

JAERI-M

5958

FREG-1：燃料棒ギャップ熱伝達解析  
プログラム

1975年1月

原山泰雄・泉 文男・藤田 操・山田礼司  
森島淳好・栗山 實・石橋明弘\*

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、お申しこしてください。

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.

FREG-1: 燃料棒ギャップ熱伝達解析プログラム

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, 藤田 操, 山田礼司,  
森島~~孝~~好, 栗山 實, 石橋明弘\*

(1974年12月24日受理)

USAEC は, 1972年,  $UO_2$  ペレットの焼しまりが燃料棒ギャップコンダクタンスに及ぼす効果を評価するのに GAPCON プログラムを使うことを決定した。我国においても, 燃料棒の安全評価に関して, このプログラムを整備しておくことが必要であると考えられた。そこで, GAPCON のミスプログラムの修正, 新しいオプションの追加等を行い, FREG-1 を作成した。この報告書は FREG-1 の解説を行ったものである。

FREG-1 : A Computer Program for Calculating the Gap  
Conductance in Oxide Fuel Pins

Yasuo HARAYAMA, Fumio IZUMI, Misao FUJITA, Rayji YAMADA,  
Atuyoshi MORISHIMA, Minoru KURIYAMA and Akihiro ISHIBASHI\*

Division of Reactor Safety, Tokai, JAERI

( Received December 24, 1974 )

The USAEC decided in 1972 that GAPCON be used for evaluation of the effect of  $UO_2$  pellet densification on the radial gap conductance. Preparation of the GAPCON for Japan for safety evaluation of fuel rods was deemed necessary. The computer program has thus been provided FREG-1 by revising mis-programs in GAPCON and incorporating new options. The explanation of FREG-1 is given.

\* Century Research Center Corporation

# 目 次

1. はじめに	1
2. 原プログラムGAPCONについて	2
2.1 原プログラムの検討	2
2.1.1 計算手法上の制約	2
2.1.2 計算式の不足	3
2.1.3 使用上の不便さ	3
2.1.4 ミスプログラム等	3
2.2 副プログラムFISGASについて	4
3. FREG-1	9
3.1 FREG-1の作成	9
3.2 FREG-1の構成	11
4. FREG-1による計算結果	18
4.1 冷却材-被覆管間の熱伝達係数	18
4.2 $UO_2$ ペレットの熱伝導率	18
4.3 燃料ペレットの線熱膨張係数	18
4.4 中性子束のdepressionについて	19
4.5 核分裂ガスの放出率	19
5. GAPCONにおけるジルカロイ物性値の検討と評価	25
5.1 熱伝導率	25
5.2 耐力	28
5.3 ヤング率	28
5.4 ポアソン比	28
5.5 線熱膨張係数	29
5.6 メイヤー硬度	29
参考文献	31
Appendix:	
A FREG-1フローチャート	
B 入力構成	
C 出力例	
D ジルカロイ物性値図表等	

## 1. はじめに

1973年の中頃、熱伝達計算コードGAPCONが、REDL-TME 72-128<sup>(1)</sup>として公表された。原著を検討し、またそのソースプログラムにしたがって、数10ケースの計算を行った結果、このコードを軽水炉全般に適用するためには、若干の修正、改造を施す必要があることが判明した。たとえば、1)加圧水型の冷却材-燃料被覆管の熱伝達は計算できるが沸騰水型のそれは計算できない。2)燃料スウェリングの計算モデルがギャップ熱伝達の評価に対して保守的に作用するようにプログラムされている。すなわち、GAPCONでは被覆管による拘束力がペレットに作用してスウェリングを抑制する効果を考慮していないにもかかわらず、沸騰水型軽水炉の標準的諸元による試算の結果、約30,000 MWd/Tの燃焼度に達してもペレットの体積増加がゼロと算出される。3)原プログラムでは燃料ペレットの熱膨張の計算にクラックモデルを採用しているもののクラックの入る領域を設定する計算方式に理論的な根拠が見出されず、このモデルによる直径増加はひかえ目に算出される。

一方、燃料を同心円状に分割し、各リングが自由に熱膨張するものと仮定して、各リングの横断面の面積増分を求めると、この増分の総和に相当する直径増加は原プログラムの直径増加より大きくなる。

等がその主なものである。

GAPCONの改造プログラムFRBG-1は上記の3件の改造を主体とし、そのほか

- UO<sub>2</sub> 熱伝導率の計算式
- UO<sub>2</sub> 熱膨張率の計算式
- FPガス放出率のモデル
- 温度分布作成用副プログラム

に数件の計算式あるいは計算モデルを追加しオプションで使用可能としたものである。

また、原プログラムの主プログラムは、FORTRANで約900枚もあって取扱い上不便であるので、主プログラムを1つの主プログラムと10の副プログラムおよびブロックデータに分割した。また入力はフット・ポンド系をメートル系を主体とした単位系に改めた。

本報告書は、改造事項のみならず、プログラム全般を記し、付録として、

- A フローチャート
- B 入力構成
- C 出力例
- D ジルカロイ物性値図表

を付した。

今後の課題として、照射データとの照合と、それに伴なり計算モデルの修正ならびに定数の修正等がのこされているが、GAPCON改造コードの第1次段階をFRBG-1として報告することにした。

## 2. 原プログラム GAPCON について

### 2.1 原プログラムの検討

FREG-1 は、GAPCON を改造しいくつかの新プログラムとオプションを追加したものである。改造、修正を行うに先立ち GAPCON が採用している計算モデル、使用計算式等の検討の外、サンプルインプット、その他を入力して計算結果の検討をも行った。これら検討、評価において判明した事項を本章において要約する。なお、原著も述べているごとく本来 GAPCON は完成されたプログラムではなく、焼しまりの安全評価のため急いで作成されたもので、今後の改造、検討を加えなければならない点が非常に多い。

#### 2.1.1 計算手法上の制約

GAPCON の著者が指摘している計算モデル上の主な制約は次のような点である。

- 1) このプログラムは、ペレットの割れの効果、ペレット再配置の影響、出力サイクルによる永久変形等の効果について考慮していない。
- 2) 燃料棒の照射履歴のうち、時間と出力による被覆管の照射量と燃料の燃焼度だけを考慮して、核分裂ガスの蓄積と燃料ペレットの組織変化を計算する。しかし、原子炉の停止、起動を含む燃料棒の運転条件（冷却水圧力および温度）については考慮していない。すなわち、GAPCON は、Fig. 2-1 に示すように出力が  $P_n = P_0 + (n-1) \cdot \Delta P$  (kw/ft) の定常状態であるとし、このとき照射時間が  $T_m = T_0 + (m-1) \cdot \Delta T$  で与えられる各条件の燃料棒の状態を計算する。

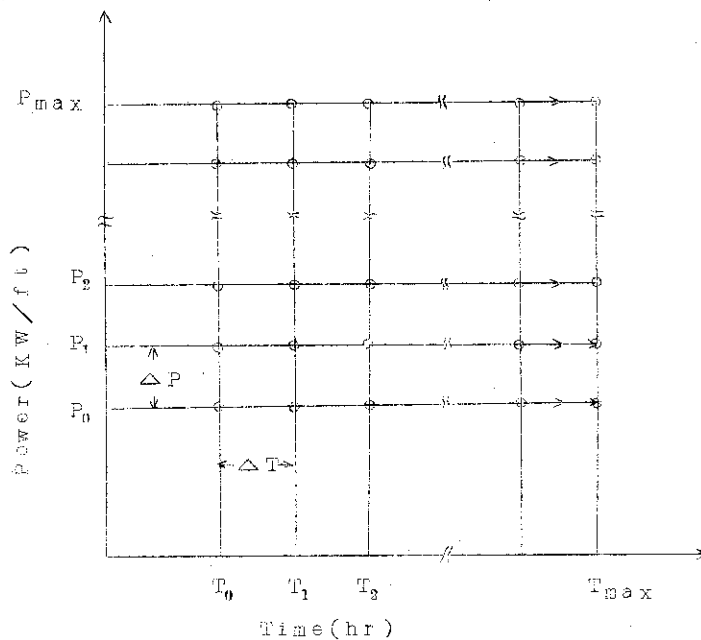


Fig. 2-1 GAPCON の計算条件

3) 照射によって生じる燃料と被覆管の特性変化は含まれていない。例えば、燃焼度の増加による $U_0$ 、ペレットの熱伝導率と熔融温度の変化は含まれていない。また、高速中性子照射による被覆管のスウェリングは計算対象外である。

### 2.1.2 計算式の不足

GAPCONは軽水炉燃料の温度計算を行うことを目的にしている。しかし、原著の著者自身も認めているように未だ未完成とはいうものの、熱伝導率等についてのオプションが不足しているように思われる。

GAPCONに組込まれている計算式でBWR燃料棒の計算をするとき、問題になるのは次の点である。

1) 被覆管表面における熱伝達係数の計算式として、Dittus-Boelterのみが採用されている。この式は、管表面と流動液体との間の熱伝達を計算するもので、BWR燃料棒のように冷却水が相変化するものには適当でない。

2)  $U_0$ 、ペレットの熱伝導率は、

$$k = \frac{A}{B+T} + CT^3, \quad (W/cm^{\circ}C, T \text{ in } ^{\circ}K)$$

の形式の計算式が採用されている。ここでA, B, Cの係数はプログラム内に組込まれているため、係数の変更が不可能である。

なお、係数A, B, Cの値はA=45.1, B=135, C=4.79×10<sup>-18</sup>である。

### 2.1.3 使用上の不便さ

ソースプログラムをテストランした結果プログラムにおいて、取扱い上次のような問題があることが分った。

1) GAPCONプログラムの入力データの単位系は、ft-lb系とKg-cm系とが混存しており、入力が非常にまぎらわしい。

2) モプログラムがカードで約900枚と非常に大きく、取扱い、改造、オプションの追加等が困難である。

### 2.1.4 ミスプログラム等

1) ジルカロイの物性値は、原著Table B-5に与えられている。このなかで572°Fのヤング率は13.1となっているが、これは10.1の誤りではないかと考えられる。また、この値13.1はそのまゝプログラムに組込まれている。しかも、この値を10.1に修正すると、少くとも原プログラムのサンプル計算の入力データに対しては結果が発散し、収斂しなくなる。

2) 原著の主プログラム中に与えている被覆管とペレットの接触圧力を求める計算式には符号の誤りがある(JAERI-M 5728 参照<sup>2)</sup>)。そしてこの式は、そのまゝプログラムされている。

3) F.P. ガスの放出率を計算するプログラム中1350°C以下の領域の体積計算で熱膨張とスウェリングによる半径増加を2倍して直径増加としながら、これを誤って半径増加として取扱っている。



4) BWR燃料棒に関するデータをインプットすると、ギャップ熱伝達率が非常に悪い結果がえられる。

プログラム上、燃料ペレットのスウェリングは考慮されているが、BWR燃料棒の寸法諸元に対しては30,000 MW D/T以上の燃焼度になっても半径方向のスウェリングは未だ真となる計算結果が与えられる。その結果、BWRの場合スウェリング量は燃焼度にかかわらず0として与えられる。さらに、燃料棒に中心孔がある場合のスウェリング計算に、中心孔の体積を考慮していない。

## 2.2 副プログラムFISGASSについて

GAPCONは、燃料棒内の温度分布を計算することを目的にしている。そのなかでも特にギャップ・コンダクタンスをかなり詳細に取扱っていることに特長がある。

ギャップにおけるガスの熱伝導率を評価するため、核分裂生成ガスについてその生成、減衰、核種間のチェインを考えている。ただし、目的がガスの熱伝導率を評価するためのものであるから、考慮している元素はXeとKrとである。

GAPCONが、他の温度分布計算プログラムに比して詳細に取扱っている点は、核分裂生成ガスの計算を行うことにあるので、副プログラムFISGASについて解説する。

1) FISGASは、もともと高速炉用プログラムのPu生成量を計算するために作成されたもののようである。そのプログラムを核分裂ガスの生成量を計算するために改造して、GAPCONに組込んだものである。プログラムとしては未整理状態で不必要なステートメントの半数以上が使用されないものである。

2) FISGASに送られる主要なパラメータは、燃料棒の照射時間と出力である。時間は、燃料棒のCold-Cleanの状態からの時間でもよく、ある時間間隔でもよい、これはMTIME=0, 1でコントロールされる。

出力は、中性子束に換算して計算に使用される。

3) 燃料棒の照射が高速中性子によるか、熱中性子によるかに従い核分裂断面積、断面積の値が設定される。同様にfission yieldの値が選定される。これらの値は、すべてデータステートメントでプログラムに組込まれている。この値は原著に表として与えられているが、これをTable 2-1に転載する。

4) 出力を中性子束に換算するが、換算の方法は次式による。

$$P(W) = 3.2 \times 10^{-11} \left( \frac{W\text{-sec}}{\text{fissions}} \right) \times \phi \left( \frac{\text{cm}}{\text{sec}} \right) \\ \times \left( \sum U\text{-238} + \sum \text{Pu-239} + \sum \text{Pu-241} + \sum U\text{-235} \right)$$

Table 2-1 核分裂断面積および核分裂収率

	Fast neutron				Thermal neutron			
	Cross-section (barns)							
$^{235}\text{U}$	1.4				535.			
$^{238}\text{U}$	0.1				0.			
$^{239}\text{Pu}$	1.6				740.			
$^{240}\text{Pu}$	---				0.			
$^{241}\text{Pu}$	1.6				950.			
	Yields ( ) from Fission of:							
	$^{235}\text{U}$	$^{238}\text{U}$	$^{239}\text{Pu}$	$^{241}\text{Pu}$	$^{235}\text{U}$	$^{238}\text{U}$	$^{239}\text{Pu}$	$^{241}\text{Pu}$
$^{83}\text{Kr}$	0.77	0.40	0.38	---	0.52	---	0.29	0.208
$^{84}\text{Kr}$	0.92	0.85	0.52	---	0.97	---	0.47	0.341
$^{85}\text{I}$ $^{85}\text{Kr}$	1.22	0.73	0.69	---	1.30	---	0.535	0.30
$^{85}\text{Kr}$	0.0	0.0	0.0	---	0.0	---	0.0	0.0
$^{86}\text{Kr}$	1.70	1.38	0.90	---	1.93	---	0.75	0.40
$^{131}\text{I}$ $^{131}\text{Te}$	0.52	0.0	0.0	---	0.44	---	0.0	0.0
$^{131}\text{Te}$	3.11	3.2	3.3	---	2.52	---	3.7	3.01
$^{131}\text{I}$	0.0	0.0	0.10	---	0.0	---	0.09	0.0
$^{131}\text{Xe}$	0.0	0.0	0.0	---	0.0	---	0.0	0.0
$^{132}\text{Te}$	5.5	4.4	3.5	---	4.33	---	5.2	4.44
$^{132}\text{I}$	0.2	0.3	0.26	---	0.0	---	0.15	0.03
$^{132}\text{Xe}$	0.0	0.0	0.0	---	0.0	---	0.0	0.0
$^{133}\text{I}$	5.50	5.5	5.7	---	6.69	---	5.3	6.54
$^{133}\text{Xe}$	0.0	0.0	0.0	---	0.0	---	1.2	0.0
$^{134}\text{Xe}$	5.9	6.6	6.4	---	7.92	---	7.47	7.81
$^{135}\text{I}$	5.6	5.9	6.3	---	6.17	---	5.7	7.23
$^{135}\text{I}$ $^{135}\text{Xe}$	0.0	0.0	0.0	---	0.0	---	0.0	0.0
$^{135}\text{Xe}$	0.5	0.1	0.5	---	0.13	---	1.51	0.07
$^{136}\text{Xe}$	6.0	5.9	6.9	---	6.46	---	6.66	7.04

ここで、P：出力

$\phi$ ：中性子束 (cm/sec)

$\Sigma$ ：核分裂巨視的断面積 (fissions/cm)

( $\Sigma = A (\text{atoms/cm}^2) \times \sigma (\text{cm}^2)$ )

である。上記の関係式を使用して中性子束を逆算して求める。ただし、プログラム中においては、上記の式は、燃料棒の単位長さ当たりで求めているので出力 P は線出力密度が用いられる。

5) 核分裂生成ガス 19 核種について、fission yield からの生成率 (atoms/sec) を求める。このガスを生成する核燃料物質には、U-235, U-238, Pu-239, Pu-241 の 4 元素を考慮している。

6) 送られてきた時間における核燃料物質 U-235, U-238, Pu-239, Pu-241 の存在量を計算する。計算には、中性子吸収による核変換、崩壊による核変換を考慮している。計算に考慮している核種間の関係および使用されている崩壊定数、断面積の値を Table 2-2 に示す。しかしながら、Np-240 関係の取扱いに疑問がある。

