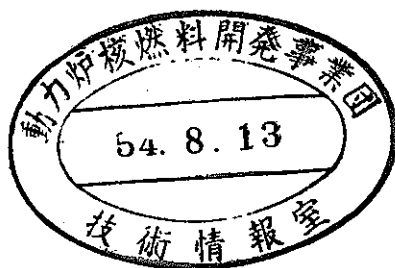


本資料は 年 月 日付けで登録区分、
変更する。

2001. 7. 31'

[技術情報室]

高速増殖炉の炉心設計



昭和54年7月

動力炉・核燃料開発事業団

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村大字村松4番地49
核燃料サイクル開発機構
技術展開部 技術協力課

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to:
Technical Cooperation Section,
Technology Management Division,
Japan Nuclear Cycle Development Institute
4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki, 319-1184
Japan

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)

T N 241 79-22



高速増殖炉の炉心設計

要 旨

本報告書は、高速増殖炉の炉心設計について比較的基礎的な面から解説し、その現状について説明したものである。

即ち、炉物理における熱中性子炉との相違点、断面積、設計の目標・基準・手順などを含む最適化設計、炉心構成要素の設計、反応度計画・出力分布の平坦化などの炉心設計、ドブラーおよびボイドによる反応度効果、増殖と増殖時間の意味、実験炉および原型炉規模の炉心設計の現状について説明した。

高速増殖炉開発本部

井 上 晃 次

目 次

1. 概 説	1
2. 最適化設計	8
2.1 設計の目標	8
2.2 設計の基準	8
2.3 設計の手順	10
3. 炉心構成要素設計	13
4. 炉心設計	16
4.1 反応度計画	16
4.2 出力分布の平坦化	17
4.3 流量配分	21
5. 反応度効果	23
6. 増殖と倍增時間	27
7. 炉心設計のための研究開発の現状	31

高速増殖炉の炉心設計

1. 概 説

1960年代迄に完成した高速炉は、比較的小型炉(40~400ℓ)であり、高エネルギー中性子領域(平均300~400KeV)で運転され、高濃縮度燃料を使用してきた。

一方、商業用高速炉の一般的な方向は、比出力は増大し、炉心は大型(4000~12000ℓ)となり、中性子エネルギーは軟化(平均100~200KeV)し、中性子漏洩率は小さい体系となる。増殖率は濃縮度低下によって増加するが、スペクトル軟化による減少方向の成分もある。反応度係数は膨張や湾曲などの構造的な移動に対しては鈍感になるが、ドブラー係数やナトリウム係数など温度変化に対しては敏感になる。これら炉心特性に関する一般的傾向を実験炉、原型炉および商用炉別に表1・1に示す。

表 1.1 実験炉・原型炉・商用炉の代表的特性

	実 験 炉 常 陽	原 型 炉 1970年代	商 用 炉 級 1980年代
熱 出 力 (MWt)	100	500~2,000	2,500~5,000
原子炉出口温度(℃)	500	500~570	500~600
比 出 力 (kWt/kgfiss)	600	600~1,000	700~1,500
最大単位長出力(W/cm)	370	360~530	420~600
平均ナトリウム速度(m/sec)	5.6	4.3 ~ 7.5	4.5 ~ 10
炉心圧力損失(kg/cm ²)	2.7	2.0 ~ 7.0	5.8 ~ 7.0
臨 界 質 量 (kg fiss)	200	600~1,500	1,200~6,000
燃 料	(U, Pu) O ₂	(U, Pu) O ₂	(U, Pu) O ₂
ピ ン 直 径 (mm)	5.5	5.8 ~ 7.0	6.0 ~ 9.0
ス ペ ー サ ー	ワイヤー	ワイヤー又はグリッド	ワイヤー又はグリッド
要 素 長 さ (cm)	154	180~280	180~350
制 御 棒	B ₄ C	B ₄ C/Ta	B ₄ C/Ta/その他
温 度 係 数 ($\frac{\Delta K}{K} \times 10^6$)/℃	-1.1	-7 ~ -2.7	0 ~ -1.8
出 力 係 数 ($\frac{\Delta K}{K} \times 10^6$)/MWt	-3.4	-2 ~ -8	-0 ~ -4
燃 料 膨 張 ($\frac{\Delta K}{K} \times 10^6$)/℃	-3.7	-3前後	-2前後
ド ブ ラ ー ($T \frac{dK}{dT} \times 10^6$)	-1.7	-3.6 ~ -1.4	-3.6 ~ -1.4

高速増殖炉は熱中性子炉と比較して原子炉内の中性子平均エネルギーが高いので、次のような特徴をもっている。①核分裂によってより多くの中性子を放出する。②捕獲に対する分裂の割合が相対的に増大して中性子の無駄喰いが減る。③ほとんどの物質が同程度の吸収断面積をもっており、核分裂生成物の吸収効果は熱中性子炉ほど問題にならない。④U-238, Th-232, Pu-240のような親物質がある一定以上の高いエネルギー領域で核分裂をする。⑤核分裂断面積がより小さくなるので、連鎖反応を維持するためには、核分裂性核種の含量（あるいは濃縮度）が高くなる、などが炉物理における特徴である。

熱中性子における単位エネルギーあたりの熱中性子束 $\phi(E)$ は、エネルギーに関してマックスウェル分布をしており、例えば軽水炉では $\phi(E)$ の最大値は約0.03 eVで生ずる。高速炉でも、ごくわずかではあるが減速材物質を含んでおり、わずかながら中性子スペクトルの軟化がある。大型高速炉体系での中性子スペクトルの最大値は、使用する燃料が酸化物か、炭化物か、金属かによって多少の違いがあるが、大体100KeV近傍の値となる。

高速炉では原子炉が大きくなればなるほど、弾性および非弾性散乱が吸収およびそれと比較して増加してくるため、中性子スペクトルは軟化してくる。

代表的な原子炉（炉心容積4,600ℓ級）における分裂あたりの平均中性子放出数 $(\bar{\nu})$ 、核分裂断面積 $(\sigma_f, \text{バーン})$ 、捕獲断面積 $(\sigma_c, \text{バーン})$ および中性子吸収あたりの平均中性子放出数 $(\bar{\eta})$ を、高速炉、熱中性子炉の別に表1.2に示す。

以上のような、一般的な高速炉の特徴をさらにより深く理解するために、高速炉に用いる核分裂性物質の断面積に関する知識をえておくことは有益である。

U-233, U-235およびPu-239の核分裂断面積を図1.1に、またTh-232, U-238およびPu-240の核分裂断面積を図1-2に示す。

表 1.2 高速炉，熱中性子炉における代表的核データ

	U-235		Pu-239	
	高速炉	熱中性子炉	高速炉	熱中性子
$\bar{\nu}$	2.47	2.42	2.94	2.87
σ_f	2.18	5.82	1.92	743
σ_c	0.69	99	0.61	269
$\bar{\eta}$	1.88	2.07	2.23	2.11

