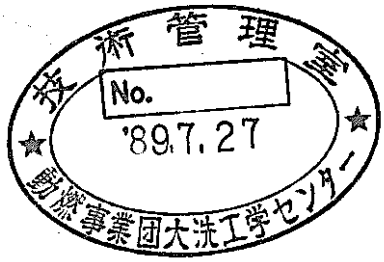
PNC TJ9164 89-002

「常陽」高性能炉心の貯蔵専用ポット廃止に係わる核熱計算



（動力炉・核燃料開発事業団　契約業務報告書）

技術資料コード	
開示区分	レポートNo.
T	TJ9164 89-002

この資料は 図書室保存資料です
閲覧には技術資料閲覧票が必要です

動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センター技術管理室

1989年3月

Toshiba 株式会社 東芝

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 abbressed to: Technology Management Section, O-arai Engneering 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)

PNC TJ9164 89-002
１９８９年３月

『常陽』高性能炉心の貯蔵専用ポット廃止に係わる核熱計算

川島　正俊* 森木　保幸*
西　　裕士**

要　　旨

「常陽」の高性能炉心への移行に併ない、原子炉稼動率の向上による照射能力の増強が計画されている。原子炉稼動率の向上のために、燃料交換期間を短縮する方策として貯蔵専用ポットを廃止する可能性を検討した。貯蔵専用ポットを廃止するためには炉心と燃料ラックの間のステンレススチール製反射体の一部を高性能遮蔽体に置換し、炉心からの漏洩中性子によるラック内燃料の発熱量を低減させて自然循環除熱が可能な程度以下に抑える必要がある。本検討では、この点に関する遮蔽効果と遮蔽体基本仕様に係わるパラメータサーベイを実施した。主な結果は、以下の通りである。

1)　「常陽」の高性能炉心への移行により現行出力を 1.5倍まで出力上昇させた場合でも、高性能遮蔽体を使用することにより貯蔵専用ポットを廃止できる見通しが得られた。

2)　そのために実質的に現行の９，10例を高性能遮蔽体と置換する。この場合でも、高性能遮蔽体の冷却のための必要流量は現行炉心と同様に低圧プレナムから供給できる見通しである。

3)　高性能遮蔽体の基本仕様は、19本ピン構造、遮蔽材有効長さ 100cmを有するものが適切である。９例には天然ボロン、10例には濃縮ボロンを使用する。これらの基本仕様は遮蔽能力、ペレット中心温度、PCMI、照射期間等を勘案して決めた。

4)　高性能遮蔽体を使用することによって、ラック内燃料の発熱量は大幅に低減するが、炉出力の増加に伴ない、自然循環除熱可能量の上限に近づく。この上限値についてては更に検討評価することが重要である。

5)　「常陽」での高性能遮蔽体の運用経験と試験結果は、実証炉の炉心まわりの遮蔽体の開発に重要なデータベースを提供する。

尚、炉心特性／中性子計装への影響、今後の課題等についても検討した。

本報告書は、株式会社東芝が動力炉・核燃料開発事業団との契約により実施した業務の成果である。
契約番号：６３Ｃ４５３１
事業団担当者：有井祥夫（実験炉部技術課）

*）　日本原子力事業株式会社　総合研究所　炉心工学部
**）　株式会社　東　芝　原子力事業部　動力炉開発部

PNC TJ9164 89-002
March,1989

A Parametric Survey on Advanced Shielding Subassemblies for Reducing Power Generation in the IVST in the JOYO Upgrade Program

Masatoshi Kawashima
Hiroshi Nishi
Yasuyuki Moriki

Abstract

The JOYO-upgrade program has been planned for enhancing the present irradiation capacity with increase of the maximum power level and with improving its load factor. To achieve a higher load factor by reducing refueling intervals, the present work discussed a possibility of disusing the exclusive IVST pots in a increased reactor power level. It is reqiured that power generation in the pot has to be suppressed to a level less than that can be coolable by natural convection, by replacing the present stainless steel reflectors to advanced B4C-shielding subassemblies. A parametric survey was made on some of a basic specification of the advanced shielding subassemblies as a concrete approach.

The principal results obtained by this survey are as follows.
(1) Use of the advanced shielding subassemblies can offer disuse of the exclusive IVST pots even with the upgraded power level up to 1.5 times larger than that of the present power level.
(2) To achieve this target,two outermost layers of the reflectors are replaced by the advanced B4C-shielding subassemblies. This modification can be done within a slight alteration of the present flow distribution from lower pressure plenum as is done in the present version of the MK-2 core.
(3) A 19-pin structure with 100cm height of the shielding materials in the axial length are proposed as a basic specification. Natural boron will be used for the 9-th row position and condensed boron-10 pellets will be installed for the 10th outermost row. These specifications are determined by effects of shielding ability, pellet maximun temperatures, PCMI and life of the subassembly.
(4) The arrangement of the advanced shielding subassemblies makes the power generation of a fuel assembly in the IVST pots reduced considerably to the level which can be cooled by natural convection within a pot. But the power level is almost the same as the allowable upper limits of the power generation in a pot. Further discussion will be needed as for keeping integrity of the clad of irradiated fuels in a pot.
(5) Operation experiences and irradiated results of the advanced subassemblies through the JOYO-upgrade program will provide a significant database for designs of neutron shielding arround a demonstration large core.

This report also includes some discussions on the impacts to the core characteristics, neutron levels at the detector positions, and the problems to be solved hereafter.

Work performed by Toshiba Corporation under contract with Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation.
Contract Number; 63C4531
PNC Liaison ; Yoshio Arii (Experimental Reactor Division, Reactor Technology Section)
*) NAIG Nuclear Research Laboratory, Nippon Atomic Industry Group Co. Ltd.
**) Advanced Reactor Engineering Department, Toshiba Corporation

目　　次

1．概　　要…… 1

2．検 討 条 件…… 2

3．燃料ラック内使用済燃料発熱低減に関するパラメータサーベイ…… 4

4．高性能遮蔽体の使用による燃料ラック内使用済燃料の発熱量……２０

5．B_4C遮蔽体断面仕様の検討……２９

6．必要高性能遮蔽体本数……４４

7．炉心特性への影響……４５

8．中性子計装への影響……４６

9．まとめ・今後の課題……４９

10．参 考 文 献……５１

添付資料－１．高性能遮蔽体の長さの違いによる中性子束分布への影響…５２

添付資料－２．高性能遮蔽体の装荷による中性子スペクトルへの影響……６１

添付資料－３．燃料ラック内での発熱量評価精度の推定……６６

添付資料－４．熱 計 算 式……７０

1．　概要

「常陽」の高性能炉心への移行に併せて、現行の燃料ラック内貯蔵専用ポットを廃止することにより燃料取扱い作業を単純化・合理化して燃料交換期間を削減し、原子炉稼働率の向上を図ることが計画されている。貯蔵専用ポットを廃止し全ポットを移送用とするためには、使用済燃料集合体の燃料ラック内での発熱量を低減して燃料の健全性を確保できる燃料被覆管温度レベルを確保する必要がある。この条件を満足するためには、移送用ポット内で自然循環冷却が可能な集合体出力レベルを明確にすることが不可欠である。その為に、燃料ラック内での集合体出力を許容レベル以下にすることを達成する方策とその成立性を検討することが必要である。

本検討では、「常陽」ＭＫ－Ｉ炉心設計の過程で検討された“燃料ポットＡ型（移送用）除熱特性”図を基に移送用ポット内での自然循環で除熱可能な発熱量の概略値を設定し、それを満足させる方策を決定するためのパラメータサーベイを行なった。

貯蔵専用ポットを廃止するために、炉心内燃料とポット内燃料の間にある反射体の一部を高性能遮蔽体に置換えるというアプローチを採った。高性能遮蔽体としてはボロンカーバイドを使用し、反射体の中性子吸収機能を強化することににより、炉心からポット領域への漏洩中性子の低減を図る。一方、現行炉心のステンレス反射体との交換本数の最小化、ボロンカーバイド遮蔽体の寿命の長期化による取出し本数の低減などの廃棄物量の低減の観点も考慮する。これらのパラメータサーベイ結果に基づき、高性能遮蔽体の概略仕様と本数を検討と同時に、これらの方策を達成し、高性能炉心での原子炉稼働率向上を達成する信頼性を向上させるための課題を摘出した。

この様なボロン中性子遮蔽体を使用するアプローチは、大型高速炉プラントのコンパクト化の観点から実証炉設計でも取入れられている。したがって、「常陽」の高性能化の中で照射実績を蓄積することは、運用経験等を提供出来ることになる。

この検討から、得られた主な結論は次の様である。

1)　「常陽」高性能炉心の出力レベルとして、現行出力の１．５倍に増強した場合でも、貯蔵専用ラックの廃止の成立の見通しが得られた。

2)　移送用ポット内の使用ずみ燃料の発熱量は、自然循環による除熱可能レベルの上限（“燃料ポットＡ型（移送用）除熱特性”図にもとづく値）に近い。したがって、この上限値の信頼性の向上等の確認が重要なものとなっている。

3)　「常陽」高性能炉心の出力レベルでのボロン反射体の概略仕様を提案した。この反射体の配置は、実効的に２列を必要とする。炉心側には天然ボロン、その外側には濃縮ボロンを使用する。この場合でも冷却材流量の確保の見通しが示された。

4)　この様な配置によるラック内発熱の余裕度の評価は、発熱量量が自然循環による除熱可能レベルの上限に近いので重要であり、炉心の高性能化への移行の過程での実証的なアプローチにより信頼性を確めることも重要である。

5)　炉心の稼働率の向上と交換本数の最小化のためには、ポットの運用についても考慮する必要がある。

2．　検討条件

「常陽」高性能炉心の出力規模は、現行炉出力の１．５倍（150MWth)までの範囲を考慮する。現行ＭＫ－Ⅱ炉心(100MWth) における燃料ラック内の燃料の発熱量の設計値を表2-1.に示す。崩壊熱についての冷却期間についての条件を同一とすると、150MWth のときの燃料ラック内での発熱は燃料集合体当り 225KWとなる。崩壊熱の寄与を除くと、炉心からの漏洩中性子による発熱は218KW 程度となる。（運転サイクル長さの変更の場合は冷却期間などの見直しが必要である。）　図2-1.には移送用ポット内での自然循環による除熱特性を示す。この結果から次のことが示されている。

① 自然循環による除熱可能量はポット周辺の冷却材流量に依存している。ラック内流量の全体が設計値の32.7Kg/sec（現行炉心の設計炉内流量配分結果）の場合、１体あたりは1.09Kg/secとなるから、図2-1.からは、被覆管温度の最高値 650℃以内とすると集合体発熱量は約65Kwと推定される。

② 一方、現行炉心の“穴あきポット”の場合には、貯蔵ラック内での被覆管温度の最高値は制限値より十分低くたもつことができるように流量があるので使用済燃料の健全性は確保されている。

今回の検討条件としてはつぎのものを考慮する。

1) 高性能遮蔽体の炉内滞在寿命： 150MWth炉心での連続運転に換算して９年（稼働率60% として15年）を当面の目標とする。（長寿命遮蔽体とし、固体廃棄物発生量低減化に配慮する。）

2) 炉心配置は、現行（ＭＫ－Ⅱ炉心）の制御棒配置とし、およそ79体までの炉心本数構成とする。

3) 現行反射体と高性能遮蔽体との交換本数は廃棄物量の低減のために出来るだけ少なくすることとし、最大でも反射体２層分（約100 体）を越えない範囲を目標とする。

4) これらの条件で、高性能遮蔽体の基本仕様と配置を検討する際のラック内燃料の発熱量の低減目標は以下の点に配慮して、上記①で推定される65KWに、若干の余裕を考慮し55KW程度とする。この値は核計算の不確かさを含むものとする。この条件は今後の判断などにより見直し、詳細化を必要とする暫定値である。

a) ラック内燃料の被覆管温度を制限値より十分低く保ち、発熱量・除熱能力の評価精度を問題にしなくてもよい範囲としては、ポット内の集合体発熱量は20～30KWのレベルと考えられる。

b) ポット内の集合体発熱量を前記①で述べた除熱可能程度にしか低減しない場合は、発熱量・除熱能力の評価精度が重要な位置を占める。このことは炉心変更スケジュール、炉心運用などとも関係すると考えられる。

表2-1. 貯蔵時の使用済燃料集合体の発熱量（現行炉心設計値）

［文献１．］

項　目	運転出力 100 MW
ポット内使用済燃料の発熱量	150 kW
(イ) 核　分　裂 （炉心からの漏洩中性子によるものとガンマ発熱を含む。）	145 kW
(ロ) 崩　壊　熱	5 kW

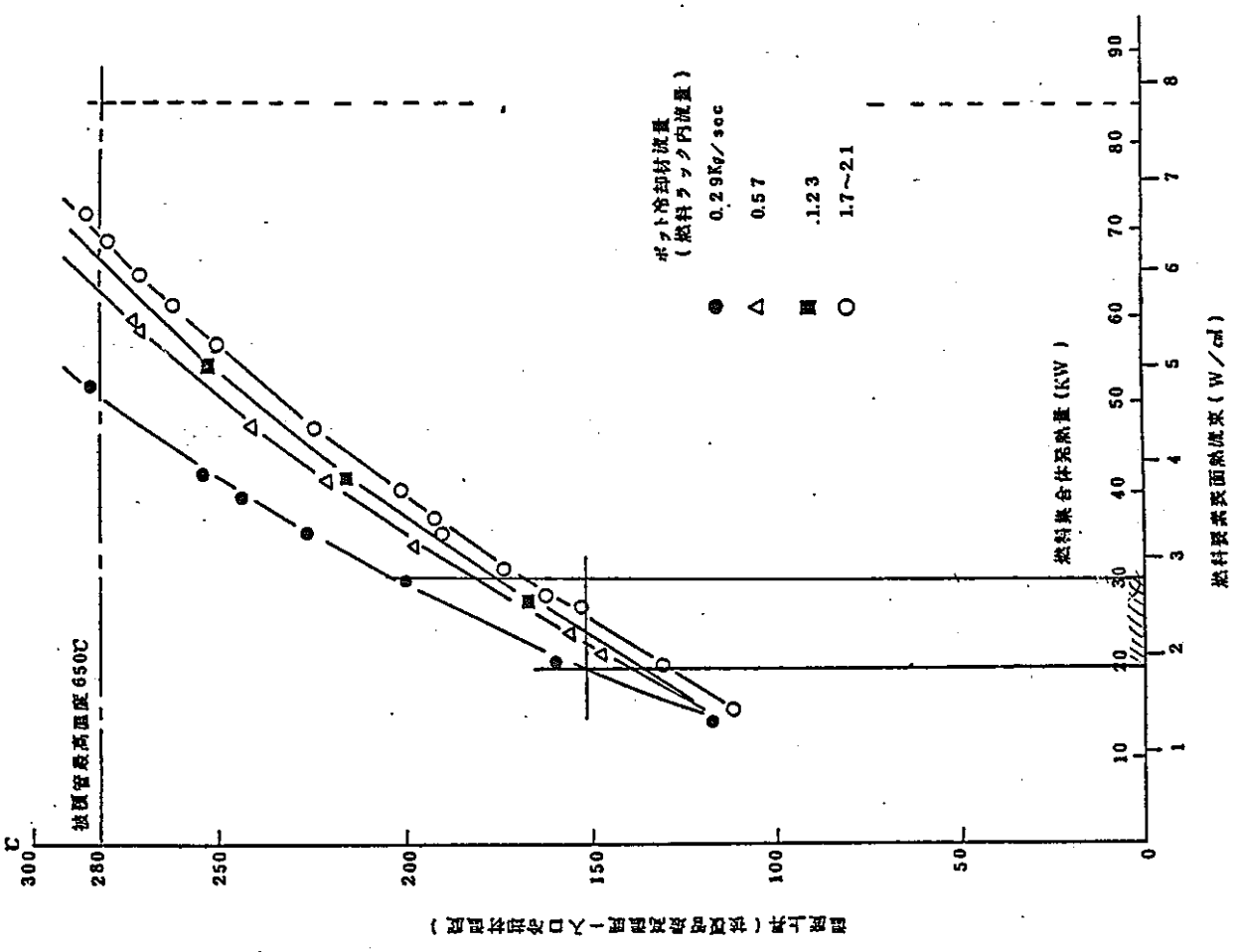


図2-1. 燃料ポットA型除熱特性（自然循環による冷却方式）

［文献１．］

３．　燃料ラック内使用済燃料発熱低減に関するパラメータサーベイ

３．１　計算体系

パラメータサーベイ計算は、２次元ＲＺ／３次元Hex-Z モデルによる８群拡散計算により行った。図3.1-1.と図3.1-2.にそれぞれの計算体系を示す。各体系の設定に於いては燃料ラック位置の中性子束の計算にモデルの境界条件が直接関係しないように大きくとり、高性能遮蔽体の配置による中性子の回り込みが表現出来るようにしてある。制御棒は半挿入状態とした。

３次元モデルはラック内燃料の配置が、２次元ＲＺモデルの場合よりも現実的に扱える点が利点である。一方、今回のサーベイ用３次元計算は径方向には集合体あたり１つのメッシュ点をとる粗メッシュ計算法になる。このメッシュ効果については、ＲＺモデルで調べている。また、エネルギー群数については、高性能遮蔽体の配置により反射体領域の中性子スペクトルが硬化するので、高速群を詳細化した16群計算を行い比較することによって調べた。

ボロン遮蔽体の透過実験解析結果等を参考に、ラック内の燃料集合体発熱量の計算予測精度を推定した。これらの結果は、高性能遮蔽体を配置した場合のラック内燃料発熱量の決定に重要である。

これらの結果はまとめて添附資料－３に示した。

表3.1-1.には、サーベイに於いて使用した各領域の原子数密度を、また表3.1-2.にはエネルギー分割を示す。ここで、群定数ライブラリーは２５群化したJFS-3-J2セットである。

（参考）常陽体系での六角メッシュ計算の適用性は、「常陽」ＭＫ－Ｉ炉心の出力分布測定の解析［文献２．］により炉心・ブランケット内の反応率分布の計算精度には大きな誤差を与えないことが示されていることなどを考慮して選択した。

Table 3.1-1 Number Density List for the calculations

	J2FUEL	INSULATOR	S/A duct	LOWER SHIELD	ENTRANCE NOZZLE
Pu239	1.616-03				
Pu240	5.485-04				
Pu241	1.610-04				
Pu242	7.165-05				
U235	1.156-03	1.864-05			
U238	5.028-03	9.182-03			
O	1.672-02	1.813-02			
Na	8.451-03	8.451-03	1.709-02	1.404-02	1.515-02
Cr	3.544-03	3.544-03	3.794-03	5.887-03	5.128-03
Mn	3.453-04	3.453-04	3.696-04	5.736-04	4.996-04
Fe	1.266-02	1.266-02	1.357-02	2.104-02	1.832-02
Ni	2.492-03	2.492-03	2.668-03	4.140-03	3.606-03
Mo	2.824-04	2.824-04	3.023-04	4.692-04	4.087-04

	UPPER SHIELD	PLENUM	HANDLING HEAD	CRP	CR-ABSORBER
B10					2.231-02
B11					2.255-03
C					6.173-03
Na	8.451-03	8.451-03	1.544-02	2.091-02	1.260-02
Cr	8.975-03	3.454-03	3.596-03	1.168-03	2.838-03
Mn	8.744-04	3.365-04	3.504-04	1.138-04	2.765-04
Fe	3.207-02	1.234-02	1.285-02	4.174-03	1.014-02
Ni	6.312-03	2.429-03	2.529-03	8.214-04	1.996-03
Mo	7.153-04	2.753-04	3.866-04	9.308-05	2.262-04

Table 3.1-1 (continued)

	INNER REF1-M	INNER REF1-L	INNER REF1-U	Ref-A	Ref-B
B10					
B11					
C					
Na	6.021-03	1.199-02	1.199-02	4.714-03	4.110-03
Cr	1.135-02	7.247-03	7.247-03	1.182-02	1.397-02
Mn	9.346-04	6.088-04	6.088-04	8.713-04	1.218-03
Fe	4.404-02	2.805-02	2.805-02	4.326-02	4.792-02
Ni	5.593-03	3.685-03	3.685-03	6.067-03	6.024-03
Mo	2.807-04	9.548-05	9.548-05	1.221-04	

	Fixed-REF+Na	F.Rack(Na)	Barrel	M. Rack
B10				
B11				
C				
Na	1.485-02	1.993-02	7.525-03	2.268-02
Cr	6.042-03	2.104-03	1.094-02	
Mn				
Fe	2.155-02	7.424-03	3.920-02	
Ni	2.785-03	8.828-04	5.441-03	
Mo			1.589-04	

Boron Carbide Shield Compositions for the step-2 Survey

	B4C volume fraction(smeared) 36%-nat.	40%-nat.	45%-nat.	36%-40%cond.	36%-60%cond.
B10	7.636-03	8.484-03	9.545-03	1.527-02	2.291-02
B11	2.777-02	3.085-02	3.471-02	2.013-02	1.250-02
C	8.827-03	9.808-03	1.103-02	8.827-03	8.827-03
Na	6.804-03	6.804-03	6.804-03	6.804-03	6.804-03
Cr	4.713-03	4.713-03	4.713-03	4.713-03	4.713-03
Mn					
Fe	1.716-02	1.716-02	1.716-02	1.716-02	1.716-02
Ni	3.438-03	3.438-03	3.438-03	3.438-03	3.438-03
Mo	3.756-04	3.756-04	3.756-04	3.756-04	3.756-04

Table. 3.1-2 Energy Cut in the survey calculations

	8-group		16-group
1.	10.5 MeV---1.35 MeV	1.	10.5 MeV---6.065 MeV
2.	---388 KeV	2.	---3.679
3.	---86.5	3.	---2.231
4.	---9.119	4.	---1.353
5.	---961 eV	5.	---821 KeV
6.	---101	6.	---388
7.	---10.7	7.	---183
8.	---1.0E-05	8.	---86.5
		9.	---40.9
		10.	---19.3
		11.	---9.12
		12.	---4.31
		13.	---961 eV
		14.	---101
		15.	---10.7
		16.	---1.0E-05

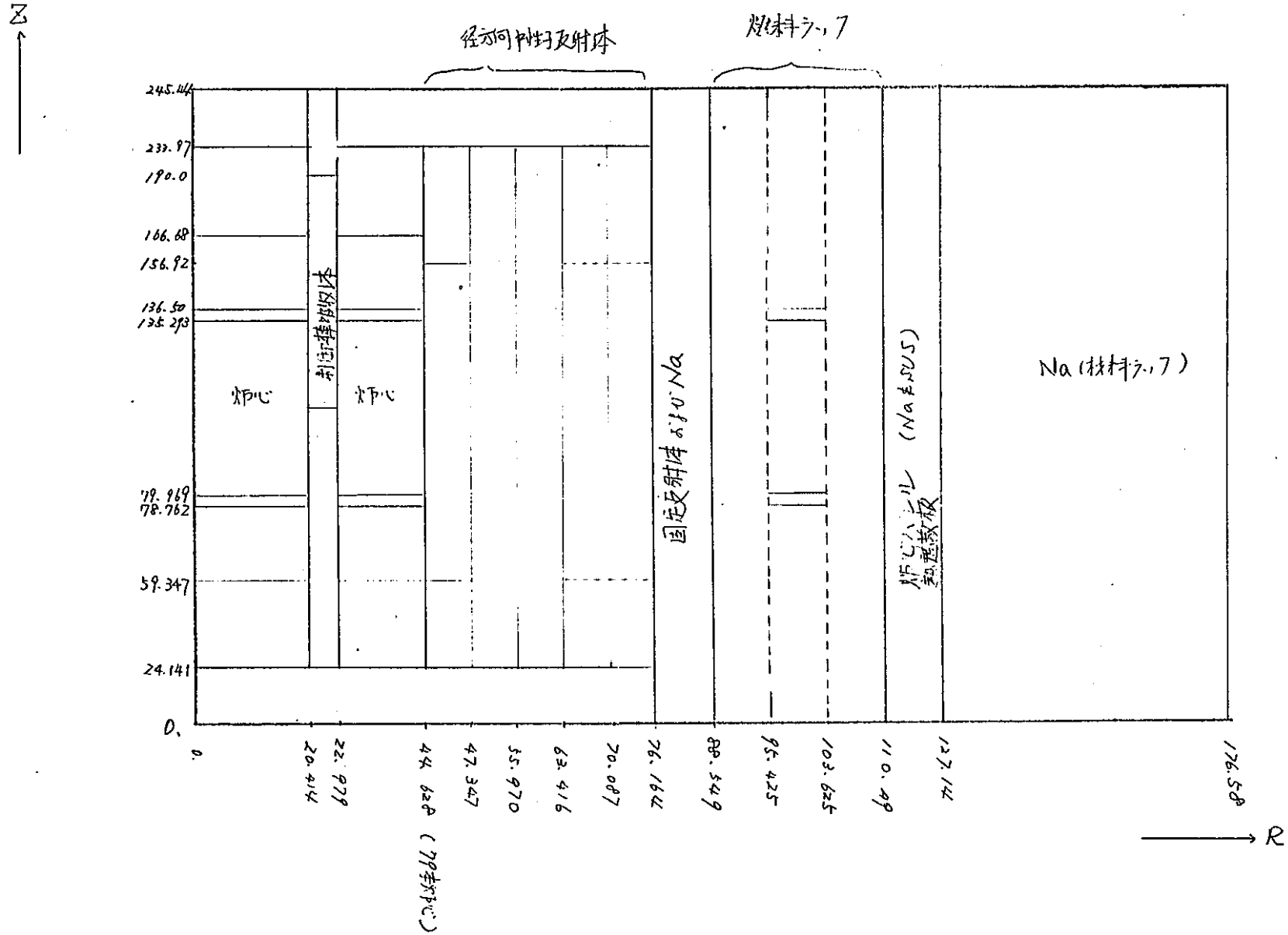


図3.1-1.　２次元ＲＺモデル計算体系図

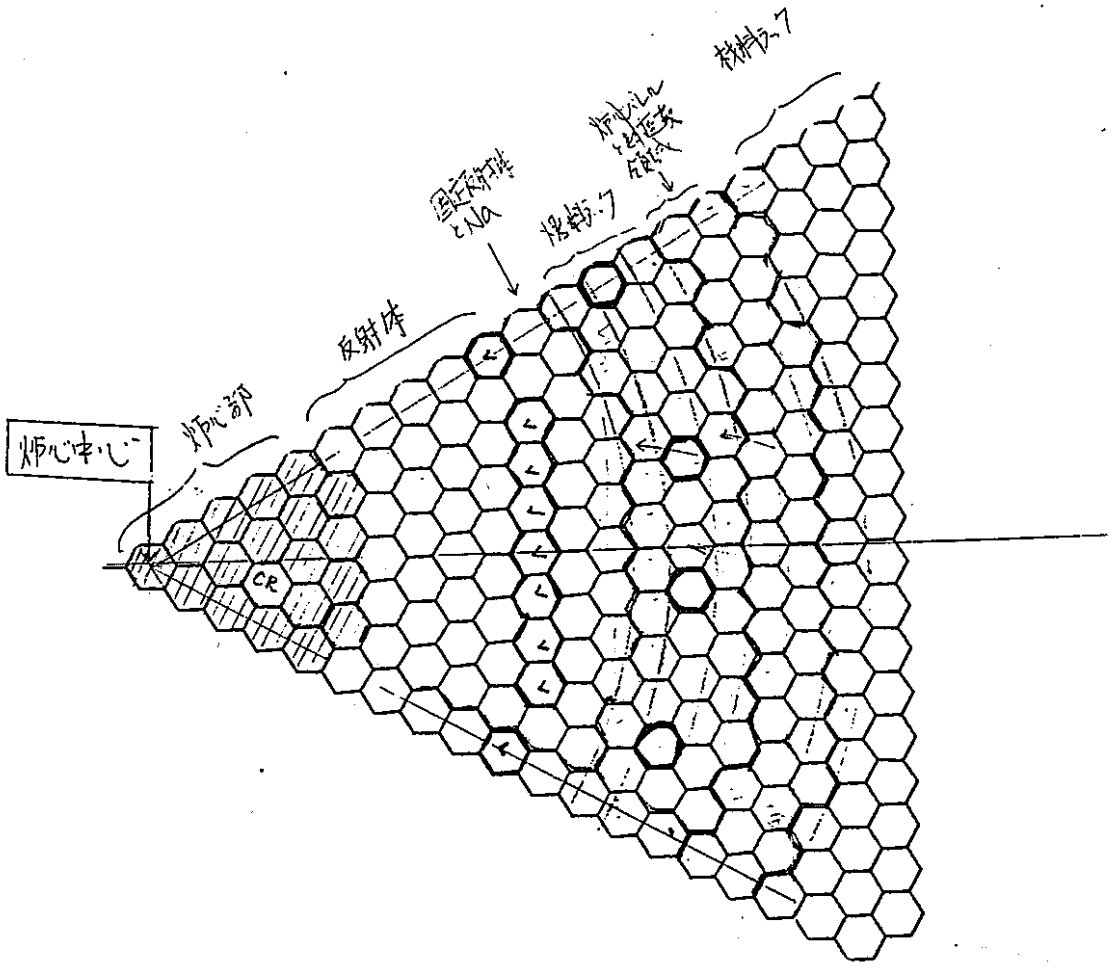


図3.1-2.　3次元Hex-Z モデル計算体系図

３．２　パラメータサーベイ結果

（１）　検討フローの概要

「常陽」の燃料ラック内使用済燃料の発熱量を低減し、現在使用されている燃料ポットＡ型内での自然循環による使用済燃料集合体の冷却可能性を実現する方策として、現行ＭＫ－Ⅱ炉心の径方向反射体層の一部を高性能遮蔽体に置換えることによる使用済燃料の発熱量への影響は、２つのステップのパラメータサーベイ計算で検討した。

