

JAERI-M

5 1 3 9

炉物理研究委員会  
熱中性子炉専門部会活動報告（昭和46年度）

1973年2月

炉物理研究委員会

日本原子力研究所  
Japan Atomic Energy Research Institute

JAERI-M 5139

炉物理研究委員会熱中性子炉専門部会活動報告  
(昭和46年度)

日本原子力研究所東海研究所  
炉物理研究委員会  
(1973年2月5日受理)

この報告書は、46年度の炉物理研究委員会熱中性子炉専門部会の活動報告であって、取りあげた議題は炉物理、燃料管理等の問題であり、議事録も収録されている。

JAERI - M 5139

Reports in Thermal Reactor Group meetings, of Reactor  
Physics Research Committee, for fiscal 1971.

Reactor Physics Research Committee, Tokai, JAERI

(Received February 6, 1973)

Reports made in the group meetings, from April 1971 to March 1972,  
are presented, the topics being on reactor physics, fuel management, etc.  
Along with are also given the proceedings concerning respective meetings.

## 目 次

1. まえがき	1
2. 議題と討論	2
2.1 第19回専門部会	2
2.1.1 PWR型PuO <sub>2</sub> -UO <sub>2</sub> 軽水格子の実験と解析	2
2.1.2 第19回熱中性子炉専門部会議事録	7
2.2 第20回専門部会	10
2.2.1 J P D R-三次元炉心燃焼特性の推定	10
2.2.2 新原子力発電計画量に対する核燃料所要量の試算	13
2.2.3 共鳴領域標準スペクトルパイルに於けるプルトニウムの $\alpha$ -値の測定	17
2.2.4 第20回熱中性子炉専門部会議事録	21
2.3 第21回専門部会	23
2.3.1 動力炉の燃料管理について-(1)	23
2.3.2 動力炉の燃料管理について-(2)	25
2.3.3 第21回熱中性子炉専門部会議事録	26
2.4 第22回専門部会	29
2.4.1 重水臨界実験	29
2.4.2 被覆燃料粒子による燃料マトリックスの実効共鳴積分	45
2.4.3 第22回熱中性子炉専門部会議事録	49
2.5 第23回専門部会	51
2.5.1 原子炉動特性における2~3の問題	51
2.5.2 J M T Rにおける炉雑音解析	56
2.5.3 第23回熱中性子炉専門部会議事録	63
3. あとがき	65

## 1. ま え が き

熱中性子炉の炉物理の研究が転換期を迎えていることはしばしば云われることである。わが国においても原子力発電所の数が増大し、いわゆる“出力炉の炉物理”の問題として、燃焼に伴う炉特性の変化の予測とともに、核・熱・水力結合の境界領域の問題がより重要となってきた。これら実用炉は低濃縮ウラン燃料の軽水炉であるが、新型転換炉あるいは高温ガス炉の研究開発も進められ、軽水炉とは異った炉物理的問題も提起されている。また、実用炉におけるプルトニウム利用に関する問題は、燃焼が進んだウラン燃料炉にて起る問題の延長であり、プルトニウム富化炉の核特性の予測にはまだ困難が残されている。さらに、原子炉の安全性と関連して動特性の研究が注目され、動特性解析精度の評価が世界的にもとりあげられている。

46年度に炉物理研究委員会熱中性子炉専門部会においてとりあげられたテーマもこれらの情勢を反映しており、今後解決すべき多くの問題を含んでいる。したがって、これらの研究発表と討論を報告書にまとめておくことは極めて有意義であろうと考えられる。

(委員長 弘 田 実 弥)

## 2. 議 題 と 討 論

## 2.1 第19回専門部会

2.1.1 PWR型PuO<sub>2</sub>-UO<sub>2</sub>軽水格子の実験と解析

日本原子力研究所 小林 岩 夫

## (1) 実 験

米国のサクストン炉において動燃事業団が照射を計画していたPuO<sub>2</sub>-UO<sub>2</sub>燃料の炉物理特性をTCAを用いて求めた。燃料を装荷した炉心の側面図がFig.1に、燃料の構造がFig.2に示されている。炉心の中央に10×10 正方格子状に4.9w/o PuO<sub>2</sub>-UO<sub>2</sub>燃料棒が、その外周に2.6%濃縮UO<sub>2</sub>燃料棒が臨界調整のために装荷された2領域炉心が構成された。炉心の平断面の燃料棒の装荷形状がFig.3に示されている。a~fの6種類の炉心について臨界量、出力分布および中性子束分布等が測定された。臨界調整用領域の水対燃料体積比は1.50であり、PuO<sub>2</sub>-UO<sub>2</sub>領域のそれは2.40および2.96であった。b, c炉心にはホウ酸水からなる液体ポイズンが混入された。

臨界量の測定結果がtable 1に示されている。実効増倍係数の測定精度は10000 ± 0.0003である。出力分布の測定結果が炉心a, d, eについてFig.4, 5, 6にそれぞれ示されている。d炉心は10×10格子中から4本の燃料棒を引抜いた場合の効果をも、e炉心は中央に十字形の水ギャップ領域を設けた場合の効果をも求めるために形成された。またa, e炉心に関する直径0.5mmのAuワイヤーによる放射化分布の測定結果がFig.7, 8に示されている。この値は肉厚0.6mmのcdチューブを用いて求められたEpi-cdのAuの放射化率を裸のワイヤーの値から差し引いて求められたSub-cdの値である。なおFig.9にはa炉心のEpi-cdの放射化率分布が示されている。熱外中性子の分布は他の炉心についてもほぼ同一である。

## (2) 計 算

小数群3群定数計算および2次元拡散計算がSUBURV(UGMG-THERMOSを原研で一体化したコード), LASERおよびPDQ-5を用いて行なわれた。拡散計算における軸方向の取扱いは出力分布の実験値から求められた反射体節約12.0cmを持ったバックリングとしてなされた。実効増倍係数の値がtable 1に示されている。2種類の計算方法とも0.99±0.01の範囲で一致しているが、実験値とはLASER-POQ-5によるものの方がより良い一致を示している。LASERによるものはポイズンの混入濃度とともに増大し、SUBURVによるものは減少する傾向にある。出力分布、中性子束分布についてはFig.4~Fig.9に示されているが、興味があるのは、ドライバーにおけるLASERとSUBURVによる計算値が互に大小関係を逆にしていることである。すなわち、たとえばFig.4の出力分布においてはLASERによるものがSUBURVによるものよりも小さく、Fig.7の熱中性子束分布においてはSUBURVによるものがLASERによるものよりも小さい。しかし、より実験値に近いのはLASERによる計算結果である。実験値との規格化が10×10格子領域においてなされているので、ドライバーにおいて実験値と一致していないのか、10×10領域において一致していないのか、

あるいは2領域において不一致であるのかは結論できない。しかし、規格化を行なった領域に関しては実験値と計算値はかなり良い一致を示している。反射体の近くの出力分布がその場合数パーセント計算値より大きくなる。

### (3) 結 論

2領域実験であるがために、計算値と実験値との不一致の原因を究明できなかったが、以前に行なった7×7 PuO<sub>2</sub>-UO<sub>2</sub>格子(BWR型)と同様にLASERやSUBURVを用いた計算手法が充分PWR型のPuO<sub>2</sub>-UO<sub>2</sub>格子にも適用できることがわかった。

Table 1 Core specification and calculated Keff

Core name	Volume ratio		Boron concentration ppmin H <sub>2</sub> O	number of fuel rods *	Critical water level mm	Calculated Keff	
	PuO <sub>2</sub> /UO <sub>2</sub> region	UO <sub>2</sub> region				SUBURV-- PDQ.5	LASER-- PDQ.5
240Pu	240	1.5	0.0	224	836.6	0.9890	0.9914
240Pu-B1	240	1.5	309.4	336	908.0	0.9864	0.9929
240Pu-B2	240	1.5	554.0	444	847.1	0.9849	0.9940
296Pu	296	1.5	0.0	164	873.0	0.9931	0.9920
240Pu-G	240	1.5	0.0	180	836.7	0.9937	0.9839
240Pu/WH.	240	1.5	0.0	224	787.0	0.9901	0.9903

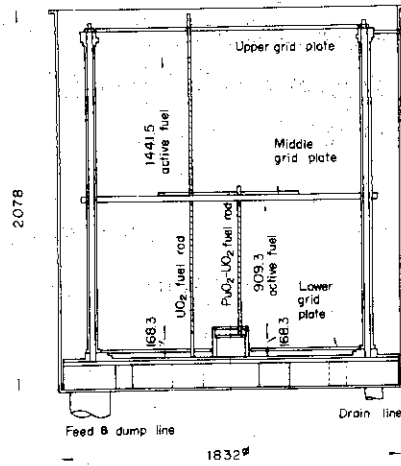


Fig. 1. Vertical arrangement of fuel rods

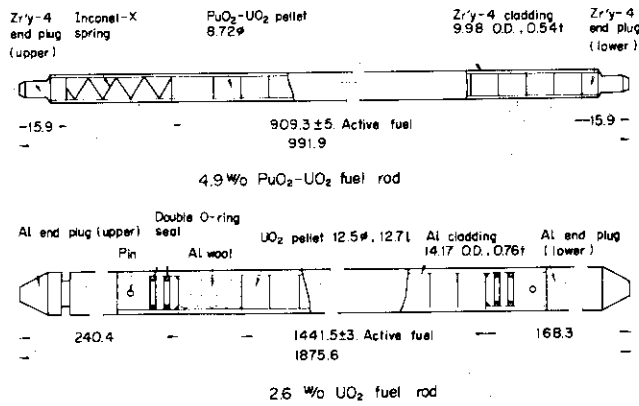


Fig. 2. Fuel rods

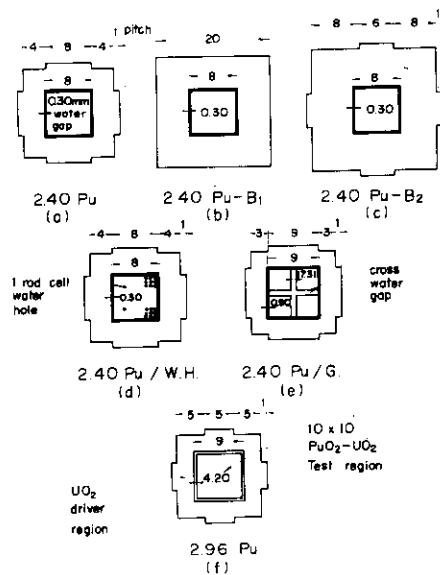


Fig. 3. Core configurations



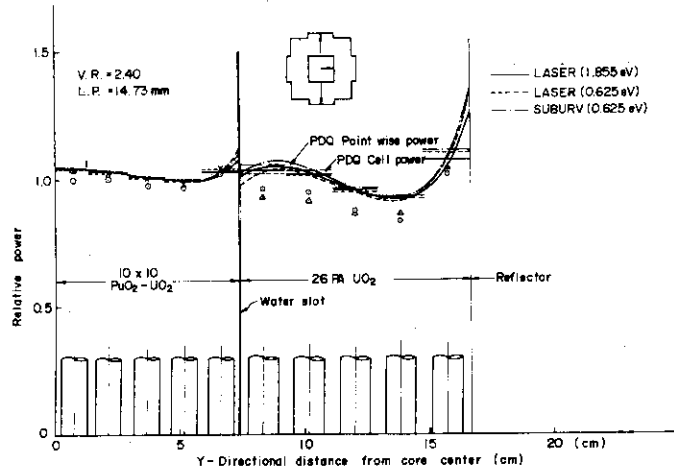


Fig. 4. A comparison of calculated and measured power distribution in 2.40 Pu core

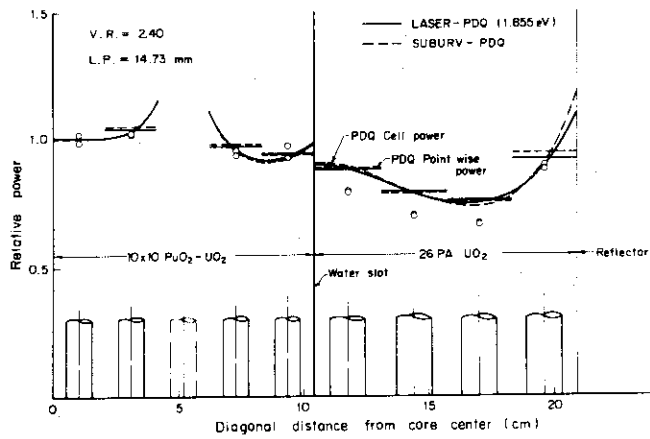


Fig. 5. A comparison of calculated and measured power distribution in 2.40 Pu / W.H. core

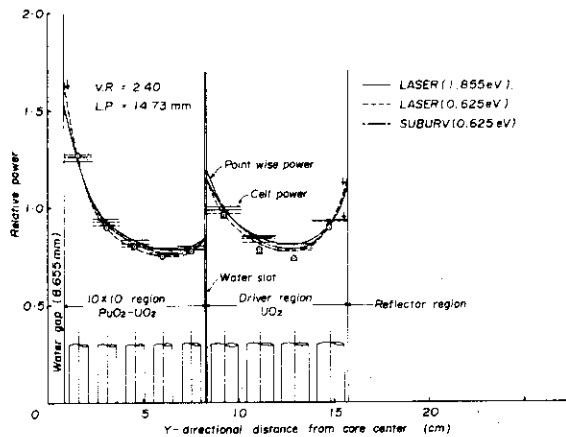


Fig. 6. A comparison of calculated and measured power distribution in 2.40 Pu, G core

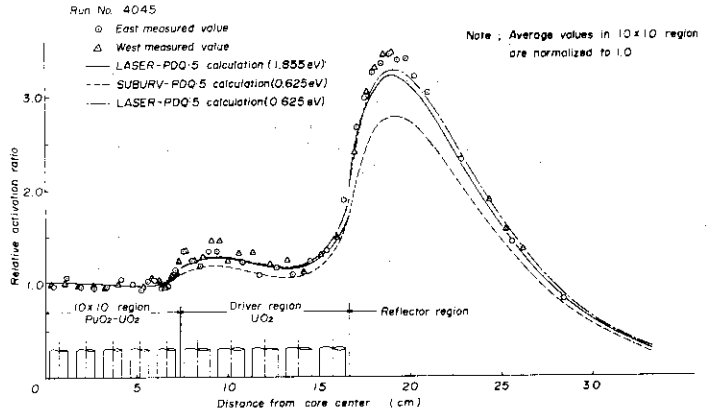


Fig. 7. Thermal activation traverse by Au wire in 2.40 Pu core

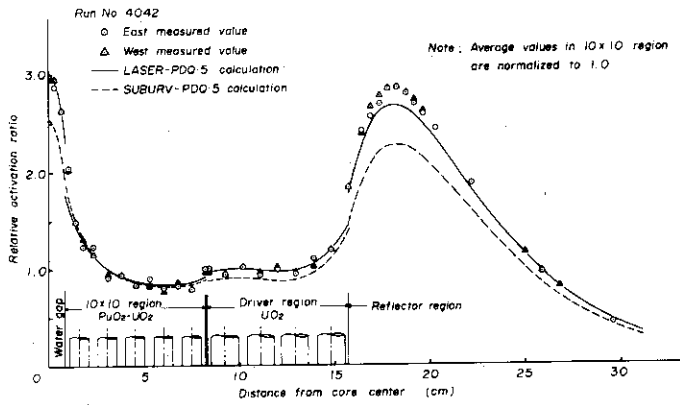


Fig. 8. Thermal activation traverse by Au wire in 2.40 Pu, G core

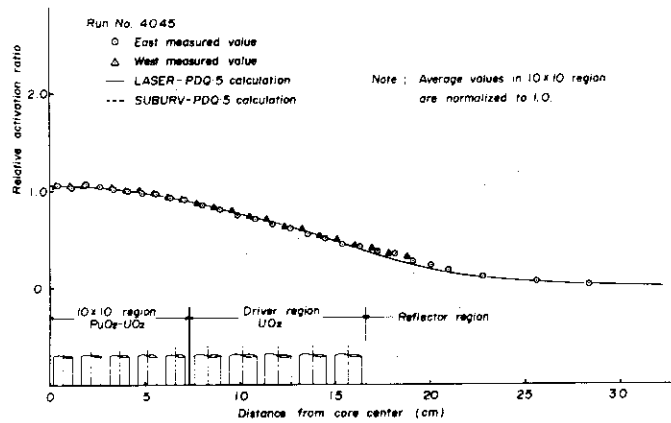


Fig. 9. Epi-thermal activation traverse by Au wire in 2.40 Pu core

## 2・1・2 第19回熱中性子炉専門部会議事録

1. 日 時 昭和46年6月29日(火) 10:00~13:30

2. 場 所 原研本部第三会議室

3. 出席者 (委員) 八谷雄喜, 斉藤慶一, 水田 宏, 竹田練三, 大竹 巖,  
沢村 収, 下桶敬則, 竹内栄次, 浜田博義, 若林二郎,  
黒沢文夫, 住田健二, 弘田実弥, 後藤頼男, 金子義彦,  
小林岩夫, 内藤淑考, 安川 茂,

## 4. 議 題

- (1) 第14回EACRP会合の報告(弘田委員長)
- (2) PWR型PuO<sub>2</sub>-UO<sub>2</sub> 軽水炉格子の実験と解析(小林委員)
- (3) 第20回熱中性子専門委員会議題(後藤専門部会長)

## 5. 配布資料

- (1) ENEA; "Steering Committee for Nuclear Energy EUROPEAN-AMERICAN Committee on Nuclear Physics, Agenda of the Fourteenth Meeting"
- (2) W·H·Hannum; "Thermal Benchmark Specifications"
- (3) P·B·Kemshell; "The Analysis of Clean, Uniform, Well Thermalized Uranium Lattices"
- (4) R·C·Bannerman, et al; "The Prediction of the Reactivity of Central Perturbations in Well Established Lattice Situations"
- (5) "FCTR Experiments in MARIUS III-HTR, SECPR/ECM/71/265DL/FB"
- (6) J·R·Askew; "The Prospect for Monte Carlo Methods in Core Design for Thermal Reactors"
- (7) 小林岩夫, 他; "PWR型PuO<sub>2</sub>-UO<sub>2</sub> 軽水格子の実験と解析(Saxton 炉照射用燃料要素に関する臨界実験)"
- (8) S·Matsuura, I·Kobayashi, et al; "Critical Experiments on two Regional Water Lattice Core"
- (9) I·Kobayashi, S·Matsuura, et al; "Activation distribution in a PuO<sub>2</sub>-UO<sub>2</sub> and a UO<sub>2</sub> fuel rod in the lattics cell"

## 6. 第14回EACRP会合の報告

第14回EACRP会合は6月7日より11日までの4日間スウェーデン, ストックホルムにある国立原子力研究所(Aktiebolaget Atomenergi)において19名の委員出席のもとに開催された。この会合に提出された論文は総数22編で, うち5編が熱中性子炉に関係するものである。

会合は, まず各国の最近の炉物理研究活動の紹介より始められ, 次にIAEA, 各国政府機関, 同学会等々が主催した最近の国際会議の活動についての情報が交換された。次いで提出論文の審議に入り, その後次回の議題を決定して全日程を終了した。

熱中性子炉部門に関する最近の炉物理研究活動の紹介の中から主なものを記すと, (1)英国代表委員より高温ガス冷却炉(HTGR)と重水減速炉(SGHR)に関する炉物理研究活動の報告があり, 特にHTGR炉の研究開発に関しては, Winfrith研究所に目下

ZENITH-IIなる臨界実験装置を建設中であることが報告された。ZENITH-IIは昇温しないとのことである。SGHWR炉に関しては、その温度係数と冷却材ボイド反応度係数の燃焼特性が主だった最近の研究課題で、後者に関しては計算値が実測値と比較的よく一致することが判明したが、前者に関しては実測値 ( $-1.4 \times 10^{-5} \Delta k_{eff}/k_{eff}/^{\circ}C$ ) が計算値 ( $-2.25 \times 10^{-5} \Delta k_{eff}/k_{eff}/^{\circ}C$ ) に比してかなり小さくなっていることが判明した。(2)米国代表委員からは Benchmark プロジェクトの近況が報告された。またBNL研究所が続けていた軽水炉格子の臨界実験データの集積、編集に関する活動は既に中止されており、これをイタリーの CNEN 研究所に引継いでもらっているとの報告があった。CNEN 研究所では、近いうちに編集活動を公表するとのことである。

本会合に提出された論文の中で、特に話題を呼んだものは、(1) fission neutron spectrumに関する検討、(2) central perturbation 実験と理論解析との間の不一致の究明に関する研究、(3) ドブラー係数の精度、(4) モンテカルロ計算法の原子炉核計算への応用、等の事項であり、(1)に関しては Winfrith 研究所の F・B・Kemshell が、軽水、重水、黒鉛各格子系に対して高速中性子核分裂係数  $\epsilon$ 、中性子寿命  $\tau$ 、無限増倍率  $K_{\infty}$  の測定値と理論値を比較し、熱中性子炉においても fission neutron spectrum を約 10% 程度硬化させたほうが実測値に近い値を得ることを指摘した。(2)に関しては、熱中性子炉においてもこのような不一致が起りうるかどうかを究明すべしとの要請を受けて

R・C・Bannerman等がガス冷却型炉の格子に対して解析をすすめた結果を報告した。解析結果によるとやはり不一致は目立つ。(3)に関しては、アメリカ、イギリス、フランス、スウェーデン、日本より研究の現状が説明され、計算によるドブラー係数の精度は熱中性子炉において  $\pm 10\%$ 、高速炉において  $\pm 20\%$  程度のものであるとの見解の一致をみた。(4)については、アメリカ、イギリス、フランス、イタリーにおける研究活動の報告があり電子計算機の大型化と相俟ってモンテカルロ法の原子炉核計算への応用に各国は関心を持っている様子であった。

次回(第15回)の会合は1972年7月3~7日にかけて開催される予定で、下記の議題がとりあげられることになっている。

- (1) Central perturbation discrepancy.
  - (2) Prediction of void coefficient.
  - (3) Cross-section and performances of trans. Pu element.
  - (4) Blanket analysis.
  - (5) Differential neutron spectrum.
  - (6) Th physics fuel cycle.
7. PWR型  $PuO_2-UO_2$  軽水炉格子の実験と解析

TCA臨界実験装置による  $PuO_2-UO_2$  燃料要素に関する臨界実験データとその解析結果が報告された。本燃料要素は SAXTON 炉において照射される予定のもので、設計運転上、要素内の出力分布、要素境界間における中性子束分布に関する情報が必要であった。本実験と解析はこれらの情報を得ることを目的として行なわれたものであり、結果の一部

分を IAEA 主催のプルトニウム利用に関するパネルに報告した。

実測値の解析には原研で開発した群定数計算コード SUBURV と PDQ コードを組合せた計算方式、海外でよく使用されている LASER-PDQ コードを組合せた計算方式のふたつをとりあげ、実効増倍率  $k_{eff}$ 、燃料要素内出力分布、Au, Dy 等の反応率分布を解析して、実測値と計算値の一致の程度を追求した。その結果  $k_{eff}$  は上記のどの計算方式の場合でも  $0.99 \pm 0.01$  に入ることが確認された。また出力分布中性子束分布に関しても、ほぼ満足できる一致を得たが、LASER-PDQ5 コードを組合せた計算方式のほうが実験値の再現性はよい。

