

JAERI-M  
92-196

FCAによる金属燃料高速炉ベンチマーク実験(I)  
—FCA XVI-1炉心の選定と臨界性—

1992年12月

飯島 進・大井川宏之・坂東 勝\*・中野 正文

JAERI-Mレポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。

入手の間合わせは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしてください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Division, Department of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1992

---

編集兼発行	日本原子力研究所
印刷	日立高速印刷株式会社

FCAによる金属燃料高速炉ベンチマーク実験 (I)

- FCA XVI-1 炉心の選定と臨界性 -

日本原子力研究所東海研究所原子炉工学部

飯島 進・大井川宏之・坂東 勝\*・中野 正文

(1992年11月24日受理)

金属燃料高速炉開発研究の一環として、核設計計算の信頼性評価を目的に、高速臨界集合体FCAを用いた金属燃料高速炉模擬実験を実施した。

高速増殖炉の核設計に使用する核データと計算手法は、酸化燃料炉心を対象とした実験に基づいて開発されてきた。金属燃料炉心は、酸化燃料炉心よりも硬い中性子スペクトルを持ち、その核特性は、このスペクトルの影響を受け、酸化燃料炉心と異なった特徴を持つ。

本研究では、金属燃料炉心中性子スペクトル場での実験結果に基づいて、核特性計算精度を検証し、金属燃料高速炉の核設計における従来の核データと計算手法の適用性を評価した。

実験体系 (FCA XVI-1 炉心) は、電力中央研究所の金属燃料高速炉概念設計を参照し、選定した。

実効増倍率の解析では、計算値と実験値の比 (C/E 値) が1.001となり、臨界性に関しては、従来の計算法により、酸化燃料炉心と同程度の計算精度が得られることを確認した。

Benchmark Physics Experiment of Metallic-fueled LMFBR at FCA  
- Core Design of FCA Assembly XVI-1 and Criticality -

Susumu IJIMA, Hiroyuki OIGAWA, Masaru BANDO\*  
and Masafumi NAKANO

Department of Reactor Engineering  
Tokai Research Establishment  
Japan Atomic Energy Research Institute  
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received November 24, 1992)

A benchmark physics experiment of a metallic-fueled LMFBR was performed at Japan Atomic Energy Research Institute's Fast Critical Assembly (FCA) in order to examine availability of data and method for a design of metallic-fueled core.

The nuclear data and the calculation methods used for a LMFBR core design have been improved based on the oxide fuel core experiments. A metallic-fueled core has a harder neutron spectrum than an oxide-fueled core and has typical nuclear characteristics affected by the neutron spectrum.

In this study, availability of the conventional calculation method for the design of the metallic-fueled core was examined by comparing the calculation values of the nuclear characteristics with the measured values.

The experimental core (FCA assembly XVI-1) was selected by referring to the conceptual design of Central Research Institute of Electric Power Industry.

The calculated-to-experiment (C/E) value for  $k_{eff}$  of assembly XVI-1 was 1.001. From this, as far as the criticality the prediction accuracy of the conventional calculation for the metallic-fueled core was concluded to be similar to that of an oxide-fueled core.

---

\* HITACHI Ltd.

## 目 次

1. はじめに .....	1
2. 金属燃料高速炉模擬実験の検討 .....	2
2.1 予備解析 .....	2
2.2 実験体系の選定 .....	3
2.3 水素混入効果の評価 .....	6
3. 実験体系と特性試験 .....	7
3.1 臨界体系 .....	7
3.2 臨界特性試験 .....	9
4. 臨界性 .....	11
4.1 核分裂スペクトル $\chi_g$ の効果 .....	11
4.2 臨界性解析 .....	11
5. まとめ .....	14
謝 辞 .....	14
参考文献 .....	15
付 録 .....	33

## Contents

1. Introduction .....	1
2. Experimental Core Design .....	2
2.1 Parameter Survey Calculation .....	2
2.2 Assembly XVI-1 .....	3
2.3 Evaluation of Hydrogen Effect .....	6
3. Critical Approach and Criticality .....	7
3.1 Description of Reference Core .....	7
3.2 Experiment of Criticality .....	9
4. Analysis of Criticality .....	11
4.1 Evaluation for Fission Spectrum $\chi_g$ Effect .....	11
4.2 Calculation of Criticality .....	11
5. Summary .....	14
Acknowledgment .....	14
Reference .....	20
Appendix .....	33

## 1. はじめに

金属燃料高速炉は、炉心過渡事象における反応度フィードバック係数および高増殖性等、高速炉の炉心として優れた性能を有すると考えられており、その特徴的な核特性を生かした新しい炉心概念が、日本原子力研究所をはじめ、電力中央研究所等の諸機関で検討されている。これらの炉心概念の検討で使用される核データおよび計算手法は、酸化物燃料炉心を対象とした実験結果に基づいて核特性計算への適用性が評価され、開発されてきた。金属燃料は燃料要素に酸素を含まず、また燃料密度が高いことにより、炉心の中性子スペクトルは従来の酸化物燃料炉心に比べて硬くなる。中性子スペクトルが硬くなることにより、ドップラー効果、ナトリウムボイド効果および反応率等の核特性における、高エネルギー領域、共鳴エネルギー領域等のエネルギー領域の持分が変化し、金属燃料炉心の核特性は、酸化物燃料炉心と異なったものとなる。エネルギー領域の持分の変化は、計算精度にも影響することになるが、金属燃料炉心の硬い中性子スペクトル場において、核データおよび計算手法の適応性が評価された経験がない。

今回、金属燃料高速炉の核設計計算の信頼性評価を目的に、FCAを用いた金属燃料高速炉模擬実験を実施した。実験計画立案にあたり、金属燃料炉心と酸化物燃料炉心との中性子スペクトルの相違に関する検討およびその相違が核特性に及ぼす影響について、詳細な検討を行なった。また硬い中性子スペクトル場での実験上の問題点として、FCAウラン燃料の表面塗装材に含まれる微量の水素が核特性に及ぼす影響（酸化物燃料炉心では、水素の影響は無視できるとされてきた）について評価した。

実験は、1989年10月から約2年間にわたって実施し、この中で金属燃料高速炉を模擬した2つの炉心（FCA XVI-1炉心およびXVI-2炉心）を構築した。

本報告書では、上記検討結果に基づく実験体系の選定およびFCA XVI-1炉心の実効増倍率（ $k_{\text{eff}}$ ）の解析結果について述べる。実効増倍率の解析では、核データとしてJENDL-2<sup>(1)</sup>を処理したJFS-3-J2 70群セット<sup>(2)</sup>および原研の高速炉核特性標準計算システム<sup>(3),(4)</sup>を使用した。実験解析の中で<sup>239</sup>Puと<sup>235</sup>Uの核分裂スペクトルの相違による実効増倍率への影響を評価し、この相違を精度良く計算に取り入れるため、計算手法の改善を行なった。測定値との比較による計算精度の評価に加えて、その計算精度を酸化物燃料炉心と比較するため、核データと計算手法を統一し、炉心体積の異なる3種類の酸化物燃料炉心模擬実験について解析を行なった。

FCA XVI-1炉心では、1)径方向燃料移動および軸方向燃料膨張に伴う反応度効果、2)ドップラー効果、3)ナトリウムボイド効果、4)制御棒特性、5)燃料核種の反応率比および6)物質反応度値、を測定した。これらの実験に関しては解析を実施中であり、その解析結果およびXVI-2炉心の実験に関しては、別途報告書を作成する。

## 2. 金属燃料高速炉模擬実験の検討

実験では反応度フィードバック係数と増殖性能に関する物理量を中心に、金属燃料高速炉の特徴的な核特性全般について測定を行うこととし、実験体系および測定項目の検討を行った。反応度フィードバック係数の中で、燃料の湾曲に伴う反応度効果は、炉心過渡事象における重要な反応度として、新たな注目を集めている。今回の実験でも、主要な実験項目の1つとして検討したが、その実験では径方向炉心境界での燃料の移動に伴う反応度値を測定することになり、炉心を径方向境界まで模擬した全炉心規模の模擬体系が必要となる。しかしFCAの保有するプルトニウム燃料の量的制約から、プルトニウム燃料ではきわめて小さな炉心しか組めず、炉心体積が問題となる。この問題に対処するため、実験では2つの炉心を構築し、その実験結果を組み合わせ、金属燃料高速炉の核特性計算精度を評価することとした。

第1炉心は、金属燃料高速炉を全炉心規模で模擬し、金属燃料炉心の特徴的な核特性全般について測定する。全炉心規模の体系を組む上でのプルトニウムの不足分は、濃縮ウランで補うこととする。プルトニウム炉心と濃縮ウラン混合炉心の中性子スペクトルの差は小さいが、随伴中性子束のエネルギー分布には顕著な差があり、それがナトリウムボイド効果等の核特性に影響を及ぼす（この濃縮ウランを燃料に加えたことによる核特性への影響は、2.2節で、さらに詳しく検討する）。

第2炉心は、中心にプルトニウムを燃料とする領域（テスト領域）を置き、その周辺を濃縮ウランドライバーで囲む部分模擬炉心とする。測定はテスト領域で行い、プルトニウム燃料炉心固有の問題を検討することとした。

### 2.1 予備解析

金属燃料高速炉の核特性上の特徴を評価するため、出力規模の異なる4種類の炉心（1000, 600, 300および150MWe）について、パラメータサーベイ計算による核特性計算を行った。計算では、電力中央研究所の金属燃料高速炉概念設計(1988年時点の値)<sup>(5)</sup>を参照し、計算モデルを作成した。計算に使用した主要設計データおよび燃焼計算の結果は、Appendixに示す。

最初に金属燃料炉心の特徴を最も端的に現わす中性子スペクトルについて、上記4炉心の比較を行なった。体系中心の中性子スペクトルを比較し、Fig. 2.1に示す。出力規模が大きくなるにつれ、プルトニウム富化度は16.4%から14.1%まで減少するが（内側炉心）、出力規模の違いによる金属燃料炉心間の中性子スペクトルの相違は、小さいことがわかる。

次に金属燃料炉心との比較対象として、1000MWeの酸化物燃料炉心<sup>(6)</sup>について核特性計算を実施した。両者の中性子スペクトルを比較しFig. 2.2に示す。金属燃料炉心と酸化物燃料炉心では、数MeV以下の広範囲なエネルギー領域において中性子スペクトルの

相違が見られ、特に金属燃料炉心は、100keV以下でスペクトルの勾配が急になるという特徴を示す。酸化物燃料炉心と比較して、金属燃料炉心は(i) プルトニウムとウランにジルコニウムを加えた3元合金を使用し、燃料密度が高いこと、(ii) 燃料と被覆管のボンダ材にナトリウムを使用することにより、ナトリウム体積比が大きくなること等の特徴を有するが、中性子スペクトルが酸化物燃料炉心と異なる主な原因は、燃料要素から酸素が抜け、酸素による中性子散乱が無くなることにある。

金属燃料炉心と酸化物燃料炉心の中性子スペクトルの相違に比べると、出力規模の違いによる金属燃料炉心間の中性子スペクトルの相違は、はるかに小さい。

次に、金属燃料炉心と酸化物燃料炉心の反応率を比較するため、 $^{239}\text{Pu}(n,f)$ ； $^{239}\text{Pu}$ 核分裂反応率、 $^{238}\text{U}(n,\gamma)$ ； $^{238}\text{U}$ 中性子捕獲反応率および $^{10}\text{B}(n,\alpha)$ ； $^{10}\text{B}$ 中性子吸収反応率を計算した。反応率のエネルギー成分を比較し、Fig.2.3～2.5に示す。反応率は、全エネルギー群の和が、金属燃料炉心と酸化物燃料炉心で、それぞれ1.0になるよう規格化した。反応率は、1keV付近と100keV付近に2つのピークを持ち、金属燃料炉心と酸化物燃料炉心では、両ピークの比率に大きな違いが見られ、金属燃料炉心では、100keV付近の核反応の比率が高くなる。さらに、反応率の変化により、増殖性能に関する主要要素である $^{238}\text{U}(n,\gamma)/^{239}\text{Pu}(n,f)$ 反応率比は、金属燃料炉心の値が、酸化物燃料炉心の値に比べて～20%小さくなる。また、金属燃料炉心のドップラー効果が酸化物燃料炉心と比較して小さな値となるのは、スペクトルの勾配が急になり、共鳴領域の持分が減少することに起因している。この金属燃料高速炉のドップラー効果に関しては、参考文献[7]で詳しく検討した。

## 2.2 実験体系の選定

実験体系の選定作業では、中性子スペクトルの模擬に重点を置き検討を行なった。保有するプルトニウムと濃縮ウランを合計すると、核分裂性物質の量は先に予備解析を行った150MWe炉心の装荷量にわずかに満たない程度となる。そこで実験体系は、150MWe炉心を念頭に置き選定作業を行った。炉心モデルは150MWe炉心と同じ炉心体積とし、プルトニウム富化度の異なる2領域炉心とした。内側炉心と外側炉心を同体積とし、制御棒チャンネルは省略した。

FCAの炉心は、燃料板と模擬物質板の組み合わせにより燃料組成を模擬した燃料セルを作る。実験体系は、燃料セルをステンレスの引出し（ドロワー）に装填し、さらにこの引出しをステンレスの格子管に装荷することにより構成される。

### 燃料体積比と燃料セル

最初に、実験体系の燃料体積比と冷却材体積比を、設計データに基づいて検討した。FCAの単位燃料セルは2×2×2インチの立方体であり、酸化物燃料炉心では、冷却材模擬物質としてナトリウム板（2×2×1/4インチ）を燃料セル当り4枚装填する。金属燃料炉心では被覆管内のナトリウムボンドを考慮して、燃料セル当り5枚のナトリウム板を



装填した。燃料セルの残りの部分が燃料領域であり、プルトニウム、ウランおよびジルコニウム板を装填した。この結果、炉心における燃料体積比は32%そして冷却材体積比は43%となる。

FCAのプルトニウム燃料は金属であることから、そのまま燃料模擬物質として使用できる。劣化ウランは酸化物しか保有していないため、金属の天然ウラン板で代用することとした。炉心部では劣化ウランと天然ウランの置換が核特性に及ぼす影響は小さく、特に問題とはならない。金属燃料は、プルトニウムとウランにジルコニウムを加えた三元合金であるため、新たにジルコニウム板（ $2 \times 2 \times 1/16$ インチ）を入手し、燃料セルに装填した。

