

PNC SN372 85-17

本資料は2002年 7 月 9 日付で  
登録区分変更する。 [技術展開部技術協力課]

分置

新型転換炉ふげん発電所  
原子炉設置変更許可申請書  
参考資料(105部会)

昭和 60 年 9 月

動力炉・核燃料開発事業団

この資料は動燃事業団の開発業務を進めるため限られた関係者だけに配布するものです。したがってその取扱いには充分注意を払って下さい。なお、この資料の供覧、複製、転載引用等には事業団の承認が必要です。

本資料は、昭和49年 9月 9日に作成した資料を、今回技術資料として登録したものである。

## 新型転換炉原型炉。参考資料目次

資 料 内 容	頁	参考資料番号
0. 新型転換炉原型炉原子炉設置変更許可申請の概要		
0.1 原子炉設置変更許可申請の概要	0- 1	105-1
0.2 設備・機器主要変更事項	0- 2	105-2
1. 燃 料		
1.1 燃料設計の基本	1- 1	105-5
1.2 燃料の熱計算および計算コードについて	1- 13	105-39
1.3 安全解析に用いるギャップコンダクタンスの値について	1- 64	105-49-付1
1.4 プルトニウム燃料の物性値等	1- 72	105-43
1.5 燃料集合体の構造	1- 80	105-44
1.6 ATR燃料の照射計画	1-103	105-47 105-43
1.7 ATR燃料の Bowing 対策	1-111	105-47 105-56 105-47-追1
1.8 燃料設計の手法とモデル等について	1-116	105-60
1.9 ATR燃料設計の骨子	1-219	105-61
2. 原子炉本体		
2.1 カランドリア管の変更について	2- 1	105-7
2.2 カランドリア管先端部のしぼり部の強度評価	2- 7	105-34
2.3 圧力管の健全性評価	2- 11	105-35 105-47-追1 105-42 105-47
3. 燃料取扱		
3.1 燃料取扱および貯蔵施設の変更について	3- 1	105-9
3.2 燃料移送系について	3- 4	105-36
4. 原子炉冷却系		
4.1 一次冷却系の変更について	4- 1	105-8
4.2 蒸気ドラム材質変更について	4- 4	105-3
4.3 再循環系仕切弁について	4- 6	105-46
4.4 炉水の水質について	4- 9	105-37



資 料 内 容	頁	参考資料番号
5. 原子炉補助系		
5.1 重水系の変更について	5- 1	105-6 105-12
5.2 ヘリウム系の変更について	5- 13	105-13
5.3 ヘリウム循環系の改良案について	5- 18	105-13-付1
5.4 炭酸ガス系の変更について	5- 50	105-25
5.5 隔離冷却系の変更について	5- 53	105-10-訂1
5.6 余熱除去系熱交換器の材質変更について	5- 57	105-11
5.7 原子炉補機冷却系の変更について	5- 58	105-14
6. 原子炉格納施設，換気設備		
6.1 格納容器空気再循環系等の変更について	6- 1	105-24
6.2 換気系の変更について	6- 3	105-26 105-18-追1
7. 計測制御，電気設備		
7.1 スクラム信号の追加について	7- 1	105-20 105-62
7.2 変圧器容量の変更について	7- 2	105-28
7.3 非常用電源設備ディーゼル発電機容量の変更について	7- 3	105-27
7.4 直流電源回路の変更について	7- 6	105-19
8. 核熱設計および動特性		
8.1 炉心設計について	8- 1	105-4 105-33 105-48
8.2 大洗工学センターにおける伝熱流動試験研究の成果	8- 14	105-21-付1
8.3 「ふげん」燃料体バーンアウトに及ぼすスペーサ間隔の影響について	8- 29	105-21
8.4 「ふげん」燃料体バーンアウトに及ぼすロッド異常配列の影響について	8- 42	105-22
8.5 「ふげん」燃料体バーンアウトに及ぼす燃料体偏心の影響について	8- 62	105-23
8.6 プラント動特性解析について	8- 77	105-31

資 料 内 容	頁	参考資料番号
9. 平常時および事故時の被ばく線量評価		
9.1 気体廃棄物による被ばく線量	9- 1	105-18-訂1 105-18-訂1-付 105-18-訂1-追3 105-15 105-15-追1 105-15-付1 105-15-付2
9.2 液体廃棄物による被ばく線量	9-106	105-18-訂1 105-18-訂1-付 105-18-訂1-追3 105-40
9.3 放射線管理およびしゃへいについて	9-120	105-38 105-45
9.4 事故時被ばく評価	9-125	105-41 105-32-訂1 105-45 105-50
9.5 付 録	9-145	105-18-訂1 105-29 105-18-訂1-追1 105-18-訂1-追2 105-16 105-17 105-30 105-38 105-18-訂1-付
10. ECCS		
10.1 ふげんECCS解析条件	10- 1	105-53
10.2 ECCS解析について	10- 12	105-49
10.3 新基準との対比について	10- 23	105-53-付1
10.4 安全解析と実験について	10- 29	105-59
10.5 安全性解析コード SENHOR-II	10- 32	105-51

資 料 内 容	頁	参考資料番号
1 0 6 大洗安全性実験と SENHORコードによる解析の比較 (下降管破断実験)	10- 68	105-52
1 0 7 SENHORコードの妥当性の補足説明	10- 78	105-58
1 0 8 LOCA時における燃料の swelling と ballooning についての検討	10- 86	105-55
1 0 9 冷却材そり失時における燃料被覆管の Ballooning に関する評価	10-101	105-57-訂1
1 0 1 0 再冠水時熱伝達係数等について	10-144	105-57-訂1-付1
1 0 1 1 破断検出信号などについて	10-158	105-54
1 1 そ の 他		
1 1 1 参考資料一覧表	11- 1	

0. 新型転換炉原型炉原子炉設置変更許可申請の概要

## 0.1 原子炉設置変更許可申請の概要

### 1 変更の概要

- 1) 熱水力特性については試験研究にもとずき、燃料集合体内の出力分布を平坦化し、熱的余裕度を高めるために、燃料体について、ウラン・プルトニウム混合二酸化物のプルトニウム混合比を2種類とする。
- 2) 非常用冷却設備のうち、隔離冷却系のポンプの駆動方式を、蒸気タービン駆動方式から、電動機駆動方式に変更する。  
これにともない非常用ディーゼル発電機の容量を増加する。
- 3) 放射性廃棄物の廃棄設備のうち、気体廃棄物の廃棄設備の処理能力の一部を希ガス放出量の一層の低減のため、次のとおり変更する。
  - イ) ガス減衰タンクによる圧縮貯蔵方式を活性炭式希ガスホールドアップ装置とする。
  - ロ) タービングランド蒸気系の減衰管を延長する。
- 4) その他冷却材再循環系設備、原子炉格納容器空気再循環設備および重水系設備の仕様を一部変更する。

## 0.2 設備・機器主要変更事項

設備・機器名	変更事項
1. 原子炉本体 カランドリア管	<p>内径 約150mm → 約156mm            肉厚 1.5mm → 1.9mm</p> <p>炉心特性（ボイド反応度）改善のため直径を増して減速材量を減らし、また通産省技術基準に従った座屈強度安全率を与えるために肉厚を増した。</p>
2. 冷却材再循環系 蒸気ドラム	<p>本体材質 低合金鋼 → 炭素鋼</p> <p>蒸気ドラムは中性子照射による靱性の低下を考慮する必要がないこと、および密集したノズル群をもつので溶接作業性、品質管理の容易さなどの観点から容器としての製造実績の多い材料を選択するのが合理的であること、の両面から、原子力発電用炭素鋼圧延鋼板を採用した。</p>
3. 重水系 重水循環ポンプ	<p>容量 約750 m<sup>3</sup>/h/台 → 約660 m<sup>3</sup>/h/台</p> <p>カランドリアタンク胴板のγ線発熱に対して、外面からのしゃへい冷却水による冷却で十分な除熱ができるので、内面からの重水による冷却を止めたため、その分の重水流量が減少できた。</p>
4. ヘリウム系	<p>Heガス循環方式を送風機方式から重水巻込み方式に変更する。</p> <p>カランドリアタンクから流出する重水の高落差を利用してHeガスを巻込み、循環力を得る。</p>
5. 隔離冷却系	<p>ポンプ駆動方式 蒸気タービン → 電動機</p> <p>タービン駆動方式は昭和47年11月に米国GE社が日本国特許を取得したため、ATR原型炉に本方式を</p>

設備・機器名	変更事項
<p>6. 原子炉格納施設補助 設備 格納容器空気再循環系</p>	<p>採用することが困難となった。 本電動機は外部電源喪失時に、ディーゼル電源から受電する。</p> <p>空気再循環量 約 <math>1.3 \times 10^5</math> → 約 <math>0.8 \times 10^5</math> Nm<sup>3</sup>/h / 台 送風機台数 2 → 3</p> <p>格納容器内放熱量が詳細設計の結果、当初の 2,100 Mcal/h から 2,700 Mcal/h に増加した。これによる機器の大型化を防ぐために、台数を分割し、また送風機吹出温度を 12℃ から 5℃ に下げ、所要風量の低減を計った。</p>
<p>7. 非常用電源設備 ディーゼル発電機設備</p>	<p>機関定格容量 約 5800 PS → 約 8800 PS 発電機定格容量 5000 KVA → 6000 KVA 主な負荷 隔離冷却系ポンプ追加</p>

# 1. 燃 料



## 1.1 燃料設計の基本

## 1. ATR燃料の概要

## 1-1 燃料仕様

新型転換炉(ATR)燃料のうち、主として原子炉からのエネルギー発生に寄与する標準燃料には、二酸化ウラン・ペレットおよびプルトニウム・ウラン混合酸化物ペレットを使用し、これらは、初装荷燃料として、それぞれ128体と96体が予定されている。プルトニウム・ウラン混合酸化物燃料は、二酸化ウラン燃料と比較して、製造に係わるdetailな点を除くと設計上は二酸化ウラン燃料とほとんど同じと考えられるので、基本的には両者とも同一構造・寸法のものとして、つぎの主要仕様が決定されている。(なお、本文中\*印は検討中の項目である。)

## 1) 燃料物質

二酸化ウラン( $UO_2$ ): 1.5%濃縮ウランおよび

プルトニウム混合酸化物( $PuO_2+UO_2$ ): 0.55%および0.8% fissile プルトニウム  
+天然ウラン

## 2) ペレット

外径	14.4 mm
高さ	1.8 mm (*)
形状	両端球面ドイツユおよびチャンファ付き (*)
密度	95% T.D.

## 3) 燃料被覆管

材質	Zry-2	
寸法	外径	16.46 mm
	内径	14.70 mm
	最小肉厚	0.80 mm

## 4) スペーサ

材質	インコネル
配列	28本ロッド・クラスタ

## スペーサ基本寸法

外層リング中心径	95.14 $\phi$ mm
中間層リング中心径	59.10 $\phi$ mm
内層リング中心径	26.43 $\phi$ mm

## 5) スペーサ・支持管

材 質	Zry-2
本 数	4本(長さ方向に13本連結したもの)
寸 法	{ 外 径            9 mm 内 径            6 mm 肉 厚            1.5 mm

## 6) 燃料集合体

全 長	4,388 mm
有効長	3,700 mm
直径(燃料要素部)	1,116 mm
重 量	~230 Kg
燃料タイ・ロッド	中間燃料要素の8本
スペーサ数	12個/集合体

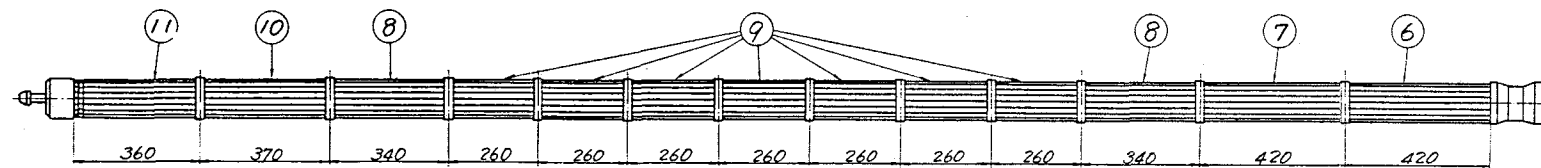
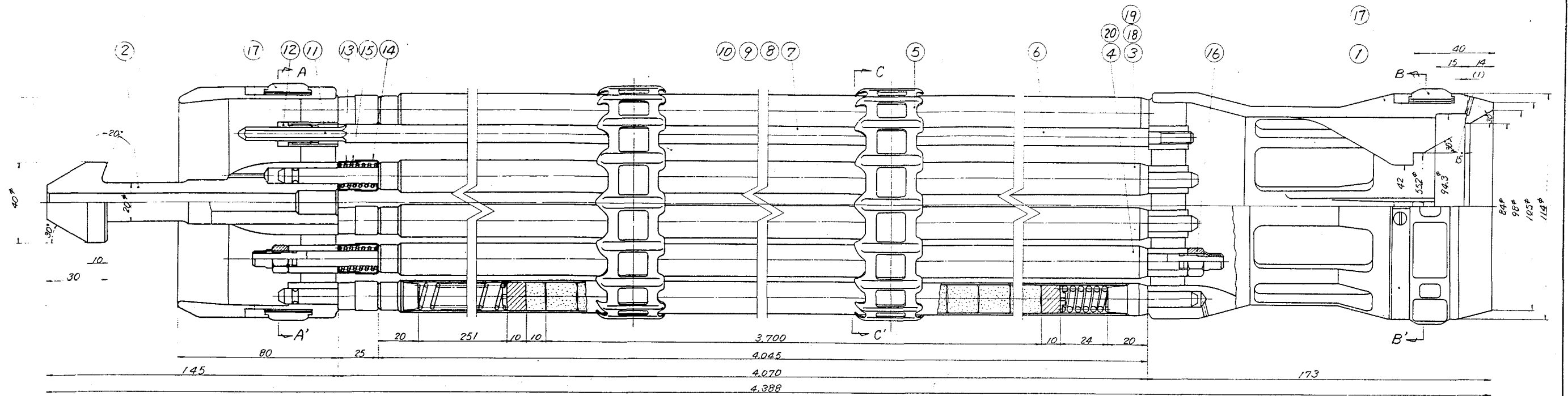
## 1-2 集合体構造

### 1) 標準燃料

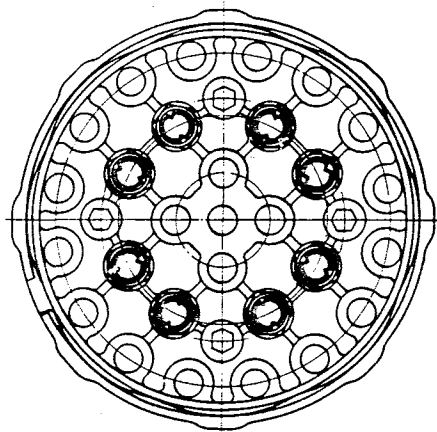
燃料集合体は、28本の燃料要素(ロッド)から構成され、これらの燃料要素は、長さ方向に12個のインコネル製スペーサによつて燃料要素ギャップが設定値を保つようにされており、上・下のステンレス鋼製タイ・プレートによつて集合体に組立てられている。

上・下のタイ・プレートの円周上には、燃料集合体を圧力管内の使用中の所定位置での振動をできるだけ減衰させるとともに、圧力管への集合体装荷を円滑にするため、ピストン・リング型の集合体案内バネが取付けられている。燃料集合体は、圧力管内においては下部遮蔽プラグによつて支持されるので、集合体下部には同プラグとのコレット方式による結合ハウジング(housing)が設けられており、また、集合体上部にはハンドリング用の吊り金具が取付けられており、これらを標準燃料集合体組立図に示す。

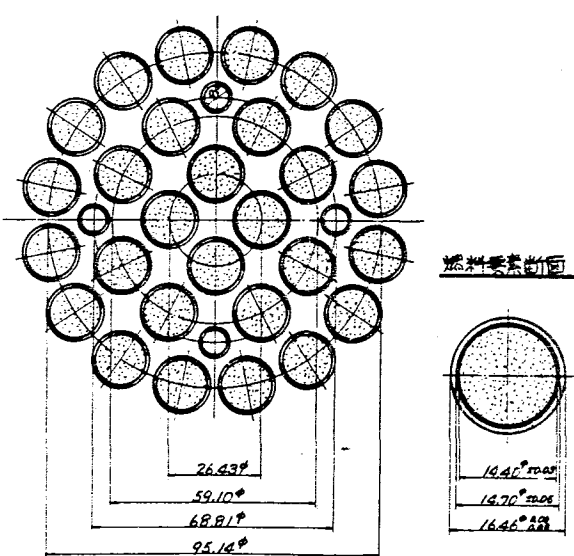
第 1.1-1 図 燃料集合体組立図



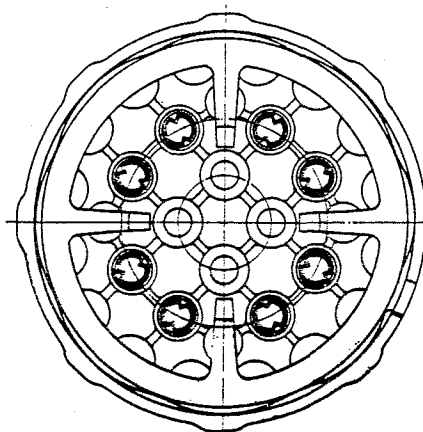
A-A'断面



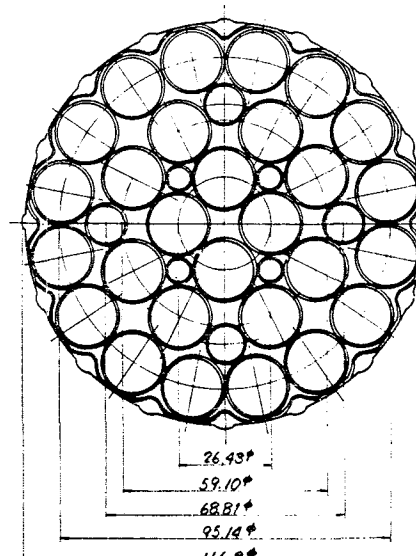
中央部断面図



B-B'断面



C-C'断面



8	20	ダイヤド燃料要素	0.8%Pu
16	19	燃料要素(外層)	0.8%Pu
4	18	燃料要素(内層)	0.8%Pu
2	2	案内バネ	SUS-304
16	16	ロックナット	SUS-304
28	28	スプリングカバー(B)	
28	28	スプリングカバー(A)	SUS-304
28	28	ロッドスプリング	1.5%Pu
4	4	スペーサ	SUS-304
4	4	スペーサ	Zry-2
4	4	スペーサ	(B-4)
28	28	スペーサ	(B-3)
8	8	スペーサ	(B-2)
4	4	スペーサ	(B-1)
4	4	スペーサ	Zry-2
12	12	スペーサ	1.5%Pu
8	4	ダイヤド燃料要素	1.5%Pu
20	3	燃料要素	1.5%Pu
1	1	上部ダイヤド組立	SUS-304
1	1	下部ダイヤド組立	SUS-304

図名	図番	図名	図番
燃料集合体組立図	ATR-M-812-1	動力炉・核燃料開発事業団	

## 2. ATR燃料設計の基準等

### 2-1 設計基準

炉心および燃料の設計基準は、プラント機器、核計装、原子炉保護系等と相まつて、通常の運転時および単一の誤操作あるいは誤動作によつて生じる過渡状態（up-set condition）においても燃料破損が生じないようにすることである。ここでいう燃料破損とは、核分裂生成物の放出を伴うような燃料被覆材の破損を意味し、これを引き起す機構は次の通りである。

#### 1) 冷却不十分のために生ずる被覆材の過熱

設計上は核沸騰から遷移沸騰への移行が始まる限界熱流束（CHF）を保守的に、この破損限界とみなす。

#### 2) 燃料ペレットの相対的膨脹によつて生ずる歪みのための被覆の割れ

ジルカロイ製被覆材では1%塑性歪みがこの破損限界であるとみなす。

実際の燃料設計にあつては、1)および2)に対して余裕をみて、次のような基準によつて設計を行なつている。

#### 2-1-1 熱設計基準

1) 限界熱流束（CHF）に関しては、HTL（14MWの伝熱ループ）のデータに基づく関係式を用い、定格出力状態でのこのCHFと熱流束との比（CHF<sub>R</sub>）が炉心内のいかなる点でも1.9以上であること。

2) 通常の運転時および前述の過渡状態においてもペレットの中心温度は溶融点以下であること。

#### 2-1-2 機械設計基準

1) 燃焼寿命末期においても、燃料被覆材の円周方向塑性歪は1%を越えないこと

2) 被覆材は、ペレットによる支持および内圧を無視しても通常の運転状態および前述の過渡状態において外圧に耐え挫屈を起さないこと

また、外圧を無視しても被覆材は通常の運転状態および前述の過渡状態においてFPガス等による内圧により破裂しないこと

3) 通常の運転状態および前述の過渡状態において、照射効果、腐食、変動荷重等の燃料寿命に与る影響を考慮しても、被覆材の著しい損傷、燃料要素に過度の振動ないしはフレッキング腐食等を生じないようにすること

4) 被覆材の応力は、ASME Sec.Ⅲに準拠して、解析および応力の分類を行ない、その結果が2-1-3に述べる基準を充たしていること

5) 通常の運転状態および後述の過渡状態において予想される出力変動のもとで被覆材は疲労破壊を起さないこと

2-1-3 許容応力強さと応力基準

許容応力を  $S_m$  として up-set condition を含めて、つぎのとおりとする。

Primary Membrane Stress ( $S_m$ )	$\leq$	$S_m$
Primary Membrane Plus Bending Stress Intensity ( $P_L + P_b$ )	$\leq$	1.5 $S_m$
Primary Plus Secondary Stress Intensity ( $P_L + P_b + Q$ )	$\leq$	3 $S_m$

なお、 $S_m$  の値は  $\frac{2}{3} \sigma_y$  または  $\frac{1}{2} \sigma_u$  の小さい方の値をとる。

(1) 許容応力強さの設定について

(a)  $S_m$  として  $\frac{2}{3} \sigma_y$  と  $\frac{1}{2} \sigma_u$  の小さい方の値を採るのは、 $\sigma_y$  を基準にすることを implicit に認めたい。え、ジルカロイ製燃料被覆材の場合には、 $\frac{1}{2} \sigma_u$  が  $\frac{2}{3} \sigma_y$  に見合った値になっていること。

(b) ASME Section III の基準は、その対象となる構造形状および材料の適用範囲が広いのに対して、燃料被覆管は簡単な形状のものであり、運転中にかかる荷重が適切に安全側に評価でき、かつ圧力容器等の複雑な形状のものについての解析に較べて、より明確な解析ができること。また、燃料被覆材は、その機械的特性および欠陥検査も含めて品質管理が十分になされること。

(c) 圧力容器は、その主機能の上に燃料破損に対する二次的格納でもあるのに対して、燃料被覆の破損はそれのみでは破局的事態には至らないこと。

(2) Up-Set Condition の条件と燃料設計について

(a) Operating Conditions

Conditions	出力(%)	圧力 (Kg/cm <sup>2</sup> a)	事 例
Normal	100	7.2	定 格 運 転
Up-Set (圧力高)	103	8.2	タービントリップ(バイパス弁不作動)*①
Up-Set (出力高)	114	7.3.2	出力運転中制御棒引抜き *②

\*① タービンが定格蒸気流量で運転されている時に主蒸気加減弁が急閉鎖され、かつタービンバイパス弁が不作動のときで、原子炉は蒸気ドラム圧力高でスクラムされる。

\*② 原子炉の定格出力運転中に制御棒を引抜く際には、制御棒引抜きブロック機構により114%以上の出力の上昇が阻止される。

(b) 燃料設計に当つては、定格条件のもとで、燃料要素の性能について時間依存の挙動を解析し、さらに燃料温度、弾性応力、挫屈については、燃焼各段階で、上表に示す Up-Set Condition を含む Operating Condition のもとでも評価し、設計基準を満足していることを確認する。

また、疲労については、Up-Set Condition をも含めて予想される原子炉運転サイクルを考慮して評価をする。

## 2-2 設計条件

### 2-2-1 プラント側

- 1) 集合体発熱量 (MW) 3.93
- 2) 冷却材流量 (Kg/sec) 8.6
- 3) 冷却材入口温度 (°C) 279
- 4) 冷却材出口温度 (°C) 286
- 5) 冷却材出口蒸気流量率 (w/o) 26.0
- 6) 運転圧力 (Normal Condition) (Kg/cm<sup>2</sup> abs) 7.2  
(Up-Set Condition) (Kg/cm<sup>2</sup> abs) 8.2

### 7) 冷却材水質

PH	5.5 ~ 8.5 (25°C)
電導度	≤ 1.0 μv/cm (25°C)
金属不純物	≤ 0.5 ppm
不溶性不純物	≤ 1.0 ppm
SiO <sub>2</sub>	≤ 2.0 ppm
Cl <sup>-</sup>	≤ 0.2 ppm
BO <sub>3</sub> <sup>-</sup> (B)	≤ 2.0 ppm
溶存酸素	≤ 0.4 ppm

### 2-2-2 地震力の規定

	水平	垂直
燃料集合体最大応答加速度	1.8 G	0.3 G

### 2-2-3 核的条件

#### 1) 最大線出力およびピーキング係数

	BOL	MOL	EOL
最大線出力 (kW/ft)	17.5	14.4	14.4
軸方向ピーキング係数	1.44	1.20	1.20
局部ピーキング係数	1.22	1.19	1.13

#### 2) 燃焼度

集合体平均	(MWD/T)	~ 12000
集合体最高	(MWD/T)	20000
燃料要素最高	(MWD/T)	23000
ペレット最高	(MWD/T)	29000

#### 3) 高速中性子束

	(E ≥ 0.8 MeV)*	
BOL 最高	(n/cm <sup>2</sup> sec.)	6.0 × 10 <sup>13</sup>
EOL 最高	(n/cm <sup>2</sup> sec.)	4.6 × 10 <sup>13</sup>

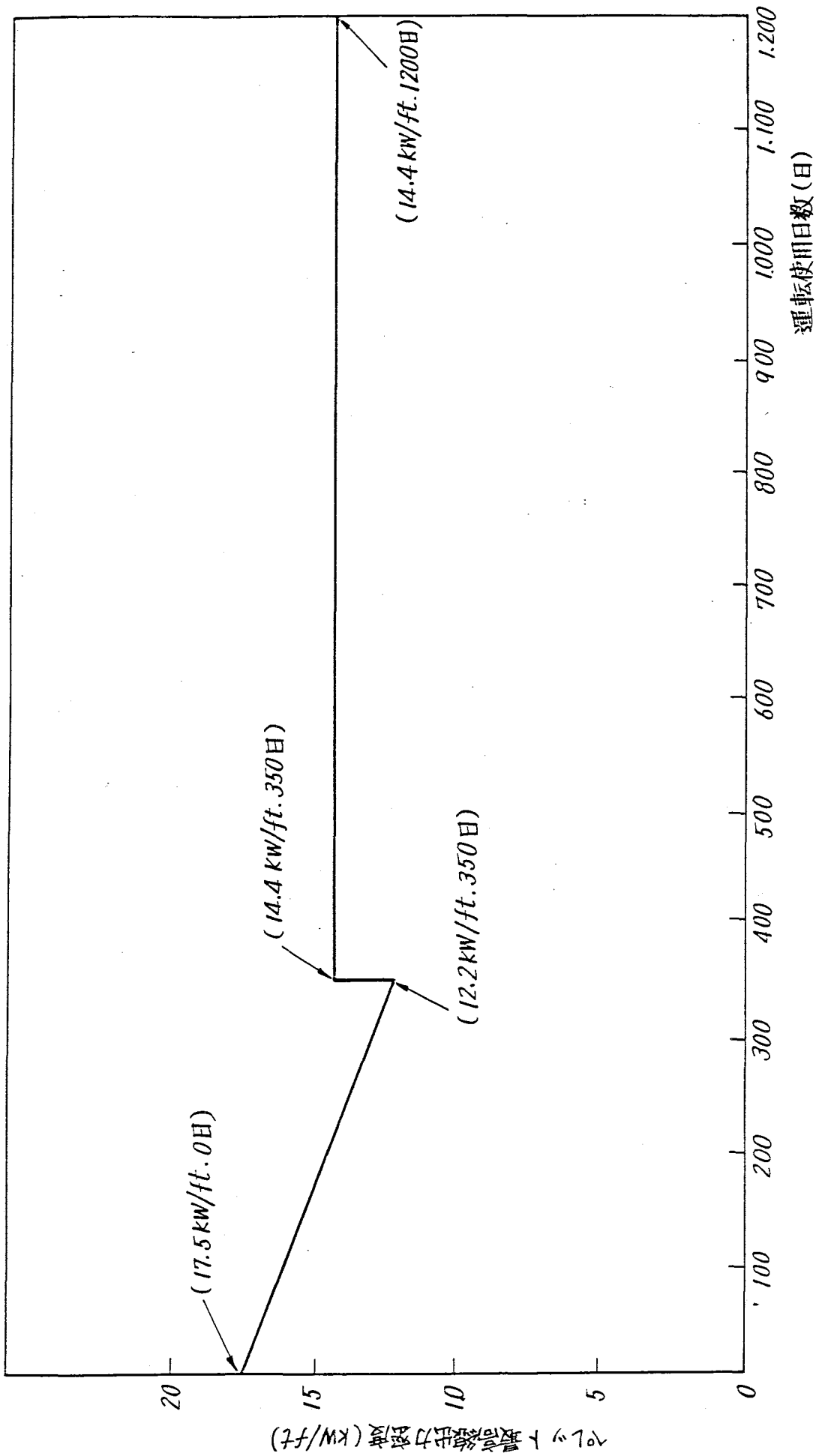
4) 運転使用日数

最長使用集合体 (day) 1,200

最大出力集合体 (day) 980

5) 燃焼に伴なり出力履歴

すべての1次装荷燃料集合体について、燃料集合体内の最大発熱量を示すペレットの単位長出力の燃焼に伴なり変化を包絡線で示すと第11-2図のようになり、これを燃料設計に用いる。



第1.1-2図 運転使用日数にもなう初表荷燃料の線出力密度の変化



2-2-4 燃料要素の設計条件および物性値等

1) 温度分布

最高温度に於る温度は、燃焼に伴う出力変化を考慮して以下の熱伝達(導)度等の式を使用して計算する。

(a) 被覆表面熱伝達率 Jens-Lottes の式 (ANL-4627)

(b) クラッドの熱伝導度  $K(\text{crud}) = 0.02 \text{ Watt/cm} \cdot \text{C}$  (AEEW-R705)

(c) 酸化膜の熱伝導度  $K(\text{oxide}) = 0.014 \text{ Watt/cm} \cdot \text{C}$   
(Nuc 1. Eng. & Dsg. Vol. 21)

(d) 被覆材の熱伝導度 ( $\text{Watt/cm} \cdot \text{C}$ )  
 $K(\text{cladding}) = 0.016 \{ 7.23 + 2.41 \times 10^{-3} T(\text{C}) + 1.3 \times 10^{-6} (T(\text{C}))^2 \}$   
(WCAP-3269-41)

(e) ギャップ熱伝達率  $h(\text{gap})$   
(e-1)  $1,000 \text{ Btu/ft}^2 \cdot \text{hr} \cdot \text{F}$   
(e-2)  $h(\text{gap}) = \phi \{ K / (y+g) + hr \} + \alpha P$

K : 混合ガスの熱伝導度  
 $= \pi (K_i) X_i$       $K_i$  : 個々のガスの熱伝導度 (温度依存)  
 $X_i$  : モル分率

y : ペレット-被覆管ギャップサイズ  
g : 補正ギャップ  
hr : 輻射係数 (表面輻射率, 温度の函数)  
 $\alpha$  : 接触熱伝達係数  
P : 接触圧  
 $\phi$  : 補正係数

(f)  $\text{UO}_2$  ペレットの熱伝導度  $K(\text{Pellet})$   
 $K(\text{Pellet}) = \frac{38.24}{T+129.4} + 6.13 \times 10^{-13} T^3$  (T: °K)  
(Lyons 式, DOCKET-5033)

(g)  $\text{UO}_2$  の熱膨脹係数  
 $\alpha(\text{UO}_2) = 9.61 \times 10^{-3} (1 + 1.57 \times 10^{-3} \times T(\text{C}))$  (AECL-2143)

(h) 被覆材の熱膨脹係数  
 $\alpha(\text{clad}) = 5.675 \times 10^{-6} (1 + 1.7 \times 10^{-3} \times T(\text{C}))$  (WAPD-ZH-9)

2) 内 圧

(a) FP ガス生成率  $1.35 \times 10^{-3} \text{ gr mol/MWD}$

(b) " 放出率  $1,650 \text{ C}$  以上 100 %  
" 以下 4 %

(c) 蒸発性不純物量  $60 \mu\text{l/g UO}_2$

(d) 封入Heガス圧 大気圧 (常温)

(e) プレナム長さ 上部 250 mm

下部 23 mm

### 3) スエリング

初期

$$Q 16\% \Delta v/v / 10^{20} \text{ fission/cc}$$

末期 (内部ポイド等での吸収余裕がなくなつたとき)

$$Q 70\% \Delta v/v / 10^{20} \text{ fission/cc}$$

(WAPD-263)

### 4) クリープ

クリープ歪の式

$$\epsilon = 11.86 \times 10^{-6} t^{0.085} \sigma^a \exp\left(\frac{1.19(T-300)}{T+273}\right)$$

$$+ 2.12 \times 10^{-18} t \sigma^{1.125} \exp\left(\frac{-Q}{R(T+273)}\right) \phi$$

(J. Nucl. Mat. Vol. 21, 1971)

### 5) 腐蝕

(a) 高温水中腐蝕増量 0.01 mm/年

(b) フレッティングコロージョン

被覆管の許容欠陥深さに相当する被覆管肉厚の10%以下

### 6) 水素吸収

被覆材の水素吸収量

製作時 25 ppm以下 (\*)

寿命末期 150 ppm以下

### 7) クラッド(腐食生成物)

クラッドの付着速度 0.01 mm/年

### 8) 被覆材の性質

(a) 未照射被覆材の機械的性質

	耐力 (Kg/mm <sup>2</sup> )	引張強さ (Kg/mm <sup>2</sup> )	伸び (%)
常温	42以上	49以上	2.0以上
343℃	23以上	29以上	2.0以上

(b) ヤング率 (psi)

$$E = 14.14 \times 10^6 (1 - 9.36 \times 10^{-4} \times T(^{\circ}\text{C})) \text{ (W.H. Reactor Fuel}$$

Mat. Technology, 1964)

(c) ボアソン比

$$\nu = 0.325 ( 1 + 6.59 \times 10^{-4} \times T(^{\circ}\text{C}) ) ( \text{WCAP} - 3269 - 41 )$$

2-3 設計手法

2-3-1 燃料挙動の解析

最も厳しい条件下におかれる燃料要素全体としての時間依存で、しかも相互に関連した性能に係るパラメータを次の要領で計算する。

入力の読み込み：

燃料と被覆材の物性値および機械的性質，ギャップコンダクタンス，クラッド，酸化物等に関する諸データならびに冷却材条件，運転条件，出力条件，計算条件等

短い時間ステップ毎に：

クラッド，酸化膜等での温度上昇を含む被覆材の温度計算，ギャップコンダクタンス，ペレットの温度，ペレットの熱膨脹，スウェリング，ペレットと被覆材の拘束状態，被覆材の歪，応力，内圧など相互に関連しているので繰返し収束計算により求める。

出力の書出し： 温度分布，応力，歪，変形，接触力，内圧等の計算結果

これらの結果を用いて以下の解析を行う。

2-3-2 応力解析

強度理論および応力の種類の区別けを ASME Sec. III に準拠し，弾性解析で求めた応力を評価する。解析は燃焼各段階で Up-Set Condition を含めた Operating Condition のもとで行う。考慮する応力の原因は次のとおりとする。

- |                      |               |
|----------------------|---------------|
| ① 外圧による応力            | $P_m ( P_L )$ |
| ② 内圧による応力            | $P_m ( P_L )$ |
| ③ 被覆管オーバリテイによる曲げ応力   | $P_b$         |
| ④ 流力振動による応力          | $P_b$         |
| ⑤ 地震力による応力           | $P_b$         |
| ⑥ 内外面温度差による応力        | $Q$           |
| ⑦ 軸方向温度勾配による応力       | $Q$           |
| ⑧ 径方向温度勾配による応力       | $Q$           |
| ⑨ スペーサー支持点での保持力による応力 | $Q \cdot F$   |
| ⑩ 端栓部圧力不連続による応力      | $P_L \cdot Q$ |

### 2-3-3 歪 解 析

弾性歪は、Hook の法則を用い、塑性歪およびクリープ歪 Prandtl-Reuss の塑性流れの式を適用して、3軸応力下での歪解析を燃料燃焼につれて解析する。

### 2-3-4 疲 勞 解 析

疲労解析は計算された圧力および温度の変動に基づく応力振巾について、ジルカロイ材の設計疲労曲線を用いて累積損傷率を求める。

### 2-3-5 挫 屈 解 析

オーバーテイを有する被覆材は、外圧によるクリープによりそのオーバーテイは進行する。従つて3軸応力下でのクリープ解析を行い被覆材の変形を計算し、被覆材の外圧に対応する臨界挫屈オーバーテイとの比較により挫屈のないことを確認する。

## 1.2 燃料の熱計算および計算コードについて

## 1. 燃料の熱計算の詳細および計算コードの説明

## 1-1 燃料燃焼挙動解析

燃料燃焼挙動解析は任意の出力分布および出力履歴に於いて燃料要素全体としての相互に関連した熱-機械的性能を知るための解析コード HOTTROD を用いる。計算されるパラメータは

- (i) 被覆材及び燃料の温度
- (ii) ペレットの変形
- (iii) 被覆管の三軸応力および歪

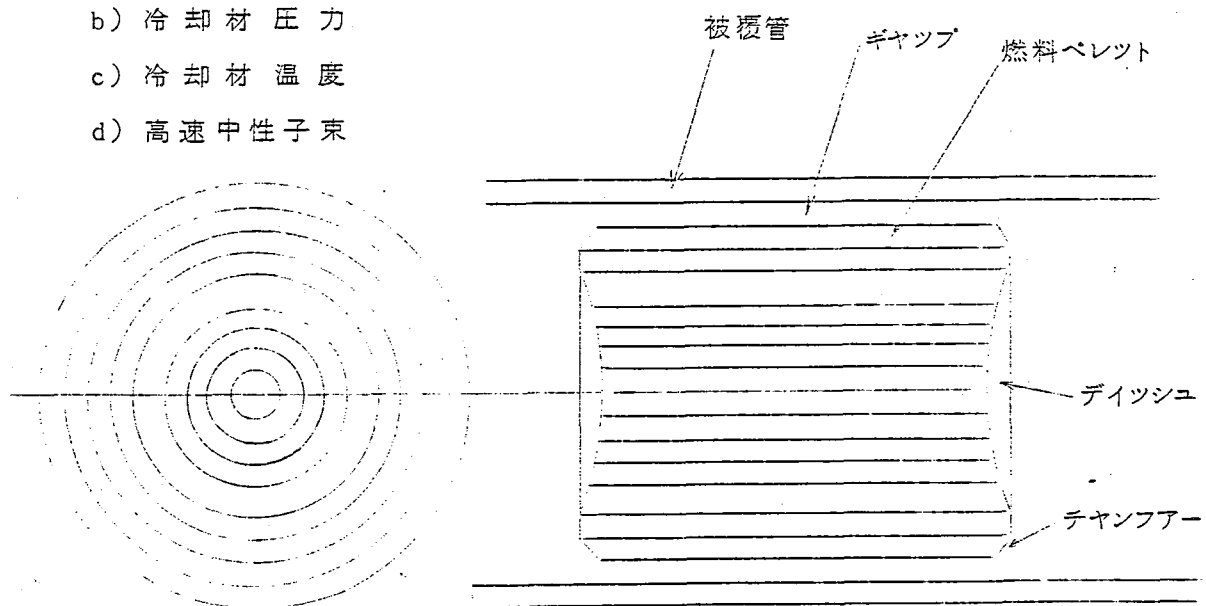
であり、F.P 放出ガスによる内圧、ギャップコンダクタンス等の計算を含む。

本コードで採用しているモデルの内容は以下の通りである。

## 1-1-1 計算体系

基本的幾何学的モデルは第 1.2-1 図に示す如く

- i) ペレット，被覆管共真円で且つ同心とする。
- ii) ペレットは両端に任意形状のディッシュ，チャンファを，更に中心に中心孔が設けることが可能であり，同心円筒群に分割して計算する。
- iii) 燃料要素は被覆管，燃料スタック，断熱材およびプレナムスプリングを含むプレナムより構成される。
- iv) 燃料有効長は任意の軸方向メッシュに分割し，個々の分割において，次のパラメータはインプットとして計算時間ステップ毎に与える。
  - a) 線出力
  - b) 冷却材圧力
  - c) 冷却材温度
  - d) 高速中性子束



第 1.2-1 図 ペレット-被覆管幾何学的モデル

### 1-1-2 計算手順

計算の手順を第 1.2-2 図にフローダイアグラムで示す。主なステップの詳細は以下に示す通りである。

### 1-1-3 燃料-被覆管の温度分布

各軸方向メッシュにおいて温度分布は冷却材温度を出発として一次元径方向熱流のみを考慮して計算する。

#### i) 被覆管表面境界膜温度勾配

$$\Delta T_{\text{film}} = q'' / h_{\text{film}} \quad (1-1)$$

ここで  $q''$  : 被覆管表面熱流束

$h_{\text{film}}$  : 境界膜熱伝達率

#### ii) クラッドおよび酸化皮膜での温度勾配

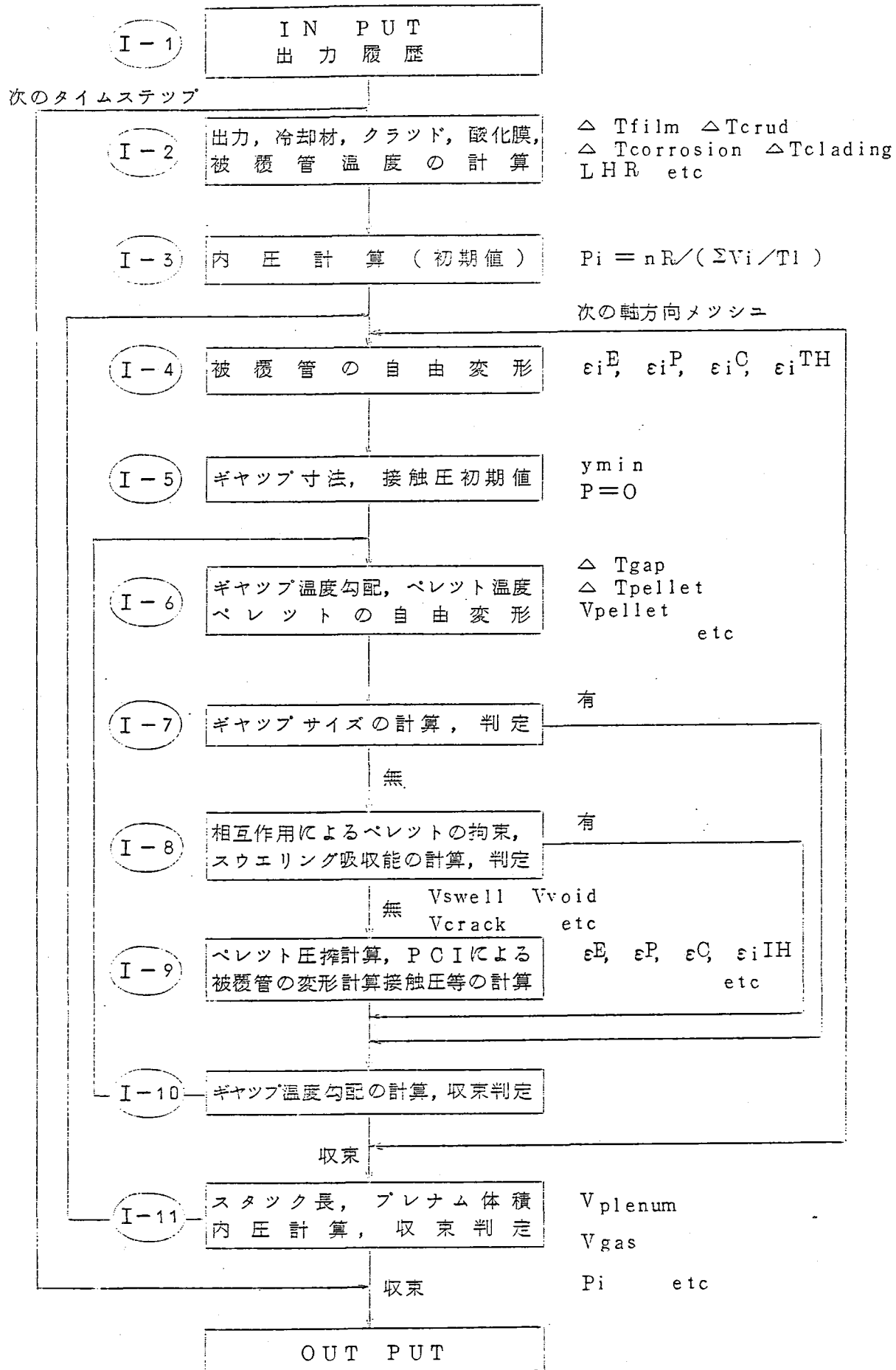
$$\Delta T_{\text{crud}} = q'' \delta_{\text{crud}} / k_{\text{crud}} \quad (1-2)$$

$$\Delta T_{\text{corr}} = q'' \delta_{\text{corr}} / k_{\text{corr}}$$

ここで  $\delta_{\text{crud}}$ ,  $\delta_{\text{corr}}$  : クラッドおよび酸化膜の厚さで時間の関数として与える。

$k_{\text{crud}}$ ,  $k_{\text{corr}}$  : クラッド及び酸化膜の熱伝導度

第 1.2-2 図 HOTROD コードのフロー



iii) 被覆管内温度勾配

$$\Delta T_{clad} = \bar{q}_m'' t / k_{clad} \quad (1-3)$$

ここで  $\bar{q}_m''$  : 被覆管内平均熱流束

$t$  : 被覆管肉厚

$k_{clad}$  : 肉厚平均温度での被覆材熱伝導度

iv) 被覆管-燃料ギャップでの温度勾配

$$\Delta T_{gap} = \bar{q}'' / h_{gap} \quad (1-4)$$

ここで,  $\bar{q}''$  : 被覆管内面での熱流束

$h_{gap}$  : ギャップコンダクタンス

$h_{gap}$  は次式で与える。

$$h_{gap} = \phi \left[ \frac{k}{y+G} + h_r \right] + \alpha P \quad (1-5)$$

ここで,  $k$  : 混合ガス熱伝導度

$y$  : 半径ギャップ

$G$  : ガス-固体接触面での温度ステップ

$h_r$  : 輻射係数

$\alpha$  : 固体-固体接触熱伝達係数

$P$  : 被覆管と燃料の接触圧

$\phi$  : 補正項

v) 燃料内温度勾配

燃料ペレットは任意の円筒メッシュに分割し個々の分割について温度勾配を計算する。径方向熱出力分布は、燃焼度解析により求められた出力分布を燃焼度の函数としてインプットする。個々の円筒メッシュでの温度勾配は

$$\Delta T_r = \bar{q}''_{fuel} \cdot \Delta r / k_{fuel} \quad (1-6)$$

ここで

$\bar{q}''_{fuel}$  : 円筒メッシュでの平均熱流束

$\Delta r$  : 円筒メッシュの厚さ

$k_{fuel}$  : 考えている円筒メッシュ平均温度での燃料熱伝導度

個々の径方向位置での温度は上述の個々の温度勾配の和として与える。温度計算に当っては、次の二重の収束計算が行なわれる。

(a) 温度と熱伝導度

(b) 燃料と被覆管の間の平衡状態を得るため燃料温度とギャップコンダクタンスの収束

これらの温度計算は個々の燃焼度ステップ毎に全ての軸方向メッシュについて計算を行



う。

#### 1-1-4 燃料の熱-機械的モデル

ペレットは完全塑性を有する中央領域と、それを囲むクラックを有する剛な領域とから成る2領域モデル<sup>(1)</sup>であり、この境界は、温度により定義される仮想的な"bridging annulus"により分けられる。

ペレットの変形は二つの過程の重ね合わせにより求める。まず被覆管の拘束のない場合の自由変形、次に自由変形の結果負のギャップとなつた場合、ペレットは外周より圧搾される。この圧搾は、bridging annulusが閉じるか、利用しうる空孔が全て消耗されるかした場合は、それ以上は進行しない。

このモデルの妥当性は、酸化物燃料のクリープ速度は、非常に温度に依存しており、bridging annulusを定義する温度以上では非常に早く、一方この温度以下では比較的遅いことに基づく。このモデルの基本的考え方はUKAEAのSEERコードと類似のものである。

##### i) 燃料のスウェリングモデル

スウェリングが起る前は、燃料は一様な固体と気孔より成るペレットの体積は次の現象の結果として決まる。

- Ⓐ 固体状F.P.によるスウェリング
- Ⓑ 気体状F.P.によるスウェリング
- Ⓒ 焼きしまりによる初期空孔の減少
- Ⓓ 外部からの圧搾に基づく初期空孔の減少

従つてクラックを除く燃料体積は次式で表示される。

$$V_{ext} = V_s + V_{gp} + V_{dp} + V_{ndp} \quad (1-7)$$

ここで

$V_{ext}$ : ペレット体積

$V_s$ : 固体体積

$V_{gp}$ : F.P. ガス気泡

$V_{dp}$ : 焼きしまりにより消耗される空孔体積

$V_{ndp}$ : " されない空孔体積

空孔率を

$$P = \frac{\text{空孔体積}}{\text{ペレット体積}}$$

で定義すると

$$V_{ext} = V_s / [1 - (P_g + P_d + P_{nd})] \quad (1-8)$$

固体状F.P.による体積変化 $\Delta V_s$ は

$$\Delta V_s = V_{s0} \cdot SW_s \cdot \Delta BU \quad (1-9)$$

ここで、 $V_{s0}$  : 初期固体体積

$SW_s$  : 固体F.P.によるスウェリング率

$\Delta BU$  : 燃 焼 度

一方、F.P.ガスによるスウェリング量  $\Delta P_g$  は

$$\Delta P_g = SW_g \cdot \Delta BU \quad (1-10)$$

ここで、 $SW_g$  : ガス状F.P.によるスウェリング率

更に焼きしまりによる初期空孔の消耗は次式で与えられる。

$$P_d = P_{d0} \cdot e^{-t/k} \quad (1-11)$$

ここで  $P_{d0}$  : 焼きしまりに等与する初期空孔

$t$  : 時 間

$k$  : 焼きしまり定数

$P_{nd}$  は被覆管による拘束下のもとでスウェリングにより消耗されていく。

## ii) ペレットの自由変形

HOTRODでは、まず被覆管の自由変形を計算する。この計算ではペレットの塑性に影響されず、計算体形として定めた各円筒メッシュ毎に(第12-3図参照)次の通り計算される。

### ① スウェリング変形

$$V_{ext} = V_0 \left( \frac{1-P_0}{1-P_T} \right) (1 + \sum SW_s \cdot \Delta BU) \quad (1-12)$$

ここで  $V_0$  : 初期体積

$P_0$  : 初期空孔率

$P_T$  : 計算時点での空孔率 =  $P_g + P_a + P_{nd}$

### ② 熱 変 形

円筒メッシュ  $i$  の平均温度を

$$\bar{T} : (T_i + T_{i+1}) / Z \quad (1-13)$$

として、変形した体積は(クラックを含まない)

$$V_{DEF} = V_0 \left( \frac{1-P_0}{1-P_T} \right) (1 + \sum SW_s \cdot \Delta BU) [1 + \alpha (\bar{T} - T_0)]^3 \quad (1-14)$$

ここで、 $\alpha$  : ペレットの線膨脹係数(温度の函数)

$T_0$  : 室 温

### ③ 長さの変化

熱変形およびスウェリングを含めての等方的変形を  $\epsilon_{iso}$  で表示すると(1-14)式は次式となる。

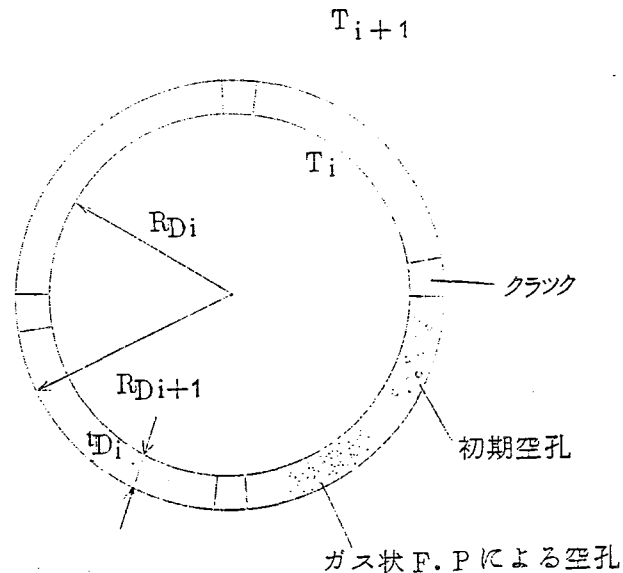
$$V_{DEF} = V_0 (1 + \epsilon_{iso})^3 \quad (1-15)$$

最終的な変形後の寸法はこの等方的変形とすでに生じている塑性的変形の和として

$$\left. \begin{aligned} t_D &= t_0 (1 + \epsilon_{iso}) + dt_p \\ L_D &= L_0 (1 + \epsilon_{iso}) + dL_p \end{aligned} \right\} (1-16)$$

ここで,  $t_0, L_0$ :初期の円筒メッシュ寸法

$dt_p, dL_p$ :すでに生じている塑性変形量



第 1.2-3 図 円筒メッシュの変形モデル

④ 変形後の全体積

第 1.2-3 図より円筒メッシュ体積は空孔を有する物質体積とクラック体積の和として与えられ,

$$\pi (R_{Di+1}^2 - R_{Di}^2) L_{Di} = V_{DEF} + t_{Di} \cdot L_{Di} \cdot C_{Wi} \quad (1-17)$$

従つて全クラック巾は

$$C_{Wi} = \pi (R_{Di+1} + R_{Di}) - V_{DEF} / (t_{Di} \cdot L_{Di}) \quad (1-18)$$

$$R_{Di+1} = R_{Di} + t_{Di} \quad (1-19)$$

以上の考えのもとに最も膨張する円筒メッシュはクラックを有せず, 従つて他の全ての円筒メッシュはクラックを有するとする。このクラック無しの円環は最初, 最内層にあるとし, (1-18)(1-19)式よりくり返し計算により, クラック無しの円筒メッシュを求める。若しペレットと被覆管の相互作用がない場合はこの状態をペレットの形状とする。

⑤ ペレット-被覆管の相互作用

接触が生じると, ペレットは, 外周の剛な領域のクラックが閉じるか又は利用しうる空孔が無くなるまでは外周より圧搾されうるが, その後はペレットは完全に剛となり, ペレットの変形は許容されず, 被覆管を変形させる。

### 1-1-5 被覆管の熱-機械的変形モデル

任意に分割した軸方向メッシュ毎に三軸応力状態のもとでの変形を扱う。全変形  $\epsilon_i^T$  として弾性変形  $\epsilon_i^E$ 、塑性変形  $\epsilon_i^P$ 、クリープ変形  $\epsilon_i^C$ 、熱変形  $\epsilon_i^{TH}$  を考える。

即ち

$$\epsilon_i^T = \epsilon_i^E + \epsilon_i^P + \epsilon_i^C + \epsilon_i^{TH} \quad (1-20)$$

ここで、 $i$  は歪テンソルの主方向を示す。

HOTRODでは、被覆管は軸対象性を仮定している故、主軸の方向は全て円筒座標系に対応する。

上記の全歪は、被覆管の自由変形のみの場合であるが、燃料と被覆管の相互作用のもとではその効果が付加される。

#### i) 弾性歪

Hookの法則に従うものとし、

$$\begin{bmatrix} \epsilon_1^E \\ \epsilon_2^E \\ \epsilon_3^E \end{bmatrix} = \frac{1}{E} \begin{bmatrix} 1 & -\nu & -\nu \\ -\nu & 1 & -\nu \\ -\nu & -\nu & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \end{bmatrix} \quad (1-21)$$

ここで、 $E$ : ヤング率

$\nu$ : ポアソン比

#### ii) 塑性変形

塑性論は2つの部分からなる。即ち塑性流れの法則および降伏条件である。(2)

HOTRODでは塑性モデルはPrandtl Reussの塑性流れの式とVon Misesの降伏条件を採用する。即ち塑性流れの式については

$$\begin{bmatrix} d\epsilon_1^P \\ d\epsilon_2^P \\ d\epsilon_3^P \end{bmatrix} = \frac{d\epsilon_g^P}{\sigma_g} \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ -\frac{1}{2} & 1 & -\frac{1}{2} \\ -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \end{bmatrix} \quad (1-22)$$

ここで

$$\sigma_g = \frac{1}{\sqrt{2}} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]^{1/2} \quad (1-23)$$

は相当応力であり、 $\epsilon_g^P$  は単軸状態を3軸状態に拡張するために定義される相当歪である。

降伏条件はVon Misesの降伏条件を採用する。(3)更にパウジンガー効果を考慮するためPrager(4)による硬化論を言める。従つてPrandtl-Reussの式の応力偏差を全応力偏差と硬化応力偏差の差で置きかえる。

#### iii) クリープ歪

クリープは時間無依存の瞬時塑性変形に対し、時間依存の塑性変形とみなすと、クリープ過程での歪-応力関係の記述はPrandtl Reussの塑性流れ式を適用しうる。従つてクリープと塑性変形の唯一の違いは硬化の取扱いのみであり、クリープ解析では歪硬化論を採用する。

### 1-1-6 内圧計算モデル

内圧計算では完全理想気体を仮定し、構成ガス成分は初期封入ガス、F.P.放出ガスおよび蒸発性不純物ガスである。これらのガスを蓄積する体積および、その温度は次の通りとする。

- i) プレナム      プレナム平均温度
  - ii) 燃料-被覆管ギャップ-各軸方向メツシュでのギャップ平均温度
  - iii) デイツシュ・チャンファー      各軸方向メツシュでのデイツシュ(チャンファー)平均温度
  - iv) クラック      各軸方向及び径方向メツシュでのクラックの平均温度
- 個々の体積およびその温度より内圧は次式で求める。

$$P = nR / \sum (V_i / T_i) \quad (1-24)$$

- ここで
- P : 内 圧
  - n : ガスのモル数
  - R : ガス定数
  - V : 個々の体積
  - T : 個々の体積に対応する温度

### 1-2 外圧クリープ挫屈解析

通常の水炉燃料においては、薄肉の被覆管が用いられ、かつ内圧は外圧に比べて、燃焼期間を通じて低いことから、被覆管は外側からの圧縮を受け、外圧クリープによるオーバリテイの進行に伴う挫屈が問題となる。ATR燃料設計では以下に述べる COLLAPSE および CREBUCK の二つのコードを用いて解析する。

#### 1-2-1 臨界挫屈条件の解析

被覆管の精円度(オーバリテイ)と臨界挫屈圧力の関係<sup>(5)</sup>を求めるためには、COLLAPSE コードを用いる。計算手順は次のとおりである。

- 1) 被覆材の応力-歪曲線を与える。
- 2) 平均応力  $\sigma_m$  を求める。

$$\sigma_m = \frac{E}{4(1-\nu^2)} (h/r) \quad (1-25)$$

- ここで、
- E : ヤング率
  - $\nu$  : ポアソン比
  - h : 肉 厚
  - r : 被覆管の平均半径

- 3)  $\sigma - \epsilon$  曲線に  $\sigma_m$  を対応づけ肉厚中立面を求める。
- 4) 外面での歪  $\epsilon_1$  , 内面での歪  $\epsilon_2$  より、内部抵抗モーメントを求める。

$$\sigma_m = \frac{1}{\Delta} \int_{\varepsilon_2}^{\varepsilon_1} \sigma d\varepsilon$$

$$M_1 = -\frac{h^2}{\Delta^2 (1-\nu^2)} \int_{\varepsilon_2}^{\varepsilon_1} \sigma (\varepsilon - \varepsilon_0) d\varepsilon \quad (1-26)$$

ここで、 $\Delta = \varepsilon_1 - \varepsilon_2$

$\varepsilon_0$  : 中心面での円周方向歪

5)  $M_1$  と  $\Delta$  の関係を求めるため 4) の繰返し計算。

6)  $M_1 - \Delta$  曲線より次式を満たす位置を求める。

$$\frac{dM_1}{d\Delta} = \frac{r^3 \sigma_m}{3(\tau + h/2)} \quad (1-27)$$

7)  $\sigma_m$ ,  $r/h$ ,  $\Delta$ ,  $M_1$  よりオーバリティファクター  $\eta$  を求める。

$$\eta = \frac{(OD_{\max} - OD_{\min})}{4h} = \delta - \delta_1$$

ここで、 $OD_{\max}$ ,  $OD_{\min}$  : 被覆管最大径および最小径

$$\delta_1 = r^2 \Delta / 3h$$

$$\delta = M_1 (2r + h) / 2rh$$

8) 臨界圧力  $P_{cr}$  は  $\sigma_m$ ,  $r/h$ ,  $\eta$  に対して次式で与えられる。

$$P_{cr} = 2h\sigma_m / (2r + h) \quad (1-28)$$

### 1-2-2 外圧クリープ解析

初期オーバリティを有する被覆管の外圧クリープによるオーバリティの進行<sup>(6)</sup>を解析するため CREBUOK コードを用いる。本計算における仮定は次のとおりである。

- i) 被覆管は十分長く端部効果は無いものとする。
- ii) 初期楕円度および管の変位は長手方向には無関係とする。
- iii) 初期変形は弾性変形とする。
- iv) 径方向温度および応力は径方向座標のみの関数とする。

数値計算は微少時間ステップ毎に上記仮定のもとに歪変化および変位を求める。変形理論はジルカロイ材のクリープおよび歪硬化論と Von Mises の塑性流れの式を結合して、次の手順で解析する。

- 1) 外圧のもとでの初期弾性変形の計算。
- 2) 微少時間ステップ毎にクリープ歪の計算。
- 3) 全歪変化の計算。
- 4) 全歪よりクリープ歪を差し引き弾性歪変化を求める。
- 5) 弾性歪変化より応力変化を求める。

6) 径方向の計算。

7) 2)～6)のステップを各時間ステップ毎に繰返し計算。

上述した解析により、与えられた外圧のもとでの臨界挫屈オーバリティ (COLLAPSE コードより求まる) に達する燃焼期間 (CREBUCK コードより求まる) が求まることから、燃料要素の使用期間中の外圧クリープ挫屈に対する健全性が評価される。

## 参 考 文 献

上述の計算コードの基本概念に関する参考文献は、次のとおりである。

- (1) Notley, M. J. F. ; Nucl. Applications ( August, 1970 )
- (2) Mendelson, A. : " Plasticity Theory and Application, " Oxford University Press, London, 1968.
- (3) Hill, R. : " The mathematical Theory of Plasticity, " Oxford University Press, London, 1956.
- (4) Prager, W. : The Theory of Plasticity - A Survey of Recent Achievements, Proc. Inst. mech. Engrs., 169 : 41 ( 1955 ).
- (5) Corum, J.M. ; ORNL - 3299 ( 1969 ).
- (6) Wilson, W.K. ; WAPD - TM - 956 ( 1970 ).

## 2. 使用物性値, 計算条件の妥当性およびコードの実証に関する説明

### 2-1 熱計算パラメータ

#### 2-1-1 被覆管表面熱伝達係数

$$\begin{aligned} \text{表面熱伝達係数 } h_{\text{film}} & (\text{kcal/sec} \cdot \text{m}^2 \cdot \text{C}) \\ h_{\text{film}} & = 1.22 (q')^{3/4} \exp(p/63.3) \quad (2-1) \end{aligned}$$

ここで,  $q'$  : 被覆管表面での熱流束 ( $\text{kcal/hr} \cdot \text{m}^2$ )

$P$  : 冷却材圧力 ( $\text{Kg/cm}^2$ )

この熱伝達率は, Jens - Lottes の式\*として表面沸騰熱伝達の解析に, 軽水炉燃料においても広く採用されているものである。本式は, 冷却材温度は飽和温度にあることを仮定している。

\* ANL - 4627 ( may 1951 ) 71 p.

#### 2-1-2 クラッドの熱伝導度

被覆管表面に附着するクラッドはその形態の面から大別すると鉄の酸化物 ( $\text{Fe}_2\text{O}_3$ ) を主成分とする Porous Crud と銅の酸化物を主成分とする non Porous Crud が考えられる。

Porous crud の場合は、開いた pore を持つた組織で、水や水蒸気が自由に拡散しえて、いわゆる 'wick boiling' が起こる。クラッドでの熱抵抗は小さく、実質上のクラッドでの温度勾配はたかだか 10 °C 程度であり (AEEW-R-705, 1971), 問題はない。一方 Cu 濃度が高いと密度が上り、non Porous crud となり、wick boiling がさまたげられ熱抵抗は大きくなる。この場合の熱伝導度は約 0.02 W/cm・°C である。

クラッドの性質、その付着速度は冷却材水質に強く依存するが、ATR の場合、炉水は常に炉冷却系で処理されており、クラッドがたまらないよう維持され、かつ Cu 量も十分低く抑えられている。したがって燃料設計では、安全余裕をみて、クラッドの熱伝導度 0.014 W/cm・°C、付着速度 0.01 mm/年と保守的に仮定して温度計算を行なう。

### 2-1-3 酸化膜の熱伝導度

$$K_{\text{corr}} = 0.014 \text{ W/cm} \cdot \text{°C} \quad (2-2)$$

ZrO<sub>2</sub> 酸化膜での熱伝導は、水炉燃料においては、単純な熱伝導モデルで満足に記述しうる。熱伝導の測定データとしては、

$$0.014 \text{ W/cm} \cdot \text{°C} \text{ (I. H. Dyce, Nucl. Eng. 21, 253 (1964))}$$

$$0.016 \text{ W/cm} \cdot \text{°C} \text{ (Thames and Allio, ASM Trans. Quarterly 58, 658 (1965))}$$

$$0.02 \text{ W/cm} \cdot \text{°C} \text{ (D. O. Pickman, Nucl. Eng. Design, 21, 212 (1972))}$$

などが代表的報告として挙げられるが、安全側をみて低目の値を採用する。

### 2-1-4 被覆材の熱伝導度

$$K_{\text{cladding}} (\text{W/cm} \cdot \text{°C}) = 0.016 \{ 7.23 + 2.41 \times 10^{-5} T (\text{°C}) + 1.3 \times 10^{-6} T (\text{°C})^2 \} \quad (2-3)$$

$$\text{(Scott, D. B.; WCAP-3269-41 (May 1965))}$$

上式を第 1.2-4 図 (破線で示す) にその他のデータとの対比で示すが、データのばらつき の範囲内で平均的な値を示している。

### 2-1-5 ペレットの熱伝導度

$$K_{\text{fuel}} (\text{W/cm} \cdot \text{°C}) = \frac{38.24}{T+402.4} + 6.125 \times 10^{-18} (T+273) \quad (2-4)$$

$$T : \text{°C} \text{ (Docket-5033)}$$

本式は、Lyons の式として知られており、軽水炉燃料においても広く採用されている。

この式は UO<sub>2</sub> ペレットの熔融温度は  $\int_0^{T_{\text{melt}}} K(T) dT = 93 / \text{cm}$  で表わされること、炉



外試験で求めた温度と結晶粒度の関係を照射後のUO<sub>2</sub>ペレットに適用し、これから熱伝導度を求めた値、および炉外試験で得られた低温部での熱伝導度の3種類のデータを最小自乗法で best fit して求められたものである。

#### 2-1-6 ペレットの熱膨脹係数

$$\alpha_{\text{fuel}} (\text{C}^{-1}) = 9.61 \times 10^{-6} (1 + 1.57 \times 10^{-8} T) \quad (2-5)$$

$$T : \text{C} \quad (\text{AECL} - 2143, 1964)$$

上式を第1.2-5図に(破線で示す)その他のデータとの比較を示すが、個々のデータのバラツキの範囲内において平均的な値である。

#### 2-1-7 被覆材の熱膨脹係数

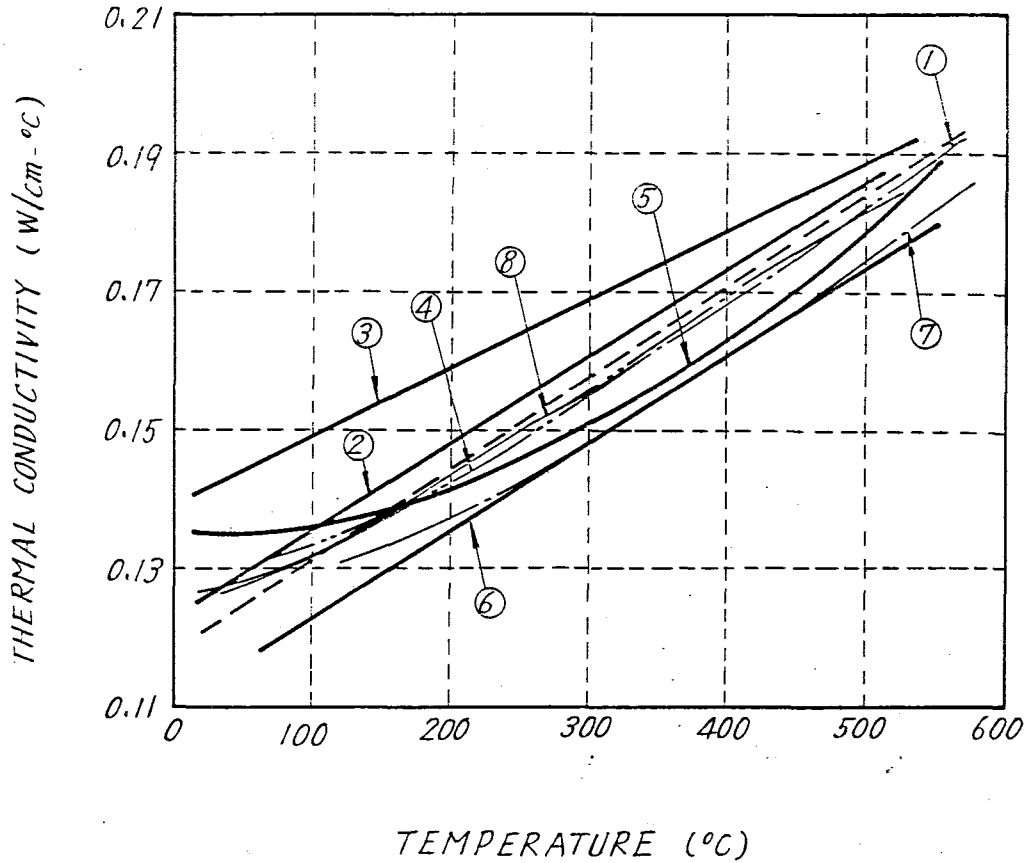
$$\alpha_{\text{cladding}} (\text{C}^{-1}) = 5.675 \times 10^{-6} (1 + 1.7 \times 10^{-8} T) \quad (2-6)$$

$$T : \text{C} \quad (\text{WAPD} - \text{ZH} - 9, \text{July } 1958)$$

ジルカロイ材の異方性のため、データ間のバラツキが大きい。

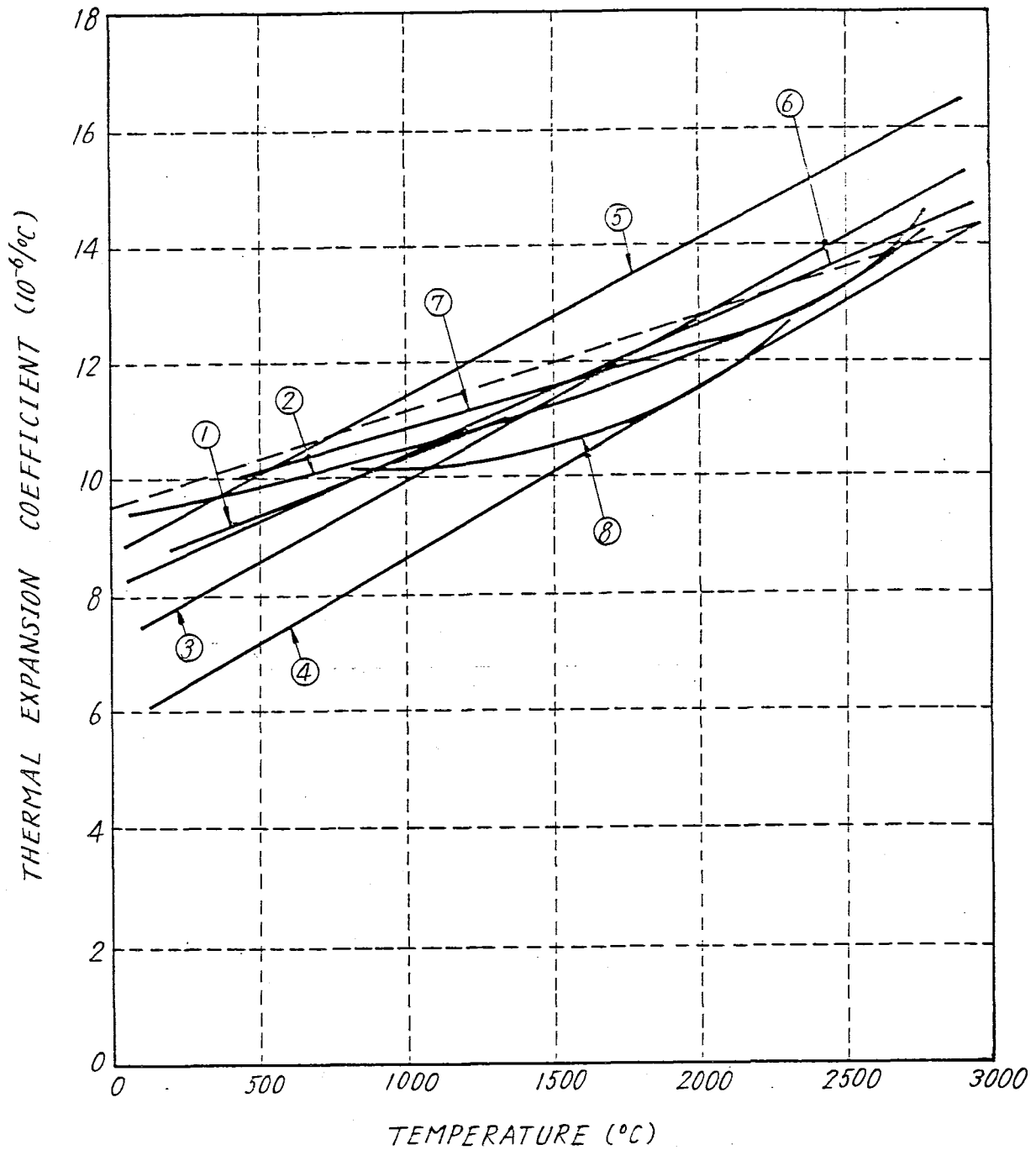
上式を第1.2-6図に(破線で示す)その他データとの対比で示す。被覆管の使用される温度条件下では、平均的な値を示している。

第1.2-4図 Zry-2とZry-4の熱伝導度



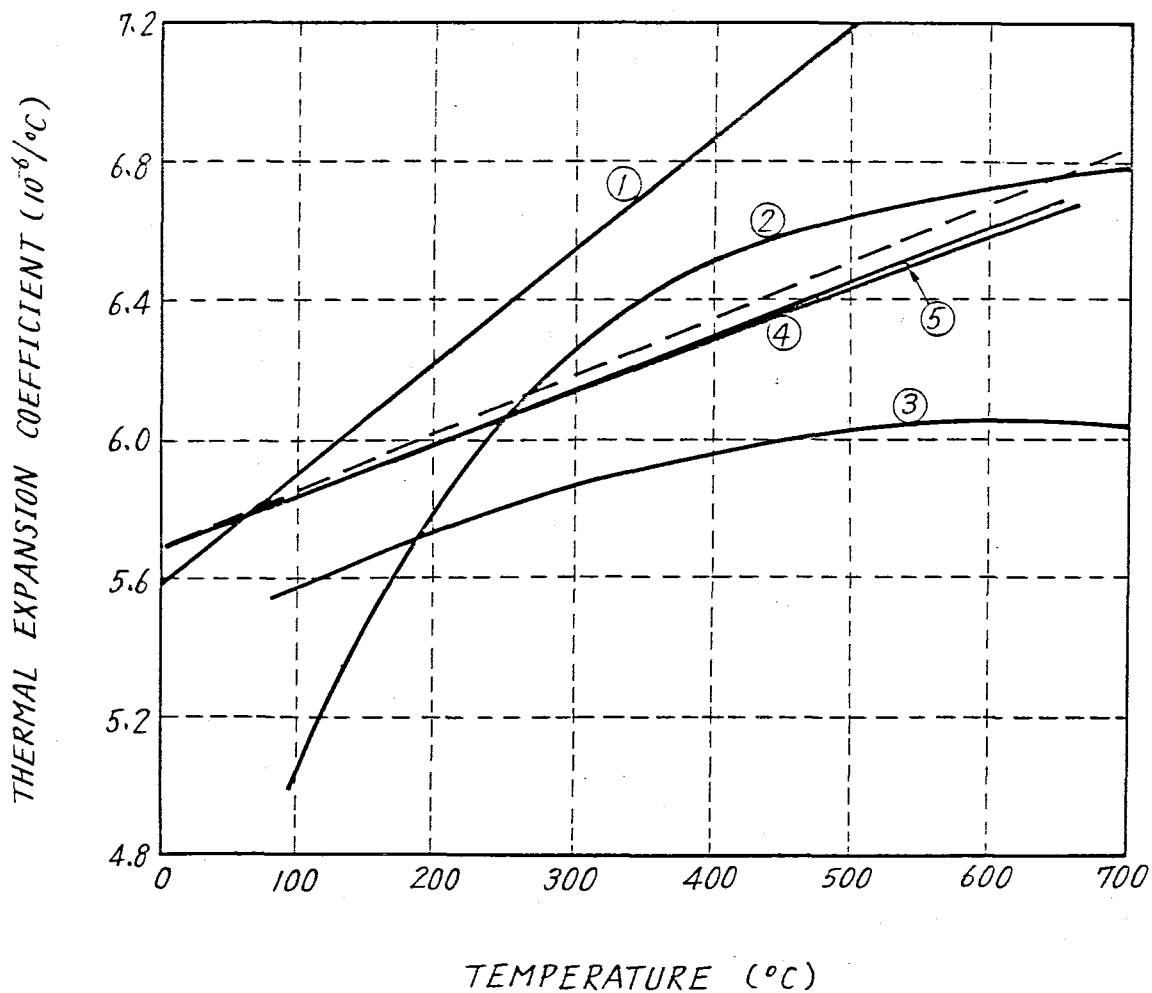
- ① ASTM Special Technical Publication No.314 (1962).
- ② JAERI-memo 3592, P77.
- ③ WCAP-3269-41 (1965) W.H. (PWR) Designing Data (Zry-4).
- ④ Zry-2 { J.N.Chirigos et al., "Development of Zry-4", Fuel Element
- ⑤ (Ni-free) Zry-2 { Fabrication, Academic Press, N.Y., 1961.
- ⑥ WAPD-TM-652 STRIPE (LWBR Development Program) P.34 (Zry-4).
- ⑦ WAPD-TM-757 FIGRO P.7 Eq.1.
- ⑧ Westinghouse Reactor Fuel Material Technology, 1964.

第1.2-5図  $UO_2$  と  $ThO_2$  の熱膨張係数



- ① BURDICK & PARKER (UO-2 US. AEC, P. 193, 1961)  $UO_2$
- ② HW-7514B (J. Am. Ceram. Soc. 39, P. 181, 1957)  $UO_2$
- ③ CONWAY & FINCEL (ANS VOL. 6 NO. 1 P. 153, 1963)  $UO_2$
- ④ GE/REACTOR DESIGN REPORT  $UO_2$
- ⑤ KEMPTER & ELLIOT (J. Chem. Phys. 30 P. 1524, 1959)  $UO_2 + ThO_2$
- ⑥ OHNYSTY & ROSE (J. Am. Ceram. Soc. 47, P. 398, 1964)  $ThO_2$
- ⑦ AECL-2143
- ⑧ ORNL-2850

第1.2-6図 ギルコニウムの熱膨張係数



- ① HW-60908 (Oct. 1959)
- ② Westinghouse Reactor Fuel Material Technology, 1964.
- ③ J. Nucl. Mater. 20 ('66) 75. dm-mean Value  $\int_{20^\circ\text{C}}^T$
- ④ ORNL-3281 (1962) P.59 (Zry-2)
- ⑤ SANDVIK DATA

## 2-2 ギャップコンダクタンスの解析モデル

### 2-2-1 計 算 式

ギャップコンダクタンス  $h_{gap}$  の計算式は次式で与える。

$$h_{gap} = \phi \left( \frac{km}{y+G} + hr \right) + \alpha P \quad (2-7)$$

ここで、  
 $km$  ; 混合ガスの熱伝導度  
 $y$  ; 半径ギャップサイズ  
 $G$  ; ガス-固体境界での温度ステップ  
 $\alpha$  ; 固体-固体接触熱伝達係数  
 $P$  ; 被覆管と燃料の接触圧  
 $hr$  ; 輻射係数  
 $\phi$  ; 補正項

この式は、A.M. Ross and R.L. Stoute ( CRFD-1075, 1962 ) により提案されたものと同様の考え方に基づくものである。

### 2-2-2 各パラメータの説明

#### (1) 輻射係数 ( $hr$ )

温度の異なる二つの固体表面間の輻射による熱伝達は輻射論により次式で与えられる。

$$hr = F\sigma \left( T_s^2 + T_c^2 \right) \left( T_s + T_c \right) \quad (2-8)$$

ここで、 $\sigma$  ; ステファンボルツマン定数  $5.6696 \text{ W/m}^2 \text{ K}^4$

$T_s$  ; 燃料表面温度 ( °K )

$T_c$  ; 被覆管内面温度

$$F = \frac{1}{1/\epsilon_c + 1/\epsilon_s - 1}$$

$\epsilon_c$  ; 被覆管表面輻射率 0.6

$\epsilon_s$  ; 燃料表面輻射率 0.7

( L. Baker, Nucl. Sci. & Eng. Feb. 1963 )

#### (2) ガスの熱伝導度 ( $km$ )

個々のガスの熱伝導度は温度の関数である。

$$k (\text{W/cm} \cdot \text{°C}) = e^A T^S \quad T : \text{°K} \quad (2-9)$$

で表示すると、

	A	S
ヘリウムガス	-10.59	0.7203
アルゴンガス	-12.85	0.7390
F.P. ガス	-14.57	0.8541
蒸発性不純物ガス	-12.21	0.7000



ここで、 $k_M$ ：両固体の熱伝導度  $k_1, k_2$  より

$$k_M = 2(k_1 \cdot k_2) / (k_1 + k_2) \text{ で定義されるもの}$$

$\alpha_0$ ：定数（実験に定められる）

H：Meyer 硬度

R：両固体の表面粗さ  $R_1, R_2$  として

$$R = \{ (R_1^2 + R_2^2) / 2 \}^{1/2} \text{ で定義されるもの}$$

従つて  $\alpha$  の値は温度の函数として実験データに基づき定まるものであり、ATR燃料設計では Ross & Stoute のデータをもとに第 1.2-8 図に示す値を用いる。

#### (6) 補正項 ( $\phi$ )

上述のモデルにおいては、ペレットと被覆管とが完全同心の状態にあり、且つペレット形状が理想的円柱形状を想定したものである。

ATR燃料設計においては、後述する実験データに基づき  $\phi = 1.3$  として熱計算を行う。

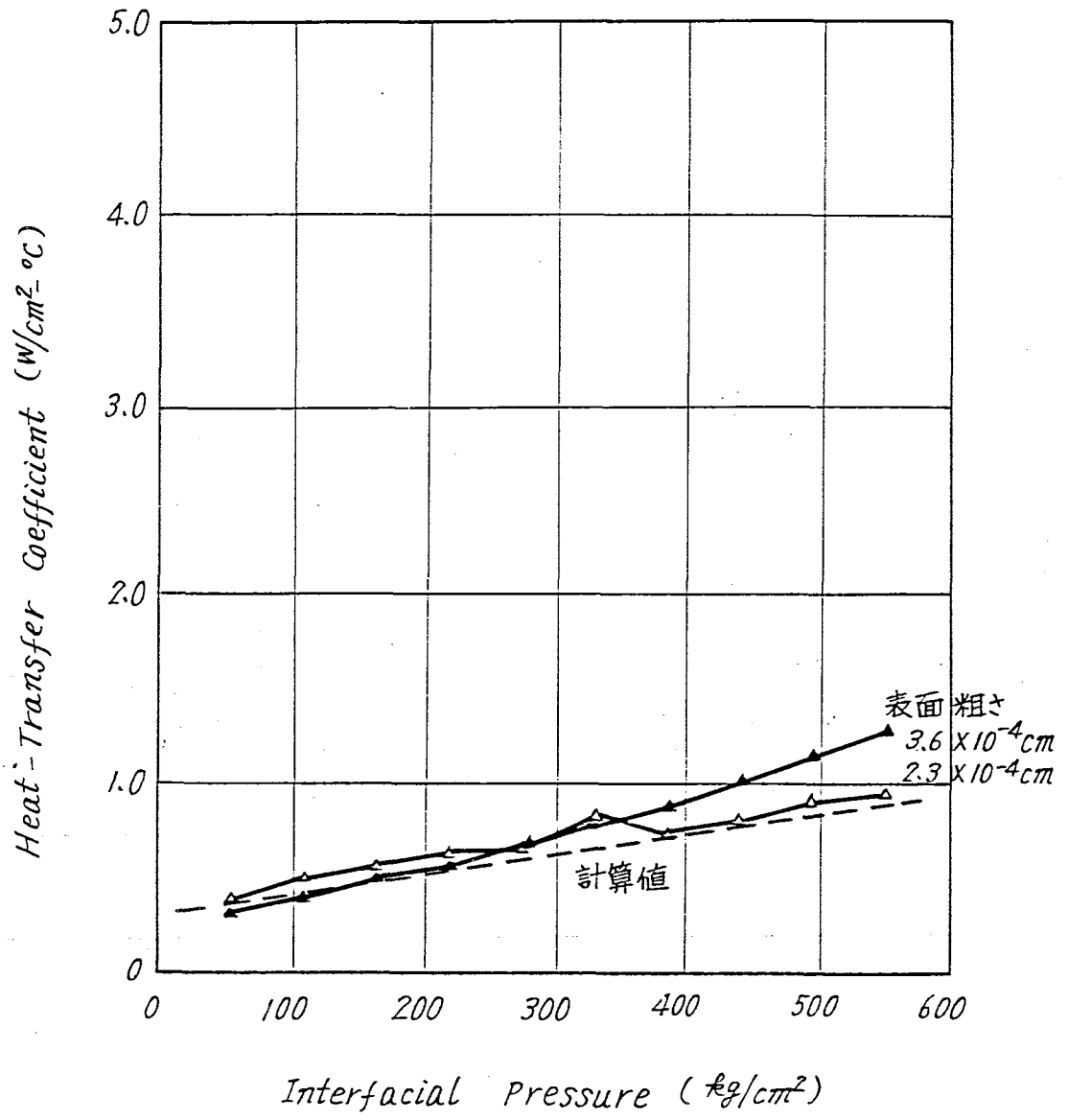
### 2-2-3 実測データとの比較

#### (1) 炉外実験データとの比較

ギャップコンダクタンスの計算式(2-7)において、半径ギャップ  $y$  (但し、最小ギャップ  $Y_{min}$  の効果は含まれる)を除く、その他のパラメータについては、炉外実験において確認しうるものである。ギャップコンダクタンスに関する炉外データとして最も信頼しうるものとして、Ross & Stoute の data (CRFD-1075, (1962)) および Dean (CVNA 127 (1962)) が挙げられる。

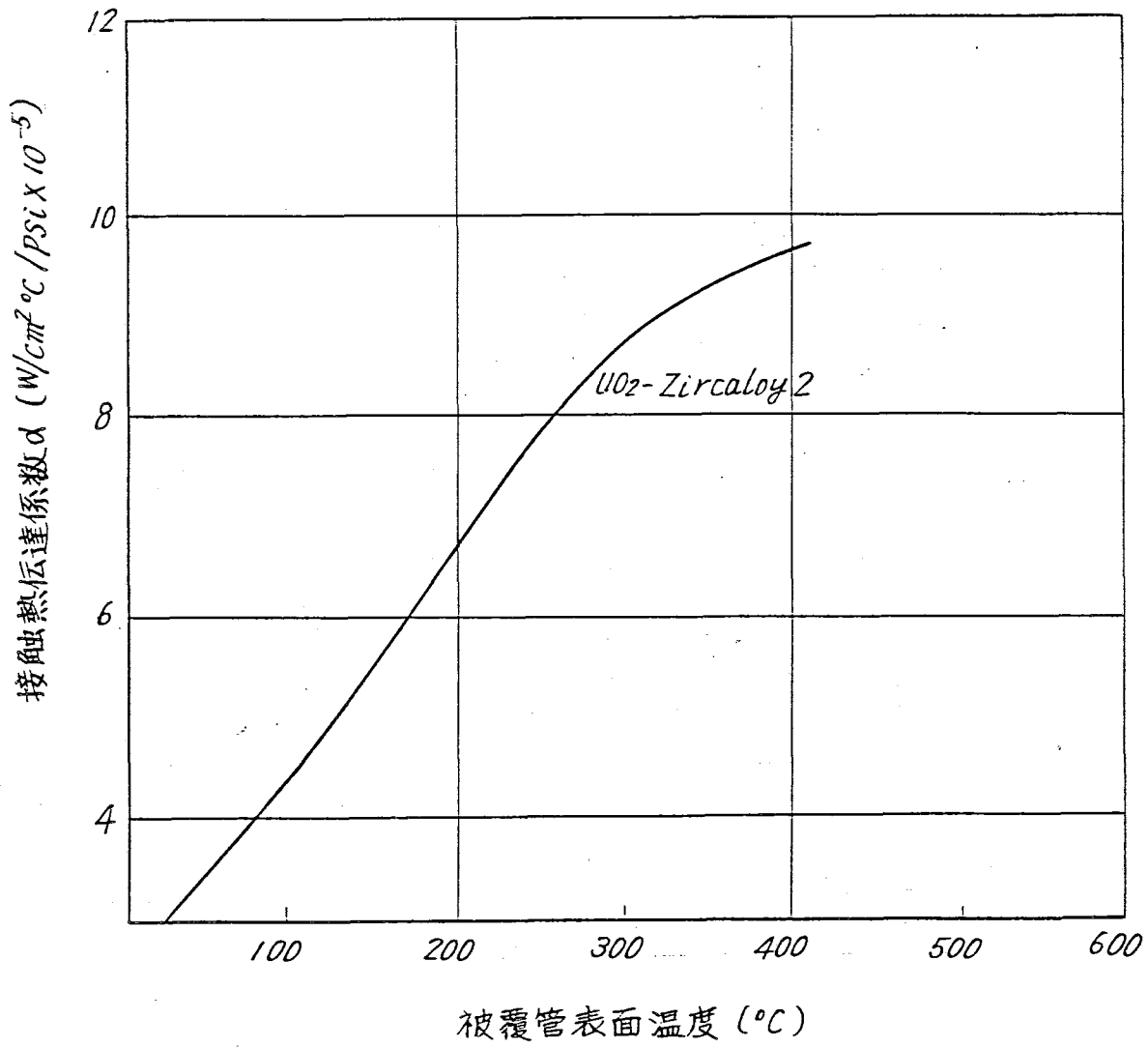
ATR燃料の場合と対比しうる実測データと(2-7)式による計算値の対比を、ヘリウム、アルゴンおよびキセノンガス雰囲気下での比較を第 1.2-7 図、第 1.2-9 図-第 1.2-11 図に示す。

いずれの場合も、計算値は実測データに比べて控え目の値を示している。

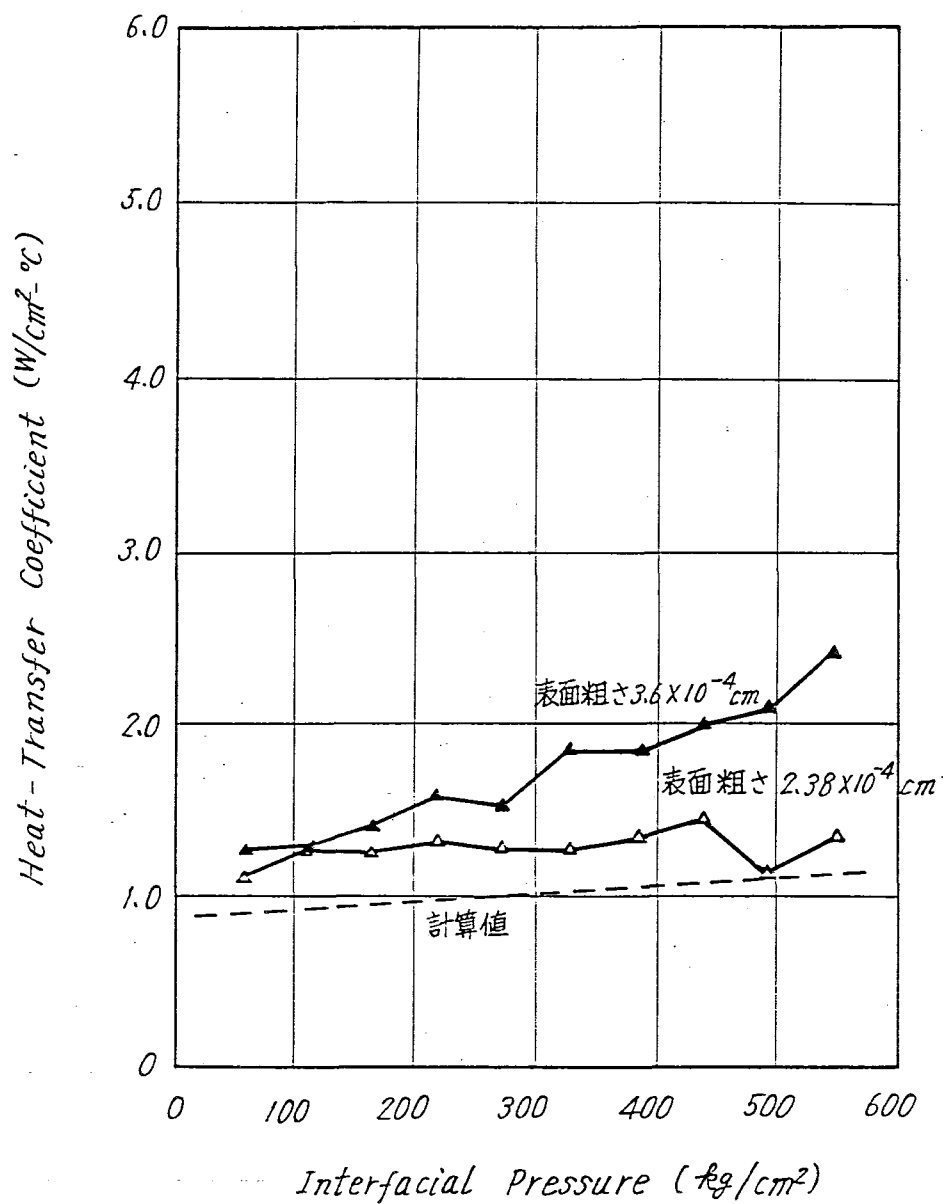


第1.2-7図 Arガス中での接触熱伝達 (CRFD-1075)

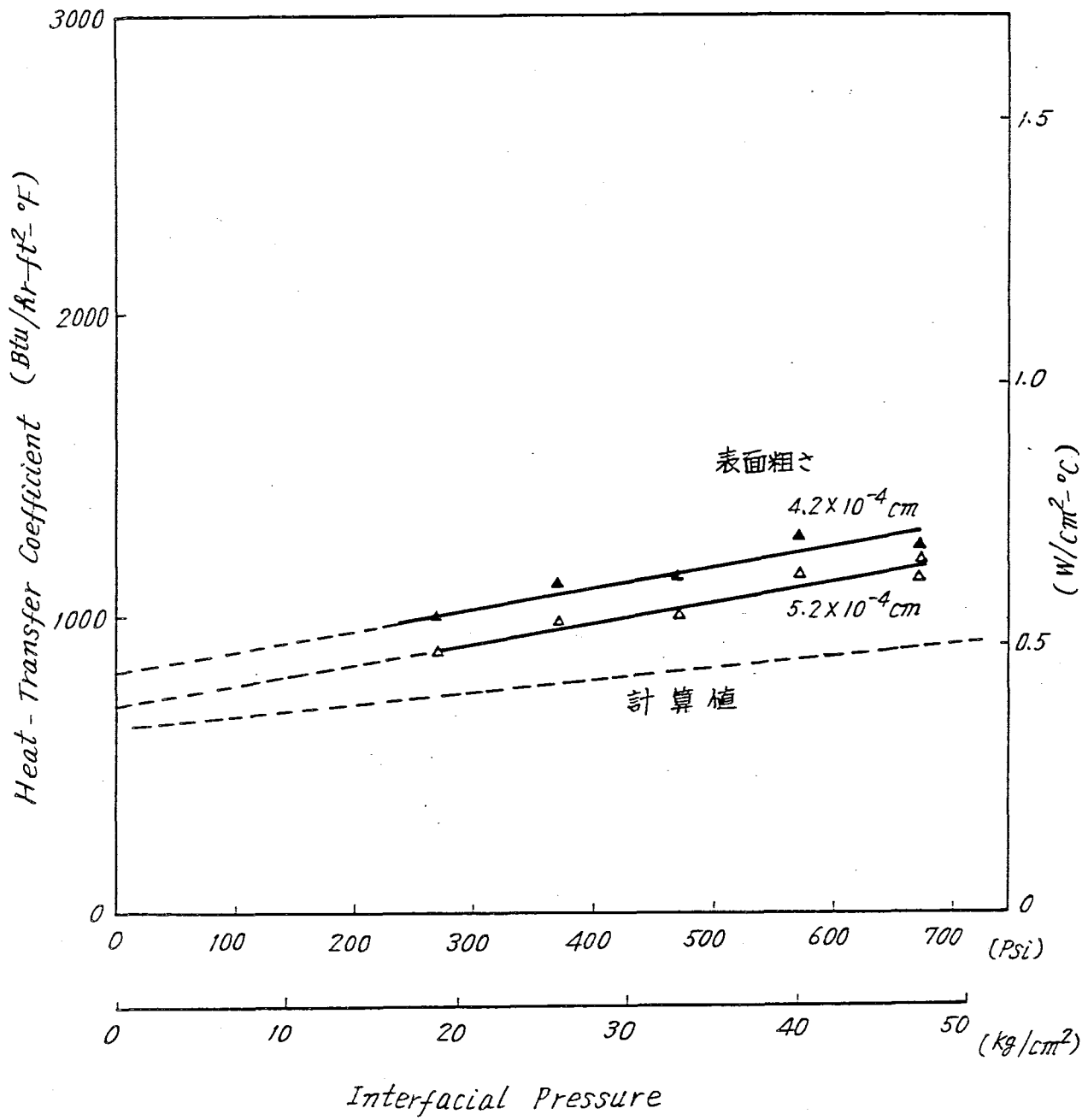




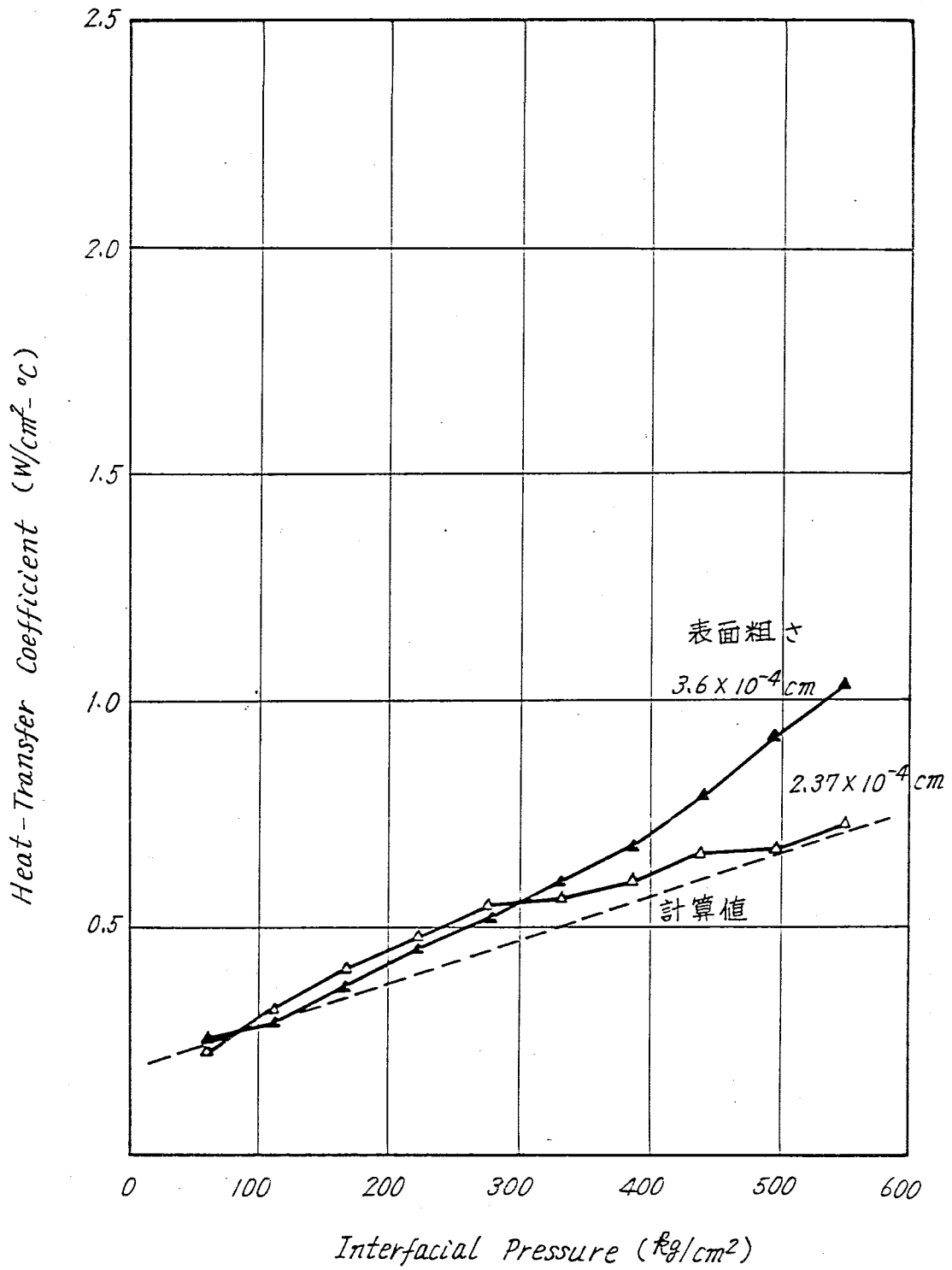
第1.2-8圖 接触热伝達係数



第1.2-9図 Heガス中での接触熱伝達 (CRFD-1075)



第1.2-10図 Arガス中での接触熱伝達 (CVNA-127)



第1.2-11図 Xeガス中での接触熱伝達(CRFD-1075)

## 2-2-4 ハルデン炉照射データとの比較

ハルデン炉において熱電対により直接燃料温度の測定を行つた計装燃料 I F A - 2 0 6 (動力炉・核燃料開発事業団) および I F A - 2 3 0 (原子燃料工業㈱) のデータよりギャップコンダクタンスの推定を行なつた。

### (1) 計装燃料の主要仕様

I F A - 2 3 0 は 4 本クラスター、I F A - 2 0 6 は 7 本クラスターの燃料アセンブリであつて、前者については 1 本、後者については 2 本 ( T F - 1 , T F - 2 ) の燃料棒について温度計装が行われた。燃料棒の主な仕様は次の通りである。

	I F A - 2 3 0	I F A - 2 0 6
燃料密度 ( T . D . )	9 5	9 5
ペレット径 ( mm )	1 2 . 4 3	1 4 . 8 0
濃縮度 ( w / o U <sup>235</sup> )	6	6
直径ギャップ ( mm )	0 . 2 5	0 . 2 9
被覆材質	Z r y - 2	Z r y - 2
被覆管内径 ( mm )	1 2 . 6 8	1 5 . 0 9
肉厚 ( mm )	0 . 9 0	0 . 8 6
燃料有効長 ( mm )	1 , 5 0 0	1 , 5 4 0

温度測定は、燃料ペレット中心に設けられた小孔に挿入された W - R e 熱電対により測定される。

### (2) 温度測定結果

温度の実測結果を I F A - 2 0 6 について第 1 2 - 1 2 図、I F A - 2 3 0 について第 1 2 - 1 3 図に示す。特に第 1 2 - 1 2 図においては、2 本の燃料棒についてのデータを合わせて示すが良い一致が認められている。これらのデータをもとに求めたベストフィットカーブ、平均値の 9 5 % 信頼限 ( 破線 ) , 9 5 - 9 0 % 信頼限 ( 実線 ) を合わせて示す。

一方、HOTRODコードを用いて計算した結果を破線で示すが燃焼初期値の計算結果においても、燃焼の進んだ段階での実測データより高い温度が示されており、ほぼ 9 5 - 9 0 % 信頼度上限に近い。実測データに相当する燃焼度での計算値は、実測値に比べて十分高目の温度を示しており、実測データの傾向 ( 燃焼初期値は、データは少ないが燃焼の進んだ場合より明らかに低い温度を示している ) と良い対応がみられる。

### (3) ギャップコンダクタンスの値

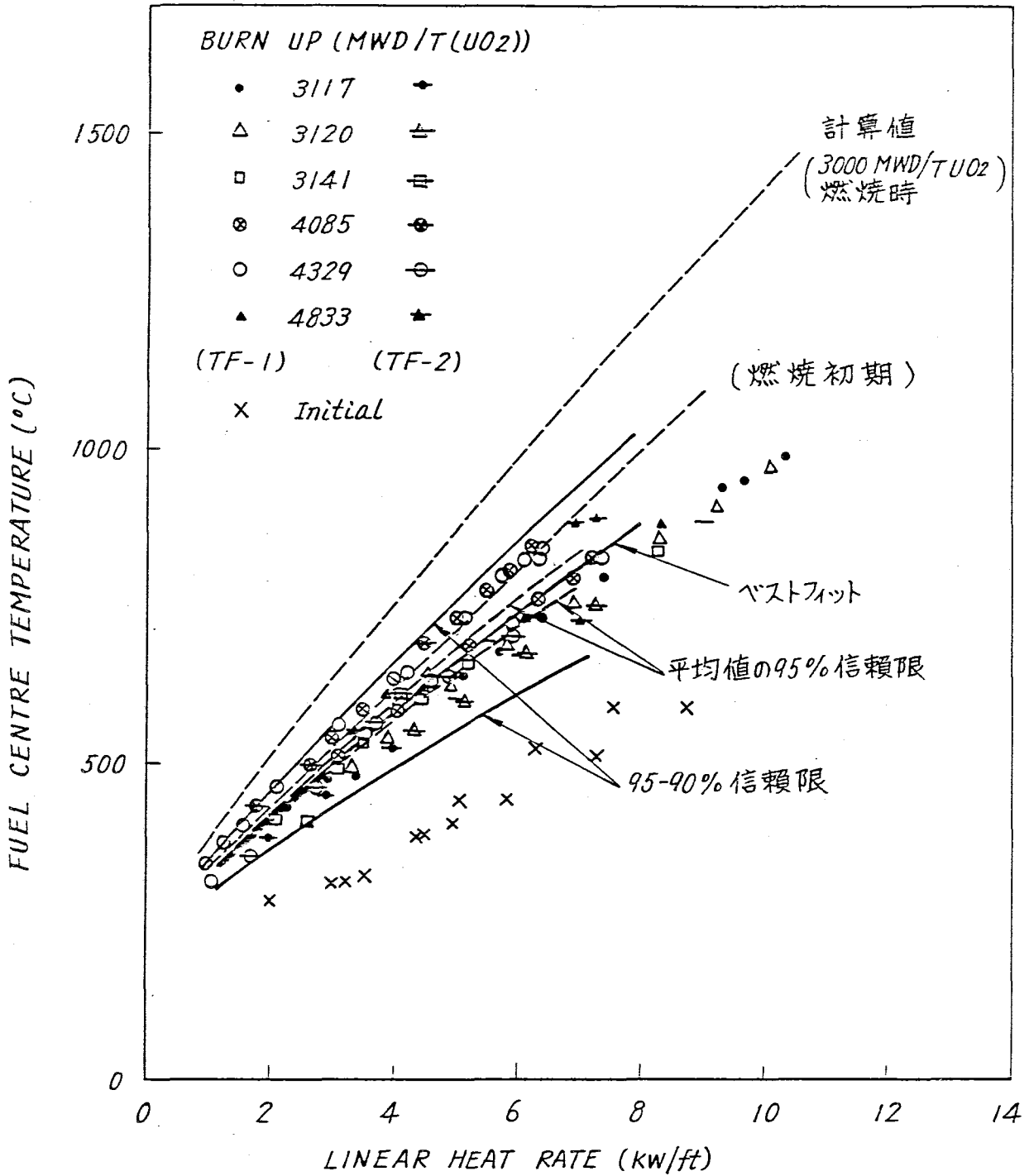
上記燃料中心孔温度の実測データをもとに、ペレットの熱伝導度を Lyons の式を用いて推定したギャップコンダクタンスの値を第 1 2 - 1 4 図 ( I F A - 2 0 6 ) 第 1 2 - 1 5 図 ( I F A - 2 3 0 ) に示す。ベストフィットカーブは ( 実線で示す ) データ点の多い 7 k w / f t ( I F A - 2 0 6 ) , 9 k w / f t ( I F A - 2 3 0 ) 以下のデータを基に求

めたものであるが、いずれの場合も下に凸な傾向を示している。従つて高線出力域への外挿のため、高線出力域で十分保守的となるよう直線近似でフィッティングした場合を一点鎖線で示す。

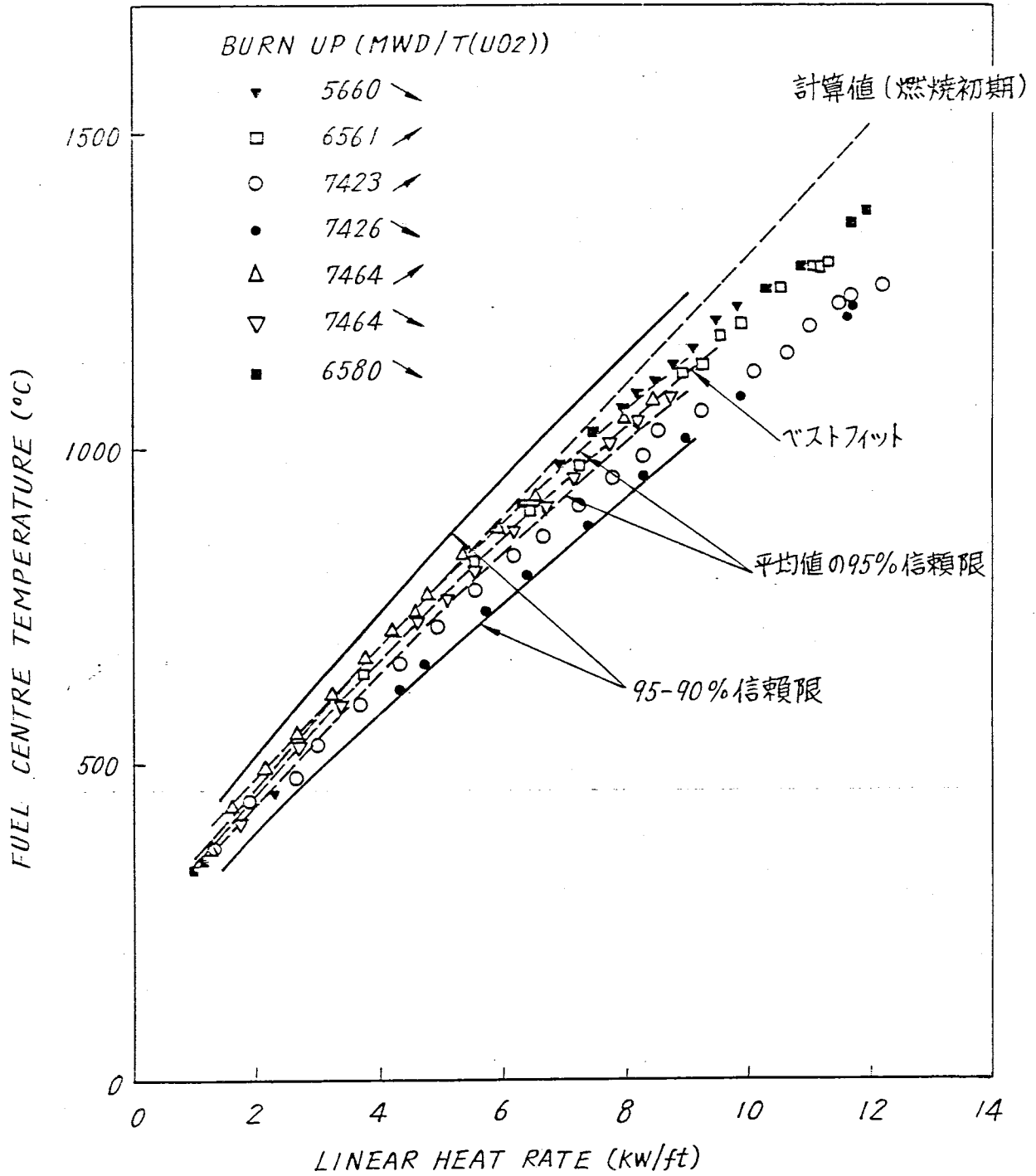
#### (4) 計算式の対応

ここで引用しているデータと同様な Haldan 炉において、燃料の中心温度を測定したデータが H P R - 8 0 ( 1 9 6 7 ) において Rolstad らにより報告されている。彼らはデータの説明のため半径ギャップが存在する間もペレットの一部が被覆管に接しているとして、試行計算により  $g/D$  (ギャップ対直径比) の函数として接触割合を求めている。その結果を用いて、我々のデータに当てはめると第 1.2 - 1.4 図の点線で示す通りである。測定点が得られている範囲では、平均値に対応している。従つて 2 - 7 の設計式において  $\phi = 1.3$  として熱計算に採用する。これを採用するのは次の理由による。

- 1) 2 - 7 式による線出力とギャップコンダクタンスの関係は H P R - 8 0 のデータにベストフィットした関係式の勾配に類似しており、且つ、その勾配は実測データに比べてゆるい勾配にあり、高線出力側では保守的となつている。
- 2)  $\phi = 1.3$  において、実測データより求めた平均値の 95% 信頼下限値以下である。
- 3) 第 1.2 - 1.4 図に示すデータは燃焼が進んだ段階のものであり、第 1.2 - 1.2 図に示す中心孔温度における燃焼初期の値と燃焼の進んだ場合の値を比較して、ギャップコンダクタンスは燃焼初期では明らかに第 1.2 - 1.4 図に示されるものより高い。
- 4) 高線出力領域まで直線外挿を行うことは H P R - 8 0 の実験で高線出力まで行われたデータにおいては、被覆管とペレットが接触時点では、約  $2,100 \text{ BTU/hr} \cdot \text{ff}^2 \cdot ^\circ\text{F}$  となつている。

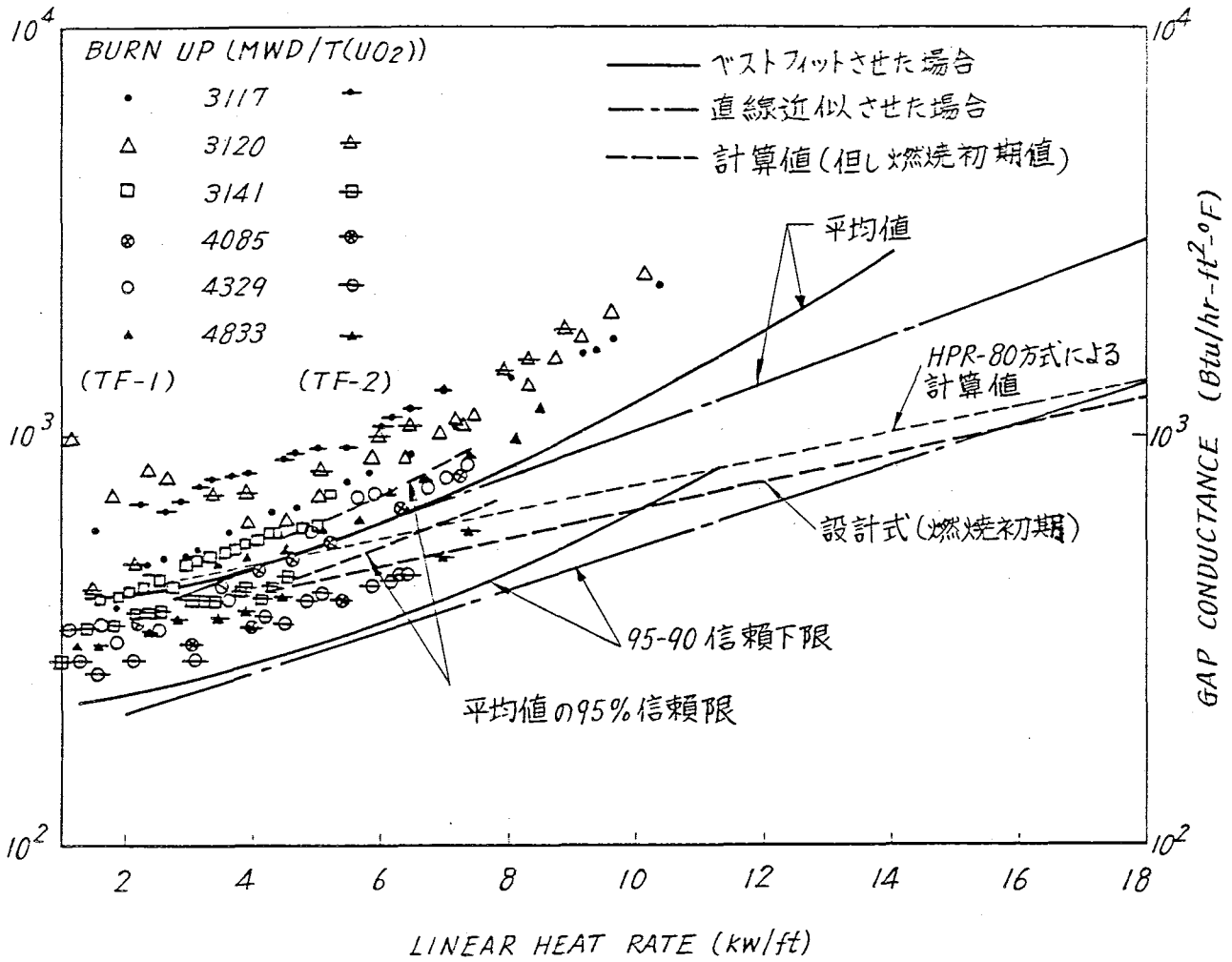


第1.2-12図 燃料中心孔温度

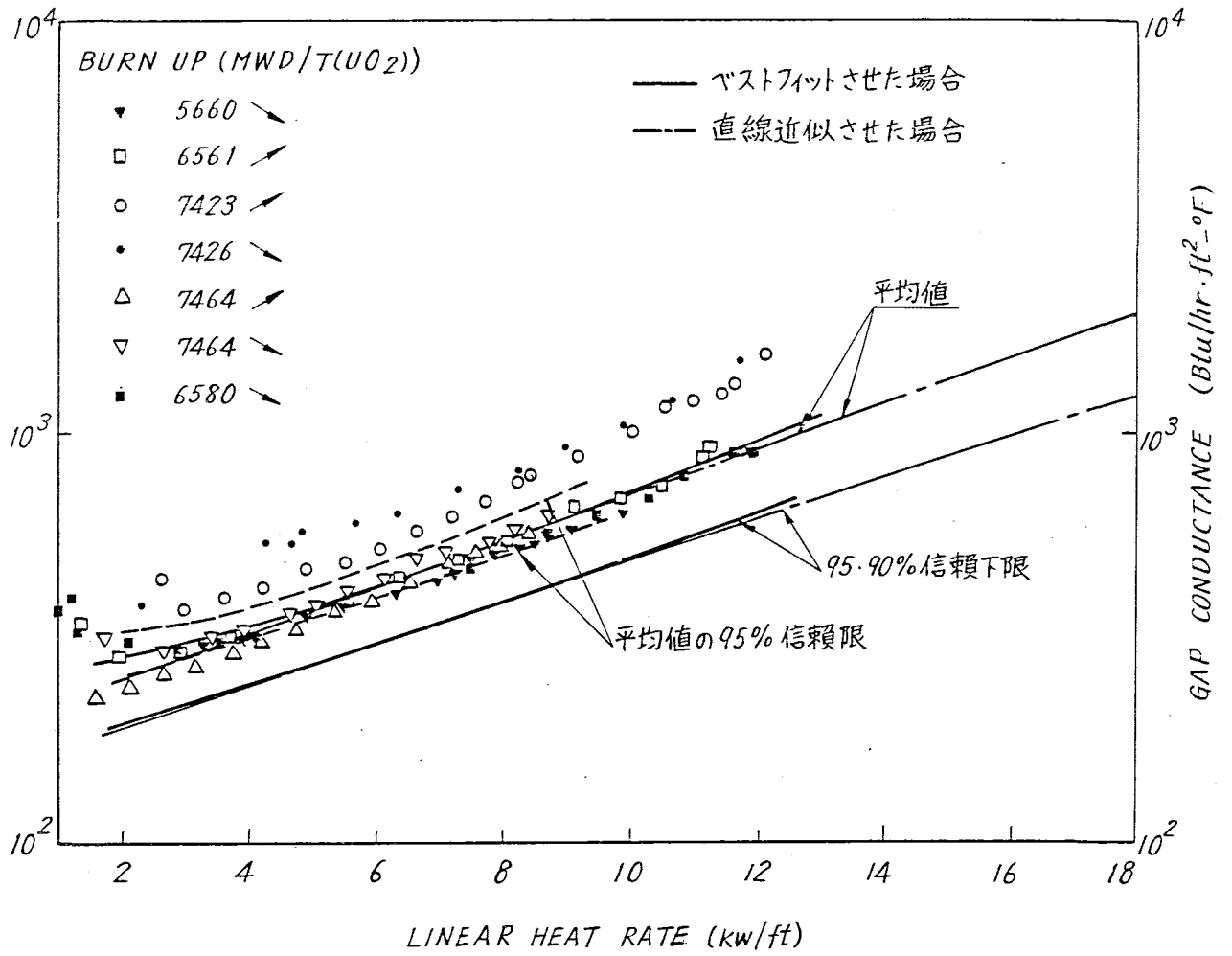


第1.2-13図 燃料中心孔温度





第1.2-14回 ギャップコンダクタンスの値



第1.2-15図 ギャップコンダクタンスの値

## 2-3 内圧計算パラメータ

### 2-3-1 F.P.ガス生成率

F.P.ガスとして生成される気体はKrとXeである。Krの生成量は中性子束に殆んど関係なく100 fission当り3.85 atomである。Xeに関しては、 $^{135}\text{Xe}(n,\gamma)^{136}\text{Xe}$ 反応の為に安定なXe、すなわち $^{131}\text{Xe}$ 、 $^{132}\text{Xe}$ 、 $^{134}\text{Xe}$ 、 $^{136}\text{Xe}$ の合計は中性子束に依存し、100 fission当り21.83~28.13 atomsとなる。従つてF.P.ガス(Kr, Xe)生成率としては100 fission当り25.7~32.0 atomである。今100 fission当り32 atomのF.P.ガス生成率として単位換算を行なうと、 $1.40 \times 10^{-8} \text{ ml/MWD}$ となるが、この値は全ての $^{135}\text{Xe}$ が $^{136}\text{Xe}$ に変換するとした場合であり、 $^{135}\text{Xe}$ が $^{135}\text{Os}$ に変換する割合を差し引くとF.P.ガス生成率は $1.35 \times 10^{-8} \text{ ml/MWD}$ となる。