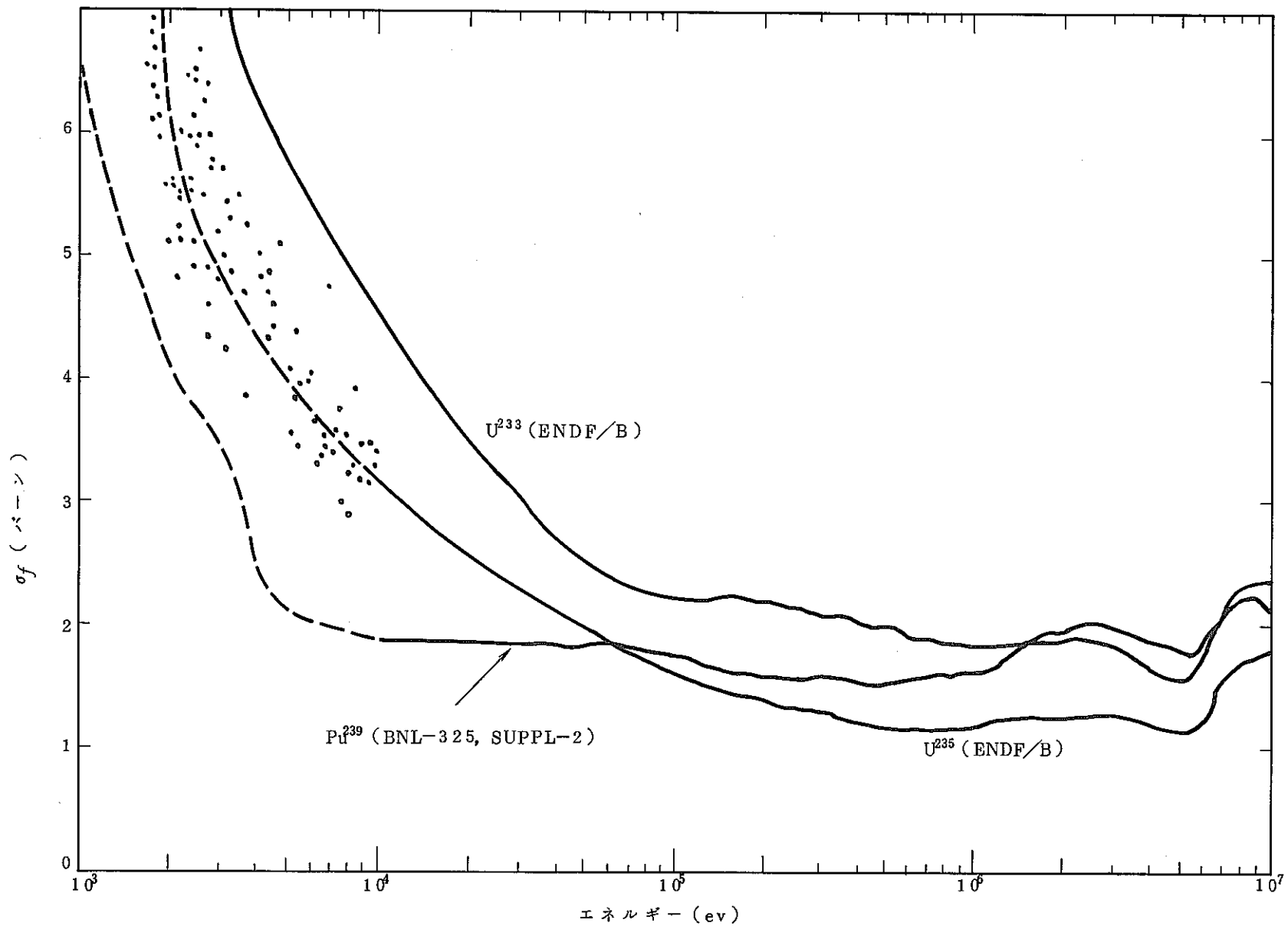


図 1.1 核分裂性物質の核分裂断面積

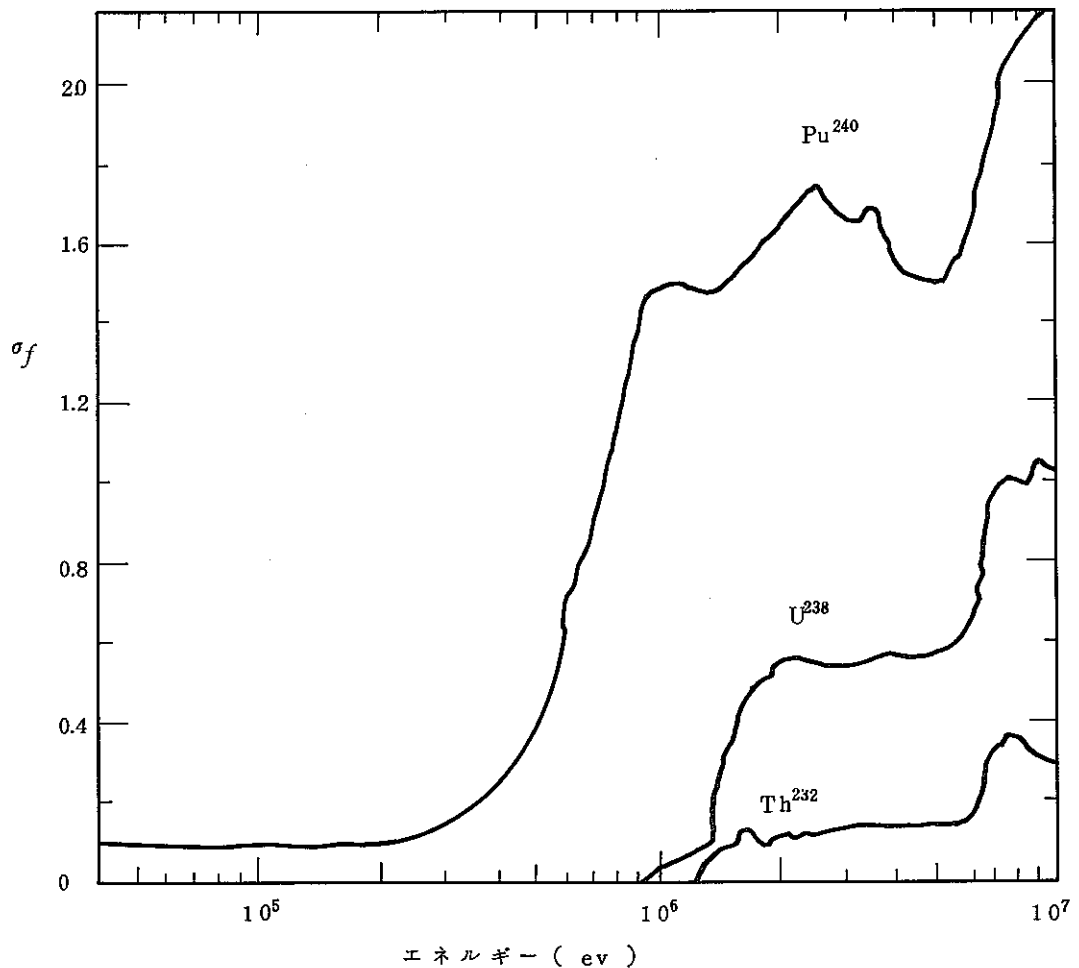


図 1.2 親物質の核分裂断面積

U-233, U-235 および Pu-239 の場合は、非常に低いエネルギーをもつ中性子の吸収によって核分裂がより起きやすく、共鳴領域ではなだらかな傾向を示している。Th-232, U-238 および Pu-240 の場合は、かなり高いエネルギー領域でしきい値をもっており、このしきい値以下では核分裂はほとんど起きない。したがって、Th-232, U-238 および Pu-240 のような原子核を含んでいる高速炉では、スペクトルの硬化があると核分裂が増加する。Th-232, U-238, および Pu-240 の原子核のうち Pu-240 の核分裂断面積は他の 2 つの断面積より大きく、しかもしきい値が最も低いので、これら 3 つの原子核の中では Pu-240 が最も大きな反応度価値を持っている。熱中性子領域では、U-233, U-235 および Pu-239 の原子核は核分裂をするが、Th-232, U-238 および Pu-240 の原子核は核分裂をしない。したがって、一般に、U-233, U-235 および Pu-239 を核分裂性原子核と呼び、Th-232, U-238 および Pu-240 を親物質原子核と呼ぶ。親物質原子核である Th-232, U-238 および Pu-240 は中性子を捕獲し

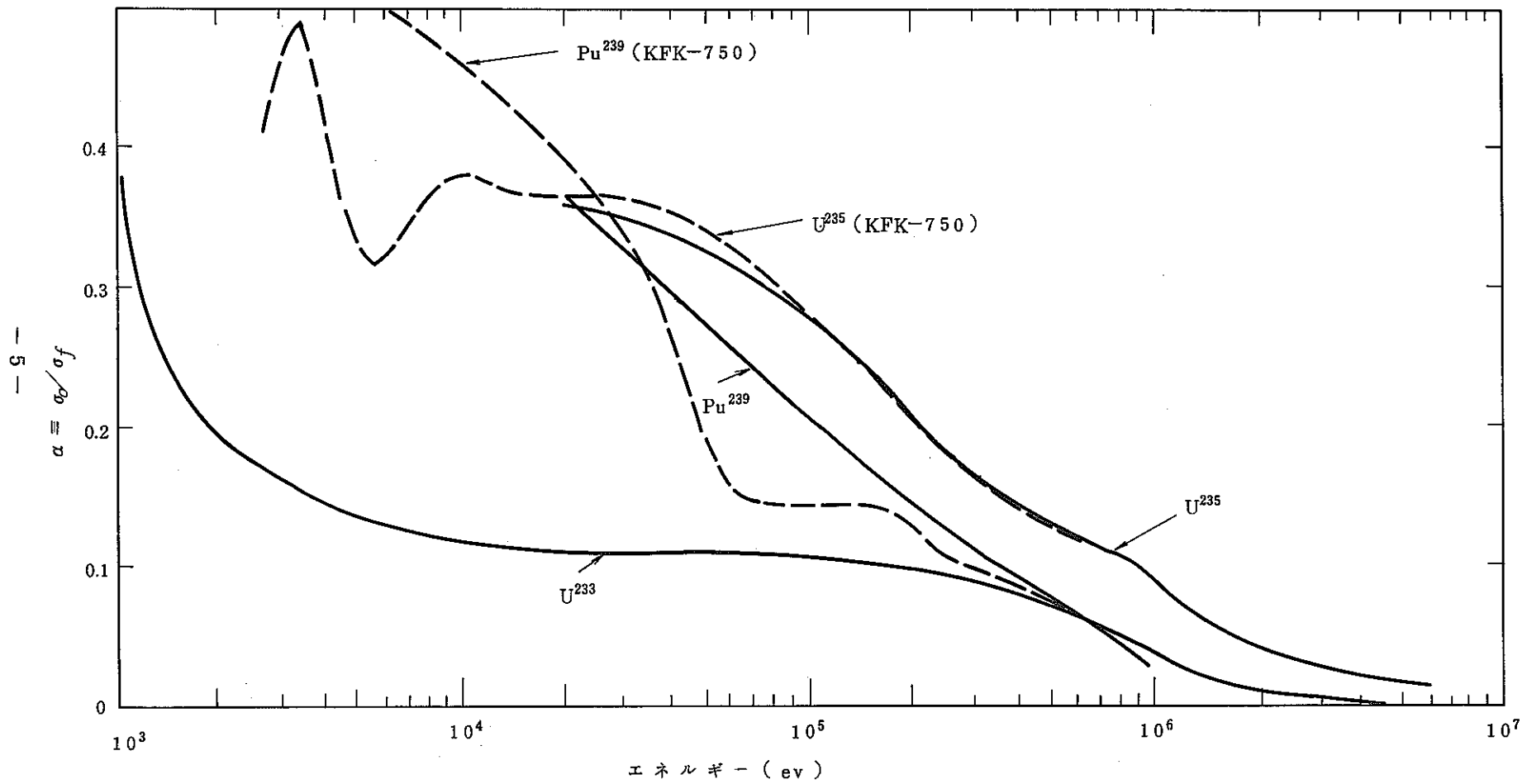


図 1.3 捕獲対核分裂断面積比 (点線はKFK-750から, 実線は図 3.1 のソースデータと同じ)

てそれぞれ核分裂性原子核 U-233, Pu-239 および Pu-241 を生成する。

捕獲断面積対核分裂断面積の比を α ($\equiv \sigma_c / \sigma_f$) で表わす。U-233, U-235 および Pu-239 の α を図 1.3 に示すが、これらの曲線から、エネルギーの増加とともに核分裂断面積の減少よりももっと急激に捕獲断面積の方が小さくなることがわかる。したがって、これらの原子核はスペクトルが硬いほどより反応度値が大きくなることを示している。後述するが、このことはナトリウムボイド効果について重要な意味をもつ。

断面積のような核的パラメーターの精度は、大型液体金属高速炉の設計において、安全性および経済性の観点から重要である。最も重要なパラメーターは Pu-239 の α , σ_f および ν , ならびに U-238 の σ_f である。最近の計算によると、¹⁾ スペクトルが比較的軟化した大型液体金属高速炉の経済性について、核的パラメーターの不確かさが最も大きくしかも最も重要な影響を及ぼすものは、約 20 KeV 以下のエネルギー領域における Pu-239 の α 値であり、その次に重要な影響を及ぼすものは Pu-239 の ν と U-238 の σ_c であると示されている。この計算例の結果を表 1.3 に示す。

参考用として、代表的な高速炉炉心部の構成を図 1.4 に示す。

表 1.3 核的パラメーター不確かさの影響例

核的パラメーター	燃料費 (miis/kWh)	倍増時間 (年)
Pu-239 の α (0.2 ~ 1.5 KeV)	0.48 ~ 0.62	8.8 ~ 13.5
Pu-239 の σ_f (15 ~ 300 KeV)	0.46 ~ 0.50	8.4 ~ 9.2
Pu-239 の ν (0 ~ 10 KeV)	0.45 ~ 0.58	8.1 ~ 11.5
U-238 の σ_c (1 ~ 100 KeV)	0.45 ~ 0.55	8.0 ~ 10.9
U-238 の σ_{inel} (0.1 ~ 2 MeV)	0.49 ~ 0.51	9.0 ~ 9.4
F・P・の σ_c (0 ~ 10 MeV)	0.48 ~ 0.54	8.7 ~ 10.1
総 合	0.47 ~ 0.66	7.2 ~ 14.2
標 準 (ENDF/B)	0.50	9.2

1) Greebler, P., Hutchins, B.A., and Linford, R.B., Sensitivity of Fast Reactor Economics to Uncertainties in Nuclear Data, Nuclear Applications, 4, 279, May 1968.

