

PNC TN941 75-59

昇温実験装置による炉心反応度変化の解析

1975年5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下さい。

〒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

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to:
Technology Management Section, O-arai Engineering Center, Power Reactor
and Nuclear Fuel Development Corporation 4002, Narita O-arai-machi Higashi-
Ibaraki-gun, Ibaraki, 311-14, Japan

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

昇温実験装置による炉心反応度変化の解析

報告者 角谷浩享 ※
 八谷雄喜 ※※
 坂田 肇 ※※※

期間 1974年2月1日～1975年3月31日

目的 DCAの昇温実験装置により得られたATR用クラスター燃料体の温度係数を原型炉「ふげん」の設計に使用した核計算コードMETHUSELAH-IIにより解析し、その計算精度の確認を行なう。

要旨 中心の1チャンネルを昇温した場合のDCA炉心の反応度変化が解析された。解析にあたっては、(1)中心の昇温チャンネルが、SUS製の構造材であるため、囲りのドライバー領域のチャンネルと核特性がかなり異なること。(2)高温領域には減速材がなく、熱中性子スペクトルは囲りの常温の重水より流入したものが保持されること、の二点に特に注意した。解析結果を表に示す。

中心1チャンネル昇温の場合のDCA炉心の反応度係数 ($\% \Delta k/k / ^\circ C \times 10^5$)

	温度範囲(°C)	0.2%UO ₂	0.7%UO ₂	1.5%UO ₂	SUS被覆管
計 算	22~300	-4.46	-5.08	-5.77	+0.237
	300~600	-3.58	-4.21	-4.78	+0.249
実 験	50~300	+1.00±0.04	-3.48±0.13	-6.36±0.25	+6.42±0.26
	300~600	+2.56±0.20	-1.07±0.06	-4.49±0.18	+6.42±0.26

計算と実験の比較より、計算は実験の傾向、すなわち、濃縮度に対する変化の方向、燃料体系の場合300°Cをさかいに反応度係数が変化し、被覆管のみの体系では変化しないこと、等を説明することに成功している。しかし、数量的な一致は1.5%濃縮の場合を除いて良いとは云えない。

※ 大洗工学センター重水臨界実験室嘱託(CRC(株))

※※ 重水臨界実験室

※※※ 高速実験炉部(前重水臨界実験室長)

DCA実験グループ： 官脇良夫，八谷雄喜，樋口幸次郎，竹下徳人，柴公倫，福村信男，仁紫明人，飯島一敬，浅野雄一郎，相原永史，米田平，若林利男，戸村和二，平山卓，小綿泰樹，磯村和利，菅原昇三，成尾一輝，今泉清

Analysis of Fuel Temperature Coefficient of
Reactivity with Two-Region Core System

H. Kadotani *
Y. Hachiya **
H. Sakata ***

Abstract

Fuel temperature coefficients of reactivity have been analysed for DCA core with a central channel of raised temperature. The present model for the analysis of the experiment is based on the following two considerations ; (1) a large difference of nuclear characteristics between the central channel that is made of stainless steel and the outer channels of aluminum in the driver region, (2) a slight change in neutron temperature of the high temperature region where there is no moderating material.

Fuel temperature coefficients of reactivity obtained by the present analysis and the experimental results are listed in the following table.

Table Temperature coefficient of reactivity in two-region
(central test channel and 1.2% UO₂ driver channels) core
(%/Δk/k/°C × 10⁵)

Fuel in the Central Temperature Channel (°C)	0.2%UO ₂	0.7%UO ₂	1.5%UO ₂	SUS Cladding (hollow)
22-300	-4.46	-5.08	-5.77	+0.237
300-600 (Theoretical)	-3.58	-4.21	-4.78	+0.249
50-300	+1.00 ± 0.04	-3.48 ± 0.13	-6.36 ± 0.25	+6.42 ± 0.26
300-600 (Experimental)	+2.56 ± 0.20	-1.07 ± 0.06	-4.49 ± 0.18	+6.42 ± 0.26

The present analysis explains successfully the qualitative features of the experiment, including dependencies of temperature coefficients on fuel enrichment and temperature range, and the linear coefficient of cladding material. The quantitative agreement, however, is not so good except for 1.5% UO₂ fuel.

- * Heavy Water Critical Experiment Section, (Non-regular staff, on leave from Century Research Center Corp.).
 ** Heavy Water Critical Experiment Section, Oarai Engineering Center, P.N.C.
 *** Experimental Fast Reactor Division, at the above site.

目 次

1.	序	1
2.	解析モデル	2
3.	熱膨張による変形及び密度変化の評価	5
4.	解析結果	9
4.1	NAOH - II の結果	9
4.2	一次元拡散計算による解析	13
5.	考 察	20
5.1	非均質モデルについて	20
5.2	熱中性子の群定数について	20
5.3	反応度係数の温度依存性について	24
5.4	中性チャンネルとドライバー領域のマッチングについて	25
6.	結 論	26
7.	謝 辞	27
	参 考 文 献	28
	APPENDIX 1	29
	APPENDIX 2	31

1 序

A T R原型炉の高温での核特性を調べる目的で、D C A炉心を高温化する実験が計画され実行された。この実験の詳細については、既に報告⁽¹⁾されている。この報告では、この実験について試みられた解析について述べる。

今回行なわれた実験条件をまとめると次のようになる。

- (1) D C Aの中心の1チャンネルのみ昇温可能である。
- (2) 昇温チャンネルは、Heガスの循環により高温に保っており、いわば100% Voidである。
- (3) 昇温チャンネルは、被覆管、圧力管、カランドリヤ管いずれもステンレスで作られており、他のチャンネルのA1と核的性質が大きく異なる。
- (4) 昇温チャンネルは、圧力管とカランドリヤ管の間のギャップでほぼ完全に熱的に遮蔽されており、昇温チャンネルをとりまく重水も室温に保たれている。

温度は、600°Cまであげられ、温度変化にともなう反応度の変化が正確に測定された。

実験結果は、昇温チャンネルを含む炉心全体の反応度の温度係数としてまとめられており、解析もこの方針に従った。すなわち、一様炉心の温度係数(あるいは、ドブラー係数)という形に実験値を帰着することが困難であるため、得られた実験値には解析を加えず、解析は、理論的に昇温実験の行なわれた炉心を模擬し、得られた反応度係数の比較を行なった。

解析モデルの作成にあたっては、

- (1) 昇温チャンネルの核的性質がドライバー領域のクラスターと大きく異なることを考慮する。
- (2) 熱膨張による変形、密度変化を正確に評価する。

の2点に特に注意した。使用したコードは、核定数計算用としてNOAH-II⁽²⁾、拡散計算用としてCITATION⁽³⁾を利用した。

解析で得られた反応度温度係数は、実験結果を少なくとも定性的には説明しており、実験の解釈に一応成功しているものと考えられ、今後のさらに詳細な解析を行なうための指針を与えたものと思われる。また「ふげん」の設計という意味で、その設計点に近い1.5%濃縮UO₂燃料を、その主たる設計コードNOAH-II^{*}(METHUSELAH-II)により解析する場合の計算精度について一つの確認点が得られたと考えられる。

以下、第2章では解析モデル、第3章では熱膨張評価、第4章では解析の結果、第5章では考察、第6章では結論を述べる。

* NOAH-IIはMETHUSELAH-IIとほぼ同一のプログラムである。NOAH-IIは燃焼計算ができないが、出力量の種類が豊富になっている。

2 解析モデル

序でも述べたように、この実験では中心の昇温チャンネルがドライバー領域のクラスターと非常に異なった核的組成をもっている。一方核定数作成コード（今回の解析では、NOAH-IIを使用）は、無限体系での単位格子しか取りあつかえない。従って、昇温チャンネルの核定数をNOAH-IIで求めようとする、昇温チャンネルのみで構成された無限格子の一つの単位格子に対する核定数が計算される。これは、ドライバー用のクラスターに囲まれた昇温チャンネルの核定数とは、はなはだ異ったものである。まず昇温チャンネルと、ドライバー用のチャンネルとの核的な差をみるために両者の k_{∞} をNOAH-IIで計算して比較した。

Table 1 Comparison of Infinite Multiplication Factors

	Enrichment (%)	k_{∞}
Driver Channel	1.2	1.193238
Central Test Channel	0.2	0.1825797
	0.7	0.3842105
	1.5	0.5716595

昇温チャンネルでは、ステンレスによる吸収が強く、ドライバー領域のクラスターとは、核的性質が異なっている。モデル作成にあたっては、まずこの点に注意した。

次に、昇温チャンネルは、Heガスにより加熱されており、クラスター内は、100%ボイドの状態となっている。しかし、昇温チャンネルからの熱もれは実際上無視できるため、昇温チャンネルに接している重水は室温にとどまっている。このことは、熱中性子群に対する群定数の作成を大変困難にする。中性子温度という考え方で熱中性子スペクトルを特長づけると、減速材の重水中では、ほぼ室温である。昇温クラスター内では、物理的温度は高温となっているが、中性子温度は、高くないものと考えられる。これは、クラスター内には、冷却材に相当するものがなく、ほとんど熱化が行なわれなためである。（考えられる唯一の減速材は、酸素であろう。）さらにクラスターの体積は小さく、クラスター中で平衡スペクトルが実現するとは考えにくい。以上の考案より、昇温チャンネルの熱中性子群に対する群定数は、昇温の温度に関係なく室温の中性子温度で計算した。

第3は、熱膨張効果による昇温チャンネルの変形及び、密度の変化の評価を行なった。これは、線膨張係数を使って、標準的な手法でもとめた。モデル化の詳細については、第3章で述べる。