(GEAP-4418)

### 2-3-2 F.P.ガス放出率

95% T.D.  $\text{UO}_2$ ペレットをジルカロイ-2管に封入した試料による照射実験よりNelson<sup>1)</sup>らは生成されたF.P.ガスのうち1,900°C以上で100%、1,900°C~1,650°Cでは20%が放出され、1,650°C以下では放出を無視できるほど少ないというモデルを提案している。又、Lyon<sup>2)</sup>らはNelson, Notley, Williamsonらの結果も参照のうえ、3,000°F(1,650°C)以上で100%、3,000°F以下では4%のF.P.ガス放出率が実験結果に対して十分安全側の予測を与えることを報告している。(第12-16図)

このモデルはBWR燃料設計に採用されているものであるが、ATR燃料においても燃焼度に関係なく、

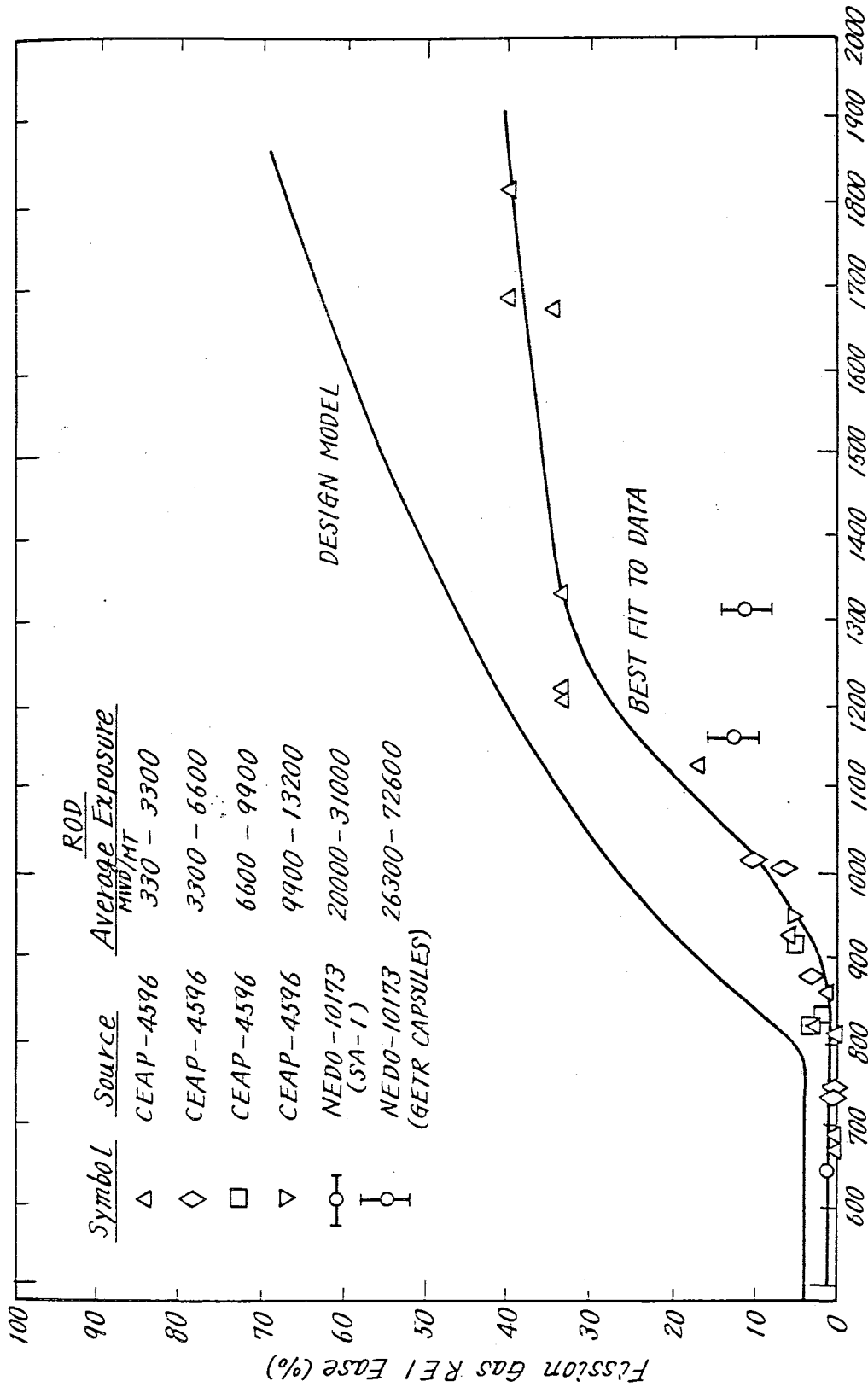
1,650°C以上で100%

1,650°C以下で 4%

の放出率を採用する。

1) R. C. Nelson et al GEAP-4572 (1964)

2) M. F. Lyon et al, Nuclear Engineering and Design. Vol 21(1972)



Maximum fuel rod Volume average Temperature °C

第1.2-16 図 F.P ガス放出率の実験結果

## 2-4 燃料のスウェリングモデル

燃料のスウェリングは核分裂物質の蓄積による体積膨脹であつて、このスウェリングはF.P.ガスバブルによるもの、固体状F.P.の蓄積によるものから成ることが良く知られている。スウェリングに関する実験データは数多く報告されているが、スウェリング現象は温度、組成、燃焼度、密度および外部拘束条件等に依存することから夫々のデータが採取された実験条件により、スウェリング量の見積られた差異は大きい。

最も系統的に且つ定量的に行われた実験として、WAPDのものが挙げられる。\*

- \* 参考文献
1. WAPD - TM - 263 (1962)
  2. WAPD - TM - 629 (1967)
  3. WAPD - TM - 631 (1968)
  4. WAPD - TM - 1455 (1962)
  5. WAPD - TM - 455 (1966)
  6. WAPD - TM - 264 (1962)

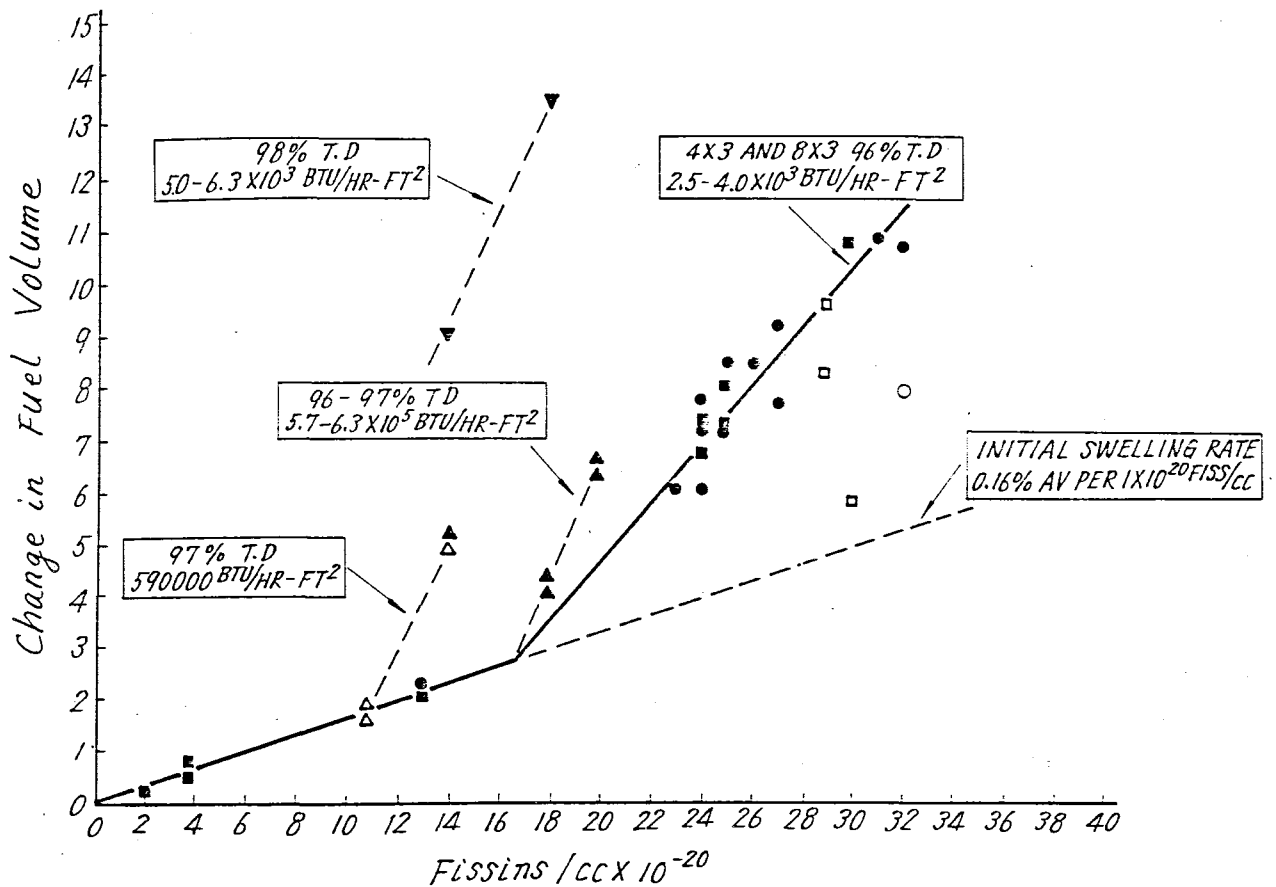
これらのデータからの一般的見解として、第1.2-1.7図に代表例として示される如く外部拘束状態のもとでは、スウェリング速度は $0.16 \text{ v/o} / 10^{20} \text{ fissions/cc}$ 、内部ポイド等が完全に吸収された後では $0.7 \text{ v/o} / 10^{20} \text{ fissions/cc}$ である。

一方、最近のGEに於ける外部拘束を大きくした実験結果では、正味のスウェリングは上述に比べて控目の値を報告している。\*\*

- \*\* 参考文献
1. Nucl Metallurgy 13 (AIME) Oct. 1967
  2. GEAP - 13686 (1971)
  3. GEAP - 12148 (1970)

一方、逆にBMIでの実験によれば，\*\*\* F.P. ガスによるスウェリングとして外部拘束に強く依存するが、拘束のない条件下で大きいスウェリング量を報告している。

- \*\*\* 参考文献
1. Trans ANS Suppl no.1 vol 14 13-15 (1971)
  2. J. Nucl Mat, 44, 136 (1972)
  3. Mat. Sci & Eng 9, 293 (1972)



第1.2-17図 Bettisによるスウェリング速度の燃焼度依存性

2-5 ジルカロイ被覆管の機械的解析パラメータ

2-5-1 物性値

(1) ヤング率  $E$  ( $Kg/cm^2$ )

$$E = 9.9 \times 10^5 (1 - 9.36 \times 10^{-4} T) \quad T: ^\circ C \quad (2-13)$$

(W. H. Reactor Fuel Mat. Tech, 1964)

(2) ポアソン比  $\nu$

$$\nu = 0.325 (1 + 6.59 \times 10^{-4} T) \quad T: ^\circ C \quad (2-14)$$

(WCAP-3269-41)

第1.2-18図, 第1.2-19図にこれらの式(破線で示す)のその他データとの対比を示す。ポアソン比に関するデータのバラツキは大きいですが, 強度解析においては, 余り影響のない因子である。

2-5-2 高温水中の腐食速度

高温水中の腐食増量について代表的データとして次のものが挙げられる。

(1)  $400 \text{ mg/dm}^2 / 1,000 \text{ 日}$  (約  $300^\circ C$  の値)

(J. Nucl Materials 28, 1 (1968))

(2)  $85 \text{ mg/dm}^2 / 1,825 \text{ 日} (316^\circ\text{C} \text{ の値})$

( A / conf / p 243 ( 1964 ) )

腐食による浸食深さと腐食増量との関係は、

$$\text{腐食による浸食深さ ( mil )} = 0.00158 \times W$$

$$W : \text{腐食増量 ( mg/dm}^2 \text{ ) ( ORNL - 3281 )}$$

上記の数値を用いて1年間当りの被覆管の浸食深さを求めると、(1)では0.0059 ( mm/year )、(2)では0.00068 ( mm/year )となる。設計では腐蝕による肉厚減少を0.01 mm/年として用いる。これは実測データと比べて(1)の場合の腐食余裕度はファクター約2であり、(2)の値を採つた場合にはファクター約1.4となり十分な余裕がある。

### 2-5-3 被覆材のクリープ歪

ジルカロイ管の円周方向クリープ歪 ( $\epsilon$ ) は D. S. Wood らのデータ ( D. S. Wood, J. Nucl. Mat, 41, 327 (1971) ) を基に次式で与える。

$$\begin{aligned} \epsilon = & 11.86 \times 10^{-16} t^{0.085} \sigma^a \exp \left\{ \frac{1.19(T-300)}{T+273} \right\} \\ & + 2.12 \times 10^{-18} t \cdot \sigma^{1.225} \exp \left\{ \frac{-Q}{R(T+273)} \right\} \phi^{0.85} \end{aligned} \quad (2-15)$$

ここで

- $\epsilon$  : 円周方向クリープ歪 ( cm/cm )
- $t$  : 時間 ( hour )
- $\sigma$  : 円周方向応力 ( Psi )
- $T$  : 温度 (  $^\circ\text{C}$  )
- $\phi$  : 高速中性子束 ( $E > 1 \text{ MeV}$ ) ( n/cm<sup>2</sup> sec )
- $Q$  : 活性化エネルギー ( 14000 cal/mol )
- $R$  : ガス定数 ( = 1985 cal/mol  $^\circ\text{K}$  )

上式中第1項は初期クリープを示し、第2項は照射下での第2次クリープを表わす。第1項の時間にかかる係数は0.085で小さいことから事実上は荷重下での短期の変形を示す。応力にかかる係数 $a$ は実測データに比べて設計が保守的となるよう台わす。即ち、燃料温度評価においては、被覆管の外圧クリープによる細まりはギャップコンダクタンスに強く影響するためクリープ歪はデータ下限値の $a=2.61$ とし、一方外圧によるクリープ挫屈の評価に際してはクリープ歪はデータ上限値に近い $a=2.72$ を用いる。

#### 2-5-4 クリーブ実測データとの比較

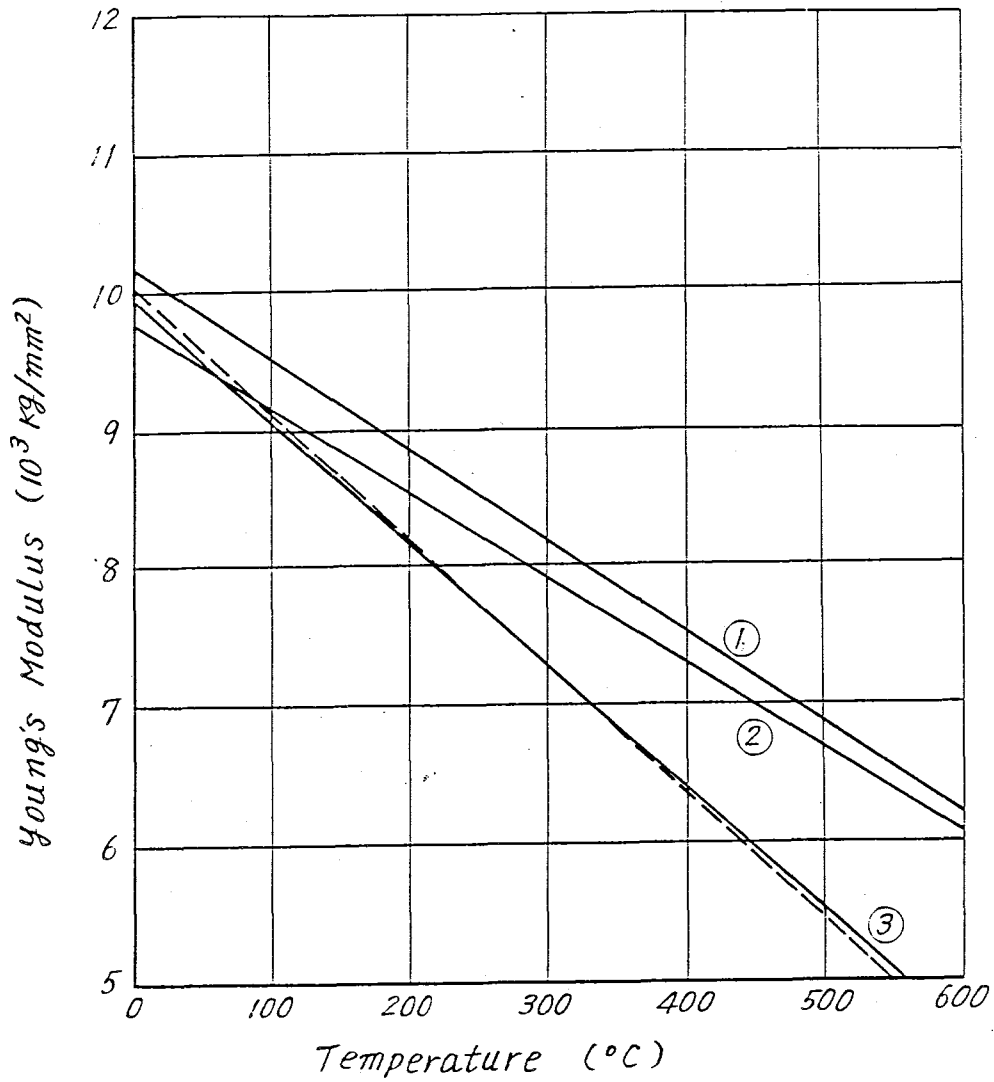
Ibrahim のデータとの比較

(ASTM STP 458, 18~36(1969))

20%冷間加工したジルカロイ-2材について11~26 Kg/mm<sup>2</sup>の応力下でNRU炉で260℃に於るクリープを測定したものである。クリープ式に含まれる指数" $n$ "を2.61, 2.72とした場合の計算結果を第1.2-20図~第1.2-23図に示す。実測値はいずれもこの上下限值の間にある。

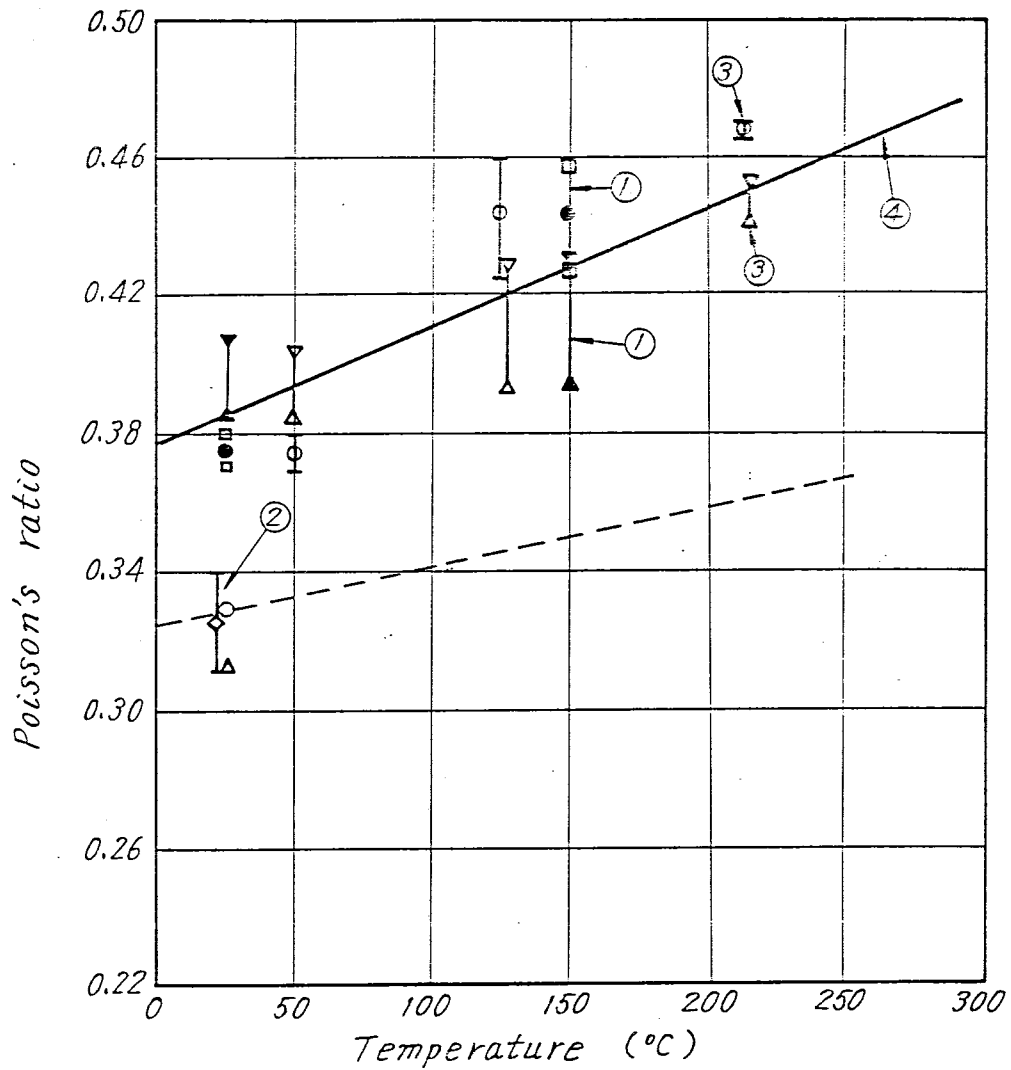


第1.2-18 Zry-2 および Zry-4 のヤング率

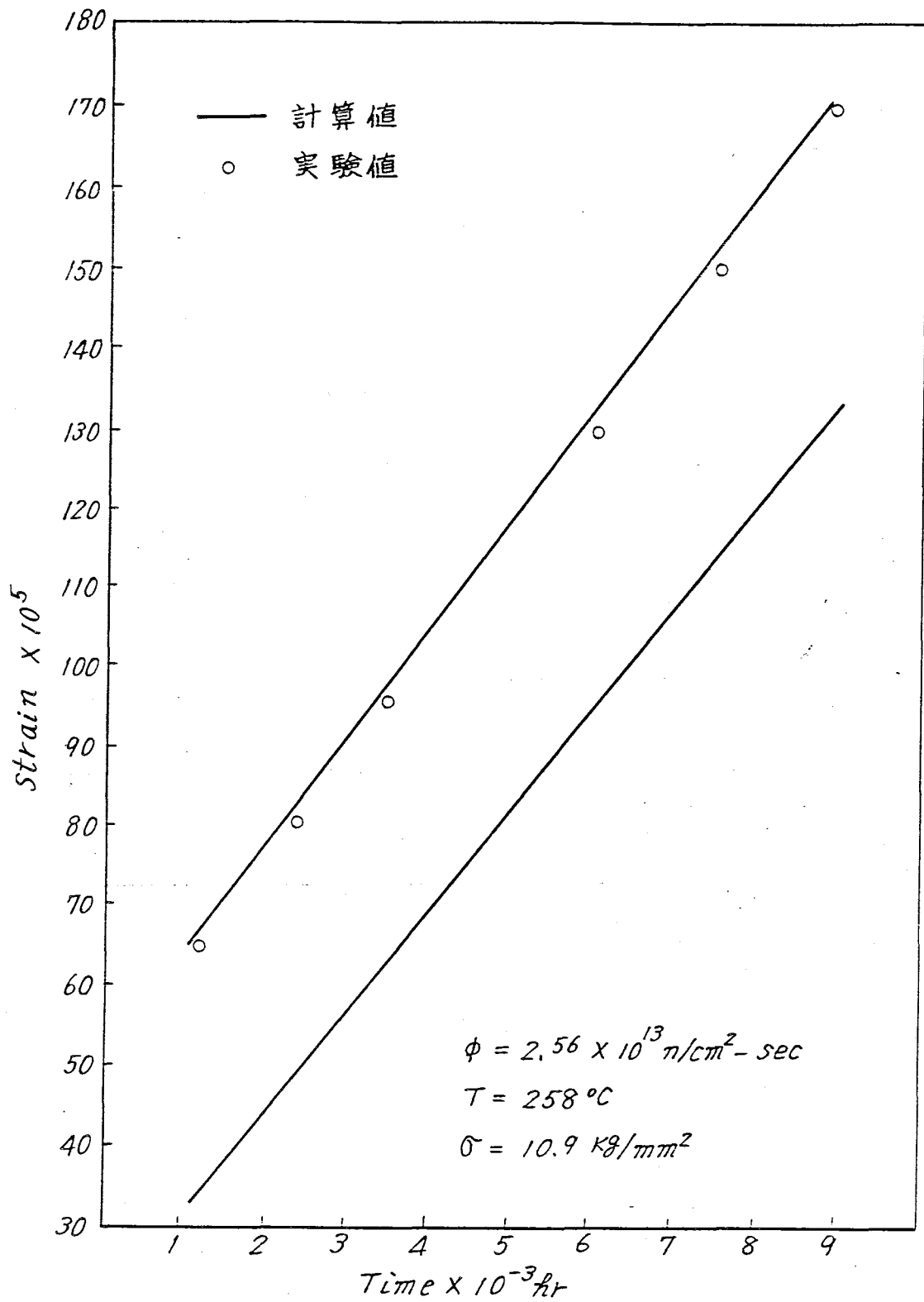


- ① Reactor Structural Materials STP 314 ASTM (1962)  
Zry-2
- ② (HW-60908, Oct, 1959) Zry-2
- ③ Westinghouse Reactor Fuel Material Technology  
1964. Zry-4

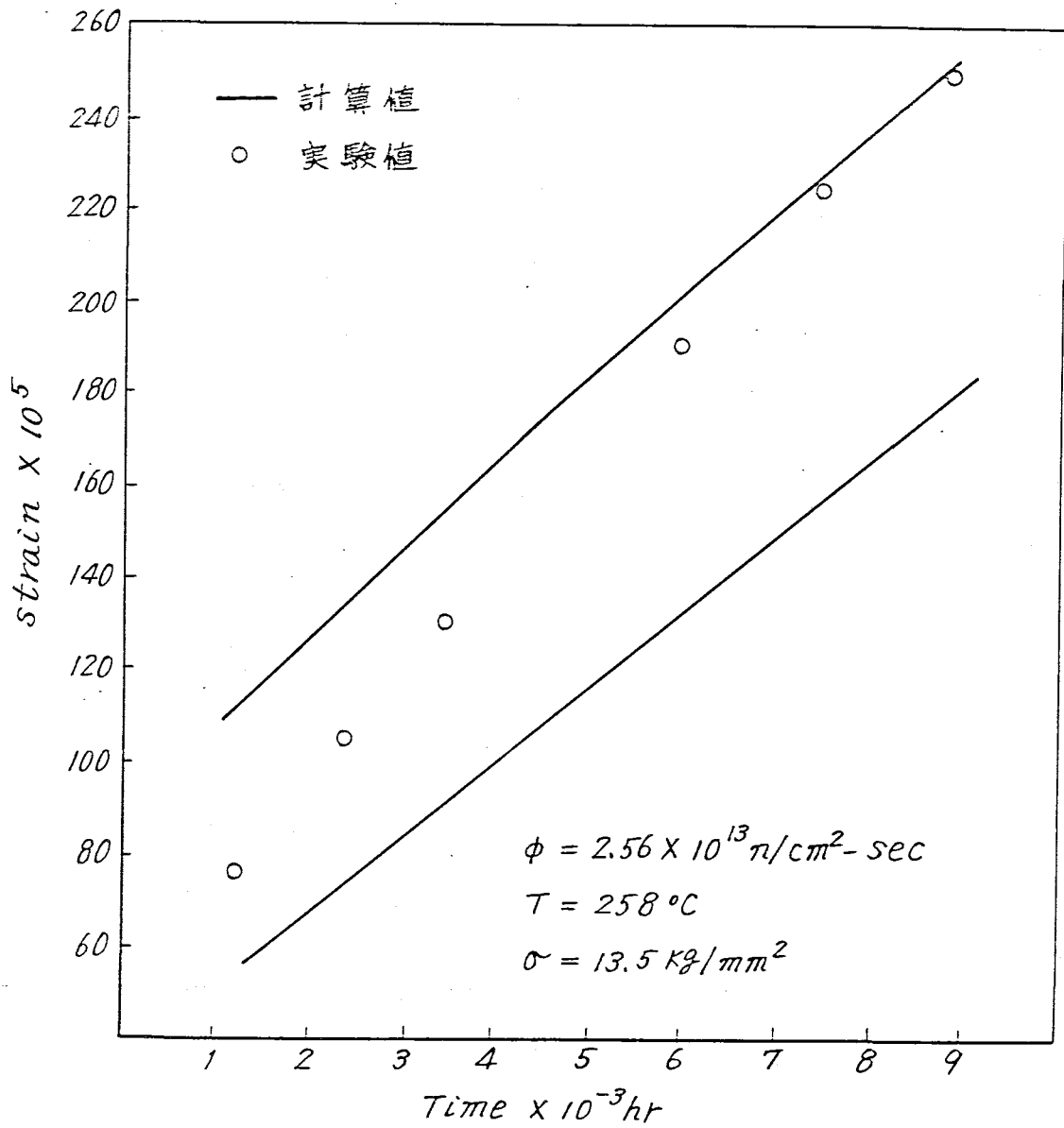
第1.2-19回 Zry-2 のポアソン比



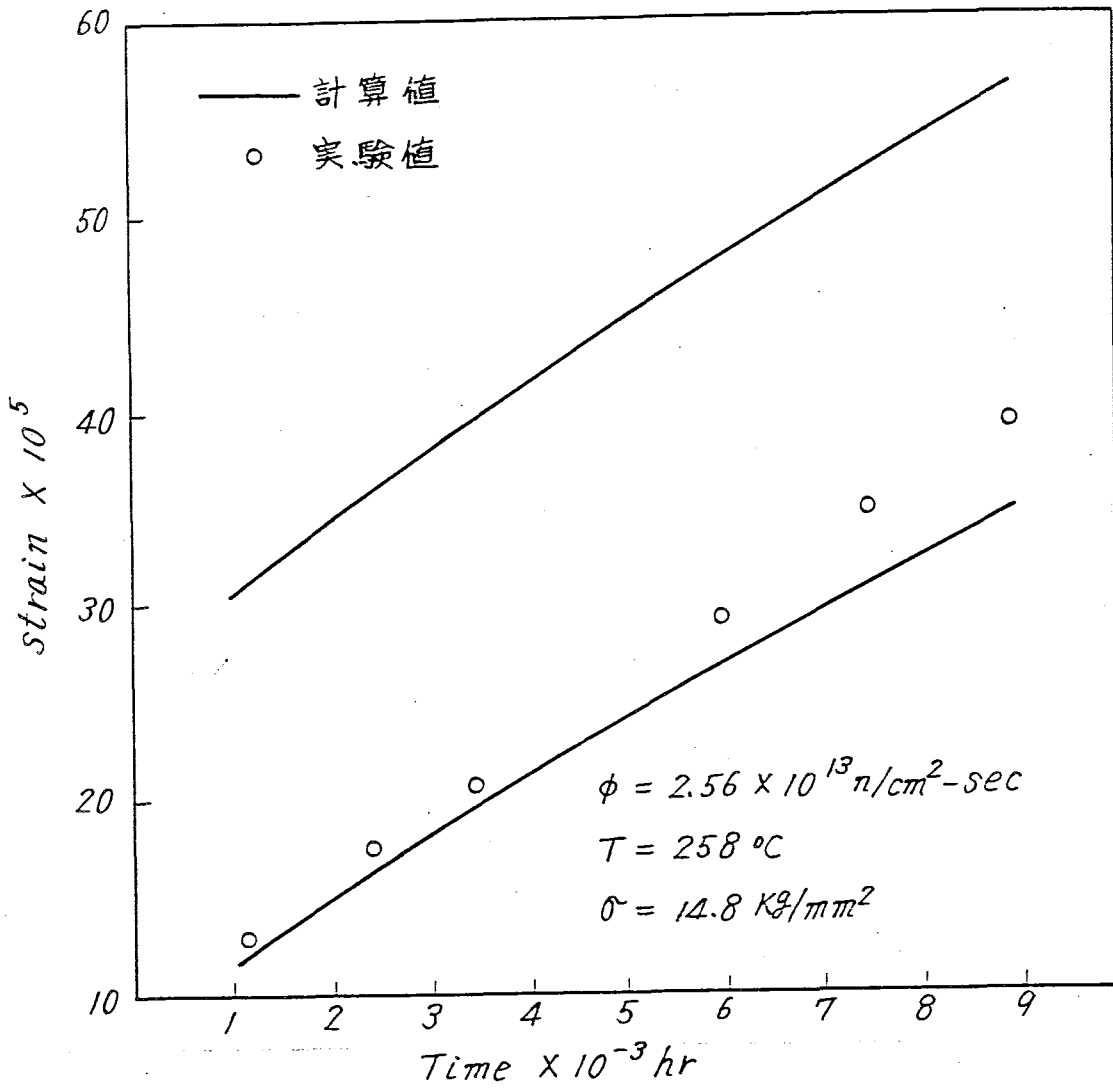
- ① ASTM Special Technical Publication NO. 314 1962  
BUREAU OF MINES ZIRCONIUM  
□ annealed  
▼ cold-worked (25%)
- ② WAPD - BT - 10 (1958) R. E. Johnson  
0.325 ± 0.015 (at R.T.)
- ③ Westinghouse Reactor Fuel Material Technology  
□ annealed  
▼ cold-worked
- ④ WCAP - 3269 - 41 (1965)



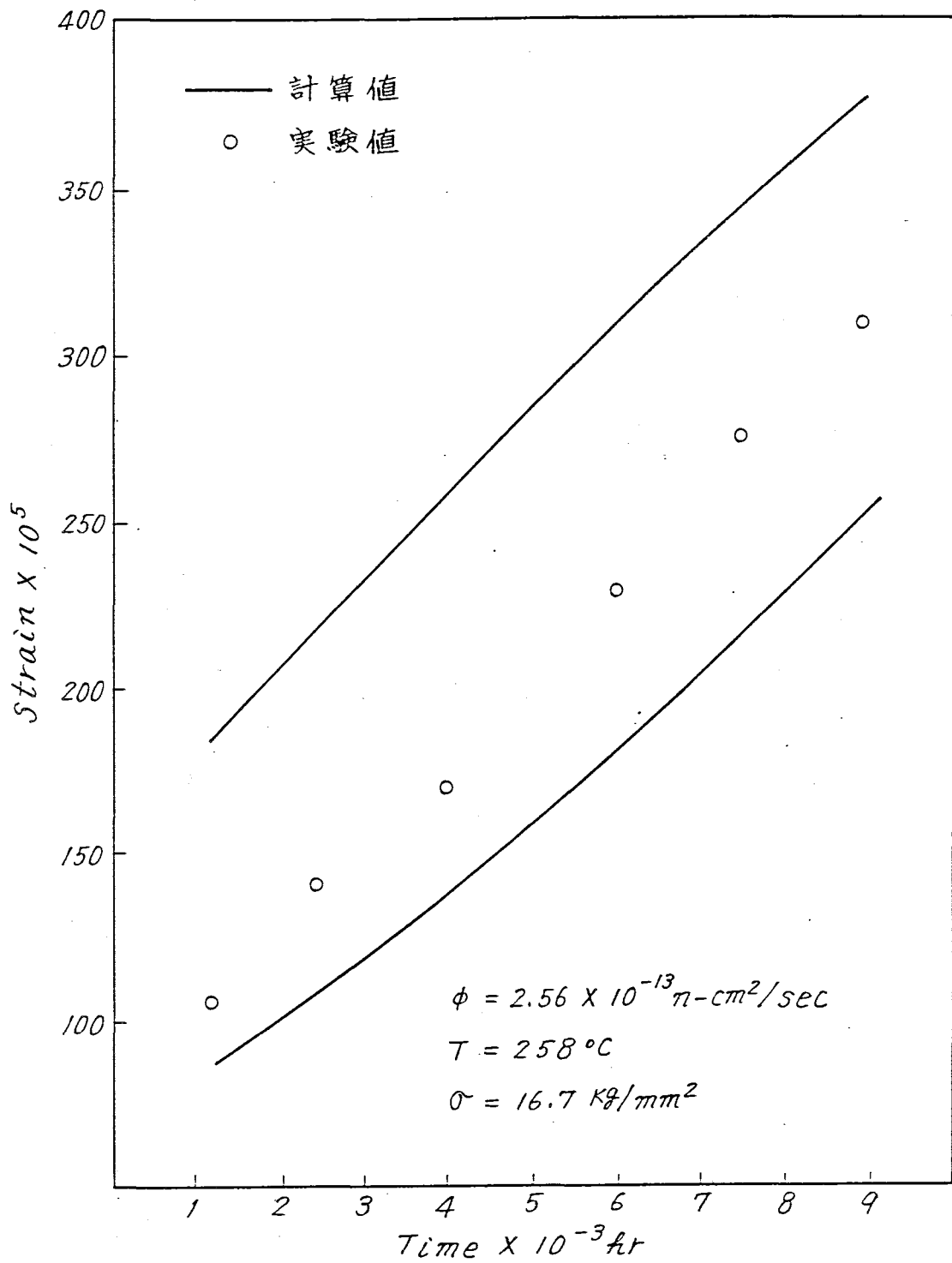
第1.2-20図 クリープ歪データとの比較



第1.2-21図 フリープ歪データとの比較



第1.2-22図 クリープ歪データとの比較



第1.2-23図 クリープ歪データとの比較

2-5-5 照射燃料の外径寸法との比較

(1) Dresden - 1 での照射

a) 燃料棒主要仕様

材 質	ジルカローイ - 2 (冷間加工, 歪取焼鈍材)
被覆管外径	14.29 mm
肉厚	0.89 mm
燃料棒全長	296 cm
燃料有効長	275 cm
ペレット径	12.24 mm

b) 照射量

照射日数	1,103 日
燃料燃焼度	15,500 MWD/MT
積算高速中性子束	$2.5 \times 10^{21} \text{ n/cm}^2$

c) 照射後試験

クラッドを除去後プロファイロメータにより, 燃料棒を回転させながら, 直径を連続的に測定 (測定精度は  $\pm 0.0002 \text{ inch}$ ) この測定により直径最大と最小の包絡線が得られ, その平均値を求めた。第 1.2-2.4 図に夫々の燃料棒について 1 インチ長さで平均した軸方向 8ヶ所での測定結果を示す。又, 同図に計算結果を実線で示す。

(2) SGHWR 照射 ATR 燃料

a) 燃料棒主要仕様

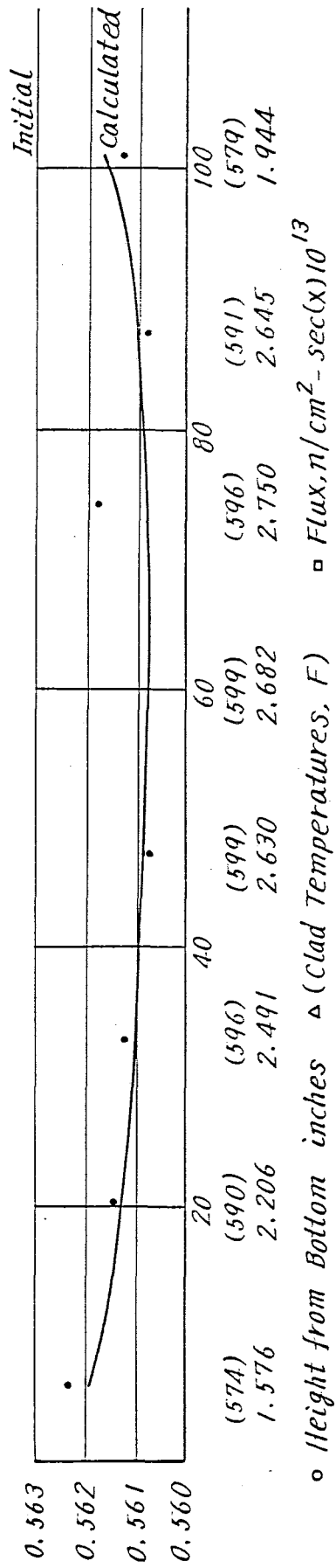
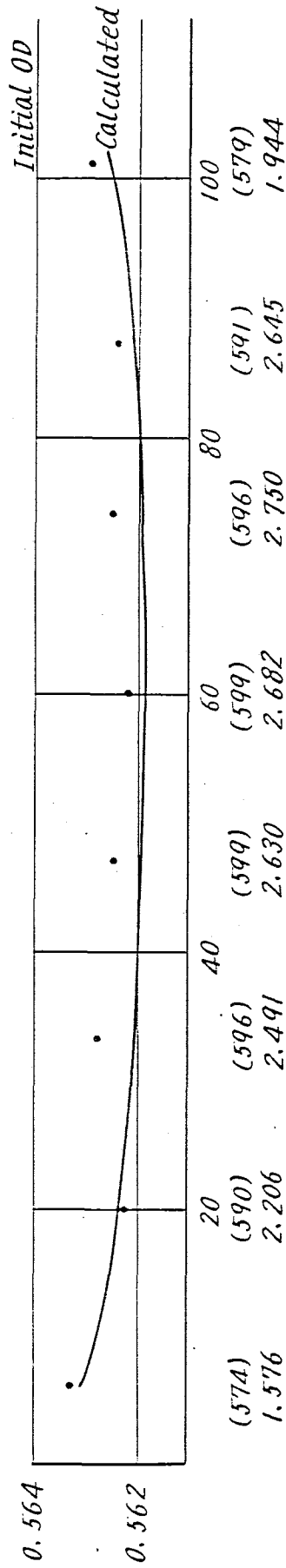
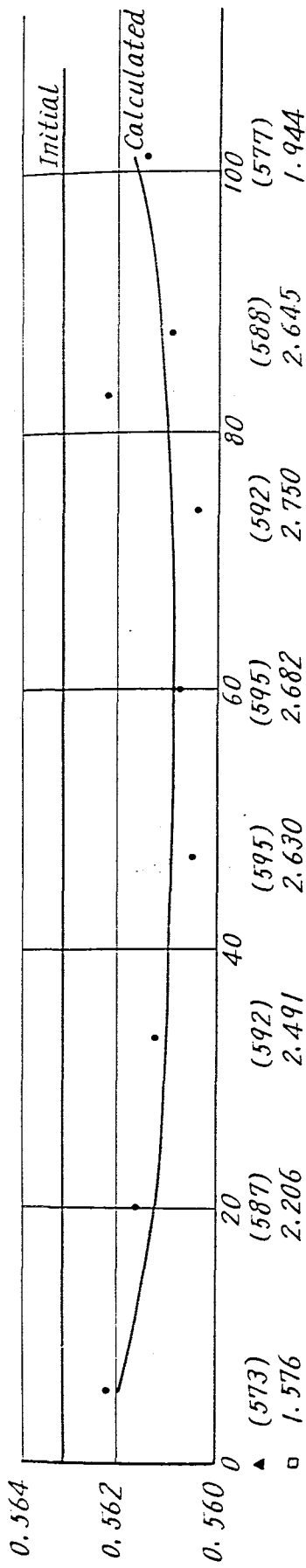
被覆管材質	ジルカローイ - 2
被覆管外径	16.66 mm
被覆管肉厚	0.905 mm
燃料棒全長	389.4 cm
燃料有効長	340.8 cm
ペレット径	14.56 mm

b) 照射量

照射日数	142 日
燃料燃焼度 (集合体平均)	2,900 MWD/TeU
高速中性子束 ( $> 1 \text{ MeV}$ )	$\sim 3 \times 10^{18} \text{ n/cm}^2 \text{ sec}$

c) 照射後試験

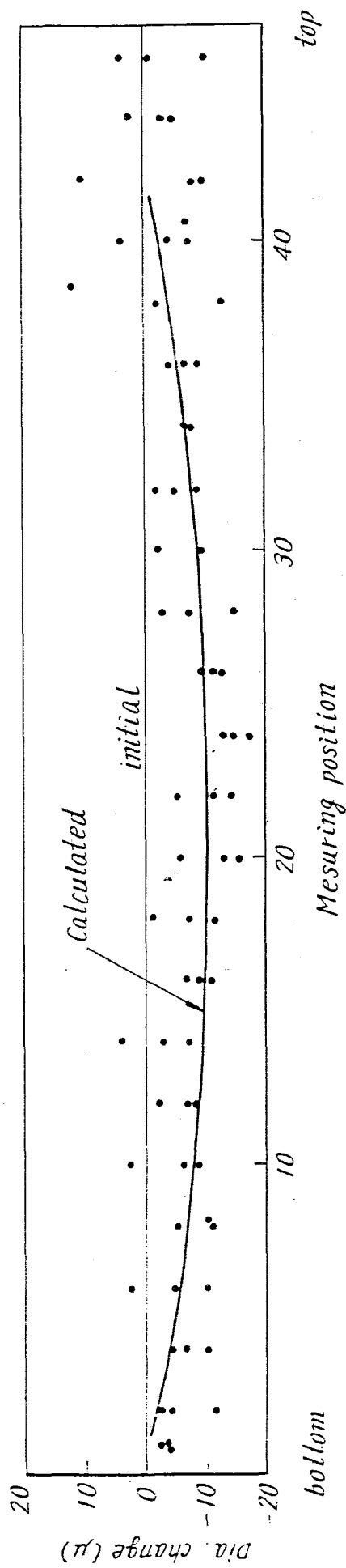
照射前, 燃料棒軸方向に沿って 2.4 点で直角 2 方向の外径測定を行ない, 照射後, クラッドを除去し, 照射前測定位置の近傍で, 同じく直角 2 方向の測定を行なった。測定結果を第 1.2-2.5 図に示す。尚, この測定の標準偏差は  $0.005 \text{ mm}$  である。



○ Height from Bottom inches    △ (Clad Temperatures, F)    □ Flux(x)/cm<sup>2</sup>-sec(x)10<sup>13</sup>

第1.2-24図 Dresden / 燃料棒の 26500hr 照射後の 直径実測値と計算値の比較





第1.2-25図 SGHWR照射ATR燃料棒の燃焼度2900MWD/T(集合体平均)後の  
直径実測値と計算値の比較

### 3. ペレットの最高温度と融点

#### 3-1 $UO_2$ の融点

$UO_2$  の融点は、測定者によつて異なり、第 1.2-1 表に示すごとく、 $2,730 \sim 2,840^\circ C$  まで範囲にばらついている。

しかし、これらのデータを詳細に評価すると、現在、Lyon 等が測定した  $2,840^\circ C$  が最も信頼できる。

#### 3-2 照射に伴う $UO_2$ の融点の変化

照射に伴う  $UO_2$  の融点の変化については、照射とともに急激に減少するという説 (Christensen 等)<sup>2</sup> と変化がないという説<sup>3</sup> (Lambert Bate) があるが、Kraukota<sup>4</sup> 等は、混合酸化物について、 $0 \sim 200,000 \text{ MWD/T}$  迄の照射領域で約 100 点の測定を行い、 $200,000 \text{ MWD/T}$  で約  $80^\circ C$  減少することを見出した。

Biancheria<sup>5</sup> 等は、このデータを統計的に処理し、照射に伴う融点の変化は、次の式で与えられることを示した。

$$Y = -0.20645X - 58.887 (\pm 24.5) \quad (3-1)$$

ここに、 $X$  : 燃焼度 ( $X \cdot 10^{-3} \text{ MWD/T}$ )、 $Y$  : 融点減少量

これらの結果、我々の研究室で模擬燃料を用いて行つた実験結果とも良く一致している<sup>6)</sup>。両方の結果を第 1.2-26 図、第 1.2-27 図に示す。

#### 3-3 1% $PuO_2$ 添加に伴う融点の変化

Lyon 等<sup>1</sup> は、 $UO_2 - PuO_2$  系の融点を測定し、5%  $PuO_2 - UO_2$  で  $2800^\circ C$ 、10%  $PuO_2 - UO_2$  で  $2805^\circ C$  の値を得た。

このことから、1% の  $PuO_2$  添加に伴う  $UO_2$  の温度変化はせいぜい  $10^\circ C$  以内であると言える。

#### 3-4 実験値との比較

$UO_2$  の融点を  $2840^\circ C$  とし、照射に伴う融点変化を 2 項の式 (3-1) の  $Y$  の値で表現すると照射とともに  $UO_2$  の融点は次のようになる。

$$UO_2 \text{ 融点} : 2840 - 0.20645X - 58.887$$

$$X : \text{燃焼度} (X \cdot 10^{-3} \text{ MWD/T})$$

この計算値と Lambert Bate の実験値を比較した結果を第 1.2-2 表に示す。

この結果から、この計算値は、いずれも Lambert Bate の実験値より低温度を示す。

これまでの考察から、1%  $PuO_2 - UO_2$  燃料の融点、 $M$  として次の値を推奨できる。

$$M = 2830 - 0.20645X - 58.887$$

$$X : \text{燃焼度} (X \cdot 10^{-3} \text{ MWD/T})$$

3-5  $UO_2$  および  $PuO_2-UO_2$  ペレットの最高温度

A T R 燃料についての  $UO_2$  および  $PuO_2-UO_2$  ペレット最高温度を定格出力時および過渡時最高の 114% 出力時について燃焼度の函数として第 1.2-28 図, 第 1.2-29 図に示す。燃料温度は燃焼初期で最も高いが溶融温度との差は定格時および過渡時について夫々約 600℃, 300℃あり十分な余裕がある。

プルトニウム富化ペレットの場合には,  $UO_2$  燃料に比べ燃焼期間を通じて 10~15℃程度低目の値となっている。

参 考 文 献

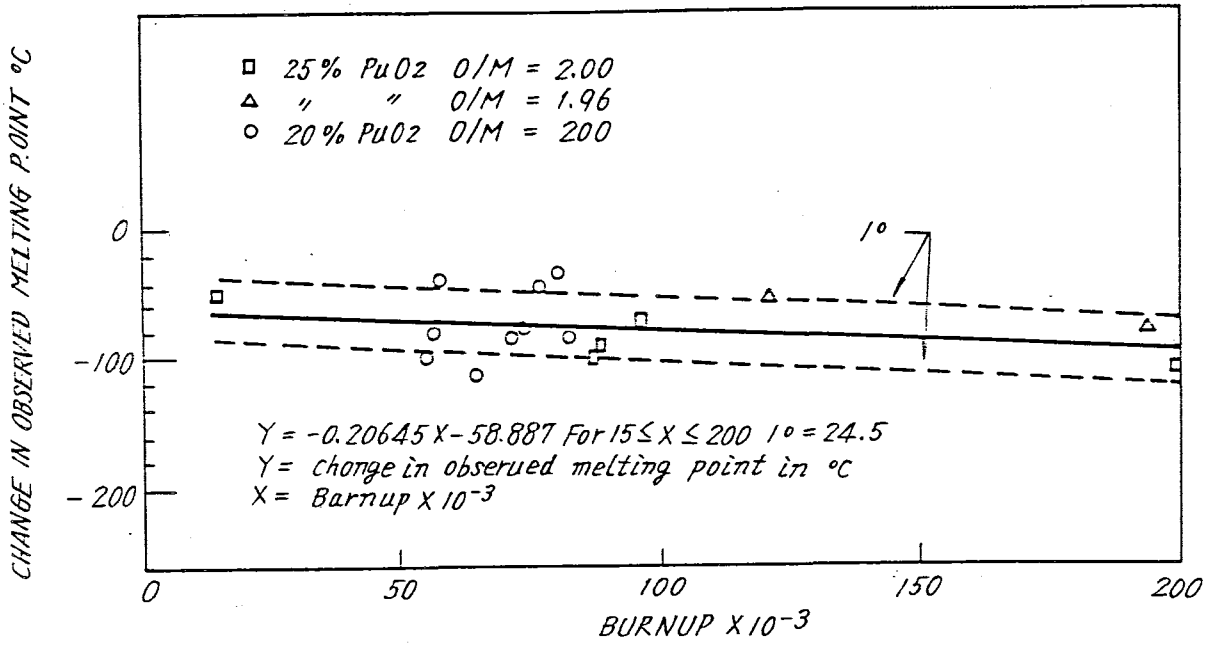
1. W. Lyon and W.E. Baily	J. Nucl. Mat, 22 (1967) 332
2. J. A. Christensen	Trans. ANS, 7 (1964) 390
3. J. Lambert Bate	J. Nucl. Mat, 36 (1970) 234
4. J.L. Krankot and C.N. Craig	GEAP-13515 (1969)
5. A. Biancheria, U. P. Nayak M. S Beck	CONF-710414-1
6. S. Kashima et al	JAPAN-US Newsletter 6 (1970) 24 SN841-71-38

第 1.2-1 表  $UO_2$  の 融 点

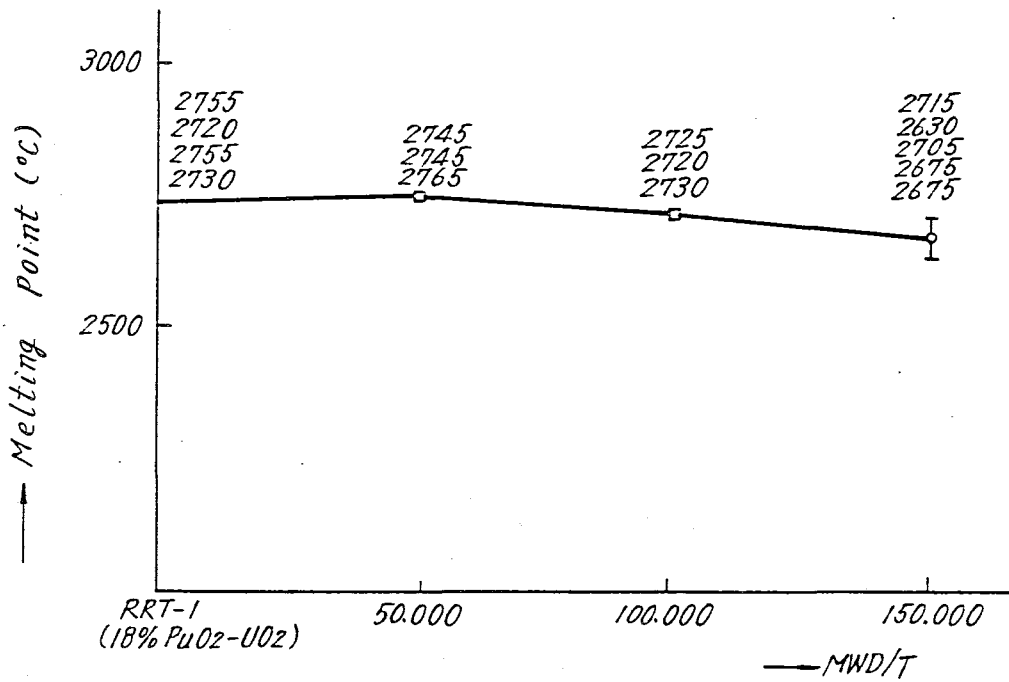
測 定 者	融 点 (°C)	方 法	年 代
Christensen	2790 ± 20	タングステン型ファイラメント	1962
Chikalla	2730 ± 20	同 上	1963
Hausner	2805 ± 15	タングステンカプセル・サーマルアレスト	1965
Lyon and Baily	2840 ± 20	同 上	1967
Latha and Fryxell	2836 ± 15	同 上	1970
Lambert Bate	2805 ± 30	タングステン V 型ファイラメント	1970

第 1.2 - 2 表 実験値と計算値の比較

燃 焼 度 ( $\times 10^{-8}$ MWD/T)	Lambert Bate の 実 験 値 (°C)	計 算 値 °C
0.04	2.805	2.781
0.136	2.802	2.781
0.403	2.791	2.781
5.58	2.802	2.780
6.23	2.795	2.780
6.77	2.810	2.780

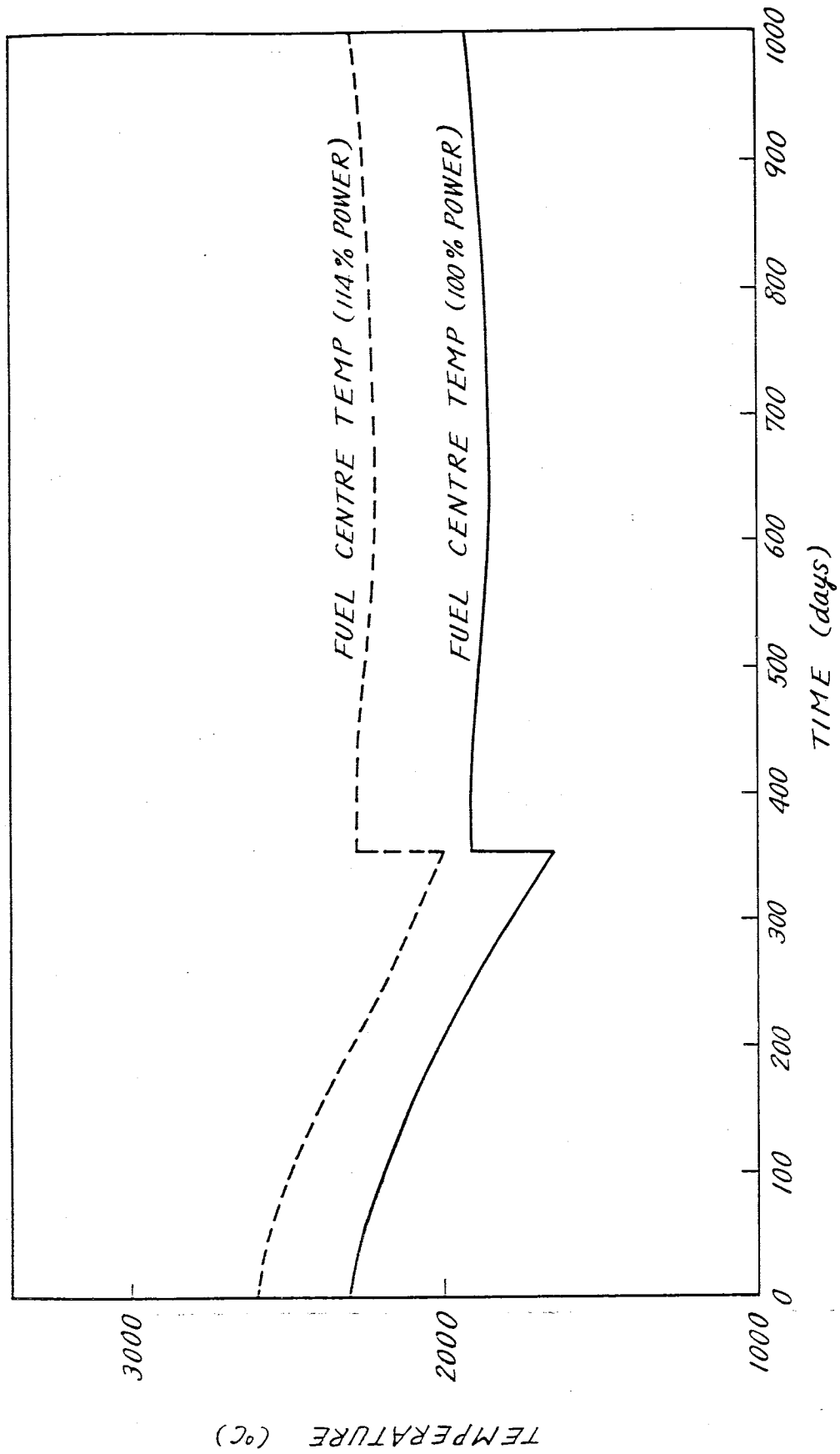


第1.2-26図 照射に伴う融点の変化<sup>3</sup>



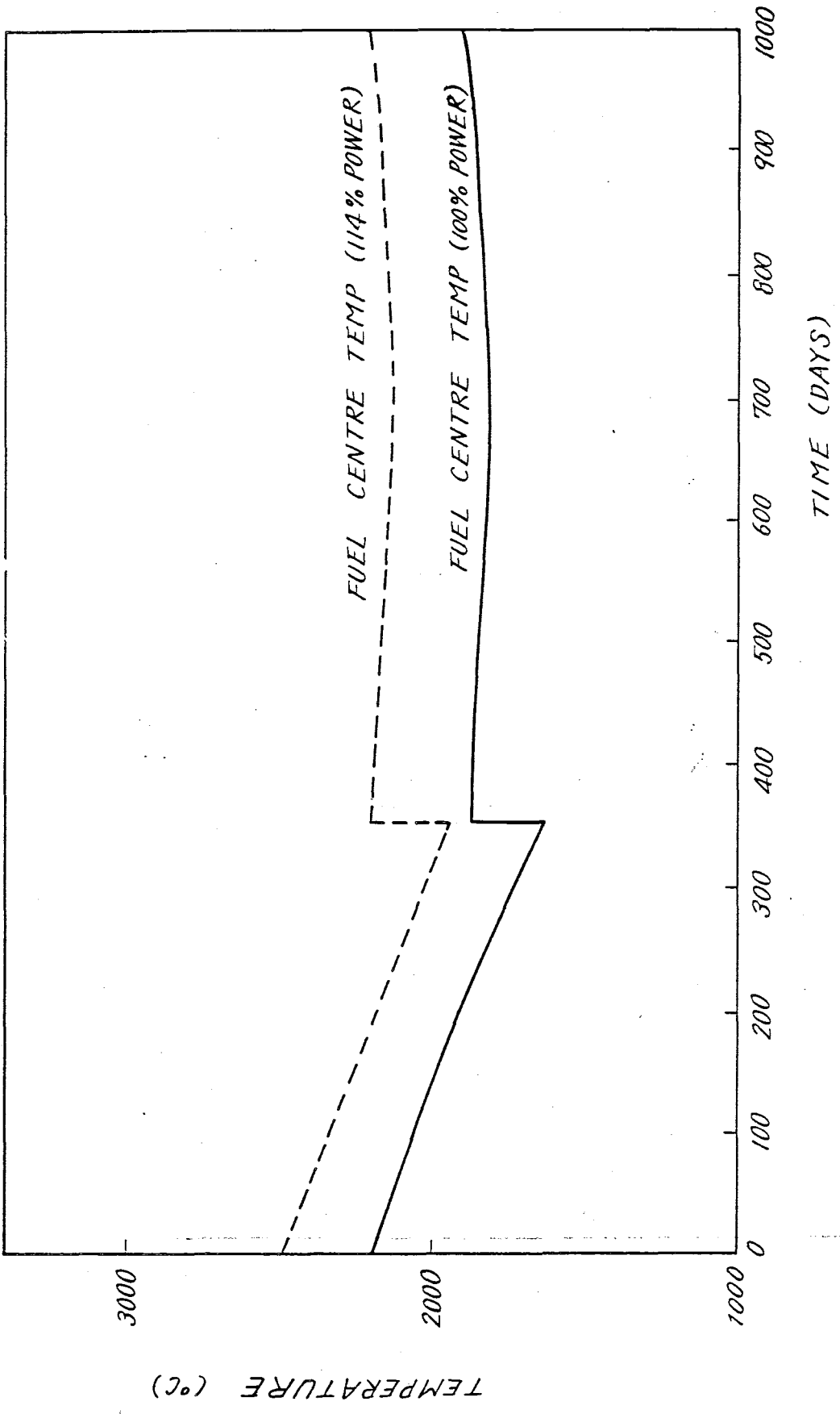
第1.2-27図 燃烧に伴う融点の変化<sup>6</sup>  
(模擬燃料による実験)

UO<sub>2</sub> fuel



第 1.2-28 図 燃料中心最高温度の燃焼度による変化

(PuO<sub>2</sub> + UO<sub>2</sub>) 燃料



第1.2-29図 燃料中心最高温度の燃焼度による変化

### 1.3 安全解析に用いるギャップコンダクタンスの値について

安全解析に使用するギャップコンダクタンスの値は第1.2章「燃料の熱計算および計算コードについて」の第1.2-14図、第1.2-15図に示すHalden炉照射データ（IFA-206, IFA-230）に基づいて次のように設定した。

(1) 最大被覆材温度解析用ギャップコンダクタンスの値

IFA-206, IFA-230のデータの95-90%信頼下限の低い方の値に対し、更にデンシフィケーションによるベレット径の減少（直径で0.13mm）によるギャップサイズの効果を考慮して補正した値（第1.3-1図参照）とする。

(2) パーフォレーション解析用ギャップコンダクタンスの値

同上のデータの50-50%信頼下限の低い方の値に対し(1)と同様のデンシフィケーションによるベレット径の減少の効果を補正した（第1.3-2図参照）とする。

(3) ATR燃料要素のピーク線出力位置で経験しうるギャップコンダクタンスの値について

第1.2章で述べたとおり、実測データに比べて保守的となっている燃料設計解析コードのモデルを用いて、一定のピーク線出力密度で燃焼させた場合のギャップコンダクタンスの値を、横軸にピーク線出力をとり、燃焼度をパラメータとした場合の計算結果を第1.3-3図に示す。

燃料要素の設計出力（ピーク線出力密度）の時間的変化より（第1.1章「燃料設計の基本」第1.1-2図、本章第1.3-5図参照）、ピーク線出力密度の取りうる燃料要素燃焼度を算出すると第1.3-1表のようになる。

第1.3-1表 ピーク線出力密度と燃料要素燃焼度との関係

ピーク線出力密度 (KW/ft)	燃焼度範囲 (MWD/T)
17.5	0
17.0	0 ~ 1,000
16.0	0 ~ 2,500
15.0	0 ~ 4,200
≤ 14.4	0 ~ 23,000

従って、第1.3-3図および第1.3-1表よりATR燃料要素のピーク線出力密度位置で経験しうるギャップコンダクタンスの範囲を示すと第1.3-4図のようになる。

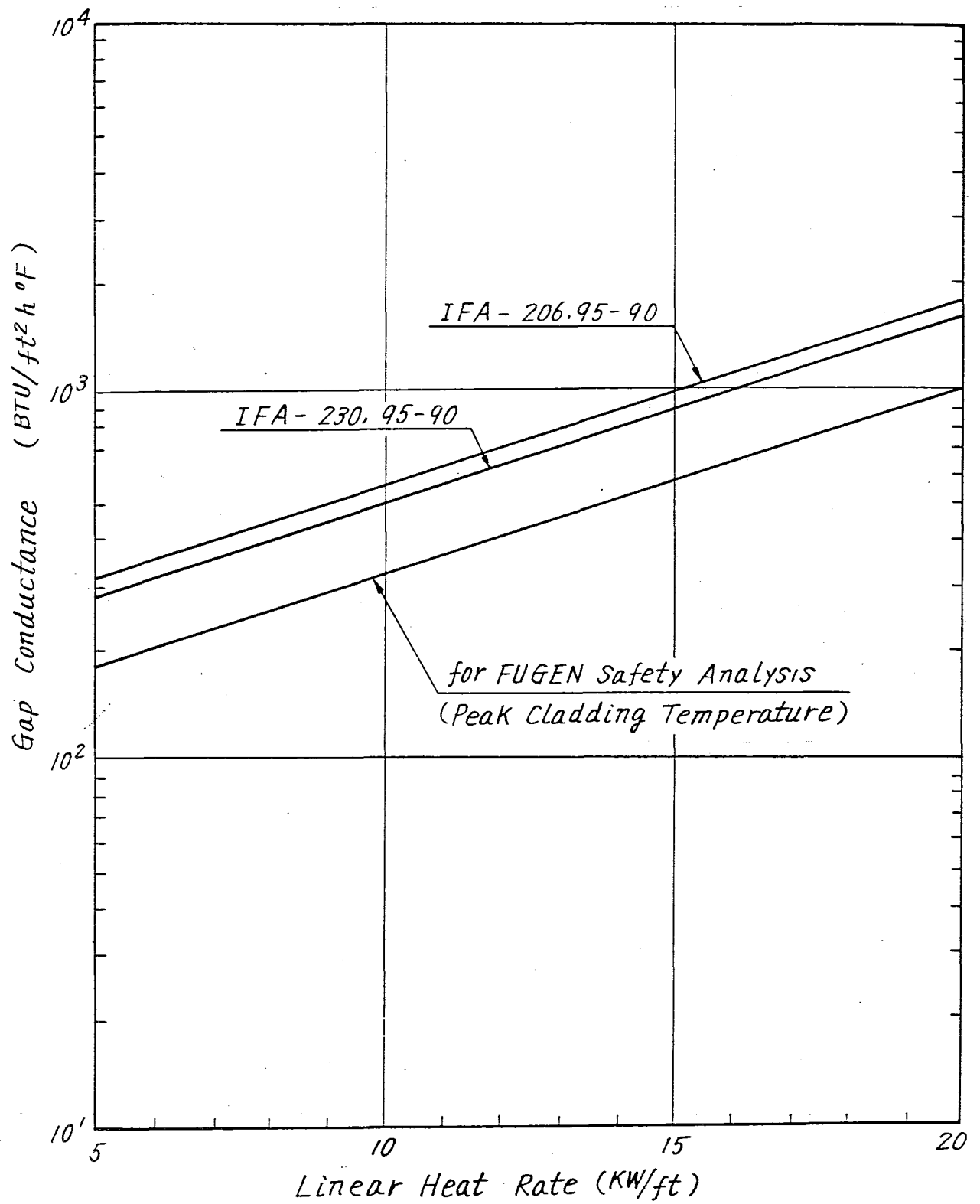
第1.3-4図にはGETRでのキャプセル照射試料の金相解析より求めたギャップコンダクタンスのデータと(1)、(2)で述べた曲線(a)、(b)とを合せて示す、曲線(b)はGETR照射データの分布からみても妥当なものである。

(4) ATR燃料の燃焼に伴う線出力密度の変化およびギャップコンダクタンスの値

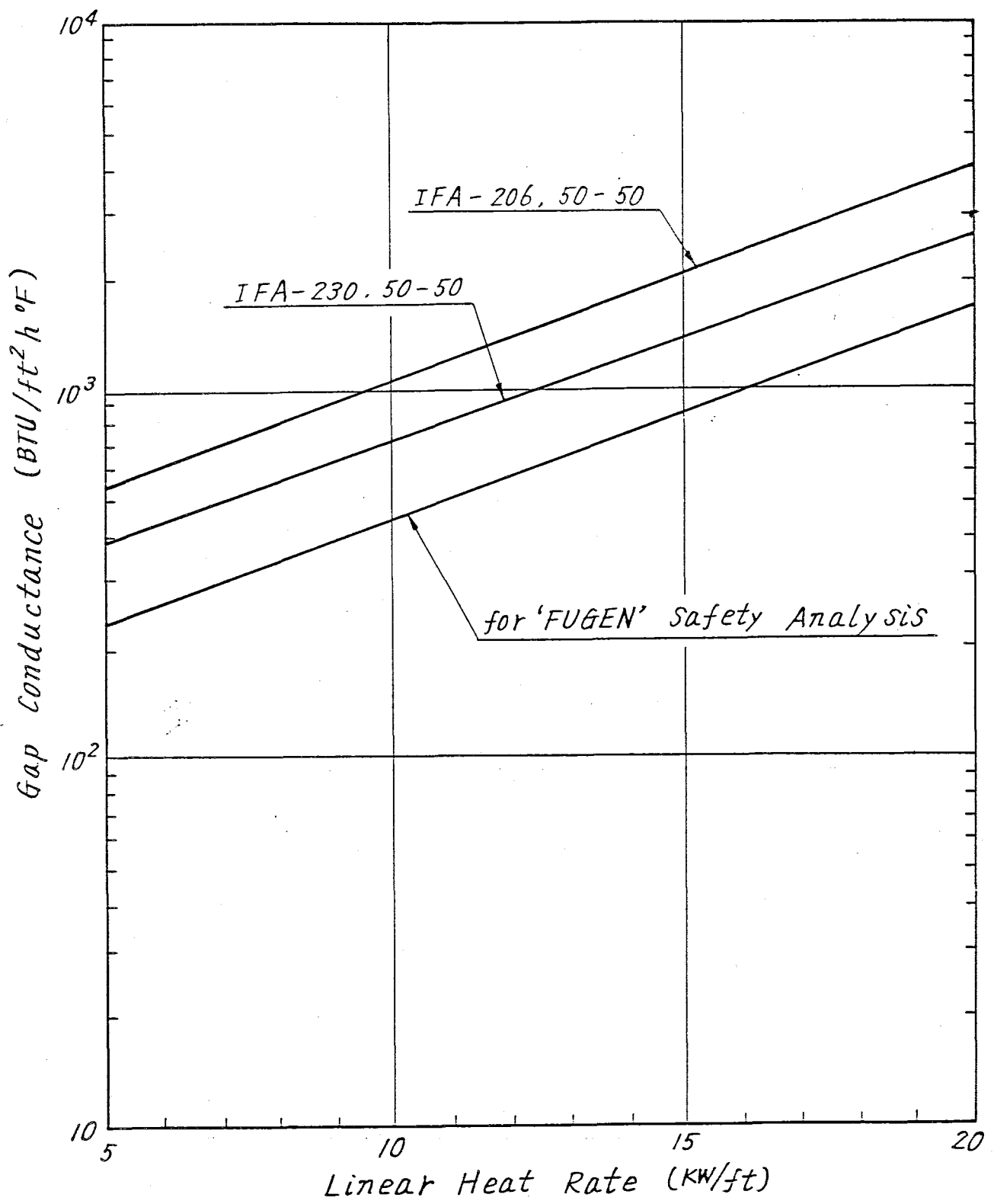


第 1.3-5 図に ATR 燃料の最大線出力密度の燃焼に伴なり変化を示す。

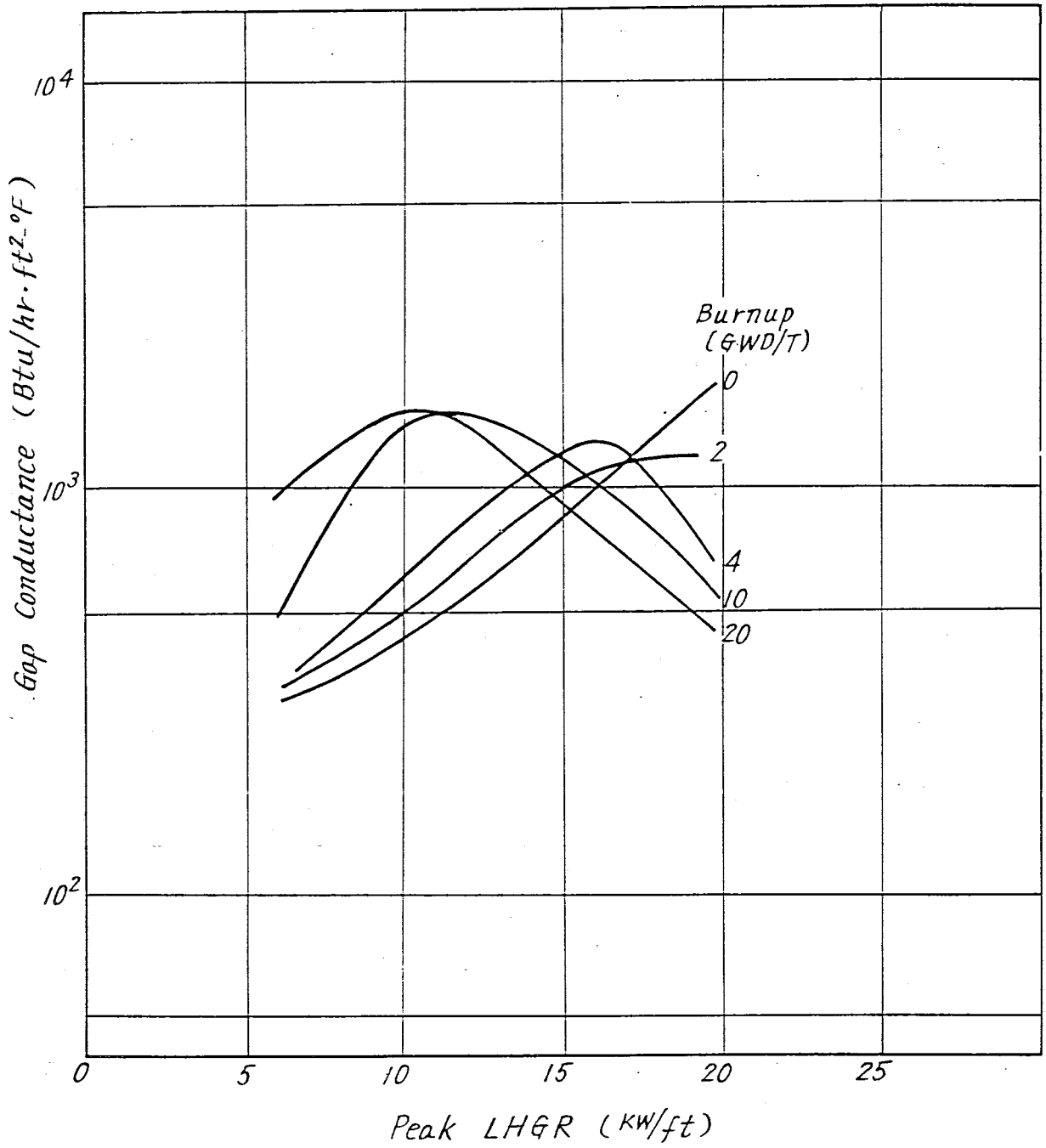
第 1.3-6 図は、第 1.3-5 図に示す最大線出力密度の燃焼に伴なり変化する燃料要素についてのギャップコンダクタンスと燃焼度との関係を示す。



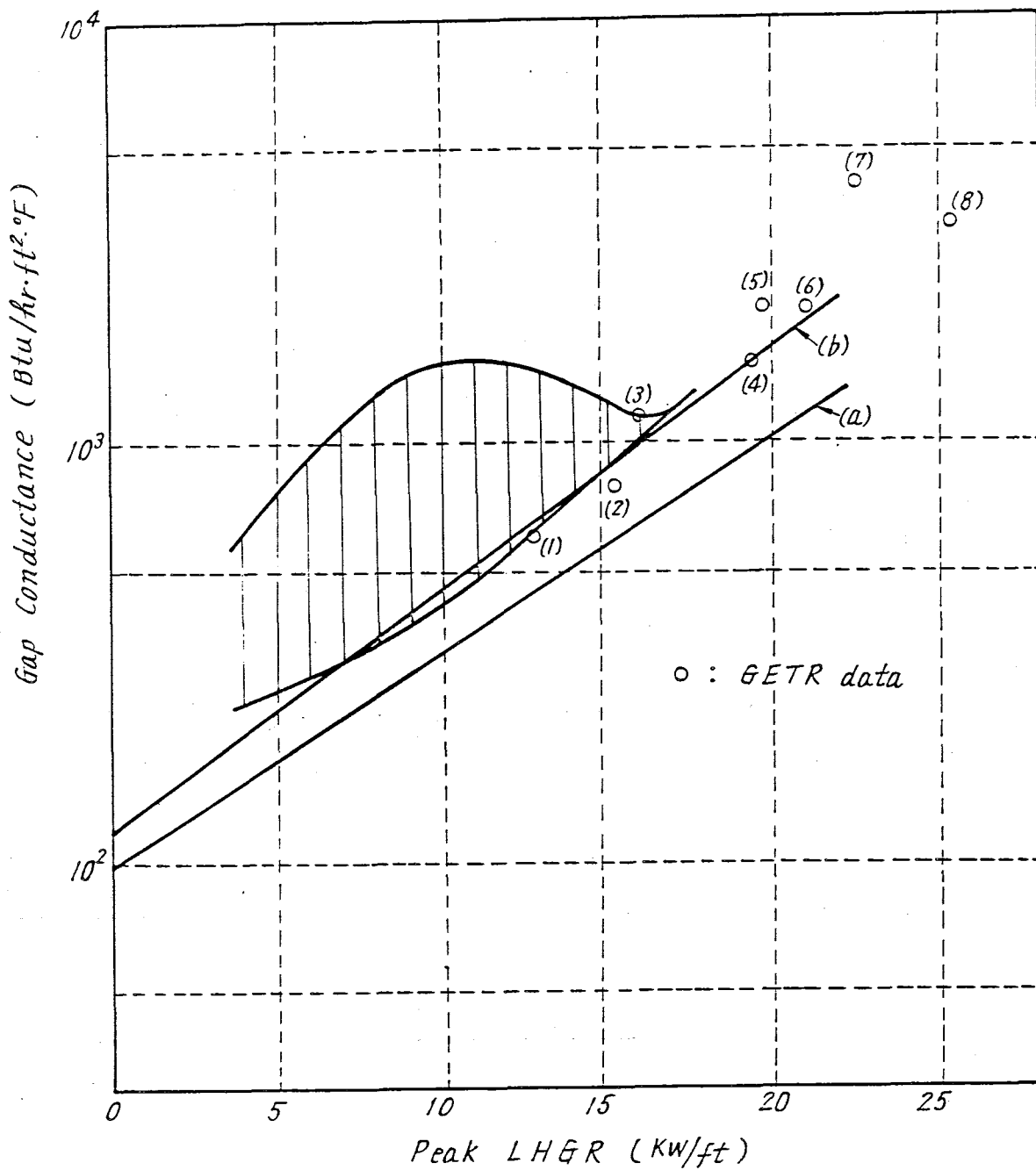
第1.3-1図 最大被覆材温度解析用ギャップコンダクタンスの値



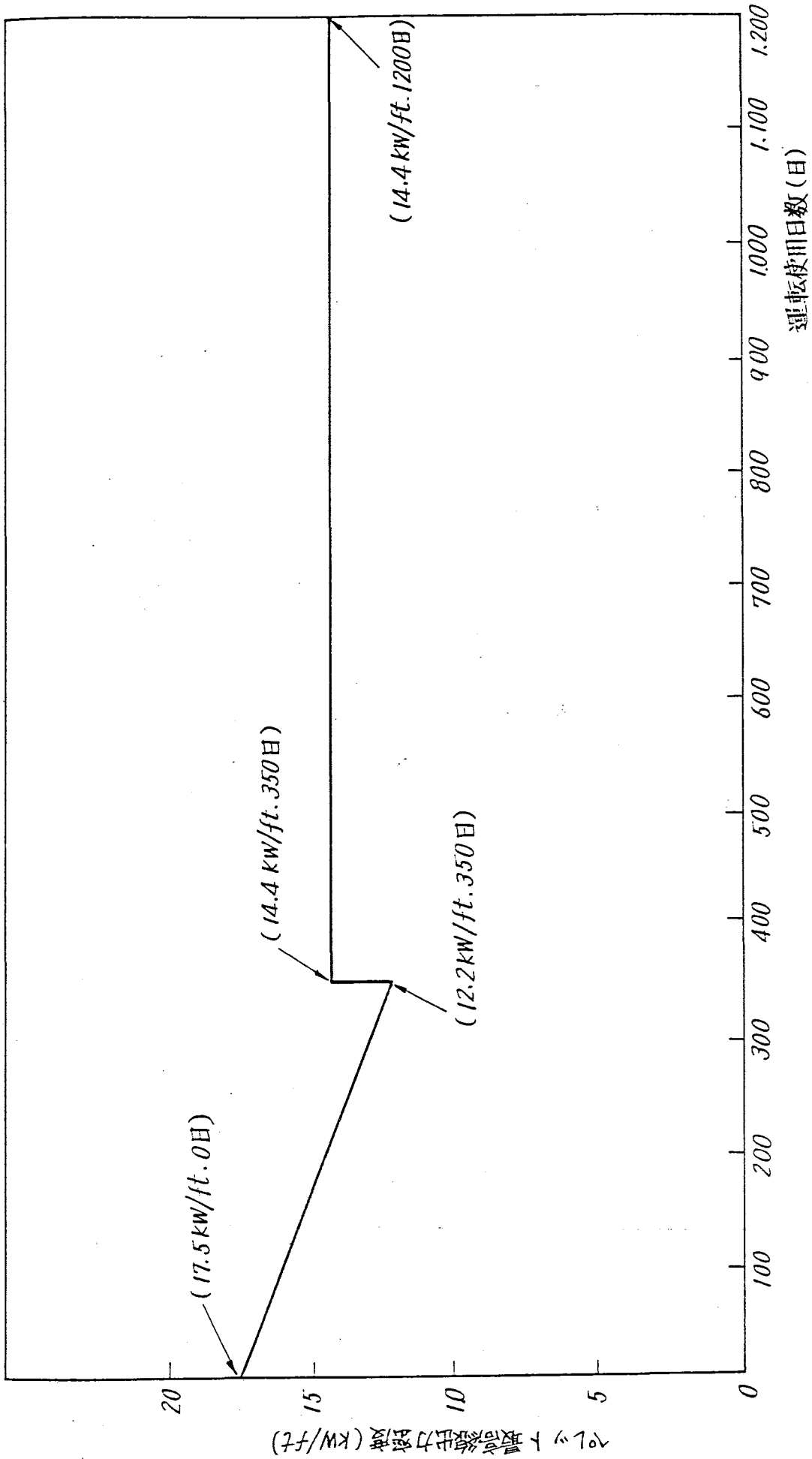
第1.3-2図 パーフォレーション解析用ギャップコンダクタンスの値



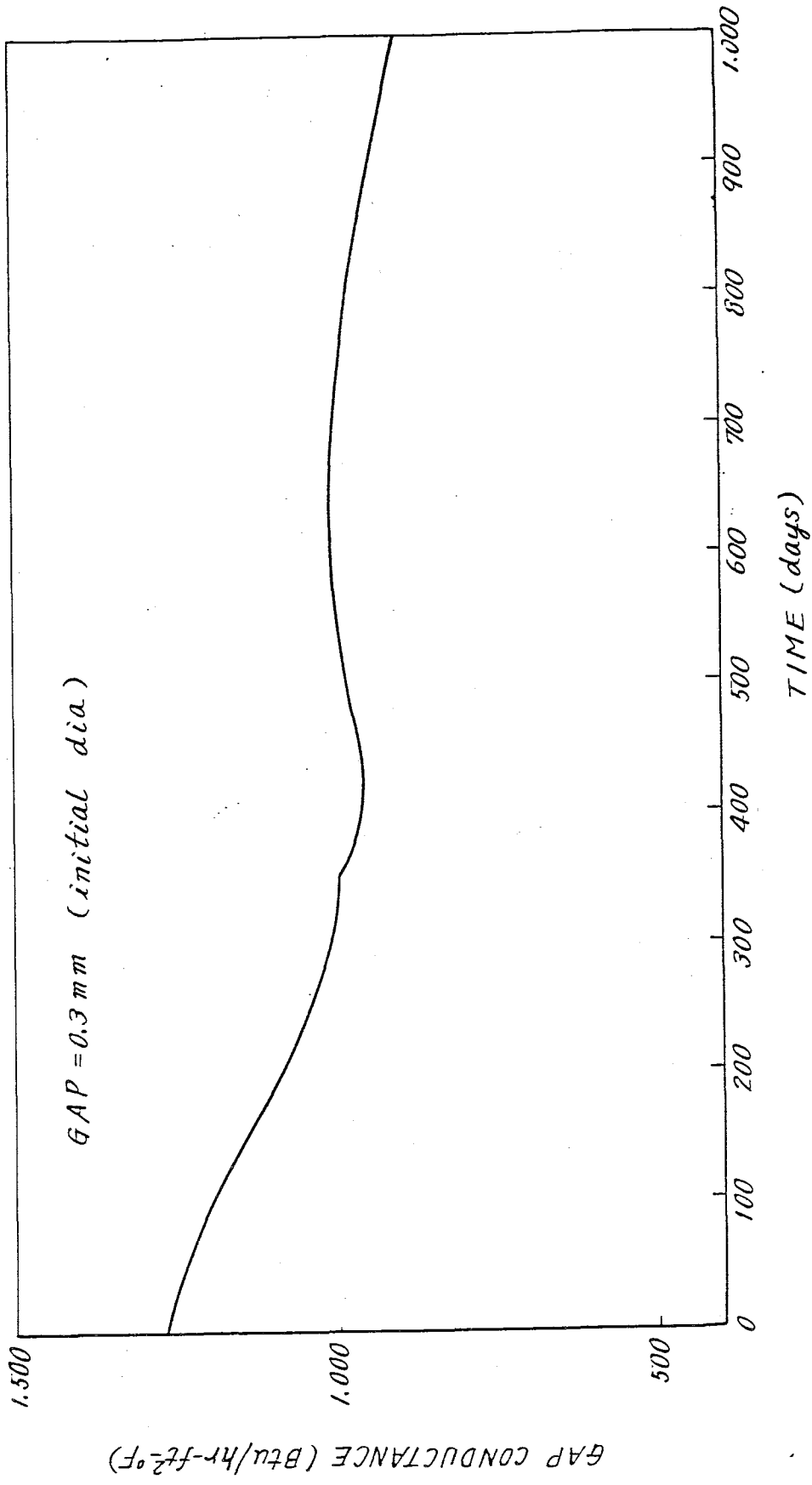
第1.3-3図 ピーク線出力密度とギャップコンダクタンスとの関係



第1.3-4図 ATR 燃料要素のピーク線出力密度位置での  
経験しうるギャップコンダクタンスの範囲



第 1.3 - 5 図 運転使用日数にもよる初積荷燃料の線出力密度の変化



第1.3-6図 最大線出力密度の燃料要素についての燃焼に伴なう  
ギャップコンダクタンスの変化

## 1.4 プルトニウム燃料の物性値等

### 1. UO<sub>2</sub>燃料とPuO<sub>2</sub>-UO<sub>2</sub>燃料の燃焼に伴うPuの build-up 量

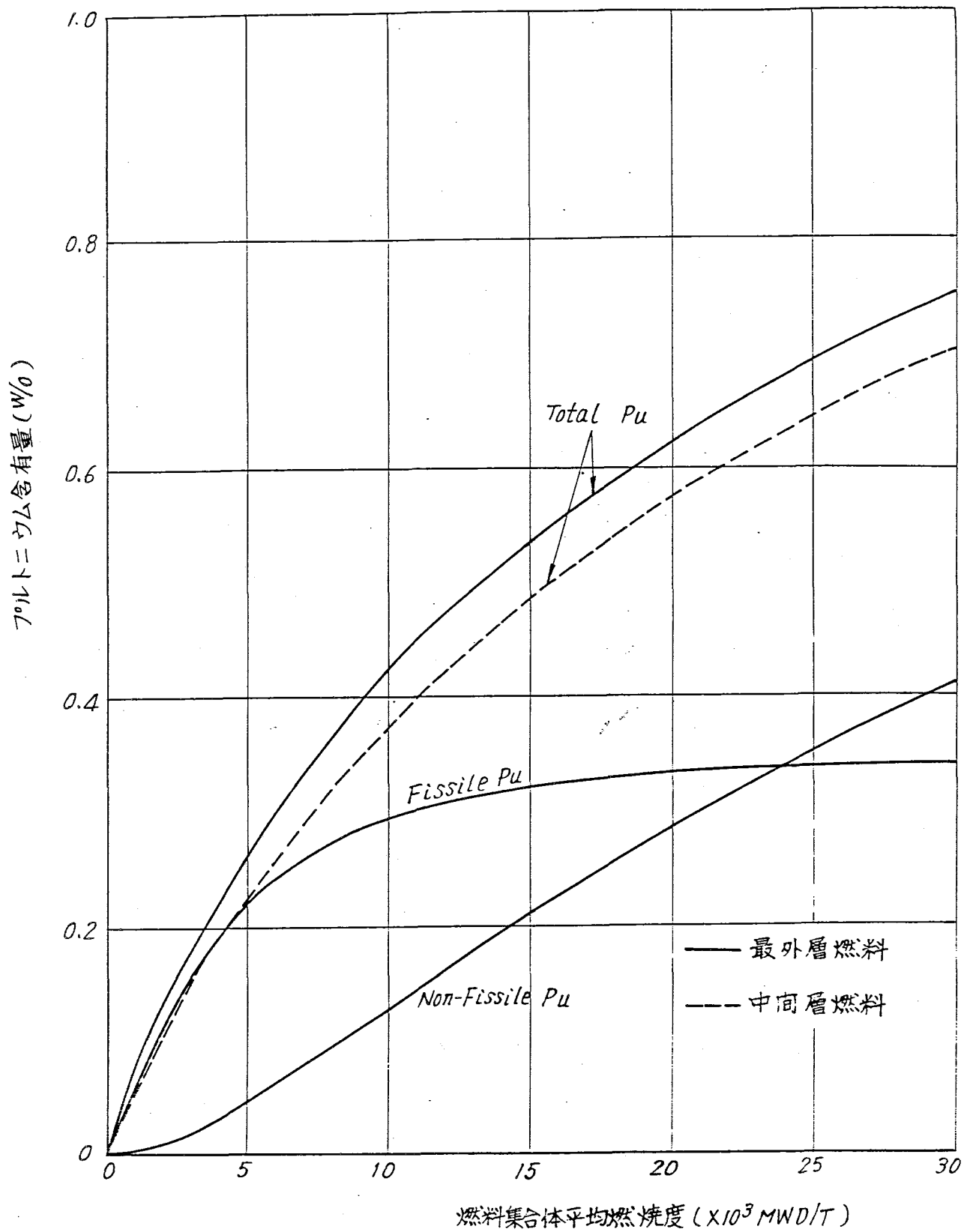
新型転炉原型炉のウランおよびプルトニウム富化燃料の燃焼に伴うプルトニウムの変化を第1.4-1図、第1.4-2図に示す。

また、参考までに新型転炉原型炉燃料と、軽水炉燃料を比較してウランおよびプルトニウムによる出力割合を第1.4-1表に示す。

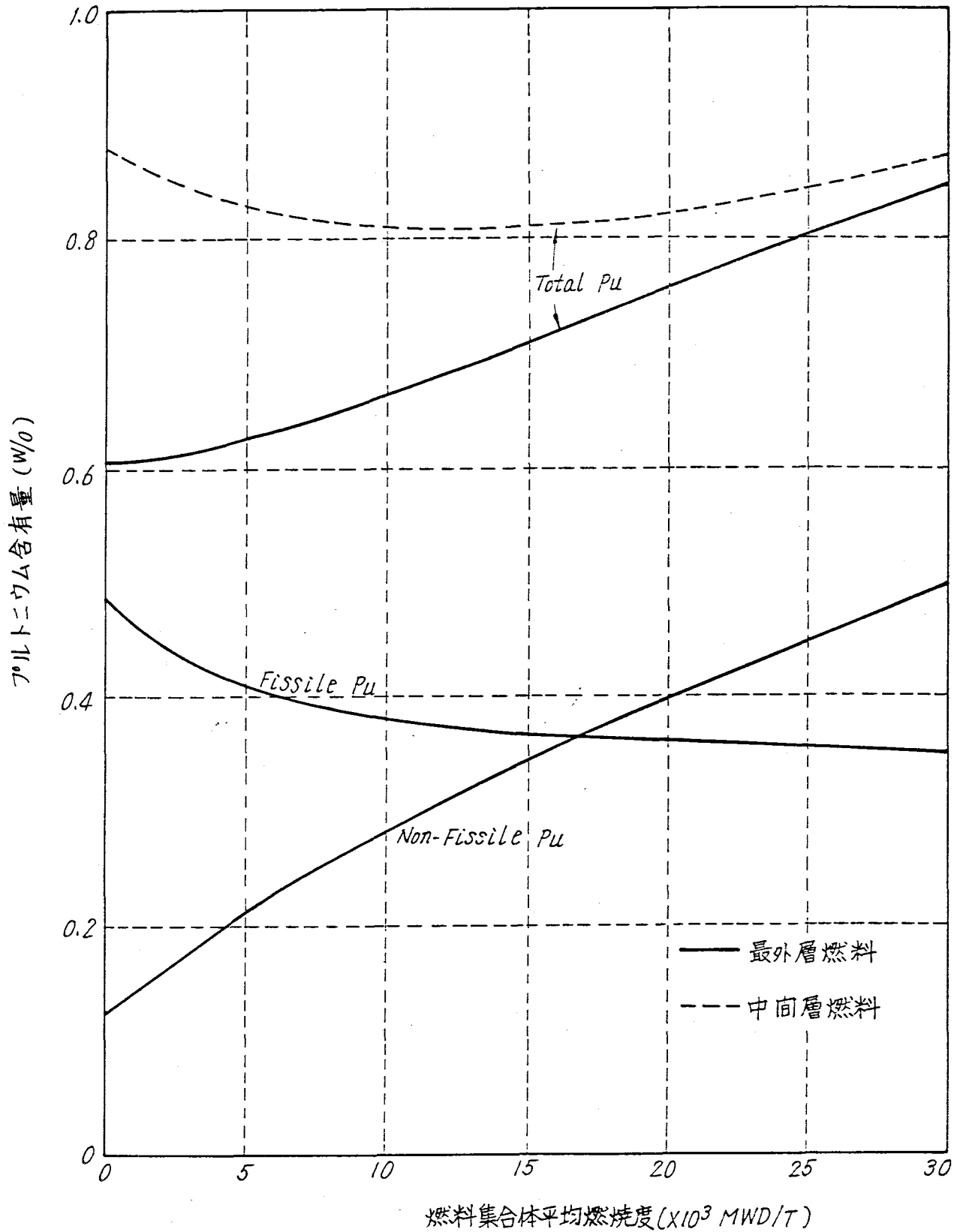
第1.4-1表 ウランおよびプルトニウムによる出力割合

	新型転換炉原型炉 (ATR)		軽水炉 (BWR)
	ウラン燃料	プルトニウム富化燃料	
濃縮度 (富化度)	1.5%	平均~0.8% Pu	2.73%
ウランによる出力 (%)	56	30	~60
プルトニウムによる出力 (%)	44	70	~40
燃焼度 (MWD/TM)	20000	20000	27500





第1.4-1図 燃焼に伴うプルトニウムの変化 ( $UO_2$ 燃料)



第1.4-2図 燃焼に伴なうプルトニウムの変化 ( $\text{PuO}_2\text{-UO}_2$  燃料)

2.  $UO_2$  燃料と 1%  $PuO_2$  入り ( $U, Pu$ )  $O_2$  燃料の物性値の比較

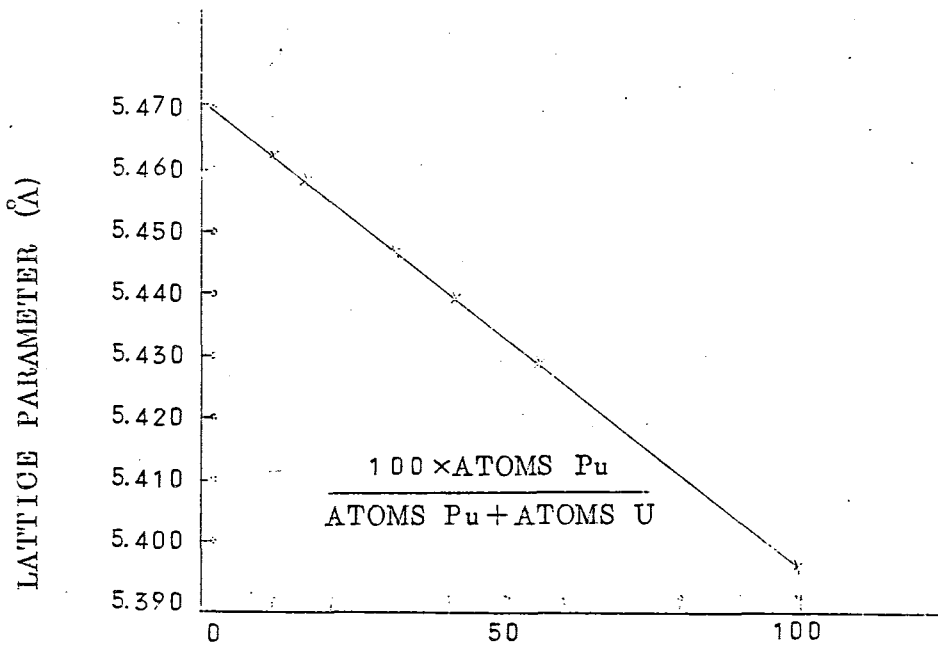
ウランおよびプルトニウムは、ともにアクチニド系列の元素に属し、その化学的性質は類似している。したがって、両元素と 2 つの酸素の化合物  $UO_2$ ,  $PuO_2$  は、同じ  $CaF_2$  型面心立方構造を有し、さらに、両者は、全濃度領域にわたり完全固溶する。

アクチニド元素を  $M$ 、酸素を  $O$  で表わすと、第 1.4-2 表に示すように、アクチニド収縮のため、 $M^{4+}$  のイオン半径、 $MO_2$  の格子定数は、原子番号が大きくなるとともに減少する。一方、 $UO_2$ - $PuO_2$  固溶体の格子定数は第 1.4-3 図に示すように  $PuO_2$  の含有量の増加とともに直線的 (Vegard law にしたがって) に減少する。

$UO_2$  と 1%  $PuO_2$  入り  $UO_2$ - $PuO_2$  固溶体の物性を比較するとき、濃度の関数としての測定結果、これから生ずる計算式がある場合は、これらの結果および式から物性値を比較したが、ない場合、上記の観点に立って  $UO_2$  と 1%  $PuO_2$ - $UO_2$  固溶体の物性の差は、 $PuO_2$  の増加により直線的に変化するものと仮定した。主要物性値の比較を第 1.4-3 表に示す。

第 1.4-2 表 アクチニド元素のイオン半径および  $MO_2$  の格子定数

	Th	Pa	U	Np	Pu	Am
4 価のイオン半径	0.99	0.96	0.93	0.92	0.90	0.89
$MO_2$ の格子定数	5.58	5.50	5.47	5.42	5.39	5.38



第 1.4-3 図  $UO_2$ - $PuO_2$  固溶体の格子定数

第 1.4-3 表  $UO_2$  燃料と 1%  $PuO_2$  入り (U, Pu)  $O_2$  燃料の物性値比較

項 目	比較条件	$UO_2$	(U, Pu) $O_2$	備 考
格子定数 ( $\text{\AA}$ )	室 温	5.470	5.469 $\frac{3}{2}$	$UO_2$ : 5.470, $PuO_2$ : 5.396 で中間の組成では、ベガードの法則に比例する。温度の上昇とともに両方とも、ほぼ直線に増加するので、全温度領域で、この程度の差違しか生じない。 (Ref: J. Inorg. Nucl. Chem. 22 (1967) 2265)
理論密度 ( $g/cm^3$ )	室 温	10.957	10.962	ウランは天然ウラン (238U: 99.3%, 235U: 0.7%) プルトニウムは 239Pu のみとして、上の格子定数を用いて計算。この程度の差違は、実験誤差以内。
融 点 ( $^{\circ}C$ )		2840	2835	$UO_2$ : 2840 $^{\circ}C$ , 5% $PuO_2-UO_2$ : 2814 $^{\circ}C$ で、この中間の値は、 $PuO_2$ 含有量に比例して減少すると仮定。この差違は、実験誤差 $\pm 20^{\circ}C$ 以内。 (Ref: J. Nucl. Mat. 22 (1967) 332)
非化学量論性 室温で可能な最低O/M比	室 温	2.00	1.995	Pu の原子価が 3 価になると仮定。現実には、 $PuO_2$ 含有量が 15% を超えないと、 $Pu_2O_3$ は現われないので 1.995 の値はさらに 2.00 に近くなる。 高温 (1400 $^{\circ}C$ 以上) になると $UO_2-x$ , (U, Pu) $O_2-x$ 相が現われるが、この x の値も状態図から考えるとほぼ同程度。 (Ref: J. Nucl. Mat. 35 (1970) 267)

項目	比較条件	UO <sub>2</sub>	(U, Pu)O <sub>2</sub>	備考
熱伝導度	1000℃ 600℃ 1200℃	0.0872 0.0440 0.0276	0.0872 0.0440 0.0276	$\lambda = [4.4 \times 10^{-9} a_0 T_M^{2/3}]^{1/2} + [Y \{X(1-X)\}] / [0.94 \times + 0.97 (1-X)^2 + R_0]^{-1}$ を利用して計算。 $Y = 1.5 \times 10^{-16}$ , $a_0$ : 格子定数 (Å), $R_0$ : 3.08 $X$ : PuO <sub>2</sub> wt% $\times \frac{1}{100}$ , $T_M$ : 融点 (Ref: J. Nucl. Mat., 38 (1971) 163)
熱膨張率 ( $\times 10^{-6}/^\circ\text{C}$ )	100℃ 600℃ 1200℃	9.5307 10.3189 11.1218	9.4874 10.3256 11.1777	$100^\circ\text{C}: (9.5307 \times 10^{-6} - 4.3094 \times 10^{-8} \text{C} + 1.7763 \times 10^{-10} \text{C}^2) / ^\circ\text{C}$ $600^\circ\text{C}: (10.3181 \times 10^{-6} + 0.6557 \times 10^{-8} \text{C} + 1.8834 \times 10^{-10} \text{C}^2) / ^\circ\text{C}$ $1200^\circ\text{C}: (11.1218 \times 10^{-6} + 5.5709 \times 10^{-8} \text{C} + 2.0272 \times 10^{-10} \text{C}^2) / ^\circ\text{C}$ $G$ : PuO <sub>2</sub> の含有率 密度 8.8~9.74%T.D (Ref: Numec. -2389-9 (1965))
ヤング率 ( $\times 10^{11}$ dyne/cm <sup>2</sup> )	室温 600℃ 1200℃	19.76 18.67 17.34	19.90 18.81 17.49	$20\% \text{ PuO}_2\text{-UO}_2$ の値は、室温で2.65, 600℃で2.156, $1200^\circ\text{C}$ で2.038, 1% PuO <sub>2</sub> -UO <sub>2</sub> の値は、この値とUO <sub>2</sub> の値をもとに比例配分で計算した。 (Ref: J. Nucl. Mat., 33 (1960) 40)
クリープ速度	1550℃ 1000psi	3.882	3.931	$\text{PuO}_2$ 含有量20%, 30%, 100%の試料の測定値より外挿 (Ref: J. Nucl. Mat., 17 (1970) 478)

項 目	比 較 条 件	UO <sub>2</sub>	(U, Pu) O <sub>2</sub>	備 考
破 壊 強 さ ( $\text{kg}/\text{mm}^2$ )	1 0 0 0 ℃	1 3.5	1 3.3	2 0 % PuO <sub>2</sub> -UO <sub>2</sub> の値は, 1 0 0 0 ℃で1 0.0, 1 4 0 0 ℃で 1 7.0。1 % PuO <sub>2</sub> -UO <sub>2</sub> の値は, この値とUO <sub>2</sub> の値をもとに比 例配分で計算。 (Ref: ANL-7 9 4 5 (1972) )
	1 4 0 0 ℃	1 7.0	1 6.7	

3. ペレット径がLWR燃料と異なる(太い)ことによる物性値等の違いについて

ペレット径はATR: 14.4 mm, BWR: 12.4 mm, PWR: 9.32 mmであって, ATR対BWRの直径比1.16は, BWR対PWRの直径比1.33に比べて小さく, ペレット径についてはATRはBWRと同類とみなしうる。

物性値等は, 燃料温度の関数として与えるが, ペレット最高温度(定格出力時)はATR: 約2200℃, BWR: 約2400℃であり, かつ径方向温度勾配は同程度である。したがって, 例えばF.Pガスの放出などに重要な影響をもつボイドの振舞(拡散, 成長, 合体, 消滅等)についても, 温度およびその勾配がBWR燃料と同程度であることから差異はないものと考えられる。

したがって, 物性値については, ATR燃料ではBWR燃料と同様な扱いが可能である。

## 1.5 燃料集合体の構造

### 1. プルトニウムとウランの混合比の異なる燃料棒の区別について

#### 1) ペレット製造，燃料要素加工の段階

ペレットの誤充填を防止するため，それぞれの工程を独立（シリーズ）に実施する。

#### 2) 燃料集合体組立工程の段階

a. 燃料要素の刻印により分類する。

b. 端栓部の識別マークにより外観上識別できる。

イ. 内層用燃料要素端栓は識別マーク有り。

ロ. 中間層燃料要素端栓はタイロッド用となつている。

ハ. 外層用燃料要素は特別の識別マークは付けない。

c. さらに外層用燃料要素と内層用燃料要素が物理的に入れ替らないように，上下タイププレートの挿入孔および端栓形状を異なる寸法にする。

### 2. 集合体の構造設計のチェックについて

燃料集合体構造設計においては数次に亘る設計試作開発，評価研究等のR & Dを繰返し実施し改良を図つてきた。以下，集合体主要部品について構造上の特色と設計チェックの現状について以下の順に述べる。

1. 燃料要素
2. スペーサー
3. スペーサー支持方式
4. 上・下タイププレートおよび案内ばね
5. その他の部品
6. 燃料集合体
7. フレッティング・コロジョンについて

#### 2.1 燃料要素

##### 1) 被覆管

A T R燃料用Zry-2 被覆管については，各設計のステップ毎に試作を行ない，製造法を含め検討を行なつてきた。

被覆管の機械的強度に関する仕様はつぎのとおりであつて，第1.5-1図に該作品の受入検査として行なつた引張試験結果のうち高温における一例を示す。



被覆管の機械的性質（仕様）

	耐力 ( $Kg/mm^2$ )	引張強さ ( $Kg/mm^2$ )	伸び (%)
常 温	42 以上	49 以上	20 以上
343 °C	23 以上	29 以上	20 以上

2) 弾性応力解析

2)-1 許容応力強さを up-set condition を含めてつぎのとおりとする。

応力の種類	A T R			B W R	
	$\sigma_y$	$\sigma_u$		$\sigma_y$	$\sigma_u$
$P_m$	2/3	1/2	$\leq S_m$	2/3	1/2
$P_\ell$	1	3/4	$\leq 1.5 S_m$	1	1/2 ~ 3/4
$P_m(P_\ell) + P_b$	1	3/4	$\leq 1.5 S_m$	1	1/2 ~ 3/4
$P_m(P_\ell) + P_b + Q$	2	1.5	$\leq 3 S_m$	2	1 ~ 1.5

$\sigma_y$  : 降伏応力

$\sigma_u$  : 抗張力

$P_m$  : 一次一般膜応力

$P_\ell$  : 一次局部膜応力

$P_b$  : 一次曲げ応力

$Q$  : 二次応力

$S_m$  :  $2/3 \sigma_y$  または  $1/2 \sigma_u$  の小さい方の値

上表には参考のため BWR の設定基準を併せて記した。

BWR の場合,  $\sigma_y$  の基準では Normal Condition および Up-set Condition と同じ基準にとり,  $\sigma_u$  の基準では  $P_m$  以外は Normal Condition では低い方の値, Up-set Condition では高い方の値を基準としている。

A T R 燃料の場合 up-set Condition では Normal Condition に較べて温度条件, 圧力条件とも厳しい側にあり, 応力強さの評価は up-set Condition を含めて実施すれば十分である。

2)-2 考慮する応力の原因は次のとおりとする。

- |                    |               |
|--------------------|---------------|
| ① 外圧による応力          | $P_m(P_\ell)$ |
| ② 内圧による応力          | $P_m(P_\ell)$ |
| ③ 被覆管オーバーレイによる曲げ応力 | $P_b$         |
| ④ 流力振動による応力        | $P_b$         |

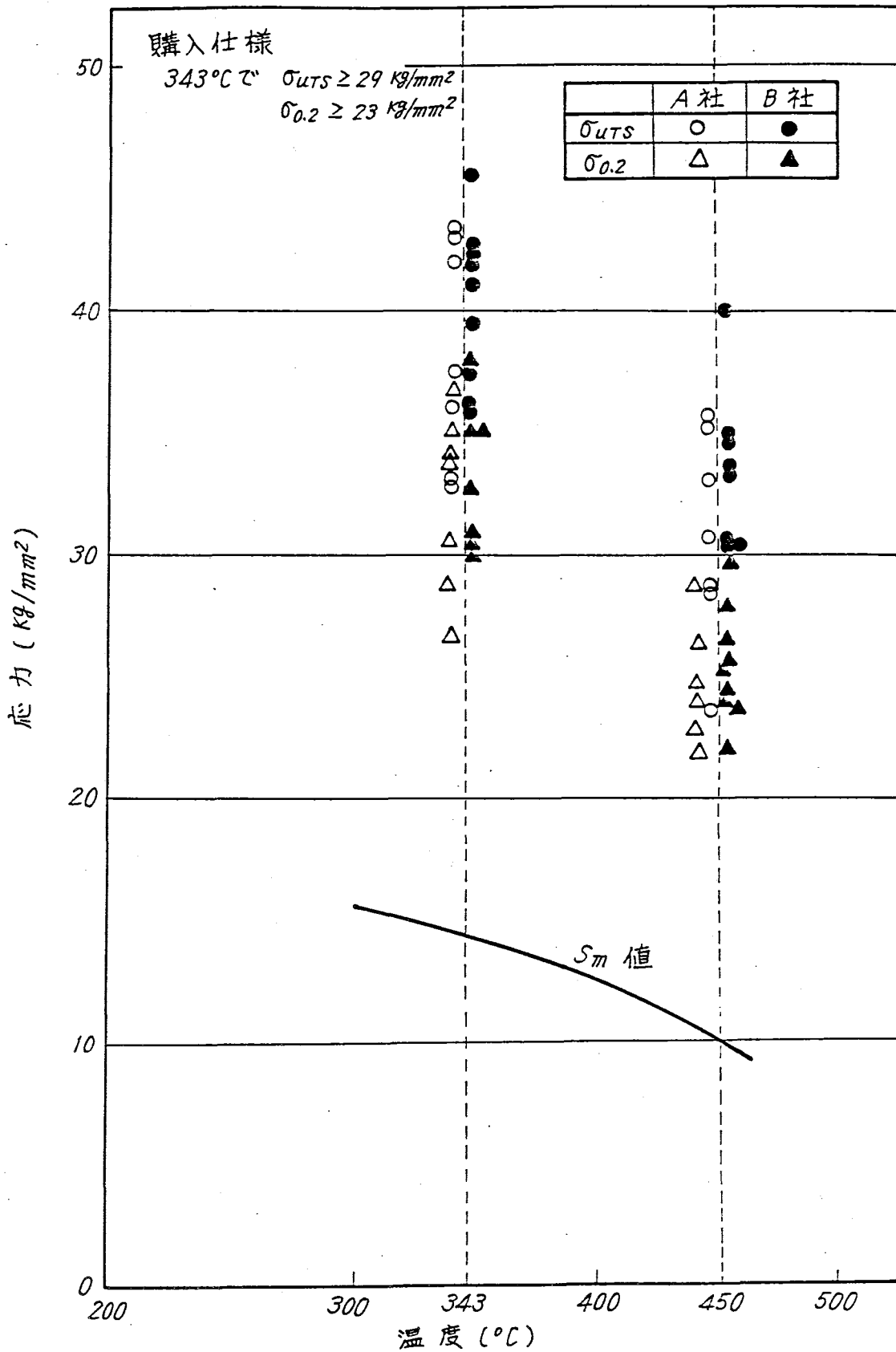
- ⑤ 地震力による応力  $P_b$
- ⑥ 軸方向温度勾配による応力  $Q$
- ⑦ 径方向温度勾配による応力  $Q$
- ⑧ スペーサー支持点での保持力による応力  $Q$
- ⑨ 端栓部圧力不連続による応力  $P_l, Q$
- ⑩ " 温度不連続による応力  $Q$

2)-3 Up-set Condition を含む operating Condition のもとの計算結果は次表のとおりである。

位 置		直 管 部				端 栓 連 結 部			
応力の種類	時 期	BOL	MOL		EOL	BOL	MOL		EOL
			前	後			前	後	
$P_m$	応力強さ ( $kg/mm^2$ )	7.9	4.3	5.3	10.4				
	応力強さ/許容応力強さ	0.57	0.30	0.38	0.78				
$P_l$	応力強さ ( $kg/mm^2$ )					4.4	2.4	2.9	5.7
	応力強さ/許容応力強さ					0.18	0.11	0.13	0.25
$P_l(P_m)+P_b$	応力強さ ( $kg/mm^2$ )	10.5	4.8	5.8	11.4	4.8	2.7	3.2	6.0
	応力強さ/許容応力強さ	0.50	0.22	0.28	0.56	0.20	0.12	0.14	0.30
$P_l(P_m)+P_b+Q$	応力強さ ( $kg/mm^2$ )	15.9	7.6	8.9	13.3	16.5	8.8	14.2	26.0
	応力強さ/許容応力強さ	0.38	0.18	0.21	0.33	0.33	0.19	0.30	0.56

上表において

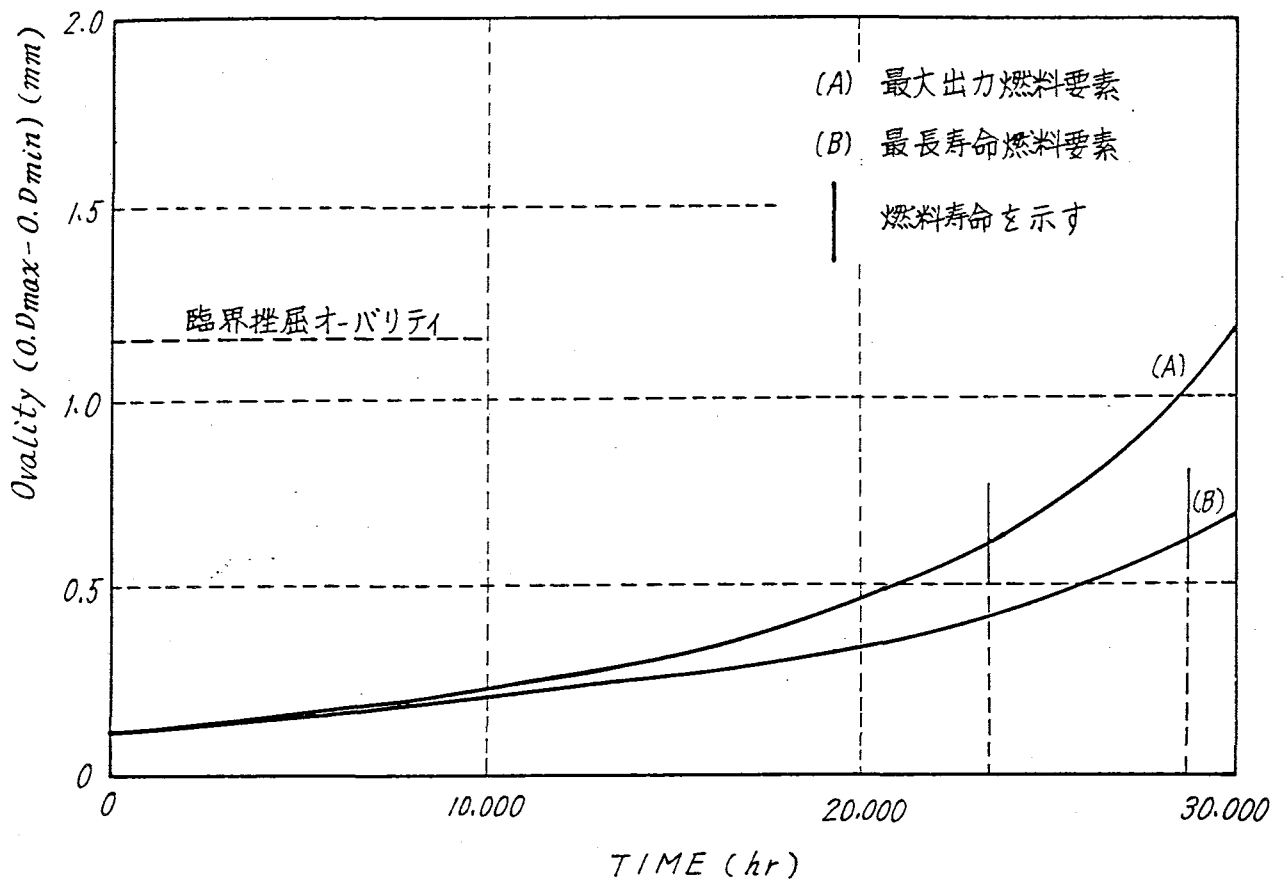
- (1) BOLでは内圧を無視した場合，その他のMOLおよびEOLは外圧無視とした場合の結果を示す。
- (2) 許容応力強さは各時点，各位置での被覆管内面温度での  $S_m$  値を用い，その値は第15-1図に示すとおり。



第1.5-1回 A.T.R被覆管の高温引張試験結果と  $S_m$  値

3) 外圧クリープによる挫屈解析

製作公差にもとづく隋円度（オーバリテイ）を有する被覆管の内圧無視の場合の外圧クリープを解析した。解析結果を第1.5-2図に燃焼期間と隋円度の函数として示す。最大出力燃料要素，最長寿命燃料要素いずれにおいても，冷却材最高圧力条件下での挫屈を生じる臨界挫屈隋円度に対し，その寿命末期での隋円度は約54%であり，燃料被覆管は，使用期間中挫屈を起こすことはない。