### プルトニウム富化度

実験体系選定の第1段階として、保有するプルトニウム燃料の量に制約が無いとして、プルトニウム燃料のみを核分裂性物質とする理想的な炉心（Pu体系）について検討を行った。プルトニウム富化度をパラメータとするサーベイ計算を行い、(i)実効増倍率、(ii)内側炉心と外側炉心の出力ピークの平坦化、を判断基準としてプルトニウム富化度を決定した。実験体系のプルトニウム富化度は内側炉心と外側炉心で、それぞれ14%と17%となった。プルトニウム富化度が150MWe炉心の値よりも低い値となるのは、FCAのプルトニウム燃料と150MWe炉心の燃料とで、高次プルトニウム核種の存在比が異なるためである。FCAのプルトニウム燃料（92% fissile）は、軽水炉取り出しのプルトニウムを想定した150MWe炉心よりも、核分裂性プルトニウムをより多く含んでいる。

実際の実験体系では、プルトニウム燃料の不足分を濃縮ウランで補う必要があり、93%と20%濃縮の2種類の燃料板を使用した。プルトニウムと濃縮ウランの置換は、 $^{239}\text{Pu}$ と $^{235}\text{U}$ の反応度価値の比に基づいて行い、反応度価値として前述のPu体系の無限小サンプルワースの値を用いた。

### 実験体系

プルトニウム燃料板と20%濃縮ウラン板および天然ウラン板の組み合わせにより、内側炉心と外側炉心の燃料セルの組成を決定した。さらに外側炉心の一部については、プルトニウム燃料板に替えて93%濃縮ウラン板を使用した。これらの燃料は、燃料板単位で装填するため、燃料セルの反応度は、前述の計算値と100%等価とはならず、多少のずれを生じる。この反応度変化分は、炉心体積を変えることにより調整した。以上の検討結果に基づいて、実験体系（FCA XVI-1炉心）を決定した。実験体系の内側炉心と外側炉心の原子数密度を150MWe炉心の値と比較し、Table 2.1に示す（不純物として含まれる少量の核種については、省略した）。また、参考データとして、Pu体系の原子数密度を括弧内に示した。燃料板配列および実験体系については、次の第3章で詳しく述べる。

実験体系の妥当性を評価するため、実験体系の中性子スペクトルを150MWe炉心の値と比較した。両炉心の中性子スペクトルをFig. 2.6に示す。この比較から、実験体系は、金属燃料炉心の硬い中性子スペクトルの特徴を捉えた炉心であることがわかる。

次に、 $^{239}\text{Pu}(n,f)$ 、 $^{238}\text{U}(n,\gamma)$ および $^{10}\text{B}(n,\alpha)$ の反応率を計算した。反応率のエネルギー成分を実験体系と150MWe炉心で比較し、Fig. 2.7～2.9に示す。反応率は、全エネルギー群の和が、実験体系と150MWe炉心で、それぞれ1.0になるよう規格化した。各反応率とも、両炉心で良い一致を示し、これら中性子スペクトルおよび反応率の比較から、実験体系は、金属燃料高速炉の核特性の特徴を捉えた炉心であることを確認した。

一方、ナトリウムボイド効果等の反応度値に関しては、プルトニウム炉心と濃縮ウラン混合炉心での随伴中性子束の違いによる影響が考えられ、次に濃縮ウランを燃料に加えたことによる核特性への影響を検討した。

### 濃縮ウラン混合燃料の効果

プルトニウム炉心と濃縮ウラン混合炉心では、随伴中性子束のエネルギー分布形が異なるため、ナトリウムボイド効果等に、その影響が現われることが考えられる。

前述のPu体系と実験体系で、反応率、ナトリウムボイド反応度値、物質反応度値、およびドップラー効果等を計算し、両者の比較を行なった。最初に中性子スペクトルを比較し、Fig. 2.10に示す。両者の差は、50keV以下のエネルギー領域で、わずかに見られる程度であり、濃縮ウランを燃料に加えたことによる中性子スペクトルへの影響は小さい。そして、 $^{238}\text{U}(n,\gamma)/^{239}\text{Pu}(n,f)$ の反応率比においても、Pu体系の値が～5%大きくなる程度であった。

次に随伴中性子束のエネルギー分布を比較し、Fig. 2.11に示す。エネルギー領域全体にわたり、分布形の相違が見られ、この相違はナトリウムボイド効果に大きな影響を及ぼす。実験体系とPu体系のボイド反応度値を炉心中心、炉心上部境界およびその中間の3点で比較し、Table 2.2に示す。ボイド反応度値は、中性子スペクトルの変化による正の反応度と中性子漏洩項の負の反応度の和により正味の値が決まる。その各成分の値も併せて表に示した。各点において実験体系の値は、Pu体系と比較し、負の方向に大きくずれており、その原因は全てスペクトル項の違いにある。スペクトル項は、さらに核分裂、中性子吸収および中性子散乱に分けて考えることができるが、両者の差は、中性子散乱項により生じている。中性子散乱項は、随伴中性子束のエネルギー分布の勾配により値が決まり、随伴中性子束のエネルギー分布形の相違が、ナトリウムボイド反応度値の差となって現われる。さらに、ボイド反応度値に相違が生じるエネルギー領域を特定するため、ボイド反応度値のエネルギー群ごとの値を比較し、Fig. 2.12に示す。両者の差は、中性子エネルギーが10keV～900keVの範囲で生じており、このエネルギー領域での随伴中性子束の勾配の違いが、ボイド効果に影響を与えていることがわかる。

物質反応度値およびドップラー反応度値では、両体系の相違は、無視できる程小さい。これらの反応度値では、中性子散乱項の寄与が小さいことから妥当な結果であり、濃縮ウラン混合燃料の影響は、現われてこない。

ナトリウムボイド反応度値を中心とするプルトニウム炉心固有の問題に関しては、第2炉心の結果と合わせて検討することとした。

### 2.3 水素混入効果の評価

金属燃料炉心模擬実験特有の問題として、FCAウラン燃料板の表面塗装に含まれる微量の水素が、核特性に及ぼす影響について評価した。FCAのウラン燃料は、燃料板の保護と種類を識別するため、表面に塗装が施されている。塗装するにあたっては、炉心に水素を持ち込むことを防ぐため特殊な無水素塗料を使用しているが、塗装の工程で使用する接着材の中に水素が含まれるため、最終的に微量の水素が塗装の中に残っている。その量は、燃料板1枚（ウラン重量；74g～145g）当たり～6mgと微量であり、酸化物燃料炉心の模擬実験では、無視することが出来るとされてきた。しかし金属燃料炉心が硬いスペクトルを有するため、核特性への影響が予想された。

塗料に含まれる水素の影響を検討するため、XVI-1炉心を対象に水素を考慮した場合と考慮しない場合の領域平均実効断面積を準備し、2次元RZ体系で70群拡散計算を行った。さらに1次摂動計算により、炉心中心の物質反応度値、ナトリウムボイド反応度値およびドップラー反応度値を計算した。中性子スペクトルについて、両計算の結果を比較しFig. 2.13に示す。水素の散乱による中性子スペクトルへの影響は、20 keV以下で現れる。特に2 keV付近から100eVにかけての共鳴エネルギー領域で、スペクトルの勾配が緩やかになることに注意する必要がある。

核特性への水素の影響をまとめ、Table 2.3からTable 2.7に示す。水素の影響は、共鳴領域に感度を持つ核特性すなわちボロンの反応度値、ナトリウムボイド反応度値およびドップラー反応度値において、顕著に現われる。一方、実効増倍率および反応率への水素の影響は小さいことが明かとなった。

FCAが保有するウラン板は、全て表面塗装されており、現時点では水素の全くない炉心を組むことは出来ない。また、含まれる水素の量が微量であるため、その量を系統的に変えて、核特性への影響を実験により直接検証することも困難である。今回の計算結果から、特定の物理量において水素の影響は現れるが、水素の量が微量であることから、計算で充分考慮出来るものと考えられる。

### 3. 実験体系と特性試験

#### 3.1 臨界体系

FCA XVI-1炉心は、内側炉心と外側炉心から成り、その外周をブランケット領域（天然ウランと劣化ウラン金属のブロック）が囲んでいる。基準臨界体系の中心断面図をFig. 3.1に、RZモデルをFig. 3.2に示す。また、炉心寸法を以下に示す。

- ・ 炉心体積：593ℓ
- ・ 炉心の等価直径：90.9cm
- ・ 炉心高さ：91.4cm
- ・ 径方向ブランケット厚さ：24cm
- ・ 軸方向ブランケット高さ：20cm

次に炉心に装荷した燃料引き出しの燃料板配列をFig. 3.3に示す。内側炉心には、反応度が等価な3種類の燃料引き出し（IC1、IC2RおよびIC2Lドロワー）を装荷し、外側炉心には、反応度の異なる2種類の引き出し（OC1とOC2ドロワー）を装荷した。

IC1ドロワー：炉心燃料セルと天然ウランブロックで構成され、燃料セルには、プルトニウム燃料板2枚、20%濃縮ウラン板2枚、厚さの異なる2種類の天然ウラン板を各2枚およびジルコニウム板2枚を装填した。

IC2R、IC2Lドロワー：1/16インチ厚の20%濃縮ウランと天然ウラン板の枚数が不足したため、内側炉心の一部に、1/16インチ板2枚に代えて1/8インチ板1枚を使用した引き出しを装荷した。燃料組成はIC1ドロワーと同じであるが、セル内の物質板配列が非対称になるこれらの引き出しは、内側炉心の四隅に、濃縮ウラン板が外側に来るよう配置した（Fig.3.1参照）。内側炉心の引き出しをすべて対称と仮定した体系と実際の体系との反応度差は実験により評価し、臨界量に補正值として加えた（反応度差は～0.025% Δk/kと小さな値である）。

OC1ドロワー：内側炉心燃料セルの天然ウラン板2枚を、20%濃縮ウラン板に置換した燃料セルを装填した。

OC2ドロワー：OC1ドロワーの燃料セルのプルトニウム板およびジルコニウム板各2枚を、93%濃縮ウラン板と天然ウラン板に置換した燃料セルを装填した。

(単位：w%)

	重核当りのプルトニウム密度	<sup>235</sup> U密度	燃料中のジルコニウム密度
IC1ドロワー	10.5	4.9	6.8
IC2R、IC2Lドロワー	10.5	4.9	6.8
OC1ドロワー	10.5	9.2	6.8
OC2ドロワー	0.0	22.4	0.0

炉心には、原子炉を運転するための制御・安全棒を片側4系統、合計8系統挿入した。FCAでは中性子吸収材による中性子束の局所的な歪みを避けるため、濃縮ウラン板を装填した引き出し（SCRドロワー）を制御・安全棒として使用する。XVI-1炉心では、93%濃縮ウラン板を装填した2本の引き出しで、制御・安全棒1系統を構成した。

各領域の平均原子数密度をTable 3.1に示す。プルトニウム組成のうち  $^{241}\text{Pu}$  から  $^{241}\text{Am}$  への壊変は、臨界特性試験を行なった1989年10月20日の時点で計算した。

### 3.2 臨界特性試験

臨界特性試験では、XVI-1炉心の実効増倍率の確定および反応度測定に必要なデータを得るため、以下の実験を行った。

- 1) 基準反応度  $\rho_0$  の測定
- 2) 制御棒較正
- 3) 温度補正係数の測定
- 4) 中心密着面ギャップ補正係数の測定
- 5) 非対称セル補正值の測定

#### 基準反応度

実験では、あらかじめ基準反応度  $1\rho_0$  を設定し、反応度測定単位として使用する。XVI-1炉心では安全棒1系統 (No. #4) を中心密着面から50mm引き抜いた位置に置き、この状態で体系を臨界にする。基準反応度  $1\rho_0$  は、この安全棒を全挿入した時の反応度と定義する。

測定用の単位  $\rho_0$  から絶対単位  $\Delta k/k$  への変換係数は、体系に  $1\rho_0$  を加えたときの出力倍増時間を測定し、別に計算で求めた実効遅発中性子割合を用いて算出する。実効遅発中性子割合は、Tomlinsonの評価したデータ(放出中性子数と半減期)<sup>(8)</sup> およびSaphierの評価した遅発中性子スペクトルデータ (高速中性子による核分裂)<sup>(9)</sup> を用い、拡散理論に基づく摂動計算コードPERKY<sup>(10)</sup> により計算した。中性子束と随伴中性子束は、2次元RZ体系で拡散計算により求めた。

出力倍増時間：51.4 ± 0.2秒

実効遅発中性子割合：0.00523

$1\rho_0 = 0.000546 \Delta k/k$

#### 制御棒較正

臨界法による反応度の測定は、制御棒挿入位置から反応度を読み取る。そこで基準反応度  $\rho_0$  を単位とする制御棒較正を行った。

#### 温度補正係数

反応度測定では、炉心の温度変化を温度係数を用いて補正する。体系を密着し炉心温度を安定させた後測定を行う場合、炉心平均温度は1日の測定中に ~0.1℃ 変化する。一方1年を通じての炉心の温度変化は、~5℃ である。

温度補正係数は炉心温度を1℃ ~ 8℃ の範囲で変化させ、その時の反応度変化から求めた。

温度補正係数：  $f_T = -0.048 \pm 0.002 \rho_0 / ^\circ\text{C}$

### 中心密着面ギャップ効果の測定

集合体密着状態で、左右の集合体間には、 $0.5 \pm 0.3 \text{ mm}$ のギャップが存在する。さらに引き出し前端面に厚さ $0.8 \text{ mm}$ のステンレス板が有るため、左右の集合体に装荷された燃料は、集合体密着面で平均 $2.1 \text{ mm}$ 離れた状態にある。計算への配慮から、 $2.1 \text{ mm}$ の間隙を取り去り、炉心燃料が中心で密着することを想定した反応度効果を、ギャップ効果として実験により求めた。

ギャップ効果を求めるための補正係数は、中心面の間隙を $2.5 \text{ mm} \sim 4.1 \text{ mm}$ まで拡大し、その時の反応度変化から求めた。

ギャップ補正係数： $f_G = -1.045 \pm 0.02 \rho_0 / \text{mm}$ 。

また密着面には、引き出し前端面のステンレスが存在する。ステンレスの反応度値は、炉心中心付近で負の値を持ち、炉心外周境界付近では正の値となる。従来FCA実験の経験から、積分した値は、最大でもギャップ効果の $\sim 10\%$ 程度であり、補正量として小さな値であることから、今回は中心面ステンレスの補正は行わず、従来測定結果から引用した測定誤差を、臨界特性値の誤差に加えることとした。

