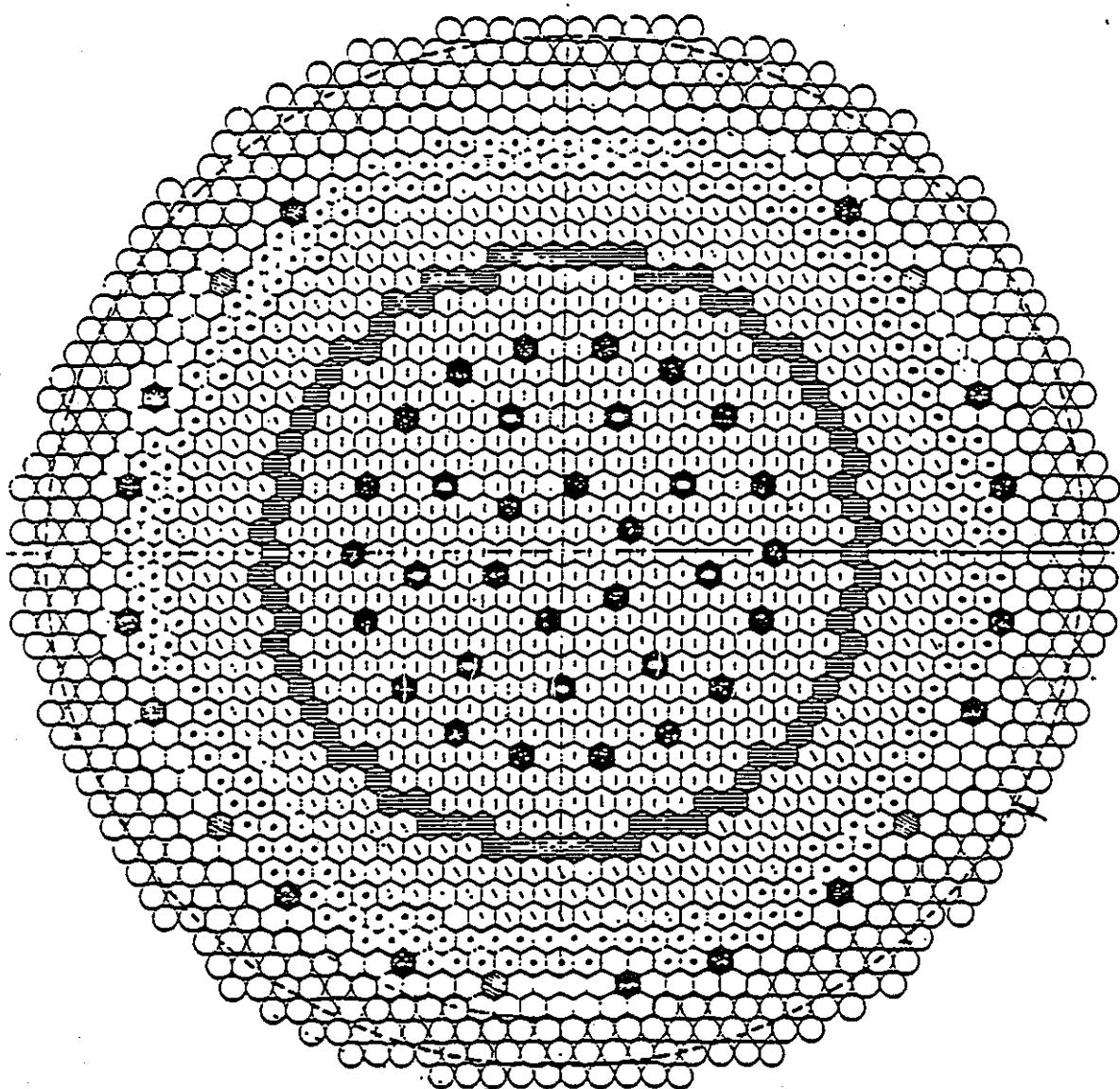
内部の制御棒が挿入されている状態



操作ミス

図2：制御集合体を導入した様々なケースに対するフラックス曲線

図3：Super- Phenix 2 - 炉心の外観



- 24体のSCP
- 9体のSAC
- 388体の燃料集合体
- 78体の親物質集合体（1列）
- 270体の防護集合体（3列）
- 200体の貯蔵された集合体（102+98）
- 10ヶ所の毒物質（Devermagine）
- 「空の」場所5ヶ所
- 例外的な貯蔵場所5ヶ所
- 158体の防護集合体（最後列）

- 396体の防護集合体（3列）

IAEA-SM-284/22

高速炉の経済指数と物理指数との改善の手段

バクダサロフ Yu. E., ベロフ E. E., ボプロフ S. E., エリセエフ V. A., カマエフ A. A.,
マトウェフ V. I., ノウォジロフ A. I., リネイスキー A. A., トロヤノフ M. F.,

物理エネルギー研究所, オブニンスク, クルジュスカヤ州

ソビエト社会主义共和国連邦

炉 BN-350 と, BN-600 を設備した結果として, 高速炉の本当の経済指標が明らかになった。この経済指標を, 熱中性子炉の対応するデータと比較対照するに, 高速炉は, 熱中性子炉より, 1.5 ~ 1.6 倍だけ, 高価である。将来の大出力の炉の設計研究によると, この炉を従来の設計を考慮に入れながら設計するならば, 上記の比(1.5 ~ 1.6)は, 単位出力の増大にかかわらず, あまり変わらない。単位出力の増大は, 設計と使用の基準(ノルマ)と規則の厳格化によって説明される。従って, 許容し得る経済指標をもって高速炉を開発するためには, まず, 価格低減の道の探索が行なわれる。価格低減法の若干が, 本報告において検討されている。

酸化物燃料による高速動力炉は, 1.3 ~ 1.34 の増殖率と, 14 年の固有倍増時間($T_{BH} = 1$ 年のとき)とをもつ。従来の構造では, これ以上の増殖の改善は困難である。増殖指標の著しい改善は, 非均質炉心を利用すると可能となる, この炉心は, 金属ウランを内部プランケットとして利用するとき, 特に魅力的である。燃料集合体ごとに(リング状に), また, 内部燃料要素(軸方向の)に非均質性がある非均質炉心が調べられている。

1. 高速炉の経済指標の改善の手段

既に利用されている原発地域に設備される BN-600 装置と VVER-1000 装置を例として, 高速炉と熱中性子炉との資本費(資金支出)を比較したところによると, 高速炉の比価格(MW 当り)は, 热中性子炉を用いた原子力発電所の 1.5 ~ 1.6 倍である。両者の金属消費量もまた, ほぼ同じ比である。周知のように, 同じような, あるいは, 若干悪くさえある, 高速炉の同種の経済指標が, 他の国々でも得られている。

ウランの比較的低い価格の条件下では, 増殖比が高いという高速炉の潜在長所も, 热発生用集合体(TBC)の製造と, 高速炉の燃料の再処理のための, より高い費用を相殺しない。その結果として, 高速炉の第一世代は, 極めて高価な電気エネルギーを発生しつつある, そしてこのことが, 現在, 商業的見地から, 高速炉の発達をさまたげる一因となっている。見積りによれば, 資源の枯渇によるウラン価格の上昇にともなう高速炉と熱中性子炉の経済指標の接近は, 当然の過程であるが, それはだいぶ先のことであると思われる。何となれば, 热中性子炉の燃料のための総支出内で, 鉱石が占める分は, 比較的小さい(評価法にもよるが, 10%から 20%まで)からである。

従って金属所要量と資本支出の低減, 再生処理と製造の実際の費用の縮小, つまり燃料サイクルのための費用の低下, などの問題は, 発電(動力)システム内の高速炉の発達のため, 第一義的な意義をもつものである。

現在、概念設計上の、詳細設計上の、また、実用上の、経験が蓄積されており、また、原理的・理論的問題や、技術的問題の理解度は、深められている。そしてこのことが、高速ナトリウム炉（BN）を備えた原子力発電所の金属所要量と資本所要量とに大きな影響を及ぼす多くの科学的・技術的問題の最適解決の道を、商業炉の開発段階において、指示示すことを可能にしている。

第1表に、原子力発電所装置BN-600とVVER-1000の金属使用量と価格についての比較データが示されている。

第1表

項目 番号	名 称	比金属所要量 T/MW電気		装置の総価格の%	
		BN-600	VVER-1000	BN-600	VVER-1000
1	<u>原子炉</u> 上部固定遮蔽装置、容器内装置を含む容器、GZN-1、(主循環ポンプ)工業用熱交換器(BN-600用)、I次回路のパイプライン、原子炉の補助システム	8.7	1.8	30.2	11.1
2	<u>熱輸送装置</u> 蒸気発生器、GTsN(BN-600のII次回路)、原子炉から蒸気発生器までのパイプライン、補助システム	7.2	5.7	26.1	31.7
3	<u>機械室の装置</u> 主装置および補助装置を含むタービン、付属装置を含む定置パイプライン、およびその他の装置	10*)	14.5	5.8	21.5
4	電 気 装 置	—	—	10.3	7.5
5	自動機械、制御・測定装置(KIP)、線量制御器				
6	補助建物と、補助設備の装置	3.5	4.0	8.4	10.8
7	輸送・組立ての金属構造物と装置	12.6	3.0	12.1	4.7
8	総 和 指 数	50.0	30.0	100	100

*) BN-600には、出力がそれぞれ200MWの3個のタービンがある。

高速炉において最も金属所要量の大きいのは、下記のものである。

- 1次回路の補助システムを含む原子炉；
- 2次回路の装置とシステム；
- 輸送・組立ての装置と金属構造物

最適を求める設計研究の実施に当っては、原子力蒸気発生装置（APP）について大きな注意を上記の各エレメントに割らなければならない。

1.1 資本費の低減

高速炉の経済問題の解決に手をつける前に、何故、高速炉が熱中性子炉より著しく高価についた、かを理解することが必要である。余分の（中間の）熱除去回路の存在は、十分な説明ではない、何となれば、高速炉は、20～25%だけに高い効率をもつからである。

現用の、および、設計上の高速炉に関する価格データの分析によると、高速炉の比価格（MW当たりの価格）の増大は、下記のファクターによる：

- 原子炉の低い単位出力と、その地域の原子力発電所の低い総出力とによって、高速炉の単位出力を増すために好都合な可能条件を利用していないことによって；
- （大部分の設計における）熱工学装置の、特に、蒸気発生器の、実用上不十分な信頼性によって；
- （浄化、冷却材の排出、燃料の交換と貯蔵など）《補助》システムの品目が多く、かつ、多岐にわたることによって；
- 電気加熱器、不活性ガスのシステム、特殊な計器などを必要とするナトリウム使用によって；
- 合理性が不十分な概念設計上の、また、詳細設計上の、決定によって；

このことは、新らしい発電装置の開発の初期段階には、ある程度つきものではあるが。

使用経験および概念設計・詳細設計の経験の蓄積について、また、大型装置の建設への移行について、熱中性子炉と同等の条件下で、高速炉の経済諸指標は、疑もなく、改善され、熱中性子炉のそれにだんだんと近づくであろう。

一体、高速炉には、その金属所要量と価格とを増大させるどのような特長があるのであろうか？ 出力が1200～1600MWの代表的一体式原子炉（SPH-1, BN-1600）を分析調査してみることにしよう。このタイプの原子炉においては、金属総重量のうち、わずか30%が、装置に割り当てられている：すなわち、1次回路のポンプ（複数）、熱交換器（複数）、回転プラグ（複数）、パイplineを含む高圧室（head chamber）（単数）、中性子遮蔽

(単数)などに割当られている。容器(ケース)の重量は15%である。タンク内構造物の主要重量(55%)は、熱および中性子遮蔽として、また、支持構造物として利用されている。

(上部の固定遮蔽を除いて)上記重量の金属は、ナトリウムと接触しているので、高品位規格の鋼の使用が、また、製造精度と検査精度を満足する機械加工の高仕上度が、必要とされる。その結果として、BN-600に関する分析が示すように、これら《遮蔽》構造物の比(MW当たり)価格は、当初の金属の値段にくらべて10倍以上になる。このようなわけで、著しい重量の高価格金属が、タンク内装置の《構成材》(binder)として使用されている: 数個の大寸法の殻(shell)が、内部で、原子炉の主タンク(ケース)を、また、ポンプ、熱交換器などを、取巻いている; 中性子遮蔽が、著しい重量の金属を含有している。加圧水をもつ原子炉では、また、従来の火力発電所の蒸気ボイラでは、圧力ではたらき、主たる循環回路を形づくる金属の重量は、85~90%である。

高速炉におけるいわゆる遮蔽金属の重量が大きいのは、容器(ケース)内に2次回路の冷却材が導入されることにもよる。この場合、冷却材の放射能は、最小レベル(10^{-6} キュリー/1ℓ)に維持されなければならない。このことは、炉心と熱交換器との間に; 比較的に金属所要量の大きい中性子遮蔽(物)を必要とさせる。別の面から云えば、構造金属の著しい量が、一体型(integral)原子炉の容器内で、熱い冷却材と冷たい冷却材の境をつけるために、また、熱衝撃から守るために、原子炉の容器と装置の諸コンポネントとの支持壁を冷却するために、消費されている。一体型原子炉のよく知られた構造は、大寸法の製作構造物であり、それらは、機械製作基準に従って製造される: すなわち、高品位鋼を材料とし、加工、溶接、および、組立の、精度と仕上度に対する要求に応ずるものとする。以上のすべてが、著しく価格を高騰させる。従って、設計される(原子炉、発電)装置の価格を引下げるためには、容器(ケース)内構造物の、加工の品質に対する、また、材料に対する、要求を低くするか、あるいは、原子炉の寸法、金属の重量、および、作業容積などを切りつめることが必要である。容器内金属の重量を、全然ないものにするか、著しく小さくすることは、熱交換器(複数)と炉心(単数)との分離配置(1個の容器内の配置ではない)によってまた1次回路の冷却材の容積の縮少によって、可能である。この原則に一見して適うのは、ループ構造である。周知のように、高速炉は、この構造から始まった。BNタイプ炉(タイプBN-350)の従来のループ構成は、1次回路のパイプラインの分岐システムのあることを特長とし、このことが、放射能回路の密封と安全、パイプの熱膨張の補償などの重要な問題を提起している。以上のほか、1次回路の加熱されるパイプラインのシステムは、金属の

重量と、(原子炉)装置の価格とを大きくしている。以上の諸ファクタは、一体型構造に移行することにより、解決された。

現在、ソ連邦においては、2個の原子炉が、好成績のもとではたらいている：すなわち、ループタイプのBN-350と、一体型のBN-600である。原子炉BN-350については、諸装置と放射性冷却材入りのパイプラインとを含有するボックス(box)をパッキングするのが難しいことを指摘しておく必要がある。火災安全の要求と、放射性ナトリウムを密封する要求とを満足することは、ループ構成の場合、1次回路のパイプラインの分岐システムと関連して、複雑な技術的問題であり、目下、最終的解決を得ていない問題である。

一体型構造は、大寸法の容器(ケース)の支持エレメントの、容器内エレメントの、また、これらエレメントと接触する装置(GTsN-主循環ポンプ、PTO-中間熱交換器)の、熱力学上の問題の綿密な根拠づけを必要とする。すなわち、すべての、一体型の、実証炉と第1世代実用炉について実際に明らかにされた熱力学の問題が、商業用一体型炉に変更を加えることを必要とさせた。

設計上および実用上の興味を引くものに、BN-350とBN-600に関する実際のデータを基礎とするループ型炉と一体型炉の比較経済指標がある。設置した時期に差があるので、これら原子炉装置への投下資本を比較対照することは難かしい。ただ、実際の諸元、特に金属所要量は比較し得る：

金 属 所 要 量		BN-350	BN-600
1 次回路	T/MW	1 7.7	1 2.5
(「低品位」)炭素鋼を含んで、 (ボックス、ピット、其他のライニング)	T/MW	1 1.5	5.0

このようなわけで、ループ構成の総金属所要量は、より大きい(恐らく、ここでは、BN-350のより小さい出力も影響しているのであろう)、しかし、高品位の、高価な構造用金属の量については、一体型構成が、ループ構成より、若干少い。我国の公刊物でも、また、外国の公刊物でも既に報告されたように、同じ出力の原子炉の比投下資本は、もしもそれらが先に触れたような従来方式によってつくられるならば、構成タイプによって、すなわち、一体型か、ループ式かによって、あまり左右されない。

確かに言い得ることは、冷却材と接触する金属の重量の低減の観点からさがし求める方向の1つは、閉じられたループ構成と、半一体型構成であろう、と云うことである：すなわち、独立の小寸法容器内の炉心、また、原子炉の容器（ケース）と装置（GTsN-主循環ポンプ、PTO-中間熱交換器）の間には、入手し易く、安価な材料（コンクリート、鉄、黒鉛）からつくった遮蔽装置が置かれている。原子炉容器のまわりには、コンクリートピット（複数）内に、一体型構成におけるとほぼ同じ距離のところに、1次回路のポンプ（複数）と熱交換器（複数）とが、半径方向に、置かれている。この熱交換器は、短いパイプラインによって、原子炉容器に接続されている。原子炉（単数）、ポンプ（複数）、熱交換器（複数）などの容器（ケース）、および、接続パイプラインは、保護容器（insurance housing）に入れられている。熱膨張を相殺するためには、一体型のBN-600にくらべて、1次回路の比金属所要量を、15～20%だけ、引き下げ得るような構成法の採用が必要である。このような方式においては、高品質金属について、30～50%の、特に大きな節約が得られるかもしれない。しかしながら、この数字は、極めて大ざっぱであり、設計基準と安全規則を満たすことを考慮にいれた綿密な設計研究に当っては、支持されないであろう。

であろう。

以上のことに関連して、高速炉の発達の主たる方向である一体型構成は、目下のところ、その信用を失っていない、そして、我われの見るところでは、製作されるものの金属所要量の低減と、この低減に応ずる価格の低下とについての大きな潜在的可能性は、依然として存在する。

従来の原理原則による設計の枠内にあって、下記の、高速炉の経済指数の改善手段が検討に値する：

1. 完全に一体化された放射性1次回路の開発
2. 一体型原子炉の構造の簡素化
3. 蒸気発生装置（APP）全体としての、設計構成の簡単化
4. 原子炉と、基幹装置である蒸気発生装置（APP）の、40～60年にわたる耐用期限の確保、このことは、高速炉の場合、大きな問題を引起こさないであろう。

現用の一体型構成においては、放射性冷却材をもつ多くのシステム（炉から取出した熱発生集合体（TWS）の、洗浄システム、指示システム、貯蔵システム）は、原子炉容器の外に存在する。これらのシステムは、パイプライン、電気加熱器などとともに、1次回路の金属所要量のうちの大きな部分を占める。以上のほか、安全問題の解決を難かしくする。何と

なれば、放射性冷却材の漏れいを無くする特別の方策が必要となるので。以上のことと関連して、上述の諸システムを一体型炉の容器（ケース）内に内蔵するような設計研究が注目に値する。

高速炉の経済諸元を改良する我われの方策としては、原理的に新らしい発案・設計への移行を否定するものではない。特に、遠い将来のものとして、隔壁が2個の蒸気発生器（複数）をもつ2回路方式が検討されている。

大出力の高速炉BN-1600の基礎研究としては、原子炉BN-600のタイプに従う種類のものが採用された。現在、この設計の改良の手段が、さがし求められている。前記の改良の手段のうちのいくつかが、下に列挙されている：

- (1) 蒸気発生器の構造の、簡単化と安価化（ナトリウム用過熱器の取止め、単機出力の向上）；
- (2) 2次回路のパイプラインにベローズ(silphon, bellows)の使用；
- (3) 外部放射性システムの、原子炉容器内への配置；
- (4) 原子炉容器内に緊急冷却の熱交換器を配置する場合、2次および3次回路から、安全システムの機能を除去；
- (5) 2個のタービンの代りに、1個のタービンを使用；
- (6) 発電地域における施設の数を、4～6まで増加；

もしも、上記の手段を、予定の効果にともなって実現することに成功するならば（成功は、必ずしも、大出力の原子炉の最初の試作品に限らないが）、同じような条件下の比価格は、事前の評価によれば、基礎にした種類のものにくらべて、25～30%だけ、低下するであろう。

1.2 燃料のための費用の低下

燃料サイクルの経済指標の改善のためには、大きな注意が、燃料の炉内滞在時間の増大に、すなわち、燃焼度の増大に向けられる。燃焼度の増大にともなう増殖率(KW)の若干の損失（核分裂片による捕獲による損失と、化学再処理間の損失）にもかかわらず、燃焼度の上昇にはほとんど反比例して、熱発生集合体の化学的再処理と製造の規模は、短縮される。これに応じて、費用の燃料相当分も減少し、また、燃料の再生産テンポも増大する。現用の原子炉BN-350と、BN-600とにおいては、7～8%の燃焼度が得られている。このような燃焼度は、特に強力な動力用高速炉に対しては、明らかに不十分である。現在、熱発生集合体のジャケット(jacket)と燃料要素のケーシング(casing)のための鋼の最適規格の選定と、スエ

リング(swelling)の減少を目指す熱力学的処理方法の選定とを含む研究が行なわれている。熱発生集合体のジャケットのためには、フェライト・マルテンサイト鋼に大きな期待がかけられている。この鋼によって、最初の、希望のもてる結果が得られている。

以上のはか、燃料のための費用の低減を目指しつつ、開発されている大出力の炉の、出力密度、燃料要素の直径、炉心の諸寸法、などの最適化に関する研究が行なわれている。この場合、永く炉を使っているあいだに、ウランの価格が、また、燃料の製造と再処理の経費が、大きく変わるかもしれないことが考慮される。製造と再処理の経費の変化は、大量生産の条件下で起きる工作技術の改良によるものである。このこと（ウラン価格の変化や、製造と再処理の経費の変化）は、系列増殖炉の、現在開発されている先頭サンプルは、出来るならば、炉の中心部分が汎用構造を持ってほしいことを示唆している、これは（汎用とは）、例えば、均質炉心から非均質炉心への移行とか、炉心寸法の若干の変化、のような炉心構成の使用間の変更が可能などをねらったものである。

周知のように、我国における高速炉の発達は、必要な増殖諸元（増殖率(K_w)、 T_2 ）をもつ原子炉の開発という基本戦略線に従うものである。これらの基準値の最適化から、440 kW/ℓ のレベルにおける平均出力密度と、40 cmの遮蔽厚とが選定された。金属ブランケット帯をもつ非均質炉心に移行することにより、 K_w （増殖率）のさらに一層の増大と、 T_2 の短縮とが検討されている。

しかしながら、このことは、高出力の炉心と、厚い遮蔽とが、原子力発達の全段階にわたり、経済的に最良であるための要件である、と云うことを、少しも意味するものではない。

例えば、（熱中性子炉の稼働中に蓄積された）大量のプルトニウムの在庫を特長とする初期においては、また、燃料要素の製造と燃料そのものの再処理との作業プロセスの処理能力と規模とがなお不十分な条件のもとでは、高出力の炉心と厚い遮蔽とをもつ原子炉の、出費に対する燃料分は、比較的大きくなるであろうが、それは増殖諸指標によってではなく、主として、再処理と製造のための費用によってきまる。

事前の分析によると、炉心の諸元の最適化によって燃料サイクルの経済を改善することができる。

燃料の再処理と製造のための費用は、主として、燃料と燃料要素の年間製作量(year flow)によってきまるので、炉心の最適諸元の選定に当って、高速炉発達の初期の段階では、この製作量を引下げる従来の方法、すなわち、炉心の出力密度の低下と遮蔽厚の短縮とが、検討された。この場合に利用されるアプローチの特長は、採用されている原子炉外形寸法の枠内

での、新らしい炉心の構成であった。このことは、原子炉が、耐用期間のあいだに、システムへの要求によっては、1つの炉心から別炉心に移り得ることを意味している。

事前研究の結果として、高出力の炉心と厚い遮蔽から、低出力の炉心と薄い遮蔽をもつ方式への移行が最も適当であると定められた。このためには、熱発生集合体の活性部分の高さを0.3mだけ増大し(この増大は、端面部分の高さを0.3mに応ずる分だけ短縮することによる)，かつ、炉心の燃料集合体の列の数を1列だけ増加することで(この増加は、横方向遮蔽の厚さを1列に応ずる分だけ短縮することによる)，十分である。

このようにして、炉心の体積は、原子炉容器と内部エレメントの諸寸法を変えることなく、ほぼ1.5倍に増大され得る。同じ割合いで、炉心の出力密度も低下する。同一の原子炉の外形寸法のなかに、炉内の燃料要素の数が著しく異なる2つのタイプの炉心を組立て得る(第Ⅱ表)。

低出力の種類の炉では、燃料要素の消費量は、半分に、熱発生集合体の消費量は、30%だけ、縮少された、また、再処理への燃料の流れ(flow)は、25%だけ、減少した。同時に45%だけ、臨界装荷は増大し、0.05だけ、増殖率(KW)は減少した、そしてこのことは、燃料の過剰稼働の若干の低下を引起す。濃縮の減少からくる《新》燃料の補給は、上記のこととに応じて、原子炉BRNでは、減少した。十分な量のプルトニウムが存在する条件下では、臨界装荷の増大は、重要な意義をもたない、それは、プルトニウムが、倉庫に、あるいは、炉内に、《凍結》されるようになる場合、臨界装荷の増大は重要でないことによる。それ以上に、Pu-241を炉心内に貯蔵するとき、燃料サイクルにおける放射性崩壊によるPu-241のロスを避け得る。この場合、将来、プルトニウムが不足する時、BRNタイプの炉心内に《凍結された》追加燃料を、BRVタイプの炉心に移すことによって、あるいは、その頃、より経済的になっているであろう任意の別の炉心に移すことによって、自由にはたらかせることができるであろう。この種の条件下では、プルトニウムの生産性の若干の低下は、また、経済性に影響しないはずである。同時に、低出力の炉における燃料要素と熱発生集合体との消費量の著しい低下と、再処理への燃料の流れの若干の減少とは、これらに応じて燃料費を引き下げ得る。

第Ⅱ表

«1000 MW(電気)の、高出力原子炉(BRV)と低出力原子炉(BRN)の燃料サイクルの諸元» ($V = 70 \cdot 10^3 \text{ MW} \cdot \text{D/T} \cdot \text{工業分析(T-a)} ; \varphi = 0.8$)

項目 No.	パラメータ	BRV (高)	BRN (低)
1	炉心の平均出力密度, kW/ℓ	440	285
2	炉心の寸法, $D/H, \text{m}$	2.0/1.0	2.9/1.3
3	端面遮蔽の厚さ, m	0.4	0.25
4	炉心の熱発生集合体の数, 個	240	290
5	炉心の燃料要素の直径, mm	6.6×0.4	8.2×0.45
6	炉心内の燃料要素の数, 個	79440	62930
7	臨界装荷, Pu (分裂), kg	2200	3200
8	増殖率	原子炉 1.29	1.24
	炉心	0.826	0.91
9	燃料の年間使用量, 工業分析T/年	28.7	23.0
10	燃料の運転期間, 年	炉心 1.53	2.4
		増殖エレメント 4.4	5.5
11	燃料要素の所要量, 1000個/年	52000	26000
12	炉心の熱発生集合体の所要量, 個/年	157	121
13	«新しい»燃料の補給, Pu (分裂) T/年	1.44	1.34
14	Pu (分裂) の余剰取得, ロスを考慮する kg/年	240	200

上に述べた種類の炉は、審議の段階にあることを付言しておかなければならぬ。この炉の有利かどうかは、高速炉のシステムを、プルトニウムが在庫する条件下での具体的燃料サイクル計画に結びつけたのち、明らかにされる。

2. 高速炉の物理指数の改善の手段

増殖指数の著るしい改善は、非均質タイプの炉心を利用するとき、可能になる。内部ブランケット内で、ウラン-238の酸化物を利用するとき、BNタイプの原子炉において、KV(増殖率)は、0.05~0.08だけ、増大し、倍増時間は、6~10%だけ、引下げられるであろう(文献3)。しかしながら、非均質構造が全く魅力的なものになるのは、内部ブランケット部分

で金属ウランを利用するときである〔文献4, 5〕。このような炉心をもつ原子炉は、炭化物装荷または炭・窒化物装荷(charge)をもつ高速炉の同様指数(増殖指数)とほぼ同じか、より大きい増殖指数を持ち得るし、また、燃料サイクルの観点から、完全な核エネルギー利用の見通しをひらくものである。

各種構成の、非均質の酸化物・金属炉心の検討によると、決定的優位を占めるのは、半径方向にリング状の非均質性をもつ炉心である。しかしながら、増殖性燃料集合体の割合が大きいとき、冷却材の出口温度の著るしい「稀釈」が発生する。軸方向タイプの非均質性をもつ構成では、この欠点がなく、かつ、エネルギー発生の場の不均等度係数において、著しくまさっている。ただし、この場合、増殖層の厚さに制限がある。しかしやはり、炉心が、どの種類であれ、非均質構成をもつ原子炉において、高い増殖指数を、すなわち、 $K_B = 1.55$ を、得ることができる、また、($T_{VN} = 1$ 年のとき)固有の時間である $T_2 = 8$ 年が得られる。

2.1 リングタイプの、非均質の酸化物・金属炉心

炉心の増殖性集合体は、原理的には、いろいろの方法で配置され得る。しかしながら、エネルギー発生の場の平坦化の観点から望ましいのは、対称リングの形での増殖性集合体の配置である。このような構造の炉心が、電気出力1600MWの原子炉に対して、研究された。計算による評価は、二次元(R, Z)における「規格化した」多群拡散計算を基礎にして行なわれた、この場合、燃料交換は定常方式とする。炉心の計算モデルは、4個の増殖性「リング」(第1図)を含んでいた、このリングのなかには、(劣化した)金属ウランが置かれていた。半径に沿うエネルギー発生の場の補足形成は、2種類の濃縮の燃料の利用によって、達せられた。内部ブランケット帯の体積割合は、変化された： ϵ_{VZV} (内部ブランケット部) = 27, 33, および, 36%。計算結果は、第Ⅱ表に示されている。

カセットにより非均質性を備えた非均質炉心の主要欠点の1つは、ナトリウムの出口温度の「稀釈」と関連している。炉心には、冷却材の出口温度の、少からぬ稀釈源が存在する：すなわち、側方遮蔽、制御・保護システムの諸機関の穴、エネルギー発生の場の一時的不安定、など。炉心内の上記諸機関による出口温度の総低下は、50°Cに達することがある。リングタイプ(カセットによるタイプ)の非均質炉心では熱発生アセンブリとか内部ブランケット部におけるエネルギー発生の変動により、追加のもれが発生する。出口温度の稀釈の計算のため、

第Ⅱ表

《内部プランケット帯(VZV)の割合による非均質炉心の物理諸元》

VZV (内部プランケット帯)%	27	33	36
H ^{ZMO}	24.0	26.8	28.5
H ^{ZBO}	30.7	32.1	35.0
KVA	0.93	0.96	0.97
KVE _T	0.31	0.31	0.32
KVE _b	0.26	0.27	0.26
KV	1.52	1.54	1.55
VG	0.47	0.49	0.51

上の表で：

X-Puについての、燃料の濃縮；

KB(増殖率)は、($N_{\text{C}}^{238+240} / N_{\text{cf}}^{239+241}$)Pとして求められた、この式で、 N_i^j は、原子炉のそれぞれのタイプの、反応の積分数；

KVE_{T, b} 一端面遮蔽(T)についての、また、側方遮蔽(δ)についての、KVの構成成分；

KVA' - 内部プランケット帯を考慮に入れた炉心についてのKB；

BG - 増殖利得。

上に述べたところと同じ原子炉モデルが利用された。計算は、下記の2つの場合に対して行なわれた：

1. 内部プランケット部において、低濃縮の(U-235について2%)金属ウランが利用されている。
2. 内部プランケット部において、劣化した金属ウランが利用されている。

計算の結果は、第Ⅳ表に示されている。

第Ⅳ表に示されたデータから導かれるように、大きさが15°Cと見積もられた追加稀釈ファクターの出現にもかくわらず $\epsilon_{VZV} = 27\%$ の種類のケーシングの最大温度は、同じ前提で計算された従来の炉心における温度を、わずかに(～3°Cだけ)越えるにすぎない。このことは、次のように説明される。つまり、内部プランケット部のリング状構成は、エネルギー

第IV表

<非均質度の異なる非均質のリング状炉心の熱・流体力学的諸元>

H_{VZV}^5	ε_{VZV}	$W_{az/VZV}^{max}/MW$	Trazb °C
2 %	0.27	3490/526	3
	0.33	3373/643	8
	0.36	3334/682	10
劣化ウラン	0.27	3662/374	13
	0.33	3579/457	19
	0.36	3551/485	21

a3 - 炉心, VZV - 内部プランケット帯

上の表で, ε_{VZV} - 内部プランケット部の体積割合;

$W_{az/VZV}^{max}$ - 炉心(または内部プランケット帯)の最大出力, この出力は, 2回の燃料交換間の, 原子炉の運転サイクルのあいだに得られている。

Trazb (稀釈) - (従来の炉心にくらべての)冷却温度の追加稀釈

発生の場の半径方向の平坦化と, その安定性とを改善し, その結果として, (従来の炉心にくらべて) ~ 12 °C のレベルで, 補償性ファクタが発生する, として説明される。

別の重要な結論は, 次のように要約される, すなわち, 非均質炉心内の燃料要素のケーシングの温度を, 従来の炉心の温度のレベルに維持するためには, 内部プランケット部において, 低濃縮ウラン(2%のU-235)を利用する必要である。このことは, [文献6]に出されている結論と一致する。

反対の場合には, 非均質炉心内の燃料要素のケーシングの温度は, 従来の炉心の同種の温度を, ~ 10 °Cだけ, 越える。

2.2 軸方向の（燃料要素内の）中間層をもつ非均質炉心、金属ウラン-238を基材とする内部プランケット部を軸方向に（燃料要素内に）配置する非均質炉心は、この他の非均質構成とくらべて、多くの長所を持つ。

まず第1に、このような構成は、原子炉がはたらくための、良好な温度条件と、熱流体力学的条件とを保証する。炉心の高さに沿うエネルギー発生の場の補足平坦化は、別の種類のものにくらべて、炉心寸法の短縮を可能にするとともに、最大燃焼時における平均燃焼度の増大を可能にする。高さに沿っても、また、半径に沿っても、エネルギー発生の場を平坦化するという観点からは、金属ウランをもつ軸方向の中間層は、ウランの酸化物をもつ中間層と同じ性質を示す、ことを指摘し得る、この研究の結果は、〔文献7, 8〕に示されている。

非均質炉心の構成の最適化にあたって、主要問題の1つは、軸方向の増殖性中間層の厚さの選定と関連する。計算研究によると、中間層の厚さが60cmのとき、炉心の上部と下部との間の中性子結合の完全な喪失が起きる。このような中間層のもとでは、実際には、2個の、無関係な（独立の）原子炉がはたらいていることになる、このようなシステムの（あるいは、弱い中性子結合を特長とするシステムの）開発が有利か否か、あるいは、可能か否か、の問題は、特別の検討を必要とする。最大のKV（増殖率）と最小のT₂との観点から、我われの関心がもたれる中間層の寸法は、（炉心の全高が1mのとき）30cmから35cmの範囲内にある。しかしながら、このような中間層の厚さは、炉心の高さに沿うエネルギー発生の場の平坦化の観点から、1個の熱発生集合体の出力の観点から、炉心の上部と下部の中性子結合の観点から、到底、最適ではない。上記の観点から最適な中間層の厚さは、～20cmである。

上記のような中間層をもつ原子炉のKVと、増殖集合体の割合が～30%の原子炉のKBとのちがいは、約0.04である。上記の～30%には、炉心の容積が小さい、従って、側方遮蔽の厚さが幾分大きい炉が考に入れられている。同時に、このような炉は、熱料の小さい比装荷(kg/KW)をもつ、そしてこのことが、30%の増殖性材料が使用されている別の非均質炉心における同じ固有倍増時間を得ることを可能にする。

補足的な改良として、軸方向の中間層に、半径に沿うて「段階的な」（高さの違う）形を付与し、かつ、唯1回濃縮の燃料の利用まで、炉心（Zone）形成をやめるのが良い。計算研究によると、1回濃縮の燃料を利用するためには、中間層の半径方向の寸法を、低濃縮の（あるいは、中程度濃縮の）領域の半径に限定することが必要である。このような中間層は、

半径に沿い、1個の段を持たなければならない。しかしながら、この場合の構成は、高いKVと小さいT₂の要求に幾分矛盾する。従って、より望ましいのは、炉心の寸法に等しい半径であり、高さに沿って1個の段をもち、かつ、2領域形成(2-Zone Profiling)を利用する中間層である。

自己の物理的諸元について、このような原子炉は、1.50のレベルのKVと、(T_{VN}=1年のとき)~9年に等しいT₂とをもつ。

第V表

《増殖中間層の厚さがいろいろの値をとるときの、原子炉の物理的諸元》

間層の厚さ, cm ²	20	35	40
H _r ^{ZMO}	22.5	27.4	29.1
H _r ^{zbo}	30.8	34.6	30.0
KV	1.49	1.58	1.57
KVA	0.92	0.98	1.00
BG	0.41	0.47	0.51
K _z ^{az}	1.14	1.11	1.10

第V表に、増殖性中間層の厚さがいろいろの値をとるときの(炉心の全高は1mとする),原子炉の若干の物理的諸元が示されている。

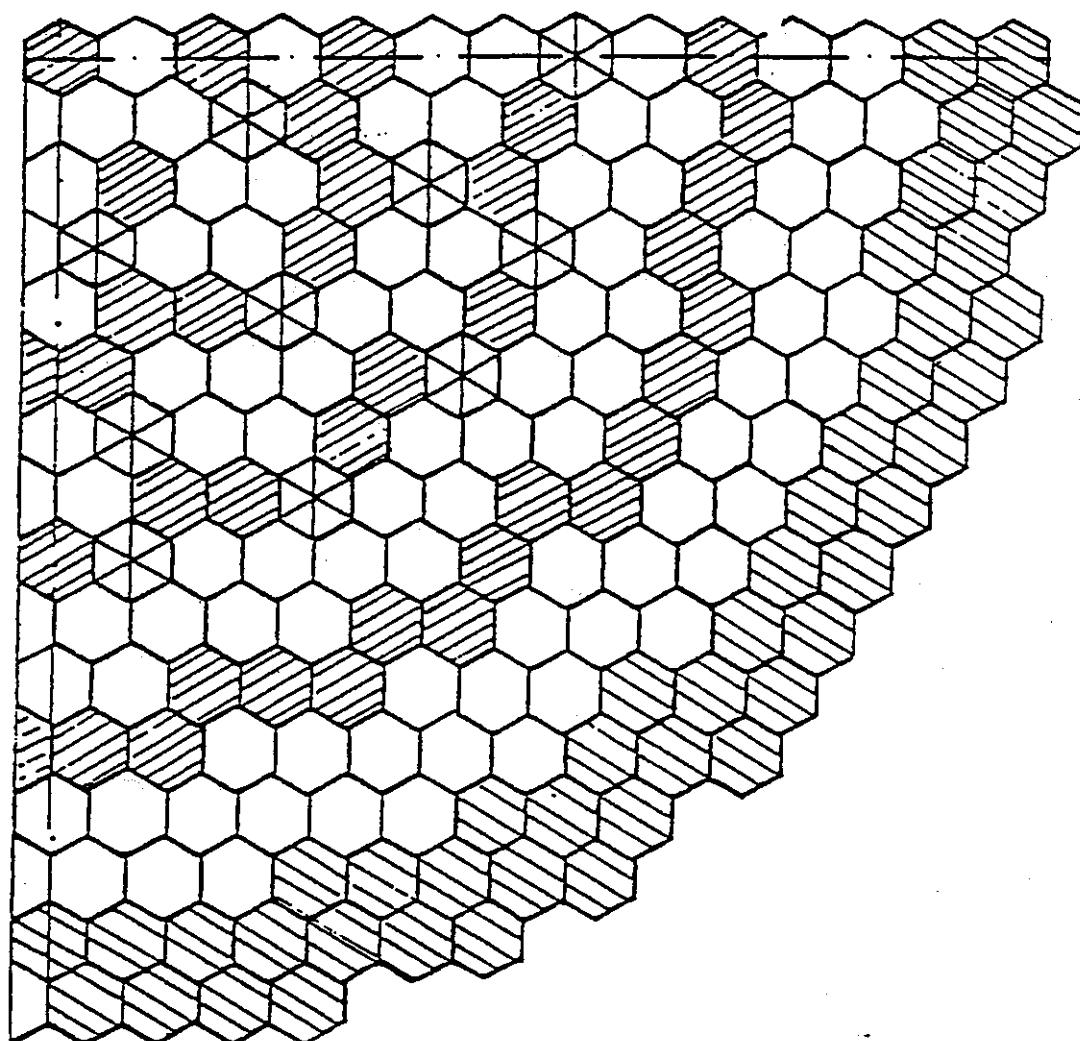
以上に述べてきたようなわけで、行なわれた研究によると、非均質の酸化物・金属炉心は、リングタイプの、構成による非均質性を備えた種類においても、また、燃料要素内の軸方向非均質性を備えた種類においても、ナトリウム冷却材を使用する高速動力炉の増殖諸元の著しい改善を保証する。

以上

文 献

- (1) リネイスキー A. A. “最新の熱中性子炉を備えた原子力発電所と、最新の高速炉を備えた原子力発電所の、技術的・経済的諸元の比較対照”『原子力エネルギー』53 (1982) 360～367 頁。
- (2) トロヤノフ M. F. 他, “高速炉導入の初期段階における燃料費用の節約”『原子力エネルギー』55 2 (1983) 77～80 頁
- (3) マトウェエフ V. I. 他, “酸化物燃料を利用するときの、非均質炉心をもつ大出力高速炉の計算研究”, 経済相互援助会議, 平和を目的とする原子力利用の分野における協力に関する常設委員会 (1984)
- (4) トロヤノフ M. F. 他, “高速中性子による動力炉の炉心の構想; 原子炉 EH-1000 の物理的諸元の最適化” Fast Reactor Physics, V. 2 IAEA, Vienna (1980) 117 頁
- (5) ボブロフ S. B., ダニルウィチエフ A. V. 『原子力エネルギー』54 (1983) 269 頁
- (6) オルロフ V. Z. 他, “出力の高速炉における、ウランとプルトニウムの同時使用” Fast Reactor Physics, V. 2 IAEA. Vinna (1980) 301 頁
- (7) “日本における非均質炉心LMFBRs の構想の発展”『外国における原子力技術』7 (1984) 18～22 頁
- (8) 井上 K. 他 Nucl. Techn. V. 63 11 頁, 15 頁

(付 図)



- 热発生集合体； ◇ 内部増殖ゾーン()の集合体；
◎ 側方遮蔽の集合体； × 制御・防護システム(cy3)の集合体；

第1図 リングタイプの非均質炉心をもつ原子炉の集合体配置の図解図

フランスにおける高速中性子炉燃料サイクルの現状と見通し

A.E.Barbe, A.G.Bekiarian, F.Grignon, L.Prouteau*

(以上COGEMA. Velizy-Villacoublay)

J.C.Mougniot, L.Patalinn

(以上CEA. Fontenay aux Roses)

H.GUILLET, H.LEVALLET

(以上CEN Cadarache, Saint Paul les Durances)

要 約

高速中性子炉燃料サイクルに関するフランスの経験は、20年近くにわたって行なわれてきた諸活動の集積である。加工した燃料の総重量は、Phenix, Super-Phenix用として約100トン($U+Pu$)、再処理燃料はPhenix, Rapsodie燃料で約20トン($U+Pu$)で、今日これらが同燃料サイクル活動を制御するに当たっての保証となっている。

このような経験を積んだこと、現在進行中のさまざまなプロジェクトが成熟期を迎えており、加圧水型軽水炉の燃料サイクルという良い参考例があること、以上3点によって燃料サイクルの安全性レベルにせよ、廃棄物のレベルにせよ、高速中性子炉の工業的な開発に当たって障害となるような特別の問題は全くないと確信できる。

特に、同燃料を再処理するためのパイロット施設T O Rの運転開始などに関して、非常に積極的な研究開発活動が実施されている。なお、T O Rの再処理能力は年間5トン($U+Pu$)となる。

既存の燃料加工設備は細かい点を適応させて補えば、今世紀末までの欧洲全体の原子炉燃料を加工するだけの能力が充分ある。

また、Super-Phenixならびに初期の1,500MWe実証炉の使用済燃料を再処理するという見地から、工業的規模の再処理施設に関する決定が下された。この施設は、欧洲協力の枠組みで建設されるはずである。

現在我々が進めている方法の実用的な方法、持続性、効率によって、同燃料サイクルに関するコストを順調に制御し、フランスにおける高速中性子炉の経済的目標を尊重する方向が強化されている。

1. 序

高速中性子炉は、その目標 자체が完全な核燃料サイクルの実施につながるものである。その他諸々の状況以上に、この条件によって原子炉とそれ以外の燃料サイクル施設が密接な相互依存の関係にあるわけである。従って、フランスについてまず以下の問題に関する現状、続いて見通しを検討したいと思う。つまり、原子炉に入る前と後で核物質が受ける変形に関する工業的あるいは半工業的性格を持った施設の建設を計る問題である。

2. 歴史

1960年代の終り頃、CEAが高速中性子炉開発に関連する重要な計画を決定した。1967年の実験炉Rapsodieの運転開始に合せて次の措置が取られた。

- CEAのCADARACHEのプルトニウム工場の最初の加工ラインの建設（酸化物燃料を年間0.5トン）。
- La Hagueに一つの作業場(AT1)が建設され、1969年から1979年まで運転を続け、1トンの使用済燃料を再処理した。同工場は現在解体中である。
- Rapsodie並びに1973年に運転を開始したPhenix発電所(250MWe)の燃料について、パイロット・プラント部(Marcoule)が、1975年からその再処理に関する作業を復活させた。

このような過程は全体的に見て我々がどのような政策を守ろうとしてきたかを良く示している。そこでは常に、原子炉問題と表裏一体の形で、燃料サイクルに使用する相応の設備を考えられている。どうしても原子炉より以前に燃料加工設備を設置しなければならない時は、再処理に関する一定の制限が守られてきた。CEAのMARCOULEのパイロット・プラントによる年間処理能力が、これまでPhenixから出る燃料の量以下であったからである。しかし、1に約20kgという処理能力を持つこれらのプラントによって、数々の工程や装置を広範囲にわたってテストできたと同時に、大量の燃料を再処理することができたのである。この再処理能力により、まもなく(必要限度を)超過するのは明白である。

3. 現状と統括

量および質の見地から(数々の工程の完成も含め)、これまで得られた結果について統括するのも興味深い。

- Rapsodie (1967-1983)

この原子炉をめぐって実施された燃料サイクルは、 CEA/CADARACHEにおいて、その後の再処理に役立ったペレット加工を完成させ、 PUREX法による高速中性子炉燃料の再処理のフィージビリティを保証するものであった。さらに、 Rapsodieで生成されるプルトニウムを再生加工することで、燃料サイクルを確立することも可能になった。また数々の付随的な活動により、燃料棒を直接水中に貯蔵する問題についても、さまざまな成果が得られた。

Rapsodieの使用済燃料は、燃焼率12万MWd/tまでが、AT1で再処理された。さらに、Rapsodieの使用済燃料を使って、一層高い照射率(約20万MWd/t)に関する再処理方法を実験所で実験することができた。

- Phenix (1973年から)

Phenixは、特に原型炉としては全く申し分のない稼働率によって燃料サイクル産業にとって意義深い一段階となった。その工業運転開始から1985年1月1日までの間、合計稼働率は59%で、1,430万kWhを発電した。

その燃料の加工は、CEA/CADARACHEの特別ライン(酸化物燃料加工能力年間4トン)を使って確保した。

MARCOULEのCEA、La HagueのCOGEMAもそれぞれ同レベルの量について(9.2トンと9.7トン)、同燃料の再処理を行った。La Hagueで再処理した燃料は、同燃料の既存の工業施設を修正しないで済むように天然ウラン黒鉛炉燃料と共に溶解後、希釈した。既存の工業施設が優先的に行う仕事は、加圧水型軽水炉燃料を処理することだったからである。以下に示す表Iと第1図にまとめてあるように、MARCOULEで積んだ経験によって完全な実証が行われた。再処理した燃料の燃焼率は55,000~100,000MWd/tの間でさまざまな値をとり、冷却期間は14~24ヶ月であった。

表 I フランスにおける高炉中性子炉燃料サイクル・データ

	RAPSODIE	PHENIX	SUPER PHENIX
プルトニウム含有率 Pu / (U + Pu)	30%強	18 - 25%	15 - 19%
今までの炉心酸化物燃料 加工量 (t) と 燃料集合体の数	1.7 t 600 体	30 t 665 体	52 t 410 体
再処理のための 最低冷却期間	5カ月	14カ月	(a) 6カ月
今までの再処理量 t (U + Pu)	1 t	9.2 + 9.7 (b) —— 18.9 t	
Pu 最大再生加工回数	3	2	

(a) TORでの予定

(b) La Hagueでの希釈による

(c) このうち酸化物燃料 7 t は初めての再装荷

以上の作業により、再生加工連続 2 回まで燃料サイクルを確立することができた。以来、Phenix の燃料を再処理して得たプルトニウムは、燃料加工に使われるプルトニウムの相当部分を占め、1982年にはこの割合が 100% に達した(第2図参照)。

最後に、使用済燃料集合体の解体は、数々の開発研究を基礎に工業過程の完成を可能にした。

- Superphenix (1985年予定)

Superphenix の燃料サイクルの実施に当たって使用する工業的手段は、現在では主に加工工場と限られた数の燃料集合体を輸送する能力だけである。

燃料の供給全般については、COGEMAの責任下にある。最初の装荷分（燃料ピン 271本, 364体）がATPu/CADARACHEで加工された一方、増殖用ブランケットの製造はSICNとAGIPで分担される。燃料生産に関する中心設備は、ATPuの加工ラインで、これらの燃料要素の加工に全体的に使用され、酸化物燃料生産能力は年間約20トンである。

要約すると、使用したさまざまなタイプの燃料について生れた生産方式ならびに達成された性能に関する以上の結果がさまざまな燃料サイクル部門で我々が獲得した（技術的）手法の特徴を明らかにしている。具体的には、

- 加工：工業レベルでの実施。必要ならば、一層高い能力を持つ生産設備を速やかに建設できる可能性もある。
- 再処理：Phenix燃料の再処理の量的な経験から、この方法の（技術的）手法の確立を果したといえる。
- 燃料の輸送と貯蔵：すでに獲得された方式。

4. 展望

4.1 Phenix

同原子炉燃料サイクルに関する新たな展望は、主としてその使用済燃料再処理問題に集中されている。T O R（高速中性子炉酸化物燃料処理）の生産開始が1986年に予定されているからである。T O Rの予定定格能力は年間5トン（U+Pu）で、燃焼度が10万MWd/tに達している燃料について、年間約2トン（U+Pu）と見積もられている同原子炉の需要を大幅にカバーすることになる。

この施設に加えて、我々はさらに初めての工業プラント（MAR 600）に関する方法の確認とその構成部品のテストに充分適切な設備を設けることになっている。

T O Rの説明

同プラント全体は、パイロット・プラント（SAP）の現在の諸施設の一部によって補足され、工場における特徴的操作を実行できることになる。

- 燃料のせん断と溶解一溶液の濾過と調整、
- 分離に至るまでの抽出サイクル、除染、ウランとプルトニウムの精製、
- ウランとプルトニウムの最終生成。

これらの段階の各々に、固体・液体・気体廃棄物の処理およびコンディショニング作業が含まれる。

TORの部分は、SAPの現在の諸施設とははっきり区別されるもので、新しいアルファ、ベータ、ガンマ区域から構成されており、ここでは予備作業が行なわれることになっている。TOR-1は、平行配列の2つの設備区画を持っている。

- ・主に、AT-1あるいはSAPでの実験に近い方法と設備によって生産するためのメイン・ライン。
- ・実際の燃料に基づいてMAR-600用の設備をテストするため、上記のメイン・ラインに分岐／連結することが可能な実験ユニット。
- TOR-2の部分は最終製品に関係し、MARCOULEのUP1工場と共に、硝酸化ウラニルと酸化プルトニウムの生産を目指す。
- TOR-3の部分は、特に既存の区画に以下のものを追加するため、パイロット・プラントの現在の施設を修正したものである。

- ・第1次抽出サイクル
- ・核分裂生成物溶液の凝縮
- ・第3次U抽出サイクル
- ・支列分析回路

4.2 Superphenix

Phenixの目標だけと比べれば、TORの能力がこれを上回るため、MAR600が運転を開始する以前でも、Superphenix燃料サイクル需要の少なくとも10%はまかなうだけの余裕を持つことになる。従って、それだけでもこのタイプの燃料に関してかなり実質的な統計的テストができることになる。

こうした可能性を両立できるようにするために、ISA I施設の寸法決定に当たって、既存の再処理施設でも処理できるいくつかの燃料集合体を解体できるようにした。ISA I施設は、MARCOULEで完成途上にあり、その重要な機能の一つはSuperphenix燃料に関する性能の確証あるいは改善を目的とする観察用燃料集合体を試験することである。

4.3 ポスト Superphenix

4.3.1 欧州協力の枠組

高速中性子炉に関する設計・開発活動は、欧州レベルで商業炉の協力して行うのが有益なことは明白である。原型炉に関する作業の重複をなくし、1,500MWe商業炉の最適化

に至る中間段階のコストを最小限にすることができるれば、増殖炉の量産段階への移行が容易になるからである。

このような構想の下に、1984年1月10日、フランス、英國、ベルギー西独、イタリアの間で政府間協定が結ばれた。今後これにオランダが参加する可能性もある。同協定の目的は、高速中性子炉と関連燃料サイクル工場に関する研究開発建設計画を共同で実施することである。

すでにさまざまな分野で、パートナー間の協定議定条項が調整されており、企業レベルのパートナーあるいは研究機関の間で、さらに詳細な協定書の作成が進んでいる。

4.3.2 燃料の加工

すでに触れたように、CEAはCADARACHEに施設ATPuを持っており、ここでSuprphenix燃料の加工が行われている。

わずかな修正を施せば、この施設で使用している設備でほぼ2,000年までは1,500MWe炉用燃料加工の需要にも対処できるはずである。

4.3.3 再処理

4.3.3.1 PURRプロジェクト

1981年と1982年、COGEMAはSGNと共に、第一次高速炉燃料再処理工場(PURR)プロジェクトを検討した。同工場では、同地に建設される量産試作段階の4基の原子炉に関する燃料およびそれに先行する実証炉の燃料を再処理するということであった。

同原子炉の一部は地理的に同地と近かったため、6ヶ月の冷却期間を経た燃料の輸送が容易で、燃料の解体はPURR工場で行われた。

同プロジェクトを補足する形で、同じ地に燃料加工工場を建設することも検討された。これによって、プルトニウム及び新しい燃料の輸送を少なくすることができた。

4.3.3.2 MAR-600プロジェクト

その時点から、かねてより実証されていた商業炉最適化中間段階が、4基の炉による量産試作開発段階に先行すべきことが明らかになった。

そこで、COGEMAは商業型原子炉運転開始期日とその性能について考え得るさまざまな仮説に対し、もっと適切なプロジェクトを考える方向に進んだ。

それが、MAR-600と名づけられたプロジェクトで、やはりSGNと共に、MARC OULE事業所に設置しようというものであった。MAR-600は、厳密な意味で工業的

使命を持つ工場で、年間平均して50~60トン(U+Pu)を再処理できる。この再処理能力はSuperphenixならびに現在欧州規模で計画されている1,500MWe実証炉によって生じる需要に相当する。

この能力からいって、同工場を既存の原子力サイト(MARCOULE)に組み入れ、諸々の施設と付属設備を利用することが可能である。そうすれば投資コストが削減できると共に、1958年以来、MARCOULEの再処理および関連業務の中で積んだ経験を役立てることができる。

燃料は、約3年の冷却期間を経た後に、完全な形のまま同工場に運ばれるが、この冷却期間は上記の原子炉最適化段階との一貫性を保っている。以上の条件は輸送および工程上のいくつかの制約を軽減できるという利点がある。

さらにこの工程は、燃料の解体から通常の再処理工場(PUREXプロセス)に見られる作業までを包括している。こうした作業によって、以下のものが生じる。

－精製硝酸化ウラニル

－(燃料)加工用酸化プルトニウム

－廃棄物。これらは、貯蔵所に発送できるように、MARCOULEの諸施設あるいはMAR-600において全て固体の形でコンディショニングされる。

同工場で確保される機能全体については、表Ⅱにまとめてある。

MAR-600で使用される諸工程はCEAが完成し、TOKが、改良点の効果をテストするのに貢献することになるという点を指摘しておこう。

最後にCOGEMAが示したMAR-600プロジェクトに関する安全性のオプションは、産業研究省原子力基本施設本部から好意的な通知を受けている。

表Ⅱ M A R - 6 0 0

A 主要機能

- 燃料全体の受け入れおよびキャスクの保管
- 燃料の解体
- 溶解
- 不溶解性の金属の分離
- 核分裂生成物の分離
- ウランおよびプルトニウムの分離・精製
- プルトニウムを酸化物に転換
- 発送のための硝酸化ウラニルの凝縮

B 固体廃棄物の最終コンディショニング

- (燃料集合体)構造部品(六角管, ヘッド, 底部支持部品)を分別し, ドラム缶に収める
- 燃料の被覆を減容し, コンディショニングする
- 核分裂生成物のガラス固化
- 溶媒の鉱化とパッケージ
- 可燃性廃棄物の焼却と灰のパッケージ

C 工業的性格を持った仲介設備

- 使用済燃料集合体一時貯蔵プール
- 酸化プルトニウムの一時貯蔵
- 硝酸化ウラニルの一時貯蔵
- ガラス, (燃料集合体)構造部品, 被覆管の入ったドラム缶の一時貯蔵と発送

5. 高速中性子炉燃料サイクルの安全性、廃棄物、コスト

先の各章では、フランスにおける高速中性子炉燃料サイクルの効果的な共同開発について、これまでに積んだ経験と見通しについて明らかにしてきた。ところで、安全性、廃棄物、経済性という3つのレベルで、この燃料サイクルが許容できるものであり、同サイクルの特殊な点が同炉型の工業的普及に当たって障害にはならないと証明することが基本的に重要な点である。

安全性

安全性に関する設計規定の中でも特に必要とされるのが、放射性物質の管理および閉じ込めの維持、臨界事故に関するリスクの予防、照射に対する防護、残留熱の放出である。

我々の経験に照らして考えれば、加圧水型燃料サイクル工場と同等の安全レベルにあるといえる高速中性子炉燃料サイクルに関する各種プラントに、これらの規定を適用しても特別な障害を生じることはない。今日、高速中性子炉燃料サイクル工場の安全性について、その性格上特殊な大規模の研究開発計画が必要であるといった事態は認められない。

結局、研究開発、特に廃棄物の発生、続いて長期的貯蔵に関する研究開発の成果を利用するため、上記プラントの設計に変更が生じるとすれば、安全性のレベルであり、それも高速中性子炉と加圧水型軽水炉についてそのような措置が取られる時期は非常に接近していると考えられる。

廃棄物

高速中性子炉燃料サイクルに関する特別な性質によって、運転レベルで時としてさまざまな設計上の制約が生じることはあっても、廃棄物と投棄に関する限り、ごくわずかな例外を除いて、加圧水型軽水炉向けに実施あるいは開発中の技術と同じ技術が利用される。さらに、全体的に見れば、廃棄物の量と放出量も同程度のもので、これを再処理した燃料による発電量に照らして考えれば、高速中性子炉の方が少ないとさえ言える（表Ⅱ参照）。

核燃料サイクルの廃棄物について、長期的に見た毒性を減らすため、工場の設計者は、廃棄物に関するあらゆる研究開発の成果を統合することに専心している。こうして、フランスのガラス固化法およびこれを改善した方法が再処理からの“高レベル放射性”廃棄物の処理に適用されている。

コスト

高速中性子炉によるkWh当たりの発電コストについて、その進展を計るという目的は重大である。以下に示す表Ⅳでは、この点に関する見積りと現在の目標を設定している。高速中性子炉燃料サイクルコストに関する進展予想からいって、この分野における活動も発電所について

予定されている活動を想定したようなものでなくてはならない。すなわち、CREY-MALVILLEの燃料サイクルに関する見通しと工業的量産段階の見通しの間で、ほぼ半分までコスト削減を計らねばならないということである。