Table 2-2 核分裂性物質間の関係とデータ

Identification # in Program	Scheme of Nuclide	cross section (barns)		half -life
		capture (fast)	fission (fast)	
1	$^{238}\text{U} \rightarrow \text{abs. n}$	27 (14)	0 (0.1)	
2	$^{238}\text{U} + \text{n} \rightarrow ^{239}\text{U} \rightarrow \text{abs. n} \& \text{decay}$	36	14	235 m
3	$^{239}\text{U} \text{ decay} \rightarrow ^{239}\text{Np} \rightarrow \text{abs. n} \& \text{decay}$	60		235 d
4	$^{239}\text{U} + \text{n} \rightarrow ^{240}\text{U} \rightarrow \text{decay}$			14.1 h
5	$^{240}\text{U} \text{ decay} \rightarrow ^{240}\text{Np} \rightarrow \text{decay}$ $^{239}\text{Np} + \text{n} \rightarrow ^{240}\text{Np}$			73 m
6	$^{240}\text{Np} \text{ decay} \rightarrow ^{240}\text{Np} \rightarrow \text{decay}$			1 hr
10	$^{235}\text{U} \rightarrow \text{abs. n}$	693.0 (6.6)	553.0 (1.4)	
11	$^{235}\text{U} + \text{n} \rightarrow ^{236}\text{U} \rightarrow \text{abs. n}$	6.0		
12	$^{235}\text{U} + \text{n} \rightarrow ^{237}\text{U} \rightarrow \text{decay}$			675 a
13	$^{237}\text{U} \text{ decay} \rightarrow ^{237}\text{Np} \rightarrow \text{abs. n}$	17.0 (1.3)	(1.5)	
14	$^{237}\text{Np} + \text{n} \rightarrow ^{238}\text{Np} \rightarrow \text{abs. n} \& \text{decay}$	1600		2.1 d
15	$^{238}\text{Np} \text{ decay} \rightarrow ^{238}\text{Pu} \rightarrow \text{abs. n} \& \text{decay}$	597 (2.6)	17 (2.6)	89 y
7	$^{238}\text{Pu} + \text{n} \rightarrow ^{239}\text{Pu} \rightarrow \text{abs. n}$ $^{239}\text{Np} \text{ decay} \rightarrow ^{239}\text{Pu}$	1110.0 (1.6)	740.0 (1.6)	
8	$^{239}\text{Pu} + \text{n} \rightarrow ^{240}\text{Pu} \rightarrow \text{abs. n}$ $^{240}\text{Np} \text{ decay} \rightarrow ^{240}\text{Pu}$	29.0 (1.6)	(1.6)	
9	$^{240}\text{Pu} + \text{n} \rightarrow ^{241}\text{Pu} \rightarrow \text{abs. n}$	135.0 (1.6)	95.0 (1.6)	

7) 送られてきた時間間隔における核分裂ガス19核種の存在量を求める。計算には、核分裂によるガスの生成量，中性子吸収による核変換，崩壊による変換を考えている。これらの関係を Table 2-3 に示す。

Table 2-3 核分裂生成ガスの生成と崩壊

Ident No	Scheme of Nuclide	Decay Constant (1/sec)	Cross section ( barns )
101	yield $\longrightarrow$ $^{83}\text{Kr}$ $\longrightarrow$ absorb n		180
102	$^{83}\text{Kr} + n$ $\downarrow$ yield $\longrightarrow$ $^{84}\text{Kr}$		
103	yield $\longrightarrow$ $^{85m}\text{Kr}$ $\longrightarrow$ decay	$4375 \times 10^{-6}$	
104	$^{85m}\text{Kr} (0.21)$ $\downarrow$ yield $\longrightarrow$ $^{85}\text{Kr}$ $\longrightarrow$ absorb n & decay	$2.042 \times 10^{-9}$	15
105	$^{85}\text{Kr} + n$ $\downarrow$ yield $\longrightarrow$ $^{86}\text{Kr}$		
106	yield $\longrightarrow$ $^{131m}\text{Te}$ $\longrightarrow$ decay	$6.684 \times 10^{-6}$	
107	$^{131m}\text{Te} (0.18)$ $\downarrow$ yield $\longrightarrow$ $^{131}\text{Te}$ $\longrightarrow$ decay	$4.62 \times 10^{-4}$	
108	$^{131m}\text{Te} (0.82)$ $\downarrow$ $^{131}\text{Te} (1.0)$ $\downarrow$ $^{131}\text{I}$ $\longrightarrow$ decay	$9.964 \times 10^{-7}$	
109	$^{131}\text{I}$ $\longrightarrow$ $^{131}\text{Xe}$ $\longrightarrow$ absorb n		85
110	yield $\longrightarrow$ $^{132}\text{Te}$ $\longrightarrow$ decay	$2.468 \times 10^{-6}$	
111	$^{132}\text{Te}$ $\longrightarrow$ $^{132}\text{I}$ $\longrightarrow$ decay	$8.37 \times 10^{-5}$	
112	$^{131}\text{Xe} + n$ $\downarrow$ $^{132}\text{I}$ $\longrightarrow$ $^{132}\text{Xe}$ $\longrightarrow$ absorb n		5
113	yield $\longrightarrow$ $^{133}\text{I}$ $\longrightarrow$ decay	$9.167 \times 10^{-6}$	
114	$^{133}\text{I}$ $\longrightarrow$ $^{133}\text{Xe}$ $\longrightarrow$ decay & absorb n	$1.522 \times 10^{-6}$	190
115	$^{134}\text{Xe} + n$ $\downarrow$ yield $\longrightarrow$ $^{134}\text{Xe}$		
116	yield $\longrightarrow$ $^{135}\text{I}$ $\longrightarrow$ decay	$2.873 \times 10^{-5}$	
117	$^{135}\text{I} (0.3)$ $\longrightarrow$ $^{135m}\text{Xe}$ $\longrightarrow$ decay	$7.219 \times 10^{-4}$	
118	$^{135}\text{I} (0.7)$ $\downarrow$ yield $\longrightarrow$ $^{135}\text{Xe}$ $\longrightarrow$ decay & absorb n $^{135m}\text{Xe}$ $\downarrow$	$2.092 \times 10^{-5}$	$2.7 \times 10^6$
119	$^{135}\text{Xe} + n$ $\downarrow$ yield $\longrightarrow$ $^{136}\text{Xe}$		

プログラムで必要としているものは、Kr と Xe とであって、計算の最後に、Kr については  $^{83}\text{Kr}$ ,  $^{84}\text{Kr}$ ,  $^{85\text{m}}\text{Kr}$ ,  $^{85}\text{Kr}$ ,  $^{86}\text{Kr}$  の存在量の合計、Xe については、 $^{131}\text{Xe}$ ,  $^{132}\text{Xe}$ ,  $^{133}\text{Xe}$ ,  $^{134}\text{Xe}$ ,  $^{135\text{m}}\text{Xe}$ ,  $^{135}\text{Xe}$ ,  $^{136}\text{Xe}$  の合計が求められる。

8) 各核種の存在量の計算は、微分形式ではなく、時間間隔 ( $t$ ) における積分形で計算される。

時間  $t_1$  において、ある核種の存在量が  $A_1$  のとき  $t$  時間後の  $A$  の量は、

$$\frac{dA}{dt} = -\lambda A$$

より

$$A = A_1 \exp(-\lambda t)$$

で計算される。

時間  $t_1$  において、ある核種の存在量が 0 で、 $t$  時間間隔のあいだ、生成率が  $P$ 、崩壊あるいは中性子吸収によって減少する減少率が  $\lambda$  のとき、

$$\frac{dA}{dt} = P - \lambda A$$

より

$$A = P \{ 1 - \exp(-\lambda t) \} / \lambda$$

で計算される。

生成率には、親核種からの崩壊によるもの、中性子吸収、核分裂による生成等の生成率を含んでいる。減少率も同様に中性子の吸収、崩壊によって失われるものを含む。

各核種の存在量の計算は上記の二つの式を基本として計算される。

### 3. FREG-1

#### 3.1 FREG-1の作成

FREG-1はGAPCONを改造したプログラムである。最初GAPCONの原著に記載されているソースプログラムリストよりソースプログラムカードを作成し、FACOM 230-60およびCDC-6600でラン出来るように変換した。サンプル入力で原著記載の出力がえられるまでデバックを行ったが、第1章で述べたような色々なプログラム取扱い上の不便さがあり、そのまゝでは修正、改造が困難であることが分かったのでプログラムの再編成を計画した。

まず、GAPCONの主プログラムを11ブロックに分割し、主プログラムとブロックデータおよび9つの副プログラムとした。単位系もCGS系を主としたものに修正した。

使用する各種計算式について、次のようなオプションを追加した。

1. 温度分布グラフ作成用の副プログラム (GAPRO, PROF)
2. 計算時間の副プログラム (STEP0)
3. 代表的な燃料熱伝導率の計算式を選択し、計算する関数 (FOOND)
4. 燃料の線熱膨張係数の計算式および計算モデルを各種用意し、OPTIONALに使用可能とした。(ALPHA)
5. F.P. ガス放出率の計算モデルを各種用意し、OPTIONALに使用可能とした。(GASR)

しかしながら、FREG-1はGAPCONが基礎としている計算モデルを根本的に変更したものではない。したがって、第1章第1節に述べたモデル上の制約はFREG-1においても全く同じである。

原GAPCONとFREG-1の構成と対応をカード枚数とともにTable 3-1に示す。

Table 3 - 1 GAPCON と FREG - 1 の対応

GAPCON	カード数	FREG-1	カード数
MAIN	900	MAIN	130
		BLOK DATA.DATA1	70
		SUBR.STEP1	200
		SUBR.STEP2	210
		SUBR.STEP3	50
		SUBR.STEP4	100
		SUBR.STEP5	170
		SUBR.STEP6	100
		SUBR.STEP7	110
		SUBR.INPUT	100
		SUBR.OUTPUT	225
FUNC.TERP	25	FUNC.TERP	35
SUBR.HTCW	25	SUBR.HTCW	35
SUBR.HTCLM	10	SUBR.HTCLM	10
SUBR.FISGAS	225	SUBR.FISGAS	130 (+100)
		BLOK DATA.DATA2	55
SUBR.DEPRES	20	SUBR.DEPRES	25
SUBR.EXPAND	35	SUBR.EXPAND	50
		SUBR.STEFO	8
		SUBR.GAPRO	60
		SUBR.PROF	80
		SUBR.GASR	150
		FUNC.FCOND	30
		FUNC.ALPHA	25
Total	1240	Total	2258

### 3.2 F R E G - 1 の構成

F R E G - 1 の構成は、Table 3 - 1 に示すように主プログラムおよび2.1の副プログラムとブロックデータである。以下、各副プログラムの内容の概要を説明する。なお、\*印の付いた副プログラムは原プログラムと同じである。これらの副プログラムについては原著から引用した説明を含んでいる。

#### STEP 0 (計算月日、時刻の設定)

この副プログラムは、新たに追加したものである。この副プログラムの内容は計算には無関係である。スタートメントには、F A C O M - 2 3 0 - 6 0 特有のものが多く、他の計算機に変換する場合はスキップしてよい。

#### STEP 1 (入力データの読み込みとプリント)

入力項目は、G A P C O N で 5 3 ワード、F R E G - 1 で 6 0 ワード以上になっている。N A M E L I S T をらびにオプションにしたがって、これらの入力を読みこむ。さらに単位変換を行い、入力データのプリントを行う。

#### STEP 2 (入力の整理とプリント)

この副プログラムは、オプションによる計算条件の判別、 $UO_2$  の熱伝導率対温度、中性子束の Depression 等の計算をし、表の形式でプリントする。

#### STEP 3 (Fuel Volume and weight の計算)

U - 2 3 5, U - 2 3 8, P u - 2 3 9, P u - 2 4 0, P u - 2 4 1 の組成ならびに、燃料棒単位長さ当りの原子数を計算する。これらの数値は、主として副プログラム F I S G A S で使用される。

#### STEP 4 (冷却材-被覆管間熱伝達係数の計算)

単位重量当りの出力、単位体積当りの出力、熱流束、Burn up 等を計算し、冷却材の指定オプションに従い副プログラム H T C W, H T C L M 等を呼出して被覆管表面の熱伝達係数を計算する。また、被覆管の外表面、内面の温度を求める。

原プログラムで、被覆管表面の熱伝達係数は、冷却材が水の場合副プログラム H T C W で説明するように Bittus-Boelter の式を使用している。この式は P W R には適当であるが、P W R の計算には適切でないので、Jens-Lottes の式を追加した。

#### STEP 5 (温度分布)

主プログラムで算出された燃料表面温度をもとにして、燃料の半径方向温度分布を求め、燃料棒のスウェリングによる半径増加を計算し、燃料および被覆管の熱膨張を考慮してギャップ巾およびギャップ容積を求める。

#### STEP 6 (熱伝導率の計算)

副プログラム F I S G A S で計算された混合ガスの組成に従って、その混合ガスの熱伝導率を計算する。

#### STEP 7 (ギャップコンダクタンスの計算)

Loss and Stoute の式を修正した式にしたがってギャップコンダクタンスを計算する。

#### INPUT (Input data 整理)

反復計算を行った時に、入力データの単位概算がだぶってエラーを起さないように FORTRAN



SYMBOLの移し換えを行う。

OUTOF ( Print out of Results )

計算結果を出力する副プログラムである。

TERP\* ( 諸数値の内挿のための関数 )

TERP は線型内挿を行う関数である。プログラムの流れにしたがい用いられる。Table Function で与えられた諸数値の内挿を行っている。主として物性値の内挿計算を行う。

HTOW\* ( 冷却材が水の場合の被覆管-冷却材の熱伝達係数 )

この副プログラムは、冷却材が水の場合 ( SIGHF < 0 ) の被覆管-冷却材の熱伝達係数を計算する。計算は Dittus-Boelter の式を基礎にしている。

$$h_f = 0.023 \frac{k}{D_e} \left( \frac{D_e \cdot V \cdot \rho}{\mu} \right)^{0.8} (Pr)^{0.4} \quad (3.2.1)$$

ここで、

$h_f$  = 被覆管-冷却材の熱伝達係数 ( kcal/hr m<sup>2</sup> °C )

$k$  = 冷却材の熱伝導率 ( kcal/hr m °C )

$D_e$  = 冷却材流路の相当直径 ( m )

$V$  = 冷却材流速 ( m/sec )

$\rho$  = 冷却材密度 ( Kg/m<sup>3</sup> )

$\mu$  = 冷却材粘性係数 ( Kg/m/sec )

$Pr$  = プラントル数 ( =  $C/\mu k$ ,  $C$  : 定圧比熱 )

冷却材に関する物性値はすべて冷却材境界の平均温度の値を採用する。水の物性値は温度の関数として副プログラム中に組込まれている。これらの値は Krieth<sup>(3)</sup> によっている。

HTCLM\* ( 冷却材がナトリウムの場合の被覆管-冷却材の熱伝達係数 )

軽水炉燃料を計算する場合は、この副プログラムは使用されない。冷却材が液体ナトリウムの場合 ( SIGHF=0 ), 被覆管-冷却材の熱伝達係数を求める副プログラムで、計算は次式による。

$$h_f = \frac{k}{D_e} \left[ 7.0 + 0.025 \left( \frac{D_e V \rho C_p}{k} \right)^{0.8} \right] \quad (3.2.2)$$

ここで、

$h_f$  = 被覆管-冷却材の熱伝達係数

$k$  = ナトリウムの熱伝導率

$D_e$  = 冷却材流路の相当直径

$V$  = 冷却材流速

$\rho$  = ナトリウムの密度

$C_p$  = ナトリウムの比熱

液体ナトリウムの物性値は温度依存性があるものとしてプログラム中に組込まれている。これらの物性値は参考文献(4)から採られたものである。ナトリウムの熱伝導率，密度および比熱は次式で与えられる。

$$k_{Na} = 5.4306 - 1.878 \times 10^{-2} T + 2.0914 \times 10^{-6} T^2 \quad (3.2.3)$$

$$\rho_{Na} = 59.566 - 7.9504 \times 10^{-3} T - 0.2872 \times 10^{-6} T^2 \quad (3.2.4)$$

$$(C_p)_{Na} = 0.34574 - 0.79226 \times 10^{-4} T + 0.034086 \times 10^{-7} T^2 \quad (3.2.5)$$

(T in °F)

#### FISGAS\* (燃料棒内で発生する核分裂生成ガス量の計算)

FISGAS は、照射燃料ピンの核分裂生成ガスの蓄積量を計算する副プログラムである。詳しくは、第2章2節に述べた通りである。

#### DEPRES\* (Depressionの計算)

DEPRESは、燃料棒内の熱中性子束の半径方向depressionを計算する副プログラムである。これらの計算は、かなり粗い近似で、この副プログラムはdepressionに関する他の情報が得られない時のみ呼出される。この計算は、中性子束のdepressionが増大するとさらに不正確になる。

