

JAERI-M

6878

プログラムFREG-3を使用したIFA-224燃料
中心温度測定結果の解析

1977年1月

原山 泰雄・泉 文男

この報告書は、日本原子力研究所が JAERI-M レポートとして、不定期に刊行している研究報告書です。入手、複製などのお問い合わせは、日本原子力研究所技術情報部（茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしください。

JAERI-M reports, issued irregularly, describe the results of research works carried out in JAERI. Inquiries about the availability of reports and their reproduction should be addressed to Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, Japan.

JAERI-M 6878

プログラムFREG-3を使用したIFA-224
燃料中心温度測定結果の解析

日本原子力研究所東海研究所安全工学部

原山 泰雄・泉 文男

(1976年12月21日受理)

プログラムFREG-3の確証のため、ハルデン計装燃料IFA-224の中心温度測定結果とFREG-3の計算結果の比較を行った。その結果、FREG-3の計算結果は、測定値のペレット中心温度よりも一般的にやゝ高い中心温度を与えることが分った。このことは、蓄積熱量の評価に必要な温度分布としてFREG-3の計算結果の使用は安全側になることを意味する。

JAERI-M 6878

Analysis of pellet center temperatures measured in HALDEN IFA-224
using program FREG-3

Yasuo HARAYAMA and Fumio IZUMI

Division of Reactor Safety, Tokai, JAERI

(Received December 21, 1976)

To verify the program FREG-3, we compared the calculations by FREG-3 with those by measurement in a HALDEN instrumented fuel assembly, IFA-224.

FREG-3 generally gives higher pellet center temperatures than the measurement. The temperature distribution calculated by FREG-3 to estimate the stored energy in fuel rods results in safety side.

目 次

1. はじめに	1
2. IFA-224 のデータ	1
2.1 照射前データ	1
2.2 測定データ	1
3. FREG-3 による IFA-224 の計算	5
3.1 Input Data	5
3.2 計算式および使用したモデル	5
3.3 スウェリングおよびリロケーションモデルの検討	11
3.4 計算結果	13
4. 結 論	27
謝 辞	28
参考文献	29

1. はじめに

燃料棒内の最高温度ならびに蓄積熱量の安全性評価プログラムとして、FREG-3を開発した。^{1),2)}

FREG-3の計算結果の妥当性を検討するため、ハルデン照射試験燃料を使って確認計算を行うことを計画した。利用できるハルデン試験燃料のデータとして、IFA-106, 107, 149, 150, 208, 202, 224, 225がある。³⁾このうち、確認計算にはIFA-224を使用することにした。

確認計算にIFA-224の照射データを使用することにした理由は、IFA-224燃料棒の中に取り付けられた熱電対により、照射中の燃料温度計測が行なわれ、燃料温度に関しかなりのデータが取られていることと、FREG-3の計算目的が、燃料棒内の温度分布を評価することに重点がおかれているため、計算結果と実測データとの照合に最も良いと考えられたためである。

2. IFA-224のデータ

2.1 照射前データ

IFA-224燃料集合体は、Fig-1に示すように4本の燃料棒で構成されている。又、各燃料棒の設計諸元をTable-1に示す。

燃料棒は、A(1), B(2), C(3), D(4)と呼称され、A(1), B(2)の燃料棒には温度計測が出来るよう熱電対が組み込まれている。A(1)とB(2)の燃料のちがいは、使用した燃料ペレットの密度である。A(1)の燃料ペレットは90% T.D., B(2)の燃料ペレットは98% T.D.である。なお、この報告書の照合計算に使用した燃料棒は、上記のうちのA(1)燃料棒のみである。

2.2 測定データ

IFA-224燃料集合体中のA(1)燃料棒に取り付けた熱電対により、燃料中心温度の変化が実測された。測定は、ある燃焼度に達した時燃料棒の出力を変化させることによって行なわれた。その結果を整理した図をFig-2に示す。

1. はじめに

燃料棒内の最高温度ならびに蓄積熱量の安全性評価プログラムとして、FREG-3を開発した。^{1),2)}

FREG-3の計算結果の妥当性を検討するため、ハルデン照射試験燃料を使って確認計算を行うことを計画した。利用できるハルデン試験燃料のデータとして、IFA-106, 107, 149, 150, 208, 202, 224, 225がある。³⁾このうち、確認計算にはIFA-224を使用することにした。

確認計算にIFA-224の照射データを使用することにした理由は、IFA-224燃料棒の中に取り付けられた熱電対により、照射中の燃料温度計測が行なわれ、燃料温度に関しかなりのデータが取られていることと、FREG-3の計算目的が、燃料棒内の温度分布を評価することに重点がおかれているため、計算結果と実測データとの照合に最も良いと考えられたためである。

2. IFA-224のデータ

2.1 照射前データ

IFA-224燃料集合体は、Fig-1に示すように4本の燃料棒で構成されている。又、各燃料棒の設計諸元をTable-1に示す。

燃料棒は、A(1), B(2), C(3), D(4)と呼称され、A(1), B(2)の燃料棒には温度計測が出来るよう熱電対が組み込まれている。A(1)とB(2)の燃料のちがいは、使用した燃料ペレットの密度である。A(1)の燃料ペレットは90% T.D., B(2)の燃料ペレットは98% T.D.である。なお、この報告書の照合計算に使用した燃料棒は、上記のうちのA(1)燃料棒のみである。

2.2 測定データ

IFA-224燃料集合体中のA(1)燃料棒に取り付けた熱電対により、燃料中心温度の変化が実測された。測定は、ある燃焼度に達した時燃料棒の出力を変化させることによって行なわれた。その結果を整理した図をFig-2に示す。

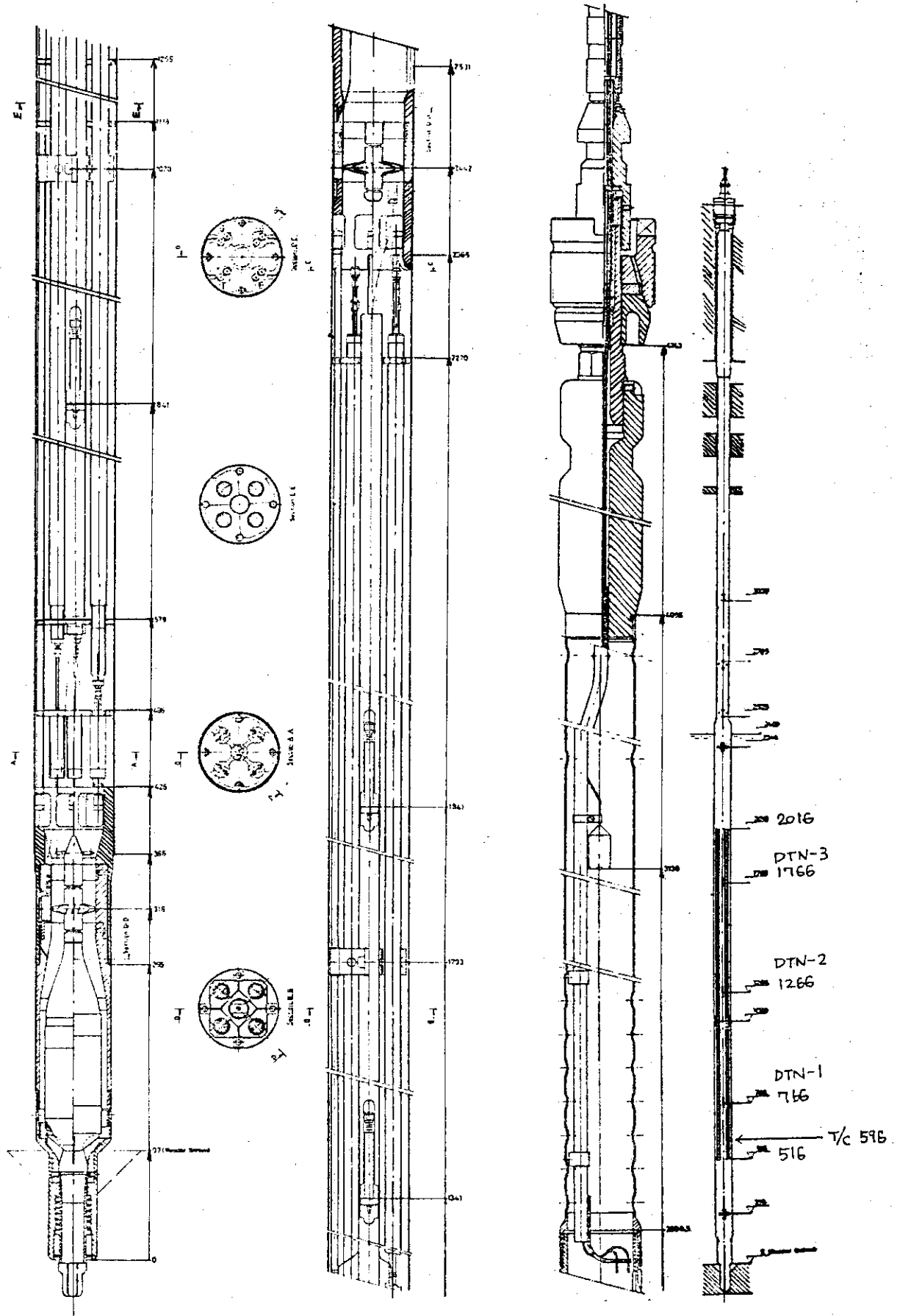


Fig. 1 IFA-224アセンブリー組立図

Table-1 IFA-224 設計諸元

DATA SHEET					ISSUE NO: 1	PAGE: 2	
IFA-224					SIGN: TTO	DATE: 5/1-72	
TEST ASSEMBLY DATA							
DESCRIPTION							
Fuel Form	Sintered UO ₂ pellets, ground. ^{1),2)}						
Pin No.	A(1)	B(2)	C(3)	D(4)	Total		
	EC4,EF4,TF1	EC3,EF3,TF3	EC-2,EF-2	EC-1,EF-1			
	ND-4	ND-3	ND-2	ND-1			
Fuel Weight kg	1.740	1.725	1.675	1.635	6.775		
End Pellets	0.035	0.036	0.035	0.035	0.141		
Fuel Density g/cm ³	9.88 (90% ±2 of T.D.)				6.916		
Enrichment	7 w/o U-235 of active fuel						
Sintering Temperature (°C)	1600~1650	1350~1400					
Fuel Diam./Clearance mm	12.38 ± 0.02/0.30						
Hole Diam. mm	← Solid Pellet →				2		
Pellet Length mm	20 Poisoned end pellet 15						
Dishing	No	No	Yes ³⁾	Yes ³⁾			
Dishing Depth mm			1.0	1.0			
Land Width mm			0.87	0.87			
Cladding	Zr-2		Test Data at R.T.				
Cladding State			UT kp/mm ²	65.6	64.3		
			YS kp/mm ²	49.7	49.0		
			E1 %	26	28		
Welding	TIG						
Filler Gas	Argon gas, 99.99%						
Clad. Int. Diam. mm	12.68±0.04						
Clad. Thickness mm	0.90						
No. Pins/Cluster	4						
Pitch Distance mm	40 (P.C.D.)						
Spacers	2 end plates and 2 spacers						
Fuel Length/Pin mm	Active Fuel Length = 1470 mm						
Plenum	80 mm - 10 cm ³						
Shroud Material	Zr-2						
Shroud Int. Diam. mm	70						
No. Of Clusters	1						
<p>1) In each fuel pin two poisoned end pellets (6 w/o U-235/3.99 w/o Gd₂O₃) and two 10 mm long zirconia pellet for thermal insulation.</p> <p>2) Pellets for A were sintered at high temperature (1600 - 1650°C) and those for B and C at low temperature (1350 - 1400°C).</p> <p>3) Spherically both sides.</p>							