第1.5-2図 燃焼に伴う被覆材オーバリテイの変化

## 2.2 スペーサ

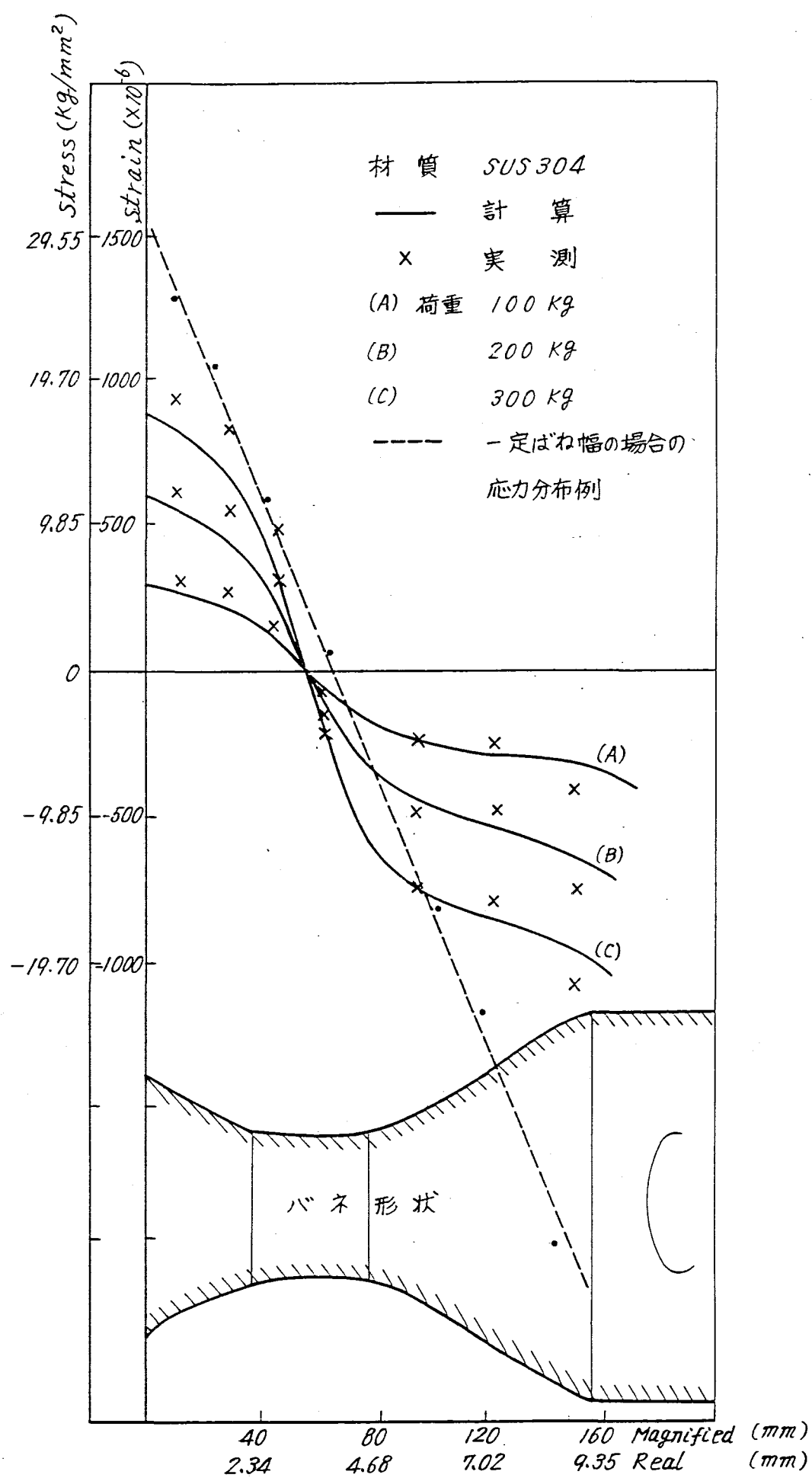
A T R 燃料においては、軽水炉燃料に較べて燃料要素間隔が狭いことから、燃料要素の最小間隔を保つための性能に関しての検討が行なわれてきた。設計→試作→評価については、これまで数回試作試験を行なっており、1回に数十ヶ以上の試作品が製作された。

スペーサは28ヶのリング素子、4ヶのスペーサ支持リング素子、4ヶの補強リングおよびそれらをつつむ外周板より成る。材質はインコネル718である。リング素子は120°の間隔をなす3方向より、2方向は固定突起、1方向からはスプリングによつて燃料要素を支持する構造となつている。

最適化構造の決定のため以下の試験を行なつた。

### 1) 拡大モデルによる試験

リング素子のスプリング部の約1.7倍の拡大モデルを作り、応力分布を実測し、分布を平坦化するようなスプリング形状を決定した。すなわち、ばねの長手方向に沿つて、ばね幅を変えることにより、一様幅に較べ大巾に応力分布が平坦化された。試験結果の一例を第1.5-3図に示す。

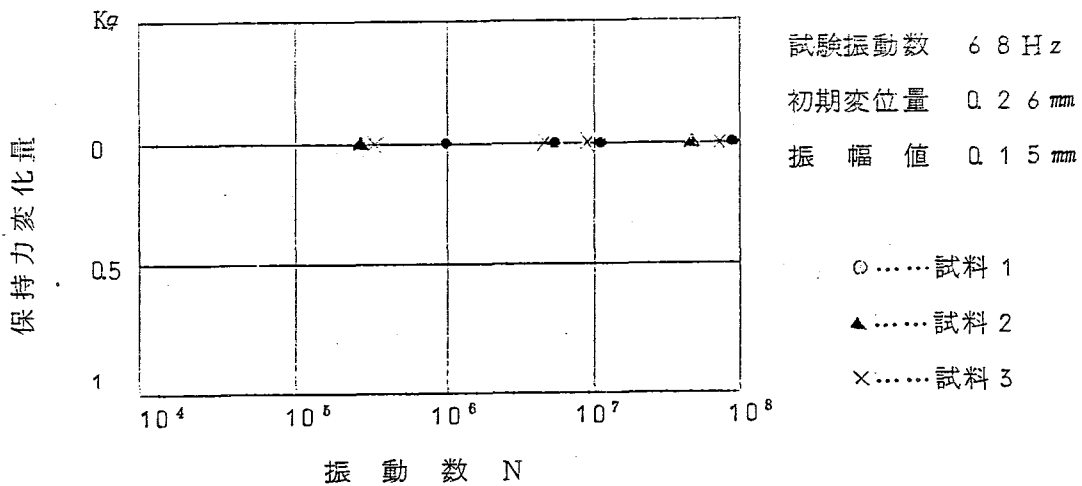


第1.5-3図 拡大モデルによる応力分布

## 2) 疲労試験

スプリングの疲労強度確認のため実寸法の試料について疲労試験を行い、スプリングの応力は十分疲労限界以下であることが確認されている。試験結果の一例を第 1.5-4 図に示す。

なお、リング素子板ばねスプリングの近傍（各側 2ヶ所ずつ両端に 2ヶ所計 4ヶ所）にストッパーディンプルを設け、万一スプリングのへたりが生じても燃料要素間最小ギャップが確保し得るようになっている。

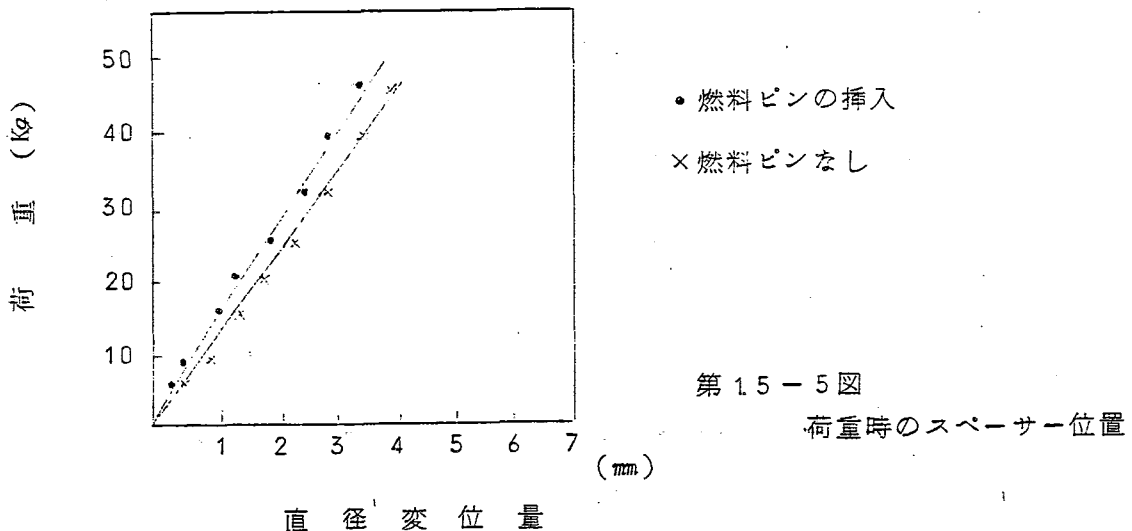


第 1.5-4 図 疲労試験結果

## 3) 強度試験

スペーサー全体強度は、横圧縮強度について計算と共に試験を行いこれを確認した。圧縮方向による違いが若干あるが荷重約 40 Kg がかかっても残留変形は殆んどない。また溶接部の異常も認められなかつた。荷重時のスペーサー変形量の試験結果の一例を第 1.5-5 図に示す。

原子炉内で予想されるスペーサーに課せられる荷重（地震時、横方向に 1 G として約 30 Kg, 燃料交換時の流水圧として約 15 Kg）に対しては十分耐えうると考えられる。



第 1.5-5 図  
荷重時のスペーサー位置

また、スペーサーは各リング素子間およびリング素子-外周板間がスポット溶接によつて組立てられる。スポット溶接の健全性については前述の圧縮試験の他リング素子どうしの引張試験、金相試験等を行い確認している。

#### 4) 機能試験

スペーサー外周板周辺には周方向16ヶ所においてスペーサー上下で内側に曲げた案内突起が設けられている。これは燃料交換時において、燃料通路での引掛り防止のため設けられたものでもあり、模倣圧力管挿入テストによりその有効性が確認されている。

#### 5) 寸法試験等

スペーサーの寸法検査等の対象として、外径、高さ、挿入孔径、挿入孔ピッチおよび保持力が挙げられるが、これらについて試作毎に詳細な試験を行い、結果は精度改良の資とされた。

#### 6) 確性試験

試作されたスペーサーは実尺燃料集合体として組込まれ、大洗工学センターO T Lループにおいて1,000~2,000時間の耐久試験が行われ、試験前後のスペーサーの各種検査を行い健全性を確認している。なお、スペーサーのリング素子の円周方向の位置決めおよび外周板のデザイン決定には、同工学センターH T Lループにおけるバーンアウト実験の結果を参考としている。

### 2.3 スペーサー支持方式

A T R燃料ではスペーサーの支持は、第2層および第3層燃料要素間に配置された4本のジルカロイ-2管(外径9mm, 内径6mm)によつて支持されている。

スペーサーとスペーサータイロッドは完全に固定されたものでなく、軸方向に摺動しうる構造となつている。その摺動しうる範囲は、スペーサータイロッドと燃料被覆管の熱膨脹差を吸収しうる程度になつている。なお、スペーサーとスペーサー支持管の摺動が万一きかなくなつたとしても、スペーサー支持管に加わる圧縮荷重はスペーサー支持管挫屈荷重よりも小さく挫屈のおそれはない。

実尺試作燃料集合体についての大洗工学センターO T Lループでの耐久試験の結果、この方式の健全性が確認されている。

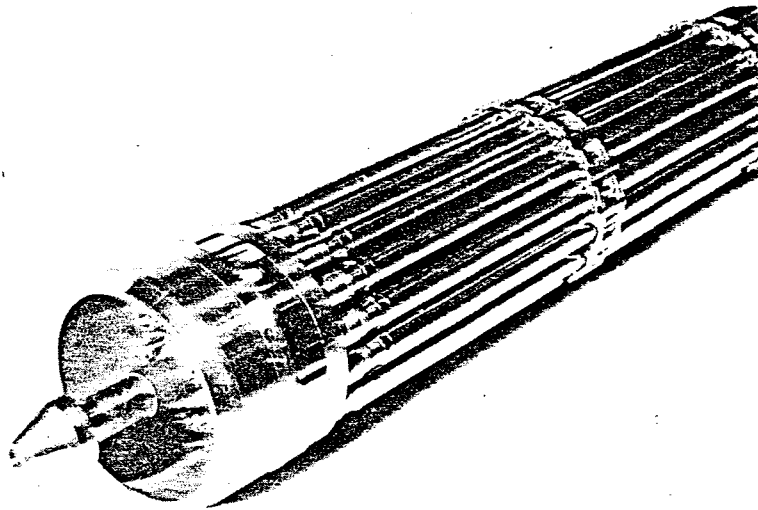
### 2.4 上・下タイププレートおよび案内ばね(第15-14図参照)

タイププレートはステンレス鑄造品(S C S 13)よりなり、燃料要素支持基盤は搬送中炉内使用中を通じて予想される荷重に耐えるべく強度計算されており、鑄物の健全性については試作品について破壊試験を行いこれを確認している。

また燃料集合体は圧力管チャンネル内でコレット機構により上・下の引張りでは絶体にはずれない構造となつているが、集合体の重量は片持ばり構造のコレットのスプリングに荷重がか



からぬよう、下部タイプレート内面に周方向より突出させた4枚の羽根を介して支える構造となつている。これらの機構は大洗工学センターのO T Lループでの長時間耐久テストによりその健全性が確認されている。



第15-6図 燃料集合体上部(模擬体)

上・下タイプレート外周にもうけられる案内ばねは、圧力管に接する部分が周方向に突起をつけたピストンリング(SUS304)とピストンリングの内側に挿入する波板型のセンターリングバネ(Inconel-X)よりなる。案内ばねは圧力管内において燃料集合体を圧力管中心位置に係つとともに振動を吸収し、かつ燃料交換時のガイドとしての機能を有する。この有効性については空気中の集合体の強制振動試験において確められている。

また、流力振動によるセンターリングばねの疲労強度についても検討を実施した。

案内ばねはタイプレートの溝にはめ込まれる構造となつているので万一軸方向に割れを生じても分離して飛び出すことはないと考えられる。なおセンターリングばねの一端は案内ばねの一端と溶接固定されて、かつ幅が溝幅より大きいので分離して飛び出すことはない。また、流力振動によるセンターリングばねの疲労強度についての解析によると疲労限界に対し十分の余裕がある。これらは、タイプレートと同様大洗工学センターO T Lループでの長時間耐久テストにより確認試験が行われている。

## 2.5 その他の部品

### 1) ロッドスプリング(第15-14図参照)

燃料要素上端に配されるロッドスプリング(Inconel-X)については、使用中の折損による脱落防止のため、対となつた円筒カップ状のスプリングカバー(SUS304)により保護されている。

## 2) ロッキングナット (第 1.5-1.4 図参照)

タイロッド燃料要素の上下端に設けられるロッキングナット (SUS304) は、かしめ構造により、ナットの廻転緩み止めがなされるが、ロックナットに荷せられる最大トルクは約  $20 \text{ Kg-cm}$  弱であるが、ロックナットの破壊に到る必要トルクは、実測に基づけば約  $90 \text{ Kg-cm}$  あり、十分な強度を有する。

## 2.6 集 合 体

集合体について強制振動試験、テストループによる耐久試験、輸送試験等により設計のチェックを行ってきた。

### 1) 強制振動試験

実尺燃料集合体を加振架台に垂直方向にセットし水平加振、振り加振を与え、振動特性を計測した。結果の一例として、燃料棒の固有振動数  $100 \text{ Hz}$  前後、共振振動数  $60 \sim 120 \text{ Hz}$ 、振動減衰率  $0.01 \sim 0.03$ 、燃料集合体の固有振動数約  $2 \text{ Hz}$ 、振り剛性  $0.3 \text{ Kg-m/deg}$  等が得られており、これらの値が設計、仕様の決定にフィードバックされた。

### 2) 耐久試験

耐久試験は大洗工学センター C.T.L ループにより実尺試作燃料集合体の  $1,000 \sim 2,000$  時間の耐久テスト (試験条件は、原子炉運転条件に準ずるもの) を行い、集合体および部品の健全性をチェックしてきている。とくに集合体の寸法変化、燃料ピンの間隔の変化、スペーサーの寸法、燃料ピン保持力の変化、フレッテング腐食 (後述) には重点をおき、試験前後の検査を綿密に実施してきている。

### 3) 輸 送 試 験

輸送試験は、実尺試作集合体を輸送容器に入れた状態でトラックによる実走テストを行い燃料の健全性を試験すると共にトラックの振動特性を計測し、かつ加振器による加速試験を行い、輸送容器の形状、緩衝材の選択を検討し、輸送途中で燃料に異常の起らないこと、および容器の安全性を確認してきている。

## 2.7 Fretting Corrosion について

原型炉用燃料集合体の構造的健全性を評価するための炉外試験として、コーポネントテストループ (C.T.L) を使用、原型炉と同一の圧力、温度、流体条件下での耐久試験が数回行なわれ、試験結果は爾後の試作体の構造設計の改善、製作精度の向上に反映されている。

本資料は、第 5 次試作燃料集合体 (昭和 48 年製作) についての  $1,000$  時間の C.T.L での耐久試験を終了した集合体を解体し燃料被覆管表面疵を測定したデータに基づく要約を記したものである。

## 1) 耐久試験条件及び発生疵測定方法

### ① 耐久試験条件

圧力管内径	: 117.8 mm
試験時間	: 1,000 h
試験温度	: 287 °C
試験圧力	: 7.2 Kg/cm <sup>2</sup> a
流量	: 3.5 t/h
蒸気重量率	: 1.4 %

### ② 発生疵の測定方法

発生疵についてはつぎの仕様を有するダイヤ針式表面形状測定器を使用して疵の深さを測定した。

ダイヤ針触針表面形状測定器仕様	
測定法	検出器移動式
測定倍率	縦100～100,000倍
触針先端半径	3～5 μ
測定力	0.5 g

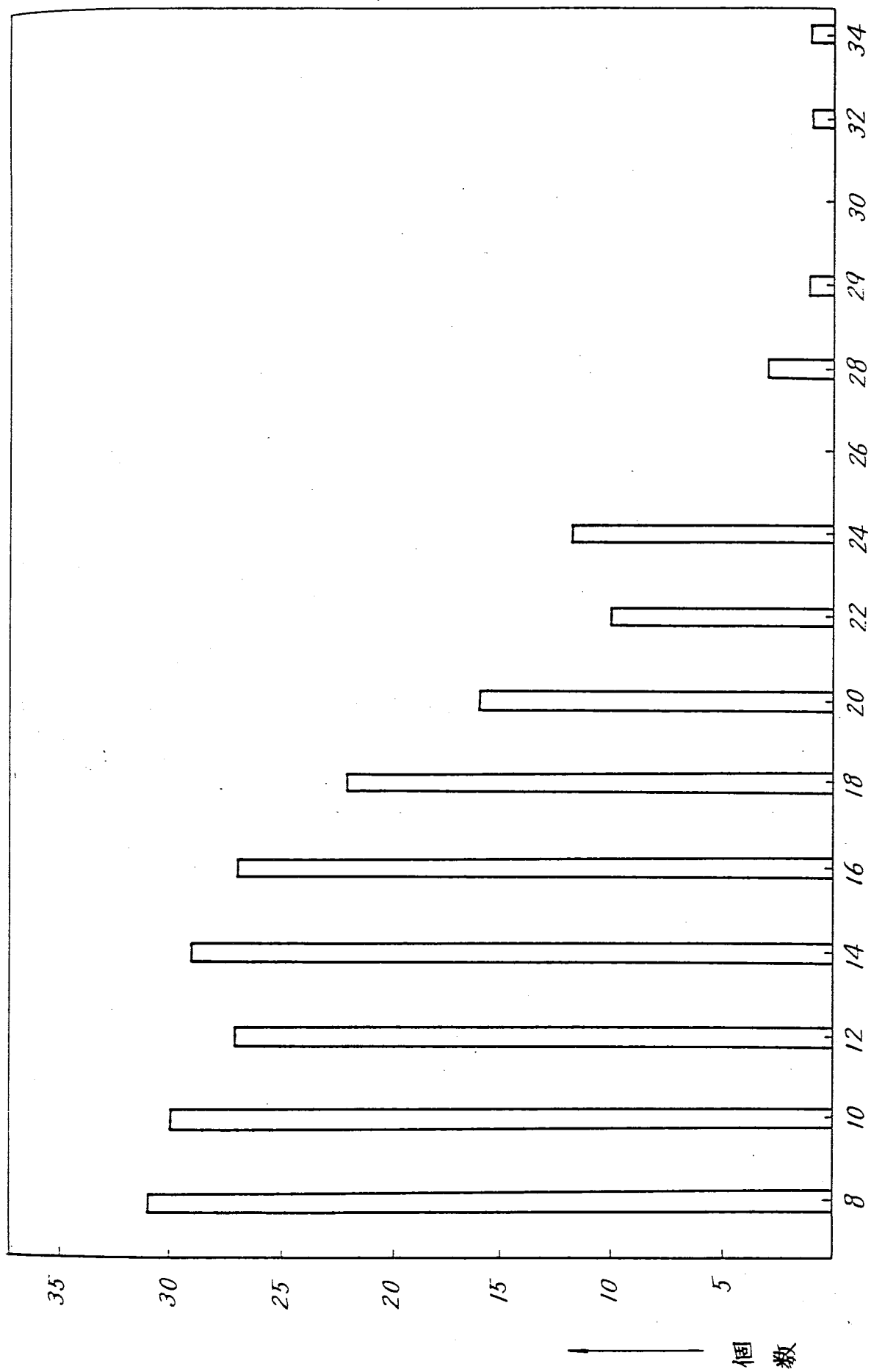
## 2) 疵測定結果

1,000時間耐久試験後の燃料被覆材表面の疵の形状測定が行なわれた。

第15-7図はスペーサ・ディンプルと被覆管接触部の表面疵深さと個数の関係を示す。深さ34 μまでの比較的大きな疵が存在するが、殆んどは24 μ以下の小さいものが多い。

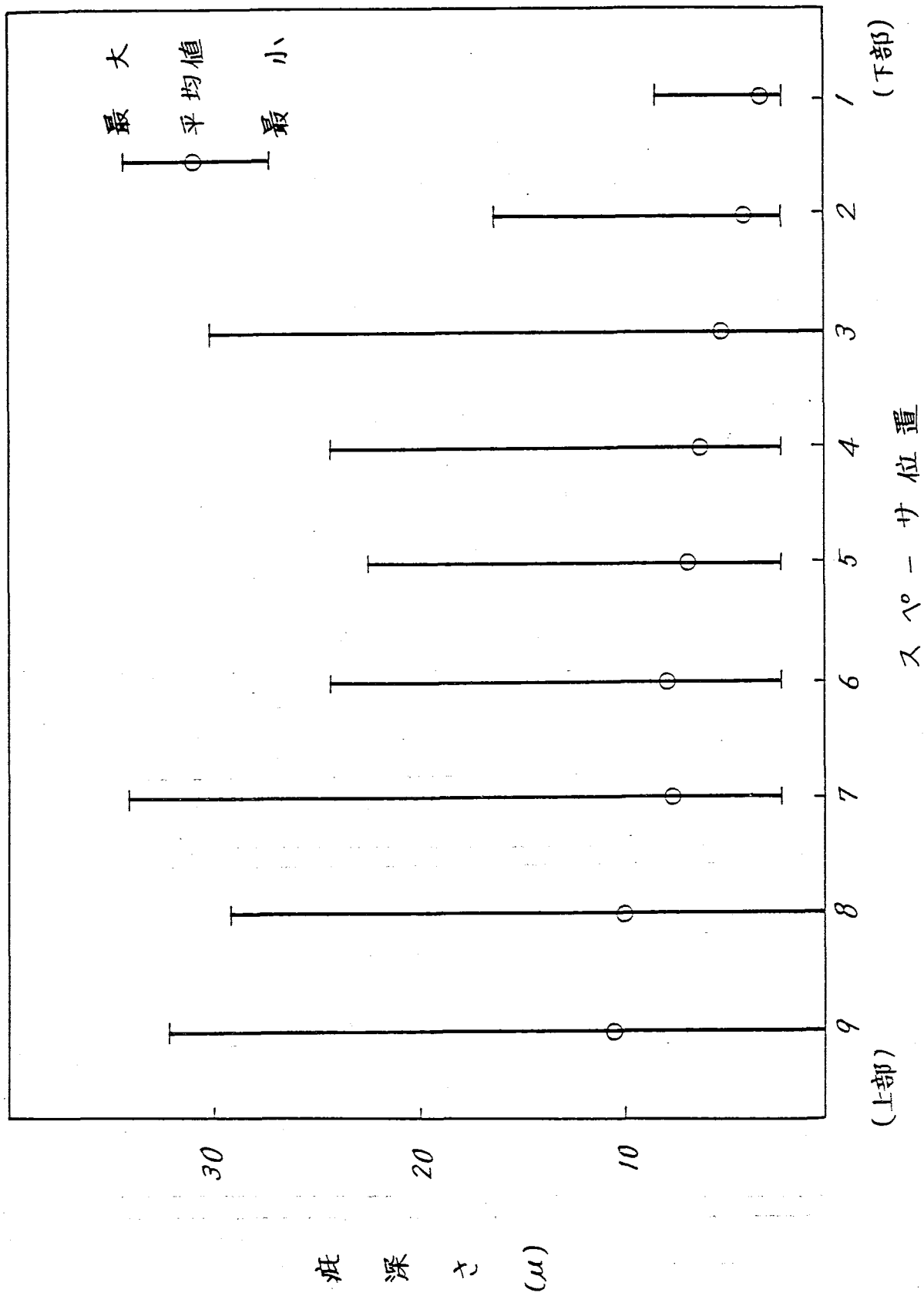
また第15-8図には表面疵深さとスペーサ位置との関連性を示す。平均値では下部より上部に向うにつれ深くなっている。第15-9図は最上部スペーサの各リング素子毎の最大疵深さと燃料ピン引抜力との関係を示す。疵深さは引抜力(保持力)との間にほとんど相関関係が認められていない。

組立時あるいは解体時につく疵深さを評価するためスペーサを組込んでただちに解体して疵測定を行つた結果、数μ～10 μ程度の疵が認められている。したがって表面疵の深さの相当部分が、燃料集合体の組立、解体作業によるものであり、フレツティング腐食疵の深さは比較的小さいものと推定される。また、より長時間の試験によりフレツティング腐食疵の進行は時間とともに飽和する傾向にあることも確かめられている。

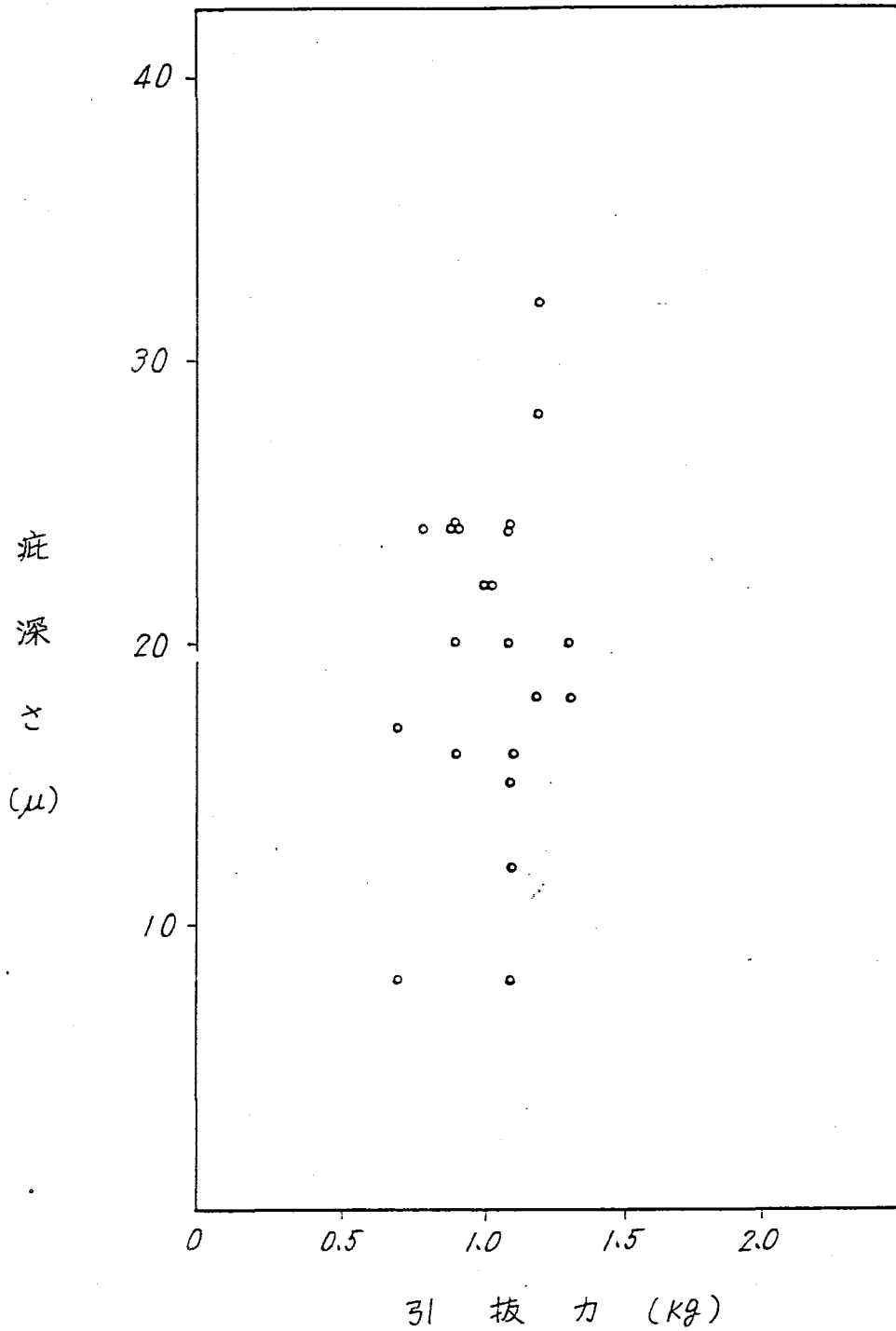


疵深さ ( $\mu$ )

第1.5-7図 疵深さの個数分布



第1.5-8図 表面疵深さとスペース位置の関係



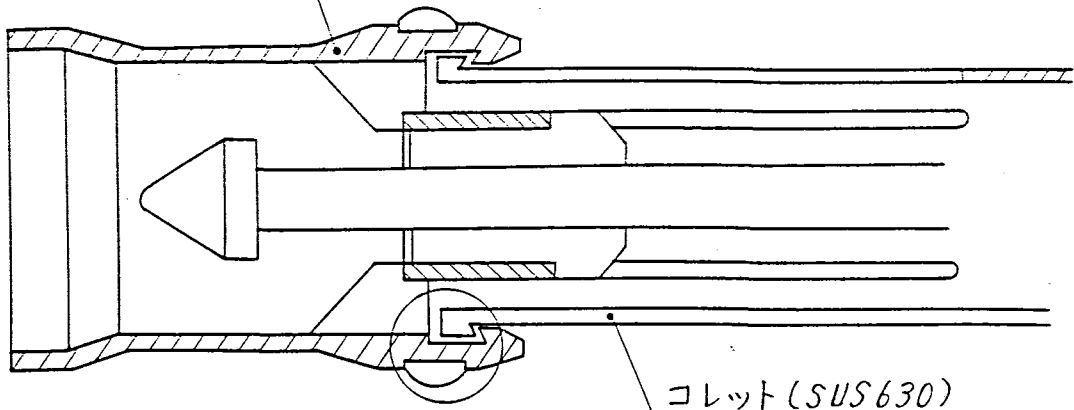
第1.5-9図 最上部スパーサにおける各リング素子の最大疵深さと燃料ピン引抜力との関係

(注) 引抜力： リング素子のバネ性試験を行なうため、燃料ピン径に相当する標準棒をさし込み測定する。設計値 1.0 kg

### 3. 燃料集合体下部つかみ部の構造について

燃料集合体は下部遮蔽プラグの上部コレットのつめが集合体下部タイプレートの内側の溝へかみ合うことによりセットされる。あたり面には逆テーパー(15°)がつけられていて上・下の引張りでは絶対にはずれない形状である。構造の概略を第1.5-10図に示す。燃料集合体の荷重はコレット部とは別の円筒状の保持機構が、下部タイプレート内面に周方向から突出した羽根部にはめ合いになることにより、支えられる。コレットの材質はSUS630(Class A Uesse 2材、耐力はSUS27の4倍)であり、冷却水によるたわみ(最大1.3mm)、振動による変位、挿入引抜時の直角流による変位、コレットに作用する最大応力(コレット着脱時)等を計算の上評価検討し構造が決められた。万一、コレットと集合体が外れた場合でも浮上り力は集合体自重よりも小さく再びかみ合うことになる。また大洗工学センターCTLループにおいて実尺燃料集合体を用いて長時間耐久テストおよび加速テスト(蒸気重量率を増加させ浮上り力を大にさせる)を実施し確認試験を行っている。

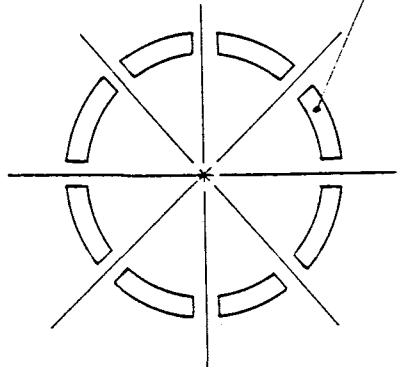
集合体下部タイプレート (SCS13)



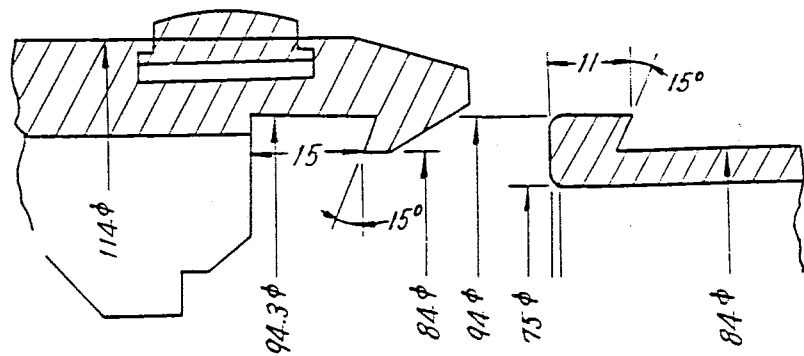
A

コレット (SUS630)

(円周方向に切り込みの  
ついた8枚羽根よりなる)



A部詳細



第1.5-10図 コレット機構概略図



#### 4. 出力昇降の燃料に及ぼす熱応力について

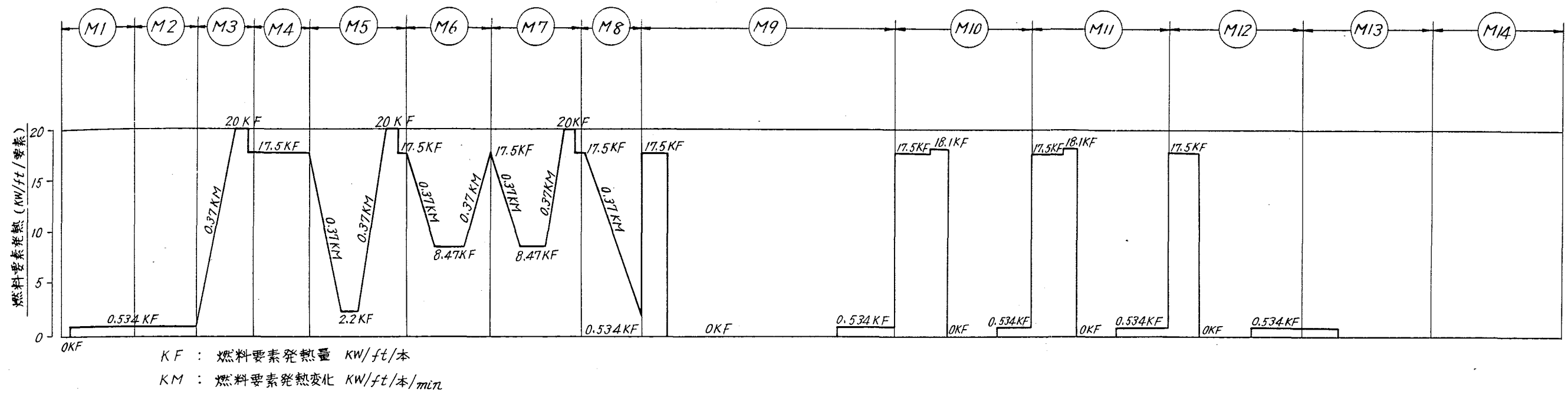
燃料の設計に用いる熱サイクルは第 1.5 - 1.1 図に示すとおりである。また定格時等に取出された燃料を原子炉に再装荷する際には同じ圧力管 4 チャンネルに装荷されるので燃料被覆管の応力について軽水炉燃料と異なる主要点は、on-Power refueling を行うことにある。

平衡炉心で代表的なチャンネルの燃料集合体を引抜いた場合の半径方向中性子束分布を第 1.5 - 1.2 図に示す。軽水の入ったチャンネルでは中性子束のピーキングを生じるが、隣接燃料集合体にはこの中性子束ピーキングの影響は及ばない。軸方向の中性子束分布について平衡炉心で炉心中央部の圧力管に新燃料が半分挿入された時の熱中性子束分布を第 1.5 - 1.3 図に示す。同図にはこの新燃料が圧力管内に全挿入された時の熱中性子束分布も示してある。燃料挿入時には被覆管は外面冷却材及び内側ペレットから加熱される。ペレットからの加熱は冷却材からの加熱よりはるかに遅れるため燃料挿入時にはまず外面の方が高くなり、この温度差は約 5℃である。

また燃料引抜時に 17.5 kw/ft での定常温度分布をなす燃料要素が燃料交換機によつて 60℃、 $\sim 2 m^3/h$  の冷却材で冷却されるとしても、被覆管直管部の熱応力は極めて小さい。また端栓部（上部）では炉心中心を通過する時に最も厳しい条件の下に置かれることになるが、その場合の最も厳しい仮定のもとでの応力解析計算で応力強さは高々約 15 Kg/mm<sup>2</sup> であり許容応力を下回っている。また上端部の燃料ペレットの温度については燃料が炉心を通過するときには、局所出力が全挿入時より高くなり、温度も上昇するので、上部のアルミナ断熱材の溶融が懸念される。燃料とアルミナ断熱材の間に天然ウランペレットを入れることによりアルミナ断熱材の最高温度は約 650℃以下に抑えられる。

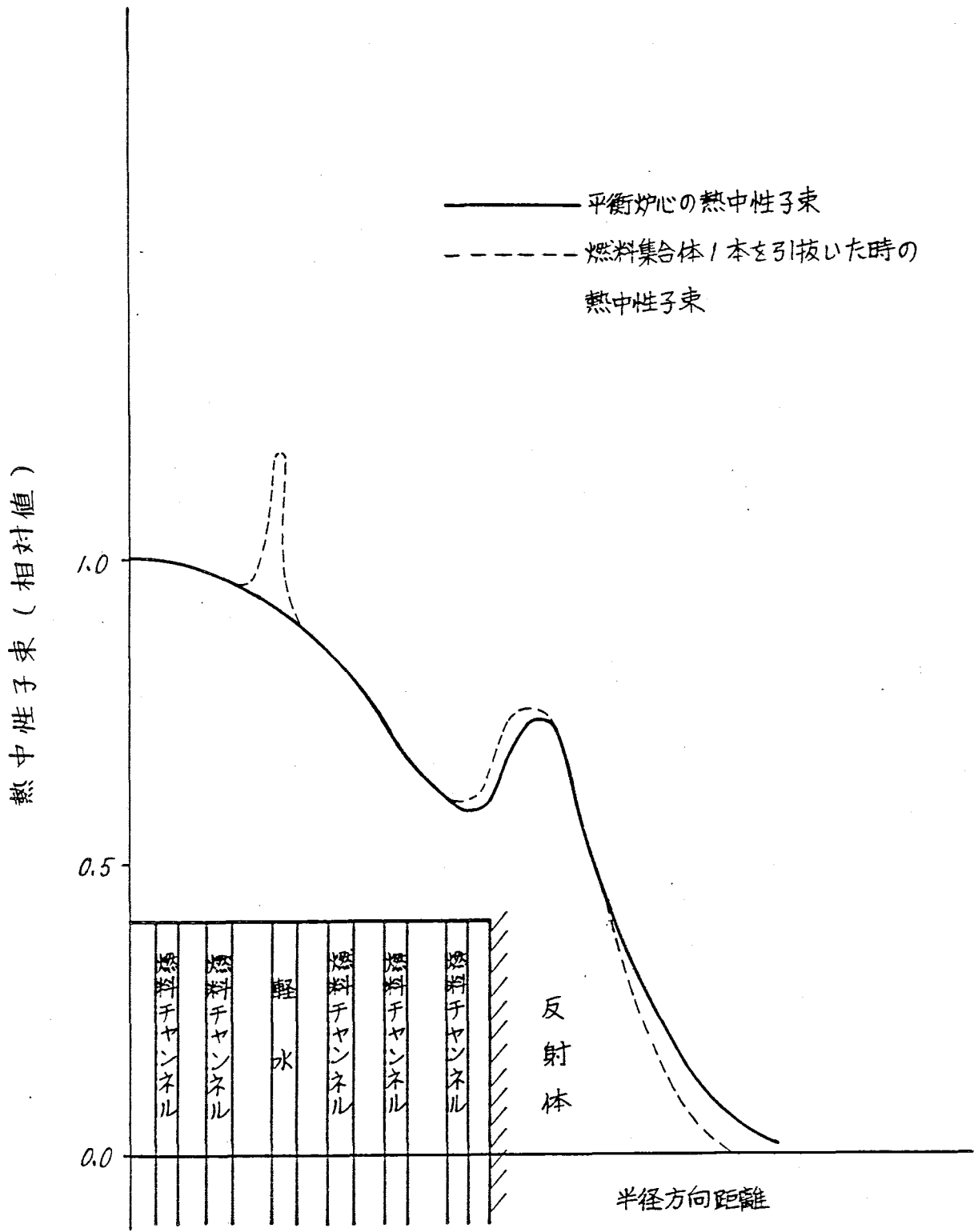
寺等に取出  
燃料被覆管  
にある。  
分布を第1  
隣接燃料  
にて平衡炉  
3図に示  
。燃料挿  
は冷却材  
度差は約

よつて～  
て小さい。  
になるが、  
あり許容  
するとき  
材の溶融  
アルミナ

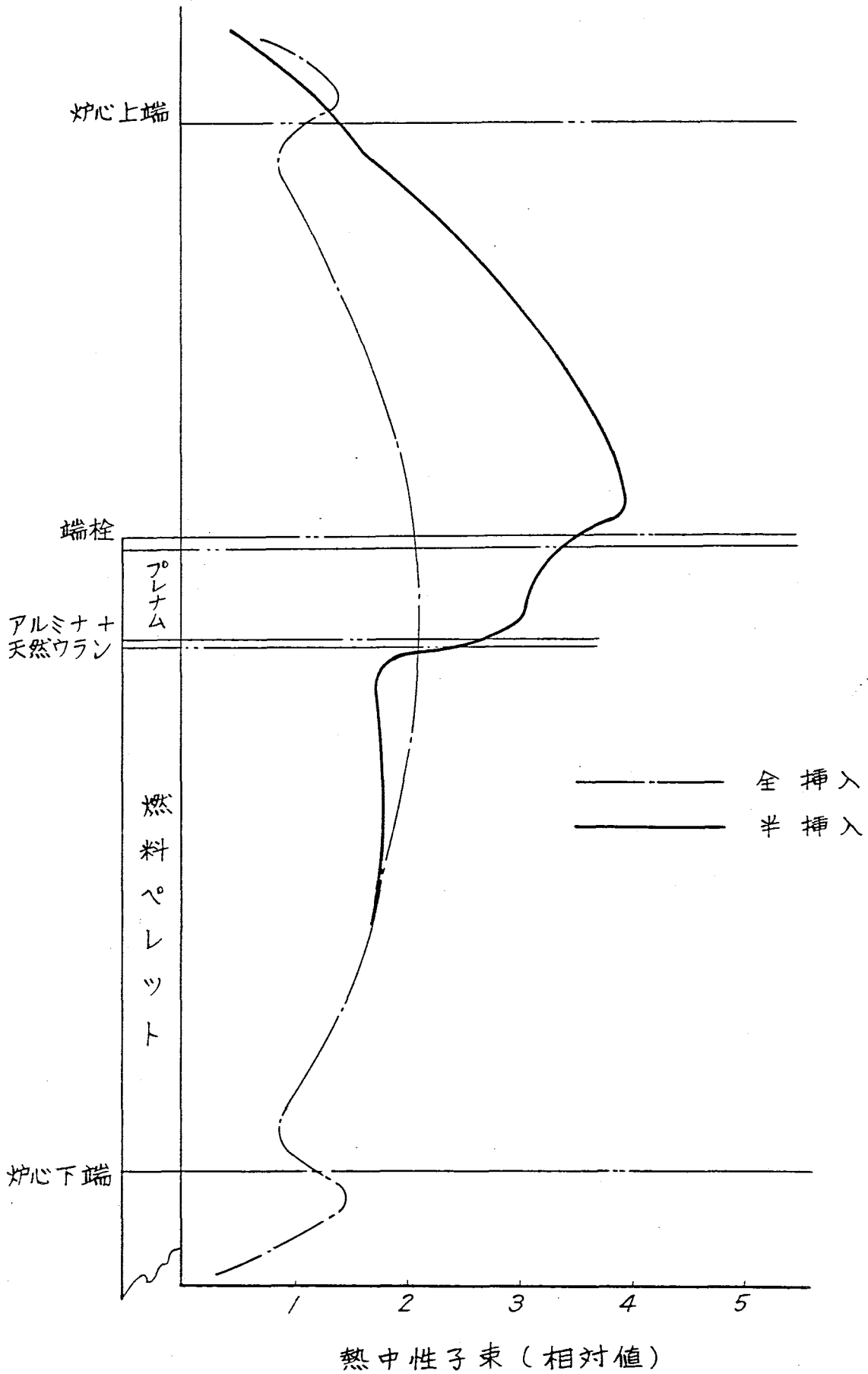


第1.5-11図 燃料の熱サイクル図

モード番号	過渡条件	過渡条件の説明	繰返し回数	備考
M 1	起動 (I)	冷温停止から高温停止までの原子炉温度上昇	85	5.5℃/h
M 2	高温停止	高温停止	415	
M 3	起動 (II)	高温停止から出力運転まで	330	
M 4	出力運転	定格出力運転	2,045	
M 5	出力変化 (I)	発電出力変化	215	
M 6	出力変化 (II)	発電出力変化	1,350	3.5%まで
M 7	出力変化 (III)	発電出力変化	150	3.5%まで, 出力11.4%上昇時ロッドブロック発生
M 8	停止 (I)	出力運転から高温停止まで	221	
M 9	所内電源喪失	出力運転中の所内電源喪失	2	ROIC により蒸気ドラム水位正力の維持
M 10	スクラム (I)	タービントリップ	3	バイパス非不動作
M 11	スクラム (II)	タービントリップ	40	バイパス非不動作
M 12	スクラム (III)	手動その他	64	
M 13	停止 (II)	給水により水位を保ちながら原子炉圧力低下	85	高温停止から余熱除去系作動領域まで(冷却水温度183.2℃)
M 14	停止 (III)	原子炉温度低下	85	余熱除去系により原子炉温度低下(冷却水温度38℃)

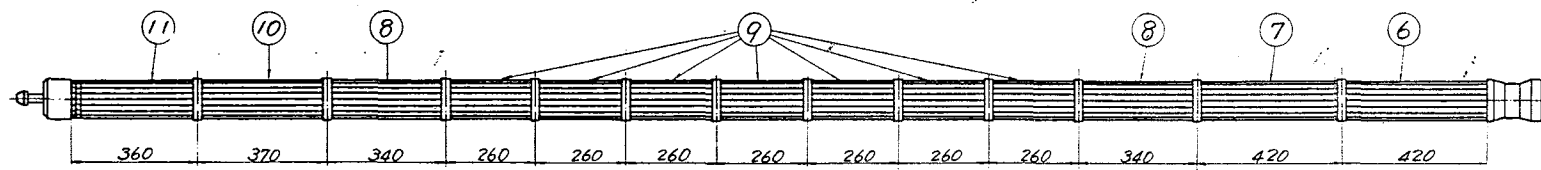
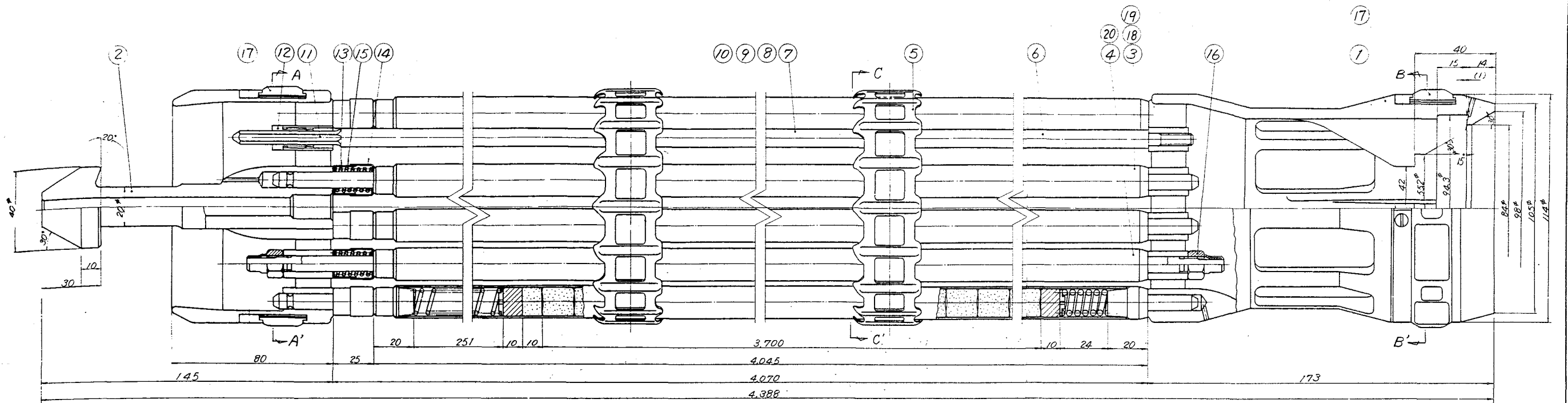


第1.5-12図 燃料引抜時の炉心中性子束分布

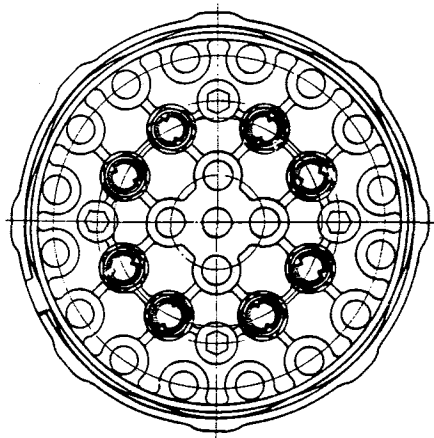


第1.5-13図 燃料交換時のチャンネル軸方向熱中性子束分布

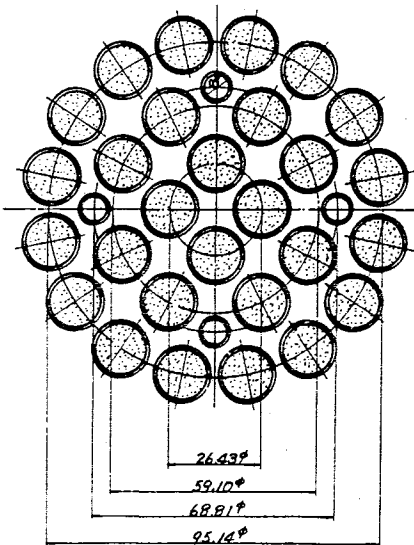
第 1.5-14 図 燃料集合体組立図



A-A'断面

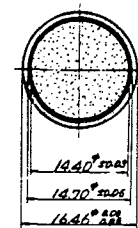


中央部断面図

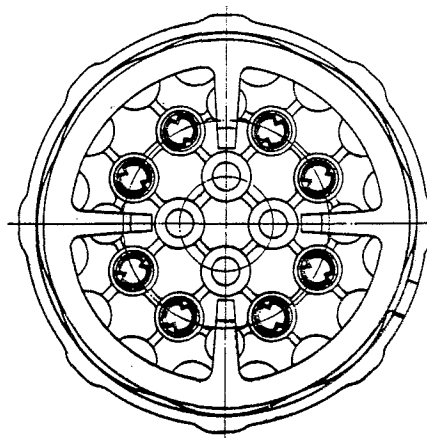


縮尺図

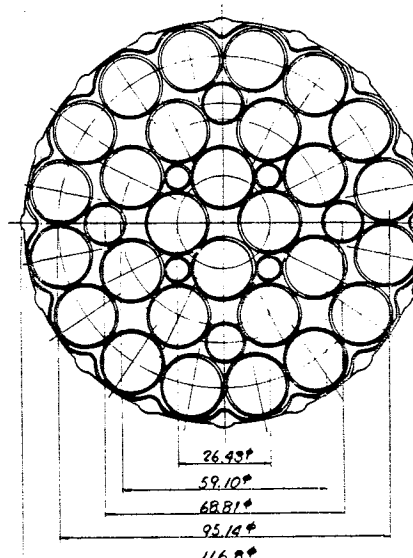
燃料要素断面



B-B'断面



C-C'断面



20	タイロッド燃料要素	0.8%Pu
16	燃料要素(外層)	0.8%Pu
4	燃料要素(内層)	0.8%Pu
2	案内パネ	SUS-304
16	ロックナット	SUS-304
28	スプリングカバー(B)	SUS-304
28	スプリングカバー(A)	SUS-304
28	ロッドスプリング	4J2AL-X
4	回転防止コイル	SUS-304
4	スペーサタイロッド(C)	Zr-2
4	(B-4)	
28	(B-3)	
8	(B-2)	
4	(B-1)	
4	スペーサタイロッド(A)	Zr-2
12	スペーサ	4J2AL70
8	タイロッド燃料要素	1.5%U <sup>235</sup>
20	燃料要素	1.5%U <sup>235</sup>
1	上部タイレット組立	SCS-13
1	下部タイレット組立	SCS-13

図名	図番	縮尺	製図者	検査者	承認者	DATE
燃料集合体組立図	ATR-M-812-1					

## 1.6 ATR燃料の照射計画

### 1. ATR燃料の照射計画

ATR燃料の開発においては、核熱特性を把握するための各種実験とスペーサー構造に重点をおいて試作した燃料についての2相流中での耐久試験等の炉外評価試験ならびにある段階における燃料仕様に基づく照射試験の組合せによつて進められて来た。

スペーサー構造については当初よりグリッド型スペーサーを本命としつつも、これのバックアップとしてカナダ等の重水炉燃料に用いられている摩耗パッド型燃料被覆管のR&Dも併行して実施した。しかしながらグリッド型スペーサーの改良の結果、この型式のスペーサーを初装荷燃料に採用することとし、かつスペーサー間ピッチ等の検討を重ねてきた。

試作実尺燃料の炉外評価試験の主なもの、大洗工学センターにあるH.T.L(13MWTのHeat Transfer Loop)での伝熱実験、C.T.L(2相流のComponent Test Loop)を用いた耐久試験のほか、強制振動試験を各試作毎に実施してきた。得られたデータは次期の燃料試作開発に反映させてほほ期待できる性能のものになっている。なお、その後の細部の構造変更を経て最終仕様の燃料に関する炉外確認試験は現在も継続実施しており、これらのデータは昭和49年度中に得られる予定である。

照射試験に関しては、JMTR、HBWRおよびSGHWRを用いてすすめられており、ATR標準燃料の照射試験計画およびタイムスケジュールは第1.6-1表、第1.6-2表に示すとおりである。この一覧表には、特殊燃料、摩耗パッド燃料、Vipac-Pu燃料の照射計画は含まれていない。

JMTRでの照射計画では、ペレット形状がdish付きとflat型のものとの差異に重点をおいて照射したが、計画どおりの照射条件では有意な差は認められなかつた。

HBWRでの照射計画ではグリッド型スペーサーおよび2m長さの燃料要素の全般的照射挙動に関するデータとしてペレットスタック長の測定、上部ペレットの中心温度の測定のほか、第1.6-1表に記した照射後試験を行つた。

SGHWRでの照射計画では燃料集合体の上・下部の支持構造のほかはATRの実尺燃料と同寸の燃料集合体について照射を実施しておりこれまでのところ異常は認められていない。

第 1.6-1 表 A T R 燃料照射試験計画

照射燃料	おもな照射目的	照射条件				照射試験料						おもな照射後試験													
		照射炉	照射期間	燃焼度 (MWD/T)	発熱量 (W/cm)	試験料形状	ペレット					被覆管 材質・寸法 (mm)	外 観	寸 法	X 線	ガ ス シ ン ヤ ン	F ガ ス P E	F ガ ス 分 析	金 相 試 験	密 度	オ グ ラ フ	被 機 械 試 験 管			
							濃縮度 (%)	密 度 (%T.D)	直 径 (mmφ)	高 さ (mm)	形 状														
第 1 次試験 NaKキャプセル -1 (U燃料)	ドイツ型ペレット とフラット型ペレット の差異観察	JMTR (照射孔)	S 46.3 ~ S 46.12	~2,300	57.4	ドイツ型ペレット燃 料ビンとフラットペ レット燃料ビンを縦に2 本連結して, NaK キ ャプセルに封入。 燃料スタック長 160mm	1.52	95	14.8	20	両面 ドイツ 型 フラット型	Zry-2 O.D.=16.81 I.D=15.09	○	○	○	○	○	○							
第 1 次試験 NaKキャプセル -2 (U燃料)		JMTR (照射孔)	S 46.3 ~ S 46.9	~2,300	68.8																				
第 2 次試験 リングスペ ーサ型 (U燃料)	リング型スペーサの挙 動および燃料の照射挙 動の観察	JMTR (OWL-1)	S 46.10 ~ S 47.2	~5,000	57.4	リング型スペーサを用 いた2本ロットクラ スタースペーサ個数3ヶ 燃料スタック長 750mm	2.4	95	14.8	20	両面 ドイツ 型	Zry-2 O.D.=16.81 I.D=15.09	○	○		○	○	○							
第 3 次試験 リングスペ ーサ型 (U燃料)	ドイツ型ペレット とフラット型ペレット の挙動の相異およびリ ング型スペーサの確性 試験, 計装つき	(ノルウエー) HBWR	S 46.1 ~ S 47.9	~5,000	61.0	ドイツ型ペレット燃 料要素3本とフラット ペレット燃料要素4本 による7本をリング型 スペーサでアセンブリ ング。 スペーサ個数4コ 燃料スタック長 1540mm	6.0	95	14.8	20	両面 ドイツ 型 フラット型	Zry-2 O.D.=16.81 I.D=15.09	○	○	○	○	○	○						○	



照射試料	おもな照射目的	照射条件				照射試料						おもな照射後試験										
		照射炉	照射期間	燃焼度 (MWD/T)	発熱量 (W/cm)	材料形状	ペレット					被覆管 材質・寸法 (mm)	外 観	寸 法	X 線	ガ ス シ ャ ン マ ン	F ガ ス P E	F ガ ス 分 析	全 相 試 験	密 度	オ グ ラ フ	機 械 試 験
							濃縮度 (%)	密度 (% T.D)	直径 (mm φ)	高さ (mm)	形状											
第3次試験 リングスペー サ型 (Pu燃料)	(1)プルトニウム富化初 装荷燃料要素の照射 特性および健全性の 確認  (2)プルトニウム富化燃 料のペレット直径と 被覆管とのギャップ 幅が被覆管との相互 作用に与える効果の 観察	(ウルウエー) HBWR	S 49.9 ~ S 50.12	~9,600 (予定)	610	Pu 富化燃料要素 7本を、リング型 スペーサでアセン ブリング、スペー サー個数4コ 燃料スタック長 1,440mm	ウラン 7.0 プルトニ ウム 0.8 Fissile Pu PuO <sub>2</sub> -UO <sub>2</sub>	9.5	14.4	1.6	両面 ドイツ シユ型	Zry-2 O.D.=16.46 I.D.=14.70	○	○		○	○	○	○		○	○
第5次試験 標準燃料-1 (U燃料)	ATR 2次設計に準じ た標準燃料集合体の総 合的照射挙動の確認	(英 国) SGHWR	S 46.10 ~ S 47.3	~3,400	575	2次設計に基づく、 ATR 標準燃料集 合体 燃料スタック長 3,400mm	2.3	9.5	14.56	2.0	両面 ドイツ シユ型	Zry-2 O.D.=16.70 I.D.=15.00	○	○		○		○				
第5次試験 標準燃料-2 (U燃料)	ATR 標準燃料集合体 の総合的照射挙動の確 認	(英 国) SGHWR	S 48.10 ~ S 50.4	~8,000 (予定)	558	最終仕様に近い ATR 標準燃料集 合体 燃料スタック長 3,400mm	2.4	9.5	14.40	1.6	両面 ドイツ シユ チヤン プア型	Zry-2 O.D.=16.46 I.D.=14.70	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○

第1.6-2表 ATR燃料照射タイムスケジュール

試料製作 照射 照射後試験

項目	年度	照射試料形状	44	45	46	47	48	49	50	51
第1次試験 (JMTR・照射孔)										
① NaK キャプセル-1		ピン	照射	照射	照射	照射				
② NaK キャプセル-2		ピン	照射	照射	照射	照射				
第2次試験 (JMTR・OWL-1)										
① リングスペーサ型		2本クラスター		照射	照射	照射				
第3次試験 (HALDEN)										
① リングスペーサ型 (U燃料)		7本クラスター	照射	照射	照射	照射				
② リングスペーサ型 (Pu燃料)		7本クラスター					照射	照射	照射	照射
第5次試験 (SGHWR)										
① 標準燃料-1		実尺集合体 (28本クラスター)			照射	照射	照射			
② 標準燃料-2		実尺集合体 (28本クラスター)					照射	照射	照射	照射
炉外評価試験										
CTL耐久テスト		実尺集合体	照射	照射	照射	照射	照射	照射		
HTL試験		実尺集合体	照射	照射	照射	照射	照射	照射		
振動試験		実尺集合体	照射	照射	照射	照射	照射	照射		
ATR原型炉建設工程										
実機標準燃料集合体製作										
				着工	建設				臨界	開発試験運転
									Pu燃料	照射
									U燃料	照射

## 2. ATR Pu 燃料の照射試験計画

プルトニウム燃料の製作に関連して、初臨界試験に先立ち、東海事業所で製作される同燃料要素の炉内における健全性を実証するため、HBWRにおける7本組集合体の照射試験が計画された。

本照射試験計画は、Pu初装荷燃料の設計および仕様を基本とし、49年6月までに同集合体の製作を終了し、同年9月に照射を開始し、50年12月までの約15～16カ月間照射される。照射終了後はノルウェー国のKjeller研究所で照射後試験を実施する予定である。

### 2.1 照射目的

HBWRにおける $PuO_2-UO_2$ 燃料集合体の照射の主な目的は、次の事項を調べることにあ

- 1) 東海事業所のプルトニウム燃料加工施設で製作されるプルトニウム富化初装荷燃料要素の照射特性および健全性
- 2) プルトニウム富化燃料のペレット直径と被覆管とのギャップ幅および混合酸化物中の $PuO_2$ 粒子が燃料挙動および被覆管との相互作用に与える効果。

### 2.2 照射条件

上述の照射目的に従い、HBWRの条件を加味して、設計を行なった結果、今回の照射試験で特に希望する条件として、次のようにまとめられる。

- 1) 燃料集合体出力 ..... 510 KW
- 2) 最高燃料要素線出力 ..... 610 W/cm
- 3) 最高燃料要素表面熱流束 ..... 118 W/cm<sup>2</sup>
- 4) 最終燃焼度(最高燃料要素) ..... 9,600 MWD/T
- 5) 集合体冷却条件
  - イ. 入口流速 ..... 0.95 m/s 以上
  - ロ. 質量速度 ..... 2.0 kg/s 以上
- 6) HBWR内の照射集合体位置

希望する集合体出力(510 KW)が取れる位置(ハルデンプロジェクトが決定する。)

照射試験スケジュールは、第1.6-3表に示すものとなる。

### 2.3 燃料集合体の設計値

#### 1) 集合体

- イ. 集合体当たりの燃料要素本数 ..... 7本
- ロ. 燃料要素配置 ..... 3角格子
- ハ. 格子間隔 ..... 24.0 mm
- ニ. スペーサ型 ..... リングスプリング型

ホ.	集合体当たりのスペーサの数	4
ヘ.	タイロッドの数	3
ト.	PuO <sub>2</sub> , UO <sub>2</sub> 重量	17.1 Kg
チ.	Pu fissile の重量	137 g
リ.	<sup>235</sup> U の重量	1040 g

## 2) 燃料物質

イ.	製法	機械混合, 冷間成型焼結ペレット
ロ.	ウラン濃縮度	7 W/o <sup>235</sup> U
ハ.	プルトニウム富化度	0.8 W/o fissile Pu / (PuO <sub>2</sub> - UO <sub>2</sub> )
ニ.	プルトニウム同位元素組成 (W/O)	

Pu - 238	0.85
Pu - 239	64.76
Pu - 240	21.87
Pu - 241	9.49
Pu - 242	3.03

ホ.	ペレット密度	95 % T.D
ヘ.	ペレット直径	14.40 mm
ト.	ペレット高さ	16 mm
チ.	ペレット形状	両面ドイツ型
リ.	燃料有効長	1440 mm
ヌ.	燃料要素当たりのUO <sub>2</sub> , PuO <sub>2</sub> 重量	約 2.4 Kg

## 3) 被覆管

イ.	材質	ジルカロイ-2
ロ.	外径	16.46 mm
ハ.	内径	14.70 mm
ニ.	肉厚	最小 0.8 mm
ホ.	ペレット-被覆管最大ギャップ	標準 300 μ 変化 200 μ & 400 μ
ヘ.	充填ガス圧力	He 1気圧
ト.	プレナム長さ	90 mm
チ.	ペレット断熱体	ZrO <sub>2</sub> , 上下端各 5 mm

## 4) シュラウド管

イ.	材質	ジルカロイ-2
ロ.	内径	71 mm
ハ.	長さ	約 1710 mm

5) 計装 ( 集合体当たり )

- イ タービン型流量計 ( チャンネル入口出口 )
- ロ 冷却材重水温度測定用熱電対  
( チャンネル入口, 出口 )
- ハ 集合体出力測定用中性子検出計
- ニ 燃料破損検出計 ( 蒸気サンプリング )

2.4 照射後試験

次に示すような照射後試験の実施を予定している。

1) 燃料要素の非破壊試験

- a 外観試験および写真撮影
- b ガンマ・スキヤン
- c 寸法測定 ( プロファイロメトリー, 長さ )
- d 中性子ラジオグラフ
- e 過電流透過試験

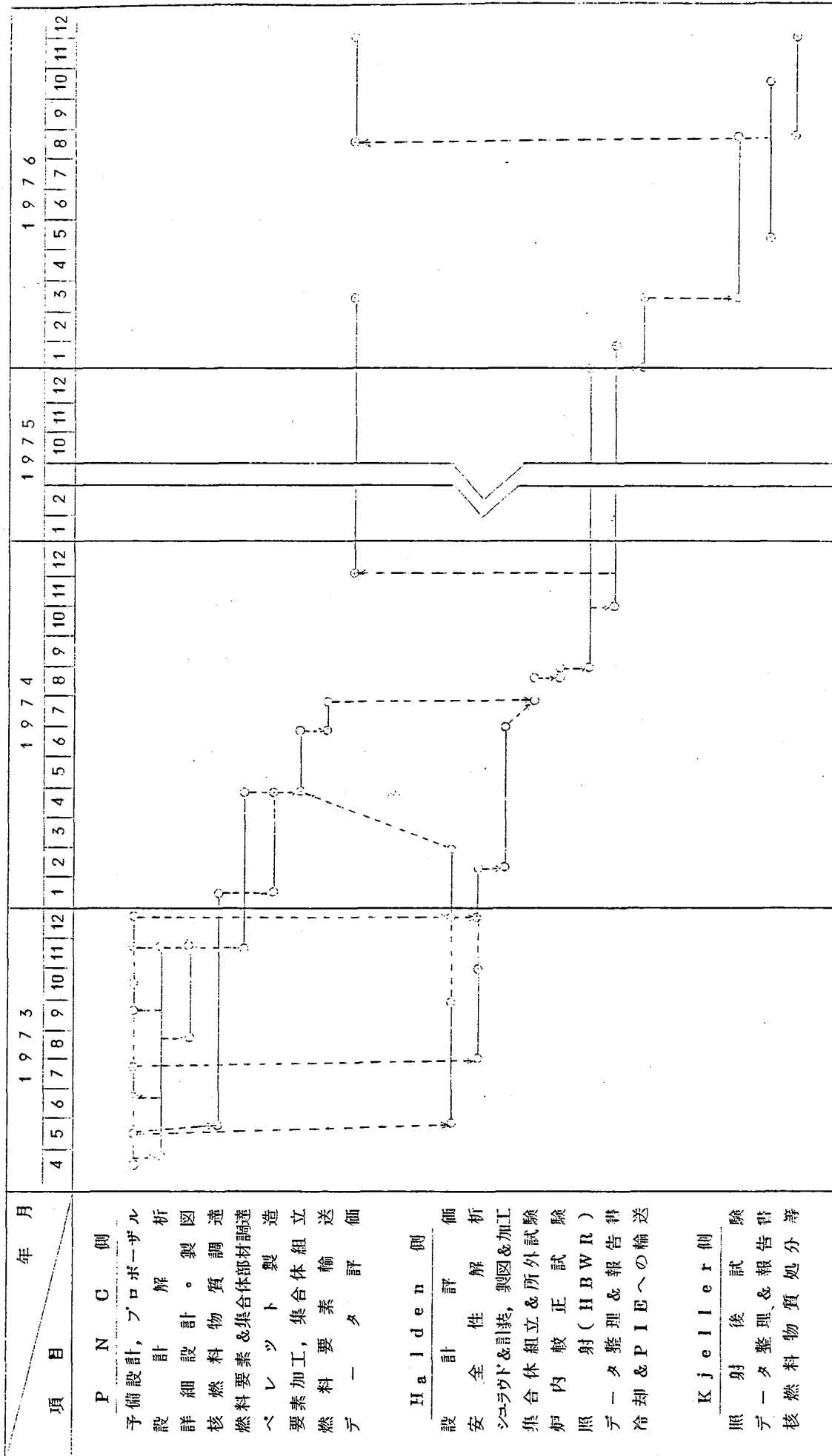
2) 燃料要素の破壊試験

- a F.P ガス圧力測定および成分分析
- b 燃料および被覆管の断面金相試験  
( 半径方向および長さ方向 )
- c  $\beta$ および $\gamma$ オートラジオグラフ
- d  $\alpha$ オートラジオグラフ

3) 被覆管の試験

- a バースト試験
- b 引張試験 ( 長さ方向, 円周方向 )

第 1.6 - 3 表 プルトニウム燃料の HBWR 照射試験全体スケジュール



## 1.7 ATR燃料のBowling対策

燃料要素とスペーサーを支持するスペーサータイロッドは炉内使用条件のもとで伸びの差が生じる。スペーサータイロッドと被覆材は同質材料（Zry-2）であるが、被覆材の方が若干平均温度が高く、その温度差による伸びの差は約1.5mmとなる。またスペーサータイロッドと被覆材の照射挙動の違いによる伸びの差は燃焼末期において最も大きく、その差は約2.1mmとなる。したがって全体として約3.6mmの伸びの差を生じることになる。

しかし、スペーサーとスペーサータイロッドは軸方向に7mm摺動しうる構造となっており使用中の伸びの差は吸収できる。また、スペーサーの燃料要素による保持力とスペーサータイロッドによる保持力の関係は、前者が約8.4kg（3kg/要素×2.8本）、後者が約1.2kg（3kg/タイロッド×4本）であり、スペーサーは燃料要素の伸びに追従することになる。したがって、スペーサータイロッドを含めて燃料のbowlingは、スペーサー間隔が比較的短い（420～260mm）こともあつて、殆んど生じない。

### 1. ATR燃料要素の軸方向の伸びとスペーサー部での引抜力に関する実験データについて

ATR燃料のスペーサーは、燃料要素間に配された4本のZry-2管（外径9mm、内径6mm）の支持棒によつて支持されているが、スペーサーとスペーサー支持棒は完全に固定されたものでなく、軸方向に摺動しうる構造となつている。支持棒と燃料要素の伸びの差は次節で述べるように、(1)温度差に基づく熱膨脹によるもの、(2)時間的に徐々に進行する照射挙動によるものから成り、燃焼末期において、(1)については約1.5mmである。(2)については、Zry-2被覆管とZry-2スペーサー支持棒の製造上の最終熱処理条件を出来るだけ同一条件に近付けることにより両者の伸びの差をできるだけ小さくする予定であるが、燃焼末期に最大約2.1mmと評価される。

スペーサーの燃料要素による保持力とスペーサー支持棒による保持力の大小関係は、前者が後者の約7倍であるから、スペーサーは燃料要素の平均的伸びに追従することになる。

スペーサーの照射下における保持力の変化について英国SGHWRで照射したその時点のATR燃料設計に基づく実尺燃料集合体（第1.6章参照——燃焼度3.400MWD/T——）の照射後試験の一項目として、解体後のスペーサー（3個）のリング素子にジルカロイ製外径1.6.6.37mm $\phi$ および1.6.6.9mm $\phi$ 、クロムメッキ製外径1.6.6.4mm $\phi$ の3種類の標準外径棒を挿入し、その引抜力を測定した結果を第1.7-1表に示す（測定したリング素子位置は第1.7-1図を参照）。この結果から保持力を求めたところ、照射後には照射前に比べて平均として約10%減少した値であつた。

燃料集合体の構造として、スペーサーはスペーサー支持棒に対し軸方向に7mm摺動しうる構造となっており、且つ燃料要素の伸びは、燃料要素の上端栓部と上部タイプレートの間に挿入

されたコイルスプリングにより吸収される。また、スペーサー支持棒の上端は、上部グリッドの挿入孔を縦方向に自由に伸びうる構造になっている。

さらに、燃料要素の炉内照射による伸び ( $\Delta L/L$ ) と中性子照射量 (nvt) の関係については、第 1.7-2 図に示すような例が挙げられるが、これには燃料ペレットの封入された燃料要素に関する照射データも含まれており、これらのデータおよび前述の ATR 燃料集合体の構造からみて、燃料要素の著しい Bowing が生じない設計となっている。

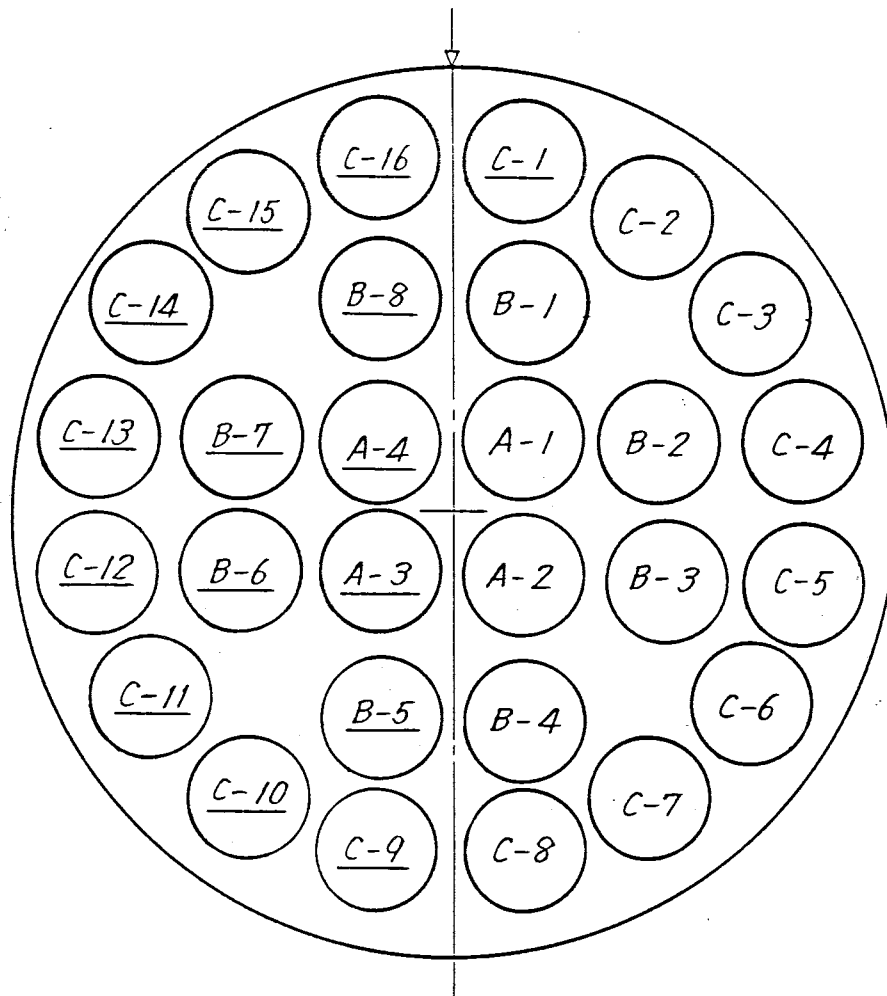
第 1.7-1 表 SGHWR での照射後スペーサーの標準棒による引抜力

Position	Grid Nos		
	7	5	2
A3	1599 (a)	1216 (b)	1116 (a)
A4	1699 (a)	1216 (b)	766 (a)
B5	1355 (b)	1416 (b)	1516 (a)
B6	1949 (b)	1266 (b)	1516 (b)
B7	1416 (a)	1766 (b)	1116 (a)
B8	1286 (a)	1532 (b)	916 (a)
C1	1118 (c)	1916 (b)	1916 (b)
C9	1383 (a)	1432 (b)	1016 (a)
C10	2016 (a)	532 (b)	1516 (a)
C11	1416 (a)	1016 (b)	566 (b)
C12	1982 (a)	1757 (a)	1016 (b)
C13	1516 (a)	1416 (a)	1616 (b)
C14	1649 (b)	1516 (a)	916 (b)
C15	1816 (b)	1616 (a)	1732 (b)
C16	2188 (c)	1516 (b)	1216 (b)

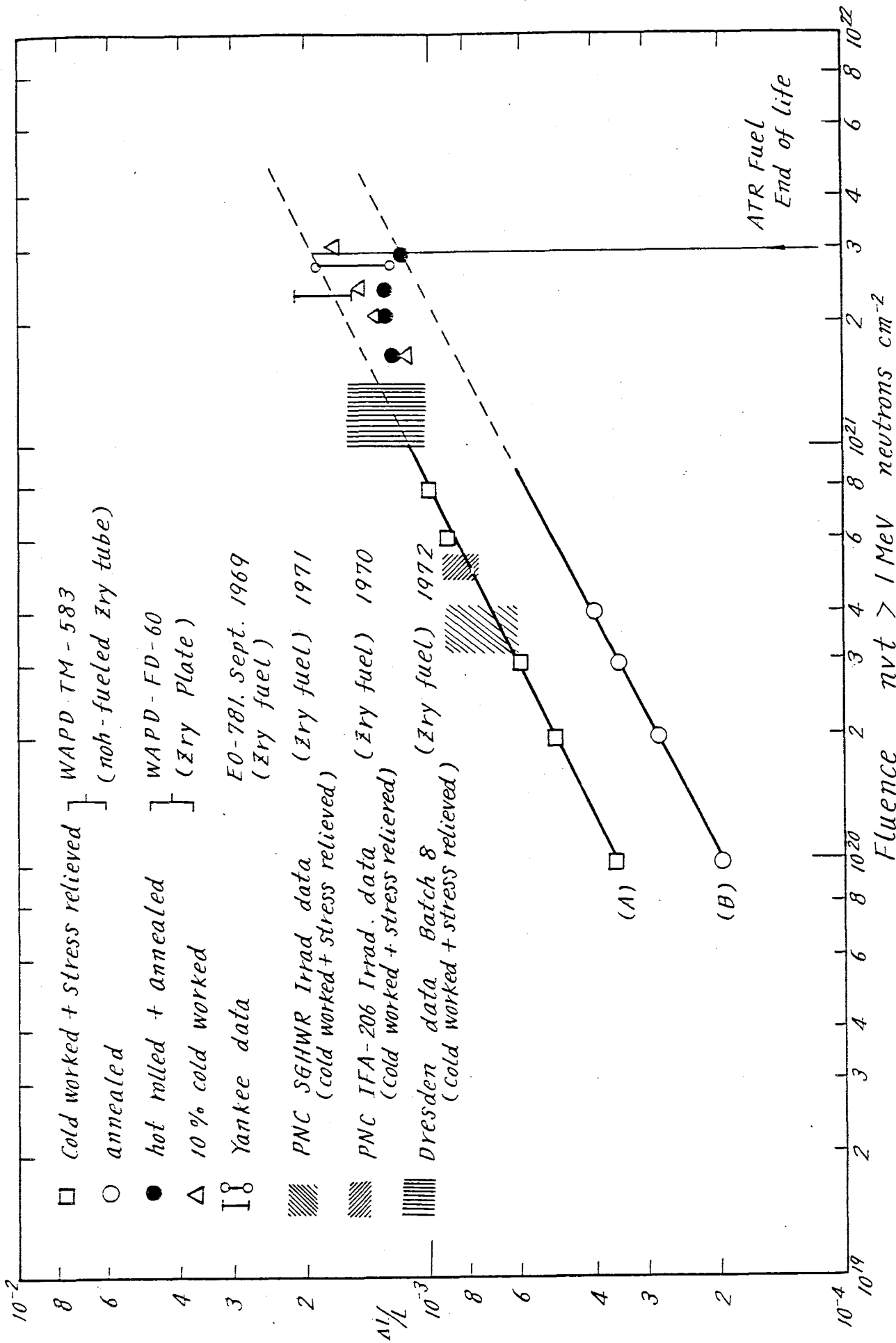
NOTE : All units of weight are grams

- (a) ジルカコイ製 16.637 mm $\phi$  標準棒
- (b) " 16.69 mm $\phi$  "
- (c) クロムメツキ製 16.64 mm $\phi$  "





第1.7-1図 スパロサーのリング素子位置



第1.7-2図 Zry材の照射成長

2. スペーサータイロッドと被覆管の伸びの差について

燃料要素(管)とスペーサー・タイロッドの伸びの差は、

- (1) 温度差に基づく熱膨張によるもの
- (2) 時間的に徐々に進行する照射挙動によるもの

から成る。

熱膨張によるものは、被覆管とスペーサー・タイロッドは同質材料(Zry-2)であるが、被覆管の方が若干温度が高いため余計に伸びる。

また、照射挙動としては、Zry-2の照射成長によものと、ラチエツテングのような機械的相互作用による被覆管の伸びがある。照射成長は、積算中性子束 $\phi t$ の冪乗に比例することが知られている。

$$\Delta l/l \propto \sqrt{\phi t} \quad (\phi > 1 \text{ MeV})$$

J.Nucl.Mat 30 219, 1969

この値は、第1.7-2図に示すように被覆管の製造履歴によつて異なり——冷間加工・歪取り焼鈍材は(B)——のような差を示す。

実際の燃料要素の伸びの実測データとしてYankeeでの異なる2種類のデータのほか、SGHWRでのATR燃料の照射データも、冷間加工・歪取り焼鈍材のデータ(A)と余り差異がないことから、ラチエツテングの効果がATR燃料では非常に小さいと考えられること、他方、スペーサー・タイロッドは一応歪取り焼鈍材ではあるがデータ(B)の値を控え目に用いて燃焼末期における伸びを算出すると次のようになる。

熱膨張による伸び：	被覆管 8.4 mm	スペーサー・タイロッド 6.9 mm	差 1.5 mm
照射による伸び：	被覆管 6.2 mm	スペーサー・タイロッド 4.1 mm	差 2.1 mm
計	14.6 mm	11.0 mm	3.6 mm

(伸び量は、最上段のスペーサー位置での値)

## 1.8 燃料設計の手法とモデル等について

## 1 限界熱流束評価方式の比較

## 1-1 概 要

"ふげん"限界熱流束評価式と原子炉設計に用いられている従来の評価式との比較を行なった。

比較の対象として

1. W-3式 (PWR)
2. Hench-Levy式 (BWR)

を採用し、それぞれ"ふげん"のホットチャンネルでの限界熱流束を計算し、"ふげん"設計式と比較した。

## 1-2 各式の特徴とその適用範囲

## 1-2-1 各式の特徴

## (1) W-3式

W-3式は次のように表わされる。

$$\begin{aligned}
 q''_{\text{DNB}} \cdot \text{EU}/10^6 = & \left[ (20.22 - 0.0004302 \cdot P) + (0.1722 - 0.0000984 \cdot P) \right. \\
 & \times \exp \left\{ (18.177 - 0.004129 \cdot P) \chi \right\} \\
 & \times \left\{ (0.1484 - 1.596 \chi + 0.1729 \chi \cdot |\chi|) G/10^6 + 1.037 \right\} \\
 & \times (1.157 - 0.869 \chi) \times \left\{ 0.2664 + 0.8357 \exp(-3.151 \cdot \text{De}) \right\} \\
 & \times \left\{ 0.8258 + 0.000794 (H_{\text{sat}} - H_{\text{in}}) \right\} \dots\dots\dots (1)
 \end{aligned}$$

ここで、 $q''_{\text{DNB}} \cdot \text{EU}$  は等価一様限界熱流束 ( $\text{BTU}/\text{ft}^2 \cdot \text{h}$ )、 $P$  は圧力 ( $\text{psia}$ )、 $\chi$  はクオリティ (-)、 $G$  は質量速度 ( $\text{lb}/\text{ft}^2 \cdot \text{h}$ )、 $\text{De}$  は相当直径 ( $\text{in}$ )、 $H_{\text{sat}}$ 、 $H_{\text{in}}$  はそれぞれ飽和及び入口エンタルピ ( $\text{BTU}/\text{lb}$ ) である。

(1)式は円管、二重管、短形管での実験結果のベストフィットカーブであり、実際の軸方向不均一発熱の炉心設計では、発熱形状因子  $F$  を導入して限界熱流束の評価を行なっている。今回の計算では、 $F$  因子を考慮しないで行なつた。すなわち軸方向均一発熱の場合の限界熱流束を求めることになる。

## (2) Hench - Levy 式

Hench-Levy 式は次のように表わされる。

$$q''_{\text{CHF}} = 10 \left\{ 1.1 - 0.1 \times \left( \frac{P - 600}{400} \right)^{1.25} \right\} \times 10^6 \quad (\chi < \chi_I)$$

$$q''_{\text{CHF}} = \left\{ 1.9 - 3.3 \chi - 0.7 \tanh^2 (3 \times 10^{-6} \times G) \right\} \times q''_{\text{CHF}} \quad (\chi_I < \chi < \chi_{II})$$

$$q^3_{CHF} = \{0.6 - 0.7\chi - 0.09 \tanh^2(2 \times 10^{-6} \times G)\} \times q^1_{CHF} \quad (\chi > \chi_{II}) \quad \dots\dots\dots(2)$$

$$\chi_1 = 0.273 - 0.212 \tanh^2(3 \times 10^{-6} \cdot G)$$

$$\chi_2 = 0.5 - 0.269(3 \times 10^{-6} \cdot G) + 0.346 \tanh^2(2 \times 10^{-6} \cdot G)$$

ここで  $q^1_{CHF}$  ,  $q^2_{CHF}$  ,  $q^3_{CHF}$  は限界熱流束 (BTU/ft<sup>2</sup>·h) , P は圧力 (psia) , G は質量流量 (lb/ft<sup>2</sup>·h) である。

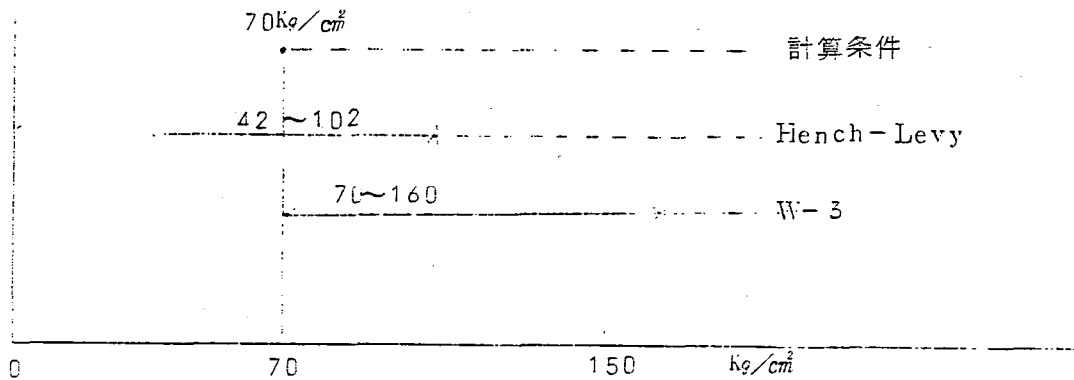
この式は 2×2 および 3×3 配列における模擬バンドル実験により得られたデータ群の下限曲線である。

1-2-2 各式の適用範囲

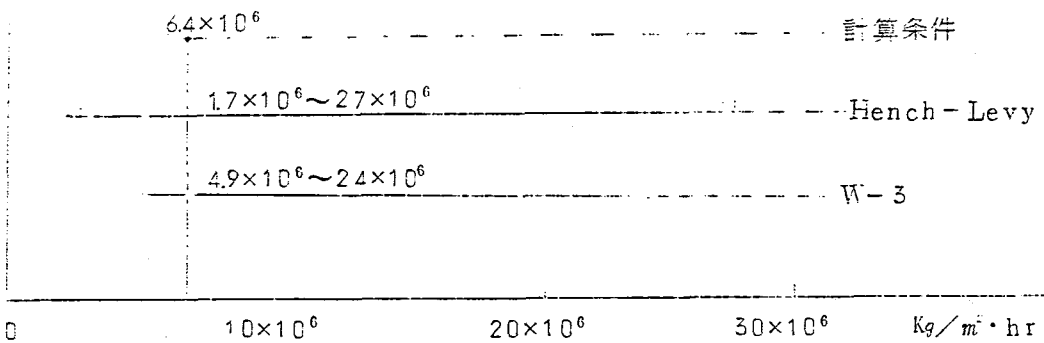
第 1.8-1 図に各式の適用範囲を示す。なかでも Hench-Levy 式(2)に関しては、式の導出の基礎になつた実験データの範囲であるので、BWR の典型的なバンドルに対しては厳密に言えばその範囲内には含まれない。しかし、限界熱流束が発生する時の局所熱流動条件は(2)式で説明できると仮定すれば問題はない。

第 1.8-1 図 各式の適用範囲

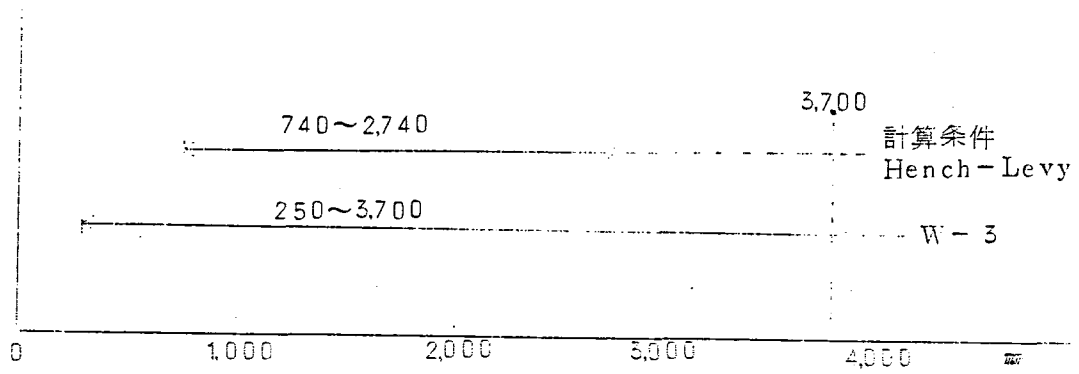
① 圧 力



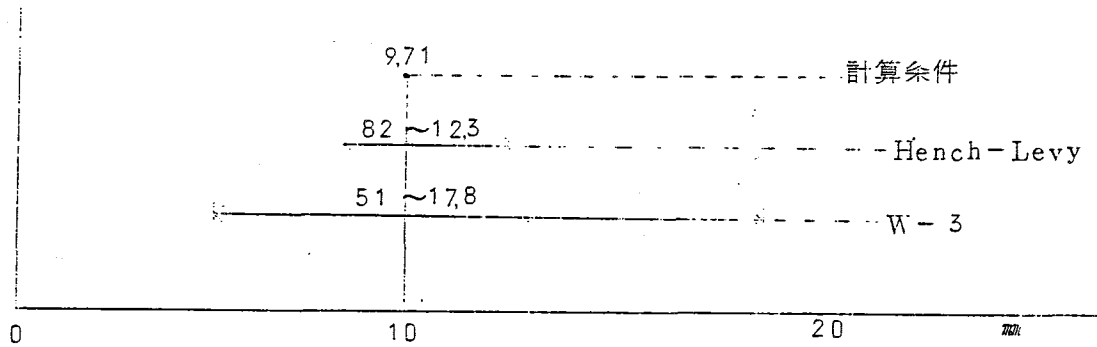
② 質量速度



③ 発熱量



④ 相当直径



⑤ その他の範囲

- W-3  $\chi_{CHF} \leq 0.15$ ,  $H_{in} \geq 400 \text{ BTU/lb}$ ,  $0.88 < Dh/De < 1.00$
- Hench-Levy  $0 \leq \chi_{CHF} \leq 0.6$     ロッド間隔 1.5 ~ 4.7 mm

1-3 燃料集合体構造

燃料集合体は、28本の燃料要素(ロッド)から構成され、これらの燃料要素は、長さ方向に12個のインコネル製スペーサによつて燃料要素ギャップが設定値を保つようにされており、上・下のステンレス鋼製タイ・プレートによつて集合体に組立てられている。

主な仕様は次のとおりである。

全長	4,388 mm
有効長	3,700 mm
直径(燃料要素部)	111.6 mm
重量	~ 230 kg
燃料タイ・ロッド	中間燃料要素の8本
スペーサ数	12個/集合体

第1.8-2図に燃料集合体の組立図を示す。

#### 1-4 計算条件および計算結果

計算は“ふげん”ホットチャンネルでの流動条件で行なつた。細目は以下のようである。

- 流 量                    30 t/h      (質量速度 =  $6.40 \times 10^6$  kg/m<sup>2</sup>·h)
- 入口温度                277 °C
- 圧 力                    70 kg/cm<sup>2</sup>
- 相当直径                9.71 mm
- クオリティの範囲      0 ~ 50 %

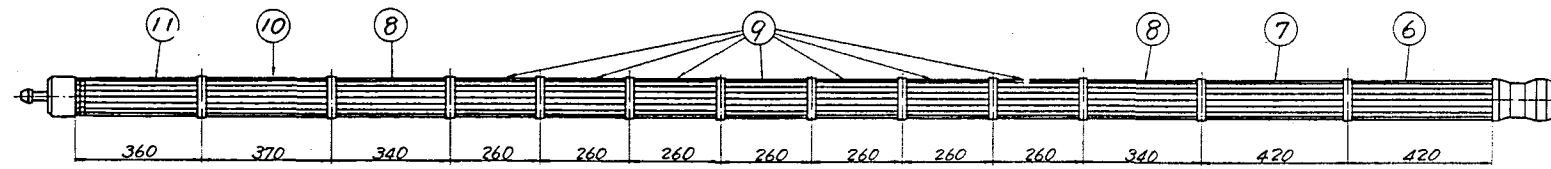
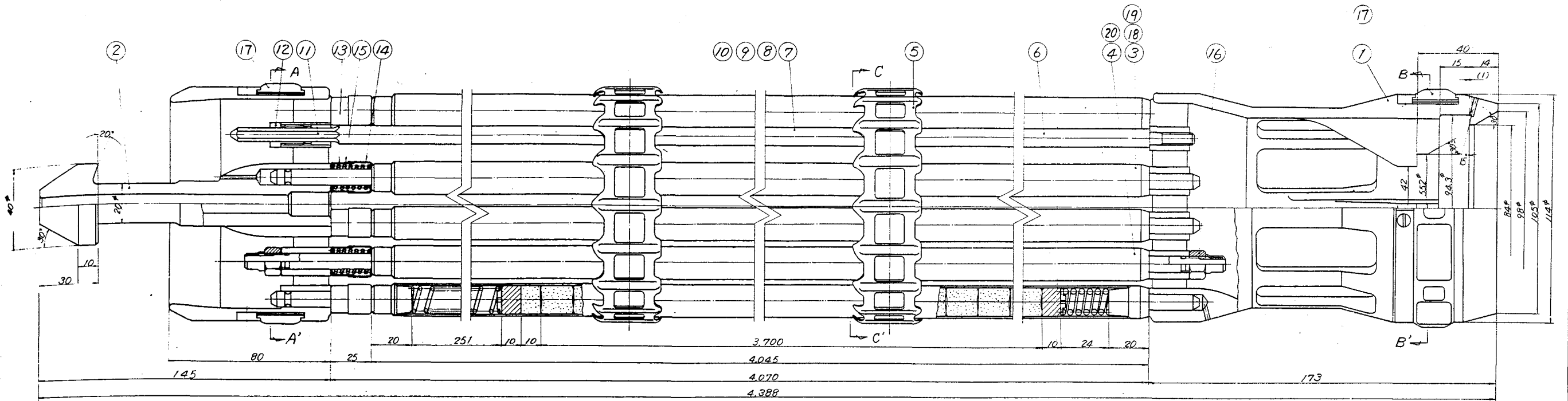
#### 計 算 結 果

第1.8-3図に比較の結果を示す。

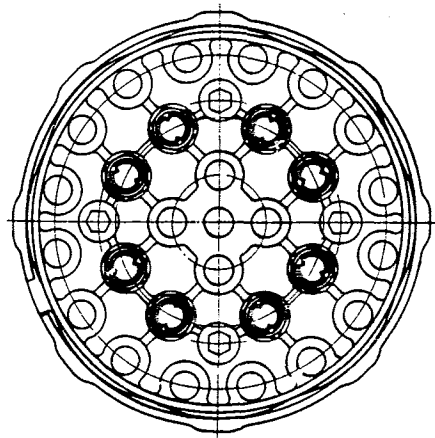
“ふげん”設計式と比較すると、W-3式は低クオリティ域で約25%高い。

Hench-Levey式は低クオリティ域では高く、高クオリティ域では低い。

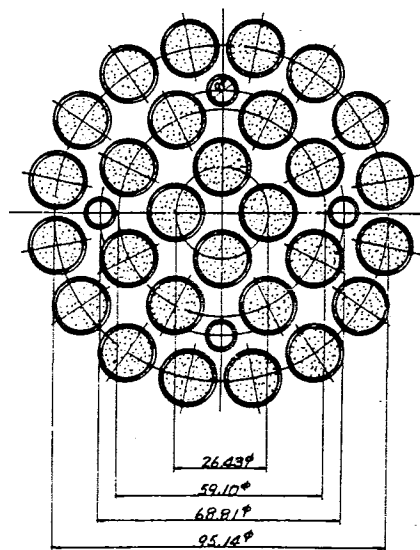
第18-2図 燃料集合体組立図



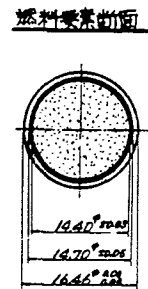
A-A'断面



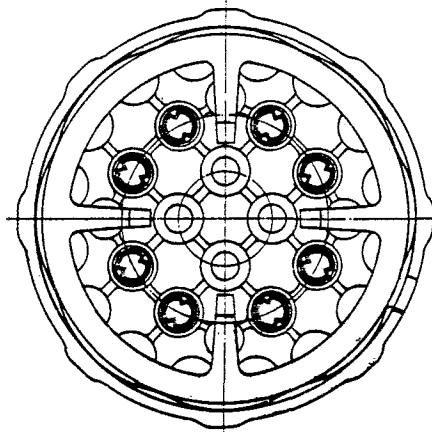
中央部断面図



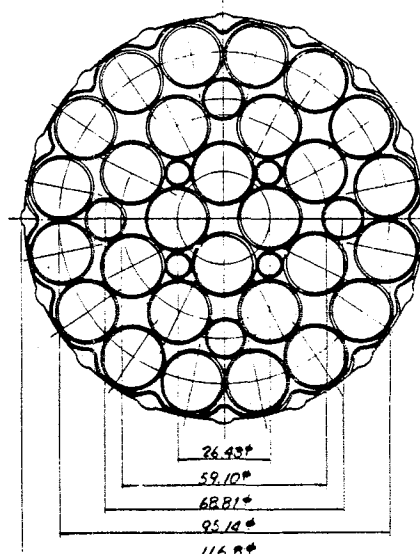
縮尺図



B-B'断面



C-C'断面

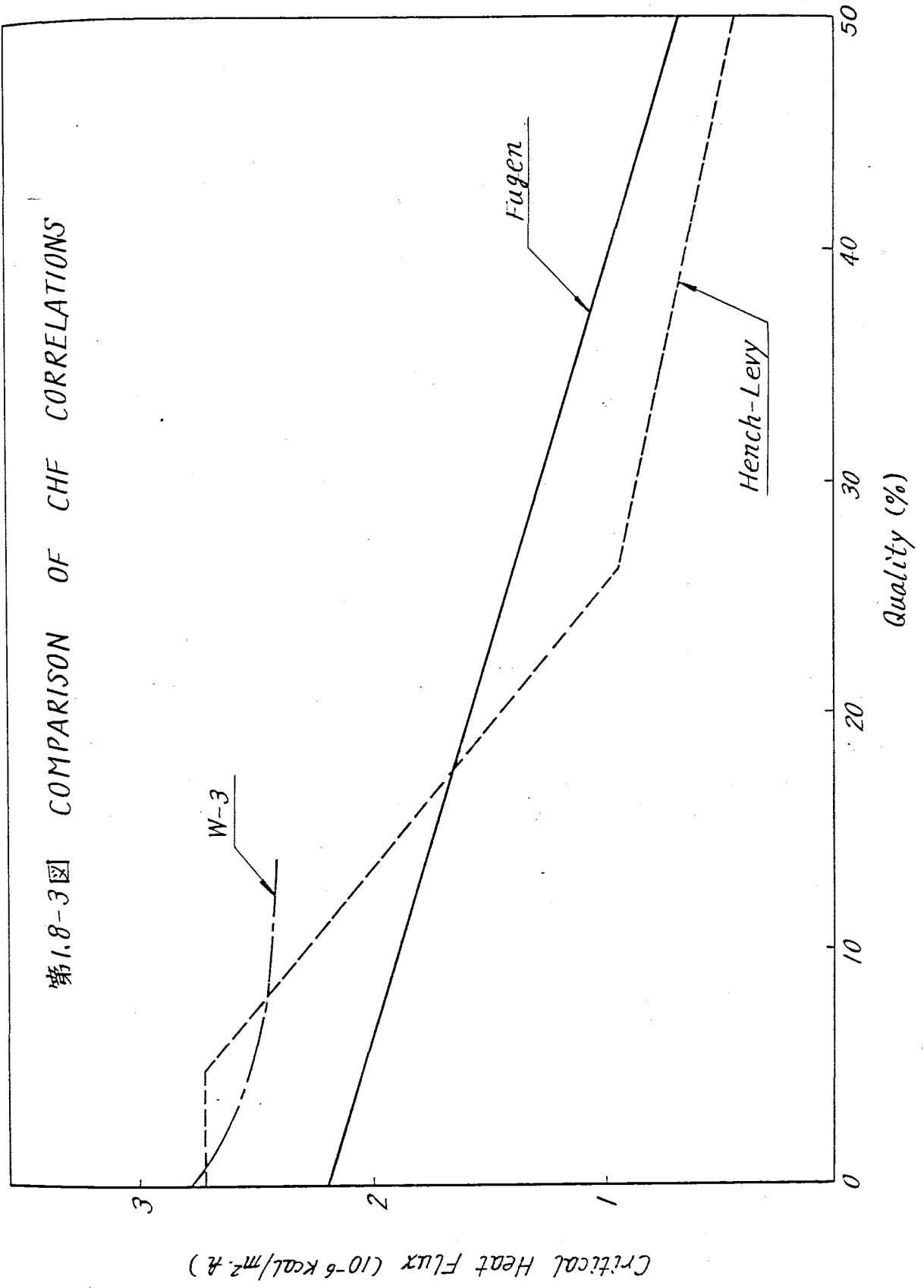


8	20	ダイヤド燃料要素	10.8%U
16	19	燃料要素(外層)	0.6%U
4	18	燃料要素(内層)	0.8%U
2	17	案内パネ	SUS-304
16	16	ロックナット	SUS-304
28	28	スプリングカバー(B)	-
28	28	スプリングカバー(A)	SUS-304
28	28	ロードスプリング	1J22L-X
4	12	スベ-ダイヤド	SUS-304
4	11	スベ-ダイヤド(C)	Zry-2
4	10	(B-4)	-
28	28	(B-3)	-
8	8	(B-2)	-
4	4	(B-1)	-
4	4	スベ-ダイヤド(A)	Zry-2
12	12	スベ-サ	1J22L-708
8	4	ダイヤド燃料要素	1.5%U
20	3	燃料要素	1.5%U
1	1	下部ダイヤド組立	SUS-304
1	1	下部ダイヤド組立	SUS-304

図	名称	図	名称	図	名称	図	名称
B	本図	A	燃料要素				
名称 TITLE: ATR原型炉 燃料集合体組立図 ATR-M-812-1 動力炉・核燃料開発事業団							



第1.8-3图 比较CHF的相关性



## 1-6 実験結果

「ふげん」5次試作燃料と同一形状寸法の模擬燃料集合体を用いて限界熱流束を測定し、バーンアウト設計式を上回ることを確認した。

### 1-6-1 実験装置および実験方法

実験には大洗工学センターの大型熱ループ（HTL）を使用した。装置は第1.8-4図に示すように予冷器、蒸気ドラム、加圧器、循環ポンプ、予熱器、テスト部、高圧凝縮器および加熱電源設備などから構成されており、最高圧力 $100\text{kg/cm}^2$ 、最高温度 $310^\circ\text{C}$ 、最大流量 $80\text{ t/h}$ の純水を循環できるようになっている。テスト部で発生した蒸気と水の混合物は蒸気ドラムで分離され、蒸気は高圧凝縮器で復水後ふたたび蒸気ドラムへ戻る。蒸気ドラムを出た水は予冷器で冷却後、循環ポンプへ入り、流量計を経て予熱器（加熱電力 $1.2\text{ MW}$ ）で所定の温度に調節された後テスト部へ流入する。

テスト部は「ふげん」の実物大模擬燃料集合体で、外径 $16.46\text{ mm}$ の燃料が28本、3層に配列されており、直接通電方式で加熱される発熱管の肉厚を各層毎に変えて、出力分布が $1.10/0.89/0.82$ となるようにした。スペーサー配置図を第1.8-5図に示す。

また、スペーサーには「ふげん」5次試作改良型スペーサー（第1.8-6図）をそのまま使用した。

発熱分布は軸方向には均一である。

加熱電源は24相のSCR変圧整流装置と負荷時タップ調整変圧器が連動して任意の電力に調節できる。テスト部の最大電流は $80\text{ kA}$ 、最大印加電圧は $175\text{ V}$ 、最大加熱電力は $1.4\text{ MW}$ である。

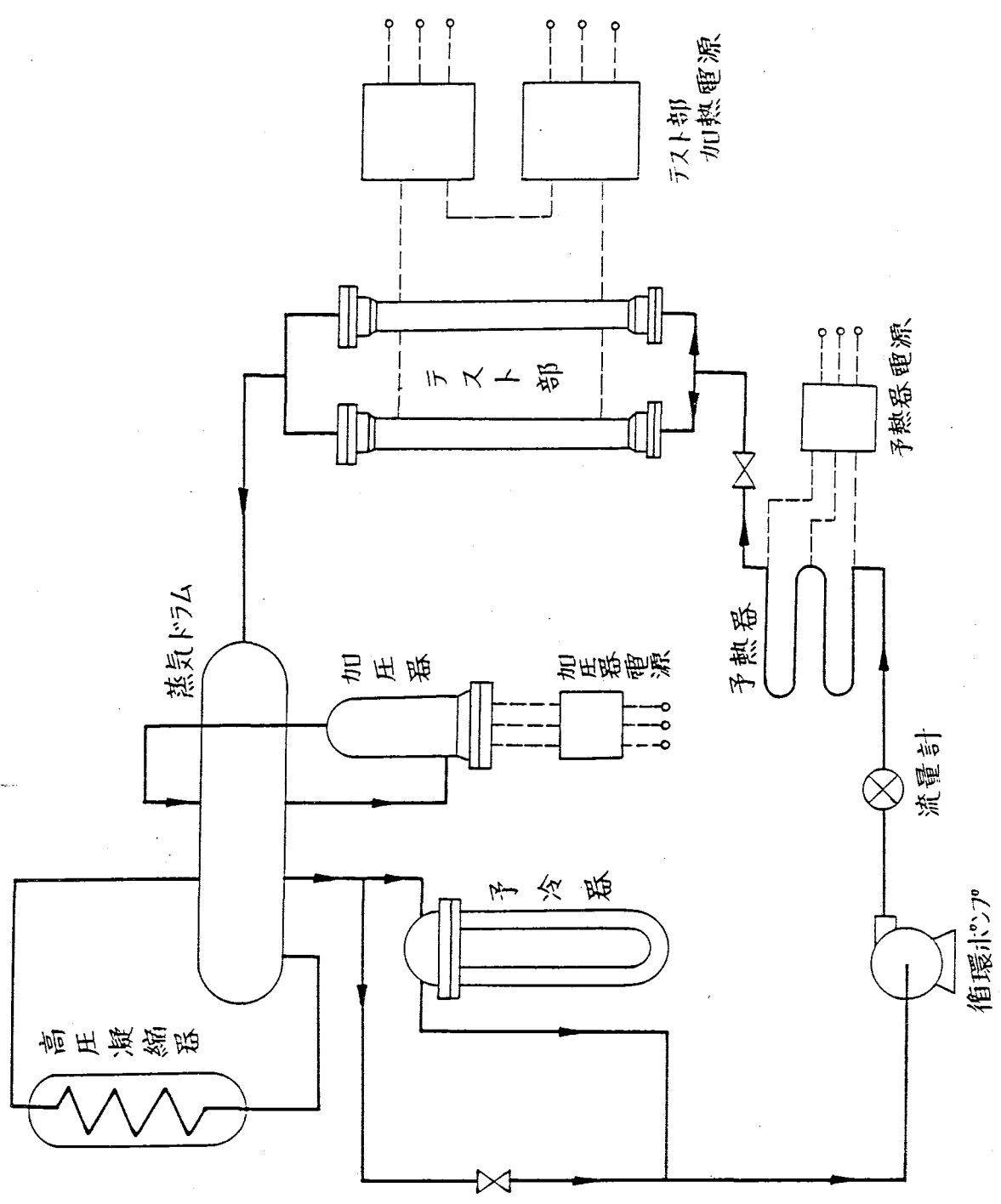
実験は、圧力、流量、入口温度を一定に保持しながらテスト部加熱電力を徐々に増加させ、各燃料棒に装着したブリッジ式のバーンアウト検出器のいずれか1個が設定値に到達すれば加熱電力を部分低減または全遮断するという方法で行なった。

実験条件は次の通りである。

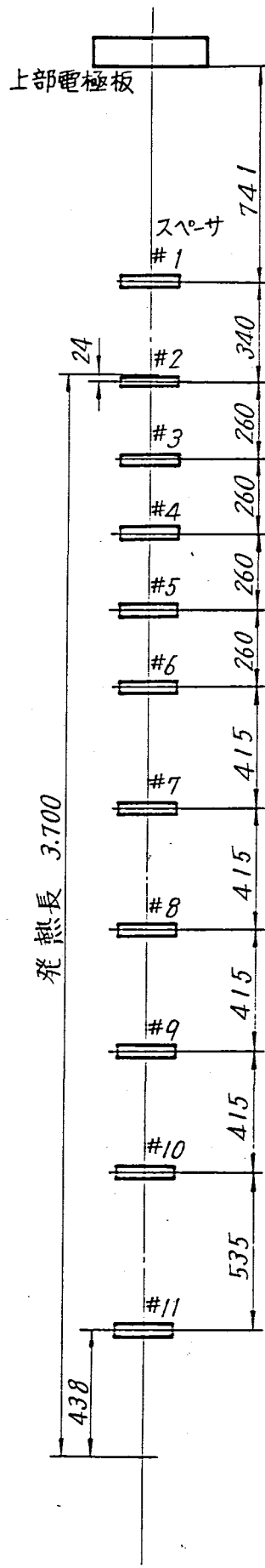
圧力	: $70\text{ kg/cm}^2\text{ a}$
流量	: $10\sim 40\text{ t/h}$
入口温度	: $150\sim 275^\circ\text{C}$
蒸気流量率	: $15\sim 65\%$

### 1-6-2 結果および検討

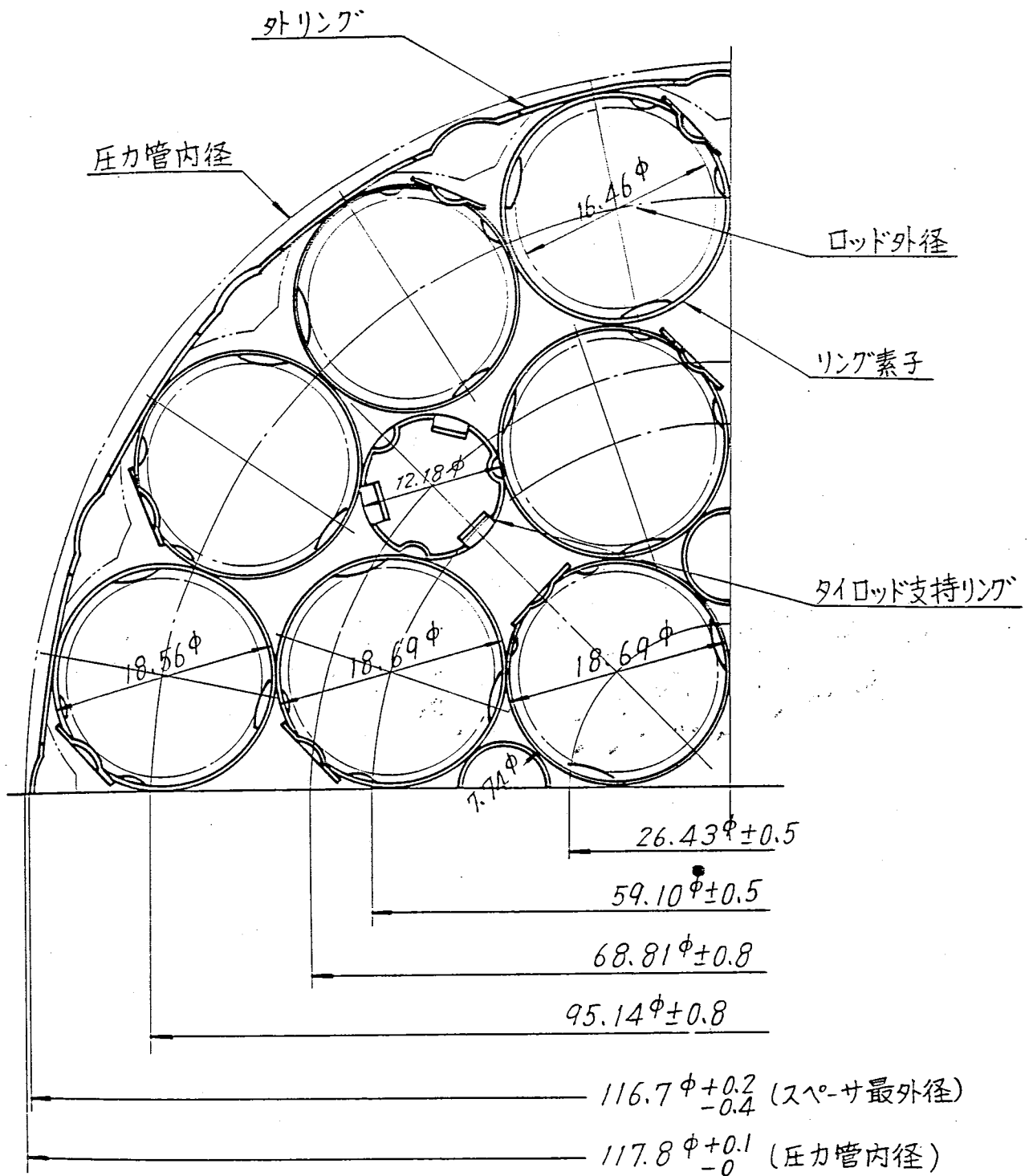
測定した限界熱流束を蒸気重量率に対してプロットすると第1.8-7図に示すように、流量の依存性はほとんどなくなり、図中に実線で記入した設計式にほぼ平行になる。そして設計式を上廻ることが確認できた。



第1.8-4図 大型熱ループフローシート



第1.8-5図 スペース配置図



第1.8-6図 リング型スペーサ (五次試作改良型)

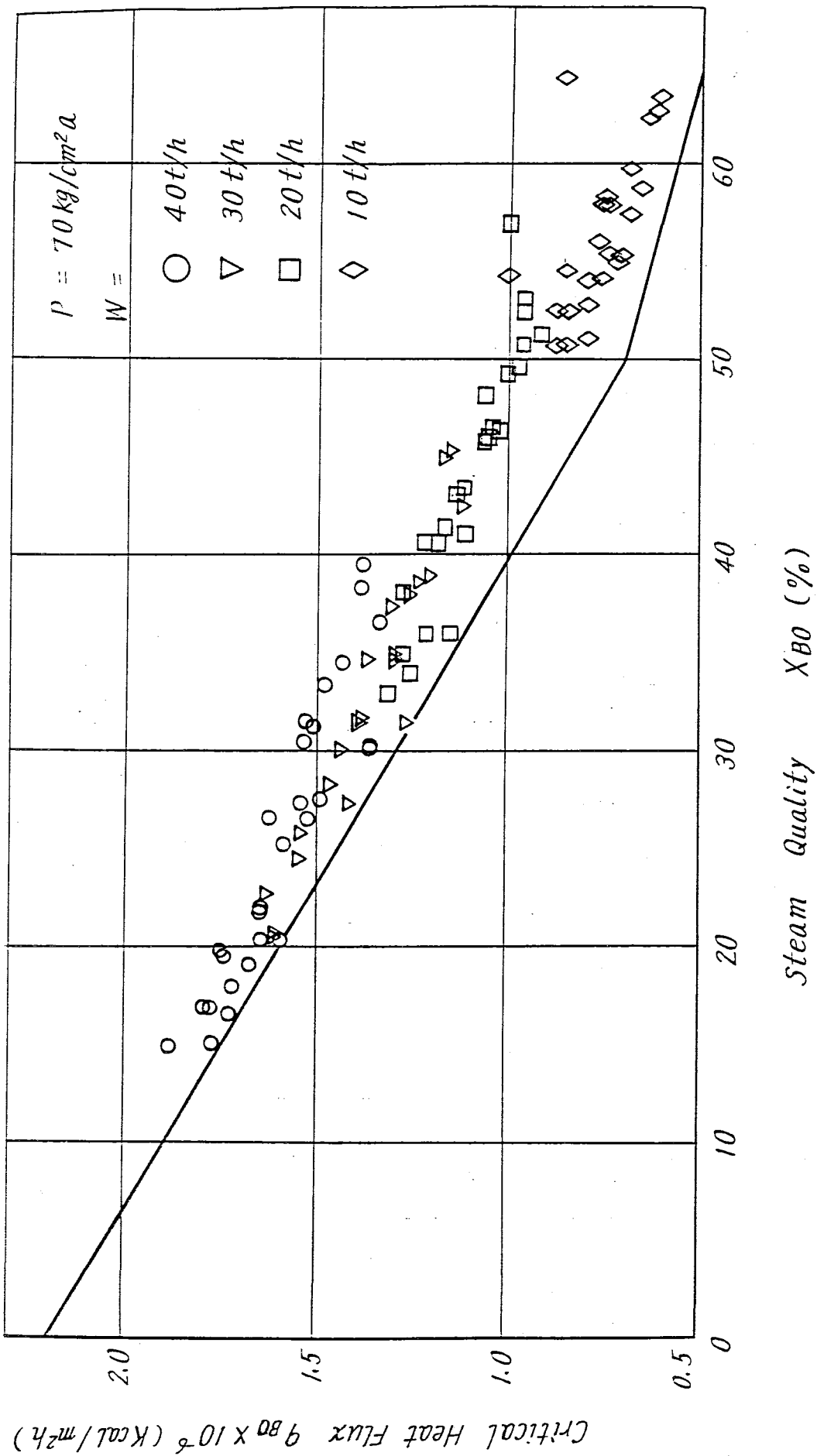


Fig. 1.8-7 Limiting Heat Flux Measurement Results

## 2 Up - Set Condition について

燃料設計に対する Up - Set condition の考え方については

- (1) 安全審査参考資料 105 - 39 「新型転換炉原型炉燃料設計の基本」 2 - 1 - 3 許容応力強さと応力基準
- (2) 安全審査参考資料 105 - 44 「燃料集合体の構造」 1. 燃料要素の項で述べているように次のとおりである。

Up - Set Condition の条件と燃料設計について

### (1) Operating Conditions

Condition	出力(%)	圧力 (kg/cm <sup>2</sup> a)	事 例
Normal	100	7.2	定 格 運 転
Up-Set (圧力高)	103	8.2	タービントリップ (バイパス弁不動作)* <sup>①</sup>
Up-Set (出力高)	114	7.5.2	出力運転中制御棒引抜き* <sup>②</sup>

\*<sup>①</sup> タービンが定格蒸気流量で運転されている時に主蒸気加減弁が急閉鎖され、かつタービンバイパス弁が不作動のときで、原子炉は蒸気ドラム圧力高でスクラムされる。

\*<sup>②</sup> 原子炉の定格出力運転中に制御棒を引抜く際には、制御棒引抜きブロック機構により 114% 以上の出力の上昇が阻止される。

- (2) 燃料設計に当つては、定格条件のもとで、燃料要素の性能について時間依存の挙動を解析し、さらに燃料温度、弾性応力、歪、挫屈については、燃焼各段階で、上表に示す Up-Set Condition を含む Operating Condition のもとでも評価し、設計基準を満足していることを確認する。

また、疲労については、Up - Set Condition をも含めて予想される原子炉運転サイクルを考慮して評価をする。

## 3 地震力の規定

### 3 - 1 地震力の規定での燃料集合体応答加速度

燃料集合体を内蔵した圧力管の最大応答速度は次のとおりである。

水 平 方 向	1.8 G
垂 直 方 向	0.3 G

上記圧力管の最大相対変位は、水平方向 6.34 mm である。

また上記の応答加速度および変位は、下記地震波 (最大加速度 0.25 g) を入力とした解析による最大値である。

- (1) Golden Gate park (1957 S80E)
- (2) El centro (1949 N.S)





