

分置

可搬型高速炉炉心特性計算

1993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)

1993年6月

可搬型高速炉炉心特性計算

大坪 章¹⁾、羽賀 一男²⁾

要 旨

[目的]

研究中の可搬型炉の炉心をより小型化するために、これまで研究した炉心に種々の変更を加えると共に、変更後の炉心の連続燃焼可能期間を明らかにする。

[方法]

2次元Sn輸送・燃焼計算コードTWODANT-BURNを使用して、次の炉心に対する計算と評価を行った。なお、使用燃料は窒化物で、その中の窒素の同位体組成を変化させた場合についても評価した。

炉心A：平成3年度に研究を行った炉心を参照炉心とし、これに炉心からの中性子の漏洩量を減少させてより小型化させるために、半径方向反射体の上下端をそれぞれ10cm長くした炉心。

炉心B：炉心Aに更にガスプレナム長さの短縮化、体系上取り得る燃料体積比の最大値62.6%への増加などの変更を加え、より小型化を狙った炉心。

炉心C：上記のいずれの炉心とも異なって、固定した半径方向反射体の中を炉心を上下に移動させて出力制御を行う形式の炉心について、連続燃焼可能期間を明らかにする。

[結果]

炉心A：燃料体積比、U濃縮度、Pu富化度を適切に選択すると、反応度が参考炉心より約20%増加し、形状的には直径約21cm、高さ約21cmの炉心が得られた。この炉心の炉物理的な観点からの連続運転可能期間は10年となつた。

炉心B：同様に適切な燃焼体積比などの選択のもとでは、直径約19cm、高さ約19cmの小型の炉心となり、その炉物理的な連続運転可能期間は上と同様に10年と長期になつた。

炉心C：熱出力15MWで、炉物理的な連続運転可能期間は約2年となつた。

1) 大洗工学センター 技術開発部 先進技術開発室

2) 大洗工学センター 技術開発部

PNC TN9410 93-115

June, 1993

Core Characteristics Calculation on Transportable Fast Reactor

Akira Otsubo¹⁾, Kazuo Haga²⁾

Abstract

[Objective]

In order to miniaturize the transportable reactors studied at Frontier Advanced Reactor Group, a few modifications are added to the design concept of the reactor. In this report, burning period calculations are performed to know the burning periods of the modified reactors.

[Methods]

The two dimensional transport and burning calculation code of TWODANT-BURN was used in the analysis. The core fuels were nitrides. The analysis was performed in the cases of nitrogen isotope components changed from those of natural nitrogen.

The cores analysed are as follows.

Core A : The core studied in 1991 for a deep sea reactor was used as a reference core. In order to miniaturize the core by decreasing the neutron leakage, the upper and lower ends of the radial reflectors were made 10 cm longer than those of the reference core.

Core B : The gas plenum length of fuel pins were shortened, compared with that of the core A. Fuel volume was chosen to be 62.6%, that is, the maximum value from the point of geometry.

-
- 1) Frontier Technology Development Section, Technology Development Division.
 - 2) Technology Development Division, Oarai Engineering Center.

Core C : The core moving upward and downward in a annular reflector. Continuous burning period was analysed.

[Results]

The results are as follows.

Core A : Reactivity increased 20% from that of the reference core in the case of appropriate selection of fuel volume, ^{235}U 95% enrichment and Pu content. The core A was about 21cm in diameter and height. Continuous burning period was about 10 years.

Core B : The core B was about 21cm in diameter and height. Continuous burning period was about 10 years.

Core C : Calculational results showed that the burning period of 2 years was technically possible for thermal output of 15 MWt.

目 次

1. はじめに	1
2. 計算方法	4
2. 1 核特性計算コードと計算条件	4
2. 2 中性子反応断面積	4
2. 3 燃焼・生成核種	5
3. 炉心Aにおける炉心特性計算	8
3. 1 混合窒化物燃料炉心	8
3. 1. 1 天然窒素を用いた燃料炉心	8
3. 1. 2 ^{15}N を用いた燃料炉心	9
3. 2 高濃縮ウラン窒化物燃料炉心	11
3. 3 まとめ	12
4. 炉心Bにおける炉心特性計算	24
4. 1 臨界計算及び中性子スペクトル計算	24
4. 2 燃焼計算	25
4. 3 反射体移動制御方式での核特性計算	25
4. 4 まとめ	27
5. 炉心Cにおける炉心特性計算	51
5. 1 計算条件	51
5. 2 計算結果	52
5. 3 まとめ	52
6. 考察	64
7. おわりに	65
謝辞	66
参考文献	67

表リスト

表 1. 1 主要計算パラメータ	3
表 2. 1 中性子エネルギー群構造	6
表 2. 2 核分裂核種生成率	7
表 3. 1 平成 3 年度 2 次元解析炉心パラメータ	13
表 3. 2 固定条件	14
表 3. 3 本年度計算炉心パラメータ	15
表 4. 1 炉心B 中性子束分布（混合燃料）	28
表 4. 2 炉心B 中性子束分布（高濃縮U燃料）	29
表 4. 3 炉心B 燃焼計算結果（混合燃料）	30
表 4. 4 炉心B 燃焼計算結果（高濃縮U燃料）	31
表 4. 5 炉心B 燃焼後燃料組成	32
表 5. 1 炉心移動距離と燃焼期間の関係	53

図リスト

図 3.	1	平成 3 年度計算体系 炉心立面図	16
図 3.	2	炉心 A 立面図	17
図 3.	3	炉心 A 平面図	18
図 3.	4	炉心 A 臨界計算結果 (天然窒素)	19
図 3.	5	^{14}N の中性子反応断面積	20
図 3.	6	^{15}N の中性子反応断面積	21
図 3.	7	炉心 A 臨界計算結果 (^{15}N 、燃料体積率 30 %)	22
図 3.	8	炉心 A 臨界計算結果 (^{15}N 、燃料体積率 50 %)	23
図 4.	1	炉心 B 立面図	33
図 4.	2	炉心 B 臨界計算結果	34
図 4.	3	炉心 B 径方向中性子束分布 (混合燃料)	35
図 4.	4	炉心 B 軸方向中性子束分布 (混合燃料)	36
図 4.	5	炉心 B 各位置での中性子束分布 (混合燃料)	37
図 4.	6	炉心 B 中性子束スペクトル (混合燃料)	38
図 4.	7	炉心 B 径方向中性子束分布 (高濃縮 U 燃料)	39
図 4.	8	炉心 B 軸方向中性子束分布 (高濃縮 U 燃料)	40
図 4.	9	炉心 B 各位置での中性子束分布 (高濃縮 U 燃料)	41
図 4.	10	炉心 B 中性子束スペクトル (高濃縮 U 燃料)	42
図 4.	11	炉心 B 燃焼計算結果	43
図 4.	12	^{241}Am の中性子反応断面積	44
図 4.	13	炉心 B 径方向反射体移動方式	45
図 4.	14	炉心 B 径方向反射体移動方式臨界計算	50
図 5.	1	炉心 C	54
図 5.	2	炉心 C 立面図	55
図 5.	3	炉心 C 移動図	56
図 5.	4	燃焼期間と炉心移動距離	63

1. はじめに

研究中の可搬炉の出力は、それを地上用の動力源として使用する場合は1 - 10 MW_e、深海用の場合は10 - 400 kW_e、宇宙用の場合は300 kW_eとそれぞれ目的に応じて当面の値を設定している。これらの炉は、用途が特殊であるため、上記の出力規模を維持しつつも可能な限り小型であることが望ましい。例えば地上用では輸送の観点から、小型であることが好ましい。深海用では、海底基地や深海用潜水調査船の動力源としての利用を想定しているため、小型化によって炉が収納される厚さ50 mm以上の耐圧殻の小型化が図れ、全体の重量減に対する著しい効果を及ぼす。同様に、宇宙用（軌道用）では、炉の小型化は周囲に設置する要員保護用の高密度の遮蔽体の重量減につながり、打ち上げ時の重量減に対する高い効果が期待できる。

このように可搬炉には潜在的に小型化に対する高いニーズがある。また、その用途から、燃料交換なしで可能な限り長期間の連続運転ができることが望ましい。そこで、これまで研究して来た小型炉心⁽¹⁾の臨界体積等の見直しを行ない、より小型の炉心を設計すべく計算評価を行った。また、最大どの程度の期間の連続運転が可能かを明らかにするための計算評価も行った。これらの計算対象とした炉心は表3. 1に示した以下の各炉心である。

参照炉心：燃料は混合窒化物燃料で、臨界計算から炉心は半径約25 cm、高さ約25 cmで平成3年度に研究した炉心。

炉心A：上の参照炉心では、炉心周囲の径方向反射体の長さが不十分で、反射体の上端及び下端から中性子の漏洩があった。そこでより小さな炉心を目指して、反射体のみを変更し、その垂直方向長さを上下端ともに約10 cmずつ延長した。燃料組成は下記の2種類とし、それぞれ炉心A-①と炉心A-②と呼称し、立面図及び平面図を図3. 2と図3. 3に示す。

A-①：日米協定の範囲内の、20%濃縮のウランが50%、プルトニウムが50%

A-②：日米協定の範囲外の濃縮度97%のウランが100%。これは、日米協力で研究する事を想定したものである。

炉心B：この炉心は炉心Aより更に小型化を指向したもので、このために炉心下部のガスプレナムの軸方向長さを炉心Aの30 cmから5 cmと短くしている。また、燃料は

上記炉心Aと同じく、20%濃縮ウランが50%、プルトニウムが50%の窒化物燃料と、濃縮度97%のウランが100%の窒化物燃料の2種類を使用しており、前者を炉心B-①、後者を炉心B-②と称する。これらの体系を図4. 1に示す。燃料体積比については、体系上取り得る最大値の62.6%とした。

炉心C：この炉心の概念は、上記のいずれの炉心とも異なり、固定された半径方向反射体の中を外部駆動機構によって炉心を上下させ、これによって炉心の出力制御を行なうもので、燃料は濃縮度97%のウランの組成が100%の窒化物燃料であり、図5. 1にその体系を示す。

尚、これらの炉心の臨界計算等にあたっては、表1. 1に示した燃料組成、燃料体積比などをパラメータとし、更に窒化物燃料の中の窒素同位体の組成を変えた場合についての計算も行なって臨界体積の最小化を狙った。

表 1. 1 主要計算パラメータ

Main Calculation Parameters

	燃料	窒素	燃料体積比
炉心 A	混合(U, Pu)燃料	天然窒素	30%, 50%
	高濃縮U及び 混合(U, Pu)燃料	^{15}N	30%, 50%
炉心 B	高濃縮U及び 混合(U, Pu)燃料	天然窒素	62.6%
炉心 C	高濃縮U燃料	^{15}N	30%

2. 計算方法

2. 1 計算コードと計算条件

使用した計算コードは、輸送計算コード TWODANT⁽²⁾ に燃焼計算機能を付加した 2 次元 Sn 輸送・燃焼計算コード TWODANT-BURN である。計算条件は以下の通り。

- 計算体系 : R-Z 体系
- Sn 分点数 : 4
- ルジャンドル次数 : P1
- 中性子エネルギー群数 : 15 群 (表 2. 1 参照)

2. 2 中性子反応断面積

計算で使用した中性子反応断面積は、SCALE 4 システムから作成し、輸送計算で使用するために XSDRN-PM コードを用いて群縮約を行った。以下では、この作成方法を示す。

① 使用する断面積ライブラリー

- ^{15}N : FSXLIB-J3⁽³⁾ (MCNP用ライブラリー: 連続エネルギースペクトル)
- ^{15}N 以外 : XN27BURN (SCALE 4 ライブラリー: 中性子 27 群)

② 実効断面積の作成および群縮約

^{15}N の場合は、まず FSXLIB-J3 ライブラリーを中性子 218 群の断面積に変換し、SCALE 4 システム CSASI モジュールを用いて実効ミクロ断面積を作成する。さらにこの実効ミクロ断面積を XSDRN-PM コードにより 27 群に縮約する。

^{15}N 以外の核種の中性子反応断面積では、XN27BURN ライブラリーから CSASI モジュールにより 27 群の実効マクロ断面積を作成する。

このようにして作成した¹⁰Nとそれ以外の核種の27群実効ミクロ断面積をXSDRN-PMコードを用いて、空間依存（軸方向、径方向）の群縮約計算を行い15群のミクロおよびマクロ断面積を作成する。これを、TWODANT-BURNでの2次元輸送燃焼計算に使用した。

2. 3 燃焼・生成核種

計算で取り扱ったアクチノイド核種及び核分裂生成核種を次に示す。

①アクチノイド核種

• fissile

U-235、Pu-239、Pu-241

• fertile

U-236、U-238、Pu-240、Pu-242、Am-241

②核分裂生成核種

I-135、Xe-135、Xe-136、Nd-150、Sm-153

燃料核種の中性子吸収による核変換は次を考慮した。

① U-235 → U-236

② U-238 → Pu-239 → Pu-240 → Pu-241 → Pu-242
↓ (β崩壊：崩壊定数 $1.532 \times 10^{-9}/\text{s}$)
Am-241

核分裂生成核種の生成率を表2. 2に示す。

Neutrons Energy Group Structure

表2. 1 中性子エネルギー群構造

群番号	中性子エネルギー範囲 (eV)	
	上限	下限
1	2.00000×10^7	~ 6.43400×10^6
2	6.43400×10^6	~ 3.00000×10^6
3	3.00000×10^6	~ 1.85000×10^6
4	1.85000×10^6	~ 1.40000×10^6
5	1.40000×10^6	~ 9.00000×10^5
6	9.00000×10^5	~ 4.00000×10^5
7	4.00000×10^5	~ 1.00000×10^5
8	1.00000×10^5	~ 1.70000×10^4
9	1.70000×10^4	~ 3.00000×10^3
10	3.00000×10^3	~ 5.50000×10^2
11	5.50000×10^2	~ 1.00000×10^2
12	1.00000×10^2	~ 3.00000×10^1
13	3.00000×10^1	~ 1.00000×10^1
14	1.00000×10^1	~ 3.04999×10^0
15	3.04999×10^0	~ 1.00000×10^{-5}

FP Neuclei Production Rate

表 2. 2 核分裂核種生成率

F P 核種	核分裂収率			崩壊定数(/s)
	U-235	U-238	Pu-239	
I-135	0.0253	0.0141	0.0380	2.912×10^{-8}
Xe-135	0.0049	0.0010	0.0050	2.118×10^{-8}
Xe-136	0.0577	0.0596	0.0709	
Nd-150	0.0081	0.0087	0.0104	
Sm-153	0.0020	0.0039	0.0049	4.122×10^{-8}

3. 炉心Aにおける炉心特性計算

3. 1 混合窒化物燃料炉心（炉心A-①）

3. 1. 1 天然窒素を用いた燃料炉心

天然窒化物から成る燃料の体積比を2種類（30%と50%）に選定し、炉心半径を変化させて臨界計算を行う。

計算のパラメータは、参考炉心の臨界計算に使用した表3. 1内のケース①とし、これ以外については表3. 2と同一とした。これらの計算パラメータを他の炉心のそれと共に表3. 3に示す。

尚、燃料のUとPuの混合割合は1:1で、Uの²³⁵U濃縮率は20%とした。これは現在の日米国際協定で、日本が使用し得る最もfissile materialの割合の大きい燃料である。

（1）解析結果

1) 燃料体積率30%の場合

炉心半径 (cm)	径方向反射体の長さ		
	上下反射体も含む (今年度)	燃料部のみ (平成3年度)	反応度変化
15.0	0.8939	0.7955	(13.8% Δk/kk')
17.5	0.9951		
20.0	1.0837	1.0163	(6.11% Δk/kk')
22.5	1.1666		

2) 燃料体積率 50% の場合

炉心半径 (cm)	径方向反射体長さ		
	上下反射体も含む (今年度)	燃料部のみ (平成3年度)	反応度変化
10.0	0.8829	0.7527	(19.6% $\Delta k/kk'$)
11.5	0.9826		
13.0	1.0731		
15.0	1.1797	1.0919	(6.82% $\Delta k/kk'$)

1)、2)の結果を図3、4に示す。図より以下の通りとなる事が分かる。

燃料体積率 30% の場合 実効増倍率が 1.00 のときの炉心半径 : 17.9 cm
 1.05 のときの炉心半径 : 18.5 cm
 1.10 のときの炉心半径 : 20.3 cm

燃料体積率 50% の場合 実効増倍率が 1.00 のときの炉心半径 : 11.9 cm
 1.05 のときの炉心半径 : 12.4 cm
 1.10 のときの炉心半径 : 13.7 cm

3. 1. 2 ^{15}N を用いた燃料炉心

^{14}N 、 ^{15}N の中性子反応断面積を各々図3.5 及び図3.6 に示す⁽⁴⁾。 ^{15}N の中性子捕獲断面積は、 ^{14}N のそれや、(n, p) 反応断面積に比較してずっと小さな値であるので、 ^{15}N のみを用いた混合窒化物燃料炉心では天然窒素を使用した燃料を入れた炉心よりも、より小さな体積となる。3.1.1 小節と同じ計算を、臨界体積を更に小さくする目的で、炉心の窒化物燃料が高濃縮の ^{15}N を用いて製造されている場合について行った。

尚、天然窒素では ^{14}N が 99.635%、 ^{15}N が 0.365% である。

そこで計算の際の燃料は U と Pu の混合割合が 1 : 1 で、U の ^{235}U 濃縮率は 20% とした。

(1) 解析結果

1) 燃料体積率の 30% 場合

炉心半径 (cm)	^{15}N	^{14}N	反応度変化
13.0	0.8202		
15.0	0.9111	0.8939	(2.11% $\Delta k / kk'$)
17.5	1.0456	0.9951	(4.86% $\Delta k / kk'$)
20.0	1.1366	1.0837	(4.29% $\Delta k / kk'$)
22.5	1.2214	1.1666	(3.85% $\Delta k / kk'$)

2) 燃料体積率 50%

炉心半径 (cm)	^{15}N	^{14}N	反応度変化
10.0	0.8999	0.8827	(2.17% $\Delta k / kk'$)
11.5	1.0023	0.9826	(2.00% $\Delta k / kk'$)
13.0	1.0948	1.0731	(1.85% $\Delta k / kk'$)
15.0	1.2036	1.1797	(1.68% $\Delta k / kk'$)

3. 2 高濃縮ウラン窒化物燃料炉心（炉心A-②）

A-②炉心については3. 1節と同じ計算を、窒素としては ^{15}N を用いた燃料のケースについてのみ行った。

(1) 解析結果

1) 燃料体積率の30%場合

炉心半径 (cm)	高濃縮 (97%) 燃料	濃縮度20%, Pu富化 燃料	反応度変化
13.0	0.9029	0.8202	(11.2% $\Delta k/kk'$)
15.0	0.9940	0.9111	(9.15% $\Delta k/kk'$)
17.5	1.0936	1.0456	(4.20% $\Delta k/kk'$)
20.0	1.1796	1.1366	(3.21% $\Delta k/kk'$)

2) 燃料体積率の50%場合

炉心半径 (cm)	高濃縮 (97%) 燃料	濃縮度20%, Pu富化 燃料	反応度変化
10.0	0.9738	0.8999	(8.43% $\Delta k/kk'$)
11.5	1.0713	1.0023	(6.43% $\Delta k/kk'$)
13.0	1.1577	1.0948	(4.96% $\Delta k/kk'$)

3. 1節及び3. 2節のそれぞれの計算で得た炉心半径を、燃料体積率別に30%の場合を図3. 7に、50%の場合を図3. 8に示す。これらの図より、

燃料体積率30%の場合

^{235}U 濃縮度20%, Pu富化度50%の燃料の場合

実効増倍率が1. 00のときの炉心半径: 17. 0 cm

- 1. 0 5 のときの炉心半径 : 1 8 . 2 c m
- 1. 1 0 のときの炉心半径 : 1 9 . 3 c m

^{235}U 高濃縮燃料の場合

- 実効増倍率が 1. 0 0 のときの炉心半径 : 1 5 . 3 c m
- 1. 0 5 のときの炉心半径 : 1 6 . 6 c m
- 1. 1 0 のときの炉心半径 : 1 7 . 9 c m

燃料体積率 5 0 % の場合

^{235}U 濃縮度20%, Pu富化度50%の燃料の場合

- 実効増倍率が 1. 0 0 のときの炉心半径 : 1 1 . 5 c m
- 1. 0 5 のときの炉心半径 : 1 2 . 4 c m
- 1. 1 0 のときの炉心半径 : 1 3 . 2 c m

^{235}U 高濃縮燃料の場合

- 実効増倍率が 1. 0 0 のときの炉心半径 : 1 0 . 4 c m
- 1. 0 5 のときの炉心半径 : 1 1 . 3 c m
- 1. 1 0 のときの炉心半径 : 1 2 . 0 c m

^{235}U 高濃縮燃料の方が、 ^{235}U 濃縮度20%, Pu富化度50%燃料より fissile material の割合が高いので、少し (1. 1 - 1. 7 c m) 炉心半径が小さくなる結果を得た。

3. 3 まとめ

本章では次の結果が得られた。

- (1) 平成3年度に計算した天然窒素を使用した混合窒化物燃料炉心のケースにつき、炉心Aで計算し直したところ、今回の計算では中性子漏洩が少なくなったために、反応度が平成3年度の計算結果より 6 - 2 0 % 増加した。
- (2) (1) で天然窒素を ^{15}N で置き換えた計算では、反応度が更に 1. 6 - 4 . 9 % 增加する結果が得られた。
- (3) 天然窒素を ^{15}N で置き換え且つ、混合窒化物燃料を ^{235}U 高濃縮窒化物燃料で置き換えた計算では、反応度が (2) の計算結果より更に 3 . 2 - 1 1 . 2 % 増加した。
- (4) (3) の計算では、燃料体積比が 5 0 % の場合、炉心半径が 1 0 . 4 c m で臨界となつた。

Core Parameters for 2 Dimensional Analysis in 1991

表 3. 1 平成 3 年度 2 次元解析炉心パラメータ

部 位	パラメータサーベイケース						
	① 最大稠密	② 高濃縮	③ Pu組成	④ 径反射体	⑤ 軸反射体	⑥ 構造材	⑦ 冷却材
燃料ペレット 化学形態	(U, Pu)N	(U, Pu)N	(U, Pu)N	(U, Pu)N	(U, Pu)N	(U, Pu)N	(U, Pu)N
²³⁵ U濃縮度(w/o)	20	97.7	20	20	20	20	20
Pu富化度(w/o)	50	50	50	50	50	50	50
(Pu組成)	Pu241含	Pu241除	Pu241含	Pu241含	Pu241含	Pu241含	Pu241含
理論密度(g/cm ³)	14.3	14.3	14.3	14.3	14.3	14.3	14.3
被覆管材質および 炉容器等構造材	ODS	ODS	ODS	ODS	ODS	SUS316	ODS
冷却材	Na	Na	Na	Na	Na	Na	Liq. Na (1050°C)
軸方向反射体 (cm)	Be	Be	Be	Be	Be 厚さ 15.0	Be	Be
径方向反射体 (cm)	Be	Be	Be	Be 厚さ 10.7/14.5	Be	Be	Be
径方向吸収体	B ₄ C	B ₄ C	B ₄ C	なし	B ₄ C	B ₄ C	B ₄ C
炉内安全棒等	なし	なし	なし	なし	なし	なし	なし
燃料体積比(%)	6.3	40.60	30	30	30	30	30
炉心半径(cm)	10.15	10.15	20	20	20	20	20