### 非対称セルの補正值

セル内の燃料板配列が非対称になる引き出しは、濃縮ウラン板が炉心の外側に来るように配置した。計算への配慮から、内側炉心全てを対称セルの引き出しと想定した体系と実際の実験体系との反応度差を、非対称セルの補正值として実験により求めた。補正值は、濃縮ウラン板が炉心の外側に来るよう配置した体系と、炉心の内側に来るよう配置した体系の反応度差から求めた。

実効増倍率の実験値に、非対称セルの補正值を加えることにより、計算では、内側炉心すべてにICIドロワーが装荷されているとして、体系計算を行うことが出来る。

### 実効増倍率

基準体系 (Fig. 3.1) の実効増倍率は、炉心平均温度を $20^\circ \text{C}$ に想定し、余剰反応度 (制御棒全挿入を想定した反応度値) および補正值として、体系の未臨界度、密着面のギャップ効果と非対称セル効果を加えて決定した。補正值として加えた体系の未臨界度は、炉心に $^{240}\text{Pu}$ の自発核分裂による中性子源が存在することにより、測定時の見かけ上の臨界点と核分裂連鎖反応による臨界点にずれが生じるため、これを補正するためのものである。この臨界点のずれは、低出力で運転する臨界集合体では問題となる。体系の未臨界度を補正することにより、実効増倍率の実験値は、核分裂連鎖反応による臨界点の値となる。

以上の補正值を考慮した実効増倍率の実験値を、Table 3.2に示す。

## 4. 臨界性

### 4.1 核分裂スペクトル $\chi_g$ の効果

FCA XVI-1炉心は、プルトニウムと濃縮ウランを燃料としており、燃料中の<sup>239</sup>Puと<sup>235</sup>Uの存在比率は体系内の各領域ごとに異なる。一方従来の体系計算では、体系全体で1種類の核分裂スペクトルしか指定できないことから、通常は<sup>239</sup>Puの核分裂スペクトルを体系全体に適用してきた。

臨界特性の解析において、<sup>239</sup>Puと<sup>235</sup>Uの核分裂スペクトルを用いた2種類の計算を行った結果、(i) <sup>239</sup>Puの核分裂スペクトルを体系全体に適用した計算と(ii) <sup>235</sup>Uの核分裂スペクトルを体系全体に適用した計算では、前者の実効増倍率が0.7%大きくなった。

そのためXVI-1炉心の解析では、核分裂スペクトルの効果を正確に計算に取り入れることとし、体系計算において領域ごとに核分裂スペクトルを指定できるよう、体系計算コードCITATION-FBR<sup>(4)</sup>を修正した。また領域ごとの核分裂スペクトルとして、<sup>239</sup>Puと<sup>235</sup>Uの存在比率を重みとした核分裂スペクトルの平均値を、計算コードSLAROM<sup>(11)</sup>により算出した。

各領域ごとの核分裂スペクトルを適用した2次元RZ拡散計算の実効増倍率を、<sup>239</sup>Puと<sup>235</sup>Uの核分裂スペクトルを用いた計算結果と併せてTable 4.1に示す。平均値を用いた計算での実効増倍率は、<sup>239</sup>Puのスペクトルを用いた従来の計算値に比べ、0.29%  $\Delta k/k$ 小さな値となった。

### 4.2 臨界性解析

実験解析はJENDL-2を処理したJFS-3-J2 70群セットを使用し、原研の高速炉核特性標準計算システムにより行った。

#### 領域平均実効断面積の算出

体系内各領域の平均実効断面積を求めるため、燃料セル内の燃料板および模擬物質板配列を考慮した1次元無限平板セルモデルを用い、衝突確率法に基づくセル計算を行った。

セル計算では、f-tableを用いて共鳴自己遮蔽効果を考慮し、物質板ごとの実効断面積を計算した。拡散係数を定義する輸送断面積は、以下に示す値を標準的に用いることとした。

$$\sigma_{tr} = [f_t \sigma_t^* - (\sigma_t - f_e \sigma_e)](1 - \bar{\mu}) + (\sigma_t - f_e \sigma_e)$$

$$\sigma_t^* = \sigma_c + \sigma_f + \sigma_e + \sigma_{in} + \sigma_{n,2n}$$

： 無限希釈断面積の和



$$\sigma_t = f_c \sigma_c + f_f \sigma_f + f_e \sigma_e + f_{in} \sigma_{in} + \sigma_{n,2n}$$

： 自己遮蔽因子と無限希釈断面積の積の和

次に衝突確率法により中性子束の空間分布を計算し、反応率を保存するように断面積のセル平均化を行った。計算コードはSLAROMを使用し、JENDL-2を処理したJFS-3-J2 70群セットを入力データとした。計算では、バックリングを使用し、実効増倍率が1.0になるよう繰り返し計算を行った。またBenoistの式<sup>(12)</sup>に基づき、異方性拡散係数を算出した。炉心周辺のウランブロックおよび外周のステンレス空格子管 (empty matrix) の実効断面積は、均質媒質の値とした。

### 群縮約

セル計算で求めた70群群定数を25群に縮約した。群縮約に先立って、2次元RZ体系で拡散計算を行い、そこで得られた領域平均の中性子スペクトルを群縮約の重み関数として使用した。拡散係数については $D\phi$ 、輸送断面積には $\Sigma_{tr}\phi$ の重み付けを用いた。70群群構造は10MeVを上端として0.25の等レサジーとしているが、縮約群は第1群～24群 (10MeV～61eV) までを0.5の等レサジー間隔とし、61eV以下を第25群とした。

### 実効増倍率の計算

実験体系の形状を保存した3次元XYZ計算モデルを用い、25群群定数を入力として異方性拡散計算を行った。この計算で得た実効増倍率を基準値とし、輸送効果とメッシュ効果の補正を加えた。

TWOTRAN-II<sup>(13)</sup>を用いたSn法輸送計算により実効増倍率を求め、この値と拡散計算の値の比を輸送補正值とした。計算はRZ体系で行った。Sn計算は、nの次数を上げることにより $k_{eff}$ の値が変化するが、XVI-1炉心よりさらに小型で中性子漏洩項が臨界特性に与える影響が大きいX-1炉心においても、n=8で十分な精度に達することが確認されていることから、今回の解析でもn=8の計算を行った。中性子散乱はPo成分のみとし、散乱断面積に $(1-\bar{\mu})$ の補正を行った。

輸送補正值を求める拡散計算では、拡散係数を $D=1/3\Sigma_{tr}$ とする。また拡散計算では、メッシュ幅を変えることによる実効増倍率への影響が大きいことから、メッシュ効果補正係数を用いて、実効増倍率を無限メッシュまで外挿した。この外挿した値と輸送計算の値の比から輸送補正值を計算した。

メッシュ効果は、2次元XY体系とRZ体系で拡散計算により評価し、無限メッシュに外挿した補正值を算出した。

実効増倍率の解析結果を、Table 4.2に示す。実効増倍率のC/E値は1.001となり、計算値は実験値と良い一致を示した。この結果を、酸化物燃料炉心と比較するため、酸化物燃料炉心模擬体系の中から、炉心体積の異なる3体系を選び、核データおよび計算手法をXVI-1炉心の解析に使用したものに統一し、計算を行った。選んだ体系は、内部ブランケットや制御棒を含まない均質炉心で、中性子束が滑らかな空間分布を持つ体系とした。

- (i) FCA X-1炉心<sup>(14)</sup>：炉心体積132ℓ、高速実験炉“常陽”の模擬実験  
プルトニウムと濃縮ウランの混合燃料、炉心1領域体系、
- (ii) FCA VI-1炉心<sup>(15)</sup>：炉心体積450ℓ、高速原型炉“もんじゅ”の外側炉心を模擬  
したテスト領域を体系中心に置き、その周辺を濃縮ウランドライバーで囲んだ  
体系（炉心体積はテスト領域とドライバー領域の合計）、
- (iii) ZPPR-9炉心<sup>(16)</sup>：炉心体積4592ℓ、日米共同で実施されたJUPITER計画の中で、  
大型均質2領域炉心を模擬した体系であり、燃料はプルトニウムである。

実効倍増率のC/E値を比較しTable4.3に示す。C/E値は±0.5%の範囲内にあり、炉心体積が大きくなるにつれて、C/E値が小さくなる傾向が見られる。金属燃料炉心のC/E値は、これら酸化物燃料炉心の間であり、実効倍増率の計算精度は、炉心体積の似かよった酸化物燃料炉心と同程度であった。

以上の解析結果から、中性子スペクトルの硬い金属燃料高速炉においても、現在核設計計算に使用している核データおよび計算手法により、実効倍増率を精度良く計算出来ることを確認した。

## 5. まとめ

高速臨界集合体FCAを用いた金属燃料高速炉模擬実験を計画し、金属燃料高速炉概念設計を参照し、実験体系（FCA XVI-1）を選定した。

実験解析は核データとしてJENDL-2を用い、原研の核特性標準計算システムにより行った。臨界特性に関しては、実効増倍率の計算誤差が0.1%であり、従来の核データおよび計算手法により、精度良く計算できることを確認した。

XVI-1炉心では、炉心燃料の一部に濃縮ウランを使用した。 $^{239}\text{Pu}$ と $^{235}\text{U}$ の核分裂スペクトルの相違を考慮するため、体系内の各領域ごとに $^{239}\text{Pu}$ と $^{235}\text{U}$ の存在比を重みとして核分裂スペクトルの平均値を計算し、領域ごとに、それぞれ異なる核分裂スペクトルを適用した体系計算を行った。実効増倍率は、従来の $^{239}\text{Pu}$ の核分裂スペクトルを体系全体に一律に適用した値に比べ、 $\sim 0.3\% \Delta k/k$ 小さくなり、実効増倍率の計算値が改善された。

中性子スペクトルが硬くなる金属燃料炉心では、ウラン燃料板の表面被覆に含まれる微量の水素が、ドップラー、ナトリウムボイドおよびボロンの反応度値に無視できない影響を与えることが明かになった。今後、金属燃料炉心模擬実験の解析では、水素を考慮した計算を行う必要がある。

また、JENDL-3が1989年秋に公開された。JENDL-2からの改良点を考えると、金属燃料炉心核特性計算への影響は、酸化物燃料炉心と異ったものになると考えられる。JENDL-3による解析を一部実施したが、その後、核データが部分的に修正されるなどのことがあり、1992年中の最終データを待って、改めて解析を行う予定である。

## 謝辞

実験体系を設計するにあたり、概念設計データを提供していただいた（財）電力中央研究所 金属燃料研究室 常磐井 守泰室長（現、FBR部調査役）に感謝の意を表します。また、実験体系の設計計算で協力いただいた（株）日本総合研究所 宿谷 弘行氏ならびに実験を支えてくれたFCAのスタッフに感謝致します。

## 5. まとめ

高速臨界集合体FCAを用いた金属燃料高速炉模擬実験を計画し、金属燃料高速炉概念設計を参照し、実験体系（FCA XVI-1）を選定した。

実験解析は核データとしてJENDL-2を用い、原研の核特性標準計算システムにより行った。臨界特性に関しては、実効増倍率の計算誤差が0.1%であり、従来の核データおよび計算手法により、精度良く計算できることを確認した。

XVI-1炉心では、炉心燃料の一部に濃縮ウランを使用した。 $^{239}\text{Pu}$ と $^{235}\text{U}$ の核分裂スペクトルの相違を考慮するため、体系内の各領域ごとに $^{239}\text{Pu}$ と $^{235}\text{U}$ の存在比を重みとして核分裂スペクトルの平均値を計算し、領域ごとに、それぞれ異なる核分裂スペクトルを適用した体系計算を行った。実効増倍率は、従来の $^{239}\text{Pu}$ の核分裂スペクトルを体系全体に一律に適用した値に比べ、 $\sim 0.3\% \Delta k/k$ 小さくなり、実効増倍率の計算値が改善された。

中性子スペクトルが硬くなる金属燃料炉心では、ウラン燃料板の表面被覆に含まれる微量の水素が、ドップラー、ナトリウムボイドおよびボロンの反応度価値に無視できない影響を与えることが明かになった。今後、金属燃料炉心模擬実験の解析では、水素を考慮した計算を行う必要がある。

また、JENDL-3が1989年秋に公開された。JENDL-2からの改良点を考えると、金属燃料炉心核特性計算への影響は、酸化物燃料炉心と異ったものになると考えられる。JENDL-3による解析を一部実施したが、その後、核データが部分的に修正されるなどのことがあり、1992年中の最終データを待って、改めて解析を行う予定である。

## 謝辞

実験体系を設計するにあたり、概念設計データを提供していただいた（財）電力中央研究所 金属燃料研究室 常磐井 守泰室長（現、FBR部調査役）に感謝の意を表します。また、実験体系の設計計算で協力いただいた（株）日本総合研究所 宿谷 弘行氏ならびに実験を支えてくれたFCAのスタッフに感謝致します。

## 参考文献

- 1) Nakagawa, T.: "Summary of JENDL-2 general purpose file", JAERI-M 84-103 (1984)
- 2) Takano, H., et al.: "Production and benchmark tests of fast reactor group constants set JFS-3-J2", JAERI-M 82-135 (1982).
- 3) 中川 正幸、阿部 純一、佐藤 若英: "高速炉の核特性解析コードシステム" JAERI-M 83-066 (1983).
- 4) 飯島 進: "EXPARAM" (公刊予定)
- 5) 横尾 健、田中 洋司、西村 友宏、: "金属燃料高速増殖炉の設計検討—経済性、安全性を追究した炉心設計—"、電力中央研究所 研究報告; T88043 (1989)
- 6) 動燃事業団、技術報告 (1986): 私信
- 7) Oigawa, H.: "Contribution of high energy neutron to Doppler effect of  $^{238}\text{U}$  in metal fueled fast reactor", J. Nucl. Sci. Technol. 28. 1058(1991).
- 8) Tomlinson, L.: "Delayed neutron from fission", AERE-R 6993(1972)
- 9) Saphier D., Ilberg D., Shalev S., Yiftah S. : " Evaluated Delayed Neutron Spectra and Their Importance in Reactor Calculation", NSE 62 (1977)
- 10) 飯島 進、他: "PERKY", JAERI-M 6993 (1977)
- 11) Nakagawa M. and Tuchihashi K.: "SLAROM", JAERI-1294(1984).
- 12) Benoist P.: " Streaming effects and collision probabilities on lattices", Nucl. Sci. Eng. 34(1968) 285.
- 13) Lathrop K, Brinkley F.: "TWOTRAN-II", LA-4848-MS (1973).
- 14) 中野 正文、他: "FCA X集合体による"常陽" MK-II炉心模擬実験(I)、JAERI-memo 57-126(1982).
- 15) 弘田 実弥、他: "FCA VI-1集合体による臨界実験、JAERI-memo 5282(1973).
- 16) 動燃事業団、技術報告 (1980): 私信

Table 2.1 Comparison of atomic number density between mockup core and 150MWe core

(unit:  $10^{22}$  atoms/cm<sup>3</sup>)

	Mockup core		150MWe core	
	Inner core	Outer core	Inner core	Outer core
Pu-239	0.1046 (0.1395)	0.1046 (0.1697)	0.1097	0.1499
Pu-240	0.0092 (0.0123)	0.0092 (0.0150)	0.0452	0.0618
Pu-241	0.0004 (0.0005)	0.0004 (0.0006)	0.0263	0.0359
Pu-242	0.0	0.0	0.0075	0.0102
U -235	0.0543 (0.0027)	0.1015 (0.0026)	0.0029	0.0027
U -238	0.9259	0.8766	0.9656	0.8963
Zr	0.2091	0.2091	0.3359	0.3359
Na	0.9571	0.9571	1.0184	1.0184
Cr	0.3674	0.36741	0.2466	0.2466
Fe	1.3373	1.3373	1.6234	1.6234
Ni	0.1686	0.1686	0.0106	0.0106
Mo	0.0	0.0	0.0116	0.0116
H	0.0160	0.0099	0.0	0.0

Pu core density is shown in parenthesis.

