

JAERI-M
90-008

高温工学試験研究炉の反応度係数の評価

1990年2月

山下 清信・新藤 隆一・村田 勲
中川 繁昭・中田 哲夫*・徳原 一実**

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

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

JAERI M reports are issued irregularly.

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

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1990

編集兼発行 日本原子力研究所
印刷 ニッセイエプロ株式会社

高温工学試験研究炉の反応度係数の評価

日本原子力研究所大洗研究所高温工学試験研究炉開発部

山下 清信・新藤 隆一・村田 勲

中川 繁昭・中田 哲夫*・徳原 一実**

(1990年1月9日受理)

本報は、高温工学試験研究炉（HTTR）のドプラ係数、減速材温度係数及び出力係数の評価の方法及び結果についてまとめたものである。

本評価より、燃焼末期の中間出力運転状態で減速材温度係数が ^{135}Xe 及び ^{239}Pu の蓄積により僅かに正となるが、ドプラ係数と総合した出力係数は負であり、本原子炉は固有の出力抑制特性を有することが明らかとなった。

Evaluation of Reactivity Coefficients for High
Temperature Engineering Test Reactor (HTTR)

Kiyonobu YAMASHITA, Ryuichi SHINDO, Isao MURATA
Shigeaki NAKAGAWA, Tetsuo NAKATA* and Kazumi TOKUHARA**

Department of HTTR Project
Oarai Research Establishment
Japan Atomic Energy Research Institute
Oarai-machi, Higashiibaraki-gun, Ibaraki-ken

(Received January 9, 1990)

This report presents the evaluation methods and evaluated results of doppler-, moderator temperature- and power coefficients for High Temperature Engineering Test Reactor (HTTR). From this study, it was made clear that the HTTR possesses inherent power-suppressing feed back characteristic due to the negative power coefficient though the moderator temperature coefficient is slightly positive due to the accumulated isotopes ^{135}Xe and ^{239}Pu .

Keywords: HTTR, HTGR, Doppler Coefficient, Moderator Temperature Coefficient, Power Coefficient, Reactivity Coefficient, Nuclear Design, Core Dynamics, Inherent Safety

* Kawasaki Heavy Industries Co., Ltd.

** Fuji Electronic Co., Ltd.

目 次

1. 概 要	1
2. 炉心計算モデル	8
2.1 燃料格子計算及び反応度調整材 (B P) 格子計算	8
2.2 制御棒格子計算	8
2.3 炉心特性計算	9
3. ドブラ係数	18
3.1 評価方法	18
3.2 評価結果	18
4. 減速材温度係数	22
4.1 評価方法	22
4.2 評価結果	23
4.3 正の減速材温度係数	23
5. 出力係数	33
5.1 評価方法	33
5.2 評価結果	34
6. 結 論	37
謝 辞	37
参考文献	37
付録A 減速材温度のドブラ係数への影響	39
付録B 評価モデルの減速材温度係数への影響	42

Contents

1. Outline	1
2. Core calculation model	8
2.1 Fuel cell- and burnable poison (BP) cell calculation	8
2.2 Control rod cell calculation	8
2.3 Reactor core calculation	9
3. Doppler coefficient	18
3.1 Evaluation method	18
3.2 Results	18
4. Moderator temperature coefficient	22
4.1 Evaluation method	22
4.2 Results	23
4.3 Positive moderator temperature coefficient	23
5. Power coefficient	33
5.1 Evaluation method	33
5.2 Results	34
6. Conclusion	37
Acknowledgements	37
References	37
Appendix A Influence of moderator temperature on Doppler coefficient	39
Appendix B Influence of evaluation model on moderator temperature coefficient	42

1. 概 要

日本原子力研究所では、将来の高温ガス炉技術基盤の確立と高度化並びに高温における先端的基礎研究を目的として、熱出力 30 MW、原子炉出口冷却材温度 950 °C の高温工学試験研究炉 (HTTR: High Temperature Engineering Test Reactor の略) の設計を進めている。¹⁾ HTTR の主要諸元を表 1.1 に示す。

HTTR では、原子炉出口冷却材温度が高いことから、中性子の減速材としては耐熱性が高い黒鉛を使用しており、また、冷却材としては高温で化学的にも安定なヘリウムガスを使用している。燃料には、ウラン濃縮度が 3 ~ 10% の低濃縮ウラン酸化物燃料をパイロカーボンで被覆した被覆燃料粒子を使用している。炉心内のウラン濃縮度配分及び反応度調整材の諸元を表 1.2 に示す。ウラン濃縮配分は、燃料温度平坦化のため、炉心の上部及び側部で高い配分となっている。反応度調整材及び制御棒の吸収体には、炭化ほう素を使用している。²⁾ HTTR の炉心領域は、図 1.1 及び図 1.2 に示すように、六角柱状の黒鉛ブロックを積み重ねたカラムの集合体であり、燃料カラム 30 カラムと制御棒案内カラム 7 カラムの計 37 カラムから成る燃料領域と、それを取り囲む可動反射体カラム 15 カラムと制御棒案内カラム 9 カラムの計 24 カラムから成る反射体領域の合計 61 カラムにより構成されている。燃料体は、高さ 580 mm、面間距離 360 mm の黒鉛ブロックに燃料要素 (燃料棒) を装荷し、冷却材流路を確保したものである。燃料体には、図 1.3 に示す燃料体を使用している。この燃料体は、黒鉛ブロックに燃料棒挿入孔を設け、33 本又は 31 本の燃料棒を装荷したピン・イン・ブロック型燃料体である。

1 次冷却材 (40 kg/cm²G のヘリウムガス) は、原子炉圧力容器 (炉容器) 底部の 1 次ヘリウムノズルから 395 °C で流入し、炉床部及び炉側部の金属構造物並びに固定反射体を冷却しながら上向きに流れ、上部プレナムにおいて逆転して下降流となり、燃料体及び制御棒案内ブロックの冷却材流路に配分される。燃料カラムに配分された冷却材は、燃料要素により加熱されながら下向きに流れ、高温プレナムにおいて他の流路から流出する冷却材と混合した後、出口管の内側を通過して炉外へ導びかれる。

本報告は、上記に述べた諸元に基づいて HTTR の動特性解析等に必要なドブラ係数、減速材温度係数及び出力係数の評価方法及び評価結果について述べたものである。

以下に、二群モデルの実効増倍率 k_{eff} を表わす六因子公式³⁾を用いて、上記の各々反応度係数と主要な核的効果との関係を述べる。

$$k_{\text{eff}} = \eta_2 f_2 p \epsilon P_{\text{NL}_1} P_{\text{NL}_2} \quad (1.1)$$

各因子と二群核定数の関係は以下のとおりである。

$$\eta_2 f_2 = \frac{\nu_2 \sum f_2}{\sum a_2} \quad (1.2)$$

$$p = \frac{\Sigma'_{S12}}{\Sigma'_{a1} + \Sigma'_{S12}} \quad (1.3)$$

$$\epsilon = \left(1 + \frac{\nu_1 \Sigma'_{f1}}{\nu_2 \Sigma'_{f2}} \frac{\Sigma'_{a2} + D_2 B^2}{\Sigma'_{S12}} \right) \quad (1.4)$$

$$P_{NL1} = \frac{1}{1 + L_1^2 B^2} \quad (1.5)$$

$$P_{NL2} = \frac{1}{1 + L_2^2 B^2} \quad (1.6)$$

炉心の温度変化による実効増倍率 k_{eff} の変化は、(1.1) 式を炉心温度 T で微分することにより得られる。

$$\begin{aligned} \frac{1}{k_{eff}} \frac{\partial k_{eff}}{\partial T} = & \frac{1}{\eta_2 f_2} \frac{\partial \eta_2 f_2}{\partial T} + \frac{1}{p} \frac{\partial p}{\partial T} + \frac{1}{\epsilon} \frac{\partial \epsilon}{\partial T} + \frac{1}{P_{NL1}} \frac{\partial P_{NL1}}{\partial T} + \\ & \frac{1}{P_{NL2}} \frac{\partial P_{NL2}}{\partial T} \end{aligned} \quad (1.7)$$

ここで、ドブラ係数 α_F は、上式の第2項に対応するものである。ドブラ係数と共鳴を逃れる確率 p 、1群の吸収断面積 Σ_{a1} 及び燃料温度との関係を以下に示す。

$$\alpha_F = \frac{1}{p} \frac{dP}{dT} = \frac{1}{p} \frac{d}{dT} \left(\frac{\Sigma_{S12}}{\Sigma_{a1} + \Sigma_{S12}} \right) \quad (1.8)$$

Σ_{a1} は、高速エネルギー領域及び共鳴吸収領域の各々の吸収断面積を平均化したものであり、燃料温度によって変化するのは主に共鳴吸収領域の吸収断面積である。

減速材温度係数 α_M は、黒鉛の温度によって熱中性子スペクトルが変化し、熱中性子領域の実効断面積 Σ_{f2} 及び Σ_{a2} の値が変化することによる反応度の変化である。減速材温度係数は、(1.7) 式の第1項に対応するものであり、 ν_2 、 Σ_{f2} 及び Σ_{a2} とは次に示す関係が有る。

$$\alpha_M = \frac{1}{\eta_2 f_2} \frac{d\eta_2 f_2}{dT} = \frac{1}{\eta_2 f_2} \frac{d}{dT} \left(\frac{\nu_2 \Sigma_{f2}}{\Sigma_{a2}} \right) \quad (1.9)$$

上述のドブラ係数及び減速材温度係数の関係式において ϵ 、 P_{NL1} 及び P_{NL2} からの寄与は小さいことから無視している。

出力係数 α_p は、出力変化による燃料温度及び減速材温度の変化によって生じる反応度変化分であり、高温ガス炉では、減速材密度及び冷却材圧力係数の変化が無視できることから、ドブラ係数及び減速材温度係数を用いて次式で表わすことができる。

$$\alpha_P = \alpha_F \left(\frac{\partial T_f}{\partial P} \right)_{T_m} + \alpha_M \left(\frac{\partial T_M}{\partial P} \right)_{T_f} \quad (1.10)$$

以上、各々の反応度係数と主要な核的効果の関係について六因子公式を用いて述べた。動特性解析には、反応度係数の正確な評価値が必要なことから中性子エネルギー群数は6群とし、炉心は全炉心モデルを用いて反応度係数を評価することとした。

第2章に、本評価に用いた燃料格子計算モデル、制御棒格子計算モデル及び炉心計算モデルについて述べ、第3章、第4章及び第5章に各々ドブラ係数、減速材温度係数及び出力係数の評価方法及び評価結果について述べる。

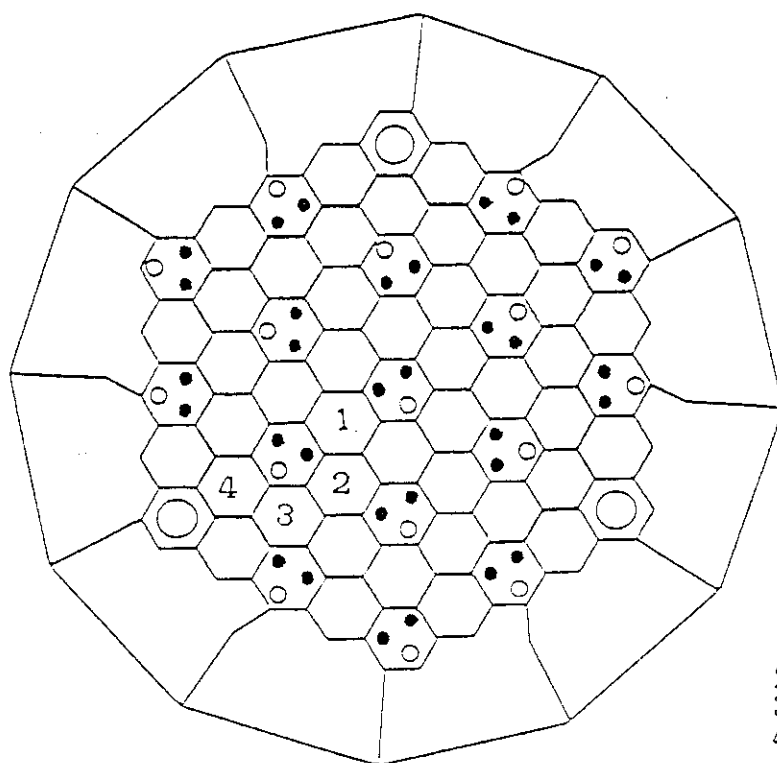
表 1.1 高温工学試験研究炉の主要諸元

原子炉熱出力	30 MW
原子炉入口／出口冷却材温度	395 / 850 ~ 950 °C
1次系冷却材圧力	4 MPa
炉心有効高さ	2.9 m
炉心等価直径	2.3 m
出力密度	2.5 MW / m ³
燃料	二酸化ウラン・被覆粒子／黒鉛分散型
ウラン濃縮度	3 ~ 10 wt% (平均 6 wt%)
燃料体形式	ブロック型
原子炉圧力容器	鋼製 (2 1/4 Cr-1Mo 鋼)
主冷却回路数	1 ループ (中間熱交換器及び加圧水冷却器)

表 1.2 HTTR の炉内燃料配分

上からの 燃料段数	燃料濃縮度 (Wt%)				反応度調整材諸元		
	1*	2*	3*	4*	直径 (mm)	天然ボロン 濃度(Wt%)	ブロック内 装荷本数
1	6.7	7.9	9.4	9.9	14	2.0	2
2	5.2	6.3	7.2	7.9	14	2.5	2
3	4.3	5.2	5.9	6.3	14	2.5	2
4	3.4	3.9	4.3	4.8	14	2.0	2
5	3.4	3.9	4.3	4.8	14	2.0	2