(注) 炉心高さは炉心半径の 2 倍

表 3. 2 固定条件

Fixed Parameters

炉容器肉厚	5 mm
燃料組成	20%濃縮 $U : P u = 1 : 1$
燃料化学形態	窒化物 (窒素は ^{14}N もしくは ^{15}N)
スミヤ密度	80%
燃料ビン	(「もんじゅ」燃料集合体と同じ)
外径	6.5 mm
被覆管肉厚	0.47 mm
ガスプレナム(下部)長さ	30 cm
上部・下部プレナム長さ	14 cm
炉心直径／炉心高さ	1/1
炉容器-径方向反射体間隔	0 mm
制御ドラム基數	12
反射体材質	B e
吸収体材質	B, C
炉心安全棒ないし制御棒	無し
炉心入口温度	600 °C
炉心出口温度	700 °C
構造材材質(被覆管、炉容器材質)	ODS (ODS = 酸化物分散強化型超合金 例えば アロイMA-754: 成分(%) Ni 78, Cr 20, C 0.05, Al 0.3, Ti 0.5, Y2O3 0.6, Fe 0.55)
冷却材	ナトリウム
プルトニウム組成	「もんじゅ」と同じ Pu-239 58% Pu-240 24% Pu-241 14% Pu-242 4%
制御ドラム反射体厚さ	145 mm
制御ドラム吸収体厚さ	20 mm
制御ドラム吸収体角度	110°
上部・下部反射体長さ	10 cm

(注) 炉心高さは炉心半径の2倍

表 3. 3 本年度計算炉心パラメータ

Core Parameters for 2 Dimensional Analysis in this year

	3.2 及び 3.3 節	3.4 節	4.2 節 条件 1	4.2 節 条件 2	5.2 節
体系	A	A	B	B	C
燃料	(U, Pu)N	UN	(U, Pu)N	UN	UN
窒素	天然窒素 及び ¹⁵ N	¹⁵ N	天然窒素	天然窒素	¹⁵ N
被覆管	ODS	ODS	ODS	ODS	ODS
冷却材及び 温度°C	Na 650	Na 650	NaK 500	NaK 500	Na 650
反射体	Be	Be	Be	Be	Be
吸収体	B ₄ C	B ₄ C	B ₄ C	B ₄ C	B ₄ C
燃料体積比 %	30, 50	30, 50	62.6	62.6	30
炉心半径cm	10-22.5	10-20	10-13	7-9	20

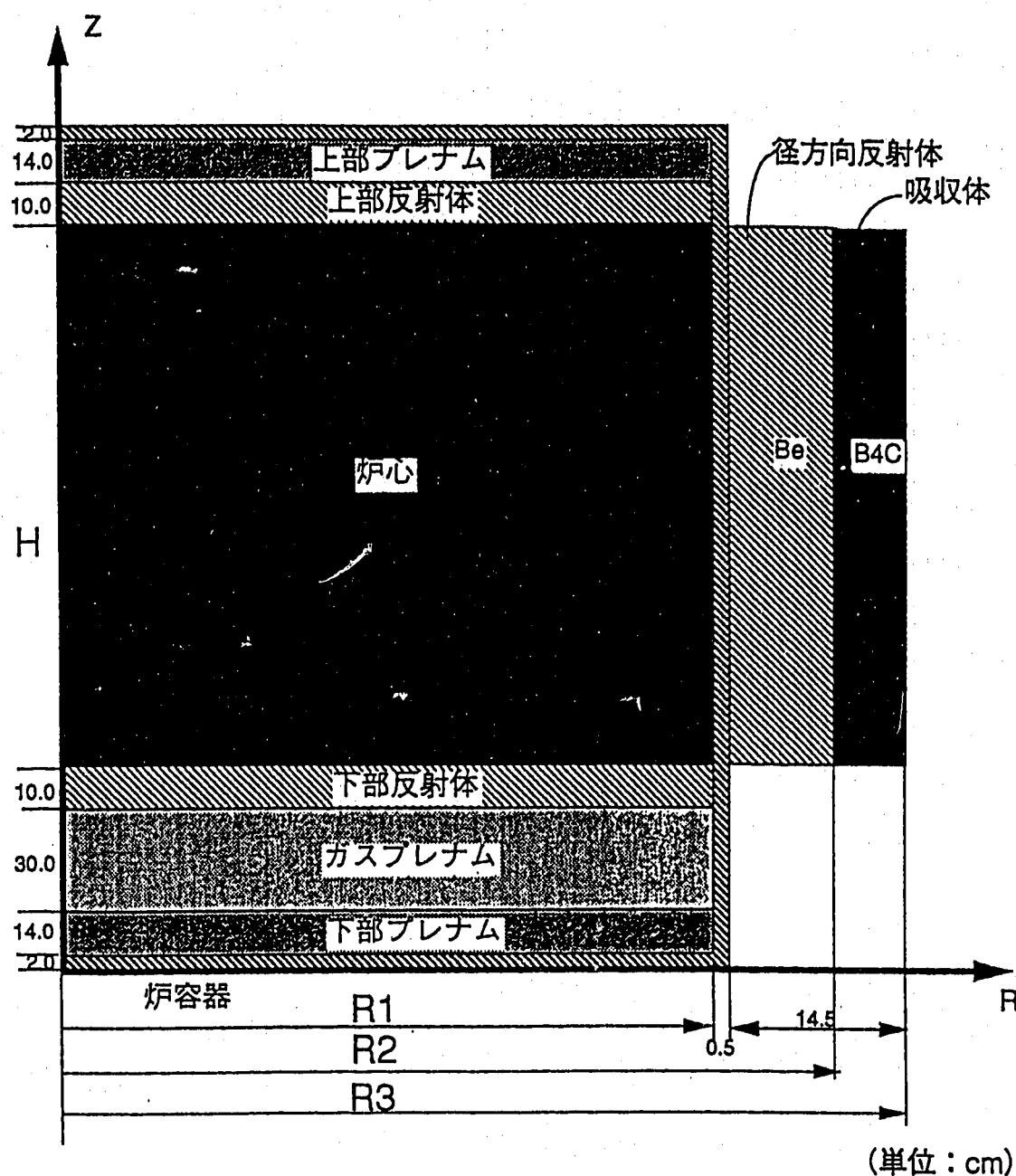


図 3. 1 平成 3 年度計算体系 炉心立面図

Core Longitudinal Cross Section (Calculation in 1991)

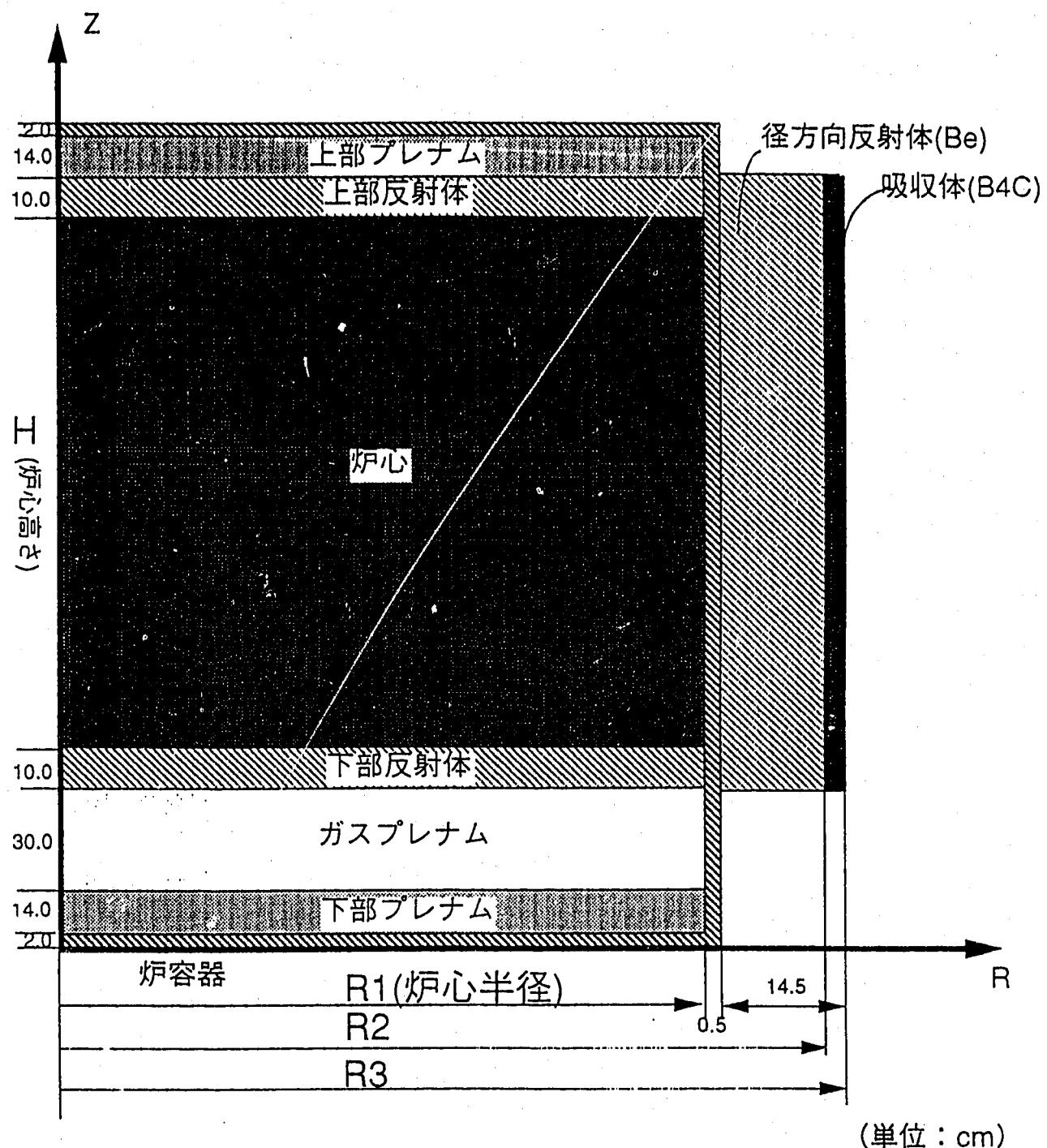


図3. 2 炉心A立面図

Longitudinal Cross Section in Core A

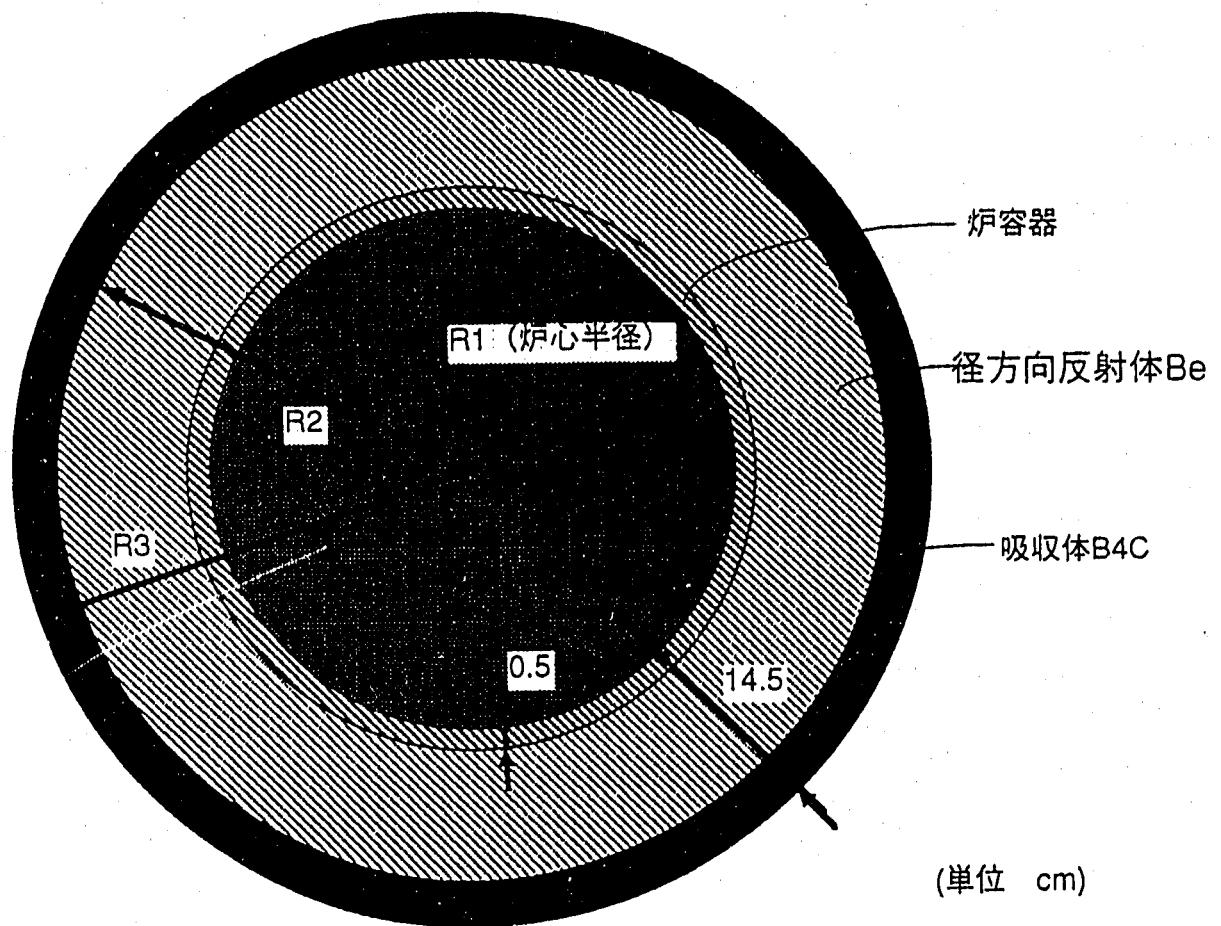


図 3 . 3 炉心A平面図

Horizontal Core Cross Section in Core A

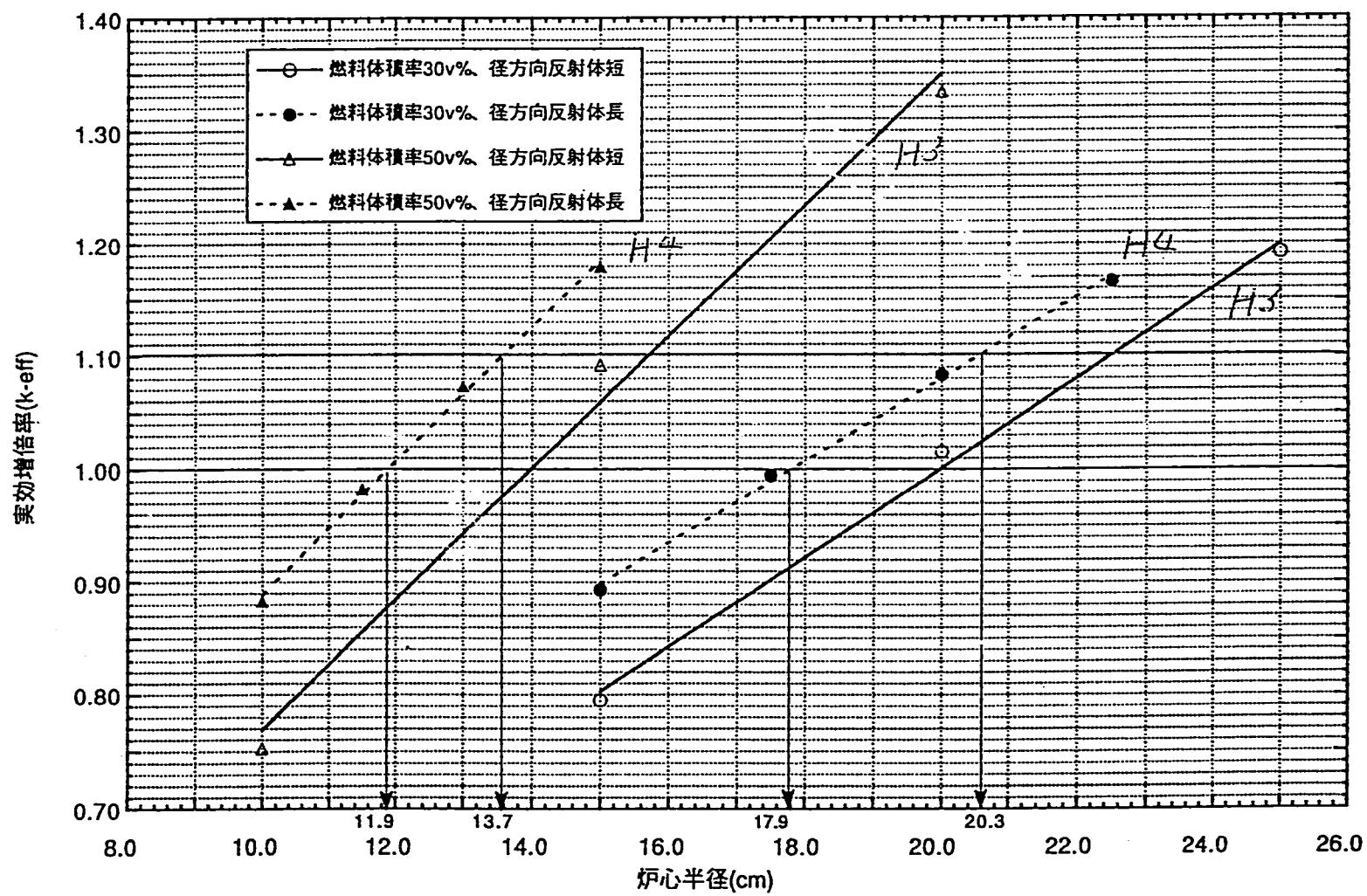


図 3. 4 炉心 A 臨界計算結果 (天然窒素)

Criticality Calculational Results in Core A (Natural Nitrogen)