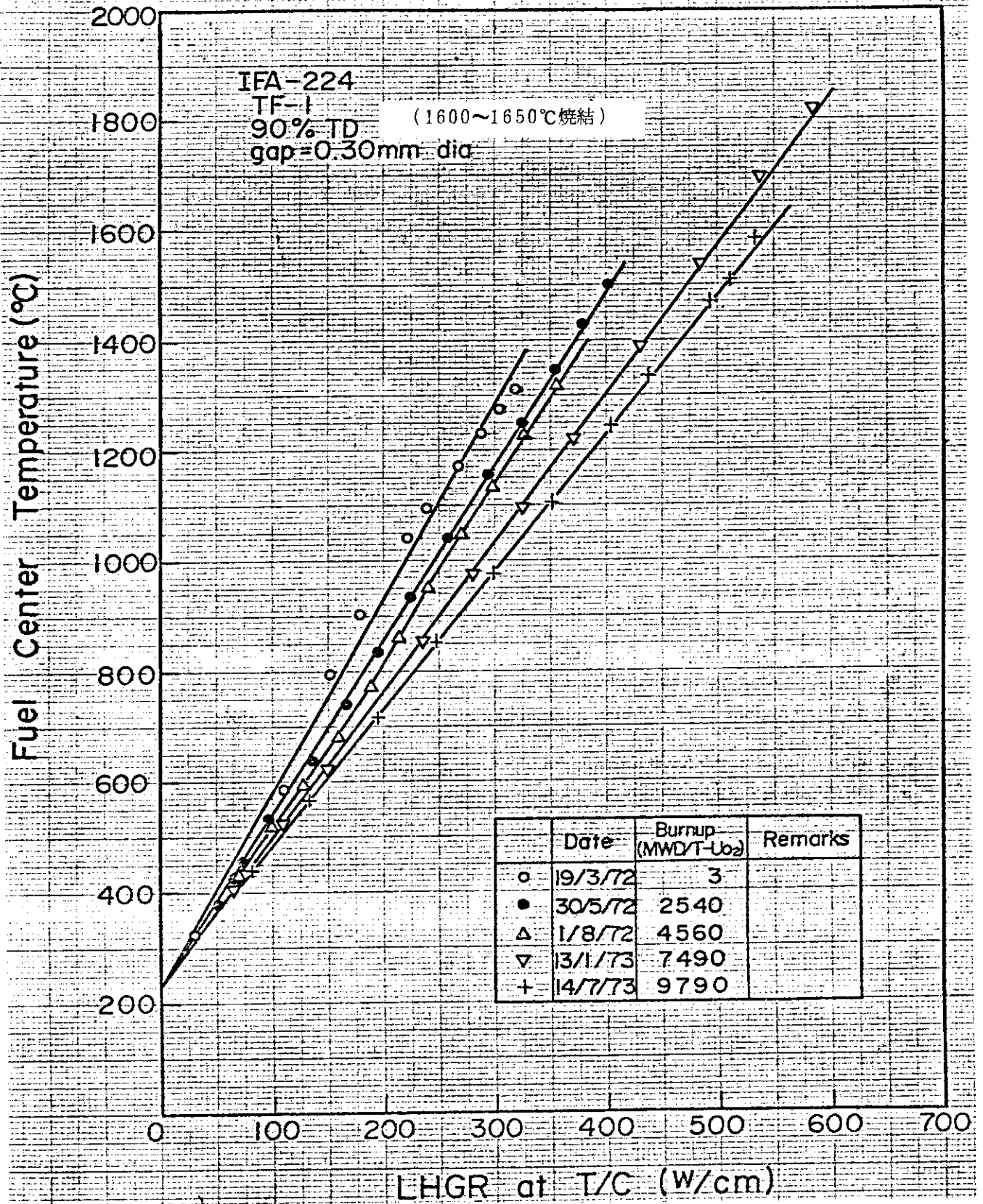


Fig. 2 IFA-224 中心温度 (TF-1)

3. FREG-3によるIFA-224の計算

3.1 Input Data

2.1で述べた照射前データに基づき、FREG-3コード用Input Dataを作成した。計算に必要なIFA-224燃料棒A(1)のデータと冷却材のデータをTable-3.1に示す。

ジルカロイ-2被覆管の機械的性質に関しては、GAPCON-THERMAL-1が採用したジルカロイの物性値(熱伝導率, 耐力, ヤング率, ポアソン比, 熱膨脹係数, メイヤー硬度)を修正せず使用した。これら物性値は温度依存性をもつその値をTable-3.2に示す。

燃料ピン内熱中性子束の半径方向DepressionのInput DataをTable-3.3に示す。

この計算に使用した燃料棒の軸方向の出力分布をTable-3.4に示す。

3.2 計算式および使用したモデル

プログラムFREG-3には、燃料ペレットの焼きしまり, リロケーションについてのモデル, 熱伝達に関する計算式等かなりのオプションが用意されている。

IFA-224の計算に使用したオプションをTable-4に示す。その計算式の内容をTable-5に示す。

以下にFREG-3で使用されたモデルと計算式について順をおって説明する。

3.2.1 燃料ペレットの熱伝導率

UO₂ペレットの熱伝導率計算式にはLyonsの式⁴⁾を使用した。その式はTable-5の中に示す通りである。なお、ペレットの熱伝導率については、Maxwell-Euckenの式^{5), 6)}を使用してPorosityによる補正を行って使用する。

3.2.2 燃料の線熱膨脹係数

燃料の線熱膨脹係数の計算式は、プログラムGAPCON-THERMAL-1⁷⁾に使用されたConway Fincel and Heinに基づく計算式を使用した。計算式はTable-5の中に示す通りである。

3.2.3 燃料ペレットの焼きしまり

FREG-3は、燃料ペレットの焼きしまりに関し、HALDENの経験式⁸⁾を使用している。この式をTable-5中に示す。この式は、ペレット製造時の焼結温度によって決まる最大焼きしまり率と照射によって最大焼きしまり率に近づく変化の式の二つで成り立っている。HALDENの焼きしまり経験式は、ペレットスタック長についての式であるが、FREG-3は半径方向についてもスタック長と同じ変化があるものとして取扱っている。

3.2.4 再組織化モデル

ペレット内の再組織化(restructuring)モデルは、プログラムGAPCON⁹⁾に使用されているモデルをそのまま使用している。このモデルはchristensenによるものであるが、christensenの原報告¹⁰⁾とは式中の係数が少し異なっている。計算式はTable-5に示す通りであり、出力状態の時間のみによって再組織化が起る温度が決定される。FREG-3は燃料棒の照射履歴に従って計算を進めるため、上記の式を使う場合、0出力でも時間が増加すれば、再組織化の温度が変化するということになる。そのため、この計算に当り、0出力で時間

Table 3-1 IFA-224 燃料棒の構成

項 目	FREG-3 INPUT DATA	
濃縮度 重量比 ($^{235}\text{U}/(^{235}\text{U}+^{238}\text{U})$)	0.07	
燃料ペレット密度比 (ペレット密度/理論密度)	0.90	
燃料ペレット直径	1.238(cm)	0.4874(in)
被覆管内径	1.268(cm)	0.4992(in)
被覆管外径	1.448(cm)	0.5701(in)
燃料柱の長さ	147. (cm)	57.8740(in)
吸着ガス量	0.	0.
プレナム体積	10. (cm ³)	0.6102(in ³)
冷却材の温度差 (出口-入口)	0.	0.
冷却材相当直径	2.56 (cm)	1.0079(in)
冷却材速度	0.58 (m/sec)	1.9029(ft/sec)
燃料表面粗さ	0.16×10^{-3} (cm)	0.63×10^{-4} (in)
被覆管内面粗さ	0.11×10^{-3} (cm)	0.43×10^{-4} (in)
封入ガス圧力	1 atm.	
封入ガス組成	He 100%	
燃料製造時の焼結温度	1650. (°C)	
ギャップ直径	0.03 (cm)	
被覆管材質	Zry-2	

Table 3-2 被覆管 (Zry-2) の特性

Temperature (°C)	Thermal Conductivity (W/cm-°C)	Yield Strength (kg/cm ²)	Youngs Modulus (kg/cm ²)
25.0	0.126	3150.0	0.972 x 10 ⁶
100.0	0.134	2450.0	0.914 x 10 ⁶
200.0	0.145	1670.0	0.850 x 10 ⁶
300.0	0.156	1110.0	0.780 x 10 ⁶
400.0	0.170	850.0	0.710 x 10 ⁶
500.0	0.184	700.0	0.640 x 10 ⁶

Temperature (°C)	Poissions Ratio	Thermal Expan- sion Coeff. (cm/cm/°C)	Mayer Hardness (kg/cm ²)
25.0	0.370	0.583 x 10 ⁻⁵	9470.0
100.0	0.400	0.625 x 10 ⁻⁵	7360.0
200.0	0.446	0.666 x 10 ⁻⁵	5030.0
300.0	0.492	0.697 x 10 ⁻⁵	3340.0
400.0	0.492	0.718 x 10 ⁻⁵	2560.0
500.0	0.492	0.734 x 10 ⁻⁵	2110.0

Table 3-3 燃料棒内熱中性子束の半径方向 Depression

Diameter (cm)	Flux Ratio
0.0	0.825
0.276	0.842
0.550	0.886
0.826	0.966
1.100	1.126
1.238	1.245

Table 3-4 燃料棒軸方向出力分布

セグメント番号	Input Value
(TOP) 11	4.4
10	6.4
9	8.2
8	10.0
7	11.6
6	12.7
5	13.2
4	12.9
3	12.1
2	10.7
(Bottom) 1	8.8