* 径方向燃料領域番号については下図参照



- 1 : 第1燃料領域
- 2 : 第2燃料領域
- 3 : 第3燃料領域
- 4 : 第4燃料領域

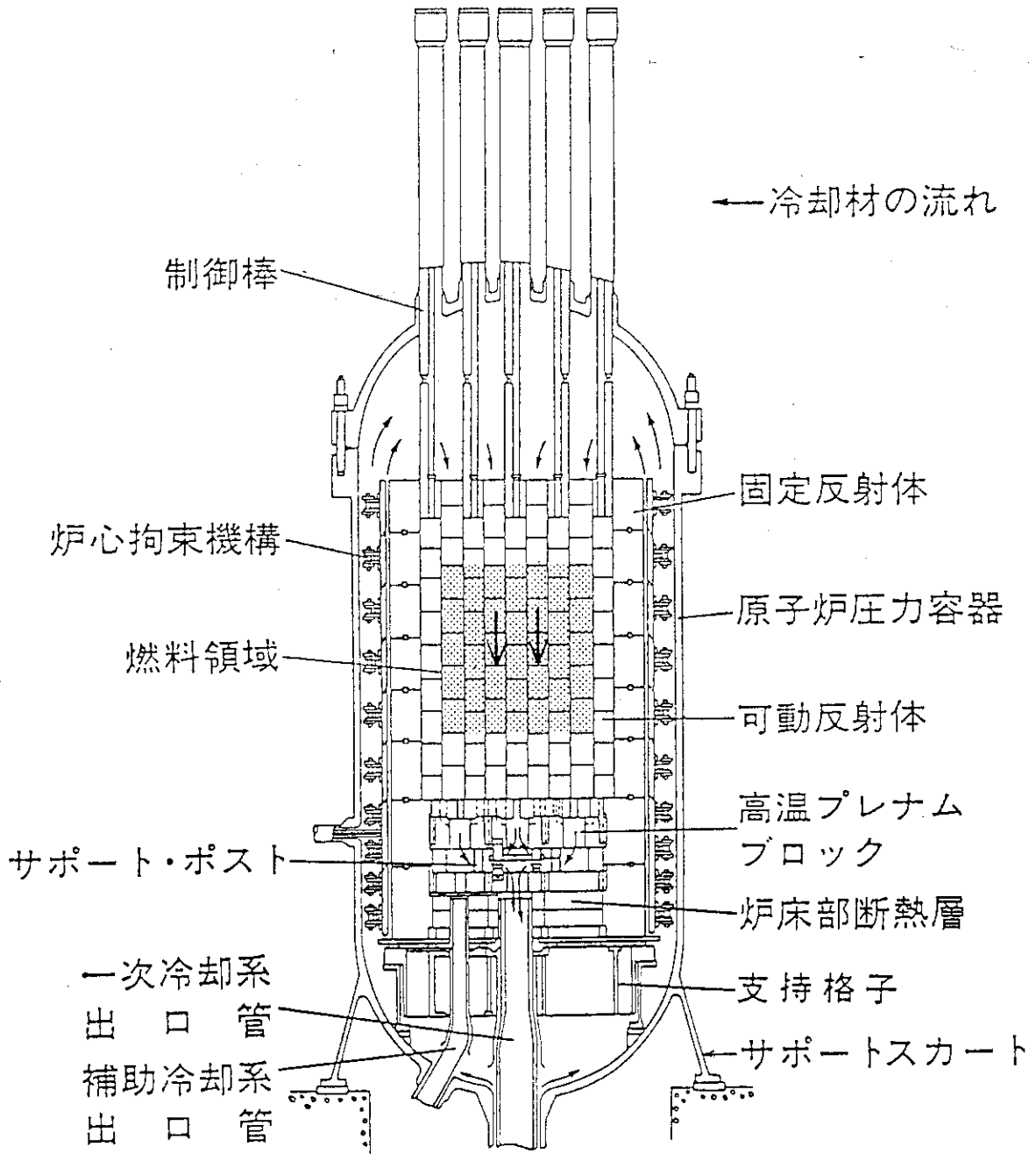


図 1.1 高温工学試験研究炉原子炉縦断面図

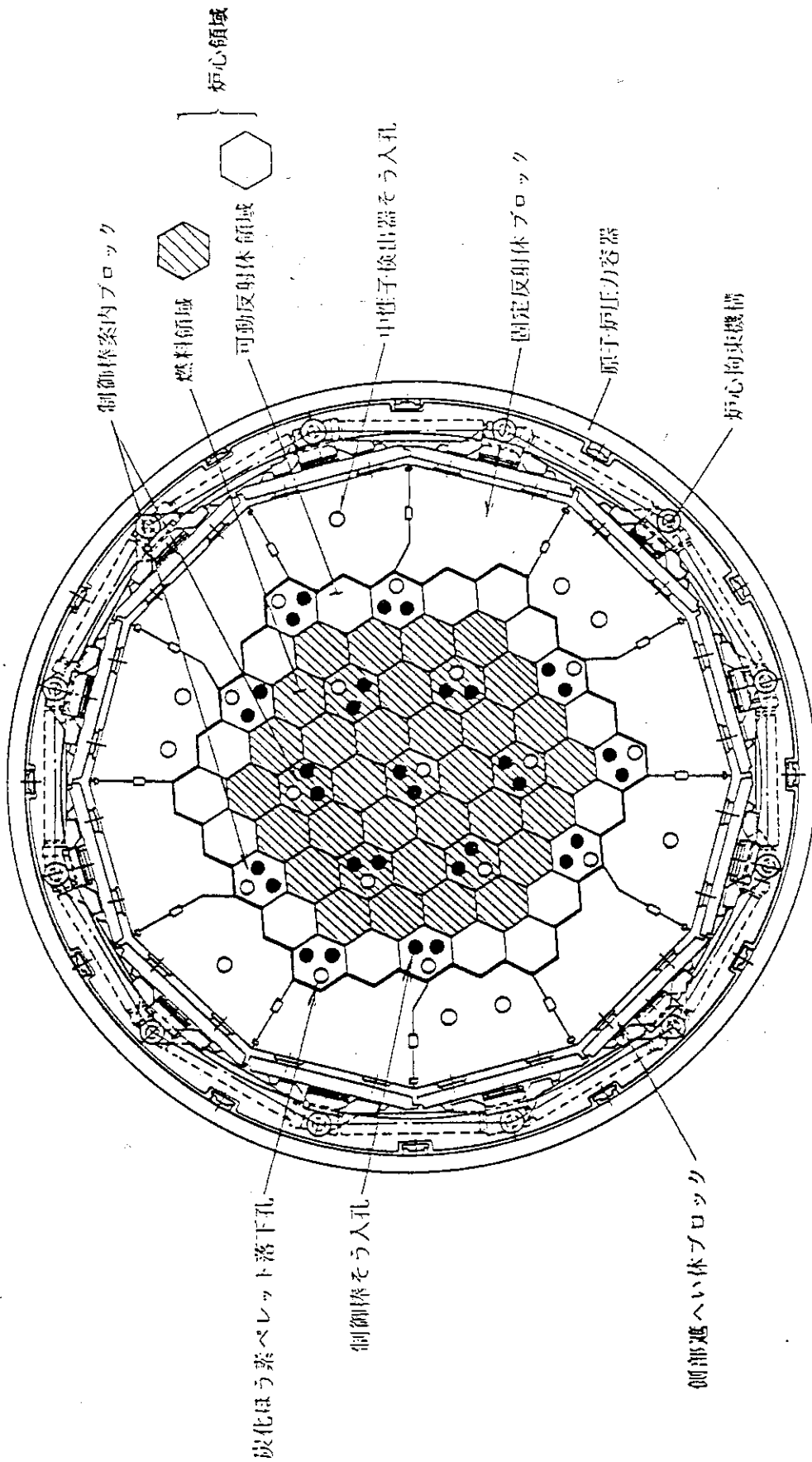


図1.2 原子炉水平断面図

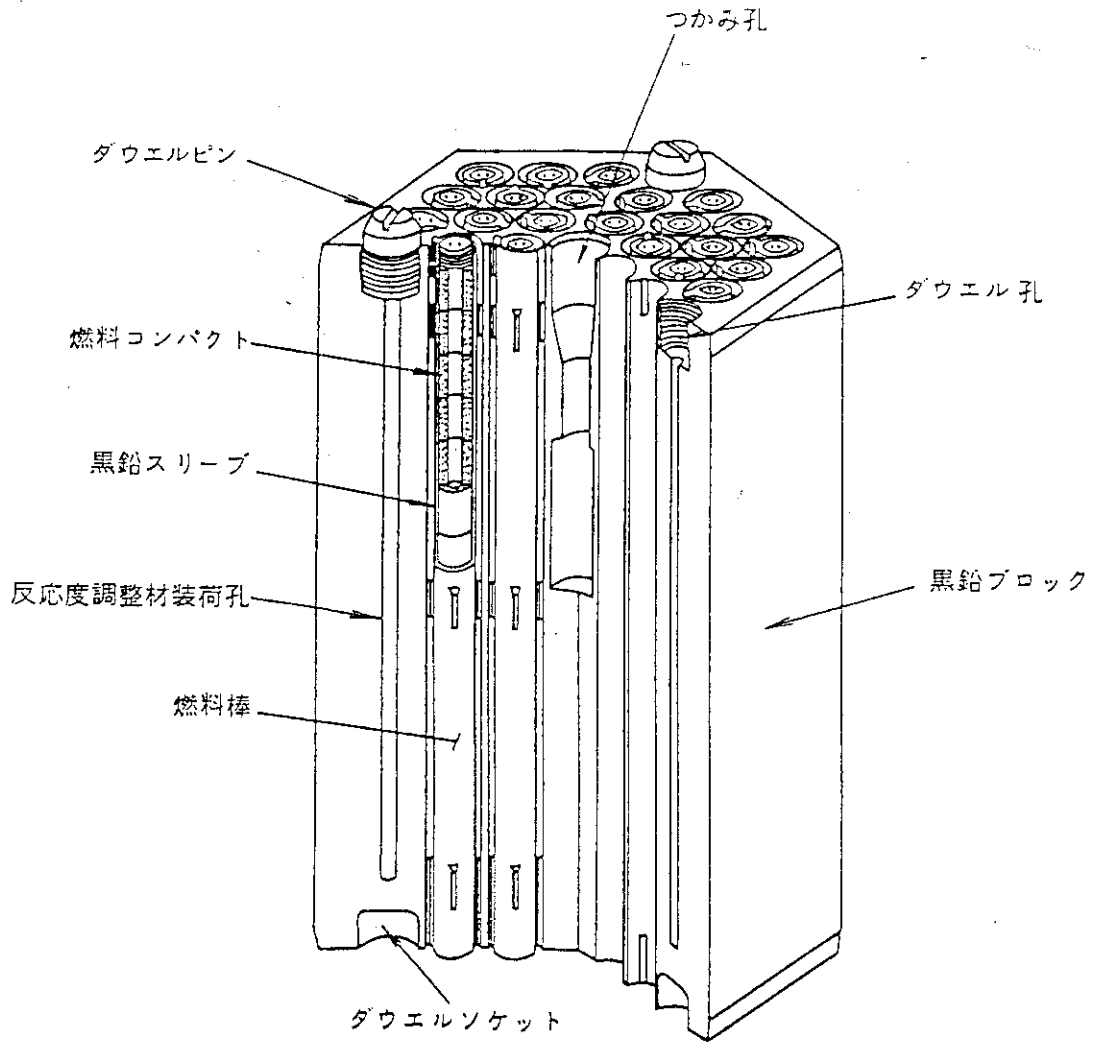


図 1.3 ピン・イン・ブロック型燃料体構造図

2. 炉心計算モデル

各々の反応度係数の計算に必要な炉内の中性子束分布及び核種濃度分布の計算は図 2.1 に示す核設計計算の手順²⁾に基づいて行う。中性子スペクトル計算と縮約群定数の作成に当たっては、高温ガス炉用燃料格子特性解析のために開発された DELIGHT^{4,5)} を使用する。制御棒の遮蔽効果の計算と縮約群定数作成に当たっては、2 次元 S_N 計算を行う TWOTRAN-2⁶⁾ を使用する。DELIGHT 及び TWOTRAN-2 によって得られた炉心計算用縮約群定数セットを使用し、CITATION⁷⁾ 及びこれをベクトル化して計算速度を速めた CITATION-1000 VP⁸⁾ を用いて炉心特性解析を行い反応度係数を求める。DELIGHT を用いた燃料格子計算及び反応度調整材 (BP) 格子計算を 2.1 節に、TWOTRAN-2 を用いた制御棒格子計算を 2.2 節に示す。また、CITATION 及び CITATION-1000 VP を用いた炉心計算を 2.3 節に示す。

2.1 燃料格子計算及び反応度調整材 (BP) 格子計算

DELIGHT-6, 7 の計算フローを図 2.2 に示し、燃料格子計算及び BP 格子計算の速中性子群及び熱中性子群の群構造を各々表 2.1 及び表 2.2 に示す。速中性子群のエネルギーの上限は 10 MeV としており、速中性子領域と熱中性子領域の境界エネルギーは 2.38 eV としている。核定数としては ENDF/B-III または -IV に基づいて作成した 111 群核データを使用する。中性子スペクトル計算は 111 群の多群で行い、燃料格子及び BP 格子の計算は 40 群の少数群で行う。この少数群の群定数を更に縮約し、炉心特性計算に用いる縮約群の群定数を作成する。減速材である黒鉛による中性子散乱効果の計算には黒鉛の結晶構造を考慮したモデルを使用している。また、共鳴吸収計算には被覆燃料粒子と燃料要素によって生じる燃料の 2 重非均質効果を考慮して行っている。燃料チェーンモデルには Garison モデルを使用している。燃料格子の計算モデルを図 2.3 に示す。燃料格子の計算モデルは、燃料棒及び冷却材ヘリウムの周辺に 1 燃料棒当りの黒鉛ブロックの黒鉛 (等価黒鉛) を配置した円環状モデルである。BP 格子の計算モデルを図 2.4 に示す。BP 格子の計算モデルは、BP 棒の周辺に燃料格子特性計算より得られた均質化した燃料の群定数を配置した円環状モデルである。

2.2 制御棒格子計算

制御棒格子計算は、制御棒が制御棒案内ブロック内に挿入されている状態の制御棒格子モデル内の中性子束分布を求め、この中性子束分布を重みとして制御棒挿入状態の黒鉛ブロック内の平均群定数を作成する計算である。この計算には、2 次元中性子輸送計算コード TWOTRAN-2 を用い、計算は $S_4 P_1$ の条件で行っている。計算メッシュモデルを図 2.5 に示す。計算メッシュモデルは、制御棒の挿入状態が円対称でないことから XY メッシュモデルを使用し、各々の吸収体部の形状を多数の微小長方形で模擬している。モデルの吸収体部の外表面積は、制御棒の中性

子吸収材の表面積とほぼ一致するようにしている。

2.3 炉心特性計算

炉心特性計算では、燃料格子計算、BP格子計算及び制御棒格子計算より得られた燃料体、反射体並びに制御棒の群定数及び炉心形状データを用いて、反応度係数計算に用いる炉心の実効増倍率を求める。計算コードとしては、中性子拡散コードCITATION及びこれをベクトル化したCITATION-1000VPを用いる。炉心特性計算に用いる3次元三角柱メッシュの径方向断面図を図2.6に、また軸方向断面模式図を図2.7に示す。3次元三角柱メッシュモデルでは、1燃料体ブロックを径方向に6コの三角形に分割し軸方向に4コの三角柱に分割したメッシュモデルを用いている。

表 2.1 速中性子群・群構造

群			レザジー (下限)	エネルギー (下限, eV)	群			レザジー (下限)	エネルギー (下限, eV)	
1)	2)	3)			1)	2)	3)			
1	1	1*	0.25	7.79×10^6	3	10	35	8.75	1.59×10^3	
		2	0.50	6.07×10^6			36	9.00	1.23×10^3	
		3	0.75	4.72×10^6			37	9.25	961	
		4	1.00	3.68×10^6			38	9.50	748	
		5	1.25	2.87×10^6			39	9.75	583	
	2	6	1.50	2.23×10^6		40	10.00	454		
		7	1.75	1.74×10^6		12	41	10.25	354	
		8	2.00	1.35×10^6			42	10.50	275	
		3	9	2.25		1.05×10^6	13	43	10.75	215
	10		2.50	8.21×10^5		44		11.00	167	
	11		2.75	6.39×10^5		14	45	11.25	130	
	12	3.00	4.98×10^5	46			11.50	101		
	2	4	13	3.25		3.88×10^5	15	47	11.75	78.9
			14	3.50		3.02×10^5		48	12.00	61.4
		5	15	3.75		2.35×10^5	16	49	12.25	47.9
			16	4.00		1.83×10^5		50	12.50	37.3
6		17	4.25	1.43×10^5	17	51	12.75	29.0		
		18	4.50	1.11×10^5		52	13.00	22.6		
		7	19	4.75	8.65×10^4	18	53	13.25	17.6	
			20	5.00	6.74×10^4		54	13.50	13.7	
		8	21	5.25	5.25×10^4	19	55	13.75	10.68	
			22	5.50	4.09×10^4		56	14.00	8.32	
9	23	5.75	3.18×10^4	20	57	14.25	6.48			
	24	6.00	2.48×10^4		58	14.50	5.04			
	25	6.25	1.93×10^4	60	59	14.75	3.93			
	26	6.50	1.50×10^4		61	15.00	3.06			
8	27	6.75	1.17×10^4	62	62	15.25	2.38			
	28	7.00	9.12×10^3		63	15.50	1.86			
9	29	7.25	7.10×10^3	64	64	15.75	1.44			
	30	7.50	5.53×10^3		65	16.00	1.125			
9	31	7.75	4.31×10^3	66	66	16.25	0.876			
	32	8.00	3.36×10^3		67	16.50	0.683			
	33	8.25	2.61×10^3	68	68	16.75	0.532			
	34	8.50	2.04×10^3		68	17.00	0.414			

* 1群の上限エネルギーは 10^7 eVである。

- 1) 縮約群
- 2) 少数群
- 3) 多群

表 2.2 熱中性子群・群構造

群			エネルギー (上限, eV)	巾 (eV)	群			エネルギー (上限, eV)	巾 (eV)
1)	2)	3)			1)	2)	3)		
6	40	1	0.002	0.002	4	28	26	0.55	0.1
		2	0.004	0.002			27	27	0.65
	39	3	0.006	0.002		27	28	0.75	0.1
		4	0.008	0.002			29	29	0.85
	38	5	0.015	0.007		26	30	0.95	0.1
		6	0.025	0.01			31	31	0.99
	37	7	0.035	0.01		25	32	1.01	0.02
		8	0.045	0.01			33	33	1.03
	36	9	0.055	0.01		24	34	1.045	0.015
		10	0.065	0.01			35	35	1.055
	35	11	0.075	0.01		24	36	1.065	0.01
		12	0.085	0.01			37	37	1.08
	5	34	13	0.105		0.02	4	23	38
14			0.135	0.03	39	39			1.16
33		15	0.165	0.03	23	40		1.24	0.08
		16	0.195	0.03		41		41	1.35
32		17	0.225	0.03	22	42		1.45	0.1
		18	0.255	0.03		43		43	1.55
31		19	0.285	0.03	22	44		1.65	0.1
		20	0.295	0.01		45		45	1.75
30		21	0.305	0.01	21	46		1.85	0.1
		22	0.335	0.03		47		47	1.95
29		23	0.35	0.015	21	48		2.05	0.1
		24	0.39	0.04		49		49	2.15
		25	0.45	0.06		50		2.38	0.23

