

# 軽水動力炉の動特性解析

—核熱水力結合動特性解析コード EUREKAによる—

---

1971年 1 月

---

日本原子力研究所

Japan Atomic Energy Research Institute

日本原子力研究所は、研究成果、調査結果などを JAERI レポートとして、つぎの4種に分けそれぞれの通し番号を付し、不定期に刊行しております。

- |         |                                |             |
|---------|--------------------------------|-------------|
| 1. 研究報告 | まとまった研究の成果あるいはその一部における重要な結果の報告 | JAERI 1001- |
| 2. 調査報告 | 総説・展望・調査の結果などをまとめたもの           | JAERI 4001- |
| 3. 年報   | 研究・開発その他の活動状況などの報告             | JAERI 5001- |
| 4. 資料   | 施設の概要や手引きなど                    | JAERI 6001- |

このうち既刊分については「JAERI レポート一覧」にタイトル・要旨をまとめて掲載し、また新刊レポートは「研究成果要旨集」(隔月刊)で逐次紹介しています。

これらのリスト・研究報告書の入手および複写・翻訳などのご要求は、日本原子力研究所技術情報部(茨城県那珂郡東海村)に申しこんでください。

---

Japan Atomic Energy Research Institute publishes the nonperiodical reports with the following classification numbers:

1. JAERI 1001- Research reports
2. JAERI 4001- Survey reports and reviews
3. JAERI 5001- Annual reports
4. JAERI 6001- Manuals etc.

Requests for the above publications, and reproduction and translation should be addressed to Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, Japan

## 軽水動力炉の動特性解析

(核熱水力結合動特性解析コード EUREKA による解析)

### 要 旨

軽水型動力炉 (PWR, BWR) についての、事故につながるような急激な過渡現象の解析を、核熱水力結合動特性解析コード EUREKA を用いてパラメトリックに行ない、実験と対比させることによって、出力、冷却材温度、流量およびボイドなどが持つ過渡出力への影響を整理し説明した。

EUREKA コードによる SPERT-III-E 型炉心の解析結果は、実験結果と実験誤差の範囲内で極めてよく一致し、EUREKA コードの妥当性が明確となった。同時に、断熱点状動特性モデルによる解析との比較を行ない、熱的フィードバックの持つ効果が過渡出力変化におよぼす影響を明確にした。

これらの解析結果から熱的フィードバックの持つ効果の重要性が示されたので、冷却材温度、炉出力、冷却材流速、温度係数、出力分布および熱伝達係数など熱的フィードバックに大きな影響を与える因子についての解析をパラメトリックに行ない、これらの過渡出力におよぼす挙動を明らかにした。

BWR の解析は、我が国における最初の実用規模の軽水動力炉である敦賀発電炉の制御棒落下事故について行なった。解析結果は GE 社の安全解析結果と比較的よく一致すると共に、ボイド体積率の大きい解析においても、数値解法上の不安定性は現われず、EUREKA コードの多様性が示された。その他、冷却材流量変化 (ポンプトリップ事故) および冷却材入口温度変化 (冷水事故) についての解析も、実験結果との対比はできないが、充分納得のいくものであることが示された。

1970年12月

日本原子力研究所 東海研究所

石	川	迪	夫
久	家	靖	史*
上	林	有	一郎
竹	内	栄	次**
大	西	信	秋
八	田		洋***

本報告は、JAERI-memo で発表した軽水炉についての核熱水力結合コード EUREKA による計算結果を取りまとめたものである。基となる EUREKA コードについては、現在、英文レポートに作成中であり、本報告書の姉妹 JAERI レポート軽水動力炉の動特性解析コード EUREKA として発表の予定である。

\* 日本原子力研究所 囑託 (日本原子力発電株式会社)

\*\* " 協力研究員 (中部電力株式会社)

\*\*\* " 協力研究員 (電力中央研究所技術研究所)

# Fast Transient Analysis for Light Water Power Reactor by EUREKA, Coupled Nuclear Thermal-Hydrodynamic Kinetic Code

## Summary

Significant reactivity feedback effect by moderator heating at fast power excursion in light water power reactor has been demonstrated in the SPERT-III·E-core experiments, recently performed.

The moderator feedback reactivity has been believed too small to control fast power excursion because of heat transfer time delay from fuel to coolant, and it is concluded in the SPERT report that prompt moderator heating by neutron slowing down should cause the dominant moderator reactivity feedback at power burst time.

A code EUREKA-multi-region, nuclear, thermal hydrodynamic, kinetics code, which had been developed in JAERI, was used to examine this moderator temperature feedback effect through reevaluation of SPERT-III·E-core transient test.

As the results, EUREKA which includes the prompt moderator heating effect showed an excellent analysis results for experiment and vice versa, moderator temperature feedback effect is proved to be an important reactivity feedback effect at fast power excursion in light water reactor.

The objects of the report are to investigate this moderator feedback behavior and to improve analysis method for reactivity accident.

The content of the reports consist of the following manner.

Following to the introduction (chapter 1), consistence between the SPERT experiment and the EUREKA analysis are demonstrated in the chapter 2. In the chapter 3, currently used adiabatic kinetics calculation results are compared with EUREKA results for reevaluation of adiabatic kinetic model and for examination of moderator temperature feedback behavior. The chapter 4 discusses the moderator feedback behaviors with wide parametric calculations, for such as, coolant temperatures, initial power levels, coolant velocities, temperature coefficients, flux distributions in core, and reactor period. The chapter 5 is the reevaluation of reactivity accident for current designed BWR reactor and the chapter 6 is that of pump trip accident and cold coolant accident, when the moderator feedback take into account. The chapter 7 discusses the PMH effect in detail, based on the previous computational results, and the chapter 8 states the conclusion.

Dec. 1970

Michio ISHIKAWA

Yasushi KUGE\*

Yuichiro KAMBAYASHI

Eiji TAKEUCHI\*\*

Nobuaki OHNISHI

Hiroshi HATTA\*\*\*

Tokai Research Establishment

Japan Atomic Energy Research Institute

---

\* Now work for Japan Atomic Power Co.

\*\* Now work for Chubu Electric Power Co.

\*\*\* Now work for Central Research Institute of Electric Power Industry

## 目 次

1. 序 文	1
2. EUREKA による SPERT-III・E 型炉心実験解析	2
2.1 SPERT 実験と EUREKA 解析結果の比較	2
2.1.1 大気圧実験	2
2.1.2 高温実験	2
2.1.3 出力実験	5
2.2 SPERT-III・E 型炉心実験解析の結論	6
3. EUREKA と断熱点状動特性モデルとの比較	7
4. 各種パラメータがおよぼす SPERT-III・E 型炉心の動特性への影響	9
4.1 初期温度の影響	9
4.2 初期出力の影響	10
4.3 冷却材流速の影響	13
4.4 減速材温度係数の影響	14
4.5 出力分布の影響	15
4.6 ギャップ熱伝達係数の影響	18
5. BWR 動力炉の反応度事故解析	21
5.1 解析対象の概要	21
5.2 主要入力データ	21
5.2.1 低温臨界および高温臨界状態	21
5.2.2 定格運転状態	23
5.3 計算結果の検討	24
5.3.1 低温臨界状態からの落下事故	24
5.3.2 高温臨界待機状態からの落下事故	26
5.3.3 定格出力運転状態からの落下事故	27
5.4 BWR 解析についての結論および今後の検討事項	27
6. PWR についての冷却材過渡現象の解析	29
6.1 ポンプ停止事故	29
6.2 冷水事故	31
7. 即発性減速材加熱 (PMH) 効果	33
7.1 PMH 効果の性質	33
7.2 PMH 効果と冷却材流速の関係	34
7.3 炉周期の影響	35
7.4 初期出力の影響	36
7.5 温度係数の影響	37
7.6 出力分布 (フィードバック荷重) の影響	38
7.7 PMH 効果のまとめ	39
8. 結 言	40
9. 謝 辞	40
10. 参考文献	41
App. 1 SPERT-III・E 型炉心の概要	42
App. 2 SPERT-III・E 型炉心実験結果	45
App. 3 EUREKA コードの主要入力の説明	52

## Contents

1. Introduction .....	1
2. EUREKA analysis for the SPERT-III • E-core experiments.....	2
2.1 EUREKA analysis .....	2
2.1.1 Cold fiducial test analysis.....	2
2.1.2 Hot temperature test analysis.....	2
2.1.3 Power operational test analysis .....	5
2.2 Discussion of the experimental analysis .....	6
3. Discussion to the adiabatic kinetic model .....	7
4. Parametric analysis to the moderator feedback .....	9
4.1 Coolant temperature .....	9
4.2 Initial power level.....	10
4.3 Coolant velocity.....	13
4.4 Temperature coefficient.....	14
4.5 Flux distribution .....	15
4.6 Gap heat transfer coefficient .....	18
5. BWR analysis by EUREKA .....	21
5.1 BWR plant description.....	21
5.2 Input.....	21
5.2.1 Input at cold critical and hot critical .....	21
5.2.2 Input at power operation.....	23
5.3 Analytical results .....	24
5.3.1 Rod drop accident from cold critical.....	24
5.3.2 Rod drop accident from hot critical .....	26
5.3.3 Rod drop accident from power operation.....	27
5.4 discussion .....	27
6. Miscellaneous transient analysis .....	29
6.1 Pump trip accident .....	29
6.2 Cold coolant accident.....	31
7. Prompt moderator heating effect .....	33
7.1 General discussion .....	33
7.2 Coolant velocity .....	34
7.3 Period .....	35
7.4 Initial power level.....	36
7.5 Temperature coefficient .....	37
7.6 Flux distribution .....	38
7.7 Discussion .....	39
8. Conclusion .....	40
9. Acknowledgement .....	40
10. Reference .....	41
<b>App. 1</b> General discription of SPERT-III • E-core .....	<b>42</b>
<b>App. 2</b> Summary of SPERT-III • E-core experimental results .....	<b>45</b>
<b>App. 3</b> General discription of EUREKA code.....	<b>52</b>

## 1. 序 文

ここでは軽水型動力炉 (PWR, BWR) についての、事故につながるような急激な過渡現象の解析をパラメトリックに行ない、実験と対比させることによって、出力、冷却材温度、流量、ボイドなどが持つ過渡出力への影響を整理し解明した。

広く知られているように、軽水型動力炉体系における出力変動に伴う反応度補償効果のうち、ドップラー効果 (核的フィードバック) の占める割合はきわめて大きい。そして、これまで冷却材温度、ボイドなどによる熱的なフィードバック効果は、伝熱の持つ時間遅れのため急激な出力変化に対しては間にあわないものとされていた。

ところが 1967 年に行なわれた SPERT-III・E 型炉心による暴走実験の結果、原子炉が高温、高出力状態下にある場合の過渡出力変化については、温度効果がきわめて重要なフィードバック量となることが証明された (App. 2)。この温度効果を誘起する熱源は、中性子の減速エネルギーを主体とする減速材中での即発熱効果 (PMH 効果) であるといわれている。

筆者らはさきに発表した軽水型動力炉についての核熱水力結合動特性解析コード EUREKA により、SPERT-III・E 型炉心実験についての解析計算を行ない、熱的なフィードバックの役割を調査した。EUREKA による SPERT-III 実験についての解析結果は第 2 章に示すように、実験結果ときわめてよく一致すると共に、SPERT で使用された同種の解析コード PARET の解析ともよく一致している。

この解析計算においては断熱点状動特性モデルとの比較をおこなって、熱的フィードバックの持つ効果が過渡出力変化におよぼす影響を明確にした (第 3 章参照)。断熱点状動特性モデルとしては動特性コード KAIREK を使用した。

これらの結果から熱的フィードバックの持つ効果が明確となり、また EUREKA コードによる計算結果についての妥当性に確信を得たので、冷却材温度、炉出力、冷却材流速、温度係数、出力分布、熱伝達係数など熱的フィードバックに大きな影響を与える因子についての解析をパラメトリックに行ない、これらの挙動を明らかにした。

これらの解析を行なうにあたって、できる限り実験との比較を行なうため、SPERT-III・E 型炉心実験に準じた解析に重点をおいた。その結果、動力炉の安全解析上熱的フィードバック効果を無視できないことが明らかとなった。パラメータとして選んだ上記各因子の影響については、第 4 章以降を参照されたい。

SPERT-III・E 型炉心実験は PWR についての反応度変化による過渡出力実験である。このためボイド効果についての定量的な証明は明確ではない。しかし、PWR についての実験との一致が妥当な熱計算から得られることから考えて、EUREKA による BWR の解析は、従来行なわれている断熱核モデルによる解析に比べて、より実際的であるといえることができるであろう。

第 5 章に示した BWR の解析は GE 社設計のプラントの過渡出力変化を計算したものであるが、GE 社の安全解析結果と比較的によく一致している。計算結果ではボイド体積率 80% 以上までの計算を行なっているが、計算解法上の不安定性は現われず、熱現象についての興味ある変化を示唆している。

第 6 章に示した冷却材流量変化 (ポンプトリップ事故) および冷却材入口温度変化 (冷水事故) の解析も、実験結果との対比はできないが、BWR 解析と同様の趣旨でおこなったものである。いずれの場合においても、解析結果は納得のいくものであった。

SPERT-III・E 型炉心実験解析を中心に行なった PWR 炉心についてのパラメータ解析も、応用例として挙げた BWR 解析や冷却材過渡解析も、その主題は従来の核的なフィードバックに加えられた熱的なフィードバック効果の挙動にある。はじめに述べたように、熱的なフィードバックをもたらず主要な熱源は、時間遅れのある伝熱ではなく急激な過渡出力条件下に現われる即発性減速材加熱 (PMH 効果) である。第 7 章は解析に現われた PMH 効果について、定性的な考察とあわせて熱的なフィードバックの持つ影響のまとめとした。

なお原子炉の安全解析を目的として過渡現象を解析する場合、数多くの時間依存因子が、相互に複雑な影響を与えつつ変化している点に注意せねばならない。一方これらすべてを完全に包括した計算モデルを作成することは現在のところ不可能に近い。従っていきおい重要な因子についての、巨視的な結果に重点を置く解析モデルとなる。これは普通原子炉の計算に使用されるような微視的なモデルとは趣きを異にした手法である。このため特に安全性解析コードにおいては、実験値との比較が重要になり、数多い一致を見た解析手法が妥当な手法とみなされるのである。また同時にその解析モデルによくマッチした正しい手順を踏んだインプットを用意する必要があり、そしてその時にのみ、現実にあった解析を行なうこととなる。

App. 3 は参考のために、EUREKA による SPERT-III・E 型炉心解析を行なった手順を示したものである。

## 2. EUREKA による SPERT-III-E 型炉心実験解析

我々の開発した軽水炉安全性解析コード EUREKA について、そこで用いられている種々の計算モデル、手法または仮定がはたして妥当のものであったかどうかの検討が必要である。本章で述べる SPERT-III-E 型炉心実験と EUREKA による計算結果の比較は、コードの妥当性をみるために行なった計算である。軽水炉の安全性に関する実験は今までのところ系統的に行なわれたものとして米国における BORAX 実験と SPERT 実験の 2 つしかない。ここでは後者の一連の実験の中で最もよく軽水動力炉を模擬した SPERT-III-E 型炉心についての実験結果と EUREKA のその解析結果について述べることにする。

SERT-III-E 型炉心は App. 1 の TABLE A-1 にも示すように低濃縮酸化ウラン棒の小型 PWR 原子炉であり、その実験は 1968 年終了した<sup>1)</sup>。その暴走実験の目的は原子炉の出力状態やコールドおよびホットスタンドバイ状態における暴走挙動の把握であった。SPERT-III-E 型炉心の実験解析は計算コード PARET によって行なわれた。PARET コードは核熱水力結合動特性解析コードで EUREKA とほとんど同じ解析モデルを採用している。SPERT-III-E 型炉心の実験解析には筆者らの一人が参加して計算コード PARET によって行なわれた。

PARET (A Program for the Analysis of Reactor Transient)<sup>2)</sup> は SPERT 実験解析のために開発された計算コードで IBM-7040 (or 7044) 用のもので機械語で書かれており、わが国には入手されていないものである。

### 2.1 SPERT 実験と EUREKA 解析結果の比較 (大気圧実験、高温実験、出力実験)

#### 2.1.1 大気圧実験 (Cold startup reactivity accident tests)

この実験の目的は解析と実験との間の基本となるデータを得るのが主たるものである。つまり高温条件下の実験あるいは解析を行なう際のいわゆる起点として、これまで SPERT で行なわれた大気圧実験の結果や解析と比較し、SPERT-III 炉が特殊な挙動がないことを確かめたものであった。E 型炉心を使用してこの大気圧実験に属する実験は 40 種類行なわれ (App. 2, TABLE B.2), この時の挿入反応度は  $0.68 \sim 1.21 \beta$  であり、これらの反応度挿入の結果、初期炉周期  $1.9 \text{ sec} \sim 10 \text{ msec}$  の出力暴走がみられた。EUREKA の解析はこのうち初期出力

50 W, 温度  $70^\circ\text{F}$ , 流量 0, 炉周期 10 msec の場合について行なった。TABLE 1 (Case 1-9) に示した過渡出力状態における主要パラメータについての計算値と実験値の比較にみられるように、EUREKA の解析値と実験値はきわめてよく一致しており、すべて実験誤差範囲内に含まれている。また反応度、暴走エネルギーおよび暴走出力の時間的变化については、Fig. 1 に実験値と解析値を比較して示しておいた。Fig. 1 から明らかなように実験値と計算値の一致は非常に満足のものであった。

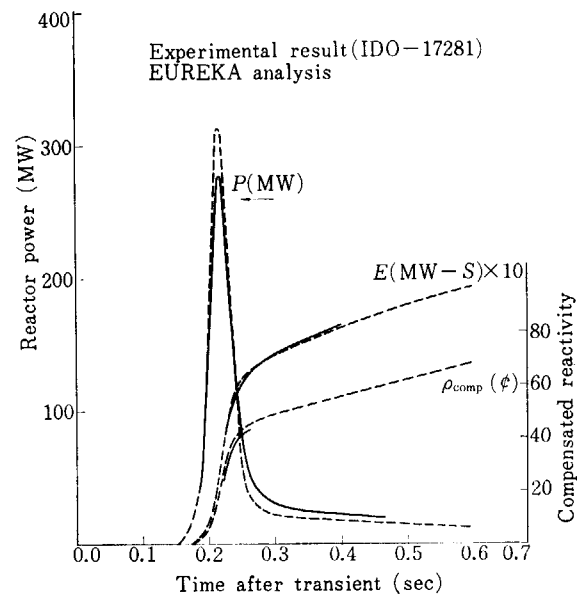


Fig. 1 EUREKA analysis (Case 1-9) SPERT-III 10ms transient ( $70^\circ\text{F}$ , pool water, atmospheric pressure)

#### 2.1.2 高温実験 (Hot startup reactivity accident tests)

SPERT ではこの高温実験において二種類のグループの実験を行なっている。第一は初期温度を  $260^\circ\text{F}$  にしたものであり、第二は初期温度を  $500^\circ\text{F}$  にしたものでこの両者をあわせて 33 の実験を行なっている。この時の初期出力はごく低出力、いわば再起動時、高温臨界状態 (ホット・スタンドバイ) の条件下であったと考えればよい。この実験の範囲は初期出力  $10 \sim 50 \text{ W}$  初期圧力  $1500 \text{ psig}$ , また流量は  $20000 \text{ gpm}$  ( $2.4 \sim 24 \text{ fps}$ ) であった。挿入反応度  $0.64 \sim 1.23 \beta$  であり、これによって生じた過渡出力状態の炉周期は  $2.36 \text{ sec} \sim 9.7 \text{ msec}$  であり、EUREKA で解析した実験は TABLE 1 (case 1-1, 1-2, 1-3) で示すように炉周期 10 msec, 20 msec, 40 msec のものである。



TABLE 1 EUREKA analysis to the SPERT-III・E core

Case No.		1-1	1-2	1-3	1-4	1-6	1-9
Initial condition							
Pressure	psi	1,500	"	"	"	"	Atm
Temperature	°F	500	"	"	"	"	70
Flow Rate	f/s	14	"	"	"	"	0
Reactor Power	MW	$5 \times 10^{-5}$	"	"	"	19	$5 \times 10^{-5}$
Transient condition Inserted reactivity	$\$$	1.21 (1.23 ± 0.05)	1.10 (1.10 ± 0.04)	1.04 (1.04 ± 0.04)	1.21 (1.25 ± 0.04)	1.17 (1.17 ± 0.05)	1.21 (1.21 ± 0.50)
Initial period	ms	10 (~9.7)	20 (~20.6)	40 (~41.6)	~10 (~)	~ (~)	10 (10.0)
Reciprocal period	sec <sup>-1</sup>	100 (~111)	50 (~49)	25 (~24)	~100 (~)	~ (~)	100 (~100)
Peak power	MW	458 (410 ± 41)	123 (97 ± 10)	37 (35 ± 4)	498 (~)	534 (610 ± 65)	312 (280 ± 42)
Energy*	MW-S	9.1 (8.5 ± 1.1)	5.5 (4.5 ± 0.6)	3.3 (3.1 ± 0.4)	9.1 (~)	13.5 (17 ± 2)	1.1 (6.0 ± 1.0)
Peak power time	sec.	0.22 (~0.227)	0.35 (~0.37)	0.57 (~0.6)	0.12 (~)	0.101 (0.11~0.05)	0.216 (~0.23)
Compensated reactivity*	$\phi$	22.3 (24 ± 3)	12.7 (12 ± 1)	7.8 (8 ± 1)	21.1 (~)	23.6 (~22)	22.0 (22 ± 2)
Reference IDO-17281 SPERT Test No.		(60)	(62)	(56)	(83)	(86)	(43)

( ) Experimental value  
\* Value at peak power time

Fig. 2 は最大暴走出力について、逆炉周期をパラメータとして、実験値と解析値を比較して示した図である。最大暴走出力についての実験値と計算値の誤差は、10%内外であり、いずれも実験誤差範囲内で一致している。

Fig. 3 は最大出力時刻までに発生した炉出力積分値(暴走エネルギー)を逆炉周期について比較して示した図である。Fig. 2 と同様、実験値と解析値の示す傾向は

きわめてよく一致している。実験値と計算値の間の誤差には、最大約20%の誤差(Case 1-2)も存在するがおおむね 10% 程度の誤差に止まり、実験誤差内の解析値を示している。最大暴走出力変化に比較して暴走エネルギーについて実験と解析との誤差が大きいの、最大出力時刻の測定にも多少の誤差が生ずるためであり、主として測定技術上にその主因が考えられている。

Fig. 4 は、高温高圧実験解析の一例として炉周期 10 msec の場合(Case 1-1)について、過渡出力変化および

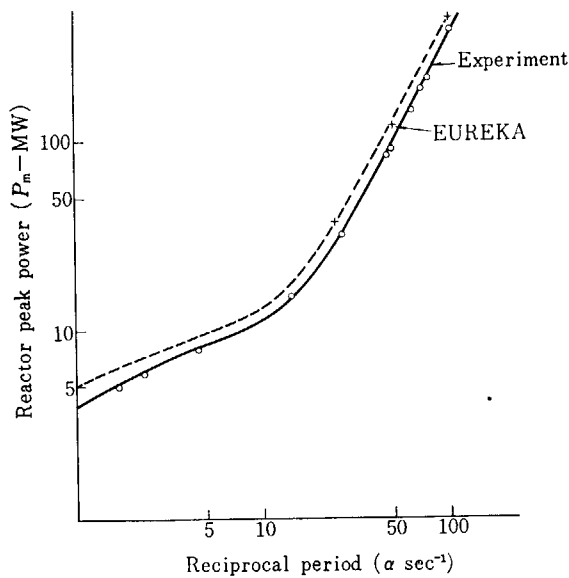


Fig. 2 EUREKA experimental analysis (peak power vs. reciprocal period) (1,500 psi, 500°F, 14 f/s)

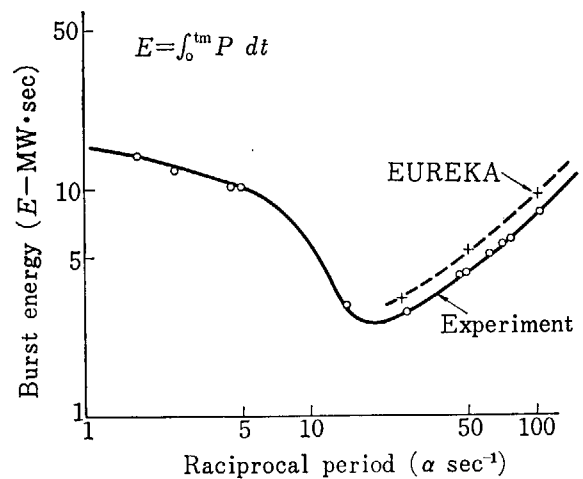


Fig. 3 SPERT-III experimental analysis (burst energy vs. reciprocal period) (1,500 psi, 500°F, 14 f/s)

び暴走エネルギー変化を時間的に示した図である。Fig. 1と同様に、EUREKAによる解析値は、出力変化の状態全般にわたって実験値ときわめてよく一致している<sup>注</sup>。

なお、Fig. 1およびFig. 4に示した過渡出力変化の図において、実験値と解析値の持つ共通した差について少し補足して説明する。EUREKAの解析値は、実験に比較して最大暴走出力がわずかながら高く、逆にランアウト出力が少し低い。これは燃料体内の温度変化により次のように説明できる。

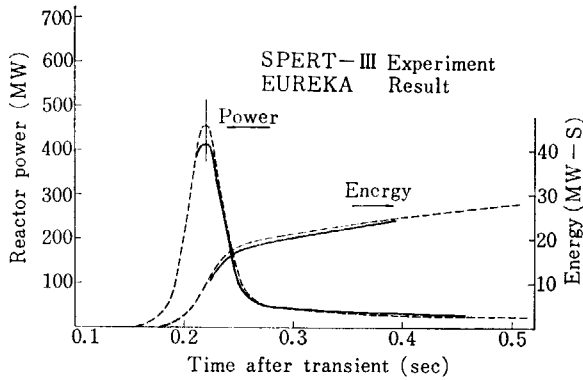


Fig. 4 EUREKA analysis (Case 1-1) SPERT-III 9.7 ms transient ( $T=500^{\circ}\text{F}$ ,  $v=14\text{f/s}$ ,  $P=1, 500\text{psi}$ )

Fig. 5は、燃料体内の温度分布の変化を時刻毎に示した図である。最大出力時刻 ( $t=0.22\text{sec}$ ) を中心として前後 20 msec 時刻の温度分布とランアウト出力 ( $t=0.6\text{sec}$ ) を代表的に選んだ。

ところで EUREKA では燃料平均温度 ( $T_{FA}$ ) を用いてドップラー効果を計算している。Fig. 5 より明らかのように、暴走出力の前半 (最大出力時刻まで) では、燃料平均温度  $T_{FA}$  はペレット表面温度 ( $T_s$ ) よりも低く、分布の形状は燃料体内の熱中性子束分布にほぼ比例している。いうまでもなく、ドップラー効果は燃料表面付近における効果が主体であるから、 $T_{FA}$  をドップラーの温度として使用することは、暴走出力前半においてドップラー効果を控え目に見積ることとなる。逆に、暴走出力後半においては  $T_{FA}$  は  $T_s$  よりも高く、特にランアウト出力時刻では表面付近の温度勾配は大きく平均温度との差は大きい。この場合、ドップラー効果をやや多く見積ることとなる。このような理由で、EUREKA の解析値は実験に比較して、最大暴走出力値をやや高く、ランアウト出力を少し低めに見積る。

計算モデル上、ドップラー温度をより適正な温度に変更して求めることは容易であるが、温度分布のある体系でのドップラー効果がどのような温度に支配されるのか

注) Fig. 3 に示すように、断熱点状動特性モデルを使用した場合の高温高圧実験解析は実験値との間に大きな差を示している。

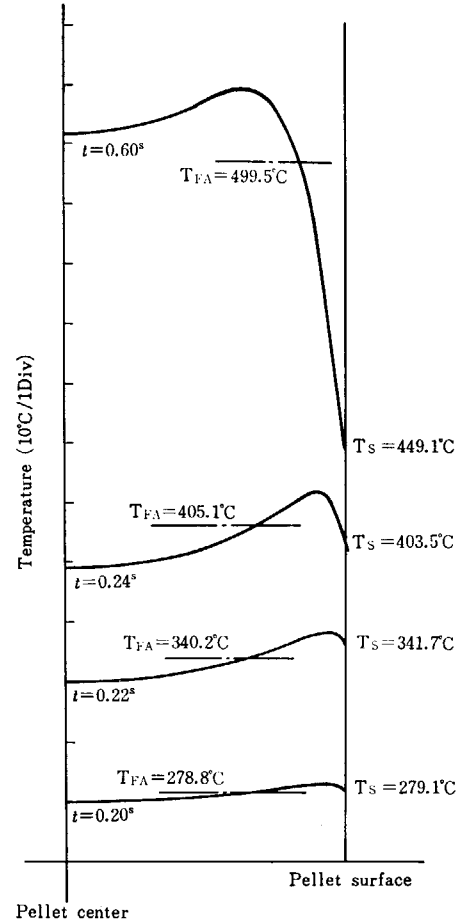


Fig. 5 Temperature distribution in fuel pellet

については明確でなく平均温度により近似されているのが普通である。また幸なことに、ドップラー効果は絶対温度の平方根に比例しているので、燃料温度の増加に伴って増加率が弱まってくる。したがって、ランアウト出力のような状態では、平均温度を使用しても、表面温度を使用してもドップラー効果の量はそれほど大きくは変わらない。

ところで EUREKA による動特性解析は実験値に比較して最大暴走出力をやや大き目に、ランアウト出力をやや少なく見積ってはいるものの、SPERT-III-E 型炉心の大気圧実験および高温実験をきわめて精度よく再現している。

さて、先にも記したように SPERT の実験の解析は、PARET によりすべての点にわたって行なわれたものであった。われわれはここでは SPERT の実験解析が目的ではないのであり、EUREKA のテストランはあくまでも SPERT の実験の代表的なものについて行なったものである。機能的には PARET と EUREKA は本質的に変わらないものであり、SPERT の実験解析と PARET の解析結果との間に差があるとすれば SPERT と EUREKA との間にも多分同様の差異があったことが予想される。ここで参考のため SPERT と PARET 解析結果を Fig. 2 および Fig. 3 に示す。この図の上にわれわれの

EUREKA の解析結果を示したのが + 印である。初期温度が変わった場合の最大暴走出力の変化については、後に第 4.1 節で詳しく述べるが、ここで高温高圧実験に現われる温度効果について少し述べる。

SPERT の実験では 70°F から 500°F に初期温度が変わった場合、炉周期 10msec 付近の実験では最大暴走出力は 280MW から 410MW と約 50% 増加している (TABLE 1, Case 1-1 および Case 1-9)。EUREKA の解析結果もまた最大暴走出力はそれぞれ 312MW, 458MW でこの比をとると 1.47 であり EUREKA は実験をよく再現している。同様に暴走エネルギーも 6.0MW-S から 8.5MW-S (解析値 6.1MW-S から 9.1MW-S) と約 50% も増加している。このように原子炉が高温状態になると炉心最大暴走出力や暴走エネルギーが増加する。主な理由にはドップラー効果の減少が考えられる。

SPERT-III・E 型炉心でのドップラー係数の値は 70°F の  $-0.72$ ,  $\text{c}/^\circ\text{F}$  から 500°F の  $-0.37$   $\text{c}/^\circ\text{F}$  と約 1/2 に減少している (App. 1 参照)。しかし、もしも炉出力がドップラーによるフィードバックのみに支配されて変化するならば、最大出力時刻において補償される反応度量が同一である上記 2 つのケースの持つ暴走エネルギーの差はドップラー効果の逆数となるので当然 2 倍の差が生じねばならず、SPERT-III・E 型炉心実験の結果に示される約 1.5 倍の暴走出力や暴走エネルギーを説明し得ない。この差を説明する概念として新しく導入されたのが PMH 効果 (Prompt Moderator Heating) である (第 7 章参照)。

### 2.1.3 出力実験 (High initial power tests)

大気圧実験、高温高圧実験に引き続いて軽水炉の運転状態を模擬した実験 (High initial power tests) が行なわれた。この実験条件は今までのものと比較して次の 3 点でより厳しい条件であった。④定常状態の燃料温度は融点により近い。⑤炉心の蓄積エネルギーはより大きい。⑥暴走エネルギーが非常に大である。

さて、出力実験の条件は入口温度 500°F、圧力 1500 psig、冷却材流量 2000 gpm ( $\sim 14$  fps) であった。この実験も 2 つのグループに分けられている。

第一は、初期出力を 1MW としたもので、これは最大出力密度  $30\text{kW/l UO}_2$  (比出力  $0.8\text{kW/kg UO}_2$ ) に相当し、商業用 PWR のホットスタンドバイを代表する条件である。第二のグループは、初期出力 20MW でこれによって最大出力密度は  $550\text{kW/lUO}_2$  (比出力  $16\text{kW/kg UO}_2$ ) でこれは商業用 PWR の運転状態に相当する (実験では炉心の破損を防ぐため最大燃料ホットスポットエンタルピーを  $200\text{cal/g UO}_2$  におさえた)。この  $\text{UO}_2$  エンタルピーは  $\text{UO}_2$  燃料の融点に相当する  $280\text{cal/g UO}_2$  よりも充分低い。さらに実験に先立って行なわれた計算によると、20MW の条件下ではホット

