

中小型 F B R 設計研究 (I)

1989年4月

動力炉・核燃料開発事業団

大洗工学センター

複製又はこの資料の入手については、下記にお問い合わせください。

〒311-13 茨城県東茨城郡大洗町成田町4002

動力炉・核燃料開発事業団

大洗工学センター システム開発推進部・技術管理室

Enquires about copyright and reproduction should be addressed to: Technology Management Section O-arai Engineering Center, Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation 4002 Narita-cho, O-arai-machi, Higashi-Ibaraki, Ibaraki-ken, 311-13, Japan

動力炉・核燃料開発事業団 (Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation)

中小型FBR設計研究(Ⅰ)

原 昭浩* 小坂 一郎*

神戸 満* 金城 勝哉*

要 旨

FBR実用化開発戦略検討の一環として、FBR技術の高度化、多様化を目指した中小型LMFBRの概念について検討した。本年度は、第Ⅰ期計画(フィージビリティスタディ)のうち炉出力規模のサーベイ、小型革新プラント概念の検討を行った。本年度に実施した検討により得られた成果および今後の検討課題は以下の通りである。

- (1) 炉出力規模に関するパラメータサーベイにより電気出力10~60万kWの炉心特性が明らかになった。
- (2) 小型炉心になる程燃焼反応度の低下が大きくなるため、小型炉心では、燃焼反応度の改善が設計課題の一つである。
- (3) 炉心の反応度係数については、電気出力30万kWe以下で大型炉との差が大きくなり、中小型炉の特徴が出てくる。
- (4) 準静的な過渡評価を行った結果、固有の安全性を生かした炉停止機能を持たせるためには、線出力を下げる(10万kWe炉心において250W/cm以下)とともに制御棒1本当たりの反応度を0.4% $\Delta k/k'$ 程度に制限する必要があることがわかった。今後、短期的挙動について確認するため、プラント動特性解析を行う必要がある。
- (5) 小型炉心の特徴を生かし、一体型炉心の採用による一括燃料交換方式、および反射体領域における反応度制御方式を取り入れた10万kWeの小型革新プラントの概念を構築した。

この革新プラントの原子炉構造物量を同出力規模の従来プラントと比較すると、約1/4に減少することがわかり、出力当たりの建設コストは、大型炉(100万kWe)と同程度となる。今後は、冷却系、燃料取扱系および建物を含めた総合的物量評価を行う必要がある。また、炉心圧損、線出力の低下により、崩壊熱除去能力が優れていることがわかった。

炉心の平均燃焼度が「もんじゅ」の約1/2となり、燃料サイクルコストが上昇することがわかった。従って、高燃焼度化が必要となる。

* 大洗工学センター技術開発部プラント工学室

April, 1989

Design Study on the Small and Medium-Sized FBR (I)

Akihiro Hara* Ichirou Kosaka*

Mitsuru Kanbe* Katsuya Kinjo*

Abstract

We studied the concept of the Small and Medium-Sized FBR as one of FBR development strategy. This year, we investigated the characteristics of reactor performances of the Small and Medium-Sized FBR and the concept of innovative plant.

Main results are as follows;

- (1) The characteristics of reactor performances of the Small and Medium-Sized FBR (100 to 600MWe) was clear.
- (2) One problem of reactor performances of the Small and Medium-Sized FBR is the reduction of the burn-up reactivity loss, because the smaller the reactor size is, the larger the burn-up reactivity loss is.
- (3) The reactivity coefficients of the Small and Medium-Sized FBR, which is smaller size than 30kWe, is considerably different from large FBR.
- (4) According to quasi static approach, to have inherent shutdown capabilities, the linear heat rate should be reduced (below 250W/cm at 100MWe core) and the reactivity worth of one control rod should be limit to about $0.4\% \Delta k/k'$.
- (5) We established the concept of 100MWe innovative plant, making use of the characteristics of small reactor.

The amount of core structure per power size of this plant is equal to Large FBR(1000MWe). Further, we should examine the amount of whole plant including BOP. Because of lower core pressure drop and linear heat rate, the capability of removing decay heat of this plant is superior to Large FBR.

Because the fuel cycle cost of this plant is inferior to Large FBR(1000MWe), we should design high burn-up core.

* Plant Engineering Office, Technology Development Division, O-arai Engineering Center, PNC.

目 次

1. はじめに	1
2. 炉出力規模サーベイ	4
2.1 炉心特性に関するパラメータサーベイ	5
2.1.1 計算条件	5
2.1.2 パラメータ	5
2.1.3 計算結果	5
2.2 安全性の検討	13
2.2.1 反応度係数・等温度係数の計算	13
2.2.2 準静的評価	20
2.2.3 炉心の基準仕様	27
2.3 燃焼反応度低減方策の検討	37
2.4 まとめ	43
2.5 今後の課題	46
3. 小型革新プラント概念の検討	47
3.1 プラント概念	47
3.1.1 概要	47
3.1.2 原子炉構造	50
3.1.3 合理化効果	66
3.2 燃料交換時除熱性能評価	68
3.2.1 ナトリウムポットによる燃料取出し時除熱性能評価	68
3.2.2 強制ガス冷却による除熱性能評価	73
3.3 自然循環特性評価	80
3.4 一体型炉心特性の評価	86
3.4.1 反応度制御	86
3.4.2 燃料交換時の臨界安全性	87
3.4.3 その他	88
3.4.4 まとめ	88
4. おわりに	101
謝辞	105
付録 国内外における中小型FBR研究開発状況	106

表 リ ス ト

表2.1	炉心平均燃焼度	7
表2.2	平均Pu富化度	7
表2.3	燃焼反応度	8
表2.4	増殖比	8
表2.5	炉心等価直径および炉心燃料体積比	9
表2.6	反応度係数(炉心部)・形状係数(炉心部)・動特性パラメータ	15
表2.7	等温温度係数(炉心部)	16
表2.8	炉心等温温度係数等	28
表2.9	ULOF整定温度	29
表2.10	UTOP最大出力・最大線出力	30
表2.11	基準炉心仕様	39
表2.12	集合体仕様	39
表2.13	各炉心に対する燃料集合体の比較	40
表2.14	炉心特性主要項目	41
表3.1	一体型燃料集合体(プラント概念検討用レファレンス炉心)概要	52
表3.2	反応度制御方式概要	53
表3.3	ポイズンロット概要	53
表3.4	原子炉構造物量の比較(概算)	67
表3.5	定格時一巡圧損の内訳[kg/cm ²]	80
表3.6	定常自然循環時崩壊熱除去能力	84
表3.7	基準炉心仕様	89
表3.8	基準炉心の炉心特性	90
表3.9	制御可能反応度	91
表3.10	制御反応度の内訳	91
表3.11	制御方式と運転サイクル期間	92
表3.12	燃料交換時の臨界性	92
表4	プラント概念選定の考え方	103

図 リ ス ト

図1.1	設計研究(第 I 期)の手順	3
図2.1	検討フロー	4
図2.2	炉心平均燃焼度	10
図2.3	平均Pu富化度	10
図2.4	燃焼反応度	11
図2.5	増殖比	11
図2.6	炉心等価直径	12
図2.7	形状係数の出力依存性	17
図2.8	形状係数の炉心径依存性	17
図2.9	炉心等温度反応度係数	18
図2.10	出力に対するプル富化度とドップラ温度係数	19
図2.11	ピン径に対するプル富化度とドップラ温度係数	19
図2.12	反応度パラメータ	31
図2.13	ULOFの冷却材出口温度	32
図2.14	ULOFの冷却材出口温度と投入反応度	33
図2.15	UTOPの最大線出力	34
図2.16	10万kWeの燃焼反応度・燃焼度	35
図2.17	30万kWeの燃焼反応度・燃焼度	36
図2.18	燃焼度と燃焼反応度の関係	42
図3.1	原子炉構造の比較	48
図3.2	革新プラント(100MWe)の特徴	49
図3.3	一体型燃料集合体概念図	59
図3.4	制御棒配置概念図	60
図3.5	原子炉構造断面図(100MWe)	61
図3.6	革新プラント原子炉構造断面図(プール型、100MWe)	62
図3.7	2重円筒式燃料移送ポット	63
図3.8	新燃料装荷手順	64
図3.9	使用済み燃料取り出し手順	65
図3.10	ナトリウムポットによる使用済み一体型燃料集合体取り出し時除熱 性能評価結果	72
図3.11	強制ガス冷却による使用済み一体型燃料集合体取り出し時除熱性能 評価結果	79
図3.12	自然循環特性評価	85
図3.13	基準炉心 R-Z $\frac{1}{2}$ 炉心体系図	93
図3.14	反応度制御概念図	94
図3.15	制御方法概念図	95

図3.16	制御集合体のモデル化方法	98
図3.17	R-Z _{1/2} 炉心体系図	99
図3.18	燃料交換の概念図	100

1.はじめに

昨今の大型LMFBR開発に対する国内外の情勢は、特に経済性の観点から厳しい環境にさらされており、また、原子力全般に対する安全性への不安が大きな社会問題になりつつある。このような状況の中で、健全な原子力開発を進めるためには、将来(21世紀)のエネルギーニーズに合わせた適切な電源構成と、その中心的な役割を果たす原子力発電の高度化、多様化をはかる観点から、中小型炉に対するニーズが益々高まって来るものと予想される。

将来に想定されるニーズとしては、

- ・低成長社会のエネルギー源
- ・不確実性への対処(開発投資リスクの軽減)
- ・都市近接立地
- ・途上国での原子力利用
- ・核熱利用

があり、このようなニーズから原子炉に求められる特性として、

- ・小容量でも経済性のある原子炉
- ・社会的受容性の高い原子炉

を開発する必要がある。これを実現するためには、

(1)規模の経済(スケールメリット)以外の新しい経済性の追求

- ・完全標準化、量産化
- ・工期短縮(特に現地作業の軽減)
- ・共用システム活用
- ・開発費節減

(2)一般にも分りやすい安全確保の論理の構築

- ・固有安全性の活用
- ・品質管理の容易さ
- ・安全系と非安全系の明確な区分(安全系の局所化)

(3)使用者側に容易に受入れてもらうための高度化

- ・運転、保守に要する人員の節減
- ・保守の簡素化、メンテナンスフリー化
- ・被ばく線量の低減

に対する配慮が重要である。

このため、FBR実用化開発戦略検討の一環として、FBR技術の高度化、多様化を目指した中小型LMFBRの概念について検討し、将来性、今後の方向を探ることとした。第Ⅰ期計画(フィージビリティスタディ)の実施内容は以下の通りである。

1) 国内外研究・開発状況の調査、評価

米国におけるLMRの設計例を中心に、国内外における中小型炉の設計研究状況を調査し、共通する設計概念、特色のある設計概念等の分類を行って、中小型炉の特性、研究開発課題を把握する。特に、中小型炉において有利とされている固有の安全性については、その概念を明確にするとともに、実現のための方策について比較、評価する。

2) プラント概念の構築

上記の調査、評価結果に基づき、中小型炉に対するニーズを踏まえて、LMFBRの実用化時期をにらんだプラント概念を構築する。プラント概念の

構築は以下の基本的な考え方に基づいて行う。

- ・ 原子力に対するニーズの主流と考えられる発電用プラントを対象とする。
- ・ プラント規模として電気出力10～60万KWeのLMFBRを考える(「常陽」、「もんじゅ」からの外挿が容易であり、その技術経験を直接的に生かすことができる)。
- ・ 固有の安全性を積極的に活用し、可能な限りシステムの簡素化をはかる。
- ・ **Passive**な機器の採用により、全体の信頼性が向上できるようなシステム構成とする。
- ・ 免震構造の採用等により、立地上の制約を除去できるようなプラント概念を目指す。
- ・ 中小型炉の特性を生かした新しい安全論理の構築を目指す。
- ・ スケールデメリットに対抗できる新しい経済性の追求を行いプラント概念に反映させる。

3) リファレンスプラントの設定と設計評価

構築されたプラント概念を基本として、主要な設計パラメータのサーベイ計算を実施するとともに、現状技術で評価可能な範囲で高度化を追求したリファレンスプラントを設定し、その成立性を評価する。

4) 革新技术の適用性評価

将来的に大きな合理化効果が期待できると考えられる革新技术については、その適用性を検討し、実現のために必要な研究開発課題を摘出する。

- ・ 二次系削除
- ・ 新素材の有効活用(新型炉心燃料、新型遮蔽材料、新型吸収体材料、耐ナトリウムコンクリート、セラミックス)
- ・ 免震構造
- ・ 地下立地
- ・ 自律型プラントへの展開 等

設計研究の手順を図1-1に示す。

本年度は、第Ⅰ期計画(フィージビリティスタディ)のうち、炉出力規模のサーベイと小型革新プラント概念の検討を行った。

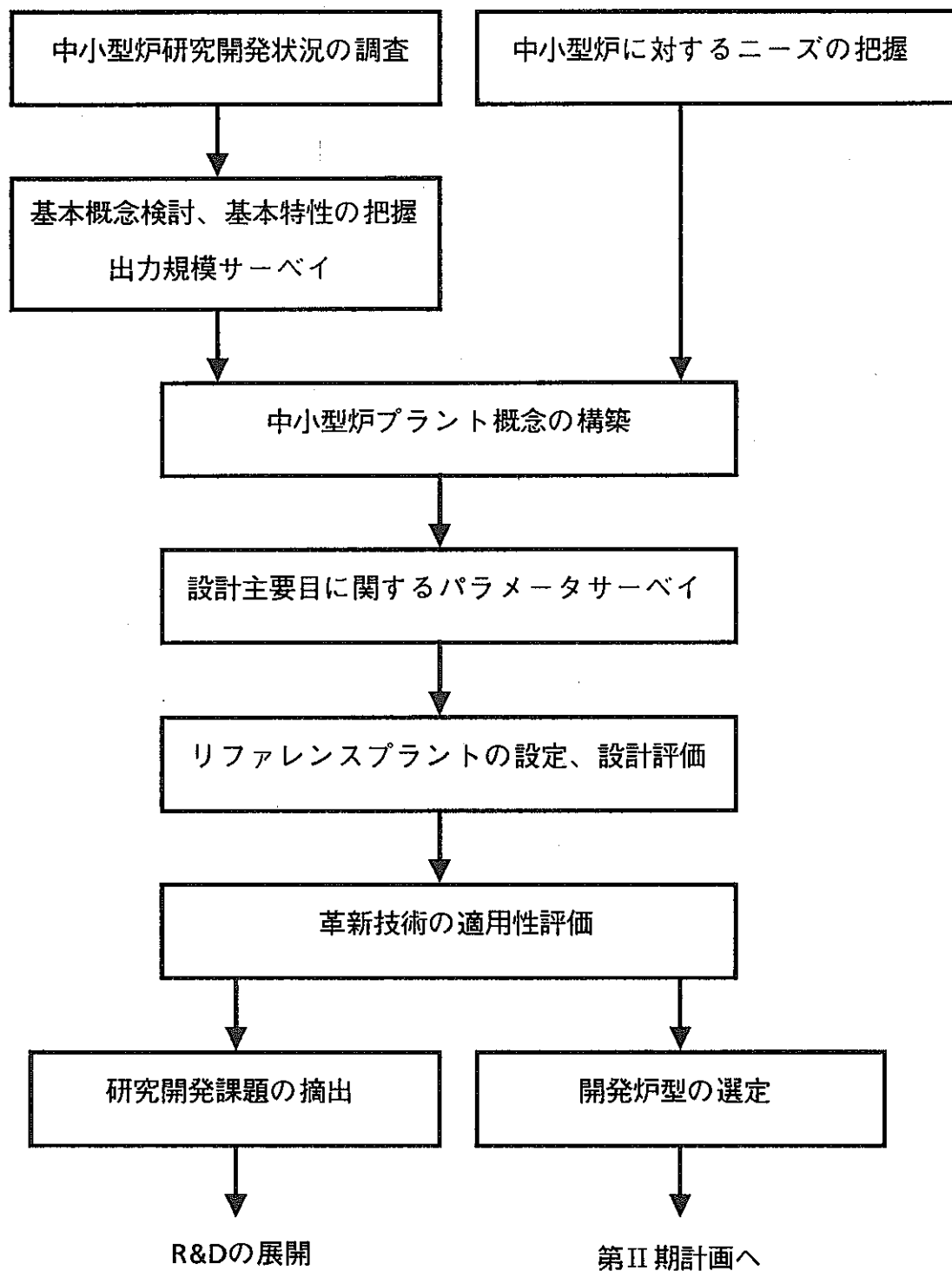


図 1-1 設計研究(第 I 期)の手順

2. 炉出力規模サーベイ

中小型炉の基本特性を明らかにし、ATWSを緩和できかつ高燃焼度を達成できる可能性を有する炉心主要仕様を選定することを目的とし、以下の方法に従い検討を行った。

図2-1に検討フローを示す。

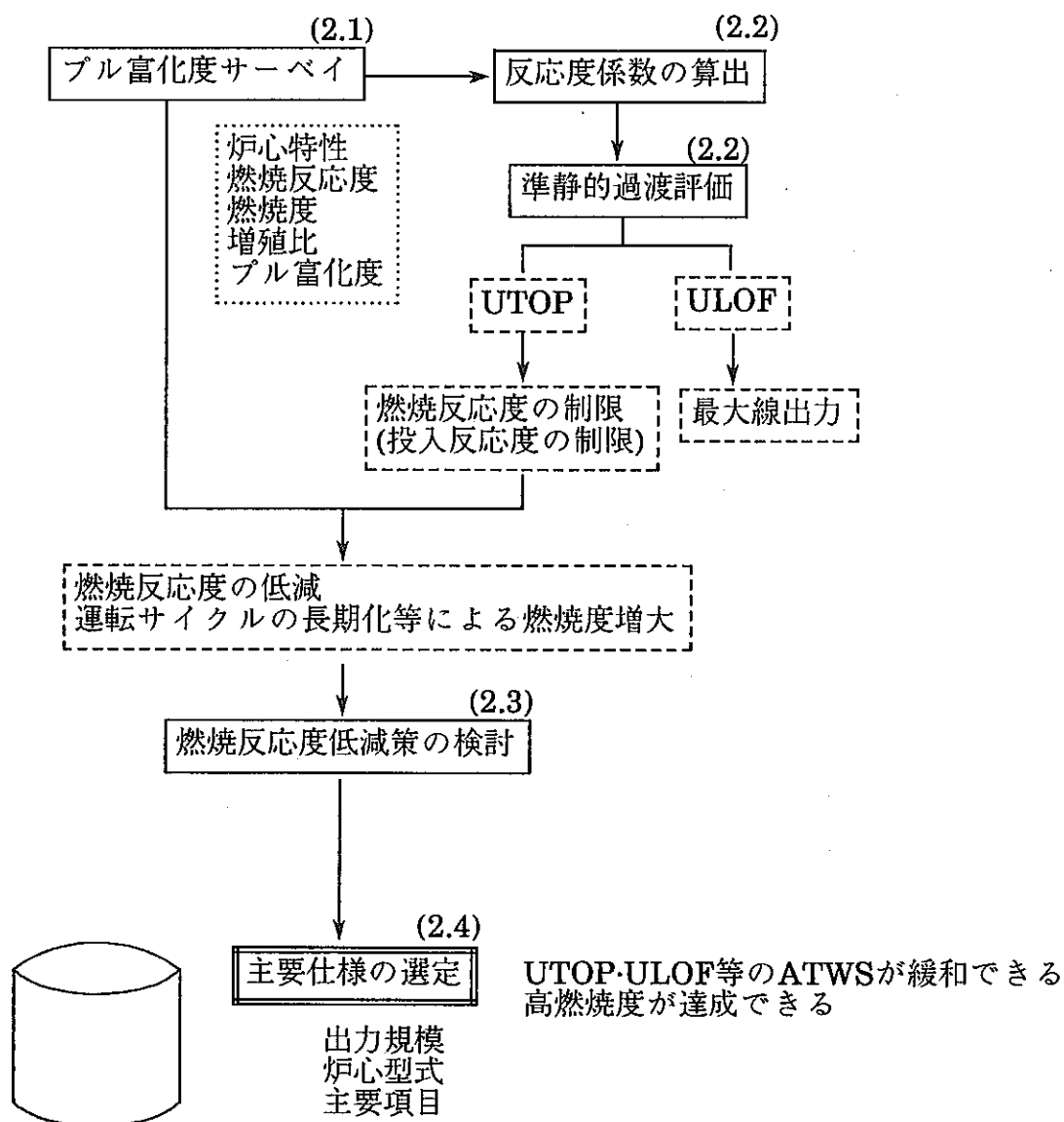


図2-1 検討フロー

2.1 炉心特性に関するパラメータサーベイ

中小型炉の基本的な炉心特性を明らかにするため、均質二領域炉心を対象に、出力規模・最大線出力・ピン径をパラメータとしてプル富化度調整計算を実施した。以下に計算条件・計算結果を示す。

2.1.1. 計算条件(100万kWeリファレンス炉心を基準)

炉心型式	均質2領域
運転サイクル	12ヵ月3バッチ(径ブランケット4バッチ)
ブランケット	軸方向30cm、径ブランケット1層
炉心高さ	100cm
ピン本数	炉心271本/バンドル、径ブランケット217本/バンドル
ダクト	有り(肉厚4.0mm、ダクト間ギャップ6.0mm)
構造材	SUS316
ワイヤー径	1.5mm

2.1.2. パラメータ

電気出力	10万kWe、30万kWe、60万kWe
最大線出力	430W/cm、300W/cm($\sim 430 \times 0.7$)
ピン径	6.0(33.11)、7.0(37.71)、8.0(41.67)、9.0(45.09)mm ()内燃料体積比

2.1.3. 計算結果

表2.1～5・図2.2～6に計算結果を示す。解析の結果、次のことが明らかになった。

- ① 炉心が小型化するに従って、プル富化度は増加、燃焼反応度は増加、増殖比は低下する。
- ② プル富化度・燃焼反応度・増殖比は30万kWe以下で出力依存性が大きくなる。しかし、全般的に出力依存性よりもピン径(燃料体積比)依存性のほうが大きい。
- ③ 燃焼度は、出力依存性はなくピン径が大きいほど低下する。(ピン1本当たりの発熱量を一定としているため)
- ④ 線出力を30%低下させると、炉心径が大きくなるため、プル富化度・燃焼反応度・増殖比は改善されるが、燃焼度が低下する。
出力10万kWeでは、ピン径8mmを基準とした場合、線出力を30%低減させた時の炉心特性は、線出力を変えないでピン径を約1mm増加させた場合の特性にほぼ等しい。(300W/cm・8mm $\approx$ 430W/cm・9mm)

⑤各特性の制限を

燃焼度	80000MWd/t (炉心平均)* ¹ 70000MWd/t (炉心平均)
燃焼反応度	4% $\Delta k/k$ * ²
増殖比	1.0以上* ³
プル富化度	30w/o以下* ⁴

注記 *¹ もんじゅ並
 *² 制御棒ワースの制限から
 *³ 増殖炉としての基本特性
 *⁴ MOX燃料の製造限界

とした場合、上記条件を満たすピン径の範囲は次表のようになる。

ピン径単位mm

	10万kWe		30万kWe		60万kWe
	300W/cm	430W/cm	300W/cm	430W/cm	
7万 MWd/t 以上	~7.5	~8.5	7~7.5	7.5~8	7.5~8.5
8万 MWd/t 以上	×	×	~7	×	7.5~8

上記の表に示されるように、現在の炉心型式では、30万kWe以下の出力の場合、燃焼反応度・増殖比の制限によって、燃焼度は炉心平均で70000~80000MWd/t程度となる。

表2.1 炉心平均燃焼度(MWD/トン)

ピン径 (mm)	10万kWe		30万kWe		60万kWe	100万kWe
	300W/cm	430W/cm	300W/cm	430W/cm	430W/cm	430W/cm
6.0	114300	168300	113800	166400	166200	
7.0	79000	115100	79000	114200	114400	114600
8.0	58100	84000	58200	83800	84000	
8.3						77600
9.0	44600	64200	44800	64300	64600	64800
10.0					51200	51500

表2.2 平均Pu富化度(w/o)

ピン径 (mm)	10万kWe		30万kWe		60万kWe	100万kWe
	300W/cm	430W/cm	300W/cm	430W/cm	430W/cm	430W/cm
6.0	31.395	37.560	25.025	29.010	25.855	
7.0	25.215	29.235	20.455	22.915	20.560	19.395
8.0	21.420	24.275	17.760	19.365	17.530	
8.3						16.000
9.0	19.015	21.060	16.005	17.130	15.620	14.870
10.0					14.430	13.735

表2.3 燃焼反応度(% $\Delta k/k'$)

ピン径 (mm)	10万kWe		30万kWe		60万kWe	100万kWe
	300W/cm	430W/cm	300W/cm	430W/cm	430W/cm	430W/cm
6.0	6.16	8.42	5.56	7.98	7.55	
7.0	4.18	6.01	3.39	5.00	4.43	4.18
8.0	2.84	4.20	2.07	3.09	2.59	
8.3						1.97
9.0	1.94	2.93	1.28	1.89	1.46	1.24
10.0					0.81	0.56

表2.4 増殖比

ピン径 (mm)	10万kWe		30万kWe		60万kWe	100万kWe
	300W/cm	430W/cm	300W/cm	430W/cm	430W/cm	430W/cm
6.0	0.79	0.69	0.96	0.88	0.95	
7.0	0.93	0.83	1.09	1.01	1.08	1.12
8.0	1.05	0.95	1.20	1.13	1.19	
8.3						1.25
9.0	1.15	1.05	1.29	1.22	1.28	1.31
10.0					1.35	1.38

表2.5 炉心等価直径(cm)および炉心燃料体積比

ピン径 (mm) 体積比(%)	10万kWe		30万kWe		60万kWe	100万kWe
	300W/cm	430W/cm	300W/cm	430W/cm	430W/cm	430W/cm
6.0 (33.11)	109.7	91.6	189.9	158.6	224.4	
7.0 (37.71)	122.5	102.3	212.2	177.2	250.6	323.6
8.0 (41.67)	135.3	113.0	234.4	195.8	276.9	
8.3 (42.75)						367.6
9.0 (45.09)	148.2	123.8	256.6	214.4	303.2	391.4
10.0 (48.06)					329.4	425.3

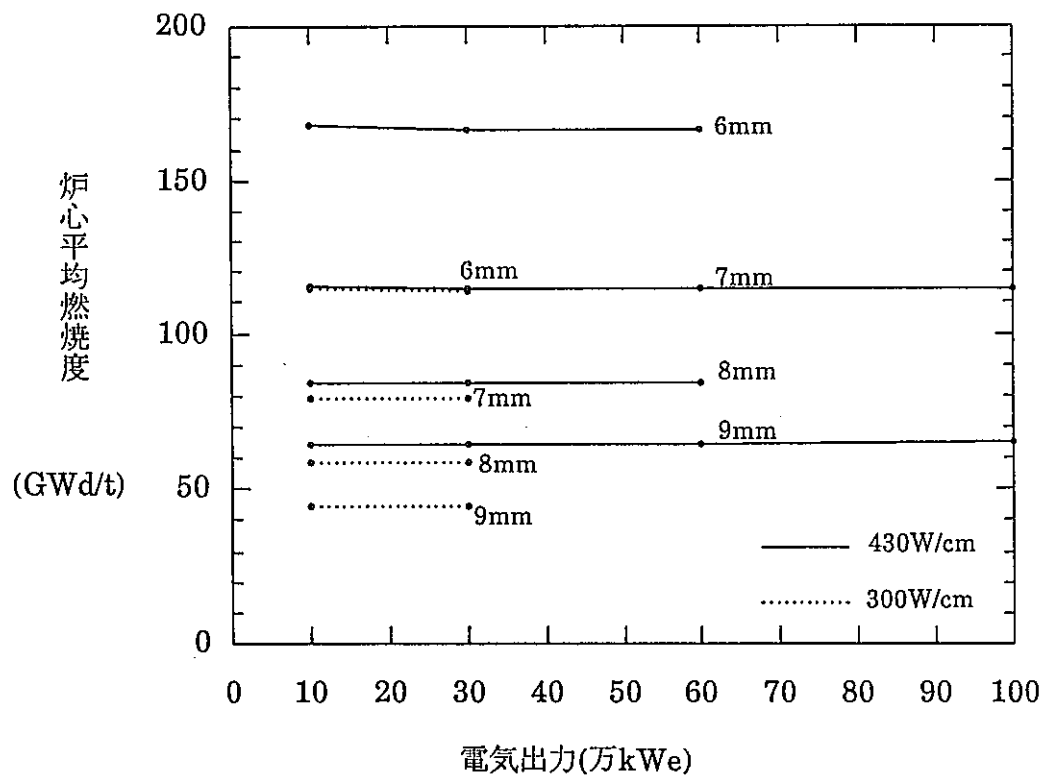


図2.2 炉心平均燃焼度

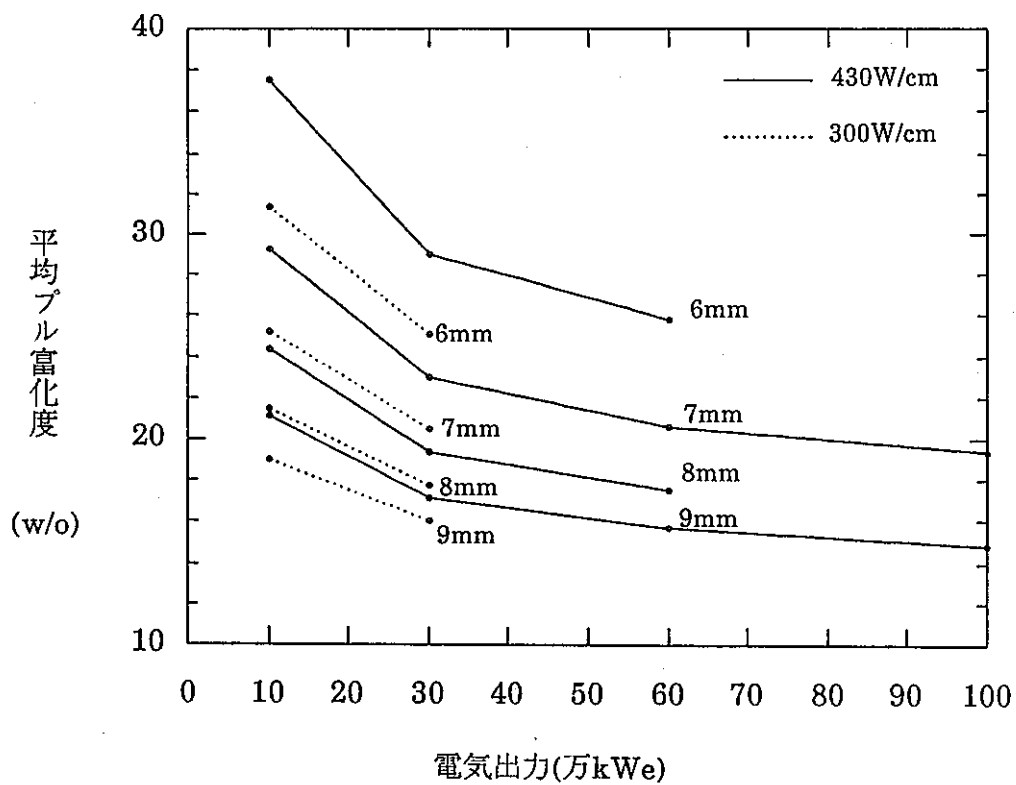


図2.3 平均プル富化度

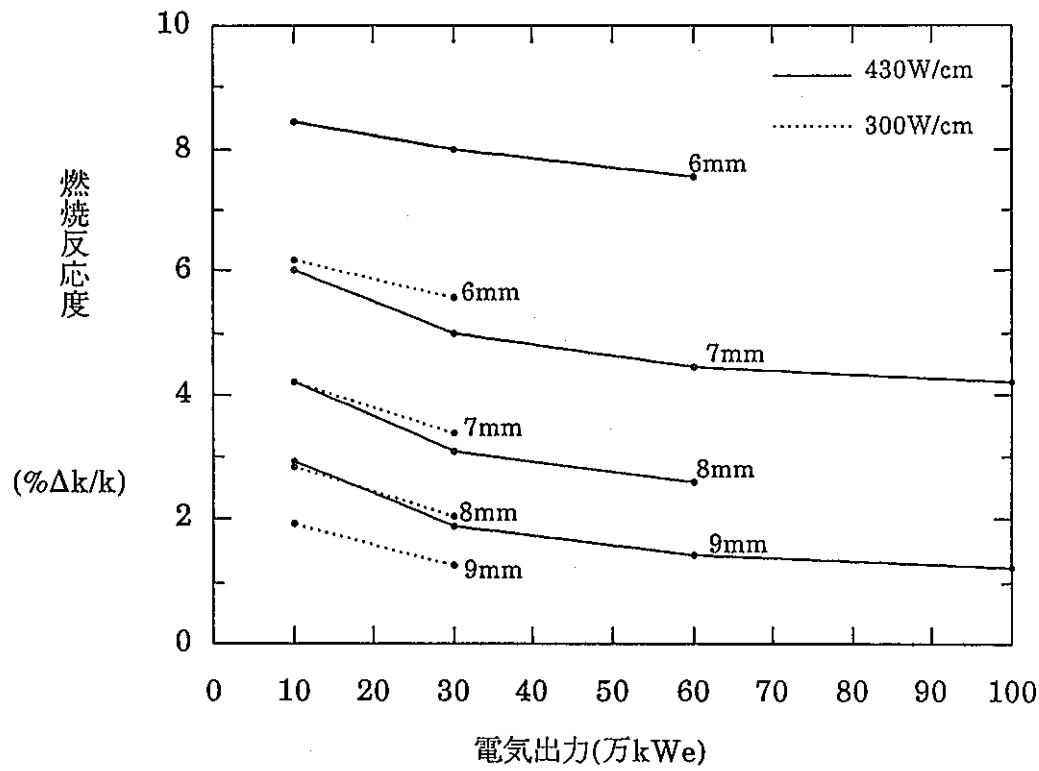


図2.4 燃焼反応度

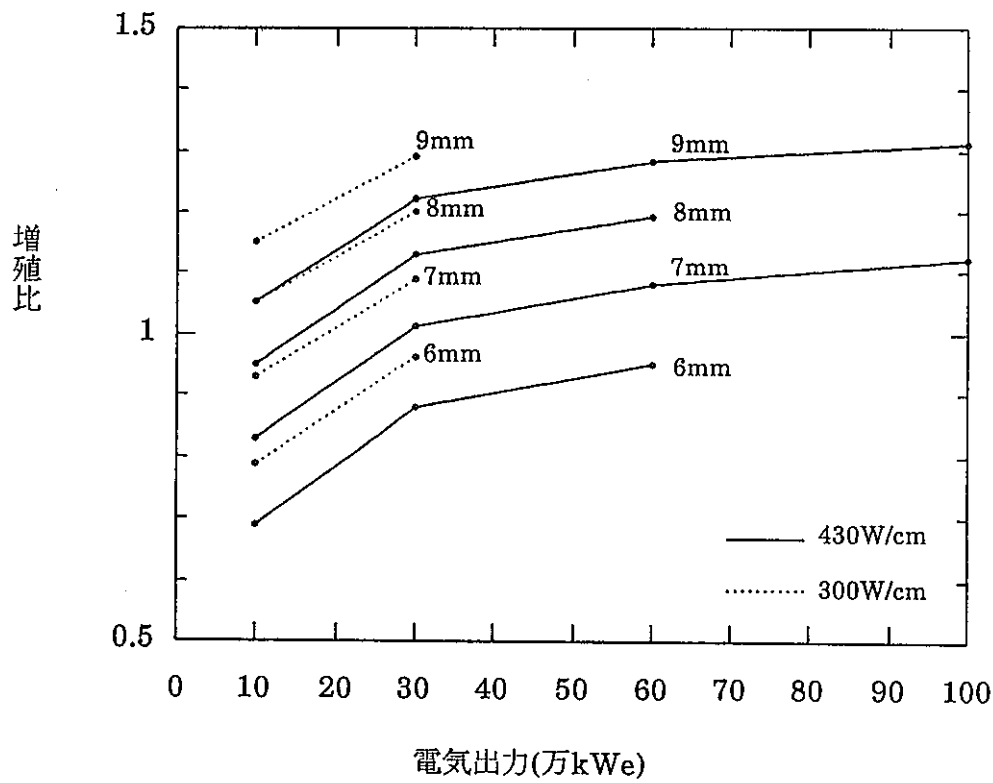


図2.5 増殖比

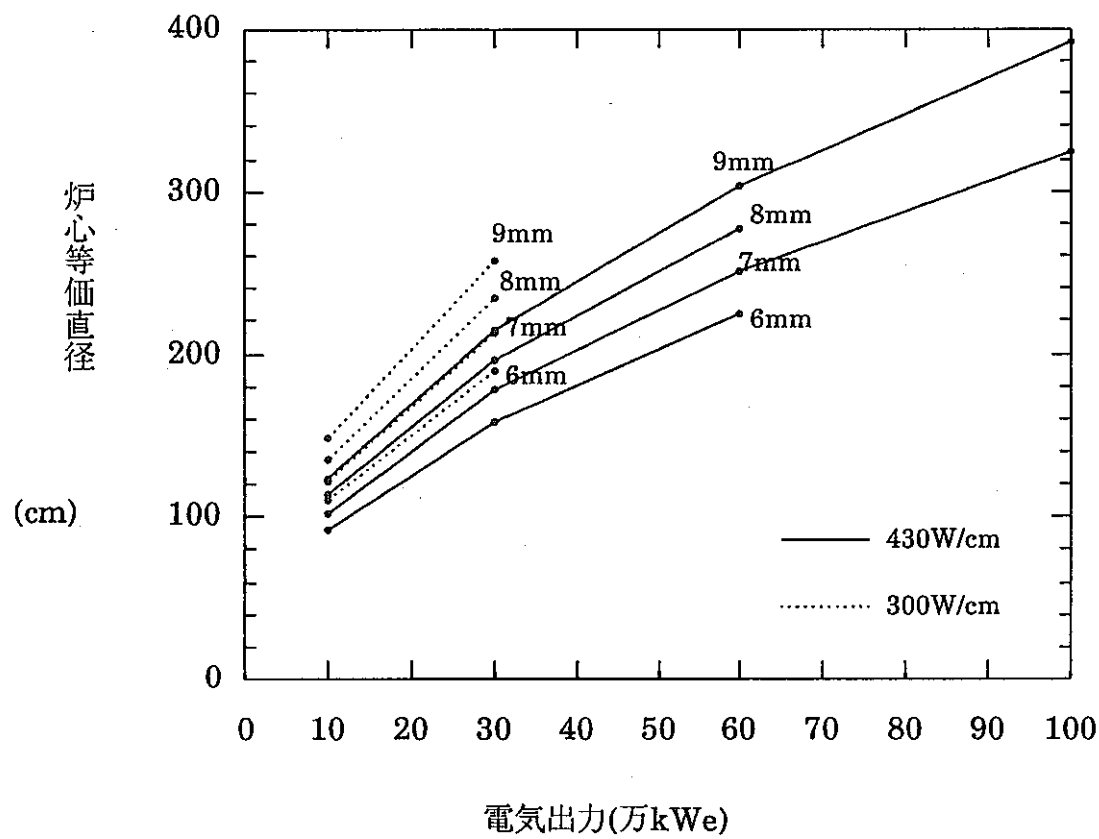


図2.6 炉心等価直径

2.2 安全性の検討

反応度係数を計算し、出力規模による反応度特性を明らかにする。準静的な反応度バランスによりULOFの整定温度、UTOPの最大線出力を計算し、ATWSを緩和できる可能性を有する炉心の基準仕様を選定する。

2.2.1 反応度係数・等温度係数の計算

中小型の反応度特性を把握するために、プル富化度調整パラメータサーベイに基づき、CITATION・PERKY・FBRDBコードを用いて、反応度係数・等温度係数の計算を行った。

(1). 反応度係数

反応度係数および動特性パラメータを表2.6に示す。

(2). 形状係数

形状係数を表1に示す。また形状係数の出力・炉心径依存性を図2.7～8に示す。

高さ係数についてはどの炉心とも炉心高さを一定としているため殆ど変わらない。半径係数については炉心半径が小さくなるに従い大きくなる。

(3). 等温度係数

等温度係数を表2.7・図2.9に示す。

- ① ドップラー温度係数は、出力の低下に伴いプル富化度が増加し、U-238の割合が減少するため絶対値が小さくなる。(図2.10参照)

またピン径を細くした場合(燃料体積比小)は、プル富化度が増加し、絶対値が小さくなる。またピン径を太くした場合は、プル富化度の減少割合が相対的に小さいので、出力30万kWeでは大きな差が生じていない。(図2.11参照)

またドップラー温度係数はプル富化度に対して、直線的に変化する。

- ② 燃料温度係数は、出力の低下(炉心径小)に伴い絶対値が大きくなる。
ピン径については30万kWe以下(炉心直径200cm以下)では若干依存性を持つようである。