技術的な改良と工場規模に関する要因の2つの効果を結びつければ、それだけのコスト削減が可能になると思われる。

しかし、高速中性子炉は（一度にではなく）漸次、欧洲の発電所に普及してゆくわけであるから、初期の段階では、その燃料サイクルのレベルでの削減幅は限られたものとなる。新しい施設の規模と契約スケジュールに応じて期待するだけの節減が計られてゆくわけである。ここで、今世紀末までは、CADARACHEの加工工場ATPuで充分まかなえることと、工業段階初の代表的再処理工場が平均して年に50～60トンの処理能力を持つ予定であることとの二点を指摘しておこう。

経済的な見通しを客観的に判断するには、高速中性子炉の“量産開始”段階（量産初の原子炉）を検討する必要がある。その時、燃料サイクルはkWh当たりのコストの約1/4を占めると共に燃料サイクル・コストの2/3は、輸送ならびに再処理に要する経費となる。

フランスにおいて採用されている実用的な方法と効率に関する観念によって、今日からでも高速中性子炉燃料コストの適切な調整を保証することができる。

－中規模の工場による中間段階を選択することは、以下のような利点がある。

- ・短期的な融資契約の規模を抑え、既存の原子力サイトに初期の工場（加工および再処理）を統合できる。
- ・高速中性子炉発電所開発に関する変動とは比較的無関係な生産性の効率と大きな稼働率を確保できる。
- ・研究開発活動の成果を最も早い時期に工業レベルで利用できると共に、生産レベルの経験を速やかに（研究開発活動に）還元できる。

－高速中性子炉に関する現在のkWh当たりの超過コスト分に占める燃料サイクルの割合はすでに著しく抑えられている。

－これまでの経験とさまざまなプロジェクトの前進を統合することで、今後のコスト削減を確保し、（コストに関する）数々の不確定要素を抑制する。

6. 結論

高速中性子炉燃料サイクル分野におけるフランスの経験は、ここ20年にわたり、Rhapsodie

から Superphenix に至る原子炉の開発の歩みに沿って積み重ねられてきた。

その経験は、新燃料の加工に関するものでも、使用済燃料の処理に関するものでもあったが、工業的原型プラント実現のため長期にわたって研究開発活動が行われ、結局、同燃料サイクルの完全な実現可能性が証明され、続いて現在の需要に応えるだけの設備が利用できるようになつた。

以上の経験、加圧水型軽水炉燃料サイクルとの大きな類似性、現在のプロジェクトの成熟度の三点から、高速中性子炉燃料サイクルに関する安全性、廃棄物、コスト問題の調整は保証されていると言える。

フランスで軽水炉燃料サイクルの工業化に成功していることは、原子炉開発との調和を計りながら、高速中性子炉燃料サイクルが漸次工業段階へと移行する歩みを一層確かなものにしている。

COGEMA や CEA グループ全体が検討している数々のプロジェクトは、このような展望の枠内に入るものの、国内あるいは国際的枠組みの中でも同燃料サイクル開発の進展条件に見合つたプロジェクトとなっている。

表Ⅲ 加圧水型軽水炉と高速中性子炉でコンディショニングした廃棄物の量的比較

燃料サイクルの段階	廃棄物のタイプ	カテゴリー (a)	m ³ / GWe. 年	
			加圧水型軽水炉 1,300 MWe	高速中性子炉 1,500 MWe
燃料加工		A	35	30~50
		B	0	1
再処理	技術的に生じるもの + 廃棄物処理生成物	AとB (b)	270~310	230~280
	燃料集合体構造部品	A	0	22
	被覆と端部支持部品	B	35	2
	核分裂生成物 (高レベル放射性 ガラス)	C	5	6
原子炉(参考)		A	485	110~170

(a) これらのカテゴリーは固体廃棄物の承認および最終貯蔵に関するフランスの安全基本規定に相当する。まとめると、

—カテゴリーAは、低レベル放射能のいわゆる“ベータ／ガンマ”廃棄物に相当する。

—カテゴリーBは、“アルファ”廃棄物

—カテゴリーCは、“高レベル放射性”廃棄物

(b) この場合、“B”廃棄物の割合が比較的小さい。

表IV 高速中性子炉kWh当たり最低コストの変化(*)
(1982年1月1日時点の経済的条件—フランス・サンチーム/kWh)

	CREYS-MALVILLE S P X - 1	高速中性子炉 1500 S P X - 2	量産開始時点	参考：標準型加圧水型 軽水炉(1300MWe)
発電所 (投資 + 運転)	27.6	21.6	15.0	11.7
燃料	10.0	8.7	4.7	5.3
計	37.6	30.3	19.7	17.0
高速炉／軽水炉	2.21	1.78	1.15	

(*) Philippe LORINO “増殖炉：その経済的観点” 工業年報13(1984年1月)による。

添付図

- 1 - PHENIX燃料の再処理に関する経験
- 2 - PHENIX燃料加工用Puの再生加工
- 3 - MARCOULEのTORとSAP(パイロット・プラント部)
- 4 - MARCOULEサイトにおけるMAR 600プロジェクト

再処理金属 ($U + Pu$) の重量 (kg)

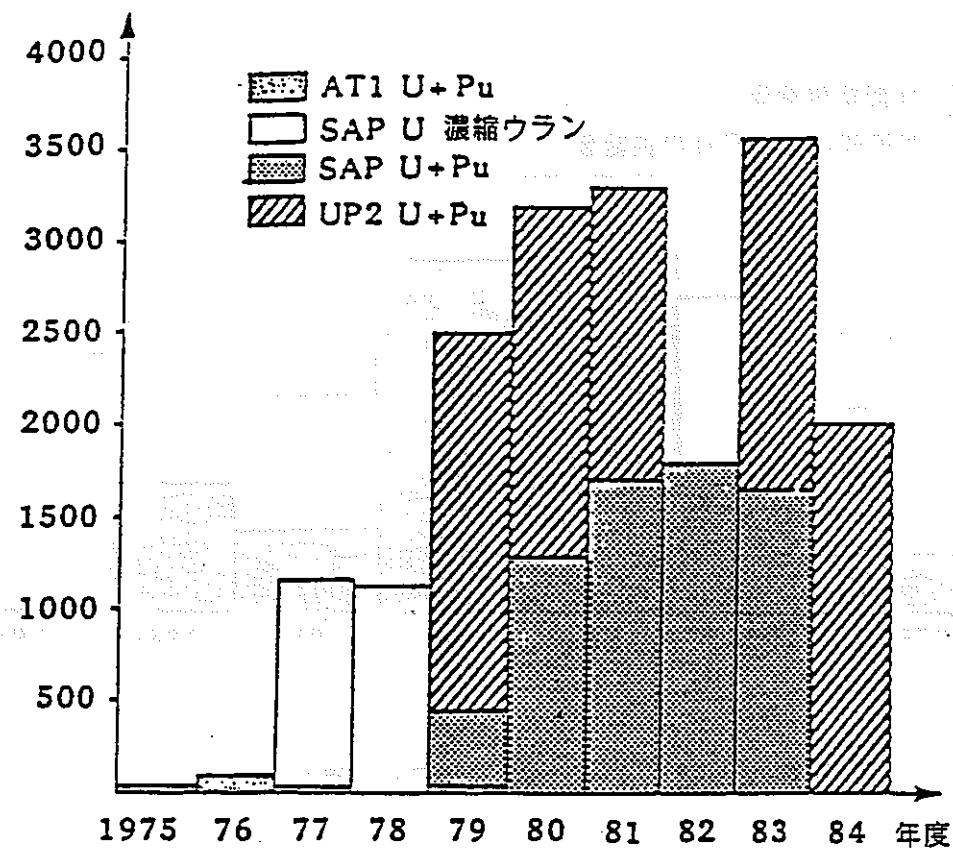


図1：PHENiX燃料の再処理に関する経験

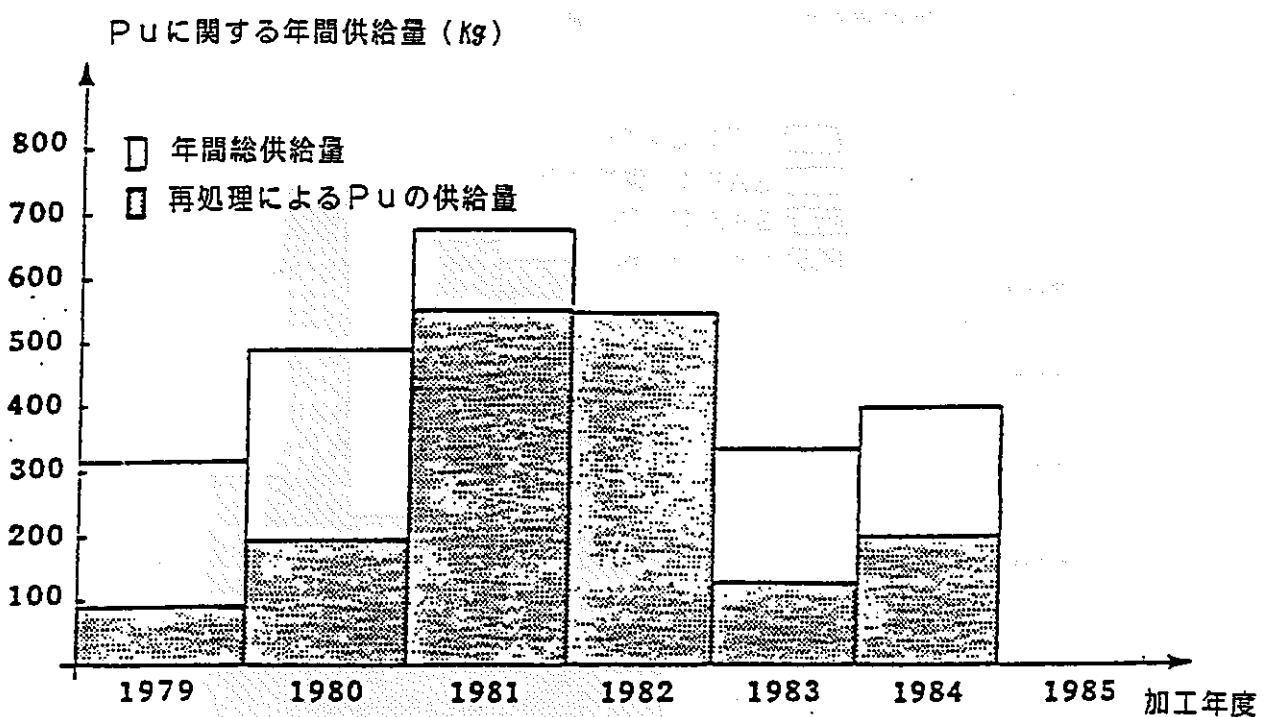


図2：PHENIX燃料加工用Puの再生加工

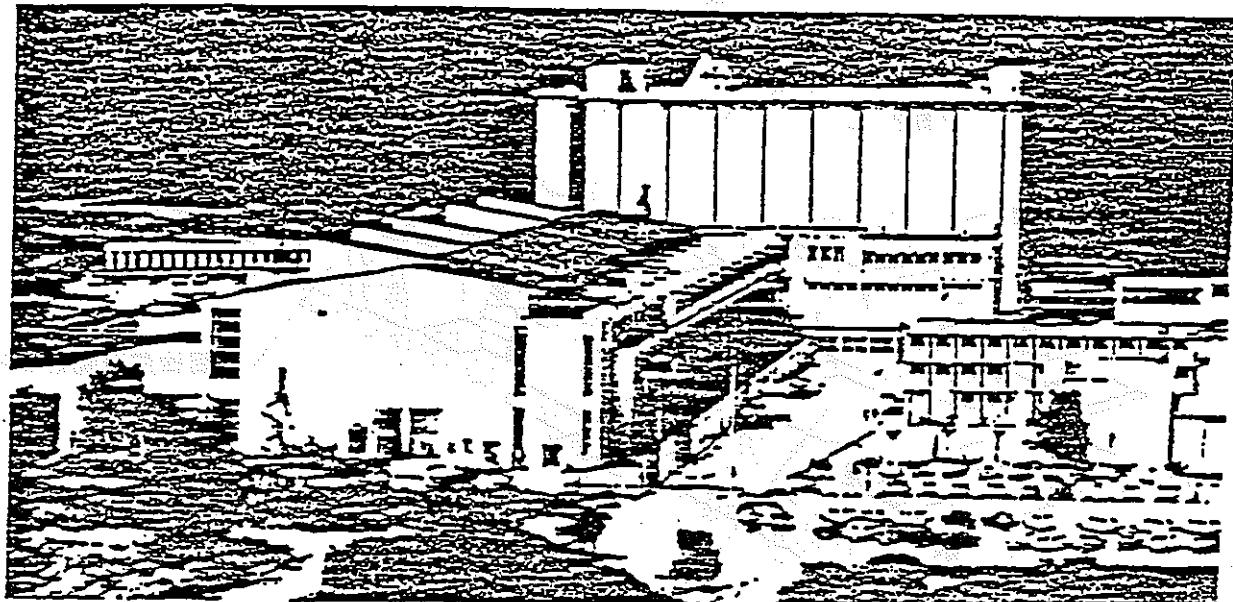


図3：MARCOULEのTOR（高速炉酸化物燃料処理）とSAP（パイロット・プラント部）

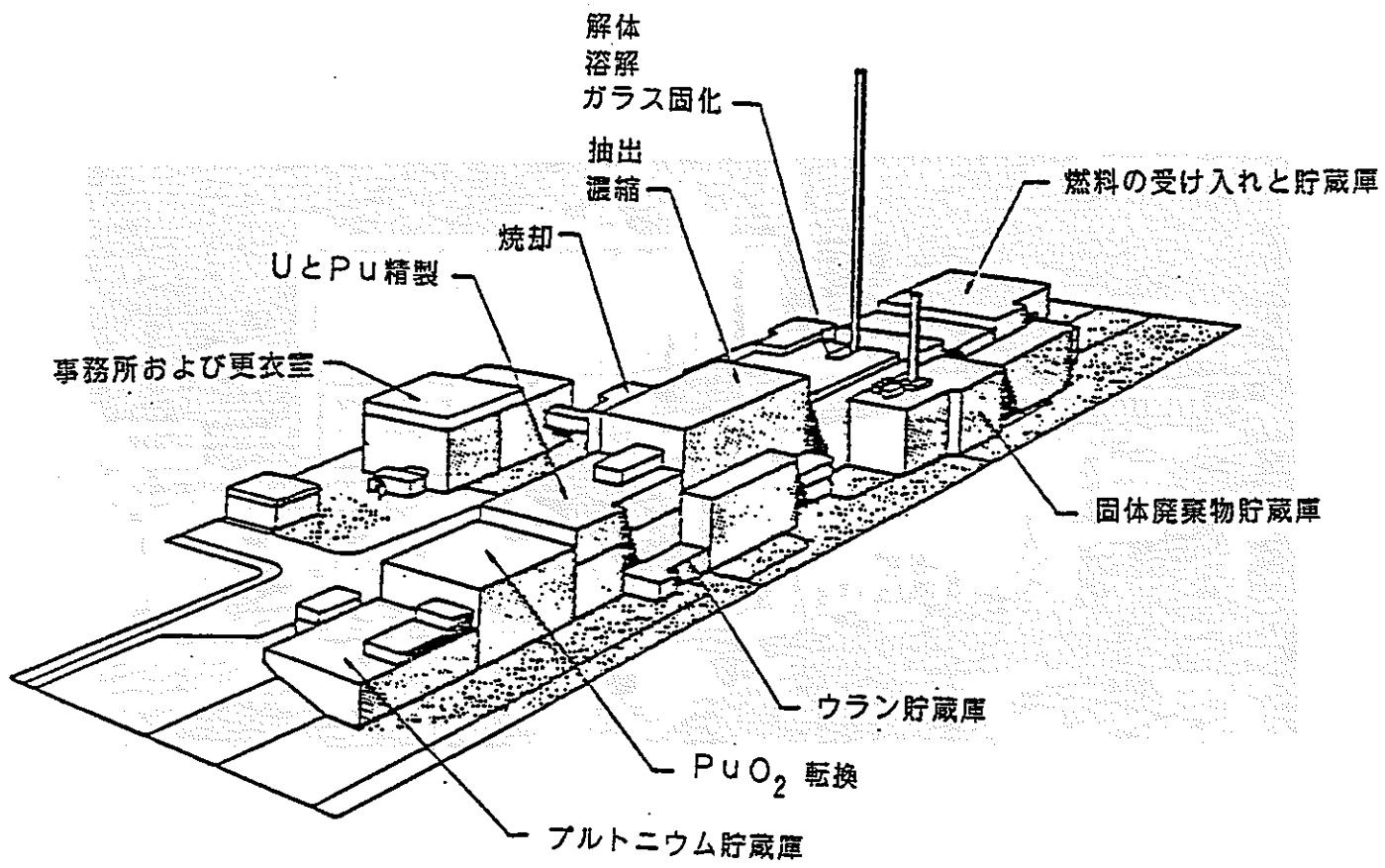


図4：MARCOULEサイトにおけるMAR 600プロジェクト

IAEA-SM-284/27

PHENIX発電所の大型構成機器の運転に関する10年間の経験

J . L . CARBONNIER-A . LAPICORE

CEA/IRDI/DEDR/DRNR, CEN CADARACHE

13108 ST-PAUL-LEZ-DURANCE CEDEX FRANCE

J . A . JOLLY

CEA/IRDI/DEPRE-CENTRALE PHENIX

30205 BAGNOLS-SUR-CEZE FRANCE

アブストラクト

PHENIX発電所(563 MW_{th}-250 MWe)は、フランスのプロトタイプ増殖炉である。1974年7月14日に営業運転が開始されて以来、59%を上回る稼働率で運転が行われてきた。

この間に大型構成機器すなわちポンプ、中間熱交換機、蒸気発生器などに以下のようなさまざまなトラブルが生じている。

- ・一次ポンプは、運転開始テストの際にチェックバルブの機能不全が確認され、その後1976年と1981年に静圧軸受け機能不全が確認された。
- ・中間熱交換機は1976年以来、二次ナトリウム出口ヘッダーの上部の気密性の欠陥が確認されている。
- ・蒸気発生器については、1980年に一部の再熱器におけるスペース・グリッドの変形が確認され、その後1982年4月から1983年3月まで、4回のナトリウム／水反応が発生し、3系統の蒸気発生器の再熱器モジュールが次々と影響を受けた。
- ・これらのすべてのケースにおいて、原因が確認され、対応措置が生み出された。運転の再開は、一般に最短の時間内で行われた。このことから構成機器は優れた機能を示していると指摘することができるが、これは全体の設計が優れたものであることを証明するものである。
- ・10年間の運転の間に発生したトラブルによって次のことが可能となった。
 - ートラブルの重要な原因として確認された発電所の機能に関連した不確定要素の幅を削減すること
 - ーこれらの構成機器の設計を改善すること。一部の改善はSUPER PHENIX-1および2でも採用されている。
 - ーこれまで以上に効果的な計算方法を開発し、検証すること

I 序

PHENIX発電所(563 MW_{th}-250 MWe)は、フランスのプロトタイプ増殖炉である。1974年7月14日に営業運転を開始して以来、59%を上回る稼働率で操業を行っており、1200 MWh以上の発電を行った。

同発電所の機能に関する一般的な特徴と、運転に関する累計を表1に示した。

この間に、ポンプ、中間熱交換機、蒸気発生器などの大型構成機器にさまざまなトラブルが

発生している。いずれのケースでも、こうした出来事の原因が確認され、対応措置が見出された。発電のための運転の再開は、一般に最短の時間内で行われている。

表2および表3は、それぞれ大型構成機器の運転状況と、この10年間の過渡現象の数を示したものである。

2 一次ポンプ

この発電所では、運転用の3基の一次ポンプと、交換用の4基目のポンプ、運転用の3基の二次ポンプを使用している。二次ポンプではトラブルは発生していない。

一次ポンプ（図1-a）は、放射状に吸い上げ、底部に軸方向に押し出すシングルサクション遠心式のポンプである。

それぞれのポンプは、820 tr/mn の回転速度で 1100 kg/s の流量を確保している。

これらのポンプに何度かトラブルが発生したが、これは炉心の冷却には全く影響を与えていない。

2.1 チェックバルブの故障

初期テストで、ポンプの運転停止の際にチェックバルブがナトリウムの逆流によって作動していないことが明らかとなった。チェックバルブの形状を修正するため、営業運転を開始する前にそれぞれのポンプを順次取りはずす必要となった。

こうした修理作業の後、チェックバルブの気密性はもはや問題を起こすことがなくなった。

2.2 静圧軸受けの故障（図1-b）

1976年4月に急速運転停止をした後、ポンプの振動レベルが4倍にも増加したため、ポンプの運転は続けられたが、運転速度を 790 tr/mn といくらか低いレベルに抑えた。合計20788時間の運転を行ったこのポンプは、1976年7月の燃料交換のための定期運転停止期間の際に、交換用のポンプと取替えられた。

原子炉から出されると共にこの欠陥のあるポンプの検査が行われた。シャフトの静圧軸受けの補強材が滑り（位置がずれ）、ホイールにぶつかっていた。熱衝撃により、溶接部に破断が生じていた。

原子炉から出された際のポンプの表面線量は 1 rem/h だった。放射性生成物の保持ゾーンを構成している複雑な形態の部品を取り除き、洗浄と除染を行った後の残留放射能は約

10 mrem/h だった。これによって作業は好ましい状況下で行われた。

補強材のこの欠陥が生じた後、静圧軸受けは横方向の2本のピンによってこの部分が動かないようにし、溶接ビードによって固定する形で修正された。1981年9月に第2のポンプが同じ欠陥を引起こし、修理したポンプとこのポンプを交換した。2回目の故障以来、他の2基のポンプも予防措置として修理を行うことが決定された。

2.3 ポンプの分解の際に確認された異常

ポンプを分解した際に、1台のポンプのシャフトの異常と、他のポンプのバルブの支持フランジの異常が検査によって確認された。

・ポンプのシャフトの異状

シャフトの幾何学的な状態の検査によって、上部の金具にかなりの変形があることが確認された。このシャフトは1979年10月に、上部の金具を交換するためにメーカーのもとに送られた。工場における「粗挽き」によってバランスを取った後、修理されたシャフトは発電所で再びバランスを取った。その他のシャフトについても検査が行われたが、全く異常がなかった。

・バルブの支持フランジの異状(図1-c)

1982年9月にポンプのバルブの支持体の上部フランジ上にひび割れが確認された。すべてのひび割れは、フランジの植え込みボルトの固定のために片側だけに開けたある穴の周囲に発生していた。このひび割れは、洗浄作業の際にこの穴の乾燥が不十分だったことから、低温での高濃度の苛性ソーダ溶液による応力下で腐食が生じたことによるものである。(アルカリ応力腐食割れ)

このトラブルの後、洗浄作業の際に同じような欠陥が起こるのを避けるため、すべての片側だけの穴は外部から穴をあけ、連通するようにした。

このトラブルにより他のポンプに影響が生ずることはなかった。

3 中間熱交換器

中間熱交換器(図2)は二次ループ毎に2基ずつ、合計6基ある。これは二次配管を切断した後、分解することができる。それぞれの熱交換器で交換される熱容量は93,830 kwである。一次ナトリウムの入口温度は560°C、出口温度は397°Cで、二次ナトリウムの入口温度は350°C、出口温度は550°Cである。

3.1 トラブルの性格および分析

1976年7月11日に熱交換器の頂部でナトリウム火災が発生し、発電所は問題のあるループの2基の熱交換器の作動を停止させ、3つの二次ループのうちの2ループだけで1976年7月21日に運転を再開した。

1976年10月3日に、他の熱交換器のアニュラス・スペースで新しいナトリウム漏れが検出された。このナトリウム漏れは、共通モードの一般的な欠陥（ひび割れ）が起因となって発生し、熱交換器を修復する決定を下す前に、原因を分析する必要があった。発電所は運転を停止したままとした。トラブルを起した装置の一つが原子炉から取出され、大きな困難もなく洗浄および除染が行われた。熱交換器の表面に30キューリーの放射能があり、洗浄の際は5キューリーであった。3サイクルにわたる除染作業の後、表面線量率は40mrad/h以下に下がり、これによって生体遮蔽なしに作業を行うようになった。

この故障の原因となったひび割れは、内部隔壁を備えた二次ナトリウム出口ヘッダーの頂部管板の接続部分の溶接部に発生していた（図2-c）。

冶金学的な調査と検査によって、このひび割れはクリープ疲労現象によるもので、特に負荷応力によるクリープ損傷が生じていることが明らかとなった。

この応力は二次ナトリウムヘッダーの内部および外部の隔壁の間の温度差の大きさによって生じたもので、さらに管束出口の二次ナトリウム温度の非均一性によるものであると考えられた。

修理後に行われた測定によってこの仮説が確認され、管束の出口のナトリウム温度の相違が、32°Cあり（プロジェクトの計算では15°C）、2つの隔壁の間の平均温度差は23°Cあることが確認された。出力レベルを落とした運転の際に（3ループのうちの2ループだけを使用），トラブルを起した熱交換器の止め弁を越えてナトリウムがあふれる事象が発生し、これによって運転中の熱交換器における一次ナトリウム流量が低下し、上に述べたような温度差が生じた。

さらに内部隔壁の頂部の管板の接続部の幾何学的な形状の異常によってこの現象が深刻なものとなった。さまざまな計算から、これによって負荷応力が著しく増大したことが明らかとなっている。

3.2 修理および改良（図2参照）

これに対して以下のようないい改良が行われた。

- ・出口部分のヘッダー頂部

熱交換器の上部について、内部および外部の隔壁の熱膨脹差を受入れられるよう修正が加えられた。熱交換器の頂部をより柔軟なものとすることが検討され、計算によって耐性が検証された(図2-d)。

- ・流量配分機構(図2-b)

配管束の出口の温度を均一なものとするために流量配分機構を使用することが検討され、1基の熱交換器に実験的に取付けられた。

測定によりその効果が証明され、この装置はSUPER PHENIX-1の熱交換器の設計にも取り入れられている。

- ・生体遮蔽

生体遮蔽の強度のため、熱交換器の上部の自由変形が妨げられていることから、これを除去くことが決定された。この修正は、二次ナトリウムの放射化および資材には大きな影響は及ぼしていない。

3.3 計 装

熱交換器の二次ナトリウムの熱流力学的な知識を改善するために、熱交換器に熱電対が取付けられた。2基の熱交換器には3本の支持アームが取付けられ(図2-b)，それぞれのアームに5個の熱電対が装備された(これは管束出口の流管内に取付けられた)。

測定により、欠陥の分析結果が確認されると同時に、熱流力学的な計算コードの検証を行うことができた。

こうした変更点の正しさを確認し、計算コードを検証するために同じ種類でより完璧な計装がSUPER PHENIX-1の2基の熱交換器に取付けられている。

4 蒸気発生器

3基の蒸気発生器は3段モジュール型で、蒸発器、過熱器、再熱器で構成される(図3)。それぞれの段には12のモジュールが含まれる。1つのモジュールはピンの形に曲げられた外管内に挿入された7本の伝熱管の管束で構成されている。

水蒸気は底部から高部に伝熱管の内部を循環し、ナトリウムは外管の中をこれと逆の方向に流れる。

2種類の故障が蒸気発生器の再熱器の段に発生した。一つは蒸気発生器の支持グリットの変形

であり、他の一つは4回のナトリウム／水反応である。蒸発器および過熱器の段には顕著なトラブルは発生していない。

4.1 蒸気発生器の支持グリットの変形

1980年にガンマ線ラジオグラフィーによる定期検査によって、それぞれ以下の蒸気発生器のモジュールにおける36の再熱モジュールのうちの12のモジュールの伝熱管、タイピーム、スペース・グリット上に変形が確認された。

- 第1蒸気発生器の4つのモジュール
- 第2蒸気発生器の3つのモジュール
- 第3蒸気発生器の5つのモジュール

このトラブルの原因は、まず仮説が立てられ、その後取外したモジュールで確認されて、完全に説明された。すなわちナトリウムを充填する前の蒸気発生器の水蒸気による予熱作業の際に、管束と隔壁（外管）の間の熱膨脹差によって発生した。

通常の状態では隔壁（外管）は伝熱管よりも28°C高温となっているが、予熱の際には120°Cも低温となる。グリット内の伝熱管の潤滑が行われない状態で、この熱膨脹差はグリットの変形で吸収する以外になかった。

蒸気発生器の他の段について行われた検査では異常な事態は全く確認されなかった。他の段でこうしたトラブルが発生していないのは、伝熱管の直径がいく分細く、柔軟性が多少高いことから、グリットとぶつからなかつたためである。

その後一定の期間にわたって定格出力での運転の再開が承認され、この期間が終了した後に破損したモジュールの交換を行うことが定められた。

熱膨脹差を少なくするために、再熱器の蒸気の予熱は中止された。この段は、他の2つの段の予熱の際に、ケーンソングの周囲空気によって加熱されている。

4.2 再熱器の段におけるナトリウム／水反応

1982年4月29日、12月26日、1983年2月15日、3月20日にPHENIXの再熱器において4回のナトリウム／水反応が発生した。

最初の3回の漏れは3基の再熱器の12番目のモジュールで発生し、第4回目の漏れは第1再熱器の第11モジュールで発生した。これらのモジュールは、既に述べた1980年のトラブルによっては影響を受けていない。

これらのナトリウム／水反応は一般に小規模なものに止まり、毎秒数グラムの水が漏れ、ラプチャーディスクの破裂は引起こさなかった。

4回の漏れの分析から、いくつかの共通点が確認された。こうした漏れは次のような状況で発生している。

－常に上部にあるモジュールで発生している（第12、その後第11モジュール）

－配管の平削り（*raboutage*）溶接部分によって熱の影響を受けたゾーンで、最も高温な部分にある2カ所の溶接の1カ所で発生している。

冶金学的な検査から、この欠陥は数千サイクルにわたって使用された後の疲労によるものと確認された。

すべての可能な原因が分析されたが、主要な要因は水が再熱器の配管に入ったことにある。

この現象は1983年2月に計装を取付けた後に運転を再開した際に確認された。

この現象が発見されたことによって、トラブルの一貫したイメージが得られた。上部にあるモジュールは最も多量の水が入る入口部分に近く、熱衝撃も最も高くなる。冶金学的な検査もこのアプローチを確認している。

蒸発器と過熱器のモジュールではこうした現象は発生しておらず、こうした原因も存在していないことを指摘する必要がある。

これらの点が確認されたことから、PHENIXの運転員により、水が再熱器に入る可能性を全くなくすために、運転開始手順の新たな分析が行われた。

4.3 トラブルの状況、これによって得られた情報

これらの4回のナトリウム／水反応発生の主要なポイントは、この種のトラブルでは一つのモジュールが使用できなくなり、数週間にわたって二次ループが使えなくなる程度の影響しか生じないと見られることである。

水素検出システムは、毎回その役割を十分果した。

PHENIXによって得られた経験から、水素検出システムを迅速に作動させる必要があることが明らかになった。すべての改善はこの原則をもとに行われた。

残留応力の除去は、トラブルの発生していない蒸気発生器のケーソン内の空気の循環を維持しながら、毎回好ましい状況で行われた。運転員はこのトラブルを解決するために数時間の余裕があった。

5 結 論

この 10 年間における発電停止は、表 4 に示すようにさまざまな原因に基づくものである。ポンプのトラブルによる一次的な発電の停止は無視できる程度のものであった。そのための修理作業は大部分が運転中に行われた。これとは対照的に中間熱交換器および蒸気発生器のトラブルによる発電の停止は、失われた発電量の 54.3 % を占めている。

基本的には構成機器は、必要な場合に優れた条件の下で洗浄および除染することができ、これによって早急に修理ができ、可能な限り短い期間に発電が再開された。これにより、これらの構成機器ばかりではなく、原子炉全体の設計の制御が行われていることが確認された。稼働率は 59 % を上回り、原型炉としては非常に優れたレベルに達していることが、証明された。

さらにこれらのトラブルによって、少なくとも以下の 3 つの分野での経験と知識が得られた。

- ・発電所の運転に関連した不確定分野の縮小。これらの不確定要素がトラブルの主要な原因となっていることが明らかにされている。これは、特に補足的な計装の設置と、組織的な運転によって可能となった。
- ・構成機器のコンセプトの改善
- ・熱流力学的な計算方法および機械的な損傷の評価方法の正しさの確認およびこの分野の知識の改善。これについても補足的な計装が大きな力を発揮した。

こうした経験および知識は、SUPER PHENIX-1 の設計および調査の際にも広範に利用された。これは構成機器の設計および計算手段の正しさの確認について当てはまるることは明らかであるが、そればかりではなく計装についても当てはまる。実際、PHENIX の実験をもとにして、SUPER PHENIX においては「情報収集グループ」が設立され、このグループが SUPER PHENIX-1 の運転に基づいて知識をさらに増やすことのできるテストと計装を確認しており、これによって得られた知識が SUPER PHENIX-2 およびその後のすべての増殖炉に利用できよう。

表 1 発電所の主要な特徴

定格熱出力	563 MW
総定格電気出力	250 MW
ナトリウム出口温度	560 °C
タービンの蒸気入口温度	512 °C
タービンと過熱器の間の蒸気の圧力	163 バール

最初の10年間の運転累計

総エネルギー生産量	1,269,900 MJ
定格出力での運転日数	2256
総発電量	13,136,500 MWh
稼働率	59.5 %
施設使用率	65 %
運転サイクル数	31

表 2 大型構成機器の運転状況

一次ポンプ

1984年7月14日現在の運転総時間数

—ポンプA	70540 時間
—ポンプB	67985 "
—ポンプC	68563 "
—ポンプD	74691 "

蒸気発生器

(1974年7月14日から1984年7月14日)

—ナトリウムを充填した状態での運転時間数

—蒸気発生器1	78258 時間
—蒸気発生器2	62809 "
—蒸気発生器3	73725 "
—稼働率	59.01 %

－緊急乾燥回数

－蒸気発生器 1	2 6
－蒸気発生器 2	1 8
－蒸気発生器 3	2 0

中間熱交換器

熱交換器	発電を行った時間数		ナトリウム内での運転時間数
	補修前	合計	
A	9 6 2 0	5 1 9 8 7	9 8 4 7 8
B	9 6 2 0	5 1 2 8 5	9 7 7 6 1
C	9 6 2 0	5 6 3 7 1	9 9 1 6 4
D	9 6 2 0	5 1 9 1 4	9 8 3 1 4
E	9 6 2 0	5 1 9 1 4	9 4 9 0 5
F	9 6 2 0	3 2 4 1 6	6 5 1 8 7
G *	0	2 4 6 5 9	3 7 3 3 0

* 1980年にPHENIXに取付けられた「新しい」熱交換器

表3 過渡現象の数(1974年7月14日～1984年7月14日)

－運転再開の数	1 6 6
－ホット運転開始	5 0
－コールド運転開始	1 1 6
－運転停止の数	1 5 4 *
－自動運転停止(緊急運転停止および高速運転停止)	7 1
－手動運転停止	8 3

* この数字には、原子炉の出力が100 MWh以上の際における運転停止だけが含まれる。

表4 発電ロスの原因

介入作業	13.4%
そのうち1.8%がトラブルによるもの	
定期的な作業	11.6%
炉心要素	3.2%
中間熱交換器	3.2.5%
ナトリウム回路	1.5%
発電施設	6.0%
蒸気発生器	21.8%
制御管理システム	2.4%
操作ミス	0.5%
その他	7.1%
合計	100.0%

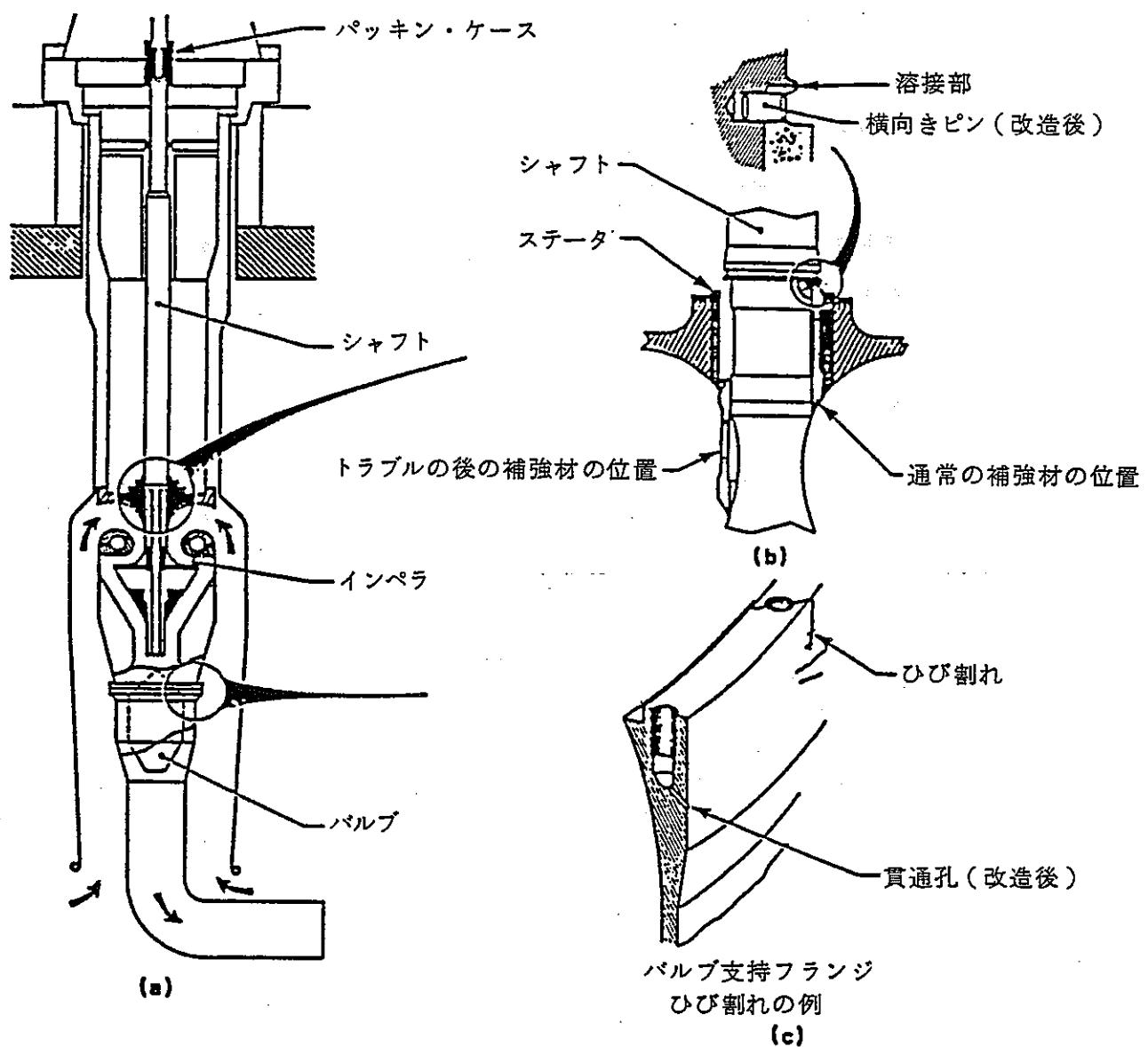


図1：一次ポンプ

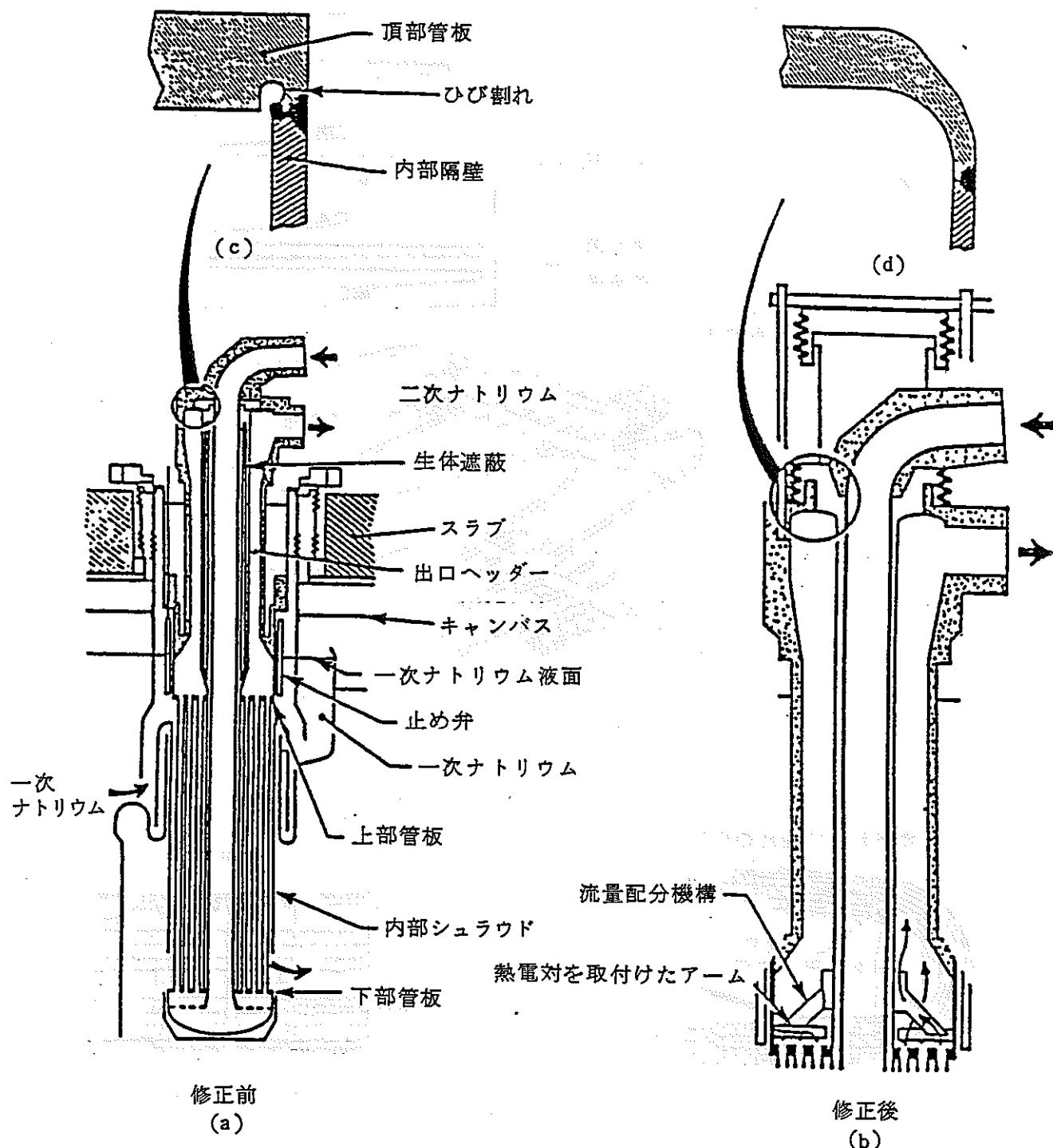
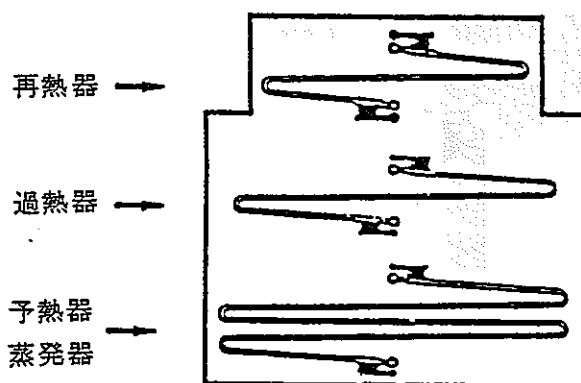


図2：中間熱交換器

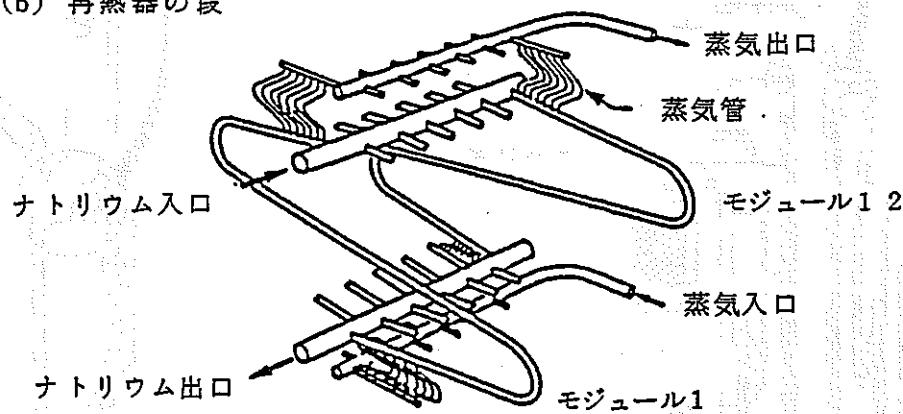
(a) 全体の図式

○ナトリウム

●水 - 蒸気



(b) 再熱器の段



(c) 変形および漏れの場所

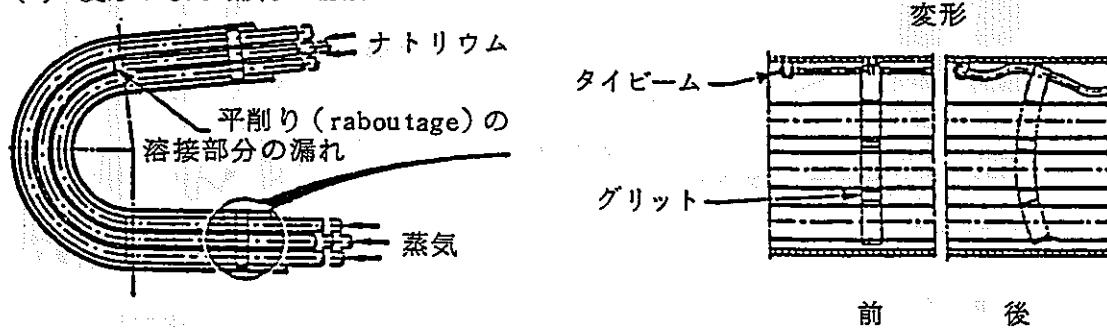


図3：蒸 気 発 生 器

RNR 1500炉の運転監視の目標及び方法

D. REVAUD

EDF-SEPTEN

12-14 Avenue Dutrievoz

F 69628 VILLEURBANNE CEDEX

E. D. ARGENTRE

NOVATOME

R.N. 186-La Boursidiere

F 92357 LE PLESSIS ROBINSON CEDEX

E. CAMBILLARD

フランス電力庁

CEN-CADARACHE

F 13115 St PAUL les DURANCE

アブストラクト

RNR1500炉の設計者達は、予備プロジェクト段階から運転監視に関する問題を検討してきた。

この運転監視のための準備作業は、CEA(許認可側), NOVATOME(中心的なメーカー), EDF(電気事業者)の代表が構成したグループに委ねられてきた。

本グループは以下の様な目的を持った作業方式を決定した。

●材質の設計の改善を提案すること

●寸法決定の際の裕度が最も少なく、故障した際にリスクが最も大きくなる可能性のある構成設備及び領域に対する監視範囲を、材料の改善によって少なくすること。これにより、供用期間中検査に関連したコストが削減できる。

●運転段階における検査作業を容易にすること

本章ではこの方式を詳細に記述し、増殖炉の特徴を考慮に入れながら、監視を行なうために使用する予定の手段について説明した。

この方法については、主要容器、炉心支持体、蒸気発生器の3つを例にあげて説明した。

I 序

原子炉の安全性は、主要な構成設備に影響を与える可能性のあるさまざまな損傷に対して大きな裕度を確保しながら、主要な構成設備について極めて詳細な安全解析が行なわれるという事実を基礎としている。

他方、製造の際に細部にわたって行なわれる検査により、構造物には後の段階に故障を引き起こすようないかなる欠陥も存在していないことが確認できる。

これらの措置を補うものとして、運転中の監視によって供用期間全体にわたる原子炉の運転状態が、設計段階で前提とした条件に適合していることが保証される。

運転中の監視作業には、原子炉の状態に関する全ての情報を収集し、分析するための全ての作業が含まれる。これらの情報は、運転のための計測と、原子炉の運転が停止している際に実施される特別な措置によって得られる。特に、さまざまな運転パラメータに関して継続的に行なわれる監視作業により、材料の受ける負荷が設計段階で考慮したものよりも厳しいものでも又回数が多いものでもないことが保障できる。

Ⅱ 運転中の監視作業の目標

運転中に監視作業を行なうのは、十分な品質の製品を供給するために、製造段階にメーカーが詳細な検査と設計作業を行なわなくても済むようになることが目的ではない。

これとは逆に、運転中の監視作業の準備段階における目標の一つは、適切な設計により、原子炉が運転を開始した際に実施すべき検査の数と範囲を最少限とすることである。

こうした検査コストはかなり高く、特に原子炉の運転が停止している際に行なわれる定期点検のコストが高くなる。運転停止の期間が、検査のために長引いた場合には、特別な装置に関する調査及び製造のための費用の他、施設の運転停止のコストが多額なものとなる。

このため、監視作業の準備を任されたエンジニア達は、検査の範囲を制限しなければならず、そのために以下のような特徴を持つ構成設備に特に注目せざるを得なくなる。

●挙動解析から、安全裕度が非常に少ないことが明らかになっているもの

●安全性の観点からみて、故障を起こした際の影響が特に深刻なもの

Ⅲ 監視作業の準備のために使用した作業方法

運転中の監視については、構成設備の設計がまだ最終的なものとはなっていないものの、代表的な制約が検討できるほど詳細なものとなっている予備プロジェクト段階から、十分考慮することが必要であると判断されている。他方、このアプローチによって監視の準備作業の結論に対して設計上の修正を付け加えることが容易となる。例えば、検査期間を短縮できるアクセス条件の改善などの修正措置が、これに該当する。

RNR1500プロジェクトについては、この作業は許認可側、原子炉のユーザー、中心的なメーカーの代表から構成されたグループに委ねられた。

このグループは、PWR発電所で得られた経験を基に、次のような作業方式を決定した。

1. 材料のリストを作成し、運転監視の準備作業を考慮に入れながらこのリストを検討する。

この作業は先ず安全性の側面に関して行なわれ、その後原子炉の稼働率を高めるための作業に拡張された。

2. 応力と製造プロセスを考慮に入れ、これらの材料の最も注意しなければならない領域を定義する。

起り得る損害を評価するため、長期的に材料の劣化を引き起こす可能性のある全ての要素を詳細に検討する。

●機械的応力、熱応力、幾何学的及び冶金学的な不連続性、振動、残留応力

●製造の際にいくつかの場所で非破壊検査を行なう際に直面した困難に関連した要素

●環境に関連した要因：腐食，侵食，衝撃のリスク，照射効果

この段階が終了した後，考慮すべきさまざまな破損状況に対して利用できる安全裕度を強化する。

3. 安全性の観点から，こうした領域で起り得る欠陥の影響を評価する。
4. 材質の設計を再び行う。これは，安全裕度が不十分で，その影響が許容できないものと判断された破損のリスクを低減するために取られる措置である。

●アプローチの改善と応力の制御

●設計の改善（例えば分布）

●運転開始前の検査手段及び製造プロセスの改善

●こうした方式では不十分と判断された領域については，運転中の監視を行なう。より適した検査方法の調査，監視計画の定義。

この作業方法の決定の際に，特に次のような増殖炉の特徴を考慮に入れた。

●増殖炉を構成する設備は（蒸気発生器を別として），圧力下に置かれるものではないこと。

これは特に薄肉で，細長比の大きな構造物に当たはまる。

●一時的な負荷は一般にそれほど大きくはないが，熱応力は大きくなる可能性があり，温度は高くなる。

●このことから，突然破断するリスクは小さいが（一般に，破断の前に検出可能な漏れが見られる），最終的な変形に関連した問題（クリープ，進行性の変形，座屈変形）は，PWR炉よりも大きくなる。

周期的な負荷を受ける構成設備については疲労によるき裂の発生と伝播の可能性は完全には否定できないが，安全性の観点から見たこのき裂の影響は，それが発生する場所に大きく左右される。内部隔壁についてはリスクはごくわずかほとんどゼロであり，気密機能を保証する隔壁についてはリスクは限定的なもので，炉心の支持機能を果たす部分においてリスクが大きなものとなる可能性がある。

この炉心の支持部分については，事故に先立ってき裂（あるいは変形）が発生する可能性があり（破断前漏洩），この漏洩を検出することによって事故を防ぐことができよう。この監視手段の利用は，破断の機械的な調査，検出性能及び漏洩の推移に関する調査などによって慎重に進める必要がある。

IV 運転中の監視の観点からみて現在利用できる手段及び開発すべき手段

通常の検査システム、運転開始テストの際に構造物の負荷を検査するために設置された計装（交換できないもの）、原子炉が運転を停止している際の保守作業の際に取り付ける特別な装置などによって、情報が入手できる。

特に、テストのための計測によって、構成設備の受ける実際の応力が、構成設備の設計の際に前提とした応力以下であるかどうかが検査できる。これらの測定（局所的な温度、伸び、振動など）は、原子炉の運転開始段階で行なう必要はなく、欠陥が生じた際にも交換することは予定されていない。しかしながら、PHENIXについては、これらの測定装置の大部分が運転開始後10年経った段階でも機能していることを指摘しておく必要がある。

増殖炉としての特徴を考慮に入れると、温度及び変形の監視が監視計画において大きな位置を占めることになる。これとは対照的に、溶接部分の体積検査はそれほど重要なものとはならない。

他方、原子炉の運転開始後に一部の構造物（例えば炉心支持体）へのアクセスが困難になることから、溶接部の体積検査が困難となる。このためこれらの構造物に対しては、崩壊モードに対して大きな安全上の裕度を残すために特別な配慮が必要であり、炉心支持体と連結されアクセスの容易な構造物についてナトリウム内での変位の測定などを行うことにより、最終的な故障が発生する前に欠陥指示信号が確認できるような間接的な監視措置を開発することが必要となる。

最後に、漏洩先行型破損というコンセプトを利用する際には、漏洩検出が必要不可欠なものとなる。

V 運転中の検査に関連した設備

運転中の検査の準備作業の最初のステップは、安全性の側面に関するものである。関連のある設備の調査は、まずこの観点から行なわれた。

このアプローチによると、監視機能は次のように安全性にとって非常に重要な機能となる。

●原子炉の停止

●残留熱の除去

●放射性物質の閉じ込め

これらの機能を担うのはいくつかの構成設備である。こうした要因の他、大規模なナトリウム火災やナトリウム／水反応を引き起こす可能性のある欠陥を考慮に入れる必要がある。他方、

「支持」機能が、これまで述べた機能に共通な要因となる。

運転中の監視に関連のある主要な構成設備は次の通りである。

●主要運転停止システム、補助運転停止システム

●主要容器

●原子炉のルーフスラブ及び回転プラグ

●炉心のカバープラグ

●炉心グリット

●炉心支持機構

●一次ポンプ

●中間熱交換器

●一次アルゴンガス系

●残留熱除去システム

●安全容器

●内部容器

●蒸気発生器

●中間ループ

VII 実施例

一つの例として、3種類の構成設備に対してこうした作業方式が実施された際の結論を以下に掲げる。これらの構成部品は主要容器、炉心支持体、蒸気発生器である。

6.1 主要容器

この構成設備については、漏洩先行型破損というコンセプトを適用することができる。安全容器が存在するため、一ヵ所で漏れが生じても安全性の観点からは大きな影響は及ぼさない。こうした漏れは、放射能の測定とブージー剤によって検出可能である。しかしながら、注意しなければならない領域に対してはアクセス可能性を保持することが勧告された（異材継手、三交点）。また、容器間の空間を移動するロボットにより、これらの領域の溶接の体積検査を行なうことが可能である。

他方、寸法を決定する際の解析上の前提の妥当性を検査するため、容器間の圧力、容器とルーフスラブの接続部の温度が継続的に監視される。

6.2 売心支持体(グリッド及び炉心支持機構)

グリッドについて懸念すべき損傷は、主としてヘッド・プレートにおける照射による疲労、ヘッドプレート及び隔壁におけるき裂の伝播である。

交換可能なサンプルにより、材料の機械的特性に対する照射の影響を監視することができるはずである。

他方、RNR1500のグリッドの溶接のコンセプトにより、製造の際の検査が容易になり、これによってき裂のリスクに対する安全性の裕度が増大する。

炉心と、主要容器内部の構造物の位置を定め、これらを支持する構造物である炉心支持機構に対しては、段階的なき裂のリスクが存在する。これらについては溶接部の体積検査を行なうことが不可能であることから、製造の際の検査が容易に行なえ、主要容器への応力分布に対する冗長度が得られるよう、設計のレビューが行なわれた。また、崩壊につながる重要な欠陥が発生する可能性は極めて低い。

また、原子炉の供用期間中における炉心支持体の異常な変形を検出するため、(ナトリウム内外の)変位による間接的な測定方法も開発されている。

6.3 蒸気発生器

蒸気発生器は安全性と直接関係しないが、中間熱交換器の構成部品に対する漏れの影響と、中間ループのナトリウムの閉じ込めの継続性によって間接的に関連が生じる。ナトリウムの閉じ込めについては次の措置が取られる。

①外部容器は、漏れ検出が可能な溶接線とナトリウムイオン検出装置によって継続的に監視が行なわれる。

②最も大きな応力のかかる溶接部分は、探傷システムによって定期的に検査される(ナトリウム入口すみ出し溶接、支持スカートと底部の連結部の溶接)

伝熱管に関しては次の措置が取られる。

③伝熱壁の気密性は、水素検出システムによって常時監視される。

④腐食のリスクは、水質とナトリウムの純度を常時監視することによって最少限となる。

ナトリウム内に水が漏れていることが検出された後の運転再開のための監視作業では、適切な検査手段(渦流探傷検査)により、運転に使用される伝熱管が健全であることを保証する。

Super Phenix-1によって得られた経験により、検査のためにプローブを通過しやすくす

るために伝熱管のベンドの曲げ半径を大きくすることが決定された。他方、仕切り板に伝熱管を通すために使用される熱スリーブの改良により、こうしたスリーブの溶接部の検査の質が改善できよう。

IAEA-SM-284/33

原子炉 BN-350 主要設備の修理作業の経験

V.I.・ボルガーリン, V.L.・レビチン, V.N.・モロゾフ, R.P.・バクルーシン
B.I.・ルカセーピッチ

ソ連邦国家原子力利用委員会

原子炉 BN-350 主要設備の修理作業の経験

まえがき

このレポートでは、原子炉 BN-350 の主要設備の修理作業上の諸問題を検討し、修理作業の技術面での特質を記述し、修理作業時の放射線の状態に関する資料を引用して、予備ループにより原子炉の運転稼動率を下げるずに設備の修理が可能であることを示した。

1. 序論

強力な原子力発電所 (APS) 建設を拡大するには、高度の運転性能を常に保証することが要求されるが、それには原子力発電所の特性を考慮した上で、事前に修理作業システムを開発しなければならない。さらに、ナトリウムを冷却材として用いる原子炉を持つ APS では設備修理能力への要求がより高くなる。ナトリウムの大きな容量、その相対的に高い放射線の危険性、空気中の酸素や水との相互作用による火災の危険性と有毒性、設備のナトリウム除染や洗浄の際の高い要求といったこれら全てのこの原子炉特有の条件のため、液体金属冷却材を用いる原子炉での修理作業は非常に複雑なものとなる。だからこそ、すでに設計の段階で、設備の修理能力の問題をよく検討し、将来の交換や任意の設備の状態を判定するための検査ないし点検を行うことを考慮に入れて、プラントの機器や部品を製造しなければならない。発電量をたいして損失しないで、主要設備の多くの種類の修理が可能であるかどうかということも、APS の相当重要な性能指標である。これらの要求を完全に満たすのが、ループ型プラントで、原子炉 BN-350 も同タイプである。BN-350 は六つのループを有し、その内の一つを予備に残すかあるいは修理することができるので、原子炉設備の修理の問題はかなり軽減される。トラブルの生じたループの代りに予備ループの運転を開始することにより、発電所の設計運転指數を維持したまま、トラブルの生じた設備の修理を計画的に行うことができる。

2. 主要設備の修理

原子炉 BN-350 の主要設備の修理で考慮しなければならない基準は次の通りである。

- (1) ソ連で現行の計画予防修理システムによって定められている種類の修理であること。
- (2) APS 運転下での修理作業の安全性の保証

主要設備の修理作業に影響を及ぼすのは次のファクターである。

- (1) 修理の種類と修理する設備のタイプによって決まる準備作業の規模とその必要性の有無
- (2) 準備並びに修理作業の計画全体に必要な人員数

(3) 準備作業開始時点の放射線の状態

(4) 設備の構造的特徴と設計段階で組み込まれた修理能力

主循環ポンプ(MCP), 蒸気発生器(SG), 燃料交換器(FHM), 中間熱交換器(IHX), その他多くの設備が原子炉BN-350専用に開発され, その修理はAPS施設内で専門の修理部門が行う。各修理部門は専用修理エリアを有しているので, 同タイプないし修理技術上類似した設備の修理を行うことができる。修理エリアには, 検査台に装置専用の計器や修理装備が配備され専任技術要員が待機している。さらに, 準備作業には, 技術指導員として物理エネルギー研究所の担当部局, 当該設備を設計した設計所の担当部局が参加し, 必要があれば準備作業の際に国家原子力利用委員会の担当研究所において, 必要な研究調査作業が行われる。