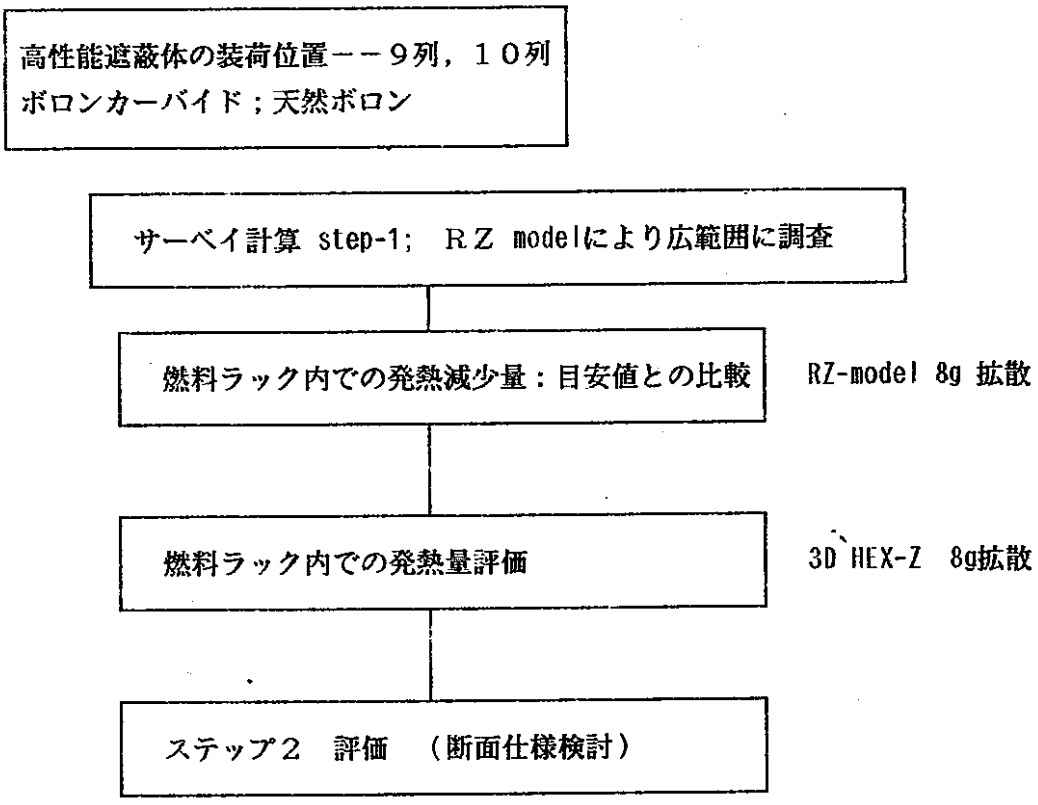
ステップ１：　高性能遮蔽体の基本仕様のイメージの具体化を図るために広い範囲でパラメータサーベイ計算を行い、解決すべき課題の具体的な特徴を定量的に把握し、遮蔽体の基本仕様をある程度具体化させるステップ２のサーベイのための選択を行なう。具体的なサーベイの範囲はつぎの様である。

検討範囲

a)　高性能遮蔽体としてボロンカーバイドを想定する。ラック内燃料発熱の大幅な低減を必要とすることから、ポット自身への局所遮蔽の強化は範囲外とする。また、実証炉設計への「常陽」実績の反映を計る観点からも高性能遮蔽体の利用を検討することが有意義と考えられるためである。

b)　燃料ラック内使用済燃料の発熱量と高性能遮蔽体の層数／遮蔽体中のボロンカーバイド割合／ボロンカーバイドを含む軸方向長さの関係をサーベイする。

ステップ１のアプローチ



具体的な高性能遮蔽体の基本仕様検討範囲はつぎの通りである。

集合体のB4 Cの体積比の範囲：２０～６０％

B4 C部の長さ　　：約６０ｃｍおよび約１００ｃｍ

グラファイト遮蔽体も考慮し、B4 C部をカーボンに置換える場合を設定。

表3.2-1 にＲＺ計算におけるステップ１サーベイ計算のケースIDと遮蔽体配置の関係をまとめてある。

ステップ２：上記の結果を受け、高性能遮蔽体の断面仕様の検討との関連を深めた検討を行う。

（２）ステップ１サーベイ計算（ＲＺ計算）の結果

ＲＺ計算体系では、燃料ラック内の燃料の配置を正確に表現することは難しい。ここではラック内の燃料の中心と炉心中心の距離と集合体のピッチを保存して円環状に巻きつけている。そのために燃料ラック内の燃料の本数は８８体と実際に装荷可能な上限の３０体よりも約３倍になっている。この様な近似モデルであるが、このＲＺ計算では現行のステンレススチール製の反射体体系で、炉出力が100MWth のときにラック内燃料一体あたりの発熱量（炉心からの漏洩中性子による発熱）は１２８KWとなっている。この計算で直接考慮されていないガンマ発熱の寄与（約10% ）を含めると、設計値（１４５KW）に近い値となっている。したがって、ＲＺ modelによるサーベイ計算結果の示す傾向は３次元のモデルによる傾向と同様と期待できることがわかる。

現行のステンレススチール製の反射体を高性能遮蔽体に置換したことによるラック内燃料の発熱量減少割合い（現行の反射体構成を基準）を図3.2-1 にまとめてある。主な、結果はつぎのようにまとめられる。

1)ボロン10の含有率（濃縮度）を20% から60% にすることで、ラック内燃料の発熱量は約1/2 となる。

2)高性能遮蔽体の軸方向有効長さを100cm から60cmに減ずるとラック内燃料の発熱量は20% ～30% 増大する。高性能遮蔽体の長さは炉心の高さより十分高い必要がある（添附資料－１も参照）。

3) 炉出力１００MWthのときには、移送用ポットでの自然循環冷却に十分余裕があると考えられる発熱量20～35KW（減少割合い 0.15 ～0.25）の範囲にするには、濃縮ボロンを主体としても高性能遮蔽体は１０列だけでは不足する。また、発熱量～55KWとすると“ぎりぎり”で成立の可能性があるが、反射体の発熱等の評価にも非常によい予測精度を必要とする。したがって、１０列だけに高性能遮蔽体を配置して、自然循環冷却の可能な範囲に発熱を抑制するには炉出力（1.5 倍までの増強）に大きな制約を与える可能性がある。

4) 炉心に近い９列にグラファイト反射体を配置し、10列にボロン入り遮蔽体を装荷する場合は、９，10列をボロン入り遮蔽体とする場合よりも遮蔽能力が低下している。

5) ２０年の連続照射を想定すると、ボロンの核的燃焼は約35% に達し、60% 体積比のものが40% 体積比程度になる。

（３）ステップ１サーベイ計算（３次元計算）の結果

上記のサーベイ計算から次のケースを選定し、３次元体系でのサーベイを行った。形状的に実際に近いことが利点である。（炉心本数は拡大炉心までの中間的な本数として７３本体系［制御棒半挿入状態］とした。）

高性能遮蔽体の有効長さは、上記の結果から 100cmとしている。炉出力１００MWthのときの集合体発熱量の分布を図3.2-2 ～図3.2-6 に示した。

ケース０：現行炉心（６７本体系）[Fig.3.2-2]

ケース６：10列にボロン遮蔽体（B4C 体積比～60%-nat.Boron ）[Fig.3.2-3]

ケース10：9,10列にボロン遮蔽体（B4C 体積比～40%-nat.Boron ）[Fig.3.2-4]

ケース12：9,10列にボロン遮蔽体（B4C 体積比～60%-nat.Boron ）[Fig.3.2-5]

ケース18：9 列にグラファイト遮蔽体（体積比～60% ），10列にボロン遮蔽体（B4C 体積比～60%-nat.Boron ）[Fig.3.2-6]

これらの結果、燃料ラック内の集合体発熱、（サーベイ計算）結果はつぎのようである。ケース０の67本体系での燃料ラック内の集合体発熱はＲＺ計算と同様のレベルで炉心出力100MWth のとき１２３KWであり、前述のＲＺ計算結果との一致はよい。

ケース	減衰率(Hex-Z)	減衰率(RZ)	コメント
case-06	０．３７	０．３０	10列のみB4C
case-10	◎ ０．２１	０．２０	9,10列B4C
case-12	◎ ０．１４	０．１５	9,10列B4C
case-18	０．３３	０．２０	９列のgraphiteの効果少

３次元計算の結果は、前述の２次元ＲＺ計算結果とほぼよい一致を見せている。高性能遮蔽体による発熱量の減少割合いはケース10,12 のような実質的に２層の遮蔽体配置が必要となることを示唆している。特に、炉出力を150MWth に上昇させる場合はケース10でも45KW程度の発熱に対応することになる。

ステップ１のサーベイ計算から、炉出力を１．５倍にする場合は高性能遮蔽体を実質的に２層を必要とするが、ステップ２では熱計算の結果を反映してサーベイを詰める。

表3.2-1　R乙計算（ステップ1サーベイ計算）ケースIDと遮蔽体配置の関係

『常陽』燃料貯蔵ラック位置での発熱計算サーベイケースと計算によるアプローチ

ケースID	炉心	制御棒	遮蔽体配置	
			９列	１０列
ケース１.	７９本体系	in	ss	ss (steelreflector)
ケース２.	７９本体系	in	ss	B20L(B; B4C,20; 体積比%,L;100cm)
ケース３.	７９本体系	in	ss	B20S(S; 60cm)
ケース４.	７９本体系	in	ss	B40L
ケース５.	７９本体系	in	ss	B40S
ケース６.	７９本体系	in	ss	B60L
ケース７.	７９本体系	in	ss	B60S
ケース８.	７９本体系	in	B20L	B20L
ケース９.	７９本体系	in	B20S	B20S
ケース10.	７９本体系	in	B40L	B40L
ケース11.	７９本体系	in	B40S	B40S
ケース12.	７９本体系	in	B60L	B60L
ケース13.	７９本体系	in	B60S	B60S
ケース14.	７９本体系	in	C60L	B20L (C;graphite)
ケース15.	７９本体系	in	C60S	B20S
ケース16.	７９本体系	in	C60L	B40L
ケース17.	７９本体系	in	C60S	B40S
ケース18.	７９本体系	in	C60L	B60L
ケース19.	７９本体系	in	C60S	B60S