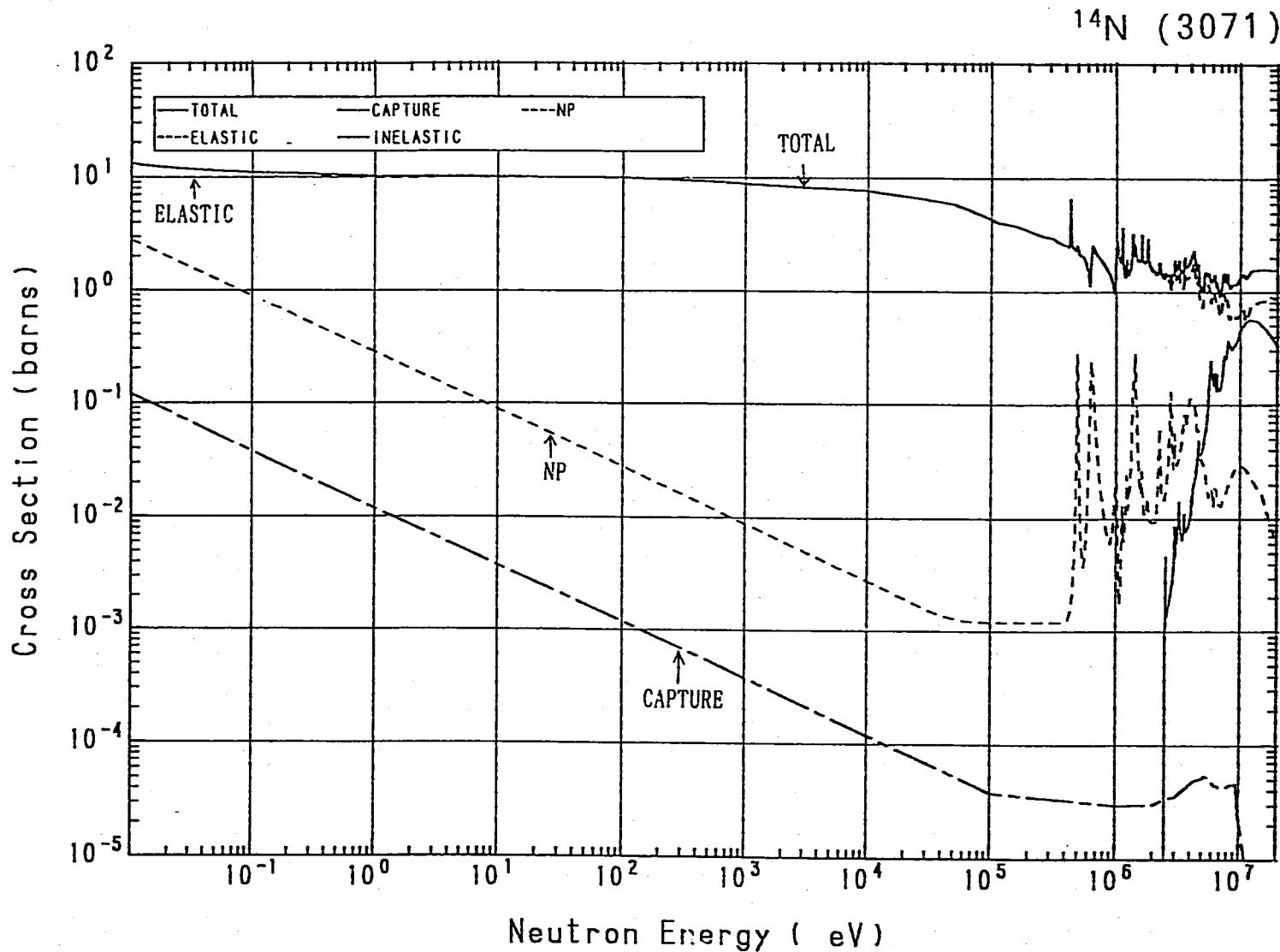


図 3. 5 $\text{N}-14$ 中性子反応断面積

Neutron Reaction Cross Section of ^{14}N

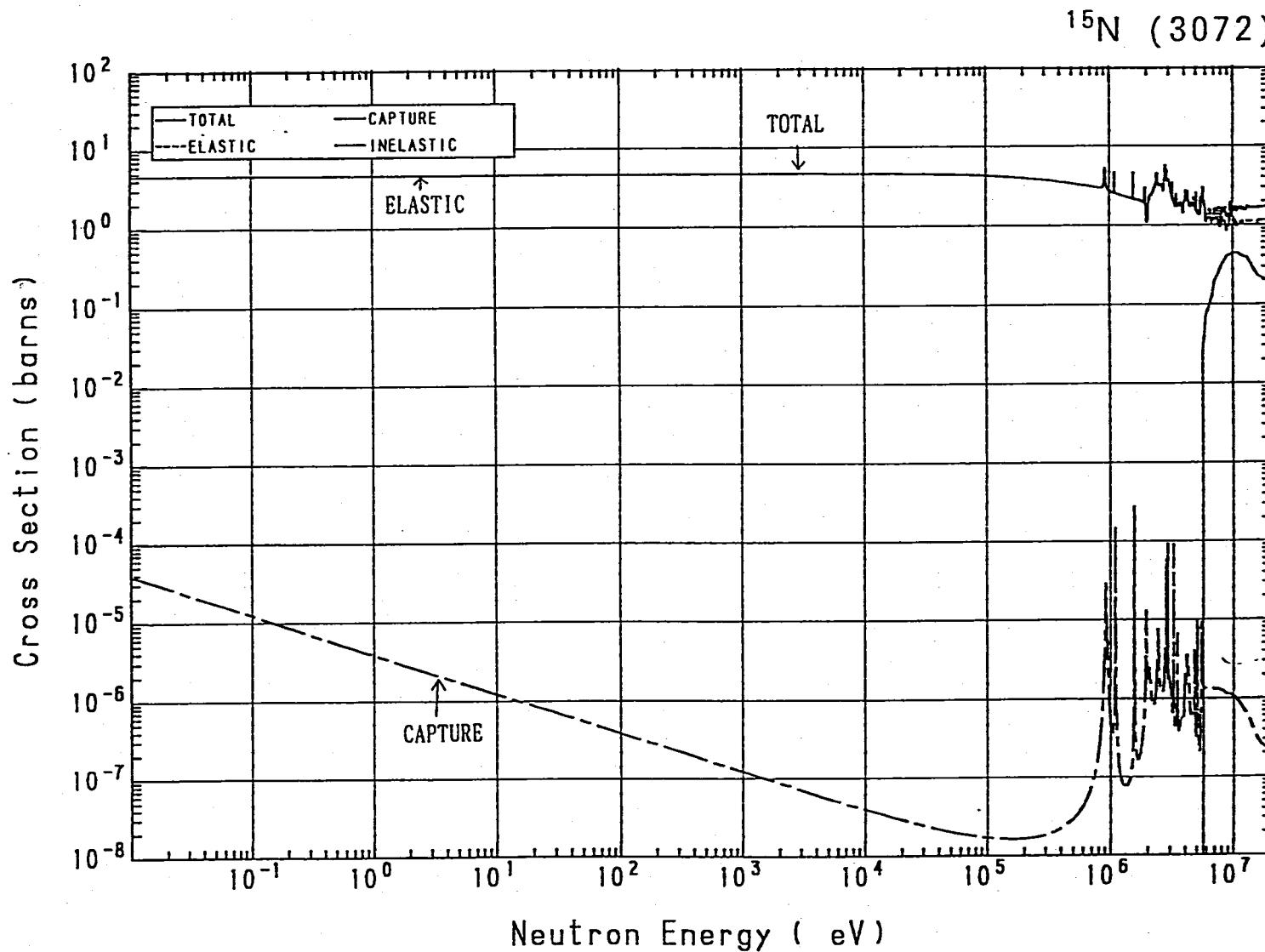


図3. 6 $\text{N}-15$ 中性子反応断面積

Neutron Reaction Cross Section of ^{15}N

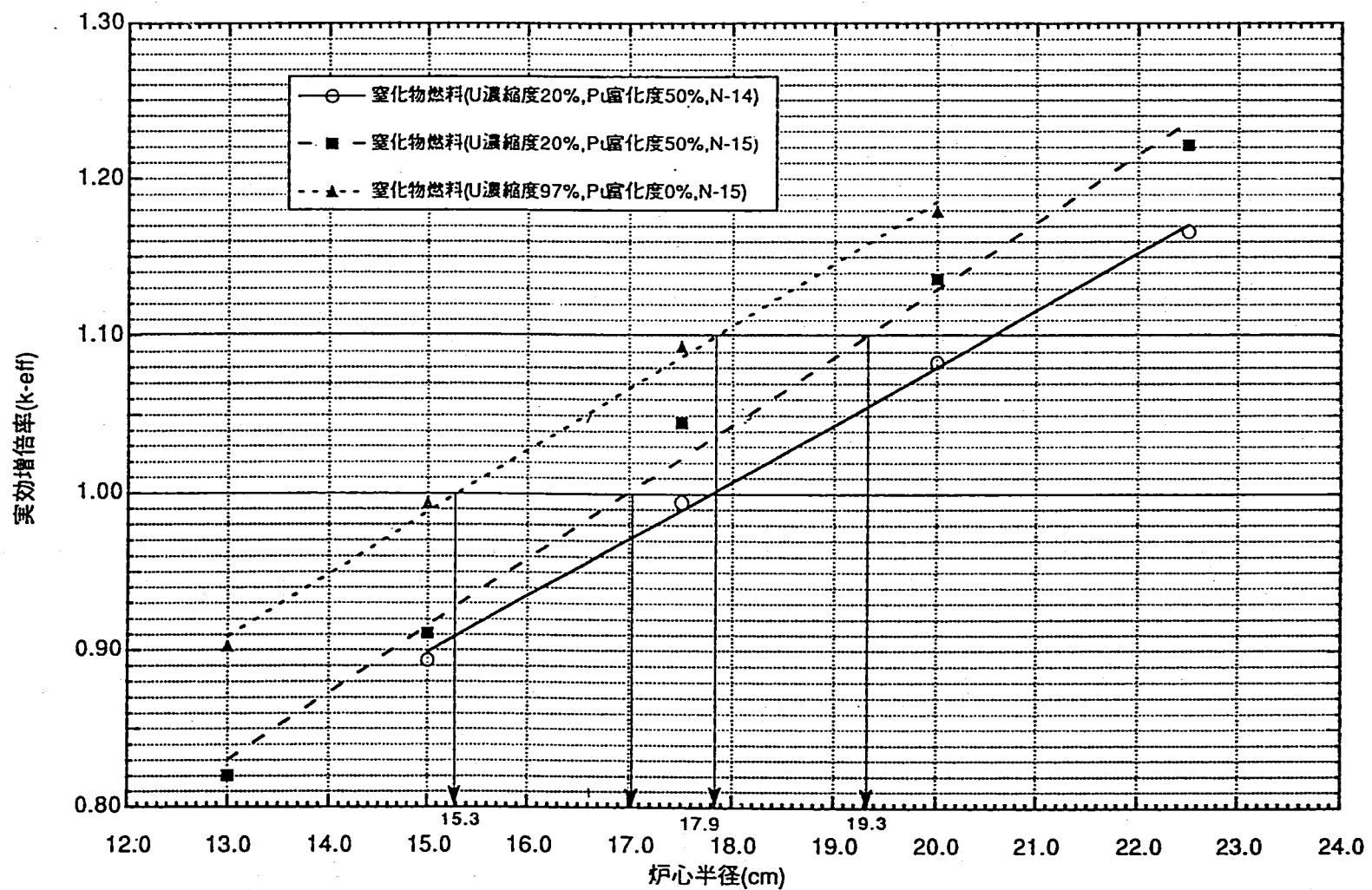


図 3. 7 炉心A臨界計算結果 (N-15、燃料体積率30%)

Criticality Calculational Results in Core A(^{16}N , Fuel Volume Rate 30%)

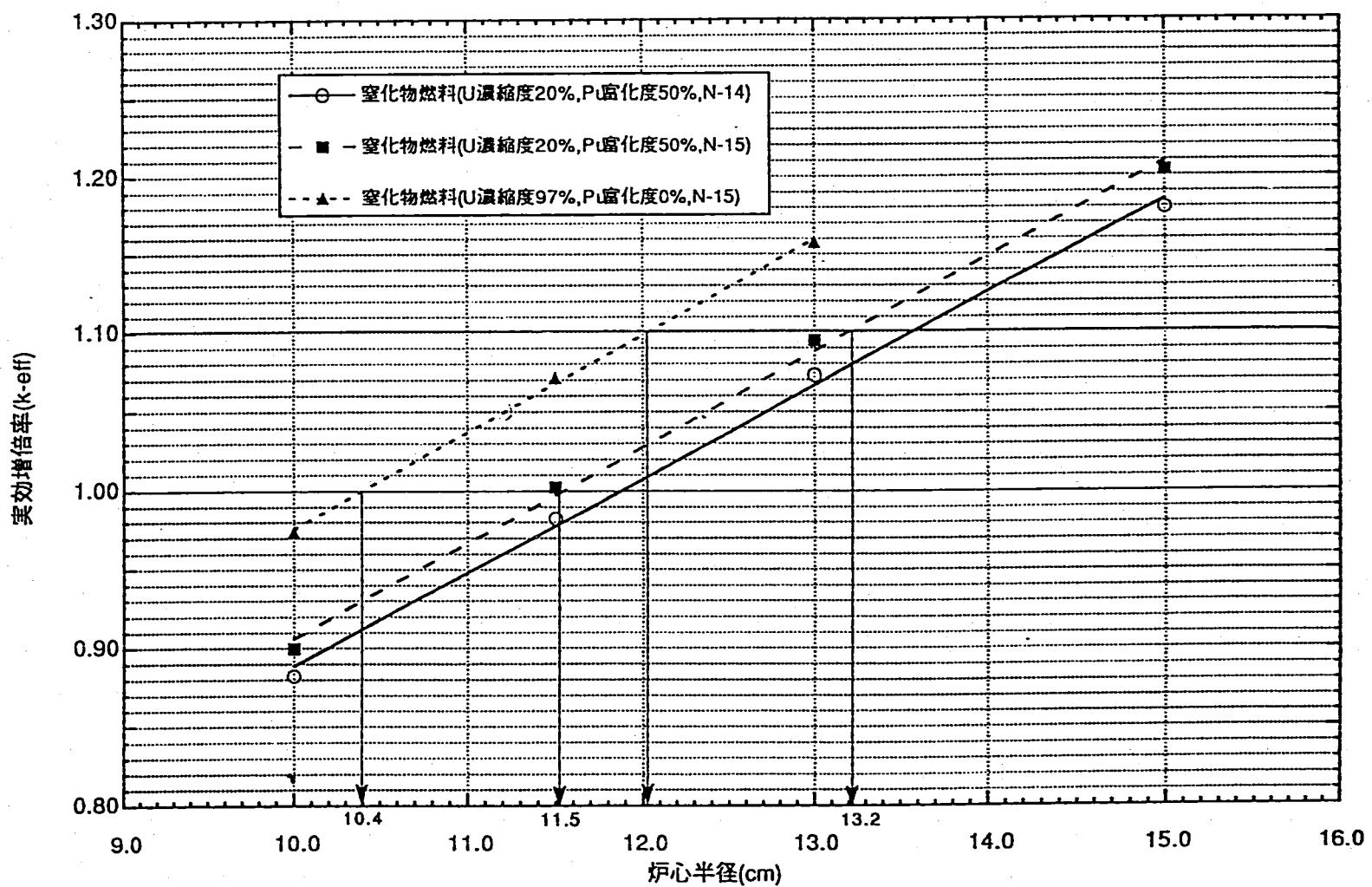


図 3. 8 炉心A臨界計算結果 (N-15、燃料体積率50%)

Criticality Calculational Results in Core A(^{15}N , Fuel Volume Rate 50%)

4. 炉心Bにおける炉心特性計算

4. 1 臨界計算及び中性子スペクトル計算

表3. 3の示したパラメータセットで計算を行った。

炉心Bの炉心Aに対する主な変更点は、炉心下部のガスプレナムの軸方向厚さを3.0 cmから5.0 cmにしたことである。これは、窒化物燃料を使用すれば、この程度のガスプレナム長さで十分なことが分かったからである。反射体形状は、炉心Bは炉心Aと同じである。

冷却材はNaからNaKに変更した。これは研究中の深海用可搬型炉の場合、深海の温度で凝固しないNaKの方が適性が合っていると考えたからである。

尚、燃料体積比については、体系上取り得る最大値の62.5%とした。

1) 条件1 (炉心B-①)

条件1は表3. 3に示すように(U, Pu)N燃料を使用したケースである。

炉心半径 (cm)	実効増倍率
10.0	1.0036
10.5	1.0408
11.0	1.0748
11.5	1.1087
13.0	1.2032

2) 条件2 (炉心B-②)

条件2は表3. 3に示すようにUN燃料を使用したケースである。

炉心半径 (cm)	実効増倍率
7.0	0.8216
9.0	0.9955
9.5	1.0329
10.0	1.0678
11.5	1.1651
13.0	1.2505

上記の結果を図4. 2に纏めた。炉心Aの炉心半径と比較して、炉心Bではこれより約1 cm小さな値で臨界となつた。

条件1(炉心半径10.5 cm)のもとで初期炉心の炉内(径方向、軸方向)中性子束分布、全中性子束、中性子エネルギー0.1 MeV以上の中性子束、1.0 MeV以上の中性子束をそれぞれ、表4. 1と図4. 3(径方向)及び図4. 4(軸方向)に示す。このうち炉心中央、軸方向炉上下面、径方向反射体内側、径方向反射体外側での中性子束の値を図4. 5に示す。又同位置での中性子スペクトルを図4. 6に示す。

条件2(炉心半径9.5 cm)で行った計算から得た中性子束分布を表4. 2と図4. 7(径方向)及び図4. 8(軸方向)に、主要点に於ける中性子束の値を図4. 9に、中性子スペクトルを図4. 10に示す。

4. 2 燃焼計算

(1) 計算条件

4. 1節の図4. 2に示す体系Bの臨界計算結果を基に、条件1、条件2の炉心に対して実効増倍率が1.03~1.05の間にある炉心半径で燃焼計算を行つた。炉心半径は、

条件1 (U, Pu)N 燃料 : 10.5 cm

条件2 UN 燃料 : 9.5 cm

の2ケースについて計算をした。炉出力は熱出力で70 kWtとした。

(2) 解析結果

条件1、条件2での燃焼計算結果を表4. 3、表4. 4および図4. 11に示す。また初装荷時と、実効増倍率が1.0を切った時の燃料組成の変化を表4. 5に示す。

図4. 11で両者の燃焼時間に約10倍の差が出ているのは次の理由による。

表4. 5で両者のアクチノイド核種を比較すると²⁴¹Amの差異が大きいのが分かる。これはPu混合燃料中に初装荷時に含まれる²⁴¹Puがβ崩壊して²⁴¹Amが生成されるからである。図4. 12に示す²⁴¹Amの中性子反応断面積を見ると、核分裂断面積は捕獲断面積に比べて2桁近く小さくなっている。しかもこの捕獲断面積は、²⁴¹Puの核分裂断面積と同程度である。このため、Pu混合燃料炉心では、²⁴¹Puの減少、²⁴¹Amの生成により実効増倍率の減少が早くなると考えられる。

従ってもしPu混合燃料炉心で燃焼期間数十年という炉心を形成するすれば、十分に²⁴¹Puがβ崩壊して²⁴¹Amが生成されたPuより、化学的方法で²⁴¹Amを取り除い

たような、特別な処理を行ったPuを使用する事が必要となる。

4. 3 反射体移動制御方式での核特性計算

(1) 計算条件

4. 1 節の条件2、高濃縮(U濃縮度97%)燃料体系に対して、従来の回転ドラム制御方式でなく、径方向反射体を軸方向上下にずらして制御する方式について臨界計算を行い、未臨界になる反射体移動距離Lを求めた。

条件2の炉心に対して、図4. 1 3に示すように径方向反射体を上下に距離Lずらした場合の実効増倍率の変化を計算した。ただし、図に示されるように、この体系では径方向反射体の外側に、LiHの反射体が置かれているとする。

解析対象とする炉心の半径は3. 1 節の結果を基に、実効増倍率が1. 0 ~ 1. 1 の間にある9. 5 cm、10. 0 cmの2点とした。

(2) 解析結果

計算結果を下表に示す。

径方向反射体移動 距離L(cm)	炉心半径(cm)	
	9. 5 cm(反応度変化)	10. 0 cm(反応度変化)
0. 0	1.0423	1.0774
5. 0	1.0298 (-0.23%Δk/cm)	1.0656 (-0.15%Δk/cm)
7. 0	1.0167 (-0.63%Δk/cm)	
9. 0	0.9983 (-0.91%Δk/cm)	
10. 0	0.9870 (-1.15%Δk/cm)	1.0254 (-0.74%Δk/cm)
12. 0		1.0075 (-0.87%Δk/cm)
13. 0		0.9874 (-2.02%Δk/cm)
15. 0		0.9571 (-2.61%Δk/cm)

上記の結果を図4. 1 4に図示する。これより炉心が未臨界となる反射体移動距離は、

炉心半径が 9. 5 cm の場合 : L = 8. 8 cm

炉心半径が 10. 0 cm の場合 : L = 12. 4 cm

となる。従ってこの制御方式では、反射体移動距離としてこれらの長さ以上の設計をする必要がある。

4. 4 まとめ

本章では次の結果が得られた。

- (1) 炉心 B で、燃料体積比を 62. 6 % とすることにより、炉心の臨界形状を半径 9. 5 - 10. 5 cm、高さ 19 - 21 cm にする事が出来た。この値は一応の目標としていた海外文献⁽⁸⁾ の宇宙炉の炉心半径と、ほぼ同じ大きさである。
- (2) 原子炉各位置での中性子スペクトルを計算した。この中性子スペクトルは、深海炉を収納する耐圧殻の高速中性子による照射劣化等の評価に使われる。
- (3) 燃焼計算を行ったが、電気出力 10 kW e に対応する熱出力 70 kW t という運転条件では UN 及び (U, Pu) N 燃料共、約 8 年の運転が可能なことが分かった。
- (4) 反射体移動制御方式についても核計算を行い、炉を未臨界にするに必要な反射体の移動距離は、9 - 13 cm という結果を得た。

表4. 1 炉心B中性子束分布（混合燃料）

(U濃縮度20%, Pu富化度50%, 燃焼度70kWt)
(燃料体積率63%, 炉心半径10.5cm, 炉心高さ21cm) k-eff=1.0408

炉心径方向位置(cm)	領域	E n>1.0MeV 中性子束	E n>0.1MeV 中性子束	全中性子束
0.67	炉心燃料部	6.663E+12	1.549E+13	1.762E+13
2.00		6.530E+12	1.522E+13	1.735E+13
3.34		6.350E+12	1.482E+13	1.697E+13
5.00		6.063E+12	1.415E+13	1.635E+13
7.00		5.632E+12	1.312E+13	1.550E+13
8.63		5.197E+12	1.210E+13	1.475E+13
9.88		4.466E+12	1.071E+13	1.408E+13
10.75		3.583E+12	9.219E+12	1.378E+13
12.67	反射体	2.164E+12	6.136E+12	1.216E+13
16.00		8.512E+11	2.748E+12	9.150E+12
18.84		4.514E+11	1.384E+12	6.247E+12
21.11		2.296E+11	6.922E+11	3.832E+12
23.33		1.296E+11	3.649E+11	1.840E+12
24.71		8.030E+10	1.964E+11	3.689E+11
25.24		6.843E+10	1.477E+11	2.089E+11

(単位:n/cm²/sec)

Neutrons Flux Distribution in Core B (Mixed Fuel)

炉心軸方向位置(cm)	領域	E n>1.0MeV 中性子束	E n>0.1MeV 中性子束	全中性子束
77.00	上部炉容器	1.220E+11	3.322E+11	7.169E+11
74.25		1.805E+11	4.397E+11	9.441E+11
70.75		1.920E+11	4.422E+11	9.584E+11
67.25		2.145E+11	5.488E+11	1.262E+12
63.75		3.196E+11	8.199E+11	1.813E+12
60.34		5.855E+11	1.739E+12	3.933E+12
57.00		1.091E+12	3.529E+12	7.368E+12
53.67		2.553E+12	7.009E+12	1.088E+13
51.00	上部軸方向	4.423E+12	1.077E+13	1.353E+13
49.00		5.488E+12	1.282E+13	1.503E+13
47.19		6.034E+12	1.401E+13	1.614E+13
45.57		6.320E+12	1.471E+13	1.682E+13
43.94		6.511E+12	1.518E+13	1.731E+13
42.32		6.661E+12	1.549E+13	1.762E+13
40.69		6.663E+12	1.549E+13	1.762E+13
38.57		6.517E+12	1.520E+13	1.732E+13
36.94	炉心燃料部	6.331E+12	1.473E+13	1.685E+13
35.82		6.049E+12	1.404E+13	1.618E+13
34.00		5.510E+12	1.287E+13	1.509E+13
32.00		4.447E+12	1.082E+13	1.360E+13
29.34		2.567E+12	7.047E+12	1.100E+13
26.00	下部軸方向	1.097E+12	3.555E+12	7.549E+12
22.67		5.969E+11	1.796E+12	4.287E+12
20.59		3.845E+11	1.017E+12	2.483E+12
19.75	ガス プレナム	3.596E+11	9.437E+11	2.246E+12
18.92		3.049E+11	8.282E+11	1.970E+12
18.09		2.478E+11	7.026E+11	1.697E+12
17.25		2.240E+11	6.193E+11	1.482E+12
16.42		2.279E+11	5.842E+11	1.294E+12
14.25		2.024E+11	4.946E+11	1.034E+12
10.75	下部 炉容器	1.608E+11	3.786E+11	7.591E+11
7.25		1.285E+11	3.170E+11	6.423E+11
3.75		1.039E+11	2.872E+11	6.397E+11
1.00	下部炉容器	8.382E+10	2.359E+11	4.844E+11

(単位:n/cm²/sec)

表4. 2 炉心B中性子束分布
(高濃縮U燃料)

(U濃縮度97%、Pu富化度0%、燃焼度70kWt)

(燃料体積率63%、炉心半径9.5cm、炉心高さ19cm) k-eff=1.0329

Neutrons Flux Distribution in Core B (Highly Enriched Uranium Fuel)

炉心径方向位置(cm)	領域	$E n > 1.0\text{MeV}$ 中性子束	$E n > 0.1\text{MeV}$ 中性子束	全中性子束
0.67	炉心燃料部	7.010E+12	1.450E+13	1.572E+13
2.00		6.859E+12	1.423E+13	1.546E+13
3.34		6.658E+12	1.385E+13	1.511E+13
4.75		6.408E+12	1.335E+13	1.467E+13
6.25		6.088E+12	1.270E+13	1.417E+13
7.63		5.732E+12	1.200E+13	1.369E+13
8.88		4.951E+12	1.073E+13	1.314E+13
9.75	炉容器	3.950E+12	9.217E+12	1.282E+13
11.50	径方向反射体	2.346E+12	6.108E+12	1.121E+13
14.50		9.009E+11	2.748E+12	8.401E+12
17.50		4.760E+11	1.395E+12	5.746E+12
20.12		2.380E+11	6.974E+11	3.523E+12
22.36		1.317E+11	3.635E+11	1.690E+12
23.74		8.381E+10	1.980E+11	3.610E+11
24.25		7.422E+10	1.535E+11	2.131E+11

(単位 : $n/cm^2/sec$)

炉心軸方向位置(cm)	領域	$E n > 1.0\text{MeV}$ 中性子束	$E n > 0.1\text{MeV}$ 中性子束	全中性子束
75.00	上部炉容器	1.112E+11	3.005E+11	6.411E+11
72.25		1.758E+11	4.164E+11	8.498E+11
68.75		2.054E+11	4.379E+11	8.654E+11
65.25		2.257E+11	5.339E+11	1.145E+12
61.75		3.356E+11	8.098E+11	1.671E+12
58.34		6.295E+11	1.730E+12	3.636E+12
55.00		1.162E+12	3.485E+12	6.776E+12
51.67	反射体	2.796E+12	6.947E+12	1.004E+13
49.00	上部軸方向反射体	4.905E+12	1.067E+13	1.253E+13
47.00		6.033E+12	1.256E+13	1.388E+13
45.32		6.525E+12	1.349E+13	1.474E+13
43.94		6.728E+12	1.394E+13	1.517E+13
42.57		6.873E+12	1.426E+13	1.548E+13
41.20		7.009E+12	1.449E+13	1.571E+13
39.82		7.010E+12	1.450E+13	1.572E+13
38.44	炉心燃料部	6.879E+12	1.427E+13	1.549E+13
37.07		6.738E+12	1.396E+13	1.519E+13
35.69		6.540E+12	1.352E+13	1.477E+13
34.00		6.055E+12	1.260E+13	1.393E+13
32.00		4.930E+12	1.072E+13	1.260E+13
29.34	下部軸方向反射体	2.811E+12	6.983E+12	1.014E+13
26.00		1.168E+12	3.508E+12	6.926E+12
22.67		6.410E+11	1.783E+12	3.941E+12
20.59	ガスプレナム	4.125E+11	1.014E+12	2.276E+12
19.75		3.780E+11	9.328E+11	2.052E+12
18.92		3.061E+11	7.980E+11	1.781E+12
18.09		2.516E+11	6.713E+11	1.528E+12
17.25		2.443E+11	6.085E+11	1.341E+12
16.42		2.496E+11	5.828E+11	1.175E+12
14.25		2.130E+11	4.842E+11	9.388E+11
10.75	下部プレナム	1.633E+11	3.641E+11	6.789E+11
7.25		1.219E+11	2.940E+11	5.691E+11
3.75		9.870E+10	2.664E+11	5.619E+11
1.00	下部炉容器	8.024E+10	2.195E+11	4.242E+11

(単位 : $n/cm^2/sec$)

Burning Calculational Result in Core B (Mixed Fuel)

表 4. 3 炉心B燃焼計算結果
(混合燃料)

(U濃縮度20%, Pu富化度50%, 燃焼度70kWt)
(燃料体積率63%, 炉心半径10.5cm, 炉心高さ21cm)