燃料ピン内における Dy と Au の放射化率分布の歪についても実測がなされた。この分布歪を Dip Factor (略記 Dip)\* なる量を導入して整理すると、使用燃料が  $UO_2$ ,  $PuO_2-UO_2$  如何を問わず燃料格子の水対燃料の体積比の変化に対してほぼ一定であることがわかった。

#### 8. 第20回議題

第20回委員会を8月23日(月曜日)第二会議室13:30~17:30に開催するものとし、下記の件について報告を受ける予定である。

- (1) JPDR炉での燃焼を伴う三次元炉心解析(下桶氏(原船団))。
- (2) 新原子力発電計画量に対する核燃料所要量の試算(安川氏(原研))。
- (3) TAKITのPu実験(田坂氏(原研))。

---

\*燃料ピン表面と中心の放射化率比

## 2・2 第20回専門部会

## 2・2・1 Prediction of Three-dimensional Core Performance of JPDR(A BWR) for Burn-up Cases.

日本原子力船開発事業団 下 桶 敬 則

炉心の出力・ボイド分布，反応度変化，制御棒の移動といった種々の炉心状態に対してBWRの1群粗メッシュモデル近似によりJPDR-1の3次元の解析が行なわれた。

JPDRは，第1次炉心での運転が終了し，燃焼度は平均4400 MWD/Tに達した。この燃焼度は，現在一般的なBWRの目標とする値に比べて小さなものであるが，原子炉としての燃焼計算に現われる問題点はほとんど含まれているものと考えられる。この寿命を通して，炉心性能評価試験が行なわれ，多くの実験データが得られた。

これには約1000MWD/Tごとに行なわれた炉心 $r$ プローブのデータ，ボイドメータにより炉心出口で直接測定されたボイド率，制御棒位置のログブックによる記録，正確な炉心出力のヒートバランスのデータ，その他を含んでいる。

解析は，3次元粗メッシュで炉心を記述し，計算コードFLAREでもってなされた。FLAREでは，1つのノードは，増倍係数 $k_{\infty}$ と移動面積 $M^2$ で記述される。ノードの燃焼に対する振舞いは燃焼度 $E$ の関数としてあらかじめ判っているものとする。（これらの計算には，LEOPARDが用いられた。）現在FLAREでは，ノードは $X-Y$ 平面で1つの燃料要素にとられる。

Tab・IによるJPDR-FLAREモデルにより計算されたJPDR-1の固有値を示した。2700 MWD/Tまでの結果はすでに報告済みで，誤差は $\pm 0.4\%$ である。この2700 MWD/T以降についても計算結果は良好であるが，燃焼が進むにつれて誤差が若干増加する傾向にある。

出力分布についても， $r$ プローブのデータとFLAREの計算結果でよい一致を見ている。クリーン炉心でのチャンネル出力分配の計算による誤差は，標準偏差で3.7%，最大6.3%であった。（Fig・1参照）しかしこの一致は，燃焼が進むにつれて若干悪くなるように2300 MWD/Tの燃焼で誤差の標準偏差3.9%，最大9.4%，4400 MWD/Tで標準偏差4.5%，最大12%である。

減速材のボイド率の計算と測定値をFig・2に示す。測定は，JPDR炉心のチムニー出口の2ヶ所にデジタル型のボイドメータを取りつけて測定を行なった。炉出力を4段階に増加し，炉出力の関数としてのデータが得られた。FLAREによる計算は1500 MWD/Tの燃焼炉心のものである。チムニーでのリーク流量を補正すると，ボイド率は0.9~0.95のファクターだけ小さくなると思われる。Fig・2の影の部分がこれを示している。これより，JPDR-FLAREモデルは，低出力の周辺領域での差を除いて測定とよく一致していることがわかる。これは低出力になるにつれて，周辺では，仮定された流量分布が実際と異ってくるためと考えられる。

以上のように，FLAREによるJPDR-1の解析の結果， $r$ プローブのデータより精度の高いものが要求されない場合は，粗メッシュ1群近似により充分正確にBWR炉心のオーバーオールな諸性能を記述出来ることが判った。例えばチャンネルの出力分布の実験と計

算による誤差の標準偏差は典型的なもので4%である。これは、もし燃焼炉心における反応度の差が、出力分布すなわち燃焼度分布の誤差のみによつて生ずると仮定した場合、平均燃焼度6000 MWD/Tで誤差0.3%  $\Delta k/k$ 以内(たぶん、これよりはるかに少ないだろうが)で炉心の反応度を計算することができる程充分小さな値である。

しかしながら論文の後半では、上述の精度を更に改良するために必要な要素を検討しているが、その結果、燃料集合体内における出力および燃焼度分布の部分的な詳細計算が以上に述べた誤差を改良するためには第1に行なうべきであるという結論に達している。

Table I  
Eigenvalue Calculation for the Burnup Core of the JPDR-1

Burnup (MWd/ton)	Eigenvalue (Calc)	Reactor Output [MW(th)]	Control Rod Pattern					Note
			B-2	C-3	B-3	C-2	B-4	
0	0.9977	43.5	120	120	In	In	Out	
500	1.0028	43.3	30	30	108	108	Out	
1000	1.0018	43.3	114	114	35	35	95	
1500	1.0013	43.3	42	42	112	113	86	
2000	0.9987	43.3	45	45	112	112	86	
2400	0.9964	45.0	107	108	51	51	86	
2700	0.9957	44.3	55	55	108	107	84	
3000	0.9935	46.0	55	55	111	109	84	TA#2R loaded
3200	0.9946	44.0	109	109	55	55	84	
3500	0.9921	44.8	110	110	57	57	84	TA#2F loaded
3800	0.9933	43.7	54	54	109	110	84	STA, TTA loaded
4060	0.9935	43.2	61	61	109	109	88	
4430	0.9915	44.3	67	68	110	110	88	

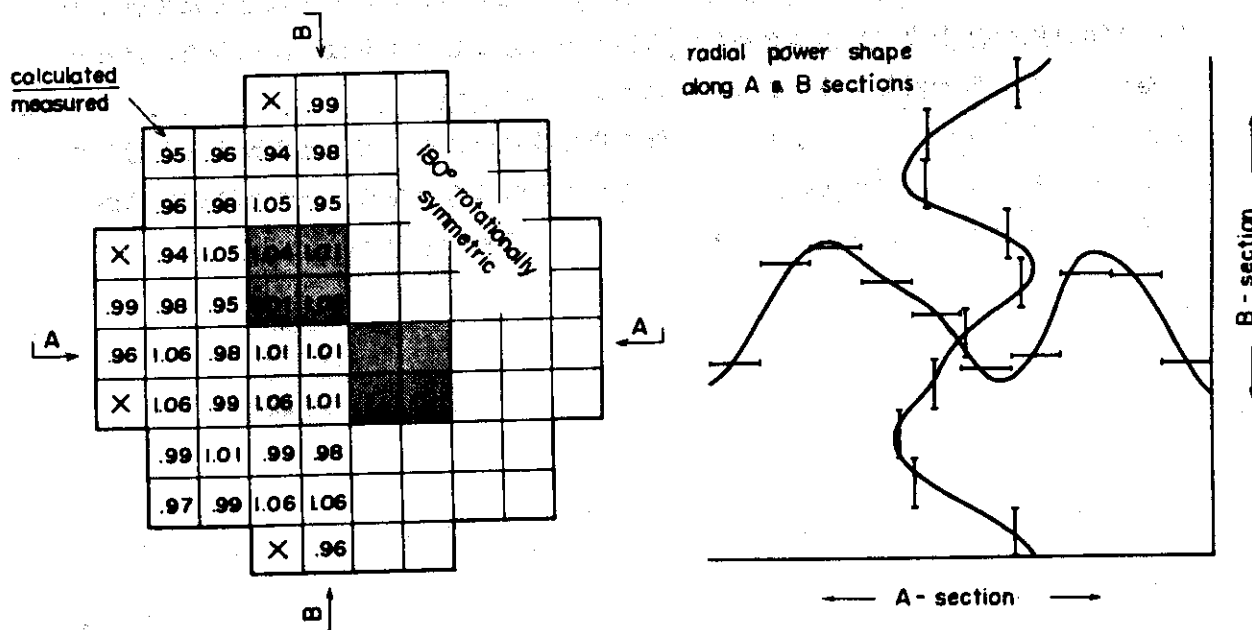


Fig. 1. Comparison of calculation and measurement for assembly wise power sharing at the clean core of the JPDR (The gray zone means that the four assemblies in the zone are controlled by a control rod)

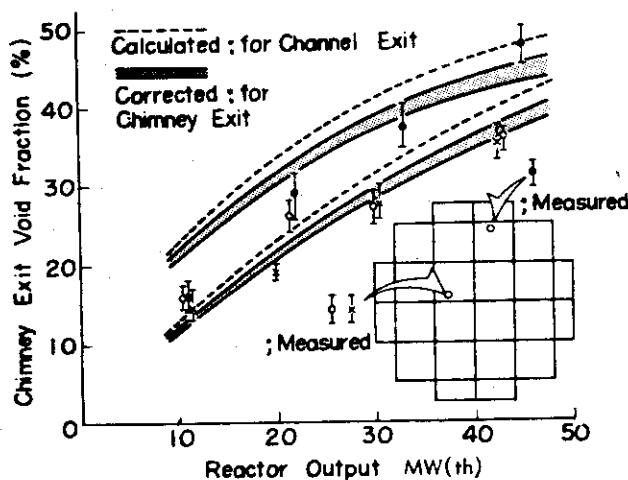


Fig. 2. Steam void generation as a function of power and core location



## 2・2・2 新原子力発電計画量に対する核燃料所要量の試算

日本原子力研究所 安川 茂

昨年3月に日本原子力産業会議から発表になった長期原子力発電計画によると、原子力発電設備容量は1980年に2700～3000万KWe、2000年20000～24000万kWe見込まれている。この設備容量と全電源設備との比を調べてみると1980年の時点で～16%、2000年の時点で～50%になっている。また、1975年を基準年にとって年間の原子力発電設備容量の伸率を見てみると、Table 1 に示した通り75～80年代にかけて25%、80～85年代にかけて17%、85～90年代にかけて11.6%といった具合にその伸長がはなはだしい。このような伸長の動向はひとり我国に限ったことではなく、先進諸国に共通したもので、特に1980～1990年代に核燃料の需要の逼迫を招来させるものとみられている。

上述の危惧から、我国においても電力中央協議会や日本原子力産業会議、科学技術庁や関連の政府機関、ならびに民間企業、研究所、等において、原子力発電所と関連の産業開発に必要な核燃料量の需要予測今までに幾度かなされ、その調達が実施に移されている。日本原子力研究所においても同様の試算を何回か試みてきているが、今回は、新に発表になった日本原子力産業会議による原子力発電計画量を達成するとした場合の天然ウラン所要量、分離作業量、バイプロダクト核燃料量、電源設備の構成、システム・コスト、などの動態分析を行なった。

試算にあたり、次の仮定を置いている。(1)1979年までの原子力発電設備容量は中央電力協議会の計画に従うものとし、1980より2000年までは日本原子力産業会議による予測量に準拠し、2000年以降は原子力局の見積を使用した。(2)電源設備の種類は、軽水炉(加圧型、沸騰型)、重水炉、高温ガス炉、熔融塩炉、高速炉、などをとりあげ、単基容量として1000MWe規模の発電所を想定した。(3)使用核燃料としては低濃縮ウラン、プルトニウム富化ウラン、高濃縮富化トリウム、などの使用を考えている。(4)所要燃料量は初装荷、取替え、廃止炉心別に算出して、各量に対応する天然ウラン量、分離作業量も併せて求めている。(5)設備の投入量は、一方的に指定する方法、核分裂性物質のバランスのみに定める方法、線型計画法にて最適化を計る方法、などにて決められる。特に線型計画法を適用するものに関しては、その目的関数に天然ウラン累計量、分離作業累計量、システム・コスト、などの諸量が選べ、制約条件にはプルトニウム<sup>233</sup>Uなどの余剰生産量、設備の投入開始年が課せられる。

試算の結果をまとめてTable 2 に示した。これより次の事柄が明らかにされた。

(1)1970年に軽水炉(加圧型:沸騰型=1:1)を投入し、1986年より高速炉が投入できるものとする、系が自立化するまでに要する天然ウラン累計量は33.0～63.2万トンの間に入り、自立化は2010～2020年の間である。また、この間に建設されねばならない軽水炉の設備容量は積算で12100～23200万KWe、年度におけるピーク容量は1998～2007年の間に生じ、8900～13100万KWeに達する。(2)新型転換炉(但し重水炉)の投入は天然ウラン累計消費量と分離作業量の低減に大きく寄与する。例えば1970年に軽水炉を投入し、1978年頃よりプルトニウム・セルフサステイニング重水炉を投入し、高速炉の投入が開始された1986年よりこれを微濃縮ウラン使用の重水炉に

切替えてゆく投入方式をとると天然ウラン累計消費量は46.8万トンとなり、これは前記(1)の消費量の25%減である。分離作業ピーク量も(1)の結果の半分以下におさまる。(3)プルトニウム・リサイクル炉の投入は短期的にみて天然ウラン消費量を少なくするが、しかし高速炉の投入が開始された年代以降においてもこの投入を許しているとかえって天然ウラン消費量を多くする。したがって、天然ウラン節約の観点からは、高速炉の投入以降においてプルトニウム・リサイクル炉の投入を差控えたほうがよい。(4)ウラン-プルトニウム系(軽水炉、重水炉-高速炉)とウラン-トリウム系(重水炉、高温ガス炉-溶融塩炉)は相補的な特性を持ち、長期核燃料サイクルの立場からは共存できる。溶融塩炉の投入が1990年代半ばになっても投入の意義は充分にある。(5)核燃料の有効利用をはかるには投入炉の性能を向上させる必要があることはいうまでもない。これに加え核燃料の再循環利用を効率的に行なうことがきわめて重要であることが明らかになった。

Table 1 Nuclear power generating capacities  
in representative years

Year	Nuclear power capacity (10 <sup>3</sup> MWe)	Average growth rate (%)	Annual growth rate (%/yr.)
1975	8.47	datwn point	datwn point
80	27.00	3.188	25.10
85	60.00	2.222	17.31
90	104.00	1.733	11.62
95	156.00	1.500	8.45
2000	220.00	1.410	7.11
10	375.79	1.708	5.5
20	583.59	1.553	4.5
30	823.21	1.411	3.5
40	1106.33	1.344	3.0
50	1486.86	1.344	3.0

4	24	LWR(Th)-MSBR(L)	1970-1986	158	205	142	1985	365	1691	2209	-	60.0	1985	Effect of MSBR installation/M:B-M
	25	LWR - FBR(L) HWR(Pu) - MSBR(L)	1970-1981 -1986	288	291	10.6	1987	792	5544	1994	1994	65.9	1990	Co-existence of MSBR and FBR(1)/M:B-M
	26	LWR - FBR(L) HWR(Th) - MSBR(L) HWR(Th) - FBR(L)	1970-1981 -1986-1996	303	298	1.60	1998	26	576	6270	229.1	103.8	1995	Co-existence of MSBR and FBR(2)/M:B-M
	27	HWR(Th)-MSBR(L)	1970-1986	510	662	11.3	1986	1698	1560	-	-	80.4	2015	Lagged time 1 year for fuel reprocessing /M:B-M
	28	HTGR(Th-1)-MSBR(L)	1970-1986	1318	1710	37.5	2020	124	1243	1288	-	256.4	2029	Once-through cycle/M:B-M
	29	HTGR(Th-2)-MSBR(L)	1970-1986	278	367	10.8	1986	134	1645	1892	-	60.0	1985	Improvement in <sup>233</sup> U yield/M:B-M
	30	HTGR(Th-3)-MSBR(L)	1970-1986	294	388	15.3	1985	134	1648	2158	-	60.0	1985	Specific power a little reduced/M:B-M
	31	LWR/LWR(Pu) HWR/HWR(Pu) - FBR(L)	1970-1986	892	639	42.1	2009	-	-	-	734.4	356.2	2009	Make cumulative system cost till 2010 /L,P minimum #1
	32	LWR/LWR(Pu) HWR/HWR(Pu) - FBR(L)	1970-1986	2606	1840	84.1	2030	-	-	-	2785.7	823.2	2030	Make cumulative system cost till 2030 /L,P minimum #1
	33	LWR/LWR(Pu) HWR/HWR(Pu) - FBR(L)	1970-1986	340	120	42	2000	-	-	-	1935.2	96.1	2000	Make cumulative natural uranium /L,P minimum #1
34	LWR/LWR(Pu) HWR/HWR(Pu) - FBR(L)	1970-1986	441	205	7.2	1994	-	-	-	1756.8	121.7	2000	Make cumulative natural uranium /L,P minimum #2	
35	LWR/LWR(Pu) HWR/HWR(Pu) - FBR(L)	1970-1986	610	446	13.0	2010	-	-	-	1759.5	116.5	2000	Make cumulative natural uranium /L,P minimum #1	
36	LWR/LWR(Pu) HWR/HWR(Pu) - FBR(L)	1970-1986	2030	1510	69.3	2020	-	-	-	1395.8	406.8	2030	Mark cumulative system cost till 2030 /L,P minimum #3	
37	LWR/LWR(Th) HWR/HWR(Th) - MSBR(L)	1970-1986	307	273	13.9	1994	51	668	2029	1075.8	67.3	1990	Make cumulative natural uranium /L,P minimum #4	
38	LWR/LWR(Pu) HWR/HWR(Pu) - FBR(L) HTGR(U-4)	1970-1986	443	207	7.1	1993	-	-	-	1755.7	123.3	2000	Make cumulative natural uranium /L,P minimum #5	
39	LWR/LWR(Pu) HWR/HWR(Pu) - FBR(L)	1970-1986	2467	1741	77.8	2029	-	-	-	2576.3	602.3	2030	Make cumulative system cost minimum # 6 /L,P	
40	LWR/LWR(Pu) HWR/HWR(Pu) - FBR(L)	1970-1986	1951	1433	62.0	2030	-	-	-	297.3	529.1	2030	Make cumulative system cost minimum #6 /L,P	

Note: #1 Excess plutonium pile-up ≤ 500 tons. #2 Excess plutonium pile-up is held within 1 ton in 1970~1985, 500 tons in 1986~2050. #3 Excess plutonium pile-up is held within 500 tons in 1970~1985, 1 ton in 1986~2000 and 500 tons in 2001~2030. #4 Excess plutonium and <sup>233</sup>U pile-ups ≤ 500 tons. #5 Excess plutonium pile-up is held within 1 ton in 1970~1985 and 500 tons in 1986~2150. #6 Cost data for FBR are modified.

Table 2 Results of long-term fuel cycle analysis

Grouping	Reactor combination	Case No.	Date of installation	Cumulative natural uranium ( $\times 10^3$ ton)	Cumulative separative works ( $\times 10^3$ ton)	Annual separative works ( $\times 10^3$ ton)		Cumulative thorium ( $\times 10^3$ ton)	By-product fuel (ton)		Capacity of converter		Note
						Demand ( $\times 10^3$ ton/yr)	Annual peak Reuse		U	Fissile Pu	Peak Capacity ( $\times 10^3$ MW <sub>th</sub> )	Peak year	
1	LWR-FBR(L)	1	1970-1986	632	539	161	2007	-	-	1910.0	130.6	2007	Standard case/M-B-M
	LWR-FBR(H)	2	1970-1986	330	280	11.4	2000	-	-	5724.3	89.2	1998	High gain FBR/M-B-M
	LWR-FBR(S.P. 10%)	3	1970-1986	507	433	14.1	2007	-	-	2187.2	115.2	2007	10% up in specific power/M-B-M
	LWR-FBR(S.P. 10%)	4	1970-1986	761	648	18.3	2010	-	-	1567.8	146.8	2007	10% low in specific power/M-B-M
	LWR-FBR(B.R. 005)	5	1970-1986	470	399	14.0	2000	-	-	3332.5	109.8	2007	005 up in breeding ratio/M-B-M
	LWR-FBR(B.R. 005)	6	1970-1986	902	769	19.0	2020	-	-	627.5	154.2	2020	005 low in breeding ratio/M-B-M
	LWR-FBR(trp 0)	7	1970-1986	288	246	9.4	1995	-	-	3292.1	75.8	1995	Lagged time=0 for fuel reprocessing/M-B-M
	LWR-FBR(trp 2)	8	1970-1986	1158	988	24.3	2017	-	-	629.8	199.8	2018	Lagged time=2 for fuel reprocessing/M-B-M
	LWR-FBR(U-2)	9	1970-1986	414	359	11.8	2000	-	-	2087.8	106.1	2000	Reduced fuel burnup for LWR/M-B-M
2	LWR(S.E.U)-FBR(L)	10	1970-1986	333	118	4.1	2000	-	-	2073.8	93.5	2007	Effect of HWR(U) installation/M-B-M
	LWR-FBR(H)	11	1970-1978	468	206	6.0	1992	-	-	2026.5	128.8	2000	Effect of HWR(Pu) installation/M-B-M
	LWR-FBR(L)	12	1970-1978	578	369	10.8	2000	-	-	1956.2	134.7	2000	Effect of LWR continuous installation/M-B-M
	LWR-FBR(L)	13	1970-1978	901	534	14.3	2010	-	-	1438.9	218.8	2020	Effect of HWR(Pu) continuous installation/M-B-M
	LWR-FBR(L)	14	1970-1978	391	188	6.5	1990	-	-	2057.1	104.5	2007	LWR and HWR co-existence/M-B-M
	LWR-FBR(L)	15	1970-1978	234	132	6.3	1990	-	-	5836.2	79.4	1995	High gain FBR/M-B-M
	LWR-FBR(L)	16	1970-1976	756	640	17.8	2010	-	-	1842.0	149.1	2010	Effect of LWR(Pu) installation(1)/M-B-M
3	LWR-FBR(L)	17	1970-1976	763	645	18.0	2000	-	-	1831.8	150.1	2010	Effect of LWR(Pu) installation(2)/M-B-M
	HTGR(10% E.U)-FBR(L)	18	1970-1986	2198	2418	53.6	2035	-	-	192.5	528.8	2036	Part St.Vrain type/M-B-M
	HTGR(6% E.U)-FBR(L)	19	1970-1986	926	1022	26.5	2020	-	-	90.9	273.4	2020	Dragon type/M-B-M
	HTGR(6% E.U)-FBR(H)	20	1970-1986	446	492	17.6	2010	-	-	4923.9	172.9	2010	Dragon type + High gain FBR/M-B-M
	LWR-HTGR(6% E.U)-FBR(L)	21	1970-1986	687	643	17.6	2007	-	-	1650.3	163.7	2011	LWR+HTGR system/M-B-M
	HTGR(6% E.U)-FBR(L)	22	1970-1986	479	548	16.9	2007	-	-	1916.4	124.1	2007	Nearly same Performance to LWR/M-B-M
	HTGR(6% E.U)-FBR(L)	23	1970-1986	341	393	12.8	2007	-	-	2128.4	79.9	2007	Improvement in fissile Pu yield/M-B-M