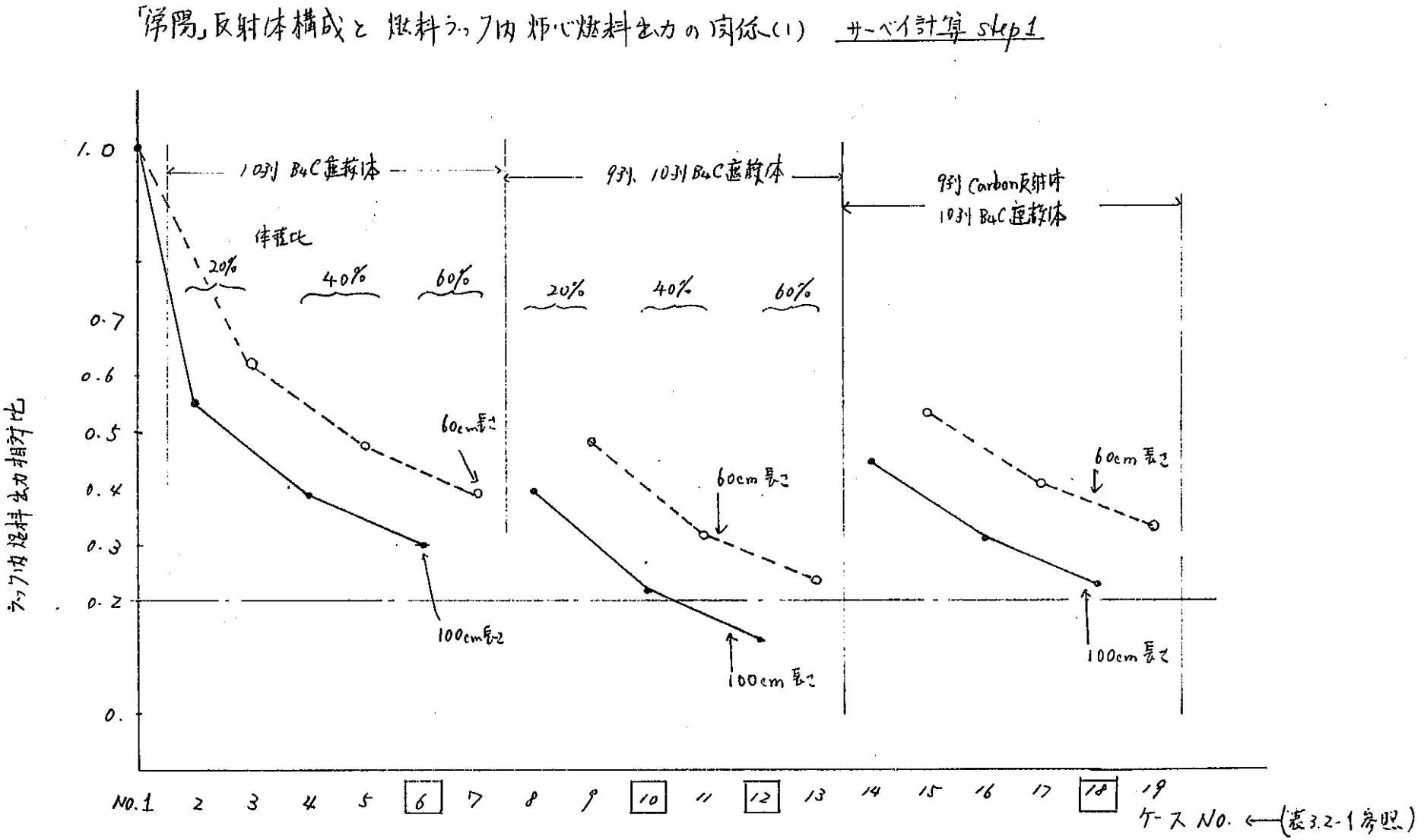


図3.2-1　ステップ1サーベイ計算）ケースIDとラック内燃料の発熱量減少割合い

ケースO：現行炉心（６７本体系）

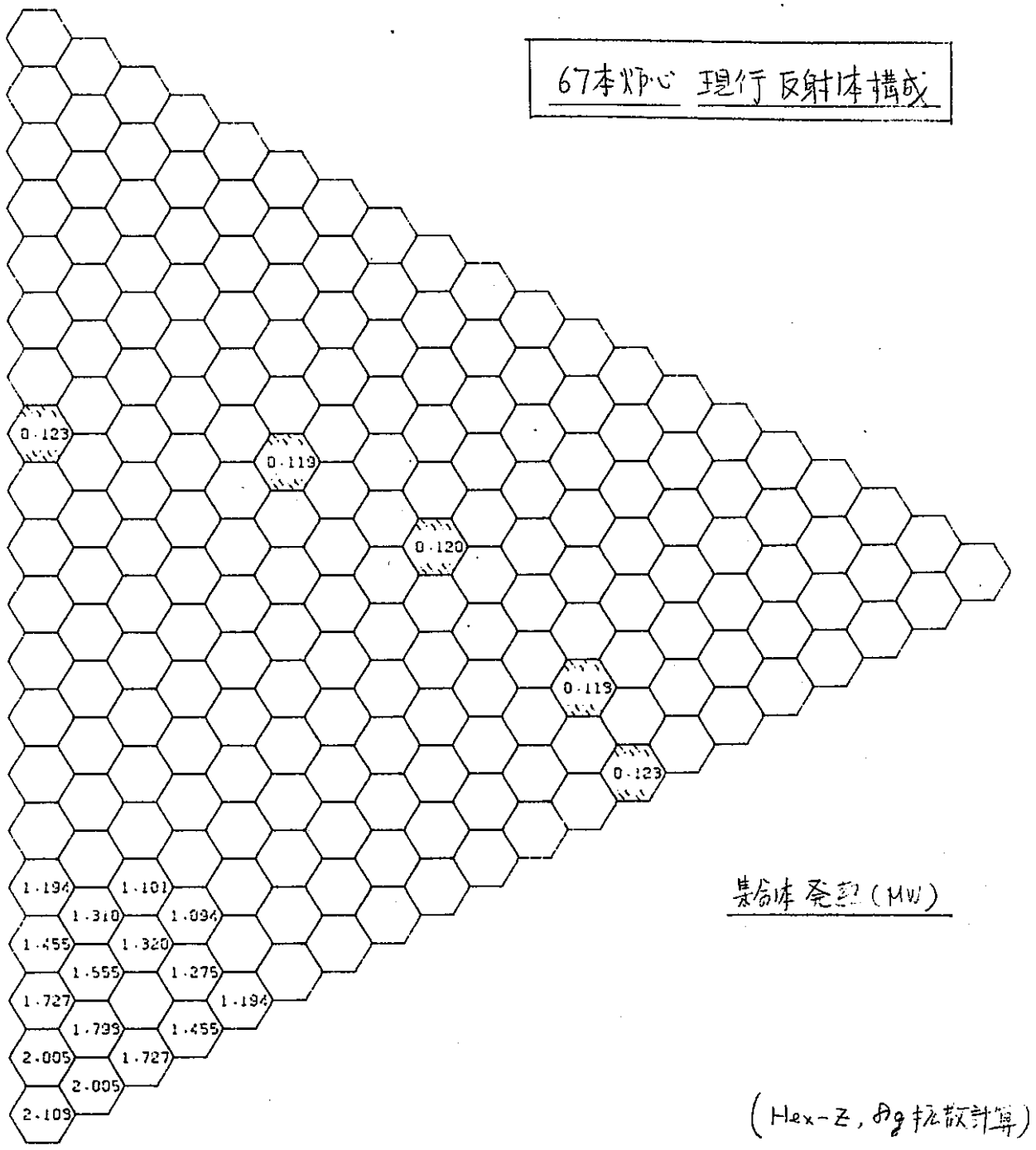


図3.2-2　集合体発熱量分布（ 67 体炉心，単位MW，ケースO）

ケース６：10列にボロン遮蔽体（B4C 体積比～60%-nat. Boron, 100cm 長さ）

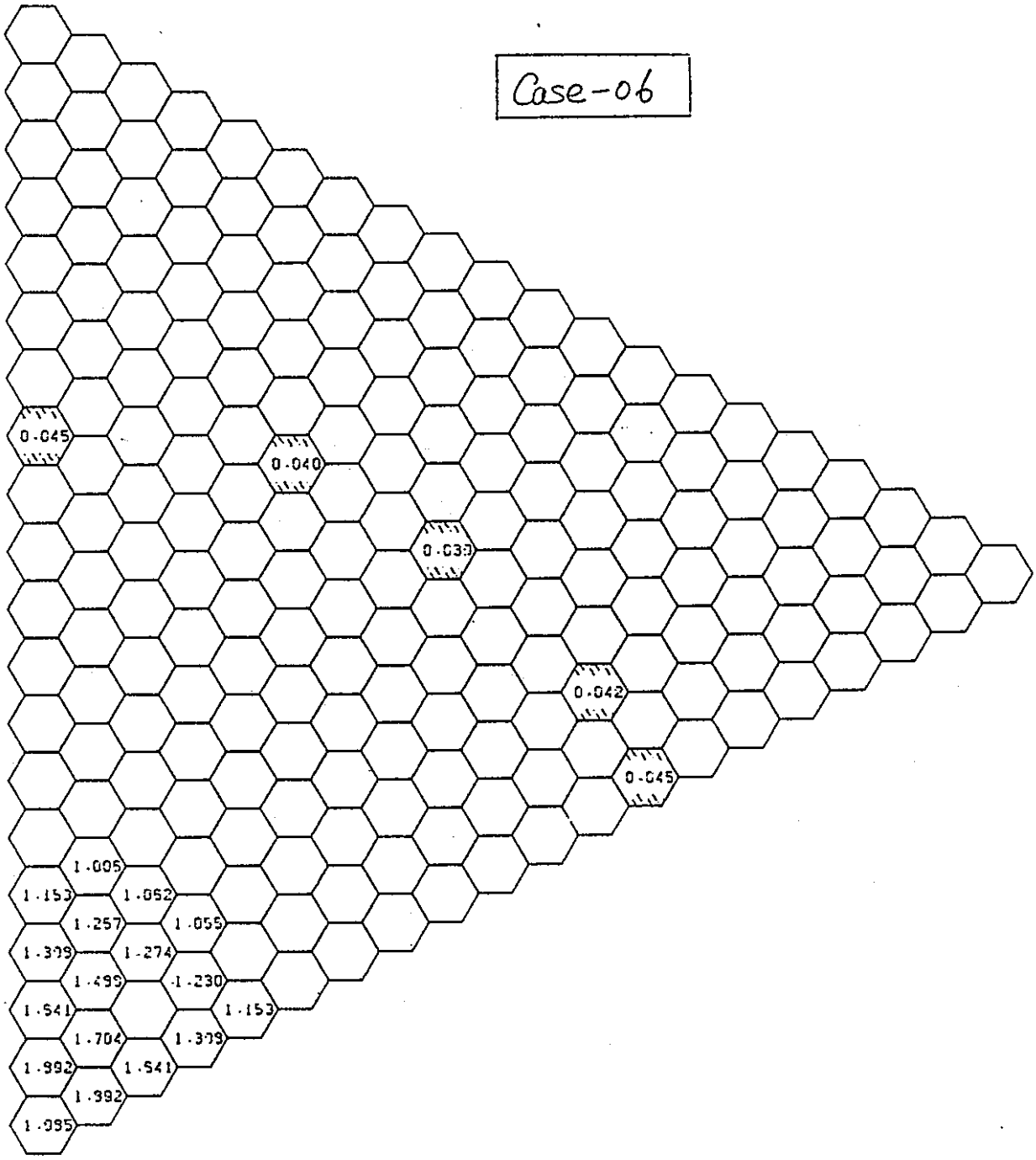


図3.2-3　集合体発熱量分布（７３体炉心，単領域，ケース６）

ケース10：9，10列にボロン遮蔽体（B4C 体積比 ~40%-nat.Boron,100cm 長さ）

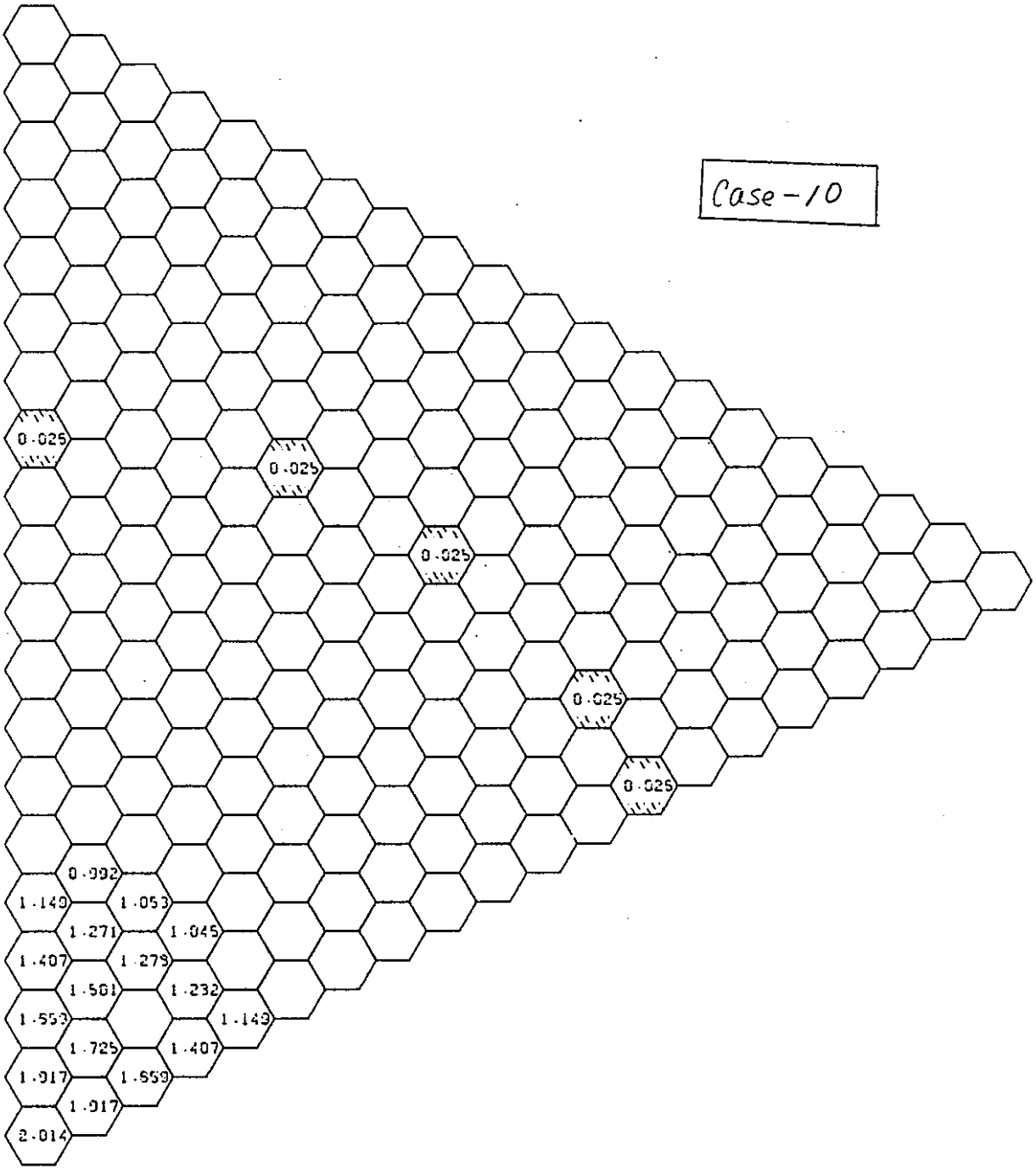


図3.2-4　集合体発熱量分布（７３体炉心，単位MW，ケース10）

ケース12；9，10列にボロン遮蔽体（B4C 体積比~60%-nat.Boron,100cm 長さ）

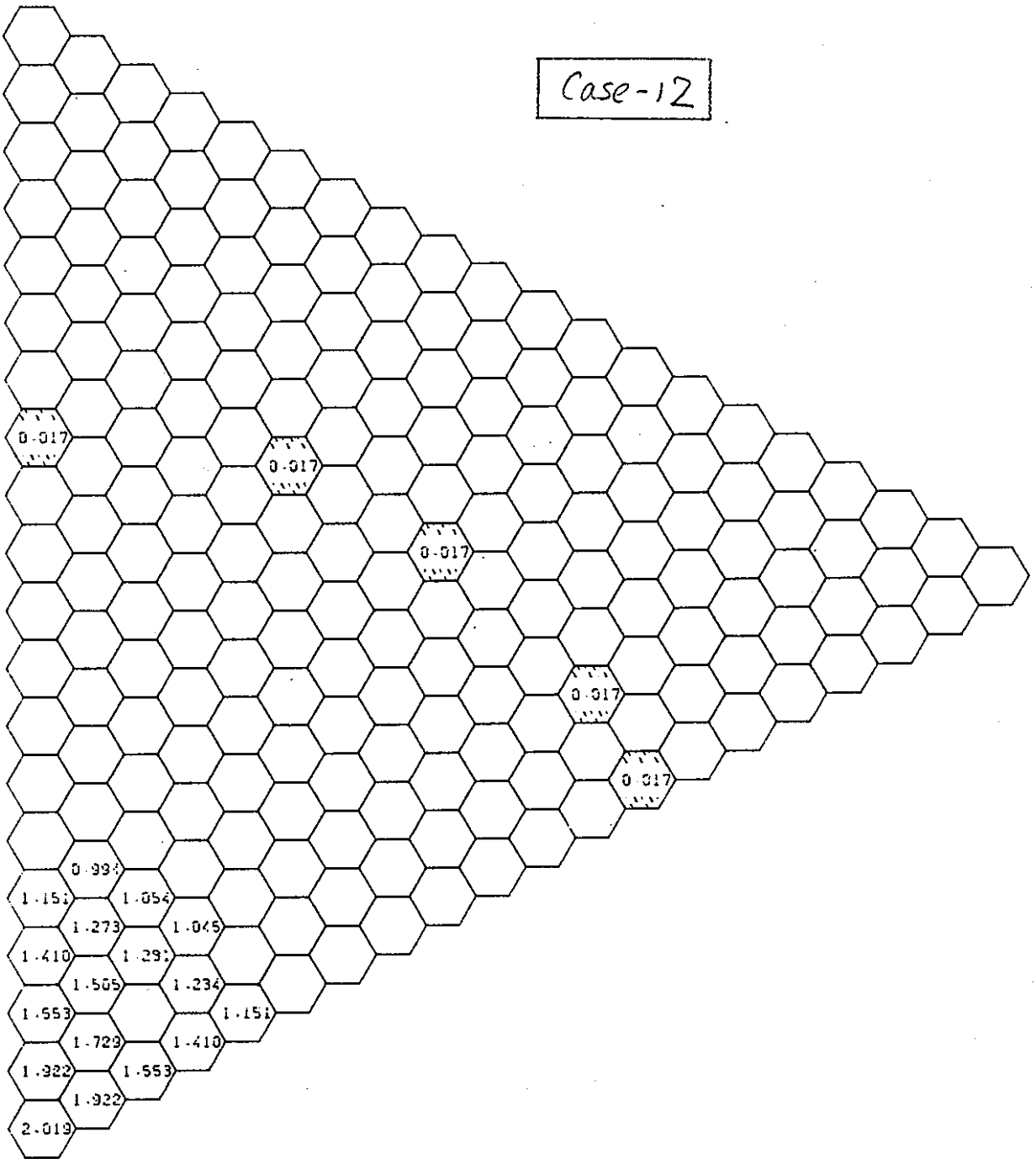


図3.2-5　集合体発熱量分布（７３体炉心，単位MW，ケース12）

ケース18：９列にグラファイト遮蔽体（体積比～60%, 100cm 長さ），10列にボロン遮蔽体（B4C 体積比～60%-nat.Boron, 100cm 長さ）

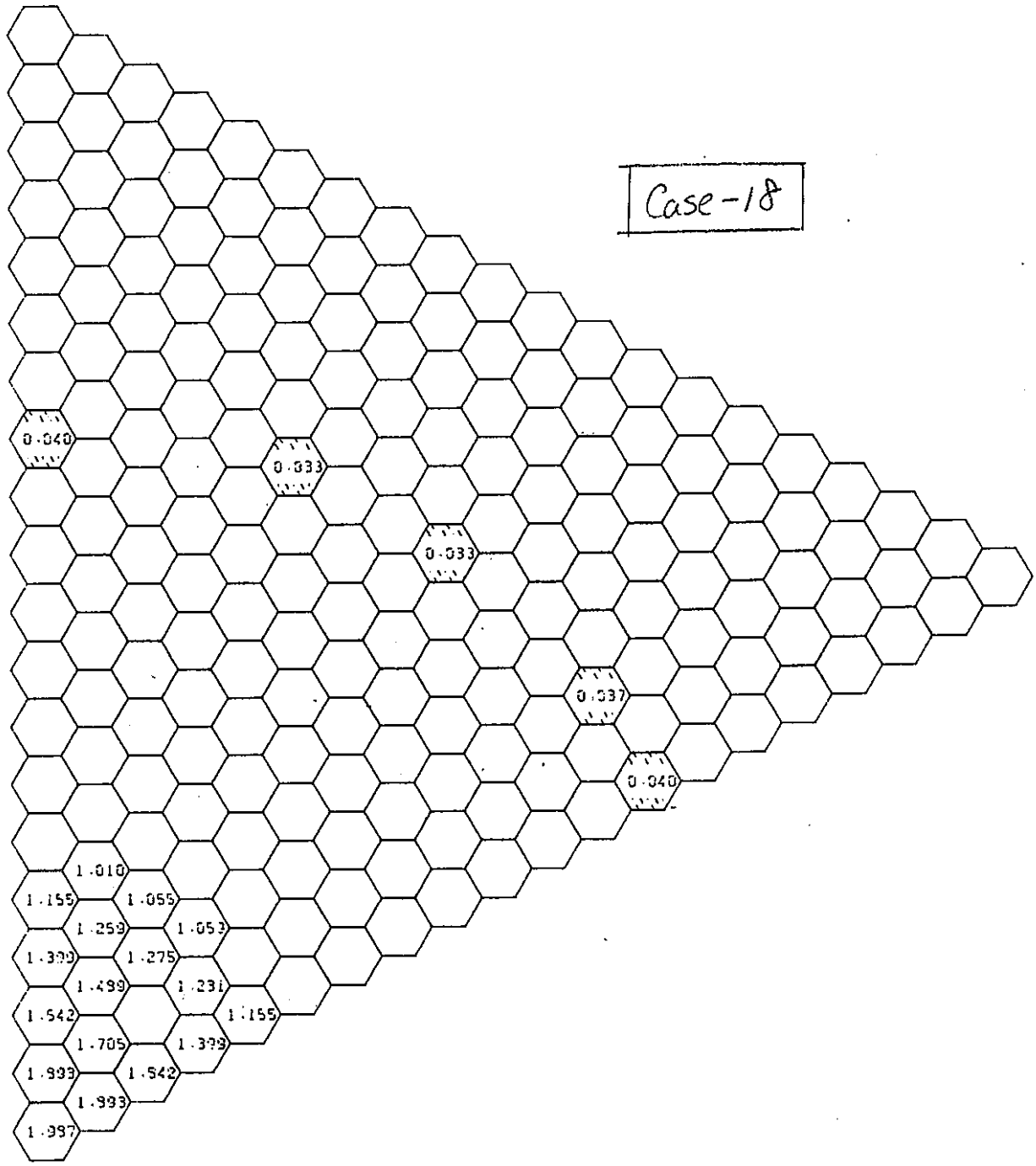


図3.2-6　集合体発熱量分布（７３体炉心，単位MW，ケース18）

４．　高性能遮蔽体の使用による燃料ラック内使用済燃料の発熱量

（１）　step-1. サーベイ検討結果のまとめ

ステップ１の検討結果と、それを考慮したときの遮蔽体断面仕様の検討結果をまとめると下記のようになる。

検討条件　；　天然ボロンカーバイド使用反射体
B4C 体積比　20～60%　９，１０列

目標条件
ラック内燃料の発熱
約30KW/ASS.

炉出力 100MWth
反射体寿命　約20年想定
（ラック内燃料の発熱約1/5 目標）

↑　　↓

ポット内自然循環徐熱
可能レベル

結果；１０列のみの反射体使用では天然ボロンB4C を
高い体積比確保出来るとしても難しい。
高性能遮蔽体実効長さ　～100cm 必要
９，１０列と実効的に２層必要の可能性　大
高性能遮蔽体のB4C の発熱・PCMIへの許容条件
を満たすこととトレードオフの関係
７本ピン構造を選定（場合により１９本ピン）

（２）　step-2　検討結果のまとめ

ステップ２の検討結果と、それを考慮したときの遮蔽体断面仕様の検討結果をまとめた結果が下記である。

条件；濃縮ボロンカーバイド使用反射体
B4C 体積比　30～45% --7/19本ピン構造
現行反射体との置換本数　５０体程度
高性能遮蔽体実効長さ　100cm
炉出力 150MWth、79本炉心、反射体寿命　約 9年想定
（連続運転）

高性能遮蔽体についてのstep-1熱計算評果による断面仕様

↓　　↓

炉出力 100MWth
でも達成困難な事を
確認

←

結果；10列のみの反射体置換では高濃縮ボロンB4C を
使用してもラック内発熱を目標レベルまで
低減するすることは難しい。
↓
実質的に９，１０列の２層配列必要

交換本数制限　－－－　現行反射体の片側２列の置換によるラック内ポットの配置・運用による対応等

炉心に近いポイントでの発熱が大きい	←	９列側の B4C反射体では、B4C 発熱・PCMIのために天然ボロン、１９本構造が必要。
９列のボロン燃焼を考慮し濃縮度設定	←	１０側の B4C反射体では、B4C 発熱・PCMI緩和により濃縮ボロン、７または１９本構造可能性あり。 １９本ピン構造ならばボロン濃度の調整可能範囲が広くなる。
自然循環除熱可能レベル上限の精度の確認・信頼性の評価が重要 被覆管温度評価 ラック内発熱精度確認実験	←	燃料ポット内の燃料の発熱～45KW/ASS. 程度となり、自然循環除熱可能レベル上限に近くなる見込み。（当初の目標30KW/ASSの達成は難しい。）

step-2サーベイ計算は、３次元モデルで行った。表4-1,4-2 に計算結果を示してある。３次元Ｈｅｘ－Ｚモデルの中性子束分布から遮蔽体位置での六角のポイントの中性子束分布を内外挿して（current 連続）求めた。その値からB10(n,alpha)反応率を求めた。フルエンスとともに第５章の断面仕様の検討に反映されている。

図4-1 ～4-3 は150MWth 炉心で、ラック内発熱を目標値まで低減できる見通しのある遮蔽体配置における集合体発熱量分布である。ラック内発熱量の計算精度は約20% と推定している。ボロン発熱／生成率の誤差は約30% と推定する。ここでは、添附資料-3に示すような材料から誤差を推定したが、これらの数値の信頼性を評価する直接的な実験等が望まれる。そのためには、高性能遮蔽体のパイロット集合体などの運用と試験による性能評価を炉心出力上昇計画のなかで適切に考慮されることが有意義と考えられる。

９列のボロンはPCMI低減から天然ボロンであることが必要である。この燃焼効果は最大出力ピンで約25% （ピーク値）であるが、集合体全体では大きくない。また、９列に部分配置したときの関係を考慮すると、ボロン10の燃焼効果によるラック内燃料の発熱への影響は少ないことがわかる。

表4-1 に示した現行反射体ベースケースとしたラック内燃料の発熱量は150MWth のとき193KW で、100MWth 炉心換算では129KW である。ステップ１の結果と4%程度の違いがあることになる。この原因は、８群への縮約スペクトルのとりかたなどの違いによるが、この段階では問題とならない。絶対値については目安値である。尚、ベースケースにおけるB4C 反射体peak B10(n,alpha) 反応率 (point)の結果は、現行ステンレス反射体のときの中性子束を使用した仮想的な量に対応する。

９，10列への実質２層の高性能遮蔽体配置において、現行反射体との置換本数を低減する方策のひとつとして、９列の全体を置換しないでも中性子遮蔽効果が確保できる可能性が考えられるパターンとして９列への部分置換を想定した。（表4-1 の中に図4-1 ～4.3 との関係を示した。）

表4-1　ステップ2サーベイ計算結果：ラック内燃料の発熱、B4 C遮蔽体の発熱とHe生成量

step-2サーベイ結果

150MWth,79本炉心

8群拡散、3次元Hex－Zモデル（fission power)

ケース	ラック内燃料 発熱量 (kw) () 内は比	B4C 反射体 peak power w/cc (point)	B4C 反射体 peak B10(n,A) 反応率 (point)	コメント
ベースケース		(axial peak)	(capt./sec/atom)	
（現行反射体）	193.0 (1.00)	[9-5 peak flux	pos. 1.144E+16]	J2-fuel
		[9-1 peak flux	pos. 8.371E+15]	
		[10-6 peak flux	pos. 9.392E+15]	
7本ピン構造				
10列置換		heating per B4C-volume		
V(B4C)～36%	86.8 (0.45)	(10-6) 41.7w/cc	4.394E+15	nat.Boron
		(X1.3) 54.2w/cc		
		(9-1) 36.5w/cc	3.849E+15	
		(X1.3) 47.4w/cc		
～40%	82.9 (0.43)	(10-6) 42.4w/cc	4.472E+15	nat.Boron
		(X1.3) 55.1w/cc		
		(9-1) 36.9w/cc	3.889E+15	
		(X1.3) 47.9w/cc		
～45%	78.8 (0.41)	(10-6) 43.4w/cc	4.575+15	nat.Boron
		(X1.3) 56.4w/cc		
		(9-1) 37.4w/cc	3.947E+15	
		(X1.3) 48.6w/cc		
V(B4C)～36%	70.1 (0.36)	(10-6) 85.3w/cc	4.501E+15	40%B-10
		(X1.3) 111.0w/cc		
		(9-1) 72.6w/cc	3.827E+15	
		(X1.3) 94.3w/cc		
V(B4C)～36%	61.5 (0.32)	(10-6) 134.2w/cc	4.717E+15	60%B-10
		(X1.3) 174.4w/cc		
		(9-1) 111.9w/cc	3.934E+15	
		(X1.3) 145.5w/cc		

表4-1 （つづき）

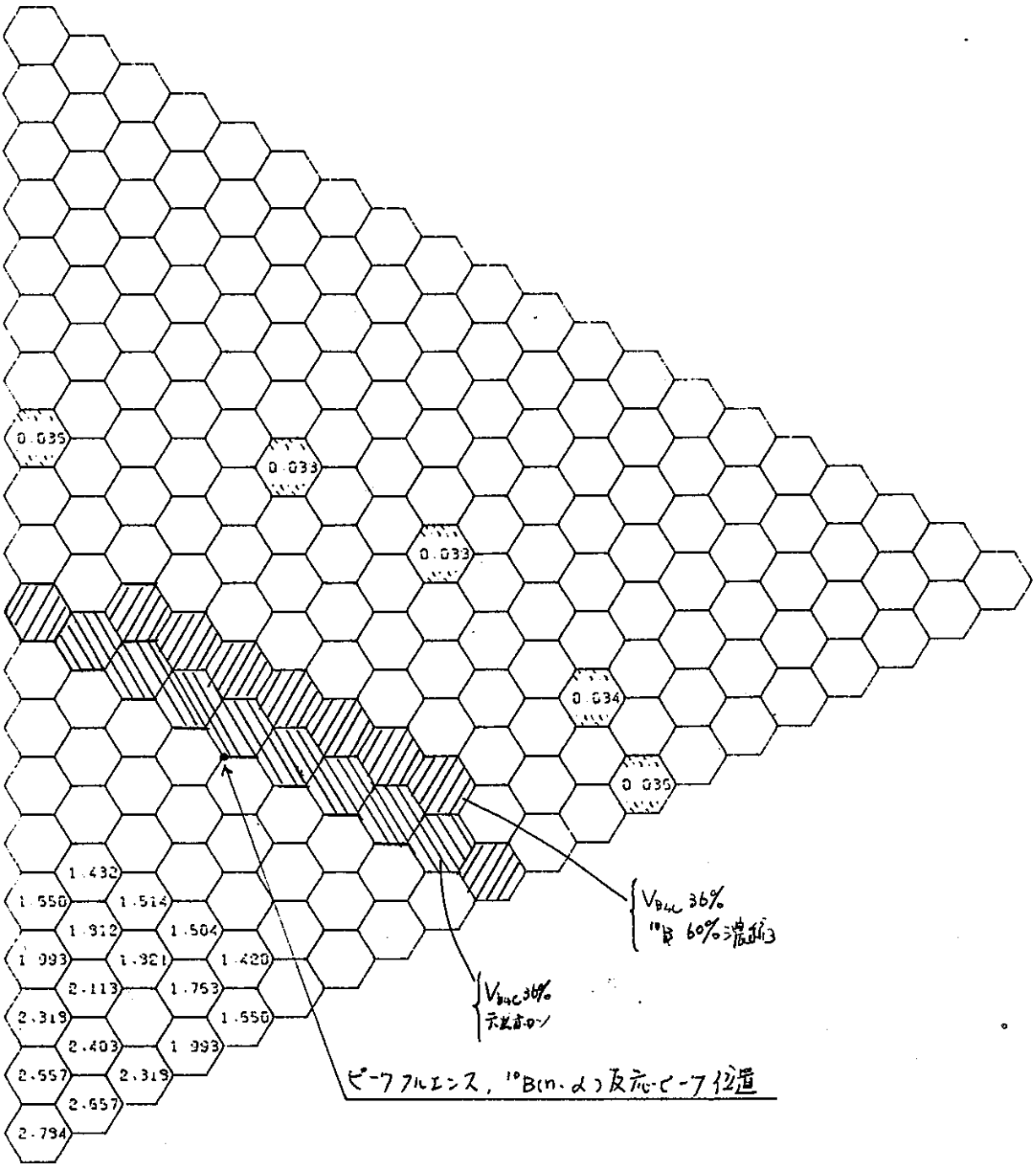
	ケース	ラック内燃料発熱量 (kw) () 内は比	B4C 反射体 peak power w/cc (point)	B4C 反射体 peak B10(n,A) 反応率 (point)	コメント
	10列置換および 9列の一部を置換		V(B4C)～36%		
図4-2 参照 ↓	9列；天然ボロン		(9-2) 37.7w/cc	3.979E+15	nat.Boron
			(X1.3) 49.0w/cc		
			(9-5) 50.3w/cc	5.305E+15	
			(X1.3) 65.3w/cc		
	10列；濃縮ボロン	44.6 (0.23)	(10-4) 88.4w/cc	3.107E15	60%B-10
			(X1.3) 114.9w/cc		
			(10-5) 60.0w/cc	2.109E+15	
			(X1.3) 78.0w/cc		
図4-3 参照 ↓	9列；濃縮ボロン		(9-2) 77.4w/cc	4.080E+15	40%B-10
			(X1.3) 100.6w/cc		
			(9-5) 102.5w/cc	5.405E+15	
			(X1.3) 133.2w/cc		
	10列；濃縮ボロン	40.3 (0.21)	(10-4) 87.0w/cc	3.059E+15	60%B-10
			(X1.3) 113.1w/cc		
			(10-5) 57.1w/cc	2.009E+15	
			(X1.3) 74.3w/cc		
図4-1 参照	9列、10列置換（片側２層に対応）		V(B4C)～36%		
	9列；天然ボロン		(9-2) 31.8w/cc	3.365E+15	nat.Boron
			(X1.3) 41.3w/cc		
			(9-5) 44.6w/cc	4.704E+15	
			(X1.3) 57.9w/cc		
	10列；濃縮ボロン	36.6 (0.19)	(9-1) 52.6w/cc	1.850E+15	60%B-10
			(X1.3) 68.4w/cc		
			(10-5) 20.0w/cc	7.039E+14	
			(X1.3) 26.0w/cc		

表4-2　ピークフルエンスおよびBoron-10 captures

（～87 Kev以上の中性子束）

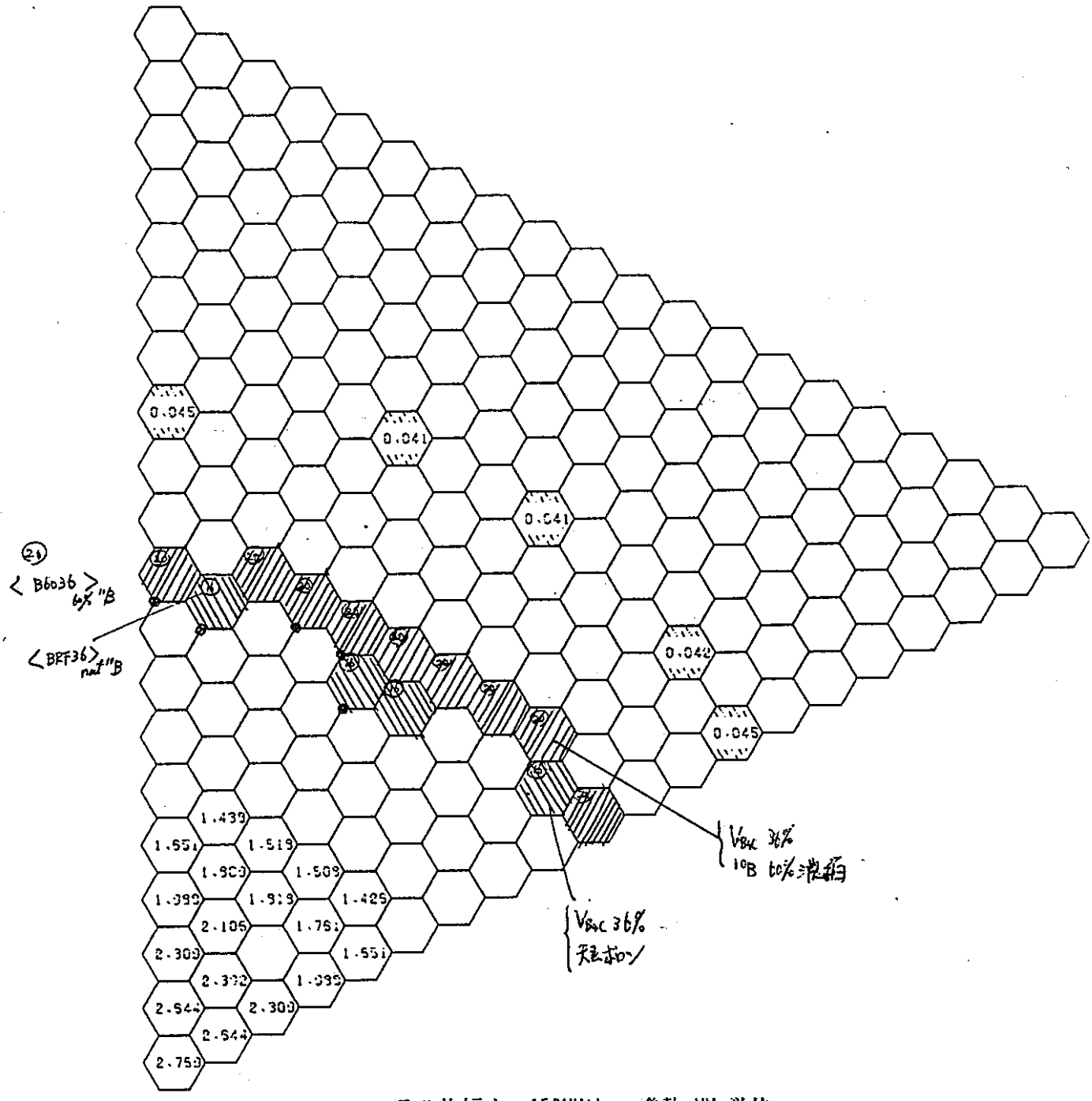
――boron-10の燃焼を無視した連続照射（ 9 EFPY ）

ケース	B4C 反射体 peak flux (1～3 群の合計)	peak point fluence	B4C 反射体 peak B10(n,A) total capture	コメント
9列、10列置換（片側２層に対応）	(nv)	(nvt)	(cap./cc-B4C)	
9列；天然ボロン	(9-2) 2.34E+14	6.65E+22	2.026E+22	nat.Boron
			（計算値）	
	(9-5) 2.69E+14	7.64E+22	2.832E+22	
			（計算値）	
10列；濃縮ボロン	(9-1) 1.48E+14	4.20E+22	3.341E+22	60%B-10
			（計算値）	
	(10-6) 1.50E+14	4.25E+22	1.271E+22	
			（計算値）	