- 1) 縮約群
- 2) 少数群
- 3) 多群

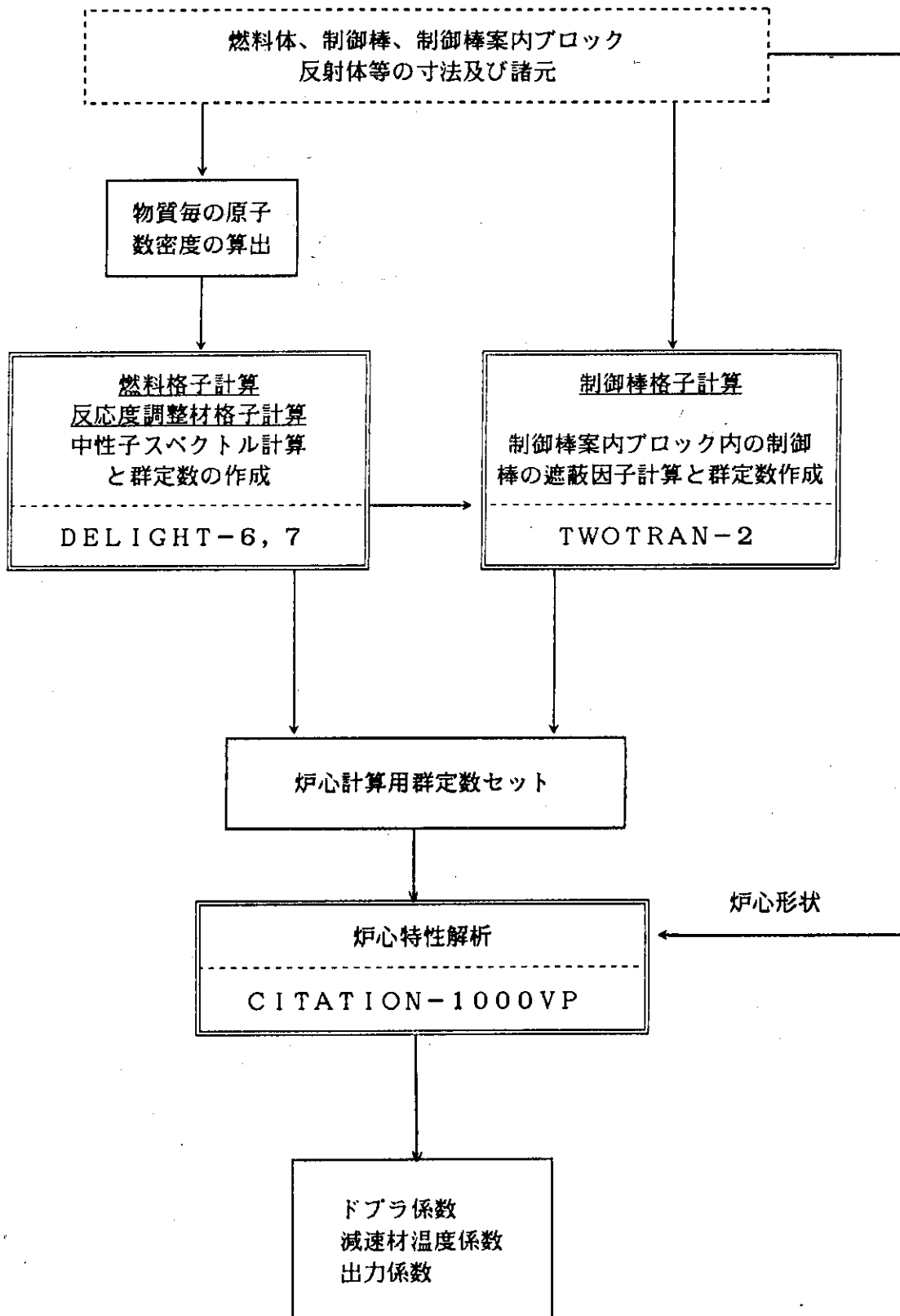


図 2.1 核設計計算の手順

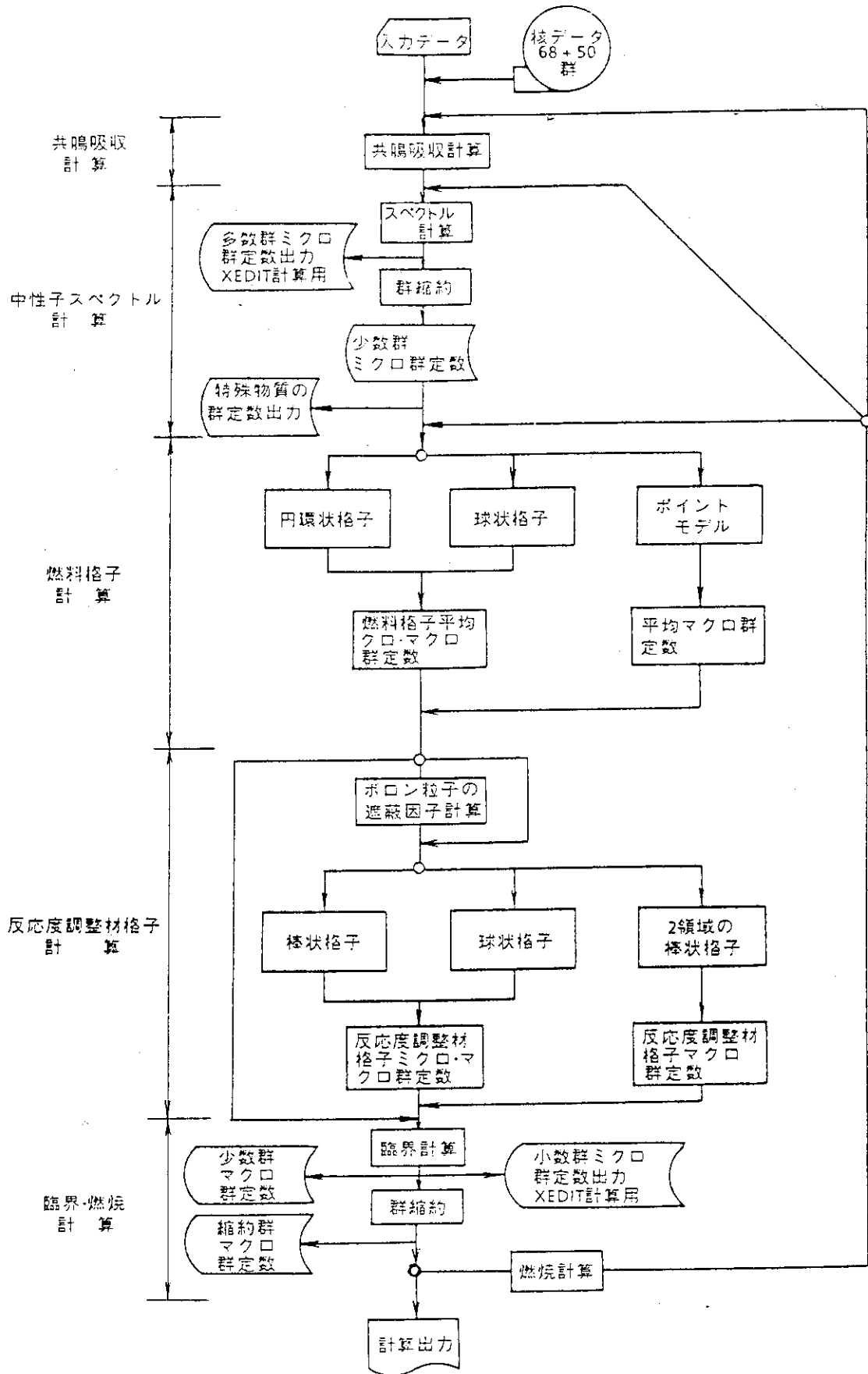


図 2.2 DELIGHT-6, 7 の計算フロー

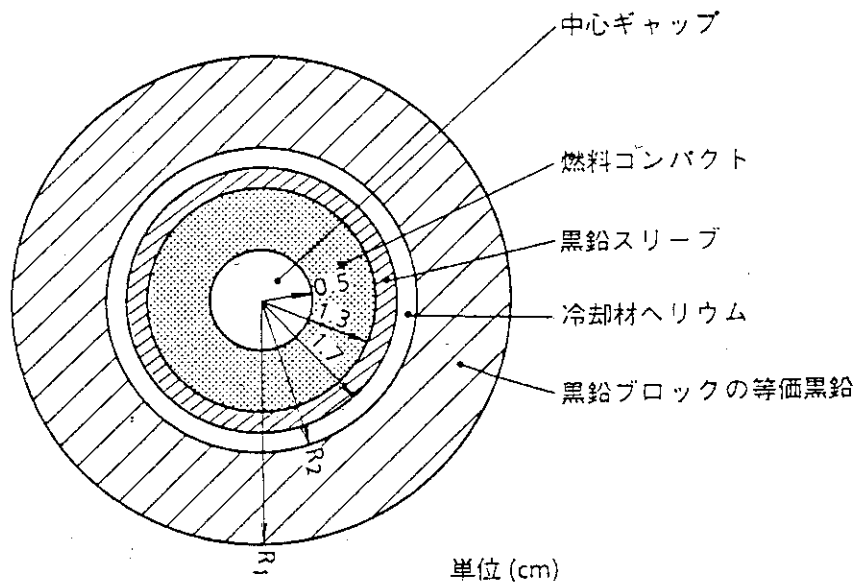


図 2.3 燃料格子計算モデル

燃料棒本数が 33 ピンの場合 $R_1 = 3.41$ cm $R_2 = 2.0941$ cm
 31 ピン " $R_1 = 3.5183$ cm, $R_2 = 2.0970$ cm

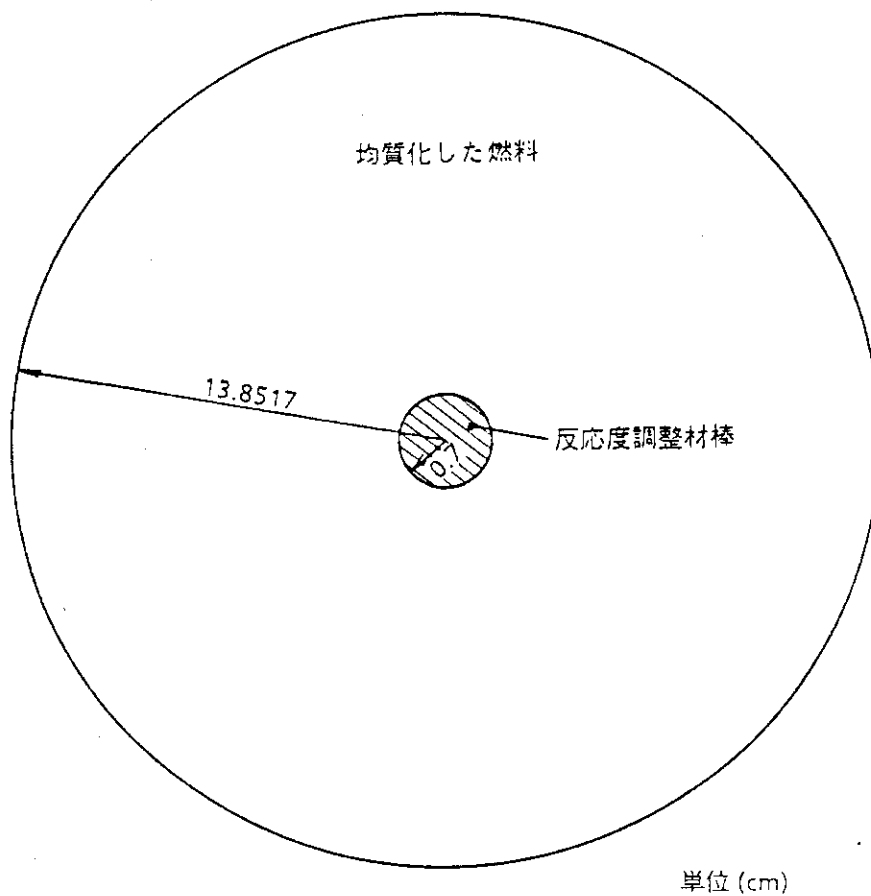


図 2.4 BP 格子計算モデル
 (燃料体中 2 本装荷されている場合)

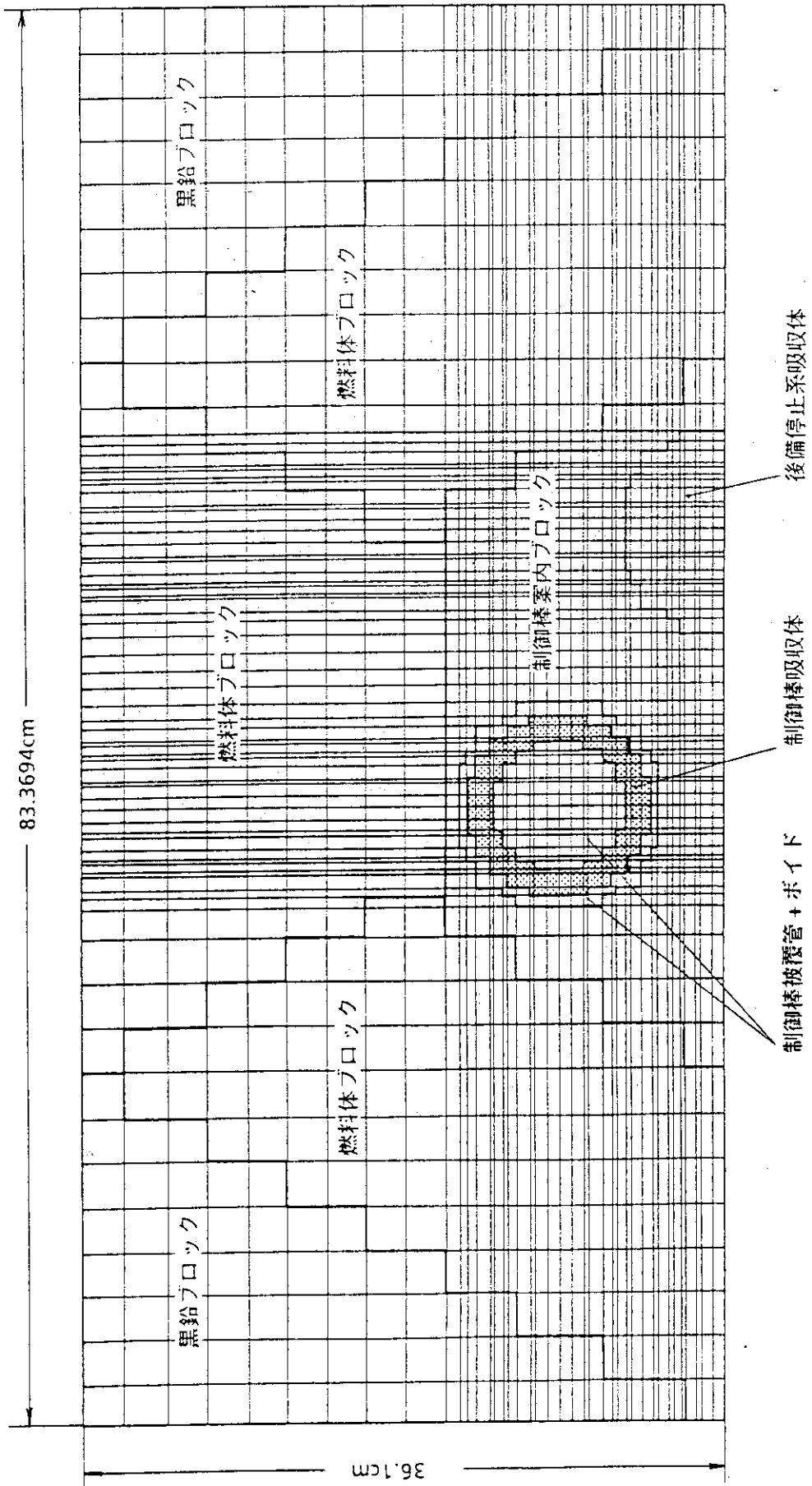


図 2.5 制御棒格了計算モデル

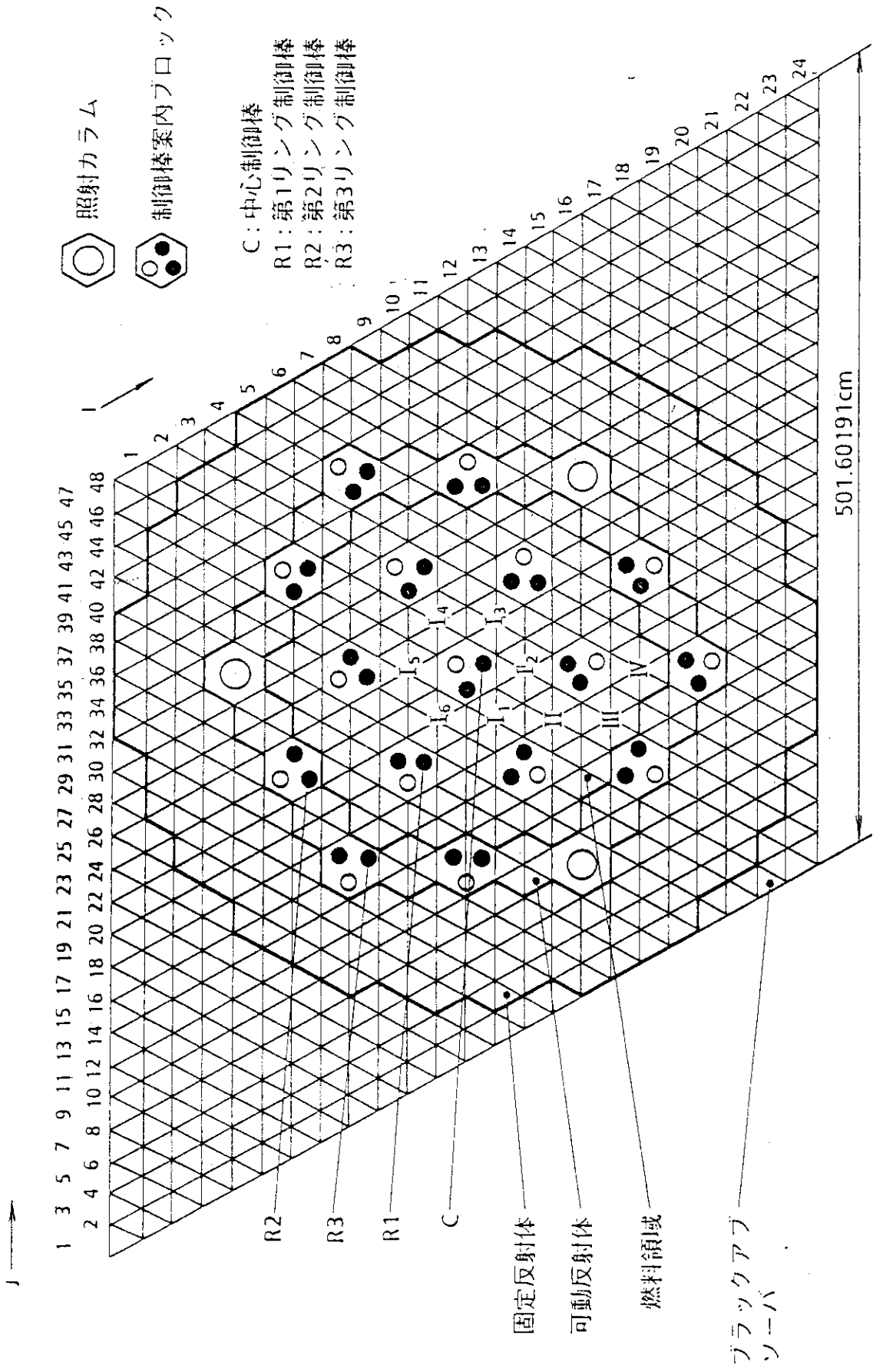


図2.6 全炉心径方向メッシュモデル

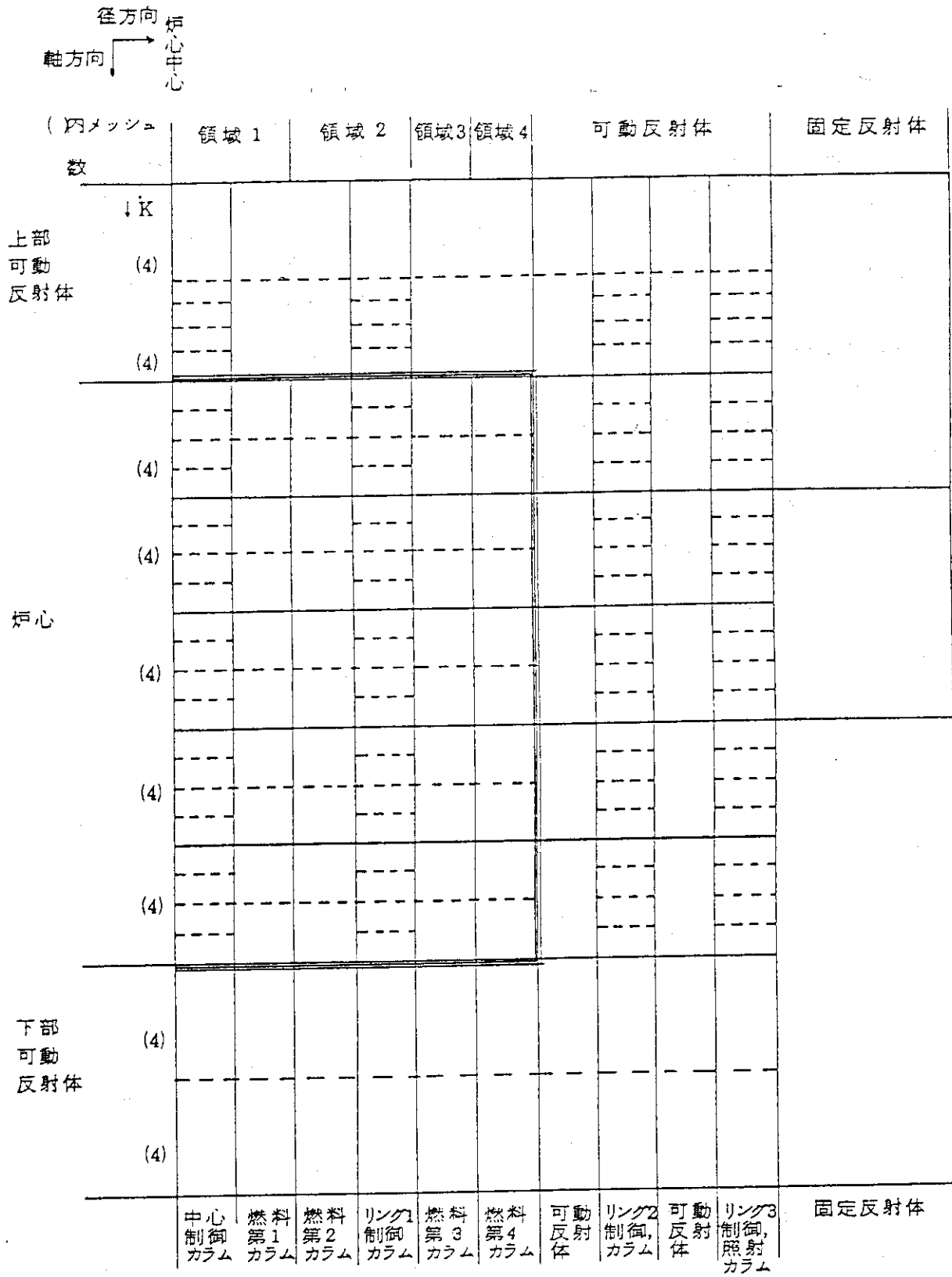


図 2.7 炉心モデル軸断面模式図 (CITATION, 3D-T・Z)