2・2・3 共鳴領域標準スペクトルパイルにおけるプルトニウムの $\alpha$ -値の測定

日本原子力研究所 田坂完二

共鳴領域標準スペクトルパイル「TAKIT-II」<sup>(1)</sup>において $^{239}\text{Pu}$ の $\alpha$ 値の測定が Flux Perturbation 法により行なわれた。「TAKIT-II」パイルは次のような特徴をもっている。(1)体系のほとんどの中性子が共鳴領域のエネルギーである( $^{235}\text{U}$ の核分裂反応率で80%が共鳴領域に入っている)。(2)体系がボロンと炭素のみから成っているのでスペクトルの計算が比較的簡単であり、又核分裂性物質を含んでいないのでスペクトル中に共鳴による微細構造がない。(3)ボロンの濃度又はサンプルの位置を移動させることにより、かなりの中でスペクトルを変化させることができる。(4)パイル全体が昇温可能になっており、実効断面積が温度依存で測定できる。

実験装置—「TAKIT-II」パイルは黒鉛にボロン( $\text{B}_4\text{C}$ )を均質にまぜて焼結した黒鉛ブロック(100×100×700 mm)を49本積重ねて700 mm角の立方体としたものであり、ボロン含有率は2.66%である。パイル全体は保温材によって蔽われ、12本のヒーター(合計21 kw)により系全体が約5時間で500°Cまで昇温できるようになっている。本パイルはJRR-4の重水サーマルコラムに設置され、パイルとサーマルコラムとの間には20%濃縮ウラン板(厚さ3 mm, 重さ15 Kg)があり、サーマルコラムからの熱中性子は核分裂中性子に変換されてパイルに入射することになる。パイル前面から核分裂中性子が入ると、黒鉛による減速効果とボロンによる吸収効果のかねあいで共鳴領域の強調されたスペクトルが得られる。

パイルの中心軸上、前から17.1 cmの位置に直径23.4 mm, 長さ221.3 mmの円筒形のプルトニウム試料を置いた。このプルトニウム試料は $^{240}\text{Pu}$ を3.16%含む二酸化プルトニウムのペレットで、プルトニウムの重量は88.07 gである。ペレットは厚さ1 mmのSUSで被覆され、中心には直径1.5 mmの穴があいており、直径1.3 mmのパイプが挿入できるようにになっている。パイプの中に直径1 mm, 長さ5 mmのマンガンおよび劣化ウランの針状検出器を数十個入れて、試料中およびその近傍での検出器の反応率が測定された。

実験方法および結果—本実験においては $^{55}\text{Mn}$ ,  $^{238}\text{U}$ の捕獲断面積及び $^{238}\text{U}$ の核分裂断面積を重み函数とした反応率が試料およびパイルの中心軸上で測定された。試料中で生成された核分裂中性子は $^{238}\text{U}$ の核分裂反応率から測定される。一方試料による共鳴吸収をのがれた共鳴領域中性子は $^{55}\text{Mn}$ および $^{238}\text{U}$ の捕獲反応率から求められる。前者の測定結果から $^{239}\text{Pu}$ の核分裂断面積に関する情報が得られ、後者の測定結果からは $^{239}\text{Pu}$ の吸収断面積に関する情報が得られる。

反応率の測定はすべて $\gamma$ 線の検出によってなされた。検出器はNaIである。室温の変動を $\pm 2.5^\circ\text{C}$ におさえることにより測定誤差は0.1%以下におさえられている。 $^{238}\text{U}$ の核分裂反応率は核分裂生成物が放出する $\gamma$ 線のうち395 keV以上のものを積分方式で測定することにより行なわれた。ディスクリレベルを395 keVに設定したのは $^{239}\text{Np}$ からの $\gamma$ 線(106, 228, 278, 334 keV)をのぞく為である。照射時間が1時間、冷却時間が1時間から6時間の範囲では計数率の冷却挙動は関数 $Y=Ate^{-\lambda t}$ にフィッティングされる。 $t_c$ は冷却時間である。 $^{238}\text{U}$ の捕獲反応率は照射終了後1.7時間たってから $^{239}\text{Np}$ から

の106 keVの $\gamma$ 線を測定することによって求められた。原子炉停止後約6時間で $^{238}\text{U}$ が中性子を捕獲して出来た $^{239}\text{U}$ は完全に $^{239}\text{Np}$ へと $\beta$ 崩壊しており、17時間たつと核分裂生成物からの $\gamma$ 線は $^{239}\text{Np}$ からの $\gamma$ 線と比較して充分弱くなっている。 $^{55}\text{Mn}$ の捕獲反応率は $^{56}\text{Mn}$ が放出する845 keVの $\gamma$ 線を測定して求められた。

測定結果を図に示す。 $^{238}\text{U}$ の核分裂反応率は試料中でピークを示す。これは試料近傍の共鳴中性子が $\text{PuO}_2$ 試料に吸収され新たに核分裂により生成された核分裂中性子による。一方 $^{238}\text{U}$ の捕獲反応率は試料中で落ちこんでいる。 $\text{PuO}_2$ 試料の共鳴吸収により試料中で共鳴中性子が少なくなっていることによる。 $^{55}\text{Mn}$ は330 eVに大きな共鳴があり、その捕獲反応率から $^{239}\text{Pu}$ の330 eV近傍の吸収断面積に関する情報が得られる。以上の実験結果を解析することにより $^{239}\text{Pu}$ の $\alpha$ 値に関する情報が得られる。

解析 — 実験結果の解析は二つの部分に分けられる。第一の部分では、試料中の実効断面積の計算がなされ、第二の部分では「TAKIT-II」パイルおよび試料を含む体系の中性子束分布がエネルギー依存に計算され、中心軸上の各種検出器の反応率分布が求められる。

$^{239}\text{Pu}$ の無限希釈断面積はDurstunと桂木<sup>(2),(3)</sup>のデータを使った。彼らはkeV領域で核分裂断面積としてはPetrel<sup>(4)</sup>のデータを用い、 $\alpha$ 値としてはGwinのデータ<sup>(5)</sup>を採用している。 $^{239}\text{Pu}$ の試料中の実効断面積の計算はRICMコード<sup>(6)</sup>によりなされた。形状は円筒形で試料中は4領域に分けられ、等方境界条件で解かれた。考慮されたのはS波中性子のみである。

パイルおよび試料中でのエネルギー依存の中性子束分布の計算は2次元SnコードTDC<sup>(7)</sup>によって行なわれた。解析結果を実験値と共に図に示す。

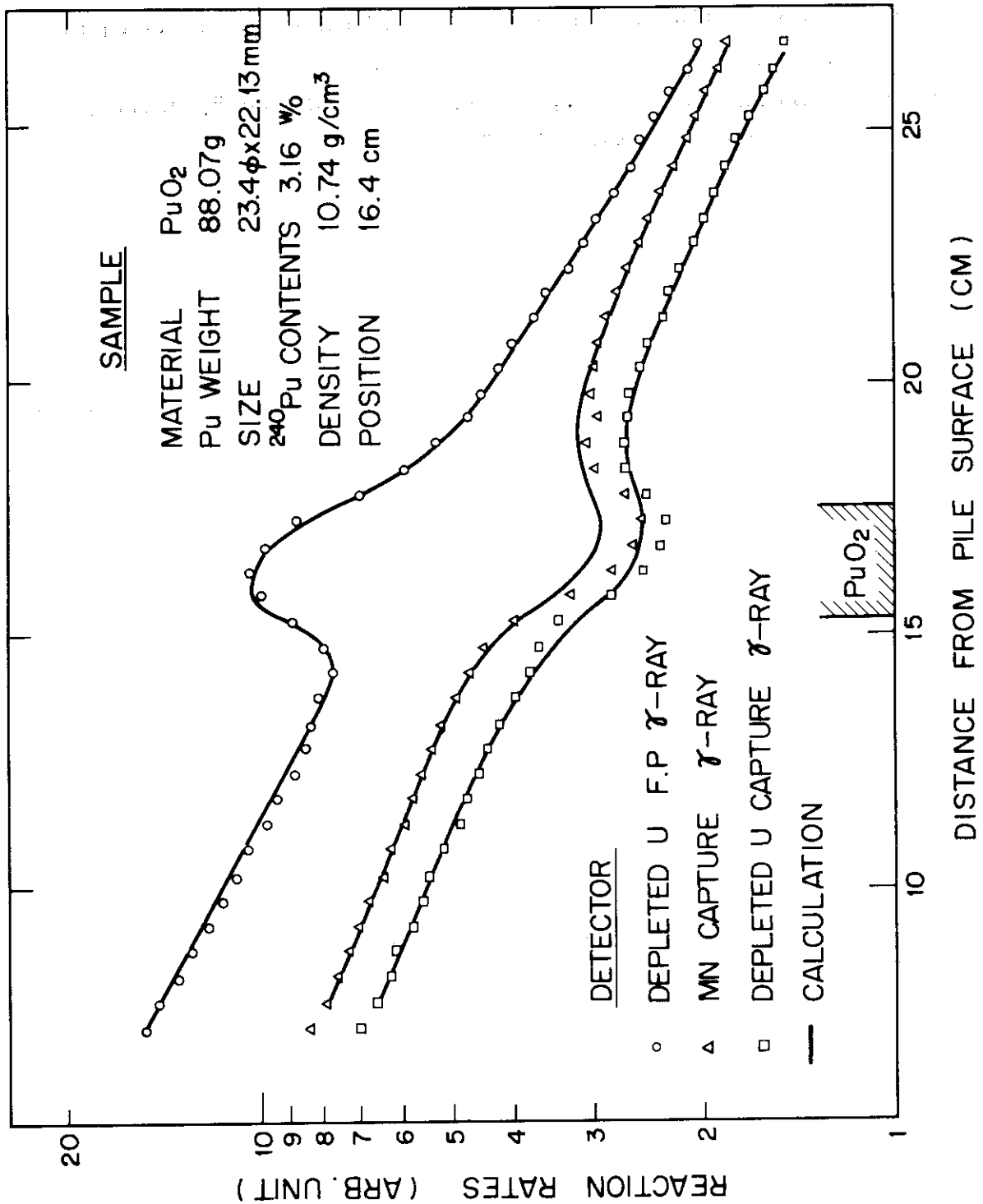
結論 —  $\text{PuO}_2$ 試料中の核分裂反応率と吸収反応率に関する測定がなされた。 $^{238}\text{U}$ の核分裂反応率の測定結果は試料中でピークを示し、これは計算結果とよく一致した。一方 $^{238}\text{U}$ とMnの捕獲反応率の計算結果と測定値との間にはかなりの不一致があり、計算結果の方が大きい。このことは解析に使ったGwinの $^{239}\text{Pu}$ の $\alpha$ 値より、今回の実験結果が大きい $\alpha$ 値を示していることを意味する。しかし計算結果と実験結果の差は $\alpha$ 値および自己遮蔽因子の不確定さの範囲内にある。

#### 参 照 文 献

- (1) 竹田練三, 小山謹二, 田坂完二, 一柳勝悟,  
“共鳴領域標準スペクトルパイル「TAKIT-II」”, JAERI-memo 3477  
JAERI-memo 3477 (1969)
- (2) Durston C. and Katsuragi S.,  
“Evaluation of  $^{239}\text{Pu}$  Data in keV and Resolved Resonance Region”,  
JAERI-1162 (1968)
- (3) 桂木学, 他, “重い核の共鳴領域の炉定数” JAERI-memo 3757 (1969)
- (4) Petrel, LA-3586 (1966)
- (5) Gwin R., et al, “Measurement of the Neutron Fission and

Absorption Cross Section of  $^{239}\text{Pu}$  over the Energy Region 0.01 eV to 30 keV", ORNL-4280 (1968)

- (6) Mizuta H., et al, "RICM-An IBM-7090 code of Resonance Integral Calculation for Multi-region Lattice", JAERI-1134 (1967)
- (7) Fader W. J., Rodgers R. J., et al, "The TDC code", Pratt & Whitney Aircraft TIM-No.847 (1964)





## 2・2・4 第20回熱中性子炉専門部会議事録

1. 日 時 昭和46年8月23日(月) 13:30~17:30

2. 場 所 原研本部第2会議室

3. 出席者 (委員) 八谷雄喜, 住田健二, 田中良吉, 中土井昭三, 黒沢文夫,  
竹内栄次, 斉藤慶一, 沢村収, 水田宏, 下桶敬則, 武田充司  
弘田実弥, 後藤頼男, 金子義彦, 石塚宏, 小林岩夫, 内藤淑  
考, 安川茂

(オブザーバー) 志村, 石田, 保泉, 田坂完二

## 4. 配布資料

i) "Prediction of three-Dimensional Core Performance of JPDR  
(a BWR) for Burnup Cases,"

Nuclear Technology vol.10,257,(1971)

ii) 新原子力発電計画量に対する核燃料所要量の試算

JAERI-memo 4413 (公開)

iii) Measurement of Effective Alpha Value for Plutonium in Standard  
Resonance Spectrum Pile.

iv) URANIUM-WATER AND ORGANIC LATTICE WORK SHEETS

## 5. 議 題

(1) 前回議事録の確認

(2) 配布資料 i) にもとづく講演 原船団・下桶氏

J PDR-1 炉心に関する出力分布, ボイド分布, 反応度変化および制御棒の引抜き距離の変化を対象に, その3次元解析を, 中性子エネルギーを1群とし, 空間的には粗いメッシュのBWR用計算コードFLAREによって行なった結果が述べられた。その結果炉心全体の出力分布については, チャンネル出力あたり標準偏差が±4%以内で一致した。この4%の差は燃焼度6000 MWD/Tonの時点における炉心の反応度に対して0.3% Δk/kの誤差を与えるにすぎない。燃焼過程の固有値の計算においては炉心寿命を過少評価し, その差は燃焼にともなう反応度変化量にして10~15%に相当する。

今後残された問題としては, 燃料セルまたはアセンブリーセル内の詳細な解析が, 炉心全体の粗い計算として並行して行なわなければならない。なお,  $^{235}\text{U}$ ,  $^{239}\text{Pu}$ の検討は重要であるが, これにくらべると $^{240}\text{Pu}$ , F.P.およびバーナブルポイズンについては二次的な効果しか与えていない。

(3) 配布資料 ii) にもとづく講演 原研・安川氏

日本原子力産業会議によって予測されているわが国の原子力発電計画設備量を達成するのに必要な核燃料物質の所要量と原子力発電設備量の構成の動態分析を行なった結果について報告された。その結果, たとえば軽水炉-高速増殖炉系を仮定すると, 系の自立化に至るまで約33~63万トンの天然ウランを消費することになり, 現在の世界の天然ウラン確定埋蔵量が82万トンであることを考えると天然ウランの消費

量を節減する方法を検討しなければならない。それには、高速増殖炉と転換炉の性能を改善し核燃料再処理時間の短縮を考えなければならない。本報には同時に重水炉の投入、プルトニウムの軽水炉における再使用計画およびトリウム系（溶融塩炉—重水炉、等）の投入についても検討を行ない、その長所短所を明確にした。

(4) 配布資料Ⅲ) にもとづく講演、原研・田坂氏

原研のJRR-4に設置されている共鳴領域の標準中性子パイプであるTAKIT-IIを用いて $^{239}\text{Pu}$ の $\alpha$ 値を測定した結果について報告された。測定は $\text{PuO}_2$ ペレットを $23\text{ mm } \phi \times 22\text{ mm } l$ に加工し、中心軸に $1.3\text{ mm } \phi$ の貫通孔をもったものを用い、この中心軸にMn, Uの試料を挿入し、その放射化量をNaIシンチレーターにより測定して $\text{PuO}_2$ ペレット内外の放射化率分布を求めた。この実験結果から得られた $^{239}\text{Pu}$ の $\alpha$ 値は、Gwinの実験値を用いて計算された値よりもやや大きかった。

(5) ウラン軽水格子に関するデータの編集について

弘田委員長より配布資料Ⅳ) によって、ウラン—軽水格子に関するデータの編集について説明があった。9月30日までにイタリアCNEN研究所に送付されると、"Uranium—Water and Organic Lattice Compilation, Part II Exponential and Critical Experiments" に掲載される。

6. 次回予定

議題(案) 「発電炉における燃料装荷計画」

## 2・3 第21回専門部会

## 2・3・1 動力炉の燃料管理について-1

東京大学 清瀬景平

動力炉の燃焼解析の問題点

## (1) 核データ

## (i) Pu の断面積

(ii) *f.p.* の断面積および fission yield

Xe-135, Nd-143, Sm-149, Rh-103, Xe-131, Pu-147, Rh-105,  
 Sm-151, Sm-152, Cs-133, Eu-153, Pu-148, Eu-155, Tc-99,  
 Ag-109, Nd-145, Sm-150, Eu-154, Ru-103, Pb-108, Cd-113,  
 In-115, I-127, Gd-157, Kr-85, H-3  
 Nd-148, La-140, Cs-137, Zr-95, Sr-90, Ce-144, Nd-146,  
 Nd-150

## (iii) Fission Energy Release

## (iv) 超ウラン元素の断面積

Am-241, Am-243, Cm-242, Cm-244, Pu-233, Np-237, Pu-236

## (2) 燃焼解析計算

## (2.1) LOCAL BURWVP METHODS

- (i) ベンチマーク問題を用いた各計算コードの比較
- (ii) burnable poison deflection 計算の能率化
- (iii) Pu リサイクル計算のためのスペクトル計算の改良
- (iv) Global Burmup 計算との結合

## (2.2) GLOBAL BURNUP METHODS

- (i) 運転データを利用した解析法の修正
- (ii) Large Loosely Couple Core 3D 計算の能率化
- (iii) ベンチマーク問題による比較
- (iv) 測定と計算との比較

## (3) 燃焼度の測定法

- (i) 燃焼および検出器感度変化を補正したオンライン・データ処理
- (ii) モニタ核種 (Co-59, Ag-109 など) 入り燃料要素による燃焼履歴モニタ
- (iii) 非破壊法による測定法の開発, 特に照射後燃料の測定

Table 1 ESTIMATED POWER REACTOR BURNUP PHYSICS ACCURACY

	Predictive Accuracy, %		Experimental Accuracy, %	
	Objectives	Present Capabilities	Objectives	Present Capabilities
$\Delta k/k$ Reactor Thermal Power	—	—	+ 2	$\pm$ 2-5
<u>Steady State Power Distribution</u>				
Within a fuel pin	$\pm$ 5	$\pm$ 10-20	$\pm$ 5	$\pm$ 5
Fuel pin relative to assembly	$\pm$ 2	$\pm$ 8-4	$\pm$ 2	$\pm$ 3
Axial, within an assembly	$\pm$ 5	$\pm$ 8.6-10	$\pm$ 2	$\pm$ 3
Radial, between assemblies	$\pm$ 1	$\pm$ 3-8	$\pm$ 2	$\pm$ 3
Overall, pellet to average	$\pm$ 3-5	$\pm$ 8-13	$\pm$ 2	$\pm$ 5
<u>Steady State Reactivity</u>				
Initial Neutron Multiplication	$\pm$ 0.25-0.5	$\pm$ 1		
Reactivity lifetime	$\pm$ 2	$\pm$ 2-5		
<u>Fuel Burnup *</u>				
Perk pellet	$\pm$ 3	$\pm$ 5	$\pm$ 2	$\pm$ 2-5
Fuel assembly	$\pm$ 2	$\pm$ 4	$\pm$ 2	$\pm$ 3-6
Discharge batch	$\pm$ 2	$\pm$ 5	$\pm$ 2	$\pm$ 3-6
<u>Isotopic Composition *</u>				
<u>Local (pellet)</u>				
U-235 depletion	$\pm$ 2	$\pm$ 5	$\pm$ 1	$\pm$ 0.5-1
Pu-239/U ratio	$\pm$ 2	$\pm$ 5	$\pm$ 1	$\pm$ 1-2
Net fissile atoms produced/U	$\pm$ 2	$\pm$ 5	$\pm$ 1	$\pm$ 2-3
<u>Fuel Assembly</u>				
U-235 depletion	$\pm$ 2	$\pm$ 5	$\pm$ 1.5	$\pm$ 1.5-2
Pu-239/U ratio	$\pm$ 2	$\pm$ 5	$\pm$ 1.5	$\pm$ 2-3
Net fissile atoms produced/U	$\pm$ 2	$\pm$ 5	$\pm$ 1.5	$\pm$ 3-4
<u>Discharge Batch</u>				
U-235 depletion	$\pm$ 2	$\pm$ 5	$\pm$ 1.5	$\pm$ 1.5-2
Pu-239/U ratio	$\pm$ 2	$\pm$ 5	$\pm$ 1.5	$\pm$ 2-3
Net fissile atoms produced/U	$\pm$ 2	$\pm$ 5	$\pm$ 1.5	$\pm$ 3-4

\*Assuming that the burnup known.

## 2・3・2 動力炉の燃料管理について-2

日立製作所 川合敏雄

燃料管理には種々の側面があるが、炉物理研究所にとって関係が深いのは炉内燃料管理である。査察用に核種組成を記帳するなども重要な仕事となるであろうが、ここではせまく制御によって改善できる問題に限りたい。それは制御棒計画・燃料交換計画の二つである。この計画の良否は絶対値で大きな差が生じると予想される。オイスタ・クリーク以後の実用BWRが日米両国で同時に運転を開始した関係で、わが国の問題に米国の先例を求めることができない。

この問題は、つぎの最適化問題として定式化される。ただし現在は最適性よりはまず動くシステムを実現すべき段階にあることを附言したい。

操作変数：各制御棒の挿入深さ。新旧燃料再配置法。

制約条件：出力密度，限界熱流束比，燃焼度上限，制御棒密度の非負担調性，その他臨時に発生する不測の制限。

評価関数：発電費，燃料費，あるいは燃焼度

その解決のために、炉心をモデル化して最適化手法を適用する。これまで精粗さまざまのモデルが提案され、それに応じた手法が適用されてきた。とくにわが国では2領域モデルに対しては最大原理・2モード法・walsh 関数展開法・燃焼空間の幾何学的理論が、多領域モデルに対しては線型計画法・ヒューリスティクス法が適用された。その概要と文献集は原子力学会，システム最適化研究専門委員会の報告書（学会 71年10月）に記されている。こうして炉内燃焼に及ぼす制御棒計画と燃料装荷の効果は次第に明らかになりつつある。とくに部分的には最適方策が判明した。

つぎに現実にもその方策を実施するにあたっては、事前に炉心シュミレーターによって予想を確認するとともに、炉心情報によって最終的に照合しなければならない。幸い、BWRの炉心三次元シュミレーターとしては古くからFLAREが広く用いられ、その精度は断片的には報告されている。もちろんFLAREの定数作りには炉に固有の補正などが残っているし、せつかくのインコアモニタからの三次元情報との照合も、系統的になされてはいない。FLAREを超える速くて正確なシュミレータの必要性は叫ばれて久しい。まして多群計算を要する高速炉のシュミレーターについては大いに研究の余地がある。

現実的モデルにふさわしく制御棒の挿入深さとか燃料位置を1本ごとに指定することは一見むづかしそうに見える。しかし対称性などの条件を考えて制御の自由度を合理的に絞りうる。したがって各部分に不満足な点が残っているにしても、炉心燃料管理の最適化を実現するための理論・シュミレータ・インコアモンタシステムは揃っており、これをシステム化する可能性・必要性が高まる機運にある。

以上に述べたことから、炉物理研究者が活躍すべき分野は自づと明らかであろう。またここでは触れなかったが、ATRの連続燃料交換・FBRのブランケット管理・炉型によらず問題となる局所出力分布なども、それぞれに興味ある研究課題ではなからうか。そのほかに、計算機に慣れ、理論に強い炉物理学者にとっては、ひろく情報システム・最適化手法の面からもこの問題に寄与できるであろう。

## 2・3・3 第21回熱中性子炉専門部会議事録

1. 日 時 昭和46年10月29日
2. 場 所 原研本部第2会議室
3. 出席者 (委員) 若林二郎, 水田 宏, 下桶敬則, 下遠野英俊, 堀部 治,  
中土井昭三, 竹内栄次, 沢村 収, 後藤頼男, 金子義彦,  
小林岩夫, 安川 茂  
(オブザーバ) 清瀬量平, 川合敏雄, 高元昭紘, 関水

## 4. 配布資料

- i) 動力炉の燃焼解析(今後検討すべき事項)
- ii) MIT Summer Session on "Nuclear Fuel and Power Management"
- iii) Selected Design Data for Zion Nuclear Power Plant.