原子炉BN-350は予備の大型機器(SG・IHX等)を備えていないため, 全ての種類の修理は, 燃料交換のために原子炉の運転を計画的に停止している時, もしくはループの予備待機中に行う。原子炉BN-350の長年の運転実績が示している様に, 燃料交換のための計画的な原子炉の運転停止は, 燃料集合体(FA)の交換に直接かかる時間ではなくて, 原子炉設備の計画予防修理(PPR)にかかる時間によって決まる。

原子炉運転中における予備ループでの設備の修理は, PPRに必要な原子炉運転停止時間を短縮し, 蒸気発生器のオーバーホールと伝熱管交換の際に見られた様な長期の複雑な修理作業を可能とする。このようなループ編成により, 原子炉の出力を下げずにチェコ製の新式蒸気発生器の設置に成功したのである。原子炉BN-350は予備ループを有し, さらに修理作業の実地経験を積んだため, ここ十年間で計画予防修理システムで規定している全ての必要な種類の修理が可能になり, ここ十年間の原子炉利用率は80%以上である。

3. 主要設備の修理作業の種類

ソ連で採用されている計画予防修理システムによると, 設備には通常保修とオーバーホールがある。

通常保修の目的は, 設備の設計によって与えられた運転, 技術, 経済性能指標を維持することである。通常保修では, 原子炉計画停止期間中に設備の信頼度を保証する予防的な簡単な修理作業や運転中に生じた軽度の破損の修理が行われる。

オーバーホールの目的は, 設備の主要機器の運転率を設計の技術・経済性指標まで回復させることである。またオーバーホールにより, 次の計画的なオーバーホールまでの装置の信頼度が保証される。設備のオーバーホールの際には, 設計説明書類の規定数値以上に消耗した機器

や部品は全て交換されるか、再生される。各種の修理サイクルは、PPRシステムの要求、設計運転時間、製造メーカーと設計所の勧告によって決まる。予備がない設備の修理を実施し、経験を積むことにより、修理のサイクルも、又その設備の設計運転時間も正確になった。例えば、一次冷却系の主循環ポンプの設計運転時間は、設計時の22000時間から55000時間に、駆動機構（駆動モータ）の設計運転時間は、7年から14年に伸びた。修理サイクルを引伸ばし予備ループでの設備修理が可能なことから、年に4回の運転停止が3回ですむようになった。PPRに必要な計画停止の期間は14日から20日である。

4. 主要設備のオーバーホールの手順

上述した様に、オーバーホールは設備の主要機器の再生ないし交換である。設備のタイプに応じて、オーバーホールには、次の手順がある。

- (1) 設備解体の準備作業
- (2) ループないし原子炉容器からの設備撤去（解体）
- (3) 設備表面の冷却材洗浄
- (4) 放射線安全規定（RSR）に定められた最小放射能汚染度までの設備の除染
- (5) 設備の分解・その機器と部品の検査
- (6) 個々の機器の再生又は交換
- (7) 専用修理エリアでの設備組立
- (8) 検査台による設備の試験と設計要求に応じた検査
- (9) 原子炉容器ないしループへの設置
- (10) 原子炉内での設置後試験

5. 一次、二次冷却系のMCPの引抜き部分の交換技術

BN-350プラントのMCPの修理は、極めて複雑かつ重要な種類の修理である。MCPには一連の技術系と設備がある。つまり、軸受への油供給除去系、ガス軸シール、駆動電動機、ポンプ装置の運転を制御する多数の計器である。このように補助機器が多数であるため、MCPの引抜き部分の交換に先立って行わなければならない準備作業も多い。ポンプ装置の補助機器と駆動電動機の支持フレームの確体作業が終了したらすぐにMCPの引抜き部分の交換にかかるのである。

MCPの引抜き部分の撤去には、次の設備が用いられるがそれぞれ独立した装置である。

- (1) MCP の撤去と移送用のメンテナンスキャスクと専用気密起重機
- (2) MCP の引抜き部分とポンプ容器間の O リングの遠隔切断機
- (3) MCP の引抜き部分の凍結ナトリウムの除去装置

MCP の引抜き部分の撤去準備作業の終了後、O リングの切断、それから除去力を制御して、隙間に付着した凍結ナトリウムを取り除くために、15 から 20mm の長さ毎に MCP の引抜き部分の凍結ナトリウムを除去する。除去力を下げるために、常設の電気加熱系を運転することによって、タンク容器を 230 - 250 °C まで前もって加熱しておく。このようにして凍結ナトリウムの除去された引抜き部分にメンテナンスキャスクを備付ける。メンテナンスキャスクはグリップ装置により引抜き部分と連結する。遠隔操作で引抜き部分がメンテナンスキャスク内に引込まれると、下部の二つのゲート弁によりメンテナンスキャスク側もループ側も密封される。それから、引抜き部分を移送して洗浄シャフトに設置する。洗浄シャフトでは、不活性ガスの混合蒸気ガスでナトリウムの洗浄を行う。最後にナトリウムは水で 2 回洗浄され、次に作業表面が化学薬品により除染される。除染は RSR-76 で定められている放射線許容度を下まわるまで行われる。

除染が終了すると、MCP は専用の修理エリアに移送され、分解と装置ならびに部品の検査が行われる。

ここで記述した手法は、一次、二次冷却系の MCP の引抜き部分（二次冷却系の MCP の場合、除染はしない。），一次冷却系配管の止め弁、一次冷却系のゲート弁の交換にも利用されている。

一次冷却系ループは、他の系統からの隔離設備を有しているため、ナトリウムドレン時でも、必要があれば原子炉運転中でも設備の交換が可能である。MCP の引抜き部分の交換作業全体に必要な時間は、2 日から 3 日である。

6. 蒸気発生器の修理技術の手順

BN-350 プラントの設計では蒸気発生器は分離型であり、一基の蒸発器と一基の過熱器を有している。運転当初のエネルギー節減期（1973 - 1975 年）に蒸気発生器では、伝熱管からの水漏れ事故が 8 件発生し、800kg 未満の水がナトリウム内に流れ込み、100 本以上の伝熱管が破損した。

伝熱管の検査と蒸気発生器の漏れ事故の分析によると、漏れの原因是、製作技術上の欠陥によるフィリド管の品質の低さであった。漏れは、原則として、被覆されたフィリド管と

底部との溶接継目部分で発生した。金属組織分析により、底部との継目箇所では多数の伝熱管が微少亀裂を起し、その原因は、底部の冷間プレスの際生じた機械化の歪みであることが判明した。この蒸気発生器修理の経験に教えられて、 $32\text{mm}\phi \times 3\text{t}$ のフィリド管は $33\text{mm}\phi \times 3\text{t}$ の新しい管に、又プレス製の底部は旋盤加工のものに交換され、伝熱管の品質向上が重視されるようになり、次の検査を受けることになった。

- (1) 工場での $33\text{mm}\phi \times 3\text{t}$ 管の完全超音波検査
- (2) 底部と伝熱管溶接箇所の完全 X線検査と液体浸透探傷検査
- (3) 7.0 MPa 圧 (73.4kg/cm^2) のヘリウムによる既製のフィリド被覆管の試験

蒸発器を直接修理する前に、不活性ガスを混入した高温蒸気ガスによりナトリウムとその反応生成物を洗浄した。蒸気の凝縮を避けるため、前もって蒸発器を 200°C まで加熱し、アルカリ飽和溶液は専用の電熱装置を有するタンクに排水した。洗浄時のナトリウム・水反応の発熱効果は蒸気の分割供給によって抑制された。洗浄後容器下部を蒸発器の下から 2.2m の高さで切断し、蒸発器の管束を露出させた。管束は、 2m の所で切断し、残りの管束は蒸発器管板から穿孔することによって除去した。新しい $33\text{mm}\phi \times 3\text{t}$ の伝熱管を管板に装着してから、手動の機械ロールにより 5 回ずつ圧延した。圧延した接合部の強度は、 0.9 MPa 圧の窒素でナトリウム側から加圧しテストした。それから伝熱管を管板に溶接した。納入試験のため、水／蒸気側には 5.3 MPa 圧未満のヘリウムを満たし、ナトリウム側は、高真空状態にした。その後の蒸気発生器の水圧試験では、水／蒸気系に 6.6 MPa 圧の水を満たし、高真空状態でのナトリウム側の水分検査をした。

1980年9月まで一度の漏えい事故も起こさずに運転した第4蒸気発生器以外の全ての蒸気発生器の蒸発器はこのような技術を利用して、計画通りに修理された。その結果、技術改良により第5、第4蒸気発生器も完全に撤去され、その場所には1980-1982年にチェコ製のモジュール型蒸気発生器が設置され、運転を開始した。

7. 主要設備の修理作業時の放射線防護の問題

前に述べたように、全ての種類の修理作業はAPS専任修理作業要員が行う。

原子炉BN-350の長年の運転経験、さらに試験炉BOR-60ならびにBR-10の運転経験から判断すると、APS職員の総被曝線量の主要な割合を占めているのは修理作業員である。従ってオーバーホール作業の全行程を通じて修理作業員の放射線防護対策の問題は極めて重視されている。

放射性設備での作業条件への要求は、その基準文書：RSR-76、放射性物質取り扱い作業の

際の基本保健原則(FSP-72)その他によって規定されている。

BN-350のような非密封の燃料要素を有する原子炉の運転を許容する場合(RBCB運転),特に重視されるのは、冷却材の放射能状態の管理である。直径6.1mmの燃料要素を含むAFを有する原子炉の運転中、ガスに対して非密封の燃料要素は、1サイクル継続運転時間中に100個に達した。その結果、一次冷却系の配管からのナトリウム24の崩壊後の γ 線量は常に増大し、その線量率は1974年の10マイクロレントゲン/秒から、1979年には680マイクロレントゲン/秒に達した。

こういった状況のために、修理作業は複雑化し、修理作業員の補助的防護対策が必要となった。

1978年から1980年に、原子炉の炉心がBN-600原子炉の口径6.9mmの単一燃料要素へ移行したことにより、ガスに対して非密封の燃料要素はかなり減少した(炉心で、1サイクル継続運転時に10個まで)。専用の炭素トラップを利用することにより、ナトリウム24崩壊後の配管ならびに設備の線量率を150から180マイクロレントゲン/秒まで下げる成功した。

前に示したように、一次冷却系から設備を撤去した表面の残存ナトリウムの洗浄によってもまた γ 線量の低下が可能となる。

γ 線量が主に低下するのは除染時である。除染は専用シャフトで行われ、そこでは一次冷却系で利用される全ての設備の除染が可能である。その後の解体と検査用の専用修理エリアにおける設備の放射能汚染度は、RSR-76で決められている許容度を越えることはない。

修理作業の際の全行程を基礎にした総被曝線量は、1回の計画予防修理につき全修理作業員では2レム以下である。

結論

12年余りの原子炉BN-350の運転実績により、主要設備および補助設備の貴重な修理経験を得ることができた。ループ型原子炉の主要設備の高い性能が裏付けられ、原子炉運転中に一次冷却系設備の複雑な修理が可能であることが証明された。又、SGの修理経験から、ループ型原子炉では冷却系の主要設備の交換から補助設備の長期修理まで、設計出力利用率を下げずに複雑な長期修理作業ができることが分かった。ほとんど主要設備全体の交換技術が完成した。

原子炉BN-350で開発され、実地運用されている計画予防修理システムでは、時を移さずに定まった期間内で設備の準備・修理作業ならびに運転が可能である。

原子炉BN-350では、修理された設備に関連した計画外の停止はないという高い運転利用率を得ており、このことはBN-350で運用されている計画予防修理システムの高い経済性を物語っている。

参 考 文 献

- (1) 放射線安全規定 RSR-76 ソ連邦国家原子力利用委員会出版所 モスクワ 1978年
- (2) エル・エム・パローニン 「APSの運転・修理の特徴」 エネルギー出版所
モスクワ 1981年
- (3) ュー・デー・バターリン その他 「原子炉BN-350の一次回路冷却材の状態と放射線状態」 ソ仏ゼミナールでのレポート オブニンスク 1980年
- (4) アー・ヤー・シュベーツ, アー・ゲー・クズネツォフ 「原子炉の修理」
エネルギー出版所 モスクワ 1982年
- (5) オー・エヌ・アントーフェフ その他 BN-350 原子炉の蒸気発生器運転経験：コメコン
加盟国ゼミナール「高速原子炉蒸気発生器の開発と運転」論集 ドミトロフグラート
1982年5月 92ページ
- (6) ケー・テー・バシレンコ その他 原子炉BN-350の運転安全性に関する見解：高速原子
炉の安全性に関するゼミナール論集 IEAE リオン フランス 1982年7月
- (7) ベー・イー・ブルガーリン, ベー・アー・グバーノフ
1982年から1984年の原子炉BN-350の運転経験, 高速原子炉運転経験に関する仏ソゼミ
ナールでの報告 マルクーリ 1984年

ソ連における水・ナトリウム蒸気発生器の運転実績とその展望

V. V. スチエコーリニコフ, B. I. ルカセビッチ, V. F. チートフ, V. V. デニセフ,
L. A. カチエトコフ, V. M. パプラーフスキイ, R. P. バクルーシン, V. I. ボルガーリン,
V. L. レビーチン, V. I. クープヌイ, V. V. ビラモフ, A. G. シェインクマン

ソ連邦国家原子力利用委員会

まえがき

今まで、ナトリウム中への水漏れの発生を完全に排除できる様な水・ナトリウム蒸気発生器（SG）はなかった。そのことから、従来のSGの構造およびそこで用いられている構造材料の問題点を提示することができる。今後一層高度な信頼性を有し、より高い経済性をもつ最適なSGを探求し続けなければならないがその際、高いレベルの材料開発、製作技術と品質管理が有効な目標である。このような条件下で実際に考慮しなければならないのは、従来の材料がナトリウム・水反応ゾーンで耐久性がないならば、運転中の漏れの発生が不可避であるという点である。こういった情況から直接にSGの構造が決まってくるのである。ソ連邦では、ナトリウム冷却高速増殖炉（BN）APSの工場開発段階で、BN-600APSの蒸気発生器は、セクションモジュールタイプの構造を採用した。

このような構造の目的は、事故をSGの一つのセクション、一つのモジュールの範囲で局限することである。この構想の正しさは、BN-600APSのSG運転の際、完全に立証された。

このレポートでは、BN-350ならびにBN-600のSG運転実績を略述し、ソ連における高速中性子炉APSの今後の展望を示す。

1. 蒸気発生器の運転実績

ソ連邦では現在、二つの高速中性子炉APS、BN-350とBN-600が商業運転中である。これらのAPSでは、様々なタイプのナトリウム加熱水蒸気発生器（SG）が運転されており、これまでに一定の運転実績をあげている。

1.1 BN-350APSの蒸気発生器

フィリド配管のBN-350プラントの蒸気発生器（SG）については、末尾の参考文献（1～3）で再三記述されている。

APSの運転初期は、蒸発器伝熱管シール部からの漏れが多数発生したため蒸気発生器の運転に信頼性がなく、原子炉の出力レベルも、かなり低かった。6基の蒸気発生器の内5基の蒸発器管束が交換されて、出力650～700メガワット（T）での原子炉安全運転が保証された。

修理した蒸気発生器の内1基は、その後水がナトリウム中に大量漏れしたため運転不能となった。その蒸気発生器は撤去されて、その場所には1980年にチェコスロバキア製のマイクロモジュール型蒸気発生器「ナショージュナスチ1号」が設置された。（4）組立時以来

無事故で運転し、修理されることのなかった蒸気発生器の場所に設置された蒸気発生器「ナジョージュナスチ2号」が、1982年6月に運転を開始した。

このようにしてBN-350プラントでは、現在4基のフィリド管蒸気発生器と2基の「ナジョージュナスチ」型蒸気発生器が稼働している。

プラント運転初期(1973年~75年)のエネルギー条件下では蒸気発生器で8件の伝熱管表面ならびに蒸発器シール部からの漏えい事故が発生した。

3件の漏えい事故では、結局ナトリウム中に大量の水が漏えいし、管束が損傷した。

検討の結果、上述のどの大漏えい事故も、最初の規模は小さかった。しかしながら、ナトリウム中への水漏えい制御システムの遅れにより(ガスドラム中に水素があったため)、大漏えい時の蒸気発生器の遮断は、二次冷却系の圧力増大に応じた緊急防護によって行われた。漏えい自己拡大及び隣接した配管の急速な損傷(ウェステージ)に関連した漏えい規模の急速な増加の際、蒸気発生器排水の時間遅れが、ナトリウム中への大量の水流出(300kgから500kg)と管束の大損傷(40本から120本)を招いた。しかしながら、このような大漏えい事故の際でさえ、蒸気発生器の緊急防護システムにより蒸気発生器とナトリウム回路の機器破壊防止の目的を十分に達成することができた。

ナトリウム中への水の小漏えいを伴う蒸気発生器のシール部トラブルは、主に原子炉起動ないし低出力でのプラント運転条件下で発生した。このような漏えい事故では、監視機器によって数時間も記録される様に、ガスならびにナトリウム中の水素濃度の増大がゆっくりしている点が大きな特徴である。水素の濃度が許容以上に達すると蒸気発生器の水／蒸気系遮断、その緊急排水が行われ、次いでループの主循環ポンプの遮断が行われた。

伝熱管の検査、及び様々な運転条件下での蒸気発生器のシール部トラブルの分析から判明したことは、漏えいの原因が、製作技術の欠陥によるフィリド管の品質の低さにあることであった。漏えいは全てフィリド被覆管と底部の溶接継目箇所で発生した。底部の継目と隣接した箇所の多数の被覆管を綿密に金属分析することにより、微小亀裂が発見され、その根本原因は底部冷間プレスの際に生じた機械的歪みであることがわかった。

蒸気発生器の伝熱管表面のこのような状態が、プラントの稼動率向上を抑制していたので、蒸発器の32mmØ×2tのフィリド被覆管を33mmØ×3tの新管に完全交換することになった。

蒸発器の修理行程上無視されたのは、まず管そのものの製造技術の向上と蒸発器修理作業全体の品質管理である。プレス製の底部の代りに旋盤加工の底部が利用されるようになり、

新管の製造においては、以下の品質検査が行われた。

1. 製造メーカーでの $33\text{ mm}\phi \times 3\text{ t}$ 管の完全超音波検査
2. 底部と管の溶接箇所の完全X線検査と液体浸透探傷検査
3. 7.0 MPa圧のヘリウムによる既製のフィリド被覆管の加圧試験

管束の修理作業を行うには、蒸発器のナトリウムドラムから残存ナトリウムとナトリウム・水反応生成物を洗浄しなければならなかった。ソ連や諸外国で採用されているナトリウム中で運転する設備の様々な洗浄手法を検討した結果、不活性ガス混入の水蒸気洗浄法を採用することとした。その洗浄技術上の特徴は、以下の点である。

1. 洗浄表面での蒸気凝縮を防止するために、蒸発器は事前に専用の電気加熱器で 100°C まで加熱しておく。
2. アルカリ飽和溶液は、やはり電気加熱器を備え、事前に 120°C まで加熱した専用タンクに排水する。
3. 不活性ガスの維持のために蒸発器のドラムに絶えず窒素を吹掛けて洗浄する。
4. 洗浄時のナトリウム・水反応の発熱効果は、蒸気の分割供給によって抑制された。

蒸気洗浄終了後、残存ナトリウム反応生成物を完全に溶解させるために蒸気発生器に水を2度満たし、それから乾燥窒素を吹掛けて乾燥し、真空状態にした。

蒸発器の水蒸気洗浄終了後、蒸発器の保温材と電気ヒータの部分的解体が行われた。その後、容器下部を切断することにより、フィリド管底部から 2.2 m の所で蒸発器管束が露出された。前もってマークした $32\text{ mm}\phi \times 2\text{ t}$ の管を腐蝕・金属組織検査のために、 2.0 m の所で切断した。残りの管束上部は蒸発器管板から $32\text{ mm}\phi \times 3\text{ t}$ の管を穿孔することにより除去した。

修理技術の要求に応じて、 $33\text{ mm}\phi \times 3\text{ t}$ の管を管板に装着してから手動機械ロールで圧延した。圧延した接合部の堅牢性は、前もって蒸発器容器の下部に設置したナトリウムドラムに 0.9 MPa 圧の窒素を流入して試験した。管と管板の溶接作業の後、溶接継目は、最高圧 5.3 MPa のヘリウムを蒸気ドラムに満たし、同時に蒸発器のナトリウムドラム中を高真空中にすることにより試験した。この蒸発器の真空・ヘリウム試験の結果が良好であったため、続いて蒸発器全体の水圧試験では、 6.6 MPa 圧の水を水／蒸気系に満たした。

このような技術により、1980年9月まで一度の漏えい事故も起さずに運転した1基の蒸気発生器以外の全蒸気発生器の蒸発器が修理された。しかし、この蒸気発生器もこれまでの技術改良の結果に応じて、56,000時間の運転後、綿密な検査を行うために解体され、その

場所には蒸気発生器「ナジョージュナスチ2号」が設置された。

運転初期には蒸気発生器の水質維持のため、給水配管にアンモニア水溶液を分割供給したが、蒸気発生器伝熱管表面の沈着物の形成を防止することはできなかった。そこで、蒸気発生器のスラリーなしの運転を保証できる様な水条件の処理が必要となった。

そのために、蒸気発生器の内の1基で2年間かけて、複合給水処理条件が仕上げられた。給水配管に化学当量のエチレンジアミン四酢酸ダイナトリウム塩(Trilon・B)を絶えず分割供給しながら、ボイラー水中の様々な混合物の状態と反応、吹出し洗浄水によるそれらの混合物の運び出し、およびこれらの条件が2次冷却系への水素の流入に与える影響等が研究された。実用条件下のSGの運転を長期的に十分検査した結果、給水複合処理により構造材料の腐蝕のスピードを最小限に抑え、かつフィリド管蒸気発生器の沈着物やスラリーがない状態での運転という基本的問題が解決できることが判明した。

蒸発器伝熱管の検査の結果も、その良好な状態を立証するものであった。つまり、腐蝕による損傷や沈着物の形成は実際には見られず、伝熱管の内部表面は薄いマグネタイト膜で被覆されていた。^[5]

このような良好な結果が得られたため、現在では「ナジョージュナスチ」型の蒸気発生器も含めたBN-350の全蒸気発生器は複合給水条件による運転に変更している。

フィリド管の蒸気発生器(運転時間75,000時間以上)と「ナジョージュナスチ1号」蒸気発生器(運転時間35,000時間以上)の運転実績から、この両タイプの蒸気発生器の長所について十分根拠のある結論をひき出すことができる。

管束の製造技術上の欠陥に起因したSGの蒸発器オーバーホールにより、その後の原子炉出力の向上(650~750メガワットまで)とここ10年間に運転信頼性を保証することができた。フィリド管の管束は、運転条件全域での水/蒸気側の安定した自然循環を保証し又、個々の配管の熱負荷の不均等をかなり許容する。フィリド直管から成る管束の構造そのものが、管束全体ならびに各管個々の熱膨張の点から見ても、完全なものである。又、最も負荷が高い部分である蒸発器管板の温度安定性の問題も解決された。つまり、蒸発器管板は、ガスクッションによりナトリウムから分離されて、等温条件下にある。

フィリド管から成る熱交換束の主要な欠陥は、熱流束が最高量(キロワット/平方メートル)になる「塞がれた」管束にタービン水からの混合物が沈殿する可能性があることだが、それも複合水運転を採用することにより、実質的には克服することができた。

マイクロモジュール型蒸気発生器「ナジョージュナスチ1号」の運転実績は、設備の製造

・組立技術の高さを十分立証するものである。中央測定システム「アジメス」と並んで、広い検出器網により設備の熱・流動ならびに耐久性能の詳細な分析、さらには、定常ならびに過渡条件下での蒸気発生器運転の全面的管理を可能にした。これまでの運転・調整作業、実験ならびに運転実績により、「ナジョージュナスチ型」SGの主要機器の構造、及びその組立の基礎となった設計・技術改良の正しさが実証された。

原子炉 BN-350 を有するAPSにおける蒸気発生器の10年以上の運転実績の総括

1. 総合的な運転実績によりナトリウム中への水の大漏えいの場合においても、冷却材（水／水蒸気）と加熱材（ナトリウム）を一つの内壁によって区分している蒸気発生器の安全性が立証された。又、漏えい事故は確実に蒸気発生器の範囲内に局限され、容器が破損したり、あるいは二次冷却系ループの他の設備が運転不能になることはない。
2. 蒸気発生器モジュールの故障の主な原因は、製造技術上の欠陥であったので、製造技術改良により、熱流束 1 メガワット／m²未満では、熱交換伝熱面の長期的無事故運転の保証が可能である。
3. 冷却材としてのナトリウムの利用は、蒸気発生器の運転・操作と修理の障害にはほとんどならない。
4. フィリド管の蒸気発生器は、ナトリウム中への水の大漏えいの場合も含めて、その信頼性と高度の運転性能を実証した。

BN-600 APS では、1984年10月31日現在、出力条件下での各蒸気発生器の運転時間は平均 25,000 時間以上に達した。1984年10月までに蒸気発生器は 40,000,000 トンの蒸気を生産し、一方、発電所は、 14×10^9 kWh の電気エネルギーを生産した。

蒸気発生器の出力上昇時ならびに定常運転時に、一連の試験、実証試験、蒸気発生器運転条件の仕上げ、熱・流動ならびに耐震性能の判定や蒸発器モジュールの化学洗浄の行程の仕上げのために実証測定が行われた。試験により蒸気発生器の主要設計性能が実証され、最適な運転条件の導入が研究されるようになった。

5. 定常出力で 7 つのセクションを持つ蒸気発生器の運転が可能であることが実証された。この蒸気発生器では、各冷却系ループにおいて高度な修理が必要な場合および冷却系間バウンダリが破れた異常時の場合も、個々のセクションを遮断して定常出力での運転を維持することが保証されている。試験の結果、SGモジュール 間の圧力変動は 1 つから 3 つのセクション遮断のケース（ただし、SG の半分以上ではない）も含めて、ナトリウム冷却系では平均値から ± 4 %、水／蒸気冷却系では ± 5 % を越えることはない。〔7〕 二次ナトリウム冷却系

の圧力損失は、設計の圧力損失より多少低くなってしまったが、循環ポンプの回転数を連続制御することができるので、SGのパラメーターが定格の数値から偏ることにはならなかった。振動測定では、蒸発器伝熱管と外管において、一つのセクションを通じたナトリウム流が定格の数値から定格数値の150%まで大きな振動を生じることはないことが証明された。SGモジュール機器の応力測定により定格時の強度を確認することができた。セクション内の温度測定システムを用いた蒸気発生器の温度条件の検討により、温度分布、高さ方向の熱流束分布、臨界蒸気含有量の蒸気発生器の主要パラメーターへの依存と、それらの定格数値との良好な関係付けが可能になった。^[8]測定データから判明したところでは、蒸発器出口で20°C以上蒸気を過熱すると過熱蒸気と一緒に水分が過熱器に運び出されるようなことはない。

BN-600 ブロックの運転実績により、セクション蒸気発生器の運転信頼性を十分立証することができた。蒸気発生器冷却系間のバウンダリが破れるケースもあったが、発電所ブロックは実質的には定格の出力を下げずに三つのループで運転を続行することができた。

冷却系間漏えいを起したモジュールは全て、水蒸気・ナトリウム反応生成物の作用を受けたモジュール各部の損傷原因調査とその状態を分析するために解体された。調査結果によると、モジュールにおける冷却系間漏えい発生の主因は、製造メーカーの試験では発見できなかった欠陥である。水のナトリウム中へ漏えいには、「小さな」漏えいと「大きな」漏えいがあった。ナトリウム冷却系への水蒸気冷却系からの漏洩率は、二次冷却系への総量0.8から40kgの水の流入時で0.06から250g/秒である。SGの水漏れ事故は全て、専用の漏えい管理システムに記録され、専用の事故局限システムにより局限することができた。

BN-600 発電所において、蒸気発生器運転中に、起動・停止するための条件、停止中の蒸気発生器を運転ブロックに接続する条件、蒸気発生器の出力を下げずに修理を行うための過熱器モジュールの遮断と接続条件を設定することができた。

BN-600 発電所で実施された試験により、定格の20~30%の原子炉出力で、停止中のループを運転ブロックに接続し、同時に冷却材を冷却系に循環させることが可能であることが明らかになった。接続所要時間は10時間である。

BN-600 発電所の蒸気発生器水/蒸気系側の洗浄法として、弱アルカリ還元水化学洗浄処理方式が採用された。即ち水/蒸気系にヒドランジ、即ち水和物とアンモニアを注入する方式である。その際の給水中の鉄含有量は、空気圧検出器連結時で8~10マイクログラム/kg未満で、

一方空気圧検出器切断時では3～4マイクログラム/kg以内である。このような化学洗浄方式では、蒸気発生器の蒸発器モジュールと復水・給水系の洗浄は15,000時間後に可能である。発電所ブロックの全SGにおいて、一サイクルずつの蒸発器モジュールの化学洗浄が行われた。

BN-600 SGの5年間の運転実績の総括

1. 蒸気発生器の試験の結果は定格値に一致している。
 2. セクションモジュール式の蒸気発生器の運転実績は、この蒸気発生器が、定格パラメーターの蒸気生産、定常ならびに緊急条件下での発電所の運転安全性と耐久性を保証し、大出力の高速原子炉の蒸気発生器のベースとして推奨できるものであることを示している。
2. ソ連における蒸気発生器の展望

上記の内容および各国での今までの蒸気発生器運転実績から蒸気発生器が時間の経過によってバウンバリー保持性を失ったことがあったのは明らかである。そのため、SGならびにAPSの設計時にSGの漏えい発生に関連した諸問題を必ず検討しなければならない。

そうしなければならない重要な事情は他に二つある。

1. 現在、たとえ数時間でも、ナトリウム・水反応発生条件下で耐久性のある構造材料がない。
従って、漏えいを伴うSG長期の運転は、かなりの損傷を受けるため不可能である。
2. エネルギー機器製造メーカーでの現行の蒸気発生器設備の製造・品質管理技術では、欠陥が生じる可能性を除去することができない。

上記の事から、どのようなSGの構造を選択すればいいか明らかであるように思われる。つまり、SGは構成部分に区分された、すなわちセクション型でなければならない。SGのセクションと構成機器は必ず同様でなければならない。それは製造流れ作業を保証しSGの操作を簡略化するためである。またSGのセクションと構成機器は、セクション内でナトリウム中への水漏れ発生の際、水／蒸気系ならびにナトリウム系を他のセクションから遮断可能であるように冷却材の流れに関しては対応して接続されなければならない。

SGのセクション出力とその数量は、技術・経済設計値を基礎にして決まる。

このような原理に従って、BN-600 APSのSG冷却系は完成し、その運転実績は、上記の内容からも解る様にこの特長を立証した。このような冷却系方式は、以下のAPS、BN-800とBN-1600の設計研究においても保持されている。その際詳しく研究されているのは以下の

項目である。

1. BN-600 SG モジュールの既知の構造をベースにした SG。研究目的は、 SG 熱流動性能の改良、モジュール構成機器の統一とそのコストの低減である。このような研究の基礎となるのは以下の事情である。

- (1) SG の構造と冷却系が、 BN-600 SG の設計研究の際行われた総合試験ならびに設計作業によっても又その運転実績によっても試験され、実証されなければならない。
- (2) BN-600 の運転実績をベースにし、技術設備と装備を有する、 SG の製造・組立技術全サイクルを開発しなければならない。
- (3) そのため、 SG 安全システムに関する主要な冷却系および構造上の技術改良の正しさを実証し、事故の局限化と SG の残りの部分の運転を維持したまま異常セクションの遮断が可能であることを保証しなければならない。

こうして作成された設計に従って、 BN-800 ブロック [9] の蒸気発生器は 10 個のセクションから成り、各セクションが 2 つのモジュール、すなわち、蒸発器と過熱器を有し、過熱器構造材料と伝熱管の運転期間の多少の違いを別にすれば、 BN-600 SG のモジュールと実質的には同一のモジュールである。従って、原子炉 BN-800 の蒸気発生器と BN-600 の SG の違いは以下である。

- (1) 中間過熱器モジュールがないこと。
- (2) 蒸発器と過熱器用に同一の構造材料が用いられている点。

BN-600 の蒸発器モジュールと同一のモジュールをベースにしているが、 2 倍の出力（電気出力 50 メガワット）のセクションを有する蒸気発生器の新しい構造概念が BN-1600 用に開発された。このセクションは 3 つのモジュール、つまり 2 基の蒸発器と 1 基の過熱器から成る。セクションには 2 つの概念が可能である。

- (1) 運転ボディーと冷却材出入口ノズルの数量と配置が異なるモジュール編成の概念
- (2) 標準モジュールを有する概念

後者の場合、蒸発器と過熱器モジュールの違いは、除去機器だけ（蒸発器入口での絞り装置）であり、完全に互換が可能である。

標準モジュールの構造上の改良は、ノズルの配置が同一であることを除けば、水／蒸気室のカバーが溶接される点である。こうすることによって、蒸気発生器運転のより高い信頼性を保証し、モジュールの物量を低下させ、その製造を簡略化する。BN-600 の SG 運転実績から判明したところでは、モジュール（蒸気室）の開封が必要となるケースは、相対的にまれである。

しかしながら、このような構造のモジュールを実用化するにはカバーの熱処理・切断・溶接の諸問題を解決し対応する様な設備を製造しなければならない。

標準モジュールを有する大規模セクションを採用することにより、技術・経済性能がかなり高くなり、SGの物量もコストもかなり低下する。

2. SGのセクションが管対管タイプのマイクロモジュールから成るマイクロモジュール型 SG

このような構造のSGは以下の特長を有している。

- (1) よく仕上げられた製造・管理のオートプロセスを有するモジュールの流れ生産操作が可能である。
- (2) 単一のモジュールの低コスト化
- (3) 低い出力の試験装置で完全規模のモジュール試験が可能であること。
- (4) SGを原子炉緊急冷却用の空気冷却器として利用することが可能であること。

詳細研究により、このようなタイプのSGはBN-600のモジュールタイプのSGよりコストが低く、又漏えい時の運転・修理に要する支出も低くなる可能性があることが判明した。

3. 大出力(2000~2400メガワットの熱出力)の循環ループを有するAPS用の大型モジュール型 SG

モジュール(セクション)の数量は、熱出力に応じて、セクションの緊急遮断時の原子炉入口におけるループの温度が許容できない歪みを生じないように選択される。(本質的には、SG出口で許容温度範囲内に納めなければならない。)

経費の点では、これは最も経済的な概念であるが、他の性能指標ではBN-600タイプSGに劣る。

上記の3タイプのSG全ての装備機器については、緊急防護システムも含めて、現時点では、これらの機器の感度と高速性に対する要求に大きな変化が生じることはない。

蒸気発生器緊急防護システム用装備機器はこれまでと同様に以下のものである。

- (1) ナトリウム中では、セクションに1ないし2台の機器
- (2) ガス中では、各ループに1台、各セクションに2台の流量計タイプの機器、BN-600タイプのSGの各モジュールないしマイクロモジュール型SGの各セクションにナトリウム中のガス気泡(水素)検出機器1台

緊急制御システムとして音響検出システムを用いる予定は、現時点ではない。

材 料

これまでにソ連邦では、ナトリウム・水交換型蒸気発生器用の次の様な材料が選択された。主要構造材料としては、 $10 \times 2M$ 鋼材が最も適応し、また冷却材に対する強度ならびに腐蝕性の点でも優秀な性能を有するものとみなされている。又ナトリウム冷却材を用いるAPSの蒸気発生器用に、約12%のCrと2%のNiを含むクロム鋼を採用することが検討中であるが、それは、このクロム鋼が製造時の腐蝕防護の必要がないことと $10 \times 2M$ の鋼鉄と比較してその強度と腐蝕耐性が多少上まわることによる。

現在、研究中の各タイプのSGで18-8タイプのステンレス鋼ないし高ニッケル鋼を採用する予定がないのは、これらの鋼材では、水・ナトリウム反応生成物中で腐蝕割れする可能性があるからである。

上記のことから、セクション方式をベースに開発された蒸気発生器は、最新レベルの構造材料、SG製造技術と緊急防護機器システムを備えた高速中性子炉を有するAPSの運転信頼性を保証することが可能と結論することができる。

参 考 文 献

1. アー・イー・レイブンスキーナーその他 原子力, 22(1967)13
2. 「中性子原子炉の技術面の問題」 ニー・イエー・バグダサーロフ監修
原子力出版 1969年
3. ルカセービッチその他 「BN-350 プラントの蒸気発生器の起動・調整作業の実績」,
Meeting on Steam Generators for LMFBR's.
Bensberg. (IWGFR/1) IAEA 出版, ウィーン (1975) 239
4. デー・エス・ユルチェンコその他 「モジュール型蒸気発生器「ナショージュナスチ1号」
の運転試験と測定」, 「高速炉用蒸気発生器の開発ならびに運転実績」(ユメコン加盟国ゼ
ミナル), 原子炉科学研究所出版 ドミトログラード (1982) 97
5. ユル・エス・ムシーヒンその他 原子力 55 (1983) 80
6. ベー・ベー・スチュコーリニコフその他 「BN-600 エネルギー・ブロックのSGN-200
M型蒸気発生器の開発と運転初期の実績」 (4) 3を参照せよ。
7. アー・ゲー・シュチングマンその他 「BN-600 エネルギー・ブロックの二次回路と蒸気
発生器の水圧性能の試験判定」, 同上 355
8. エム・ベー・スマルノフその他 BN-600 のエネルギー・ブロックのSGN-200 M型貫流
蒸気発生器の熱物理研究」, 同上 355
9. オー・デー・カザチュコフスキイ, アー・ゲー・メシュコフその他 原子力, 54 (1983)

262

IAEA-SM-284/35

STEAM GENERATORS DEVELOPMENT

T. ZUBER - JL. MINGUET NOVATOME - HEAT EXCHANGERS AND STEAM
GENERATORS DEPARTMENT
LE PLESSIS-ROBINSON - FRANCE

E. CAMBILLARD - B. MATHIEU CEA - IRDI - DRNR -
CADARACHE NUCLEAR CENTER
SAINT PAUL LEZ DURANCE - FRANCE

1 - INTRODUCTION

Steam generators perform the fundamental function of converting the thermal energy produced in the reactor to a form suitable for driving a turbogenerator. In the case of a sodium-cooled fast breeder, this function is complicated by the risk of a violent reaction between the two heat transfer fluids. Utmost care was consequently taken throughout the design and construction of the Superphenix 1 steam generators.

We present the reference solution development program implemented in France for over 15 years and focussed on an Alloy 800, helically wound tube bundle.

The SUPERPHENIX 1 steam generators were designed and built by NOVATOME, with CEA and EDF backing and assistance for tests, research work and development.

The SPX1 construction experience provides essential input for the SPX2 steam generator design studies, which NOVATOME is presently performing. These components are consequently of the same type as those equipping SPX1. We shall discuss the complementary development studies undertaken to adapt the steam generator units to project conditions, with design optimization aimed at even greater reliability and lower cost.

We also present the studies performed in parallel for the development by NOVATOME of an alternative steam generator solution, based on a straight tube modular concept. R and D and technological development programs have been implemented accordingly and should be assiduously pursued if we are to reach a knowhow level comparable to that achieved for the reference solution.

2 - SUPERPHENIX 1 STEAM GENERATOR

2.1 Design

The CREYS-MALVILLE steam generators have been the subject of communications at several international events (1), (2), (3).

In basic design, these high capacity 750 MWth components are radically different from those equipping PHENIX, as is apparent in the specific power increase from 1.3 MWth per ton of steel in PHENIX to 3.9 for SUPERPHENIX.

The main design features are recalled below (Fig. 1) :

- once-through type steam generators, implying simplest possible sodium and steam-water manifolding
- relatively few, long, large diameter heat exchange tubes, designed to limit the number of welds in contact with steam-water and sodium and permit individual tube penetration of the sodium enclosure through thermal sleeves. This very important principle was also adopted in PHENIX
- tube grouping, outside the bundle wrapper, in a number of distinct circuits, thus facilitating leak localization in the tube bundle and the plugging of faulty or unsafe tubes from outside the component
- steam-water up-flow, favouring two-phase flow stability
- helically wound tube bundle
- gravitational drainage of fluids, preventing holdup of corrosive products after an incident

- adoption of Alloy 800 for the heat exchange tubes, on the following grounds :
 - sodium, steam and water corrosion resistance, under normal and disturbed conditions
 - mechanical resistance under all specified service temperature conditions
 - wastage behaviour, in the event of a leak in the tube considered or in adjoining tubes
 - possibility to use the same material for evaporation and superheating areas
 - pre- and post-welding heat treatment unnecessary.

The main characteristics are presented in Table 1.

2.2 Research and development backing for the SPX1 steam generators

2.2.1 Development program implemented

Development of the CREYS-MALVILLE steam generators began in 1969. Numerous actions were performed in the following fields for knowhow development and design characterization :

- general design
 - functional mockups
- material studies
(base and weld materials)
 - creep fatigue behaviour
 - corrosion resistance
- analytical tests
 - hydraulic and thermal hydraulic
 - mechanical and thermomechanical
 - vibration analysis
- sodium-water reactions
 - violent reaction
 - wastage
 - self-wastage escalation
- in-service inspection

The main tests and studies performed are listed in tables II to VI, summarizing the various fields covered, and are discussed in the paragraphs which follow, giving a comprehensive view of the design, the behaviour and the materials employed.

2.2.2 Operating experience

The extensive test program implemented, using thermal mockups, has demonstrated :

- the suitability of this type of steam generator for the specified operating conditions
- its operating stability within the specified range
- its satisfactory mechanical behaviour when required to withstand loads representative of those to which the CREYS-MALVILLE steam generators will be subjected.

We would mention, in particular :

- the 45 MWth mockup tests at the EDF test center, "Les Renardières"
- the 3-tube mockup tests, aimed at confirming the mechanical behaviour of the exchange tubes.
- "GVE 45 MW" mockup

This 45 MWth mockup was tested from 1973 to 1978.

It functioned in sodium for 18 500 hours, without incident, including 5 600 hours with steam production.

Several types of tests were performed, and mainly :

- thermal efficiency tests
- endurance trials
- transient behaviour tests
- numerous static and dynamic stability tests, during which the mockup was subjected to extremely severe flow fluctuations.

These tests, which lasted more than 3 years confirmed the satisfactory general behaviour of the component, under all specified normal and faulted operating conditions.

- Appraisal of the "GVE 45 MW"

After dismantling the mockup, examination of the welds showed the existence of microcracks. A detailed analysis revealed very deep transgranular cracks (500 μm) in the welds located in the low load vaporization area. They are due to a fatigue phenomenon.

The operating conditions to which the mockup had been subjected were carefully analyzed, in order to assess the extent of the damage to the welds featuring fatigue cracking. It appeared that a large number of high amplitude cycles (DNB T : 45 at 90 °C) had been applied to the welds during the stability tests. They were responsible for the greater part of the damage and suffice alone to explain the fatigue cracking.

- Confirmation by mockup fatigue testing

In order to confirm this interpretation, it was decided to build a 3-tube mockup, representative of the SPX1 tubes, and to subject it to a number of operating cycles representative of a significantly long operating period.

The welds in the midway part of the SPX1 steam generator tube bundle are only subjected to DNB under certain partial load operating conditions (60 t). However, it had been decided to utilize the tests to confirm the good behaviour of these welds when subjected to the most severe low load operating conditions (20 t). For this purpose, the mockup was fitted with a large number of welds, located particularly in the DNB area.

This mockup was tested in the "Emeraude" loop at the EDF test center "Les Renardières". It was subjected to the following conditions :

- . real time simulation of the SPX1 SG low load operating period, corresponding to 10 years of plant life.

DNB induced loadings were, in addition, amplified by a factor 1.25, in accordance with ASME procedure.

- . startup-shutdown cycles, corresponding to 5 years operation.

The tests, which lasted about 3000 hours, ended at the end of January 1984.

Investigation of the mockup took place immediately. 30 welds, mainly located in the DNB area, were examined : no fatigue cracking was observed.

Thus, prior to the water-filling of the CREYS-MALVILLE steam generators, these tests provide a practical demonstration of satisfactory weld behaviour.

2.2.3 Characterization of Alloy 800

The SPX1 SG tube bundle material is optimized ASTM B 163-72 grade steel, selected particularly for its creep behaviour, time-dependent characteristics and corrosion resistance. The behaviour of this type of steel is presently well known :

- Creep :

According to the R and D results obtained, the creep behaviour is related to the detailed chemical composition of the alloy, notably in respect to its titanium and aluminium contents. It is now possible to define the required composition with sufficient accuracy to avoid the tube sorting which was necessary for SPX1. It should also be noted that the weld creep behaviour is better than that of the base metal.

- Corrosion :

A vast R and D program was implemented to identify Alloy 800 corrosion resistance. Tests revealed the following facts :

- Waterside : very good chloride medium corrosion resistance. No stress corrosion cracking was observed for soda concentrations of below 10 g/l and at 10 g/l, for less than 250 h and 180 MPa. No corrosion was observed for the base metal.

For lower soda concentrations (0.1 % and 0.01 %), none of the test capsules comprising welds, even heavily stressed, evidenced leaks after 7 000 h test cycles.

As regards corrosion-fatigue on the steam-water side, data obtained fall within the scattered result range for fatigue data obtained in air, implying that results are not modified by the medium.

- Sodiumside : a thermal stress area exists, where Alloy 800 stress corrosion cracking can occur. This area concerns only the base metal, since none of the welds examined featured cracks. It should be noted that, owing to soda instability in sodium at temperatures below 400 °C, there are no risks of cracking below this temperature.

With a view to precluding stress corrosion cracking in the event of a sodium-water reaction, it was decided to provide a nitrogen cooling device, designed to reduce the overall SG temperature to less than 400 °C in about 30 h (even at much higher temperatures, within the stress corrosion cracking zone, no cracking occurred in such a short time).

- Fatigue resistance

Extensive fatigue testing was performed, under high and ambient temperature conditions, on tube butt welds.

These programs comprised high-and low-cycle testing, in presence of various mean stresses.

These tests were performed on test pieces and tubes. Results are coherent with those resulting from observation of the 45 MWth prototype and the 3-tube mockup, which confirm the soundness of the stress analysis rules and material characterization data utilized.

2.3 Construction experience

The construction by NOVATOME of the four SPX1 750 MWth steam generators proved a source of technological knowhow and experience of considerable value for future developments. These aspects have already been discussed in previous publications (reference 4). We would simply mention the detailed knowhow obtained concerning :

- the 316 L steel type EDF SPH (AFNOR 22 CND 17-12) used for the SG structures and the welding of this material
- Alloy 800, particularly in connection with tube manufacture, and the special provisions necessary to ensure compliance with very high quality welding standards (including stringent weld bead geometry requirements)
- the tube coiling process, designed and utilized without difficulty
- procurement and manufacturing specifications.

3 - THE STEAM GENERATORS FOR THE SPX2 PROJECT

3.1 General design

The SPX2 steam generators have a thermal capacity of 900 MWth, which is higher than that of the SUPERPHENIX 1 components. Basic options are otherwise the same : the thermal cycle is unchanged, apart from a slight increase in feedwater temperature (see Table 1). This involves minor scale-up adjustments, as shown in Table 1 and Figure 2.

The tube bundle comprises only one additional layer of tubes. The overall dimensions are very slightly increased.

Main design developments, presently proceeding, derive from :

- an adaptation of the REGAIN concept (intermediate loop layout with the pump at the lowest point). This involved provision of a free level in the lower part of the central body of the bundle, to attenuate pressure waves transmitted to the cold leg of the loop in the event of a sodium-water reaction,
- design optimization aimed at cost reduction
 - . adoption of simpler steam and water manifolding, comprising straight sub-headers
 - . bundle upper support brace integrated in the SG outer shell and supporting the steam header. The brace is attached to the bundle central body at the end of tube coiling, in order to facilitate bundle manufacture and allow for expansion bend preforming on the tubes, after coiling
 - . simpler internal water and steam expansion bends
 - . simpler steam-water thermal sleeves.

- Increased SG reliability trends :

- . use of longer tubes for heat exchange tube fabrication, reducing to two the number of welds on each coiled tube (instead of 3 for SPX1)
- . water and steam expansion bends formed directly on the long tubes, thus obviating expansion bend-to-bundle welds
- . uniform distribution of internal water expansion bends to optimize flow patterns in this area

3.2 Research and development program implemented

Further research and development work, undertaken by the CEA in connection with these modifications, includes :

- a mockup of the lower part of the SG unit :
 - . to optimize the position, under various operating conditions, of the sodium free level accommodated in the central body
 - . to measure sodium velocities in the evenly distributed internal water expansion bends (to determine thermomechanical loadings on tubes and sleeves) and sodium-water reaction product transit time between leak location and first hydrogen detection sampling.
- the new steam expansion bend design, involving modification of the upper cross-brace, will require a hydraulic mockup of the upper part of the SG unit, together with a hydroelastic mockup
- accurate data is necessary on shock wave transmission to the cold leg, following instantaneous tube fracture, and on the attenuating effects of the sodium free level added in the lower part of the component. A 3-D compressible fluid code is being developed for this purpose (PLEXUS code). Provision is also made for extensive tests to validate the code

- certain more specific R and D work is being performed jointly by the CEA and NOVATOME : elaboration of finer ISI methods, development of more accurate thermohydraulic codes, new SG tube butt welding methods (cf. section 3.3), design of more efficient devices for hydrogen detection and acoustic detection (cf section 3.4).

3.3 Improvement of manufacturing methods

Technological developments, grounded on the experience acquired during the design and construction of the SPX1 SG units, were undertaken to optimize the manufacturing processes and reduce costs. They concern :

- tube welding and inspection processes

An orbital TIG process was used for the butt welding of the SPX1 SG Alloy 800 heat exchange tubes (4).

In the process now being developed, the tube itself is rotated, permitting better compliance with specified requirements concerning the internal weld geometry.

The SPX1 process is still being improved for use specifically for expansion bend welding.

New processes, such as electron beam and laser welding, are also being studied by the CEA and could possibly replace the TIG process in the future.

The accuracy of weld inspection methods is being increased. Methods specifically developed for the inspection of internal weld geometry are being validated (gammagraphy, microphotometry)

- bundle manufacturing methods

In relation with bundle design improvements (section 3.1) a tube coiling method with prewinding is being tested. The objective is to cancel the elastic springback effect and reduce residual stressing in tubes after coiling.

Technological studies are proceeding to confirm the feasibility of water and steam expansion bend forming on the long tubes at the begining and end of tube coiling, which would render unnecessary the bundle-to-expansion bend welds at both ends of each tube.

3.4 ISI Systems

3.4.1 Differential hydrogen detection

The SPX1 and SPX2 steam generator tube bundles are divided into eight distinct sub-bundles, or octants, by the tube support structures. Each sub-bundle, together with the lower plenum containing the internal expansion bends, is equipped with a sampling system. In SPX1 these sodium samples are only used during leak localization procedures. In SPX2 permanent scanning of the octants and the lower expansion bend area is proposed. Leak detection and the tripping of protective actions is based on signal comparison. With the NOVATOME system, efficiency will be unaffected by the evolution of noise induced signal distortion. Sensitivity is increased and leak detection is faster. Wastage in adjoining tubes is reduced. In cases of leak escalation actually observed on Alloy 800 structures, as during the EDF MICROMEGAS loop tests, with such a system, it would have been possible to isolate and depressurize the steam generator before the appearance of secondary leaks.

3.4.2 Acoustic detection

It is planned to equip the steam generators with a fast response, water into sodium leak detection system, which would limit damage to adjoining tubes, for an intermediate leak rate range, where hydrogen detection is penalized by its response time and where the rupture disks fail to burst.

This system will be experimented on SPX1, with a view to increasing SPX2 reliability.

3.5 Post sodium-water reaction servicing

For the SPX1 and SPX2 SG units, particular care was taken to facilitate the inspection and repair of faulty components after an incident (10) :

- individual tube ingress and egress through the outer shell
- tube grouping outside the sodium enclosure in distinct circuits, permitting leak localization and tube inspection without removal of the component
- possibility to isolate defective tubes, from outside the component, simply by cutting the external expansion bends and blanking off the tubes with welded plugs. (The butt welds involved provide only leaktightness with respect to one fluid and play no part in sodium-water separation).
- Possibility of complete gravity drainage of all fluids, thereby limiting risks of corrosive product retention after an incident.

4 - STRAIGHT TUBE STEAM GENERATORS

4.1 French approach

We have seen that extensive research and development programs are devoted to the helical type steam generators. However, despite the confidence born of thorough analysis of every aspect of a chosen component design, it is unreasonable to exclude the possibility of difficulties, not presently identified, arising, when the units are actually in operation.

It is consequently advisable, for such important components, to develop, alongside the reference steam generator design, an alternative solution. This new design must, on the one hand, differ basically from that studied previously, with a view to precluding the problems which might be encountered, and, on the other hand, benefit from knowhow already acquired elsewhere.

Different straight (or almost straight) tube, modular steam generators or SG mockups have been built and tested in various parts of the world. None of them presently comply with SPX2 type requirements which are as follows :

- service life 230 000 h
- thermal cycle level
- ferritic steel, compatible with this temperature level and service life and suitable for tubes and plates
- sufficient thermal capacity per module to reduce costs.

Moreover, the capacity of the once-through units built so far does not exceed about 50 MW.

The following options were selected :

- once-through type component
- ferritic steel, if possible identical, for tubes and plates
- straight tube SG (no tube forming required)
- tube grouping through tube plates
- no tube-to-tube butt welding
- thermal capacity : 225 MWth (4 modules per loop) or higher if the development status permits
- possibility of servicing in the event of tube leakage.

4.2 Design studied

Since 1981, NOVATOME has been developing a straight-tube steam generator design solution.

FRAMATOME, particularly at the CHALON ST MARCEL works, integrating the teams responsible for CREYS-MALVILLE SG construction, offers both first-hand experience and extensive manufacturing facilities, specialized in nuclear component fabrication.

4.2.1 Design trends (figure 3)

- Accommodation of differential expansion between bundle and shell

Provision of a flexible structure at the bottom of the outer shell.

In a straight-tube unit, there are temperature differences between tubes and outer shell and, in some cases, particularly for large bundles, between the tubes themselves. With the solution proposed, differential expansion loadings are transferred to the outer shell. Unlike the reference solution with expansion bends for each tube, the new design is simpler, easier to build and renders unnecessary the bundle intermediate shell.

However, such a solution requires thorough acquaintance with bundle thermal hydraulics. It is necessary to identify at the design stage methods of limiting temperature disparity between tubes and of avoiding tube buckling hazards.

In the solution presented, the outer shell flexibility is obtained by adapting the shape of the outlet header. The validity of this option has been confirmed by mechanical analysis for solutions using the same material for tube plates and shell (9 Cr 1 Mo NbV). A standby, bellows solution, could also be envisaged.

- Bundle characteristics and support system

Figure 3 gives the main bundle characteristics for the SPX2 thermal cycle. A circular pitch was adopted.

- Materials

For the heat exchange tube, 2 1/4 Cr 1 Mo steel is unsuitable ; 9 % Cr (type EM12 or equivalent) or 12 % Cr steels are required. The tube material should also be suitable for the manufacture of very thick tube plates (240 to 340 mm). Use of the ferritic steels developed so far, of the 2 1/4 Cr 1 Mo type, leads to :

- very thick plates, owing to the limitations of their metallurgical properties
- bimetallic tube-to-tube plate welds, constituting a technological difficulty and a weak point for the component.

It is for these reasons that attention has been focussed on high chrome content steels, such as :

- 12 % Cr 1 Mo V (1.4922)
- 9 Cr 1 Mo NbV (9 % Cr ORNL), presently under development in France, since it would appear to be characterized by greater facility of utilization.

The British 9 Cr 1 Mo steel is preferable to 2 1/4 Cr 1 Mo, in that it does not decarburize when heated, but its properties are otherwise insufficient.

- Tube-to-tube plate welding

The solution proposed (figure 3) comprises :

- . steamside : pintle butt-welding
- . waterside : sleeve joint with pintle welding, favouring a hot junction process, with easy tubing through the lower tube plate.

4.2.2 Technological developments

The technological developments were undertaken with assistance from the FRAMATOME CHALON ST MARCEL works.

A specific tube-to-tube plate IBW device was developed permitting welding at a distance of a few hundred mm. The welding process was defined.

Technological developments are proceeding, to optimize parameters and weld bead geometry.

Progress is such to date that, in 1986, we shall be in a position to undertake characterization of homogeneous 9 Cr 1 Mo NbV tube-to-tube plate welds.

Work is also proceeding on the tube plates and the tube support grids.

4.3 Research and development program

4.3.1 R and D performed in the past

The decision to adopt the SG alternative design presented above was based, in the first place, on experience already acquired in France, which can be summarized as follows :

- operating experience with the PHENIX ferritic steel (Chromesco III), once-through modular evaporators (5)
- design, manufacturing, testing and operating experience with a 45 MW straight-tube steam generator mockup, tested at the "Les Renardières" center (6).

This industrial size mockup was preceded by several small rigs, used to define the thermal hydraulic characteristics of a straight-tube steam generator. These included the 3-tube mockup MAESTRO, the 7-tube mockup MOHICAN, and a 1-tube mockup (7).

- manufacturing experience (tubes, welds) with a ferritic steel (EM12), compatible with the temperatures envisaged. Experience of the operating behaviour of EM12 in conventional plants (8).

4.3.2 R and D presently proceeding

With a view to confirming the soundness of the design decisions presented in Section 4.2, a 3-fold R and D program was first implemented at the CEA, covering :

- Materials

Characterization of 9 Cr 1 Mo NbV steel (ASTM A 387 - Grade 91) is continuing.

Provision has been made for the manufacture of a 300 mm thick forged plate and tubes with an o.d. of about 15 mm.

Extensive testing is planned to characterize this material : the physical properties, mechanical properties (tensile strength, compressive strength, creep fatigue, toughness), corrosion in water or sodium will be analyzed both on the base metal and on tube-to-tube plate welds.

- Thermal hydraulics

The differential expansion between tubes; or between tubes and shells, must be very carefully assessed in this type of steam generator, with a view to selecting a suitable method of accommodating it.

Related calculations involve the use of a 2-D thermal hydraulic code for the sodium-side.

The BACARA code benefits from the extensive work performed for several years to qualify intermediate heat exchanger thermal hydraulics (9) : water boiling models are integrated to simulate heat exchange inside the tubes, and coupled with the sodium thermal hydraulics. Hydraulic qualification tests, focussed on the water boxes and inlet and outlet ports, will be performed.

- Sodium-water reaction

It is planned to characterize the 9 Cr 1 Mo NbV steel with respect to the self-escalation of steam/water leaks into sodium and to wastage.

In addition, the compressible fluid acoustic code PLEXUS (cf Section 3.2) will be developed and qualified for the calculation, in this type of straight-tube SG, of the consequences on any part of the SG of the shock wave resulting from instantaneous tube fracture.

Qualification tests will also be performed on the method selected for water leak detection, particularly in the delicate areas between tube plates and thermal shields.

4.4 Sevicing after a sodium-water reaction

The straight-tube steam generators, proposed for the commercial plants, are very large components, comprising a large number of tubes. Fast leak localization methods and component repair processes, adapted to the SG concept, must be developed, in order to avoid systematic removal of the component, in the event of an incident.

5 - CONCLUSION

The development work undertaken for more than 10 years on the Alloy 800, helical steam generator has resulted in the accumulation of a vast amount of knowhow on this component, subsequently completed by the experience acquired during the construction of the CREYS-MALVILLE steam generators. These components will shortly be put into service and their satisfactory operation will confirm the validity of design trends and the choice of this SG concept as SPX2 reference solution.

More recently, the straight-tube design development program implemented will provide a back-up solution. It is intended to continue and intensify work on this program, with a view to achieving, in the mean term, a knowhow level comparable with that attained for the reference solution, so that a straight-tube SG can also be proposed for the commercial size breeder plant.

Consequently, the two SG concepts have been developed to satisfy the needs of the SPX2 project. Both are based on the same basic design principles and the same materials. They differ only in the tube support system which is the main source of complexity in the SG design.

The straight-tube SG has been designed to meet the specific requirements of the SPX2 project. It is a large SG with a high heat transfer coefficient and a low pressure drop.

The helical SG has been designed to meet the specific requirements of the SPX2 project. It is a large SG with a high heat transfer coefficient and a low pressure drop.