- ③ 冷却材温度係数は、出力の低下(炉心径小)に伴い小さくなるが、10万kWeでも正の値である。

ピン径については、細径化すると炉心径が減少し、プル富化度が増加するので、細径のほうが若干小さくなる。

- ④ ドップラー温度係数・燃料温度係数・冷却材温度係数の出力依存性は30万kWe以下で大きくなる。

- ⑤ 炉心支持板温度係数は出力30万kW以下(炉心直径200cm以下)で絶対値が大きくなるが、出力依存性はドップラー温度係数等に比べると小さい。

表2.6 反応度係数(炉心部)・形状係数(炉心部)・動特性パラメータ

出力	10万kWe		30万kWe				60万kWe
最大線出力	300W/cm	430W/cm	300W/cm	430W/cm			430W/cm
ピン径	8.0mm	8.0mm	8.0mm	6.0mm	8.0mm	9.0mm	8.0mm
ドブラー係数 ($\times 10^{-4} Tdk/dT$)	-69.51	-59.39	-85.42	-63.46	-77.77	-80.88	-84.76
燃料密度係数 ($\times 10^{-3} \Delta k/k \Delta \rho/p$)	367.0	386.9	318.0	366.1	327.7	312.8	306.9
構造材密度係数 ($\times 10^{-3} \Delta k/k \Delta \rho/p$)	-39.69	-33.23	-54.01	-52.25	-50.5	-48.3	-56.81
冷却材密度係数 ($\times 10^{-3} \Delta k/k \Delta \rho/p$)	-9.15	-6.67	-15.57	-12.61	-14.47	-14.63	-17.30
高さ係数 ($\Delta k/k/\Delta H/H$)	—	0.14788	—	—	0.15621	—	(0.14145)*
半径係数 ($\Delta k/k/\Delta R/R$)	—	0.24478	—	—	0.14152	—	(0.09322)*
実効遅発中性子割合 $\beta_{eff}(\times 10^{-3})$	3.545	3.361	3.840	3.748	3.717	3.661	3.867
即発中性子寿命 $l_p(\times 10^{-7})$	3.814	3.697	3.988	4.249	3.896	3.717	3.980

* 今回計算したものではなく62年度60万kWeレファレンス炉心(217本バンドル・ピン径7.8mm・ブル富化度平均17.7w/o等)の値である。

表2.7 等温温度係数(炉心部)

出力	10万kWe	30万kWe				60万kWe
最大線出力	430W/cm	300W/cm	430W/cm			430W/cm
ピン径	8.0mm	8.0mm*	6.0mm*	8.0mm	9.0mm*	8.0mm**
ドプラ温度係数 ($\times 10^{-6} \Delta k / k k' / ^\circ C$)	-4.235	-6.092	-4.525	-5.545	-5.768	-6.044
燃料温度係数 ($\times 10^{-6} \Delta k / k k' / ^\circ C$)	-3.519	-2.382	-3.089	-2.524	-2.305	-2.4362
冷却材温度係数 ($\times 10^{-6} \Delta k / k k' / ^\circ C$)	2.399	4.387	3.551	4.075	4.123	4.873
支持板温度係数 ($\times 10^{-6} \Delta k / k k' / ^\circ C$)	-9.474	-8.902	-9.154	-8.887	-8.707	-8.952
被覆管温度係数 ($\times 10^{-6} \Delta k / k k' / ^\circ C$)	0.782	1.363	0.995	1.271	1.356	1.485
ラッパ管温度係数 ($\times 10^{-6} \Delta k / k k' / ^\circ C$)	0.358	0.598	0.573	0.559	0.534	0.6375

* 炉心径に対する内挿により求めた形状係数を使用して等温度係数を算出した。

** 62年度60万kWeレファレンス炉心の形状係数を使用して等温度係数を算出した。

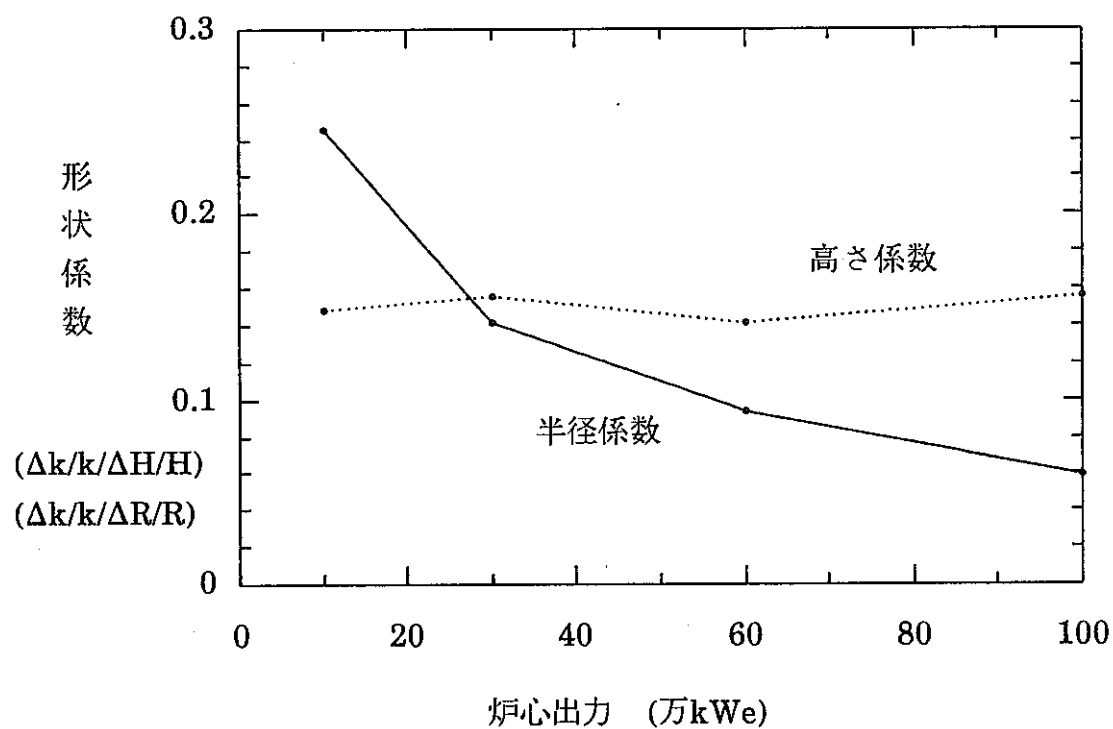


図2.7 形状係数の出力依存性

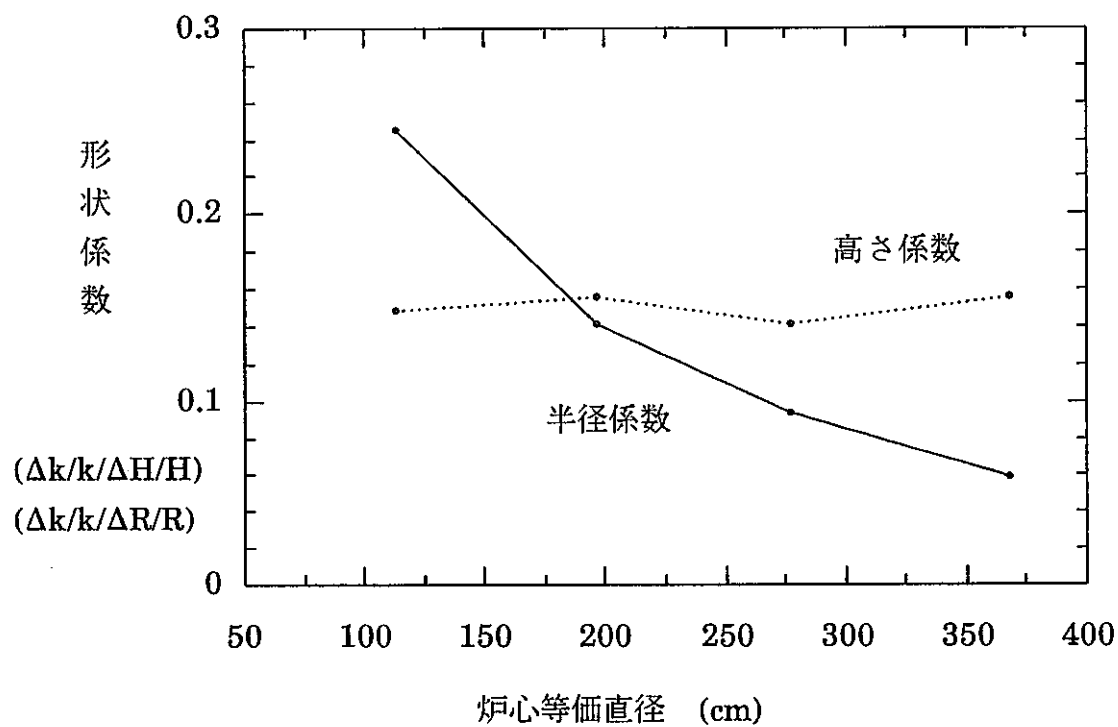


図2.8 形状係数の炉心径依存性

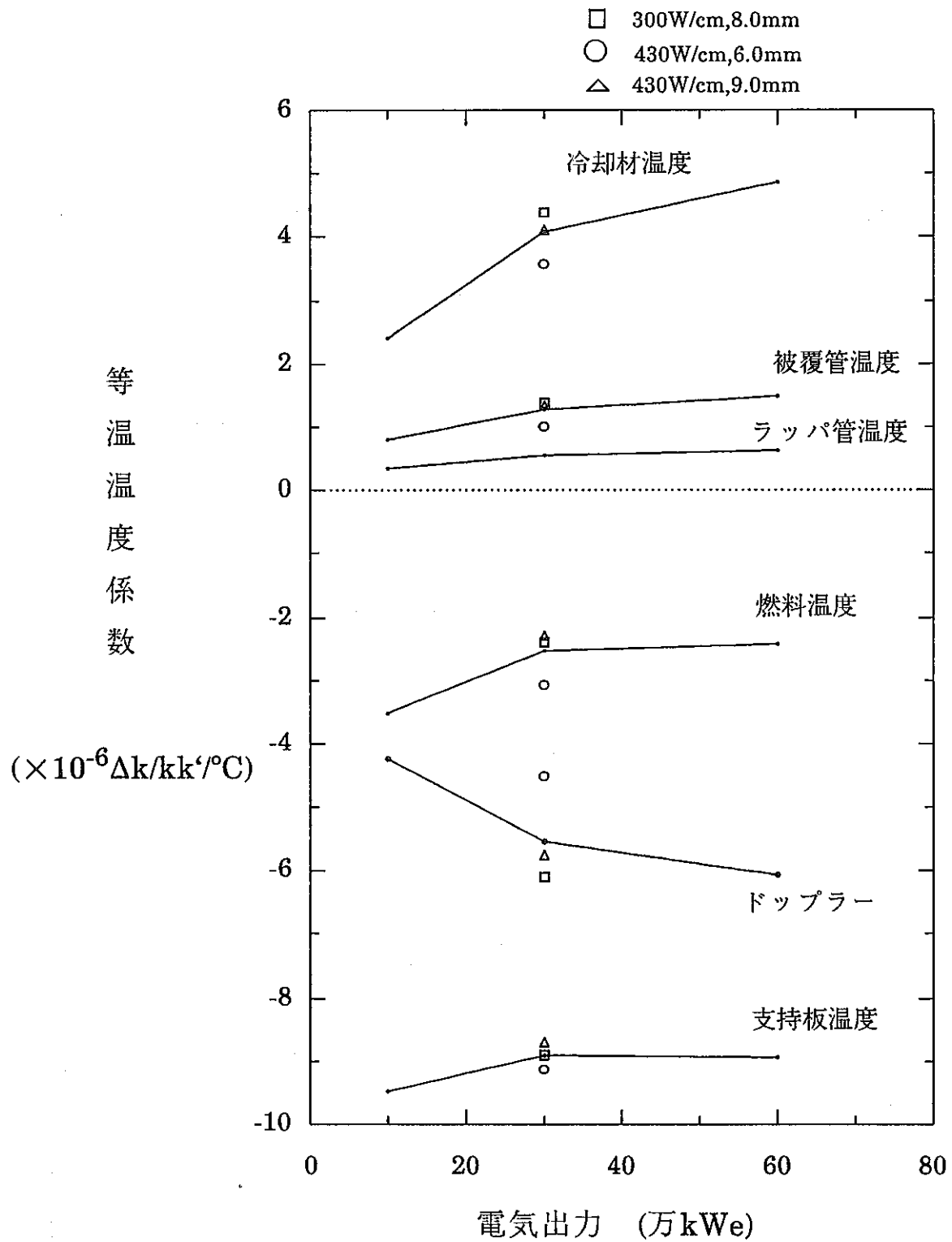


図2.9 炉心等温度反応度係数

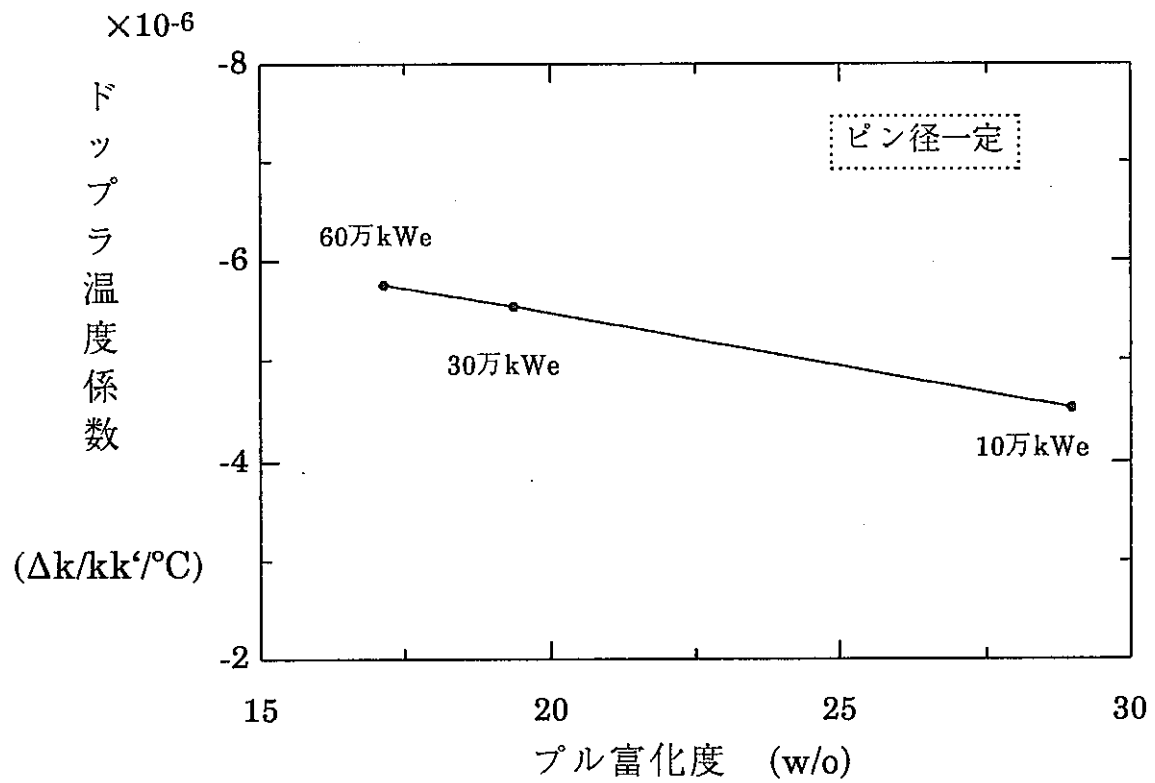


図2.10 出力に対するプル富化度とドップラ温度係数

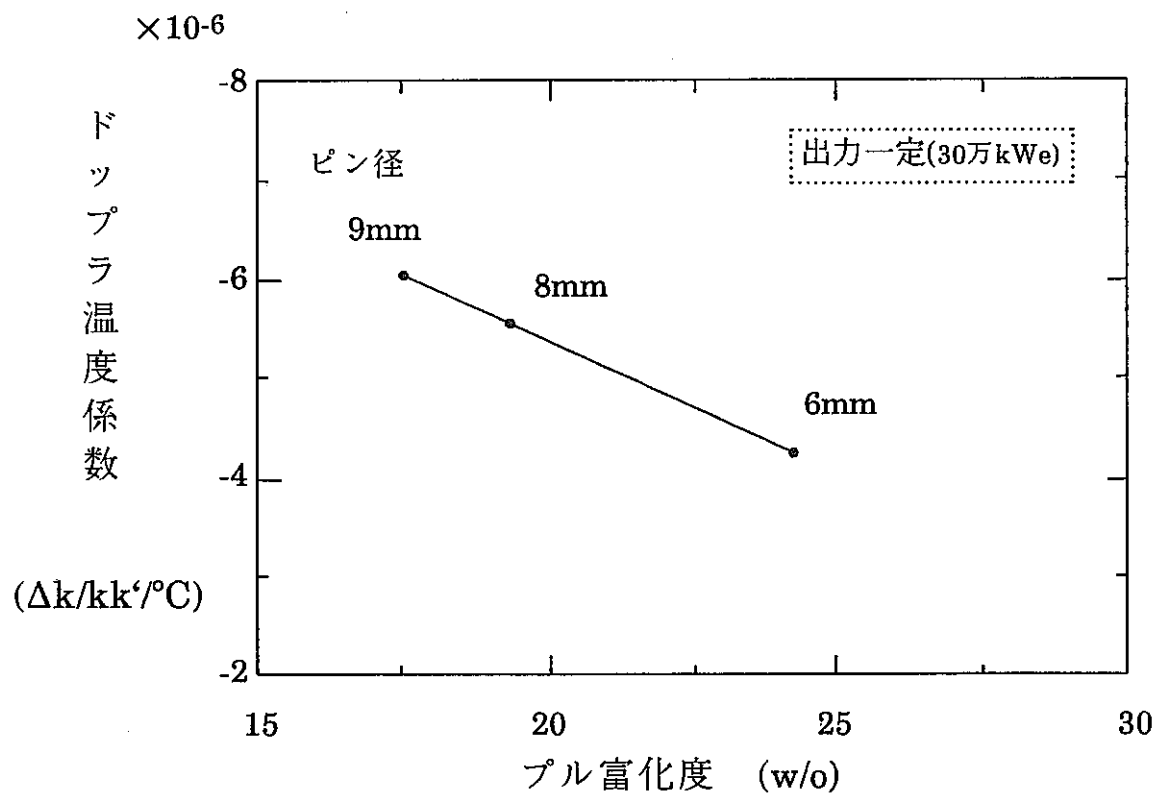


図2.11 ピン径に対するプル富化度とドップラ温度係数

2.2.2 準静的な過渡評価

PRISM酸化物炉心並みの安全性を有する炉心を構築することを目標に、準静的な反応度バランスからULOF・UTOPについて出力規模等による特性を検討し、ATWSに対応できる可能性をもつ炉心の基準仕様を選定する。

(1)準静的な反応度バランス

準静的な反応度バランスは下式で表される。

$$\Delta\rho = (P/P_0 - 1)A + (P/P_0 \cdot F/F_0 - 1)B + \delta T_{in}C + \Delta\rho_{ext} \quad \text{-----} \quad (2.1)$$

P, F = 出力・流量、添字₀ 定格状態

δT_{in} = 冷却材入口温度変化

$\Delta\rho_{ext}$ = 反応度外乱(制御棒引抜き等による投入反応度)

A, B, C = 反応度パラメータ(仮称)

A = 正味の出力反応度(出力-流量比一定で出力の変化により生じる反応度、ドップラー・燃料温度反応度、 $\% \Delta k/k'$)

B = 出力-流量比反応度(出力-流量比の変化により、冷却材・燃料温度等が変わり生じる反応度フィードバック、ドップラー・燃料温度・冷却材温度反応度等、 $\% \Delta k/k'$)

C = 入口温度反応度係数(入口温度の変化により生じる反応度フィードバック、ドップラー・燃料温度・冷却材温度・支持板膨張反応度等、 $\% \Delta k/k' / ^\circ C$)

$(A+B)$ = ゼロ出力から定格出力・流量状態への反応度変化 $((A+B)/P_0$ は出力係数に相当する。)

	ドップ ラー	燃料膨 張	冷却材 温度	構造材 温度	フラワ リング	支持板 膨張	冷却材出 入口温度 差	冷却材燃 料温度差
A	(α_D)	$+\alpha_E$						$) \times \Delta T_F$
B	(α_D)	$+\alpha_E$	$+\alpha_C$	$+\alpha_S$	$+2\alpha_F$		$) \times \Delta T_C / 2$	
C	α_D	$+\alpha_E$	$+\alpha_C$	$+\alpha_S$		$+\alpha_G$		

各炉心の反応度係数、 A, B, C を表2.8および図2.12に示す。

過渡状態において熱伝達や遅発中性子が平衡と見なせる程度にゆるやかな変化であれば、(2.1)式を用いてある時点の出力・温度等を求めることができ、固有の安全性についての傾向を検討することができる。

(2)ULOF(unprotected loss of flow)

準静的な反応度バランスから、ULOFの整定温度等について検討する。

『シナリオ』全電源が喪失し一次系・二次系の全ポンプがコストダウンする。その結果、出力-流量比が増大、冷却材温度が上昇する。また二次系による除熱量が低下するのでやがて炉心入口温度も上昇する。準静的な状態を想定しているので、出力-流量比の増加・炉心入口温度上昇に対しフィードバック反応度は負であり、出力は反応度がバランスするまで低下する。

『整定温度計算』炉心入口温度上昇はBOPに依存するものであるが、ここでは整定時の出力が定格に比べ十分小さく($P/P_0 \sim 0$)、出力-流量比がある値になるものと仮定し、反応度バランスから炉心入口温度上昇・冷却材出入口温度差・冷却材出口温度(整定温度)を求める。

整定時の冷却材出口温度は(1)式より

$$T_{out} = T_{in}^0 + \frac{P/P_0}{F/F_0} \Delta T_c^0 + \frac{1}{C} \left[A - B \left(\frac{P/P_0}{F/F_0} - 1 \right) - \Delta p_{ext} \right]$$

T_{in}^0 = 定格時冷却材入口温度

ΔT_c^0 = 定格時冷却材出入口温度差

①出力-流量比=2 (出力4%、流量2%とする)

$$T_{out} = T_{in}^0 + 2\Delta T_c^0 + \frac{1}{C}(A - B) \quad , \quad \Delta p_{ext} = 0$$

②出力-流量比=0 (出力の低下が流量の低下に比べて十分小さい)

$$T_{out} = T_{in}^0 + \frac{1}{C}(A + B) \quad , \quad \Delta p_{ex} = 0$$

③出力-流量比= $A/B + 1$ (冷却材入口温度上昇=0の時)

$$T_{out} = T_{in}^0 + \left(\frac{A}{B} + 1 \right) \Delta T_c^0 \quad , \quad \Delta p_{ext} = 0$$

『冷却材出口温度を650℃とするための投入反応度』上記の①～③の条件で整定時の冷却材出口温度を構造材の温度制限である650℃とするために反応度バランス上さらに必要な投入反応度を求める。

『計算結果』

a. 反応度パラメータ(A,B,C)

ULOFでは出力低下による反応度(燃料温度低下によるドップラー・燃料温度反応度)を冷却材温度上昇等による反応度で補償しなければならない。このため反応度パラメータ(A,B,C)には下表に示すような条件が要求される。

出力の小型化等の方策により反応度パラメータは下表のようになる。出力の小型化は冷却材温度反応度を小さくし、支持板膨張効果を大きくするのでBを大きくでき。低線出力化は、定格状態の燃料温度を低くし、出力低下による温度低下を小さくするのでAを小さくする。

	A	B	C
要求	負で絶対値小	負で絶対値大	負で絶対値大
出力小型化	若干小	大	大
ピン細径化	若干小	若干大	若干大
低線出力化	小	同じ	同じ
(ドップラー低減)	(小)	(小)	(小)

b. 整定温度

整定温度(冷却材出口温度①～③)を表2.9に示す。冷却材出口温度は冷却材入口温度が変わらないとした③が最も大きく、出力-流量比をゼロ(自然循環流量が大きい時)とした②が最も小さくなる。

図2.13に示すように原子炉の小型化により整定温度は低下する。

また線出力の低下・ピン細径化・ドップラー反応度低減については、いずれも整定温度を低下させる。各方策による温度低下は線出力低減効果が大きい。

整定時の出力-流量比が0～2の時の最大線出力に対する冷却材出口温度を図4に示す。整定温度制限を満たすには線出力を低下させればよい。自然循環流量が十分確保される(P/F～0)とすると、図2.14から各出力規模で線出力を下表のまで低下させる必要がある。

	10万kWe	30万kWe	60万kWe
最大線出力	約250W/cm	約180W/cm	約160W/cm

(注)ピン径8.0mmの整定温度から(P/F～0の時)

この表のように出力規模10万kWeであれば過度に線出力を低下させることなく整定温度制限を満たすことができる。

c.外部反応度

整定温度を650°Cとするために必要な反応度投入量($\Delta\rho_{\text{ext}}$)を表2.9および図2.14に示す。炉心の小型化・線出力低減によって反応度投入量は小さくなる。

『結論』

a.ULOFの整定温度は出力の小型化に従って低下する。

b.線出力の低減効果は大きく、低線出力にすることで整定温度を制限以下にできる。

c.10万kWe最大線出力250W/cmで自然循環流量が十分確保されれば、制限温度(650°C)以内にできる。

d.また、なんらかの機構(ex. GEM)で外部から負の反応度を投入する場合には、整定温度を制限温度以内にするための線出力低下の割合を小さくすることができる。

(3)UTOP(unprotected transient over power)

準静的な反応度バランスからUTOPでの最大線出力を求め、投入反応度の制限について検討する。

『シナリオ』

制御棒の誤引抜き等により反応度が投入され出力が上昇する。出力の上昇により燃料温度・冷却材温度が高くなるので負の反応度フィードバックが働き、投入反応度が補償される。

『最大出力・最大線出力の計算』

準静的な反応度バランスからUTOPでの最大出力・最大線出力を計算する。冷却材入口温度・冷却材流量は変化しないものとする。最大出力・最大線出力は下式で表される。(出力ピーキングは変わらないとする。)

$$P = P_0 \left(1 - \frac{\Delta\rho_{TOP}}{A + B} \right), \quad P = \text{出力}$$

$$q = q_0 \frac{P}{P_0} \left(1 - \frac{\Delta\rho_{TOP}}{A + B} \right), \quad q = \text{最大線出力}$$

投入反応度が1ドル・60セントの場合の最大出力・最大線出力を計算する。

『最大線出力を限界線出力とする投入反応度』

熔融限界線出力を500W/cmとして、この線出力で反応度がバランスするような投入反応度を求める。

『計算結果』

a. 反応度パラメータ

UTOPでは投入反応度を出力上昇による反応度で補償しなければならないので、出力変化による反応度パラメータ(A+B)は負で絶対値が大きい(出力係数が負で大きい)ほうが望ましい。

出力の小型化により(A+B)の絶対値はわずかに小さくなる。また低線出力(30%低減)では20~30%程度小さくなる。

	A+B
要求	負で絶対値大
出力小型化	若干小
ピン細径化	若干小
低線出力化	小

b. 最大出力・最大線出力

最大出力・最大線出力を表2.10、図2.15に示す。投入反応度・定格線出力が同じとき、出力規模が変わっても最大出力・最大線出力はわずかに増加するだけで、あまり変わらない。同様にピン細径化にたいしてもあまり変わらない。これはa.で述べたように(A+B)の値(出力係数に相当)が大きく変化しないためである。また線出力を低減した場合は(A+B)が小さく(すなわち出力係数が小さく)なるので、最大出力は大きくなる。しかし、定格線出力がもともと低いので最大線出力としては小さい。

UTOPにおいても線出力低減効果は大きい。

c. 最大線出力を限界線出力とする投入反応度

最大線出力を限界線出力とする投入反応度を表2.10に示す。投入反応度は線出力にたいする感度が大きい、出力規模・ピン径にはほとんど依存しない。定格最大線出力にたいする投入反応度の制限を次表にまとめる。

d. 燃焼反応度の制限値

定格最大線出力 (W/cm)	投入反応度の制限 (% $\Delta k/kk'$)
430	0.1
250	0.4
180	0.55
160	0.6

c.の検討の基づき燃焼反応度の制限について検討する。定格出力状態で制御棒の補償する反応度は燃焼反応度である。制御棒の1本引抜きを想定すると、その制御棒引抜きによる投入反応度がc.で求めた反応度以下であればUTOPの最大線出力を溶融限界線出力以下とすることができる。

炉心には数本の制御棒が存在し、各制御棒ワースは異なるが、燃焼反応度の制限を[投入反応度の制限 $\times$ 制御棒本数]とする。燃焼反応度は下表のようになる。

燃焼反応度の制限

制御棒本数	6本	8本	10本
定格最大線出力 430(W/cm)	0.6% $\Delta k/kk'$	0.8% $\Delta k/kk'$	1.0% $\Delta k/kk'$
定格最大線出力 250(W/cm)	2.5% $\Delta k/kk'$	3.3% $\Delta k/kk'$	4.1% $\Delta k/kk'$
定格最大線出力 180(W/cm)	3.4% $\Delta k/kk'$	4.5% $\Delta k/kk'$	5.6% $\Delta k/kk'$
定格最大線出力 160(W/cm)	3.7% $\Delta k/kk'$	5.0% $\Delta k/kk'$	6.2% $\Delta k/kk'$

『結論』

a.UTOPの最大出力は炉心出力にはほとんど依存しない。投入反応度が大きいほど最大出力が大きくなる。線出力を低減すると同じ反応度投入に対し最大線出力は低下する。

b.UTOPについては線出力を低減し、投入反応度を制限することで対応できる。

c.定格線出力250W/cmで投入反応度の制限は0.4% $\Delta k/kk'$ 程度である。

d.UTOPの投入反応度は燃焼反応度と制御棒本数で決まるので、制御棒本数6本で定格線出力250W/cmのとき燃焼反応度を約2.5% $\Delta k/kk'$ 以内にする必要がある。

(4).ULOFの整定温度・UTOPの最大線出力の制限に対応できる炉心

(2)~(3)の検討に基づき、ULOFの整定温度・UTOPの最大線出力の制限に対応できる炉心の基準仕様を選定する。(ただしULOFでは流量が十分確保されるものとする。)

ULOFから最大線出力を決める。

UTOPから燃焼反応度を決める。

出力10,30万kWeの炉心は下表に示すようになる。

出力	10万kWe	30万kWe
最大線出力	約250W/cm以下	約180W/cm以下
燃焼反応度	約2.5% $\Delta k/kk'$ 以下	約3.4% $\Delta k/kk'$ 以下

ただし、制御棒本数を6本とする。

炉心パラメータサーベイ(均質2領域炉心)による出力10・30万kWeの燃焼反応度の計算値および燃焼度を図2.16~17に示す。燃焼反応度を制限以下とすると燃焼度は5~6万MWd/t程度となり、サイクルコストは悪化すると考えられる。

2.2.3炉心の基準仕様

- ①ULOFに対しては、炉心を小型化(出力規模小)し、線出力を低減すること
で対応できる。
- ②UTOPに対しては、決められた線出力について投入反応度を制限(燃焼反
応度と制御棒本数)することに対応できる。
- ③本検討において、ULOFの長期的な整定温度とUTOPの最大線出力の制限
を満たす出力10,30万kWe炉心の基準仕様は以下のようになる。

出力	10万kWe	30万kWe
最大線出力	約250W/cm以下	約180W/cm以下
燃焼反応度	約2.5% $\Delta k/kk'$ 以下	約3.4% $\Delta k/kk'$ 以下

ただし、制御棒本数を6本とする。

(参考文献)

- ・ D.C.Wade and E.K.Fujita “Trends vs Reactor Size of Passive Reactivity Shutdown and Control Performance” CONF-8709192.-4
- ・ D.C.Wade and Y.I.Chang “The Integral Fast Reactor Concept: physics of Operation and Safety” NUCLEAR SCIENCE AND ENGINEERING:100,507-524(1988)

表2-8 炉心等温温度係数等

	10万kWe 430W/cm,8.0mm	30万kWe				60万kWe 430W/cm,8.0mm
		300W/cm,8.0mm	430W/cm,6.0mm	430W/cm,8.0mm	430W/cm,9.0mm	
ドブラー係数($\Delta k/kk'^{\circ}C$)	-4.235×10^{-6}	-6.092×10^{-6}	-4.525×10^{-6}	-5.545×10^{-6}	-5.768×10^{-6}	-6.044×10^{-6}
燃料温度係数	-3.519×10^{-6}	-2.382×10^{-6}	-3.089×10^{-6}	-2.524×10^{-6}	-2.305×10^{-6}	-2.4362×10^{-6}
冷却材温度係数	2.399×10^{-6}	4.387×10^{-6}	3.551×10^{-6}	4.075×10^{-6}	4.123×10^{-6}	4.873×10^{-6}
支持板膨張係数	-9.474×10^{-6}	-8.902×10^{-6}	-9.154×10^{-6}	-8.887×10^{-6}	-8.707×10^{-6}	-8.952×10^{-6}
炉心フラワリング係数*	-4.737×10^{-6}	-4.451×10^{-6}	-4.577×10^{-6}	-4.444×10^{-6}	-4.354×10^{-6}	-4.476×10^{-6}
被覆管温度反応度	0.782×10^{-6}	1.363×10^{-6}	0.995×10^{-6}	1.271×10^{-6}	1.356×10^{-6}	1.485×10^{-6}
ラッパ管温度反応度	0.358×10^{-6}	0.598×10^{-6}	0.573×10^{-6}	0.559×10^{-6}	0.534×10^{-6}	0.6375×10^{-6}
A ($\% \Delta k/kk'$)	-0.5428	-0.4152**	-0.5330	-0.5648	-0.5651	-0.5936
B ($\% \Delta k/kk'$)	-0.0958	-0.0772	-0.0816	-0.0774	-0.0753	-0.0731
C ($\times 10^{-6} \Delta k/kk'^{\circ}C$)	-13.69	-11.03	-11.65	-11.05	-10.77	-10.44
A/B	5.67	5.38	6.53	7.30	7.50	8.12
A+B ($\% \Delta k/kk'$)	-0.6386	-0.4924	-0.6146	-0.6422	-0.6404	-0.6667
(A+B)/C ($^{\circ}C$)	466	446	528	581	595	639
(A-B)/C	327	315	387	441	455	499

*炉心フラワリング係数=支持板膨張係数 $\times 1/2$ とした。**定格出力時の冷却材-燃料温度差を $490^{\circ}C(700^{\circ}C \times 300/430)$ とした。

表2-9 ULOF整定温度

	10万kWe 430W/cm,8.0mm	30万kWe				60万kWe 430W/cm,8.0mm
		300W/cm,8.0mm	430W/cm,6.0mm	430W/cm,8.0mm	430W/cm,9.0mm	
冷却材出口温度① (°C)	967	955	1027	1081	1095	1139
入口温度変化/出入口温度差 (°C)	327 / 280	315 / 280	387 / 280	441 / 280	455 / 280	499 / 280
$\Delta\rho_{ex}(\%\Delta k/kk)^*$	-0.43	-0.33	-0.44	-0.48	-0.48	-0.51
冷却材出口温度② (°C)	826	806	888	941	955	999
入口温度変化/出入口温度差 (°C)	466 / 0	446 / 0	528 / 0	581 / 0	595 / 0	639 / 0
$\Delta\rho_{ex}(\%\Delta k/kk)^*$	-0.24	-0.17	-0.28	-0.32	-0.33	-0.36
冷却材出口温度③ (°C)	1294	1253	1414	1522	1550	1637
$\Delta\rho_{ex}(\%\Delta k/kk)^*$	-0.44	-0.33	-0.45	-0.48	-0.48	-0.52
線出力低減時の出口温度①**	847	—	—	928	—	968
$\Delta\rho_{ex}(\%\Delta k/kk)^{**}$	-0.27	—	—	-0.31	—	-0.33
線出力低減時の出口温度②**	707	—	—	788	—	828
$\Delta\rho_{ex}(\%\Delta k/kk)^{**}$	-0.08	—	—	-0.15	—	-0.19
A**	-0.3799(小)	—	—	-0.3954(小)	—	-0.4155(小)
B, C**	(同じ)	—	—	(同じ)	—	(同じ)
ドブラー低減時の出口温度①***	935	—	—	1047	—	1112
$\Delta\rho_{ex}(\%\Delta k/kk)^{**}$	-0.35	—	—	-0.37	—	-0.40
A***	-0.454(小)	—	—	-0.448(小)	—	-0.467(小)
B***	-0.087(小)	—	—	-0.066(小)	—	-0.060(小)
C***($\times 10^{-4}$)	-12.42(小)	—	—	-9.39(小)	—	-8.62(小)

冷却材出口温度① $P/P_0/F/F_0=2.0$

(静定時の出力=4%・流量=2%としたとき)

冷却材出口温度② $P/P_0/F/F_0=0$ (静定時の出力低下割合が流量低下割合より十分大きい時、 $T_{out}=T_{in}^0+(A+B)/C$)冷却材出口温度③ $P/P_0/F/F_0=A/B+1$ ($\delta T_{in} \sim 0$ 、 $T_{out}=T_{in}^0+(A/B+1) \times \Delta T_c^0$)* $\Delta\rho_{ex}(\%\Delta k/kk)$ =冷却材出口温度(静定温度)を650°Cとするため更に必要な反応度***定格出力時の冷却材-燃料温度差を490°C(700°C $\times$ 300/430)とする事で線出力30%の低減を模擬した場合(B,Cの値は変わらない)**ドブラー係数を $\times 0.7$ とした場合

表2-10 UTOP最大出力・最大線出力

	10万kWe 430W/cm,8.0mm	30万kWe				60万kWe 430W/cm,8.0mm
		300W/cm,8.0mm	430W/cm,6.0mm	430W/cm,8.0mm	430W/cm,9.0mm	
A+B (% $\Delta k/kk'$)	-0.6386	-0.4924	-0.6146	-0.6422	-0.6404	-0.6667
最大出力(投入反応度1ドル*)	1.60	1.87	1.62	1.59	1.59	1.57
最大線出力 (W/cm)	688	561	697	684	684	675
最大出力(投入反応度0.6ドル)	1.36	1.46	1.37	1.36	1.36	1.34
最大線出力 (W/cm)	585	438	589	585	585	576
最大出力	1.16	1.67	1.16	1.16	1.16	1.16
最大線出力 (W/cm)	500	500	500	500	500	500
$\Delta\rho_{TOP}$ (% $\Delta k/kk'$)**	0.1	0.3	0.1	0.1	0.1	0.1
A+B (% $\Delta k/kk'$)*** (線出力低減)	-0.4757	—	—	-0.4728	—	-0.4886
$\Delta\rho_{TOP}$ (% $\Delta k/kk'$)*** (線出力低減)	0.3	—	—	0.3	—	0.3