## 5. 議 題

- (1) 前2回議事録の確認
- (2) 配布資料i)~iii)のもとで講演, 清瀬量平氏(東大)

本年8月2日より13日にかけて米国MITにおいて動力炉の燃料管理技術に関する夏期講習会が開かれた。この講習会に、我国からは清瀬量平氏(東大)と宮脇良夫氏(動燃事業団)の2人が参加された。本講演はこの講習会の概要の説明を行なうとともに、帰途米国GE社のDr. Crowther氏との間になされた動力炉の燃焼計算に関する技術討論の結果についての報告が含まれている。

夏期講習会に関しては、参加者が33名(電気事業者よりの派遣13名, 機器製造メーカー10名, 大学関係4名, 燃料会社2名, 米国原子力委員会2名, 海外よりの参加者9名(うち, フランス4名, 日本2名, ドイツ1名, カナダ1名, 台湾1名))であり, 参加費は1人当たり800\$であった。講習の内容は, 別紙資料i)に示した通り, 非常に広範囲にわたるもので, 核燃料の調達, 成型加工, 炉内燃焼と燃料管理, 再処理, 経済性評価等の項目別に講議が行なわれ, 米国のこの部門に従事している第1線の研究者技術者, 経営者による直接の講演であった。また, 計算コードの使用を行なって燃焼計算, コスト解析に関する演習も行なわれた。

Crowther氏とは, 動力炉の燃焼予測技術の最近の動向について討論を行なってきた。この中で, Crowther氏は本年7月にIAEAが主催した燃焼解析ならびにその測定技術に関するパネル討論の内容にふれ, 今後次の諸点について各国が協力し合う必要性を説いていた。まず, 核データに関してはプルトニウム核種の炉定数をさらに検討, 整備する必要があること, 核分裂生成核種の炉定数を整備すること, 核分裂当りの放出エネルギー値を標準化すること, 等があり, 燃焼計算技術に関しては核データ, 計算技術を分離してさらに詳細検討を重ねる必要があること, また特に3次元燃焼計算技術の開発に対しては, 計算時間の短縮化を図った実用的な計算方法の早期確立が望まれ, GE社では目下FLAREコードに代るコードの開発に着手していることを示した。また燃焼度の測定方法に関しては, 機関毎に別々な方法を使用していて, 機関相互において測定データと計算結果との直接の比較が大変に困難であるのが現状であって, 将来ぜひ

測定方法に統一を図り、相互比較ができるようにしたいと述べていた。さらに進んで、燃料中にモニタ核種を導入して、動力炉の燃焼特性をより精度よく把握できるようにするよう前向きな努力が必要であることを説いていた。

(3) 動力炉の燃料管理について、川合敏夫氏(日立)

動力炉の燃料管理方式を最適化させる場合、燃料の装荷方式、交換計画と制御棒の挿入、引抜き計画とは不可分なものであり、制御棒挿入、引抜き計画の検討なくして燃焼問題を論ずることはあまり意味をなさない。燃料管理の上手、下手はまた経済性へも大きな影響を及ぼすもので、その計画にあたっては最適化が必要になる。

現在の燃料管理に関する最適化手法はまだ実用的なレベルにまで至っていない。しかし、巨視的な計画に関しては最適化の手法の適用が可能で、現に単位格子より炉心を構成させるまでの段階で、単位格子諸元の選定や燃料の装荷方式、制御棒の挿入、引抜き問題で最適化手法が使用されてきている。因に、原子力関係の問題処理で、最適化の手法が使用されているものを列挙してみると、Xeオーバ・ライドの最適制御、定常中性子束分布の最適化、燃料交換と燃焼の最適化、長期燃料サイクルにおける動力炉の最適投入問題、放射線遮蔽壁の最適化、等々がある。

燃焼問題の最適化にあたっては、出力分布計算が常につきまとう。これは大変計算時間を費やすもので、その簡略化が必要になる。簡略化の一方法としてエネルギー・モード展開法を利用し、中性子束計算を行なうに当っては極力群数をへらすようにすることが重要である。その代りに炉心体系を3次元体系のままに処置することが必要である。このような考え方を高速炉の燃焼計算へ適用することを目下検討中である。その際、3次元出力分布の計算をFLAREコードの近似程度の方法にて処理出来ることを狙っている。エネルギー・モード展開法と詳細計算とを相互比較したところ、高速炉の場合でも1群計算にて燃料解析を行ないうる事が判明しつつある。

6. MIT 夏期講習会の講義項目

- (1) Benedict, M. (MIT); Overall View of the Nuclear Fuel Cycle.
- (2) Benedict, M. (MIT); General Discussion of Fuel Management.
- (3) Faulkner, R.L. (US.AEC); Uranium Resources.
- (4) Benedict, M. (MIT); Effect of Fuel and Poison Management on Power Distribution.
- (5) Benedict, M. (MIT); Fuel cycles for Light Water Reactors.
- (6) Benedict, M. (MIT); Uranium Conversion and Enrichment.
- (7) Bement, A.L. (MIT); Fuel Fabrication and Behavior.
- (8) Duckworth, J.P. (NFS); Nuclear Fuel Reprocessing.
- (9) Walter, W.G. (US.AEC); Nuclear Wastes Management.
- (10) Benedict, M. (MIT); Simplified Treatment of Fuel Cycle Costs.
- (11) Benedict, M. (MIT); Present Worth and Levelized Costs.
- (12) Hansen, K.F. (MIT); Fuel Management physics.
- (13) Hansen, K.F. (MIT); Fuel Management computer Codes.

- (14) Benedict, M. (MIT); Fuel Cycle Costs in a Light Water Reactor.
- (15) Mason, E.A. (MIT); Effects of Fueling Options.
- (16) Toddes, N.E. (MIT); Fuel performance Limits.
- (17) Mason, E.A. (MIT); Plutonium Recycle and LMFBR Fuel Management.
- (18) Mason, E.A. (MIT); Utility systems power Management.
- (19) Hansen, K.F. (MIT); Simulation and Optimization Techniques.
- (20) Martin, R.J. (Commonwealth Edison Co.); Nuclear Fuel Purchasing  
Contracts.
- (21) Springteen, D.F. (Chase Manhattan Bank); Financing the Fuel Cycle.
- (22) Veras, A.F. (Commonwealth Edison Co.); Organization of a Nuclear  
Utility Fuel Department.
- (23) Mason, E.A. (MIT); Power System Management calculations.
- (24) Hanson, K.F. (MIT); Reactor physics Methods and Codes—I.
- (25) Hansen, K.F. (MIT); Reactor physics Methods and Codes—II
- (26) Hansen, K.F. Mason, E.A. (MIT); Introduction to works Workshops.
- (27) Larson, R.E. (System Control, Inc.); Optimization techniques.
- (28) Shanstrom, R.T. (Shanstrom Nuclear Associates);  
Spectrum & cross section Calculations;
- (29) Breen, R.J. (Westinghouse Bettis Laboratory);  
Criticality Calculations.
- (30) Breen, R.J. (Westinghouse Bettis Laboratory);  
Space-Independent Depletion Calculations.
- (31) Larson, R.E. (System Control, Inc.); Linear and Non-Linear  
Programming.
- (32) Breen, R.J. (Westinghouse Bettis Laboratory);  
Space-Dependent Depletion Calculations.
- (33) Larson, R.E. (System Control, Inc.); Dynamic programming.
- (34) Shanstrom, R.T. (Shanstrom Nuclear Associates);  
Fuel Shuffling Depletion Calculations.
- (35) Larson, R.E. (System Control, Inc.); Planning Under Uncertainty.
- (36) Mason, E.A. (MIT); Fuel Cost Calculations.
- (37) Tong, L.S. (Westinghouse Bettis Laboratory);  
Engineering Analysis Calculations.



## 2・4 第22回専門部会

## 2・4・1 重水臨界実験\*

動力炉・核燃料開発事業団 坂田 肇

## 1. まえがき

重水減速，沸騰軽水冷却炉である「ふげん」の炉心は，すでに稼動している軽水炉とは異なり，炉心はクラスタ型燃料を装荷した圧力管型で炉物理的にみて，複雑な体系になっている。しかも最初からプルトニウム-ウラン混合酸化物燃料体とウラン燃料体をほぼ同じ数だけ装荷しているうえ，運転が進むと燃料の組成が，燃焼により変ったり，新しい燃料に交換されたりして，装荷されている燃料の組成が千差万別となる。したがって原子炉を安全にしかも経済的に運転していくためには，設計段階のみならず運転に入ったときでも，常に炉心の核的性能を正確に把握できるようにする必要がある。

原子炉の核特性を知るのには，一般に炉心内での中性子の挙動に関する炉物理の理論や実験にもとづいて作られた核設計や，性能計算の計算コードが用いられる。「ふげん」のような炉型に対しても，このような計算コードが開発されているが，その信頼性をさらに高めるためにはなお多くの課題があるため，理論と実験の両面からの炉物理の研究を行ない，それらの課題の解決を図らなければならない。

「ふげん」の炉物理研究の主要な項目は，(1)反応度係数，(2)反応度制御能力，(3)炉心の核的定数，(4)中性子束分布と出力ピーキング，(5)冷却材喪失時の反応度効果などであるが，これらの諸問題を解明するため，重水臨界実験装置(DCA)を用いての炉物理の研究・開発が進められている。DCAはできるだけ「ふげん」の炉心を模擬して作られているが，第1表に示されているような違いがある。このうち最も大きな違いは，DCAの炉心の大きさが「ふげん」のそれに較べて直径，高さとも約半分であることである。このためDCAで得られた実験データが，そのまま「ふげん」の核特性を完全に示していることにはならない。また各種の計算コードの信頼度を確めるには，単に一つの条件(炉心構成)での実験データでは不十分であり，核特性に大きな影響をおよぼす物理量を変えたいくつかの条件での実験データが必要である。そこでDCAでは下記の条件を選んで実験が行なわれる。

(1) 格子ピッチ(=減速材体積/燃料体積)：20, 22.5, 25 cm

(2) 燃料および濃縮度：UO<sub>2</sub>燃料(1.2%, 1.5%および天然ウラン)

PuO<sub>2</sub>-UO<sub>2</sub>燃料(0.54 w/o, 0.87 w/oおよび~90%

Pufiss, ~75% Pufiss)

(3) 冷却材ボイド率：0, 30, 70, 100%

このほか，減速材中に溶かした吸収体(ボロン)の濃度(最大20 ppm)や冷却材の温度(最大80℃)を変化させた実験も行なわれる。

DCAは43年12月に建設を開始し，予定どおり44年12月末に初回臨界に達した。引続き22.5 cmの格子ピッチの炉心で，上述した実験条件を変え，各種の実験データの収集とそれらの解析が進められた。そして，これらの研究の成果は「ふげん」の安全性の

\*本資料は動力炉・核燃料開発事業団公刊の動力炉技報No.3ならびに第4回報告と講演の会予稿集を全面的に引用して作成した。

第1表 DCAと「ふげん」の炉心の比較

	D C A	ふ げ ん
熱出力	1 KW	557 MW
炉心部		
形状・寸法	円筒型、直径約3 m、高さ約2 m (燃料有効長)	円筒型、直径約4 m、高さ約3.7 m (燃料有効長)
格子間隔	20, 22.5及25 cm, 正方格子	24 cm, 正方格子
炉心タンク	AL, 直径約3 m, 高さ約3.5 m	SUS, 直径約7.9 m, 高さ約4.9 m
カランドリヤ管	AL, 外径140 mm, 肉厚2 mm	Zr <sub>y</sub> -2, 外径153 mm, 肉厚1.5 mm
圧力管	AL, 外径120.8 mm, 肉厚2 mm	Zr-Nb合金(25%), 外径126.6 mm, 肉厚4.8 mm
燃料体		
燃料	1.2%, 1.5%濃縮および天然ウラン, UO <sub>2</sub> ペレット, 外径14.8 mm	1.5%濃縮UO <sub>2</sub> ペレット及プルトニウム, ウラン混合酸化物ペレット, 外径14.8 mm
被覆管	AL, 外径16.7 mm, 肉厚0.8 mm	Zr <sub>y</sub> -2, 外径16.46 mm, 肉厚0.84 mm
燃料有効長	約2 m	約3.7 m
構造	28本の燃料棒を3重炉心円周上にクランスタ状に配列	同右
装荷体数	最大161体(20 cmピッチ)	224体
減速材	重水約22 ton 常温	重水約150 ton, 70℃以下
冷却材	実験条件	284℃沸騰軽水(平均ボイド率約28%)
反射体	"	40 cm
反応度制御系		
制御方式	重水減速材水位または制御棒(2本)挿入量	初期重水中ボイズン及運転時制御棒(49本)挿入量
制御棒吸取体	Cd, 中空円筒	B <sub>4</sub> C, 2重円環状配列

評価や炉心設計に利用され、その信頼度の向上や問題点の解決が図られている。現在は22.5 cmの格子ピッチの体系の実験がほぼ終り、格子ピッチを25 cmに変更した体系での実験に入っている。なお、プルトニウム・ウラン混合酸化物燃料の使用や減速材中の毒物の影響を調べる実験は、燃料や機器の完成をまって、47年半から始める予定である。

以下「ふげん」の核特性を明らかにするために、DCAで行なった炉物理研究のおもな成果について述べることにする。DCA施設の内容については、他の報告書(註)を参照されたい。

## 2. 冷却材ボイド反応度

「ふげん」の最初の計画では、初めに1.5%濃縮ウラン燃料のみを装荷する予定であった。このような炉心では初期正のボイド反応度をもつために、なんらかの原因で冷却材を喪失したときにその直後臨界超過になり、ドブラー効果による抑制がきくまで核分裂がどんどん進行して出力が増大することが予想された。これは次のいくつかの要因の働き具合が変わり、微妙な変化をするためである。

- (1) ボイドの増加により、冷却材の中性子吸収が減少する(正の反応度変化)。
- (2) 冷却材の中性子減速効果が減少し、共鳴エネルギーの中性子が増大して、<sup>238</sup>Uの

共鳴吸収が増加する（負の反応度変化）。また  $^{235}\text{U}$ ,  $^{238}\text{U}$  の核分裂も増加する（正）。  
 (3) 減速効果の減少にともない、熱エネルギーの中性子が減少し、 $^{235}\text{U}$  の吸収が減少し（正）、核分裂も減少する（負）。

(4) ボイドの増加により、炉心の外へ漏洩する中性子が増大する（負）。

しかし、プルトニウム燃料になると熱中性子を吸収する割合が  $^{235}\text{U}$  よりも大きい  $^{239}\text{Pu}$  が働いて、共鳴エネルギーの中性子が相対的に多くなり、 $^{238}\text{U}$  の共鳴吸収の増加が効いて、ボイド反応度は負に転じる。

原子炉の安全性のうえで重要なこのボイド反応度を正しく評価するために、DCAでは全部の圧力管のなかの冷却材のボイド率を0%、30%、70%、86.7%および100%と変えて、反応度の変化を測定した。その結果が第1図であり、ボイド率が70%を越えるとボイド反応度が急激に大きくなることがわかる。DCAの炉心では、この図に示されているように負のボイド反応度であるが、これは炉心の大きさが「ふげん」のそれよりも小さく、中性子が炉心から漏洩する効果が大きく効いたためである。そこで炉心の大きさの依存性も実験で確めた結果、ボイド反応度の絶対値は小さくなり、炉心が「ふげん」のように十分大きくなると正の値になることが明らかになった（第2図）。

「ふげん」の冷却系は、224チャンネルの圧力管を半分ずつにまとめた2系統に分けられているので、1つのグループの圧力管内の冷却材を喪失する事故が想定される。このように半数の圧力管のなかが完全にボイド（空気）になった非対称の炉心の反応度を知るため、 $\frac{1}{4}$ ,  $\frac{1}{2}$ ,  $\frac{3}{4}$  および全炉心の圧力管が空気になったときの反応度変化の測定が行われた。この結果を示したのが第2表であるが、この実験では減速材中に挿入した固体吸収体（制御棒）の量によりボイド反応度が如何に変るかも測定された。第2表から、ボイドのチャンネルの増加分以上に反応度は大きくなることが明らかになった。また第2表の結果を、制御棒を挿入した炉心の大きさをあらわすバックリングを横軸にとってプロットすると第3図のようになる。ここで注目すべきことは、制御棒の挿入本数が増加すると反応度の絶対値は直線的に減少するが、バックリングを零に外挿しても、すなわち無限に大きな炉心になっても符号が変らぬことである。これはボイド炉心になると制御棒の反応度効果が約1.5倍になり、中性子の漏洩によるボイド反応度の変化よりも大きくなるためである。

### 3. 制御棒反応度効果

燃焼初期の原子炉は、必ず臨界を保つのに必要な量以上の燃料が装荷されている。この余分の燃料による反応度（余剰反応度）は、原子炉を高出力で長時間運転を続ける場合に、(1)燃料の燃焼、(2)毒物となる核分裂生成物の蓄積、(3)燃料や冷却材の温度上昇により加わる負の反応度などを補償するためのものである。したがって、原子炉を常に臨界に保つには、なんらかの方法でこの余剰反応度を抑制しなければならない。このために中性子の吸収体で作られた制御棒が用いられている。この制御棒は、さらに原子炉を停止するとき、十分な余裕をもって炉を臨界未満に保つ能力を持つことも必要である。

「ふげん」で用いられる制御棒は、ボロン・カーバイト ( $\text{B}_4\text{C}$ ) をつめた棒を2重の同心円環状に配列したものであるが、その能力（反応度効果）を計算で正しく求める

ることは難しい問題である。そこで実際の制御棒と同じ構造のものを用いて、系統的に非常に多くの実験データの蓄積を図った。すなわち制御棒の反応度効果は、炉心内での装荷位置や装荷状態によっても変ることから、これらの条件をいろいろに選んで測定された。さらに、冷却材ボイド率が異なる炉心に装荷した場合についても実験した。

第3表に実験結果の一部を示したが、§2でも述べた如く、冷却材のボイド率が大きくなると反応度効果も増加することがわかる。第4図は2本を中心対称にそれらの間隔を離れたときの反応度効果をプロットしたもので、間隔が増すにしたがって正の相互干渉効果によって反応度は増大するが、ある距離以上離れると装荷位置の中性子束の大きさが小さくなることに原因して、再び反応度は減少する。干渉効果の大きさをはっきり示したのが第5図である。これは2本の制御棒を同時に挿入したときの反応度の大きさと、1本の値の2倍との比を距離の関数としてプロットしたもので、この比が1より大きいときが正の干渉効果である。実験の結果は、間隔が約50 cm 以上になると正の干渉効果があることを示している。

#### 4. 中性子束分布

中性子束の空間的な変化は、核分裂の結果として発生する熱出力の空間分布を決めるものである。この空間の分布は、炉心の形状と大きさおよび炉心に装荷されている燃料や制御棒などの状態に左右される。燃料が炉心全体に一樣に装荷され、しかも制御棒などが無い最も単純な炉心（クリーン炉心）では、炉心の周辺部の中性子が炉心の外へ漏れて出る割合が大きくなり、中性子束は、中心部が高く周辺部へ行くほど低くなるような空間分布を示す。

第6図は半径方向の測定結果の1例であるが、このグラフの彎曲の度合（バックリング）は、炉心の大きさに関係し、炉心の核特性を決める一つの因子である。すなわち炉心が大きくなるとバックリングは小さくなるが、このバックリングは炉心外へ洩れ出る中性子の確率を示す一つの尺度となり、バックリングが大きいほど漏洩量が多くなる。装荷した燃料の種類や冷却材ボイド率を変えてバックリングを測定した結果を第7図に示した。

このように中性子束が低い周辺部では、そこにある燃料が有効に利用されないので、炉の中心付近に制御棒を挿入して、全体の空間分布をできるだけ平坦にして運転することが望ましく、「ふげん」でもこの方法がとられる。そこで制御棒の挿入により、中性子束分布を如何に変化するかを測定したのが第8図と第9図である。第8図は9本を挿入して炉心の半径方向の全体的な分布を調べたものであり、第9図は制御棒の近傍で中性子束分布が如何に歪むかをみたものである。なお両図には計算結果も同時にのせてあるが、実験値をよく再現していることがわかる。

#### 5. 動特性パラメータ

臨界状態にある原子炉で、外乱が加わって臨界からはずれたとき、原子炉の出力レベルが時間的にどのように変るか、すなわち原子炉の過渡現象を支配する因子が動特性パラメータで、安全性のうえからも重要な定数である。これには核分裂を起したときに放出される中性子のうち、少し時間がたってから放出される遅発中性子の割合（実効遅発中性子生成割合  $\beta_{eff}$ ）と、核分裂の瞬間に放出される速い中性子（即発中性子）が熱

中性子になって吸収されてしまうまでの寿命 ( $l_p$ ) の2つがある。「ふげん」の場合には、即発中性子の寿命は  $200 \sim 300 \mu\text{sec}$  位で短い。しかし核分裂で放出される全中性子の平均寿命は、遅発中性子の寄与によって約  $0.1 \text{ sec}$  と長くなる。そして臨界からはずれた場合の中性子数の時間変化は、この中性子寿命の大小で左右され、臨界からのずれが小さいときは平均寿命、大きいときは即発中性子寿命で支配される。

実効遅発中性子生成割合は  $^{235}\text{U}$  や  $^{239}\text{Pu}$  など核分裂性核種の種類、燃料の状態および炉心の大きさによって異なる。また重水減速の炉では、核分裂生成物の  $\gamma$  線が重水と核反応を起して生成する中性子も遅発中性子として働くため、この数も加えねばならない。

