

JAERI 1214

暴走出力により誘起される
即発性減速材加熱(PMH)効果の解析

1971年9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

暴走出力により誘起される即発性減速材加熱 (PMH) 効果

日本原子力研究所東海研究所

石 川 迪 夫

1971 年 1 月 20 日 受理

要 旨

SPERT-III, E 型炉心暴走実験の結果, これまで無視されていた即発性減速材加熱 (PMH) 効果が, 極めて有力な反応度補償効果となることが確認された. しかし, PMH 効果の持つ性質やその挙動は未だ明らかにされていない.

本稿は, G. A. Mortensen らと行なった PMH 効果の理論解析を簡単な仮定により定性解析式に発展させ, PMH 効果の性質を解明すると共に, 最近開発した核熱水力結合動特性コード EUREKA による SPERT-III 実験解析に基づいた定量解析からその証明を行ない, また PMH 効果に影響を与える冷却材温度, 流量, 出力, 出力分布, 反応度印加量等についての検討結果を示したものである.

Analysis of Prompt Moderator Heating Reactivity Feedback Effect

Michio ISHIKAWA

Tokai Research Establishment
Japan Atomic Energy Research Institute
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

Received January 20, 1971

Summary

SPERT-III E-Core transient test has demonstrated that the prompt moderator heating (PMH) effect is a significant reactivity feedback contributor in the rapid excursion power in some reactor conditions.

The PMH effect is theoretically confirmed and the complex factors are investigated in detail which govern the transient behavior, such as coolant temperature and velocity, initial power level, power profile in the core and reactivity insertion rate. Several assumptions are made in the theory of PMH effect in order to have a simple characteristic equation; the newly-developed nuclear thermal hydrodynamic kinetics code EUREKA is used for the quantitative analysis of the PMH effect, of which the results agree well with the SPERT-III E-Core test data.

目 次

1. 即発性減速材加熱効果について	
1.1 効果を誘起する熱源	1
1.2 原子炉運転条件と反応度係数	1
1.3 即発性減速材加熱効果の特徴	2
2. 効果が認められるまでの経緯と実験解析	
2.1 SPERT-III・E型炉心暴走実験	4
2.2 EUREKAによるSPERT-III・E型炉心実験解析	4
3. 即発性減速材加熱効果の理論	
3.1 一般式の導出	8
3.2 定性解析のための近似式	9
4. 定性解析	
4.1 冷却材温度と減速材温度係数の関係	10
4.2 流速との関係	10
4.3 初期炉周期との関係	11
4.4 初期出力との関係	12
5. 実験解析に基づく定量的な検討	
5.1 冷却材温度の影響	13
5.2 冷却材流速の影響	15
5.3 初期炉周期 α_0 の影響	18
5.4 初期出力の影響	20
5.5 出力分布の影響	22
6. 結 論	24
7. 謝 辞	24
8. 文 献	25
App. 1 SPERT-III・E型炉心の概要	26
App. 2 SPERT-III・E型炉心実験結果	29
App. 3 EUREKA コードの概要	36

Contents

1. Introduction	
1.1 Heat Source of the PMH Effect	1
1.2 PMH Feedback Behavior with Reactor Operating Condition	1
1.3 Special characters of the PMH Effect.....	2
2. Research Works for the PMH Effect	
2.1 SPERT-III E-Core Transient Tests	4
2.2 EUREKA Analysis for the SPERT Tests.....	4
3. Theory of the PMH Effect	
3.1 General Equation	8
3.2 Approximation for Qualitative Analysis.....	9
4. Qualitative Analysis of the PMH Effect	
4.1 Coolant Temperature	10
4.2 Coolant Velocity	10
4.3 Initial Reactor Period	11
4.4 Initial Power Level	12
5. Quantitative Analysis of the PMH Effect by the Code EUREKA	
5.1 Coolant Temperature	13
5.2 Coolant Velocity	15
5.3 Initial Reactor Period	18
5.4 Initial Power Level	20
5.5 Power Distribution in Core	22
6. Conclusion	24
7. Acknowledgement	24
8. References	25
App. 1 SPERT-III E-Core	26
App. 2 SPERT-III E-Core Transient Test Results	29
App. 3 Description of the Code EUREKA	36

1. 即発性減速材加熱効果について

1.1 効果を誘起する熱源

即発性減速材加熱効果は、減速材温度変化にともなって生じる反応度補償効果であり、減速材温度係数、ポイド係数により支配される自己制御効果の一つである。ここで即発性減速材加熱効果を、普通に使われている温度効果やポイド効果と区別して取り上げるのは、同効果による反応度補償効果が暴走出力のような大きな出力変化状態においてのみ、顕著に現われる特異な性質のためである。

即発性減速材加熱効果の説明のために、いま軽水動力炉を例にとって考える。定常状態においては、冷却水(減速材)を加熱する熱量のほとんどすべては、燃料体からの伝熱である。この伝熱による加熱は、ギャップやクラッド等燃料構造上の熱的な障害に加えて、 UO_2 の熱伝導度の悪さのために時間遅れをとまう。この時間遅れは、一般的に1~10秒程度と云われており、本稿で取り上げる暴走出力のような比較的早い出力変化にとっては極めて長い時間である。一般的に、減速材温度効果(ポイド効果)が早い出力変化に対する反応度補償効果として効果的でないと言われてきたのは以上の理由による。そしてその結果、これまで早い出力変化に対する解析に当たっては、ドップラー効果のみに着目した断熱動特性モデルに信頼が置かれていた。また事実これまで行なわれた各種の動特性実験も、その実験条件が冷却材温度係数の小さい常温付近での実験であったために、上記の結論を満足させる結果を示していた。

ところで、原子炉には中性子の減速エネルギー等、直接減速材を加熱する熱源がわずかながら存在する。この発熱によるフィード・バック効果を、即発性減速材加熱効果(Prompt Moderator Heating Effect)と呼ぶ。近年(1968年)終了したSPERT-III暴走実験⁶⁾において、原子炉が高温状態・出力状態にある場合には、断熱動特性モデルによる解析が実験を十分に説明できず、この即発性減速材加熱効果の導入によってのみ、実験と解析とが一致することが明らかとなった¹⁰⁾。

即発性減速材加熱効果を導き出す熱源は、核分裂エネルギーのうち、即発中性子の減速と即発ガンマー線の減衰によるエネルギーであるので、共にドップラー効果を誘起する燃料体内での発熱源と同様に、核分裂とほぼ同時に冷却水中で熱を発生すると見做し得る熱源である。この発熱源のうち、中性子の減速エネルギーはそのほとんどが冷却水中で行なわれるものであるから、そのエネルギーはほぼすべて冷却水の温度上昇に使われると見做

し得る。また、即発性ガンマー線の減衰エネルギーについては、炉心構造材中での発熱や炉心外部への透過などが大部分を占めるものの、その一部は冷却水中での発熱に寄与するものと考えられる。

ところで、これら二つの熱源の放出するエネルギーは、総量でも全核分裂エネルギーの約6%を占めるにしかすぎず(TABLE 1²⁾)、今述べた軽水炉のような体系では高々3%強と考えられる量である。これはドップラー効果を誘起する燃料体内の発熱量(全核分裂エネルギーの90%程度)に較べて、きわめてわずかな発熱である。このわずかな即発性減速材発熱が、SPERT-IIIの高温・高出力実験において、解析結果を左右するほど大きな反応度補償効果となった理由を述べる前に、ドップラー係数と減速材温度係数の持つ性質について検討を加える。

TABLE 1 Components of fission energy

1	Kinetic energy of fission fragment	162 (MeV)	83.1 (%)
2	β decay energy	5	2.5
3	γ decay energy	5	2.5
4	Neutron energy	11	5.7
5	Fission neutron kinetic energy	6	3.1
6	Energy of prompt γ -ray	6	3.1
	Total	195	100.0

1.2 原子炉運転条件と反応度係数

TABLE 2は、SPERT-III-E型炉心の持つドップラー係数と減速材温度係数を原子炉の温度状態別に示したものである⁶⁾。TABLE 2に示すように、単位温度上昇当りで表されるドップラー係数は系の温度増加につれて小さくなるのに反し、減速材温度係数は増大している。この傾向は、SPERT-III-E型炉心に特有な性質ではなく、転水炉(ケミカル・シム制御PWRを除く)についても一般的に当てはまる性質である。

系の温度上昇に伴いドップラー係数が減少する理由は、広く使用されているようにドップラー効果が燃料温

TABLE 2 Temperature dependent feed back coefficient of SPERT-III-E-core reactor*2

System temperature	Doppler coefficient	Moderator coefficient	Void coefficient
70°F (20°C)	-1.30¢/°C	-0.72¢/°C	-50¢/% void
250°F (120°C)	-1.02	-3.54	-42
500°F (260°C)	-0.667	-7.20	-35
500°F*1 (260°C)	-0.416	-7.85	-37

*1: Data at 20 MW steady state power

*2: Data from IDO-17281⁶⁾

度（絶対温度）の平方根にほぼ比例して増加する効果であるためである。この説明としてドップラー効果を誘起する共鳴吸収領域の広がりには ^{238}U の分子格子内での振動速度 (v) に関係するが、この速度 v が燃料体の熱量 ($C_p T$) の平方根に比例するものであることから、ドップラー効果もまた絶対温度の平方根に比例するという説明は、大まかではあるが判り易い。SPERT-III・E 型炉心の持つドップラー効果も燃料温度上昇に従って、上記の説明にほぼ近い傾向を示している (Fig. 1)。

一方、減速材温度効果については、冷却水の密度変化にともなう生じる巨視的な吸収断面積の変化と、領域からの中性子的もれの変化とから説明されている。このうち前者は正の温度係数を、後者は負の温度係数を一般的にもたらすものである。これら正・負の効果の割合をどのようにバランスさせるかは、水対ウラン比等を中心とした原子炉設計上の問題でもあるが、一般には安全上

の見地から、より大きい負の温度係数が得られるように設計上配慮するのが普通である。

Fig. 2 は、水の温度と密度変化率 $\left(\frac{1}{\rho} \cdot \frac{d\rho}{dt}\right)$ の関係を示した図である。Fig. 2 に示すように、水の密度変化率は温度により大幅に変化し、例えば水温 250°C の変化率は水温 20°C の値の約 10 倍近い値となる。減速材温度係数の変化はこの水の密度変化により生じるものであるから、冷却水の温度が違えば減速材温度係数も大きく変化することが考えられる。TABLE 2 に示した SPERT-III・E 型炉心の場合、減速材温度係数は約 120°C (250°F) の場合、 -0.72¢/°C にしかすぎないが、約 260°C (500°F) の場合には -7.20¢/°C となり、水の密度変化にほぼ比例して 10 倍に増加している。一般の軽水炉(ケミカル・シム炉を除く)についても、設計条件により数値的には多少のずれはあるものの、高温状態における温度係数の多くは負であり、温度上昇に伴って減速材温度係数が大きく増加する傾向にある。(Fig. 2)

これまで考察してきたように、ドップラー係数と減速材温度係数の間には、系の温度に関して互いに相反する傾向にある。したがって温度の高い原子炉体系——例えば高温待機時、出力運転時——では、ドップラー効果の重要性が相対的に低下するのに対して、減速材温度効果の重要性は逆に増大する。したがってわずかな熱源であっても、即発性減速材発熱により誘起される減速材温度効果は系の温度上昇につれて大きな反応度補償効果に成長することが考えられる。即発性減速材加熱効果が、SPERT-III・E 型炉心実験(高温・出力状態)において、大きな効果となって現われたのは、“系の温度上昇”がもたらしたドップラー効果と減速材温度効果の持つこの相対な傾向によるものである。

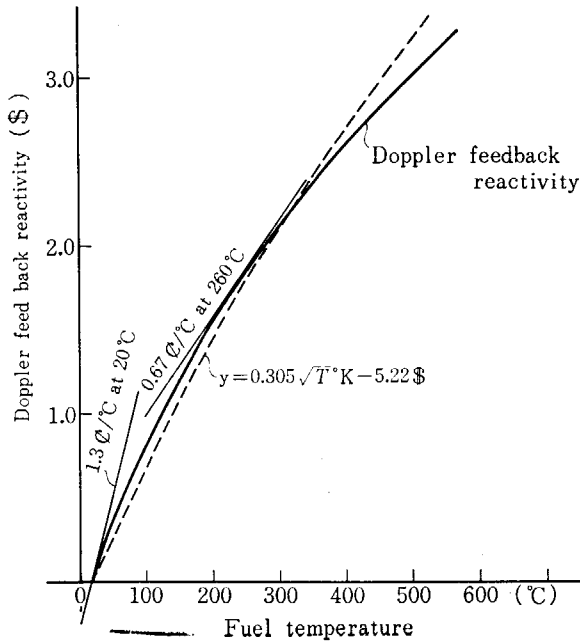


Fig. 1 Temperature dependent doppler feedback reactivity(SPERT-III・E-Core)

1.3 即発性減速材加熱効果の特徴

即発性減速材加熱効果の特徴は、同効果のもたらす反応度補償が暴走出力時間* にのみ顕著に現われる、自己制御効果としての性質にある。これは発熱源の性質からみて、暴走出力と云った大きな出力が発生すれば、より多くの即発性減速材発熱が生じることからも、容易に理解できる事柄である。また同時に、減速材(冷却材)は流れにより炉心外部に流出するのであるから、即発性減速材発熱により昇温した冷却水が時間経過と共に炉心より失われるので、その反応度補償効果も自然消滅するためである。加えて、ランアウト出力時刻* には、伝熱による冷却材の加熱が時間経過と共に有勢となるので、即

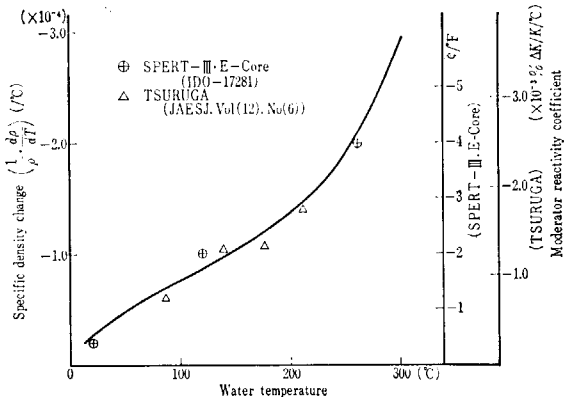


Fig. 2 Correlation between moderator reactivity coefficient and water specific density change

* 本稿については用語を次の様に整理して使用した。Fig. 3 に示すように、早い出力変化により生じる出力の山を暴走出力 (excursion power 又は burst power) とし、続いて生じる半定常的な出力をランアウト出力 (run-out power) とした。暴走エネルギーはこれら出力の時間積分値で表わした。

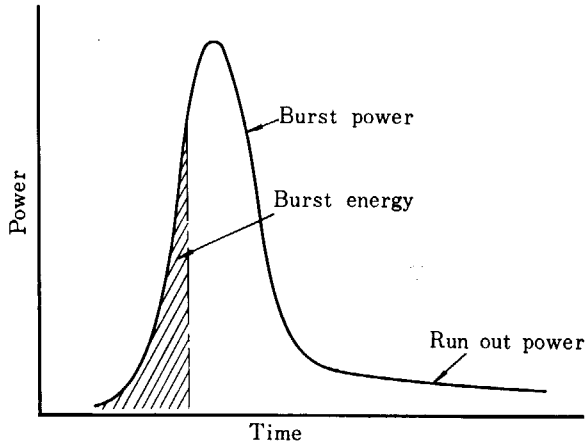


Fig. 3 Diagram of power excursion

発性減速材加熱効果が全フィード・バック量の中で占める重要性も次第に低下する。これらについては、2.以降で詳細に検討を加えるものとし、本節においては即発性減速材加熱効果の特徴が暴走出力の抑制にあることを強調するに止める。

このように、即発性減速材加熱効果は、ドップラー効果や伝熱による減速材温度効果と異なり、巨大な暴走出力時間付近にのみ現われる短時間の自己制御効果であると共に、前にも述べたように原子炉の高温・出力状態であるような場合に大きな効果となって現われるという二つの特徴を持つ。

さて、説明の都合上これまで軽水炉についてのみ述べて来たが、即発性減速材加熱効果は液体金属冷却高速炉

においてもきわめて重要である。4.3に述べるように、即発性減速材加熱効果は炉周期が短いほどより大きな効果を生じるものである。液体金属冷却高速炉においては、即発臨界以上の状態における炉周期は、軽水炉に較べて、より短かくこのため暴走出力も大きい。さらに大型高速炉では正の減速材温度係数を持つ領域が炉心の高出力部分に存在するが、この領域においては、即発性減速材加熱効果は、これまで検討を加えて来たような自己制御効果として働くものではなく、出力暴走に伴って反応度を印加する危険な方向の効果として働く。この問題についての量的な検討は、正の温度係数を持つ炉心領域の大きさや、減速材温度係数・ボイド係数の大きさ等により左右されるものであるから、今直ちに云々することは出来ないが、安全性上十分な検討を必要とする問題であることに間違いはない。

同様に、正の温度係数を持つ炉として、ケミカル・シム制御によるPWR炉がある。この炉の場合、正の減速材温度係数は比較的小さいので、暴走出力の発生にともなって印加される即発性減速材加熱効果からの反応度量も比較的少いけれども、これまで一般的に行なわれている断熱モデルによる解析がこの炉に対し安全側にある解析であるとは云い切れない。いずれにせよ即発性減速材加熱効果が、一般軽水炉のみならず高速炉やケミカル・シム制御PWRについても安全解析上重要な効果であることには変りがない。

2. 効果が認められるまでの経緯と実験解析

2.1 SPERT-III・E 型炉心暴走実験⁶⁾

1. で述べたように、即発性減速材加熱効果の存在が認められたのは、1966年～1968年にわたって行なわれた SPERT-III・E 型炉心による暴走実験の結果である。同効果の存在は理論上認められてはいたものの、発熱源が小さな割合であることから無視され、またこれまで軽水炉について実施された暴走実験が減速材温度係数の比較的小さい領域での実験であったために問題となるものではなかった。このためドップラー効果のみを取り扱った断熱動特性モデルによる解析がこれら実験を説明するのに充分であったため、即発性減速材加熱効果の役割は長い間忘れられていた。

即発性減速材加熱効果の存在を明らかにした SPERT-III・E 型炉心は、App. 1 に示すように小型の加圧水型原子炉であり、その炉心特性は大型の PWR や BWR の特性によく近似させて作られた暴走実験炉である。

SPERT-III・E 型炉心を使っての暴走実験は、PWR や BWR における各種運転条件下において、発生する可能性のある反応度事故を対象として実施されたものであり、App. 2 の実験結果に示すように、大別して3つの種類に分類できる。

第1の大気圧実験は、原子炉の起動事故 (Cold Start up Accident) に対応するものであると共に、これまで行なわれた各種の原子炉暴走実験(いずれも大気圧下実験)と照合し、SPERT-III・E 型炉心の特性を確認する目的で行なわれたものである。この結果、E 型炉心は他に較べて即発中性子寿命がやや短く、またドップラー係数がやや大きい点を除いて、特別な動特性上の性質を持つものでないことが示された。SPERT で行なわれた実験解析もこれまでと同様であり、従来より使用されていた断熱動特性モデル IREKIN⁷⁾の結果も、新たに開発された核熱水力結合動特性モデル PARET⁸⁾の結果も、共に実験値とよく合っていた。

第2の高温実験は、酸化ウラン棒状燃料炉心としては始めて実施された実験領域である。この実験では原子炉の昇温状態や運転待機状態からの反応度事故 (Hot Start up Accident) を模擬したものである。実験では炉周期の他に冷却温度 (250°F, 400°F, 500°F) や冷却材流速 (2.4 f/s～24 f/s) を変化させて測定が繰り返された。この結果、冷却材温度が上昇するにつれて、断熱動特性モデル IREKIN の示す解析結果が実験結果に対応せず、核熱水力結合動特性モデル PARET の結果のみが一致することが判った。SPERT においては PARET の解析を詳細

に検討することにより、この原因が即発性減速材加熱効果をもたらす反応度補償効果にあることを示した^{6,9,10)}。

第3の出力実験は、炉出力を 1 MWT および 19 MWT に増加させて行なった暴走実験で、原子炉の運転待機状態や高出力運転状態からの事故 (Power Operational Period Accident) に対応する。特に、炉出力 19 MWT の場合の比出力は約 58 kW/l(炉心)であり、大型 PWR, BWR の定格出力運転状態とよく対応している。SPERT における実験解析は、この場合 PARET のみによって行なっているが、PARET の解析は実験値とよく一致すると共に、即発性減速材加熱効果をもたらす反応度補償量がより重大となり、場合によっては、ドップラー効果を凌ぐに至ることを指摘している。

2.2 EUREKA による RPERT-III・E 型炉心実験解析

前節で述べた SPERT-III・E 型炉心実験結果に示されるように、減速材温度効果をもたらす反応度補償はきわめて大きい。筆者らは PARET とは別個に核熱水力結合動特性コード EUREKA¹¹⁾を開発し、その妥当性を調査するために上記実験について計算を行ない、その結果を発表した^{12,14)}。本節では、この実験解析についての概要を述べ、3.以降に検討を加える即発性減速材加熱効果についての基盤とする。

なお、計算コード EUREKA の概要は App. 3 に示すものである。また本解析で比較のために用いた断熱動特性コード AIREK は IREKIN とほとんど同じものである。

EUREKA による SPERT 実験解析は、TABLE 3 に示すように、その代表例について行なった。解析結果のうち、高出力実験(初期出力 19 MW)の場合にのみ約 20% の誤差を生じているものの、それ以外はおおむね 10% 程度の誤差に止まり、すべての計算値は実験測定精度 30% 以内にある。以下、2, 3 の EUREKA の解析結果について考察を加える。