Table 4 使用されたモデルと計算式

項 目	使用モデル or 計算式
UO ₂ の熱伝導率計算式	LYONS (表5参照)
被覆管の特性	Built in DATA (表3-2参照)
燃料ピン内熱中性子束の半径方向Depression	データ入力 (表3-3参照)
燃料ピン軸方向出力分布	データ入力 (表3-4参照)
中性子束	熱中性子
線出力密度	燃料ピン平均出力
被覆管クリープ	考慮せず
燃料棒内に蓄積されたエネルギーの計算	計算せず
照射履歴	時間依存
被覆管の弾性変形	考 慮
燃料スウェリング計算式	考慮及び考慮せず (表5参照)
燃料の線熱膨脹係数の計算式	CONWAY, FINCEL and HEIN (表5参照)
冷却材-被覆管熱伝達係数の計算式	冷却材を水とし, 飽和温度を境として Dittus-Boelter から Jens-Lottes に移る
燃料の熱膨脹による変位量の計算	Brittle model (Complete Crack形)
燃料の焼きしまり	考慮 (Halden model) (表5参照)
燃料のRelocation	考慮及び考慮せず (表5参照)
燃料の再組織化の計算	考 慮 (表5参照)

Table-5 計算に使用された計算式

<u>UO₂ pellet</u>	
Thermal Conductivity	$K = \frac{38.24}{402.4 + T} + 6.1256 \times 10^{-13} (T + 273)^3$ <p>BNWL-1778) Lyons</p>
	K = Thermal Conductivity (W/cm-°C)
	T = Temperature (°C)
	$K_p = \frac{1.025}{0.95} \frac{F}{1 + (1-F)0.5}$ <p>BNWL-1778) Maxwell-Eucken</p>
	K _p = Thermal Conductivity of UO ₂ with Porosity, P
	F = Fraction of Theoretical Density, (%)
Thermal Expansion	$\alpha = \frac{\Delta L/L}{\Delta T} = [(T^2-625)2.896 \times 10^{-9} + (T-25)6.797 \times 10^{-6}] \frac{1}{(T-25)}$ <p>BNWL-1778) Conway, Fincel and Hein</p>
	T = Temperature (°C)
Densification	$\Delta L/L = \frac{22.2 \times (100-TD)}{(TS-1180)}$ <p>MATPRO⁸⁾</p> <p> $\Delta L/L$ = Axial Densification (%) TD = Percent Theoretical Density (%) TS = Sintering Temperature (°C) $L/L = 3-0.93e^{-Bu-2.07e^{-35Bu}}$ $\Delta L/L$ = Axial Densification (%) Bu = Burn up (MWD/kg-UO₂) </p>

Table 5 (con't)

Restructuring	$1/T_{RS} = 0.00001367 \log(t) + 0.000480$		
	T_{RS} = Temperature to which Restructuring Occur ($^{\circ}K$)	HEDL-TME72-128 ⁹⁾	
	t = Time at Power (hr)	Christensen	
Relocation	$DELGD = [40(\frac{B}{I+B}) + 0.8P + 1] GAP/100$		BNWL-1898 ¹²⁾
	$B = \exp(-4 + BURNUP \cdot 1/4)$, BURNUP (MWD/MTM)		
	P = Power (kw/ft)		
	GAP = Fabricated cold gap (in)		
Swelling	$\Delta V_B = [(h_f)(V_f) + (h_c)(V_c)] \frac{BU}{10,000} - (1-f)(0.8V_h + 0.5V_v + 0.3V_\lambda)$		BNWL-1778 ⁷⁾ Geithoff
	ΔV_B = change in volume due to burnup (fission product swelling)		
	f = fractional density		
	h_f = swelling rate for entire fuel rod, presumed to be 1.6% $\Delta V/v$ per 10,000 MWD/MTM		
	V_f = volume of fuel per unit length		
	h_c = additional swelling in fuel between 1300 and 1700 $^{\circ}C$ presumed to be 0.4% $\Delta V/v$ per 10,000 MWD/MTM		
	V_c = volume of fuel between 1300 and 1700 $^{\circ}C$		
	BU = Burnup, MWD/MTM		
	V_h = volume of fuel, above 1700 $^{\circ}C$		
	V_λ = volume of fuel below 1300 $^{\circ}C$		

が経過するという照射履歴をさけた。

3.2.5 再配置

焼結 UO_2 ペレットのクラックとそのクラックした小片の再配置 (crack and relocation) は、起りうる現象として考えられてきた。¹¹⁾しかし、その現象を定量的に表す計算式ないしモデルで公開されたものは非常に少ない。

FREG-3では、このモデルとして、公開されたGAPCON-THERMAL-2¹²⁾に使用されたモデルを組込んでいる。

再配置評価式をTable-5に示す。

3.2.6 燃料ペレットのスウェリング

燃料ペレットのスウェリングについては、FREG-3が基礎とした原プログラムGAPCON-THERMAL-1の評価式⁷⁾を修正せずに使用している。

評価式はTable-5に示す通りである。

GAPCON, GAPCON-THERMAL-1は、ペレットの焼きしまりに基く燃料棒内の温度分布を計算するとしながら、焼きしまりに関する計算式あるいはモデルは顕な形で組込まれていない。GAPCONのスウェリングモデルは、非常に保守的なものになっており、特に照射初期にスウェリングによるペレット半径の増加は表れないように計算される。¹³⁾これは、ペレットの焼きしまりモデルをスウェリングモデルに上乘せしたのではないかと考えられる。¹³⁾一方、GAPCON-THERMAL-1では、照射初期からスウェリングによるペレット半径の増加が計算されるようなモデルとなっている。¹⁴⁾これは、スウェリングモデルにリロケーションをも含んでいると考えられる。

したがって、スウェリングにGAPCON-THERMAL-1のモデルを使用する場合には、リロケーションモデルを同時に使用することは、リロケーション効果を2重に評価することになり適切でない。

3.3 スウェリングおよびリロケーションモデルの検討

目的とするFREG-3によるIFA-224の照合計算を行う前に、スウェリングとリロケーションモデルの検討計算を行った。

Fig-3はその計算結果を示す。計算はギャップ寸法0.025 cmについて3ケース、0.04 cmについて2ケース、合計5ケース行った。焼きしまりは各計算ケースに取入れ、リロケーションとスウェリングの効果を調査した。計算に使用した出力変動は、図中の中央に示す如きものを使用した。すなわち、0出力から出発し、0.5日で15 kW/ftに達し以後一定出力状態を保つとした。図は、照射日数に対するギャップコンダクタンスの変化を示す。計算ケース1, 2, 3を比較することにより、スウェリングもリロケーションも考えない計算ケース3は、1, 2に比較し極端に小さなギャップコンダクタンスとなることが分る。これから、FREG-3を使用する場合、スウェリングあるいはリロケーションのどちらかのモデルを計算に組込まなければ、計算結果のペレット中心温度が非常に高くなることが予想される。一方、計算ケース1と2は良く似た傾向を示している。このことは3.2.6で指摘したようにFREG-3組込みのスウェリングGAPCON-THERMAL-1のモデルが、リロケーションによるギャップ寸法の減

		Diametral Gap				
		0.025 cm			0.04 cm	
Case		1	2	3	4	5
Model						
Relocation		○	●	●	○	●
Swelling		●	○	●	●	○
Densification		○	○	○	○	○

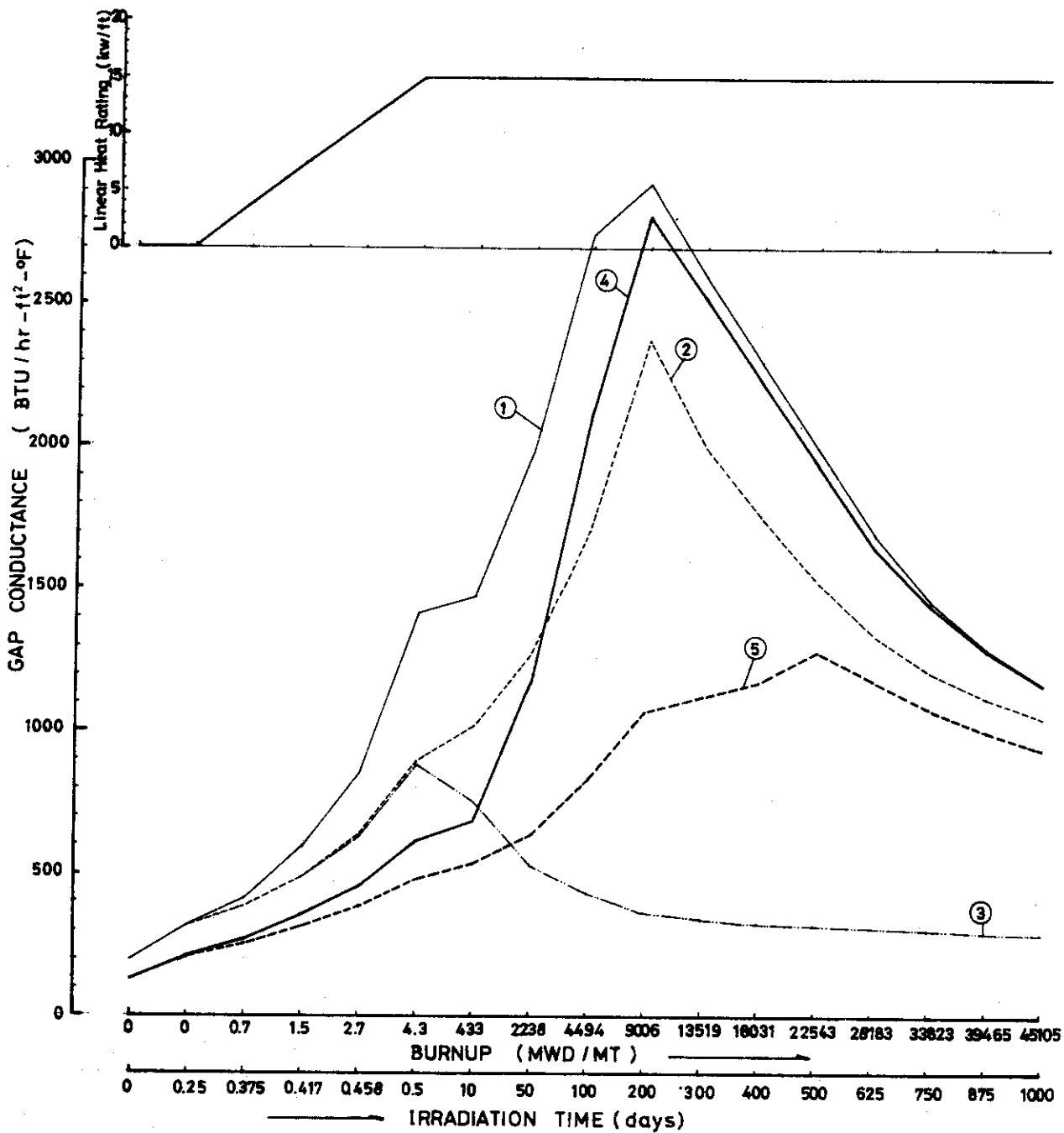


Fig. 3 ギャップ熱伝達に対するスウェリングとリロケーションモデルの影響

少をも含んでいるためである。

計算ケース4,5でも、計算ケース1,2と同様な傾向が表れてもよいはずであるが、この場合かなり大きなギャップコンダクタンス値の開きが表れる。これは、ギャップコンダクタンスのモデルに修正された Ross and Stoute のモデルを使用しているためと初期ギャップ寸法が大きいため燃料棒内空間に放出される FP ガスによるギャップガス熱伝導率の低下によるものと考えられる。