Table 2.2 Comparison of sodium void worth between XVI-1 and Pu core

(Unit:  $\times 10^{-5} \Delta k/k$ )

Position	XVI-1			Pu core		
	Spectrum	Leakage	Total worth	Spectrum	Leakage	Total worth
Core center	2.254	-0.026	2.518	3.685	-0.026	3.659
			(1.00)			(1.45)
Middle	1.619	-1.226	0.393	2.282	-1.246	1.036
			(1.00)			(2.64)
Core boundary	0.997	-2.211	-1.214	1.225	-2.245	-1.020
			(1.00)			(0.841)

a ratio is shown in parenthesis.

Table 2.3 Comparison of  $k_{\text{eff}}$  between cores with and without hydrogen

	Without H	With H	% $\Delta k/k$
$k_{\text{eff}}$	1.00188	1.00237	+0.049

\* diffusion calculation with 70-energy group constants  
in RZ geometry

Table 2.4 Comparison of material sample worths at the core center

	Without H	With H	(unit: % $\Delta k/k/10^{24}$ atoms) $\delta$ (%)
$^{239}\text{Pu}$	0.1448	0.1428	-1.38
$^{238}\text{U}$	0.00551	0.00571	3.63
$^{235}\text{U}$	0.0947	0.0954	0.95
$^{10}\text{B}$	-0.0655	-0.0718	9.62
Fe	0.00101	0.00099	-1.98

Table 2.5 Comparison of reaction rate ratios at the core center

	Without H	With H	$\delta$ (%)
F5/F9	0.9169	0.9385	2.36
F8/F9	0.0297	0.0296	-0.33
C8/F9	0.1108	0.1136	2.53

F5, F8, F9:  $^{235}\text{U}$ ,  $^{238}\text{U}$  and  $^{239}\text{Pu}$  fission rate

C8:  $^{238}\text{U}$  capture rate

Table 2.6 Comparison of sodium void worths

	(unit: % $\Delta k/k$ )		
	Without H	With H	$\delta$ (%)
1Z~9Z voided			
(1 drawer)	0.00296	0.00239	-19.4

Table 2.7 Comparison of Doppler worths

	(unit: $\Delta k/k$ )		
	Without H	With H	$\delta$ (%)
NU 25 $\phi$ sample			
20 - 800°C	$-5.995 \times 10^{-6}$	$-7.954 \times 10^{-6}$	-33



Table 3.1 Homogeneous atomic number density in FCA assembly XVI-1

	(unit: $10^{22}$ atoms/cm <sup>3</sup> )				
	IC1	IC2	OC1	OC2	NUB
Pu-239	0.10455	0.10455	0.10455	0.0	0.0
Pu-240	0.00922	0.00922	0.00922	0.0	0.0
Pu-241	0.00037	0.00037	0.00037	0.0	0.0
U -235	0.05429	0.05431	0.10154	0.32937	0.02897
U -238	0.92593	0.92598	0.87664	1.13758	3.98883
Zr	0.20906	0.20906	0.20906	0.0	0.0
Na	0.95705	0.95705	0.95705	0.95705	0.0
Cr	0.36741	0.36741	0.36741	0.34063	0.17720
Mn	0.01944	0.01944	0.01944	0.01754	0.01178
Fe	1.33733	1.33733	1.33733	1.23430	0.63353
Ni	0.16860	0.16860	0.16860	0.15522	0.07725
Al	0.01500	0.01500	0.01500	0.0	0.0
Am-241	0.00049	0.00049	0.00049	0.0	0.0
O	0.00080	0.00080	0.00080	0.0	0.0
H	0.01596	0.01008	0.00988	0.02238	0.0

	DUB	SCR
Pu-239	0.0	0.0
Pu-240	0.0	0.0
Pu-241	0.0	0.0
U -235	0.00844	0.56515
U -238	4.01743	0.04272
Zr	0.0	0.0
Na	0.0	0.0
Cr	0.17720	0.33675
Mn	0.01178	0.01711
Fe	0.63353	1.20808
Ni	0.07725	0.14575
Al	0.0	1.69510
Am-241	0.0	0.0
O	0.0	0.0
H	0.0	0.01470

Table 3.2 Criticality in FCA assembly XVI-1

	(unit: $\rho_o$ )	
Excess reactivity (as built)	4.836	$\pm 0.004$
Correction		
sub criticality	-0.030	$\pm 0.002$
gap effect	2.195	$\pm 0.1$
sus effect	0.0	$\pm 0.2$
asymmetric IC2		
drawer effect	0.465	$\pm 0.004$
	7.466	$\pm 0.22$
$k_{\text{eff}}^{(a)}$	1.0041	$\pm 0.0001$
(a) $1 \rho_o = 0.0546 \pm 0.0003\% \Delta k/k$		

Table 4.1 Fission spectrum effect on  $k_{\text{eff}}$  calculation

$\chi_g$	$^{239}\text{Pu}$	$^{235}\text{U}$	Mixed
$k_{\text{eff}}$	1.00576	0.99875	1.00285
$\% \Delta k/k$	0.00	-0.70	-0.29

Table 4.2 Result of criticality in FCA assembly XVI-1

Experiment	1.0041 $\pm$ 0.0001
Base calculation	0.99918
Correction	
transport	0.00673
mesh	-0.00119
Corrected	1.00472
C/E	1.001

Table 4.3 C/E values of  $k_{\text{eff}}$  in oxide-fueled cores

	FCA X-1	FCA VI-1	ZPPR-9
Core volume( )	132	450	4592
Fuel	Pu/Enriched U	Pu/Enriched U	Pu
C/E value	1.004	1.002	0.996