Fig. 4 は炉周期約 10 msec の大気圧実験の解析結果を示すものである。EUREKA の解析は、最大暴走出力を幾分高く、ランアウト出力を少し低く計算する点を除いて実験結果とよく一致している。このうちランアウト出力を低く見積る点については、ドップラー温度として燃料平均温度を採用した仮定によるもので、燃料表面温度に依存するドップラー効果の挙動がより詳細に解明されれば、この誤差はより少くなると考えられる。なお、大気圧実験条件においては減速材温度効果が小さいために、EUREKA と断熱動特性モデルの結果は比較的良好一致

TABLE 3 EUREKA analysis to the SPERT-III E-core experiment

Case No.		1-1	1-2	1-3	1-4	1-6	1-9	3-2
Initial condition								
Pressure	psi	1500	"	"	"	"	Atm.	1500
Temperature	°F	500	"	"	"	"	70	500
Flow rate	f/s	14	"	"	"	"	0	2.8
Reactor power	MW	5×10^{-5}	"	"	1	19	5×10^{-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) (± 0.05)	1.21 (-)
Initial period	msec	10 (~9.7)	20 (~20.9)	40 (~41.6)	~10 (~)	~ (~)	10 (~10.0)	10 (-)
Reciprocal period	sec ⁻¹	100 (~111)	50 (~49)	25 (~24)	~100 (~)	~ (~)	100 (~100)	100 (-)
Peak power	MW	458 (410 \pm 41)	123 (97 \pm 10)	37 (35 \pm 4)	498 (~)	534 (610 \pm 60)	312 (280 \pm 42)	485 (-)
Energy*	MW-S	9.1 (8.5 \pm 1.1)	5.5 (4.5 \pm 0.6)	3.3 (3.1 \pm 0.4)	9.1 (~)	13.5 (17 \pm 2)	6.1 (6.0 \pm 1.0)	9.1 (-)
Peak power time	sec	0.22 (~0.227)	0.35 (~0.37)	0.57 (~0.6)	0.12 (~)	0.101 (0.11 \pm 0.05)	0.216 (~0.23)	0.22 (-)
Compensated* reactivity	¢	22.3 (24 \pm 3)	12.7 (12 \pm 1)	7.8 (8 \pm 1)	21.1 (~)	23.6 (~22)	22.0 (22 \pm 2)	22.6 (-)
Reference IDO-17281								
SPERT RUN No.		(60)	(62)	(56)	(83)	(86)	(43)	(-)

() Experimental value

* Value at peak power time

している。

Fig. 5 は高温実験の解析例を示したものである。この場合も EUREKA の解析は、最大暴走出力、ランアウト出力に幾分の相違が見られるが、比較のために示した断熱動特性モデルの解析に比べて、EUREKA の解析値は極めて実験値に近い。Fig. 5 に示した反応度補償効果の時間経過については、EUREKA の解析結果に実験結果と類似した振動が生じている。この振動は、即発性減速材加熱効果と伝熱による温度効果の間にある時間遅れのために生じたものである。

ここで従来使用されて来た断熱動特性モデルとの解析の差について少し述べる。Fig. 5 に示した解析において最大暴走出力時刻に現われた減速材温度効果は約 4.8¢であり、全反応度補償量の 21.5% に達している。断熱動特性モデルの場合、この分の反応度補償をドップラー効果で補わねばならないから、当然最大暴走出力は大きくなり、また最大暴走出力時刻も遅れることになる。Fig. 5 に示す結果を比較すると、最大暴走出力についての EUREKA と断熱動特性モデルの結果は、458 MW と 647 MW (実験値 410 MW) で両者の間に大きな差があり、また最大暴走出力時刻についても 0.220 sec と 0.225 sec と差を生じている。

ランアウト出力時間に現れる反応度補償量の差も無

視することができない。改めて説明するまでもなく、EUREKA においては流れにより移動する冷却材温度を対象とした減速材温度効果を取扱っているのに対し、断熱動特性モデルでは同効果を見逃しているために生じた差である。

以上、説明を加えたように、EUREKA の解析結果は SPERT 高温実験に現れた暴走出力、暴走エネルギー、反応度補償量などのすべての時間変化量に対してきわめてよい一致を示しており、断熱動特性モデルとの差は明らかである。

Fig. 6 は出力実験 (初期出力 19 MW) の解析結果を示すものである。解析結果は最大暴走出力の値自体をよく模擬しているものの、大気圧実験、高温実験の解析とは異なり、時間的な変化の様子にわずかながらずれを生じている。

Fig. 6 に示す出力変化の特徴は、どの時刻を選んでも一定指数函数に従った出力変化の領域がないことである。これは反応度の挿入と共に比較的大きな反応度補償効果が生じているため、高出力運転からの反応度変化に現われる際立った特徴である。(5.4 参照)

このような場合、正確な解析を行なうには挿入反応度速度についての詳細な知識が必要であるが、この点についての情報は得られていない。なお、本解析において

140 msec で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、実験においても同じ時刻にボイドの発生が確認されたことが報告されている。

Fig. 7 および Fig. 8 は、高温実験における全ての実験値、解析値を逆炉周期で整理した図であり、Fig. 7 は最大暴走出力を、Fig. 8 は同時刻における暴走エネルギーを示したものである。これらの図が示すように、EUREKA の解析結果は実験全体を通じて実験値ときわめてよい一致を示している。

なお、SPERT で使用された PARET については、その詳細な情報を未だ入手しえないが、Fig. 7 に示すように、EUREKA と PARET の解析結果がほぼ一致している点からみて、ほぼ同じモデルであると想像できる。

以上述べてきたように、EUREKA による SPERT-

III・E 型炉心の実験解析は、高出力実験の解析に若干不十分な点が残ってはいるものの、解析結果はすべての面で実験測定誤差の範囲内でよく一致している。このように EUREKA の示す解析は、充分信頼できるものであるから、以下即発性減速材加熱効果の検討に使用して差し支えないものと考えられる。

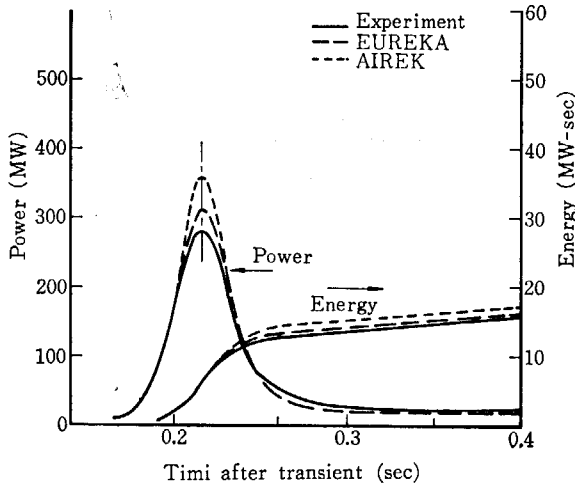


Fig. 4 SPERT-III E-core cold start-up experiment analysis with EUREKA and AIREK (Run. 43; $T_0=70^\circ\text{F}$, $v=0$ m/s, $P_r=\text{atm.}$, $\tau_0=10$ ms)

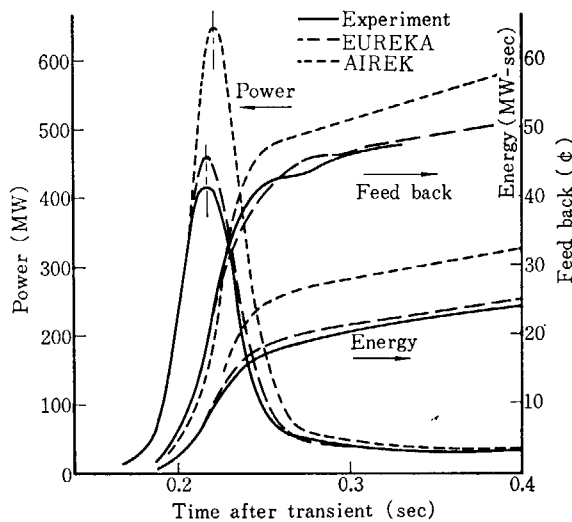


Fig. 5 SPERT-III E-core hot start-up experiment analysis with EUREKA and AIREK (Run. 60; $T=500^\circ\text{F}$, $v=14$ f/s, $P_r=1500$ psi, $\tau_0=9.7$ ms)

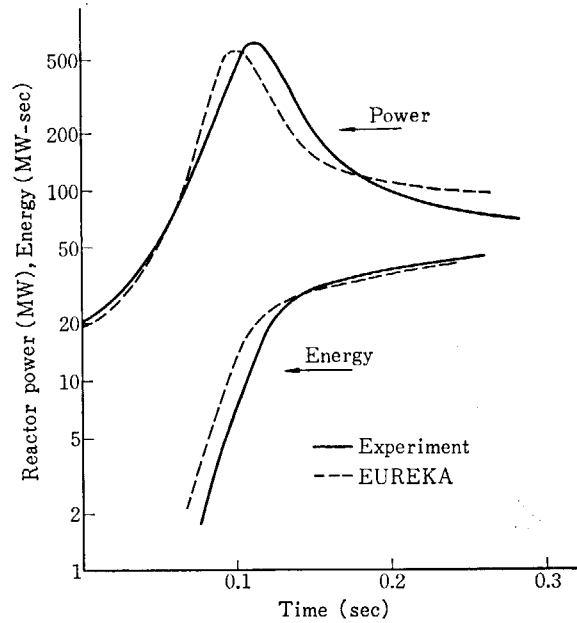


Fig. 6 EUREKA analysis to SPERT-III transient from power operating condition (Run. 86; 10 ms, 19 MW, 500°F , 5 m/s, 1500 psi)

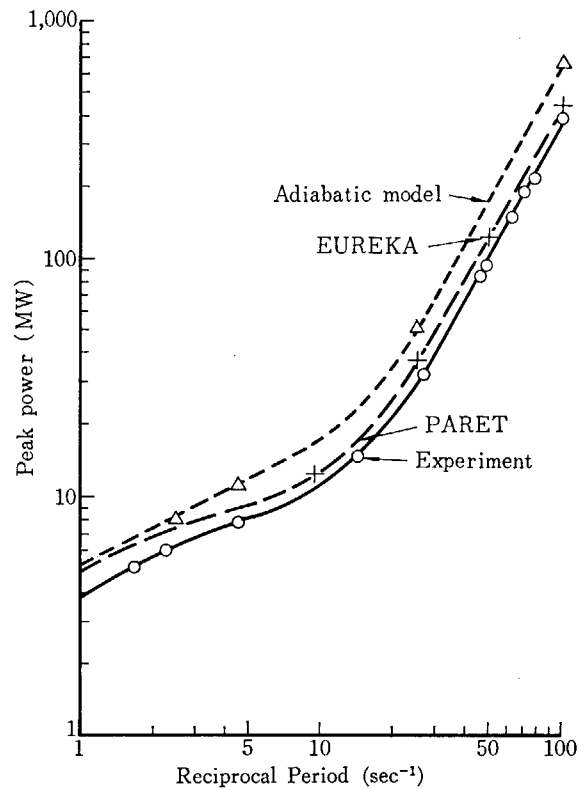


Fig. 7 Peak power vs. reciprocal period of SPERT-III transient at hot start-up initial condition (Experimental data and analytical result)

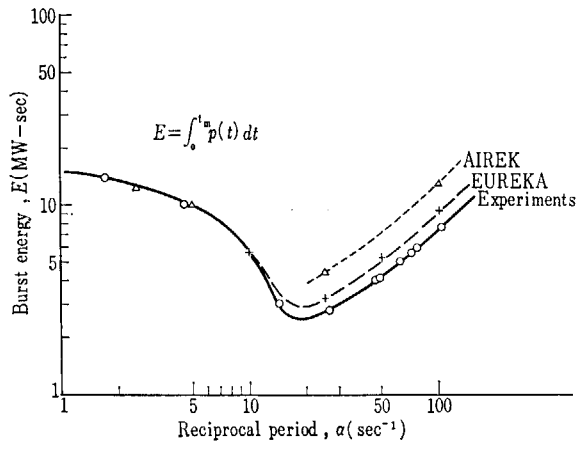


Fig. 8 Energy vs. reciprocal period of SPERT-III transient at hot start-up initial condition (Experimental data and analytical result)

3. 即発性減速材加熱効果の理論

3.1 一般式の導出

即発性減速材加熱効果を計算するために、長さ方向 (z 軸) にのみ流れがあり、かつ流路内に分布を持った発熱が時間的变化する場合の、微小長さ Δz および微小時刻 Δt についての、エネルギー保存の式を考える。(Fig. 9 参照)

このような体系におけるエネルギー保存の式は、

$$\begin{aligned} \text{発熱量} &= \text{流出する熱量} - \text{流入する熱量} \\ &\quad + \text{貯えられる熱量} \end{aligned}$$

である。

発熱量に関し、

$$A \cdot \phi(t, z) \cdot \Delta z \cdot \Delta t \quad (3-1)$$

ここで、 A ; 流路断面積

ϕ ; 単位体積当りの発熱

流入出する熱量

$$G \cdot [h(t, z + \Delta z) - h(t, z)] \cdot \Delta t \quad (3-2)$$

ここで、 G ; 流体質量流量

h ; 流体のエンタルピ

貯えられる熱量

$$\rho \cdot [h(t + \Delta t, z) - h(t, z)] \cdot A \cdot \Delta z \quad (3-3)$$

ここで、 ρ ; 流体の比重

ところで、質量流量 G は、流速 v との間に、

$$\rho \cdot A \cdot v = G \quad (3-4)$$

の関係で表わし得る。

(3-1), (3-2), (3-3) 式より、エネルギー保存の式は、

$$\frac{1}{\rho v} \phi(t, z) = \frac{\partial h(t, z)}{\partial z} + \frac{1}{v} \cdot \frac{\partial h(t, z)}{\partial t} \quad (3-5)$$

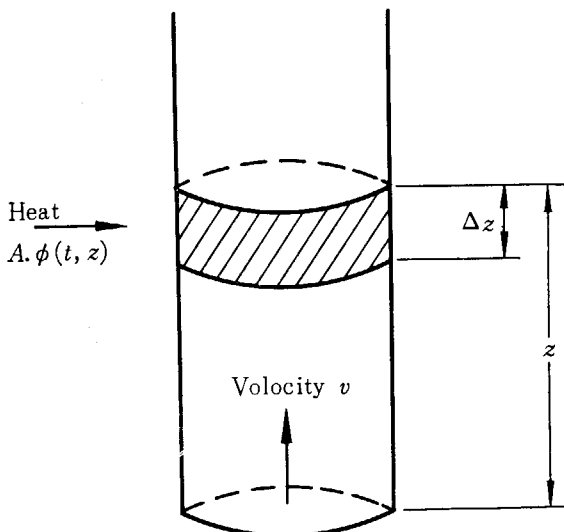


Fig. 9 Diagram of flow channel with prompt moderator heat

ところで、本稿で検討を加える即発性減速材加熱効果は、過渡出力変化にともなう生じる効果であるので、(3-5) 式の発熱 (ϕ) および冷却材エンタルピ (h) を、定常状態における値と過渡状態における値に分離して次のように定義する。ここでは、定常状態時刻を $t=0$ として表わし、過渡量を記号 δ を付して区別するものとする、

$$\phi(t, z) = \phi(0, z) + \delta\phi(t, z) \quad (3-6)$$

$$h(t, z) = h(0, z) + \delta h(t, z) \quad (3-7)$$

定義より、 $t=0$ においては、

$$\left. \begin{aligned} \delta\phi(0, z) &= 0 \\ \delta h(0, z) &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (3-8)$$

また、原子炉のような体系では、暴走出力のような短時間の過渡出力変化においては、冷却水入口温度は過渡時間中一定として差し支えないので、

$$\delta h(t, 0) = 0 \quad (3-9)$$

(3-6), (3-7) 式を (3-5) 式に代入して解くと、過渡変化の項のみとなり、

$$\frac{1}{\rho v} \cdot \delta\phi(t, z) = \frac{\partial \delta h(t, z)}{\partial z} + \frac{1}{v} \cdot \frac{\partial \delta h(t, z)}{\partial t} \quad (3-10)$$

(3-10) 式は、即発性減速材加熱により生じる流体エンタルピの増加量を計算する式に相当する。

(3-10) 式から、直接 $\delta h(t, z)$ の解を求めることは不可能であるが、発熱変化 $\delta\phi(t, z)$ が既知である場合には、(3-10) 式右辺を (3-11) 式のように階差方程式に改めて、計算器により近似解を求めることは可能である。

$$\begin{aligned} \frac{1}{\rho v} \cdot \delta\phi(t, z) &= \frac{\delta h(t, z) - \delta h(t, z - \Delta z)}{\Delta z} \\ &\quad + \frac{\delta h(t, z - \Delta z) - \delta h(t - \Delta t, z - \Delta z)}{\Delta t} \cdot \frac{1}{v} \end{aligned} \quad (3-11)$$

計算器解法においては、前の時刻の値 $\delta h(t - \Delta t, z)$ はすべての z に関して既知であり、また (3-9) 式より、流路入口にける冷却材エンタルピ $\delta h(t, 0)$ はすべての時刻 t に関し一定であるので、 Δz について繰り返し (3-11) 式を解くことにより、次々と $\delta h(t, z)$ を求めることが可能となる。

さて、流体エンタルピ増加量 $\delta h(t, z)$ が得られれば、冷却材温度の増加分 $\delta T(t, z)$ は、比熱 C_p より、

$$\delta T(t, z) = \delta h(t, z) / C_p \quad (3-12)$$

また、温度上昇 $\delta T(t, z)$ にともなう反応度補償量 $R(t, z)$ は、フィード・バック荷重 $w(z)$ および温度係数 K_T^{*1} から、

*1 BWR 炉のようにボイド発生のある場合は、 $\delta h(t, z)$ よりボイド体積変化量 $\delta\alpha(t, z)$ が得られるので、ボイド係数 K_v より、同様の結果が得られる。

$$\Delta R(t, z) = K_T \cdot \delta T(t, z) \cdot w(z) \cdot A \cdot \Delta z \quad (3-13)$$

ここで、 $\Delta R(t, z)$; Δz における即発性減速材加熱効果

$w(z)$; z におけるフィード・バック荷重

時刻 t における原子炉全体の即発性減速材加熱効果を求めるため、半径 r を使って二次元の式に書き改め、原子炉全体について積分すれば、

$$R(t) = K_T \int_0^a \int_0^l \delta T(t, r, z) \cdot w(r, z) \cdot 2\pi r \cdot dr \cdot dz \quad (3-14)$$

3.2 定性解析のための近似式

3.1 で示したように、即発性減速材加熱効果の性質は (3-10) 式により支配される。しかし (3-10) 式は時刻および場所に依存する偏微分方程式であるので、定性判断に役立つ一般解を直接求めることはできない。そこで、妥当と考えられる 2, 3 の仮定を導入して (3-10) 式を解き即発性減速材加熱効果の性質を求める。ここで複雑さを避けるため炉心内半径方向 (r) の変化を無視し、軸方向 z についてのみ解くものとする。

仮定 (i) 点状動特性理論より、出力変化を通じて出力分布自体は変化しない。したがって

$$P(t, z) = P_0 \cdot p_0(z) \cdot F(t) \quad (3-15)$$

ここで、 P_0 ; 初期出力

$p_0(z)$; 定常状態における出力分布の重み関数で (3-16) 式で定義する。

$$\int_0^l p_0(z) dz = 1 \quad (3-16)$$

$F(t)$; 出力変化割合で定常時刻 $t=0$ で $F(t)=1$

仮定 (ii) 即発性減速材発熱は即発中性子の減速エネルギーが主体であるから、発熱 $\phi(t, z)$ の分布は出力分布 $p_0(z)$ に比例した分布と考えられる。したがって、

$$\phi(t, z) = C_{PMH} \cdot P(t, z) \quad (3-17)$$

ここで、 C_{PMH} ; 即発性減速材発熱が核分裂エネルギーに占める割合。

仮定 (iii) 反応度事故時のような出力変化においては、即発性減速材加熱効果を誘起する暴走出力時間はきわめて短いので、この時間内に冷却材が移動する距離もきわめて少ない。したがって、暴走出力時間内での冷却水のエンタルピ増加量 $\delta h(t, z)$ についても変数分離形に置き換え得るとする。

$$\partial h(t, z) = f(t) \cdot g(z) \quad (3-18)$$

(3-18) 式において、実際的には $f(t)$ 出力変化率 $F(t)-1$ に相当するものであり、また $g(z)$ は $p_0(z)$ に近い値となるものである。(Fig. 32 参照)

仮定 (i) および (ii) を使用し、(3-10) 式を書き改め、また (3-9) 式の関係に注意しながら燃料有効長さ l まで積分すると、

$$\begin{aligned} & \frac{C_{PMH}}{\rho v} \cdot P_0 [F(t)-1] \int_0^l p_0(z) dz \\ &= \delta h(t, l) + \frac{1}{v} \cdot \frac{\partial \int_0^l \delta h(t, z) dz}{\partial t} \end{aligned} \quad (3-19)$$

ここで、 $\delta h(t, l)$ と流路内平均エンタルピ増加量 $\int_0^l \delta h(t, z) dz / l$ との比を β で表せば、仮定 (iii) より、

$$\beta = \frac{\int_0^l \delta h(t, z) dz / l}{\delta h(t, l)} = \frac{\int_0^l g(z) dz}{g(l) \cdot l} \doteq \frac{\int_0^l p_0(z) dz}{p_0(l) \cdot l} \quad (3-20)$$