NOAH-IIコードを用いて核定数を計算する限り、我々は無限体系でのスペクトル平均された組定数しか得られない。そこで昇温チャンネルが炉心の中心にあることを利用して次のような計算モデルを立てた。核定数計算に用いたコードNOAH-IIは、5群モデルをとっており、サブセ

ルモデルでクラスター内の燃料，被覆管，冷却材の均質化が行なわれる。この結果を使ってクラスターは，同心円の均質化された領域に分割される。具体的には，第1，第2，第3リングに相当する領域，圧力管，ギャップ，カランドリヤ管，及びこれらを取りまく重水減速材領域である。NOAH-II では以上の領域に対して，拡散計算用の巨視的断面積が出力される。（実際の計算では，ギャップ部の拡散係数が発散するため，ギャップと圧力管を均質化し一領域として計算した。）通常のNOAH-II の計算では，これらの断面積を用いて，無限格子のスペクトル計算が拡散近似で行なわれ，単位格子に対する巨視的断面積が出力される。今回は中心の昇温チャンネルに対しては，この単位格子に対して均質化された断面積を用いなくて，各領域別の断面積を用いた。ただし，ドライバー領域については，単位格子について均質化された断面積を用いた。反応度の計算は，一次元で半径方向に拡散方程式をといた。（図1参照）

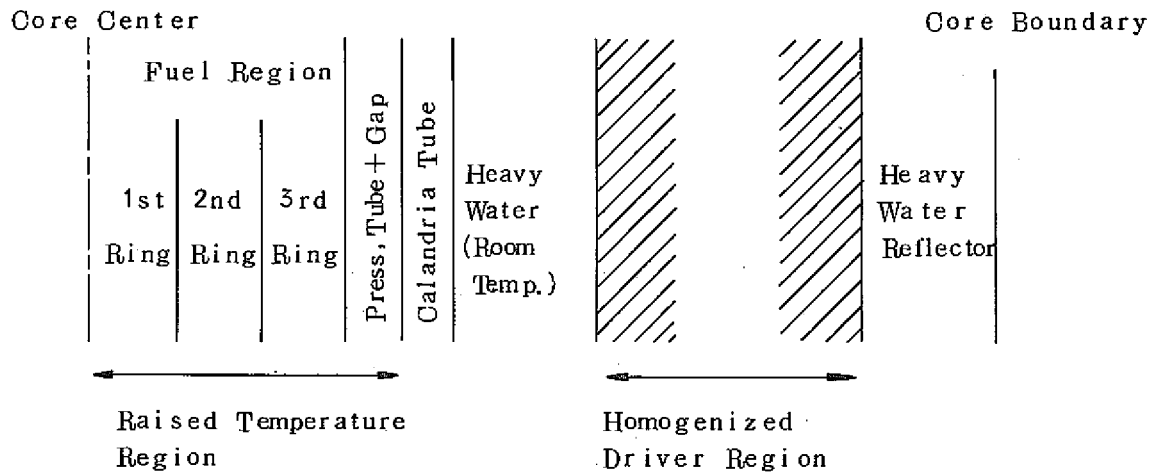


Fig.1 Conceptual Geometry of the Present Model

昇温チャンネルの核定数の温度効果は，上の議論により次のように考えた。NOAH-IIは5群近似であり，1，2群は高速群で，巨視的断面積は，密度と微視的断面積の積で求まり温度効果はない。3群は共鳴群で，ドップラー効果が U^{238} に関して計算される。このドップラー効果を計算するための温度としては，物理的な温度を用いた。NOAH-IIの4～5群は熱群であり，これは，Amster断面積（METHUSELAHコードのマニュアル⁽⁴⁾参照）を，温度， U^{238} の量， Pu^{239} の量， $1/v$ 吸収体の量等の水素の散乱断面積に対する比の4ケのパラメータで内挿して作られる。中心の昇温チャンネルのクラスター内で熱中性子の再熱化（Re-thermalization）を無視し，中性子温度は室温にとって，熱群の中性子断面積を求めた。なお昇温による材質の密度変動の効果は，いずれの場合もとり入れられている。

以上をまとめると，次のようになる。

- (1) 核定数作成にはNOAH-IIコードを用いる。
- (2) 中心の昇温チャンネルは，均質化せず，領域を分けた計算をする。これは，中心チャンネル

が、ドライバー領域のクラスターと核的性質が大きく異なるため、均質化のための適切な中性子束がNAOH-IIで計算できないためである。

- (3) 共鳴計算のためには、物理的な温度を用い、熱中性子群の断面積計算のための中性子温度は、中心の昇温チャンネルでも、室温を用いる。これは、中心チャンネル内での再熱化がほとんど起らないと考えられるためである。
- (4) 昇温による熱膨張のための、変形、密度変化は正確に評価する（第3章）。
- (5) 反応度は一次元拡散コードで計算する。

3 熱膨張による変形及び密度変化の評価

昇温実験に使用した材質の組成，密度，熱膨張係数等は，まとめて Appendix に示した。次に各組成について，密度，形状の計算式を示す。

(1) ベレット

ベレットは，その外径が自由膨張により変動するものとした。t で常温との温度差を表わすと，高温度の密度 $\rho_p(t)$ は，

$$\rho_p(t) = \rho_p(0) (1 - 3\beta_p t)$$

となる。但し $\rho_p(0)$ は常温のベレットの密度， β_p はベレットの線膨張係数である。実際の計算は次式によった。

$$\begin{aligned} \rho_p(t) &= 10.40 (1 - 3 \times 10^{-6} t) \text{ g/cm}^3 && 0.2\% \text{ 濃縮} \\ \rho_p(t) &= 10.40 (1 - 3 \times 10^{-6} t) \text{ g/cm}^3 && 0.7\% \text{ 濃縮} \\ \rho_p(t) &= 10.45 (1 - 3 \times 10^{-6} t) \text{ g/cm}^3 && 1.5\% \text{ 濃縮} \end{aligned}$$

外径についても同様に， $D_p(t)$ を温度差 t での直径， $D_p(0)$ を常温でのベレット直径とすれば，

$$D_p(t) = D_p(0) (1 + \beta_p t)$$

である。実際の計算式は次のとおり，

$$\begin{aligned} D_p(t) &= 1.475 (1 + 1 \times 10^{-6} t) \text{ cm} && 0.2\% \text{ 濃縮} \\ D_p(t) &= 1.480 (1 + 1 \times 10^{-6} t) \text{ cm} && 0.7\% \text{ 濃縮} \\ D_p(t) &= 1.480 (1 + 1 \times 10^{-6} t) \text{ cm} && 1.5\% \text{ 濃縮} \end{aligned}$$

(2) 被覆管

一般にベレットと，被覆管の内壁との間には空間がある。今回の計算ではこの空間（ギャップ）は被覆管とみなした。すなわち，被覆管の内壁はベレット表面に接しているとし，この結果，被覆管の密度は実効的に低くなっている。

図 2 の様に $r_2(t)$ ， $r_1(t)$ ， $r_0(t)$ を定義する。 $r_0(t)$ はベレットの外径であるとともに，被覆管の内径と近似する。実際のベレット内径は $r_1(t)$ である。被覆管の線膨張係数を β_s とすると，

$$\begin{aligned} r_2(t) &= r_2(0) (1 + \beta_s t) \\ r_1(t) &= r_1(0) (1 + \beta_p t) \\ r_0(t) &= r_0(0) (1 + \beta_s t) \end{aligned}$$

また， $h(t)$ を被覆管の軸方向の長さとするれば，同様に

$$h(t) = h(0) (1 + \beta_s t)$$

となる。また被覆管の密度を $\rho_s(t)$ とすると，

$$\rho_s(t) = \rho_s(0) (1 - 3\beta_s t)$$

である。

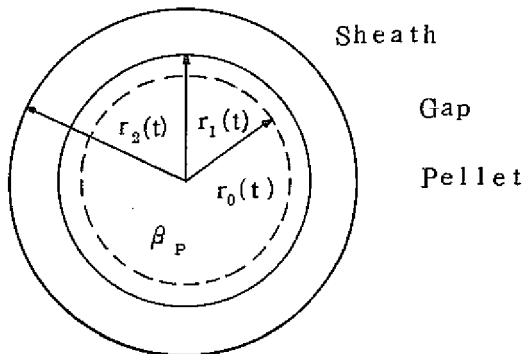


Fig.2 Geometry of Fuel Pellet and Sheath

被覆管のギャップを含む密度を $\rho_{s,a}(t)$ とする。今ギャップ中の物質の密度を無視すると、 $t = 0$ (常温)で、

$$\begin{aligned} \rho_{s,a}(0) &= \frac{\pi(r_2^2(0) - r_1^2(0))h(0)\rho_s(0)}{\pi(r_2^2(0) + r_1^2(0))h(0) + (r_1^2(t) + r_0^2(t))h(0)} \\ &= \frac{r_2^2(0) - r_1^2(0)}{r_2^2(0) - r_0^2(0)} \rho_s(0) \end{aligned}$$

となる。温度差 t での $\rho_{s,a}(t)$ は、

$$\begin{aligned} \rho_{s,a}(t) &= \frac{\pi(r_2^2(t) - r_1^2(t))h(t)\rho_s(t)}{\pi(r_2^2(t) - r_1^2(t))h(t) + \pi(r_1^2(t) - r_0^2(t))h(t)} \\ &= \frac{r_2^2(t) - r_1^2(t)}{r_2^2(t) - r_0^2(t)} \rho_s(t) \end{aligned}$$