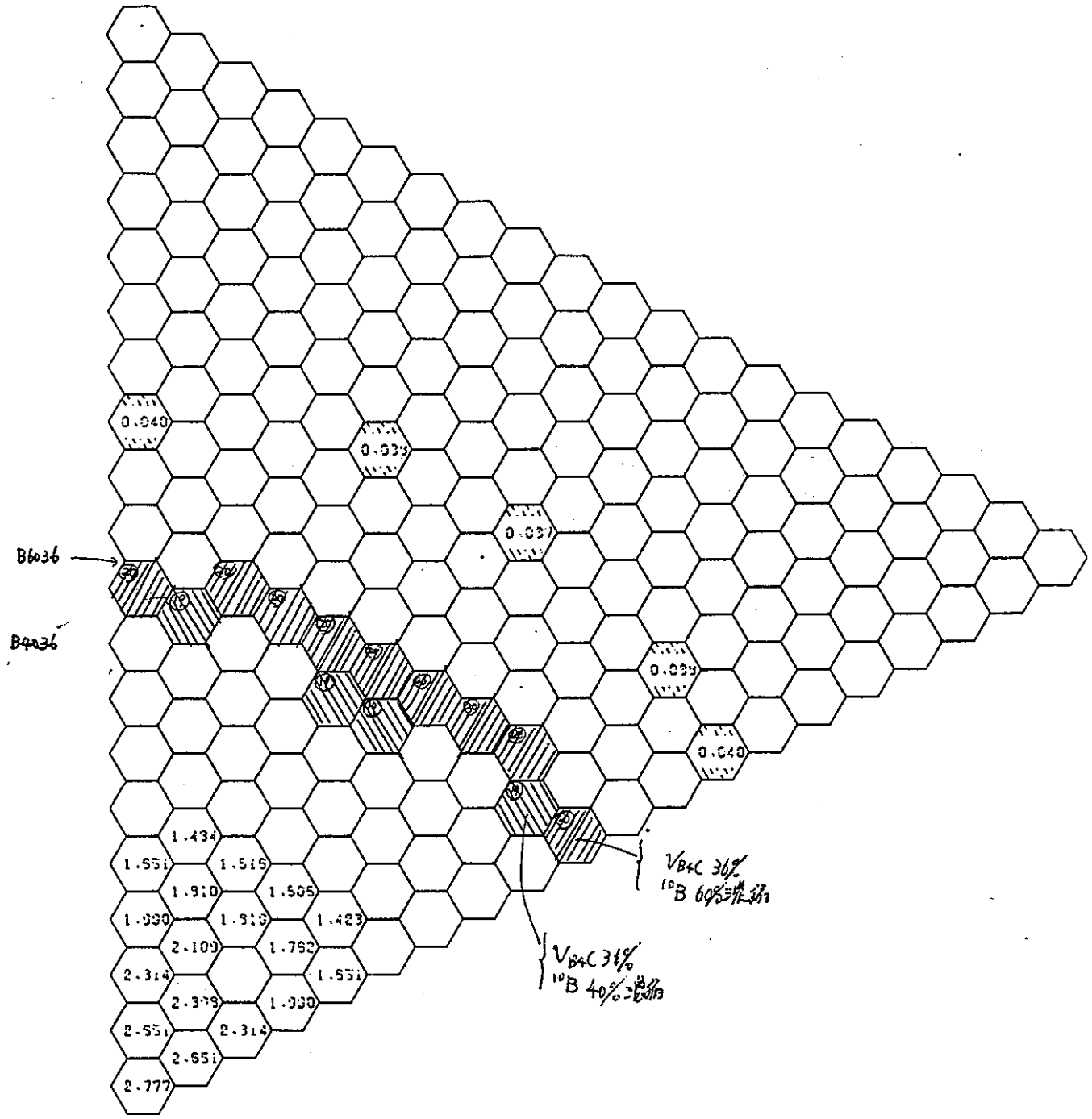
７９体炉心、150MWth，発熱 MW 単位

図4-1　ステップ２サーベイ計算における９，１０列への高性能遮蔽体配置とラック内燃料の発熱の関係（１）



７９体炉心、150MWth，発熱 MW 単位

図4-2　ステップ２サーベイ計算における９，１０列への高性能遮蔽体配置とラック内燃料の発熱の関係（２）



７９体炉心、150MWth ，発熱 MW 単位

図4-3　ステップ２サーベイ計算における９，１０列への高性能遮蔽体配置とラック内燃料の発熱の関係（３）

5. B_4C遮蔽体断面仕様の検討

(1) B_4C遮蔽体断面仕様

1本ピンタイプ～19本ピンタイプのB_4C遮蔽体について、断面仕様を検討する。

a) 検討条件

検討条件は、以下の通りとする。

i) 集合体配列ピッチ	:	81.5 (mm)
ii) ラッパ管内対面間距離	:	74.7 (mm)
iii) ピン間（ピン・ラッパ管間）ギャップ幅	:	1 (mm)
iv) ピン肉厚	:	2 (mm) (1～7本ピン) 1.5 (mm) (19本ピン)

b) 検討結果

検討結果を図5-1 に示す。

B_4C体積比は、1本ピンタイプで64%、7本ピンタイプで46%、19本ピンタイプで41%程度となる。（ただし、被覆管内側の体積比。実効体積比は、これにB_4Cのスミヤ密度を掛ける必要がある。）

(2) B_4Cペレット中心温度とB_4C体積比

上記の内、7本ピンタイプおよび19本ピンタイプのB_4C遮蔽体について、B_4Cペレット中心温度とB_4C体積比を検討する。B_4Cペレットの発熱密度は、パラメータとする。B_4Cペレット／パウダー中心温度計算式は添附資料－4に示す。

a) 検討条件

検討条件は、以下の通りとする。

i) B_4Cペレット熱伝導度（照射効果考慮ずみ）	:	0.07 (W/cm・℃)
ii) ギャップコンダクタンス（Heガスによる熱伝導を考慮）	:	$3.01 \times 10^{-3} / \Delta t$ (W/cm²・℃) (Δt ：ギャップ幅 cm)
iii) B_4Cペレット発熱密度	:	10 ～120 (W/cm)
iv) 被覆管内面温度	:	500 (℃)
v) B_4Cペレット・スエリング率	:	「もんじゅ」制御棒物性式
vi) ペレット・被覆管間ギャップ幅	:	スエリング率に応じ設定（PCMI防止）
vii) 遮蔽体使用期間	:	10 年または5 年（稼動率60%）*1

---

*1 当初目標とした9年（稼動率60%で15年）は、B_4Cペレットの燃焼度およびスエリング量から達成不可の為、目標を見直した。

b) 検討結果

検討結果を図5-2 ～図5-8 に示す。

ⅰ) 7本ピンタイプ

7本ピンタイプで使用期間を10年間とした場合、B_4Cペレットの発熱密度（各種補正、工学的安全係数、過出力係数考慮済）が50 W／cm^3以下であればペレット燃焼度 2×10^{22} Captures/cm^3（天然ボロンB_4C中の^{10}B原子数密度に対応）以下、ペレットスエリング率10%以下となり、ペレット中心溶融も防止できる見通しがある。この時のB_4C実効体積比（100 %理論密度換算）は、36%程度となる。

ⅱ) 19本ピンタイプ

19本ピンタイプで使用期間を 5年間とした場合、B_4Cペレットの発熱密度（各種補正、工学的安全係数、過出力係数考慮済）が100 W/cm^3程度以下であれば、ペレット燃焼度 2×10^{22} Captures/cm^3以下、ペレット・スエリング率10%以下となり、ペレット中心溶融も防止できる見通しがある。この時のB_4C実効体積比（100%理論密度換算）は、31%強程度となる。

9列を天然B_4C遮蔽体、10列を^{10}B濃縮（60%）B_4C遮蔽体とした場合のペレットの発熱密度（各種補正、工学的安全係数、過出力係数 1.16 考慮済）は 80 W／cm^3以下となるので、19本ピンタイプで使用期間を 5年間とすれば、ペレット燃焼度 2×10^{22} Captures/cm^3以下、ペレット・スエリング率10%以下となり、ペレット中心溶融も防止できる見通しがある。なお、ペレット・被覆管間のギャップ幅は、使用期間末期においてもＰＣＭＩが発生しない様設定している。したがって、発熱密度（ペレット・スエリング率にほぼ比例）が大きくなるとギャップ幅を広げることとなる。その結果、ペレット中心温度（ギャップ内温度降下）は発熱密度の上昇分以上に上昇する。

(3) 被覆管最高温度

被覆管最高温度につき検討する。被覆管最高温度計算式は添附資料－4に示す。

a) 検討条件

検討条件は、以下の通りとする。B_4Cピン当り発熱量と集合体冷却材流量は、パラメータとする。

ⅰ) B_4Cピン当り発熱量（最大発熱ピン）（各種補正、設計余裕考慮済）	:	Ｐw	(kW/Rod)
ⅱ) 集合体冷却材流量	:	W	(kg/s)
ⅲ) 冷却材定圧比熱(600℃)	:	1.255	(W・s /g・℃)
ⅳ) 冷却材入口温度	:	370	(℃)
Ⅴ) ピン表面フィルム／クラッド内温度降下	:	<50	(℃)
Ⅵ) 工学的安全係数	:	1.2	(－)
Ⅶ) 周辺流れ効果係数	:	2.0/1.7 (7本ピン/19本ピン)	(－)

b) 検討結果

検討結果を図5-9 に示す。

ⅰ）７本ピンタイプ

７本ピンタイプの場合、被覆管最高温度を650 ℃とすると、ピン当り発熱量（各種補正、設計余裕考慮済）が 2.3kW程度迄なら現状の流量（0.136 kg/s;9列）で除熱し得る見通しがある。また、周辺流れ抑制対策（例えばラッパ管の内面に流動抵抗を設置する等）により周辺流れ効果係数を 1.0程度迄低減できれば、ピン当り発熱量が 4.7kW程度でも現状の流量で除熱し得る見通しがある。

ⅱ）19本ピンタイプ

19本ピンタイプの場合、被覆管最高温度を650 ℃とすると、ピン当り発熱量（各種補正、設計余裕考慮済）が 1.0kW程度迄なら現状の流量（0.136 kg/s;9列）で除熱し得る見通しがある。また、周辺流れ抑制対策により仮に周辺流れ効果係数を 1.0程度迄低減できれば、ピン当り発熱量が 1.7kW程度でも現状の流量で除熱し得る見通しがある。

９列を天然B_4C遮蔽体、10列を^{10}B濃縮（60%）B_4C遮蔽体とした場合のピン当り発熱量（各種補正、設計余裕考慮済）は、19本ピンタイプでは　6 kW/Rod程度以下（軸長 100cm、軸方向ピーキング係数 1.25 ）となるので、集合体冷却材流量を 0.8kg/s程度以上とすれば、被覆管最高温度を650 ℃以下にできる見通しがある。また、周辺流れ抑制対策により、これ以下の流量でも被覆管最高温度を650 ℃以下にできる可能性がある。

(4) 遮蔽体バンドル部圧力損失

上記B_4C遮蔽体のバンドル部圧力損失につき検討する。

a) 検討条件

検討条件は、以下の通りとする。集合体冷却材流量は、パラメータとする。

ⅰ）集合体冷却材流量	:	W	(kg/s)
ⅱ）冷却材温度	:	500	(℃)
ⅲ）遮蔽体バンドル部軸長	:	120	(cm)
ⅳ）ピンバンドル部圧力損失評価式	:	ＭＩＴの式	

b) 検討結果

検討結果を図5-10に示す。

i) 7本ピンタイプ

7本ピンタイプの場合、集合体冷却材流量が～3kg/s程度迄なら、ピンバンドル部圧力損失は現状の低圧プレナム～上部プレナム間差圧（～ 0.3kg／cm²）以下となり、低圧プレナムから必要流量を供給できる可能性がある。

ii) 19本ピンタイプ

19本ピンタイプの場合、集合体冷却材流量が～3kg/s程度迄なら、ピンバンドル部圧力損失は現状の低圧プレナム～上部プレナム間差圧（～ 0.3kg／cm²）以下となり、低圧プレナムから必要流量を供給できる可能性がある。

9列を天然B_4C遮蔽体、10列を^{10}B濃縮（60%）B_4C遮蔽体とした場合の集合体冷却材流量は、被覆管最高温度を650 ℃以下とすれば19本ピンタイプで 0.8kg/s程度となるので、ピンバンドル部圧力損失は現状の低圧プレナム～上部プレナム間差圧（～ 0.3kg／cm²）以下となり、低圧プレナムから必要流量を供給できる可能性がある。

(5) 今後の課題

今後の課題としては、以下の検討項目が考えられる。

i) B_4C遮蔽体構造仕様（ヘリウム・ガス・ベント機構）

以上の検討ではB_4C遮蔽体の断面仕様について検討したが、更にヘリウム・ガス・ベント機構、構造健全性等B_4C遮蔽体の構造仕様について検討する。

ii) B_4Cペレット中心温度（ナトリウム・ボンド・ピン）

以上の検討ではB_4Cペレット中心温度をヘリウム・ガス封入ピンとして検討したが、更にナトリウム・ボンド・ピンとすることによるペレット中心温度の低減および線出力の向上の可能性を検討する。また、ペレット熱伝導度、ペレット・スエリング率等の物性値について、「常陽」における最新の照射データを調査する。

iii) 被覆管最高温度（ニオブ・コーティング）

以上の検討では被覆管最高温度 650℃としたが、更に被覆管内面腐食を抑制し得るニオブ・コーティング等による被覆管最高温度向上の可能性を検討する。また、B_4C遮蔽体の場合、径方向出力ピーキング係数が大きいので、以上の検討では保守側に無視した冷却材混合効果による被覆管最高温度低減の可能性を検討する。