となり、 β は初期出力分布 $p_0(z)$ により定まる定数となる。

(3-20) の関係を (3-19) に代入し、暴走出力時間内時刻 t_1 まで積分すると、

$$\begin{aligned} \int_0^l \delta h(t, z) dz &= \frac{C_{PMH}}{\rho} \cdot P_0 \cdot \int_0^l p_0(z) dz \\ &\quad \cdot \int_0^{t_1} [F(t)-1] e^{-\left(\frac{t-t}{\tau}\right)} dt \end{aligned} \quad (3-21)$$

$$\text{ただし } \tau = \frac{l}{v} \cdot \beta \quad (3-22)$$

τ は冷却材流速 v が炉心を通過する時間に β を乗じた値であるので、等価流出時間と呼ぶものとする。

いま、炉心全体についてのフィード・バック荷重を W で表わし、(3-23) 式で定義するものとする。

$$W = \frac{\int_0^l p_0(z) \cdot w(z) \cdot dz}{\int_0^l p_0(z) \cdot dz} \quad (3-23)$$

(3-23) 式の分母は (3-16) 式の結果より 1 である。(3-23) 式および (3-21) 式の結果を (3-14) 式に代入すれば、時刻 t_1 における即発性減速材加熱効果 $R(t_1)$ は、

$$\begin{aligned} R(t_1) &= \frac{C_{PMH} \cdot K_T}{\rho \cdot C_p} P_0 \int_0^l p_0(z) \cdot w(z) dz \\ &\quad \cdot \int_0^{t_1} [F(t)-1] e^{-\left(\frac{t-t}{\tau}\right)} dt \\ &= \frac{C_{PMH} \cdot K_T}{\rho \cdot C_p} P_0 \cdot W \int_0^{t_1} [F(t)-1] e^{-\left(\frac{t-t}{\tau}\right)} dt \end{aligned} \quad (3-24)$$

4. 定 性 解 析

3.2 で導出した即発性減速材加熱効果の式 (3-24) は、採用した仮定の制限から、短い暴走出力時間内のみ妥当な式であるが、すでに繰り返して述べたように、即発性減速材加熱効果の特徴は暴走出力時間に特に顕著に現れる出力抑制効果であるから、上記解析式を中心に効果の定性解析を行なって差し支えない。

ここで、定性解析式を構成する諸量を、支配する因子別に分類して整理すると、即発性減速材加熱効果は、温度 (T)、初期出力 (P_0)、出力変化割合 ($F(t)$)、流速 (v)、および出力分布 $p_0(z)$ の函数となる。

したがって本章においては、これら変数が (3-24) 式に与える影響を検討し、即発性減速材加熱効果についての性質を考察するものとする。

4.1 冷却材温度と減速材温度係数の関係

(3-24)式内で冷却材温度 T の函数と考えられる量は、減速材温度係数 K_T 、密度 ρ 、比熱 C_p である。

厳密に言えば、減速材温度係数 K_T は原子炉の状態により定まるものであるが、1.2 で述べたように一般的に軽水炉の減速材温度係数は大きな負の値を取り、主として密度変化 $d\rho/dT$ により支配されるのであるから、

$$K_T = C \cdot \frac{d\rho}{dT} \quad (4-1)$$

ここで、 C ；比例定数

(3-24) 式内の温度 T の函数 (K_T , ρ , C_p) を一括し (4-1) 式を使って冷却材温度変化が即発性減速材加熱効果に及ぼす影響をみると、

$$R(t) \propto \frac{K_T}{\rho \cdot C_p} = \frac{d\rho/dT}{C_p \cdot \rho} \quad (4-2)$$

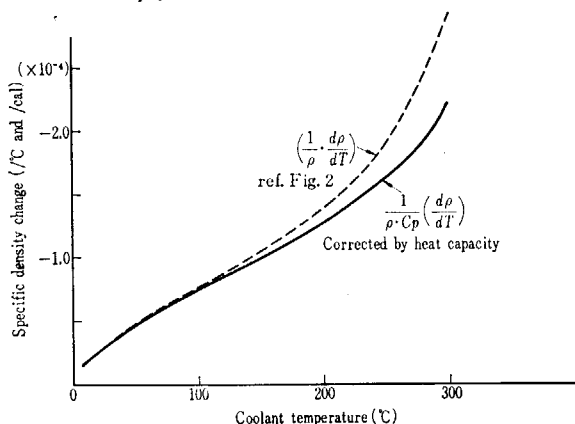


Fig. 10 Temperature effect on PMH reactivity feedback through moderator specific density change

さて、1.2 において、冷却材温度の上昇ともなつて即発性減速材加熱効果が増加する理由の一つとして、Fig. 2 に示した密度変化率 $\left(\frac{1}{\rho} \cdot \frac{d\rho}{dT}\right)$ の増加として説明したが、正確には (4-2) 式に示されるように比熱 C_p の変化を加えて $\frac{1}{C_p} \cdot \left(\frac{1}{\rho} \cdot \frac{d\rho}{dT}\right)$ とすべきである。水の比熱 C_p の温度変化は、密度変化率に比較すれば極くわずかではあるが、温度上昇ともなつて増加するものであり、従つて温度係数の値も Fig. 10 に示すように単位熱量当りの変化率に補正されなければならない。しかし温度係数自体が温度上昇にもなつて大幅に変化する傾向には変りがなく、同時に即発性減速材加熱効果が系の温度上昇と共に増大することに変りはない。

4.2 流速との関係

4.2.1 流速が零の場合

(3-22) 式より

$$v=0 \text{ のとき } \tau=\infty$$

したがって時刻 t_1 の如何を問わず $e^{-\left(\frac{t_1-t}{\tau}\right)}=1$ であるから、(3-24) 式時間積分は

$$\lim_{\tau \rightarrow \infty} \int_0^{t_1} [F(t)-1] \cdot e^{-\left(\frac{t_1-t}{\tau}\right)} dt = \int_0^{t_1} [F(t)-1] dt \quad (4-3)$$

したがって、(3-24) 式は書き換えられて、

$$R(t_1) = \frac{C_{PMH} \cdot K_T \cdot W}{\rho \cdot C_p} \cdot P_0 \int_0^{t_1} [F(t)-1] dt \\ = \frac{C_{PMH} \cdot K_T \cdot W}{\rho \cdot C_p} \cdot \int_0^{t_1} (P(t)-P_0) dt \quad (4-4)$$

$P(t) \gg P_0$ として P_0 を消去すると、

$$R(t_1) = \frac{C_{PMH} \cdot K_T \cdot W}{\rho \cdot C_p} \cdot \int_0^{t_1} P(t) dt = \frac{C_{PMH} \cdot K_T \cdot W}{\rho \cdot C_p} E(t_1) \quad (4-5)$$

ここで、 $E(t_1)$ ； t_1 までの暴走エネルギー

(4-5) 式より、流速零の場合の即発性減速材加熱効果は、Fig. 11 に示すように、暴走エネルギー $E(t)$ の変化に比例する。

4.2.2 流速が極めて大きい場合

(3-22) 式より、 $v \rightarrow \infty$ の場合、 $\tau \rightarrow 0$

この場合、

$$\left. \begin{aligned} \lim_{\tau \rightarrow 0} e^{-\frac{t_1-t}{\tau}} &= 1 \quad (\text{ただし } t_1=t) \\ \lim_{\tau \rightarrow 0} e^{-\frac{t_1-t}{\tau}} &= 0 \quad (\text{ただし } t_1 \neq t) \end{aligned} \right\} \quad (4-6)$$

であるから、(3-24)式時間積分は $t=t_1$ においてのみ意味があり、かつ極限において積分値は零となる函数である。いま (3-24) 式時間積分を部分積分すれば

$$\begin{aligned} & \lim_{\tau \rightarrow 0} \int_0^{t_1} [F(t)-1] e^{-\frac{(t_1-t)}{\tau}} dt \\ &= \lim_{\tau \rightarrow 0} \tau \left[(F(t)-1) \cdot e^{-\frac{(t_1-t)}{\tau}} \right]_0^{t_1} \\ & \quad - \lim_{\tau \rightarrow 0} \tau \int_0^{t_1} \frac{d(F(t)-1)}{dt} \cdot e^{-\frac{(t_1-t)}{\tau}} dt \\ &= \lim_{\tau \rightarrow 0} \tau [F(t_1)-1] \left[1 - \int_0^{t_1} \frac{d(F(t)-1)}{F(t_1)-1} \cdot e^{-\frac{(t_1-t)}{\tau}} dt \right] \end{aligned} \tag{4-7}$$

(4-7) 式右辺積分内第1項は t に対して有限な値であるので、積分値は同様に零となる。従って (4-7) 式右辺第3項の括弧は1となり

$$\lim_{\tau \rightarrow 0} \int_0^{t_1} [F(t)-1] e^{-\frac{(t_1-t)}{\tau}} dt = \lim_{\tau \rightarrow 0} \tau [F(t_1)-1] \tag{4-8}$$

(4-8) 式を (3-24) に代入し、 $P(t_1) \gg P_0$ として P_0 を消去すると、

$$\begin{aligned} R(t_1) &= \lim_{v \rightarrow \infty} \lim_{\tau \rightarrow 0} \frac{C_{PMH} \cdot K_T \cdot W}{\rho \cdot C_p} P_0 [F(t_1)-1] \tau \\ &= \lim_{\tau \rightarrow 0} \frac{C_{PMH} \cdot K_T \cdot W}{\rho \cdot C_p} P(t_1) \cdot \tau \end{aligned} \tag{4-9}$$

(4-9) 式より、流速が極めて大きい場合の即発性減速材加熱効果は、Fig. 11 に示すように暴走出力 $P(t)$ の変化に比例する。

4.2.3 流速 v が有限の場合

(3-24) 式においては常に $t_1 > t$ である。この場合 (3-24) 式の指数函数は常に、

$$1 > e^{-\frac{(t_1-t)}{\tau}} > 0 \tag{4-10}$$

さて、4.2.1 および 4.2.2 で考察したように、(4-10)

式内の1および0は、指数函数 $e^{-\frac{(t_1-t)}{\tau}}$ がおのおの $\tau \rightarrow \infty$ および $\tau \rightarrow 0$ に対応するので、

$$\lim_{\tau \rightarrow \infty} e^{-\frac{(t_1-t)}{\tau}} > e^{-\frac{(t_1-t)}{\tau}} > \lim_{\tau \rightarrow 0} e^{-\frac{(t_1-t)}{\tau}} \tag{4-11}$$

全体に $[F(t)-1]$ を掛けて、時刻 t_1 まで積分すると、

$$\begin{aligned} & \lim_{\tau \rightarrow \infty} \int_0^{t_1} [F(t)-1] e^{-\frac{(t_1-t)}{\tau}} dt > \int_0^{t_1} [F(t)-1] \cdot e^{-\frac{(t_1-t)}{\tau}} dt \\ & > \lim_{\tau \rightarrow 0} \int_0^{t_1} [F(t)-1] e^{-\frac{(t_1-t)}{\tau}} dt \end{aligned} \tag{4-12}$$

(4-12) 式の左辺および右辺は、(4-3) 式および (4-7) 式に相当し、そのおのおのに対応する反応度補償量は、 $R(t_1)$ および $R(t_1)$ であることに注意すれば、

$$R(t_1) > R(t_1) > R(t_1) \tag{4-13}$$

(4-13) 式より、流速 v が有限の場合の即発性減速材加熱効果は、流速 $v=0$ および $v \rightarrow \infty$ の場合の効果の間にあることがわかる。

以上を総合して考えると即発性減速材加熱効果は、 v

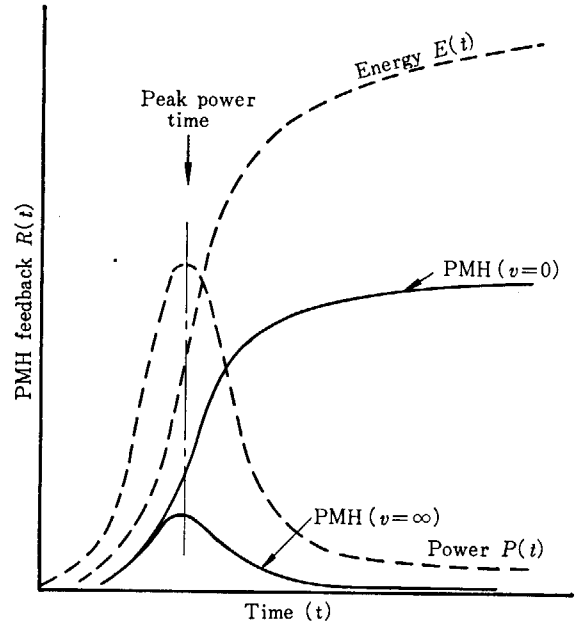


Fig. 11 PMH feedback behavior by coolant velocity change (EUREKA analysis)

$=0$ の場合はエネルギー $E(t)$ に比例し $v \rightarrow \infty$ の場合はほぼ暴走出力 $P(t)$ に比例する。流速 v が有限である場合の即発性減速材加熱効果は、これら極限流速の中間にあり (Fig. 11)、この範囲内での変化は τ により支配されることがわかる。

ここで重要な事柄として、 $v \rightarrow \infty$ の場合においてすら即発性減速材加熱効果は最大暴走出力時刻にその最大値を取ることである。即発性減速材加熱効果の特徴は暴走出力の抑制効果であるから、このことは同効果が流速の如何に関らずその特徴を失わないことを意味している。

4.3 初期炉周期との関係

原子炉に反応度変化が生じた場合、誘起される過渡出力は、その変化初期において、初期逆炉周期 (α_0) に支配される指数函数的な変化を行なう場合が多い、この変化状態は、反応度補償効果がある程度の大きさに達するまで継続するものであり、多くの場合暴走出力の立上りを支配する。とくに低出力状態からの変化において初期炉周期が支配する時間は比較的長い。

さて、この過渡出力変化初期においては $P(t)$ は逆炉周期 α_0 を使えば、

$$P(t) = P_0 e^{\alpha_0 t} \tag{4-15}$$

で書き表し得る。

(3-15) 式の定義より出力変化率 $F(t)$ は、

$$F(t) = \frac{P(t)}{P_0} = e^{\alpha_0 t} \tag{4-16}$$

である。

いま、(3-24) 式の時積分項を部分積分して解くと、 $F(0)=1$ であることに注意すれば、

$$\begin{aligned}
& \int_0^{t_1} [F(t)-1] \cdot e^{-\left(\frac{t_1-t}{\tau}\right)} dt \\
&= \tau [F(t_1)-1] - \tau \int_0^{t_1} F(t)' \cdot e^{-\left(\frac{t_1-t}{\tau}\right)} dt \\
&= \tau [F(t_1)-1] \cdot \left[1 - \int_0^{t_1} \frac{F(t)'}{[F(t_1)-1]} \cdot e^{-\left(\frac{t_1-t}{\tau}\right)} dt \right] \quad (4-17)
\end{aligned}$$

(4-17) 式に (4-16) 式の関係代入すると、

$$\begin{aligned}
& \int_0^{t_1} [F(t)-1] \cdot e^{-\left(\frac{t_1-t}{\tau}\right)} dt \\
&= \tau (e^{\alpha_0 t_1} - 1) \left[1 - \int_0^{t_1} \frac{\alpha_0 e^{\alpha_0 t}}{e^{\alpha_0 t_1} - 1} \cdot e^{-\left(\frac{t_1-t}{\tau}\right)} dt \right] \\
&= \tau (e^{\alpha_0 t_1} - 1) \left[1 - \frac{\alpha_0 \cdot e^{-\frac{t_1}{\tau}}}{e^{\alpha_0 t_1} - 1} \cdot \int_0^{t_1} e^{\left(\alpha_0 + \frac{1}{\tau}\right)t} dt \right] \\
&= \tau (e^{\alpha_0 t_1} - 1) \left[1 - \frac{\alpha_0 \cdot e^{-\frac{t_1}{\tau}}}{e^{\alpha_0 t_1} - 1} \cdot \frac{e^{\left(\alpha_0 + \frac{1}{\tau}\right)t_1} - 1}{\alpha_0 + \frac{1}{\tau}} \right] \quad (4-18)
\end{aligned}$$

さて、ここで積分時間 t_1 を暴走出力初期に限定すれば、 $t_1 \rightarrow 0$ であるから (4-18) 式の指数関数は展開第 2 項まで意味あるものとする。

$$\left. \begin{aligned}
t_1 \rightarrow 0 \text{ の場合 } \quad e^{-\frac{t_1}{\tau}} &= 1 - \frac{t_1}{\tau} \\
e^{\alpha_0 t_1} &= 1 + \alpha_0 t_1 \\
e^{\left(\alpha_0 + \frac{1}{\tau}\right)t_1} &= 1 + \left(\alpha_0 + \frac{1}{\tau}\right)t_1
\end{aligned} \right\} \quad (4-19)$$

(4-19) 式を (4-18) 式に代入すると、

$$\begin{aligned}
& \int_0^{t_1} [F(t)-1] e^{-\left(\frac{t_1-t}{\tau}\right)} dt \\
&= (\alpha_0 t_1) \left[1 - \frac{\alpha_0 \left(1 - \frac{t_1}{\tau}\right)}{\alpha_0 t_1} \cdot \frac{\left(\alpha_0 + \frac{1}{\tau}\right)t_1}{\alpha_0 + \frac{1}{\tau}} \right] \tau \\
&= (\alpha_0 t_1) \left[1 - \frac{\alpha_0 \left(1 - \frac{t_1}{\tau}\right)}{\alpha_0 t_1} \cdot t_1 \right] \tau \\
&= (\alpha_0 t_1) \left[1 - 1 + \frac{t_1}{\tau} \right] \tau \\
&= \alpha_0 t_1^2 \quad (4-20)
\end{aligned}$$

(4-20) 式の結果を (3-24) 式に代入すれば、 $t_1 \rightarrow 0$ では、

$$R(t_1) = \frac{C_{PMH} \cdot K_T \cdot W}{\rho \cdot C_p} \cdot P_0 \cdot \alpha_0 \cdot t_1^2 \quad (4-21)$$

(4-21) 式より、暴走出力が初期逆炉周期 α_0 で支配されるような変化初期においては、即発性減速材加熱効果は逆炉周期 α_0 に比例することがわかる。

一般的に即発性減速材加熱効果が顕著な反応度補償挙動を示す暴走出力状態においては、原子炉は即発臨界以上に達している。この場合、初期出力変化には遅発中性子束の影響を無視し得るので、初期逆炉周期 α_0 は、

$$\alpha_0 \doteq \frac{\rho_{in} - 1}{l / \beta_{eff}} \quad (4-22)$$

ここで、 ρ_{in} ; 反応度挿入量 (ドル)

l ; 即発中性子寿命

β_{eff} ; 実効遅発中性子割合

である。

(4-22) 式において、 l および β_{eff} は原子炉の設計条件、運転条件によりほぼ一定に与えられるものであるから、常数と考えられる。したがって、

$$\alpha_0 = C \cdot (\rho_{in} - 1) \quad (4-23)$$

ここで (4-23) を (4-21) 式に代入してみると、運転条件が同じ場合で投入反応度のみが異なった場合、 $t_1 \rightarrow 0$ では

$$R(t_1) = C' (\rho_{in} - 1) \quad (4-24)$$

(4-24) 式より、即発性減速材加熱効果は、即発臨界以上の反応度挿入量に比例したフィード・バック効果となることがわかる。いいかえれば、即発性減速材加熱効果は反応度挿入量が大きいためより激しい暴走出力状態において、より効果的なフィード・バックを発生する効果であると云える。

4.4 初期出力との関係

(4-21) 式より明らかなように、同じ炉周期で支配される過渡出力変化において、変化後の時刻 t_1 を一定として比較すると、即発性減速材加熱効果 $R(t_1)$ は直接初期出力 P_0 の大きさに比例する効果であることがわかる。

この性質は極めて重要である。原子炉が高出力状態にある場合のドップラー係数は低出力状態の値に比べて著しく小さくなっているのに加えて、燃料自体が吸収し得る暴走エネルギー量も小さくなっているから、原子炉の自己制御効果がドップラー効果にのみ依存するものであれば、出力運転時の異常な反応度外乱は極めて重大な問題となる。

ところで、即発性減速材加熱効果は、(4-21) 式に示したように、高出力条件下においてより大きな効果となるばかりか過渡出力変化直後から反応度補償を開始する。したがって、反応度外乱は変化初期から緩和され、その結果発生する暴走出力自体もまた低下する。この場合の炉周期は、(4-21) 式に示した一定初期炉周期 α_0 ではなく、反応度挿入速度と補償量のかねあいで時間的に変化し、このため出力変化率 $F(t)$ もまた変化するものではないが、即発性減速材加熱効果による反応度補償により大幅に暴走出力が緩和されることは事実である。(5.4 参照)

反対に、正の温度係数を持つ炉においては、即発性減速材加熱効果は反応度外乱に拍車をかける効果となるので、高出力状態からの安全解析では十分な吟味を行なう必要がある。

5. 実験解析に基づく定量的な検討

前節において即発性減速材加熱効果の定性的な検討を行なった結果、同効果の性質として

- i) 運転温度の上昇に伴って顕著な効果に成長する。
- ii) 冷却材流速の大きさにより暴走出力 $P(t)$ に比例する形状から暴走エネルギー $E(t)$ に比例する範囲内で様々に変化する。
- iii) より激しい出力暴走状態——挿入反応度量や逆炉周期が大きい出力変化——に対してはより有効な反応度補償効果となる。
- iv) 初期出力が高い程、出力変化直後に現れる反応度補償量は大きく、このため高出力運転状態においてはより有効な出力制御効果となる。