* 1ドル=0.38% $\Delta k/kk'$ とした(全ケース)、60セント=0.228% $\Delta k/kk'$

** $\Delta\rho_{TOP}$ (% $\Delta k/kk'$) 最大線出力を溶融限界線出力(500W/cm)とする投入反応度

*** 定格出力時の冷却材-燃料温度差を490°C(700°C×300/430)とする事で線出力30%の低減を模擬した場合

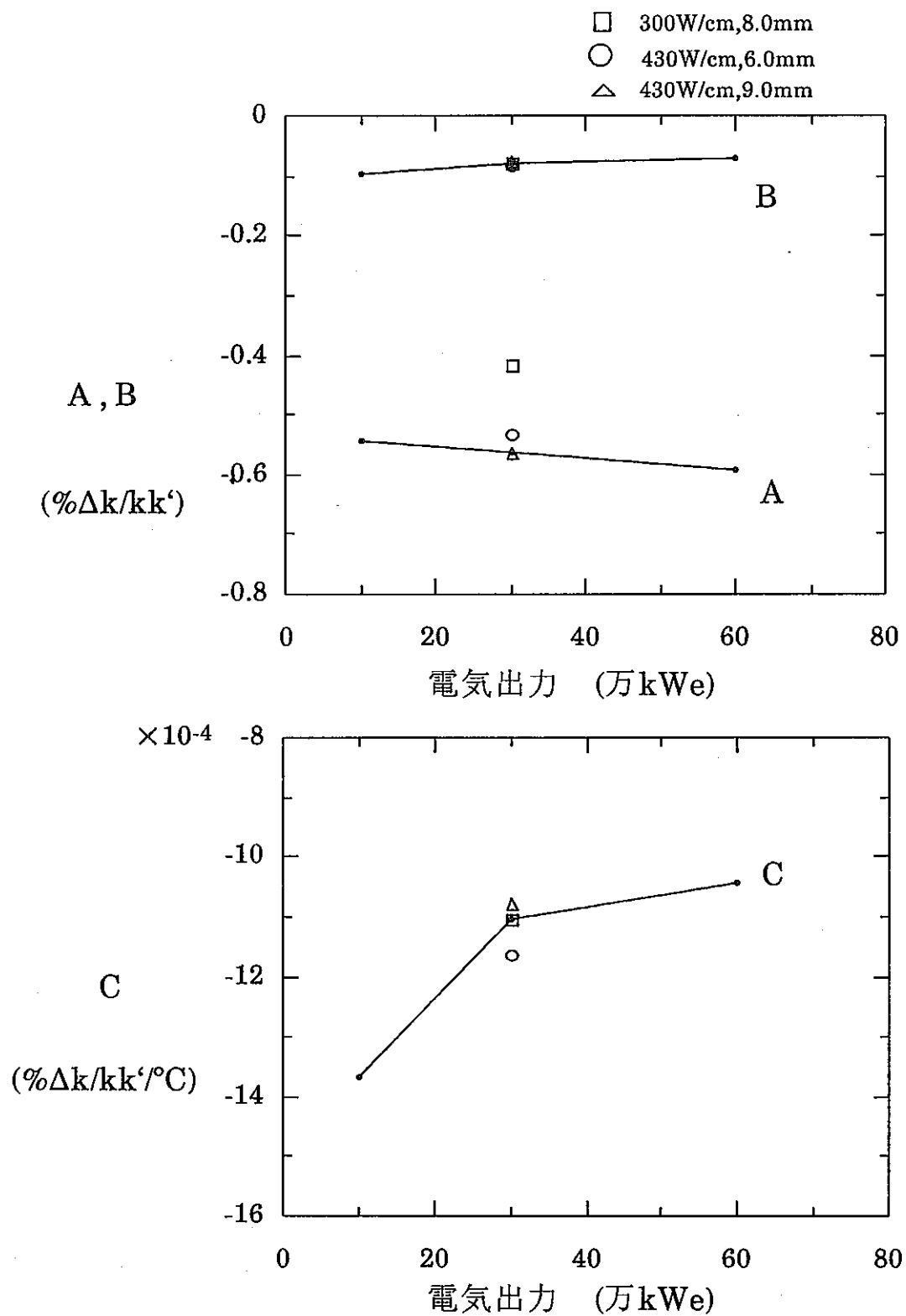


図2-12 反応度パラメータ

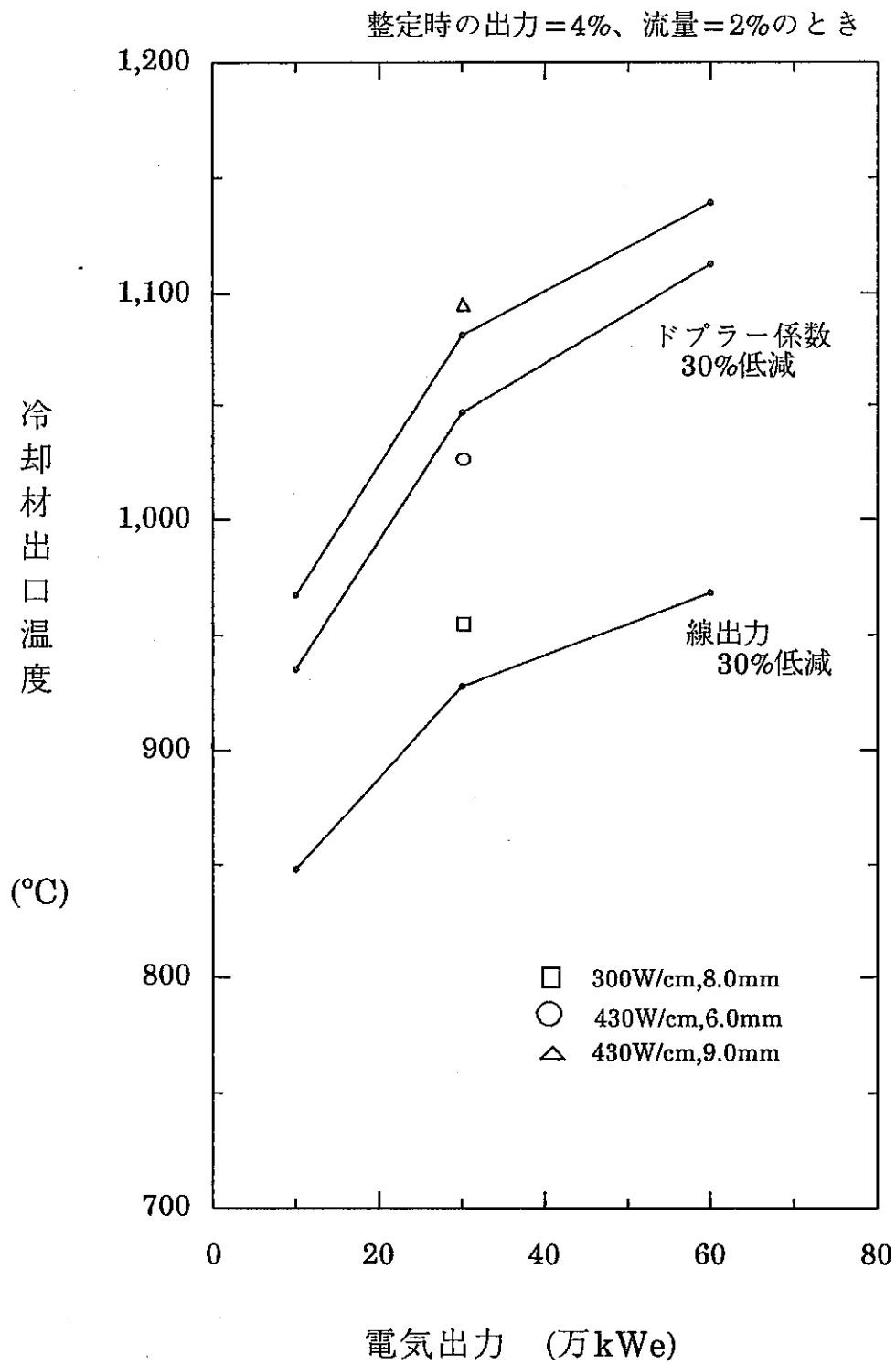
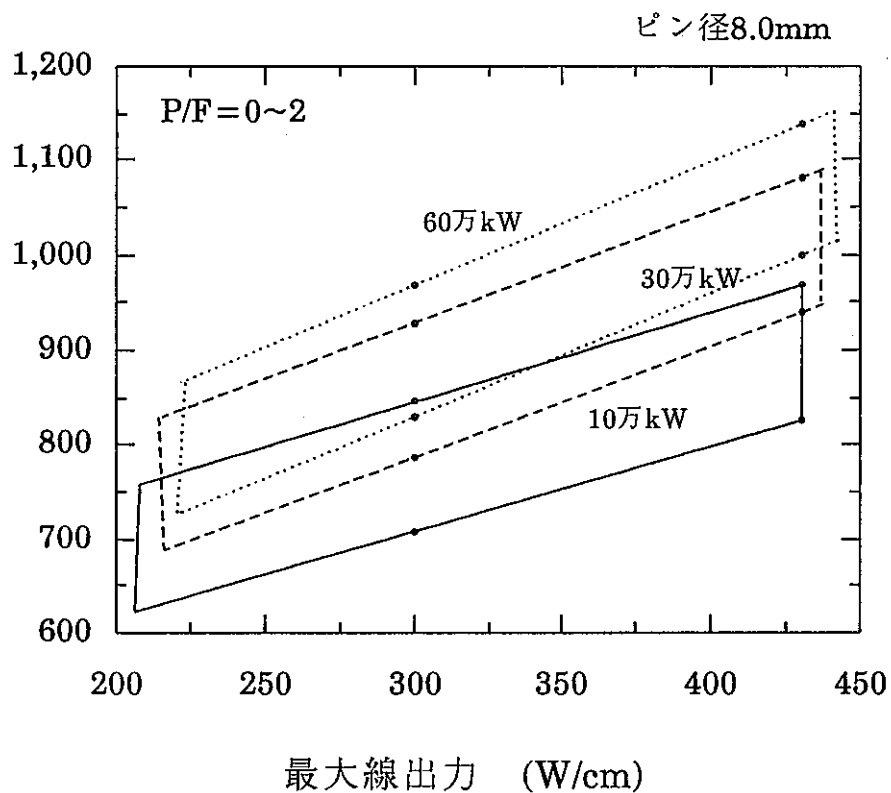


図2-13 ULOFの冷却材出口温度

ULOF

冷却材出口温度
(°C)

ULOF

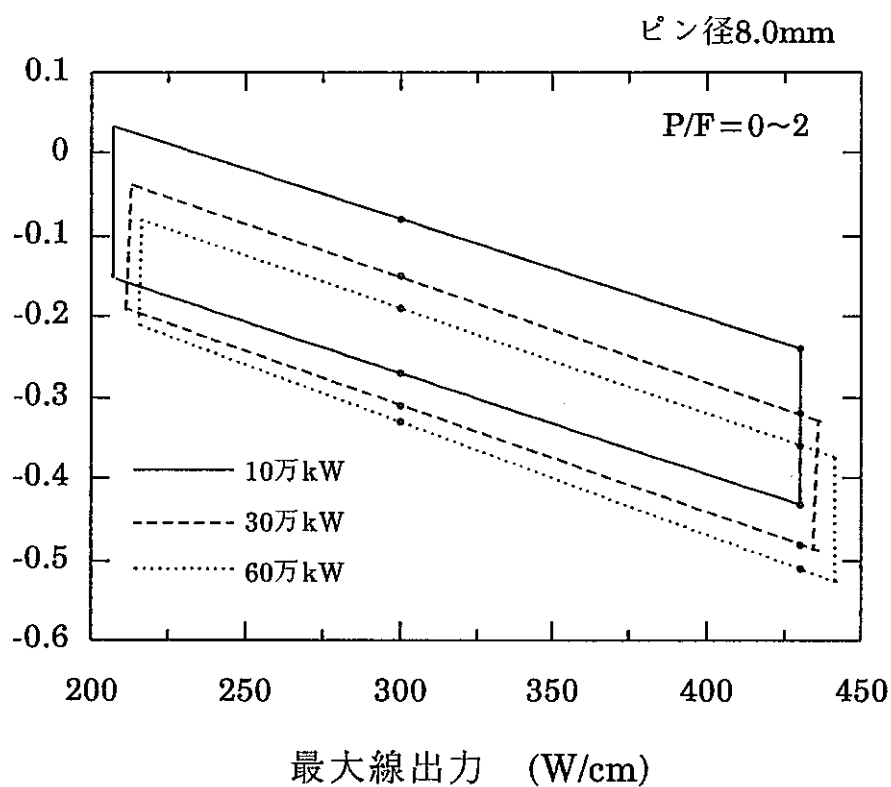
投入反応度
(%Δk/k')

図2-14 ULOFの冷却材出口温度と投入反応度

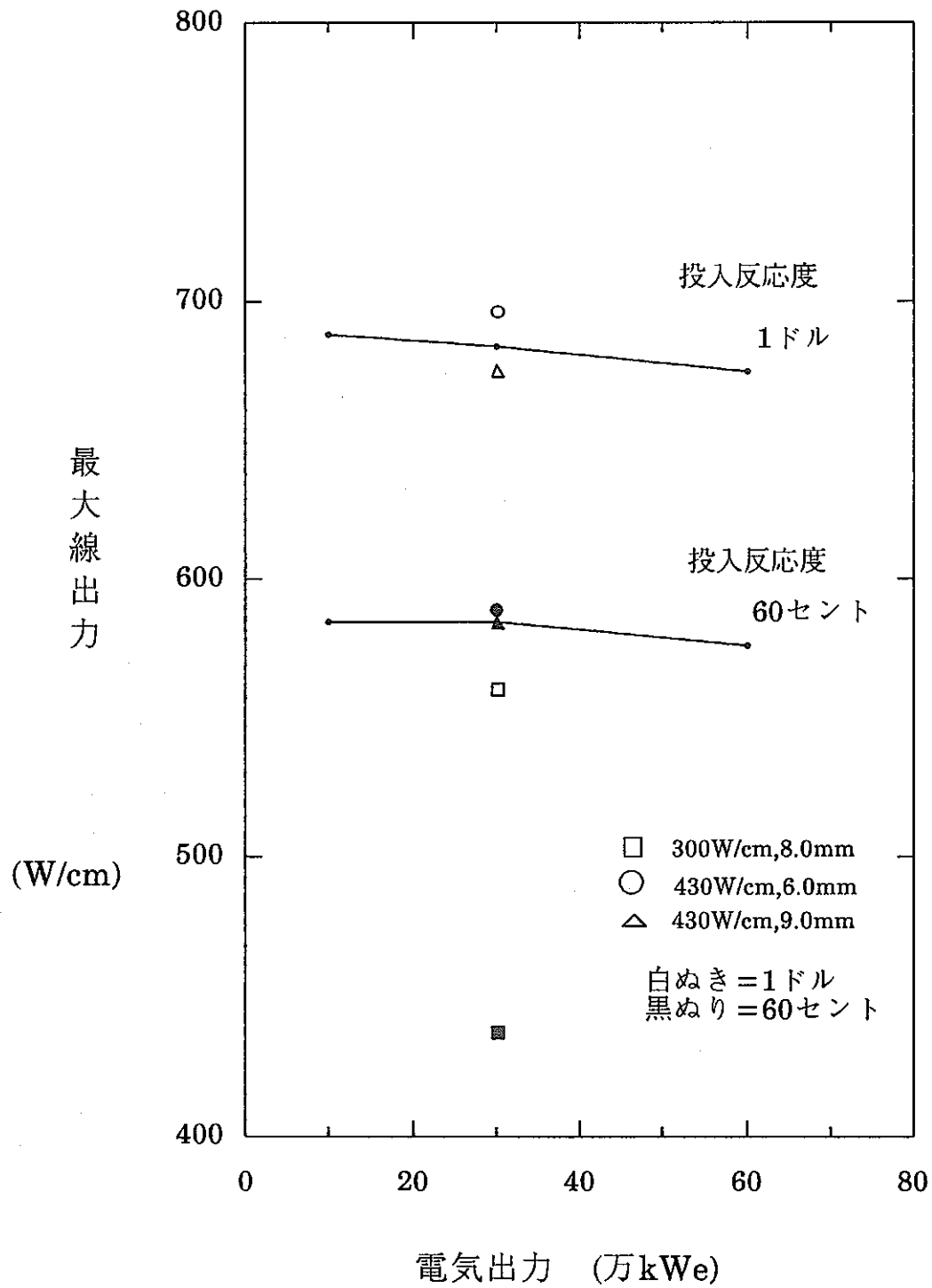


図2-15 UTOPの最大線出力

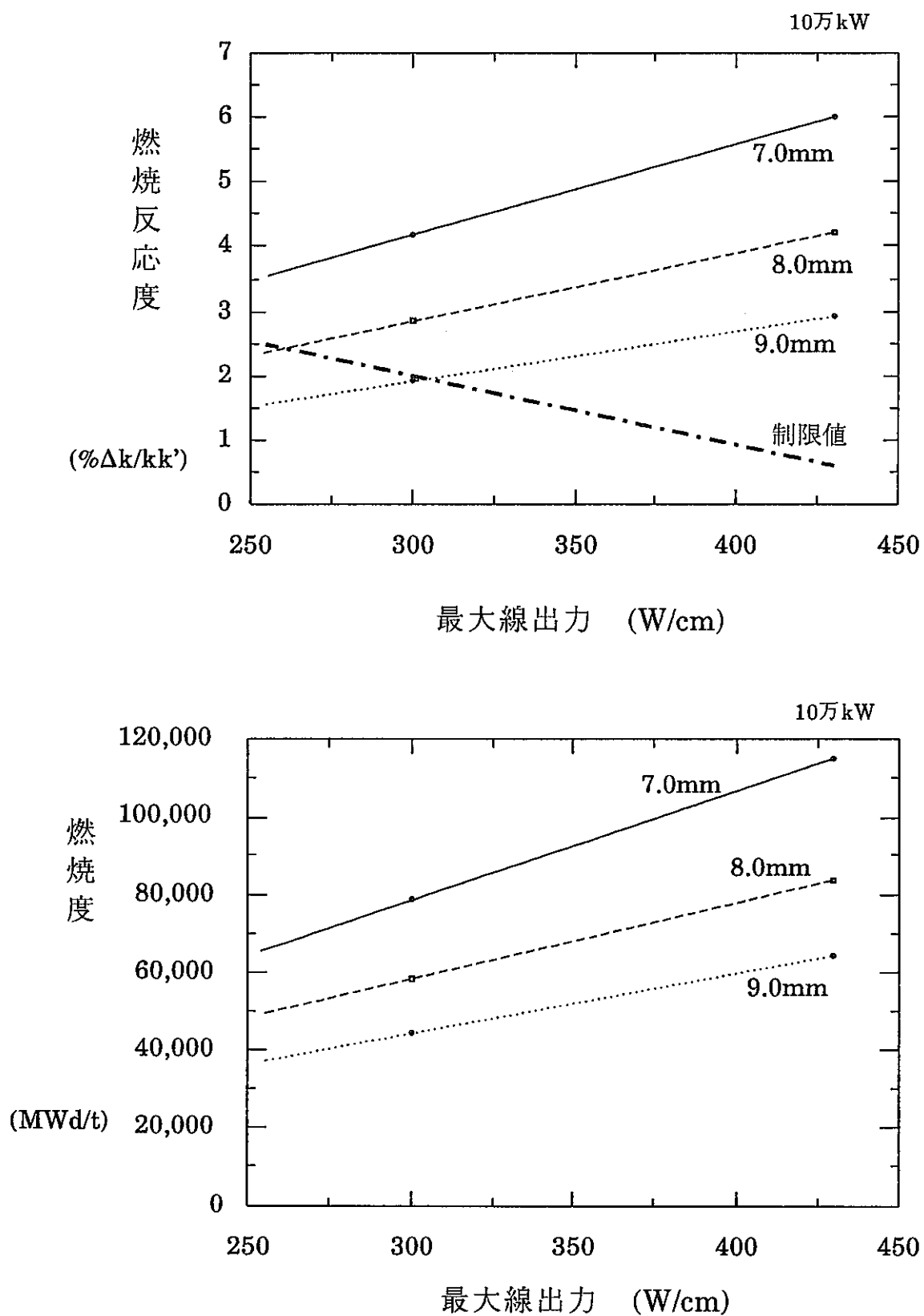


図2-16 10万kWの燃焼反応度・燃焼度

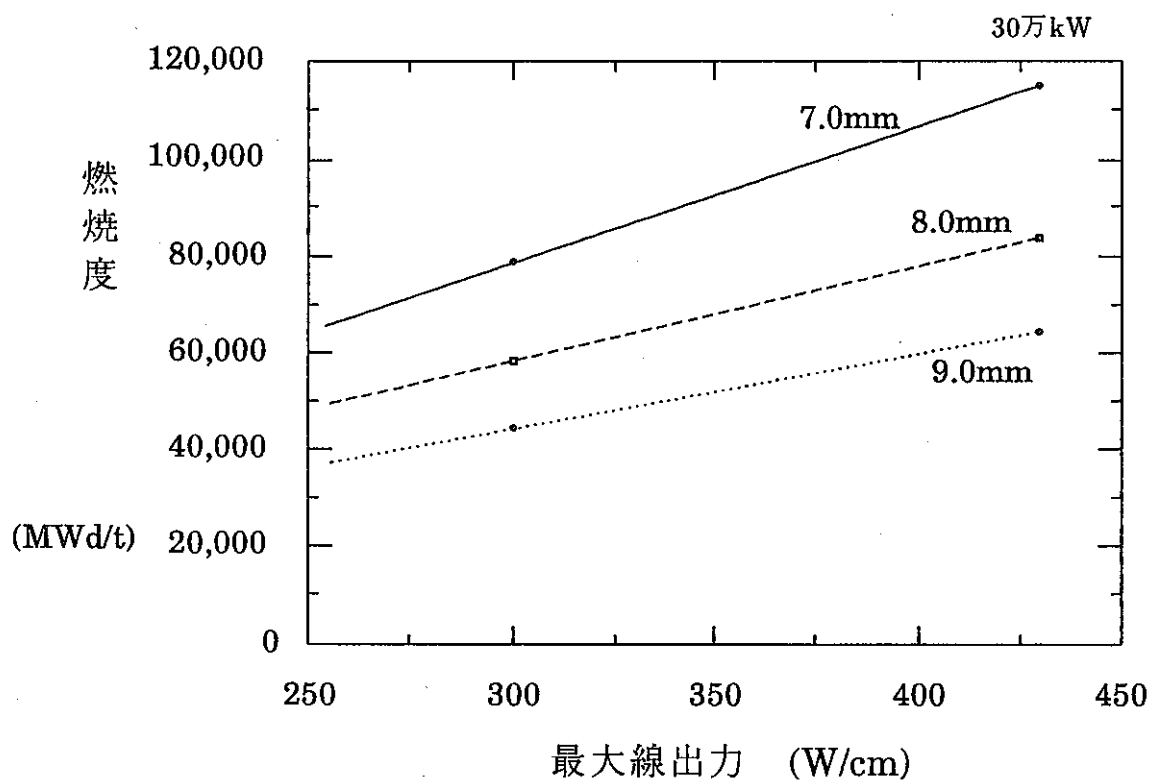
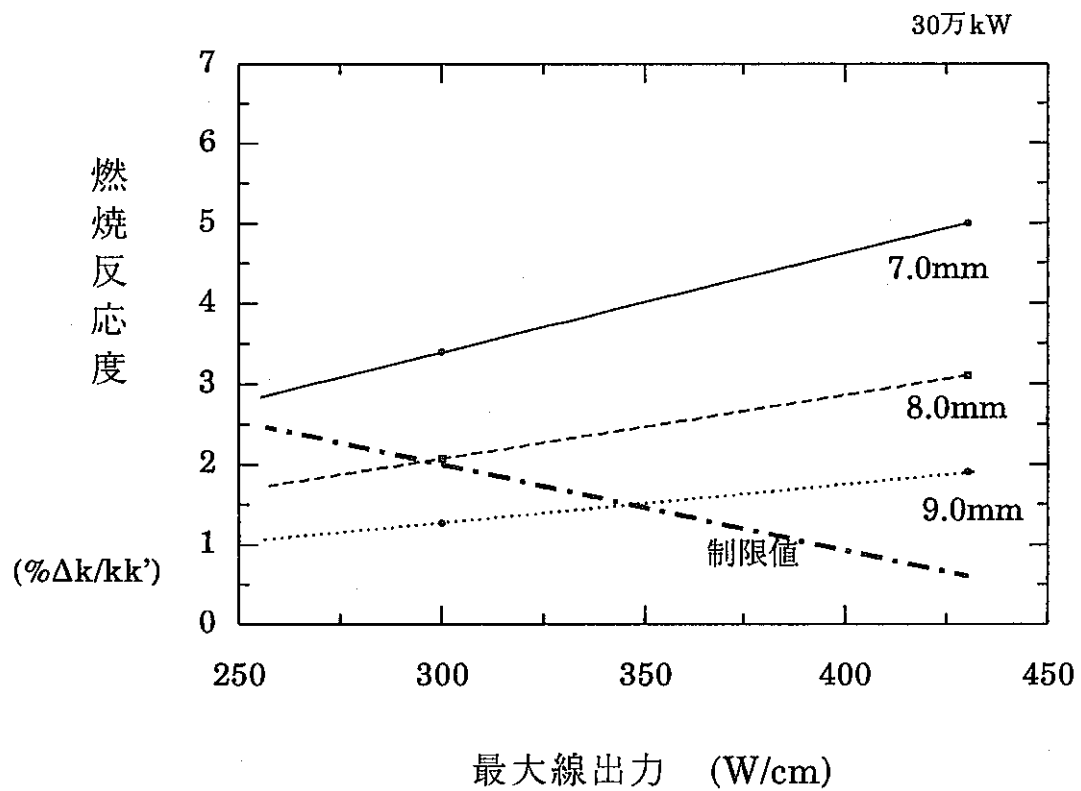


図2-17 30万kWeの燃焼反応度・燃焼度

2.3 燃焼反応度低減方策の検討

準静的な過渡評価により、線出力を低減し燃焼反応度を制限することで ULOF・UTOP等のATWSに対応できる可能性を有することがわかった。しかし、線出力の低減によって燃焼度が低下するので、燃料サイクルコストが高くなる。このため燃焼反応度を低減し、運転サイクルの長期化等により燃焼度を高める必要がある。

そこで燃焼反応度の低減方策について検討する。

(1) 基準炉心の設定

本検討は燃焼反応度低減方策であるので出力規模としては燃焼反応度低減のより難しい出力10万kWe炉心を基準とする。また準静的な過渡評価により ULOF・UTOPに対応できる可能性を有する炉心は出力10万kWeで最大線出力250W/cm・燃焼反応度約2.5% $\Delta k/k'$ のものであり、均質二領域炉心パラメタサーベイからこの制限を満たすもののうち燃焼度の最も大きな炉心を基準炉心とする。基準炉心の仕様を表2.11~12に定めた。

(2) 検討方法

燃焼反応度を下げるために、次の対策が考えられる。

- ①燃料ピンを太径にする(燃料体積比の改善)
- ②燃料集合体をダクトレスにする(燃料体積比の改善)
- ③内部ブランケットを入れ径方向非均質にする(増殖比の改善)
- ④最大線出力を下げる(中性子のもれの改善)
- ⑤炉心高さを調節する(中性子のもれの改善)

各炉心の燃料集合体の比較を表2.13に示す。これらの方策について1年3バッチとしてCITATION7群R-Z体系でPu富化度調整計算を行う。

(3) 計算結果

検討の結果を表2.14に示す。

各炉心について、利点・欠点をまとめると以下の表になる。

	燃焼反応度	Pu富化度	増殖比	燃焼度	等価直径
太径	◎	○	○	×	×
ダクトレス	○	○	○	△	○
径非均質	◎	×	◎	○	×
低線出力	◎	○	○	×	×
炉心高さ	×	△	×	△	○

◎優れている、○良い、△変わらない、×悪い

上表から各炉心に対して、以下のことがわかった。

- ・ 太径ピンを使用すると、燃焼反応度はかなり下がるが、炉心平均燃焼度も下がる。
- ・ ダクトレスは燃焼度が変わらずに燃焼反応度・Pu富化度・増殖比・等価直径を良くするが、効果はそれほど大きなものではない。
- ・ 径非均質炉心は、燃焼度が変わらずに燃焼反応度が下がり、増殖比が増加する点が優れている。
- ・ 低線出力炉心は、太径ピン炉心と同様な結果が得られた。
- ・ 炉心高さの高い炉心は、すべてに対しあまりよい結果が得られなかった。

(4) 検討

各炉心について、炉心平均燃焼度と燃焼反応度の関係を表すと図2.18になる。

運転サイクルの長期化に対し燃焼反応度はほぼ比例で増加するので、ダクトレス・太径化・径非均質は運転サイクル長期化に有利である。特に径非均質炉心が良い。太径化は燃焼反応度とともに燃焼度も低下するので同一の燃焼度を得るためには運転サイクルを大幅に伸ばす必要がある。また線出力低減は燃焼反応度と燃焼度の関係を変えないので、運転サイクルを可変とすれば安全等の要求から線出力を設定できると考えられる。

(5).まとめ

①燃焼反応度低減方策について各方策の欠点・利点は下表のようになる。

	燃焼反応度	Pu富化度	増殖比	燃焼度	等価直径
太径	◎	○	○	×	×
ダクトレス	○	○	○	△	○
径非均質	◎	×	◎	○	×
低線出力	◎	○	○	×	×
炉心高さ	×	△	×	△	○

◎優れている、○良い、△変わらない、×悪い

②運転サイクルの長期化により燃焼度を増大するのに最も有利な炉心型式は径非均質炉心である。

表2.11 基準炉心仕様

電気出力	10万kWe
線出力	250W/cm
炉心高さ	100cm
燃焼期間	1年
燃料交換バッチ数	3
上下軸ブランケット	30cm
径ブランケット	1層
上下軸方向遮蔽体	30cm
径方向遮蔽体	30cm

表2.12 集合体仕様

	燃料集合体	径ブラ
集合体ピッチ	16.66cm	←
ダクト外径	16.06cm	←
ダクト肉厚	4.0mm	←
被覆管径	7.5mm	12.24mm
被覆管肉厚	0.4mm	0.4mm
被覆管本数	271本/集合体	127本/集合体
P/D	1.21	1.09
スミア密度	87.6%TD	87.6%TD
ペレット密度	92.0%TD	92.0%TD
燃料体積比	39.76%	54.40%
構造材体積比	21.11%	17.32%
冷却材体積比	39.13%	28.38%

表2.13 各炉心に対する燃料集合体の比較

	基準炉心	太径ピン	ダクトレス	径非均質	低線出力	高い炉心
線出力 (W/cm)	250				150	
炉心高さ (cm)	100					150
集合体ピッチ (cm)	16.66	19.15	15.08			
ダクト外径 (cm)	16.06	18.55	0.0			
ダクト肉厚 (mm)	4.0		0.0			
ピン径 (mm)	7.5	9.0				
P/D	1.21	1.18	1.20			
燃料体積比 (%)	39.76	45.09	48.52			
構造材体積比 (%)	21.11	18.68	12.28			
冷却材体積比 (%)	39.13	36.23	39.20			
内部ブランケット (%)	0.0			34.2		

注) 未記入箇所は、基準炉心に等しい

表2.14 炉心特性主要項目

ケース	燃焼反応度 (%Δk/k')	Pu富化度 (w/o)	増殖比	燃焼度 (MWD/t)	炉心等価直径 (cm)
基準	2.85	17.75/25.86 (21.81)	1.04	55900	141.2
太径ピン	1.61	14.87/21.51 (18.19)	1.19	37200	162.3
ダクトレス(基準径ピン)	2.16	14.99/22.85 (18.92)	1.12	55800	127.8
ダクトレス(太径ピン)	1.12	13.27/19.71 (16.49)	1.27	37000	152.9
径非均質	1.48	31.96	1.29	57800	154.1
低線出力	1.77	15.98/22.68 (19.33)	1.10	33500	182.3
炉心高さ	2.94	17.35/26.23 (21.79)	0.95	56500	115.3

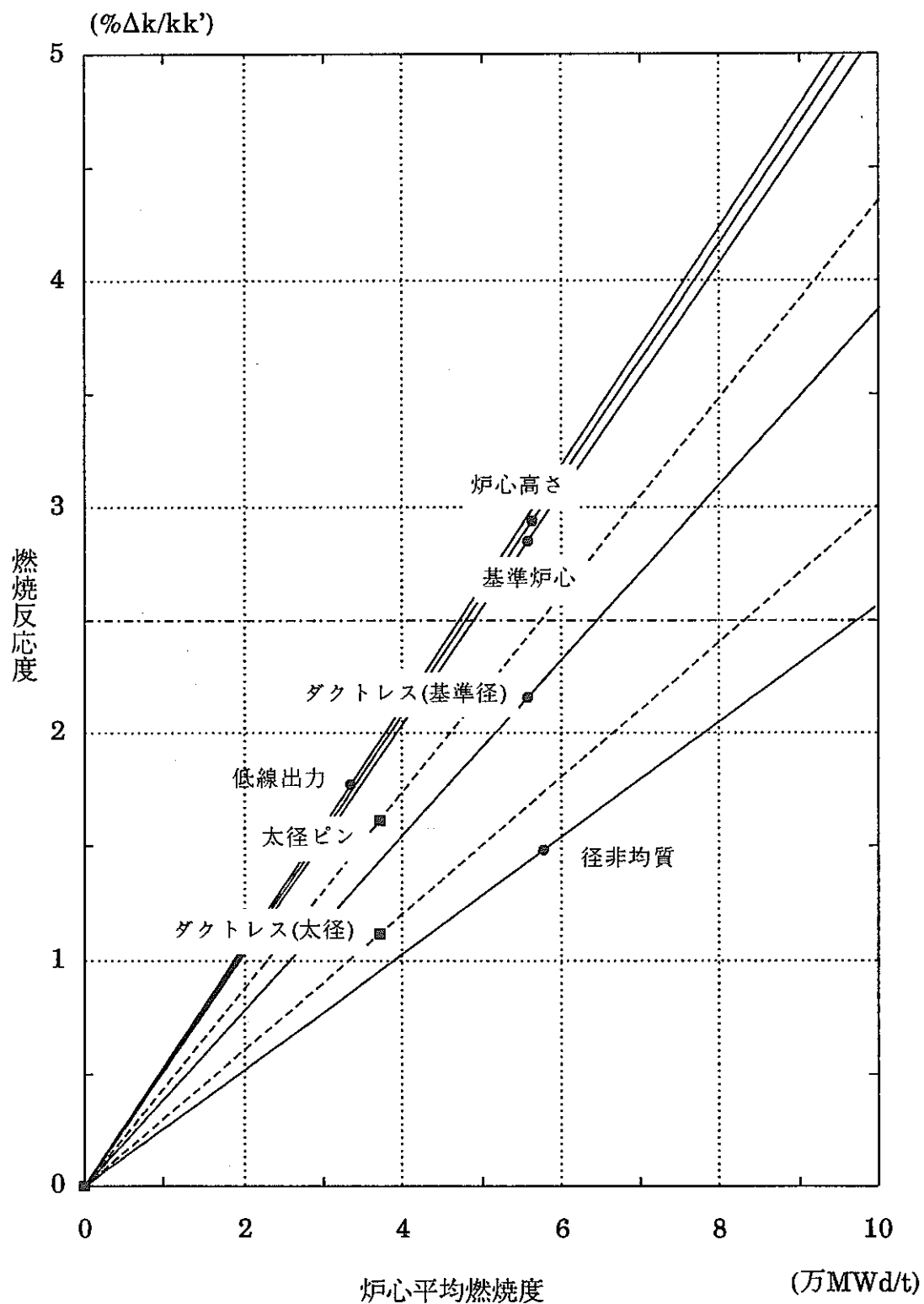


図2.18 燃焼度と燃焼反応度の関係

2.4 まとめ

以上の検討の結果、次の事が明らかになった。

①炉心が小型化するに従って、プル富化度は増加、燃焼反応度は増加、増殖比は低下する。

②各特性の制限を

燃焼度 80000MWd/t (炉心平均)
 70000MWd/t (炉心平均)
 燃焼反応度 4% $\Delta k/k'$
 増殖比 1.0以上
 プル富化度 30w/o以下

とした場合、上記条件を満たすピン径の範囲は次表のようになる。

ピン径単位mm

	10万kWe		30万kWe		60万kWe
	300W/cm	430W/cm	300W/cm	430W/cm	
7万 MWd/t 以上	~7.5	~8.5	7~7.5	7.5~8	7.5~8.5
8万 MWd/t 以上	×	×	~7	×	7.5~8

③準静的な反応度バランスから、ULOFの長期的な整定温度とUTOPの最大線出力の制限を満たす出力10,30万kWe炉心の基準仕様は以下のようになる。

ULOFから線出力をUTOPから燃焼反応度を決めた。

出力	10万kWe	30万kWe
最大線出力	約250W/cm以下	約180W/cm以下
燃焼反応度	約2.5% $\Delta k/kk'$ 以下	約3.4% $\Delta k/kk'$ 以下

ただし、制御棒本数を6本とする。

燃焼反応度の制限が厳しくなるとともに線出力を低下させる必要があるため、燃焼度が低下(5~6万MWd/t程度)する。このため燃焼反応度を低減し、運転サイクルの長期化等を行う必要がある。

④燃焼反応度低減方策について各方策の欠点・利点は下表のようになる。

	燃焼反応度	Pu富化度	増殖比	燃焼度	等価直径
太径	◎	○	○	×	×
ダクトレス	○	○	○	△	○
径非均質	◎	×	◎	○	×
低線出力	◎	○	○	×	×
炉心高さ	×	△	×	△	○

◎優れている、○良い、△変わらない、×悪い

⑤運転サイクルの長期化により燃焼度を増大するのに最も有利な炉心型式は径非均質炉心である。

⑥以上の検討に基づき、PRISM並みの安全性を有し、運転サイクルの長期化等により高燃焼度を達成できる可能性の高い炉心主要仕様を選定する。下表に主要仕様を示す。

なお10万kWeで運転サイクルを2年とすることで炉心平均燃焼度10万MWd/tが達成できる見通しがある。

炉心主要仕様

出力	10万kWe	30万kWe
炉心型式	径非均質	径非均質
最大線出力	250W/cm	180W/cm
燃焼反応度	2.5% $\Delta k/kk'$	3.4% $\Delta k/kk'$

2.5 今後の課題

今後の課題としては以下の事が挙げられる。

- ① 高燃焼度化の検討
運転サイクル長さの調節
燃料集合体・ブランケットのバッチ数の検討
- ② 燃焼反応度低減の検討
ダクトレスの採用
燃料体積比(ピン径等)の調整
内部ブランケット割合・装荷位置等の最適化
構造材(MA957鋼またはHT-9鋼)の検討
バーナブルポイズンの検討
ケミカルシムの検討
- ③ その他炉心特性の検討
ボイド反応度評価
炉心圧力損失評価
燃料健全性評価(高速中性子照射量、CDF、BDI等の評価)
- ④ 安全性
動特性でのUTOP・ULOF解析(準静的評価の確認、短期的挙動)
負のフィードバック増長構造の検討
受動的炉停止機構(SASS、GEM)の検討
炉心フラワリング等の不確定なフィードバック効果の検討

3 小型革新プラント概念の検討

3-1 プラント概念

3-1.1 概要

出力100MWeのプラントを大型炉のスケールダウンにより設計した場合、かなり大型の原子炉構造となり大型炉に対して、経済的に競合できないことは明らかである(図3-1-[1]~[3])。

本プラントは小型炉心の特徴を生かし、燃料集合体構造、反応度制御方式および燃料交換方式を大型炉のスケールダウンによらない独自の方式とすることにより、原子炉構造の簡素化および燃料長寿命化をねらったものである(図3-1-[4],[5])。本プラント概念はループ型およびタンク型のいずれにも適用可能である。本プラントの特徴を以下に示す(図3-2)。

- ① 一体型燃料集合体¹⁾および2重円筒式燃料移送ポット²⁾の採用による燃料交換の簡略化および燃料交換設備の簡素化(燃料交換機構および回転プラグの削除)。更にこれに基く原子炉容器径の縮小。
- ② 長寿命炉心の採用(3年1バッチ方式を仮定)による燃料交換作業の簡略化およびプラント稼働率の向上。
- ③ 炉心圧損の低下による自然循環特性の向上およびポンプ動力の低減。