燃焼期間	実効増倍率	反応度欠損量変化 (% $\Delta k / kk'$)	
		反応度欠損	積算値
初装荷	1.0408		
1年	1.0352	-0.52%	-0.52%
2年	1.0299	-0.50%	-1.02%
3年	1.0247	-0.49%	-1.51%
4年	1.0198	-0.47%	-1.98%
5年	1.0151	-0.45%	-2.43%
6年	1.0106	-0.44%	-2.87%
7年	1.0063	-0.42%	-3.29%
8年	1.0022	-0.41%	-3.70%
9年	0.9982	-0.40%	-4.10%
合計			-4.10%

表 4. 4 炉心B燃焼計算結果
(高濃縮U燃料)

Burning Calculational Result in Core B (Highly Enriched Uranium Fuel)

(U濃縮度97%, Pu富化度0%, 燃焼度70kWt)

(燃料体積率63%, 炉心半径9.5cm, 炉心高さ19cm)

燃焼期間	実効増倍率	反応度欠損量変化 (% $\Delta k / kk'$)		
		反応度欠損	欠損率(/年)	積算値
初装荷	1.0329			
5年	1.0311	-0.17%	-0.03%	-0.17%
10年	1.0292	-0.18%	-0.04%	-0.35%
15年	1.0272	-0.19%	-0.04%	-0.54%
20年	1.0253	-0.18%	-0.04%	-0.72%
25年	1.0233	-0.19%	-0.04%	-0.91%
30年	1.0214	-0.18%	-0.04%	-1.09%
35年	1.0194	-0.19%	-0.04%	-1.29%
50年	1.0119	-0.73%	-0.05%	-2.01%
100年	0.9943	-1.75%	-0.03%	-3.76%
合計				-3.76%

Fuel Composition after Burning in Core B

表 4. 5 炉心B燃焼後燃料組成

核種分類		核種名	炉心中心部燃料中の組成の変化				
			燃料体積比 6.3 %, 燃焼度: 70 kW, 実効増倍率: 1.00				
			U濃縮度20%, Pu富化度50%, 炉心半径10.5cm	Pu濃縮度97%, Pu富化度0%, 炉心半径9.5cm	初装荷	(燃焼期間: 9年)	
アクチノイド 核種	fissile	U-235	(J/barn·cm)	(J/barn·cm) (欠損率)	(J/barn·cm)	(J/barn·cm) (欠損率)	
		Pu-239	1.841E-3	1.794E-3 -2.54%	1.785E-2	1.658E-2 -7.11%	
		Pu-241	5.250E-3	5.113E-3 -2.61%	0.000E+0	3.203E-6	
			1.257E-3	1.793E-4 -85.73%	0.000E+0	1.177E-11	
		U-236	0.000E+0	6.979E-6	0.000E+0	1.632E-4	
	fertile	U-238	7.272E-3	7.241E-3 -0.43%	5.449E-4	5.376E-4 -1.35%	
		Pu-240	2.163E-3	2.143E-3 -0.93%	0.000E+0	1.020E-8	
		Pu-242	3.576E-4	3.546E-4 -0.81%	0.000E+0	2.936E-14	
		Am-241	0.000E+0	1.055E-3	0.000E+0	1.626E-11	
核分裂生成核種		I-135	0.000E+0	1.795E-10	0.000E+0	2.959E-10	
		Xe-135	0.000E+0	3.491E-11	0.000E+0	7.869E-11	
		Xe-136	0.000E+0	1.300E-5	0.000E+0	6.381E-5	
		Nd-150	0.000E+0	1.891E-6	0.000E+0	8.940E-6	
		Sm-153	0.000E+0	1.595E-10	0.000E+0	1.662E-10	

注) 欠損率 = (燃焼後の核種個数密度 - 初装荷時の核種個数密度) / (初装荷時の核種個数密度)

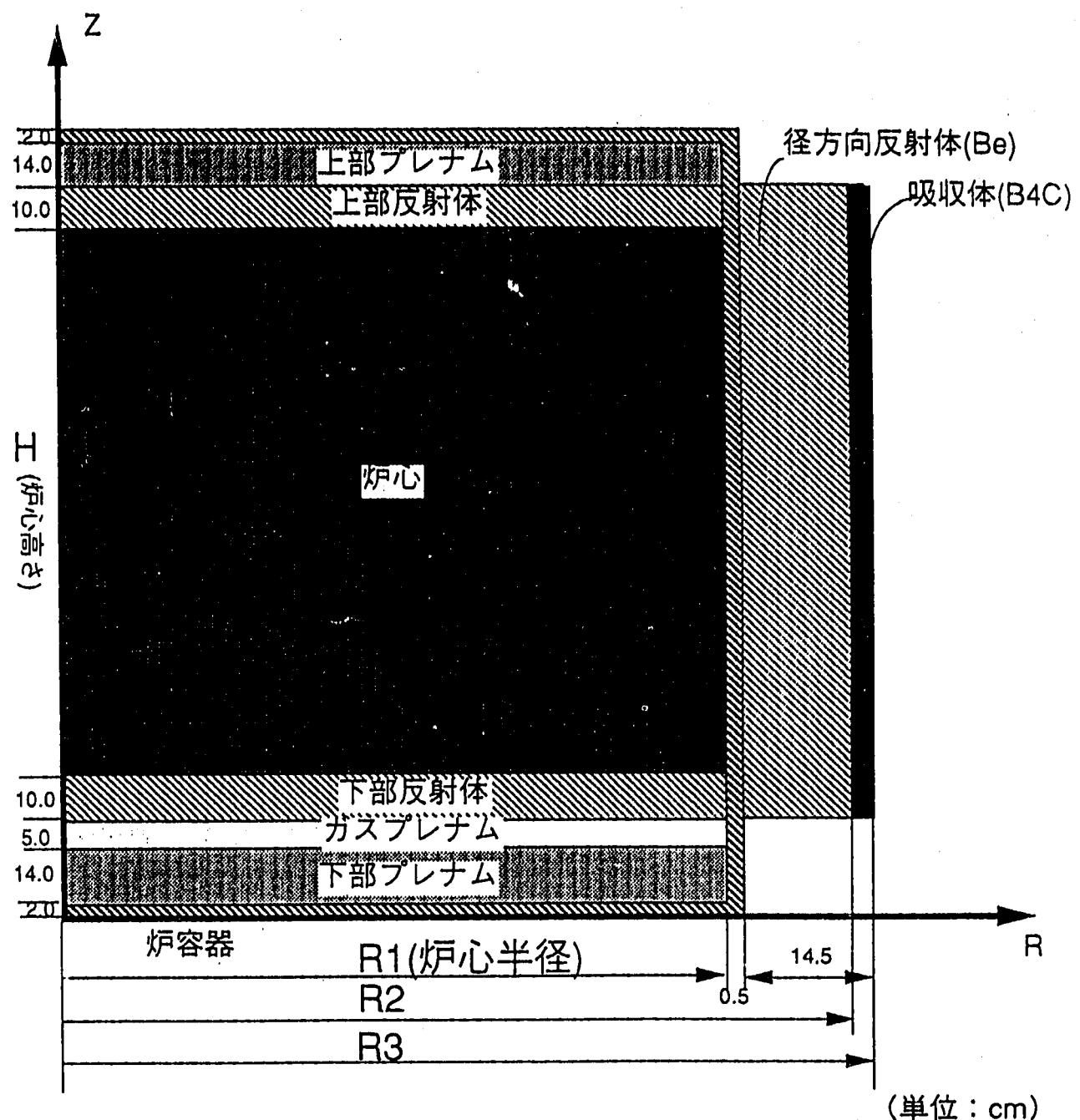


図 4. 1 炉心 B 立面図

Core Longitudinal Cross Section in Core R

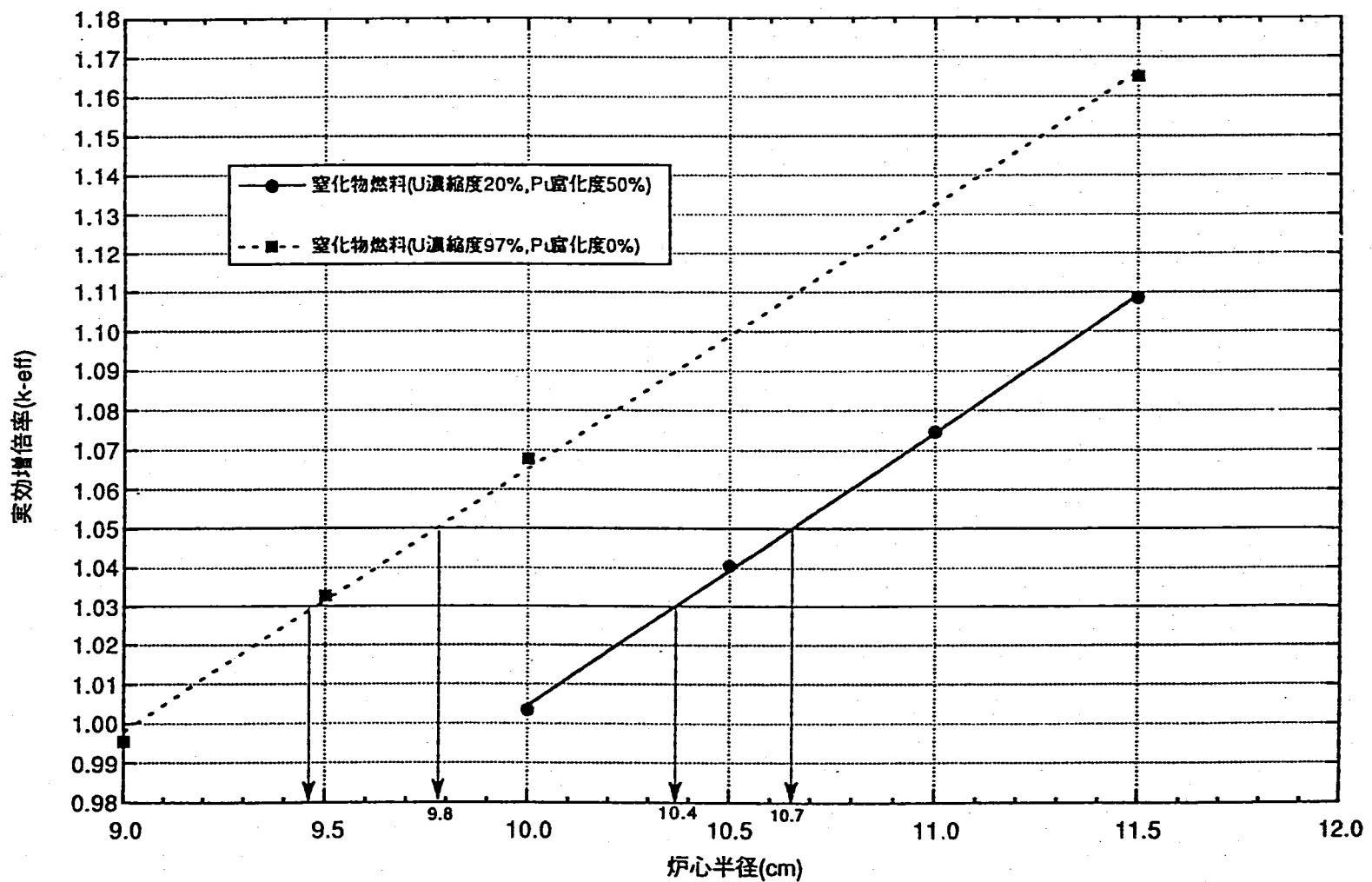


図 4. 2 炉心 B 臨界計算結果

Criticality Calculational Results in Core B

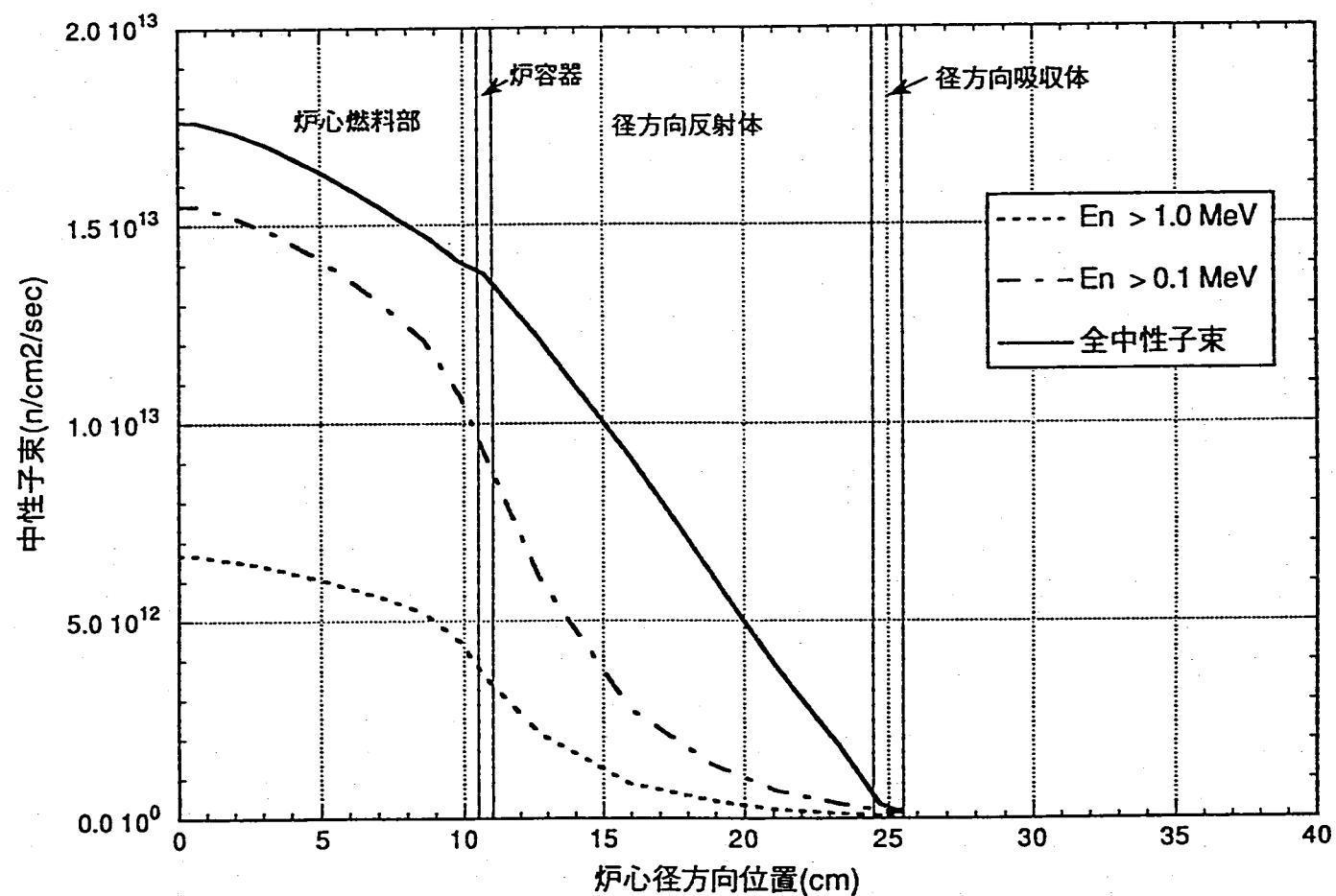


図 4. 3 炉心B径方向中性子束分布(混合燃料)

Radial Neutrons Flux Distribution in Core B (Mixed Fuel)

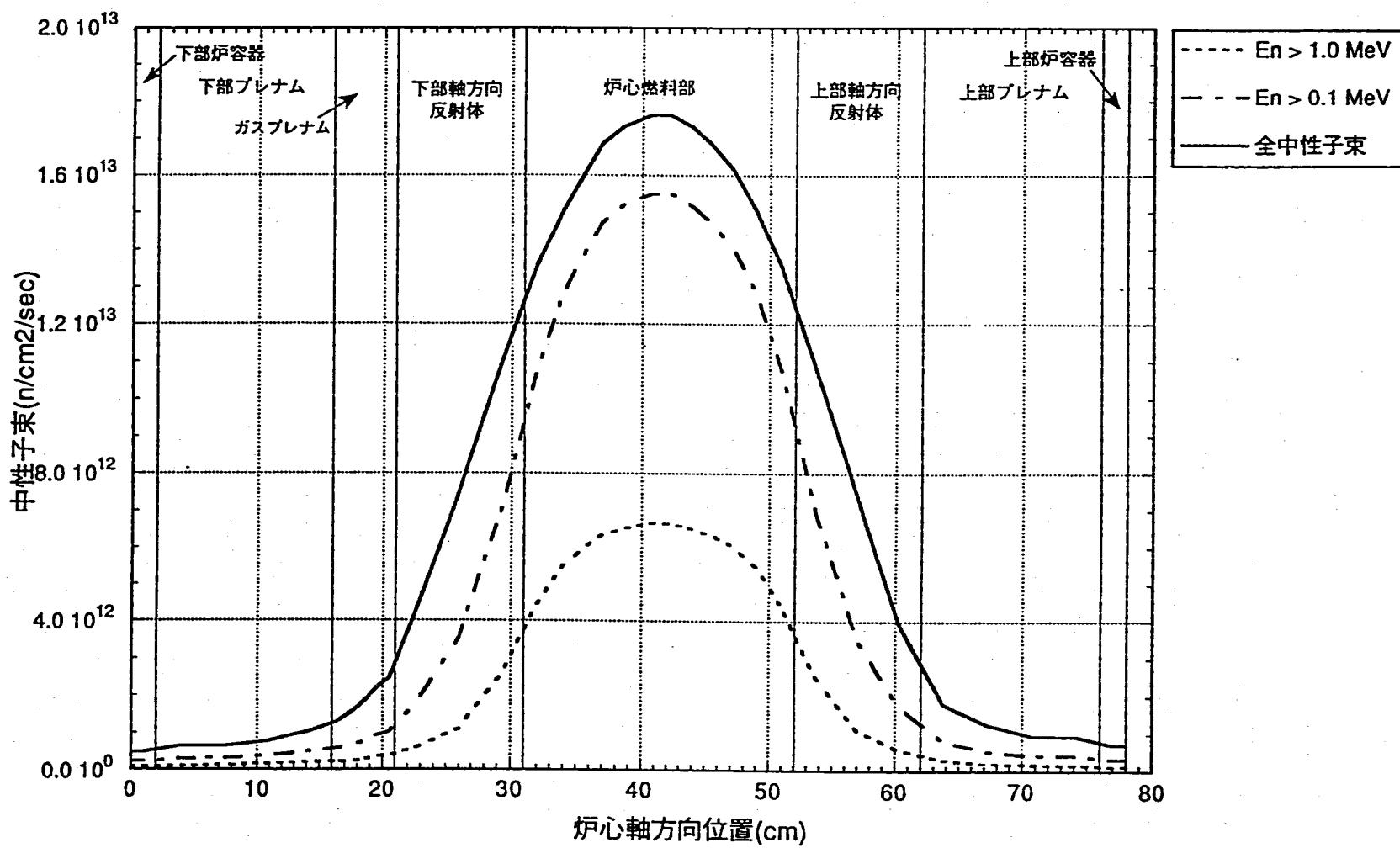


図 4. 4 炉心 B 軸方向中性子束分布 (混合燃料)

Axial Neutrons Flux Distribution in Core B (Mixed Fuel)

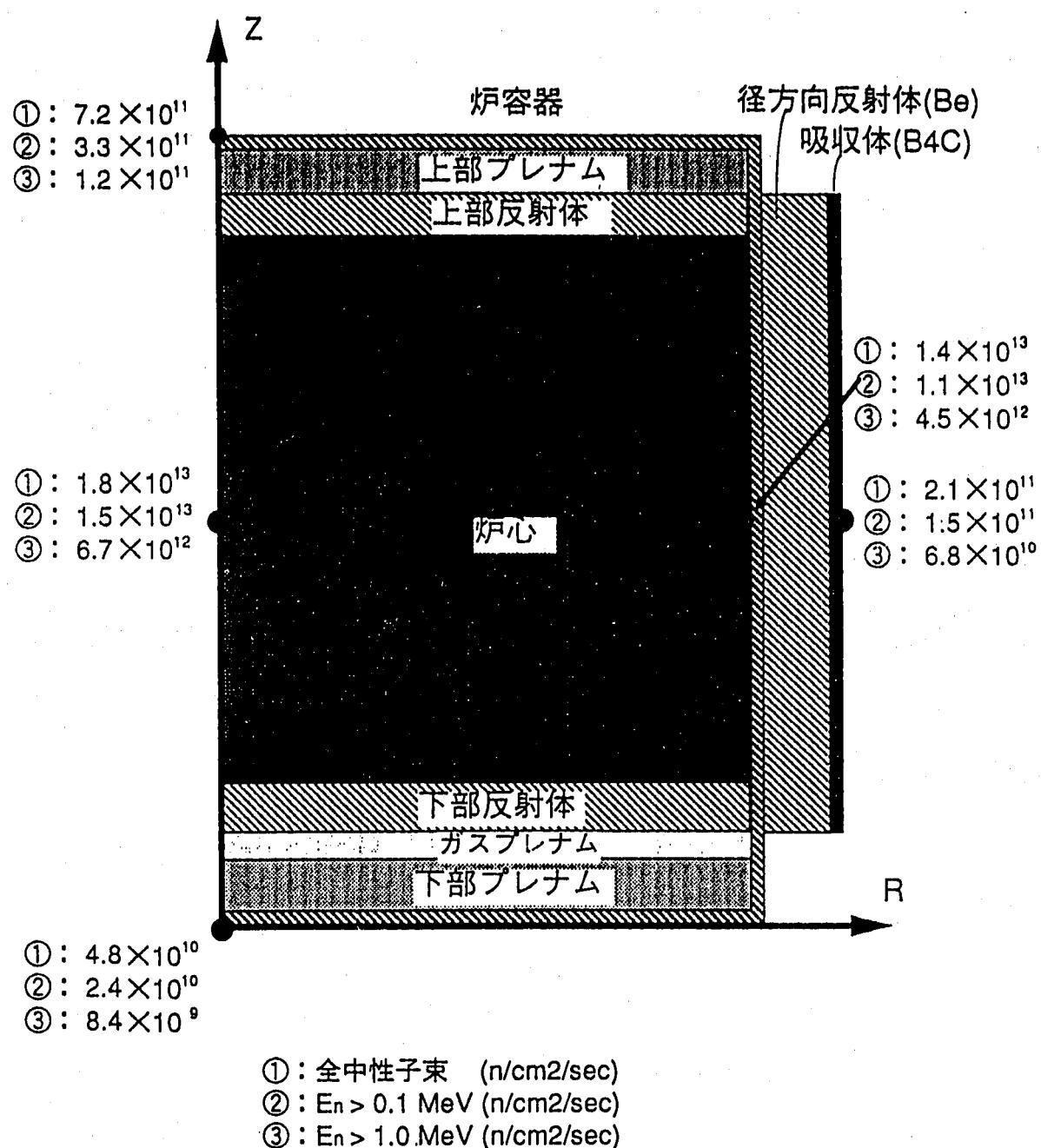


図 4. 5 炉心 B 各位置での中性子束分布
(混合燃料)

Neutrons Flux Distribution at Several Points in Core B (Mixed Fuel)