ことを示した。

本節では、計算コード EUREKA による実験解析に基づいて、即発性減速材加熱効果を定量的に把握すると共に、上記性質について一層の考察を加える。

5.1 冷却材温度の影響

5.1.1 同一原子炉において冷却材温度が上昇した場合

4.1 の解析において、冷却材温度が上昇するにつれて減速材温度係数が増加するために、即発性減速材加熱効果も、また増加することを示した。本節においては、SPERT-III・E 型炉心実験解析について、この点について検討を加える。解析対象として取上げた実験は、冷却材温度が約 120°C および 260°C と相違する以外は、炉周期 (約 10 msec)、圧力 (約 100 kg/cm²g)、流速 (約 5 m/sec) ではほぼ同一の実験条件である。〔App. 2 内 RUN. 60 および RUN. 70 に相等する〕。また、実験と解析との間の誤差は、TABLE 4 に示すように、約 10% 程度であり、多くの点についてきわめて良く一致しているものである。

Fig. 12 は、上記解析結果に現われた出力および暴走エ

TABLE 4 Comparison between SPERT-III・E-core experimental data and EUREKA analysis for run. No. 60 and 70

Run No.		60	70
Coolant temperature	°C	260 ± 2/(260)	122 ± 2/(120)
Peak power	MW	410 ± 41/(458)	280 ± 42/(301)
Peak power time	ms	227 ± 5/(220)	200 ± 10/(216)
Energy at peak power time	MW-s	8.5 ± 1.1/(9.07)	6.3 ± 1.1/(6.04)

Experimental data/(Analysis value)

ネルギーの時間的変化を比較して示した図である。図に示すように、冷却材温度の上昇は、暴走出力・ランアウト出力いずれについても増加をもたらす結果となっている。これは、反応度補償効果の主体であるドップラー効果の差から説明できる。SPERT-III・E 型炉心のドップラー係数は、温度 120°C の場合約 $-1.02\%/^{\circ}\text{C}$ であり、260°C の場合の係数約 $-0.67\%/^{\circ}\text{C}$ に比較して 50% ほど大きい。最大暴走出力や同時刻までの暴走エネルギー量もほぼこの割合の逆比率で変化し、温度が 120°C から 260°C に変化するにつれて、それぞれ 301 MW から

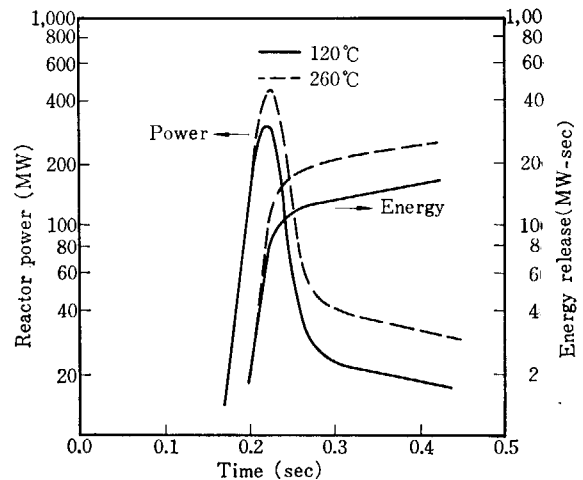


Fig. 12 Comparison of reactor power and energy release at 120°C and 260°C reactor condition transients (EUREKA analysis for SPERT-III experiments)

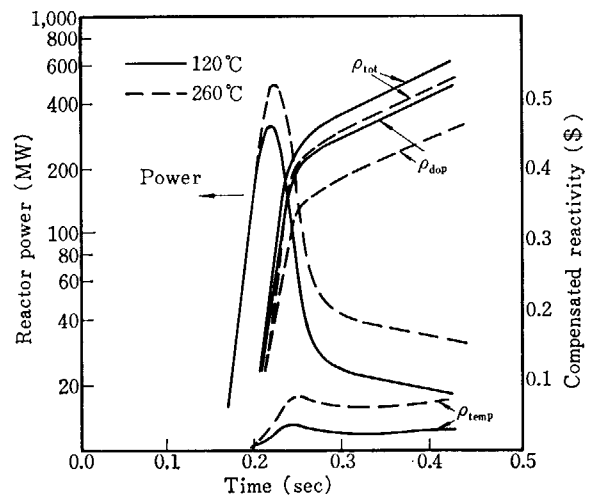


Fig. 13 Excursion power and feedback reactivity at 120°C and 260°C reactor condition transients (EUREKA analysis for SPERT-III experiments)

458 MW に、6.03 MW-sec から 9.07 MW-sec に 50% ほど変化している。

ところで、解析に現われた反応度補償効果の内訳けについて比較してみると、全反応度補償量については目立った差がないにもかかわらず、ドップラー効果と減速材温度効果の間に大きな差が生じていることに気がつく (Fig. 13)。冷却材温度 260°C の場合は、暴走出力自体が大きいかかわらず、ドップラー効果は 120°C の場合に比べて小さく、その差を補うように減速材温度効果が増加している。

これを最大暴走出力時刻にけおる各効果の割合で比較してみると (TABLE 5)、温度 120°C および 260°C それぞれについて、ドップラー効果が 20.1¢ (90.7%)、18.6¢ (77.4%) であるのに対し、減速材温度効果は 1.9¢ (8.8%)、4.8¢ (21.5%) となり、約 2.5 倍の増加となっている。

ここで減速材温度効果についてのみ着目すると、その反応度補償量の増加率は、減速材温度係数の増加率 $[-3.54¢/°C (120°C) : -7.20¢/°C (260°C)]$ 約 2 倍に比較して、より大きな割合となっている。この理由は、260°C の場合に発生する暴走出力が大きくなるため、誘起される即発性減速材加熱効果もまた増大するためであると考えられる。

TABLE 5 Feedback components at peak power time in SPERT-III E-core experiments, run 60 and 70, by EUREKA analysis

Run. No.		60 (260°C)	70 (120°C)
Inserted reactivity	¢	123	121
Total feedback	¢	23.6	22.1
Doppler	¢	18.6/(77.4)	20.1/(90.7)
Moderator temperature	¢	4.8/(21.5)	1.9/(8.8)
Clad expansion	¢	0.26/(1.1)	0.11/(0.5)

() ; Percentage to total feedback

このように、同一原子炉における系の温度上昇は、減速材温度係数の増加をもたらすだけでなく、ドップラー係数の減少をも伴うので、即発性減速材加熱効果がもたらす反応度補償量は温度係数の増加で判断される以上に重要な反応補償効果となる。

5.1.2 温度係数の影響

5.1.1 で述べたように、冷却材温度の上昇はドップラー係数の減少をも招くので、同一原子炉における即発性減速材加熱効果の役割りは、4.1 の定性解析結果以上に重要なものとなる。

しかし、ケミカルシム制御 PWR のように、冷却材中の毒物濃度を変化することにより減速材温度係数を変化し得る制御方法も開発されているし、4.1 の定性解析で行なった減速材温度係数の差が即発性減速材加熱効果に与える影響を調査するのも興味がある事柄であるので、本節では模範的に減速材温度係数のみを変化させた場合解析結果について検討する。

の

TABLE 6 Comparison of analysis data between EUREKA and AIREK (Adiabatic kinetic model)

Name		AIREK	EUREKA	
Model		Adiabatic	with thermal calculation	
Temperature Co.	¢/°C	~	0	-7.2
Peak power	MW	640	593	458
Peak power time	ms	224	223	220
Energy at peak power	MW-s	12	12	9.07

なお、5.2 で述べるように、本節の検討で現われる暴走出力時間内での減速材温度効果はほぼすべて即発性減速材加熱効果であるので、ここでは即発性減速材加熱効果として統一して論じる。

解析の対象には、前節で使用した冷却材温度 260°C の実験解析を選び、その減速材温度係数を負から正に、 $-7.2¢/°C$ から $+2.4¢/°C$ の間で変化させたものである。このうち、減速材温度係数を零とした場合の解析は、伝熱量を除いて断熱動特性モデルによる計算と一致するものであるが、TABLE 6 に示すようにきわめて良い一致を示しているのは当然のことながら興味深い。

Fig. 14 は、減速材温度係数を変化させた場合それぞれの暴走出力の時間変化を示す図である。図に示すように、減速材温度係数が小さくなるにつれて(負の場合)、また正に転じ増大するにつれて、暴走出力は増大しかつ最大暴走出力時間が遅れる傾向を示している。

Fig. 15 は、減速材温度係数を横軸に取って、最大暴走出力と同時刻までの暴走エネルギーを整理して示した図である。減速材温度係数の変化につれて、事故現象を左右する暴走エネルギーの増加が著しい点は注目に値しよう。

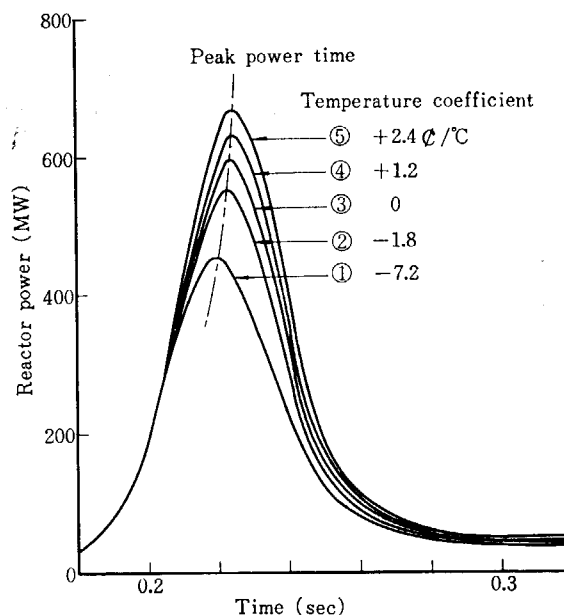


Fig. 14 Excursion power shift with moderator temperature coefficient (EUREKA analysis for SPERT-III experiments)

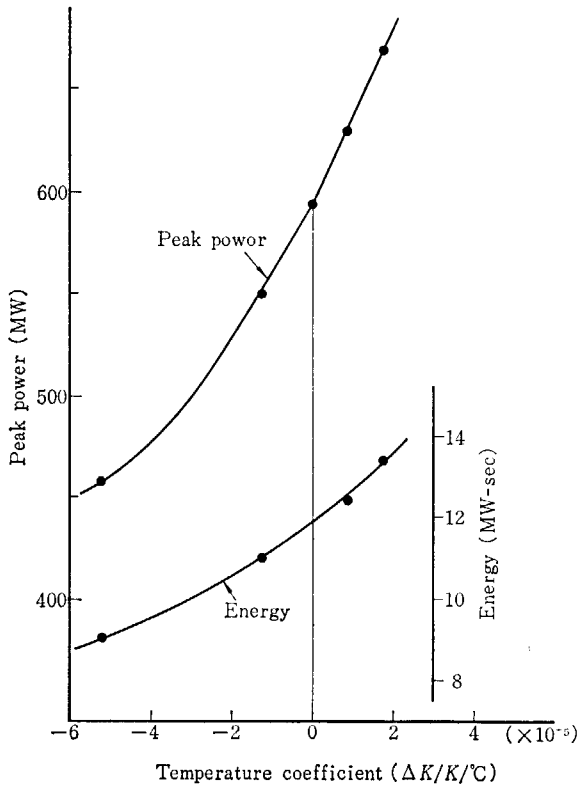


Fig. 15 Excursion power and energy vs. moderator temperature coefficient at peak power time (EUREKA analysis)

例えば、本解析の原点である実験解析例 (RUN. 60, Fig. 22) において減速材温度係数 $-7.2\phi/^\circ\text{C}$ と減速材温度係数零の例では、暴走エネルギーがおおの約 9 MW-sec と 12 MW-sec で 30% 近い差を生じ、また温度係数が $+2.4\phi/^\circ\text{C}$ に至ればその暴走エネルギーの 10% 以上が即発性減速材加熱効果による反応度挿入を打ち消すために発生することとなる。

なお、本計算で選んだ正の温度係数の範囲は、現状のケミカル・シム PWR の持つ正の温度係数に比較して 10 倍ほど大きい。したがって、現状の軽水炉については、即発性減速材加熱効果が挿入する反応度は、上例が示すほど大きなものではない。しかし、Fig. 15 が示すように、断熱動特性モデルによる解析はこれらの炉に対して安全側にあるとは云えない。即発性減速材加熱効果を充分吟味した解析が必要である。

Fig. 16 は、最大暴走出力時刻における即発性減速材加熱効果と減速材温度係数の関係を示した図である。4.1 で検討を加えたように、即発性減速材加熱効果はわずかなずれを示すものの、減速材温度係数にほぼ比例した反応度補償を行なっている。このわずかなずれは、Fig. 14 に示したように解析相互間の暴走出力の大きさの相違により生じたものである。

以上の検討より、即発性減速材加熱効果は、系の温度変化による減速材温度係数の変化にほぼ比例して反応度を補償するが、同一原子炉ではドップラー係数自体の変化もあるので、一般的に温度上昇により、より重要な

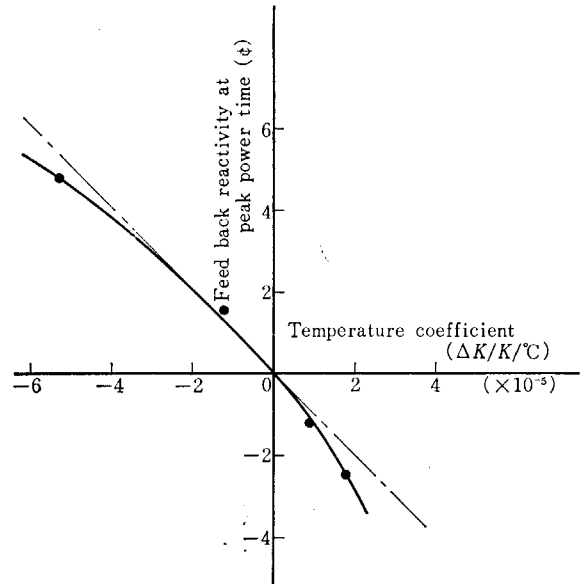


Fig. 16 PMH feedback rate vs. moderator temperature coefficient at peak power time (EURKA analysis)

反応度補償効果に成長することが結論できる。

5.2 冷却材流速の影響

即発性減速材加熱効果は冷却水中での発熱効果であるから、当然冷却材流速により影響を受ける。すでに 4.2 において、冷却材流速が零の場合の即発性減速材加熱効果は暴走エネルギー $E(t)$ に比例し、冷却材流速が極端に早い場合には暴走出力 $P(t)$ に比例することを示した。

SPERT-III・E 型炉心実験においても、冷却材流速を変化して行なった実験が数例あるが、これらは即発性減速材加熱効果を検討する上で、炉周期が比較的最長のため、必ずしも好例ではない。そこで本節の検討に当たっては、冷却材流速が変化した場合の実験結果の比較と、解析結果の比較を対応させて、共通点について論じるものとする。さらに本節では、これまで即発性減速材加熱効果として取り扱って来た暴走出力時間の減速材温度効果を、即発性減速材加熱効果と伝熱による効果に分離し、そのおのおのの性質について検討する。

5.2.1 実験例と解析例の比較

Fig. 17 は、SPERT-III・E 型炉心実験のうち、冷却材流速を 24 f/sec と 4.8 f/sec に変化させた場合の、出力変化を比較して示す図である。〔実験番号 App. 2 RUN. 66 および 67〕 この実験の初期炉周期は、14.3 msec および 15.5 msec で流速を変化させた実験例の間では比較的良好条件が一致しているものである。

Fig. 17 が示すように、冷却材流速の影響は暴走出力には現われず、ランアウト出力の差としてのみ現われており、冷却材流速が大きい程ランアウト出力は高い。

Fig. 18 は、解析に現われた冷却材流速の影響を比較した図である。解析の対象には、5.1 で述べた RUN. 60

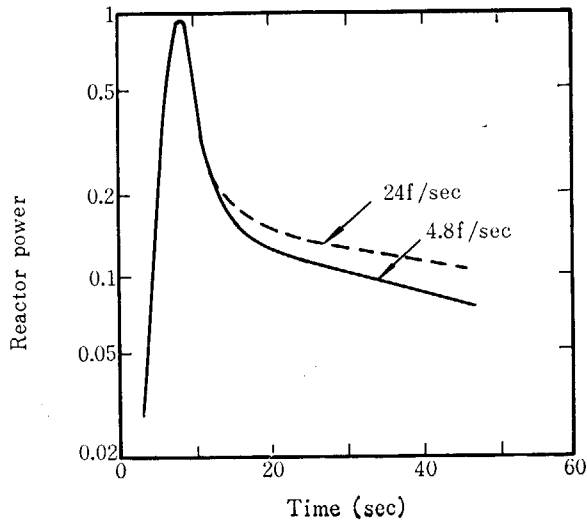


Fig. 17 Comparison of power burst shapes with Run. 66 and Run. 67 (SPERT-III experimental data)

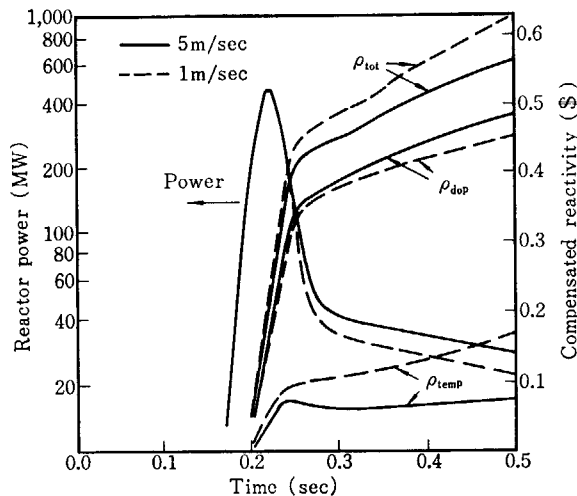


Fig. 18 Excursion power and reactivity compensation with coolant velocity of 5 m/s and 1 m/s (EUREKA analysis for SPERT-III experiment)

の実験解析 (冷却材流速 5 m/sec) と、同じ条件で流速のみを 1 m/sec に変えた場合の結果を比較したものである。この比較においても、冷却材流速の影響はランアウト出力の差としてのみ現われており、冷却材流速が大きいほどランアウト出力は大きく、実験結果とほぼ同じ結果を示している。EUREKA の解析は本解析に使用して差し支えないと考えられる。

Fig. 18 の解析の示す反応度補償効果について比較すると、図が示すように、暴走出力時間にけおる反応度補償効果の間には、ドップラー効果、減速材温度効果いずれについてもほとんど差がない。しかし、ランアウト出力時間になると、減速材温度効果に約 2 倍の差が生じている。このため、流速が早い場合のランアウト出力は大きくなり、その結果ドップラー効果がやや大きくなっている。

冷却材流速が増加すれば、単位流量当りの冷却材温度上昇が低下するのは当然のことであり、このため減速材

温度効果がもたらす反応度補償量も当然低下する。冷却材流速がランアウト出力に影響を与える理由は、いま述べたように、減速材温度効果の差に求められる。

5.2.2 即発性減速材加熱効果と伝熱による効果

ここで、これまで減速材温度効果として取り扱ってきた即発性減速材加熱効果と伝熱による効果を、それぞれに分離し、その性質を検討する。

Fig. 19 は、流速 5 m/sec の解析 (実験番号 RUN. 60) に現われた、炉心最大出力領域におけるクラッド表面温度と冷却材温度の関係を示す図である。クラッド表面温度は最大暴走出力時刻よりやや遅れて急速に温度上昇を開始する。一方冷却材温度の上昇は、最初クラッド表面温度以上の上昇があり、その後一時的にわずかに減少した

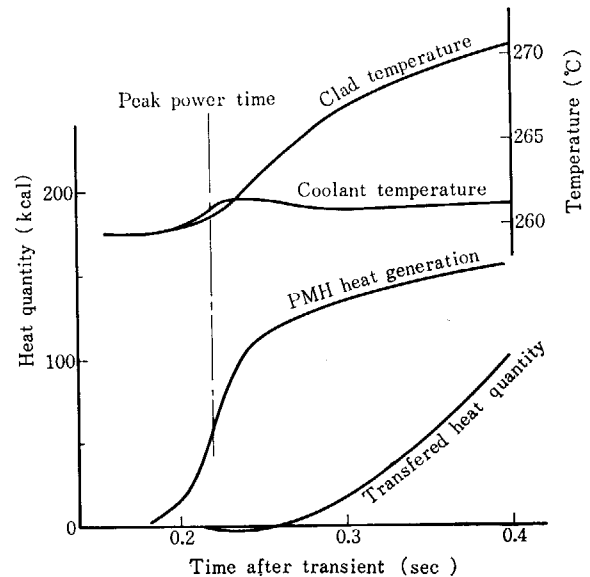


Fig. 19 Relative temperature change of clad surface and coolant by PMH heat generation and heat transfer (EUREKA analysis for SPERT-III experiment)

後、ゆるやかな上昇に移行する。この二つの温度曲線の変化で、冷却材温度がクラッド温度を上廻る現象は、ゆるやかな出力変化に現われるものではなく、即発性減速材加熱効果を抜きにして説明できない。

Fig. 19 に示す即発性減速材発熱量と伝熱量の曲線 (いずれも時間積分値) は、EUREKA 解析結果から計算された値である。上で述べたように、冷却材温度がクラッド表面温度を上廻る理由が、暴走出力により発生する巨大な即発性減速材発熱にあることを説明している。

Fig. 20 は、伝熱の時間遅れについて EUREKA 計算結果を基に検討した図である。SPERT-III・E 型炉心実験報告によれば PARET の解析は燃料表面温度測定値との一致は著しく良いことを報じている¹⁶⁾。ここでは照合すべきデータを持たないが、EUREKA の解析は PARET の解析と著しく一致しているし、また 2.2 で示したように高出力実験解析においてサブクール沸騰の開始