スポットではランプの  $1.30\text{\$/sec}$  の反応度挿入 ( $15\text{\$/sec}$  相当のランプ) で 1 分以内に  $200\text{cal/g UO}_2$  になることがわかったため、実験においては反応度挿入を  $1.25\text{\$}$  以下におさえること、および過渡状態開始後 1sec で原子炉をスクラムすることにした。

実験はホットスタンドバイ (1 MW) で 5 回、運転状態 (20 MW) で 3 回行なわれた (App. 2)。

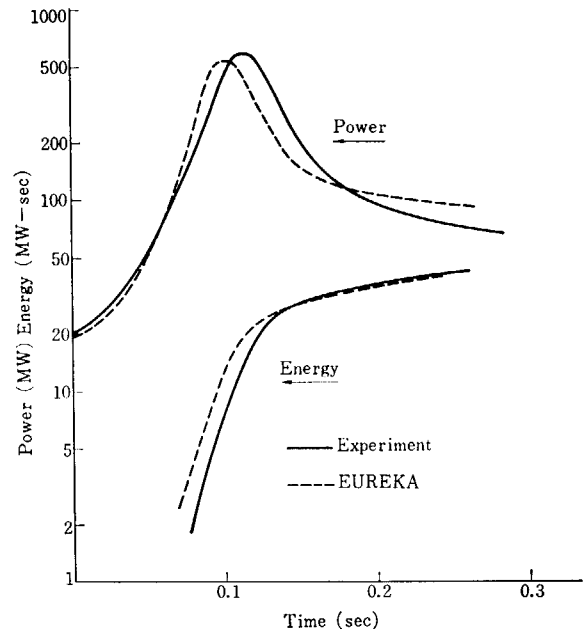


Fig. 6 EUREKA analysis (Case 1-1) (10ms, 20MW, 500°F, 5m/s, 1,500 psi)

Fig. 6 は、炉出力 20MW、挿入反応度  $1.17\text{\$}$  の最終実験についての EUREKA の解析結果である。EUREKA の解析結果は、最大暴走出力の値自体はよく模擬し得ているものの、前回までの解析結果とやや異なり時間的な変化の度合いが、実験値に比べてわずかなずれを生じている。Fig. 6 に示される出力変化の特徴は、どの時刻をとってみても一定の指数関数にしたがった出力変化ではないことである。いいかえれば、反応度の挿入と共に反応度フィードバックが生じ、これまで示した低出力からの出力変化のように初期炉周期によって支配される出力上昇範囲がない。これは高出力運転条件からの反応度変化に現われる極立った特徴であり、SPERT-III・E 型炉心実験で示された新しい結果である。

したがって、高出力運転条件からの反応度変化を正確に解析するためには反応度の入れ方について十分な知識を必要とするが、これらについての情報は得られない。Fig. 6 に示した解析の反応度挿入速度は、適当に S 型の制御棒ワース曲線を仮定し解析したものであり、最初直線的に挿入した解析とは多少の相違がある。

このことは PAPET による SPERT-III・E 型実験解析でも示されており、ほぼ同様の結論を生じている。

なお、本解析においては時刻約 140msec において、

サブ・クール沸騰が開始することが計算上示されているが、実験においても同時刻にボイドの発生が生じたことが報ぜられている。

また、TABLE 1 (Case 1-4) は 1 MW 出力からの炉周期 10 msec の解析であるが、反応度挿入に伴うフィードバックは出力 20 MW の解析ほど大きくなく、初期炉周期に支配される領域があることを示している。

## 2.2 SPERT-III-E 型炉心実験解析の結論

以上 SPERT-III-E 型炉心の実験と EUREKA のテストラン結果について示してきた。これらの結果からもわかるように EUREKA は実験値ときわめてよく一致していることがわかる。大気圧および高温実験についての暴走出力変化はその最大出力時刻をも含めて実験値との一致が良好である。これらについて実験値と EUREKA の解析点の相異をしいて指摘すれば、

- 1) EUREKA の解析は最大暴走出力をやや過大に見積っている
- 2) ランアウト出力に少し喰い違いがあり EUREKA の解析値の方が低い

ことである。

さらに出力実験の解析について、暴走出力変化そのものに少し差がみられ、最大出力時刻は計算値の方が早い。しかし、実験値そのものの誤差が 30% といわれており、このことを考慮すると EUREKA の計算値はいずれもこれら実験誤差内に入っていることに注目すべきである。EUREKA コードにみられた実験値と計算値の相違は PARET の計算結果にも全く同じ形、量で現われていることは興味深い。反面こうしたことにより PARET の実績ではボイドの発生しない炉心解析（大気圧、高温、出力）の結果では誤差 30% 以内であり、ボイドが発生するとその誤差は 40% 以内とされていることから、現在のところボイドの発生した場合の比較すべき情報はもちあわせないが、我々の EUREKA は沸騰開始の場合でも、同上の精度を保つことが期待されている。

いずれにしても EUREKA コードの実験的検証はきわめて満足のいくもので、EUREKA コードは軽水炉の安全性解析コードとして各種条件下での安全性解析には非常に強力、有効な計算コードであると断言してよいであろう。

### 3. EUREKA と断熱点状動特性モデルとの比較

軽水炉に関するフィードバック効果としては、ドップラー効果、減速材温度効果、ボイド効果などが考えられるが、この章ではドップラー効果のみを取り入れた断熱点状動特性モデル、およびドップラー効果、減速材温度効果を考慮した EUREKA モデルを用いて、SPERT-III・E 型炉心暴走実験を対象に解析を行ない、減速材温度効果の炉出力応答におよぼす影響について考察した。

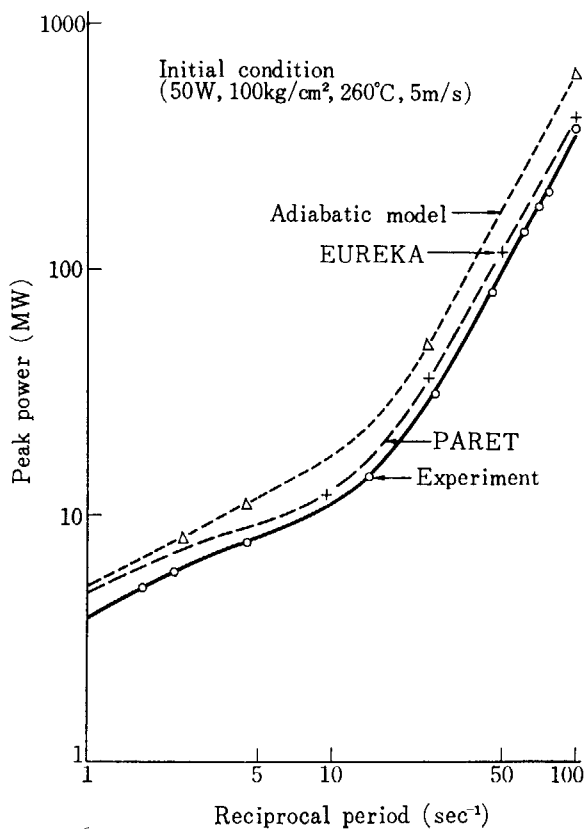


Fig. 7 Peak power v.s. reciprocal period in SPERT-III E-core at hot stand-by condition

Fig. 7 は原子炉初期条件 (Case 1-1, 炉出力 50W, 圧力 100 kg/cm<sup>2</sup>, 冷却材入口温度 260°C, 冷却材流速 5 m/s, 原子炉起動直前のホットスタンドバイ初期の状態) のもとの出力暴走実験の結果および解析結果を、最大暴走出力と逆炉周期の関係で整理したものである。図には断熱点状モデルによる解析結果, EUREKA モデルによる解析結果, 実験結果, SPERT での PARET による解析結果を示した。この図は Fig. 2 で示した SPERT-III・E 型炉心の解析の上に断熱点状モデルによる解析結果を示したものである。

実験結果の誤差は、30% と報告されており、EUREKA モデルによる解析結果はこの範囲内に入っている。

また、PARET による解析結果とは全く一致している。一方断熱点状モデルによる解析結果は、実験誤差範囲の上限に近い値となっている。このことは原子炉が負の減速材温度効果を持つ場合、減速材温度効果を無視した解析では、最大暴走出力を過大に見積ることを示しており、減速材温度効果が重要なことがわかる。

Fig. 8 は高温状態からの炉周期 10 msec の場合の炉出

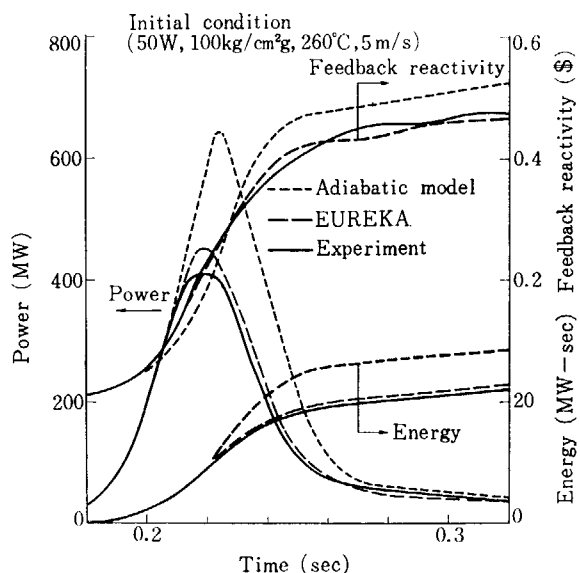


Fig. 8 10ms transient analysis by EUREKA and adiabatic model at SPERT-III hot stand-by condition

力、暴走エネルギー、フィードバック反応度について実験結果と解析結果を比較したものである。

EUREKA モデルによる解析結果は、最大暴走出力 (458 MW), 最大出力時刻 (0.22sec), ランアウト出力とも、それぞれ実験結果に近い値となっており、実験誤差の範囲内に入っている。

これに対して、断熱点状モデルによる解析結果は実験結果と比較すると、最大暴走出力 (647 MW), 最大出力時刻 (0.225sec), ランアウト出力、それぞれに顕著な差が認められる。これは減速材温度効果を取り入れなかったために、その分だけドップラー効果で補う必要があり、したがって最大暴走出力は大きく、また最大暴走出力に達するまでに要する時間も長くなっている。この点 EUREKA モデルでは減速材温度効果を考慮しているので (最大出力時刻におけるフィードバック反応度のうち減速材温度効果の占める割合は 21.5%), 解析値と実験値との相違が少なかったものと考えられる。

フィードバック反応度の時間経過をみると、断熱点状

モデルによるものが単調な形をしているのに対して、EUREKA モデルによるものは、ランアウト出力時に多少波打っている。断熱点状モデルの場合は、フィードバック効果としてはドップラー効果のみを考えているので単調な形になるのは当然である。他方 EUREKA モデルの場合には、フィードバック効果として減速材温度効果が加わるが、この減速材温度効果には、即発加熱にもとづく PMH 効果と熱伝達にもとづく温度効果の2つがあるが、熱伝達にもとづくものは時間的に遅れを伴う。

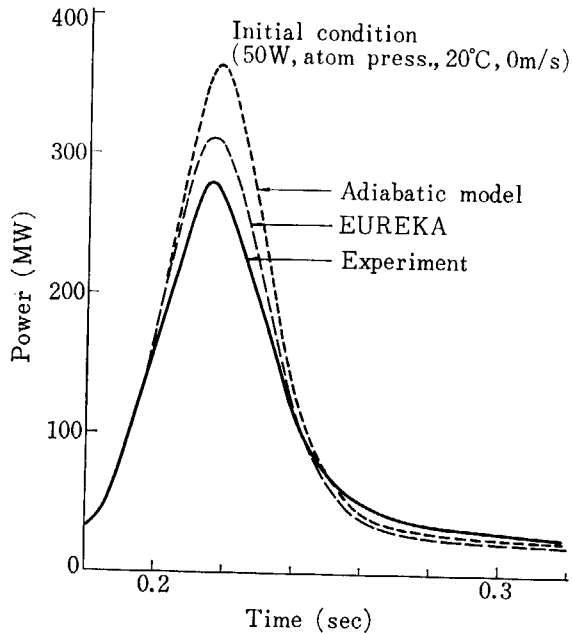


Fig. 9 10ms transient analysis by EUREKA and adiabatic model at SPERT-III cold start-up condition

このためにフィードバック反応度にゆるやかな振動が現れたのである。この振動の度合は、冷却材流速によっても当然影響を受けるものであり、その結果出力変化、特にランアウト出力に影響が現れることになる。

Fig. 9 は大気圧条件 (Case 1-9, 炉出力 50 W, 圧力大気圧, 冷却材入口温度 20°C, 冷却材流速 0) のもとでの炉周期 10 msec での暴走実験における炉出力変化、および断熱点状モデル, EUREKA モデルによる解析より得た炉出力変化を比較したものである。

この場合、EUREKA モデルによる解析結果 (最大暴走出力 313 MW, 最大出力時刻 0.216 sec) の方が断熱点状モデルによる解析結果 (最大暴走出力 365 MW, 最大出力時刻 0.219 sec) よりも、やはり実験結果に近い値となっているが、全体の傾向はほぼ一致している。

Fig. 8 に示したホットスタンドパイの解析結果にみられたような大きな相違がないのは、減速材温度の低い場合には、減速材温度効果がドップラー効果に比して相対的に小さく (最大出力時刻におけるフィードバック反応度のうち、減速材温度効果のしめる割合は 11.3%), したがって断熱点状モデルと EUREKA モデルの間には、減速材温度の高い場合にみられたような、著しい相違は現れないことを示している。

以上の考察の結果、核熱水力結合モデルの解析結果が、原子炉の低温時および高温時にわたって実験結果と比較的によく一致しているのに対して、断熱点状モデルによる解析結果は原子炉の高温時に実験値との差が大きいくことがわかる。したがって軽水炉の動特性解析に際しては、核熱水力結合モデルの必要性が認められる。

### 4. 各種パラメーターがおよぼす SPERT-III-E 型炉心の動特性への影響

これまでの章で述べたように、EUREKA コードの解析結果は、SPERT-III-E 型炉心の実験結果と対比して全ての範囲にわたってきわめてよい一致を示したが、その理由は、これまでほとんど注目されていなかった熱的フィードバック効果、とくに PMH 効果を加えた解析であったことによる。そこでこの熱的フィードバック効果の挙動をさらに究明するために、熱的フィードバックに大きな影響を与える因子、すなわち冷却材温度、炉出力、冷却材流速、減速材温度係数、出力分布および熱伝達係数などをパラメトリックにとり、且つ解析の対象を SPERT-III-E 型炉心にとって解析し、実験結果との対比を行ないながら、熱的フィードバック効果の挙動を明らかにする。

#### 4.1 初期温度の影響

本節では早い過渡出力条件下において、初期温度の相違が暴走出力、暴走エネルギーなどに与える影響を知るために、初期温度をパラメータにとって解析した結果について考察する。

解析の対象には、実験結果との照合をかねて、運転待期状態からの炉周期約 10 msec の SPERT-III-E 型炉心実験 2 つを選んだ。これらは初期冷却材温度が 120°C および 260°C である以外は、すべて同一条件下の実験であり、その他の初期条件は（炉出力 50 W、圧力 100 kg/cm<sup>2</sup>、冷却材流速 5 m/s、挿入反応度量 1.21 \$、炉周期 10 msec）である。計算値と実験値との比較は TABLE 2 に示すようによく一致し、いずれの計算値も実験誤差の範囲にある。

Fig. 10 は、この 2 つのケースについて EUREKA で行なった解析を比較して示した図である。

Fig. 12 に見られるように、初期温度が 120°C から 260°C に上昇したことによる影響は、直接暴走出力の相違となって現われている。すなわち、初期温度 260°C の最大暴走出力は初期温度 120°C の最大暴走出力の約 50%

の増大を示している。この傾向は、Fig. 11 に示したように SPERT-III-E 型炉心の実験結果すべてにわたってみられるもので、冷却材温度が上昇するにしたがって、最大暴走出力は大きくなる。

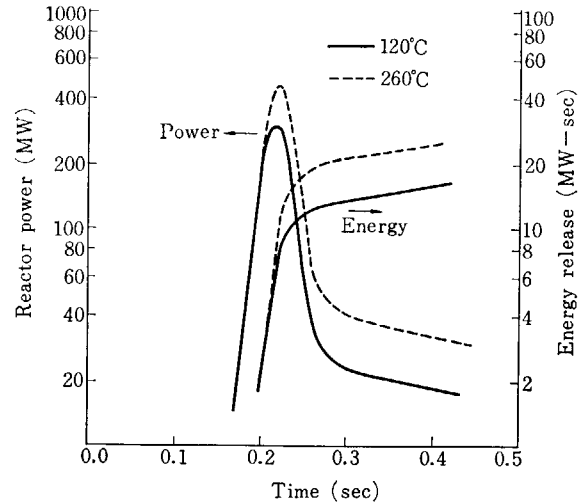


Fig. 10 EUREKA calculated reactor power and energy release for 120°C and 260°C

このように、初期温度が上昇することによって暴走出力が増大することは、ドップラー効果の増加率が温度上昇に伴って弱まることから充分予想することができる。

上記解析でのドップラー温度係数は初期温度 120°C および 260°C についてそれぞれ  $-1.01 \text{ } \epsilon/\text{ } ^\circ\text{C}$  と  $-0.67 \text{ } \epsilon/\text{ } ^\circ\text{C}$  であり、約 50% の差を生じている (App. 1 参照)。

このようなドップラー効果の弱まりが、暴走出力挙動に与える影響を知るため、上記各ケースの解析に現れたフィードバックの内訳を示したものが TABLE 3 である。

TABLE 3 に示されるように全フィードバック反応度量には、初期温度の相違による差はみられず、また計算値と実験値の差もない。しかしながら全フィードバックに占める各々のフィードバック効果は初期温度 260°C と 120°C では大きく異なっている。すなわち初期温度が

TABLE 2 EUREKA analysis for SPERT-III-E-core 10msec period experiment when initial temperature is 120°C and 260°C

	120°C Experiment	260°C Experiment
Case No/Test No	3-3/70	1-1/60
Initial temperature (°C)	120/122±2	260/260±2
Peak power time (msec)	216/200±10	220/227±5
Peak power (MW)	301/280±42	458/410±41
Energy at peak power (MW-S)	6.04/6.3±1.1	9.07/8.5±1.1

TABLE 3 Feedback components of SPERT-III 10 msec transient by EUREKA

Case No/Test No	Initial temperature (°C)	Total feedback (\$)	Doppler (%)	Moderator (%)	Clad expansion (%)
3-3/70	120	0.229/0.22±0.02*	90.7	8.8	0.5
1-1/60	260	0.223/0.24±0.03*	77.4	21.5	1.1

\* Experimental value

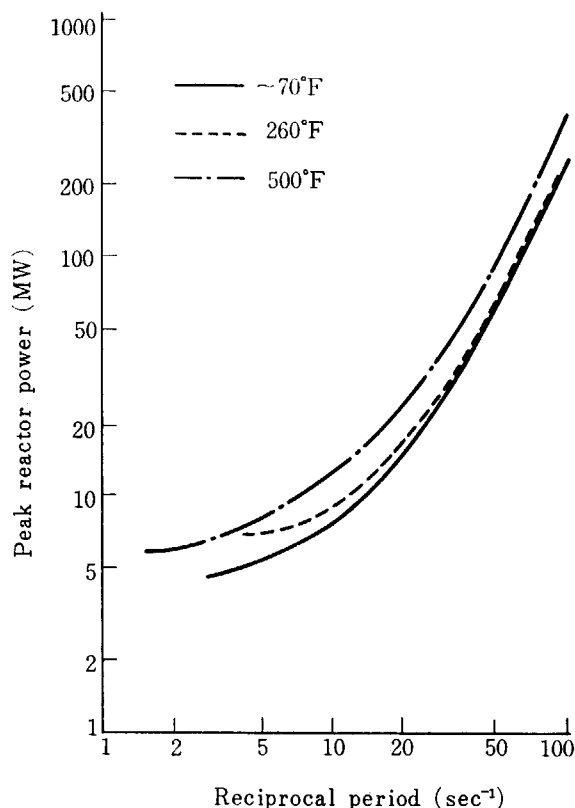


Fig. 11 Experimental peak powers as functions of reciprocal period for the cold-and hot-startup tests

120°C から 260°C に上昇することによって、ドップラー効果の占める割合が 90.7% から 77.4% に減少している反面、減速材温度効果は 8.8% から 21.5% に増加しており、丁度ドップラー効果の減少分を補償するような役割を果たしている (Fig. 12)。この減速材温度効果はすでに第 1, 2 章で述べたように PMH 効果と燃料体からの伝熱とによって構成されるものではあるが、TABLE 3 に示した最大出力時刻においては、時間遅れのある伝熱に伴う温度効果はきわめて小さく、すべて PMH 効果であると見做せる (第 7 章参照)。

初期温度の相違によって PMH 効果にこのような差が生じる理由は、減速材温度の上昇に伴う温度係数の増大による。SPERT-III-E 型炉心の持つ温度係数は初期温度 120°C および 260°C においてそれぞれ  $-3.55 \text{ } \rho/\text{ } ^\circ\text{C}$ 、 $-7.18 \text{ } \rho/\text{ } ^\circ\text{C}$  で、2 倍以上の開きを生じている (App. 1 参照)。この値は減速材温度 20°C (大気圧実験) においては  $-0.72 \text{ } \rho/\text{ } ^\circ\text{C}$  であり、260°C の 10% 程度にしかならない。

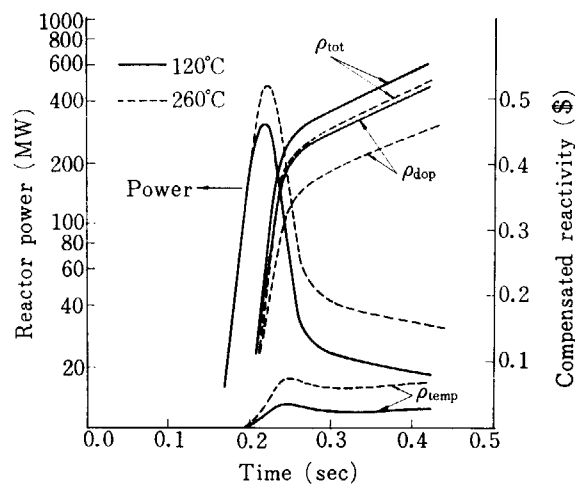


Fig. 12 EUREKA calculated total reactivity compensation for 120°C and 260°C

このように初期温度の上昇に伴って温度係数それ自体が増大し、温度効果はより大きなフィードバック効果となって現われるので、出力暴走の抑制効果として重要な役割をはたす結果となる。

以上の考察から、早い過渡出力条件のもとにおける冷却材初期温度の相違は暴走出力の違いとなって現われる。

初期温度の上昇は、ドップラー効果の増加率を弱めるので、より大きな暴走出力を発生させるが、一方温度係数の増大によって PMH 効果が有効なフィードバック効果として働くので、ドップラー効果の弱まりで予想されるほどの大きな暴走出力とはならない。

#### 4.2 初期出力の影響

高出力運転状態からの出力暴走は、燃料温度が高いのでドップラー効果による出力抑止力は前節高温状態の場合に比較してもより一層弱められるから、低出力状態からの出力暴走に比べてかなり異なった挙動となることが予想される。本節では初期出力の相違が暴走出力、暴走エネルギーおよびフィードバック反応度とどのような影響を与えるかを知るために、初期出力を 50 W, 1 MW, 19 MW に設定して解析を行なった。この場合も実験値との照合のため炉周期 10 msec に近い実験を選んで解析し、その妥当性を確かめた (TABLE 4)。計算に使用した原子炉初期条件は、圧力 100 kg/cm<sup>2</sup>、冷却材流速 5 m/s、冷却材入口温度 260°C、挿入反応度量 1.17~1.21 \$ で



ある。

実験結果との比較において、初期出力 1MW および 19MW の計算結果には、SPERT-III・E 型炉心の実験誤差範囲を少し越える点もあるが、これらは主にインプットについての詳細なデータが得られない点にあり（特に挿入反応度および出力分布）、それにもかかわらず解析全体（暴走出力時刻、逆炉周期と最大出力の関係など）の示す傾向は比較的よい一致を示しているので、解析結果を妥当なものとして減速材温度効果の挙動について調べる。

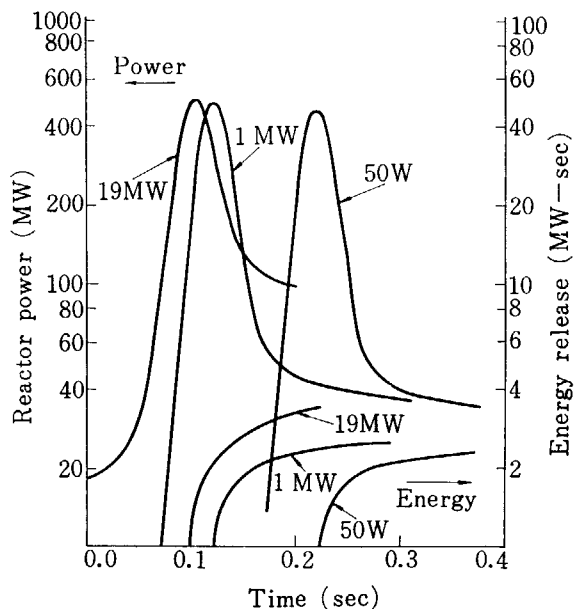


Fig. 13 EUREKA calculated reactor power and net energy release for 19MW, 1MW and 50W

Fig. 13 は上記解析各ケースについての暴走出力と暴走エネルギーの時間経過を示す図である。初期出力が高出

力になるにつれて、より早い時刻に最大暴走出力が現われる理由は、初期出力が高いほどフィードバック効果を誘起するような大きさの暴走エネルギーに到達する時刻が早いためである。

初期出力と暴走エネルギーの関係をみると、初期出力 50W および 1MW の場合の暴走エネルギーがいずれも 9.07MW-S であるのに対して、初期出力 19MW の場合は 13.5MW-S であり、大きな差がある。この原因を調べるために、各解析に現われた最大出力時刻のフィードバックの内訳を示したのが TABLE 5 である。TABLE 5 に示すように、初期出力 50W および 1MW の場合のフィードバック内訳にはほとんど差がないのに比較して、19MW の場合はドップラー効果が減少し減速材温度効果が大きくなっており、各フィードバック効果のしめる内訳に差を生じている。

ところで、SPERT-III・E 型炉心が 50W, 1MW, および 20MW の定格出力で運転された場合、炉心燃料の平均温度は、おのおの 260°C, 328°C および 591°C である。前二者の場合、燃料平均温度にあまり差がない。したがって前二者の間では、燃料温度上昇に伴うドップラー効果の弱まりはほとんどなく、したがってドップラー効果や減速材温度効果のしめる役割も変わらない。一方、19MW の場合は、燃料平均温度が高いため、ドップラー効果の値は  $-0.414\text{¢/°C}$  であり、50W の場合 ( $-0.666\text{¢/°C}$ ) に比較して約 0.6 倍に減少している (App. 1 参照)。

したがって等価の反応度を補償するためにはより大きな暴走出力の発生が必要となる訳で、これに付随して冷却材中に発生する PMH 発熱も大きくなるので、相対的に減速材温度効果が全フィードバックの内訳で占める割合は大きくなる。

TABLE 4 EUREKA analysis for SPERT-III・E-core 10msec transient when initial power are 50W, 1MW and 19MW

	50W Experiment	1MW Experiment	19MW Experiment
Case No./Test No	1-1/60	1-4/83	1-6/86
Initial power (MW)	$5 \times 10^{-5} / 5 \times 10^{-5}*$	$1 / 1.1 \pm 0.1*$	$19 / 19 \pm 1*$
Peak power time (msec)	$220 / 227 \pm 5*$	$120 / 117 \pm 2*$	$101 / 110 \pm 5*$
Peak power (MW)	$458 / 410 \pm 41*$	$498 / 620 \pm 60*$	$534 / 610 \pm 60*$
Energy at peak power (MW-S)	$9.07 / 8.5 \pm 1.1*$	$9.07 / 11 \pm 1*$	$13.50 / 17 \pm 2*$
Inserted reactivity (¢)	$1.21 / 1.23 \pm 0.05*$	$1.21 / 1.25 \pm 0.04*$	$1.17 / 1.17 \pm 0.05*$

\* Experimental value

TABLE 5 Feedback components of SPERT-III transient by EUREKA

Initial power	Case No./Test No.	Inserted Reactivity (¢)	Total Feedback (¢)	Doppler (%)	Moderator (%)	Clad expansion (%)
50W	1-1/60	$1.21 / 1.23 \pm 0.05*$	$0.223 / 0.24 \pm 0.03*$	77.4	21.5	1.1
1MW	1-4/83	$1.21 / 1.25 \pm 0.04*$	$0.211 / 0.26*$	79.3	20.5	0.2
19MW	1-6/86	$1.17 / 1.17 \pm 0.05*$	$0.236 / 0.22*$	57.6	44.3	1.9

\* Experimental value

ちなみに、初期出力 50 W, 1 MW, および 19 MW の暴走エネルギー当りの補償反応度量を計算すると、おのこの 2.46  $\epsilon$ /MW-S, 2.33  $\epsilon$ /MW-S および 1.75  $\epsilon$ /MW-S である。ドップラー効果の弱まりにより、19 MW の場合の暴走エネルギー当りのフィードバック量が低出力の場合と比較して低下しているのは当然として、その比率約 0.7 が上述のドップラー効果の比 (0.6) より大きくなっているのは、減速材温度効果がより強力な抑制効果に生長しているためである。

ところで、第 1 章でのべたように SPERT-III-E 型炉心の 20 MW 運転状態は、炉比出力その他の点において一般軽水炉の出力運転条件をよく代表している。そして TABLE 5 に示したように、19 MW からの暴走出力実験では、減速材温度効果の占める比率が全フィードバック量の約 44% を占め、ドップラー効果の占めるフィードバック量 (約 57.6%) とほぼ同じ値まで生長しているのは重要である。軽水炉の運転状態における暴走出力挙動を解析するにあたって減速材温度効果を見捨てることはきわめて大きな誤差を生じることとなる。もし SPERT-III-E 型炉心の高出力条件からの解析において減速材加熱効果を無視した場合、解析結果は暴走エネルギーにおいて約 25 MW-S 程度にまで増加し、TABLE 4 に示した実験値とでは約 50% の誤差を生じる。

以上の考察から理解できるように、初期出力が大きく違っているにもかかわらず最大暴走出力に大きな差が生じていない理由は、初期出力が高くなるにつれて減速材温度効果がフィードバック効果として大きく寄与し、一方ドップラー温度係数の減少がフィードバック効果全体に占める割合の減少で抹殺されるためである。したがって、従来行なわれてきたようなフィードバック効果としてドップラー効果のみを考慮した解析では、最大暴走出力および暴走エネルギーを過大評価する結果となり、明らかに妥当性を欠く解析結果となる。

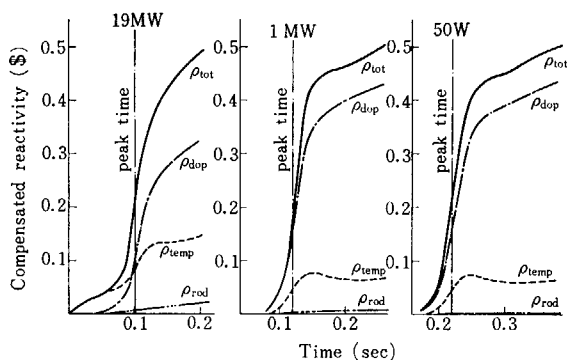


Fig. 14 EUREKA calculated total reactivity compensation for 19 MW, 1 MW and 50 W

Fig. 14 は、高出力運転条件下における減速材温度効果の挙動を検討するために、フィードバック量の時間経過を示した図である。

Fig. 14 から初期出力 19 MW のフィードバック反応度

には他と比べてきわだった相違がみられる。すなわち、初期出力 19 MW の場合については、最大出力時刻以前のフィードバック反応度の大部分が減速材温度効果によって占められている。これは、初期出力が大きい場合、温度変化初期における暴走出力が大きいため、PMH 効果も変化初期から幾分の大きさをもって現われるためである。一方ドップラー効果は、すでにのべた弱まりのため、より大きな暴走エネルギーが発生するまで現われない。

次に、Fig. 13 でみられるように、暴走出力の変化が各々の初期出力によって異なっていることについて考察を加える。

初期出力 19 MW の暴走出力変化に顕著にみられるように、このような過渡変化初期におけるフィードバック効果の出現により、暴走出力の立上りは純粋な対数上昇、いかえれば安定した炉周期による出力上昇ではなくなってくる。このような暴走出力変化について、ここでは EUREKA の計算結果をもとに検討を加える。