ⅳ）B_4C遮蔽体圧力損失

以上の検討ではB_4C遮蔽体のピンバンドル部圧力損失について検討したが、更に遮蔽体全体としての圧力損失について検討する。

なお、B_4C遮蔽体圧力損失および遮蔽体内流量配分、冷却材混合効果等については、炉外流動試験による確証が必要と考える。

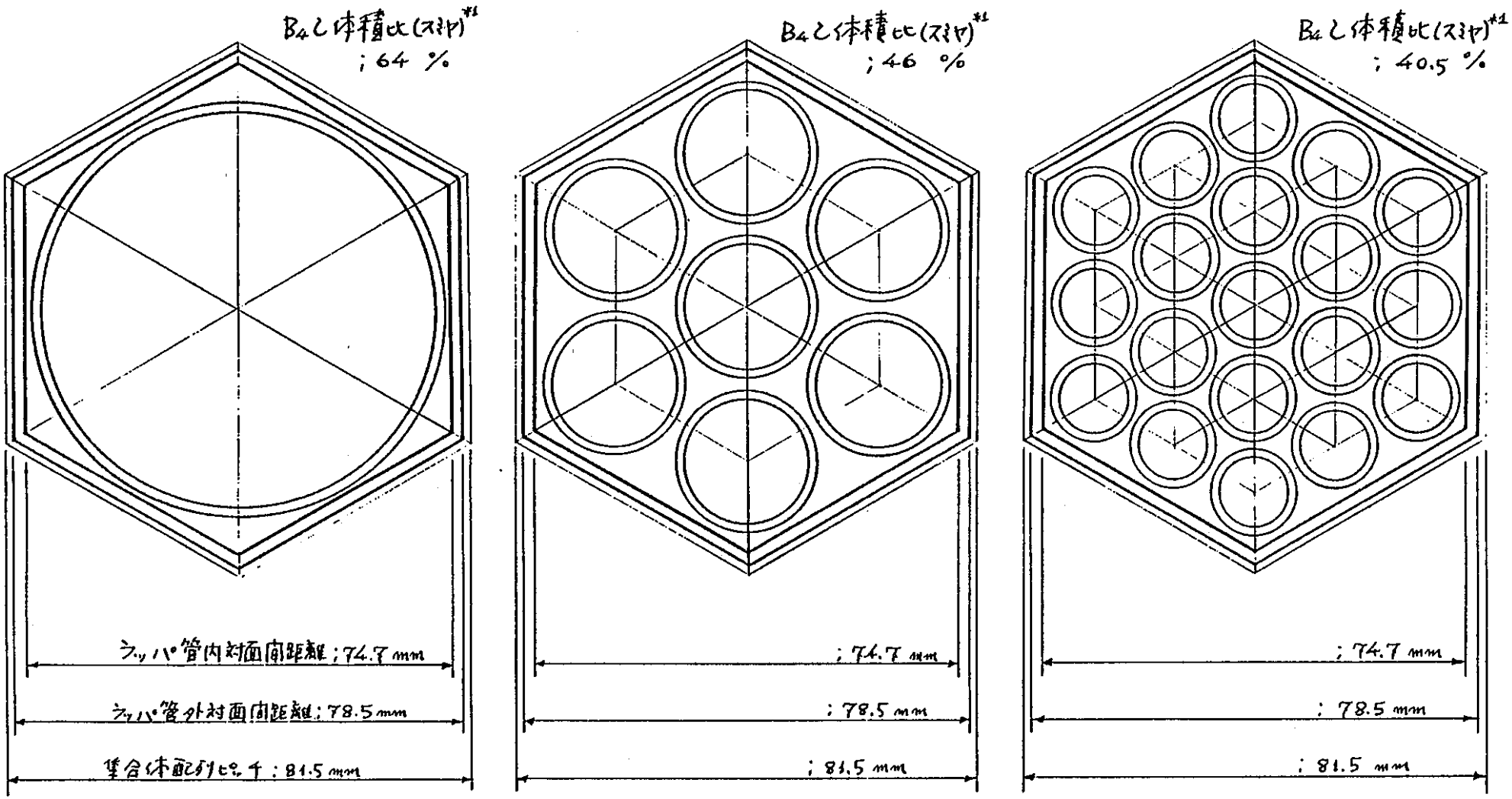


図5-1. B4C遮蔽体断面仕様

*1) 被覆管内のB4C充填部1本積比。
実効体積比(100%理論密度換算)への換算は
これにB4Cスミヤ密度を掛ける。

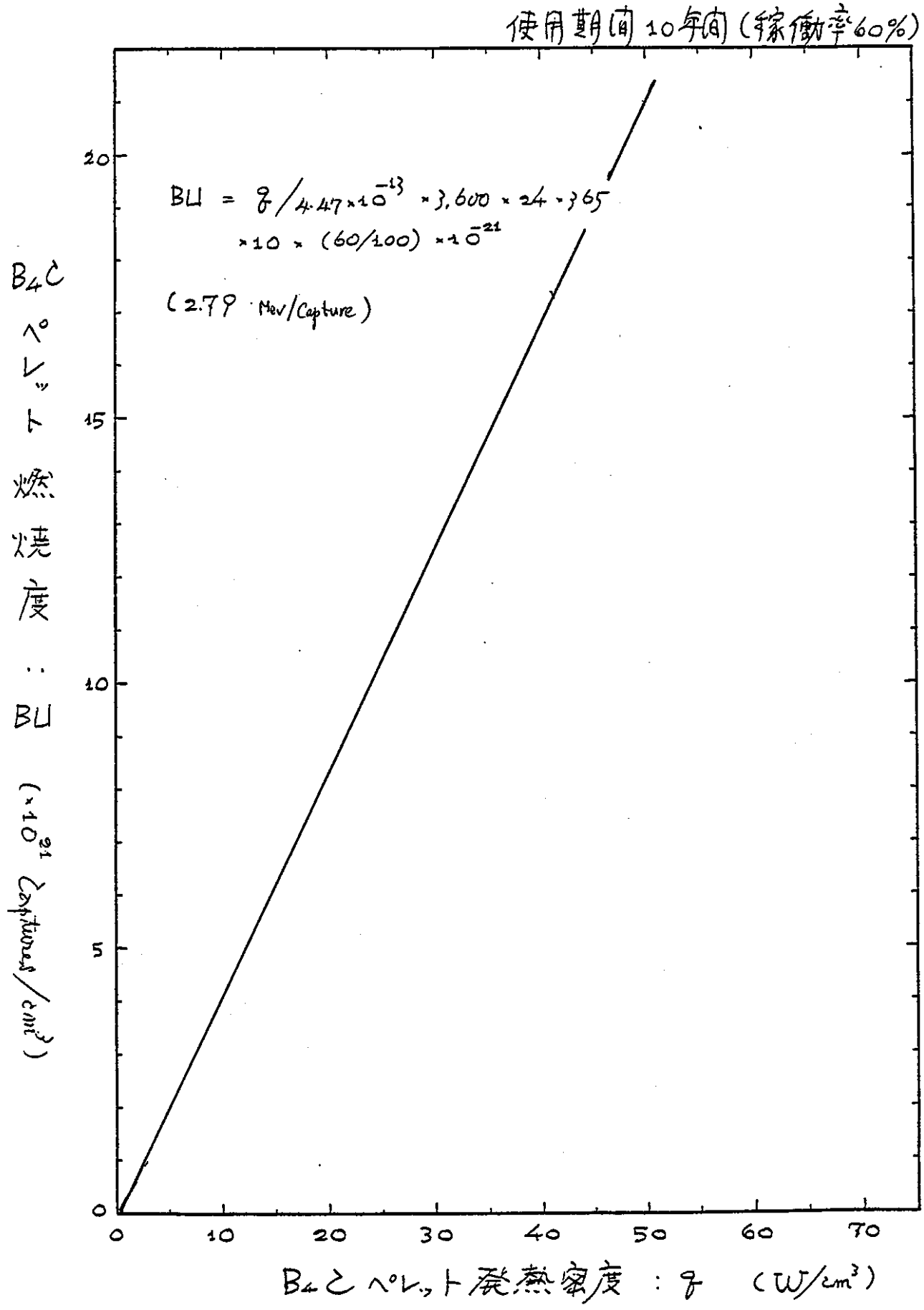


図5-2. B4 Cペレットの発熱密度と燃焼度との相関（１０年間使用）

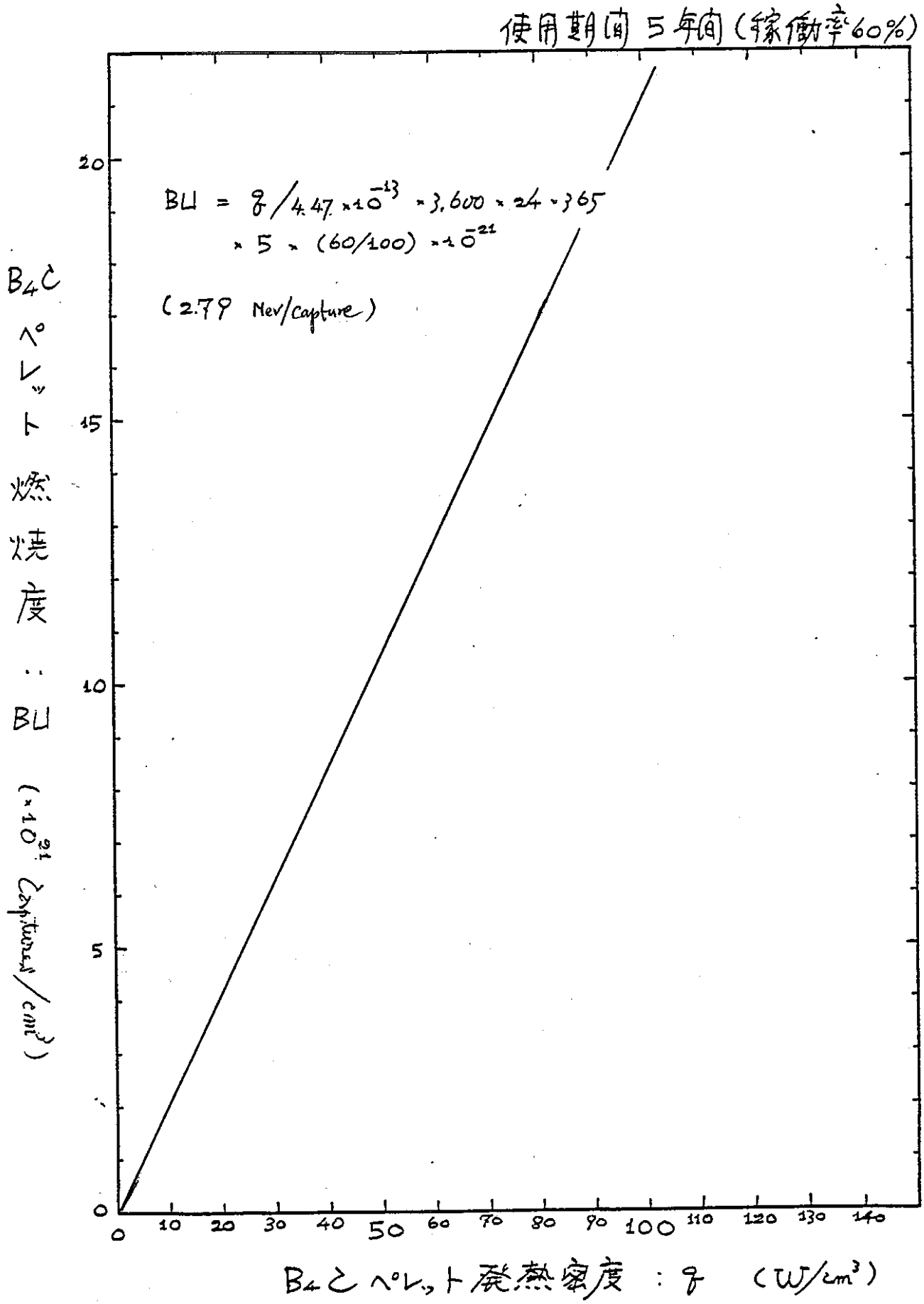


図5-3. B4 Cペレットの発熱密度と燃焼度との相関（５年間使用）

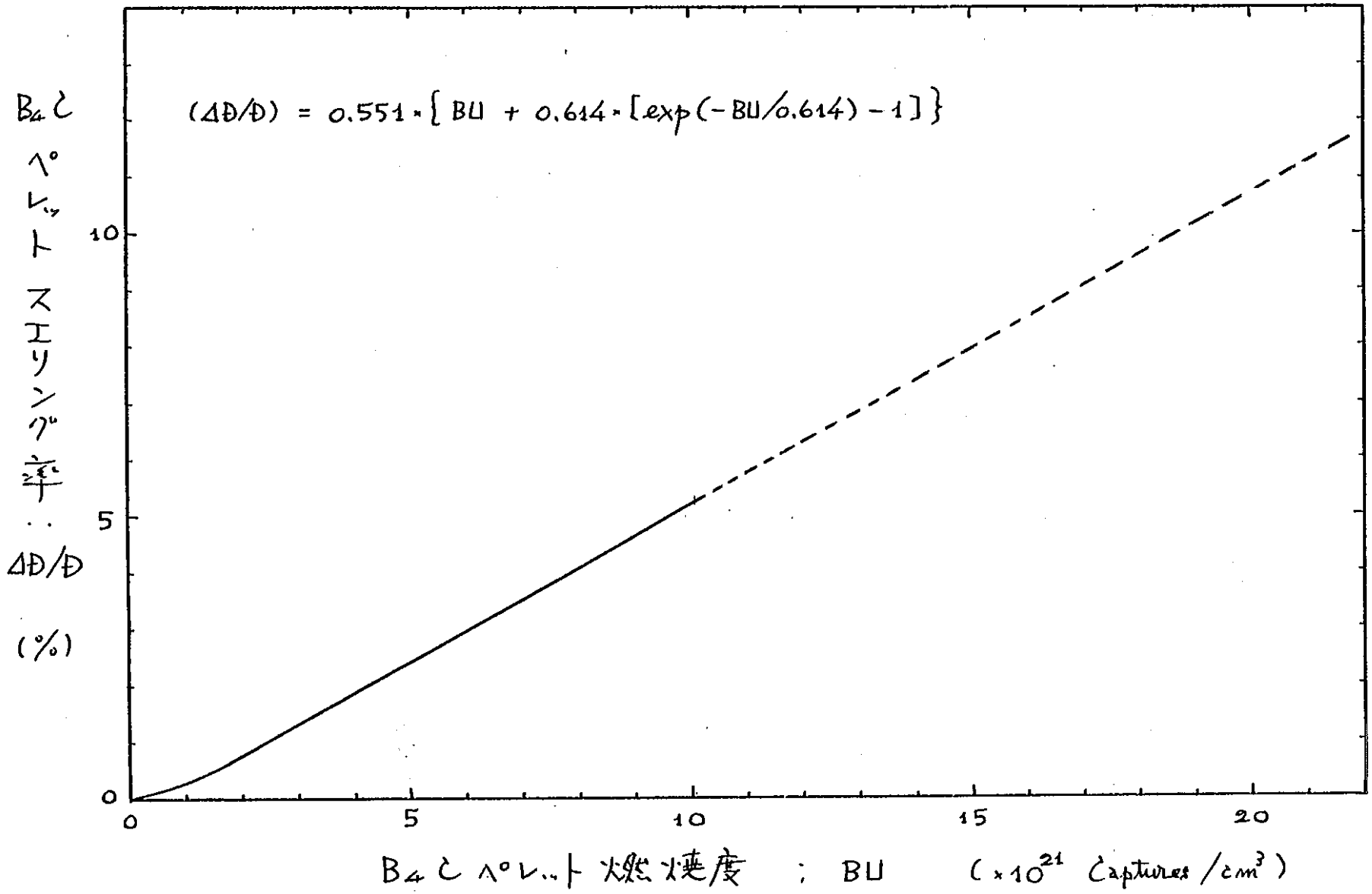


図5-1. B4 Cペレットの燃焼度とスウェリング率との相関

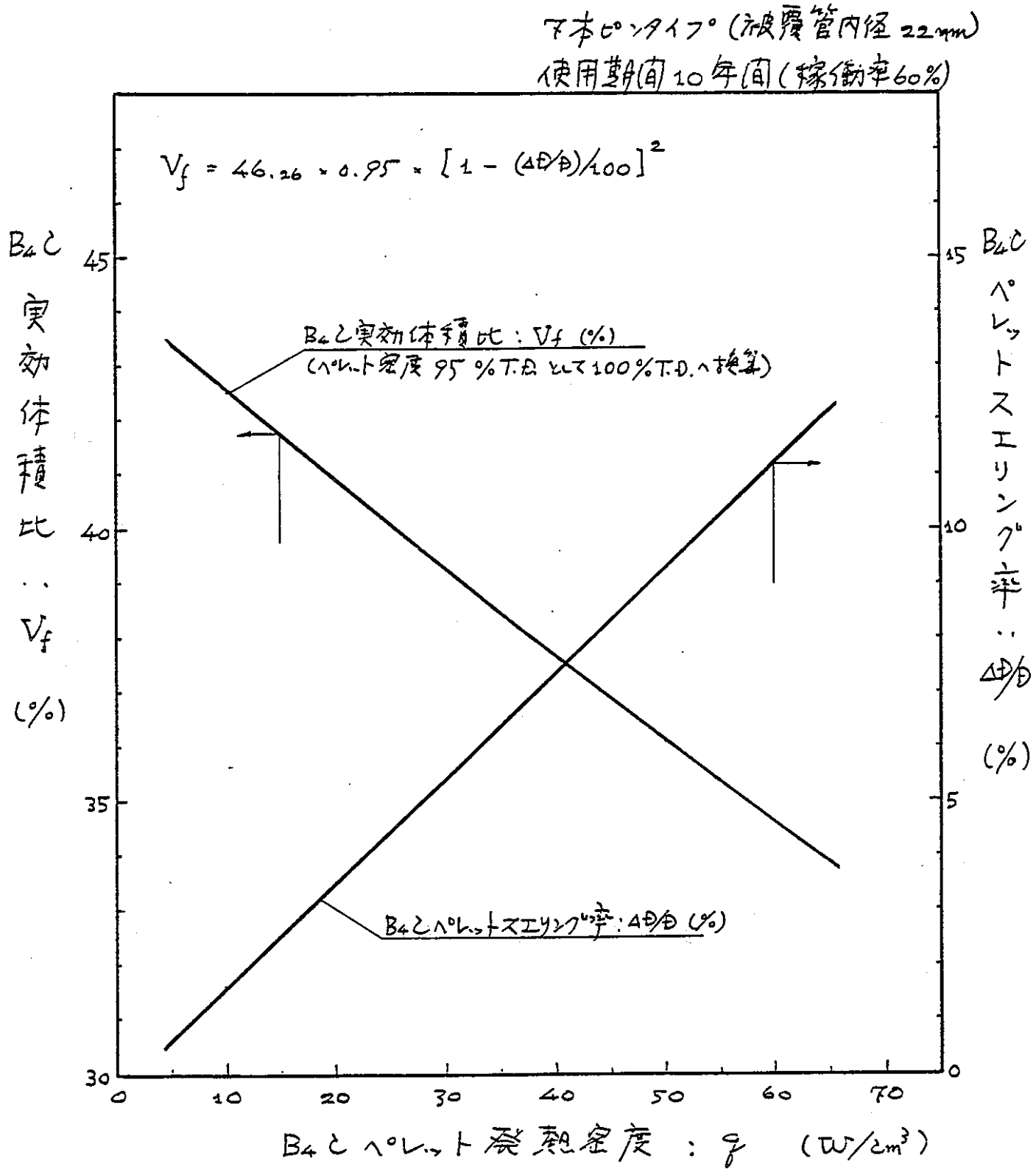


図5-5. B4 Cペレットの発熱密度とスウェリング率／実効体積比との相関
（7本ピンタイプ）

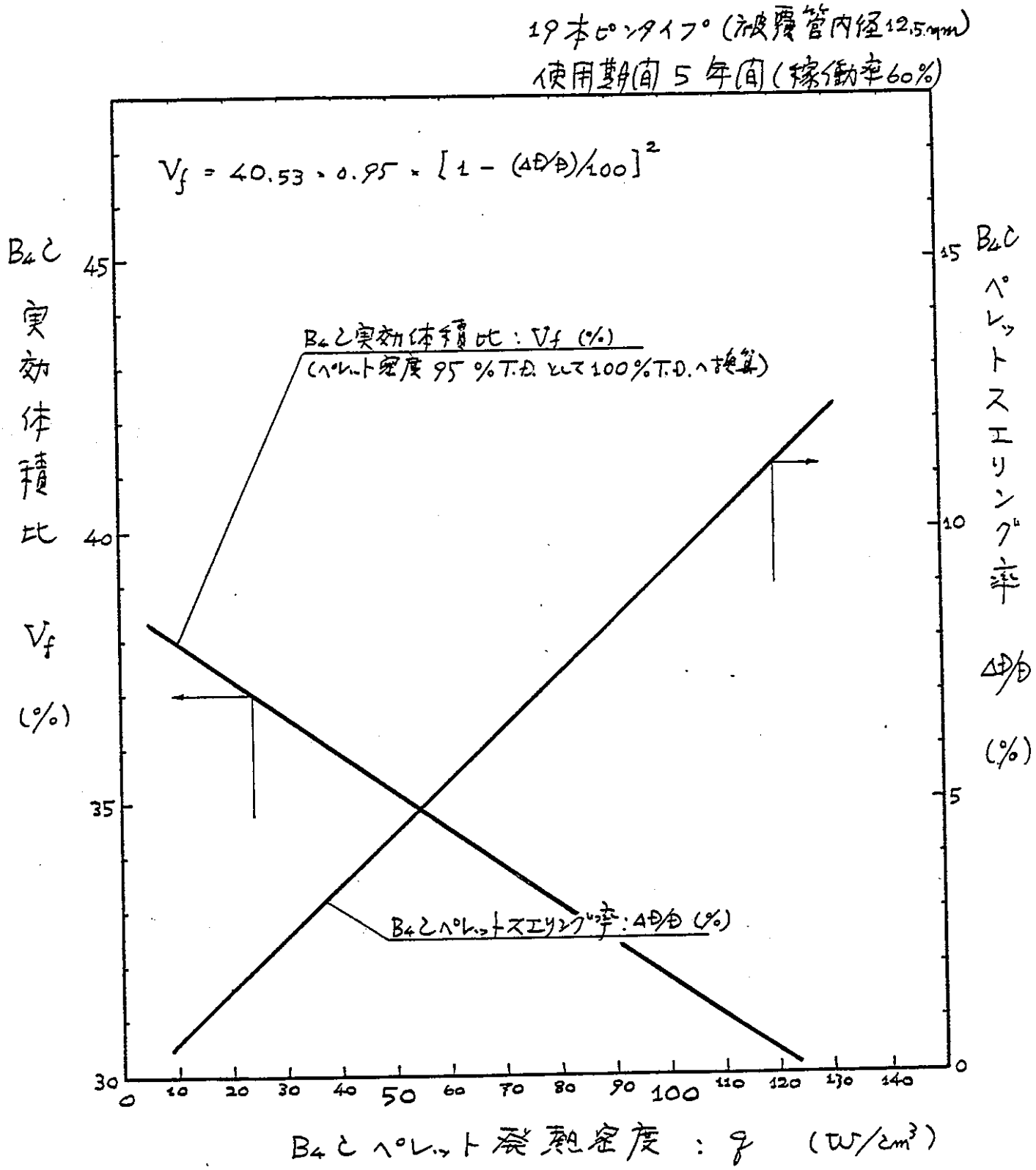


図5-6. B4 Cペレットの発熱密度とスウェリング率／実効体積比との相関
（１９本ピンタイプ）

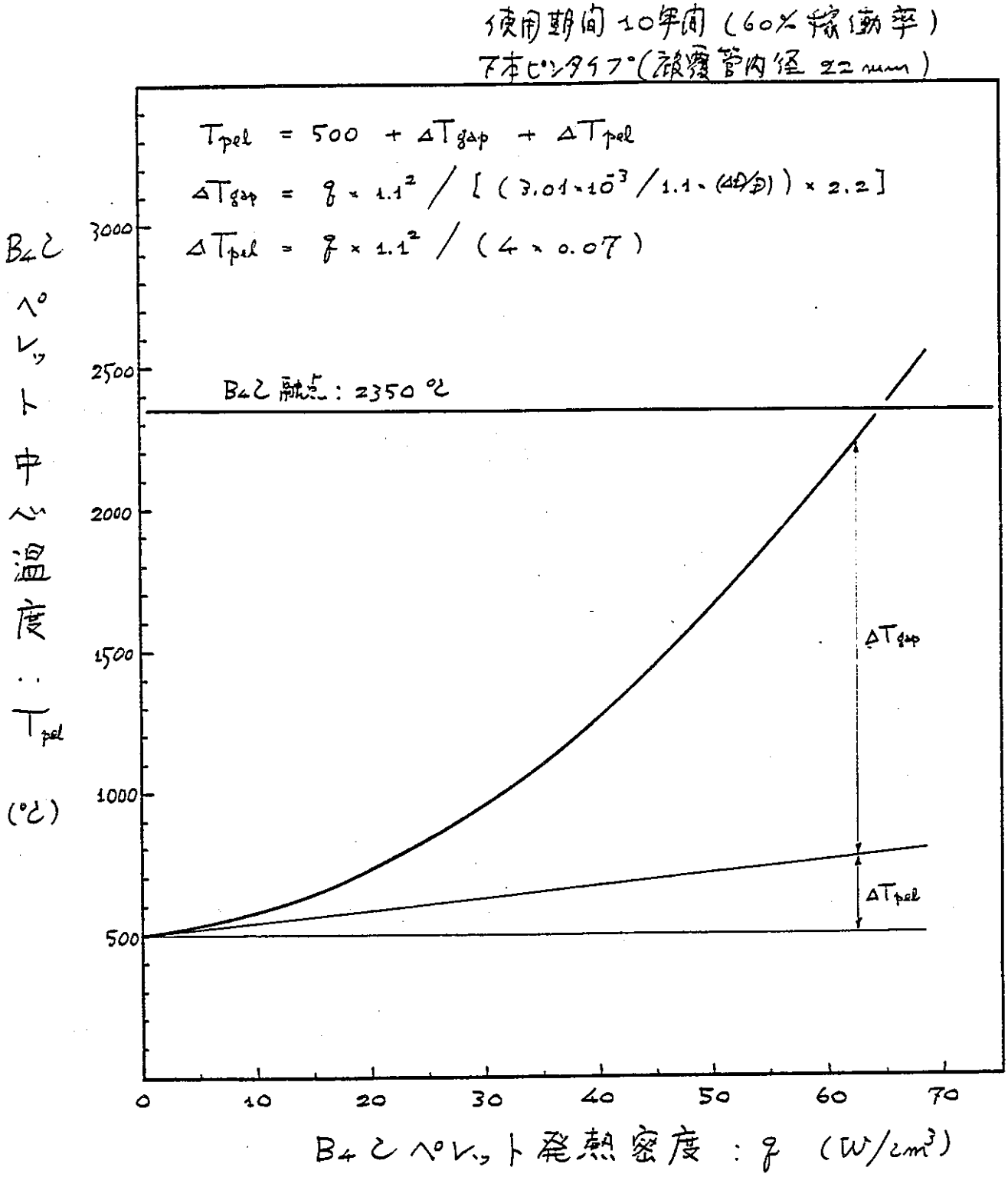


図5-7. B4Cペレットの発熱密度と中心温度との相関（7本ピンタイプ）

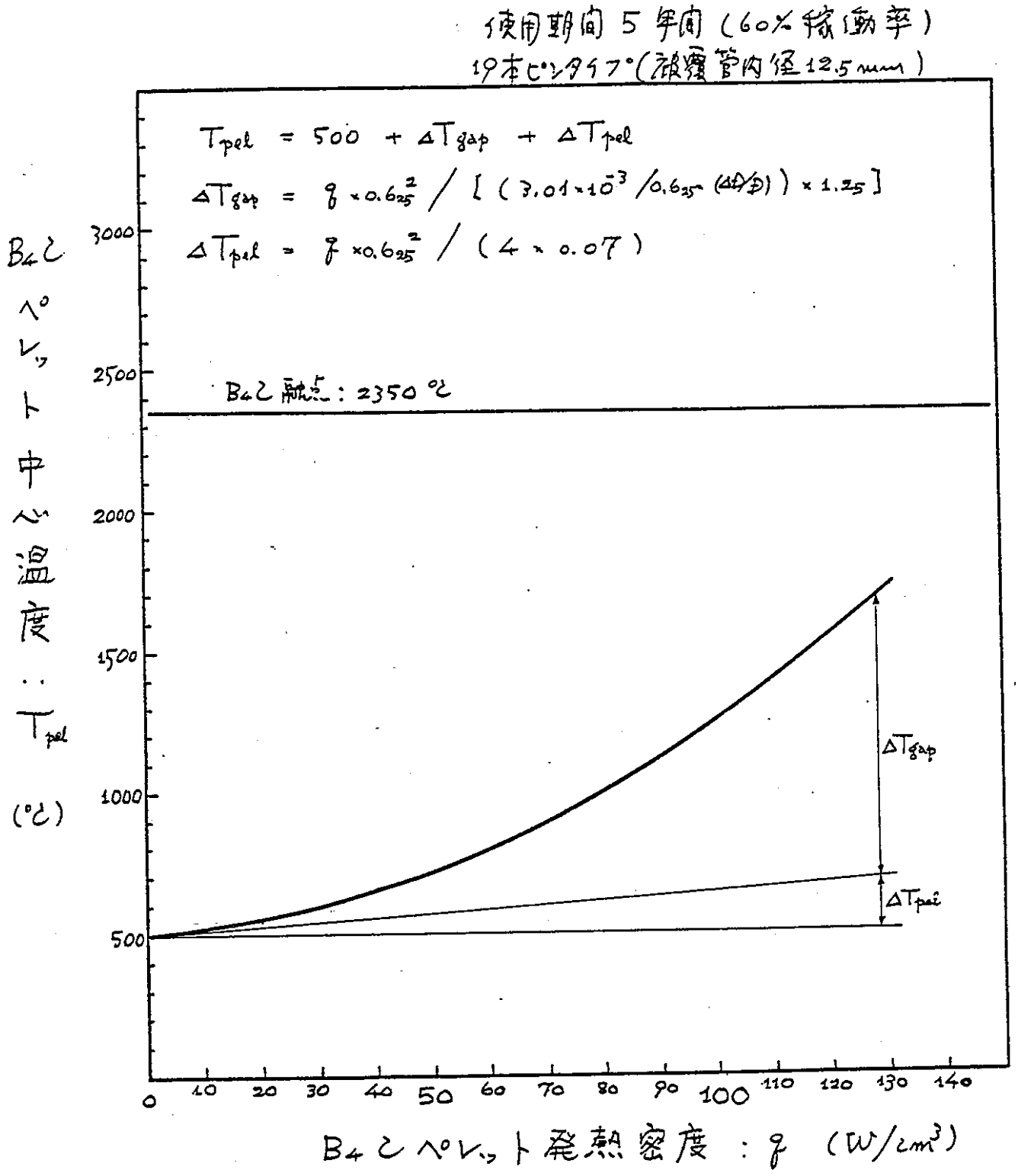
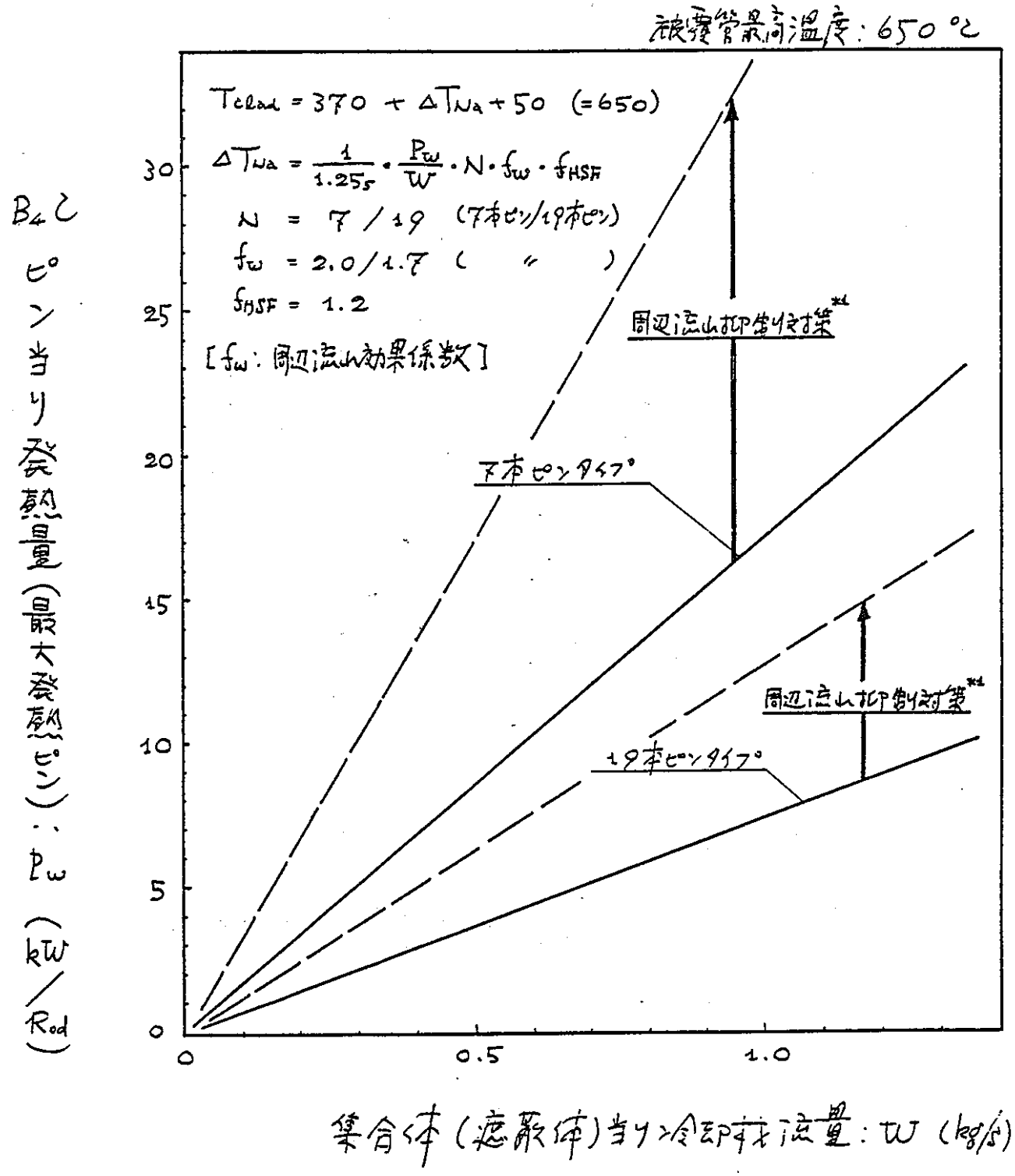


図5-8. B4 Cペレットの発熱密度と中心温度との相関（19本ピンタイプ）



*1) 周辺流れ効果係数を 1.0に低減した場合

図5-9. B4 Cピン当りの発熱量と集合体当りの冷却材流量との相関
（被覆管最高温度 650℃の場合）

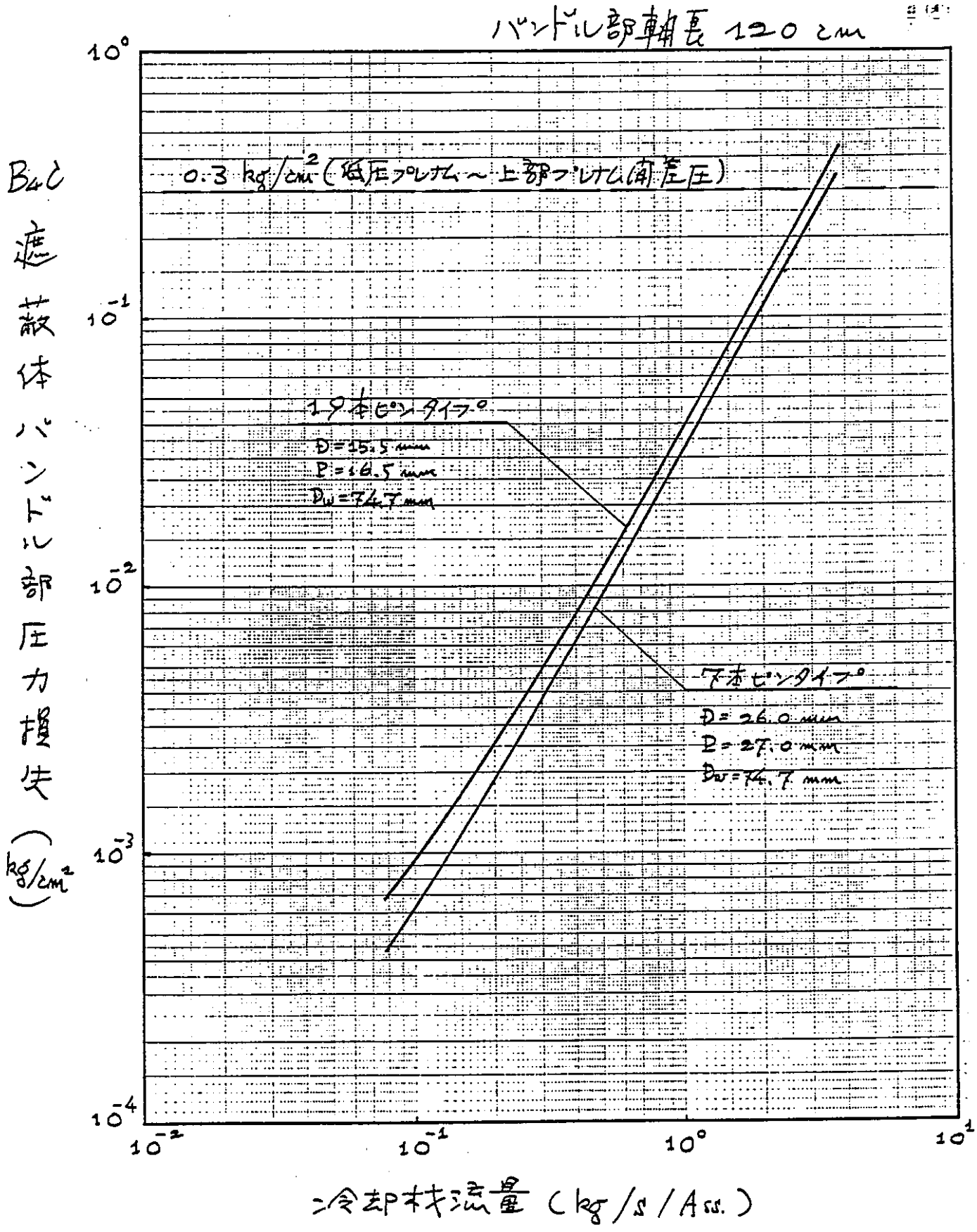


図5-10. B4C遮蔽体バンドル部圧力損失と冷却材流量との相関

6．　必要高性能遮蔽体本数

高性能遮蔽体は核・熱的な評価から１９本ピンである必要があることが示された。本質的には燃料ラック内の３０ヶ所すべてを移送用ポットとして、使用済み燃料をどこにも配置することが出来るようにするためには、現行の９，10列の反射体の交換が必要である。この本数は約１００体である。これを削減するには、発熱量の少ない集合体を貯蔵するためのポットの前には高性能遮蔽体を配置する必要はないので、このような炉心運用によって必要本数を削減できる部分がある。例えば、９，10列の周方向に一様な交換でなく、180 度をカバーする領域などである。この場合には交換本数は約50体となる。

150MWth 炉心へ移行した場合は、９列の遮蔽体の寿命は連続運転５年程度分と見積もられている。原子炉寿命途中で交換することが必要になる。この場合にも、９列の遮蔽体のすべてを同時に交換する必要はないと考えられる。９，10列の周方向に一様な交換を行う場合（約１００体）でも、交換を必要とするのは濃縮ボロンを使用する９列の本数は約５０体であり、全体として最大で１５０体程度を必要とする。

寿命決定因子となっているスウェリングデータ、ＰＣＭＩについてはデータの蓄積が少なく、「常陽」におけるこのプログラムの中で適宜データをフォローしながら寿命を調べる必要がある（リード集合体）。これにより廃棄物低減を目指すことは重要である。

７．　炉心特性への影響

（１）炉心の反応度への影響評価

ステップ１の３次元体系でのサーベイ計算結果から、現行のＳＳ反射体の炉心体系の反応度との違いを調べた結果はつぎのようになった。ここで、炉心本数・制御棒挿入状態は同一である。

ケース	反応度変化 %Δ K/KK	コメント
case-06	－０．３６	10列のみB4C
case-12	－０．８１	9,10列B4C
case-18	－０．３７	9 列graphite,10 列B4C

（ケースIDは表3.2-1 を参照）

高性能遮蔽体として、１９本ピン構造を選択すると、ここでのボロンは約40% 濃縮の場合に対応する。9,10列B4C 遮蔽体を炉心全周方向に配置すると、現行炉心の炉心最外列の燃料にして約２．５本分の反応度を追加する必要が生ずるていどの影響がある。