この式の右辺を $t=0$ の値と、線膨張係数を用いて表示し、整理すると、

$$\rho_{s,a}(t) = \rho_{s,a}(0) \cdot \frac{1 - \beta_s t}{1 + 2t \left(\frac{r_2^2(0)\beta_s - r_0^2(0)\beta_P}{r_2^2(0) - r_0^2(0)} \right)}$$

この結果を数値的に計算すると、

$$\rho_{s,a}(t) = 7.322 (1 - 1.184 \times 10^{-4} t) \text{ g/cm}^3$$

但し、常温のペレットの外径は、1.480cmを用いた。

外径は、ペレットの場合と同様に、

$$D_s(t) = D_s(0) (1 + \beta_s(t))$$

となり、実際には

$$D_s(t) = 1.665 (1 + 1.84 \times 10^{-5} t) \text{ cm}$$

である。

(3) 圧力管

圧力管は、その外側の真空領域を含めて一領域として計算した。この場合圧力管の外径は、カランドリヤ管の内径に一致し、温度に対して一定値となる。圧力管の密度は、

$$\rho_{PT}(t) = \rho_{PT}(0) \cdot (1 - 3\beta_{PT}t) \cdot \frac{\pi(r_P^2(t) - r_{Pi}^2(t))}{\pi(r_{Ci}^2 - r_{Pi}^2(t))}$$

となる。但し、 r_{Ci} はカランドリヤ管の内径、 $r_{Pi}(t)$ は圧力管の内径、 $r_P(t)$ は本来の圧力管の外径である。

$$\rho_{PT}(0) = 7.98 \text{ g/cm}^3$$

$$\beta_{PT} \times 3 = 5.25 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$$

$$r_P \times 2 = 12.454 (1 + 1.75 \times 10^{-6} t) \text{ cm}$$

$$r_{Pi} \times 2 = 11.68 (1 + 1.75 \times 10^{-6} t) \text{ cm}$$

$$r_{Ci} \times 2 = 13.35 \text{ cm}$$

これより

$$\rho_{PT}(t) = \frac{149.069 \times (1 + 1.75 \times 10^{-6} t)^2 (1 - 5.25 \times 10^{-6} t)}{178.2225 - 136.4224(1 + 1.75 \times 10^{-6} t)^2}$$

と求まる。

なお、カランドリヤ管は熱的に遮蔽されており、また外側は常温の重水に接しているため、常温のままとした。

以上の結果をまとめて表2に示した。

Table 2 Density and Geometry of Fuel and Structure Materials at Raised Temperature

Temperature (°C)	22	100	200	300	400	500	600	700	800
Temperature Difference (°C)	0	22	178	278	378	478	578	678	778
0.2% Enriched Fuel	Density (g/cm ³)	10.40	10.376	10.344	10.313	10.282	10.220	10.188	10.157
	O.D. (cm)	1.475	1.476	1.478	1.479	1.481	1.482	1.485	1.486
0.7% Enriched Fuel	Density (g/cm ³)	10.40	10.376	10.344	10.313	10.282	10.220	10.188	10.157
	O.D. (cm)	1.475	1.476	1.478	1.479	1.481	1.482	1.485	1.486
1.5% Enriched Fuel	Density (g/cm ³)	10.45	10.426	10.394	10.363	10.331	10.269	10.237	10.206
	O.D. (cm)	1.480	1.481	1.473	1.484	1.476	1.487	1.488	1.491
Sheath	Density (g/cm ³)	7.322	7.254	7.168	7.081	6.994	6.821	6.734	6.648
	O.D. (cm)	1.665	1.667	1.671	1.673	1.676	1.680	1.686	1.689
Pressure Tube*	Density (g/cm ³)	3.566	3.573	3.629	3.665	3.702	3.740	3.819	3.860
	I.D. (cm)	11.681	11.697	11.717	11.738	11.757	11.778	11.819	11.839
	O.D. (cm)	13.35	13.35	13.35	13.35	13.35	13.35	13.35	13.35

I.D. : Inner Diameter

O.D. : Outer Diameter

* Gap region is homogenized into a pressure tube in the present analysis.

4 解析結果

4.1 NOAH-IIの結果

まずNOAH-IIで計算した昇温チャンネルの結果を述べる。この結果は、昇温チャンネルの無限格子の特性に対応したものであるが、NOAH-IIコードの性能チェックの意味もありここでまとめておく。

(1) 無限増倍係数

無限増倍係数の温度依存を表3及び図3に示した。NOAH-IIのAmster libraryは600 Kまでしか値がないため、高温での無限増倍係数の値は、無意味である。

Table 3 Temperature Dependence of Infinite Multiplication Factor For Central Channel by NOAH-II

Enrichment (%)	Temperature (°C)	Temperature Change	Density Change Only
0.2 %	22°	0.1825797	0.1825797
	100°	0.1822350	0.1826305
	200°	0.1818053	0.1826425
	300°	0.1815398	0.1827372
	400°	(0.1814983)*	0.1829195
	500°	(0.1811090)	0.1826940
	600°	(0.1809069)	0.1826469
0.7 %	22°	0.3842105	0.3842105
	100°	0.3836690	0.3844606
	200°	0.3828460	0.3845794
	300°	0.3824983	0.3850101
	400°	(0.3824975)	0.3855011
	500°	(0.3818339)	0.3852017
	600°	(0.3816056)	0.3853108
1.5 %	22°	0.5716595	0.5716595
	100°	0.5712069	0.5720825
	200°	0.5703000	0.5723297
	300°	0.5700634	0.5730347
	400°	(0.5701608)	0.5737222
	500°	(0.5695056)	0.5735031
	600°	(0.5694132)	0.5738033

* Thermal neutron cross sections over 600^K are not prepared in NOAH-II library.

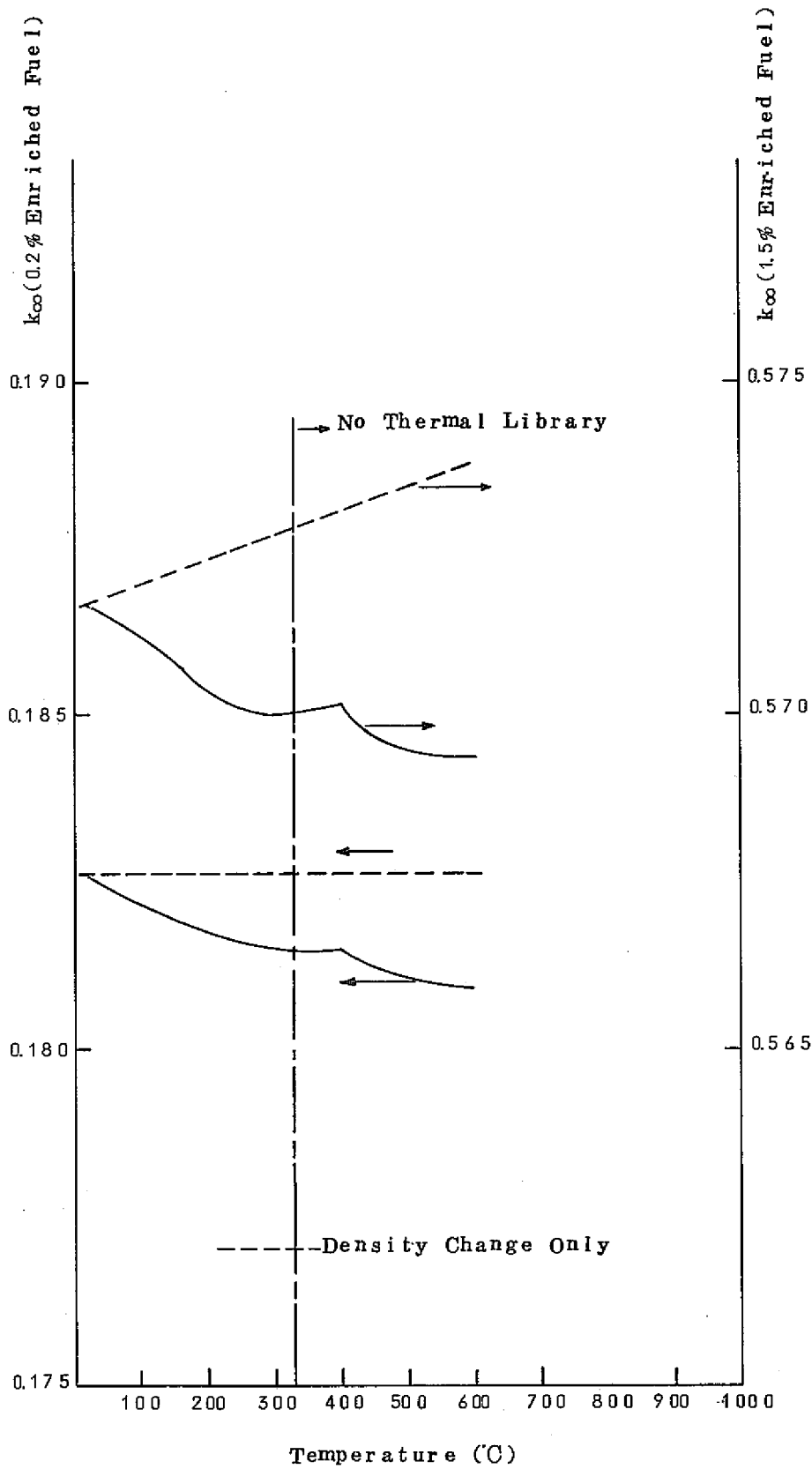


Fig.3 Infinite Multiplication Factor for Central Channel by NOAH-II

この表より 300°C 以下で温度変化のある場合、増倍率は、一様に減少し、負の Doppler 係数を持っていることがわかる。一方、温度を室温にたもち、熱膨張の効果のみ考慮した場合は、増倍率は、わずかずつ増加することがわかった。