したがって、この副プログラムはPuO<sub>2</sub>あるいは<sup>235</sup>Uの濃縮度が4%を超える燃料ピンの計算には使用すべきではない。

なお、depressionの組込みの数值は1。分布を基礎としている。

#### EXPAND\*

燃料の熱膨脹を計算する副プログラムで、燃料の半径増加を次のように計算する。

以下、原GAPCONにおける計算方法について解説する。

燃料ペレットは半径方向に50等分されたと考える。リングの数は最外周のリングを1とし、順次内側の方へ数えてゆく。各燃料リングは、それぞれのリングの平均温度Tをもつ自由な物体と仮定される。円周方向の熱膨脹による各リングの半径の増加は次式で計算される。

$$\Delta R_c = \alpha R_{avg} (T - T_r) \quad (3.2.6)$$

ここで、

$\Delta R_c$  = 円周方向の熱膨脹による半径の増加

$\alpha$  = 線熱膨脹係数

$R_{avg}$  = 各リングの平均半径

T = 各リングの平均温度

$T_r$  = 基準温度(室温: 25°C)

である。

プログラムでは上記半径増加 $\Delta R_c$ が最大になる節を見出し、次にその節になったリングの内側の熱膨脹はすべてこの節になったリングの半径増加と見なされる。

それから円周方向の熱膨張が最大となった筋のリングの外側の各リングの厚さの増加を次式で計算する。

$$\Delta t_i = \alpha t (T - T_r) \quad (3.2.7)$$

ここで、

$\Delta t_i$  = 半径方向熱膨張によるリング  $i$  の厚さの増加

$t$  = 筋のリング  $i$  の最初の厚さ

である。熱膨張による燃料半径の増加の合計は次のように仮定される。

$$\Delta R = (\Delta R_c)_{\max} + \sum_{i=1}^L \Delta t_i \quad (3.2.8)$$

ここで、

$\Delta R$  = 熱膨張による燃料半径の増加の合計

$L$  = 円周方向の熱膨張が最大  $(\Delta R_c)_{\max}$  となったリングの外側から数えて最外周までのリング数

である。

以上、原 GAPCON プログラムにおける方法を説明した。しかし、この方法の物理的意味は不明である。ただ最大半径増加リングから外側のリングの厚さの増加を加算している(3.2.7)式の意味は次のように解釈される。

すなわち、そのリングから外側のリングにはクラックが発生しており、連続体とはなっていないので、各リングは自由に熱膨張し、その外側のリングから拘束力を受けない。そこで、このモデルはペレットの途中までペレットにクラックが発生すると考えているので、half-crack モデルと呼ぶことにする。

FRUG-1 では、すべてのリングが自由に熱膨張し、ペレットの半径増加はそれら各リングの熱膨張の加算値であるとするモデルを追加した。このモデルを complete-crack モデルと称することにする。

$UO_2$  あるいは  $UO_2 - PuO_2$  燃料の線熱膨張係数の正確な値については混乱があり、多くの実験者によって報告されたデータの中にはかなりの不一致がある。しかも、GAPCON 計算の結果は、計算に用いられる  $\alpha$  の値に敏感に影響される。

原 GAPCON に使用されている式は、Roth & Halteman によって与えられたデータを基礎にしている。これらのデータは  $PuO_2$  の組成が 0 から 100% まで、温度は 1200°C までの領域をカバーしており、1つの式であらわしている。

$$\alpha = [9.450 \exp(-0.00340) + (0.0012 + 8.66 \times 10^{-5} C) T] \times 10^{-6} \quad (3.2.9)$$

ここで

$\alpha$  = 線熱膨張係数 ( $cm/cm/^\circ C$ )

$C$  =  $PuO_2$  の含有率 (%)

T = 温度 (°C)

である。

GAPCON による計算結果を実験結果と合わせるために原 GAPCON では上式によって得られた結果を 15% 増加させている。

GAPRO, PROF (温度分布のグラフ作成)

燃料棒の半径方向の温度分布をグラフ化してプリントする副プログラムである。

PCOND (燃料ペレットの熱伝導率を計算)

燃料ペレットの熱伝導率の計算式および計算モデルが組込まれており、オプションに使用可能である。

すなわち、原プログラムで、

1.  $UO_2$  ペレットに対して Godfrey の式
2.  $UO_2 - PuO_2$  系燃料ペレットに対して WARD の使用した計算式

となっているものの外、次の

3. BWR 燃料ペレットに対し利用される Lyons の式

が使用可能である。

Godfrey の式は<sup>(5)</sup>

$$k = [1 - 2.5(1 - \rho)] \left[ \frac{45.1}{135 + T} + 4.79 \times 10^{-13} T^3 \right]$$

である。ここで、

k = 熱伝導率 (W/cm°C)

$\rho$  = 理論密度に対する相対密度

T = 温度 (°K)

である。

WARD の使用している設計式は、95% T.D より低い密度の  $UO_2 - PuO_2$  燃料ペレットの熱伝導率として<sup>(6)</sup>

$$k = -(1 - 2.1\rho + \rho^2) \left[ (0.288 + 0.0025T)^{-1} + 5.83 \times 10^{-13} T^3 \right]$$

を使用し、密度が 95% 以上の場合あるいはすべてが再組織化された燃料に対しては

$$k = (3\rho - 1) \left[ (0.575 + 0.0503T)^{-1} + 2.91 \times 10^{-13} T^3 \right]$$

とする。

Lyons の式は<sup>(7)</sup>

$$k = \frac{58.2}{129 + T} + 4.79 \times 10^{-13} T^3 \quad (T \text{ in } ^\circ C)$$

である。なお、この式の使用にさいしては、ペレット密度による補正が必要であるが、現在は補正されていない。

また、もし P W R に関する W H 社関係の計算式、計算方法が公表されたならば、組込むことができるように準備が行なわれている。

G A S R ( F . P ガスの放出率 )

F . P ガスの放出率の計算モデルをいくつか用意し、オプションに使用可能とした。

原プログラムは Dutt<sup>(8)</sup> による。すなわち、

- (1) 1350℃以上にある燃料内にある核分裂ガスは100%放出され、1350℃以下の燃料からの放出割合は次式で決定されるものとする。

$$F = 1 - \{ 0.421 \exp(0.05Q) \}^{-1} \left\{ \frac{1 - \exp(-6.84 \times 10^{-5} B)}{6.84 \times 10^{-5} B} \right\}$$

ここで、

Q = 線出力密度 ( KW / ft )

B = 燃焼度 ( MWd / Mt )

である。

ただし、低出力や低燃焼度の場合にも、Fは0.02以下にはならないものとする。

FR E G - 1 では、上記のモデルの外、次の三つのオプションを追加した。

- (2) Total gas 放出率を Input で与えて指示することができる。

- (3) G E 社の放出モデル、すなわち、

1650℃以上のペレット領域では 100% 放出、

1650℃以下のペレット温度領域からは 4%

とするもの。

- (4) 上記 G E モデルを一般化したもので、境界となる温度とその温度領域における放出率を任意に Input で与えることができる。

- (5) W . B . Lewis のモデル<sup>(10)</sup>、すなわち

1000℃以下のペレット温度領域から 0.5%

1000℃~1300℃のペレット温度領域から 10.0%

1300℃~1600℃のペレット温度領域から 6.0%

1600℃以上のペレット温度領域では 95%

とするものである。

A L P H A ( 燃料ペレットの線熱膨脹係数の計算 )

燃料ペレットの線熱膨脹係数の計算式および計算モデルがいくつか用意されオプションに使用可能になっている。

- (1) 原プログラムは Roth & Halteman によるデータを基礎にした次式によっている。

$$\alpha = \{ 9.45 \exp(-0.00340) + (0.0012 + 8.66 \times 10^{-5} T) T \} \times 10^{-6}$$

ここで、

$\alpha$  = 線熱膨張係数 (  $\text{cm/cm/}^\circ\text{C}$  )

$C$  =  $\text{PuO}_2$  の含有率 ( % )

$T$  = 温度 (  $^\circ\text{C}$  )

である。

なお、GAPCONプログラムにおいては、照射実験結果と一致させるため、上式でえられた値をさらに15%増しにしている。

(2) FREG-1ではBWRに対しGE社が使用している線熱膨張係数計算式を追加している。

#### DATA 1 (Block data)

このBlock dataは原GAPCONプログラムに組み込まれていたデータステートメントを整理してまとめたものである。

1) ジルカロイならびにステンレス鋼(20% cold worked TYPE-316)の熱伝導率、耐力、ヤング率、ポアソン比、熱膨張係数、メイヤール硬度を温度依存性があるものとして表形式で組込んでいる。

2) He, Ar, H, N, Xe, Krの分子量(GMWT)と分子の直径を組込んでいる。

#### DATA 2 (Block data)

このBlock dataは核分裂のfission cross section, capture cross section, decay constant, 核分裂生成ガスのinventoryに関係するこれらの同位元素のfission yieldならびにdecay constantの値を組込んでいる。

## 4. FREG-1による計算結果

第3章に述べたFREG-1において追加された副プログラムの計算結果と原プログラムによる計算結果の比較を行った。なお、計算例としてPuTA-1 (JPDR Pu 高化試験燃料体試案) と場合により最も代表的なBWR燃料棒と考えられる寸法, 条件を採用した。これら燃料棒の寸法ならびに照射条件はTable-4.1 に示す通りである。

### 4.1 冷却材-被覆管間の熱伝達係数

原GAPCONプログラムは, 被覆管表面の熱伝達係数の算出にDittus-Boelterの式を採用している。この式を使った場合と, BWRでしばしば使用されるJens-Lottesの式を使った場合のちがいを知るため, PuTA-1を入力値として, 計算を行った。その結果をTable 4.2に示す。

すなわち, Dittus-Boelterの式は, 被覆管表面温度が冷却水から約70℃上昇するという結果を与える。冷却水が沸騰を起すJPDRのようなBWRでは, このような温度上昇は起きない。Jens-Lottesの式が与える計算結果約9.4℃という値が妥当である。

### 4.2 UO<sub>2</sub>ペレットの熱伝導率

燃料ペレットの熱伝導率の計算方法のちがいによる温度分布への影響を調べるため, WARD, GodfreyとLyonsの3式を使って計算結果の比較を行った。

なお, 計算例としては, PuTA-1燃料棒の値を入力した。この計算結果をTable 4.3に記載する。

計算結果は, ペレット中心温度がGodfreyおよびWARDの使用の場合よりもLyonsの式による場合の方がやや低めの値となることを示している。しかしながら, いずれにしても, ギャップコンダクタンスが非常に低く計算されている。

### 4.3 燃料ペレットの線熱膨脹係数

燃料ペレットの線熱膨脹係数に関し, 原GAPCONのRoth & Haltemanの算出式とFREG-1に組込まれたBWRに関するGEの式との計算結果に及ぼす影響を比較する計算を行った。

計算例として, PuTA-1燃料棒データを使用した。その計算結果をTable 4-4に示す。Table 4-4の(a)はhalf-crackモデル, (b)はcomplete-crackモデルについての結果である。線熱膨脹係数計算式のちがいによる温度差はあまりない。ただGEの式による方が温度が少し高く計算される。half-crackモデルとcomplete-crackモデルとでは, 当然のことながらペレットの半径増加を大きく計算するcomplete-crackモデルの方がギャップが小さく, ギャップコンダクタンスが大きくなるので, 中心温度は低くなる。

### 4.4 中性子束の Depression について

原 GAPCON には、中性子束の depression を計算するオプションが組込まれている。そこで、その効果を検討するために、

- 1) 原 GAPCON 中に組込まれている Depression を計算するルーチンを使用して計算する。
- 2) Depression が無いものとする ( $NFLUX=0$ )。

の二つの場合について計算を行った。

その計算結果を Table 4-5 に示す。計算に使用した燃料棒のデータは PuTA1 である。Table 4-5 の計算結果でも分る通り、中性子束の Depression による効果はほとんど表れない。これは、軽水炉燃料における一般的傾向である。

なお、上記計算において使用した Depression factor は Table 4-6 に示す値である。

### 4.5 核分裂ガスの放出率

原 GAPCON は、燃料ペレットからの核分裂ガスの放出率をペレット内温度によって二領域に分けて計算する方法を採用している。

FRFG-1 では 16 頁に記載したように 4 種のオプションが追加された。

この核分裂ガスの放出率による燃料棒内温度分布への影響を知るためパラメータスタディを行った。その結果を Table 4-7 に示す。

計算例として、典型的 BWR 燃料を使用した。線出力密度は、1.5 と 1.85 KW/ft を与え、それぞれについて照射日数 0 および 300 日とした。

放出率のモデルは、原 GAPCON; G 方式、温度領域と放出率を一般的に与える方法を使用している。なお、一般的に与える場合の温度領域と放出率は次の値を使用した。

1600℃以上	95%
1300~1600℃	60%
1000~1300℃	10%
1000℃以下	0.5%

計算結果は、いずれもギャップコンダクタンスが小さく、中心温度が高く計算されている。300 日の照射では 2800℃以上となり熔融温度以上になっている。



Table 4 - 1 計算用に用いた燃料棒の寸法，照射条件

	T I P I C A L B W R P I N	P U T A - 1
ペレット外直径	1.242 cm	1.043 cm
被覆管内直径	1.283 cm	1.071 cm
被覆管外直径	1.435 cm	1.223 cm
燃料長	365.76 cm (14.4 inch)	146.7 cm (5.776 inch)
プレンナム体積	3.44 cm <sup>3</sup> (2.1 inch <sup>3</sup> )	1.3 cm <sup>3</sup> (0.79 inch <sup>3</sup> )
燃料密度	9.50 g/T.D.	9.15 g/T.D.
冷却材平均温度	286.1 °C (547°F)	277 °C (530.6°F)
冷却材平均圧力	7.138 kg/cm <sup>2</sup> (101.5 psi)	6.25 kg/cm <sup>2</sup> (88.75 psi)
PEAK-TO-AVERAGE FLUX RATIO	1.3	1.35
ペレット算術平均粗さ	0.0016 mm (0.00006 inch)	0.0015 mm (0.00006 inch)
被覆管 "	0.0008 mm (0.00003 inch)	0.0015 mm (0.00006 inch)

Table 4 - 3 燃料ペレット熱伝導率計算式のちがいによる計算結果の差異

WARD, GODFREY, LYONSの各計算式による(温度)計算(結果)

項 目	照射日数	WARD	GODFREY	LYONS
GAP-CONDUCTANCE (BTU/HR-FT <sup>2</sup> -F)	0	719	697	665
	300	250	250	229
FUEL SURFACE TEMP (°C)	0	700.58	709.75	724.17
	300	1244.93	1245.60	1322.22
FUEL CENTER TEMP (°C)	0	208.48	207.56	195.83
	300	273.68	278.61	270.44
HOT-GAP (cm)	0	0.00677	0.007040	0.007486
	300	0.00210	0.002120	0.002473

- 計算条件
1. Puta-1 のデータ使用
  2. L.H.R. : 12.0 kW/ft
  3. PuO<sub>2</sub> : 1W/O
  4. CLAD O.D. TEMP : 343.75°C

Table - 4.2 Dittus-Boelter の式と Jens-Lottes の式による  
冷却材 - 被覆管熱伝達係数および温度差

項 目	照射時間 (h)	DITTUS-BOELTER	JENS-LOTTES
GAP CONDUCTANCE (BTU/hr · ft <sup>2</sup> · F)	0 300	7.19 250	674 241
CLADDING OUTER SURFACE TEMP (°C)	0 300	345.73 345.73	286.39 286.39
FUEL SURFACE TEMP (°C)	0 300	700.58 1244.93	661.25 1218.08
FUEL CENTER TEMP (°C)	0 300	208.48 273.68	202.21 271.18
CLAD OD HEAT FLUX		0.3249 × 10 <sup>6</sup>	0.3249 × 10 <sup>6</sup>
FILM. Coef. $\left( \frac{\text{BTU}}{\text{Ft}^2 \text{ hr } ^\circ\text{F}} \right)$		262631	1922031
CLAD SURFACE-WATER $\Delta T$ (°C)		68.73	9.39

[備考]

1. 使用燃料は PuTA-1
2. L.H.R. = 12.0 KW/ft
3. PuO<sub>2</sub> = 1W/O

Table 4 - 4 計算結果

(a) HALF CRACK

項 目	照射日数	BOTH & HALTEMAN	GE
GAP-CONDUCTANCE (BTU/Hr-Ft <sup>2</sup> -F)	0 300	719 250	659 241
FUEL CENTER TEMP (C)	0 300	208.48 273.68	212.56 276.58
HOT-GAP (cm)	0 300	0.0067713 0.0021048	0.0075665 0.0022542
INCREASE DUE TO THERMAL EXPANSION (cm)	0 300	0.0087146 0.0133811	0.0079194 0.0132317
MAX. CIRCUMFERENTIAL INCREASE RING NUMBER *	0 300	19 15	20 17