（２）流量分布への影響

移送用ポットの自然循環除熱の能力を確保るためには、ポット周辺の流量をある程度確保することが必要になる。また、第５章で示したように高性能反射体の最大発熱ピンの冷却の必要な流量は現行の低圧プレナムから取れるように、構造を決めることが可能と考えられる。したがって、高性能遮蔽体の配置によって大幅な流量分布変更の必要性は少ない見通しである。

８．　中性子計装への影響

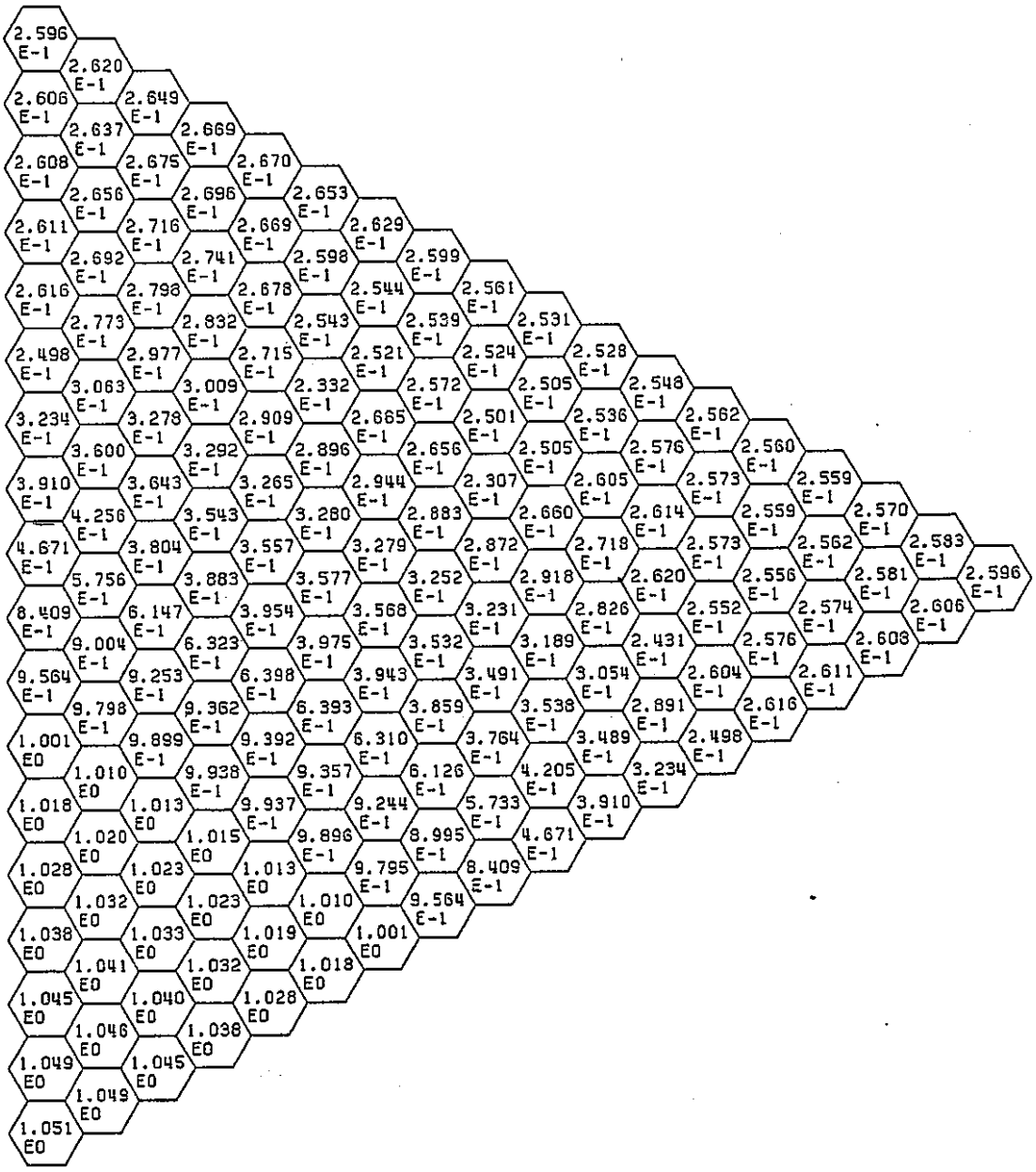
炉心のまわりに高性能遮蔽体を配置することで、炉心まわりの中性子束レベルは低減する。そのために出力系・中間系などの中性子計装への影響が生ずる。ここでは、ステップ２のサーベイ計算（３次元計算）のうち、ラック内燃料の集合体発熱量の低減に必要な９，１０列に高性能遮蔽体を配置したときの全中性子束レベルと、現行のＳＳ反射体のみの体系の全中性子束レベルの比を炉心高さ領域で求めた結果を図8-1,8-2 に示す。この比は径方向メッシュ位置ごとの分布の形で整理してある。また、炉心の出力は同一に規格化してある。

1)　炉心を取囲むように配置すると、高性能遮蔽体位置で急激に中性子束レベルが減少し、燃料ラック外側でほぼ一定の比率0.25程度になる。

2)　中性子検出器の方向には、移送用ポットを配置しないなどの配慮をすることによって（炉心運用）、実質的には中性子検出器の応答への影響を小さくすることは可能と考えられる。

3)　炉心のくらべて、長い（約１ｍ）中性子吸収体を配置するが、炉容器外の検出器位置には、上下方向からのストリーミングによる効果があり、1)で記した25% レベルまでの低減はないと期待出来る。

（注）『常陽』の場合は、中性子検出器がグラファイト遮蔽体のなかに配置されているので、その検出効率は熱中性子束レベルできまる。一方、グラファイト遮蔽の厚さが十分あるので、グラファイト領域に入射する全中性子束レベルが実質的に熱中性子束レベルを決定するので、ここでは全中性子束レベルについて議論している。



炉心中心

図8-1　炉心高さ平均の全中性子束レベルの高性能遮蔽体配置による影響の径方向分布
（炉出力は同一の場合）

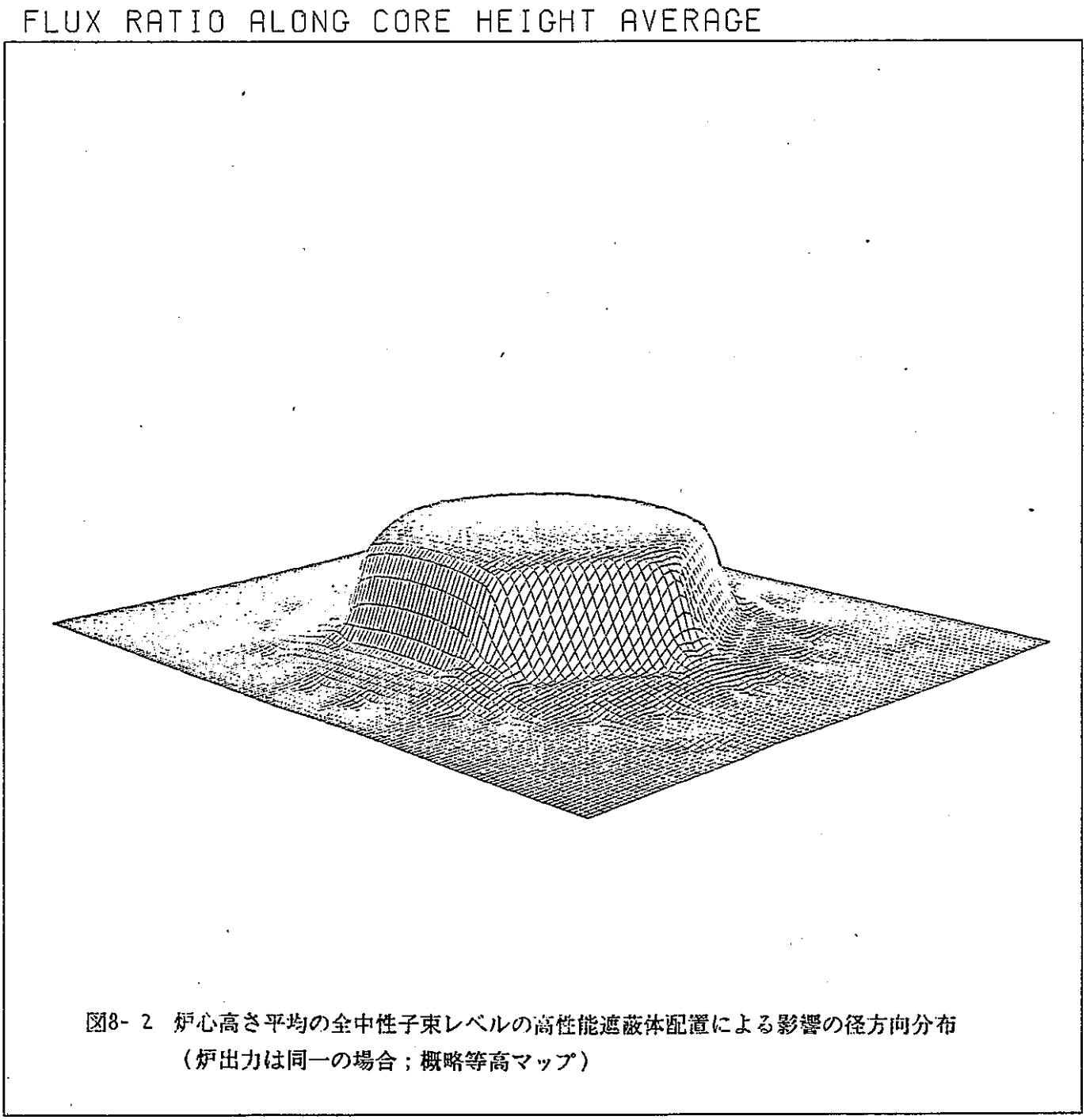


図8- 2　炉心高さ平均の全中性子束レベルの高性能遮蔽体配置による影響の径方向分布
（炉出力は同一の場合；概略等高マップ）

９．まとめ・今後の課題

「常陽」炉心の稼働率向上と高性能化に併ない、燃料ラック内燃料の発熱量を低減する必要がでている。この低減化は移送用ポット内での自然循環による除熱可能レベルまで行う必要がある。この方策として、現行反射体の一部を高性能遮蔽体に置換する。本検討では、ラック内燃料の発熱量が、炉心出力を現行の 1.5倍に上昇させた場合にも自然循環による除熱可能レベルまで低下させるためのパラメータサーベイを行い、高性能遮蔽体の基本仕様と炉心まわりの配置を検討した。その結果、次の事が明らかになった。

1) 炉心の出力が150MWth のときは、ラック内燃料の発熱量が自然循環による除熱可能レベルのほぼ上限値(55KW)まで低減出来る見通しを得た。

このときの高性能遮蔽体の構成は実質的に２層必要である。基本仕様は19本ピン，100cm 有効長さで、９列は天然ボロン、10列は濃縮（約60% ）ボロンを使用する。

ラック内燃料の発熱量はおおよそつぎの様である。

218KW x 0.19 x 1.2 + 5KW = 55 KW　(150MWth 炉心)

- 崩壊熱のおよその大きさ
- ラック内燃料の発熱量の不確かさ20% と推定
- 今回のサーベイ結果（高性能遮蔽体による減衰量）
- 炉出力150MWth のときの現行反射体体系での出力

2) 現行反射体と高性能遮蔽体との交換本数は、中性子計装との関係・廃棄物量・炉心移行計画等を考慮して決められるべきであるが、９，１０列の合計約１００体すべてを高性能遮蔽体に交換する必要はないと考えられる。この場合は、炉心運用計画等との関係が重要となる。

4) ボロンカーバイド遮蔽体内の被覆管の冷却に必要な流量は低圧プレナムからとれる見通しである。ボロンカーバイド遮蔽体内のピンの発熱分布は径方向に大きなピーキング係数をもっているので今後の詳細評価が必要である。

5) ボロンカーバイド遮蔽体の寿命決定因子は、B4 Cのスウェリングによる PCMIである。この評価についてはデータが限られているので今後もデータの蓄積を図る必要がある。この置換自体が実証炉のためにも高性能遮蔽体のＲ＆Ｄとして役立つ。

6) ボロンカーバイド遮蔽体を配置した体系でのラック内燃料の発熱量の精度評価は今後も必要である。これは、１５０MWth炉心での自然循環による除熱可能レベルのほぼ上限値と考えられる値に近いためである。炉心出力上昇前に100MWth 炉心での実証試験が必要と考えられる。

7) ＭＫ－Ⅱ炉心において、高性能遮蔽体の運用・照射実績に基づく各種データベースを得ることは重要である。現在は照射実績データが少ないこともあり断面仕様検討におけるギップコンダクタンス・PCMI評価が十分とは言えない。実証炉の遮蔽体設計にとっても重要である。

8) 遮蔽体の仕様は、流動も含めてヘリウムガスベント機構、ナトリウムボンドピンの適用性などを検討する価値がある。

9) 燃料の自然循環による除熱能力評価は特に重要である。150MWth までの出力上昇を考慮すると、十分な余裕度をもって燃料被覆管温度が 650℃以下を確保出来るほど発熱量を低減することは難しいので、精度・不確かさ評価が一層重要となる。

１０．　参考文献

（１）　高速実験炉設計及び工事の方法の変更認可申請書本文及び添附書類４０－１
昭和５０年２月　動力炉・核燃料開発事業団

（２）　ＰＮＣ　ＳＮ９４１　７９－２３６　高速実験炉「常陽」性能試験解析報告書
炉心核特性の解析（その１）　１９７９年　動力炉・核燃料開発事業団

ＰＮＣ　Ｊ９０１　８１－０６　「常陽」運転実績に基づく燃料照射条件の検討評価　　１９８１年３月　　東芝

（３）　ＰＮＣ　ＳＹ２４７１　８８－００１（１）　大型しゃへい実験に関する評価研究（２）－ＪＡＳＰＥＲ実験解析による実証炉しゃへい設計への反映－
１９８８年３月　　動力炉・核燃料開発事業団／日本原子力発電株式会社

添附資料－１．　高性能遮蔽体の長さの違いによる中性子束分布への影響

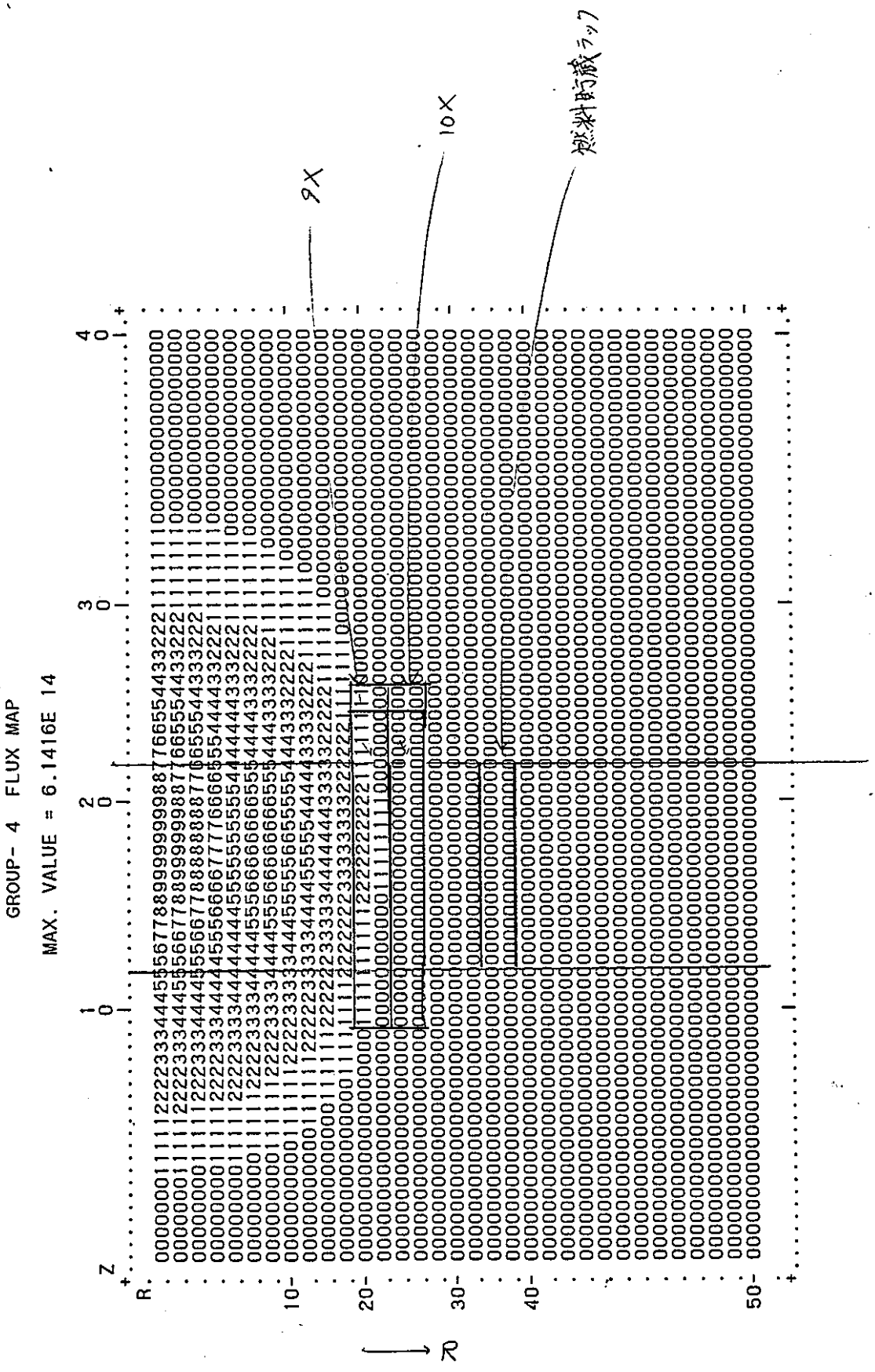
『常陽』の燃料ラック内使用済燃料の発熱量を低減のために使用するボロンカーバイド遮蔽体の長さが、現行炉心高さ55cmよりかなり長い約１ｍの場合と、炉心と同じ高さの場合の中性子束分布の燃料ラック領域まわりの違いの概要を図示する。比較したケースは、９，１０列に天然ボロンを約６０％の高体積比で配置し、ラック内燃料の発熱量をかなり低減させる場合である。

次葉からの添附は、８群計算の低エネルギー（group-4 ～ group-7）のもので、高性能遮蔽体の配置で影響の大きいものである。表示は、ＲＺ計算で得られた各群の中性子束の最大値の１０％単位で９～０までの等高マップである。

この図からつぎの事柄が示されている。

1) 高性能遮蔽体のボロンカーバイド部分の高さは実質的な線源である炉心高さよりかなり高くないと、低エネルギー中性子束の燃料ラック位置までの回り込みがあり、発熱量の低減割合が少なくなる。

2) 高性能遮蔽体内のボロン-10 の中性子吸収反応に大きく寄与する低エネルギー中性子束分布は、反射体領域では単純な軸方向分布形をしていない。したがって、高性能遮蔽体の発熱量の軸方向分布はその装荷位置に大きく依存することを示唆している。

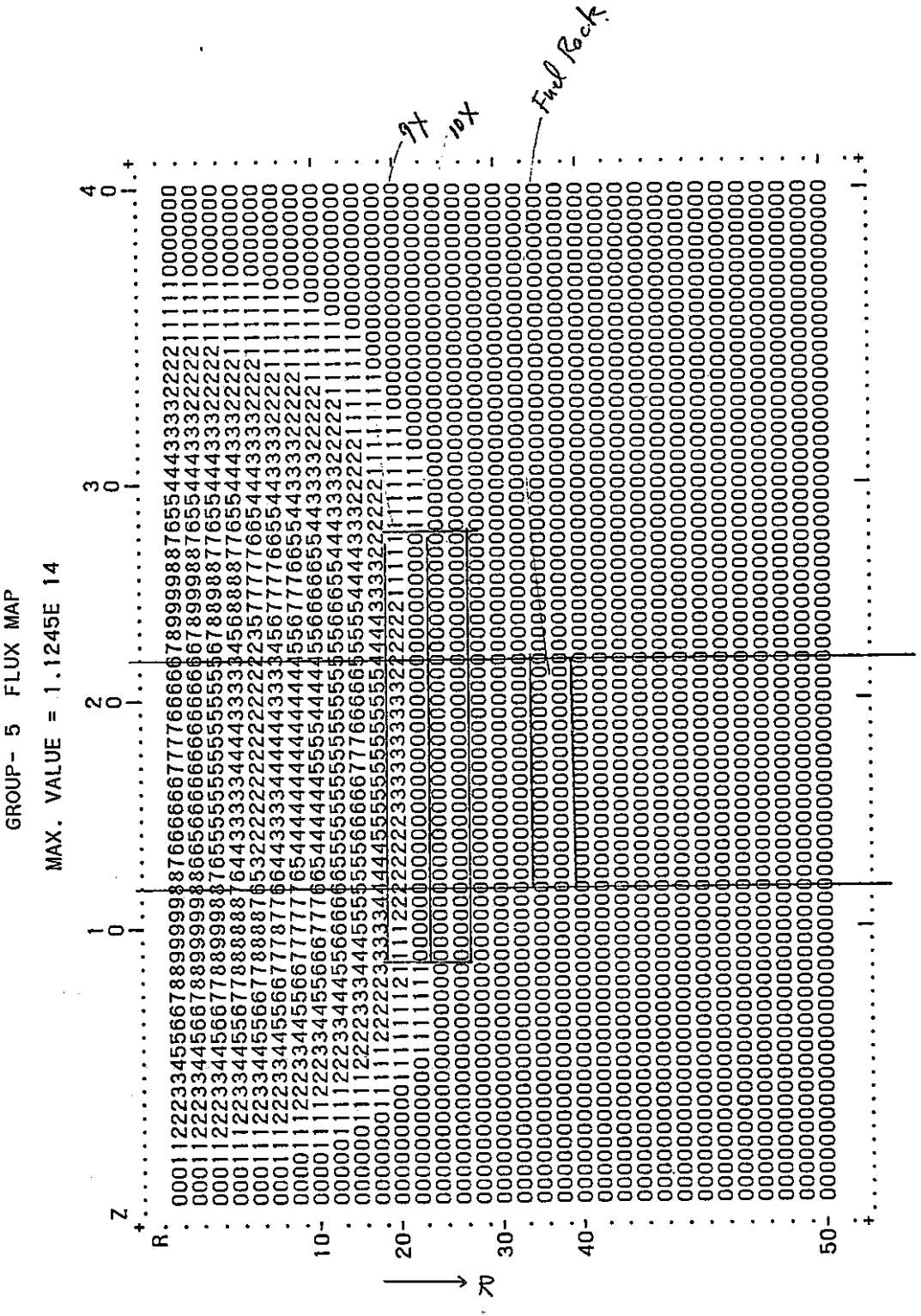


中性子束分布の遮蔽体吸収体長さの違いによる比較（１－１）

－－B4 C吸収体長さ約100cm の場合のサーベイ結果の例－－

９，１０列に配置（高体積比～60% 天然ボロン）

group-4(86.5 ～9.12 KeV)