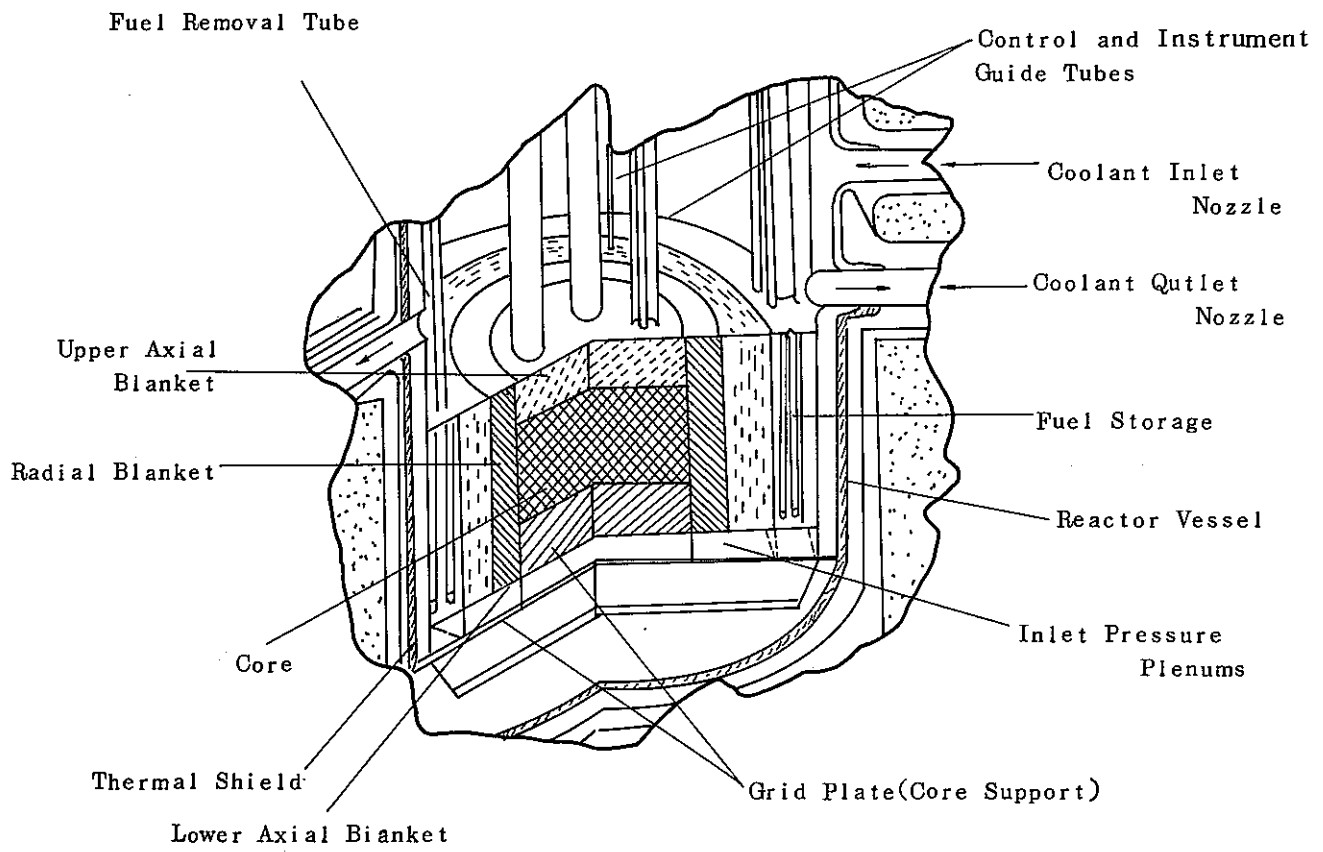


図 1.4 代表的な高速炉炉心部の構成

2. 最適化設計

2.1 設計の目標

原子力発電所の設計目標は、その発電所が実験炉的性格のものか原型炉・実用炉的性格のもので大いに異なる。実験炉は炉心構造が複雑になり、設計目標を一般化することは困難である。これに対して原型炉・実用炉は経済性がよいこと、安全性が高いことが設計の最終目標である。経済性の指標は資本費、燃料サイクル費、運転維持費によって示されるが、資本費は出力密度に大きく関係し、燃料サイクル費は燃焼度、熱効率、負荷率、プルトニウム生産量、その他燃料の成型加工、再処理、輸送費等に関係する。原子炉の経済性を高めるには、出力密度、燃焼度、熱効率、負荷率、等を高めねばならない。また増殖比を上げ、燃焼度を伸ばすことと、炉心内生成核燃料量を増やすと同時に、倍增時間¹⁾の短縮をねらうことも経済性を高めることになる。安全性の最終的な指標は災害評価そのものになるが、中間段階の指標として設計上の諸基準、安全率がある。一般に原子炉の経済性と安全性は互いに相容れない要素を含むが、経済性を高めることと高い安全性を得ることとの間には最適化を必なり必要がある。

2.2 設計の基準

原子力発電所を設計する際、まず始めに設計の目標を立てることが必要になる。この目標を具体化するために設計の諸基準をあらかじめ設定することが多い。設計の基準は定常時に対するものと、過渡時に対するものとに別けて考えるのが普通である。定常時に対するものには、(a)使用材料の物性値に対する上限値、(b)安全率の取り方がある。過渡時に対しては、(c)過渡変動に対する出力・温度等に関する上限、(d)制御素子に課せられる制限、がある。基準を定常時と過渡時に別けて考える理由は、それぞれに適合した基準のもとに設計を進めるためである。即ち、一般に過渡時に対して取られる基準のみを設計全域に亘って使用すると安全を見込みすぎた設計になり、得られた結果はコスト高になる。

高速増殖炉の設計に使用されている基準の内、炉心設計に関係するものをまとめて表 2.

1) 高速炉では増殖比が1以上になるので、取出燃料の処理ごとに少しずつPuが炉外にストックされる。このようなストックが留って原子炉の炉心に初めて装填した核燃料の量と同じになるまでに要する年数を倍增時間という。

1に示した。これらの基準は燃料，被覆管に対する最高温度制限に関するもの，冷却材に対する最高温度制限に関するもの，反応度制御素子に課せられる反応度制限・その他炉心運転特性に関係する反応度係数・出力係数に対する条件等に大別される。

表 2.1 設 計 基 準

	実 験 炉 規 模 [※]	実 用 炉 規 模 ^{※※}
燃 料	<ul style="list-style-type: none"> ○最高中心温度はホットスポット過出力状態において溶融点以下(116%過出力時に最高中心温度は2650℃以下。但し、主要な熱的制限値としては2730℃を採用) ○過渡限界は、どの燃料も完全に溶けないように設定される。 	<ul style="list-style-type: none"> ○最高中心温度はホットスポットにおいて溶融点以下。但し過出力条件は規定しないもの、105%、110%などである。 ○短い過渡期間に中心のみが溶融温度に近いか或いは溶けている燃料は燃料ピン内のその位置を維持する。
被 覆 管	<ul style="list-style-type: none"> ○温度限界は、過出力余裕を含まないで、機械的強度およびナトリウムによる腐食などからの使用限界以下(ホットスポットにおいて650℃以下。 ○ナトリウム接触面腐食量は0.02mm/year以下) 	<ul style="list-style-type: none"> ○温度限界は、被覆管外面で700℃以下。 ○ナトリウム接触面腐食量は温度、流速、酸素濃度などをパラメータとした実験式により判断。 ○放射線損傷による強度劣化を考慮
冷 却 材	<ul style="list-style-type: none"> ○炉心内のどの部分においても過出力状態において沸騰点以下(主要な熱的制限値として880℃を採用。) 	<ul style="list-style-type: none"> ○通常の過渡過出力において、1次系ナトリウムおよびボンド・ナトリウムが沸騰しないこと。 ○流速はコロージョン・エロージョン。圧力損失を制限し、水力学的不安定性の可能性を減少させる値以下とする。
反 応 度 制 御 素 子	<ul style="list-style-type: none"> ○1制御棒スタック基準。 ○1制御棒ブローアウト基準(100℃で、最大の制御棒効果をもつ制御棒1本が挿入されなくとも、原子炉は未臨界になること) ○安全余裕(250℃で制御棒3本が完全に引抜かれても、原子炉は未臨界になること。 ○制御棒引抜き速度制限 	<ul style="list-style-type: none"> ○制御棒スタック、ブローアウト引抜き速度基準。 ○反応度制御系は2つの独立した系を望むらくは異なった原理のものを設けること。

	実験炉規模 ※	実用炉規模 ※※
反応度係数・出力係数	○いかなる状況のものでも出力係数は負。 ○炉心と軸方向ブランケットからのナトリウム喪失による全体的な反応度効果は零又は負（炉心全体および局部的ナトリウム・ポイト係数は負）	○炉心および関連した冷却系は，出力運転範囲における反応度の急激な増加を原子炉固有の応答の早い核的フィードバックによって補償できるようにすること。
燃料破損伝播対策	○各々の集合体出口に熱電対を設ける。 ○集合体下部を流路閉塞が生じないような機構とする。	○各々の集合体出口に熱電対を設ける。 ○反応度計を設ける。 ○FPガスおよび遅発中性子の検出系を設ける。ローカル検出系を置く例もある。
仮想事故の考え方	○完全炉心ポイド，大量燃料溶融を仮定し，ナトリウム火災，FP放出を設定して格納容器設計基準をうる。	○検討されている一般的傾向として検出系を強化し完全炉心ポイドと大量燃料溶融は起らないとする。ナトリウム火災は生ぜず，他の事故でも大量のFP放出は起らないとする。

※ 実験炉規模の項の（ ）内は，高速実験炉「常陽」で採用されているもの。

※※ 開発研究の結果，変更されるものもある。

2.3 設計の手順

炉心設計の詳細手順は設計対象となる原子炉・設計者によって異なるので，その一般的記述は困難であるが，概括的手順を図 2.1 に示した。設計手順の流れは，①燃料が溶融しない範囲で取りうる最大単位長出力¹⁾をきめ，②ホットチャンネルに対する最大冷却材エンタルピー上昇を水力学的不安定現象が起らない範囲で定めると同時にピーキング係数を見積る。次に③燃料有効長を定め，④正味熱出力より^燃燃料棒総本数を(1)式を用いて求める。

$$N = Q \cdot Fq / [4\pi \cdot \int_{\theta_s}^{\theta_c} K(\theta) d\theta \times L] \quad (1)$$