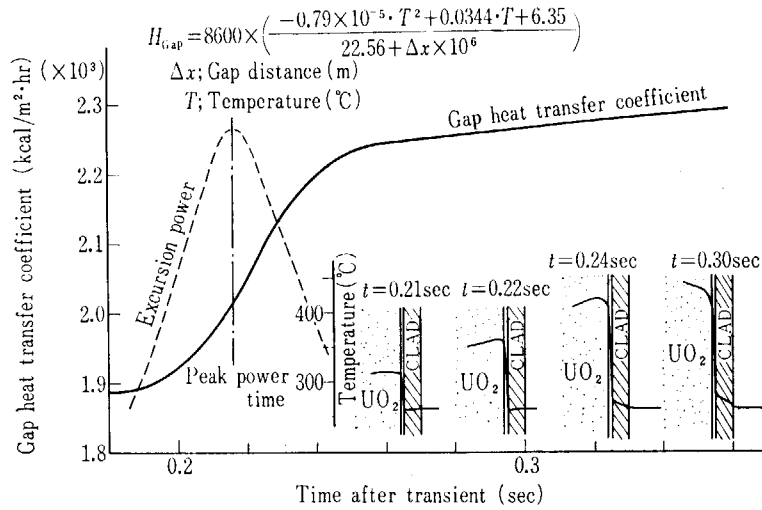


Fig. 20 Time dependent fuel surface temperature profile and gap heat transfer coefficient at fast power burst (EUREK analysis for SPERT-III experiments)

時刻が一致している点からみて、EUREKA の持つ燃料体内の熱伝導計算モデルはほぼ信頼してよいものと考えられる。(App. 3 参照)

Fig. 20 に示すように、燃料からクラッドへの伝熱によって最大の障害となるギャップの熱伝達率*は、燃料温度上昇に伴うペレットの膨脹とギャップ中の気体温度の上昇によって急激に増加する。しかし最大暴走出力時刻頃 ($t=0.22 \text{ sec}$) では、伝熱量はまだ充分でなくクラッド内面の温度を上昇させるにしか過ぎない。暴走出力が終了する時刻頃 ($t=0.24 \text{ sec}$) では、ギャップの熱伝達率はほぼ一定の値に達し、クラッド内での温度勾配も完成されてくるが、この時刻においてもクラッド表面と冷却材温度の差はきわめて小さく、燃料体から冷却水への伝熱量も小さい。時刻 ($t=0.3 \text{ sec}$) 頃のランアウト出力時間になると、クラッド表面温度と冷却材温度の差も充分大きくなり、燃料体から冷却材への伝熱は活発となる。また、この時刻においては、 UO_2 ペレット外周部の温度勾配が定常状態に近い分布となってくる。

Fig. 20 に示すように、暴走出力に伴って生じる伝熱の遅れは、動特性解析上使用される時定数 (1~10 sec) から想像される程遅くはない。しかし、ギャップの持つ熱抵抗のために暴走出力の発生時刻と比較すれば、その時間遅れは否定し得ず、伝熱による反応度補償効果は特別な場合を除いて暴走出力の抑制効果にはなり得ない。

以上検討を加えたように、Fig. 19 に示した冷却材温度とクラッド表面温度が前後する特異な変化は充分に根拠のある変化であり、これが暴走出力時間に生じる即発性減速材発熱と、伝熱の時間遅れにより生じた現象であることは、これまでの検討から納得できるものであろう。

Fig. 21 は、Fig. 19 に示す加熱量に基づいて、減速材温度効果を即発性減速材加熱効果と伝熱による効果に分離した図である。即発性減速材加熱効果が、暴走出力により急激に増加し、暴走出力の終了と共に冷却材の流れにより炉心外部に流出し減少して行くのに対し、伝熱によ

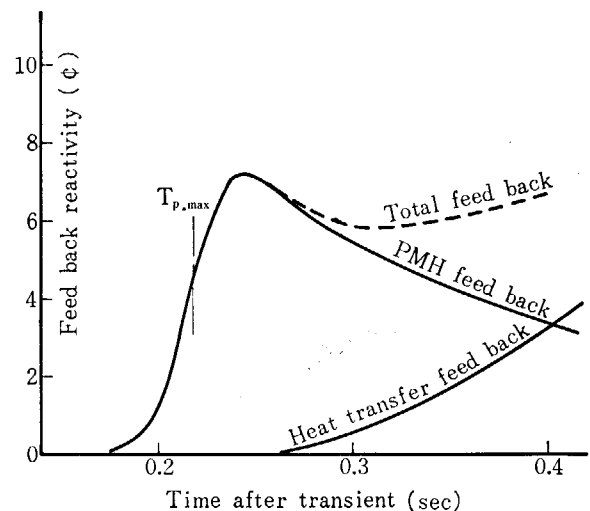


Fig. 21 Components of moderator feedback effect; PMH and heat transfer (EUREKA analysis for SPERT-III experiments)

* EUREKA では参考文献 17 に示す Anderson and Leichter の式¹⁹⁾を利用している。PARET 計算では同じ式により解析を行なっている。

る効果は暴走出力の終了時刻頃から発生し始めることが判る。

Fig. 18 に示した減速材温度効果の時間的変化において、暴走出力終了時刻付近で極大値・極小値を取るのは、即発性減速材加熱効果の流出と伝熱による効果の時間遅れのために生じたものであり、即発性減速材加熱効果の存在を示す一つの特徴である。Fig. 5 で示した高温実験解析において、実験の示す反応度補償量に解析と類似した振動が現われているのは興味深い。ただこの振動は即発性減速材加熱効果が生じた時に常に現われるものではなく、冷却材流速以内に暴走出力の時間幅や減速材温度係数の大きさ等によって、伝熱の効果と重複するために隠される場合も存在する。

以上即発性減速材加熱効果を分離することによって、炉周期が 10 sec 程度の暴走出力においては、暴走出力時間に現われる減速材温度効果はほぼすべて減速材加熱効果によるものであることが結論できると共に、伝熱による温度効果もまた暴走出力の終了時刻頃より反応度補償を開始するものであることがわかる。

5.2.3 流速による効果の減少と変化形態

5.2.1 において、冷却材流速が 1 m/sec から 5 m/sec に変化した場合においても、暴走出力やその時間内での反応度補償量にはほとんど差がないことを示した。このことから冷却材流速が即発性減速材加熱効果に及ぼす影響は、短い暴走出力時間のみ着目すれば、ほとんどない事が予想できるが、本節においては冷却材流速零の場合の実験解析を中心に検討を加え、4.2 の考察に対する補足とする。

Fig. 22 は、2.2 で述べた大気圧実験 (RUN. 43) の解析結果と、同じ条件で冷却材流速を 5 m/sec に変化した場合の計算結果を比較した図である。大気圧実験はプー

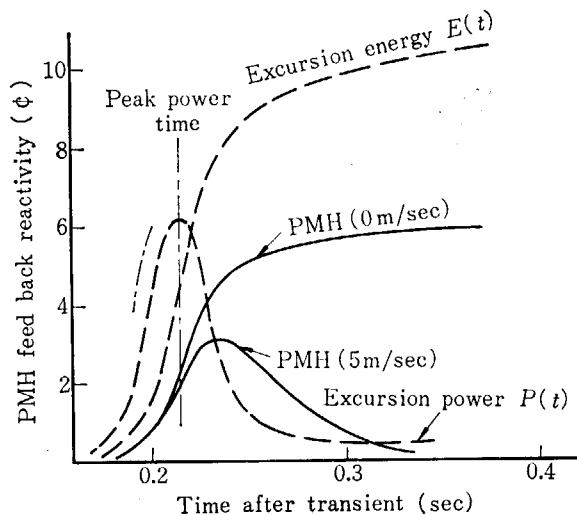


Fig. 22 Coolant velocity effect on PMH feedback (EUREKA analysis for SPERT-III experiments)

ル水中で行なわれた実験であり、実験解析の精度は 2.2 で述べたように誤差 10% 以内である。4.2 で検討したように、流速零の場合の即発性減速材加熱効果は暴走エネルギー $E(t)$ に比例した変化を示し、流速 5 m/sec の場合は時間軸についての広がりはあるものの出力変化 $P(t)$ に類似した変化を示している。

Fig. 22 においてとくに注意すべき点は、最大暴走出力時刻に現われる即発性減速材加熱効果にほとんど差がないことである。おのおのの補償反応度量は 2.5¢ (0 m/sec) および 2.0¢ (5 m/sec) であり、流速が 5 m/sec に達したことによる即発性減速材加熱効果の減少率はわずか 20% にしかならない。

流速 5 m/sec は軽水炉で使用される冷却材流速の上限であり、また SPERT-III-E 型炉心の燃料長さが約 1 m にしかならず一般動力炉の燃料長さに比べて短いことを考えると、本解析の示す即発性減速材加熱効果の減少率 (流出効果) は、恐らく最も大きい場合に相当するものであろう。このことから、一般動力炉においては、即発性減速材加熱効果が冷却材流速により減少する度合はより小さく、暴走出力抑制効果の働きに極端な低下をまねくことは考えられない。

以上本節の結論をまとめると、

- (i) 冷却材流速が出力変化に与える影響はランアウト出力に大きく、暴走出力に対する影響は小さい。
- (ii) 暴走出力時刻に現われる減速材温度効果は、炉周期 10 msec 程度の場合にはすべて即発性減速材加熱効果と考えて差し支えない。
- (iii) 即発性減速材加熱効果は、流速零の場合には暴走エネルギー $E(t)$ に比例し、流速が増加するに従って暴走出力 $P(t)$ に類似した変化を示す。
- (iv) 現状の軽水炉で使用されている流速範囲では、暴走出力時間中に即発性減速材加熱効果が減少する割合は極めて小さく、同効果の本質である暴走出力抑制効果が損なわれることはない。

5.3 初期炉周期 α_0 の影響

4.3 の検討では、即発性減速材加熱効果は、出力変化初期において初期炉周期 α_0 に比例して増加する性質を持つことを示した。本節では、この点につき実験結果との比較で検討を加える。

本解析で選んだ実験は、RUN. No. 60 (10 msec), 62 (20 msec) および 56 (40 msec) で、いずれも反応度挿入量を除いて同一条件下からの暴走出力実験である。EUREKA による解析結果は、TABLE 7 に示すようにいずれの場合においても極めて良く実験結果と一致している。

Fig. 23 は、上記解析に現われた最大暴走出力時刻の減

TABLE 7 EUREKA analysis to SPERT-III E-core experiment for reactor period

Test No.		RUN 60	RUN 62	RUN 56
Inserted reactivity	ρ	123 ± 5/(121)	110 ± 4/(110)	104 ± 4/(104)
Initial period	ms	9.7/(10)	20.6/(20)	41.6/(40)
Reciprocal period	sec ⁻¹	(100)	(50)	(25)
Peak power	MW	410 ± 41/(458)	97 ± 10/(103)	35 ± 4/(31)
Energy at peak power	MW-s	8.5 ± 1.1/(9.1)	4.5 ± 0.6/(5.5)	3.1 ± 0.4/(3.3)
Peak power time	s	~0.227/(0.22)	~0.37/(0.33)	~0.6/(0.57)
Compensated reactivity at peak power	ρ	24 ± 3/(22.3)	12 ± 1/(12.7)	8 ± 1/(7.8)
PMH at peak power	ρ	(4.7)	(2.3)	(1.4)
PMH rate to total feedback	%	21.1	18.1	17.9

Experimental data/(EUREKA analysis result)

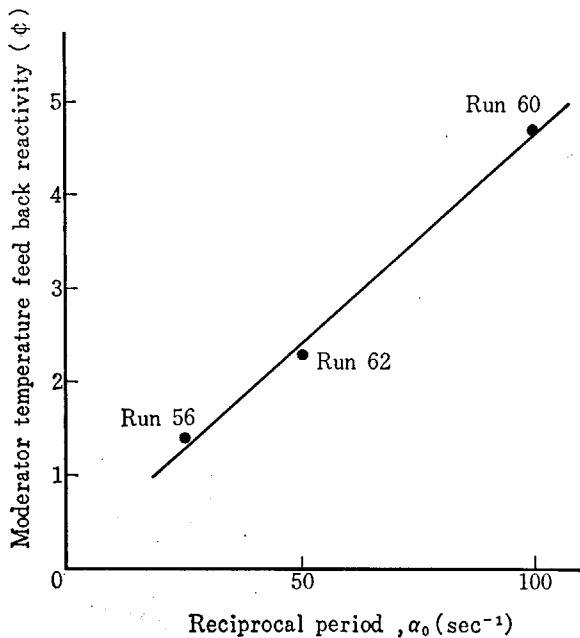


Fig. 23 PMH feedback rate vs. reciprocal period (EUREKA analysis for SPERT-III experiments)

速材温度効果*がもたらす反応度補償量を逆炉周期 α_0 で整理した図である。4.3 で予想したように即発性減速材加熱実験と逆炉周期はほぼ比例関係にあることがわかる。

Fig. 24 は、解析に現われた減速材温度効果の時間的変化を示した図であるが、炉周期が長くなるにつれ暴走出力の立ち上がりがゆるやかとなるため、現われる減速材温度もなだらかな変化となり、同じ流速 (5 m/sec) にも拘らず、20 msec, 40 msec の場合には、10 msec のような温度効果の特徴 (極大点) が存在しない。

Fig. 25 は、最大暴走出力時刻における即発性減速材加熱効果が全反応度補償量内で占める割合を、初期逆炉周期に対してプロットした図である。TABLE 7 にも示すよ

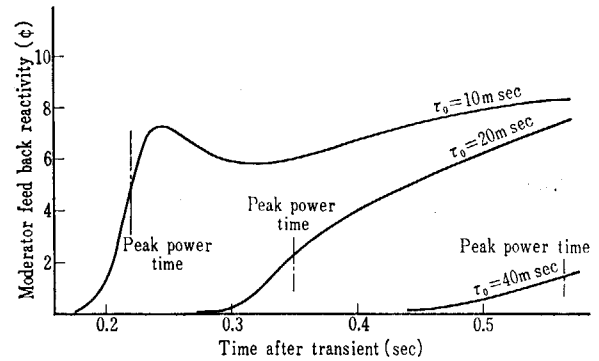


Fig. 24 Comparison of moderator feedback reactivity change with period (EUREKA analysis for SPERT-III experiments)

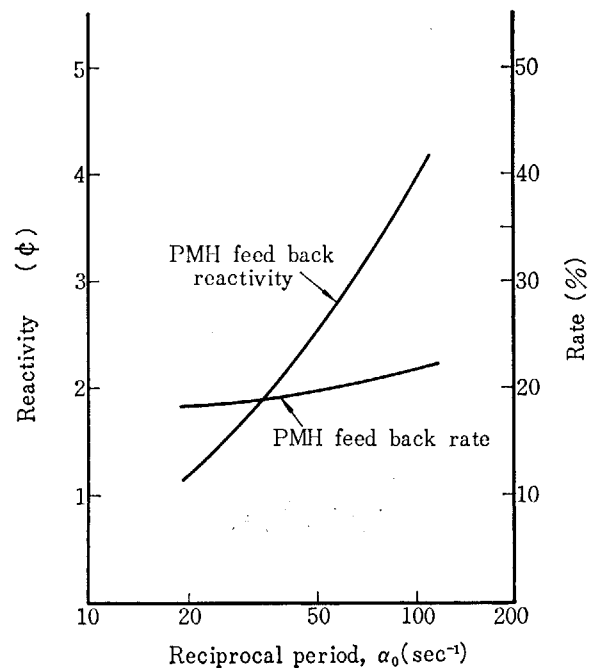


Fig. 25 PMH effect vs. reciprocal period at peak power time EUREKA analysis for SPERT-III experiments)

* 炉周期 40 msec の場合には、暴走出力時刻の立ち上がりが遅いので最大暴走出力時刻の減速材温度効果には伝熱の効果が多少含まれている。しかし、その大部分は即発性減速材加熱効果であるので、以下即発性減速材加熱効果として論じる。

うに、即発性減速材加熱効果が全反応度補償の中で占める比率は、逆炉周期の増加につれてわずかではあるが上昇している。これは、暴走出力の時間幅、ドップラー効果の大きさに関係して生じる現象である。逆炉周期が大

きい場合は、暴走出力の時間幅は短く最大暴走出力時刻により早く到達するため、即発性減速材加熱効果の流出が少い。加えて、より大きい暴走エネルギーの発生により燃料温度が上昇するのでドップラー係数が相対的に弱まってくるためである。

逆炉周期の増大に伴い、即発性減速材加熱効果が全反応度補償量の中で占める割合が増大していくことはきわめて重要である。実験例がないので証明することはできないが、SPERT-III・E型炉心の場合、2%の反応度印加により、初期炉周期は約1.6 msec (逆炉周期 640 sec⁻¹) に達するものと考えられる。この場合、即発性減速材加熱効果の占める比率は約27% (Fig. 25) になると考えられる。最大暴走出力時刻における反応度補償量を1.7%と見積ると、このうち46%は即発性減速材加熱効果により補償されることとなる。この場合の最高出力部分(ピーキング係数3.6)の燃料温度は約1500°Cである。もし、即発性減速材加熱効果がなければ、ドップラー効果によりこの反応度量は補償されなければならないから、控え目に見積っても暴走出力は約40%増加し、燃料温度も破壊限界に近い2000°C以上になると試算できる。

反応度事故に至るような激しい出力変化を対象とするとき、即発性減速材加熱効果をもたらす暴走出力の制御力は以上のように極めて大きく、ドップラー係数の温度上昇による弱まりを効果的に補う。

以上、本節の結論として、即発性減速材加熱効果は、**4.3** 定性解析に現われたように逆炉周期の増大にはほぼ比例したフィード・バック効果となって現われるが、より激しい暴走出力時にはドップラー係数の温度上昇による弱まりを補って、全フィード・バック量の中で占める比率までが増加し、より重要な効果となる。

5.4 初期出力の影響

4.4 の検討において、即発性減速材加熱効果は初期出

力 P_0 に比例して増加することを解析上示した。本節においてはこの点について検討を加える。

計算対象には、TABLE 8 に示すように、初期出力が50 W, 1 MW, 8 MW および 19 MW で、その他の条件が同一の場合について行なった。このうち初期出力50 W の場合は、これまで度々検討を加えた RUN 60 についての解析結果であり、19 MW の場合は2.2 で示した高出力実験 (RUN 86) についての解析である。初期出力1 MW の場合に対応する実験結果はないが、TABLE 8 に示すように、解析値は2つの実験データの間にある。8 MW の計算は後に示すように1 MW と 19 MW の解析をつなぐために行なった計算である。

Fig. 26 は、初期出力50 W, 1 MW および 19 MW の場合の解析に現われた暴走出力変化を示した図である。初期出力の増加は、最大暴走出力時刻の短縮をもた

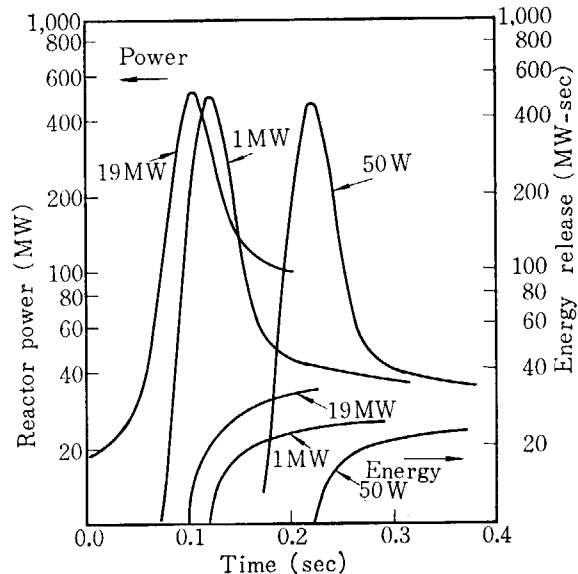


Fig. 26 Reactor power and energy release of 19 MW, 1 MW, and 50 W, initial power condition transients (EUREKA analysis for SPERT-III experiments)

TABLE 8 EUREKA analysis to SPERT-III E-core experiment for reactor power

Test No.		60	83	81	—	86
Initial power	MW	1×10^{-5}	1.1 ± 0.1	0.9 ± 0.1	(8.0)	$19 \pm 1 / (19)$
			(1.0)			
Inserted reactivity	ρ	$123 \pm 5 / (123)$	125 ± 4	117 ± 4	(121)	$117 \pm 5 / (117)$
			(121)			
Period	ms	9.7 / (10)	—	—	(10)	— / (—)
			(10)			
Peak power	MW	$410 \pm 41 / (458)$	620 ± 60	330 ± 30	(537)	$610 \pm 60 / (534)$
			(498)			
Peak power Time	s	$\sim 0.227 / (0.22)$	0.117	0.135	(0.104)	$0.110 \pm 0.005 / (0.101)$
			(0.120)			
Energy at peak power	MW-s	$8.5 \pm 1.1 / (9.1)$	11 ± 1	7.8 ± 1	(11.2)	$17 \pm 2 / (13.5)$
			(9.8)			
Total feedback at peak power	ρ	$24 \pm 3 / (22.3)$	26	18	(24.7)	$22 / (23.6)$
			(21.1)			
Moderator feedback at peak power	ρ	(4.7)	(4.5)	(8.2)	(13.5)	
PMH feedback rate	%	(21.5)	(21.5)	(33.3)	(44.3)	

Experimental data / (EUREKA analysis result)

らしてはいるものの、最大暴走出力の値そのものにそれほど差を生じてはいない。

この点をドップラー係数の大きさから検討すると、初期出力 50 W, 1 MW の場合は、燃料平均温度は 260°C および 273°C で大差がなく、約 $-0.667\phi/^{\circ}\text{C}$ のドップラー係数を持つものに対して、初期出力 19 MW の場合は、燃料平均温度が 591°C に達し、ドップラー係数は約 $-0.416\phi/^{\circ}\text{C}$ となり、両者の間には 1.6 倍の開きがある。もし反応度補償効果がドップラー効果のみで支配されるならば、このように最大暴走出力に差が生じない点は説明できない。