The two SG concepts have been developed to satisfy the needs of the SPX2 project. Both are based on the same basic design principles and the same materials.

The straight-tube SG has been designed to meet the specific requirements of the SPX2 project. It is a large SG with a high heat transfer coefficient and a low pressure drop.

The helical SG has been designed to meet the specific requirements of the SPX2 project. It is a large SG with a high heat transfer coefficient and a low pressure drop.

REFERENCES

- (1) Conférence de Hambourg - mai 79
Le GV de la filière à neutrons rapides française
SAUR, BALLOT, ROBIN, ZUBER
 - (2) ASME Century 2 - Nuclear engineering conference - San Francisco
August 19.21.1980 - The Creys Malville FBR SPX S.G.
BAQUE, CAMBILLARD, SAUR, ZUBER
 - (3) International Conference on materials performance in Nuclear
S.G. - St Petersbourg Florida - October 80
BERGER, CAMBILLARD, SAUR, ZUBER
 - (4) Nuclear Technology - Fevrier 85 - volume 68 n. 2
SPX1 SG fabrication
 - (5) Safety-related operating and maintenance considerations in
a modular steam-generator : Phenix operating experience and
straight-tube modular steam-generator proposal for future
French LMFBR'S.
LMFBR safety topical meeting - LYONS - July 1982
 - (6) Ten years of steam generator tests on a 45 MW sodium test
loop - FONTAINE, LLORY
Liquid metal engineering and technology - OXFORD - April 1984
 - (7) A heat transfer study for vertical straight-tube steam
generators heated by liquid metal
VALETTE
Third International Conference on Liquid Metal engineering
and technology - OXFORD - April 1984
 - (8) Ferritic steels for French LMFBR Steam Generators
AUBER, MATHIEU, PETREQUIN
*
 - (9) Thermohydraulics in LMFBR'S - Natural convection in an immersed
heat exchanger - Numerical simulation applied to water
experiments & to LMFBR' situation
GRAND, MENANT, VILLAND IAHR 2nd International Specialist Meeting
ROME 15-17/9/82.
 - (10) IAEA Specialists' meeting on maintenance and repair of LMFBR
Steam generators - OARAI Japan 4-8 June 1984.
Design philosophy on maintenance and repair for SPX 1 steam
generators - CEA NOVATOME
- * Topical Conference on ferritic alloys for use in Nuclear
Energy technologies - Snowbirt - June 1983

MAIN CHARACTERISTICS OF THE SUPERPHENIX 1 AND SUPERPHENIX 2
ALLOY 800 STEAM GENERATORS

	SPX 1	SPX 2
<u>NUMBER OF SG'S PER PLANT UNIT</u>	4	4
<u>THERMAL CYCLE</u>		
Sodium inlet temperature (°C)	525	525
Sodium outlet temperature (°C)	345	345
Water inlet temperature (°C)	237	240
Steam outlet temperature (°C)	490	490
Steam outlet pressure (bar)	184	184
Unit power (MWth)	750	900
<u>MAIN CHARACTERISTICS</u>		
Tube o.d. (mm)	25	25
Tube wall (mm)	2,6	2,6
Number of tubes	357	423
Tube length (m)	91.5	99.3
Tube material	A 800	A 800
Number of tube layers	17	18
Shell o.d. (mm)	2880	3200
Number of butt welds per tube, including thermal sleeve connection	7	5 or 4
Component overall length (mm)	22	24
Dry weight (te)	194	202

TABLE I

ALLOY 800 HELICAL STEAM GENERATORS

- 242 -

	4 single tube Mockups Zebulon	6 MW mockups	45 MW mockup	3-tube mockups	CATALINA	HELENA
Operating period	1971-1979	1974-1975	1973 and 1975-1978	1983	1985 underway	1985
Number of hours of operation	10 000	1 800	18 500 in sodium 5 600 in steam	3 000 h	-	-
Design type	Helical, 2 coaxial tubes	Helical, 3-tube	24 tubes 3 rows helical	Helical, 3-tube	Helical 4-tube	Helical 5-tube
Tube o.d. (mm)	25	25	25	25	25	25
Tests	Performances	Stability	Performances, Transient operation Endurance	Tube dryout endurance • low loads • startup/ shutdown	Tube dryout analysis	Tube dryout analysis
Test laboratory	CEA/CET GD QUEVILLY	EDF CHATOU	EDF/CGVS RENARDIERES	EDF/EMERAUDE RENARDIERES	CEA/SET CADARACHE	EDF RENARDIERES

TABLE II

HYDRAULIC AND THERMAL HYDRAULIC TESTS

MOCKUP	COMPLETE SG	FLOW DISTRIBUTER AND BUNDLE INLET	UPPER PART (TOTEM)	LOWER PART (KESAKO)	AXISYMETRICAL LOWER PART (ALDOKO)	DIAPHRAGMS.
Test Period	1975-1977	1979		1982-1983	1984	1981
Scale	0.16	0.32		0.2	0.2	1
Test laboratory	NOV (FCB)	NOV (FCB) then CEA/DEMT	CEA/CENG	CEA/CENG	CEA/CENG	NEYRPIC

TABLE III

MECHANICAL AND THERMOMECHANICAL TESTS

MOCKUP	Thermal sleeve	Tube-to-waterbox connection	lower expansion bends
Test period	1973	1976	1975
Scale	1	1	17 tubes (1 : 1)
Test laboratory	CEA GD QUEVILLY	CEA GD QUEVILLY	EDF RENARDIERES

TABLE IV

VIBRATION ANALYSIS

HYDROELASTIC MOCKUPS			MECHANICAL MOCKUPS	
Mockup	Portion of straight tube bundle	Helical bundle mockup	Expansion bend mockup	Numerous mockups
Test period	1980	1981 and 1983	1983	1974 and 1979 to 1981
Scale	1	0.5 (5 layers) (8 supports)	1 (30 expansion bends)	
Laboratory	NEYRPIC	CEA/DEMT	CEA/DEMT	NOV (FCB) - CL

TABLE V

SODIUM-WATER REACTION-R and D
ALLOY 800 PROGRAM

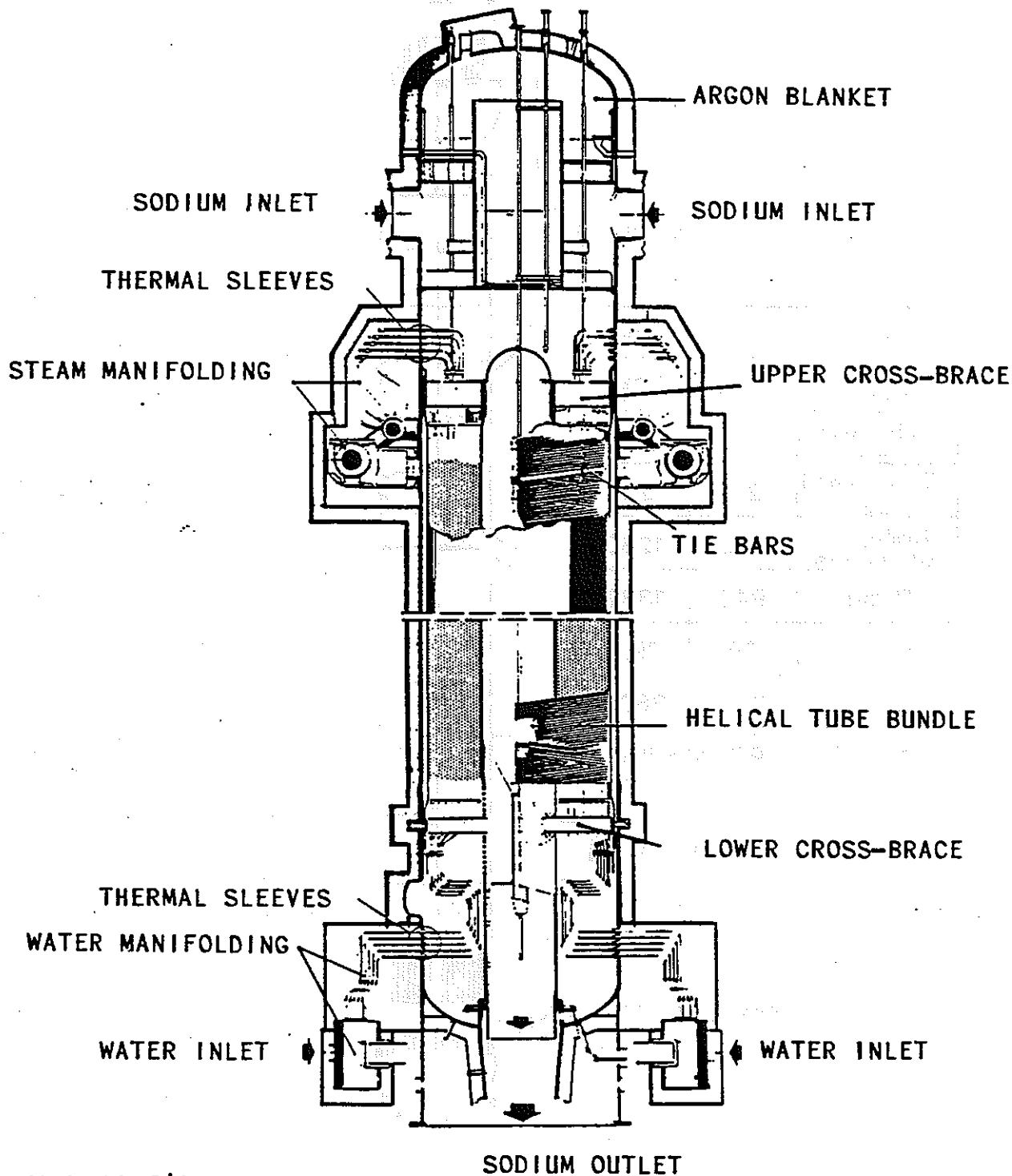
- General analysis of the phenomenon
- Calculation code development
- Leak induced wastage
About 250 tests
- Average or large leak effects
About 30 tests
- Effects on a tube of local overheating
- Self-escalation - corrosion effects
- Hydrogen and acoustic detection

I S I
DEVELOPMENT PROGRAM

- Eddy current probe capable of detecting tube thinning due to wastage
- Tube creep measurement probe
- TV camera for sodiumside bundle inspection

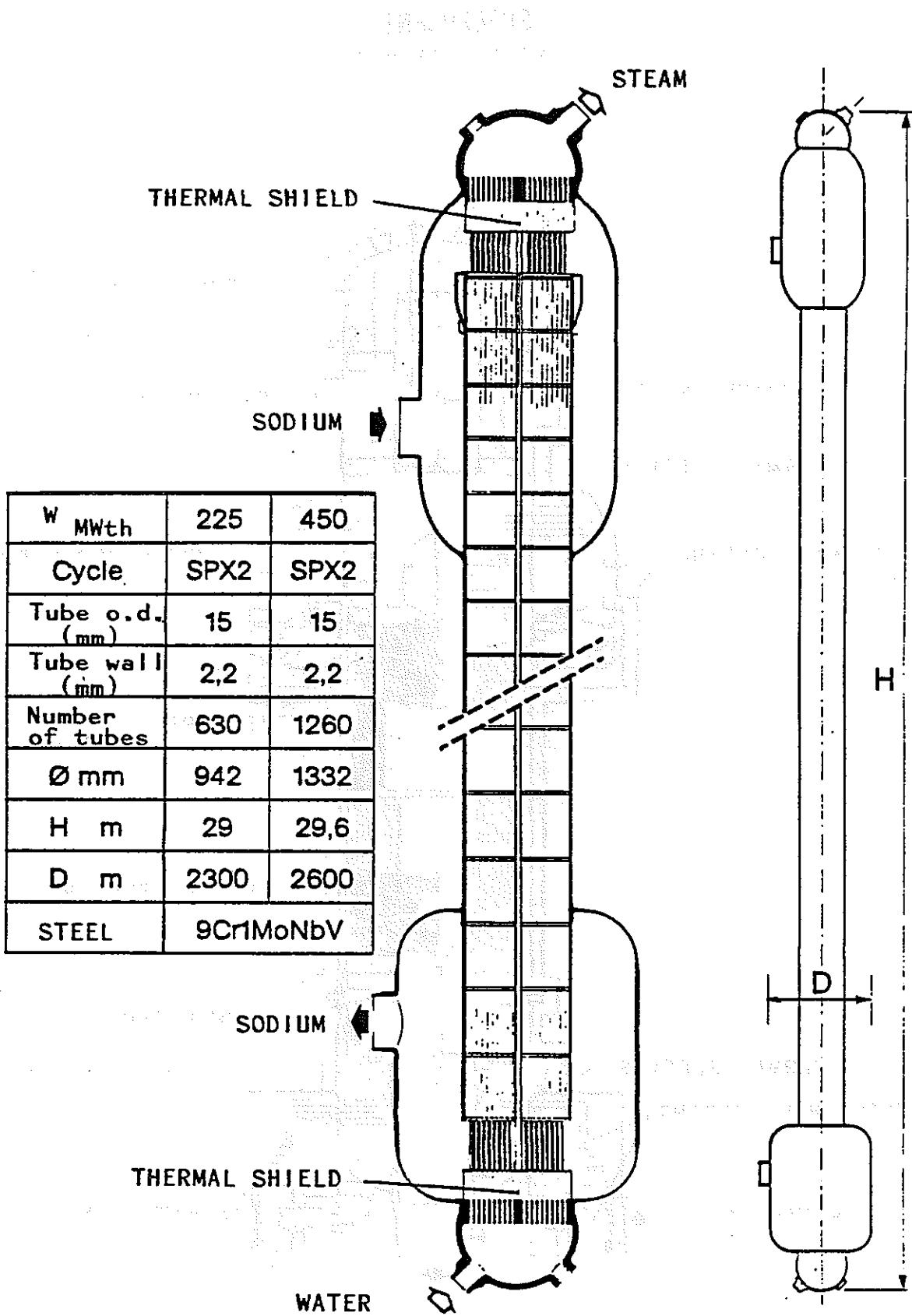
TABLE VI

SUPERPHENIX 1 STEAM GENERATOR

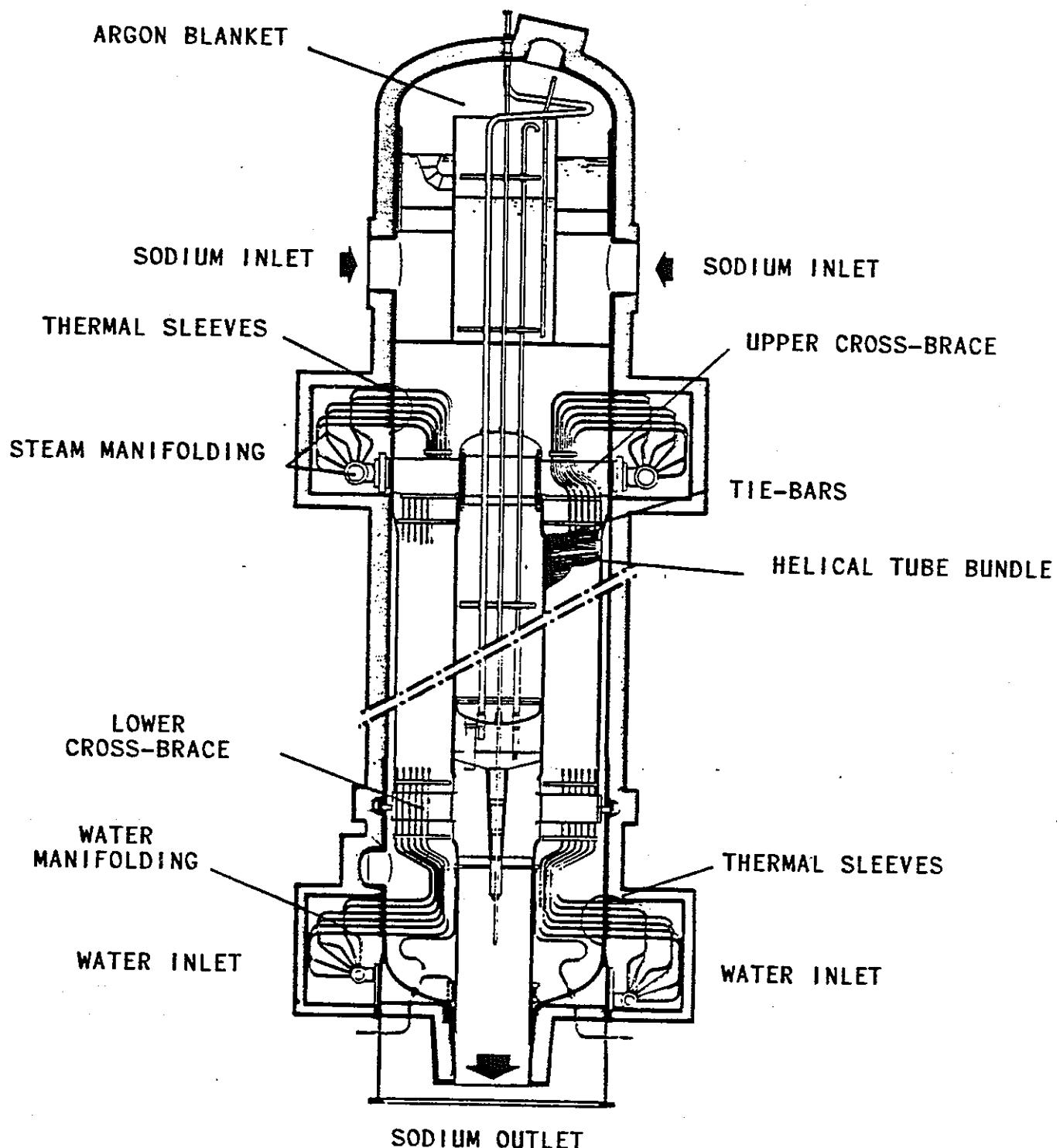


novatome

STRAIGHT TUBE STEAM GENERATOR



SUPERPHENIX 2 STEAM GENERATOR



IAEA-SM-284/41

BN-800-高速炉開発の新段階

Yu.E. バクダサーロフ, L.A. コチェトコフ V.V. クリールキン, A. A. リニエイスキー,
S.I. シネエーリニク, M.F. トロヤーノフ, V.I. シリヤーエフ

原子力エネルギー利用に関する国家委員会

ソビエト社会主义共和国連邦

出力を 800 MWまで向上させる目的で、BN-600 原子炉のモデルチェンジの方法が究明されている。BN-800 の設備の主要な要素と基本的な図式による原子炉建設についての簡単な記述がなされている。

現在、ソ連の原子力エネルギーの基礎には、VVER-1000 と RBMK-1000 及び 1500 の熱中性子による原子炉を備えた原子力発電所のプラントが主流となっている。それらの多数の設備と操業は確実で、長期の燃料保証が要求されている。この課題の解決には高速増殖炉が関連づけられている。この分野で達成された成功、特に高い安全性とより一層の完璧化の可能性の高い水準を固定化し、実証した。BN-350 と BN-600 の原子炉の操業は増殖炉〔1.2〕の一連の建設への移行の問題を提起させた。この方法での最大の困難と障害は、その経済性にあった。BN-600建設の単位体積当たりの資金コストは、VVER-1000 プラントの設備コストの 1.6 倍を超えていた。

増殖炉製作の最初の段階で、つきの必要性を述べなければならない。

— 廉心に関する主要な技術的問題の可能性とナトリウムの回路を実証すること。

— 設備の健全な作動を完璧化すること。

— メリット、デメリット、制約、資源を理解すること。

— 設備の経済性を明らかにすること。

— 将来の一連の設備の基本的建設計画と、その実現の方策を計ること。

BN-350 と BN-600 の原子炉設備は、この段階の課題を解決したと考えることができる。経済競争とか高い生産性の実証は、その方向で一定の努力が考慮されたとはいえ、この時期においては重要なものではなかった。BN-600 では原子力エネルギーの中では高い熱力学的パラメーターと結びついた最高のエネルギー発生を実現させており、貫流ボイラの蒸気発生器が使用され、充分なる燃料の高い燃焼と運転期間の長期化が計られていて、高稼働率を前提（炉心に高い密度高い密度の格子を使用）準備がなされている。

実現されたプログラムは多くの時間、資金、労働を要求した。我々をすべてが満足させたのではない。特に、BN-600 における稠密格子に組んだ燃料の燃焼度は、7.1% / HM を超えていない。電力の生産コストは高いが、この時期における重要な課題は解決されたと考えてよい。運転者達は増殖炉が極めて簡単に運転できると考えていることは重要なことである。現在、増殖炉設備の利点として考えられるのは、どのようなものであろうか。

なかでも重要なことは、核燃料の資源の節約である。1982年9月13日～17日までウィーンで開かれた高速炉の経験に関する国際会議で、ウラン生産の推定量は、今世紀の末の原子力発電所

の総出力運転を保証するのには充分であるとしている。しかし、21世紀のはじめには原子力発電所の核燃料の保証の困難さは避けられない。

原子力発電所の核燃料計画必要量の均衡は2つの重要な指標に特徴づけられている。即ち、すべてのプログラムの実現に必要な推定量と、その年毎の必要量である。

計算では、増殖炉を最適時期に導入すれば天然ウランの毎年の必要量を5~10分の1に縮少することができる事を示している。増殖炉の導入のプログラムが10年遅延したとしたら、核エネルギーの保証は極めて困難な事態に陥るであろう。

現在の増殖炉設備の合目的性についての別の考え方とは、その経済的指標の改善の可能性と結びつけられている。現在開発中、或は計画中の高速ナトリウム炉は、更に本質的な改良が可能である。一連の実験は、近い将来において燃焼度10~12%HMまで、即ち、従前のものに比べれば1.5倍も燃料燃焼度向上の可能性を示している。単位体積当たりの資金投資も低下させる道が存在する。BN-800及びスーパー・フェニックス-2号の設計経験からもこれに関する確信が得られている。出力を600MWから800MWへ、1200MWから1500MWへの向上は、元の原子炉の型の大きさの範囲内で達成されている。無条件に、シリーズ生産に移行した場合に、良い成果が間違なく得られるのである。燃料サイクルの規模の増大なしに、経済指標の向上を考えるべきではない。

最後に、設備の連続生産のプロセス、テクノロジーの維持と改善、設備及び原子力発電所準備に関する協同作業の開始と維持も、少ながらぬ意義をもっている。

増殖炉の施設の効果を生みだす計画は、将来を保証するために今、投資の必要があるという、重要で、しかも全く古い考え方を異った形で述べているのである。

BN-800の一連の施設は、ソ連における増殖炉の開発の中で、次の段階のものである。核燃料が本当に逼迫化してしまったとき、増殖炉の大量建設への移行段階で主力機となるべきものである。BN-800が主要なものとなるためには、BN-800は可能な限り改良しつくされたものでなければならない。実験的にも基礎づけがなされ、そして、工業化への準備もなされなければならぬ。BN-800は、BN-600の技術的アイデアと、或る場合には、完全に構造上の成果を借用しているのである。原子炉の必要な構成要素すべてを完備した我々は今や、何を改良すべきかを認識しうる段階にある。BN-600とBN-350の運転経験が契機となり、あらゆる方面での改良につながったことは当然のことである。

新しいタイプの主要な課題は、つきのようなものであろうと推定されている。

—設備と、要求の点で基準を満足できる成果と、75%~80%の稼働率の保証。

- 燃料サイクルの確立。
- 10～20%/ HM の燃焼度の達成。
- 1.3～1.4 の増殖率の保証。

以下、将来の設備の主要な構成についての知見を示す。

原子炉、炉心、燃料取扱機

混合酸化ウラン、プルトニウムの焼結体が燃料の基本的なものとして採用されている。ソ連では、動力用原子炉に混合酸化物燃料を使用する最初の経験となる。この燃料の照射試験は BR-5, BOR-60, BN-350 の原子炉で行われた。即ち、1983年に BOR-60 には混合酸化ウラン、プルトニウム燃料が装荷された。

600 MW から 800 MW への出力の増加は炉心の容積の増大を要求された。即ち、これは 0.75 m から 0.95 m までの炉心の高さと、燃料集合体の数の増加によって達成された。中性子束密度の増加と 10%/ HM の燃焼度を目的として、燃料集合体間の間隙は 5 mm まで拡大された。制御棒駆動装置の数は 30 基にも増加し、独立 2 系統システムが完備し、安全に関する基準の要求に対応することが保証されている。

炉心の直径の増大にともない、中性子遮蔽の厚さの縮少と側壁の厚さの若干の減少があったにもかかわらず炉容器壁での線量は変化なく保持された。中間熱交換器と主循環ポンプの直徑は BN-600 と同じに保持されている。中間熱交換器についていえば、必要交換熱量は増大したが、伝熱表面積の余裕を利用して達成されている。ポンプの規程はヘッドを従前通りとし、冷却材温度と流量の若干の増大という僅かな改良で、194 °C の温度を従前どおりに保つことができた。原子炉（図 1）の構造には変化がもたらされた。即ち、構造物の支持機構の半径は減少し、構造物の支持構造、即ち、負荷の伝達の図式が変化し、回転プラグは環状の丈夫なリングに変えられ、熱の遮蔽板の構造が変わり、内部サーマルバッフルの重量も低減された。原子炉内部の燃料取扱系の構成に（図 2.3）3番目の（小さな）回転プラグが導入され、それは BN-600 原子炉の 2 基に代って、燃料取扱機 1 基の装置で制御させ、メカニズムの構成の中に燃料取扱方式の改良が行われ、燃料貯蔵の容積が増大された。

使用済の燃料は内部の貯蔵箇所に先づ収納され、1 回目のミクロ運動の流れに耐えた後、使用済の燃料集合体はナトリウムの充満した使用済の集合体の円筒の中に積換られ、次のミクロ運動で使用済燃料は順次ナトリウムの残滓を洗い落とし、貯蔵室の貯水槽に保存される。最後に使用済燃料集合体と制御棒の検査が行われるが、更に詳細な検査も可能である。

2 次系，機械室

ナトリウム配管の最大直径は従前どおり 800mm に保たれていたが，冷却材の流量は約 1.5 倍に増えただけ 2 次系の循環ポンプとその駆動装置は改良されなければならなかったが，運転制御のシステムは従来通りであった。

このような決定は過渡状態の流れ，特に制御棒のスティック，一つのループの破断，蒸気発生器の破損事故を少くしている。このほか，運転の基本的制御は熱源と熱の伝導手段について，同一でない条件の下で，ループによって同一の温度条件を創り出させている。結果的には，このことはすべての図式のエネルギー効率を高めさせている。25%～100% の範囲内での主要な運転制御の図式の使用は或程度操業を複雑にしている。

蒸気発生器の構成は単一材料となり，蒸発器も加熱器も最高級の 10 X 2M のスチールで製作された。蒸気加熱のため 10 X 2M スチールの使用に関連して，蒸気発生器の入口のナトリウムの温度は 505°C まで低下し，全体的に，温度は 490°C まで下げられた。タービンの優れた蒸気によって，効率は最も好条件になったことが認められた。

BN-800 の設備の主要なパラメーターは以下のようなものである。

- 热出力 2100 MW
- 1 次系のナトリウムの温度 547/354 °C
- 2 次系のナトリウムの温度 505/310 °C
- 1 次系，2 次系内の冷却材流量 30000 t/h
- 電気出力 800 MW

BN-800 設備の機械室には 1 基のタービン，2 基の主要な給水ポンプが設置されている。水系統の改良にはオーステナイト系ステンレス，スチール製の加熱器が目的に適っていることが認められた。

安 全 性 の 問 題

1982年にソ連では、原子力発電所の計画、建設及び運転に関する安全保障の共通の法規が発効した。この法規は、すべての原子炉のタイプと同様に、増殖炉をも含めて、それぞれの個々のタイプの一連の特別仕様にも基準と必要条件が定められている。原子力発電所の規模の増大は安全必要性の厳格さを導くことになった。それは増殖炉の原子炉をもつ原子力発電所にも適用された。この事情は当然に、BN-600に適用された一連の技術的決定の再検討を必要とした。最も重要な要素はつきのようなことであった。

－最大級の設計上の事故を当然のこととして想定すること。

（燃料の溶融を伴った個々の集合体及び一連の隣接する集合体への溶融の伝播の際の熱除去の問題）

－安全性保証システムの独立2系統安全装置の設置の必要性

－制御室での原子炉運転が不可能となった場合の原子炉停止用としての予備制御室の必要性

－事故の場合の冷却装置(3)の若干の水系についての要求

のことと、BN-800の設備の設計上のその他の要求の考慮のためにBN-600との比較で、一連の新しい技術上の決定が採択された。

－個々の集合体における熱除去条件が悪化した場合には、事故の進展の初期の段階において検出しうるために、中性子ノイズによって、ナトリウムの沸騰の発生について、オペレーターに“警告”的伝達がなされるようになっている。

－12バール尺度による5バールの設計上の地震及び6バールの最大級の計算上の地震が原子力発電所の建設地域における地震事情の研究の結果に採用された。蒸気発生器、熱輸送系の配管設備、補助液体金属、安全装置も含めて、1次系、2次系のすべての施設は一枚岩のセメントの平板の上に組立てられている。機械室は耐震計算なしに作られた。

即ち、地震に際しては機械室の設備能力は破壊され、運転の再開には検査、修理が必要になるかも知れない。

BN-800に限り1基の蒸気発生器を利用して、すべての熱発生のループは蒸気発生器に結合されていて、事故の際の独立した冷却システムを作ることは経済的理由により、非常に困難であり、利益のないものであることが判った。仮りに、耐震性のある機械室を作るにしても、この困難性は残っている。指摘事項に関連して、BN-800には蒸気発生器に平行して、2個の系統のそれぞれのループにナトリウム／空気の補助の熱交換器が取りつけられていて、事故の際の冷却システムとなっている。このシステムは原子炉トリップ時、或は補給水喪失時の熱除去に使用さ

れることになっている。（例えば、設備の水系配管破損の場合）

（上記以外の）重大な事項としては、原子炉の冷却が蒸気発生器を通じて存在していることである。

— BN-800 の計画には、運転上の予備の制御室がある。

予備の制御室に導入されているシステムに要求されているのはつぎの課題である。即ち、原子炉の停止、重要な中性子及び冷却系のプロセスパラメーターのコントロール、また同様に、火災上の安全の観点から、設置場所の構成及び装置のシステムパラメーターのコントロールである。

— 事故の場合の制御棒の急速挿入システムは、独立 2 系統となっていて、そのうちのそれぞれが、すべての制御棒の挿入を支配している。系統のいかんをとわず電源喪失時にはすべての制御棒が落下するようになっている。それぞれのパラメーターセットの論理構成は、パラメーターの異常信号に対して 3 つの独立した回路が構成されている。

文 献

1. O. D. カザチコフスキー, 他著
アトムナヤ・エネルギー 54 (1983) 262
2. A. P. アレクサンドロフ著
アトムナヤ・エネルギー 56 (1984) 339
3. (ORW-82) の計画, 建設及び操業に際する原子力発電所の安全保障の共通法規
アトムナヤ・エネルギー 54 (1983) 151

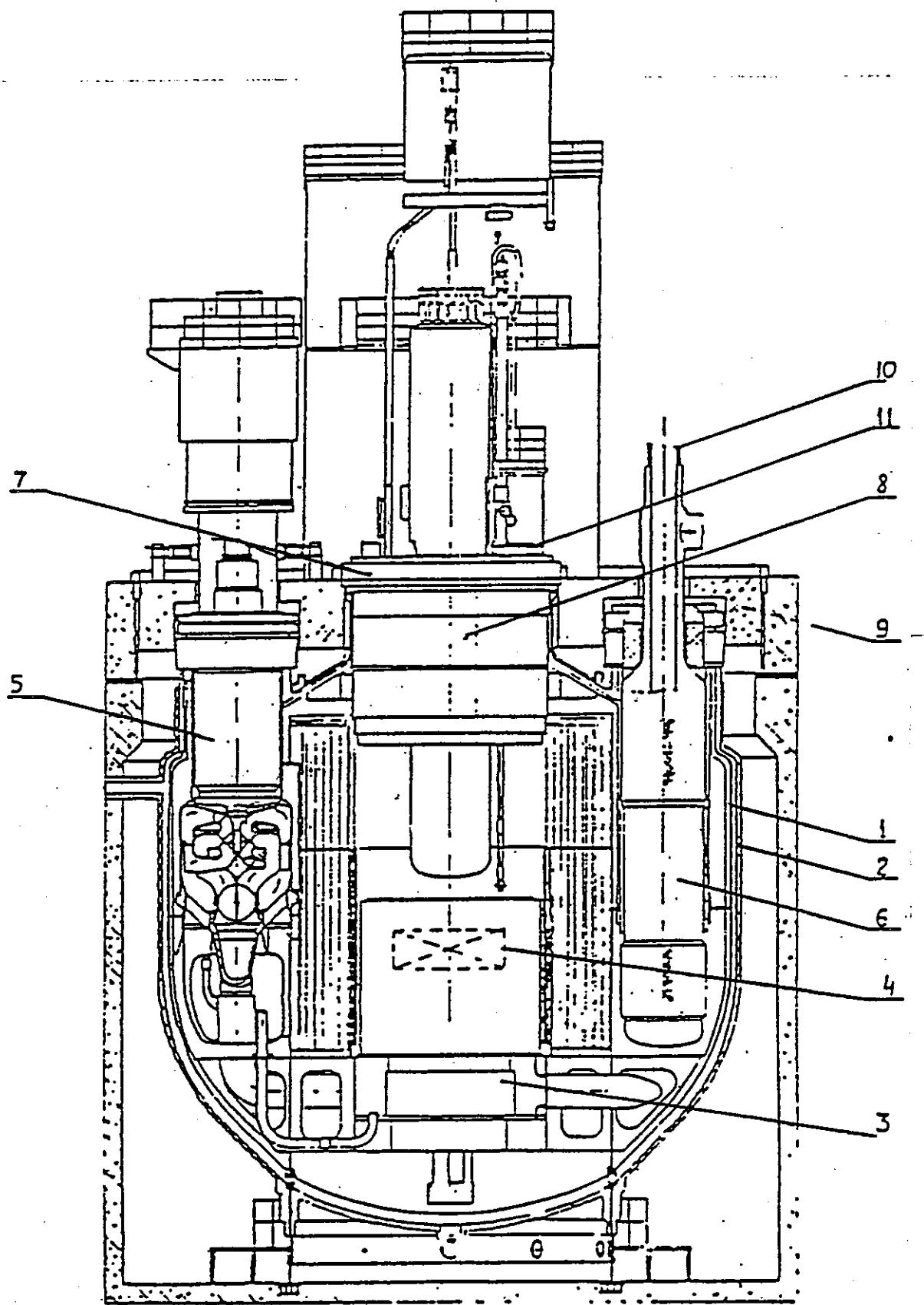


図1. BN-800原子炉(ポンプと熱交換器の断面図)

1. ケーシング
2. 安全隔壁
3. 支持部分
4. 炉心
5. 主循環ポンプ
6. 热交換器
7. 大回転プラグ
8. 制御棒駆動装置付炉上部機構
9. 上部固定蓋
10. 燃料取扱機
11. 小回転プラグ

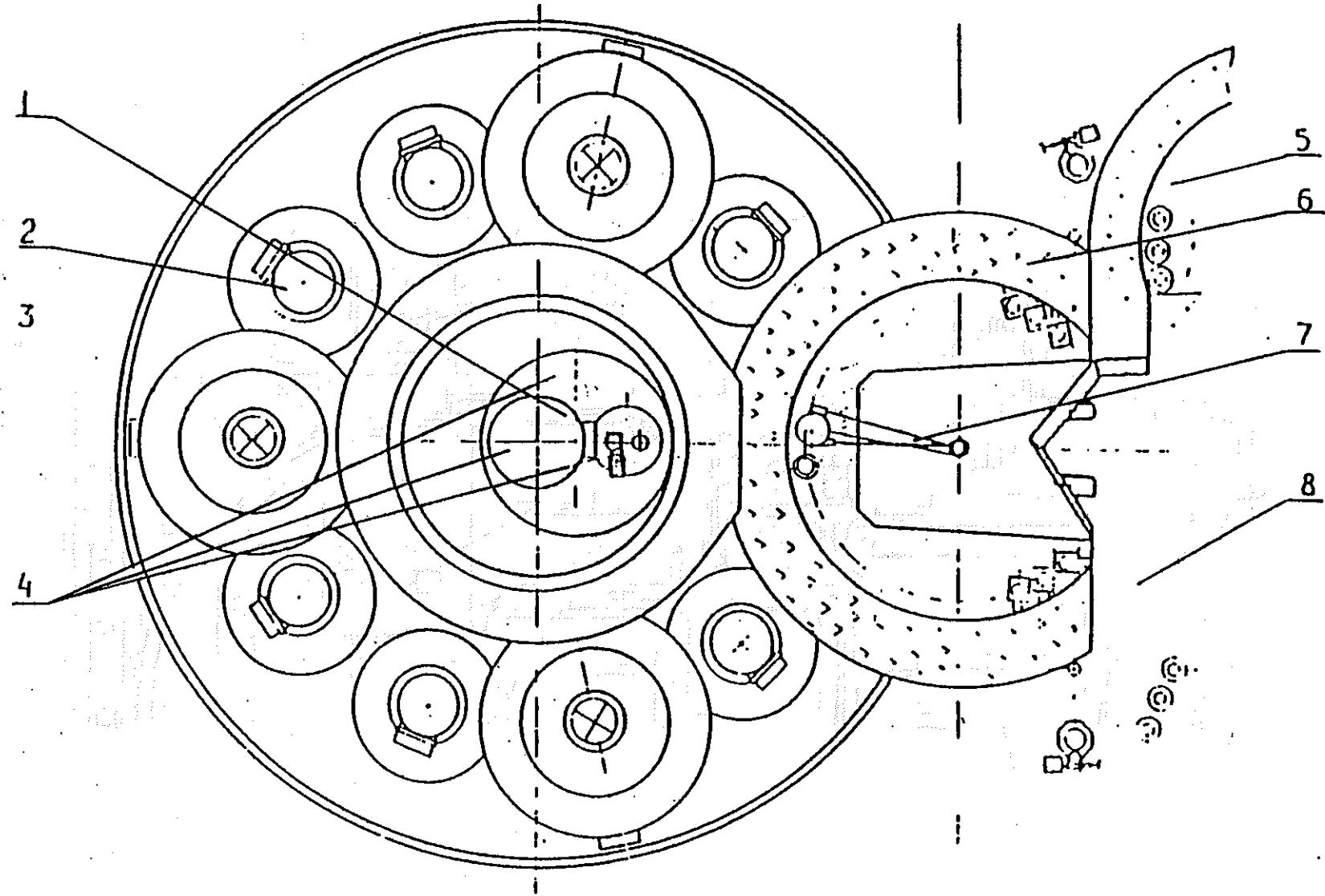


図2. 計画中のBN-800原子炉(遮蔽と燃料取扱機は示されていない)

1. 燃料取扱機
2. 熱交換器
3. ポンプ
4. 回転プラグ
5. 使用済集合体の円筒
6. 中断区画
7. 過負荷マシン
8. 新しい集合体の円筒

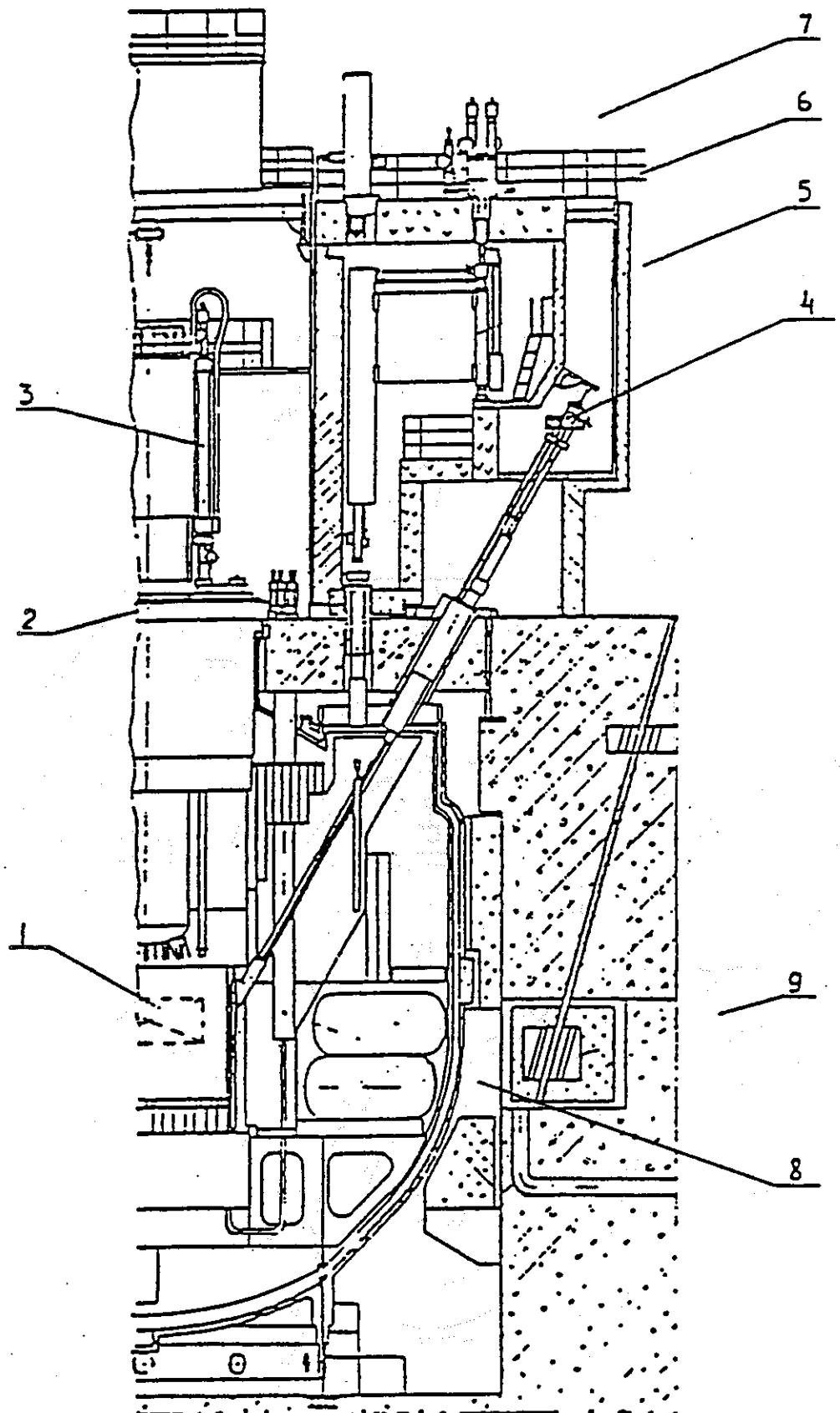


図 3. BN-800 原子炉（燃料取扱機）

1. 炉心
2. 回転プラグ
3. 燃料取扱装置
4. 抜取機
5. 燃料取扱機
6. 燃料取扱区画
7. 燃料取扱機の伝動装置
8. 内部デッキの下部室
9. 側面下部室

フランスにおける増殖炉設計の発展：増殖炉1500プロジェクト

M. CRAVERO:EDF, 原子力発電所調査・企画本部, フランス

H. FRESLON:NOVATOME, Le Plessis Robinson, フランス

C. GAROFALO:ANSALDO, NIRAI事業部, Genes, イタリア

M. AUBERT, N. LIONS:CEA-DRNR-Cadarache, フランス

アブストラクト

これまでの建設作業によって得られた経験を基礎とした増殖炉 1500 プロジェクトの目的は、CREYS-MALVILLE 発電所が運転を開始した後に、十分な期間をとって建設を開始する予定の、CREYS-MALVILLE 発電所よりも投資および運転コストの低い増殖炉のモデルを開発することにある。この新しい発電所では、多数の新しい措置や修正事項が組込まれることになる。

フランスに建設することが構想されているこのプロジェクトは、安全基準などの各国の条件に合わせることによって、他の諸国に建設することも可能である。

同プロジェクトの現在の進展状況は次の通りである。

- 規制当局が EDF に安全基準を通知済み。
- 詳細な予備プロジェクト調査が進められている。

● ANSALDO 社の援助を受けた NOVATOME 社によって原子炉本体の調査が行われている。

● 関連メーカーによって特にタービン発電機に関する調査が行われている。

- 予備安全報告書の作成は 1985 年 10 月に終了する予定である。
- 全体の活動は、1987 年末までに以下のような作業を終了できるように進められている。

● 詳細な計画の作成

● 建設許認可の受給

● 特に原子炉本体に関する商業的なオファーの受取り

技術的な観点からは、1977 年以来行われている解析によって、本プロジェクトの主要なオプションが確定されている。

- 長方形の原子炉建屋

- このプロジェクトを地震条件に左右されないようにし、これによって寸法決定を容易にするための独特的な措置の採用

- 1500 MWe の出力に合わせて寸法を決定した炉心および一次構成部品、CREYS-MALVILLE 発電所の主要容器の直径に相当する主要容器の直径、炉内貯蔵

- 空冷吊下げ型の上部ヘッド構造

- 底部にポンプを取り付けた REGAIN 型の短い中間回路

- コンクリートに固定した安全容器

- 中間ループとは独立した 4 つの専用回路による残留出力の除去

これらの基本的な用途に関して行われた調査により、建設に必要な量とコストが大幅に節約できることになった。

これと並行して、新しいオプションを検証するために CEA の指揮下で研究開発計画が進められている。

1. 本プロジェクトの目標および全体的な枠組み

1.1 目 標

RAPIDE 1500 廉(SUPER PHENIX-2 発電所の原子炉以下、SPX-2)はナトリウム冷却増殖炉であり、この種の原子炉の開発は RAPSODIE および PHENIX の建設と運転によって始まり、CREYS-MALVILLE 発電所(SPX-1 号機)の 1977 年における建設の決定によってさらに一步を進めた。

CREYS-MALVILLE 発電所に続く増殖炉の調査を実施する至った動機は次のようなものである。

- ・増殖炉が、フランスにおけるエネルギー供給の独立を長期的な形で保障する上で重要な役割を果していること。
- ・フランスでは 25 年前からこの種の増殖炉の開発のための活動が一貫して続けられており、この分野では非常に豊富な経験を積んでいること。
- ・PHENIX の建設の運転によって得られたプロセスの技術的実証は、CREYS-MALVILLE 発電所の建設の工業的な実証によって補われている。今後は増殖炉の建設と運転に関する経済的な側面の制御が残されている。

RAPIDE 廉の開発を進める決定の基礎となったのは、基本的には CREYS-MALVILLE 発電所について行われた調査であり、この発電所については別の文書で報告が行われている [1]。この増殖炉はフランスで建設するために設計されたものであるが、安全基準などそれぞれの国の条件に適合させることにより、他の諸国でも建設が可能であることを指摘しておく必要がある。

RAPIDE 1500 の企画に当っては、発電コストと投資コストの低減を主要な目標としており、詳細な予備プロジェクトの段階から、簡略化と最適化に基づいて、さまざまな技術的なオプションの選択が行われた。

・部品について

— プロセスの改良によって(例えば底部にポンプを置いた REGAIN ループ)

- システムが果す機能の分析によって（例えば4基の一次ポンプのうちの3基での機能停止により、止め弁が不用となった）
- ・部品自体の分析によって
 - 設計基準の分析（例えばポンプのキャビテーション）
 - 機能を低下させない機能的な単純化（操作ロックなど）
 - 製造プロセスの簡略化（例えば蒸気発生器やグリッドなど）
 - 熱負荷の減少（一次ポンプの減速、事故の際の出力の自動的な低下）
 - 地震負荷の減少（耐震支持装置、原子炉本体の下に取付けたスプリング・ボックス）

- ・システムおよび部品の取付けについて

この分野では土木工事の他、配管および電気ケーブルの長さの節約が可能となった（原子炉建屋の一般的な計装、中間回路、残留熱除去回路、電気建屋の位置など）

1.2 活 動

RAPIDE1500号の予備プロジェクト調査は、次の3段階に分けて行われた。

- ・ 1977-1980: S P X - 1 のオプションの分析。

この段階の調査により、PHENIXおよびS P X - 1によって得られた経験を活用するため、CREYS-MALVILLE発電所で採用された決定との連続性を維持しながら、特に安全性の側面を中心に本プロジェクトの主要なオプションを決定することができた。一般的な規則としては、安全基準で定められた枠組みにおいて、経済的な利益がない限りS P X - 1で採用された方法は修正しないことが決定された。

- ・ 1980-1983: 採用されたオプションが十分根拠のあるものであることを確認し、全体のプロジェクトの一貫性を保証するための予備的な調査

これと並行して、安全当局との間で行われた協議により、この原子炉が守らなければならない制約に関して合意が得られた。最後に、部品の設計および製造規定の作成が開始された（1.4.3節参照）。

この段階の最後に、「予備プロジェクトの概要」(A P S -Avant-projet Sommaire)文書が作成された。この文書は1983年半ばの時点におけるRAPIDE1500プロジェクトの現状を指摘し、今後解決すべきさまざまな問題点を明らかにするものである。

この段階で行われた推定により、CREYS-MALVILLE発電所と比較して著しい進歩が達成されているが、第三段階の調査によってその成果を検証しなければならないことが明らかに

なった。

・ 1983-1987: 詳細な予備プロジェクト (A P D - Avant-projet Detaille) のための調査を開始できるだけのデータが集まつたことから (特に安全性の側面に関して), 1983年半ば以降詳細な調査が開始され, 1987年半ばに以下のような目標を達成することが定められた。

- 一貫性のあるプロジェクト (原子炉および原子炉以外の部分)
- 工業的なプロトタイプである CREYS-MALVILLE 発電所と, 将来の商業的な発電所の間の中間的な段階として許容できる原子炉としての全体的なコスト
- 原子炉の建設が決定された場合, 1987年末に原子炉の製造契約が作成できるようなデータの確認

1.3 本プロジェクトの一般的な枠組み

1.3.1 スケジュール

原子炉に関する調査は, 1987年半ばに NOVATOME 社との協議の後に, さまざまな部品供給業者からオファーを得ることができるよう進められているものの, 同時に土木工事と原子炉以外の部分の設備に関する調査は次のようなスケジュールに従って進められている。

- ・ 土木工事のオファー : 1987年6月
- ・ タービン／交流発電機のオファー : 1988年1月

このスケジュールに基づいた管理方式は, 以下のような文書 (現在作成中) を基礎としている。

- 建設許可 (D A C - declaration d' autorisation de creation) のための予備安全報告書 (R P S - rapport preliminaire de surete)
- 公益声明 (D U P - declaration d' utilite publique) の要請文書
- 放出許可申請文書

これらの文書は 1985 年 10 月には完成する予定である。

1.3.2 建設サイト

詳細な予備プロジェクトのための調査は, 以下の 2 カ所のサイトについて行われている。

- CREYS-MALVILLE (S P X - 1 の建設されている発電所)
- SAINT-ETIENNE DES SORTS (PHENIX が運転されている MARCOUL

Eのセンター近く)

オプション並びにさまざまな設備の寸法は、本プロジェクトに影響を及ぼさずに、いずれのサイトにも容易に適合できるように決定されている。

1.3.3. A P D 調査のパートナー

本プロジェクトの施工主である E D F の他、詳細な予備プロジェクトの調査で言及された主要な工業的なパートナーは次の通りである。

- N S S S については NOVATOME 社、その全体について ANSALDO 社が協力し、構成部品の調査については以下のメーカーが参加する。

－原子炉本体と一次ループの取扱いについては NEYRPI C 社

－一次ループおよび中間ループの自動ポンプについては JEUMONT SCHNEIDER 社

－中間回路および、中間熱交換器、残留出力除去回路の熱交換器については STEIN INDUSTRIE 社

－原子炉本体、一次回路の取扱い、中間回路の自動ポンプ、残留出力除去回路の熱交換器については ANSALDO 社とイタリア・メーカー

- タービン／同期機については ALSTHOM 社

他方、フランス原子力庁 (C E A) は炉心、燃料、原子炉の分野において本プロジェクトに直接適用できる研究開発活動によって支援を行っている。

1.3.4 燃料サイクル

原子炉に対して行われている活動は、COGEMA 社が燃料サイクル（燃料の加工および再処理）に関して進めている活動と無関係なものではない。本プロジェクトのさまざまなチームの間の連絡により、必要なコーディネーションが行われている（目標、企画、技術的な一貫性）[2]。

1.4 本プロジェクトの設計の基礎

1.4.1 一般的な運転条件

本プロジェクトの下での原子炉は、電力網の需要に応じて運転することが予定されている。いずれの原子炉も以下のような形で運転を行うことができる。

- 定格出力と、原子炉の技術的な最少出力との間のすべてのレベルでの一定の負荷の運転
- 燃料の使用期間全体における基本的な調整方式は周波数制御とする。

- ・遠隔調整方式
- ・負荷追従方式（1日、1週間当たりの変動）

1.4.2 本プロジェクトの安全性の基礎

RAPIDE 1500 プロジェクトに採用された安全オプションは、この原子炉の安全性に関する活動を、軽水炉について行われている活動と調和させる方向で進められている。採用された措置は当然ながら、増殖炉に独自の特徴を考慮に入れるものとなっている。

この分野では、さまざまな増殖炉（特に PHENIX）の運転の経験と、CREYS-MALVILLE 発電所の許認可手続きの際に行われた安全テストと詳細な調査の結果により、RAPIDE 1500 に直接応用できる非常に多量の情報が得られた。

RAPIDE 1500 プロジェクトに適用される安全基準および安全規定は、1983年9月に安全当局が EDF に示した指示に従ったものである。

上に述べた活動に基づいて、軽水炉の運転条件と基本的には同様な運転条件に従って決定された本プロジェクトの原子炉の運転条件全体を基礎として、原子炉の設計決定が行われた [3]。これを補足するものとして、軽水炉について行われた活動に対比した形で、発生確率の非常に少ないいくつかの数の事故について解析が行われ、こうした事故の影響を緊急計画の実施ガイドラインに適合したものとするための措置が採用された [4]。こうした活動は、予防措置の全体の質と信頼性、原子炉の運転中の監視計画などに基づいたもので [5]、CREYS-MALVILLE 発電所では考慮に入れられていたような炉心溶融事故は残留リスクとして検討しないでも済むようになった。

この活動を補うために、フランス原子力庁の研究所を中心にして行われているような大規模な研究開発活動が必要となる。

RAPIDE 1500 の許認可手順の次の重要なステップは、EDF が建設認可の申請の支援文書として予備安全報告書を提出することである。予備安全報告書の作成は 1985 年 10 月に完了する予定である。

1.4.3 設計および建設規定

RAPIDE 1500 プロジェクト調査と並行して進められる基本的な活動の一つとして、増殖炉に合わせた設計および建設規定の決定が挙げられる。

設計建設規定（RCC - Regle de conception et de construction）は 1978 年に軽水炉について公表されており、それ以来定期的に公刊されている。これまでに 6 件の規定集が発表されている。

RCC-P：審査プロセスに関連した規定集

RCC-M：機械部品に関する設計・建設規定集

RCC-E：電気部品

RCC-I：防火

RCC-C：燃料

これらの文書の目標は、顧客とメーカーとの間の契約の際の議論を明確にすることにある。

1980年にEDFおよびNOVATOME社は既存のコード、CREYS-MALVILLE発電所の建設によって得られた経験、これまでの研究開発活動の成果を基礎として、RAPIDE1500のための文書を作成することを決定した。

EDF, FRAMATOME, NOVATOMEの各社がAFCEN(フランス原子力発電所部品設計建設規定協会)を設立し、同協会が機械的、電気的部品および燃料に関する規定の設定を委託した。

EDFおよびNOVATOME社が作成中の規定集(特にRAPIDE1500に関するもの)はRCC-PR, RCC-MR, RCC-GRである。このうちRCC-MRは特に重要な規則集であり、作成作業も非常に進んだ段階にある。

これらの文書の作成に当っては、増殖炉の構造物および構成部品の建設の際に欧州メーカー全体が獲得した経験を活用している。さらに資材、疲労-クリープ、座屈変形および段階的な変形の分野での広範な研究開発計画を基礎としている。

1983年12月には予備的な規則案が作成されている。新しい規定案と英語版は1985年10月にAFCENが発表する予定である。

2. プロジェクトの記述

2.1 本プロジェクトの一般的な特徴

2.1.1 出 力

本プロジェクトの原子力の出力は以下の装置を利用するため、3600MW_{th}(すなわち総電気出力1520MWe)に決定されている。

- A RABELLEによって得られた構造のタービン(現在の軽水炉のために設計されたタービン)

- すでに軽水炉用に研究された同期発電機

さらにこの方針によって次のことが可能となった。

- CREYS-MALVILLE における2組のタービン／同期発電機の代わりに1組だけを採用すること
- 伝統的な部品の開発を制限し、他の分野で得られた経験を活用すること
- CREYS-MALVILLE 発電所の原子炉本体との相容性を維持すること（設計および建設の経験の活用）

2.1.2 热力学的な特徴：水－蒸気回路

温度レベルは、燃料並びに被覆の最大温度によって制約される。主要な温度は次の通りである。

温 度		CREYS-MALVILLE	RAPIDE1500 発電所
一次ナトリウム	炉心入口	395°C	395°C
	炉心出口	545°C	547.5°C
中間ループの ナトリウム	蒸気発生器出口	345°C	345°C
	蒸気発生器入口	525°C	525°C

採用された水－蒸気回路は、CREYS-MALVILLE 発電所の回路と連続性を維持しており、回路の蒸気の乾燥および再過熱に使われた蒸気を使用する。

CREYS-MALVILLE		RAPIDE1500 発電所
タービン発電機に入る蒸気の温度	487°C	487°C
タービン発電機に入る蒸気の圧力	177 bar	179 bar

2.1.3 その他の基本的なオプション

これらのオプションは、PHENIXで採用され、CREYS-MALVILLEについても再び採用された選択に基づくものである。

- プール型の一次回路（放射性のナトリウムの封じ込めと、原子炉本体の大きな熱的慣性）
- PHENIXで蓄積された運転経験を利用したウラン／プルトニウム混合酸化物燃料

2.2 設計に関する主要な措置

1.4.2 節で言及した安全基準の進展、S P X - 1 の経験によって確認された安全上の余裕の合理的な利用、建屋、資材の量、資材体積の減少、計画および全体の装置の簡略化などにより、以下のパラグラフで説明するような本プロジェクトの設計の基本的な措置を決定することができた（より詳細な説明は、本会議の別の論文で行われる）。

2.2.1 原子炉ブロックの配置図（図1）

それぞれの原子炉には主として次のようなものが含まれる。

- 原子炉を入れた原子炉建屋（原子炉本体 - 中間回路 - 蒸気発生器），燃料取扱施設および特殊処理施設
- 電気室、制御室並びに両翼の予備ディーゼル室をまとめた電気建屋
- 機械ホールおよび変電室
- 空気冷却装置

原子炉全体にはこの他次のようなもののが存在する。

- ポンプステーションおよび放出ステーション
- 総合補助施設
- 400KV電気室

a) 原子炉建屋および電気建屋の全体は、単一の基礎盤の上に建設され、この基礎盤は地震の水平成分を「ろ過」することを目的とした滑りにくいエラストマー支持体とポールを挟んで、基礎の上に置かれている。これによって建屋の振動がほとんど無くなった。

他方、地震による垂直方向の応力を削減するために、原子炉本体率は、ヘリコイダル・スプリング・ボックス・集合上に置かれている。

これらの措置は、スプリング・ボックスとエラストマー支持体を使用した場合と、使用しない場合の原子炉本体の設計に関して、1982-83年と1984年に行われたさまざまな比較調査の後に決定されたものである。

b) 直方体形の原子炉建屋は、3つの異なったゾーンに建設される。

- 格納器の中心部となる中央ゾーン（ネイブ：高棟部）
- 中間回路、蒸気発生器、残留出力除去回路、換気センターなどを入れたネイブの両側の2つの部分

原子炉建屋のネイブにはNSSSに関連したすべての施設が収められている。

- 原子炉本体および一次補助施設（「アルゴン」ゾーン）
- 原子炉から取出す前の燃料集合体のプールでの貯蔵
- 原子炉の構成要素の保守を行うための施設
 - 鉄筋コンクリート製の防弾屋根で覆われたネイブには、主要クレーン（350トン）と補助クレーン（35トン）が取付けられている。
- 両側のそれぞれの部門には以下のようないくつかの設備がそれぞれ半分ずつ収められている。
 - 2基の蒸気発生器とその補助設備（水素検出装置、ナトリウム精製装置、燃料貯蔵容器）
 - 2基の中間ポンプ
 - 中間ナトリウム配管
 - 蒸気発生器と機械室を連結する蒸気および給水管
 - 2つの残留出力除去回路（配管、電磁ポンプ、ナトリウム／エア交換器、補助設備）
 - 空気の自然対流による残留出力除去用の煙突
- c) 原子炉建屋と同じ基礎盤上に建設された電気建屋には次のものが収められている。
 - 原子炉への電気の供給に必要なさまざまなレベルの電圧の変圧および分配のための設備 - 制御室、指令 - 制御信号の作成に必要な設備
 - さまざまな建設方法に関して比較を行った後、機械室と原子炉建屋との間は次のような形で連結されることになった。
 - 低電力連結
 - ケーブルの敷設が容易になるような他の建屋との大きなインターフェース
 - 2系統の緊急ケーブル
 - d) 機械室には以下のものが収められている。
 - 1500 rpmの単一のラインシャフトによるタービン／同期発電機
 - コンデンサおよび付属装置
 - 循環ポンプ
 - 抽出水処理室
 - 給水再熱室、これには補助コンデンサに給水するターボポンプが含まれる。
 - 変電室には次のものが含まれる。
 - 主要な変圧機作業台
 - ・昇圧変圧機 20,000/400,000 V