3. ドブラ係数

燃料中重金属の90数パーセントは ^{238}U 、 ^{240}Pu 等の増殖性核種からなり、これらの増殖性核種は数100～数1,000,000 barnの共鳴吸収断面積を有する。この共鳴吸収の実効的エネルギー幅が原子核の熱振動の影響を受けることをドブラ効果という。燃料温度が上昇した場合、このドブラ効果により共鳴吸収の実効的エネルギー幅が増し中性子の吸収反応が増大し、その結果、炉心の実効増倍率が低下する。この場合ドブラ係数は負であると言う。原子炉出力が増大する場合、燃料温度は減速材温度に比べ時間的に早く上昇するため、ドブラ係数による炉心反応度へのフィードバックが早い。

3.1節に評価方法について述べ、3.2節に評価結果を示す。

3.1 評価方法

ドブラ係数の評価は、2章に示した燃料格子計算モデル、制御棒格子計算モデル及び炉心特性計算モデルを用いて、燃料温度を変化させた場合の反応度変化 $\Delta\rho$ より求める。ドブラ係数の評価式を以下に示す。

$$\Delta\rho = \frac{k_{\text{eff}2} - k_{\text{eff}1}}{k_{\text{eff}1} \cdot k_{\text{eff}2}} \quad (3.1)$$

$$\alpha_F = \frac{\Delta\rho}{\Delta T_F} \quad (3.2)$$

ここで、
 ΔT_F : 燃料温度の差 ($T_{F2} - T_{F1}$)
 $k_{\text{eff}1}$: 炉心平均燃料温度が T_{F1} の場合の実効増倍率
 $k_{\text{eff}2}$: 炉心平均燃料温度が T_{F2} の場合の実効増倍率

燃料温度は炉心内に分布を持つが、ドブラ係数の評価では炉心平均温度を用いることで十分であることから⁹⁾、本評価では炉心内の燃料温度は一様に変化させて評価することとした。ドブラ係数の減速材温度依存性が弱いことからこの場合の燃料周辺の減速材温度は、 $T_F = T_M$ として評価している。ドブラ係数の評価において、減速材温度の影響が小さいことを付録Aに示す。可動反射体は、減速材として取扱い、その温度は減速材温度と同じ値とした。また、固定反射体は、常温とした。制御棒の吸収効果は熱中性子領域で最も強く、その効果は燃料温度によってほとんど影響されないものであることから、本評価において制御棒挿入位置は全引抜き状態とした。

3.2 評価結果

前節で述べた評価方法に基づいて得られた燃焼0日及び660日のドブラ係数の評価値を各々表

3.1 及び表 3.2 に示す。表に示す基準状態は燃料温度と減速材温度を同じくした場合の実効増倍率である。「100 K 増加」のカラムには、基準状態から燃料温度のみを 100 K 増加した場合の実効増倍率及びドブラ係数を示す。また「100 K 減少」のカラムには、基準状態から燃料温度を 100 K 減少した場合の実効増倍率及びドブラ係数を示す。燃料温度を 100 K 増加及び減少した場合のドブラ係数を平均化したものを、基準状態の T_f の温度に対応するドブラ係数とし、これを右側のカラムに示す。この平均化したドブラ係数と燃料温度の関係を図 3.1 に示す。

これらの結果より、燃焼 0 日及び 660 日のドブラ係数はすべての燃料温度領域内で負であり、急激な出力上昇時において燃料温度が上昇した場合においても負のフィードバック出力抑制特性をもつことが明らかとなった。

表 3.1 燃焼 0 日のドブラ係数

$T_m(\text{K})$	基準状態		100 K 増加			100 K 減少			ドブラ係数 ($\times 10^{-5}$) ($\Delta k/k/^\circ\text{C}$)
	$T_f(\text{K})$	Ke	$T_f^+(\text{K})$	Ke^+	$\times 10^{-5}$ $\Delta k/k/^\circ\text{C}$	$T_f^-(\text{K})$	Ke^-	$\times 10^{-5}$ $\Delta k/k/^\circ\text{C}$	
300	300	1.1512	400	1.1460	-3.9	200	1.1560	-3.6	-3.8
400	400	1.1380	500	1.1335	-3.5	300	1.1430	-3.8	-3.7
500	500	1.1255	600	1.1212	-3.4	400	1.1295	-3.1	-3.3
600	600	1.1130	700	1.1090	-3.2	500	1.1164	-2.7	-3.0
700	700	1.1014	800	1.0977	-3.1	600	1.1045	-2.5	-2.8
800	800	1.0905	900	1.0872	-2.8	700	1.0925	-1.7	-2.3
900	900	1.0802	1000	1.0770	-2.8	800	1.0815	-1.1	-2.0
1000	1000	1.0703	1100	1.0673	-2.6	900	1.0715	-1.0	-1.8
1100	1100	1.0595	1200	1.0565	-2.7	1000	1.0612	-1.5	-2.1
1200	1200	1.0488	1300	1.0463	-2.3	1100	1.0505	-1.5	-1.9
1300	1300	1.0385	1400	1.0360	-2.3	1200	1.0440	-1.4	-1.9
1400	1400	1.0283	1500	1.0288	-2.4	1300	1.0295	-1.1	-1.8

表 3.2 燃焼 660 日のドブラ係数

$T_m(\text{K})$	基準状態		100 K 増加			100 K 減少			ドブラ係数 ($\times 10^{-5}$) ($\Delta k/k/^\circ\text{C}$)
	$T_f(\text{K})$	Ke	$T_f^+(\text{K})$	Ke^+	$\times 10^{-5}$ $\Delta k/k/^\circ\text{C}$	$T_f^-(\text{K})$	Ke^-	$\times 10^{-5}$ $\Delta k/k/^\circ\text{C}$	
300	300	1.0470	400	1.0422	-4.4	200	1.0510	-3.6	-4.0
400	400	1.0410	500	1.0365	-4.2	300	1.0447	-3.4	-3.8
500	500	1.0360	600	1.0320	-3.7	400	1.0400	-3.7	-3.7
600	600	1.0330	700	1.0290	-3.8	500	1.0360	-2.8	-3.3
700	700	1.0303	800	1.0267	-3.4	600	1.0330	-2.5	-3.0
800	800	1.0281	900	1.0247	-3.2	700	1.0300	-1.8	-2.5
900	900	1.0254	1000	1.0221	-3.1	800	1.0270	-1.5	-2.3
1000	1000	1.0217	1100	1.0186	-3.0	900	1.0230	-1.2	-2.1
1100	1100	1.0160	1200	1.0130	-2.9	1000	1.0187	-2.6	-2.8
1200	1200	1.0091	1300	1.0060	-3.1	1100	1.0115	-2.4	-2.8
1300	1300	1.0000	1400	0.9970	-3.0	1200	1.0030	-3.0	-3.0
1400	1400	1.9955	1500	0.9876	-3.0	1300	0.9930	-2.5	-2.8

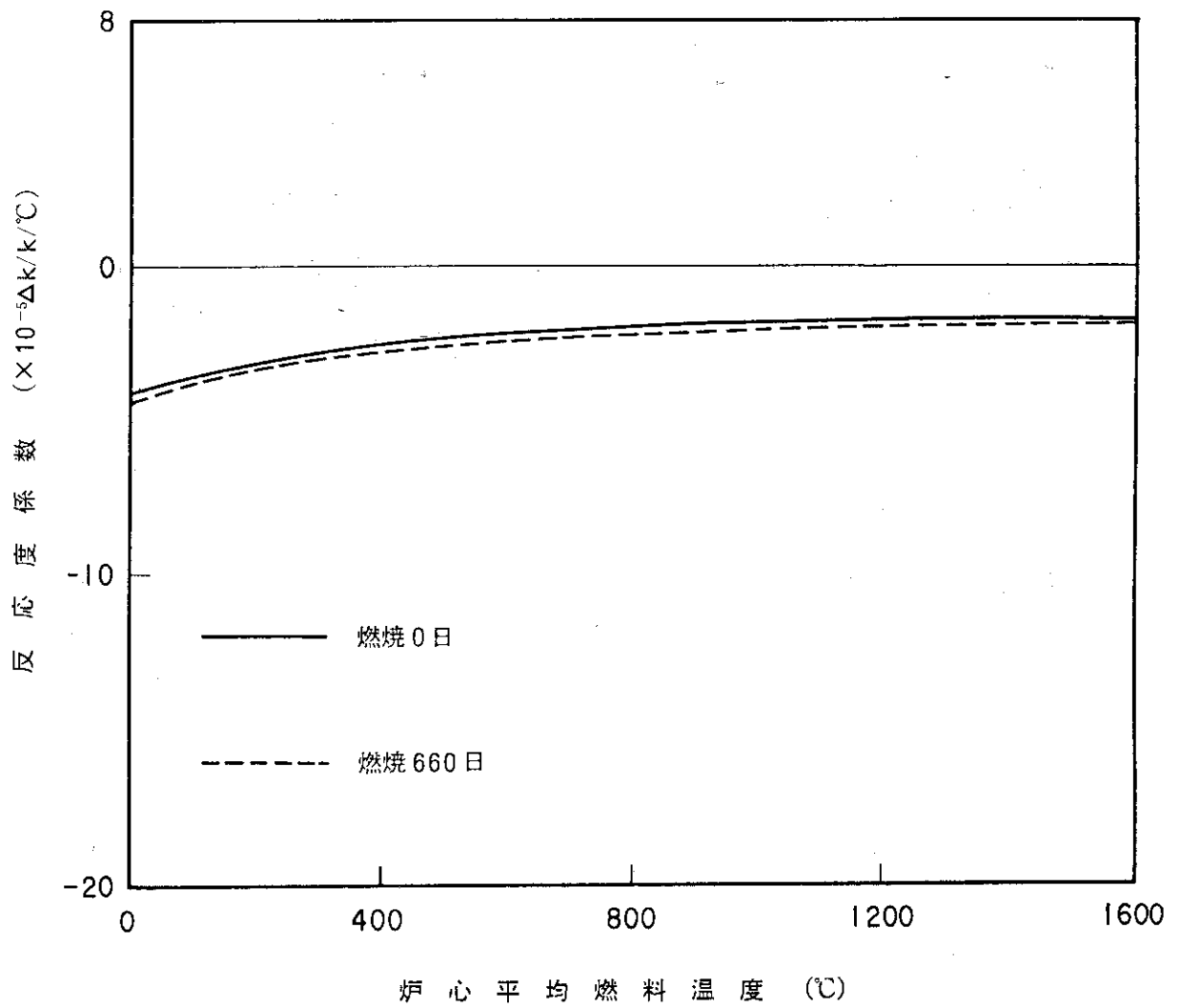


図3.1 ドブラ係数

4. 減速材温度係数

減速材温度が変化することにより、中性子スペクトルが変化し、それに伴って炉心の反応度が変化する割合が減速材温度係数である。減速材温度係数が負となる理由は、中性子の寄生吸収反応の増大、核分裂反応の減少等が挙げられる。燃料の燃焼が進み ^{239}Pu が多量に炉心に蓄積すると中性子スペクトルの硬化にともなって ^{239}Pu の核分裂反応が増大し減速材温度係数は正の値となりうる。4.1 節に評価方法について述べ、4.2 節に評価結果を示す。また 4.3 節に減速材温度係数が燃焼末期において正となる原因について述べる。

4.1 評価方法

減速材温度係数の評価は、2章に示した燃料格子計算モデル、制御棒格子計算モデル及び炉心特性計算モデルを用いて減速材温度を変化させた場合の反応度変化 $\Delta\rho$ より求めた。減速材温度係数の評価式を以下に示す。

$$\Delta\rho = \frac{k_{\text{eff}2} - k_{\text{eff}1}}{k_{\text{eff}1} \cdot k_{\text{eff}2}} \quad (4.1)$$

$$\alpha_M = \frac{\Delta\rho}{\Delta T_M} \quad (4.2)$$

ここで、

ΔT_M : 炉心平均減速材温度の差 ($T_{M2} - T_{M1}$)

$k_{\text{eff}1}$: 炉心平均減速材温度が T_{M1} の場合の実効増倍率

$k_{\text{eff}2}$: 炉心平均減速材温度が T_{M2} の場合の実効増倍率

減速材温度を変化させる場合、燃料温度は：減速材温度の平均値 ($T_{M1} + T_{M2}$) / 2 を用いることとした。

減速材温度を変化させる領域は図 4.1 に示すように上部、下部及び側部の可動反射体と制御棒案内カラムを含めた燃料領域とし、これらの領域の温度を同時に一様に変化させることとした。減速材温度の変動範囲の取り方の減速材温度係数への影響は付録 B に示す。固定反射体温度は低いほど減速材温度係数を正側に評価することから運転状態で最も低い常温とすることとした。炉内にキセノンが存在する方が減速材温度係数を正側に評価となるため、燃焼 660 日の評価には常に定格出力運転時のキセノンが炉内に存在することとして評価した。燃焼 0 日についてはキセノンが存在しない状態で評価した。また、炉内に制御棒が挿入されない状態の方が減速材温度係数が正側の評価となるため、制御棒は全抜状態で評価することとした。これらの固定反射体温度、キセノンの有無及び制御棒の有無による減速材温度係数への影響についても付録 B に示す。

4.2 評価結果

前節で述べた評価方法に基づいて得られた燃焼0日、及び660日の評価値を各々表4.1及び表4.2に示す。表に示す基準状態は燃料温度と減速材温度を同時に変化させた場合の実効増倍率である。「100K増加」のカラムには、基準状態から減速材温度のみを100K高くした場合の実効増倍率及び減速材温度係数を示す。また「100K減少」のカラムには、基準状態から減速材温度を100K低くした場合の実効増倍率及び減速材温度係数を示す。燃料温度を100K高くした場合及び低くした場合のドブラ係数を平均化したものを基準状態の T_m の温度に対応する減速材温度係数としてこれを右側のカラムに示す。この平均化した減速材温度係数をと減速材温度の関係を図4.2に示す。

これらの結果より、減速材温度が約1000°C以下の範囲では燃焼に伴い減速材温度係数の値が大きくなり、燃焼660日の $T_m = 300^\circ\text{C} \sim 500^\circ\text{C}$ の範囲でわずかながら正となる。最大値は燃焼660日の約430°C付近に発生し、その値は約 $1.0 \times 10^{-5} \text{dk/k/}^\circ\text{C}$ である。燃焼に伴い減速材温度係数が大きく変化する原因は4.3節に述べる。

4.3 正の減速材温度係数

前節の評価結果より、燃焼660日では温度がほぼ $300^\circ\text{C} \sim 500^\circ\text{C}$ の範囲で減速材温度係数が僅かであるが正となることがわかる。これは、付録Bに示すように、評価方法が保守的であることにも起因するが、 $300^\circ\text{C} \sim 500^\circ\text{C}$ の温度範囲で温度係数が大きくなるのは、燃焼に伴い生成する ^{135}Xe 、 ^{239}Pu 及び ^{240}Pu の核定数と中性子スペクトルの相互関係によるものである。燃焼660日の炉内の燃焼度分布及び燃焼に伴う炉心内重金属量の変化を各々表4.3及び図4.3に示す。図4.3より燃焼末期では ^{239}Pu は数kg蓄積されていることがわかる。 ^{135}Xe と ^{240}Pu のマイクロ吸収断面積及び ^{239}Pu のマイクロ核分裂断面積と格子内の熱中性子スペクトルを図4.4に示す。(1.9)式より、減速材温度が上昇するのに伴い分子の核分裂断面積が増大するか、或いは分母の吸収断面積が減少する場合に減速材温度係数が増大することがわかる。図4.4に示す関係より、減速材温度が上昇するのに伴い熱中性子スペクトルは高いエネルギーの方へ移動すると ^{135}Xe による吸収反応は減少し且つ ^{239}Pu の核分裂反応が増大するため減速材温度係数が正側に移動することがわかる。また、減速材温度が更に上昇し熱中性子スペクトル分布が高いエネルギーの方へ移動する場合には、 ^{240}Pu による吸収反応が増大し減速材温度係数は負側に移動する。燃料格子計算より求めた減速材温度の変化と ^{135}Xe 、 ^{239}Pu 及び ^{240}Pu の中性子吸収反応率の関係を図4.5に示す。この図より上で述べた現象が顕著に表われていることがわかる。したがって、常温から約430°Cにおける減速材温度係数の増大は、上記の ^{135}Xe 及び ^{239}Pu によるものであり、約430°C以後の減速材温度係数が減少する原因は ^{240}Pu の吸収によるものであるといえる。燃料格子計算を用いて行った ^{135}Xe 、 ^{239}Pu 及び ^{240}Pu の効果の検討結果を図4.6及び図4.7に示す。図4.6における実線で示す基準ケースは、HTTRの燃焼日が660日の平均燃焼度が22GWd/tにおけるC、 ^{235}U 、 ^{238}U 、 ^{135}Xe 、 ^{239}Pu 、 ^{240}Pu 等の代表的な核種の組成を用いて得られた減速材温度係数である。1点鎖線は、基準ケースの燃料組成から ^{135}Xe を取除いた場合のものであり、破線は ^{239}Pu を取除いた

場合のものである。また2点鎖線は ^{240}Pu を取除いた場合のものである。 ^{135}Xe 、 ^{239}Pu 及び ^{240}Pu のすべてを基準ケース燃料組成から取り除いたものをも実線で示す。基準ケースと各々の核種を取除いたケースの差が、各核種の減速材温度係数への寄与分を示すものである。図4.7はこの各核種の減速材温度係数への寄与分を示したものである。 ^{135}Xe 及び ^{239}Pu の寄与分は常に正であるのに対して ^{240}Pu の寄与分は、 100°C 以上の全ての範囲で負であることがわかる。温度が約 $300\sim 600^{\circ}\text{C}$ の範囲では ^{135}Xe 及び ^{239}Pu の正の寄与分の合計の方が ^{240}Pu の負の寄与分より大きく、これらの燃料内成分による減速材温度係数への寄与の和が正となることがわかる。また温度が約 800°C 以上の範囲では、これが逆転し、これらの燃料成分による減速材温度係数への寄与の和が負となることがわかる。したがって、これらの物理的現象より、HTTRの燃焼660日の減速材温度係数は $300^{\circ}\text{C}\sim 600^{\circ}\text{C}$ の範囲で正の値を持ち、更に高い温度範囲ではしだいに減少し負になる理由がわかる。