Fig-4,5 は線出力密度に対するギャップ寸法の変化を燃焼度をパラメータとして示したものである。

Fig-4 はリロケーションを計算に取入れた計算ケース1の場合、Fig-5 はスウェリングを取入れた計算ケース2の場合である。

この両図を比較することにより、両方とも良く似た性質をもつことが分る。このことは、FREG-3 組込みのリロケーションとスウェリングモデルは、初期ギャップ寸法が大きくないときはほぼ等価と考えられることを示す。逆に言えば、FREG-3 のスウェリングに関する GAPCON-THERMAL-1 のモデルを使用するときにはリロケーションモデルを使用してはならないことを示す。なぜならば、リロケーションによる効果を2重に評価することになるためである。

3.4 計算結果

IFA-224 の照合計算に使用したモデルの選定については3.2節に述べた通りである。FREG-3 には、ギャップコンダクタンスの計算法として GAPCON-THERMAL-1 組込みの修正された Ross and Stoute の式⁷⁾と RESAR-41 の式¹⁵⁾の二つが組込まれている。

この照合計算にさいし、上記の2つのギャップコンダクタンスの各々に他のモデルを組合せて、その効果と得られている実測結果とを比較した。組合せるモデルとして、焼きしまり、リロケーション、ペレットスウェリングを採用したのは3.2節に述べた通りである。

焼きしまりについては、ハルデンのモデルを使用することにし、すべての計算ケースについてその効果を考慮することにした。リロケーションに関しては、GAPCON-THERMAL-2 のモデルを採用した。ペレットスウェリングについては、GAPCON-THERMAL-1 が使用しているモデルをそのまま使った。2つのギャップコンダクタンス計算法に焼きしまりモデルを含ませた上、リロケーションあるいはペレットスウェリングのどちらかを考えて都合4ケースの照合計算が実施された。この組合せを Table-6 に示す。

計算結果を Fig-7A, B, 8A, B, 9A, B, 10A, B に示す。これらの図と計算ケースの対応は Table-6 に示す。ただし、計算結果の整理に2通りの方法を採用したので、計算結果の図は8枚になっている。

整理法の区別は、Table-6 の最下段に A, B で示す。A, B の整理法の内容は次の通りである。

A (axial multi point): 測定値の燃焼度にほぼ一致するように計算上の照射時間を指定したときえられた計算出力を整理した。この方法は計算結果を手早く整理し、インプットおよび計算エラーの有無の検討のために採用したものである。燃料棒の燃焼度が一定の場合の燃料

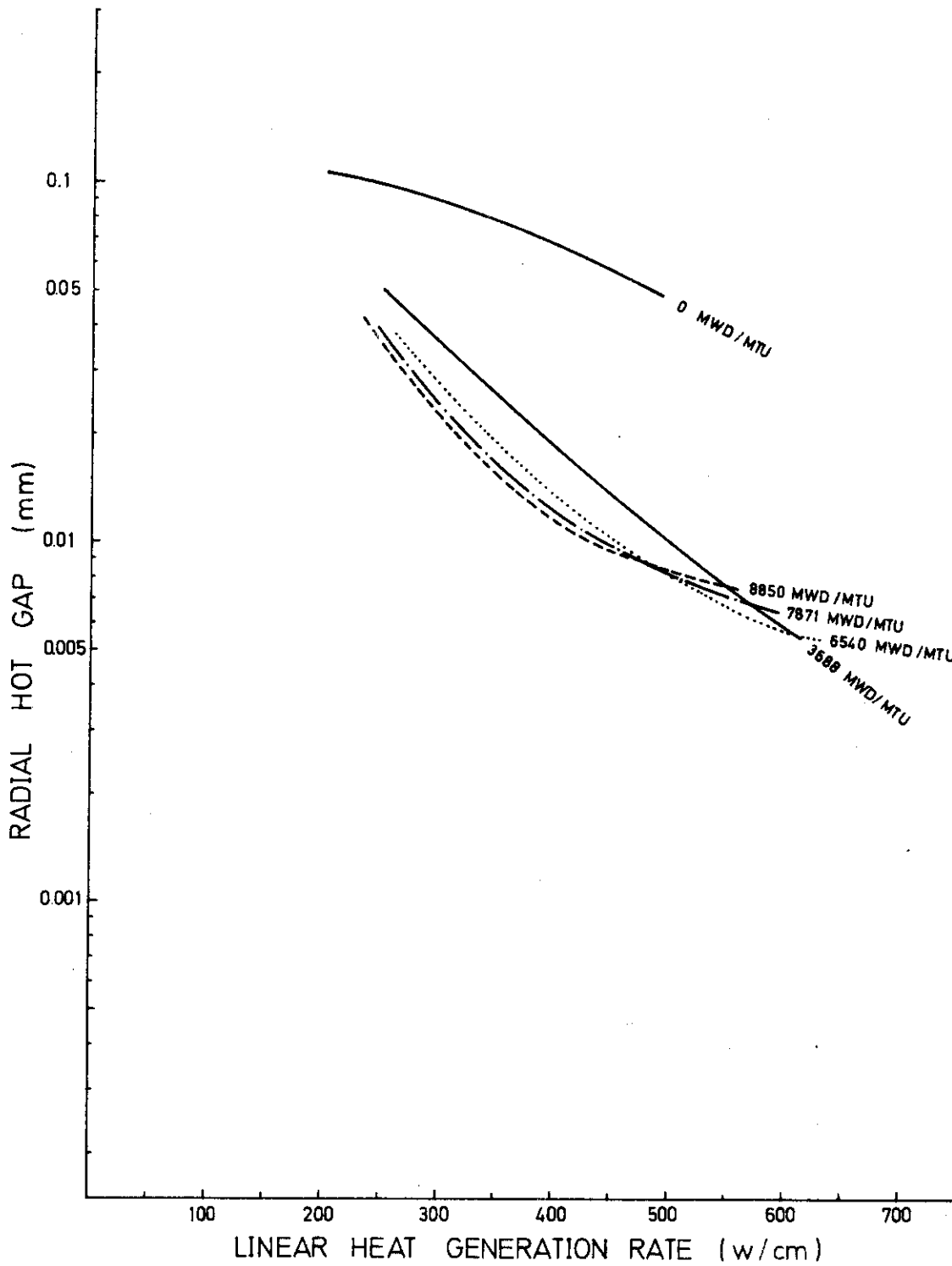


Fig.4 RADIAL HOT GAP vs LHGR
 (Relocation model is taken into account)
 UO₂ Pellet Density: 90% T.D
 Sintered Temperature: 1600-1650°C
 Gap: 0.30mm dia

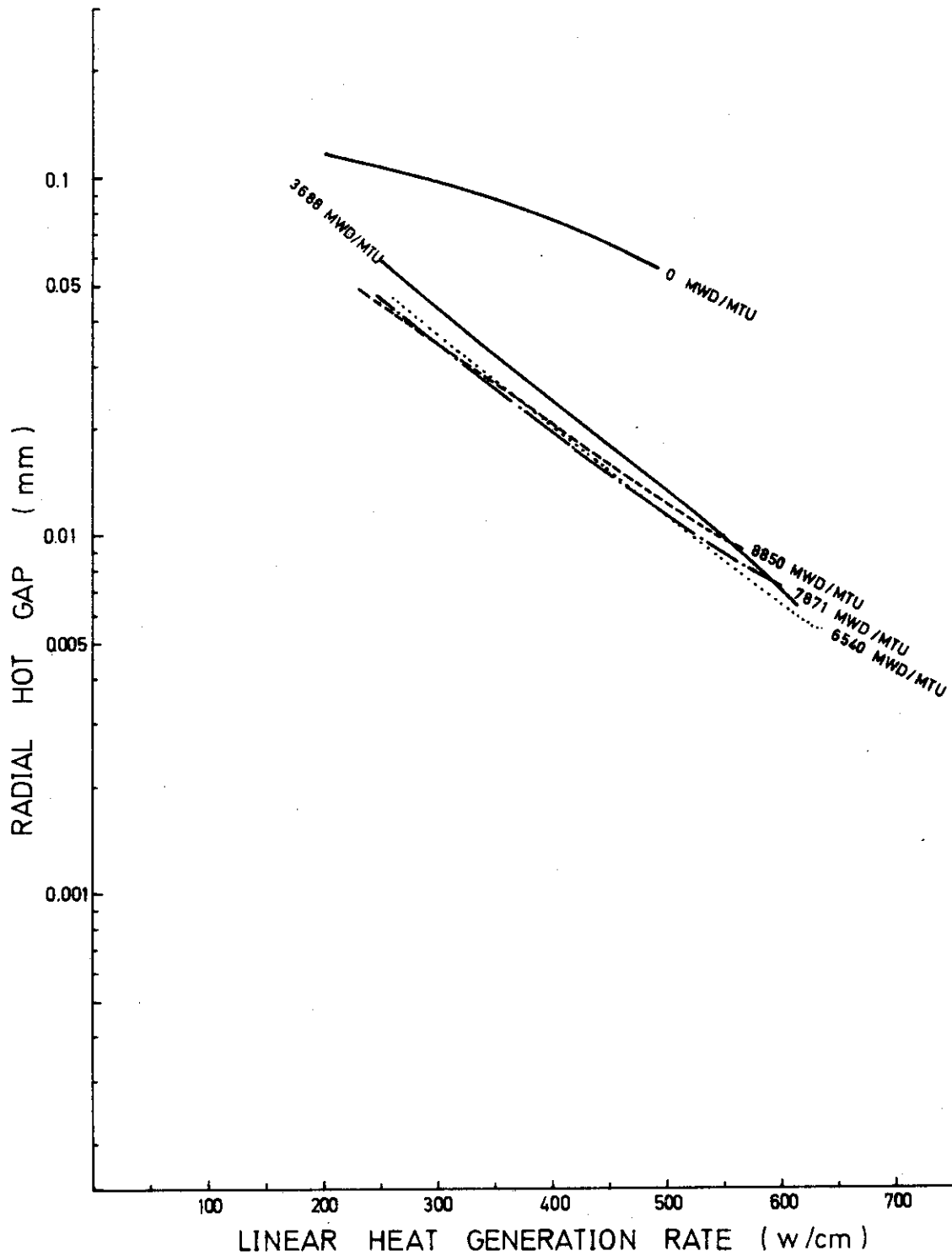


Fig.5 RADIAL HOT GAP vs LHGR
 (Swelling model is taken into account)
 UO₂ Pellet Density: 90% T.D
 Sintered Temperature: 1600-1650°C
 Gap: 0.30mm dia