(2) 断面積

第 2 章で述べたように最終的な計算では、1~3 群は、温度の変化のある NOAH-II の断面積を用い、4, 5 群の熱中性子群の断面積は、温度変化のない（熱膨張効果のみ考えた）断面積を用いる。表 4 にまず第 3 群の燃料領域の吸収断面積を示した（図 4）。この表より Doppler 効果による吸収断面積の変動の大きさがわかる。（NOAH-II のライブラリーでは、 U^{238} に対する Doppler 係数しか与えられていないため、他の共鳴核による Doppler 効果は無視される。）

Table 4 Temperature Dependence of Resonance Absorption Cross Section ($\Sigma_a^3 \text{ cm}^{-1}$) for the 1st Ring by NOAH-II

Enrichment (%)	Temperature (°C)	Temperature Change	Density Change Only
0.2 %	22°	0.01378	0.01378
	100°	0.01394	0.01376
	200°	0.01415	0.01376
	300°	0.01430	0.01372
	400°	0.01445	0.01370
	500°	0.01461	0.01370
	600°	0.01474	0.01368
1.5 %	22°	0.01745	0.01745
	100°	0.01762	0.01743
	200°	0.01782	0.01743
	300°	0.01797	0.01739
	400°	0.01812	0.01737
	500°	0.01827	0.01737
	600°	0.01840	0.01734

図 4 を見ると、温度に対して、3 群の断面積は、非線型の依存性を持っている。これは、NOAH-II で Doppler による断面積の変化が

$$\sigma_a^3(T) = \alpha (\sqrt{T} - \sqrt{T_0})$$

の形で近似されているためである。温度変化なしの場合は密度の減少に対応して、断面積もわずかずつ減少している。

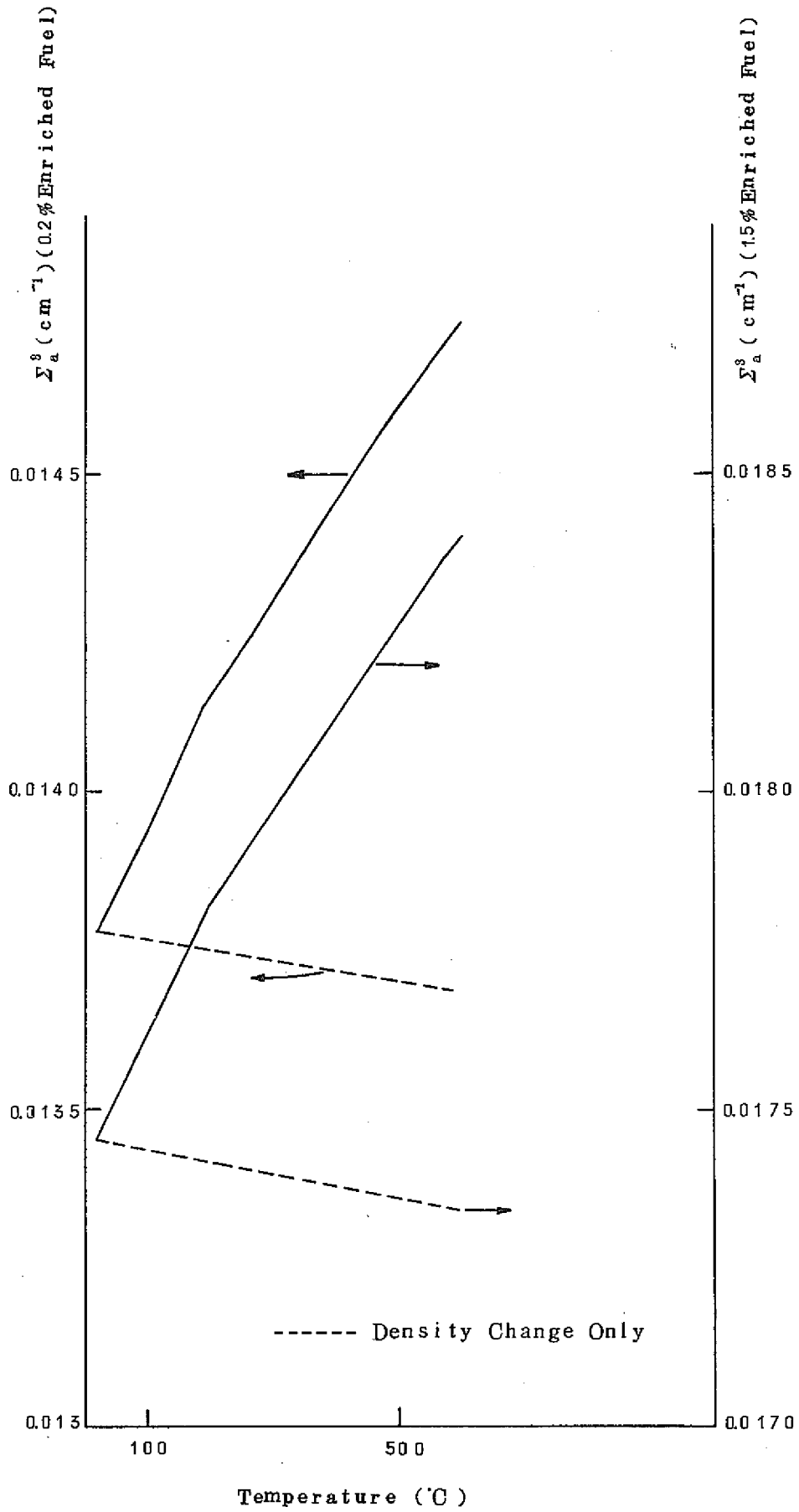


Fig.4 Resonance Absorption Cross Section (Σ_a^3)
for the 1st Ring by NOAH-II

表5 (図5) に熱中性子に対する吸収断面積 (5群) を示した。

Table 5 Temperature Dependence of Thermal Absorption Cross Section ($\Sigma_a^5 \text{ cm}^{-1}$) for the 1st Ring

Enrichment (%)	Temperature (°C)	Temperature Change	Density Change Only
0.2	22	0.04116	0.04116
	100	0.04071	0.04109
	200	0.04036	0.04109
	300	0.03989	0.04095
	400	(0.03948)*	0.04085
	500	(0.03922)	0.04089
	600	(0.03887)	0.04083
1.5	22	0.09142	0.09142
	100	0.09044	0.09131
	200	0.08963	0.09109
	300	0.08864	0.09097
	400	(0.08778)*	0.09093
	500	(0.08703)	0.09080
	600	(0.08621)	0.09068

* Thermal neutron cross sections over 600 °K are not prepared in NOAH-II Library.

この表より熱膨張効果のみでも断面積は、わづかづつ減少しているが、温度変化のある場合には、さらに急激に減少していることがわかる。

4.2 一次元拡散計算による解析

実験で得られている温度係数を直接解析するために、第2章で述べたモデルに従って、一次元拡散計算を行なった。ドライバー領域の燃料は、1.2%濃縮、100%ポイド、22.5cmピッチの格子⁽¹⁾である。この部分の群定数は、NOAH-IIより求めた。計算の形状は図6に示した。

(1) 臨界バックリング

各体系について、バックリング調整により、 $k_{\text{eff}} = 1$ となるバックリングを(常温体系で)求めた。温度係数を求める計算では、この臨界バックリングを用いた。