表 4.1 燃焼0日の減速材温度係数

T _f (K)	基準状態		100K 増加			100K 減少			減速材 温度係数 ($\times 10^{-5}$) ($\Delta k/k/^\circ C$)
	T _m (K)	Ke	T _f ⁺ (K)	Ke ⁺	$\times 10^{-5}$ $\Delta k/k/^\circ C$	T _m ⁻ (K)	Ke ⁻	$\times 10^{-5}$ $\Delta k/k/^\circ C$	
300	300	1.1512	400	1.1430	-6.2	200	1.1585	-5.5	-5.9
400	400	1.1380	500	1.1295	-6.6	300	1.1460	-6.1	-6.4
500	500	1.1255	600	1.1164	-7.2	400	1.1330	-5.9	-6.6
600	600	1.1130	700	1.1040	-7.3	500	1.1212	-6.6	-7.0
700	700	1.1014	800	1.0925	-7.4	600	1.1090	-6.2	-6.8
800	800	1.0905	900	1.0815	-7.6	700	1.0977	-6.0	-6.8
900	900	1.0802	1000	1.0715	-7.5	800	1.0872	-6.0	-6.8
1000	1000	1.0703	1100	1.0612	-8.0	900	1.0770	-5.8	-6.9
1100	1100	1.0595	1200	1.0505	-8.1	1000	1.0673	-6.9	-7.5
1200	1200	1.0488	1300	1.0400	-8.1	1100	1.0570	-7.4	-7.8
1300	1300	1.0385	1400	1.0295	-8.4	1200	1.0463	-7.2	-7.8
1400	1400	1.0283	1500	1.0186	-9.3	1300	1.0360	-7.2	-8.3

表 4.2 燃焼660日の減速材温度係数

T _f (K)	基準状態		100K 増加			100K 減少			減速材 温度係数 ($\times 10^{-5}$) ($\Delta k/k/^\circ C$)
	T _m (K)	Ke	T _m ⁺ (K)	Ke ⁺	$\times 10^{-5}$ $\Delta k/k/^\circ C$	T _m ⁻ (K)	Ke ⁻	$\times 10^{-5}$ $\Delta k/k/^\circ C$	
300	300	1.0470	400	1.0447	-2.1	200	1.0490	-1.8	-2.0
400	400	1.0410	500	1.0400	-0.9	300	1.0422	-1.1	-1.0
500	500	1.0360	600	1.0360	0	400	1.0365	-0.5	-0.3
600	600	1.0330	700	1.0330	0	500	1.0320	0.9	0.5
700	700	1.0303	800	1.0300	-0.3	600	1.0290	1.2	0.5
800	800	1.0281	900	1.0270	-1.0	700	1.0267	1.3	0.2
900	900	1.0254	1000	1.0230	-2.3	800	1.0247	0.7	0.8
1000	1000	1.0217	1100	1.0287	-2.9	900	1.0221	-0.4	-1.7
1100	1100	1.0160	1200	1.0115	-4.4	1000	1.0186	-2.5	-3.5
1200	1200	1.0091	1300	1.0130	-6.0	1100	1.0130	-3.8	-4.9
1300	1300	1.0000	1400	0.9930	-7.0	1200	1.0060	-6.0	-6.5
1400	1400	0.9905	1500	—	—	1300	0.9970	-6.6	—

表 4.3 燃焼末期の燃料体平均燃焼度 (MWd/t)

燃料ブロック 段 数	燃 料 領 域 番 号			
	1	2	3	4
1	20,500	21,000	20,500	21,000
2	31,000	31,500	30,500	30,500
3	27,500	28,500 </td <td>27,000</td> <td>26,500</td>	27,000	26,500
4	18,500	19,000	17,500	17,500
5	13,000	13,000	12,000	12,000

(燃焼 660 日)

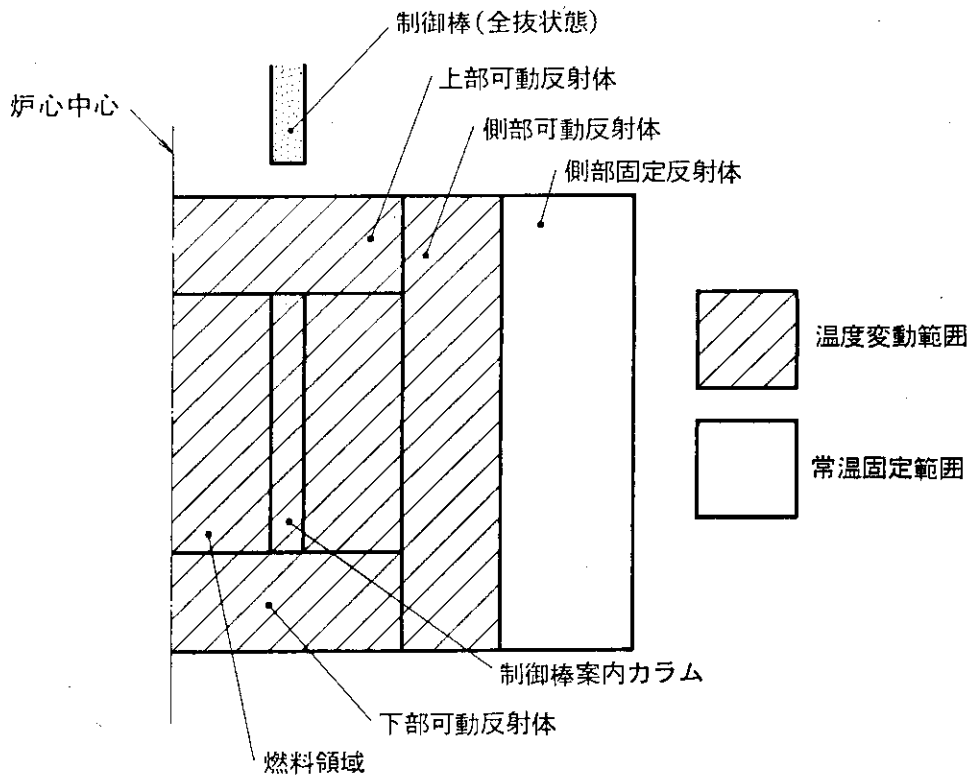


図 4.1 減速材温度係数の評価のための炉心モデル概念

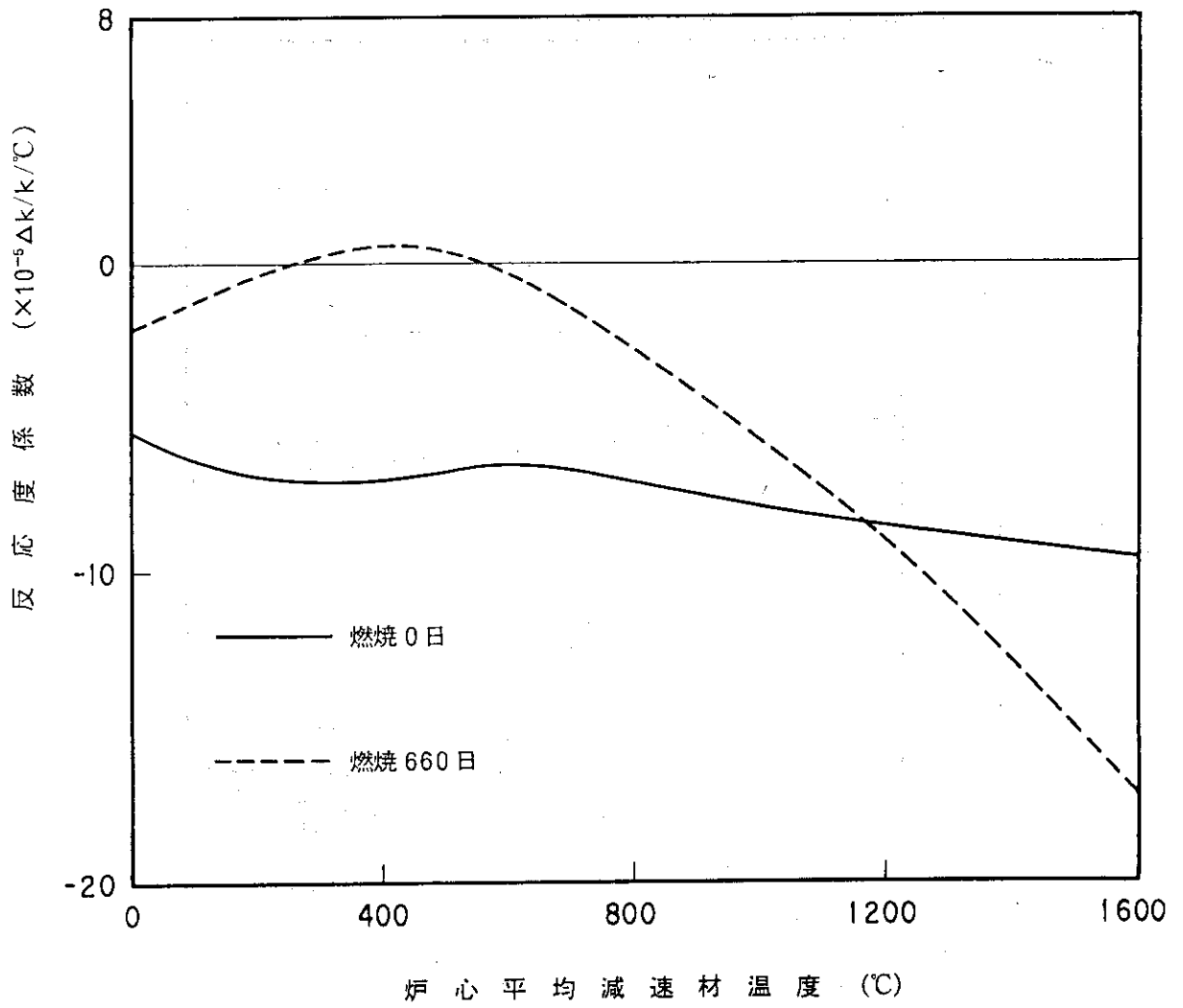


图 4.2 减速材温度系数

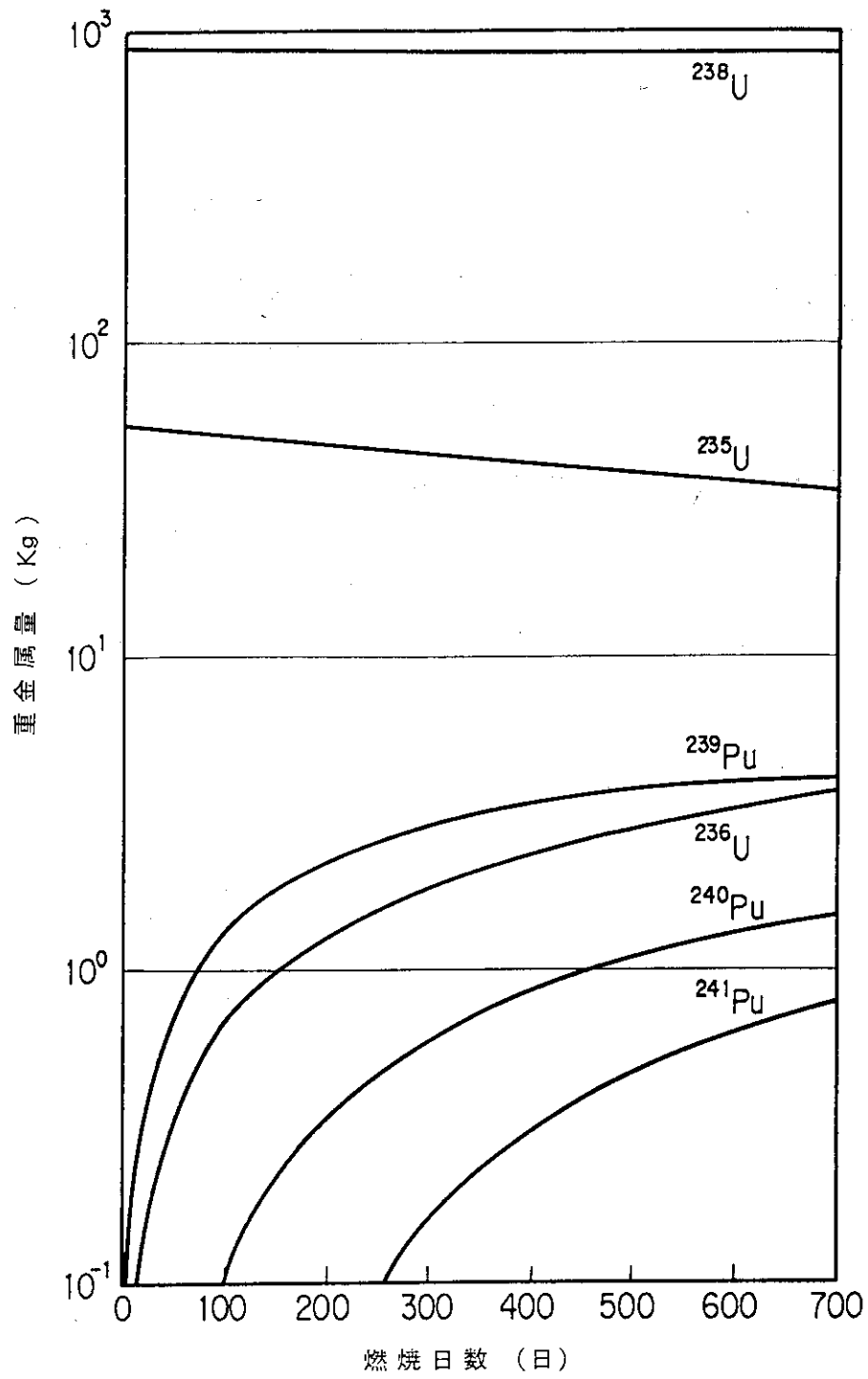


図 4.3 燃焼に伴う炉心内の重金屬量の変化

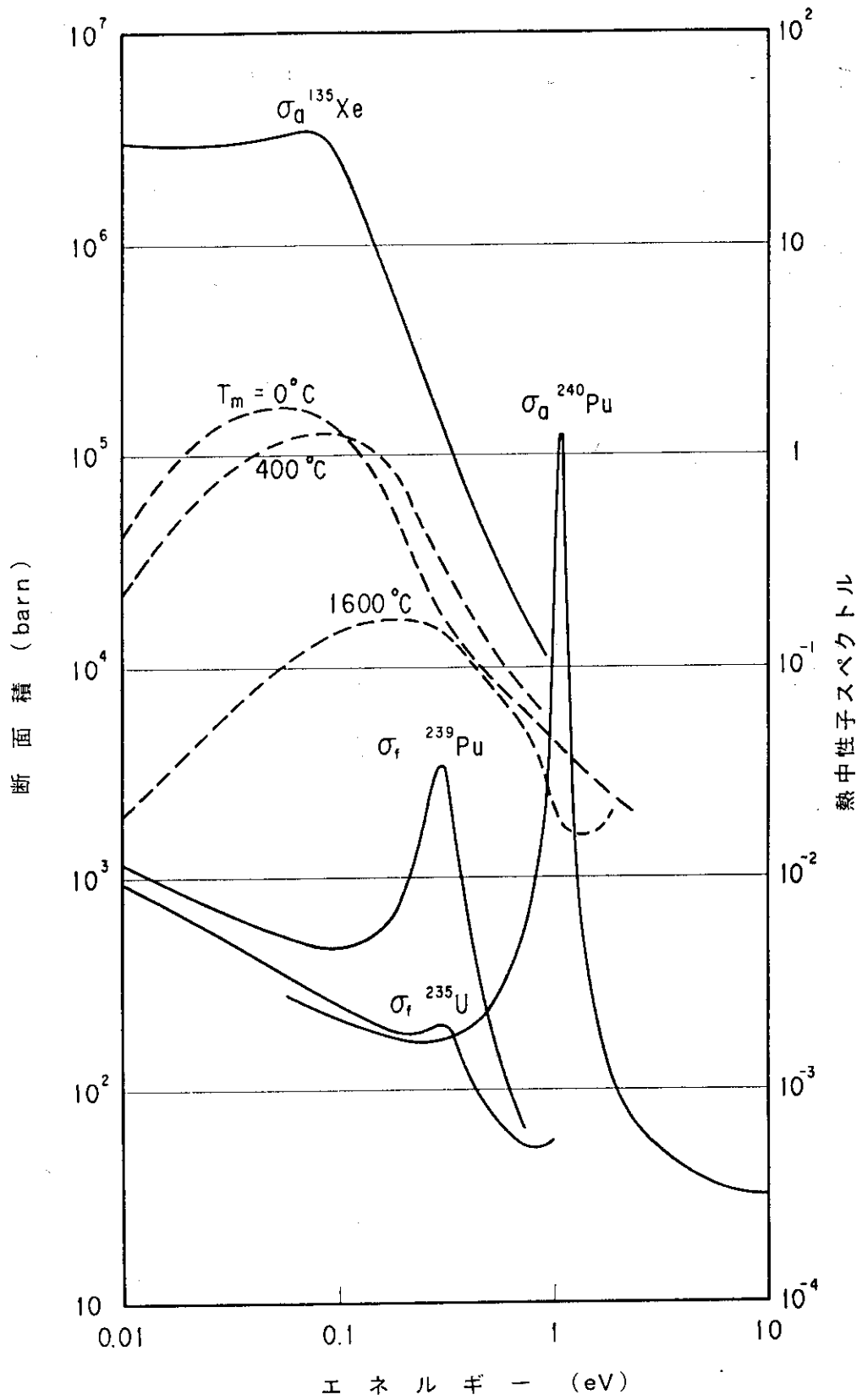


図4.4 ^{135}Xe , ^{239}Pu 及び ^{240}Pu の断面積と熱中性子スペクトルの関係
 (熱中性子スペクトルは $E = 2.38 \text{ eV}$ の中性子束の値で規格化した相対値)

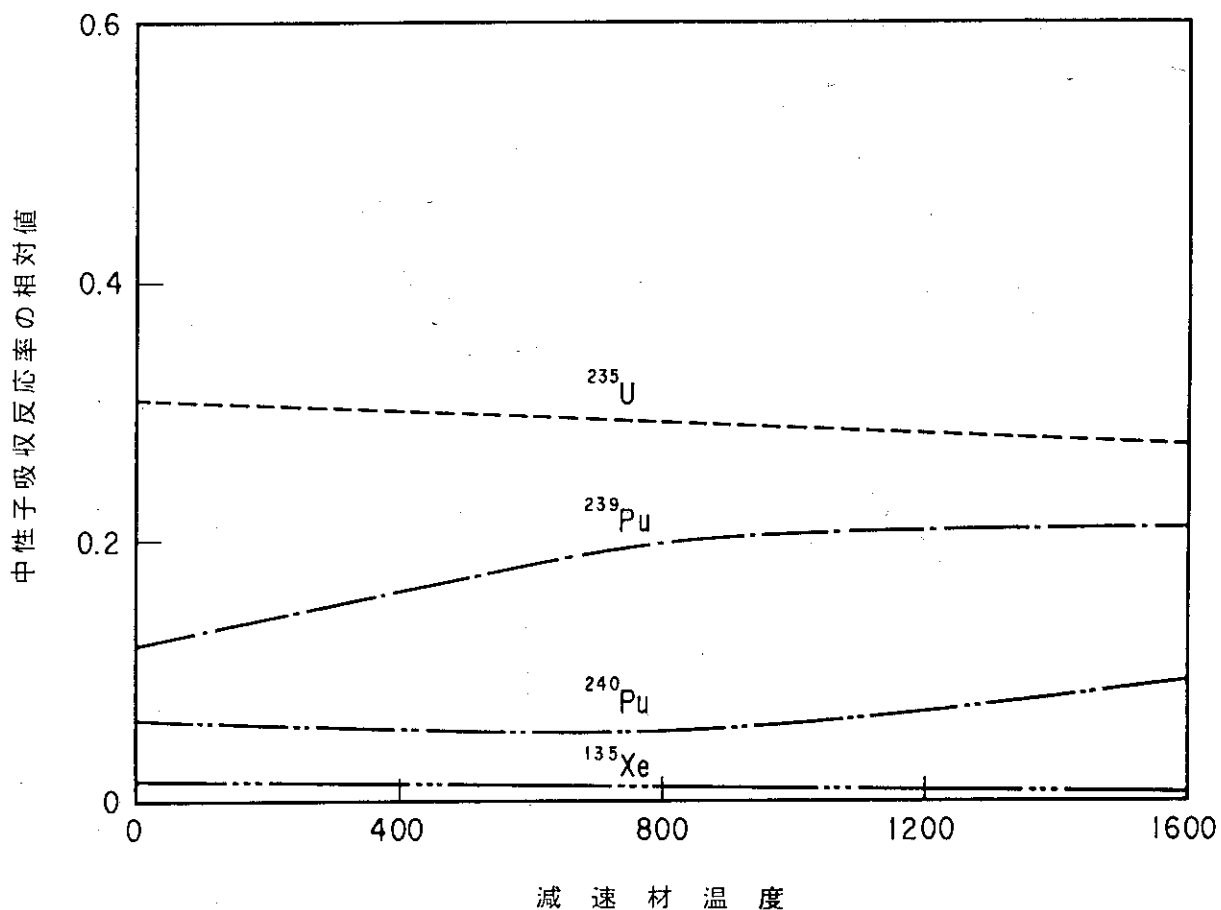


図 4.5 減速材温度と ^{235}U , ^{239}Pu , ^{240}Pu 及び ^{135}Xe の中性子吸収反応率の相対値との関係 (他の ^{238}U , ^{149}Sm 等の吸収反応率との合計が 1.0 となるように規格している)