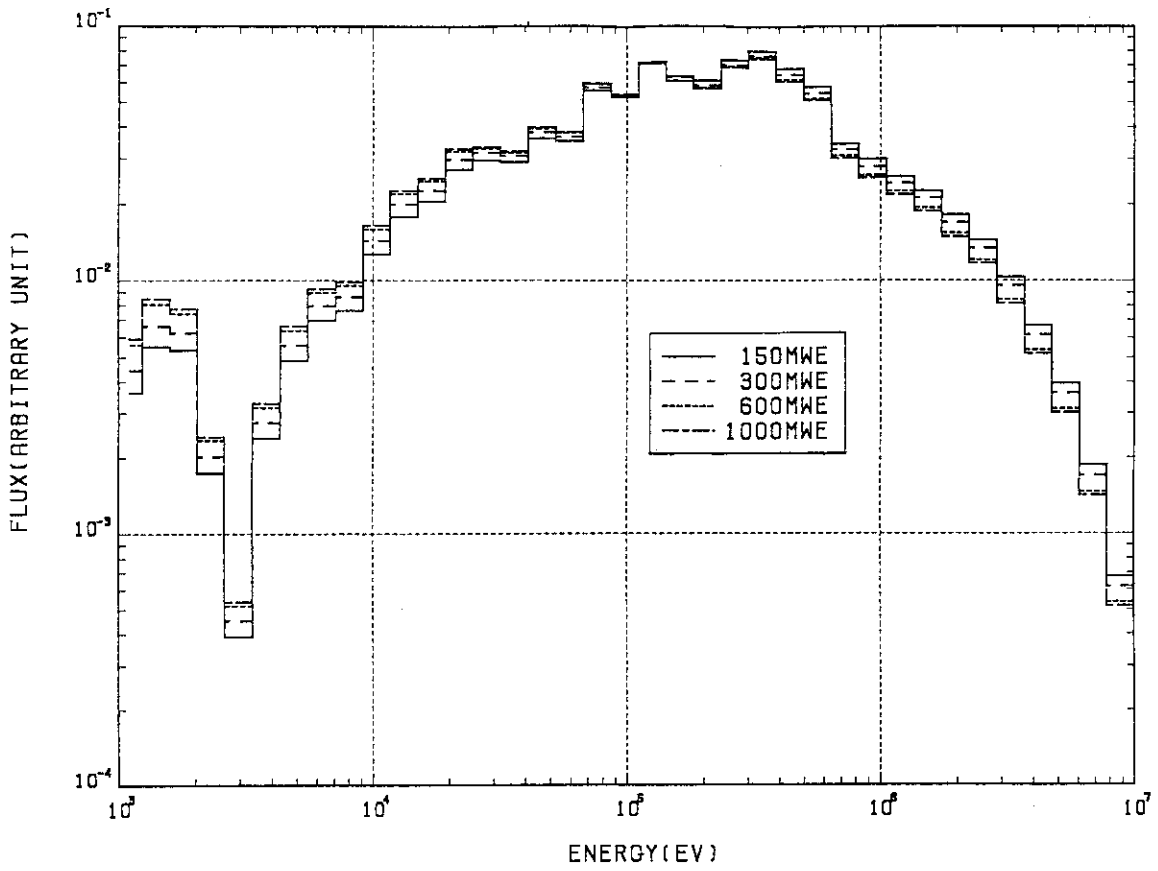


Fig. 2.1 Comparison of neutron spectra in metallic-fueled cores of various sizes

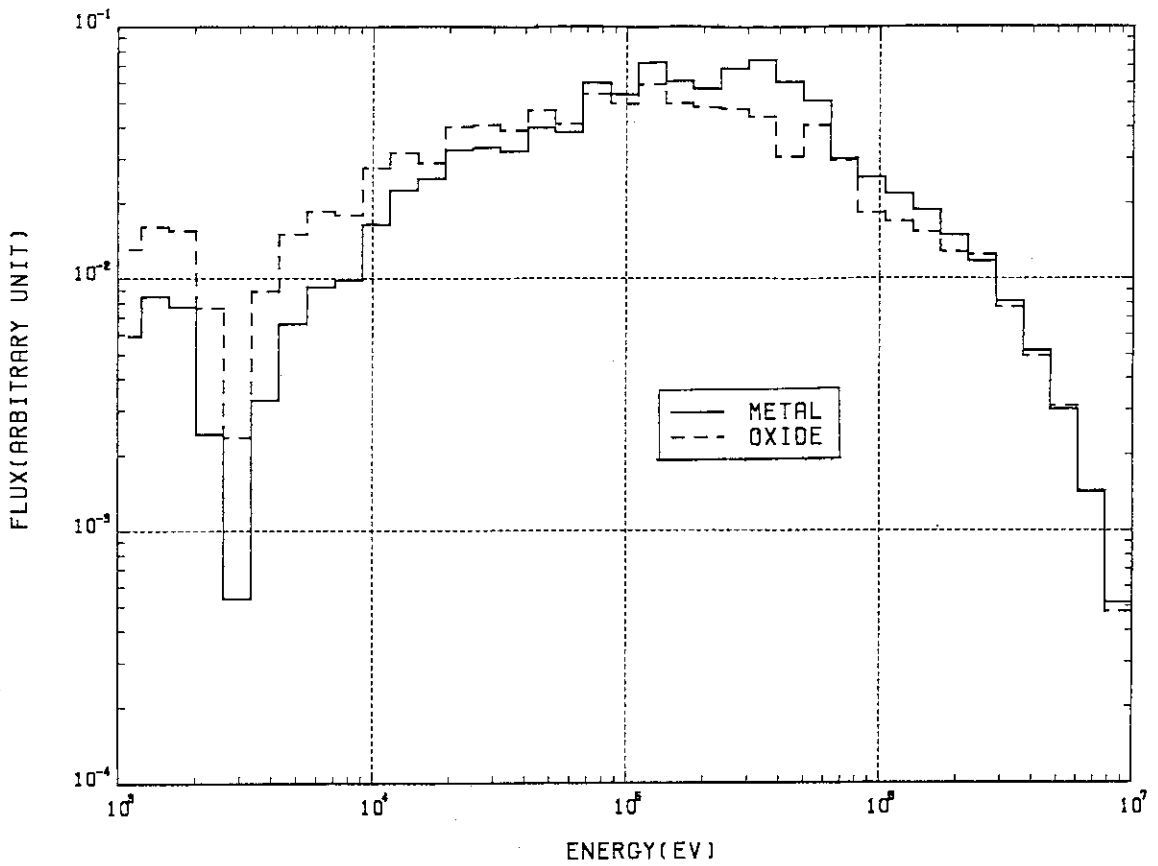


Fig. 2.2 Comparison of neutron spectra between metal and oxide core

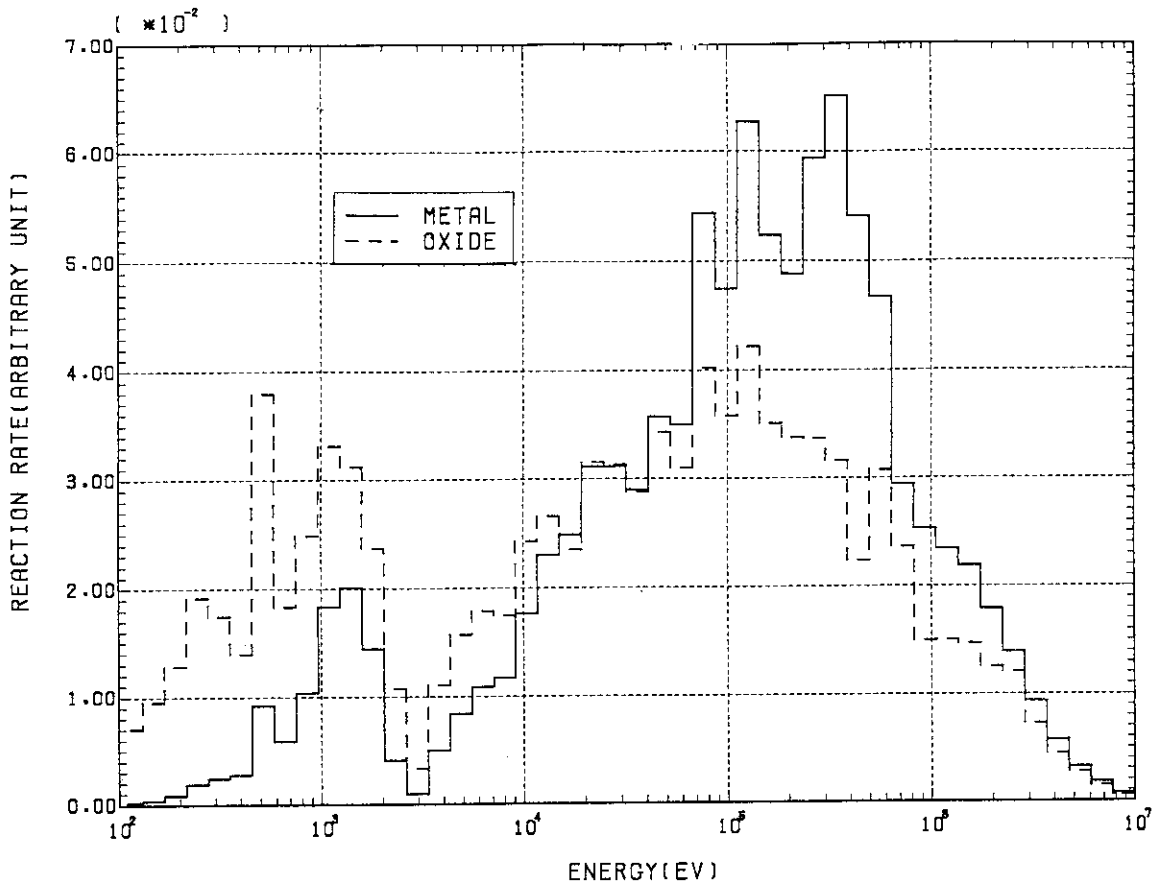


Fig. 2.3 Comparison of energy break down of Pu-239 fission rates between metal and oxide core

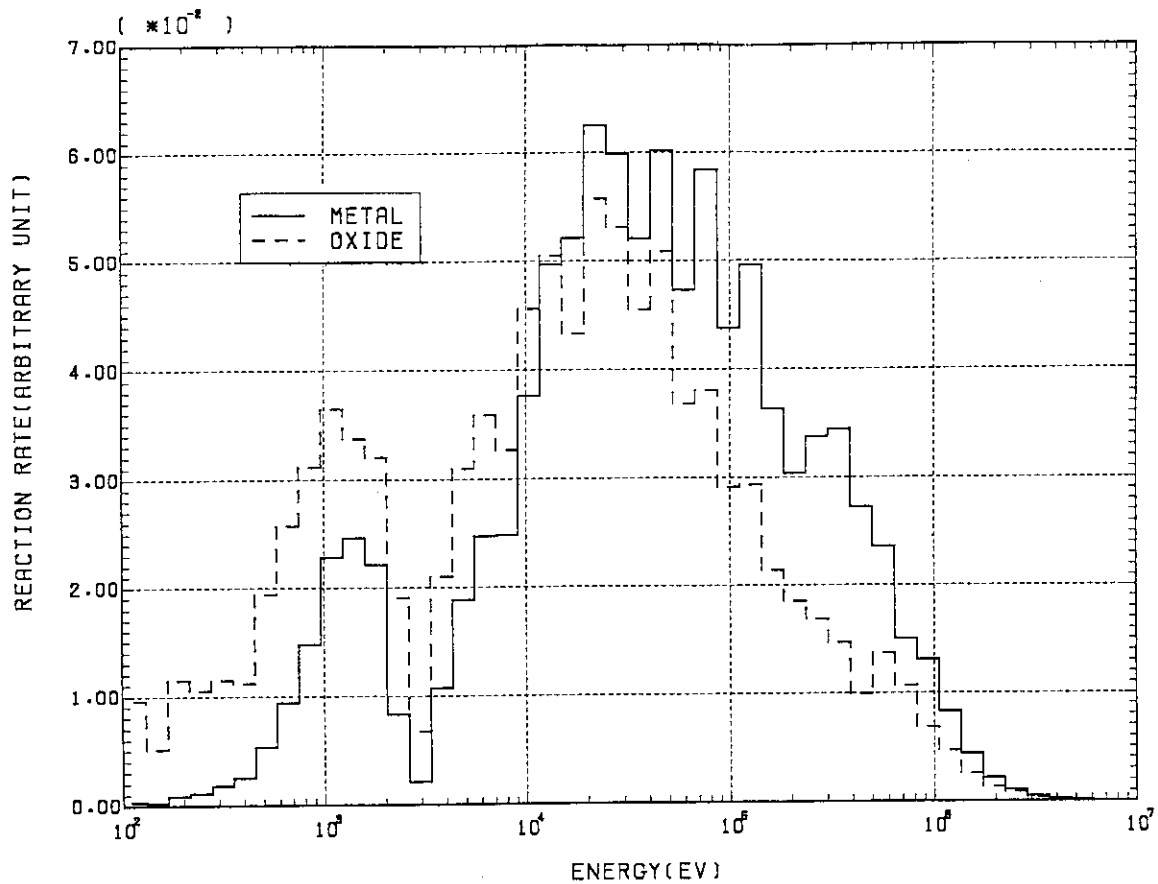


Fig. 2.4 Comparison of energy break down of U-238 capture rates between metal and oxide core

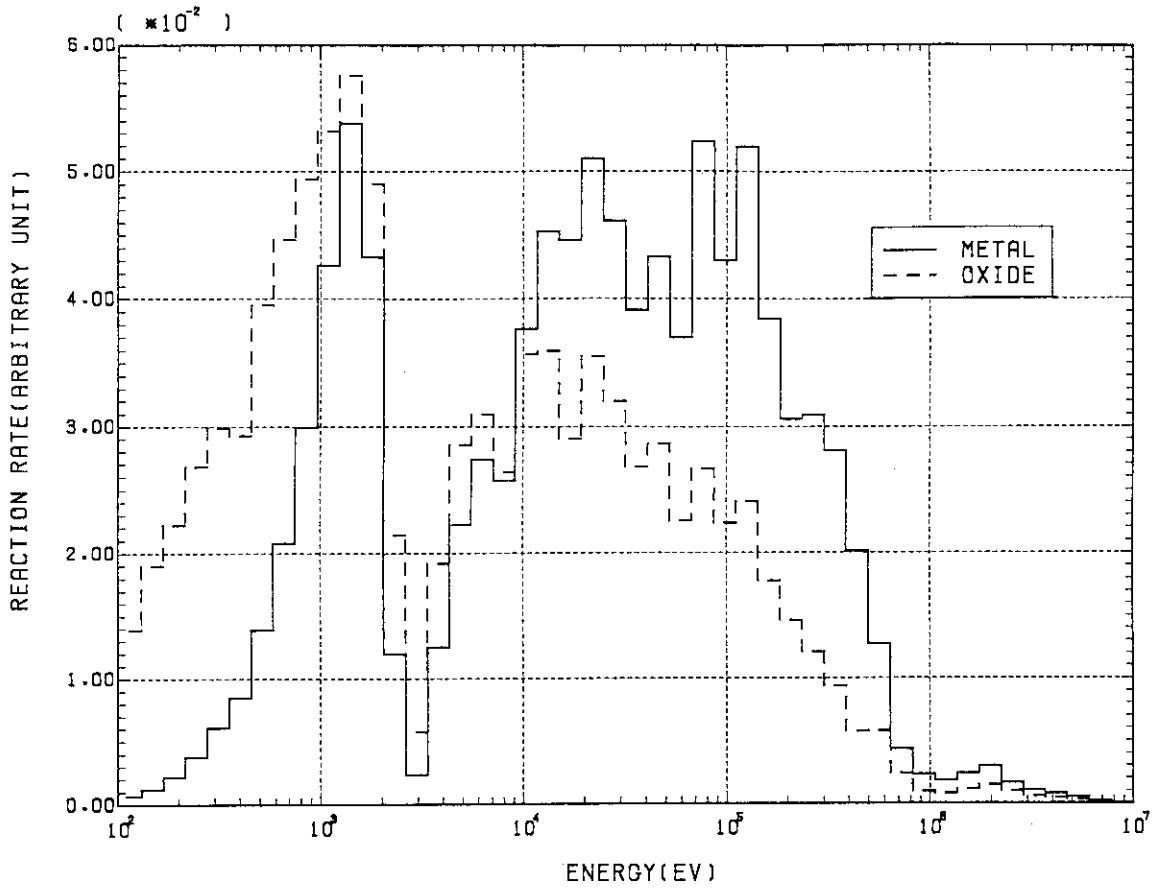


Fig. 2.5 Comparison of energy break down of B-10 absorption rates between metal and oxide core

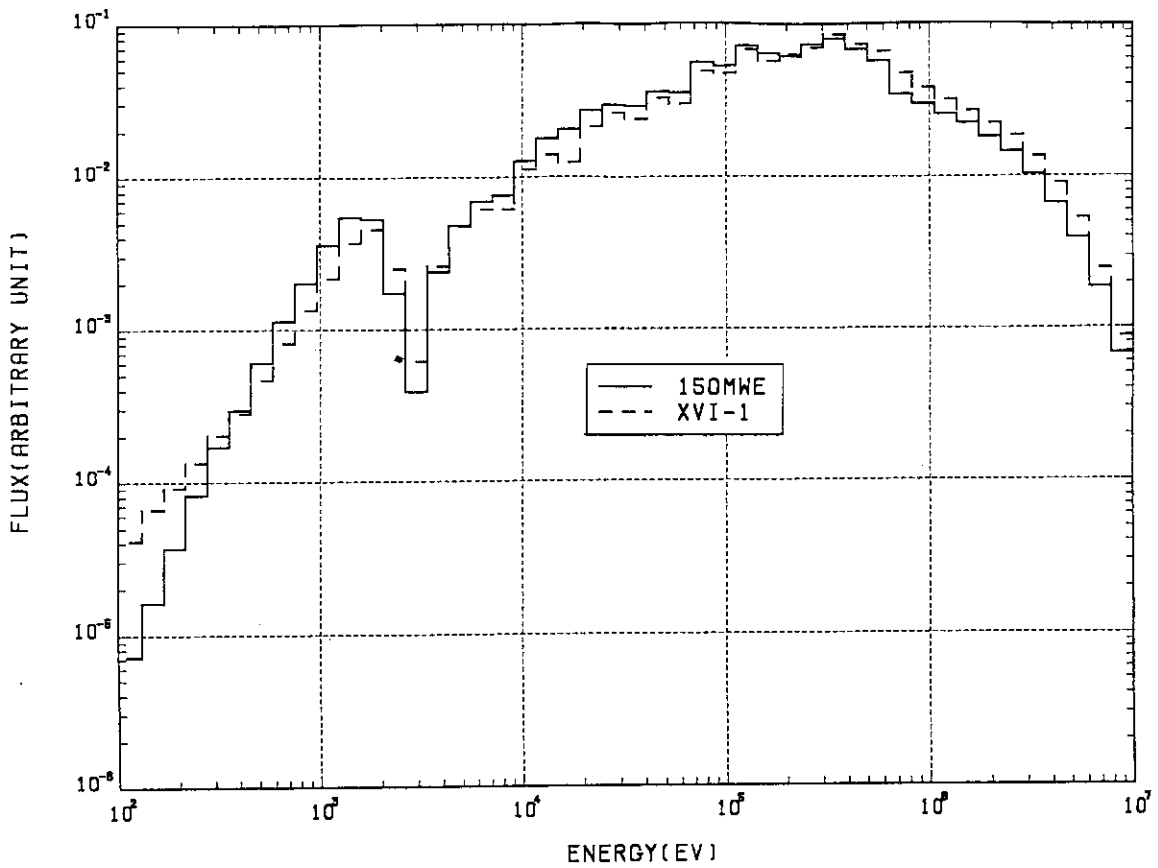


Fig. 2.6 Comparison of neutron spectra between 150MWe and XVI-1 core

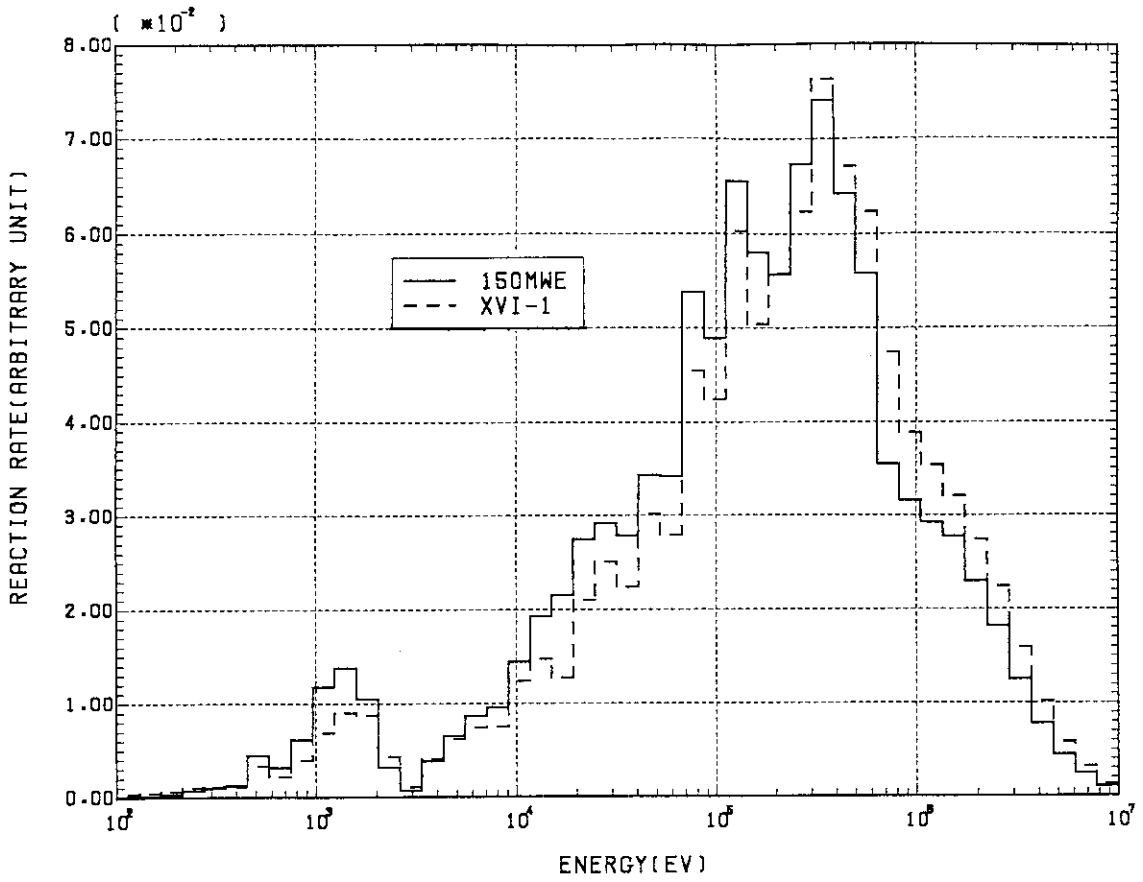


Fig. 2.7 Comparison of energy break down of Pu-239 fission rates between 150MWe and XVI-1 core