「ふげん」のように複雑な体系に対して、これら2つの定数を計算で求めることが難しいこと、しかも得られた計算値がどの程度の精度であるかを確認するためにも実験値が必要となる。実験では  $\beta_{\text{eff}}/l_p$  と  $\beta_{\text{eff}}$  を求めて  $l_p$  を導出する方法を用いた。その結果が第4表である。この表によると、冷却材のボイド率が変わっても、 $\beta_{\text{eff}}/l_p$  と  $\beta_{\text{eff}}$  の値は余り影響を受けぬことがわかる。なおこの実験はウラン燃料が装荷されている炉心で行なったもので、プルトニウムの燃料になると  $\beta_{\text{eff}}$  の値は小さくなる。

#### 6. 燃料交換時の核特性

燃焼した燃料を新しい燃料と交換する場合、「ふげん」では運転を停止することなく交換作業を行なう。このとき局所的に他の燃料と異なる新燃料が装荷されるために、出力のピーキングが生ずる可能性があり、この出力ピーキングを小さい値に止めるように燃料交換順序も考える必要がある。さらに燃料を交換している途中で、一時的に圧力管のなかで冷却材のみとなるが、この場合に交換するチャンネル内の熱中性子束の増大が隣接するチャンネルの燃料の出力にまで影響することも考えられる。

このように燃料交換作業の過程で予想される出力ピーキングを明らかにする目的で、種々の条件で燃料交換を模擬した実験が行なわれた。その結果、圧力管内が冷却材のみとなる引抜き時は特に問題なく、隣接するチャンネルの燃料の出力は変化しないことが明らかになった(第10図)。しかし新燃料を挿入する途中で、先端部に第11図に示すような出力のピーキングが起ることが観測された。このピーキングは燃料体の先端部の構造によって決るため、DCAの燃料と「ふげん」の燃料とは先端部構造が異なることを考慮し、「ふげん」とほぼ同じ先端部構造をもつ燃料を用いて実験した結果が第12図である。第11図と第12図を比較すると、燃料棒の先端部に天然ウランのペレットを入れた「ふげん」の燃料では、明らかに出力ピーキングが抑えられている。

燃料交換時の核特性でもう一つの問題は、交換時に原子炉の反応度が如何に変わるかということがある。このため燃料の引抜きまたは挿入を行なって、燃料の反応度を測定し、第5表に示す結果が得られた。この実験は中央の交換チャンネルとその周囲のチャンネルの条件を変えて行ない、計算値と比較したが割合良い一致をみた。

#### 7. 分散炉心の核特性

原子炉が運転状態に入ると、燃料の燃焼や燃料交換などの結果として、燃料組成がチャンネルごとに変化するので、炉心のなかにある燃料の組成やその装荷位置が極めて複雑になる。

「ふげん」ではこのように複雑となった炉心の諸特性を正確に推定できるようにするために、重水減速材領域に配置した多数のインコア・モニタで測定した局所的な中性子束の大きさ、制御棒の位置、運転出力および冷却材の流量や温度などの測定値を入力データにした炉心性能計算法の開発が進められている。このうち核的の面で重要なものは各燃料体で発生している熱出力、炉心内の熱出力分布、出力ピーキング、制御棒の反応度効果などである。DCAでは各種の濃縮度の燃料体を炉心に分散して装荷して運転時の炉心を模擬し、これらの実験データの収集を行なっている。

第6表はこの実験の前段階として、天然ウラン、1.2%濃縮ウランおよび1.5%濃縮ウランの燃料体を用いて多領域の炉心を構成し、各燃料体で囲まれている重水領域中の中性子束の値と燃料体の熱出力との比( $R_p$ )を求めた結果である。実際の原子炉では $R_p$ を測定することは不可能であり、しかも $R_p$ の値のチャンネルパラメータによる変化が単純でないことから、精度の高い $R_p$ の計算法を確立することが重要な問題となる。制御棒の反応度効果も、それを囲む燃料体の種類によって変ることは予想されるが、その測定結果が第7表である。前に述べたように、反応度効果は挿入位置の関数となるので第7表では同じ位置で1.2%濃縮燃料で囲まれている場合の値と比較して示した。

分散炉心の実験は、上述の3種類の燃料の装荷体数と装荷位置、冷却材ポイド率および制御棒の挿入本数をいろいろに変えて熱出力分布を測定したが、それらの実験データは現在詳細に検討している。

## 8. 格子パラメータ

「ふげん」のように燃料が格子状に装荷されている不均質な炉心の核設計は一般に次の手順で計算される。まず単位格子内の中性子の振舞いをできるだけ厳密に計算し、その結果から単位格子で平均化された核定数を求める。この平均化された核定数はエネルギー的にも熱、共鳴、高速の各エネルギーの組に縮約されている。そして炉心全体の核特性は、この少数組の核定数(組定数)を用いて求められる。したがって、炉心計算の入力データを計算する格子計算の精度は最終結果にまで影響をおよぼすから、この信頼度を実験で確かめておく必要がある。

実験では、ディスプロシウム、減損ウラン、濃縮ウラン、金などの放射化量(反応率)を測定され、熱、共鳴および高速中性子の反応率の空間分布を詳細に調べられた。さらにこれらの測定データから無限増倍係数( $k_\infty$ )と、それを構成する因子である熱中性子利用率、共鳴を逃れる確率および高速中性子核分裂効果や、これら因子のそれぞれに対応する炉物理量(熱中性子束分布微細構造、 $\rho^{28}$ ,  $\delta^{28}$ ,  $\delta^{25}$ )も導出された。第13図～第16図に格子パラメータの実験結果を示したが、第13図は格子内の熱中性子束の詳細な分布の測定結果である。冷却材ポイド率を変えて得られた空間分布を単位格子の境界で規格化してプロットしてあり、ポイド率が大きくなるに従って重水領域の空間変化は大きくなるのがわかる。第14図は $^{238}\text{U}$ が共鳴エネルギー中性子と熱エネルギー中性子を吸収する割合である $\rho^{28}$ の空間変化、第15図と第16図は $^{235}\text{U}$ の全核分裂率に対する高速中性子による $^{238}\text{U}$ の核分裂率( $\delta^{28}$ )と、 $^{235}\text{U}$ の熱外中性子核分裂率( $\delta^{25}$ )との比の空間変化である。これらの量は冷却材ポイド率が100%になると、他のポイド率の場合とは少し異なる傾向が認められる。

## 9. 重水水位反応度係数

原子炉に事故が起り緊急に停止（スクラム）せねばならなくなった場合、「ふげん」では減速材である重水を急速に炉心から排水（ダンプ）する方法と中性子束を吸収する制御棒を炉心に挿入する方法が併用されている。前者の方法がどのような効果があるかを明らかにするために、重水水位の変化に対する反応度の変化の割合が測定された。種々の重水水位において水位をわずかに変化させたときの反応度の変化を各種の炉心構成にて測定し、水位の関数としてまとめたが、その結果の1例が第17図である。水位反応度係数 $(\partial\rho/\partial H)$ は重水水位 $(H)$ の3乗に逆比例する関係があるが、その比例定数は炉心構成によって決まる値である。第17図に示されているように計算結果は実験データをよく再現していて、計算方法の信頼性は高い。なお水位は $H_1$ から $H_2$ まで重水をダンプしたときに加わる反応度効果は第17図で $H_1$ から $H_2$ で囲まれた面積に相当する。

## 10. む す び

DCAを中心として行なわれている重水臨界実験の研究・開発の成果の概要について述べたが、このような成果をあげるために、DCA施設の運転保守や実験技術などでも多くの検討や工夫が払われ、解決されてきた。規模は小さいが、重水炉であるDCAで得られたこれらの経験のあるもの、例えば重水や燃料の取扱いなどの経験は、「ふげん」のそれらに対して有益な情報となるであろう。

DCAは47年半ばより、プルトニウム・ウラン混合酸化物燃料を部分的に装荷した炉心（プルトニウム炉心）による実験が計画されている。プルトニウムは約0.3 eVのエネルギーの中性子と大きな共鳴核反応を行なうこと、プルトニウム-239から-242までの4種類の同位体があること、遅発中性子生成割合が小さいことなどの点で、ウランと非常に異なる核的性質をもっている。プルトニウム炉心による実験では、この核的性質の違いによる核特性の変化を調べ、「ふげん」のプルトニウム燃料が装荷される初期炉心や燃料の燃焼が進んだ炉心の核特性を明らかにする。このほか、原子炉がもつ固有の負の反応度であり、万一反応度事故が起って温度が上昇したとき、それをおさえるのに一番効果的に働く燃料体温度係数（ドップラー効果）や、初期炉心の大きな余剰反応度を殺すために重水減速材中に溶かした毒物（ボロン）の影響を測定する実験も計画されている。そしてこれらの実験を行なうため、プルトニウム燃料、プルトニウム燃料取扱設備、昇温装置、ボロン注入・除去装置などの製作、整備が進められている。

おわりに、DCAでの炉物理実験を開始してから約2年の間に多くの成果を挙げることができたことに対して、いろいろとご協力とご支援を頂いた関係者の方々に感謝いたします。

第2表 100%ボイド反応度

ボイド反応度 セル数	制御棒 挿入深さ	臨界水位 (cm)	バックリング (cm <sup>2</sup> )	ボイド反応度	
				$\beta$	%ΔK <sub>eff</sub>
0	0	97.33	10.55±0.0	-0.93±0.09	-0.67±0.06
1/4挿入深さ (30ch)	4	117.54	8.24	-0.79±0.06	-0.57±0.04
	9	146.28	6.33	-0.83±0.04	-0.60±0.03
	0	100.97	9.98	-2.16±0.10	-1.56±0.07
1/2挿入深さ (60ch)	4	122.64	7.77	-1.86±0.06	-1.34±0.04
	9	156.42	5.95	-1.47±0.04	-1.06±0.03
	0	105.99	9.32	-3.82±0.15	-2.75±0.11
3/4挿入深さ (90ch)	4	129.98	7.21	-3.49±0.12	-2.51±0.09
	9	164.34	5.44	-3.12±0.10	-2.25±0.07
	0	113.26	8.52	-7.10±0.15	-5.11±0.11
全挿入深さ (121ch)	4	141.02	6.52	-6.57±0.11	-4.73±0.08
	9	186.00	4.88	-6.23±0.08	-4.49±0.06

\*  $\beta_{eff} = 0.0072$

第3表 制御棒反応度効用

セル 数	制御棒 位置	反応度(%)			
		冷却材ボイド率 (%)			
		0	30	70	100
1	1D1	1.52	1.44	1.72	2.24
2	1D5	0.91	0.86	1.03	1.38
3	3D5	0.80	/	/	1.20
4	5D7	0.35	0.32	0.41	0.58
5	2 1B1, 1D1	2.72	2.62	3.09	4.03
6	2 1B5, 1D5	2.17	2.08	2.47	3.24
7	2 5B7, 5D7	0.76	0.70	0.86	1.24
8	2 1B1, 1C1	2.48	/	/	3.72
9	2 1B3, 1C1	2.65	/	/	3.94
10	4 1B1, 1A1 1C1, 1D1	3.83	3.72	4.43	5.83
11	4 5C1, 5A1 1D5	4.89	4.74	5.51	7.19
12	4 1B3 3A3 1C1 3D1	4.55	/	/	6.84
13	4 5B3 - 3A3 5C5 - 3D5	4.19	4.10	4.85	6.29
14	5 5B3 - 3A3 1C1 - 3D5	5.72	5.60	6.58	8.52
15	7 5B3 1B3 - 5C1 1C1 3D1 1C5 3D5	6.68	/	/	10.21
16	8 5B3 1B3 - 5C1 1C1 3D1 5C5 1C5 3D5	6.76	/	/	10.39
17	8 5B3 1B3 3A3 5C1 1C1 - 5C5 1C5 3D5	7.58	/	/	11.54
18	8 5B3 1B3 3A3 5C1 - 3D1 5C5 1C5 3D5	8.44	/	/	12.69
19	9 5B3 1B3 3A3 5C1 1C1 3D1 5C5 1C5 3D5	8.83	/	/	13.43

炉心: 燃料ピン22.5cm, 12%<sup>18</sup>O<sub>2</sub>クラスター121体円柱状燃料炉心  
制御棒全挿入

第4表 動特性パラメータ

冷却材 ボイド率 (%)	$\beta_{eff}/\rho$ (sec <sup>-1</sup> )	$\beta_{eff}$ ( $\times 10^{-2}$ )	$\rho$ ( $\mu$ sec)
0	26.0	0.79	304
30	28.1	—	—
70	27.7	—	—
86.7	24.8	—	—
100	29.0	0.78	269



第5表 燃料体反応度効果

中 央 1 Ch		周 辺 12 Ch		計 算		誤 差 率				
燃料体-冷却材	燃料体組成	燃料体-冷却材	燃料体組成	固有値	計算値	実験値				
1.2% UO <sub>2</sub> -0% void	0 cm	1.2% UO <sub>2</sub> -0% void	982.7	1.005419	0.0	0.0				
	24 "			1.004640	0.108	0.18±0.01*				
	48 "			1.001591	0.296	0.56±0.02*				
	72 "			0.998425	0.668	1.14±0.04*				
全引抜		全引抜		0.9973613	1.115	1.36±0.05*				
1.5% UO <sub>2</sub> -0% void	0 cm	1.2% UO <sub>2</sub> -0% void	978.0	1.006565	0.0	0.0				
	48 "			1.001552	0.694	0.81±0.03*				
	全引抜			0.9962659	1.425	1.66±0.06*				
	全引抜			0.9973613	0.741	0.93±0.03*				
Nat. UO <sub>2</sub> -0% void	0 cm	1.2% UO <sub>2</sub> -0% void	982.7	1.002717	0.0	0.0				
	48 "			1.000713	0.277	0.37±0.02*				
	全引抜			0.9973613	0.741	0.93±0.03*				
	全引抜			0.9993152	2.329	2.19±0.08*				
1.5% UO <sub>2</sub> -0% void	0 cm	1.5% UO <sub>2</sub> -0% void	867.7	1.006147	0.0	0.0				
	全引抜			0.9993152	2.329	2.19±0.08*				
	1.2% UO <sub>2</sub> -0% void			0 cm	1.2% UO <sub>2</sub> -100% void	984.5	0.9986579	0.0	0.0	
				全引抜			0.9917795	0.952	1.09±0.04*	

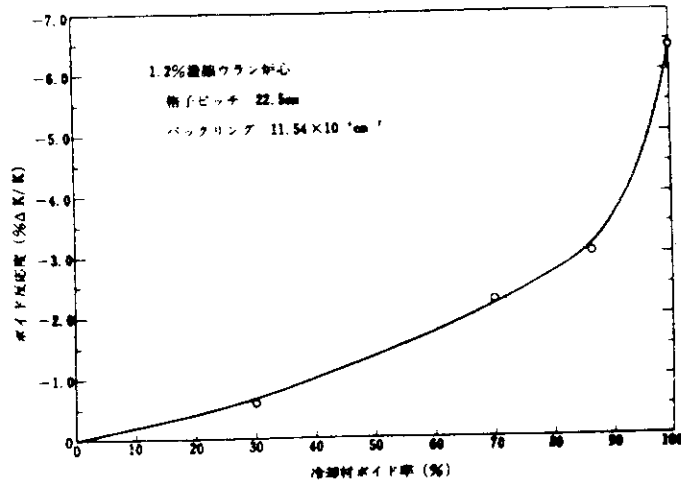
第6表 チャンネル熱出力対重水中中性子束比 (Rp)

チャンネル パラメータ	フラスコ内(中心)			重水中		R <sub>f</sub> = 23200(1.37400) 重水+12%重水	4CH合計熱出力 (計算値) X10 <sup>6</sup>	Rp
	炉心位置	Cu-Wire測定値 X10 <sup>4</sup>	4CH合計 X10 <sup>4</sup>	炉心位置	Cu-Wire測定値 X10 <sup>4</sup>			
Nat. U 0% Void	Q	19838	55931	1A1	38266	1461	15789	0.413
	QB2	13136						
	2A2	9409						
	2A0	13548						
1.2% EU 0% Void	OD6	22049	82419	1D5	71826	1147	37122	0.517
	OD4	24010						
	ZD4	18943						
	ZD6	17417						
1.5% EU 0% Void	4C6	22939	99694	3C5	94875	1050	54753	0.577
	4C4	27061						
	2C4	26382						
	2C6	23312						
1.2% EU 100% Void	6B2	12686	46631	5B3	34996	1332	18340	0.524
	6B4	9689						
	4B4	10109						
	4B2	14145						

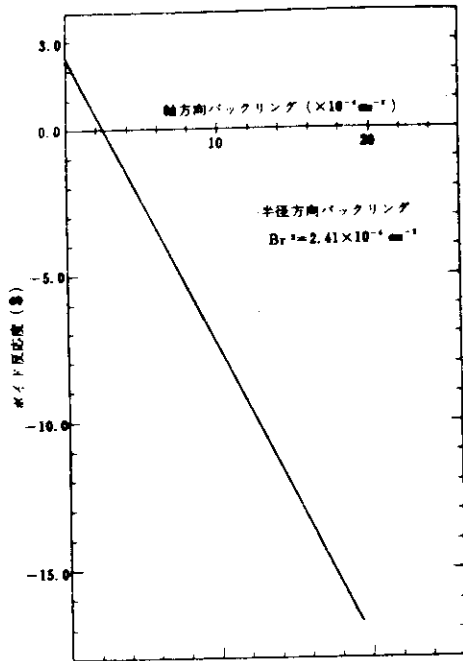
\* チャンネル熱出力(計算値) = (フラスコ中心 Cu-Wire測定値) × (熱出力変換比 Cp)

第7表 制御棒1本の反応度効果

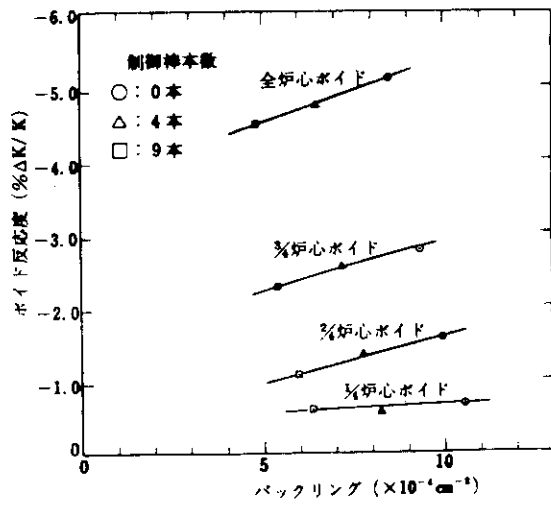
制 御 棒 挿入位置	多領域炉心		単領域炉心	
	チャンネル パラメータ	反応度 (%)	チャンネル パラメータ	反応度 (%)
1 A 1 or 1 C 1	Nat. U	0.52	1.2%E. U   0%Void	1.59
	0%Void		1.2%E. U   100%Void	2.23
5B3or3C5	1.5%E. U   0%Void	2.88	1.2%E. U   0%Void	0.78



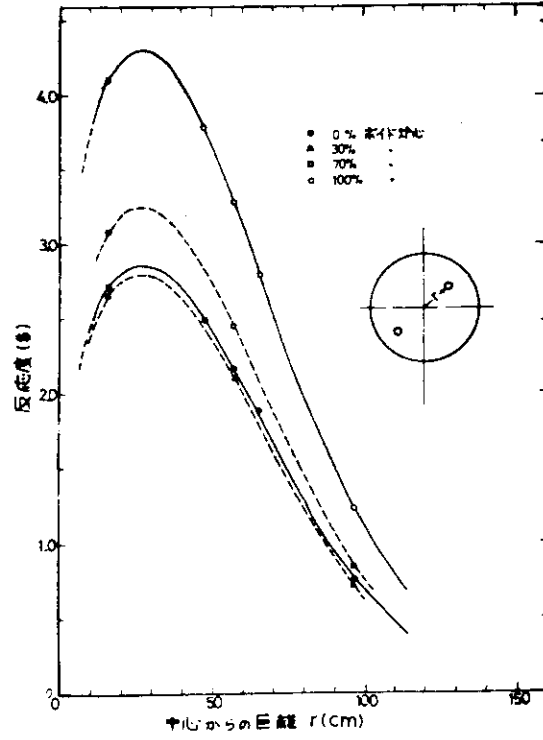
第1図 ボイド反応度とボイド率との関係



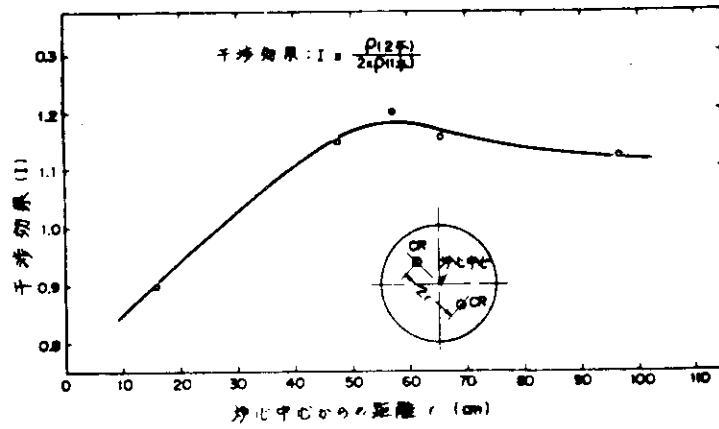
第2図 ボイド反応度とバックリングとの関係



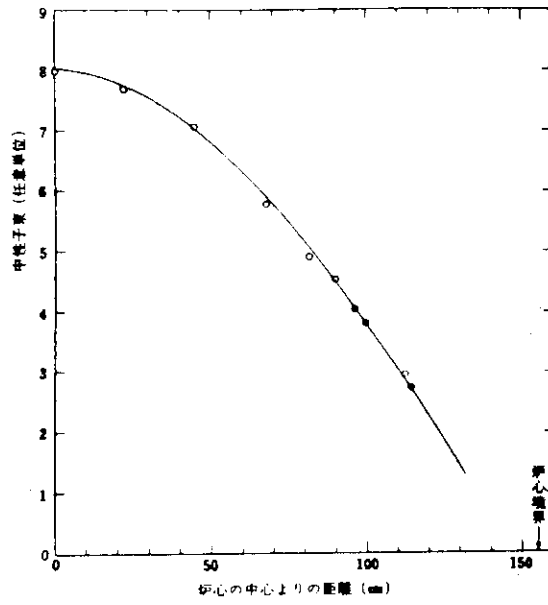
第3図 制御棒挿入炉心のボイド反応度



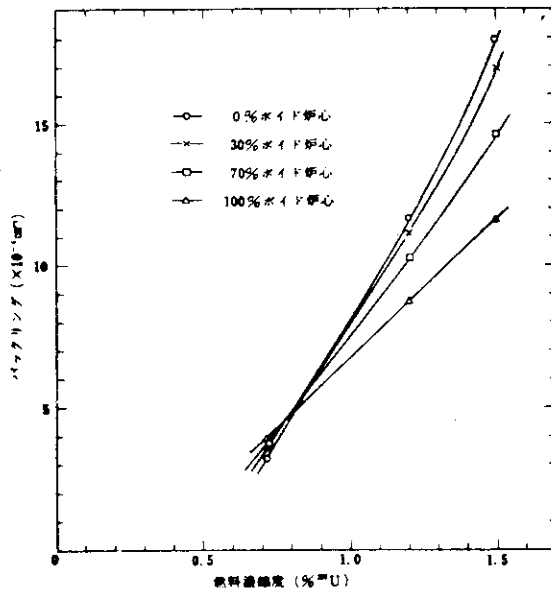
第4図 制御棒反応度効果 (2本装荷)