\* 円周方向における膨張による半径の増加の最大 Ring 番号 (外周よりの番号であり 50 個の等分割された Ring から成る)

(b) COMPLETE CRACK

項 目	照射日数	BOTH & HALTEMAN	GE
GAP-CONDUCTANCE (BTU/Hr-Ft <sup>2</sup> -F)	0 300	878 355	784 321
FUEL CENTER TEMP (C)	0 300	200.03 248.30	204.67 255.22
HOT-GAP (cm)	0 300	0.0052601 0.0013037	0.0060717 0.0014769
INCREASE DUE TO THERMAL EXPANSION (cm)	0 300	0.0102257 0.0141821	0.0094141 0.014009

- [備考] 1. PUTA1のDATAを使用  
 2. L.H.R : 12.0 KW/ft  
 3. BURN-UP (300 Day) : 13770 MWd/TON

Table - 4.5 depression の効果

項 目	照射日	Depression 考慮	Depression 考慮
GAP CONDUCTANCE (BTU/Hr.ft <sup>2</sup> .F)	0	719	720
	300	250	251
FUEL SURFACE TEMP (°C)	0	700	700.2
	300	1244.9	1243.6
FUEL CENTER TEMP (°C)	0	2084.8	2093.6
	300	2736.8	2743.4
FUEL AVERAGE TEMP (°C)	0	1598.6	1603.1
	300	2268.5	2271.6
HOT-GAP (cm)	0	0.00677	0.0067560
	300	0.00210	0.0021010

[備考]

1. PUTA1 data を使用。
2. L.H.R=12.0 KW/ft
3. Initial gap. 0.028cm
4. Thermal expansion { Half crach  
                          { Ross & Halteman }

Table - 4.6 depression の値

DIAMETER		FLUX RATIO
(CM)	(INCH)	
0.0000	0.0000	1.0000
.1242	.0489	1.0022
.2484	.0978	1.0089
.3726	.1467	1.0201
.4968	.1956	1.0358
.6210	.2445	1.0562
.7452	.2934	1.0815
.8694	.3423	1.1117
.9936	.3912	1.1471
1.1179	.4401	1.1880
1.2421	.4890	1.2345

Table 4.7 GAS-RELEASE-RATE PARAMETER STUDY (BWR TYPE PIN)

	熱放出率 (KW/ft)	GAPCON ORIGINAL		GE			UNIVERSAL 領域 <sup>5)</sup>		
		0	300	0	500	0	500	0	300
GAS-RELEASE RATE	150	0.4444	0.7130	0.4137	0.8515	0.5281	0.8489		
RATE	185	0.4975	0.7237	0.5166	0.8173	0.5977	0.8322		
GAP-CONDUCTANCE (BTU/hr-ft <sup>2</sup> -F)	150	510	198	510	197	510	197		
FUEL CENTER	185	655	275	655	274	655	273		
TEMP (C)	150	23241	30915	23241	30973	23241	30973		
ABOVE 1700°C REGION VOLUME FRACTION (%)	185	27056	33079	27056	33111	27056	33114		
HOT-GAP (cm)	150	374	864	374	868	374	868		
FILL-GAS CONDUCTIVITY (BTU/hr-ft <sup>2</sup> -F)	185	495	838	495	840	495	840		
	150	0.01017	0.00325	0.01017	0.00318	0.01017	0.00318		
	185	0.00774	0.00185	0.00774	0.00180	0.00774	0.00180		
	150	0.17492	0.01490	0.17492	0.01417	0.17492	0.01419		
	185	0.17595	0.01359	0.17595	0.01320	0.17595	0.01314		

備考

1. Fuel density 95% T.D.
2. Initial fill gas pressure 1.0 atom
3. 放出率
  - ~ 1600°C 0.95
  - ~ 1300°C 0.60
  - ~ 1000°C 0.10
  - 1000~C 0.005

### 5. GAPCONにおけるジルカロイ物性値の検討と評価

燃料関係のプログラムでは、計算に採用された基本的モデルの外、使用する熱伝導率、耐力、ヤング率等の物性値が計算結果に大きな影響を与える。そこで、FIG-1の作成にさいし、特にジルカロイの物性値について検討を行った。

検討結果は、巻末に添付図として収録してあるのでそれらを参照されたい。

なお、GAPCONは、被覆管の熱伝導率、耐力、ヤング率等の物性値を温度依存性があるものとして取扱っており、特に被覆管がジルカロイ-2または20%加工硬化316ステンレス鋼の場合には、プログラム組込みの数値を使用することができる。組込みのジルカロイ-2物性値は、原著のAppendix B-5表(B-7頁)に、ソースリストはB-28頁にそれぞれ記載されている。この物性値をTable 5-1に転載する。

Table 5-1 GAPCONの計算に用いたジルカロイ-2の物性値

温 度 F (°C)	熱伝導率 (Btu/hr.ft°F)	降伏強さ (Psi)	ヤング率 (Psi)	ポアソン比	ALPHA*	Meyer硬さ**
					in/in F (cm/cm/°C)	(Kg/cm <sup>2</sup> )
75 (238.9)	69.4	44,800	1.38×10 <sup>6</sup>	0.370	3.24×10 <sup>-6</sup> (5.832×10 <sup>-6</sup> )	9,470
212 (100.0)	69.4	34,800	1.30	0.400	3.47 (6.246×10 <sup>-6</sup> )	7,360
392 (200.0)	7.40	23,800	1.21	0.446	3.70 (6.66×10 <sup>-6</sup> )	5,030
572 (300.0)	7.40	15,800	1.11	0.492	3.87 (6.966×10 <sup>-6</sup> )	3,340
752 (400.0)	7.52	12,100	1.01 <sup>(注)</sup>	0.492	3.99 (7.182×10 <sup>-6</sup> )	2,560
932 (500.0)	7.81	10,000	9.1	0.492	4.08 (7.344×10 <sup>-6</sup> )	2,111

\* ALPHA:線熱膨張係数  
 \*\* Meyer硬さは(降伏強さ×3)とした。  
 (注) 原著では1.3.1となっているが誤りと思われるので訂正した。

#### 5.1 熱伝導率

添付の図D-178を参照のこと。

D-178で分る通り、GAPCONが使用している熱伝導率は、HW-60908に報告されている値にほぼ一致する。

現在まで調査されたものの中では、最も保守的な値で、300°Cで約1.1 Kcal/hrm°Cの値を与える。

他のプログラム例えばSTRIP<sup>(10)</sup>では、図中の(7)が、FIGRO<sup>(11)</sup>では図中の(8)が用い

られている。

J P D R - II 燃料の設計計算では、温度に無関係に  $11 \text{ Kcal/hr m}^2 \text{C}$  の値を採用してきた。なお、B W R では  $13.6$  あるいは  $13.0 \sim 14.4 \text{ Kcal/hr} \cdot \text{m}^2 \text{C}$ 、P W R では、ジルカロイ-4 について、W O A P - 3 2 6 9 - 4 1 より採用した。

$$\begin{aligned} k_{Zry-4} &= 7.97 + 0.00316 T \text{ (Btu/hr} \cdot \text{ft} \cdot ^\circ\text{F, } T \text{ in } ^\circ\text{F)} \\ &= 12.009 + 0.00864 T \text{ (Kcal/hr} \cdot \text{ft} \cdot ^\circ\text{C, } T \text{ in } ^\circ\text{C)} \end{aligned}$$

等が、設計参考値として使用されたことがある。

被覆管内外面温度差に及ぼす熱伝導率の効果の計算例として、

$$\text{外径} = 14.3 \text{ } \phi \text{ mm, 肉厚} = 0.94 \text{ mm}$$

$$\text{外, 内径比} = 14.3 / 12.42 = 1.15$$

で、線出力密度が  $600 \text{ W/cm}$  の場合、熱伝導率を  $11, 12, 13, 14, 15 \text{ Kcal/hr} \cdot \text{m}^2 \text{C}$  に変化させたときの内外面温度差を求めてみる。計算結果を Table 5.2 に示す。なお、計算は図表 D-193A によった。

この結果から、被覆管熱伝導率を  $11$  としたときと  $15$  としたときでは、温度差はそれぞれ  $104$  および  $76$  ( $^{\circ}\text{C}$ ) となり、その差約  $30^{\circ}\text{C}$  となる。

一方、実際の被覆管においては、その表面に酸化被覆が形成されるばかりか、炉心においてはクラッドが付着する。酸化被覆およびクラッドの熱伝導率については、例えば、

$$\begin{aligned} k_{ZrO_2} &= 2.054 \text{ W/m}^2 \text{C} \quad (\text{at } 400^{\circ}\text{C})^{(12)} \\ &= 1.77 \text{ Kcal/hr} \cdot \text{m}^2 \text{C} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} k_{crud} &= 2.5 \sim 5.0 \text{ Btu/hr ft}^2 \text{ } ^\circ\text{F}^{(13)} \\ &= 3.73 \sim 7.45 \text{ Kcal/hr m}^2 \text{C} \end{aligned}$$

等の値が報告されている。これらの値は、ジルカロイの熱伝導率に比較し  $1$  桁低い。従ってもし酸化被覆とクラッドの厚さが被覆管肉厚の  $1\%$  に達したとしたら、全体の温度差のうち約  $10\%$  が酸化被覆等の部分で発生することになる。

ジルカロイの熱伝導率を  $11$  および  $15 \text{ Kcal/hr m}^2 \text{C}$  にしたときの GAPCON による計算結果を参考までに付すと Table 5.3 のようになる。なお、計算に使用した数値は、次の通りである。ペレット直径 =  $10.43 \text{ mm}$ 、被覆管直径 =  $12.23 \text{ mm}$ 、被覆管内径 =  $10.71 \text{ mm}$ 、ギャップ =  $0.28$

この結果から、被覆管熱伝導率を変えると当然のことながら内面温度、ペレット中心温度が変化する。ペレットの熱伝導率は温度依存性があるとしているにもかかわらず、ペレット中心温度は被覆管熱伝導率を変化しても、その中心温度差は、被覆管内で生じた温度差とほとんど等しい。

Table 5.2 熱伝導率の変化による被覆管内外面温度差

k (kcal/hr·m·°C)	被覆管内外面温度差 (°C)
1.1	10.4
1.2	9.5
1.3	8.8
1.4	8.2
1.5	7.6

Table 5.3 被覆管熱伝導率を変えたときのGAPCON計算結果

熱伝導率 Kcal/hr m °C	ペレット中心温度 °C	被覆管内面温度 °C	被覆管内外温度差 °C
1.1	233.92	360.61	81.51
1.5	231.81	332.85	59.75
温度差	21.1	21.76	21.76



5.2 耐力

添付の図 D-177 を参照のこと。

図で分るように GAPCON で使用している耐力の値は、full anneal 材の耐力と考えられる。これは zirconium Highlights WAPD-ZH-12 の値に近く耐力としては低い値を採用している。

他のプログラム STRIPE<sup>(10)</sup> の計算結果によると「燃料の最高温度が 3000 °F 以下の場合には、被覆管の耐力が 23,000 から 50,000 psi になっても燃料の膨張には影響しないが、燃料最高温度が 3000 °F 以上になると、被覆管の耐力が同様に増加した場合、燃料の膨張は約 20% 減少する」と云っている。

5.3 ヤング率

添付の図 D-167 を参照のこと。

GAPCON で使用している値は、HW-60908 の長手方向の値に近い。プログラム STRIPE では HW-60908 の長手方向の値がよいとしている。

5.4 ポアソン比

添付の図 D-481 を参照のこと。

GAPCON は 25 °C で 0.370, 300 °C で 0.492 とし、この間を直線で結び 300 °C 以上では 0.492 (不変) としている。

プログラム STRIPE では 0.325 (constant) としている。JPDR の燃料設計においては、0.42 を一貫して使用してきた。ポアソン比は熱応力を計算する場合使用されるが、あまり sensitive ではない。

ポアソン比 ( $\nu$ ) は、熱応力の計算に  $E / (1 - \nu)$  の形で表れる。ポアソン比が、10% 変化したときの熱応力の変化は

$$\frac{\frac{E}{1 - \nu}}{E} = \frac{(1 - \nu) \pm 0.1 \nu}{(1 - \nu)} = 1 \pm 0.1 \frac{\nu}{1 - \nu} < 1 \pm 0.1 \quad (0 < \nu < 1/2)$$

$$1 - (1 \pm 0.1) \nu$$

なので、少なくとも 10% 以下になる。しかし、ポアソン比が 0.5 に近い場合には、応力にも相当な変化が表れるので注意する必要がある。ただし、上記の関係は円筒における Lamé の条件の場合であって、平面応力の場合にはもっと小さな影響しか表れない。プログラムの基本モデルに平面応力を採用している STRIPE では「ポアソン比が 10% 変化しても応力にその影響は表れない」と云っている。

5.5 線熱膨脹係数

添付の図 D-169 参照のこと。

ジルカロイの線熱膨脹係数は、結晶が六方晶形のために異方性があり、方向によってその値が非常に異なっている。したがって、線熱膨脹係数の実験値にも、供試材の条件によるためか大きなばらつきが見られる。

GAPCONは、線熱膨脹係数の値として大きな値を採用している。これは、ギャップが大きく算出され、その結果ギャップ熱伝達率が保守的な値になることを考慮しているのかと思われる。

他のプログラム STRIPE では、図中の(2) HW-60908 の値を推している。また、FIGRO では

$$\int_{T_R}^T \alpha dt = 6.0 \times 10^{-6} + 5.14 \times 10^{-6} T + 3.80 \times 10^{-9} T^2$$

がよいとしている。ここで、

$T_R = 20\text{C}$  の室温

$T =$  温度 (C)

この式で  $T = T_R = 20\text{C}$  とした場合、積分値は 0 とならないので係数に疑問がある。しかし参考までにこの式を微分したものを図中 (3) にプロットしてある。

線熱膨脹係数を  $6 \times 10^{-6}/\text{C}$  と  $10 \times 10^{-6}/\text{C}$  とし、線熱膨脹係数が温度に及ぼす影響を GAPCON を使って検討した。計算結果を Table 5.4 に示す。なお、計算にさいし、熱伝導率は  $15 \text{ Kcal/hr m}^2 \text{C}$  に固定した。この結果からみると、被覆管の線熱膨脹係数を  $6 \times 10^{-6}$ 、 $10 \times 10^{-6}/\text{C}$  変化させた時、ベレット中心温度に約  $3.2\text{C}$  の差が現れている。

Table 5.4 被覆管熱膨脹係数の変化による温度への影響

熱膨脹係数 ( $cm/cm/C$ )	燃料ベレット温度		被覆管温度	
	中心 (C)	表面 (C)	内面 (C)	表面
$6 \times 10^{-6}$	233.02	66.662	36.024	27.910
$10 \times 10^{-6}$	236.22	68.777	36.027	27.910
差	3.20	2.115	0.03	0

5.6 メイヤー硬度

添付の図 D-925 を参照のこと。

GAPCON で用いているメイヤー硬度は Table - 5.1 でみるとく耐力の 3 倍の値を取っている。これは R.A. Dean<sup>(14)</sup> による「Meyer Hardness は耐力の約 3 倍である」を参考に

したのであろう。また、プログラム GEGAP-III では耐力の 2.8 倍を採用している。

このようにメイヤール硬度はプログラムにおいて、耐力の 2.8 ~ 3.0 倍として使用される場合が多い。

Loss and Stoute<sup>(15)</sup> は接触による熱伝達 ( $h_B$ ) を

$$h_B = \frac{K_m \cdot P}{\alpha \cdot H}$$

で与えている。記号、単位については添付の図 C-521 を参照のこと。上記の式で示されているように、接触熱伝達はメイヤール硬度に反比例する。したがって、メイヤール硬度が大きければ接触熱伝達は小さくなる。

接触熱伝達は、ペレット表面と被覆管内面が接触した場合にのみ発生し、ギャップが存在する場合には発生しない。

図 C-521 の計算図を読めば分る通り、両方の面が接触している場合は、接触面間に含まれるガスギャップ巾も小さく、ガスによるギャップ熱伝達率 ( $h_f$ ) もかなり大きな値となるので、接触圧力がかなり高くない限り接触熱伝達はギャップ熱伝達において主要な要因とはならない。したがってメイヤール硬度の影響も接触圧力が高くなければあまり大きなものではない。

## 参 考 文 献

- (1) 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 Pins", HEDL-TME 72-128.
- (2) 原山, 他, 'GAPCON-THERMAL-1プログラム注解', JAERI-M 5728, 1974.
- (3) F.Kreith, "Principles of Heat Transfer", 2nd Ed. International Textbook Co., Scranton, Pa., 1966, p 597.
- (4) "Liquid Metal Fast Breeder Reactor Material Handbook", HEDL-TME 71-32, Compiled by Hanford Engineering Development Laboratory, June 1971.
- (5) T. G. Godfrey, W. Fulkerson, T. G. Kollie, J. P. Moore and D. L. McElroy, "Thermal Conductivity of Uranium Dioxide and Armco Iron by an Improved Radial Heat Flow Technique", ORNL-3566, June 1964.
- (6) Westinghouse Advanced Reactor Division, "Oxide Fuel Element Development Quarterly Progress Report for Period Ending September 30", 1969, WARD-4135-1.
- (7) M. F. Lyons, et al, "UO<sub>2</sub> Pellet Thermal Conductivity from Irradiation with Central Melting", GEAP-4624, 1964.
- (8) D. S. Dutt, D. C. Bullington, R. B. Baker, L. A. Pember, "A Correlated Fission Gas Release Model for Fast Reactor Fuels", Trans. of Am. Nucl. Soc. Vol. 15, No. 1, June 1972.
- (9) W.B. Lewis, Nucl. Appl. 2(1966), (4) p.171.
- (10) W. J. O'Donnel, W. G. Clarke and W. R. Campbell, "An Analysis of Transient Clad Strains in Cylindrical Fuel Elements including the Effects of Oxide Pellet Cracking (STRIPE)", WAPD-TM-652, Feb. 1970.
- (11) I. Goldberg, "A Procedure for Calculation of Steady-state Temperature in Zircaloy-clad, Bulk-oxide Fuel Elements using the FIGRO Computer Program", WAPD-TM-757, Nov. 1967.
- (12) サムソフ監修, '酸化物便覧', 日ソ通信社
- (13) Nucl. Eng. and Desg. Vol. 21, P.p. 10-11.
- (14) R. A. Dean, "Thermal Conductance between UO<sub>2</sub> and Zircaloy-2", CVNA-127, May 1962.
- (15) A. M. Ross and R. L. Stoute, "Heat Transfer Coefficient between UO<sub>2</sub> and Zircaloy-2", AECL-1552 (CRFD-1075), June 1962.