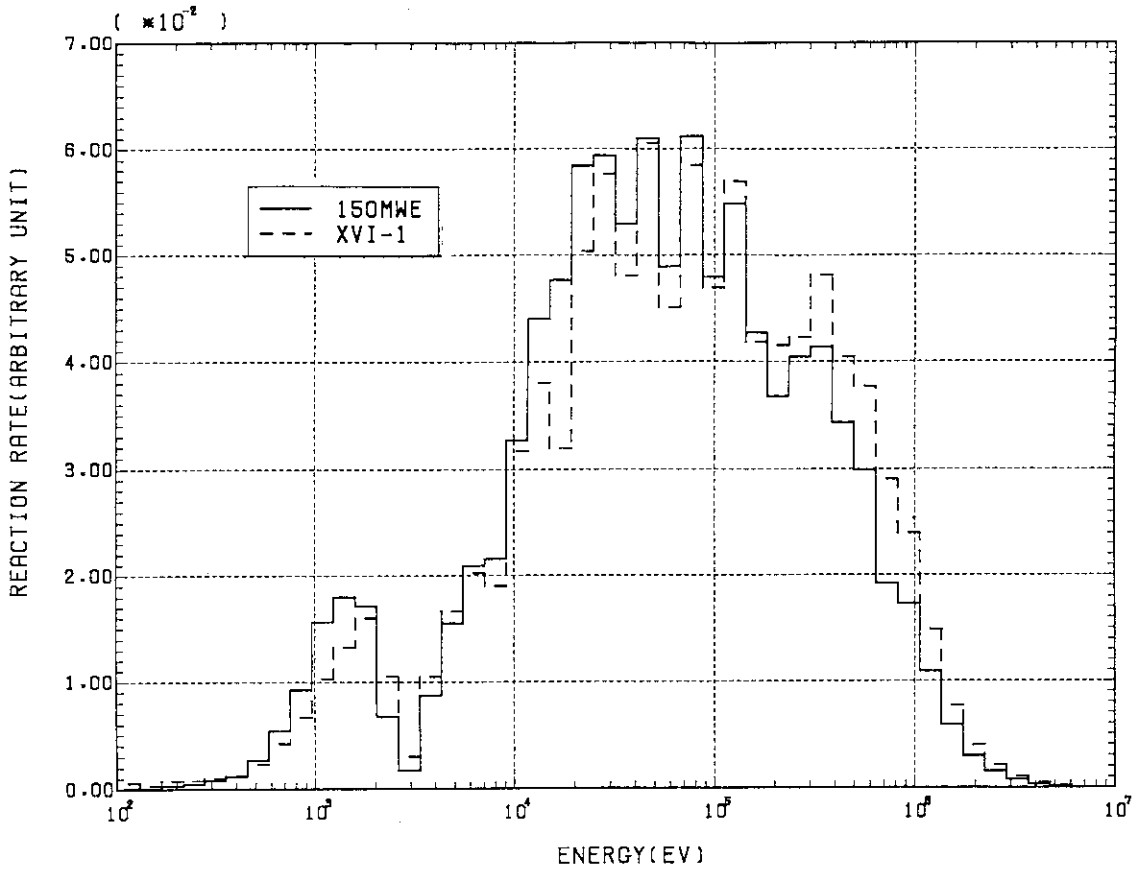


Fig. 2.8 Comparison of energy break down of U-238 capture rates between 150MWe and XVI-1 core

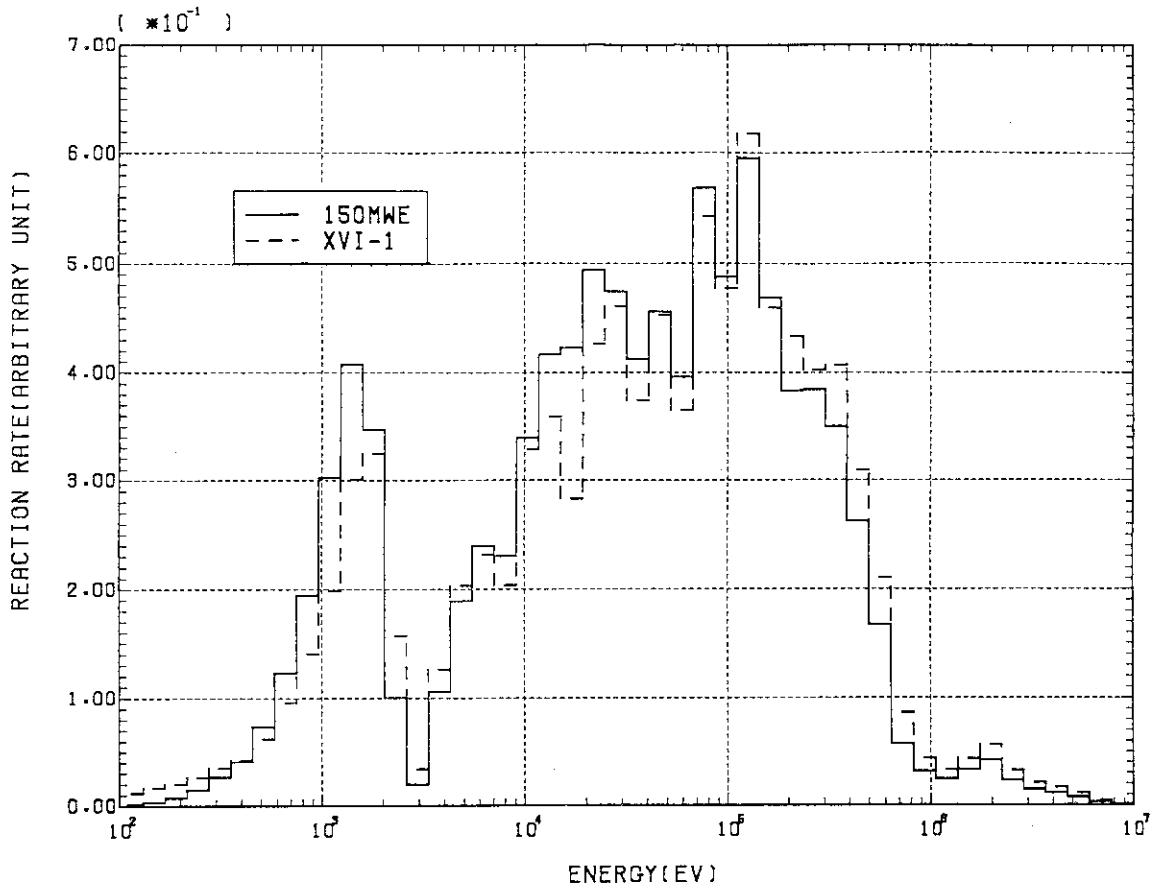


Fig. 2.9 Comparison of energy break down of B-10 absorption rates between 150MWe and XVI-1 core