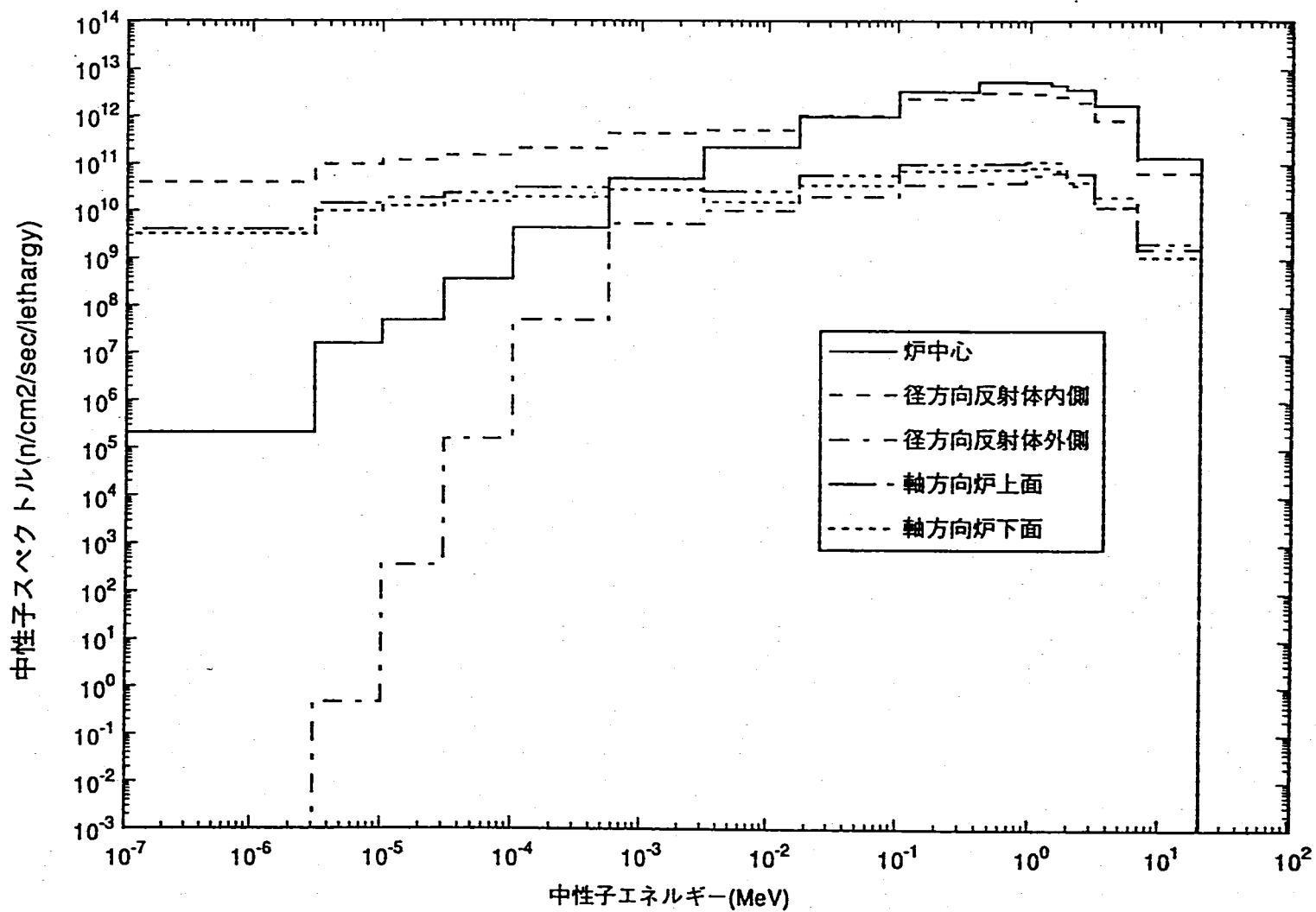


図 4. 6 炉心B中性子スペクトル(混合燃料)

Core Neutron Spectrum in Core B (Mixed Fuel)

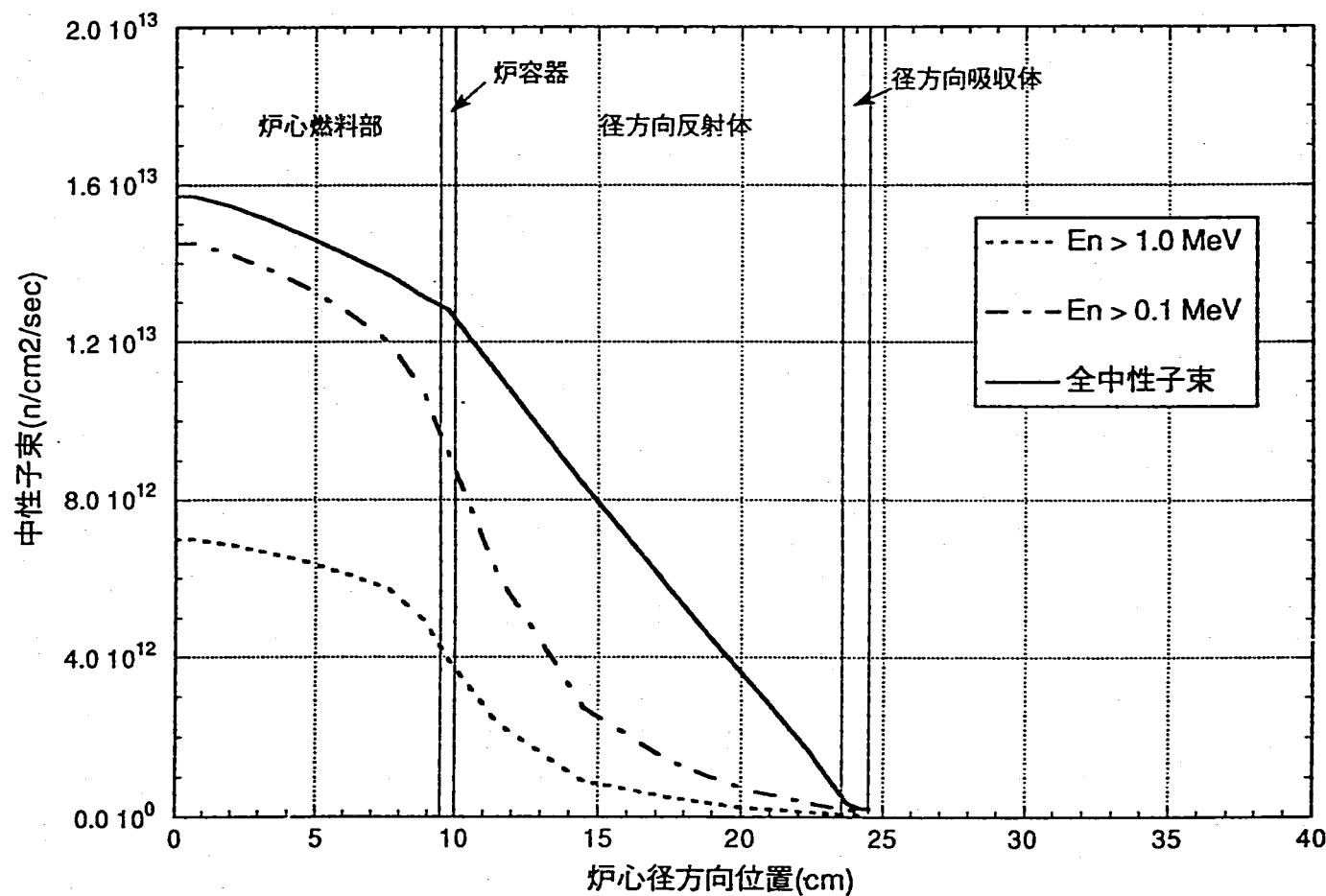


図 4. 7 炉心 B 径方向中性子束分布 (高濃縮 U 燃料)

Radial Neutrons Flux Distribution in Core B (Highly Enriched Uranium Fuel)

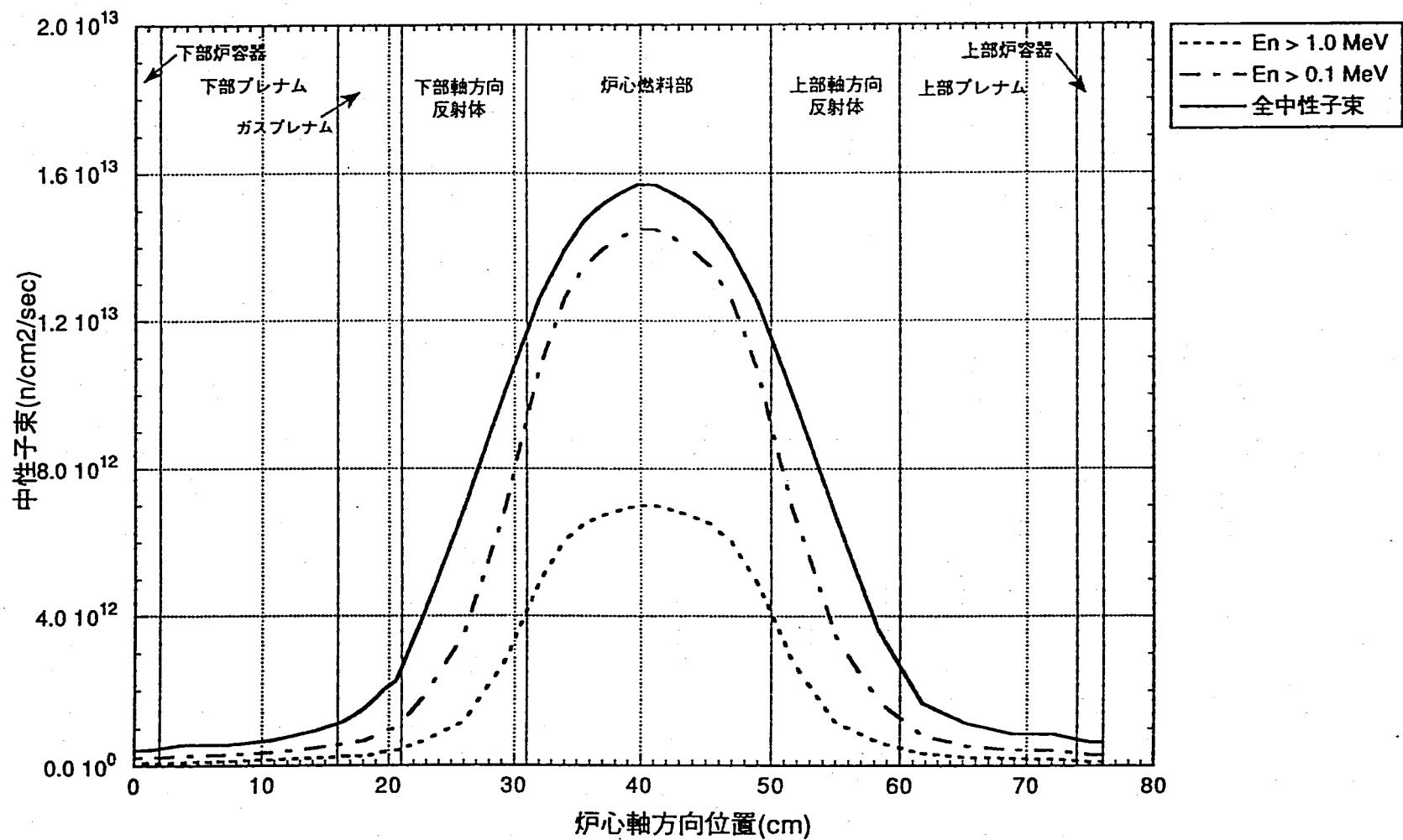


図 4. 8 炉心B軸方向中性子束分布（高濃縮U燃料）

Axial Neutrons Flux Distribution in Core B (Highly Enriched Uranium Fuel)

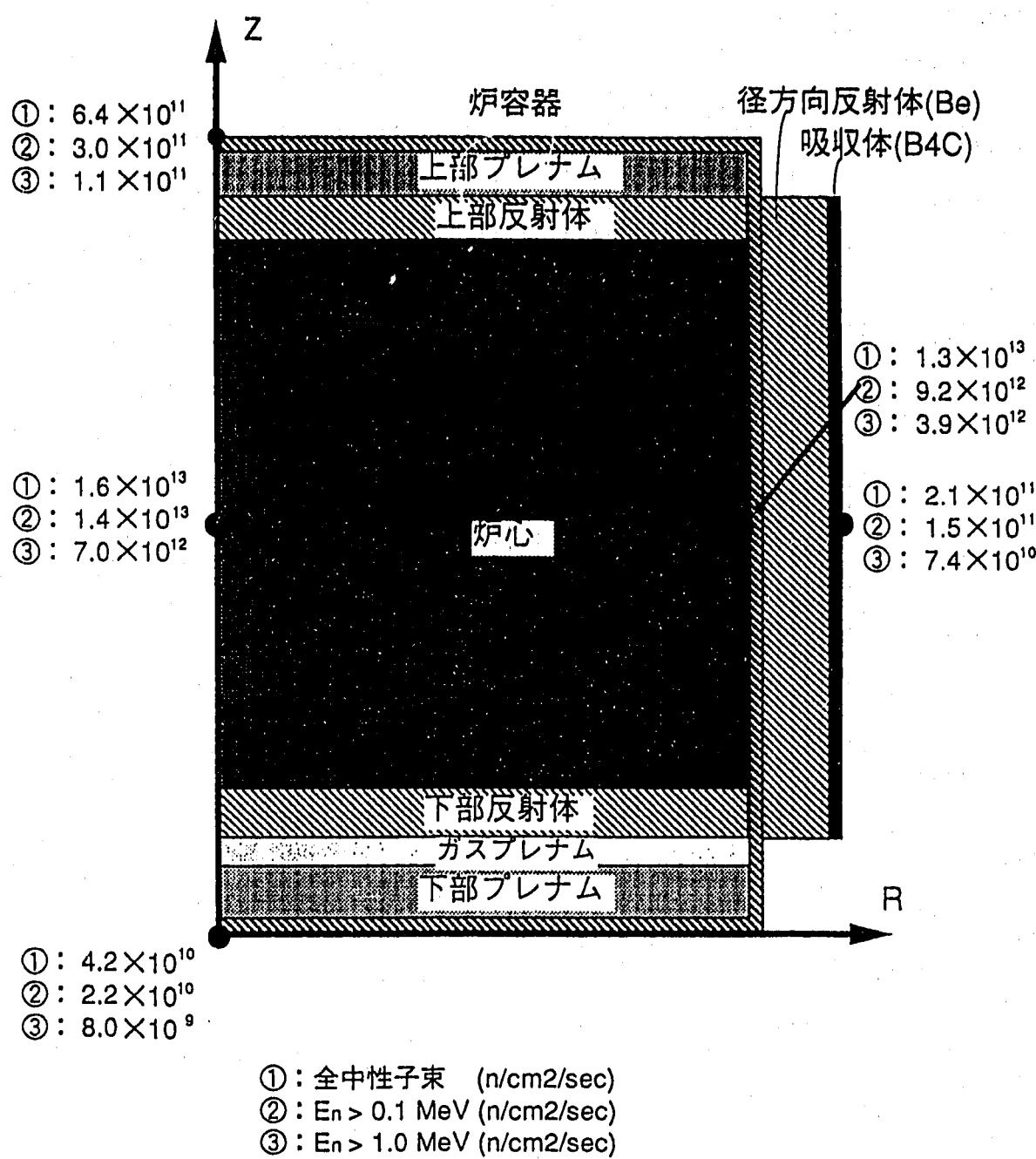


図 4. 9 炉心B各位置での中性子束分布
(高濃縮U燃料)

Neutrons Flux Distribution at Several Points in Core B
(Highly Enriched Uranium Fuel)

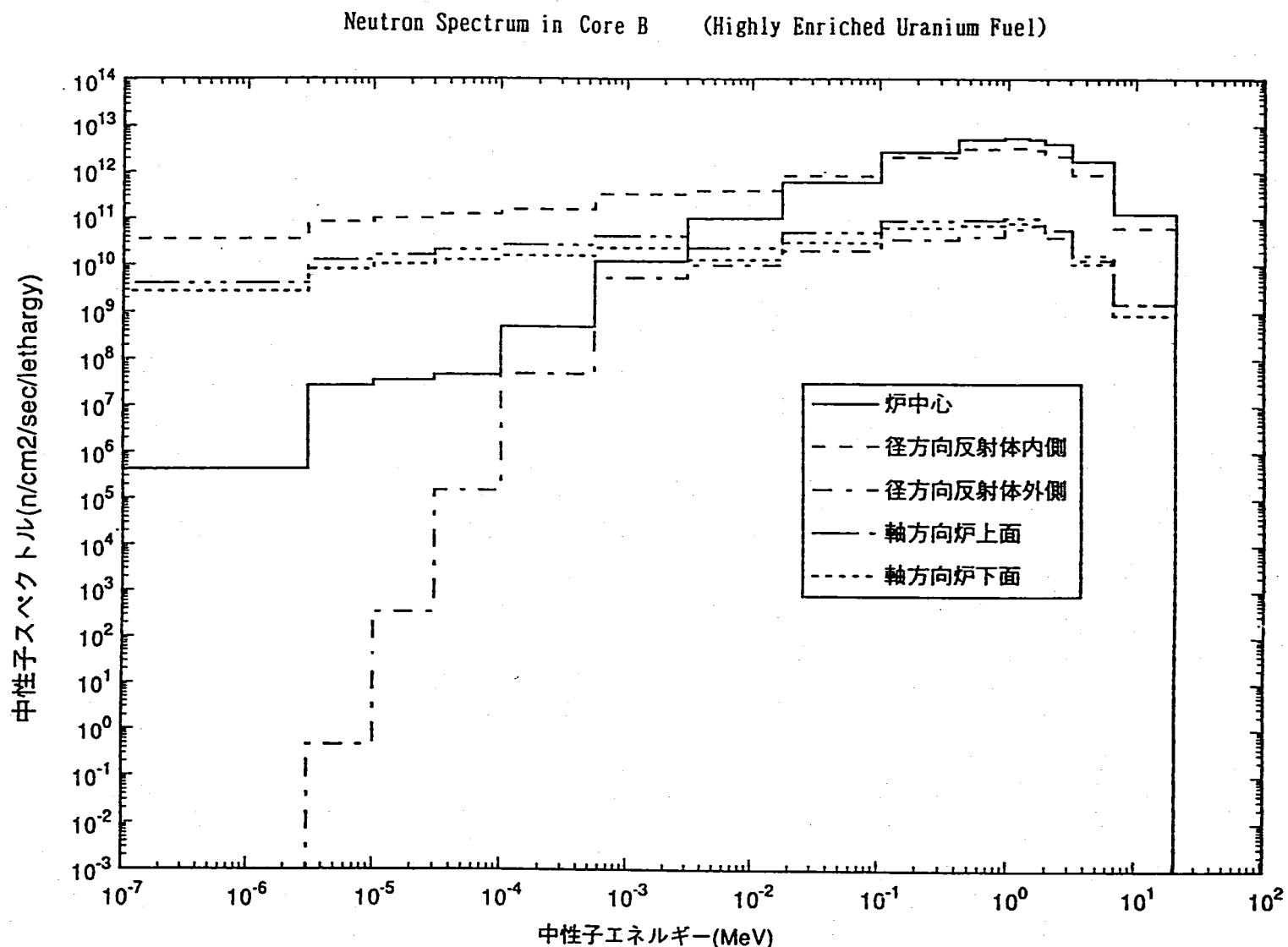


図 4. 10 炉心B 中性子スペクトル
(高濃縮U燃料)