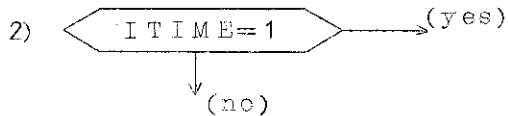
Appendix

A Flow chart of FREG-1 main program

FREG-1の主プログラムのフローチャートを別紙に示す。このフローチャートは通常のフローチャートと少し異なる方法で書いてある。

凡例：

1) `||STEP0||` は、副プログラムSTEP0が呼び出されることを示す。



は、IF statementで、`I TIME = 1` ならば (yes) 水平方向にゆく、`I TIME ≠ 1` ならば (no) 垂直に下る。

B FREG-1 の入力構成

FREG-1に必要なインプットを別紙に示す。インプット項目とそのFortran symbolおよび単位をも併せて記載する。

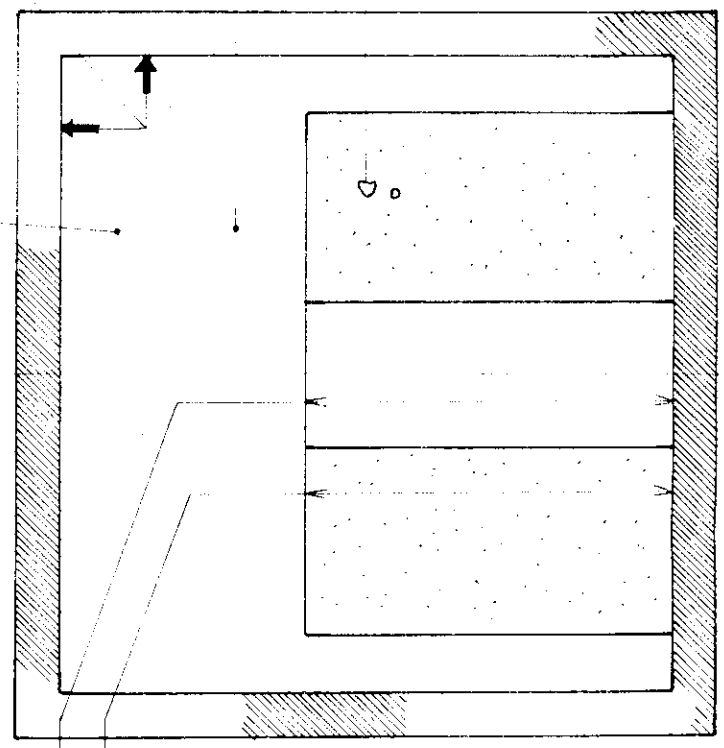
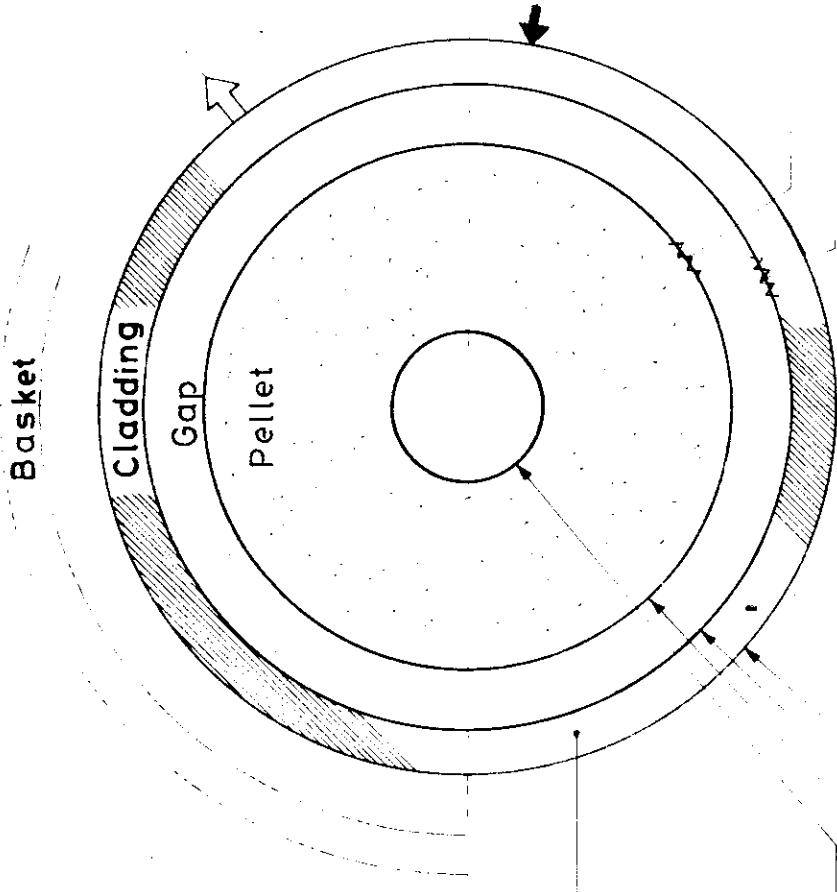
C 出力例

サンプルインプットによるFREG-1のアウトプットを示す。入力された数値はアウトプットの第1頁に出力されている。

D ジルカロイ物性値図表

第5章で引用した図表をまとめて収録した。





入力項目	FORTTRAN SYMBOL	入力単位
PuO <sub>2</sub> / (U <sub>2</sub> O <sub>7</sub> + PuO <sub>2</sub> )	FRPUO2	wt. frac.
<sup>235</sup> U / ( <sup>235</sup> U + <sup>238</sup> U)	FR35	wt. frac.
<sup>240</sup> Pu / (total Pu)	FR40	wt. frac.
<sup>241</sup> Pu / (total Pu)	FR41	wt. frac.
燃料密度 / 理論密度	FRDEN	
組織変化後の相対密度	FRSIN	
新入刀の判別シグナル	NEWCL	データ組込
<0 Zircaloy-2	NCLAD	データ組込
=0 316ss		外部入力
>0 (NCLADはカード枚数)	Group2	下記参照
被覆管物性値 入力		
ペレット初期中心孔径	DVOIDZ	cm
Fuel OD	DFS	cm
Cladding ID	DCI	cm
Cladding OD	DCO	cm
組織変化後の燃料直径	DSINZ	cm
ペレット初期中心孔の長さ	LVOIDZ	cm
Fuel Stack Length	LF	cm
Basket OD	DBO	
Heat Transfer Coef.	HBC	w/cm <sup>2</sup> °c
Therm. Conductivity	KB	w/cm <sup>2</sup> °c
=0 flux is fast	IFLUX	
>0 flux is thermal		
軸方向中継線の最高 / 平均の値	PEKAVG	ratio
新入刀の判別シグナル	NEWFLX	
<0	NFLX	計算式組込
=0 平坦		
>0 (NFLXはカード枚数)	Group3	外部入力
中性子束ひきよみの入力		下記参照

- Group1 Table Input Thermal Conductivity vs. Temperature for Fuel
- Group2 Table Input Thermal Conductivity, Yield Stress, Young's Mod., Poisson's Ratio, Thermal Expansion Coefficient and Meyer Hardness vs. Temperature.
- Group3 Table Input Relative Neutron Flux vs. Diameter.

注1. Koolは普通 入力する必要はないが、Kool(整数)>0とすると TCOOLで入力した値が、被覆管内面温度として扱われる。

B-1  
FREG-1の入力構成

入力項目	FORTTRAN SYMBOL	入力単位
最初のゲ-スの線出力密度	P	W/cm
線出力密度の増分	DELP	W/cm
最高線出力密度	PMAX	W/cm
過去の線出力 / 現在の線出力	FRP	fraction
冷却材の種類	SIGHF	
冷却材圧力	EXTP	kg/cm <sup>2</sup>
冷却材温度	TCOOL	°C
注1.	KOOL	cm
冷却材流路の相当直径	DE	cm/sec
冷却材速度	V	cm/sec
燃料表面の粗さ(算術平均)	ROUF	cm
被覆管内面の粗さ(算術平均)	ROUC	cm
燃料棒内径 / プレート厚	VPLEN	cm <sup>3</sup>
初期封入ガス圧	ATMOS	kg/cm <sup>2</sup>
ヘリウム / 初期封入ガス	FRACHE	mole fraction
アルゴン / 初期封入ガス	FRACAR	mole fraction
水素 / 初期封入ガス	FRACH	mole fraction
窒素 / 初期封入ガス	FRACN	mole fraction
キセノン / 初期封入ガス	FRACXE	mole fraction
クリプトン / 初期封入ガス	FRACKR	mole fraction
燃料に吸着されているガス量	S	cc/g of fuel
噴霧ガス組成 水素 / 水素 + 窒素	XX	fraction
=1 放出ガス完全混合	NMIX	
=0 アルゴンとキセノンに分離		
=1 水素外部放出	NOH	
=0 水素ボンベ内残留		
最初のゲ-スの照射日数	T DAYS	day
照射日数の増分	DELT	day
最高照射日数	TMAX	day
前のステップの期間	TFR	hour
新入刀の判別シグナル	NEWK	
<0 Godfrey テ-タ	NCON	
=0 WARD テ-タ		
>0 (NCONはカード枚数)		
燃料の熱伝導率の入力	Group1	計算式組込
燃料の融点	TM	外部入力
		下記参照
		°C

照射日数 熱伝導率

FREG-1 INPUT DATA (REFER C-547) 73-07-06 11 HR 22 MINUTE 20 SEC 682  
 #NAMI FRPU02=0.0, FR40=0.0, FR41=0.0, FR35=0.25000000E-01, FFDEM=0.93500000, FRSIN=0.98000000, DFS=0.90400000,  
 DSINZ=0.0, DVOIDZ=0.0, DCI=0.92000000, DCO=0.10460000E 01, LF=0.36600000E 03, LVUIDZ=0.0, VPLEN=0.61500000E 02,  
 TCOOL=0.29900000E 03, DE=0.13970000E 01, V=0.42700000E 03, EXTP=0.14700000E 03, PEKAVG=0.15000000E 01,  
 ROUF=0.30000000E-03, ROUC=0.17000000E-03, S=0.50000000E-01, XX=0.10000000, P=0.54100000E 03, DELP=0.11400000E 03,  
 PMAX=0.65500000E 03, IDAYS=0.0, DELT=0.40000000E 03, TMAX=0.40000000E 03, DBO=0.0, KB=0.0, HBC=0.0,  
 SIGHF=-0.10000000E 01, ATMOS=0.10000000E 01, TM=0.27900000E 04, FHACHE=0.10000000E 01, FRACAR=0.0, FRACH=0.0,  
 FRACN=0.0, FRACK=0.0, FRACX=0.0, FHP=0.0, TFR=0.0, NCON=0, NEWK=0, NCLAD=-1, NEWCL=0, NFLX=9, NEWFLX=1,  
 IFLUX=1, KOOL=0, NMIX=1, NOH=1\*

FLUX DEPRESSION INPUT DATA, RV(I,J) DIAMETER(CM) VS. DEPRESSION

0.0	0.9547
0.1236	0.9556
0.2470	0.8593
0.3710	0.9662
0.4950	0.9777
0.6500	0.9917
0.7420	1.0116
0.8660	1.0420
0.9040	1.0600



```

*****
* INPUT VALUES *
*****
FUEL COMPOSITION
0.0 WEIGHT FRACTION PU02
0.0 WEIGHT FRACTION PU239
0.0 WEIGHT FRACTION PU240
0.0 WEIGHT FRACTION PU241
1.0000 WEIGHT FRACTION UO2
0.0250 WEIGHT FRACTION U235
0.9750 WEIGHT FRACTION U238

FUEL DENSITY (FRACTION TD) 0.935
RESTRUCTURED FUEL DENSITY (FRACTION TD) 0.980
PELLET DIAMETER (CM) 0.9040
INITIAL RESTRICTURED FUEL DIAM. (CM) 0.0
INITIAL CENTER HOLE DIAMETER (CM) 0.0
PELLET-TO-CLAD GAP (CM) 0.0160
CLAD INSIDE DIAMETER (CM) 0.9200
CLAD OUTSIDE DIAMETER (CM) 1.0460
FUEL LENGTH (CM) 366.00
SORBED GAS CONTENT (CC/GM) 0.0500
FRACTION OF SORBED GAS WHICH IS H2 XX 0.1000
PLENUM VOLUME (CC) 61.50
COOLANT TEMPERATURE (DEG C) 299.0
COOLANT PASSAGE EQUIVALENT DIAMETER (CM) 1.3970
COOLANT VELOCITY (CM/SEC) 427.000
PRESSURE ON CLAD OD (KG/CM2) 147.0
LONG. PEAK/AVG FLUX RATIO (CM) 1.500
FUEL SURFACE ROUGHNESS, ARITH. MEAN ROUF 0.000300
CLAD ID SURFACE ROUGHNESS, ARITH. MEAN ROUC 0.000170
MINIMUM POWER GENERATION P 541.00
POWER INCREMENTS (W/CM) 114.00
MAXIMUM POWER GENERATION PMAX 655.00
MINIMUM TIME AT POWER (DAYS) 0.0
TIME INCREMENTS (DAYS) 400.00
MAXIMUM TIME AT POWER TMAX 400.00
DIAMETER OF AUXILIARY BASKET (CM) 0.0
BASKET THERMAL CONDUCTIVITY (W/CM-C) 0.0
BASKET-TO-CLAD HEAT TRANSFER COEFF. HBC 0.0
FILL GAS PRESSURE (ATMOSPHERES) 1.0
FILL GAS COMPOSITION
1.00000 MOLE FRACTION HELIUM
0.0 MOLE FRACTION ARGON
0.0 MOLE FRACTION HYDROGEN
0.0 MOLE FRACTION NITROGEN
0.0 MOLE FRACTION KRYPTON
0.0 MOLE FRACTION XENON
FRU02
FR39
FR40
FR41
FRU02
FR35
FR38
FRDEN
FRSIN
DFS
DSIN
DVOID
GAP
DCI
DCO
LF
S
XX
VPLEN
TCOOL
DE
V
EXTP
PEKAVG
ROUF
ROUC
P
DEP
PMAX
TDAYS
DELT
TMAX
DBO
KB
HBC
ATMOS

```

```

*****
* INPUT VALUES * (CONTINUED)
*****
COOLANT IS WATER
THERMAL FLUX IRRADIATION
CLAADDING IS ZIRCALOY-2
FUEL THERMAL CONDUCTIVITY VALUES DETERMINED FROM WARD DESIGN EQUATIONS
THIS CALCULATION ASSUMES COMPLETE MIXING OF GASES
FUEL THERMAL CONDUCTIVITY VALUES USED
TEMPERATURE (DEG C)          THERMAL CONDUCTIVITY (W/CM-DEG C)
-----
UNRESTRUCTURED FUEL          RESTRUCTURED FUEL
250.          0.05586          0.06060
500.          0.04017          0.04373
750.          0.03171          0.03452
1000.         0.02661          0.02897
1250.         0.02348          0.02555
1500.         0.02167          0.02358
1750.         0.02088          0.02272
2000.         0.02095          0.02279
2250.         0.02179          0.02369
2500.         0.02337          0.02540
2750.         0.02567          0.02789
*****
FLUX DEPRESSION VALUES USED
***** DIAMETER *****
(CM)          (IN)          FLUX RATIO
0.0          0.0          0.9547
0.1236       0.0487          0.9556
0.2470       0.0972          0.9593
0.3710       0.1461          0.9662
0.4950       0.1949          0.9777
0.6500       0.2559          0.9917
0.7420       0.2921          1.0116
0.8660       0.3409          1.0420
0.9040       0.3559          1.0600
*****