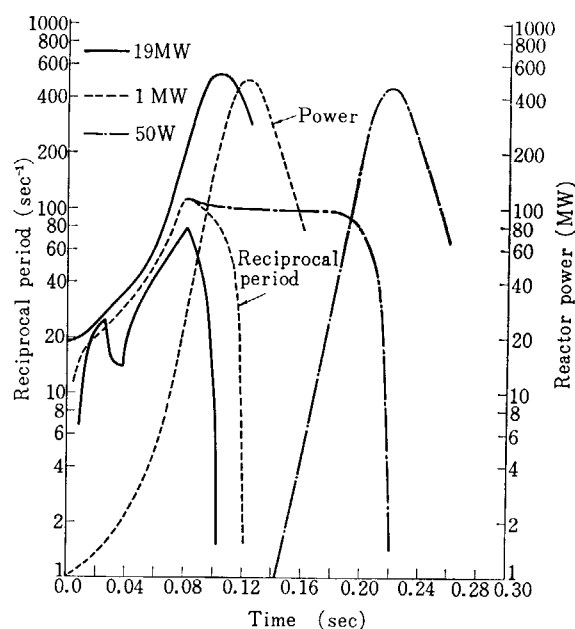


Fig. 15 EUREKA calculated reciprocal period for 19 MW, 1 MW and 50 W

Fig. 15 にそれぞれ初期出力 19 MW, 1 MW および 50 W における逆炉周期の計算結果を示す。

初期出力 19 MW の場合、逆炉周期は反応度の挿入に伴って増加していき、暴走開始後 80 msec の時刻において最大となり、その後急激に減少している。一方、初期出力 1 MW の場合には、19 MW と同様に時刻 80 msec を頂点として減少しているが、19 MW にみられるような急激な減少ではない。さらに初期出力 50 W の場合には、反応度が完全に挿入された後、最大出力時刻近傍に到るまで逆炉周期は安定している。

以上の結果は、すでに述べたように初期出力が高くな

るにつれて、出力暴走がより早い時刻から開始され、それだけ抑制効果が早くフィードバックされることから説明することができる。すなわち、初期出力 19MW においては、Fig. 14 に示されたように、出力暴走が開始されるのと同時にフィードバック効果による反応度の補償が生じ、炉に印加される正味の反応度が出力の上昇過程で刻々と変化するため、安定した炉周期ではなくなる。

一方、初期出力 50W の場合には、反応度の挿入が完了した後、出力暴走が開始されるまでの時間が長いために一定の炉周期となり、出力暴走が開始された後も初期出力が低いために出力暴走の抑制効果として有効なフィードバックが生じるまでの間、出力は安定した炉周期によって上昇することを示している。また初期出力 1MW の場合には、初期出力 19MW に見られるほど顕著ではないが、初期出力が高いために 50W に見られるような安定炉周期の範囲はほとんどない。

以上、軽水炉における高出力運転状態からの出力暴走についての検討結果を要約すると、炉出力が高くなるほど

- 1) 暴走出力の発生が早くなる。
- 2) ドップラー効果の増加率の低下に伴って減速材温度効果が大きくなり、暴走出力抑制のためのより重要なフィードバック効果に生長する。
- 3) 暴走出力の立上りは、安定した初期炉周期に従う出力上昇からはずれてくる。

### 4.3 冷却材流速の影響

ここでは、短い炉周期における出力暴走において、冷却材流速の相違が出力暴走におよぼす影響を調査するため、冷却材流速をパラメータとって行なった解析結果について、SPERT-III・E 型炉心の実験結果と対比させて考察を加える。

パラメータである冷却材流速は、現状の軽水動力炉 (PWR) における流速 5m/s (Case 1-1) とその 1/5 の 1m/s (Case 3-2) に選んだ。その他の原子炉初期条件を 炉出力 50W、圧力 100kg/cm<sup>2</sup>、冷却材入口温度 260°C、挿入反応度量 1.21\$ に設定して解析した。

Fig. 16 は、暴走出力および暴走エネルギーの解析結果を時間経過について示した図である。この図より冷却材流速の違いによる影響は、最大暴走出力および最大出力時刻に全くみられず、ランアウト出力に現われていることがわかる。このような現象は SPERT-III・E 型炉心の実験結果においてもみられ、Fig. 17 に示すように冷却材流速を 4.8f/s (Test No. 67) および 24f/s (Test No. 66) に設定して得た実験結果にも現われている。

以上のように、流速の違いが最大出力時刻以後かなり早い時刻からランアウト出力の違いとなって現われた理由について、Fig. 18、Fig. 19 に示したフィードバック反

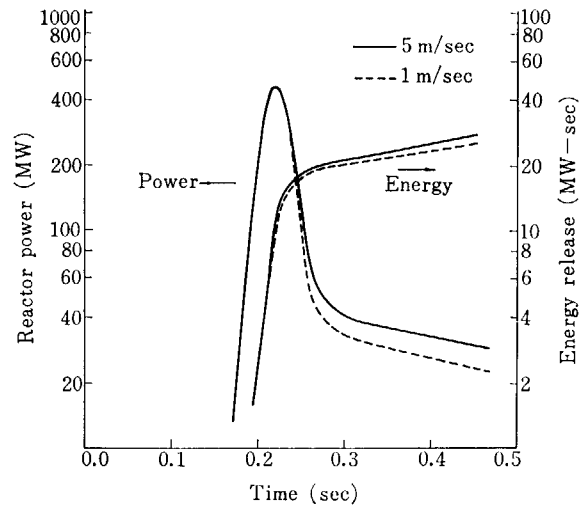


Fig. 16 EUREKA calculated reactor power and net energy release for 5m/sec and 1m/sec

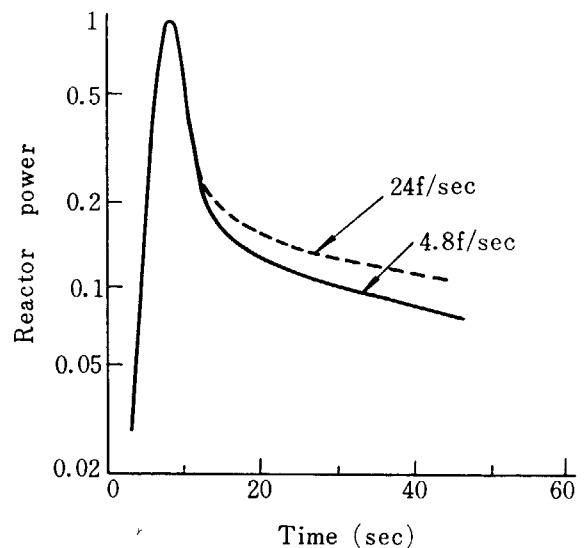


Fig. 17 Experimental power burst shapes for test 66 (14.3 msec period, 24f/sec flow) and 67 (15.5 msec period, 4.8f/sec flow)

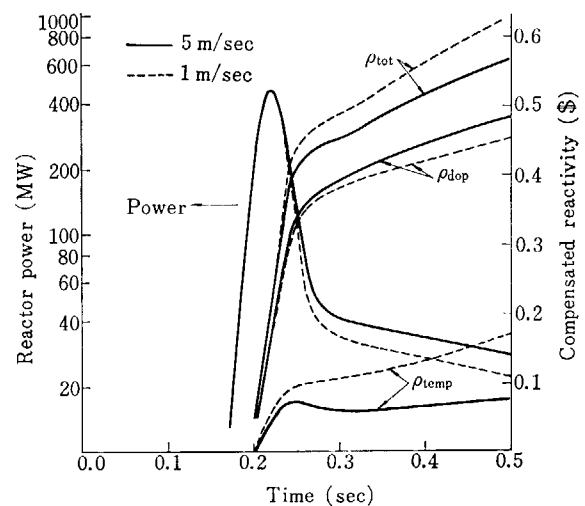


Fig. 18 EUREKA calculated reactivity compensation for 5m/sec and 1m/sec

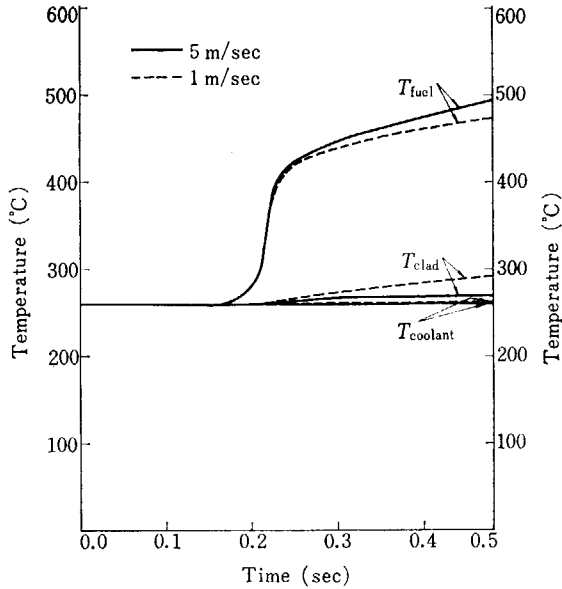


Fig. 19 EUREKA calculated fuel, cladding and coolant average temperature for 5m/sec flow and 1m/sec flow

応度および温度変化の解析結果をもとに考察する。

Fig. 18 に示すように、最大出力時刻に現われるフィードバック量についてみると、2つの流速の間では減速材温度効果に  $1\phi$  内外の差があるだけで、ドップラー効果や全フィードバック量についてはほとんど差がみられない。従って暴走出力自体に差はない。

ところが、暴走出力がランアウト出力に移行する時刻になると、流速 5m/s の場合の減速材温度効果には極大点が生じ比較的小さな値に終止しているのに対し、流速 1m/s の場合は漸増する傾向を示している。一方ドップラー効果は逆に、5m/s の場合の方が大きい、全フィードバック量の総和としては 1m/s の場合が大きい。いいかえれば、5m/s の場合、ランアウト出力時刻において減速材温度効果が小さいため、全フィードバック量が小さく、このため炉出力はより大きくなり、従ってドップラー効果も大きくなることを意味している。

流速 5m/s の場合の減速材温度係数が 1m/s に比べて小さいのは、炉心で暖められた水がより早く炉外または炉心上部のフィードバック荷重の小さい領域に流れ去るためである。このことは 5m/s の場合に減速材温度効果に極大点を生じる理由でもあり、第 7.7 節に示すように、暴走出力により発生した PMH 効果が流出し、伝熱による温度効果がまだ充分でないためである。一方 1m/s の場合は、PMH 効果の流出が遅いので、このような極大点を生じない。

Fig. 16 および Fig. 17 に現われるランアウト出力の差は、流速に伴う減速材温度効果の流出——炉心内冷却材温度が低いために生じるものである。一方暴走出力時刻にこの差が現われないのは、5m/s 程度の流速では、短い暴走出力時間中に発生した PMH 効果が充分流出しな

いためであり、いいかえれば、軽水動力炉の流速範囲 (5m/s 程度) では PMH 効果をもつ暴走出力抑制効果は失わないことを意味する。この点については第 7.2 節に詳しく述べる。

Fig. 19 はおのおの場合の燃料温度、クラッド温度および冷却材温度の時間的変化を示した図である。すでに述べたように、冷却材温度は 1m/s の場合がわずかながら高い。逆に燃料温度については 5m/s の場合が高いのは、ランアウト出力が高いためであり、Fig. 19 で示したドップラー効果がより大きいのもこのためである。Fig. 19 のうち最も違った傾向を示しているのは、クラッド温度の変化であるが、クラッド平均温度は流速 5m/s の方が低くなっている。流速が直接関係するのは熱伝達率であり、これは流速の増加に伴って向上するので、流速 5m/s の熱伝達率は当然 1m/s より大きい。一方、燃料からの熱の流出は  $\text{UO}_2$  ペレットの熱容量が比較的大きく、また熱伝達の悪いヘリウムギャップを通らなければならないために、比較的少ない。このような理由でクラッド平均温度は流速 5m/s の場合が低くなっている。

以上の考察から、この解析の結論を要約すると次のようになる。すなわち、流速の相違がおよぼす影響は、最大出力時刻以後、ランアウトの違いとなって現われる。これは暴走出力時刻に発生した大きな PMH 効果がランアウト出力時刻にフィードバック・インポートランスの低い領域に移動する速度が流速によって異なるために起るものであるが、軽水炉のもつ流速の範囲内では、このような流出の効果が暴走出力時間内に現われ、PMH 効果のもつ暴走力の抑制効果を損うことはない。

#### 4.4 減速材温度係数の影響

ここでは減速材温度係数が出力応答におよぼす影響について考察する。

Fig. 20 は 5 種類の減速材温度係数 (ドップラー係数は全て同じ) を用いて行なった解析結果を示している。その他の初期条件は (炉出力 50 W, 圧力 100 kg/cm<sup>2</sup>, 冷却材入口温度 260°C, 冷却材流速 5m/s) すべて同一である。

Fig. 20 の内、曲線①は SPERT 実験 Test No. 60 に相当し、EUREKA 計算 Case 1-1 の結果であり、減速材温度係数は  $-7.2\phi/^\circ\text{C}$  である。以下曲線②～⑤は減速材温度係数のみを仮想的に変えたもので、曲線②は温度係数を  $\frac{1}{4}(-1.8\phi/^\circ\text{C})$  にしたもの、曲線③は零にしたもの、曲線④は正の減速材温度係数を取り入れ本来の  $\frac{1}{6}(+1.2\phi/^\circ\text{C})$  の値を用いたもの、また曲線⑤も正の係数で本来の  $\frac{1}{3}(+2.4\phi/^\circ\text{C})$  値を用いたものである。

図からわかるように減速材温度効果が負の場合、減速材温度効果によるフィードバック反応度が弱まるにつれて、最大暴走出力が高くなり、また最大出力時刻もおく

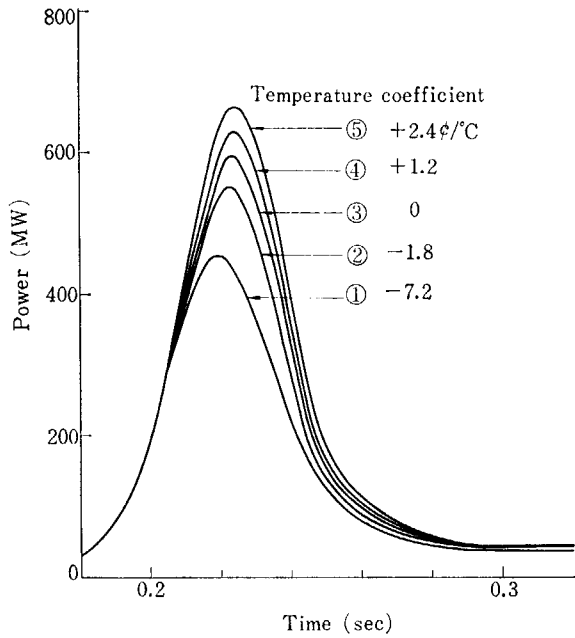


Fig. 20 Power burst shape shift with magnitudes of temperature coefficient

れ、かつランアウト出力も高くなる。これは減速材温度効果が弱まるにつれて、その分をドップラー効果で補う必要があるため充分予想できる傾向である。ちなみに最大出力時における全フィードバック反応度の内、減速材温度効果のしめる割合をみると、曲線①の場合に21.5%であったものが曲線②の場合(1/4)には7%となる。また正の減速材温度係数を用いた曲線④および⑥の場合にはそれぞれ、ドップラー効果の④5%、⑤10%に相当する反応度がその冷却材温度効果を打ち消すのに費やされている。

Fig. 21 は減速材温度係数と最大暴走出力および最大出

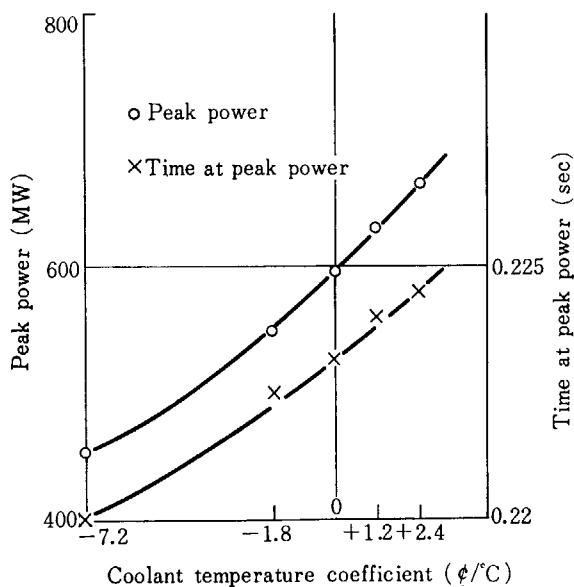


Fig. 21 Peak power and peak power time shift with magnitudes of temperature coefficient

力時刻との関係を整理した図であり、上記説明をまとめて示すものである。

以上の解析例より、減速材温度係数がごく短時間の出力過渡現象にも比較的大きな影響をおよぼし、特に最大暴走出力時刻およびランアウト出力に相違をもたらすことがわかる。さらに最大暴走出力近傍では、熱伝達にもとづく減速材温度効果がほとんど期待できないことより考えて、出力応答に顕著な相違をもたらすものは即発加熱 (PMH) にもとづく減速材温度効果であると考えられることができる。

#### 4.5 出力分布の影響

動力炉では出力分布を平坦化し、出力密度の向上が計られているが、起動時や運転待機状態には出力分布に大きな歪みが現われる。本節では、出力分布の歪みを仮定し、これらが原子炉の動特性に与える影響について検討した。計算は SPERT 実験 Test No. 43 (Case 1-9) を中心に行ない、仮定した場合の中性子束分布、アジョイント中性子束分布は、出力分布に比例するとして求めた。

Fig. 22 は計算にあたって採用した半径方向、軸方向の出力分布を示したものである。解析Aは大気圧実験時の実際の出力分布であり、軸方向の出力分布は下から約15cm のところに2.9のピーキング係数を持っている。

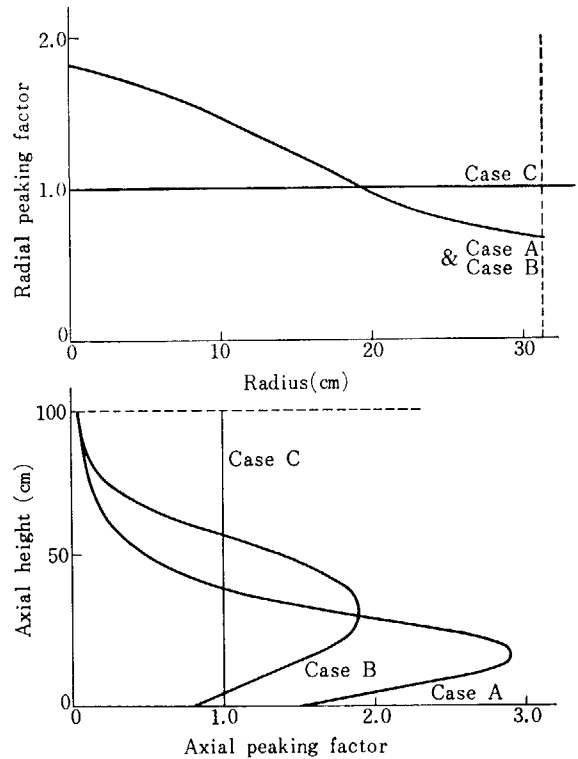


Fig. 22 Radial and axial power distribution

解析Bは半径方向の出力分布についてはAと同じであるとし、軸方向の出力分布をAの約1/2に平坦化した場合である。この場合軸方向のピーキング係数は1.9である

る。解析Cは出力分布が全炉心を通じて一様であるとした極端な場合である。なお解析Aについては、すでに第2.1節で述べたとおり、実験結果と解析結果はきわめてよく一致している。

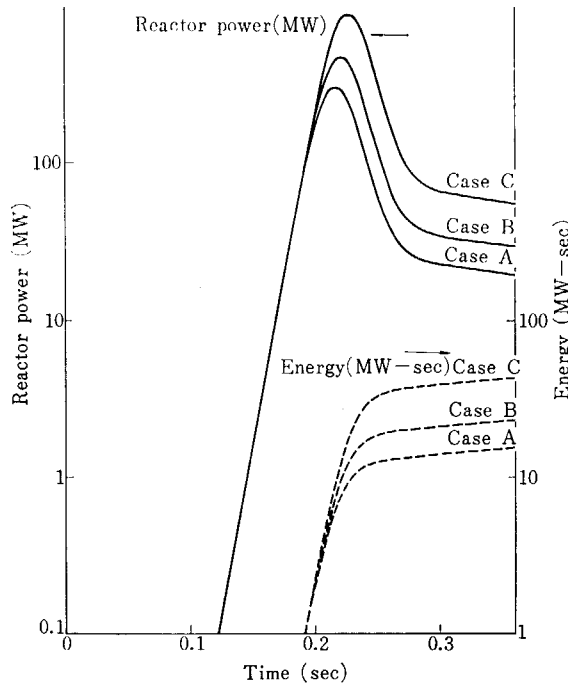


Fig. 23 Reactor power and burst energy vs. time

Fig. 23 は、上記 A, B, C の解析について暴走出力と暴走エネルギーの時間的変化を示したものである。炉の初期出力が低いため、時刻約 0.18sec までは、出力上昇に伴うフィードバック反応度がきわめて小さい。このため暴走出力の立ち上がりはいずれの場合にもほぼ 10 msec の初期炉周期にしたがって上昇しており差は認められない。しかしながら出力が 100 MW を越え、フィードバック効果が現われはじると各々の差が顕著になる。すなわち A の最大暴走出力は 312.5 MW ( $t=0.17$  sec) であるのに対し、B, C ではそれぞれ 475.2 MW ( $t=0.211$  sec) および 891.7 MW ( $t=0.227$  sec) と A の約 1.5 および 2.8 倍に達しており、かつ最大出力時刻も出力平坦化が進むにつれて遅れてくる。また暴走エネルギーも A, B, C の順にそれぞれ 6.4, 9.8, 18.8 MW-S (比率 1:1.5:2.8) と増加する。さらにランアウト出力も出力の平坦化が進むほど高くなる傾向を示している。このように最大暴走出力、暴走エネルギーおよびランアウト出力など原子炉の安全性に重要な因子が出力分布に歪みがあるほど低下する点は興味のある現象である。

Fig. 24 はフィードバック反応度の比較を示した図である。図は便宜上最大出力時刻を一致させて画いたものである。ランアウト出力時刻の減速材の温度効果や燃料被覆の膨張によるフィードバック量にごくわずかな差がみられる以外、いずれの場合も全体としてほとんど差が認められない。このことは上記暴走出力および暴走エネルギー

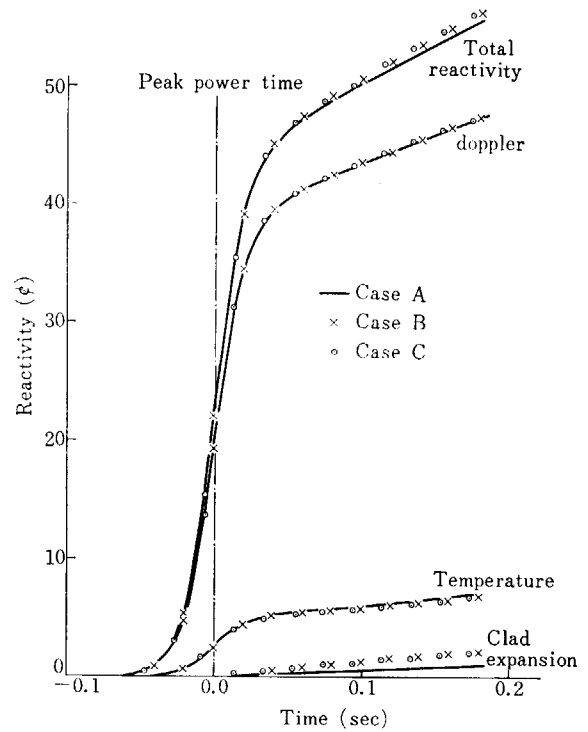


Fig. 24 Compensated reactivity vs. time

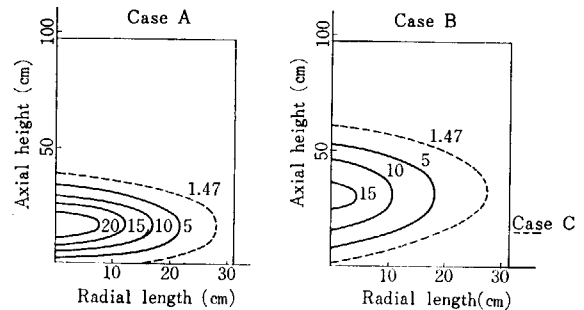


Fig. 25 Doppler feedback map at peak-power time ( $10^{-2}\text{¢/m}$  (fuel length))

ギーに大きな差が現われることと比較してきわめて注目すべき現象である。

この現象を説明づけるため最大出力時刻におけるフィードバック反応度のうち、約 90% がドップラー効果により占められている点に着目して、Fig. 25 に最大出力時刻におけるドップラー効果による補償反応度量の炉心内分布を比較して示す。なお解析Cの場合では出力分布が完全に平坦であるため、燃料温度が一様に上昇し、補償反応度も一様な炉心平均値  $1.47 \times 10^{-2}\text{¢/m}$  (燃料有効長) となっているので図では省略した。Fig. 25 は、炉心断面上に等価なフィードバックを与える点をつないだ図であり、Fig. 26 は同じく燃料温度分布を示したものである。

標準となる炉心平均でのフィードバック量 (Fig. 25) は図中点線で示すように  $1.47 \times 10^{-2}\text{¢/m}$  (燃料有効長) であり、燃料平均温度は  $69^\circ\text{C}$  (Fig. 26) である。出力分布により大きな歪がある場合Aには、より狭い炉心部分

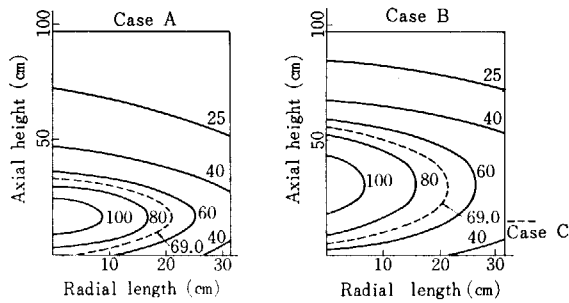


Fig. 26 Fuel temperature map at peak-power time (°C)

により高い山（より大きなフィードバック）を生じていることが明らかである。いいかえれば、Aのように出力分布に大きな歪がある場合には、高出力を発生する小さな炉心部分でのフィードバックが、より効果的な反応度補償を行ない、この部分でのフィードバック量が炉心全体のフィードバックに対してもきわめて支配的となることを示している。ちなみに、フィードバック全体の80%をもたらす炉心領域をとると、Aの場合はわずか7%の領域であるのに対し、Bの場合には25%に達する。

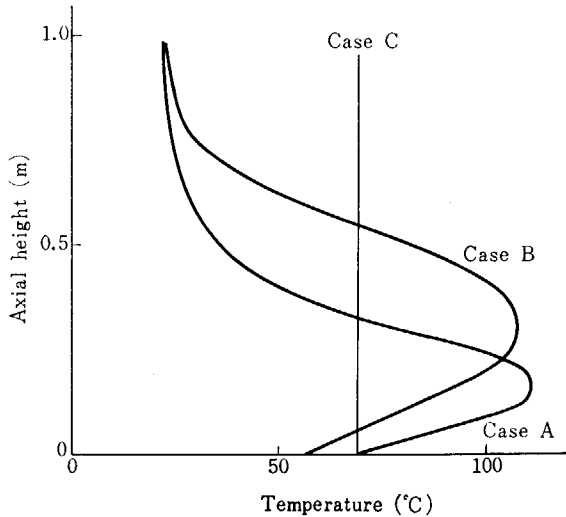


Fig. 27 Fuel temperature at peak power time

Fig. 27 に示すAとBの最大出力時刻における燃料温度の比較も興味深い。燃料温度はそれぞれほぼ出力分布に比例して上昇しているが、最高温度はAとBでそれぞれ110.5°C および 107.3°C と、あまり差がないばかりか、Fig. 28 に示すように過渡時間を通じてほぼ一致している。それにもかかわらず、その部分のフィードバック量は、たとえば最大出力時刻において、それぞれ  $23.3 \times 10^{-2}$  および  $15.8 \times 10^{-2} \text{¢/m}$  (燃料有効長) と約1.5倍の差を生じている。これは出力分布の歪みにもなる相対的なフィードバック荷重(中性子束分布とアジョイント中性子束分布の積)が出力分布の高い所で、より大きくなるためである。

Fig. 23 に示した最大暴走出力および暴走エネルギーが出力分布に歪みがあるほど低くおさえられる理由は、出

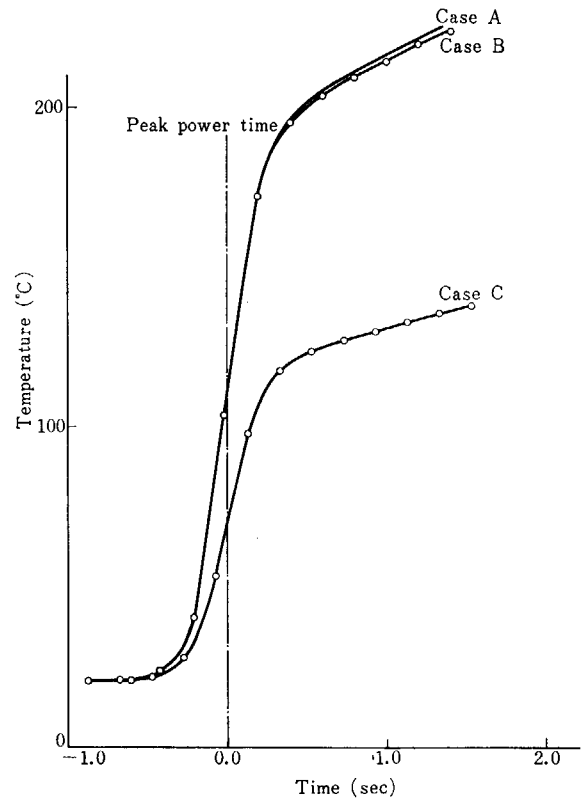


Fig. 28 Fuel average temperature at hot spot

力分布に歪があるほど歪部分のフィードバック荷重が大きくなるためである。逆に、出力分布の平坦化が進むと、暴走エネルギーが炉心全体の燃料温度を一様に上昇させるために使用されるにもかかわらず、この温度上昇はフィードバックとしては効果的ではない。特にCのように完全に平坦化された場合は、その傾向がより顕著となる。

以上、出力分布が炉の出力応答におよぼす影響について考察したが、出力分布が暴走出力および暴走エネルギーに与える影響がきわめて大きいことが理解される。従って、通常の負のフィードバック係数をもつ原子炉の事故解析に際して、しばしば行なわれているような出力分布を平均化して取扱う近似(炉心一点近似)は、安全側ではあるが必ずしも妥当な結果とはいえず、本解析が示すように、2~3倍の誤差にまで発展しよう。特に動力炉で反応度事故の比較的起りやすいといわれている状態は起動時など制御棒操作を行なう場合であり、また設計上仮定される事故も制御棒エジェクションのように1本の制御棒が逸脱して半径方向の出力分布が大きく歪む場合であるので、充分吟味した出力分布により妥当な解を得ることが適正であろう。くわえて、上記解析から、出力分布が多少平坦化されても、炉心のホットスポットにおける燃料温度にはあまり差が生じない結果は興味深いことであり、反応度事故時の燃料温度について考える場合注目すべき現象となろう。

#### 4.6 ギャップ熱伝達係数の影響

従来、燃料ペレットとクラッド間のヘリウム、ギャップの熱伝達係数の取り扱いについては、温度依存を考慮しないで定数として解析を行なうのが一般的であった。しかしながら、燃料ペレットおよびクラッドは温度変化によって膨張したり収縮したりするから、暴走出力時刻においては当然ギャップ幅が時間的に変化し、それに伴ってギャップ熱伝達係数も変化することが考えられる。したがって本節ではギャップ熱伝達係数を普通動力炉の設計に採用されている Anderson-Lechliter の式をそのまま適用してギャップ幅および温度依存で求めた場合 (Case 1-9) と、運転状態で普通採用されている定数 4890 kcal/m<sup>2</sup>·hr·°C (1000 Btu/ft<sup>2</sup>·hr·°F) とした場合 (Case 4-2) およびその 1/10 (始動時) の 489 kcal/m<sup>2</sup>·hr·°C (100 Btu/ft<sup>2</sup>·hr·°F) とした場合 (Case 4-4) について解析し、短い炉周期におけるギャップ熱伝達係数が出力暴走におよぼす影響について考察した。

計算の初期条件は (炉周期 10 msec, 炉出力 50 W, 圧力 大気圧, 冷却材流速 0 m/s, 冷却材入口温度 20°C) である。

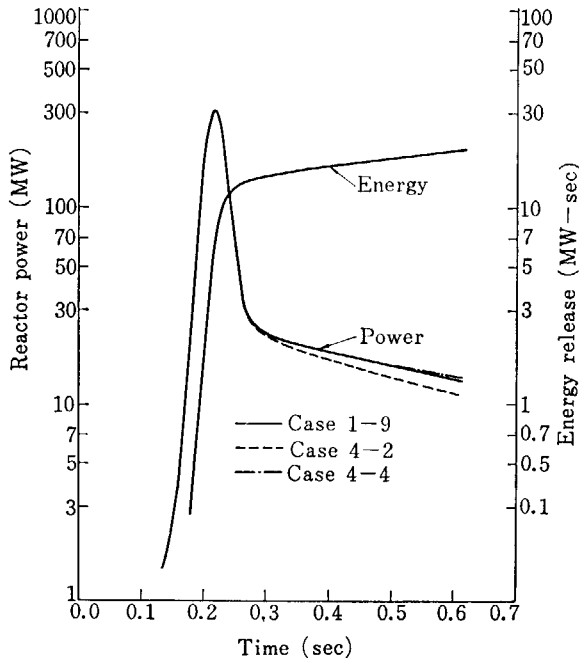


Fig. 29 EUREKA calculated reactor power and net energy release for case 1-9, 4-2 and 4-4