Table 6 Optional Model and Equation
used in this compared calculation

Fig No. / MODEL	7A	7B	8A	8B	9A	9B	10A	10B
Gap Conductance	R & S	R & S	R41	R41	R & S	R & S	R41	R41
Densification	Halden	Halden	Halden	Halden	Halden	Halden	Halden	Halden
Relocation	GT-2	GT-2	GT-2	GT-2	-	-	-	-
Swelling	-	-	-	-	GT-1	GT-1	GT-1	GT-1
Plotting Method	A	B	A	B	A	B	A	B

Remarks,

R & S : Ross & Stoute

R41 : RESAR-41

GT-1 : Gapcon Thermal-1 BNWL-1778

GT-2 : Gapcon Thermal-2 BNWL-1898

棒各部分における線出力密度に対し計算されたペレット中心温度をプロットしている (Fig-6 の(A)参照)。この整理法では、仮に線出力密度が同じ位置でも燃焼度が異り中心温度も異なる。厳密に言えば、線出力密度に対する中心温度は、最大線出力密度の位置の上側と下側で異り2本の曲線で表すべきであるが、計算結果で同一線出力密度になるものがないので便宜上1本の曲線で整理した。この図では同一線出力密度の計算中心温度と測定された中心温度との位置が異り、主としてそれらの場所の燃焼度がちがうため、厳密には計算値と測定値の一致は得られない。しかしながら、この方法で整理して大巾に測定値と狂うような計算ケースは、次のBの方法で整理してもやはり測定値と良い一致を示さない。

B (peak point) : 測定値は、ある燃焼度に達した所で出力をかなり急に増減させることによつてえられた。計算上測定の燃焼度に近い所で出力を急に変動させ (厳密には燃焼度は増加するが、出力の増減が急な場合、燃焼度の変化は小さい)、燃料棒の同一位置の計算中心温度を線出力密度によつて整理した (Fig-6 (B) 参照)。

計算結果の Fig-7~10 の各図とも、燃焼度をパラメータとした線出力密度に対する中心温度測定値 (Fig-2 で示される測定結果) を点線で示し、この各々には Δ 対応する燃焼度における計算値を実線で示す。

計算結果の図より次のことが分る。

(1) Fig-7 A, B はギャップコンダクタンスに Ross and Stoute モデルを使用し、リロケーションを考慮したときの計算結果である。

0 燃焼度では、計算値と実測値は良い一致を示すが、燃焼が進むと低い線出力密度において計算値は実測値より大きい値になる。これは、リロケーションを考慮しているにもかかわらず、

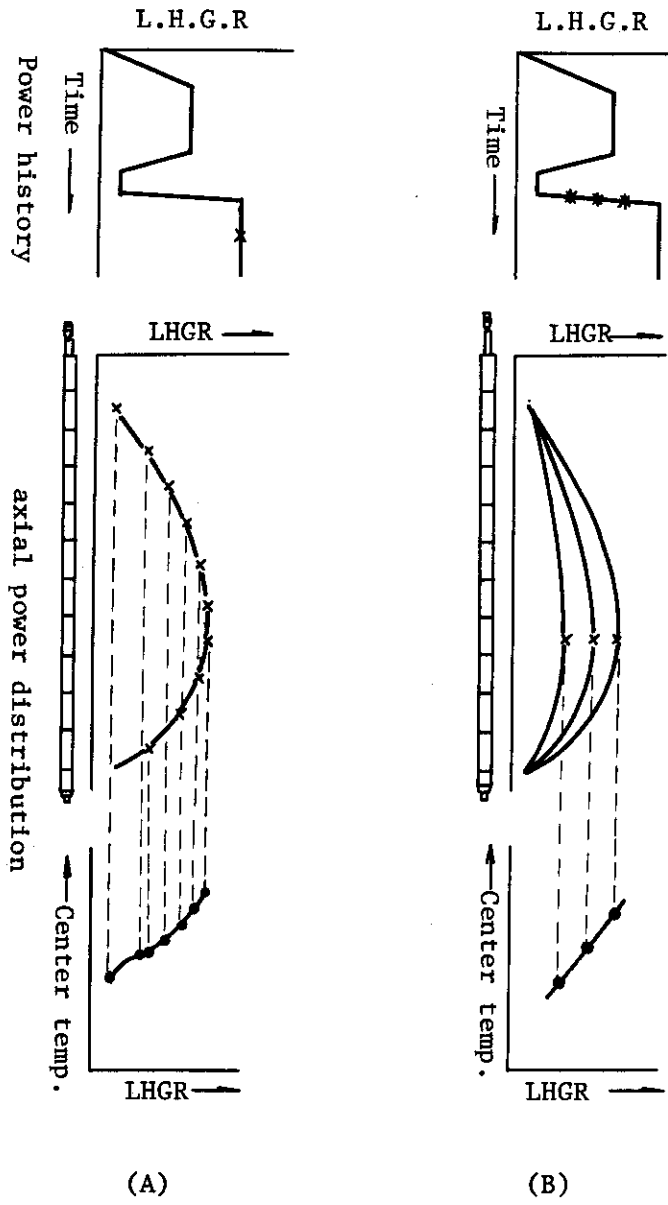
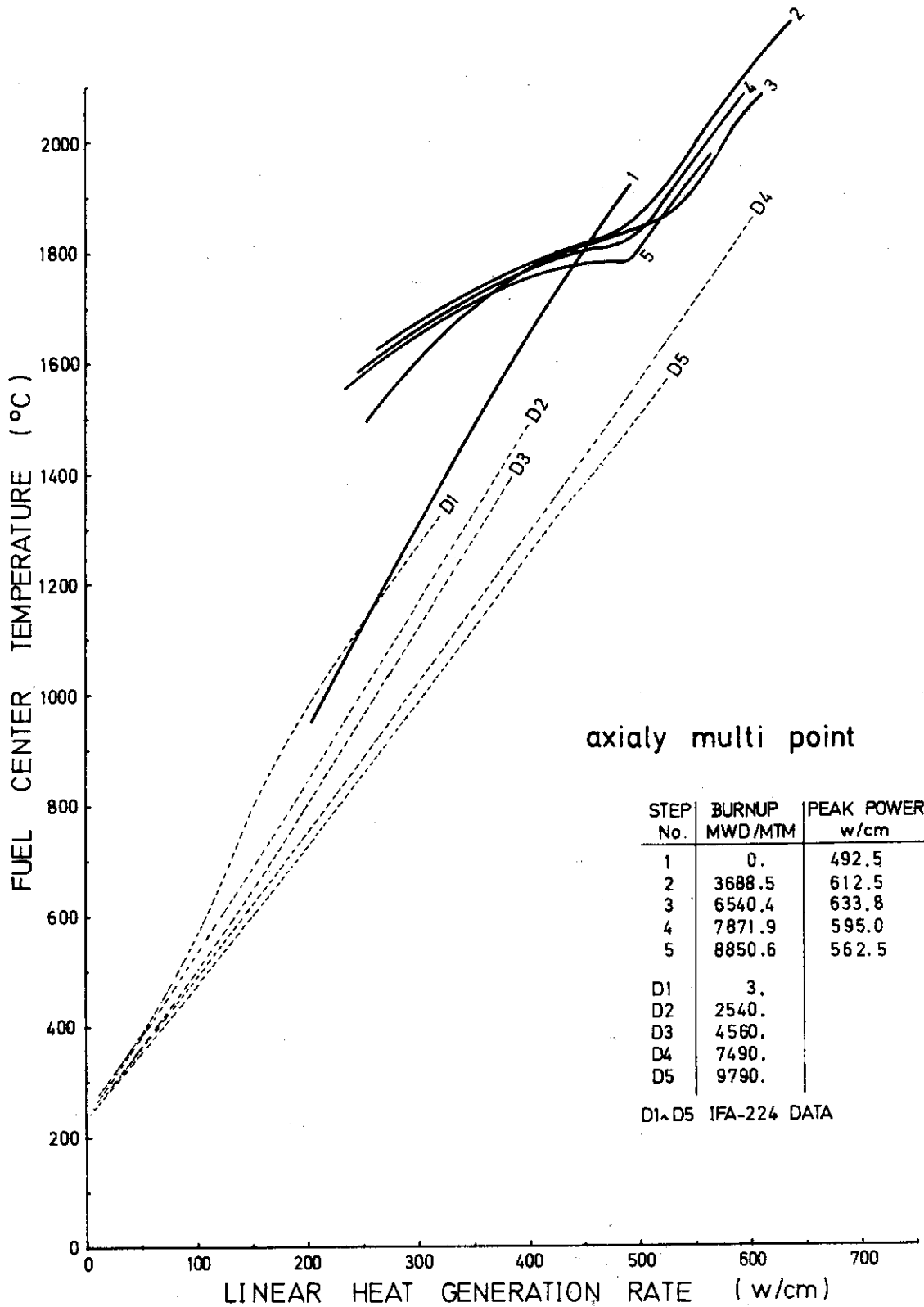
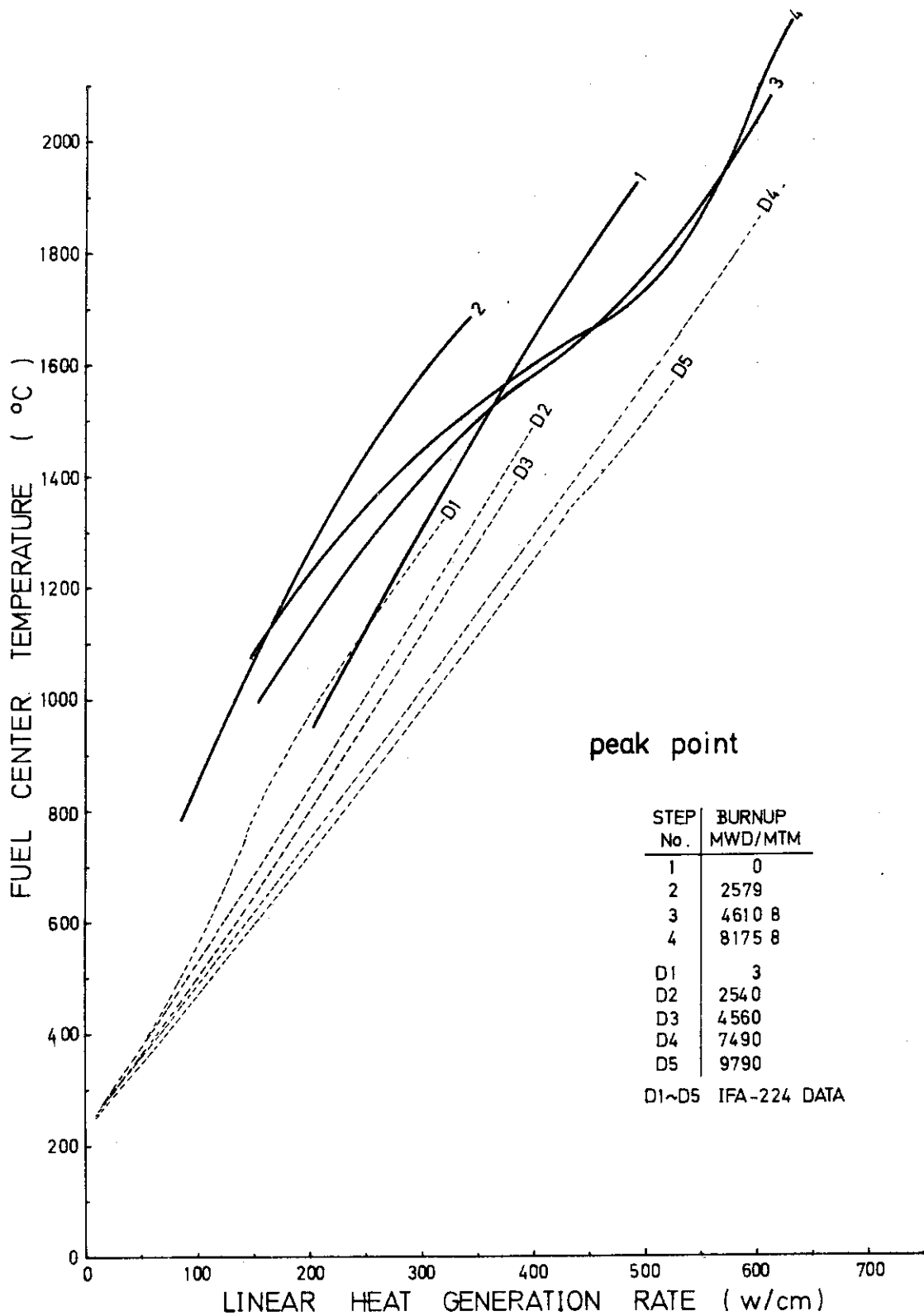