1) 最大単位長燃料棒発熱 (W/cm) は $4\pi \int_{\theta_s}^{\theta_c} K(\theta) d\theta$ で定義される。

θ_s, θ_c はそれぞれ燃料表面，燃料中心温度である。 $\int_{\theta_s}^{\theta_c} K(\theta) d\theta = K(\theta_c, \theta_s)$ と示す。

但し

$$Q = (H_o - H_i) \cdot W / F_h \quad [W] \quad (2)$$

F_q = 熱流速に対するピーキング係数

F_h = エンタルピー上昇に対するピーキング係数と過出力係数との積

W = 冷却材の質量流量 [kg/h]

H_o, H_i = ホットチャンネルに対する冷却材の出入口エンタルピー [W·h/kg]

L = 燃料の有効長 [cm]

⑤ 単位格子，単位チャンネル，炉心の順に燃料棒配置の構想を固める。

以上①～⑤の手順によって大凡の燃料棒配列が決められた段階で次に⑥大巾な格子特性サーベイを進め，格子特性を燃料棒直径，格子ピッチ，燃料濃縮度，燃料棒温度，冷却材，被覆材温度，等をパラメーターにとって整理する。格子特性として検討の対象になる格子特性基本量（炉物理量）は実効増倍率，燃焼度，増殖比，プルトニウム生産量，ならびに局所出力ピーキング係数，等が主なものである。実効増倍率は反応度制御素子の大きさ，量に関係し，燃焼度，増殖比，プルトニウム生成量は経済性に，局所出力ピーキング係数は出力密度を通じて経済性・安全性に関連する量である。単位格子特性を総括的に眺めるのに上記に述べた諸パラメーターの他に燃料，冷却材，構造材の体積比を使用することが多い。燃料棒直径，格子ピッチが異なっても同一体積比を与える格子の核特性は似かよったものになるからである。⑦格子特性サーベイにより格子特性基本量が集積されたならば，

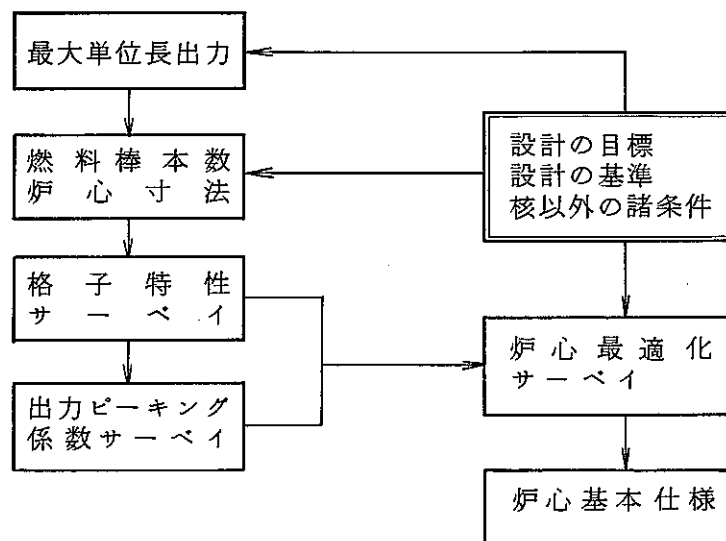


図 2.1 最適化サーベイの手順

次に炉心の総合パラメトリックサーベイがなされる。このサーベイの目的は炉心半径方向の出力ピーキング係数の概略値を得るためである。⑧格子特性基本量，出力ピーキング係数，反応度制御素子，その他熱水力・構造設計よりの基本量ならびに設計上の基準を用いてサーベイのしめくくりとして炉心最適化サーベイがなされる。このサーベイでは，炉心各部分の特性の価値が経済性の指標である資本費の増減の形に変換されて評価される。サーベイによって得られる最終設計パラメーターは炉心寸法，燃料格子・チャンネル仕様，燃料の装荷方式，反応度制御素子の概念仕様，等である。以上①～⑧までの作業が最適化サーベイと云われている。

炉心の大凡の仕様が定まれば，次に炉心詳細設計がなされる。設計内容は 1) 熱的な解析，2) 燃料要素組成および直径の選択，3) 炉心サイジング，4) 燃料サイクル経済の解析，5) 燃料要素構造解析，6) 熱流力解析，7) 安全解析，8) 燃料要素信頼性解析，9) 照射後の取扱いに関する配慮，に大別できる。

燃料サイクル経済に重要な影響を与えるものの中に，燃料要素の設計限界単位長出力と燃料要素直径とがある。前者は，混合酸化物か混合炭化物かなどの燃料のタイプ，形状，成分などの選択により，燃料が熔融しない範囲で取りうる限界が決まる。しかし，燃料熱伝導率と燃料限界温度の燃焼効果による値の不確かさが大きいので，限界単位長出力の不確かさも大きくなる。燃料要素直径については，直径増加により製造費は減少するが，インベントリ費が増加する傾向にある。

一般に原子炉の経済性と安全性は互いに相容れない要素を含んでいるが，少なくとも実用化の段階になる迄には，上記内容以外についても諸々の問題点を解明して，システム全体としての最適化を行なうことが必要である。

3. 炉心構成要素設計

炉心燃料集合体設計の次の2つの面から最適化をはかる。その1つは、炉心装荷当りの集合体製作費、燃料取扱操作、熱流力エッジ効果（オーバークーリングの問題）、炉心上部機構事故による流力持上げの可能性などであり、これらを最小におさえるためには集合体はできるだけ大きいことが望ましい。一方、集合体大きさを束縛する条件は、水中における臨界性、燃料取扱い上生ずる集合体落下事故によってもたらされ反応度印加、最大の反応度をもつ1本の集合体が溶融すると仮想した場合の反応度挿入量、燃料破損の伝播などがある。

核設計の範疇には入らないが、集合体設計の除熱に関する問題点として、スペーサー位置およびスペーサー装置からすぐ近くの流れ方向位置における被覆管表面ホット・スポット温度、製作公差および燃料要素彎曲による冷却材流路断面積の増減、冷却材混合効果、などである。

ブランケット燃料集合体設計については、燃料要素の直径が炉心のものより大きく、半径方向の出力勾配および温度勾配が大きく、燃焼期間中の出力増加が大きいことに注意を払う必要がある。

設計法としては、燃焼期間を通じてPu集中化の度合を避けるためにブランケットを移動させる方法と、固定させたままの方法とが経済性の観点から比較検討される。

ブランケット経済に大きな影響を及ぼすものとして、ブランケット出力推定の不確かさ（20%程度）および全寿命中での出力の変化の不確かさ（30%程度）などがある。これを改善するため、核定数の整数およびその精度向上を行なうことが大切である。

制御棒設計の方法としては、反射体移動、燃料集合体移動、吸収体移動があるが、実用炉では吸収体移動の方法が本命であろう。高速中性子スペクトル下で比較的大きな吸収断面積をもつものは、Ta、 B_4C 、窒化ボロン、希土類元素酸化物などがあげられているが、核的性質、被覆材との適合性、照射条件下および使用熱的条件下での応答性などを調べて選択される。

制御棒反応度価値の計算予想精度の向上（目標精度 $\pm 10\sim 15\%$ 以下）は重要な課題である。更に設計基準を満たすために必要な反応度要求に従って、吸収材要素の数と位置とが検討される。その場合、制御棒駆動速度とスクラム動作時間の最大値について、プラントの安定性および安全解析との関連を充分検討した上で決める必要がある。

反応度制御素子に関する基準は、表 2.1 からわかるように、将来の方向として考え方が変わりつつある。つまり、反応度制御系は独立 2 系統の基準が明確化されようとしている。例えば、表 3.1 の反応度要求を満たすように設計されている。

中性子源設計は、起動用中性子検出器位置で約 $10 \text{ n/cm}^2 \text{ sec}$ の中性子を与える程度の強さを得るように行なわれているが、Pu燃料使用の商用炉の場合には、中性子源は不要となりうるかも知れない。Pu-240 を沢山含んだ燃料では自発中性子の比率が大きく、又 Pu からの α 線と酸素との反応により発生する中性子、更に Be を使用する場合には核分裂破片の強い γ 線と Be との反応により生れる中性子などがある。

表 3.1 CRBRP 必要反応度
(CRBR, PSAR より)

項 目	第 1 サイクル (\$) *	平衡サイクル (\$) *
(1 次 系)		
1. ホットフルパワーよりホットゼロパワー	3.25 ± 1.14	3.25 ± 1.14
2. 過出力能力 (15 % 過出力)	0.20 ± 0.07	0.20 ± 0.07
3. 最大反応度挿入	2.70 ± 0.35	2.80 ± 0.36
4. サイクル開始時計画余剰反応度	1.052	1.817
5. 反応度過小評価余裕	0.00 ± 1.40	—
6. 燃料公差余裕	0.00 ± 0.70	0.00 ± 0.35
7. 燃交および燃料管理不確かさ余裕	—	0.80 ± 0.40
小 計	1.66	2.522
不 確 さ	± 1.97	± 1.31
総 計	1.864	2.653
(2 次 系)		
1. ホットフルパワーよりホットゼロパワー	2.40 ± 0.84	2.40 ± 0.84
2. 過出力能力	0.20 ± 0.07	0.20 ± 0.07
3. 最大反応度挿入	2.70 ± 0.35	2.80 ± 0.36
4. B-10 燃焼余裕 (EOC のみ)	0. 0.10	0.10
小 計 (BOC/EOC)	5.30 / 5.40	5.40 / 5.50
不 確 さ	± 0.90	± 0.90
小 計	6.20 / 6.30	6.30 / 6.40

* $\beta = 0.00365$.