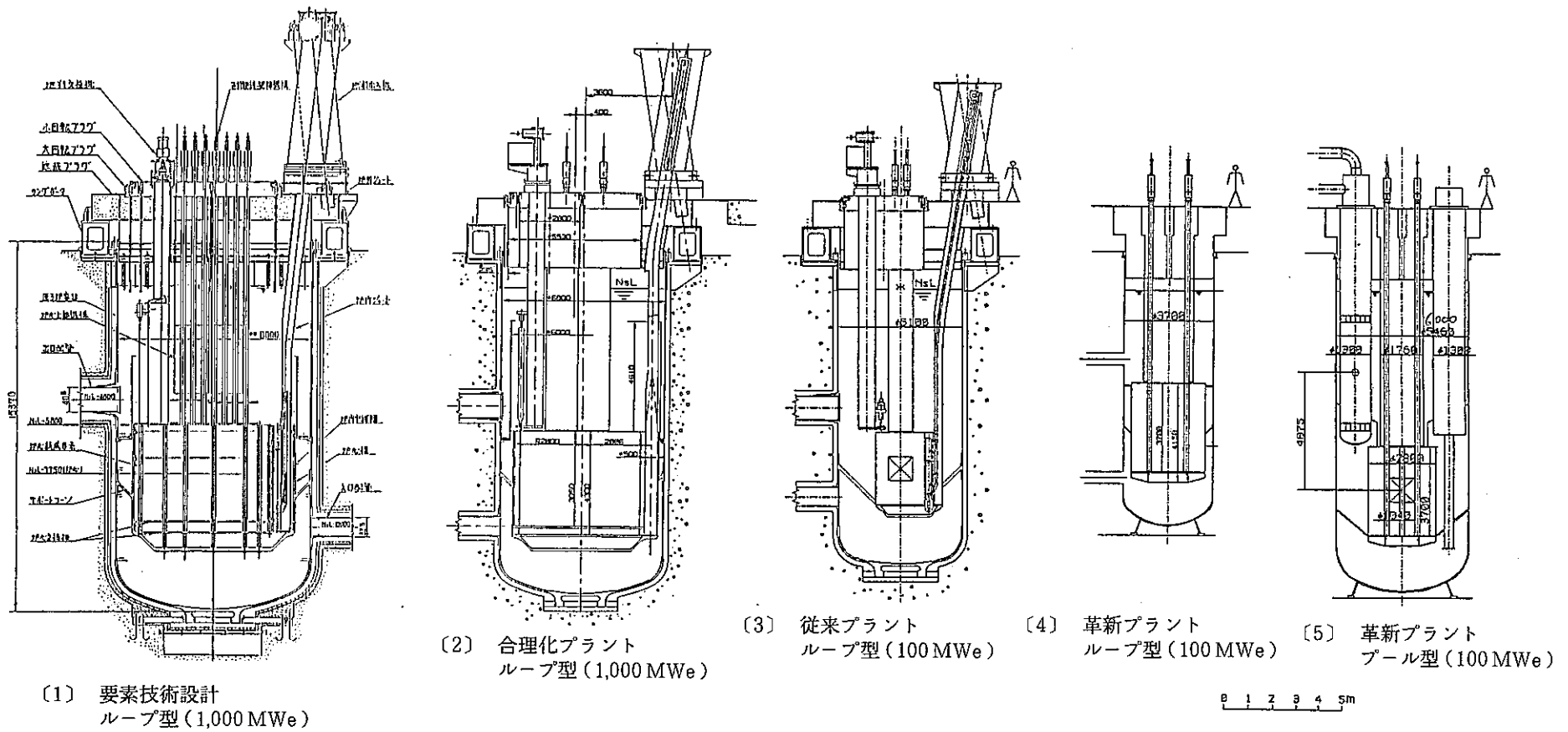


図3-1 原子炉構造の比較

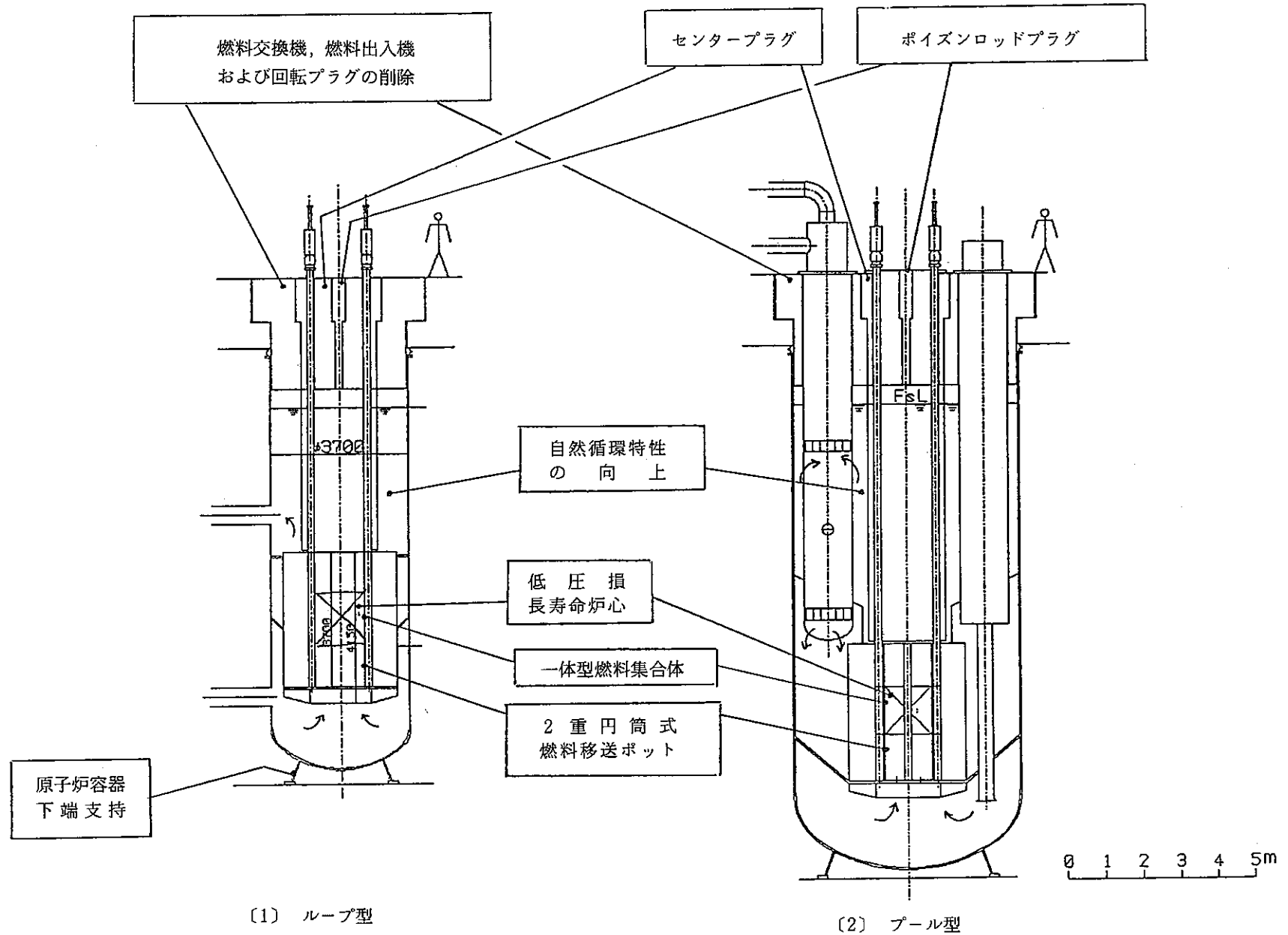


図 3-2 革新プラント (100 MWe) の特徴

3.1.2 原子炉構造

1) 一体型燃料集合体

この規模の小型炉心(250MWth)においては、炉心が非常に小さいため、未臨界を保ったまま炉心全体を一体として組み立てることが可能である。

一体型燃料集合体の構造を図3.3に示す。本集合体は内径1.2m、全長3.7mの円筒状ダクトの中に約11,000本の燃料ピンを収めたものである。燃料ピンは軸方向の何か所かで、グリッドにより互に結合される。炉心内に設けられた仕切りにより炉心は第1および第2領域に分けられる。円筒の下端(炉心入口)に設けられたオリフィスにより両領域の流量配分が可能である。炉心中心にはポイズンロッドを挿入するための穴を有する。ポイズンロッドは燃料交換時に原子炉容器内のナトリウム中を移動する際の一体型燃料集合体の未臨界を保持するためのもので、原子炉運転中は引き抜いておく。

[炉心等価直径および炉心高さの決定根拠]

プラント概念検討用レファレンス炉心^{注)}の炉心等価直径: D と炉心高さ: H の比としては $D/H=0.94$ 程度の細長い炉心とした。この理由としては;

- ① 一体型集合体ダクトの直径は原子炉容器直径に直接的な影響をおよぼすため、炉心等価直径は出来るだけ小さいことが望ましい。
- ② 炉心高さは本プラントの場合、原子炉容器高さを決定する要因にはなっていない(現状では原子炉容器高さは炉心と中間熱交換器の伝熱中心差を確保する条件で決定している)。また一体型集合体ではエントランスノズルを有しないため、ダクト全長は従来の集合体のそれよりも短い。よって若干の炉心高さの増大は許容し得る。
- ③ 一体型集合体では従来型集合体に比べ炉心圧損が大幅に低減されるため、若干の炉心高さの増大は許容し得る。
- ④ 本プラントでは制御棒は炉心内には挿入せず一体型集合体周囲の径方向反射体に挿入する方式である。従って制御棒値を確保するために D/H の値はある程度小さい方が好ましい。

注) 3.4節「一体型炉心特性の評価」においては各種の炉心特性についてパラメトリックな検討が行われている。“プラント概念検討用レファレンス炉心”はこれらのうちの一実施例である。

DおよびHは次式により与えられる。

$$P = \frac{q'_{max} NH}{F_R F_Z} \quad \dots\dots ①$$

$$\frac{\pi}{4} D^2 = \frac{\sqrt{3}}{4} x^2 \times 2N = \frac{\sqrt{3}}{2} x^2 N \quad \dots\dots ②$$

ここに	原子炉出力	$P = 250[\text{MWth}]$
	最大線出力	$q'_{max} = 250[\text{W/cm}]$ (炉心特性評価により決定)
	燃料ピン本数	N
	ピーキング係数	$F_R = F_Z = 1.2$
	ピンピッチ	$x = 10.8[\text{mm}]$

①、②式より $D = 120\text{cm}$ とした場合のHは、

$$P = \frac{q'_{max} H}{F_R F_Z} \cdot \frac{\pi}{2\sqrt{3}} \left(\frac{D}{x} \right)^2$$

$$\therefore H = \frac{2\sqrt{3} x^2 F_R F_Z P}{\pi q'_{max} D^2}$$

$$= \frac{2\sqrt{3} \times (1.08)^2 \times (1.2)^2 \times 250 \times 10^6}{\pi \times 250 \times (120)^2} = 128[\text{cm}]$$

この場合のピン本数は

$$N = \frac{\pi}{2\sqrt{3}} \left(\frac{120}{1.08} \right)^2 = 11196 \approx 11000[\text{本}]$$

なお、以降の計算において炉心の径方向および軸方向の出力分布は簡略のため余弦関数に従うものと仮定した。ピーキング係数は別途炉心特性評価により $F_R = F_Z = 1.2$ と見積られている。従って、この場合の反射体節約を含む炉心高さ h は以下により与えられる。

$$\frac{\int_{-H/2}^{H/2} \cos\left(\frac{\pi Z}{h}\right) dZ}{H} \times F = 1.0$$

$$\therefore \frac{2 \frac{h}{\pi} \cdot \sin\left(\frac{\pi H}{2h}\right)}{H} \times F = 1.0$$

上式において $F = 1.2$ 、 $H = 128\text{cm}$ より $h = 200\text{cm}$ を得る。今後のプラント概念の検討において計算条件となる。プラント概念検討用レファレンス炉心の概要を表3.1に示す。

表3.1 一体型燃料集合体(プラント概念検討用レファレンス炉心)概要

炉心等価直径	$D=120[\text{cm}]$	
炉心高さ	$H=128[\text{cm}]$	
炉心高さ(反射体節約含む)	$h=200[\text{cm}]$	
集合体ダクト 外径	$Dd=125[\text{cm}]$	
“ 全長	$L=370[\text{cm}]$	
“ 総重量 (燃料移送ポット込み、Na無し)		17[ton]
	(燃料移送ポットおよびNa込み)	19[ton]
燃料ピン 本数	$N \approx 11,000[\text{本}]$	
“ 直径	$d=9.0[\text{mm}]$	
“ ピッチ	$x=10.8[\text{mm}]$	
ペレット直径	$d_F=8.0[\text{mm}]$	
被覆管厚さ	$t_C=0.4[\text{mm}]$	
ギャップ(被覆管～ペレット)	$\delta=0.1[\text{mm}]$	
炉心体積比 燃料体積比	$\alpha_F=0.52(\times 0.96 \text{ T.D})$	
	構造材体積比	$\alpha_S=0.11$
	冷却材体積比	$\alpha_C=0.37$
ペレットスミア密度	$S.D=0.91$	
最大線出力	$q'_{\text{max}}=250[\text{W/cm}]$	
ピーキング係数	$F_R=F_Z=1.2$	
定格出力	$P=250[\text{MWth}]$	

2)反応度制御方式

本プラントの様な小型炉心においては、制御棒を炉心内に挿入せずに炉心の周囲に配置することによっても、必要な反応度制御を行うことが可能である。

図3.4に反応度制御方式を示す、制御棒は一体型燃料集合体の周囲の径方向反射体内に挿入される。

炉心中心にはポイズンロッドを挿入するための穴を有する。ポイズンロッドは燃料交換時に原子炉容器内のナトリウム中を移動する際の一体型燃料集合体の未臨界を保持するためのもので、原子炉運転中は引き抜いておく。

反応度制御方式およびポイズンロッドの仕様を各々表3.2および3.3に示す。

表3.2 反応度制御方式概要

制御棒材質	B ₄ C
制御棒本数	16~30[本]
制御棒価値(合計)	~8[%Δk/k]
径方向しゃへい体材質	SUS 304/B ₄ C(実証炉並み)
径方向しゃへい体厚さ	(実証炉並み)

表3.3 ポイズンロッド概要

材質	B ₄ C
本数	1 [本]
吸収材寸法(外径×高さ)	
実効増倍率(反射体無し、無限ナトリウム中)	$k_{eff} < 1.0$

3)原子炉容器

本プラント概念は、ループ型およびタンク型のいずれにも適用可能である。いずれも従来型の原子炉構造とは異り、燃料交換器、燃料出入機および回転プラグが削除されている。炉上部には一体型燃料集合体を出入れする際のセンタープラグ、およびポイズンロッドを出入れする際のポイズンロッドプラグのみが設けられている(図3.5)。

[ループ型の原子炉容器]

原子炉容器内径は3.7m、軸長は11.2mとなった。この場合の原子炉容器直径は径方向しゃへい体の直径により決定される。また原子炉容器軸長は以下の条件を満足するように決定される。

- ① 炉心と中間熱交換器との伝熱中心差を4m以上確保する条件。
- ② 使用済みの一体型燃料集合体の取出しに先立って、燃料移送ポットのキー溝を差し換える際に、集合体ダクトが露出しない条件(3.1-2節4)燃料交換方式参照)

この原子炉容器は、同一出力の従来型の原子炉容器(内径5.1m、軸長13.0m)に比べ著く小型化された。この理由は従来型の原子炉容器寸法が以下の要因により決定されているためである。

従来型の原子炉容器直径の決定要因は、以下の通りである。

- ① 炉上部に回転プラグおよび燃料出入機を配置するための条件。
- ② 燃料交換機のアームが最外周の炉心構成要素を取扱う際に、原子炉容器または炉上部プレナム内筒と干渉しない条件。

従来型の原子炉容器軸長の決定要因は、

- ① 燃料交換時に燃料集合体が露出しない条件。
- ② 事故時に原子炉容器出口ノズルが露出しない条件。

[ループ型の原子炉容器の下端支持の可能性]

本プラントのループ型の原子炉容器は著く小型のため、これを下端から支持できる可能性がある。原子炉容器を下端で支持することにより、原子炉の異常な温度上昇に対して原子炉容器の軸方向熱膨張を利用した負の反応度フィードバック効果が期待できる。

冷却材温度が準静的かつ一様に100℃上昇した場合の熱膨張差による制御棒挿入量は、

$$\begin{aligned}\delta &= (5+4) \times 10^3 [\text{mm}] \times 17 \times 10^{-6} [^\circ\text{C}^{-1}] \times 100 [^\circ\text{C}] \\ &\simeq 15 [\text{mm}]\end{aligned}$$

すべての制御棒が15mm挿入された場合の反応度変化を極く大まかに見積ってみる。一例として制御棒全部の反応度補償が $2\% \Delta k/k$ の場合、制御棒全部が半挿入の位置から15mm挿入された際の反応度変化は $-0.1\% \Delta k/k$ のオーダーである。一方、反応度温度係数は $-1 \times 10^{-3} \% \Delta k/k \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$ のオーダーであるので、準静的な 100°C の温度上昇に対しての反応度変化は、

$$-1 \times 10^{-3} \% \Delta k/k \cdot ^\circ\text{C}^{-1} \times 100^\circ\text{C} = -0.1\% \Delta k/k$$

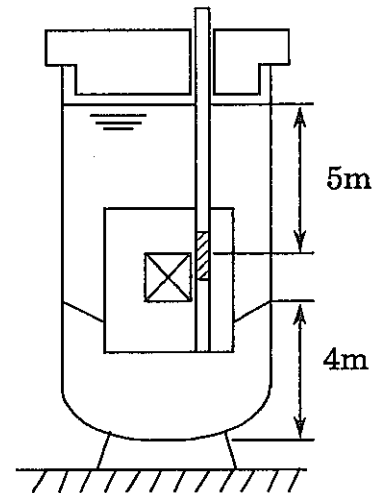
よって両者の合計は $-0.2\% \Delta k/k$ のオーダーと見積られる。これに対して原子炉容器を上端から吊下げた場合には、制御棒と原子炉容器の熱膨張差は準静的にはゼロとなるため、温度上昇による反応度変化 $-0.1\% \Delta k/k$ のみが現れる。以上の見積りより、原子炉容器下端支持により負の反応度フィードバック効果を助長できる可能性があることがわかる。

ただし原子炉容器下端支持の採否については、今後以下の項目についても検討を行い、総合的に判断する必要がある。

- プラント動特性解析による過渡時の安定性
- 原子炉容器の総合的応力評価
- 地震時の制御棒挿入性

[タンク型の原子炉容器] (図3.6参照)

原子炉容器内径は6.0m、軸長は14.0mとなった。1次主循環ポンプおよび中間熱交換器は各々2基挿入されている。この場合の原子炉容器直径は、炉心上部機構、1次主循環ポンプ2基および中間熱交換器2基の配置スペースにより決定される。原子炉容器軸長は、中間熱交換器の伝熱管長さおよび炉心高さにより決定される。従って結果的には炉心と中間熱交換器の伝熱中心差および1次主循環ポンプのAvailable NPSHは十分に確保されている。



4)燃料交換方式

本プラントでは従来の原子炉における回転プラグ、燃料交換機および燃料出入機は削除されている。炉上部には炉心上部機構、センタープラグおよびポイズンロッドプラグのみが備わっている。一体型燃料集合体の搬出入の経路となる炉上部空間はホットセルとなっている。一体型燃料集合体は2重円筒式燃料移送ポットにはめ込まれたまま炉内に装荷される。

本プラントでは原子炉を約3年間連続運転し、炉停止後2週間経過後に燃料交換を実施する。使用済み燃料の取出しおよび新燃料の装荷に要する日数は各々1日と見積られる。この炉停止時には機器の定期点検も行われる。従って原子炉の稼働率は定期点検の期間により支配され、燃料交換作業には無関係である。

[2重円筒式燃料移送ポット]

従来の原子炉においては使用済み燃料集合体はナトリウムポットに入れて取り出される方法が一般的である。このナトリウムポットに相当するのが、本プラントでは2重円筒式燃料移送ポットである(図3.7)。これは一体型燃料集合体ダクトとはめ合う形状のポットで、外径は1.25m、全長は3.7mである。このポットの下端には冷却材流入孔が設けられている。

通常運転中はポットの冷却材流入孔と一体型燃料集合体ダクトの冷却材流入孔が一致しているため、炉心内を冷却材が通過することが可能である。

燃料効換時は両者の冷却材流入孔が互に一致しない位置関係となり、これによりポット下端の冷却材流入孔が実質的にふさがれる。

通常運転時と燃料交換時の両者の冷却材流入孔の位置関係(回転角度)を規定するため、ポット内面にはキー溝が設けられ、一体型燃料集合体ダクト外面にはキーが設けられている。

“運転モード”から“燃交モード”への上記キー溝の差し換えは、炉上部からグリッパ付きの軸を炉内に挿入し、一体型燃料集合体ダクトのみを炉上部プレナムのナトリウム中に引き抜き、回転させることにより行なう(図3.9[5]参照)。

[新燃料装荷手順]

新燃料装荷手順を図3.8[1]～[8]に示す。

- [1]～[2] 新燃料装荷に先立って制御棒吸収体および炉心上部機構(UCS)は了め挿入しておく。なおUCSは炉上部計装の点検および交換などの他は、燃料交換時に引き抜く必要はない。
- [3] 一体型燃料集合体(ポイズンロッド挿入済み)を燃料移送ポットと共に装荷する。この際にUCSは集合体を炉内にガイドする役割をもつ。
- [4] UCSにセンタープラグを挿入する。
- [5] 制御棒駆動機構を取付け、既に挿入済みの制御棒吸収体と結合する。
- [6] ポイズンロッドを引き抜く。
- [7] ポイズンロッドプラグを挿入する。
- [8] 制御棒を引き抜くことにより原子炉を起動する。

[使用済み燃料取出し手順]

図3.9[1]～[8]に従ってその手順を示す。

- [1] 崩壊熱減衰待ち(2週間)、約3年間連続運転した原子炉は炉停止後2週間経過後に燃料交換を開始する。この時点の崩壊熱は定格出力の0.2%である。
- [2] 炉心内にポイズンロッドを挿入する。
- [3] 制御棒駆動機構引き抜き。この際に制御棒吸収体は炉内に残しておく。
- [4] センタープラグ引き抜き
- [5] 燃料移送ポットのキー溝を差し換え、“運転モード”(冷却材流入孔開放)から“燃交モード”(同閉止)へ変更する。
- [6] 上記[5]の操作により燃料移送ポットを取出す準備が完了する。
- [7] 一体型燃料集合体を燃料移送ポットと共に引き抜く。この際にポット内には常にナトリウムが満たされている。
- [8] 炉上部に取出した一体型燃料集合体および燃料移送ポットはそのまま更に移送キャスクに入れて搬出する。

上記[7]～[8]において原子炉容器内自由液面を出た燃料移送ポットが炉上部で待期中の移送キャスクに入れられるまでの所要時間は10分程度である。従って“燃交モード”におけるポットの冷却材流入孔からのナトリウムの許容漏洩率は、燃料ピンの健全性維持の観点からはかなり緩和される。ただし炉上部のホットセルに放射化されたナトリウムを滴下させないためには上記漏洩率は低いほど好ましい。

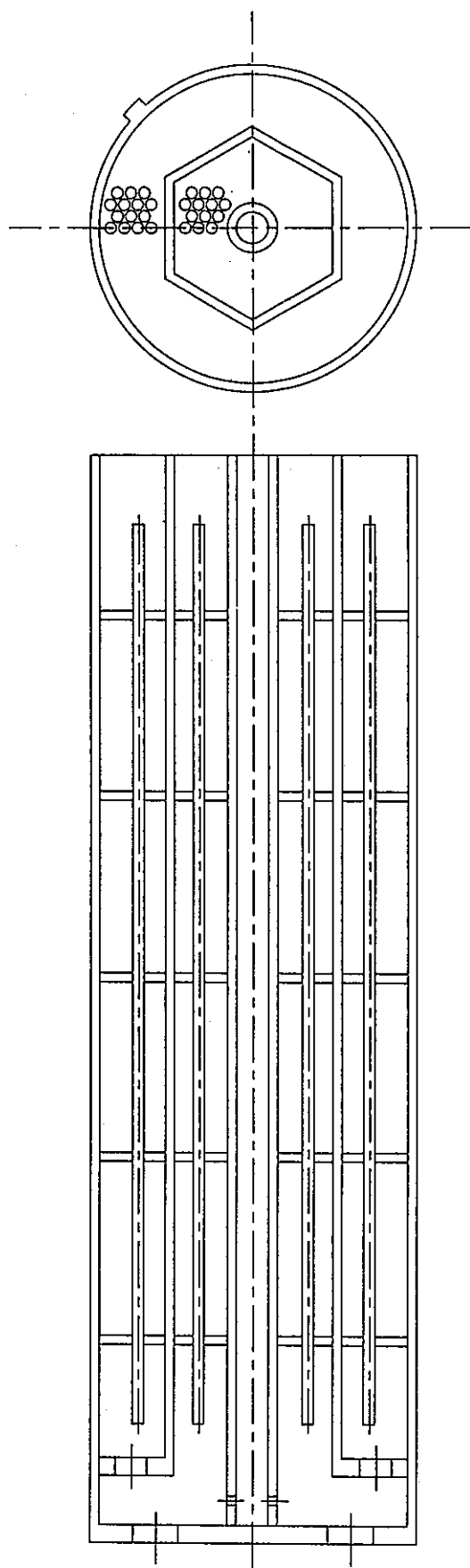


图 3-3 一体型集合体概念图

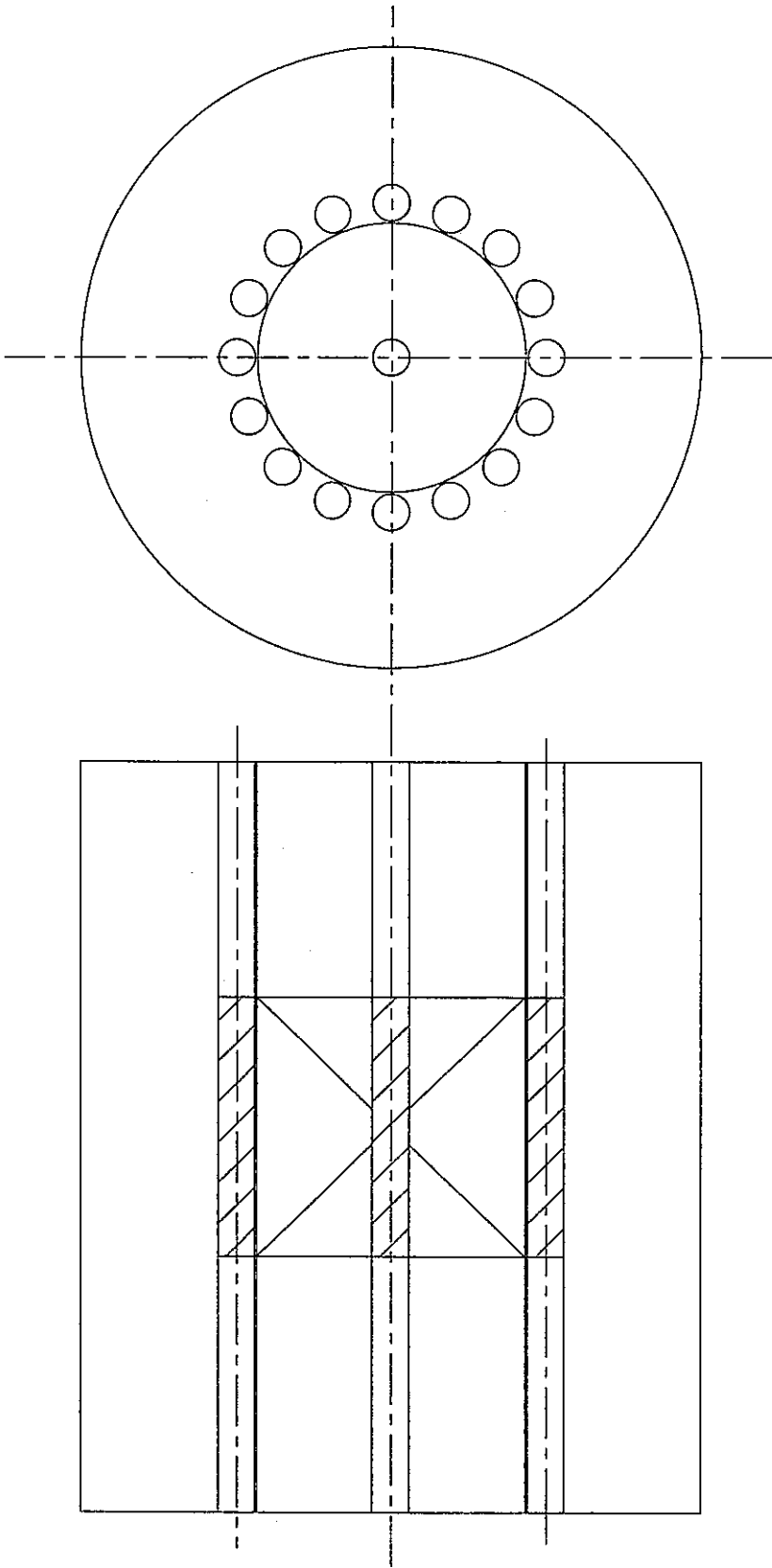


Fig. 3 - 4 Control Rods Location

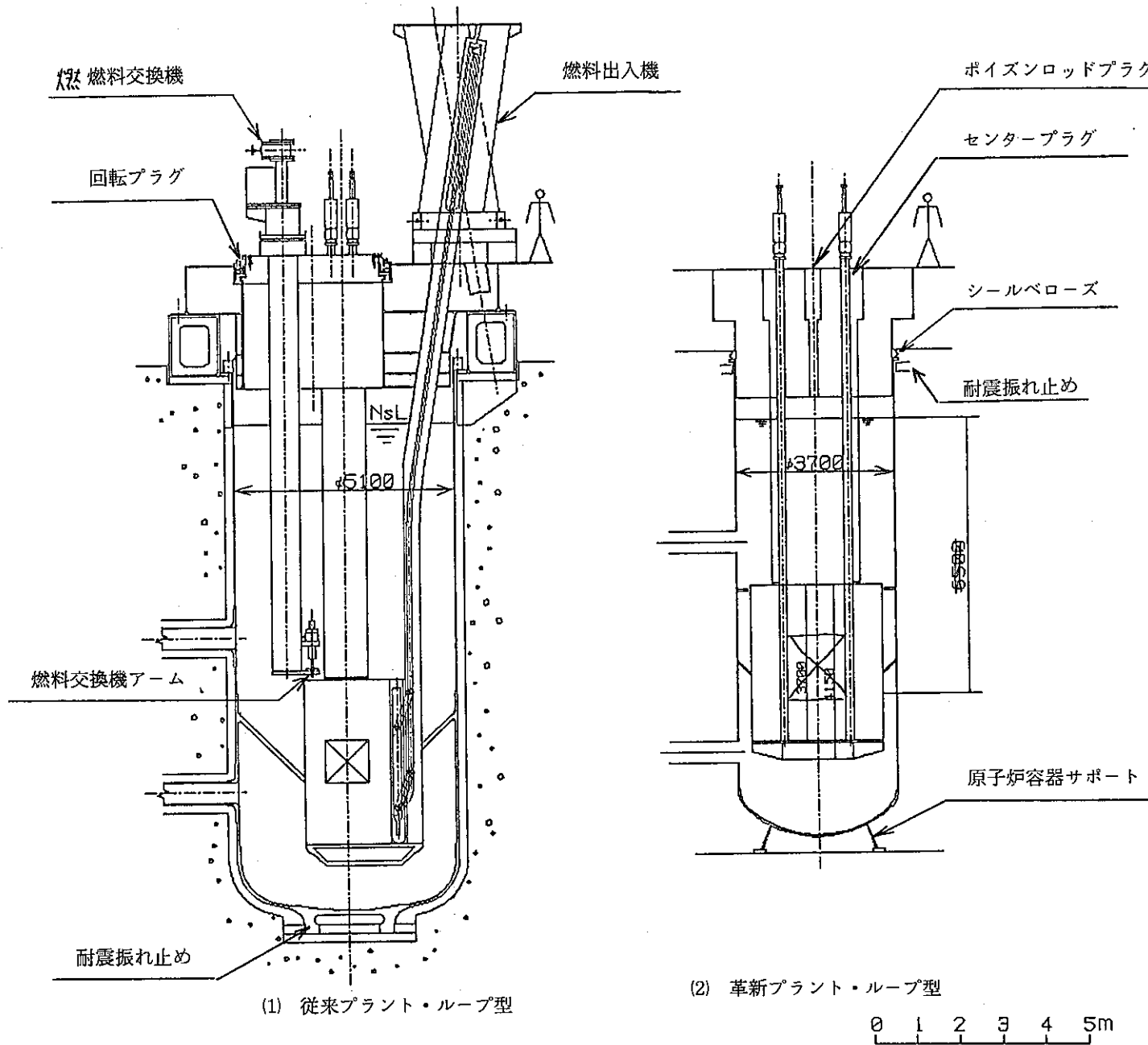


図 3-5 原子炉構造断面図 (100 MWe)

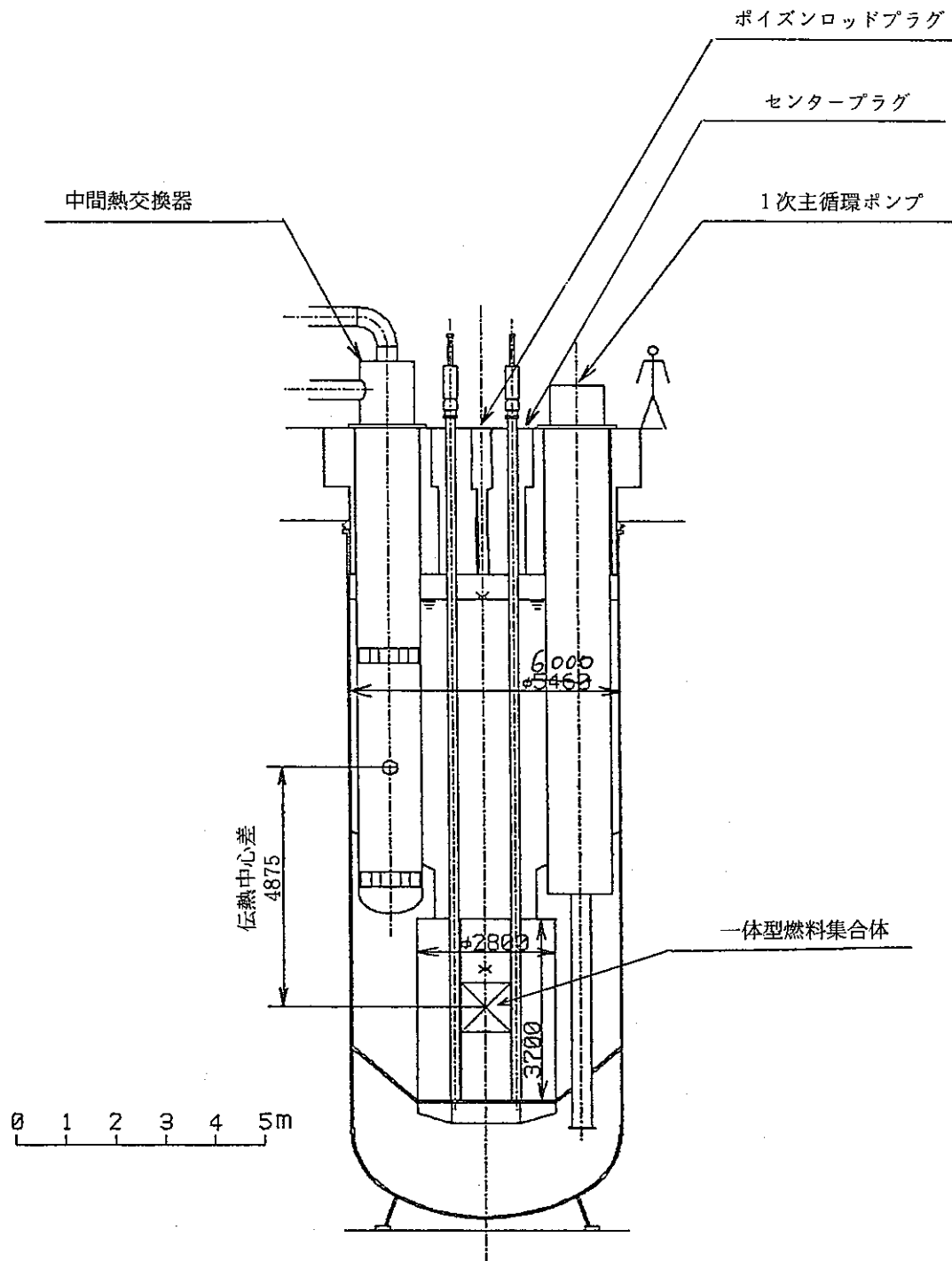


図3-6 革新プラント原子炉構造断面図(プール型, 100 MWe)

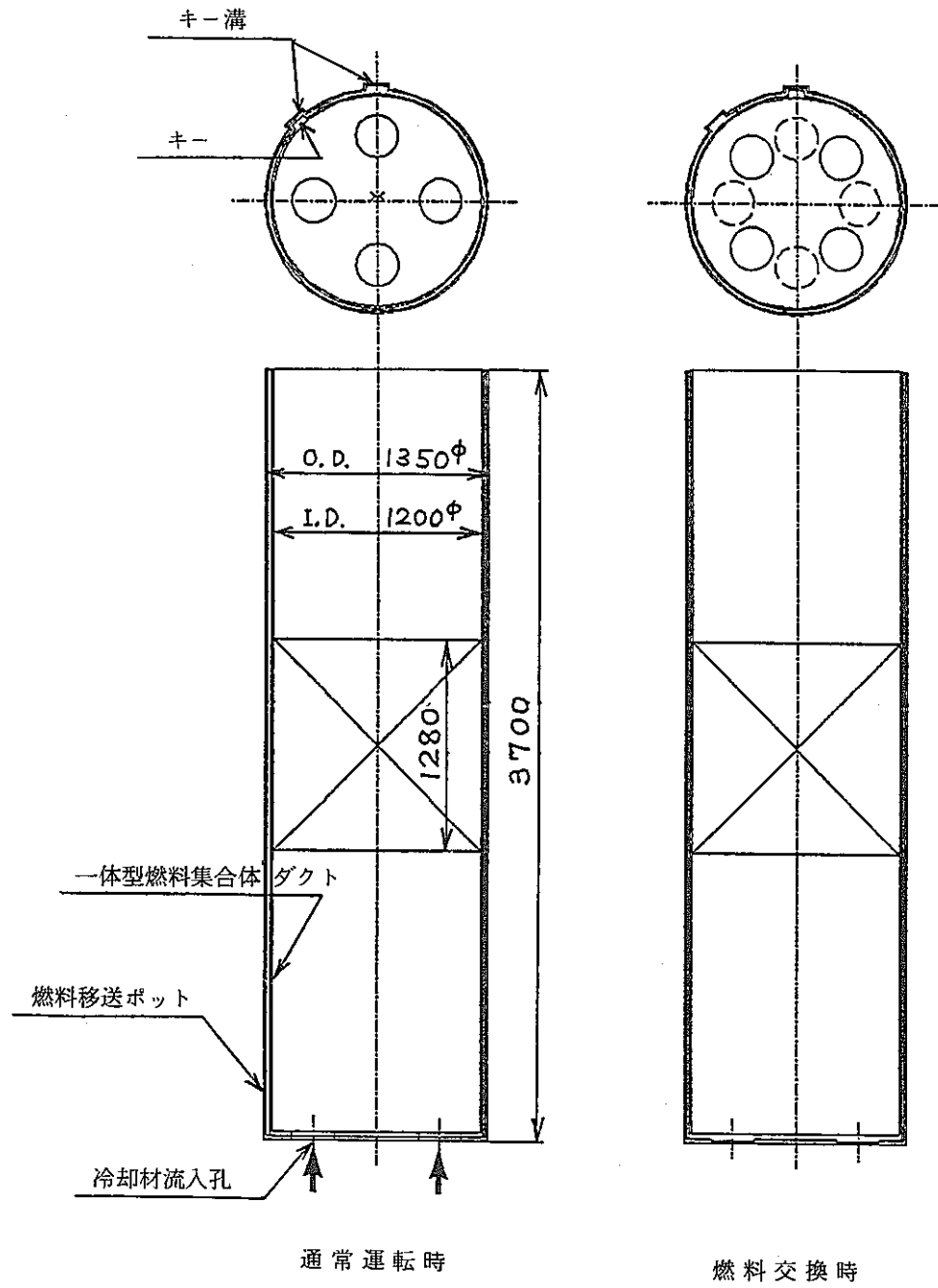
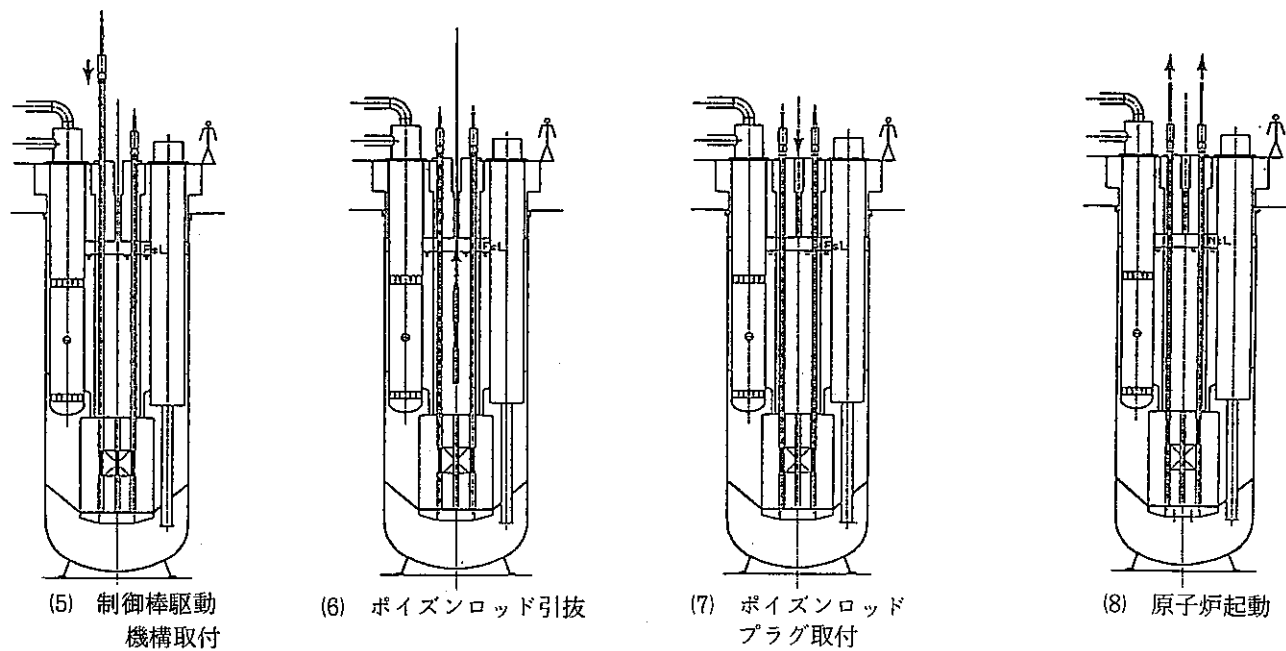
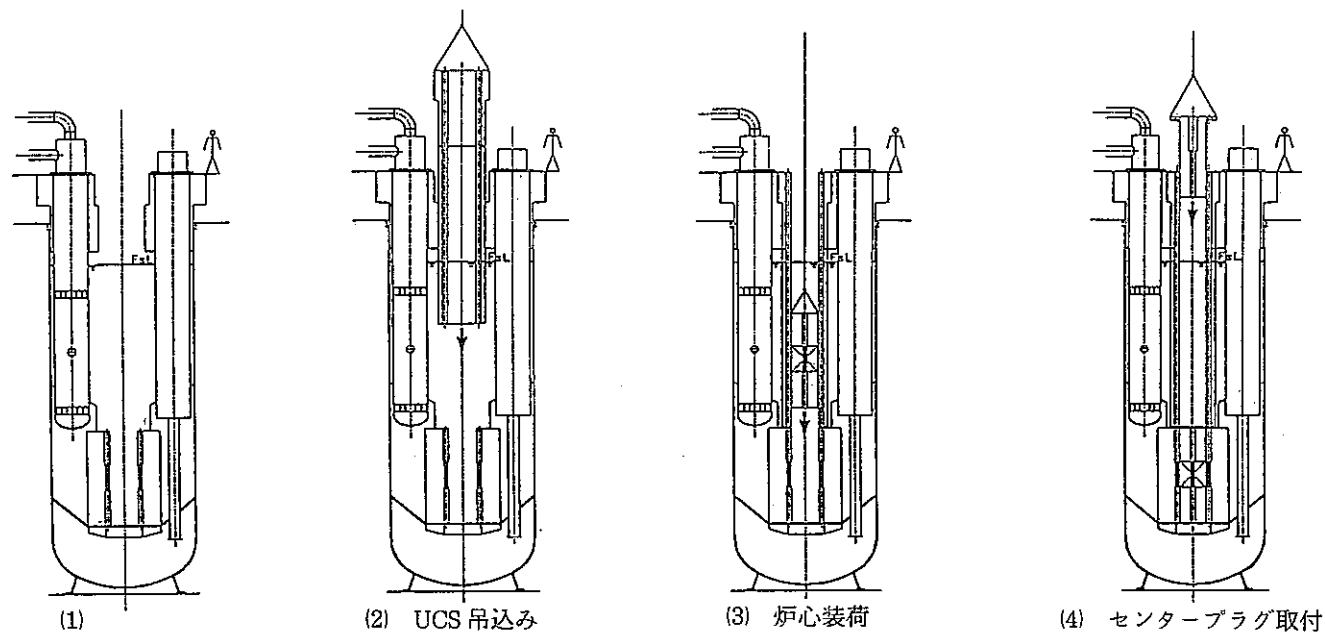