Fig. 6 計算結果の中心温度整理法



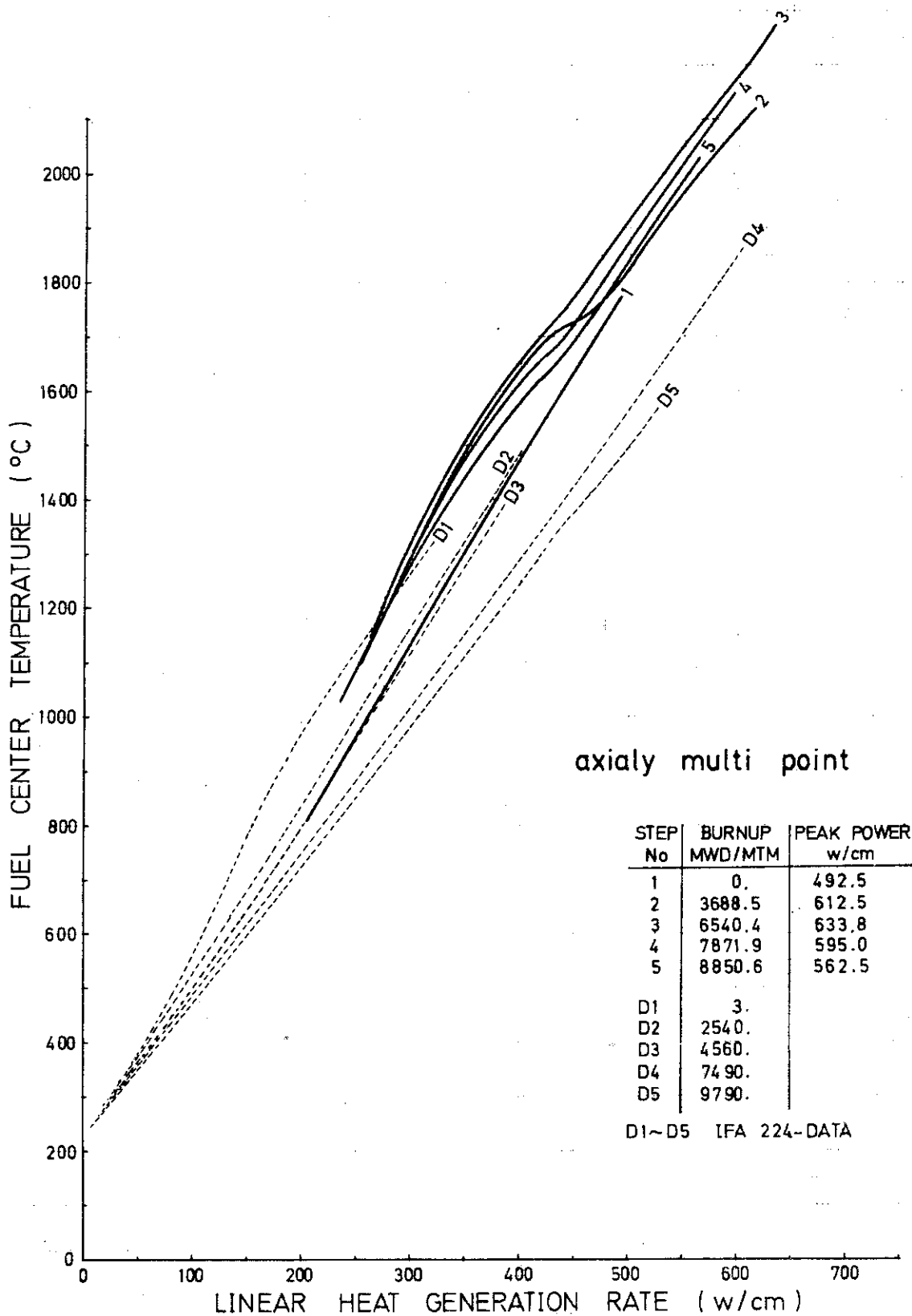
D-1135

Fig.-7A FUEL CENTER TEMPERATURE vs LHGR
 Relocation model is taken into account
 Gap Conductance: R & S
 Densification: Halden



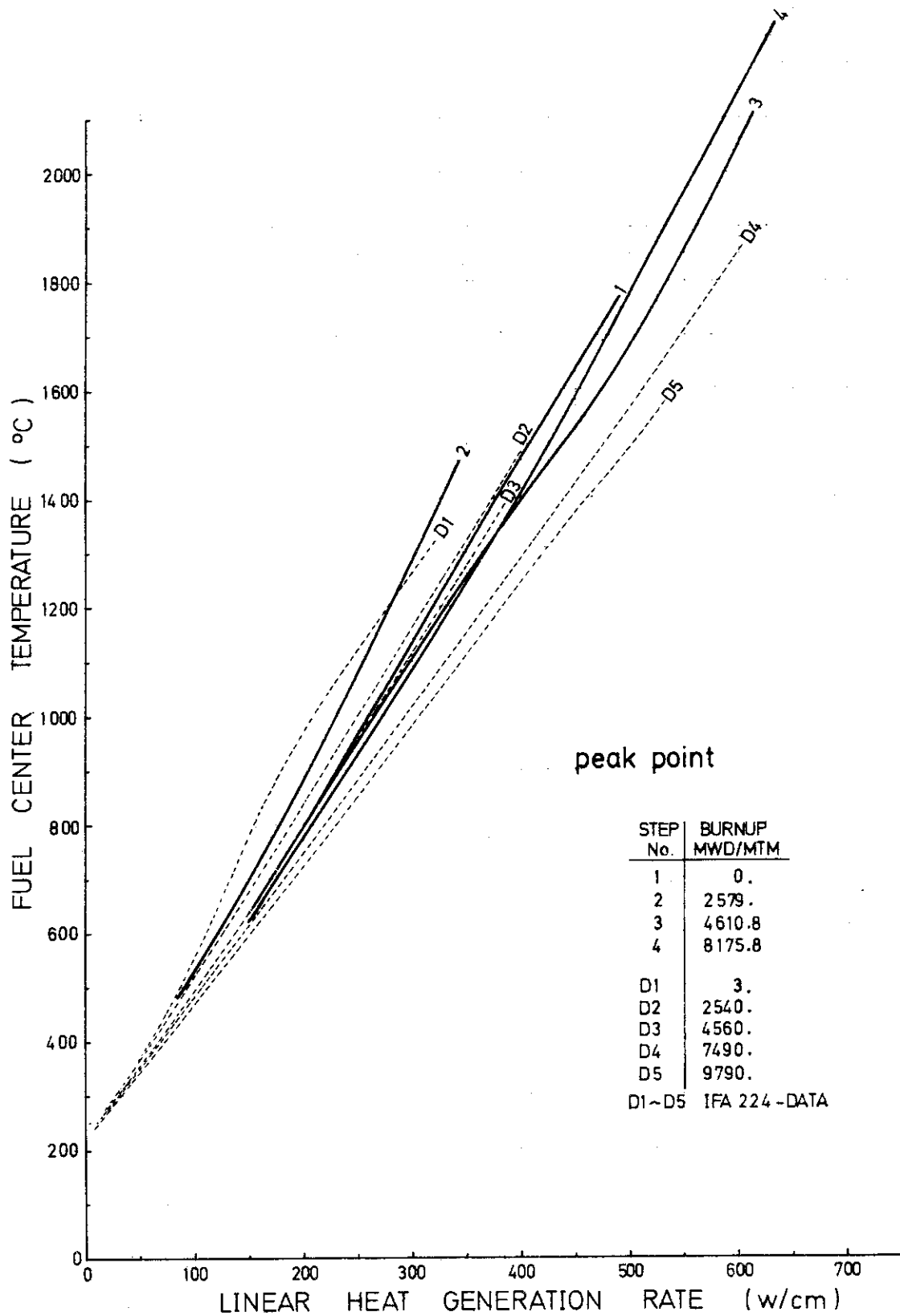
D-1136

Fig.-7B FUEL CENTER TEMPERATURE vs LHGR
 Relocation model is taken into account
 Gap Conductance: R & S
 Densification: Halden