以上述べた炉心構成要素全体の装填および炉心位置については、それぞれの要素の熱膨脹を避け、しかも引抜き挿入の交換時の移動を可能にすること。要素支持部熱彎曲効果保持用パッド位置・要素上部支持方法などの組合せ方が、反応度の出力および温度係数に敏感に影響することに注意を払うことが大切である。

4. 炉心設計

4.1 反応度計画

原子炉を設計する場合、反応度の大きさとその変化についての知識を得ておくことが必要である。反応度の大きさならびにその変化は、原子炉型が異なれば異なりと同時に同型炉であっても設計によって異なる。それ故反応度の構成は、同一炉型のもとではほとんど同一値をとるものと設計の条件によって大巾に変わるものとに別けて考察される。反応度の構成を与える要因々子の内、温度変化に伴なり反応度変化値、出力上昇による反応度損失、等は前者に属し、燃焼度、平坦化、燃料交換余裕、等のための反応度は後者に属する。

反応度計画と呼ばれる事柄は、これらの主要因子に最適な反応度値を割振りすることである。反応度の温度変化に関する特性は格子・燃料チャンネル設計の段階でほとんど定められる。これに対して燃焼度、平坦化、燃料交換余裕に対する反応度は、燃料交換の方式によって大巾に異なるので、それとの関連で定められねばならない。これはまた制御素子の炉内配置上の制限から、制約を受けることもある。図 4.1 に高速炉の反応度の時間変化を代表的熱中性子炉のそれと比較す

ることによって示した。図の比較より明らかなように、反応度の変化の相異は炉型による相異よりも使用燃料による相異のほうが大きい。したがって天然ウラン、濃縮ウラン、プルトニウム富化ウラン、高濃縮ウラン混合のトリウム燃料に別けて考えるのがよい。天然ウラン使用の場合には、燃焼の初期に反応度の上昇が

見られて、濃縮ウラン使用の場合には、反応度は燃料燃焼とともにほとんど線型的に低下する。プルトニウム富化燃料の場合には、その富化率、 ^{240}Pu の含有率の度合によって線型的に低下する場合とほとんど反応度低下を示さない場合の 2 通りの変化がある。トリウムを使用する場合には、転換比を高くとれるために、燃焼に伴なり反応度低下をいちじるしく小さくすることができる。

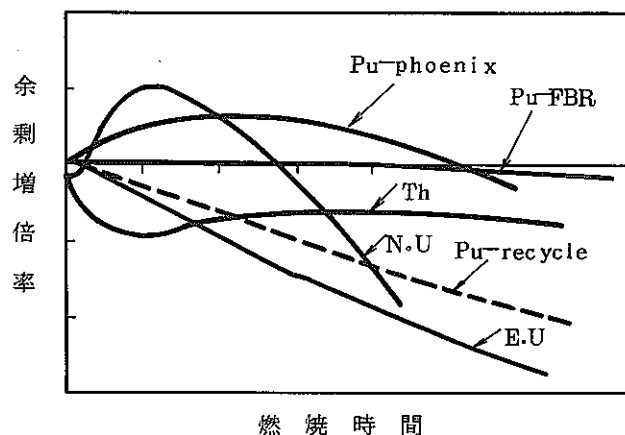


図 4.1 余剰増倍率の燃焼時間の変化

同様に高速炉では、初期炉心部増殖比 I B R を大きくとり、燃焼による反応度の減少を小さくすることによって、余剰反応度を小さくすることが可能である（図 4.2）。

反応度計画は上に述べたように温度、燃料の燃焼に伴う反応度、その他の漏洩、平坦化、燃料交換、運転余裕（出力変動）、計算見積の精度等に別けて計画を立てるのがよい。特に燃焼に伴う反応度は出力分布の平坦化、燃料交換の特性と関連するので、それらの特性をよく調べながら計画を立てねばならない。

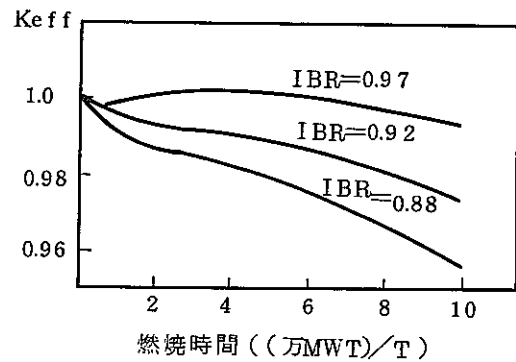


図 4.2 初期炉心部増殖比による実効増倍率の時間変化

4.2 出力分布の平坦化

出力分布の平坦化の必要性は、安全性および経済性の両面から生じる。出力のピーキングが高いと、安全性の面からは設計が厳しくなり、経済性の面からは平均出力密度、平均比出力および燃焼度を高めることができない。平坦化を実現する方法には、燃料のゾーン装荷によるものや、冷却材の流量、温度制御によるもの、また制御棒の使用によるもの、などが考えられている。本節では、(1)平坦化の概念を説明し、次にそれを実現するための(2)燃料交換方式についてふれ、最後に平坦化を数値的に整理する方法。すなわち(3)出力ピーキング因子について説明しよう。

(1) 出力平坦化の概念

出力平坦化は図 4.3 に示すように、炉心を同心円柱状の 2 つないし 3 つの領域に分割し、外側の領域の濃縮度を高くすることにより次の基準を満たすように設計するのが普通である。その基準は、炉心を同心円柱で 2 つの領域に分割したときの最高出力密度を等しくすることである。この基準を満たす方法は、各領域の濃縮度一定で燃料体積比を変える方法と、燃料体積比一定で燃料濃縮度を変える方法の 2 つが考えられる。

炉心熱出力 Q_{Core} [W] と出力密度 P [W/cm²] との関係は(3)式であらわされる：

$$Q_{core} = \bar{P} \times V_c = \frac{P_{max} \times V_c}{\left(\frac{P_{max}}{\bar{P}}\right)_{ax.} \times \left(\frac{P_{max}}{\bar{P}}\right)_{rad.}} \propto \frac{C}{\left(\frac{P_{max}}{\bar{P}}\right)_{rad.}} \quad (3)$$

ここで、 V_c [ml] は炉心体積であり、 C は定数である。この式で炉心高さを一定しておけば、軸方向の $(P_{max}/\bar{P})_{ax}$ はほぼ一定値となるので、出力を効率よくとるためには、半径方向の $(P_{max}/\bar{P})_{rad}$ をできるだけ小さくしなければならない。炉心を2領域とする大型炉で、領域1と領域2の体積比を変えて、両領域の燃料のPuとUの混合比を変化させ、 $(P_{max}/\bar{P})_{rad}$ の最小値をサーベイした例を図4.4に示す。こ

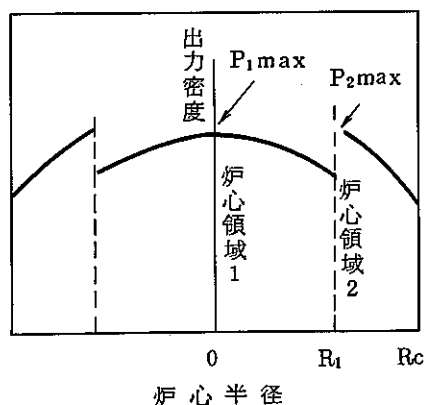
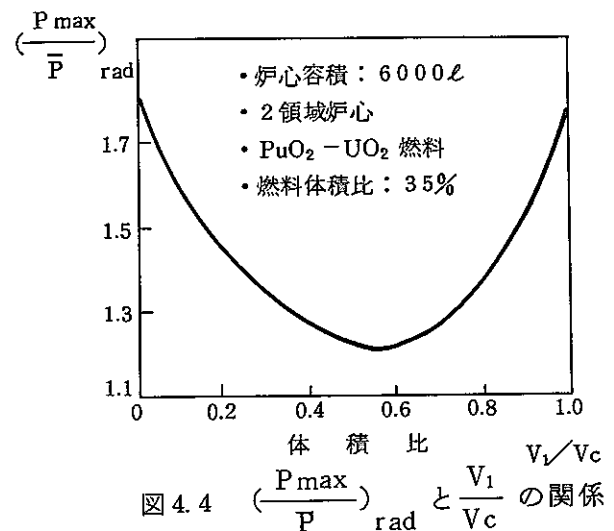


図4.3 2領域炉心の出力平坦化
(P :原子炉中心面半径方向出力密度)



の図は、一定体積の条件のもとで最大出力が $V_1/V_c=0.58$ で得られていることを示している。ここで V_1 は領域1の体積、 V_c は全炉心の体積である。

この例で得られた平径方向平坦化係数1.2はきわめてよい値である。しかしこのような値が長期サイクルにわたっても保持できるかどうか調べておくことは重要である。一般に多領域炉心を設計する場合には、炉心の中心側の濃縮度が低くなっているため、燃焼に伴う P_{max} の変化は、原子炉出力一定状態で相対的に内側の領域で上昇し、外側の領域で減少する。ここでは燃焼による半径方向平坦化係数変化の1例を図4.5に示す。この例では、 $(P_{max}/\bar{P})_{rad}$ の最小値を目標燃焼度10万MWD/T (=18ヶ月) の中間時期で達成できるものが最良なものであり、初期値 $P_{1max} = 0.76 P_{2max}$ で始まった場合がこれに相当する。このように平坦化係数をよく保つためには、採用される燃料サイクルと P_{1max}/P_{2max} の初期値に注意を払って選択しなければならない。

次に一定体積の条件で、出力平坦化を得ると同時に、核分裂物質の最も有効な利用を

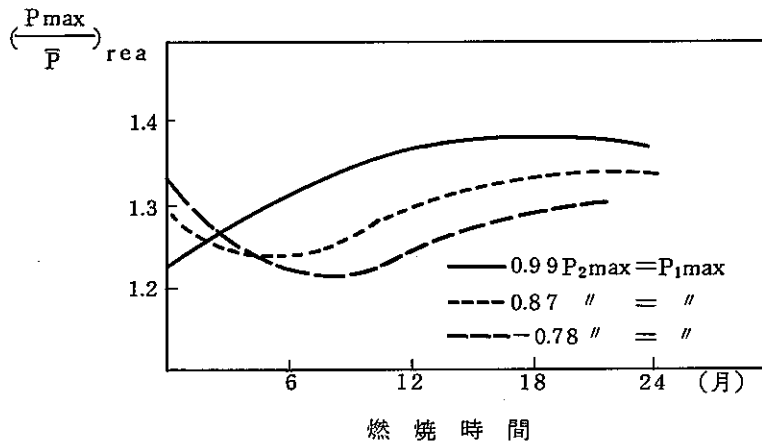


図 4.5 半径方向平坦化係数の時間変化

得るための最適値は、(4)式を

$$\frac{Q}{Mc} \propto \frac{C}{Mc \left(\frac{P_{\max}}{P} \right)_{\text{rad}}} \quad (4)$$

と書き換えて、右辺分母の最小値を得るように、パラメーター、 V_1 / V_c の比、燃料組成比、などをサーベイすることである。ここで、 Mc [kg]は炉心に装荷される核分裂物質の全重量である。この関係から与えられた一定出力 Q [kW]に対して、臨界質量 Mc [kg]が最小となる点を求める必要がある。そのためには次の2つの値：

$$\frac{\Delta K}{K} / 1\% \frac{\Delta M}{M}, \quad \frac{\Delta K}{K} / 1\% \frac{\Delta V}{V}$$