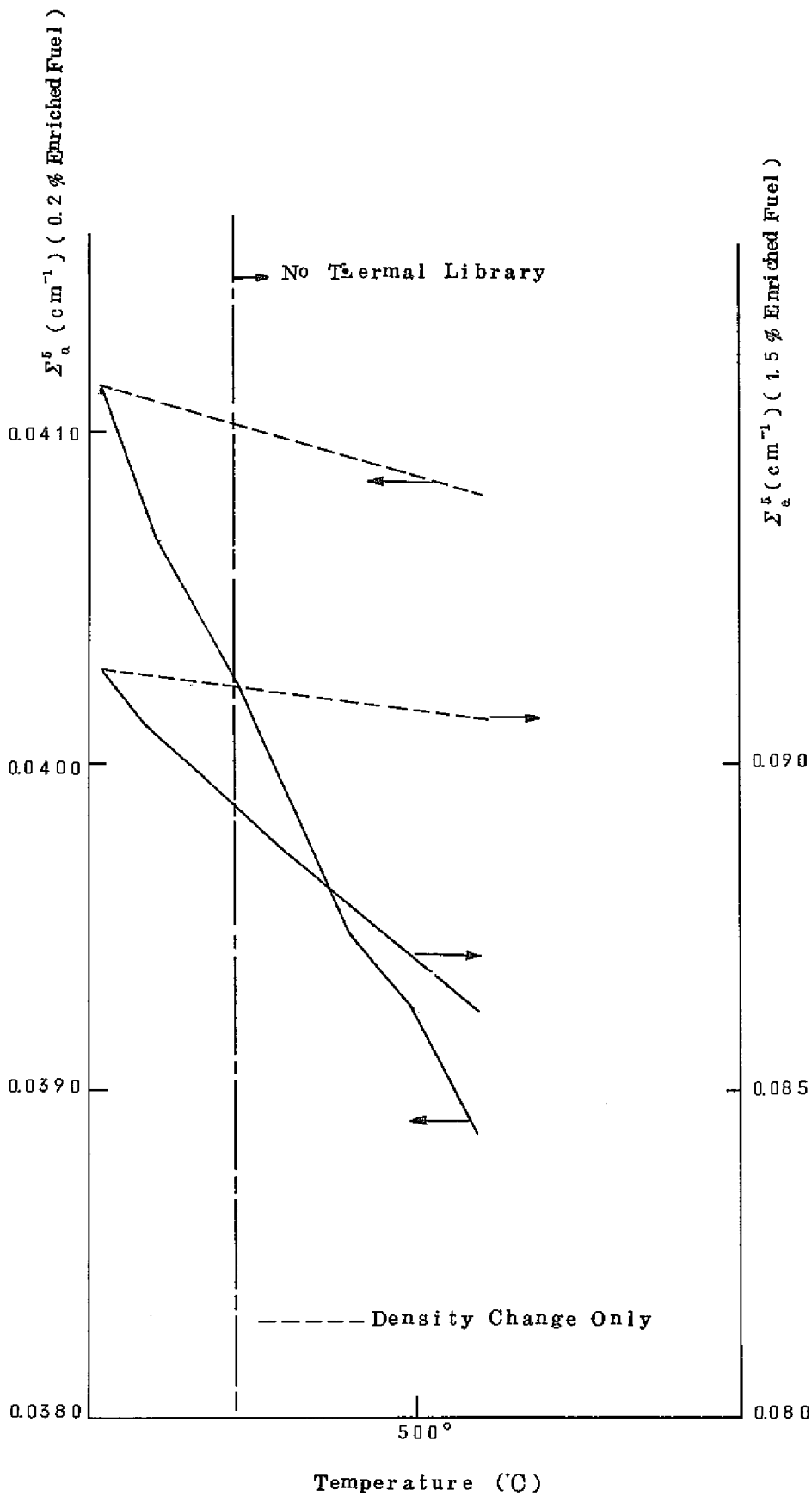


Fig. 5 Thermal Absorption Cross Section (Σ_a^5) for the 1st Ring by NOAH-II

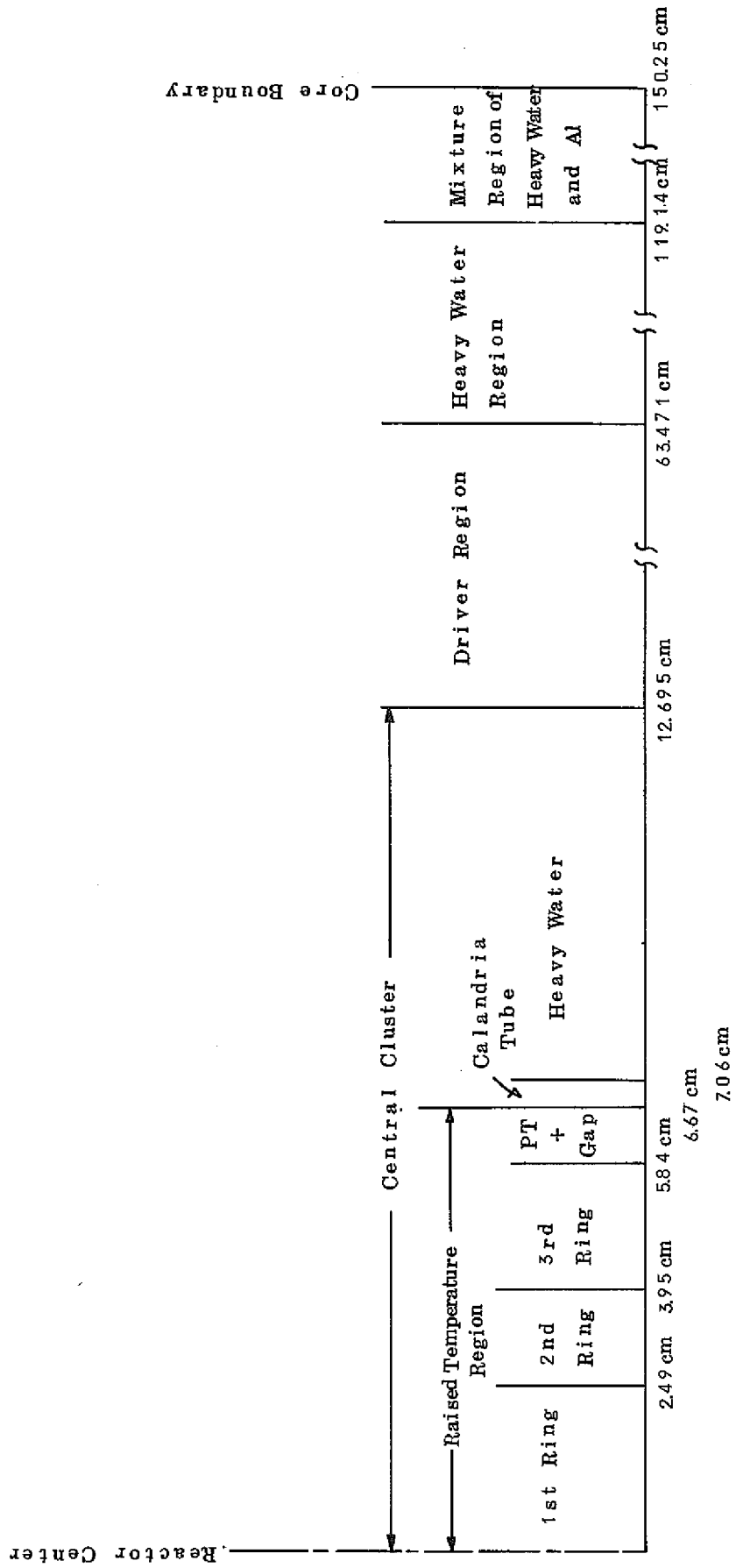


Fig.6 Core Geometry for 1 Dimensional Diffusion Calculation

Table 6 Critical Buckling at Room Temperature

Fuel Enrichment	0.2%	0.7%	1.5%	SUS
Critical Buckling (cm^{-2})	3.47260×10^{-4}	3.767313×10^{-4}	3.86780×10^{-4}	3.40096×10^{-4}
Critical Height H_c (cm)*	168.58	161.86	159.74	170.35
Experimental ⁽¹⁾	190.9 (A)**	171.9 (B)	174.9 (A) 166.0 (B) 187.3 (C)	188.7 (A)

* $H_c = \sqrt{\pi/B_c^2}$, ** (A),(B) and (C) mean corresponding core pattern, see ref.(1).

表の中の実験値の欄のA,B,Cの記号は炉心パターンに対応しており、解析は、炉心パターンAにもっとも近いものである。この結果を見ると、臨界水位で約10~20cm計算の方がひくくでている。

(2) 温度係数

温度を変化させた時の実効係倍率を表7に示した。

Table 7 Temperature Dependence of Effective Multiplication Factor

Fuel Enrichment of Central Channel	0.2%	0.7%	1.5%	SUS
Temperature (°C)				
22	1.0000688	1.0	1.0000034	1.0
100	1.0000298	0.9999553	0.9999522	
200	0.9999759	0.9998932	0.9998815	
300	0.9999449	0.9998587	0.9998429	1.0000066
400	0.9999124	0.9998245	0.9998053	
500	0.9998673	0.9997680	0.9997395	
600	0.9998375	0.9997323	0.9996995	1.0000142
700	0.9998167	0.9997127	0.9996800	
800	0.9997903	0.9996806	0.9996437	1.0000185

この結果を温度係数の形にまとめると次のようになる。

Table 8-a Temperature Coefficient of Reactivity (02% Enriched Fuel)

Temperature (°C)	Temperature Coefficient (% $\Delta k/k/^\circ C$)		
		Mean Value	Experimental
22	-5.00×10^{-5}	-4.46×10^{-5} (22°C~300°C)	$+(1.00 \pm 0.04) \times 10^{-5}$
100	-5.39×10^{-5}		
200	-3.10×10^{-5}		
300	-3.25×10^{-5}		
400	-3.25×10^{-5}		
500	-4.51×10^{-5}	-3.58×10^{-5} (300°C~600°C)	$+(2.56 \pm 0.20) \times 10^{-5}$
600	-2.98×10^{-5}		
700	-2.08×10^{-5}		
800	-2.64×10^{-5}		

Table 8-b Temperature Coefficient of Reactivity (0.7% Enriched Fuel)

Temperature (°C)	Temperature Coefficient (% $\Delta k/k/^\circ C$)		
		Mean Value	Experimental
22	-5.73×10^{-5}	-5.08×10^{-5} (22°C~300°C)	$-(3.48 \pm 0.13) \times 10^{-5}$
100	-6.21×10^{-5}		
200	-3.45×10^{-5}		
300	-3.42×10^{-5}	-4.21×10^{-5} (300°C~600°C)	$-(1.07 \pm 0.06) \times 10^{-5}$
400	-5.65×10^{-5}		
500	-3.57×10^{-5}		
600	-1.96×10^{-5}		
700	-3.19×10^{-5}		
800			

Table 8-c Temperature Coefficient of Reactivity (15% Enriched Fuel)

Temperature (°C)	Temperature Coefficient (% $\Delta k/k/^\circ C$)		
		Mean Value	Experimental
22	-6.56×10^{-5}	-5.77×10^{-5} (22°C~300°C)	$-(6.36 \pm 0.25) \times 10^{-5}$
100	-7.07×10^{-5}		
200	-3.86×10^{-5}		
300	-3.76×10^{-5}	-4.78×10^{-5} (300°C~600°C)	$-(4.49 \pm 0.18) \times 10^{-5}$
400	-6.56×10^{-5}		
500	-4.00×10^{-5}		
600	-1.95×10^{-5}		
700	-3.63×10^{-5}		
800			

Table 8-d Temperature Coefficient of Reactivity (SUS Cladding Only)

Temperature (°C)	Temperature Coefficient (% $\Delta k/k/^\circ C$)		
		Mean Value	Experimental
22	2.37×10^{-8}	$+2.49 \times 10^{-8}$ (22°C~800°C)	$+(6.42 \pm 0.26) \times 10^{-5}$ (22°C~600°C)
300	2.53×10^{-8}		
600	2.15×10^{-8}		
800			