```

CASE 1. 1 TEST CASE FOR FREG-1 PIN NUMBER 2 (TYPICAL PWR PIN)

73-07-06 11 HR 22 MINUTE 20 SEC 682

LINEAR HEAT RATING 541.00 W/CM ( 16.49 KW/FT )

TIME IN-REACTOR 0.0 DAYS

BURNUP 0.0 MWD/MTM

0.8222E 14 NV

AVERAGE FLUX IN FUEL 164.63 W/CM2

CLAD OD SURFACE HEAT FLUX 190.49 W/CM2

FUEL SURFACE HEAT FLUX 299.00 DEG C

COOLANT TEMPERATURE 3.07204 W/CM2/DEG C

FILM COEFFICIENT 0.13081 W/CM/DEG C

CLAD THERMAL CONDUCTIVITY 352.59 DEG C

CLAD OD TEMPERATURE 437.31 DEG C

CLAD ID TEMPERATURE 595.45 DEG C

FUEL SURFACE TEMPERATURE

( 0.52189E 06 BTU/HR/FT2 )

( 0.60386E 06 BTU/HR/FT2 )

( 570.20 DEG F )

( 5416.01 BTU/HR/FT2/DEG F )

( 7.56 BTU/HR/FT/DEG F )

( 666.66 DEG F )

( 819.16 DEG F )

( 1103.81 DEG F )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

MELT TEMPERATURE 2790.00 DEG C ( 5054.00 DEG F )

MELT RADIUS 0.0 CM ( 0.0 INCH ) ( 0.0 PERCENT RADIUS )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

GAS RELEASE RATE 0.320606

1723.9 DEG C ( 3135.0 DEG F )

0.008265 CM ( 0.003254 INCH )

0.0 CM ( 0.0 INCH )

0.008265 CM ( 0.003254 INCH )

0.001376 CM ( 0.000542 INCH )

0.001111 CM ( 0.000437 INCH )

0.0 KG/CM2 ( 0.0 PSI )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

FUEL-TO-CLAD GAP CONDUCTANCE 1.194102 W/CM2/CC 2105.2 BTU/HR/FT2/F

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

COMPONENT DUE TO SOLID-SOLID CONTACT 0.0 W/CM2/CC 0.0 BTU/HR/FT2/F 0.0 PERCENT

COMPONENT DUE TO CONDUCTION THROUGH THE GAS 1.186035 W/CM2/CC 2091.0 BTU/HR/FT2/F 99.3 PERCENT

COMPONENT DUE TO RADIANT HEAT TRANSFER 0.008288 W/CM2/CC 14.6 BTU/HR/FT2/F 0.7 PERCENT

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

COMPOSITION OF FILL GAS

0.657827 MOLE FRACTION HELIUM

0.0 MOLE FRACTION ARGON

0.0 MOLE FRACTION HYDROGEN

0.332173 MOLE FRACTION NITROGEN

0.0 MOLE FRACTION KRYPTON

0.0 MOLE FRACTION XENON

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

( )

THERMAL CONDUCTIVITY OF FILL GAS 0.00163897 W/CM/C ( 0.094716 BTU/HR/FT/F )

TEMPERATURE JUMP DISTANCE 0.00027074 CM ( 0.000107 INCH )

INITIAL GAS PRESSURE 4.36 KG/CM2 ( 62.337 PSI )

( )

( )

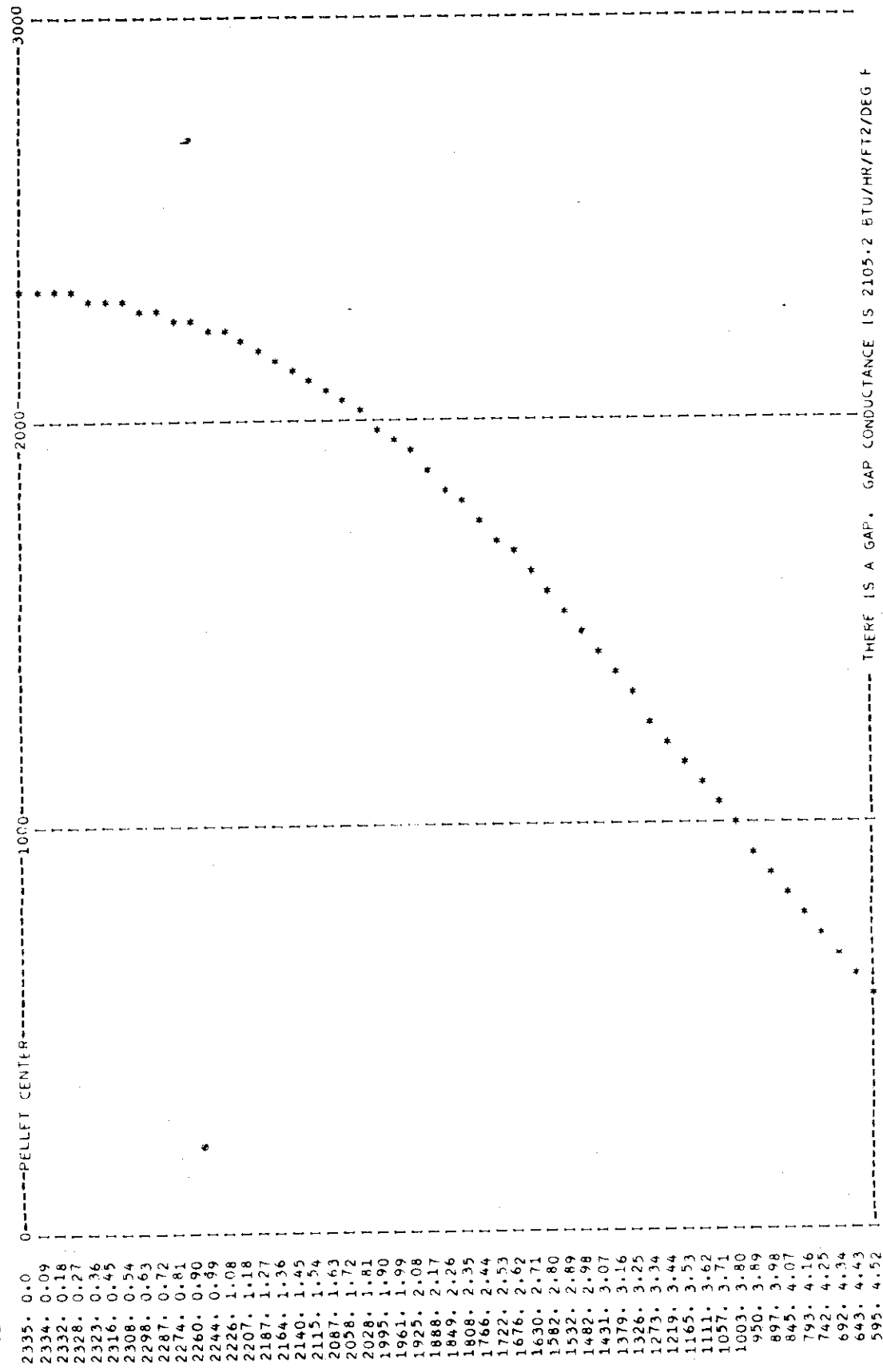
( )

( )

( )

C-5

CASE 1, 1 TEST CASE FOR FREG-1 PIN NUMBER 2 (TYPICAL PWR PIN) 73-07-06 11 HR 22 MINUTE 29 SEC 430 ?



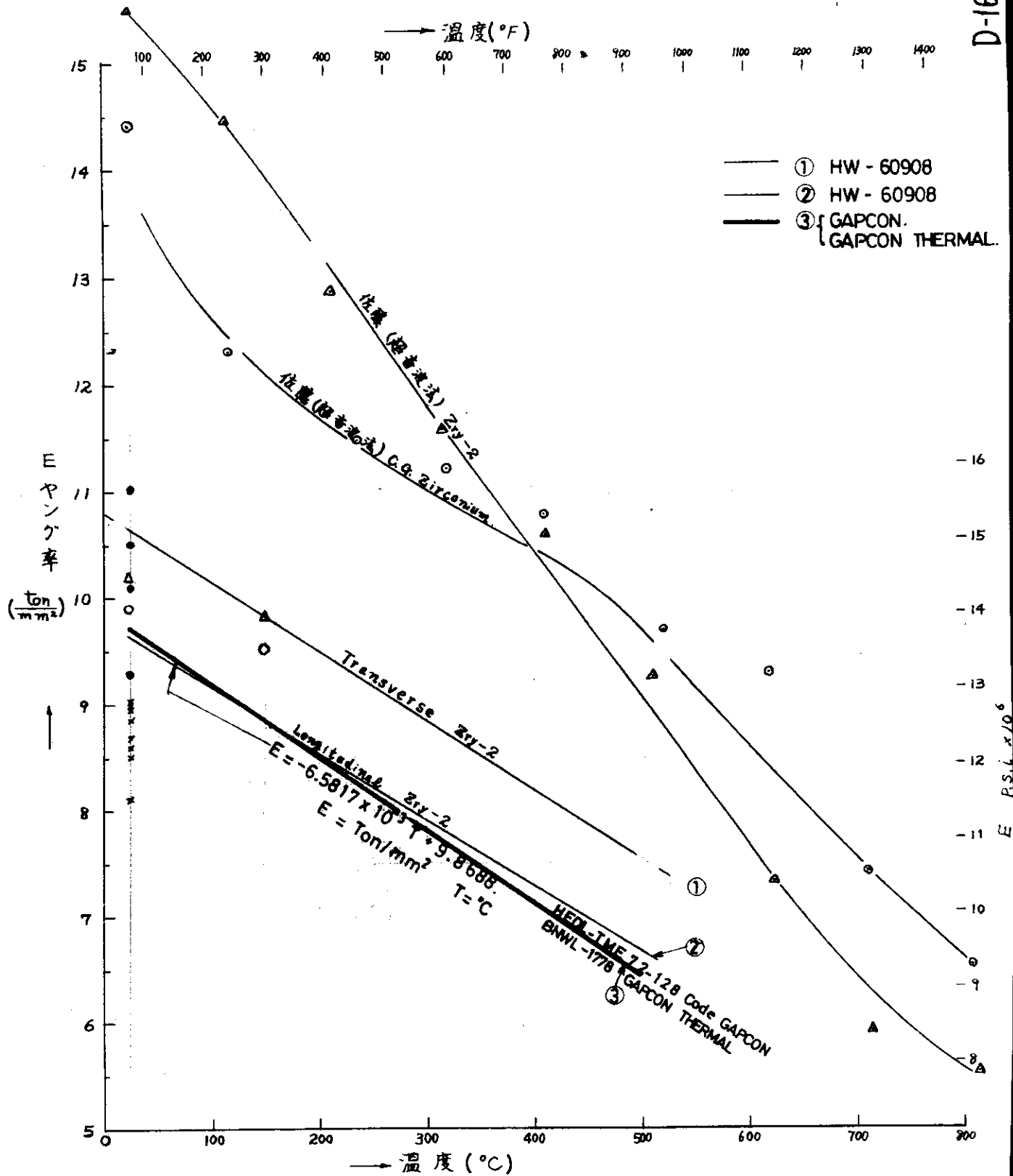
THERE IS A GAP. GAP CONDUCTANCE IS 2105.2 BTU/HR/FT<sup>2</sup>/DEG F

CLAD INNER SURFACE  
CLAD OUTER SURFACE  
COOLANT

437.  
353.  
299.

ジルコニウム合金のヤング率

D-167



HW-60908  
Oct 1959  
Page 58

- Annealed KAPL-M-RLM-16 July 1958  
Δ 25% C.W. BMI-1168 Feb 1957  
○ Annealed BMI-1168 Feb 1957

注・ STRIPE (WAPD-TM-652 P.40) では  
②を用いている。

● JPDR. Test Assy #1用 Zry-2管 (A社 国産) 1/4 Hard  
引張試験 (立合) の stress-strain curveより算出。1964年10月15日。  
Longitudinal direction. Room Temperature. 引張速度 2mm/min。  
リ-2万能試験機 (島津製作所製) 参照図 D-185  
× JPDR. Test Assy #1用 Zry-2管 (B社 国産) 1/4 Hard  
引張試験の stress-strain curveより算出。1965年1月14日  
Longitudinal direction. Room Temperature curveより引張速度 2mm/min  
参照図 C-99

(森島)

D-1

D-167

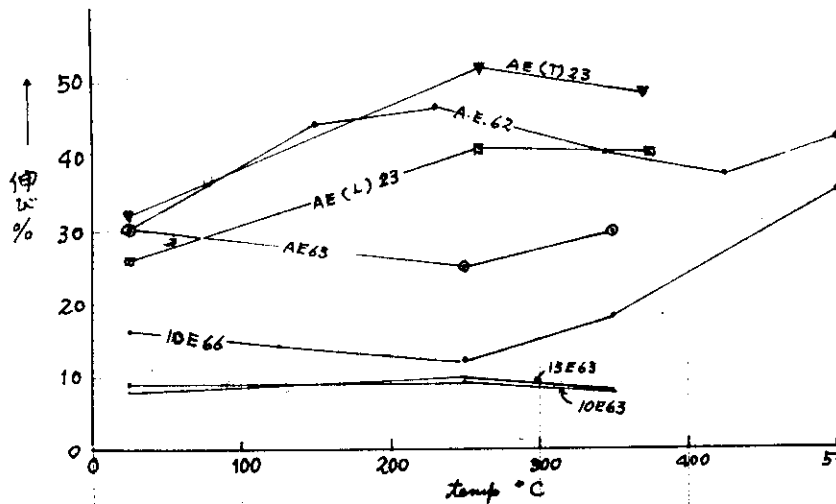


Zry 2 の抗張力、耐力、伸び (HW-60908)

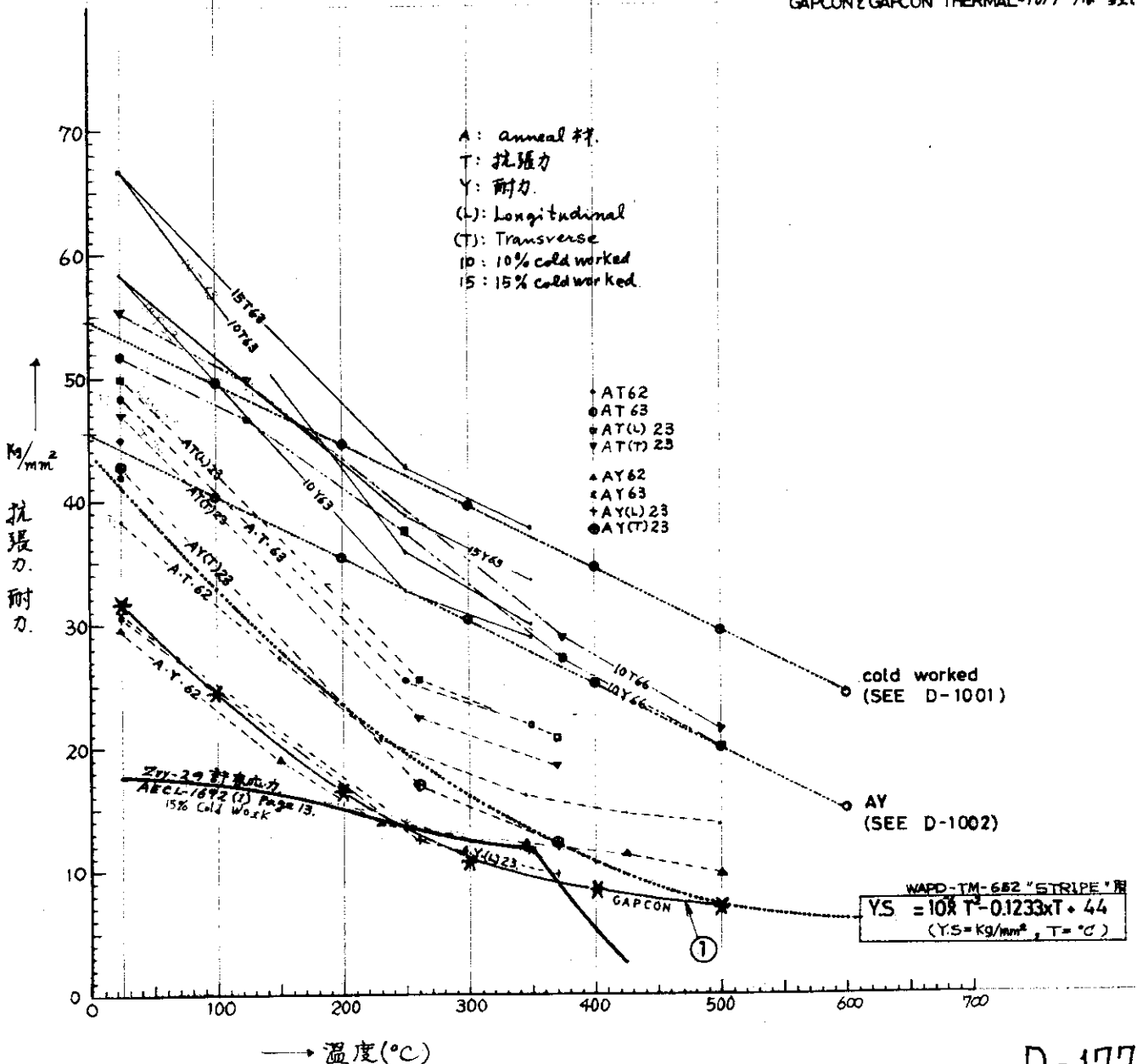
1972.5.16 改.  
1964.9.15.