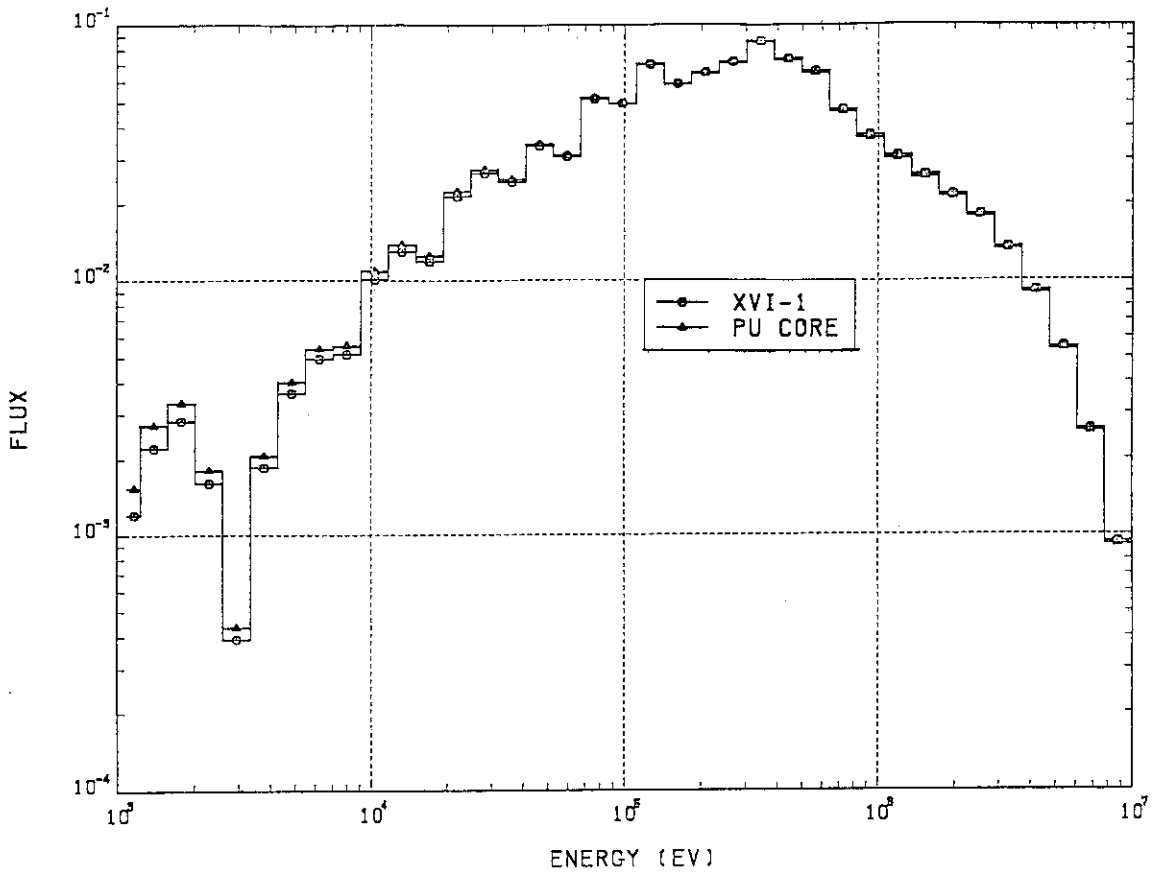


Fig. 2.10 Comparison of neutron spectra between XVI-1 and Pu core

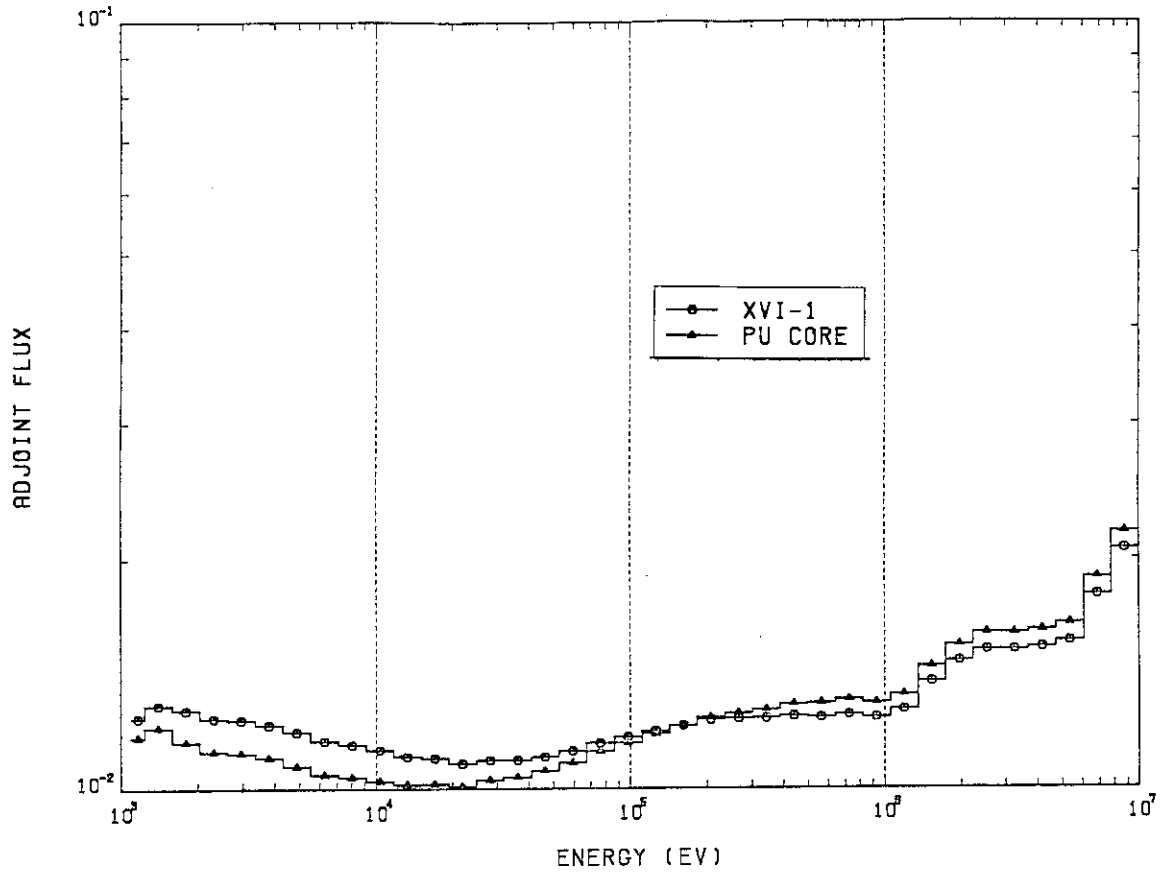


Fig. 2.11 Comparison of adjoint flux between XVI-1 and Pu core

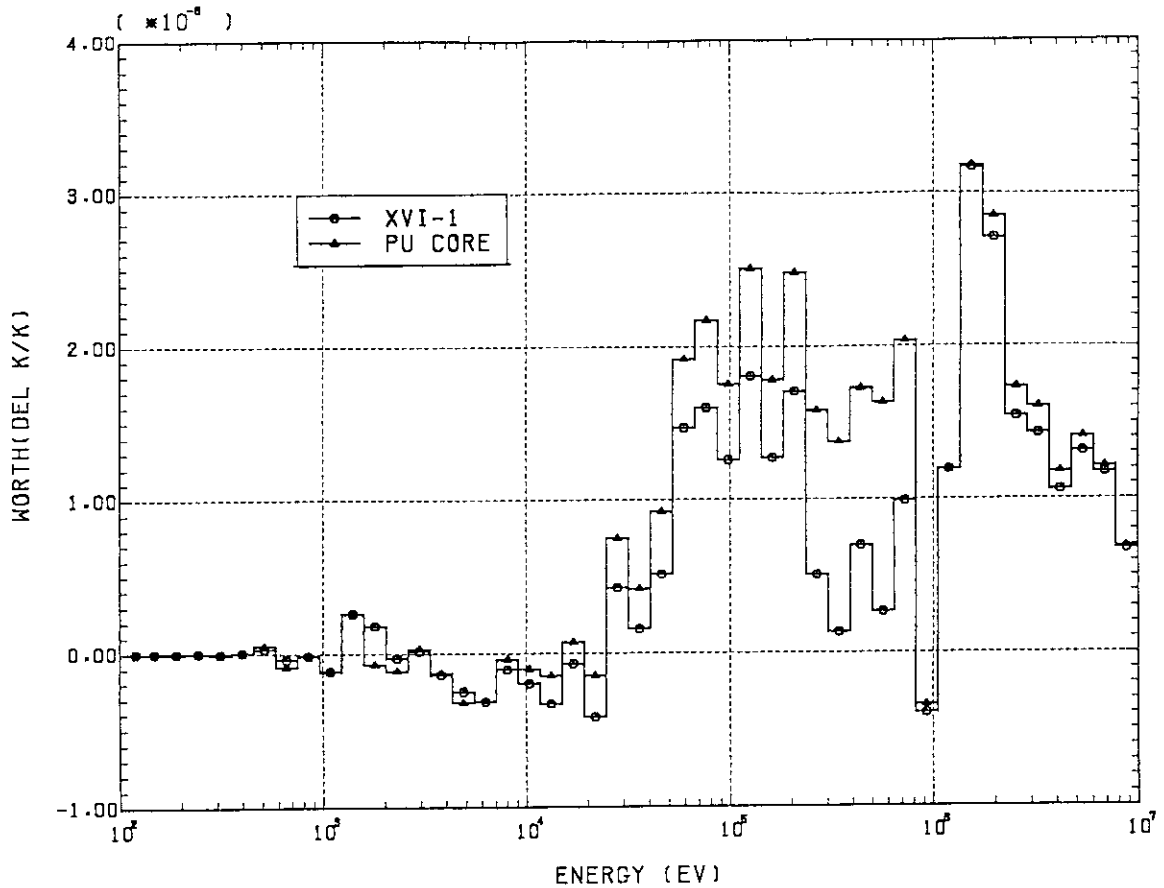


Fig. 2.12 Comparison of energy break down of sodium void worths between XVI-1 and Pu core



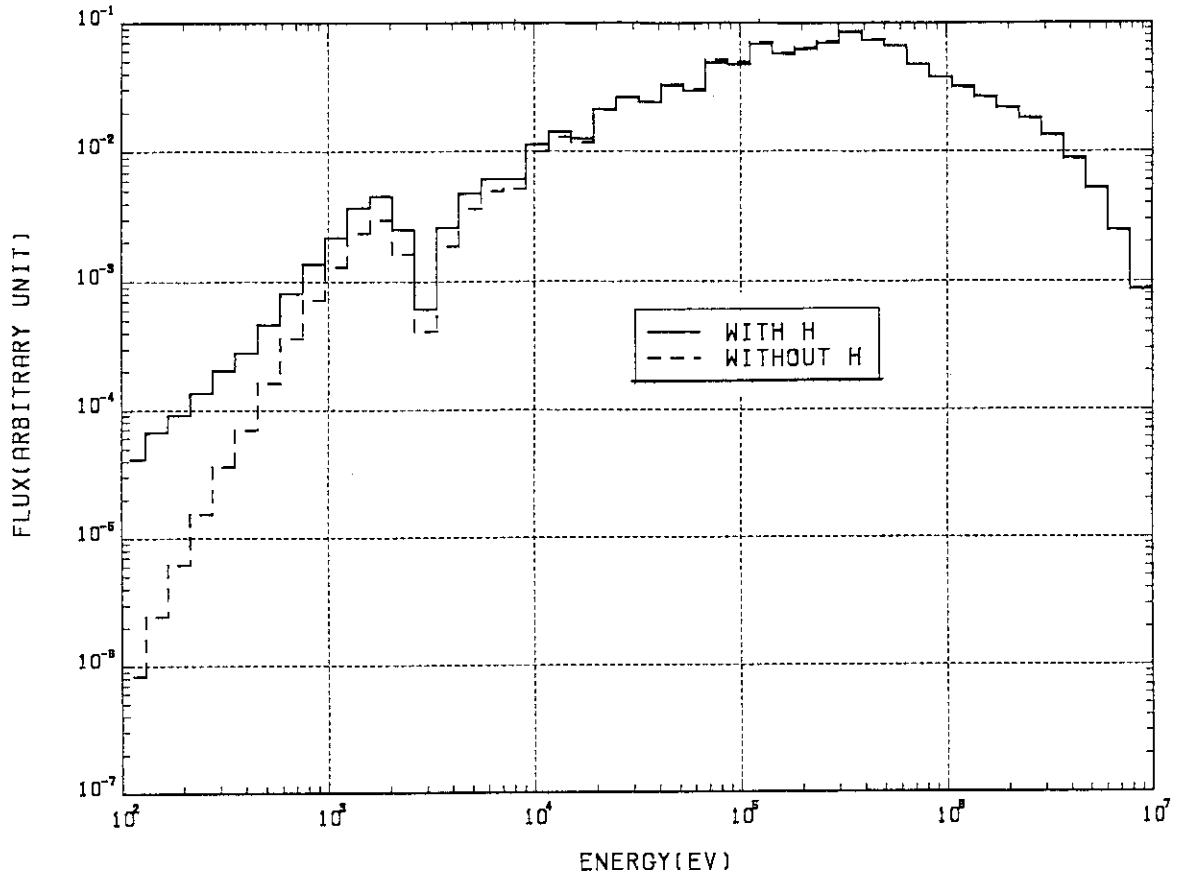


Fig. 2.13 Comparison of neutron spectra between with and without hydrogen core

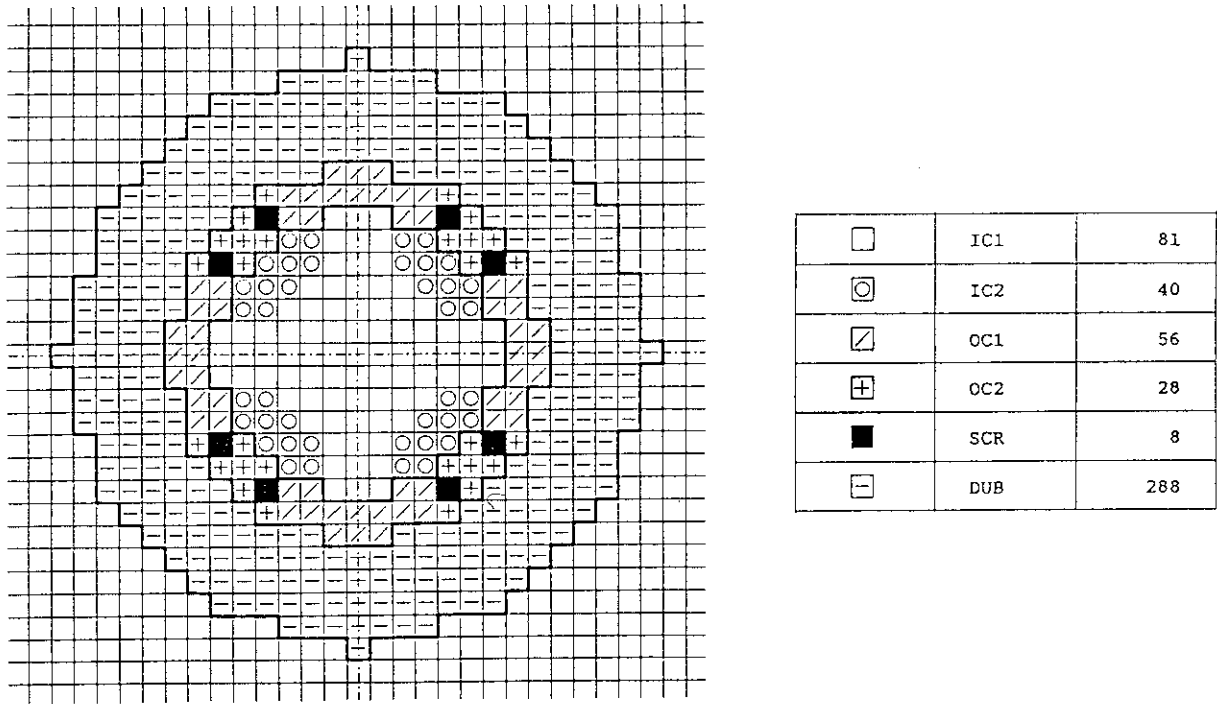


Fig. 3.1 Cross section view of FCA assembly XVI-1

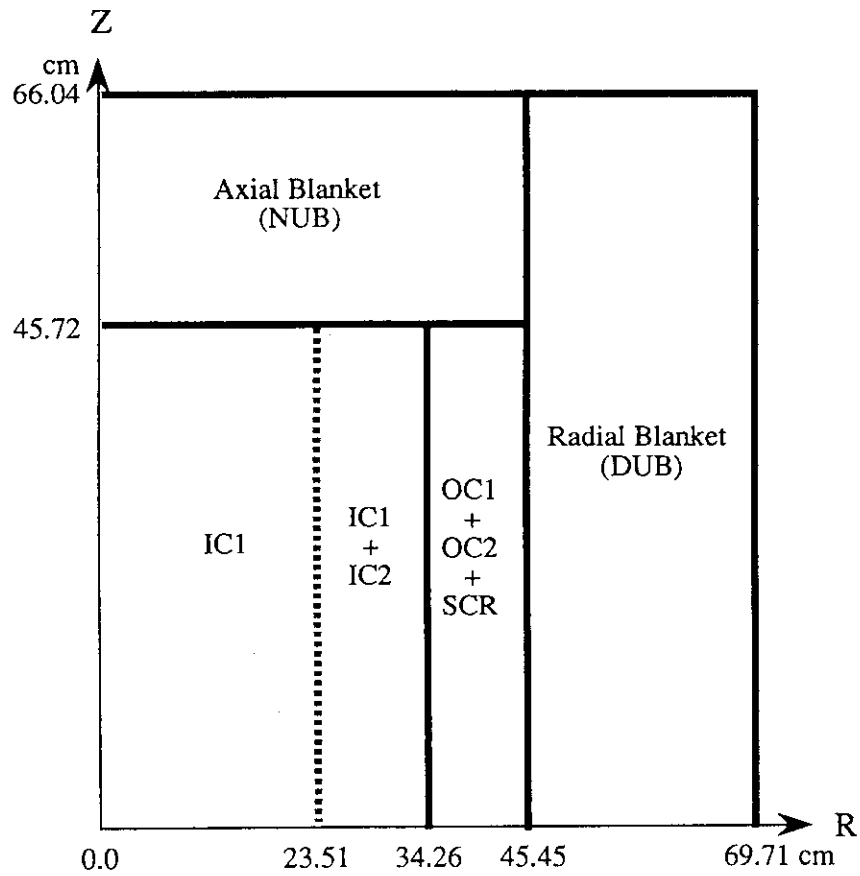
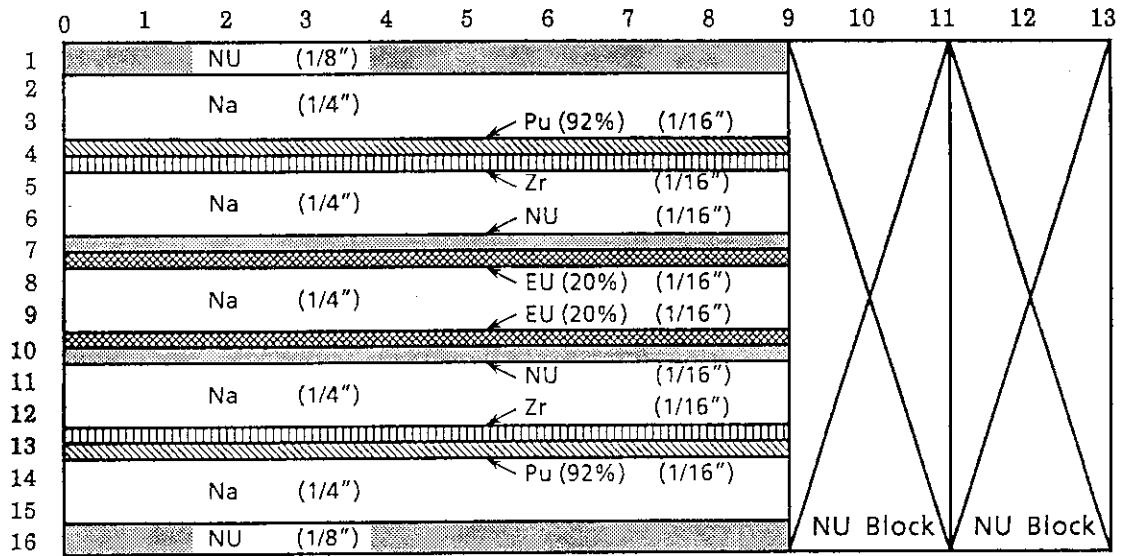
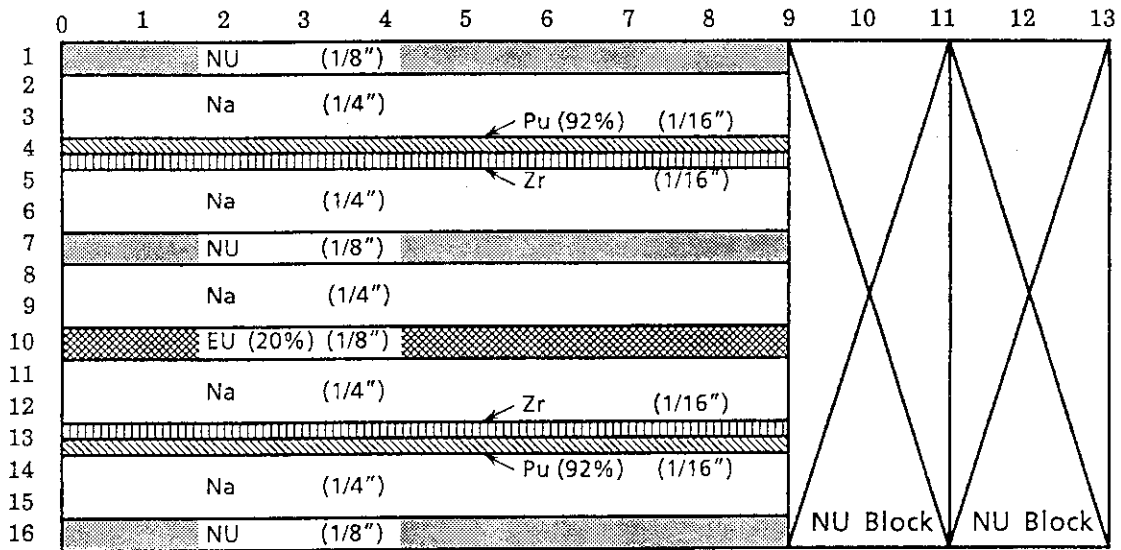