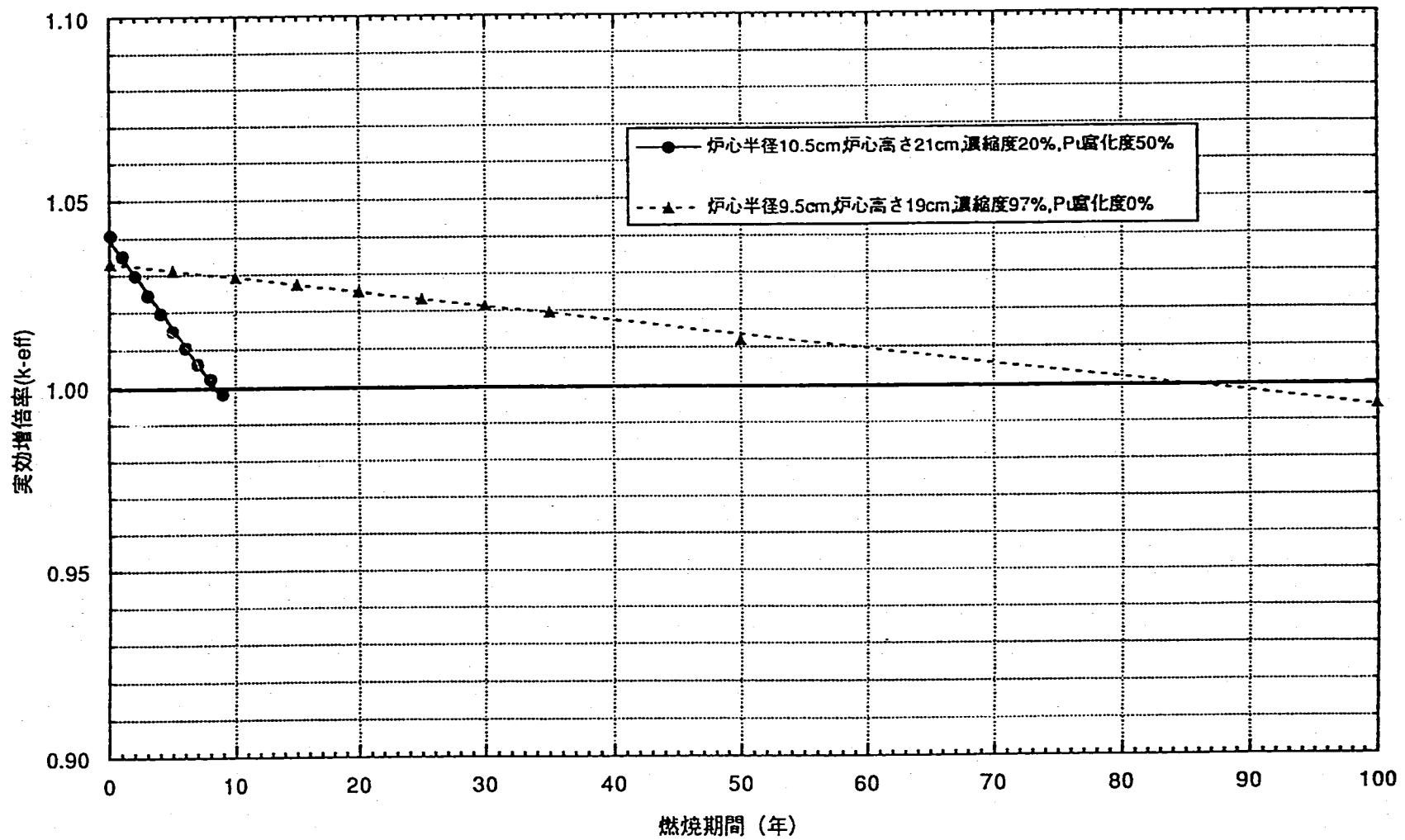


図4.11 炉心B燃焼計算結果

Burning Calculational Result in Core B

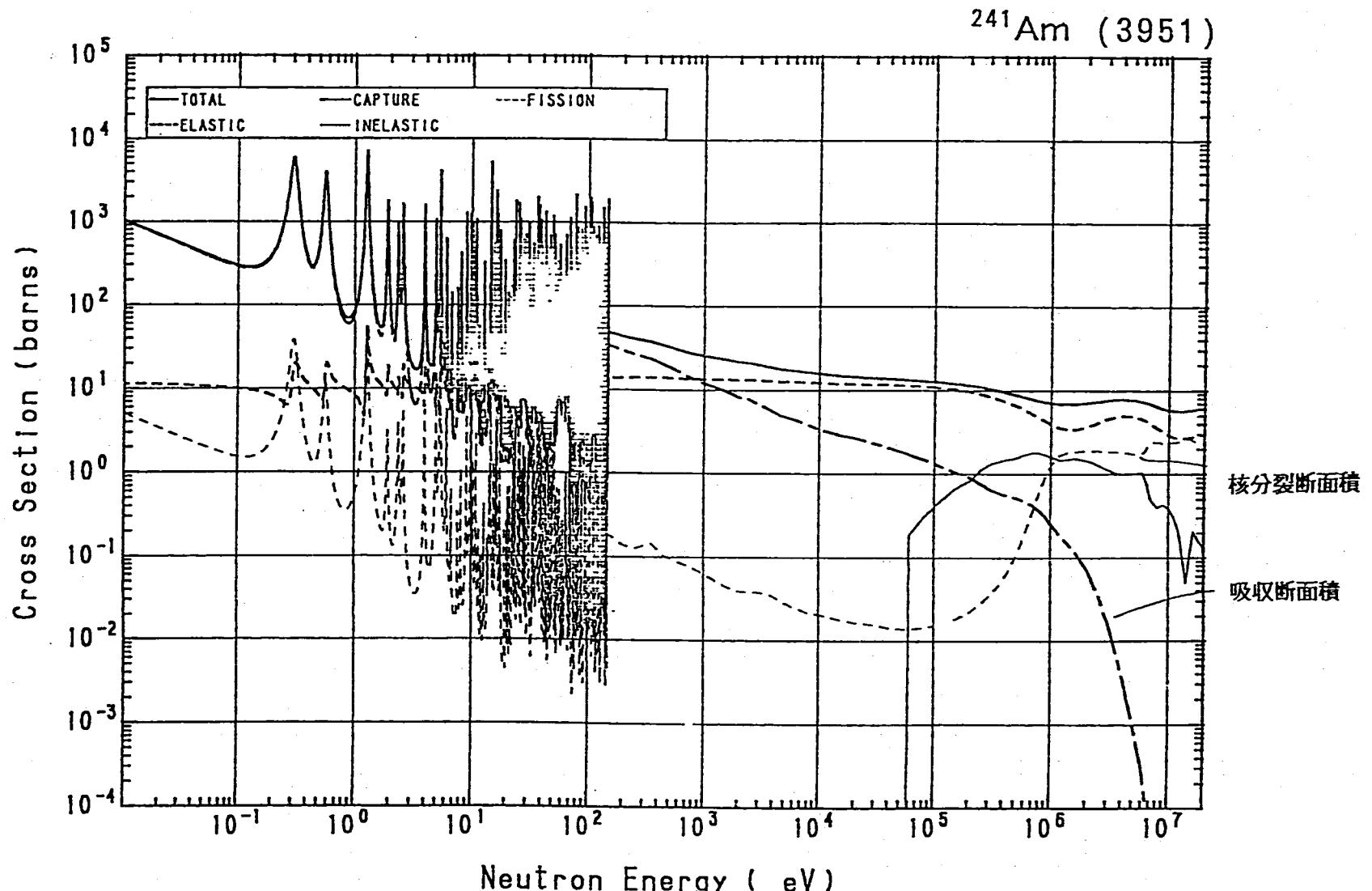


図4.12 Am-241中性子反応断面積

^{241}Am Neutron Reaction Cross Section

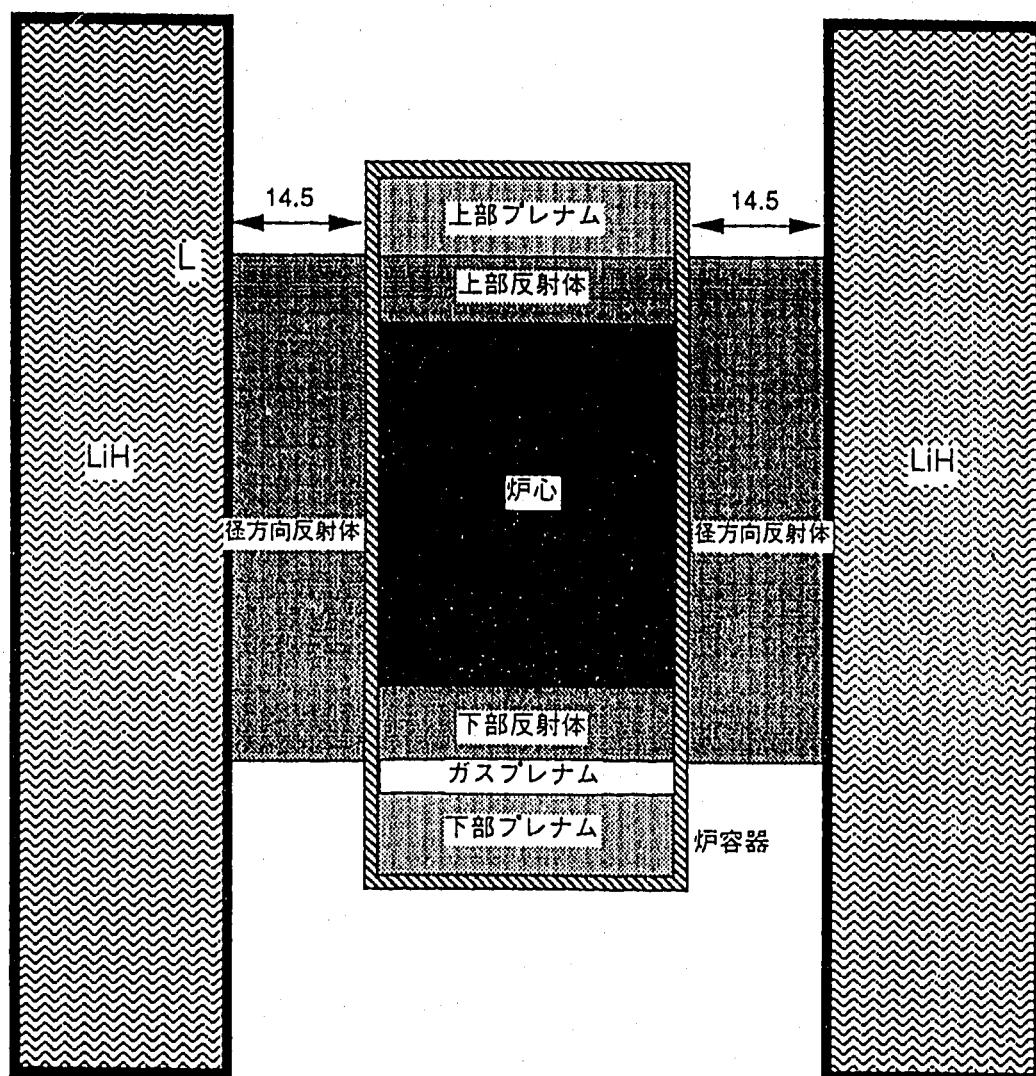


図 4. 1 3 炉心 B 径方向反射体移動方式
(L=0.0cm)(1/5)

Core B of Moving Radial Reflector Type

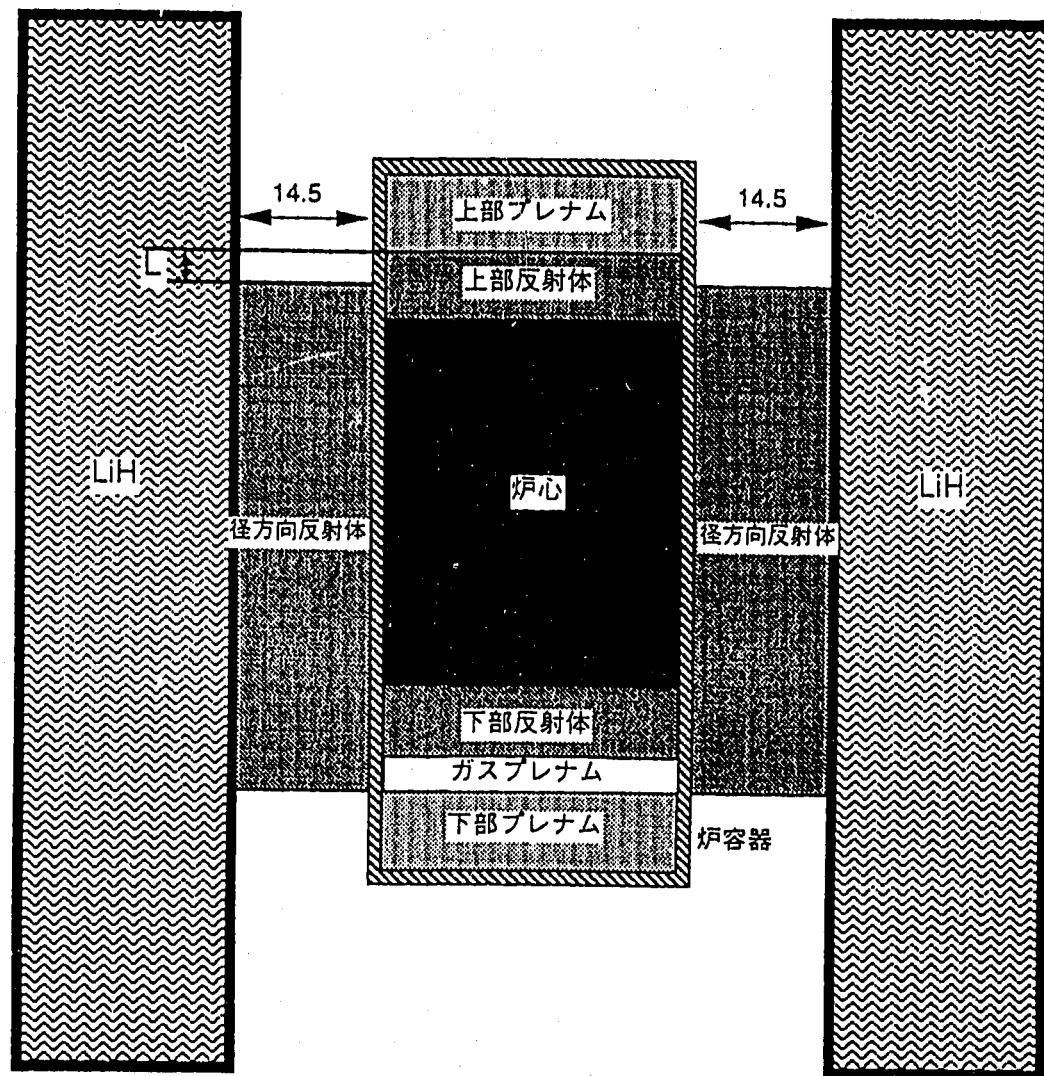


図 4. 1 3 炉心B 径方向反射体移動方式
(L=5.0cm)(2/5)

Core B of Moving Radial Reflector Type

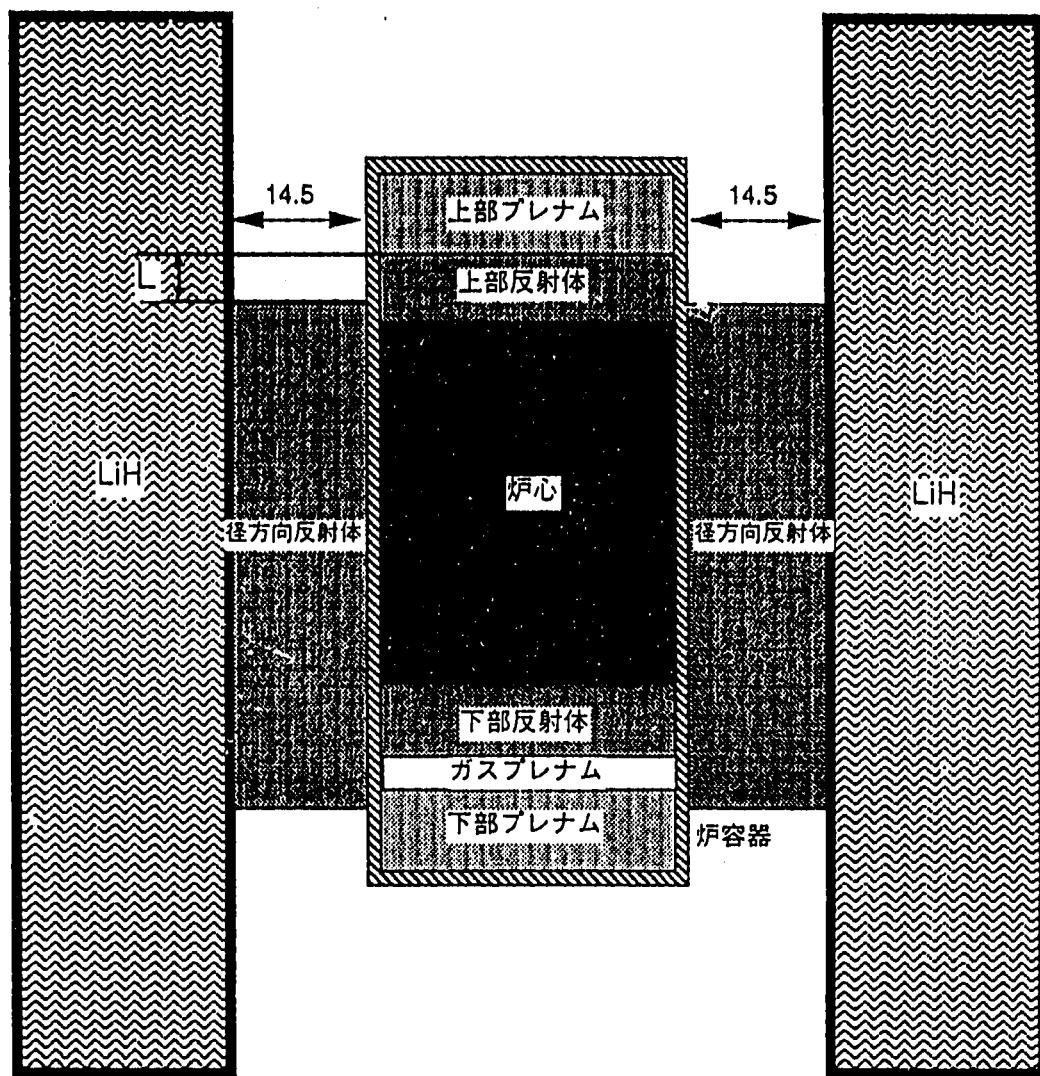


図 4. 1 3 炉心B径方向反射体移動方式
(L=7.0cm)(3/5)

Core B of Moving Radial Reflector Type

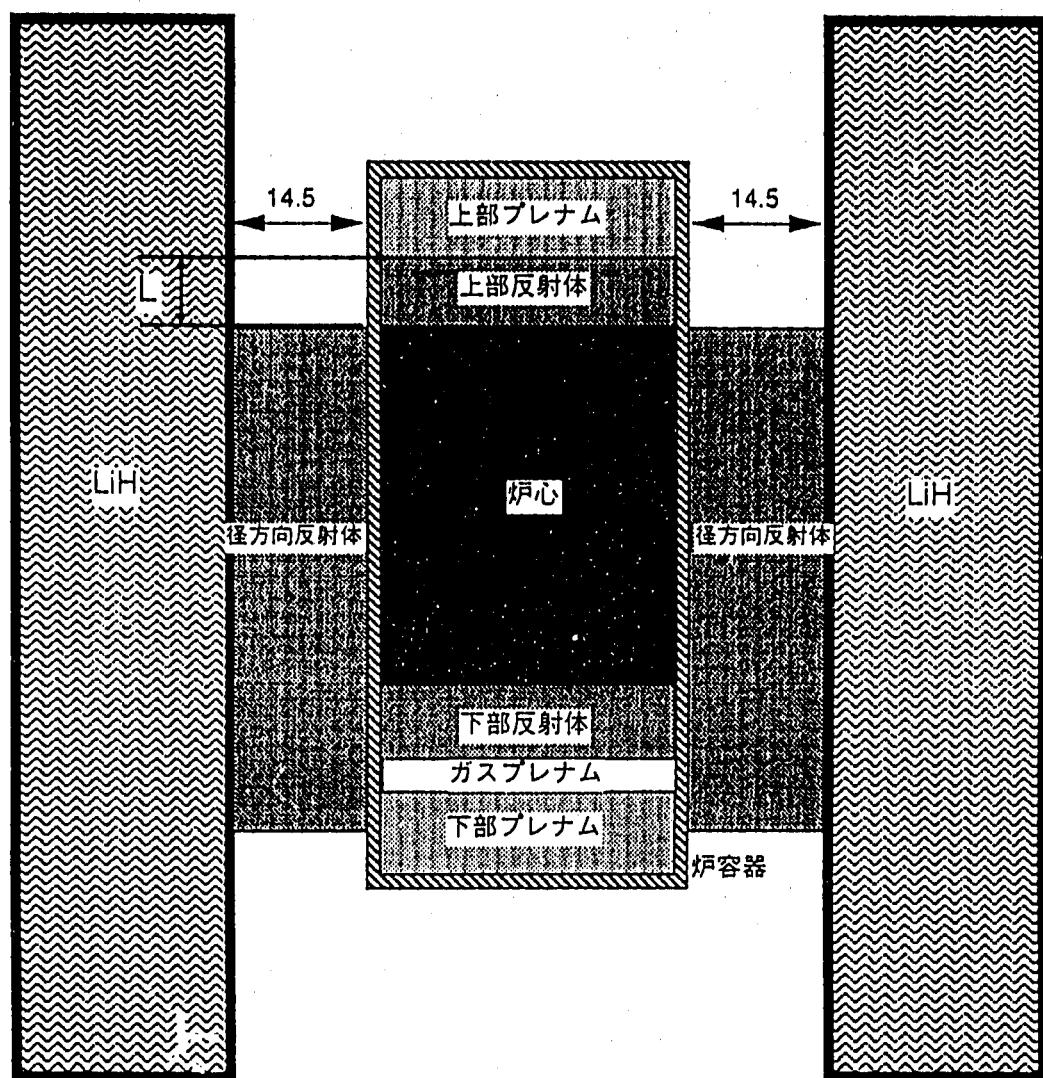


図 4. 1 3 炉心B 径方向反射体移動方式
($L=10.0\text{cm}$)(4/5)

Core B of Moving Radial Reflector Type

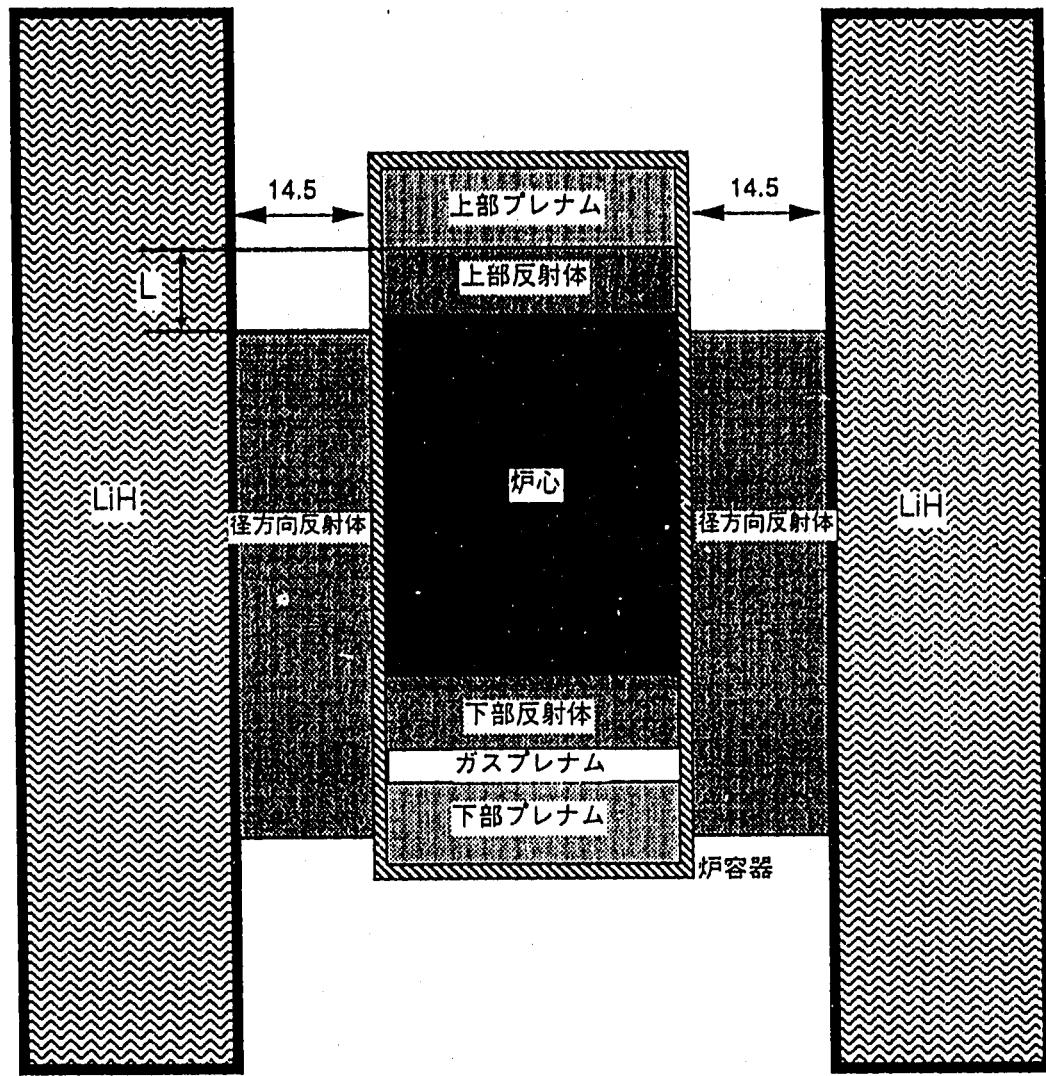


図 4. 1 3 炉心B 径方向反射体移動方式
(L=12.0cm)(5/5)

Core B of Moving Radial Reflector Type

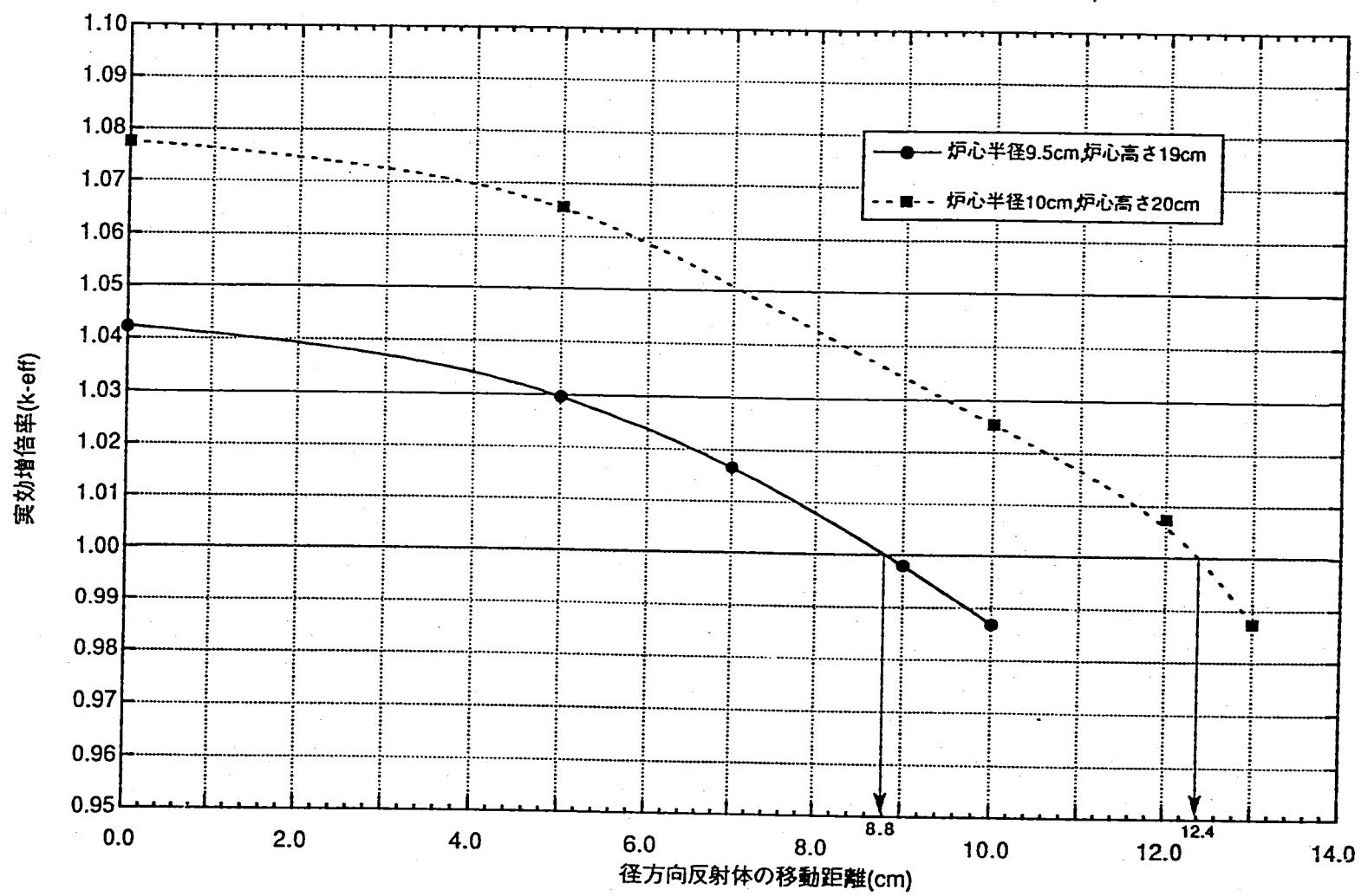


図 4. 1 4 炉心 B 径方向反射体移動方式臨界計算

Criticality Calculational Results in Core B of Moving Radial Reflector Type

5. 炉心Cにおける炉心計算

5. 1 計算条件

炉心Cは、炉心Aを小修正して新たな炉心概念を作ったものである。即ち炉心Cは、先に自然循環による炉内熱流動を解析した、炉心が径方向反射体を上下に移動するような体系⁽⁵⁾である。図5. 1に、この自然循環小型炉の概念を示す。