- ・原子炉の補助設備に給電するための降圧変圧機 20,000/6,600 V
- 昇圧変圧機による給電が行われなくなった場合の補助施設の給電を行うための補助電圧機 (400,000/6,600 V) 作業室

2.2.2 炉心(図2)

RAPIDE 1500の炉心について採用されたオプションは、CREYS-MALVILLE発電所のオプションと非常に類似したものである。すなわち2つの濃縮ゾーンを備えた均質炉心である。実際、SPX-1の炉心の特徴を修正しても経済的な利点はないことから、主要な目標は燃焼度を引上げることに向けられた。

燃料集合体の寿命は、六角管および被覆材料の照射条件下における寿命と結び付いている。これらの構造物に使用する新しい材料の開発によって、SPX-1の127dpaと比較して220dpaのレベルが達成できるはずである。さらに、制御棒によってdpaを一定のレベルに保ちながら原子炉の運転を行うことが予定されている[7]。

他方、フランスの状況においては増殖比を高めるための研究はSPX-2段階では有用ではないことが明らかになり、CREYS-MALVILLE発電所では放射状に3列の親物質ブランケットが採用されていたが、本プロジェクトでは1列だけを採用し、SPX-1では採用されていた上部の軸方向のブランケットも採用しないことになった。

2.2.3 原子炉ブロック

原子炉ブロック全体の設計はSPX-1の設計に似たものである。主要な変更点は次の通りである。

- 一段(redan)式の内部容器
 - 溶接したグリッド
 - 上部から吊下げた空冷式のプラグ
 - コンクリートに埋め込んだ安全容器
- 他方、さまざまな構成部品で重量を大幅に削減することに成功している。

a) 原子炉ブロック、図3および4

主要容器：本プロジェクトの開始の時点から、CREYS-MALVILLEの主容器の寸法を増大させず、原子炉の出力の上昇に見合った解決策を見出だすために、内部構造と熱水力学の調査を行うことが目標とされていた。

これによって直径 20 m (SPX-1 は 21 m) の主容器が得られた。容器の重量も同じく 30 % 減少している。

炉心支持機構：円盤状の炉心支機構によって、溶接した隔壁を利用して主容器上の炉心の負荷を分散することができる。炉心支持機構は上部のベースプレートと、垂直シェルと連結した下部のベースプレートで構成されている。

グリッド：これは燃料集合体の挿入用の支柱で結び付けられた 2 つの平坦なプレート、外部容器を固定している円筒上の外部隔壁で構成されている。しかしながら、CREYS-MALVILLE 発電所とは逆に、グリッドはボルト止めされておらず、ベースプレートの直径を削減するため、および製造コストを低下させるために、外部のベースプレート／隔壁の接続部分は溶接する予定である。

内部容器：ホット・ナトリウムとコールド・ナトリウムを分離する内部容器は、炉心支持機構の連結ケーソン上に取付けられている。この容器は 4 基の一次ポンプと 8 基の中間熱交換器を通すために開口部を備えた尖頭式の断面積 (section ogivale) の段の下部で構成されている。

上部ではこの容器は座屈変形への抵抗力を増大させるための断続的な断面 (profil brisé) の隔壁で構成されている。

b) 上部ヘッド装置

空気で冷却される上部ヘッド装置は、鋼鉄隔壁を介して、容器室のコンクリート製環に吊下げられている。このオプションによって次のことが可能となった。

- ナトリウムのアルゴン／エアロゾル霧囲気における断熱が不用となった (SPX-1 参照)
- 主容器の連結部の非均質溶接が検査できるようになった

ルーフスラブは、炭素鋼ケーソン約 30 体で構成されている。生体遮蔽は、このケーソン内のコンクリートによって行われている。抵抗構造物、上部および下部のベースプレート、内部補強隔壁、横隔壁に添って空間があり、その中を空気が循環する。空気の入口温度は 8.5 °C で、出口温度は 115 °C となる。閉サイクルによって送風センターから空気を循環させ、冷却が行われる。

ルーフスラブはコンクリート内に埋め込んだタイビームと溶接環により、基盤に連結した懸垂隔壁によって容器室の上部から吊下げられている。この連結方式により、ルーフスラブが膨脹できるようになり、さらに振動を避けるために地震に対して十分な強度を維持できるようになった。

回転プラグの設計はCREYS-MALVILLE発電所のものと同様であり、外部直径がいくらか減少している。

炉心回転プラグの寸法と一般的な構造は決定されているものの、現在ホット・ナトリウム内に浸される下部について、さまざまなバリエーションの検討が行われている。

c) 安全容器

コンクリート製の容器室が、ルーフスラブを吊下げた隔壁を介して原子炉本体を支持する。

この容器ウェルはタンク型で主容器の形状と似ており、気密となっている。内部表面は軟鋼でライニングされ、コネクターおよび溶接リブ・システムによってコンクリートと結び付けられており、ライニングの内部表面上には断熱が行われている。

この容器ウェルは生体遮蔽のために標準的な厚さが1.85mとなっており、コンクリート内に埋め込んだ金属配管内の水の循環によって冷却される。

最後に、鋼鉄製のライニングと接触する場所で使用されているコンクリートはナトリウムに対して不活性に調整されていることを指摘しておく必要がある。

2.2.4 一次系の構成部品

a) 一次ポンプ[8]

4基の(垂直)一次系ポンプはいずれも単一の横方向の入口からナトリウムを吸込み、これを軸方向にグリッドに向って押し出す。

ルーフスラブ内にはめ込んだそれぞれのポンプは、ルーフスラブ上に取付けた同期モーターによって運転され、定格運転時は周波数変換器により(可変速度)、低流量時は特別なシステムにより電力を供給される。

慣性はずみ車を備えた剛アームがモータを一段階式のヘリカル遠心分離型ポンプに結びつけている。

これまで行われた調査から、CREYS-MALVILLE発電所と比較して性能を増強させながら、駆動システムを別としたポンプの全体の重量を約50%引下げることが可能となっている。

b) 中間熱交換機

中間熱交換機の全体のコンセプトはCREYS-MALVILLE発電所のコンセプトと同様なものである。SPX-1と比較した場合の主要な相違点は次の通りである。

- 管束の実効長が増大したこと

—配管の直径が増大し、厚さが減少したこと

新たな設計について行われた改善により、全体の重量はほぼ同一でありながら、出力が20%増加した。

2.2.5 中間回路(図4)

採用されたコンセプトによって、配管の長さを縮小し、REGAIN(Reservoir, Expansion, Generateur, Auxiliaires, INtegres)サイクルおよび資材を簡略化することができる。

- 設備の下部にあるコールドレッグのポンプ[8]
- 蒸気発生器の上部に割り当てられたナトリウムの膨脹
- 蒸気発生器の中央部のデッド・スペースを利用したナトリウムの自由液面によるナトリウム-水反応に対する補足的な防護
- 中間回路

原子炉建屋のネイブにおいては、ループは横方向に結び付けられたコンクリートのケース・マットに組込まれている。中間熱交換機の頂部の入口および出口配管は、二重の外被によって保護され、原子炉ブロックと原子炉建屋の間の熱膨脹を吸収するベローズを備えている。

このコンセプトにおいては、主要配管の全体の長さは870mである(CREYS-MALVILLE発電所においては1150m)。このような長さの短縮は次の方法によって達成された。

- REGAINループの設計
- 残留出力除去回路のための分岐が存在しないこと
- 主要な構成部品の取付けが最適化されたこと

REGAINループについて行われた調査から、予定されているさまざまな機能条件に対して優れた挙動を示すことが明らかとなった。

—中間ポンプ[8]

REGAIN型のループを採用することにより、回路が単純化された他、中間ポンプおよび膨脹タンクの重量が大幅に削減された(CREYS-MALVILLE発電所と比較して65%の減少)。

—蒸気発生器[9]

a) 標準蒸気発生器

CREYS-MALVILLE発電所の建設の際に得られた経験が、RAPIDE1500の原子炉の蒸気発生器の調査にとって非常に重要な基礎となった。このことから、標準的な設計においては蒸気発生器はSPX-1の蒸気発生器と同じものとすることが決定された（合金800のヘリカル蒸気発生器）となっている。

この蒸気発生器をRAPIDE1500の原子炉に合わせ、信頼性を高めてコストを低減するためにコンセプトを最適化する目的で補足的な開発作業が行われた。

蒸気発生器の1基当りの出力は750MWthから900MWthに引き上げられた。管束には1層しか追加されていない。これによって全体の寸法と構成部品の重量はわずかに増加しただけである。現在検討されているコンセプトの主要な改良点は次のような措置がとられたためである。

- REGAINコンセプトの採用

- コストを低減されるためのコンセプトの最適化

他方、CREYS-MALVILLE発電所の蒸気発生器の建設の際に得られた経験を基礎とした技術開発が進められ、製造プロセスを最適化し、これによってコストの低減がはかられた（配管の溶接および管理プロセス並びに管束の製造方式の改善）。

最後に、ナトリウム内の水漏洩検出システムの効率を改善するために多大の努力が払われた（差動水素検出システムの調整、音響検出装置の開発）。

b) 直管型の蒸気発生器

CREYS-MALVILLE発電所の建設の経験、並びにこれまで行われた多量の研究開発計画を考慮に入れた標準型の蒸気発生器の設計は信頼できるものであるが、現時点では予測できない理由から、装置の運転の際に何らかの問題点が発生する可能性を否定できない。こうしたことから我々は数年前から、標準型の蒸気発生器のコンセプトとは著しく異なる直管型の蒸気発生器に関する作業を続けている[9]。

この種の装置について行われた開発計画は、中期的な形で商業的な原子力発電所のための直管型の増殖炉を開発できるよう、今後も続行および強化する必要があろう。

2.2.6 残留出力の除去

残留出力除去回路は、通常の手段が利用できない場合に原子炉の運転を停止させる役割を果している（中間ループ、蒸気発生器、エネルギー生産施設—最後の意味不明—）。

このシステムは、原子炉建屋のネイブの両側に2ループずつ取付けられた4つの独立し

たループで構成される。

このそれぞれのループにおいて、高温プレナム内に沈めたナトリウム／ナトリウム交換器が、交換器の配管の外部から一次ナトリウムによる自然対流により、一次ナトリウムの熱を受取る。ナトリウム／空気交換器は、空気の自然循環によって作動しており、空気の吸入は高さ 40 m の煙突によって行われ、仕切り弁によって調整されている。

ループのナトリウムの循環は、予備電磁ポンプによって行われる。

予想される形状では、ナトリウムは低出力で循環し、ナトリウム／空気の交換器の仕切り弁は閉ざされている。

それぞれ独立した補助回路を備えているループは、一次ナトリウム温度が 530°C の際に、26 MW の熱を除去できるよう寸法が決定されている。

このような形で設計されたシステムにより、外部のエネルギー源が存在しない際に、許容できる安全条件において自然対流により残留出力を除去することができる。

CREYS-MALVILLE 発電所のシステムと比較してみると、残留出力除去システム全体が非常に簡略化していることが明らかとなる。

2.2.7 燃料取扱い(図 5 および 6)

CREYS-MALVILLE 発電所では使用済燃料の取出しは、原子炉本体の外部の燃料貯蔵タンクで行われるオプションが採用されているが、本プロジェクトでは燃料の貯蔵は原子炉内部で行われる。原子炉内部の貯蔵施設には炉心の半分の燃料を貯蔵する能力があり、炉心の周囲のグリッド上に取付けられている。

一次燃料取扱いは、2つの回転プラグと移送アームによって行われ、この移送アームが回転プラグの直径を小さくする上で役立っている。

燃料集合体の取出しは、未使用燃料集合体と使用済燃料集合体を交互に装荷並びに取出すことのできる単純な回転ロック室によって結びつけられた2本の燃料出入り通路によって行われる。

燃料二次取扱いは、原子炉ブロック内の燃料貯蔵オプションによって大きく影響を受けている。すなわちナトリウム内の二次燃料出入室、燃料集合体洗浄シャフトの設置、原子炉建屋の中にある水貯蔵プールへの移送である。

2.3 これまで得られた成果

RAPIDE 1500プロジェクトの研究開発によって得られた成果は次の通りである。

- 原子炉以外の部分については、主要な部品（タービン／同期発電機）はNシリーズの軽水炉のために開発されたもので、わずかな進歩が予想されるにとどまる。

CREYS-MALVILLE発電所と比較すると、タービン／同期発電機を2グループから1グループにしたことにより、原子炉以外の部分の電気設備および機械室の補助設備が簡略化され、原子炉建屋の寸法が削減できる。

- 原子炉部分については、使用される鋼鉄の量をSPX-1と比較してみると、主要な資材の量が発電量MW_eについて重量約45%の低減が可能となっていることが明らかとなる。

このような大幅な節減の内容について以下の表に示したが、この表ではCREYS-MALVILLE発電所の値を単位とし、本プロジェクトについては1MW_e当りの重量の値を示してある。

	CREYS-MALVILLE発電所	RAPIDE 1500発電所
原子炉本体	1	0.52
燃料集合体の取扱い	1	0.21
中間補助回路 - 水／蒸気	1	0.55
機械的なナトリウムポンプ	1	0.33
中間熱交換器と蒸気発生器	1	0.8
残留出力除去システム	1	0.88

3. オプションの検証および研究開発計画

詳細な予備プロジェクト調査と並行して大規模な研究開発計画が開始された。この計画の目的は、次のような要因によって必要とされたものである。

- SPX-1と比較した場合のオプションの変化

-一部の分野における知識の改善の必要性

-安全基準の強化

新しいオプションの検証のための主要な活動については表1にまとめた。

この活動のためのスケジュールは、詳細な予備プロジェクト調査と結付けられているが、それは構造物あるいは構成部品の寸法決定と、予備プロジェクトのためのオプションの検証のために実験結果が必要とされたものである。

一つの例として、内部構造と特に REDAN SIMPLE オプションを挙げることができよう。熱負荷は、高温および低温収集器の熱水力学および水力学的な実験計画に基づいて決定され、計算結果は安定性、疲労クリープに関する機械的なテスト、その後振動および対震テストによって検証された。

知識の改善の枠組みにおいては、研究開発活動が行われた主要な分野を表 2 に示した。このうちの以下の 2 件は特に大規模な研究開発活動が行われたものである。

- ・燃焼度 220 dpa まで燃料集合体の寿命を引伸ばす作業。このためには被覆および六角管の材料の検証のため、実験燃料集合体を何度も照射する実験が必要とされた。
- ・ナトリウム冷却増殖炉の構造物に合わせた設計規準を設定するための資材の機械的テストおよび特性調査テスト

安全性の分野では、特に次の点を実証するために燃料集合体の冷却事故の調査が行われた。

- ・予想される欠陥に関する調査から、炉心の溶融は設計の際に恐らく考慮に入れる必要がないこと
- ・想定事故に含まれていない完全かつ即時閉塞の際に、燃料集合体の溶融は近くの 6 集合体以上に伝播しないこと（SCARABEE 計画）

表 1 : オプションの変更

現在行われている検証

- 燃料集合体の長さの短縮
- 制御集合体を低い位置に決定
- 空気によって冷却される微温ヘッド
- 内部の構造物（単一段）
- 原子炉内部の燃料貯蔵
- はめこみ式の一次ポンプ
- REGAIN 中間回路に合わせた蒸気発生器
- 原子炉の運転停止中の冷却回路
- 高温中性子チャンバー

表 2 : 知識の改善

- 燃料集合体および吸収集合体の寿命の拡大
- 核計算の不確定要素の削減
- 欠陥のある燃料集合体の管理
- 中間熱交換器の配置
- ポンプのキャビテーション基準
- ナトリウム／水反応
- 燃料集合体の同定
- ナトリウムの精製
- ナトリウム漏洩およびナトリウム火災
- 部材の特性調査
- 構造物の設計規準
- 破壊力学
- 熱制御 (*faucage thermique* 訳注 : 不明)

5. 結論

RAPIDE1500プロジェクト調査は、CREYS-MALVILLE発電所の建設の経験を十分に活用した。

システムおよび部材の批判的な分析および組織的な研究開発により、あまりに保守的なものであった安全係数を低め、システムおよび部材を簡略化し、よりコンパクトな施設を設計することが可能となった。こうした調査により、CREYS-MALVILLE発電所と比較して経済的な面でも大きな進展が見られた。

補足的な開発によって、さらに進歩が可能であることは疑いの余地がないが、現時点では新たな進歩に不可欠な基礎を確立するため、実際の建設によってこれまで得られた成果を確認することが必要となっている。

RAPIDE1500プロジェクトは21世紀初めに工業的な増殖炉を建設する全体的な戦略における中間段階となる。現時点では、軽水炉に相当するような工業的な枠組みにおいては(量産段階)，RAPIDE1500の発電コストは軽水炉の発電コストを15%か20%上回る程度にとどまるはずであり、増殖炉によって得られるエネルギー独立の利点を考慮に入れると、これは許容できないコスト超過分とは言えない。

参考文献

- [1] 文書№ IAEA-SM-284/8 (本会議) : B. SAITCEVSKY他, 「1985年半ばにおけるCREYS-MALVILLE発電所, CREYS-MALVILLE発電所の建設の経験」
- [2] 文書№ IAEA-SM-284/24 (本会議) : A. G. BEKIARIAN-J. C. MOUGNIO T, 「増殖炉燃料サイクル: 現状および展望」
- [3] 増殖炉の安全性に関するトピック会議, KNOXVILLE, 1985, G. HUBERT他, 「SUPER PHENIX-2の運転条件の分析アプローチ」
- [4] 増殖炉の安全性に関するトピック会議, KNOXVILLE, 1985, F. JUSTIN他, 「フランスにおける将来のLMFBRの安全基準並びにRAPIDE1500のための主要な安全上の問題点」
- [5] 文書№ IAEA-SM-284/30 (本会議) : D. REVAUD-E. D'ARGENTRE-E. CAMBILLARD, 「RNR1500炉の運転中の監視作業の目標および方法」
- [6] 増殖炉の安全性に関するトピック会議, KNOXVILLE, 1985, G. HUBERT他, 「フランスにおける将来のLMFBRのための設計および建設規則」
- [7] 文書№ IAEA-SM-284/20 (本会議) : A. LE BOURHIS-H. SZTARK-J.. RECOLIN-G. VAMBENEPE-B. D'ONGHIA 「CREYS-MALVILLE発電所の炉心およびSUPER PHENIX-2のための改良」
- [8] 文書№ IAEA-SM-284/53P (本会議) : R. MORISSET-M. GRAVIER-P. DENIMAL, 「原子炉の自動ナトリウムポンプの設計および改良」
- [9] 文書№ IAEA-SM-284/35 (本会議) : T. ZUBER-J. L. MINGUET-R. CAMBILLARD-B. MATHIEU, 「蒸気発生器の開発」
- [10] 文書№ IAEA-SM-284/1 (本会議) : R. CARLE他, 「増殖炉のコストの低減: 欧州の電力会社の観点」

SPX1 の弁類の品質テストの状況

M. ベリー, EDF/NERSA/Lyon, フランス

M. フォルス, NOVATOME/LE PLESSIS ROBINSON, フランス

M. ネドレック, EDF, ルナルディエール・センター, ECUELLES, フランス

M. ヴノーブル, CEA/カダラッシュ・センター, St Paul lez Durance, フランス

アブストラクト

本文書では SPX 1 の弁類の品質に関して行われたテストを全体的に取り上げる。これらのテストの概括から、いくつかの教訓が得られており、これを将来の増殖炉のナトリウム弁類の「仕様・技術メモ」において取り入れることが望ましい。

1. SPX 1 のナトリウム回路の弁類

1.1 特徴

1.1.1 種類

次のような種類の装置を使用した。

- 「調整機能」に関して：断面積が放物線状のバルブ・コック（出口をずらせて配置したもの）
- 「隔離機能」に関して：蓋を二重にしたコック／バルブ（直線的に配置したもの）
- 「逆流防止」装置：はね蓋式のバルブ・コック
- ナトリウム／水反応の際の二次系の「流量の分流」のため：軸をずらせた蝶型コック（直線に配置したもの）

1.2 外部への気密装置

— ベローズ用：二重壁の耐水型、耐圧型のオメガ型の波動装置、ベローズと、パッキン押さえの間に置かれた漏れの検出装置

— 固化ナトリウム・ジョイント用：水平に配置された翼の格子によって構成された静的な冷却装置による操作棒の周囲

第 2 の気密障壁は、1つのパッキング押さえと 2 個の直列円管ジョイントで構成されている。

漏れの検出は、2つの円管ジョイントの間に置かれた検出装置によって行われる。

1.1.3 量

表 1 参照。

1.2 製造基準

1.2.1 製造の質

配管装置は、ステンレス管の製造に関する品質コードの第 1 級に分類されている。

1.2.2 主要な技術規定

— 温度：

アルゴン：最大 350 °C ナトリウム：最大 550 °C

ナトリウム圧力

- 運転状態：最大 12 バール
- 事故状態：19 バール

一耐用期間：250,000 時間

一操作数：100

一曲げモーメントの形で配管類によってもたらされる常時存在する力。これは他の圧力に加わるもので、10秒間の末端部における 7.5 daN/mm^2 に相当する応力を引き起す。

一地震による定期的な影響。こうした地震による力は、小さな地震の際も「大地震」の後にも、操作可能性に影響を及ぼすものであってはならない。さらに冷却材ナトリウムの温度の急速な変動によって引き起こされる熱負荷による定期的な影響が存在する。この影響としては次のようなものである。

- $330^\circ\text{C} \sim 550^\circ\text{C}$ の間の 50 の高温熱衝撃（高温ナトリウムの伝播速度：10 m/秒）
- 400°C (原文のまま) $\sim 150^\circ\text{C}$ の 50 の低温衝撃（低温のナトリウムの速度：1 m/秒）

一外部への気密基準：運転の際の最大許容漏れは、 10^{-4} リュセック未満でなければならない。

一水力学的な特徴

圧損係数は以下のレベルを下回るものでなければならない。

- コック：5
- 仕切り弁：0.5

2. 弁類のテスト

2.1 テストの原則

弁類の供給業者の選択は、1974年に行われたオファーの要請に引き続いて行われたものであり、製造する様々な種類の装置に関する供給業者のノウハウを考慮に入れて行われた。

製造を開始する前に、ナトリウム内での品質テストおよび水中ならびに空中での補足的なテスト（震動テスト）で使用するための量産部品の予備サンプルを製造することが決定された（同じ形状、同じ材料、同じ寸法決定規則に従うもの）。

テストを行ったそれぞれの装置は、ナトリウムテストの後に通常の形で品質の保証を行うことが定められた。同じ種類の量産装置の製造は、この品質の確認テストの後に初めて承認された。

このサンプル数をあまりに多くしないため、直徑の小さな（同じ種類の）装置については、

品質確認は行われたものと見なすことが認められた。

最後に、テストした装置を量産装置と同一のものであるかどうかを検査するため、製造の後にいくつかの装置を抜き取り、詳細な計測を行った後に、あまりに速い時期に摩耗を引き起こさないようにするため、簡略化した計画に従ってナトリウム内で様々なテストを行った。これらの装置はその後、交換部品として原子炉で再利用された。

2.2 サンプル装置のテスト

以下のようなサンプル装置が製造された。

—ベローズ・コック 1個 DN 25

—固化ジョイント・コック 1個 DN 40

—固化ジョイント・バルブ 1個 DN 65

—固化ジョイント・バルブ 1個 DN 250

—ベローズ・コック 1個 DN 100

—固化ジョイント・コック DN 150

—チェックバルブ 1個 DN 100

—固化ジョイント蝶型バルブ DN 900

表2にはこれらの装置に対して行われたテストを示してあり、テストを担当した様々な実験所も明示してある。

2.2.1 ナトリウム内の品質確認テスト

品質確認を行う装置に対してまず通常のサンプリングに従った工場内での受け入れテストが行われた。

テストを行う研究所に届けられた後、これらの装置の主要な性能について、輸送の際に引き起こされた損傷があるかどうかを確認する検査が行われた。

テストのプロセスが決定された後、これらの装置に対してナトリウム内のテストが行われたが、これらのテストは原子炉の供用年数内に出会う全体の機能シーケンスを代表するものである。

2.2.1.1 装置の評価

テストの後、内部、外部、パッケージングの状態を確認するために装置の評価が行われた。固化ナトリウム・ジョイント装置に関しては、ジョイントの固体ナトリウムレベルの測定が行われた。

2.2.1.2 品質確認基準

研究所は、次のような基準が満されている場合に、こうした装置の品質確認が行われたものと見なした。

— 装置およびサーボ・モーターの機能：原則として、テストの間に機能の異常な状態が発生しないこと

— 内部および外部部品の状態：通常の摩耗状態を除き、変形、ひび割れなどの異常な状態は認められないこと

— 外部への気密性：二重の気密障壁を越えたナトリウム漏れが認められないこと

— 流路の気密性：テストの際に測定した気密性が、定められた値を上回らないこと

2.2 水中テスト

このテストの目的は、圧損係数、ボイドや震動の発生のしきい値など、装置の水力学的な特徴の検査を行うことと、本来の流量、あるいは最大圧力を変動させた状態での装置の操作可能性を検証することにある。

2.2.3 振動テスト

これらのテストによって、自由な状態にある装置あるいは固定した場所に取付けられた装置の固有の振動数を確認し、振動板によってシミュレートした地震の際の操作可能性を検証することができた。

2.3 量産装置のテスト

以下の装置について、量産装置の加工後のテストを行うために抜き取りテストが行われた。

— ベローズ・コック 1個 DN 25

— 固化ジョイント・コック 1個 BN 25

— 固化ジョイント・バルル 1個 DN 65

— 固化ジョイント・バルル 1個 DN 250

— ベローズ・コック 1個 DN 65

2.3.1 ナトリウム内での適合テスト

製造された量産品の中から抜き取りが行われた部品で構成された装置に対して、工場での受け入れテストと、テスト施設に引き渡された際の補足的な検査が行われた。

テスト・プロセスを確認した後、これらの装置について以下のようなナトリウム内でのテストが行われた。

— 350°Cでのアルゴン内での 50 サイクル

- 300°Cでのナトリウム内での 50 サイクル, 圧力は 12 バール
 - 300°Cでのナトリウム内での 1 回目の気密性テスト
 - 12 バールの下での 550°Cでのナトリウム内 50 サイクル
 - 550°Cのナトリウム内での 2 回目の気密テスト
- 補足的なテスト計画は次の通りである。
- 上流からおよび下流から 12 バールの圧力を加えた状態での 550°Cのナトリウム内の 715 サイクル
 - 550°Cのナトリウム内での 3 回目の気密テスト(第 1 回目のテストと同じ手順に従う)

2.3.2 装置の評価

品質変換テストの際の手順に従う

2.3.3 受け入れ基準

テスト研究所では、装置がすでに品質の確認された装置(同じ形態、同じ性能、同じ材料のもの)と全く同じであるか、テストの後に予め決定された品質確認基準に適合している場合には、その装置を受け入れられるものと判断した。

基準に適合した全ての装置は、原子炉で交換部品として使用するため、製造業者に旧来の状態に戻させるために工場に送り返された。

2.3.4 補足的なテスト計画の実行

この補足計画は、基本テストの第 2 回の気密テストの際に測定した流路での漏れが定められた値を満さなかった装置に適用される。

この例外的な手順は、特に流路での漏れがサイクルの数と共に減少する傾向のある一部の装置を破壊してしまわないようにすることを目的としている(接触表面が反復的な形でなじみ、これが気密性を高めることになる)。

3. テストの進行状況

3.1 ナトリウム内の品質管理テスト

テスト回路は、品質確認計画がすでに定めたように形で実行できるように設計された。

3.1.1 テスト計画の内容

一 運転開始テスト：原子炉の運転開始段階に対応するものとして、主として低い温度でのアルゴンおよびナトリウム内でのサイクルを対象とする。

一 耐久テスト：このテストは、最大圧力および最大温度での多数のサイクルで構成されるも

のであり、装置の機械的な様々な稼働部品の摩擦による摩耗段階に対応するものである。

テスト・サイクルの一部は、配管の反応に対応する機械的な負荷の下で行われる。

一動的なナトリウムテスト

このテスト計画は、装置全体を高温のナトリウム（高温熱衝撃）あるいは低温ナトリウム（低温熱衝撃）が通過することによる熱負荷の存在するサイクル全体に対応するものである。

このテストはまた、最大ナトリウム流量の下での閉じたサイクル（配管類における 7 m/s の移動速度に対応するもの）と、上流／下流の最大圧力の変動を伴って開いたサイクルを含むものである。

一気密テスト

気密テストは、これまで述べた3つのテスト段階のそれぞれの後に行われるものである。

いずれの場合にも、測定された漏れが、定められた値を下回らなければならない。この手順によって、テストの終了前に装置の挙動における異状を確認することができ、他方では摩擦および熱負荷の効果を別個に検討することができるようになる。

3.1.2 テスト方法

テスト・ラインは、中央部にテストのための装置を備え、さらに機械的な気密ジョイント付のボルト・フリンジを外部に取り付けた配管群で構成された。DN<100の装置に関してはこのラインの長さは2mで、DN>100の装置に関してはラインの長さは4mである。

機械的な負荷は、ラインのそれぞれの外部に必要な負荷に相当する応力を加える油圧ラインによって与えられる。

熱負荷は、テスト中にバルブを開くことによって与えられる。バルブを完全に開いた場合の流量は、低温衝撃に関しては 1 m/s 、高温衝撃に関しては 10 m/s の速度が得られるよう、テスト回路のバルブによって予め調整をして置く。

3.1.3 採用された措置

温度：バルブには、高速記録装置を取り付けた熱電対（最大18個）が取り付けられる。

操作棒内の応力：低温の部分に取り付けられた応力ゲージによる。この測定により、機能の異状が確認し、固化ナトリウム・ジョイントに対する装置のナトリウム・ジョイントの抵抗の変化を明らかにすることができます。

ターボ・モーターの出力：出力コンバータによる。この測定により、応力ゲージの測定結果をコントロールすることが可能となる。

操作棒の移動方向および移動速度：電位差の変動の確認による。この測定により、不完全な操作（本来の位置に達する前の停止）や、機能の異状に対応する操作棒の速度の変動を確認することができる。

流路における漏れ：テスト・バルブの漏れをためるタンク内の単位時間当たりの変動に対応する。

3.1.4 テストの際に直面した問題点

この品質確認テスト計画を実行した際に次のようないくつかの問題が発生した。

小規模な漏れの測定：直径の小さな装置については、流路における漏れは回路のバルブの大きさと比例した。あらかじめ目盛合わせを行ったにもかかわらず、利用した回路に固有のしきい値レベルを下回る値を測定することができなかった。

DN>150の装置の最大流量の確保：動的なテスト回路の最大流量は850 m³/hであったため、高温ナトリウムの速度はこの流量に対応する値に限られた。熱過渡現象に関しては（高温衝撃および低温衝撃）、高温および低温ナトリウムの速度は、全てのケースで、最少速度（数m/s）によって引き起こされた応力に、ほとんど影響を及ぼさなかった。

最大流量における機能：操作の途中あるいは停止中のいずれの場合にも、速度の影響がキャビテーションの発生および振動減少に重要な意味を持つ。

DN150および250の装置に関しては、ナトリウム内でのテストを補うものとして、望ましい流量での水中テストによって補い、ナトリウム内での機能の際に得られた結果を計算し直すことが必要だった。

ナトリウム・ジョイントの装置の機能の振動数：冷却器の平衡温度状態での速度に関連した最大振動数の場合に限って、反復サイクルを実行することが可能だった。

これよりも高い周波数では、ナトリウム・ジョイントの温度が上昇し、ナトリウムの暴走のリスクがあった。

3.2 適合テスト

これらのテストは、静的なテスト回路で特に問題なく行われた。

3.3 水中テスト

温水中における水力学的な特性の確認（水/ナトリウムの違いには高いレイノルズ数が必要であった）は通常のテストであり、特に問題はなかった。

最大流量の際の機能テストに関しては、操作棒内の応力レベル、操作棒の取り出し速度の規則性、重要なキャビテーションあるいは振動が存在しなかったことなどから、装置の優れた挙動が確認された。

4. テスト結果

4.1 水力学的な特徴

特定の値に関して、ナトリウム・テストの際と水中および空気中での特定のテストの際に検査が行われた。

圧損係数：

規定値：

一コック： 5

一バルブ： 0.5

大口径のコックに関しては、測定された係数はこれよりも小さなものであった。

小口径のコックに関しては、測定された係数はこれよりも大きかった。

バルブに関しては、係数の値は 0.5 に近かった。

キャビテーションの形成および振動：

全ての口径の装置に関して、開口部では定められた値を上回る流量で、キャビテーション形成のしきい値に出会うことになった。

これらの作業の際に振動は発生したが、装置が完全に開かれている際には許容可能なものと考えられている。

流路における漏れ

測定された漏れは、定められた値をほぼ常に下回るものであった。指定値は、大口径の装置の製造の困難さと、これに伴う流路での気密性の性能の低下を考慮に入れる形で、直徑の 2 乗に比例する法則に従って定められた。

この仮説は不正確なものであることが明らかになり、測定値では流路の漏れは、口径よりも装置の蓋あるいは支え面の接触部分の円周の長さと関連していることが示された。

4.2 振動に関する特徴

固定点に、取り付けられた装置について測定された振動数はかなり低いようである (15 Hz 未満)。

しかしながら振動板上での機能テストによって、固有の振動数は低いものの、こうした装置はシミュレートした地震の際にも機能を維持し、テストの後にも使用できる状態を維持できるものであることが明らかになった。

装置の固有振動数が地震のスペクトルの基本振動数に近いものであるから、将来は装置の固有振動数を引き上げることが望ましい。

4.3 装置の機能

4.3.1 口径 80 未満の固化ジョイント装置およびプロワ装置

以下のような非常に厳しい条件の下で、テストを行った装置は正しく機能した。

- 最大流量での閉鎖（配管類における 7 m/s の速度に対応する）
- 最大圧力差（12 バール～）での開口
- 地震の際

テストを行ったこれらの装置は正しく機能した。

4.3.2 大口径の固化ジョイント装置

凍結したナトリウム・ジョイントのため、ナトリウム・サイクルでの操作の数が増加した。

DN250 のバルブに関しては、サーボ・モーターの調整モーメントを段階的に引き上げ、ナトリウムの取り出しを行うサイクルの際に、ナトリウム・ジョイントの抵抗が増大した。この装置に関しては、原子炉のバルブに再利用できるようにするために、凍結したナトリウムの再利用手順が定められた。

4.4 装置の構造部品の挙動

テスト全体を通じて、構造部品は加えられた力に十分耐えることができた。

しかしながら、確認された欠陥を正すために、テストの際にいくつかの修正を加えることができた。こうした修正の主なものを次に示した。

制御棒：膨脹による応力を避けるため、操作棒の全てに対して応力を許容可能なレベルに制限するための特別な装置が取付けられた。

この改善措置を補うものとして、高温での機械特性が改善された原料を一貫して使用することになった。

ボルト類（本体／ヘッド）：DN > 50 の装置の本体およびヘッドのボルトが、熱負荷（低温衝撃および高温衝撃）の際に著しく膨脹したことから、当初予定された通常のタイプのボルト類を、特別な形をした機械的な特性の優れた原料を使用したボルトに取り代えることになった。

硬質材料：厚い層を備えた硬質材料 ($\Delta V_i > 500$) を使用することが、当初予定されていたが、ひび割れの危険をなくすために、厚さの薄いそれほど硬質でない材料 ($\Delta V_i = 400 \sim$) を使用することになった。

5. 増殖炉用装置に関して得られた情報

5.1 負荷・技術メモ

SPX 1 の弁類のために作成された文書には、製造業者に要求する技術的な仕様がほぼ含まれていることが確認された。

しかしながら、すでに定められた一部の値の再調整を行い、テストの際に測定された値を考慮に入れる必要がある。

以下に、再調整すべき特徴の大部分を示した。

この仕様書はまた、将来の増殖炉のナトリウム回路のいくつかの機能基準の予測可能な変化（特にナトリウムの温度と圧力に関するもの）を考慮に入れるため、いくらか修正されている。

5.2 いくつかの特徴と再調整

圧損係数：これまでの経験から、 $DN > 50$ の装置についてはこの係数を減らすことができ、一方で $DN < 50$ の装置に対しては増加させなければならないことが明らかになった。

流路における気密：新しい装置および古い装置の流路で許容可能な漏れを示す法則は、装置の直径に比例した法則に変更しなければならない。

古い装置に関してはこの法則によって SPX 1 の弁類に対しては漏れの比率が低くなることになる。

装置の固有振動数：地震条件における SPX 1 の装置の優れた機能は実証されているものの、地震のスペクトルの一部の振動数との共鳴のリスクをなくすため、将来は固有振動数を高くすることが必要不可欠と考えられる。

5.3 製造作業のプロセス

全ての装置の構造部品の全体に対する寸法検査と、全ての装置の工場での受け入れ試験の原則を維持する必要があり、重要な機能を果たす装置の組織的な検査にも適用することができるものと考えられる。

5.4 獲得された技術

テストの際に装置に加えられた技術的な改良の部分は、SPX 1 の弁類の様々なメーカーが考慮に入っている。将来の製造のためには、こうした獲得された技術が利用できるようになるものと考えられる。

5.5 増殖炉の弁類のテスト原則

以下のようなこれまでと同じ原則を維持することが必要不可欠と考えられる。

品質確認テスト。量産部品のサンプル装置のナトリウム内でのテストであり、SPX のテスト

計画とに対する計画に従って行われるが、増殖炉のコックの利用条件を改善するためにいくつかの修正を加える。

適合テスト。非常に簡略化された計画に従って、量産部品の中から抜き取った装置のナトリウム内でのテスト。

表1：S P X の水栓類の特徴

φ	種類	外部気密性		数
		プロア	固化ジョイント	
20	リフトコック		×	31
25	I D		×	118
25	I D	×		92
40	I D		×	69
65	I D	×		56
65	二重ぶたバルブ		×	80
100	逆止弁	—	—	7
150	リフトコック	×		17
250	二重ブタバルブ		×	40
700	蝶型バルブ		×	9

表2: SPX-1 の弁類のテスト

SPX-1の装置			量産サンプル装置				量産部品	
数	種類	口径	数	ナトリウム内テスト (品質確認)	水中テスト	空気中テスト (振動)	数	ナトリウム内テスト (適合)
118	リフトコック	25	1	E. D. F.	E. D. F.	NOVATOME	1	E. D. F.
31	固化ジョイントコック	20*						
92	固化ジョイントコック	25*		C				
69	固化ジョイントコック	40	1	C. E. A.		CEA-NOVAT.		
80	固化ジョイントバルブ	65	1	C. E. A.	C. E. A.	CEA-NOVAT.	1	C. E. A.
40	固化ジョイントバルブ	250	1	C. E. A.	C. E. A.	CEA-NOVAT.	1	C. E. A.
56	リフトコック	65**					1	E. D. F.
17	リフトコック	100	1	C. E. A.	C. E. A.	CEA-NOVAT.		
5	固化ジョイントコック	150	1	C. E. A.	C. E. A.		1	検査
7	バルブ	100	1	E. D. F.			1	寸法
9	固転固化ジョイントバルブ	700	1	E. D. F.	E. D. F.			

*: DN40 のコックのテストによる品質の確認

**: DN100 のコックのテストによる品質の確認

IAEA-SM-284/53P

タンク型高速増殖炉の一連のナトリウムポンプの設計およびその進展

R. モリセ / M. グラヴィエ

Novatome 社 Le Plessis-Robinson

J-M. カニーニ

Jeumont-Schneider 社 Jeumont

要旨

高速増殖炉である Rapsodie, Phenix, Superphenix 1号機および2号機の一次ポンプは、同じ構造のものである。いずれも堅型単段式遠心タイプで原子炉のルーフ・スラブから吊り下げられ、速度は可変式である。以下でこれらのポンプの特長を説明する。これに関して、Superphenix 2号機のポンプの寸法と重量が、1号機と比較して大幅に削減されていることは注目に値する。これにより、以前からの研究開発の目標であったコストの削減が実現された。これは水力学的システムの性能の改善、固定装置および可動部の単純化、機械溶接の利用の拡大などによって可能となったものである。これらの増殖炉の二次ポンプは、新たな概念の二次回路を用いた Superphenix 2号機の場合を除いて、ほぼ同様の設計を採用している。これらの二次ポンプについても、規模、重量、コスト面での大幅な削減が実現されている。

1. 二次ポンプの設計の概略

Phenix および Superphenix 1号機の一次ポンプに関しては、既にいくつかの文書が出されている [1~5]。我々がここで取り扱うのは、Superphenix 2号機のポンプである。それ以前のポンプとの主要な相違点についても説明を行なう。

1.1 Superphenix 2号機の一次ポンプ設計の概略

この一次ポンプは、単一のインペラを採用した1段式の遠心タイプのものである。軸は垂直で、電気モーターで駆動される。ポンプ全体が原子炉のルーフ・スラブから頑丈に吊り下げられ、各ポンプがそれぞれ、スラブの上のベース上に取りつけられた駆動モータを備えている。

4台の一次ポンプは、中間熱交換器の出口で原子炉のコールド・マニホールドから冷たい一次ナトリウムを吸引し、接続された吐出スリーブを通じて炉心への供給装置中に送る。これらのスリーブによって、スラブと供給装置の間での熱膨張の問題が解決される。ナトリウムの流量は、定格流量の 20% から 105% の間で調節できる。1台のポンプが停止した場合には、他の運転中のポンプの送り出すナトリウムによる逆流が起こらないように、逆流防止装置（逆止弁）が機能する。

1.2 水力学的なシステム

ナトリウムのキャビテーション現象に関する知識の拡大、そして炉心の監視（音響）のための、バックグラウンドノイズを低く抑えるという運転基準の適正化によって、Superphenix 1号機 (SPX-1) の場合よりキャビテーション基準を緩和することが可能となった。高さを 20% 以上小さくすることが可能となり、SPX-1 と比較した場合、NPSH (Required) を 4 m に

削減できた。

ポンプの出口におけるナトリウムの流速を 5 m/s から 7 m/s に高め、高性能インペラおよびラセン状のインデューサが採用された。

さらに、ポンプの寸法および重量の著しい削減が可能になり、ポンプの運転速度がそれに関連して高速化された（表1参照）。

表1

二次ポンプ

	流量 (m ³ /s)	揚程 (m)	最大速度 (回転/分)	重量 (t)	ポンプ軸方向の 概略寸法(m)
Rhapsodie	0.19	3.2	1100	6	5.5
Phenix	1.4	7.6	1000	1.2	1.0
Superphenix-1	5.5	7.5	500	9.1	1.4
Superphenix-2	5.57	7.9	711	4.1	11.6

1.3 ポンプの固定部品

SPX-1の一次ポンプの分析結果から、鋳造部品ではなく機械溶接部品を使用することにより経済性向上をはかれることが示され、その実現可能性が調査された。CAO装置がこのため利用され、その結果は有望なものであった。

形状の面で以前のものと比較して単純化されたSPX-2の一次ポンプの吸入装置は、機械溶接によって製造され、ポンプの本体の下部に使用される。デフューザは以前と同じく鋳造されるが、モックアップの作成後には機械溶接によって製造できる可能性が非常に高い。

1.4 吐出部止め弁の除去

Phenixの一次ポンプの耐久力が非常にすぐれしており、EDFのGennevilliers施設での水を使ったテストにおいてSPX-1の全ての一次ポンプが良好な成果を収めたことによって、ポンプに異常が発生する確率は非常に低いと判断された。このため、4台の一次ポンプのうちの3台を使用して原子炉の運転を行なう可能性はないものと判断され、低出力による運転を行なうためにSPX-1の一次ポンプの吐出部分に装備されていた止め弁（運転停止中のポンプを介して流路が形成されるのを防ぐためのもの）が廃止された。これによってポンプの構造の単純化およびコスト低減が実現し、ポンプ上部の配置が容易になった。

1.5 二次ポンプの固定法

一次ポンプは原子炉スラブに、機密性を保持する硬質フランジ継手によって固定されている。

この固定方法（SPX-1 の一次ポンプの変形可能な環による固定方法に対して、埋め込み法と呼ばれている）が採用された理由は、その単純さと低コストにある。この方法によって、上部軸受けを震動面ではなくポンプの上部に配置することが可能となり、ポンプ上部の直径を減少できると同時に、ポンプ本体の直径も減少できた。

この固定方法は、地震に関しては SPX-1 で採用された方法よりも劣っているが、特に原子炉容器がスプリング・ボックス（免震機構）上に設置されていることなどによって SPX-2 は地震に強いことが立証されている。

また、この固定法は Phenix でも採用されており、満足できる結果が得られていることが確認されている。

1.6 一次ポンプの吐出スリーブ

この固定方法を利用した場合、吐出スリーブが必要となる。SPX-1 の一次ポンプは、環状の固定器具によって固定されており、それが変形することで玉継手が動くことができ、半気密性の連結部で接続した球体の供給装置中にそれぞれナトリウムを送出するが、これによってスラブおよび炉心支持板に対してポンプがわずかに移動する際にポンプが傾いても問題はない構造となっている。

SPX-2 の一次ポンプでは、Phenix の場合と同様に、ナトリウムの送出はディフューザからのカルダン継手によって支持され、両端にシールリングを備えた吐出スリーブを通じて行われる。構造にずれが生じた際には、これらのシールリングがスリーブの軸方向の傾斜や移動を許容し、吸収する。

CEAはこのシステムに関して、ナトリウム中テストを行なうこととしている。

1.7 回転部

Phenix および Superphenix 1 号機の一次ポンプにおいて採用された臨界速度未満の軸システムが、SPX-2 においても採用される。それ以前のポンプの場合と同様に、SPX-2 のポンプ軸受は 4 段に別れている。このうちの 2 段がモーターのために、残りの 2 段がポンプのために使用される。

2 つの連結装置を備えた中間軸がポンプとモーターを繋ぐ。モーター側の軸受けはベアリングで、上のものはスライト軸受けとなっている。慣性はずみ車がモーター軸の下部に、逆転防止システムが上部に取りつけられる。

ポンプの回転部は、それ以前のポンプの回転部から派生したものであり、上部軸受け、2重スラスト軸受け、放射上の機械的なシールを行なうパッキンを備えたベアリング（これらはポン

ンプの取りはずしを行なわずに解体できる），ポンプの吐出部分から潤滑剤としてのナトリウムを供給される流体静力学的な下部軸受け（静圧軸受け）などである。

改善されたのは、この静圧軸受けを、軸の固有振動数を上げるためにインペラの上部に置いたことである。この措置は、定格回転数を上げた場合においても、臨界速度未満の軸システムを選定するために必要となったものである。

中間速度への減速時間の減少とポンプの質量の減少を考慮して、慣性はずみ車が一次ポンプ軸の延長上に設置された。これは、ポンプの規模が縮小されたために可能になった。

1.8 ボルト類

ボルトおよびナットを使用したナトリウム部品の組立て方法（ねじは使用しない）は、SPX-1の一次ポンプにおいても採用された。この技術は満足できるものであり、改善の対象はコスト減だけであった。このためボルトを使用した結合の数が減らされ、ボルトの寸法が標準化された。

1.9 ナトリウム計器

Phenix および SPX-1 の一次ポンプは、コールド・マニホールドにナトリウム計器を備え、ナトリウムの温度、流量、レベルを測定する。このため構造が複雑になり、取付け、取り外しが繁雑になった。SPX-2 では設備の簡素化を行ない、それによるコスト減を実現するために、この計器も簡素化された。液面計を固定孔の中に入れ、流量計のタイプを変え、比較的小型の設置の容易なものにした。

1.10 一次ポンプの駆動

ポンプを電気モーターによって駆動する方法は、SPX-2においても採用された。しかし、通常電源および非常用電源によるそれぞれのポンプの駆動は、1台のモーターによって行なわれる。以前のポンプにおいては、非常用電源による駆動は速度が固定された1台の特別なモーターによって行なわれた。しかし信頼性調査によってこの2つのシステムは、通常電源が機能不全に入った場合に同等の信頼性を備えていることが明らかになった。

電力の供給は静的な速度制御装置によって行なわれる。この速度制御装置の供給電源の周波数を変化させることでポンプの速度を変化させる方法（周波数制御方式）は、1975年に Jeumont-Schneider 氏が開発した方法に類似したものである。

静的な速度制御装置は、Phenix で既に採用されていたが、SPX-1においては実現が難しかったために採用されず、その代わり流体継手を用いた速度制御装置が採用された。SPX-2 の速度制御装置では、前に示したように、ポンプ軸上に慣性はずみ車を設置する必要があった。

(SPX-1の場合、MFGセット側に慣性をもたせることができる。)

1.11 結論

以上は、Superphenix 2号機の一次ポンプを詳細に記述したものではなく、このポンプにおいて以前のポンプよりも性能を向上させる一方で、どのように重量および寸法の削減、従ってコストの削減に成功したかを述べたものである。

2. 二次ポンプの設計の概略

2.1 設計の変化

一次ポンプの場合と同様に、Rapsodie, Phenix および Superphenix の二次ポンプは既に [1～5] で取り上げた。

いずれの場合にも、二次冷却系ループ中の自由な液面レベルに位置するポンプが採用されている。その力学的なシステムは一次ポンプのものと同様であり、ポンプの上部からナトリウムを放射状に吸い込み、下部から軸方向に吐出する。

SPX-2 の二次冷却系は、これとは異なった方法で設計されており、その自由液面レベルは蒸気発生器に位置する (Regain コンセプト)。このため、SPX-2 の二次ポンプは単一のインペラを備え、シングルサクションの機械式ポンプが採用された。このポンプではほぼ球状の渦室内にナトリウムを送出し、この渦室から 2 器の中間熱交換器への供給が行なわれる。(下部のサクションから吸い込み、横方向に吐出する。)

これらのポンプは、R E P 原子炉の一次ポンプと類似したものであり、その経験を利用して作られた。

2.2 二次ポンプの水力学(図3参照)

このポンプは、軸方向のディフューザを備えている。キャビテーション基準は一次ポンプの場合と同じであるが、ナトリウム流速は SPX-1 の場合と同様に 5 m/s である。インペラおよびディフューザは鋳造品である。

2.3 渦室とスカート

渦室は、フレームに固定されたスカート(アウターケーシング)によって懸架されている。各部の固有振動数が、最大出力時の振動数よりも高くなるように、全体的に高い剛性を備えていなければならない。渦室およびスカートは機械溶接によって製造される。

2.4 ポンプ・ボディとカバー

ディフューザを支持するポンプのボディ(インナーケーシング)は、スカート固定部の上部

の上部で固定されている。ポンプ・ボディの上にあるカバーは、その上の段を支持し、シールパッキンを支えている。

2.5 回転部

二次ポンプの軸受は、Phenix および Superphenix 1号機の二次ポンプの軸受と同様なものである。

この軸受は、4段になっており、モーター軸用のベアリング2個と、ポンプ軸のためナトリウム静圧軸受けとベアリング（上部）が各1個である。連結装置を備えた中間軸がモーターとポンプの回転部を繋ぐ。

ポンプの取り外しを行なわずに取りはずせる上部ベアリングシールパッキンは、一次ポンプの場合と同様である。

下部の静圧軸受は、インペラの上に取りつけられる。このような構造のポンプの性能は、フランスの加圧水型原子炉に関するN4計画の枠内でJeumont/Schneider 社が行なったテストによって立証されている。ポンプの動的な挙動は改善されている。

2.6 駆動

駆動法は、一次ポンプの場合と同様であるが、安全性に関する要求は比較的ゆるやかである。軸上に慣性はすみ車は存在しない。

2.7 結論

PSX-2プロジェクトの二次ポンプの設計に関する作業においても、規模、重量、コストの低減が目標の一つとなった。その成果は、一次ポンプの場合よりもさらに顕著なものとなっており、それは特に二次冷却系の設計の変更によって可能になったものである（表Ⅱ参照）。しかし、採用された技術は既存のものと十分に近く、その経験を生かし得るものである。

表Ⅱ

中間ポンプ

	流量 (m ³ /s)	揚程 (m)	最大速度 (回転/分)	重量 (t)	ポンプ軸方向の 概略寸法(m)
Rapsodie	0.19	1.8	875	2	4
Phenix	1.07	6.5	1000	7	5.5
Superphenix-1	3.5	3.0	500	28	6
Superphenix-2	4.5	2.9	945	14	4.8

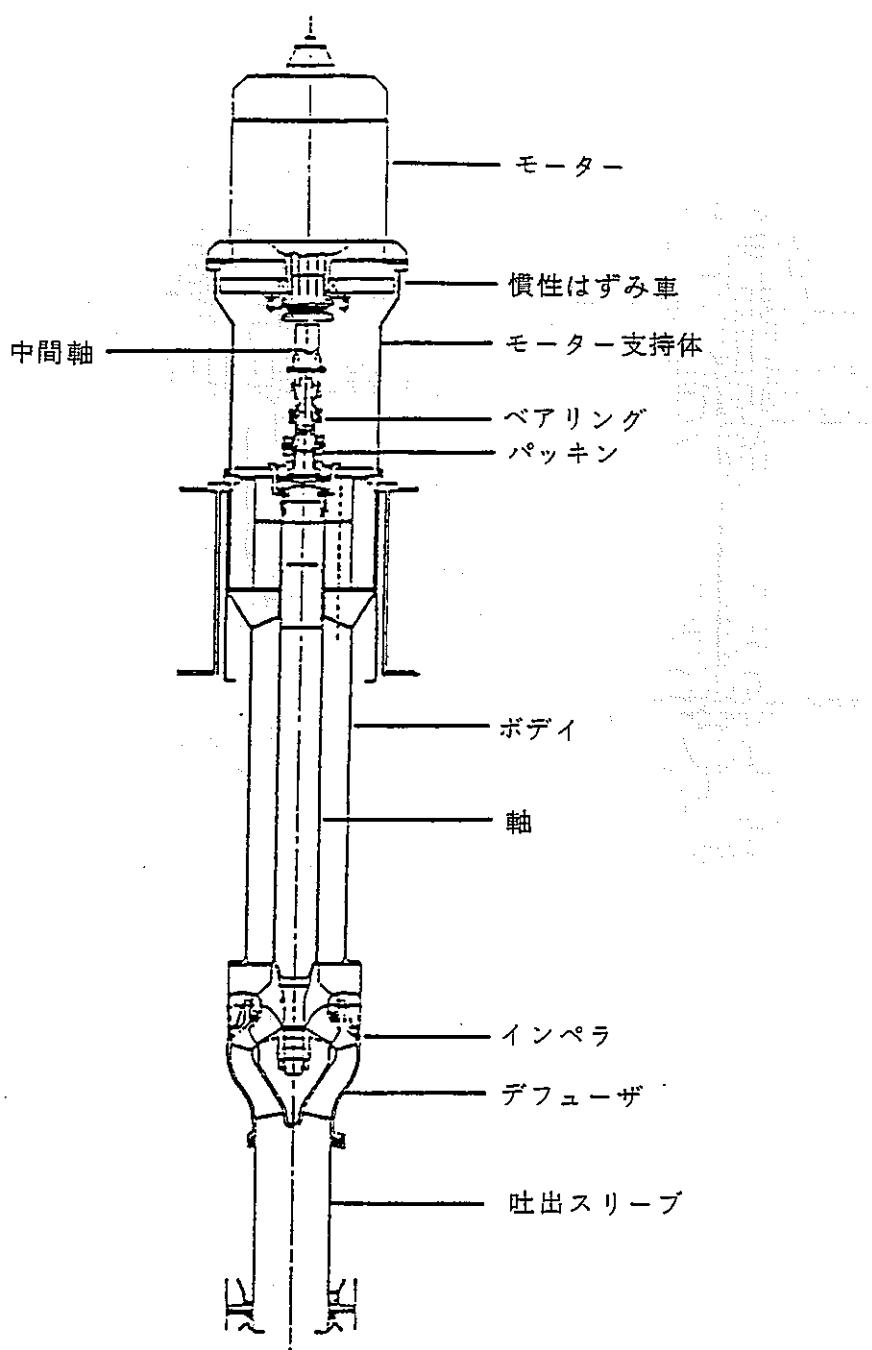
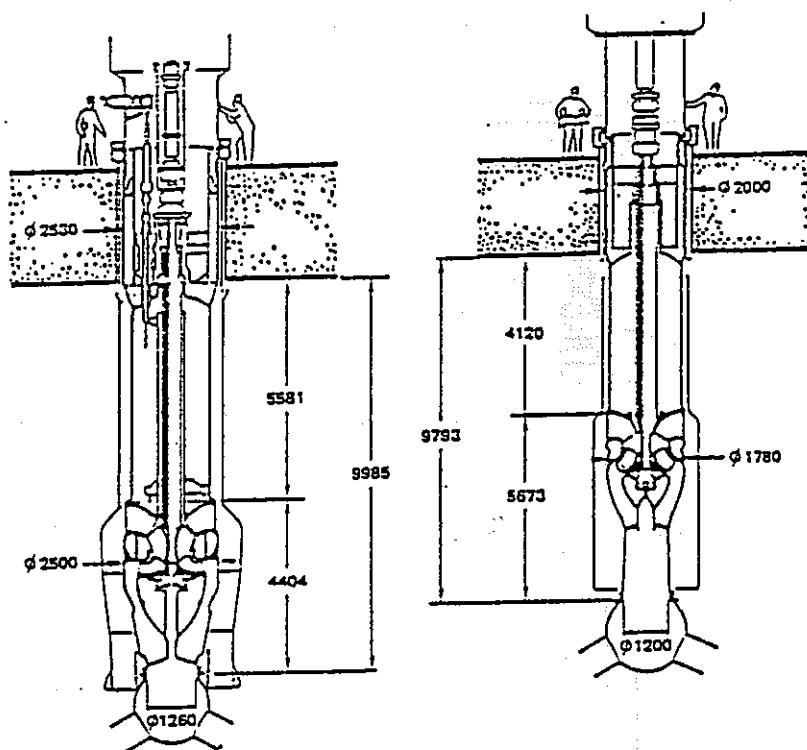


図1：Superphenix 2号機の一次ポンプ



Superphenix 1号機

Superphenix 2号機

図2：Superphenix 1号機および2号機の一次ポンプ

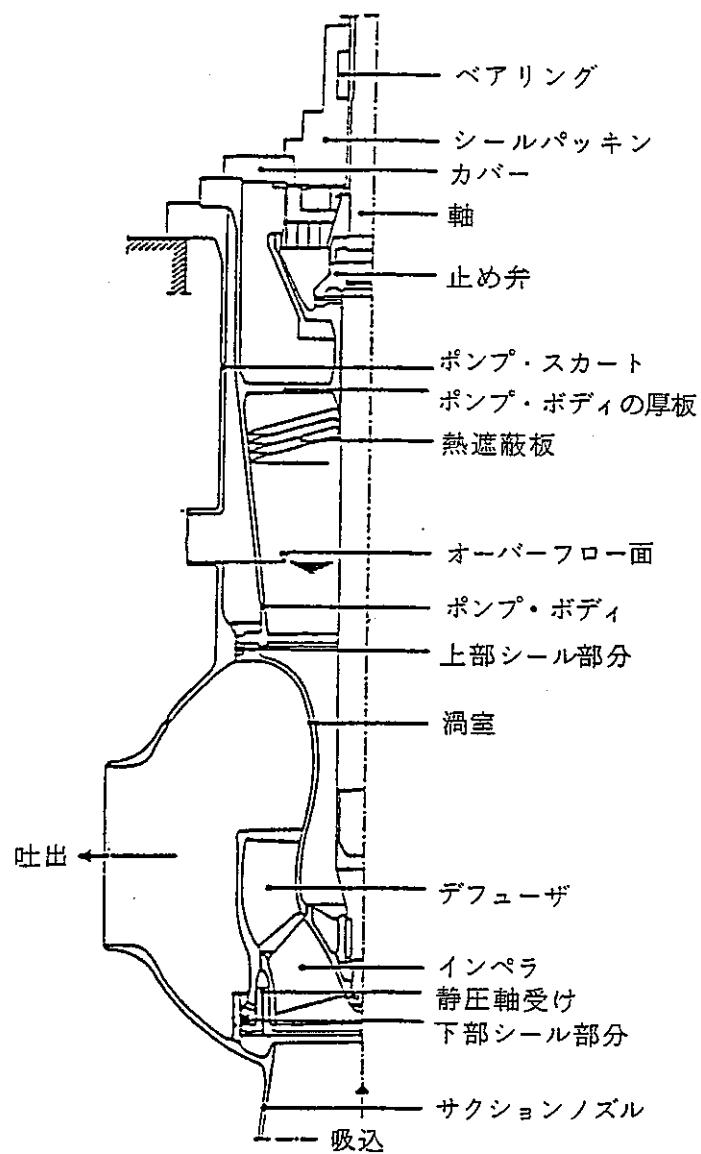


図3：Superphenix 2号機の中間ポンプ

ナトリウム／空気交換器による残留出力の除去

L.チノッティ Ansaldo事業部, NIRAGEノバ(イタリア)
F.ポッティリオーニ ENEA-ボローニャ(イタリア)
L.ボリン BELLELI-マントバ(イタリア)
F.プレシウッチーニ PREXCO-マントバ(イタリア)