Fig. 3.2 R-Z model of FCA assembly XVI-1

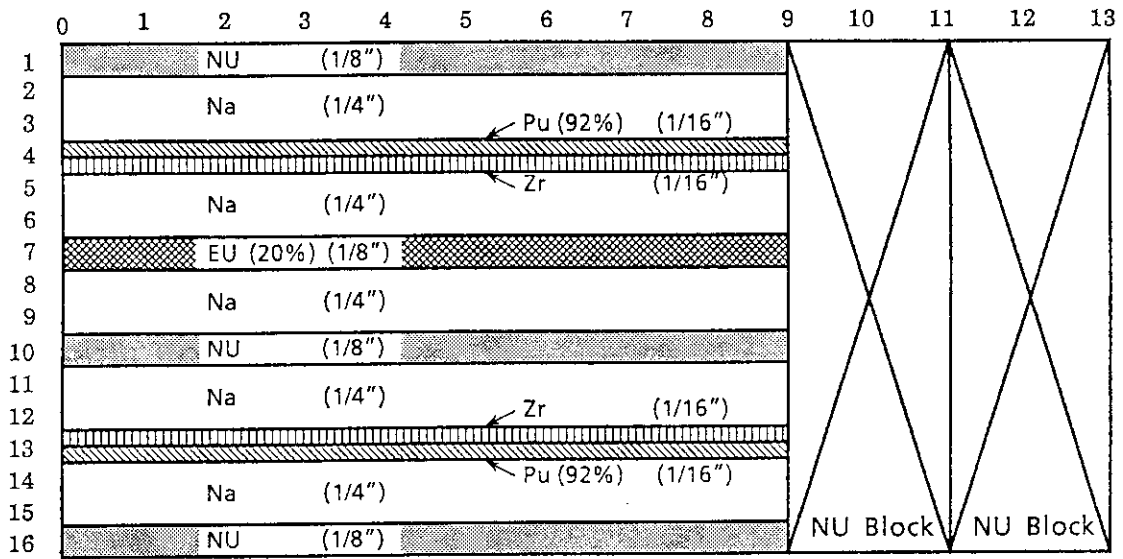


(IC1)

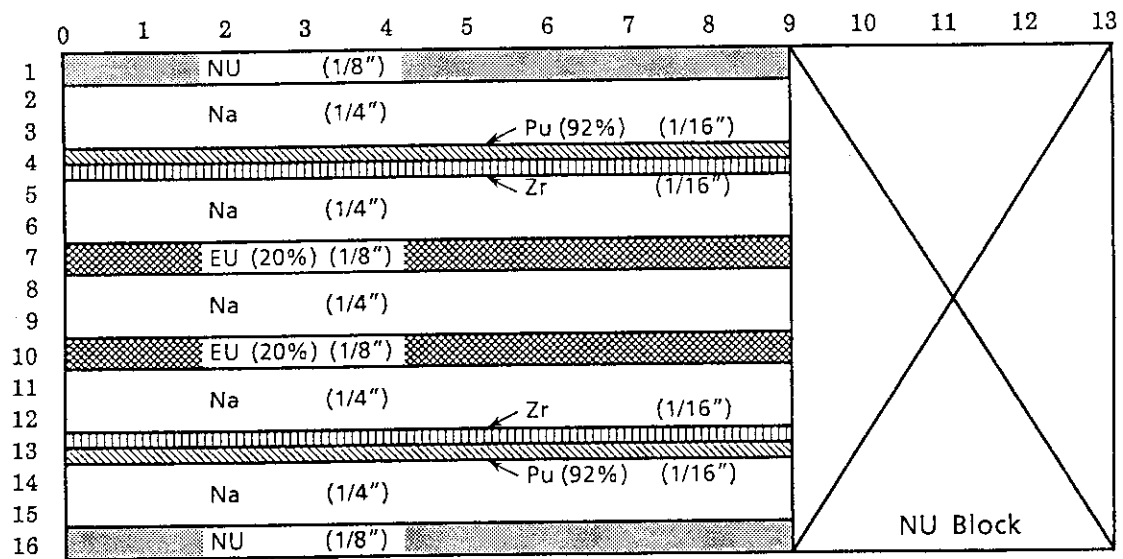


(IC2R)

Fig. 3.3 Drawer loading patterns used in FCA assembly XVI-1

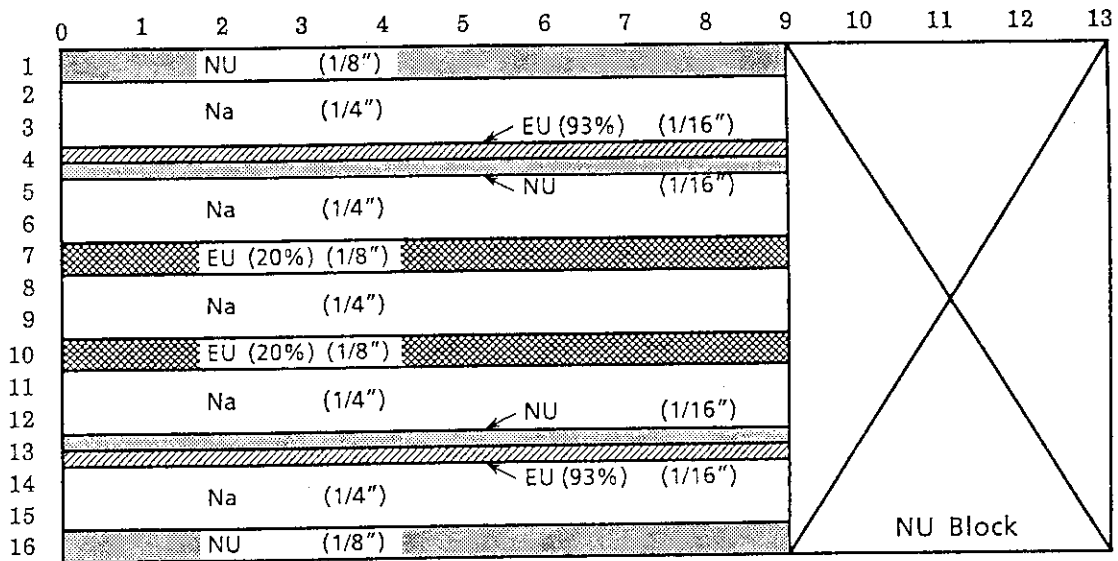


(IC2L)

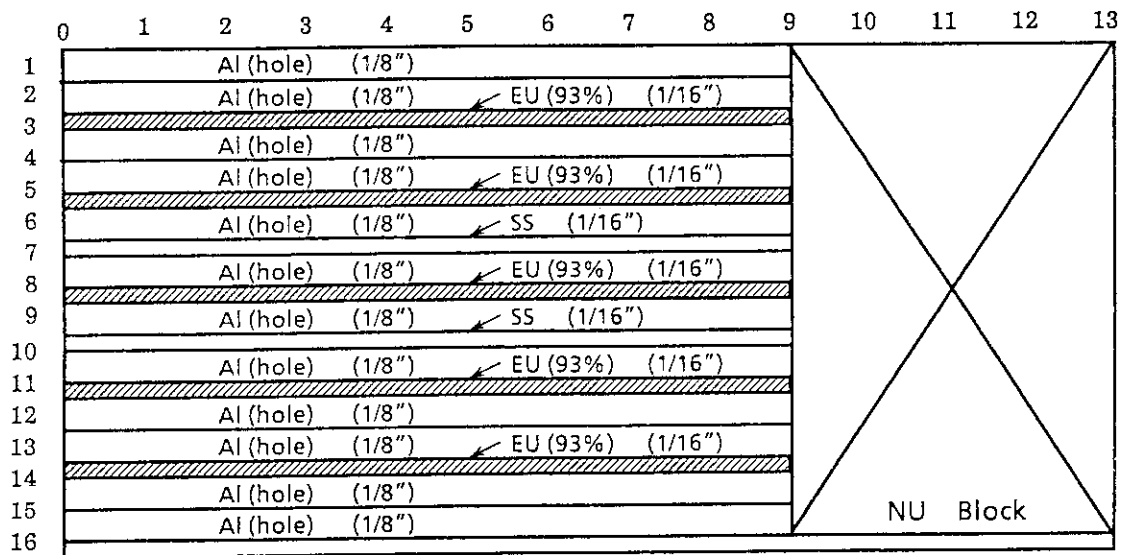


(OC1)

Fig. 3.3 (cont. 1)

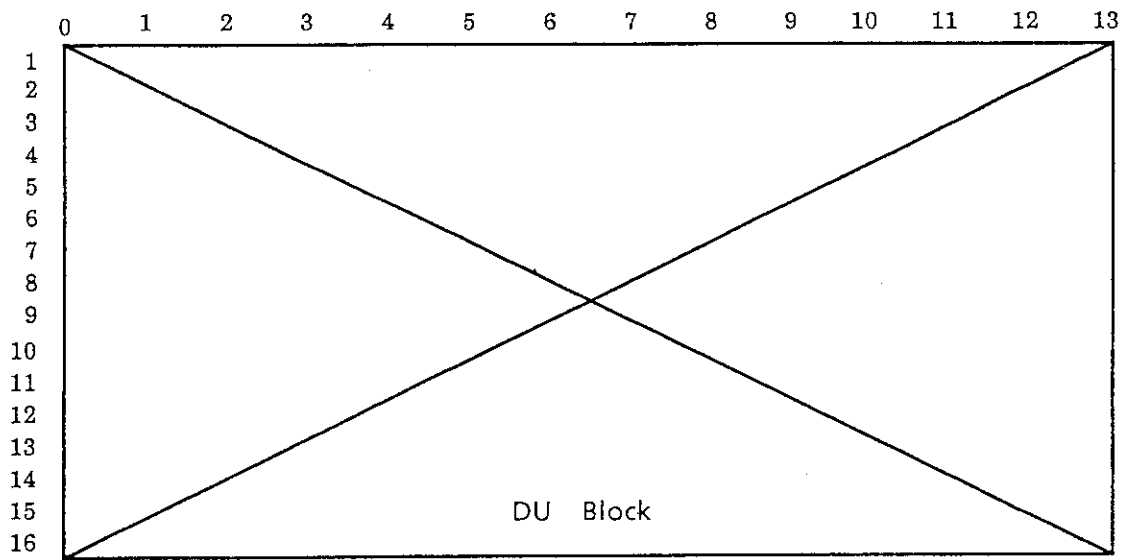


(OC2)



(SCR)

Fig. 3.3 (cont. 2)



(DUB)

Fig. 3.3 (cont. 3)

## Appendix

## Core design parameters and burnup calculation results

Core size	150MWe	300MWe	600MWe	1000MWe
Pu/(Pu+U); IC/OC (w%)	16.4/22.4	15.3/21.2	14.9/21.7	14.1/19.3
Fuel inventory				
(ton/cycle)	1.592	2.810	4.934	7.894
(ratio/150MWe)	(1.00)	(1.77)	(3.10)	(4.96)
Pu-fissile gain				
Total(kg/cycle);	7.3	11.4	1.7	12.0
(core)	(-32.4)	(-48.8)	(-84.9)	(-98.4)
$k_{\text{eff}}$				
(BOC)	1.0390	1.0394	1.0501	1.0445
(EOC)	1.0084	1.0093	1.0180	1.0164
Burnup reactivity loss <sup>(a)</sup>				
(% $\Delta k/k'$ )	2.93	2.87	3.01	2.65
Maximum linear power				
(BOC/EOC; w/cm)	436/419	441/425	458/451	485/481
Power peaking factor				
(BOC)	1.552	1.554	1.492	1.502
Power ratio(IC/OC/RB; %)				
(BOC)	50/42/7	57/37/6	61/34/5	63/33/4
(EOC)	48/41/10	55/36/9	60/33/7	63/31/6
Burnup				
(IC/OC; GWd/ton)	68/57	77/65	89/75	96/75
Breeding ratio	1.099	1.073	1.017	1.025

(a) 275 EFPD burnup calculation