この炉の特徴は、自然循環力だけで炉心の冷却を行う他、燃料交換設備を削除している点にある。炉出力の制御は、燃料集合体を炉心駆動機構によって、周囲が反射体で囲まれた領域に炉心燃料部を引き上げることによって行う。図5. 1に運転各フェイズにおける燃料部の位置を原理的に示す。(a)は炉停止時、(b)は初期炉心の運転時で、燃焼が進むにつれて(c)に示すように燃料部を反射体中心部へ引き上げ、中性子の漏れを少なくする。この炉では駆動機構だけが動的機器のある部分となる。

炉心の熱を受けたナトリウムは、上部に設けられたヒートパイプ群で冷却され、炉心外部を通り再び炉心へ流入する。

ヒートパイプによって炉容器外へ移送された熱は、2次のヒートパイプへ伝えられる。但し、1次と2次のヒートパイプの間には、熱電気発電素子が多数設置されている。2次ヒートパイプの他端は放熱板と接触し、排熱は放熱板からの大気への放射によって行われる。

本章では、図5. 2に示したような炉心を移動する方式によって、原子炉の運転が実際に持続可能であることを計算で立証しようとするものである。

図5. 1のような体系の自然循環炉の熱出力として、参考文献(5)では2MWと10MWを中心に原子炉容器内の熱流動を解析し、更に極端なケースとして30MWについても1ケース解析を行い、いずれの熱出力でも自然循環力で熱除去が可能である事を示した。

本解析における原子炉の熱出力としては15MWを選んだ。これは、熱出力がそれよりも小さくても大きくとも、内挿及び外挿が可能なことのためである。即ち、もし炉出力を10MWとした場合、燃焼可能な時間は本解析結果の1.5倍となる。但し正確には、各炉出力での燃焼計算が必要である。解析によって、臨界となる炉心位置の時間変化を求める。燃料の窒素は、中性子吸収が大きいN¹⁴を除いたN¹⁵だけからなるとする。

炉心Cの計算モデルを図5. 3に示す。炉心の移動距離を径方向反射体下端と上部軸方向反射体下端と位置の差として、パラメータしで示す。

計算条件としては、炉心Aの固定条件と、制御ドラムに関する項を除いた標準条件をここで採用する。制御ドラムの変わりに、径方向に厚さ10cmのベリリウムからなる反射体があるとする。

5. 2 計算結果

炉心位置と燃焼期間との関係は以下のようにして求めた。

- ①まず炉心位置を固定して実効増倍率を計算する。
- ②次にその炉心位置Lのままで、ある期間燃焼させた後の実効増倍率が1.0になるように燃焼期間Dを設定する。
- ③燃焼期間D後（実効増倍率1.0）に、炉心を移動させる。
- ④この後①に戻って以下繰り返す。

ここで、③での移動距離は、移動後に燃焼計算を行うことを考慮して、燃焼期間が十分にとれる実効増倍率となるように設定する。

上記の計算方法により求めた実効増倍率が1.0となる炉心移動距離と燃焼期間の関係を表5.1に示す。また、炉心移動距離と燃焼期間の関係を図5.4に示す。

5. 3 まとめ

炉心Cでは地上の僻地に設置するような炉心を上下方向に移動させて制御する方式の、自然循環小型炉の炉心の核計算を行った。

この計算により最終的に、炉心移動距離と燃焼期間の関係が求まった。計算結果によれば、この方式で熱出力15MWtで800日間の燃焼が可能である。

Core Moving Distance and Burning Period

表 5. 1 炉心移動距離と燃焼期間の関係

L (cm) [反射体下端位置]	燃焼期間 (日)						
	初期	240	310	455	571	711	791
28.0 [燃料部]	1.0257→1.0001						
31.0 [燃料部]		1.0182→0.9999					
34.0 [燃料部]			1.0156→0.9999				
37.0 [燃料部]				1.0124→0.9999			
42.0 [下部反射体]					1.0152→0.9999		
50.0 [下部反射体]						1.0085→0.9996	

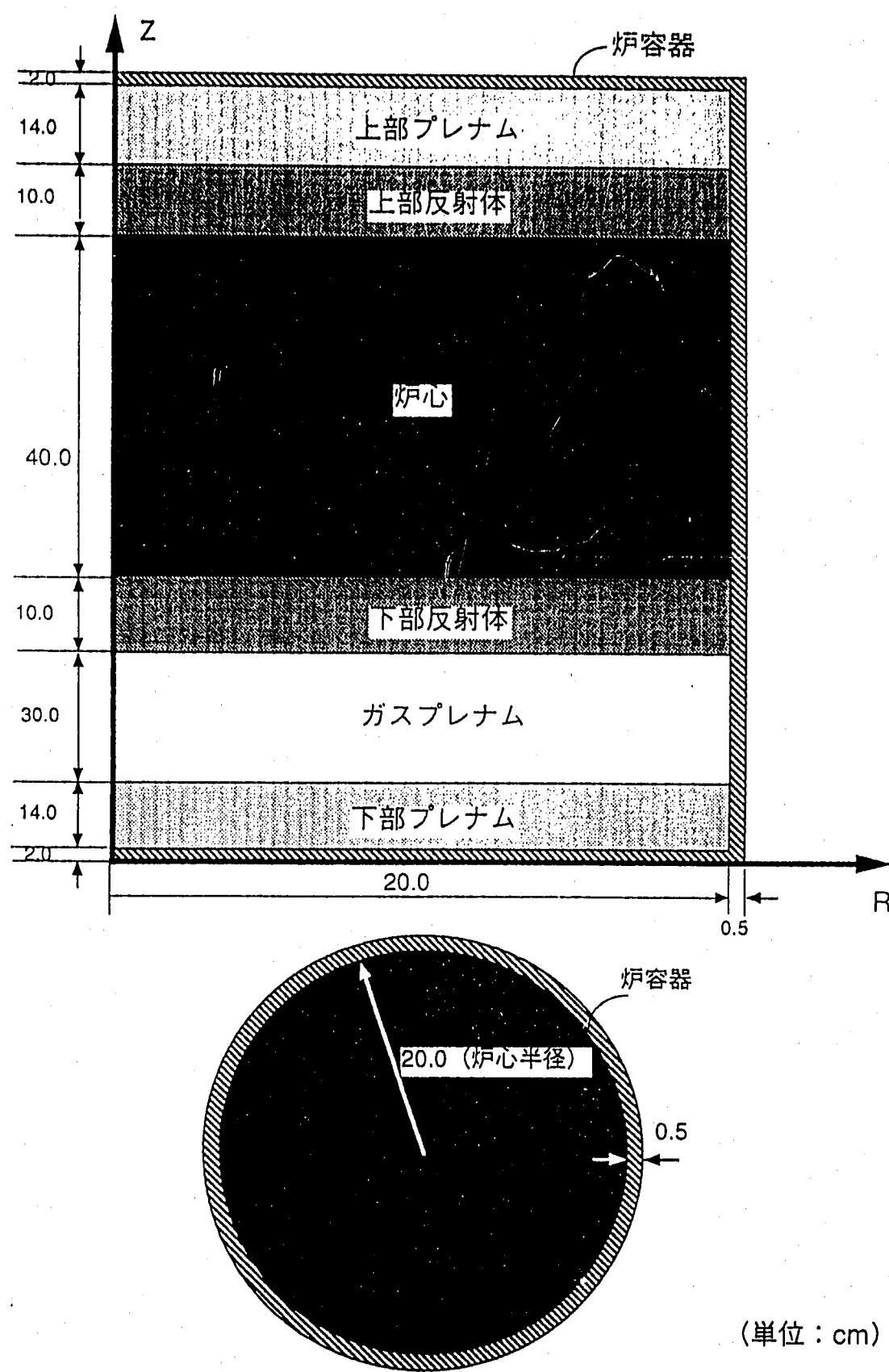


図 5. 1 炉心 C
Core C

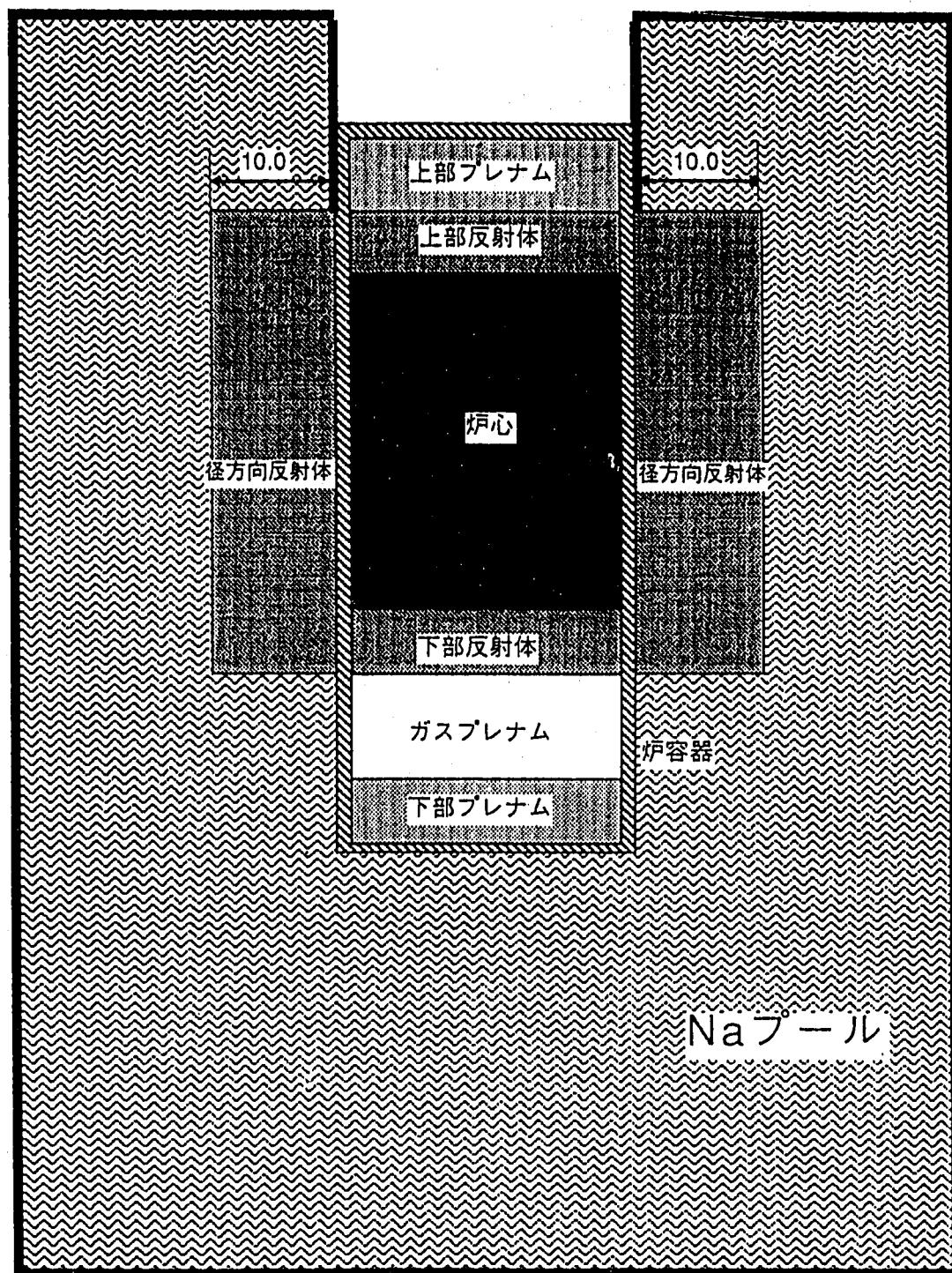


図 5. 2 炉心C立面図

Longitudinal Cross Section in Core C

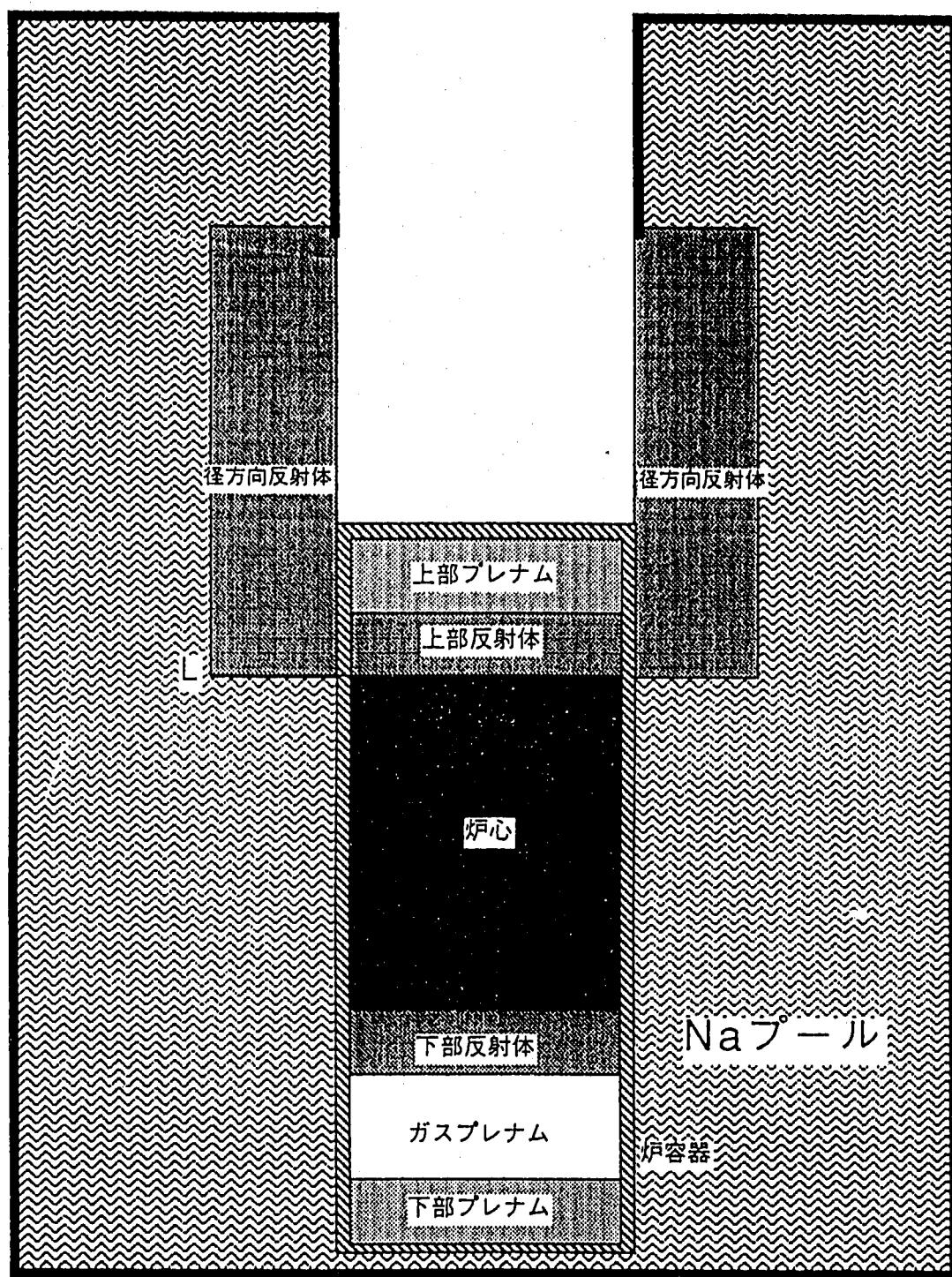


図 5. 3 炉心 C 炉心移動図 ($L=0.0\text{cm}$)(1/7)

Core C Movement

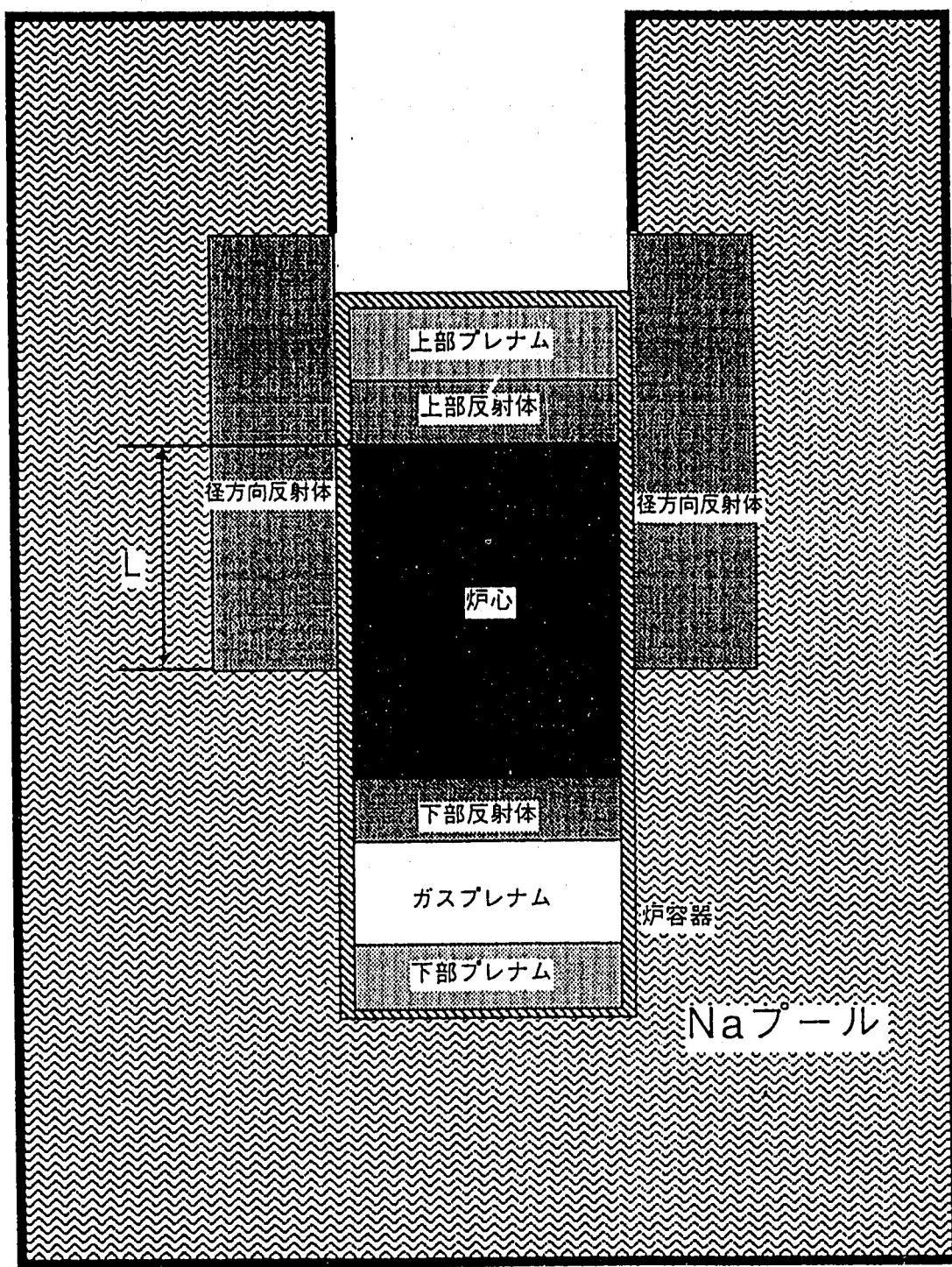


図 5. 3 炉心C 炉心移動図 (L=28.0cm)(2/7)

Core C Movement

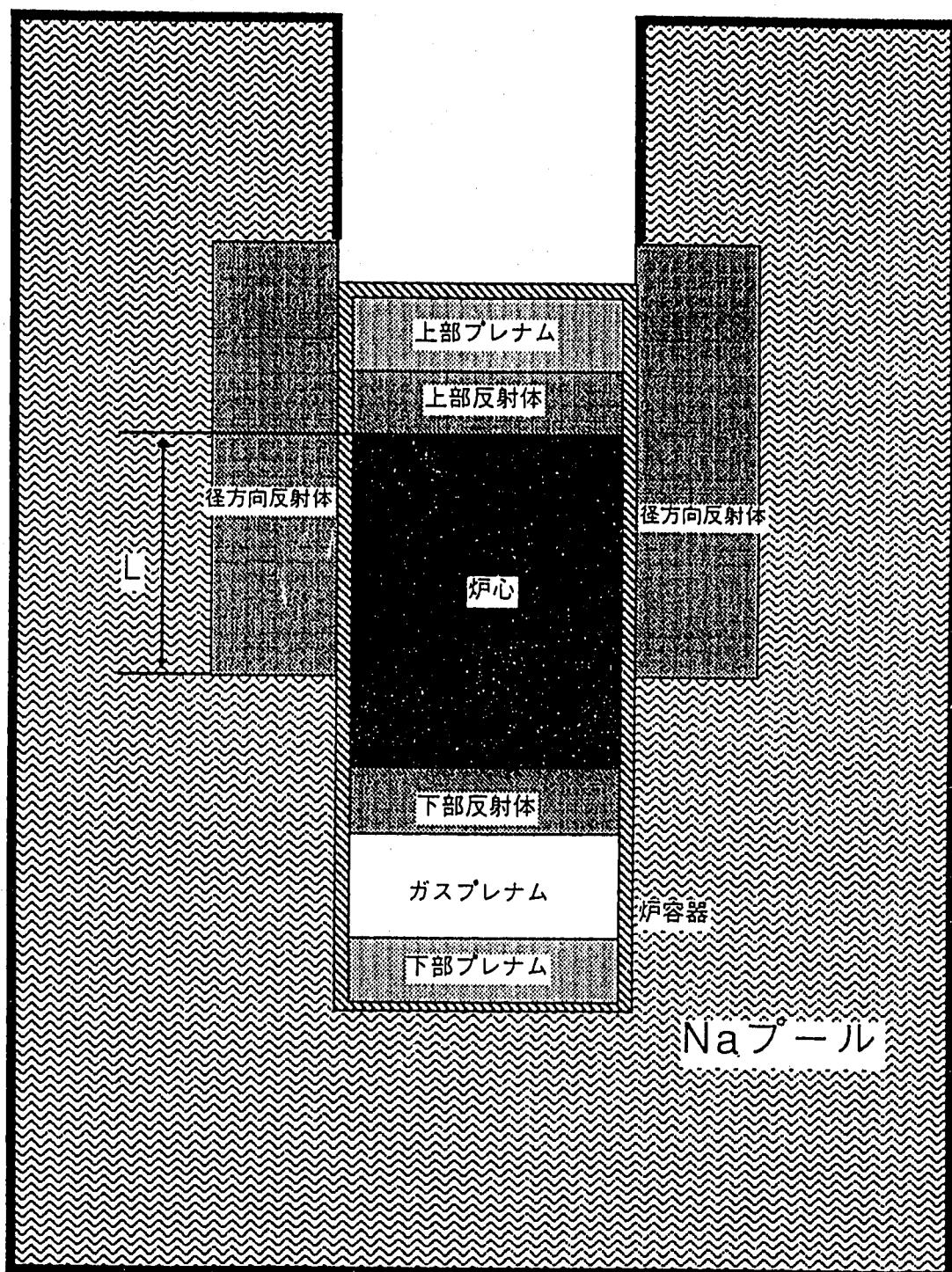


図 5. 3 炉心C 炉心移動図 (L=31.0cm)(3/7)