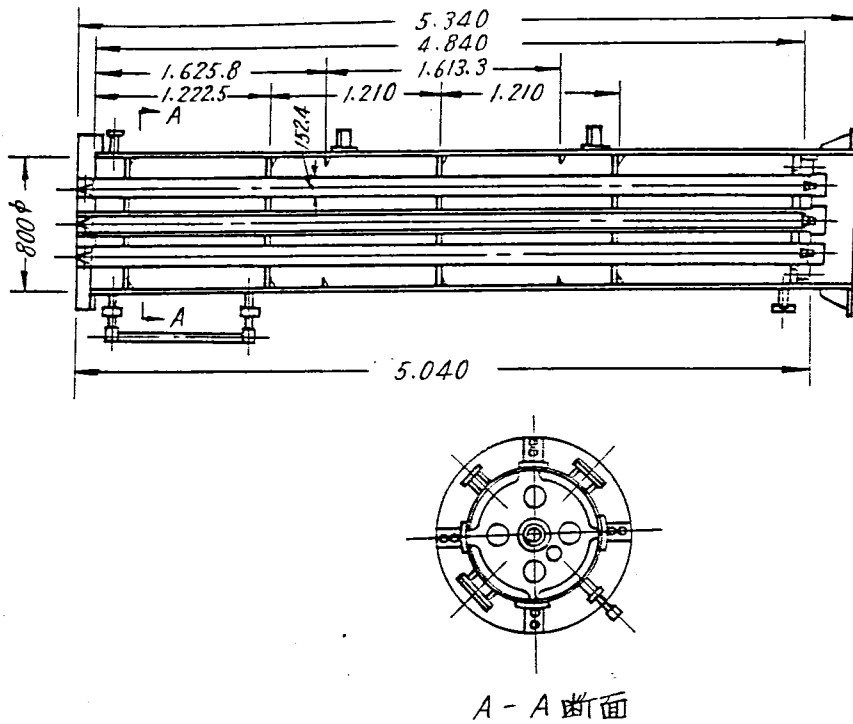


図1.8-8 炉心タンク模型

#### 4 燃料設計手法とモデルについて

A T R 燃料において与えられた出力分布，出力履歴において燃料要素挙動を総合的に解析する際の計算法，計算式，使用する物性値，定数等は以下に示す通りである。

##### 4-1 計算法および計算式

燃料要素の総合的な挙動解析は，燃焼挙動解析コード (HOT ROD) を使用して実施する。

(注) HOT ROD コードは，原子燃料工業協が GULF UNITED NUCLEAR FUELS CORPORATION との技術提携の一環として導入した水炉燃料の燃料挙動解析用プログラムである。

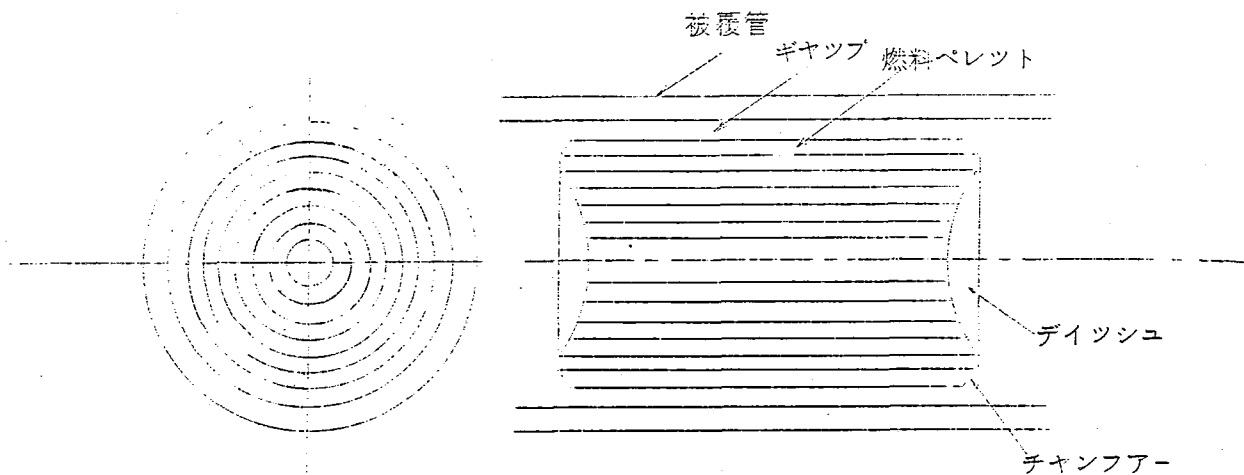
##### (1) 計算体系

基本的幾何学モデルは第 1.8-9 図に示す通りである。すなわち

- i) ペレット，被覆管共真円であつ同心とし，完全軸対称性を仮定する。
- ii) ペレットは両端にデイツシュ，チャンファを設ける。
- iii) 径方向は，計算メッシュとして，任意の円筒群に分割する。
- iv) 燃料要素は被覆管，燃料スタック，断熱材およびプレナムスプリングを含むプレナムより構成される。

V) 燃料有効長は任意の軸方向メッシュに分割し、個々の分割において、次のパラメータはインプットとして時間の関数で与える。

- a) 出力分布および出力履歴
- b) 冷却材圧力
- c) 冷却材温度
- d) 高速中性子束



第 1.8 - 9 図 ペレット被覆管幾何学モデル

(2) 計算手順

計算の手順を第 1.8 - 10 図にフローダイアグラムで示す。個々の現象の計算法については、以下に説明する。

(3) 燃料、被覆の温度分布

各軸方向メッシュにおいて温度分布は冷却材温度を出発として一次元径方向熱流のみを考えて計算する。

i) 被覆表面境界膜温度勾配

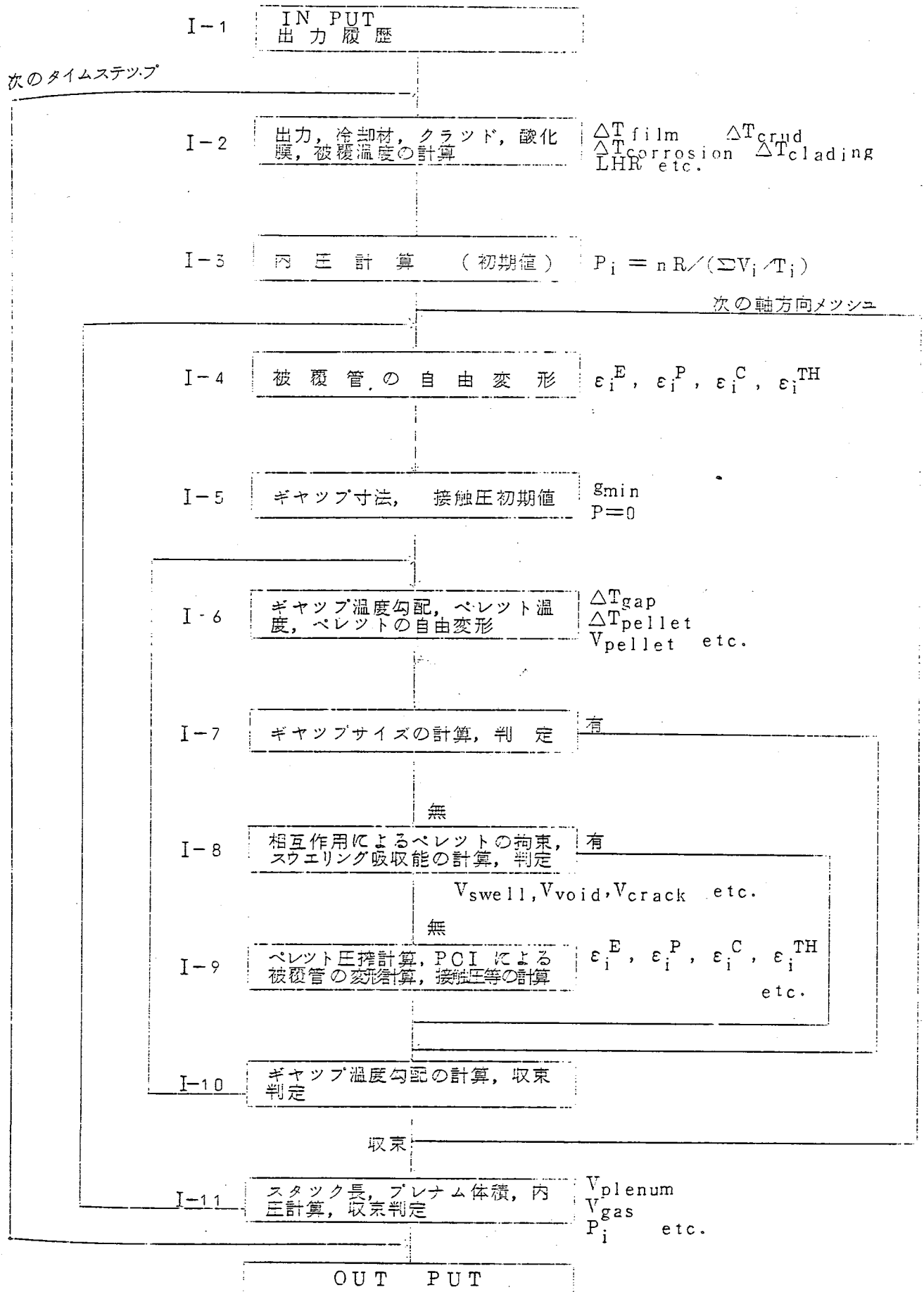
$$\Delta T_{\text{film}} = q'' / h_{\text{film}} \tag{1}$$

ここで、 $q''$  : 被覆管表面熱流束  
 $h_{\text{film}}$  : 境界膜熱伝達率

ii) クラッドおよび酸化皮膜での温度勾配

$$\begin{aligned} \Delta T_{\text{crud}} &= q'' \delta_{\text{crud}} / k_{\text{crud}} \\ \Delta T_{\text{corr}} &= q'' \delta_{\text{corr}} / k_{\text{corr}} \end{aligned} \tag{2}$$

第 1.8 - 1.0 図 HOT RODコードのフロー



ここで、 $\delta_{\text{crud}}$ ,  $\delta_{\text{corr}}$  : クラッドおよび酸化膜の厚さで時間の函数として与える。

$k_{\text{crud}}$ ,  $k_{\text{corr}}$  : クラッドおよび酸化膜の熱伝導度

### iii) 被覆管内温度勾配

$$\Delta T_{\text{clad}} = \bar{q}''_m t / k_{\text{clad}} \quad (3)$$

ここで、 $\bar{q}''$  : 被覆管内平均熱流束

$t$  : 被覆管肉厚

$k_{\text{clad}}$  : 肉厚平均温度での被覆材熱伝導度

### iv) 被覆管-燃料ギャップでの温度勾配

$$\Delta T_{\text{gap}} = \bar{q}'' / h_{\text{gap}}$$

ここで、 $\bar{q}''$  : 被覆管内面での熱流束

$h_{\text{gap}}$  : ギャップコンダクタンス

$h_{\text{gap}}$  は次式で与える。

$$h_{\text{gap}} = \phi \left[ \frac{k_m}{y + G} + h_r \right] + \alpha P \quad (5)$$

ここで、 $k_m$  : 混合ガス熱伝導度

$y$  : 半径ギャップ

$G$  : ガス-固体接触面での温度ステップ

$h_r$  : 輻射係数

$\alpha$  : 固体-固体接触熱伝達係数

$P$  : 被覆管と燃料の接触圧

$\phi$  : 補正項

### v) 燃料内温度勾配

燃料ペレットは任意の円筒メッシュに分割し個々の分割について、温度勾配を計算する。径方向熱出力分布は、燃焼度解析により求められた出力分布を燃焼度の函数としてインプットする。個々の円筒メッシュでの温度勾配は

$$\Delta T_r = \bar{q}''_{\text{fuel}} \cdot \Delta r / k_{\text{fuel}} \quad (6)$$

ここで、 $\bar{q}''_{\text{fuel}}$  : 円筒メッシュでの平均熱流束

$\Delta r$  : 円筒メッシュの厚さ

$k_{\text{fuel}}$  : 考えている円筒メッシュ平均温度での燃料熱伝導度

個々の径方向位置での温度は上述の個々の温度勾配の和として与える。温度計算に当たっては、次の二重の収束計算が行なわれる。

① 温度と熱伝導度

② 燃料と被覆管の間の平衡状態を得るため燃料温度とギャップコンダクタンスの収

これらの温度計算は個々の燃焼度ステップ毎に全ての軸方向メッシュについて計算を行なう。

(4) 燃料の熱-機械的モデル

ペレットは完全塑性を有する中央領域と、それを囲むクラックを有する剛な領域とから成る2領域モデル<sup>(1)</sup>であり、この境界は、温度により定義される仮想的な "bridging annulus" により分けられる。

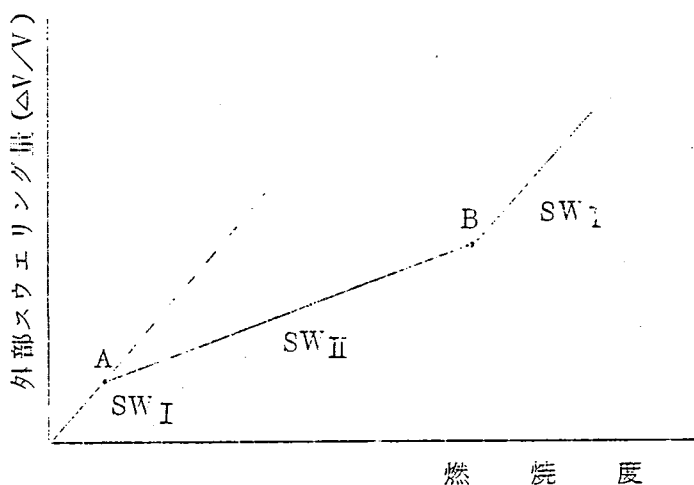
ペレットの変形は二つの過程の組み合わせにより求める。まず被覆管の拘束のない場合の自由変形、次に自由変形の結果、負のギャップとなつた場合、ペレットは外周より圧搾される。この圧搾は、bridging annulus が閉じるか、利用しうる空孔が全て消費されるかした場合は、それ以上は進行しない。

このモデルの妥当性は、酸化物燃料のクリープ速度は非常に温度に依存し、ある温度(1050℃~1100℃)を境として急激に増加するという現象から bridging annulus の存在を仮定している。

このモデルは Notley が提案し、UKAEA の SEER コードで使用されているものである。

(i) 燃料のスウエリング

燃料ペレットの変形の計算は、ペレット体積を求めるプロセスであつて、ペレット体積は固体、空孔および割れより構成されるとし、スウエリングによる体積増加は第1.8-11図のモデルで扱う。



- A : 被覆管とペレットが接触
- AB : 内部ポアが埋められている期間
- B : 内部ポアが埋めつくされた時点

第1.8-11図 スウエリングモデル

すなわち、

- a) 被覆管による拘束がなく、ペレットが自由に外に向つて変形しうる間はスウェリングは全て体積増加として現われる。
- b) 被覆管による拘束下では、スウェリングの一部は  $(SW_I - SW_{II})$  内部ポイドに吸収され、一部は体積増加  $(SW_{II})$  となる。
- c) 内部ポアが完全になくなると、スウェリングはペレット内での吸収余裕がないことから、すべてペレットの体積増加となり、外部スウェリング率  $SW_I$  で膨脹する。

(iii) ペレットの自由変形

㊦ 熱変形

円筒メツシユの平均温度を

$$\bar{T} = (T_i + T_{i+1}) / 2 \quad (8)$$

として、熱膨脹で変形した体積  $V_{DEF}$  (クラックを含まない) は、

$$V_{DEF} = V_{ext} \{ 1 + \alpha (\bar{T} - T_0)^2 \}^3 \quad (9)$$

ここで、

$\alpha$  : ペレットの線膨脹係数 (温度の函数)

$T_0$  : 室温

$V_{ext}$  : 外部体積

㊧ 長さの変化

熱変形およびスウェリングを含めての等方的変形を  $\epsilon_{iso}$  で表示すると、(9)式は次式となる。

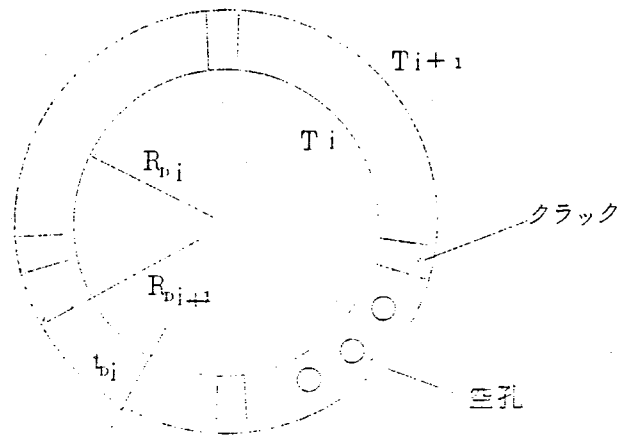
$$V_{DEF} = V_0 (1 + \epsilon_{iso})^3 \quad (10)$$

最終的な変形後の寸法は、この等方的変形と前の計算ステップまでにすでに生じている塑性的変形の和として

$$\left. \begin{aligned} t_D &= t_0 (1 + \epsilon_{iso}) + dt_p \\ L_D &= L_0 (1 + \epsilon_{iso}) + dL_p \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

ここで、 $t_0, L_0$  : 初期の円筒メツシユの厚さおよび高さ

$dt_p, dL_p$  : すでに生じている塑性変形量



第 1.3 - 1.2 図 円筒メッシュの変形モデル

◎ 変形後の全体積

第 1.8 - 1.2 図より円筒メッシュ体積は空孔を有する物質体積とクラック体積の和として与えられ、

$$\pi (R_{D_{i+1}}^2 - R_{D_i}^2) L_{D_i} = V_{DEF} + t_{D_i} \cdot L_{D_i} \cdot C_{W_i} \quad (12)$$

従つて全クラック巾は

$$C_{W_i} = \pi (R_{D_{i+1}} - R_{D_i}) - V_{DEF} / t_{D_i} \cdot L_{D_i} \quad (13)$$

$$R_{D_{i+1}} = R_{D_i} + t_{D_i} \quad (14)$$

径方向円筒群のうち最も膨張する 3 円筒がクラックなしと考えると他の全ての円筒がクラックを有する。計算では最初最内層の円筒がクラックなしとし、(13) (14) 式の繰返し計算によりクラック無しの円筒メッシュを求める。

若し、ペレットと被覆管の間にギャップが存在すれば、この状態がペレットの寸法となる。

Ⅲ) ペレットと被覆管の相互作用

上述の計算でペレット外径が被覆管内径より大きくなり負のギャップとなると相互作用が生じ、ペレット外周域の剛な領域のクラックが閉じるか又は利用しうるポイドが埋まつてしまふまでは、ペレットは内部へ向つて圧搾されるが、このうちいずれかが生じるとペレットは内部へ変形しえなくなり、外へ向つて拡がり被覆管を押し拡げるとする。

(5) 被覆管の熱-機械的変形モデル

被覆管は軸方向に任意の数に分割し各領域毎に等方的な3軸応力状態であると仮定して変形を扱う。弾性歪  $\varepsilon_i^E$  , 塑性歪  $\varepsilon_i^P$  , クリープ歪  $\varepsilon_i^C$  , 熱膨脹歪  $\varepsilon_i^{TH}$  として全歪  $\varepsilon_i^T$  は,

$$\varepsilon_i^T = \varepsilon_i^E + \varepsilon_i^P + \varepsilon_i^C + \varepsilon_i^{TH} \quad (15)$$

ここで,  $i$  : 歪テンソルの主方向を示す。

この計算では軸対称性を仮定しているため主軸の方向は不変で全て円筒座標系に対応する。

i) 弾性歪

弾性歪は等方性と仮定していることから Hook の法則より

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_1^E \\ \varepsilon_2^E \\ \varepsilon_3^E \end{Bmatrix} = \frac{1}{E} \begin{bmatrix} 1 & -\nu & -\nu \\ -\nu & 1 & -\nu \\ -\nu & -\nu & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \end{Bmatrix} \quad (16)$$

$$\text{或いは, } \{ \varepsilon^E \} = \frac{1}{E} [A] \{ \sigma \}$$

ここで,  $E$  : ヤング率

$\nu$  : ポアソン比

ii) 塑性歪

塑性理論は基本的には2つの部分からなっている。すなわち塑性流れの法則および降伏条件である。(2)

塑性モデルは Prondtl - Reuss の塑性流れの式と Von Mises の降伏条件を採用する。(3)

塑性流れ式は次式で表わされる。

$$\begin{Bmatrix} d\varepsilon_1^P \\ d\varepsilon_2^P \\ d\varepsilon_3^P \end{Bmatrix} = \frac{d\varepsilon_g}{S_g} \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ -\frac{1}{2} & 1 & -\frac{1}{2} \\ -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \end{Bmatrix} \quad (17)$$

$$\text{或いは, } \{ d\varepsilon^P \} = \frac{d\varepsilon_g^P}{S_g} [B] \{ \sigma \}$$

ここで,

$$S_g = \frac{1}{\sqrt{2}} \left[ (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \right]^{1/2} \quad (18)$$

は相当応力であり,  $d\varepsilon_g^P$  は単軸状態を3軸状態に拡張するために定義される相当塑性



歪増分である。更に1方向の硬化は、反対方向の軟化を生じるバウシinger効果を考慮し、Prager<sup>(4)</sup>による動的硬化論(kinematic hardening)を用いる。すなわち、Prandtl-Reussの式の応力偏差を全応力偏差と硬化応力偏差の差で置き換える。これを式で表示すると最終的には次式で表わされる。

$$\{d\varepsilon\} = \frac{1}{E} [A] \{d\sigma\} + \frac{d\varepsilon_g}{S_g^*} ([B] \{\sigma\} - E_H \{\varepsilon_P\}) \quad (19)$$

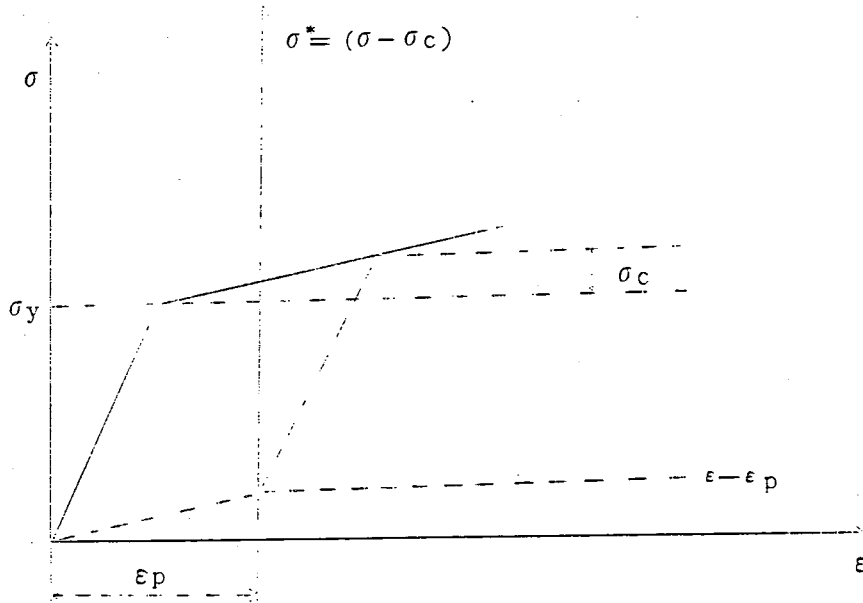
ここで、

$$S_g^* = \sqrt{\frac{3}{2} [(S_1 - S_{c1})^2 + (S_2 - S_{c2})^2 + (S_3 - S_{c3})^2]}$$

$$\text{但し, } S_i = \sigma_i - \frac{1}{3} (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)$$

$$\{S_c\} = \frac{2}{3} E_H \{\varepsilon_P\} = \frac{2}{3} \left( \frac{E \cdot E_P}{E - E_P} \right) \{\varepsilon_P\}$$

これを説明のため簡単な単軸の場合について模式的に示すと下図の如く扱うことに相当する。



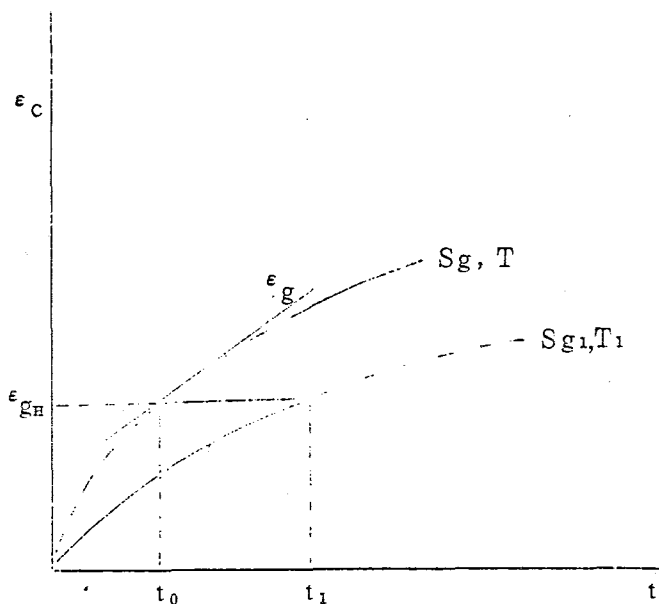
### iii) クリープ歪

クリープ変形は、時間無依存の瞬時塑性変形に対して一定応力下での塑性変形とみなすとクリープ過程での歪-応力の関係はPrandtl-Reussの式が適用しえる。すなわち

$$\{d\varepsilon\} = \frac{1}{E} [A] \{d\sigma\} + \frac{d\varepsilon_g}{S_g} [B] \{\sigma\}$$

従つてクリープと塑性変形の唯一の違いは硬化の取扱いのみであり、クリープ歪については歪硬化則を適用する。

これを説明のため簡単な単軸の場合について模式的に示すと次のようである。ある時間  $t_1$  で別な応力又は温度条件に変わると、その応力又は温度でのクリープ式で同じ歪  $\epsilon_{gH}$  に相当する時間  $t_0$  を基準として時間  $t$  に対して



$$t^* = t_0 + (t - t_1) \quad \text{で置きかえられる。}$$

すなわち、歪関係式

$$\epsilon_g = f(S_g, T, t) \quad (21)$$

より、

$$t = g(\epsilon_g, S_g, T) \quad (22)$$

従つて、

$$t_c = g(\epsilon_{gH}, S_g, T) \quad (23)$$

より(21)を微分して(23)式より、クリープ歪増分  $d\epsilon_g$  は、

$$d\epsilon_g = f(S_g, T, t_0)$$

で与えられることになる。

なおクリープ歪の応力、温度、高速中性子束に関する関係式は

$$\epsilon_c = k_1 e^{-Z_1/T} \sigma^{\mu_1} t^{X_1} + k_2 e^{-Z_2/T} \sigma^{\mu_2} t^{X_2} \phi^k \quad (24)$$

で与える。ここで

$\sigma$  : 応力

$T$  : 温度

$t$  : 時間

$\phi$  : 高速中性子束

$k_1, k_2, Z_1, Z_2, \mu_1, \mu_2, k$  : 定数

#### (6) 内圧計算モデル

燃料要素内圧計算では理想気体の法則を仮定した。内部ガスの成分は核分裂生成ガス、

初期封入ガスおよび蒸発性不純物ガスとし、これらのガスを蓄積空間およびその温度は次の通りとする。

- i) プレナム……プレナム平均温度
- ii) ペレット-被覆管間ギャップ……各軸方向メッシュでのギャップ平均温度
- iii) デイツシュ体積……各軸方向位置でのデイツシュ温度
- iv) クラック……各軸方向径方向位置でのクラック温度

各空間体積  $V_i$  およびその温度  $T_i$  より内圧  $P$  は

$$P = nR / \sum (V_i / T_i)$$

で求める。ここで

$R$  : ガス定数

$n$  : モル数

構成ガス成分のモル数は次の通り求める。

- (1) 初期封入ガス

常温、大気圧のもとで封入される He ガス

- (2) 蒸発性不純物ガス

製造時ペレット内に含まれる蒸発性不純物ガスで、燃焼開始時に全量放出されるとする。

- (3) 核分裂生成ガスの放出

放出ガスは Kr, Xe として扱う。FP ガス生成率は、燃焼度当り一定とし、また放出率は温度により異なつた値として input で与える。

上述の計算モデルの基本概念に関する参考文献は次のものである。

1. Notley, M.J.F. ; Nucl. Appl. (August 1970)
2. Mendelson, A. ; "Plasticity Theory and Application"  
Oxford Univ. Press, London, 1968
3. Hill, R. ; "The Mathematical Theory of Plasticity" ,  
Oxford Univ. Press, London, 1956
4. Pragar, W. ; "The Theory of Plasticity - A Survey of Recent  
Achievements, Proc. Inst. Mech. Engrs., 169 : 41(1955)

#### 4-2 使用する物性値, 定数等

A T R 燃料設計で燃料要素の挙動解析で使用する物性値, 定数等は次の通りである。

##### 4-2.1 熱計算パラメータ

- (1) 被覆管表面熱伝達係数  $h_{\text{film}}$  (kcal/sec.  $m^2 \cdot ^\circ C$ )

$$h_{\text{film}} = 1.22(q'')^{3/4} \exp(P/63.3)$$

ここで,  $q''$  : 被覆管表面での熱流束 (kcal/hr.  $m^2$ )

P : 冷却材圧力 (kg/cm<sup>2</sup>)

この計算式は Jens - Lottes の式 (ANL-4627 (May.1951) P.71) として表面沸騰熱伝達の解析に軽水炉においても広く採用されているものである。

(2) クラッドの熱伝導

高目の被覆材温度を与えるよう安全余裕をみて

クラッドの熱伝導度 0.014 W/cm·°C

附着速度 0.01 mm/年

として保守的な仮定で温度計算を行う。

(3) 酸化膜の熱伝導度

報告されているデータから保守的に見積り

熱伝導度 k<sub>corr</sub> = 0.014 W/cm·°C

形成速度 0.01 mm/年

と仮定して温度計算を行う。

(4) 被覆管の熱伝導度 (W/cm·°C)

$$k_{cladding} = 0.016 \{ 7.23 + 2.41 \times 10^{-3} T(^{\circ}C) + 1.3 \times 10^{-6} T(^{\circ}C)^2 \}$$

Scott. D.B ; WCAP - 3269 - 41 (May 1965)

(5) ペレット熱伝導度 (W/cm·°C)

$$k_{fuel} (W/cm \cdot ^{\circ}C) = \frac{38.24}{T + 402.4} + 6.125 \times 10^{-13} (T + 273)^3$$

(T : °C)

$$\frac{T_{melt}}{k_{fuel} dT} = 93 W/cm$$

Lyons の式として知られており、BWR燃料設計に用いられているものと同じである。(Docket - 50331)

(6) ギャップ熱伝達係数 h<sub>gap</sub>

計算式は次式を用いる。

$$h_{gap} = \phi \left( \frac{km}{y + G} + hr \right) + \alpha P$$

各パラソータの値は次の通りである。

i) 輻射係数 (hr)

$$hr = F \sigma \left| T_s^2 + T_c^2 \right| \cdot \left| T_s + T_c \right|$$

ここで、σ : ステファンボルツマン定数 (5.6696 W/m<sup>2</sup>K<sup>4</sup>)

T<sub>s</sub> : 燃料表面温度 (°K)

T<sub>c</sub> : 被覆材内面温度 (°K)

$$F = 1 / (1/\epsilon_c + 1/\epsilon_s - 1)$$

ε<sub>c</sub> : 被覆管表面輻射率 ; 0.6

ε<sub>s</sub> : 燃料表面輻射率 ; 0.7

ii) ガスの熱伝導度 (km)

混合ガス熱伝導度 km は混合ガス成分 i のモル分率  $X_i$  として

$$k_m = \sum_i k_i X_i$$

で与え、個々のガスの熱伝導度  $k_i$  は

$$k_i (\text{W/cm}\cdot\text{C}) = e^A T^S \quad (T: \text{K})$$

で表示すると

	A	S
ヘリウムガス	-10.59	0.7203
アルゴンガス	-12.85	0.7390
F. P. ガス	-14.57	0.8541
蒸発性不純物ガス	-12.21	0.7000

iii) 半径ギャップサイズ (y)

燃焼に伴うペレットおよび被覆管の変形に基づき計算されるもので数値計算では、これらの変形、温度、hgap の関連で収束計算により定められる。

燃料と被覆管が接した場合においても、夫々の表面粗さを考慮し、熱計算上は最小ギャップ  $y_{\min}$  が保存されるとする。  $y_{\min} = 6 \mu$  として熱計算する。

iv) 固体-気体境界での温度ステップ (G)

混合ガスの G は個々のガスの  $G_i$  およびそのモル分率  $X_i$  より次式で与える。

$$G = \sum_n G_i X_i$$

個々のガスの  $G_i$  は

ヘリウムガス	$10 \times 10^{-4} \text{ cm}$
アルゴンガス	$5 \times 10^{-4}$
F. P. ガス	$1 \times 10^{-4}$
蒸発性不純物ガス	$3.5 \times 10^{-4}$

v) 固体-固体接触熱伝達係数 ( $\alpha$ )

$\alpha$  の値は、Ross & Stocite (CRFD-1075 1962) による値を用いる。

vi) 補正係数 ( $\phi$ )

実測データとの対比で、設計上より安全側の温度を与えるよう決められる。ギャップ熱伝達係数の補正項であり、ATR燃料設計では  $\phi = 1.3$  として用いる。

(7) ペレットの熱膨脹係数

$$\alpha_{\text{fuel}} (\text{C}^{-1}) = 9.61 \times 10^{-6} + 1.57 \times 10^{-9} T (\text{C})$$

(AECL - 2143 1964)

(8) 被覆管の熱膨脹係数

$$\alpha \text{ cladding } (\text{ }^\circ\text{C}^{-1}) = 5675 \times 10^{-6} + 17 \times 10^{-9} T (\text{ }^\circ\text{C})$$

(WAPD-ZH-9, July 1958)

4-2.2 内圧計算パラメータ

(1) F.P. ガス生成率  $1.35 \times 10^{-3} \text{ gr mol/MWD}$   
(GEAP-4418)

(2) F.P. ガス放出率  $1650^\circ\text{C}$ 以上で  $100\%$   
 $1650^\circ\text{C}$ 以下で  $4\%$

(Lyons et al. Nucl Eng. Design 21. 167 (1972))

(3) 蒸発性不純物量  $60 \mu\text{l/goxide}$

(4) 封入ガス He (1気圧常温)

4-2.3 スウェリングパラメータ

外部スウェリング率として

未拘束状態  $0.7 \text{ v/o} / 10^{20} \text{ fissions/cc}$

拘束状態  $0.16 \text{ v/o} / 10^{20} \text{ fissions/cc}$

内部ボイド等が完全に埋められた状態

$$0.7 \text{ v/o} / 10^{20} \text{ fissions/cc}$$

(WAPD-TA-263 (1962). WAPD-TM-629 (1967). WAP-TM-631

(1968). BNES Conf. (Oct. 1973) rep. 58)

4-2.4 被覆材クリープパラメータ

円周方向クリープ歪 ( $\epsilon$ )

$$\epsilon = 1.186 \times 10^{-16} t^{0.085} \sigma_{\text{exp}}^a \left( \frac{119(T-300)}{T+273} \right) + 2.12 \times 10^{-18} t \sigma^{1.225} \exp \left( - \frac{Q}{R(T+273)} \right) \phi^{0.85}$$

- ここで、
- t : 時間 (hr)
  - $\sigma$  : 円周方向応力 (psi)
  - T : 温度 ( $^\circ\text{C}$ )
  - $\phi$  : 高速中性子束 ( $E > 1 \text{ MeV}$ ) ( $\text{n/cm}^2 \text{ sec}$ )
  - Q : 活性化エネルギー ( $14000 \text{ cal/mol}$ )
  - R : ガス定数 ( $1.985 \text{ cal/mol } ^\circ\text{K}$ )
  - a : 定数 (燃料挙動解析では  $a = 2.61$  とする。)

#### 4-2.5 被覆材の機械的性質，物性値等

- (1) ヤング率  $E (\text{kg/mm}^2) = 1 \times 10^4 (1 - 0.000636T(\text{C}))$
- (2) ポアソン比  $\nu = 0.337 (1 + 8.81 \times 10^{-4} T(\text{C}))$
- (3) 冷却材による一様腐食による肉厚減少

保守的に仮定し，  $0.01 \text{ mm/年}$  とする。

#### 4-3 燃料設計で使用する主要物性値等の軽水炉燃料との比較

A T R燃料要素の形態は，酸化物焼結ペレットを燃料とし，ジルカロイ材を被覆管として使用しており，現在国内で稼働中の軽水炉燃料と同類である。特に燃料の使用される条件，すなわち，

出力密度

冷却材条件（温度，水質，圧力等）

燃料要素の構成および支持方式

燃料要素寸法

核的條件

などを比較した場合，B W R燃料と非常に類似したものとなっている。従つてA T R燃料の通常運転時に於ける燃料要素の健全性に関する安全解析は，軽水炉燃料，特にB W R燃料に準拠した基準により評価を実施している。

従つて，質問の主旨に従えば，A T R燃料の通常運転時に於ける安全解析上は，全て従来のB W R，P W Rでの解析手法が使用することは可能である。

しかし，従来国内で実施されてきた軽水炉燃料の安全解析手法は，B W RはG E社，P W RはW H社の方法を基礎としており，上述の燃料挙動解析の方法で説明したものと細部においてモデルの違いがある。以下において主要事項の比較を行う。

##### 4-3-1 使用物性値，定数等

A T R燃料設計で使用する主要物性値，計算モデル，定数等の軽水炉燃料との比較をB W R，P W Rについて公開資料をもとに第1.8-2表，第1.8-3表に示す。なお，第1.8-2表には，GAPCON THERMAL-1 (BNWL-1778) で採用されているものを参考として示す。又，第1.8-13図～第1.8-18図は主要データについて，A T R燃料設計で使用するものを，その他のデータ\*との対比で示し，本設計で使用するデータの位置づけ（破線で示す）を明らかにしたものである。

\*注：本図作成に当つてはJ A E R I - M E M O 4881を一部引用させていただいた。

第 1.8 - 2 表 ATR燃料設計で使用する主要物性値等の軽水炉燃料との比較  
(BWR GARGON THERMAL-I との比較)

項 目	A T R		B W R		G A R G O N T H E R M A L - I	
	計 算 式	文 献	計 算 式	文 献	計 算 式	文 献
被覆管表面熱伝達	Jens-Lottes の式	ANL-4627	Jens-Lottes の式	ANL-4627	Dittus-Boelter の式	Element of Chemical Engineering P-134
被覆材の熱伝導度	$k_c = 0.016 \{ 7.23 + 2.41 \times 10^{-3} T + 1.3 \times 10^{-6} T^2 \}$ $k_c = W/cm^{\circ}C$ $T = C$	WGAP-3269-41 (May 1965)	$k_c = 0.1557 - 0.1730 T$ $k_c = W/cm^{\circ}C$ $T = 315 \sim 427^{\circ}C$	DPNGS-PSAR	第 1.8 - 1.3 図参照 BNWL-1778	
UO <sub>2</sub> 熱伝導度	Lyon の式 $k_p = \frac{38.24}{402.4 + T} + 6.1256 \times 10^{-18} (T + 273)$ $k_p \dots W/cm^{\circ}C$ $T \dots C$	Reference Docket 50331	Lyon の式 同 左	Docket 50331	$\rho \leq 0.95$ の時 $k_p = (2.1D - 1 - D^2) \{ (0.288 + 0.00252D)^{-1} + 5.83 \times 10^{-12} T^3 \}$ $\rho > 0.95$ $k_p = (3D - 1) \{ 5.75 + 0.0503T \}^{-1} + 2.91 \times 10^{-13} T^3$ $k_p = \frac{1.025}{0.95} \left\{ \frac{D}{1 + 0.5(1 - D)} \right\} \left[ \frac{3.924}{402.4 + T} + 6.1256 \times 10^{-13} (T + 273)^3 \right]$	
UO <sub>2</sub> のスウェリング	Bettis の data WAPD-263 (1962) etc		初期 外部スウェリング率 0	British Nuclear Energy Society International Conference on Nuclear fuel performance Oct. 1973	上式の使用はオプションによって使いわける。 D... fraction of theoretical density $\rho \dots$ ペレット密度 Zone 1 $S = 0.4 B$ Zone 2 $S = 2 B^{0.611}$ Zone 3 $S = 5 B^{0.611}$	



		GAPOON-THERMAL-1		
項目	A T R 計 算 式	A T R 文 献	B W R 計 算 式	B W R 文 献
UO <sub>2</sub> のスウェリン グ	外部拘束ない時の 外部スウェリン 率は, $0.7\% \Delta V/V / 10^{20} \text{ f/cc}$ 外部拘束状態では 外部スウェリン 率は $0.16\% \Delta V/V / 10^{20} \text{ f/cc}$ 内部ボイドがなく なると外部スウェ リン率は $0.7\% \Delta V/V / 10^{20} \text{ f/cc}$		内部ボイド完全 吸収後 $0.4\% \Delta V/V / 10^{20}$ f/cc	Zone - 4 $S = 1.4 B^{0.611}$ 上式において $S = \text{Volume change } \% \Delta V/V$ $B = \text{Burn up (fissions/cm}^2 \times 10^{20})$ Zone 1 $T < 1300^\circ\text{C}$ Zone 2 $1300 \leq T \leq 1500$ Zone 3 $1500 \leq T \leq 1700$ Zone 4 $T > 1700$
F.P. ガス生成 率	$1.55 \times 10^{-3} \text{ mole/MWD}$	GEAP-4418	$1.35 \times 10^{-3}$ mole/MWD	GEAP-4418
F.P. ガス放出 率	$100\% T \geq 1650^\circ\text{C}$ $4\% T < 1650^\circ\text{C}$	Docket 50331	$100\% T \geq 1650^\circ\text{C}$ $4\% T < 1650^\circ\text{C}$	Docket 50331
UO <sub>2</sub> の熱膨脹係 数 (第1.8-1.4図 参照)	$\alpha_f = 9.61 \times 10^{-6} + 1.57$ $\times 10^{-9} T$ $\alpha_f = 1/\text{C}$ $T = \text{C}$	ABCL-2143 1964	G.E. Proprietary	* $\alpha = (9.45 \exp(-0.0034\text{C}) + (0.0012 + 8.66 \times 10^{-5}) T) \times 10^{-6}$ $\alpha = 1/\text{C}$ $T = \text{C}$ $\text{C} = \text{PuO}_2 \text{ content } (\%)$ * Reference HEDL-TME 72-128

項目	A T R		B W R		GAPCON THERMAL-I	
	計算式	文献	計算式	文献	計算式	文献
被覆材のヤング率	$E = 1.0 \times 10^4$ $(1 - 6.36 \times 10^{-4} T)$ $T = ^\circ C$ $E = kg/mm^2$	WAP-3269-41 (May 1965)	G.E. Proprietary		第1.8-1.5図参照	BNWL 1778
被覆材のポアソン比	$\nu = 0.325 (1 + 6.59 \times 10^{-4} T)$ $T = ^\circ C$	WAP-3269-41	G.E. Proprietary		第1.8-1.6図参照	
被覆材の熱膨脹係数	$\alpha_c = 5.675 \times 10^{-6} + 1.7 \times 10^{-9} \times T$ $\alpha_c = 1/^{\circ}C$ $T = ^\circ C$	WAP-ZIF-9 July (1958)	$\alpha_c = 5.4 \times 10^{-6}$ $\alpha_c = 1/^{\circ}C$	DPNGS- PSAR	第1.8-1.7図参照	
被覆材のクリブ則	$\epsilon = 1.186 \times 10^{-16} t^{0.085} \sigma^3 \exp\left\{\frac{1.19(T-300)}{R(T+273)}\right\} + 2.12 \times 10^{-18} t \sigma^{1.225} \exp\left\{\frac{-Q}{R(T+273)}\right\} \phi^{0.85}$ J. Nucl. Mat. 41 327 (1971)		従来は無視している			Option で考慮するものとなつていないが式は与えていない。
ギャップ熱伝達率	修正 Loss & Stoute の式 (実測データに基づき補正項を加える)	修正 Loss & Stoute の式 (実測データに基づき補正項を加える)	$1,000 Btu/hr ft^2 \text{ } ^\circ F$ の一定値		修正 Loss & Stoute の式 詳細は文献参照	

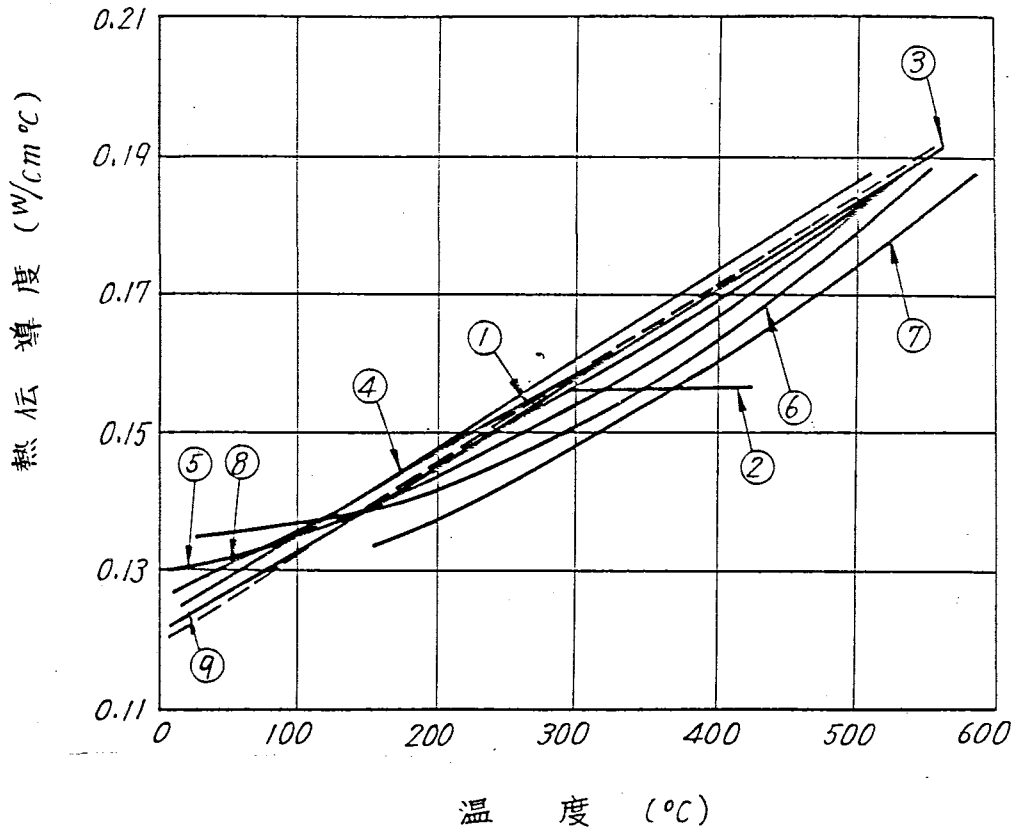
第 1.8 - 3 表 A T R 燃料設計で使用する主要物性値等の軽水炉燃料との比較

第 1.8 - 3 表 ATR 燃料設計で使用する主要物性値等の軽水炉燃料との比較  
(PWR との比較)

項目	A T R		P W R		備考
	計算式	文献	計算式	文献	
被覆管表面熱伝達	Jens-Lottes の式	ANL-4627	Subcool Dittus-Boelter 核沸騰以後 Jens-Lottes の式	ANL-4627	
UO <sub>2</sub> の熱伝導度	Lyon の式 $k_p = \frac{382.4}{402.4+T} + 6.1256 \times 10^{-13} (T+273)^3$ $k_p \dots W/cm^{\circ}C \quad T \dots \dots \dots ^{\circ}C$ $\int_0^T \text{Thc} dt \quad k_p dT = 9.3 W/cm$ Reference Docket 50331		$0 \leq T \leq 1656^{\circ}C$ $k_p = \frac{404}{464+T} + 1.32 \times 10^{-4} \times \exp(1.88 \times 10^{-3}) \times T$ $1650^{\circ}C \leq T \leq 2800^{\circ}C$ $k_p = 0.019 + 1.32 \times 10^{-4} \exp(1.88 \times 10^{-3}) T$ $k_p \dots \dots W/cm^{\circ}C$ ペレット密度 9.5% T.D. $k_p = \frac{1}{1.18 + 0.0238T} + 8.775 \times 10^{-13} T^3$ $k_p \dots \dots W/cm^{\circ}C \quad T \dots \dots \dots ^{\circ}C$ ペレット密度 9.5% T.D.		第 1.8 - 1.8 図参照 * Reference ORNL-3556 June (1964) (WAPD Design)
UO <sub>2</sub> のスウェリング	正味スウェリング率 $0.7\% \Delta V/V / 10^{20} \text{ fissions/cc}$ 外部拘束状態では外部スウェリング率 $0.16\% \Delta V/V / 10^{20} \text{ f/cc}$ 内部ボイド完全吸収後 $0.7\% \Delta V/V / 10^{20} \text{ f/cc}$	Bettis の data WAPD-263 (1962) etc	CYGRO-3 と同等とすると ほぼ Bettis Data に対応するものとなる。	WAPD-TM-961	* W.H. Proprietary

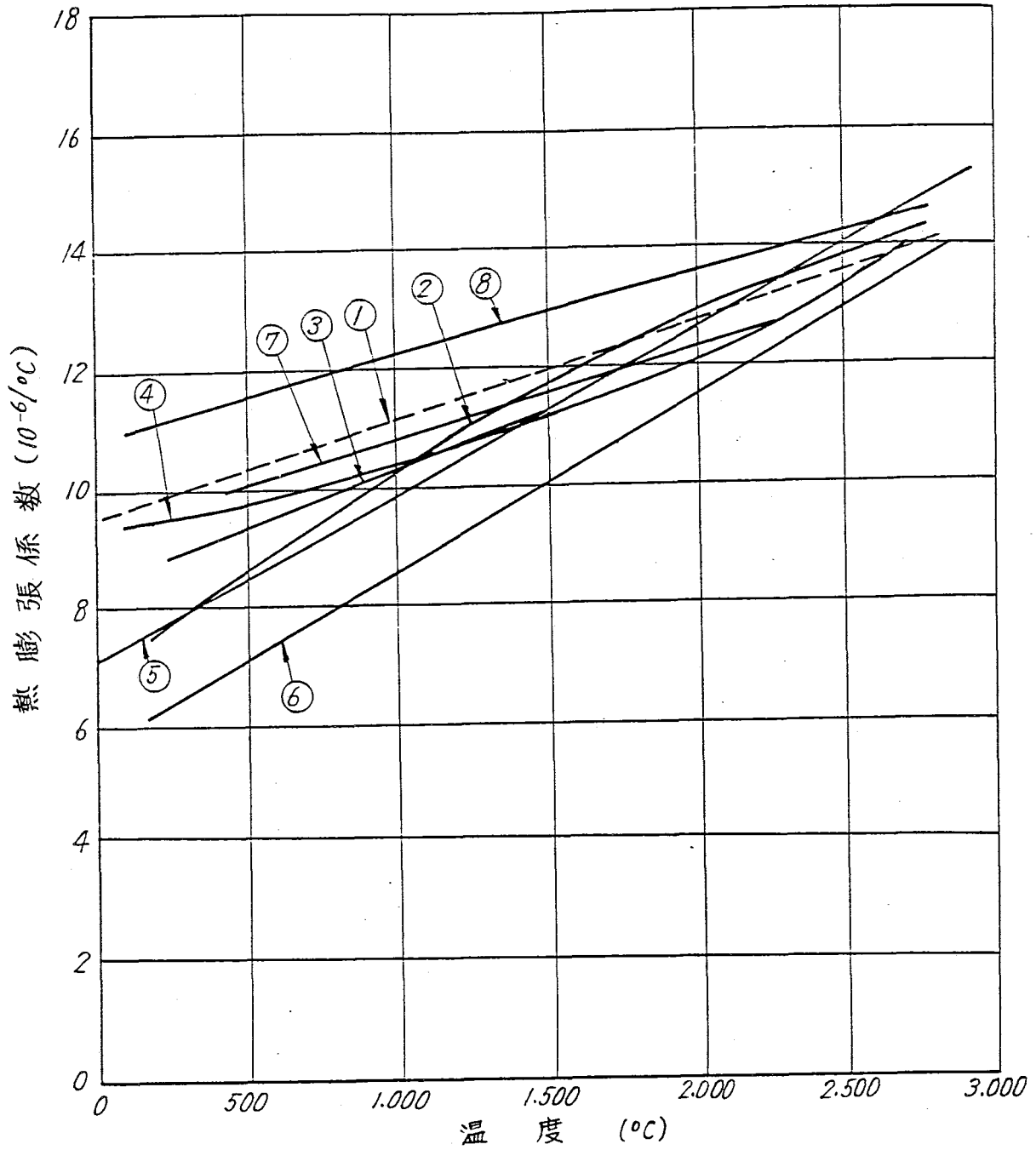
項目	A		R		P		W		R		備考
	計算式	式	文	献	計算式	式	文	献			
F.P. ガス生成率	$1.5 \times 10^{-3}$ mole/MWD		GEAP-4418		OYGRO コードでは、放出ガスモル数Mは次式で与える。		WAPD-TM-961			* W.H. Proprietary	
F.P. ガス放出率	100% $T \geq 1650^\circ\text{C}$ 4% $T < 1650^\circ\text{C}$		Docket 50331		$M = Am\phi - BmMD_{ft} (\phi, Tave)$ 放出ガス量は上式を積分して求める。Am, Bmの数値の詳細については不明		$\phi$ 中性子束 Am ガス生成係数 Bm ガス放出係数 Tave リンク温度 Dft テーブル係数			* W.H. Proprietary	
UO <sub>2</sub> 熱膨脹係数	$\alpha_f = 9.64 \times 10^{-6} + 1.57 \times 10^{-9} T$ $\alpha_f = 1/^\circ\text{C}$		AEOL-2145 1964		OYGRO-3 では ( $^\circ\text{C}$ ) (1/ $^\circ\text{C}$ ) 260 $8.748 \times 10^{-6}$ 1232 $11.178 \times 10^{-6}$ 1926 $13.41 \times 10^{-6}$ 3315 $13.41 \times 10^{-6}$		WAPD-TM-961			* W.H. Proprietary	
被覆材のクリープ	$\epsilon = 11.86 \times 10^{-16} t^{0.85} \sigma^a \exp \left[ \frac{1.19 \times (T-300)}{T+273} \right]$ $+ 2.12 \times 10^{-18} + \sigma^{1.25} \exp \left[ \frac{-Q}{R(T+273)} \right] \phi^{0.85}$ J. Nucl. Mat. 41 327 (1971)				OYGRO-3 では Primary Creep $\epsilon = 10^P \left( \frac{\sigma}{1000} \right)^Q$ Secondary Creep $\epsilon = 10^C \left( \frac{\sigma}{1000} \right)^D$		$\epsilon$ in/in hour $\sigma$ generalized stress (psi)			* W.H. Proprietary Reference WAPD-TM-961	
ギャップ熱伝達率	修正 Loss & Stoute の式		修正 Loss & Stoute の式		上式における未定数 P, Q, C, G. は燃焼度, 温度依存性を考慮して $C=20, Q=1.145, P=-8.7, Q=20$						

第1.8-13図 ジルカロイ-2 の熱伝導度



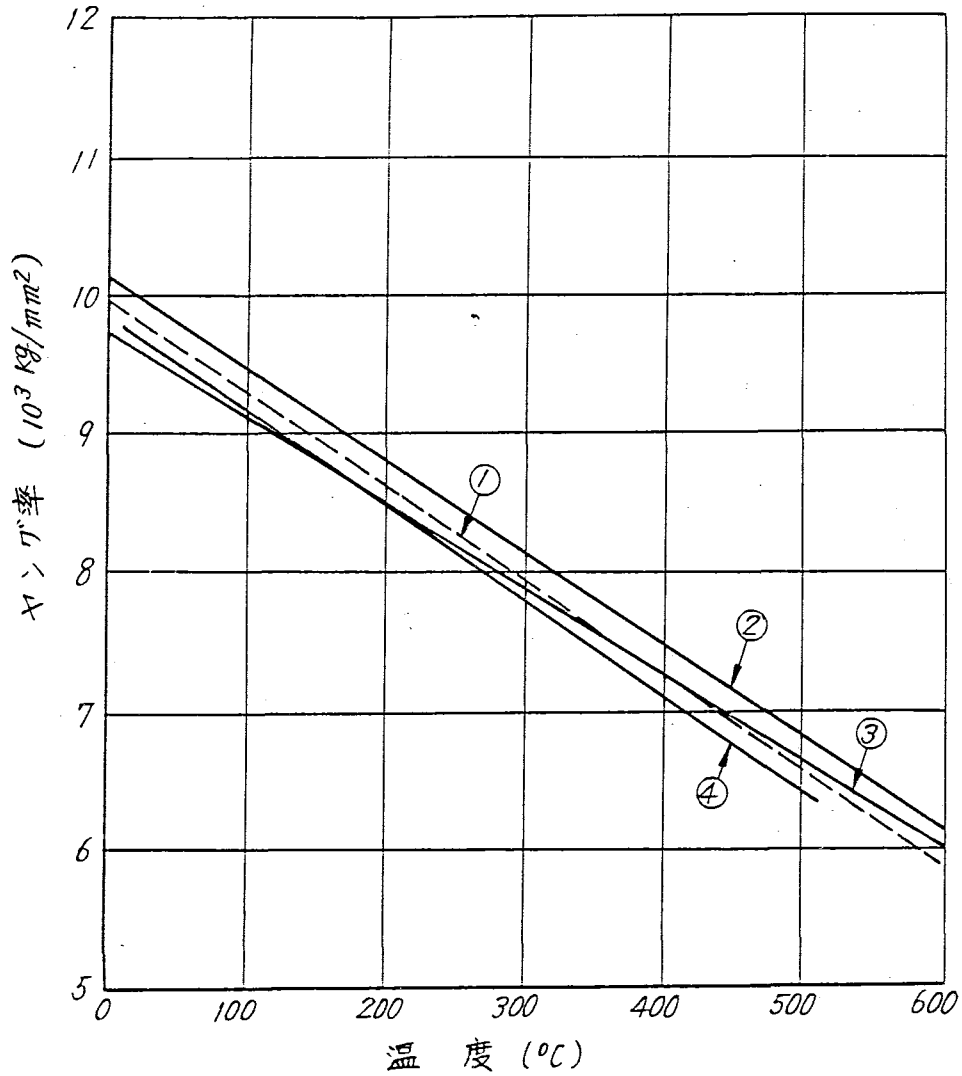
- ① WCAP-3269-41 (May, 1965) ATR
- ② DPNGS-PSAR BWR
- ③ ASTM Special Technical Publication NO.314 (1962)
- ④ JAERI-memo 3592. P77.
- ⑤ Zry-2 (Fabrication, Academic Press, N.Y. 1961)
- ⑥ (Ni-free) Zry-2.
- ⑦ WAPD-TM-757 FIGRO. P.7 Eq.1
- ⑧ Westing house Reactor Fuel Material Technology. 1964
- ⑨ BNWL 1778 (Zry-2) (GAPCON-THERMAL-I)

第1.8-14図 UO<sub>2</sub>の熱膨張係数



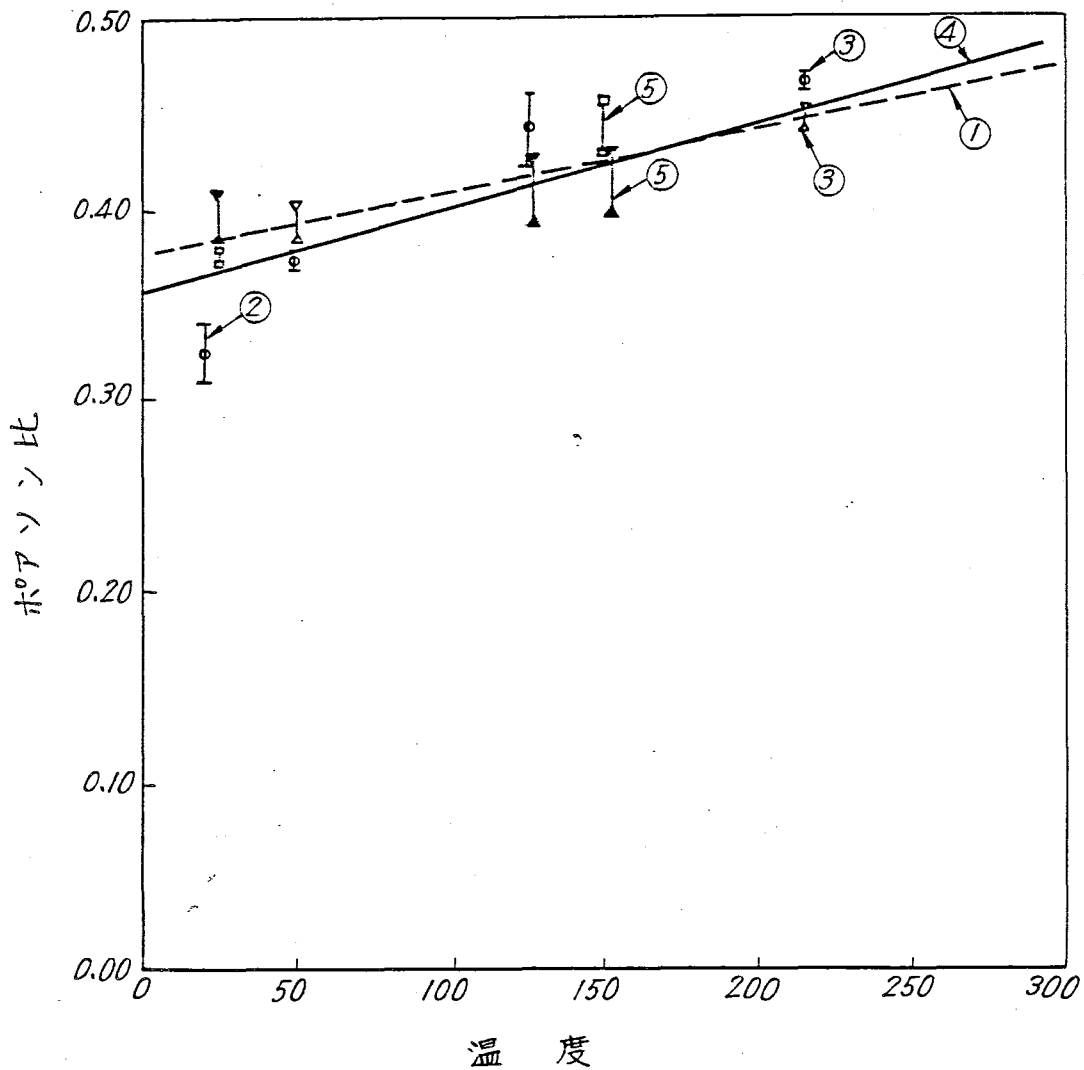
- ① AECL-2143 119641 (ATR)
- ② M.F. LYONS et al Nuclear. Eng & Design 21 P185 1972 (BWR)
- ③ BURDICK & PARKER (UO<sub>2</sub> US AEC. P193. 1961)
- ④ HW-7514B (J. Am. Ceram. Soc 39. P193. 1957)
- ⑤ CONWAY & FINCEL (ANS VOL. 6 NO. 1 P153. 1963)
- ⑥ GE/REACTOR DESIGN REPORT
- ⑦ AECL-2143
- ⑧ HEDL-TME 72-128. (GAPCON-THERMAL-I)

第1.8-15図 ジルカロイ-2のヤング率



- ① WCAP-3269-41 (May 1965) (Longitudinal)
- ② Reactor Structural Materials STP 314 ASTM (1962) (Longitudinal)
- ③ (HW-60908, Oct. 1959) (Longitudinal)
- ④ BNWL 1778. (GAPCON THERMAL-I)

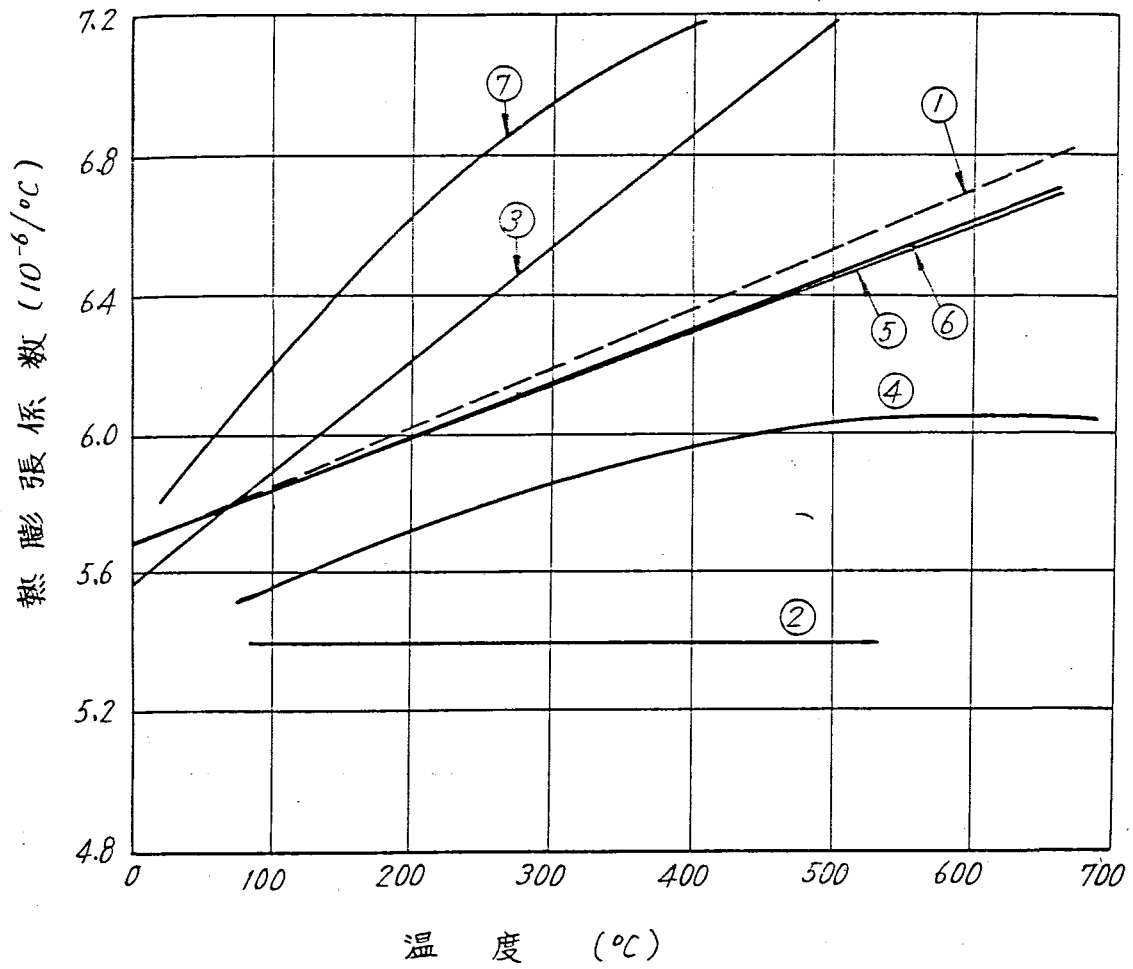
第1.8-16図 ジルカロイ-2のポアソン比 (Zry-2)



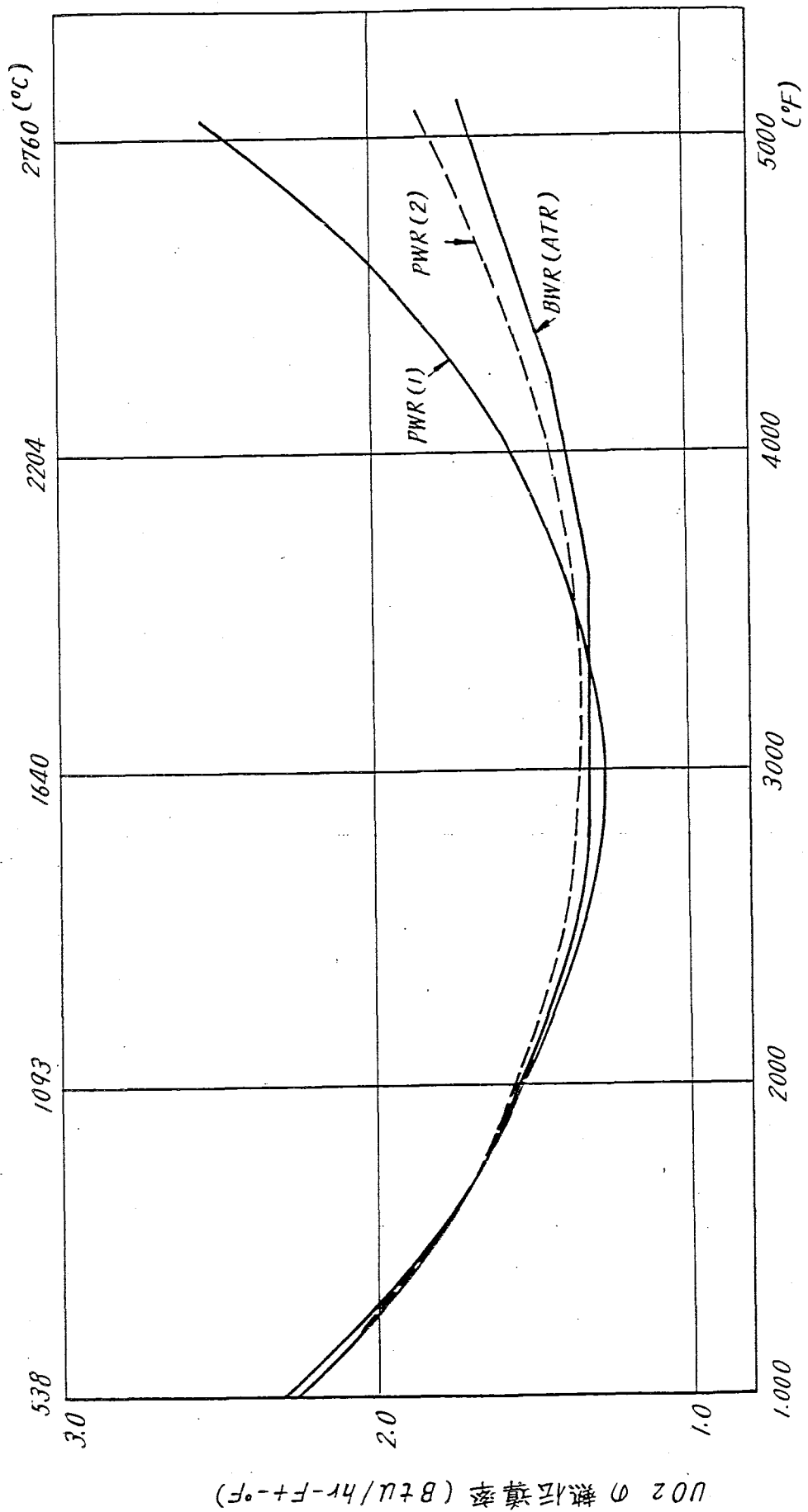
- ① WCAP-3269-41 (May 1965)
- ② WAPD-BT-10 (1958) R.E. Johnson  
0.325 ± 0.015 (at R.T)
- ③ Westinghouse Reactor Fuel Material Technology  
□ annealed  
∩ cold-worked
- ④ BNWL 1778 (GAPCON THERMAL-I)
- ⑤ ASTM Special Technical Publication NO.314. 1962  
BUREAU OF MINES ZIRCONIUM  
□ annealed  
∩ cold-worked



第1.8-17図 ジルカロイ-2の熱膨張係数



- ① WAPD-ZH-9 (July-1958) ATR
- ② DPN&S-PSAR
- ③ HW-60908 (Oct, 1959)
- ④ J. Nucl Mater 20 ('66) 75 dm-Mean Value
- ⑤ ORNL-3281 (1962) P. 59
- ⑥ SANDVIK DATA
- ⑦ BNWL.1778 (GAPCON THERMAL-I)



温度

表1.8-18 図 UO<sub>2</sub> の熱伝導度

4-4 設計基準の比較

A T R燃料設計では、B W R燃料に準拠したものであり、具体的強度計算に当つては次の基準に基づいている。

事 項	A T R	B W R	P W R
燃 料 温 度	過渡時最高でも溶融を起さないこと。	線出力密度で規定しており、過渡時溶融は必ずしも制限していない。	溶融温度以下であること。
被 覆 管 の 応 力	過渡時最高の条件で弾性解析により評価	弾性解析により、定格時、過渡時および地震時に分けて基準を設定、但し許容応力は定格時とその他で異なっている。	等価応力が0.2の耐力を越えないこと。
被 覆 管 の 歪	円周方向永久歪が1%以下	同 左	同 左
疲 労 解 析	ASME Sec III に準じて Zircaloy の設計疲労曲線を用いて累積損傷率を求める。	同 左	同 左
挫 屈 解 析	寿命中挫屈を起こさないこと。	同 左	同 左

なお、弾性解析によつて求めた応力強さは、A T RとB W Rでは、次表に従っている。

B W Rでは、 $\sigma_y$  の基準は、定格時過渡時で共通とするが  $\sigma_u$  の基準に対しては、表の低い方は定格時、高い方を過渡時および地震時の基準としている。

応力の種類	A T R		B W R	
	$\sigma_y$	$\sigma_u$	$\sigma_y$	$\sigma_u$
Pm	2/3	1/2	2/3	1/2
P <sub>L</sub>	1	3/4	1	1/2 ~ 3/4
Pm(P <sub>L</sub> ) + P <sub>b</sub>	1	3/4	1	1/2 ~ 3/4
Pm(P <sub>L</sub> ) + P <sub>b</sub> + Q	2	1.5	2	1 ~ 1.5

$\sigma_y$  : 降伏応力       $\sigma_u$  : 抗張力

A T Rでは、過渡状態は定格時に比べて、温度条件、圧力条件とも厳しい側にあり、応力強さの評価は、地震力をも含めて過渡時最高において実施する。

#### 4-5 解析手法

##### (1) 温度分布の計算

冷却材温度を出発として、被覆管表面温度上昇、被覆管内温度上昇、ギャップ温度上昇、ペレット内温度上昇を順次計算していく手法は、A T Rと軽水炉で同様の手法であるが、最も異なるのは、ギャップ熱伝達率のモデルであり、B W Rでは一定値を使用するが、A T RではP W Rと同様に variable としている。

しかし、実質上は質問6に説明した通り、A T R燃料では一定値とした場合でも燃料中心最高温度の差異は少ない。具体的計算に当つては、前述の計算モデルで解析する。

##### (2) 歪解析

具体的計算は、前述のモデルにより解析する。被覆管は高い外圧のもとでの照射クリープにより燃焼初期では径の縮少が生じ、燃焼のある段階から、逆にペレットのスウニングおよび熱膨脹によるペレットとの相互作用により押し拡げられていく。この現象は、現実に軽水炉燃料においても認められており、A T R燃料でも事情は同様なものである。

##### (3) 疲労解析

負荷変動を含む負荷追従運転中の被覆管の健全性確保のため実施されるものであり、各種サイクル毎の回数  $n_i$ 、許容サイクル数 ( $N_i$ ) から累積損傷率を求めて評価する。この方法は、B W R、P W R共通のものであり、設計疲労曲線としていずれの場合も Langer ら (Nucl. Sci. & Eng., 20, 1. (1964)) によるものを使用している。

##### (4) 挫屈解析

質問8の回答で説明する。

##### (5) 応力解析

B W Rに準じ、ASME Sec. III に準拠した最大剪断応力説により弾性解析を行つて応力の評価を行う。

PWRの場合には、等価応力を求め、0.2%耐力との比較により限界を定めている。以下にATRの場合の具体的計算式について記す。

弾性応力解析は燃焼各段階において直管部および端栓連結部について実施する。計算に当り、寸法公差は、最も厳しい状態を仮定しかつ被覆肉厚の減少を0.01mm/年を考慮したものとす。

計算式は以下の通りである。

応力計算において使用する主な計算式は次の通りである。

(1) 内圧又は(および)外圧による応力

$$\sigma_r = \frac{r_i^2 r_o^2 (P_o - P_i)}{r^2 (r_o^2 - r_i^2)} + \frac{P_i r_i^2 - P_o r_o^2}{r_o^2 - r_i^2}$$

$$\sigma_\theta = \frac{-r_i^2 r_o^2 (P_o - P_i)}{r^2 (r_o^2 - r_i^2)} + \frac{P_i r_i^2 - P_o r_o^2}{r_o^2 - r_i^2}$$

$$\sigma_z = \frac{P_i r_i^2 - P_o r_o^2}{r_o^2 - r_i^2}$$

(2) 被覆管肉厚方向温度勾配による応力

$$\sigma_r = \frac{E\alpha}{r^2 (1-\nu)} \left\{ -\int_{r_i}^r T(r) r dr + \frac{r^2 - r_i^2}{r_o^2 - r_i^2} \int_{r_i}^{r_o} T(r) r dr \right\}$$

$$\sigma_\theta = \frac{E\alpha}{r^2 (1-\nu)} \left\{ -T(r) r^2 + \int_{r_i}^r T(r) r dr + \frac{r^2 + r_i^2}{r_o^2 - r_i^2} \int_{r_i}^{r_o} T(r) r dr \right\}$$

$$\sigma_z = \frac{E\alpha}{1-\nu} \left\{ -T(r) + \frac{Z}{r_o^2 - r_i^2} \int_{r_i}^r T(r) r dr \right\}$$

ここで、

$$T(r) = \frac{T_i - T_o}{\ln r_i - \ln r_o} \ln r + \frac{T_o \ln r_i - T_i \ln r_o}{\ln r_i - \ln r_o}$$

(3) 被覆管撓円度による曲げ応力

$$\sigma_\theta = \pm \frac{6 P_o r_m}{t} \frac{W}{1 - P_o / P_{cr}}$$

ここで、

$$P_{cr} = \frac{E}{4(1-\nu^2)} \left( \frac{t}{r_m} \right)^3$$

$$W = \frac{1}{4} (D_o \max - D_o \min)$$

(4) 流力振動による曲げ応力

$$\sigma_z = \frac{24}{5} \frac{ED\delta}{l^2}$$

但し振動振幅  $\delta$  は Paidoussis の式より求める。

(5) 地震力による曲げ応力

地震時の燃料集合体の圧力管内での振動特性を解析し、地震力に、燃料集合体と圧力管の衝突による衝撃力を加味して計算する。ATR燃料は、各燃料集合体は独立であるが、圧力管を支持条件、剛性の異なる燃料体におきかえれば、PWR燃料のような集合体間の衝突の場合と同様な解析が採用しうる。

(6) 径方向温度勾配による熱彎曲矯正により生じる応力

燃料要素の熱彎曲を12個のスペーサーで矯正するものとし  $i$  番目のスペーサーにより  $x$  点に生じるモーメントを  $M_i(x)$  とし、

$$\sigma_z(x) = \sum_{i=1}^{12} M_i(x) D_o / 2I$$

で曲げ応力が求まる。

(7) スペーサー支持点での保持力による応力

実験的に求められた経験式より求める。

$$\sigma_\theta = - \frac{P}{t^2} \left\{ 0.42 \log \left( \frac{0.215}{b} r_m \right) + \frac{6}{4\pi} \right\}$$
$$\sigma_z = - \frac{P}{t^2} \left\{ 0.42 \log \left( \frac{0.215}{b} r_m \right) + \frac{6\nu}{4\pi} \right\}$$

ここで、  $b$  : 接触面積の半径 (約  $25 \mu$  とする)

(8) 端栓部圧力不連続による応力

$$\sigma_\theta = \frac{EW_p}{r_o} \pm \frac{6\nu M_p}{t^2}$$
$$\sigma_z = \pm \frac{6M_p}{t^2}$$

ここで  $W_p = (1-\nu/2)(P_o - P_i)r_{mn}/Et$

$M_p$  は次式により求める。

$$\left( \frac{1}{2} \beta^3 D \right) Q_p + \left( \frac{1}{2} \beta^2 D \right) M_p = W_p$$

$$\left( \frac{1}{2} \beta^2 D \right) Q_p + \left( \frac{1}{\beta} D \right) M_p = 0$$

(9) 端栓部温度不連続による応力

$$\sigma_{\theta} = \frac{EW_t}{r_o} \pm \frac{6\nu M_t}{t^2}$$

$$\sigma_z = \pm \frac{6M_t}{t^2}$$

ここで、 $M_t$   $W_t$  は次式より求まる。

$$\left(\frac{1}{2}\beta^3 D\right)Q_t + \left(\frac{1}{2}\beta^2 D\right)M_t + \alpha(T_i + T_o)r_o/2$$
$$+ \left(\frac{1}{2}\beta^2 D\right)E\alpha(T_i - T_o)t^2/12(1-\nu) = \alpha T_e r_o$$

$$\left(\frac{1}{2}\beta^2 D\right)Q_t + \left(1/\beta D\right)M_t + \left(1/\beta D\right)E\alpha(T_i - T_o)t^2/12(1-\nu) = 0$$

$$W_t = \left(\frac{1}{2}\beta^3 D\right)Q_t + \left(\frac{1}{2}\beta^2 D\right)M_t$$

$$\beta^4 = 3(1-\nu^2)/r_m^2 t^2$$

$$D = Et^3/12(1-\nu^2)$$

なお、これらの解析において必要なパラメータ（内圧、温度分布、その他）は前述の計算モデルによつて求めたものを使用する。又物性面についても、温度依存を考慮した前記の値を用いる。

記号の説明

- $\sigma_p, \sigma_{\theta}, \sigma_z$  : 夫々径方向、円周方向および軸方向応力 ( $kg/mm^2$ )
- $r_i, r_o$  : 夫々被覆管内半径および外半径 ( $mm$ )
- $t$  : 被覆管の肉厚
- $P_i, P_o$  : 内圧および外圧 ( $kg/mm^2$ )
- $E$  : ヤング率 ( $kg/mm^2$ )
- $\alpha$  : 熱膨脹係数 ( $^{\circ}C^{-1}$ )
- $\nu$  : ポアソン比
- $D_o$  : 被覆管の外径 ( $mm$ )
- $l$  : スペーサースパン ( $mm$ )
- $I$  : 被覆管の断面2次モーメント ( $mm^4$ )
- $P$  : スペーサー保持力 ( $kg$ )
- $T_i, T_o$  : 被覆管の内面、外面温度 ( $^{\circ}C$ )
- $T_e$  : 端栓の温度 ( $^{\circ}C$ )
- $r_m$  : 被覆管の平均半径 ( $mm$ )

5. 燃料設計コードの信頼性について

5-1 照射データとの照合

5-1-1 燃料温度

1) ハルデン照射データ (IFA-206) との比較

i) 照射試料の説明

IFA-206 (動燃団照射試料) は、ATRサイズ燃料要素を7本クラスターとした計装燃料で、燃料温度は2本 (TF-1, TF-2) の燃料要素について計測されている。

燃料の主要仕様

項目	仕様
燃料密度	95 % T.D
ペレット径	14.80 mm
濃縮度	6 w/o U-235
直径ギャップ	0.29 mm
被覆管材質	ジルカロイ-2
被覆管内径	15.09 mm
肉厚	0.86 mm
燃料有効長	1540 mm
封入ガス	He
プレナム体積	18 cm <sup>3</sup>

燃料温度は、ペレット中心に設けた小孔に挿入されたW-Re 熱電対を用いて測定した。

ii) 照射データと計算値の比較

燃焼度各段階で行なったランプ運転時の熱電対位置での線出力密度と燃料中心孔温度との関係で第1.8-19図～第1.8-22図に示す。

- 図において、上向および下向の矢印はランプ運転の出力上昇時、出力下降時を示す。
- TF-1, TF-2 は計装された2本の燃料要素を示す。
- 図に示す燃焼度は、集合体平均燃焼度である。
- TF-1, TF-2 を同時に示すが、バラツキの範囲でよい一致を示す。



## 計 算 結 果

I F A - 2 0 6 の照射履歴を追って追跡計算を行なつて求めた結果を第 1. 8 - 1 9 図～第 1. 8 - 2 2 図に実線で示す。

各図で区別した燃焼度範囲では、計算値の変化は少ないことから、各図に対応する燃焼度での代表値を示す。

これらの比較から計算値は、いずれの場合も実測値に比べて、安全側の値を示すものとなつている。

ターと  
計測さ

て測定

心孔温

時を示

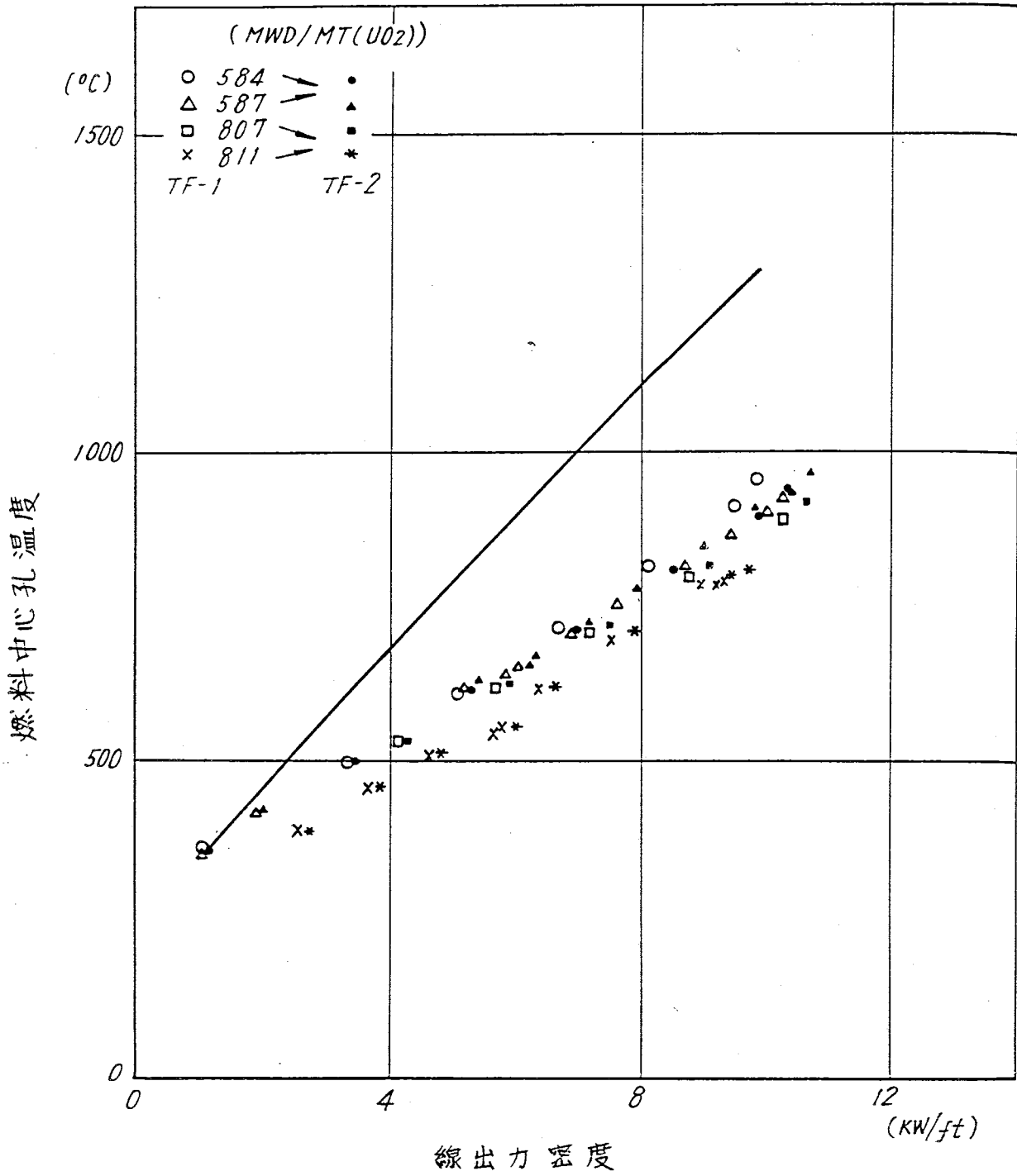
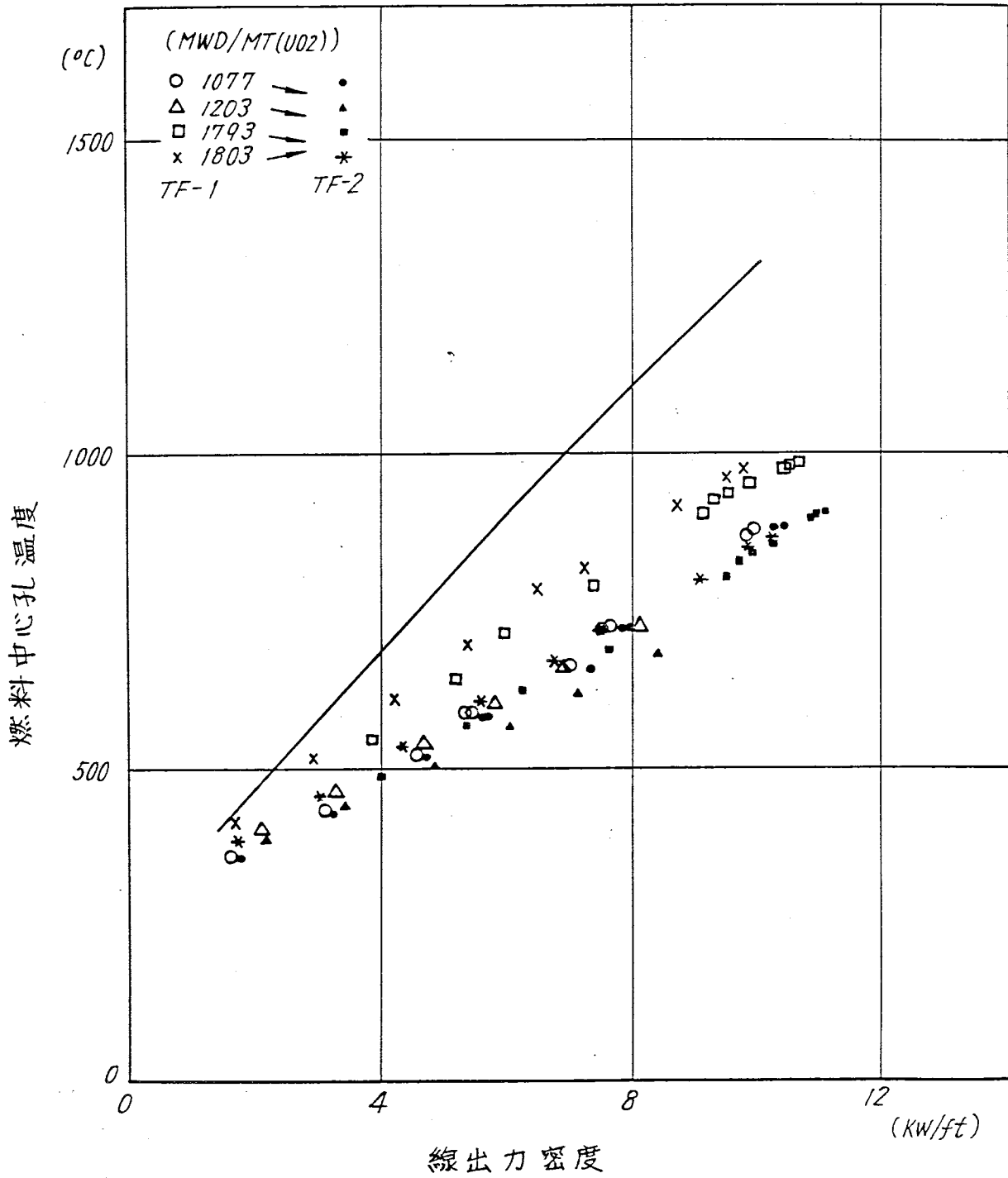


图 1.8-19 線出力密度对燃料中心孔温度



为1.8-20图 線出力密度对燃料中心孔温度

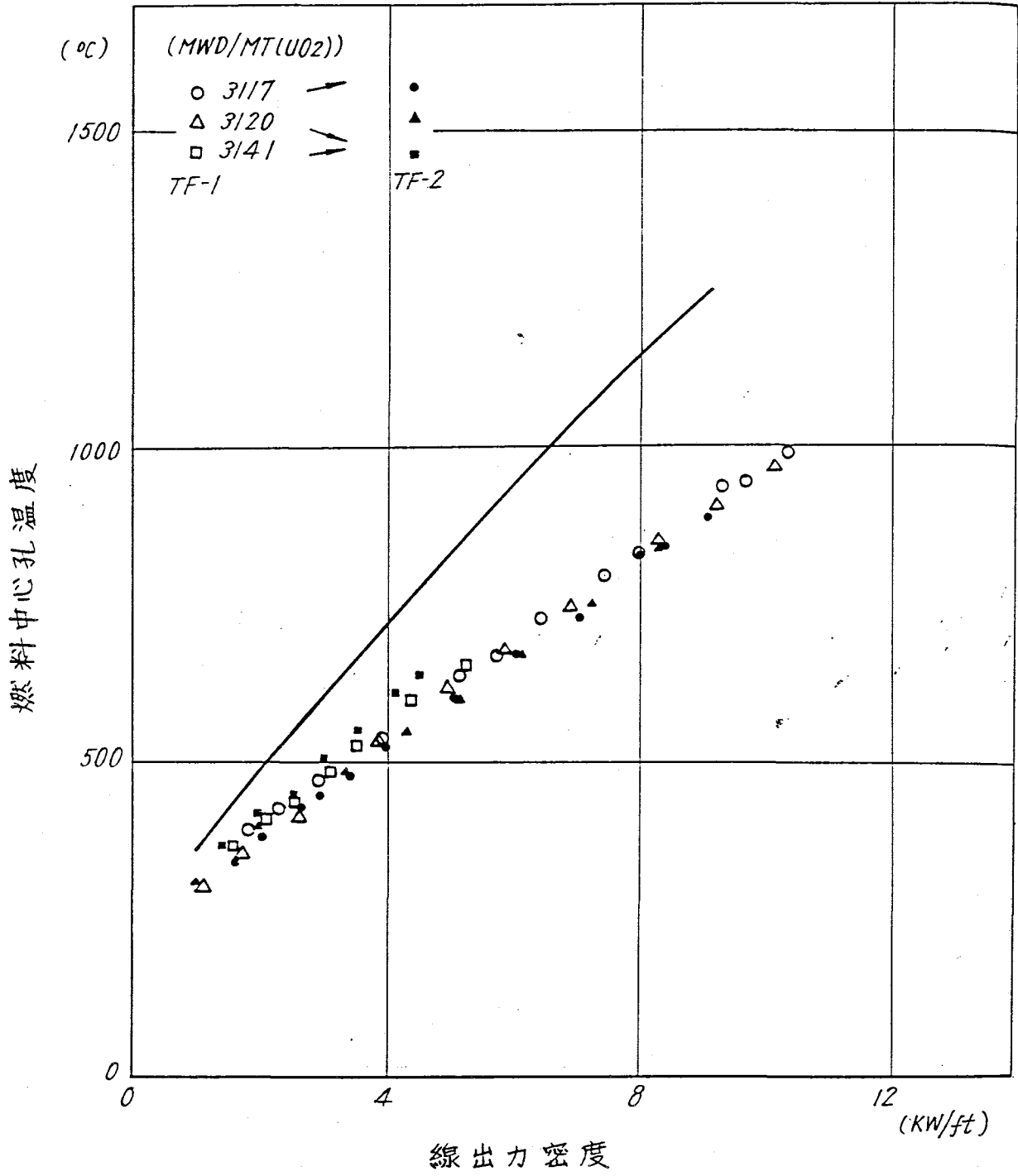


图 1.8-21 線出力密度对燃料中心孔温度

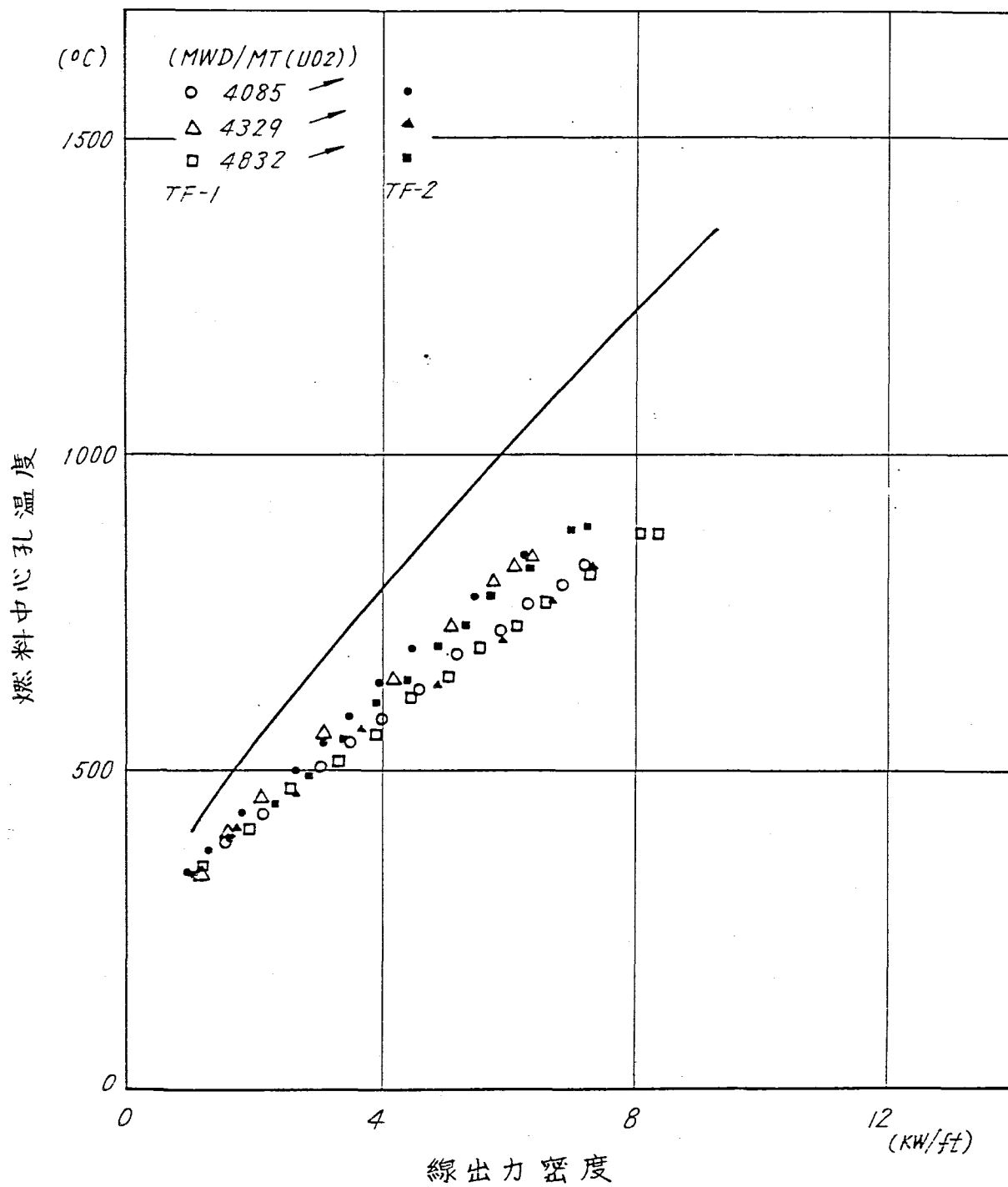


图1.8-22 線出力密度对燃料中心孔温度

2) ハルデン照射データ ( I F A - 2 3 0 ) との比較

i) 照射資料の説明

I F A - 2 3 0 ( 原子燃料工業 ) は、 B W R サイズ燃料要素を 4 本クラスターとした計装燃料であり、現在まだ照射が続行中である。

燃 料 の 主 要 仕 様

項 目	仕 様
燃 料 密 度	9.5 % T.D.
ペ レ ッ ト 径	12.43 mm
濃 縮 度	6 w/o U-235
直 径 ギ ャ ッ プ	0.25 mm
被 覆 管 材 質	Zry - 2
"    内 径	12.68 mm
"    肉 厚	0.90 mm
燃 料 有 効 長	1500 mm
封 入 ガ ス	He

燃料温度はペレット中心に設けた小孔に挿入された W - Re 熱電対を用いて測定した。

ii) 照射データと計算値の比較

本計装燃料は、燃焼初期で近傍に制御棒が挿入されており、出力の読みに関するデータの信頼性が欠けるため ( Halden コメント ) 省略し、安定した照射が行なわれ始めた燃焼度以降について示す。

燃焼度各段階でのランプ運転時の熱電対位置での線出力密度と燃料中心孔温度の関係で第 1.8 - 2.3 図 ~ 第 1.8 - 2.6 図に示す。

- 図において上向き、下向きの記号はランプ運転時の出力上昇時、出力下降時を示す。
- 図中に示す燃焼度は集合体平均燃焼度であり、燃焼度は

5,000 ~ 8,000 MWD/MT (UO <sub>2</sub> )	第 1.8 - 2.3 図
10,000 ~ 11,000 "	第 1.8 - 2.4 図
14,000 ~ 16,000 "	第 1.8 - 2.5 図
19,000 ~ 21,000 "	第 1.8 - 2.6 図

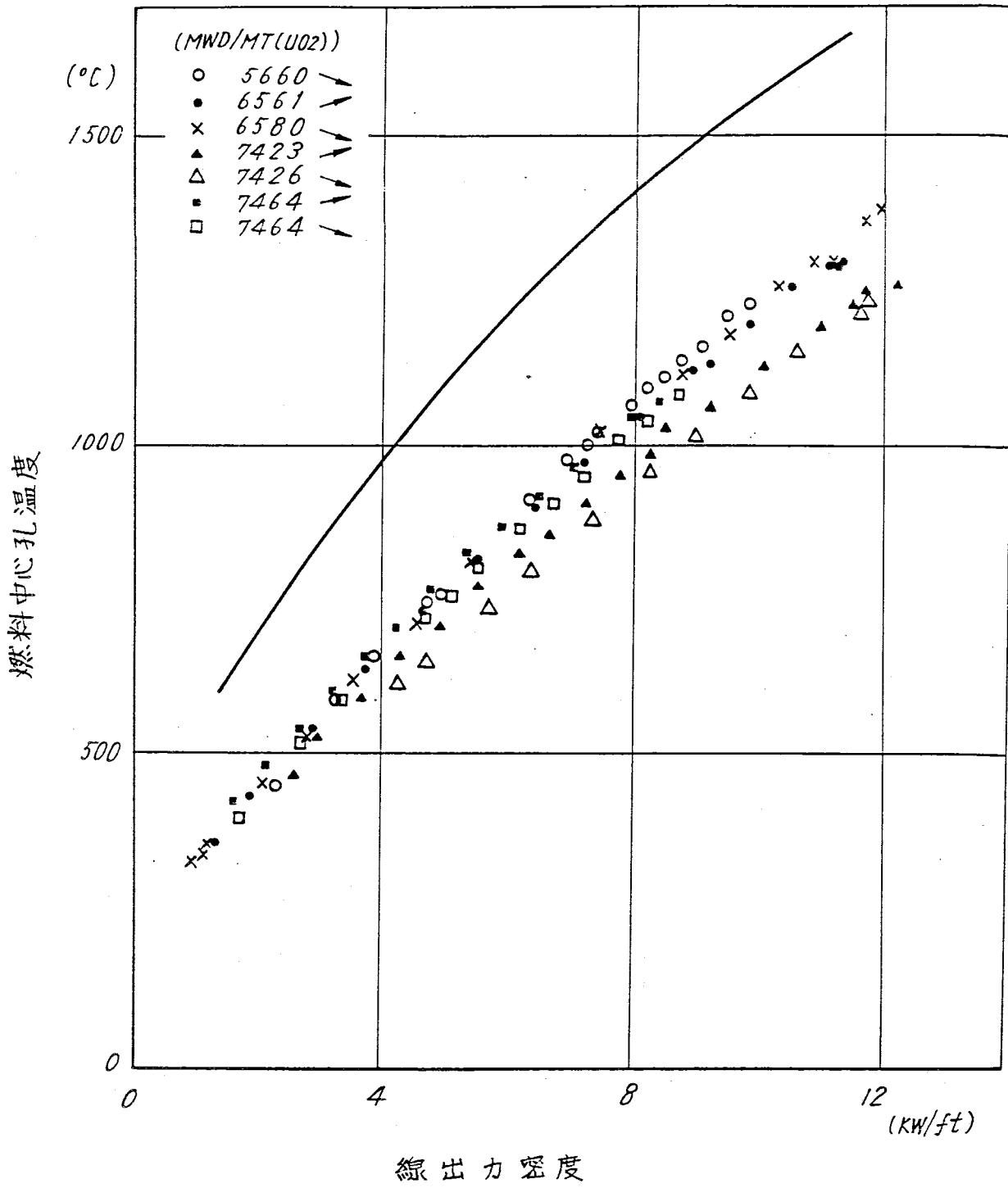
にわけて示すが、この間においては、バラツキの範囲で、ほぼ同様な温度を示している。

## 計 算 結 果

I F A - 2 3 0 の照射履歴を追って追跡計算を行なって求めた計算結果を第 1. 8 - 2 3 図～第 1. 8 - 2 6 図に実線で示す。

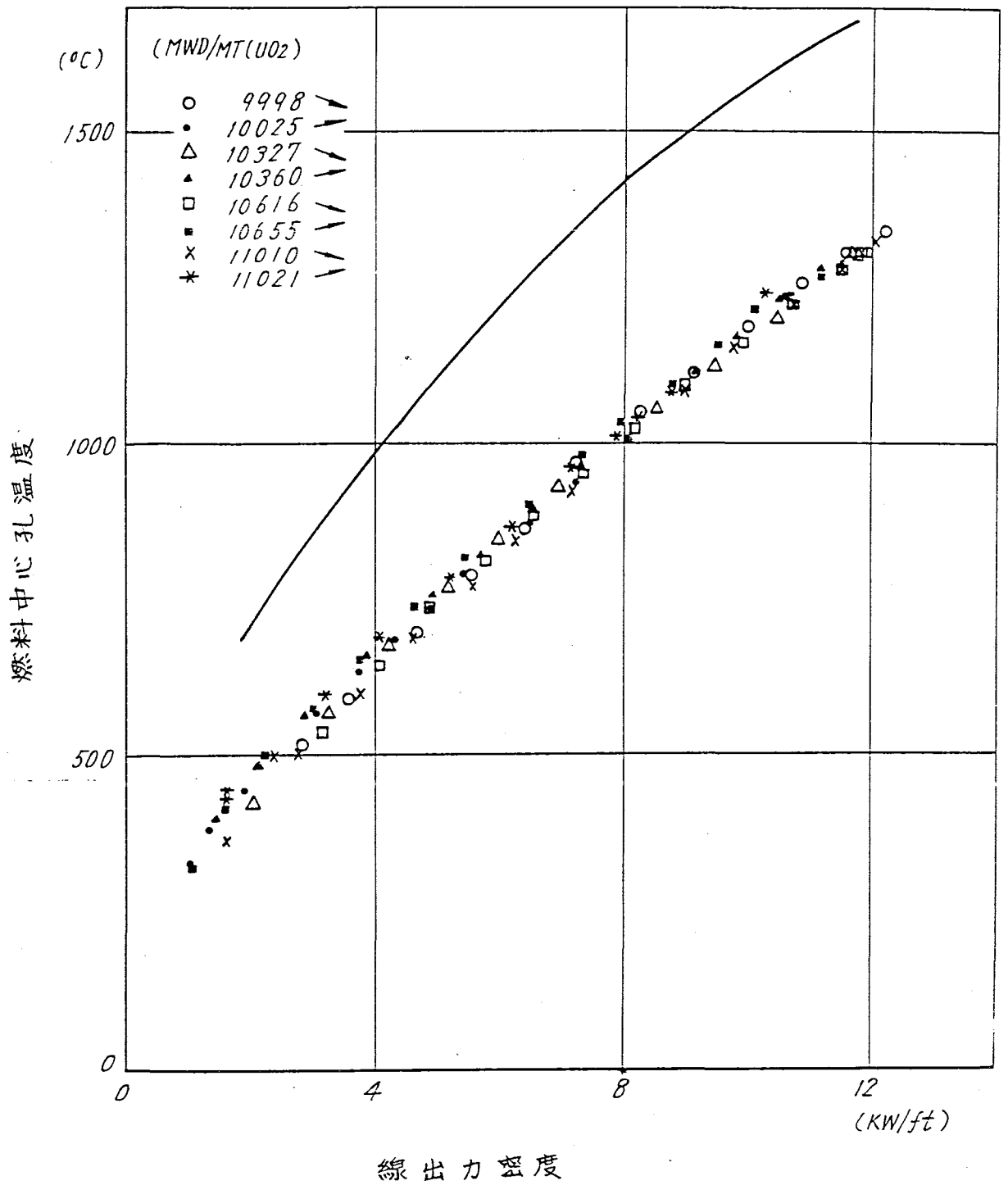
各図で区別した燃焼度範囲では、計算値の変化は少ないことから各図に対応する燃焼度での代表値を示す。

計算値はいずれかの場合も実測値に比べて十分安全側の温度を示すものとなっている。

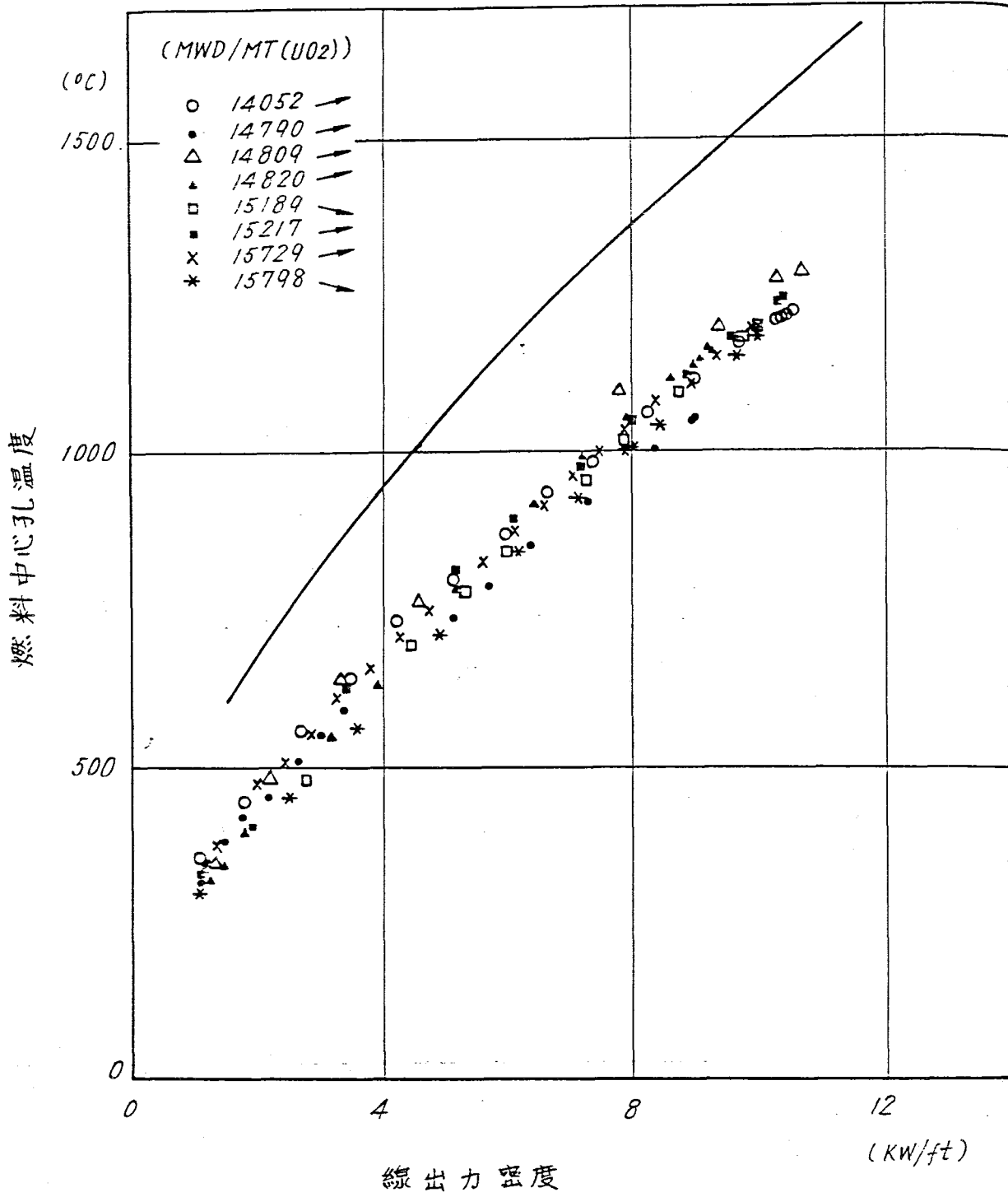


为1.8-23图 線出力密度对燃料中心孔温度

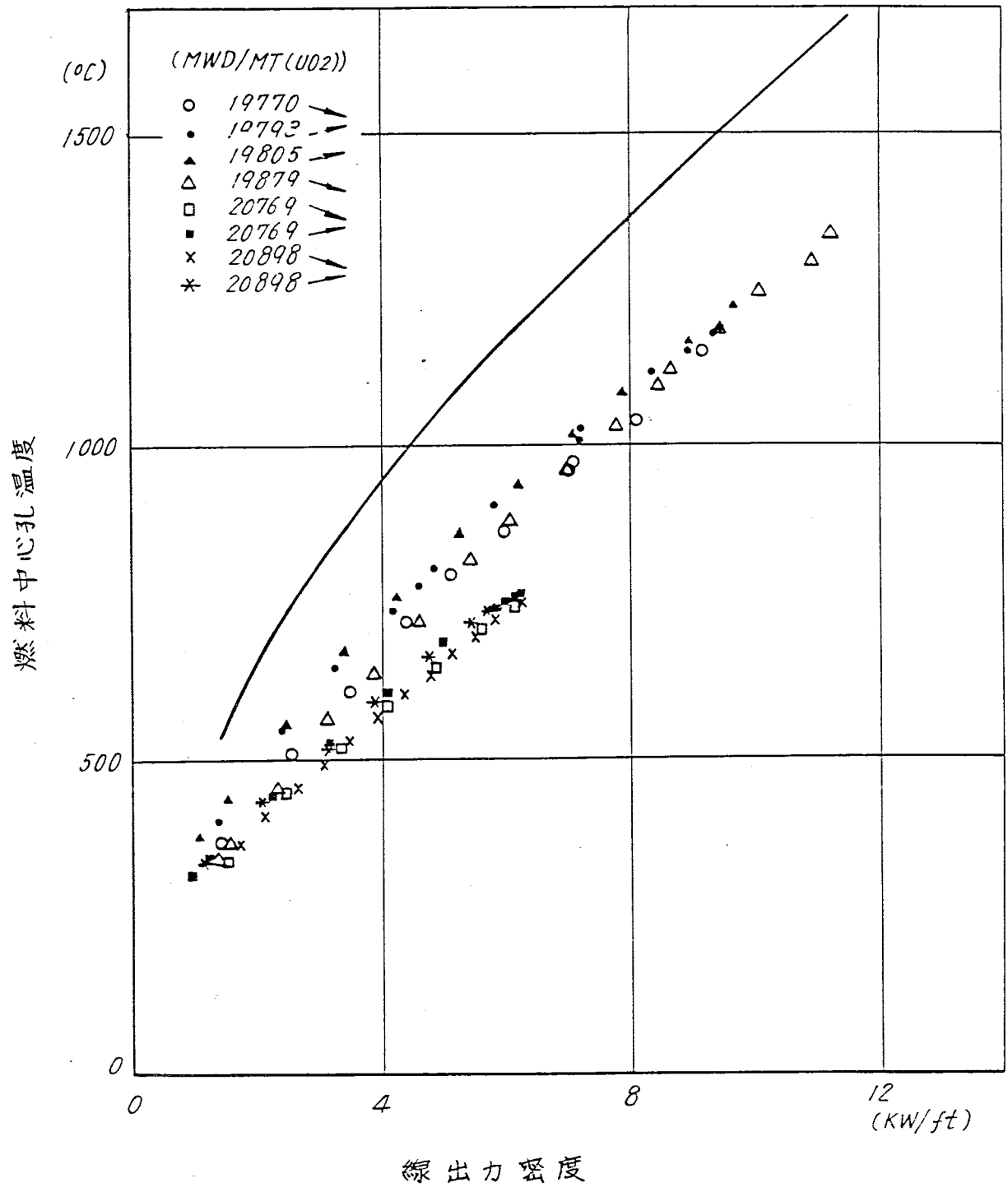




第1.8-24圖 線出力温度对燃料中心孔温度



第1.8-25圖 線出力密度对燃料中心孔温度



第1.8-26 図 線出力密度 対 燃料中心孔温度

3) WCAP-2923データとの比較

ref ; Balfour, D. et al, Im-pile Measurement of UO<sub>2</sub> Thermal Conductivity, WCAP-2923 (1966)

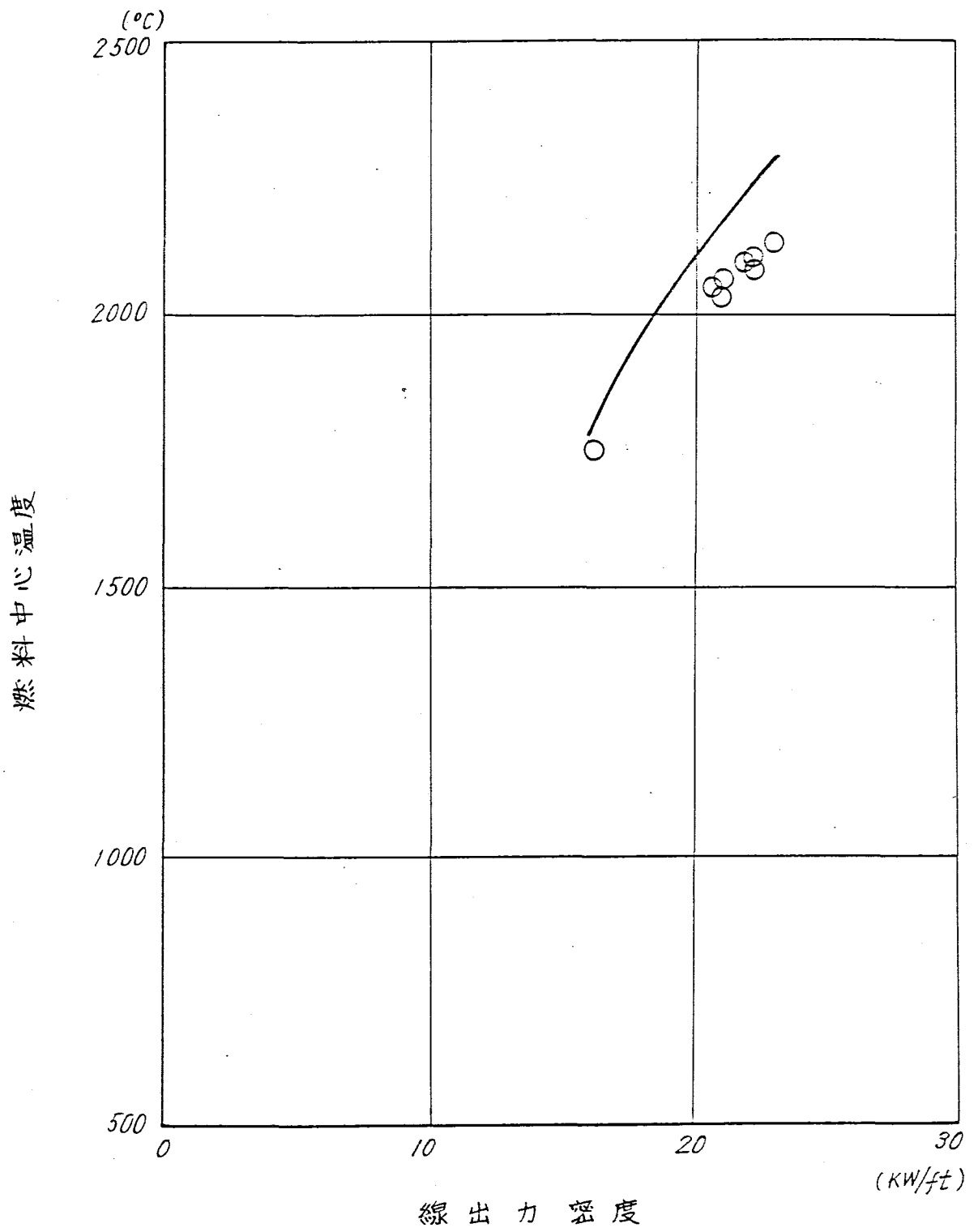
i) 照射試料の説明

主要仕様・条件

項目	仕様・条件
被覆管内径	1.2745 inch
肉厚	0.025 in.
ペレット直径	1.25 in.
燃料有効長	4.5 in.
プレナム長	0.392 in.
燃料密度	95 % T.D.
封入ガス	He (1気圧)
冷却材温度	140 °C
冷却材圧力	50 psi
被覆材質	SUS

ii) 照射データと計算値との比較

本レポート報告の測定値と計算値(実線)との比較を第1.8-27図に示す。



第1.8-27図 線出力密度対燃料中心温度

5-1-2 FPガス放出量

1) AECLデータとの比較

- ref : (1) Notley, M.J.F., et al "Zircaloy Sheathed UO<sub>2</sub> Fuel Elements Irradiated at values of kdT Between 40 and 83W/cm," AECL-1676, Dec, 1962
- (2) Mac Donald, R.D. and Bain, A.S., "Irradiation of Zircaloy - 2, clad UO<sub>2</sub> to Study Sheath Deformation" AECL-1685. Dec., 1962
- (3) Soulhier, R. and Notley, M., "Effect of Power changes on Fission-Product Gas Release From UO<sub>2</sub> Fuel," "Nuclear Applications, Vol. 5, Nov. 1968

i) 照射試料の説明

試料長さは6~12 inch, ペレット径は0.535~0.75 inch でNRX炉で照射されたものであり, 試料長さが短いことから一様な軸方向出力分布を有する。