を摂動計算、あるいは直接法による計算により求めておく必要がある。

(2) 燃料交換

燃料交換といわれている事柄には、燃料の取り換え (refueling) と燃料の配置換え (shuffling) の2つの意味がある。これらを区別して使う場合と併用して使う場合がある。

燃料交換の目的は①燃焼度を伸ばす、②出力分布の平坦化を行なう、③制御素子が吸収すべき余剰反応度を小さくする、④反応度係数の燃焼による変化・効果を調整する、等がある。

燃料交換の方式を具体的に策定する場合の基本的な条件は、上記の目的を達成できる方式であることはいうまでもないが、さらに交換回数がかゝらないこと、原子炉運転負荷率が下らないことがある。

燃料交換に伴なり出力ピーキング係数の変化の様子を図4.6に示した。同図には、この係数が改善される場合と改悪される場合の2例を示している。実用炉では制御素子のプログラミング(rod programming)を合理的に行なうことにより、炉心のこのような特性を運転時を含めて最適化することが試みられている。燃料交換は制御素子のプログラミングとも大きく関係するので、その方策を立案する場合にはロッド・プログラミングについても習熟しておく必要がある。

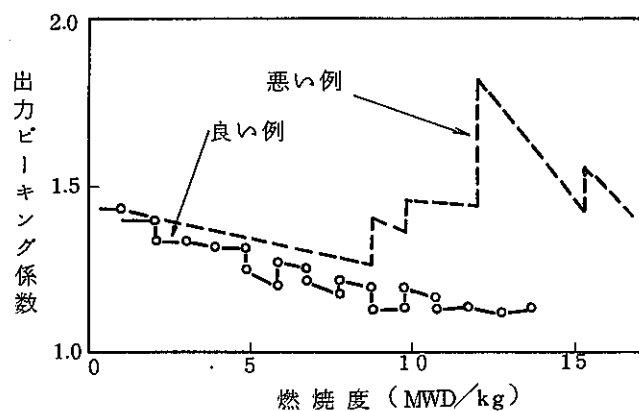


図4.6 出力ピーキング係数の燃料交換による変化

大型の液体金属高速増殖炉の主目標の1つは燃料の燃焼を平均約10%まで達成させることである。したがって最大燃焼度は約15%程度となり、このレベルまで信頼して運転可能なように設計しなければならない。

原子炉の燃料交換はバッチワイズかあるいは段階的に行なわれる。前者の方法では炉心はある平均燃焼度まで運転され、それから完全に置き換えられるが後者の方では炉心の任意の部分(例えば1/3)と半径方向ブランケットの1部分(例えば1/6)がもっと多数回の頻度で交換される。バッチ式燃料交換方式で、燃焼による大きな反応度減少がある場合には、初期の核分裂性物質の量が増加する。この増加によって、親物質対核分裂性物質の比が減少すると共に反応度の大きな減少を補償するために初期に多くの制御要素を存在させなければならないため、炉心の転換比が減少し、初期燃料装荷量が増大する。また大きな初期反応度とそれに応じて生じる大きな制御要素の要求は安全上の問題点を大きくする可能性がある。結局、炉心と半径方向ブランケットとの間の時間依存の出力分布変動がバッチ式燃料交換をする原子炉では更に厳しくなる。以上の理由から、一般的には、段階的交換あるいは部分的バッチ式交換が採用されている。

(3) 出力ピーキング係数

原子炉の最適化サーベイあるいは特性評価を行なう場合、しばしばホットスポット係数 (hot spot factor) ないしはホットチャンネル係数 (hot channel factor) が使用される。この係数がわかれば(1), (2)式を用いて燃料棒総本数の概略値を知ることができ、さらに格子仕様を併用することにより炉心寸法の概略値が計算できる。ピーキング係数の定義の仕方、ならびに使用の仕方は原子炉型毎に異なることと設計者によっても若干異なるので、使用に際しては注意を必要とする。ホット・スポット係数の用語は、沸騰水型軽水炉、重水炉、黒鉛炉、高速増殖炉に使用されるのに対して、ホット・チャンネル係数の用語は加圧水型軽水炉に使用される。用語が異なる通り、その概念定義方法も若干異なっている。ホット・スポット係数は、原子炉内の最も熱的に条件のきびしい点における燃料棒表面熱流速 (又は温度) に対する平均熱流速 (又は温度) の比として大凡定義できるが、ホット・チャンネル係数は、冷却材のエントルピー上昇、境界層温度差、燃料棒表面熱流速のそれぞれに対して、最大値と平均値の比として大凡定義されるものである。これら、2つの定義方法を比較してみると、前者の方法は、特性をホット・スポットの点で集約し、かつ熱流速 (又は温度) のみに使用するがために、それを構成する因子のわずかな変動でも総合特性を大巾に変えることがある。それゆえ、特に前者の方法は簡明ではあるけれども、使用にあたっては細心の注意が必要である。

出力ピーキング係数のまとめ方を表 4.1 に示した。この表内の工学的係数は、実際には数多くの因子より構成されているもので、各構成因子のピーキング係数への寄与は、統計的に処理するものとそうでないものとの2つに分けて考慮される。また過出力係数の取扱いに対しては、過渡出力係数を切離して考える場合もある。

4.3 流量配分

流量調節の目的は、冷却材の原子炉入口および出口温度を目標値に合致させかつ被覆管最高温度を制限値以下に抑えることである。

流量調節計画にあたって考慮すべき事項は次のようなものである。

- (1) 低出力時に対する考慮
- (2) 誤装荷に対する考慮
- (3) 原子炉建設後における流量調節の変更を可能にすること。

表 4.1 ホット・チャンネル係数

	エンタルピー上昇	境界層温度差	熱流速 (又は温度)
1. 核的係数	F_H^N	F_e^N	F_Q^N
半径方向	F_r	F_r	F_r
軸方向		F_z	F_z
局所的		F_L	F_L
燃料ピン内		F_p	F_p
燃料束		F_B	F_B
2. 工学的係数	F_H^E	F_e^E	F_Q^E
燃料 (製作公差)	F_H^{EQ}	F_e^{EQ}	F_Q^{EQ}
流れ	F_H^{EF}	F_e^{EF}	F_Q^{EF}
3. 過出力係数	F_H^{OP}	F_e^{OP}	F_Q^{OP}
過渡出力	F_H^T	F_e^T	F_Q^T
出力検出器	F_H^I	F_e^I	F_Q^I
4. ホットチャンネル係数	F_H	F_e	F

但し、

$$\begin{aligned}
 F_H &= F_H^N \cdot F_H^E \cdot F_H^{OP} & F_e &= F_e^N \cdot F_e^E \cdot F_e^{OP} & F_Q &= F_Q^N \cdot F_Q^E \cdot F_Q^{OP} \\
 F_H^N &= F_r & F_e^N &= F_r \cdot F_z \cdot F_L & F_Q^N &= F_r \cdot F_z \cdot F_L \\
 F_H^E &= F_H^{EQ} \cdot F_H^{EF} & F_e^E &= F_e^{EQ} \cdot F_e^{EF} & F_Q^E &= F_Q^{EQ} \cdot F_Q^{EF} \\
 F_H^{OP} &= F_H^T \cdot F_H^I & F_e^{OP} &= F_e^T \cdot F_e^I & F_Q^{OP} &= F_Q^T \cdot F_Q^I
 \end{aligned}$$

(4) 炉心領域内ないし炉心および半径方向ブランケット領域相互間での装荷の融通性をもたせること、など。

以上のような事項に配慮を払って、出力の高い燃料集合体に、より多くの冷却材を配分することにより、所期の目的を達成させるよう、流量配分計画を実施する。

高速炉の場合、流量配分は、炉心燃料集合体領域、ブランケット燃料集合体領域、制御棒領域、反射体領域、その他漏洩などに大別されるが、特に漏洩量については、各種の嵌合部からの漏洩を落ちのないように検討することが大切である。

また、流量配分の推定精度は、最終的にはモックアップ実験によって確認されることになるが、オリフィスの加工精度による誤差、燃料集合体などの装荷条件による誤差、物性値による誤差などに充分注意を払うことが必要である。

5. 反応度効果

原子炉の反応度の変化はドブラー効果のように燃料温度変化に対して即発的に現われるものから燃焼による変化のようにかなり長時間にわたって変化するものまでである。燃焼による反応度効果については前の項で述べたので、本項では、ボイド係数と温度係数の反応度係数について記述する。

冷却材であるナトリウムが沸騰を起こすと、密度が減少するかあるいはボイドが発生する。大型液体金属高速炉では、以下に述べる原因の競合によって反応度が増加することがありうる。即ち、元来ナトリウムによる中性子の吸収は非常にわずかで、ナトリウムの密度低下の効果はほとんどナトリウムによる散乱の減少がもとなる。ナトリウムによる散乱が減少すると、

① 中性子の漏洩が増加し反応度は低下する。

② 中性子束のスペクトルが硬化し、そのためU-238（およびPu-240）の分裂が増し捕獲が減って反応度は上昇する。①の効果は常に負の効果であるが、その大きさはボイドになった体積の位置および大きさに依存しており、中心に近い領域でのボイドは炉心境界近傍での同じ大きさのボイドによるもれの効果程大きくはない。②の効果はすべての原子炉材料の中性子捕獲量を減少させると共に、Pu-239の核分裂を急速に減少せしめ、又U-238の核分裂を増加させる。全体としてはいつも正である。

全体のナトリウムボイド効果は上記の①および②の合計であり、値の大きさに依存して正あるいは負でありうる。原子炉が比較的小さく、しかもスペクトルが比較的硬い場合には、もれの効果が優先的であってボイド効果は負である。原子炉が大きくなると、炉心からの中性子のもれが小さくなり、その場合は正のスペクトル硬化の効果が優先的となる。通常の2領域円筒形炉心を採用した場合、酸化物、炭化物および金属燃料の原子炉に関するナトリウムボイド係数を図5.1に示す。図5.1の縦軸および横軸のスケール目盛は任意である。これはボイド効果が特殊な原子炉の形状、燃料、構造材および冷却材の組成化、その燃料の種類に依存するためである。図5.1は同じような形状および組成比で対比されたものである。

酸化物燃料および炭化物燃料における酸素の原子密度はナトリウムの原子密度と大体同じである。したがって、ナトリウムボイドがこのような領域で生じた場合、低質量原子の散乱効果がかなり残っている。しかし、金属燃料使用の原子炉ではこの効果はなく、ボイド効果