Core C Movement

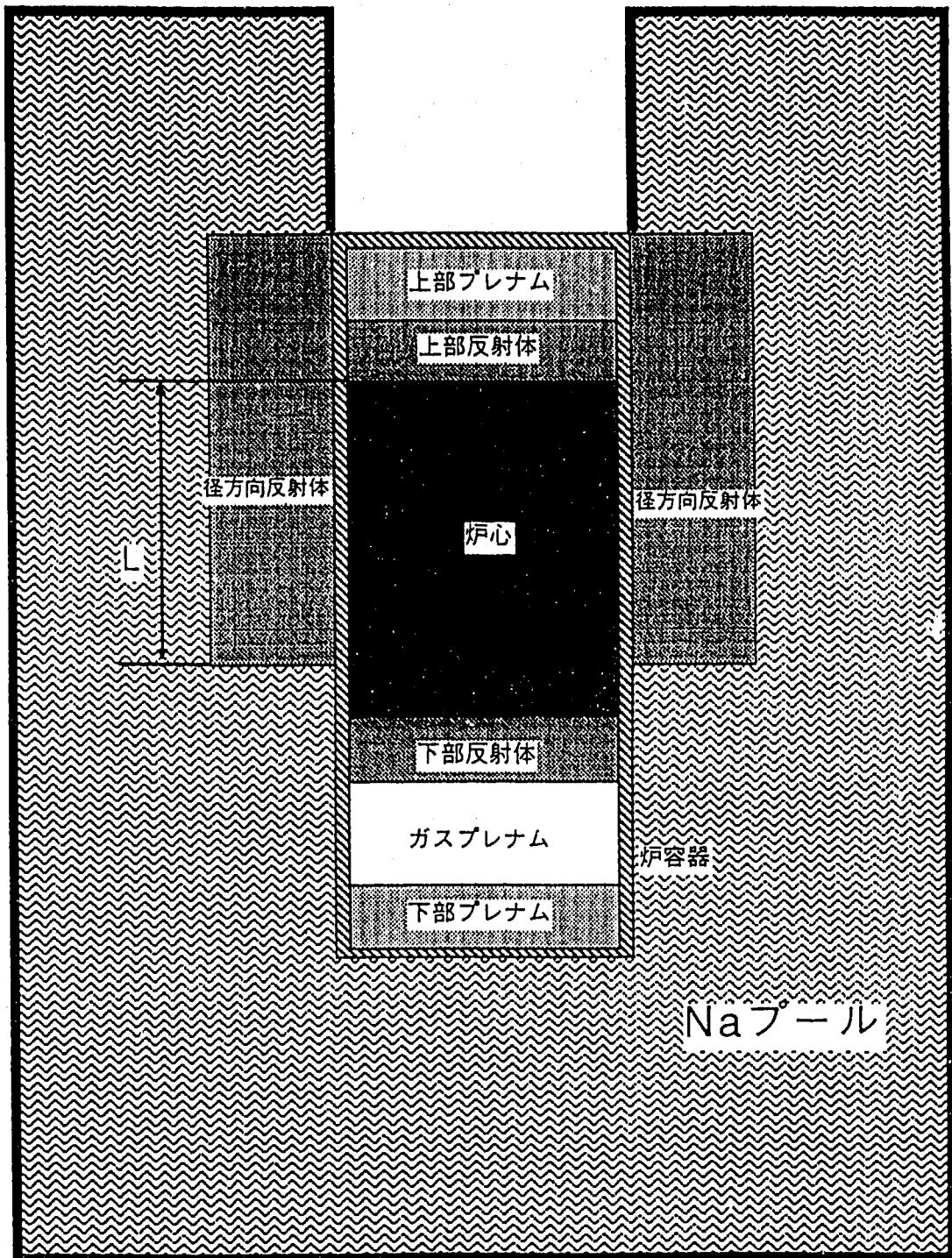


図 5. 3 炉心C 炉心移動図 (L=34.0cm)(4/7)

Core C Movement

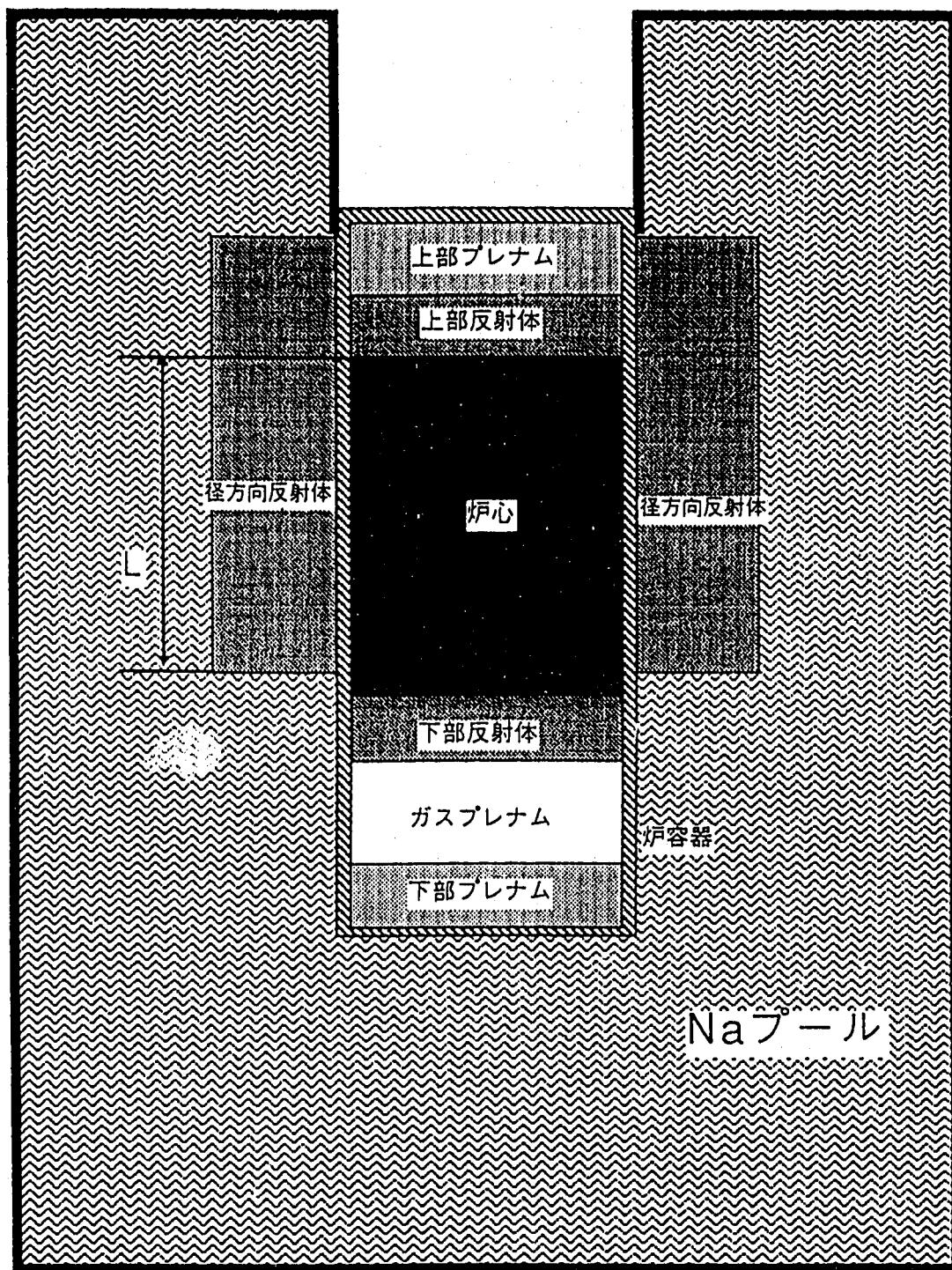


図 5. 3 炉心C 炉心移動図 (L=37.0cm)(5/7)

Core C Movement

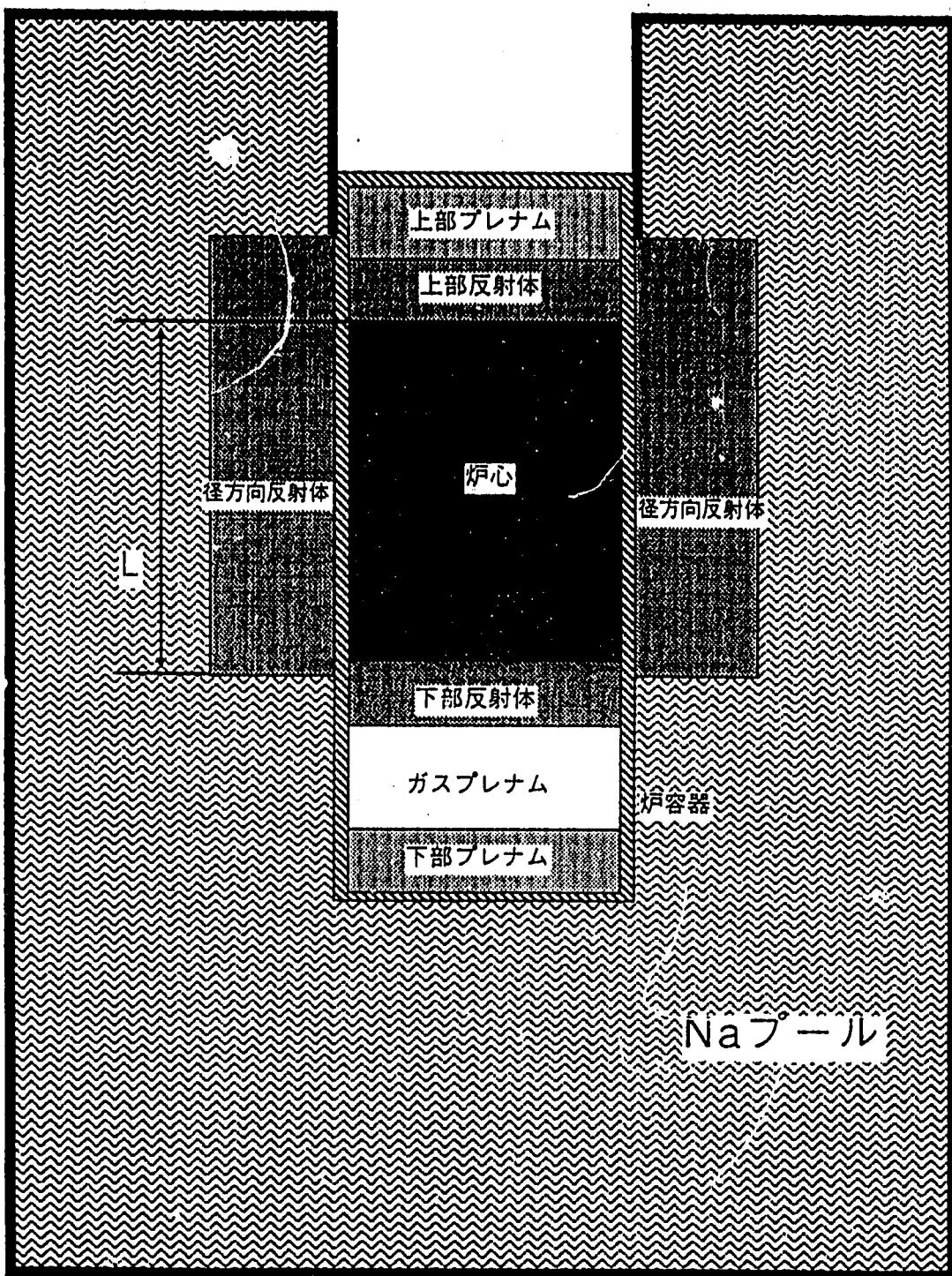


図 5. 3 炉心 C 炉心移動図 ($L=42.0\text{cm}$)(6/7)

Core C Movement

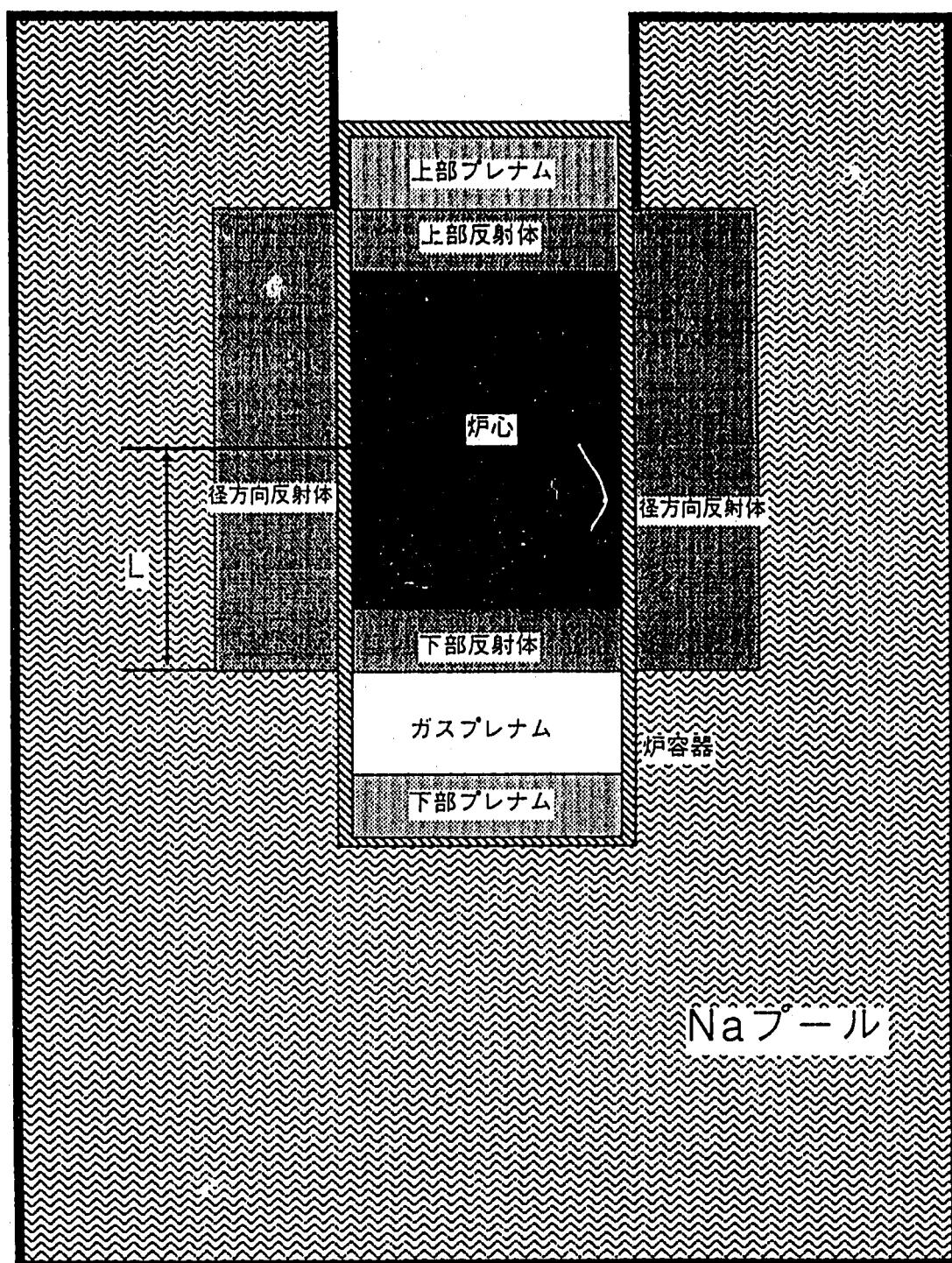


図 5. 3 炉心C 炉心移動図 (L=50.0cm)(7/7)

Core C Movement

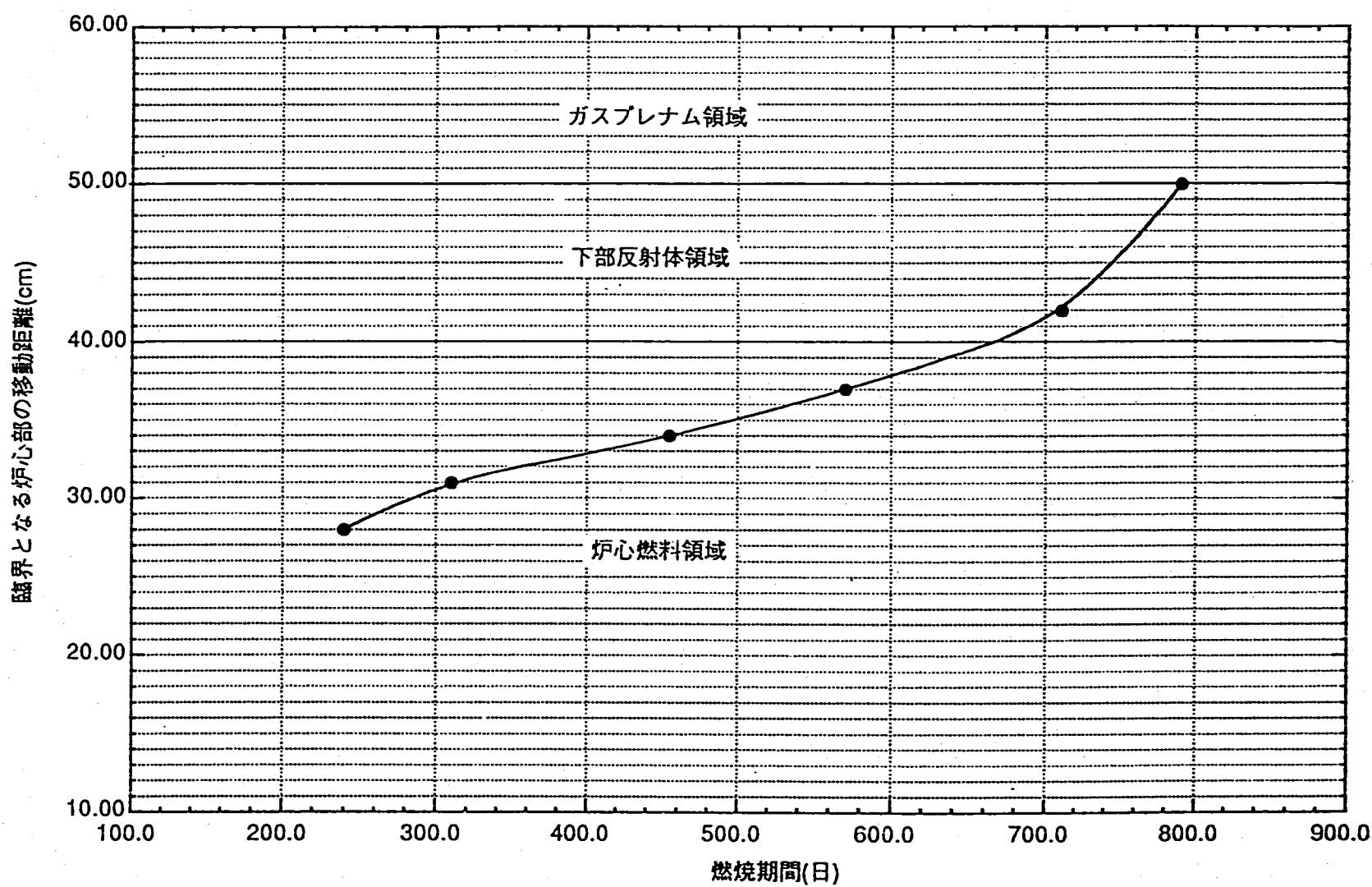


図 5. 4 燃焼期間と炉心移動距離

Burning Period and Core Moving Distance

6. 考察

- (1) 炉心Aについては、平成3年度の計算体系を修正し、径方向反射体を上下方向に伸ばす事によって、中性子漏洩を少なくするという計算をしたが、ほぼ予測通りの結果が得られた。これにより、新たに炉心Bの計算を行う意義が確認された。
- (2) 炉心Aの、窒素に天然窒素と¹⁵Nを用いた場合の比較計算では、¹⁵Nの場合の炉心の反応度が数%高くなるという結果が得られた。炉心を小さくする為の一つの手法として、このような手法が有効な事が確認された。
- (3) 最小臨界体積を目指した炉心Bの計算では、炉心半径が1.5 - 10.5 cm、炉心高さが19 - 21 cmという結果が得られた。今後の無人基地用の動力源の炉心としては、多少余裕を持たせて、炉心半径が12.5 cm、炉心高さが25 cmとする予定である。
- (4) 炉心Bの燃焼計算では、²³⁵U燃料炉心では約80年間、混合燃料炉心でも約8年間の燃焼が可能という結果が得られた。現在無人基地用の動力源は4 - 5年の連続運転を想定しているが、これは充分に達成可能である。
- (5) 炉心Cの計算により、熱出力15 MWtで燃焼期間800日という自然循環冷却型の炉の炉心が、設計可能な事が確認出来た。

7. おわりに

本報告書の解析により次の点が明らかになった。

炉心Bの解析より、深海無人基地に用いる電気出力10kWe、熱出力70kWtの²³⁵U高濃縮窒化物燃料炉心では臨界半径は約10cmとなる。燃焼期間は10年以上が可能である。

炉心Cの地上用可搬型炉では、熱出力15MWtの炉心で800日の燃焼が可能である。

以上の結果は現在並行して実施中の、可搬型炉設計に用いる予定である。

謝辞

本計算の実施に当たっては、（株）三菱総合研究所応用工学部 蔡田尚宏氏の協力を得た。

参考文献

- (1) 動燃報告書 PNC ZN9410 91-352、可搬型炉の研究(1) 最小臨界体積の検討、
1991年10月、羽賀 一男他。
- (2) RSIC COMPUTER CODE COLLECTION (CCC-545): TWODANT-SYS,
"One- and Two-Dimensional, Multigroup, Discrete-ordinates Transport
Code System.", April 1990.
- (3) JAERI-M 91-187、FSXLIB : JENDL-3に基づくMCNP用連続エネルギー
一断面積ライブラリー、1991年、小迫 和明他。
- (4) JAERI-M 90-099、中性子断面積の図表 日本の評価済データライブラリ 第3版、
1990年、中川 庸雄他
- (5) 動燃報告書 PNC ZN9410 92-085、可搬型炉の研究(2) 自然循環炉の炉内熱流
動及び2次系のヒートパイプ熱輸送解析、羽賀 一男他、1992年3月。
- (6) "Design and Performance Characteristics for Low Power Space Reactor
Systems," N.F. Shepard et al., IECEC-90 Paper No. 900145, 1990