1. 概 論

1.1 残留出力の除去

SPX型の増殖炉においては、通常の運転停止の際にも、事故条件の下でも、残留出力の除去を行うために最も適していると確認された方法が採用されている。

この方法は、独立したほぼ同じような4つのナトリウム・ループを使用するもので、それに次のような装置が備えている。

- (1) 一次ナトリウム中に浸漬したNa/Na熱交換器
- (2) 原子炉建屋の高所に取り付けられたNa/空気熱交換器(空気冷却器)と冷却用空気回路
- (3) 電磁ポンプ

4つのループは高温に保たれており、すぐにも作動できるようにされている。除熱量の調整および停止機能は、空気回路内の止め弁によって行われる。

1.2 装置の除熱能力

上に述べたような装置が採用されたのは、Creys-Malville発電所、BPR、RNR、MABで取り付けられた三つの異なったシステムが、SPX-2プロジェクトにおいてRRAと呼ばれる単一のシステムにまとめられたことによるものである。

この合理化により、RRAシステムは通常の条件下でも事故状況下でも、残留出力を除去する能力を備えていることが確認され、これによって熱交換装置の一体当たりの出力を大幅に引き上げることが可能となった。

RRAのそれぞれのループによって除去可能な出力は現在、ナトリウム側の強制循環で26MWと定められている。自然循環の機能は、伝熱管が水平配管となる従来のNa/空気熱交換器による自然循環の開始の困難さのため、考慮に入れられていない。この値は、残留出力除去系のうち一系統が事故によって失われることを想定して決定された。この場合には、二系統のループのナトリウム循環が行われず、残りの二系統のループだけが除熱を行うものと想定されている。

2. 調査システム

2.1 概 論

ENEAおよびAnsaldo事業部(NIRA)との間の増殖炉分野における共同研究開発契約の範囲内で、RRAループの装置の調査に関する相当規模の活動が行われ、SPX-2プロジェクトの範囲ではNovatomeとの協力において行われた。

これらの調査は、装置の製造および経済的/技術的なパラメータの最適化の側面のほか、RRA

システムのプロセスを対象とするものであり、特に自然循環機能を持たせたシステムを対象として行われた。

図1に、研究したループの図を示した。Ansaldoが設計したNa/Na熱交換器が一次ナトリウム内に浸漬されている。空気冷却器は原子炉建屋の二側面の高い場所に取り付けられている。Ansaldo社が設計した垂直伝熱管方式のNA/空気熱交換器(空気冷却器)は、上下二段のモジュールで構成されており、煙突を利用した自然循環で冷却する空気回路を備えている。

2.2 Na/Na熱交換器(図2)

残留出力除去ループのNa/Na熱交換器は、伝熱管束で構成されており、この伝熱管の中を冷却ループ側のナトリウムが循環している。

この伝熱管束は一次ナトリウム中に浸漬されており、一次ナトリウムは自然循環によって伝熱管の周囲を循環するようになっている。

こうした熱交換器の管束は、一次ナトリウムの流量配分の不均一による伝熱管相互の温度差により、大きな制約を受けるのが避けられない。

ENEA/AnsaldoがFranco Tosi社との協力で開発したNa/Na熱交換器は独特な設計のもので、この問題を解決することを目的としている。

この装置では下部の管板は、上部の管板と比較すると直径が小さくなっている。伝熱管は管束の上部では垂直になっており、下部の管板と接続するために下部で内側に曲げられ、管板に接続している。

こうした形状により、管束の出口部分で一次ナトリウムがほぼ垂直に流れるようにしながら、温度差による熱膨張差の問題を解決するために伝熱管の必要な柔軟性を確保することができ、高い自然循環駆動力が得られる。他方、伝熱管と管板の接合形態は、全ての伝熱管について同一であることを指摘しておく必要がある。

2.3 Na/空気熱交換器

ENEA/Ansaldoが開発したNa/空気熱交換器は垂直伝熱管型のものである。この設計によって初めて、特に始動の際に、ナトリウム側の自然循環駆動力が得られるようになる。

図3にこの装置の図を示した。ナトリウムは上部ヘッダーによって管束内に分配され、上部ヘッダーと同じ形態の下部ヘッダーによって再び集められる。

フィンが取り付けられた伝熱管には四ヵ所のナップが備えられており、中間支持装置がないために、簡略性という非常に重要な要件を満たしている。

管束の膨張・収縮が繰り返し行われるため、下部ヘッダーは垂直方向には固定されておらず、

装置の温度状態に応じて移動する。

このプロジェクトが実現したのは、様々な長所と欠点を備えたいくつかの異なった解決策に関する調査が行われた結果である。

こうした解決策の他の例は Belleli 社によって発案されたものである。この方法は、配管のプレストレス・システムを使用する点で他のシステムと異なっており、これによって管束の膨脹を繰り返し行うことを可能としている。

3. 自然循環

ナトリウムループ内の通常の循環方式として自然循環を使用するためには、ループおよび装置内で発生するかなり不均衡な温度分布を予測するための計算方法を作り上げることが必要となる。

Ansaldo 社では Prexco 社との協力のもとにこのための特別な活動を行った。同社では Na／空気熱交換器の管束のそれぞれの伝熱管内の温度を計算できる PREXNA コードを開発したが、これがこの装置の熱力学的な計算の主要な手段となった。

このコードを利用して解析した別の重要な分野として、自然循環の始動の問題がある。自然循環の始動の困難さは、ボイラーチューブ型の伝統的な Na／空気熱交換器の弱点となっている。図 3 に示した Na／空気熱交換器の自然循環の始動に関する予備的な計算結果を図 4 に示した。この図から垂直管方式の熱交換器では、自然循環の一定流量状態は妥当な時間内（約十分程度）に確立され、温度のかなり大きな変動が短時間に生じるもの、この変動は装置および回路にとって許容できるレベルのものと考えられる。また、空気回路の止弁の開放速度を適正なものとすることにより、この変動速度を小さくできるものと考えられる。

4. 製造の経験

本文書で取り上げた調査は、Creys-Malville 発電所の RUR 回路の Na／空気熱交換器（図 5）の製造者であり、PEC 炉の四基の熱交換器（図 6）を製造した企業である Belleli 社からの非常に貴重な援助に基づいている。

Belleli 社がこの種の交換器付隨する特別な問題を解決するために利用した、RUR 装置の計算および製造は特にこのプロジェクトの範囲内において行われた。

現在使用されており、現時点でも最も好ましいものと考えられている製造上の対策は、伝熱管の接続ノズル備えた円筒状のヘッダを利用することにより、肉厚の厚い管束を使用しないでませることである。

この伝熱管とヘッダーの接続方式は、薄肉構造とすることにより熱衝撃の影響を緩和できる点で重要なものであるが、熱的および機械的荷重を正確に伝達できるような伝熱管とヘッダーの接続を行わなければならないという問題が生じる。

ヘッダーから伝熱管に熱が伝達される際には、熱は十分に拡がらなければならぬ。これまで開発および実現されてきた大部分のプロジェクトでは、通常の二倍の数の溶接が必要な中間スリーブの使用が必要不可欠なものとなっている。

他方、ヘッダーの厚さが薄くなっていることから、支持ゾーンにおける局所的な応力の問題が生じる。

伝熱管の膨脹を許容すると同時に、支持ゾーンにおける局所的な変形が発生しないようにするかなり複雑な機械装置の開発が必要であることが明らかになった。

このプロジェクトにおける他の重要な点は、伝熱管の膨脹による応力の問題であり、特に垂直管の交換器での問題が生じた。

5. 結論

ENEA/Ansaldo が残留出力の除去系に関して行った調査により、除去系の機能とナトリウム側に自然循環方式を用いる熱交換器に関して特に良好な結果が得られた。

Ansaldo 社のパートナーがこの活動に関連して得た製造経験は、この調査結果を支持するものであり、実行されたプロジェクトを研究段階から製造段階に迅速に進めることができた。

これまで得られた結論から、将来達成すべき重要な目標、特に成功の可能性の高い目標を確立することができた。この目標は一般的な自然対流を用いた残留出力除去システムであり、電力供給なしに機能しうるものである。

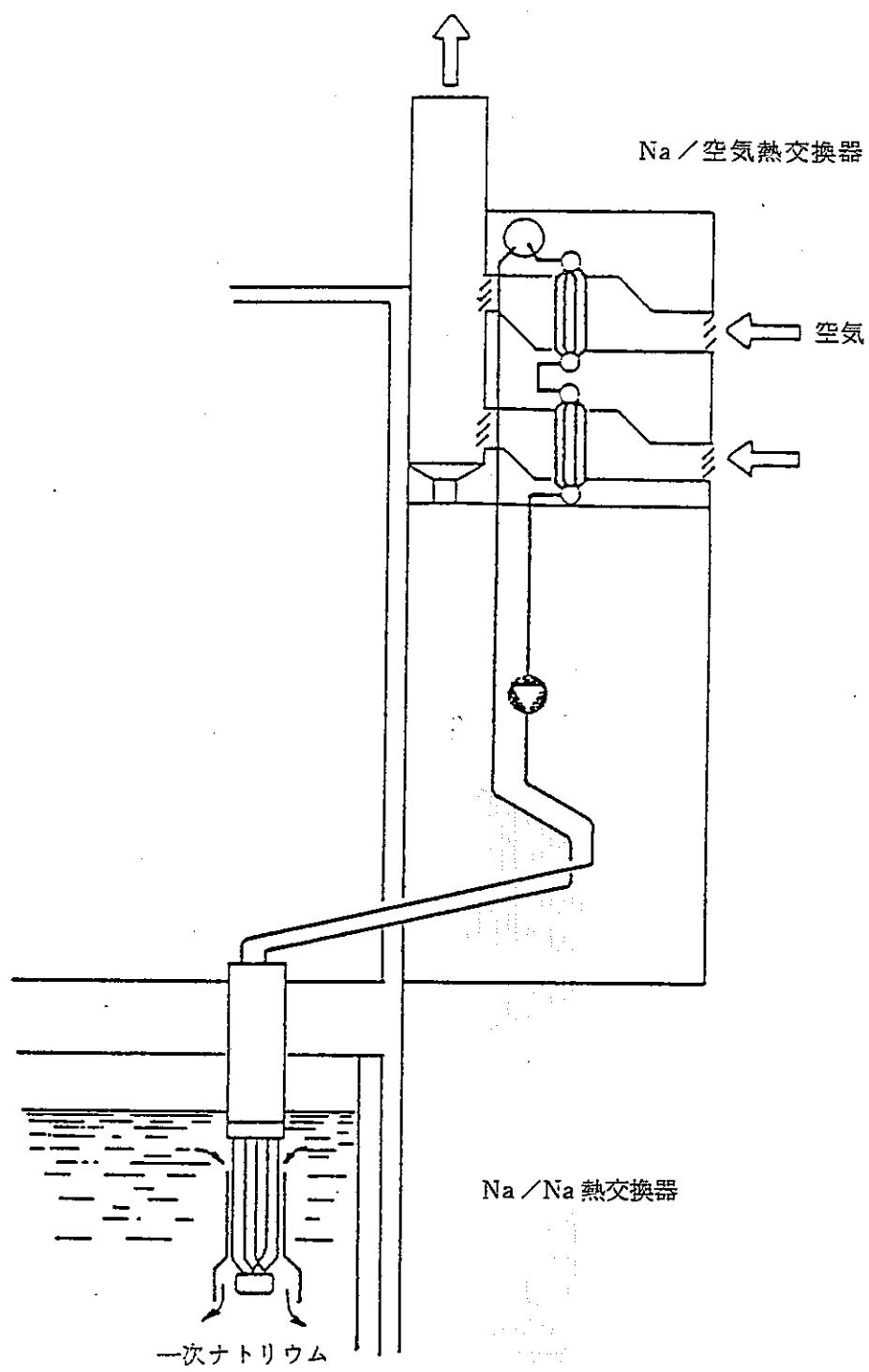


図1：ループの図

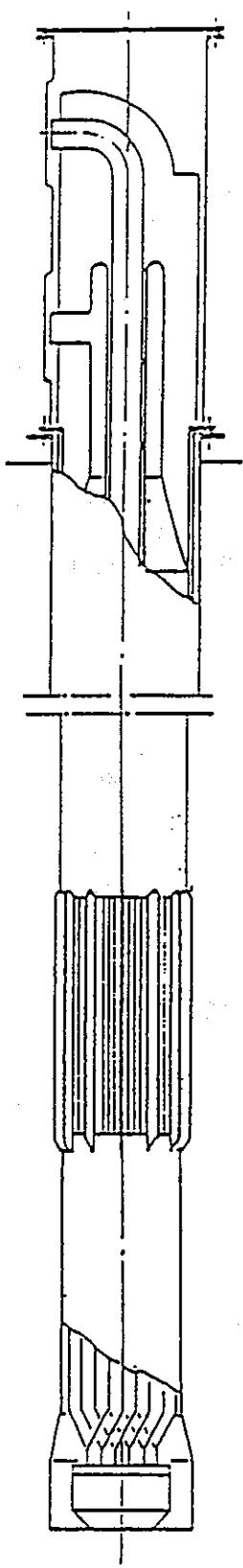


図2：Na／Na 热交換器

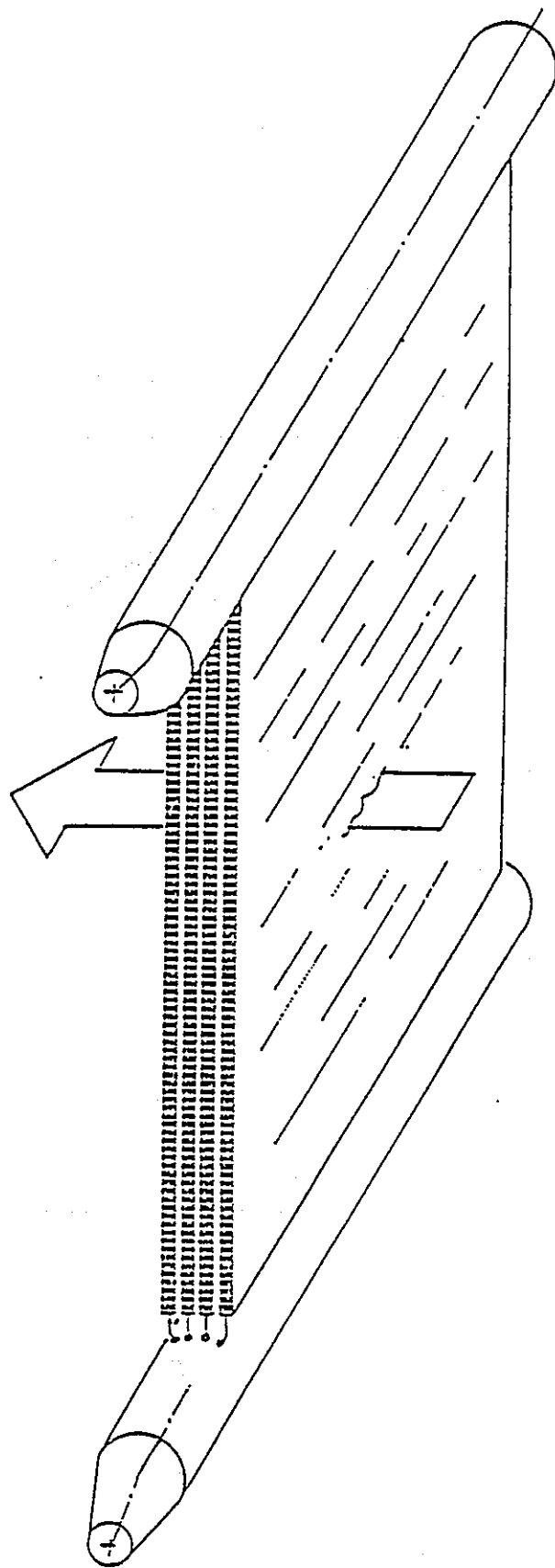


図3：Na／亜気素交換器

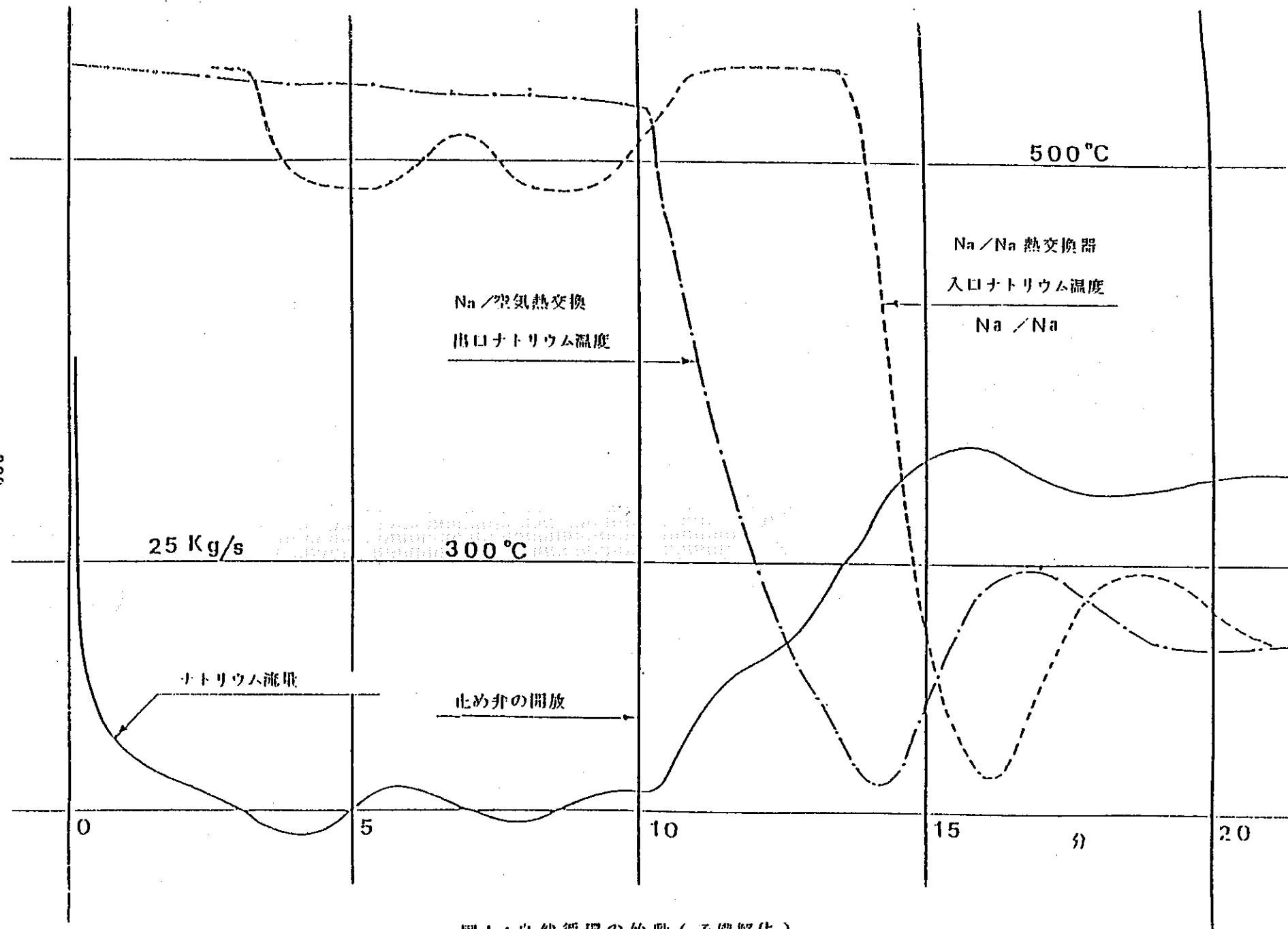


図4：自然循環の始動（予備解体）

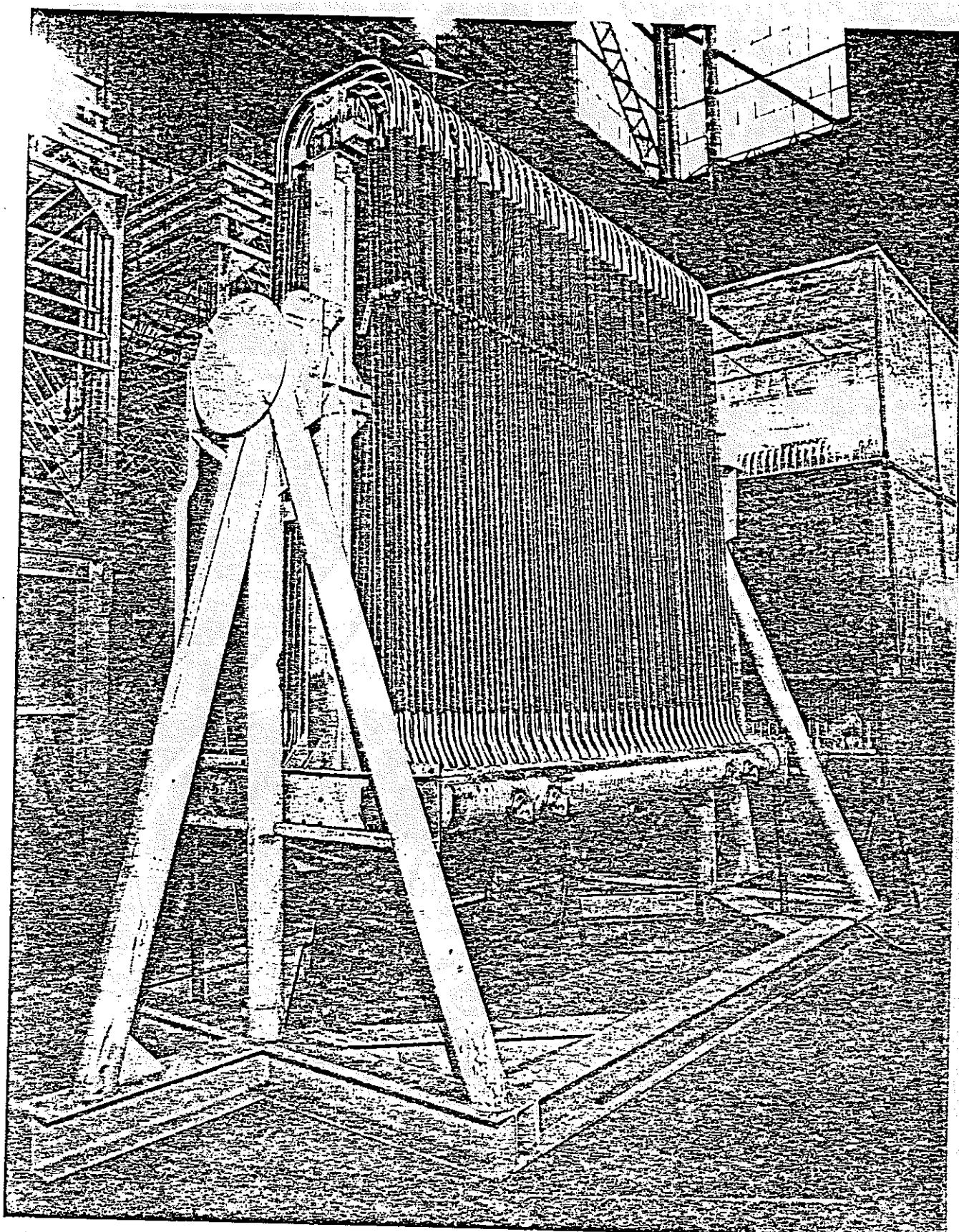


図5：RUR の熱交換器（Creys-Malville）

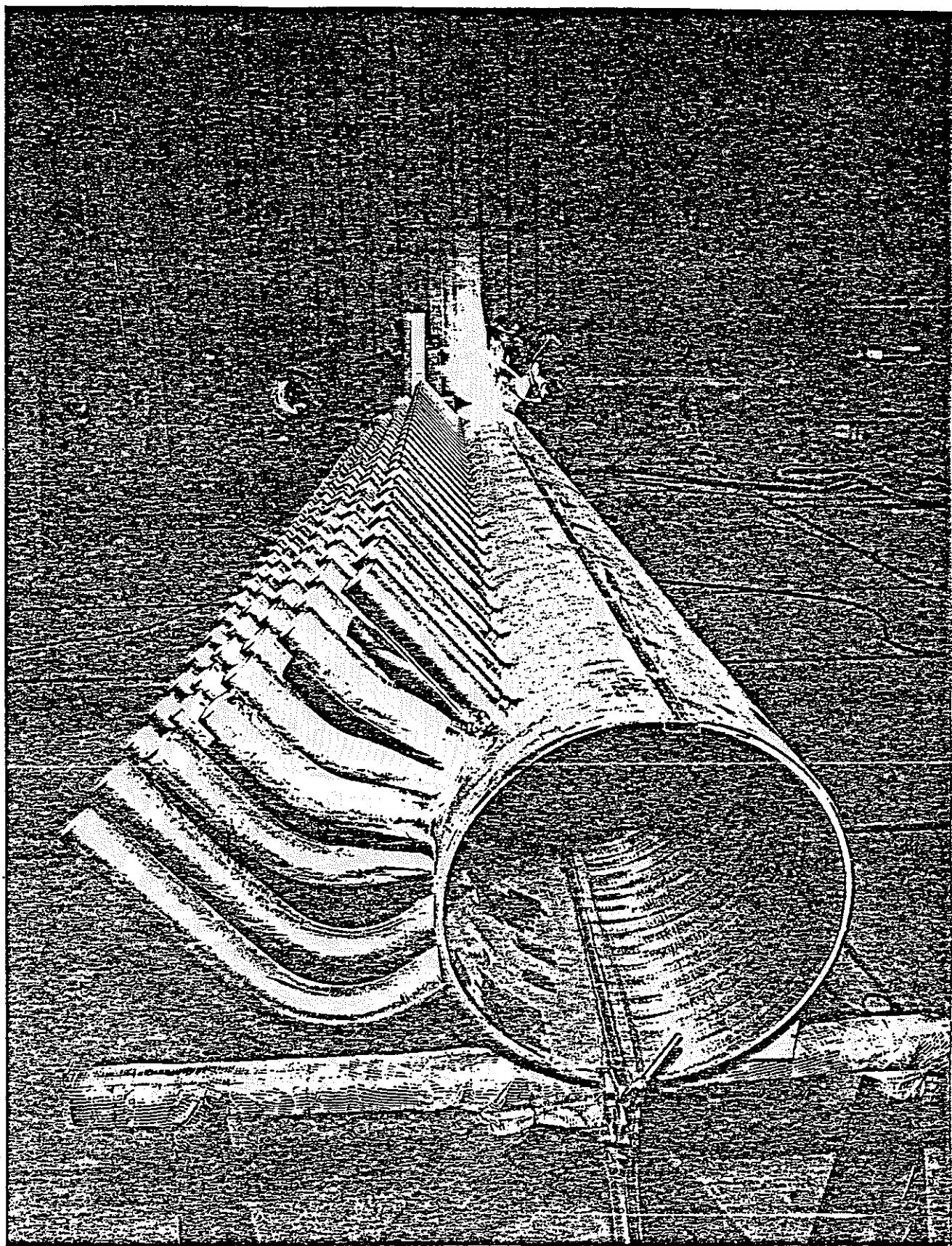


図6：PEC炉の熱交換器

IAEA-SM-284/73P

Crays-Malville 発電所の炉心の運転開始計画

J. Gourdon-B. Mesnage

増殖炉部, フランス原子力庁 BP №1

13108 St. Paul Lez Durance, France

G. Frant

NERSA - 177 Rue Garibaldi BP 3173

69211 Lyon Cedex 03 - France

J. Y. Pipaud

NOVATOME - La Boursidiere RN 186

92357 Le Plessis Robinson - France

アブストラクト

Super Phenix発電所の原子炉の運転開始作業には、ナトリウムの充填からフル出力運転に至るまでの炉心に関連した全てのテストが含まれる。このテストに関連した分野は、中性子、動力学、水力学、熱水力学＆安全性、炉心制御および監視などである。

最初のテストは、炉心の水力学的な特性に関するものである。その後炉心に燃料が装荷され、出力上昇が行われ、中性子制御が実施される他、炉心燃料集合体および制御棒の反応度測定、ゼロ出力および出力上昇の全ての段階でのフィードバック係数の決定、集合体の運転パラメータの限界を決定するための炉心の熱水力学テストなどが行われる。これらの全てのテストによって、炉心の制御および監視システムの性能が確認でき、安全性に関連したパラメータの値が検証できるよう。

1. 序

炉心の運転開始テストは、NERSAに対する原子炉ブロックの供給契約の枠組で、NOVATOME-NIRAに代わってフランス原子力庁(CEA)が実施するよう委託されている。

炉心の運転開始テストには次のような分野が含まれる。すなわち中性子、動力学、水力学、熱水力学、安全性、炉心の制御および監視などである。

これらのテストは、ナトリウム充填の直後に開始され、フル出力に達した後の工業運転の開始によって終了する。

炉心テストのためにCEAは次のような作業を行っている。

- テストの準備調査の実施
- 特殊な資材および補足的な計装の研究および供給
- テスト文書の作成
- テストの実施
- テスト結果の解釈

2. 中性子テスト

このテストは、炉心への燃料の装荷と出力の上昇、燃料集合体の反応度ならびに出力と中性子束の分布に関連した炉心の特徴の決定に関するものである。

炉心への燃料の装荷は、ナトリウム・テストのために使用したダミー集合体を、燃料集合体と新しい炉心の反応度の過剰を緩和するための18の希釈集合体に段階的に取り替えて行く作業である。

中性子の制御効率（炉心の周辺に位置する中性子検出器案内管）および制御棒の負の反応度に関連した様々な理由から、6つのロットに分けての装荷が提案された。最初のロットは、炉心全体に燃料集合体を2対1の割合で分散させるものである。それ以後のロットについては周辺から空いた部分に埋めて行き、臨界未満への接近をより良く制御できるよう、中央ゾーン内の15の燃料集合体のロットは最後に挿入する。最初のロットの見取り図から、この燃料装荷方式は「市松」臨界未満接近方式と呼ばれることになった。

この臨界未満接近方式は、炉心の中央チャネル内に設置された核分裂チャンバーを利用して行われよう。非常に規模の大きなロットはサブ・ロットに分割され、これによって取り扱いの際の計数の推移、すなわち炉心内のすべての制御棒の値について確認することができるようになる。それぞれのロットを挿入したのち、タンク内のチャンバーに対する計数比率の測定により、反応度の推移を決定するために制御棒を取り付ける。

第5ロットを装荷した後に、わずかに過剰な反応度の下で出力を上昇させ、炉心の出力を約3700pcmの過剰反応度レベルに引き上げるために約20体の燃料集合体を追加することが予定されている。

炉心に関する調査から、以下のような燃料装荷計画が得られた。

ロット1	184集合体	サブロットa : 7集合体
		サブロットb : 72集合体
		サブロットc : 54集合体
		サブロットd : 51集合体
ロット2	108集合体	サブロットa : 57集合体
		サブロットb : 51集合体
ロット3	15集合体	
ロット4	15集合体	
ロット5	15集合体	
ロット6	21集合体	サブロットa : 9集合体
		サブロットb : 12集合体
合計	358集合体	

図1は、第1および第5ロット（出力上昇炉心）の燃料装荷が終了した段階の炉心の状態を示したものである。

炉心の燃料集合体の反応度の値（燃料、親物質および希釈集合体）を出力上昇炉心で測定することが予定されている。この計画では、反応度を次の状態で測定することになっている。

- 同じ円周上に設置した6体の燃料集合体
- 3体の希釈集合体2グループ（中央の希釈集合体と、第2列の燃料の近くの3体の希釈集合体）
- 12体の親物質集合体（あるいは12体の周辺燃料集合体）
- 6体の燃料集合体をナトリウムに変えた場合の効果
- 燃料集合体を制御棒の場所に挿入するという操作ミスの際の臨界未満状態を評価するための操作ミス・シミュレーション

出力および中性子束の分布を決定するため、炉心内の出力が低い時点と、横方向の中性子防護における出力が10%の時点で、核分裂検出装置（Pu-239, U-235, U-238）と放射化検出器（Au, Ni）の4回の照射を行う予定である。そのために、10体の実験燃料集合体と親物質ならびに中性子保護集合体内にカプセルを挿入することになる。この照射実験により、測定集合体の存在する位置での完璧なラジアル断面および軸方向断面が入手できよう（制御棒ハウジングの2回の変位について、同じ半径に合計11の燃料集合体と希釈集合体、3体の親物質集合体、6体の横方向中性子保護集合体）。

2本の実験チャネルおよび炉心の周辺における軸方向の断面は、照射検出装置（Mn, Rh）および核分裂チャンバー（Pu-239, U-235, U-238）によって得られよう。

3. 動力学的なテスト

本節では、安全パラメータに直接関連したすべてのテストが対象とされる。このテストでは、制御棒の反応度の値を決定し、フィードバック係数の評価が行われる（流量、等温温度、出力係数）。

制御棒の測定は、一次出力上昇炉心と出力上昇後の炉心で行われよう。これは安全基準を検証するために実施される。

- 原子炉の停止状態で、負の反応度は10ドル以上でなければならない。
- 通常の出力の状態から、制御棒の半分（および後備炉停止系の3本の制御棒）を挿入した際に、180°Cで炉心が臨界未満を維持しなければならない。

定格出力から後備炉停止系だけを使用した際に、炉心が達する温度平衡（いわゆる。550°C近くの停止温度）を決定する必要がある。後備炉停止系の負の反応度が重要な要素となる。

制御棒の反応度に関連した問題を制御するために、炉心の内側制御棒および外側制御棒の異なる場所の特性に応じて、2対2および3対3で組み合わせた制御棒の干渉効果を決定する必要がある。

採用した測定方式は次の通りである。

- 臨界未満におけるMSM(修正中性子源増倍)方式
- 臨界に近い状態での制御棒の平衡調整方式
- 制御棒落下方式
- 臨界状態を保つように種々の制御棒配置を変換する方式

安全解析で考慮に入れるパラメータを検証するためには、制御棒の測定値の他、フィードバック係数の決定が重要な意味を持つ。温度の等温係数を決定し、臨界状態で400°Cから180°Cに温度が低下した際のドップラー効果を評価するため、400°Cに温度を上昇させる。

出力上昇のそれぞれの段階で（定格出力の30, 50, 60, 80, 90, 100%）、炉心の緊急停止、出力、入口温度に関連したフィードバック係数を決定する予定である。そのために使用する方式は、出力、一次流量、二次流量における低振幅（約10%）の一連の「ステージ」を利用するものである（図2）。さらに、様々な出力レベルの間でのフィードバック係数の全体的な効果、ネプツニウム効果の値、燃焼度に関連した効果ならびに制御棒メカニズムの膨脹効果なども決定する予定である。さらに、一次流量に関連した反応度効果が存在しないかどうかも検証する予定である。

4. 水力学的なテスト

このテストは、炉心の水力学的な特徴の測定を基礎としながら、燃料集合体の冷却条件を明らかにすることを目的とする。このために、2種類の装置を利用して、ナトリウムテストの際に装荷したダミー集合体と（このテストは終了）、実際に装荷した燃料集合体に関して、炉心の中央部および周囲のグリッド内の圧力を測定する。この測定結果により、定格流量110%のポンプの特性に対する機能の変動を確認し、炉心の中央部および周辺部におけるグリッドの圧力の変動を確認できる。

5. 热水力学的なテスト

热水力学的なテストでは、燃料集合体の機能条件、すなわち線形出力 (Puissance Lineique)、被覆温度などを決定することを目的としたものである。

測定方式は基本的には 364 体の燃料集合体と 1 列の親物質集合体の出口温度の測定を基礎としている。452 体の燃料集合体上に、2 つの熱電対があり、TRTC (炉心温度迅速処理コンピュータ) で毎秒調査が行える。

热水力学的なテストは主として次のものを対象とする。

- 出力上昇の全ての段階 (定格出力の 30% から 100%) における燃料集合体および炉心の熱収支
- TRTC コンピュータを利用した炉心の热水力学的なパラメータの監視および研究。これは特に、このコンピュータのパラメータの管理規則の検証に関するものとなろう。
- 一定の出力レベルでの平均化条件を決定するための制御棒の内側および外側の変位効果。このテストは定格出力の 10% と 80% で行われよう。
- 個々に取り外した制御棒に対する反応度 / 出力の関係を決定するための制御棒の平衡調整効果。このテストも定格出力の 10% と 80% で行われよう。
- 燃料棒の出口温度の検証。そのために炉心およびブランケット内に、流量の多いゾーンから流量の少ないゾーンに燃料集合体を置き換えることによって超過流量状態にした燃料集合体と、特別に設計された流量不足状態の燃料集合体 (燃料 1 体親物質 1 体) を取り付けている。このテストでは定格出力の 50% で 3 段階のテストを行い、9 つの異なった場所への燃料の置き換えについてテストされよう。
- 二次ループに対する温度の変動によって引き起された炉心の入口温度の非平衡効果。二次ループの中間熱交換機の出口部分において、-10°C の温度のずれに関してこの効果を確認する。
- 4 基の一次ポンプのうちの 3 台、あるいは 4 つの二次ループのうちの 3 ループでの非平衡運転の際の炉心の機能条件、自然対流および一次対流テスト

6. 炉心の制御および監視に関連したテスト

このテストは炉心の制御および監視手段の調査、性能の確認、校正に必要な全てのテストが対象となる。

6.1 中性子制御

このテストでは、中性子制御ラインのダイアグラムを入手し、特に原子炉容器の下部に取付けられた標準測定ラインの感度を確認する。第2節において、中性子制御は炉心の中央部に取付けられた核分裂チャンバーにより、運転開始テストの際に行われることを指摘した。このデータがコンピュータ LACONIK に送られるが、その装置は全ての中性子測定ラインと接続しており、臨界未満接近方式および制御棒較正のために使用されよう。

6.2 燃料集合体の温度の監視

2つの安全システムに関連した2つのコンピュータ（第5節参照）の機能を確認する必要がある。このコンピュータは第3のコンピュータ CORA にデータを送っている。これらの計算装置を炉心温度の測定手段として利用し、炉心内の緊急停止手段、燃料集合体の閉塞の検出、被覆の最高温度に関連したしきい値の調整値を決定する。第3のコンピュータは、線形出力の計算と燃料集合体ごとの被覆温度のヒストグラムに関する検証を行う必要がある。

6.3 被覆の破断の検出および破断場所の確認

被覆の破断の検出および破断場所の確認システムは、検出のための8つのモジュール、炉心のそれぞれの集合体のサンプリングのためのセレクタを利用した場所の確認のための4つのモジュールを使用し、容器内でサンプリングしたナトリウム内への遅発中性子の出現を基礎としている。このシステムに関するテストでは、中性子束の測定に利用した実験集合体と同じ実験集合体に入れた標準サンプル (UNi) に対する応答を調査しながら、これらのシステムの感度を決定する。

定格出力の 50% と 100% での 2 回のテストが予定されている。

6.4 音響学的な検出

炉心の上部に取り付けられた 6 個の音響ピックアップにより、放出される音が記録される。このピックアップのテストは、ナトリウムテストの際にダミー集合体に取り付けられた特別な設計の集合体 (SIFFLEUR と呼ばれる) 内に生み出されたボイドの検出を基礎としている。全ての運転体制における雑音バックグラウンドを決定し、定格流量の 105% までの流量で、炉心内にボイドが存在しないことを確認する必要がある。

6.5 廉心の監視のための情報システム

しきい値の調整値、様々な係数、以下のコンピュータのいくつかのアルゴリズムを確認する必要がある。

- 廉心の温度監視システム（約1000個の熱電対と2つのコンピュータ TRTC）
- 燃料集合体ごとの計算を行い、記録の役目を果す廉心コンピュータ CORA（熱収支、線形出力、被覆温度）。このコンピュータはまた、被覆の破断検出および破断場所確認システムの管理を行い、中性子出力、制御棒の位置などを記録する。
- 反応度コンパレータ（CAROL）。この装置は、フィードバック係数の決定のためのテスト結果（第3節）に応じて設置される。
- 中性子、熱、音響学的シグナルおよび振動シグナルを受け取る直列シグナル処理システム（ANABEL）

7. 結論

Crays-Malville 発電所の廉心の運転開始テストはすでに、ダミー集合体に対する水力学的なテストが開始されている。これらのテストは1985年5月までに終了しており、ナトリウムの充填された1984年9月に開始されたものである。SIFFLEUR 装置を利用した音響学的なテストも終了している。

容器内および容器の下の中性子検査システムはすでに作動しており、燃料の装荷および臨界未満近接方式に合せて準備ができている。これらのテストは、出力の上昇からフル出力運転に至るまでの廉心の安全性と運転特性を決定するための一連の長期的なテストの最初のステップに過ぎない。

図2：「ステージ・テスト」の原則図

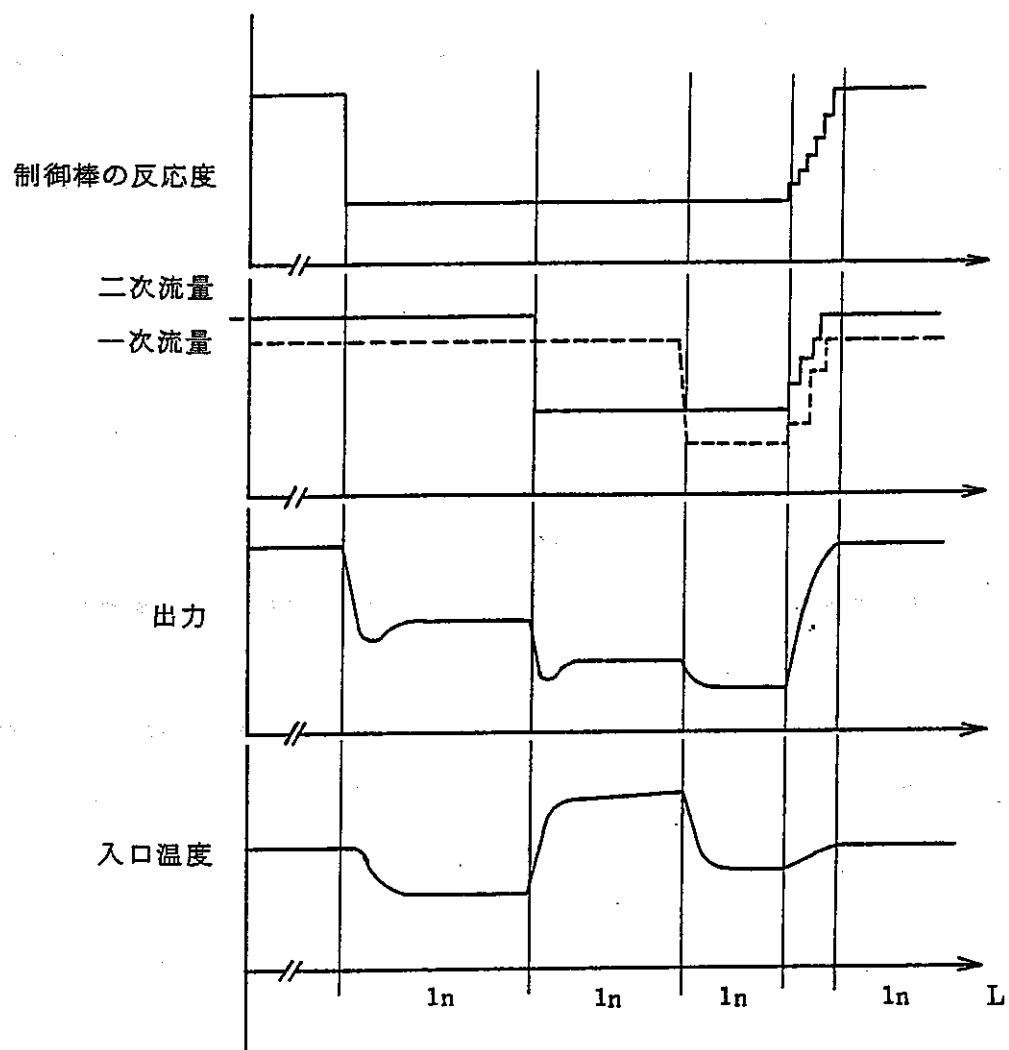


図1: Super Phoenixの臨界未満アプローチ
ロット1とロット5の燃料装荷状況

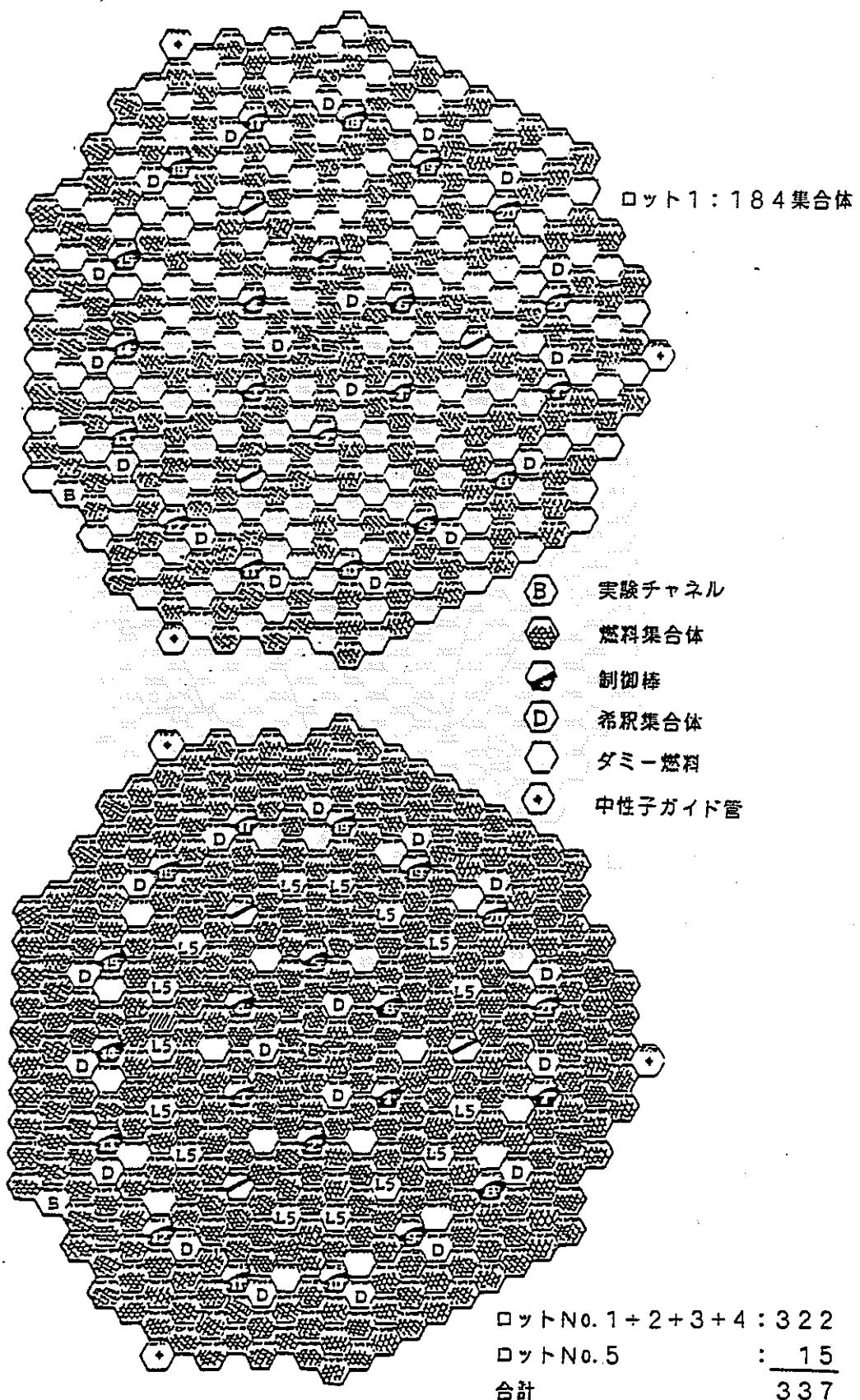
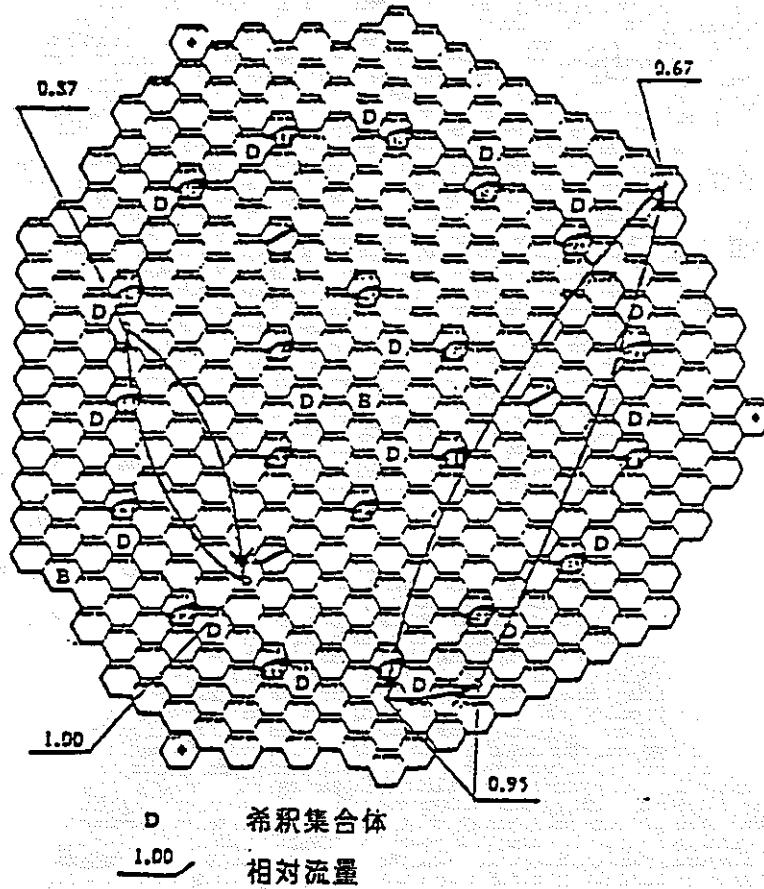


図3：熱水力学的なテストー燃料集合体の置き換え



IAEA-SM-284/74P

PHENIXに対するドップラー効果の測定

計算値と実験値の比較

J. C. GAUTHIER - M. VANIER

J. C. CABRILIAT - P. COULON *

CEA/IRDI/DEDR/DRNR/Cadarache

[*]

CEA/IRDI/DERPE/Centrale PHENIX/Marcoule

アブストラクト

PHENIX型の炉心のフィードバック効果のうち、ドップラー効果はその時定数の小ささ(数秒)、その振幅の大きさ(反応度においては全体のフィードバックの約半分を占める)から特に注目される。理論的な計算値の有効性を検証するために、原子炉の温度が上昇し、その後、低下する際のドップラー効果の実験測定を、ほぼゼロ出力での継続的な等温状態によって行った。

測定の原則は次の通りである。等温炉心では燃料の温度はナトリウム温度に等しい。温度の変動 ΔT は、フィードバックによって、ドップラー効果と炉心の燃料要素の膨脹により反応度 $\Delta \rho$ の変動を引起す。

$\Delta \rho$ か ΔT に対して非線形的であることから、原子炉が臨界状態を保ちながら温度が著しく変動する際に、 ΔT および $\Delta \rho$ を測定することによってドップラー係数と等温係数を決定することができる。

実際には、非線形性の大きさの程度を考慮に入れ、実験は非常に厳密な形で行わなければならぬ。

この結果から、PHENIXに関する実験値と計算値が十分一致することが示され、この種の実験を Super Phenix-1 の運転開始の際にも再び導入できることが明らかとなった。

参考文献

- [1] CHAUMONT, M., GUIDE, M., VANIER, M., RAPOS DIE および PHENIX で観測された反応度フィードバック係数、その変動、ANS 紀要第 44 卷、1983 年 6 月 12~16 日。
- [2] GAUTHIER, J. C., GOURIOU, A., JULLIAN, R., MAIRE, L., 国際増殖炉物理シンポジウム、1979 年 9 月 24~28 日、Aixen Provence。IAEA-SM-244-28 「反応度コンパレータ」。
- [3] GAUTHIER, J. C., NEACRP 年次総会、1980 年 9 月 22~24 日、アイダホ州。「反応度バランス・メータ：PHENIX におけるフィードバック効果の測定」
- [4] GAUTHIER, J. C. 他、IAEA, SM-284-11。本会議に提出した文章。

1. 序

現在 CEA では、SUPER PHENIX 型の 1200 MWe の増殖炉の反応度の変動の検出感度を改善するため、反応度コンパレータ（反応度バランス・メータ）と呼ばれる特別な装置が開発されている [1]。

この反応度コンパレータは、「測定した」反応度（伝統的な反応度測定器によるもの）と「理論的な」反応度（制御棒の位置、入口温度等のごく僅かな数の直接測定値を基礎とした数値モデルによって計算したもの）との間の直接比較を基礎としたものである。この装置の原理は参考文献 2 に記載されている。

数値モデルでは計装によって直接測定できるか、計算することのできるいくつかのパラメータあるいは係数（ドップラー効果、温度反応効果等に関するもの）が必要となる。PHENIX の場合には、これらの係数の大部分は測定されている。主要な測定結果は参考文献 3 に示されている。

本論文はドップラー効果に関するものである。本論文では以下の点に関して詳細に説明を行う。

- 測定原理と測定の際に直面した困難な点
- こうした困難を解決した方法
- 廉心プログラム CARNAVAL -IV を利用して行った計算と、測定値の比較

2. 測定原理

ドップラー効果は、炉心の燃料の平均温度 (T_f) によってコントロールされる。 T_f の変動 ΔT_f によって、反応度 Δp の変動が引起される。

$$\Delta p = \frac{K_d}{T_f} \Delta T_f \quad (1)$$

炉心の与えられた条件の下では、温度 T_f は燃料ピンの平均出力密度 (P_n) とナトリウムの平均温度 (T_{Na}) によってコントロールされる。

2.1 ドップラー効果および出力レベルに伴う出力係数の変動

一定の入口温度と、炉心の一定の温度勾配の下では反応度の変動 Δp によって次の式に基づいて温度レベルの変動が引起される。

$$\Delta p = h(P) \Delta p \quad (2)$$

$h(P)$ は出力レベルの関数としての出力の反応係数である。この値はドップラー効果により P に著しく依存している。これによって $h(P)$ から K_d の値を得ることができる。PHENIX の最初の炉心ではこの方法がとられた。照射した炉心の際には、一定の出力レベルについて燃料の実際の平均温度の計算が主な問題点となる。これを計算するためには、被覆と燃料の間の熱の伝導係数の値を正確に知ることが不可欠となる。

これらの理由から、別の形で PHENIXにおいて測定された (P) の関数として K_d を導出することが不可能となる。 $h(P)$ の関数としての測定ポイントは参考文献 2 に示す通りである。

2.2 PHENIXの等温炉心の温度の上昇の際のドップラー効果

炉心を等温状態におき、平均温度を上昇させる。制御棒を操作することによって炉心の臨界を維持する。この種の測定は PHENIXで利用された唯一の測定方式である（参考文献 2 参照）。炉心が実際に等温であれば $T_f = T_{Na}$ であり、方程式(1)によって次の式が得られる。

$$\Delta p = \frac{K_d}{T_{Na}} \Delta T_{Na} \quad (3)$$

しかしながら、ナトリウムの平均温度が変動する場合には、炉心の幾何学的な形状も同じく変動する。これに従って次の式が得られる。

$$\Delta p = \left(\frac{K_d}{T_{Na}} + K_o \right) \Delta T_{Na} \quad (3')$$

ここで K_o は、等温フィードバック効果である。

大きな変動幅について積分すると次の通りとなる (T_{Na}^{ref} と $T_{Na}^{ref} + \Delta T_{Na}$ の間)。

$$\Delta p = K_d \lg \left(1 + \frac{\Delta T_{Na}}{T_{Na}^{ref}} \right) + K_o \Delta T_{Na} \quad (4)$$

あるいは

$$Y = K_d X + K_o \quad (5)$$

あるいは

$$Y = \frac{\Delta p}{\Delta T_{Na}} X = \frac{\lg \left(1 + \frac{\Delta T_{Na}}{T_{Na}^{ref}} \right)}{\Delta T_{Na}}$$

このように、ナトリウム温度のさまざまな変動に対応する Δp を多数測定すると、 K_d は方程

式(5)の(X, Y)に対応する点の間の直線の勾配(最小二乗法に従って推定したもの)となることが確認できる。

ここではかなり弱い効果を探すことになる点を指摘しておく必要がある。

実際方程式(5)からは次の式が得られる。

$$\Delta p = \left(\frac{K_d}{T_{Na}^{ref}} + K_0 \right) \Delta T_{Na} - \frac{K_d}{2} \left(\frac{\Delta T_{Na}}{T_{Na}^{ref}} \right)^2 + \dots \quad (6)$$

PHENIXの場合の典型的な値は次の通りである。

$$T_{Na}^{ref} = 523^{\circ}\text{K} \quad \Delta T_{Na} = 75^{\circ}\text{C} \quad \Delta p = 273 \text{ pcm}$$

$$K_d = 800 \text{ pcm} \quad K_0 = 2 \text{ pcm}/^{\circ}\text{C}$$

線形項の値が 265 pcm であり、非線形項の値が 8 pcm であることを考慮に入れると、非線形効果、すなわちここで求める効果は 3 % にすぎない。

3. ドップラー効果の初期値測定

3.1 概要

まず最初に通常の方法で制御棒の値を測定する。次に炉心を等温コンフィギュレーションに維持する。しかしながら、測定を実施するために利用できる時間はごくわずかしかないことから、一次ポンプの出力だけでナトリウムを加熱する代りに、2 MWから 6 MW の間に 出力レベルを維持する(残留出力を含む)。ここで次のような問題に直面する。

- 1) それぞれの測定ポイントにおいて、炉心は正確に反応度がゼロになっていない。
- 2) 制御棒の値はドップラー効果の測定の直前に測定されているものの、全く同じ制御棒のコンフィギュレーションにおいて測定されているわけではない。このため、制御棒の相互反応を考慮に入れ、いくらか修正する必要がある。
- 3) 燃料の温度はナトリウム温度と正確には等しくない。
- 4) 出力反応効果が存在している。

これらの 4 点から測定の補正が行われる。

3.2 補正原則

3.2.1 方程式(4)においては、 $\Delta p = \Delta p_{CR} + \Delta p_{CIN}$ と記述した。

ここで、 Δp_{CR} は制御棒の位置の変動によって引き起こされた反応度の変化であり。

Δp_{CIN} は反応度測定器によって測定した炉心の実際の反応度の変化である。

実際には次の関係が得られる。

$$\Delta p_{CIN} < \Delta p_{CR}$$

3.2.2 一次流量は測定の間は一定であることから次の関係が成立する。

$$T_f = TN_a + \alpha P$$

ここで α は燃料と被覆との間の熱の伝達係数である。 $\alpha = 0$ は、完全な伝達が行われていることを意味する。

3.2.3 出力効果によって方程式(4)の Δp に補正が行われる。

$$\Delta p = \Delta p - h_o \Delta p$$

ここで h_o は固有出力効果の計算値であり、ドップラー効果は除外している。

3.3 数値補正

図1は $h_o = 0$ の際の α の関数としての K_d の値を示したものである。また図2は、 α のさまざまな値に関する h_o の関数としての K_d の値を示した。二つの補正は相互に独立した形で行われている。