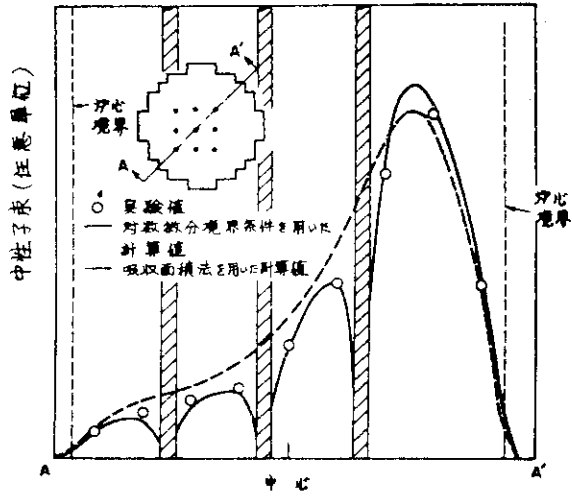
第5図 制御棒2本の反応度の干渉効果 (0%ボイド炉心の例)



第6図 炉心半径方向の中性子束分布

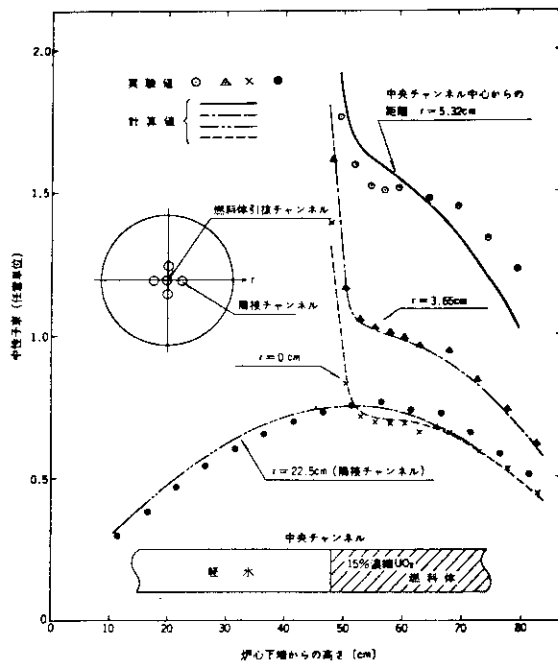
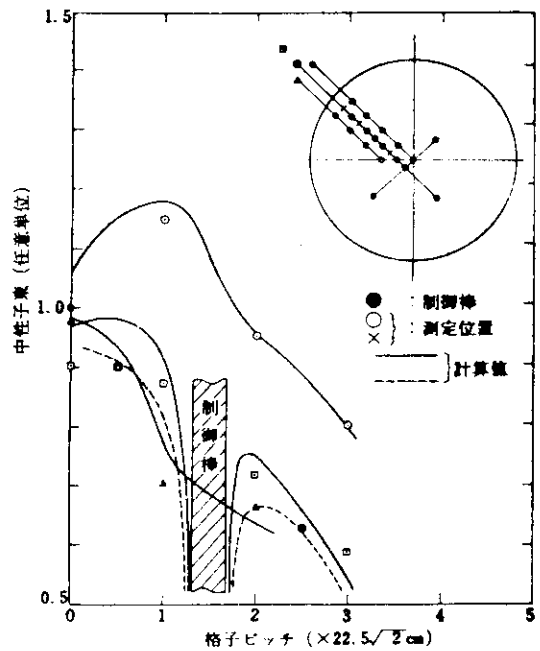


第7図 バックリングと燃料濃縮度の関係

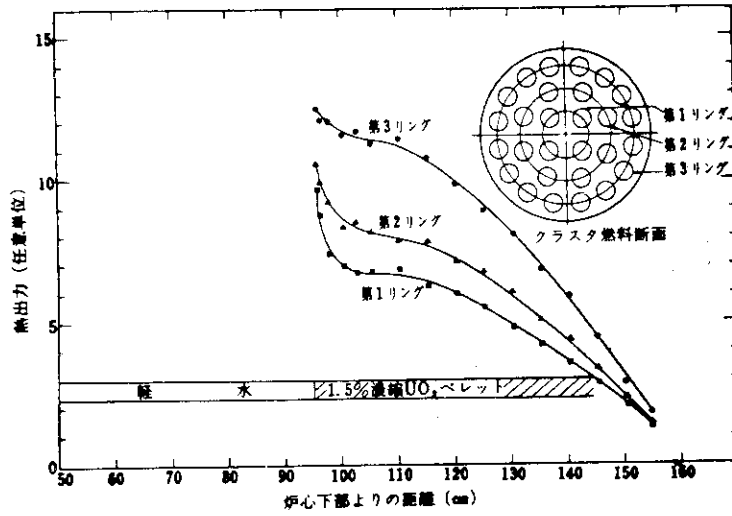


第8図 制御棒挿入時の中性子束分布 (9本装荷)

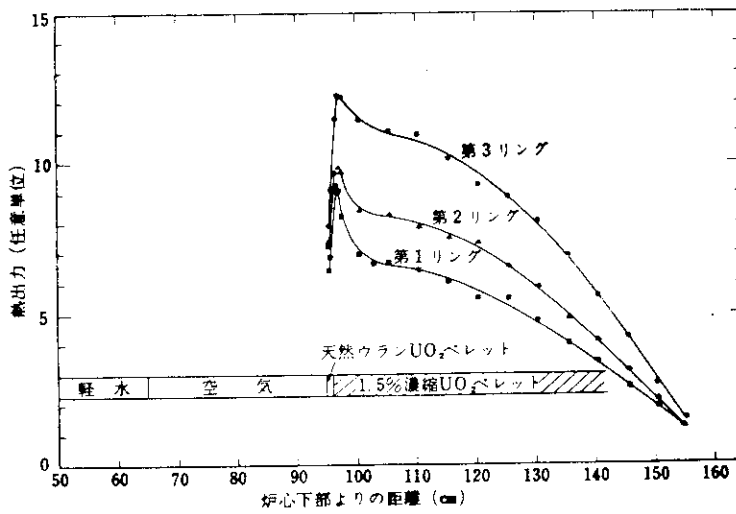
第9図 制御棒挿入による中性子束分布の歪み (5本装荷)



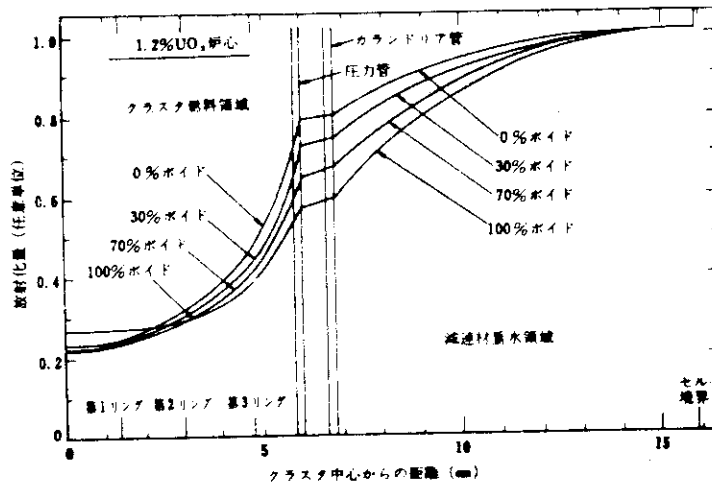
第10図 燃料体部分引抜時の中性子束分布



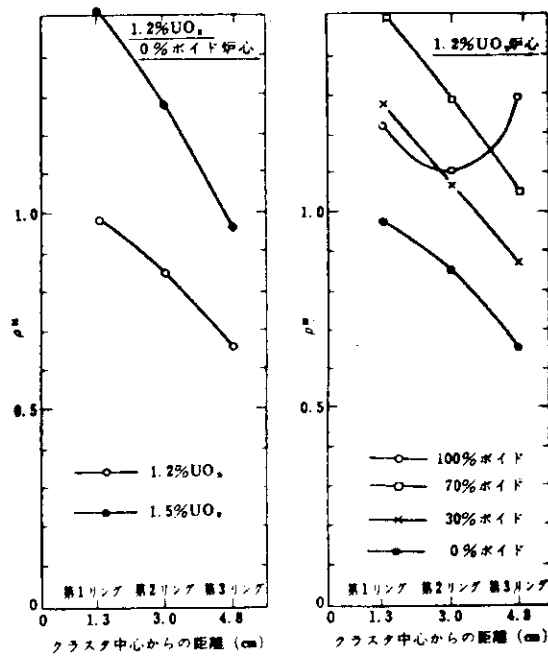
第11図 燃料体部分引抜き時の出力分布 (DCA燃料)



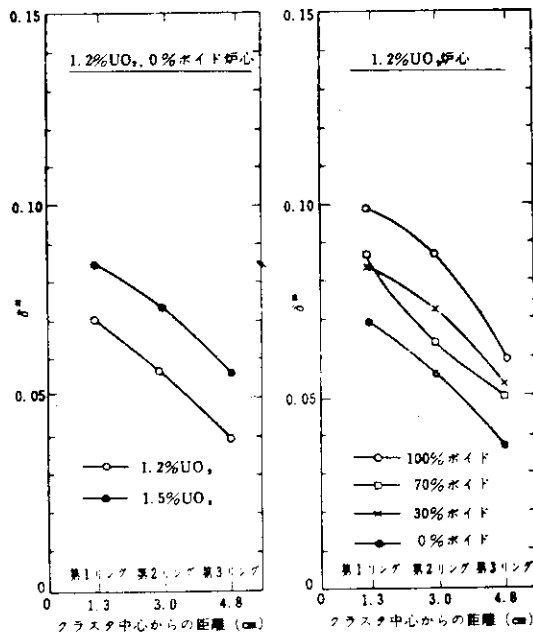
第12図 燃料体部分引抜き時の出力分布 (「ふげん」模擬燃料)



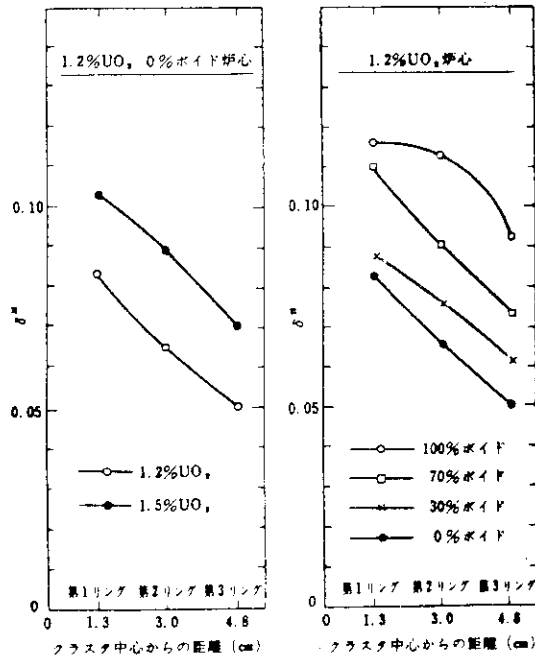
第13図 熱中性子束分布微細構造



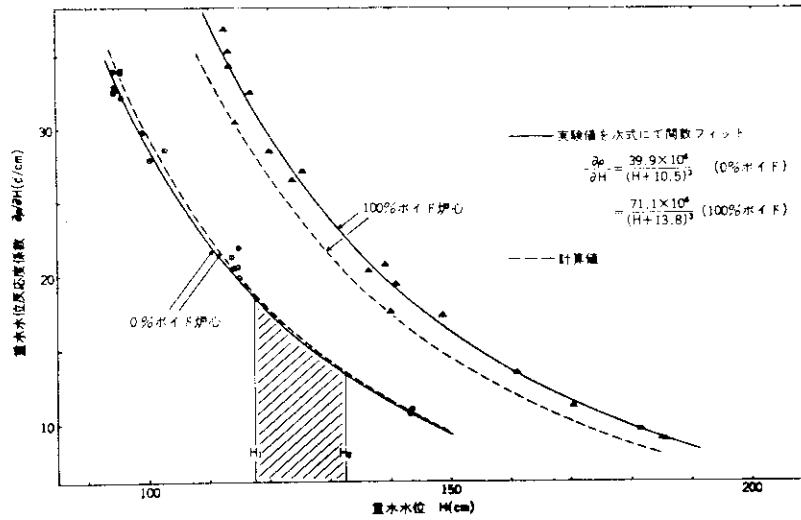
第14図  $\rho^{28} = \frac{{}^{238}\text{Uの熱外中性子吸収率}}{{}^{238}\text{Uの熱中性子吸収率}}$  の分布



第15図  $\delta^{28} = \frac{{}^{238}\text{Uの核分裂率}}{{}^{235}\text{Uの核分裂率}}$  の分布



第16図  $\delta^{25} = \frac{^{235}\text{Uの熱外中性子核分裂率}}{^{235}\text{Uの熱中性子核分裂率}}$  の分布



第17図 重水水位反応度係数



## 2・4・2 被覆燃料粒子よりなる燃料マトリックスの実効共鳴積分

日本原子力研究所 土橋 敬一郎

多目的高温ガス炉の燃料として被覆燃料粒子を黒鉛希釈材で固めた燃料コンパクトが考えられている。そこで黒鉛ブロックの内部に配置された燃料棒のみならず燃料コンパクトの内部にも非均質効果が存在する。後者の非均質効果についてはHansenとTeuehert<sup>1)</sup>によって燃料コンパクトの透過率から熱中性子領域の実効輸送断面積が定義されているが燃料核とまわりの被覆材や希釈材との損失因子が考慮されていないので実効共鳴積分を求めるに当って、この方法は十分でない。Wälti は円球化されたセルを想定し等方境界条件を仮定して近似的に二領域セルの衝突確率を定義して共鳴積分を算出している。ところが燃料内部での粒子の分布は単に希釈材と攪伴しただけなのでrandomである。あるものは密着し、あるものは遠くに離れていることもある。このような体系を粒子の大きさと、粒子密度から求められる等値半径だけから定義して正規な配列の格子と同等に扱ってよいという保証はない。

そこで我々は気体や液体の分子の分布を扱うPercus Yevick equationにHard sphere Model を適用したときに得られる分布関数を利用する。この分布関数は任意の一個の粒子からみた距離  $r$  におけるまわりの粒子の密度の期待値  $g(r)$  として定義される。

$g(r)$  は何段階かの数学的な手順の結果ラプラス変換の形で次のように求められる。

$$\int_1^{\infty} g(r) e^{-\lambda r} dr = - \int_{\lambda}^{\infty} \left\{ \frac{\xi}{\lambda^2} - \int_0^1 \exp(-\lambda s) ho(s) ds \right\} / \left\{ 1 - \frac{12\rho}{\lambda} \int_0^1 \exp(\lambda s) ho(s) ds \right. \\ \left. - \frac{12\rho}{\lambda} \int_0^1 \exp(-\alpha s) ho(s) ds \right\} ds$$

但し

$$ho(s) = \alpha s + \beta s^2 + \delta s^4$$

$$\alpha = (2\rho + 1)^2 / (\rho - 1)^4$$

$$\beta = -(12\rho + 12\rho^2 + 3\rho^3) / 2(\rho - 1)^4$$

$$\delta = \rho(2\rho + 1)^2 / 2(\rho - 1)^4$$

$$\xi = 1 + 24\rho \int_0^1 s ho(s) ds$$

$$\rho = \frac{4}{3} \pi a^3 n$$

$a$  は hard sphere の半径,  $n$  は平均密度である。

$r$  は hard sphere の直径を単位に正規化されている。

燃料コンパクトの等価、輸送断面積を一様だと考えれば、 $g(r)$  のラプラス交換の形をそのまま利用できる。

後述するように  $g(r)$  は  $r$  に従って変化するので、粒子による遮蔽を考えると等価断面積も空間的に一様ではないものと考えなければならない。その場合逆ラプラス変換を行なって数値的に  $g(r)$  を求める必要がある。 $g(r)$  のピークは、直径の整数倍の位置で起る。これは粒子に大きさがあって互いに入り込めないために密着して隣りあっているものが平均値より多いことを示している。他方燃料核のDancoff効果を考えるに当って隣り合う二つの核間の衝突確率を知る必要がある。数値的に厳密にこれを計算することに成功した。

一方計算時間を短縮するために次のような近似式を見出した。

$$P_{12}(D) = Pe_1 \frac{e^{-\Sigma_m D}}{4\pi D^2} Pe_2 \Sigma_2 V_2 \quad (A)$$

$D$  は二核間の距離を表し,  $Pe$  は核内で一様に生まれた中性子が一度も衝突しないのでされる確率を表す。 $E$  は全断面積を,  $V$  は核の体積を表す。添字 1, 2 は夫々中性子が生まれた核及び衝突をうける核を表す。二つの球体が近接して位置するとき近似の精度がいくらか悪くなるが次の近似式を用いると改善される。

$$P_{12}(D) = Pe_1 \frac{\exp\left[-\Sigma_m \left(D - \frac{2}{3}R_1 - \frac{2}{3}R_2\right)\right]}{4\pi \left(D^2 - \frac{R_1^2}{4} - \frac{R_2^2}{4}\right)} Pe_2 \Sigma_2 V_2$$

但し  $R$  は球体である核の半径を表す。

分子の  $D$  に続く二つの項は球体から中性子がのり出るために球内を走る平均距離を表し、分母の  $D^2$  に続く二つの項は二つの球が近接するために互に見込む立体角の拡がりを考慮した補正である。1/4 という係数に経験的に得たものである。Table 1 において見受けられるように実用上十分使用に耐えうる。二つの核の間に介在する媒質は実際には他の核が混在している。そこで  $\Sigma_m$  は  $\bar{\Sigma} = \Sigma_m + \pi R^2 y G(D)$  でおきかえられる。

但し,

$$y = 1 - \frac{2}{x^2} (1 - (1+x) \exp(-x))$$

$$x = 2R (\Sigma_f - \Sigma_m)$$

$G(D)$  は正規化しないで密度の単位をもつ分布関数である。

以上の結果を総合すると Dancoff 補正を行なった衝突確率  $D_{ff}$  (燃料核で生まれた中性子がいずれかの燃料核で衝突する確率) は次のように表わされる。

$$P_{ff} = 1 - Pe + \int_0^{\infty} 4\pi g(r) P_{12}(r) dr$$

このように定義した衝突確率を R I C M 型の計算に用いて典型的な被覆燃料粒子について共鳴積分を計算した結果を Table 2 に表す。

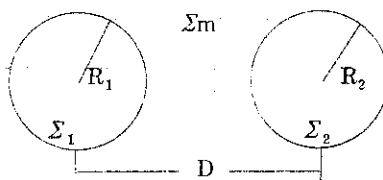
第 1 行には得られた  $g(r)$  を用い, 等価輸送断面積にも  $r$  依存性を考えて求めたものである。第 2 行は透過断面積については一様だとして求めたもので数値的には第 1 行との差はない。第 3 行は  $g(r)$  の代わりに平均密度でおきかえて計算したもので第 1 行との差は更に小さい。第 4 行は Walti の方法と比較するために新たに開発した球殻間の衝突確率を用いて円球化セルの近似で求めたもので同様の結果をもたらす。第 5 行は非均質効果をみるため同じ材料で均質な場合の計算を行なったもので非均質効果が 5% 程度あることがわかる。

粒子及び燃料核の径が小さいこともあって方法による差は見受けられない。工学的にみれば根拠のあいまいな円球化セルによって共鳴積分を求めても十分であることが判明した。

Table 1 Approximate Formulars for Collision Probability from Sphere 1 to Sphere 2.

$$P_{12}(A) = Pe_1 \frac{\exp(-\Sigma_m D)}{4\pi D^2} Pe_2 \Sigma_2 V_2$$

$$P_{12}(B) = Pe_1 \frac{\exp(-\Sigma_m D - \frac{R_1 - R_2}{3})}{4\pi(D^2 - \frac{R_1^2 - R_2^2}{4})} Pe_2 \Sigma_2 V_2$$



$\Sigma$ = $\Sigma_1 = \Sigma_2$	$D/2R$ $R=R_1=R_2$	$\frac{P_{12}(A)}{P_{12}(exact)}$	$\frac{P_{12}(A)}{P_{12}(exact)}$
1.0	1.0	0.8694	0.9936
	1.2	0.9174	1.0046
	1.4	0.9413	1.0054
	1.6	0.9557	1.0047
	2.0	0.9717	1.0030
	3.0	0.9867	1.0006
	4.0	0.9918	0.9997
10.	1.0	0.8660	0.9897
	1.2	0.9159	1.0030
	1.6	0.9555	1.0046
	2.0	0.9720	1.0034
	3.0	0.9875	1.0014
	4.0	0.9927	1.0006
100.0	1.0	0.8391	0.9590
	1.2	0.9019	0.9876
	1.4	0.9315	0.9949
	1.6	0.9489	0.9976
	2.0	0.9682	0.9994
	3.0	0.9861	1.0000
	4.0	0.9922	1.0000

$R = 0.025 \text{ cm}$   
 $\Sigma_m = 0.288 \text{ cm}^{-1}$

Table 2 Resonance Integral of U-238 in Coated Particle  
 Resonance Parameters resolved 188 levels in  
 ENDF/B 2nd

Cross Section of Binder (carbon)  $\Sigma_m = 0.288 \text{ cm}^{-1}$

Fuel Grain  $\text{UO}_2$   $R_f = 0.025 \text{ cm}$

Diameter of Coated Particle  $0.078 \text{ cm}$

Number density of Coated Particle  $805 \text{ cm}^{-3}$

	radial distribution	equivalent $\Sigma_{fr}$	Resonance Integral
present method	$g(x)$	variable	33.64 barn
	uniform	uniform	33.83
	$g(x)$	uniform	33.62
spherical cell isotropic boundary condition			32.54
homogeneous limit			34.19