図 3-7 2重円筒式燃料移送ポット



0 1 2 3 4 5m

図3-8 新燃料装荷手順

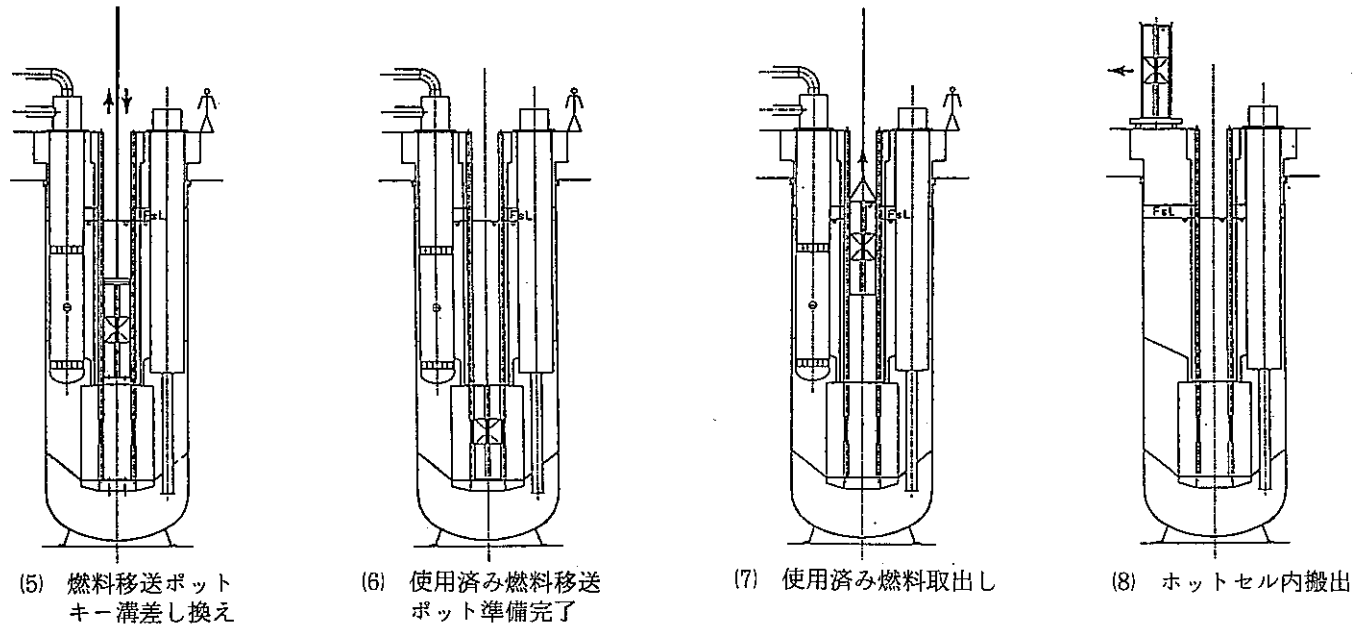
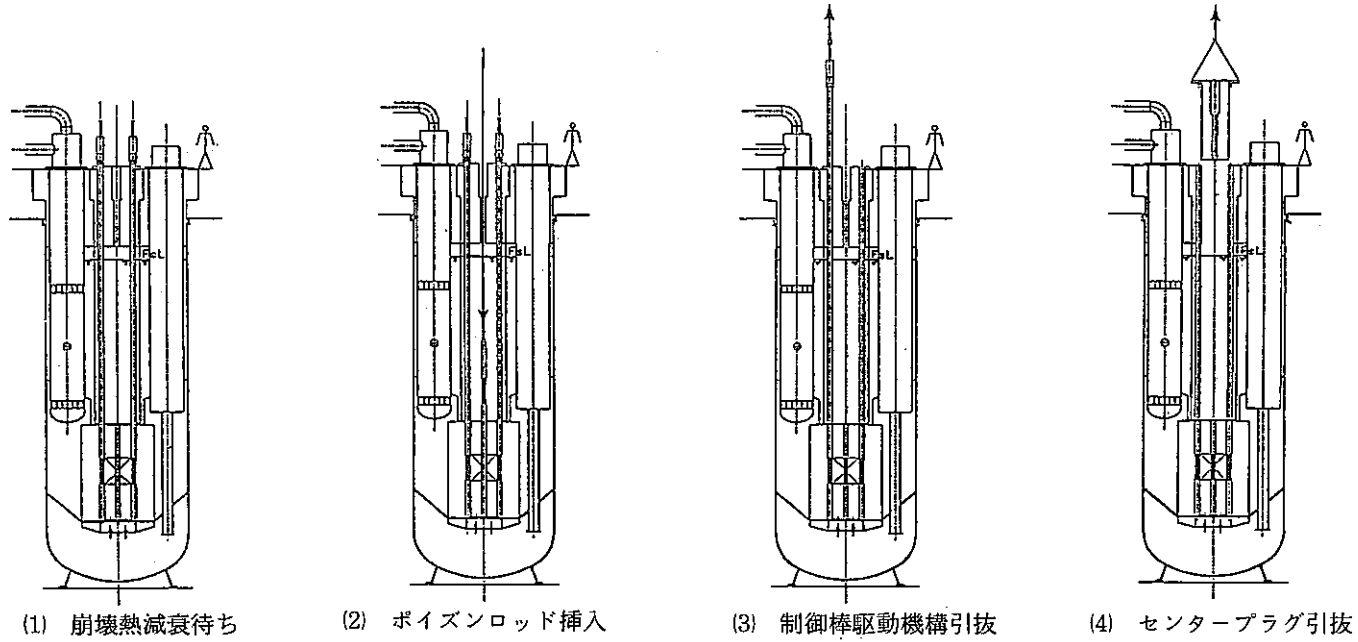


図3-9 使用済み燃料取出し手順

3.1-3 合理化効果

1)原子炉構造物量の比較

概算結果を表3.4に示す。要素技術設計ループ型(1,000MWe)と革新プラント・ループ型(100MWe)を比べた場合、後者は前者に対し、原子炉構造物量は約11%となった。従ってこの革新プラント・ループ型ならば大型炉に比べ、建設コストおよび発電単価の点でそれほど劣らないプラントとなり得る可能性がある。これに対し従来プラント・ループ型(100MWe)は要素技術設計ループ型(1,000MWe)に比べ原子炉構造物量が38%となり、建設コストおよび発電単価の点で著く劣っている。すなわち単なる大型炉のスケールダウンでは、小型炉の経済性は達成不可能である。

今後の課題としては、冷却系、燃料取扱系および建物を含めた総合的物量評価を行う必要がある。革新プラントのループ型とプール型の優劣もこれにより明らかとなるであろう。

表3.4 原子炉構造物量の比較(概算)

原子炉出力	1200MWe	1000MWe		100MWe		
プラント名 炉型	Super Phenix プール型	要素技術設計 ループ型	合理化プラント ループ型	従来プラント ループ型	革新プラント ループ型	革新プラント プール型
原子炉容器 直径/高さ	21mφ 15.5mH	8.0mφ 15.4mH	6.8mφ 14.3mH	5.1mφ 13.0mH	3.7mφ 11.2mH	6.0mφ 13.9mH
原子炉容器	1398	228	153	78	35	102
炉心槽	307	155	155	20	20	20
炉心	514	500	500	50	17	17
径方向中性子 しゃへい体	(炉心槽重量 に含まれる)	150	150	55	55	55
しゃへいブラグ	800	380	} 600	} 364	} 77	} 150
回転ブラグ	640	330				
UCS	250	16	14	5	3.5	5
燃料交換機	?	12.9	12.9	12.9	—	—
燃料出入機	?	122	122	117	—	—
炉外中継槽	?	18.6	18.6	18.6	—	—
安全容器または キャビティ・ライ ナ	330	25	17	8.6	3.9	12.7
合計重量	?	1938 ton	1743 ton	729 ton	211 ton	362 ton
相対値		1	0.90	0.38	0.11	
参照図		図3.1[1]	図3.1[2]	図3.1[3]	図3.1[4]	図3.1[5]

3.2 燃料交換時除熱性能評価

3.2.1 ナトリウムポットによる燃料取出し時除熱性能評価

2重円筒式ナトリウムポットにより使用済み燃料集合体を取り出す際のペレット中心温度および被覆管温度および被覆管温度の上昇を簡易的に評価した。

1) 検討条件

燃料ピン直径	$d=9.0$	[mm]
ピンピッチ	$x=10.8$	[mm]
ペレット直径	$d_F=8.0$	[mm]
被覆管厚さ	$t_C=0.4$	[mm]
ギャップ(被覆管~ペレット)	$\delta=0.1$	[mm]
炉心等価直径	$D=120$	[cm]
炉心高さ	$H=128$	[cm]
定格時最大線出力	$q'_{\max}=250$	[W/cm]
ピーキング係数	$F_R=F_Z=1.2$	
炉心体積比 燃料体積比	$\alpha_F=0.52(\times 0.96T.D)$	
構造材	$\alpha_S=0.11$	
冷却材	$\alpha_C=0.37$	
ペレットスミア密度	$S.D=0.91$	
炉停止から燃料交換までの日数	14日($1.2 \times 10^6 \text{sec}$)	
燃料交換時の 崩壊熱	$P/P_0=0.2$	[%]
最大線出力	$q'_{\max}=0.5$	[W/cm]
	$=50$	[W/m]

[物性値]

燃料ペレット熱伝導率	$K_F=6$	[W/mK]
ギャップコンダクタンス	$h_g=6000$	[W/m ² K]
被覆材熱伝導率	$K_C=20$	[W/mK]
燃料ペレット 比重量	$\rho_F=10900$	[kg/m ³]
比 熱	$C_{P,F}=0.29$	[(kW·s)/(kg·K)]

被覆材(sus)	比重量	$\rho_S=7810$	$[\text{kg/m}^3]$
	比 熱	$C_{P,S}=0.56$	$[(\text{kW}\cdot\text{s})/(\text{kg}\cdot\text{K})]$
冷却材(Na)	比重量	$\rho_C=874$	$[\text{kg/m}^3]$
	比 熱	$C_{P,C}=1.34$	$[(\text{kW}\cdot\text{s})/(\text{kg}\cdot\text{K})]$

2)計算書

計算にあたり以下の簡略化を行ない安全側の評価を行なった。

- ポット内のナトリウムの自然対流およびポット外の不活性ガスの自然対流による熱伝達を無視する。
- ポット表面からの放射による熱伝達を無視する。
- ポットおよび一体型集合体ダクトの熱容量を無視する。

以上の仮定に基き、炉心の崩壊熱が燃料ペレット、被覆管およびナトリウムの温度を均一に上昇させると考える。初期ナトリウム温度 $T_0=200^\circ\text{C}$ とし、1時間経過後のナトリウム平均温度 $T_{av.}$ は、

$$T_{av.}=T_0+\frac{P\cdot t}{V\times(\alpha_F\rho_FC_{P,F}+\alpha_S\rho_SC_{P,S}+\alpha_C\rho_CC_{P,C})} \quad \dots\textcircled{1}$$

$$\begin{aligned}
 &=200[^\circ\text{C}]+\frac{500[\text{kW}]\times 3600[\text{s}]}{\frac{\pi}{4}\times(1.2)^2\times 3.7[\text{m}^3]\times\left(0.5\times 10900\left[\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}\right]\times 0.29\left[\frac{\text{kW}\cdot\text{s}}{\text{kg}\cdot\text{K}}\right]+0.11\times 7810\times 0.56+0.37\times 874\times 1.34\right)} \\
 &=200+172=372[^\circ\text{C}]
 \end{aligned}$$

ここに P : 崩壊熱出力

t : ポット内保持時間

V : ポット体積

α : 炉心内体積比(F:燃料、S:構造材、C:冷却材)

ρ : 密度

C_p : 比熱

更に炉心内の出力分布に起因する局所的温度差を最も安全側に評価すると、炉心中心におけるナトリウム最大温度: T_{Na} は、

$$\begin{aligned}
 T_{Na} &= T_0 + FrFz\Delta T & \dots\dots\dots \textcircled{2} \\
 &= 200[^\circ\text{C}] + 1.2 \times 1.2 \times 172[^\circ\text{C}] \\
 &= 200 + 248 = 448[^\circ\text{C}]
 \end{aligned}$$

②のナトリウム温度およびこの位置における線出力に基き、炉心中心のペレット中心温度： T_F を求める。この場合ナトリウムの自然循環は無視し、その伝導のみを考える。

$$T_F = T_{Na} + \frac{q'_{max}}{2\pi r_F} \left[\frac{r_F}{2k_F} + \frac{1}{h_g} + \frac{t_C}{k_C} + \frac{t_{Na}}{k_{Na}} \right] \dots\textcircled{3}$$

温度差：(ペレット内) (ギャップ内) (被覆内) (ナトリウム温度境界層内)

$$= 448 + \frac{50 \left[\frac{W}{m} \right]}{2\pi \times 4 \times 10^{-3}[m]} \left[333 + 170 + 20 + 30 \right] \times 10^{-6} \left[\frac{m^2 K}{W} \right]$$

$$= 448 + 1.1 = 449[^\circ\text{C}] \quad \dots \text{ペレット中心最高温度}$$

ここに

$$\frac{r_F}{2k_F} = \frac{4 \times 10^{-3}[m]}{2 \times 6 \left[\frac{W}{mK} \right]} = 333 \times 10^{-6} \left[\frac{m^2 K}{W} \right]$$

$$\frac{1}{h_g} = \frac{1}{6000 \left[\frac{W}{m^2 K} \right]} = 170 \times 10^{-6} \left[\frac{m^2 K}{W} \right]$$

$$\frac{t_C}{k_C} = \frac{0.4 \times 10^{-3}[m]}{20 \left[\frac{W}{mK} \right]} = 20 \times 10^{-6} \left[\frac{m^2 K}{W} \right]$$

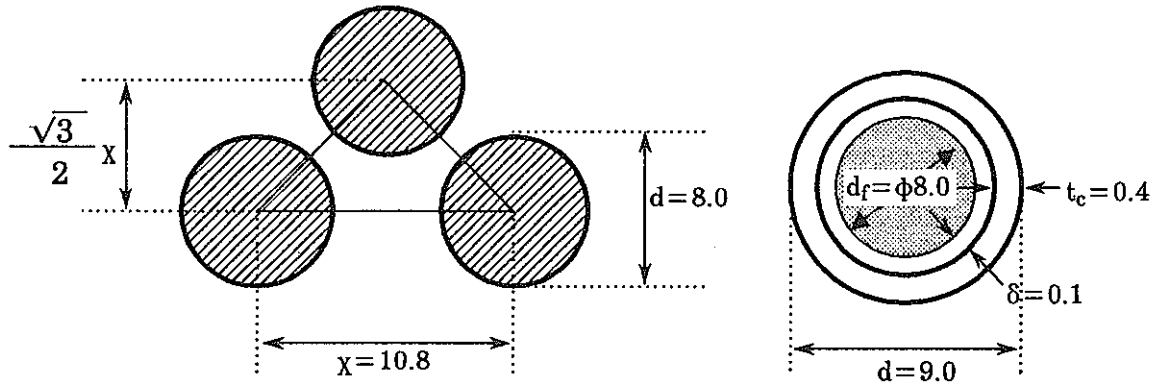
$$\frac{t_{Na}}{k_{Na}} = \frac{2.24 \times 10^{-3}[m]}{76 \left[\frac{W}{mK} \right]} = 30 \times 10^{-6} \left[\frac{m^2 K}{W} \right]$$

3) 検討結果

以上より十分に安全側の評価によっても、ポット内に1時間保持した際のペレット中心温度は449℃以下、被覆管温度は448℃以下である。実際にはポット内に発生するナトリウムの自然対流およびポット外に発生する不活性ガス

の自然対流の作用により上記温度は大幅に低下する。計算で採用した保持時間(1hr)は実際よりも十分に長く仮定している。従ってナトリウムポットによる使用済み燃料の取出し方式は十分に実現の見通しがある。

(付録)炉心内体積比の計算



燃料体積比: α_F

$$\alpha_F = \frac{\frac{\pi}{8} d_F^2}{\frac{\sqrt{3}}{4} x^2} = \frac{\pi \times 64 \times 4}{8 \times \sqrt{3} \times (10.8)^2} = 0.498$$

構造材体積比: α_S

$$\alpha_S = \frac{\frac{\pi}{2} d_c t_c}{\frac{\sqrt{3}}{4} x^2} = \frac{\pi \times 8.6 \times 0.4 \times 4}{8 \times \sqrt{3} \times (10.8)^2} = 0.107$$

冷却材体積比: α_C

$$\alpha_C = 1 - \frac{\frac{\pi}{8} d^2}{\frac{\sqrt{3}}{4} x^2} = 1 - \frac{\pi \times 9^2 \times 4}{8 \times \sqrt{3} \times (10.8)^2} = 0.370$$

ギャップ体積比: α_g

$$\alpha_g = \frac{\frac{\pi}{2} d_g \delta}{\frac{\sqrt{3}}{4} x^2} = \frac{\pi \times 8.1 \times 0.1 \times 4}{2 \times \sqrt{3} \times (10.8)^2} = 0.025$$

ペレット理論密度: $T/D = 0.96$

ペレットスミア密度: $S/D = 0.91$

$$S/D = \frac{0.498 \times 0.96}{0.498 + 0.025} = 0.914$$

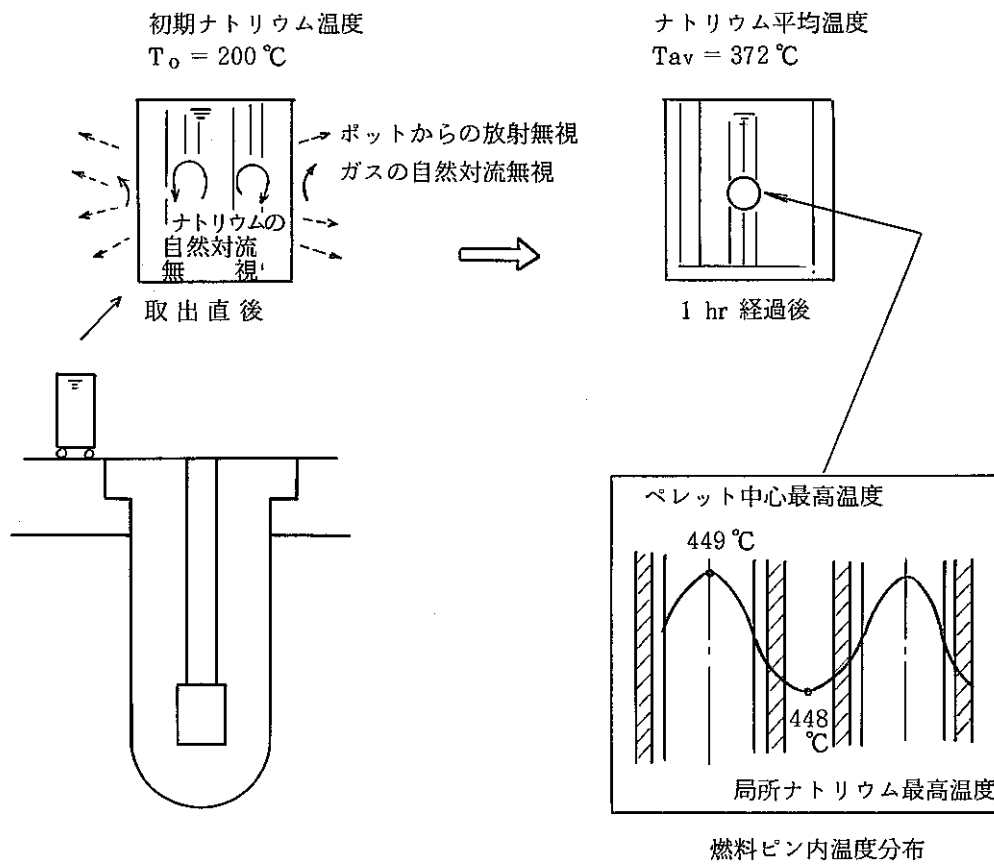


Fig.3-10 ナトリウムポットによる使用済み一体型燃料集合体
取出し時除熱性能評価結果

3.2-2 強制ガス冷却による除熱性能評価

本節では代案として、使用済み燃料集合体を取り出す際にガスの強制循環により冷却する方式の成立性について評価した。

1) 検討条件

燃料ピン直径	$d=9.0$	[mm]
ピンピッチ	$x=10.8$	[mm]
ペレット直径	$d_F=8.0$	[mm]
被覆管厚さ	$t_C=0.4$	[mm]
ギャップ	$\delta=0.1$	[mm]
燃料ピン本数	$N=11196$	[本]
炉心等価直径	$D=1.2$	[m]
炉心高さ	$H=1.28$	[m]
定格時原子炉出力	$P=250$	[MWth]
定格時最大線出力	$q'_{\max}=250$	[W/cm]
ピーキング係数	$F_R=F_Z=1.2$	(仮定)
冷却ガス 炉心内平均流速	$v=1$	[m/s]
冷却ガス 入口温度	$T_{in}=20$	[°C]
炉停止から燃料交換までの日数	14日 ($1.2 \times 10^6 \text{sec}$)	
燃料交換時の崩壊熱	$P/P_0=0.2$	[%]
“ 最大線出力	$q'_{\max}=0.5$	[W/cm]
	$=50$	[W/m]

2) 計算書

ガスの強制循環により冷却中の燃料ペレット中心温度： $T_F(Z)$ は次式で与えられる。

$$T_F(Z) = T(Z) + \frac{q'(Z)}{2\pi r_F} \left[\frac{r_F}{2k_F} + \frac{1}{hg} + \frac{t_C}{k_C} + \frac{r_F}{h(r_F + t_C)} \right] \text{-----①}$$

$$T(Z) = T_{in} + \frac{q'_{\max} h}{WCp\Pi} \left[\sin\left(\frac{\pi z}{h}\right) + \sin\left(\frac{\pi H}{2h}\right) \right] \text{-----②}$$

ここに

燃料ペレット中心温度	$T_F(Z)$	
冷却ガス主流温度	$T(Z)$	
炉心入口冷却ガス温度	$T_{in}=20$	[°C]
燃料ペレット半径	$r_F=4\times 10^{-3}$	[m]
燃料ペレット熱伝導率	$K_F=6$	[W/mK]
ギャップコンダクタンス	$h_g=6000$	[W/m ² K]
被覆管厚さ	$t_C=0.4\times 10^{-3}$	[m]
被覆材熱伝導率	$K_C=20$	[W/mK]
冷却ガス熱伝達係数	$h=32$	[W/m ² K]
燃料交換時最大線出力	$q'_{max}=50$	[W/m]
炉心高さ(反射体節約含む)	$h=2.0$	[m]
炉心高さ	$H=1.28$	[m]
単位チャンネル当り冷却ガス質量流量	$W=61\times 10^{-6}$	[kg/s]
冷却ガス(Ar)比熱	$C_p=520$	[(W·s)/(kg·K)]

①式における冷却ガスの熱伝達係数： h は以下により与えられる。

$$\text{冷却ガスの熱伝達係数} : h = \frac{k_{Ar}}{D_h} Nu$$

$$\text{ここに流力等価直径} : D_h = d \left[\frac{2\sqrt{3}}{\pi} \left(\frac{x}{d} \right)^2 - 1 \right]$$

$$= 9 \left[\frac{2\sqrt{3}}{\pi} \left(\frac{10.8}{9} \right)^2 - 1 \right]$$

$$= 5.29 [mm]$$

冷却ガス(Ar)の平均温度を400Kとすると $Pr=0.67$ 。

伝熱工学資料より

$$Nu = 0.5 \times \sqrt{Re}$$

$$Re = \frac{vD_h}{\nu} = \frac{1000 \left[\frac{mm}{s} \right] \times 5.3[mm]}{23 \left[\frac{mm^2}{s} \right]} = 230$$

$$\therefore Nu = 0.5 \times \sqrt{230} = 7.6$$

$$h = \frac{k_{Ar}}{D_h} Nu = \frac{22 \times 10^{-3} \left[\frac{W}{mK} \right] \times 7.6}{5.3 \times 10^{-3}[m]} = 32 \left[\frac{W}{m^2K} \right]$$

[計算]

①式 右辺[]内各項の計算

$$\frac{r_F}{2k_F} = \frac{4 \times 10^{-3}[m]}{2 \times 6 \left[\frac{W}{mK} \right]} = 0.33 \times 10^{-3} = 333 \times 10^{-6} \left[\frac{m^2K}{W} \right]$$

$$\frac{1}{hg} = \frac{1}{6000 \left[\frac{W}{m^2K} \right]} = 170 \times 10^{-6} \left[\frac{m^2K}{W} \right]$$

$$\frac{t_C}{k_C} = \frac{0.4 \times 10^{-3}[m]}{20 \left[\frac{W}{mK} \right]} = 20 \times 10^{-6} \left[\frac{m^2K}{W} \right]$$

$$\frac{r_F}{h(r_F + t_C)} = \frac{4 [mm]}{32 \left[\frac{W}{m^2K} \right] \times (4 + 0.4)[mm]} = 28400 \times 10^{-6} \left[\frac{m^2K}{W} \right]$$

以上の和は、

$$[] = (333 + 170 + 20 + 28400) \times 10^{-6} = 0.029 \left[\frac{m^2K}{W} \right]$$

①式 右辺第2項は、

$$\frac{q'(Z)}{2\pi r_F} \times 0.029 = \frac{q_{max} \cos\left(\frac{\pi Z}{h}\right)}{2\pi r_F} \times 0.029$$

$$= \frac{50 \left[\frac{W}{m} \right] \cos\left(\frac{\pi Z}{h}\right)}{2\pi \times 4 \times 10^{-3} [m]} \times 0.029 \left[\frac{m^2 K}{W} \right]$$

$$= 57.7 [^{\circ}C]$$

上式の値を各Zの値に対して計算すると、

冷却材主流からペレット中心までの温度差	$Z=0$ (炉心中心)	$57.7 \times \cos(0)$	$= 57.7 [^{\circ}C]$
	$Z=0.1H$	$57.7 \times \cos\{(\pi \times 12.8)/200\}$	$= 56.5$
	$Z=0.2H$	$57.7 \times \cos\{(\pi \times 25.6)/200\}$	$= 53.1$
	$Z=0.3H$	$57.7 \times \cos\{(\pi \times 38.4)/200\}$	$= 47.5$
	$Z=0.4H$	$57.7 \times \cos\{(\pi \times 51.2)/200\}$	$= 40.0$
	$Z=0.5H$ (炉心出口)	$57.7 \times \cos\{(\pi \times 64)/200\}$	$= 30.9$

次の②式のWを求める。単位流路断面積aは

$$a = 2 \left[\frac{\sqrt{3}}{4} x^2 - \frac{\pi}{8} d^2 \right] = 2 \left[\frac{\sqrt{3}}{4} (10.8)^2 - \frac{\pi \times 8^2}{8} \right]$$

$$= 50.8 [mm^2] = 50.8 \times 10^{-6} [m^2]$$

単位チャンネル体積流量:f

$$f = va = 1 \left[\frac{m}{s} \right] \times 50.8 \times 10^{-6} [m^2] = 50.8 \times 10^{-6} \left[\frac{m^3}{s} \right]$$

$$w = f\rho = 50.8 \times 10^{-6} \left[\frac{m^3}{s} \right] \times 1.2 \left[\frac{kg}{m^3} \right] = 61 \times 10^{-6} \left[\frac{kg}{s} \right]$$

②式 右辺第2項[]内の計算

$$\left\{ \begin{array}{llll} Z=0 & \dots\dots\dots \sin(0) + \sin\{(\pi \times 128)/(2 \times 200)\} = 0 + 0.844 & = 0.844 \\ Z=0.1H & \dots\dots\dots \sin(12.8\pi/200) + 0.844 & = 1.04 \\ Z=0.2H & \dots\dots\dots \sin(25.6\pi/200) + 0.844 & = 1.24 \\ Z=0.3H & \dots\dots\dots \sin(38.4\pi/200) + 0.844 & = 1.41 \\ Z=0.4H & \dots\dots\dots \sin(51.2\pi/200) + 0.844 & = 1.56 \\ Z=0.5H & \dots\dots\dots \sin(64\pi/200) + 0.844 & = 1.69 \end{array} \right.$$

$$\frac{q'_{max} h}{WC_P \Pi} = \frac{50 \left[\frac{W}{m} \right] \times 2.0 [m]}{61 \times 10^{-6} \left[\frac{kg}{s} \right] \times 520 \left[\frac{W \cdot s}{kg \cdot K} \right] \times \Pi} = 1003 [^{\circ}C]$$

よって①式は、

$$\left\{ \begin{array}{ll} \text{ペレット中心温度} & \left\{ \begin{array}{ll} T_F(0) & = 20 + 1003 \times 0.84 + 58 = 921 \quad [^{\circ}C] \\ T_F(0.1H) & = 20 + 1003 \times 1.04 + 57 = 1120 \\ T_F(0.2H) & = 20 + 1003 \times 1.24 + 53 = 1317 \\ T_F(0.3H) & = 20 + 1003 \times 1.41 + 48 = 1482 \\ T_F(0.4H) & = 20 + 1003 \times 1.56 + 40 = 1625 \\ T_F(0.5H) & = 20 + 1003 \times 1.69 + 31 = 1746 \quad [^{\circ}C] \end{array} \right. \end{array} \right.$$

入口温度
冷却材主流温度上昇
主流からペレット中心までの温度差

炉心中心
↓
ペレット中心最高温度

炉心出口
ペレット中心最高温度

[計算結果]

計算の結果、ペレット中心温度が最高となるのはセンターチャンネルの炉心出口($Z=H/2$)においてであり、その値は

$$T_{F,max} = 1746 [^{\circ}C] \quad (\text{被覆管最高温度はこれより } 0.5^{\circ} \text{ 低い})$$

センターチャンネルの冷却ガス出口温度は

$$T(H/2) = T_{in} + \Delta T = 20 + 1695 = 1715 [^{\circ}C]$$

冷却ガス出口平均温度は

$$T_{out,av} = T_{in} + \frac{\Delta T}{Fr} = 20 + \frac{1695}{1.2} = 1433 [^{\circ}C]$$

次に冷却ガス流量を求める。単位流路断面積： a は、

$$a = 2 \left[\frac{\sqrt{3}}{4} x^2 - \frac{\pi}{8} d^2 \right] = 2 \left[\frac{\sqrt{3}}{4} (10.8)^2 - \frac{\pi}{8} \times 8^2 \right]$$

$$= 50.8 [mm^2] = 50.8 \times 10^{-6} [m^2]$$

冷却ガス体積流量： F は、

$$F = NVa = 11196 [\text{本}] \times 1 [m/s] \times 50.8 \times 10^{-6} [m^2]$$

$$= 0.57 [m^3/s] = 34 [m^3/min]$$

冷却ガス質量流量： W は、

$$W = \rho F = 0.57 [m^3/s] \times 1.2 \left[\frac{kg}{m^3} \right]$$

$$= 0.68 [kg/s] = 41 \left[\frac{kg}{min} \right]$$

冷却ガスは閉ループの構成のため冷却器を必要とする。冷却器容量は炉心の崩壊熱すなわち定格出力の0.2%に相当する500kWである。

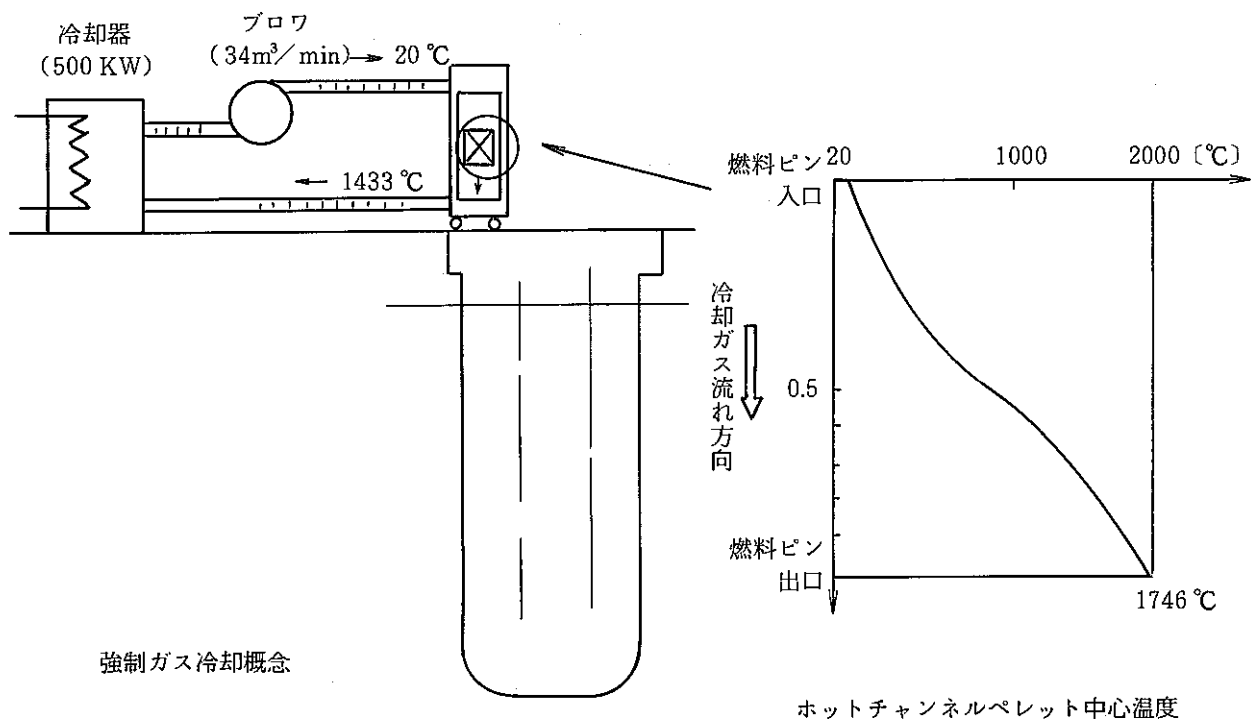
3) 検討結果

① 炉停止後14日を経過した使用済み一体型集合体をアルゴンガスの強制循環(流量 $34m^3/min$ 、ガス入口温度 $20^\circ C$)により冷却する場合、ペレット中心最高温度 $1746^\circ C$ (被覆管最高温度もほぼ同じ)、ガス出口平均温度 $1433^\circ C$ となる。冷却ガス系は閉ループとし500kWの冷却器を必要とする。

② 上記冷却方式によりペレットの溶融は避けられるが、以下の欠点がある：

- 冷却ガス系設備が大規模となり、燃料取扱い設備簡素化の趣旨にそぐわない。
- ブロア停止時の安全性に問題がある。
- 炉内自由液面からの引き上げ時の除熱が難しい。
- 再処理までの貯蔵中の被覆管の健全性に問題がある。

よって本方式は不採用とした。



(本方式は不採用と決定した)

Fig. 3 - 11 強制ガス冷却による使用済み一体型燃料集合体
除熱性能評価結果

3.3 自然循環特性評価

本プラントは以下の理由により自然循環特性が優れていると考えられる。

- 一体型集合体の採用により炉心圧損が低減される。
- 定格時の最大線出力が250w/cmで、大型炉(430w/cm)のそれよりも小さいため、自然循環時のペレットの溶融に対してはかなり余裕がある。

本節では炉心出口温度が構造材温度制限の650°Cを越えない条件での崩壊熱除去能力を簡易的に評価し、大型炉のそれと比較した。

1)検討条件

定格時圧損値は表3.5による。

表3.5 定格時一巡圧損の内訳[kg/cm²]

	大型炉		本プラント	
	LOOP	POOL	LOOP	POOL
炉心	3.5kg/cm ²	3.5	1.5	1.5
炉構造	1.5	1.0	1.5	1.0
IHX	0.4	0.3	0.4	0.3
逆止弁	0.5	—	—	—
配管	0.4	—	0.4	—
一巡圧損	6.3kg/cm ²	4.8kg/cm ²	3.8kg/cm ²	2.8kg/cm ²
ポンプ揚程	73 mNa	56 mNa	44 mNa	33 mNa

炉心入口温度 $T_{in}=360$ [°C]

炉心出口温度 (定格時) $T_{out,nom}=500$ [°C]

(定常自然循環時許容値) $T_{out,nc}=650$ [°C]

2)計算書

与えられた炉心出入口温度差のもとで、自然循環により定常的に除去できる崩壊出力： P_{NC} [KW]は次式で与えられる。

$$P_{NC} = \Delta T_{NC}^{3/2} m C_p \sqrt{\frac{2g\beta\Delta Z}{K}} \quad \dots \quad \textcircled{1}$$

$$K = \frac{2m^2 g H_p}{W_{nom}^2} \quad \dots \quad \textcircled{2}$$

$$W_{nom} = \frac{P_{nom}}{C_p \Delta T_{nom}} \quad \dots \quad \textcircled{3}$$

ここに定常自然循環時炉心出入口温度差

$$\Delta T_{NC} = 650 - 360 = 290 [^{\circ}\text{C}]$$

比重量

$$m = 865 [\text{kg}/\text{m}^3]$$

比熱

$$C_p = 1.3 [\text{KJ}/(\text{kg} \cdot ^{\circ}\text{C})] = 1.3 [(\text{KW} \cdot \text{S})/(\text{kg} \cdot ^{\circ}\text{C})]$$

体膨張係数

$$\beta = 2.9 \times 10^{-4} [^{\circ}\text{C}^{-1}]$$

伝熱中心差

$$\Delta Z [\text{m}]$$

系統圧損係数

$$K [\text{m}^{-4}]$$

定格時ポンプ揚程

$$H_p [\text{m}]$$

定格時1次系質量流量

$$W_{nom} [\text{kg}/\text{s}]$$

定格時炉心出入口温度差

$$\Delta T_{nom} = 500 - 360 = 140 [^{\circ}\text{C}]$$

定格時炉心熱出力

$$P_{nom} = 250 [\text{MWth}]$$

[計算例] 本プラント(Pool型、伝熱中心差 $\Delta Z = 4\text{m}$)の場合、

$$W_{nom} = \frac{250 \times 10^3 [\text{KW}]}{1.3 \left[\frac{\text{KW} \cdot \text{S}}{\text{kg} \cdot ^{\circ}\text{C}} \right] \times 140 [^{\circ}\text{C}]} = 1374 [\text{kg}/\text{s}]$$

$$K = \frac{2 \times (865)^2 \left[\frac{\text{kg}^2}{\text{m}^6} \right] \times 9.8 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}^2} \right] \times 33 [\text{m}]}{(1374)^2 \left[\frac{\text{kg}^2}{\text{s}^2} \right]} = 256 [\text{m}^{-4}]$$

$$P_{NC} = (290)^{3/2} \times 865 \times 1.3 \sqrt{\frac{2 \times 9.8 \times 2.9 \times 10^{-4} \times 4}{256}}$$

$$\left[^{\circ}\text{C}^{3/2} \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \frac{\text{KW} \cdot \text{S}}{\text{kg} \cdot ^{\circ}\text{C}} \sqrt{\frac{\text{m}}{\text{S}^2} \frac{\text{m}}{^{\circ}\text{C}} \frac{1}{\text{m}^{-4}}} \right]$$

$$=52335[\text{KW}]=52.3[\text{MW}]$$

この際のペレット中心温度： $T_F(Z)$ は次式で与えられる。

$$T_F(Z) = T_{in} + \frac{q'_{max} h}{WCp\Pi} \left[\sin\left(\frac{\pi Z}{h}\right) + \sin\left(\frac{\pi H}{2h}\right) \right] \\ + \frac{q'_{max}}{2\Pi r_F} \cos\left(\frac{\pi Z}{h}\right) \left[\frac{r_F}{2k_F} + \frac{1}{hg} + \frac{t_c}{k_c} + \frac{r_F}{h(r_F + t_c)} \right] \quad \dots \quad ④$$

計算の結果、ペレット中心温度はセンターチャネルの炉心出口($Z=H/2$)において最大となり、その値は

$$T_F(H/2) = 360[^\circ\text{C}] + \frac{5.225[\text{KW/m}] \times 2[\text{m}]}{\frac{1374}{11196} \left[\frac{\text{kg}}{\text{s}} \right] \times 0.209 \times \frac{140}{290} \times 1.3 \left[\frac{\text{KW}\cdot\text{S}}{\text{kg}\cdot\text{K}} \right] \times \Pi} \times 2 \sin\left(\frac{64\Pi}{200}\right) \\ + \frac{5225[\text{W/m}] \cos\left(\frac{64\Pi}{200}\right)}{2\Pi \times 4 \times 10^{-3}[\text{m}]} [500 + 170 + 20 + 10] \times 10^{-6} \left[\frac{\text{m}^2\text{K}}{\text{W}} \right]$$

$$= 360 + 349 + 78 = 787[^\circ\text{C}] \quad \dots \quad \text{ペレット中心最高温度}$$

(炉心入口温度) (冷却材温度上昇) (ペレット中心までの温度差)