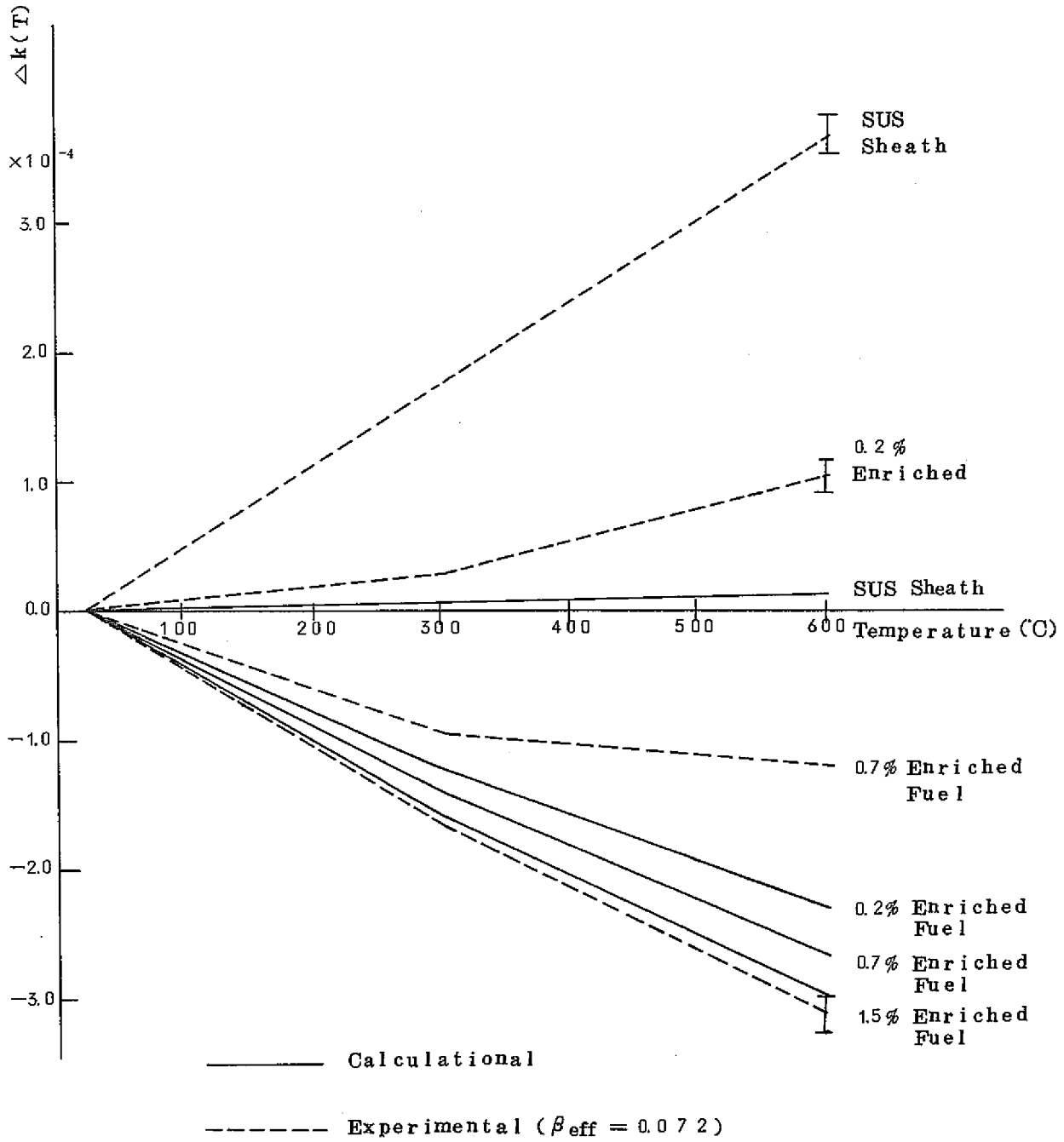


Fig. 7 Temperature Dependence of Effective Multiplication Factor
 $(\Delta k(T) = k_{eff}^T - k_{eff}^{23})$

以上の表をグラフにしたものが図7である。この結果をまとめると次のことが云える。

- (1) 実験との一致は、1.5%濃縮の体系でもっともよく、濃縮度が小さくなると悪くなる。
- (2) 濃縮度の減少とともに、温度係数は負の値より絶対値で小さくなり、実験値では、0.2%濃縮では正となる。計算では、この傾向はみとめられるが、濃縮度の変化に対する温度係数の変化の割合は、小さくなっている。
- (3) 各濃縮度とも、300°C前後で実験値の温度係数の値が変わるが、計算にもこの傾向は一応みとめられる。
- (4) 被覆管のみの場合は、温度係数は正となったが、実験、計算の一致はよいとは云えない。

5 考 察

5.1 非均質モデルについて

中心の昇温チャンネルを非均質にとりあつかう我々のモデルの妥当性を見るために、次のような計算を行なった。NOAH-IIより求まる通常の断面積を用いて、0.2%及び1.5%濃縮の場合につき、均質計算を行なった。但し、熱群の断面積は、密度変化のみ考えたもので、中性子温度としては、常温がとられている。結果を次に示す。

Table 9 Temperature Dependence of Effective Multiplication Factor by Homogeneous Model

Temperature(°C)	0.2% Enriched Fuel	1.5% Enriched Fuel
22	1.0000000	1.0000000
100	0.9999614	0.9999493
200	0.9999060	0.9998771
300	0.9998773	0.9998406
400	0.9998462	0.9998046
500	0.9997988	0.9997353
600	0.9997695	0.9996950
700	0.9997513	0.9996785
800	0.9997253	0.9996413

この結果は、非均質モデルによる計算結果(表47)とよい一致を示している。しかしこの結果のみから均質計算の有効性は必ずしも支持されないと考える。

非均質モデルの必要性は、第2章でも述べたように、中心チャンネルのみで構成された無限格子中の中性子束分布と、ドライバー領域でかこまれた、中心の1チャンネルでの中性子束に差があるであろう、という予想にもとづいている。この予想を確かめるために、図8でNOAH-IIによる中性子束分布と、非均質モデルによる中性子束分布の比較を行なった。この結果より5群をのぞいて、両者にあまり差がないことが分った。従ってNOAH-IIで計算された中性子束を用いて均質化された断面積は、中心チャンネルの平均断面積として使用できる。この結果均質モデルと非均質モデルでの実効増倍率の温度依存性が一致したと思われる。なお図9で、両モデルによる中性子束分布の比較を行なった。

今回の解析では、非均質モデル的な解析は、必ずしも必要でなかったことが示されたが、一般にNOAH-IIの与える平均断面積を、非均質性の強い炉心解析に用いてよいという保証はないので、非均質モデル的な考察は必要であると思われる。

5.2 熱中性子の群定数について

第2章で述べたように、我々のモデルでは、熱群の断面積をもとめる時に、中性子温度は常

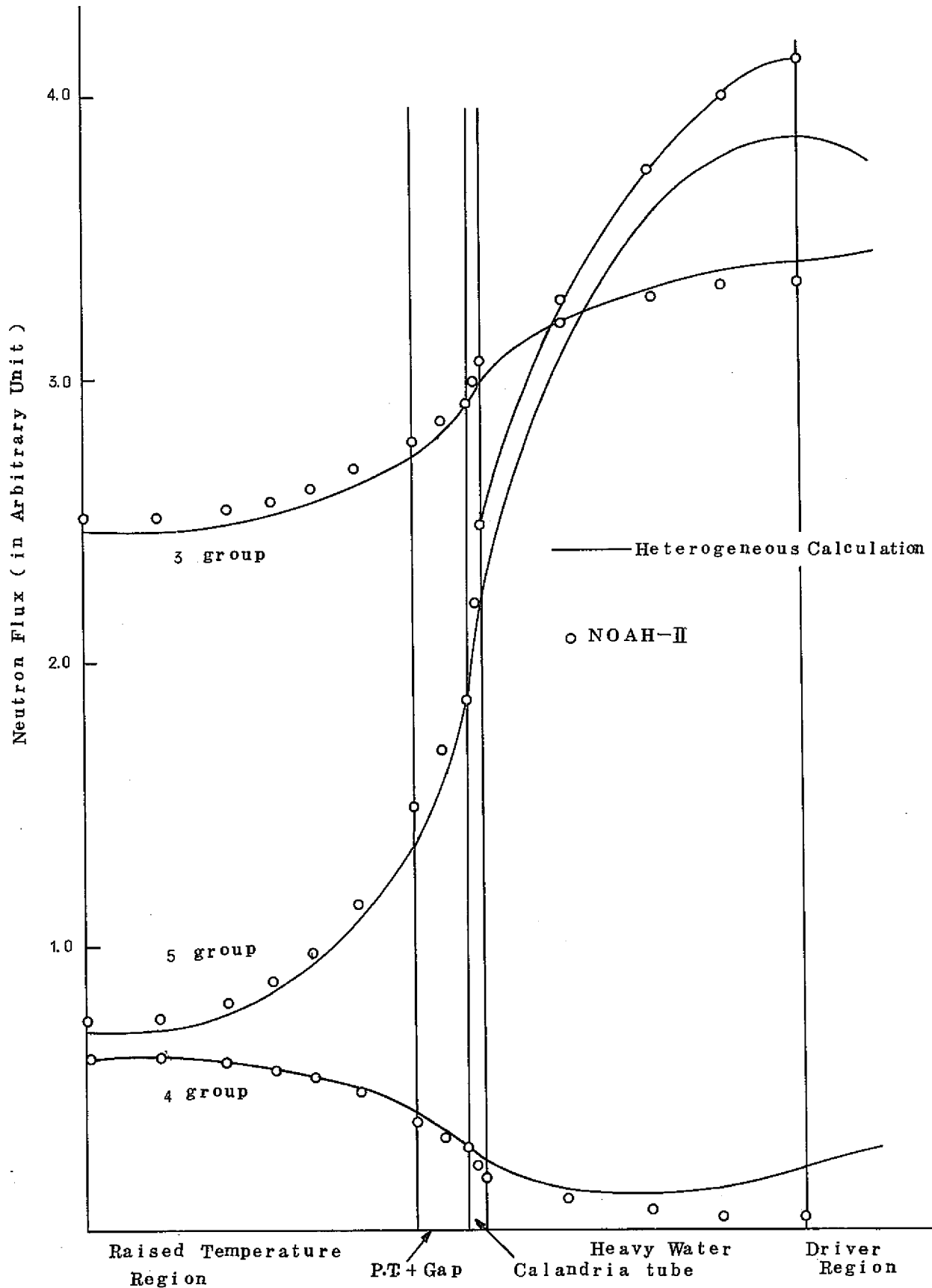


Fig 8 Comparison of Neutron Fluxes between Heterogeneous Calculation and NOAH-II for 0.2% Enriched fuel at 22°C. (Each flux is normalized at the inner surface of Calandria tube.)