PHENIXの標準的なモデルを使用して計算した α の値は $2.2^{\circ}\text{C}/\text{MW}$ である。図1から次の通りとなる。

$$-K_d = 841 \text{ pcm} (\alpha = 2.2, h_o = 0.0).$$

ゼロ出力に固有の出力効果の推定値は $0.1 \text{ pcm}/\text{MW}$ である。図2から次の通りとなる。

$$-K_d = 820 \text{ pcm} (\alpha = 2.2, h_o = 0.1).$$

3.4 注：不確定要素

これらの結果は好ましいものではあるが（第5節参照），以下のような理由から慎重に考慮する必要がある。

- 1) 補正が非常に大きい。特に，燃料温度がナトリウム温度と正確に等しくないことから，燃料温度の補正を計算する必要があった。

2) これらの補正は、計算したパラメータに基づくもので、これらのパラメータの値は完全な形では知られていない。

4. ドップラー効果の2回目の測定

4.1 概要

測定値に対する補正を避けるために、ドップラー効果について以前よりも慎重な形でこのほど再測定が行われた。

4.1.1 初期状態は次の通りである。炉心は400°Cで等温状態にあり、出力レベルは中性子チャンバによって充分な測定が行えるレベルまで引上げられ、一次流量はナトリウムの充分な均質性が維持されるレベルまで引上げられた。

4.2.2 中間熱交換器によって、ナトリウム温度は約24時間で400°C～250°Cに低下した。反応度ゲインを補うために一本の制御棒が挿入された。他の制御棒はハウジング内にあり、実験の間動かさなかった。

4.2.3 制御棒の値の測定：実験の間に、ドップラー効果を補うために利用された制御棒は、約50mm挿入され、反応度測定器を利用してその値を正確に測定するために再び引出した。この制御棒の挿入は7回繰返し行われた。これによって、制御棒の正確な配置におけるこの制御棒の反応度の値を確認することができた。[4]

4.2 結果

図3(図4はループ効果に関するもの)によって、ナトリウムの測定温度と、実験サイクルの間の補正反応度の変動が示されている。この図から、制御棒の値を測定した7つの測定時点を確認できる。

その際に使用したKdの計算原則は、以前の実験の原則と同じである。より正確に計算するため、反応度測定器に基づいて、炉心の反応度がゼロに近い際の測定ポイントだけを取った。24時間にわたってこうしたポイントは約3000カ所あった。ここで方程式(5)を適用した。これによって826pcmというドップラー効果の値が得られた。

図5は、一定の温度の変動に対して測定された反応度の変動を示すものである。この図によつて、方程式(6)の第一項を簡単な形で確認することができる。

$$\Delta p = \left(\frac{K_d}{T_{Na}^{ref}} + K_0 \right) \Delta T_{Na}$$

しかしここではドップラー効果と等温効果を分離することはできない。

図6は方程式(5)を適用したものである。最小二乗法による最適化により、 K_d (直線の勾配)と K_0 (横座標と交わる点)を得ることができる。

4.3 不確定要素

ここで求めている効果がかなり弱いものであることから、詳細な不確定度の解析を行った。ここで二種類の誤差を検討した。システムに基づいたものと、偶発的なものである。

1) システムに基づいたものとしては、この大部分が次の原因によるものである。

—制御棒の値

—関数の形：制御棒の値／制御棒の位置

—温度の標準状態と、これに対応する反応度の状態の測定

2) 偶発的な誤差は、かなり大きな不確定さをもたらすものである。この誤差は、それぞれの測定ポイントに対してガウス確率を適用し、線形的回帰に基づく微細な統計解析によってドップラー効果の値に対する確率法則を導出することによって測定された。

最後に、最大誤差は±15%であるが、大部分の誤差は±10%となっている。

5. 等温ドップラー効果の理論的な決定

5.1 方法論

以下のような作業により、PHENIXの供用年数が確定された時点で、PHENIXのドップラーエffectを決定するために次のような計算を行った。

- 1) 時間の関数としての計算により、中性子の観点からサイクルごとのPHENIXの運転のシミュレーションを行った。その際に拡散近似理論を使用した(6つのエネルギー・グループの実効断面積を炉心プログラムCARNAVAL-Nから計算した)。幾何学的な形状はそれぞれの個々のサブ・アセンブリを記述した六角形の形状である。
- 2) 運転結果から、測定時点において、また特定条件の下で炉心の円筒モデルを構築するために、それぞれのサブ・アセンブリの同位体濃度を利用した。

- 3) その後、このモデルを利用して直接計算により等温ドップラー効果を决定した(25のグループの実効断面積はプログラムCARNAVAL-Nから得た)。

5.2 計算結果(表1)

$T_{Na} = T_f = 250^{\circ}\text{C}$ から $T_{Na} = T_f = 340^{\circ}\text{C}$ に温度が等温状態を维持して増大した際反応度の変動から、ドップラー効果係数について次のような理屈的な値が得られた。

$$-K_d = 804 \text{ p cm}$$

$$\left[\frac{\delta p}{\delta T_{Na}} = \frac{K_d}{T_{Na}} \text{ pem}/^{\circ}\text{C} \right]$$

現在全てのドップラー効果の理屈的な計算のために使用されているこの計算方式では、 $\pm 20\%$ の標準的な誤差が生じているが、その一部は以前の臨界実験から来たものである。この不確定要素を考慮に入れ、現在の測定値については計算値と妥当な一致が確認できると結論することができよう。

6. 結論

本文において PHENIX 炉におけるドップラー効果の実験的な決定と、標準的な測定装置を利用した单纯化した計算方法を示した。計算値と実験値は一致することが確認されているが、これは実験の精度と計算方式によって左右される。動力炉において測定を行うという困難な作業に関連した不確定要素を少なくするために、さらに別の活動が必要であろう。他方、計算の不確定要素をできる限り少なくするため、計算方法と基礎となる実効断面積のデータを改良するため、臨界実験装置 ERMINNE において今後数カ月にわたって実験計画が実施される予定である。

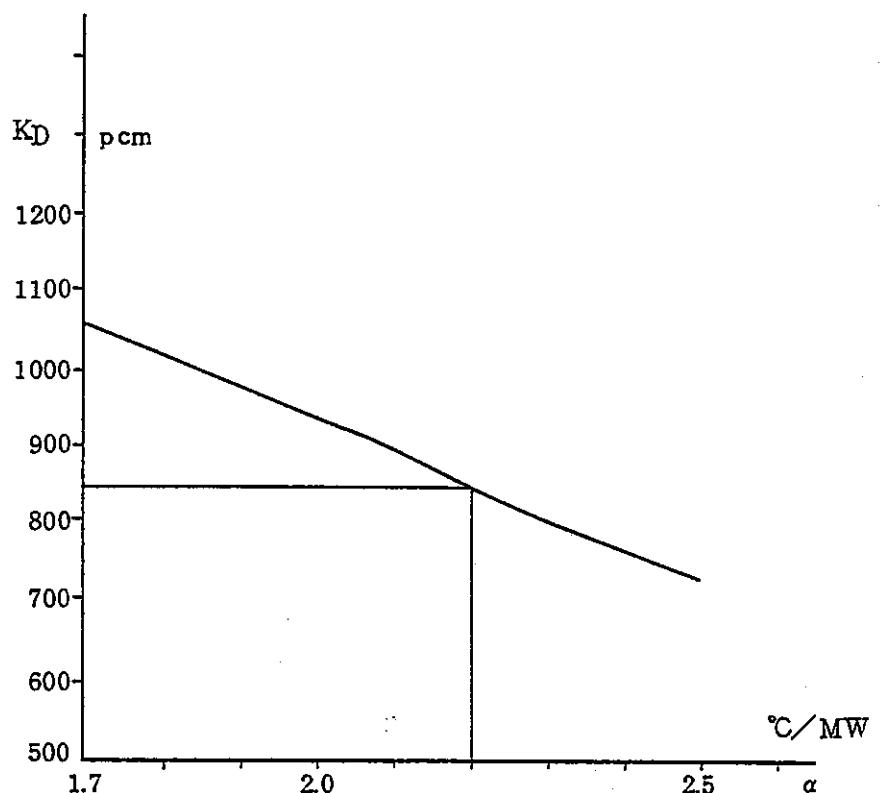


図1： α （熱伝達係数： $T_f = TN_a + \alpha PN$ ）の関数としての K_D
ゼロ固有出力効果 ($h_o = 0, 0$) Kの仮説に基づく。

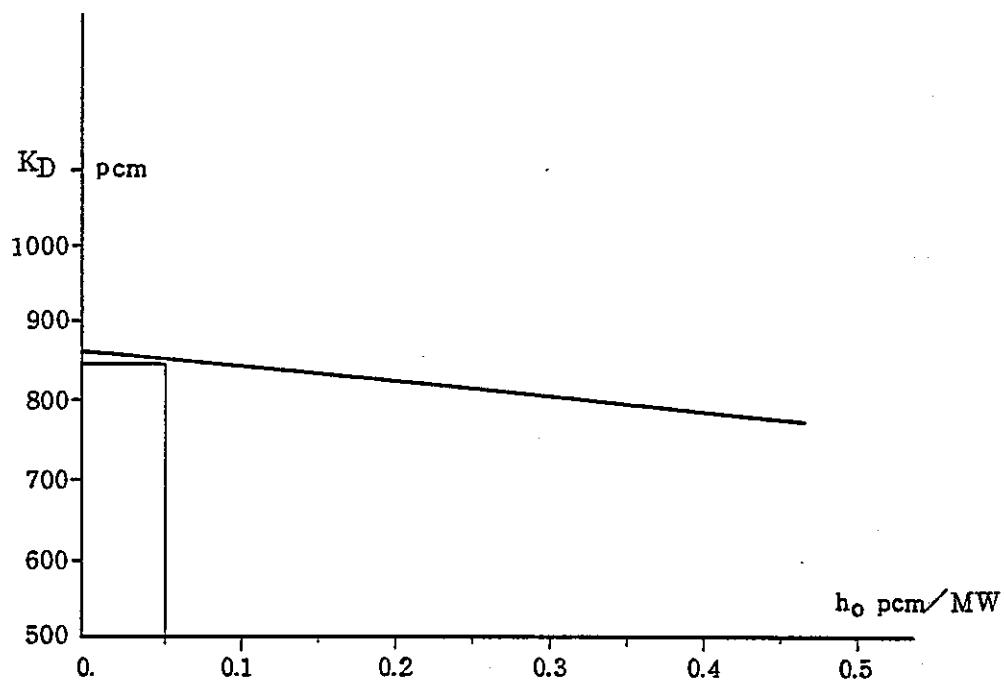


図2： h_o （固有出力効果）の関数としての K_D の値
被覆と燃料の間の熱伝達係数 $\alpha = 2.5^\circ\text{C}/\text{MW}$ と前提する。

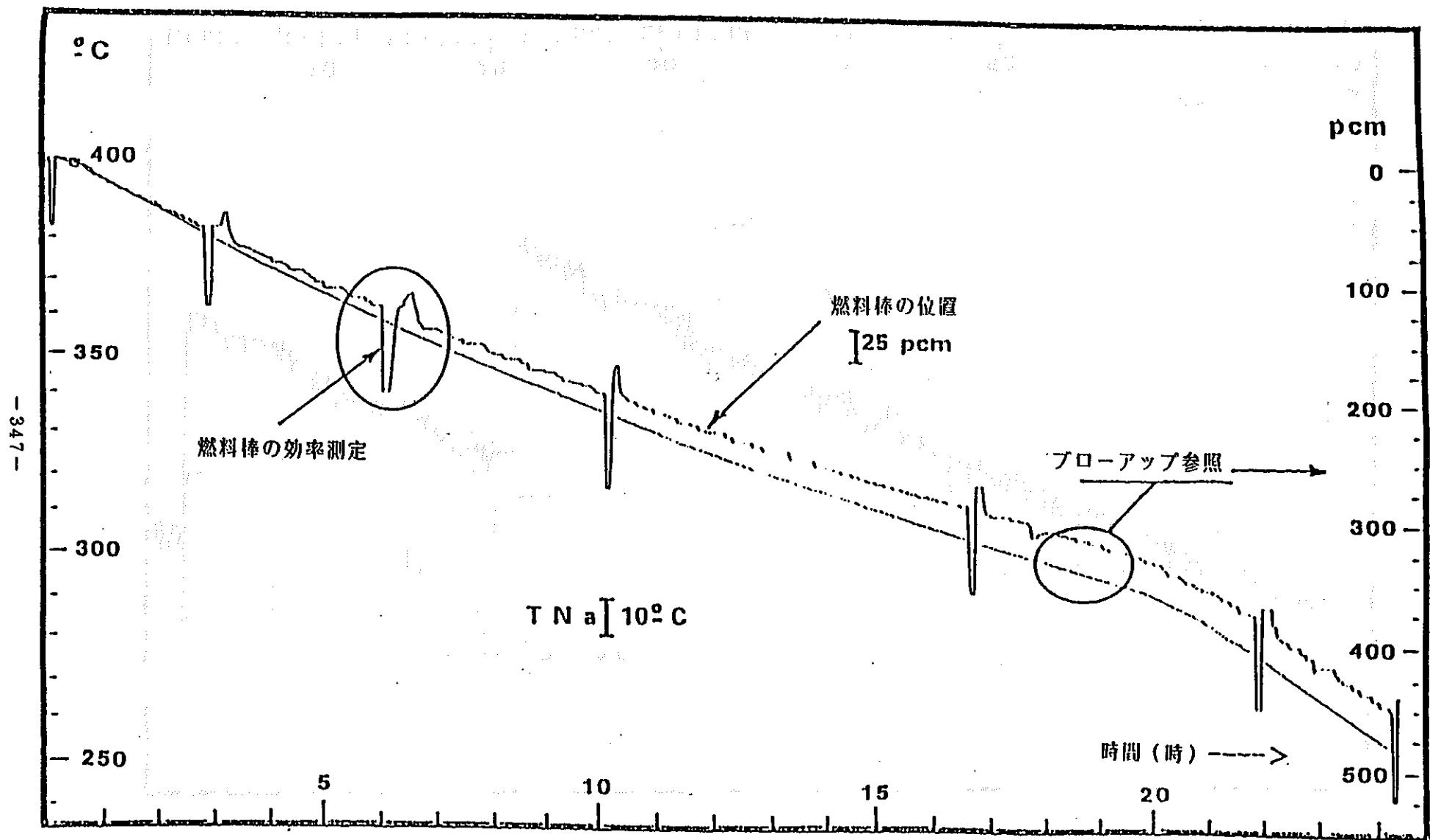


図 3

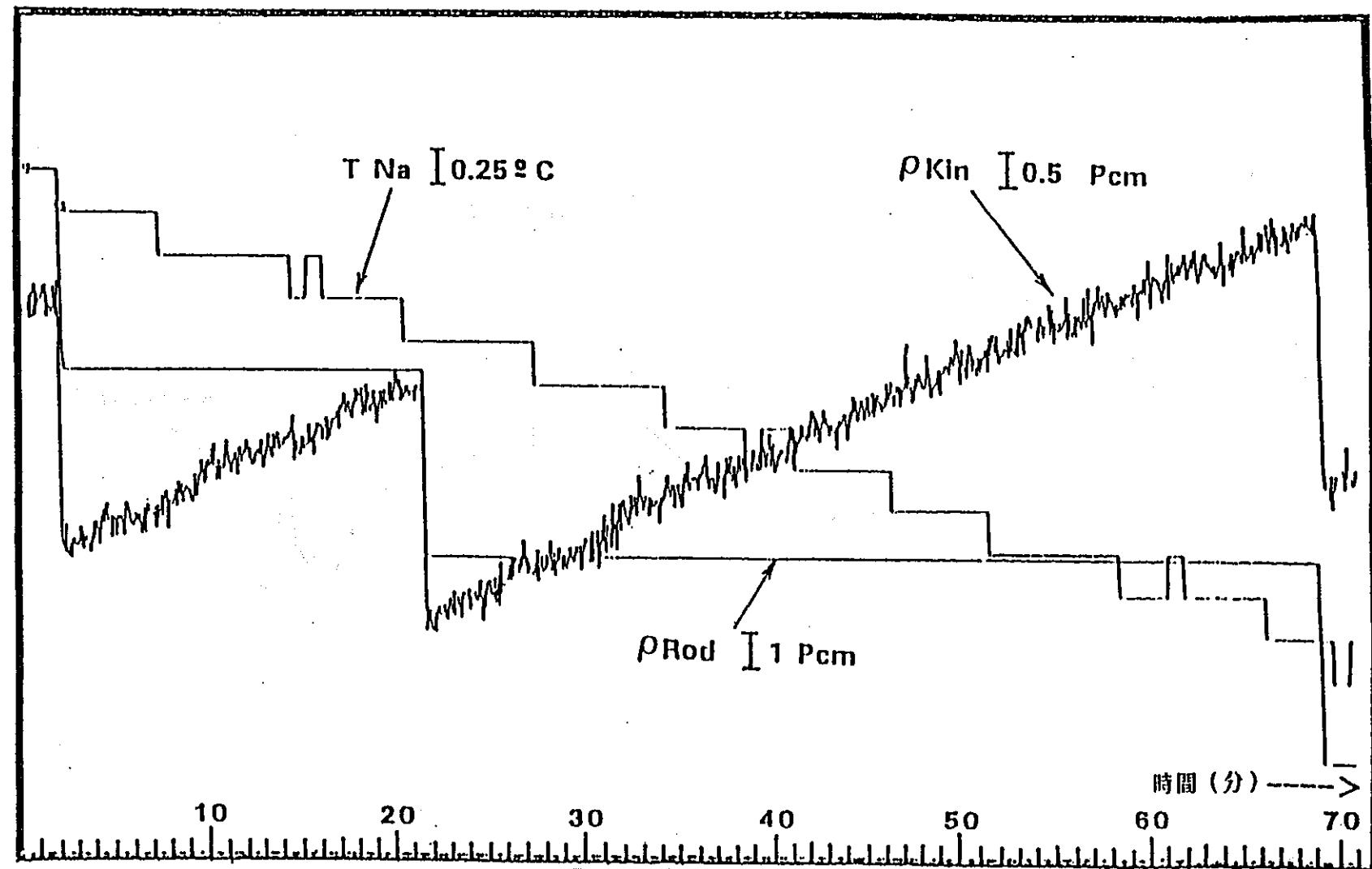


図 4

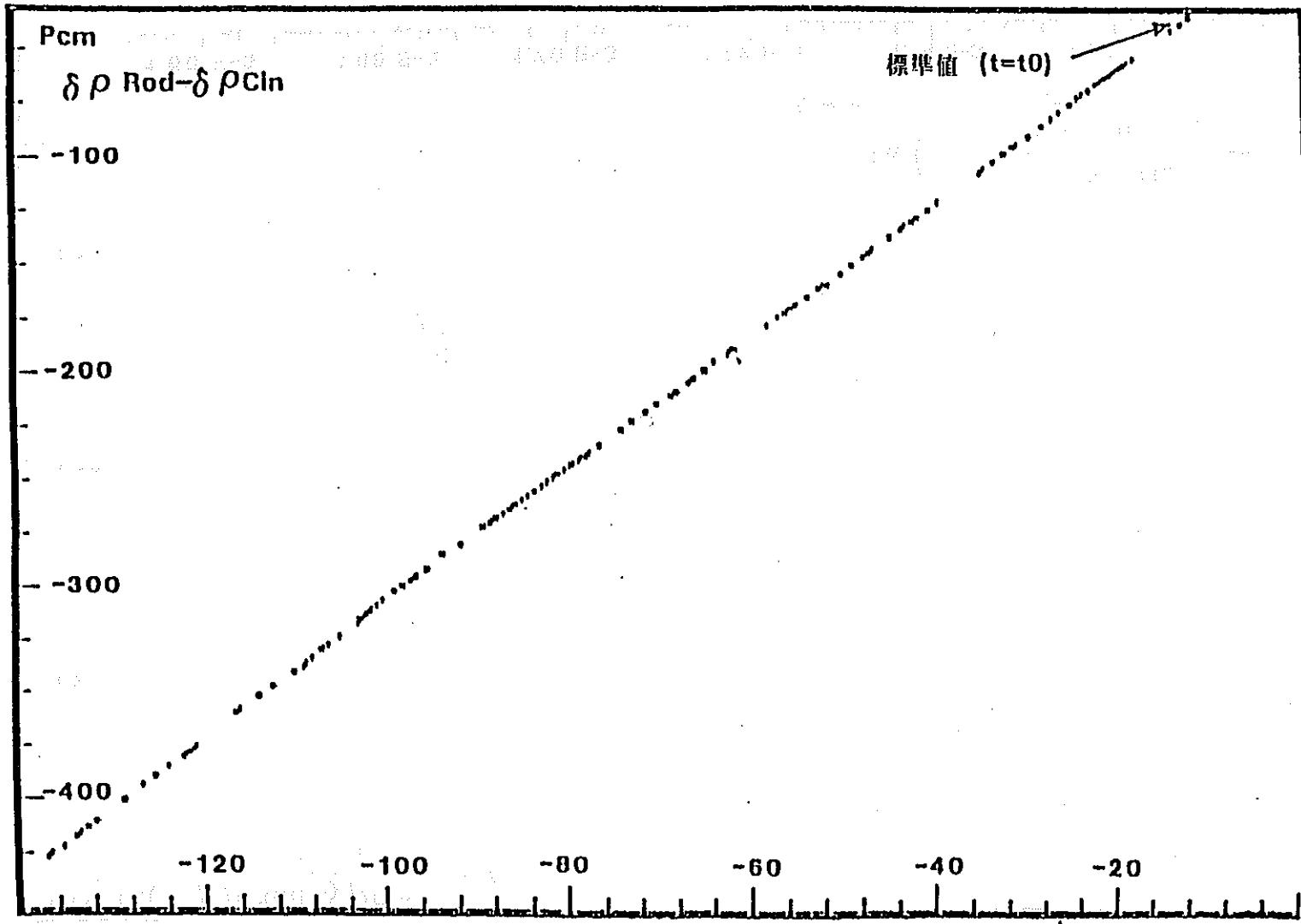


図 5

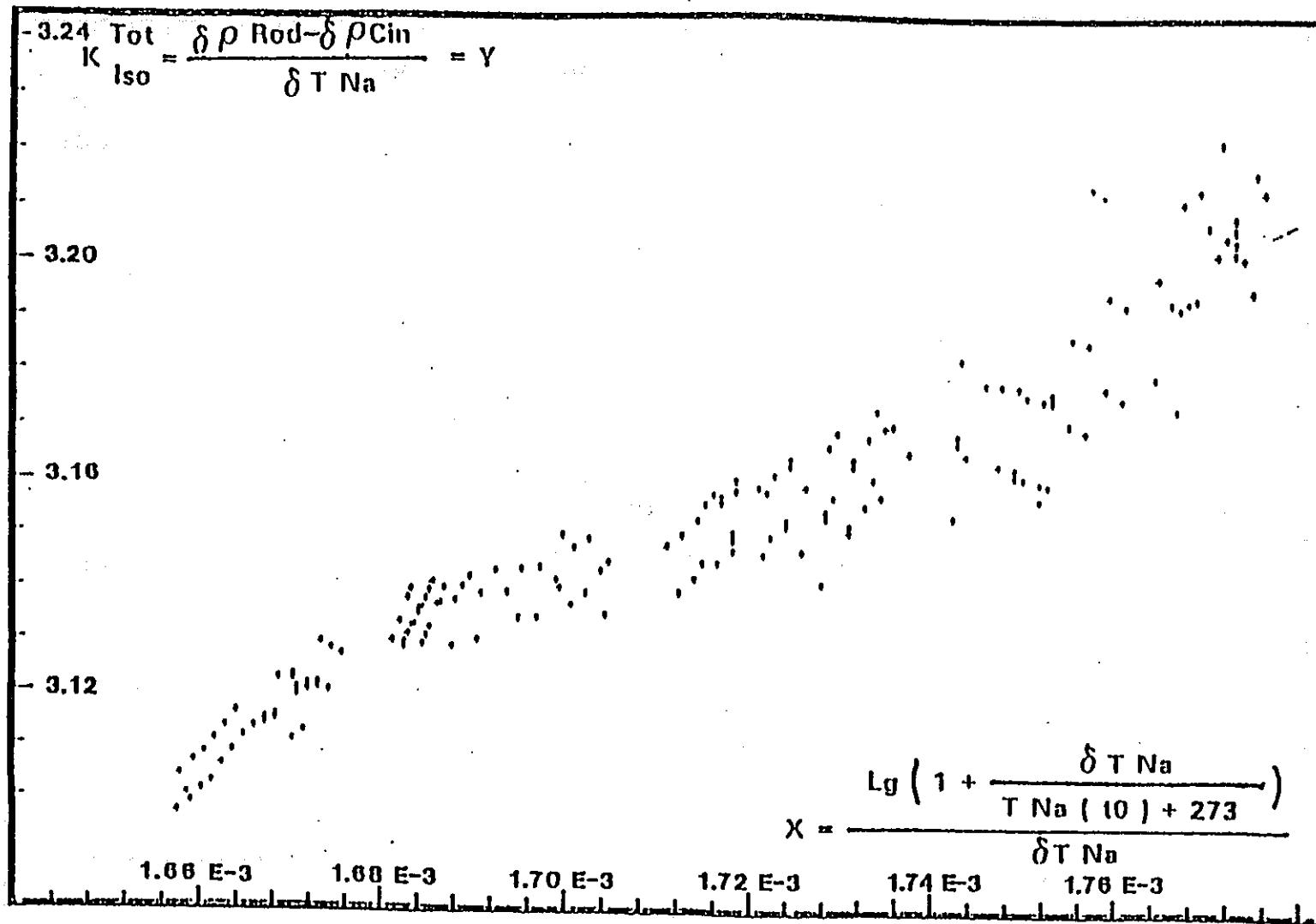


図 6

表1：PHENIXにおけるドップラー効果の測定

計算値と実験値の比較

結 果	23運転サイクルにおける測定	18運転サイクルの最初における値	
等温係数の合計 ($\text{pcm}/\text{^\circ C}$)	- 3.17 ± 4 %	- 3.22	- 3.15
熱膨脹効果 ($\text{pcm}/\text{^\circ C}$)	上に含まれる - 1.73 ± 11 %	- 1.83	- 1.75
ドップラー効果 (pcm)	- 826 ± 10 %	- 804 ± 20 %	
		①	②

前提条件

- ① 燃料の 100% が被覆に接触している。
 ② 燃料の 80% が接触し、20% が離れている。

IAEA-SM-284/77P

Creys-Malville原子力発電所の使用済燃料貯蔵施設

(A. P. E. C.)

S. TARBY, B. BLAN, P. LACOSTE

フランス電力庁, ALPES-LYON設備区域

LYON, FRANCE

H. LAUER

NERSA, LYON, FRANCE

要旨

Creys-Malville 原子力発電所の使用済燃料貯蔵施設 (APEC) は、再処理が行なわれるまで使用済燃料集合体を暫定的に貯蔵するためのものである。この貯蔵は、数年後に開始される。APECにおける貯蔵には、以下のものが含まれる。

- ・プールにおける高温の使用済燃料集合体の崩壊熱減衰のための貯蔵。
- ・輸送容器に入れた使用済燃料集合体の再処理までの待機のための貯蔵。

使用済燃料集合体は、ナトリウムを充填した貯蔵タンクの中で一定期間減衰した後、洗浄され、プールの底に設置された貯蔵ラックに収容される（この貯蔵ラックの集合体の収容能力は1,344体であり、これは約8年分の貯蔵量に相当する）。このプール中で集合体の崩壊熱の減衰が行なわれた後（最高温度の使用済燃料集合体に関して2～3年），集合体はプールから出され、裸の状態で輸送容器に収容される。集合体は密封された輸送容器内でガス雰囲気下におかれる。これらの輸送容器は、サイト外に搬出可能であり、倉庫に暫定貯蔵できる（この倉庫の集合体の収容能力は300体）。

その他の集合体は（制御棒またはサーベイランス集合体）はプールに収容されない。これらの集合体は、原子炉建屋から出されるとすぐ輸送容器でコンディショニングされる。

APECは、発電所と同じサイトに建設されている。この施設には、以下の作業に必要な全ての装置が設置されている。

- ・全てのタイプの集合体の取り扱い、輸送または貯蔵。
- ・輸送容器へのガス充填およびコンディショニング。

この施設の主要な特長としては、原子炉建屋とプールの間の集合体輸送を水中で行なうシャトル、ピットの下での燃料のプールへの貯蔵および取り出しを行なうシステムを挙げることができる。

* * *

Creys-Malville 発電所の当初の計画においては、貯蔵タンクの中に1年間保管した後、原子炉から取り出した使用済燃料は、ナトリウム入り輸送容器に入れられて再処理工場に送られる。現時点では、この再処理工場の建設は決定されておらず、このため1年以上の期間にわたる貯蔵も考慮しなければならない。

NERSA社は、CEAが作成したプロセスに基づいて同発電所のサイト内で、プール内での使用済燃料集合体の崩壊熱の減衰のための貯蔵施設の建設を担当している。この施設は使用済燃料貯蔵施設 (APEC) と呼ばれ、以下の作業を対象としている。

- ・高温の使用済燃料集合体の崩壊熱減衰のための貯蔵。これは、将来の輸送のために好ましい温度条件を作り出すためのものである。
- ・サイト外輸送前の輸送容器内での集合体の待機貯蔵。

現在、建設中の施設の集合体の収容能力は、これらの2つの貯蔵に関して、全体で1,700体である。

1. 集合体の貯蔵および搬出の原則

図1に示したこれらの原則は、集合体のタイプによって異なる。一般的に燃料集合体は、サイト外に搬出されるまでサイト内のプールに貯蔵されるが、制御棒およびサーベイランス集合体は、原子炉建屋から出されるとすぐにサイト外への輸送のためにコンディショニングされる。

1.1 炉心燃料集合体

使用済炉心燃料集合体は、崩壊熱が7.5 kW以下になってから貯蔵タンクから出され、原子炉建屋内の一室に設置されたセル内で洗浄される。その後、集合体は別のセルで水中に沈められる程度の温度まで冷却される。

水中シャトルが、APECおよび原子炉建屋の間を、洗浄された集合体をプールに輸送するために往復する。

APEC中では、このシャトルは、プールの燃料搬入ピットの下に停止し、そこから集合体はクレーンによって持ち上げられ、個別の貯蔵ラックに移される。これらの集合体は崩壊熱が集合体のガス雰囲気内での取り扱いが可能となるレベルに低下するまで、ここに貯蔵される(2~3年)。

貯蔵が終了すると、集合体はクレーンによって一体ずつ取り出され、プール取り出しピットを通じての輸送施設内に移送される。この輸送施設から取り出されると、集合体はガス雰囲気下で運搬車にて移送され、コンディショニング・セルの下の横断通路に置かれる。集合体は、第2の通路に接続された輸送容器に入れられ、セルのホイストによって取り出される。

1.2 ブランケット燃料集合体

ブランケット燃料集合体の崩壊熱は、原子炉建屋内の貯蔵タンクから出された後には2 kW以下となっている。従って、この種の集合体は、洗浄の後に輸送容器内で直接コンディショニングされ、再処理のために輸送することができる。これらのブランケット燃料集合体の

プールにおける貯蔵も炉心燃料集合体と同様に想定できる。

1.3 制御棒

制御棒は、崩壊熱が1kW以下になってから貯蔵タンクから出される（減衰期間は3ヵ月以上）。洗浄の後、これらの集合体はガス雰囲気下で直接洗浄され、原子炉建屋のセルで輸送容器に入れられる。洗浄された裸の集合体を収容した後、この輸送容器はAPECの中のギャラリーで密封され、取り扱いネイブまで移動され、以下の作業が行われる。

- 輸送車両に直接収容する。
- 隣接の施設に暫定的に貯蔵する。

1.4 サーベイランス集合体

最高温度の集合体は、その崩壊熱が10kW以下になった時点で貯蔵タンクから出され、ナトリウムを充填した容器を含む特殊な輸送容器中でコンディショニングされる。このナトリウムを充填した容器は、原子炉建屋内のセルに送られ、そこでこの輸送容器が開から、再加熱され、搬出される集合体を収容した後で閉じて、輸送容器に再び収容される。

崩壊熱が比較的低い集合体は、洗浄し、上記と同様の形状の容器を用いガス雰囲気中に置かれる。APEC中に収容された後、サーベイランス集合体は照射済集合体監視施設（ISAI）に移送される。この施設はCEAが開発したものである。

2 APECの概略

APECは、原子炉建屋の直ぐ近くにあり、2つの建屋（NNおよびNK）、そして2つの空気冷却設備（図2参照）から構成されている。

NN建屋は、プールおよび装荷・取り出しピット、移動およびコンディショニングのためのセルおよびギャラリー、制御室、電気室、必要な関連設備（水回路、換気設備、ディーゼル機関など）を収容している。

NK建屋は、輸送容器および取り出しのための取り扱いネイブ、搬出前にコンテナを貯蔵するための倉庫を含むものである。130トンのクレーンが装備されている。

空気冷却設備は、NN建屋内の様々な場所に設置されており、プール中に貯蔵された使用済燃料集合体の崩壊熱を大気中に放出させ、緊急用ディーゼル機関の冷却を行なうためのものである。

3 APEC の主要構成設備及び安全基準

3.1 輸送シャトル

輸送シャトルは、原子炉建屋から NN 建屋の水中貯蔵設備まで、一回に 3 体の使用済燃料集合体を水中移動するためのものである。このシャトルには、3 つの集合体収容ホールを備えた内部容器があり、この容器は重軌道上を走るキャリッジの上に固定された遮蔽容器中に収容されている。

放射性物質の封じ込めは内部容器と、3 つの収容ホールへアクセスできる 3 つのゲート弁によって行なわれる。放射線防護(r および n)は、遮蔽容器およびゲート弁上につけられたプラグによって行なわれる。収容ホールの間の硬質セパレータは、いかなる状況においても使用済燃料集合体の貯蔵を未臨界状態で確実に行なえるようになっている。

輸送中の崩壊熱の冷却は、備えつけの冷却システムによって行なわれる。このシステムは、集合体の内部の熱サイフォン効果による自然対流を利用した一次回路、そしてポンプが取りつけられ、水・空気交換器を通してギャラリーに大気を送っている換気装置まで熱を移動させる二次回路から構成されている。

キャリッジは、地震の際に、輸送中であっても停止の状態にあっても転倒しないように設計されている。使用済燃料集合体は水中で垂直な位置に維持される一方で、崩壊熱の放出と、取り出し場所へ移動の機能も確保される。

3.2 水中貯蔵プール

輸送シャトルの到着点には、使用済燃料集合体の崩壊熱をその輸送に適したレベル(2kW)にまで低下させるために使用済燃料集合体を安全に貯蔵するプールがある。このプールの寸法は、一度に 1,344 体の集合体を収容できるものである。80 の収容ホールを備えた補助タンクが、破損を生じた集合体(「ガス」破損)や、ステンレス鋼製集合体(例えば中性子案内管)などを収容するために設置されている。使用済燃料集合体は 4 本の足によって支えられ、上部の支柱によって壁に固定された貯蔵棚中に貯蔵される。

プールにおける減衰期間中、使用済燃料集合体は崩壊熱による熱サイフォン効果によって生み出される垂直方向の自然対流の中に置かれている。水による冷却は、それぞれプール中の使用済燃料集合体の崩壊熱(2.070 kW)の全てを除去する独立した 2 つの回路によって行なわれる。また補助回路は、水のろ過および垢とりを行なう。

プールは、冷却水の大規模な喪失という仮想事故の場合でも、貯蔵された使用済燃料集合

体の露出が起こらないようになっている。

地震の場合には、上部支柱および貯蔵ラックの脚部は、機械的な機能を維持し、冷却回路も通常の流量で機能するようになっている。

集合体の水中での取り扱いは、「集合体の落下」が仮想状況と分類できるように、必要な冗長性が与えられたクレーンによって行なわれる。

3.3 搬入・搬出ピット

使用済燃料集合体の搬出入は、主要貯蔵タンクに隣接し（防水ボートによって隔離されている）、水を充填したピットにて行なわれるよう設計されている。このピットの下には、シャトルおよび運搬車両が横付けされる。クレーンのグリップは、集合体の取り出しおよび積込みを行なうためにこれらのシャトルおよび運搬車両の中に降りられるようになっている。

使用済燃料集合体をプールに収容する際には、シャトルは運び込みピット下に置かれる。水力学的な連続性は、横断通路への水の充填によって確保される。

取り出しに際しては、集合体は取り出しひの下の運搬車両（単一の収容ホールを備え、水を充填されている）中に置かれる。

これらのピットの気密性は、以下の機構によって実現されている。

- ・シャトルまたは運搬車両の上部に取り付けられる気密性のフランジ。
- ・横断通路の水が排出された場合には、底のゲート。

放射線防護は、シャトルの頭部にある金属のスリーブによって行なわれる。

プールの取り出しこの側では、取り出しひの下に横付けされた輸送車両が、放射線防護室の内部に収容される。

3.4 輸送およびコンディショニング室

使用済燃料集合体を収容した運搬車両は、冷却水を放出した後（使用済燃料集合体はガス雰囲気、乾燥した空気または窒素中におかれる）、キャリッジによってコンディショニング・セルの入口の横断通路の中央まで移動する。この床は取り出しひの底と同一の奥水となっている。

第2セルの洗浄装置で運搬車両中の使用済燃料集合体を洗浄した後、乾燥した空気が充填された待機貯蔵ピットに置く。

輸送容器への収容はこのセル内で行なわれる。

- ・輸送容器は、セルの床の横断通路の中に置かれる。
 - ・貯蔵ピットから出された集合体は洗浄後この場所に置かれる。
- 破損集合体を搬出する必要がある場合には、気密容器中でのコンディショニングが同じセルの中で実行される。

この2つセルには、集合体の崩壊熱除去のための冷却装置が装備されている。乾燥した空気（または窒素）がこれらの部屋に充填され、その内部で循環し、冷却装置の交換器を通過する。

これらのセルに備わっている密封、放射線防護、熱除去の機能は、地震の際にも確保される。使用済燃料集合体の輸送、取扱い、貯蔵は地震の後に実行できるようになっており、使用済燃料集合体の安全が確保される。

3.5 コンディショニングおよび輸送容器の輸送

原子炉建屋またはAPECにおける装荷室での装荷の後、キャリッジの上に置かれた輸送容器は、隣接した場所に移動され、そこで貯蔵ホールの栓が厳格に封鎖される。この移動の間、キャリッジは側面からガイドされ、これによって、栓が気密閉鎖されていない間は、あらゆる状況（地震を含む）におけるキャリヤの安定性が確保される。

第2の閉鎖栓も取付けられており、ねじで締められる。これらの作業は、様々な気密性テストや汚染テストが同時に実行なわれ、公共の場所の輸送条件が満足できるものであることが確認される。

輸送容器を直接送る必要がある場合、NK建屋の大型回転クレーンが使用され、輸送車両（道路または鉄道用）に収容される。

輸送容器を暫定的に貯蔵する必要がある場合には、大型クレーンによって貯蔵倉庫に入れられ、この目的のために整備された場所に置かれる。この倉庫の壁および屋根は、コンテナの周囲に冷却気が自然に循環するように調整されている。貯蔵区域へのアクセスは管理され、クレーンの使用は遠隔操作による。

輸送容器内のコンディショニングされた集合体の崩壊熱の除去は、外部冷却フィンの周囲の自然対流、放射、内部熱伝導によって行なわれる。

3.6 換気回路

空気の取替えおよび温度の維持という従来の役割の他に、これらの回路は以下の役割を果

たすものである。

- ・プール室の湿度の限定

- ・封じ込めゾーンの外気に対する減圧。これによって、万一汚染が生じた場合に、その拡散が防止できる。
- ・漏出を都合の良い方向に向けるための各作業室の減圧の段階化。
- ・発電所の煙突から出される廃棄放射能を限定するための放出空気のろ過。

4 運転のペース及び原則

4.1 運転のペース

APECの諸施設は、原子炉装荷熱料の半分を取出すサイクルに相当する14カ月の期間に、300体の集合体を輸送するためのコンディショニングを行なえるものである。

APECの一週間の通常運転によって、1個の輸送容器および3個の輸送シャトルの処理が可能となる。

4.2 運転原則

最大限の連続した自動作業が、APECの主要制御室から制御により行われる。この際主として、輸送容器の輸送に関する作業が問題となる。

- ・原子炉建屋からプールの搬入ピットの下まで。
- ・プールの搬出ピットからコンディショニング・セルまで。
- ・装荷のための輸送容器の移動およびその取り出し。

使用済集合体の取り扱いおよび輸送容器内コンディショニング作業は、視覚的な確認が可能であるそれぞれの制御室から行なわれる。

様々な作業の調整は、APEC主要制御室からブロック長が行なう。このブロック長は、必要な全ての情報を入手し、制御を行なう。またブロック長は、輸送容器の取扱いおよびコンディショニングに関し、各セルで活動する様々なチームと常時連絡を取る。

APECチームは、同一の日程管理に従って作業を行なう。

運転時間外は、集合体は安全な場所（プールの貯蔵棚、作業室および輸送容器内の貯蔵）に収容され、回路および補助回路の監視が発電所の制御室から行なわれる。

図1：燃料集合体の貯蔵および取り出しの図による説明

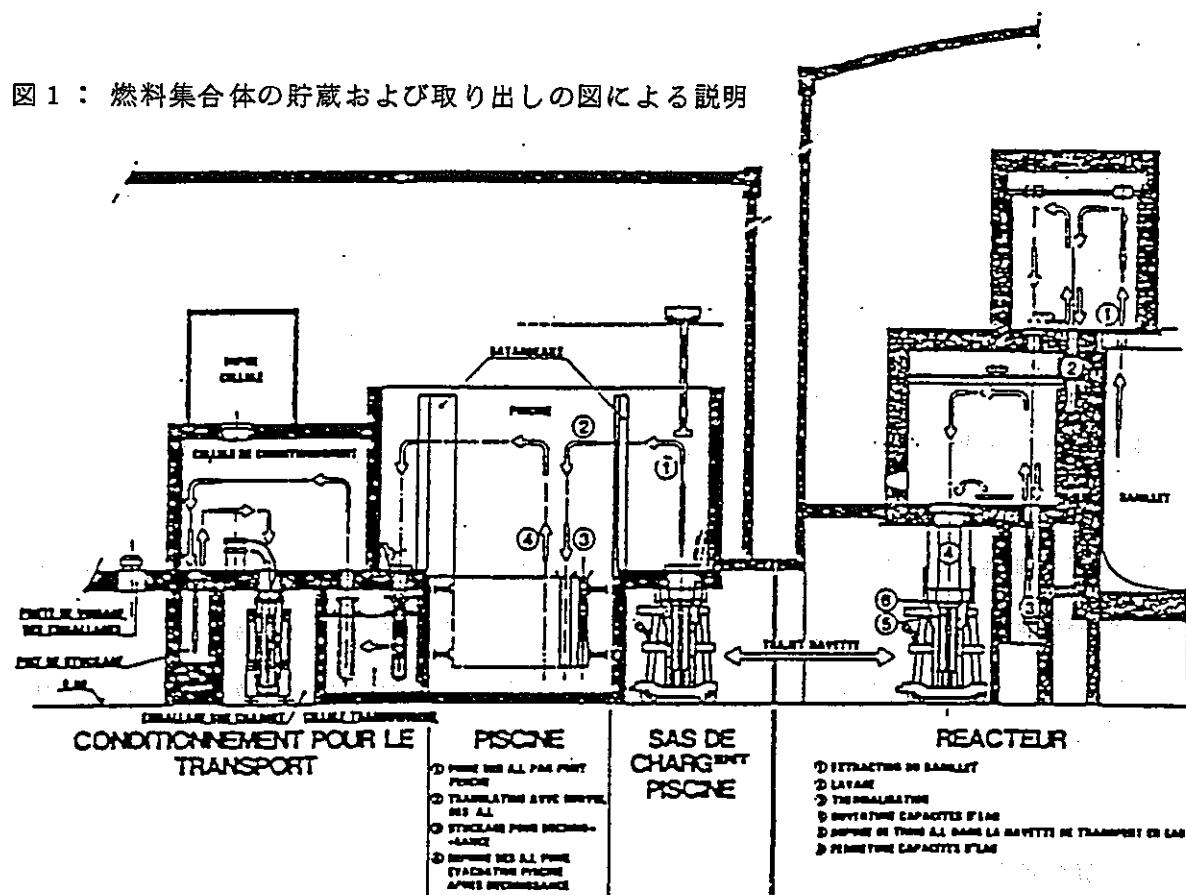
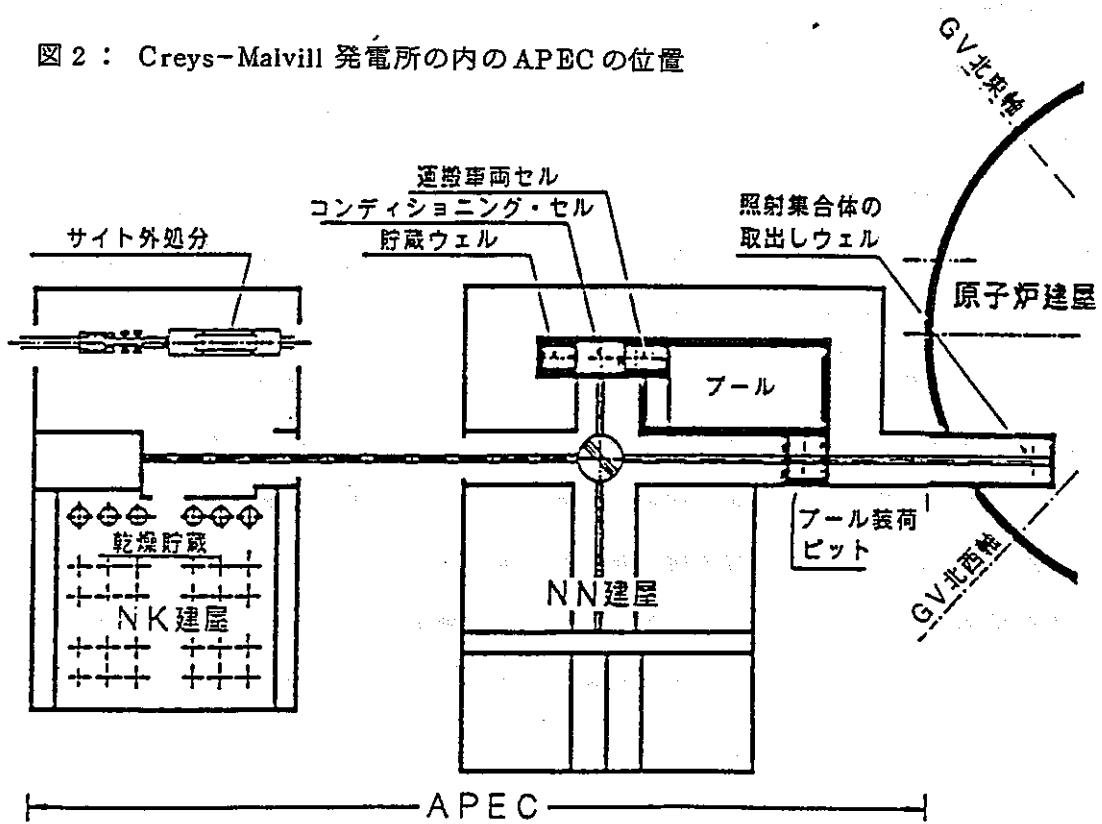


図2：Creys-Malvill発電所の内のAPECの位置



PHENIXで照射した重い同位体元素のサンプルの
組成に関する計算値と実験値の比較

- | | |
|------------------------|---------------------|
| ① M. GROUILIER ** | ⑦ M. SALVATORES ** |
| ② M. FORT ** | ⑧ M. SOULE ** |
| ③ M. GIBIAT ** | ⑨ M. COULON * |
| ④ M. MARIMBEAU ** | ⑩ M. D' ANGELO **** |
| ⑤ M. MARTIN DEIDIER ** | ⑪ M. BOUCHARD *** |
| ⑥ M. RECOLIN ** | ⑫ Melle LUCAS *** |

* CEA/IRDI/DERPE

PHENIX—フランス

** CA/IRDI/DEDR

CADARACHE—フランス

*** CEA/IRDI/DERDCA

CA SACLAY—フランス

**** ENEA/CASACCIA

—イタリア

アブストラクト

照射燃料のサンプルの分析は、高速炉の中性子計算に利用されるプログラムの改善のために必要とされる。参考文献[1]には、炉心の計算のためにCEAが使用しているプログラムCARNAVALの枠組みでのサンプルの分析の利用が説明されている。

本日我々は、さまざまな組成の同位体のプルトニウムを含む燃料をPHENIXで照射する実験TRAPU結果について発表する。ここで我々は、重い原子の組成に関して行われた計算値と実験値の比較と、以下の同位体、すなわち、U-238, Pu-238, Pu-239, Pu-240, Pu-241, Pu-242, Am-241を含むサンプルの照射を行った実験PROFIL-1の結果の再分析について説明したいと思う。

同位体の組成の実験結果は、二組のデータを利用して計算値と比較した。

●最初の一組のデータは、使用核燃料の計算のために我々が利用している実効断面積と崩壊定数に関する標準的なデータである。このデータはプログラムCARNAVAL-N[2]を使用した主要な同位体に関するもの(U-235, U-238, Pu-239, Pu-240, Pu-241)と、ENDF/B-Nのデータを基礎とした他の同位体の計算値およびその他の評価を基礎としている。

●二組目のデータは同じ様にCARNAVAL-Nを利用した主要な同位体に関する計算値と、微量のアクチニドに関する欧州の新しいライブラリーJEF[3]を基礎としたものである。

計算値と実験値の相違に関する解析と、さまざまなデータに対する異なった放射性核種の組成の感度解析により、一方では主要なアクチニド元素に関するプログラムCARNAVAL-Nの性能を検証することができた他、他方では使用済核燃料の重い元素の組成の計算方式を改善するために、微量のアクチニド元素のいくつかの実効断面積の調整を行うことが好ましいことが明らかにされた。

1. 序

PHENIX炉においては、最初の運転サイクルが終わった時点から燃料に関する大規模な分析計画が実施されてきた。こうした分析によって得られた結果は、高速炉の炉心の計算にCEAが使用しているプログラムCARNAVALの適格性の判断に寄与している。中性子計算、特に微量のアクチニド元素に使用されているプログラムを改善するために、照射燃料の補足的なサンプルの分析が必要とされた。

こうした目的で行われた最初の実験はPROFIL-1であり、この実験の分析結果を、プログラムCARNAVALのバージョン-3および4の組み合いで利用した状況については参考文献1で示されている。

PHENIXの標準照射燃料に関して行われた分析から、主要な同位体の変遷に関する確かな情報が得られたものの、2次アクチニド元素の生成に関しては限定的な情報しか入手できなかった。この問題を解決するために、様々な組成の同位体のプルトニウムを含み、上位の同位体が非常に多いPHENIXの燃料ピンに関するTRAPU実験を実施することが決定された。

現時点で我々はこの二つの実験の大部分の分析結果を入手しており、以下において、いくつかの使用済燃料サンプルにおける重い元素の組成に関する計算値と実験値の比較を行う考えである。一部の実効断面積に関する計算を改善する必要があることを実証するため、我々はこの計算値と実験値の比較の他、さまざまな核種の組成の異なったデータへの感度解析も提示する（崩壊定数および実効断面積）。

2. 実験の説明

2-1 PROFIL-1 実験

この実験はPHENIXの運転開始の時点以来実施されており、最初の3回の運転サイクルを通じて行われた。この実験では、分離された同位体サンプルを含む燃料ピン、特に25の重い同位体のサンプルの照射を行うものであった。この燃料ピンをPHENIXの中央の燃料集合体の中に入れた。25のサンプルは、以下のような重い同位体で構成されていた。すなわちU-235, U-238, Pu-238, Pu-239, Pu-240, Pu-241, Pu-242, Am-241である。

PROFIL-2実験はPHENIXの第17運転サイクルで開始され、第20サイクルまで続けられた。この実験はPROFIL-1実験を延長したものであり、特にネプツニウム、アメリシウム、

キュリウム等の照射された重い同位体を対象とするものである。計算値と実験値の比較の最初の結果について現在検討が行われている。

2-2 TRAPU 実験

この実験は PHENIX の内部炉心において、第 10 回運転サイクルから第 15 回サイクルまで実施されたものである。この実験で以下のような異なった同位体の組成によるプルトニウムを含む 3 種類の燃料ピンの照射が行われた。

- TRAPU 1 : 燃焼度の高い黒鉛ガス炉燃料から出されたプルトニウム
- TRAPU 2 : 軽水炉から得られたプルトニウム
- TRAPU 3 : Pu-240 の比率が非常に高いプルトニウム

これらの異なったプルトニウムの同位体組成は表 1 に示してある。

3. 計算方法

さまざまな実験に対応した照射をシミュレートするために、我々は分析したアクチニド元素の過半数に相当する U-232 から Cm-242 までの 29 種類の重い核種の変遷コードを利用した。図 1 は考慮した 29 種類の核種、生成反応、それぞれの核種の崩壊の種類を示したものである。

核種の変遷に関する計算では、実効断面積と崩壊定数の 2 種類のデータの組合せを使用して行われた。

- 最初のデータは我々が使用済燃料の変化の計算に使用している標準的なものである。これらのデータは主要な同位体については CARNAVAL-N プログラムによって得られたものである。他の核種についてはライブラリー ENDF あるいは「特別」評価によって得られたデータを使用した。
- 第 2 のデータは現在作成中のもので、現在 JEF (Joint Evaluated File) ライブラリーを基礎とした 2 次的な放射性核種に関する新しいデータである。主要な放射性核種の実効断面積のデータは同じく CARNAVAL-N によって得た。

表 2 は、この 2 組のデータにおける実効断面積の入手方法と、考慮した核種のリストを示したものである。崩壊定数はこの二つの組合せにおいてほとんど等しいものとなっている。

表 3 は、第 2 組のデータへ第 1 組のデータの実効断面積の比率をまとめたものである。これらのデータは TRAPU 実験における核種の変化計算に関して得られた実効断面積のデータであり、PROFIL-1 実験でもこの比率はほぼ同じものである。

TRAPU実験に関連した核種の変化計算のため、自己遮蔽による補正を考慮に入れるため、HETAIREのセル計算によって得られた主要な核種(U-235, U-238, Pu-239, Pu-240, Pu-241)の実効断面積を計算した。PROFIL-1実験では、計算において使用した実効断面積は無限希釈のものである。

感度計算[4]は、一次元での拡散方式を使用して行われた。この方式によって、我々は感度の計算結果を全般的な傾向のすぐれた標識として見なすことができるようになった。

4. 計算値と実験値の比較－感度分析

重い同位体の組成に関する計算値と実験値の比較は、同位体の比率について行われた。表4および5は、それぞれPROFIL-1実験とTRAPU実験について、計算結果と実験結果の比較を行ったものである。それぞれの同位体の比率について、我々は2組のデータを使用して計算値と実験値(実験-計算/計算)の比較を示した。我々はまた、実験による絶対的な不確定度の幅も示した。

4-1 分析結果の解釈

この比較によって得られた最初の結論は、超プルトニウム元素(アメリシウムとキュリウム)において、計算結果と分析結果に大きなずれが存在するということである。特に主要なアクチニド元素に関しては、CARNAVAL-Nの調整したデータは秀れた性能を示していることが確認される。

Pu-239サンプル内のPu-242の蓄積に関しても興味深い結果が得られた。Pu-241の生成に関しては非常に好ましい形で一致が見られており、Pu-241の実効断面積を初めとする全ての実効断面積は、当面の問題とは関係のないものと考えることができる。このためデータのずれはPu-241の捕獲断面積によると考えられる。感度調査(表6参照)から、捕獲断面積を約10%引下げた場合には、TRAPUの3回の実験のPu-241の生成に関する計算値と実験値のずれは、実験の際の不確定度の範囲内に収まることになる。

2次同位体に関しては、Pu-238, Am-243, Cm-244の生成の3つのケースが特に興味深いものとなる。

● Pu-238の生成

PROFIL-1実験においては、Pu-239からのPu-238の生成に関して大きなずれが見

られるが(表4), その原因となっているのはPu-239に対する(n , $2n$)反応である(感度の約90%)。このことから, CARNAVAL-Nのデータにおいてはこの断面積を約60%増やすことが必要であると判断された。こうした判断は, E.FORTによるこの断面積に関する最近の再評価活動と一貫したものである[5]。

TRAPU実験に関しては, Pu-238の量の計算値(表5参照)が, 約4%減少していることから, 第1組のデータから第2組のデータに移るにつれて計算値と実験値のずれが少なくなっていることが確認できる。感度調査によって, この変化の原因が詳細に確認できる。実際に表7の感度係数と表3の実効断面積の比率から, この変動はPu-238の核分裂実効断面積が約33%増加したことに主要な原因があると考えられる。

● Am-243の生成

PROFIL-1実験(サンプルPu-242)とTRAPU実験から, この同位体の蓄積に関する計算値と実験値のずれが少なくなっていることが確認できる(表4および5)。感度解析(表8参照)によって, 第1組のデータを使用して行われた計算から第2組のデータを使用して行われた計算に移るとAm-243の蓄積が減少しているのが確認できるが(約25%), これは主としてPu-242の捕獲断面積の減少によるもので, 2次的な効果としてはAm-243の捕獲断面積の増加があげられる。

● Cm-244の生成

PROFIL-1実験(サンプルPu-242)およびTRAPU実験から, 第1組のデータを使用して行われた計算から第2組のデータを使用して行われた計算に移ると, 計算値と実験値のずれが著しく変動することが明らかとなる。第1組のデータによるずれはプラスで, 第2組によるデータの比率はマイナスになるが, これは第2組のデータではCm-244の生成量が大幅に増加するためである。感度調査から, この増加の原因が明らかとなっている(表9参照)。これは基本的には, Pu-242の捕獲断面積の減少とAm-243の捕獲断面積の増加という対立した効果によるものである。Am-243の捕獲断面積の増加が大きな地位を占めており, Cm-244およびAm-243において観測された計算値と実験値のずれ(おそらく過大評価されたもの)から, JEFライブラリーにおけるAm-243の捕獲断面積を引き下げる形で修正することが望ましいと考えられる。

最後に, 一部の核種についてはTRAPUの3種類の燃料ピンの計算値と実験値のずれに大きな相違が見られることを指摘しておく必要がある。こうした相違の一部は説明が可能となっている。例えば, Cm-244に関しては, TRAPU 1, 2, 3実験の値が約10%相違しているが,

感度実験(表X)からこのずれの解釈が可能となっている。この表から、TRAPU3実験においては、TRAPU1実験よりもAm-241およびPu-241の捕獲断面積に対するCm-244の感度が著しく低くなっていることが明らかとなっている。このことから以下の二つの傾向が確認される。

- まず、Pu-241の捕獲断面積をPROFIL-1実験の結論に合せて減少させる形で修正した場合には、TRAPU1およびTRAPU3実験のずれは数パーセントに減少し、この二つの実験結果の一貫性が改善されよう。
- 他方、Am-241の捕獲断面積の修正を検討することが必要となろう。しかしながら、そのためには、Cm-242の蓄積に関する結果を基礎とすることが必要となるが、これはTRAPU実験では現時点では実行できないものである。

5. 結 論

PHENIXで行われたPROFIL-1実験およびTRAPU実験で照射された重い同位体の組成に関する計算値と実験値の比較により、増殖炉の炉心プログラムCARNAVAL-Nによってデータを入手した主要なアクニチド元素に関しては、十分一致していることが確認された。超プルトニウム元素にはかなり大きなずれが存在している。上位のアクニチド元素に対して、欧洲ライブラリーJEFによって得られた実効断面積の値を導入することにより、計算値と分析値のずれが減少する。感度調査により、一部の実効断面積を手直しすることが望ましいことが明らかになった。さらに、現在予備的な調査結果の検討が行われているPROFIL-2実験に関する計算値と実験値の比較結果により、こうした結論が確認でき、上位のアクニチド元素に関するデータが改善できるようになろう。

参考文献

- [1] GIACOMETTI, 他「PHENIXにおけるPROFIL-1照射実験での全捕獲断面積の測定」、高速炉物理に関するIAEAシンポジウム, Aix-en-Provence (1979)
- [2] J.P.CHAUDAT, 他「CARNAVAL-N」Trans. Am. Soc., 27, 877 (1977)
- [3] 「JEF」Ans. Annual Meetin ,Boston, 1985年6月
 - ・ 「JEF」Nuclear Data for Basic and Applied Science,Santa Fe, 1985年5月
- [4] A. GAMDINI, M. SALVATORES, L. TONDINELLI「感度係数」Nucl. Eng., 62, 339 (1977)
- [5] E.Fort, P.LONG, Nuclear Data for Basic and Applied Science, Santa Fe, 1985年5月