D-177

- A.E.62
- A.E.63
- A.E(L)23
- ▼ A.E(T)23



- 23. Zirconium Highlights WAPD-ZH-12. Nov. 1958.
- 62. Shober, F.R. et al. The Mechanical Properties of Zr and Zry-2. BMI-1168. Feb. 1957.
- 63. McMullen, W. D. Interim Report on Creep Behavior of Zry-2 and Zry-3. WAPD-TM-132, April, 1957.
- AECL-1692
- 66. Burgess, A.B. and T.G. Edwards. Elevated Temperature Tensile Properties of Zry-2. HW-51722. August 1957.
- GEMP-346(1965)
- ① HEDL-TME 72-128 Code GAPCON. BNWL-1778 p.4-7 GAPCON THERMAL. GAPCONとGAPCON THERMAL-1の7-9は一致している



D-3

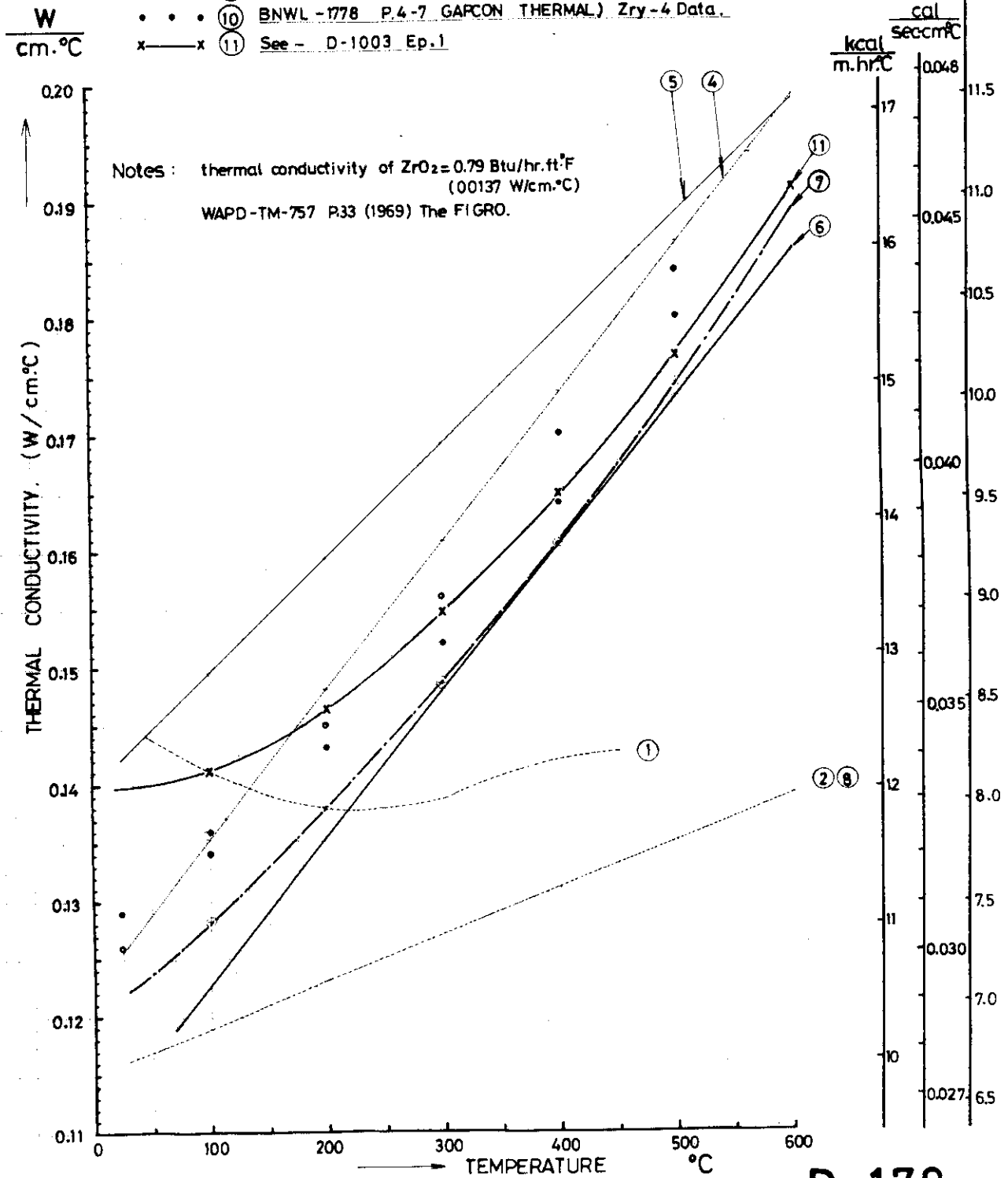
D-177

# Thermal Conductivity of Zircalloy.

D-178

**REFERENCES:**

- ① HW-60908 P. 54.
- ② HW-60908 P. 54.
- ③ ASTM Special Technical Publication No.314 (1962). Added 1966.10.12.
- ④ JAERI-memo 3592 P.77 Added 1970.6.19.  $K_{Zry-4} = 0.010962 \times T + 10.5462$  K: Kcal/m.hr T: °C
- ⑤ WCAP-3269-41 (1965) W.H.(PWR) Designing Data.  $K_{Zry-4}(\text{Btu/ft}\cdot\text{hr}\cdot^\circ\text{F}) = 0.00316 \times T(^\circ\text{F}) + 7.97$
- ⑥ WAPD-TM-652 STRIPE(LWBR Development Program) P.34. (Zry-4 Irradiation Data.)  
 $K_{Zry-4} = 1.26 \times 10^{-5} \times T(^\circ\text{C}) + 0.1102$  K: W/cm·°C
- ⑦ WAPD-TM-757 FIGRO P.7 EQ.1  
 $K(\text{Irradiated, Btu/hr}\cdot\text{ft}\cdot^\circ\text{F}) = 0.95\{(7.23 + (2.4 \times 10^{-3}) \times T(^\circ\text{F})) + (1.3 \times 10^{-6}) \times T^2\}$
- ⑧ HEDL-TME72-128 (P-8-7) Code GAPCON. = ② HW-60908 P.54.
- ⑨ BNWL-1778 P.4-7 (GAPCON THERMAL) Zry-2 Data.
- ⑩ BNWL-1778 P.4-7 (GAPCON THERMAL) Zry-4 Data.
- ⑪ See - D-1003 Ep.1



D-178



# Thermal Stress (Hoop Stress) vs Linear Heat Rating on the Outer Surface of Zry Cladding with Parameter of OD/ID Ratio.

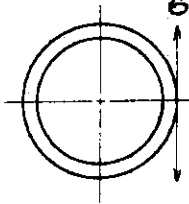
REFER : D-186

$\sigma_{\theta}$  : Tangential Thermal Stress on the Outer Surface of Zry-2 Cladding.  
 $k$  : Thermal Conductivity of Zry-2. 11 Kcal/m.hr.c = 0.128 w/cm.c SEE D-178 (JAERI memo 1764 P 55)  
 $\nu$  : Poisson's Ratio of Zry-2. 0.42 (GEAP-3767 P.54) SEE D-481  
 $\alpha$  : Thermal Expansion Coefficients of Zry-2.  $6.5 \times 10^{-6}$  /c SEE D-169  
 $E$  : Young's Modulus of Zry-2.  $8 \times 10^5$  kg/cm<sup>2</sup> SEE D-167  
 $a$  :  $d_o/d_i$  (Outer Dia./ Inner Dia. Ratio)  
 $d_o$  : Outer Diameter of Cladding. cm  
 $d_i$  : Inner Diameter of Cladding. cm  
 $t$  : Thickness of Cladding. cm  
 $H$  : Linear Heat Rate. w/cm  
 $\phi$  : Power Density of Pellet. w/cm<sup>2</sup>

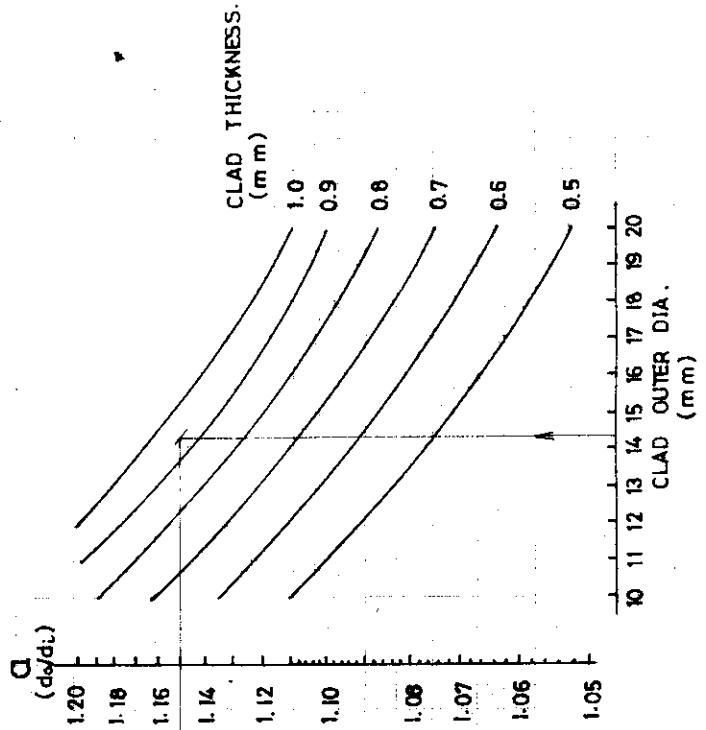
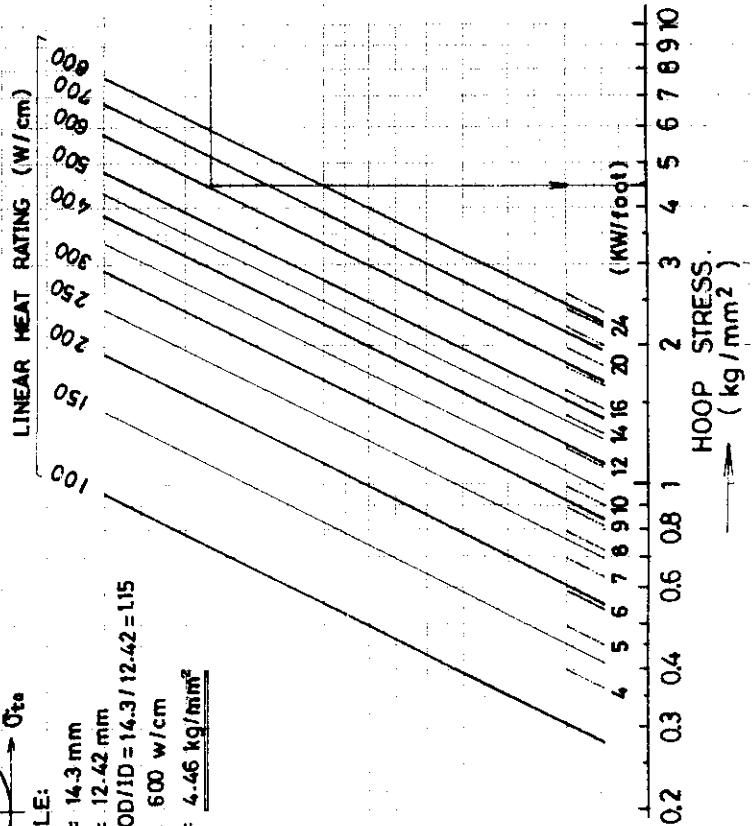
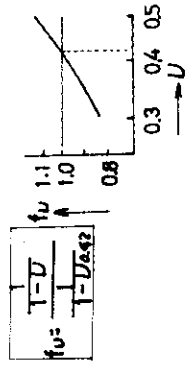
$$\sigma_{\theta} = \frac{E \cdot \alpha}{16 \cdot k (1-\nu)} \cdot \phi \cdot d_i^2 \left(1 - \frac{2}{a^2} - 1\right) \ln a$$

$$= \frac{E \cdot \alpha}{4 \cdot k (1-\nu)} \cdot \phi \cdot d_o \left(1 - \frac{2}{a^2} - 1\right) \ln a$$

$$= \frac{E \cdot \alpha}{4 \cdot k (1-\nu)} \cdot \frac{H}{\pi} \cdot \left(1 - \frac{2}{a^2} - 1\right) \ln a$$



**EXAMPLE:**  
 OD = 14.3 mm  
 ID = 12.42 mm  
 $a = OD/ID = 14.3/12.42 = 1.15$   
 $H = 600$  w/cm  
 $\sigma_{\theta} = 4.46$  kg/mm<sup>2</sup>



# Thermal Stress (circumferential) vs Linear Heat Rating on the inner Surface of Zry Cladding with Parameter of OD/ID Ratio.

REFER: D-186

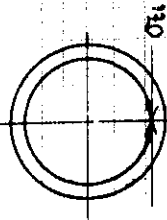
See: Temperature Thermal Stress on the inner Surface of Zry-2 Cladding. SEE D-178 (JAERI memo 1764 P.55)  
 Thermal Conductivity of Zry-2. 11 kcal/m.hr.c=0.128 w/cm SEE D-481  
 Poisson's Ratio of Zry-2. 0.42 (GEAP-3767 p.54) SEE D-169  
 Thermal Expansion Coefficients of Zry-2.  $6.5 \times 10^{-6}$  /c SEE D-167  
 Young's Modulus of Zry-2.  $8 \times 10^5$  kg/cm<sup>2</sup>

$\alpha$ :  $d_o/d_i$  (Outer Dia./Inner Dia. Ratio)  
 $d_o$ : Outer Diameter of Cladding. cm  
 $d_i$ : Inner Diameter of Cladding. cm  
 $t$ : Thickness of Cladding. cm  
 $H$ : Linear Heat Rate. w/cm  
 $\phi$ : Power Density of Pellet. w/cm<sup>2</sup>