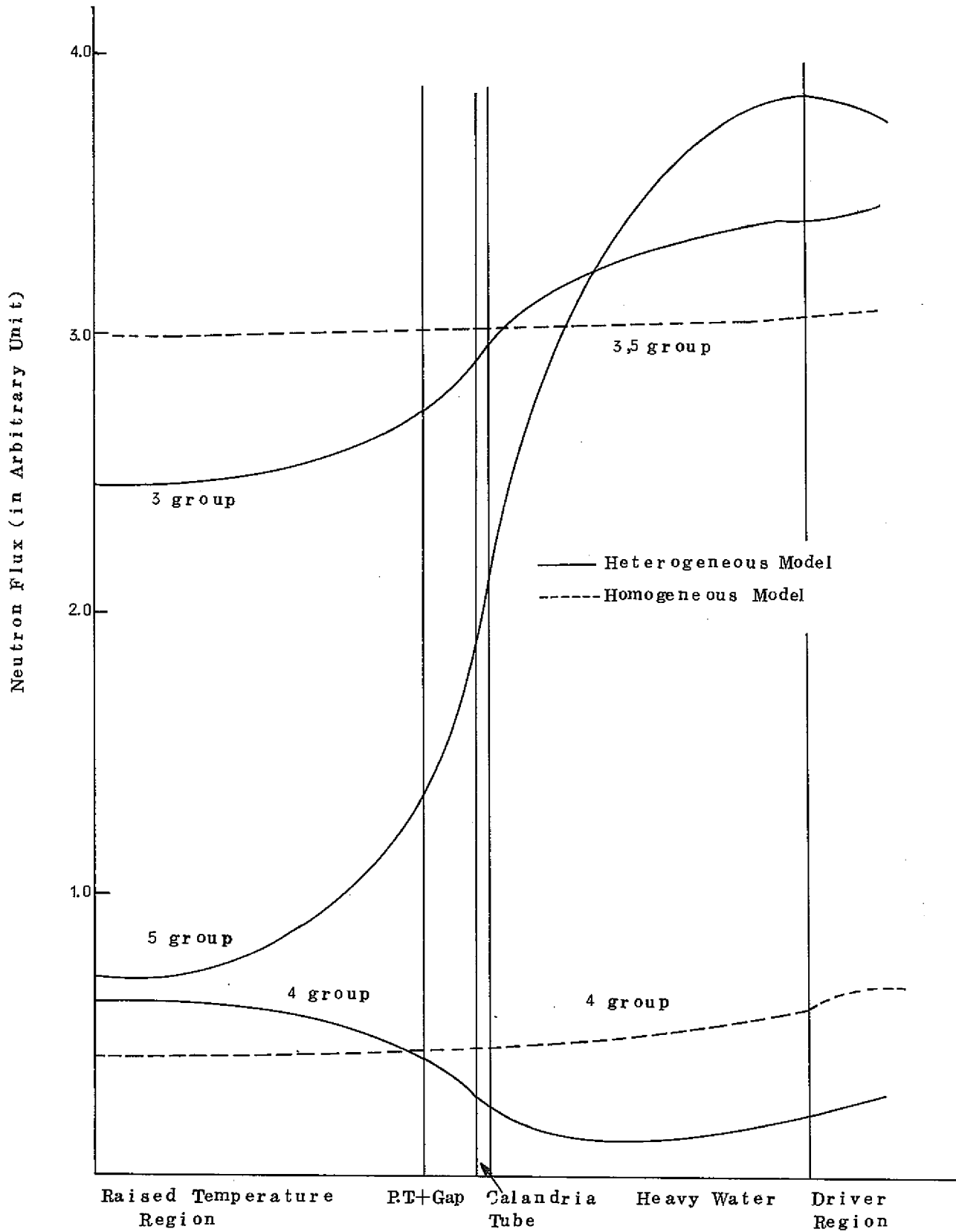


Fig. 9-a Comparison of Neutron Fluxes between Homogeneous and Heterogeneous Model for 0.2% Enriched Fuel at 22°C

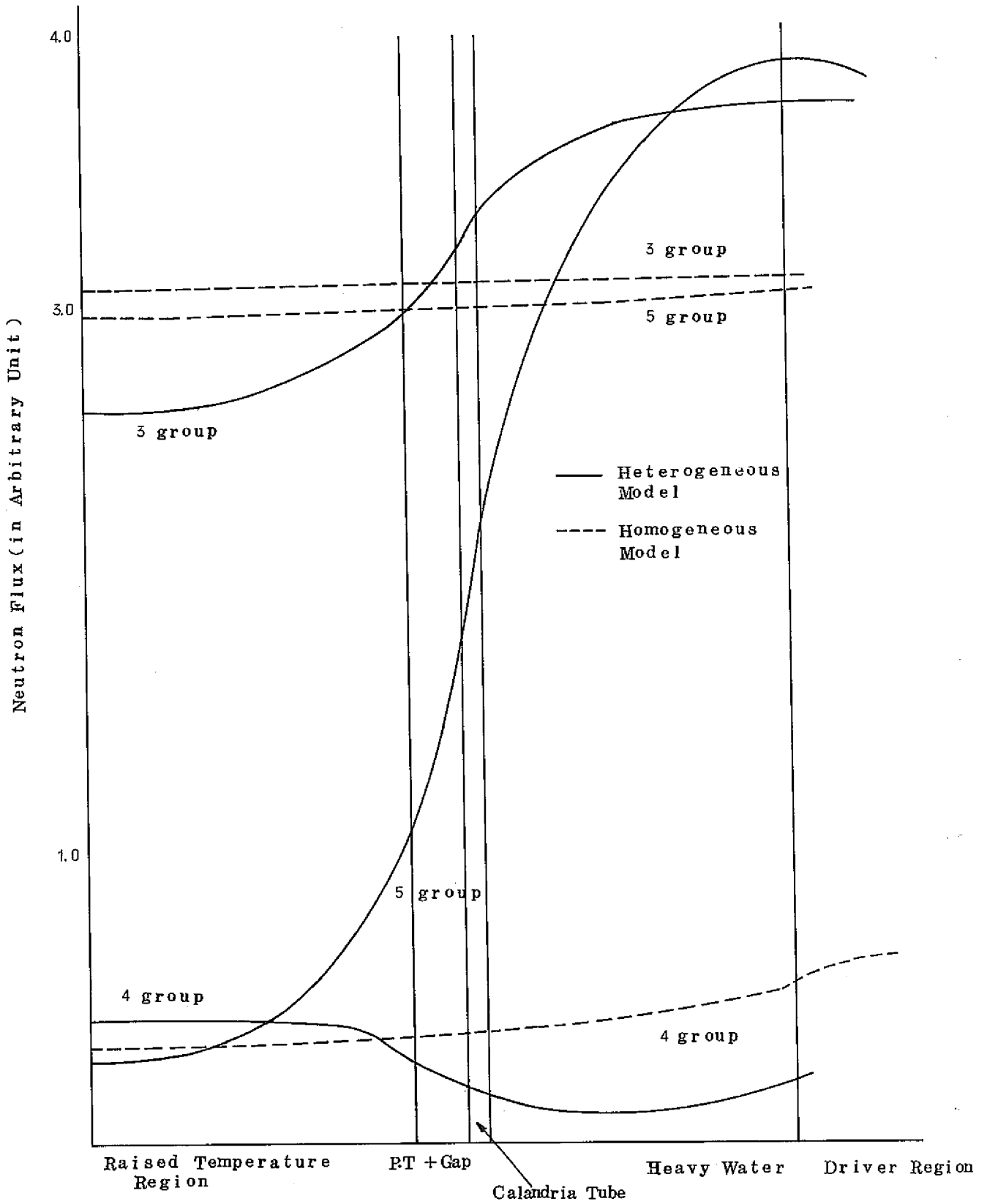


Fig. 9-b Comparison of Neutron Fluxes Between Homogeneous and Heterogeneous Model for 1.5% Enriched Fuel at 22°C

温のままであるとして計算した。この仮定を検討するために、熱群の断面積を、媒質の温度と等しい中性子温度で求めて、反応度係数を計算した。この結果を表に示した。

Table 10 Temperature Dependence of Effective Multiplication Factor.
(Thermal neutron cross section is evaluated at the physical temperature.)