照射試料の出力および燃焼度に関する仕様を次表に示す。

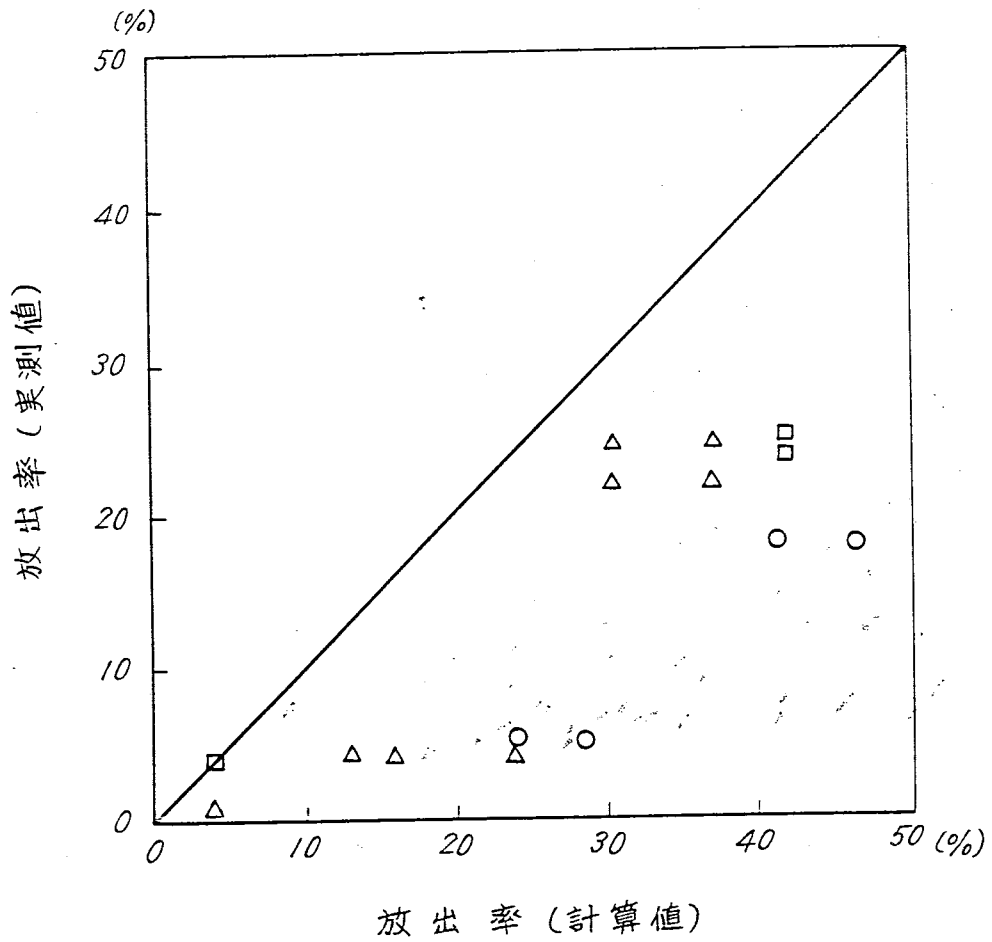
データソース	試料名	燃焼度 (MWD/TEU)	$\int kdT$ (W/cm)
AECL-1676	Sample DFA	386	40.3
	Sample DFB	528	54.7
AECL-1685	Sample L I	1417	22.7
	Sample L J	1920	32.7
	Sample L L	2497	41.9
	Sample L M	2600	41.9
	Sample L O	1715	28.4
Nucl. Applications Nov. 1968	Sample AZM	5265	48.9
	Sample AZB, AZC	3495	48.9
	Sample AZD, AZE	3070	28.8

ii) 実測データと計算値の比較

計算値と実測値の比較を第1.8-2.8図に示す。

計算では, 軸方向出力分布は一様とし, 燃料温度の計算およびFPガスの放出モデルはATR設計モデルで行なった。

ATRモデルでの放出モデルは, BWR(GE)に準じているが, 保守的な値を示すモデルであることが示される。



- AECL - 1676
- △ AECL - 1685
- Nuclear Applications, Nov. 1968

第1.8-28回 FPガス放出率

2) F.P. ガス放出量の比較

ref (1) IFA-206 ; 動燃事業団照射試料 (ハルデン照射)

(2) M.G. Balfour and J.E. Mellor, "Post Irradiation Examination of CVTR Fuel Assemblies" WCAP-3850-4, August, 1969

(3) H.E. Williamson et al, "AEO Fuel Cycle Program, Examination of UO<sub>2</sub> Fuel Rods Operated in the VBWR to 10000 MWD/TU" GEAP-4597, March, 1965

i) 照射試料の説明

(1) IFA-206

- 燃料の仕様は, (1)燃料温度の項で述べたものと同一である。
- 照射後3本の燃料要素について Puncturing test を行ない, 燃料要素内ガス量が測定された。

このうち1本はリークが生じ失敗とされており, 2本についてのデータが得られている。

(2) WCAP-3850-40

照射試料の主要仕様は次の通りである。

Assy No	G-1	G-3		G-4
Pin No	33,833	53,862	24,734	83,832
燃料ペレット				
直径	0.4329 in.	0.4329 in.	0.4317 in.	0.4475 in.
密度	93 % T.D.	96 % T.D.	93 % T.D.	93 % T.D.
燃料有効長	81.125 in.	81.0625 in.	77.875 in.	81.156 in.
内径	0.4395 in.	0.4395 in.	0.4395 in.	0.4535 in.
肉厚	0.024 in.	0.024	0.024	0.017
燃焼度 (MWD/MT)	7870	5910	5910	7490
軸方向ピーキング 係数	1.168	1.169	1.169	1.171



(3) G E A P - 4 5 9 7

V B W R 炉で照射した燃料棒（ジルカロイ-2 被覆管，95% T.D.  $UO_2$ ，燃料有効長94 cm）の P I E が行なわれている。

主要な燃料仕様および運転条件は次の通りである。

(燃料諸元)

項 目	集合体 No	1 1 J	1 4 J
被 覆 管			
外 径 (cm)		1 0 8 0	1 0 8 0
内 径 (cm)		0 9 6 8	0 9 6 8
肉 厚 (cm)		0 0 5 6	0 0 5 6
ペレット			
直 径 (mm)		0 9 5 4	0 9 5 4
密 度 (%T.D.)		9 5	9 5

(照射条件)

項 目	集合体 No	1 1 J	1 4 J
最 大 熱 流 体 ( $W/cm^2$ )		1 4 5	1 3 7
平 均 燃 焼 度 (MWD/T)		9 4 8 1	8 1 8 9
軸方向ピーキング係数*		1 4 2	1 4 9
最 大 出 力 位 置 (下端より)		0 3 5	0 3 5

\* : 照射後  $\gamma$  - scanning による。

(炉の条件)

冷却材入口温度 276℃  
出力温度 286℃  
圧 力 1000 psi

ii) 実測値と計算値の比較

(1) I F A - 2 0 6 の計算

- 燃料温度の比較計算で述べた条件で計算を行なったが，出力条件は次の通りとした。
- ランプ運転時の低出力条件では，FPの生成，放出が低いと考えられることから，定常時出力条件を這つて計算し，最終燃焼度に達するよう計算した。

(2) WCAP-3850-4の計算

- 冷却材温度等はCVTRの標準状態の値を用い

冷却材温度 入口 275℃

出口 301℃

冷却材圧力 ~1500 psi

高速中性子束(平均)  $5.8 \times 10^{13} \text{ n/cm}^2 \text{ sec}$

- 照射履歴の詳細は不明である故、本レポートの照射履歴に関する記述に従い、80%出力で最終燃焼度まで計算した。

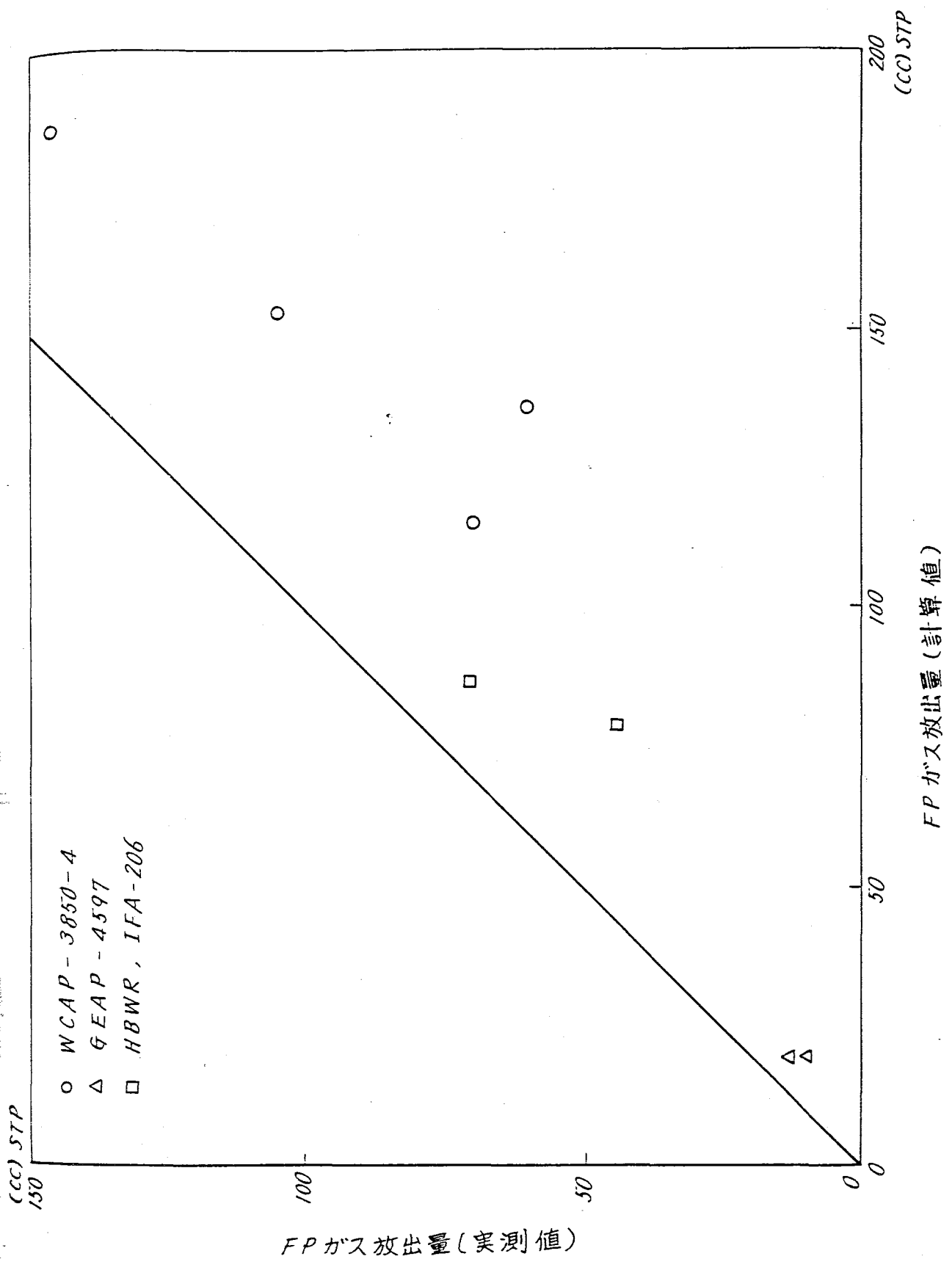
(3) GEAP-4597の計算

- 出力履歴は本レポートのAppendixに示されているものを使用する。
- 軸方向ピーキングは、前述のものは照射後 $\gamma$ -scanningにより求められたもので燃焼期間について平均化されたものとなっていることから、計算では同様に本レポートAppendixに記載の燃焼度による変化を含めて、計算のための出力履歴を作成した。
- 出力履歴は集合体11Jのものを用いたが、14Jも同様に照射されており、出力は11Jに比べて若干低い、出力履歴は同じである。

計算結果

- 上述の3種類の試料についての計算結果を、実測値との対比で図5-11に示す。
- 第1.8-29図は、FP放出ガス量を標準状態に換算して絶対量で示す。
- なお図において、ガス量は初期封入Heガス量を含む。

80%  
 もので  
 レポー  
 作成し  
 ), 出力  
 示す。



第18-29図 FPガス放出量(含む封入Heガス)

## 5.1.2 燃料要素外径変化

### 1) Dresden-1での照射データ

#### I) 照射試料の説明

##### a) 燃料仕様

材質	シルカローイ-2 (冷間加工, 歪取燃鈍材)
被覆管外径	14.29 mm
"    内径	9.89 mm
燃料棒全長	296 cm
燃料有効長	275 cm
ペレット径	12.24 mm

##### b) 照射量

照射日数	1103日
燃料燃焼度	15500 MWD/MT
積算高速中性子束	$2.5 \times 10^{21} \text{ n/cm}^2$

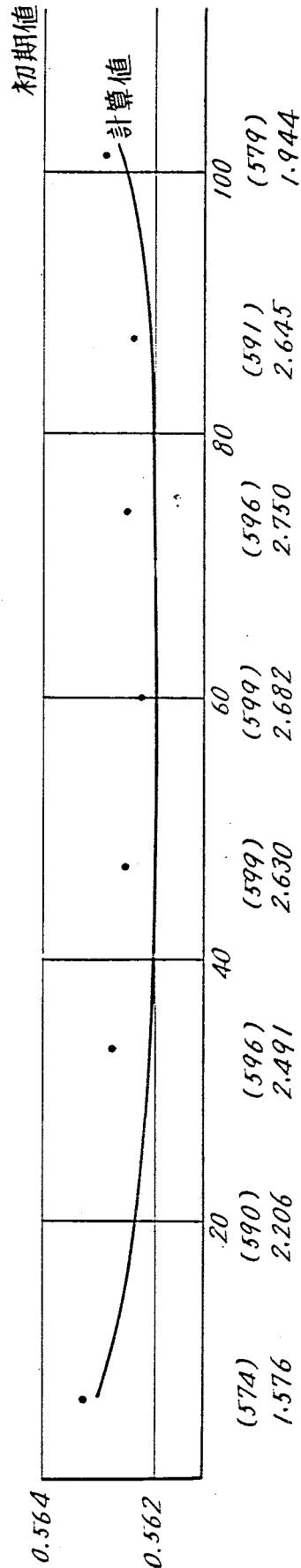
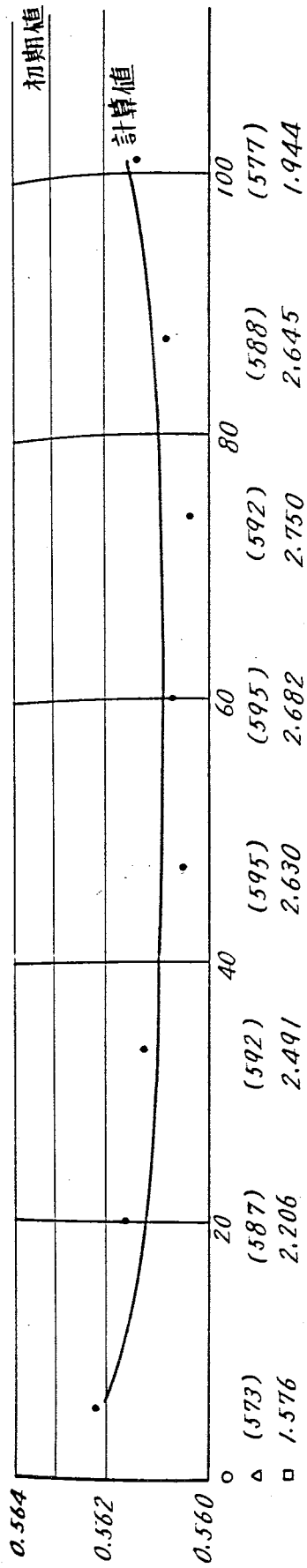
##### c) 照射後試験

クラッドを除去後, プロフィロメータにより燃料棒を回転させながら, 直径を連続的に測定 (測定精度は  $\pm 0.0002 \text{ inch}$ ) この測定により直径最大と最小の包絡線が得られ, その平均値を求めた。

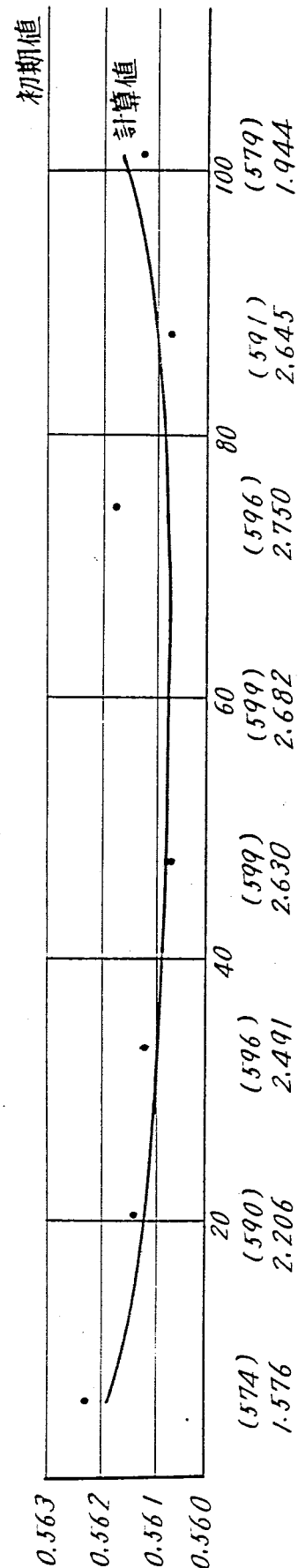
#### II) 実測値と計算値の比較

- 第1.8-30図に1インチ長さ毎に平均した軸方向8ヶ所での測定結果を示す。
- 図中に各燃料要素の軸方向位置毎に被覆管温度および高速中性子束を示す。
- 計算結果は実線で示すが, 妥当な値を示すものとなっている。

は。  
 包絡  
 連続



直径 (inches)



○ ; 下端からの距離(inches)    △ ; 被覆材の温度(°F)    □ ; Flux, (n/cm<sup>2</sup>-sec. x 10<sup>13</sup>) (> 1 MeV)

第1.8-30図 Dresden I 燃料棒の26500hr照射後の直径実測値と計算値の比較

## 2) SGHWR照射のATR燃料

ATR原型炉燃料体とほぼ同じサイズの28本燃料要素からなる燃料集合体がSGHWRで照射され、健全な照射が行なわれている。

### I) 照射試料の説明

#### a) 燃料棒主要仕様

被覆管材質	ジルカロイ-2
"    外径	16.66 mm
"    内厚	0.905 mm
燃料棒全長	389.4 cm
燃料有効長	340.8 cm
ペレット径	14.56 mm

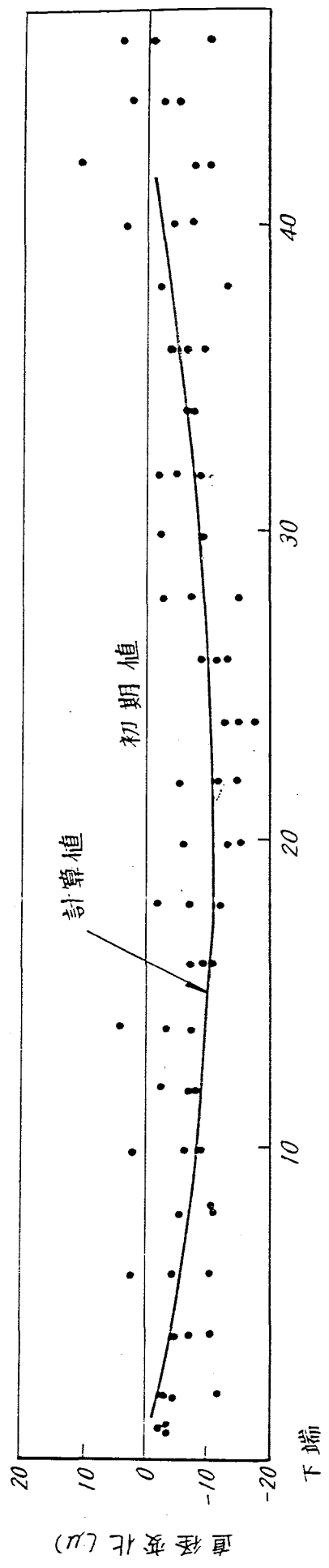
#### b) 照射量

照射日数	142日
燃料燃焼度 (集合体平均)	2900 MWD/TeU
高速中性子束 ( $\geq 1\text{ MeV}$ )	$3 \times 10^{13} \text{ n/cm}^2 \text{ sec}$

#### c) 照射後試験

照射前、燃料棒軸方向に沿って24点で3本のピンについて各1本につき直角方向の外径測定を行ない、照射後クラッドを除去し、照射前測定位置の近傍で同じく直角2方向の測定を行なった。測定結果並びに計算結果(実線で示す)を第1.8-30図に示す。尚、この測定の標準偏差は0.005 mmである。

初期値は、照射後のデータとの対応は必ずしも明確ではなく、使用した被覆材外径の平均値を示すものであるが、データの分散を考慮した場合、計算値は実測値に対応した挙動を算出するものとみなしうる。



第1.8-31図 SGHWR 照射ATR燃料棒の燃焼度 2900 MWD/T ( 集合体平均) 後の  
直径実測値と計算値の比較

3) GEAP-4597のデータとの比較

ref: H. E. Williamson et al. "AEC FUEL CYCLE PROGRAM,  
Examination of UO<sub>2</sub> Fuel Rods operated in the VBWR to  
10,000 MWD/TU" GEAP-4597. March, 1965

I) 照射試料の説明

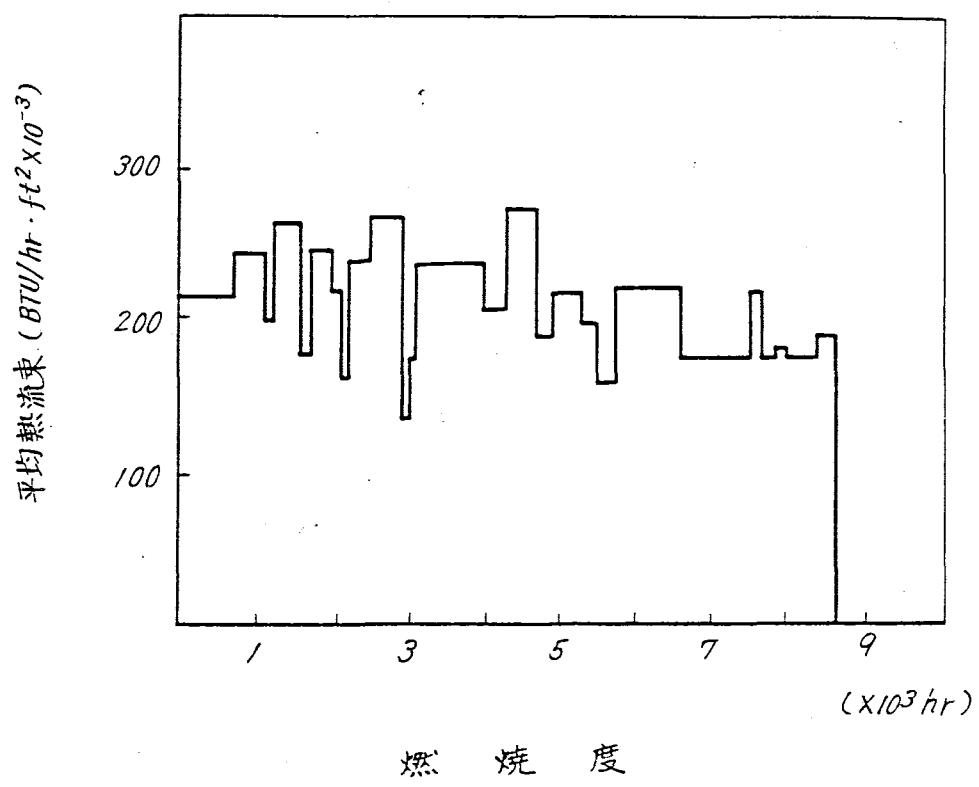
(2)の2)のFP放出ガスの比較の項で述べた通りである。

II) 実測値と計算値の比較

- 計算に使用する燃料要素出力履歴は本レポートのAppendix に記載の表に従い第18-32図とした。
- 計算結果と実測値の比較を第18-33図に示す。
- 同図に実測データはROD 11J-T2D25および14J-R4D17をも示す。
- 計算は11Jについて行なったものであるが、14Jは出力履歴は11Jと同じで、出力レベルは11Jの95%である。



送  
も  
示  
司



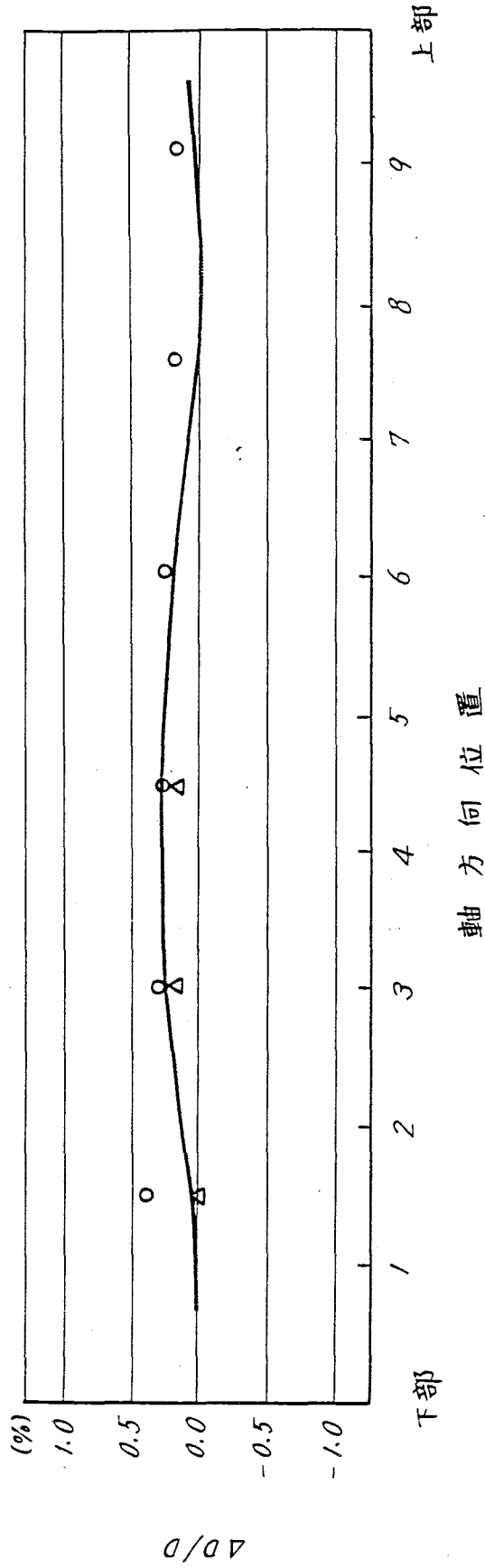
第1.8-32図 出力履歴 (GEAP-4597 Assy 11J)

(GEAP-4597)

ROD NO

○ 11J-T2D25

△ 14J-R4D17



第1.8-33図 燃料棒の直径変化 (VBWR照射データ)

4) HPR-114 データとの比較

ref: S Djurle and H. Taylor "Post Irradiation Evaluation of the Third Swedish Fuel Assembly. IFA-21, Irradiated in the HBWR" HPR-114, November. 1969

I) 照射試料の説明

a) 燃料主要仕様

照射試料は5本クラスターで個々の燃料棒の主要仕様は次の通りである。

Rod No.	UO <sub>2</sub> density (g/cm <sup>3</sup> )	pellet diameter (mm)	pellet height (mm)	clearance (dia meter) (mm)	被覆材材質	cladding thickness (mm)
HCA	10.73	12,539	18.5	0.05	Zry-2	0.62~0.64
B	10.49	12,535	18.5	0.06	"	0.62~0.64
C	10.47	12,426	18.5	0.17	"	0.44~0.51
D	10.47	12,539	18.5	0.06	"	0.44~0.50
E	10.47	12,541	18.5	0.05	"	0.44~0.57

燃料有効長 1870 mm

濃縮度 5 W/O U-235

ペレット形状 両端ディッシュ (深さ0.30~0.32 mm)

b) 出力条件

出力履歴は次表の通りである。

Bundle power KW	Integrated time hours	Released energy		
		MWh	% of total	Cumulative %
0 - 50	2,514	40.8	1.7	1.7
50 - 100	316	22.0	0.9	2.6
100 - 150	489	59.3	2.4	5.0
150 - 200	218	38.7	1.6	6.6
200 - 210	27	5.5	0.2	6.8
210 - 220	148	31.4	1.3	8.1
220 - 230	120	26.9	1.1	9.2
230 - 240	93	21.9	0.9	10.1
240 - 250	90	22.3	0.9	11.0
250 - 260	179	45.6	1.9	12.9
260 - 270	316	84.2	3.4	16.3
270 - 280	830	229.5	9.4	25.7
280 - 290	792	226.8	9.3	35.0
290 - 300	863	254.8	10.4	45.4
300 - 310	1,232	375.9	15.4	60.8
310 - 320	946	298.1	12.2	73.0
320 - 330	582	190.7	7.8	80.8
330 - 340	653	219.0	8.9	89.7
340 - 350	675	231.5	9.4	99.1
350 - 360	64	22.5	0.9	100.0
360 - 370	2	0.8	0.0	
<b>Total</b>	<b>11,149</b>	<b>2,448.0</b>	<b>100.0</b>	

燃料体平均燃烧度

9650 MWD/TU

II) 実測値と計算結果との比較

照射後の $\gamma$ -スキニングの結果より

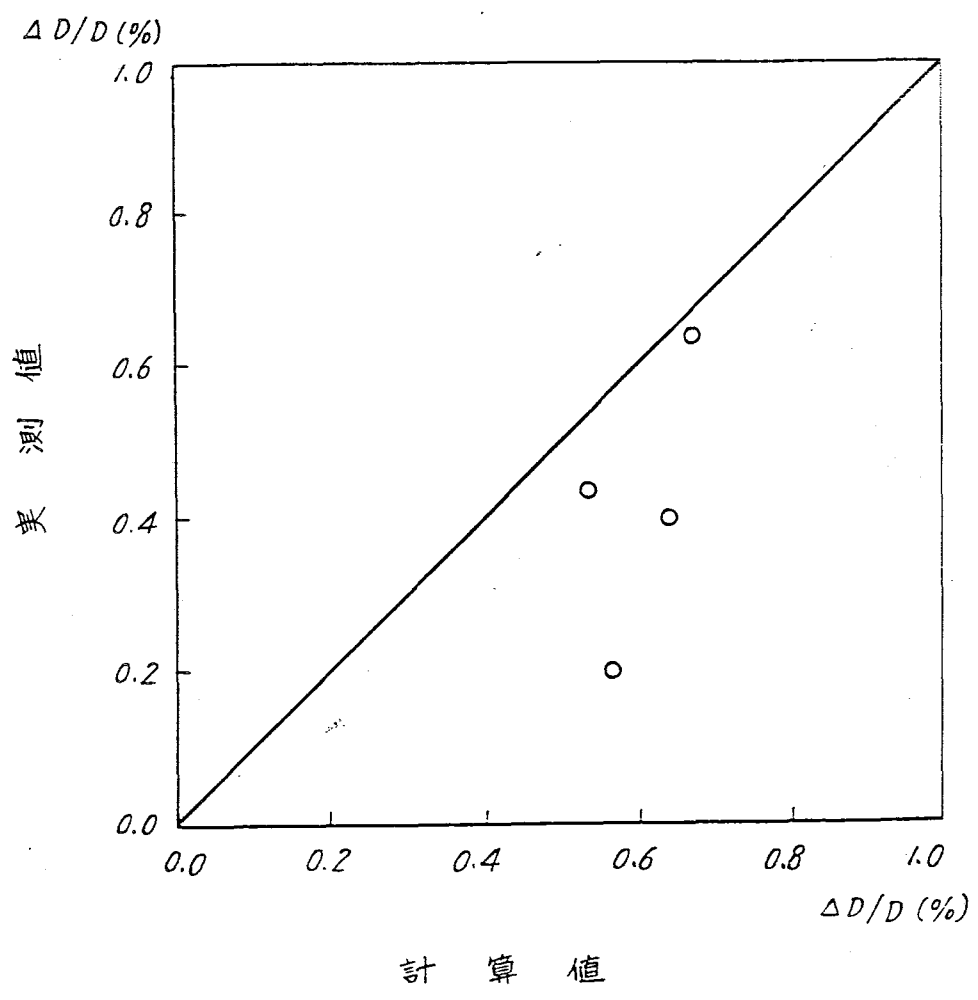
軸方向ピーキング係数 1.24

局所ピーキング

Rod No.	ピーキング
H C A	0.993
B	0.993
C	0.999
D	0.986
E	1.030

を用いて、出力補正を行ない、前記出力履歴に従って追跡計算を行なった。結果を次表および第1.8-3.4図に示す。

試料 No.	直径増加 (最大)	
	実測値	計算値
H C A	0.08 mm	0.084 mm
B	0.025	0.071
D	0.055	0.067
E	0.050	0.080



第1.8-34図 燃料棒直径増加(HPR-114データ IFA 21)

## 5.2 BWR式データを用いた計算

A TR燃料の挙動解析に使用する計算コードで、BWR式データ（第4章の第1.8-2表で使用しているデータを用いる。尚、Proprietaryのものは、A TRで使用する値を用いる）を用いて計算した。

計算は定格運転時において、A TR燃料の出力履歴を追って実施した。主要な因子に関する計算結果を以下に示す。

### 5.2.1 燃料温度

#### (1) 燃料中心最高温度

燃焼期間を追った計算結果を第1.8-35図に示す。BWR式データの場合、燃焼初期で約70℃高い温度を示すが、約100日の燃焼度以降ではBWR式データの方が低い温度を示す。最も影響する因子はギャップ熱伝達率である。

#### (2) 軸方向温度分布

最高温度での比較は上述の通りであるが、軸方向温度分布は第1.8-36図に示す通りである。高温点附近で且つ燃焼初期を除けば、常にBWR式データは低い温度となる。

この差異に最も影響する因子は、ギャップ熱伝達であって、ギャップ熱伝達率をVariableとした方式では燃焼初期（FP放出ガス量が少なく、混合ガスの熱伝導率が良好）で、且つ線出力が高い位置（ギャップが小さい）ではギャップ熱伝達率は大きい。燃焼が進んだ場合（FP放出ガスが支配的となり、混合ガスの熱伝導率が悪い）および線出力が低い場合（ギャップが大きい）にはギャップ熱伝達率が1000 Btu/hr・ft<sup>2</sup>・°F に比べて低くなる。

### 5.2.2 FPガス放出量

放出FPガス量を第1.8-37図に示す。A TR設計ではBWRデータを用いた場合に比べて燃焼末期で約10%高い放出量となる。

FPガス生成率、放出率共にA TR燃料設計では、BWRのモデルと同一としているが、この差は燃料温度の違いによるものであって、特に第1.8-36図より明らかのように燃料要素全長を考えた場合、A TRモデルではBWRデータを用いた場合に比べて高い温度を示すことからFPガス放出率を規定する境界温度1650℃以上となる領域が多くなり、その結果、全体として放出率が増加するためである。

### 5.2.3 燃料要素径

燃料要素の外径（弾性歪、塑性歪、クリープ歪、熱歪の合計）の経時変化を第1.8-38図に示す。

BWRデータでは、クリープを含まないこと、燃料スウェリングによるペレットの外径変化が、内部ポイド等がなくなるまで起こらないと仮定しているため燃料要素の外径変化は、定格運転時はほとんど起こらず、単に被覆材温度上昇に伴う変化のみである。

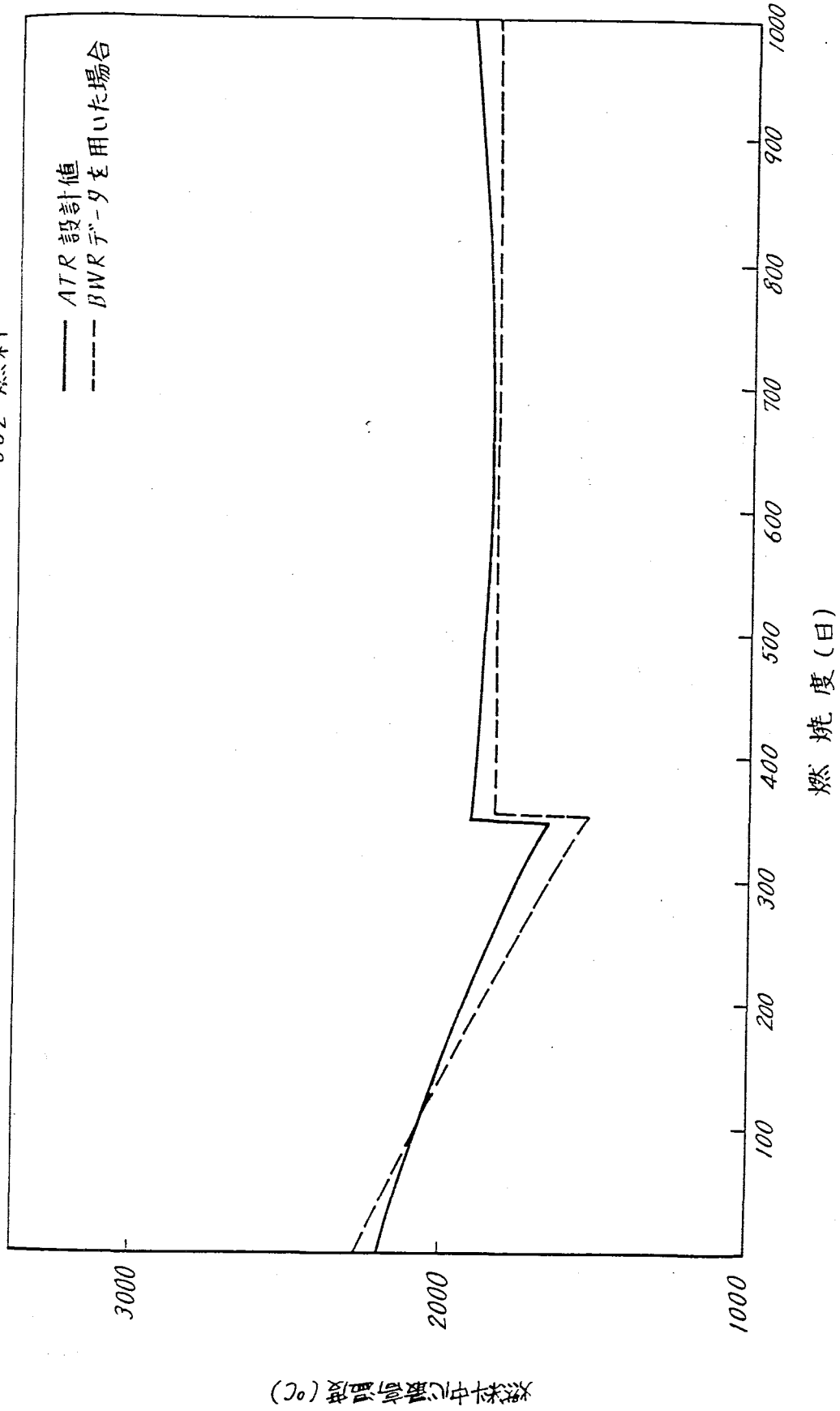
一方、A TRモデルでは、燃焼前期ではクリープにより外径は細くなっていくが、燃焼

中期以降において、徐々に被覆管はペレット膨張により押広げられる。しかし、この場合でも、燃焼末期で、BWRデータを用いた場合に比べてわずか約0.002 mmだけ外径が大きくなるのみである。

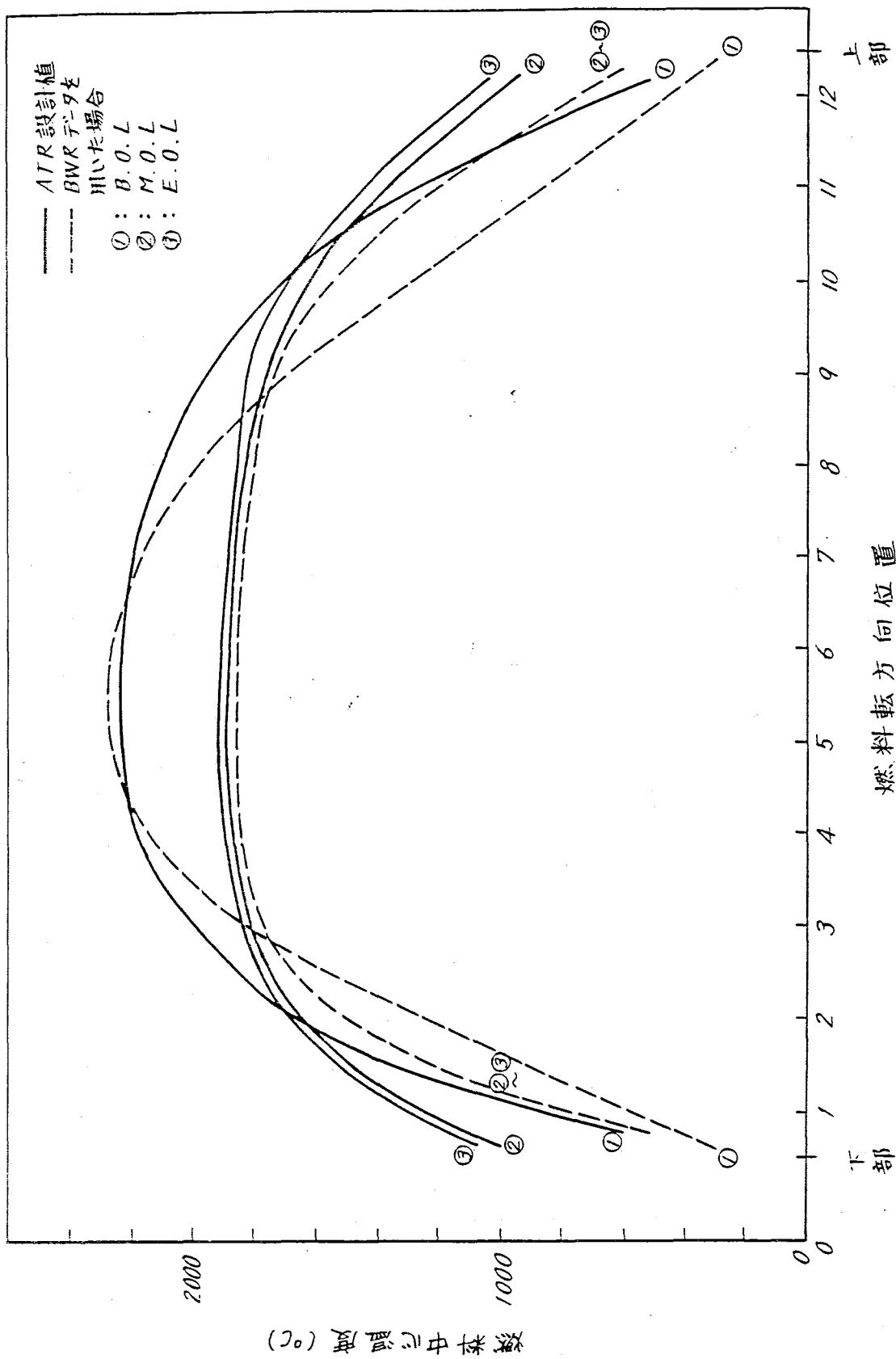


の場合  
至が大

UO<sub>2</sub> 燃料

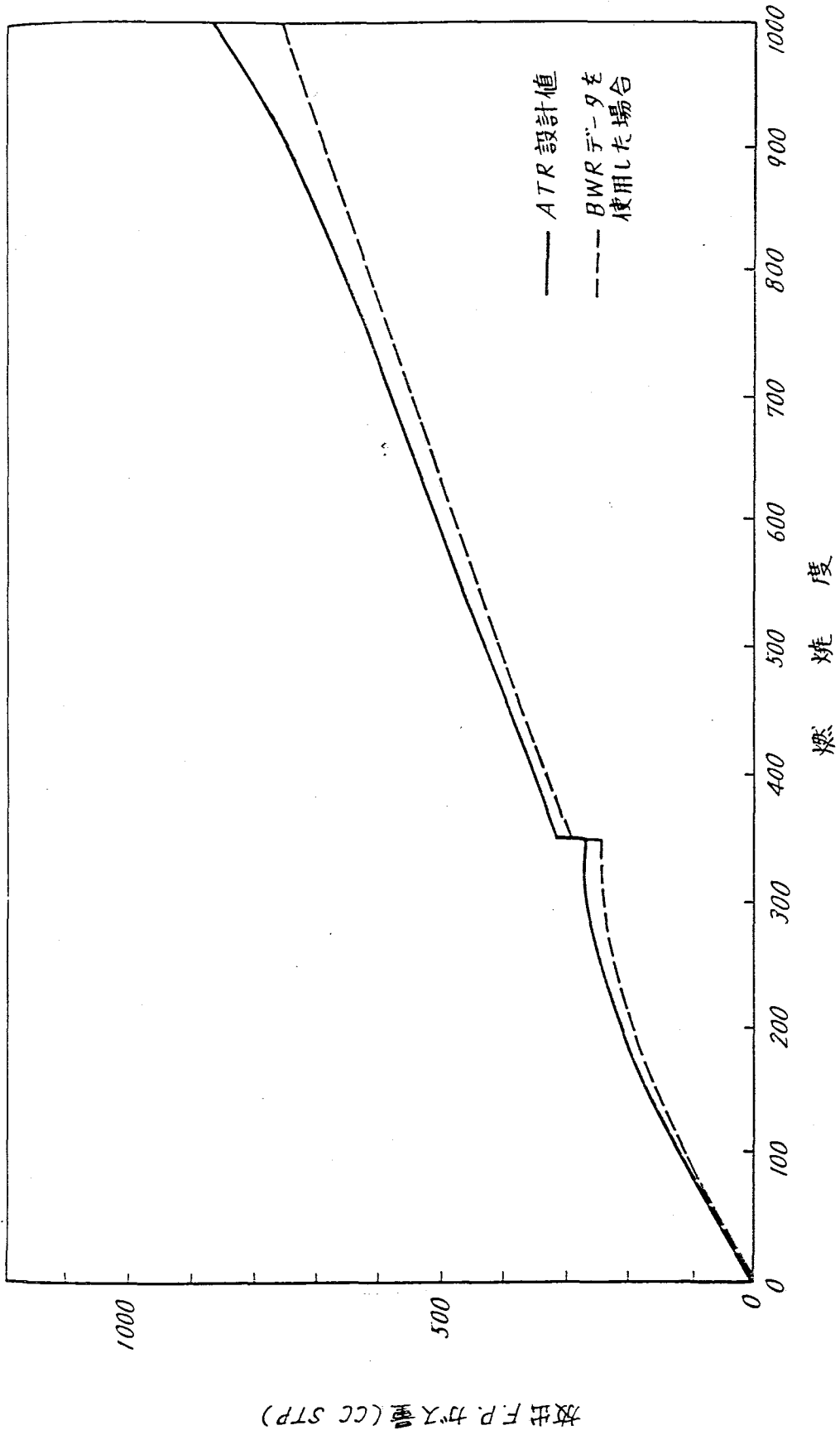


第1.8-35図 燃料中心最高温度の燃焼度による変化

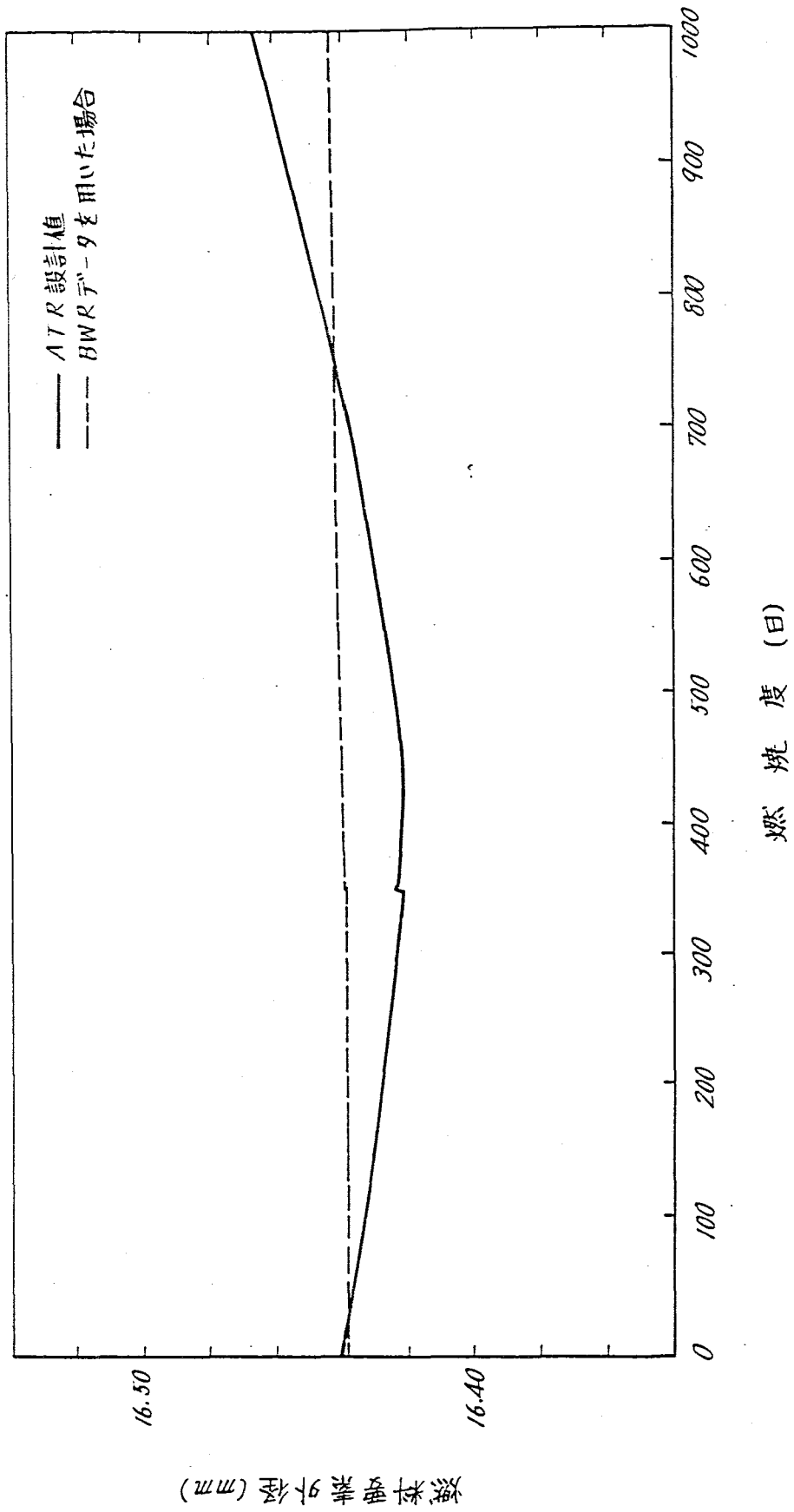


第1.8-36図 燃料中心温度の軸方向分布

第1.8-36図 燃料中心温度の軸方向分布



第1.8-37図 F.P. ガス放出量



第1.8-38図 燃料要素外径の燃焼度による変化

燃料要素外径 (mm)

燃焼度 (日)

6. ギャップ熱伝達率について

A T R燃料設計で採用するギャップ熱伝達率モデルとギャップ熱伝達率を従来の1000 Btu/hr · ft<sup>2</sup>°Fに一定とした場合の比較を、燃焼度に対する燃料中心最高温度との関係で第1.8-39 図に示す。

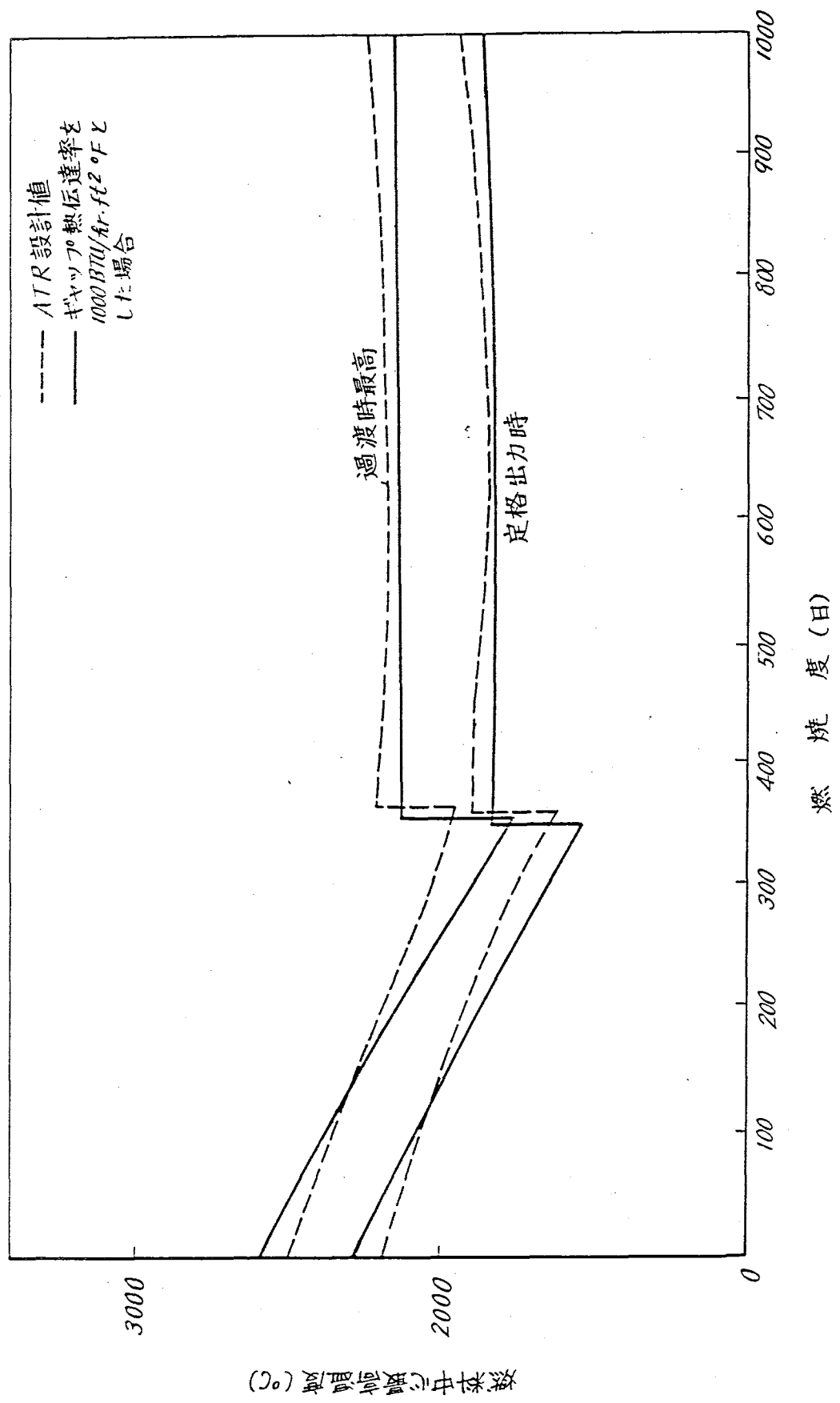
図において、 実 線 ; ギャップ熱伝達率一定

破 線 ; " " を Variable

とした場合を示す。

なお、図において、350日附近でのステップは横方向夫々ずれて記すが、これは図をみやすくするためであり、実際は全て350日においてステップが生じる。

UO<sub>2</sub> 燃料の場合



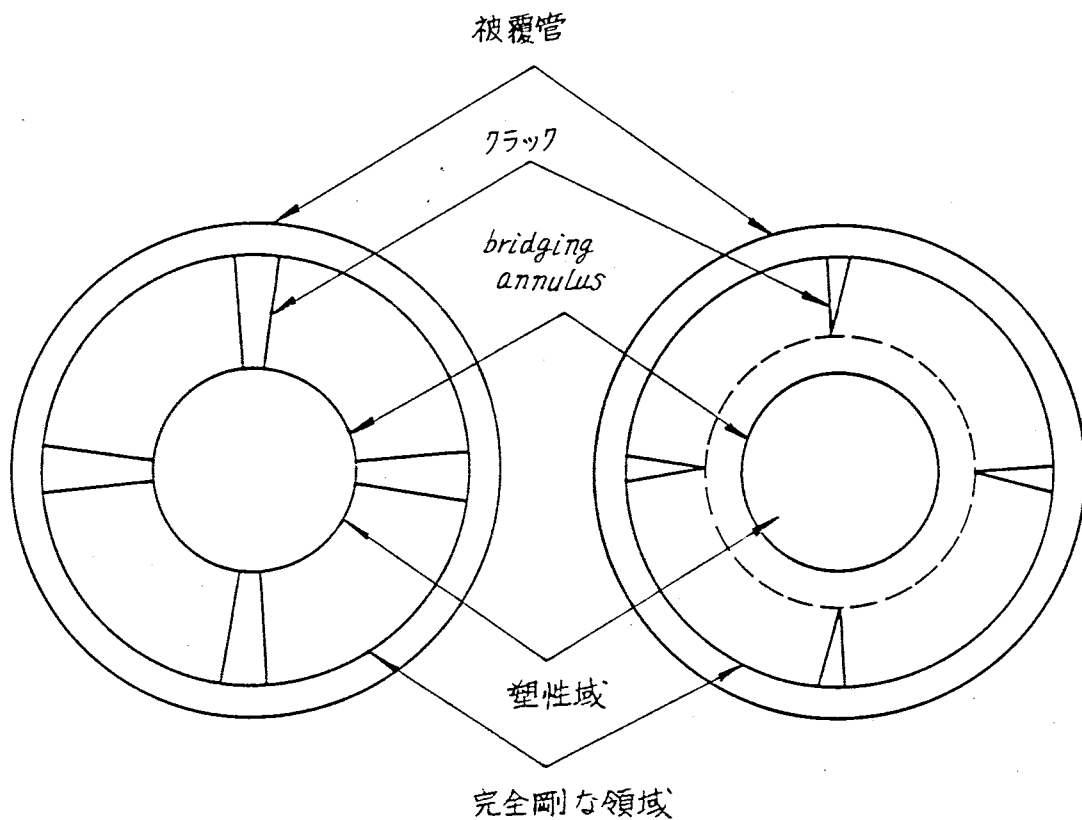
第 1.8-39 図 燃料中心最高温度の燃焼度による変化

7. 燃料挙動解析で採用しているクラックモデル

ペレットの幾何学的モデルは別途説明の通り、ペレット中心部の塑性領域と、温度によって定めた仮想的な bridging annulus を境とした外側の完全な剛な領域から成るとする。

ペレット外径はペレットを径方向に任意に分割した円筒メッシュ毎の夫々の熱膨張による算術和として決める。従って、上記計算により単純な体積バランスからクラック体積を決めている。

従って、第1.8図-40図の如く Bridging annulus 位置でもクラック巾が閉じない間は、クラックは単に空間として作用するのみとする。燃料がスウェリングで膨張していく一方被覆管のクリープダウンが進行し、ペレットと被覆管の接触が始まるとペレット塑性域が圧縮され始めクラック巾が剛な領域において閉じた場合は（第1.8-41図）ペレットはそれ以上圧搾されることなく、完全に剛な状態となり、被覆管を押し拡げることとしている。また、クラック体積は、FPガスだめおよびスウェリングの吸収空間として寄与する。



第1.8-40図

第1.8-41図

このような2領域モデルおよびクラックモデルは、英国において水炉燃料の設計コードに適用されている。\*

\* Nottey, M. J. F.; A Computer Program to Predict the Performance of UO<sub>2</sub> Fuel Elements Irradiated at High Power Outputs to a Burn up 10,000MWD/TeU, Nuclear Applications (August 1970)。

## 8. 被覆管のクリープについて

被覆材のクリープ計算式は次式を用いる。

$$\epsilon = 1.186 \times 10^{-16} t^{0.085} \sigma^a \exp \left\{ \frac{1.19 (T-300)}{T+273} \right\} + 2.12 \times 10^{-18} t \sigma^{1.225} \exp \left\{ -\frac{Q}{R(T+273)} \right\} \phi^{0.85} \quad (1)$$

ここで

$\epsilon$  : 円周方向クリープ歪

$t$  : 時間 (hr)

$\sigma$  : 円周方向応力 (Psi)

$T$  : 温度 (°C)

$\phi$  : 高速中性子束 (> 1 MeV, n/cm<sup>2</sup> sec)

$R$  : ガス定数 (1.985 cal/mol °K)

$Q$  : 活性化エネルギー (14,000 cal/mol)

$a$  : 実験より求まる定数

(1)式第1項は初期クリープであり第2項は高速中性子照射下での第2次クリープを示す。

(1)式第2項は、次式で示されるWatkinsとWood (J. Nucl. Mat. 41 327 (1971)) によって求められた実験式より誘導したものである。すなわち、

$$\epsilon = 1.02 \times 10^{-11} t \exp \left\{ -14000/R(T+273) \right\} \phi^{0.85} \sinh (1.15 \times 10^{-4} \sigma) \quad (2)$$

上式では応力がsinhの項にはいっており、数値計算の簡略化のため応力を指数則で置きかえて(1)式を求めたものである。この置きかえにおいても、実質上被覆管に生じる応力程度では(0~14 K<sub>p</sub>/mm<sup>2</sup>)良い一致を示している。

被覆管のクリープは、燃料の挙動解析および被覆管の外圧によるクリープダウンの評価において考慮される。従って、クリープ式の使用にあたっては、安全側の設計となるよう次の配慮を行なう。

### (1) 燃料要素挙動解析

燃料要素を総合的に解析する際のモデルのなかのクリープ式の使用に当っては、実測データに比べて、恣意的なクリープ歪を与えるよう(1)式において $a=2.61$ として使用する。これ



は、被覆管のクリープダウンはギャップ熱伝達率に及ぼす効果が大きい、従って、ギャップコンダクタンスを控目に見積り燃料温度の安全側の評価を与えるようクリープ速度を低くして解析するためである。

(2) 外圧によるクリープダウン

初期楕円度を有する被覆管は、外圧によりその楕円度が進行し、被覆管の臨界楕円度で挫屈を起す。従って安全評価上、実測データに比べて、クリープ歪を大きく見積るよう(1)式において  $a=2.72$  として使用する。

上記定数を用いた計算値と実測値 (Ibrahim E. F. In Reactor Creep of Zirconium Alloy Tubes and its Correlation with Uniaxial Data, PP, 18-36 ASTM STP 458, (1969)) との比較を第 1.8-42 図～第 1.8-43 図に示すが、計算式は、実測データの上、下限に相当する歪を与えるものとなっている。

外圧クリープに関する評価モデルについて以下に示す。

a) 計算上の仮定

- I) 管は十分に長く、両端の端面効果は無視する。
- II) 初期応力、たわみおよび歪は弾性とする。
- III) 軸方向に直角な平面は変形後もそのままの状態が保たれるとする。
- IV) 最初に円周方向に直角な平面は変形後も平面のままとする。
- V) 安全側の評価として内圧は無視する。

b) 計 算 式

o 釣合の条件式

I) 軸方向力の釣合い

$$\pi r_o^2 P = - \int_0^{2\pi} \int_{-h/2}^{h/2} \sigma_z (r_m + y) dy d\theta \quad (3)$$

II) 接線方向力の釣合い

$$P r_o = - \int_{-h/2}^{h/2} \sigma_\theta dy \quad (4)$$

III) 接線方向モーメントの釣合

$$M = \int_{-h/2}^{h/2} \sigma_\theta y dy \quad (5)$$

但し、モーメント M は半径方向たわみの函数として次式で与えられる。

$$M = M_o + P r_m (W_t - W_{t_o})$$

o 歪と変形の関係式

I) 接線方向歪

$$\epsilon_\theta = \epsilon_A + K y \quad (6)$$

II) 曲率とたわみの関係

$$K = \frac{1}{r m^2} \left[ W + \frac{d^2 W}{d \theta^2} \right] \quad (8)$$

○ 弾性応力 - 歪関係式

$$\begin{aligned} \sigma_{\theta} &= E / (1 - \nu^2) \left[ \epsilon_{\theta} + \nu \epsilon_z - (\epsilon_{\theta}'' + \nu \epsilon_z'') - (1 + \nu) \alpha T + \frac{(1 + \nu)}{E} \sigma_r \right] \\ \sigma_z &= E / (1 - \nu^2) \left[ \epsilon_z + \nu \epsilon_{\theta} - (\epsilon_z'' + \nu \epsilon_{\theta}'') - (1 + \nu) \alpha T + \frac{(1 + \nu)}{E} \sigma_r \right] \end{aligned} \quad (9)$$

W<sub>0</sub>, W<sub>θ</sub>, W<sub>θ</sub>; 角度 θ = 0 での W<sub>i</sub>, W, W<sub>t</sub>

M ; 接線方向曲げモーメント

M<sub>0</sub> ; θ = 0 での M

K ; 曲げによる曲率

h ; 被覆管肉厚

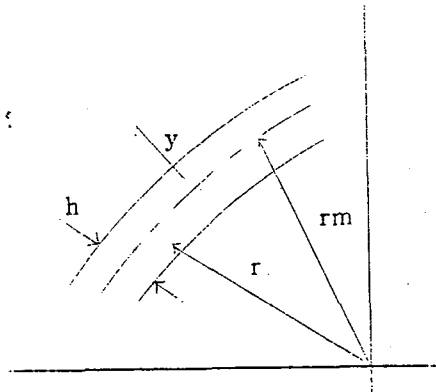
r<sub>m</sub> ; " 平均半径

E ; ヤング率

ν ; ポアソン比

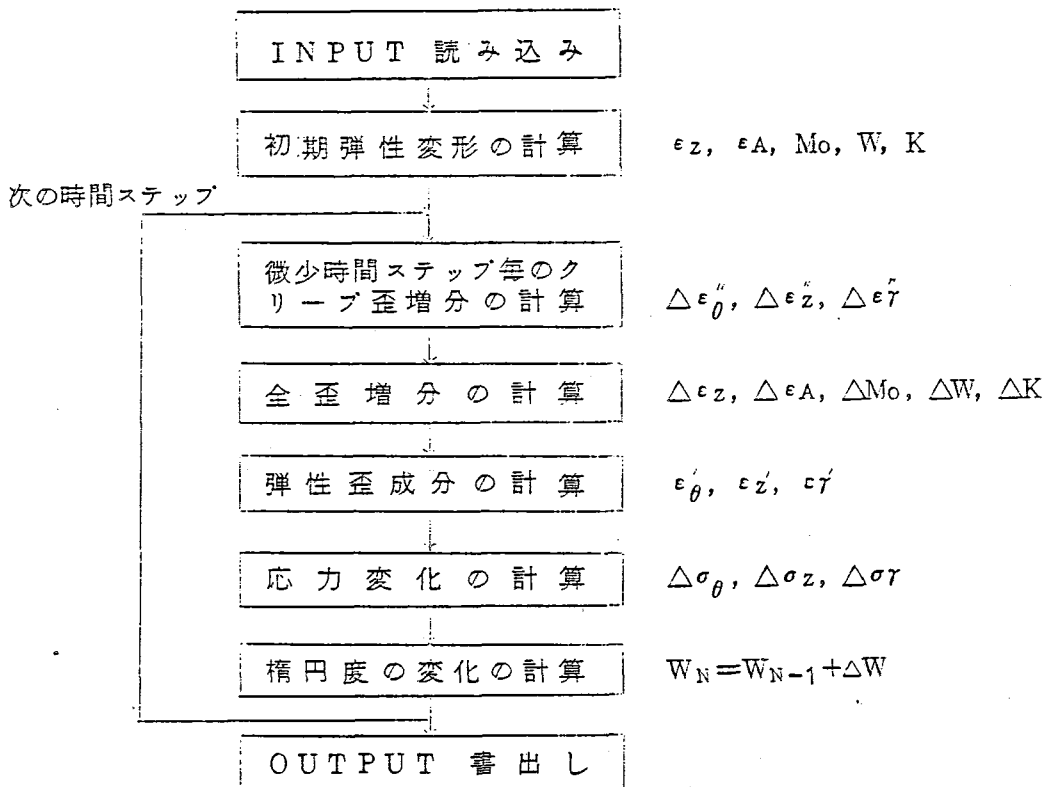
α ; 熱膨張係数

P ; 外 圧



○ 計算手順

上記計算式に基づき次の手順で数値計算を行なう。



一方、圧力管のクリープ速度は次の Ross-Ross and Hunt の計算式を用いる。

$$\epsilon_t = K \phi \sigma_t (T - 160^\circ\text{C}) \quad (1)$$

ここで  $\epsilon_t$  : クリープ速度 ( $\text{HR}^{-1}$ )

$\phi$  : 中性子束 ( $0.5 \sim 3.5 \times 10^{13} \text{ n/cm}^2 \text{ sec}$ ,  $E > 1 \text{ MeV}$ )

CWZry-2 : 20000 Psi まで

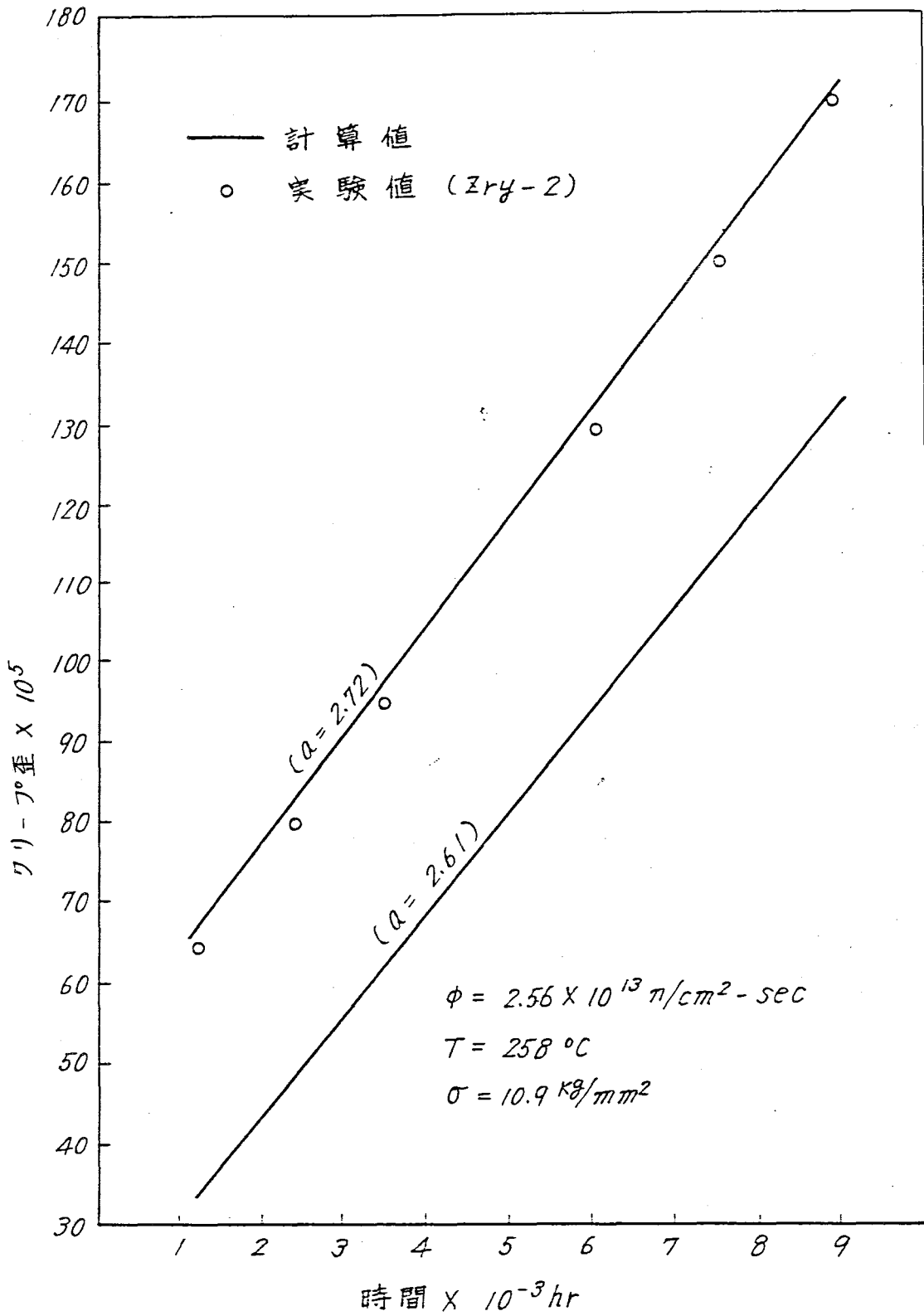
$\sigma_t$  : 周方向応力 (Psi) CWZr-Nb : 30000 Psi まで

HTZr-Nb : 30000 Psi まで

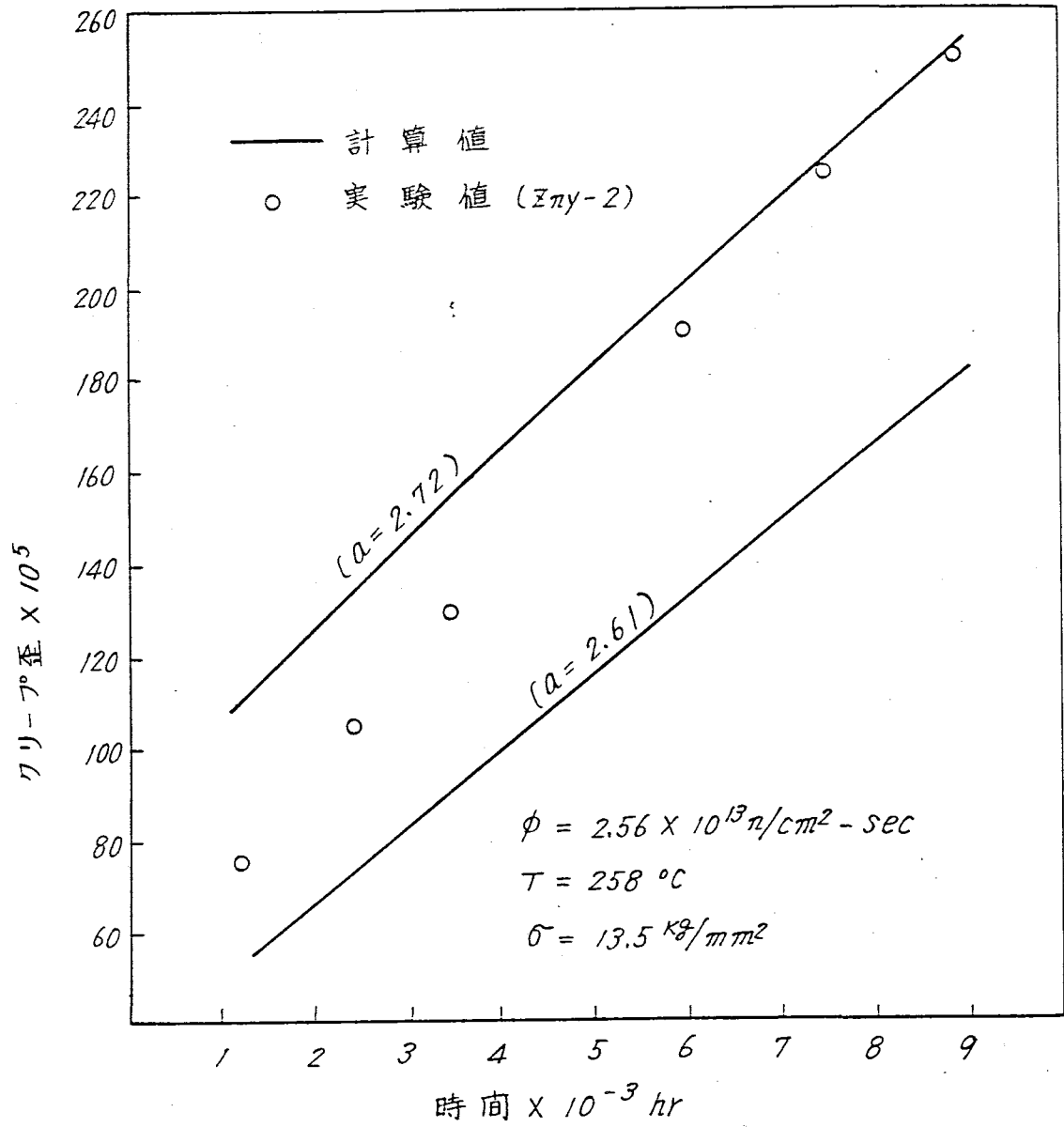
T : 温度 ( $250 \sim 300^\circ\text{C}$ )

K : 定数 CWZr-2.5% Nb

$$K = 1.4 \times 10^{-27}$$



第1.8-42図 クリープ歪データとの比較



第1.8-43図 クリ-フ歪データとの比較

9. 燃料の焼きしまりについて

9.1 UO<sub>2</sub>ペレットの加熱試験

9.1.1 UO<sub>2</sub>ペレットの製造時密度範囲

原子燃料工業株でのUO<sub>2</sub>ペレット製造実績より、ATR UO<sub>2</sub>ペレット密度の分散として次の様な値が想定される。

項 目	標 準 偏 差
全ペレット当り	0.3 ~ 0.5 % T.D
燃料スタック当り	0.2 ~ 0.4 % T.D

但し、

ペレット密度の規格は $95 \pm 1.5$  % T.Dとする。

従来の試作データの例

ATR燃料ペレットとほぼ同一仕様のもとで製造したSGHWR照射試料用燃料集合体のUO<sub>2</sub>ペレットの場合の全ペレット密度の分散

製品ペレット数	抜取ペレット数	ペレット密度規格	平均密度	標準偏差
7854	50	95±1.5% T.D	95.53% T.D	0.35% T.D

同上の試料について、抜取ペレット数760個の場合の密度のヒストグラムを第1.8-4.4図に示す。

9.1.2 UO<sub>2</sub>ペレットの加熱実験

ATR天然実尺燃料集合体試作の際に製造した天然UO<sub>2</sub>ペレットの再加熱実験を行なった結果を第1.8-4.5図に示す。

再加熱実験の条件

- (1) 試 料 数            15 個
- (2) 雰 囲 気            H<sub>2</sub>ガス
- (3) 再加熱温度        1700℃
- (4) 再加熱時間        ~24h

第1.8-4.5図は15個のペレットにつき加熱時間と密度変化の関係をそれぞれの時間における平均値( $\bar{y}$ )とその時間における密度の分散を標準偏差( $\sigma_R$ :加熱実験のある時間における15ヶの試料から求めたもの)の3倍の巾で整理したものである。

として

### 第1.8-44図 SGHWR Type C VO<sub>2</sub> ペレット密度ヒストグラム

ペレット数 7854個

試料ペレット数 760個

密度平均 95.11% T.D

標準偏差 0.37% T.D

集合体

差

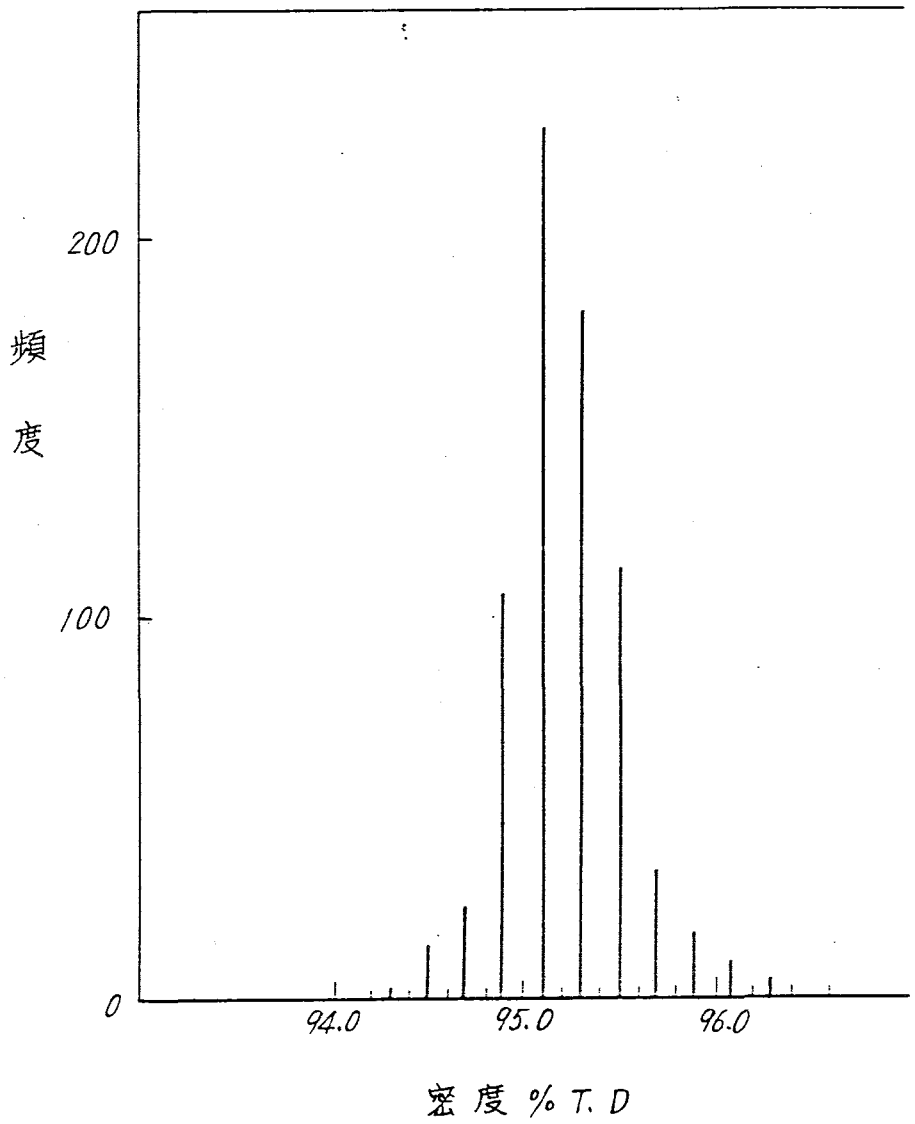
D

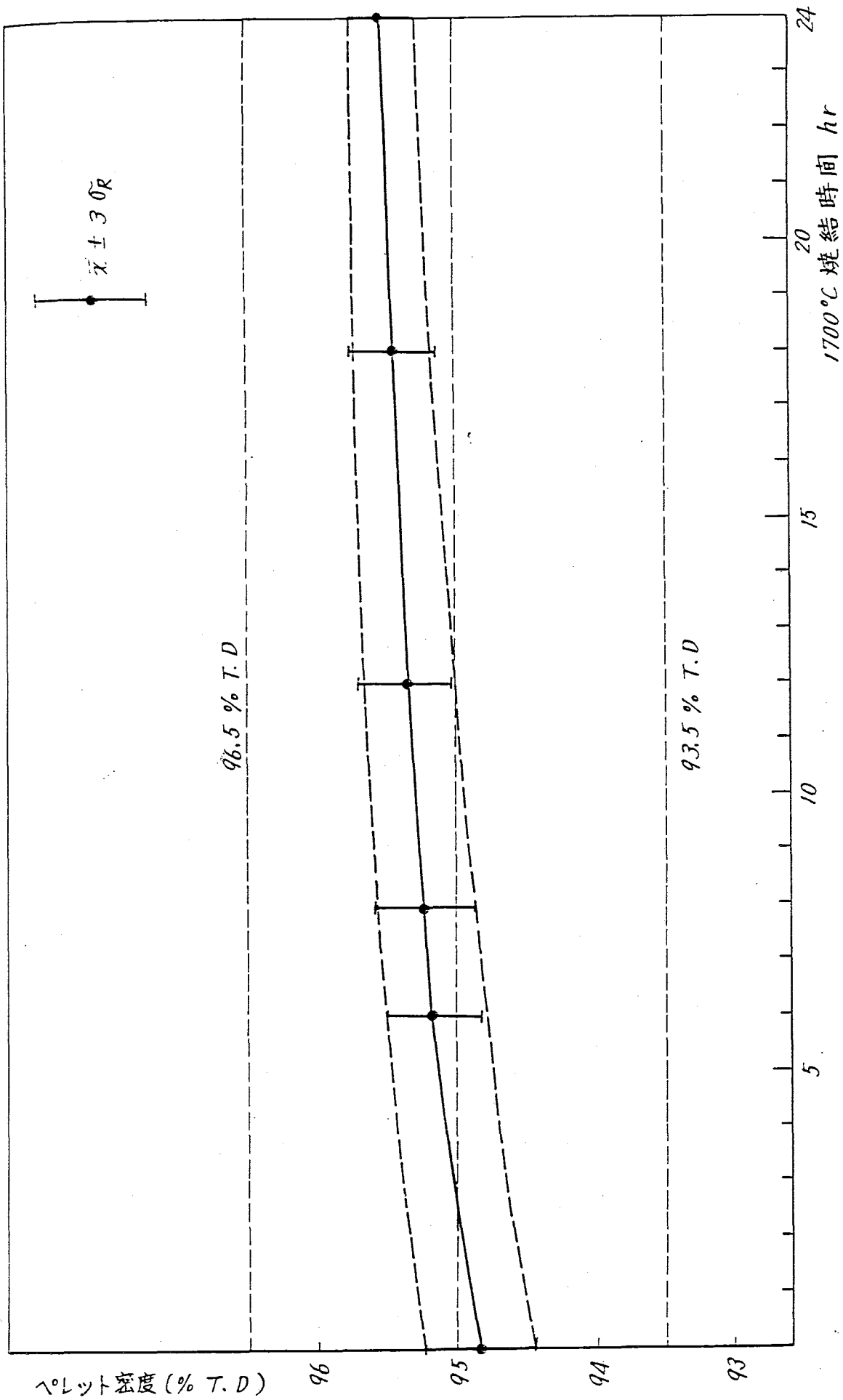
1.8-

行なっ

の時間

る時間





第1.8-45図 UO<sub>2</sub>ペレット密度の再加熱試験



9.2 混合酸化物 (PuO<sub>2</sub>-UO<sub>2</sub>) ペレットの加熱試験

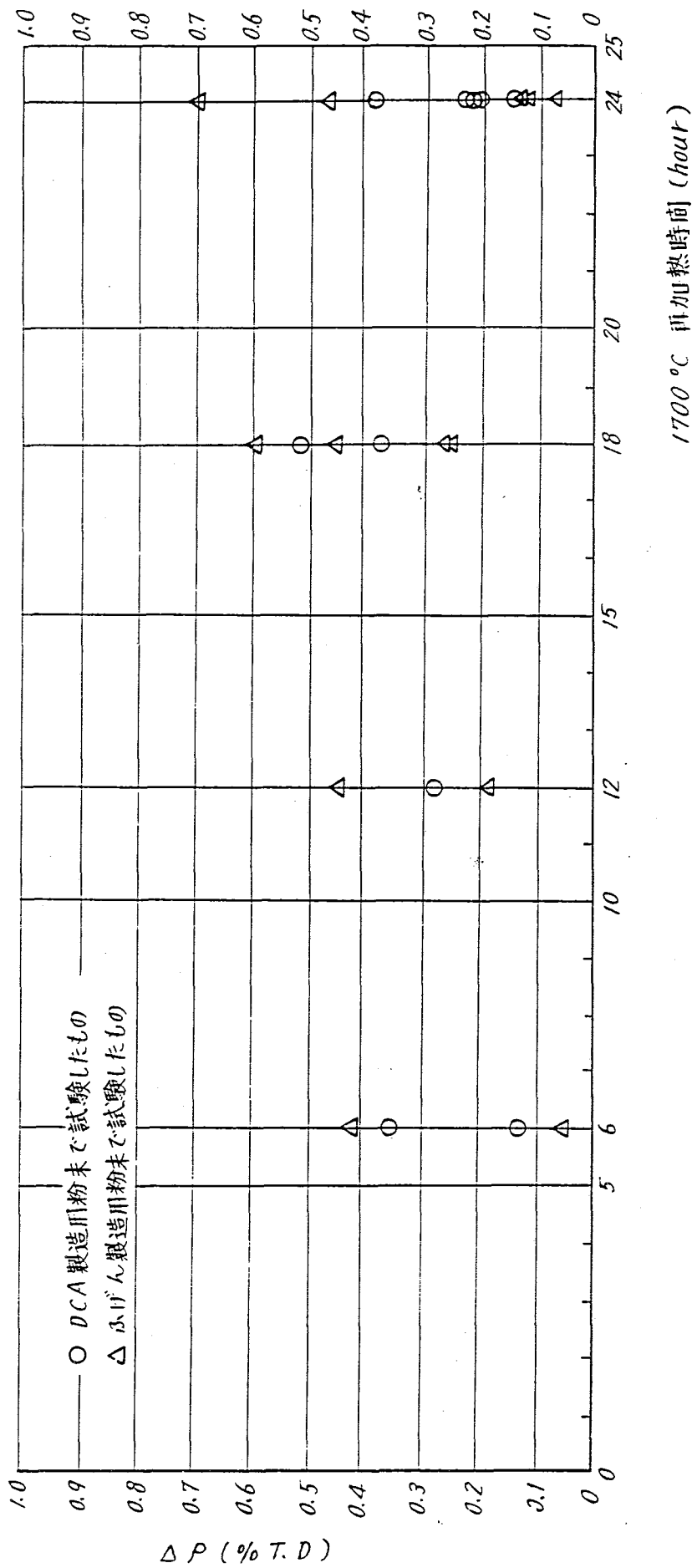
ふげん天然ウランプルトニウム富化燃料集合体の製造試験に関連して、天然二酸化ウラン粉末に二酸化プルトニウム粉末を0.87%富化した状態で混合酸化物ペレットを焼結し、そのものについて下記の条件で再加熱試験を行なった結果、各ペレットの密度の増加量（寸法重量法で測定）は第1.8-46図に示すとおりである。

再加熱実験の条件

1. 加熱雰囲気；95% N<sub>2</sub> - 5% H<sub>2</sub>
2. 再加熱温度；1700℃
3. 再加熱時間；各ペレットのブロック別に6時間，12時間，18時間，24時間
4. 試験の対象としたペレット；第1.8-4表

第1.8-4表 ふげん製造条件で製造したペレット密度  
(% T.D)

	DCA 製造用粉末 使	ふげん製造テスト 用 粉 末 使 用
1	9 5.4 4	9 4.9 7
2	9 5.4 7	9 5.1 2
3	9 5.0 1	9 4.4 6
4	9 5.1 8	9 4.4 8
5	9 5.2 1	9 4.8 8
6	9 5.1 9	9 4.6 2
7	9 5.3 3	9 5.0 7
8	9 5.4 0	9 4.5 4
9	9 5.2 1	9 4.6 9
10	9 5.0 0	9 4.5 5
11		9 5.2 3
12		9 3.9 8
13		9 5.3 0
平 均	9 5.2 4 4	9 4.7 6 1
標準偏差σ	0.1 5 6	0.3 6 1



第1.8-46図 PuO<sub>2</sub>-UO<sub>2</sub> ペレットの再加熱試験

## 1.0 ペレット形状の検討

### 1.0.1 ディッシュ形状

ペレット端面形状の効果をみた実験例はHalden炉を用いて測定されたものが代表的であるが、1例を第1.8-47図に示す。

短尺燃料棒（IFA-118）に関する第1.8-47図の場合、ディッシュ付ペレットの方が平坦端面のペレットに比べて燃料棒伸びは小さい。又照射後試験によるとリッチング高さについてはディッシュ付の方が大きい結果となっている。その他のHalden炉での照射データ（例えばIFA-230, IFA-208等）等の一般的観察からは定性的にはディッシュを設けることはPCIが平坦端面ペレットに比べて少くとも最初の出カサイクルでは若干大きいようであるが、しかしこの傾向は照射が進行するにつれて消失していくとみなしうるであろう。

ディッシュ形状決定にあたっては、必要性(利点)とPCIの程度とのかねあいを考慮すべきである。

ディッシュを設ける必要性は、燃料のスウェリングを吸収するために設けられることもあるし、ATRでは解析結果より、この目的のためには特に必要がないと考えられる。従ってディッシュを設ける主な目的は、燃料中央部が周辺に比べて温度が高く熱膨張が大きいことからこの熱膨張差を中央部でディッシュを設けることにより軽減し、出力変動時の被覆管とペレットの軸方向相対変位を低くおさえることにある。

ディッシュ付ペレットが平坦端面ペレットに比べて少くとも燃焼初期でリッチングが大きいと云われている理由は、ペレットに軸荷重が働いた際に平坦ペレットでは荷重は中央部で支えられるのに対しディッシュ付ペレットでは軸荷重はペレット周辺域で支えられるためと考えられる。このことをチェックするため次の解析を行なった。即ちペレット半径を一定にしディッシュ半径をパラメトリックに変化させ、リッチング高さに及ぼす影響を有限要素法により解析した。

軸方向荷重については線出力、燃焼度等に依存すると考えられるが、軸方向荷重の大きさの目安としてペレットスタッフ重量を考えた。解析条件は以下に示す通りである。

#### 解析条件（有限要素法）

ペレット直径	14.4 mm
ペレット高さ	18 mm
ペレット形状	両端面ディッシュおよびチャンファー付き
ペレット表面温度	674 °C
ペレット中心温度	2372 °C
軸方向荷重	6.27 kg
ディッシュ半径	最小2.5 mm 最大6.0 mm

第1.8-48図に解析結果を示す。図からわかる通りディッシュ半径が4 mmまでは、径方

向温度分布および軸方向圧縮荷重によるリッジングは低い値を保っているが、ディッシュ半径が4 mm以上になるとリッジングが急激に増大しているのが認められる。

軸方向荷重によるディッシュ付ペレットのつづみ型形状に関する解析や実験がいくつか報告されているが、1例を第1.8-49図に示す。

第1.8-49図において、 $a$ ：ペレット半径  $R$ ：ディッシュ半径  $Z_1$ ：ペレット高さ  
 $U$ ：ペレット端での径方向変位  $E$ ：ヤング率  $F$ ：軸荷重  $\sigma_0 = F/\pi(a^2 - R^2)$  である。

第1.8-48図および第1.8-49図の結果によれば、 $R/a = 0.6$ 程度以下であればリッジングに及ぼすディッシュの影響はほとんどないと言える。

これらの結果をもとにディッシュ直径8 mmディッシュ深さ0.2 mmの形状を決定した。ディッシュ深さは熱膨張差を吸収するに必要な量として定めたものである。

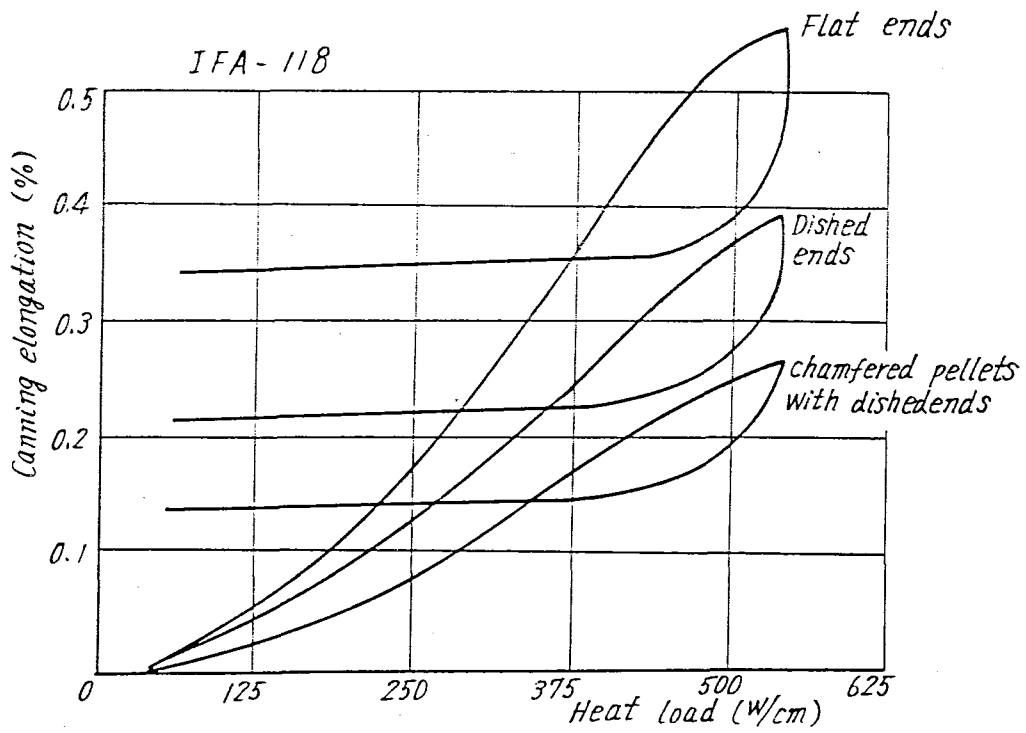
#### 1.0.2 ペレット端部形状の差異が被覆管伸び(P.C.I)に及ぼす影響

ペレット形状の差異が被覆管伸びに及ぼす効果を調べるためにATRサイズの1FA-206において平坦ペレットとディッシュ付ペレットの照射を行なっている。照射後試験において行なった被覆管の伸びの結果を第1.8-5表に示す。

被覆管伸びは0.1%以下であり、ペレット形状差異(ディッシュおよびフラット)による有意の差は認められなかった。又リッジング高さについても有意差はなく、少なくとも燃焼度の進んだ段階では、端面フラットとディッシュ付ペレットの形状効果の差はほとんどないと考えられる。

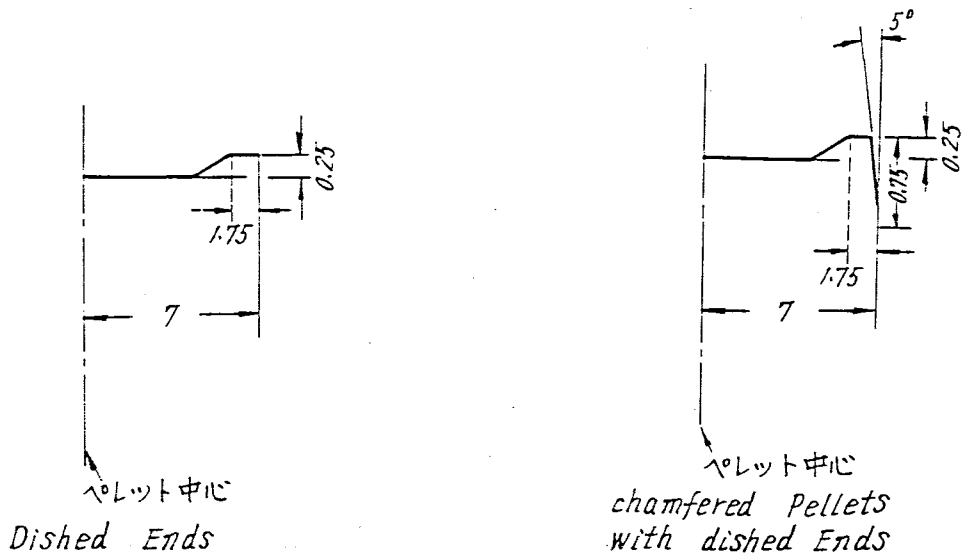
このことは1.0.1で述べた一般的な観察結果と一致している。

シュ半  
 つか報  
 ト高さ  
 び)で  
 るあは  
 ディシ  
 FA-  
 試験に  
 による  
 燃焼度  
 三ないと



第1.8-47図 燃料棒軸方向伸びにおよぼすペレット形状効果

IFA 118 のペレット形状詳細



### 1 Q 3 チャンファー形状

図に示す通りチャンファーを設けることにより、ペレットのつづみ型変形による被覆管への影響を軽減する効果も期待される。

またペレット端面コーナーにチャンファーをつけることによりペレット、燃料要素、燃料集合体の取り扱い時ならびに炉内でのチップ発生を著しく低減させ、ひいてはP.C.Iを軽減し得る。

具体的には下記の理由によりチャンファー形状を決定した。

#### (1) 照射ペレットの端面周辺のカケの実測 (UO<sub>2</sub>共研) (5)による

実測の結果では平坦端面ペレットの場合のペレット端面コーナーのチップは0.1 mm~0.3 mm程度であり、炉内でP.C.Iに悪影響を及ぼすと予想されるのでペレットのカケを防止するためには、すくなくともこの炉内で予想されるチップ程度を予めチャンファーをつけて排除しておく。

#### (2) チャンファーを設けることにより製造および燃料取扱い時の端面コーナーのチップ発生を著しく低減させ、チップによって予想されるP.C.Iを軽減出来ると考えられる。

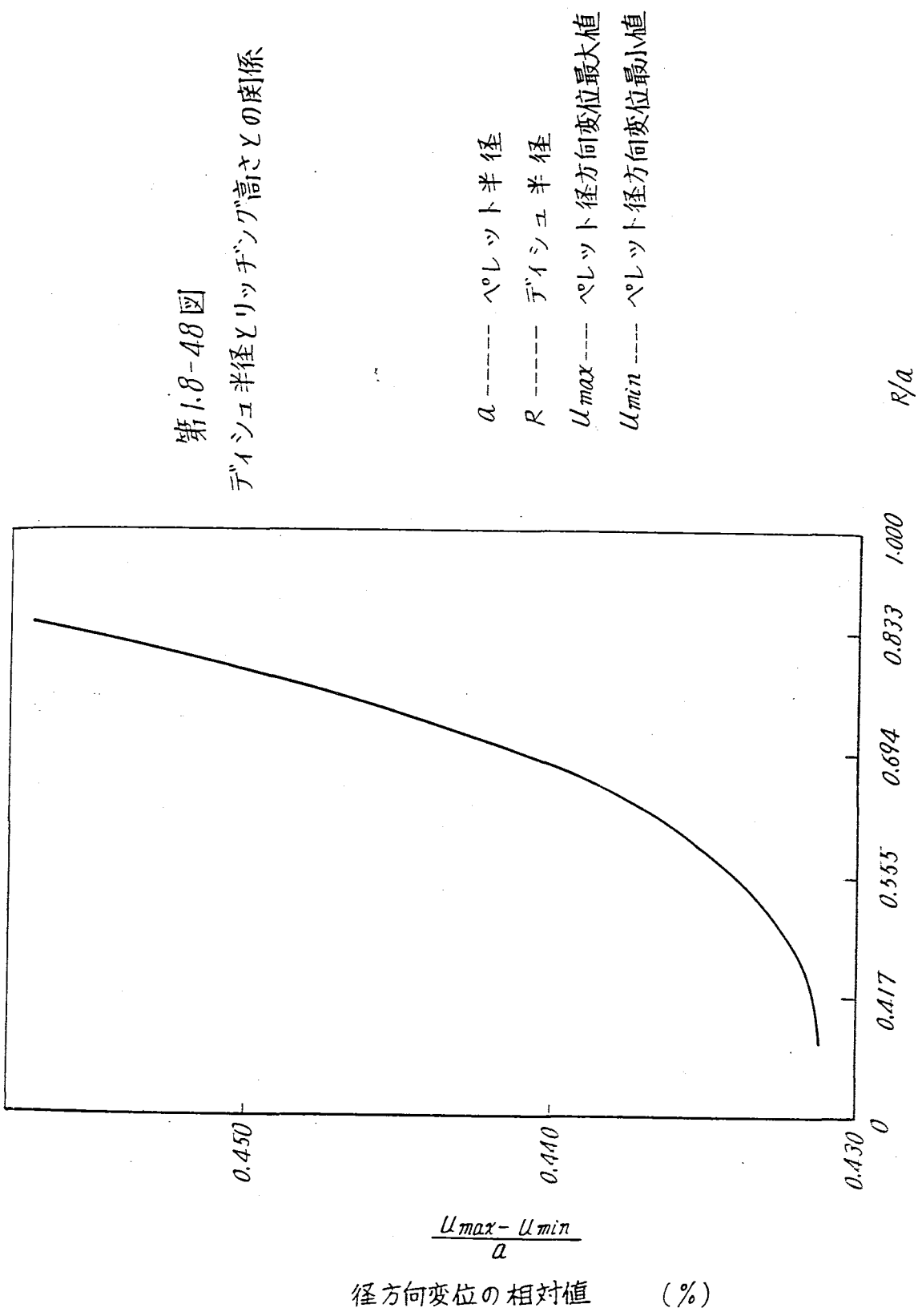
#### (3) 製造上の観点からチャンファー形状は径方向長さ(ディッシュ深さ)の比がおよそ2倍以上であることが望ましい。

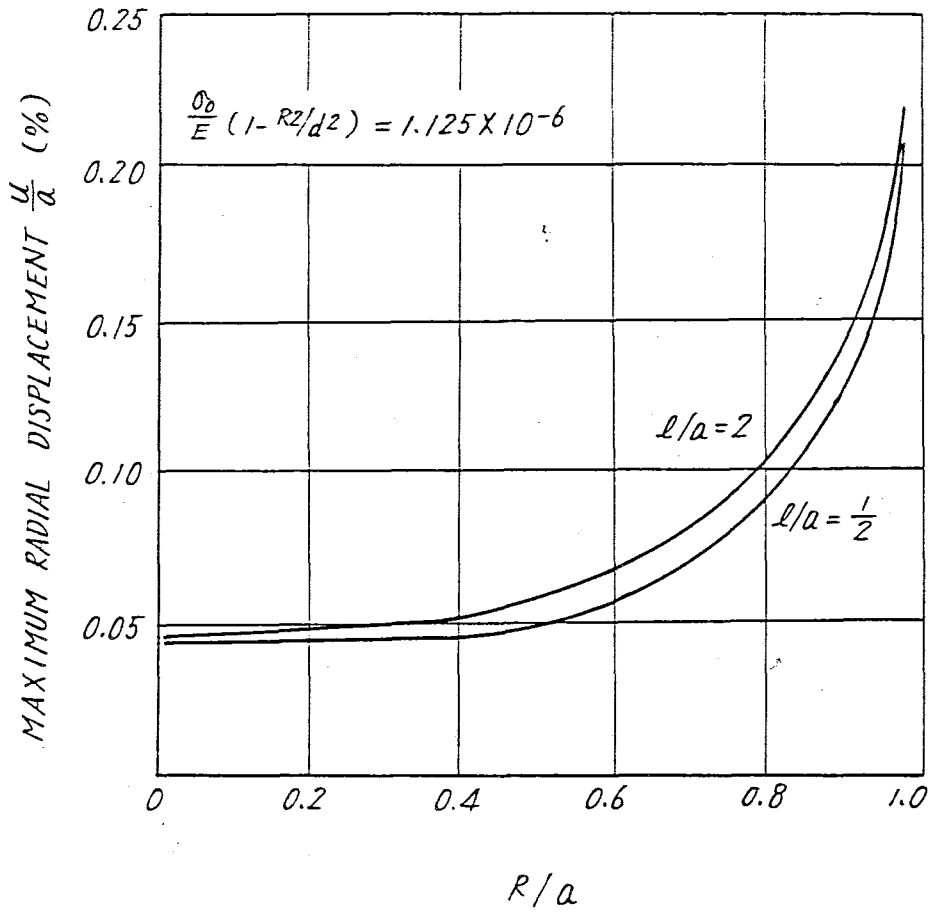
#### (4) 第1.8-47図によると線出力500 W/cm (15.2 kw/ft)において出力上昇時ペレットにチャンファーを設けることによって被覆管伸びはおよそ30%軽減されており、また線出力17.5 kw/ftの時深さ0.5 mm径方向長さ1.2 mmのチャンファーを設けることにより、ペレットの径方向リッジングの大きさはおよそ17%軽減することが有限要素法の解析結果からも得られており、リッジングの程度を抑えることも期待できる。

上記に述べた総合的判断から製造の容易さをも考慮してチャンファーの深さ0.5 mm径方向長さ1.2 mmのチャンファー形状を決定した。

る被覆管  
要素，燃  
P.C.Iを  
0.1 mm  
のカケを  
ンファー  
チップ発  
れる。  
さ)の比  
力上昇時  
されてお  
ーを設け  
ことが有  
寺できる。  
5 mm径方

第1.8-48図  
デイスコ半径とリッジング高さとの関係





第1.8-49图 Maximum radial displacement of curved surface of rod as a function of  $R/a$  (3)



第 1.8-5 表 ベレット形状が被覆管伸び (P.C.I) に及ぼす効果 (6)

( I F A 2 0 6 実測 Data )

ピンNumber	ベレット形状	照 射 前	照 射 後	差	差 / 全長 (%)
2	ディッシュ	- 1.11*	+ 0.37	+ 1.52	$8.95 \times 10^{-2}$
3	ディッシュ	- 0.34	+ 1.11	+ 1.45	$8.53 \times 10^{-2}$
6	フラット	- 0.32	+ 1.11	+ 1.43	$8.41 \times 10^{-2}$
7	フラット	- 0.31	+ 1.07	+ 1.38	$8.12 \times 10^{-2}$

\* 基準値 ( 170.0 mm ) からの偏差

[ 引 用 文 献 ]

- (1) E. Rolsad and K. D. Knudsen A/conf. 49/p/295. (1971)
- (2) 日本原子力学会年会 H8-H13 (1972)
- (3) J. M. BLAIR and J. I. Veeder Journal of Applied Mechanics  
P 241 (1969)
- (4) J. Veeder AECL-2660 (1967)
- (5) National Symposium on Atomic Energy, Tokyo, Japan. (1973)
- (6) Work Report No. ME-67 Institute for Atomenergy

1.1 Zry-2 被覆管の最終表面処理について

水炉系の Zry-2 被覆管の最終表面処理として、オートクレーブ処理を採用するか否かの問題については、種々論議があり ( 文献例参照 )、国外の状況も background によって異なるいき方をしている。即ち、

U. K : S G H W R では、一時期内外面オートクレーブ処理をした管を、あるバッチの燃料要素に使用したことがあるが、cladding の defect が見付かり ( P. I. E の結果、内面の residual hydrogen によるものらしいと判明 )、以後内外面ともにオートクレーブ処理は止めている。

P W R 系 : オートクレーブ処理は行なっていない。

B W R 系 : オートクレーブ処理をしている。但し低圧処理で被覆管 ( 素管 ) の段階で全数。最近の設計は moisture getter とカップルさせて使用する方向に向っている。

Canada : Gently, Pickering 等では集合体の段階で行なっている。

A T R原型炉用 Zry-2 被覆管として、オートクレーブ処理に関する問題点を列挙してみると、

1. 国内管メーカー、燃料メーカーの場合、オートクレーブ処理は高温高圧処理条件となり、かつ処理能力に制約が加わる。
2. 上記高温高圧処理は水素吸収の点で好ましくないという実験例がある。
3. 更に水素吸収に関しては管の内外面（とくに内面）の仕上げ条件と関連が密である。一般的には、酸洗い仕上げではオートクレーブ処理が望ましい。shot-blasting ではオートクレーブ処理を必ずしも必要としない。
4. オートクレーブ管では現時点において外観の仕様の決定に難しさが残されている。
5. 品質健全性の check, 燃料ビン, 集合体製作工程の handling 上の問題からはオートクレーブ管が望ましい点を有する。

以上種々の検討項目を考慮に入れて、A T R原型炉用 Zry-2 被覆管の最終表面処理の仕様として、

オートクレーブ処理なしとする。

但し、ロットより抜取りをしたものについてオートクレーブ処理を行ない健全性<sup>\*</sup>を check する。

\* (外面のみでなく2つ割にして内面検査も実施する。)

---

〔参 考 文 献〕

- ① "Properties of Zirconium Base Cladding Materials Corrosion and Hydrogen Pick-up" K. Videm, Kjeller, Norway, Nucl. Eng. Design 21, '72, 200-211.
- ② "Properties and Manufacture of Zircaloy Cladding Tubes" K. Videm, S. Alas, Kjeller, Norway A/CONF, 49/p /291, May '71.
- ③ "Localized or Uniform Hydriding of Zry. Some Observations on the effect of Surface Conditions" L. Lunde, Kjeller, Norway, J. Nucl. Mat. 44, '72.
- ④ "SGHWR Fuel Element Performance"  
D. O. Pickman, D. H. Willer, V. W. Eldred, BNES '73.
- ⑤ "Quality costs of Zircaloy cladding tubes"  
R. Rose, A. Grandlund, Raofoss Norway, BNES '73

文献抄訳は以下に示す内容である。

## 1.9 ATR燃料設計の骨子

## 〔1〕 燃料要素の設計体系

ATR燃料要素設計は、第1.9-1図に示すような手順に沿って行ない、その設計基準（第1.1章“燃料設計の基本”）は、BWR燃料において採用されてきたものに準拠している。設計条件は、プラント側および核的条件より与えられ、これを使用して燃料温度、内圧および被覆管の歪を計算し、これらの値を最終的に設計基準に照らして評価する。ATR燃料要素設計において被覆管のクリープを考慮することとしたのは、ATR燃料の照射データによると、僅かではあるが、クリープによると考えられる燃料要素外径の変化が認められるためである。

## 〔2〕 HOT RODコード

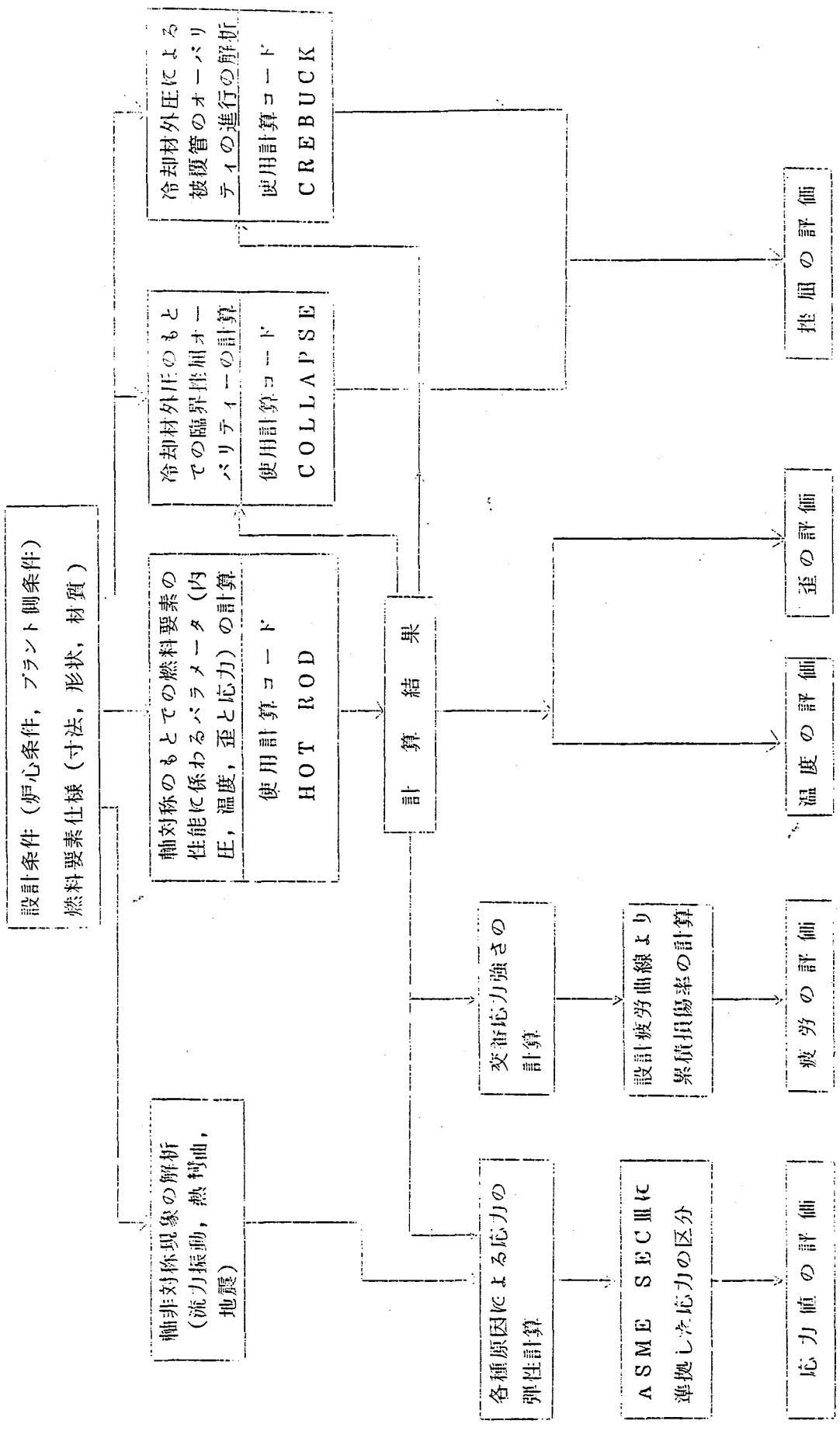
燃料要素設計計算の主要部分を構成するHOT RODは、原子燃料工業がGULF NUCLEAR FUELS CORPORATION（以下GNという）から技術提携の一環として導入したコードである。

HOT RODコードは、水炉燃料要素の総合的な熱-機械的性能の計算用に開発されたものであって、GNでは、米国内における軽水炉燃料（BWRおよびPWR）の取替燃料の設計に本コードを適用している。その際、GNでは、BWRおよびPWRの燃料に共通な設計手法として次の方法を採用している。

HOT RODコードにより、軸対称のもとでの時間依存の燃料要素に係わる挙動として

- ① 燃料温度
- ② 内 圧
- ③ 被覆管歪（被覆管応力）

を計算する。本コードは、燃料ペレットがブレナムを有して円筒の金属製被覆管内に密封されている燃料要素を対象としており、この種の燃料要素に関しては、炉型に係わりなく適用できるものとなっている。



第 1.9-1 図 燃料要素設計の手法

炉型の相異により考慮される input parameter は、次のようなものである。

(1) 燃料要素仕様

- ① ペレット：形状，寸法，密度，蒸発性不純物量
- ② 被覆管：寸法，材質（物性値，機械的性質）
- ③ その他：プレナム体積，封入ガス成分と圧力

(2) 原子炉の運転モードに基づく設計条件

- ① 冷却材条件（圧力，温度，水質）
- ② 出力条件（出力履歴，出力およびその軸方向分布，高速中性子束とその分布）

GNでは，上述の input parameter を使いわけることにより，BWRおよびPWRの燃料要素に関して，燃焼に伴う燃料温度，内圧，被覆管歪を本コードを用いて算出し，それぞれの燃料設計基準を充たしていることを確認する。

本コードに用いられるペレットのモデルは，U.K.AEA“SEERコード”の2領域モデルと同類である。すなわち，温度によって定める仮想的な bridging annulus を境界として，その外側は完全剛体とみなし，また内側は完全塑性体としている。クラック体積は，ペレットの半径方向に分割された各ゾーンの単純な体積バランスから決まり，この部分は“FPガス”または，スエリングの吸収空間として寄与する。

[ 3 ] ATR燃料要素設計への適用

ATR燃料には，二酸化ウランペレットおよび天然ウラン-プルトニウム混合酸化物ペレットが用いられる。プルトニウム富化率は，たかだか1%（fissile では0.8%）であり，この程度のプルトニウム富化率のペレットについては，既存の物性値等の測定データから内挿によって評価すると，二酸化ウランペレットに関する諸物性値と有意な差が認められないので，両者とも同様のモデルおよび物性値を採用した。HOT RODコードをATR燃料要素設計に適用する際の主要モデルは次のとおりである。

[ 3-1 ] 主要モデル

(1) スエリングモデル

スエリングモデルについては，実験データに基づくマクロなモデルを用いることが現時点では妥当であると判断される。

ペレットが被覆管の拘束を受ける状態でのスエリング率は，最も系統的に実験された Bettis のデータに基礎を置いている。すなわち，外部拘束が生じると， $0.16 v/o / 10^{20} \text{ fissions/cc}$ としている。

また，ペレットが被覆管に接するまでの初期スエリング率は，BMIでの実測データに基づいて，内部ボイド等が消滅することなく，体積膨張として現われることが報告されているので，拘束状態での最終正味スエリング率に等しく  $0.7 v/o / 10^{20} \text{ fissions/cc}$  とした。

(2) ギャップ・コンダクタンス

ギャップ・コンダクタンスについては、本計算モデルには、実測データとの対比によって補正する定数が含まれている。ATR燃料設計では、照射試料 IFA-206 (ATR寸法) および IFA-230 (BWR寸法) のHalden 炉での照射データを用いて、補正定数を定めたギャップ・コンダクタンスの式を採用している。

(3) FPガス放出モデル

G.E. のBWR燃料設計で適用されているモデルと同様に、1650°C以上で100%、1650°C以下で4%の放出率を用いる。この放出モデルは、実測データに比べて放出量を多めに算出するモデルとみなし得る。

(4) ペレットの熱伝導度

G.E. のBWR燃料と同様にLyons の式を用いている。この式によるペレットの熱伝導度は、一般に採用されているその他の式と同程度の温度依存性を示す。

[ 3-2 ] ペレットの形状

- (1) デイッシュを設ける理由は、ペレット中央部が周辺部に比較して温度が高いことによる熱膨張差を軽減し、被覆管とペレットの軸方向相対変位を低くおさえるためである(深さは0.2mm)。

なお、デイッシュ半径については、デイッシュ半径とペレット半径の比が0.6程度のときは、リッジングに及ぼすデイッシュの影響は解析の結果によると小さいので、この値を0.55としてある。

- (2) チャンファーを設ける理由は、Halden 炉での照射データによれば、チャンファーを設けることによりペレットと被覆管の相互作用による被覆管の伸びあるいはリッジング高さが軽減できる。また、ペレットの“カケ”は、使用中に悪影響を被覆管におよぼすことが考えられるので、この“カケ”が生じ難くするためにも、予めチャンファーをつけることが効果的である。

[ 4 ] 計算結果の評価

上述のとおり検討を経て、採用したモデルおよび数値を用いてGNのコードによって燃料の計算を行なっている。

HOT RODコードによる計算値と照射データと比較した結果(第1.8章“燃料設計の手法とモデル等について”の第5項)によると、計算値は、より安全側の評価が行なえるものとなっている。また、BWRのデータを用いて本コードで計算した場合の比較(第1.8章、第5項)では、燃料温度の値等にそれほどの差異が認められない。

[ 5 ] 燃料集合体の構造と設計

二酸化ウラン燃料および天然ウラン-プルトニウム混合酸化物燃料が、初装荷燃料集合

体として夫々128本と96体が予定されており、両者とも燃料の種類を区別するためとか製造に係わるdetailな点を除くと構造は同じである。

### (1) 燃料集合体構造

燃料集合体は、28本の燃料要素から構成され、これらは内層から中間層、外層にと、4本、8本および16本ずつが同心円上に配列されている。燃料要素は、4本のスペーサ・タイロッドによって縦方向に接続された12個のスペーサおよび上・下のタイプレートによって要素間ギャップが維持され、また、中間層の8本のタイロッド燃料要素を上・下のタイプレートに固定することによって組立てられている。上・下タイプレートの側面円周上には、リング型案内ばねを設け、圧力管内での燃料集合体の偏心を少なくし、かつ圧力管への燃料装荷を円滑にする役目をする。

### (2) 熱設計

限界熱流束(CHF)に関しては、14MWの伝熱ループH.T.L.を用いての実尺模擬発熱燃料集合体に関する実験データに基づく設計式を用いる。定格出力状態で、CHFと熱流束との比(CHFR)が炉心内のすべての位置で1.9以上あることが、上述の燃料集合体構造のものについて確認されている。

### (3) 主要構造部材

#### ① 被覆管

ATR燃料寸法のZry-2製被覆管については、数次にわたる試作試験を経て、寸法公差の規定および表面仕上げも含めて仕様を決めた。

#### ② スペーサ

インコネル718の管材から、各部を打抜いてリング素子を製作する。バネ打抜き部形状に関しては、拡大モデルを用いて最適形状を決めた。リング素子をスペーサに組立てる方法についても、寸法精度を高めるためにTIG溶接法の改良を重ねてきた。スペーサを上・下に接続するスペーサ支持部については、使用中に燃料要素の曲が生じないような構造および材質のものとした。

#### ③ 上・下タイプレート他

ステンレス鋼鋳物であって、流動抵抗等の機能と強度を検討して上・下タイプレートの構造を決めた。上・下タイプレートに設けられている燃料集合体案内バネについては、燃料交換機による模擬圧力管への燃料挿入試験の結果を反映して、寸法形状等の改善が図られてきた。また、集合体各部の小部品については、使用中に脱落の生じないような構造あるいは取付け法が採用されている。

## [ 6 ] 実尺燃料集合体に関する評価試験

### (1) 炉外試験

実尺燃料集合体については、空気中での強制振動試験およびコンポーネント・テスト  
ループC.T.L.による2相流中の約1,500時間にわたる耐久試験を実施し、振動  
特性、フレッティング腐食等のデータを得て、燃料集合体の健全性に関する裏付けとし  
ている。

### (2) 照射試験

主として燃料要素に着目した照射挙動については、原研のJMTRおよびノールウェ  
イのHalden 炉による照射試験に依存している。実尺燃料集合体については、英国の  
SGHWRにおいて照射試験が実施されており、逐次先行照射としてのデータがえられ  
つつある。



テスト  
振動  
すとし

ウェ  
機種の  
えられ

## 2. 原子炉本体

## 2.1 カランドリア管の変更について

## 1. 変更箇所対照表

変更箇所	変更前	変更後
カランドリア管	<p>内径 約 150 mm</p> <p>肉厚 1.5 mm</p> <p>カランドリア管と圧力管の間には、ジルコニウム合金で作られたスプリングスペーサが設けられ、これを圧力管表面に取り付けて間隙を保持している。この間隙には、熱しゃへいのために炭酸ガスが……</p>	<p>内径 約 156 mm</p> <p>肉厚 1.9 mm</p> <p>カランドリア管と圧力管の間隙には、熱しゃへいのために炭酸ガスが……</p>

## 2. 内径および肉厚の変更理由

炉心特性（ボイド反応度）改善のため直径を約150 mmから約156 mmに増加して減速材量を減らした。従って、カランドリア管の内径増加に伴ない、通産省告示501号「発電用原子力設備に関する構造等の技術基準を定めた件」に準拠して肉厚を決定した。

なお、工事認可は、カランドリア管内径149.8 mm、肉厚1.8 mmで認可されている。

## 3. 製造実績

絞り部のあるカランドリア管の製造実績は、従来無かったが今回の形状に対し、これまでに製造された短尺管10本、実尺管28本の受入検査の結果から良好な成績が取られており、原型炉用カランドリア管の製造に支障をきたす問題はない。一方絞り部の強度についても絞る値が小さいこと、又実際に製造された管に対する引張試験の結果から強度上問題にはならない。

## 4. スプリングスペーサの廃止理由

カランドリア管の内径増加に伴って、カランドリア管と圧力管の間隙が増加したため、下記

の検討を加えてスプリングスペーサを取り止めた。

(イ) 圧力管の製作上の曲がりの影響	最大 2.68 mm (全長)	} 購入仕様
(ロ) カランドリア管の製作上の曲がりの影響	最大 1.50 mm (全長)	
(ハ) カランドリアタンクの上下管板の心ずれの影響	最大 0.5 mm (炉心部中央)	
(ニ) 圧力管の運転時の熱膨張の影響	最大 0.11 mm	
(ホ) 圧力管のクリープによる半径増加の影響	最大 1.45 mm (30年後)	
(ヘ) 地震による変位の影響	最大 6.3 mm (圧力管)	

一方、圧力管とカランドリア管の間のみかけすきまは、

(i) カランドリア管の内径  $156.4 \pm 0.361 \text{ mm}$

(ii) 圧力管の内径  $117.8 \pm 0.76 \text{ mm}$ , 肉厚  $4.3 \pm 0.32 \text{ mm}$

(i), (ii)より

$$\frac{1}{2} [ (156.4 - 0.361) - \{ 117.8 + 0.76 + 2 \times (4.3 + 0.32) \} ] = 14.12 \text{ mm}$$

である。

上記の影響がみかけすきまを減少させる量で(i)~(ヘ)の合計は、

$$12.54 \text{ mm} \text{ となる。}$$

以上の結果から、圧力管とカランドリア管は接触することはない。

なお、圧力管とカランドリア管は地震による相対変位は起らないことが判っており、安全側に評価した。

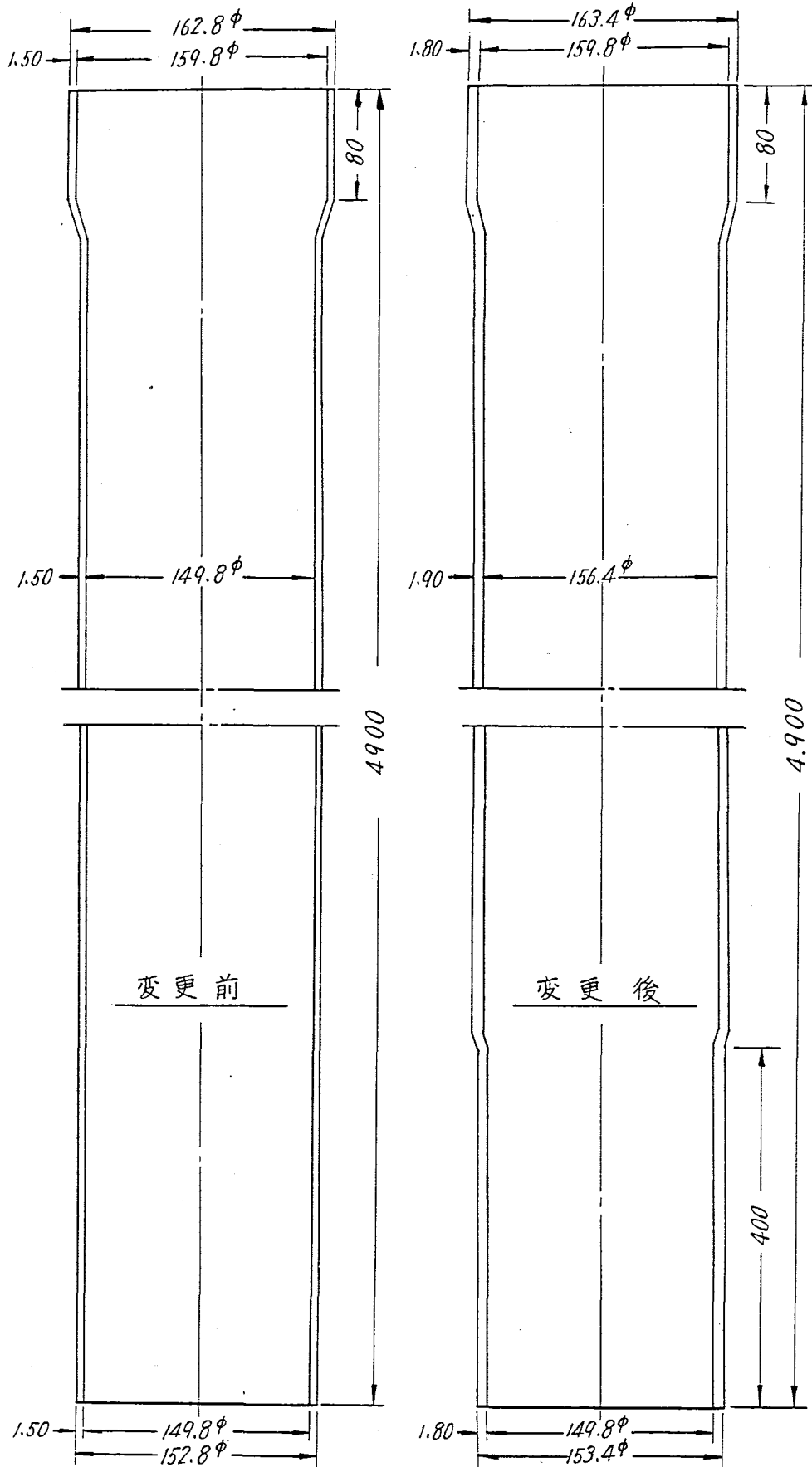
## 5. 炭酸ガス系に与える影響について

カランドリア管の内径が増加したことにより、圧力管とカランドリア管の間が広くなったために炭酸ガスの流速は  $1 \sim 2 \text{ cm/sec}$  から  $0.7 \sim 1.4 \text{ cm/sec}$  となるが、圧力管からの熱しゃへい能力には影響がない。

## 6. 添付図面

カランドリア管の変更前・変更後の比較

カランドリア管変更前後の比較



7. 原子炉設置変更許可申請書記載事項変更

変更箇所	変更前	変更後	理由
ぜい性破壊の防止	圧力管に関しては、ぜい性破壊をするための必要な監視をする。	圧力管に関しては、ぜい性破壊を防止するための必要な監視をする。	表現を適切にした。
支持方法	下部は下部鉄水しゃへい体に支持し、上部には横振防止機構を設けて支持する。	カランドリアタンクは、上部及び下部鉄水しゃへい体にスリーブ等を介して支持する。	表現を適切にした。 また、耐震解析の結果からカランドリアタンクの最大変位は0.69mmで、横振防止機構を設ける必要はない。
カランドリアタンク	制御棒案内管の下端はカランドリア下部管板に溶接されているスタブ中にそう入させる。	制御棒案内管の下端はカランドリアタンク下部管板に固定されているソケットにそう入させる。	制御棒案内管の据付精度を上げるためカランドリアタンク下部管板にソケットをボルトで固定する。
	最高使用圧力 1.0 MPa	最高使用圧力 0.8 MPa (水頭を含む)	ヘリウム系系統の詳細が明らかになったため
カランドリア管	カランドリア管の上端は、上部鉄水しゃへいスリーブにロールジョイント法で結合され、下端は、下部鉄水しゃへいスリーブにロールジョイント法により結合される。	カランドリア管の上端は、カランドリアタンク上管板にロールジョイント法で結合され、下端は、カランドリアタンク下管板にロールジョイント法により結合される。	R & Dの進展に伴ない、カランドリア管をカランドリアタンク管板に直接取り付ける技術が確立されたため。

変更箇所	変更前	変更後	理由
サーベイランス用 圧力管の監視	<p>最高使用圧力 外圧 1.0 MPa</p> <p>炉心中央部に設けた数本のサーベイランス用圧力管については、取り外し可能な継手を用いた結合とし、炉寿命中の予定されたスケジュールにしたがって取り外し、各種の試験を行なう。</p>	<p>最高使用圧力 外圧 0.8 MPa (水頭を含む)</p> <p>炉心中央部に設けた数本のサーベイランス用圧力管については、炉寿命中の予定されたスケジュールにしたがって取り外し、各種の試験を行なう。</p>	<p>カランドリアタンク内圧の変更による。</p> <p>原子炉 1 次冷却系に、特殊継手（グレイロック）を使用することには、1 次冷却水の漏洩等の問題があるので、溶接継手とする。</p>
原子炉本体 支持方法	<p>カランドリア管はその上端をカランドリアタンク上部管板に溶接された上部鉄水遮蔽スリーブにロールジョイントし、その下端はカランドリアタンク下部管板に溶接された下部鉄水遮蔽スリーブにロールジョイントして支持する。</p>	<p>カランドリア管はその上端をカランドリアタンク上部管板にロールジョイントし、その下端はカランドリアタンク下部管板にロールジョイントして支持する。</p>	<p>カランドリア管のロールジョイント法の変更による。</p>

変更箇所	変更前	変更後	理由
	<p>なお、上、下部鉄水遮蔽スリーブの端部はそれぞれ上、下部鉄水遮蔽体に溶接されている。</p>	<p>なお、上、下部鉄水遮蔽スリーブの端部はそれぞれランドリアタンク管板および上、下部鉄水遮蔽体に溶接されている。</p>	<p>表現を明確にした。</p>

1.