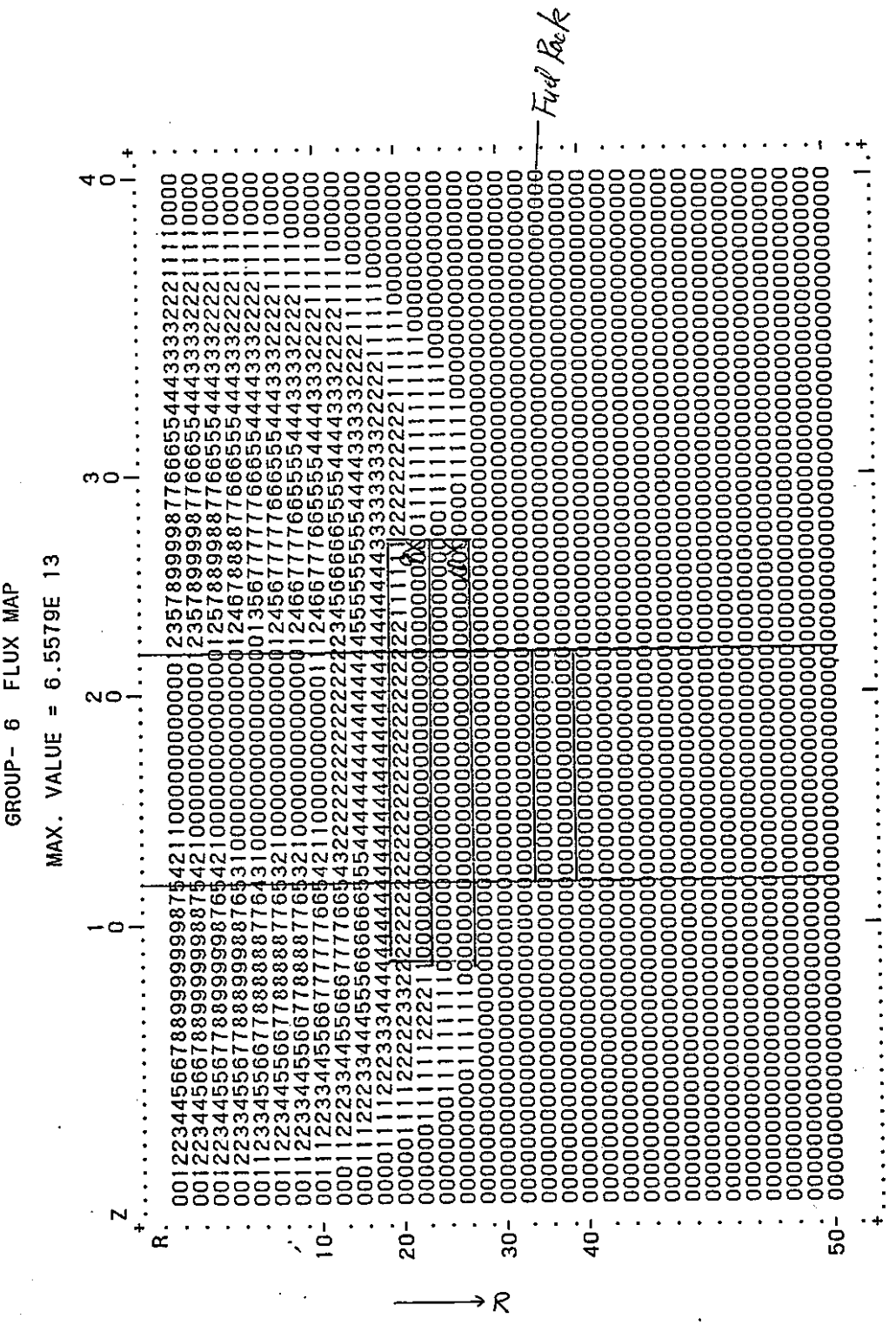


中性子束分布の遮蔽体吸収体長さの違いによる比較（１－２）

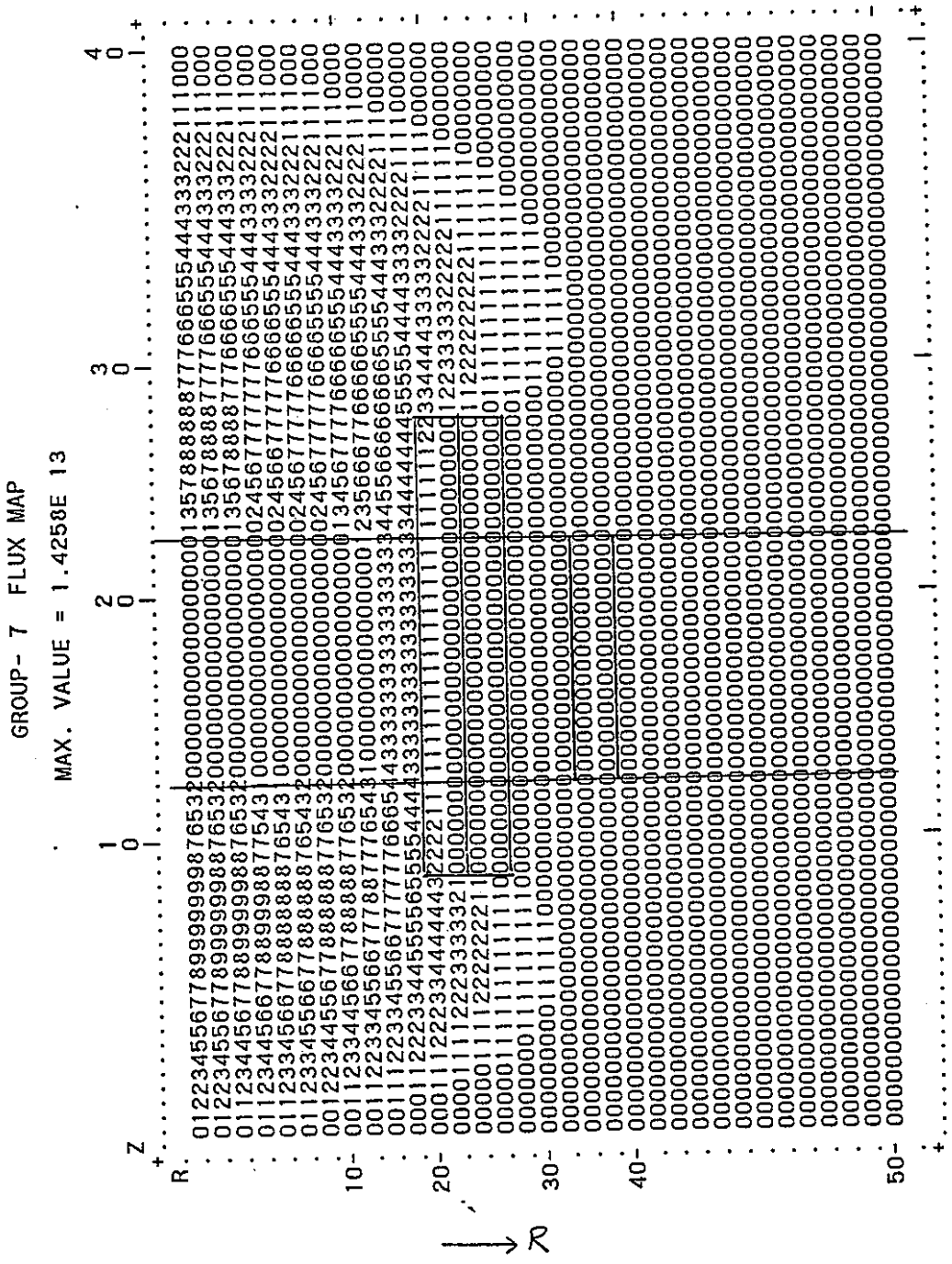
－－B4 C吸収体長さ約100cm の場合のサーベイ結果の例－－

９，１０列に配置（高体積比～60% 天然ボロン）

group-5(9.12 ～0.961KeV)



中性子束分布の遮蔽体吸収体長さの違いによる比較（１－３）
－－B4 C吸収体長さ約100cm の場合のサーベイ結果の例－－
９，１０列に配置（高体積比～60% 天然ボロン）
group-6(961 ～101 KeV)

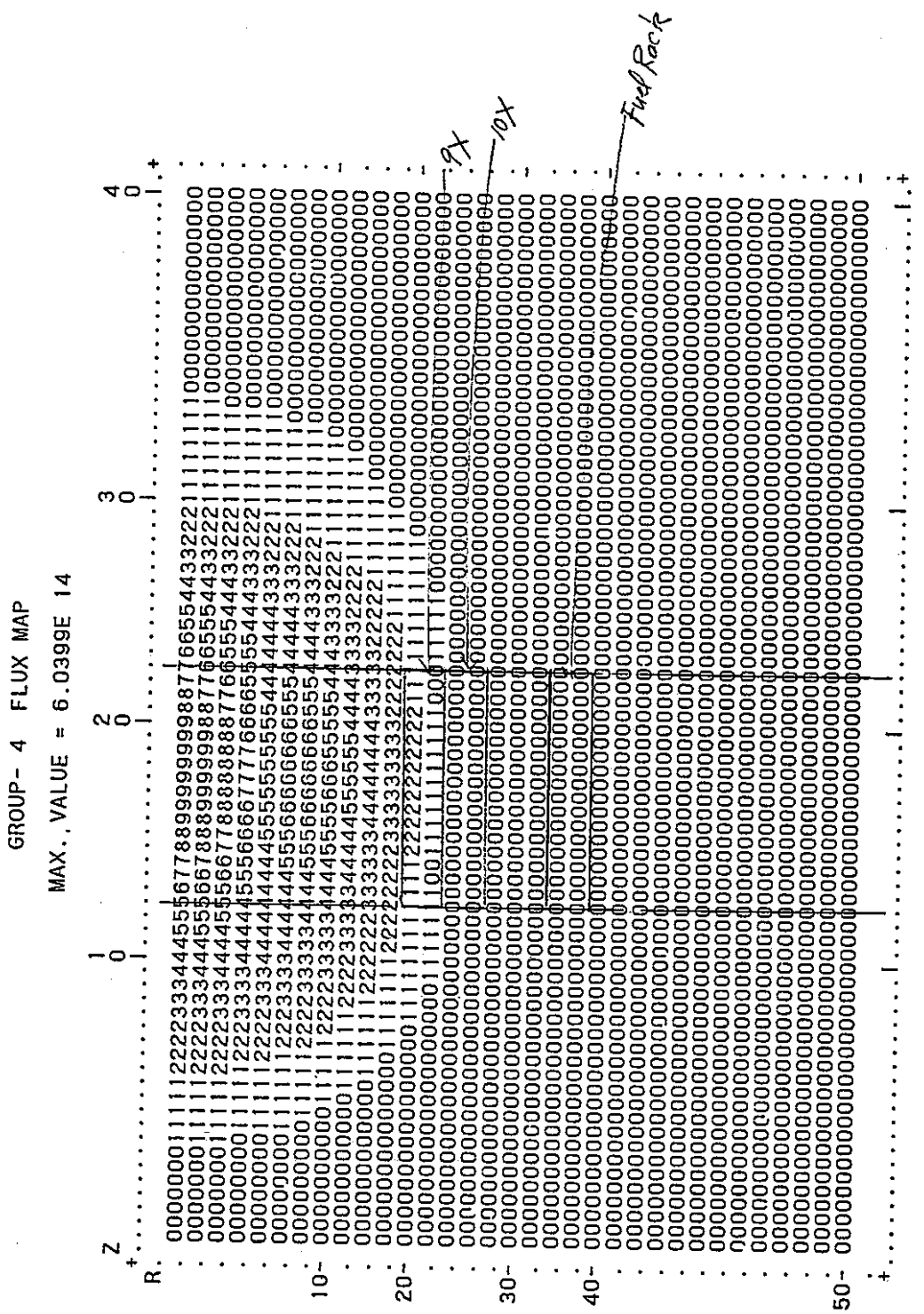


中性子束分布の遮蔽体吸収体長さの違いによる比較（１－４）

－－B4 C吸収体長さ約100cm の場合のサーベイ結果の例－－

９，１０列に配置（高体積比～60% 天然ボロン）

group-7(101 ～ 11.7KeV)

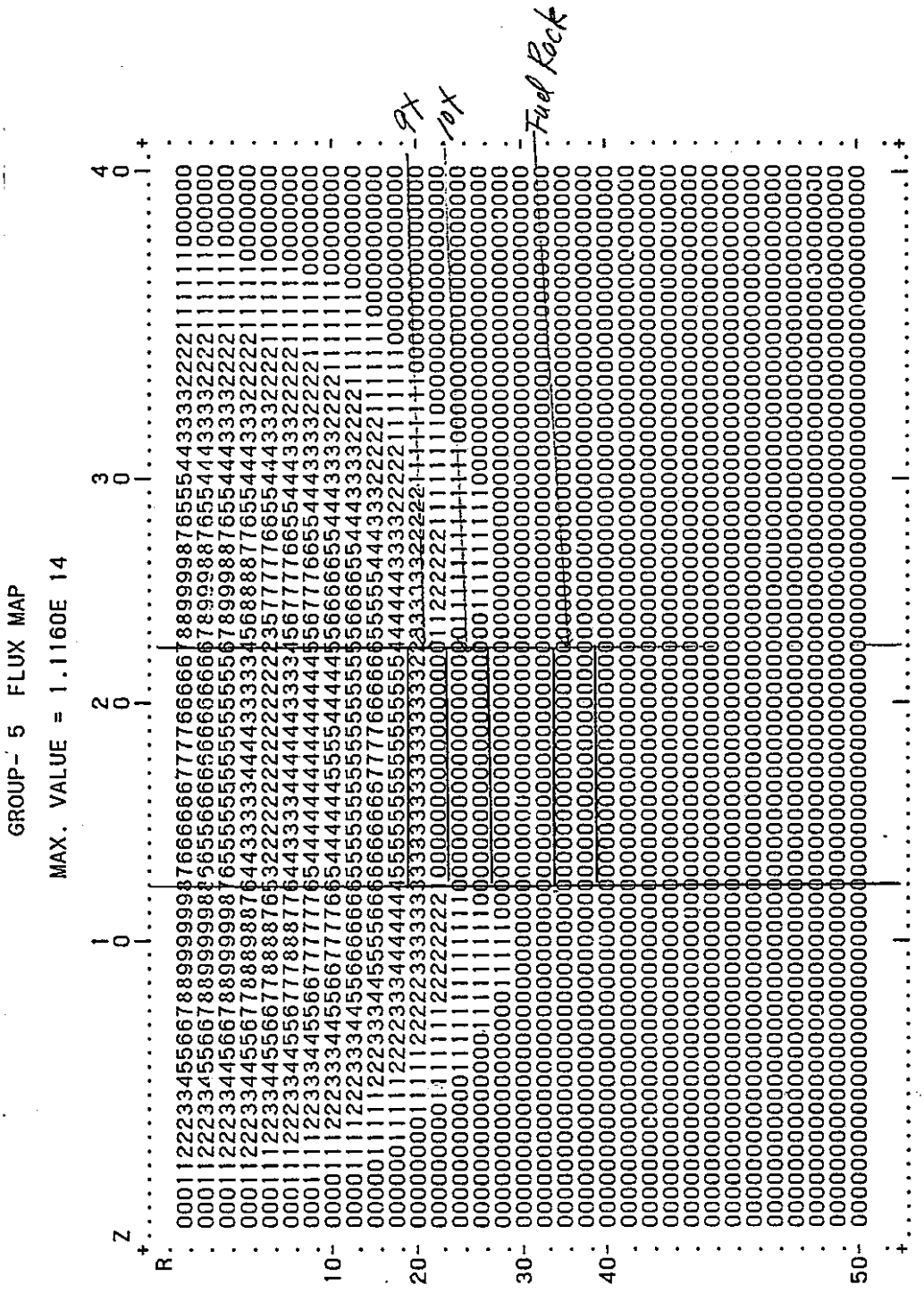


中性子束分布の遮蔽体吸収体長さの違いによる比較（２－１）

――Ｂ４ Ｃ吸収体長さ約 60cm の場合のサーベイ結果の例――

９，１０列に配置（高体積比～60% 天然ボロン）

group-4(86.5 ～9.12 KeV)

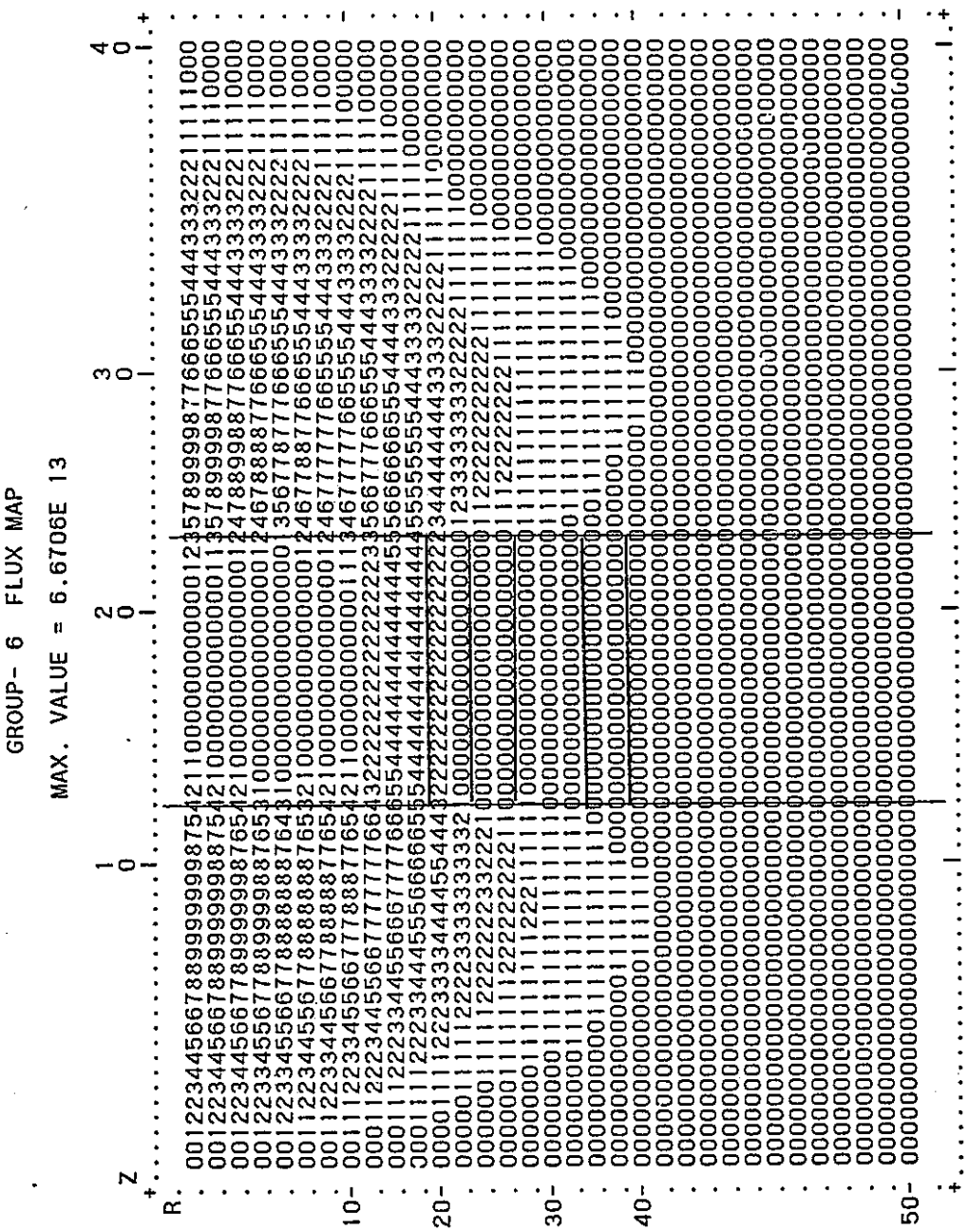


中性子束分布の遮蔽体吸収体長さの違いによる比較（２－２）

－－B4 C吸収体長さ約 60cm の場合のサーベイ結果の例－－

９，１０列に配置（高体積比～60% 天然ボロン）

group-5(9.12 ～0.961KeV)

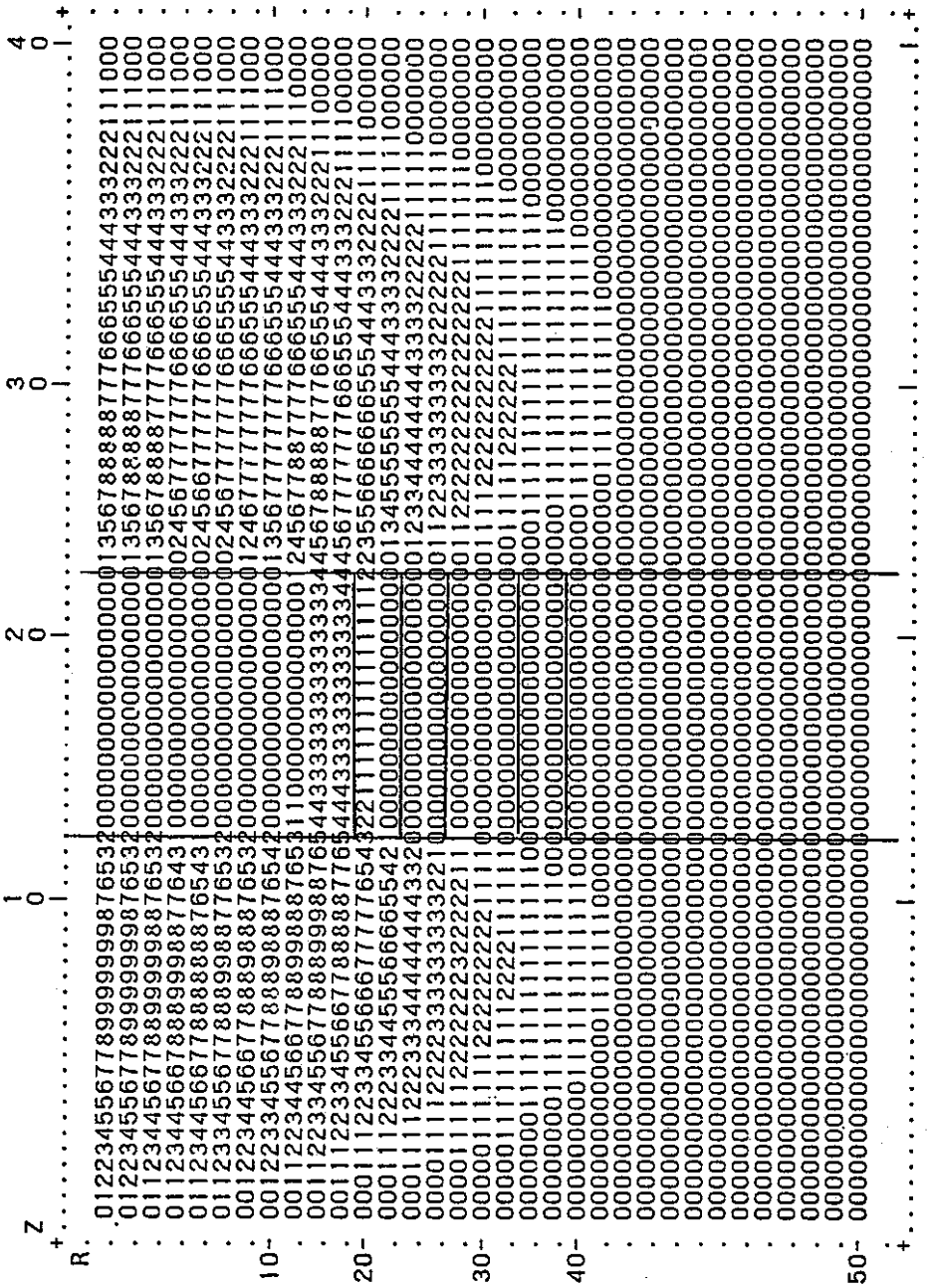


中性子束分布の遮蔽体吸収体長さの違いによる比較（２－３）

－－B4 C吸収体長さ約 60cm の場合のサーベイ結果の例－－

９，１０列に配置（高体積比～60% 天然ボロン）

group-6(961 ～101 KeV)



中性子束分布の遮蔽体吸収体長さの違いによる比較（２－４）

――B4 C吸収体長さ約 60cm の場合のサーベイ結果の例――

９，１０列に配置（高体積比～60% 天然ボロン）

group-7(101 ～ 11.7KeV)

添附資料－２．　高性能遮蔽体の装荷による中性子　スペクトルへの影響例

高性能遮蔽体の装荷によってボロン-10 が低エネルギー中性子の吸収が促進され、中性子スペクトルが硬くなる。この様子をサーベイ計算結果から例示する。中性子スペクトルの変動は、外側反射体をボロンカーバイドを含む高性能遮蔽体に置換する場合の計算予測精度が現行のステンレススチールの遮蔽体の場合と異なる要因の一つとなりえるものである。

添附したケースはR.Zモデル16群計算結果から、反射体領域の平均スペクトルである。横軸は16群表示のレサジー幅、縦軸は全中性子束を1.0 に規格化したときの各群の中性子束割合い（Φ）である。

ケース１．現行のステンレススチール（ＳＳ）の遮蔽体の最外列の平均

ケース６．最外列（１０列）がボロン遮蔽体の場合（Boron Carbide の体積割合い約60%，天然ボロン）

ケース12．９，１０列がボロン遮蔽体の場合（Boron Carbide の体積割合い約60%，天然ボロン）

ケース18．９列がカーボン遮蔽体で、かつ，１０列がボロン遮蔽体の場合（Boron Carbide の体積割合い約60%，天然ボロン）

これらのグラフの比較からはつぎのことが観察される。

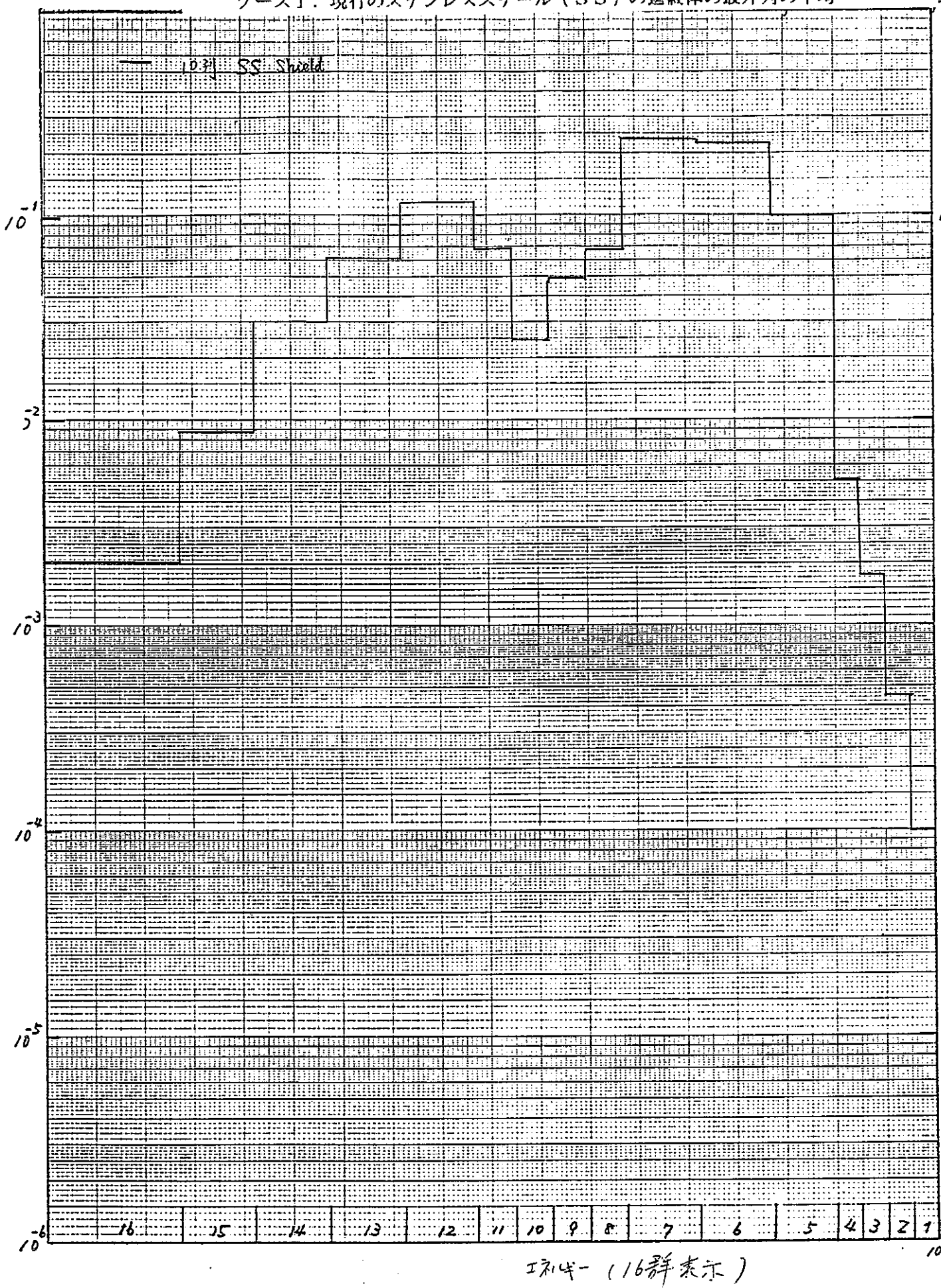
1) ＳＳ反射体の場合は、中性子スペクトルがかなり軟化している。それに対し、ボロン遮蔽体が配置されると、その領域スペクトルは大きく硬化する。中性子のエネルギーは約300KeV程度（16群表示の第 6群）にピークを持つようになる。