Fig. 29 は各々の暴走出力、暴走エネルギーの時間変化を示した図である。この図にみられるように、最大暴走出力、最大暴走エネルギーおよび最大出力時刻には、ギャップ熱伝達係数の違いによる影響はなんらみられない。しかしながらその影響はランアウト出力の違いとなって現われている。

ところで、Case 1-9 の解析結果については、すでに述

べたように、SPERT-III-E 型炉心の実験結果と比較してきわめてよく一致しているから、したがって Case 1-9 との比較において、Case 4-2 (1000 Btu/ft<sup>2</sup>·hr·°F) の解析結果に現われたランアウト出力は明らかに低すぎる。一方、Case 4-4 (100 Btu/ft<sup>2</sup>·hr·°F) の場合は全般にわたって Case 1-9 の解析結果を比較的良好に追従している。

上記の理由を Fig. 30 に示したフィードバック反応度の時間変化から考察する。

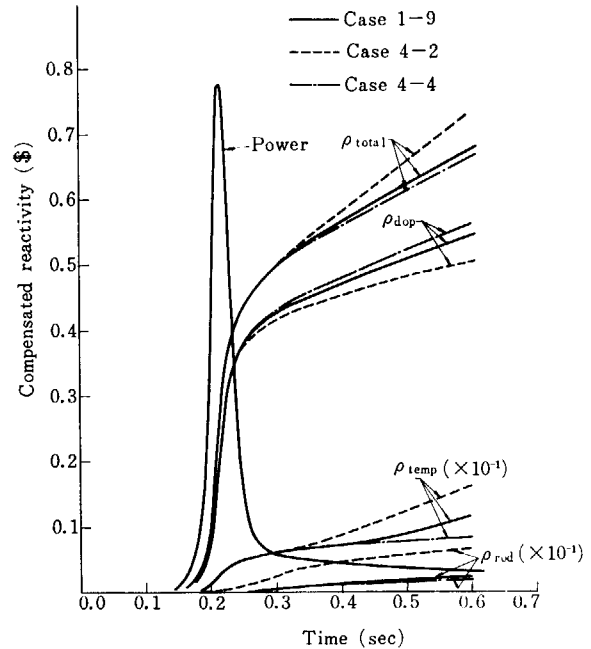


Fig. 30 EUREKA calculated reactivity compensation for case 1-9, 4-2 and 4-4

Fig. 30 に示すように、各々の全フィードバック反応度はランアウト時刻に移行するまではほとんど差がない。したがって、最大暴走出力、最大暴走エネルギーおよび最大出力時刻にはなんら差がない。しかしながらランアウト時刻に移行してのちの Case 4-2 (1000 Btu/ft<sup>2</sup>·hr·°F) の全フィードバック反応度はきわめて大きく増大している。このため Case 4-2 のランアウト出力が最も低く抑えられる結果になっている。一方、Case 4-4 (100 Btu/ft<sup>2</sup>·hr·°F) の場合は、ランアウト時刻に移行してのちも、全フィードバック反応度が Case 1-9 とほぼ同じように変化しているため、したがってランアウト出力もほぼ類似した傾向となっている。

ところで、Case 4-2 (1000 Btu/ft<sup>2</sup>·hr·°F) の場合、ランアウト時刻において全フィードバック反応度が他の二者に比べてきわめて大きく増大しているのは、Fig. 30 から判るように、減速材温度効果と燃料棒膨張効果が他に比べて極端に大きくなったためである。この減速材温度効果および燃料棒膨張効果が大きく計算される理由はギャップ熱伝達係数に過大な定格出力運転時の値を与えたためである。



Case 4-2 (1000 Btu/ft<sup>2</sup>·hr·°F) の場合では、出力暴走初期からギャップを通じての熱伝達量がきわめて大きいため実際より多い熱の流出を見積るので、より大きい減速材温度効果および燃料棒膨張効果をランアウト出力時刻に見積ることになっている。一方、Case 4-4 (100 Btu/ft<sup>2</sup>·hr·°F) の場合には、最大出力時刻近傍まで Case 1-9 の場合とほぼ同じギャップ熱伝達係数であり、またランアウト時刻において Case 1-9 のギャップ熱伝達係数が約 2 倍に増大するものの、冷却材に与えられる伝熱量そのものにはさして大きな影響を与えないので、したがって Case 1-9 の暴走出力変化とほぼ同じような変化となっている。

ドップラー効果については逆に Case 4-2 (1000 Btu/ft<sup>2</sup>·hr·°F) の場合が最も小さくなっているが、これはランアウト時刻において減速材温度効果および燃料棒膨張効果が増大しているためランアウト出力が抑えられる結果、燃料温度も低くなり、それに伴ってドップラー効果も小さくなっている。

以上の考察から判るように、暴走出力および暴走エネルギーについての解析結果は、ギャップ熱伝達係数として始動時に近い値、すなわち 100 Btu/ft<sup>2</sup>·hr·°F を採用した方が妥当であり、運転状態の 1000 Btu/ft<sup>2</sup>·hr·°F を採用した場合は暴走出力、暴走エネルギーを小さく見積ることになる。

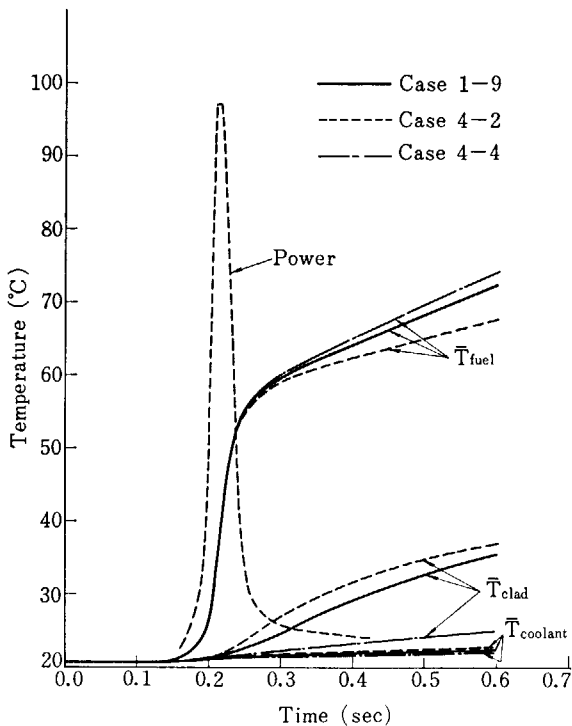


Fig. 31 EUREKA calculated averaged fuel, clad and coolant temperature for case 1-9, 4-2 and 4-4

ところが、Fig. 31 に示すように、燃料温度、クラッド温度については、Case 1-9 と Case 4-2 (1000 Btu/ft<sup>2</sup>·hr·°F) の間ではそれほど差がなく、むしろ Case 4-4

(100 Btu/ft<sup>2</sup>·hr·°F) の場合は前二者に比べて極端に低くなっている。このクラッド温度については、SPERT-III・E 型炉心で正確に測定されており、Case 1-9 の計算はクラッド温度についても実験ときわめてよく一致しているから、クラッド温度については、Case 4-2 (1000 Btu/ft<sup>2</sup>·hr·°F) の解析結果の方が Case 1-9 の温度に近い。すなわち、ランアウト出力時刻においてはギャップ熱伝達係数は初期条件 (100 Btu/ft<sup>2</sup>·hr·°F) より大きくなり、ある程度、運転条件 (1000 Btu/ft<sup>2</sup>·hr·°F) に近づいてくることを意味している。Fig. 32 は、実験結果とよく一致した計算、Case 1-9 (Anderson-Lechliter の式) が示すギャップ熱伝達率の変化図である。この場合暴走出力時刻においては、約 650 kcal/m<sup>2</sup>·hr·°C (約 130 Btu/ft<sup>2</sup>·hr·°F) でありランアウト出力時刻になると急激に、1300 kcal/m<sup>2</sup>·hr·°C (260 Btu/ft<sup>2</sup>·hr·°F) に増加し、時間経過ののちには定格値 (1000 Btu/ft<sup>2</sup>·hr·°F) に達する傾向を示している。

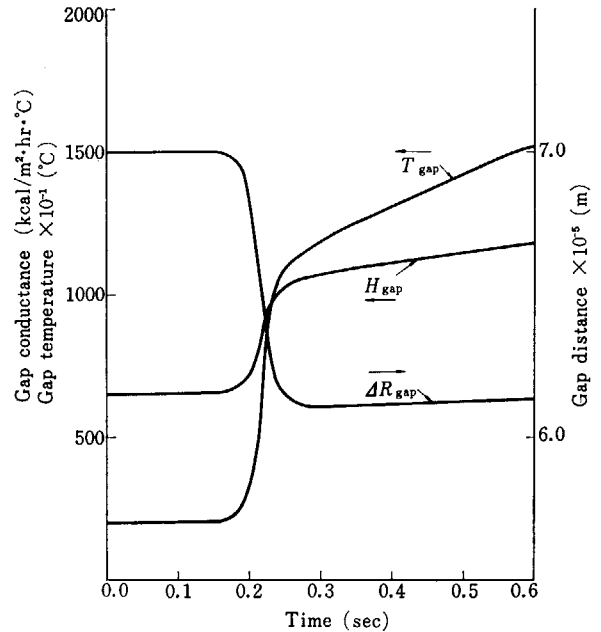


Fig. 32 EUREKA calculated gap temperature, gap distance for case 1-9

以上述べたように、ギャップ熱伝達係数を定数として扱うと、運転状態および始動時、いずれの場合においても暴走出力、暴走エネルギー、温度などを正確に解析することはできない。したがって Anderson-Lechliter の式のように、暴走出力変化に伴って変化するギャップ幅およびギャップ温度依存で求めたギャップ熱伝達係数を使用することが必要である。

以上、本節での考察を要約すると、

- 1) ギャップ熱伝達係数を定数として、且つ運転状態 (4890 kcal/m<sup>2</sup>·hr·°C) の値を使用した場合では、実際より多くの熱の流出を見積り、フィードバック効果を過大評価することになる。したがって暴

走出力、暴走エネルギーを実際より小さく見積る結果になり、安全解析においては危険側の解析結果となる。

- 2) ギャップ熱伝達係数を同じく定数として、且つ始動時 ( $489 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{hr} \cdot ^\circ\text{C}$ ) の値を使用した場合には、暴走出力、暴走エネルギーについてはほぼ妥当な結果がえられるけれども、温度については、

実際とかなりかけ離れた解析結果となる。

- 3) 上記二者を組合わせて、暴走出力時刻においては始動時の値を使用し、ランアウト時刻においては運転状態の値を使用すれば、暴走出力、暴走エネルギーおよび温度共に妥当な解析結果が得られることになるが、このことはとりもなおさず Anderson-Lechliter の式を使用することである。

## 5. BWR 動力炉の反応度事故解析

従来、軽水動力炉の安全解析において制御棒落下事故などの反応度事故を解析する際には AIREK-III コード相当のドップラー反応度フィードバックのみを考慮した計算モデルが使用された。前章までに述べたように、筆者らが開発した EUREKA コードは炉心の核特性と熱水力特性を結合し、ドップラー効果以外の多様な反応度フィードバックを考慮できる軽水炉用反応度事故解析コードである。この章ではわが国における最初の実用規模の軽水動力炉である敦賀発電所の原子炉 (BWR 型) の制御棒落下事故解析にこの EUREKA コードを適用し、在来の方法による解析結果などとの比較により、この計算コードの有用性を確かめることとする。

### 5.1 解析対象の概要

敦賀炉は定格熱出力 968 MWt の酸化ウラン燃料、軽水減速冷却、強制循環沸騰水型原子炉である。炉心は 2.04 重量 % の低濃縮ウラン 60.4 トンを含む 308 個の燃料集合体より構成されている。個々の燃料集合体は実効長 366 cm 外径 1.45 cm のジルカロイ 2 管被覆の焼結  $UO_2$  ペレットの燃料棒 49 本を  $7 \times 7$  本の正方格子に配列し、チャンネル、ボックスで囲ったものである。炉心内には隣接燃料集合体 4 本のセル毎に断面十字形の制御棒が配置され、その合計は 73 本である。制御棒の中性子吸収材は不銹鋼管につめた  $B_4C$  粉末である。

定格運転状態では原子炉は  $71.3 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{abs}$  に加圧され、毎時  $17.7 \times 10^3$  トンの冷却材が炉心を循環し、原子炉内で核分裂の発熱により平均出力クオリティ 10% の飽和蒸気を発生する。

この原子炉にとって最も厳しい反応度事故は高温待機状態 (ホットスタンドバイ) からの制御棒落下事故であると想定されている。この最も厳しい反応度事故においても酸化ウランの保有エンタルピが酸化ウランの溶融開始エンタルピ、 $220 \text{ kcal/kg}$  (完全溶融エンタルピは  $200$

$\text{kcal/kg}$  と想定される) を超えない様にするために、敦賀炉では制御棒値ミニマイザおよび制御棒落下速度制限器を設備している。制御棒値ミニマイザは熱出力が 10% 以下の運転状態で引抜かれた制御棒の最大値が  $0.025 \Delta k$  以下となる様に制御棒引抜き手順を監視する装置である。制御棒落下速度制限器は十字形の制御棒の下に取付けられた傘より成り、落下速度を  $5 \text{ ft/s}$  以下に制限する。

敦賀炉を対象とした EUREKA コードによる制御棒落下事故の解析は、炉心が低温臨界、高温臨界および定格出力運転の状態にある場合について行なった。これらの場合には仮定した制御棒パターンは印加反応度が最大となる極端なパターンである (通常この様な引抜きは許容されない)。後者の場合には実際の定格出力時のパターンである。なお、主要な初期条件は TABLE 6 でのべる。

### 5.2 主要入力データ

敦賀炉の制御棒落下事故解析に EUREKA コードを適用するに際しては、炉心の体系、冷却材の温度、再循環流量、反応度の諸係数などの計算入力データとしては敦賀炉の設計値を使用し、また、設計値が与えられていない出力分布などについては、できるだけ現実に近い計算条件の下で別の拡散コードなどにより計算した結果を用いた。主要な入力データの概要を以下に述べる。

#### 5.2.1 低温臨界および高温臨界状態

##### (1) 制御棒パターン

敦賀炉の起動時における制御棒引抜き手順によれば、炉が高温臨界状態に達するまでは制御棒を市松模様 (1 本おきに) なるように引抜いていく。したがって、低温または高温の臨界状態では隣接制御棒が 4 本共完全引抜の状態では中心の制御棒が落下事故をおこすことは考えられない。しかし、この解析においては、Fig. 33 に示すよ

TABLE 6 Initial condition for BWR rod drop accident analysis

Case	Operation	Power	Recirculation flow	Inserted reactivity	Reference
①	Cold critical	$10^{-3}$ Rated	20% Rated	$0.03 \Delta k/2 \text{ sec}$	20°C
②	"	"	"	"	No PMH
③	"	$10^{-8}$ Rated	"	"	20°C
④	"	"	"	"	No PMH
⑤	Hot stand-by	$10^{-3}$ Rated	"	"	286°C
⑥	"	"	"	"	No PMH, No void
⑦	Rated power	1	1	$0.008 \Delta k/\text{sec}$	285°C

うに中心制御棒に隣接した領域2の4本の制御棒および領域3の制御棒が完全引抜きで臨界状態にある時に、なんらかの誤操作により駆動機構との結合がはずれた中心の制御棒（領域5）が自由落下をする、と仮定する。

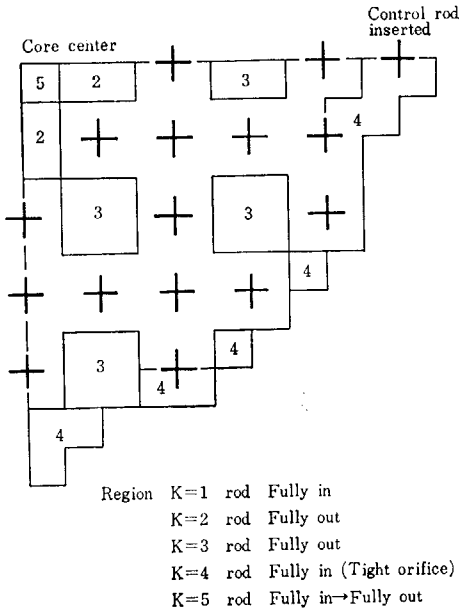


Fig. 33 Control rod pattern and core configuration for BWR rod drop analysis

## (2) 印加反応度

Fig. 33 に示した制御棒パターンの下では中心制御棒の値は、 $0.03 \Delta k$  である。この値は中心制御棒が完全挿入と完全引抜きの場合について2次元拡散コードにより計算した結果である（制御棒値ミニマイザを使用すると引抜かれる制御棒の最大値は  $0.025 \Delta k$  に制限され

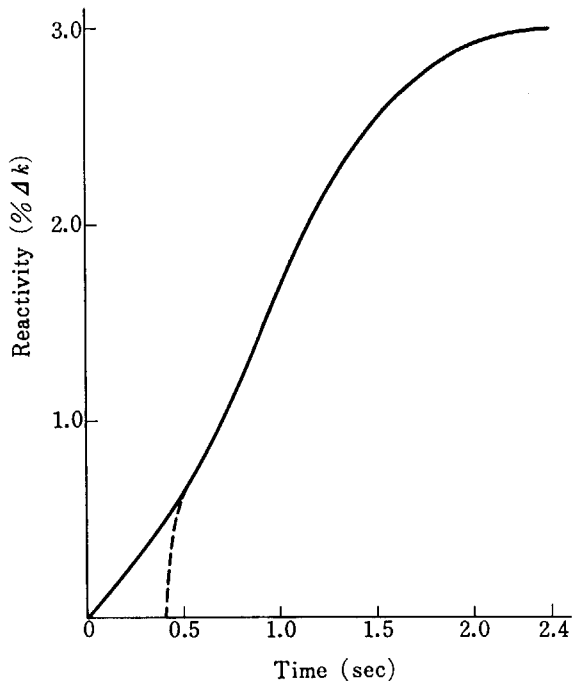


Fig. 34 Reactivity insertion speed with rod drop

る。この解析では実際より大きな値を仮定する)。

制御棒は落下速度制限器により落下速度を 5ft/s 以下に制限されるので、制御棒の全行程 12ft が 2.4sec で落下すると仮定する。この落下の過程での反応度印加曲線としては、Fig. 34 に示す敦賀炉の過渡特性解析に用いられた形を使用した。ただし、過渡変化の初期の即発臨界未満の間の計算時間を短縮するために、反応度印加曲線の最初の部分を図の点線のように修正し、2.0sec の間に  $0.03 \Delta k$  の反応度が炉心に印加されるものとした。

## (3) 出力分布

炉心の  $x-y$  方向出力分布は Fig. 33 の制御棒パターンの下で2次元拡散コードに KAK により4群の中性子拡散計算をして求めた。同様に軸方向 ( $z$  方向) 出力分布は1次元拡散コード FOG により求めた。EUREKA の入力データは、Fig. 33 に示した5領域のそれぞれについて KAK の領域平均出力分布と FOG の出力分布の積で与えた。なお、これらの拡散計算に使用した4群核定数は敦賀炉の単位セルについて SUBURV コードで求めたものである。

## (4) 反応度荷重因子

EUREKA コードでは炉心全体のフィードバック反応度を求めるために炉心内の各点の反応度荷重因子  $\phi\phi^*$  が必要である。これに必要なアジョイント中性子束  $\phi^*$  (中性子インポートンス) も、前述の出力分布の計算と同様に、2次元および1次元の拡散コード KAK および FOG の4群計算により求めた。反応度のドップラー係数に対する荷重因子としては共鳴領域の第2群の  $\phi_2\phi_2^*$  を用い、またボイド係数および温度係数に対する荷重因子としては熱中性子領域の第4群の  $\phi_4\phi_4^*$  を用いた。

## (5) 反応度の諸係数

反応度のドップラー係数、ボイド係数および減速材温度係数としては Fig. 35~37 に示す敦賀炉の設計値を EUREKA 用にカーブ、フィットして使用した。カーブフィットの式は次の通りである。

ドップラー係数

$$(\Delta k)_D = -1.638 \times 10^{-2} + 0.92 \times 10^{-3} \sqrt{T}$$

ボイド係数

$$(\Delta k)_V = 0.1V + 0.14V^2$$

減速材温度係数

$$(\Delta k)_T = 9.5 \times 10^{-5}T + 6.48 \times 10^{-7}T^2$$

## (6) 再循環流量および温度

炉心内の冷却材再循環流量は起動時の最低許容値である定格流量 ( $17.7 \times 10^6 \text{ kg/hr}$ ) の 20% とした。なお、炉心は熱的に5領域に分割したが (Fig. 33 の領域わけによる)、各領域ごとの流量配分は EUREKA コードにより自動的に圧力損失から計算される。

冷却材の初期温度は、低温臨界の場合に  $20^\circ\text{C}$ 、また高温臨界の場合に  $286^\circ\text{C}$  とした。

## (7) 計算時間メッシュ幅

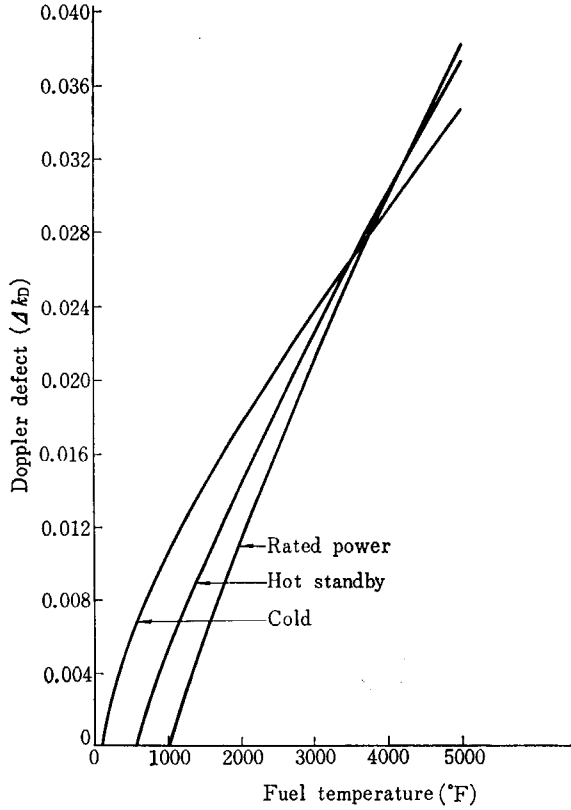


Fig. 35 Doppler defect versus fuel temperature

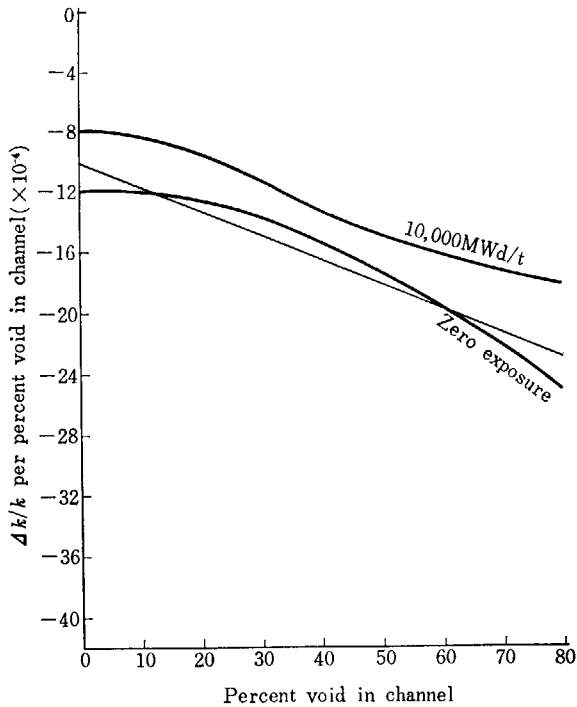


Fig. 36 Moderator void coefficient of reactivity

核的過渡変化の計算時間メッシュ幅は 2 msec, 熱水力過渡変化のそれは 8 msec である. ただし, EUREKA コードでは必要に応じて, この時間幅をさらに 1/2, 1/4 ……にすることもある.

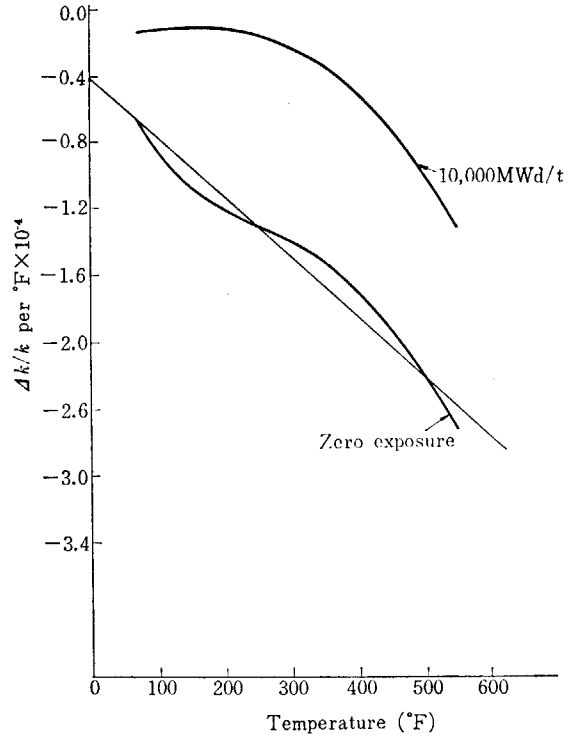


Fig. 37 Moderator temperature coefficient of reactivity

5.2.2 定格運転状態

(1) 制御棒パターン

定格運転状態からの制御棒落下事故の解析の場合には, 初期の制御棒パターンとして, Fig. 38 に示す定格出力 (968 MWt) で Xe が飽和した状態での制御棒パターンを使用する. この場合, 中心の制御棒はすでに位置 20 まで引抜かれているので, この位置から完全引抜き位置 48 まで自由落下すると仮定する.

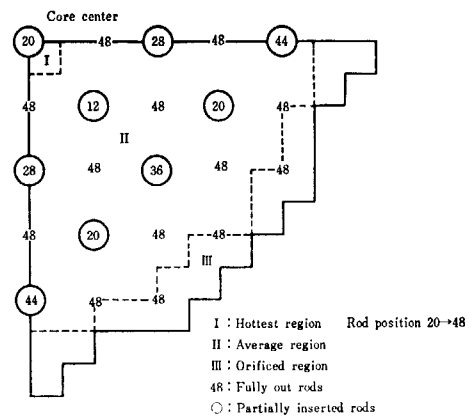


Fig. 38 Rod pattern and core configuration for BWR rod drop analysis at full power condition

(2) 印加反応度

BWR 用の 1 群 3 次元出力分布計算コード FLARE により, 中心制御棒が位置 20 から完全引抜きになった場合の反応度変化量を計算した. その結果は 0.004Δk である. 制御棒が 5ft/s の速度で落下すると仮定すれば,

位置 20 から完全引抜きまでに 1.4sec を要する。しかし、この解析では、より厳しい事故状態を仮定して、中心制御棒の落下により 1.0sec 間に 0.008Δk の反応度がランプ状に印加されるものと仮定した。

(3) 出力分布

1 群 3 次元 FLARE コードによる定格出力運転状態の核熱結合計算から出力分布を求めた。

(4) 反応度荷重因子

FLARE コードは 1 群計算しか行なえないので、反応度の荷重因子としては、この出力分布の自乗を用いることにした。

(5) 反応度の諸係数

冷温臨界の場合と同様に敦賀炉の設計値を使用した。燃料温度が定格出力時の値に近い場合のドップラー係数のカーブ・フィットとしては、次の式を用いた。

$$(\Delta k)_D = -0.0401 + 1.409 \times 10^{-3} \sqrt{T}$$

その他の反応度係数については 5.2.1 に述べた値を用いた。

(6) 再循環流量および温度

冷却材の再循環流量は定格値の  $17.7 \times 10^6$  kg/hr であり、炉心入口温度の初期値は 275°C である。

(7) 計算時間メッシュ幅

核計算の時間メッシュ幅を 2msec とし、熱水力計算のそれも 2msec とした。

度となるが、ここでは安全側に仮定して  $10^{-8}$  の場合を考察した。

また、EUREKA コードでは、PMH 効果を考慮できるので、比較のために、これを考慮しない場合についても計算した。主要な計算結果を TABLE 7 に示す。なお、この表には後述する高温臨界待機状態および定格状態からの計算結果も示している。

初期出力が定格値の  $10^{-3}$  の冷温臨界状態からの落下事故の解析結果を Fig. 39 に基づいて説明する。この図から判るように、事故直後に印加反応度が 1\$ に達すると核分裂による出力は急激に上昇し、炉周期は 20msec まで短くなる。この暴走出力により燃料温度が急速に

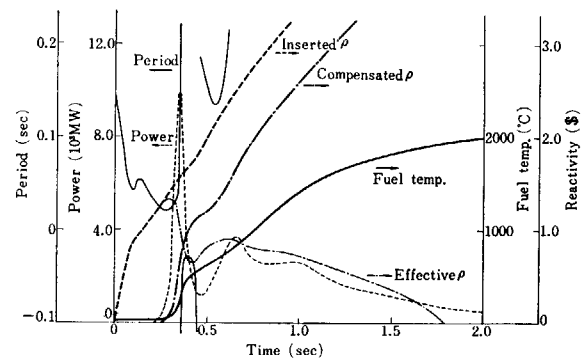


Fig. 39 Analytical results of BWR rod drop accident at cold startup ( $10^{-3}$  rated power)

5.3 計算結果の検討

5.3.1 冷温臨界状態からの落下事故

原子炉が冷温臨界状態にある場合の制御棒落下事故の解析結果は初期出力の値に大きく依存するので、敦賀炉の解析では、初期出力が定格値の  $10^{-3}$  および  $10^{-8}$  の場合について計算した（冷温停止時の出力が  $10^{-8}$  程度以上であるので、冷温臨界を維持する最低出力は  $10^{-6}$  程

上昇し、ドップラー効果による反応度の補償が行なわれ、実効反応度は 1\$ 以下となる。このため、熱出力は定格値の 9.9 倍をピークとして急激に減少し、炉の暴走は抑えられる。最初の出力ピークののちにも制御棒の落下による反応度の印加が続くために、出力は再度一時的に増加するが、ドップラー効果と減速材温度効果による反応度の補償が大きくなるにつれて、出力は次第に低下する。落下開始より 1.8sec 以後になると印加反応度よ

TABLE 7 Analytical results of BWR rod drop analysis

Cose. No.	Initial condition			Peak power time		0.5 sec after transient		1.0 sec after transient		2.0 sec after transient		Reference. (GE design data)
	Power	Operation	Reference	Ratio to rated power	Time	Energy	Fuel enthalpy	Max. fuel temperature	Fuel enthalpy	Max. fuel temperature	Fuel enthalpy	
					sec	MW-S	cal/gr·UO <sub>2</sub>	°C	cal/gr·UO <sub>2</sub>	°C	cal/gr·UO <sub>2</sub>	
①	$10^{-3}$	Cold critical		9.86	(0.344)	801.6	37.9	1442	96.2	(2037)	133.6	250 cal/g
②	$10^{-3}$	"	No PMH	11.32	(0.346)	896.4	43.2	1580	107	(2320)	(152)	295 cal/g 2500 MW-S
③	$10^{-8}$	"		33.37	(0.460)	1172.4	54.8	1600	107	(2400)	(170)	
④	$10^{-8}$	"	No PMH	36.84	(0.462)	1325.5	61.0	1650	118	(2600)	(190)	
⑤	$10^{-3}$	Hot st.-by		10.28	(0.344)	771.9	52.1	860	60			210 cal/g 4000 MW-S
⑥	$10^{-3}$	Hot st.-by	No PMH No PMH	11.99	(0.346)	907.5	60.7	1615	110			
⑦	Rated power (968 MW)	Power	FLARE	2.50	(1.002)	-	-	1448	1655 MW-S	1453	3010 MW-S	4.0 sec Data. 1443°C 5080 MW-S

りも補償反応度が上廻り、実効反応度は負となる。燃料温度は最初の暴走出力の際に急激に上昇したのち、単調に増加を続け、最終的には約 2000°C に達する。

初期出力が定格値の  $10^{-3}$  と  $10^{-8}$  の場合について比較すると、 $10^{-8}$  の場合には出力の最高値が定格値の 33.4 倍 ( $10^{-3}$  の場合のその 3.4 倍) に達する。これは Fig. 40 に示した最大出力時間までの所要時間の違いからわかるように、即発臨界に達してからドップラー効果によ

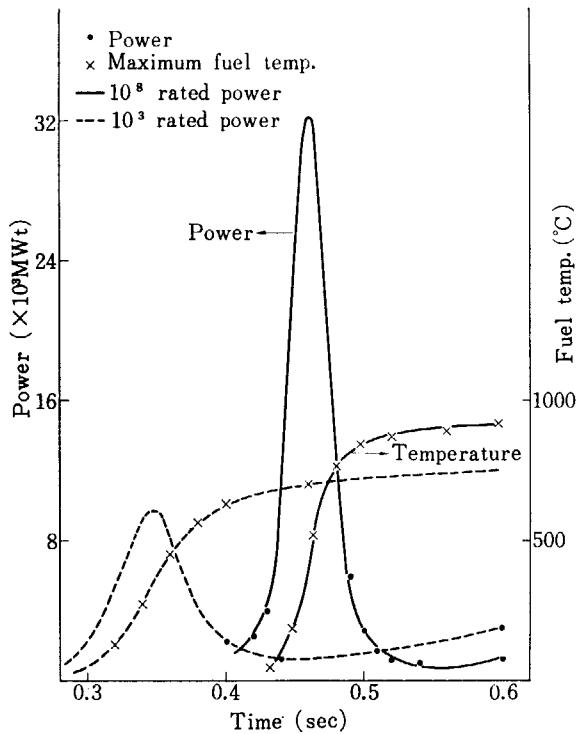


Fig. 40 Transient power vs. initial reactor power ( $10^{-3}$  and  $10^{-8}$  rated)