なお、被覆管最高温度は

$$T_{clad}(H/2) = 360 + 349 + \frac{30}{700} \times 78$$

$$= 360 + 349 + 3 = 712[^\circ\text{C}]$$

センターチャネル冷却材出口温度は

$$T_{out}(H/2) = 360 + 349 = 709[^\circ\text{C}]$$

これはナトリウムの沸点 881.6°C を下回る。

ただし④式の計算において物性値およびナトリウムの熱伝達係数は以下の値を使用した(記号は3.2-1項参照)

$$\frac{r_F}{2k_F} = \frac{4 \times 10^{-3}[\text{m}]}{2 \times 4 \left[\frac{\text{W}}{\text{mK}} \right]} = 500 \times 10^{-6} \left[\frac{\text{m}^2\text{K}}{\text{W}} \right]$$

$$\frac{1}{hg} = \frac{1}{6000 \left[\frac{\text{W}}{\text{mK}} \right]} = 170 \times 10^{-6} \left[\frac{\text{m}^2\text{K}}{\text{W}} \right]$$

$$\frac{t_c}{k_c} = \frac{0.4 \times 10^{-3} [m]}{20 \left[\frac{W}{mK} \right]} = 20 \times 10^{-6} \left[\frac{m^2 K}{W} \right]$$

$$\frac{r_F}{h(r_F + t_c)} = \frac{4 [mm]}{89656 \left[\frac{W}{mK} \right] \times (4.0 + 0.4) [mm]} = 10.1 \times 10^{-6} \left[\frac{m^2 K}{W} \right]$$

上式において

$$h = \frac{k_{Na}}{D_h} \cdot Nu$$

ここに

$$k_{Na} = 71 \left[\frac{W}{mK} \right]$$

$$D_h = 5.29 [mm]$$

$$Nu = 6.3 + 0.03(Re \cdot Pr)^{0.8}$$

$$Re = \frac{VD_h}{\nu} = \frac{287 [mm/s] \times 5.29 [mm]}{0.323 [mm^2/s]} = 4700$$

$$V = 0.209 \times \frac{140}{290} V_{nom} = 0.209 \times \frac{140}{290} \times \frac{W_{nom}}{\rho Na}$$

$$= 0.209 \times \frac{140}{290} \times \frac{1374 \left[\frac{kg}{s} \right]}{849 \left[\frac{kg}{m^3} \right] \times 11196 [本] \times 50.8 \times 10^{-6} [m^2/本]}$$

$$= 0.287 [m/s] = 287 [mm/s]$$

$$Pr = 0.0051$$

$$\therefore Nu = 6.3 + 0.03(4700 \times 0.0051)^{0.8} = 6.68$$

$$h = \frac{71 \left[\frac{W}{mK} \right] \times 6.68}{5.29 \times 10^{-3} [m]} = 89656 \left[\frac{W}{m^2K} \right]$$

3)検討結果

計算結果を表3.6に示す。

表3.6 定常自然循環時崩壊熱除去能力

伝熱中心差 (mNa)	本プラント(250MWth)		大型炉(2500MWth)	
	プール型	ループ型	プール型	ループ型
4	52.3MWth (20.9%)	45.3MWth (18.1%)	401MWth (16.0%)	351MWth (14.0%)
3	45.3MWth (18.1%)	39.2MWth (15.7%)	347MWth (13.9%)	304MWth (12.2%)
2	37.0MWth (14.8%)	32.0MWth (12.8%)	284MWth (11.3%)	248MWth (9.9%)

注) 炉心出口温度650℃、炉心入口温度360℃の場合

検討の結果、以下に示す如く本プラントの利点が明らかとなった。

- ① 本プラントは一巡圧損低減の効果により、崩壊熱除去能力は大型炉よりも優れている。
- ② 本プラントにおいて定常自然循環時の炉心出口温度が650℃となった場合、燃料の健全性には問題はなく、ナトリウムの沸騰も避けられる。

(例) プール型、伝熱中心差 $\Delta Z=4m$ のケース

ペレット中心最高温度	787 [°C]
被覆管内面最高温度	712 [°C]
センターチャネル冷却材出口温度	709 [°C]

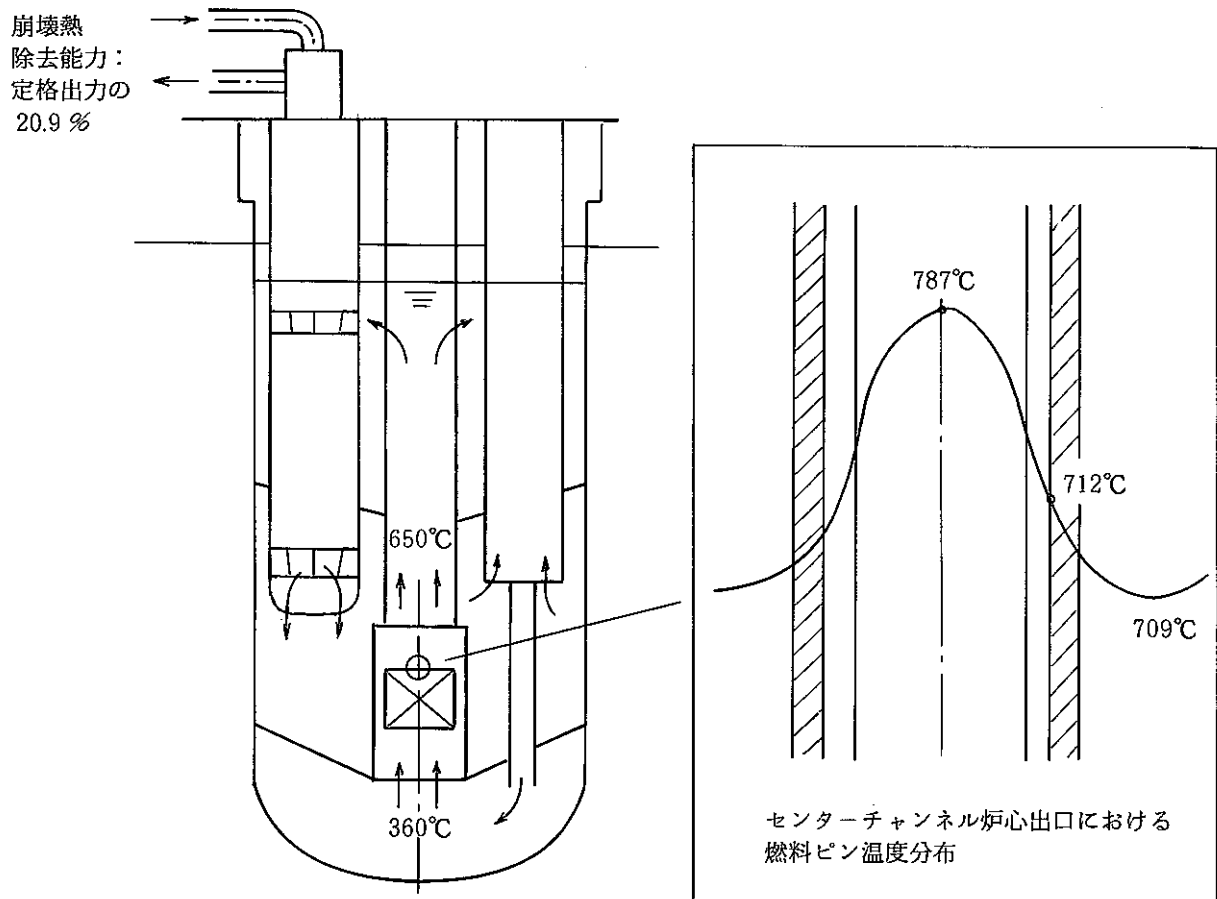


Fig.3 - 12 自然循環特性評価結果

3.4 一体型炉心特性の評価

一体型炉心の反応度制御および燃料交換時の臨界安全性について検討を行なうため、まず、基準となる炉心を1つ設定した。設定条件は、燃料交換をせず3年間燃焼させた場合反応度低下が小さいことし、第2章で検討した炉心より選んだ。その炉心仕様を表3.7、R-Z炉心体系図を図3.13に示す。なお、基準炉心のPu富化度は、燃料交換をせず3年間燃焼可能な量に設定した。外側と内側炉心のPu富化度の比は、燃焼末期の外側と内側炉心の最大出力の比が一致するように設定した。基準炉心の炉心特性を表3.8に示す。

3.4.1 反応度制御

1) 各種制御方式の制御可能反応度

制御方法は、炉心外側の1層の集合体で反応度制御を行うとすると、以下の5ケースが考えられる。それぞれの制御方法の概念図を図3.14～3.15に示す。

ケース	制御方法
1	SUS集合体の上下の移動
2	B ₄ C集合体の上下の移動
3	上部がB ₄ C、下部がSUSの集合体の上下の移動
4	片面がB ₄ C、反対面がSUSの円柱状集合体の回転
5	片面がB ₄ C、反対面がBeの円柱状集合体の回転

制御反応度は、CITATIONコードを用い、7群R-Z拡散計算により求めた。計算体系図を図3.17に示す。制御集合体の層は、いずれのケースにおいても厚みが約16cmのリングとしてモデル化した(図3.16 参照)。また、各制御集合体内の体積比は下表に示す通りである。B₄C中の¹⁰Bの濃度については、高濃度(90w/o)と低濃度(30w/o)の両方について計算を行った。

制御集合体	体積比(%)	備考
SUS集合体	SUS/Na=76.3/23.7	61年度リファレンス炉心の径方向遮蔽体
B ₄ C集合体	SUS/Na/B ₄ C =13.5/34.7/46.0	61年度リファレンス炉心の制御棒
Be集合体	SUS/Na/Be =14.7/24.6/57.4	「常陽Mk-Ⅲ」径方向反射体検討時の設定値

計算結果を表3.9に示す。この表より、ケース3の制御方法が最も良く、制御可能反応度は最大 $7.58\%\Delta k/kk'$ であることがわかった。

2) 各種制御方式の燃焼特性

制御すべき反応度のうち燃焼補償以外の反応度は、表3.10より $4.35\%\Delta k/kk'$ である。従って、制御可能反応度より $4.35\%\Delta k/kk'$ を差し引いた量だけ燃焼反応度として充てることができる、つまり、その燃焼反応度の量だけ原子炉の運転が可能となる。運転可能な期間を以下の方法により求める。また、制御可能反応度が、 $4.35\%\Delta k/kk'$ を越えない制御方式は運転ができないものとした。

$$\text{運転可能期間(年)} = \frac{(\text{制御可能反応度}) - 4.35}{(\text{基準炉心の燃焼反応度})} \times 3(\text{年})$$

各制御方式についての運転可能期間を表3.11である。最も運転可能期間が長い制御方式はケース3で、2.84年となる。また、この時の平均燃焼度は3.4万MWd/tとなり、「もんじゅ」炉心の約1/2となる。従って、燃料サイクルコストがかなり上昇する。

3.4.2 燃料交換時の臨界安全性

一体型炉心は、これまでの集合体単位での燃料交換とは違い、炉心単位で取り扱うため、臨界管理が問題となる。燃料交換時については、以下の事象が考えられる。

- ①新燃料炉心組立て時
- ②新燃料炉心キャスク搬入時
- ③新燃料炉心炉内搬入時
- ④使用済み燃料炉心炉外取り出し時
- ⑤使用済み燃料炉心キャスク搬入時
- ⑥使用済み燃料炉心炉外貯蔵槽搬入時

事象④、⑤は、それぞれ、事象③、②に包絡され得る。従って、臨界安全性の検討は、①～③、⑥について行えばよい。それぞれの事象の概念図を図3.18に示す。今回は、このうち事象①、③について検討を行った。臨界計算は、CITATIONコードを用い、7群R-Z拡散計算により行った。結果を表3.12に示す。

検討の結果、事象①では、実効増倍率 k_{eff} は ~ 0.97 となり、未臨界であることを確認した。しかし、事象③では、実効増倍率 k_{eff} は ~ 1.00 となり未臨界性が保たれないことがわかった。従って、未臨界にするためには、1)炉心をいくつかのセクターに分割して取り扱う、2)炉心内に $1\%\Delta k/kk'$ 程度の吸収体(ポイズンブラグ)を挿入して取り扱う等の対策が必要である。

3.4.3 その他

一体型基準炉心のボイド反応度は正で、 $1.6\% \Delta k/kk'$ ($\sim 4\$$)となる。また、炉心部圧損は、 1.5 kg/cm^2 程度となる。

3.4.4 まとめ

一体型炉心の反応度制御および燃料交換時の臨界安全性について検討を行った。その結果、以下のことがわかった。

- 1) 制御方法で最良のものは、上部が B_4C 、下部が SUS の制御集合体の上下の移動により反応度制御を行う方式で、制御可能反応度は $7.58\% \Delta k/kk'$ である。
- 2) 上記制御方法で燃料交換をせずに運転可能な期間は、2.8年となる。また、この時の平均燃焼度は「もんじゅ」炉心の約1/2となり、燃料サイクルコストが上昇する。
- 3) 燃料交換時、炉心単位で取りった場合、未臨界性が保たれないため、1)炉心をいくつかのセクターに分割して取り扱う、2)炉心内に制御棒集合体のようなポイズンプラグを挿入して取り扱う等の対策が必要である。
- 4) 一体型基準炉心のナトリウムボイド反応度は正で $4\$$ 程度である。従って、ナトリウムボイド反応度を低減するためには、1)炉心型式を径方向非均質炉心に変更する、2)炉心サイズを縮小する等の対策が必要である。

今後の課題としては、以下の項目が考えられる。

① 高燃焼度化および燃焼度反応度の低減

径方向非均質炉心の検討

新型燃料の採用

② 臨界安全性

分割取り扱い時の臨界性の検討

ポイズンプラグの検討

キャスク搬入時の検討

炉外貯蔵時の検討

③ ナトリウムボイド反応度の低減

径方向非均質炉心の検討

炉心サイズ縮小の検討

④ 精度向上

3次元体系での詳細評価

輸送効果の詳細評価

制御反応度の詳細評価

表3.7 基準炉心仕様

電気出力	100MW
最大線出力	250W/cm以下
炉心高さ	100cm
上下軸ブランケット	30cm
上下軸方向遮蔽体	30cm
径ブランケット	なし
集合体	ダクトレス集合体
ワイヤ	なし
被覆管直径	9.0mm
被覆管肉厚	0.4mm
P/D	1.2
燃料体積比	50.84%
構造材体積比	10.40%
冷却材体積比	38.76%

表3.8 基準炉心の炉心特性

炉 心 高 さ				100		cm		集 合 体 ビ ッ チ				18.03		cm	
ピ ン 径				9.0		mm		P u 富 化 度		(内側)		12.20		W/O	
炉 心 直 径				152.9		cm				(外側)		20.30		W/O	
サ イ ク ル		K-EFF		燃 焼 反 応 度 (%ΔK/KK')		最大高速中性子束 (n/cm2*s)		最 大 線 出 力 (w/cm)			ビ ー キ ン グ 係 数				
								(内側炉心)	(外側炉心)	(外 / 内)	(径方向)	(軸方向)	(炉 心)		
	BOC	1.031627		3.41		1.096E+15		172.0	236.7	1.38	1.28	1.28	1.634		
	EOC	0.996563				1.293E+15		201.8	205.0	1.02	1.16	1.24	1.444		
サ イ ク ル		増 殖 比		Fissile Pu量 (T)				原 子 炉 倍 増 時 間 (年)	炉 心 平 均 燃 焼 度 (MWD/T)	出 力 分 担 率 (%)					
		(炉心)	(全体)	(炉心)	(軸ブラ)	(径ブラ)	(計)			(炉心)	(軸ブラ)	(径ブラ)			
	BOC	0.93	1.14	0.92	0.00	0.00	0.92	185.7	36300	98.4	1.6	0.0			
	EOC	0.95	1.15	0.88	0.06	0.00	0.94			96.5	3.5	0.0			
7群マイクロ断面積									PA30F.MICOFU.DATA					備 考 燃 焼 日 数 : 1095日 燃 料 交 換 : 1バッチ	
SYSTEM DATA									PA30F.@LDEN10.DATA(REF)						
CITATION DATA									PA30F.@LCIT10.DATA(REF)						
TABLE DATA									PA30F.@LTBL10.DATA(REF)						
OUTPUT FILE (FLUX)															
OUTPUT FILE (POWER)															
OUTPUT FILE (APPLE)															

表3.9 制御可能反応度

	¹⁰ B 濃度	keff1	keff2	反応度 (%Δk/kk')
Case1	—	1.0328846	1.0116377	2.03
Case2	30	0.9706510	1.0116377	4.17
	90	0.9578996	1.0116377	5.55
Case3	30	0.9706510	1.0328846	6.21
	90	0.9578996	1.0328846	7.58
Case4	30	1.0043316	0.9743291	3.07
	90	0.9966894	0.9597763	3.86
Case5	30	1.0142355	0.9713545	4.35
	90	1.0122061	0.9586284	5.52

表3.10 制御反応度の内訳

項 目	%Δk/kk'
温度補償 ¹⁾	1.65
燃焼補償	A
炉の反応度の誤差吸収 ¹⁾	1.0
運転余裕 ¹⁾	0.3
炉停止余裕 ¹⁾	1.4
制御すべき反応度合計	A + 4.35

1) 「もんじゅ」より

表3.11 制御方式と運転サイクル期間

	^{10}B 濃度	制御可能 反応度 ($\% \Delta k / k k'$)	燃焼補償 反応度 ($\% \Delta k / k k'$)	運転サイクル 期間(年)	燃焼度 (万MWd/t)
Case1	—	2.03	×	×	×
Case2	30	4.17	×	×	×
	90	5.55	1.20	1.06	1.28
Case3	30	6.21	1.86	1.64	1.98
	90	7.58	3.23	2.84	3.44
Case4	30	3.07	×	×	×
	90	3.86	×	×	×
Case5	30	4.35	×	×	×
	90	5.52	1.17	1.03	1.25

× 運転不可

表3.12 燃料交換時の臨界性

	keff(計算値)	温度補正 ¹⁾	輸送補正	補正後keff	評価
①	0.9406361	0.0130	0.0134 ³⁾	0.97	未臨界
③	0.9782906	0.0054	0.0134 ²⁾	1.00	臨界

1)定格時の温度の断面を用いて計算したため、温度補正を行った。

2)輸送補正については、形状がほぼ同等の炉心の補正值を用いた。

3)③の補正值を流用した。

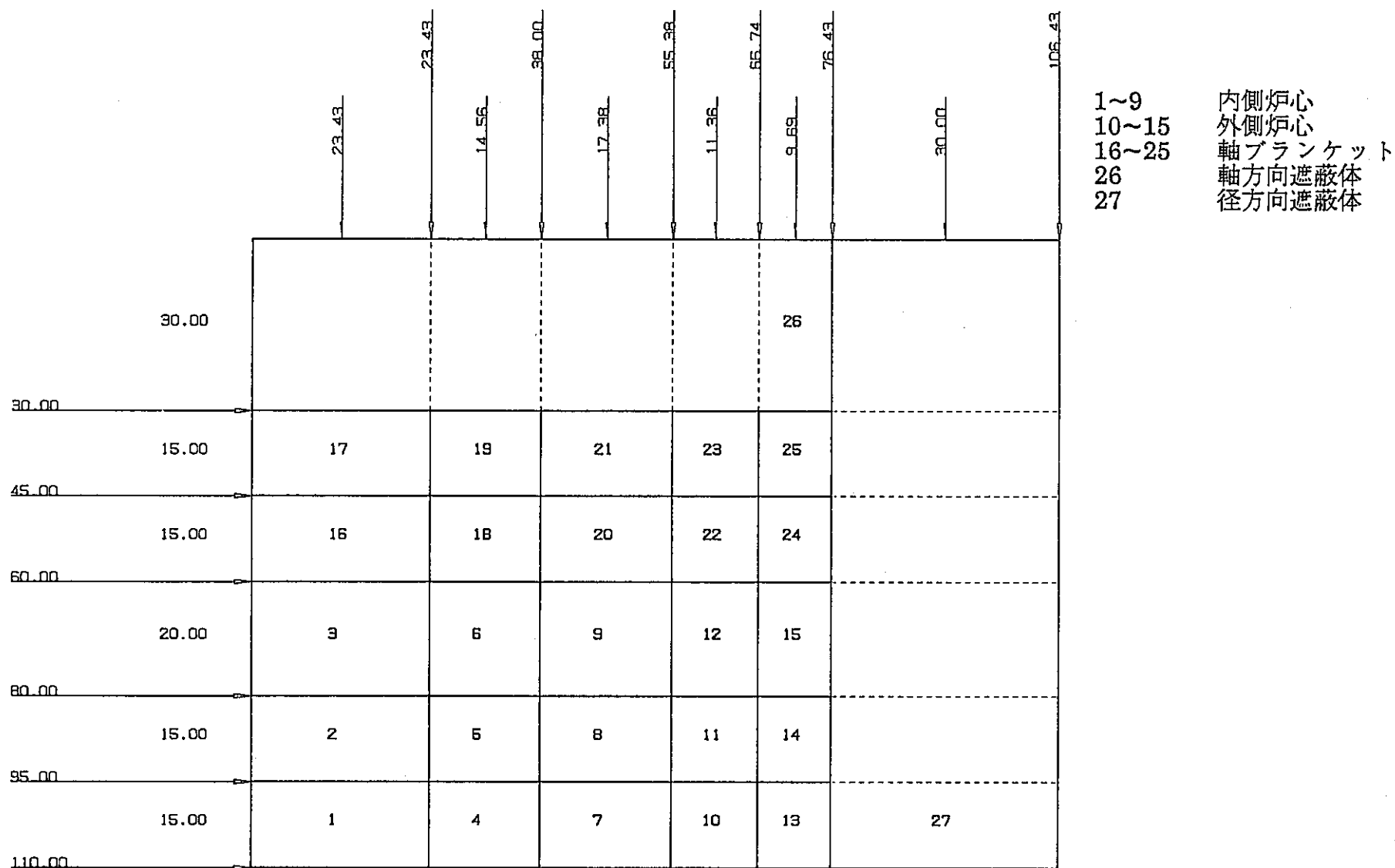


図3.13 基準炉心 R-Z_{1/2}炉心体系図

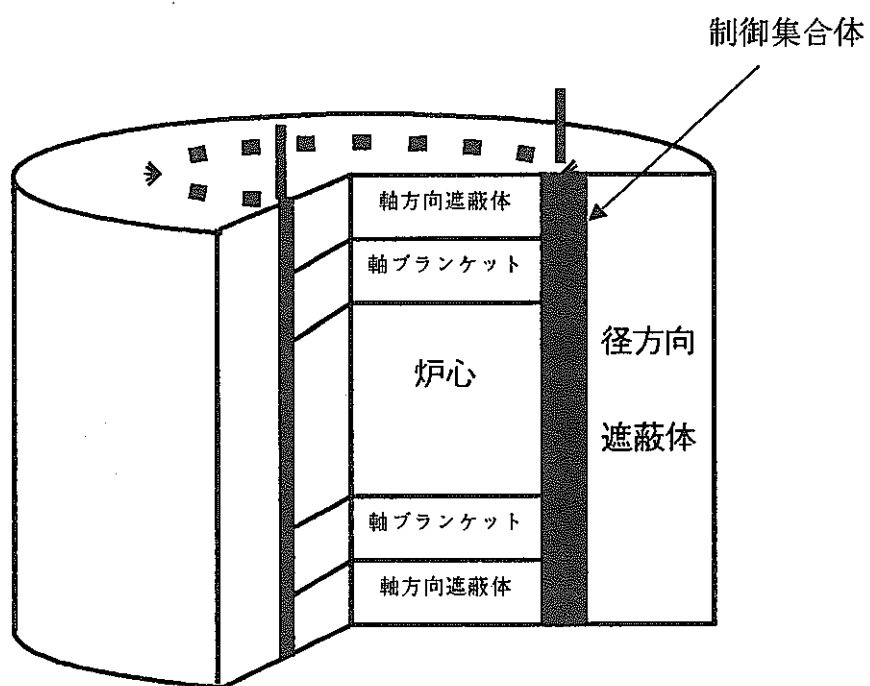
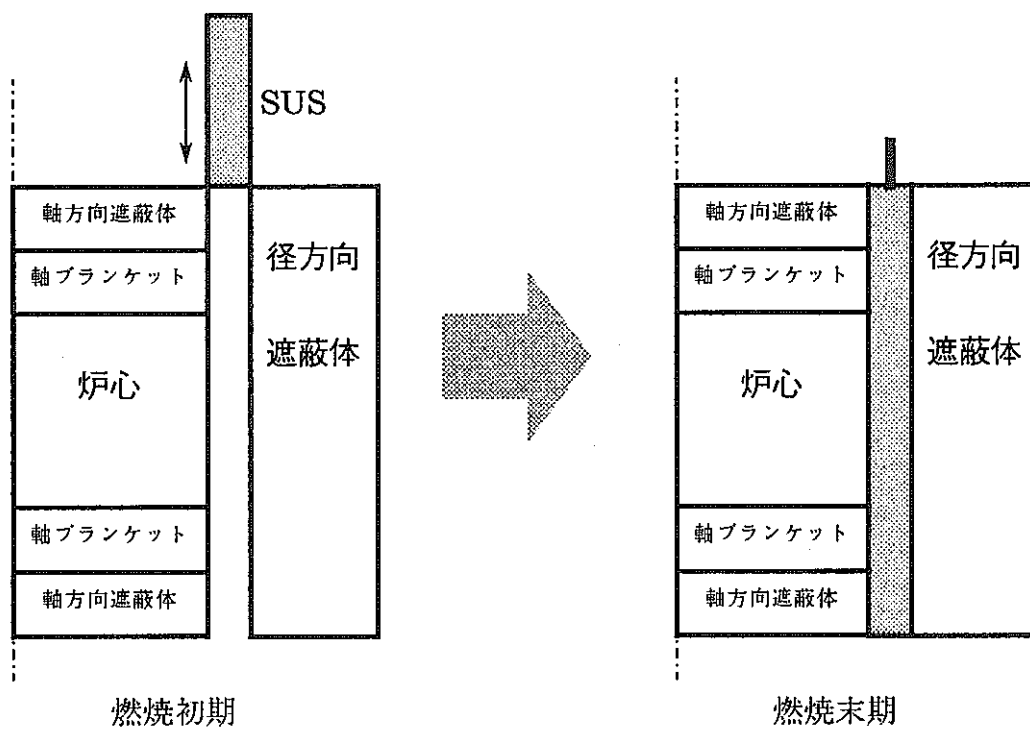


図3.14 反応度制御概念図

Case 1 SUS反射体の挿入による制御



Case 2 B_4C 吸収体の挿入による制御

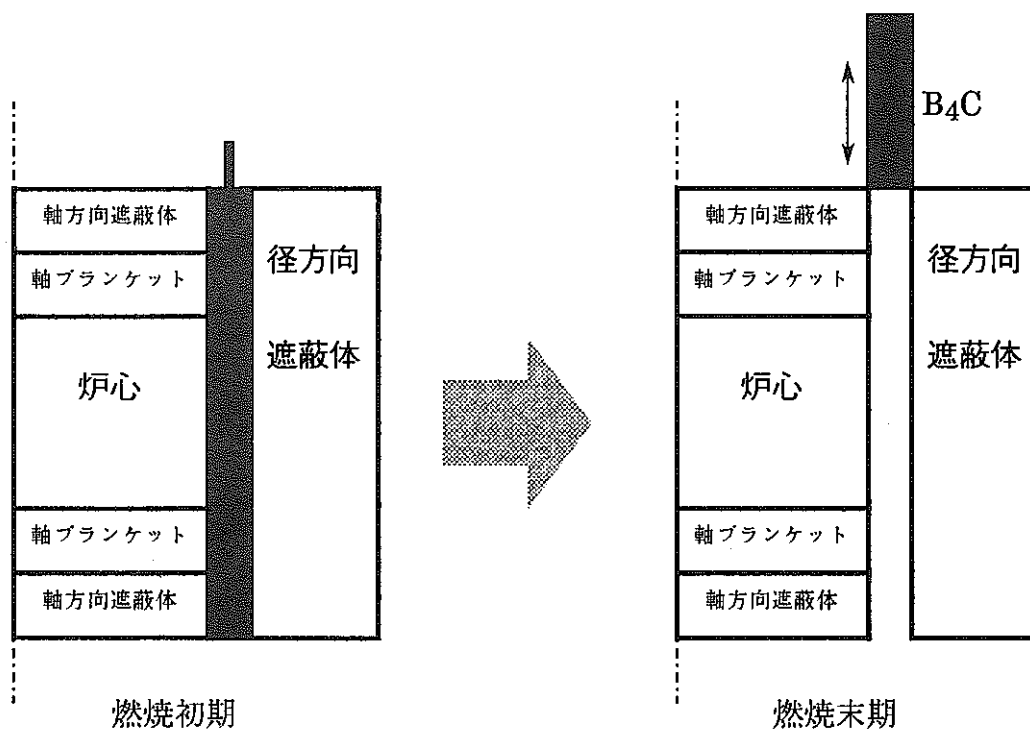
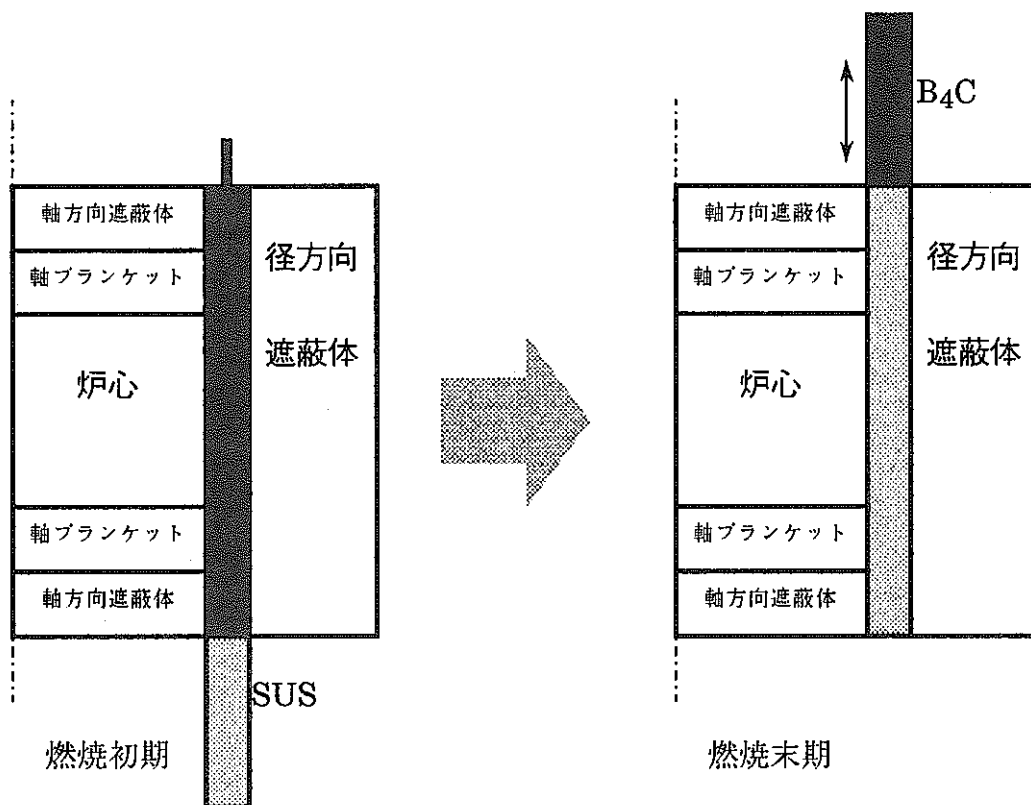


図3.15 制御方法概念図(1/3)

Case 3 B_4C 吸収体 $\leftrightarrow$ SUS反射体の挿入による制御



Case 4 B_4C 吸収体とSUS反射体の回転による制御

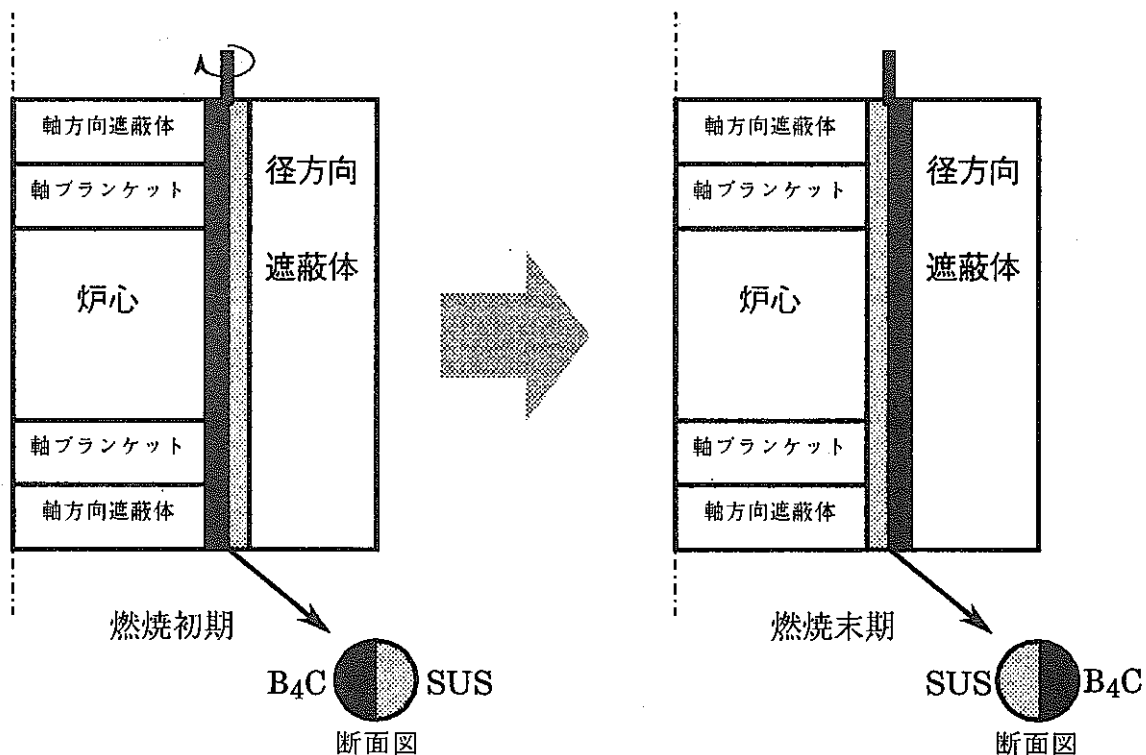


図3.15 制御方法概念図(2/3)

Case 5 B_4C 吸収体とBe反射体の回転による制御

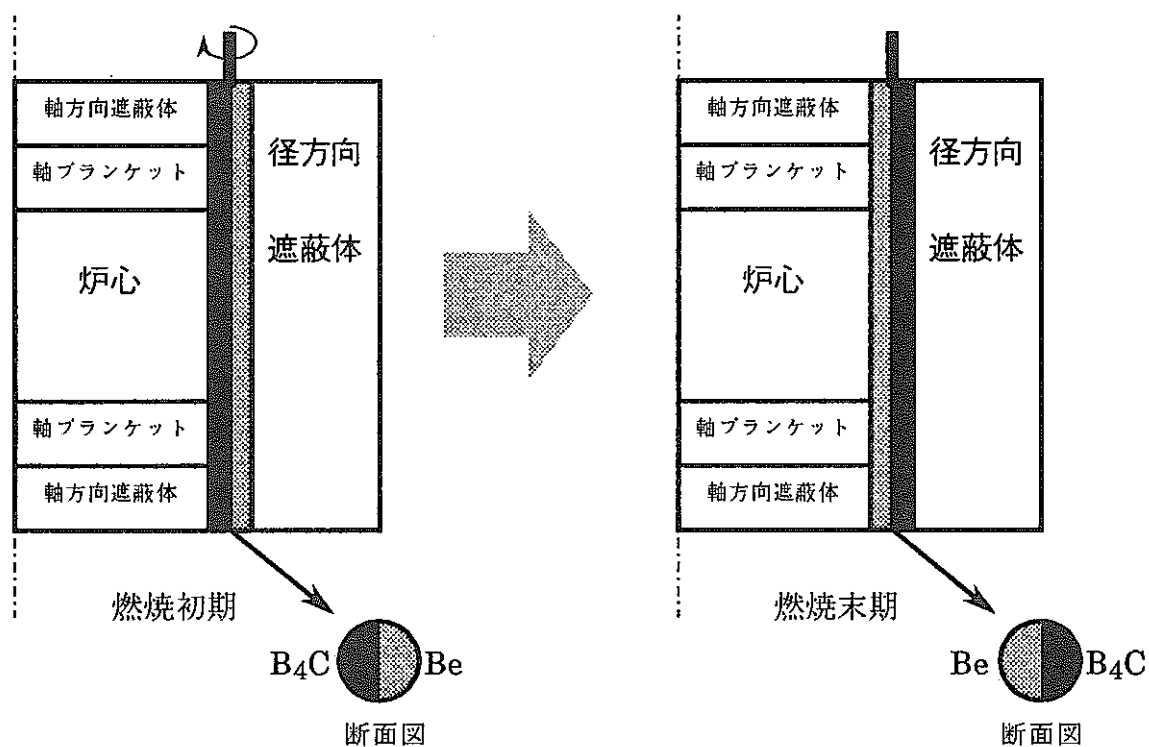


図3.15 制御方法概念図(3/3)

炉心等価直径(152.9cm)から燃料集合体の本数を割り出すと、65.2体となり、下図のような配置が考えられる。図より制御集合体を燃料集合体の外側に約1層巻いたとすれば、約30体必要となる。制御集合体までのR-Z体系に置き換えた半径を求めると、92.36cmになる。

モデル化

約16cmの幅でリング状に巻いて制御を行う。

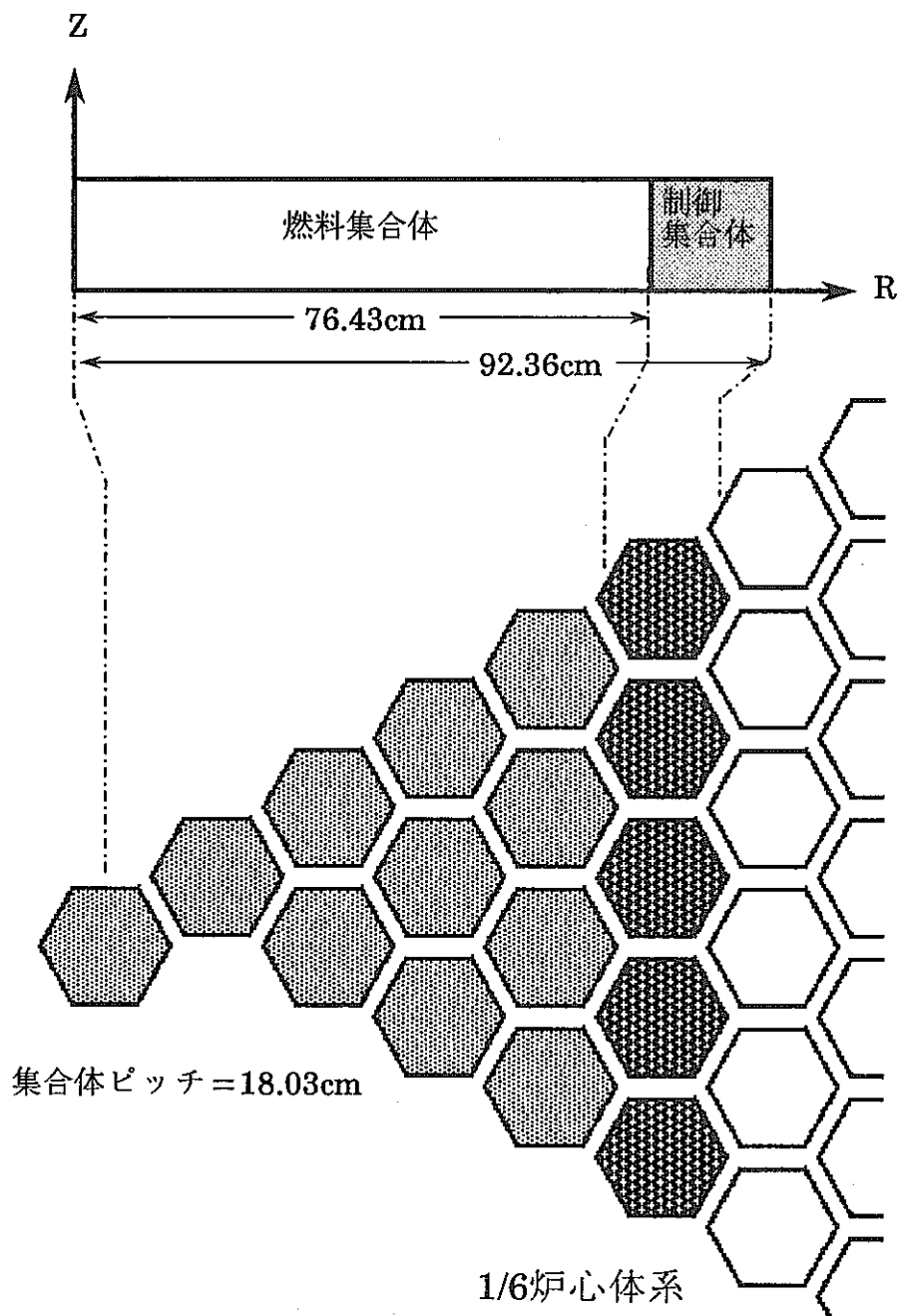
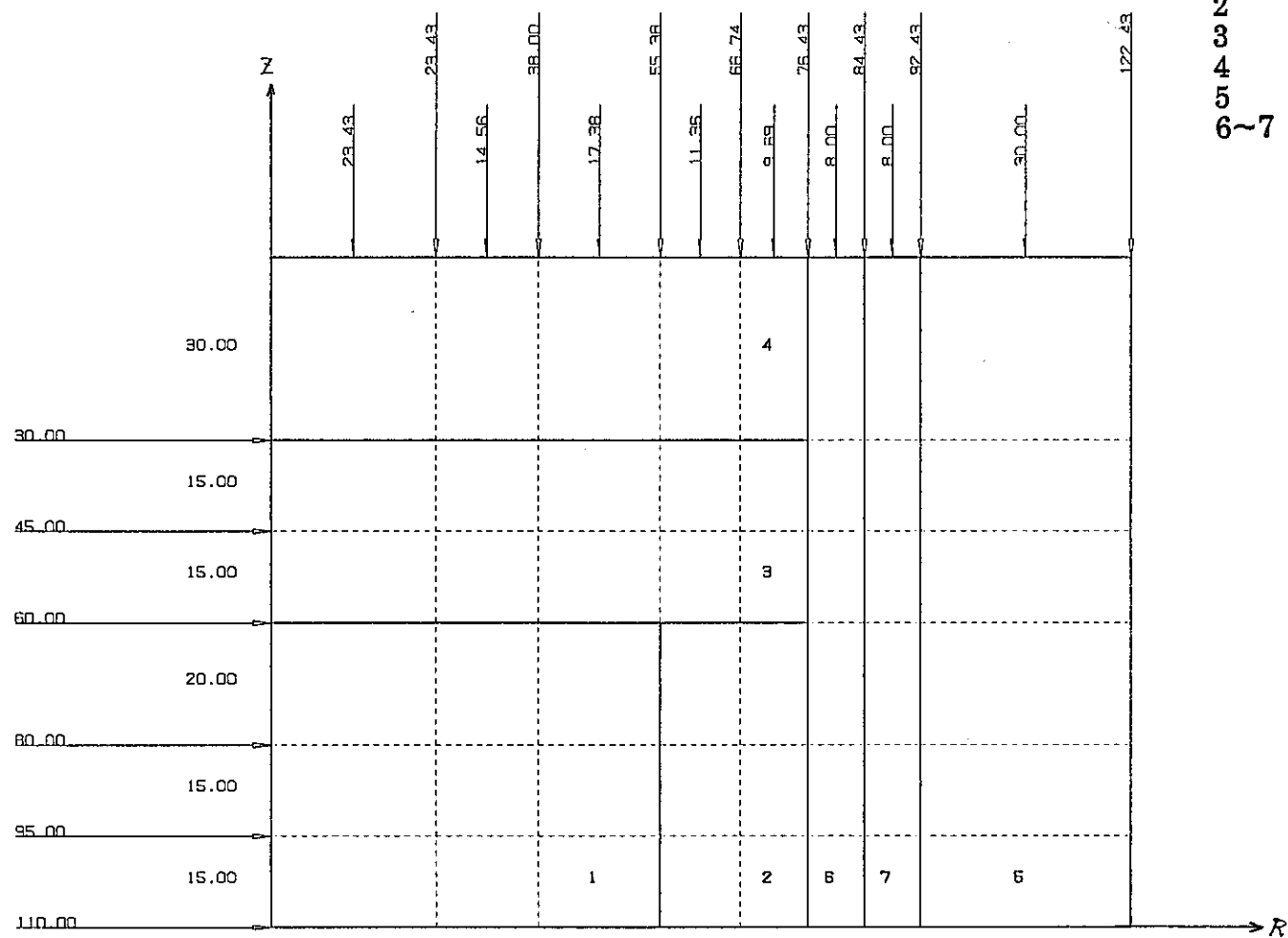