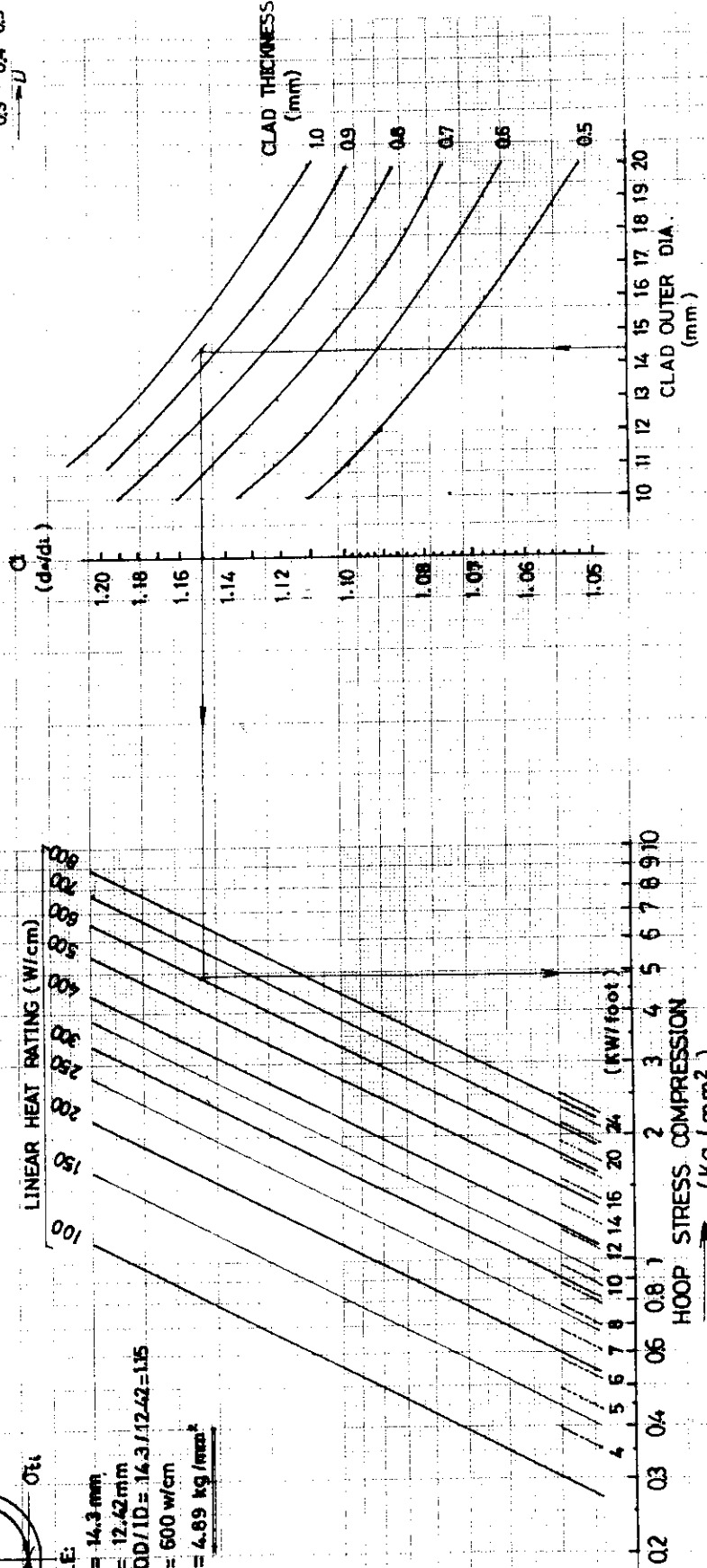
$$\sigma_{ti} = \frac{E \cdot \alpha}{16 \cdot R \cdot (1 - \nu)} \cdot \phi \cdot d_i^2 \left(1 - \frac{2\alpha^2}{\alpha^2 - 1}\right) \ln \alpha$$

$$= \frac{E \cdot \alpha}{4 \cdot R \cdot (1 - \nu)} \cdot \phi \cdot d_o \left(1 - \frac{2\alpha^2}{\alpha^2 - 1}\right) \ln \alpha$$

$$= \frac{E \cdot \alpha}{4 \cdot R \cdot (1 - \nu)} \cdot \frac{H}{R} \cdot \left(1 - \frac{2\alpha^2}{\alpha^2 - 1}\right) \ln \alpha$$



EXAMPLE:  
 OD = 14.3 mm  
 ID = 12.42 mm  
 $\alpha = OD/ID = 14.3/12.42 = 1.15$   
 $H = 600$  w/cm  
 $\sigma_{ti} = 4.89$  kg/mm<sup>2</sup>



# Temperature Drop Through Zry Cladding vs Linear Heat Rating with Parameter of OD/ID Ratio.

$$\Delta T = \frac{T_1 \cdot r_1 \cdot \ln \frac{r_2}{r_1}}{2 \cdot R} \cdot \ln \frac{r_2}{r_1}$$

$$= \frac{\phi_1 \cdot D_1 \cdot \ln a}{2 \cdot R}$$

$$= \frac{\phi_2 \cdot D_2 \cdot \ln a}{2 \cdot R}$$

$$= \frac{H}{2 \cdot R \cdot J} \cdot \ln a$$

$\Delta T$  : Temperature Difference of Clad Inner and Outer Surface.

$r_1$  : Inner Radius of Cladding. cm

$r_2$  : Outer Radius of Cladding. cm

$\phi$  : Power Density of Pellet. w/cm<sup>2</sup>

$k$  : Thermal Conductivity of Zry-2. 11 kcal/m.hr.°C = 0.128 w/cm.°C SEE D-178

(JAERI memo 1054 P.27 . JAERI memo 1764 P.55)

$D_1$  : Inner Diameter of Cladding.  $D_1 = 2r_1$ . cm

$D_2$  : Outer Diameter of Cladding.  $D_2 = 2r_2$ . cm

$a$  :  $r_2/r_1 = D_2/D_1$

$\phi_1$  : Heat Flux of Cladding Inner Surface. w/cm<sup>2</sup>

$\phi_2$  : Heat Flux of Cladding Outer Surface. w/cm<sup>2</sup>

$H$  : Linear Heat Rate. w/cm

## EXAMPLE:

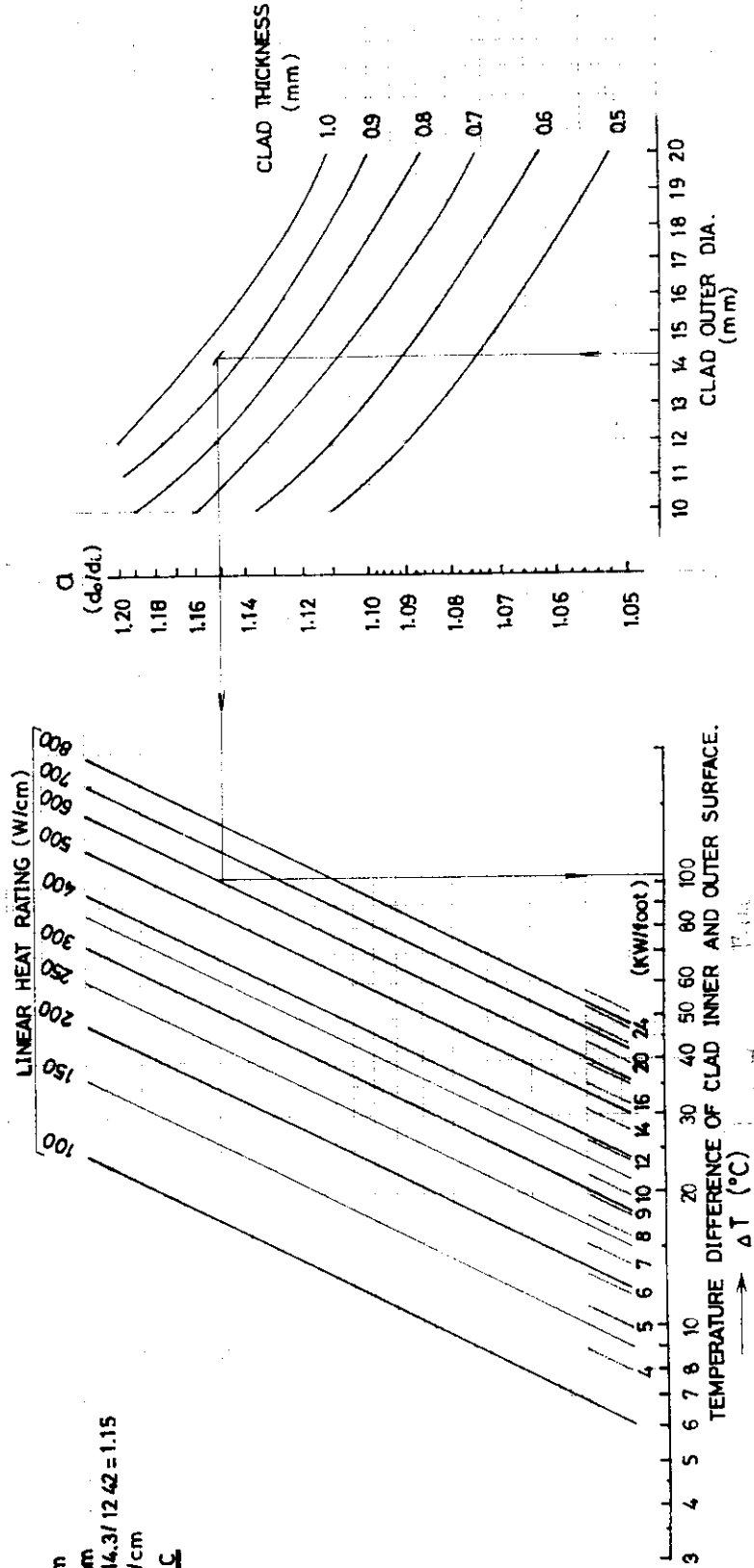
OD = 14.3 mm

ID = 12.42 mm

$a = OD/ID = 14.3/12.42 = 1.15$

$H = 600$  w/cm

$\Delta T = 104.3$  °C



# POISSON'S RATIO OF ZIRCONIUM ALLOY

1 BUREAU OF MINES ZIRCONIUM ( ASTM Special Technical Publication No. 314 (1962)

- △ WAPD
- × ○ BMI
- KAPL

2 HEDL-TME 72 - 128 Code GAPCON p.B-7, BNWL-1778 code GAPCON THERMAL.

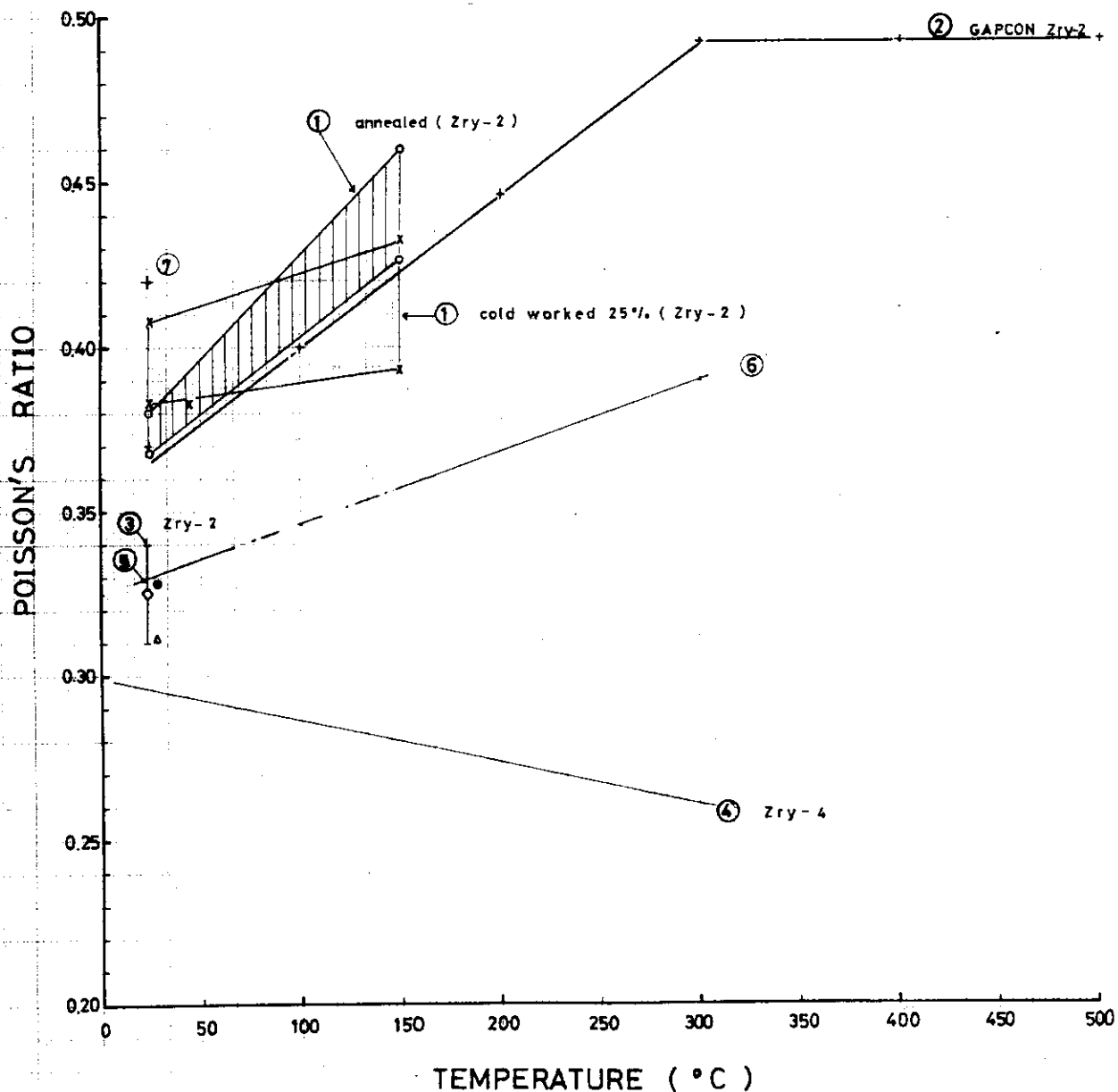
3 WAPD-BT-10(1958) R.E.Johnson 0.325 ± 0.015 ( at R.T. )

4 WCAP-3269-41 (1965) p. 17  $\nu_{Zry-4} = 0.301 - 7.03 \times 10^{-5} T (^{\circ}F)$

5 WAPD-TM-652 Code STRIPE p.37 0.325 ( at R.T. ) ( from AECL-2143, Nov' 1964 )

6  $\nu = 0.325(1 + 6.59 \times 10^{-4} T (^{\circ}C))$

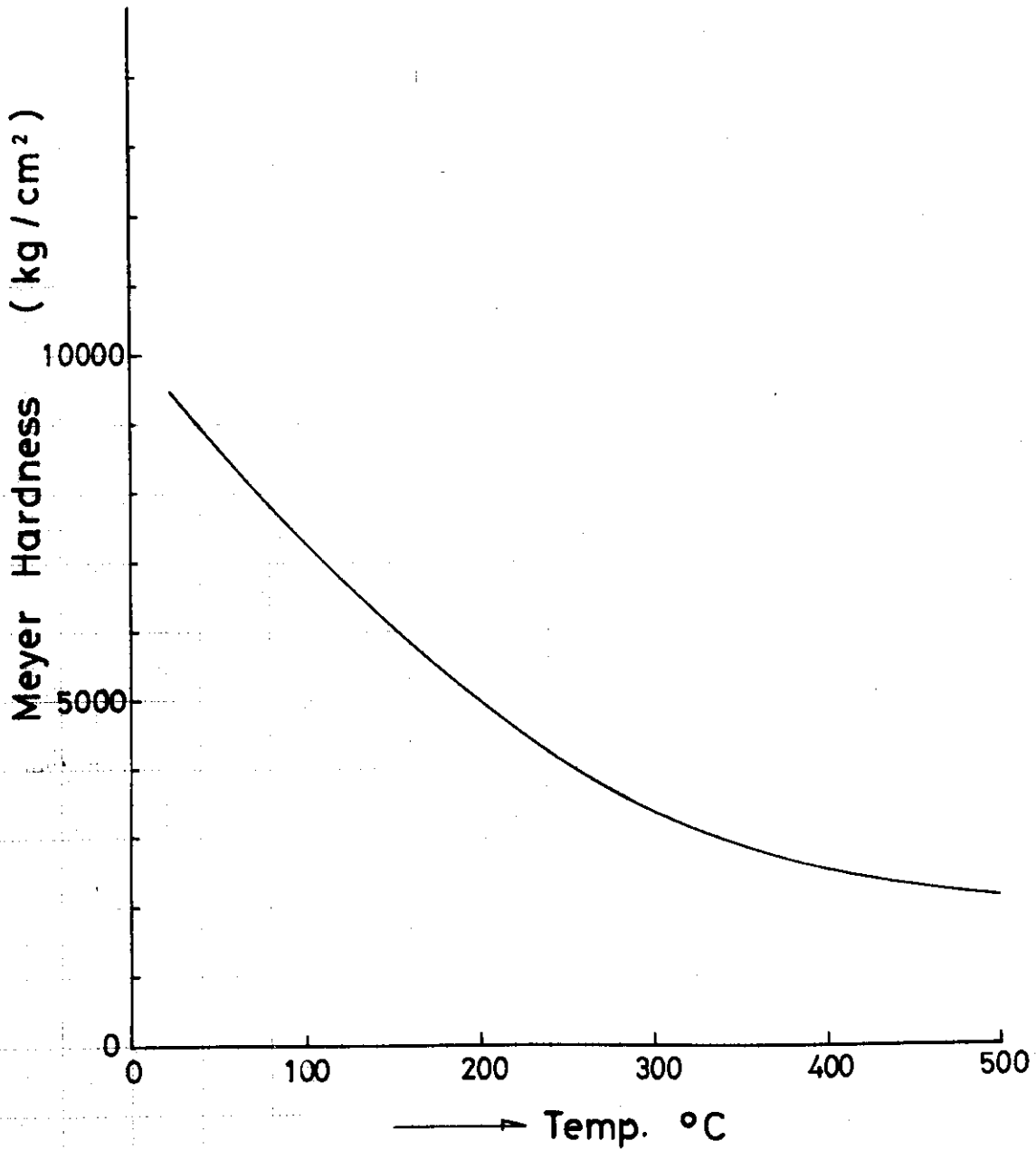
7  $\nu = 0.42$  for JPDR Design Report GEAP 3767 P.54



D-8  
49

# Zircaloy-2 Meyer Hardness

HEDL - TM72 -128 Code GAPCON.  
BNWL-1778 Code GAPCON THERMAL.



D-9

-50-

D-925