り反応度補償が効く程度に燃料温度が上昇するまでに、 $10^{-8}$  から出発するとより長時間を要するので、この間に出力が上昇するからである。また、過渡変化がほぼ落ち着く 2.0sec における  $UO_2$  の蓄積エンタルピは、初期出力が定格値の  $10^{-3}$  の場合に 134cal/g、 $10^{-8}$  の場合に 170 cal/g となる。GE 社による敦賀炉の制御棒落下事故の解析では、反応度補償効果としてドップラー効果のみを考慮している。この解析結果を Fig. 41 に示す。定格値の  $10^{-3}$  および  $10^{-8}$  から 0.030 $\Delta k$  の反応度の落下事故が発生した場合には、蓄積エンタルピの最大はそれぞれ 250cal/g および 285cal/g に達する。GE 社の解析では、後述する PMH 効果は勿論のこと、減速材の温度効果やボイド効果も考慮していないので、安全設計上より保守的ではあるが、SPERT 実験値などと比べて非現実的であろう。

次に、PMH 効果の制御棒落下事故に対する影響を調べてみる。Fig. 42 は PMH 効果を考慮した場合と無視した場合の炉出力および燃料温度を比較したものであ

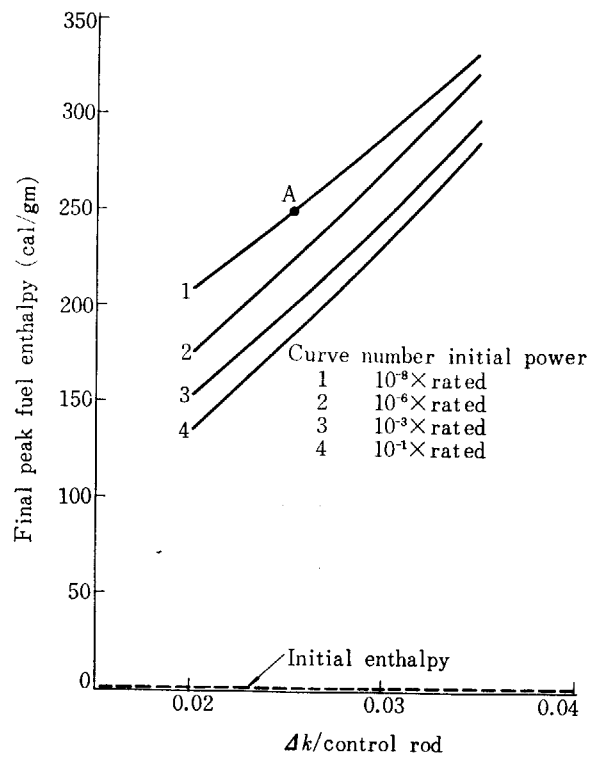


Fig. 41 Peak fuel enthalpy-rod drop (cold)

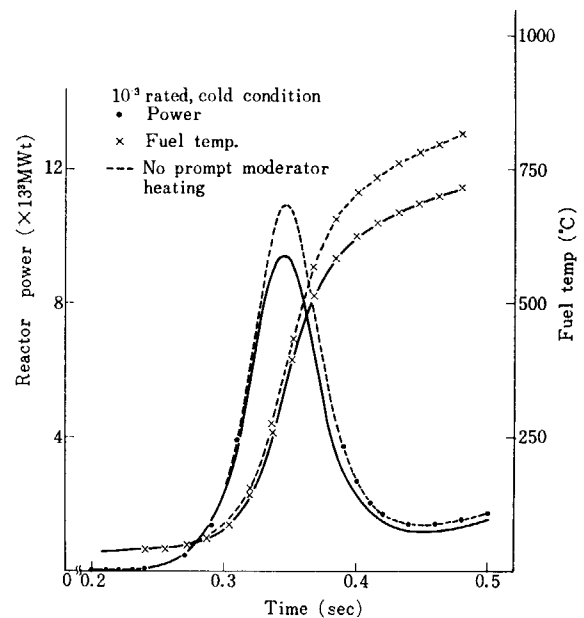


Fig. 42 PMH effect for initial power (BWR case)

る。この図および TABLE 7 からわかるように、PMH 効果を見無視すると、ピーク出力は約 10% 高くなる。蓄積エンタルピも初期出力が  $10^{-3}$  の場合に 152cal/g、 $10^{-8}$  の場合に 190 cal/g となり、約 10% 増加する。PMH 効果の有無による補償反応度の内訳の相違を示したのが Fig. 43 である。この図からわかるように、PMH 効果を考慮すると最初の暴走出力の際にも減速材温度効果のフィードバックが働くが、無視した場合には減速材の温度効果が効いてくるのは最初の出力変化が終わったのちのラ

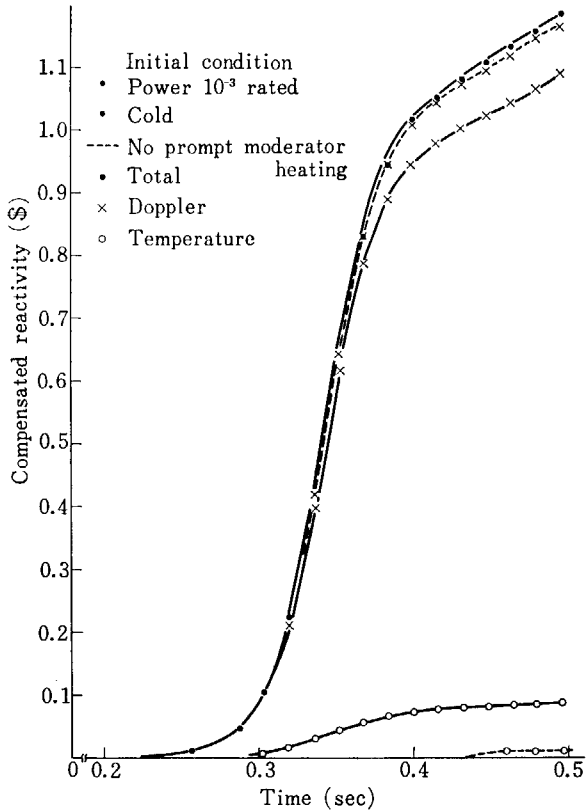


Fig. 43 Comparison of feedback component

ランアウト出力変動に対してである。なお、PMH 効果を加えると、出力増加が抑えられるためにドップラー効果による反応度補償は相対的にやや小さくなり、全体の補償反応度は、最初の暴走出力の過程で、PMH 効果を考慮した方がわずかに大きくなる。

5.3.2 高温臨界待機状態からの落下事故

敦賀炉を定格圧力、温度に維持するためには、炉の熱出力を定格値の  $10^{-3}$  程度に保持しなければならない。それ故、高温臨界待機状態からの制御棒落下事故は初期出力が定格値の  $10^{-3}$  の場合について解析した。この解析結果を Fig. 44 および TABLE 7 に示した。

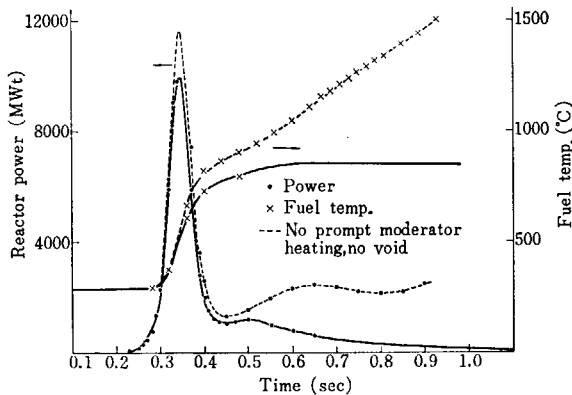


Fig. 44 Rod drop accident analysis from hot stand-by (Initial power  $10^{-3}$  rated)

最初にドップラー効果、減速材温度効果およびボイド効果をすべて考慮して解析したところ、Fig. 44 の実線で示すように、最初の暴走出力ののちには、2つめの出力ピークはほとんど生じなかった。これは主として減速材中のボイド発生による反応度補償効果が大きいためである。なお、このときの最大暴走は定格値の 10.3 倍である。次に、比較のために、PMH 効果とボイド反応度効果を無視して計算を行なった。その結果が Fig. 44 に破線で示したものである。この場合には、まず、PMH 効果を無視したために、最初の暴走出力値が定格値の 12.0 倍にまで達し、20% 程高くなる。次に、ボイド発生による反応度補償を無視したために、ランアウト出力の変化状態は冷温臨界状態からの落下事故解析結果とほぼ同様の結果となる。すなわち、ランアウト出力においてゆるやかなピークが2回程生じ、この間燃料温度は一方向的に増加していく。

この両者の比較からわかるように、高温臨界待機状態からの制御棒落下事故の結果は、最初の暴走出力が終わったのちの出力変化の様子がボイドの発生に大きく支配される。したがって、今までのドップラー効果のみを考慮した解析と比較すると、ボイド効果を考慮することによりこの種の核的事故の安全上の余裕は大幅に増大する。GE 社の解析では、高温臨界待機状態からの落下事故の場合、Fig. 45 に示すように、印加反応度が  $0.030 \Delta k$  とすると燃料の蓄積エンタルピは 210 cal/g に達するが、Fig. 44 の解析では 1sec 後に 60 cal/g に達するにすぎない。

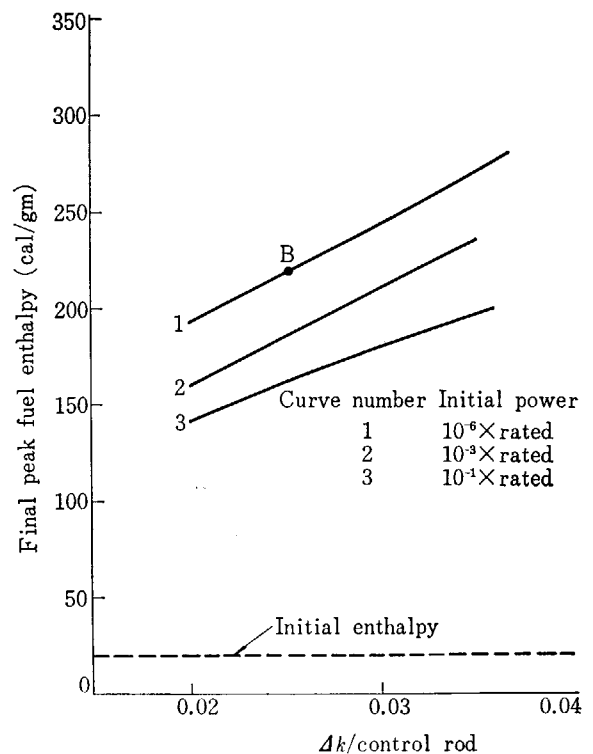


Fig. 45 Peak fuel enthalpy-rod drop (hot stand-by)



### 5.3.3 定格出力運転状態からの落下事故

敦賀炉が定格出力運転状態にある場合には、炉心内出力分布を平坦化するために、すべての制御棒は多少とも引抜かれている。定格出力時の制御棒引抜パターンを Fig. 38 に示しているが、炉心周辺部の制御棒は完全引抜きになっており、炉心中心部には部分引抜きの制御棒が残っている。制御棒落下事故の解析においては、この状態から位置 20 にある中心制御棒が落下し、1.0 sec 間に  $0.008\Delta k$  の反応度が印加されると仮定した。この解析結果を Fig. 46 に示す。原子炉出力は反応度の印加に伴い増加し、1.0 sec 後に定格値の 2.50 倍のピーク値に達する。その後、反応度補償効果により出力は急速に低下し、ほぼ定格値まで減少したのち、約 4.0 sec 後に定格値の 1.14 倍のランアウト出力で落ち着く。

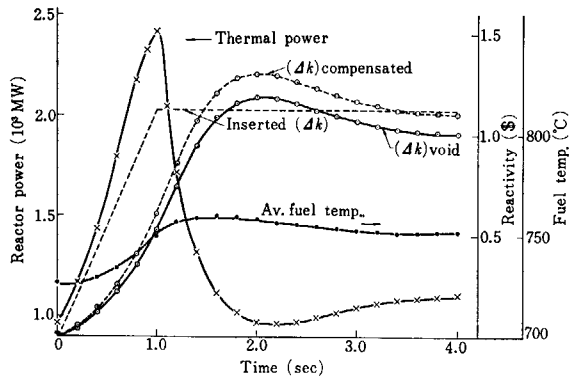


Fig. 46 Rod drop accident analysis from full power operating condition

落下する制御棒に隣接した燃料棒の中心最高温度は、 $1440^{\circ}\text{C}$  から  $1458^{\circ}\text{C}$  へ増加するに過ぎないが、その燃料棒内半径方向平均温度は  $994^{\circ}\text{C}$  から  $1047^{\circ}\text{C}$  まで増加する。これは、燃料棒内半径方向出力分布が外周部でより高いために、半径方向温度分布は外周部での増加がより大きくなるからである。

Fig. 46 からわかるように、印加反応度の補償は、主として、反応度のボイド効果により行なわれる。特に、定格出力状態からの落下事故の場合には、ボイドによる反応度フィードバックの増加は事故開始後直ちに生じるので、この過渡変化の過程では実効反応度が  $1\beta$  を超すことはない。したがって、敦賀炉のような BWR においては、定格出力運転状態からの落下事故の結果は、冷温臨界状態からのそれのように数百 msec 以内の短時間に定格出力の 10 倍以上に達する急激な反応度事故とはなり得ない。また、燃料から冷却材への熱伝達が行なわれるので、燃料中心温度も  $\text{UO}_2$  の溶融点まで達することはない。

なお、定格出力運転状態からの落下事故の GE 社による解析結果はないので、比較できない。

### 5.4 BWR 解析についての結論および今後の検討事項

EUREKA コードによる敦賀炉の制御棒落下事故の解析から次のことが結論できる。

(1) 冷温臨界、高温臨界待機、定格出力運転のいずれの状態からの落下事故においても、EUREKA による解析結果は、GE 社のそれに比べて、安全上より余裕のある結果を与える。これは燃料の蓄積エンタルピの比較からも明らかである。このような結果は、反応度補償効果として、ドップラー効果以外のボイド発生効果および PMH 効果を含む減速材温度効果を考慮したことならびに炉心の多領域取扱いを行ない、領域毎の反応度補償荷重因子、 $\phi\phi^*$ 、を用いたことによると考えられる。

(2) 冷温臨界からの落下事故の場合には、出力暴走は主としてドップラー効果により抑えられるが、最初の暴走出力のピーク値は、主として、初期出力に影響される。初期出力が定格値の  $10^{-8}$  と仮定しても、最大暴走出力は  $33.4 \times 10^3 \text{ MWt}$ 、燃料の蓄積エンタルピは  $170 \text{ cal/g}$  に達するにすぎない。

(3) PMH 効果は、主として、最初の暴走出力を抑える役割をはたし、これを無視した場合に比べピーク値を約 10~20% 低下させる。

(4) 高温臨界待機状態からの落下事故の場合、最初の暴走出力は、冷温臨界の場合と同様に、主としてドップラー効果により抑えられるが、ランアウト出力変化に対してはボイド反応度の補償効果が最も重要である。このことから、在来の GE 社によるボイド効果を無視した解析方法は保守的すぎて、安全解析としては現実的ではないと考えられる。ボイド反応度を考慮すると 2 次的な出力は急速に終息するので、沸騰水型炉の場合、高温臨界待機状態が制御棒落下事故に対して最悪の状態であるとはいちがいにいえない。

(5) 大型動力炉の制御棒落下事故解析においては、炉心内の局所的な反応度フィードバックから炉心全体の反応度補償値を求めるために、燃料棒内温度分布および軸方向ボイド分布を多領域核熱水力結合計算を行ない、局所的な炉心パラメータを正確に追跡することが重要である。EUREKA コードはこの種の解析を行ない得る有力な計算プログラムの一つである。

(6) 定格出力運転状態からの落下事故の場合には、実際の制御棒パターンに基づいて解析を行なえば、反応度の補償は主としてボイド効果により行なわれ、実効反応度が  $1\beta$  を超すことはない。即発臨界未満の過渡変化であるので、出力は 1 sec 後に定格値の 2.50 倍に達したのち減少し、4 sec 後に 1.14 倍に落ち着く。この種の落下事故により燃料の中心溶融ないしは破損が生じることはない。

EUREKA コードによる敦賀炉の制御棒落下事故解析を通じて、次の問題点ないしは今後検討すべき事項が指摘された。

(1) 高温臨界待機状態からの落下事故の場合、今回の解析では、落下制御棒の値が現実的な仮定で最大となるような制御棒引抜パターンを仮定した。具体的には、中心の制御棒が落下すると仮定した。このため、出力分布は炉の中心に非常に高いピークが存在するものとなった。2次的な出力の過渡変化がボイド発生により抑えられる場合、このような局所的な出力分布を仮定すると反応度補償も過大に評価する恐れがある。それ故、高温臨界待機状態からの落下事故は、炉内出力分布がもっと平坦な、通常起動時により近い場合についても解析してみる必要がある。この場合には落下制御棒の値はより小さな値になるが、ボイド反応度による補償もより小さくなるであろう。

(2) 前項の問題と関連するが、EUREKA コードでは中性子束の時間変化は空間依存性がないと仮定している。制御棒落下事故などの重要な核的事故では、即発臨界(1\$)以上の印加反応度に対する炉出力などの応答を主として問題としているので、最初の出力ピークの間はこの仮定は妥当なものと考えられる。しかし、2次的な出力の過渡変化の段階になると、最初の出力ピークののちに生じるドップラー効果やボイド効果により、炉心内に局所的な大きな負の反応度の領域が生じるので、出力分布の摂動を受けると予想される。この種の問題をより正確に解くためには、時間依存の中性子拡散方程式を

解く必要がある。しかしながら、EUREKA コードのような時間依存の核熱結合コードをさらに中性子束の空間依存性まで含めるように拡張することは、計算機の容量と計算時間の点で非現実的と思われる。

この問題に対する中間的な妥協策として、反応度補償計算の荷重因子(空間依存)を何等かの形で時間の関数としてインプットすることも考えられる。

(3) 現在の EUREKA コードでは、核熱計算の時間ステップのメッシュ幅は一定値におさえられる。計算時間の節約の上からは、中性子束、燃料温度、ボイド量などの変化速度から、自動的に適切な計算時間幅を定めるようにすることが望ましい。また、核計算と熱計算の計算時間幅を相互にどのようにするかを検討が必要である。

(4) 通常の制御棒引抜手順に基づく場合には、定格出力状態からの落下事故の結果として燃料破損を生じることはないことがわかった。しかしながら、敦賀炉の場合、制御棒値ミニマイザにより制御棒引抜手順が規制されるのは定格出力の10%以下の出力範囲に限られる。

定格出力の10%以上の出力レベルにおいて間違った制御棒引抜を行ない、その状態から制御棒落下事故が発生すると仮定すれば、使用する制御棒値としてはより大きな値を用いて解析をすべきであろう。GE社の解析では、定格値の10%の出力において、0.038/kの反応度が印加されると仮定している。筆者らの解析においても、低出力運転状態において間違った制御棒パターンでの落下事故の解析を行なう必要がある。

## 6. PWR についての冷却材過渡現象の解析

動力炉における安全解析において、急激な反応度挿入によってもたらされる事故とならんで、冷却材の過渡変化によってもたらされる事故について信頼しうる解析を行なうことは重要な課題である。ここでは SPERT-III・E型炉心におけるポンプ・トリップ事故および冷水事故を想定して行なった解析結果について検討を加えた。

### 6.1 ポンプ停止事故

Fig. 47 に計算上仮定した入口流量の変化と、実際の動力炉のポンプ停止事故時の冷却材流量の変化を比較して示した。同図で示すように動力炉では、冷却材循環ポンプが全て同時に停止した最悪の場合でも、冷却材の運動

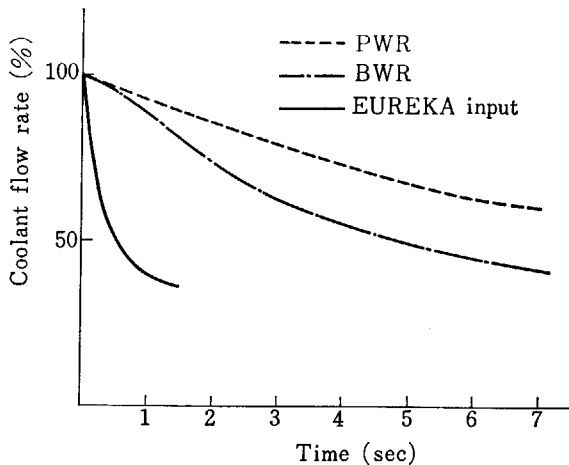


Fig. 47 Coolant inlet flow rate change

エネルギーやポンプの慣性により、流量は 5 sec 間で約 1/2 になる程度といわれている。しかし計算では、コードの圧力変化の追従性を調べる意味もあり、Fig. 47 に示すような極めて厳しい条件での過渡現象の解析を行なった。

Fig. 48 は冷却材平均温度、出力、反応度の変化を示す図である。冷却材平均温度は流量の低下に伴い上昇し、冷却材温度効果により負の反応度が加わる。このため、解析に現われた出力は流量変化に比較的好く追従して 1.5 sec 後には初期出力の約 1/2 にまで下降している。

Fig. 49 には、変化反応度の内わけを示す。図からわかるように、同反応度変化量の 90% 以上が冷却材の温度効果による反応度変化である。

この他、流量低下に伴い冷却能力が低下し、燃料被覆温度が上昇するため、燃料被覆の膨張による反応度変化が全体の約 7% を占めている。伝熱の低下に伴ってはじ

めのうち燃料平均温度がわずかに上昇するので、ドップラー効果による反応度変化は負になる。しかしその後沸騰が開始し熱伝達率が回復すると発熱量の低下も加わり、燃料平均温度が低下しドップラー効果は正に移る

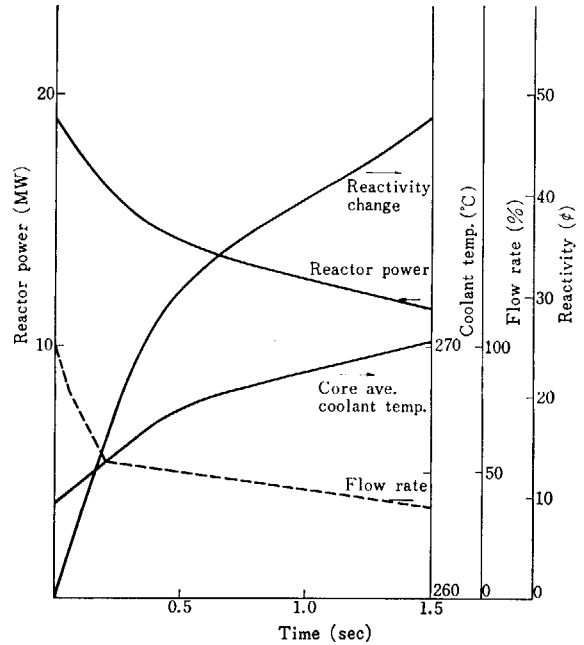


Fig. 48 Reactor power, reactivity and coolant temperature vs. time

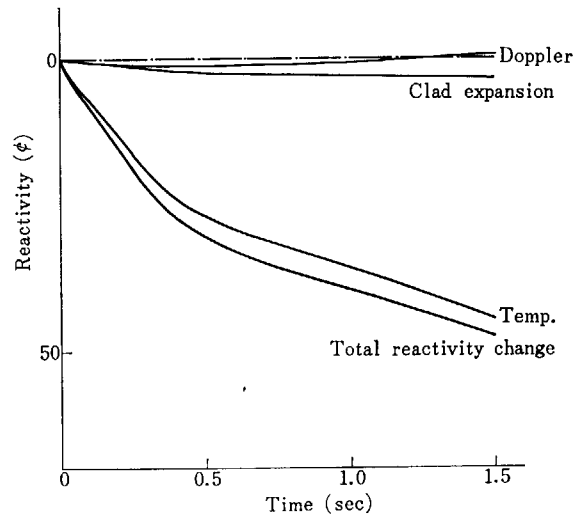


Fig. 49 Reactivity vs. time

(約 1.3 sec 後)。しかし全体的にみて燃料平均温度の変化はわずかであり、反応度変化に対するドップラー効果の影響は小さい。

Fig. 50 は炉心のホットスポットにおける燃料各部の温

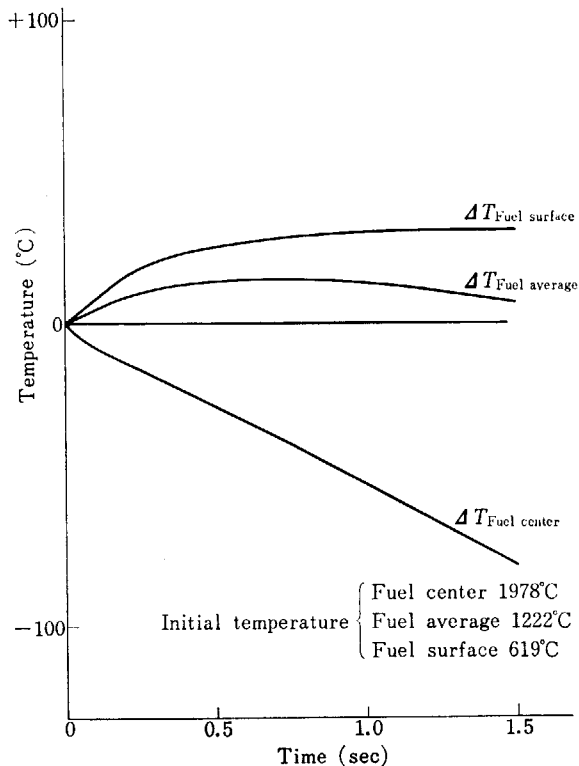


Fig. 50 Fuel temperature change (hot spot)

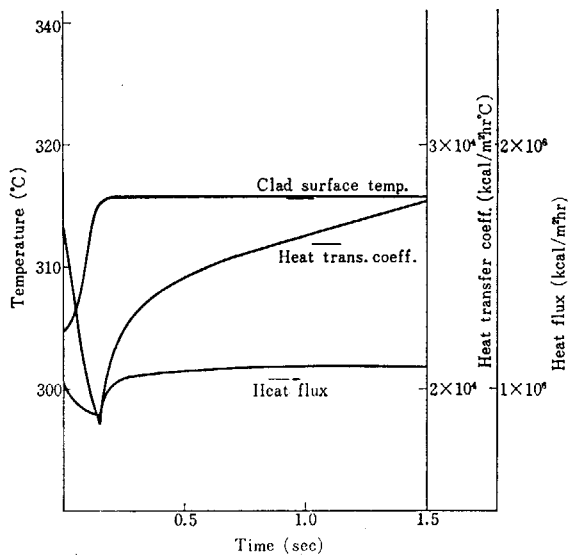


Fig. 51 Clad surface temp, heat trans. coeff., heat flux vs. time (hot spot)

度変化を示した図である。燃料中心温度は出力変化に追従して下降している。一方、燃料表面温度は被覆表面の熱伝達率の低下のために上昇する。燃料平均温度はこれら両者の変化にしたがって緩慢に変化する。上記ドップラー効果の変化は、燃料平均温度を用いてドップラー効果を計算したために生じた計算上の変化であることに注意せねばならないが、燃料表面温度の変化の状態からみて、たとえドップラー温度に変化があっても、影響はさほど大きなものではない。

同じくホットスポットにおける被覆表面温度、熱伝達

率、熱流束の変化を Fig. 51 に示す。冷却材流速の急激な低下に伴って、最初の 100 msec の間に熱伝達率が低下している。このため被覆表面温度は上昇し、時刻約 150 msec 後にサブクール沸騰が開始する。それ以後は沸騰に伴う熱伝達率の増加により、被覆表面温度は一定に保たれる。一方、熱流束は熱伝達率の変化に追従して同様の変化を示しており、沸騰開始と共に上昇しているが、約 1.2 sec 後に最大値に達した後、炉出力の下降も加わってわずかながら低下する傾向を示している。

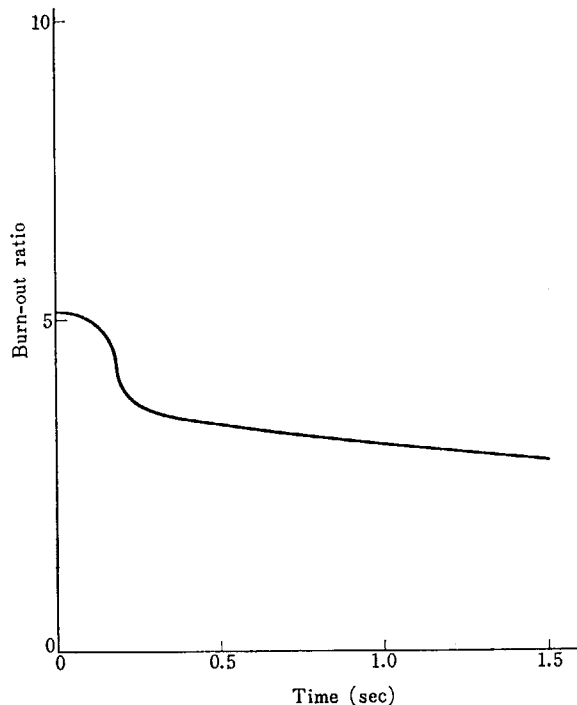


Fig. 52 Burn-out ratio (hot spot)

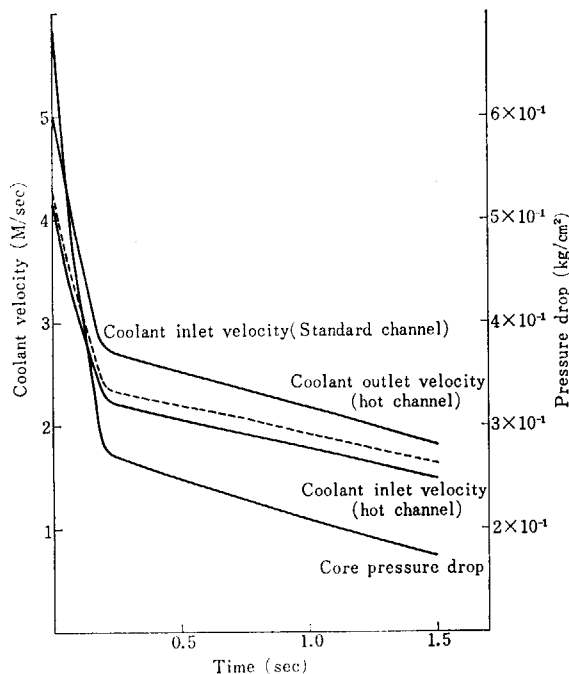


Fig. 53 Coolant velocity, core pressure drop vs. time

Fig. 52 に示したバーンアウト比の変化は興味深い。流量の低下に伴いバーンアウト熱流束<sup>7)</sup>が減少するので、バーンアウト比は全体として減少する方向にある。特にサブクール沸騰の開始直後は、熱伝達率が急激に回復し、熱流束が増加するため、時刻 150~200 msec 間でバーンアウト比が急激に減少している。しかしそれ以後は、流速の変化も比較的ゆるやかであり、熱流束の上昇も小さくなるため、バーンアウト比の減少も比較的ゆるやかとなり、1.5 sec 後でも 3.1 とバーンアウトには十分余裕があるのでスクラムにより原子炉の安全を保つことができる。

なお、Fig. 53 に示すように各チャンネルの冷却材流速の変化と圧力損失の変化は、きわめて急激な流量変化を仮定したにもかかわらず、安定な解を示しており、EUREKA コードは計算上何ら不安定現象も示さなかった。

6.2 冷水事故

軽水炉で冷水事故の起る可能性は、一次冷却水循環回路の一部を閉鎖し、部分負荷運転を行なっている際に、何らかの原因で閉鎖中の回路が急作動した場合に多いとされている。この場合、冷却水入口温度の変化は、最悪の場合でも 30sec 間に高々数℃であるといわれている。ここで示す計算例では、出力運転中に冷却水入口温度が Fig. 54 に示すように、1.5 sec 間に指数函数的にほぼ 20℃ 低下するとしたきわめて苛酷な条件を仮定した。

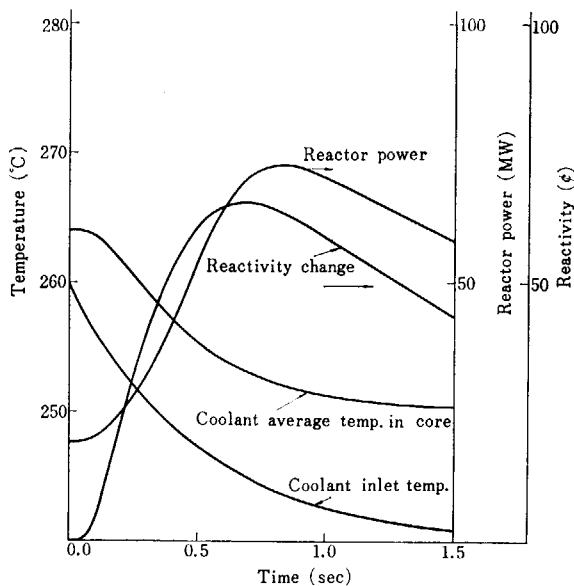


Fig. 54 Reactor power, reactivity and coolant temperature. vs. time

Fig. 54 は冷却水入口温度変化に伴う、出力、反応度、冷却水炉心平均温度の変化の状況を示したものである。冷却水入口温度の急激な変化につれて、冷却水炉心平均温

度も、冷水の水頭が炉心のほぼ中央に達する 100 msec 以後から大きく変化を始める。

冷却水温度の低下により、正の反応度が炉心に加わるので、炉出力は上昇する。計算例の場合、炉出力上昇は時刻約 50 msec より顕著となり、0.8 sec 後には初期出力の約 3.6 倍、73MW の最大出力に達する。この出力変化と反応度印加関係は Fig. 54 にみられるように妥当なものである。

Fig. 55 は反応度変化の状況の内訳を示した図である。反応度の印加は冷却水温度の低下により生じる冷却材温度効果によるものが主体であるが、出力上昇に伴うドップラー効果が負の効果として加わるので、全体としては Fig. 54 にみられるように 0.66 sec 近傍より減少する方向に向っている。被覆温度は、最初わずかに上がり、炉の出力上昇に伴い再び上昇する傾向を示しているが、反応度変化にはあまり寄与していない。

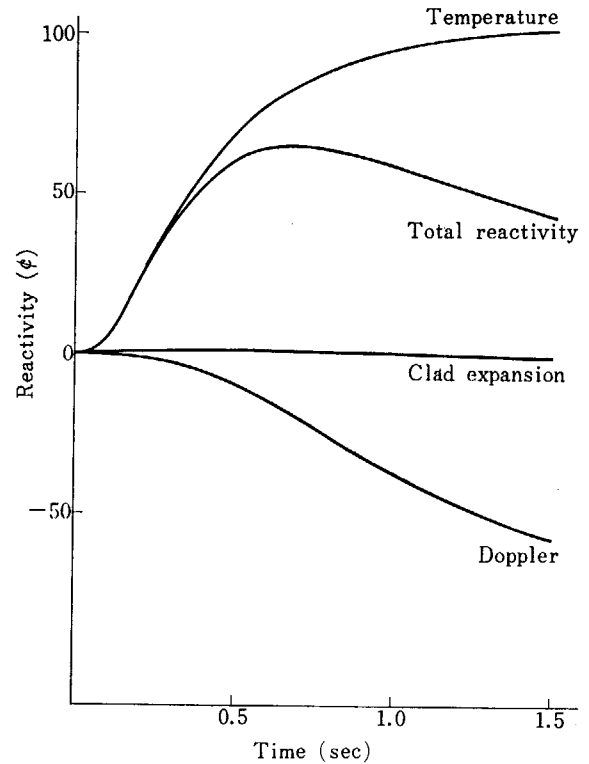


Fig. 55 Reactivity vs. time

Fig. 56 は炉心のホットスポットにおける冷却水温度、被覆表面温度、熱伝達率および熱流束の変化を示した図である。冷却水温度の変化は出力が上昇するため、冷却水入口温度に比較して変化の割合がゆるやかである。さらに時刻 0.8 sec 以後は入口温度が引き続き低下しているにもかかわらず、ほぼ一定となっている。熱伝達率は、冷却水の温度変化によるプラントル数、動粘性係数の変化により、冷水の到着と共にわずかな増加を始めるが、時刻 1.3 sec にサブクール沸騰が開始するとさらに増加して行く傾向を示している。被覆表面温度は一時的

に低下するが (50 msec), 炉出力の上昇により熱流束が増加するため, 時刻 550 msec 後から再び上昇し, 沸騰が開始した後はほぼ一定値に保たれる. 安全解析上関心事である熱流束変化は, 前述した被覆温度, 冷却材温度, 熱伝達率変化に伴ってほぼ一様に増加している. この増加は変化初期には熱伝達率の増加に, 後では被覆と冷却水温度の差により保たれる.