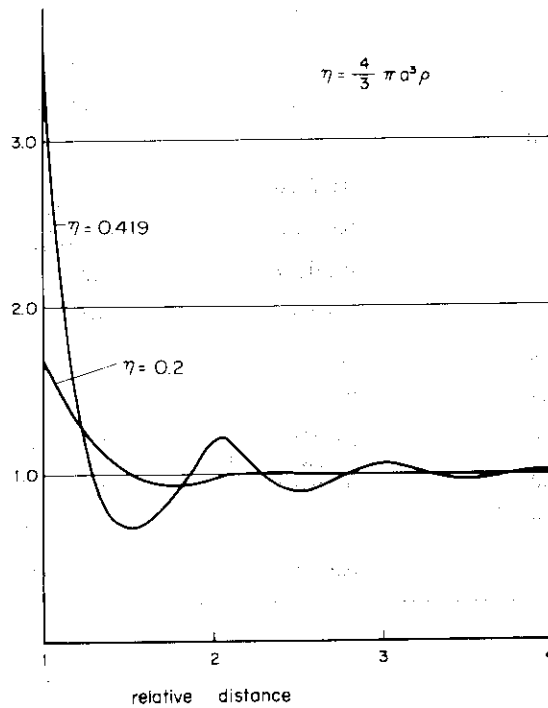


Fig. 1. Example of Radial distribution of Coated Particles

## 2・4・3 第22回熱中性子炉専門部会議事録

1. 日 時 昭和46年12月13日(月) 13:30~17:30
2. 場 所 原研本部第2会議室
3. 出席者 (委員) 斉藤慶一, 坂田肇, 八谷雄喜, 堀部 治, 沢村 収,  
竹内栄次, 水田 宏, 後藤頼男, 石塚 宏, 小林岩夫,  
金子義彦, 安川 茂  
(オブザーバー) 志村, 田中, 柴, 土橋敬一郎

## 4. 配布資料

- (1) 「炉物理研究開発の現状」
- (2) 「被覆燃料の共鳴積分について」
- (3) "Compilation of Basic Integral Experiments for Nuclear Data  
Checking in Thermal Systems"

## 5. 議 題

- (1) 前回議事録の報告
- (2) 配布資料(1)にもとづく講演 動燃 坂田肇氏

DCAにおける炉物理実験及び解析について、現在までに得られた成果について詳しい報告があった。燃料格子間隔が2.25 cmのものについては実験が終了し、今後2.5 cmのものについて行なわれる予定である。主な項目について下記に示す。

## (i) ボイド反応度

冷却材である軽水中に重水が混入され、ボイドが模擬された。反応度の測定にはパルス中性子法と水位等価反応度法が用いられた。ボイド率が70%を越えるとボイド反応度効果(負の効果)が急激に大きくなっている。

## (ii) 重水水位反応度係数

減速材である重水の水位反応度効果が測定された。計算結果とよい一致を示している。

## (iii) 制御棒反応度効果

B<sub>4</sub>C吸収体を用いた制御棒の効果が冷却材ボイド率をパラメータとして測定され計算値と比較された。反応度は吸収面積法及び対数微分境界条件を用いて計算されているが、反応度は前者が実験値と良い一致を示しているが、中性子束分布は後者がより良い一致を示している。

## (iv) 動特性パラメータ

パルス中性子法によって $\beta_{eff}/l$ が、置換法によって $\beta_{eff}$ が測定された。いずれも冷却材ボイド率をパラメータとして求められたがその結果はほとんど一定で、ボイド率に依存した値は得られなかった。

## (v) 燃料交換時の核特性

出力運転中に燃料交換をする場合、出力分布ピークおよび反応度の急変を生ずるかどうかを知るために燃料棒を部分装荷してその特性が求められた。その結果引抜き挿入時に隣接する燃料体に与える効果はほとんどないことがわかった。

## (v) 格子パラメータ

Dy 及びUの放射化率が測定され、燃料クラスタ内の熱中性子束分布、 $\rho^{28}$ 、 $\phi^{28}$  及び $\phi^{25}$ 等が求められた。燃料の濃縮度が1.5%および1.2%の2種類について測定された。結果はいずれも計算値と比較されている。

## (vi) 冷却度温度係数

置換法によって冷却材温度係数が測定された。

-1.06 ± 0.02 % ΔK/K/°C であつた。

## (vii) その他

材料バックリング、移動面積およびインコア・モニタと燃料体出力との相関関係などが測定された。

## (3) 配布資料(2)にもとづく講演 原研 土橋敬一郎氏

高温ガス冷却炉の燃料体として考えられている黒鉛被覆UO<sub>2</sub>燃料粒子の共鳴吸収について従来の格子計算とは手法を変えて粒子のradial distributionを考慮して非均質を取扱いをした共鳴積分の導出の過程が説明された。1例について計算された結果が示されたが、その値は球状セルを仮定して等方境界条件を用いたRICMによる計算値よりも均質を取扱いで計算した値に近く、もし均質近似で代用すると、共鳴積分の値を約3%過大評価することになる。

EACRPからの要請として後藤氏から配布資料(3)にもとづく説明があつた。核データの検証に有用な積分データの蒐集を熱中性子炉の設計および運転に重要な減速材、燃料などについて行なおうとするものである。各研究機関が参加されるよう要請されている。

## 2・5 第23回専門部会

## 2・5・1 原子炉動特性における2～3の問題

京都大学 若林二郎

## (1) はじめに

原子炉動特性は、原子炉の安全性と制御の問題に関連をもっているため、原子炉開発の当初から研究されてきた。

初期の動特性研究は、1点近似動特性方程式と熱流力動特性方程式を連立させ、内部フィードバックを考慮して解析し、解析結果と実測結果を比較して、解析法、主として解析に用いたいくつかの仮定の妥当性を検討するということが行なわれていた。解析の対象は安全性に関連した出力脱走動特性と制御に関連した伝達関数が主なものであった。

その後12～13年前からは、原子炉が大型化すると動特性に空間依存性が現われることが問題になり、空間依存動特性の近似解法が中心的な研究課題になってきた。勿論これより以前からXeによる空間振動の問題が検討されていた。空間動特性の研究は大別して3つの対象を考えていた、(1)安全性に関連した問題で、空間依存性を考慮すると、1点近似式を用いた場合に較べて、出力脱走時の出力ピーク値および放出エネルギーが非常に大きくなることもあるため、これをできるだけ正しく近似解析しようという研究が行なわれた。(2)やはり安全性に関連した問題で、原子炉の全出力が一定に制御されていても、局所的に出力ピークが現われたり、出力の空間振動が現われたりする問題で、これは制御棒配置、検出器配置の問題と関連づけて研究されてきた。(3)運転制御に関連した問題で、さきの問題とも関連するが、空間依存性が検出器の信号にどのような影響を与えるかという立場から、伝達関数の空間依存性が研究されてきた。これらの問題の解決にはいずれも夫々の問題に適した空間依存動特性の近似解法を確立することが必要である。

解析的研究の分野では、これ迄にいろいろな方法が提案され、現在も研究されているが、研究の最盛期は3～5年前で、現状は主として実用的な計算コードの開発研究が中心になっている。実際上の面では夫々の原子炉について具体的な検討を行なうという研究は、今後も続けられるであろう。

高速炉開発が具体的に近づくにつれて、炉心の溶融再臨界事故の解析が問題になった。しかし、Bethe-Tasモデルが作られたり、その修正にいろいろ努力が払われたり、A<sub>X-1</sub>コードが開発されたりして、1～2年前でこの分野の研究もそろそろ終りに近づいてきたといえよう。

燃焼解析や燃料サイクルの問題も長時間動特性の問題と見ることができるが、現状ではStaticな計算の繰返しによって行なわれており、動特性の問題と考えない方が自然であろう。

動特性測定分野では、初期にはパイルアップシレータによる伝達関数の測定が中心であったが、その後雑音解析が有力な手段として研究されてきた。現在理論体系はほぼ出来上ったとも考えられるが、一方において on-Powerでの中性子雑音に、熱流力雑音が如何に影響してくるかという問題は、まだ十分解明されていない。

熱流力特性の問題とフィードバック係数の問題は、動特性研究を支える重要な問題で、

これらにはなお多くの研究課題があり，特に高速炉体系に対して問題が多いが，ここでは説明を略する。

さて，このように過去をふりかえると，これ迄いわゆる動特性の分野で研究してきた人が，今後どのような問題に焦点を合わせるのがよいか？，あるいは，動特性の分野での中心的な研究課題が今後どのようになるか？，これを見極めめることは最も重要で，かつ最も困難なことであろう。

こゝでは私なりに考え，私の研究室で取組み始めている今後の問題について2～3紹介することにする。

(2) 原子炉あるいは原子力プラント動特性の数式モデル化

原子炉あるいは原子力プラントのように，非常に複雑な体系に対して詳しい数学モデルを作って動特性を検討するという考えは，如何に計算機の進歩が早いとはいえ，計算機容量，計算時間の差で問題が多い。特に on-line 計算機を用いて制御を行なう場合，計算機としては比較的小型の計算機を用いると考えるのが妥当である。したがって，小型計算機を用いて複雑なシステムの動特性を近似的にシミュレートできるような簡単な数式モデルを作ることが今後の研究課題の1つになると考えられる。現在，システムを black box として，その入出力関係に関する過去のデータから，あるいはいくつかの実験データから，ある範囲内で成立つようなシステムの数式モデルを作る方法を研究している。詳細は今度の年会で吉川君が報告するが，考え方を簡単に述べれば次のようである。

システムを簡単のため1入力1出力系とし，入力を  $u(t)$  出力を  $y(t)$  とする。現在より過去の入力  $u(t-\tau)$  を次のように表わす。

$$u(t-\tau) = \sum_{n=1}^{\infty} C_n(t) \varphi_n(\tau) \quad (t > 0) \tag{1}$$

こゝで  $\varphi_n(t)$  は

$$\int_0^{\infty} \varphi_n(t) \varphi_m(t) dt = \delta_{mn} \tag{2}$$

を満たすような正規直交系で，展開係数  $C_n(t)$  は次のように求められる。

$$C_n(t) = \int_0^{\infty} u(t-\tau) \varphi_n(\tau) d\tau \tag{3}$$

これよりシステムの入力状態は， $t$  における展開係数  $C_n(t)$  ( $n=1, 2, \dots$ ) により特徴づけられることになる。 $\varphi_n(t)$  としてはハイブリッド方式によって  $C_n(t)$  の測定が容易な，ラゲル直交関数を用いている。さて係数  $C_n(t)$  と出力  $y(t)$  との関係は，一般に次の汎関数により表わされる。

$$y(t) = F(C_1(t), C_2(t), \dots, C_p(t)) \tag{4}$$

こゝで  $p$  は入力  $u(t)$  を十分再現しうるような展開の項数である。

(4)式を級数展開して

$$y(t) = \alpha_0 + \sum_{i=1}^p \alpha_i C_i(t) + \sum_{i=1}^p \sum_{j=1}^p \alpha_{ij} C_i(t) C_j(t) + \dots \tag{5}$$



とする。ここで係数  $\alpha_0, \alpha_1, \dots$  は、過去における  $y_j(t)$  と  $C_{jn}(t)$  ( $j=1, \dots, n$ ) をもとにして、最小二乗近似により求めるのである。

さらに展開項数  $p$  を減らすため工夫を行なっている。入力  $u(t)$  に何らかの物理的な拘束条件があれば、 $C$ 空間での  $p$  個の軸は別の  $ff$ 空間を考えたとき、 $p$  より少ない  $q$  個の軸で十分現わせるであろう。この可能性は因子分析法を用いて検討されている。

ランプ状に反応度を加えたときの 1 点近似動特性方程式をモデルにとり、これを block box として数値的実験を行なった結果では、ラゲルモード 11 個に対し、これを 6 モードに縮約できている。また数式モデルによる結果と差分コードによる結果の比較から、3 次モデルをとれば十分よい一致が得られることが明らかになった。

なお詳細な条件は次のようである。

入力反応度  $\rho(t) = \beta t$ , ( $\beta = 5, 7.5, 10, 12.5, 15$  d/sec),  $t = 0 \sim 5$  sec

の 184 点のデータをもとに数式モデルを作り、これを用いて  $\rho = 0.0003t, 0.0005t$  に対する動特性を推定した。

この研究の今後の問題は、多入力多出力の問題への拡張、原子力プラントを考える場合に、入出力の数が非常に多くなる可能性もあるので、これを 1 入力 1 出力あるいは少数入力少数出力の数式モデルの結合として取扱えないかということも検討すべきである。この他にも研究の進展とともにいろいろ問題点が続出してくると考えている。

### (3) 原子炉の異常診断

原子炉の安全性と言えば、直ちにフィードバック係数の正負とか、出力脱走動特性を計算して Total のエネルギー放出がどの程度になるか、と言ったようなことを問題にしがちであるが、最も重要な問題は、過去の経験を生かして如何に事故が起らないようにするか、と言うことである。

従来経験された原子炉の事故は、その原因や事故の経過が研究され、明らかになるにつれて、何か事故につながるような異常の兆候があり、それを早期に発見して適切な処置をとっておけば、未然に防ぐことができたり、事故の規模をいちじるしく軽減できたと考えられるものがほとんど全てである。すなわち原子炉に何か異常が発生してもそれが検出されないままに、あるいは検出されても適切な処置がとられないうちに、異常が段々拡大伝播して事故につながったと考えられる。

過去においては予期しなかった原因で異常が発生したためにその検出を考慮していなかったり、あるいは何か異常が検出されたが、その原因が予期しなかったものであったため、他の軽微な異常とあやまって判断したという場合が多いが、現在では、これ迄の経験から原子炉に起る可能性のある異常はかなり予期できるようになった。勿論全て予期できるとは言いきれないと思う。したがって異常の原因を適確に想定して、その検出法処置法を確立することが、安全性の観点から非常に重要な問題になる。現在その検出法について研究している。詳細は年会で新田君が報告するが、考え方を簡単に説明する。

問題は、雑音を含んだいくつかの検出器情報を総合的に判断して、異常の有無、異常の性質などを高い信頼度で検出する方法の検討である。昨年の方科会で新田君が報告したように、判別の方法としては、線型判別関数を用いる方法とか、多変量解析における

主成分分析する方法などいろいろあるが、観測ベクトルの分散がマクスウエル分布をしているときは、線型判別関数を用いる方法について簡単に説明する。

例えば  $h$  個の状態群があるとき、そのすべての組合せ  $h(h-1)/2$  通りを考え、それぞれの組合せに対して 2 つの群を判別する線型判別関数

$$y = b^t x \quad (6)$$

を作る。ここで  $x$  は観測ベクトル、 $b^t$  は判別係数ベクトルである。いま 2 つの群を  $g_1, g_2$  とし

$|y - \bar{y}_{g_1}| < |y - \bar{y}_{g_2}|$  なら  $g_1$ 、 $|y - \bar{y}_{g_1}| > |y - \bar{y}_{g_2}|$  なら  $g_2$  に属すると判断するのである。両者の差が 0 あるいは所定の値以下であれば、判定を保留する。したがって判別の対象となる 1 つの観測データに対して、 $h(h-1)/2$  個の判定結果が得られることになる。このうち最も多く判定された群に属するものとするのである。ただし  $\bar{y}_{g_i}$  は  $g_i$  群における  $y$  の平均値である。なお判別係数  $b^t$  は次のようにして作られる。

$N_1, N_2$  を 1 群、2 群のサンプル数とすれば、1 群と 2 群の平均観測ベクトル  $\mu_1, \mu_2$  は

$$\mu_1 = \frac{1}{N_1} \sum_{i=1}^{N_1} x_{1i} \quad \mu_2 = \frac{1}{N_2} \sum_{i=1}^{N_2} x_{2i} \quad (7)$$

となる。これより共通の分散共分散行列  $V$  は

$$V = \frac{1}{N_1 + N_2 - 2} \left\{ \sum_{i=1}^{N_1} (x_{1i} - \mu_1)(x_{1i} - \mu_1)^t + \sum_{i=1}^{N_2} (x_{2i} - \mu_2)(x_{2i} - \mu_2)^t \right\} \quad (8)$$

となり、これを用いて判別係数ベクトル  $b^t$  は

$$b^t = (\mu_2 - \mu_1)^t V^{-1} \quad (9)$$

で与えられる。

これからも明らかなように、各群に対する判別係数ベクトルおよび判別関数の平均値  $\bar{y}_{g_i}$  を、あらかじめ訓練して求めておくことが必要である。これを求めるには、いろいろな異常を与えたときの実測データをもとにして作ればよいわけであるが、異常の種類によっては、このような実測データをうるということが非常に困難な場合もある。(例えば、燃料被覆にクラックが入って F・P ガスが放出するような異常) このような場合には、モデル実験をもとにしたり、詳細な数学モデルをもとにして作ることも可能かと思われるが、その場合信頼度に問題が生じてくるであろう。

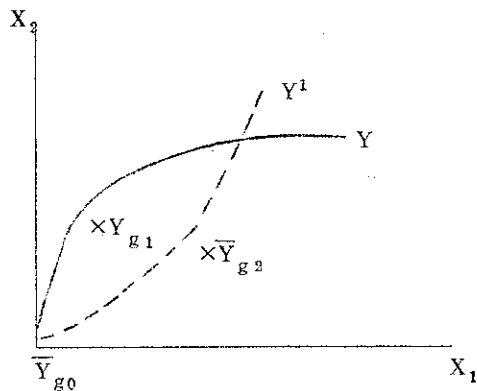
以上基本的なことだけを述べたが、なお技術的に非常に多くの問題がある。

例えばデータの分散が大きくて判別精度を上げ難い時には、 $N$  個のデータの平均値をデータとすれば、分散は  $1/\sqrt{N}$  になる。これは観測を何度も繰返し、それぞれの判別結果を総合してある判断を行なうことに対応している。したがって 1 回の判別の精度が 80% 台であっても、観測を繰返すことにより、あるいは判別を繰返すことにより 100% にすることは可能である。しかし繰返しを増す程、検出が遅れることになる。

また大きな異常は速やかに検出され、小さな異常はゆっくり検出されてもよいとすれば、検出信号として定常値からのずれの時間積分を用いることも考えられる。これは先述の繰返し回数を多くとるか少なくとるかと同じ意味をもつものである。

さらに異常が発生したために、検出器信号の平均値が時間的に変っていく場合にどう取扱うかという問題もある。時間的にサンプリングされた観測ベクトルを用いて判断を繰返す方法も考えられるが、平均値からのずれが大きくなると、途中で判別結果が逆になることがないとも限らない。

次の図のような場合がこれに相当する。



$x_1, x_2$  ; 観測量

$\bar{y}_{g0}, \bar{y}_{g1}, \bar{y}_{g2}$  ; 定常  $g_1, g_2$  群の判別関数の  
平均値

$y, y_1$  ;  $g_1, g_2$  に属する異常が発生し、それが  
どんどん進行していつたときの  
観測ベクトルの軌跡

観測ベクトルとしては、必ずしも温度とか中性子束とかいった検出器信号だけでなく、検出器雑音の振巾とか、さらに極端な場合は、雑音解析におけるパワースペクトル密度の各周波数式分をそれぞれ情報と考えることもできる。

この分野の研究は世界的にも始まったばかりであるので、これからの問題として検討に値すると思われる。

#### (4) 結 言

以上将来の問題を2つばかり説明したが、他にも次のような問題がある。いろいろな動特性をもつ機器が多数組合されたものからなるシステムの動特性はどうなるかということである。例えば火力、水力、原子力発電所が多数接続された電力系統で、負荷又は電源が急激に変動したときに、各発電所にどのような影響が現われてくるかを解析する方法を確立する必要がある。これは系統事故に対する最適な制御(運用)法の問題を解決するために要望されてくると思われる。

これ迄の説明からも判るように、計算機の急速な進歩によってマイクロな問題はある場合は理論体系などを考えずに、計算機にものをいわせてごり押しに解決できるような方向に進んでおり、動特性の分野においてもこの傾向が強くなっている。したがって、例え計算機を利用しても、そこに人間の叡智が要求される問題は、今後グローバルな問題へと移行していくであろう。勿論動特性の分野においても、細かい物理現象を追求していく研究も多いと思うが、グローバルな問題に目を向けると、そこには未だいろいろな問題があるような気がする。

## 2・5・2 JMIRにおける炉雑音解析

日立製作所 泉 正 行

## (1) 緒 言

原子炉において、種々の検出器から得られる信号は、常にその平均値のまわりをふらついている。これらのゆらぎは、一般的には、炉雑音と呼ばれ、原子炉の挙動と深い関係がある。

種々のゆらぎの周波数特性の変化から原子炉挙動の異常を検出する雑音解析法は、原子炉異常診断におけるオンライン・モニタリングに有効であると言われている。<sup>1)</sup> しかしながら、原子炉異常診断システムの成功は、生の雑音信号を実時間に近い速度で処理する能力による。

われわれは、この条件を満足する方法として、高速フーリエ変換を利用し、直接法によるデジタル法を検討し、その有効性を証明した。<sup>2)</sup> (Fig 1)

そこで、実時間に近い速度で炉雑音を処理し、その結果をX-Yプロッターに図形表示する機能を有するオンライン炉雑音解析システムを、超小型計算機HITAC-10を用いて作成した。さらに本システムを用いて、JMTRにおける種々の運転条件のもとで炉雑音を解析した。

## (2) 解析方法

オンライン炉雑音解析のブロック線図をFig 2 に示す。原子炉炉心わきに設置されているCICからの出力信号を前置増幅器で直流分をカットし、そのゆらぎの成分のみを増幅する。ところで、アナログ入力機能の制限電圧は±10V以下であるから、信号がこの範囲におさまるように前置増幅器のゲインを調節する。増幅された雑音信号はアナログ入力機能(A-D変換器)を通してデジタル化され、HITAC-10本体に取り込まれる。HITAC-10は高速フーリエ変換を利用して、パワー・スペクトル密度を計算する。計算されたパワー・スペクトル密度は周波数と対応して出力される。結果の出力方法は、HITAC-10の前面パネルに設けられているデータスイッチを制御することにより、データタイプライタに印字することもできるし、X-Yプロッターに図形表示することもできる。X-Yプロッターに出力する時は、デジタル出力機能が用いられ、インターフェイスを介してパルス信号がプロッターに送られる。

実験時の炉心配置と検出器の位置をFig.3 に示す。制御棒は安全棒が2本、粗調整棒が3本、微調整棒が2本の合計7本である。微調整棒のうちの1本は固定されており他の1本が自動制御運転に用いられる。原子炉内には照射用として、キャプセル、水力ラビット、大洗水ループ1号(OWL-1)が挿入されている。内部タンクの外側に設置されているCH-7, CH-8, CH-9のCICは核計装に接続されており、自動制御運転はこれらの平均値が一定になるように行なわれる。その他に、スペアとして予備CICが設置されている。なお、各アセンブリの大きさは76.2×76.2 mmである。燃料は濃縮度が90%、有効長さが75 cmである。

## 検討項目

## (i) OWL-1の運転モードの効果

(ii) 各原子炉出力レベルでの比較

(iii) 冷却材流量の効果

雑音データの処理条件

処 理 条 件	記 号	数 値
サンプリング時間間隔	$\Delta t$	10 ms
		100 "
データの長さ	$T = \Delta t \cdot N$	1024 s
		1024 "
サンプリングデータ数	N	1024
最小周波数	$\omega_{\min} = 1/T$	0.0976 Hz
		0.00976 "
最大周波数	$\omega_{\max} = 1/2\Delta t$	50 "
		5 "
標 本 数	K	5

## (3) 結果の検討

## (3.1) OWL-1 の運転モードの効果

OWL-1 (大洗水プール1号) のモードは二通りあり、一つはBWRタイプ、他の一つはPWRタイプである。各々の運転モードにおけるループの条件が次の表に示されている。