Fig. 27 は、上例の解析に現われた反応度補償効果について比較した図である。初期出力 50 W, 1 MW の場合の間にほとんど差がないのに対して、初期出力 19 MW との間では数多い相違点が生じている。19 MW の場合最大暴走出力時刻において、ドップラー効果が大幅に減少し、即発性減速材加熱効果が大きく増加している他、クラッドの膨脹効果による反応度補償効果も幾分か加わっている。とくに、出力変化直後から最大暴走出力時刻付近までの時間に、ドップラー効果を凌ぐ減速材温度効果(主として即発性減速材加熱効果)が生じているのが、大きな特徴である。

初期出力 19 MW の暴走出力の時間的変化に、一定の指数函数に従った出力変化領域がないのは (Fig. 26)、この早い減速材温度効果による反応度補償の結果である。

暴走出力の大きさを決定する要因の一つに、即発臨界状態以上に与え得る反応度量がある。SPERT-III・E 型炉心の場合、炉周期 10 msec に対応する反応度量は即発臨界以上わずかに 20¢ にしか過ぎない。したがって、初期出力 19 MW の場合のように、出力変化直後に生じる反応度補償効果は、即発臨界以上になる反応度量をあらかじめ補償することとなるので暴走出力の抑制にはきわめて効果的な働きとなる。これに対して、初期出力 50 W, 1 MW の場合には、全反応度の挿入が終了した後(時刻約 83 msec 後)に反応度補償効果が開始するものである。

Fig. 28 は、この減速材温度効果の性質を調べるため

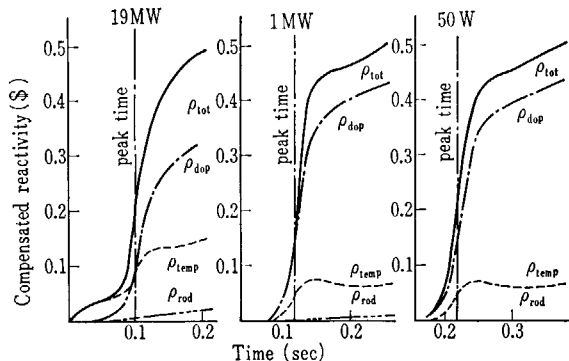


Fig. 27 Reactivity compensation of 19 MW, 1 MW, 50 W initial power condition transients (EUREKA analysis for SPERT-III experiments)

に、初期出力 8 MW の計算を合せて、減速材温度効果について比較して示した図である。4.4 の解析が示すように、出力変化後の時刻を一定とすれば、即発性減速材加熱効果は初期出力が大きい程大きな反応度補償効果を与えることを示している。

Fig. 29 は、最大暴走出力時刻における、各反応度補償効果の比率を初期出力との関係で示した図である。初期出力が 1 MW 程度までは、ドップラー効果と減速材温度効果の比率があまり変化していないのは、先に述べたように燃料平均温度に大きな差がなく、したがってドップラー係数の減少が少ないためである。初期出力が 2 MW 程度以上となると、ドップラー係数の低下にともなって、即発性減速材加熱効果の占める比率が増大する。さらに初期出力が 7 MW 程度になるとクラッドの膨脹

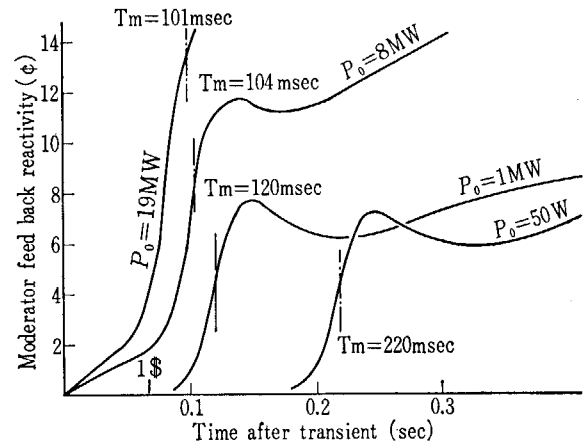


Fig. 28 Initial power effect on moderator feedback reactivity (EUREKA analysis for SPERT-III experiments)

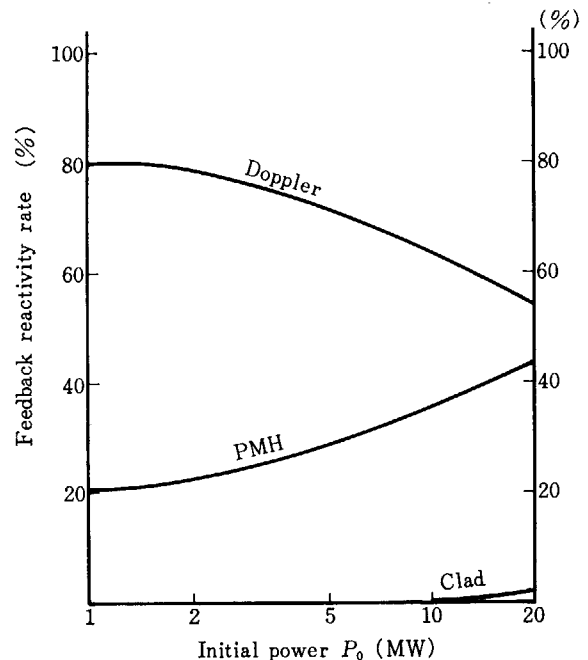


Fig. 29 PMH feedback rate vs. initial power at peak power time (EUREKA analysis for SPERT-III experiments)

効果による反応度補償が幾分か加わってくる。初期出力 7 MW は 30% 定格出力に相等するものであり、ギャップの熱伝達率も大きいので、燃料体からクラッドに伝えられる熱量も大きくまた早い。初期出力 19 MW 付近では、即発性減速材加熱効果*1が占める比率は 44% 近くになり、ドップラー効果(55%)とほぼ同じ大きさにまで成長している。

SPERT-III・E 型炉心の温度係数は、5.1.2 の解析でも示したように、一般軽水炉の持つ温度係数の 2 倍程度大きいので*2、即発性減速材加熱効果の強さをこのままの尺度で一般に応用することはできない。しかし、原子炉が高出力状態にある場合の出力変化において、即発性減速材加熱効果が暴走出力を抑制する上で果す役割りが、高温状態の場合に比較してより一層重要となることは否定できない。

以上、本節の検討結果として、原子炉出力が高い状態からの出力変化において現われる即発性減速材加熱効果は、初期出力が高くなるにつれて増加し、暴走出力の抑制上一層有効な効果となる。この理由は、初期出力の増加に伴ない燃料温度が上昇しドップラー係数が減少するのに加えて、初期出力の増大はまた出力変化初期における効果的な即発性減速材加熱効果を促進するためである。

5.5 出力分布が及ぼす影響

(3-24)式に示すように、出力分布が即発性減速材加熱効果に及ぼす影響は、フィードバック荷重および等価流出時間 τ を通じて現われる。このうち、等価流出時間 τ は即発性減速材加熱効果の減衰時間となるものであり、その挙動は極めて興味深いものであるが、即発性減速材加熱効果が流出するランアウト出力時間においては、(3-24)式導出のために用いた仮定が成立しないので、定性的な解析を省略して解析に現われた結果から、即発性減速材加熱効果に及ぼす出力分布の影響について考察する。

5.5.1 フィードバック荷重 W の影響

Fig. 30 は、出力分布の歪と反応度補償量の関係を調べるために、大気圧実験解析 [RUN. 43] と、同じ条件下で出力分布を一定 (フィードバック荷重も一定) として行なった計算の、暴走出力および暴走エネルギーについて比較した図である。実験の持つ出力ピーキング係数は約 5.7 である。

Fig. 30 に示すように、出力分布が一定の場合の結果は、正常な出力分布の結果に比べて、3 倍以上の大きな暴走出力となることを示している。EUREKA 解析で与

*1 クラッド膨脹効果の存在からみて幾分かの伝熱による効果が含まれている。

*2 ドップラー係数も同様に大きい。

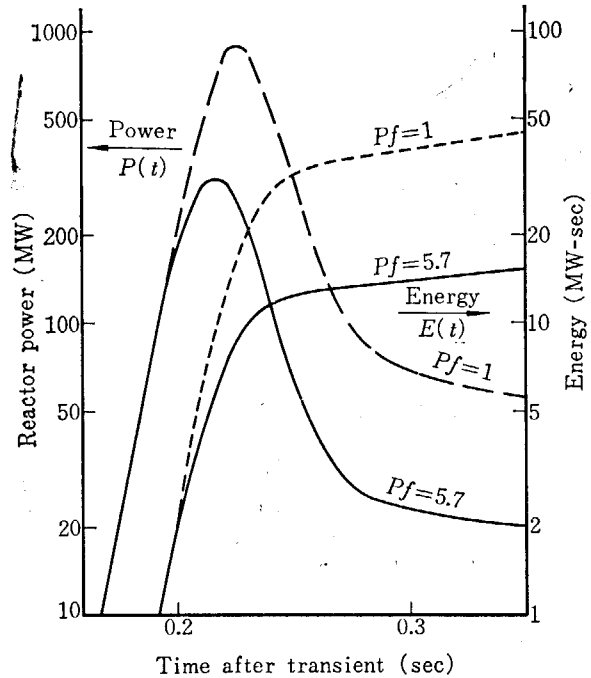


Fig. 30 Effect of axial power distribution on power burst (EUREKA analysis for SPERT-III experiment)

Channel No.	4	3	2	1
No. of fuel	64.	328.	500.	500.
Channel feedback ϕ	2.972	9.941	5.366	1.593
" " %	14.96	50.02	27.00	8.02
Feedback %/fuel	0.234	0.153	0.054	0.016

Note: Peaking factor/Doppler feedback (ϕ)

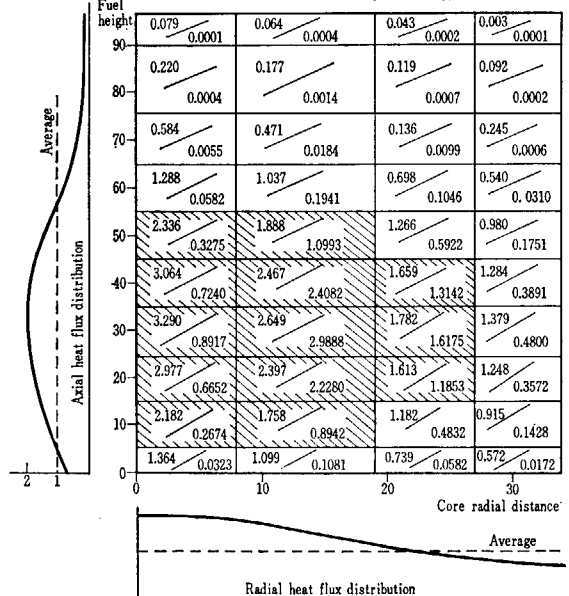


Fig. 31 Relationship between local doppler feedback rate and power distribution in reactor core (EUREKA analysis)

えるフィードバック荷重は、反応度効果に関係する中性子スペクトルの、中性子束および随伴中性子束の積で与えられているものである。出力分布の歪がフィードバック荷重を伴って反応度補償量に及ぼす影響は、信じられない位大きい。

Fig. 31 は、高温実験解析 [RUN. 60] に現われた最大

暴走出力時刻にけおるドップラー効果*を、計算炉心領域毎に示した図である。各計算領域に示した数字のうち、分子はその領域での出力係数であり、分母はその領域がもたらしたドップラー効果（単位セント）を示すものである。また図上に示した表は、その領域での燃料棒本数、チャンネル全体でのドップラー効果の量とその百分率、および1本当りの燃料が果す役割りを示したものである。

図から明らかなように、反応度補償量の約15%は炉心の5%にしか過ぎない中央64本の燃料から、また、反応度補償量の65%が全燃料の30%以下の領域で補償されていることがわかる。また、図中斜線で示したように、全反応度補償量の84%は、出力係数1.6以上の領域（全炉心体積の25%）により行なわれている。

このように、出力の歪がフィードバック荷重を通じて補償する反応度量は極めて大きい。このことは大型原子炉の安全性にとって極めて重要な問題を示唆している。大型炉において、制御棒ドロップや制御棒エジエクシオンによる事故の場合の出力ピーキング係数は10~20にも達する場合があると考えられている。これを充分詳細に取扱って解析を行なえば、大型炉の発生する暴走出力は、普通予想されるほど大きいものではないと考えられる。

5.5.2 等価流出時間 τ の影響

前節で考察を加えたように、フィードバック荷重の影響は普通予想される以上に大きい。即発性減速材加熱効果においては、時刻の経過と共に、高出力領域（高いフィードバック荷重領域）で発生した即発性減速材加熱は、上部の低いフィードバック荷重領域に移動して行くものであり、その影響はきわめて複雑である。

Fig. 32は、高出力実験解析〔RUN. 60, 冷却材流速5 m/s〕における、冷却材温度上昇分布を示す図である。このうち、 $t=0.232$ secの場合は、即発性減速材加熱効果が最大値に達した時刻で最大暴走出力時刻以後16 msec後の分布を示すものである。この時間迄に冷却材が進む

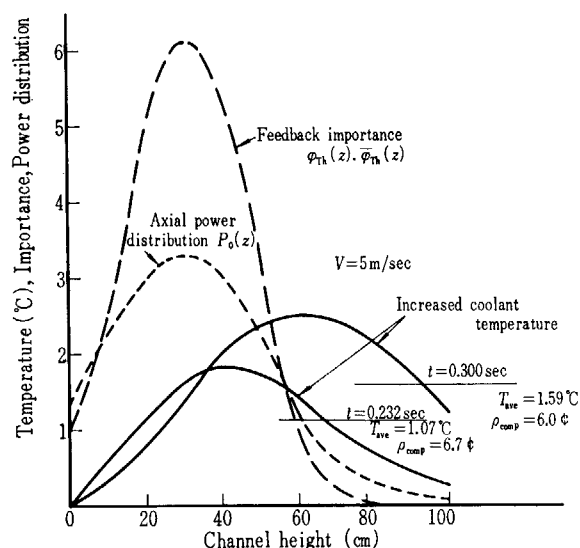


Fig. 32 Coolant temperature profile at representative excursion power time (EUREKA analysis for SPERT-III experiment)

距離約8 cmを考慮に入れると、温度上昇分布は出力分布によく一致していることがわかる。 $t=0.300$ secの場合には、伝熱の効果による加熱が加わり、温度上昇分布の最大値はフィードバック荷重の低い領域に達している。

このため、時刻 $t=0.300$ secの場合には、冷却材温度上昇は平均1.59°Cであるのに、反応度補償量は6.4¢にしか過ぎない。一方、時刻 $t=0.232$ secの場合には、冷却材温度上昇が1.07°Cであるのに、反応度補償量は6.7¢と大きい値を示している。

これまで、即発性減速材加熱効果の流出として一般的に取り扱ってきたが、これまでの解析に現われた流出の主原因は、今述べたようにフィードバック荷重の低い領域への流出にある。

このことは、即発性減速材加熱効果において、5.5.1に示したように出力分布に歪があるほど、即発性減速材加熱効果も大きな効果となるが、また流出も早いことを示している。

* 流れの影響をさけるためドップラー効果を選んだ。

6. 結 論

4. で述べた定性解析および 5. における実験解析の結果、即発性減速材加熱効果は暴走出力を抑制する上できわめて重要な反応補償効果であると共に、また勝れた性質を持つことが明らかとなった。即発性減速材加熱効果の性質のうち、重要な点を今一度取りまとめてみると、

- (i) 即発性減速材加熱効果は、暴走出力に対してのみ有効に現われる特異な温度効果であり、逆に、暴走出力時間に現われる温度効果は、高出力状態に現われるわずかな伝熱の効果を除いてすべて即発性減速材加熱効果とみなし得る。
- (ii) 即発性減速材加熱効果は温度効果であるが故に、温度係数に比例した大きさの反応度補償をもたらす一般軽水炉では冷却材温度の上昇が温度係数の増加を促すので、高温状態下にある原子炉——例えば運転待機状態——における即発性減速材加熱効果は、暴走出力の抑制上より重要な効果となる。
- (iii) 初期出力が高い場合には、燃料温度が高いためにドップラー係数が小さくなるので即発性減速材加熱効果は相対的により重要な反応度補償効果となる。加えて、出力変化初期から現われる即発性減速材加熱効果によって、即発臨界以上となる反応度量の幾

分かがあらかじめ補償されるので、暴走出力は効果的に抑制される。これらの理由によって、原子炉が出力状態にある場合現われる即発性減速材加熱効果はドップラー効果と匹敵する大きさに迄成長する。

- (iv) 即発性減速材加熱効果は、初期逆炉周期にほぼ比例して増加し、逆炉周期の増大につれてより重要な反応度補償効果となる。このため反応度事故に至るような激しい暴走出力に対して極めて効果的な反応度補償効果となる。
- (v) 冷却材流速は、即発性減速材加熱効果を減少させる方向に働くが、普通動力炉で使用される範囲の流速 (~ 5 m/sec) では、同効果による暴走出力抑制上の働きが(最大暴走出力時刻における反応度補償量)減少する割合は小さい。一般的に、冷却材流速の増加は暴走出力には影響せず、ランアウト出力の大きさを左右するのみである。
- (vi) 以上のように、即発性減速材加熱効果は暴走出力の抑制にきわめて効果的な反応度補償効果であるが、正の温度係数を持つ原子炉にとっては、反応度の印加効果として働くので、充分注意した解析を行なう必要がある。

7. 謝 辞

即発性減速材加熱効果は、筆者が SPERT (米国・アイダホ州・NRTS 実験所) に滞在中行なわれた SPERT-III・E 型炉心暴走実験解析 (1966~1968) によって証明された効果であり、筆者もその解析に参加を許された一人である。3. で示した同効果の理論解析の基礎は、G. A. MORTENSEN 博士等と共に進めたもの¹⁰⁾である。

G. A. MNRTENSEN 博士始め PARET コードの著者 C. F. OBENCHAIN 氏、筆者が SPERT 滞在中実験解析を御指導頂いた W. E. NYER 氏、および J. C. HAIRE 氏を始め SPERT-III 解析グループの J. E. HOUGHTLING 氏、D. I. HERBORN 氏、R. K. McCARDELL 氏には厚く御礼申し上げる次第である。

本稿の解析は、計算コード EUREKA^{11,12)} の完成により達成し得たものである。計算コード EUREKA は、久家靖史氏 (日本原子力発電 K.K.)、竹内栄次氏 (中部電力 K.K.)、八田洋氏 (電力中央研究所)、上林有一郎氏 (原研・原子炉制御研究室)、大西信秋氏 (原研・JRR-4 管理室) の御努力に負う所が大きい。

本稿のまとめにあたっては、東京大学工学部 都甲泰正教授、大阪大学工学部 須田信英助教授、および原研安全工学研究室 藤城俊夫氏に色々な御指導を戴いた。

以上の諸氏に対し、改めて厚く御礼申し上げる次第である。

8. 文 献

- 1) DIETERICH R. A. "The Mechanical Effects of Reactivity Transient", APED-5455, Jan. 1968
- 2) GLASSTONE S. and EDLUND M. G. "The Elements of Nuclear Reactor Theory" D. Van Nostrand Company Inc, 1952
- 3) HOUGHTALING J. E. "A Model for Analysis of Fast Transient Reactivity Effects in Low-Enriched Oxide-Fueled Reactor IDO-17224, Jan. 1967
- 4) SPANO A. H. *et. al* "Self-Limiting Power Excursion Tests of A Water-Moderated Low Enrichment UO₂ Core in SPERT-I" IDO-16751, Feb. 1962
- 5) HOUGHTALING J. E. *et. al*. "Addendum to the SPERT-III Hazard Summary Report Low Enrichment Oxide Core" IDO-17003, Oct. 1965
- 6) MCCARDELL R. K., HERBORN D. I. and HOUGHTALING J. E. "Reactivity Accident Test Results and Analysis for the SPERT-III E-Core—A Small Oxide-Fueled, Pressurized-Water Reactor" IDO-17281, Mar. 1969
- 7) WAGNER R. J. "IREKIN...Program for the Numerical Solution of the Reactor Kinetic Equation" IDO-16928, Mar. 1962
- 8) OBENCHAIN C. F. "PARET...A Program for the Analysis of Reactor Transient" IDO-17282, Jan. 1969
- 9) HOUGHTALING J. E., ISHIKAWA M., SCOTT J. F. and HERBORN D. I. "Temperature-Dependent Kinetic Behavior of the SPERT-III E-Core" ANS Trans. Act. Vol. (10), No. (2), Nov. 1967
- 10) ISHIKAWA M. and MORTENSEN G. A. "General Analysis of Prompt Moderator Heating" p. 2~8, IDO-17287, Nov. 1968
- 11) 石川迪夫, 久家靖史, 上林有一郎, 竹内栄次, 大西信秋 "軽水炉の動特性コード EUREKA—(二次元核熱水力動特性モデル) JAERI-memo 3592(公開), June 1969
- 12) 石川迪夫, 久家靖史, 上林有一郎, 竹内栄次, 大西信秋, 八田洋, "軽水動力炉の動特性解析—核熱水力結合動特性コード EUREKA による" JAERI 1201, Jan. 1971
- 13) ANDERSON W. K. and LECHLITER G. L. "Some Input Properties for Computer Description of Fuel Properties—Part I Thermal Properties" ANS Trans. Act. Vol. (9), No. (2), Nov. 1966
- 14) 石川迪夫, 久家靖史, 上林有一郎, 竹内栄次, 大西信秋, "軽水炉の反応度事故時に現われる減速材温度効果" 原子力学会誌 (Vol. (13) No. (6) June. 1971)
- 15) 石川迪夫, "暴走出力により誘起される即発性減速材加熱効果" 原子力学会誌 (Vol. (13) No. (8) Aug. 1971)
- 16) HOUGHTALING J. E., ISHIKAWA M., MCCARDELL R. K. "SPERT-III...Oxide Core Kinetics Program" IDO-17260, p. 1~12, Feb. 1968