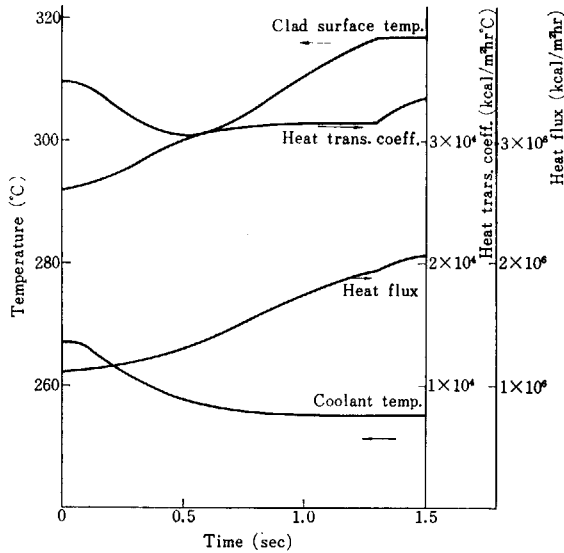


Fig. 56 Clad surface temperature, coolant temperature, heat flux and heat transfer coefficient, vs. time (hot spot)

Fig. 57 はホットスポットにおけるバーンアウト比および燃料中心温度の変化を示した図である. 冷却水温度の低下により, バーンアウト熱流束<sup>7)</sup>も上昇するため, 冷却水温度低下の著るしい変化初期 200 msec の間はバーンアウト比が一時的によくなるが, 出力上昇により熱流束が増加するにつれ, バーンアウト比は減少している. しかし, 1.5 sec 後においてもバーンアウト比は 3.1 で

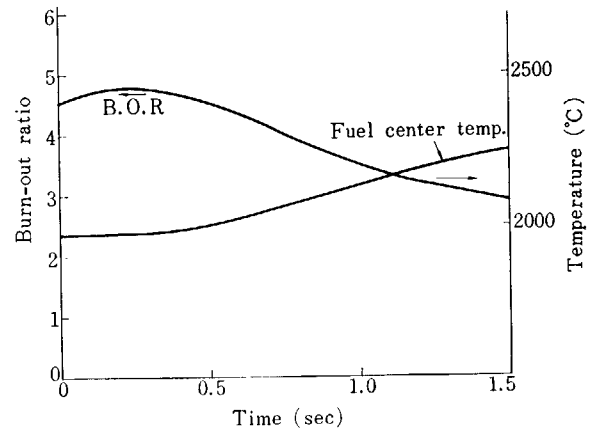


Fig. 57 Burn-out ratio and fuel center temperature vs. time (hot spot)

あり, バーンアウトまでには十分余裕がある. 他方燃料中心温度も時間経過と共に上昇を続けるが, 時刻 1.5 sec 後においても 2257°C であり,  $\text{UO}_2$  ペレットの熔融温度約 2700°C に比べて低い. したがってスクラムにより炉の安全を保つことができる.

以上, SPERT-III-E 型炉心を対象としたポンプ停止事故および冷水事故の解析結果について述べた. 実験結果がないため, 実験との比較により解析モデルおよび解析結果の妥当性の検討は行なえないが, きわめて苛酷な事故条件を仮定したにもかかわらず, EUREKA コードは計算上何ら不安定現象も示さず, 説明可能な解析結果を与えている. したがって EUREKA は一般動力炉のこれらの事故解析にも有用であろう.

また一般軽水炉のポンプ停止事故および冷水事故に関しては, 運転条件や過渡条件が異なるのでいちはいえないが, 上記の解析結果から判断して, 原子炉のもつ自己制御性によりスクラムが働くまでの原子炉の安全は十分に確保できるものと考えられる.

## 7. 即発性減速材加熱 (PMH) 効果

### 7.1 PMH 効果の性質

これまでの EUREKA 計算の結果に現われているように、EUREKA のもつ最大の特徴は、原子炉過渡時刻に現われる熱水力学の挙動を計算することによって、減速材のもつ温度効果をフィードバック量として考慮した点にある。そして、これまで行なってきた EUREKA による解析結果によって、減速材の温度効果をもたらすフィードバックを無視した解析は、限られた条件下においてのみ妥当であり、動力炉のように運転条件が高温、高出力下にある原子炉の動特性解析には、減速材温度効果のフィードバックが重要な因子であることが明らかとなった。

減速材温度効果を生じる熱源には、燃料体からの伝熱による熱と、PMH 発熱の2つが考えられる。このうち、伝熱による温度上昇は、熱の移動に伴う時間遅れのために、原子炉の出力暴走のように早い過渡出力変化に対しては効果的なフィードバック効果とはなりえないとされていた。事実、EUREKA による解析結果においても、第7.2節以降に示すように、暴走出力の抑制効果としては働かず、炉出力がランアウト出力に達した時の効果となっている。

これに対して PMH 発熱は、即発中性子が減速する過程で失なうエネルギーがその主体となっている（わずかではあるが、即発ガンマー線の減衰エネルギーも加わる）。このエネルギー量は、両者を総合しても全核分裂エネルギーの約6%を占めるに過ぎず、これまで注目されていなかったものである。

PMH 発熱によるフィードバック効果が実証<sup>65,66)</sup>されたのは、本稿の解析にも利用した SPERT-III-E 型炉心実験の結果<sup>67)</sup>である。

PMH 効果の性質を知るために、まず PMH 発熱の性質について検討を加える。軽水炉における PMH 発熱は、即発中性子の減速による冷却材中での発熱であるから、流れの中での即発的な発熱と考えるとさしつかえない。また発熱分布は、ほぼ炉心内出力分布に比例していると考えるとさしつかえないであろう。

PMH 効果についての詳細な検討は別稿にゆずり、本稿では定性的な検討のみを行なう。PMH 効果は即発的な発熱に基づくものであるから、炉出力が大きく変化する時刻に大きな効果となって現われるのは当然である。また冷却材の流れによって、PMH 発熱によって昇温した冷却材が移動するにしたがって、フィードバック効果

もまた変化する（たとえば、PMH 発熱により、昇温した冷却材が炉心より流出すれば、PMH 効果は零となる）。このことを原子炉の過渡出力変化に対応させて考えてみると、PMH 効果は炉出力暴走時に、暴走出力の抑制効果と考えるとほぼ間違いない。

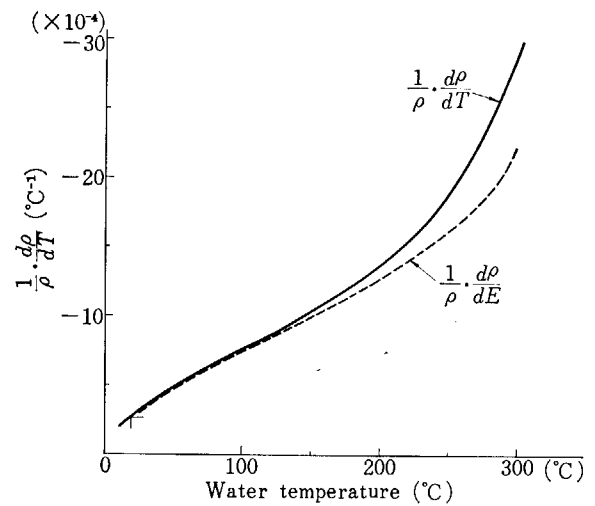


Fig. 58 Temperature dependent specific weight change of saturated water

ところで、全核分裂エネルギーの数%にしか過ぎない PMH 発熱が、なぜ問題となるようなフィードバック効果をもたらすのであろうか。Fig. 58 は、水の密度変化率  $(\frac{1}{\rho} \cdot \frac{d\rho}{dT})$  と温度の関係を示す図である。水温の上昇と共に密度変化率がきわめて大きくなり、たとえば水温 290°C の変化率  $(26.3 \times 10^{-4}/^{\circ}\text{C})$  は、20°C の値  $(2.6 \times 10^{-4}/^{\circ}\text{C})$  の 10 倍に相当する。

ところで、軽水炉においては、減速材のもつ温度係数は、密度変化に伴う水自身の密度変化とそれによる熱化による吸収断面積の減少（正の効果）と中性子のもれの増加（負の効果）によるとされている。この正負の相反する効果のために、原子炉の温度係数は温度ごとに定まった値を取るが、ケミカル・シムなどの特別な方法を採用しない限り、室温近傍の限られた温度範囲を除いて、負の温度効果（中性子のもれ）が増大するように設計されるのが普通である。

複雑な検討を避けて、いまかりに負の減速材温度係数が、密度変化率に比例するとしてみる。冷却水温度が 20°C の場合と 290°C の場合では、温度係数には 10 倍の開きが生じる。このことを一定の温度係数に直して考えれば、20°C のときに数%にしか過ぎなかった PMH 発熱量は、290°C の場合数 10% を占める値になるとする

のと等しい。

さらに、室温状態において、強大なフィードバック効果を示すドップラー効果は、絶対温度の平方根に比例するといわれている。したがって、燃料温度が上昇（冷却材温度の上昇や炉出力の増大）すればするほどドップラー効果は弱められる傾向にある。

PMH 効果とドップラー効果のもつこの相反する性質が、原子炉の高温時、出力時の自己制御性としての PMH 効果をより一層重要にする。

前節までの計算結果にも現われたように、冷却材温度が低いときに顕著ではない PMH 効果が、高温時に大きくなるのはこのような理由による。勿論、フィードバック量は、密度変化率にそのまま比例するものではなく、あくまでも温度係数により左右されるものであり、上記の仮定は単に説明のためのものである。

以上、PMH 効果の性質について、もう一度まとめると、

- 1) PMH 効果は、原子炉暴走出力の抑制に効果的な短期間のフィードバック効果である。
- 2) PMH 効果は、減速材温度係数が大きくなる高温状態に顕著に現われる。

## 7.2 PMH 効果と冷却材流速の関係

PMH 効果が冷却材流速によって変化するであろうことは、第 7.1 節において予想したことである。

いま極端な 2 つのケースを例にとり、PMH 効果について考察を加える。第 1 のケースとして、冷却材流速が零の場合を考える。この場合、PMH 発熱は炉外にもち出されることはないで、PMH 効果はドップラー効果同様、過渡出力積分値 ( $\int_0^t p dt$ ) に比例することになるであろう。

第 2 のケースとして、冷却材流速が極端に早い場合を仮定する。この場合、ある時刻の発熱は次の瞬間には炉心外に流出しているで、PMH 効果は過渡出力変化 ( $p(t)$ ) に比例することになるであろう。

Fig. 59 は、冷却材流速 0 m/s、と 5 m/s における温度係数によるフィードバック効果を比較した図である。ともに冷却水温度係数は同じ値である（計算ケース、0 m/s Case 1-9、5 m/s Case 3-3）。Fig. 59 内に点線で示した出力および出力積分の曲線は比較のために示したもので、Case 1-9 の解析値を使用しているが、Case 3-3 の値との間に大きな変化はない。

Fig. 59 の中で、流速 0 m/s の場合の温度係数によるフィードバック曲線は、すでに予想したように、出力積分の曲線とほぼ同じ傾向を示している。時刻  $t=0.36$  sec 近傍より、フィードバック曲線に上昇の傾向が現われているのは、後でふれるように自然対流による熱伝達の効果が加わるためである。

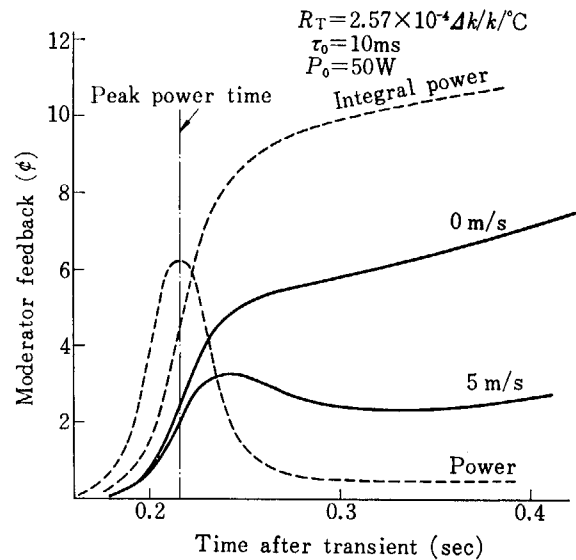


Fig. 59 Coolant flow effect on moderator feedback

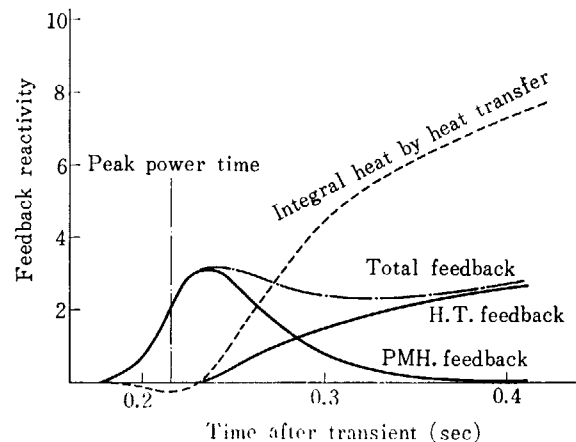


Fig. 60 Break down of moderator feedback

流速 5 m/s の場合、フィードバック曲線に極大値 ( $t=0.24$  sec) と極小値 ( $t=0.33$  sec 近傍) が現われている。このフィードバックの挙動は、Fig. 60 より次のように説明できる。さきにも予想したように、冷却材流速のある場合の PMH 効果は流れ去り、ある時間がたつと零に近くなる。他方伝熱による冷却材温度のフィードバックは、ある時間遅れの後に増加していく効果である。Fig. 59 に示されるフィードバック曲線は、この 2 つの効果の和の形で現されたものであり、最大出力時刻のフィードバック量がほとんど PMH 効果で占められていることがわかる。

さて、Fig. 59 に再び注目すると、最大出力時刻までに生じる PMH 効果は、流速 0 m/s の場合と、5 m/s (軽水炉における流速のほぼ最大値) の場合との間に、ほとんど差がないことに気がつく。いうまでもなく、原子炉の暴走出力の最大値は、最大出力時刻にいたるまでのフィードバック量により決定されるものであるから、PMH 効果は軽水炉の出力を抑制するフィードバック効果とし



て、流速の大きさにあまり関係なく有効な効果であることが結論づけられる。

Fig. 60 に示す、PMH 効果の示す挙動も興味深い。さきに予想した流速が極端に早い場合のように、直接出力変化に比例してはいないが、傾向としては出力変化を時間軸に拡大したような形になっている。この時間軸の拡大は、流速の大きさに関係するものである。

最後に Fig. 60 に点線で示した全熱伝達量が、最大出力時刻近傍で、わずかながら負になっているが、これは PMH 発熱のため冷却材温度が、燃料クラッド温度を越えたために生じた現象であり、PMH 効果の存在を示しているものである。Fig. 60 に示した計算ケースでは、初期炉出力が 50 W であり、したがって燃料クラッドと冷却材温度の間にはわずかな温度差しか生じていないためである。出力状態からの計算では、より大きな温度差があるので、冷却材温度がクラッド温度を上廻ることはないで、このような負の伝熱は生じない。

以上の考察により、PMH 効果は流速により影響は受けるが、PMH 効果にとって最も重要な暴走出力に対するフィードバック効果が、現在の軽水炉で考えられている流速範囲内で受ける影響は小さいことである。

### 7.3 炉周期の影響

PMH 効果が炉出力変化の度合いに影響される効果であることから考えて、炉周期との間に密接な関係がある。本節においては、この問題について検討を加える。

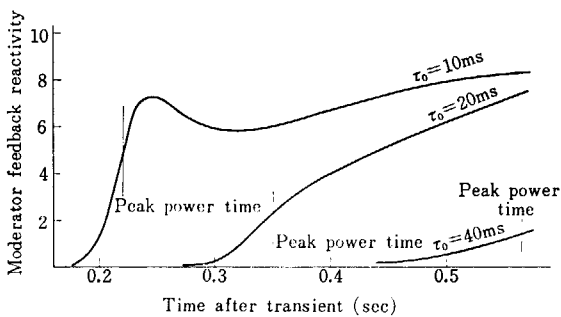


Fig. 61 Moderator feedback curves of various transient

Fig. 61 は、初期炉周期 10 msec, 20 msec, 40 msec についての温度効果によるフィードバック反応度を、時刻ごとに示した図である。初期炉周期を定める反応度挿入量以外は、すべて同一条件で計算を行なったものである (計算ケース; 10 msec, Case 1-1,  $\rho_{in} = 1.21 \$$ , 20 msec, Case 1-2,  $\rho_{in} = 1.10 \$$ , 40 msec, Case 1-3,  $\rho_{in} = 1.04 \$$  初期条件はいずれも圧力  $p = 100 \text{ kg/cm}^2$ , 冷却材入口温度  $T_{in} = 260^\circ\text{C}$ , 冷却材流速  $v = 5 \text{ m/s}$ , 初期出力  $P_0 = 50 \text{ W}$ )。

Fig. 60 に示したように、温度効果によるフィードバ

ック量は、PMH 効果と伝熱による効果の和であるが本節で紹介する程度の早い出力変化においては、最大出力時刻直後までの温度効果はほとんど PMH 効果である。したがってこれ以降は最大出力時刻直後までの温度フィードバックを PMH 効果として取扱う。

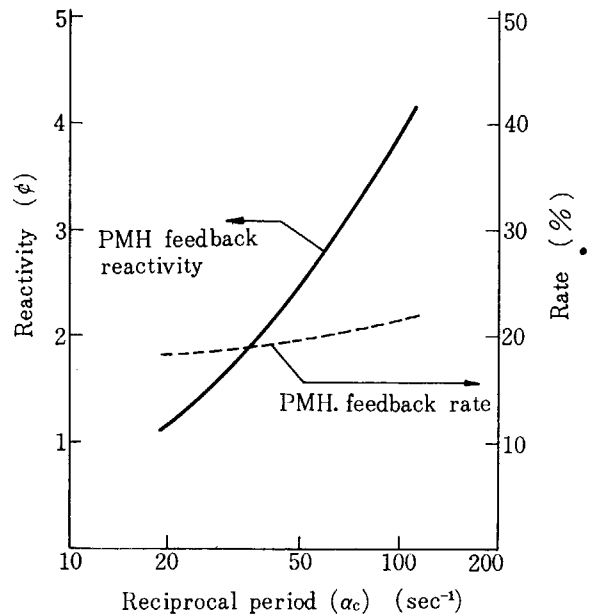


Fig. 62 PMH effect vs. reciprocal period at peak power time

Fig. 62 は、最大出力時刻における PMH 効果を初期逆炉周期 ( $\alpha_0 = \frac{1}{\tau_0}$ ) に対してプロットした図である。 $\alpha_0$  の増加にしたがって、PMH 効果が増大していることがわかる。

ところで、初期炉周期の大きさは、挿入反応度量によって定まるものであるから、いちがいに PMH 効果によるフィードバック量を比較するのは正しい方法とはいえない。最大出力時刻における全フィードバック量のうち、PMH 効果がしめる割合で判断するのが妥当な方法であると考えられる。Fig. 62 に点線で示した曲線は、この割合を示した曲線である。PMH 効果の占める比率が逆炉周期の増大に対しわずかながら増大していることが示されている。

この傾向は、きわめて重要なことを示唆している。実験結果がないので比較はできないけれども、たとえば極端な事故条件として、初期炉周期 1 msec を例にとって考えてみる。

この場合、SPERT-III-E 型炉心に必要な反応度挿入量は約 3.1 \$ であり、最大出力時刻までに補償されるべき反応度量は 2.1 \$ と考えられる。一方、Fig. 62 からの外挿値は 1 msec の炉周期では控え目にみて 35% には達するので、PMH 効果による補償量は 75¢ 弱となる。もし、PMH 効果がないとすれば、この 75¢ の反応度量は弱まっていくドップラー効果により補償されなければならない。この反応度補償を行なうために、過大に見積

られる暴走エネルギー量や、暴走出力はきわめて大きなものとなる。

逆に、正の温度係数をもつ炉では、暴走出力とともに反応度が印加されることとなるので、問題はより重大となる。

このように、PMH 効果の影響は、原子炉の反応度事故のように、より短い炉周期をもつ動特性解析に一層大きな影響を与える。

PMH 効果が、炉周期により変化する影響を検討し、最大出力時刻における全フィードバック効果に占める比率がほぼ適正な値であることを調べる

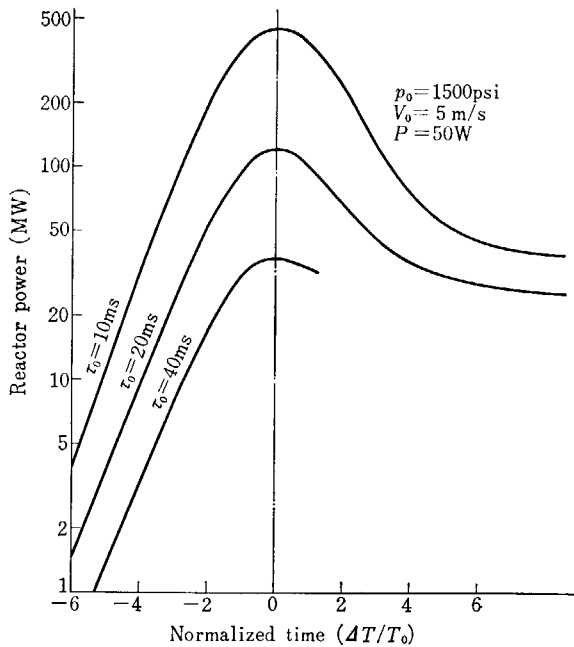


Fig. 63 Transient power shapes vs. normalized transient time

Fig. 63 は異なった炉周期をもつ出力変化を比較するために、最大出力時刻を一致させて横軸を  $\tau_0$  単位で示した暴走出力波形である。Fig. 63 にも示されるように暴走出力の前半は、標準値近傍まで直線で示され（出力変化が初期炉周期の指数関数変化にしたがっている）、標準値  $-4$  近傍以降からフィードバックの影響を受けていることがわかる。

Fig. 64 は、Case 1-1 について時刻を標準値に改めてフィードバック効果の影響を調べた図であり、上記の考察の正しさを示している。ここで興味のある点は、全フィードバックの中で占める PMH 効果の比率が、標準値  $-4$  近傍よりわずかながら降下し、標準値が正になるころより急速に低下する点である（標準値  $+10$  近傍より再び上昇しているのは伝熱による影響である）。

標準値  $-4$  以前においては、出力変化の様子は一定であった (Fig. 63)。そして PMH 効果の占める割合もほぼ一定である。いいかえれば、出力変化  $P(t)$  が、初期

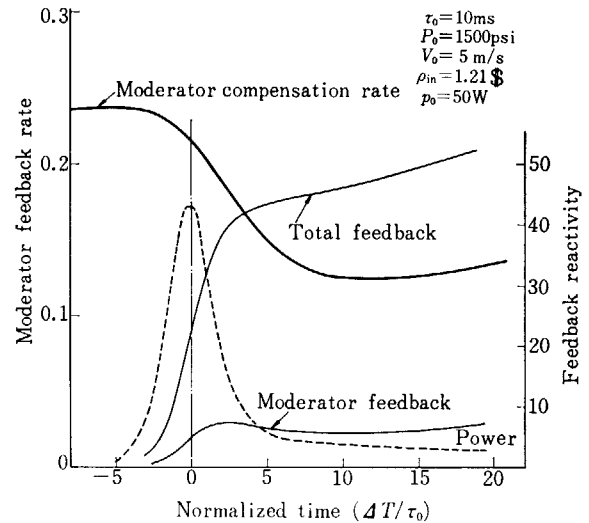


Fig. 64 Moderator compensation rate at normalized transient time

炉周期  $\tau_0$  にしたがって、 $P_0(t) = P_0 \cdot e^{t/\tau_0}$  の指数関数変化を行なっている時は、流速  $v$  の影響を受けず PMH 効果が占める比率は一定である。ところが、出力が上昇し、フィードバック効果が現われ、炉出力変化が時刻毎の炉周期  $\tau(t)$  にしたがってゆるやかになるにつれ、PMH 効果の占める比率が減少する。これは Fig. 62 で考察した結果と合致している。

Fig. 64 で注目すべきもう一つの点は、標準値 0 における PMH 効果の比率はわずかながら下っているけれども、その差は必ずしも大きなものではない。したがって、一般的に、最大出力時刻の PMH 効果の占める割合を、過渡出力変化に与える PMH 効果の比重の目安として考えても、さほど誤りではないと考えられる。

以上の考察から、PMH 効果は炉周期が短くなるほど大きくなるとともに、補償すべき反応度量が増加するのでより一層重要な役割を果たす効果であるといえることができる。

### 7.4 初期出力の影響

炉出力<sup>(4)</sup>の増大に伴って、燃料温度が増加する。燃料温度が上昇するにしたがって、ドップラー効果が弱まっていくことは第 7.1 節で述べた通りである。本節では、炉出力の増大がもたらす PMH 効果の役割について検討を加える。

Fig. 65 は、原子炉初期出力が 50 W, 1 MW, 8 MW, 20 MW の場合の、温度効果によるフィードバック量を時間的に示した図である。計算に用いたパラメータは、原子炉初期出力以外すべて同じである（計算ケース：50 W, Case 1-1, 1 MW, Case 1-4, 8 MW, Case 1-5, 20

注) 正しくは、原子炉比出力とすべきであるが、説明上炉出力として統一する。

TABLE 8 Average, hot-spot fuel temperature at steady state condition

Initial power	Core average temperature (°C)	Doppler factor	Hot-spot temperature (°C)	Doppler factor
50 W	260	1	260	1
1 MW	273	0.990	309	0.950
8 MW	384	0.900	669	0.750
20 MW	591	0.785	1492	0.547

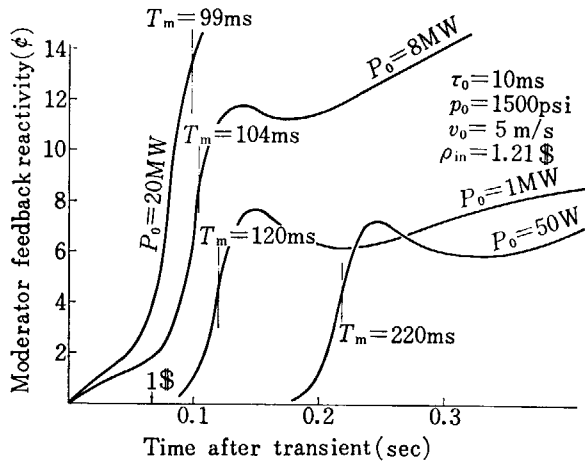


Fig. 65 Moderator compensation curves with various initial power

MW, Case 1-6'. 初期条件圧力  $p=100 \text{ kg/cm}^2$ , 入口温度  $T_{in}=260^\circ\text{C}$ , 流速  $v_{in}=5 \text{ m/s}$ , 炉周期  $\tau_0=10 \text{ msec}$ .