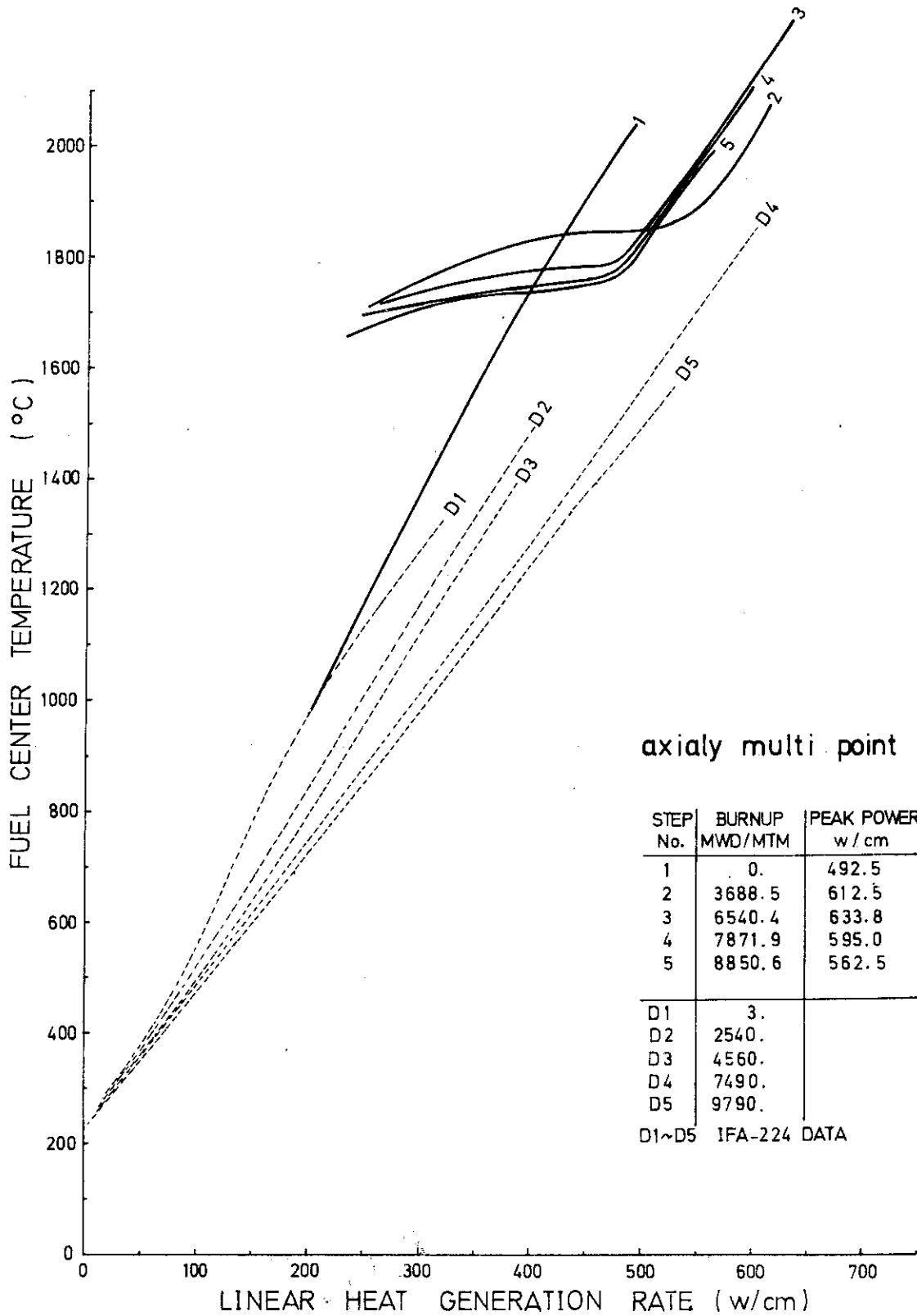
D-1137

Fig.-8A FUEL CENTER TEMPERATURE vs LHGR
 Relocation model is taken into account
 Gap Conductance: RESAR-41
 Densification: Halden



D-1138

Fig.-8B FUEL CENTER TEMPERATURE vs LHGR
 Relocation model is taken into account
 Gap Conductance: RESAR-41
 Densification: Halden



D-1139

Fig.-9A FUEL CENTER TEMPERATURE vs LHGR
 Swelling model is taken into account
 Gap Conductance: R & S
 Densification: Halden

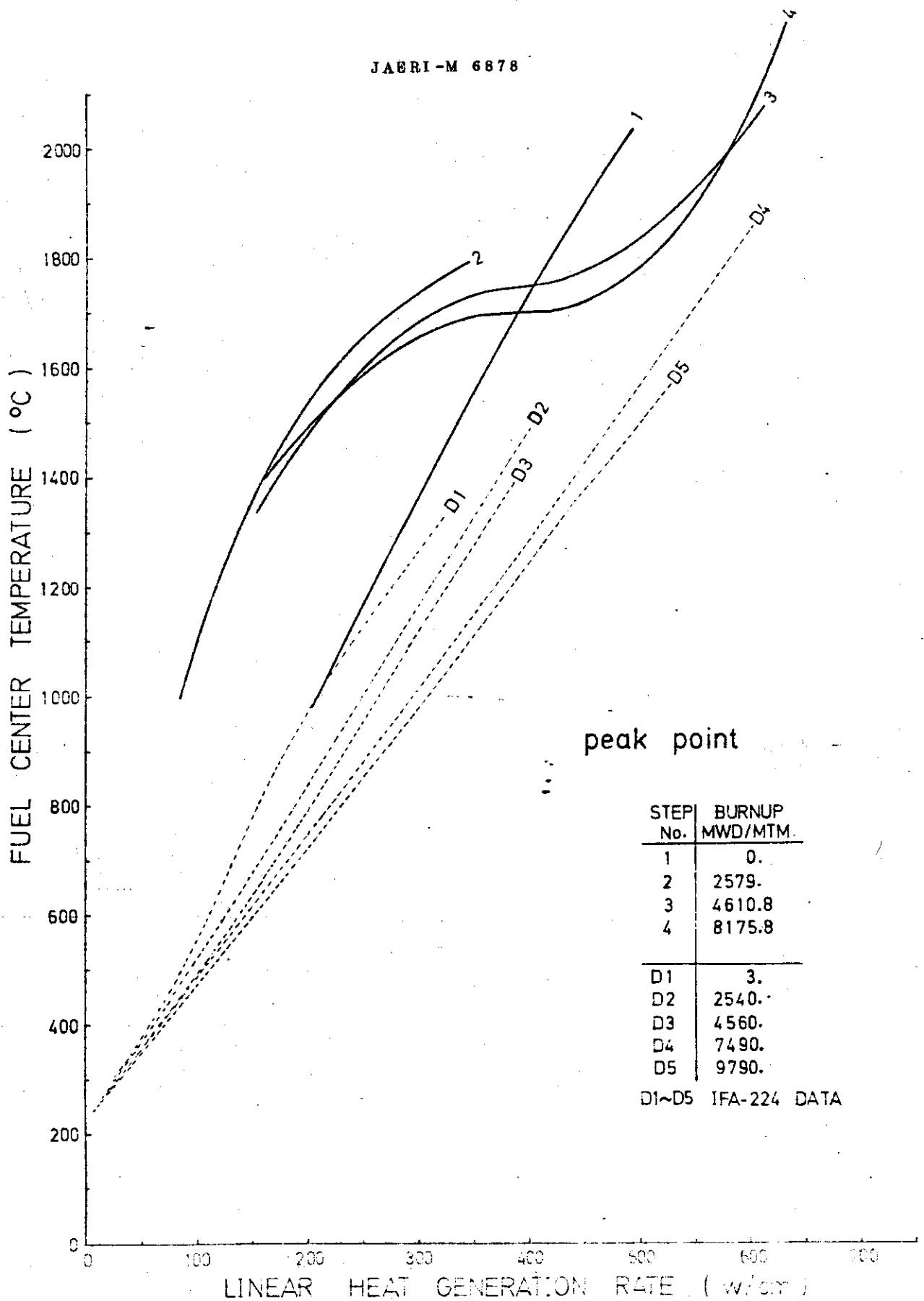
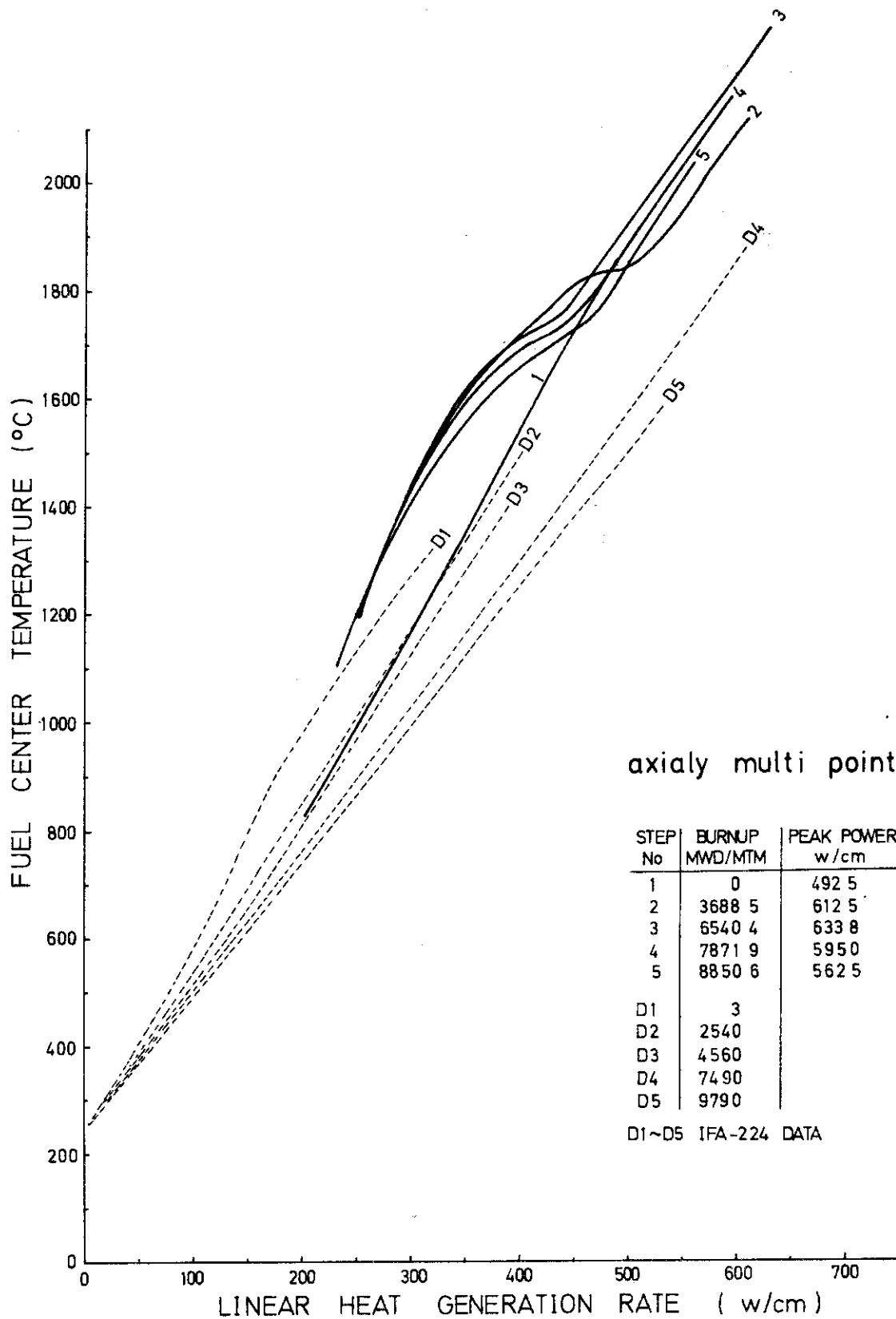