図3.16 制御集合体のモデル化方法



1
2
3
4
5
6~7

内側炉心
外側炉心
軸ブランケット
軸方向遮蔽体
径方向遮蔽体
制御集合体

図3.17 R-Z_{1/2}炉心体系図

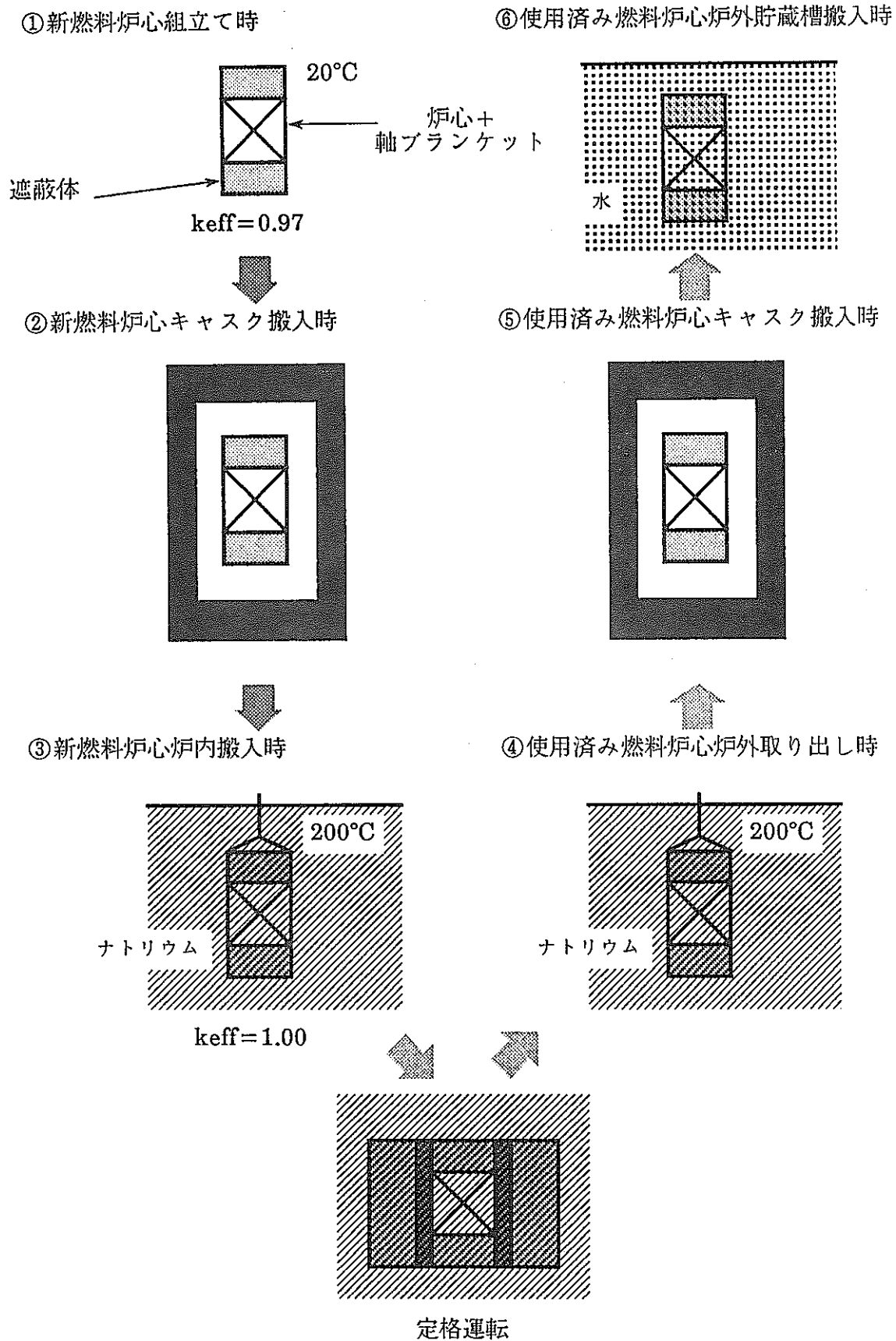


図3.18 燃料交換の概念図(ボイズンブラグ等の対策なし)

4. おわりに

本年度に実施した炉出力規模のサーベイ、小型革新プラント概念の検討により得られた成果および今後の検討課題は以下の通りである。

- (1) 炉出力規模に関するパラメータサーベイにより電気出力10~60万kWの炉心特性が明らかになった。
- (2) 小型炉心になる程燃焼反応度の低下が大きくなるため、小型炉心では、燃焼反応度の改善が設計課題の一つである。
- (3) 炉心の反応度係数については、電気出力30万kWe以下で大型炉との差が大きくなり、中小型炉の特徴が出てくる。
- (4) 準静的な過渡評価により、固有の安全性を生かした炉停止機能を持たせるためには、線出力を下げる(10万kWe炉心において250W/cm以下)とともに制御棒1本当たりの反応度を0.4% $\Delta k/k'$ 程度に制限する必要があることがわかった。今後、短期的挙動について上記結果を確認するため、プラント動特性解析を行う必要がある。
- (5) 小型炉心の特徴を生かし、一体型炉心の採用による一括燃料交換方式、および反射体領域における反応度制御方式を取り入れた10万kWeの小型革新プラントの概念を構築した。
- (6) この革新プラントの原子炉構造物量を同出力規模の従来プラントと比較すると、約1/4に減少することがわかり、出力当たりの建設コストは、大型炉(100万kWe)と同程度となる。今後は、冷却系、燃料取扱系および建物を含めた総合的物量評価を行う必要がある。また、炉心圧損、線出力の低下により、崩壊熱除去能力が優れていることがわかった。
- (7) 炉心については、平均燃焼度が「もんじゅ」の約1/2となり、燃料サイクルコストが上昇するがわかった。従って、高燃焼度化が必要となる。

これらの検討結果を参考に、次年度には中小型FBRプラント概念を構築する。プラント規模は「常陽」、「もんじゅ」の技術経験を直接的に反映することができ、かつ、中小型炉の特性を生かせるものとして電気出力30万kWeを選定する(基本プラント)。なお、プラント簡素化の観点から小型炉の可能性を追求するため、10万kWeのプラントについても検討を進める(革新プラント)。プラント概念選定の考え方を表4に示す。

次年度実施予定の項目を以下に示す。

1 基本プラントの概念構築

(1) 炉心構成の検討

長寿命運転サイクル及び固有の安全性確保の観点から、可能な限り燃焼反応度が小さく、かつ、中性子の漏れ及び湾曲による負の反応度フィードバックを助長した炉心を構築する。

- ・酸化燃料、径方向非均質炉心の採用
- ・ダクトレス集合体の採用
- ・GEM(気泡膨張モジュール)の採用
- ・湾曲反応度助長構造の採用 等

(2)新技術・新素材有効活用の検討

免震技術、高温ナトリウム中電磁ポンプ、耐ナトリウムコンクリート、セラミックス等の有効活用をはかる観点から、その適用可能条件をサーベイする。

- ・免震装置の適用部位とその合理化効果
- ・耐ナトリウムコンクリート、セラミックスを用いたナトリウム漏えい対策設備の構造概念検討
- ・1次系への電磁ポンプの適用性検討(フローコストダウン等)
- ・2次系への電磁ポンプの適用性検討(蒸気発生器との一体化等)

(3)自律型プラント構想の検討

信頼性、安全性の高い中小型炉FBRプラントを実現することを主眼として、モジュラー型炉により構成される原子力発電所の自律化を達成すべきシステム構成の概念を検討する。

- ・プラント運転・運用の自律化
- ・知的分散システムの導入
- ・プロセスオリエントな計測制御システム概念の設定
- ・再構築可能な制御系概念の設定 等

(4)プラント構成の検討

中小型FBRの経済性を追求し、可能性の高い設備構成を摘出する。さらに、上記検討内容を反映させたプラント概念を構築する。

- ・分散方式(ループ型)、集中方式(タンク型)の比較検討
- ・2ループ冷却システム
- ・自然通風冷却型原子炉構造
- ・上下移動式UCS
- ・ホットセル方式燃料交換システム

2 革新プラントの概念検討

電気出力10万kWeのプラントを対象として設備簡素化の観点から実現可能なプラント概念を検討する。

- ・一体型炉心(一括燃料交換方式)
- ・新型燃料、ダクトレス集合体(長寿命運転サイクル)
- ・反射体領域における反応度制御方式、ケミカルシムによる反応度制御方式
- ・静的機構による原子炉停止
- ・UCS、燃料交換機の簡素化又は削除
- ・2次系の削除
- ・完全自然循環による崩壊熱除去

表4 プラント概念選定の考え方(1/2)

(1)固有安全特性の改善	
項 目	対応策
・ナトリウムボイド反応度低減	径方向非均質炉心、偏平炉心
・受動的機器による炉停止 熱膨張による反応度効果 流量変化による反応度効果	制御棒駆動軸膨張、炉心(炉容器)下部支持方式、自立型炉心のフラワリング効果 GEM等
・受動的機器による崩壊熱除去 自然循環特性向上	低圧損炉心(ダクトレス、偏平炉心、太径ピン)、長軸炉容器、伝熱中心差増大
・異常時の温度上昇率低減	低線出力密度炉心
(2)炉心小型化に伴う燃焼反応度増大の改善	
項 目	対応策
・燃料体積比の増加	ダクトレス、太径ピン
・増殖性能の向上	径方向非均質炉心
・バーナブルポイズンの利用	TRUの添加
(3)建設費の低減	
項 目	対応策
・炉心まわりの簡素化、炉容器の小型化 燃料交換機の簡素化 炉心上部機構の削除	一体型炉心(一括交換方式) 超長寿命炉心(無交換方式)→低線出力密度炉心 反射体領域における反応度制御方式(制御棒挿入領域の変更)、ケミカルシム
・プラント簡素化	二次系削除、格納容器削除、ライニングセル削除
・プラント標準化	免震構造
・機器共用化	モジュラー型プラント

表4 プラント概念選定の考え方(2/2)

(4)経済性向上	
項 目	対応策
・燃料サイクル費低減	高燃焼度炉心(多バッチ交換方式、高線出力密度炉心)
・プラント効率の向上	高温炉心 所内負荷率の低減→低圧損炉心 低放熱プラント(空調設備、予熱設備の削減)
・稼働率の向上	長期サイクル炉心
(5)特殊立地条件等	
項 目	対応策
・地下立地	垂直方向配置
・海上立地	水平方向配置
・燃料サイクル一体立地	サイクル一体型プラント

謝 辞

本報告書の作成にあたっては、(株)ISL 青柳成美氏、勝又雅史氏、原子力システム(株)高橋正俊に多大な御協力頂きました。ここに、厚く感謝の意を表します。

付録 国内外における中小型FBR研究開発状況

中小型FBRとしてPRISM、SAFRについてまとめた。

参考にした文献は以下のとおりである。

- ① 動力炉・核燃料開発事業団 米国及び欧州の高速増殖炉計画動向調査 (IV)(NO.24) 「米原子力安全諮問委員会(ACRS)に提出された米国の液体金属炉(LMR)に関する説明資料(1988年2月11日)」(速報及び資料) 昭和63年2月23日 株式会社アイ・イー・エー・ジャパン
- ② 中小型安全炉の研究調査 昭和63年3月 社団法人 日本原子力学会
- ③ “GENERAL ELECTRIC INNOVATIVE LIQUID METAL REACTOR PLANT CONCEPT PRISM“ Fast Breeder React Exp Trends Vol2p443-450 86)
- ④ 「金属燃料FBRサイクル(2)」 原子力工業Vol 33、No6(1987)
- ⑤ “PRISM FUEL DESIGN AND RELIABILITY EVALUATION “ANS Meeting 1986、Tucson

	PRISM(金属燃料)	PRISM(酸化物燃料)	SAFR
炉形式	小型プール型	←	タンク型
熱出力	471MWth / 炉	←	900MWth / 炉
プラント出力	1395MWe(155×3モジュール×3炉)		1400MWe(350×4モジュール×1炉)
炉心型式	径非均質	←	径非均質
燃料	金属燃料(U-Pu-Zr)	ウラン-プルトニウム混合酸化物	金属燃料(U-Pu-Zr)
構造材	HT-9	HT-9	HT-9
燃料交換間隔 / バッチ数	18ヵ月 / 3バッチ	12ヵ月 / 8バッチ	12ヵ月 / 4バッチ
燃料体数	燃料 42 内部ブランケット 25 径ブランケット 36(1層) 径方向反射体 42(1層) 径方向遮へい体 48(1層) 制御棒 6 気泡膨張モジュール 0 (合計 199)	燃料 66 内部ブランケット 31 径ブランケット 42(1層) 径方向反射体 0 径方向遮へい体 48(1層) 制御棒 6 気泡膨張モジュール 6 (合計 199)	燃料 96 内部ブランケット 46 径ブランケット 48(1層) 径方向反射体 0 径方向遮へい体 114(2層) 制御棒 6 後備停止系 3 (合計 313)
集合体あたりピン本数	(271本)	(271本)	271本
ピン径	(約7.3mm)	(約7.1mm)	約7.2mm
炉心高さ	(約130cm)、軸ブランケットなし	(約150cm、軸ブランケットなし)	91.4cm、軸ブランケットなし
最大線出力	約344W/cm	約262W/cm	
冷却材入口 / 出口温度	330°C / 485°C		357°C / 510°C
最大燃焼度	15万MWd/t	15万MWd/t	14.6万MWd/t
増殖比	1.12	1.14	1.02

	PRISM(金属燃料)	PRISM(酸化物燃料)	SAFR
燃焼反応度	0.06ドル	2.60ドル	
制御棒1本引抜き反応度	0.07ドル	0.50ドル	
冷温から定格への反応度	2.20ドル	2.45ドル	
備考	以前の資料では熱出力425MWth/炉、燃料42体で炉心高さ91cmであったが、出力が471MWthに増加し、燃料42体なので炉心高さを高くしたと思われる。	酸化物は線出力が低いので金属に比べ炉心高さが高い、熱出力の増加に対しては、以前は燃料が60体であったので、燃料体数を増やしている。	線出力に関する情報はないが、熱出力・燃料体数・ピン本数から平均線出力はPRISM金属炉心と同程度と考えられる。最大線出力は大きめと思われる。
ATWS対策	集合体湾曲、支持板膨張、CR案内管の伸び等のフィードバック効果による負の反応度投入	低線出力化、フィードバック効果に期待するとともに、気泡膨張モジュール(GEM)を採用している。	フィードバック効果による負の反応度投入、また自己作動型停止機構(SASS)を採用。
崩壊熱除去系	安全系 RVACS(ガードベッセル外面自然空冷) 非安全系 SG外面自然空冷(ACS)とタービンバイパス復水器冷却	←	自然循環・自然通風による崩壊熱除去系 DRACS、RACS(原子炉容器冷却系)
燃料貯蔵方式	炉内貯蔵方式	←	炉内減衰待ち貯蔵、自然通風除熱方式の炉外一時貯蔵
蒸気発生器形式/基数	直管二重管	←	一体貫流型/2基
一次主循環ポンプ		←	2基
主中間熱交換器		←	4基

	PRISM(金属燃料)	PRISM(酸化物燃料)	SAFR
安全設計上の特徴	スクラム失敗確率 10^{-6} /DEMAND以下 ①ATWS時にも負の反応度投入 ②受動的崩壊熱除去(RVACS) ③低燃焼反応度	←	炉心溶融確率 4.4×10^{-6} /年 ①すべてのDBAに対し静的安全対策 SASS、DRACS、RACS等 ②SAの潜在性の低減 フィードバック効果 ③住民避難の必要性をなくする
経済性評価	①小型モジュール化(サイト作業量の最小化) ②順次運開可能プラント ③安全関連範囲の縮小化 ④燃料取扱設備の共有化(可搬式燃料交換設備) ⑤免震プラント(サイト条件に左右されない標準化プラント)	←	①物量削減 格納施設内の効率的配置による建屋コンパクト化、機器の小型化 ②安全系機器・系統の縮小 二次系・BOPの非安全系化 ③学習効果、モジュラー工法による建設工期短縮、設備利用率の向上(89%) 成熟プラントの総建設費=1.4万ドル/kWe、350MWeユニット当たり原子炉機器1316t、主冷却設備768t



Babcock & Wilcox

Stearns-Roger / 

BORG WARNER



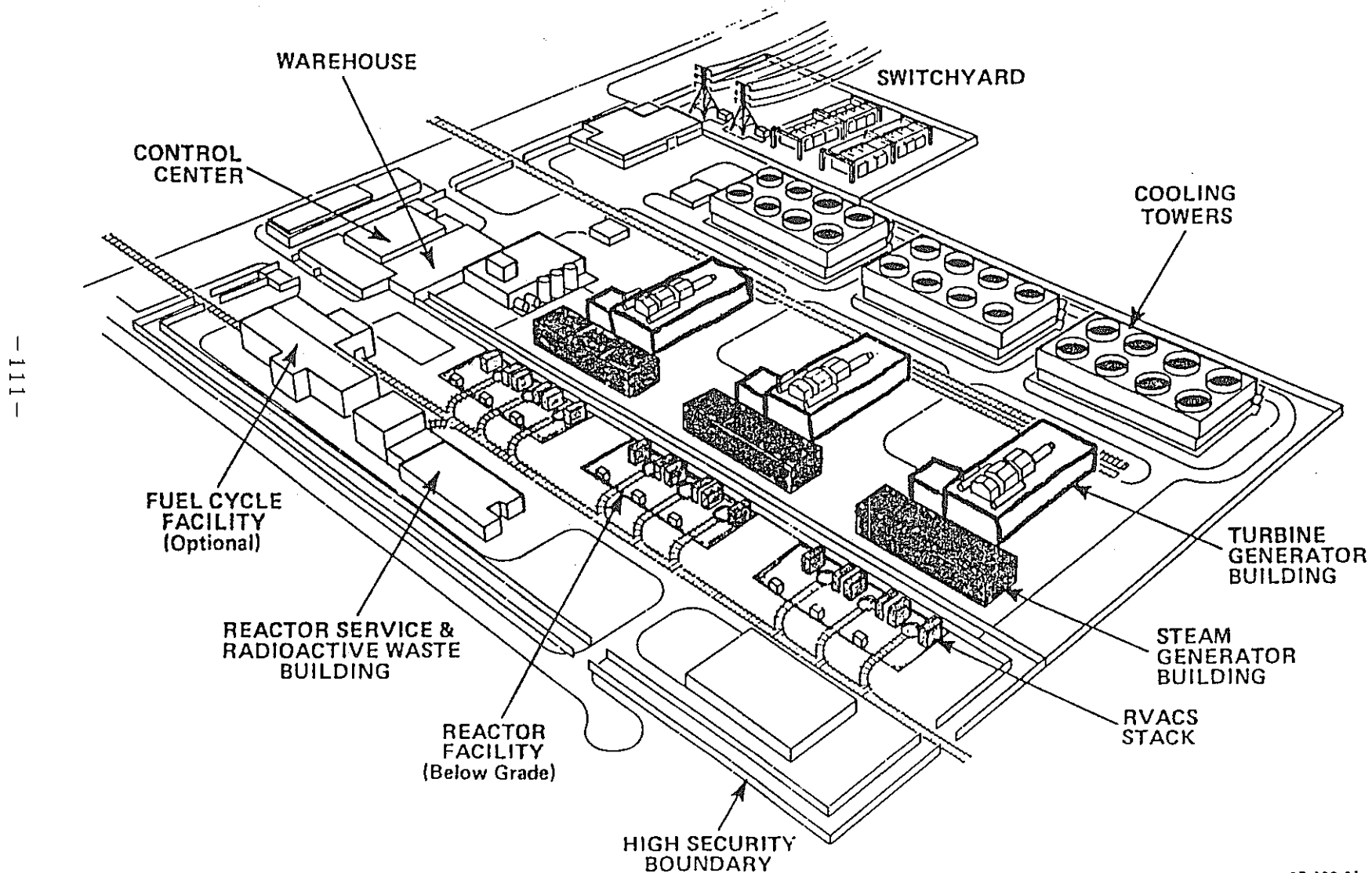
PRISMTM

HEDL ETEC INEA ANL orn1

PRISM POWER PLANT (3 POWER BLOCKS)

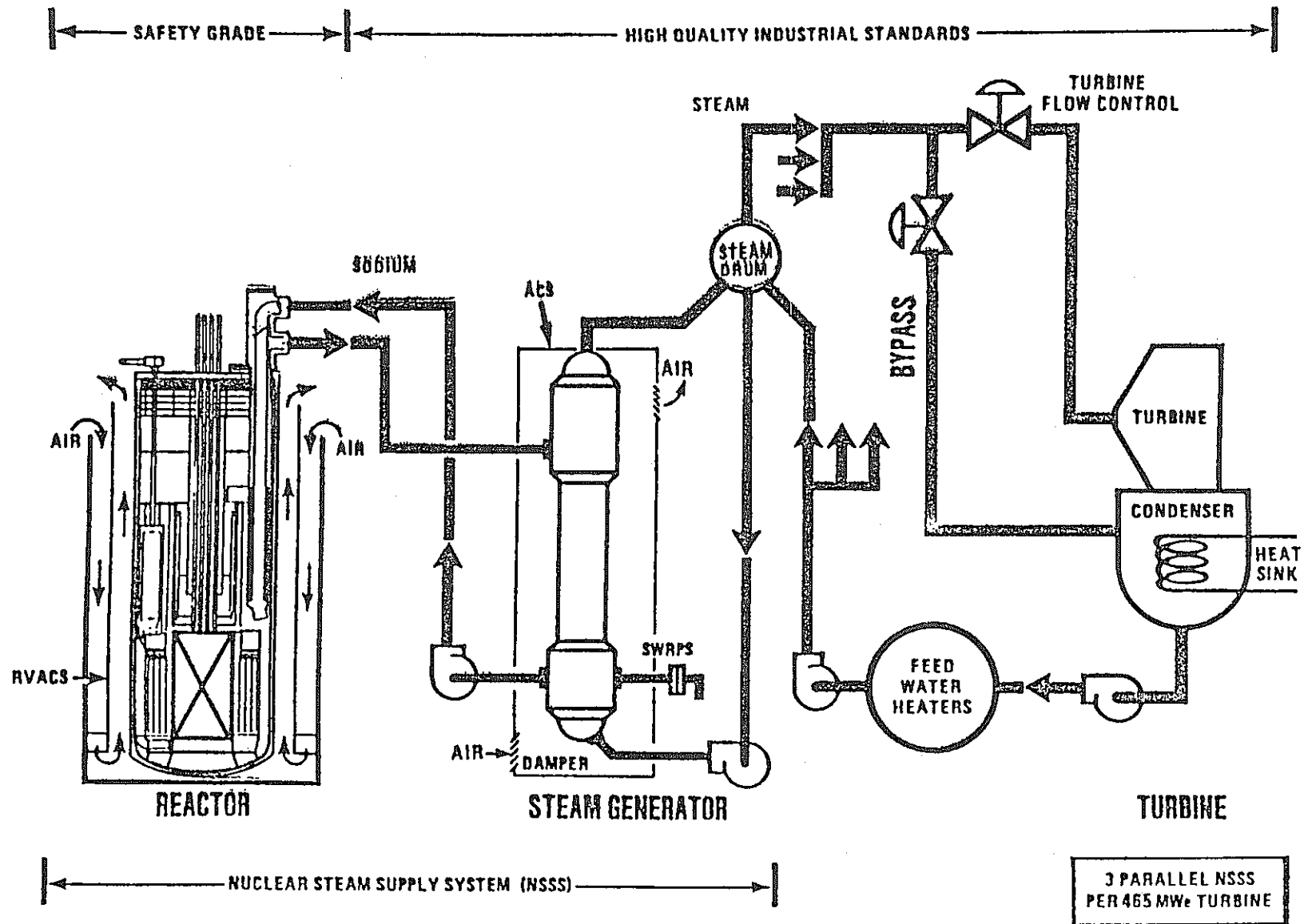
$$465 \times 3 = 1395 \text{ MWe}$$

PNC TN9410 88-081



87-498-01

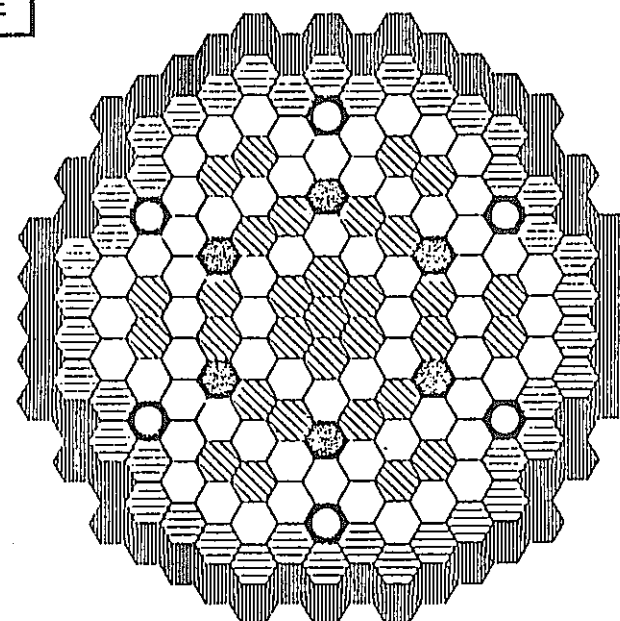
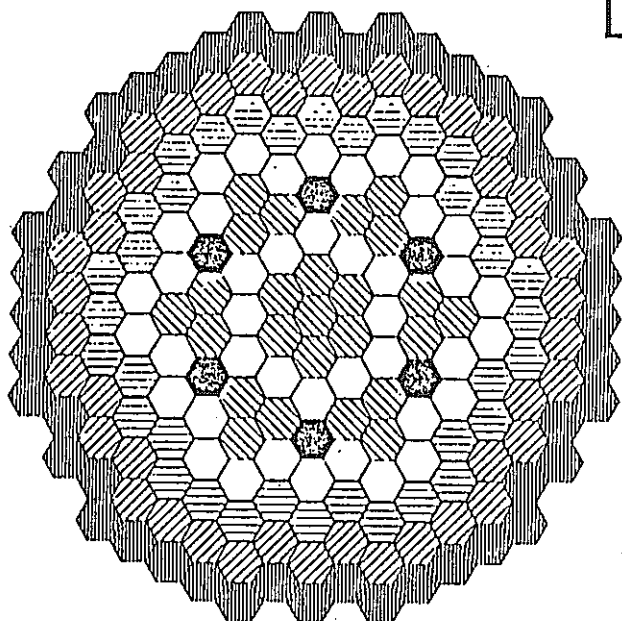
PRISM MAIN POWER SYSTEM



METAL CORE

THE METAL AND
OXIDE CORES ARE
INTERCHANGEABLE

OXIDE CORE



	FUEL	42
	INTERNAL BLANKET	25
	RADIAL BLANKET	36
	RADIAL REFLECTOR	42
	RADIAL SHIELD	48
	CONTROL ELEMENT	6
TOTAL		199

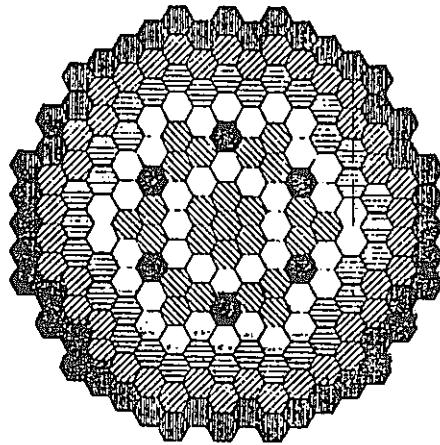
	FUEL	66
	INTERNAL BLANKET	31
	RADIAL BLANKET	42
	GAS EXPANSION MODULE	6
	RADIAL SHIELD	48
	CONTROL ELEMENT	6
TOTAL		199

87-524-01

87-527-08

REFERENCE METAL & ALTERNATIVE OXIDE CORES

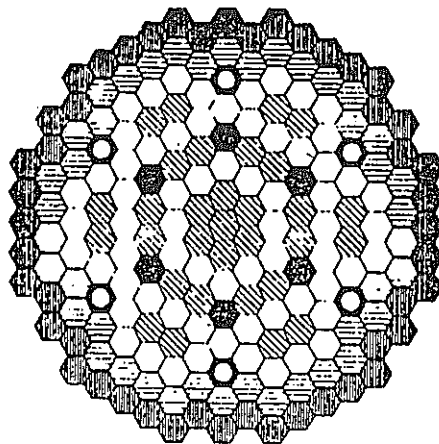
METAL CORE



○ FUEL	42
▨ INTERNAL BLANKET	25
▤ RADIAL BLANKET	38
▧ RADIAL REFLECTOR	42
■ RADIAL SHIELD	48
● CONTROL ELEMENT	8
TOTAL	199

THE METAL AND
OXIDE CORES ARE
INTERCHANGEABLE

OXIDE CORE



○ FUEL	68
▨ INTERNAL BLANKET	31
▤ RADIAL BLANKET	42
○ GAS EXPANSION MODULE	8
■ RADIAL SHIELD	48
● CONTROL ELEMENT	8
TOTAL	199

	<u>METAL</u>	<u>OXIDE</u>
POWER RATING (MWt)	471	471
PEAK LINEAR POWER (kW/ft)	10.8	8.0
PEAK FUEL BURNUP (MWd/kg)	150	150
BREEDING RATIO	1.12	1.14
LIFETIME (yr) **	4.5	8
REFUELING INTERVAL (mo)	18	12
BURNUP REACTIVITY SWING, NOMINAL (\$)	0.08	2.80
ONE ROD RUNOUT WORTH (\$) *	0.07	0.50
SINGLE ROD SCRAM WORTH (\$) *	2.80	3.80
COLD TO HOT FULL POWER REACTIVITY	2.20	2.45

* From full power at beginning of life

** With blanket shuffling

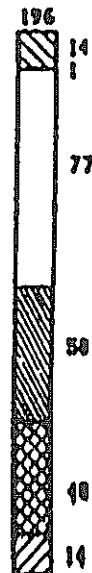
88-282-05

FUEL ASSEMBLY CONFIGURATIONS

PNC TN9410 88-081

LENGTH INCREASED 10 IN. TO
ACCOMMODATE AXIAL EXPANSION
UNCERTAINTIES AND EXPECTED
FUTURE HIGH BREEDING OPTION

REFERENCE



HIGHER BREEDING
ALTERNATIVE



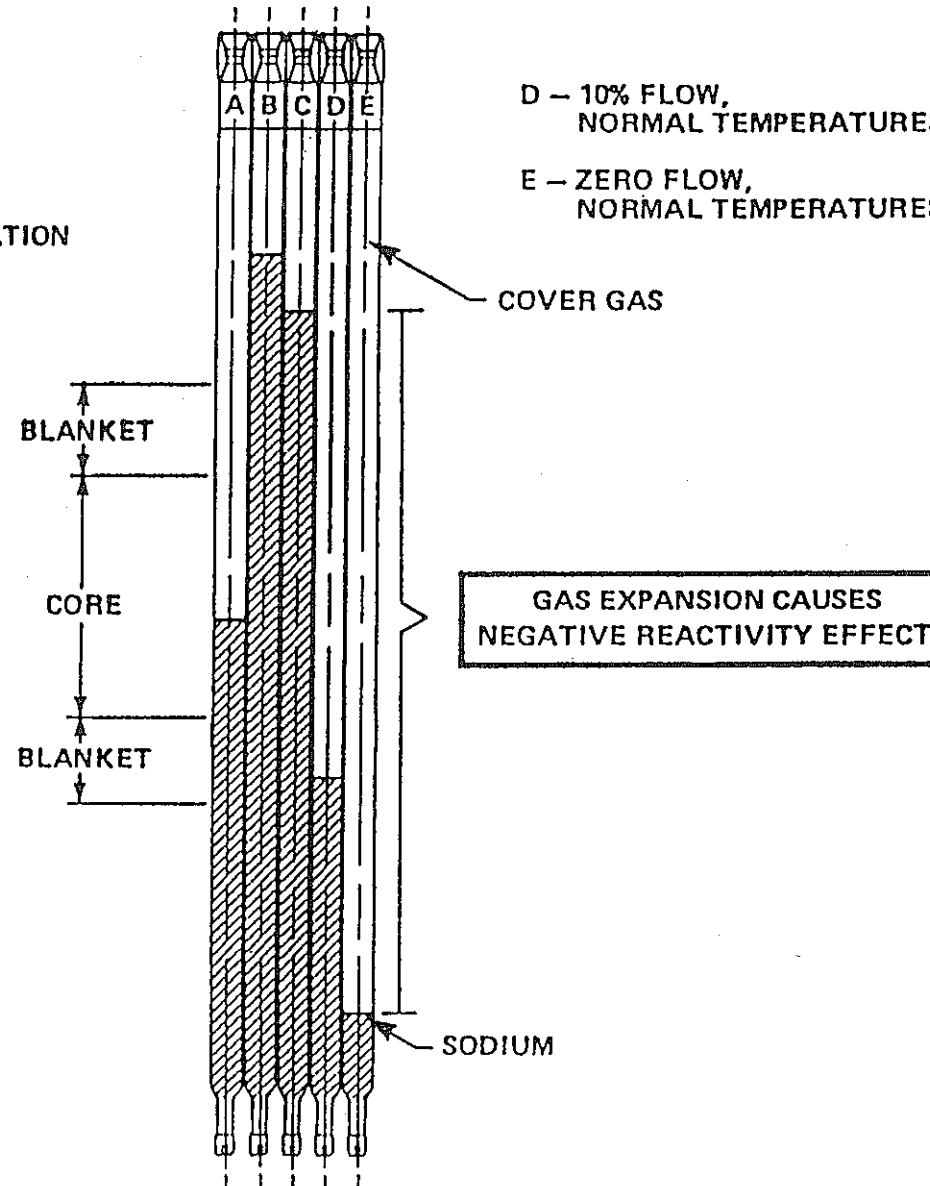
- Upper Hardware
- Endplug/Shield
- Gas Plenum
- Driver Fuel
- Axial Blanket
- Endplug/Shield
- Lower Hardware

BREEDING RATIO	1.12	1.23
CSDT (YRS)	45	28
PEAK LINEAR POWER (KW/FT)	9.85	10.19

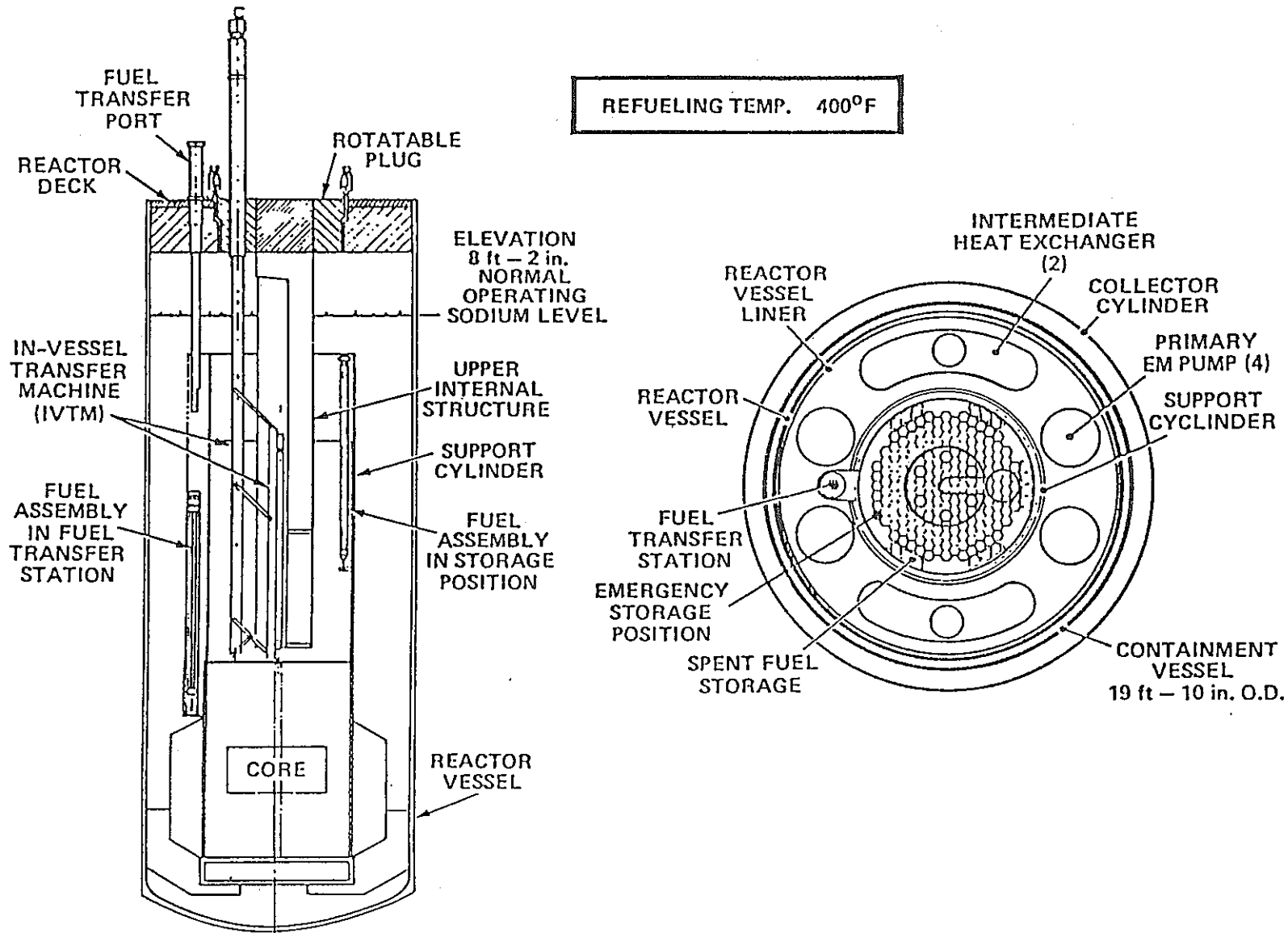
GAS EXPANSION MODULE (GEM)