Fig. 65 に示される特徴は、炉出力の増加につれて最大出力時刻が早くなっていること、および同時刻における温度フィードバック量が急速に増大することである。幾度も述べたように、最大出力時刻近傍における温度フィードバックは、ほとんど PMH 効果と考えると支障えない。

炉出力の増大によって最大出力時刻が早くなるのは、フィードバック量が暴走エネルギーに支配されることから考えて当然のことである。

PMH 効果と出力の関係について調査する前に、ドップラー効果の弱まりについて検討する。TABLE 8 は各々の初期出力における燃料平均温度について示した表である。代表値として炉心平均値と、フィードバック荷重の高いホット・スポットについて記した。表中のドップラー・ファクターは、50 W におけるドップラー効果を 1 とした場合の、燃料各温度におけるドップラー効果の弱まりを示した数値である。TABLE 8 より、炉出力が 50 W ~ 1 MW の範囲では、燃料平均温度もあまり変化せず、

ドップラー係数の弱まりも少ないが、出力 8 MW ~ 20 MW になると大幅な変化を示していることがわかる。

TABLE 8 の傾向は、Fig. 65 に示した PMH 効果の増加をきわめてよく説明している。Fig. 66 は、炉出力をパラメータとして、最大出力時刻におけるドップラー効果、PMH 効果、クラッドの膨張効果（即発線による加熱と伝熱による膨張）の占める比率を示した図である。

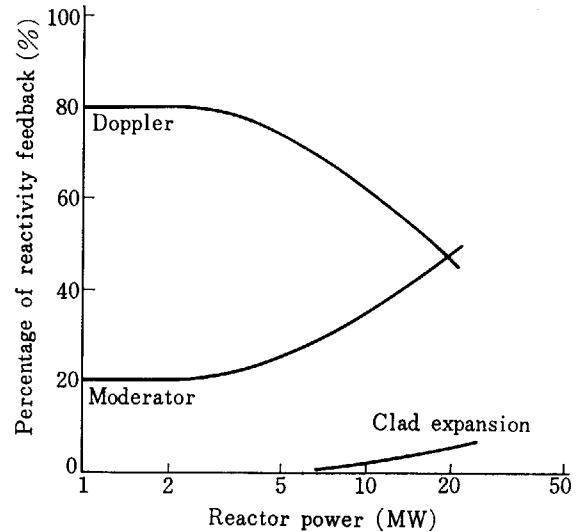


Fig. 66 Feedback rate of compensation effects vs. initial reactor power in SPERT-III-E-core analysis

炉出力が上昇するにしたがって、ドップラー効果が低下し、PMH 効果が上昇し始める。驚くべきことは、本図の計算例では、炉出力 20 MW 近傍において PMH 効果がドップラー効果を上回る結果<sup>2)</sup>となっている。注にも述べたように、この結果は少し検討不十分な点が残ってはいるが、PMH 効果の示す傾向としてはほぼ正しい。

このように、PMH 効果は炉出力の増大とともに、ドップラー効果の低下により、暴走出力の抑制効果としてより重要な効果となる。

### 7.5 温度係数の影響

PMH 効果は減速材温度係数に依存する効果であるから、温度係数の値により大きく左右されるのは当然である。逆に、温度係数の変化によって、暴走出力の大きさや発生エネルギーの変化を追求するのも、PMH 効果を

注 1) 高出力領域では、初期から大きな熱伝達量が存在する。しかし、フィードバック量に関係する過渡変化分だけを取り出して考えれば、熱伝達による過渡変化分はこの時刻ではまだ少ない。

注 2) 正確に実験結果と比較した場合、すでに述べたように高出力からの出力変化は反応度挿入速度と、変化初期のフィードバックの関係のために、少し違った結果を示している。

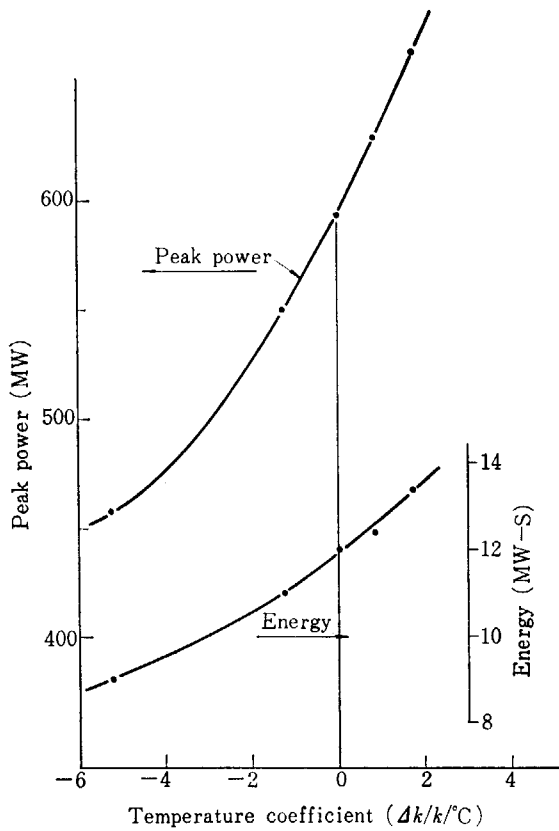


Fig. 67 Excursion power and energy at peak power time of 10 msec power transient, vs. temperature coefficient

把握する上で重要である。

Fig. 68 は、Case 1-1 (圧力  $p=100 \text{ kg/cm}^2$ , 冷却材入口温度  $T_{in}=260^\circ\text{C}$ , 入口流速  $v_{in}=5 \text{ m/s}$ , 炉周期  $\tau_0=10 \text{ msec}$ , 炉出力  $P=50 \text{ W}$ ) について、温度係数のみを変化させた場合の計算結果を示したものであり、代表的な値として、最大暴走出力と最大暴走エネルギーを示し

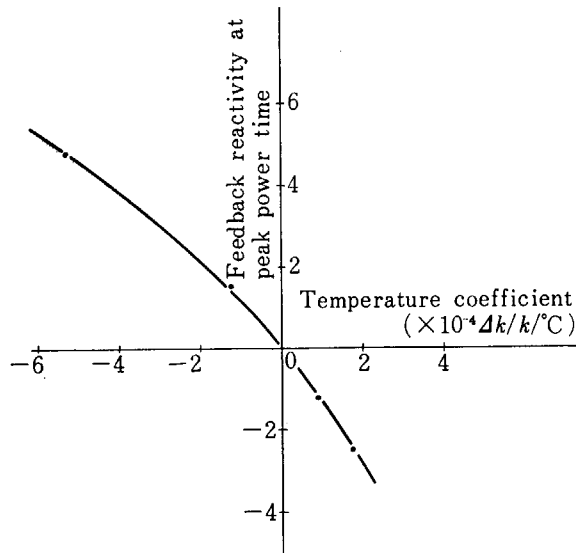


Fig. 68 PMH feedback at peak power time vs. temperature coefficient

たものである。

これまでの説明でも明らかなように、温度係数の低下とともに PMH 効果が減少し (Fig. 68), その分だけ炉出力と暴走エネルギーが増加する。特に、温度係数が正に転じた場合の増加率は大きい。

ここで注意すべき点は、Fig. 67 に示した例が低出力 (50 W) からの比較的長い炉周期 (10 msec) の解析結果であることである。

すでに述べたように、PMH 効果は炉出力の上昇、炉周期の短縮により、より大きな効果となって現われる。他方軽水炉の事故条件では、恐らく炉周期は数 msec の値に、また炉出力もより大きな値をとることであろう。正の温度係数をもつ原子炉の過渡出力変化に対して、PMH 効果は安全側の因子として働く効果であり、十分な検討を行なうことが必要である。

### 7.6 出力分布 (フィードバック荷重) の影響

これまで PMH 効果について行なった考察は、出力分布やフィードバック荷重にはふれずに検討を加えてきた<sup>注)</sup>。しかし、第 4.5 節でも述べた通り、出力分布は (フィードバック荷重が加わって) 過渡出力変化量に大きな影響を与える。PMH 効果もまた、出力分布の影響とは無縁ではなく、流速により、より複雑な影響が存在する。しかし、ここでは複雑な検討をさけ、流速のない場合の PMH 効果と出力分布の関係について考察する。

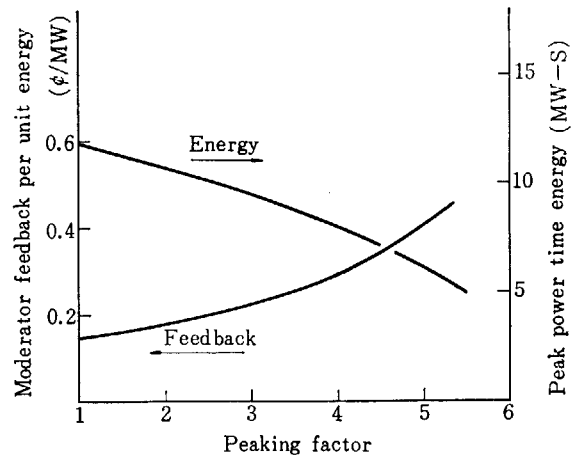


Fig. 69 PMH effect vs. flux distribution

Fig. 69 は、第 4.5 節の検討に現われた出力分布と PMH 効果との関係曲線である。必ずしも適切ではないが、出力分布の形状をピーキング係数に置きかえて横軸に示した。また、PMH 量としては、単位エネルギー当りのフィードバック量 (¢/MW-S) で比較した。

Fig. 69 に示されるように、出力分布の形状が歪むほど

注) 比較したケースは、Fig. 69 を除いてすべて出力分布が等しいとした。

PMH 効果は大きくなる。

PMH 効果は時間的に短期間の暴走出力によるシャープな効果である。同時に、出力分布もまた大きく歪んでいる時に、より大きな効果として働くことが期待できる。

一般に、原子炉の反応度事故は、制御棒のエジェクションなどにより発生すると考えられている。この場合、制御棒が抜かれた周辺の中性子束は大きく歪むのが普通である。このことから、PMH 効果は、事故条件下における自己制御効果として、きわめて有効な効果となることが期待できる。

### 7.7 PMH 効果のまとめ

以上、PMH 効果の性質について、解析結果を基に検討を加えてきた。これらを総合すると、

- 1) PMH 効果は、暴走出力抑制に効果的な短期間の温度係数によるフィードバック効果である。
- 2) PMH 効果は、温度係数が増大する原子炉の高温時、高出力時に大きい。

特に、高出力時には、ドップラー効果の弱まりのため、PMH 効果の占める比重はより大きくなり、場合によってはドップラー効果を凌ぐことも予想される。

3) 冷却材流速の大きさは、PMH 効果の寿命を短くするが、最も必要な暴走出力の抑制に対しては、現状の軽水炉の持つ流速 (約 5 m/s) が、効果を減少させる程度はきわめて小さい。

4) PMH 効果は、炉周期が短くなるほど大きな効果となって現われる。これは負の温度係数をもつ原子炉にとっては有効な自己制御効果となる。

5) PMH 効果は、出力分布に歪がある時により大きな効果となって現われる (これは他のフィードバック効果と共通している)。したがって、制御棒エジェクションなど、大きな出力分布歪をもつ原子炉事故時の自己制御効果としてもきわめて有効である。

6) 以上の考察は、負の温度係数をもつ原子炉の場合にあてはまる。正の温度係数をもつ原子炉に対して、PMH 効果は非安全側の効果として働くので、安全解析上きわめて重要となる。

## 8. 結 言

核熱水力結合、二次元動特性コード EUREKA による解析により、軽水炉のもつ動特性挙動について検討を行った結果、減速材温度効果が早い過渡出力変化に対しておよぼす影響が明らかとなった。これらをいま一度総括して述べると、

1) 減速材温度効果には、即発中性子の減速エネルギーによる PMH 効果と、燃料体からの伝熱による温度効果があるが、PMH 効果は暴走出力の抑制にきわめて有効である。

2) PMH 効果は、冷却水温度が高くなるにつれて温度係数が増大する軽水炉の一般的な性質、および燃料温度上昇に伴って増加率が弱まるドップラー効果の性質により、一般軽水炉（ケミカルシム炉を除く）においては冷却材温度が上昇するほど、また初期出力が大きいほど、より有効なフィードバック効果として働く、特に高出力条件下においてはドップラー効果に匹敵する大きさとなる。

3) PMH 効果は過渡変化初期において、暴走出力のもつ逆炉周期に比例した効果である。したがって、より早い暴走出力の抑制に効果的な効果である。

4) 冷却材の流れのため PMH 効果は時間経過とともに消滅する。しかし、一般軽水炉のもつ流速範囲 (5m/s) では、流れによる PMH 効果の減少は暴走出力時間内ではみられず、ランアウト出力時刻に現われる。したがって、暴走出力の抑制効果としての PMH 効果の重要性は失われない。

5) 伝熱による温度効果は、暴走出力時間には比較的關係無関係であるが、ランアウト出力の大きさを左右する。したがって流速、クラッド温度など直接冷却材についての熱伝達率の時間変化、およびギャップ熱伝達率の時間変化がランアウト出力解析には重要な問題となる。

などの諸点が明確になった。

減速材温度効果が過渡出力変化におよぼす影響は、以上まとめたようにきわめて重要である。これらを正確に把握するためには、冷却材温度の分布を少なくとも二次元 (R-Z) で解く必要がある。炉心を小領域に区分けし、そのおのおの領域での発熱量、フィードバック荷重を考慮して解析を行なった結果、

6) 出力分布の歪やフィードバック荷重を考慮しない解析（炉心を1点または少数点にとる解析）は、暴走出力および暴走エネルギーを著るしく過大に見積る。出力分布に歪がある場合、その高出力領域に暴走出力がより大きな負荷を与えるのは当然であるが、その負荷の大きさは上記1点に近似した解析からピーキング係数などを掛けて予想するほど大きなものではない。

以上得られた結論は、減速材温度効果および二次元計算が過渡出力解析にきわめて重要であることを示すものである。事実、EUREKA により軽水炉 (PWR) の運転状態を模擬した暴走実験 (SPERT-III・E 型炉心実験) を解析したところ結果はきわめて良好で、ほぼすべての解析において実験誤差範囲の計算結果を示し、従来使用されている断熱動特性計算モデルとの差を明確にしている。BWR については実験との比較が行ない得ない現状であるが、EUREKA の解析は GE 社の設計値を十分に説明するとともに、未沸騰領域 (PWR と同じ) での結果から類推してより実際の解を与えるものと予想できる。なお、正の温度係数およびボイド係数をもつ炉については、PMH 効果は出力抑制効果としてではなく、暴走出力の発生とともに反応度を挿入する効果として働く。したがって、正の温度係数をもつ炉の過渡出力を検討する場合には、PMH 効果の挙動について十分な解析を加えることが安全上重要である。

## 謝 辞

この報告書をまとめるにあたり、日本原子力発電株式会社高橋信義氏には敦賀炉の解析について多大の御援助をいただいた。また、EUREKA コードを使用するにあ

たっては伊藤忠電子計算サービス株式会社三浦達雄氏に多面の御協力をいただいた。上記の諸氏に対し、ここに深甚の謝意を表します。

## 10. 参 考 文 献

- 1) McCARDELL R. K., HERBON D. I., HOUGHTALING J. E.;  
"Reactivity Accident Tests Results and Analysis for the  
SPERT-III-E-core-A Small, Oxide-Fueled, Pressurized-  
Water Reactor," IDO-17281 (march 1969).
- 2) 石川迪夫, 久家靖史, 上林有一郎, 竹内栄次, 大西信秋;  
"軽水動力炉の動特性コード EUREKA (二次元核熱水力,  
結合動特性モデル), JAERI-memo 3592 (1969. 6).
- 3) OBENCHAIN C. F.; "PARET-A Program for the Analysis  
of Reactor Transients," IDO-17282, (January 1969).
- 4) Private communication to M. Ishikawa.
- 5) HOUGHTALING, J. E., ISHIKAWA, M., SCOTT, J. F., HERBORN,  
D. I.; "Temperature-Dependent Kinetic Behavior of the  
SPERT-III-E-core," ANS Trans Act, 10, No. 2 (Nov.  
1967).
- 6) TAXELINS, T. G.; "Quarterly Technical Report, SPERT  
Project, Jan. Feb. Mar. 1968," IDO-17287, p. 2~8 (Nov.  
1968).
- 7) TONG L. S., *et al.*; *Nucleonics*, 21, No. 5, (1963)

## App. 1 SPERT-III・E 型炉心の概要<sup>1)</sup>

SPERT-III・E 炉は、Fig. A-1 に示すように、2 ループの一次冷却回路をもつ加圧水型原子炉で、設計圧力、温度はそれぞれ  $170 \text{ kg/cm}^2\text{g}$  (2,500 psi)、および  $343^\circ\text{C}$  ( $650^\circ\text{F}$ ) である。また、冷却材流量は4台のポンプにより最大で  $76 \text{ m}^3/\text{min}$  (20,000 gpm) である。この流量は炉心流速に換算すると  $7.2 \text{ m/s}$  (24 f/s) に相当する。

E型炉心は、この SPERT-III プラントで実験された各種の炉心のうちの一つの名称であり、Fig. A-2 に示すように、普通使用されている加圧水型動力炉に最も類似した構成の炉心である。燃料体は、ステンレス鋼クラッド  $\text{UO}_2$  燃料が用いられ、炉心内の減速材、燃料比は約 1.05 であり、定格出力 20MW 時の炉心出力密度は約  $58 \text{ kW/l}$  である。

燃料アセンブリの形状は、Fig. A-3 に示すように、5行5列の燃料棒配列になっているが、トランジェント棒周囲の中央部4本のアセンブリと制御棒燃料アセンブリ(8本)は4行4列配列となっている。制御棒燃料アセンブリは、効果的に炉心反応度を稼ぐ目的で設計されたものであり、制御棒の引抜きに応じて燃料体が

炉心に装荷されるように、制御棒毒物部分に燃料体をつぎ足した構造となっている。

反応度の早い挿入に使用されるトランジェント棒は、Zry-II ホロワーをもったボロン、ステンレス鋼製の十字型の棒で炉心中央に配置されている。引抜きによる反応度添加速度は、平均約  $15 \text{ } \$/\text{s}$  である。

実験に必要な反応度の挿入は、トランジェント棒と制御棒の相対的な位置で決定される。すなわち、必要な反応度量を見込んだ長さを残してトランジェント棒をまず引抜き、続いて制御棒をギャングで引抜き臨界を構成する。その後トランジェント棒を急に引抜く。

すべての制御棒位置が揃っていることは、炉心の中性子束分布の歪などの複雑な因子を、より精度よく求める上できわめて効果的であり、実験解析を容易にしている。SPERT-III・E 型炉心実験解析は、断熱核モデル IREKIN および核熱水力結合モデル PARET により行なわれたことは既述の通りであるが、それらのインプットとなった炉心の静特性および動特性解析に必要なデータを TABLE A-1 および App. 2 に示す。

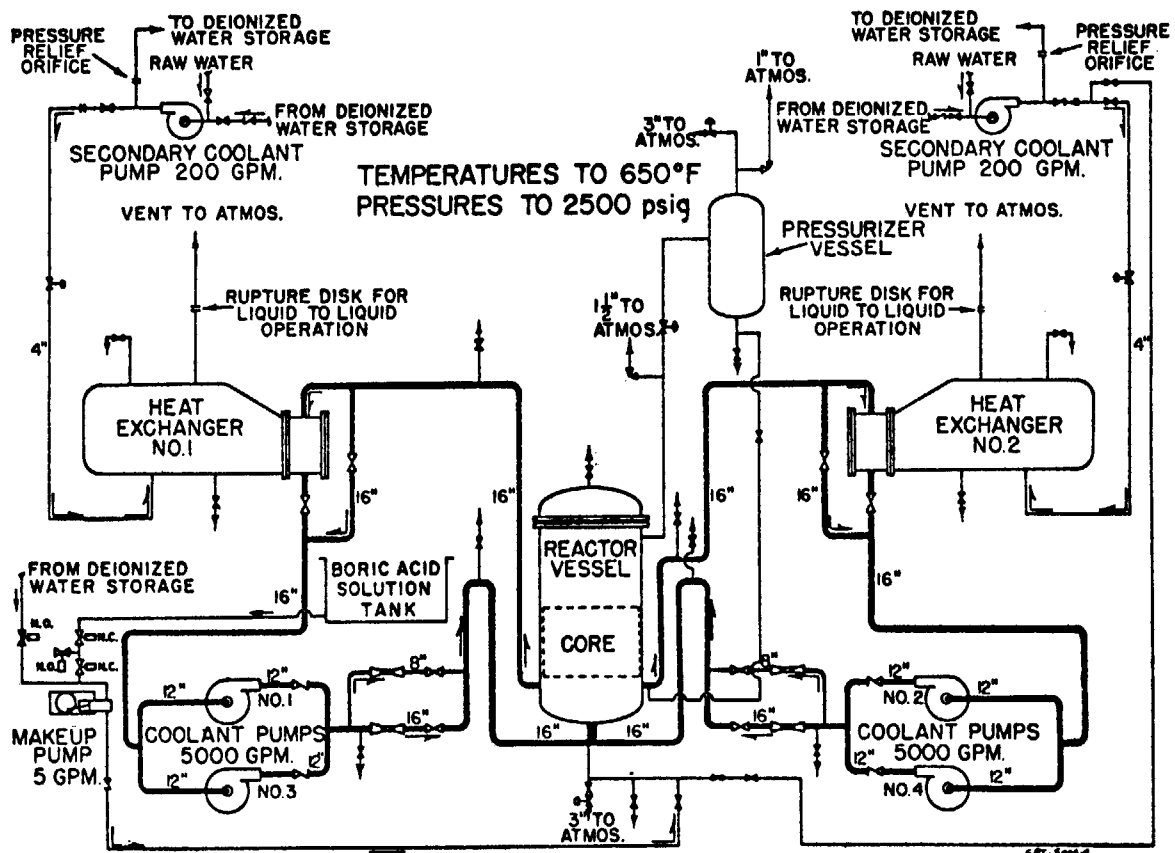


Fig. A-1 SPERT III process flow diagram



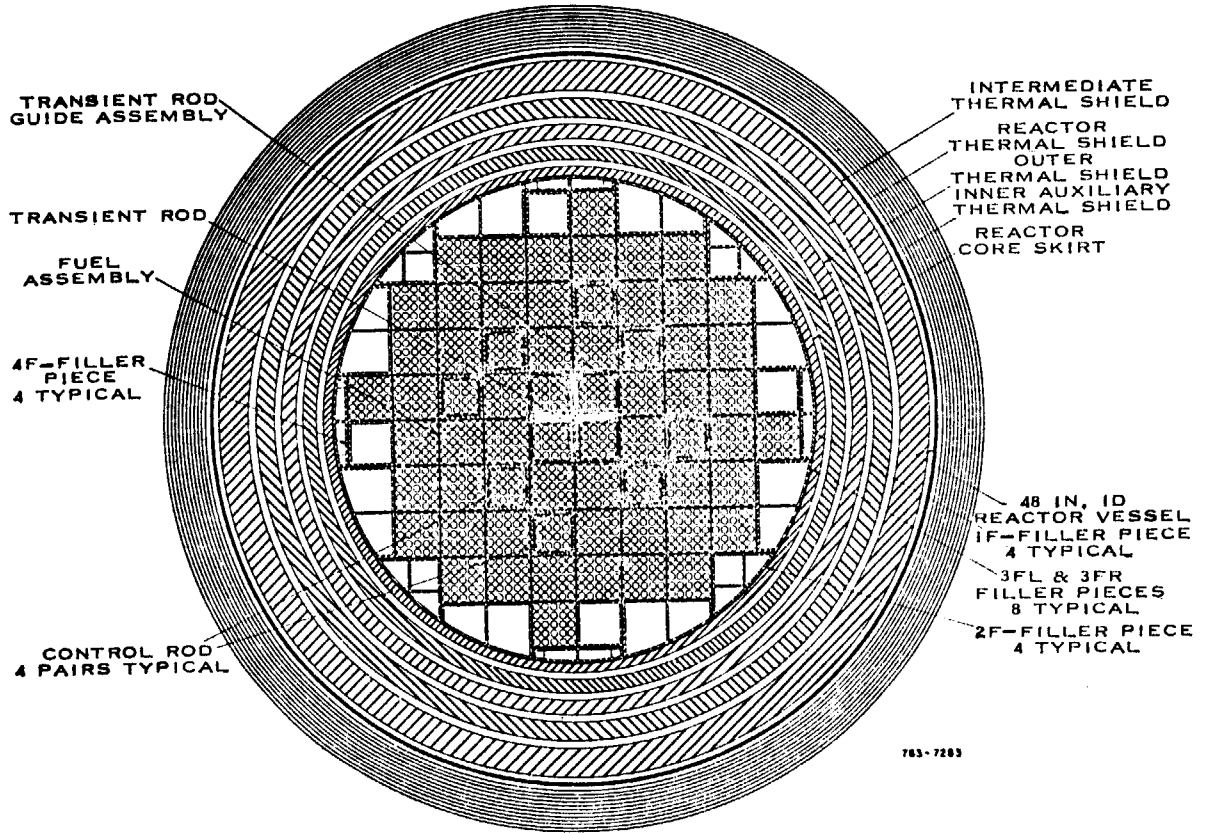


Fig. A-2 E-core cross section (64-assembly loading)

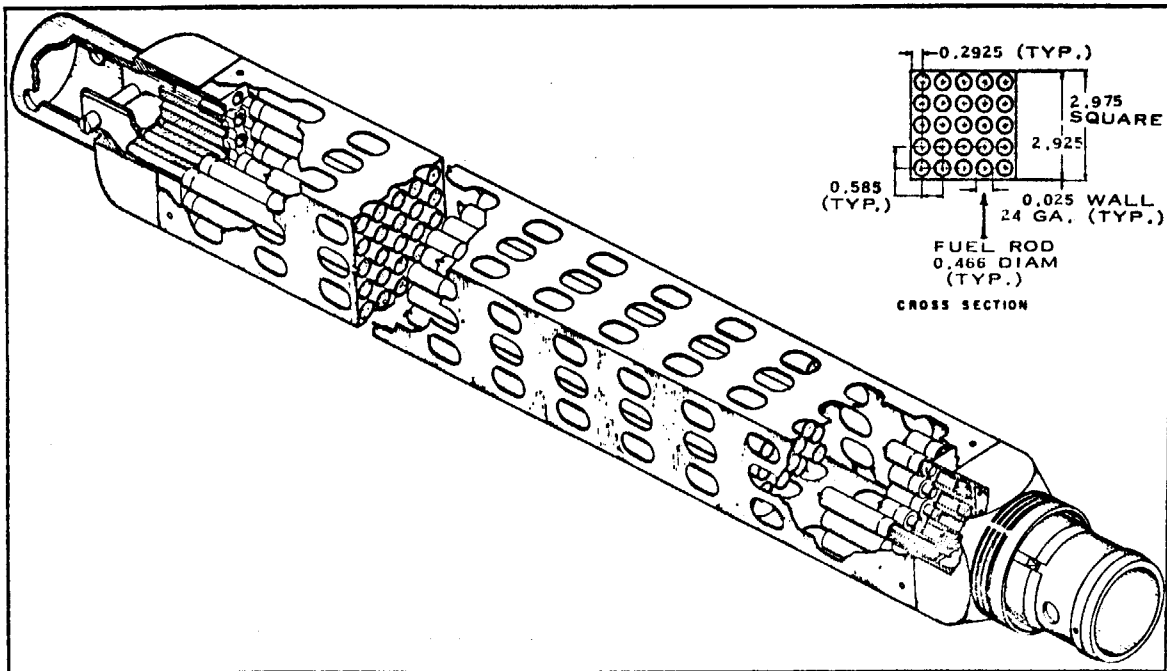


Fig. A-3 Nominal 25 fuel rod assembly

TABLE A-1 SPERT-III-E core static characters

1. Core		25 rod assembly	4.29 in <sup>2</sup> .
Configuration	approximately cylindrical	16 rod assembly	3.16 in <sup>2</sup> .
Diameter	30 in.	3. Fuel rods	
Active height	38.3 in.	Type	cylindrical
Volume	2.21 × 10 <sup>3</sup> in <sup>3</sup> .	Materials	
Composition		Fuel tube	stainless steel (SUS-348)
Water	6.7 Wt%	Pellet	UO <sub>2</sub> (10.5 g/cm <sup>3</sup> )
Stainless steel	22.5 Wt%	Dimensions	
UO <sub>2</sub>	70.8 Wt%	Pellet diameter	0.420 in
Enrichment	4.8%	Clad diameter (inside)	0.426 in
Structure-to-moderator ratio	1.05	Clad diameter (outside)	0.466 in.
2. Fuel assemblies		pitch	0.585 in.
Number (operational loading)		Control Rods	
25 rod assembly	48	Number	8
16 rod assembly	12	Composition	1.35 Wt% boron-10 in Type 18-8 stainless steel ; 0.186 in. thick hollow square box
Overall dimensions		Average scram time	0.350 sec
25 rod assembly	2.975 × 2.975 × 52 - 3/4 in	4. Transient rod	
16 rod assembly	2.476 × 2.476 × 52 - 3/4 in	Number	1
Fuel content		Composition	1.35 Wt% boron-10 in 18-8 stainless steel
25 rod assembly	962.5 g U-235	Reactivity insert rate	15 \$/sec
16 rod assembly	616 g U-235		
Pitch	0.585 in.		
Flow area			

TABLE A-2 SPERT-III-E core kinetic characters

## 1. Prompt neutron generation, effective delayed neutron fraction

Coolant inlet temperature (°F)	Effective delayed neutron fraction, $\beta_{eff}$	Prompt neutron generation time, $l$ ( $\mu$ sec)
70	0.00718	15.55
250	0.00724	15.78
500	0.00725	16.31

## 2. Delayed neutron fraction, delayed neutron decay constant

Delayed group	Delayed neutron fraction	Delayed neutron decay constant (sec <sup>-1</sup> )
1	0.0352	0.0127
2	0.2014	0.0317
3	0.1858	0.1167
4	0.4006	0.3142
5	0.1437	1.4007
6	0.0333	3,8803

## 3. Feedback coefficient, peaking factor

Temperature (°F)	70	250	500	500 (20 MW)
Doppler coefficient ( $\$/°F$ )	-0.72	-0.56	-0.37	-0.23
Temperature coefficient ( $\$/°F$ )	-0.40	-1.97	-3.99	-4.13
Void coefficient ( $\$/% void$ )	-50.0	-42.0	-35.0	-37.0
Peaking factor	5.7	5.2	3.6	3.2

## App. 2 SPERT-III-E 型炉心実験結果<sup>2)</sup>

SPERT-III-E 型炉心実験は、次の3種類の原子炉条件からの暴走実験を行なっている。

1. 大気圧実験
2. 高温、高圧実験
3. 高出力実験

以下、各々の実験目的、条件および結果について述べる。

### 1. 大気圧実験

SPERT-III-E 型炉心で行なった大気圧実験は、これまでの  $\text{UO}_2$  燃料炉心実験 (SPERT-I, IV) と比較し、実験計測および炉心挙動の再確認を行なうための実験であり、特に目新しいものではない。

実験は、温度  $20^\circ\text{C}$ 、大気圧、初期出力  $50\text{ W}$  の条件から、 $0.77\text{ \$}$ ～ $1.21\text{ \$}$  の間の反応度量 (等価初期炉周期  $1.01\text{ sec}$ ～ $10\text{ msec}$ ) で、30 回行なわれた。

実験結果の要目は、TABLE B-1 に示す通りである。

### 2. 高温、高圧実験

冷却材条件を高温、高圧下において行なった暴走実験は、板状燃料 (SPERT-III-C 型炉心) について行なわれた結果がこれまでにあるが、棒状燃料を用いての実験は E 型炉心実験が最初である。

実験目的は、冷却材温度、圧力、流速が暴走出力に対してどのような効果をおよぼすかを調査するとともに、ドップラー効果の弱まりに対する暴走出力の増加を確認するためであった。

実験条件は、圧力  $100\text{ kg/cm}^2\text{g}$ 、温度  $125^\circ\text{C}$  ( $260^\circ\text{F}$ ) および  $260^\circ\text{C}$  ( $500^\circ\text{F}$ )、流速  $0.8\text{ m/s}$ 、 $4.2\text{ m/s}$ 、 $8\text{ m/s}$  の組合せで、初期出力は  $50\text{ W}$  である。投入反応度量は  $0.64\text{ \$}$ ～ $1.23\text{ \$}$  (等価炉周期  $2.26\text{ sec}$   $9.7\text{ msec}$ ) まで、32 回実験を行なった。

実験結果の要目を TABLE B-2 に示す。

### 3. 高出力実験

出力条件下からの暴走実験は、SPERT-III-E 型炉心実験により初めて達成されたものである。

実験条件は、圧力  $100\text{ kg/cm}^2\text{g}$ 、冷却材入口温度  $260^\circ\text{C}$  流速  $4.2\text{ m/s}$  の下で、出力  $1\text{ MW}$  および  $19\text{ MW}$  の条件で行なわれた。投入反応度量は、 $1\text{ MW}$  出力の場合  $0.86\text{ \$}$ ～ $1.29\text{ \$}$ 、 $19\text{ MW}$  の場合は  $0.46\text{ \$}$ ～ $1.17\text{ \$}$  ま

でであった。実験は  $1\text{ MW}$  出力の場合 5 回、 $19\text{ MW}$  出力の場合 3 回行なわれている。最終実験後高出力領域の燃料棒クラッドに、竹の節状のしわが入っていることが確認された。

また、高出力条件下における暴走出力は、早い反応度フィードバックのため、初期炉周期に支配される出力の立上りがないことも確認された。

実験結果の要目を、TABLE B-3 に示す。

### 4. 実験結果の信頼度

Fig. B-1 は、大気圧実験データ (最大出力時における暴走エネルギーと補償反応度量) について、逆炉周期をパラメータにして示した図である。この結果は、65% の実験信頼度 (繰返し信頼度) の範囲内にある。

また、実験測定精度は、TABLE B-1～3 に詳しく報ぜられている通りであるが、実験報告によれば、出力誤差約  $\pm 10\%$ 、エネルギー誤差約  $\pm 20\%$  範囲内に止まっている。

### 5. 実験解析

SPERT-III-E 型炉心の実験解析は、核断熱モデル IREKIN および、核熱水力結合モデル PARET により行なわれた。

大気圧実験結果についての解析では、IREKIN、PARET の解析結果と実験結果はきわめてよく一致している (Fig. B-2)。

高温、高圧実験においては、Fig. B-3 に示すように、熱水力学モデルの加わった PARET 解析は実験とよく一致しているが、核断熱モデル IREKIN の結果は、暴走出力変化の形状においても、逆炉周期をパラメータとした前記の解析においても、実験結果と大幅に異なっている。

このことから、即発性減速材加熱効果 (PMH 効果) の存在が確認されるにいたった。

高出力実験解析は、PARET によってのみ行なわれている。

Fig. B-4 に示すように、PARET の解析は全体的に暴走出力の挙動をよく把握しているが、Fig. B-5、B-6 に示すように出力変化の時間的な挙動については、少し喰い違った面をみせている。実験解析報告によれば、高出力状態の原子炉では反応度添加に伴い早い大きなフィードバックが生じる。したがって解析においては挿入反応度