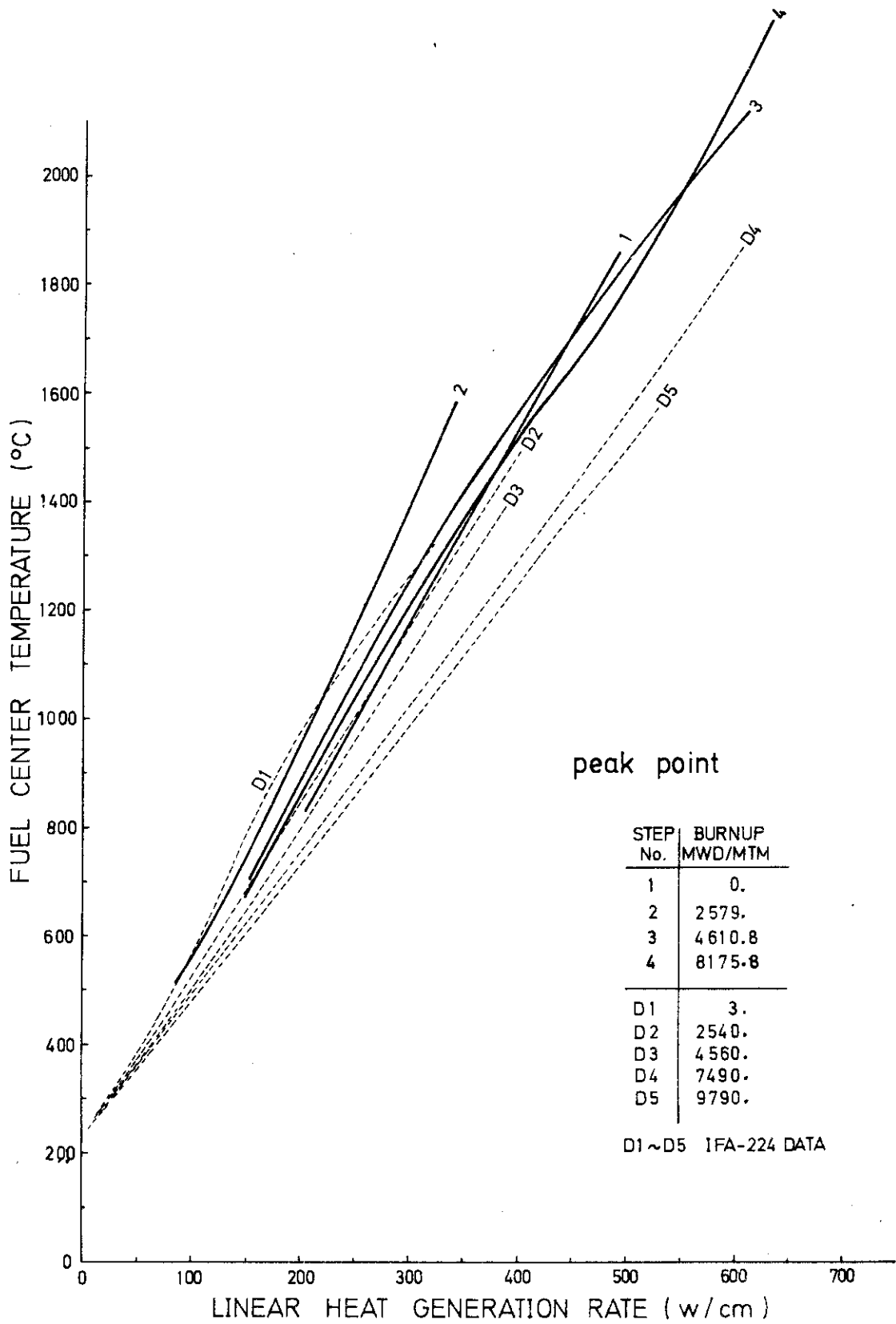
Fig.-9B FUEL CENTER TEMPERATURE vs LHGR
 Swelling model is taken into account
 Gap Conductance: R & S
 Densification: Halden

D-1140



D-1141

Fig.-10A FUEL CENTER TEMPERATURE vs LHGR
 Swelling model is taken into account
 Gap Conductance: RESAR-41
 Densification: Halden



D-1142

Fig.-10B FUEL CENTER TEMPERATURE vs LHGR
 Swelling model is taken into account
 Gap Conductance: RESAR-41
 Densification: Halden

Ross and Stoute のギャップコンダクタンスが保守的な値になっているものと考えられる。

(2) Fig-8A, BはギャップコンダクタンスにRESAR-41のモデルを使用し、これにリロケーションを考慮したときの計算結果を示す。計算値の方がやゝ実測値を上廻る傾向を示すが良い一致を示している。特にFig-7Bは実測値と良い一致が見られる。

(3) Fig-9A, BはギャップコンダクタンスにRoss and Stouteモデルを使用し、ペレットスウェリングを考慮し、リロケーションはないとしたときの計算結果を示す。Fig-6A, Bと同じような傾向を示しているが、低い線出力密度状態で計算中心温度は実測値を大きく上廻る。これは、Ross and Stouteモデルが保守的なためと、実際の燃料棒ではリロケーションの効果が大きいことを示唆する。

(4) Fig-10A, BはギャップコンダクタンスにRESAR-41のモデルを使用し、ペレットスウェリングを考慮し、リロケーションはないとしたときの計算結果を示す。両図とも計算値は実測値をこえているが、良い一致を示している。

4. 結 論

IFA-224 を使用したプログラム FREG-3 の計算結果より次のことが結論される。

(1) ギャップコンダクタンス

初期ギャップが大きい燃料棒で、燃焼度が進んだ場合修正された Ross and Stoute モデルに基づくギャップコンダクタンスの値は保守的すぎるようである。

これに比較し、RESAR-41 のギャップコンダクタンスモデルは、より実測値に近い中心温度を算出する。

(2) 焼きしまりとリロケーション

約 2500 MWD/MTU 付近の中心温度は、燃焼度 0 の場合の中心温度に比較して、計算では高くなり、実測では低くなっている。この理由は、計算では焼きしまりによるギャップ寸法の増加の方がリロケーションによるギャップ寸法の減少を上廻っているためと考えられる。すなわち、実際の燃料棒ではリロケーションの効果が大きいと考えられる。

(3) FPガスの放出率

高燃焼度において中心温度の計算値が実測値より高くなる理由は、ペレットからの FP ガスの放出率が大き目に算出されているのではないかと考えられる。すなわち、放出率のモデルが保守的すぎるのであろう。これは、Ross and Stoute のモデルを使った計算結果、例えば Fig-9A, B に見られる。特に、ギャップ寸法が大きい状態（低い線出力密度状態）のときギャップコンダクタンスはギャップに含まれるガスの熱伝導率に支配されるため、FP ガスの放出率を大きく評価するとギャップ中の混合ガスの熱伝導率を小さくし、ギャップコンダクタンスを小さく算出するためと考えられる。

(4) プログラムに使用したモデルについて

Fig-8B と Fig-10B を比較することにより FREG-3 で使用されている GAPCON-THERMAL-1 のスウェリングモデル (new gap closure model) と GAPCON-THERMAL-2 のリロケーションモデルのギャップコンダクタンスに対する効果はほぼ等しい。

(5) プログラム FREG-3 について

この IFA-224 との比較計算より、プログラム FREG-3 は、実測値より概して高目の中心温度を算出する傾向がある。しかし、温度に関しての安全評価用プログラムとしては、十分な機能を有している。しかし、その場合でも使用するモデルとそのモデルの組合せについては慎重な配慮が必要である。

逆に、モデルを適切に選択すれば、FREG-3 は安全評価用としてばかりでなく最良推定値用プログラムとしても使用可能である。

謝 辞

この比較計算の遂行に当り、森島淳好氏（燃料安全第一研究室長）に多くの助言をえた。ハルデン照射燃料関係のデータの使用は、内田正明氏の好意による。この計算に使用したFREG-3の最初のインプットカード作成は藤田操氏による。また、図、表の整理は梅原啓子嬢を煩わした。以上、記して謝意を表す。

参 考 文 献

- 1) 原山, 泉等, "照射履歴に従った燃料ペレット-被覆管ギャップ熱伝達解析プログラム FREG-3 の入力手引" - JAERI-M 6742, Oct. 1976.
- 2) 原山等, "FREG-3 : 燃料棒内温度評価プログラム-計算法とモデルについて-", to be publised.
- 3) M. Uchida, private communication (JAERI-memo 6159).
- 4) M.F. Lyons, et al., "UO₂ pellet thermal conductivity from irradiation with central melting", GEAP-4624, 1964.
- 5) J.C. Maxwell, "A treatise on electricity and magnetism", Vol. 1, 3rd edi. Oxford University Press (1891), reprinted by Dover, New York (1954).
- 6) A. Eucken, "The heat conductivities of ceramic Refractory, calculation of heat conductivity from the constituents", Forsch, Gebiete Ingenieurw, B3 Forschungsheft, No. 353, 1932.
- 7) C.E. Hann, C.E. Beyer and L.J. Parchen, "GAPCON-THERMAL-1 : A Computer Program for Calculating the Gap Conductance in Oxide Fuel Pins", BNWL-1778, Sep. 1973.
- 8) P.E. MacDonald and L.B. Thompson edit., "MATPRO : A Handbook of Materials Properties for use in the Analysis of Light Water Reactor Fuel Rod Behavior", ANCR-1263, Feb. 1976.
- 9) G.R. Horn and F.E. Panisko, "User's Guide for GAPCON : A Computer Program to predict Fuel-to-Cladding Heat Transfer Coefficients in Oxide Fuel Pins", HEDL-TME-72-128, Sep. 1972.
- 10) J.A. Christensen, "Columnar Grain Growth in Oxide Fuels", Trans. Am. Nucl. Soc., Vol. 15, No.1, June 1972.
- 11) US AEC regulatory staff, "Supplement 1 to the Technical Report on Densification of General Electric Reactor Fuels", Dec. 14, 1973.
- 12) C.E. Beyer, C.R. Hann, D.D. Lanning, F.E. Panisko and L.J. Parchen, "GAPCON-THERMAL-2 : A Computer Program for Calculating the Thermal Behavior of an Oxide Fuel Rod", BNWL-1898, Nov. 1975.
- 13) A. Morishima, private communication.
- 14) 原山 等, "GAPCON-THERMAL-1 注解", JAERI-M 5728, June 1974.
- 15) Westinghouse Nuclear Energy System, "Reference Safety Analysis Report (RESAR-41)", Vol. II Docket-STN-50480-2, Dec., 1973.