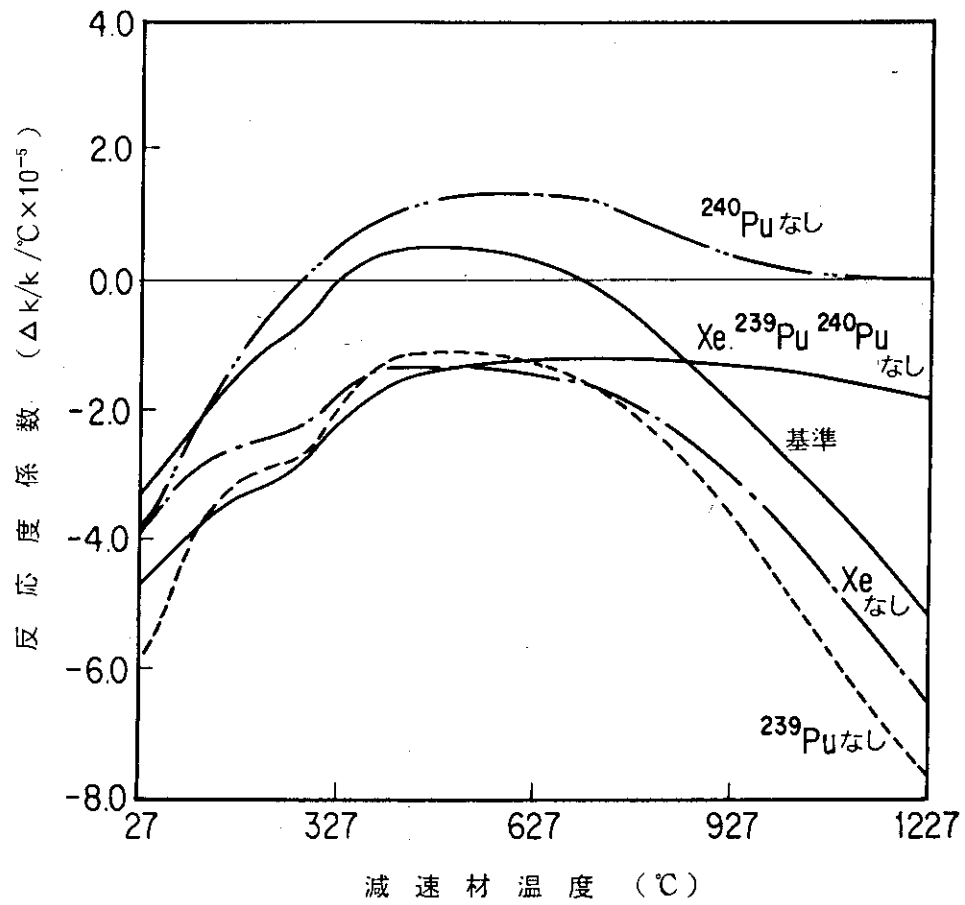


図 4.6 ^{135}Xe , ^{239}Pu 或いは ^{240}Pu を取り除いた場合の減速材温度係数

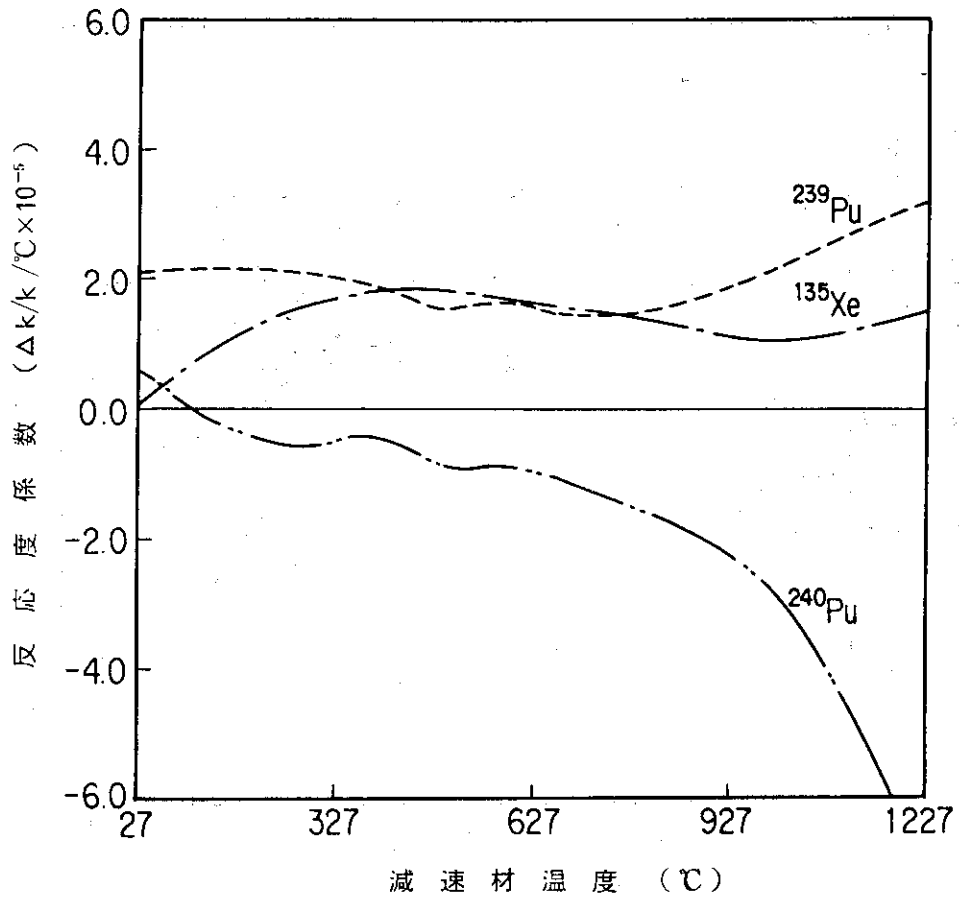


図 4.7 燃料体内に存在する ^{135}Xe , ^{239}Pu 及び ^{240}Pu の反応度係数への寄与分

5. 出力係数

原子炉出力が変化することにより燃料温度及び減速材温度が変化し、これによって炉心の反応度が増加する。出力係数はこの原子炉の出力変化量に対する炉心反応度変化の割合である。また、出力係数とドブラ係数及び減速材温度係数の関係は以下の通りである。

$$\alpha_P = \alpha_F \left(\frac{\alpha_{Tf}}{\alpha_P} \right)_{T_m} + \alpha_M \left(\frac{\alpha_{Tm}}{\alpha_P} \right)_{Tf} \quad (5.1)$$

原子炉出力が増大する場合、燃料温度は減速材温度に較べて時間的に速く上昇するためドブラ係数による炉心反応度へのフィードバックが速く減速材温度係数による炉心反応度へのフィードバックは緩慢であるため減速材温度係数が僅かに正の値であってもそれらを総合した出力係数は常に負となれば原子炉の固有の安全性は損われることはない。

5.1 節に、出力係数の評価方法について述べ、5.2 節に、その評価結果を示す。

5.1 評価方法

出力係数の評価は、2章に述べた炉心計算モデルを用いて行った。燃料領域の各々のブロック段の燃料温度及び減速材温度は、熱流計算を行って求めた。燃料体ブロック内の平均燃料温度は1燃料ブロック内の全燃料コンパクトの温度を体積平均することにより求めた。また、1燃料体ブロックの平均減速材温度は、1燃料ブロック内の燃料コンパクト、黒鉛スリーブ及び黒鉛ブロックの炭素元素から成る部分の温度を体積平均することにより求めた。上部反射体の温度は、冷却材の炉心入口温度と同じとし、下部反射体の温度としては、4段目及び5段目の燃料領域と同じ値を用いた。側部反射体の黒鉛ブロックの温度は、反射体の内側及び外側の温度を境界条件として伝熱計算を行い評価した値を用いた。炉心出力が定格出力の30%、50%、及び70%の中間出力状態における各領域ごとのブロック平均の燃料温度及び減速材温度を表5.1に示す。四角内の値は原子炉出力(%)を示している。零出力状態の燃料温度及び減速材温度は全領域で300Kとしている。定格出力運転状態における各領域の燃料温度及び減速材温度を表5.2に示す。出力係数は、各出力に対応する炉内の燃料温度及び減速材温度を用いて得られる実効増倍率の変化より求める。出力変化前の実効増倍率を k_B 出力変化後の実効増倍率を k_E とした場合の出力係数は以下の式より与えられる。

$$\Delta \rho = \frac{k_E - k_B}{k_B \cdot k_E} \quad (5.2)$$

$$\Delta P = P_E - P_B \quad (5.3)$$

$$\alpha_P = \frac{\Delta \rho}{\Delta P} \quad (5.4)$$

ここで、
 α_P : 出力係数 ($\Delta k/k/MW$)
 $\Delta\rho$: 反応度 ($\Delta k/k$)
 ΔP : 出力変化分 (MW)
 P_B : 出力変化前の出力 (MW)
 P_E : 出力変化後の出力 (MW)

5.2 評価結果

前節の評価方法を用いて得られた燃焼0日及び660日の出力係数の評価結果を図5.1及び図5.2に示す。各々の図において実線で示した結果は全制御棒を引抜いた状態で求めた出力係数の評価結果であり、破線で示したものは、出力変化前の状態が制御棒の挿入度の調整により臨界状態となるようにして求めた出力係数の評価結果である。制御棒の有無による評価値の相違は、制御棒の挿入度が最も深くなる燃焼初期の低出力状態に最も大きく、制御棒の挿入度が最も浅くなる燃焼660日の高出力状態に最も小さくなる。これは、制御棒の挿入が出力係数を負にする効果があるためである。これらの結果より、制御棒を全引抜き状態で出力係数を評価する方が評価値が大きくなることがわかる。制御棒が有る場合と無い場合の出力係数の最大値はいずれも燃焼660日に発生し、その値は各々約 $-4 \times 10^{-4} \Delta k/k/MW$ 及び約 $-5 \times 10^{-4} \Delta k/k/MW$ であり、この値が負であることからHTTRの炉心は固有の出力抑制特性を有していることがわかる。

表 5.1 中間出力 (30%, 50%, 70%) 状態の燃料及び減速材の温度

単位: K

上部可動 反 射 体		30	50	70		
	T_m	400	500	600		
炉 心	T_f	480	560	680		
	T_m	400	500	600		
	T_f	560	690	870	70	
	T_m	500	600	700	50	
	T_f	640	790	970	30	
	T_m	500	700	800		T_m 500 600 700
	T_f	650	800	970		
	T_m	600	700	900		T_m 500 600 700
下部可動 反 射 体		600	700	900	30	
	T_m	600	700	900		T_m 500 600 700
炉 心				側部可動 反 射 体	固定反射体	

炉心中心

T_f = 燃料温度 T_m = 減速材温度 □ = 原子炉出力 (%)

表 5.2 定格出力運転状態の燃料及び減速材の温度

上部可動 反 射 体		$T_m = 700$ K		
		$T_f = 1023$ K $T_m = 800$ K		
炉 心		$T_f = 1203$ K $T_m = 900$ K	$T_m = 800$ K	$T_m = 800$ K
		$T_f = 1323$ K $T_m = 1000$ K		
		$T_f = 1373$ K $T_m = 1100$ K	$T_m = 1000$ K	$T_m = 900$ K
下部可動 反 射 体		$T_m = 1200$ K		
	炉 心		側部可動 反 射 体	固定反射体

炉心中心

T_f = 燃料温度 T_m = 減速材温度

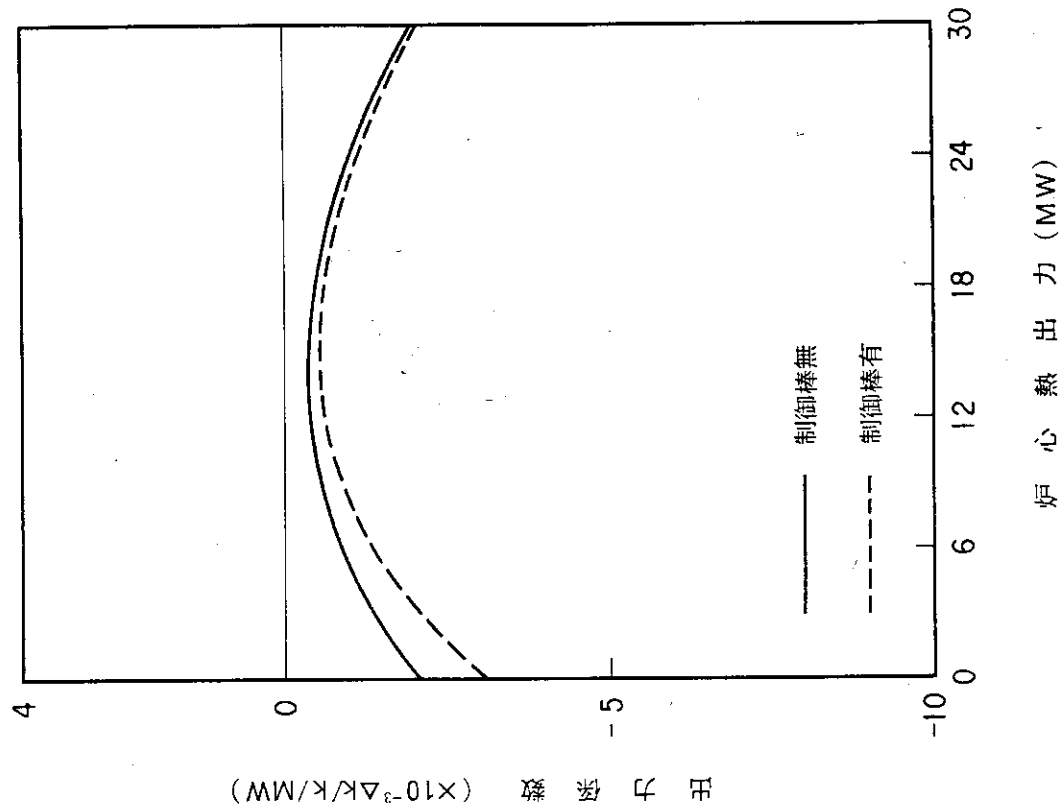


図 5.2 燃焼 660 日の出力係数

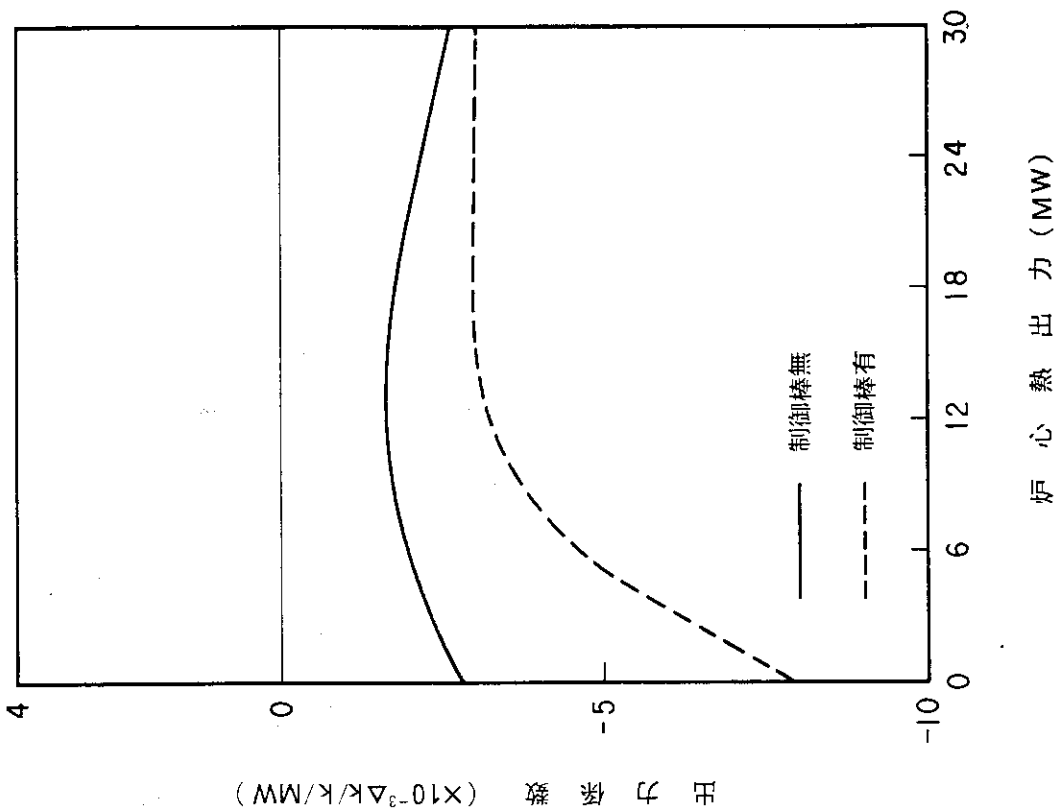


図 5.1 燃焼 0 日の出力係数

6. 結 論

高温工学試験研究炉のドプラ係数、減速材温度係数及び出力係数の評価を行った。本評価より次のことが明らかとなった。

- (1) ドプラ係数はすべての燃料温度範囲内で常に負である。
- (2) 減速材温度係数は、燃焼を通してほとんどの範囲で負であるが燃焼末期で減速材温度が 300℃～500℃の範囲で僅かであるが正となる。減速材温度係数が正となる理由は、中性子スペクトルの変化に伴って¹³⁵Xe の中性子吸収効果の減少及び²³⁹Pu の核分裂反応の増大が主な原因である。
- (3) 減速材温度係数は燃焼末期で僅かに正となるが、これとドプラ係数を総合した出力係数は負であり、本原子炉は固有の出力抑制特性を有する。