A - REFUELING
B - ZERO POWER, FULL FLOW
C - NORMAL OPERATION

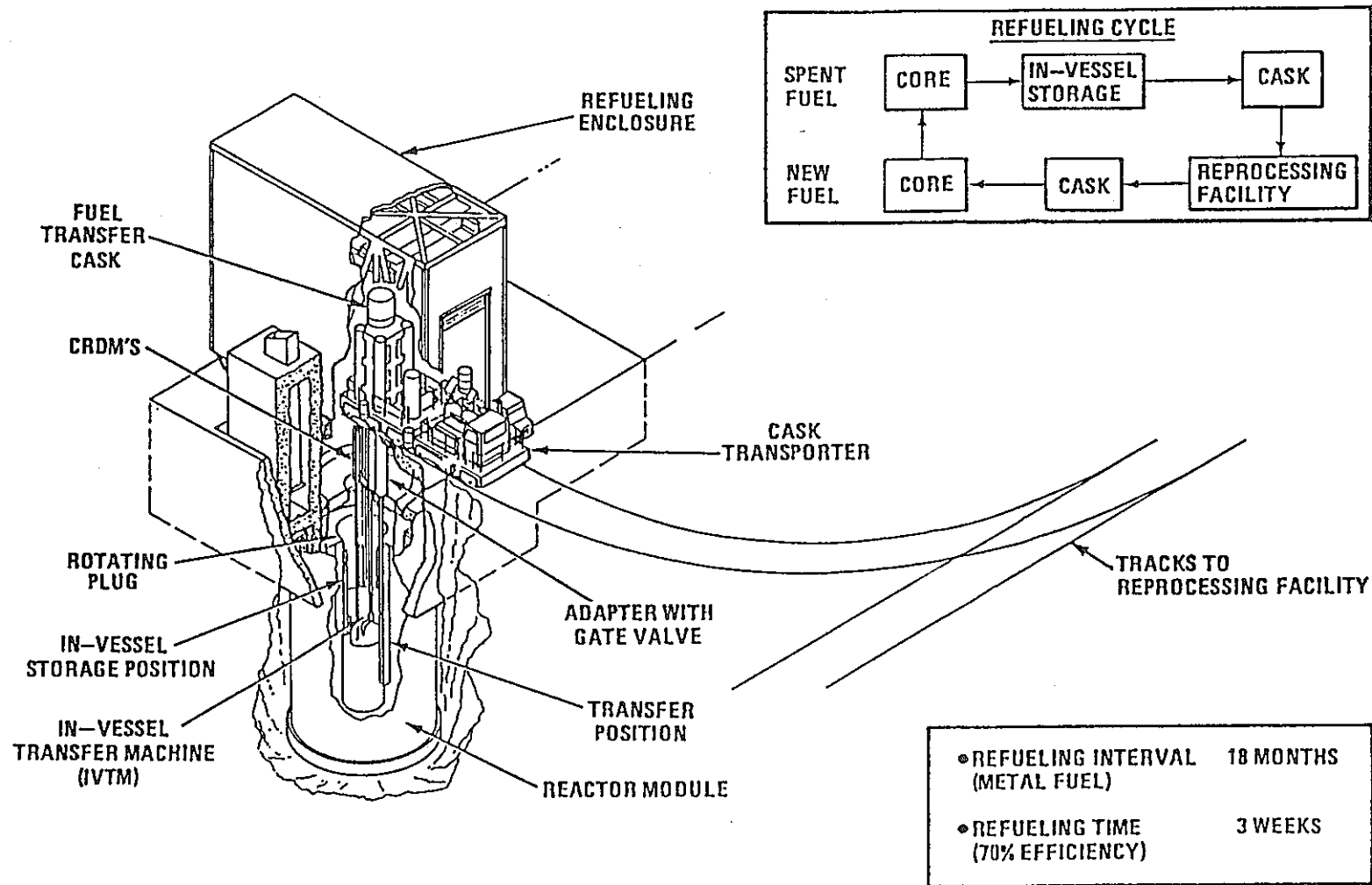
D - 10% FLOW, NORMAL TEMPERATURES
E - ZERO FLOW, NORMAL TEMPERATURES



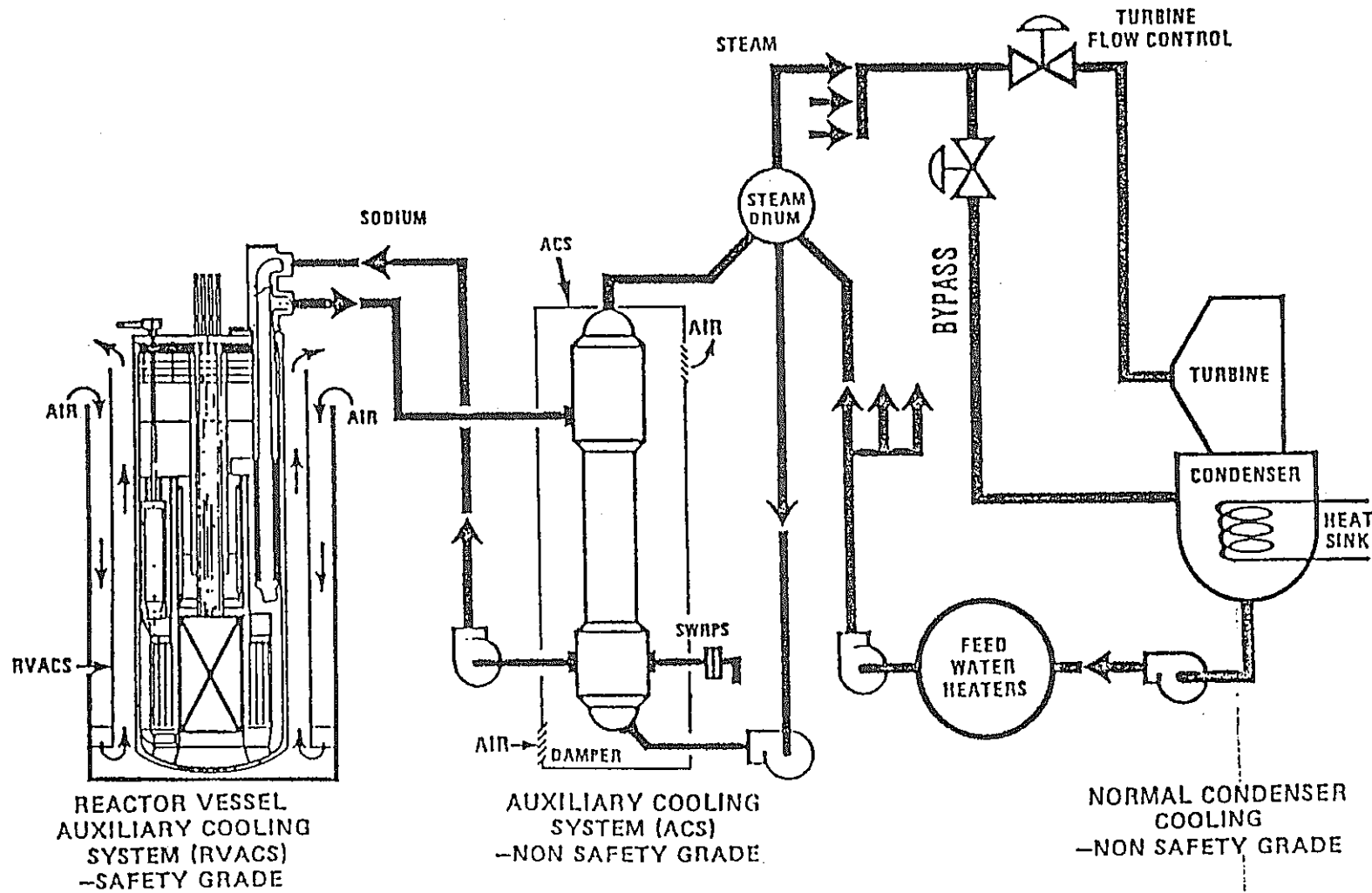
IN-VESSEL TRANSFER SYSTEM



PRISM REFUELING SYSTEM



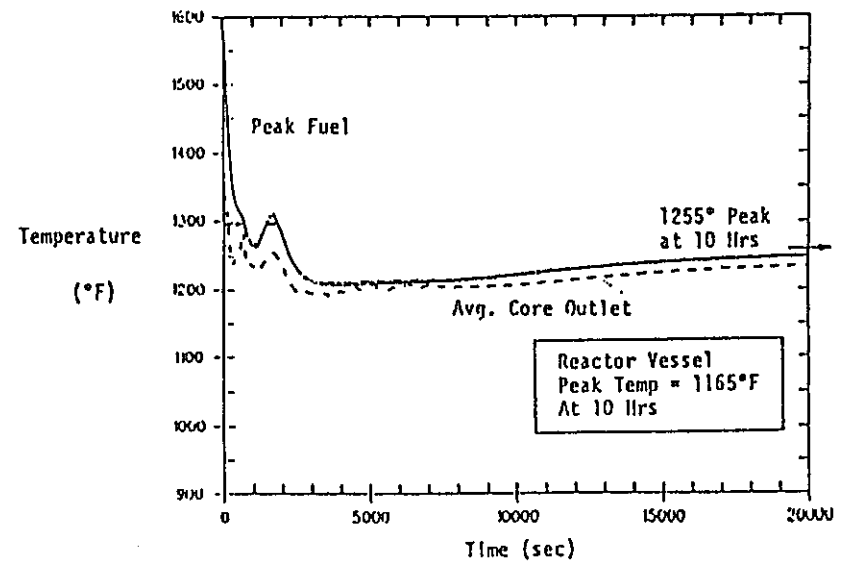
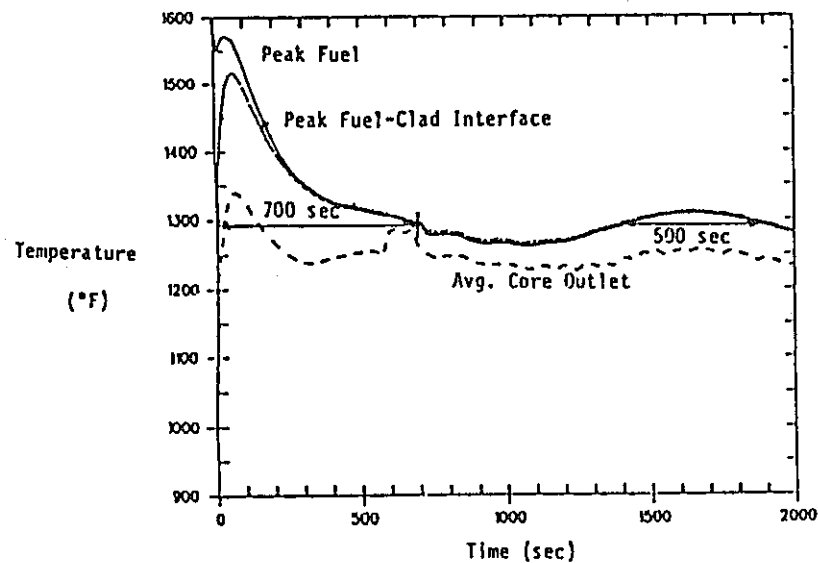
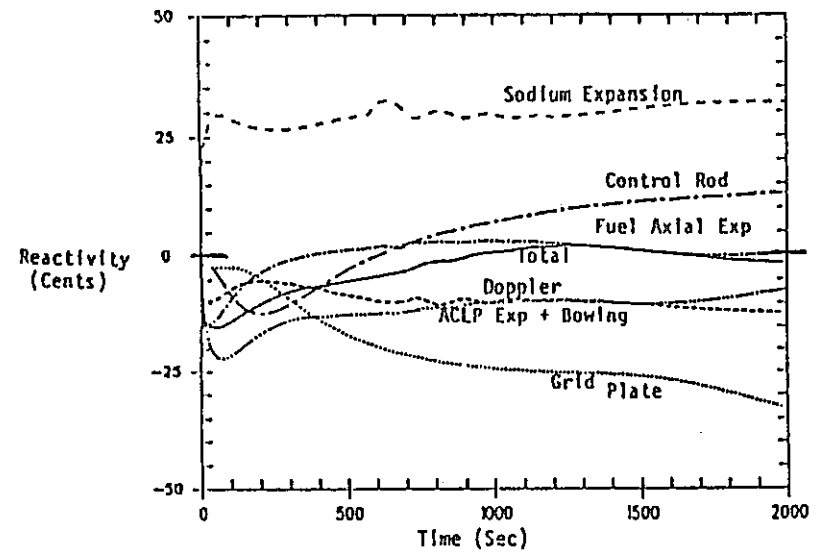
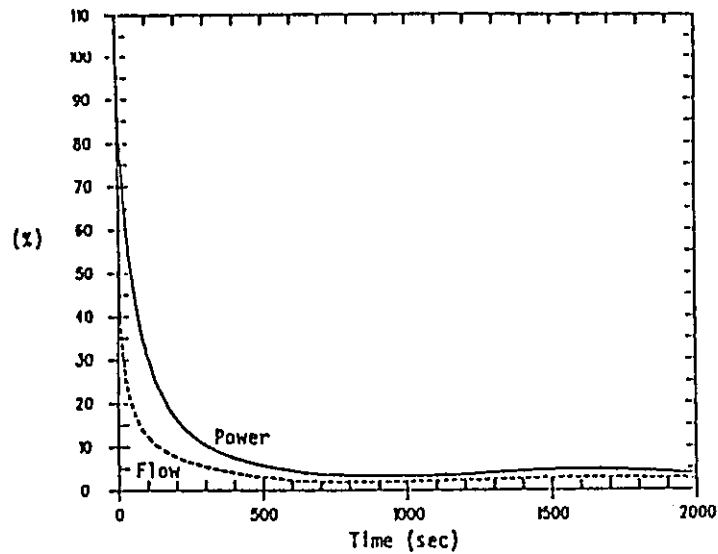
PRISM SHUTDOWN HEAT REMOVAL SYSTEMS



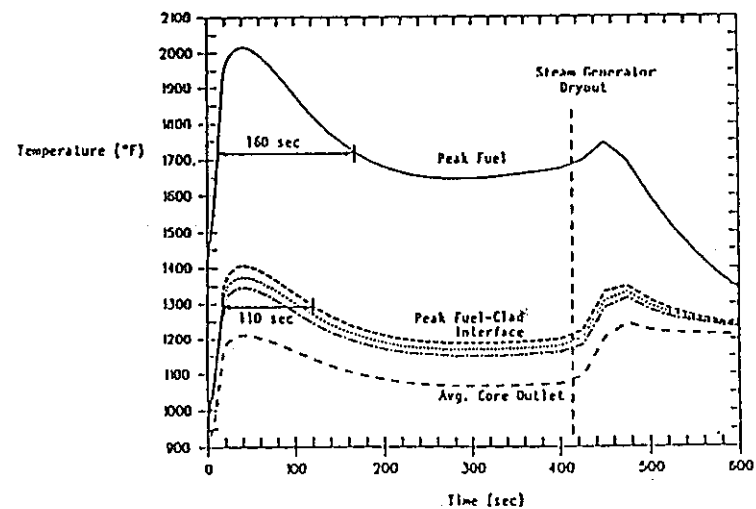
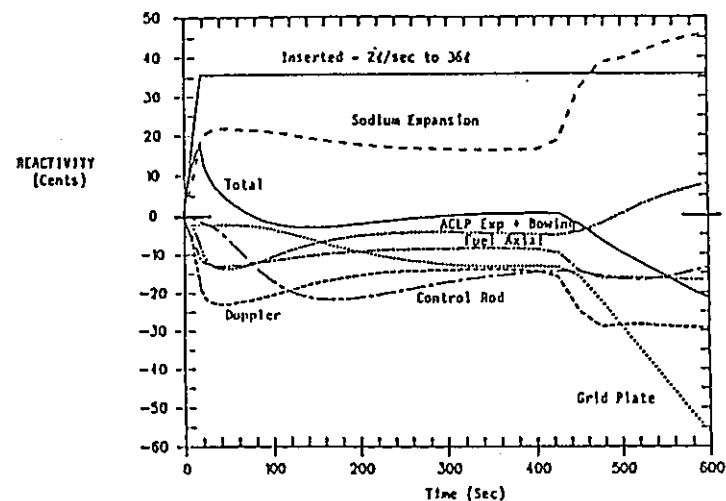
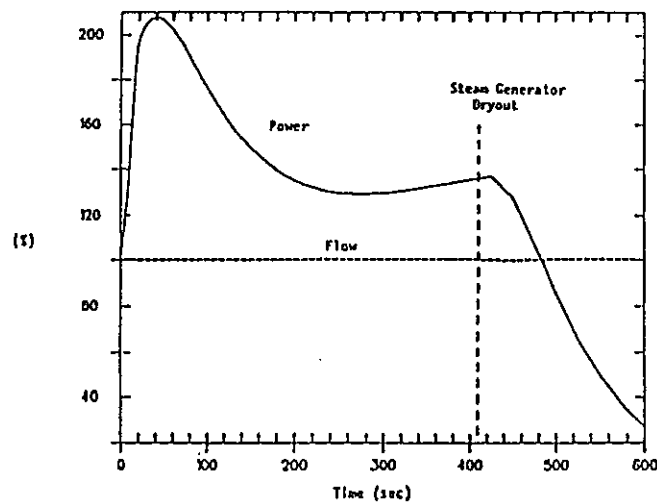
87 047.15

LOSS OF PRIMARY FLOW AND IHTS COOLING WITH FAILURE TO SCRAM (ULOF)

PNC TN9410 88-081



WITHDRAWAL OF ALL SIX CONTROL RODS WITH FAILURE TO SCRAM (UTOP)



SAFR

SODIUM ADVANCED FAST REACTOR

PRESENTATION TO
ADVISORY COMMITTEE
ON REACTOR SAFEGUARDS(ACRS)

WASHINGTON, D.C.

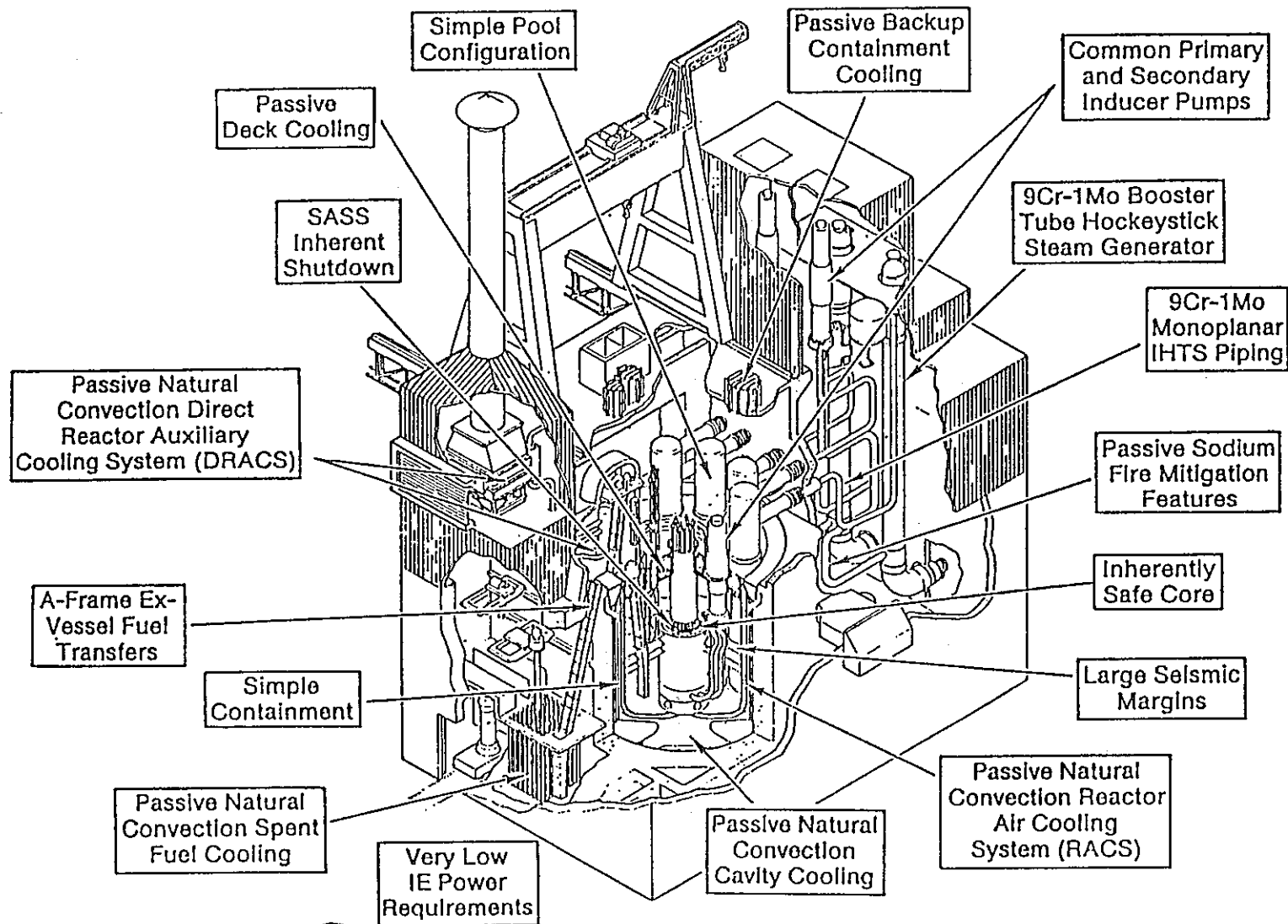
11 FEBRUARY 1988



Rockwell International

Rockeladyne Division
6633 Canoga Avenue
Canoga Park, California 91303
(818) 700-8200

Important NSSS Design Features



Rockwell International
Rockwell International Division

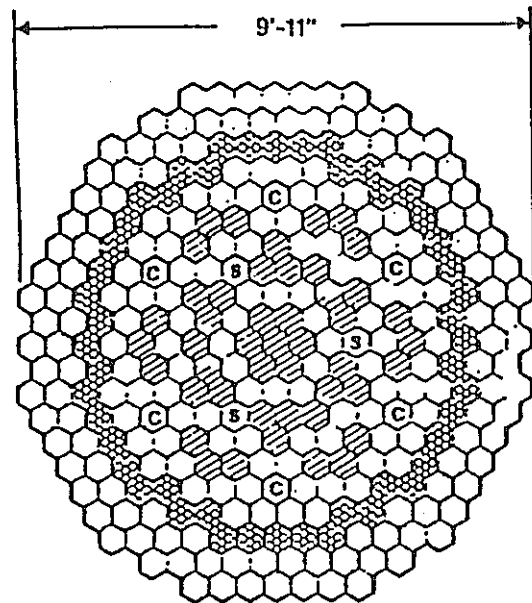


COMBUSTION ENGINEERING

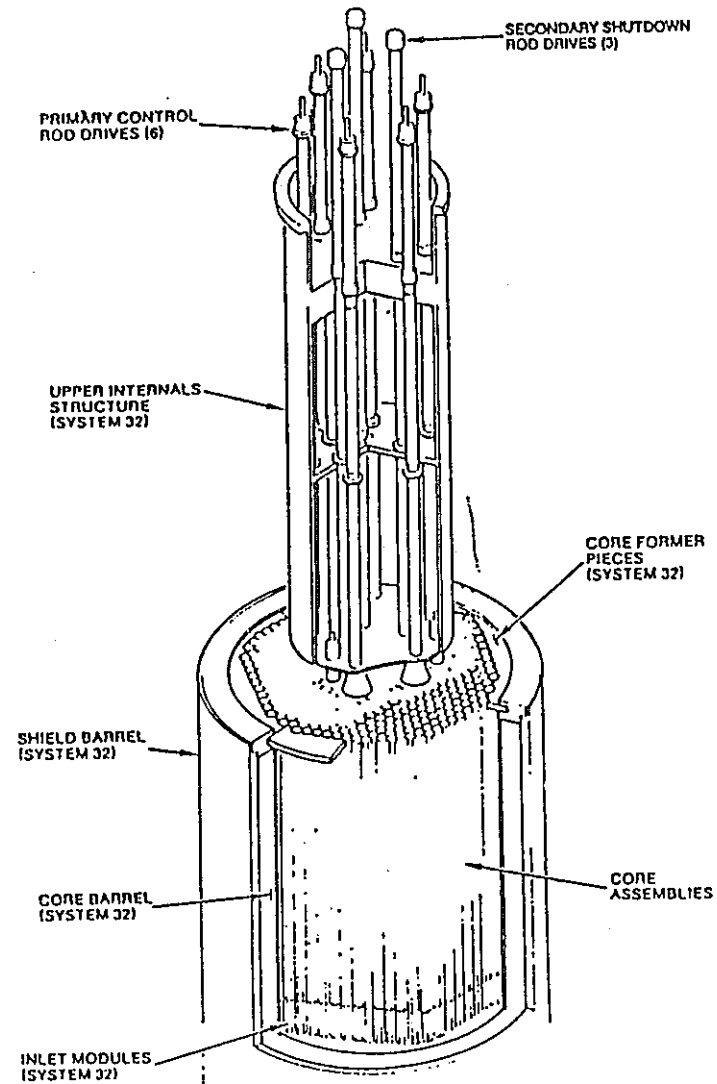
87D-14-2519

~~SAPH Inherently Safe Reactor System~~

PNC TN9410 88-081



○ Driver	96
▨ Internal blanket	46
⊗ Radial blanket	48
⊙ Control	6
Ⓢ Secondary shutdown	3
⊕ Removable shields	
Steel	54
B ₄ C	60
	313



- 124 -



Rockwell International
Rockelodyne Division

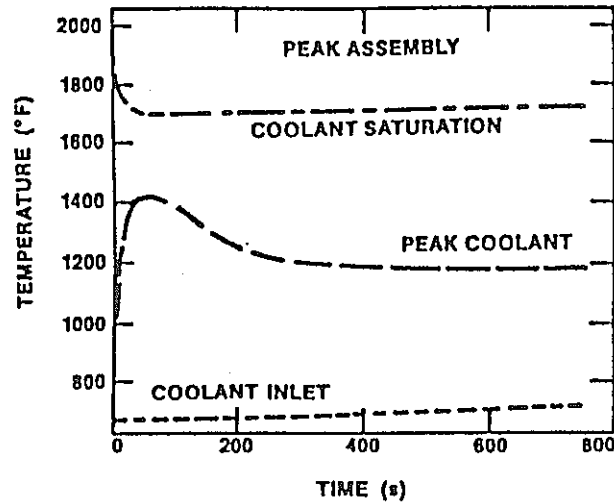


COMBUSTION ENGINEERING

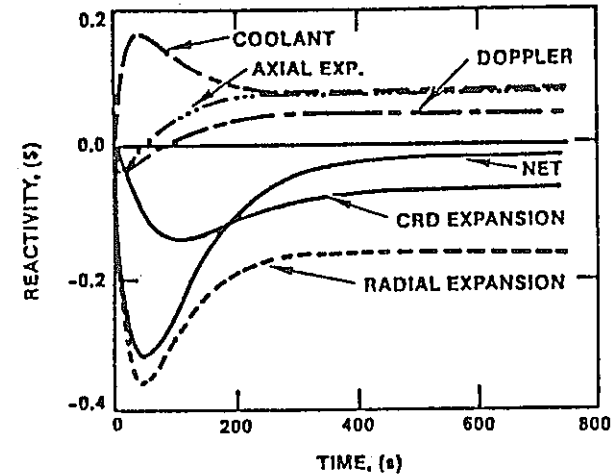
87D-14-2786

SAFR — INHERENT RESPONSE TO LOFWS

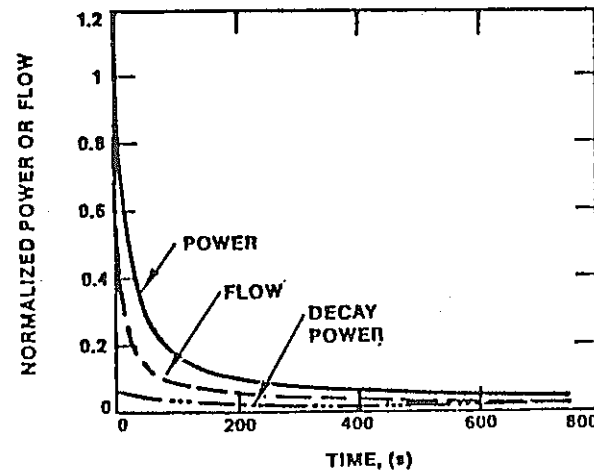
PNC TN9410 88-081



PEAK ASSEMBLY TEMPERATURES



REACTIVITY FEEDBACKS



POWER AND FLOW



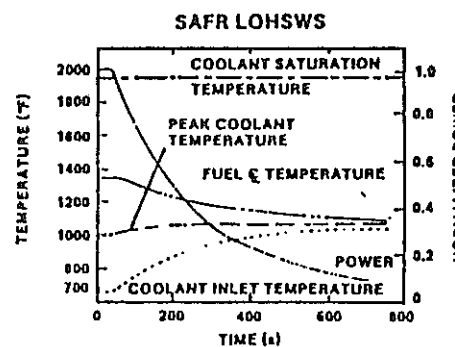
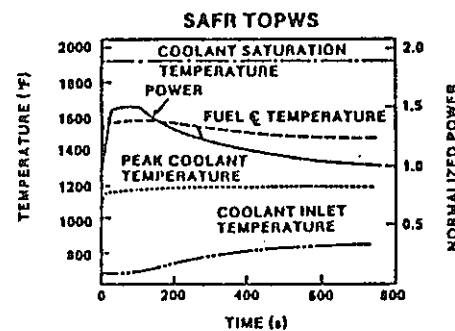
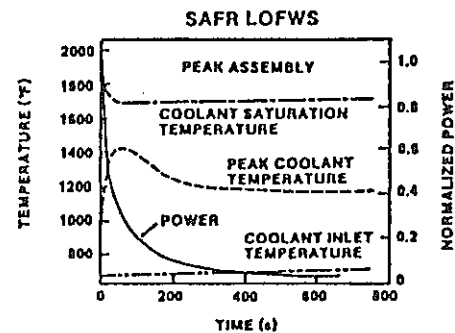
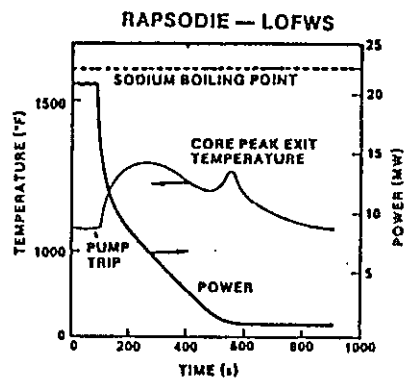
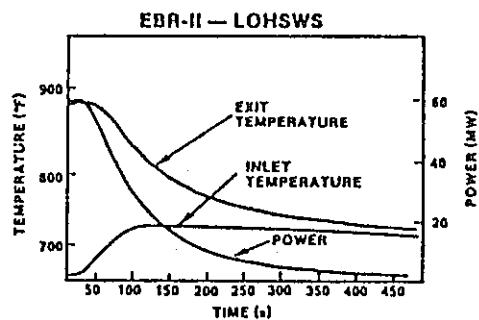
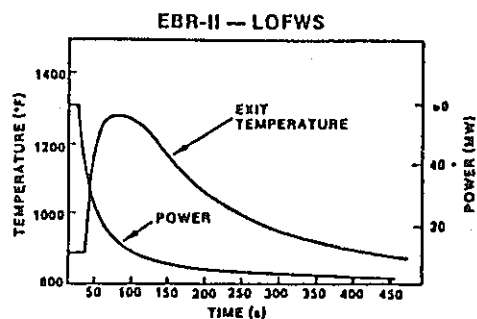
Rockwell International
Rocketdyne Division



COMBUSTION ENGINEERING

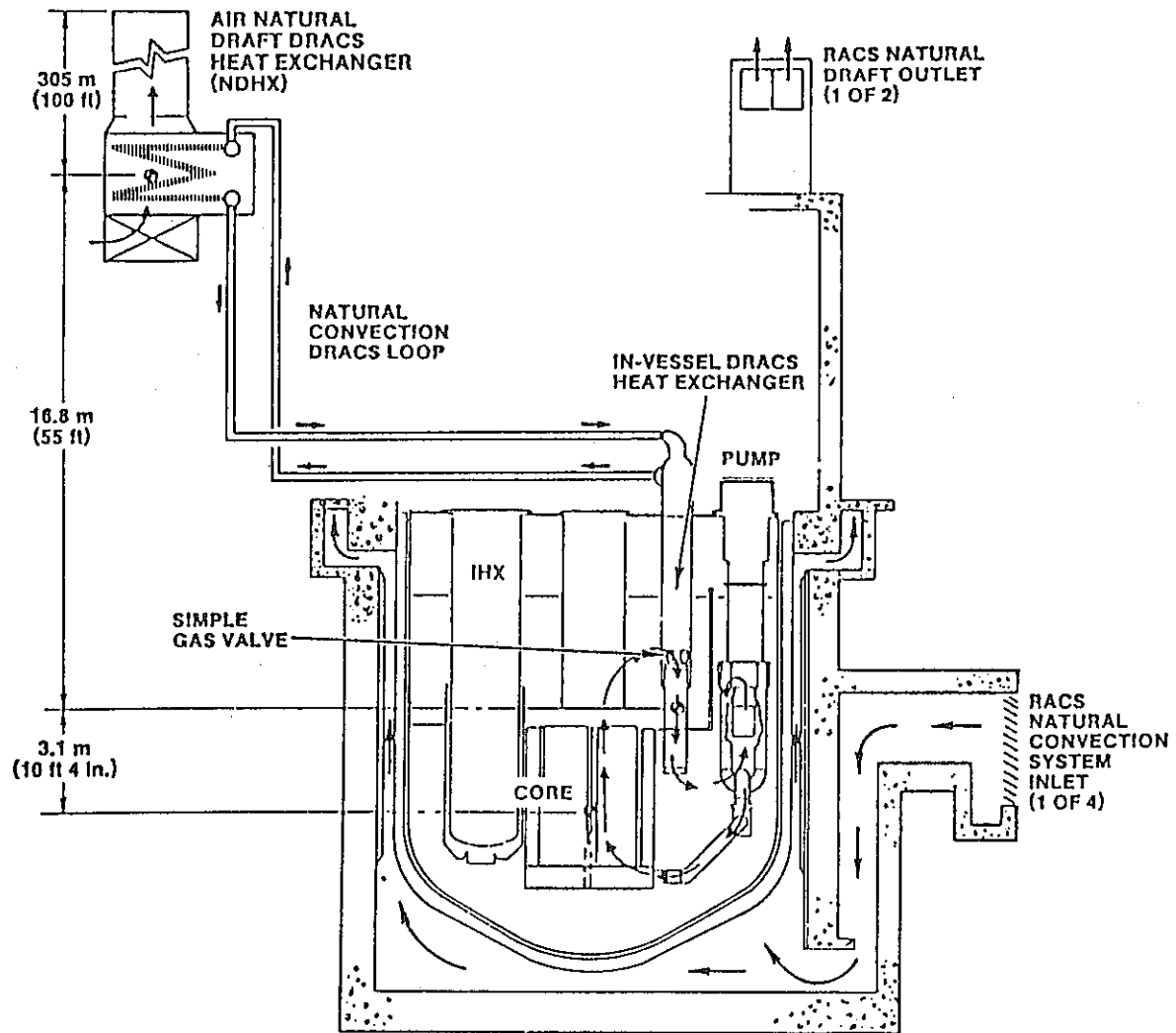
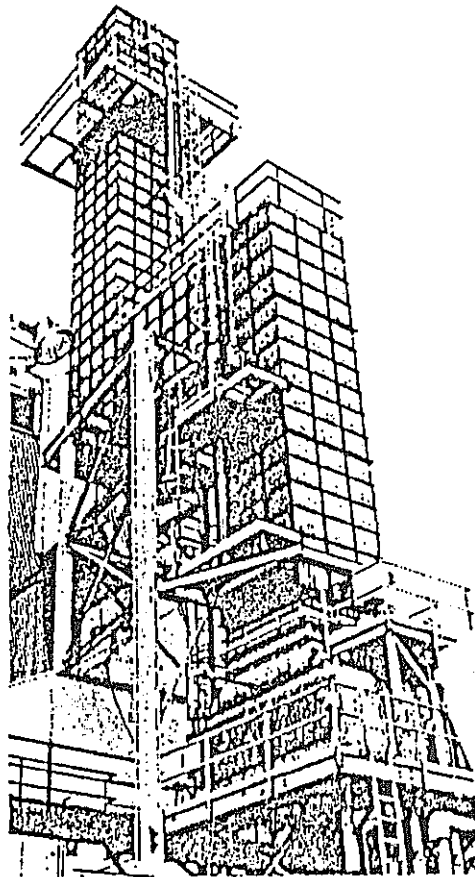
87D-14-1050

LMR SELF-REGULATING FEATURES



PASSIVE, DIVERSE NATURAL CONVECTION DECAY HEAT REMOVAL SYSTEMS

PNC TN9410 88-081



- 127 -



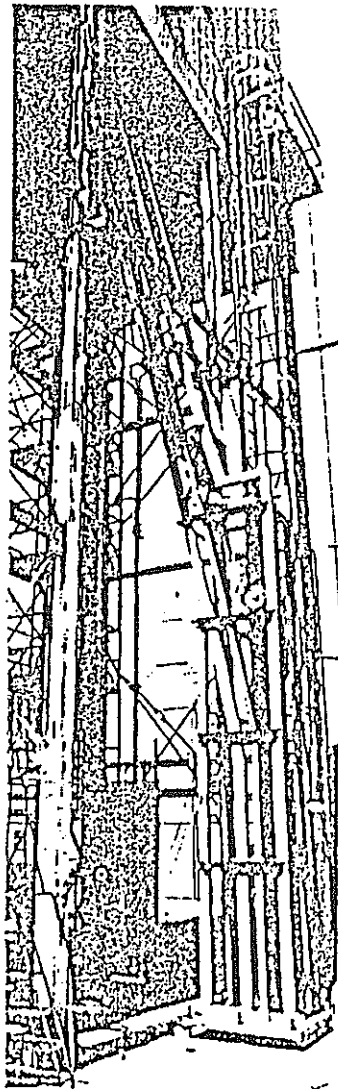
Rockwell International
Rockaldyne Division



COMBUSTION ENGINEERING

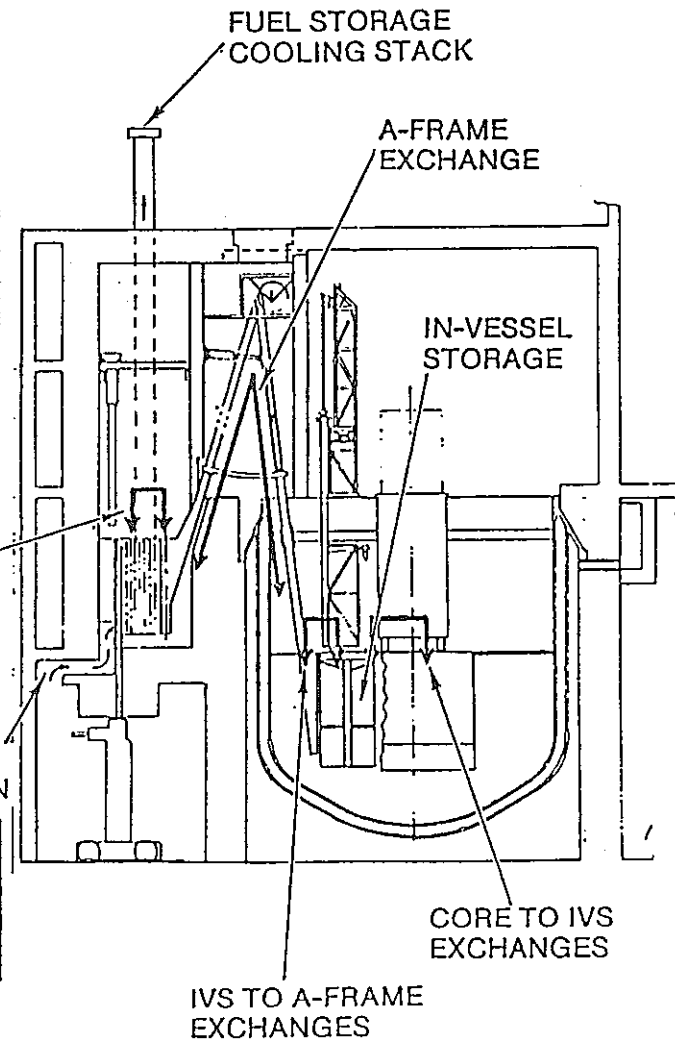
85D-43-80E

PASSIVE NATURAL CONVECTION SPENT FUEL COOLING



	POWER - kW	
	F/A	B/A
IN-VESEL STORAGE		
AVERAGE	23.1	10.7
MAXIMUM	27.6	11.6
TOTAL	554	128
EX-VESEL STORAGE		
AVERAGE	2.8	1.3
MAXIMUM	3.4	1.4
TOTAL	68	16

PEAK ASSEMBLY TEMPERATURES (°F)	
F/A STUCK IN REACTOR PORT	530
F/A STUCK IN FTC	286
F/A IN INTERIM STORAGE	695



- 128 -