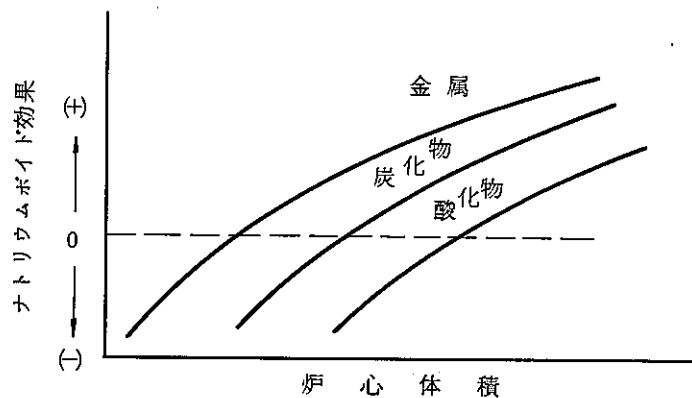


図 5.1 炉心体積および燃料タイプによるナトリウムボイド効果の傾向

のスペクトル硬化の成分が大きくなる。これが図 5.1 に示されているように、金属燃料使用の原子炉で比較的大きなナトリウムボイド効果を生ずる原因となっている。

高速炉の冷却体としてナトリウムの代わりにヘリウムを使用する場合のまず第 1 の長所は中性子スペクトルが軟化するため上記の②の効果が増加する。平均炉心出力密度はナトリウム冷却体の場合よりヘリウム冷却体の場合の方が小さくなるので燃料装荷重量はより大きくなる。

Pu-239-U-238系の燃料の代わりに Th-232-U-233 系の燃料を使用すると、スペクトル硬化の成分が比較的小さいナトリウムボイド効果とすることが可能である。これは U-233 の α 値が 5 KeV~1 MeV の範囲で比較的平坦であり (図 1.3 参照), Th-232 の σ_f のしきい値が比較的高く、小さい値であるためである (図 1.2 参照)。このような原子炉のナトリウムボイド効果は負である。しかしながら、増殖特性は比較的悪く、制御および燃料交換上の問題を持っている。

従来、中性子の洩れの大きい炉心形状を選んで、ナトリウム・ボイドを改善する努力が払われていたが、最近、中性子経済の観点から中性子の洩れの少ない体系を選び、炉心および軸方向ブランケットからのナトリウム 100%喪失による反応係数が正であってもよいとしている例が多い。対策としては、検出系の強化による早期発見と、早く応答する負のドブラー効果による反応度帰還に期待されている。

大型高速炉の安全性の見地から、ドブラー効果は出力反応度係数のうちで最も重要なものである。出力上昇その他の原因で燃料の温度が上昇すると核の熱運動がはげしくなり、実験室系での中性子エネルギーを指定したとき中性子と核との相対運動のエネルギー分布が低温

のときに比べて広がってくる。そのため入射中性子のエネルギーに対する共鳴反応断面積をあらわす共鳴曲線の巾が広がる。このとき面積は不変であるから共鳴曲線の極大値は小さくなるが、共鳴反応の自己遮蔽効果が減少し、反応率は増加する。

熱中性子領域で核分裂をする同位元素 (U-235, Pu-239, Pu-241) で、もしも吸収断面積中核分裂断面積が圧倒的な大きさを占める場合には、自己吸収が減少すると反応度が増加する。その効果は核分裂対捕獲の比に依存する。親物質同位元素 (U-238, Pu-240) の場合には、それらの共鳴は核分裂しきい値よりはるかに低いところにあるので、吸収断面積は捕獲の成分が圧倒的となる。この場合には、温度上昇によって反応度減少を生じる。

U-238-Pu 型高速炉燃料の温度上昇によって主としてU-238の捕獲が増大するために、一般的にはドブラー効果によって反応度は減少する。ドブラー効果に寄与する中性子束は1 KeV領域で圧倒的となるので、炉心に散乱効果の大きい物質を沢山含んでいる程 (即ちスペクトルがソフトである程)、ドブラー効果はより大きくなる。又、もしもナトリウムボイドが起きると、それに伴ってスペクトルが硬化し、ドブラー効果は1.5~2.0倍程度減少する。したがって原子炉の設計においては“ナトリウムあり”および“ナトリウムなし”の両者についてドブラー効果を評価することが大切である。

平均絶対燃料温度 T におけるドブラー係数 $(dK/dT)_{Dop}$ は T^{-n} で変化する。中型金属燃料の原子炉では $n \leq 3/2$ であり、大型酸化物燃料の原子炉では $n \simeq 1$ となる。 $n=1$ に対してドブラー係数を A と仮定すると次のように定義される。

$$\left(\frac{dK}{dT}\right)_{Dop} = \frac{A}{T} \quad (5)$$

高速炉の膨脹係数は比較的容易にその膨脹の起るモードに応じて反応効果を計算することができる。しかし、膨脹が時間によってどのように変化するかを決めることは難しい。ある与えられた $\Delta R/R$ あるいは $\Delta H/H$ 、あるいはその両方によって生じる $\Delta K/K$ だけを考える。

$$\frac{\Delta K}{K} = a \frac{\Delta R}{R} + b \frac{\Delta H}{H} + c \frac{\Delta N}{N} \quad (6)$$

ただし、 N はスミアー原子数密度である。3つの項の係数 a 、 b および c はすべて正である。又正円筒形での熱膨脹については、

$$\frac{\Delta N}{N} = -\frac{\Delta V}{V} = -\left(\frac{2\Delta R}{R} + \frac{\Delta H}{H}\right) \quad (7)$$

となる。a, bおよびcの大きさはR, Hおよび原子炉の組成に依存している。

6000ℓ位の大きさであるが、平均の核分裂性プルトニウムの濃縮度は約0.12～0.15で

$$\left[N^{239} + N^{241} \right] / \left[N^{235} + N^{238} + N^{239} + N^{240} + N^{241} + N^{242} \right]$$

あって、炉心にはU-238の量が相対的に大きくなる。即ち、原子炉の形状や組成に依存するのであるが、全増殖の約60%が炉心中に生じる。

一般的に、炉心内の燃料体積比が大きければ大きい程、増殖比は大きくなる。3,500ℓおよび5,500ℓの2つの大きさの炉心について、酸化物、窒化物および炭化物の燃料を使用した場合の増殖比の傾向を図6.1に示す。

ブランケット燃料はウランの酸化物、炭化物、あるいは金属を使用し、燃料初期にはごくわずかの核分裂性物質しか含んでいない。ブランケットは炉心からもれてくるほとんどの中性子を吸収するように設計される。ブランケット中での出力は、平衡運転サイクル期間中、全原子炉出力の約10～15%である。ブランケットの冷却材体積比は炉心の冷却材体積比と比較して小さくすることが可能であり、またブランケット燃料体積比は炉心の燃料体積比と比較して大きくすることが可能である。これがブランケットにおける中性子捕獲を増大させることになる。ブランケットが非常に薄い場合には、ブランケットが反射体で囲まれている場合でも、もれによる中性子損失が大きくなる。逆にブランケットが非常に厚い場合には、核分裂性物質を再処理するプロセスが過大になると共に、ブランケット燃料集合体製造費がコスト高になる。経済的なバランスはブランケットの最適設計にあり、燃料交換方式をバッチ式とするか、シャッフリング式とするか、分散型とするか、などの詳細な検討によりバランスを求める。

高速増殖炉の効果を評価する上で増殖比よりも重要なのは倍增時間である。これは原子炉内に装荷されている分裂性物質と再処理などのために炉外におかれている分裂性物質の合計、つまり原子炉運転のために必要な分裂性物質の総量が2倍に増殖されるまでに要する年数を意味する。

各種倍增時間の定義は以下の通りである。

(i) RDT (reactor doubling time)

これは、増殖によって生じた余剰分裂性物質をそのまま蓄積して新設炉への供給を考えない場合をいう。

$$RDT = \frac{FBOC}{FG \times (\text{サイクル数/年})}$$

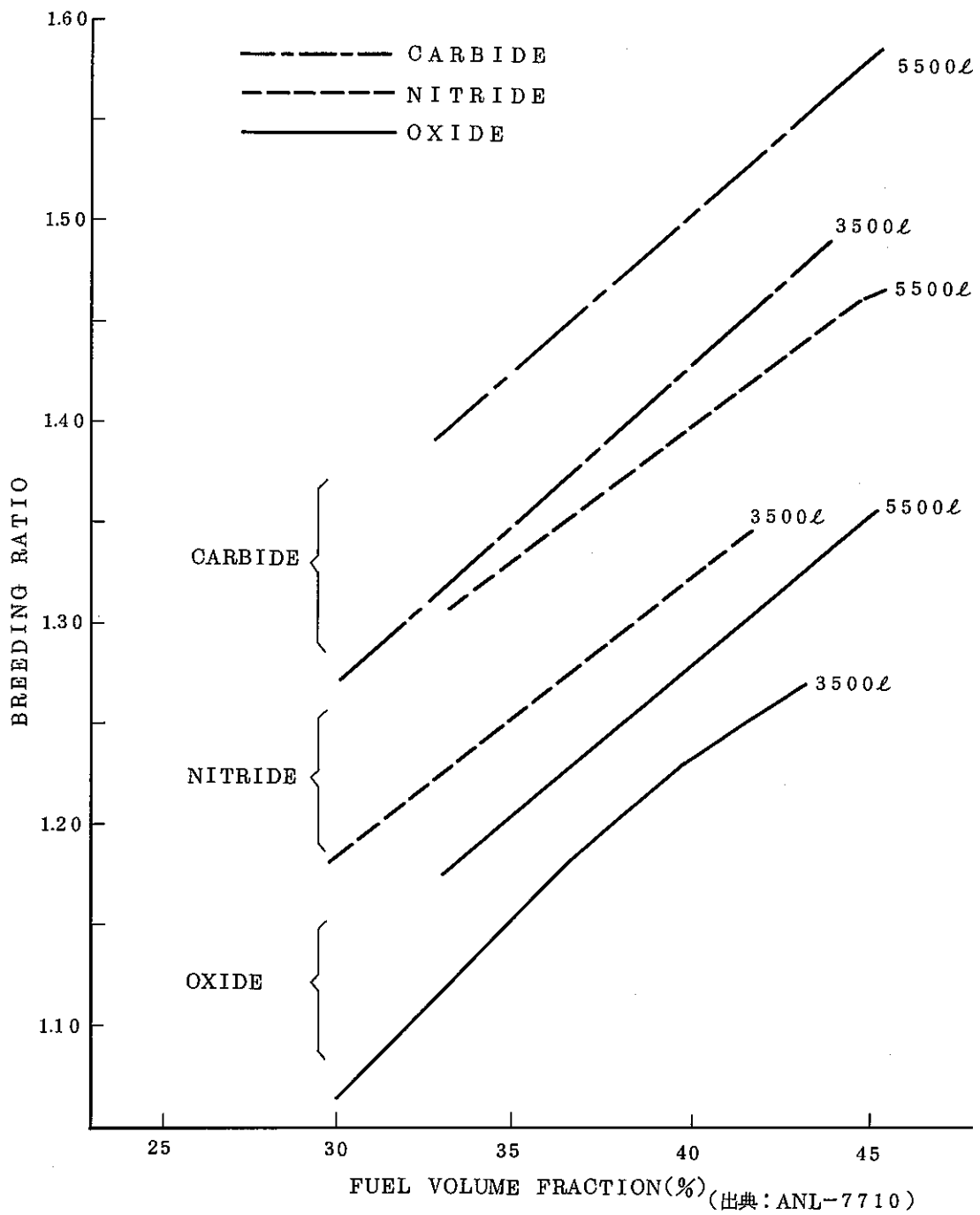


図 6.1 炉心燃料体積比と増殖比の関係

たゞし、分裂性物質の利得 (FG)、分裂性物質の消滅 (FD)、及び増殖利得 (BG) をそれぞれ次式で定義する。

$$FG = (FEOC) - (FBOC)$$

たゞし、

FEOC = サイクル末期に炉心とブランケットに存在する分裂性物質の全量。

FBOC = サイクル初期に炉心とブランケットに存在した分裂性物質の全量

FD = サイクル中に核分裂、中性子捕獲及び崩壊等によって消滅した分裂性核種の全量。

$$BG = FG / FD$$

(ii) IDT (fuel-cycle-inventory doubling time)