E

## 2.2 カランドリア管先端部のしぼり部の強度評価

## 1. カランドリア管先端部のしぼり部の機械的強度

下記データは、R&D用(カランドリア管ロールジョイント開発試験)に購入した原型炉で使用するカランドリア管と同一仕様の実尺管から取ったものであり、直管部と絞り部との強度上の差はない。

## 機 械 試 験 結 果 ( 室 温 )

試験方法：ASTM E8 (Methods of Tension  
Testing of Metallic Materials)

直 管 部			絞 り 部		
引張り強さ (psi)	降 伏 点 (psi)	伸 び (%)	引張り強さ (psi)	降 伏 点 (psi)	伸 び (%)
L 66,200	47,830	27	L 65,380	46,890	22
T 65,460	49,230	26	T 66,210	52,700	23
L 66,390	47,180	26	L 69,510	46,430	25
T 65,470	49,030	26	T 68,720	50,180	22
L 66,930	44,120	26	L 70,530	47,150	21
T 66,420	48,620	25	T 69,290	51,930	23
L 67,250	48,370	26	L 70,180	47,660	26
T 66,800	50,100	26	T 69,550	52,950	23



機 械 試 験 結 果 ( 1 5 0 ° C )

試験方法：ASTM E 21 ( Elevated Temperature Tests of Metallic Materials )

直 管 部			絞 り 部		
引張り強さ (psi)	降 伏 点 (psi)	伸 び (%)	引張り強さ (psi)	降 伏 点 (psi)	伸 び (%)
L 46,900	33,900	46.0	L 51,000	33,700	34.0
T 45,700	34,000	49.0	T 46,800	34,800	44.0
L 46,900	32,800	46.0	L 50,600	32,900	35.0
T 45,600	32,500	47.5	T 47,700	35,700	42.0
L 47,300	34,200	46.5	L 49,600	33,700	37.5
T 45,500	32,100	44.5	T 47,200	34,900	43.0
L 47,200	33,900	46.0	L 49,800	34,300	37.5
T 45,400	31,700	45.5	T 47,000	35,000	41.5
L 47,400	32,300	44.0	L 51,500	34,400	39.0
T 46,300	32,900	48.0	T 48,400	36,900	44.5
L 47,500	33,200	44.0	L 50,100	33,700	40.5
T 46,400	32,800	43.0	T 46,900	34,500	43.0
L 46,600	34,100	45.5	L 50,300	35,300	38.0
T 46,100	33,900	47.0	T 47,400	35,500	40.0
L 48,500	34,700	45.5	L 49,600	33,400	40.5
T 45,900	32,500	42.5	T 47,000	33,100	39.0

2. 絞  
絞  
てに、  
30:  
この  
で行  
製造  
ま:

2. 絞り部を持ったカランドリア管の製造実績

絞り部のあるカランドリア管の製造実績は今まで無いが、原型炉用のカランドリア管製作までに、R&D用（カランドリア管ロールジョイント試作開発用）に短尺管（長さ、420mm）30本、実尺管（長さ、4900mm）28本が製作されている。

このうち、すでに入荷した短尺管10本、実尺管28本について東海事業所における受入検査で行なわれた寸法検査、引張試験、硬度試験、金相試験の結果から原型炉用カランドリア管の製造に問題となることはない。下記に硬度データを示す。

また、実際にロール・ジョイントを行なった結果、良好な成績が収められた。

硬 度 試 験 結 果

試験方法：ASTM 92 (Test for Vickers Hardness of Metallic Materials)

直 管 部		絞 り 部	
軸方向断面	周方向断面	軸方向断面	周方向断面
154	156	164	159
160	164	177	164
161	152	165	162
163	151	165	161
164	153	169	161
166	160	153	163
153	159	169	153
161	158	163	148
149	148	155	157

### 3. 絞り部の応力解析について

絞り部の応力解析は行なっていないが、今回の形状に絞る値は、直径の変化で  $156.4 \text{ mm ID}$  から  $149.8 \text{ mm ID}$  と小さく、絞り部の曲率を  $10R$  以上と規定しているため、絞り部に大きな応力が加わることは考えられない。又、原型炉での使用条件は最高使用圧力が内圧  $0.5 \text{ MPa}$ 、外圧  $0.8 \text{ MPa}$  と低いので応力レベル的に問題がない。

- 1.
- (1)
- (2)
- (3)
- (4)
- (5)
- (6)
- (7)
- (8)
- (9)
- 10
- (11)
- (12)
- 13
- (14)
- (15)
- (16)
- (17)
- (18)

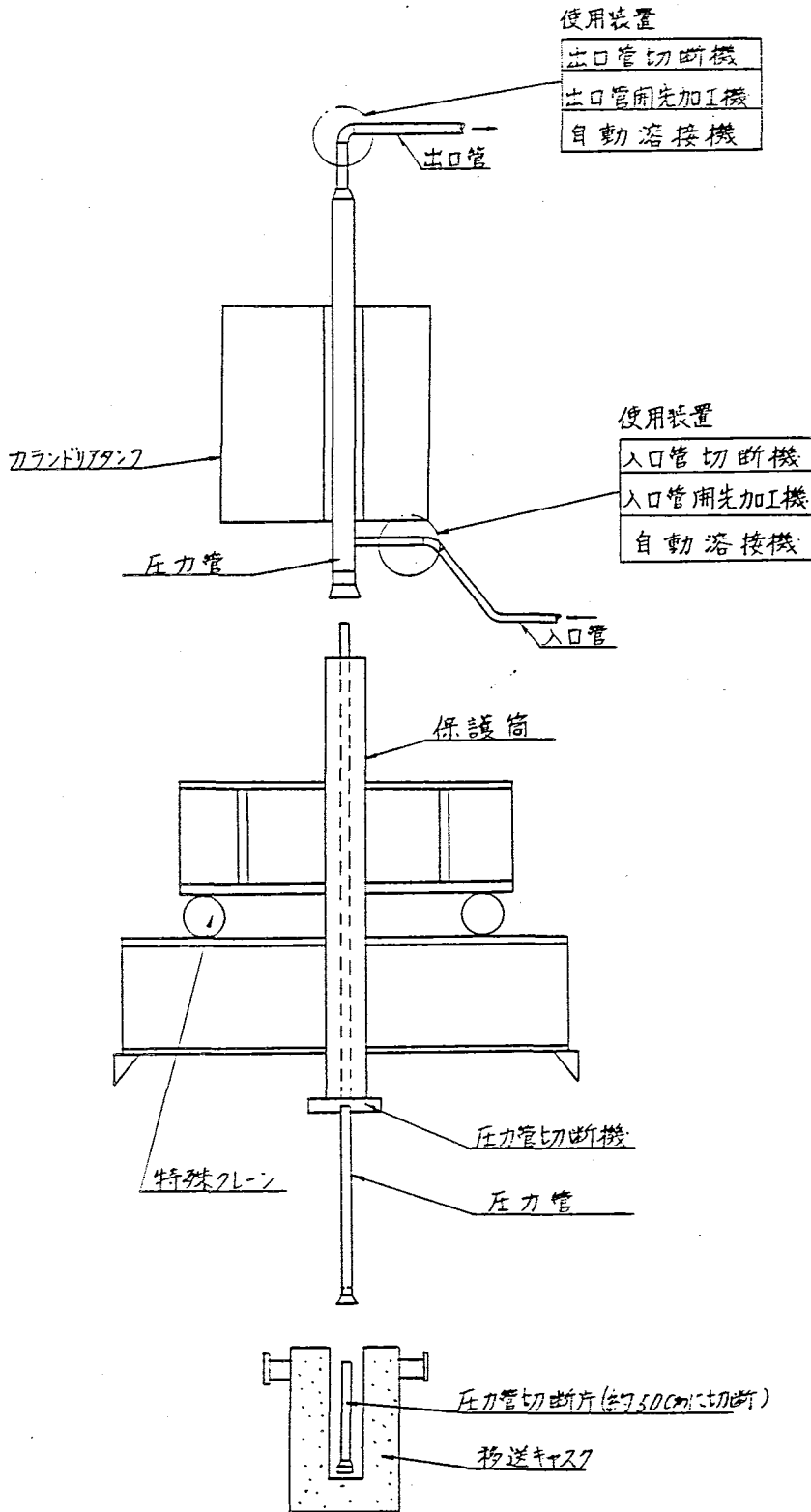
## 2.3 圧力管の健全性評価

### 1. サーベイランス用圧力管の引き抜き手順について(添付図参照)

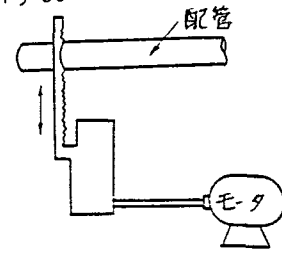
現在下記の手順により交換する計画にしている。

- (1) 原子炉建屋内に置かれている特殊クレーンを炉心下部に組立てる。
- (2) 組立てられた特殊クレーンを引抜き対象圧力管下部に移動し固定する。
- (3) 保温を取り除いた後、冷却水配管(入口管および上昇管)およびシールリーク検出系配管を切断する。
- (4) 放射線シャヘイのために保護筒を特殊クレーンに組み立てる。
- (5) 圧力管切断機を保護筒下端に据付ける。
- (6) 圧力管集合体支持ボルトをはずす。
- (7) 炉心上部グレーディング上に設置したモートルブロックにより、圧力管集合体を保護筒の中に吊下す。
- (8) 圧力管切断機により適当な長さ(約500mm)に切断された圧力管を移送キャスク内に落とし、その移送キャスクを搬出する。
- (9) 上記(8)の作業を繰返し行なう。
- (10) 切断作業後、特殊クレーンより保護筒・圧力管切断機を撤去する。
- (11) 特殊クレーンを交換対象圧力管の位置から移動させる。
- (12) 炉心上部のモートルブロックにより、吊金具を用いて新しい圧力管集合体を吊り上げる。
- (13) 下部フランジ部の炭酸ガスのパッキンを詰め、フランジを特殊工具を用いてボルト締めする。
- (14) 上部も同様にパッキングを行なった上で、フランジをボルトで締めつける。
- (15) 現場残存配管の開先加工を行なう。
- (16) 自動溶接機により配管溶接を行なう。
- (17) 溶接終了後、MITI規準による所定の検査を行なう。
- (18) 保温材を取付けて全て完了する。

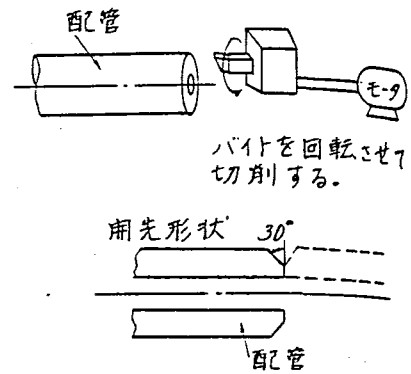
# 圧力管交換装置全体構成図



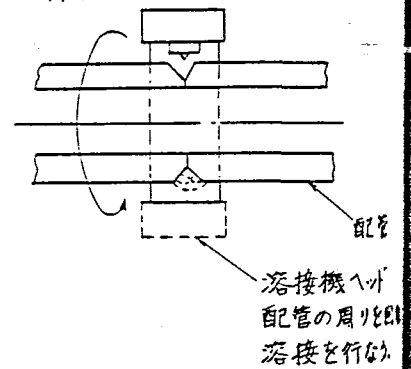
配管切断機  
圧力管を交換するときに出口管・入口管を切断する。



配管用先加工機  
切断した配管の切断口を溶接するために用先加工する。



自動溶接機  
用先加工後の配管を突き合せ自動溶接を行なう。



2. ART 圧力管の非破壊検査装置によるモニタリングと小試験片によるサーベイランス試験計画について

1) 非破壊検査装置によるモニタリング

a) モニタリングの方法

ART 原型炉定検時等に特定の圧力管チャンネルについて、非破壊検査装置を用いてモニタリングを実施する。

このときは対象とする圧力管から燃料を取出した後に、アイスプラグによって一次冷却水から独立させ、モニタリング装置を圧力管下部にフィットさせてから作業を開始する。モニタリングの項目としては、内面観察、内径測定、超音波探傷法による欠陥検査が含まれる。

b) 検査項目

① 内表面観察 (Bore-scope)

ボアスコープに I.T.V を組み合わせて圧力管の内面全体を観察して腐食および欠陥等の全般的状況を点検する。

② 内径測定

差動変圧器 (L.V.D.T) を組み込んだプローブを走査させ、圧力管全長にわたり内径を測定し記録する。

③ 欠陥の定量検査

水浸式の超音波探傷法によって定量的に検出する。なお、検出限界は長さ 5 mm、深さ 0.4 mm 以下を目標としている。

c) 検査方法

モニタリング装置は、炉室のスペースの制約から組立式とし、位置決め用の横行・走行特殊台をモニタリングに除して炉心下部位置に設け、これに総合駆動機構部をのせる。駆動機構部は上述の3個のモニタリング用プローブのほか特殊遮蔽兼シールプラグ着脱のための機構と各プローブ等をターレット方式で回転させる機構からなり、それぞれの操作および検査をシリーズに行なう。

2) 小試験片によるサーベイランス試験計画

圧力管材料の炉外脆性試験によって、試験温度および応力条件のほか材料の欠陥形状と水素吸収量をパラメーターとして O.C.L. と Kc 値との関連が求められている。

照射 nvt と pre-loading の個々の影響については本章第 4 項に記した方法によって試験する計画であるが、そのタイムスケジュールについては水素吸収量と脆性変化の関連性、つまり水素吸収量が数 10 ppm となる原子炉有効運転期間 3 年以降に Kc 値の低下が著しくなること、ならびに照射後試験の availability 等を考慮して表のように予定する。

試 験 ス ケ ジ ュ ー ル

試 験 項 目	試 験 頻 度 等
(A) J M T R で の 照 射 材 に つ い て の 試 験	原 子 炉 運 転 後 ， 3 年 以 内 に 照 射 後 試 験 デ ー タ を 得 る 。
(B) 小 試 験 片 ( 特 殊 燃 料 に 組 込 む ) に よ る サ ー ベ イ ラ ン ス 試 験	運 転 後 ( 2 ~ 3 ) × n 年 毎 に 小 試 片 を 取 出 し て 試 験 す る 。
(C) 非 破 壊 検 査 装 置 に よ る モ ニ タ リ ン グ	原 則 と し て 定 検 時 に ， 特 定 圧 力 管 チ ャ ン ネ ル に つ い て 実 施 す る 。

3. A T R 圧 力 管 材 料 の 小 試 験 片 に よ る 照 射 後 試 験 デ ー タ の 評 価

特殊燃料に組み込まれる圧力管材料の小試験片としては、引張試験、曲げ試験および腐食試験に供するものがある。これら試験片には、一次冷却水が接触するようになっているが、実際の圧力管の場合に作用する応力はかけられない。

材料の安全評価の観点からは、脆性特性に関連する曲げ試験において前述の応力条件の差異が脆性特性データにどのような影響を及ぼすかについてはつぎのように計画する。

- 1) 炉外バースト試験に供した管材から曲げ試験片を切り出して、常温および高温での脆性試験を行ない、そのデータを解析し、応力条件の差異による影響の有無を調べる。
- 2) 脆性特性に及ぼす高速中性子の影響については J M T R で の 照 射 に よ っ て デ ー タ を う る 。
- 3) 特性燃料から取出した曲げ試験片についての脆性試験データおよび試験後の水素化物分布を全相写真から調べる。その結果試験片中の水素化物が、実際の圧力管の場合に吸収されると評価している値（年間約 8 ppm）より少ないことも考えられるが、この場合には試験データを水素濃度を補正して評価する。
- 4) 上述の評価および圧力管モニタリング結果から判断して実機圧力管の健全性を総合的に評

価する必要性が生じた時点においては、第1節に述べた手順によつて、実機圧力管を取出し、その原寸管(長さ約50cm)についてのバースト試験を実施してCritical Crack Lengthを推定する。

#### 4. 応力, nvt, 水素量の脆性特性におよぼす影響

圧力管の材料監視を目的として、特殊燃料4本がATR原型炉炉心に装荷されることになっている。この特殊燃料に組込まれる圧力管材料の小試験片としては、引張試験、曲げ試験および腐食試験に供するものがある。これらの試験片には、一次冷却水が接触するようになっているが、実際の圧力管の場合に作用する応力は構造的にかけられない。

特殊燃料に組み込まれた試験片による照射後脆性特性試験結果を原子炉運転条件下の圧力管の健全性評価にどのように適用するかについて述べる。

第2.3-1図に特殊燃料に組込まれる燃料ホルダーを示す。

脆性特性におよぼす影響については、温度、応力のpre-loading, 中性子nvt, 水素吸収量の因子が主なものである。

これらの因子のうち、管材と小試験片の試験温度は同じにできるので、他の因子の影響を考えると、Zry-2製管材の場合に中性子nvtは、第2.3-3図に示すように安全評価の目安となるCritical Crack Length (C.C.L.)を反って長い方向にシフトさせる傾向がみられる。

水素の影響については、第2.3-2図のZr-Nb圧力管材の炉外脆性試験結果によると吸収量が数10ppmになると、破壊靱性(Kc値)の低下が著しくなる。

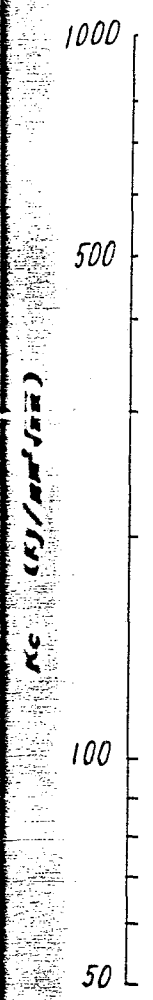
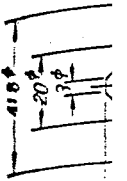
このように、圧力管材料の脆性特性については、水素吸収濃度が中性子nvtよりもsensitiveな要因であり、ATR圧力管の通常の使用温度、圧力条件下ではhoop stressによって水素吸収量の加速、ひいては水素化物配合の変化は生じないことも予想されるけれども、これらのことを調べるために、つぎの試験を計画する。

- 1) 炉外クリーブ試験に供した管材から脆性特性試験片を切り出して、常温および300°Cでの試験を行ない、また、小試験片に荷重(10~20kg/mm<sup>2</sup>)をかけた状態で水素ガス中で水素富化し、水素化物分布等を含めてpre-loading条件の差異による脆性特性への影響の有無を推定する。
- 2) 脆性特性におよぼす中性子の影響については、第2.3-1表に示すJNTRで照射する材料についてデータを待て評価する。
- 3) 特殊燃料内蔵燃料ホルダーから取出した脆性特性試験片について試験を行なうとともに、試験後の試験片中の水素化物分布を金相写真から調べる。その結果、試験片中の水素化物が実際の圧力管の場合に吸収されると評価している値(年間約8ppm)より少ないこともこれまでの水素富化試験の経過からみて考えられるが、この場合には試験データを水素濃度を多量に補正して評価する。



4) 上述の評価および非破壊検査装置による圧力管モニタリング結果から判断して、実機圧力管の健全性を総合的に評価する必要性が生じた時点においては、実機圧力管を取出し、その原寸管（長さ約50cm）についての設計条件の応力・温度に対応するO.C.L.を推定する。

なお中性子nvt, 応力条件, および水素吸収量相互のinterferenceは, ATR圧力管の使用温度, 圧力条件下では余り大きくないことを前提としており, これらの個々の影響が重畳できるものとしているので, 上述の3) および4)の項目のデータの評価の際には安全率のとり方をその時点でavailableなデータも参考として十分検討することとしたい。





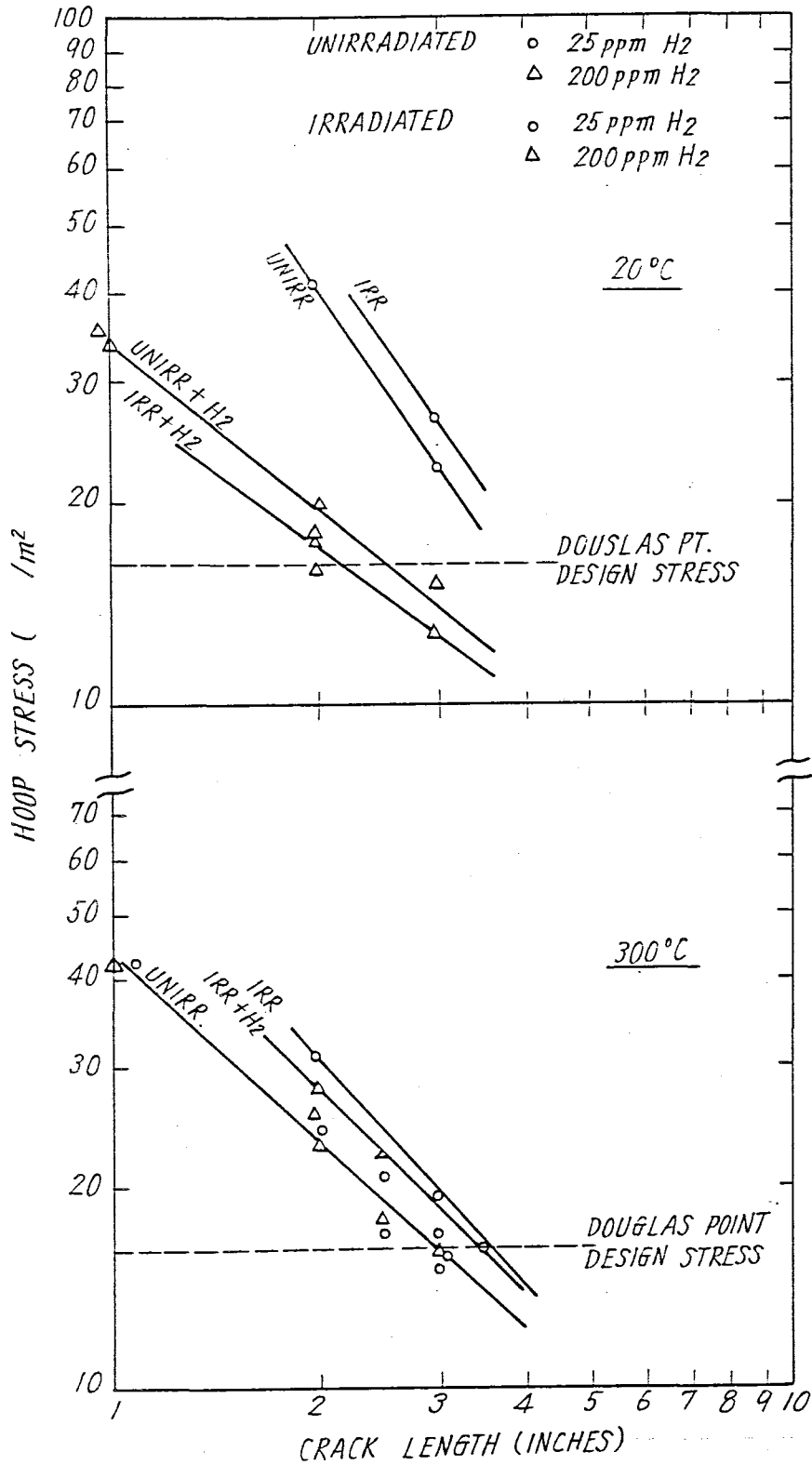


FIG 1: CRITICAL CRACK LENGTH OF ZIRCALOY-2  
PRESSURE TUBING

第2.3-3圖 Zry-2 の C.C.L.

試料名	照射炉	照射条件	照射期間	試料
70M-43P	J M T R (照射孔)	炉熱出力 50MW 中性子照射量 ~ $10^{21}$ nvt 温度 常温	S.47.3 ~ S.47.7	内径 56.9 mm $\phi$ 肉厚 4.3 mm 長さ 400 mm のZr-2.5%Nb圧 力管バースト試験片2 本を1ホルダーにセッ ト, 合計試料数は8本 (必要に応じて計画を 追加する)
70M-44P			S.47.3 ~ S.47.7	
70M-46P	J M T R (照射孔)	炉熱出力 50MW 中性子照射量 $0.5 \sim 2.0 \times 10^{21}$ nvt 温度 常温	S.48.11 ~ S.49.3	
70M-46P			S.49.3 ~ 4.49.7	
特殊燃料 (予定)	J M T R (OWL-2)	燃焼度 最高 $3000 \text{ MWD/T}$ 発熱量 $460 \text{ w/cm}$ 中性子照射量 ~ $10^{21}$ nvt	S.50.6 ~ S.50.11	試料ホルダー2箇を組 込む (必要に応じて計画を 追加する。)

## 5. 圧力管取替後の検査

圧力管を取替えた場合には、既設入口管および上昇管との各溶接部に、通産省技術基準の第1種管の溶接部の規準が適用される。規準によれば第1種管の突合せ溶接部（周継手）は、次の試験を行なう必要がある。

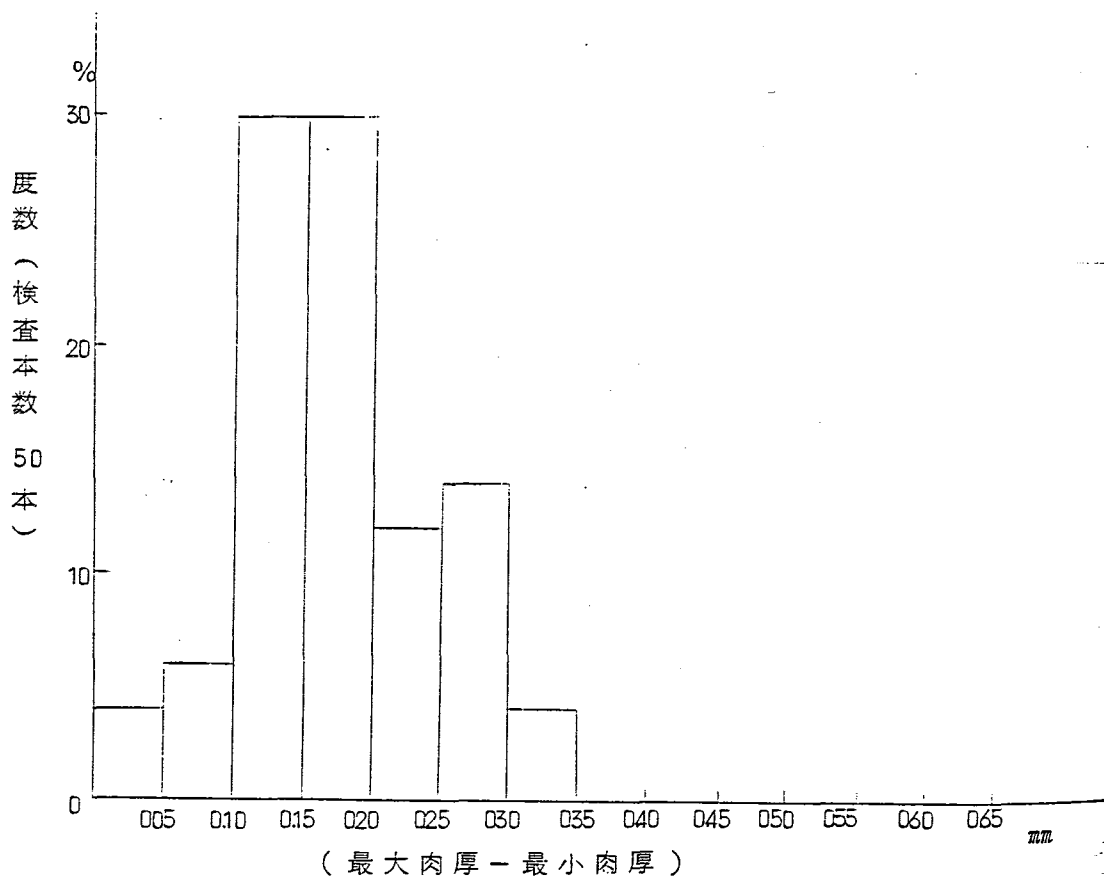
- (1) 放射線透過試験
- (2) 試験板を作成して機械試験を行なう
- (3) 耐圧・漏洩試験

以上の検査を実施して合格しなければならない規定になっているが、実際の適用に際しては、その時点で通産省との協議により検査方法を決定したい。

## 6. 圧力管の偏肉について

圧力管の肉厚は、購入仕様書で $4.30\text{ mm} \pm 0.32\text{ mm}$ と規定している。従来R&D用として購入してきた圧力管について、マイクロメータおよび超音波厚み計で肉厚を測定した結果、偏肉の程度（最大肉厚-最小肉厚）は下図の様な分布を示している。

従って、これまでの製造実績からみて、ほぼ均一厚みの管が製造されており、クリープ等に影響を及ぼす程の偏肉はないと思われる。



炉水の  
料の取  
  
は難し  
が全部  
容器の  
その  
スカイ  
被ばく

#### 4. 原 子 炉 冷 却 系

### 3. 1 燃料取扱および貯蔵施設の変更について

#### 1 燃料移送装置の変更

##### (a) 装置概要

###### (イ) 隔離弁型式

ボール弁をゲート弁に変更する。

###### 〔理由〕

本隔離弁は、トランスファー容器の通過時に弁の段付部が少ないボール弁を使用する予定であったが、口径約500mmφのボール弁は製作・使用実績がほとんどないこと、ゲート弁はボール弁に比べシール性に優れていること、またコンパクトであること、ゲート弁は十分な製作経験、使用実績があり、PWR型炉でも同様な箇所に使用されていること等の理由で、隔離弁はゲート弁とする。

なお、ゲート弁は、構造上段付きができるが試作したゲート弁について燃料移送試験を行なった結果、支障がないことを確認している。

###### (ロ) トランスファー容器駆動方式

「チェーン駆動方式」を「グリッパおよび駆動ロープ方式」に変更する。

###### 〔理由〕

トランスファー容器の駆動方式は、外部駆動装置の比較的簡便なチェーン駆動方式とする予定であった。チェーン駆動方式はトランスファーシュート内にチェーン駆動機構等の機械的機構を必要とするが、トランスファーシュート内の保守点検は困難であること、機械的機構の不具合がトランスファー容器のシュート内引掛りの要因になり易いこと等の理由で、トランスファーシュート内に機械的機構が全くなく、極めて簡単な構造となるグリッパおよび駆動ロープ方式に変更する。

なおグリッパおよび駆動ロープ方式の燃料移送機能については、実尺の試作機により移送試験を行ない、確実に燃料を移送できることを確認している。

##### (b) トランスファー装置

###### (イ) シュート寸法

約600mmφ×10.7mから約508mmφ×12.3mに変更する。

###### 〔理由〕

トランスファー容器駆動方式を「グリッパおよび駆動ロープ方式」に変更することに伴い、シュート寸法を変更する。

(c) 燃料出入機

変更箇所	変更前	変更後
(イ) 外形寸法 全高	約 10 m	約 12 m
巾	約 2 m	約 1.6 m
(ロ) 速度 低速	約 0.2 m/min	約 0.3 m/min
(ハ) 燃料昇降速度 低速	約 0.2 m/min	約 0.6 m/min

〔理由〕

トランスファー容器駆動方式の変更及び燃料出入機の詳細設計により変更する。

(d) 燃料移送機

変更箇所	変更前	変更後
(イ) 外形寸法 全高	約 8 m	約 13.5 m
巾	約 2 m	約 4 m
(ロ) 移動速度 低速	約 0.2 m/min	約 0.6 m/min
(ハ) 燃料昇降速度 低速	約 0.2 m/min	約 0.6 m/min

〔理由〕

耐震設計等の詳細設計により変更する。

(e) 燃料交換プール

変更箇所	変更前	変更後
(イ) 容量	約 410 m <sup>3</sup>	約 600 m <sup>3</sup>
(ロ) プール水深	約 1.2 m	約 1.5.4 m

〔理由〕

トランスファー容器駆動方式の変更に伴ないプール水深を変更する。



## 2. 使用済燃料貯蔵プール

### (a) プール容量

約1000 m<sup>3</sup>から約1200 m<sup>3</sup>に変更する。

〔理由〕

貯蔵ラック等のプール内機器の詳細設計の結果、プールの水深を約0.7 m、幅を約1 m増しプール容量が変更になった。

### (b) 収容本数

変更箇所	変更前	変更後
(イ) シャヘいプラグ	270本	253本
(ロ) シールプラグ	270本	263本
(ハ) 使用済炉内検出器	20本	25本
但し 燃料は	270本	変更なし

〔理由〕

シャヘいプラグおよびシールプラグは、炉心から取出し後、検査・部品交換を行なって再使用する。また使用済燃料のように長期間冷却する必要もないので、これらの収容本数を変更した。

炉内中性子検出器は比較的消耗が早く交換頻度が増したため収容本数を増した。

### 3.2 燃料移送系について

#### 1. 燃料移送系において燃料集合体等が固着する可能性について

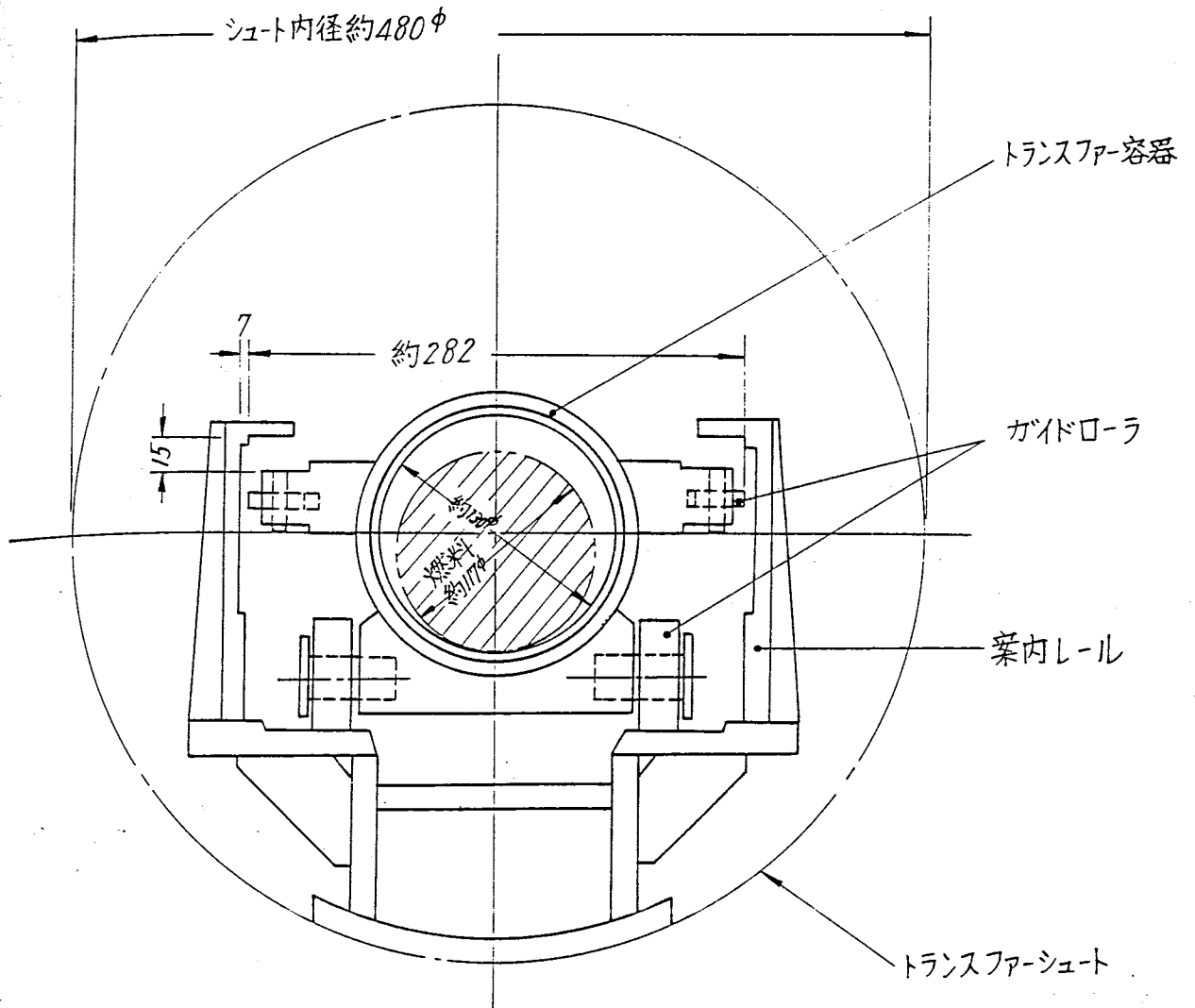
本燃料移送系においては、燃料集合体は、燃料出入機でトランスファー容器内に收容され、約55°傾斜したトランスファースhoot内を移送される。

トランスファー容器は内径が約130mm $\phi$ であり燃料の外径約117mm $\phi$ に比べ十分大きく容器内で燃料が固着する可能性はない。

またトランスファー容器にはガイドローラが取付けられておりshoot内の案内レール上をスムーズに走行できるように設計されている。またガイドローラと案内レールの間隙は、shootの曲り、地震時の変位等があっても走行できるより十分に取られており、トランスファー容器がshoot内で固着する可能性はない。

なお、燃料移送系の駆動装置の吊上げ能力は通常時、吊上げ物重量の約2倍あり、手動ではさらに約3倍の力を出すことができ、十分余裕のある設計となっている。

容され、  
分大きく  
ール上を  
は、シュ  
スファ  
手動では



第3.2-1図 トランスファー-シュートおよびトランスファー-容器 断面図

## 2. 燃料移送系において漏出するFPの処理方法および被ばく計算

燃料交換時のFP放出予防のため、あらかじめ運転中の希ガス放出率測定、あるいは炉水の分析等により破損燃料の有無あるいはその存在箇所を判定し、運転中に破損の著しい燃料の取出しを避けることになっている。

なお、破損した燃料を運転中に交換プールに移送した場合に放出されるFP量の評価は難しいので最も厳しい条件として取出された燃料集合体のプレナムに含まれているFPガスが全部格納容器内に放出された場合を考えると希ガスの放出量は約 $1 \times 10^4$  Ciとなるが格納容器のペースは年4回程度であるので、1ヶ月の経過後約18 mCiとなり環境に放出しても、その影響は無視できる。なお格納容器からもっとも近い西雨敷地境界(450m)におけるスカイシャイン線量は0.25 m rem/3ヶ月であって敷地境界における希ガスによるガンマ線被ばくの評価値1.7 m rem/yの数分の一である。

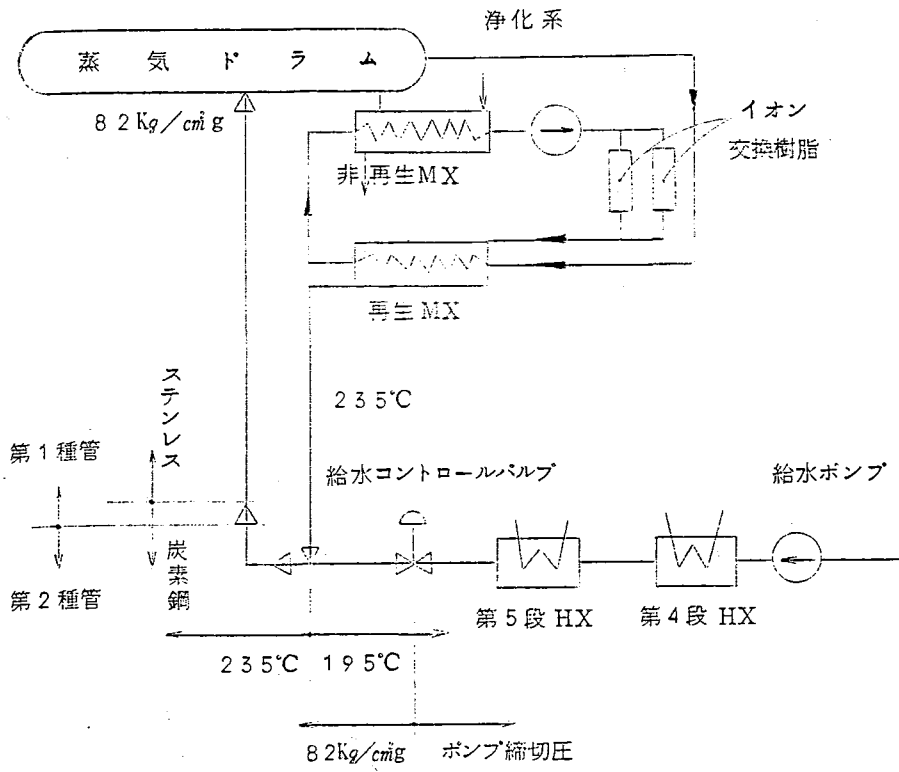
炉水の  
料の取  
は難し  
が全部  
容器の  
、その  
スカイ  
被ばく

#### 4. 原 子 炉 冷 却 系

## 4.1 一次冷却系の変更について

項 目	変 更 前	変 更 後	変 更 理 由
蒸気ドラム	蒸気ドラムは低合金鋼を使用し、	蒸気ドラムは炭素鋼を使用し、	第4.2章参照
	最大蒸気流量約 540 t/h (1基当り)	削 除	本流量は設置許可申請の165MWeの120%過出力即ち、193MWe出力に相当する蒸気流量であって、ドラムの設計仕様ではない。
	低合金鋼内面ステンレス鋼	炭素鋼内面ステンレス鋼	第4.2章参照
下部ヘッド	その自重はコンスタントハンガによって	その自重は支持梁によって	耐震設計、熱応力解析破断反力解析の結果破断反力をもたせる様設計変更した。
	それぞれの逆止弁が配管をかいさずに直接取り付けられている。	それぞれの逆止弁が取り付けられている。	下部ヘッダーの耐震及び熱応力解析の結果、この逆止弁間に短管を入れここで梁に固定する設計を採用した。
下 降 管	その配管の途中には仕切弁がもうけられている。	削 除	再循環系の配管設計上ここに仕切弁を置くと、ポンプ吸込側に乱流が発生して、ポンプ特性上好ましくない事が試験により

項 目	変 更 前	変 更 後	変 更 理 由
給 水 系	ポンプ吸込配管 約 6.1 cm	吸込管 外径約 5.1 cm	確認されたため、この弁 を取る事に決定した。
	ポンプ吐出配管 約 4.6 cm	吐出管 外径約 4.1 cm	再循環ポンプのモックア ップによる流体試験と詳 細設計の結果変更した。
	配管外径 約 3.2 cm	” 約 2.7 cm	系統の詳細設計をつめた 結果、変更後の管径で適 切な流速が得られるので 採用した。
	配管材料 炭素鋼	” 炭素鋼およびステン レス鋼	原子炉冷却材浄化系のも どりラインが本給水系に 入っており炉浄化系のイ オン交換樹脂の負荷をへ らすため配管の一部をの ぞき大部分を炭素鋼より ステンレスに変更した。
	最高使用圧力 10.3 kg/cm <sup>2</sup> g	” 8.2 kg/cm <sup>2</sup> g	給水系は給水ポンプの締 切圧がかかるが下記の如 く給水コントロールバル ブまででありそれ以後は 原子炉の最高使用圧力の 8.2 kg/cm <sup>2</sup> g がかかる。 又蒸気ドラムより第2隔 離弁までは一種管で原子 炉の最高使用圧力を取る。



原子炉冷却 材浄化系	最高使用温度	195°C	235°C	詳細設計の結果上記の如く炉浄化系のもどりライン以降は給水ラインは235°Cそれ以前は給水ライン最高使用温度を取る。
	浄化設備 非再生熱交換器 基数 1	非再生熱交換器 基数 2	基数 2	



## 4.2 蒸気ドラムの材質変更について

新型転換炉原型炉（ATR）の安全性は、蒸気ドラムおよび下部ヘッダは破壊しないという前提に立って確保されている。この前提は、適切な材料の選定、応力レベルを安全な範囲に収めるための設計、厳重な品質管理のもとに行なわれる製造、運転開始後の供用期間中検査などによって保証されるものである。

蒸気ドラムの破壊モードとして問題になるのは不安定破壊であって、靱性の低い材料を用いた場合、例えば、高温状態にある容器へ非常用炉心冷却系によって冷水が注入されると、大きな熱勾配に基づく高応力が発生し、内部の微小欠陥が急速に進展して破壊に至る可能性が生じる。

このような不安定破壊を防止するために、蒸気ドラムの材料には、NDTTが「最低使用温度 $-33^{\circ}\text{C}$ 」以下であるような材料を選定することが法規によって要求されている。

軽水炉の原子炉圧力容器では、中性子照射による材料の脆化が起り、寿命末期には靱性が低下し、NDTTが数十度のオーダーで上昇する。そこで寿命末期にもなおかつ十分な靱性を確保するために、一般にはASME SA-533のような低合金鋼を使用する。（なお原子炉圧力容器にこの材料を使用するのは上記の理由ばかりでなく、高強度による肉厚減少を意図したものである。）

これに対してATRの蒸気ドラムは、十分に遮へいされた原子炉から離れた場所に位置し、したがって中性子照射量は無視できる程度に小さく、原子炉圧力容器のように照射による靱性の低下を考慮する必要は全くない。

ATR蒸気ドラムのような極めて密集したノズル群をもつ容器をSA-533のような焼戻しを施したマンガンニッケルモリブデン鋼で製造した実績がないことも併せ考慮すると、蒸気ドラムの材料には、必要な靱性を確保することのほか、溶接作業性、品質管理の容易さなどの観点から、容器としての製造実績の多い材料を選択するのが合理的である。

以上のような理由から、蒸気ドラムに対しては従来ボイラ用鋼板として数多くの実績をもつ材料（SA515相当）に対して靱性を改善したASME SA516 Gr70（原子力発電用炭素鋼圧延鋼板4種相当）を採用する。

なお、蒸気ドラムの最低使用温度は $38^{\circ}\text{C}$ であり、したがって衝撃値の確認は $38-33=5^{\circ}\text{C}$ で行なえばよいが、材料の靱性に十分な余裕をみるものとして $-13^{\circ}\text{C}$ において確認するものとする。

### [ 参 考 ]

原子力船“むつ”では、直接中性子照射を受ける原子炉容器にはSA-533材を使用しているが、これを受けない蒸気発生器、加圧器にはSA-516材を使用している。

また、初期の原子力発電所では、SA-516と同系の炭素鋼を原子炉圧力容器に用いている例がある。

材 料 比 較 表

ASTM A533 Gr B Cl1

ASTM A516 Gr70

CHEMICAL COMPOSITION

	Grade B, %	Grade 70	
Carbon, max	0.25	Carbon, max, per cent:	
Manganese		½ in, and under	0.27
Ladle	1.15 to 1.50	Over ½ to 2 in, incl	0.28
Check	1.10 to 1.55	Over 2 to 4 in, incl	0.30
Phosphorus, max	0.035	Over 4 to 8 in, incl	0.31
Sulfur, max	0.040	Over 8 to 12 in, incl	...
Silicon		Manganese, per cent:	
Ladle	0.15 to 0.30	½ in, and under:	
Check	0.13 to 0.32	Ladle	0.85 to 1.20
Molybdenum		Check	0.80 to 1.25
Ladle	0.45 to 0.60	Over ½ to 12 in, incl:	
Check	0.41 to 0.64	Ladle	0.85 to 1.20
Nickel		Check	0.80 to 1.25
Ladle	0.40 to 0.70	Phosphorus, max, per cent:	
Check	0.37 to 0.73	Flange	0.04
		Firebox	0.035
		Sulfur, max, per cent:	
		Flange	0.05
		Firebox	0.04
		Silicon, per cent:	
		Ladle	0.15 to 0.30
		Check	0.13 to 0.33

TENSILE REQUIREMENTS

	Class 1	Grade 70	
Tensile strength, psi	80 000 to 100 000	Tensile strength, psi	70 000 to 85 000
Yield strength (0.2 per cent offset) min, psi	50 000	Yield point, min psi	38 000
Elongation in 2 in, min, per cent	20.0	Elongation in 8 in, min, per cent:	
		Flange	16
		Firebox	17
		Elongation in 2 in, min, per cent:	
		Flange	20
		Firebox	21

## 4.3 再循環系仕切弁について

### 1 吸込側仕切弁の廃止理由

通常の炉の運転・起動・停止時には、仕切弁は常に開のまま使用されるものであるため、これがなくても何ら差しつかえない。

再循環ポンプの保守点検内容としては、ポンプ内部、軸封部および駆動電動機の点検補修であるが、これらの保守については、以下に示す対策を講じて実施するので仕切弁がなくても支障はない。

### 2 保守方法

#### 2.1 ポンプ内部保守

ポンプ内部（ケーシング、インペラー、ポンプ軸受）の点検については、排水を必要とするため、蒸気ドラムおよび下降管内の保有水を吸込側マニホールドのドレン配管から機器ドレン系へ排水して行なう。（第4.3-1図参照）

炉心と再循環ポンプとの間には、逆止弁があり、炉心側の水が再循環ポンプに流れ込むことはない。

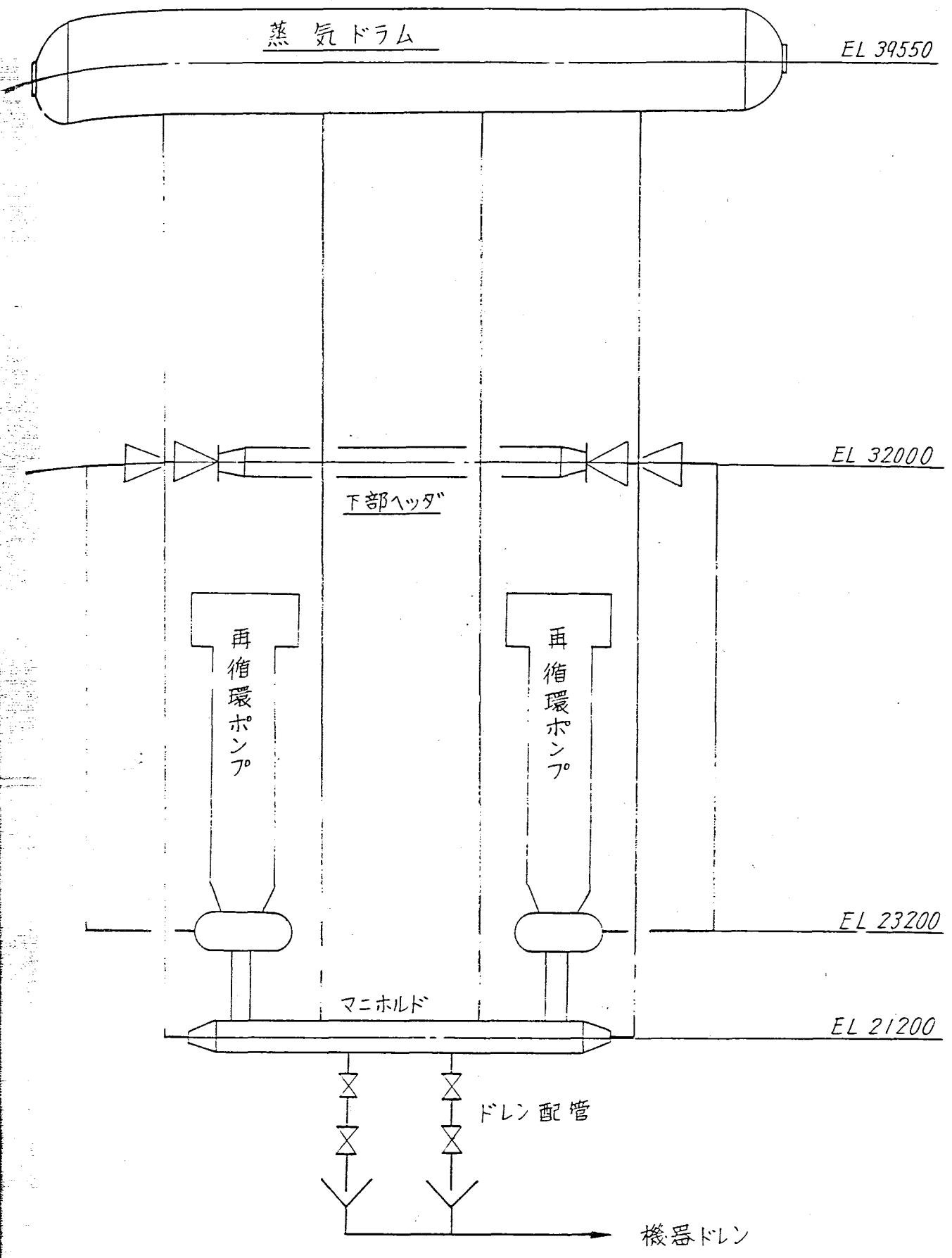
#### 2.2 軸封部および電動機保守

軸封部および電動機を点検補修する場合には、まず、モータとポンプの結合部（カップリング及びカップリングスペーサ）を切離す。こうすると軸は自重によつてケーシングと接触するが、接触部が水密構造となる様に設計されているので（第4.3-2図参照）ポンプケーシング内部の水抜きをする必要はない。

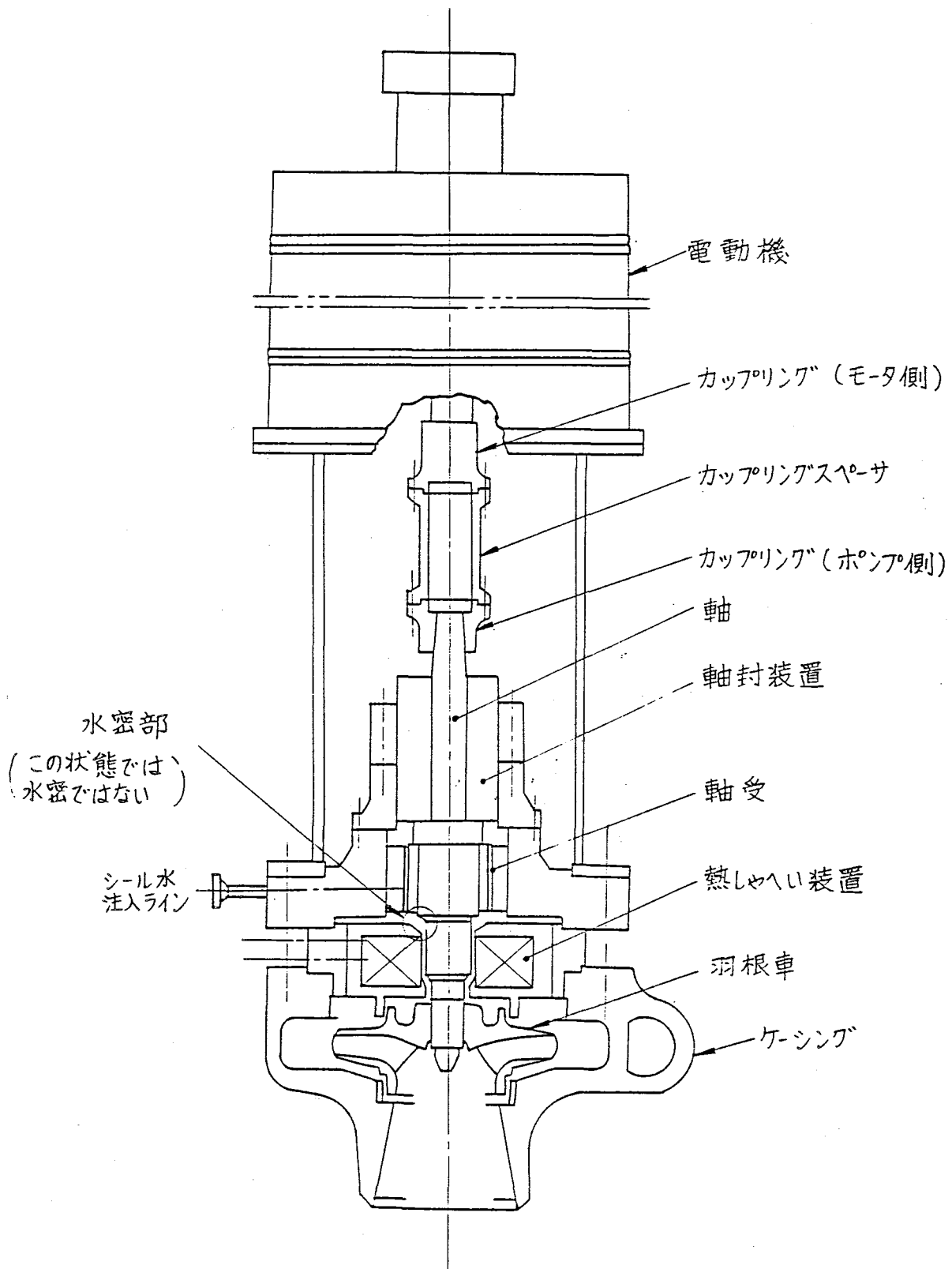
この状態で、軸封部および電動機の点検補修ができる。

水密部より若干のリークがある場合には、軸シールの注水ラインから排水する。

ので、こ  
換補修で  
くても支  
  
必要とす  
機器ドレ  
  
れ込むこ  
  
カップリ  
グと接触  
ンブケー



第4.3-1図 配管フローシート



第4.3-2図 ポンプ概略構造図

1  
2  
出  
3  
4  
7  
1  
3  
3

### 4.4 炉水の水質について

#### 1. ATRとBWR, PWRとの水質比較

項目	単位	ATR	BWR	PWR
電導度(25℃)	μS/cm	-	1	1~40
PH ( " )	"	-	4.2~10.5	4.2~10.5
不溶性不純物 <sup>*1</sup>	ppm	< 1.0	< 1	< 1
ホウ酸イオン (BO <sub>2</sub> <sup>-</sup> )	"	-	< 1	0~4,000
リチウムイオン (Li <sup>+</sup> )	"	-	-	< 2.2
塩素イオン (Cl <sup>-</sup> )	"	< 0.2	0.2	0.15
フッ素	"	-	-	< 0.15
酸素 (O <sub>2</sub> )	"	-	-	< 0.01
水素 (H <sub>2</sub> )	"	-	-	15~50
ケイ酸 (SiO <sub>2</sub> )として	"	< 0.1	< 1	-
可溶性金属不純物	"	0.7	-	-

\*1 0.45 μミリポアフィルタを通過しないもの。

#### 2. 一次保有水量等と接液面積

出力	項目	給水量	炉浄化系液量	一次系保有水量	接液面積(推定)
320 MWe		1,740 m <sup>3</sup> /h	120 m <sup>3</sup>	152 m <sup>3</sup>	-
460 "		2,450 (ton)/h	196 (ton)/h	151 (ton)	24,000 m <sup>2</sup>
780 "		4,430 m <sup>3</sup> /h	46 m <sup>3</sup> /h	285 m <sup>3</sup>	-
165* "		910 (ton)/h	60 (ton)/h	63 (ton)	10,390 m <sup>2</sup>

\* ATR

#### 3. ATR水質算出根拠

##### 3.1 計算式

(炉浄化系除去量) (炉内腐食生成量) (給水からの流入量)

$$W_C \cdot C_R \cdot \eta = \sum S_i C_i W_i + C_F \cdot W_F \cdot (1-K)$$

W<sub>C</sub> : 炉浄化系流量 60 Ton/h = 6 × 10<sup>7</sup> g/h

C<sub>R</sub> : 炉水不純物濃度

η : 除去効率

S<sub>i</sub> : 材料別接液面積 m<sup>2</sup>

$C_i$  : 材料別腐食率  $g/m^2 h$

$W_F$  : 給水流量  $910 \text{ Ton/h} = 9.1 \times 10^8 \text{ g/h}$  (165 MWe時の流量)

$C_F$  : 給水不純物濃度

$W_i$  : 接液部材料の成分割合

$K$  : 付着係数 不溶性金属不純物の場合=0.5

その他の不純物の場合=0

### 3.2 使用データおよび計算結果

材料別腐食量計算表

番号	材 料	表面積 ( $m^2$ )	腐食率 ( $mg/m^2 h$ )	腐食量 ( $mg/h$ )	材料別腐食量 ( $mg/h$ )			材料組成 (%)		
					Fe	全金属	けい素	Fe	全金属	けい素
1	Zry-2 (燃料)	1,500	$6 \times 10^{-5}$	0	0	0	-	0.2	99.9	-
2	インコネル (燃料)	300	$6 \times 10^{-5}$	0	0	0	-	19.4	99.5	-
3	Zr・25% Nb (圧力管)	410	7.75	3,178	3	3,172	-	0.1	99.8	-
4	ステンレス鋼 (その他)	7,720	1.39	10,730	7,394	10,613	107	68.9	98.9	1.0
5	炭素鋼 (給水系)	460	13.9	6,394	6,317	6,349	26	98.8	99.3	0.4
	合 計	10,390		20,302	13,714	20,134	133			
		$1.04 \times 10^4$		( $g/h$ ) 20.3	( $g/h$ ) 13.7	( $g/h$ ) 20.1	( $g/h$ ) 0.1			

計算に用いた数値および計算結果一覧表

種類	項目	腐食生成量	給水不純物	付着係数	除去効率	炉水不純物濃度	
		$\Sigma SiCiWi$	$C_F$	K	$\eta$	計算値	評価 *2
不溶性 不純物*1		20.3 g/h *3	$12 \times 10^{-4}$ g/h Fe 5, Ni 5, Cu 2 ppb	0.5	0.6 $\eta_{Fe} : 0.50$ $\eta_{Ni} : 0.80$	0.72	1.0
塩素イオン		0	$10 \times 10^{-4}$	0	0.9	0.17	0.2
金属不純物 (可溶性)		20.3 *3	$15 \times 10^{-4}$ Fe, Cu, Ni 5 ppb	0	0.99	0.57	0.7
けい素		0.1	$5 \times 10^{-4}$	0	0.9	0.09	0.1

- \*1 0.45μミリポアフィルタ(3紙)を通過しないもの。
- \*2 計算値に若干の評価を加えたもの。
- \*3 それぞれ100%寄与すると仮定した。

4. サンプルングポイントについて

炉水管理のため、一次系およびタービン系には、サンプルングポイントが設けられている。

下表に設置箇所および定期的な測定予定の項目を記してある。(一部は省略することあり)

これにより、炉水の水質管理を行なう。

位 置	測 定 項 目
蒸気ドラム水 A	
" B	電導度
浄化系脱塩器 1, 入口	PH
" " 出口	金属不純物(可溶性および不溶性)
" 1, 出口	塩素イオン濃度
最終給水加熱器 出口	浮遊酸素濃度
復水脱塩器 入口	けい酸濃度
" 出口	放射能
" 移送ポンプ 出口	
主蒸気管 A	酸素濃度
" B	水素 "
	キャリーオーバー (Na)
	電導度



## 5. 原 子 炉 補 助 系



添付資料 1

重水冷却系除熱量内訳

内訳項目	変更前 除熱量 (MW)	変更後 除熱量 (MW)	備考
重水発熱	26.5	26.5	
① 重水分配板	0.17	0.17	
② カランドリアンタンク上部管板	0.17	0.17	
③ カランドリアンタンク下部管板	0.34	0.34	
④ 炉心タンク胴板	1.62	1.62	
⑤ カランドリア管	2.64	2.64	
⑥ 防振板	0.43	0.43	
⑦ 制御棒案内管	0.1	0.1	
⑧ 制御棒	0.1	0.1	
⑨ カランドリアンタンク胴板	0.6	—	遮蔽冷却系で除熱
圧力管からの伝熱	0.9	0.9	
ポイズン発熱	2.13	2.13	
計	35.7	35.1	

注 内訳項目に付いている番号は、第 5.1 - 1 図、第 5.1 - 2 図の番号に対応している。

添付資料 2

重水流量配分内訳

重水は重水循環ポンプで加圧され、重水冷却器で冷却された後、重水分配管を経て下記の各冷却部分に配分される。

	変更前	変更後
炉心タンク胴体	30	30
カランドリアンタンク上部管板	250	250
制御棒案内管	1020	1020
カランドリアンタンク胴体	140	—
重水浄化系	20	20
設計余裕	40	—注1
計	1500	1320

注1. 重水循環ポンプは実機と同一仕様のポンプを試作し、性能曲線を実測した結果、設計流量  $660 \text{ m}^3/\text{h}$  に対して最小  $30 \text{ m}^3/\text{h}$  の余裕があることが判明している。  
(添付資料4 参照)

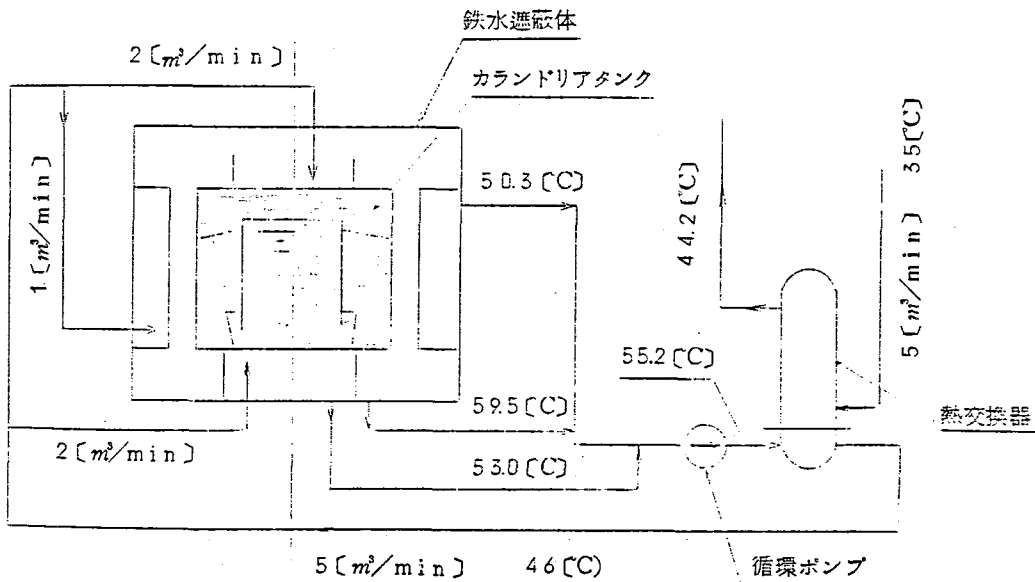
添付資料 3

1. 遮蔽冷却系除熱量

項 目	変 更 前	変 更 後	
	除熱量 (MW)	除熱量 (MW)	
鉄水遮蔽体	上部鉄水遮蔽体冷却系	1.28	1.88
	下部鉄水遮蔽体冷却系	0.98	0.98
	側部鉄水遮蔽体冷却系	0.30	0.30
遮蔽冷却系 (ポンプ加熱等)		0.04	0.04
計		2.6	3.2

注 第5.1-3図 “鉄水遮蔽体冷却水流路図” 参照

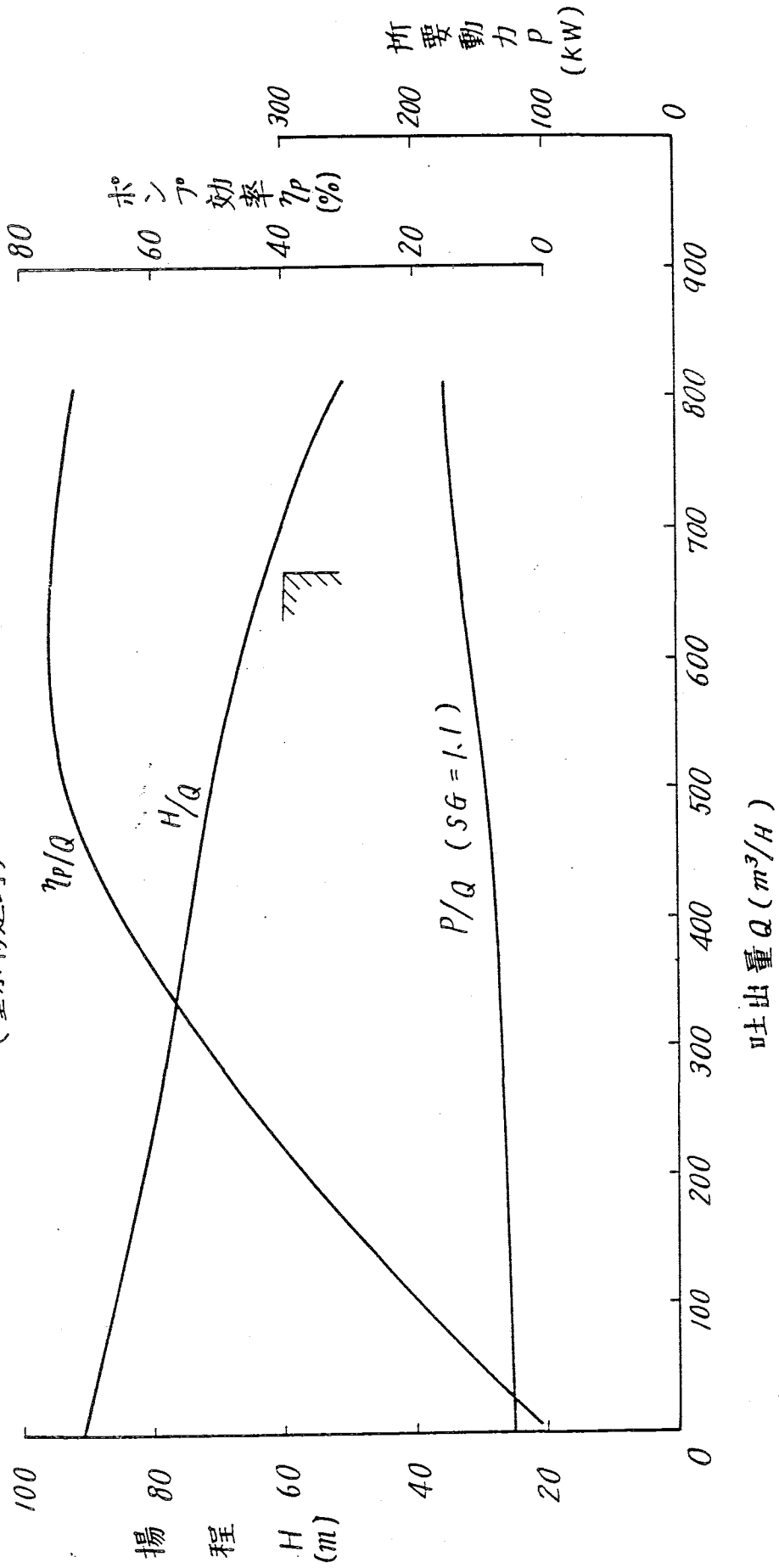
2. 遮蔽冷却系温度平衡図



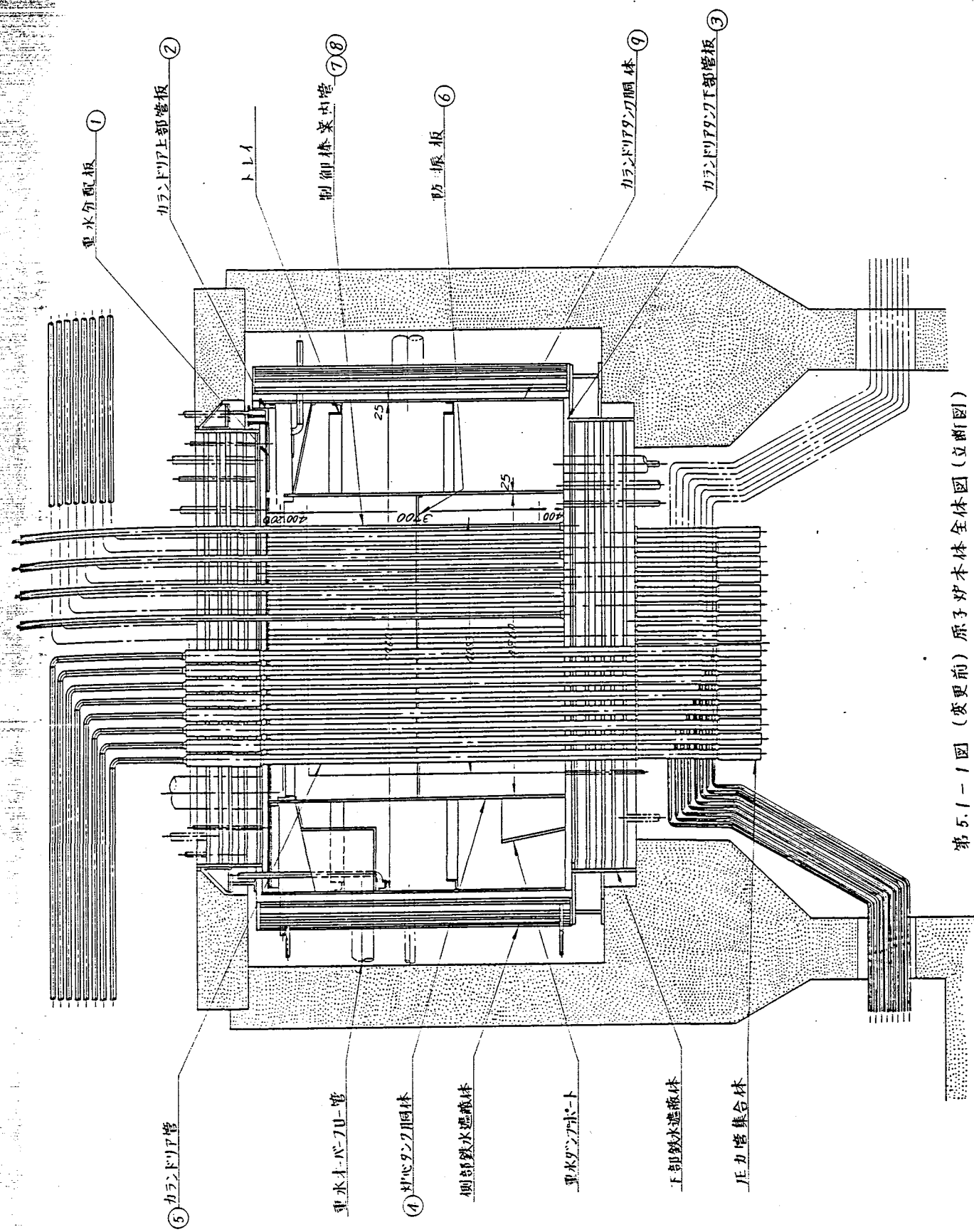
添付資料 4

重水循環ポンプ

推定性能曲線  
(重水移送時)



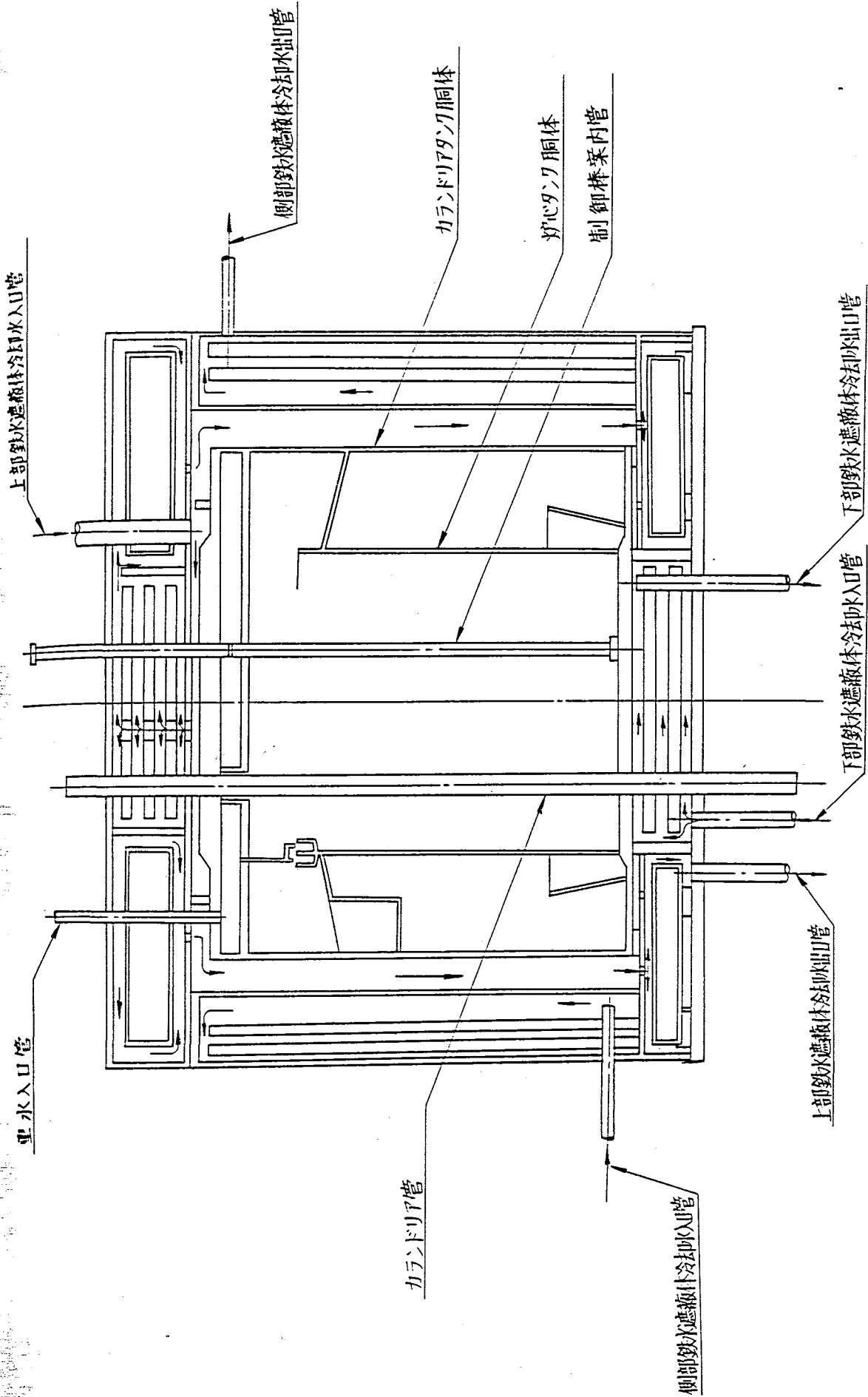
吐出量  $Q (m^3/H)$



第5.1-1図 (変更前) 原子炉本体全体図 (立断面)



第5.1-2図 原子炉本体全体図（立断面）



第5.1-3図 鉄水遮蔽体冷却水路図



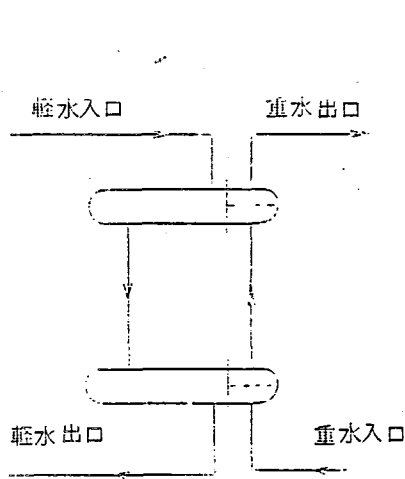
## 2. 重水冷却器の変更について

### 2.1 変更内容

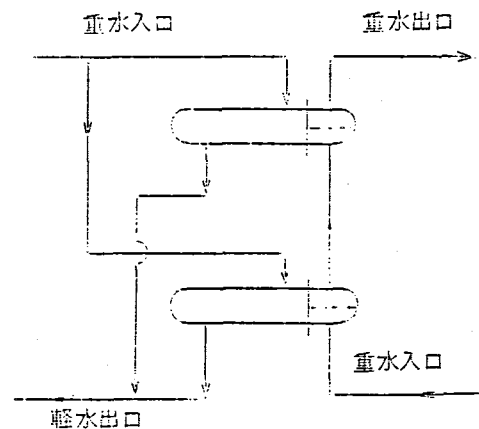
変更項目	前回	今回
重水冷却器		
○ 基数	1	2
○ 交換熱量	$30.8 \times 10^6 \text{ Kcal/h}$	$30.4 \times 10^6 \text{ Kcal/h} \cdot 2 \text{ 基}$
○ 管側（重水）		
流量	$1,320 \text{ m}^3/\text{h}$	$1,320 \text{ m}^3/\text{h}$
設計圧力	設計圧力 $80 \text{ kg/cm}^2 \text{ G}$	最高使用圧力 $13 \text{ kg/cm}^2 \text{ G}$
設計温度	設計温度 $150^\circ \text{C}$	最高使用温度 $117^\circ \text{C}$
○ 胴側（軽水）		
流量	$1,440 \text{ m}^3/\text{h}$	$665 \text{ m}^3/\text{h} \times 2$
設計温度	設計温度 $90^\circ \text{C}$	最高使用温度 $117^\circ \text{C}$

### 2.2 変更理由

#### (a) 基数変更について



第 5.1 - 4 図 変更前



第 5.1 - 5 図 変更後

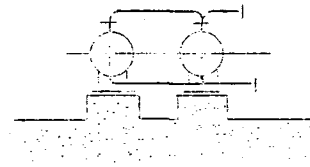
従来重水冷却熱交換器は2胴1基式という名称で重水および軽水を第5.1-4図の通り直列に配してあったが、その後の設計検討の結果、流動性（圧損の低減）の改善を目的に第5.1-5図に示す如く軽水側を並列に流すように変更した。配管も当初計画した

2段階第 5.1 - 6 図から並列配置第 5.1 - 7 図に変更した。

上記の変更により通常使用されている 2 胴 1 基式という名称の使用は妥当でないと考えられたので 2 基に変更する。



第 5.1 - 6 図 変更前配置



第 5.1 - 7 図 変更後配置

(b) 交換熱量の変更について

“重水循環ポンプの容量変更について”の中で述べたようにカランドリアタンク胴板の  $\gamma$  線発熱に対して外面からのみ遮蔽冷却水で冷却することとし、内面からの重水による冷却を止めたため、その分重水系にかかる熱負荷が減少したため変更した。

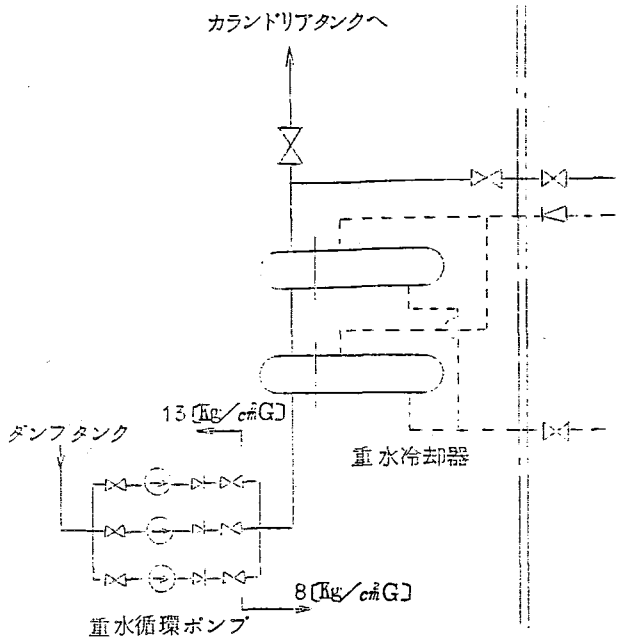
(c) 胴側（軽水）流量変更について

詳細設計の段階での設計検討（熱負荷の減少、配列の変更等を加味）の結果により変更した。

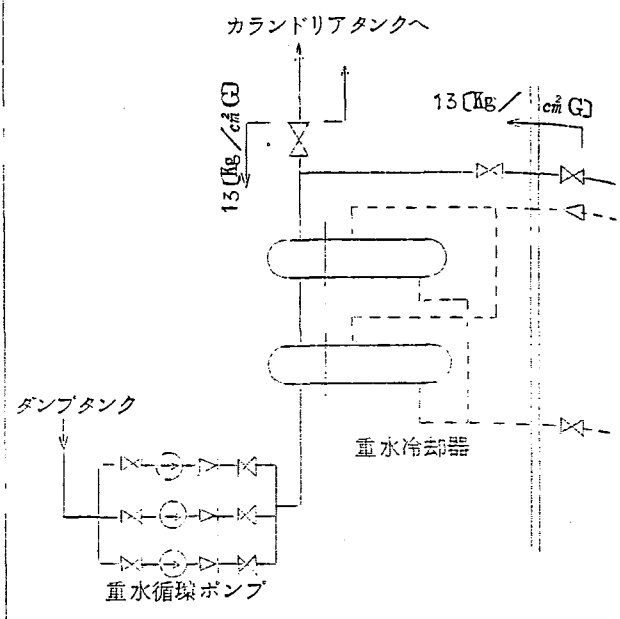
なお本重水冷却器の熱除去能力は設計点（海水温度  $23^{\circ}\text{C}$ 、カランドリアタンク出口重水温度  $70^{\circ}\text{C}$ ）に於いて、プラントの定格出力運転時の熱負荷  $3.04 \times 10^6$  [Kcal/h] に対して、その熱除去能力は  $3.44 \times 10^6$  [Kcal/h] であり約 13% の余裕を持っている。

(d) 設計圧力、温度の変更について

- 管側設計圧力は、当初第 5.1 - 8 図の如く重水循環ポンプの締切圧が掛るのは、ポンプ吐出側の第 1 止弁迄としていたが、その後の検討により第 5.1 - 9 図に示すように、重水冷却器出口止弁を閉とした場合も考慮して、重水冷却器の最高使用圧力を通常運転時の圧力に余裕を見た値  $8.0$  [ $\text{kg}/\text{cm}^2 \text{G}$ ] から重水循環ポンプの締切圧  $1.3$  [ $\text{kg}/\text{cm}^2 \text{G}$ ] に変更した。



第 5.1 - 8 図 変更前



第 5.1 - 9 図 変更後

- 管側設計温度は当初カランドリアタンク最高使用温度150 [°C]と同一としていたが重水系についてはγ線発熱を考慮する必要がない。  
 オーバーフロースペースのヘリウム圧力は0.3 [kg/cm² G]以下に制御されるので、これに見合うダンフタンクヘリウム圧力0.7 [kg/cm² G]に於ける重水の飽和蒸気圧温度117 [°C]を今回採用した。

- 胴側設計温度は、胴側(軽水)配管出口側の弁を閉とした場合を考慮し、管側の最高使用温度(設計温度)117 [°C]と同一とした。

(e) 名称の変更について

設計圧力、温度の名称を通例に従い最高使用圧力、温度に変更した。

3. 重水ダンフタンクの容量変更について

変更項目	前回	今回
重水ダンフタンク 容量	28 m³	約 32 m³

変更理由

カランドリアタンク以外の重水系の保有重水量に詳細設計の結果、変更が生じた。

4. 重水浄化系

(1) 設備の変更について

変更項目	前回	今回
重水浄化系		
○ 浄化用ポンプ	1 台	削除
○ 前置フィルター	1 基	削除

変更理由

(a) 「浄化用ポンプ」削除に関する説明

重水浄化系へ流す重水は、従来浄化用ポンプを用いていたが、その後の検討の結果、重水循環ポンプによる吐出圧のみで重水浄化系へ供給することが可能であることが判明したため。

(b) 「前置フィルター」の削除に関する説明

重水系は、腐食生成物が極めて少ないと考えられる。従って重水中の不溶性固体は、樹脂塔で捕捉することが出来る。又フィルターを削除することによりフィルター交換時のトリチウム飛散を考慮する必要がなくなりメンテナンスが容易となる。

○ フィルター削除により樹脂塔へ混入する不溶性固体が樹脂層および樹脂塔下部に設けたフィルタ等に滞留することによって処理能力の低下、圧損の増加等の不具合が認められた場合には、樹脂を一旦重水化塔へ移送し、不溶性固体と樹脂を分離した後、再度交換塔へ戻し再使用できるような系統構成となっている。

○ 又本プラントと同一方式の海外重水炉（CVTR, ダグラスポイント等）に於いても前置フィルターは設置されていない実績がある。

(2) 樹脂塔の配列順序

変更項目	前回	今回
樹脂塔の配列順序	……… 浄化用交換塔, ポイズン除去用交換塔……	…… ポイズン除去用交換塔, 浄化用交換塔………

## 変更理由

ポイズン除去塔は、強塩基性陰イオン交換樹脂（アンバーライト I R N - 7 8（オルガノ商会商品名）もしくは相当品）のみを充填している単床式の交換塔であるため、通水時樹脂中に残存している活性化時に用いたアルカリ分（NaOH）および樹脂合成時の不純物が溶出する可能性が懸念される。このため現在の塔配列であるとNa<sup>+</sup>および不純物が溶出した場合、それらは直接重水中に混入することになる。

上記不都合をなくすため、ポイズン除去塔と重水浄化塔の配列順序を変更し、ポイズン除去塔から流出する不純物を後置の重水浄化塔（混床式）の樹脂で捕捉除去するようにする。

### (3) 設計温度、圧力の変更

変更項目	前回	今回
設計温度	設計温度 75℃	最高使用温度 60℃
設計圧力	設計圧力 9.0 kg/cm <sup>2</sup> g	最高使用圧力 7 kg/cm <sup>2</sup> g

## 変更理由

### (a) 設計温度の変更について

設計温度は、カランドリアタンク出口重水温度を採っていたが、重水浄化系への重水の供給は、カランドリアタンクを出て重水循環ポンプで加圧され、重水冷却器を経て冷却された重水の1部が分流されてなされるので、実際の供給温度は当初採用した値より低くなる。以上の理由により仕様を実際の値（重水冷却器出口温度に余裕を見た値）に変更した。

### (b) 設計圧力の変更について

設計圧力は詳細設計に伴い供給圧力が下がったため変更した。

### (c) 設計圧力、温度の名称変更について

設計圧力、温度の名称を通例に従い最高使用圧力、温度に変更した。

## 5.2 ヘリウム系の変更について

### 1. ヘリウムガス循環方式の変更

当初、ヘリウムガスの循環は、モータ駆動のプロアによることを計画していたが、その後、検討の進むに従い種々問題点（プロア軸封部からの漏洩、オーバーフロー部からのガスの巻込等）があることが判明した。

それらの検討の過程の中で、オーバーフロー部での重水流下時のガスの巻込現象を、むしろ積極的に取入れ、プロアによらずに巻込現象を利用してヘリウムガス循環を行えないものか、という考え方が生じた。そのことを含め、水位制御系の特性、エゼクターの特性等の問題を解決するために、一連の開発試験を実施した。

その結果、重水のカランドリアタンクとダンプタンク間の落差を利用したヘリウム巻込み方式を実機に採用出来る見通しを得たので、通常運転時のヘリウム循環方式を、プロア駆動方式より重水によるヘリウム巻込方式に変更することとした。

なお、起動時および重水ダンプ時に於いてはエゼクターによりヘリウムを加圧、循環させる。

### 2. 原子炉補助系設備

#### ヘリウム系統の変更について

開発試験結果によるヘリウム循環方式の変更により系統構成の変更を行ない、下記のような運転方法とする。

#### (1) 通常運転時（第5.2-1図参照）

重水のカバーガスとして使用されるヘリウムガスは、通常運転時、炉心タンクより溢流した重水（約1300〔 $\text{m}^3/\text{h}$ 〕）がオーバーフロー部を経て、オーバーフロー管により流下する際、重水に伴ってダンプタンクに流入（約590〔 $\text{Nm}^3/\text{h}$ 〕）する。

ダンプタンクにおいて重水との2相流の状態から分離したヘリウムガスは、ダンプタンクとカランドリアタンクオーバーフロースペースとを連絡している配管によりダンプスペースへ流入（約270〔 $\text{Nm}^3/\text{h}$ 〕）する。残部（約320〔 $\text{Nm}^3/\text{h}$ 〕）は途中より分岐した配管により分流され、予熱器を経て再結合器へ入り、そこでヘリウムガス中の重水素と酸素とを再結合させて重水とし、さらに冷却器を経てカランドリアタンクのオーバーフロースペースに流入する。

一方ダンプスペースに流入したヘリウムガスは、ダンプスペースとオーバーフロースペースとを連絡する配管に設けた差圧調節弁を通してオーバーフロースペースに流入する。

通常は、上記調節弁により、ダンプスペースとオーバーフロースペースとの差圧を一定に保ちながら、ヘリウムガスは循環している。

(2) 起 動 時 (第 5.2 - 2 図参照)

原子炉起動前の重水水位の上昇は、重水循環ポンプにより加圧された重水の一部を駆動水とするエゼクターにより行う。

ヘリウムガスは、オーバーフロースペースより、エゼクターによって吸引加圧され、気液分離器を経てダンプスペースに吹込まれる。このヘリウムガスによってオーバーフロースペースとダンプスペースとに差圧が生じ除々に、炉心重水位は上昇する。炉心部重水水位がオーバーフロー部へ溢流を開始した後エゼクターを停止させ、巻込みのみによってヘリウムガスを循環させる。再結合器へのヘリウムガスの供給は、炉心重水水位上昇中には行なわない。

(3) 重水ダンプ時 (第 5.2 - 3 図参照)

(a) 重水ダンプ (変更なし)

炉心タンクの重水をダンプさせるためには、ダンプスペースとオーバーフロースペースを接続する連通管に設けたダンプ用連通弁を、ダンプ信号により、急速に開とし、両者の差圧を消滅させることにより炉心タンク内重水をダンプポートを通してダンプスペースに放出する。これにより重水水位は急速に低下し、炉は未臨界となる。

(b) 重水ダンプ後のヘリウムの循環について

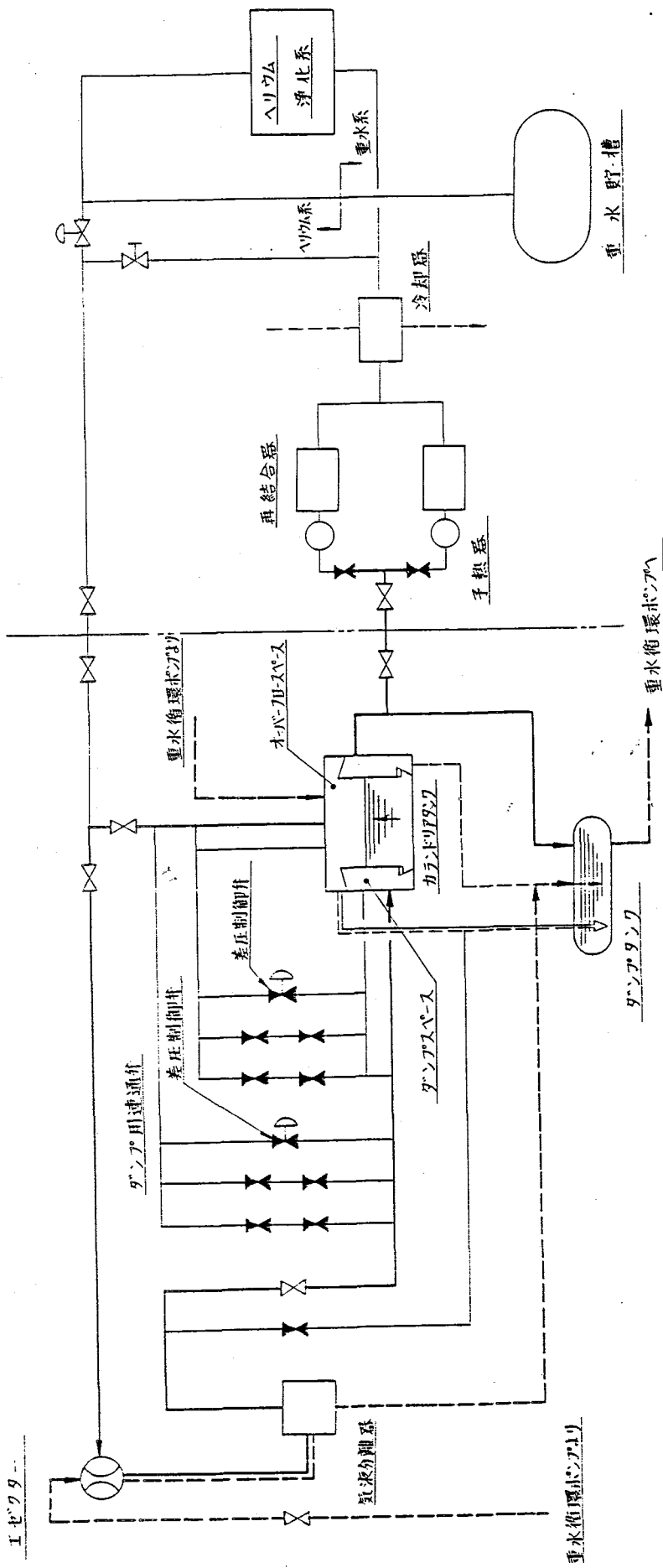
重水ダンプにより炉は未臨界となる訳であるが、重水の放射線分解は、量的には不明確であるが起るものとして、ヘリウムガスを再結合器を通して循環させる。

ダンプ時のヘリウムの循環は、重水循環ポンプにより昇圧された重水の 1 部を駆動水とするエゼクターにより行う。

ヘリウムガスは、ダンプスペースより再結合器を通る配管経路を通して吸引され、気液分離器を経てオーバーフロースペースに吹き込まれる。ヘリウムガスは、オーバーフロー部を一巡し全開となったダンプ用連通弁を通してダンプスペースに流入する。





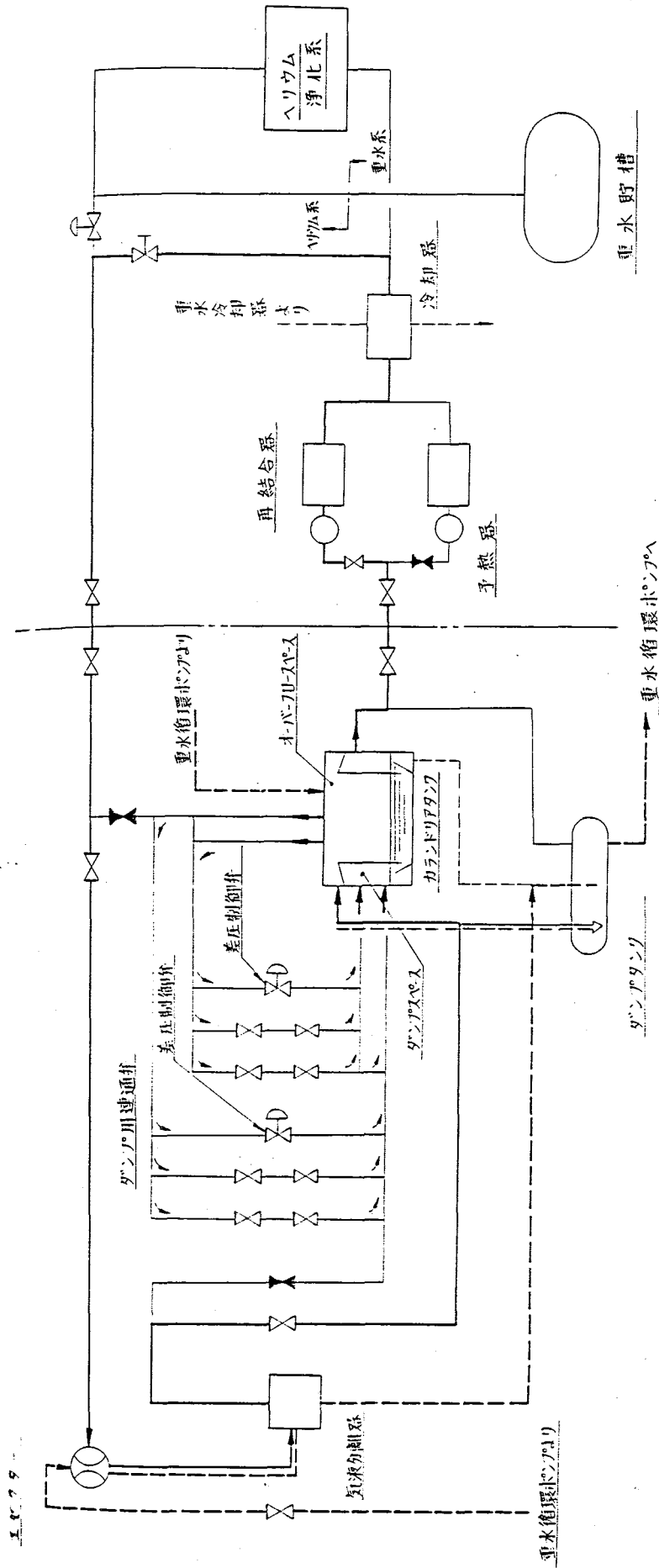


- : ヘリウム系配管
- - - : 重水系配管
- ≡ : 重水・ヘリウム混合流配管

図中大線は各状態に於ける流路を示す

第 5.2-2 回 起動時ヘリウム循環流路図

第5.2-2図 起動時ヘリウム循環流路図



— : ヘリウム系配管  
 - - - : 重水系配管  
 ····· : 重水ヘリウム混合液配管  
 図中大線は各状態に於ける流路を示す。

第5.2-3図 ガンポンプ時ヘリウム循環流路図

### 5.3 ヘリウム循環系の改良率について

#### 1. ヘリウム系計画の経過

##### (1) ヘリウム系の役割

ヘリウム系の役割としては次の各項がある。

- (a) 重水面のカバーガスとし、重水の劣化を防ぐ。
- (b) ヘリウムガスの圧力により炉心タンク部とダンプスペース部との重水水位差を保持する。
- (c) 重水の放射線分解によって生ずる重水素および酸素を再結合させる。
- (d) 事故時にはカランドリアタンク炉心タンク部とダンプスペース部をつなぐ連通弁を開くことにより炉心部の重水をダンプさせる。

(2) 第2次概念設計当時の計画

第2次概念設計では Fig 5.3-1 に示すようにプロアの出入口差圧により炉心部の重水を押し上げる方式をとっていた。

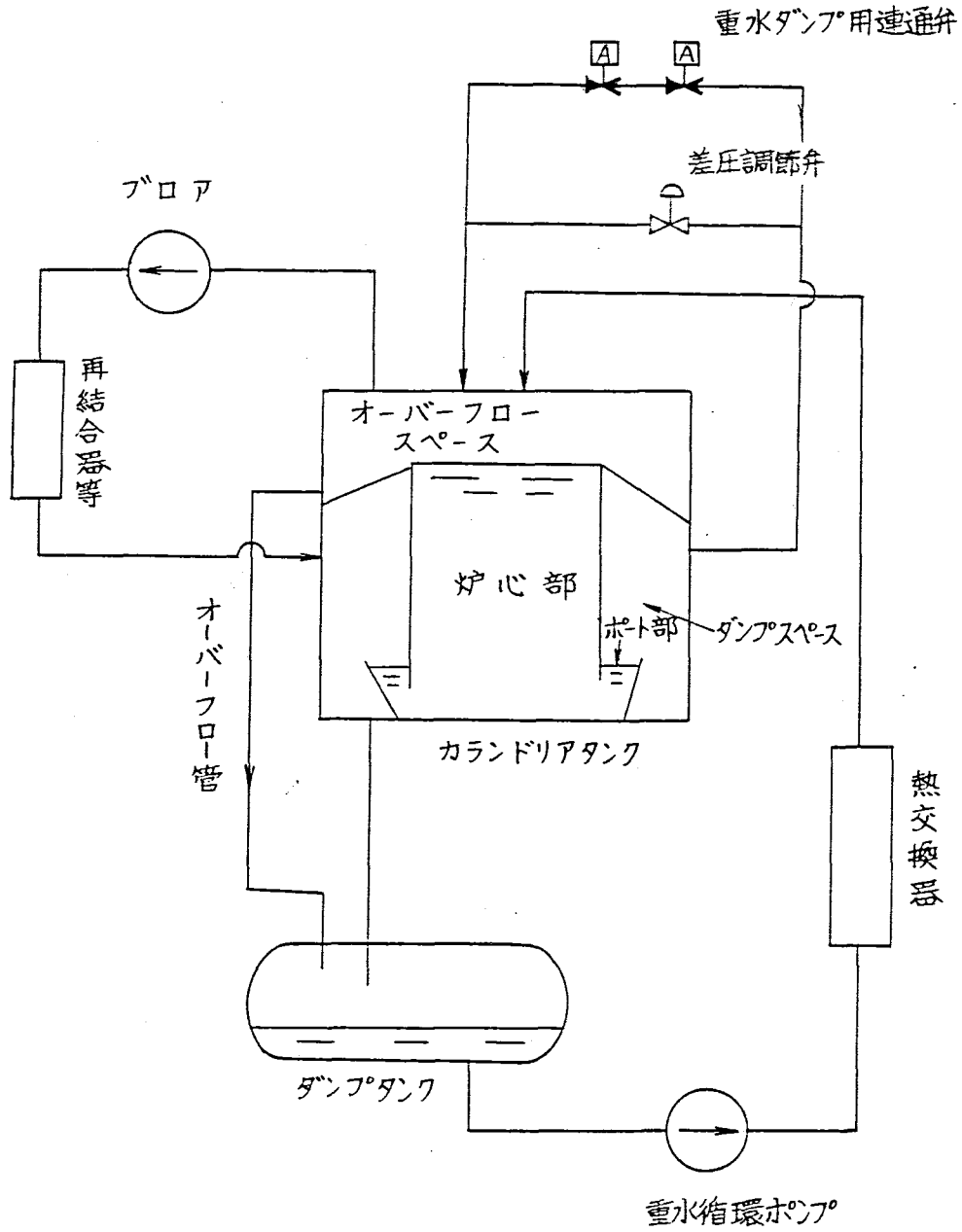


Fig 5.3-1

(3) プロア方式の場合の問題点及びオーバーフロー方式への変更

プロア方式の場合、計画が進むに従い、次の点が問題になった。

a プロア軸封部からのもれ。

必要な差圧、流量からルーツ式プロアが最適であるが、軸封部からのもれが問題になった。

この解決にはキャンドモーター形式のタービン式プロア等の開発が要求されたが、開発の目途はたたなかった。

b オーバーフロー部からのガスの巻込み。

差圧調節弁あるいはその前段の配管径を決定するにあたり、オーバーフロースペースからダンプタンクに流れる重水に伴うヘリウムガス量が問題となった。オーバーフロー部から伴うガス量に対しては正確に推定することは困難であったが、重水の流量  $1300 \text{ m}^3/\text{h}$  から考え、必要なガス流量と同オーダーの伴が予想された。

c オーバーフロー方式への変更

このように多量のガスの巻込が予想される以上、ガスの巻込量を定量的に知る必要があり、R & Dの実施が要求された。

また、R & Dの実施によりガスの巻込量が定量的に予測できればプロアによりガスを循環させる必要はなく、a、bの問題は一気に解決されることになり、現計画のオーバーフロー方式に変更することになった。

(4) オーバーフロー方式によるフローシート

オーバーフロー方式による概略フローシートは Fig 5.3-2 の通りであり重水がダンプした状態から運転状態の水位にする場合は、エゼクターによりダンプスペースの重水を炉心部に押し上げる。運転状態ではオーバーフロースペースからヘリウムは重水と共にダンプタンク内に入り、重水と分離されて、カランドリアタンク、ダンプスペースに入る。ダンプスペース、オーバーフロースペース間の差圧は差圧調節弁により調節されポート部重水水位は一定に保たれる。

離になっ  
 たが、開  
 閉させか  
 ば、フ  
 水の流量  
 が必要あ  
 る。ガス  
 を循環  
 させ、  
 炉心を  
 冷却す  
 る。ダ  
 ンプタン  
 クは、  
 ダンプス  
 ペース  
 の水位は

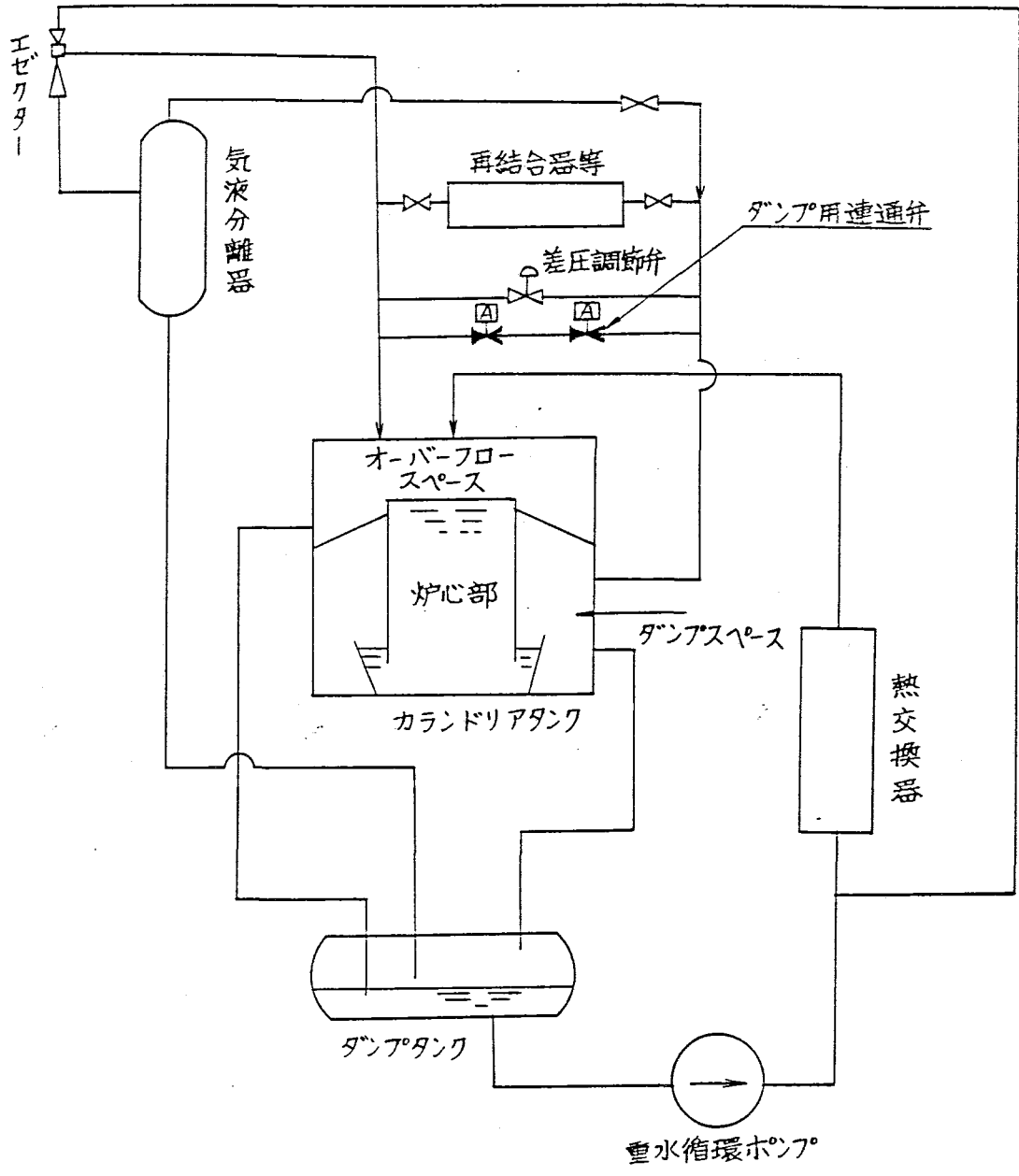


Fig 5.3-2

(5) オーバーフロー方式にした場合の要開発項目

オーバーフロー方式に変更し、現計画のフローシートが作成されたが、これを実施するためには主として次のような問題点があった。

- a オーバーフロー部からのガスの巻込量の正確な予想。
- b エゼクターの特性
- c ダンプタンク内での完全な気液の分離
- d 水位（差圧）制御系の特性
- e 重水貯槽によるガス容積変化の吸収

このような問題点を解決するため

重水水位制御予備試験研究

重水水位制御試験研究

重水水位制御系確認試験

計3回の開発試験を行なった。

予備試験は、以前行なった重水ダンプ試験装置を改造し、水位制御系の特性試験のみを行なった。2回目の本試験では、オーバーフロー部からのガスの巻込量の正確な予想を主目的とし、上記 a～e のすべての試験を行なったものである。

3回目の確認試験では、ガスの巻込量とオーバーフロー管の内径の関係を調べるのを主目的とし、その後のフローシートの訂正等を含め全系統の再確認を行なったものである。

## 2. ヘリウム系 R & D の内容及び結果

### (1) オーバーフロー部からのガスの吸引

#### a オーバーフロー管内流動様式の推定

(a) 実験結果のガス流量、水流量の比を考えると、気泡流と考えるには、ガス流量が大きく、噴霧流と考えるにはガス流量が小さい。

従って、今の場合スラグ流あるいは、環状流と考えるのが適當である。

#### (b) 垂直下降部及びダンプタンク入口

水流量が小さい場合を考えると水は、垂直下降管管壁を環状流のままダンプタンク内に入り、ダンプタンク水面付近で気泡を水中にまきこむ。水流量がある一定量以上になると気泡はそのまま水に同伴されてダンプタンク内に入る。