Enrichment Temperature (°C)	Heterogeneous Model		Homogeneous Model	
	0.2%	1.5%	0.2%	1.5%
2.2	1.0000688	1.0000001	1.0000000	1.0000000
100	1.0001088	1.0000030	1.0000682	1.0000203
200	1.0001349	0.9999823	1.0001212	1.0000151
300	1.0001816	0.9999952	1.0001994	1.0000469

この結果は、熱群定数が急激に小さくなるためとして理解できる(表5, 図5)。0.2%濃縮の場合、温度係数は正となり、実験値に近い値を示している。しかし1.5%の濃縮では悪くなっている。このことは、中心チャンネルの中性子温度は、まわりの重水からの流入による常温よりやや高く、媒質の温度よりは低く、両者の中間であることを示している。従ってできるだけ正確な計算により、中心チャンネルの熱中性子スペクトルを計算する必要がある。

しかし、熱中性子スペクトルを常温とする現在のモデルで、1.5%濃縮でよい一致が得られていることと、5.4で述べる理由により、中心チャンネルの熱中性子温度を常温とする仮定は一応支持されたものと思われる。

5.3 反応度係数の温度依存性について

実験で得られている温度係数は、300°Cをさかいにその値が変化している。すなわち、測定精度内で、どの程度の温度範囲にわたって、一つの温度係数が求められ得るかを考えると、300°C以下の温度範囲で1つの係数と、300°C以上においても1つの係数に分れている。もちろん、係数の温度依存性については、実験値をもっと小さな温度区分に従って連続曲線として表現することもできるが、測定精度の観点より余り意味を持たなくなってくる。解析の結果は、100°Cきざみの温度係数は、かなり変動しているが、300°C前後の平均の温度係数として、実験値と同様に二つの係数としてまとめ比較すると、実験と同一の傾向をもって変化している。

これは、 ^{238}U の共鳴吸収断面積の温度変化が、NOAH-IIでは、

$$\sigma_s^A = \alpha (\sqrt{T} - \sqrt{T_0})$$

と与えられていることより、定性的には説明できる。

5.4 中心チャンネルとドライバー領域のマッチングについて

中心チャンネルを非均質でとりあつかったため、ドライバー領域とのいわばミスマッチが問題となる。すなわち、中心チャンネルの境界は重水であるが、これに接するドライバー領域は均質化されたクラスターである。

我々の解析結果では、温度係数は低濃縮側で実験との一致が悪い。これは、低濃縮クラスターで共鳴群の中性子束が相対的に低くなれば改良される。さて実際の格子系では中心チャンネルに流入する（低濃縮のため自身での核分裂中性子の寄与は小さい。）共鳴中性子は、我々のモデルより厚い重水層を通過する必要がある、我々のモデルより少ないと考えられよう。これに反し高濃縮の場合の共鳴中性子は、自分のクラスターで発生した核分裂中生子による寄与が大きく、この様な効果は相対的に小さくなる。従ってもし、このミスマッチングが改良され、全体として非均質の計算ができれば、実験と解析は一致する方向にあることが予想される。

また、臨界水位の不一致については、ここに述べたミスマッチングにその原因の一部があると予想されるが、他の原因としては、ドライバー領域の核定数が考えられる。これはドライバー領域のみで構成された炉心の臨界水位が十分な精度で計算できないことから明らかである。

6 : 結 論

DCA炉心で、中心1チャンネル昇温による反応度温度係数を解析した。群定数作成コードとしてはNOAH-II、一次元拡散コードとしてはCITATIONを使用した。その結果、

- (1) 実験の精度は充分にあり、かなり詳細な計算モデルの検討が可能であることが分った。計算モデルが確立できれば、ドップラー係数を与える断面積の精度について議論することが可能となろう。
- (2) 我々のモデルによる解析結果は、1.5%濃縮でよい一致を見たが、0.7%、0.2%濃縮の体系及び、被覆管のみの体系での一致は悪くなった。
- (3) 温度係数の温度依存性については、実験値と同様の傾向を解析結果は示した。

モデル作成に当って、基礎においた仮定については

- (1) NOAH-IIによる中性子束分布と、ドライバ領域でかこまれた中心チャンネルの中性子束分布とは、あまり大きな差はみとめられなかった。従って非均質モデルと、均質モデルでの反応度係数もよく一致した。しかし現在ある実験結果と計算との差をうずめるためには、ドライバ領域までも含めた非均質計算が必要と思われる。
- (2) 熱中性子スペクトルの平均温度は、常温と媒質の物理温度との間にあることがほぼ確かめられた。正確な計算が必要であるが、かなり常温に近いものと予想される。

以上のまとめより、我々のモデルは、大筋において正しかったものとする。

現在の解析での問題点は、まず臨界水位の一致が悪いことである。これは、NOAH-IIを用いるかぎり、100% Voidの炉心で一般的に起る問題であるが、今後解析を進めるためには、まずこの問題を解決する必要がある。

7 謝 辞

新型転換炉の開発および研究の一環としてこの研究を進めるにあたり、強力な御支援をいただきました宮脇良夫室長をはじめ室員の皆様に深く感謝いたします。

なお、計算の実施にあたってはセンチュリリサーチセンタ（株）の鷹見氏の御助力を受けました。

参 考 文 献

- (1) SN 941 74-76 「昇温実験装置による炉心反応度変化の測定」
- (2) Kendall, K.C. et al., AEEW-M756
- (3) Fowler, T.B. et al., ORNL-TM-2496, Rev. 2 (1969, Rev. 2:1971)
- (4) R. Alpiar, AEEW-R135, Brinkworth, M.J. et al., AEEW-R480

APPENDIX 1

昇温チャンネルの物質定数(常温の値)

(1) 昇温試料(燃料)

燃料ペレット	0.2%濃縮	0.7%濃縮	1.5%濃縮
U/O比	2.01	2.00	2.00
密度 (g/cm ³)	10.40	10.40	10.45
外径 (mm)	14.75	14.80	14.80
濃縮度 (w/o)	0.199		1.500
ウラン含有率 (w/o)		87.85	87.82

(2) 被覆管

物質名		SUS-27 (全燃料ペレットで共通)
組成	w/o	
C	0.08	
Si	0.72	
Mn	1.83	
P	0.02	
S	0.01	
Ni	9.02	
Cr	18.30	
Fe	70.02	
密度 (g/cm ³)	7.93	
外径 (mm)	16.65	
内径 (mm)	14.95	

(3) その他の構造材

構造材 組成(w/o)	He ガス	圧力管(注1)	カランドリヤ管(注1)	重水
C		0.055	0.05	
Si		0.56	0.575	
Mn		1.695	1.705	
P		0.0225	0.023	
S		0.0065	0.007	
Ni		13.50	13.525	
Cr		16.425	16.80	
Mo		2.15	2.16	
Fe		65.536	65.155	
He				20.0223
D				0.05036
H	100			79.9283
O				
密度(g/cm ³)	圧力 3~4kg/cm ²	7.98	7.98	1.1078
外径 (mm)		124.54	141.35	
内径 (mm)		116.8	133.5	
等価外径				25.39
断熱用金属メッキ		外面に Ag を 30μ	内面に Cr を 30μ	

(4) 線膨張係数

	材 質	線膨張係数(／°C)	出 典
ペレット	UO ₂	~1.0 × 10 ⁻⁵	燃料サブグループ資料(I-129)
被覆材	SUS-27 (AISI #304)	1.84 × 10 ⁻⁵	金属材料便覧
圧力管カランドリヤ管	TP-32 (AISI #316)	1.75 × 10 ⁻⁵	同 上

注1.

今回の解析では、NOAH-IIコードで断面積を作成したため、NOAH-IIのライブラリーにない核種を無視して全体で100%となるように補正した。この時、圧力管に関しては、外面のAgメッキ、カランドリヤ管に対しては内面のCrメッキをそれぞれの組成に一樣に組み入れた。実際のNOAH-IIコードに入力した組成を次に示す。

構 造 材 組 成(w/o)	圧 力 管	カ ラ ン ド リ ヤ 管
Mn	1.687	1.705
Ni	13.384	13.525
Cr	16.625	17.460
Mo	2.137	2.160
Fe	65.138	65.150
Ag	1.029	

APPENDIX 2

被覆管のみの体系

被覆管のみの体系の場合は、圧力管の内側で被覆管を均質化した。均質化した密度を ρ'_s とすると、

$$\rho'_s(t) = \frac{\rho_s \cdot 28 \cdot \pi \cdot (r_s^2 - r_{si}^2)}{\pi \cdot r_p^2}$$

より計算できる。ここで、

ρ_s : 被覆管の密度

$$\rho_s = 7.322 \times (1 - 1.184 \times 10^{-4} t)$$

(t は、22°Cとの温度差)

r_s : 被覆管の外径

$$r_s = 1.665 \times (1 + 1.82 \times 10^{-5} t) / 2$$

r_{si} : 被覆管の内径

$$r_{si} = 1.48 \times (1 + 1 \times 10^{-5} t) / 2$$

r_p : 圧力管の内径

$$r_p = 11.68 \times (1 + 1.75 \times 10^{-5} t) / 2$$

これらの式を用いると、

$$\rho'_s(t) = 0.87496 \times (1 - 0.4673 \times 10^{-4} t)$$

となる。結果を次に示す。

温度 (°C)	被覆管の均質化した 密度 (g/cc)
22	0.87496
100	0.87177
200	0.86768
300	0.86359
400	0.85950
500	0.85542
600	0.85133
700	0.84724
800	0.84315

この領域の断面積は、カランドリヤ管のものを基準にとり、これを上の密度で、補正して用いた。