图 1

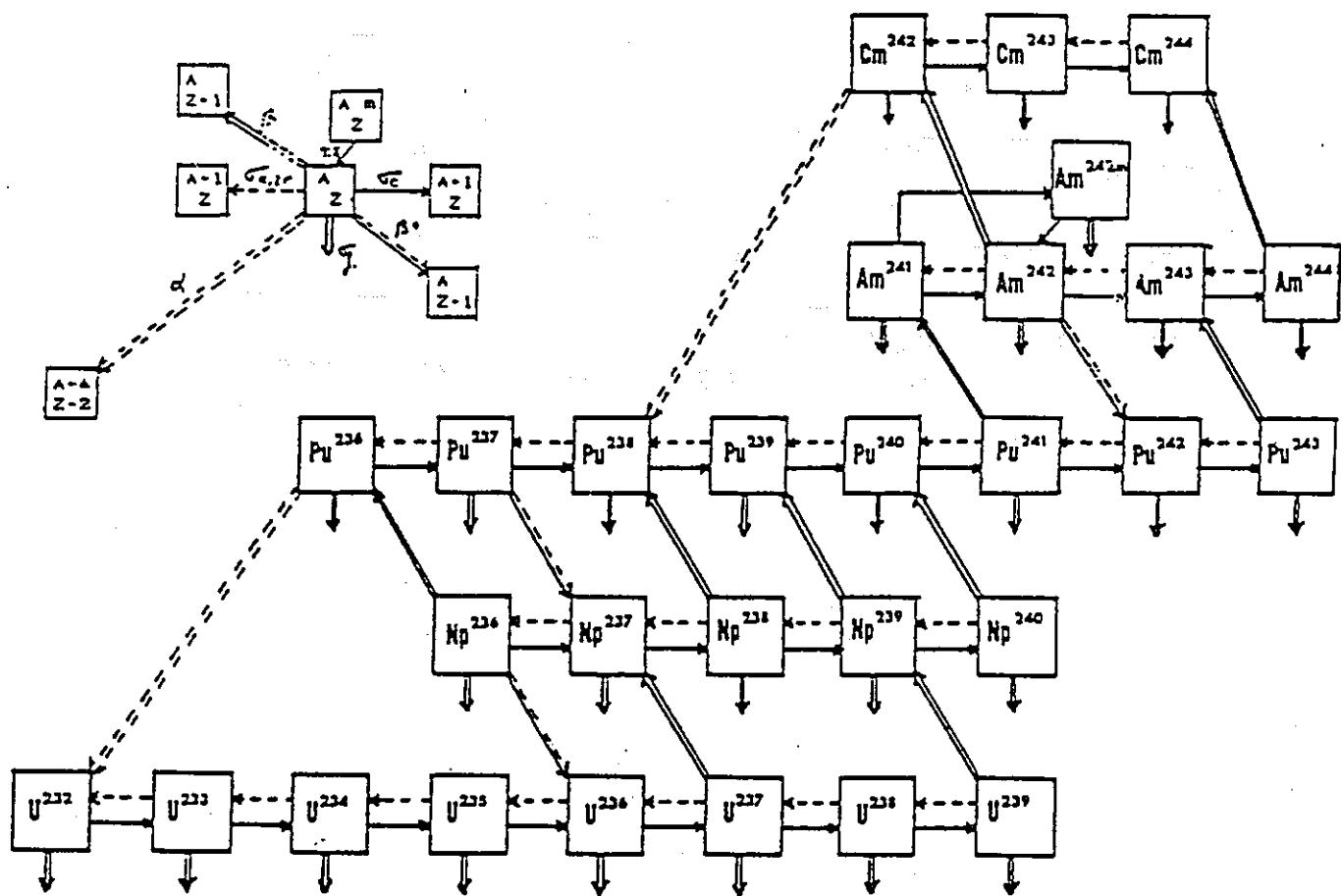


表 1： 3種類のTRAPU燃料ビンにおいて使用したプルトニウムの同位体組成（%）

種類	: Pu238 : Pu239 : Pu240 : Pu241 : Pu242 :
: TRAPU 1- 黒鉛ガス炉燃料の プルトニウム	: 0,12 : 73,26 : 21,92 : 3,99 : 0,71 :
: TRAPU 2- 軽水炉のプルトニウム	: 0,77 : 71,37 : 18,54 : 7,42 : 1,90 :
: TRAPU 3-Pu-240の比率の 高いプルトニウム	: 0,22 : 33,97 : 49,40 : 10,03 : 6,32 :

表 2 : 実効断面積の出所

同位体	第1組のデータ	第2組のデータ
U232	ENDF	ENDF
U233	CARNAVAL-IV	CARNAVAL-IV
U234	"	JEF
U235	"	CARNAVAL-IV
U236	"	"
U237	ENDF	JEF
U238	CARNAVAL-IV	CARNAVAL-IV
Np237	"	JEF
Np238	ENDF	"
Np239	CARNAVAL-IV	CARNAVAL-IV
Pu236	ENDF	JEF
Pu237	"	ENDF
Pu238	CARNAVAL-IV	JEF
Pu239	"	CARNAVAL-IV
Pu240	"	"
Pu241	"	"
Pu242	"	JEF
Pu243	ENDF	"
Am241	CARNAVAL-IV	"
Am242 _u	EVALUATION	"
Am242	ENDF	"
Am243	"	"
Cm242	EVALUATION	"
Cm243	"	"
Cm244	ENDF	"

表 3 : 2組の実効断面積のデータの比較
出所の異なる断面積の比率(第2組／第1組)

核種	捕獲断面積	核分裂断面積	(n, 2n) 断面積
U234	1.99	1.07	0.19
U237	1.00	1.00	1.17
Np237	1.11	0.98	0.32
Np238	0.99	0.97	1.00
Pu236	1.00	0.86	1.37
Pu238	1.02	1.33	1.85
Pu242	0.79	1.18	0.55
Pu243	1.00	1.00	1.09
Am241	0.99	0.99	0.18
Am242m	1.73	0.79	1.18
Am243	1.63	0.90	-
Cm242	1.62	0.98	1.40
Cm243	1.00	1.00	1.20
Cm244	0.78	1.02	1.57

表 4 : PROFIL-1実験に関する計算値と実験値の比較

サンプル	同位体比率	$\frac{E-C(x)}{C}$		$\frac{E-C(x)}{C}$	
		第1組		第2組	
U235	U234 / U238	-1,8	$\pm 0,3$	+ 0,6	$\pm 0,3$
	U235 / U238	- 0,2	$\pm 0,1$	- 0,2	$\pm 0,1$
	U236 / U238	+ 1,6	$\pm 0,2$	+ 1,6	$\pm 0,2$
Pu238	Pu239 / Pu238	+ 5,8	$\pm 0,2$	+ 2,5	$\pm 0,1$
	Pu240 / Pu238	+ 3,5	$\pm 0,2$	+ 0,5	$\pm 0,2$
	Pu241 / Pu238	+ 3,3	$\pm 0,8$	+ 0,7	$\pm 0,7$
	Pu242 / Pu238	+ 7,5	$\pm 1,3$	+ 3,5	$\pm 1,3$
Pu239	Pu238 / Pu239	- 60,6	$\pm 2,0$	- 59,7	$\pm 2,0$
	Pu240 / Pu239	+ 0,7	$\pm 0,2$	+ 0,7	$\pm 0,2$
	Pu241 / Pu239	+ 0,9	$\pm 0,9$	+ 0,9	$\pm 0,9$
	Pu242 / Pu239	- 18,7	$\pm 12,5$	- 18,7	$\pm 12,5$
Pu242	Pu239 / Pu242	+ 13,1	$\pm 0,6$	+ 12,2	$\pm 0,6$
	Pu240 / Pu242	- 1,8	$\pm 1,2$	- 1,2	$\pm 1,2$
	Pu241 / Pu242	- 2,1	$\pm 0,1$	- 1,2	$\pm 0,1$
	Am243 / Pu242	- 34,1	$\pm 1,6$	- 13,1	$\pm 2,2$
	Cm244 / Pu242	+ 14,0	$\pm 5,8$	- 9,0	$\pm 4,7$

表 5 : TRAPU実験に関する計算値と実験値の比較

サンプル	同位体比率	$\frac{E - C(x)}{C}$	
		第1組	第2組
U234 / U238	TRAPU 1	- 6,6 ± 3,1	0,0 ± 3,3
	TRAPU 2	- 7,0 ± 2,0	- 1,3 ± 2,2
	TRAPU 3	- 10,1 ± 1,9	- 4,7 ± 2,0
Pu238 / Pu239	TRAPU 1	- 9,9 ± 1,0	- 6,2 ± 1,0
	TRAPU 2	- 6,3 ± 0,5	- 1,2 ± 0,5
	TRAPU 3	- 6,2 ± 0,5	- 2,2 ± 0,5
Pu240 / Pu239	TRAPU 1	- 1,3 ± 0,1	- 1,3 ± 0,1
	TRAPU 2	- 1,0 ± 0,1	- 1,0 ± 0,1
	TRAPU 3	- 0,5 ± 0,1	- 0,5 ± 0,1
Pu242 / Pu239	TRAPU 1	- 3,3 ± 0,3	- 4,5 ± 0,4
	TRAPU 2	0,0 ± 0,2	- 1,2 ± 0,2
	TRAPU 3	+ 1,7 ± 0,2	+ 0,3 ± 0,2
Am243 / Am241	TRAPU 1	- 33,9 ± 1,4	- 13,4 ± 1,7
	TRAPU 2	- 30,0 ± 1,4	- 8,6 ± 1,8
	TRAPU 3	- 34,4 ± 1,4	- 13,6 ± 1,7
Cm244 / Pu239	TRAPU 1	+ 14,9 ± 3,1	- 10,2 ± 2,3
	TRAPU 2	+ 1,9 ± 4,2	- 20,6 ± 3,6
	TRAPU 3	+ 2,9 ± 3,6	- 19,3 ± 2,8

表 6: TRAPU3実験におけるPu-242の形成に関する感度係数[*]
(5%以上の大きな値だけを示した)

Pu241		Pu242	
捕獲断面積		捕獲断面積	核分裂断面積
12,1		- 8,9	- 6,0

表 7: TRAPU実験におけるPu-238の形成に関する感度係数[*]
(10%以上の大きな値だけを示した)

Cm242	Am241	Pu238	
崩壊定数	捕獲断面積	捕獲断面積	核分裂断面積
34,1	51,4	- 6,3	- 14,9

[*] 感度係数 $((\delta n/n) / (\delta \sigma X/\sigma X))$ は、パラメータ σX (実効断面積あるいは崩壊定数) の100%の変動による当該同位体の最終的な量の変動を示すものである(%)。

表 8: PROFIL-1実験(サンプルPu-242)および
TRAPU実験におけるAm-243の形成の感度係数[*]

PROFIL 1		TRAPU	
Pu242	Am243	Pu242	Am243
捕獲断面積	捕獲断面積	捕獲断面積	捕獲断面積
97,1	-7,5	93,4	-15,7

表 9: PROFIL-1実験(サンプルPu-242)および
TRAPU実験におけるCm-244の形成の感度係数[*]

PROFIL 1		TRAPU		
Pu242	Am243	Pu242	Am243	Cm244
捕獲断面積	捕獲断面積	捕獲断面積	捕獲断面積	捕獲断面積
98,5	95,4	95,3	89,0	-7,7

[*] 感度係数 $(\delta n/n) / (\delta \sigma X/\sigma X)$ は、パラメータ σX (実効断面積あるいは崩壊定数) の100%の変動による当該同位体の最終的な量の変動を示すものである(%)。

表 10: TRAPU実験におけるタイプ1およびタイプ3の燃料ピンの
Cm-244の形成の感度係数[*]

	捕獲断面積 Pu241	捕獲断面積 Pu242	捕獲断面積 Am241	捕獲断面積 Am243
TRAPU 1	12,9	86,8	13,5	86,8
TRAPU 3	4,6	95,3	1,99	89,0

[*] 感度係数 ($(\delta n/n) / (\delta \sigma X/\sigma X)$)は、パラメータ σX （実効断面積あるいは崩壊定数）の100%の変動による当該同位体の最終的な量の変動を示すものである(%)。

Phenix および Superphenix の燃料管理

A . Baudrillart * P . Bergeonneau **
P . Coulon * G . Flamenbaum **
J L . Guillet *** E . Di Crescenzo ****
A . ZAETTA **

- * CEA/DEPRE Phenix 発電所：フランス
- ** CEA/DEDRA Cadarache : フランス
- *** Novatome : フランス
- **** Nersa/Enel/Crey-Malville : フランス

Phenix および Superphenix-1 の燃料の管理は、正常な挙動を確保しつつ集合体の性能を改善することを目的としている。

既に 10 年以上運転を行なっている Phenix に関しては、燃料管理手段（コード名は CAPH E）が確立されており、これが燃料集合体の特性の予想の分野で高い信頼性を示している。同増殖炉に関してはこの他に、新たな燃料装荷に従って集合体の寿命を最適化できるような 2 つの原子炉追跡方式が追加されている。

Superphenix-1 の燃料管理手段のコード名は SUPER CAPH である。Superphenix の燃料集合体の管理の基準は Superphenix の基準に類似している。CAPH の場合と同様に、集合体の特性の計算に使用される基本的な原則は、攪乱の相互作用理論に基づいたものである。さらにこの SUPER CAPH コードには、装荷計画の最適化を可能にするモジュールが備えられている。

本文書は、各増殖炉について遵守すべき基準、使用される管理手段を示し、Phenix に関してはこれらの手段によって得られた性能に関する記述を行なう。

I. Phenix 燃料の管理

1.1 序

Phenix は、計画熱出力が 563 MW の増殖炉である。10 年間（1985 年 5 月 1 日現在）の運転の間に、同増殖炉は 2,428 JEPP に相当する 1,366,700 MW_j を生産し、稼働率は 59 % であった。

同原子炉の炉心は、2 つの濃縮ゾーン（内部ゾーンは 21%，外部ゾーンは 27%）に分割された約 100 の核物質集合体から構成されている。燃料は、混合酸化物 UO₂ - PuO₂ である。これらの集合体は、出口温度の均一化のために 10 の流量ゾーン内に配置されている。

核分裂集合体の数は 103 から 115 で、予定されている装荷計画に合わせて反応度を調整する。

これらの集合体の管理は、それぞれに合わせた形で実行される。実際、集合体の交換は、炉心の 6 分の 1 ごとに行なわれる。また、多数の集合体が実験的性格を持っていることも、この燃料管理の特長の一部となっている。

本文書ではまず、実際に得られた性能と予想性能、燃料の機能のパラメータの限界値を提示する。また、これらの増殖炉に関して採用された手段の説明を行なう。これは基本的には、集合体の機能の予想、追跡を行なう計算コードに関するものである（コード CAPH E）。さ

らに、50の装荷計画がこのコードによって計算される。従って、集合体の挙動に関する原子炉追跡の2つの方式が開発されたこのコードの使用についての収支を作成することが可能となっている。その一つは、照射の間の出口温度の変化によって燃料ピンの変形の追跡に関するものであり、他の一つは、取り扱い作業の際の原子炉における測定によって六角管の伸びの追跡に関するものである。

1.2 Phenix 燃料の性能

Phenix燃料の性能は、運転条件および炉内滞在時間に関連したパラメータによって制約される。

1.2.1 運転条件に関連した制約的なパラメータ

これらのパラメータは、通常の条件で計算された被覆温度とホット・スポット温度ならびに燃料ピンの最大線出力に関するものである。標準的な燃料集合体に関しては、これらのパラメータの限界値は以下のようになっている。

- ・最大線出力： 450 W/cm
- ・被覆の通常温度： 650°C
- ・ホット・スポット温度： 700°C

これらの数値は、計画値とほとんど相違のないものとなっている。しかし最大線出力は、430 W/cmから450 W/cmと変化している。

実験的な照射に関しては、これらの数値はそれぞれのケースに特有のものであり、標準的な集合体に関して採用された数値と異なる可能性がある。

1.2.2 滞在時間に関連した制約的なパラメータ

唯一の制約的なパラメータは、燃料集合体の被覆管および六角管の鋼材の損傷限度に対応する最大燃焼度に関するものである。図1は、運転サイクルに関連した燃焼度の変化を示し、図2は、この燃焼度の関数として、取り出された集合体のヒストグラムを示したものである。

多数の集合体が、予定値が50,000 MWd/tであったのに対し、100,000 MWdを超えたことに留意しなければならない。この変化によって炉心の反応度の必要性が高まつた標準的な集合体よりも反応度の低い実験的な照射が運転サイクルの進展に応じて段階的に増加して行っただけに、この傾向が顕著であった。この必要性に合わせて以下の2つの方法が利用された。

- ・内部ゾーンの集合体の濃縮率の増大(P_u 相当で約 10%)。

- ・炉心の規模の拡大。

被覆管温度に制限が設けられているため、滞在時間の延長によって、周囲の集合体を原子炉の出力を最適化させるために、炉心の中心方向に移動することが必要となった。燃料の燃焼に伴う反応度の減少は、中性子フラックスの増大によって補われた。

1.3 CAPHE コード

1.3.1 CAPHE コードの説明

CAPHEコードは、炉心の装荷に関する中性子、熱、水力学に関する全ての計算を実行するものであり、炉心の特定の装荷に関し、その後の装荷計画の特性の予想が可能になる。このコードは、集合体の装荷に関して以下のような特性を示すものである。

- ・総出力
- ・ナトリウム流量
- ・被覆管の定格温度およびホット・スポット温度
- ・最大線出力
- ・燃料が到達する最大および平均核分裂燃焼率
- ・燃料に関する最大および平均フルエンス
- ・達成された最大燃焼度
- ・達成された鋼材の照射損傷(dpa)

また、当初の装荷との関連でその後の装荷の反応度バランスが計算された。このバランスによって、250°Cにおける臨界未満での限度、10ドルまたは3,600pcmが遵守され、反応度の余裕が出力の上昇(1,250pcm)を実現するために、またサイクルの予想期間について燃料の燃焼を補うため(JEPPあたり 21pcm)に十分であることが確認された。

CAPHEコードは、現在コンピュータによって運用されており、インプットすべきデータは非常に単純なものである。すなわち、重い同位体の質量、集合体の水力学的特性などである。実際、運転者にとっては、コストが低く利用の容易な管理手段が存在することは、非常に有利なことである。これらの要求を満たすため、CAPHEコードの設計には以下のようないくつかの基本原則が採用されている。
① 特定の装荷における中性子フラックスの分布は、この装荷と流量の配分が知られている運転開始時の炉心の装荷の間の様々な搅乱を考慮に入れて決定される。これらの搅乱は以下のものに関連している。

- ・制御棒ハウジングの位置
- ・各制御棒と他の制御棒の間の個々の相互作用
- ・実験用集合体の設置
- ・炉心の規模
- ・燃料の燃焼
- ・各集合体の軸プランケット内のプルトニウムの生成

1.3.2 結 果

まず第 1 に、集合体の出口温度は 2 つの熱電対によって監視されている。集合体のナトリウムの出口温度と入口温度の相違によって、各集合体の加熱状態の測定が可能となる。

従って、この測定された加熱温度と CAPHE コードで計算した温度との比較が可能となる。図 3 および図 4 は、計算値と測定値の間の相違のヒストグラムを示したものである。図 3 は、新しい集合体と 2 回の荷物の合間に移動した集合体に関するものであり、図 4 は、移動されていない集合体に関するものである。これらの移動を行なっていない集合体では、測定された相違は、運転サイクルが代わっても変化がなかった。従ってこれらの相違は、基本的に集合体の出力またはその流量に影響を持つ加工上の精度から生じるものであると仮定される。

第 1 のケースでの典型的な相違は、885 件の測定結果では 3.3 % であり、第 2 のケースでは、2,499 件の測定に関して、2.2 % であった。これらの相違は、特に実験集合体が考慮に入れられているため、運転コードについては微弱なものである。

1.4 集合体の変形の追跡

燃料集合体の寿命は、燃料ピン束の変形や六角管の変形によって制約される。従って、集合体の良好な機能を維持しつつ最大限の燃焼率を引き出すために現場でのこれらの変形を追跡することは興味深い。

1.4.1 热水力学的追跡

集合体の出口温度が 2 つの熱電対によって監視されていることは既に見た。この監視の第 1 の目的は、温度の突然の上昇を引き起こす集合体の閉塞を検出することにある。この温度上昇は、原子炉の緊急運転停止の原因となり得るものである。この主要な目的の他に、照射を行なっている間の集合体の加熱状態の変化の追跡も目的となっている。この温度変化を、新しい集合体で起こると想定される典型的な変化と比較することによって、燃料ピ

ン束の変形に起因する流量の減少の追跡が可能となる。図5は、標準的な集合体に関して実行されたこの種の追跡の例を示したものである。

1.4.2 伸びの測定

原子炉中の集合体の伸びの測定は、この集合体を測定器に入れることによって行なえる。操作グリップ・ピンによって測定器の上部と集合体の上部の間の位置の相違を測定することができる。この測定結果を、新しい集合体に関して同一の条件で行なわれた測定結果と比較することによって、集合体の伸びを割り出すことが可能となる。これらの測定結果と原子炉外で行なわれた測定結果の相違のヒストグラムは、図6に示した。これらのガウス偏差と標準的な偏差の相違は1.15mmである。従ってこの微弱な相違によって、原子炉内で照射を原因とする集合体の伸びを追跡することが可能となる。

1.5 結論

Phenixの燃料管理について使用された手段は、信頼性の高いものであることが証明され、集合体の正確な追跡を可能とするものである。照射集合体での耐久性に関して性能の向上した材料が使用されることによって、これらの手段は集合体のそれぞれに最適な燃焼率の定義を可能にする一方で、滞在時間の延長に貢献している。

2 Superphenix-1の燃料管理

Superphenix-1は、最初の産業・商業規模の増殖炉である。

同増殖炉の燃料管理および操作手段は、SUPER CAPHEコードである。以下に、同増殖炉の操作を統轄する機能に関連した管理および制約の特徴的な原則を喚起した後、これらの機能を詳細に取り扱う。

2.1 燃料管理の一般原則

Superphenix-1の炉心の管理の主要な目的は、当初の装荷について $40,000 \text{ Md/t}$ （最大 $66,000 \text{ Md/t}$ ）、最初の再装荷について $44,000 \text{ MWd/t}$ （最大 $73,000 \text{ MWd/t}$ ）の平均燃焼率を実現することにある。

標準的なサイクル期間は320JEPNである。

予定されている燃料の管理は、2サイクル毎に行うこととなっている（炉内寿命は640JEPN）。

サイクルの開始時には、燃料管理は各ポジションで最適化されている。

核分裂集合体に関しては、原子炉内寿命は第1列では3サイクル、第2列では4サイクル、第3列では5サイクルである。

また制御棒（SCP）に関しては、ボロン・10の統合捕獲率を考慮に入れて個別の管理が実行されている。

2.2 運転の特性

定格発電能力は、1,200 MW（熱出力は2,990 MW）である。

定格一次流量は、15,744 Kg/s（ホット・マニホールド）である。

炉心の平均加熱度は、160°Cである。

運転目標は、次のものに関連している。

- 被覆管の最高温度
- 最大線出力
- 一定の温度しいき値を超えた被覆管の比率

原子炉の運転者は、これらの制約が遵守されていることを確認し、制約に関して存在する余裕を評価できる措置を備えている。

炉心の管理を最適化するためには、以下のことが必要である。

- 安全基準を遵守しつつ炉心の健全性を保証する。
- 最大限の性能を引き出すために余裕度を有効利用する。

SUPER CAPHEの目的は、Superphenix-1の運転車に、これらの目的を達成するための計算手段を与えることにある。

2.3 SUPER CAHPE

このコードの一般的なフローチャートを、図7に示した。この中には3つのモジュールが含まれている。

2.3.1 GESTION モジュール

モジュールの一般的な機能は、計算によって運転者が必要とする物理的なデータを与えることにある。これらのデータの主なものは、以下の通りである。

- 暫定的な形で運転中の原子炉の様々な「即時的な状態」を定義するデータ。また各集合体については、

- ・反応度収支, 中性子束量, 総出力, 最大線出力, 流量, 被覆管温度のヒストグラム, 残留出力。

- ・有効運転のダイヤグラムを考慮に入れた原子炉の「全体的な状態」を定義するデータ。
また, 各集合体について,

- ・主要同位体成分, 鋼材の損傷率, 燃焼率(核分裂および熱に関するもの), 制御棒中のボロン 10 の捕獲率。

Superphenix - 1 の炉心の監視および防護は, CORA, CAROL, TRTC サイトのコンピュータによって実行されている。

- ・CORA は特に集合体の最大線出力の監視の役割を担っている。
- ・CAROL は, 反応度の運転中の監視を実行する。
- ・TREC は, 燃料および集合体の被覆管の最大温度と加熱に対する炉心の防護を担当する。

これらのコンピュータを良好に機能させるには, 測定値(流量, 集合体の加熱, ナトリウムの入口温度など)の入手と, 熱係数の知識が必要である。

サイクルの初期には, この機能は GESTION モジュールによって実行される。

GESTION モジュールの中性子に関連する部分で使用される計算方法は, 攪乱の相互作用の理論に基づいたものである。

一定の標準状態との関連で, 基本的な搅乱およびそれらの相互作用が計算される。

搅乱の様々なタイプは, 以下のようになっている。

- ・集合体の組成の変更(濃縮率の変化または燃焼度効果)。
- ・制御棒の移動
- ・希釈剤の存在
- ・周囲燃料の不在

これらの方法によって, 以下のことが可能となる。

- ・迅速に応答する単純な手段の入手。
- ・原子炉内で行なわれた測定結果に合わせた, 基本コードの調整。この特性は, 同コードの基本的な特長である。

2.3.2 OPTIMISATION モジュール

このモジュールによって, Creys-Malville 発電所の運転者は, 各照射サイクルの開始にあたって, 燃料集合体の最適化された装備計画を立てられる。各集合体の炉心内の位置

は、各集合体の照射を最大限にできるように考慮される。

燃料集合体の配置および再配置の方法は、全体の損傷度および各集合体に固有の濃縮率を考慮に入れ、最適な配置を直接的に探し出すというものである。

2.3.3 SUIVI モジュール

このモジュールが実行する機能は、以下のようなものである。

- ・加熱に関する測定値を基にした原子炉の「即時的な状態」の評価（CORA モジュールの作業と並行して実行される）。
- ・GESTION モジュールによって計算された結果と SUIVI モジュールによって計算された結果の分析。これによって、これらの量の経時的な変化の追跡および予想が可能となる。
- ・サイクル中の CORA の機能に必要な係数の入手。
- ・計算および測定量の文書化。

2.4 使用された計算方法によって、SUPER CAPHE コードは原子炉に関して得られた実験的な結果に適合できるように設計されている。

また、このコードは以下の 2 つの段階において Crey-Malville 発電所の運転に使用されることを目的としている。

- ・予備的なコード。このコードは、「プロジェクト」標準方式に合わせて物理的に調整されている。
- ・最終的なコード。このコードは、運転開始時のテストの際の測定結果および同原子炉の機能の最初のサイクルの際の測定結果を利用して調整されている。

こうして運転者は、Superphenix - 1 の炉心の管理を可能にする計算手段を入手できる。

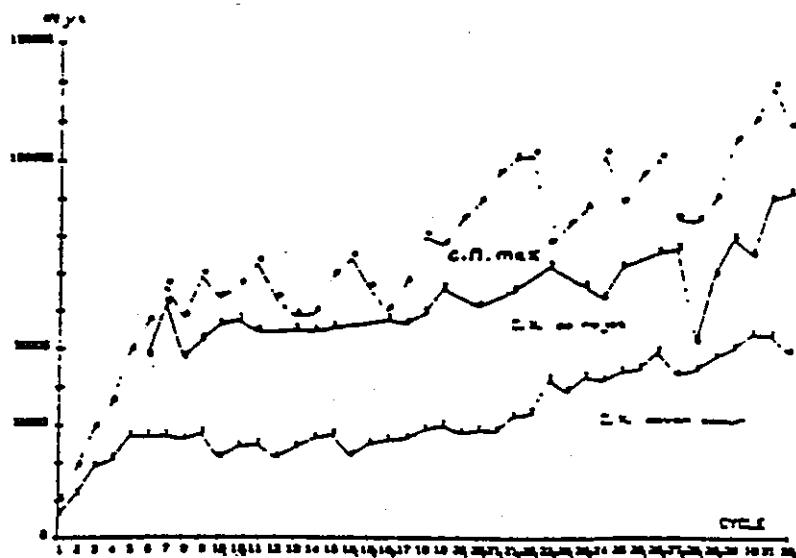


図1 サイクル終了時における質量燃焼の推移

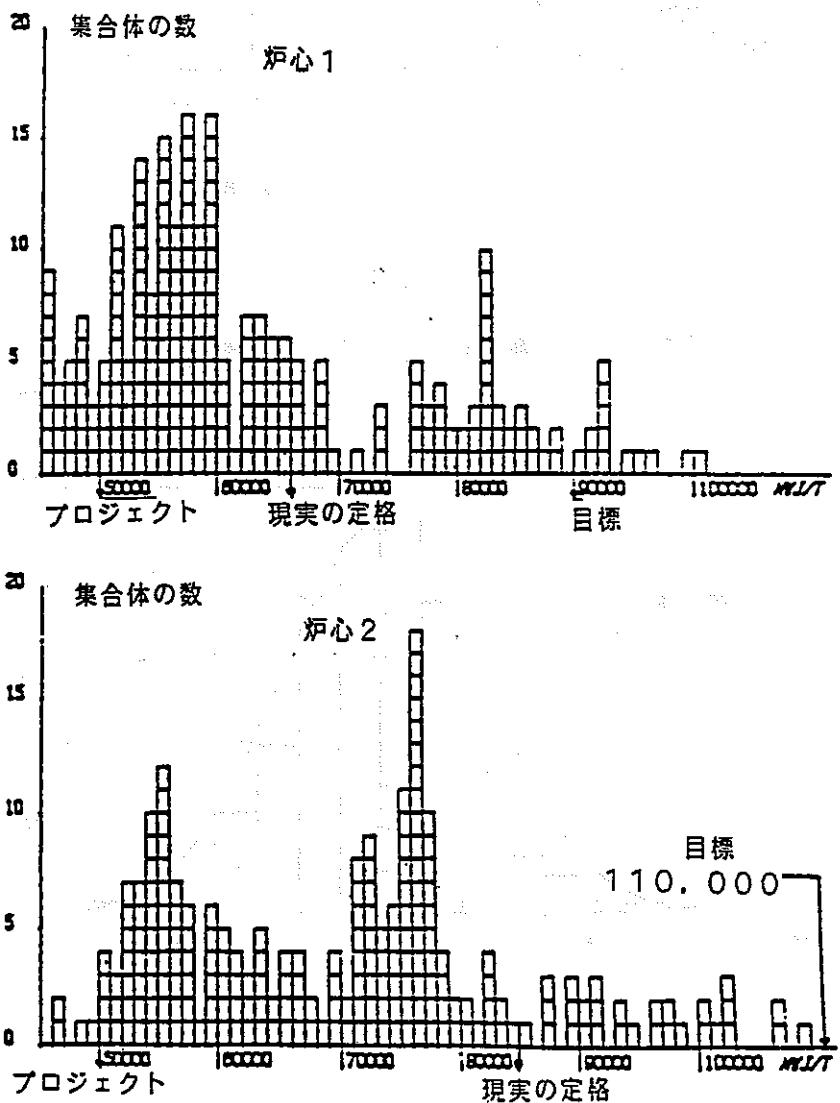


図2 第33サイクルの終了時における質量燃焼に関する集合体のヒストグラム

新しい集合体または交換された集合体（885回の測定）

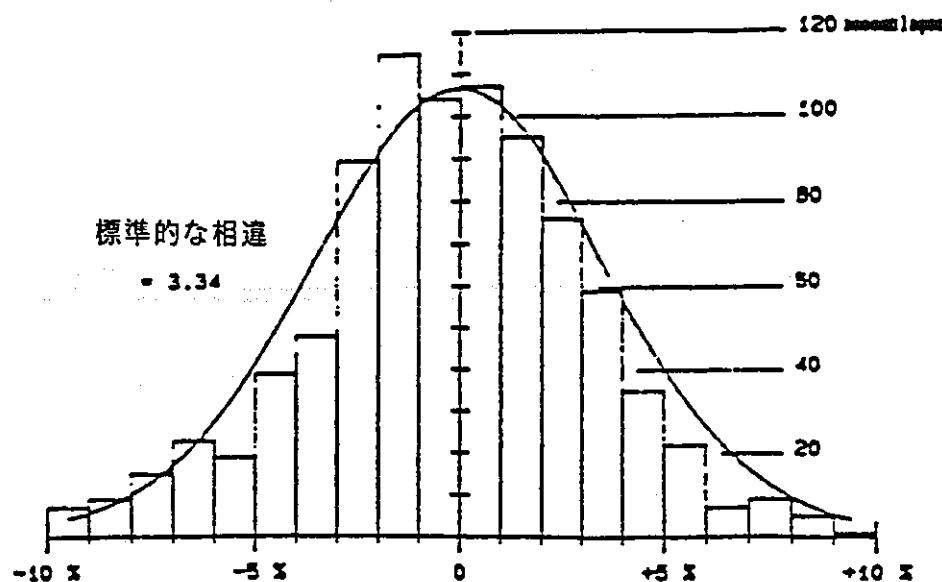


図3 加熱に関する測定値および計算値の間の相違

交換されていない集合体（2499回の測定）

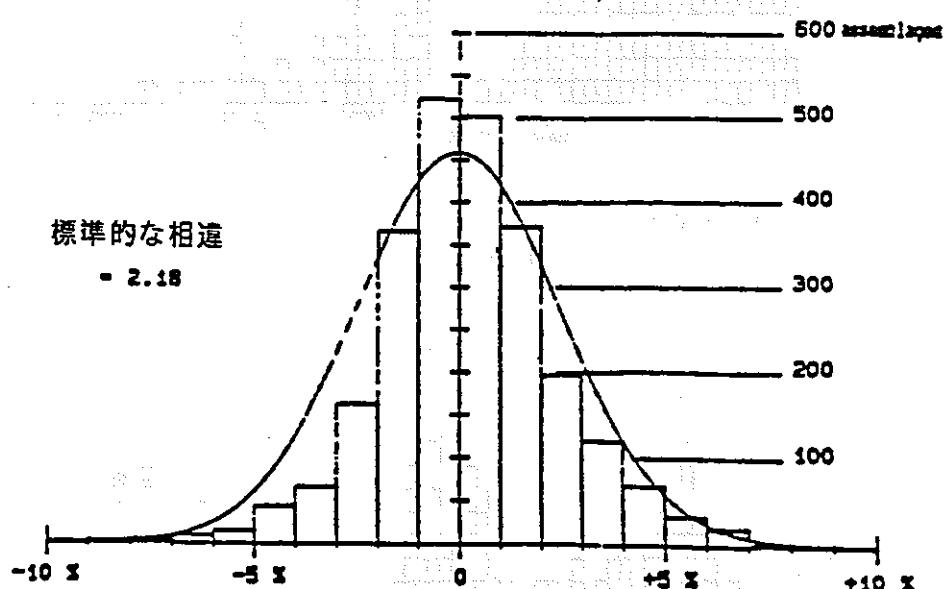


図4 加熱に関する測定値および計算値の間の相違

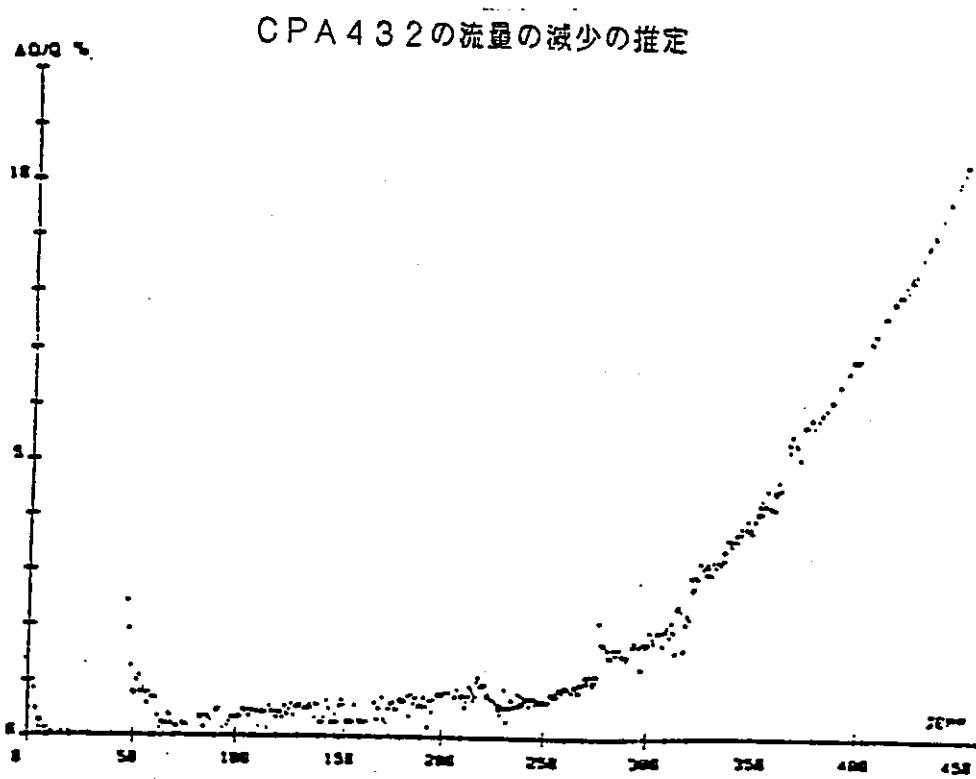


図 5 熱追跡調査

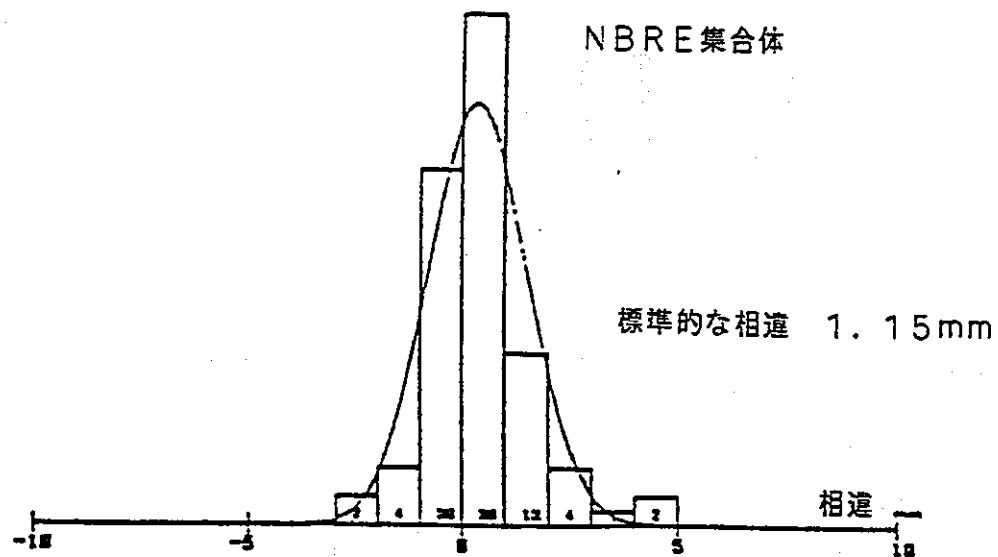
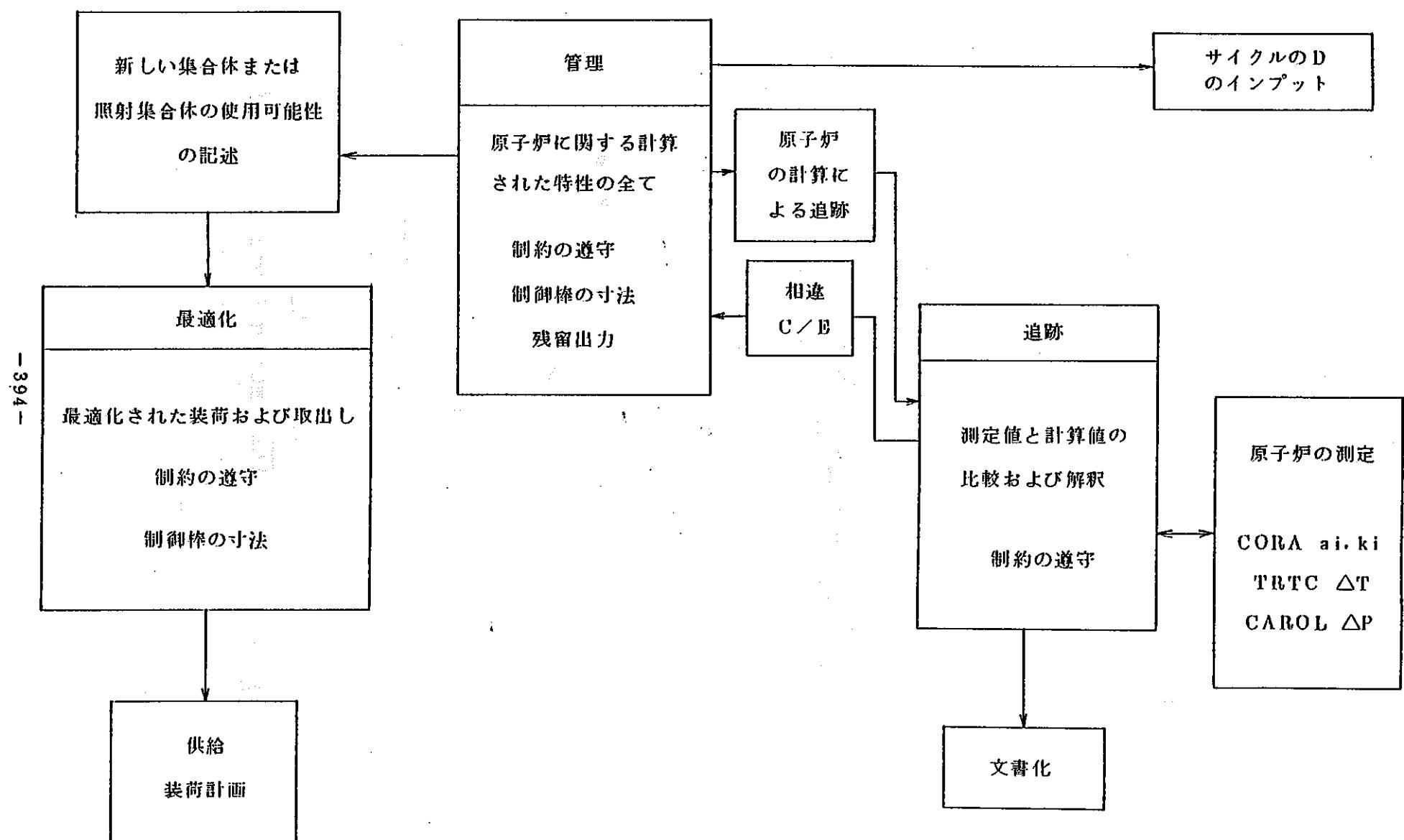


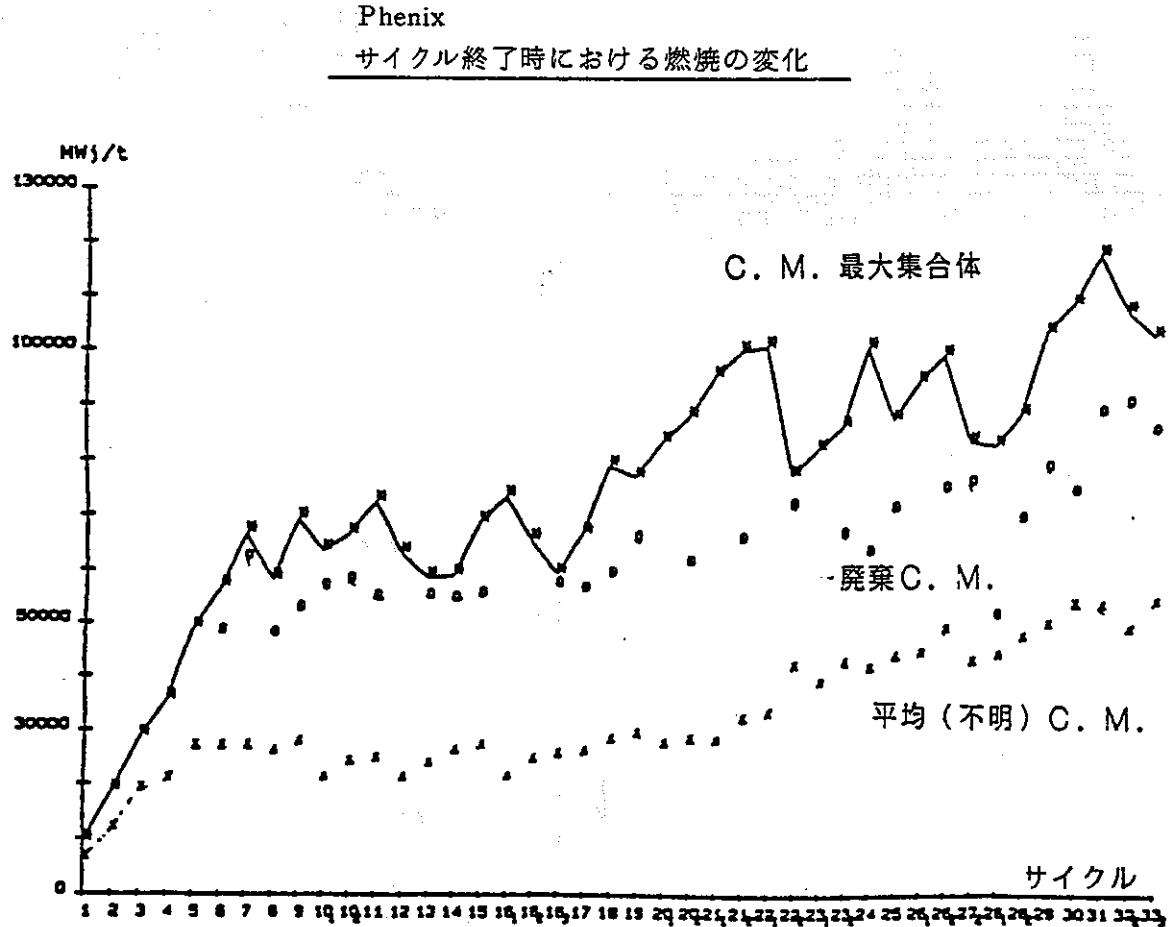
図 6 原子炉およびセル内で測定された伸びの相違

図 7 SUPER-CAPIE の全体的なフローチャート



R.Baudrillart	CEA/DERPE CENTRALE PHENIX FRANCE
P.Coulon	CEA/DERPE CENTRALE PHENIX FRANCE
JL.Guillet	NOVATOME FRANCE
A.Zaeta	CEA/DERPE/DRNR CADARACHE FRANCE
P.Bergeonneau	CEA/DERPE/DRNR CADARACHE FRANCE
G.Flamenbaum	CEA/DERPE/DRNR CADARACHE FRANCE
E.Di.Crescenzo	NERSA/ENEL/CREYS-MALVILLE France

図 8 Phenix および Superphenix の燃料管理



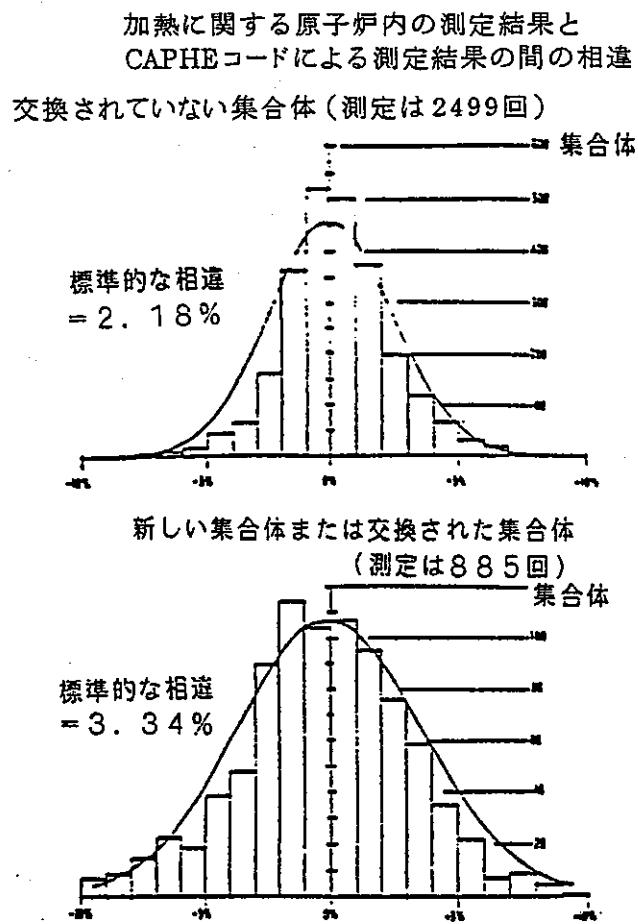
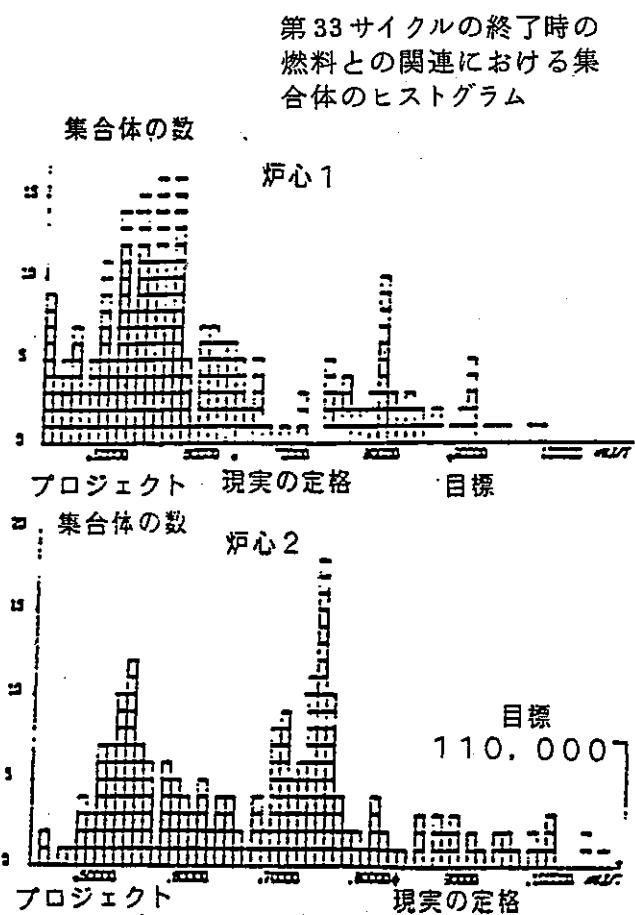


図9 Phenix

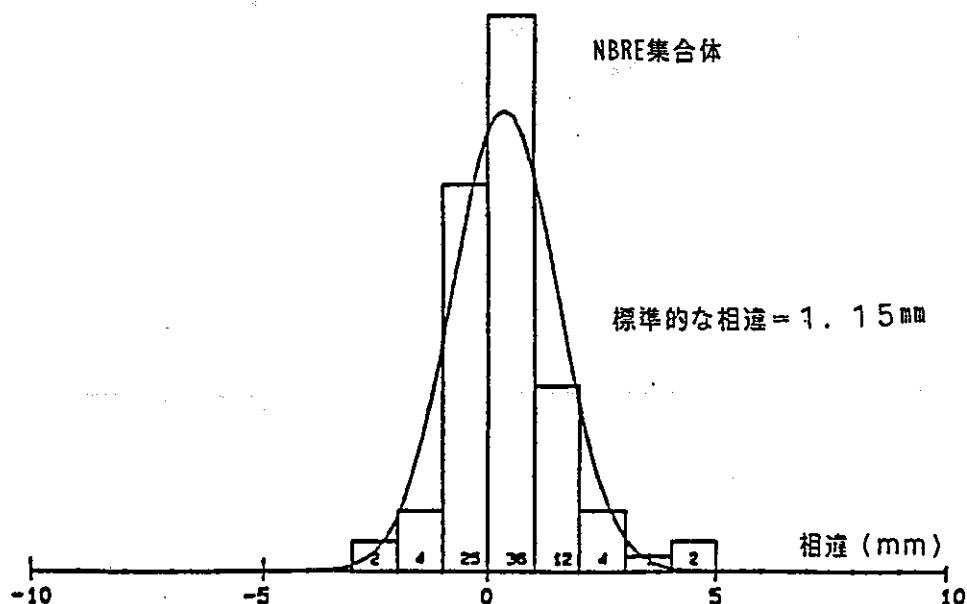


図10 原子炉内で測定された伸びと計算結果の相違

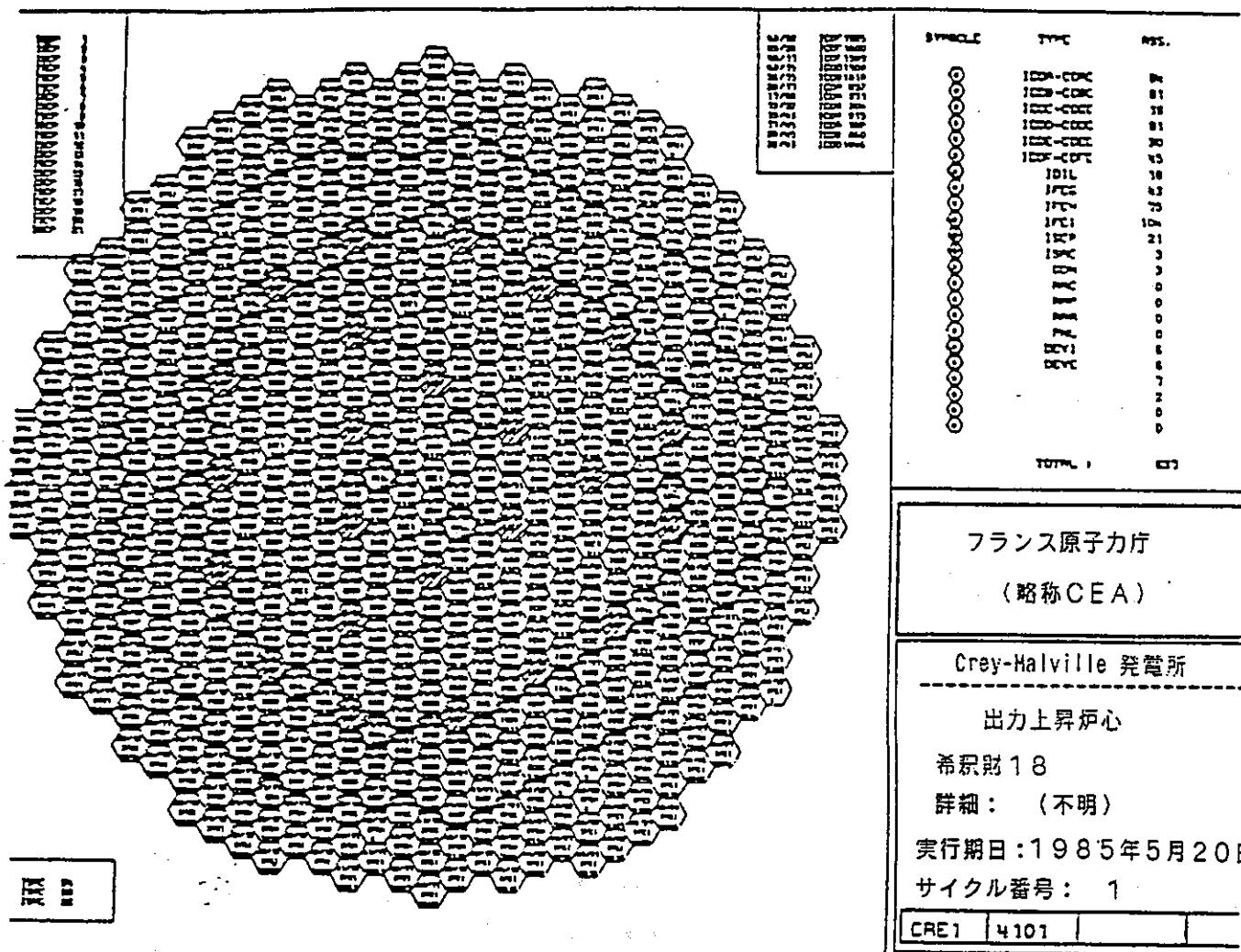


図 11 Superphenix の燃料の管理

管理の主要な特性

管理原則

320 JEPNの燃料集合体の装荷分の交換（一回の装荷は、およそ集合体の半分に相当）

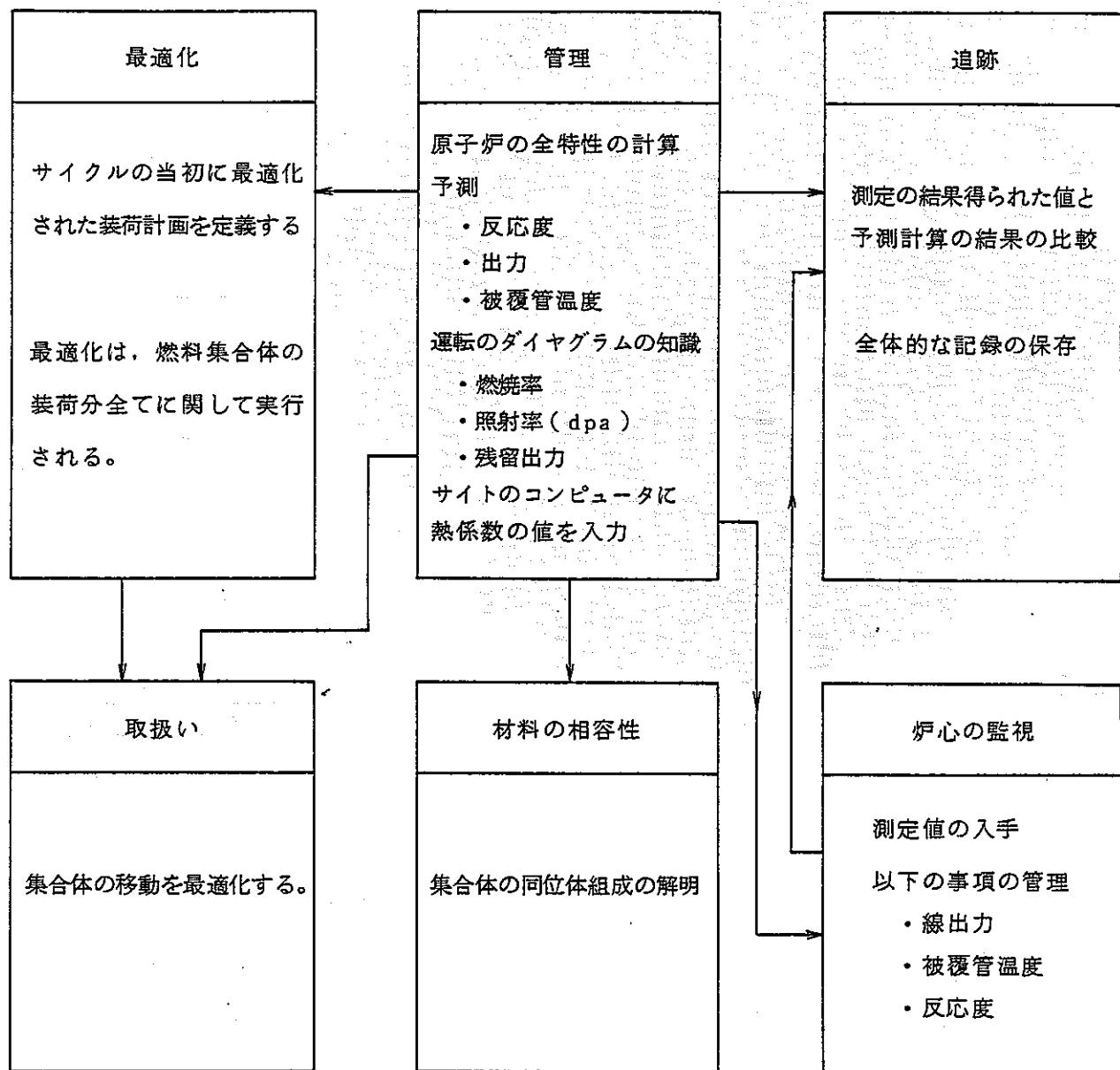
目標

燃焼率を最大にすること

目的

- ・最大線出力および被覆管の温度に関して目標レベルを上回らずに 2,990 MWth の定格出力を供給すること
- ・安全制約が遵守されていることの確認

図 12 : 管理手段 SUPER-CAPHE (最適化, 管理, 追跡)



方法論

「管理」における計算は、搅乱理論に基づいて行なわれる。

- ・単純かつ高性能の機構
- ・実験結果の観点から調整可能なもの