謝 辞

高温工学試験研究炉の反応度係数の評価を行うにあたり、御指導頂いた高温工学試験研究炉開発部計画室長数土幸夫氏並びに同部原子炉建設室長田中利幸氏に深く感謝致します。

参 考 文 献

- 1) 日本原子力研究所；「高温工学試験研究の現状」(1988)。
- 2) 山下，新藤，村田，丸山，徳原；「高温工学試験研究炉における炉内ウラン濃縮度配分及び反応度調整材の最適設計」JAERI-M 89-118 (1989)。
- 3) J.J. Duderstadt and L.J. Hamilton；“Nuclear Reactor Analysis” (1975)。
- 4) 土井 他；「高温ガス冷却炉・格子燃焼計算コード DELIGHT-6」，JAERI-M 83-176 (1983)。
- 5) 山下 他；「高温ガス冷却炉・格子燃焼計算コード DELIGHT-6 (Revised)」，JAERI-M 85-163 (1985)。
- 6) Lathrop, K.D. and Brinkley F.W.；“TWOTRAN-II；An Interfaced Exportable Version of the TWOTRAN Code for Two-Dimensional Transport”，LA-4848MS (1973)。
- 7) Fowler, T.B. and Vondy, D.R.；“Nuclear Reactor Core Analysis Code, CITATION”，ORNL-TM-2496 (1969)。

6. 結 論

高温工学試験研究炉のドブラ係数，減速材温度係数及び出力係数の評価を行った。本評価より次のことが明らかとなった。

- (1) ドブラ係数はすべての燃料温度範囲内で常に負である。
- (2) 減速材温度係数は，燃焼を通してほとんどの範囲で負であるが燃焼末期で減速材温度が 300℃～500℃の範囲で僅かであるが正となる。減速材温度係数が正となる理由は，中性子スペクトルの変化に伴って¹³⁵Xe の中性子吸収効果の減少及び²³⁹Pu の核分裂反応の増大が主な原因である。
- (3) 減速材温度係数は燃焼末期で僅かに正となるが，これとドブラ係数を総合した出力係数は負であり，本原子炉は固有の出力抑制特性を有する。

謝 辞

高温工学試験研究炉の反応度係数の評価を行うにあたり，御指導頂いた高温工学試験研究炉開発部計画室長数土幸夫氏並びに同部原子炉建設室長田中利幸氏に深く感謝致します。

参 考 文 献

- 1) 日本原子力研究所；「高温工学試験研究の現状」(1988)。
- 2) 山下，新藤，村田，丸山，徳原；「高温工学試験研究炉における炉内ウラン濃縮度配分及び反応度調整材の最適設計」JAERI-M 89-118 (1989)。
- 3) J.J. Duderstadt and L.J. Hamilton；“Nuclear Reactor Analysis”(1975)。
- 4) 土井 他；「高温ガス冷却炉・格子燃焼計算コード DELIGHT-6」，JAERI-M 83-176 (1983)。
- 5) 山下 他；「高温ガス冷却炉・格子燃焼計算コード DELIGHT-6 (Revised)」，JAERI-M 85-163 (1985)。
- 6) Lathrop, K.D. and Brinkley F.W.；“TWOTRAN-II；An Interfaced Exportable Version of the TWOTRAN Code for Two-Dimensional Transport”，LA-4848MS (1973)。
- 7) Fowler, T.B. and Vondy, D.R.；“Nuclear Reactor Core Analysis Code, CITATION”，ORNL-TM-2496 (1969)。

- 8) 原田, 山下 ; 「高温工学試験研究炉の炉心核特性解析コード CITATION-1000 VP」,
JAERI-M-89-135 (1989).
- 9) L. Massimo, ; "Physics of High temperature Reactors" Pergamon Press.

付録A 減速材温度のドブラ係数への影響

燃料温度を変化させてドブラ係数を計算する場合、減速材温度は、一定値に設定する。そこで、この減速材温度の値の定め方によってドブラ係数の評価値にどのような影響があるかを検討した。燃料格子計算において減速材温度を各々 200℃、747℃及び 1200℃とした場合のドブラ係数の計算結果を表A.1、表A.2及び表A.3に示す。また、各々のケースの燃料温度に対するドブラ係数の変化を図A.1に示す。この図より、減速材温度の設定値が異ってもドブラ係数の特性はほぼ同じであることがわかる。例えば、燃料温度が 750℃の場合で減速材温度を 200℃、及び 1200℃とした場合のドブラ係数は各々 3.76×10^{-5} 及び $3.93 \times 10^{-5} \text{ d}k/k/^\circ\text{C}$ であり、このように温度差が 1000℃あってもドブラ係数には約 5%の相違が生じるのみである。したがって、減速材温度の実際の値と設定値の差が 1000℃以下であれば、減速材温度のドブラ係数の評価値の影響としては約 5%の誤差を見込めば十分と考えられる。

表A.1 減速材温度を 473K (200℃)とした場合のドブラ係数

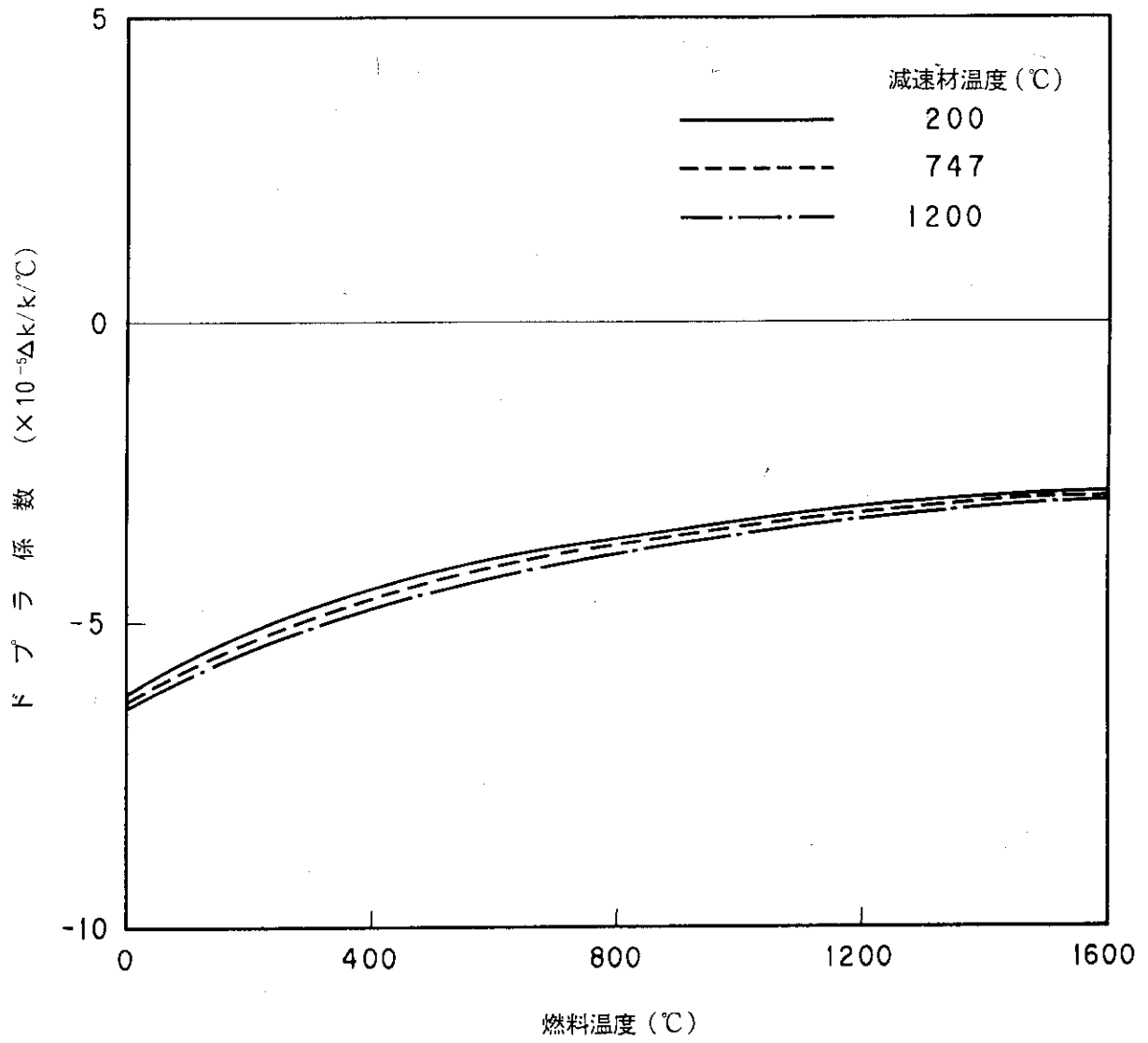
燃料温度 T_f (K)	無限増倍率 k_∞	ドブラ係数 $\frac{k_{\infty 1} - k_{\infty 2}}{k_{\infty 1} \cdot k_{\infty 2}} \cdot \frac{1}{\Delta T}$	実効増倍率 k_{eff}	ドブラ係数 $\frac{k_{\text{eff} 1} - k_{\text{eff} 2}}{k_{\text{eff} 1} \cdot k_{\text{eff} 2}} \cdot \frac{1}{\Delta T}$
273	1.2734	- 5.40 E-5	1.1768	- 5.82 E-5
373	1.2647	- 4.97 E-5	1.1688	- 5.30 E-5
473	1.2568	- 4.58 E-5	1.1616	- 4.99 E-5
573	1.2496	- 4.25 E-5	1.1549	- 4.52 E-5
673	1.2430	- 4.30 E-5	1.1489	- 4.42 E-5
773	1.2368	- 3.81 E-5	1.1431	- 4.07 E-5
873	1.2310	- 3.58 E-5	1.1378	- 3.88 E-5
973	1.2256	- 3.48 E-5	1.1328	- 3.76 E-5
1073	1.2204	- 3.24 E-5	1.1280	- 3.47 E-5
1173	1.2156	- 3.19 E-5	1.1236	- 3.42 E-5
1273	1.2109	- 3.01 E-5	1.1193	- 3.28 E-5
1373	1.2065	- 2.96 E-5	1.1152	- 3.15 E-5
1473	1.2022	- 2.85 E-5	1.1113	- 3.09 E-5
1573	1.1981	- 2.73 E-5	1.1075	- 2.94 E-5
1673	1.1942	- 2.67 E-5	1.1039	- 2.80 E-5
1773	1.1904	- 2.55 E-5	1.1005	- 2.82 E-5
1873	1.1868		1.1971	

表A.2 減速材温度を 1020K(747℃)とした場合のドプラ係数

燃料温度 T_f (K)	無限増倍率 k_{∞}	ドプラ係数 $\frac{k_{\infty 1} - k_{\infty 2}}{k_{\infty 1} \cdot k_{\infty 2}} \cdot \frac{1}{\Delta T}$	実効増倍率 k_{eff}	ドプラ係数 $\frac{k_{eff 1} - k_{eff 2}}{k_{eff 1} \cdot k_{eff 2}} \cdot \frac{1}{\Delta T}$
273	1.2372	-5.53E-5	1.1372	-5.99E-5
373	1.2288	-5.13E-5	1.1295	-5.52E-5
473	1.2211	-4.65E-5	1.1225	-5.11E-5
573	1.2142	-4.36E-5	1.1161	-4.68E-5
673	1.2078	-4.20E-5	1.1103	-4.48E-5
773	1.2017	-3.90E-5	1.1008	-4.28E-5
873	1.1961	-3.72E-5	1.0996	-3.99E-5
973	1.1908	-3.54E-5	1.0948	-3.85E-5
1073	1.1858	-3.36E-5	1.0902	-3.63E-5
1173	1.1811	-3.24E-5	1.0859	-3.49E-5
1273	1.1766	-3.12E-5	1.0818	-3.43E-5
1373	1.1723	-3.07E-5	1.0778	-3.28E-5
1473	1.1681	-2.87E-5	1.0740	-3.13E-5
1573	1.1642	-2.81E-5	1.0704	-3.06E-5
1673	1.1604	-2.76E-5	1.0669	-2.91E-5
1773	1.1567	-2.62E-5	1.0636	-2.93E-5
1873	1.1532		1.0603	

表A.3 減速材温度を 1473K(1200℃)とした場合のドプラ係数

燃料温度 T_f (K)	無限増倍率 k_{∞}	ドプラ係数 $\frac{k_{\infty 1} - k_{\infty 2}}{k_{\infty 1} \cdot k_{\infty 2}} \cdot \frac{1}{\Delta T}$	実効増倍率 k_{eff}	ドプラ係数 $\frac{k_{eff 1} - k_{eff 2}}{k_{eff 1} \cdot k_{eff 2}} \cdot \frac{1}{\Delta T}$
273	1.2092	-5.72E-5	1.1014	-6.14E-5
373	1.2009	-5.16E-5	1.0940	-5.72E-5
473	1.1935	-4.80E-5	1.0872	-5.27E-5
573	1.1867	-4.50E-5	1.0810	-4.82E-5
673	1.1804	-4.26E-5	1.0754	-4.69E-5
773	1.1745	-3.93E-5	1.0700	-4.30E-5
873	1.1691	-3.82E-5	1.0651	-4.16E-5
973	1.1639	-3.63E-5	1.0604	-3.93E-5
1073	1.1590	-3.44E-5	1.0560	-3.78E-5
1173	1.1544	-3.31E-5	1.0518	-3.63E-5
1273	1.1500	-3.19E-5	1.0478	-3.47E-5
1373	1.1458	-3.06E-5	1.0440	-3.41E-5
1473	1.1418	-3.00E-5	1.0403	-3.24E-5
1573	1.1379	-2.87E-5	1.0368	-3.08E-5
1673	1.1342	-2.81E-5	1.0335	-3.01E-5
1773	1.1306	-2.67E-5	1.0303	-3.02E-5
1873	1.1272		1.0271	



図A.1 燃料格子計算に基づくドプラ係数

付録 B 評価モデルの減速材温度係数への影響

評価モデルの減速材温度係数への影響を明らかにし、現計算法が保守的であることを示す。評価モデルの効果としては以下の①～⑤の効果について検討する。

- ① 黒鉛温度の炉心内の変動範囲
- ② 固定反射体温度
- ③ キセノンの有無
- ④ 制御棒の有無
- ⑤ 燃料温度

以下に上記の①～⑤の効果の検討結果を示す。

(i) 黒鉛温度の炉心内の変動範囲

減速材である黒鉛の温度の炉心内の空間的変動範囲の取り方による減速材温度係数への影響を表 B.1 に示す。斜線部は黒鉛温度を変化させる領域である。モデル 1 からモデル 5 にかけて黒鉛温度の変化範囲を増大している。黒鉛温度の変化範囲の増大に伴い、減速材温度係数が増大して正の側に移っている。反応度事故等で炉心出力が増大しても、黒鉛の比熱が大きいいため、モデル 1 に示す燃料部の温度のみが上昇すると考えられるが、減速材温度係数を大きく評価することは安全解析の結果を保守的に評価することになることから、モデル 3 を HTTR の減速材温度係数の評価モデルとした。モデル 1 とモデル 3 の減速材温度係数の差は、約 $-2.6 \Delta k/k/^\circ C$ である。

(ii) 固定反射体温度

固定反射体温度の設定値に対する減速材温度係数への影響を表 B.2 のモデル 3 及びモデル 3-1 に示す。モデル 3 は基準モデルであり、モデル 3-1 は固定反射体の温度を $527^\circ C$ にした場合の検討モデルである。 $\bar{T}_m = 277^\circ C$ 及び $\bar{T}_m = 777^\circ C$ においてもモデル 3 の減速材温度係数はモデル 3-1 のものよりも約 $(0.2 \sim 0.6) \times 10^{-5} \Delta k/k/^\circ C$ 程度大きい。したがって、固定反射体の温度は、減速材温度係数の値を大きく評価するよう常温とした。

(iii) キセノンの有無

燃料内のキセノンの有無による減速材温度係数の影響を表 B.2 のモデル 3 及びモデル 3-2 に示す。モデル 3 は、定格出力運転時のキセノンが炉心内に蓄積している状態であり、モデル 3-2 は炉心内のキセノンを取り除いた炉心のモデルである。固定反射体温度は $27^\circ C$ としている。 $\bar{T}_m = 277^\circ C$ 及び $\bar{T}_m = 777^\circ C$ においてもモデル 3 の減速材温度係数はモデル 3-2 のものよりも大きい。したがって、炉心内にキセノンが存在している方が減速材温度係数の値を約 $2.4 \times 10^{-5} \Delta k/k/^\circ C$ 程度大きく評価することとなる。燃焼 660 日の減速材温度係数の評価は、定格出力運転時のキセノンが炉心内に蓄積分布している状態で評価することとした。

(iv) 制御棒の有無

制御棒の有無による減速材温度係数の影響の検討結果を図 B.1 に示す。炉内の燃料としては燃焼 660 日のものを使用し、減速材温度の変動範囲モデルは表 B.1 のモデル 5 に示す全炉心変化のモデルを用いた。実線は、制御棒全抜の状態を示し、破線は制御棒が定格運転状態の位置にまで挿入された状態に対するものである。この検討結果より、制御棒の位置を全抜状態にすることが

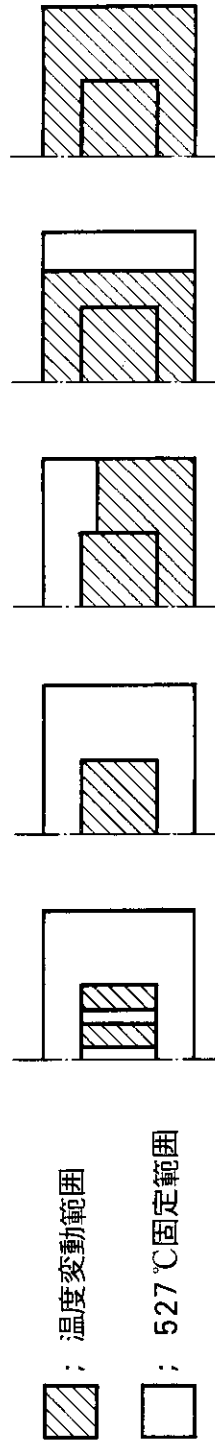
減速材温度係数を正側に評価することから、本評価では制御棒は全抜状態とすることとした。制御棒を全抜にすることによる減速材温度係数の増分は約 $(0.5 \sim 1) \times 10^{-5} \text{ } \Delta k/k/^{\circ}\text{C}$ 程度である。