これは、取出された燃料に含まれる分裂性物質が冷却、再処理、加工されて再び炉心に装荷されるまでにかこむる損失と時間遅れを考慮した場合をいう。

$$IDT = \frac{FBOC \times (\text{炉外ファクター})}{[FG - (\text{炉外損失})] \times (\text{サイクル数/年})}$$

ここで、

$$\text{炉外ファクター} = \frac{FBOC + (\text{炉外インベントリ})}{FBOC}$$

炉外インベントリ = 燃料の加工、出荷、貯蔵、再処理等の過程にある分裂性物質でそのサイクルに割り当てられるべき量。

炉外損失 = 加工、再処理及び崩壊等により炉外で失なわれる分裂性物質の量。

(iii) CIDT (fuel-cycle-inventory compound doubling time)

これは一つの炉についてのみ考えるのではなく、多数の増殖炉が同時に動いていて、増殖された燃料を次々に利用していった場合、全体として発電容量が倍になるまでの時間であり、次式で定義される。

$$CIDT = \log 2 \times IDT = 0.693 \quad IDT$$

7. 炉心設計のための研究開発の現状

「常陽」はわが国で開発する初めての高速炉であるため、未知、未開発な要素が多く、大学、研究所、産業界などの各分野における数多くの開発研究の支えが、直接および間接的に、「常陽」の完成のために重要な役割りを果している。

このうち、炉心設計に関連するおもな開発研究は、①核設計では、炉定数の作成と評価、核設計法の開発および改良、臨界集合体FCAによる実験、解析および評価、「常陽」体系への外挿法、などがある。②熱設計では、設計基準および設計定数に関する評価、流量配分および圧力損失に関する試験、流量計などの計器の精度に関する試験、製作公差などの工学的係数に関する試験、熱設計法の開発および改良、などがある。③燃料集合体設計では、燃料設計基準および設計法の確立、製作および検査技術の確立、照射試験、流動および熱条件下の挙動に関する試験、材料の試験、などがある。④その他、炉心動特性解析法の開発、安全解析および評価法の確立などがあるとともに、燃料取扱い、熱彎曲、反応度効果、耐震など、炉心構成要素全体の操作、原子炉の運転、安全上からの最適化に関する設計法の確立も含まれている。

以上のおおの研究開発の成果は、適宜、炉心設計に反映されているが、実施した主な試験研究と炉心性能との関係を図7.1に示す。^{*1} また、代表的な2～3の試験研究の例を図又は表で示そう。

表7.1は臨界集合体FCAによる実験値と計算値との対比とその不確かさの幅および「常陽」実機体系における標準値を示す。

図7.2は炉心およびブランケット集合体のオリフィス領域ごとの圧損特性に関する実験結果を示す。

原型炉「もんじゅ」についても同様に、各分野における多数の研究開発が実施されてきた。代表的な1例として、日英共同による模擬臨界実験(MOZART)およびFCAによる部分モックアップ実験の結果の1部を表7.2に示す。^{*2}

*1 井上晃次, 吉野富士男, 金子洋光, 苫米地頭: 「常陽」の炉心特性に関する研究開発, 日本原子力学会誌; Vol. 18, No. 9 (1967)

*2 瑞慶覧篤, 井上晃次, 鈴木威男, 川島協: 高速増殖原型炉「もんじゅ」の模擬臨界実験, 日本原子力学会誌; Vol. 18, No. 11 (1976)

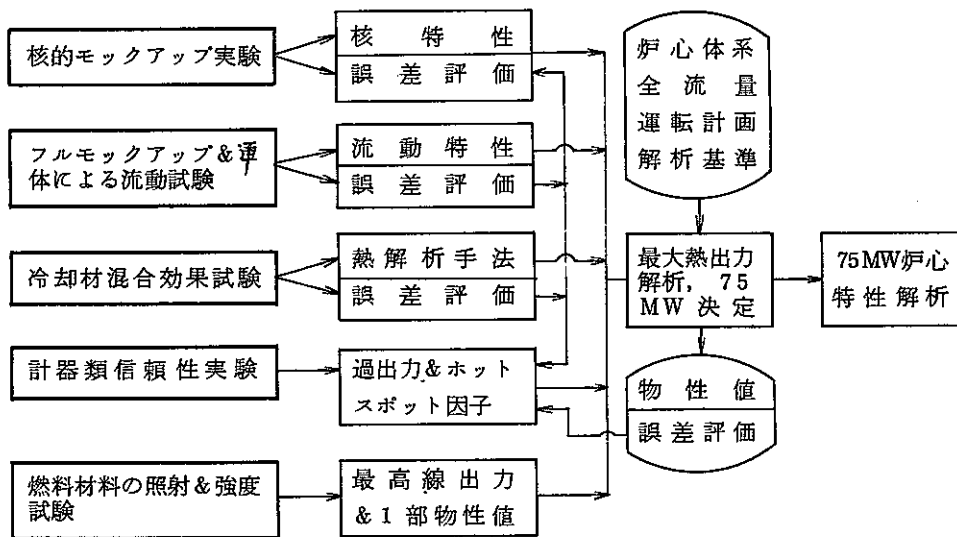


図 7.1 「常陽」用の試験研究と炉心性能

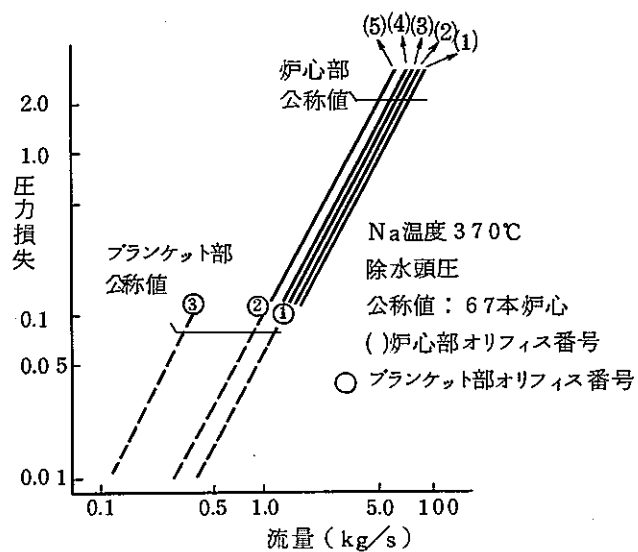


図 7.2 「常陽」炉心・ブランケット集合体流動特性

表 7.1 「常陽」の C/E および実機体系標準値

項 目	C / E	実機体系標準値
実効増倍率	1.006 ± 0.011	1.0309
制御棒価値	1.05 ± 0.08	1.90% Δk/k/rod
反応度係数 ドブラー	1.07 ± 0.2	-1.93 × 10 ⁻³ (TdK/dT)
燃 料	1.11 ± 0.1	—
構造材	1.35 ± 0.2	—
Na(中心領域)	0.55 ± 0.1	-0.09% Δk/k (中心チャンネル)
Na(全炉心)	0.74 ± 0.3 -0.1	—
中心反応率比		(出力分布計算に適用)
F ⁴⁹ /F ²⁵	0.92 ± 0.04	
F ²⁸ /F ²⁵	1.00 ± 0.04	
C ²⁸ /F ²⁵	0.90 ± 0.06	

表 7.2 「もんじゅ」のための反応率分布の実験結果と設計への反映

項 目	実験解析結果+ (C/E 値)	設計への適用 (E/C 補正值)
中心反応率比 (MZ-B)		
σ _f ²⁸ /σ _f ⁴⁹	1.03 ± 1.9%	1.0
σ _f ²⁵ /σ _f ⁴⁹	1.03 ± 1.2%	1.0
σ _f ⁴⁰ /σ _f ⁴⁹	1.03 ± 1.9%	1.0
σ _f ⁴¹ /σ _f ⁴⁹	1.02 ± 3.0%	1.0
反応率分布 (MZ-B, -C, ZPPR-III, FCA)		
1. ²³⁹ Pu(n, f)		
内側炉心	1.00 ± 0.03	1.0
外側炉心	1.00 ± 0.03	1.0
径ブランケット 1 層	1.03 ± 0.05	1.0
" 2 層	1.03 ~ 0.95 ± 0.05	1.05
" 3 層	0.95 ~ 0.90 ± 0.05	1.10
制御棒周辺	0.99 ~ 1.03 ± 0.03	1.0
フォロワー周辺	1.00 ~ 1.04 ± 0.03	1.0
2. ²³⁸ U(n, f)		
内側炉心	1.00 ± 0.03	1.0
外側炉心	0.97 ± 0.03	1.0
径ブランケット 1 層	1.10 ± 0.10	1.0
" 2 層	1.15 ± 0.10	1.0
" 3 層	1.10 ± 0.10	1.0
制御棒周辺	0.99 ~ 1.03 ± 0.03	1.0
フォロワー周辺	1.00 ~ 1.04 ± 0.03	1.0
3. γ線発熱 (MZ-B, ZPPR-III, FCA)		
径ブランケット 1 層	1.00 ± 0.15	1.0
" 2 層	0.95 ± 0.15	1.05
" 3 層	0.90 ± 0.15	1.10

核分裂率計算値は設計手法と同じ6群拡散計算値、γ線量率分布は16群輸送計算値。