2) ボロン反射体が２層でも、全体としてのスペクトル形は１層の場合と大きくは変化していない。

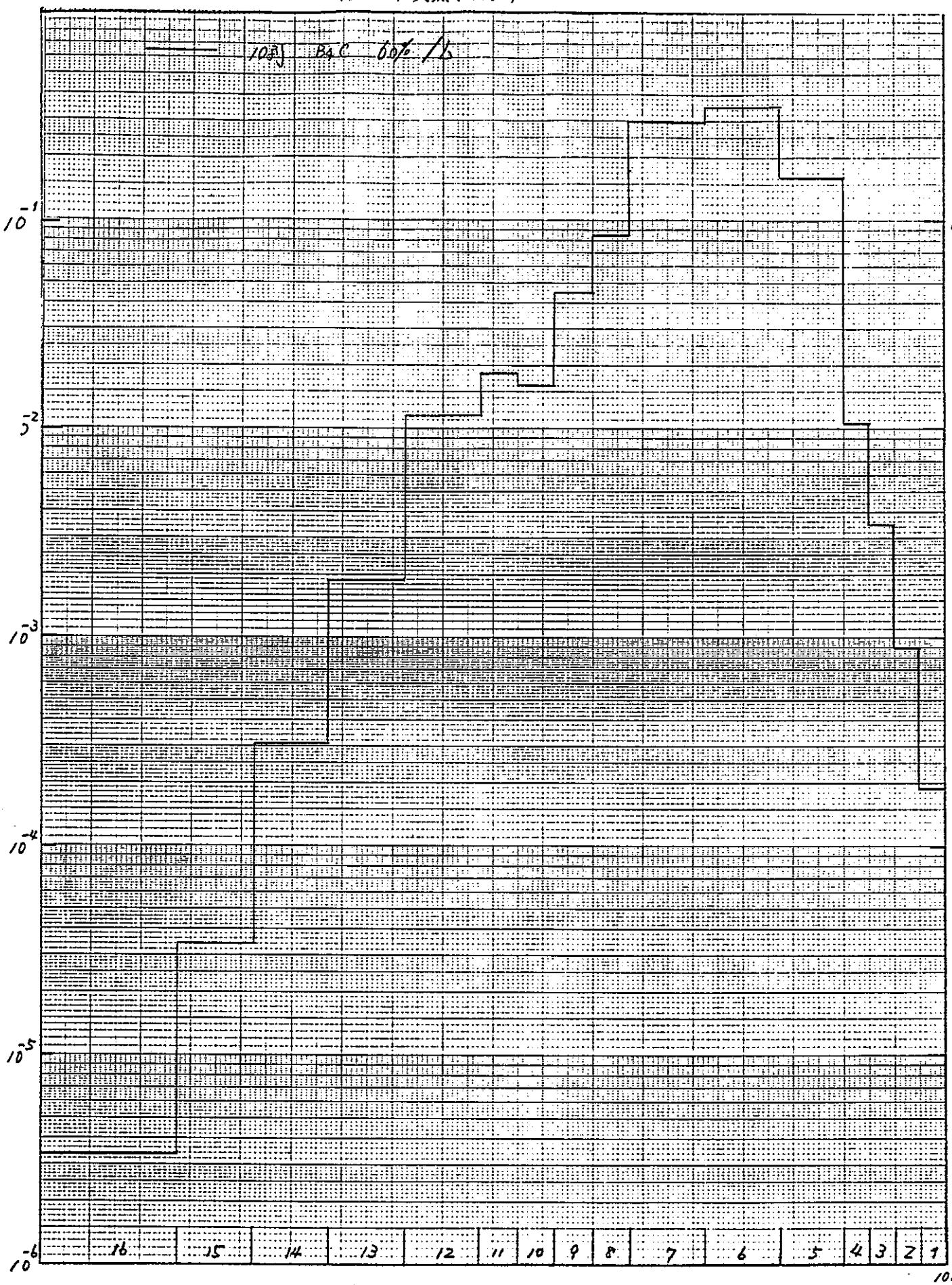
3) ９列にカーボン反射体を配置することによって低エネルギーの中性子束割合いは大きく変化している。10列のボロン遮蔽体の中でもその影響は見られる。

中性子スペクトルの変化は、透過中性子による燃料ラック内の反応率への影響が考えられるが、燃料ラック内での発熱量は全中性子束レベルの減少が支配的である。

ケース１．現行のステンレススチール（ＳＳ）の遮蔽体の最外列の平均

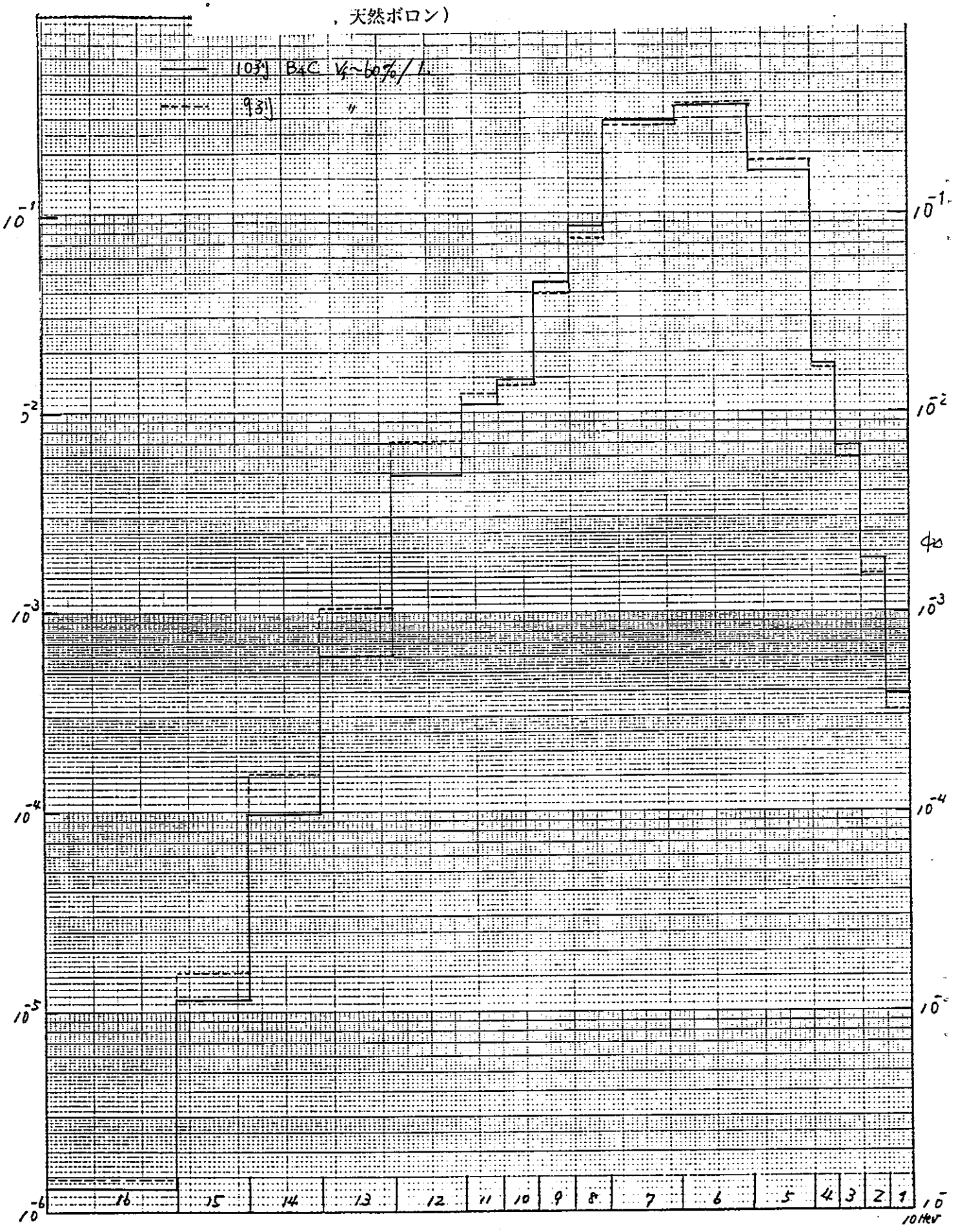


ケース6．最外列（１０列）がボロン遮蔽体の場合（Boron Carbide の体積割合い約60%，天然ボロン）



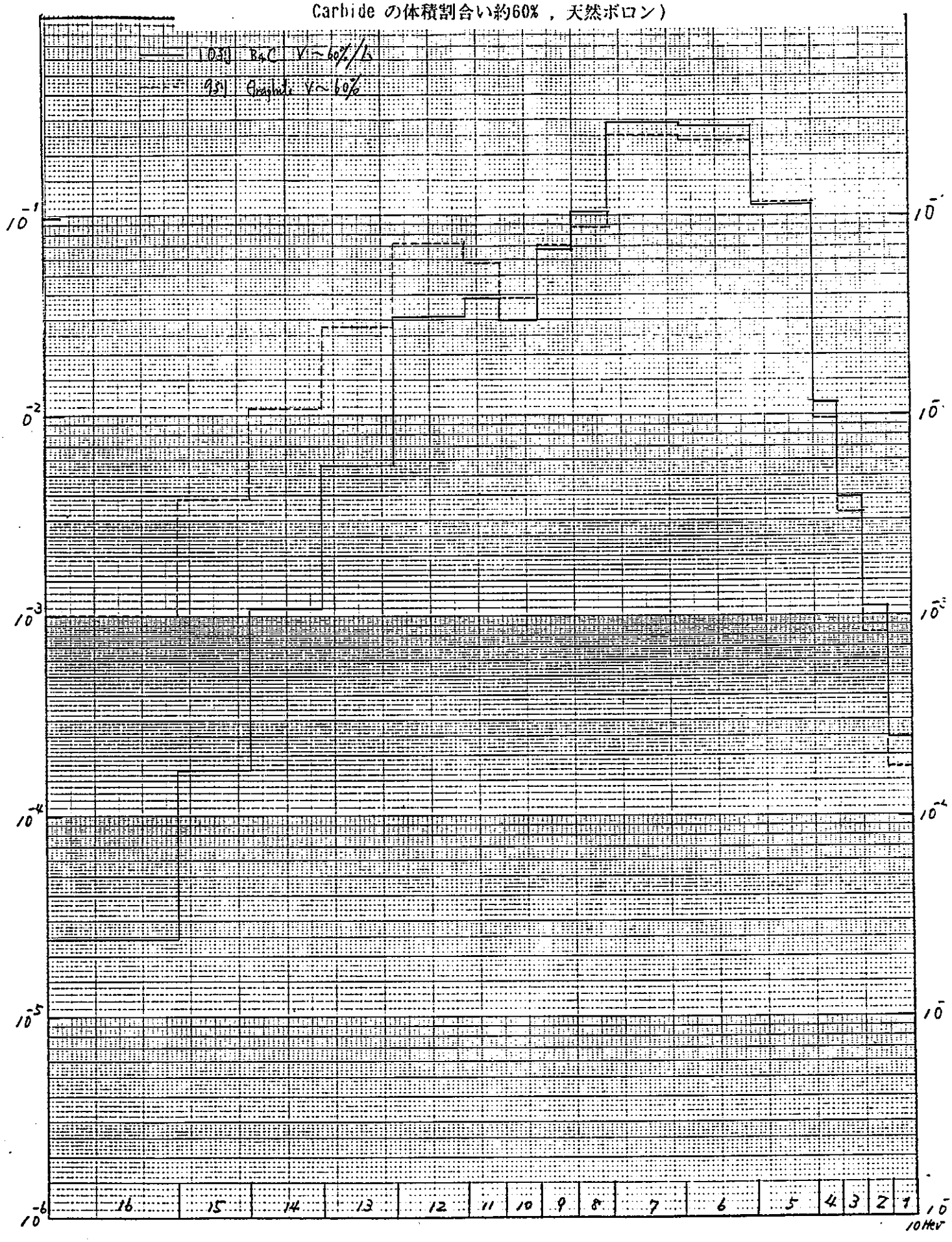
エネルギー（16群表示）

ケース12．り，１０列がボロン遮蔽体の場合（Boron Carbide の体積割合い約60%，天然ボロン）



エネルギー群（16群表示）

ケース18．９列がカーボン遮蔽体で、かつ，１０列がボロン遮蔽体の場合（Boron Carbide の体積割合い約60%，天然ボロン）



エネルギー（16群表示）

添附資料－３．　燃料ラック内での発熱量評価精度の推定

現行のＭＫ－２炉心での燃料ラック内での発熱量評価測定が行われていないので、本文で引用した設計値の余裕度は必ずしも明確ではない。一方、高性能遮蔽体を配置した場合、炉出力を現行の１．５倍とする場合は、燃料ラック内での集合体発熱量は自然循環除熱の可能な上限値に近くなる。そこで、本サーベイ計算手法の持つ計算精度の推定しておくことは意義がある。

ここでは、　ＭＫ－１炉心の性能試験解析結果とボロン入り遮蔽体層の透過計算の精度評価例を引用し、また、サーベイ計算の計算法の影響を調べた結果も合せて考慮し、予測精度を推定する。

ボロンカーバイドの高性能遮蔽体の遮蔽能力の確認は、

「常陽」の高性能炉心の移送ポット内での燃料健全性の確認につながること、

また、

ボロンカーバイドの高性能遮蔽体使用が考えられている実証炉へのデータ提供と実機炉心での運用経験の提供となること

等から、「常陽」炉心の稼働率向上と高性能化のプログラムの一貫として、測定の実施を強力に推進すべきである。

（１）ボロン入り遮蔽体層の透過計算の精度評価例〔文献3.〕

ボロンカーバイド（天然ボロン）の径方向透過実験を２次元輸送計算で解析した結果、JENDLE-2核データから作成したライブラリーでは透過距離が40cm以内では、Ｃ／Ｅ値は 1.0～0.9 の間にはいっている。ライブラリーの違いは10～20% 程見られる。

また、実測値の中で、全中性子束分布の減衰傾向を示す 5-in.φボナーボール(BB)検出器の応答は、透過距離 0 cm から18.1cmまでの減衰が0.29倍 (1/3)を示している。40.4cmまではさらに 0.032倍となっている。今回の検討からは、９，１０列に配置する高性能遮蔽体の実効厚さとの関係では、約20cmのボロン層程度に相当する。このことから、約1/5 の減衰は妥当なところと予測される。

（２）ＭＫ－１炉心の性能試験解析結果（燃料ラック内発熱評価:PNC SN941 79-94）

ＭＫ－１炉心で燃料ラック位置の集合体に核分裂箔を装荷して照射した反応率分布測定をもとにした解析（２次元８群拡散計算，JFS-2 セット）からは、設計値のラック内発熱は約20% の余裕を持っていたことが示されている。定数セットの違い、ブランケットとＳＳ反射体の相違などがあり、直接の比較ではないが、拡散計算ベースの予測値の精度は20% 程度と推定できる。

（３）エネルギー群数効果

サーベイ計算では、８群をベースとして行った。本文のサーベイステップ１のＲＺモデルで16群との比較を行った結果、以下に示すように、ラック内燃料集合体発熱は８群計算でも良好な精度であることが示された。

		ラック内燃料集合体発熱［16-group］／［8-group ］
ケース１．	現行ＳＳ反射体	１．００３
ケース６．	10列ボロン(V~60%)	０．９８４
ケース10．	9,10列ボロン(V~40%)	１．０１３
ケース12．	9,10列ボロン(V~60%)	１．０１３

（４）メッシュ効果

サーベイ計算の３次元計算はメッシュサイズ（径方向）が約8cm の粗メッシュ計算である。この効果を２次元ＲＺ体系での詳細メッシュと8cm 程度のメッシュ幅の計算との比較により調べた。その結果、ラック内燃料の発熱の減衰（現行ＳＳ反射体から９，１０列にボロン高性能遮蔽体に置換した体系－－９列天然ボロン，10列 60%濃縮ボロン）は次の通りとなった。

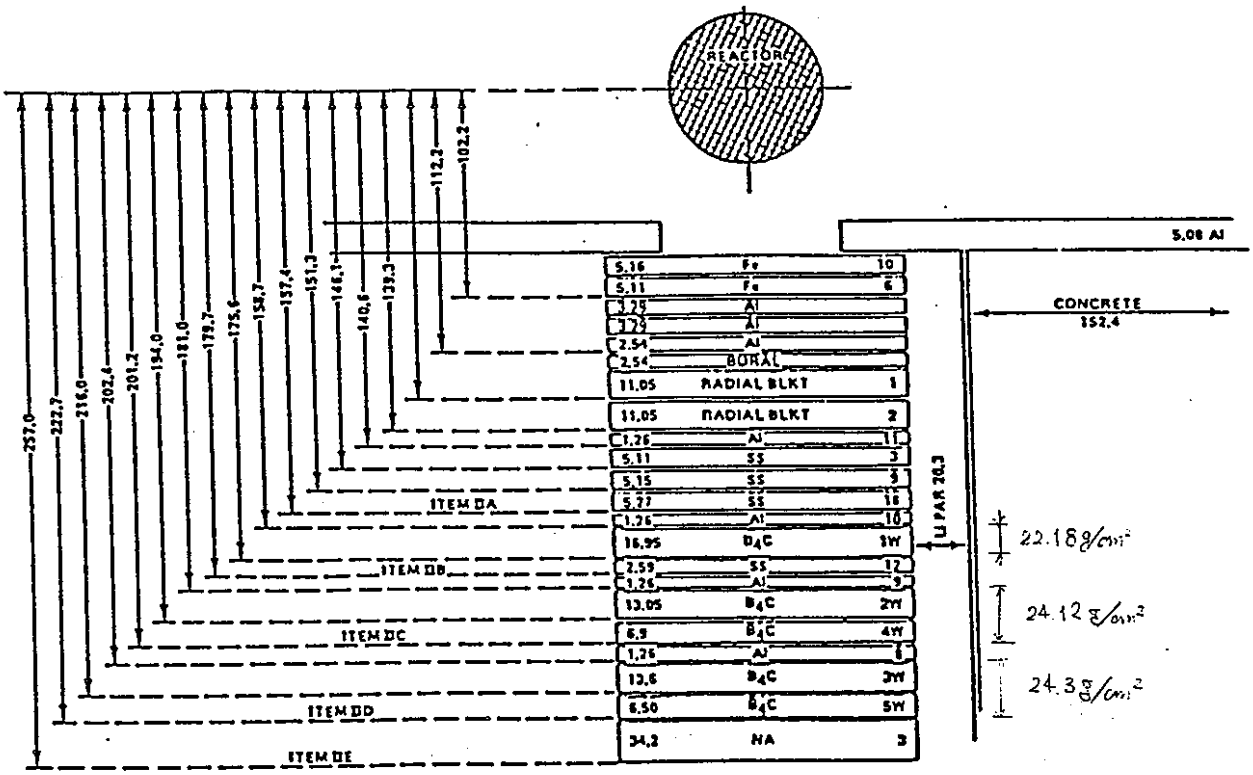
	ラック内燃料の発熱の減衰割合い
粗メッシュ計算	０．１６
詳細メッシュ計算	０．１４

この結果から、今回のサーベイ計算によるラック内燃料の発熱の減衰割合いの３次元モデルによる計算結果は約10% の過大評価傾向を持つ可能性がある。

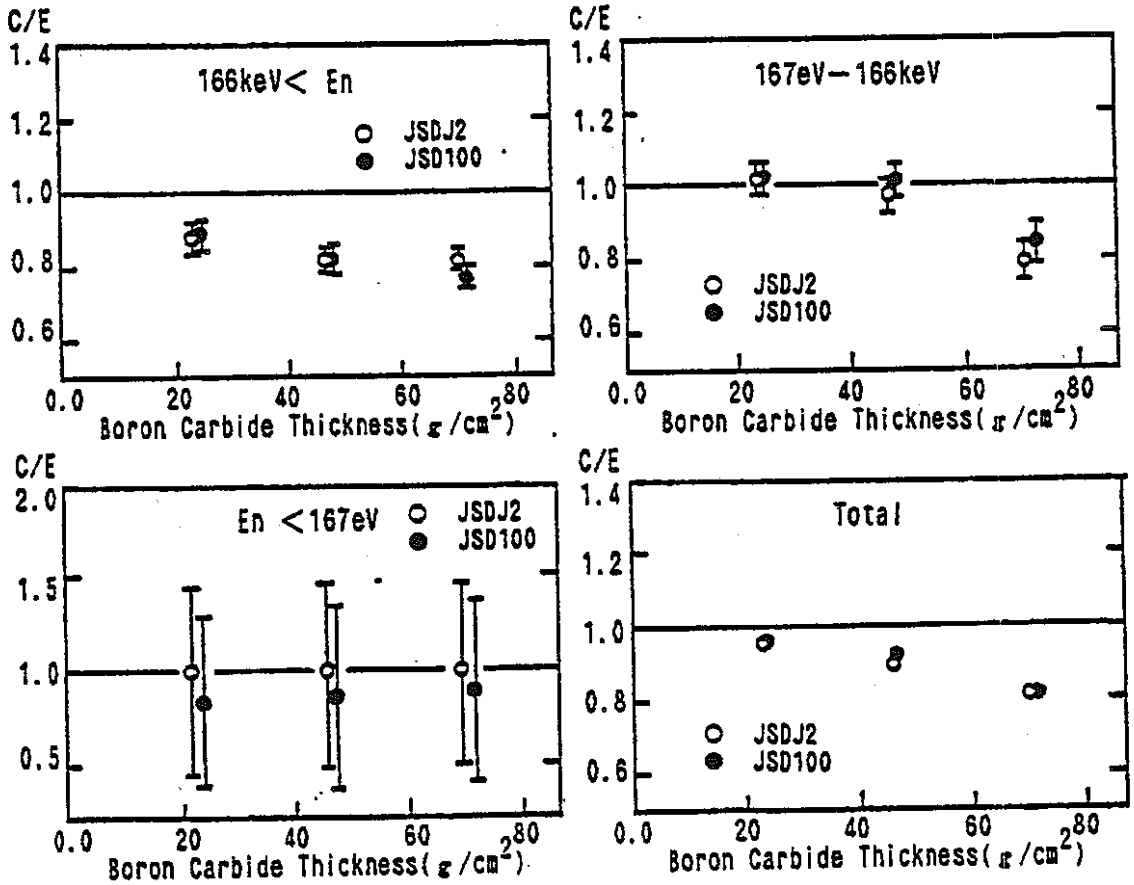
（５）ラック内燃料の発熱の予測精度の推定

以上の結果と設計計算で示されている輸送計算と拡散計算の違いが、ラック内燃料の発熱に対しては小さいことを思い起こすと、全体としては今回のサーベイ計算結果に対し、約20% の誤差を考慮することが合理的な範囲と推定できる。

（１）ボロン入り遮蔽体層の透過計算の精度評価例



半径方向透過実験

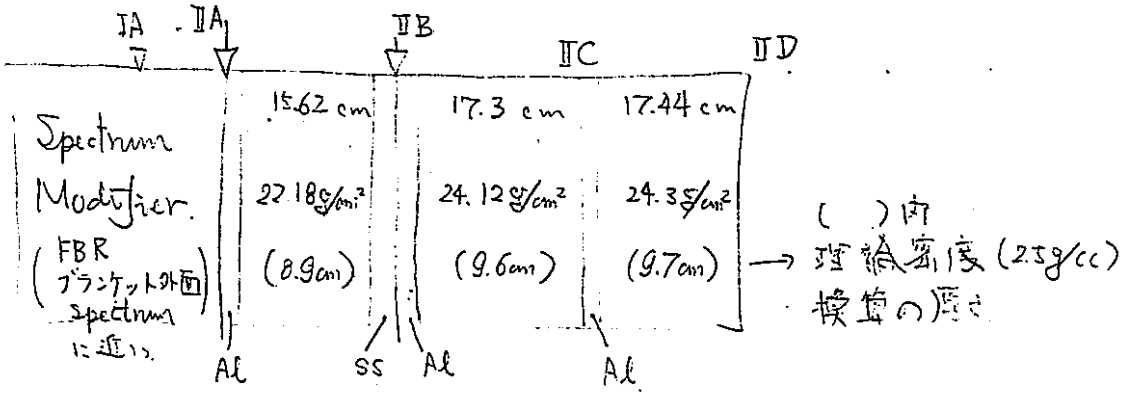


図A.3-1 C/E Values for Neutron Fluxes Transmitted Through Boron Carbide.

表A.3-1　　半径方向透過実験の実験結果と解析結果とのC/E 値

体系名		Ⅰ－A	Ⅱ－A	Ⅱ－B	Ⅱ－C	Ⅱ－D	Ⅱ－E
透過距離　(cm)		0.0	18.1	40.4	61.9	83.4	117.7
測定値 ☆	高速中性子束* (n/cm²/s/w)	1.11(+2)				2.19(-2)	
	裸　**BB (cps/w)		0.29倍	0.032倍	0.048倍		1.30(-3)
	Cd　BB (cps/w)						1.53(-4)
	3in φ BB (cps/w)	5.92(+2)	2.00(+2)	4.35(+0)	1.78(-1)	1.03(-2)	5.20(-3)
	5in φ BB (cps/w)	2.86(+3)	8.31(+2)	2.64(+1)	1.26(+0)	7.16(-2)	2.47(-2)
	8in φ BB (cps/w)	2.10(+3)	5.68(+2)	2.04(+1)	1.02(+0)	6.68(-2)	1.85(-2)
	10in φ BB (cps/w)	1.13(+3)	2.71(+2)	1.07(+1)	5.76(-1)	3.89(-2)	9.63(-3)
C/E 値 JSDJ2	高速中性子束	0.99				0.76	
	裸　BB						
	Cd　BB						
	3in φ BB	1.08	1.11	0.97	0.94	0.79	0.80
	5in φ BB	1.06	1.04	0.93	0.85	0.80	0.84
	8in φ BB	1.02	1.00	0.93	0.87	0.80	0.87
	10in φ BB	0.97	1.01	0.93	0.87	0.82	0.90
C/E 値 JSD100	高速中性子束	1.12				0.77	
	裸　BB						
	Cd　BB						
	3in φ BB	1.36	1.36	1.17	1.15	0.91	0.89
	5in φ BB	1.28	1.24	1.12	1.01	0.89	0.94
	8in φ BB	1.20	1.19	1.12	1.02	0.85	0.95
	10in φ BB	1.13	1.21	1.09	0.99	0.86	0.97

＊En＞0.1MeV　　＊＊　BB：ボナーボール検出器



☆ 5"φ BB (ボナボール) が 全中性子束の減衰傾向を示す。おおよそ

添附資料－4　　熱計算式

本検討で使用した温度計算式（簡易式）をまとめる。

1）B_4Cペレット／パウダー中心温度の計算式

$$T_{pel} = T_{clad} + \Delta T_{pel} + \Delta T_{gap}$$

$$\Delta T_{pel} = q_{pel} \cdot (D/2)^2 / (4 \cdot k_{pel})$$

$$\Delta T_{gap} = q_{pel} \cdot (D/2)^2 / (h_{gap} \cdot D)$$

T_{pel}	：B_4Cペレット／パウダー中心温度	(℃)
T_{clad}	：被覆管内面温度	(℃)
ΔT_{pel}	：ペレット内温度降下	(℃)
ΔT_{gap}	：ギャップ内温度降下	(℃)
k_{pel}	：B_4Cペレット／パウダー熱伝導度	(W/cm・℃)
h_{gap}	：ギャップコンダクタンス（ペレットの場合）	(W/cm²・℃)
q_{pel}	：B_4C発熱密度	(W/cm³)
D	：ペレット／パウダー直径	(cm)

2）被覆管最高温度の計算式

$$T_{clad} = T_{in} + \Delta T_{Na} + \Delta T_{flm} + \Delta T_{cld}$$

$$\Delta T_{Na} = (Pw/W) / Cp \cdot F_{HSF}$$

T_{clad}	：被覆管最高温度	(℃)
T_{in}	：冷却材入口温度	(℃)
ΔT_{Na}	：冷却材温度上昇	(℃)
ΔT_{flm}	：フィルム内温度降下	(℃)
ΔT_{cld}	：クラッド内温度降下	(℃)
Pw	：集合体発熱量	(kW/Ass'y)
W	：集合体冷却材流量	(Kg/s)
Cp	：冷却材定圧比熱	(W・s /g・℃)
F_{HSF}	：工学的安全係数	(－－)