(V) 燃料温度

燃料温度の値の定め方によって減速材温度係数の評価値にどのような影響があるかを検討した。燃料格子計算において燃料温度を各々 473 K, 1170 K 及び 1673 K とした場合の減速材温度係数の計算結果を表 B.3, 表 B.4 及び表 B.5 に示す。また各々のケースの減速材温度に対する減速材温度係数の変化を図 B.2 に示す。この図より、燃料温度の設定値が異っても減速材温度係数の特性はほぼ同じであることがわかる。例えば、減速材温度が 750°C の場合で燃料温度を 200°C 及び 1400°C とした場合の減速材温度係数は各々 -2.28×10^{-5} 及び $2.43 \times 10^{-5} \text{ } \Delta k/k/^{\circ}\text{C}$ であり、温度差が 1200°C であっても減速材温度係数には約 7% 程度の相違が生じるのみである。したがって、燃料温度の実際の値と設定値の差が 1200°C 以下であれば燃料温度の減速材温度係数の評価値の影響としては約 7% の誤差を見込めば十分と考えられる。

表B.1 黒鉛温度の変化領域と減速材温度係数の関係

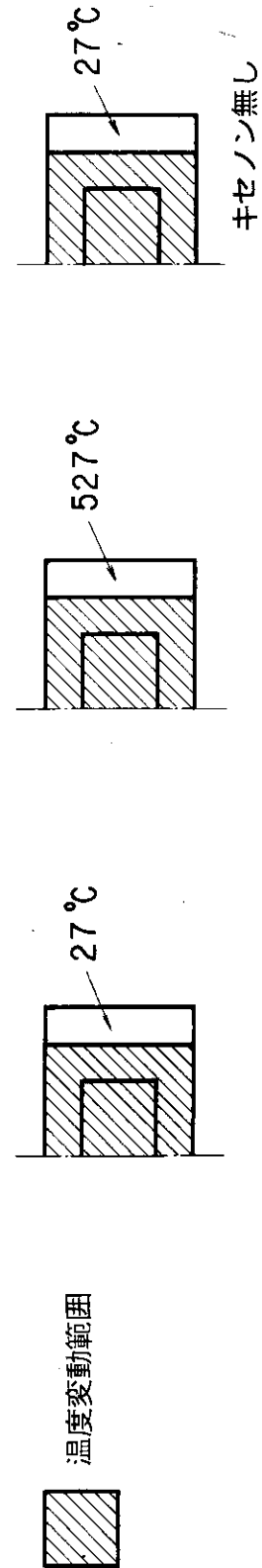
減速材温度 T_m (°C)	燃料温度 T_f (°C)	各モデルの実効増倍率及び減速材温度係数				
		1 燃料部変化	2 炉心部変化	3 炉心及び可動 反射体下部変化	4 固定反射体以 外変化	5 全炉心変化
27	27	1.0459	1.0439	1.0386	1.0338	1.0290
127	27	1.0406	1.0388	1.0348	1.0314	1.0348
減速材温度係数 $\Delta k/k/^\circ\text{C}$		-4.87×10^{-5}	-4.66×10^{-5}	-3.57×10^{-5}	-2.33×10^{-5}	-1.27×10^{-5}



注) 実効増倍率は燃焼 660 日の制御棒全抜の状態の値

表 B.2 固定反射体温度の減速材温度係数への影響

減速材温度 T_m (°C)	燃料温度 T_f (°C)	モデル3 (基準) 固定反射体温度 27°C		モデル3-1 固定反射体温度 527°C		モデル3-2 キセノン無し	
		実効増倍率	減速材温度係数 ($\Delta k/k/^\circ C$)	実効増倍率	減速材温度係数 ($\Delta k/k/^\circ C$)	実効増倍率	減速材温度係数 ($\Delta k/k/^\circ C$)
227	227	1.0175		1.0221		1.0562	
$\bar{T}_m = 227$			$+0.11 \times 10^{-5}$		-0.07×10^{-5}		-2.27×10^{-5}
327	227	1.0176		1.0221		1.0537	
727	727	1.0041		1.0090		1.0304	
$\bar{T}_m = 777$			-3.28×10^{-5}		-3.87×10^{-5}		-5.71×10^{-5}
827	727	1.0002		1.0051		1.0244	



表B.3 燃料温度 473K とした場合の減速材温度係数

減速材温度 T_m (K)	無限増倍率 k_{∞}	減速材温度係数 $\frac{k_{\infty 1} - k_{\infty 2}}{k_{\infty 1} \cdot k_{\infty 2}} \cdot \frac{1}{\Delta T}$	実効増倍率 k_{eff}	減速材温度係数 $\frac{k_{eff 1} - k_{eff 2}}{k_{eff 1} \cdot k_{eff 2}} \cdot \frac{1}{\Delta T}$
273	1.1055	-4.02 E-5	1.0235	-4.89 E-5
373	1.1006	-3.73 E-5	1.0184	-4.65 E-5
473	1.0961	-2.25 E-5	1.0136	-3.03 E-5
573	1.0934	-6.70 E-6	1.0105	-1.18 E-5
673	1.0926	-2.51 E-6	1.0093	-7.86 E-6
773	1.0923	-2.52 E-6	1.0085	-6.89 E-6
873	1.0920	-6.71 E-6	1.0078	-1.28 E-5
973	1.0912	-1.43 E-5	1.0065	-2.28 E-5
1073	1.0895	-2.37 E-5	1.0042	-3.68 E-5
1173	1.0867	-3.66 E-5	1.0005	-5.42 E-5
1273	1.0824	-4.55 E-5	0.9951	-6.61 E-5
1373	1.0771	-6.60 E-5	0.9886	-9.82 E-5
1473	1.0695	-7.40 E-5	0.9791	-1.08 E-4
1573	1.0611	-1.04 E-4	0.9689	-1.60 E-4
1673	1.0495	-1.07 E-4	0.9541	-1.60 E-4
1773	1.0379		0.9398	

(燃料格子計算に基づく)

表B.4 燃料温度を 1170K とした場合の減速材温度係数

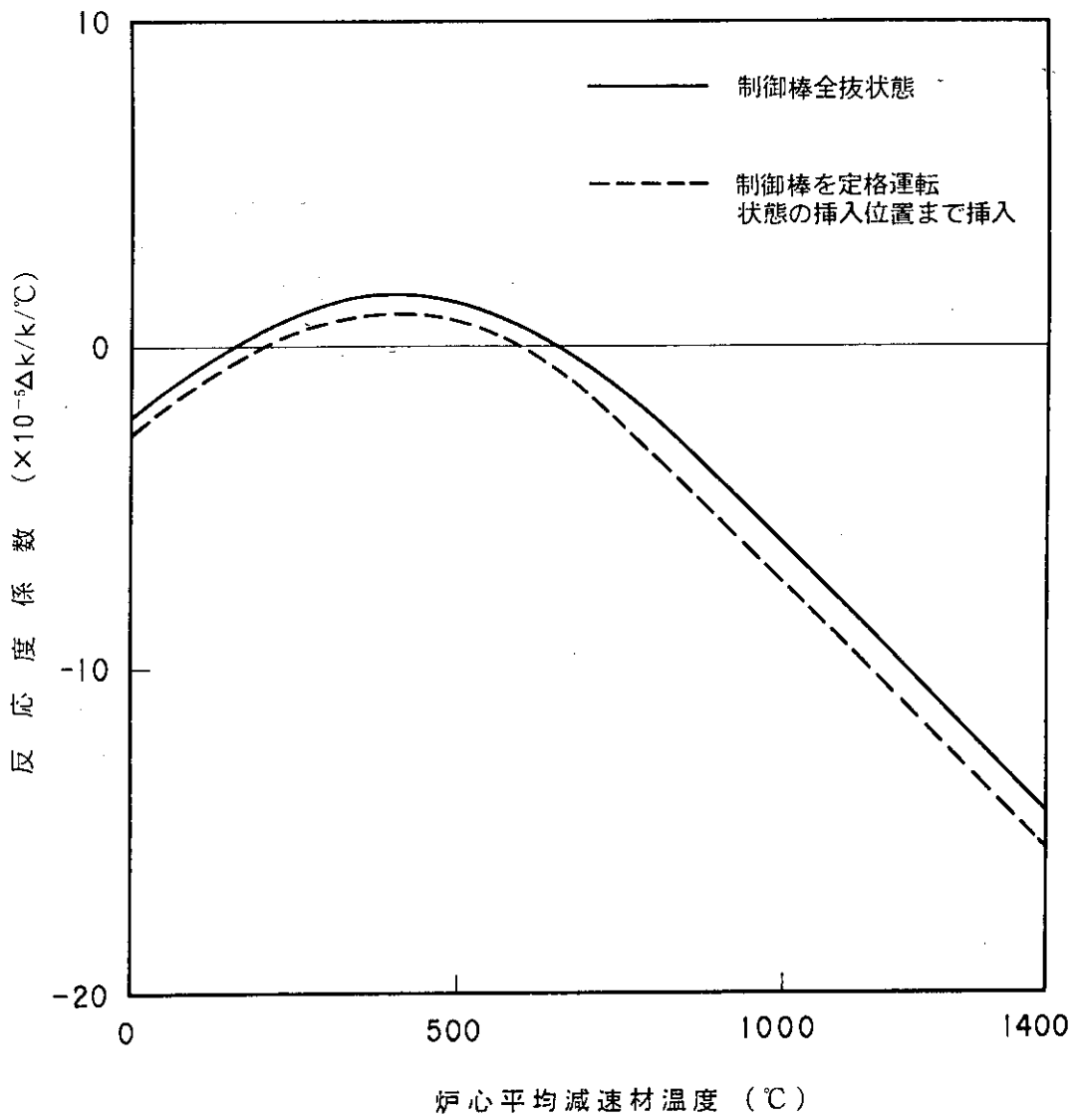
減速材温度 T_m (K)	無限増倍率 k_{∞}	減速材温度係数 $\frac{k_{\infty 2} - k_{\infty 1}}{k_{\infty 2} \cdot k_{\infty 1}} \cdot \frac{1}{\Delta T}$	実効増倍率 k_{eff}	減速材温度係数 $\frac{k_{eff 2} - k_{eff 1}}{k_{eff 2} \cdot k_{eff 1}} \cdot \frac{1}{\Delta T}$
273	1.0669	-4.15 E-5	0.9880	-5.15 E-5
373	1.0622	-3.83 E-5	0.9830	-3.78 E-5
473	1.0579	-2.33 E-5	0.9784	-4.14 E-5
573	1.0553	-7.19 E-6	0.9754	-1.26 E-5
673	1.0545	-3.60 E-6	0.9742	-8.44 E-6
773	1.0541	-2.70 E-6	0.9734	-7.39 E-6
873	1.0538	-7.21 E-6	0.9727	-1.38 E-5
973	1.0530	-1.54 E-5	0.9714	-2.34 E-5
1073	1.0513	-2.54 E-5	0.9692	-3.95 E-5
1173	1.0485	-3.84 E-5	0.9655	-5.72 E-5
1273	1.0443	-4.89 E-5	0.9602	-6.99 E-5
1373	1.0390	-7.09 E-5	0.9538	-1.04 E-4
1473	1.0314	-7.87 E-5	0.9444	-1.13 E-4
1573	1.0231	-1.11 E-4	0.9344	-1.70 E-4
1673	1.0166	-1.15 E-4	0.9198	-1.69 E-4
1773	1.0000		0.9057	

(燃料格子計算に基づく)

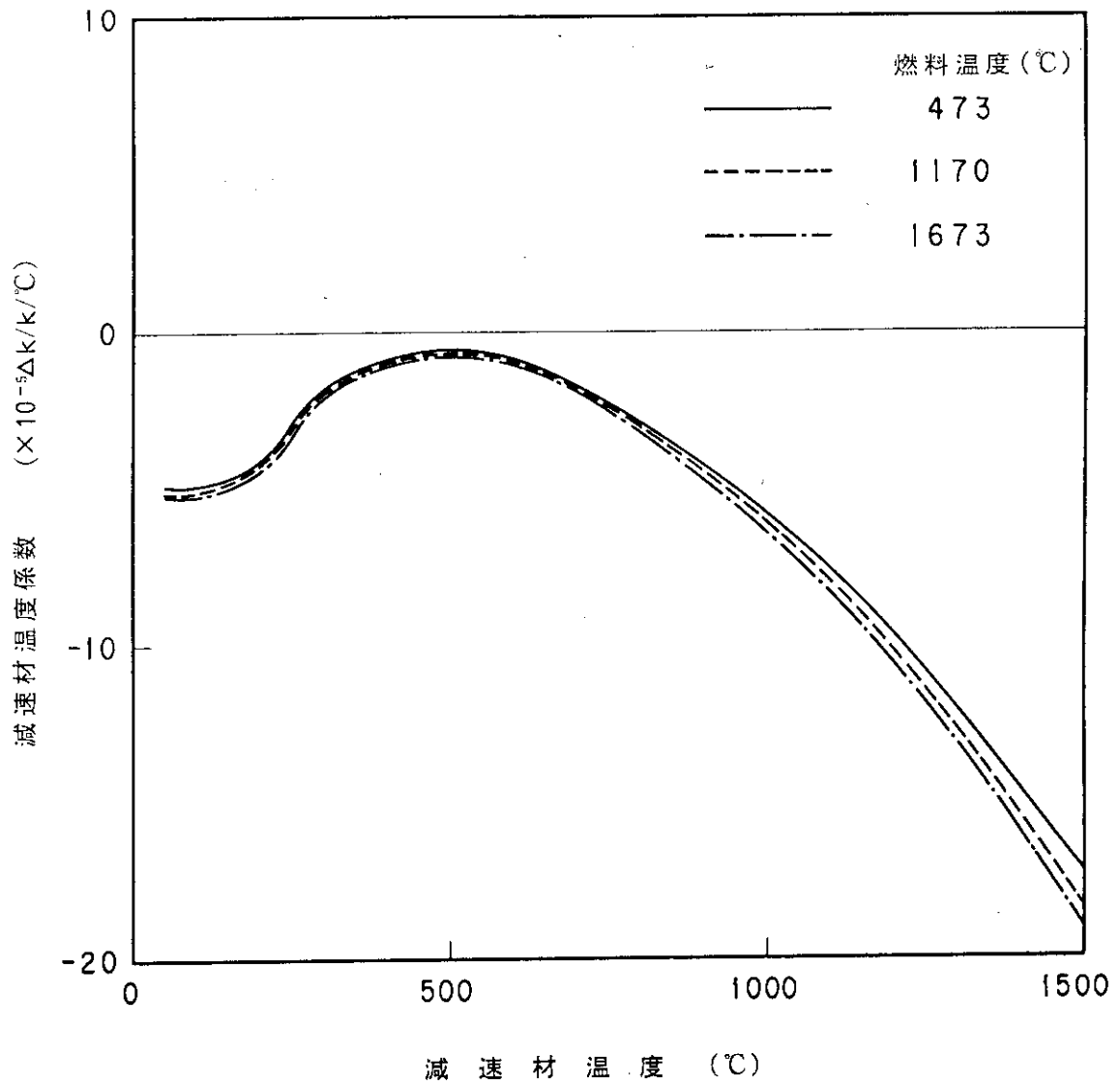
表 B.5 燃料温度を 1673K とした場合の減速材温度係数

減速材温度 T_m (K)	無限増倍率 k_{∞}	減速材温度係数 $\frac{k_{\infty 2} - k_{\infty 1}}{k_{\infty 2} \cdot k_{\infty 1}} \cdot \frac{1}{\Delta T}$	実効増倍率 k_{eff}	減速材温度係数 $\frac{k_{eff 2} - k_{eff 1}}{k_{eff 2} \cdot k_{eff 1}} \cdot \frac{1}{\Delta T}$
273	1.0469	-4.31 E-5	0.9694	-5.13 E-5
373	1.0422	-3.88 E-5	0.9646	-4.97 E-5
473	1.0380	-2.42 E-5	0.9600	-3.16 E-5
573	1.0354	-7.47 E-6	0.9571	-1.31 E-5
673	1.0346	-3.74 E-6	0.9559	-8.76 E-6
773	1.0342	-2.81 E-6	0.9551	-7.68 E-6
873	1.0339	-7.49 E-6	0.9544	-1.43 E-5
973	1.0331	-1.60 E-5	0.9531	-2.43 E-5
1073	1.0314	-2.64 E-5	0.9509	-4.00 E-5
1173	1.0286	-4.08 E-5	0.9473	-5.94 E-5
1273	1.0243	-4.98 E-5	0.9420	-7.26 E-5
1373	1.0191	-7.28 E-5	0.9356	-1.07 E-4
1473	1.0116	-8.28 E-5	0.9263	-1.18 E-4
1573	1.0032	-1.15 E-4	0.9163	-1.74 E-4
1673	0.9918	-1.19 E-4	0.9019	-1.75 E-4
1773	0.9802		0.8879	

(燃料格子計算に基づく)



図B.1 制御棒の有無による減速材温度係数への影響
 (減速材温度の変動範囲は全炉心変化(表B.1モデル参照))



図B.2 異なる燃料温度に対する減速材温度係数
 (燃料格子計算に基づく, 燃焼度は 22 GWd/t)

6. 結 論

高温工学試験研究炉のドプラ係数、減速材温度係数及び出力係数の評価を行った。本評価より次のことが明らかとなった。

- (1) ドプラ係数はすべての燃料温度範囲内で常に負である。
- (2) 減速材温度係数は、燃焼を通してほとんどの範囲で負であるが燃焼末期で減速材温度が 300℃～500℃の範囲で僅かであるが正となる。減速材温度係数が正となる理由は、中性子スペクトルの変化に伴って¹³⁵Xe の中性子吸収効果の減少及び²³⁹Pu の核分裂反応の増大が主な原因である。
- (3) 減速材温度係数は燃焼末期で僅かに正となるが、これとドプラ係数を総合した出力係数は負であり、本原子炉は固有の出力抑制特性を有する。

謝 辞

高温工学試験研究炉の反応度係数の評価を行うにあたり、御指導頂いた高温工学試験研究炉開発部計画室長数土幸夫氏並びに同部原子炉建設室長田中利幸氏に深く感謝致します。

参 考 文 献

- 1) 日本原子力研究所；「高温工学試験研究の現状」(1988)。
- 2) 山下，新藤，村田，丸山，徳原；「高温工学試験研究炉における炉内ウラン濃縮度配分及び反応度調整材の最適設計」JAERI-M 89-118 (1989)。
- 3) J.J. Duderstadt and L.J. Hamilton；"Nuclear Reactor Analysis" (1975)。
- 4) 土井 他；「高温ガス冷却炉・格子燃焼計算コード DELIGHT-6」，JAERI-M 83-176 (1983)。
- 5) 山下 他；「高温ガス冷却炉・格子燃焼計算コード DELIGHT-6 (Revised)」，JAERI-M 85-163 (1985)。
- 6) Lathrop, K.D. and Brinkley F.W.；"TWOTRAN-II；An Interfaced Exportable Version of the TWOTRAN Code for Two-Dimensional Transport"，LA-4848MS (1973)。
- 7) Fowler, T.B. and Vondy, D.R.；"Nuclear Reactor Core Analysis Code, CITATION"，ORNL-TM-2496 (1969)。