TABLE B-1 Data summary for cold-startup accident tests

Test No.	Reactor Period (msec)	Initial Reactivity Insertion (\$)		Initial Primary Coolant Temperature (°F)	Maximum Reactor Power (MW)	Energy Release to Time of Peak Power (MW-sec)		Time to Peak Power (sec)	Maximum Measured Fuel Cladding Surface Temperature Rise (°F)		Reactivity Compensation at Peak Power (\$)
		Reactivity	Insertion (\$)			Time (sec)	Power (MW)		Temperature Rise (°F)	Temperature Rise (°F)	
22	1010	20	0.77	74	2.1	6.9	13.7	92	0.26		
18	351	7	0.90	70	4.3	6.7	5.3	99	0.23		
13	206	4	0.93	63	5.6	5.1	3.2	127	0.19		
14	195	4	0.94	64	5.6	5.3	3.2	104	0.20		
39	113	2	0.97	65	8.1	4.7	1.77	143	0.17		
23	111	2	0.97	70	7.7	4.2	1.81	131	0.16		
45	96.8	1.9	0.98	78	8.2	3.6	1.60	150	0.13		
15	95.8	1.9	0.99	66	8.0	3.4	1.57	125	0.13		
50	95.7	1.9	0.98	82	9.2	3.3	1.47	150	0.11		
44	95.2	1.9	0.98	77	8.3	3.8	1.55	132	0.14		
46	94.0	1.9	0.98	69	8.5	4.0	1.55	149	0.15		
71	94.0	1.9	0.98	92	7.9	3.6	1.54	148	0.14		
17	91.0	1.8	0.99	68	8.6	3.3	1.20	117	0.12		
74	89.0	1.8	0.99	67	8.9	3.1	1.36	143	0.12		
87	87.0	1.7	0.99	66	9.1	3.8	1.35	187	0.11		
73	83.0	1.6	0.99	67	8.8	3.0	1.40	150	0.13		
51	72.3	1.4	1.00	82	11	2.4	1.08	130	0.09		
49	68.4	1.4	1.00	76	11	2.1	0.97	142	0.08		
16	59.3	1.2	1.01	67	12	2.0	0.86	118	0.08		
38	55.5	1.1	1.02	56	15	2.1	0.79	166	0.07		
19	44.0	0.9	1.03	69	18	1.9	0.63	115	0.07		
20	35.0	0.7	1.03	72	26	2.0	0.54	123	0.08		
75	33.0	0.7	1.05	68	31	2.1	0.50	152	0.08		
21	22.3	0.4	1.09	72	56	2.8	0.38	118	0.11		
40	22.0	0.4	1.09	67	59	2.8	0.39	158	0.11		
48	21.1	0.4	1.09	74	63	2.8	0.37	141	0.11		
47	19.9	0.4	1.09	72	67	3.0	0.36	156	0.12		
41	15.9	0.3	1.13	70	110	3.8	0.31	146	0.14		
42	12.6	0.3	1.17	78	170	4.6	0.250	147	0.18		
43	10.0	0.2	1.21	78	280	6.0	0.230	148	0.22		

TABLE B-2 Data summary for hot-startup reactivity accident tests

Test No.	Reactor Period (msec)	Initial Reactivity Insertion ( $\beta$ )	Primary Coolant Inlet Temperature (°F)	Average Primary Coolant Flow Rate (fps)	Maximum Reactor Power (MW)	Energy Release to Time of Peak Power (MW-sec)	Time to Peak Power (sec)	Maximum Measured Fuel Cladding Surface Temperature Rise (°F)	Reactivity Compensation at Peak Power ( $\beta$ )
24	1140 ± 20	0.75 ± 0.03	259 ± 4	14	3.0 ± 0.5 [a]	16 ± 2.7	18.0 ± 0.1	13 ± 1	0.35 ± 0.04
25	1090 ± 20	0.76 ± 0.03	259 ± 4	14	2.8 ± 0.4 [a]	8.9 ± 1.5	14.9 ± 0.1	8 ± 1	0.22 ± 0.02
36	249 ± 5	0.92 ± 0.04	259 ± 4	22	6.2 ± 0.9	9.0 ± 1.5	4.5 ± 0.2	21 ± 2	0.25 ± 0.03
26	209 ± 4	0.93 ± 0.04	259 ± 4	14	6.8 ± 1.0	7.6 ± 1.3	3.6 ± 0.1	24 ± 2	0.22 ± 0.02
30	118 ± 2	0.97 ± 0.04	259 ± 4	2.4	7.8 ± 1.2	4.8 ± 0.8	1.98 ± 0.05	66 ± 7	0.15 ± 0.02
37	108 ± 2	0.98 ± 0.04	259 ± 4	19	8.9 ± 1.3	5.7 ± 1.0	1.9 ± 0.1	22 ± 2	0.18 ± 0.02
33	103 ± 2	0.98 ± 0.04	259 ± 4	22	9.4 ± 1.4	5.1 ± 0.9	1.7 ± 0.1	28 ± 3	0.16 ± 0.02
27	102 ± 2	0.98 ± 0.04	259 ± 4	14	9.1 ± 1.4	4.3 ± 0.7	1.6 ± 0.05	26 ± 3	0.14 ± 0.02
35	87.0 ± 1.7	0.99 ± 0.04	259 ± 4	22	9.8 ± 1.5	4.1 ± 0.7	1.4 ± 0.1	28 ± 3	0.14 ± 0.02
34	69.9 ± 1.4	1.00 ± 0.04	259 ± 4	22	11	3.2 ± 0.5	1.17 ± 0.03	25 ± 3	0.11 ± 0.01
28	44.6 ± 0.8	1.03 ± 0.04	259 ± 4	14	22	2.0 ± 0.3	0.64 ± 0.01	31 ± 3	0.08 ± 0.01
31	39.6 ± 0.8	1.04 ± 0.04	259 ± 4	2.4	23	2.0 ± 0.3	0.60 ± 0.02	88 ± 9	0.08 ± 0.01
32	21.8 ± 0.4	1.09 ± 0.04	259 ± 4	2.4	66 ± 10	3.1 ± 0.5	0.39 ± 0.01	103 ± 10	0.11 ± 0.01
29	19.6 ± 0.4	1.10 ± 0.04	259 ± 4	14	78	3.2 ± 0.5	0.36 ± 0.01	44 ± 4	0.12 ± 0.01
70	10.3 ± 0.2	1.21 ± 0.05	251 ± 4	14	280	6.3 ± 1.1	0.20 ± 0.01	58 ± 6	0.22 ± 0.02
52	2260 ± 50	0.64 ± 0.03	500 ± 4	14	0.14 ± 0.01 [a]	0.45 ± 0.06	20 ± 0.1	~0	0.06 ± 0.01
53	1060 ± 20	0.77 ± 0.03	500 ± 4	14	4.0 ± 0.4	14 ± 2	15 ± 0.1	10 ± 1	0.27 ± 0.03
63	592 ± 10	0.84 ± 0.03	501 ± 4	14	5.6 ± 0.6	15 ± 2	9.2 ± 0.2	21 ± 2	0.28 ± 0.03
64	575 ± 10	0.82 ± 0.03	501 ± 4	4.8	4.8 ± 0.5	12 ± 2	8.8 ± 0.2	41 ± 4	0.29 ± 0.03
65	440 ± 9	0.87 ± 0.03	500 ± 4	24	6.6 ± 0.7	13 ± 2	7.0 ± 0.2	13 ± 1	0.26 ± 0.03
54	223 ± 4	0.93 ± 0.04	498 ± 4	14	8.7 ± 0.9	11 ± 1	3.8 ± 0.1	17 ± 2	0.24 ± 0.03
55	70.2 ± 1.4	1.00 ± 0.04	500 ± 4	14	16 ± 2	3.3 ± 0.4	1.00 ± 0.03	19 ± 2	0.08 ± 0.01
56	37.9 ± 0.8	1.04 ± 0.04	501 ± 4	14	35 ± 4	3.1 ± 0.4	0.62 ± 0.007	26 ± 3	0.08 ± 0.01
57	21.7 ± 0.4	1.09 ± 0.04	500 ± 4	14	89 ± 9	4.4 ± 0.6	0.400 ± 0.005	31 ± 3	0.12 ± 0.01
62	20.6 ± 0.4	1.10 ± 0.04	500 ± 4	14	97 ± 10	4.5 ± 0.6	0.370 ± 0.005	30 ± 3	0.12 ± 0.01
61	17.8 ± 0.4	1.12 ± 0.04	500 ± 4	14	120 ± 12	4.9 ± 0.6	0.335 ± 0.005	32 ± 3	0.14 ± 0.02
68	16.0 ± 0.3	1.13 ± 0.05	500 ± 4	14	160 ± 16	5.5 ± 0.7	0.300 ± 0.005	33 ± 3	0.15 ± 0.02
67	15.5 ± 0.3	1.14 ± 0.05	501 ± 4	4.8	170 ± 17	5.6 ± 0.7	0.300 ± 0.005	60 ± 6	0.16 ± 0.02
66	14.3 ± 0.3	1.15 ± 0.05	501 ± 4	24	190 ± 19	5.8 ± 0.8	0.290 ± 0.005	24 ± 2	0.17 ± 0.02
58	14.1 ± 0.3	1.15 ± 0.05	500 ± 4	14	200 ± 20	6.2 ± 0.8	0.285 ± 0.005	36 ± 4	0.17 ± 0.02
59	13.0 ± 0.3	1.17 ± 0.05	500 ± 4	14	230 ± 23	6.5 ± 0.8	0.280 ± 0.005	37 ± 4	0.18 ± 0.02
60	9.70 ± 0.19	1.23 ± 0.05	500 ± 4	14	410 ± 41	8.5 ± 1.1	0.221 ± 0.005	44 ± 4	0.24 ± 0.03

[a] Test was terminated by scram while power was still rising; peak power taken at time of scram.

TABLE B-3 Data summary for hot-standby and operating-power reactivity accident tests

Test No.	Initial Reactivity Insertion (\$)	Primary Coolant Inlet Temperature (°F)	Average Primary Coolant Flow Rate (fps)	Initial Reactor Power (MW)	Maximum Reactor Power (MW)	Net Energy Release [a]		Time to Peak Power (sec)	Maximum Measured Fuel Cladding Surface Temperature (°F)	Reactivity Compensation at Peak Power (\$)
						Peak Power (MW-sec)	to time of Peak Power (MW-sec)			
79	0.86 ± 0.03	513 ± 4	14	1.1 ± 0.1	13 ± 1	6.7 ± 0.9	0.68 ± 0.08	510 ± 10	0.09	
80	1.08 ± 0.04	506 ± 4	14	1.3 ± 0.1	120 ± 10	4.5 ± 0.6	0.150 ± 0.003	530 ± 10	0.11	
81	1.17 ± 0.04	504 ± 4	14	0.9 ± 0.1	330 ± 30	7.8 ± 1	0.135 ± 0.003	540 ± 10	0.18	
83	1.25 ± 0.04	504 ± 4	14	1.1 ± 0.1	620 ± 60	11 ± 1	0.117 ± 0.002	540 ± 10	0.26	
82	1.29 ± 0.04	505 ± 4	14	1.2 ± 0.1	880 ± 90	15 ± 2	0.118 ± 0.002	550 ± 10	0.30	
84	0.46 ± 0.02	505 ± 4	14	19 ± 1	39 ± 4	4.7 ± 0.6	0.18 ± 0.02	590 ± 10	0.03	
85	0.87 ± 0.04	503 ± 4	14	19 ± 1	130 ± 10	14 ± 2	0.155 ± 0.005	590 ± 10	0.04	
86	1.17 ± 0.05	502 ± 4	14	19 ± 1	610 ± 60	17 ± 2	0.110 ± 0.005	600 ± 10	0.22	

[a] Incremental energy released during burst above that resulting from steady state operation.

[b] Because of uncertainties in initial reactivity insertions and peak power times these values are only approximate.

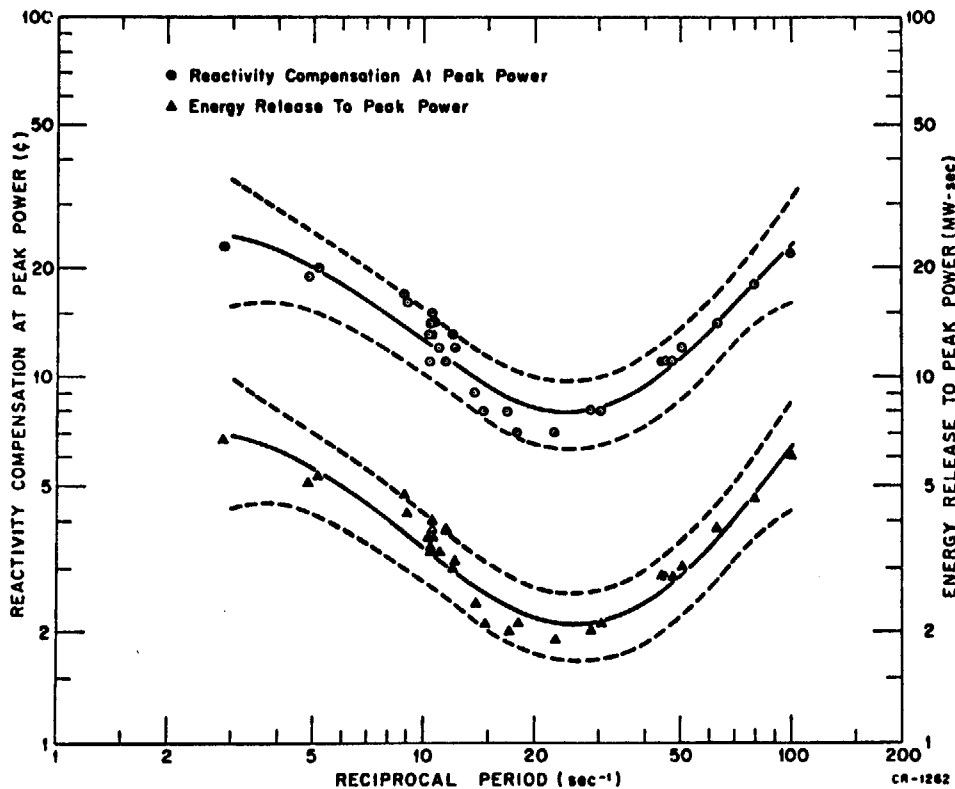


Fig. B-1 Experimental energy release to the time of peak power and reactivity compensation at peak power as functions of reciprocal period for the cold-startup tests

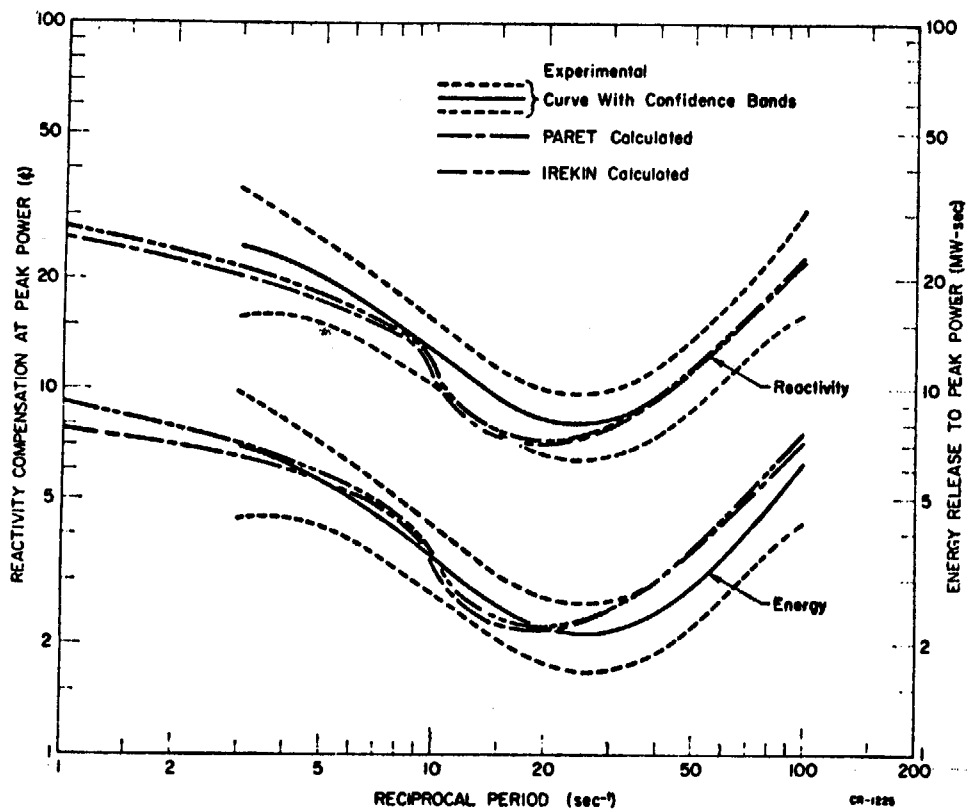


Fig. B-2 Experimental, IREKIN, and PARET calculated energy release to the time of peak power and reactivity compensation at peak power as functions of reciprocal period for the cold-startup tests

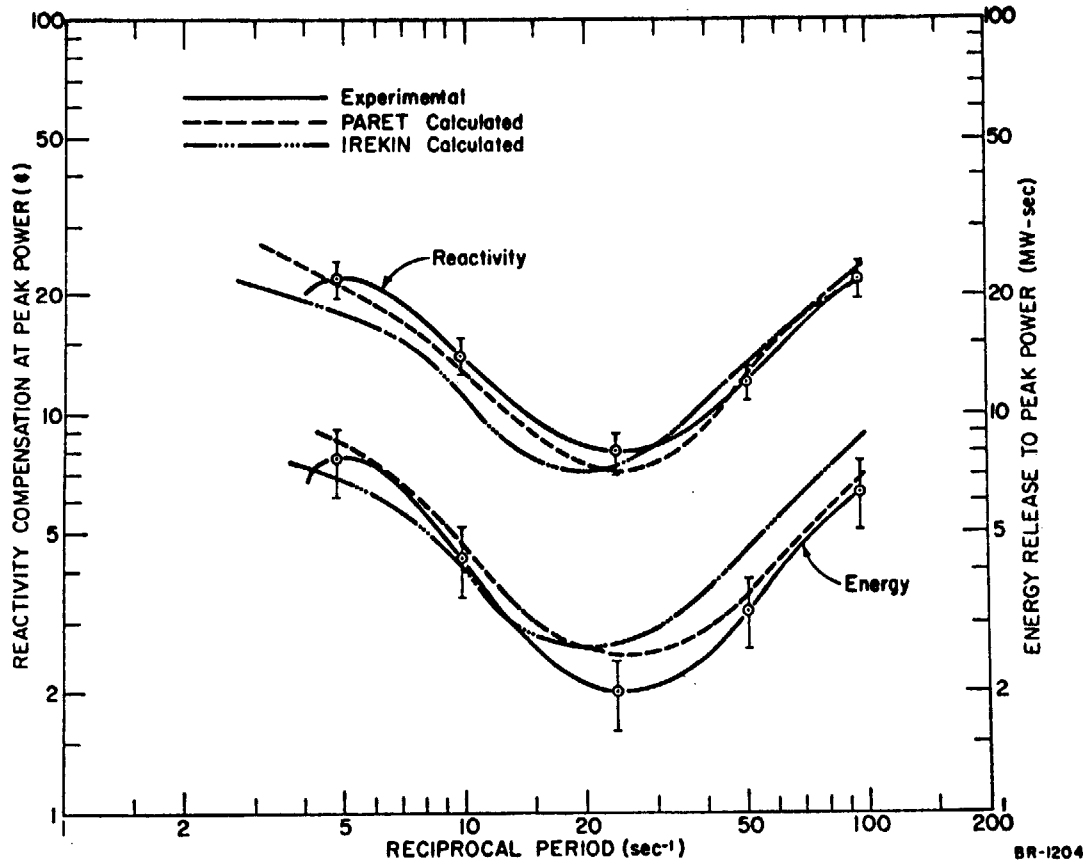


Fig. B-3 Experimental, IREKIN, and PARET calculated energy release to the time of peak power and reactivity compensation at peak power for the 260°F hot-startup tests

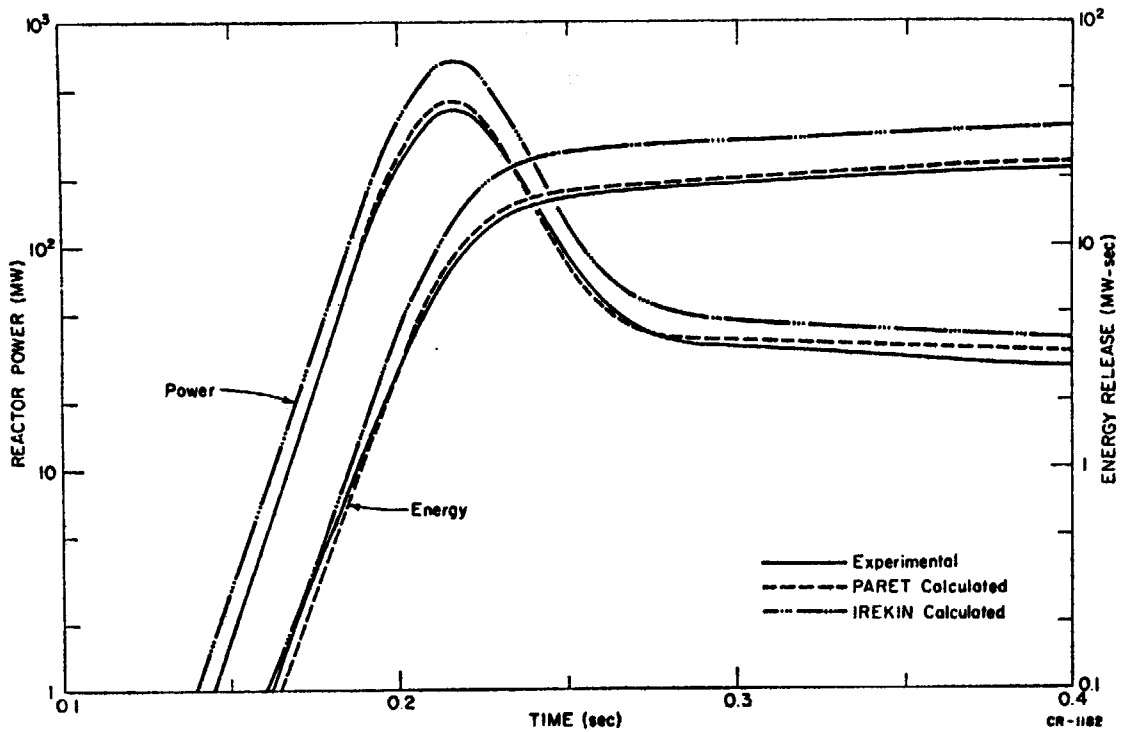


Fig. B-4 Experimental, IREKIN, and PARET calculated reactor power and energy release for 500°F hot-startup test 60 (9.7msec period)



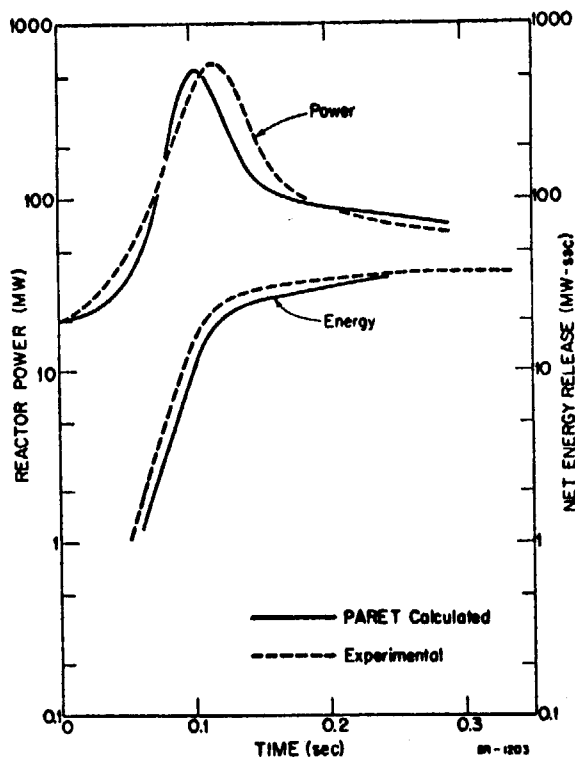


Fig. B-5 Experimental and PARET calculated reactor power and net energy release for hot-standby test 81 (1.17\$ reactivity insertion)

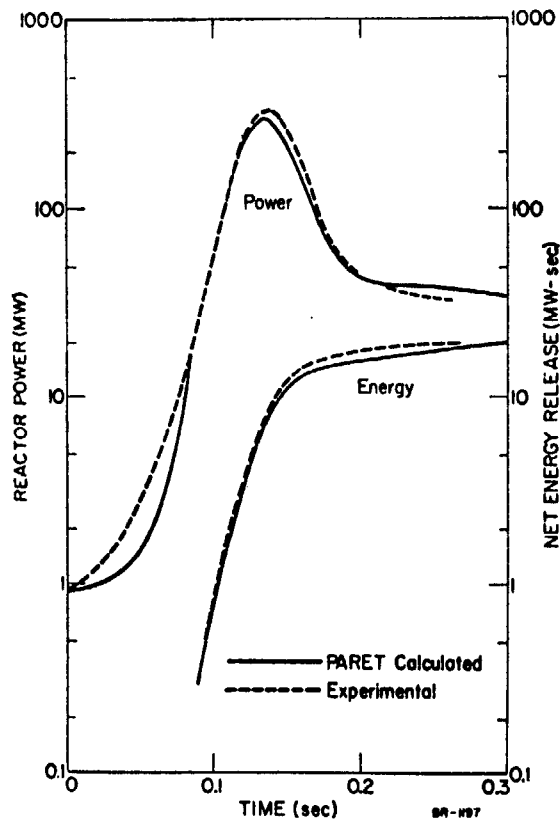


Fig. B-6 Experimental and PARET calculated reactor power and net energy release for operating power test 86 (1.17\$ reactivity insertion)

の変化量を実験状態にみあって正確に見積る必要があるが、これがきわめて至難である点を指摘し、実験、解析に現われた反応度変化の差と暴走出力変化の差を例示している。なおこの点については、EUREKAによる解析においても、同様の結論を生じている。

### App. 3 EUREKA コードの主要入力の説明

前章までにおいて EUREKA の計算モデルのチェックを実験値 SPERT-III-E 型炉心と比較してきた。これによって EUREKA のモデルの正しかったことがほぼ実証されたと思われる。しかし計算コード内に使用されているモデル、あるいは種々の単純化、仮定の検証はよいにしても、そこで使用されたインプットについて若干の説明が必要と考えられる。先に述べたように、SPERT 実験解析に実績のある PAPET コードを参考にしたのであったが、この EUREKA の性能チェックという意味でのテストランには PARET で用いられたそれぞれに該当するインプットそのものを用いた。SPERT-III-E 炉心およびその PARET の解析結果さらにそこで使用されたインプットの導出法は参考文献<sup>1)</sup>にくわしく述べられている。また EUREKA テストランに用いられたインプットデータそのものについては参考文献<sup>2)</sup>に述べておいた。前記参考文献と多少重複するがここで主要データの導出方法、特に問題となると考えられる荷重因子を中心に述べてみることにする。原子炉の空間依存性に関してはそれをどのようにとり入れるかは大いに議論のあるところである。EUREKA の動特性は点状モデルの動特性方程式を解いており、空間依存性はその荷重因子という形でのみしか考慮されていない。SPERT-III-E 炉心実験解析には PARET、したがって EUREKA はその反応度挿入に使用するランジェント棒の抜けた炉心体系での中性子束  $\phi$  およびそのアジョイント中性子束  $\phi^*$  を用いている。本来この中性子分布は時間とともに変わるものであるが、その時間的変化は考えられていない。中性子分布計算は拡散コードを用いているがその時のエネルギー分割は、

- 第1群 10 MeV ~ 0.82 MeV
- 第2群 0.82 MeV ~ 5.5 KeV
- 第3群 5.5 KeV ~ 0.532 eV
- 第4群 0.532 eV ~ 0.0 eV

であり、第4群については Sn 輸送理論コード TOPIC と TEMPEST を使用、第1, 2, 3 群では GAM-1 コードの修正版である PHROG と RAVEN によっている。PARET で荷重因子を求める際はまず二次元の X-Y 計算を行ない、(PDQ-4) 制御棒のない場合とある場合の両ケースについて解いている(体系 Fig. C-1 ⑧)。この際軸方向についてはバックリングという形で考慮されていた。つぎにこの体系を一次元の円筒形状で解いている。

SPERT-III-E 炉心は形状的には Fig. C-1 ⑧のようになっている。PDQ-4 では ⑧ を解き、一次元 r 方向計

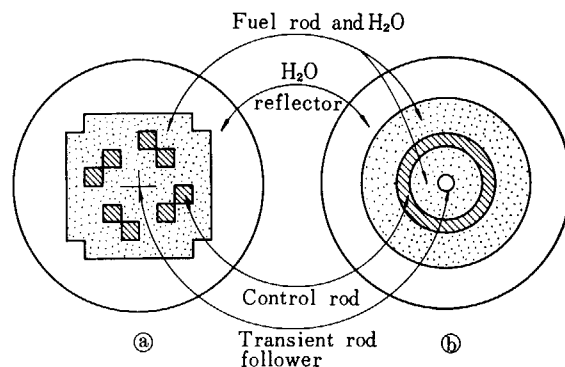


Fig. C-1 Geometric representations of the SPERT-III-E core for diffusion theory code calculations

算には ⑧ のように円筒形になおしたものを解いた (CORA)。この際のおきかえは、円筒状の面積としては X-Y 計算と r-計算と比較し中性子束分布および固有値の一致するように半径方向の大きさを加減して、くりかえし計算をおこなっている。r 方向の大きさが決定されたからは CORA を Z 軸について計算し、この時横軸のバックリングとして、制御棒のありなしによって先に CORA で求めたそれぞれ異ったエネルギー別のバックリングを使用している。

このようにして r 方向の制御棒のあり、なし、軸方向の制御棒のあり、なしの計算が行なわれると、それぞれ対応する領域あるいはメッシュ点の中性子束  $\phi$  およびそのアジョイント中性子束  $\phi^*$  は  $\phi_i(r)$ ,  $\phi_i^*(r)$ ,  $\phi_i(z)$ ,  $\phi_i^*(z)$  として得られる。

さて発生項の荷重因子関数は第1~第4群の発生中性子数で与えられる。つまり

$$W_s(m, n) = \frac{1}{AV_{mn}} \int_0^{dr_m} 2\pi r dr \int_0^{dz_n} dz$$

$$\frac{1}{V} \int_0^R 2\pi r dr \int_0^H dz$$

$$\frac{\sum_i \nu \epsilon_{fi} \phi_i(r) \phi_i(z) N_{zi}}{\sum_i \nu \epsilon_{fi} \phi_i(r) \phi_i(z) N_{zi}}$$

で得ることができる。

減速材の荷重因子関数は

$$W_M(m, n) = \frac{1}{AV_{mn}} \int_0^{dr_m} 2\pi r dr$$

$$\frac{1}{V} \int_0^R 2\pi r dr$$

$$\frac{\int_0^{dr_n} dz \phi_i(r) \phi_i(z) \phi_i^*(r) \phi_i^*(z)}{\int_0^H dz \phi_i(r) \phi_i(z) \phi_i^*(r) \phi_i^*(z)}$$

でドップラーの荷重因子関数は

$$W_D(m, n) = \frac{1}{\Delta V_{mn}} \int_{\Delta r_m}^{2\pi r dr} \int_{\Delta z_n} dz^* \phi_3(r) \phi_3(z) \phi_3^*(r) \phi_3^*(z) N_{z_3}, N_{z_3}^*$$

で与えられる。ここで  $R, H, V$  は炉心全体のものでそれぞれ半径, 高さ, 体積であり,  $\Delta r_m, \Delta z_n, \Delta V_{mn}$  は着目している領域のそれである。また  $N_{z_i}$  は全体の総和を 1.0 とするために導入された規格化因子である。

さて中性子分布の導出ではこの PARET および EUREKA では上記のように R 方向, Z 方向との合成によっていたが実用上は R-Z 二次元計算をおこなえば, 当然一回の計算 (円筒へのおきかたは多分等面積で充分であろう) ですむであろうし, エネルギー組数については 4 群の計算は 3 群でも充分であろう。この際減速材の荷重因子関数としては, 第 3 群, ドップラーの荷重因子関数には第 2 群を使用すべきであることはいままでもない。しかし荷重因子関数として上に述べたもので充分であるかどうか, 特に減速材荷重因子関数として減速材の熱群の吸収量ということで中性子束そのものを用いていたが, 暴走実験のように炉心の局部に中性子束の立上りがある場合, その漏洩量の把握のためのものとして中性子束そのものではなく, その勾配の導入が必要であるかも知れない。さらに時間の進むにつれての中性子束分布

の時間的变化を各時間メッシュでは必要でなくとも出力暴走の途中で何らかの形でフィードバックすることが極言すれば空間動特性の問題になってしまうが将来は必要となるかも知れない。

その他 SPERT-III・E 炉心解析用としてドップラー係数は PHROG-RAVEN を使用して共鳴積分温度係数  $\gamma$  を第 3 群の吸収断面積と燃料温度のフィッティング係数として

$$\delta \Sigma_{33} = \gamma (\Sigma_{30} (\sqrt{T} - \sqrt{T_0}))$$

$\Sigma_{30}$  巨視的 3 群断面積 at  $T_0$ ,  $T$   $\text{UO}_2$  温度 °K

最少 2 乗法計算を行ない, また実効的遅発中性子割合, その寿命  $\beta_{\text{eff}}$ ,  $l$  は DOPP-3C コードを使用して計算されたものであった。こうして得られた数値そのものについては参考文献 2) に詳しい記述をおこなったのでここではふれないことにする。

以上 EUREKA コードで用いてきた諸仮定, モデルなどのチェックの意味のための実験値との比較をおこない, あわせてそこで使用されたインプットについても特記すべきものについて記した。

これらをふりかえてみて使用されたインプットも現在の我々の知識では妥当と考えられる方法に基づいているものであり, そしてそれを用いて解析された結果が実験値との一致が非常に満足のいくものであった。