App. 1 SPERT-III・E 型炉心の概要^{5,6)}

SPERT-III 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 kg/cm²g (2500 psi)、および 343°C (650°F) である。また、冷却材流量は4台のポンプにより最大 76 m³/min (20,000 gpm) である。この流量は炉心流速に換算すると 7.2 m/sec (24 f/sec) に相当する。

E 型炉心は、この SPERT-III プラントで試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 UO₂ 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 20 MW 時の炉心出力密度は約 58 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、トランジエ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エント棒は、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%/sec である。

実験に必要な反応度の挿入は、トランジエ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エ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。その後トランジエ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 A-2 に示す。

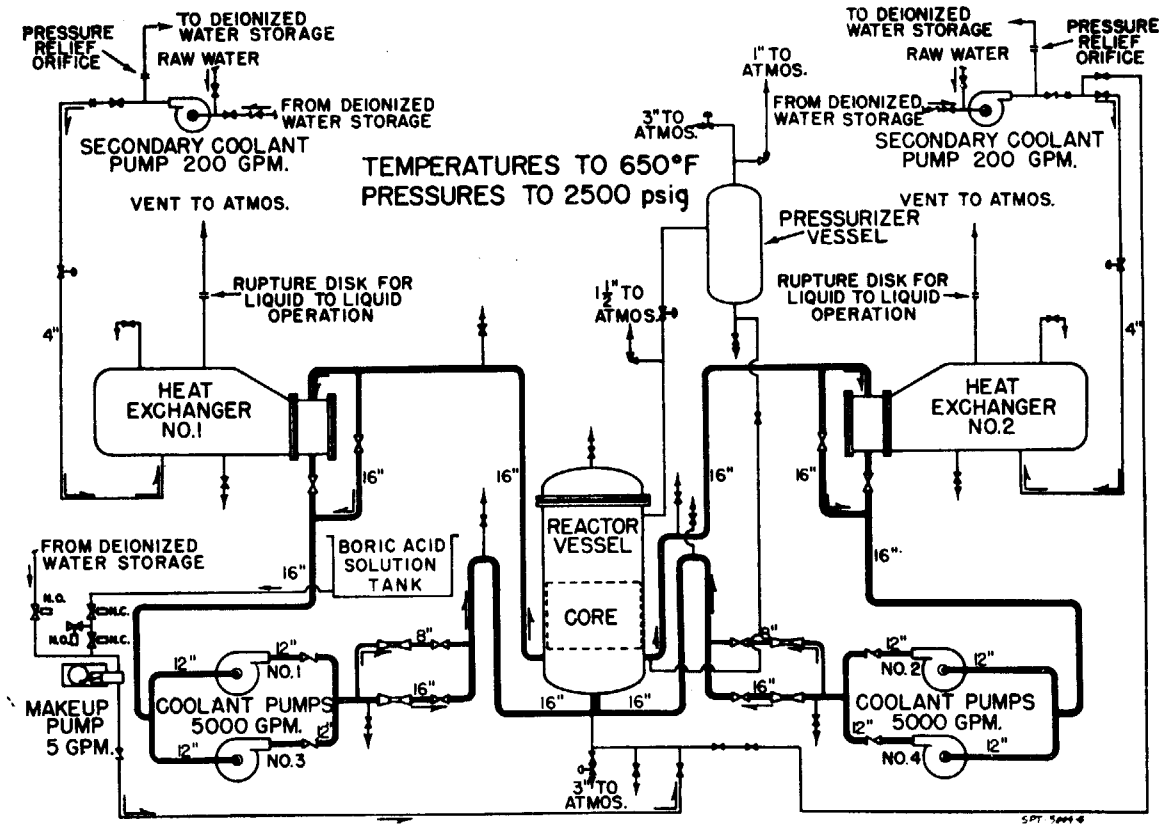


Fig. A-1 Spert III process flow diagram.

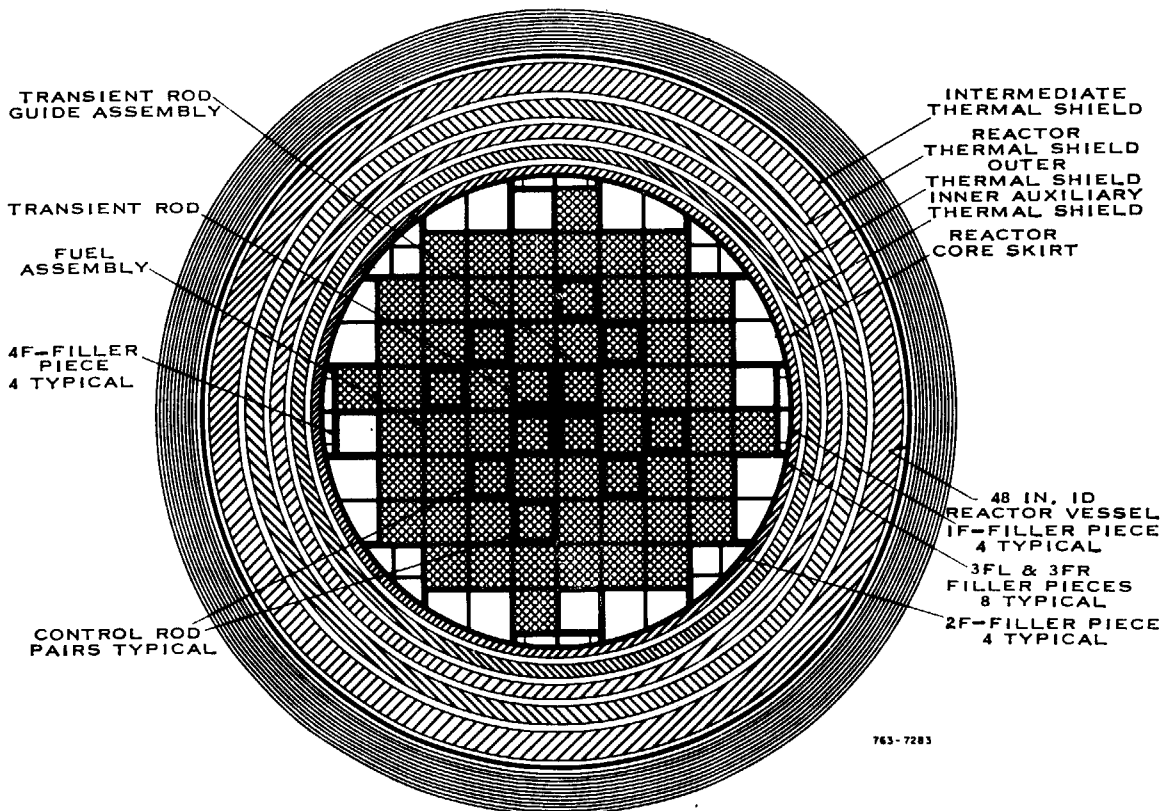


Fig. A-2 E-core cross section (64-assembly loading)

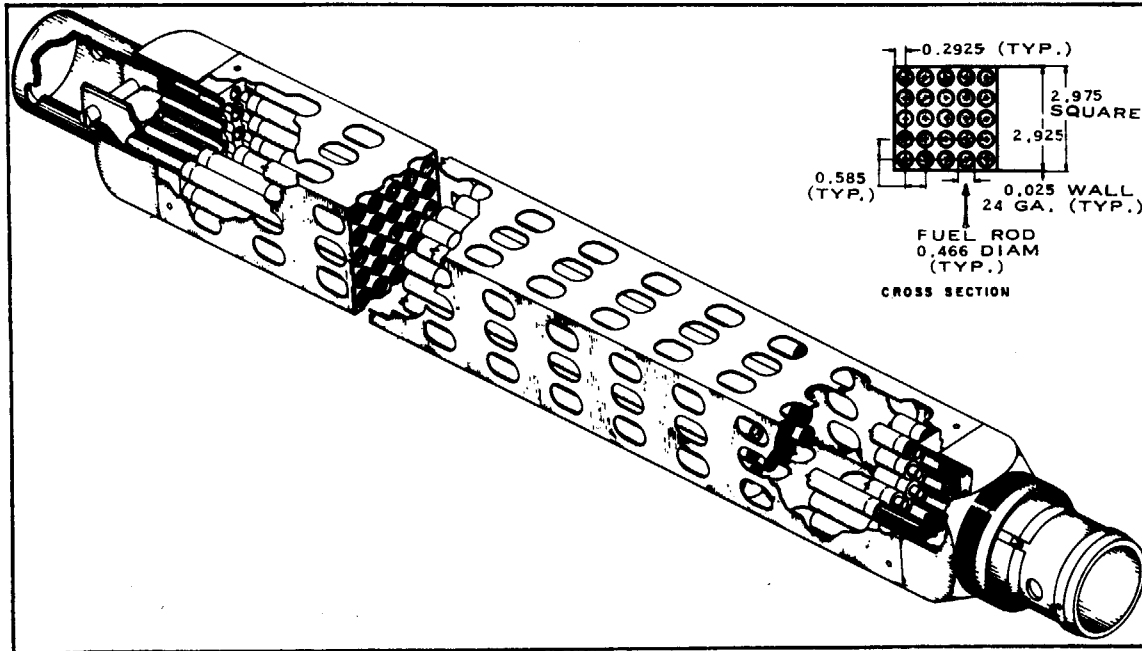


Fig. A-3 Nominal 25 fuel rod assembly.

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

1. Core	
Configuration	approximately cylindrical
Diameter	30 in.
Active height	38.3 in.
Volume	$2.21 \times 10^3 \text{ in}^3$.
Composition	
Water	6.7 Wt%
Stainless steel	22.5 Wt%
UO_2	70.8 Wt%
Enrichment	4.8%
Structure-to-moderator ratio	1.05
2. Fuel assemblies	
Number (Operational loading)	
25 rod assembly	48
16 rod assembly	12
Overall dimensions	
pitch	0.585 in.
Control rods	
Number	8
Composition	1.35 Wt% boron-10 in. type 18-8 stainless steel; 0.186 in. thick hollow square box
Average scram time	0.350 sec
4. Transient rod	
Number	1
Composition	1.35 Wt% boron-10 in. 18-8 stainless steel
Reactivity insert rate	15\$/sec

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

1. Prompt neutron generation, effective delayed neutron fraction				
Coolant inlet temperature ($^{\circ}\text{F}$)	Effective delayed neutron fraction β_{eff}	Prompt neutron generation time l (μsec)		
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^{-1})		
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 ($^{\circ}\text{F}$)	70	250	500	500 (20 MW)
Doppler coefficient ($\$/^{\circ}\text{F}$)	-0.72	-0.56	-0.37	-0.23
Temperature coefficient ($\$/^{\circ}\text{F}$)	-0.40	-1.97	-3.99	-4.13
Void coefficient ($\$/\text{void}$)	-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⁶⁾

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 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°C 、大気圧、初期出力 50 W の条件から、 0.77% ~ 1.21% の間の反応度量(等価初期炉周期 1.01 sec ~ 10 msec) で 30 回行なわれた。

実験結果の要目を、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、棒状燃料を用いた実験は 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°C (260°F) および 260°C (500°F)、流速 0.8 m/sec 、 4.2 m/sec 、 8 m/sec の組合せで、初期出力は 50 W である。投入反応度量は 0.64% ~ 1.23% (等価炉周期 2.26 sec ~ 9.7 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、 $100\text{ kg/cm}^2\text{g}$ 、冷却材入口温度 260°C 、流速 4.2 m/sec の下で、出力 1 MW および 19 MW の条件で行なわれた。投入反応度量は 1 MW 出力の場合 0.86% ~ 1.29% 、 19 MW の場合は 0.46% ~ 1.17% までであった。実験は 1 MW 出力の場合 5 回、 19 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極めてよく一致している。

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 に示すように高出力実験においては出力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、これが極めて至難である点を指摘し、実験解析に現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。

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 (\$)
		Reactor Period (msec)	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 (\$)	
22	1010	± 20	0.77 ± 0.03	74 ± 4	2.1 ± 0.3	6.9 ± 1.2	13.7 ± 0.2	92 ± 9	0.26 ± 0.03			
18	351	± 7	0.90 ± 0.04	70 ± 4	4.3 ± 0.6	6.7 ± 1.1	5.3 ± 0.1	99 ± 10	0.23 ± 0.03			
13	206	± 4	0.93 ± 0.04	63 ± 4	5.6 ± 0.8	5.1 ± 0.9	3.2 ± 0.06	127 ± 13	0.19 ± 0.02			
14	195	± 4	0.94 ± 0.04	64 ± 4	5.6 ± 0.8	5.3 ± 0.9	3.2 ± 0.06	104 ± 10	0.20 ± 0.02			
39	113	± 2	0.97 ± 0.04	65 ± 4	8.1 ± 1.2	4.7 ± 0.8	1.77 ± 0.07	143 ± 14	0.17 ± 0.02			
23	111	± 2	0.97 ± 0.04	70 ± 4	7.7 ± 1.2	4.2 ± 0.7	1.81 ± 0.05	131 ± 13	0.16 ± 0.02			
45	96.8	± 1.9	0.98 ± 0.04	78 ± 4	8.2 ± 1.2	3.6 ± 0.6	1.60 ± 0.09	150 ± 15	0.13 ± 0.01			
15	95.8	± 1.9	0.99 ± 0.04	66 ± 4	8.0 ± 1.2	3.4 ± 0.6	1.57 ± 0.02	125 ± 13	0.13 ± 0.01			
50	95.7	± 1.9	0.98 ± 0.04	82 ± 4	9.2 ± 1.4	3.3 ± 0.6	1.47 ± 0.04	150 ± 15	0.11 ± 0.01			
44	95.2	± 1.9	0.98 ± 0.04	77 ± 4	8.3 ± 1.2	3.8 ± 0.6	1.55 ± 0.03	132 ± 13	0.14 ± 0.01			
46	94.0	± 1.9	0.98 ± 0.04	69 ± 4	8.5 ± 1.3	4.0 ± 0.7	1.55 ± 0.06	149 ± 15	0.15 ± 0.02			
71	94.0	± 1.9	0.98 ± 0.04	92 ± 4	7.9 ± 1.2	3.6 ± 0.6	1.54 ± 0.06	148 ± 15	0.14 ± 0.01			
17	91.0	± 1.8	0.99 ± 0.04	68 ± 4	8.6 ± 1.3	3.3 ± 0.6	1.20 ± 0.05	117 ± 12	0.12 ± 0.01			
74	89.0	± 1.8	0.99 ± 0.04	67 ± 4	8.9 ± 1.3	3.1 ± 0.5	1.36 ± 0.04	143 ± 14	0.12 ± 0.01			
87	87.0	± 1.7	0.99 ± 0.04	66 ± 4	9.1 ± 1.4	3.8 ± 0.6	1.35 ± 0.04	187 ± 19	0.11 ± 0.01			
73	83.0	± 1.6	0.99 ± 0.04	67 ± 4	8.8 ± 1.3	3.0 ± 0.5	1.40 ± 0.04	150 ± 15	0.13 ± 0.01			
51	72.3	± 1.4	1.00 ± 0.04	82 ± 4	11 ± 2	2.4 ± 0.4	1.08 ± 0.02	130 ± 13	0.09 ± 0.01			
49	68.4	± 1.4	1.00 ± 0.04	76 ± 4	11 ± 2	2.1 ± 0.4	0.97 ± 0.04	142 ± 14	0.08 ± 0.01			
16	59.3	± 1.2	1.01 ± 0.04	67 ± 4	12 ± 2	2.0 ± 0.4	0.86 ± 0.01	118 ± 12	0.08 ± 0.01			
38	55.5	± 1.1	1.02 ± 0.04	56 ± 4	15 ± 2	2.1 ± 0.3	0.79 ± 0.02	166 ± 17	0.07 ± 0.01			
19	44.0	± 0.9	1.03 ± 0.04	69 ± 4	18 ± 3	1.9 ± 0.3	0.63 ± 0.01	115 ± 12	0.07 ± 0.01			
20	35.0	± 0.7	1.03 ± 0.04	72 ± 4	26 ± 4	2.0 ± 0.3	0.54 ± 0.01	123 ± 12	0.08 ± 0.01			
75	33.0	± 0.7	1.05 ± 0.04	68 ± 4	31 ± 5	2.1 ± 0.4	0.50 ± 0.02	152 ± 15	0.08 ± 0.01			
21	22.3	± 0.4	1.09 ± 0.04	72 ± 4	56 ± 8	2.8 ± 0.5	0.38 ± 0.01	118 ± 12	0.11 ± 0.01			
40	22.0	± 0.4	1.09 ± 0.04	67 ± 4	59 ± 9	2.8 ± 0.5	0.39 ± 0.01	158 ± 16	0.11 ± 0.01			
48	21.1	± 0.4	1.09 ± 0.04	74 ± 4	63 ± 9	2.8 ± 0.5	0.37 ± 0.01	141 ± 14	0.11 ± 0.01			
47	19.9	± 0.4	1.09 ± 0.04	72 ± 4	67 ± 10	3.0 ± 0.5	0.36 ± 0.01	156 ± 16	0.12 ± 0.01			
41	15.9	± 0.3	1.13 ± 0.05	70 ± 4	110 ± 17	3.8 ± 0.6	0.31 ± 0.02	146 ± 15	0.14 ± 0.01			
42	12.6	± 0.3	1.17 ± 0.05	78 ± 4	170 ± 26	4.6 ± 0.8	0.250 ± 0.006	147 ± 15	0.18 ± 0.02			
43	10.0	± 0.2	1.21 ± 0.05	78 ± 4	280 ± 42	6.0 ± 1.0	0.230 ± 0.006	148 ± 15	0.22 ± 0.02			

TABLE B-2
DATA SUMMARY FOR HOT-STARTUP REACTIVITY ACCIDENT TESTS

Test No.	Reactor Period (msec)	Initial Reactivity Insertion (β)	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 (β)
24	1140	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	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	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	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	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	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	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	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	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	1.00 ± 0.04	259 ± 4	22	11 ± 2	3.2 ± 0.5	1.17 ± 0.03	25 ± 3	0.11 ± 0.01
28	41.6	1.03 ± 0.04	259 ± 4	14	22 ± 3	2.0 ± 0.3	0.64 ± 0.01	31 ± 3	0.08 ± 0.01
31	39.6	1.04 ± 0.04	259 ± 4	2.4	23 ± 3	2.0 ± 0.3	0.60 ± 0.02	88 ± 9	0.08 ± 0.01
32	21.8	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	1.10 ± 0.04	259 ± 4	14	78 ± 12	3.2 ± 0.5	0.36 ± 0.01	44 ± 4	0.12 ± 0.01
70	10.3	1.21 ± 0.05	251 ± 4	14	280 ± 42	6.3 ± 1.1	0.20 ± 0.01	58 ± 6	0.22 ± 0.02
52	2260	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	0.77 ± 0.03	500 ± 4	14	4.0 ± 0.4	14 ± 2	15 ± 0.1	10 ± 1	0.27 ± 0.03
63	592	0.84 ± 0.03	501 ± 4	14	5.6 ± 0.6	15 ± 2	9.2 ± 0.2	21 ± 2	0.29 ± 0.03
64	575	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	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	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	1.00 ± 0.04	500 ± 4	14	16 ± 2	3.3 ± 0.4	1.00 ± 0.03	19 ± 2	0.08 ± 0.01
56	37.9	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	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	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	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	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	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	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	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	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	1.23 ± 0.05	500 ± 4	14	410 ± 41	8.5 ± 1.1	0.227 ± 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 to time of Peak Power (MW-sec)	Time to Peak Power (sec)	Maximum Measured Fuel Cladding Surface Temperature (°F)	Reactivity Compensation at Peak Power (\$)
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.

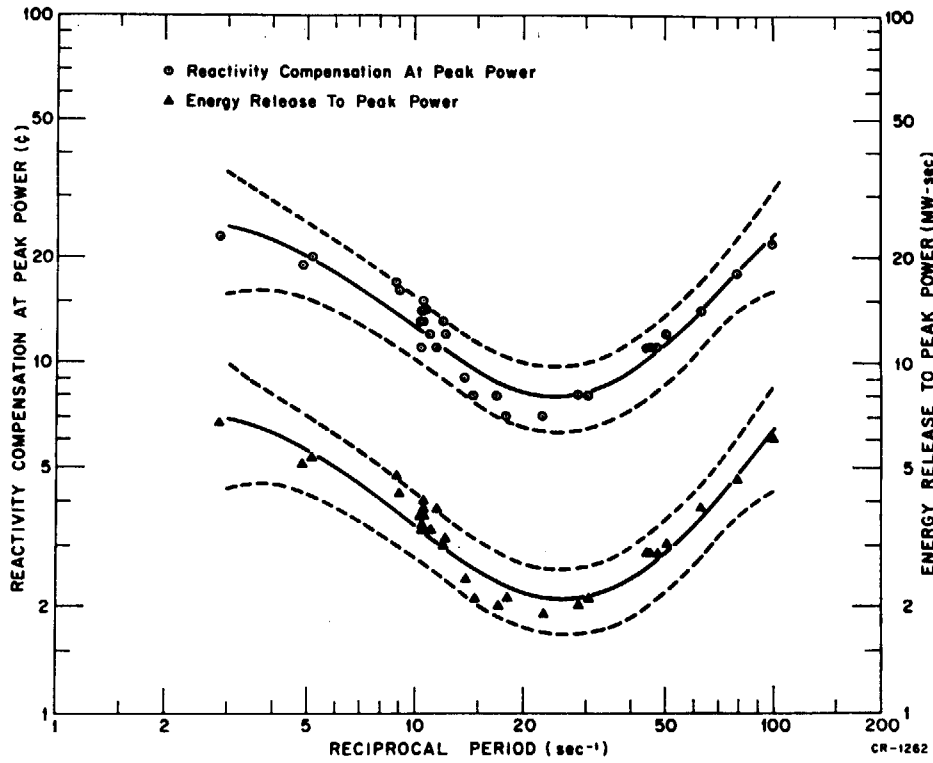


Fig. B-1 Experimental energy release to the time of peak power and reactivity compensation at peak power as functions of reciprocal period for the cold-startup tests.