この時、ガスをまきこむ位置（以下混合部という）は、それ以降の水中のボイド率により多少ダンプタンク内水位より高くなる。

この状態で水流量を少しずつふやせば、混合部でのガスまき込み量は大きくなりボイド率が大きくなって、混合部位置は少しずつ高くなる。ボイド率がさらに大きくなれば、混合部以降の流れはスラグ流となる。

#### (c) オーバーフロー管入口

流れが乱されるため環状流にはならず、スラグ流に近いと考えられる。

(d) 以上により全体の流れは Fig 5.3-3 に示すように、垂直下降管部に環状流部があり、前後にスラグ流部があると仮定した。



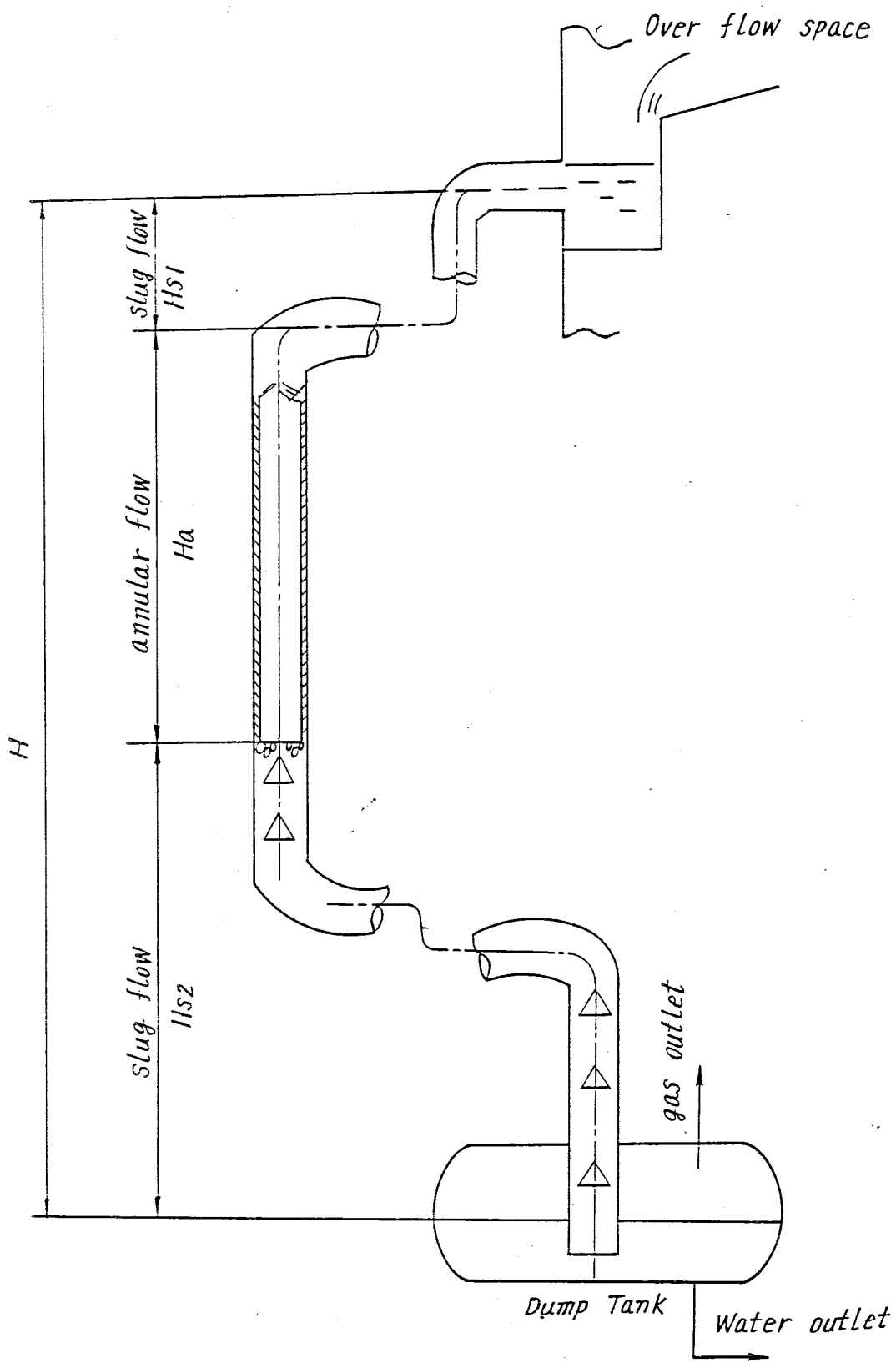


Fig 5.3-3 Diagram of over flow tube

b, 記 号

解析に使用した記号は次の通り。

$P_0$	: Atmospheric pressure	$\text{Kg}/\text{m}^2 \text{ abs}$
$P_1$	: Pressure in over flow space	$\text{Kg}/\text{m}^2 \text{ abs}$
$P_2$	: Pressure in dump tank	$\text{Kg}/\text{m}^2 \text{ abs}$
$\rho_l$	: Density of liquid	$\text{Kg}/\text{m}^3$
$\rho_g$	: Density of gas	$\text{Kg}/\text{m}^3$
$U_{l1}$	: Flow velocity of liquid at annular flow inlet	$\text{m}/\text{sec}$
$U_{l2}$	: Flow velocity of liquid at annular flow outlet	$\text{m}/\text{sec}$
$U_{ls}$	: Flow velocity of liquid in slug flow	$\text{m}/\text{sec}$
$U_{l0}$	: Flow velocity when $\alpha = 0$	$\text{m}/\text{sec}$
$U_g$	: Flow velocity of gas in slug flow	$\text{m}/\text{sec}$
$\mu$	: Viscosity of liquid	$\text{Kg}/\text{m sec}$
$\alpha$	: Void fraction in slug flow	
$d$	: Diameter of flow tube	$\text{m}$
$H$	: Total head	$\text{m}$
$H_{s1}$	: Inlet slug flow head	$\text{m}$
$H_{s2}$	: Outlet slug flow head	$\text{m}$
$H_a$	: Annular flow head	$\text{m}$
$g$	: Acceleration of gravity	$\text{m}/\text{sec}^2$
$V_l$	: Flow rate of liquid	$\text{m}^3/\text{sec}$
$V_g$	: Flow rate of gas	$\text{m}^3/\text{sec}$
$V_{gN}$	: Flow rate of gas at STP ( $0^\circ\text{C}$ , $1\text{Kg}/\text{cm}^2 \text{ abs}$ )	$\text{Nm}^3/\text{sec}$
$Re$	: Reynolds number	
$\lambda$	: Friction coefficient in over flow tube	
$L$	: Length of over flow tube	$\text{m}$
$C$	: Resistance coefficient of inlet, outlet, bend and etc	

## C, 基礎式及び解析の方針

### (a) スラグ流部

#### イ すべり速度

Davis & Taylor<sup>(1)</sup>等は管内静止流体中の単一スラグの上昇速度を理論及び実験から求めている。それによれば,

$$U_s = 0.35 (gd)^{1/2}$$

また, Nicklin<sup>(2)</sup>等は垂直上昇管における連続的なスラグ流に対して実験的に次式を得ている。

$$U_s = A(V_{\ell} + V_g) / \frac{\pi}{4} d^2 + 0.35 (gd)^{1/2}$$

$$A = 1.2$$

今の場合、水の流れは下向きであり修正係数Aの値は上式の場合とは逆傾向を示すかも知れない。

この点不明であり、解析に大きな差を出さないので

$$A = 1$$

とし、 $V_{\ell}$ 、 $V_g$ の方向を下向を正にとると次の通りとなる。

$$U_g = (V_{\ell} + V_g) / \frac{\pi}{4} d^2 - 0.35 (gd)^{1/2}$$

#### ロ 摩擦損失係数

単相流に対する摩擦損失係数については多くの報告があるが、溶接管、引抜管についてのLander<sup>(3)</sup>による実験式は次の通りである。

$$\lambda = 0.016 + 1.13 / \text{Re}^{0.44}$$

スラグ流の場合、気相は管中心に集中すると考えれば上式のReにおいて、粘度及び流速に水の値を用いれば近似できると思われる。

$$\lambda = 0.016 + 1.13 / \left( \frac{\rho_{\ell} d U_{\ell s}}{\mu} \right)^{0.44}$$

#### ハ 運動量の釣合

以上によりスラグ流部分の運動量の釣合は次の通りとなる。

$$P_2 - P_1 = (H_{s1} + H_{s2}) (1-\alpha) \rho_{\ell} - \left( C + \frac{L-Ha}{d} \lambda \right) \frac{\rho_{\ell}}{2g} U^2 \ell_s$$

C: 管出入口ベンド等の抵抗係数

(b) 環状流部

イ 環状流部壁面せん断力

ブラジウスの実験公式<sup>(4)</sup>が成立するものとする。

$$\tau_w = 0.04 \rho_l U_\ell^2 \left\{ \frac{d U_\ell \rho_l}{\mu} \right\}^{-0.25} = K \cdot U_\ell^{1.75}$$

$$K = 0.04 \rho_l \left\{ \frac{d \rho_l}{\mu} \right\}^{-0.25}$$

ロ 環状部厚さ

$$V_\ell = U_\ell \frac{\pi}{4} \{ d^2 - (d-2T)^2 \} = U_\ell A$$

$$A = \frac{\pi}{4} \{ d^2 - (d-2T)^2 \}$$

ハ 軸方向速度分布

環状部入口を0とし、下方向に座標 x をとる。

$$\rho_l g A - \pi d \tau_w = \rho_l A \frac{d U_\ell}{d t}$$

$$\frac{d U_\ell}{d t} = g - \frac{\pi d}{\rho_l} \cdot \frac{K U_\ell^{2.75}}{V_\ell}$$

$$\frac{d U_\ell}{d x} = \frac{g}{U_\ell} - \frac{\pi d}{\rho_l} \cdot \frac{K U_\ell^{1.75}}{V_\ell}$$

境界条件は x = 0 の時  $U_\ell = U_{\ell s}$

= 環状部出口流速  $U_{\ell 2}$

以上の条件から  $x = H_a$  として出口流速  $U_{\ell 2}$  を求める。

(c) 解析式のまとめ

オーバーフロー管内の水、ガス流量の関係を解析するため、以上の関係式をまとめる  
と次の通りとなる。

$$K = 0.04 \rho_l \left( \frac{d \rho_l}{\mu_l} \right)^{-0.25} \dots\dots\dots \textcircled{1}$$

$$\frac{dU_{\ell}}{dx} = \frac{g}{U_{\ell}} - \frac{\pi d k}{\rho_{\ell} V_{\ell}} \cdot U_{\ell}^{1.75} \quad \dots\dots\dots (2)$$

但し,  $x = 0$  の時  $U_{\ell} = U_{\ell 1} = U_{\ell s}$   
 $x = H a$  の時  $U_{\ell} = U_{\ell 2}$

$$\lambda = 0.016 + 1.13 \left( \frac{d \rho_{\ell} U_{\ell s}}{\mu_{\ell}} \right)^{-0.44} \quad \dots\dots\dots (3)$$

$$P_2 - P_1 = (H - H a) (1 - \alpha) \rho_{\ell} - \left( C + \frac{L - H a}{d} \lambda \right) \frac{\rho_{\ell}}{2g} (1 - \alpha) U_{\ell s}^2 \quad \dots\dots\dots (4)$$

$$V_g = \frac{\alpha}{1 - \alpha} \left\{ V_{\ell} - 0.35 \sqrt{g d} \left( \frac{\pi}{4} d^2 \right) \right\} \quad \dots\dots\dots (5)$$

$$H = H s_1 + H a + H s_2 \quad \dots\dots\dots (6)$$

$$V_{gN} = V_g \cdot \frac{P_1 + P_2}{2 P_0} \cdot \frac{273}{273 + T} \quad \dots\dots\dots (7)$$

$$U_{\ell s} = V_{\ell} / \frac{\pi}{4} d^2 (1 - \alpha) \quad \dots\dots\dots (8)$$

(5)

(d) 解析の方針

環状流部では水は管壁にそって重力により加速されながら下降し、スラグ流部との境界に達する。ここで運動量の一部を損失し、これによってガスをまき込みスラグ流部となって流れると考えてよい。従って、環状流部、スラグ流部の単位面積当りの運動量は、ある関数関係にあると考えられる。この関係を実験結果から求めた。

d, 実験結果の解析

各実験結果から、環状流部、スラグ流部境界でのそれぞれの単位面積当りの運動量  $m_1$ ,  $m_2$  を求めると Fig 5.3 - 4 のようになる。

Fig 5.3 - 4 では運動量を無次元化するため、水が单相流として流れる場合の運動量  $m_0$  との対比をとってある。

$P_0 = 10330$	$Kg/m^2$
$P_1 = 10330$	$Kg/m^2$
$T = 20$	$^{\circ}C$
$g = 9.8$	$m/sec^2$
$\alpha = 0.2$	$m$
$\mu_{\ell} = 0.001$	$Kg/m \text{ sec}$
$\rho_{\ell} = 1000$	$Kg/m^3$
$H = 15$	$m$

$$L = 31 \text{ m}$$

$$C = 3.1 \quad (\text{管出入口2, ベンド9})$$

$$m_0 = \rho_l U^2 l_i / g$$

$$m_1 = V_l U_{l2} \rho_l / g \cdot \frac{\pi}{4} d^2$$

$$m_2 = V_l U_{ls} \rho_l / g \cdot \frac{\pi}{4} d^2$$

この結果  $m_1$ ,  $m_2$  の間には概略

$$\left(\frac{m_2}{m_0}\right) = 0.65711 \left(\frac{m_1}{m_0}\right)^2 + 0.18454 \left(\frac{m_1}{m_0}\right) - 0.01426 \quad \text{..... (9)}$$

の関係があることがわかった。

また、これから水、ガスの流量関係を逆算すると Fig 5.3-5 のようになり、かなりよく合うことがわかる。

#### (5) 実装置におけるヘリウムガス流量の推定

実装置における各条件を下記の通りとし、オーバーフロー管管径を 14 B, 16 B, 18 B とした場合に重水流量とヘリウムガスの流量の関係を計算すると Fig 5.3-6 のようになる。

現在オーバーフロー管は 16 B を予定しており、重水循環ポンプ 1 台運転の場合及び 2 台運転の場合のヘリウムガス循環量は次の通りとなり、十分必要なガス流量が得られることがわかった。

運転台数	D <sub>2</sub> O 流量 (概算)		He 流量	
	m <sup>3</sup> /h	m <sup>3</sup> /sec	Nm <sup>3</sup> /h	Nm <sup>3</sup> /sec
1	900	0.25	360	0.10
2	1300	0.36	590	0.164

#### 計算条件

$$\rho_l = 1100 \quad \text{Kg/m}^3$$

$$\mu = 0.4 \times 10^{-4} \quad \text{Kg/m sec}$$

$$H = 17.5 \quad \text{m}$$

$$P_1 = 11830 \quad \text{Kg/m}^2$$

$$P_2 = 15830 \quad \text{Kg/m}^2$$

$$T = 70^{\circ}\text{C}$$

$$L = 30\text{ m}$$

$$C = 2.2 (\text{入口}1, \text{出口}1, \text{ベンド}5)$$

管内流動様式については確認試験の場合

塩化ビニール透明管Fより、内部の流動様式を肉眼観察できるようにした結果、推定した気液の流動様式モデルはほぼ成立していることを確認した。

した気

- $d = 6B,$
- }  $P_2 = 14130 \text{ kg/m}^3$
- △ }  $d = 8B, P_2 = 15330 \text{ kg/m}^3$
- × }  $P_2 = 16330 \text{ kg/m}^3$

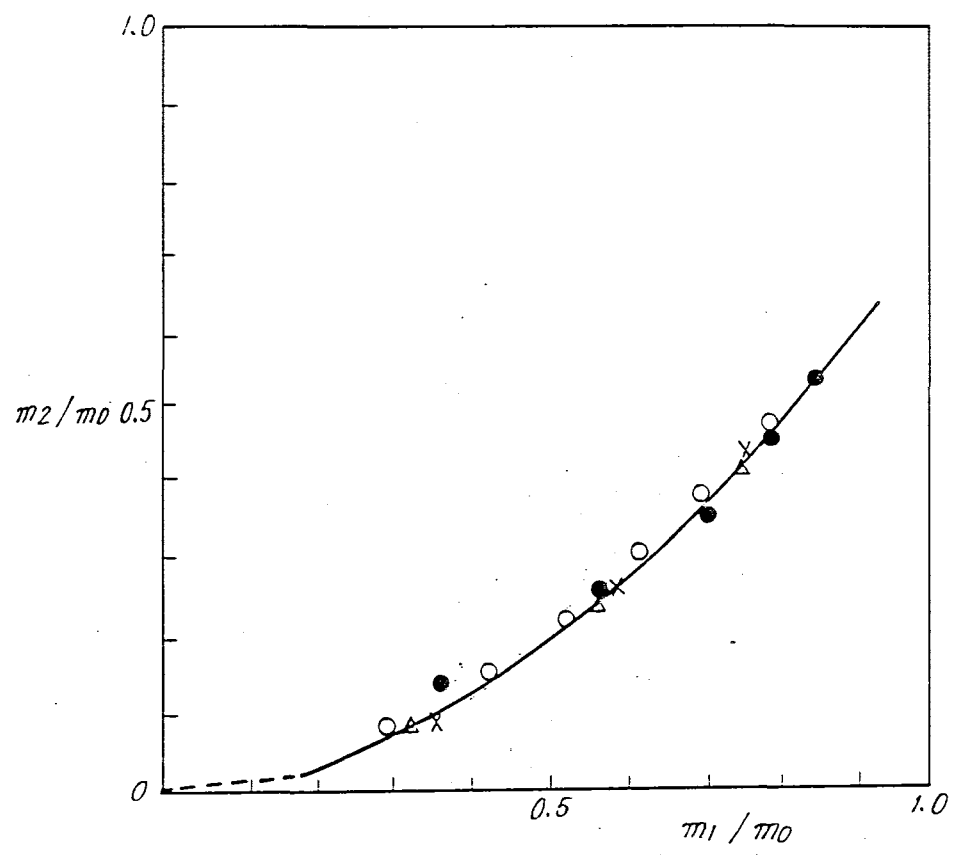


Fig 5.3-4 Test result and calculation data  
 $m_1/m_0 - m_2/m_0$



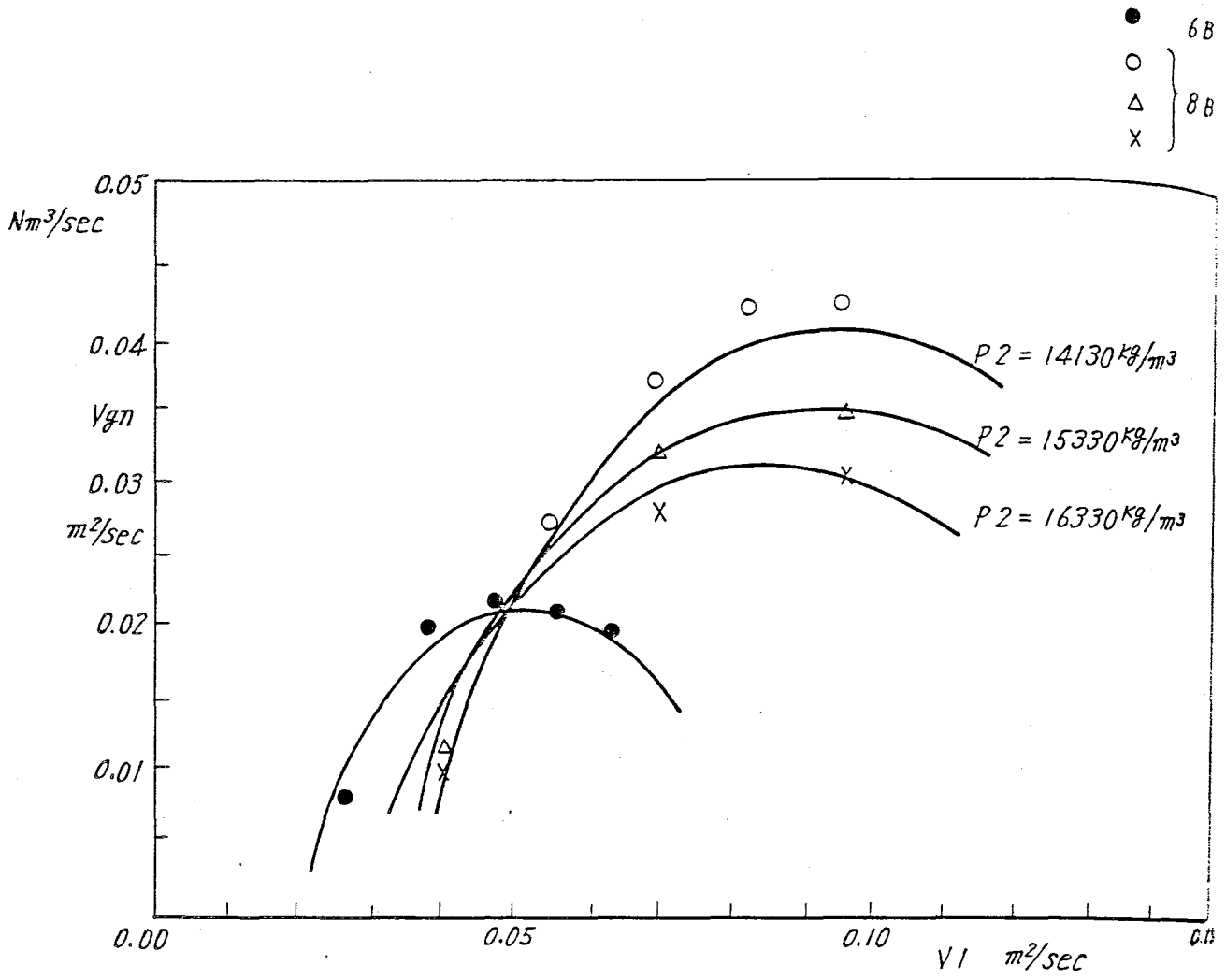


Fig 5.3-5 Calculation data of  $V1-Vgn$  in test equipment

- 6B
- } 8B
- △ } 8B
- × } 8B

$10^4 \text{ kg/m}^3$   
 $30^4 \text{ kg/m}^3$   
 $30^4 \text{ kg/m}^3$   
 0.1  
 ipment

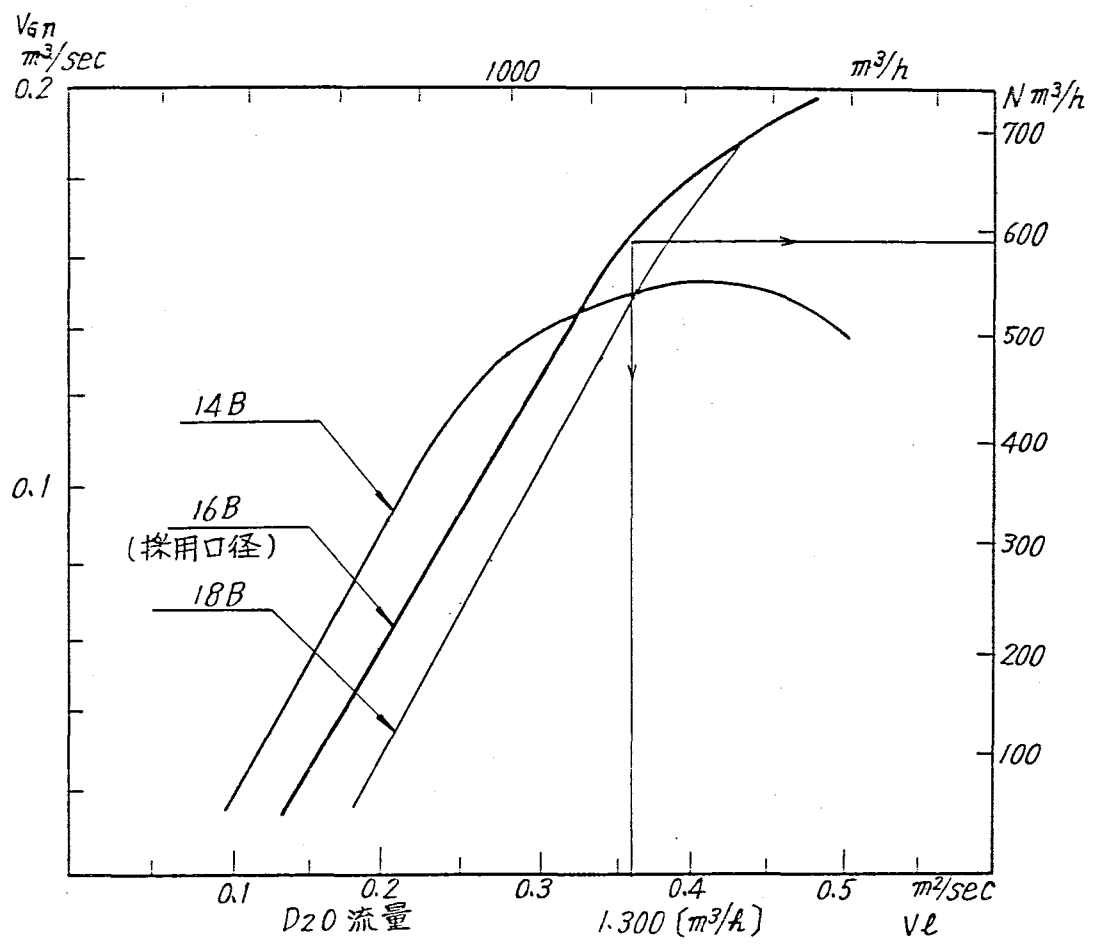


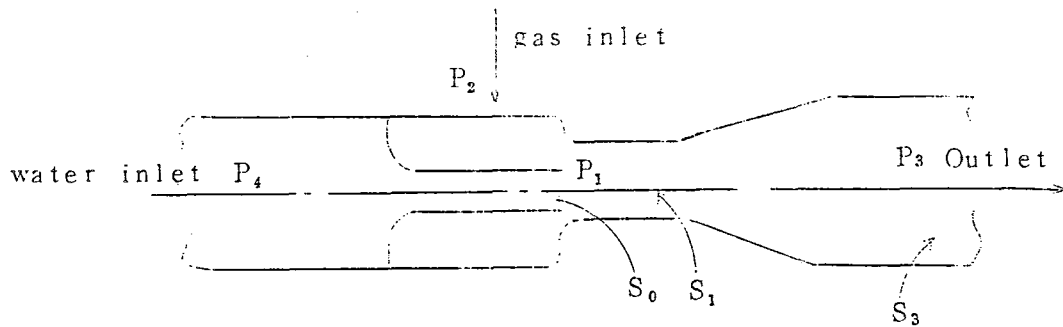
Fig 5.3-6 Calculation of  $V_L - V_{GN}$  in ATR

(2) エゼクターの特性

a, 概 要

一般に液駆動, ガス吸引のエゼクターについては種々解析されているが, 数値的に液, ガスの圧力, 流量関係とエゼクターの構造を正確に解析できる方法は報告されていない。ここでは“ふげん”ヘリウム系のエゼクターとして, 今回試験に使用した構造のエゼクターを使用した場合の特性を予想した。

b, 記 号



$P_0$ : Atmospheric pressure	$Kg/m^2$
$P_1$ : Pressure at throat	$Kg/m^2$
$P_2$ : Pressure at gas inlet	$Kg/m^2$
$P_3$ : Pressure at outlet	$Kg/m^2$
$P_4$ : Pressure at water inlet	$Kg/m^2$
$P_5$ : Pressure in dump tank	$Kg/m^2$
$W_1$ : Flow rate at throat	$m^3/sec$
$W_3$ : Flow rate at outlet	$m^3/sec$
$W_g$ : Flow rate of gas	$N m^3/sec$
$W_l$ : Flow rate of water	$m^3/sec$
$\rho_l$ : Density of water	$Kg/m^3$
$\rho_1$ : Density at throat	$Kg/m^3$
$\rho_2$ : Density at outlet	$Kg/m^3$

値的に液、  
していない。  
造のエゼク

- $S_0$  : Cross section of nozzle  $m^2$
- $S_1$  : Cross section of throat  $m^2$
- $S_3$  : Cross section of outlet  $m^2$
  
- $\xi$  : Resistance coefficient of nozzle
- $\eta$  : Efficiency in expanding area
  
- $\alpha$  : Void fraction in throat
  
- $H$  : Elevation of ejector  $m$
- $z$  : Water level in dump tank  $m$

let  
→

C, 計算の基礎式及び解析の方針

(a) ノズル部からの水の流出量

ノズル部の抵抗係数を  $\xi$  とすれば水の流出量は次式で示される。

$$P_4 - P_1 = \xi \frac{\rho_l}{2g} \left( \frac{W_l}{S_0} \right)^2 \dots\dots\dots ①$$

(b) 拡がり管での圧力上昇

拡がり管での速度水頭の 1 部を圧力水頭に変える場合の効率を  $\eta$  とすれば

$$P_3 - P_1 = \eta \left\{ 1 - \left( \frac{S_1}{S_3} \right)^2 \right\} \cdot \frac{\rho_1}{2g} \left( \frac{W_1}{S_1} \right)^2 \dots\dots\dots ②$$

$$W_1 = W_l / (1 - \alpha)$$

$$\rho_1 = \rho_l (1 - \alpha)$$

$$\text{故に, } P_3 - P_1 = \eta \left\{ 1 - \left( \frac{S_1}{S_3} \right)^2 \right\} \cdot \frac{\rho_l}{2g (1 - \alpha)} \left( \frac{W_l}{S_1} \right)^2 \dots\dots\dots ③$$

ここで  $\eta$  は  $S_1 / S_3$  , 及び拡がり角が一定であれば  $S_0 / S_1$  ,  $\alpha$  の関数になると考えてよい。

この関数関係を実験結果から求める。

(c) エゼクター出口圧力

配管の圧力損失を無視すれば

$$P_5 - P_3 = \rho_3 (H + z) - \rho_l z$$

$$P_5 - P_3 = \rho_l (H + z) / \left\{ 1 + \frac{P_1}{P_3} \left( \frac{\alpha}{1 - \alpha} \right) \right\} - \rho_l z \dots\dots\dots ④$$

d, 試験結果の解析

(a) ノズル部抵抗係数

実験結果から①式により $\xi$ の値を求め平均値を求めると

$$\xi = 1.3$$

となる。

ノズル部入口の曲率半径を大きくとれば、 $\xi = 1.0$ に近づくはずであり妥当な値と考えてよい。

(b) ①～④式からボイド率 $\alpha$ と拡がり管での速度水頭を圧力水頭に変える場合の効率 $\eta$ を求めると Fig 5.3-7 のようになる。⊙印はエゼクターをカランドリアタンク上部に設置した時の結果である。

この結果、 $\alpha \cdot \eta$ の関係を Fig 5.3-7 の各直線で近似することにすれば、 $\alpha \cdot \eta \cdot S_0 / S_1$ の間には次の実験式が適用できる。

$$\eta = \eta_0 - F \alpha$$

$$\eta_0 = 0.6$$

$$F = 0.158 / (1 - S_0 / S_1)^{2.118}$$

e, 実装置エゼクター

(a) 設計条件

エゼクターに対してはあまりきびしい制限条件は与えられていないが一応次の通り定める。

イ ダンプ状態からの重水水位上昇速度を  $1.5 \text{ cm/min}$ 以下とするため、ヘリウムガス流量は  $2.25 \text{ Nm}^3/\text{h}$ 以下とする。

ロ 重水循環ポンプの性能曲線から、各運転状態での出入口圧力条件は下表のようになる。

水 位	定 常		ダ ンプ	
	2	1	2	1
ポンプ運転台数	2	1	2	1
$H_2$ ガス入口圧力 $\text{Kg/cm}^2 \text{ a}$	1.15	1.15	1.45	1.45
$D_2O$ 入口圧力 $\text{Kg/cm}^2 \text{ a}$	4.7	3.2	5.0	3.5
出 口 圧 力 $\text{Kg/cm}^2 \text{ a}$	1.55	1.55	1.45	1.45

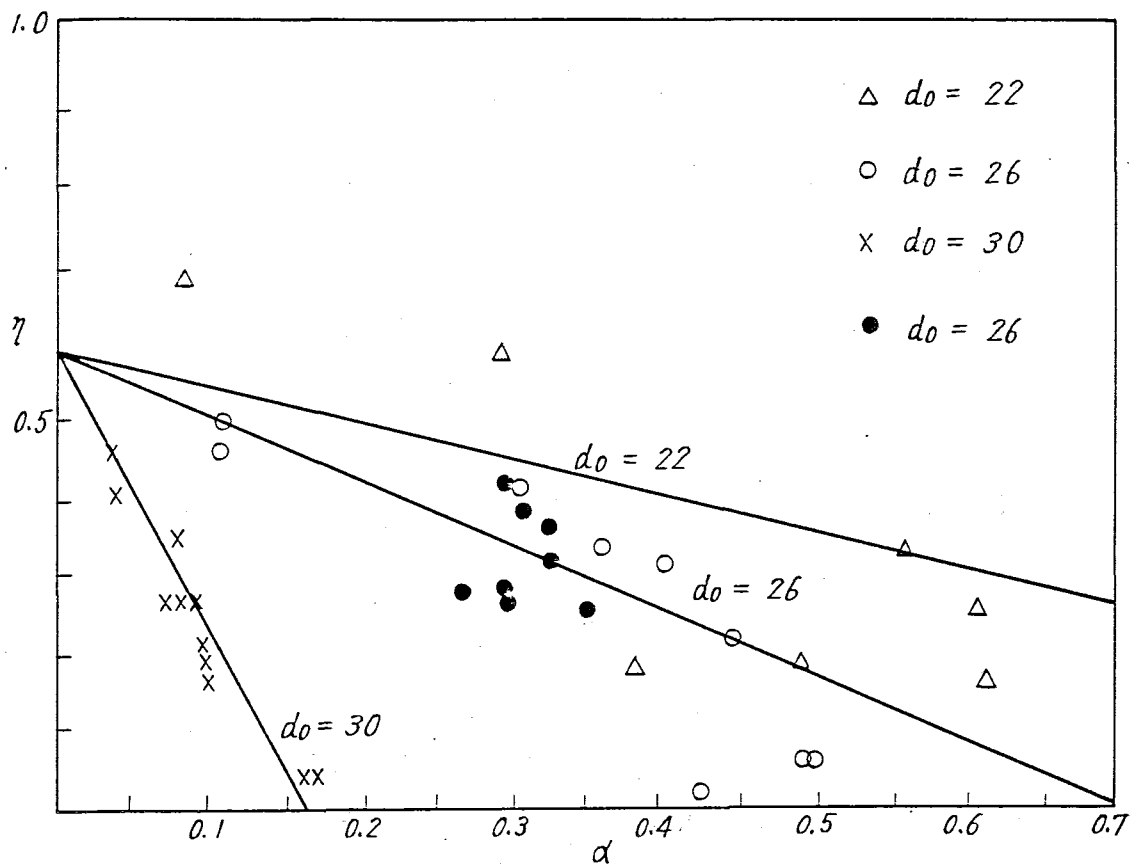


Fig 5.3-7 The result of edjector characteristic test

ハ ダンプ状態での重水ポンプ1台運転の場合、エ젝ターの重水使用量には制限があり一応100m<sup>3</sup>/hとする。

従って

$$S_0 = W_L / \sqrt{\frac{2g}{\rho_L \epsilon} (P_4 - P_1)}$$

から

$$S_0 = 0.001657m^2 (\epsilon_0 = 46\phi)$$

となる。

(b) 計算結果

各条件での水流量, ガス流量をノド部内径 50φ, 55φ, 65φの各場合について計算すると次の通りとなる。

水		位		定 常		ダ ンプ	
ポンプ運転台数				2	1	2	1
$H_0$	ガス入口圧力	$\text{kg/cm}^2$	a	1.15	1.15	1.45	1.45
$D_0$	O入口圧力	$\text{kg/cm}^2$	a	4.7	3.2	5.0	3.5
出 口 圧 力		$\text{kg/cm}^2$ a		1.55	1.55	1.45	1.45
50φ	水 流 量	$\text{m}^3/\text{h}$		132	100	132	100
	ガス流量	$\text{N m}^3/\text{h}$		6	3	11	9
55φ	水 流 量	$\text{m}^3/\text{h}$		132	100	132	100
	ガス流量	$\text{N m}^3/\text{h}$		24	4	62	47
60φ	水 流 量	$\text{m}^3/\text{h}$		132	100	132	100
	ガス流量	$\text{N m}^3/\text{h}$		44	-	205	155
65φ	水 流 量	$\text{m}^3/\text{h}$		132	100	132	100
	ガス流量	$\text{N m}^3/\text{h}$		-	-	1002	761

上表からわかるように, ポンプ2台運転でダンプ水位でのガス流量を  $225 \text{ N m}^3/\text{h}$  以下とし, この範囲でできるだけ上昇時間を短くするためには, ノド部内径 60φとするのが適当である。この時重水水位の上昇速度は,

最 大       $13.6 \text{ cm}/\text{min}$

最 低       $2.9 \text{ cm}/\text{min}$

となりダンプ水位からポンプ2台で連続的に押上げた場合, 約60分で運転水位に達する。

また, ダンプ水位付近での上昇速度を下げるためにはポンプ1台を停止すればよい。

(3) ダンプタンク出口よりのガスの巻込み

a, 概 要

重水使用量をできるだけ少なくする為, ダンプタンク内水位を可能な限り低くして運転する必要がある。

本試験ではダンプタンク出口よりガスを巻込まない為の最低水位を確認した。

b, 試 験

ポンプ流量を  $350 \text{ m}^3/\text{h}$  に保ちながら、ダンプ用配管を通してカランドリアタンクよりダンプタンク内へ水を落下させ。又ダンプタンクの覗き窓を開放し、ダンプタンク内の流体（水及び気泡）の状態を肉眼で観察すると同時に、ポラロイドカメラを用いてストロボ撮影を行いタンク出口の状況を記録したが鮮明な記録はできなかった。

ダンプタンク水位は  $0.64 \text{ m}$  より段階的に減少させ、気泡巻込みによると思われる異常現象が発生したところで試験を終了した。尚この時ダンプタンクは大気開放とした。

c, 結 果

ダンプタンク水位を  $0.31 \text{ m}$  とした時、ポンプ吸込側圧力が大幅な変動を示し、気泡吸込現象を示した。

この時の流れの状況を見ると吸込口付近に渦が発生しているのが認められた。

実際の運転では、ダンプタンク内圧力は大気圧より高い状態にある。しかし、気泡巻込み最低水位については、大きな差異はないと思われる。

底面から  $0.35 \text{ m}$  程度の水位までは十分運転が可能であり、使用したダンプタンクの構造で十分条件を満足することを確認した。

(4) 水位制御系の特性

a, 定常運転時の特性

(a) 概 要

水位制御系の概略フローシートは Fig 5.3-8 の通りであり、試験はポート部水位を定常状態に保っておき、V1を全開から全閉へ、又、全閉から全開にすることによって、循環ヘリウムガス量に略ステップ状の変動を与え、その後のポート部水位を記録することによって行った。

(b) 試験条件及び結果

「重水水位制御予備試験研究」の結果から  $K_p$  としては  $10 \sim 30\%$ 、又  $T_i$  としては  $1 \text{ min}$  程度とすれば、偏差を規定値 ( $\pm 0.2 \text{ m}$ ) 以内に抑えられることが確認された。このことを参考にして確認試験では次の条件を設定した。



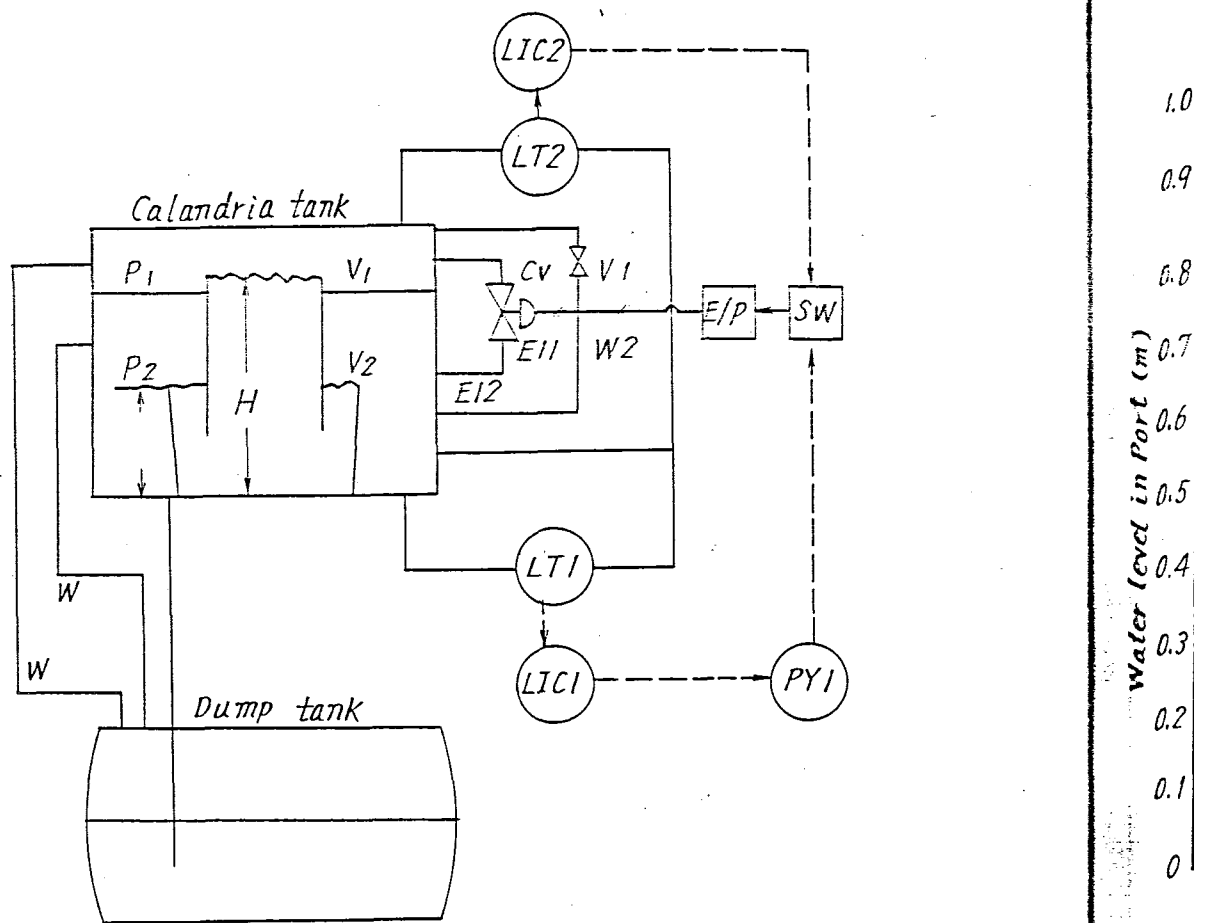


Fig 5.3-8 Flow sheet of water level control system

Injection gas Flow rate	By path gas Flow rate	Kp	Ti
150 $\frac{m^3}{h}$	0 → 6 2.7 → 0 $\frac{m^3}{h}$	10%	1.0 min
	6 2.7 → 0	30	0.5
	0 → 6 2.7 → 0	30	1.0
		50	1.0

Table 53-1 Test conditions of water level control system

試験の結果の例を Fig 5.3-9・Fig 5.3-10に示す。

尚使用ガスは約70%濃度ヘリウムガスである。いずれの場合も偏差は0.2m以下に入っており、Kp=10~30%にすれば十分安全なことが確認できた。

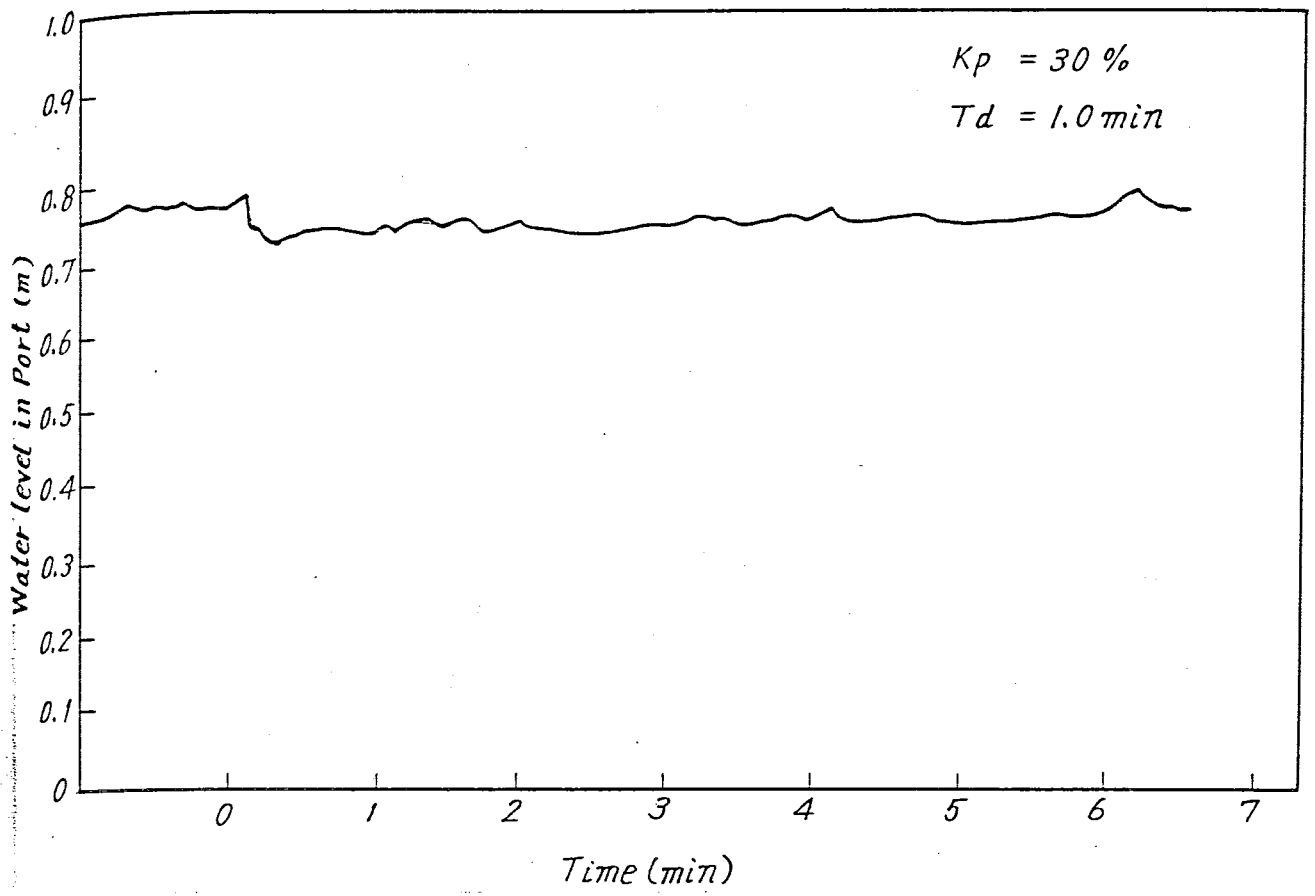


Fig 5.3-9 Response of water level port

in

m 以下

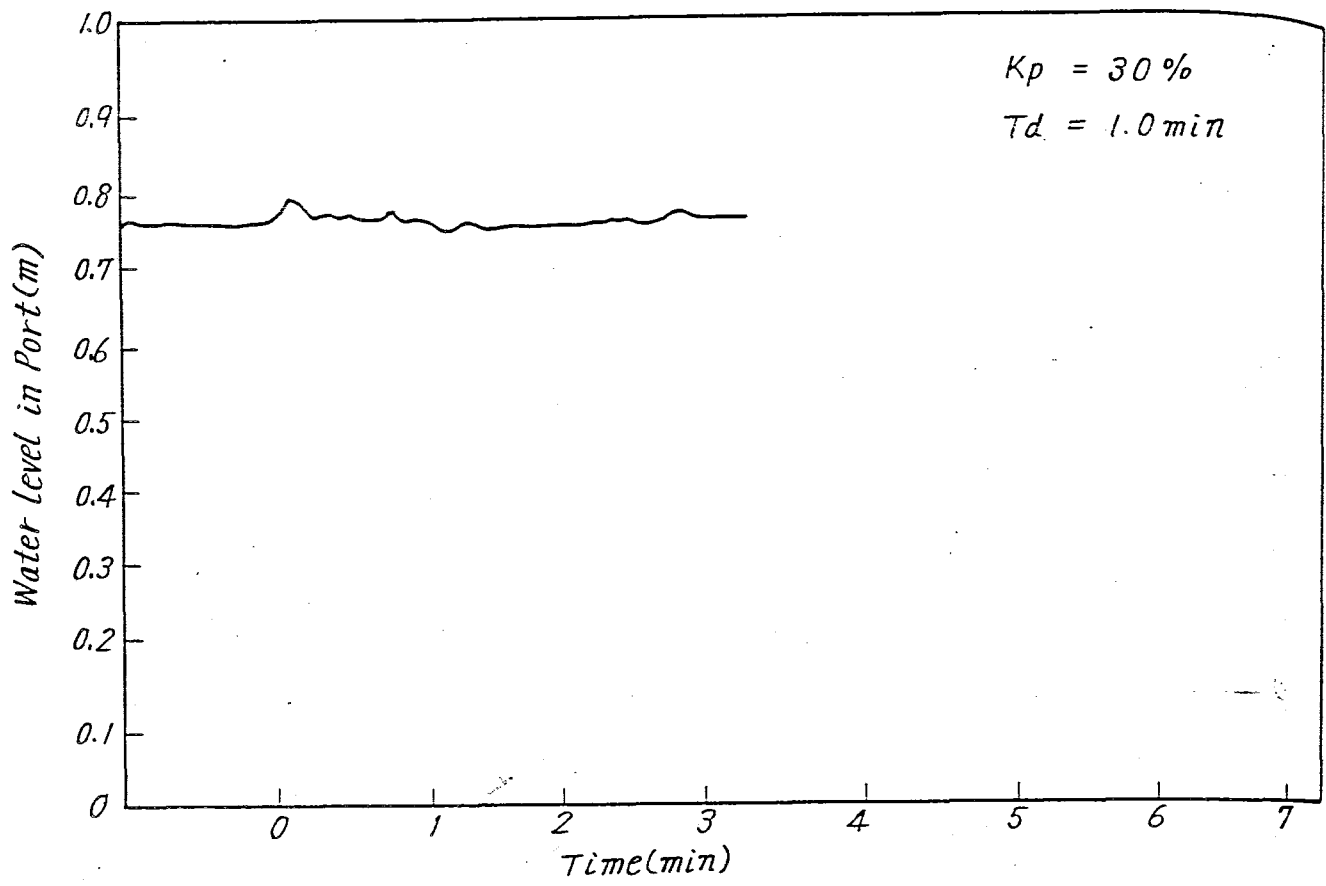


Fig 5.3-10 Response of water level in Port

b, 起動時における特性

(a) 概 要

起動時において、エゼクターによって炉心部水位を上昇させオーバーフローを生じ、これによるヘリウムガスの巻込みを開始した後エゼクターを停止させ、巻込みのみによってヘリウムガスを循環させる。その際のポート部水位等の安定性について試験を行なった。

(b) 試 験

試験は以下の手順によって行なった。

- 1) ポート部水位調節計の設定値を  $0.75\text{ m}$  とし、自動調節とする。
- 2) 制御定数としては、比例帯  $k_p = 20\%$ 、積分時間  $T_i = 1\text{ min}$  , とした。
- 3) エゼクター駆動水流量を  $30\text{ m}^3/\text{h}$  とし、カランドリアタンク内コア部に約  $150\text{ m}^3/\text{h}$  の水を送入する。
- 4) 以上の条件下でポート部水位の変動を記録する。

(c) 結果及び考察

ポート部水位の変動を Fig 5.3-11 に示す。

これから明らかな様に、ポート部水位はかなりの速さで低下し、以後良好に設定値に収束していく。

以上より、制御定数を適切に選ぶことによってエゼクターによるヘリウムガスの循環への切換は殆んど問題なく行なえることが確認された。

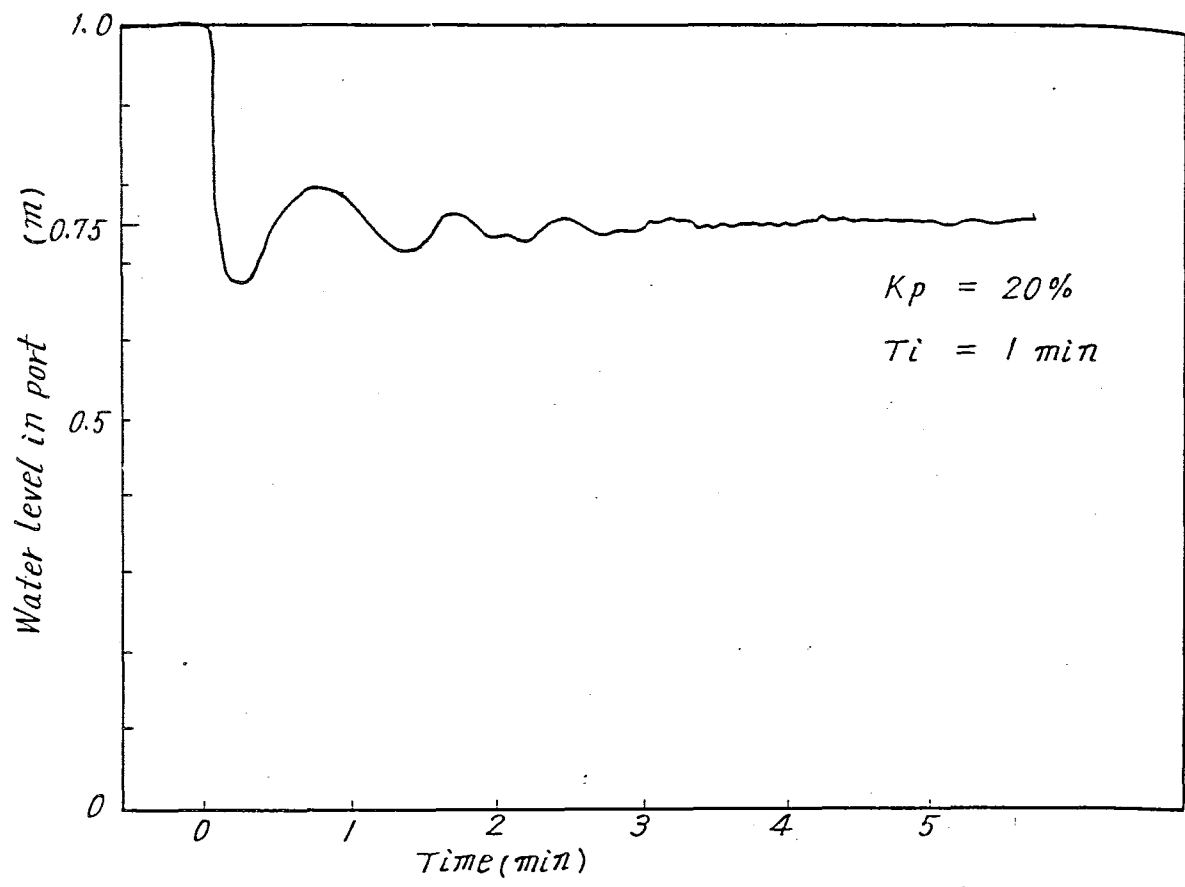


Fig 5.3-11 Response of water level in Port at starting up

(5) 重水貯槽によるガス容積変化の吸収効果

a, 概要

原子炉出力変動時等カランドリアタンクオーバーフロースペース、ダンプスペース内のヘリウムガスが温度上昇、低下等々の要因によって膨脹あるいは収縮し、系内のヘリウムガス圧力に変動を生ずることが考えられる。

“ふげん”ではこの圧力変動を重水貯槽により吸収し、外部からのヘリウムガスの補給、あるいは系外への排出をすることなく、系内の圧力を一定にたもつことになっている。

今回の試験では重水貯槽のかわりにサージタンクを使用しオーバーフロースペース設定圧力に変動を与え、サージタンクによる吸収効果についての実験及び解析を行なった。

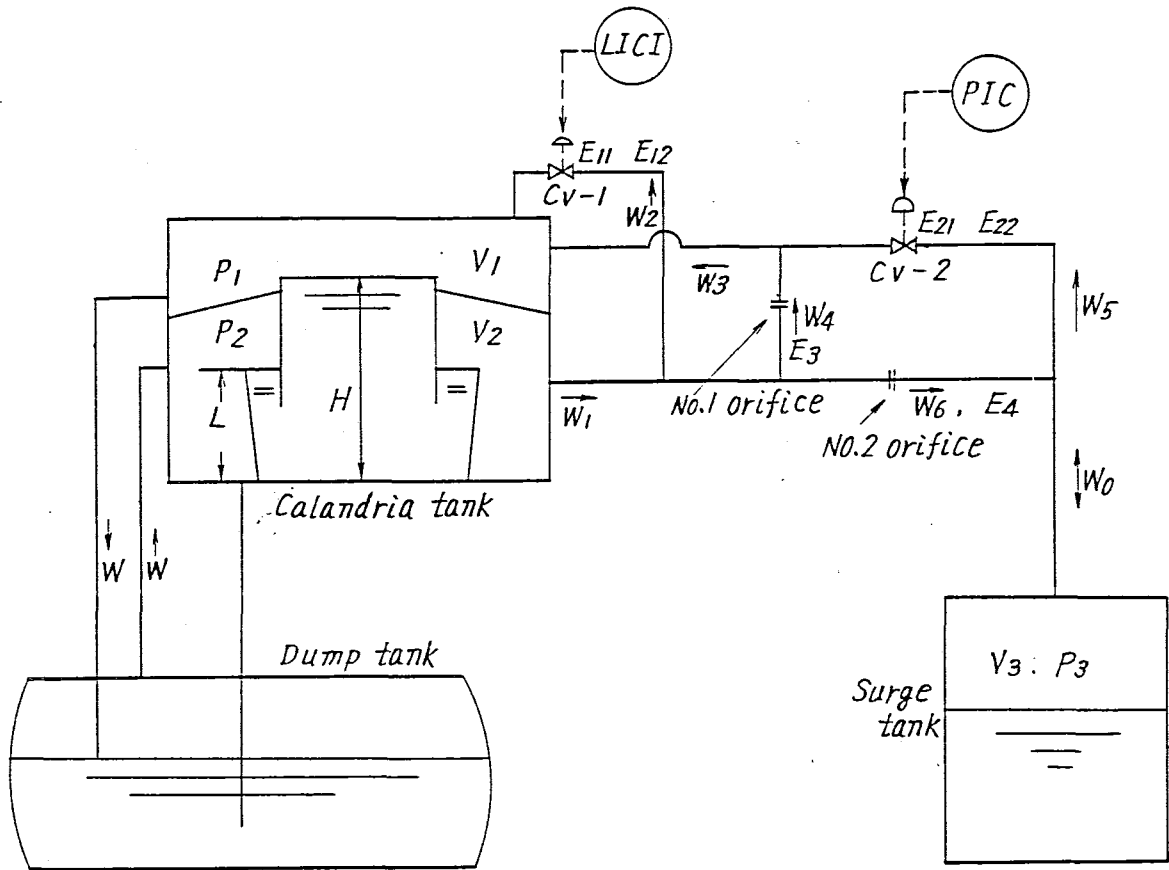


Fig 5.3-12 Flow sheet of pressure control system

カランドリアタンクの圧力制御系のフローシートはFig 5.3-12の通りであり、カランドリアタンクオーバーフロースペース、ダンプスペースの間に $\phi 1$ オリフィス、 $\phi 2$ オリフィス、調整弁CV-2によりバイパス流路を設け、調節弁CV-2開度によりサージタンク圧力を変化させ、カランドリアタンク内の圧力変動を吸収するようになっている。

試験はポート部水位及びカランドリアタンクオーバーフロースペース圧力を定常状態に保っておき、オーバーフロースペース圧力設定値をステップ状に変化させ、その後の各部の圧力の変化を記録することにより行なった。

b, 試験条件及び結果

試験結果の代表的な例をFig 5.3-13, 5.3-14に示す。

試験に使用したオリフィス径は次の通りである。

$\phi 1$  オリフィス径 3 mm

$\phi 2$  オリフィス径 4 mm

また、使用したガスは約90%濃度のヘリウムガスである。各試験結果からわかるように、本制御系により十分圧力変動を吸収できることを確認した。

112L

1096

1072L

P1

1048L

$\frac{kg}{m^2}$

1024L

10000

り、カ  
、16.2  
りサー  
ている。  
状態に  
の各部

るよう

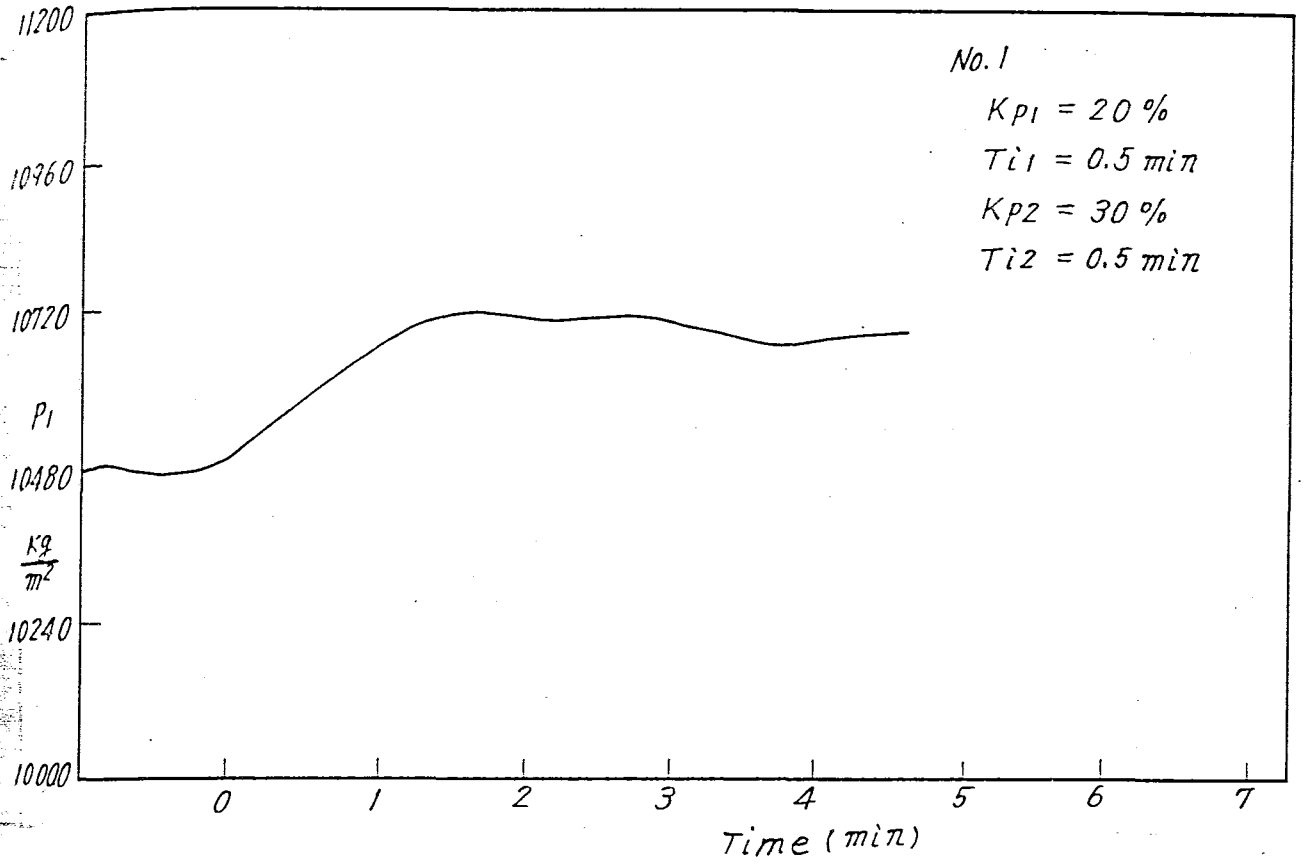


Fig 5.3-13 Response of Pressure in Overflowspace



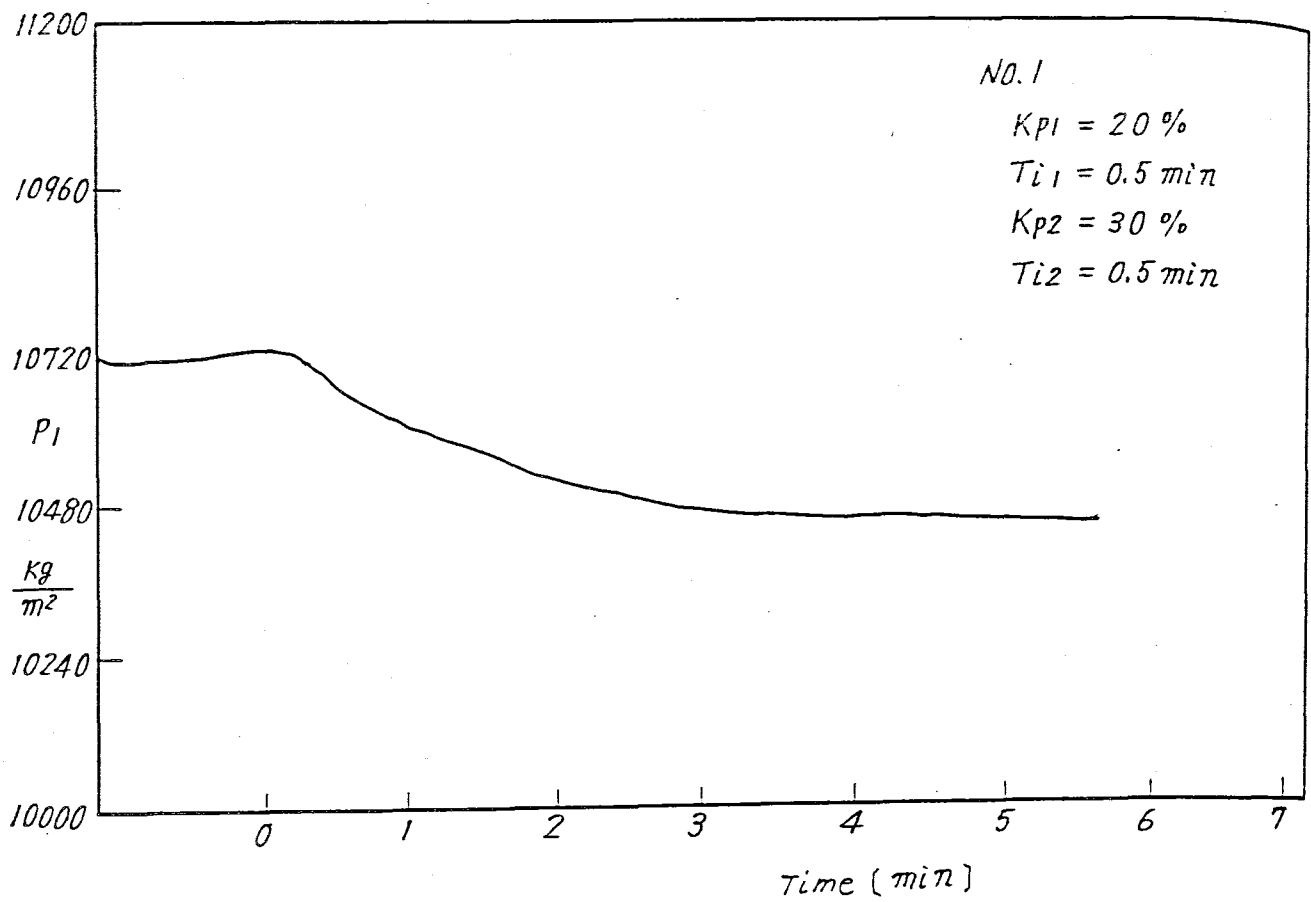


Fig 5.3-14 Response of Pressure in Overflowspace

3. ま と め

“ふげん”ヘリウム系についてはブロー方式からオーバーフロー方式に変更された結果、あるいは「ヘリウムガスの系外放出を極力小さくする」等その後判明した諸条件を入れ種々変更、訂正が加えられたが、3回のR&Dを実施することにより、起動時、定常運転時停止時を通じ十分安定かつ安全に運転できることが確認された。

なお、各R&D内容及び結果はそれぞれの報告書を参照されたい。

## 5.4 炭酸ガス系の変更について

## 1. 変更点

変更項目	前回	今回
冷却器		
形式	堅置多管式	削除
基数	1	

## 2. 変更理由

カランドリア管から出た後の炭酸ガスは、従来原子炉補助建屋に設置した冷却器を通して冷却した後、気体廃棄物系へ送ることを計画していたが、その後の検討の結果、下記のような理由により冷却器は必要なくなったので削除することとした。

- (1) カランドリア管との間のアニュラス部を通過した後、気体廃棄物系へ至る炭酸ガス系配管の途中に設置する放射線検出器の検出方式は、当初連続サンプリング方式\*の採用を予定していたが、その後パイプ側面検出方式\*\*に変更したため流体の温度を連続サンプリング方式の場合の許容温度(60℃)以下にする必要がなくなった。

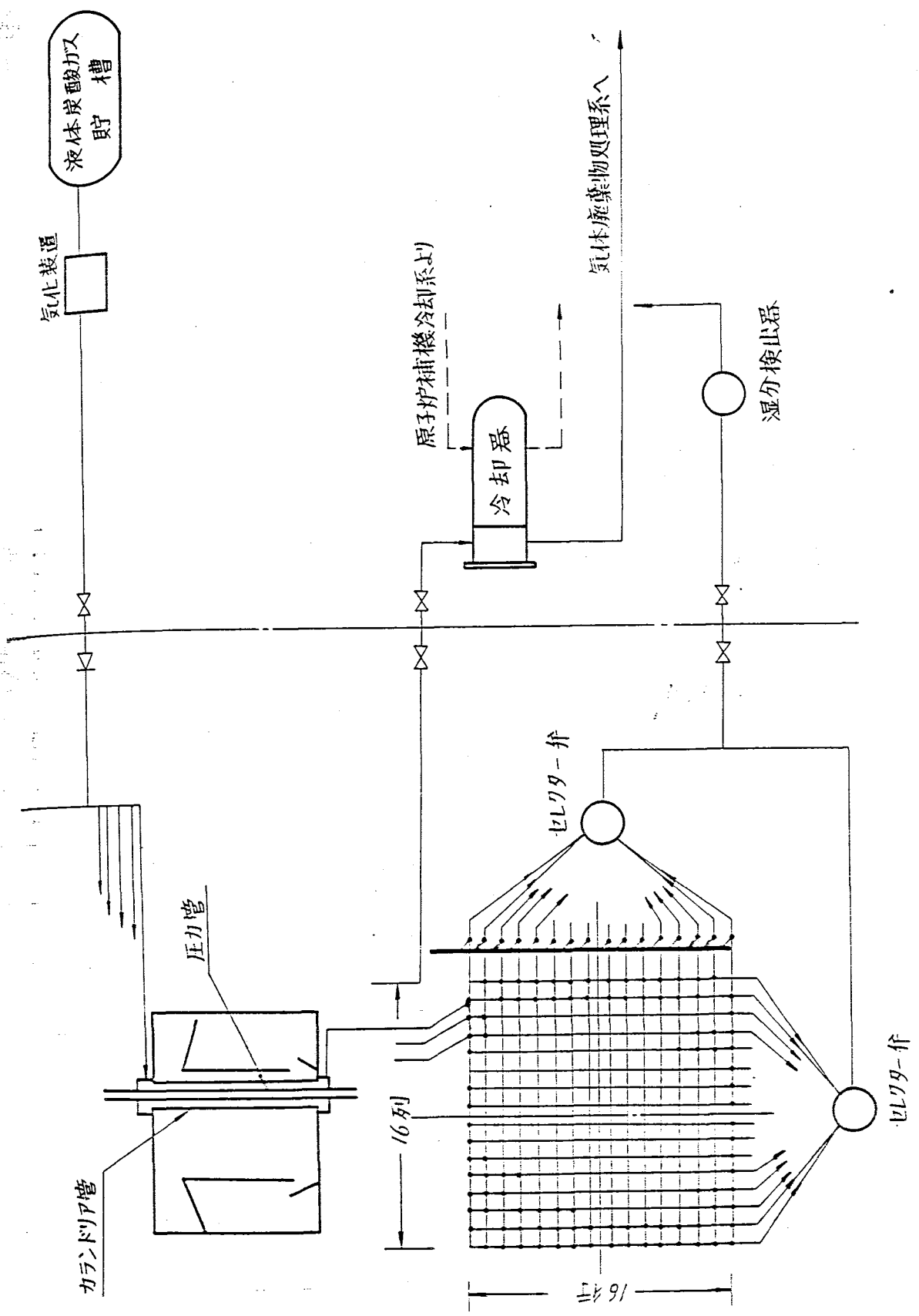
- \* 連続サンプリング方式～流体の1部を検出器に直接導入し検出する方法
- \*\* パイプ側面検出方式～被検流体を直接検出器に導入することなくパイプ壁を介して検出する方式

- (2) その上また、検討の結果、224本のカランドリア管から流出した炭酸ガスが1本の配管(1/8B)に集合される迄の途中の配管(1/8Bおよび1/4B)の表面積が、雑目に見ても自然放熱で室温(格納容器内の温度は、格納容器空気再循環系により夏季においても40℃以下に保持される)近く迄冷却されるのに必要な伝熱面積の2倍以上あることが判明した。

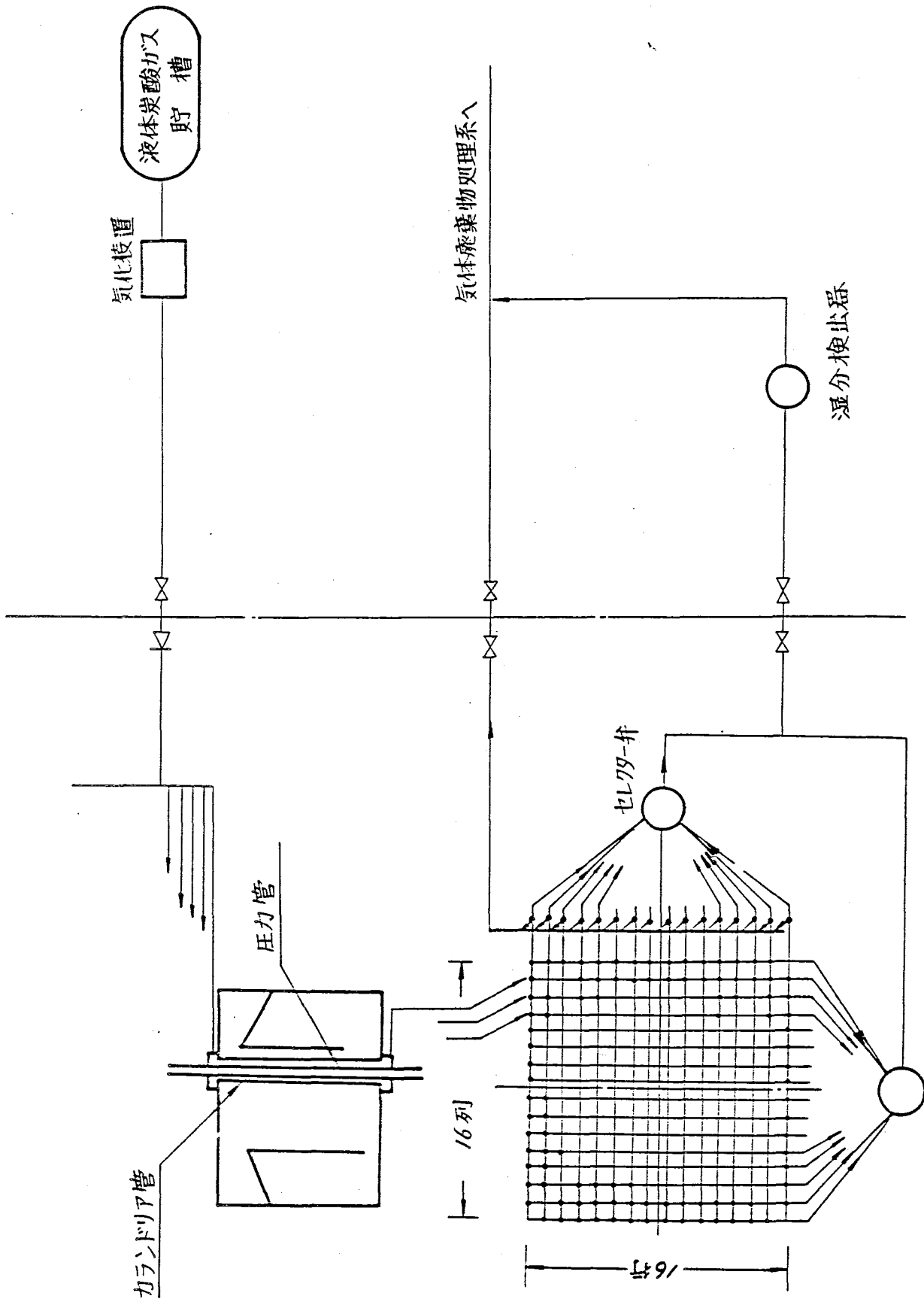
炭酸ガス(流量40Nm<sup>3</sup>/h)の自然放熱により格納容器空気再循環系に負荷される熱量は、カランドリア管出口炭酸ガス温度を29.6℃(1次冷却水最高使用温度と同一)として約4.6×10<sup>3</sup> [kcal/hr]である。

これは格納容器空気再循環系の冷却能力2530×10<sup>3</sup> [kcal/h]の内の約0.2 [%]である。

して冷  
うな理  
系配管  
予定し  
ング方  
を介し  
の配管  
も自然  
℃以下  
こ。  
る熱量  
)として  
約0.2



第5.4-1図 (変更前) 炭酸ガス系系統図



第 5.4-2 図 炭酸ガス系系統図

1  
2  
3  
4  
5  
6  
7  
8  
9  
10  
11  
12  
13  
14  
15  
16  
17  
18  
19  
20  
21  
22  
23  
24  
25  
26  
27  
28  
29  
30  
31  
32  
33  
34  
35  
36  
37  
38  
39  
40  
41  
42  
43  
44  
45  
46  
47  
48  
49  
50  
51  
52

## 5.5 隔離冷却系の変更について

## 1. 変更箇所

隔離冷却系ポンプの駆動方式をタービン駆動から電動機駆動に変更した。

この変更に伴い系統の見直しを行ない、さらに蒸気ドラムの給水管ノズル部の熱衝撃緩和のため、隔離冷却系の注水管の途中に熱交換器を設けた。

## 2. 変更理由

(1) ポンプの駆動方式をタービン駆動から、電動機駆動に変更した理由を以下に示す。

タービン駆動により原子炉冷却を行なう方式は、原子炉冷却装置として、タービンを含めた制御装置が米国GE社より特許出願公告(昭和47-44599)されており、ATRを可能な限り国産技術で開発するため変更した。

この変更に伴い、次の様な利点が生じた。

(イ) モータ駆動はタービン駆動に比べ、制御方式が簡単になり、補機が少ないため運転、保守が容易になった。

(ロ) モータ駆動のため、タービン駆動のための蒸気配管、タービン排気管、及びタービンバイパス管がなくなったため、格納容器の外に出る蒸気管がなくなりベネトレーションが少なくなった。

従って配管の破断を考えたとき、環境への放射能の放出が少なくなった。

また、この変更に伴い電動機を非常用電源に接続するため、非常用電源(ディーゼル発電機)の容量が増加した。

(2) 注水管に熱交換器を設置した理由

所内停電事故時など、給水ポンプが停止し、給水が切れた買合、隔離冷却系が、給水系に代り給水管を通して注水するが、蒸気ドラムの給水管ノズル部の熱衝撃を緩和させるため、隔離冷却系の注水管の途中に熱交換器を設けた。

## 3. 系統図

以下に変更前と変更後の系統を示す。

## 4. 制御性について

隔離冷却系は所内停電事故時などに作動するが動特性解析の結果、主蒸気隔離弁が

閉じるため蒸気は逃し安全弁より放出され、それによってドラム水位が低下する。約100秒後に隔離冷却系作動水位に達し熱交換器及びバイパス管から蒸気が放出されるため、逃し安全弁は吹き止り、2つの蒸気ドラム圧力はバランスし注水流量に与える影響はない。

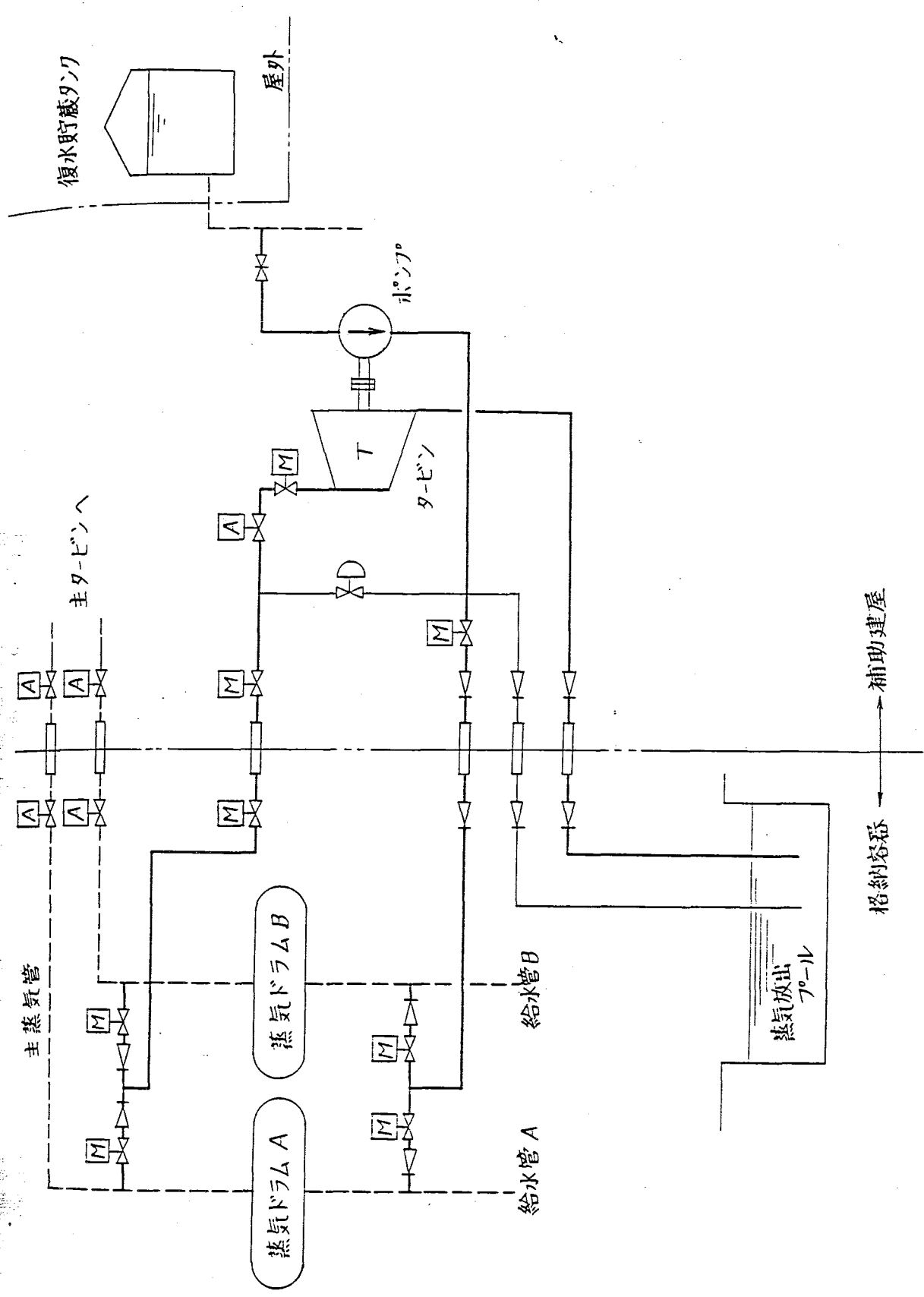
さらに隔離冷却系の注水弁は、 $80 \text{ Kg/cm}^2 \text{ g}$  から、 $10 \text{ Kg/cm}^2 \text{ g}$  までの広範囲なドラム圧力に対して、両ドラムに関する注水弁について、まったく独立に、一定流量制御を行なうよう設計されている。従って、仮に両ドラム圧力に相違が生じる場合においても、必要な注水は十分確保される。

△

△

主蒸気管

30秒  
安全  
ラム圧  
うよう  
水は十



第 5.5-1 図 (変更前) 隔離冷却系統図





## 5.6 余熱除去系，熱交換器の材質変更について

## 1. 変更箇所

余熱除去系の熱交換器の材質のうち，胴側の材質をステンレス鋼から炭素鋼に変更した。

## 2. 変更理由

余熱除去系，熱交換器の胴側の材質は，軽水炉における同一系統の実績及び A T R における他系統の熱交換器の例を参考にし，技術的評価のもとに経済性を考慮して炭素鋼に変更した。

## 〔参考〕

## (1) 軽水炉の例

A T R の余熱除去系に相当する軽水炉の熱交換器の材質は以下の通りである。

	胴側材質	管側材質
敦賀 PS	炭素鋼 (SB42B)	ステンレス鋼 (SUS27)
福島 PS (=1)	同上 (SB42)	同上 (SUS27TB)
島根 PS	同上	同上

## (2) A T R の系統で原子炉補機冷却水を用いる主要な熱交換器は以下の通りであるが

- 原子炉補機冷却系熱交換器
- シャヘイ冷却系熱交換器
- 炉浄化系非再生熱交換器
- 蒸気放出プール冷却系熱交換器
- 燃料貯蔵プール冷却系熱交換器

これら熱交換器の胴側の材質はすべて炭素鋼である。

## (3) 熱交換器の胴側は原子炉補機冷却水が流れるが本冷却水には，腐食防止のため，クロールム酸ソーダ（クロメイト）が添加されている。

## 5.7 原子炉補機冷却系の変更について

## 1. 変更点

変更項目	前回	今回
(1) 系統仕様		
設計圧力	12.0 kg/cm <sup>2</sup> g	削除
設計温度	90 °C	削除
流量	約 1,300 t/h / 系統	約 1,240 t/h / 系統
全負荷	約 52 × 10 <sup>7</sup> kcal/h	約 48 × 10 <sup>7</sup> kcal/h
(2) 原子炉補機冷却水ポンプ		
容量	約 1,300 t/h / 台	約 1,240 t/h / 台
全揚程	60 m	73 m

## 2. 変更理由

## (1) 系統仕様の変更について

## (a) 設計圧力、温度について

従来、原子炉補機冷却水ポンプの締切圧をもって設計圧力 12 [kg/cm<sup>2</sup> g] とし、設計温度は負荷側熱交の補機冷却水出口の最大値に余裕を見た値としていたが、系統はいくつかのサブグループに分れ夫々異なった値の設計圧力、温度が定められており、系統全体を表わす設計圧力、温度を一律に規定することが出来ないため削除する。

## (b) 流量および全負荷について

詳細設計の進行に伴い、負荷側の必要流量、全負荷を集計した結果により変更する。

但し熱交換器の交換熱量は従来通り 5.2 × 10<sup>7</sup> [kcal/h] である。

## (2) 原子炉補機冷却水ポンプの変更について

その後の設計検討結果により変更する。

## 6. 原子炉格納施設，換気設備

とし、設計  
充はいくつ  
充全体を表

更する。

## 6.1 格納容器空気再循環系等の変更について

## 1 格納容器空気再循環装置仕様変更について

変 更 前	変 更 後
格納容器空気再循環送風機 ・台数 2 ・容量約 $1.3 \times 10^5 \text{ Nm}^3 / \text{h台}$	・台数 3 ・容量 $83000 \text{ Nm}^3 / \text{h台}$

## 変更理由

格納容器内の放熱量を見直した結果当初計画の  $2,035 \text{ Mcal/H}$  が  $2,530 \text{ Mcal/H}$  に増加したため格納容器空気再循環装置のクーラーの容量が増加し、そのため機器等の配置上の制約から台数を分割した。

## 2 格納容器内部スプレー系の変更について

## 1 変更箇所

変 更 前	変 更 後
内部スプレーポンプは2台あり、 いずれも手動起動とする。  揚 程 85 m	内部スプレーポンプは2台あり、い ずれも手動および格納容器圧力高・ドラ ム水位異常低下・ドラム圧力低下の信 号で自動起動する。  揚 程 約100 m

## 2 変更理由

## (1) 起動方式の変更

格納容器内部スプレー系は、原子炉冷却材喪失事故時に格納容器内の圧力、温度の上昇を抑制するため設けられている。仮想事故時には、解析上、格納容器内の圧力、温度は、数十秒で上昇するため、スプレー系を数分後に起動させ、格納容器内の圧力、温度を下げる必要がある。

従って運転マニュアルによる手動起動のみでは起動が遅れることも、予慮されるため、手動起動のバックアップとして自動起動させる。

自動起動の信号としては、誤動作を防止するため、格納容器圧力高+ドラム水位異常低下+ドラム圧力低下の多重信号を用いる。なお、スプレー注水弁も同一信号で自動開となる。

## (2) ポンプ揚程の変更

ポンプ揚程の増加は、スプレーノズル、スプレーヘッドの取付位置、配管の口径等の詳細設計の結果、約100mに変更した。

1

(1)

(2)

## 6.2 換気系の変更について

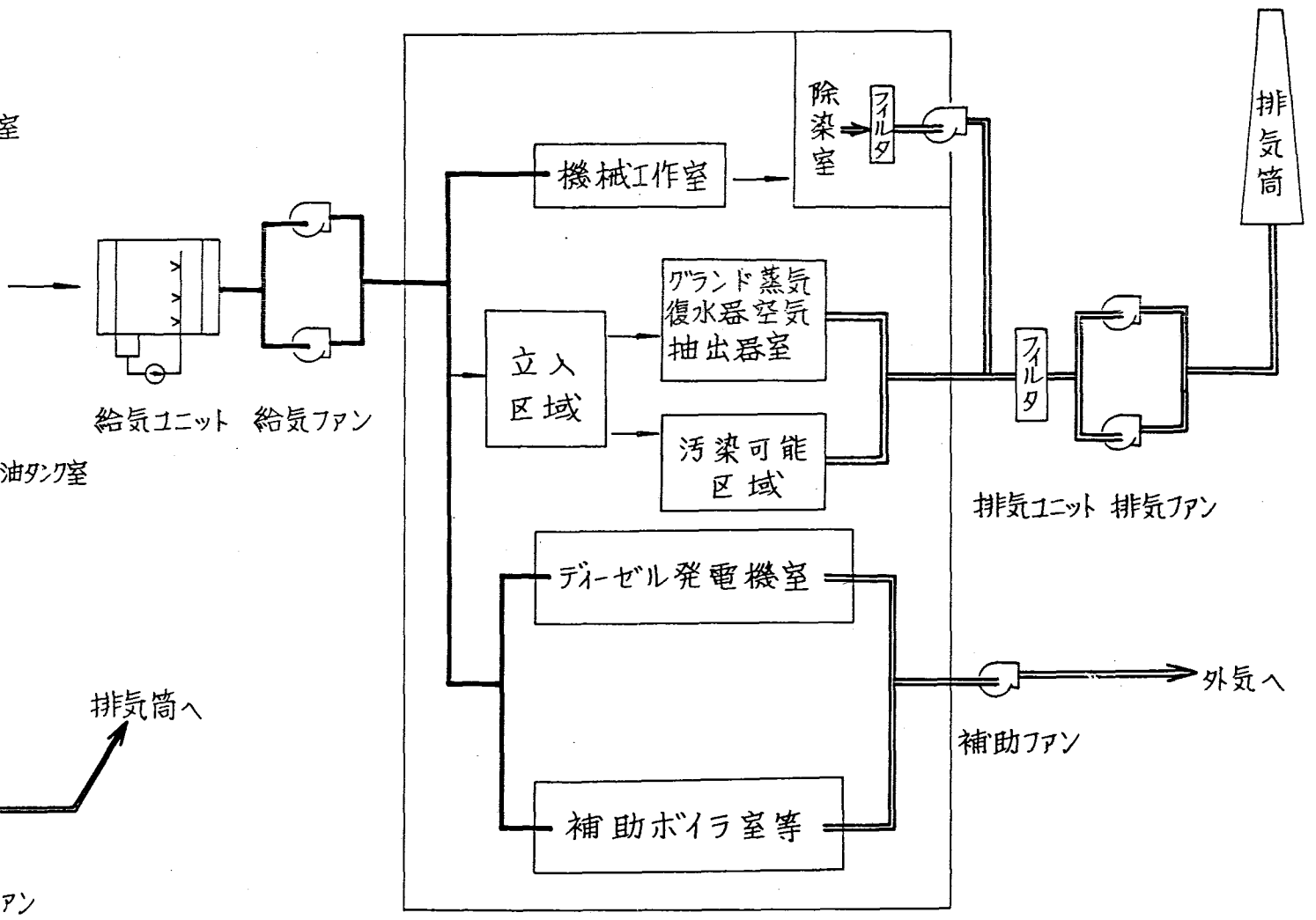
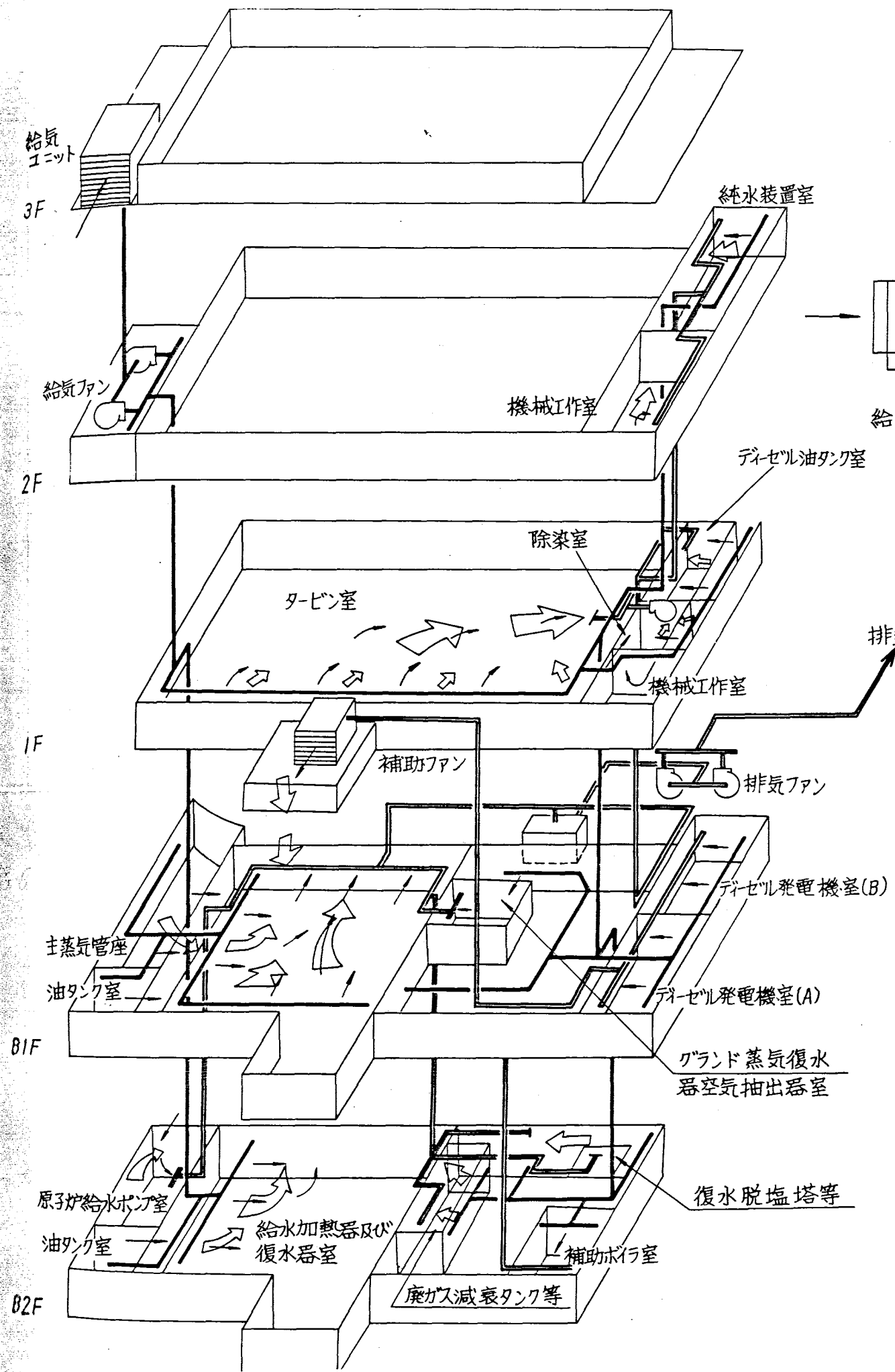
### 1 タービン建屋換気系

(1) 変更前後の比較を次に示す。

変 更 前	変 更 後
<p>タービン建屋換気系には…………… ……………の2系統がある。これ らは独立した系統となっている。</p> <p>一方機械工作室の換気系は別系統の給 気系ならびに排気系が備えられており 排気はフィルターを通した後排気され る。</p>	<p>同 左 ……………の2系統がある。</p> <p>一方機械工作室の換気系は別系統の排 気系が備えられており排気はフィルタ ーを通した後排気される。</p>

(2) 変更理由

機械工作室換気系の給気はタービン建屋換気設備の給気で充分まかなえる事がわかった  
ので廃止した。



第6.2-1図 タービン建屋換気設備

—— 給気ダクト  
 == 排気ダクト



(3) タービン建屋換気設備の主な仕様は下記の通りである。

- |                             |  |
|-----------------------------|--|
| ・ 給気ファン                     | 容量：220,700 $m^3$ /H基<br>基数：2基 (100%容量×2) |
| ・ 排気ファン                     | 容量：156,100 $m^3$ /H基<br>基数：2基 (100%容量×2) |
| ・ 補助ファン                     | 容量：84,000 $m^3$ /H基                      |
| ・ ディーゼル室及び補助<br>ボイラー室等排気ファン | 基数：1基                                    |
| ・ ルーフベント                    | 容量：30,000 $m^3$ /H基<br>基数：4基             |

空気は清浄な区域から汚染可能な区域へ流れるよう汚染可能区域は清浄区域よりやや負圧に保つ設計である。

汚染可能区域の空気が清浄区域へ流れ込む可能性のある場合としては、負圧コントローラ故障あるいは排気ファン故障が考えられるが、排気ファンは100%容量の予備をもっている。

排気ファンが2台共働かない場合としては火災が考えられるが、この場合には給気ファン、補助ファン共停止するインターロックを設けている。

又、ディーゼル発電機室の換気空調は非常時にはタービン建屋換気設備とは別系統で行う。

ルーフベントは平常運転時は、タービン建屋換気設備の補助装置として間欠的に用いる事にしている。

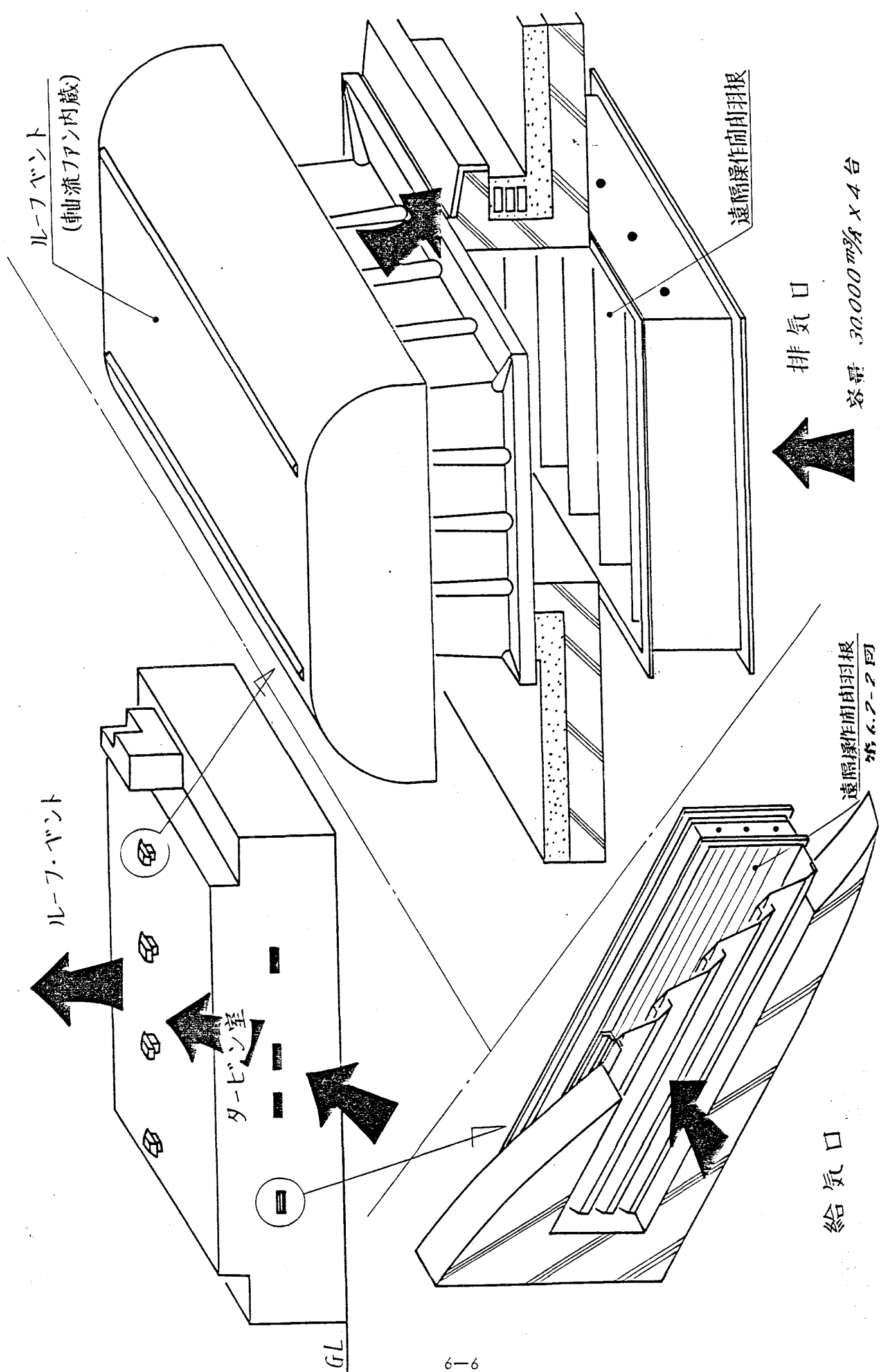


図 6.2-2 同  
遠隔操作間由羽根

給気口

排気口  
容量 30,000 m³/h x 4 台

遠隔操作間由羽根

ルーフ・ベント  
(軸流ファン内蔵)

ルーフ・ベント

タービン室

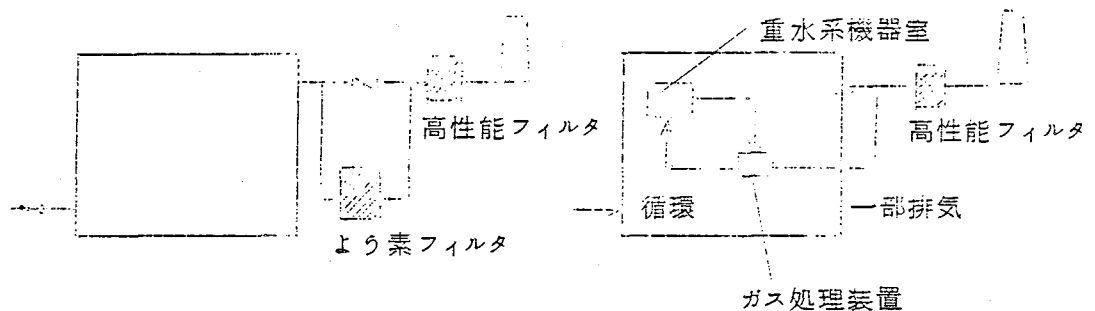
GL

2 補助建屋ガス処理系

(1) 変更内容

変 更 前	変 更 後
<p>換気系の建屋入口，出口ダクトには，それぞれ自動隔離弁があつて，原子炉補助系統部分の放射能高信号等により自動閉鎖して，放射性ガスの拡散を防ぐ。この場合には非常用ガス処理系が自動的に作動を開始して，隔離弁閉鎖後の原子炉補助系区域を負圧に保つと同時に，建屋内に漏えいしてきた放射性物質をフィルターで除去する。</p> <p>非常用ガス処理系は100%容量のもの2系統より成り1系統だけで換気区域を約6mm a qの負圧に保つことができる。このフィルター系の効率はやう素および固体状核分裂生成物の90%以上を除去できる。</p>	<p>原子炉補助建屋の重水ヘリウム系各室は負圧に保持できる。重水ヘリウム系各室の出入口ダクトにはそれぞれ自動隔離弁があつて重水ヘリウム系各室の放射能高信号等により自動閉鎖して放射性物質の放散を防ぐ。この場合には，ガス処理系が自動的に作動を開始して，隔離弁閉鎖後の重水ヘリウム系各室の放射性物質を除去する。</p>

変更の主要な点は，第62-3図に示すように，よう素フィルタをガス処理装置に変え，かつ換気区域を限定したことである。



第62-3図 変更説明図

排気口  
 容量 30,000 m³/h x 4台  
 遠隔操作前扉羽根  
 第62-3図  
 給気口

(2) 変更理由

詳細設計の進展に伴い、補助建屋内のよう素放出量の占める割合は比割的小さいことが判ったので、よう素フィルターを省略した。

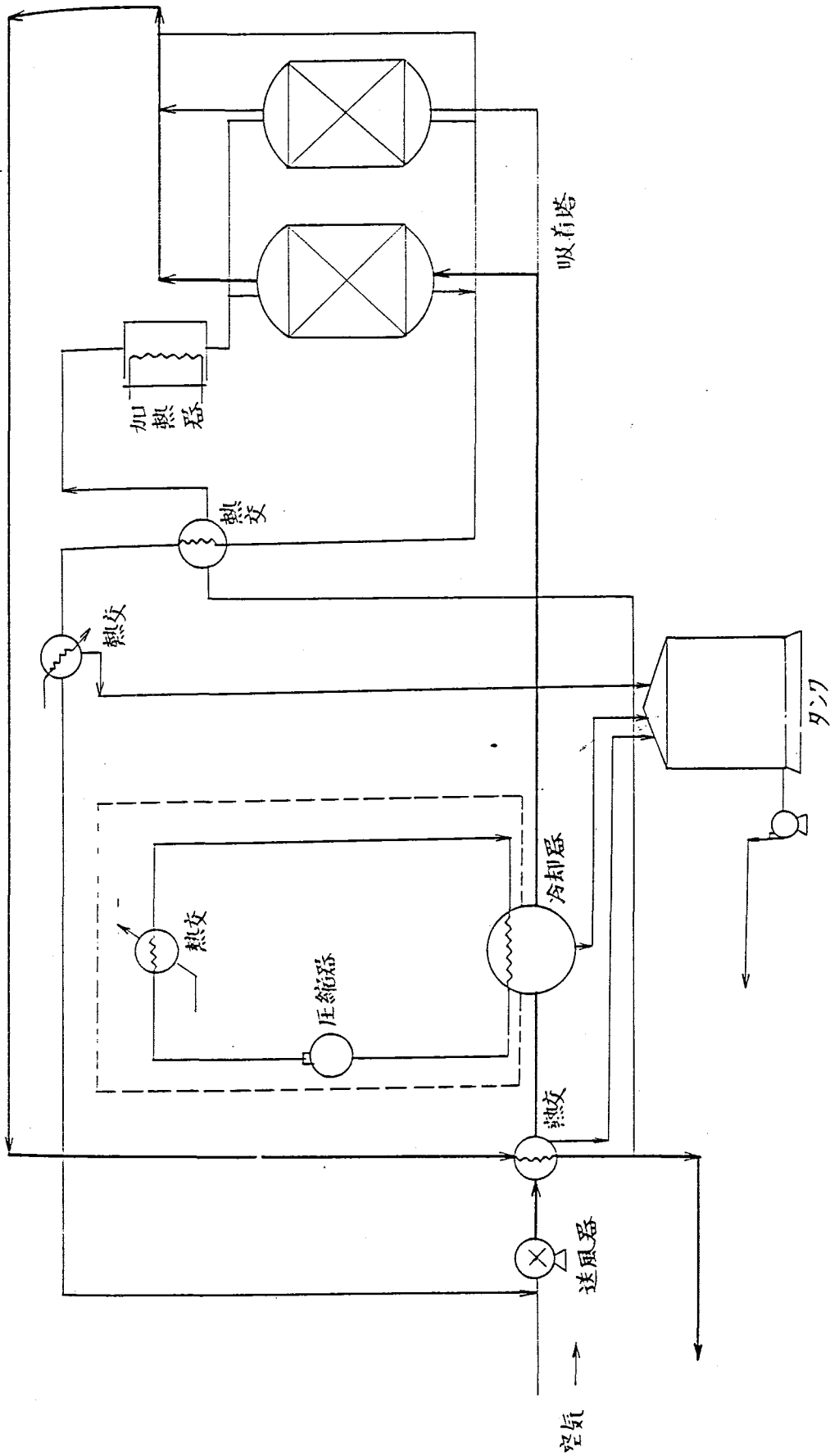
また、補助建屋内の重水系機器については通常時の漏洩のない設計および保守点検時も漏洩のない作業手順を考慮している。しかし重水自体のトリチウム濃度は高くなるので、安全管理の立場から多少の漏洩があっても作業者保護ならびに環境へのトリチウムの放出を防ぐ対策が必要と考えた。

このため、重水系機器の周囲のしゃへい壁を利用して区画を設け、重水漏洩時には、通常の換気系とは分離して、ガス処理装置により空気の浄化を行なう。

なお、負圧を保つため処理後の空気の一部は、排気筒に送る。第6.2-4図に参考としてガス処理装置の実用試験装置の模式図を示す。

モレキュラーシーブによる吸着を利用するが、現在R&Dを行なっており、除去率としては、99.9%以上が期待される。

つことが  
 検時  
 ので、  
 の放出  
 には、  
 考とし  
 去率と



第6.2-4図 ガス処理装置（実用試験） 模式図

## 7. 計測制御，電気設備

## 7.1 スクラム信号の追加について

下記スクラム信号を追加する。

(1) 重水流量低

理由

重水によって冷却されている部分の重水流量低下に伴ない局所的に温度が上昇する恐れがあり、これを防ぐため。

(2) 重水温度高

理由

重水の沸騰によるトリチウムの放出量の増加を未然に防ぐため。

(3) ヘリウム流量低

理由

重水の放射線による分解ガスである  $D_2$  ガスが爆鳴気の濃度以上にカランドリアタンクにたまるのを防ぐため。

(4) 蒸気加減弁急速閉

外部負荷喪失時に、タービンの過回転を防止するため蒸気加減弁は急閉する。この場合同時にタービーバイパス弁が開き定格主蒸気流量の24%を復水器に放出するが蒸気ドラム圧力高信号原子炉出力高信号等によって原子炉はスクラムする。(これらのスクラム系はいずれも多重性をもったものである。)

「蒸気加減弁急速閉スクラム」は、これらのスクラム系にさらに重畳性をもたせるとともに、上述のスクラム信号より時間的に早く発生させ、原子炉冷却系の圧力上昇を軽減させるため設けるものである。

なお、各種事故の評価にあたっては、すでに、蒸気加減弁急閉より原子炉に与える影響がきびしい主寒止弁閉を仮定し、蒸気ドラム圧力高信号によって原子炉がスクラムするという条件で解析することによって原子炉の安全性は確認されている。

## 7.2 変圧器容量の変更について

項 目	前 回	今 回	備 考
変 圧 器			
所内変圧器	22,000 KVA	27,500 KVA	

(理 由)

設計の進捗にともない、各種補機の容量が詳細に決定された。

主要負荷は次のとおり。

## 主 要 負 荷

補 機 名 称	出 力 kw	設 備 台 数	運 転 時	
			台 数	入 力 KVA
1. 循環水ポンプ	960	2	2	2,400
2. 給水ポンプ	1,700	3	2	3,800
3. 復水ポンプ	450	2	2	1,000
4. A/B 排風機	250	2	2	320
5. 再循環ポンプ	950/150	4	4	3,680
6. 海水電解装置	600 KVA	1	1	450
7. 取水口変圧器	400 KVA	1	1	320
8. 補機冷却水ポンプ	320	3	2	800
9. 補機冷却海水ポンプ	385	4	4	1,860
10. 空気再循環ターボ冷凍機	750	2	2	1,740
11. 440系パワーセンタ負荷	—	—	—	10,840
合 計				27,210 (KVA)



### 7.3 非常用電源設備ディーゼル発電機容量の変更について

#### 1. 変更内容

変 更 前		変 更 後	
台 数	2 (うち1は予備)	台 数	2 (うち1は予備)
容 量		容 量	
機 関	約 5,800 P.S	機 関 最大	約 8,800 P.S
		連続	約 7,500 P.S
発電機	5,000 KVA	発電機	6,000 KVA
機関気筒数	12	機関気筒数	16
始動方式	圧縮空気始動	始動方式	圧縮空気始動
回 転 数	400 r. p. m.	回 転 数	400 r. p. m.
使用燃料	軽油	使用燃料	軽油
電 圧	6.9 KV	電 圧	6.9 KV
周 波 数	60 HZ	周 波 数	60 HZ

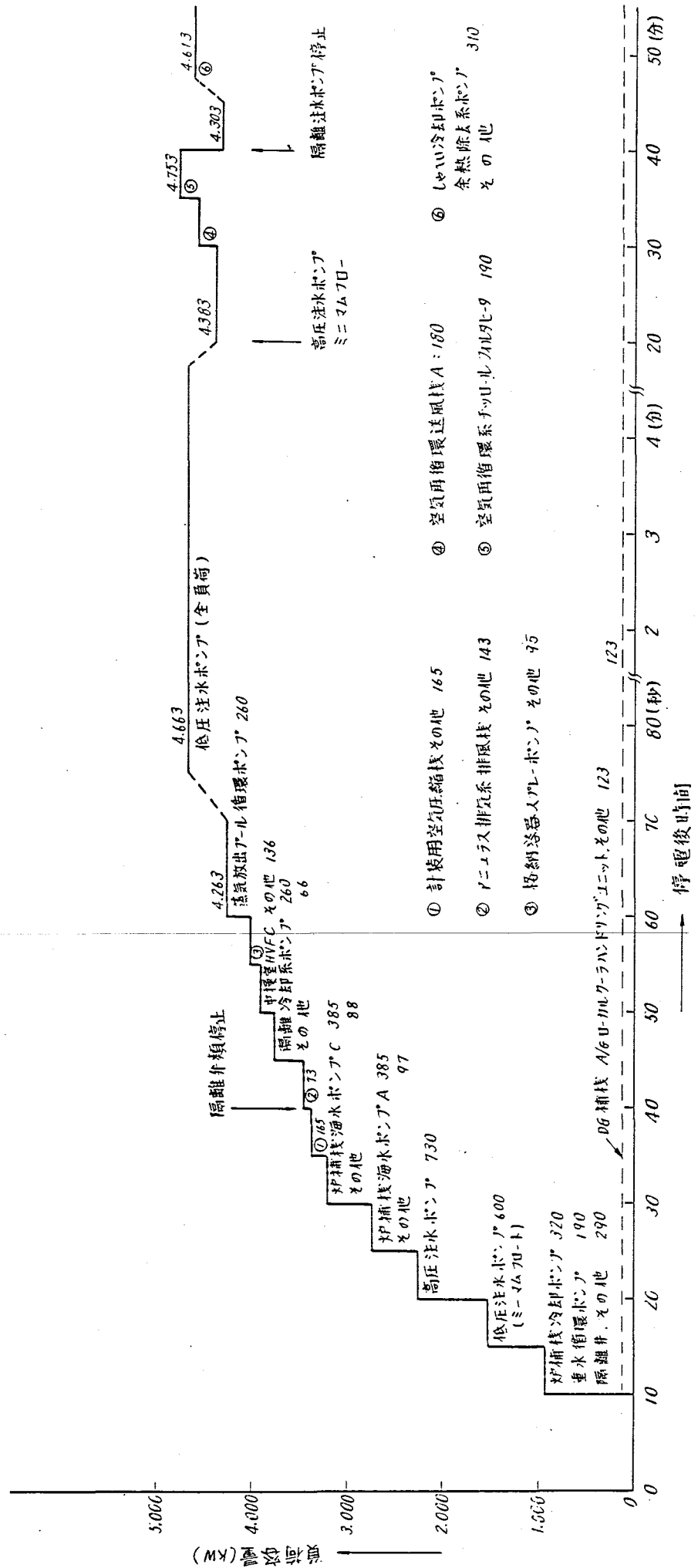
#### 2. ディーゼル発電機の主要な負荷

負 荷 名 称	容 量 K W
原子炉補機冷却用海水ポンプ	385
原子炉補機冷却水ポンプ	320
高圧注水ポンプ	730
低圧注水ポンプ	1,000
重水循環ポンプ	190
格納容器空気再循送風機	180
格納容器スプレポンプ	75
蒸気放出プール循環ポンプ	260
余熱除去系ポンプ	90
直流電源用整流装置	55
隔離冷却系ポンプ	260
格納容器空気再循環冷凍機	750

### 3. ディーゼル発電機設備の変更理由

- ① 隔離冷却系ポンプの形式を蒸気タービン駆動から電動機駆動に変更する。
- ② 設計の進捗にともない、各種補機の容量が詳細に決定された。

第7.3-1図 重大事故時のディーゼル負荷積上



#### 7.4 直流電源回路の変更について

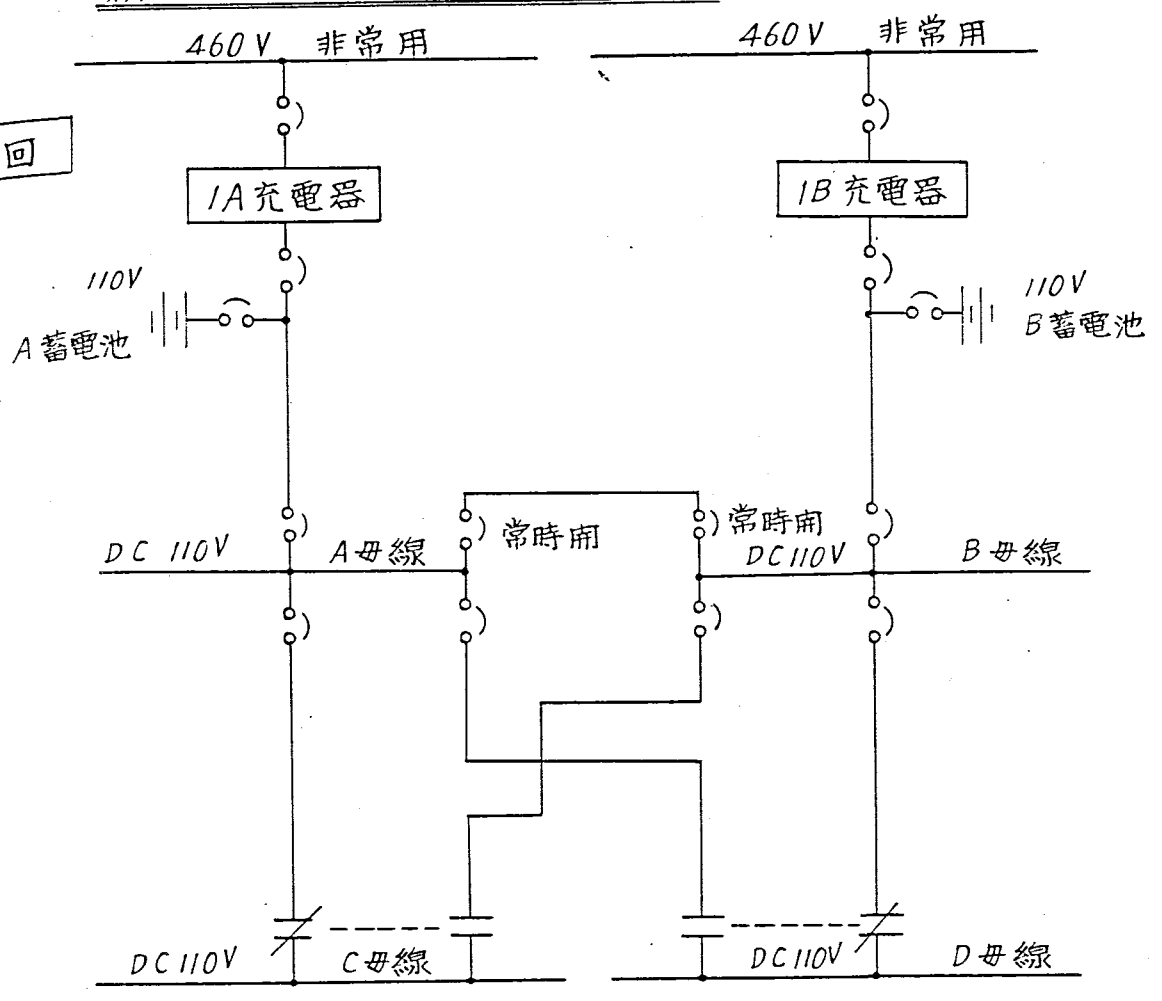
所内蓄電池は2組，2母線より構成され，前回，両母線間に連絡用接触器を設け，相互に連絡するよう計画していたが，今回連絡用接触器投入中における事故波及例えば地絡，短絡，絶縁破壊，火災等の事故により他系統に影響を与えないよう考慮して，両蓄電池，母線の独立性，分離性を確保するため，連絡用接触器を削除する。