	BWRタイプ	PWRタイプ
タ イ プ	沸 騰 型	加 圧 型
圧 力 (kg/cm <sup>2</sup> )	80	80
温 度 (°C)	297	297
流 量 (kg/min)	25	45
流 速 (cm/s)	110	37
蒸気含有率 (w/o)	8	0

OWL-1 の運転モードの変換は、第10サイクル(7/29)に行なわれ、開始後30分でBモードからPモードに変化した。この時の原子炉出力は約30MW熱出力であった。また、解析に用いた信号は、核計装に接続されている。線形出力系CH-8の出力信号である。

Fig. 4(a)はBモードからPモードへ変換した時のパワースペクトル密度の変化を示している。Bモードの定常状態で現われている1Hzと2Hz付近のピークは、交換が進むにつれて急激に消滅し、さらに5Hz以下の成分が減少している。この傾向はPモードが近づくにつれてますます顕著となり、変換後30分経過した終了時にはピークは完全に消えている。変換終了直後とPモードの定常状態とでいくぶん相違が見られるが、

これは変換が終了しても、変換で乱された出力がすぐには定常状態にならないためと考えられる。

Fig. 4(b)とFig. 4(c)はOWL-1の運転モードをBWRタイプからPWRタイプに変換し、各々の定常状態でのパワー・スペクトル密度を示しており、(b)は解析周波数範囲が0.0976~50Hz、(c)は解析周波数範囲が0.0976~5Hzである。BWRタイプとPWRタイプの主な相違点は、

- (i) 約5Hz以下の周波数で、BWRタイプのパワー・スペクトル密度はPWRタイプより大きい。
- (ii) BWRタイプは約1.1Hzと約2.5Hzにピークが現われるが、PWRタイプはこれらのピークが現われない。

があげられる。

ところで、Fig 5に示されるように、予備CICの出力信号を解析した結果では、両者に相違が認められない。また、BWRタイプにおいて、上記の二つのピークは現われていない。

したがって、線形出力系CH-8におけるBWRタイプとPWRタイプとの相違は次のように考えることができる。

JMTRは小型炉心であるから、原子炉挙動を考えると一点近似で記述できる。さらに、OWL-1は厚いSUS管でできており、Be反射体の外側に設置されている。それ故、OWL-1の蒸気含有率の変化は反射度的には影響をもたらさない。むしろ中性子が炉心から線形出力系CH-8に到達する確率(中性子透過率)に影響すると考えられる。反応度的に影響をもつならば、予備CICの出力信号の解析結果にも相違が現われなければならないはずである。ところで中性子透過率は蒸気の方が水より大きい。この事実がパワー・スペクトル密度の約5Hz以下での相違の原因であり、二つのピークは蒸気含有率の変動していると考えられる。

### (3.2) 各原子炉出力レベルでの比較

Fig 6は予備CICの出力信号に対する、種々の原子炉出力レベル(20KW, 500KW, 5MW, 30MW)での解析結果を示している。

原子炉出力レベルに関する実験は、HTRやJRR-1で行なわれており、非常に低い出力では実測結果はゼロ出力の周波数特性と一致するが、少し高い出力になると低周波数でのゲインが目立って大きくなるという結論が得られている。<sup>3)</sup> JMTRでの解析もこれらと同様な結果を与えている。

興味深いのは約14Hzに現われているピークである。このピークは、様子は少し異なるがFig 4(b)で線形出力系CH-8に対しても現われており、原子炉出力に依存している。すなわち、原子炉出力が高くなるとピークは大きくなる傾向にあり、5MWの出力で急激に成長する。熱的フィードバックは10Hz以上の周波数には影響しないと考えられるので、機械的原因によりピークが現われるものと考え、冷却材流量信号を解析した。

### (3.3) 冷却材流量の効果

HTRの実験で、冷却材流量による制御棒の振動が中性子ゆらぎに影響し、その結果

約 1.3 Hz にピークが現われることが示されている。<sup>4)</sup> 冷却材速度は HTR では約 16 cm/s であるが, JMTR では約 700 cm/s である。JMTR での中性子 ゆらぎのパワースペクトル密度に現われる約 14 Hz のピークは, HTR と同様に, 冷却材流量の影響によると考えた。

Fig 7 に冷却材流量のパワー・スペクトル密度を示す。この図であきらかなように約 14 Hz のピークは冷却材流量のパワー・スペクトル密度には現われない。HTR の場合, 制御棒はワイヤーでつるされており, 厚さが 5 mm で 15 mm のギャップ中に挿入されている。JMTR の場合, 制御棒は燃料アセンブリにおさえられており, 影響を及ぼさないと考えられる。

#### 参考文献

- (i) Fry, D.N, Robinson, J.C : Conf. on Incipient Failure Diagnosis, CONF-671011, 89~101 (1967)
- (ii) Izumi, M : J. Nucl. Sci, Technol, Vol 8, No 4, 236~239 (1971)
- (iii) 須田信英 : 原子炉の動特性と制御 : 同文書院 (1969)
- (iv) Yamada, S, Kagi, H : Neutron Noise, Waves and Pulse Propagation, CONF-660206, 455~462 (1966)

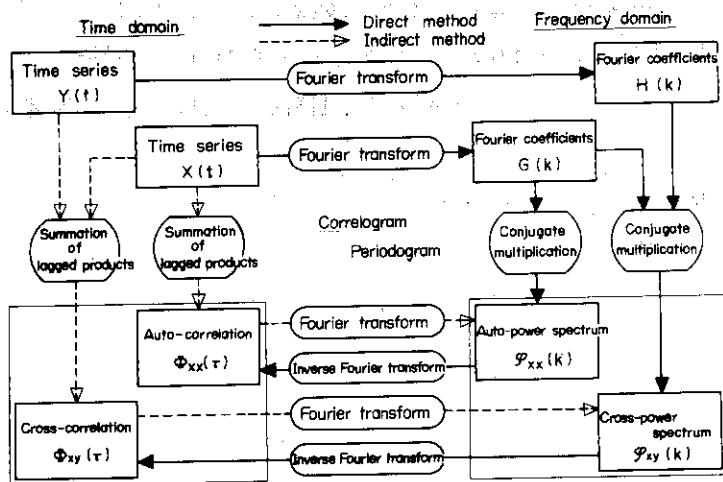


Fig. 1. Relation between the time domain and the frequency domain

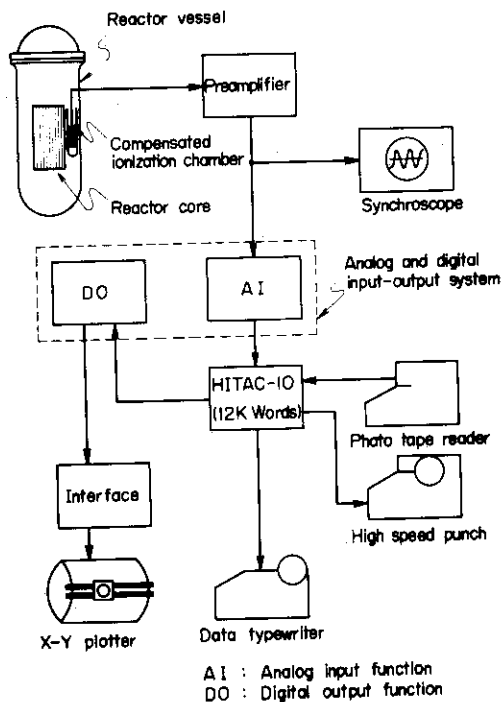


Fig. 2. Block diagram for on-line reactor noise analysis

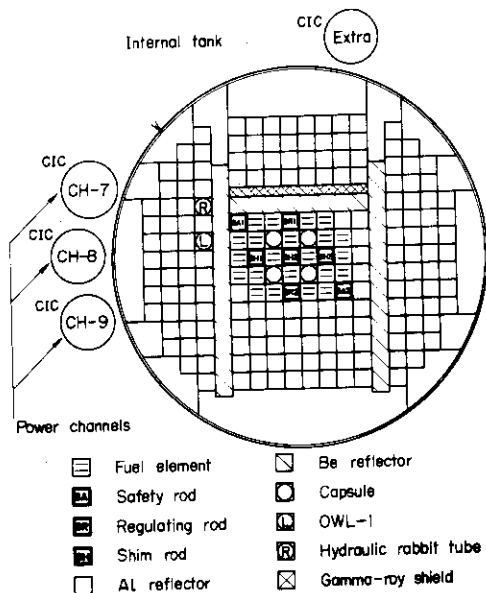


Fig. 3. Configuration of reactor core and location of CIC in JMTR



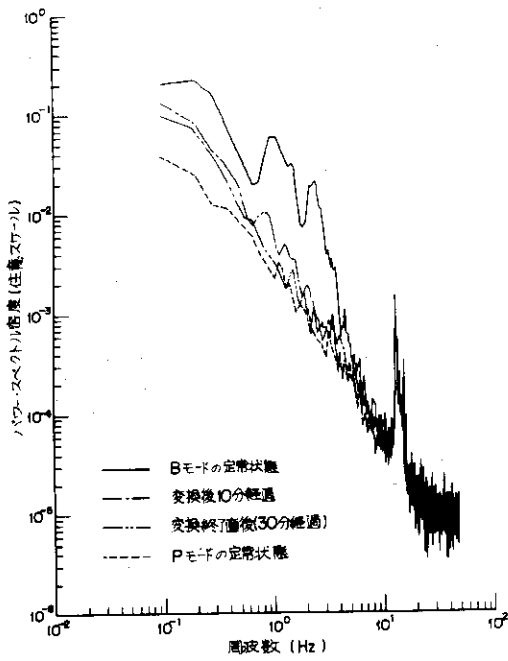


Fig. 4(a). OWL-1 のモード変換時のパワー スペクトル密度

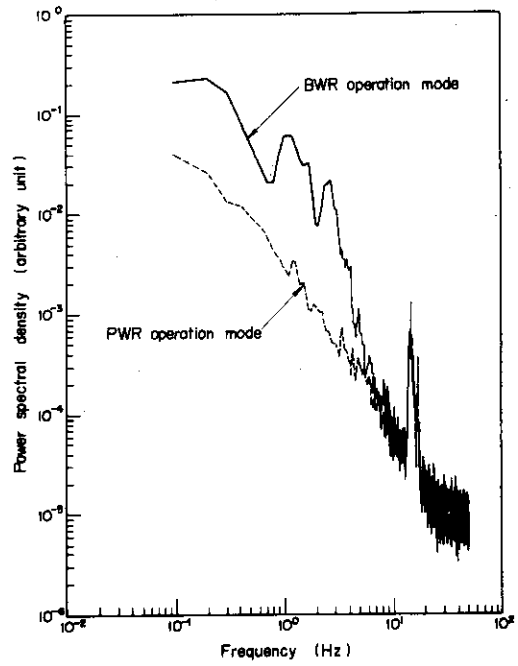


Fig. 4(b). Comparison between BWR and PWR operation modes in OWL-1 (power channel : CH-8)

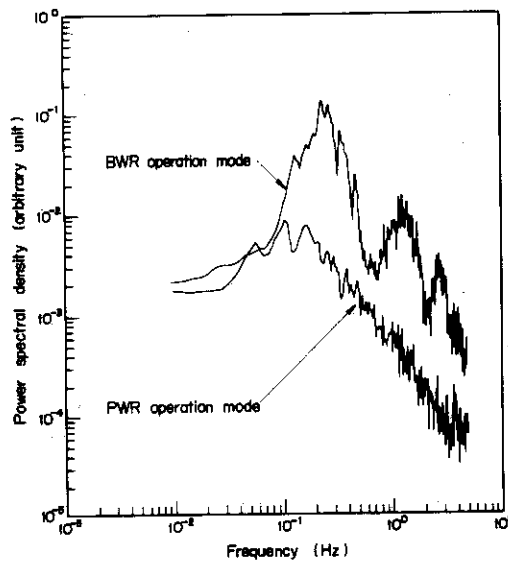


Fig. 4(c). Comparison between BWR and PWR operation modes in OWL-1 (power channel : CH-8)

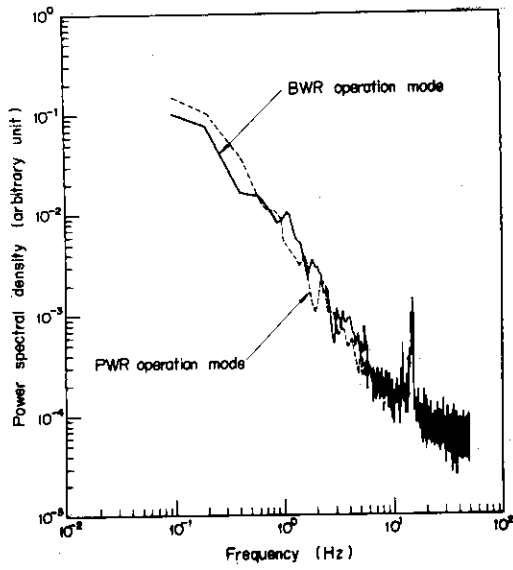


Fig. 5. Comparison between BWR and PWR operation modes in OWL-1 (extra CIC)

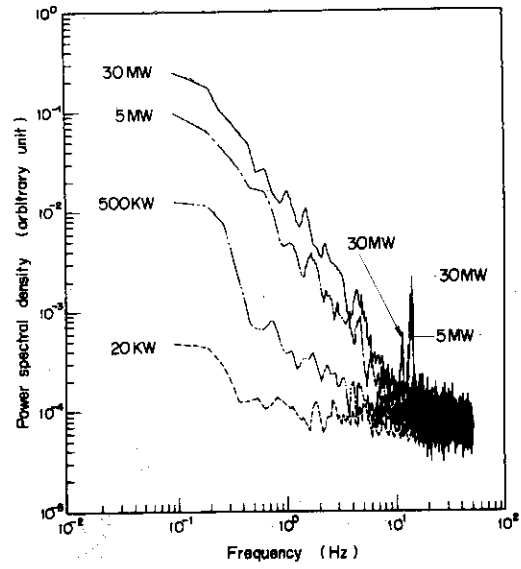


Fig. 6. Comparison among various power levels (extra CIC)

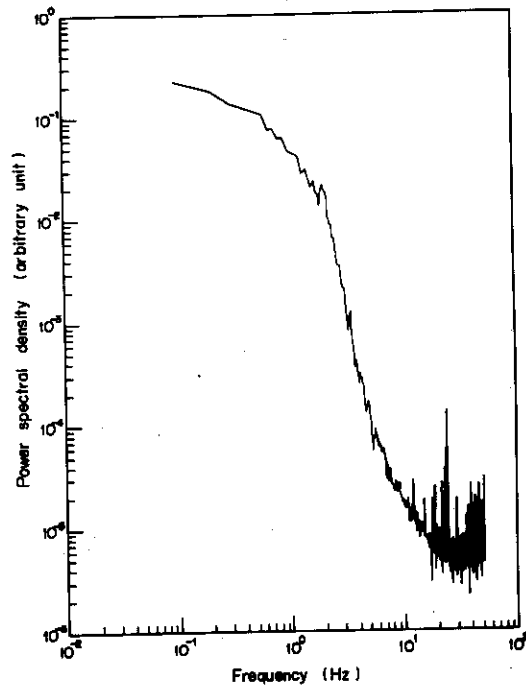


Fig. 7. Power spectral density of coolant flow rate

## 2・5・3 第23回熱中性子炉専門部会議事録

1. 日 時 昭和47年2月16日(水) 13:30~17:00

2. 場 所 原研本部第1会議室

3. 出席者 (委員) 齊藤慶一, 下桶敬則, 堀部治, 沢村収, 氷田宏, 若林二郎,  
竹内栄次, 宇津呂雅彦, 武田充司, 後藤頼男, 金子義彦,  
小林岩夫, 安川茂

(オブザーバー) 泉正行, 志村吉久, 山田, 安藤

## 4. 配布資料

(1) 原子炉動特性における2~3の問題, 若林氏(京大)

(2) J M T Rにおける炉雑音解析, 泉氏(日立)

## 5. 議 題

(1) 原子炉動特性における2~3の問題, 若林氏(京大)

国内外でなされてきた原子炉動特性の研究の経過を簡単にレビューした後, 京大・原子エネルギー研究で行なわれている“原子炉あるいは原子力プラント動特性の数式モデル化”と“原子炉の異常診断”に関する研究の概要が説明された。

このうち, 動特性研究のレビューでは, 初期の研究は伝達関数を用いて炉心・プラントの制御特性を解析するものと原子炉の安全解析に関連して出力脱走動特性の解析が主だった研究課題であったと述べ, その後原子炉が大型化するとともに動特性の空間依存性が問題になり伝達関数の空間依存性の研究, 出力空間変動に関連して制御棒, 検出器の最適配置の研究, 出力脱走動特性解析に空間依存性を考慮に入れる研究, 等が行なわれ, さらにこれと並行して実用的な計算コードの開発が進められていること, また動特性測定の方法として雑音解析が有力な手段となりうること, 等が紹介された。

動特性の数式モデル化に関する研究は複雑なシステムの動特性の信頼度をおとすことなくより簡単な数学モデルを用いて近似的にシミュレートすることを行なおうとするもので小型計算機でも十分にデータ処理が可能になるところに狙いがある。その数学的モデルの骨子は出力量 $y(t)$ が入力量 $U(t)$ の正規直交関数系による展開係数 $C_n(t)$ を用いて $y(t) \simeq F(C_1(t), C_2(t), \dots, C_p(t))$ のように求められるのである。

この方法の利点は,  $U(t)$ に拘束条件が加わると,  $O$ 空間での $P$ ケの一次独立本軸は $q < p$ なる $q$ ケの独立本軸にて表現できることになり,  $y(t)$ もまた $q$ ケの $C_n(t)$ にて表現できる利点が生じるからである。なお本モデルの数値実験として1点近似動特性方程式をモデルにとり計算の有効性が検討されている。

原子炉の異常診断に関する研究では主に線型判別関数を用いる方法や多変量解析における主成分分析を用いる方法が研究されている。そのうち前者の方法について簡単な解説がなされた。

(2) J M T Rにおける炉雑音解析, 泉氏(日立原研)

原子炉雑音解析の応用によって原子炉の異常診断を行なう場合, 雑音信号を実時間に近い速度で処理する必要が起るが, 日立原研ではこれを処理するためのオンライ

ン炉雑音解析システムを開発し、J M T R炉を用いてその実証試験を行なった。本講演はその結果の報告である。

実験結果によると、炉雑音の処理は実時間に近い速度で処理できることがわかっている。ただしパワー・スペクトル密度の分布と雑音源との関連は明らかではなく今後の研究課題であることが指適された。

## 3 あとがき

熱中性子炉専門部会の活動を通じて、我々は異なった分野の研究者が互いに分離して活動していることと、互いに接触する時間が少ないために、わずかの情報しか得られず誤解をまねいているとの感を強くした。お互いに理解しあうには長い時間が必要であること、つまり相手の言うことがわからなくても時間がたてば正しく理解できることも明らかになってきた。本来、炉物理の問題はそれ程分離して存在すべきではなく有機的に理解されるべきものである。しかも現象を正確に見極めることにより、何が問題であるかが判るべきものと考えられる。つまり研究者が取りくんできたという単なる理由で、惰性的に研究を続けるというものであってはならない（勿論今までの仕事を放棄して未完のまま次の仕事に容易に移る弊害は許されないが）。こういった空気を一掃するにも我が国のメーカ、各機関、大学の研究者が定期的に膝をまじえて議論をかわすことの意味は大きい。しかも出来るだけ新鮮な空気を持ちこむためには限られた委員の活動のみならず広く研究者の発表を必要とするわけである。

もうひとつには、すでに完成されたことを如何に利用して経済的な研究を達成していくかが一つの重要な問題と考えられる。ある研究が同じ方法でくり返し二重に異なる研究者によってなされたり、また成果を利用しないために、次の問題解決が不可能になること不幸ははかり知れないものである。こういった無駄をなくするためにも専門部会は何らかの役目を負っていると考えねばなるまい。国内での研究者の自由な交換があつてこそ、その上に国際協力は可能になると考える。我が国も経済大国といわれるようになって欧米なみの水準に達したといわれるようになった。炉物理も知らず知らずに大樹に成長していると考えて良いのではなからうか。この時期に、研究者の取りあげていくべき問題は、かつての揺籃期のそれとは自ら異なるものでなくてはなるまい。しかも若い研究者の意欲をかきたてる要素を持つ必要がある。

最後に、この報告書をまとめるにあたって協力を惜しまれなかった各委員、ならびに発表して頂いた各位に感謝します。

（専門部会長 後藤頼男）

熱中性子炉専門部会の専門委員（46年度）

*後	藤	頼	男	原	研	中土井	昭	三	東海大学		
	金	子	義	彦	"	堀	部	治	近畿大学		
**	小	林	岩	夫	"	松	岡	謙	日立製作所		
	内	藤	俣	孝	"	迎		正	弘	三菱原子力	
**	安	川		茂	"	若	林	二	郎	京都大学	
	弘	田	実	弥	"	和	嶋	常	隆	日立製作所	
	石	塚		宏	"	下	桶	敬	則	日本原子力事業	
	井	上	和	彦	北海道大学	八	谷	雄	喜	動 燃	
	大	竹		厳	富士大学	水	田		宏	日本原子力事業	
	宇	津	呂	雅	彦	京	大			京 大	
	黒	沢	文	夫	日本原子力事業	中	野	靖	士	三菱原子力	
	沢	村	吉	久	動 燃	浜	田	博	義	東京電力	
	住	田	健	二	大阪大学	下	遠	野	英	俊	東京大学
**	武	田	充	司	日本原子力事業	坂	田		肇	動 燃	
	立	花		昭	"	竹	田	練	三	日立製作所	
	田	中	良	吉	川崎大学	竹	内	栄	次	中部電力	
						齊	藤	慶	一	北海道大学	

熱中性子炉専門部会の専門委員（47年度）

*後	藤	頼	男	原	研	若	林	二	郎	京都大学	
	金	子	義	彦	"	下	桶	敬	則	日本原子力事業	
**	小	林	岩	夫	"	八	谷	雄	喜	動 燃	
	内	藤	俣	孝	"	水	田		宏	日本原子力事業	
**	安	川		茂	"	浜	田	博	義	東京電力	
	弘	田	実	弥	"	下	遠	野	英	俊	東京大学
	井	上	和	彦	北海道大学	坂	田		肇	動 燃	
	大	竹		厳	富士大学	竹	田	練	三	日立製作所	
	宇	津	呂	雅	彦	京	大			京 大	
	黒	沢	文	夫	日本原子力事業	竹	内	栄	次	中部電力	
	住	田	健	二	大阪大学	齊	藤	慶	一	北海道大学	
	武	田	充	司	日本原子力事業	新	井	晴	美	電源開発	
	田	中	良	吉	川崎重工	加	藤	英	正	動 燃	
	中	土	井	昭	三	山	本	和	子	日立製作所	
	堀	部		治	近畿大学	枡	原		洋	三菱原子力	
						土	橋	敬	一	郎	原 研

\* 部会長      \*\* 幹事