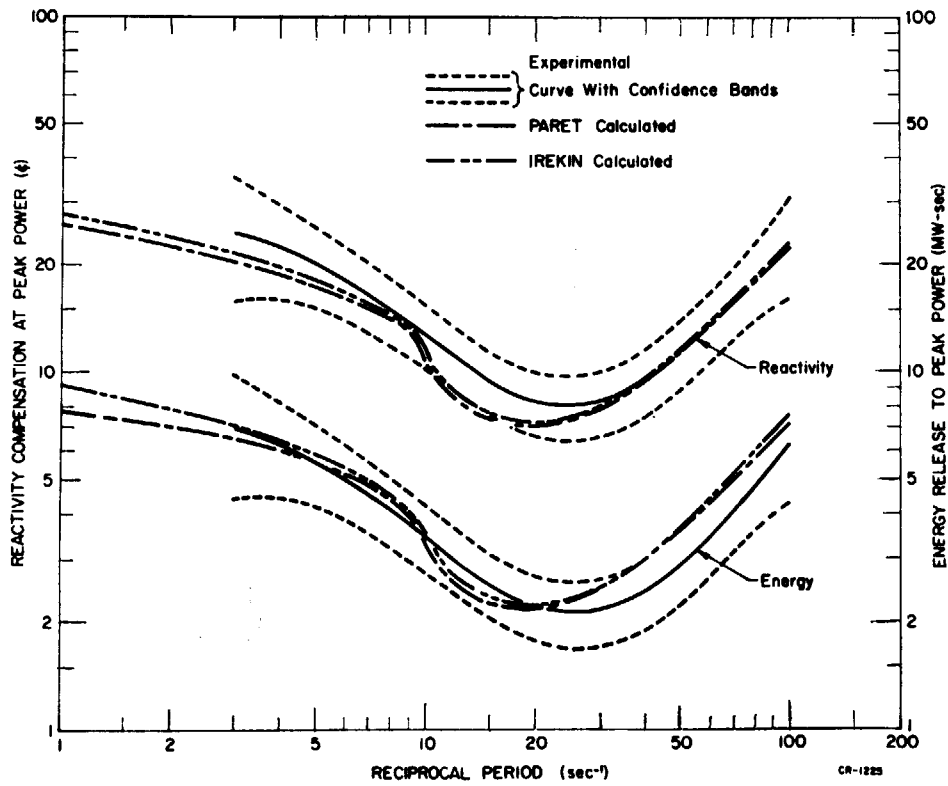


Fig. B-2 Experimental, IREKIN, and PARET calculated energy release to the time of peak power and reactivity compensation at peak power as functions of reciprocal period for the cold-startup tests.

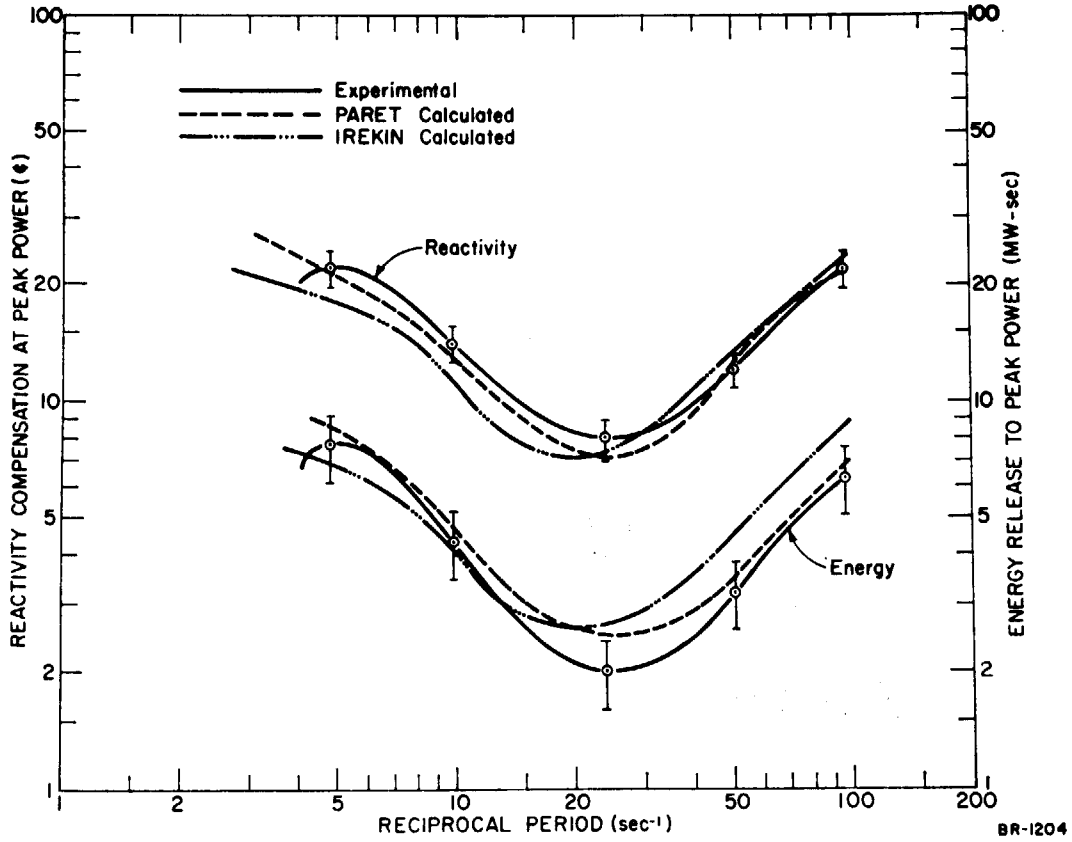


Fig. B-3 Experimental, IREKIN, and PARET calculated energy release to the time of peak power and reactivity compensation at peak power for the 260°F hot-startup tests.

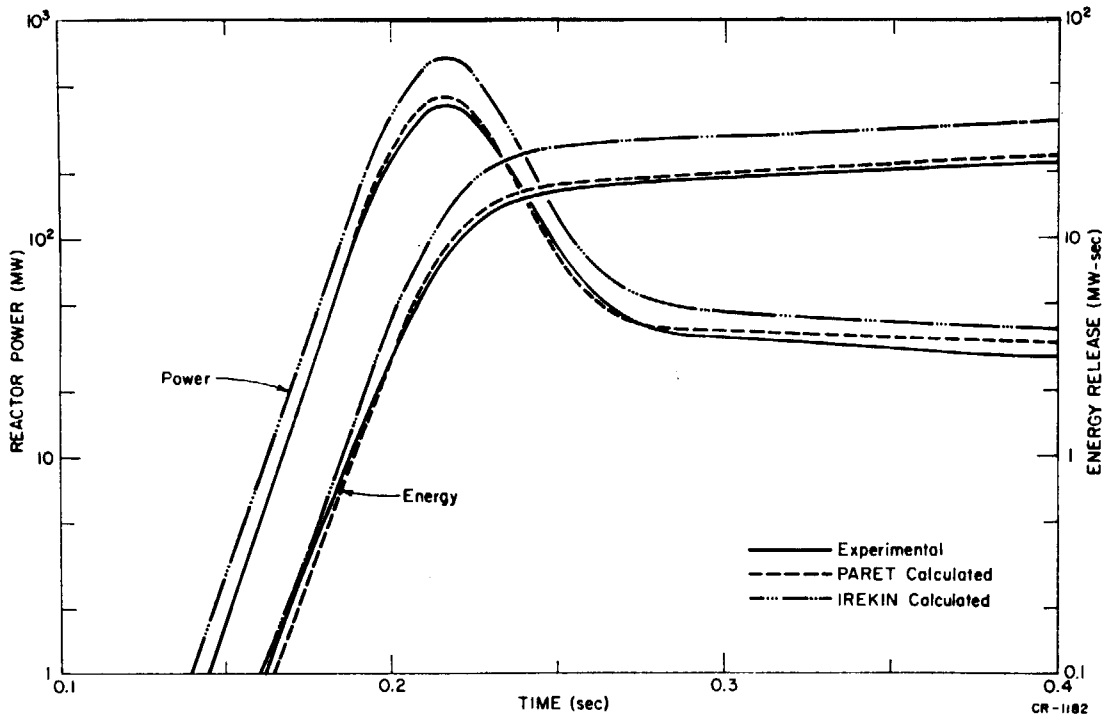


Fig. B-4 Experimental, IREKIN, and PARET calculated reactor power and energy release for 500°F hot-startup test 60 (9.7 msec period).

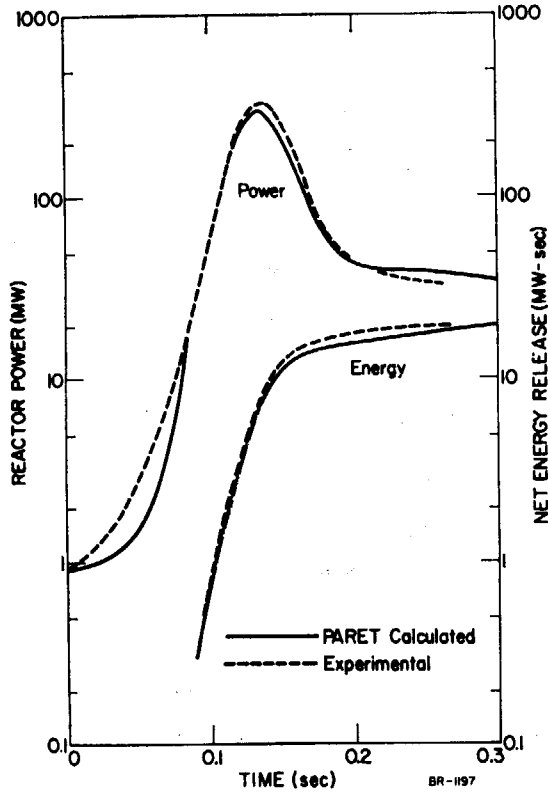


Fig. B-5 Experimental and PARET calculated reactor power and net energy release for hot standby test 81 (1.17\$ reactivity insertion).

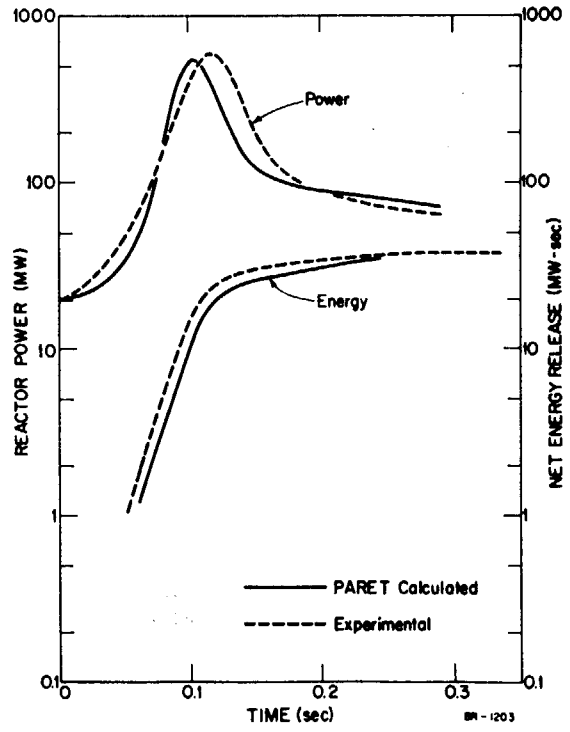


Fig. B-6 Experimental and PARET calculated reactor power and net energy release for operating power test 86 (1.17\$ reactivity insertion).

App. 3 EUREKA コードの概要¹⁾

EUREKA の特徴は、核熱水力モデルをできるだけ詳細に取扱い、特に反応度補償効果として、ドップラー効果の他に、冷却材温度効果、ボイド効果および燃料の温度膨脹効果を原子炉各領域別に求めて解析した点にある。熱的な反応度補償効果を求める上で問題となる点は、冷却材流量の変動と燃料から冷却材に伝えられる熱量変化の二点であるが、EUREKA 計算においては、以下述べる方法によって厳密な解を求めている。

すなわち、冷却材流量計算においては、流量一定および運動量保存則が成立するとして、繰返し計算時間ごとの炉心上下プレナム間の圧力損失 $\Delta P(t)$ を求めると、

$$\begin{aligned} \Delta P(t) = & \int_0^l (\rho g) dz + \frac{f}{2D_e} \int_0^l (\rho \cdot v^2) dz \\ & + \int_0^l \rho \left(\frac{\partial v}{\partial t} \right) dz + \int_0^l \rho v \left(\frac{\partial v}{\partial z} \right) dz \\ & + \Delta P_{IN} + \Delta P_{OUT} \end{aligned} \quad (C-1)$$

連続の方程式から、各チャンネル入口流速 v_{INi} の時間変化量は、

$$\frac{\partial v_{INi}}{\partial t} = \frac{\partial v_i}{\partial t} - \frac{\partial}{\partial t} \int_0^l \left(\frac{\partial v_i}{\partial z} \right) dz \quad (C-2)$$

(2-1) 式および (2-2) 式より、各チャンネルごとの入口流速の変化量は時間ごとに (C-3) 式で求められる。

$$\begin{aligned} \frac{\partial v_{INi}}{\partial t} = & \left[\Delta P(t) - \int_0^l (\rho_i g) dz - \frac{f_i}{2D_{ei}} \int_0^l (\rho_i v_i^2) dz \right. \\ & - \int_0^l \rho_i \left(\frac{\partial v_i}{\partial t} \right) dz - \int_0^l \rho_i v_i \left(\frac{\partial v_i}{\partial z} \right) dz \\ & \left. - \Delta P_{INi} - P_{OUTi} \right] \int_0^l \rho_i dz \\ = & \frac{[\Delta P(t) - \Delta P_i(t)]}{\int_0^l \rho_i dz} \end{aligned} \quad (C-3)$$

なお EUREKA では $\Delta P(t)$ を、温度変化の影響が最も少ないチャンネルの圧力損失として計算させている。また、チャンネル i に使用する冷却材の状態量については、蒸気表を二次関数にフィットして、(C-4) 式で得られる冷却水エンタルピーから、各計算メッシュ点ごとに与えている。

流路内の冷却材熱計算は、各チャンネルにおいて燃料棒 1 本当りの流路セルを仮定して、エネルギー保存則から次式で求める。

$$\frac{\partial h(t, z)}{\partial z} + \frac{1}{v} \cdot \frac{\partial h(t, z)}{\partial t} = \frac{[Q_{HT}(t, z) + Q_{PMH}(t, z)]}{A_w \cdot \rho \cdot g} \quad (C-4)$$

ここで、伝熱量 Q_{HT} および PMH 発熱量 Q_{PMH} はおの

$$\frac{dQ_{HT}}{dt} = (T_c - T_w) \cdot A \cdot H(z, t) / A_w \quad (C-5)$$

$$\frac{dQ_{PMH}}{dt} = \eta_{PMH} \cdot p(z, t) / A_w \quad (C-6)$$

であり、熱伝達係数 $H(z, t)$ については、単相流(乱流および層流)、サブクール沸騰、核沸騰、遷移沸騰、膜沸騰についてそれぞれ内蔵した計算式から求める。

被覆管表面温度 T_c および燃料体内温度分布は、半径方向一次元熱伝導方程式から、燃料内各メッシュ点ごとに計算する、

$$\rho C_P \frac{\partial T}{\partial t} = \text{div} (k \cdot \text{grad} T) + Q(\bar{R}, t) \quad (C-7)$$

ここで、被覆管表面における境界条件は、(C-5) 式から得られる。

また過渡出力計算に当っては、広く知られているように、E. R. COHEN による Modified Runge-Kutta 法に基いて一点動特性方程式を解いている。

EUREKA の対象とする原子炉は普通の棒状燃料を使用した軽水炉 (PWR, BWR) である。炉心は半径方向に最大 5 領域 (チャンネル)、軸方向に最大 19 領域 (メッシュ) を任意に分割し、出力分布、反応度補償効果、冷却材温度、圧力損失の計算を行なう。燃料体内の温度分布は、半径を最大 25 分割、3 種類 (円筒形発熱、同心円形発熱、伝熱領域) に分けて計算する。

なお、EUREKA の動特性計算には点状モデルを使用しているが、反応度補償量の計算においては炉心各微小領域での発熱量と反応度補償荷重に空間的な分布を与えて計算しているため、不完全ながら空間依存性を取り入れた動特性計算となっている。

EUREKA により計算しうる現象は、極く短い時間ごとに燃料体内の温度分布計算を必要とするような反応度事故解析など比較的急激な変化の現象解析に最も適している。

使用記号

A ; 伝熱面積,	A_w ; 流路面積,
C_P ; 比熱,	D_e ; 等価直径,
f ; 摩擦係数,	g ; 重力の加速度,
h ; エンタルピー,	H ; 熱伝達係数,
i ; 流路番号,	K ; 燃料熱伝導度,
l ; 炉心全長,	ΔP ; プレナム間圧力損失
ΔP_{IN} ; 入口圧力損失,	ΔP_{OUT} ; 出口圧力損失,
Q ; 燃料内発熱密度,	Q_{HT} ; 伝熱量,
Q_{PMH} ; PMH 発熱量	\bar{R} ; 燃料内半径長さ,
t ; 時間,	T ; 燃料内温度,
T_c ; 被覆管表面温度,	T_w ; 冷却材温度,
v ; 冷却材流速,	v_{IN} ; 入口流速,
z ; 軸方向長さ,	ρ ; 密度
η_{PMH} ; PMH 発熱比	

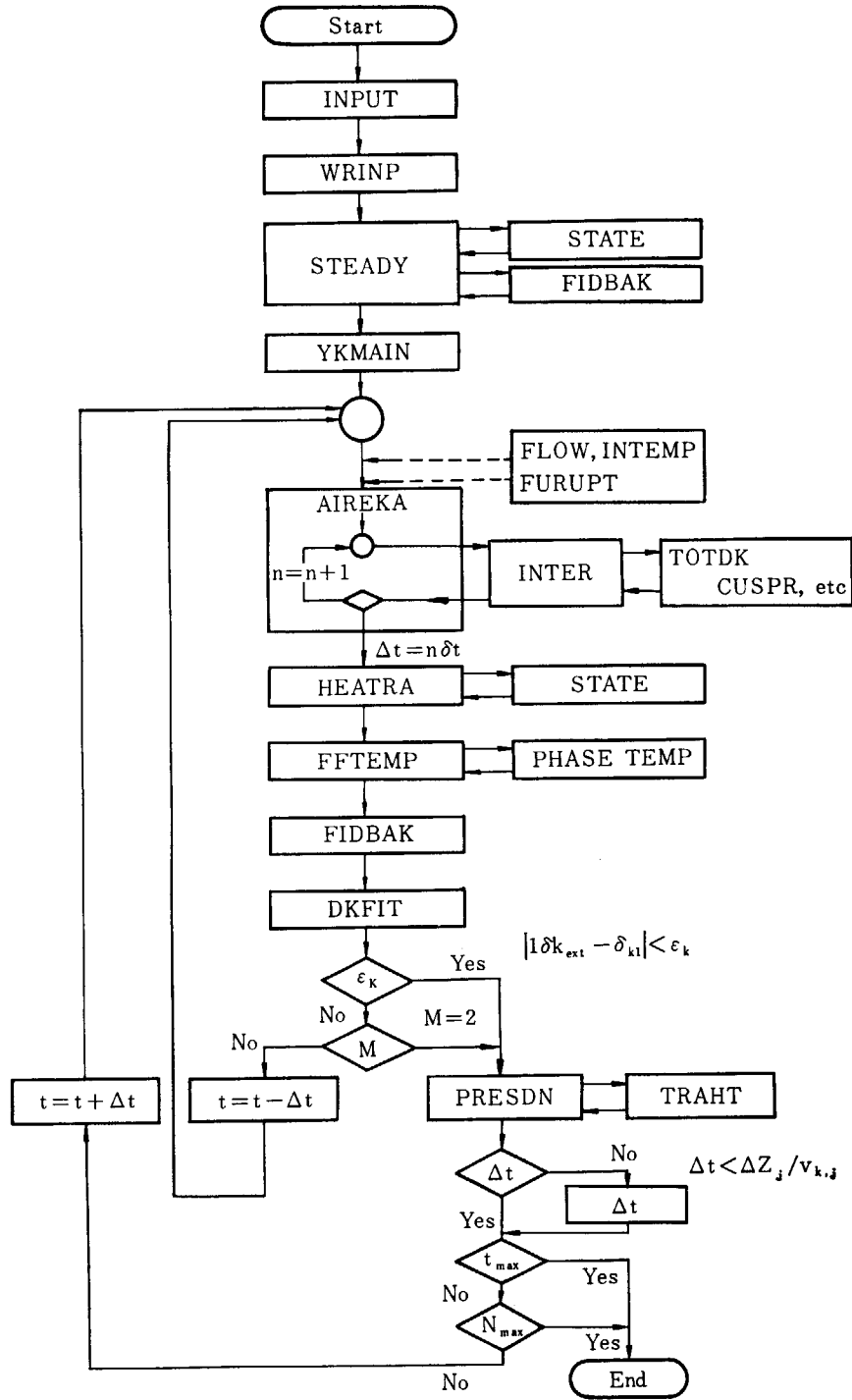


Fig. C-1
EUREKA main flow chart.