所内直流単線結線図は第7.4-1図に示す。

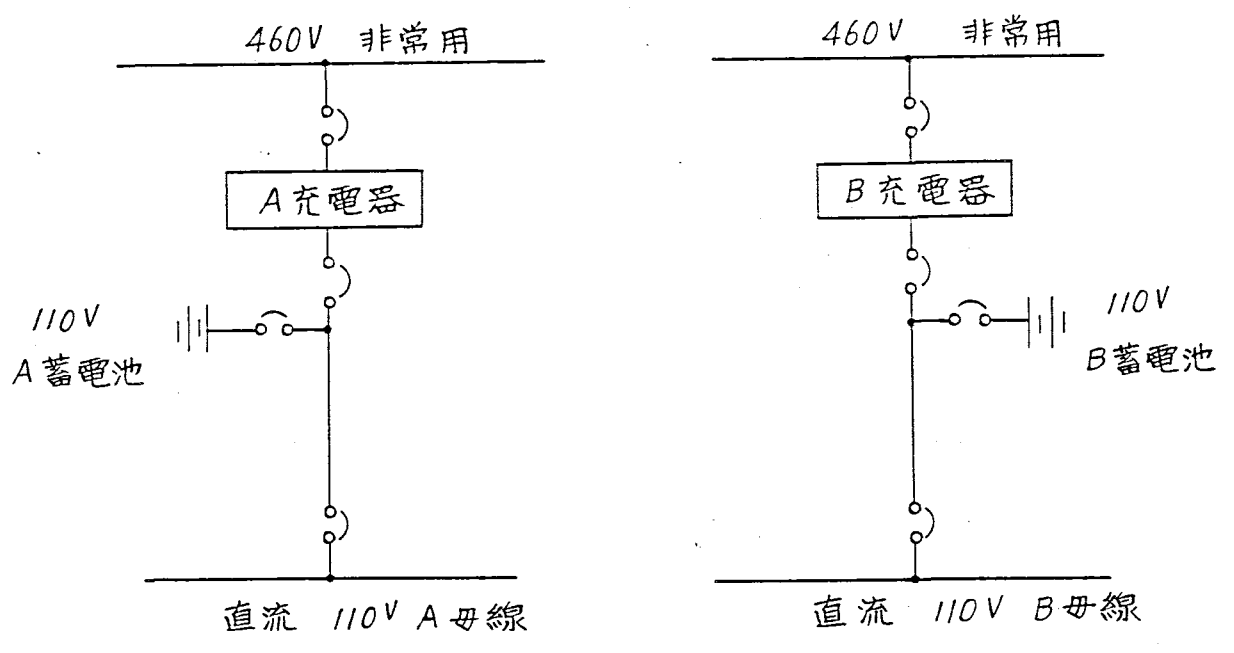
且互に連絡  
各，絶縁破  
亡性，分離

第7.4-1回 所内直流単線結線図

前回



今回



## 8. 核熱設計および動特性

## 8.1 炉心設計について

### 1 炉心設計の変更点について

炉心設計の主な変更点は下記のとおりである。

- 1) 天然ウラン・プルトニウム富化燃料体のプルトニウム混合比を2種類とし、燃料集合体内の出力分布を平坦化した。
- 2) バーンアウト熱流束に関する試験成果を反映させ、燃料集合体のスペーサイ 個数を9より12とした
- 3) カランドリア管の内径を150mmより156mmとし、炉心核特性（ボイド反応度）を改善した。

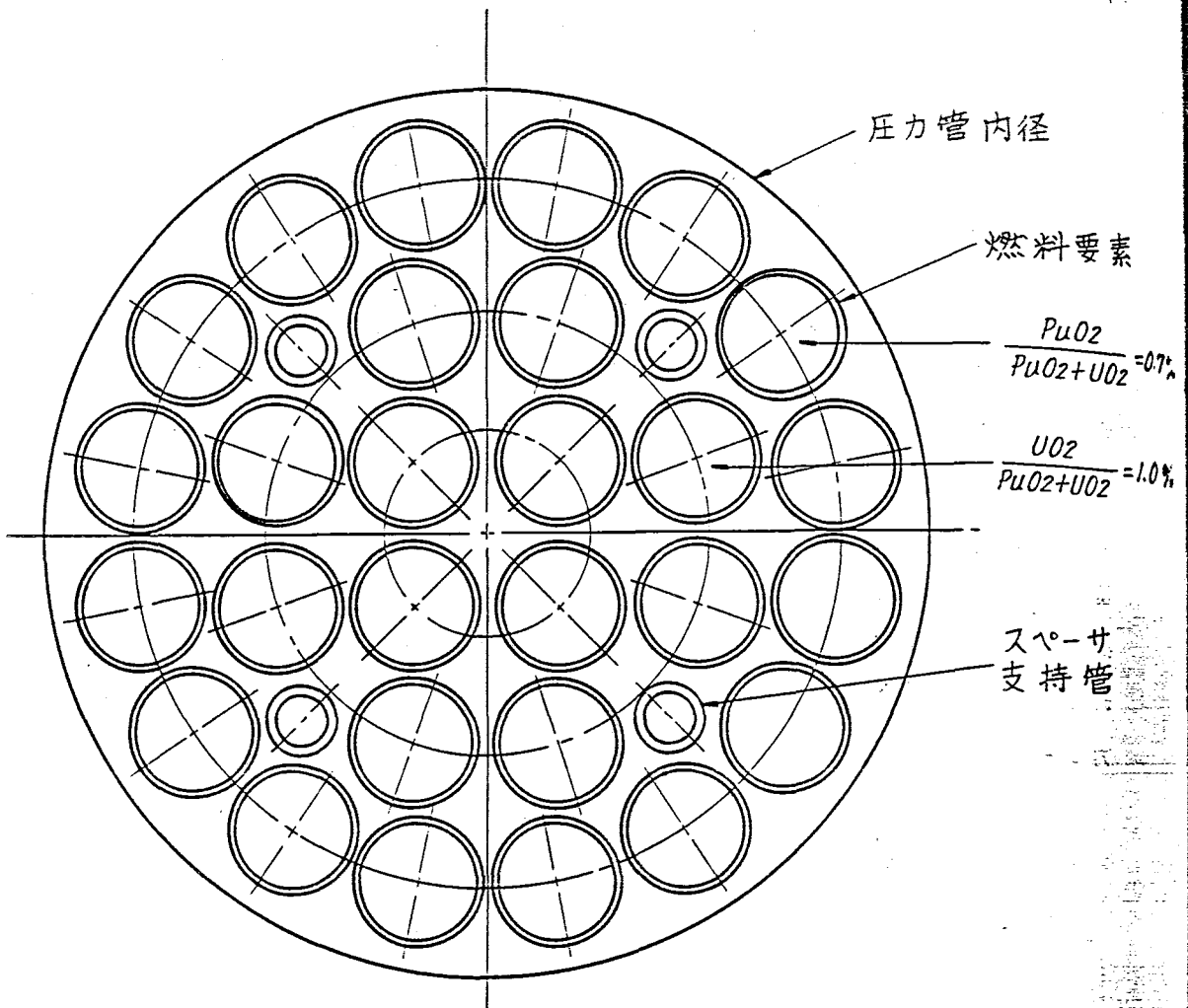
### 2 出力分布平坦化について

炉心中央領域に装荷されている天然ウラン・プルトニウム富化燃料について、燃料集合体内で2種類のプルトニウム富化度を採用することにより、燃料集合体内の局所出力ピーキングを約6%改善し、熱的余裕を増大させた。

天然ウラン・プルトニウム富化燃料の局所出力ピーキングは第8.1-1表に示すように1.18から1.11に改善されている。炉心半径方向ピーキングの最大点は天然ウラン・プルトニウム富化燃料領域にある。天然ウラン・プルトニウム富化燃料領域とウラン燃料領域における局所出力ピーキングと炉心半径方向ピーキングの積の極大値は、第8.1-1表に示す通り、それぞれ1.54および1.36である。したがって、天然ウラン・プルトニウム燃料の集合体内局所出力ピーキングの改善により、炉心の総合的出力ピーキングが改善される。

第8.1-1表 出力キーピング

領域	集合体内局所出力 ピーキング (LPF)	炉心半径方向 巨視的ピーキング (RPF)	積 (LPF×RPF)
天然ウラン・プルト ニウム富化燃料領域	1.11 (改良前1.18)	1.39	1.54
ウラン燃料領域	1.17	1.17	1.36



第 8.1-1 図 燃料要素配列



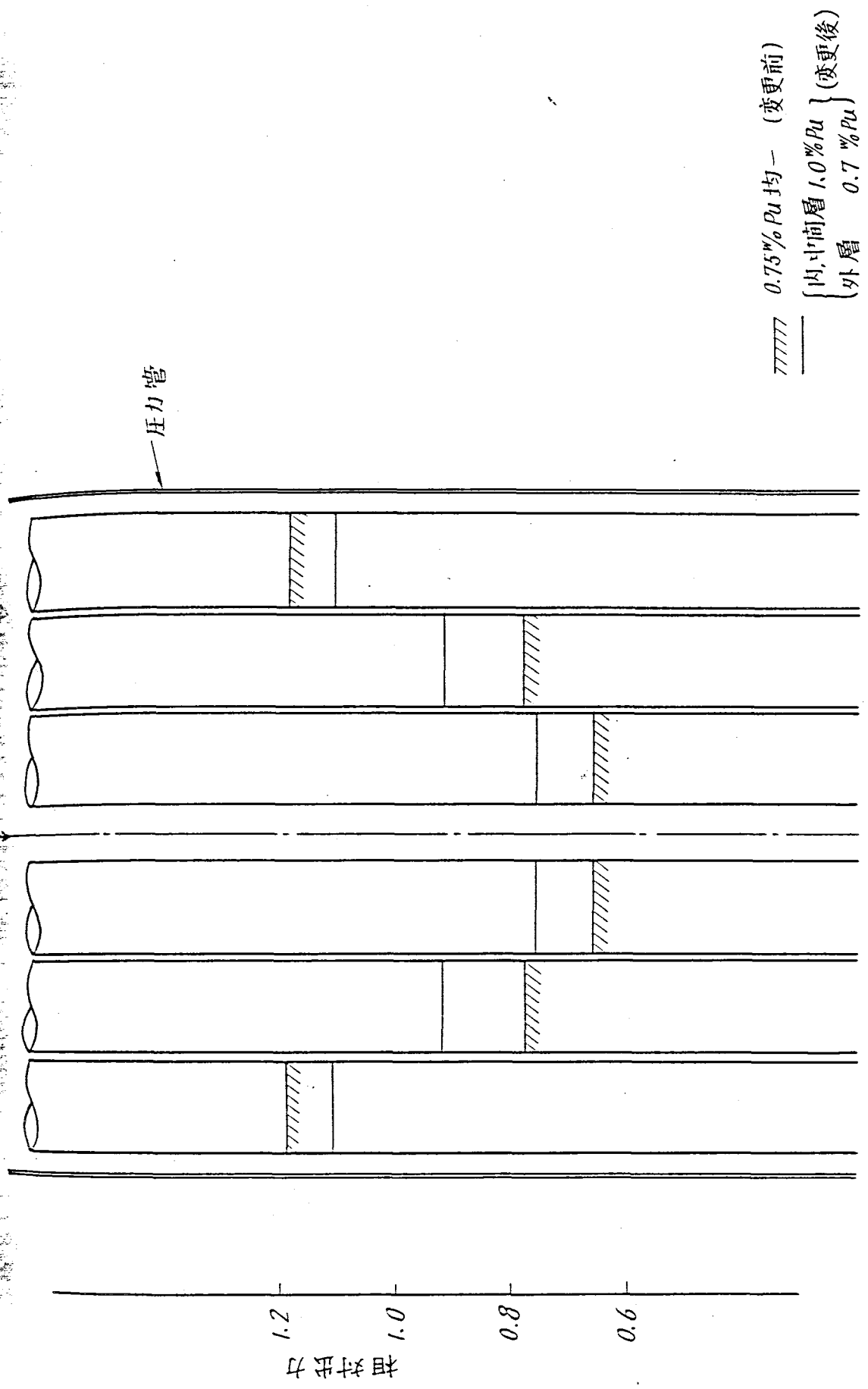
≡

料要素

$$\frac{PuO_2}{UO_2 + UO_2} = 0.7\%$$

$$\frac{UO_2}{U_2 + UO_2} = 1.0\%$$

ペーサ  
持管

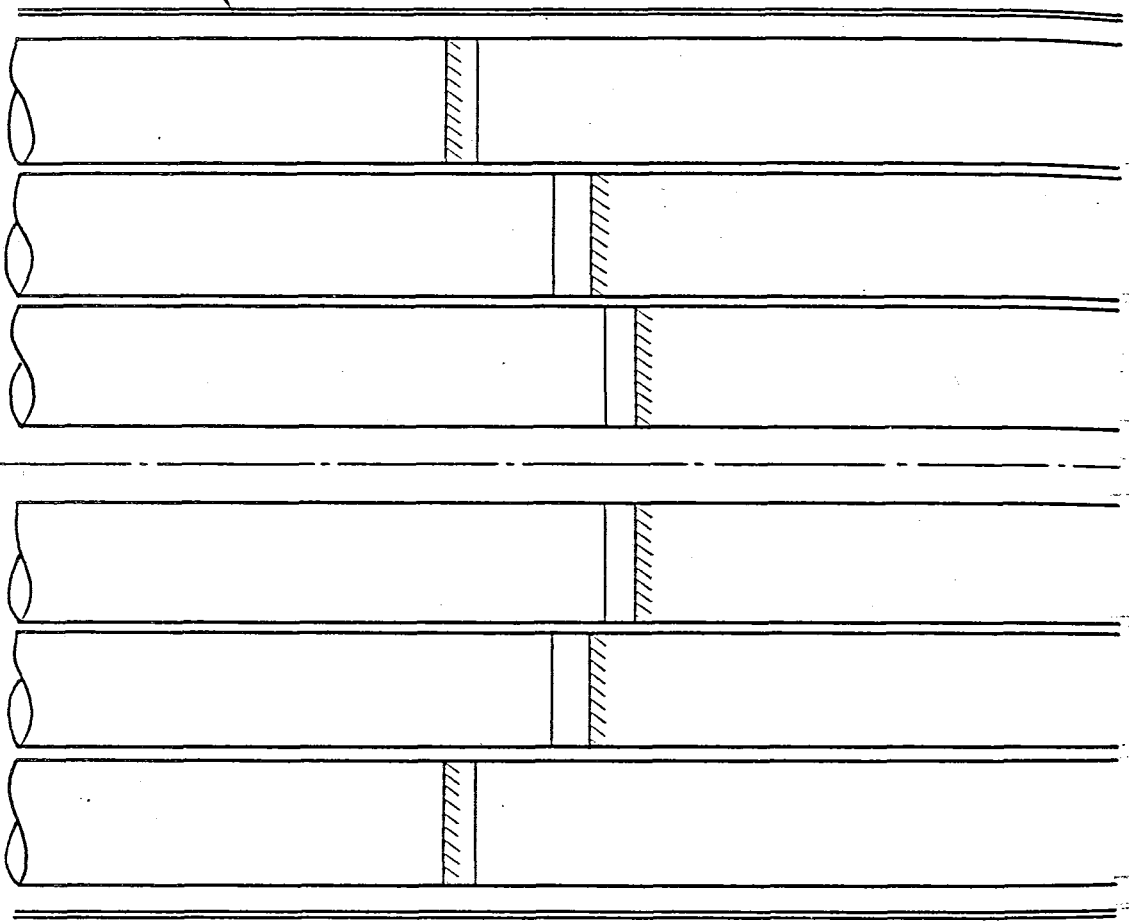


第8.1-2図 燃焼初期のフラスター内出力分布 (0 MWD/TU)

ワスタ中心

圧力管

1.2  
1.0  
0.8  
相対出力



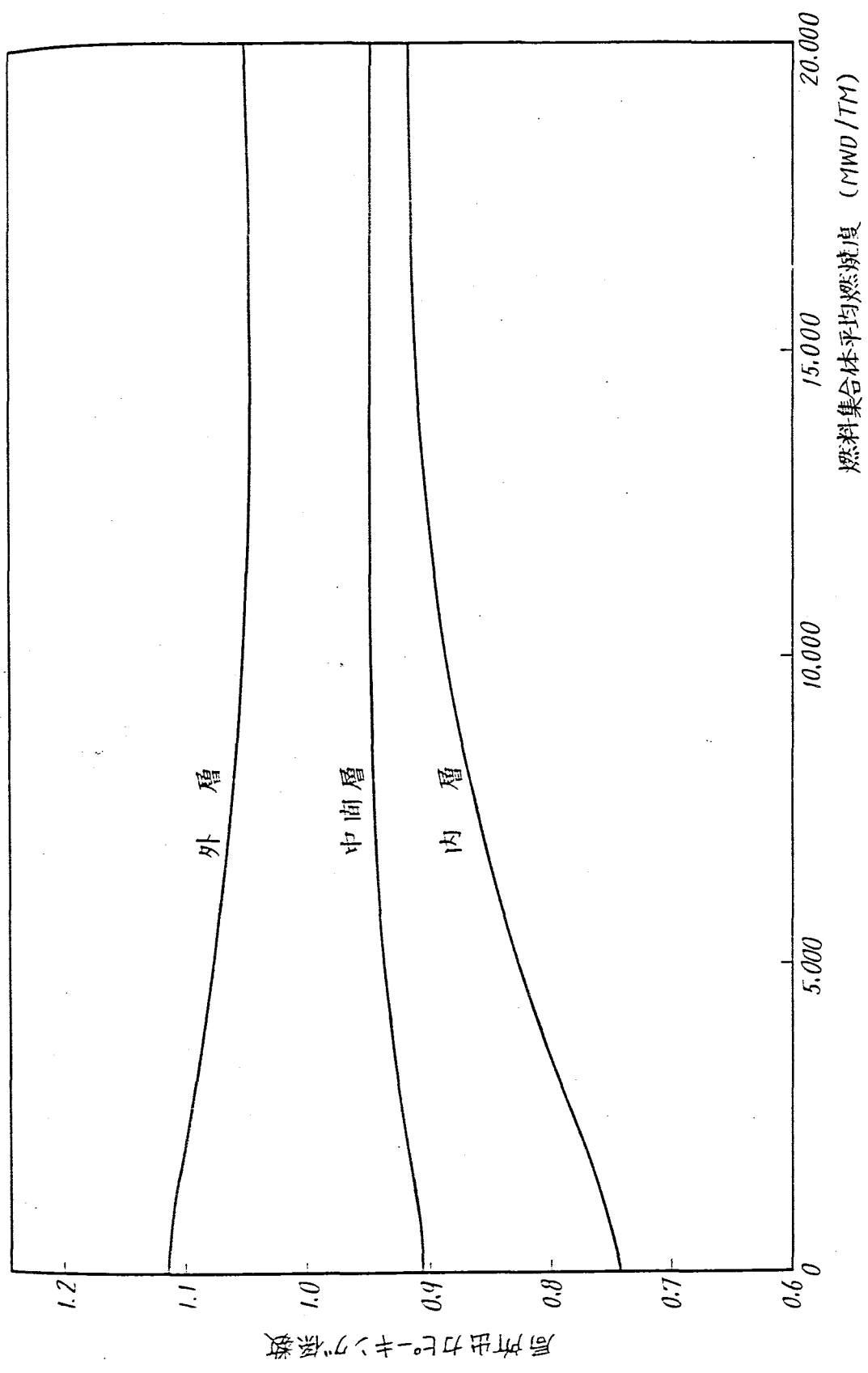
0.75% Pu 均一 (变更前)

{ 内層 1.0 % Pu } (变更后)  
 { 外層 0.7 % Pu }

第 8.1-3 図 10,000 MWd/TU 燃焼時のワスタ中心-内出力分布

IN. 1.100/日 1.0 10.0 μ (変更後)  
 } 外層 0.7 % Pu

第 8.1-3 図 10,000MWD/70 燃焼時のクラスター内における



第 8.1-4 図 局所出カヒープキング係数の燃焼に伴う変化 (PuO<sub>2</sub>-UO<sub>2</sub>燃料)

### 3 局所出力ピーキング係数の実験と計算の比較

新型転換炉原型炉「ふげん」では、初期炉心に装荷するプルトニウム富化天然ウラン燃料のプルトニウム富化度をクラスター内で2領域（内層・中間層0.8% fissile Pu, 外層0.5% fissile pu）とすることにより、局所出力ピーキング係数を1.18より1.11に改善した。

計算には、英国で開発されたMETHUSELAH-IIコードを用い、その精度はDCA実験解析を行なうことにより確認した。

まず、濃縮度（プルトニウム富化度）均一の1.2%濃縮ウラン燃料、1.5%濃縮ウラン燃料および0.54 PuO<sub>2</sub>-UO<sub>2</sub> 燃料について実験結果とMETHUSELAH-IIコードによる計算との比較を行なった。

この結果を第8.1-2表に示す。

これより、クラスター内濃縮度均一のUO<sub>2</sub> 燃料に対する局所ピーキング係数の計算精度は約1%、PuO<sub>2</sub>-UO<sub>2</sub> 燃料に対しては約1.2%の精度で実験と良く合うことを確認した。

クラスター内2領域のPuO<sub>2</sub>-UO<sub>2</sub> 燃料に関しては、49年度末にDCA実験データが出るため、それをもとに同様の確認を行なう予定である。

	実験値	計算値	計算値 / 実験値
1.2% E · UO <sub>2</sub>	1.148	1.152	1.003
1.5% E · UO <sub>2</sub>	1.157	1.165	1.007
0.54 PuO <sub>2</sub> - UO <sub>2</sub>	1.159	1.173	1.012

第8.1-2表 局所ピーキング係数の実験と計算の比較（0% Void）

### 4 半径方向ピーキングの変化

新型転換炉原型炉「ふげん」では、初期炉心で余剰反応度を抑えるため液体ボイズン（B<sup>10</sup>）を減速材である重水中に混入する。

以後、この液体ボイズンの濃度を調整しながら燃焼を行ない、燃焼余剰反応度がなくなり、液体ボイズンを除去し終わった後燃料交換を開始する。

こゝでは、交換燃料に1.5%低濃縮ウラン燃料を使用した場合のグロスピーキング係数（半径方向ピーキング係数×軸方向ピーキング係数）および半径方向ピーキング係数の時間変化を第8.1-5図（1）、（2）に示す。

### 5 DCAにおけるVoid反応度実験と解析

DCAを使用して1.2%濃縮U炉心と、炉心中央に25体のPu富化燃料を装荷したPu-

燃料の外層  
1に改

実験解

燃料による

精度は  
出した。  
が出る

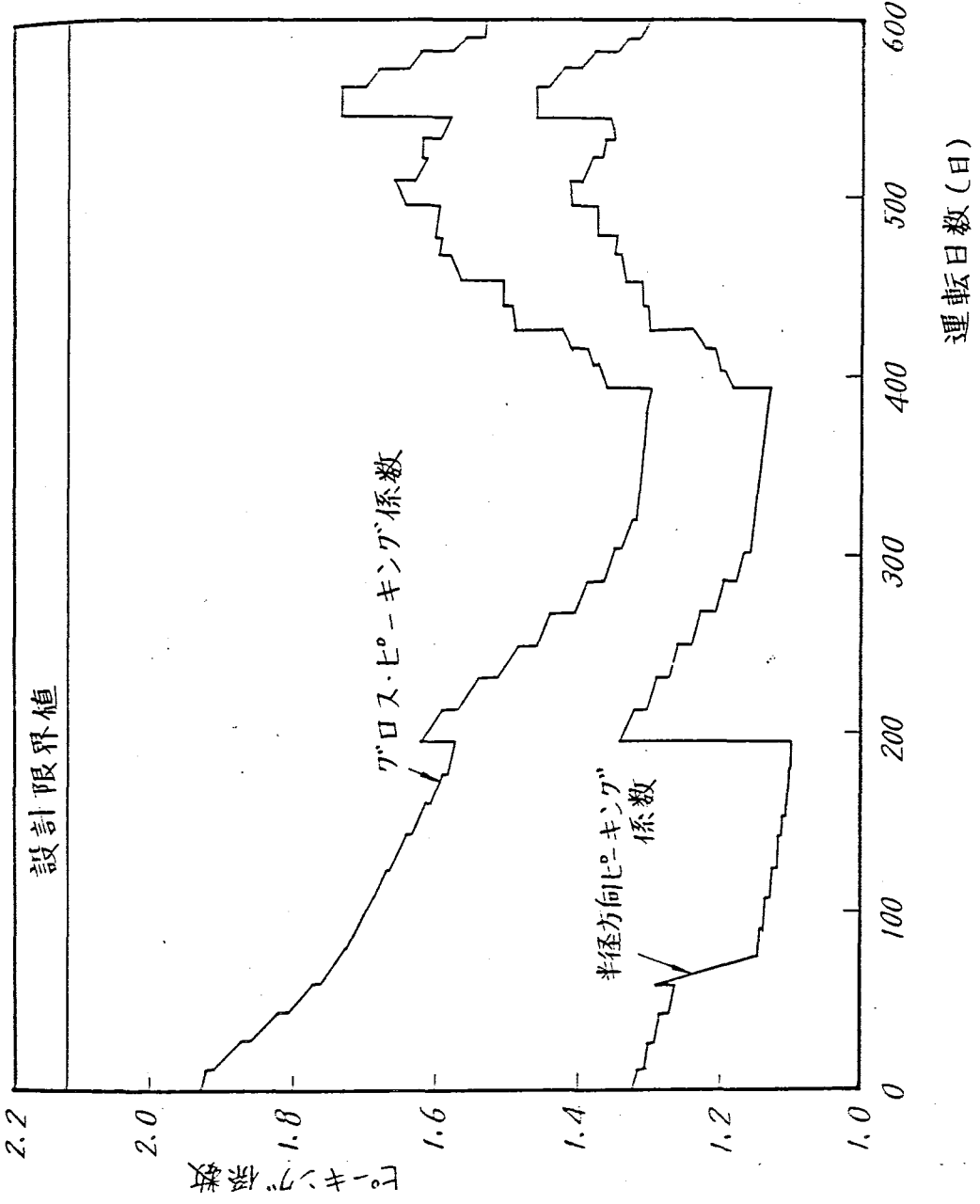
直  
直

(B<sup>10</sup>)

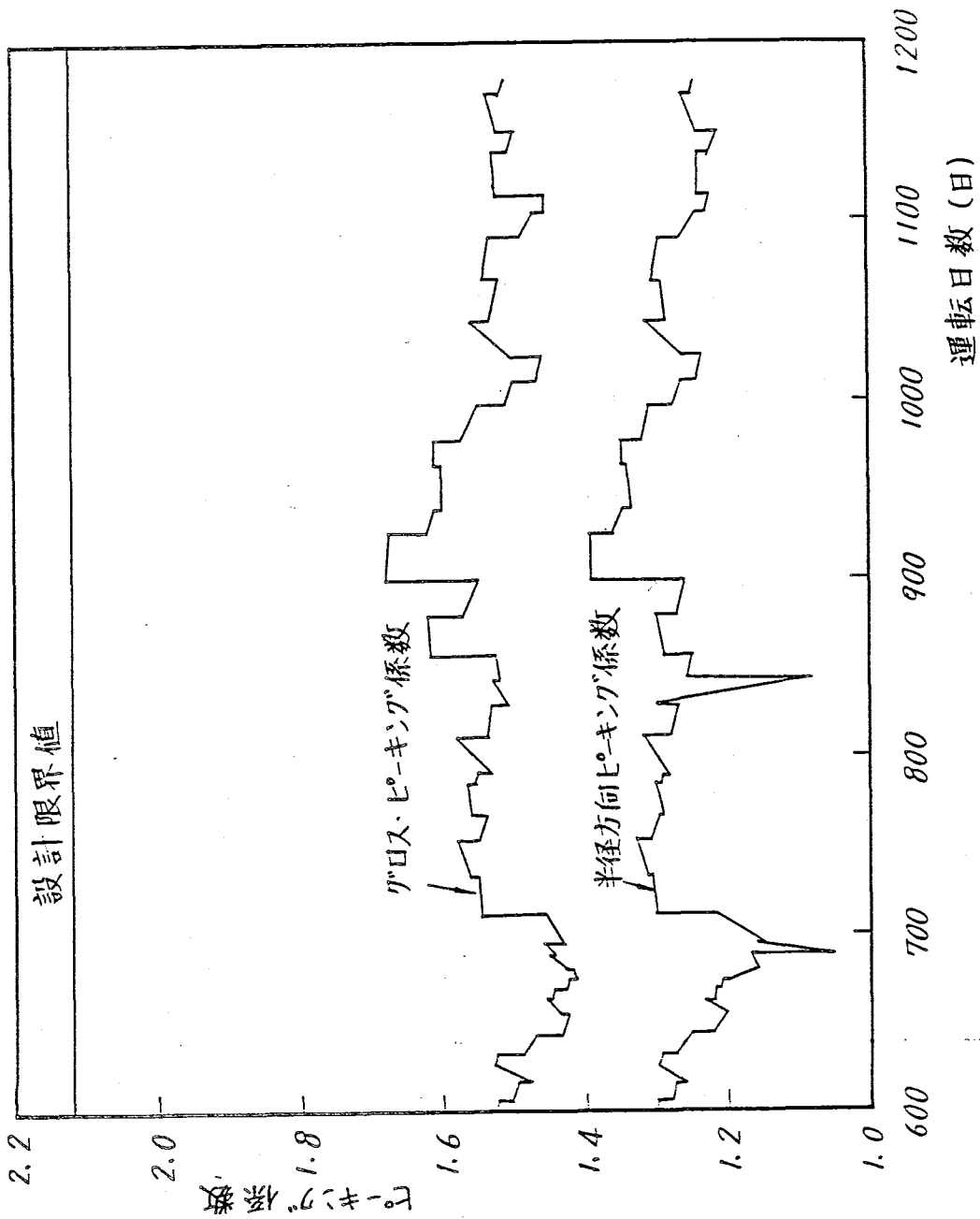
なくなり、

系統(半  
時間変化

たP<sub>u</sub>



第8.1-5図(1) ヒューキング係数の時間変化



第8.1-5図(2) ピーキング係数の時間変化

U 2 領域炉心についてボイド反応度実験が行なわれた。これらの実験についてふげん炉心解析手法をそのまま使用して解析した結果を、第 8.1-3 表に示す。この結果に対する検討を次に要約する。

- (1) 実験、計算共に Pu 装荷によってボイド反応度が負側に移行することが一般的傾向として示されている。
- (2) METHUSELAH-SUNRISE による計算は、実験値より正側に評価されているが、これは安全側に見積る結果となっている。これに対して、CLUSTER-SUNRISE は実験値より多少負側に見積る結果を与えているが、実験値に非常に近い評価を与える。

第 8.1-3 表 DCA におけるボイド反応度  
(0→100% Void) 実験と計算の比較

	1.2% U 炉心	Pu-U 2 領域炉心*
実験値	$-7.67 \pm 0.43\% \Delta K/K$	$-11.44 \pm 0.94\% \Delta K/K$
計算値		
METHUSELAH-SUNRISE	-4.85           "	-7.77           "
CLUSTER-SUNRISE	-8.48           "	-11.69          "

\* Pu 富化度 0.54%

#### 6 燃焼度の評価について

新型転換炉の設計において、まず付録(63部会提出参考資料)に示すように実用炉規模(500MWe)のプルトニウム富化天然ウランの格子に対して最適化計算を行なった。

その後、原型炉として、1.5W/O低濃縮ウラン集合体218体、PUS 実証用燃料集合体6体より成る炉心を設計し、理想的燃焼度を約20000MWD/TMと評価した。

その後、燃料集合体の製作上、燃料棒間最小間隙を若干広くし、(2.0mm→2.1mm)さらに、燃料装荷および取出しが容易になるよう燃料集合体と圧力管との間隙を上げた。(2.3mm→3.1mm)そのため、燃料棒径が細くなり(14.80mm→14.4mm)燃焼度が減少した。

また、プルトニウム燃料の製造能力の増強が可能となったので、それを用いボイド反応度を改善すると共に、原型炉をより実用的なものにするため、再循環回路数を2とした。

一方この間にDCAによる実験が進み計算法が改良され、これによって燃焼度が低く評価される

ことになった。

前述の効果およびプルトニウム燃料（1.3W/O低濃縮ウラン相当）の使用により平均燃焼度が12000MWD/TMとなった。

更に、今回バーンアウト余裕の改善およびポイド反応度改善のため、炉心中央部に装荷されるプルトニウム富化燃料を2色（0.54% fissile Pu1色→内層，中間層0.8外層0.55% fissile Pu）およびスペーサー個数を増す（9個→12個）とともにカランドリア管を拡大し、（O.D.153mm→160.2mm）減速材対燃料体積比を小さくした。このため、平均燃焼度は更に低下するので、その分を相殺するため富化度を若干増し変更前とほとんど変わらない約12000MWD/TMを維持するようにした。

以上述べたように、現在の燃料集合体の燃焼度は500MWe炉心の最適化により燃焼度の最初の値が決められ、その後の集合体設計変更にもなって、若干の燃焼度の増減を経て現在の値となったものである。

## 7 付 録

### 核・熱設計の最適点の選定について

#### 1 最適計算

最適化計算は実用炉規模（500MWe）のプルトニウム富化天然ウランの格子に対して行なった。決められた出力，蒸気条件，使用材料，燃料棒間隔，クラスター内燃料棒本数に対して燃料棒直径とクラスターの間隔，即ち重水と燃料との体積比をパラメーターとして核・熱・構造・相対コスト計算を行ない構造的に製作可能な範囲で相対コストの最も低くなる点を選び出した。

#### 2 設計条件

(1) 熱出力	1590 MW
(2) 電気出力	500 MW
(3) 炉心圧力	72.5 kg/cm <sup>2</sup>
(4) 燃料要素	プルトニウム富化天然ウラン
(5) 圧力管材料	Zr-Nb合金
(6) 熱絶縁材料	炭酸ガス
(7) カランドリア管材料	ジルカロイ-2

#### 3 最適計算手順

第8.1-6図の様な手順により計算を行なった。



#### 4 相対コスト計算

##### (1) 資本費

直接建設費として重水費、圧力管（材料費と加工費）、カランドリア管、カランドリアタンク、周辺構造物、蒸気ドラム、配管費等の雑費を合計し、これに間接費率、資本費率をかけて年間の資本費を求めた。

##### (2) 燃料費

- ① 燃料は買取りとし、ウラン燃料価格は  $U_3O_8$  で  $\$ 20.8 / \text{kg U}$  とし濃縮費は AEC の価格表によった。
- ② プルトニウム価格は  $\$ 9.28 / \text{g Pu fission}$  とした。
- ③ 使用済み燃料の価値はプルトニウム以外は 0 とした。

##### (3) 運転資本費

輸送費、転換加工費等にかかる金利は運転資本費とした。

以上の最適計算の手順を第 8.1-6 図に示す。

燃料棒の直径の増大と共に燃焼度が増大する。これは共鳴を逃れる確率の低下の為にプルトニウムの生成が増大し、これが燃焼に伴うウランの減少による反応度の減少を上まわるからであると考えられる。又、重水と燃料の体積比が大きくなるにつれて燃焼度が増大する。

重水と燃料との体積比とボイド反応度との関係は重水燃料体積比が増大する程ボイド反応度も増大する。

又、燃焼が進むとボイド反応度は減少する。

これは燃焼の進行と共に燃料中にプルトニウムが生成されて来て、これの寄与がボイド反応度の増加を抑える方向に働くからである。燃焼後の取出し燃料から得られるプルトニウムから再処理加工中の損失 2% を減らしたものの核分裂成分が規定量以上あればプルトニウムセルフサステイニングが可能であるとして第 8.1-7 図のプルトニウムセルフサステイニング限界線 B の左側が可能区域となる。

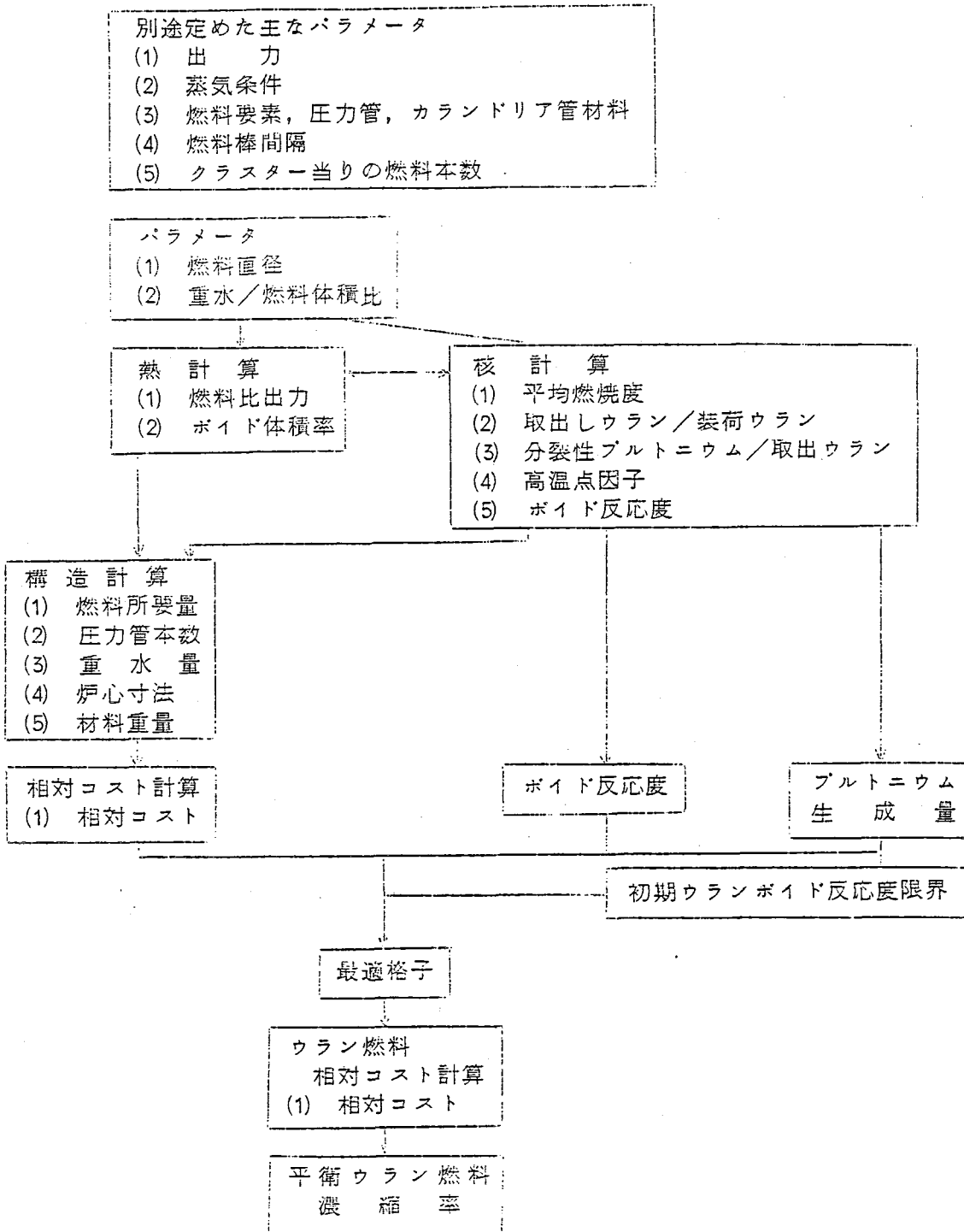
第 8.1-7 図に等相対コスト線、等クラスタピッチ線、等ボイド反応度が示される。

原型炉では冷却材ループを独立 4 ループとしているが初期炉心で全炉心ボイド反応度を 2 ドル以下におさえることにした。

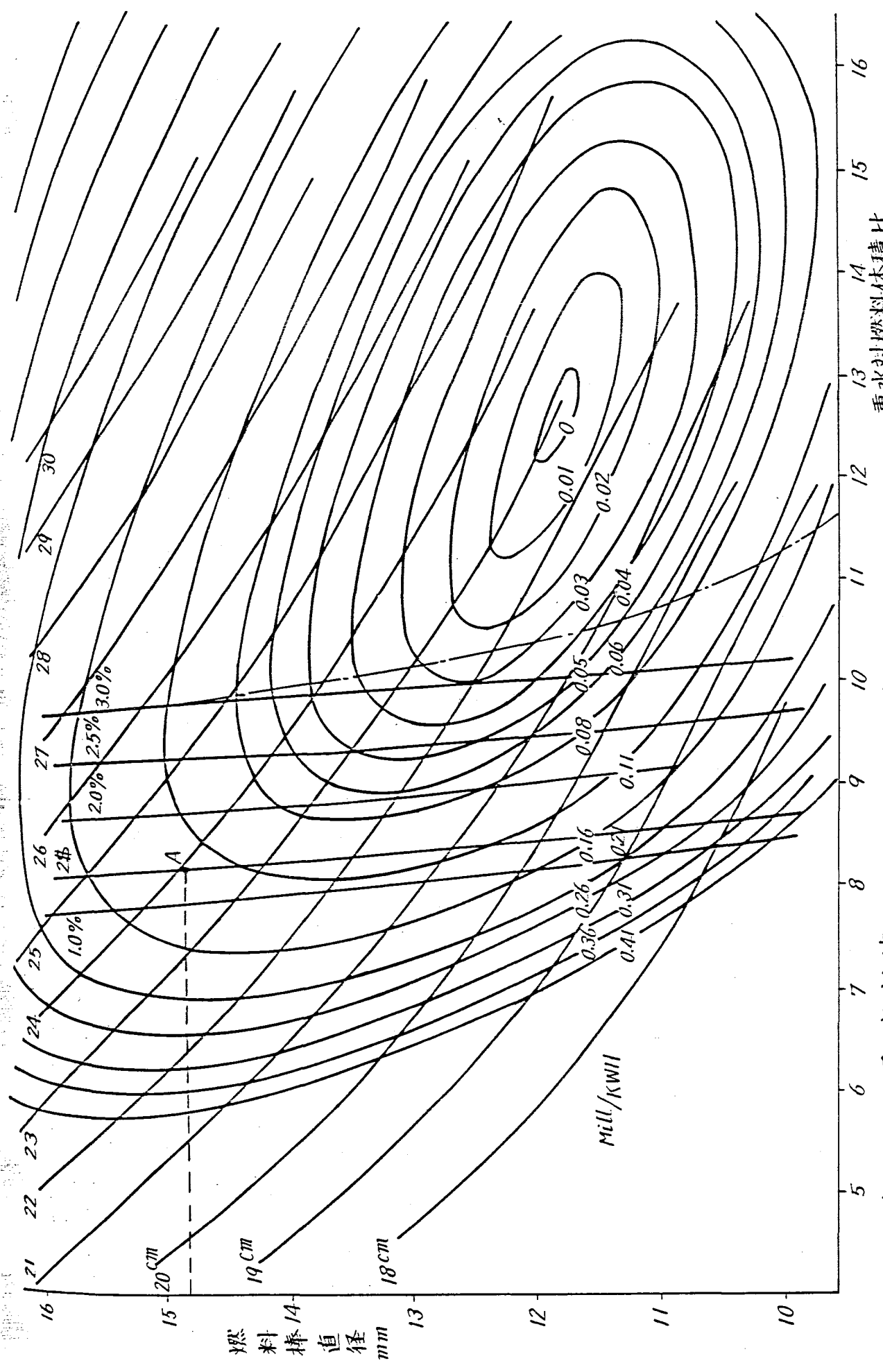
格子ピッチは燃料交換を炉心下部より行ない、制御棒を炉心上部より挿入することから、カランドリア管、圧力管等の製作上 240 mm 以上が必要である。

以上の事柄から第 8.1-7 図の設計点 A が求められた。

尚、主要構造物に対する価格の評価はサバナ・リバー研究所の方式（DP-1007）によつた。



第 8.1 - 6 図 最適設計の概要



第8.1-7図 最適計算図 (フォルトニウム炉心)

## 8.2 大洗工学センターにおける伝熱流動試験研究の成果

### 1. ま え が き

水冷却型の動力炉では、燃料の限界熱流束（バーンアウト）が炉心熱設計の限界値の一つとなっており、各国でも第8.2-1表に示すような大型の伝熱試験装置を用いて盛んに限界熱流束が測定されつつある。

「ふげん」においても大型の装置の必要性が認められて、昭和42年から大型熱ループの基本設計が始まり、昭和43～44年の製作・建設の工程を経て昭和45年2月完成した。その後「ふげん」の一次設計から今日の五次試作燃料までを対象としたバーンアウト試験を種々の圧力、流量、入口温度、スペーサー構造、燃料配列などの条件のもとで実施してきた。その成果は「ふげん」の炉心や燃料の性能評価に利用され新たに試験データから得られたバーンアウト特性にもとづいて、炉心設計や燃料の性能改善が図られている。

これまでの試験によって、「ふげん」の初期炉心の燃料については諸因子の影響が明らかになってきた。その中には従来問題にされなかったスペーサーの間隔や圧力管内の燃料集合体の偏心などの因子も含まれており、燃料の設計上貴重なデータを得ることができた。

これらの一連のバーンアウト試験のほか、ポンプトリップ後の冷却材自然循環の熱除去特性や流れの安定性などに関する実験、蒸気重量率計の較正試験、燃料体の流動試験なども行ったが、ここではバーンアウト試験に焦点を絞って報告したい。

### 2. 試験装置の概要

装置は、「ふげん」の実物大模擬燃料を用いて過酷な条件で伝熱試験を行い、バーンアウトという一種の極限状態を炉外で実現し、設計限界値を確認するために、燃料一体当りの最大熱出力の約3倍半にも達する14 MWという最大加熱電力容量を有しており、これが大型熱ループと呼ばれる由縁である（Heat Transfer Loopを略してHTLと呼ばれることが多い）。

第8.2-1表に示すように世界に8基ある

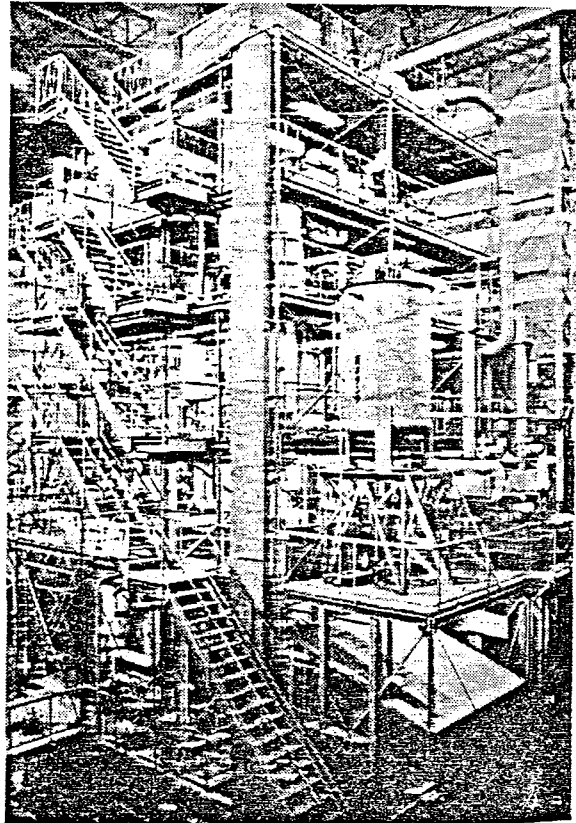


写真1 大型熱ループ全景

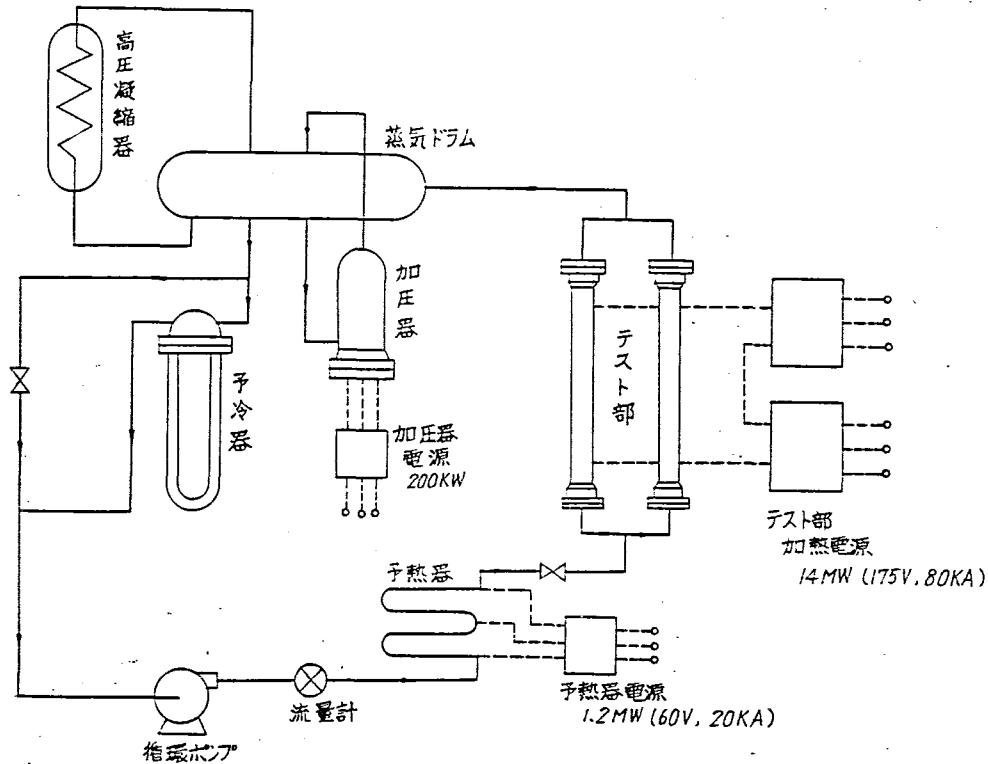
この種の装置の中では大洗工学センターの大型熱ループは、目下世界最大である。

装置は第 8.2-1 図に示したように、蒸気ドラム、予冷器、テスト部、ポンプ、高圧凝縮器および加熱電源設備などの主要な機器で構成されており、最高圧力  $100 \text{ Kg/cm}^2$ 、最高温度  $310^\circ\text{C}$ 、最大流量  $80 \text{ t/h}$  の純水を循環できるようにしている。テスト部で発生した蒸気と水の混合物は蒸気ドラムで分離され、蒸気は高圧凝縮器で復水後ふたたび蒸気ドラムへ戻る。サブクール度の高い実験に備えて蒸気ドラムには加圧器も付置されている。蒸気ドラムを出た水は予冷器で冷却後ポンプへ入り流量計を経て予熱器（加熱電力  $1.2 \text{ MW}$ ）で所定の温度に調節されたのち、テスト部へ流入する。この循環系は「ふげん」の一次冷却系をできるだけ模擬して、流れの安定性を実験するため、特にテスト部から蒸気ドラムに至る上昇管（ライザー）部分は「ふげん」とほぼ同じ

第 8.2-1 表 世界各国の大型伝熱試験装置

国名	所属機関	加熱電力
イギリス	ウィンフリス研究所	9 MW
スウェーデン	ASEA-Atom社	9 MW
アメリカ	GE社	8.6 MW <sup>1)</sup>
イタリア	CISE	8.6 MW
アメリカ	ハンフォード研究所	4.2 MW
カナダ	WH社	3.75 MW
アメリカ	コロンビア大学	3.5 MW

注1) 1973年中には  $17.2 \text{ MW}$  に加熱電力増強の予定



第 8.2-1 図 大型熱ループフローシート

ような配列および長さにしてあり（写真2），その途中には蒸気重量率（蒸気クォリティ）を計測する計器の較正試験用テスト部も装荷できる。また，バーンアウト試験やその他の種々の実験の範囲や条件をなるべく広く融通性をもたせるため，吐出水頭水柱100m，容量60t/hのポンプ2台を弁の開閉だけで並列，直列，単独と三つのモードで運転できるようになっている。

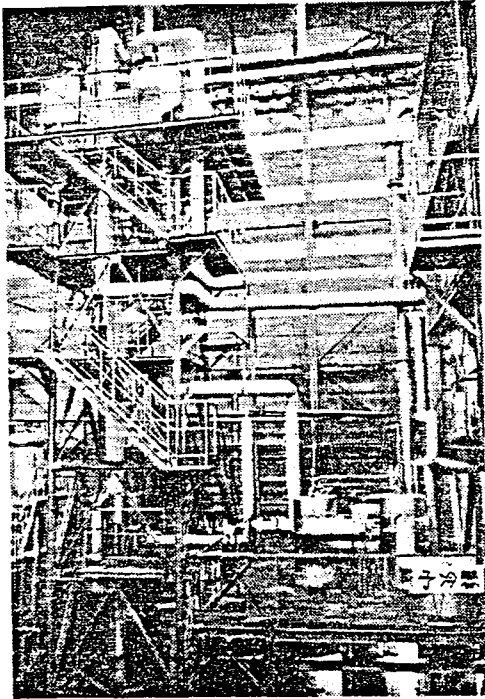


写真2 蒸気ドラム，上昇管，下降管

テスト部は写真3および4に示すように並列に2基あり，通常のバーンアウト試験ではそのうちの1基のみを使用するが，並列流路の安定性実験では2基とも使用して，2基の加熱電源でそれぞれ別個に加熱することもできる。バーンアウト試験に使用したテスト部は「ふげん」燃料と同じく28本クラスターで，その被覆管に直接通電する方式で炉内の莫大な発熱量を模擬した。第8.2-2図に示したのは試験の初期に使用した二重構造のテスト部で，全長5.7mの耐圧容器の中に「ふげん」炉心の圧力管に相当する内筒を挿入し，その内筒に実験用に特に製作した板状スペーサーをはさみ込んで，燃料と圧力管（内筒）の位置関係を固定する。実物のリングスペー

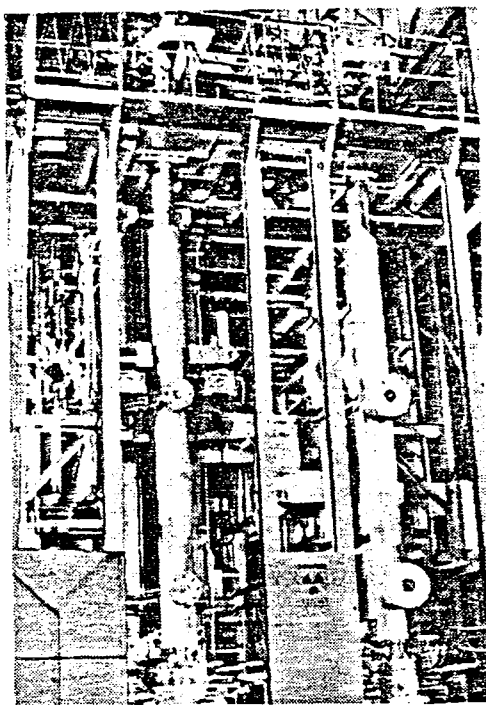


写真3 大型熱ループテスト部

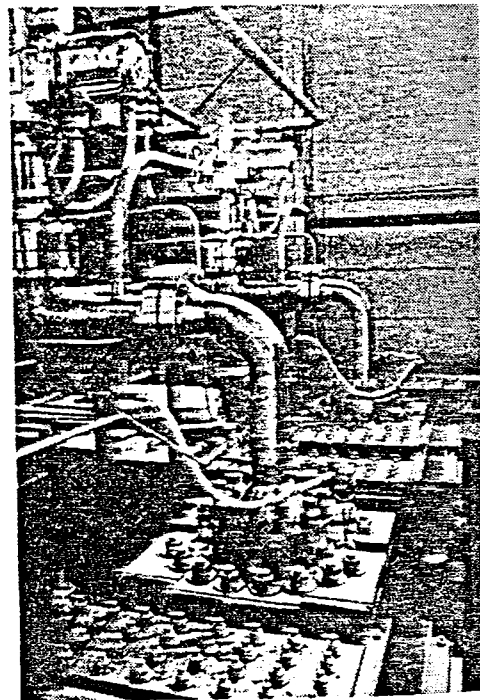
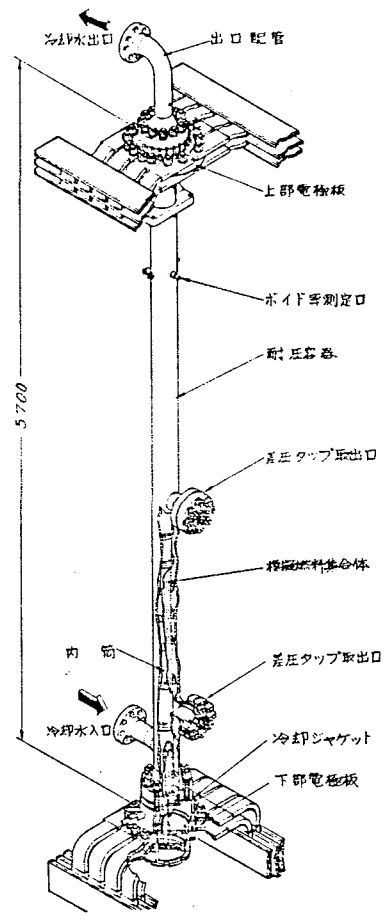


写真4 テスト部上部電極接続部

（ティ）を  
 の種々の  
 量60t  
 うになっ  
 ーように並  
 試験では  
 並列流路  
 こ、2組の  
 ることもで  
 とテスト部  
 クラスター  
 代で炉内の  
 -2図に示  
 重構造のテ  
 ン中に「ふ  
 奇を挿入し、  
 反状スペー  
 奇（内筒）  
 ングスペー

サーを使う場合には、写真5に示すように耐圧容器の内面に電気絶縁性のあるスリーブを入れ、スペーサー自体にはなんら絶縁その他の加工を施さなくともそのまま使えるようにした。テスト部の発熱長さは実物と同じ3.7mで、三層に配列された燃料棒の出力分布は燃料燃焼度に応じて変化する。模擬被覆管の肉厚をそれぞれの発熱分布に応じて変えることになる。炉心では燃料の軸方向にも発熱分布があって初期炉心ではコサイン状の分布形をしているが、当室で開発した新しい方法によって、外径一定で、肉厚が軸方向に変化するという非常に特殊な管を製作して、これをバーンアウト試験に使用した。

模擬燃料棒には、それぞれブリッジ式のバーンアウト検出器が装着されていて、バーンアウト現象による被覆管の局所的な温度上昇を電気抵抗の変化として検出し、実験中どの燃料でバーンアウトが発生したか直ちに分るようになっているとともに、バーンアウトの始まりをなるべく早く検知して、加熱電力を低減または全遮断することによってテスト部の損傷を防止し、繰返してデータが採れるふうになっている。軸方向にコサイン状の発熱分布がある場合には、マルチエレメントのブリッジ式バーンアウト検出器を装着して軸方向のバーンアウト発生位置も検出することができる。過渡伝熱試験の場合には、伝熱面に取付けた熱電対によっても局所的な温度変化を検出できるようになっている。



第 8.2 - 2 図 テスト部断面図

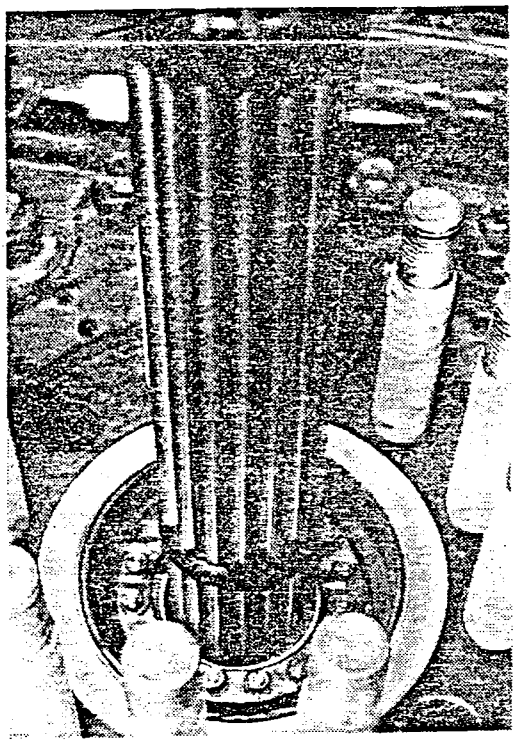


写真 5 テスト部装荷中の模擬燃料集合体



燃料部

加熱電源には2組のSCR変圧整流装置(7,590kVA)を使用し(写真6), 負荷時タップ調整変圧器と連動で任意の電力に調整することができる。最大電流80kA, 最大印加電圧は175V, したがって最大加熱電力は14MWである。定常バーンアウト試験の場合には手動で加熱電力を調節するが, 関数発生器や制御用計算機からの信号によっても電力の調節が可能で, 炉の過渡状態の模倣も簡単にできるようになっている。こうしてテスト部や予熱器に加えられた熱は中間冷却系を経て最終的には写真7に示す冷却塔で大気へ放出される。

大型ループに付置されている制御用計算機はコアメモリ16K語, 外部メモリ256K語で, ループの運転状態の監視やデータ処理ばかりでなく, 加熱電力, 圧力, 流量の制御やバーンアウトが発生した場合の高速データの収集など多岐にわたる用途をもっている。

以上のように大型熱ループは定常バーンアウト試験ばかりでなく, 安定性や過渡伝熱の実験あるいは二相流の計測器の較正試験などにも使えるような性能をもっている。

### 3. 試験方法

「ふげん」燃料の実物大模擬燃料集合体をテスト部に装荷して, 圧力, 流量, 入口温度を所定の値に一定に保持しながら徐々に加熱電力を増加させ, 各燃料棒に装着したブリッジ式バーンアウト検出器のいずれか1個がバーンアウトによる燃料棒の温度上昇を検知すれば, 加熱電力を部分低減または全遮断するという方法でバーンアウト熱流束を測定した。

テスト部には, 「ふげん」の一次試作燃料から五次試作燃料に至るまでのおのおのを対象とした種々の形状寸法の模擬燃料集合体を装荷して直接通電方式で加熱して実験を行った。

主要な試験項目は次のとおりである。

- (1) 「ふげん」バーンアウト設計式の確立
- (2) 圧力, 流量, 入口温度など冷却材の条件およびその他各種因子がバーンアウトに及ぼす影

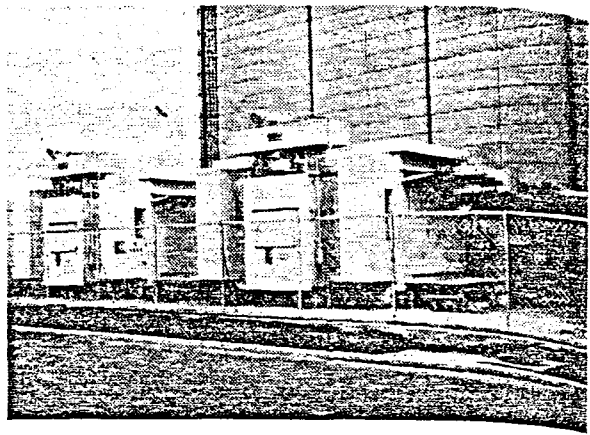


写真6 テスト部加熱用電源設備

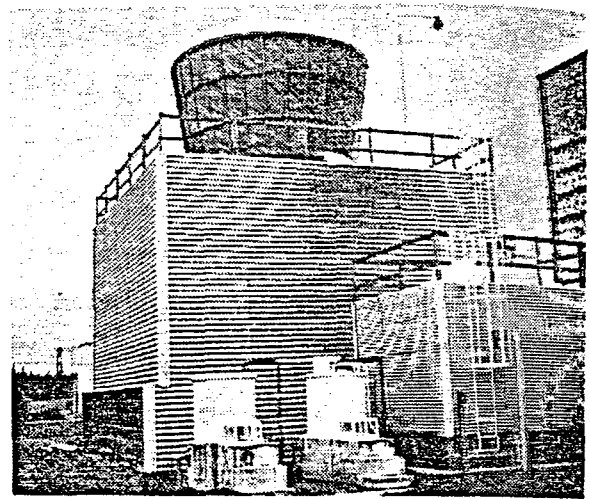


写真7 冷 却 塔



- (3) 燃料の配列改善およびスパーサー改良などによるバーンアウト特性向上の可能性の確認

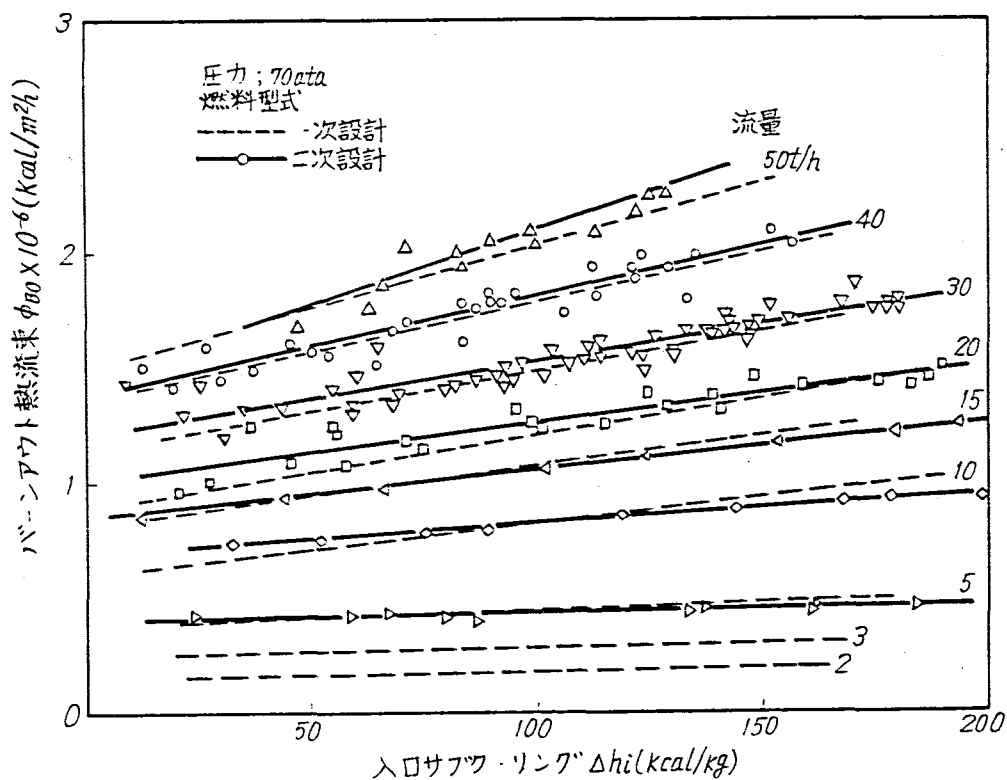
試験条件は「ふげん」の最大出力チャンネルの諸条件を考慮して、圧力、流量、入口温度などの影響を調べるためにできるだけ広い範囲にわたって変えた。第 8.2 - 2 表にテスト部の主要寸法と試験条件を示す。

テ ス ト 部	
形 状	28本ロッドクラスター
燃料棒外径	16.25~16.81mm
最小ロッド間隙	1.75~2.2mm
圧力管内径	116.8, 117.8mm
発 熱 長	3.700mm
発 熱 分 布	
軸 方 向	均一, コサイン分布
半径方向(ローカルピーキング)	1.17~1.00
燃料体偏心	0~1.0mm
スパーサー	リング型, 板状
圧 力	70kg/cm <sup>2</sup>
流 量	50~2t/h
入口サブクーリング	5~200kcal/kg

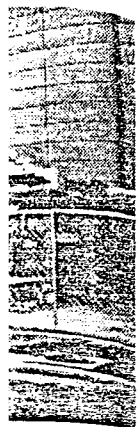
4. 試験結果および考察

4.1 入口サブクーリングの影響

テスト部圧力に対応した飽和温度とテスト部入口の冷却材温度との差すなわち、入口サブクーリングとバーンアウト熱流束との関係は、第 8.2 - 3 図に示すように直線状となる。実線はそれぞれの流量について前後十数回にわたって行つた試験結果を最小二乗法でフィットしたものであるが、ほとんどのデータがその 10% 以内に収まっており、ばらつきは比較的小さく再現性はよいといふことができる。図には一次設計の燃料



第 8.2 - 3 図 入口サブクーリングの影響



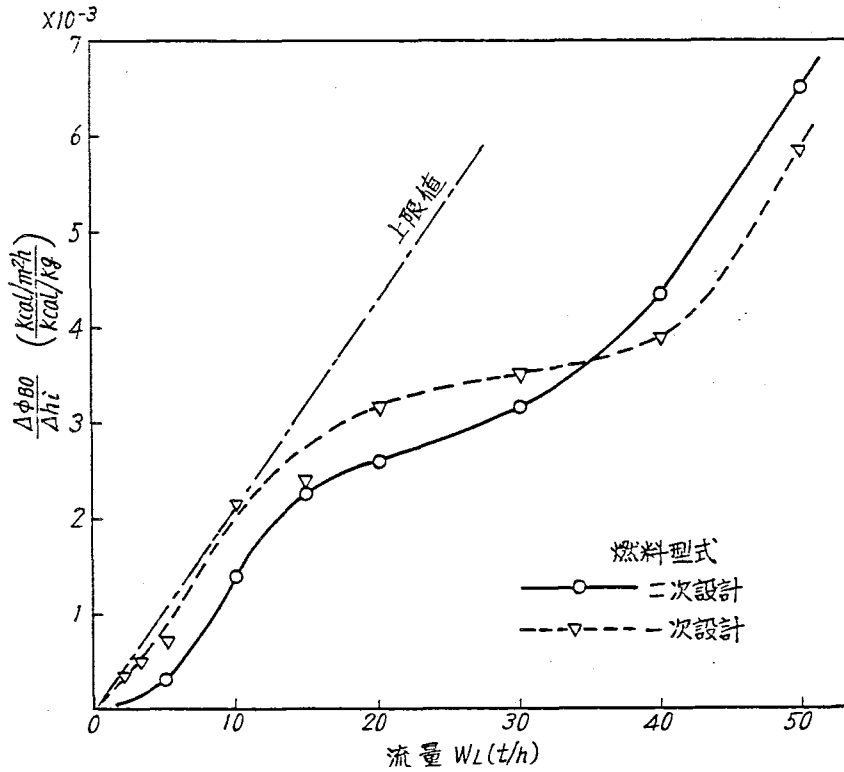
設備



コ温度を所  
ッジ式パー  
ま、加熱電  
を対象と  
った。

て及ぼす影

による結果を破線で併記してあるが、データのばらつきも考慮すると、最小ロッド間隔が一次設計と二次設計とで  $1.75\text{ mm}$ 、 $2.0\text{ mm}$  と異なってもバーンアウトにほとんど影響ないといえる。しかし、後述するようにロッド間隔がそのまま直接影響するのではなく、燃料断面内のクォリティ分布を通して断面平均値に対する局所値の偏差の大きさ如何がバーンアウトに影響するから、燃料棒の配列がもっと重要な因子となる。



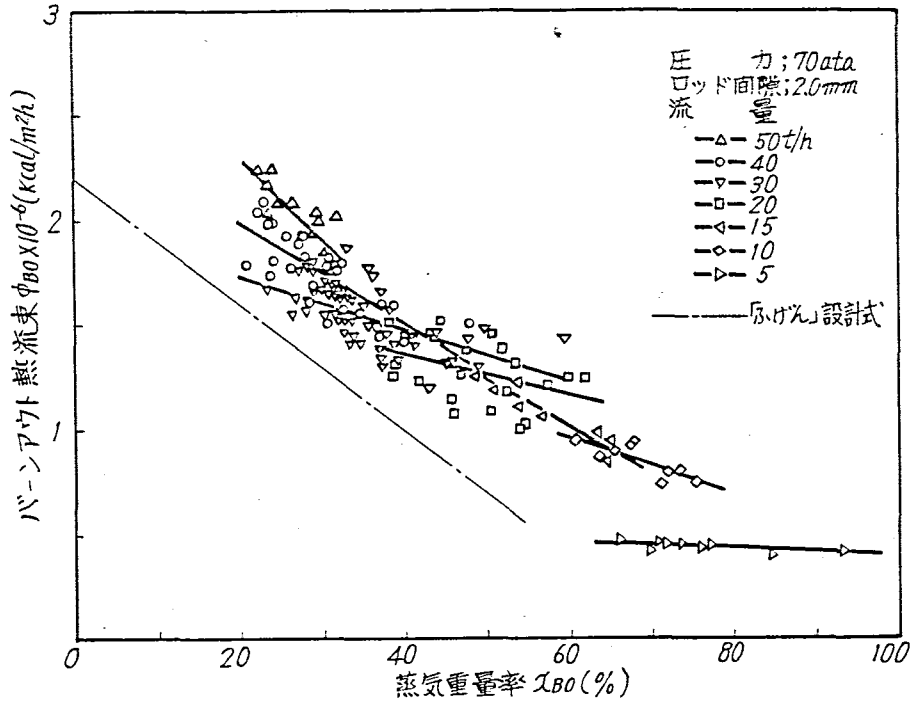
第 8.2 - 4 図 バーンアウト熱流束の入口サブクーリング依存性

第 8.2 - 4 図は、第 8.2 - 3 図の直線の勾配から求めたバーンアウト熱流束の入口サブクーリング依存性を示す。最小ロッド間隔によって若干の差はみられるが、流量が増加するにしたがって入口サブクーリング依存度が大きくなる傾向は同じである。この依存度と流量の関係から三つの領域に分けることができる。低流量域では安定バーンアウトの上限値を示す一点鎖線に沿って入口サブクーリング依存度は流量とともに増加するが、 $10 \sim 15\text{ t/h}$  の流量を境としてその増加率は鈍化し、 $30 \sim 40\text{ t/h}$  付近からふたたび低流量域と同じような割合で増加する。ここで安定バーンアウトというのは  $\phi_{BO} \sim \Delta h_i$  の関係を  $\phi_{BO} \sim \chi_{BO}$  の関係に写像したときに、蒸気重量率  $\chi_{BO}$  に対して、バーンアウト熱流束が単調減少の傾向を示すことを指す。すなわち  $\Delta\phi_{BO} / \Delta h_i$  がこの上限値を越えると  $\phi_{BO} \sim \chi_{BO}$  が右上りの直線になり、蒸気の量が増すとバーンアウト熱流束が増加するという不安定バーンアウトの傾向が現われる。この領域では、同一の入口条件に対してバーンアウト熱流束が複数個観測されることになる。このような不安定バーンアウトは流れの変動を伴

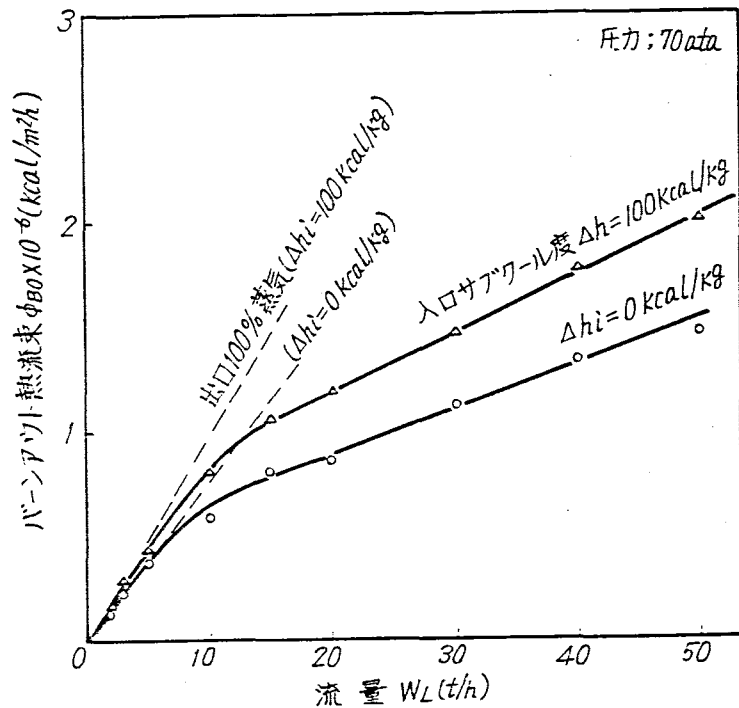
うときに生じ易い。

#### 4.2 蒸気重量率の影響

第8.2-3図に示したように、バーンアウト熱流束と入口サブクーリングとの間に直線関係が成立すれば、単純な熱収支の式から明らかなように蒸気重量率との関係も直線になるはずである。蒸気重量率の算定にバーンアウト熱流束自体が含まれているので、ばらつきは多少増大するが、ほぼ直線関係にあることを第8.2-5図は示している。第8.2-5図には大



第8.2-5図 流量および蒸気重量率の影響



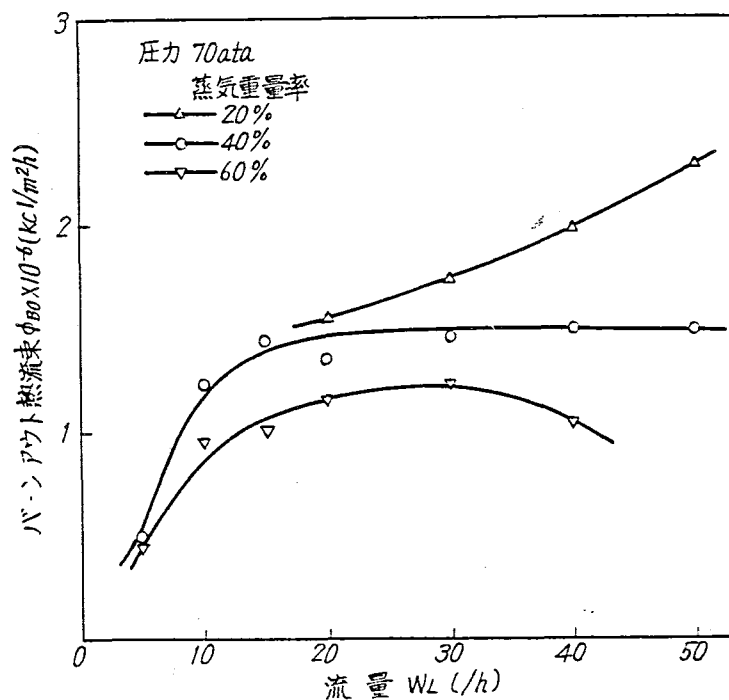
第8.2-6図 バーンアウトに及ぼす流量の影響(入口サブクーリング一定の場合)

型熱ループの試験データにもとづいて決定したバーンアウト設計式を一点鎖線で示した。

新しいバーンアウト設計式は沸騰水炉に使われているバーンアウト設計式と同じような考え方で、試験データの最下限に線が引かれている。そして、データは流量による影響を示しているがこれを簡単化して、一本の線で表わした。

### 4.3 流量の影響

第8.2-3図のデータを横軸に流量をとった座標に書き換えた第8.2-6図から明らかのように、入口サブクーリング一定の条件ではバーンアウト熱流束は流量の増加とともに、ほぼ10 t/hを境として低流量域と高流量域とで異なる勾配を有する直線関係になる。低流量域では出口で完全蒸発の条件を示す破線に沿って流量とともにバーンアウト熱流束は増加するが、10 t/h付近から次第にずれて別の勾配の直線に移るのである。イギリスのMacbethは円管の実験からこの傾向を見出しており、この二つの領域をそれぞれ低流速バーンアウトおよび高流速バーンアウトと名付けているが、これら領域の境界値をこの試験の条件に換算すれば、ほとんど一致することが分った。



第8.2-7図 バーンアウトに及ぼす流量の影響(蒸気重量率一定の場合)

第8.2-7図は蒸気重量率一定の条件における流量の影響を示したものである。蒸気重量率40%を境としてそれよりも低い領域では、流量とともにバーンアウト熱流束は増加し、高い領域では30 t/h以上の流量で逆転する傾向を示す。10 t/h以下の流量ではいずれの蒸気重量率においても、流量の効果が逆転する現象はみられず、流量の依存性が強くなり流量の減少とともにバーンアウト熱流束は低下する。蒸気重量率の高い領域では燃料

棒表面に付着したまま流れている薄い液膜が、何らかのきっかけで破断し熱除去が不足することによって起るいわゆるドライアウト（温度上昇速度が遅いので低速バーンアウトと呼ばれる）現象であるが、流量が大きいほど液膜の乱れが大きくなって液膜が破断し易いと推定されている。一方、蒸気重量率の低い領域では発生した気泡が燃料棒の表面で合体して熱伝達を阻害して起るいわゆるバーンアウト（ほとんど断熱状態になるので燃料の温度上昇が速く高速バーンアウトと呼ばれる）である。流速が大きいほど気泡が合体し難くなるので、バーンアウト熱流束は増大することになる。

#### 4.4 バーンアウト発生位置

一連のバーンアウト試験が終るたびにテスト部を分解して、写真8に示すような燃料棒表面に残った過熱部分の跡からバーンアウトの発生した位置を調べたところ、ほとんど例外なく軸方向均一発熱の場合には発熱部終端近くのスペーサーのすぐ上流であり、断面内の発生位置は燃料の配列によって異なることが分った。一次および二次試作燃料の場合には圧力管内面と外層の燃料棒との間隙が2.5 mmと狭かったため、圧力管に面した側でバーンアウトが発生することが多かったが、三次試作燃料以降は圧力管への燃料装荷の点からスペーサーの外径を若干小さくする必要が生じ、圧力管内面との間隙が3.1 mmに広げられた。その結果、圧力管とは反対側の面すなわち内側に面した側が蒸気重量率が高くなり、第8.2-8図に示すように熱的に最も厳しい三本の燃料棒に囲まれた部分に面した最外層の燃料棒でバーンアウトが多く発生した。この発生位置は燃料断面内の発熱分布によって影響を受ける。初期炉心のように最外層の燃料棒に大きなピーキングがある場合は上記の傾

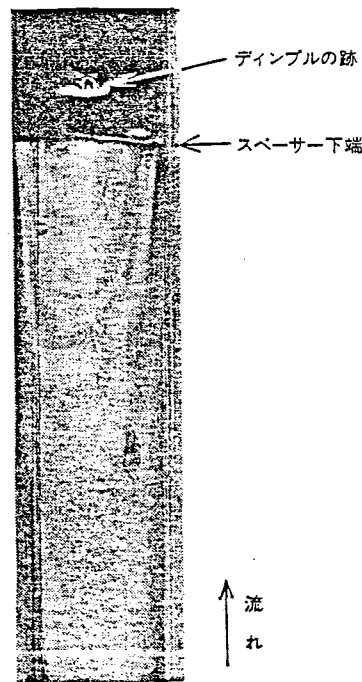
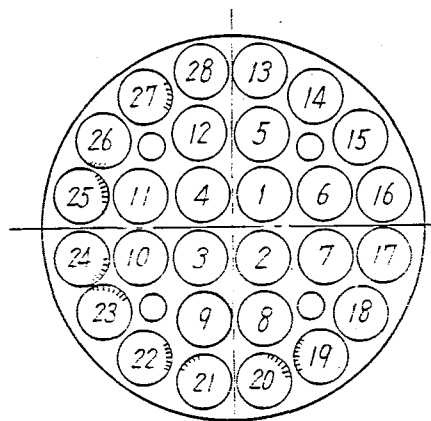


写真8 バーンアウトした跡



第8.2-8図 バーンアウト発生位置  
(四次試作燃料)

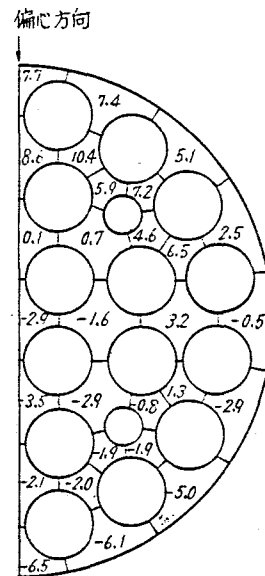
向が当てはまる。燃焼とともに発熱分布が次第に平坦になってくると、燃料の熱負荷は下がるが、場合によってはバーンアウトが内層の燃料棒でも起ることもあり得る。

第 8.2-8 図からバーンアウトが 18 から 27 の燃料棒にかけて偏って発生しているが、これは圧力管内での燃料体偏心によるものと考えられる。

#### 4.5 燃料体偏心の影響

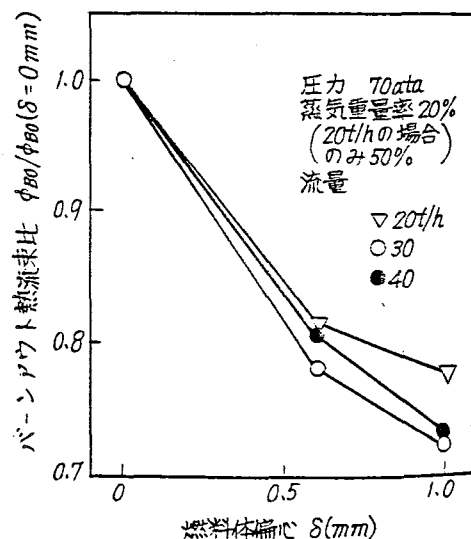
燃料体を圧力管に挿入する際に作業を容易にし、かつ、圧力管内面に過大な損傷を与えないように、スペーサーと圧力管との間には多少のギャップが必要になる。「ふげん」の燃料では、スペーサーの外径と圧力管内径との間に公差も含めて最大 1.2 mm の差があり、圧力管内に燃料が装荷されるとその分だけガタがあることになる。最も極端に考えれば、

その差だけ偏ることが可能性として充分存在し、現に実物のスペーサーによる試験では上記のように偏った部分でバーンアウトが発生しているのが見付かっている。偏心量としては最大直径差の半分、わずか 0.6 mm であるが、断面内の蒸気重量率の分布を計算してみると、「ふげん」のホットテストチャンネルの条件では、断面平均の蒸気重量率が 21.9% の場合に、偏った側の熱的に最も厳しいところで 31.3% に達すると評価されるのである（第 8.2-9 図）。偏心が無いとして算定すれば、局所蒸気重量率は 25.22% であるから、わずか 0.6 mm のズレによって局所的に蒸気重量率が 6.5% 増加したことになる。前記のバーンアウト設計式がこの場合に適用できるとしてバーンアウト熱流束の低下量を算定すると  $0.2 \times 10^2 \text{ kcal/m}^2\text{h}$  となる。蒸気重量率 21.9% のときのバーンアウト熱流束は  $1.54 \times 10^6 \text{ kcal/m}^2\text{h}$  であるから、低下率で言えば約 13% もバーンアウト熱流束が偏心によって減少することになる。第 8.2-10 図は以上



圧力: 70ata, 平均蒸気重量率: 21.9%  
流量: 30t/h, ローカルヒューズ: 1.17  
熱出力: 8MW

第 8.2-9 図 バーンアウト時の出口蒸気重量率偏差量の分布



第 8.2-10 図 燃料体偏心の影響

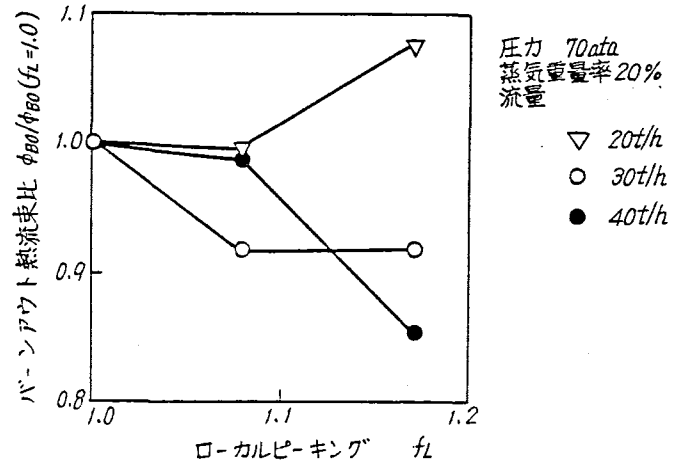
負荷は下  
している

の傾向を実験的に確認するために偏心の量をコントロールしてバーンアウト熱流束を測定した結果を示したものである。偏心が無い場合に比べると0.6 mmと1.0 mmの偏心によって、バーンアウト熱流束がそれぞれ18～22%、22～28%低下することが分り、計算結果と傾向が一致することが確認できた。

#### 4.6 ローカルピーキングの影響

傷を与え  
げん」の  
があり、  
えれば、

上記の燃料体偏心の影響を緩和する一方法として、バーンアウトの発生し易い最外層の燃料棒の熱負荷を下げて燃料体断面内の出力分布を平坦化することが考えられる。そうすれば熱的に厳しい部分が内層の燃料棒になり、偏心による局所値の最大差量の変化が少なくなる事が算定できた。燃料体のローカルピーキングを「ふげん」の初期炉心の1.17から完全平坦化の1.00の間で3通り変えてバーンアウト熱流束を測定した結果が第8.2-11図である。30、40 t/hの流量では多少その効果が認められるが、20 t/hでは逆の傾向を示している。

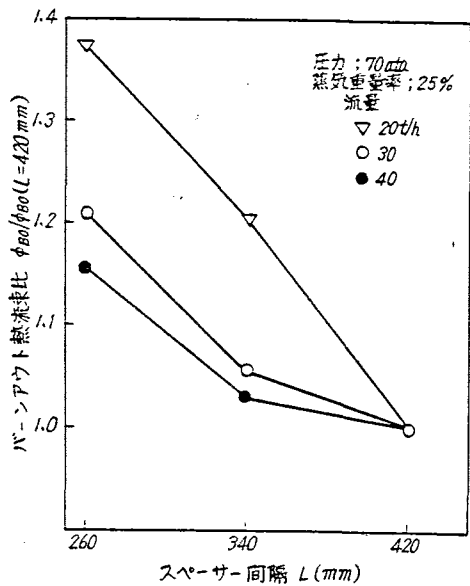


第8.2-11図 ローカルピーキングの影響

第8.2-11図 ローカルピーキングの影響

#### 4.7 スペーサー間隙の影響

試験後の分解の結果、ほとんど例外なしにスペーサーの直前でバーンアウトが発生していることから、「ふげん」の燃料のように軽水炉燃料にくらべて密な燃料棒配列を有する構造で、しかもリング状に燃料棒を包み込むような形状のスペーサーでは、冷却材を塞ぎ止める作用がかなり甚だしいということが想像できる。しかし反面スペーサーの下流側ではそうした障害物を越し



第8.2-12図 スペーサー間隙の影響

出口蒸  
気分布

蒸気重量率  
20%  
の場合)  
t/h  
1  
1

D影響

た流れがスパーサーによって激しく混合していることも考えられる。そこで、スパーサー間隔を四次試作燃料の場合の420mmから80mmごとに変えて、バーンアウト熱流束に及ぼす影響を測定した結果が第8.2-12図である。スパーサー間隔が420mmから、340、260mmと狭くなるとともに、バーンアウト熱流束が増大し、その量は流量が小さいほど大きい。流量が30、40 t/hの場合には、340mmから260mmになるとその増加量が急に増しているが、スパーサー下流の冷却材混合効果がある長さ残存し、それ以上の長さでは効果が少ないという限界があることが考えられる。

こうしたスパーサー間隔の効果が前記の燃料体偏心の影響を打消してなお余りあることが分かったので、「ふげん」燃料の設計にこの効果が取り入れられ、熱負荷の高い燃料中央部はスパーサー間隔を狭くすることになった。

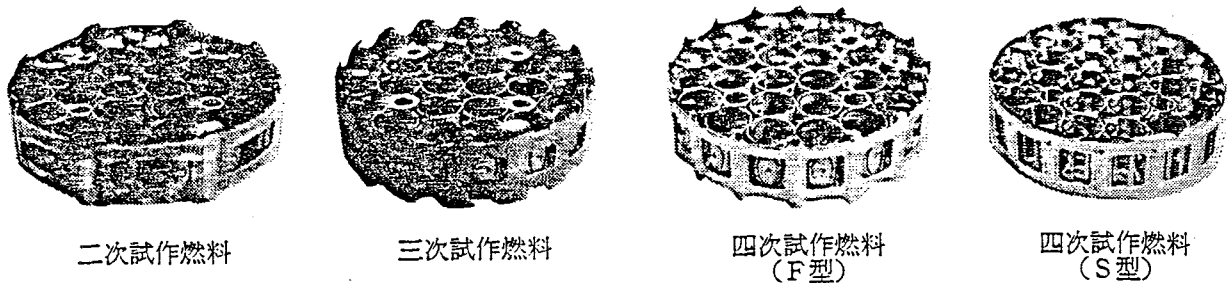
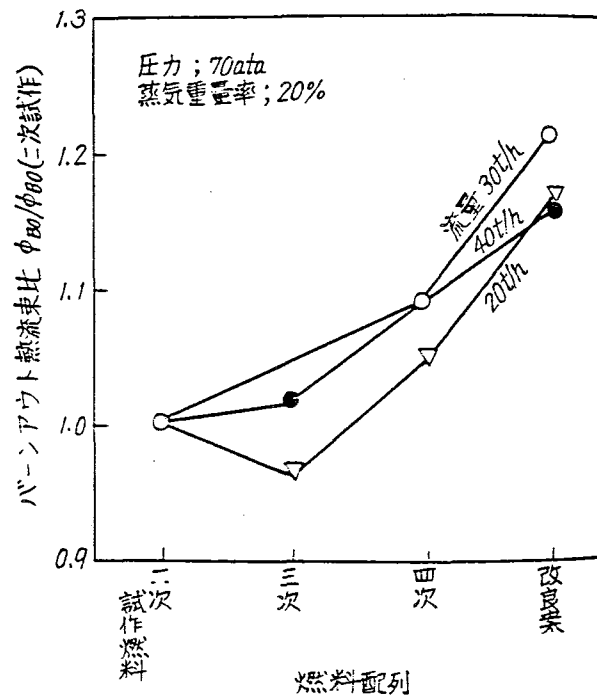


写真9 リング型スパーサー

#### 4.8 燃料配列の影響

「ふげん」の一次および二次設計の段階では、燃料棒の配列は炉物理的または燃料製作の面から決定されていたが、三次試作燃料設計の段階から流動伝熱の面からの考慮も払われるようになった。すなわち燃料断面内の冷却材の流れ方の不均衡をできるだけ少なくするように燃料棒の配列を決めるという考え方が導入された。燃料棒の配列とともにスパーサーも写真9に示すように構造が変わって来たので、両者の効果を分離することは困難であるが、テスト部に二次～四次試作燃料を装荷してバーンアウト熱流束を測定した結果、



第8.2-13図 燃料配列の改善の効果



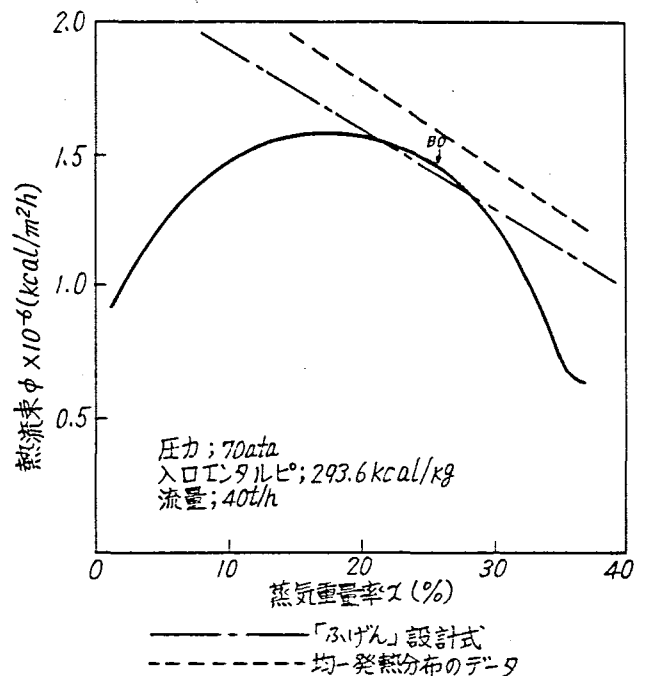
第 8.2-13 図に示すように最大 10% 改善されていることが確認できた。その上、発熱の少ない内層、中間層の燃料棒の間隙を小さくして、熱的に激しい最外層と中間層の燃料棒の間を広げるといふ改良を施せば、バーンアウト熱流束はさらに 10% 増大することが分った。

#### 4.9 軸方向発熱分布の影響

以上述べて来たのはすべて軸方向に均一発熱している場合の試験結果であるが、実際の炉心では中性子の洩れなどによって軸方向に発熱分布があるので、その影響を確認しておかなければならない。そこで、外径一定で肉厚が軸方向に所定の寸法に変化しているといふ非常に特殊な管を開発し、これをテスト部に組込んで、スペーサー間隔も実際の燃料設計に合わせてバーンアウト熱流束を測定してみた結果の一例が第 8.2-14 図である。図中 B0 と矢印をつけたところがバーンアウトが発生した位置で、その局所的な蒸気重量率と熱流束の関係は、「ふげん」設計式を上回っている。このようにして不均一発熱分布が軸方向にある場合でも「ふげん」設計式は適用できることが明らかになった。

#### 4.10 総合試験結果

4.1 ~ 4.9 節に述べた諸因子の影響を総合的に確認するために、「ふげん」の初期炉心と同じ発熱分布を燃料体の軸方向と局所的に与えて、燃料配列、スペーサー構造・間隔もすべて実物どおりに模擬した状態でバーンアウト実験を行い、バーンアウトの発生位置からバーンアウト熱流束およびその点の蒸気重量率などを算定した。第 8.2-14 図は「ふげん」のホットチャンネルの条件での測定結果の一例であるが、これらを総合してバーンアウト設計式を決定した。



第 8.2-14 図 軸方向不均一発熱分布がある場合のバーンアウト熱流束

#### 4.11 バーンアウトマージンの評価

水冷却炉の炉心設計において熱的限界の一つの指標となるバーンアウトマージンの評価は次の 3 通りが考えられる。

- (1) 熱流束マージン；局所蒸気重量率一定としたときの熱流束のバーンアウトに対するマージン。
- (2) 熱出力マージン；入口条件一定としたときの燃料体出力のバーンアウトに対するマージン。
- (3) 流量マージン；熱出力一定としたときの流量のバーンアウトに対するマージン。

従来軽水炉や「ふげん」では(1)で評価されているが、原子炉特性や炉外試験の方法を考慮すると(2)の評価がより妥当であると思われる。

## 5. あとがき

以上、大型熱ループによる実物大バーンアウト試験の結果を報告したが、これまで不明だった諸因子の影響が相当明らかになって来た。今後はこれまでの試験で明らかになった因子を種々組み合わせた場合の効果やバーンアウト熱流束を向上させるに有効な因子を探し出すことに努力するとともに、「ふげん」の炉心や燃料の熱的性能向上のためにさらに努力していくつもりである。

### 8.3 「ふげん」燃料体バーンアウトに及ぼす スペーサ間隔の影響について

#### 1. ま え が き

大型熱ループ実験の初期段階では、燃料体と圧力管との関係を一定に保持するために、実験用に特別に製作した板状スペーサを圧力管に固定して実験を行っていた。その後、模擬圧力管の内面を電気絶縁する技術を開発したので、実物のリング型スペーサーを模擬燃料体に組込むことができるようになり、バーンアウト熱流束を測定したところ板状スペーサーの場合にくらべて、バーンアウト熱流束が低目の傾向を示すことが分った。両者の違いに着目してその原因を調べた結果次の2つの原因によるものであることが判明した。

- (1) 燃料体偏心
- (2) スペーサー間隔

実物のリング型スペーサでは、圧力管との間のギャップの分だけ、燃料体が偏る可能性があり、冷却材の流れがその偏心によって影響を受けて局所的に蒸気重量率が高くなり、バーンアウト熱流束が低下するのである、これについては別報で述べる。(1)(2)

実物の初期段階で使用した板状スペーサーの場合には、莫大な加熱用電流による電磁力で模擬燃料棒が過度に曲げられるのを避けるために、スペーサー間隔を実際の燃料設計の420mmよりもつめて260mmにしてあった。その後、詳細に調べて420mmに設定しても燃料棒の曲りを0.1mm以下に抑えることができると算定できたので、<sup>(3)</sup>スペーサー間隔をパラメータにして3通りに変化させてバーンアウト熱流束を測定したところ、その影響が非常に大きく、スペーサー間隔が狭くなる程バーンアウト熱流束が増大することが分った。この実験結果は、燃料設計に取り入れられ、熱流束の高い軸方向の炉心中央部のスペーサー間隔を260mmまで狭めることになった。

#### 2. 実 験 装 置

##### 2.1 装置本体

実験に使用したのは、大洗工学センターに設置してある大型熱ループ(HTL)である。装置は第8.3-1図に示したように予冷器、蒸気ドラム、加圧器、循環ポンプ、予熱器、テスト部、高圧凝縮器および加熱電源設備などから構成されており、最高圧力100kg/cm<sup>2</sup>、最高温度310℃、最大流量80t/hの純水を循環できるようになっている。テスト部で発生した蒸気と水の混合物は蒸気ドラムで分離され、蒸気は高圧凝縮器で復水後ふたたび蒸気ドラムへ戻る。系の圧力は高圧凝縮器における伝熱量を加減して調節される。蒸気ドラムを出た水は予冷器で冷却後循環ポンプへ入り、流量計を経て予熱器(加熱電力1.2MW)で所定の温度に調節された後テスト部へ流入する。加熱電源には24相のSCR変圧整流

装置を使用し、負荷時タップ調整変圧器と連動で任意の電力に調節できる。テスト部の最大電流は80KA、最大印加電圧は175V、最大加熱電力は14MWである。

## 2.2 テスト部

実験には、下記の2種の「ふげん」燃料の実物大模擬テスト部を使用した。

- (1) 四次試作燃料にリング型スペーサーを組み込んだ燃料体 (28-7R)
- (2) 五次試作燃料にリング型スペーサーを組み込んだ燃料体 (M-709R)

先ず(1)の燃料体(28-7R)を使って、スペーサー間隔を420, 340, 260mmの3通りに変え、バーンアウト熱流束を測定して、スペーサー間隔の効果を測定した。さらに最も新しい試作燃料体(M-709R)にリング型スペーサーを組み込み、スペーサー間隔260mmで実験を行ってバーンアウト設計式を満足することを最終的に確認した。

テスト部の形状寸法は「ふげん」四次試作燃料と全く同じ28本クラスターで、三層に配列された燃料棒の出力分布は初期炉心を模擬して外層の方が高い場合や、プルトニウムの富化度を変えて出力分布を平坦にした場合など2通りについて、被覆管の肉厚を変えて模擬した。そして被覆管に最大80KAの電流を通電して、いわゆる直接通電方式によって燃料体を加熱した。

燃料棒の配列は上記(1), (2), のいずれも同じで第8.3-2図および第8.3-3図に示す配列をしている。

燃料体の主要寸法は次の通りである。

圧力管内径		117.8 mm
燃料棒	外径	16.46 mm
	最小間隙	2.1 mm
圧力管 — 燃料棒間隙		3.1 mm
スペーサータイロッド径		9.0 mm
発熱長		3,700 mm
ロッド出力分布	(1) ;	1.17 / 0.82 / 0.70
(外周 / 中周 / 内周)	(2) ;	1.10 / 0.89 / 0.82
軸方向出力分布		; 均一

圧力管の内面はアルミ製ライナーで電気絶縁されており、実物のリング型スペーサーをそのまま使っても、圧力管にはリーク電流が流れないようにしている。70KAの加熱電流がテスト部に流れているときでも全リーク電流は1~2A程度であり、実験上特に問題はなし。

スペーサー間隔は第8.3-4図に示すように発熱終端から130mmの位置に最終段のスペーサーが来て、それから上流側に3区間または4区間だけスペーサー間隔を260mmまたは340mmにセットし、さらにそれよりも上流側はいずれも420mmになるようにスペーサータイロッドの長さを調整した。全部のスペーサー間隔を狭くしようとする、スペー

ト部の最  
サー個数が増して燃料組立時にスパーサーに燃料棒を通すことが困難になるので、バーンアウトに直接影響すると考えられる発熱終端付近のスパーサー間隔だけを変化させることにした。

実物のリング型スパーサーを使ったので燃料体が圧力管内でループ配管の伸びの方向に偏った状態でバーンアウト熱流束を測定したことになる。

R)  
9R)  
260mm  
した。さ  
スパー  
した。  
、三層に  
トニウム  
を変えて  
式によっ  
図に示す

### 3. 実験方法

実験は通常の定常バーンアウト実験と同じ方法を用いた。すなわち、系の圧力、流量、入口温度を所定の値に保持しながら、テスト部加熱電力を徐々に増加させ、各燃料棒に装着したブリッジ式のバーンアウト検出器のいずれか1個が設定値に到達すれば加熱電力を部分低減または全遮断するという方法で実験を行った。

バーンアウト検出器はあらかじめ実際に較正試験を行って模擬燃料棒の表面にかすかにバーンアウトの跡が残り、しかもへこみやその他の損傷が一切生じないような感度で設定した。

実験後はテスト部を分解して、燃料棒の表面に残った跡からバーンアウト発生位置を調べた。主な実験条件は次の通りである。

圧力	70 ata
流量	40, 30, 20, t/h
入口温度	150~275℃
蒸気重量率	10~70%

### 4. 実験結果および考察

「ふげん」四次試作燃料(28-7)の実物大模擬テスト部に実物のリング型スパーサーを組込んで軸方向均一発熱の場合にはバーンアウトが起り易い発熱終端付近のスパーサー間隔を420, 340, 260mmの三通り変化させ、バーンアウトに及ぼす影響を調べたところ、予想以上に大きな効果を示すことが明らかになった。(第8.3-5図,第8.3-6図)。第8.3-5図は流量40, 30, 20 t/hのそれぞれについて、スパーサー間隔を三通り変えた場合のバーンアウト熱流束を図示したものであるが、スパーサー間隔が狭くなると、バーンアウト熱流束は増大するといえる。第8.3-6図は、各流量について420mmのスパーサー間隔の場合のバーンアウト熱流束で正規化したデータをスパーサー間隔に対してプロットした図であるが、この図からスパーサー間隔が420mmから340, 260mmに狭くなるとバーンアウト熱流束はそれぞれ2~18, 17~38%増大することが分る。この傾向は蒸気重量率にはあまり依らず、流量が少い程スパーサー間隔の効果は大きくなる。スパーサー間隔がこのように大きな影響を及ぼすのは、スパーサーの種々の効果のうち、特にスパーサー下流側の冷却材の混合の効果が大きな役割を占めているものと考えられる。すなわち、スパーサー下流に技けた冷却材はスパーサーによって大きな攪乱を受け、下流側の或る長さの部分は冷却材が激

しく混合している。GEのデータ<sup>(4)</sup>によれば、BWR型燃料の場合スパーサー下流側には、单相流の場合でも、約10インチの圧力回復領域があり、蒸気重量率が10%付近で最も長く約20～30インチにも達した後、また漸減するということである。この圧力回復領域が冷却材の混合と密接な関係にあると推定されるから、この混合促進領域に次のスパーサーがセットされると、スパーサー上流側で冷却材が塞き止められて停滞しようとするのを仰止して、バーンアウト特性が改善されるものと考えられる。バーンアウトはどのスパーサー間隔の場合にも常に発熱終端に近いスパーサーの直ぐ上流の、第8.3-7図に示すような断面上の位置で発生する。実験後テスト部を分解して焼損状態を調べると、スパーサー間隔が260mmの場合には軸方向の焼損長さが420mmの場合にくらべて短かいことから、冷却材混合によってこの効果が現われているとみられる。

このようなスパーサーの効果については、まだ定量的にいえる段階ではないが、今後はスパーサー前後の流れの観測やスパーサー下流の圧力回復領域の長さの測定などを行ってスパーサー効果を定量的に把握するよう努めるつもりである。

さらに「ふげん」五次試作燃料のリング型スパーサー(M-709R)を使って、スパーサー間隔260mmの場合について実験し上記のバーンアウト設計式を充分上回ることを確認した。(第8.3-8図)

## 5. 結 論

スパーサー間隔の効果について、420、340、260mmのスパーサー間隔で実験を行い、次のような結論を得た。

- (1) 燃料のスパーサー間隔を420mmから340、260mmに狭めると、バーンアウト熱流束は2～18、17～34%増大する。
- (2) この傾向について蒸気重量率依存性は少ない。
- (3) スパーサー間隔がこのように大きな影響を及ぼすのは、スパーサー下流側の冷却材混合効果とスパーサーの冷却材塞止効果の競合関係によって、スパーサー間隔が狭くなると、前者の効果が優勢になることによると考えられる。

## 6. 参 考 文 献

- (1) 小 堀 ; 「大洗工学センターにおける伝熱流動試験の成果」  
第6回動燃報告と講演の会 予稿集56～69ページ  
(昭和48年10月)
- (2) 小 堀他 ; 「「ふげん」燃料体のバーンアウトに及ぼす燃料体偏心の影響」  
「ふげん」安全委資料

(3) 福田, 小堀 ; 「炉外伝熱試験の模擬性の検討, 第1報沸騰熱伝達に及ぼす電磁場の影響について」

SN941 71-17 (1971年 12月)

(4) B·S Shiralkar ; Rivate communication

側には, 準  
最も長く約  
域が冷却材  
がセットさ  
て, パーン  
場合にも常  
置で発生す  
場合には転  
てこの効果

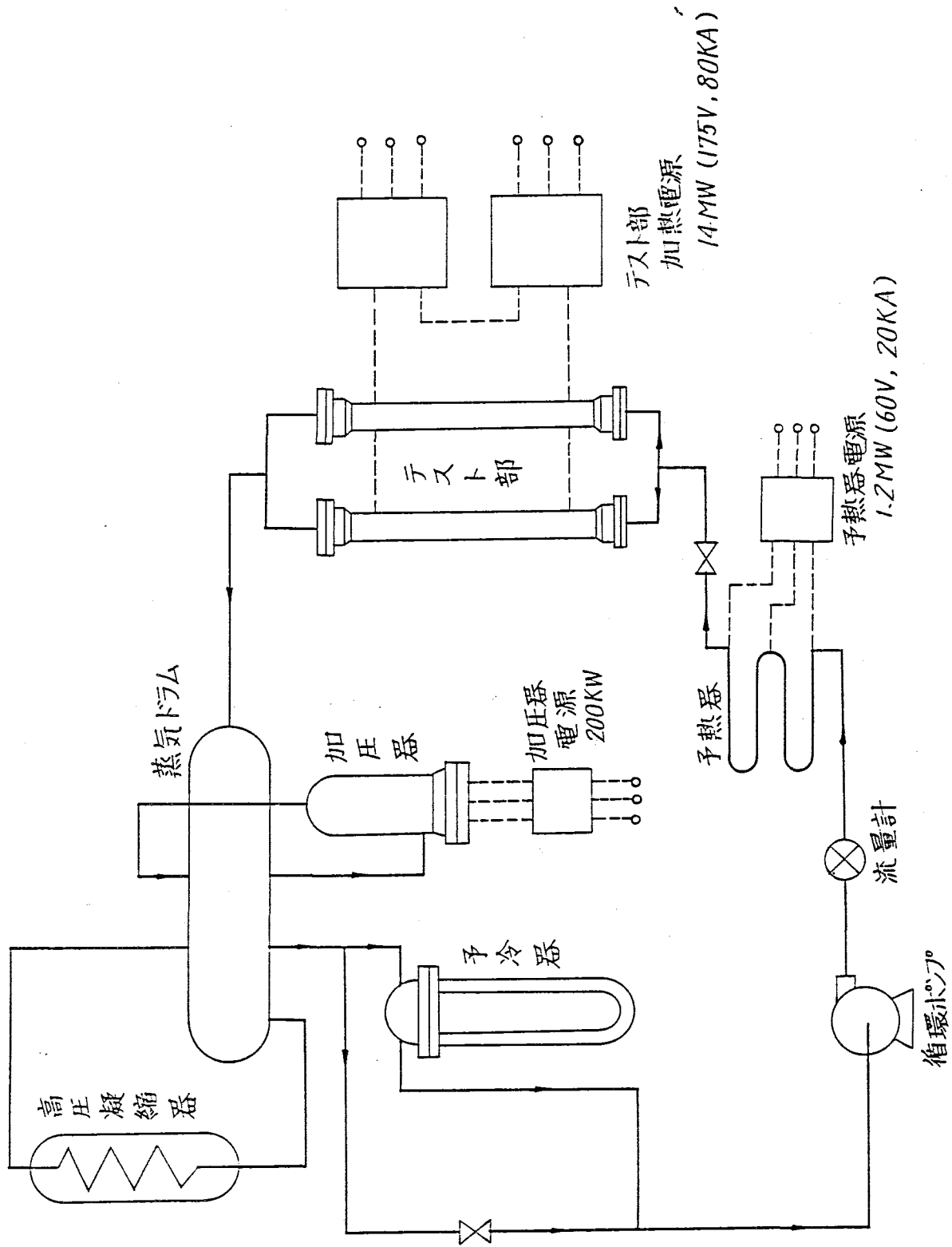
今後はスペ  
スペーサー  
  
スペーサー  
確認した。

試験を行い,

ウト熱流束

却材混合効  
ると, 前者

目)  
影響」

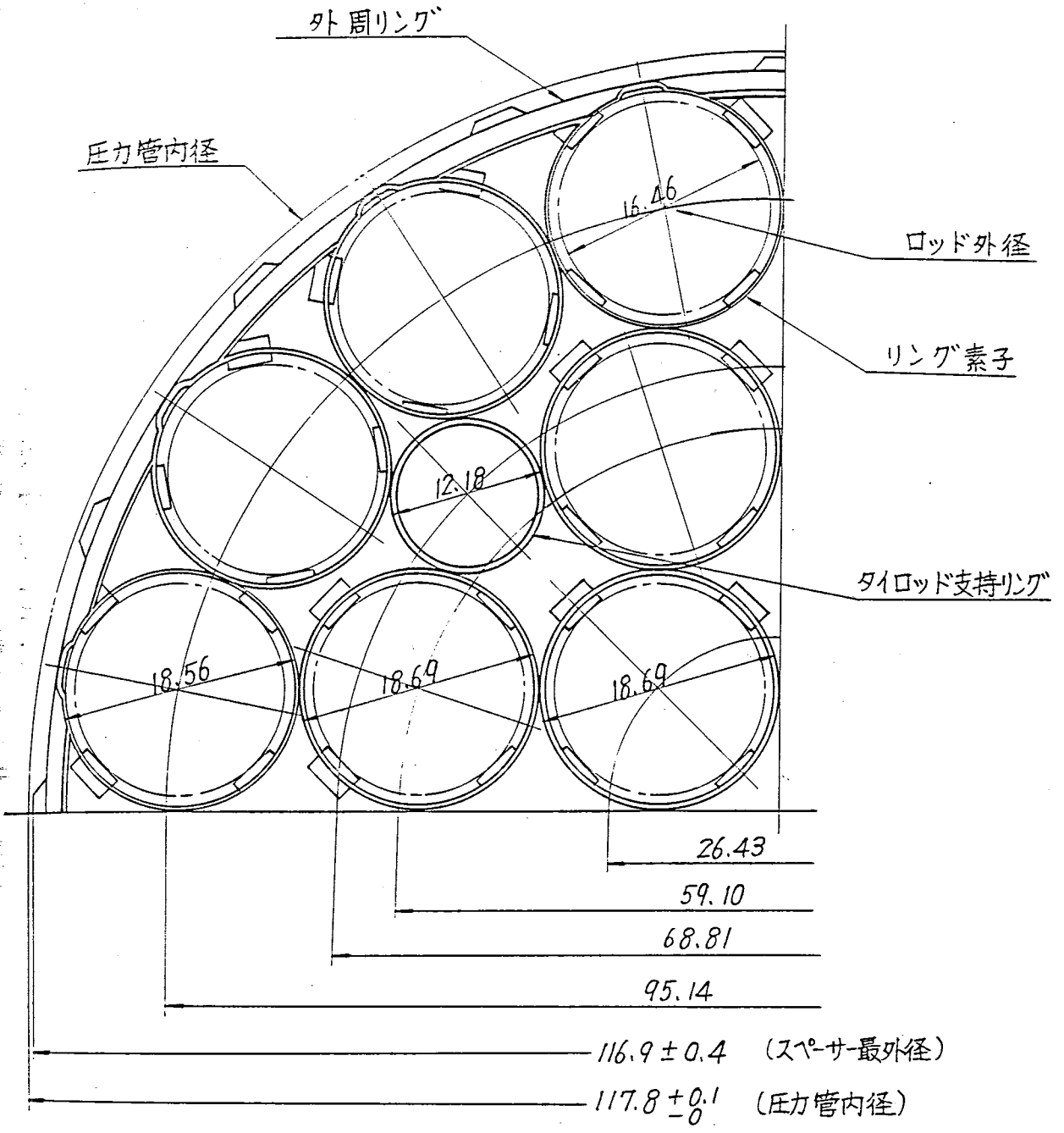


第8.3-1図 大型熱ループフローシート

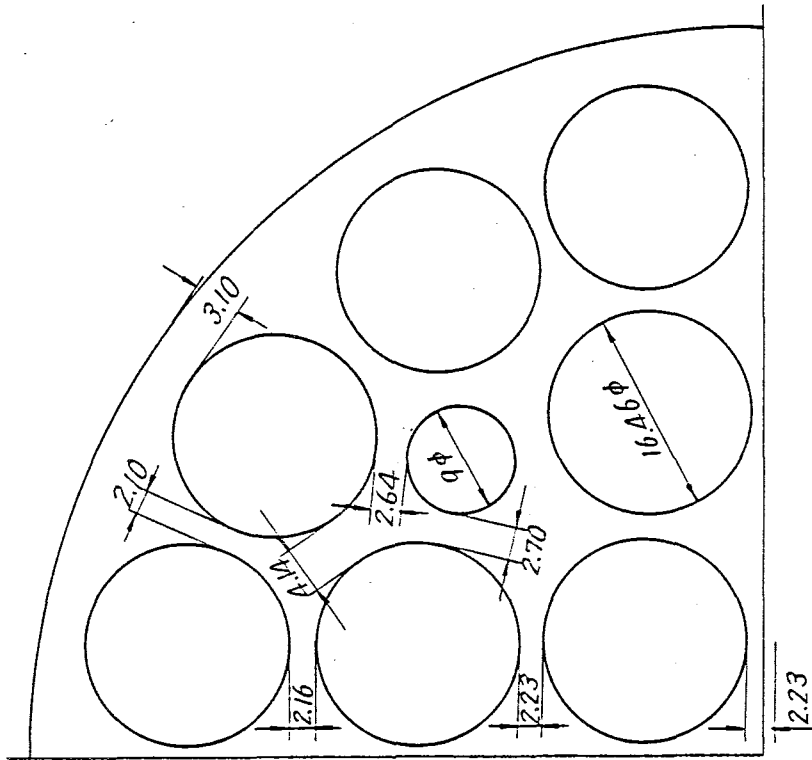


田塚ハノノ

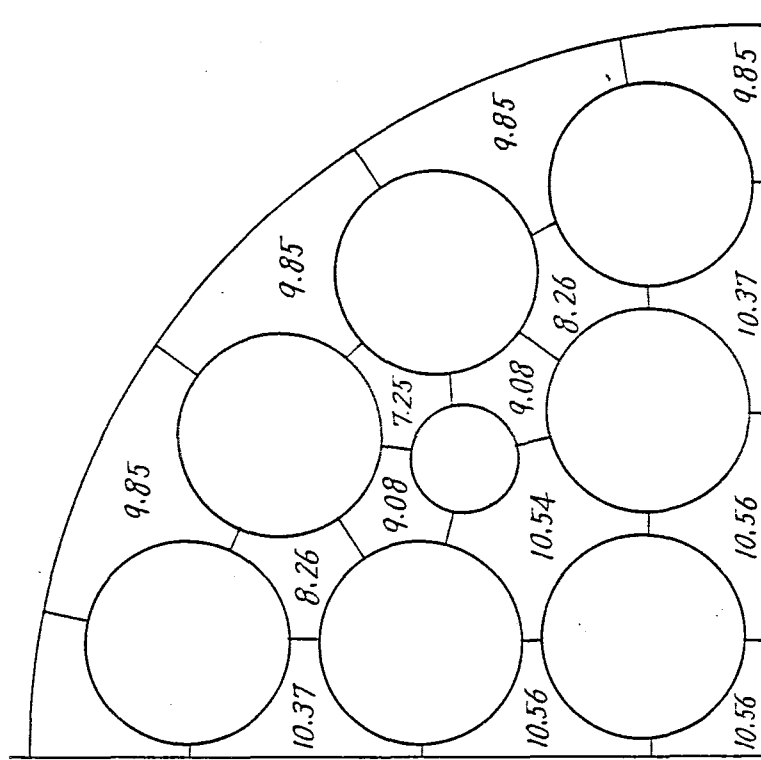
第8.3-1図 大型熱ループフローシート



第8.3-2図 リング型スパーサー (28-7R)



(a) ロッド間隙

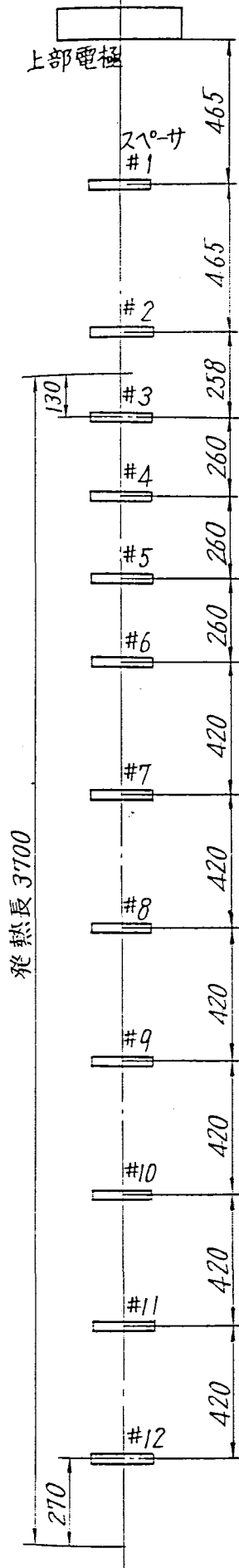


(b) サブチャンネル水力直径

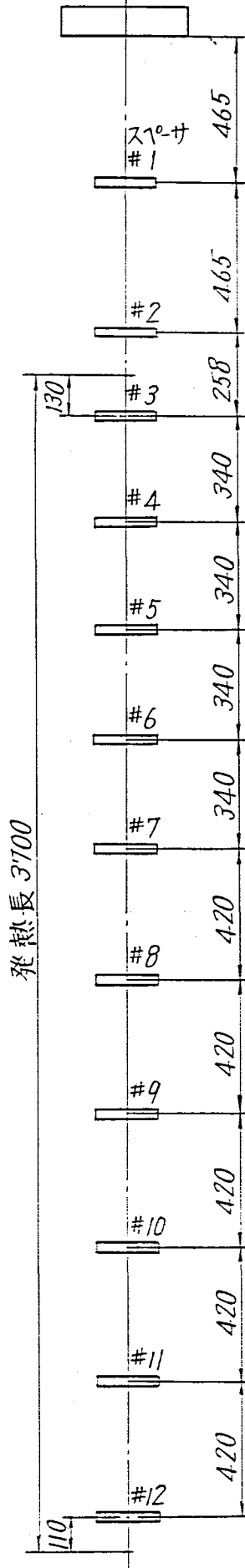
第8.3-3図 燃料断面寸法図 (28-7)

第8.3-4図 スペース配置図

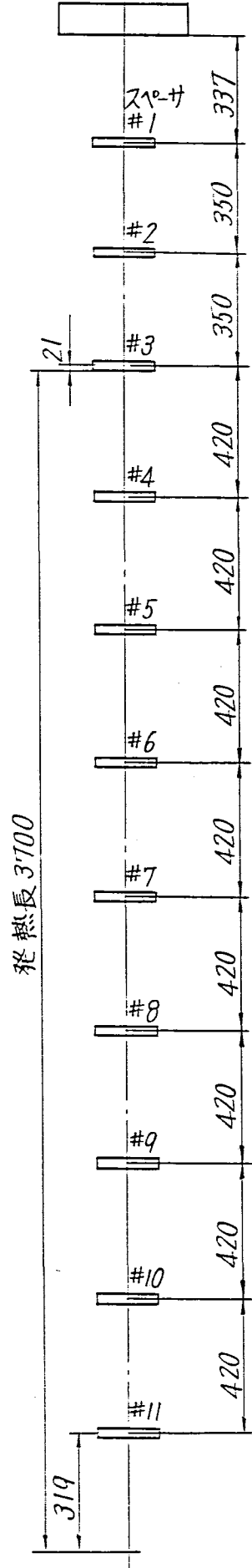
(a) スペース間隔 260 mm



(b) 340 mm



(c) 420 mm



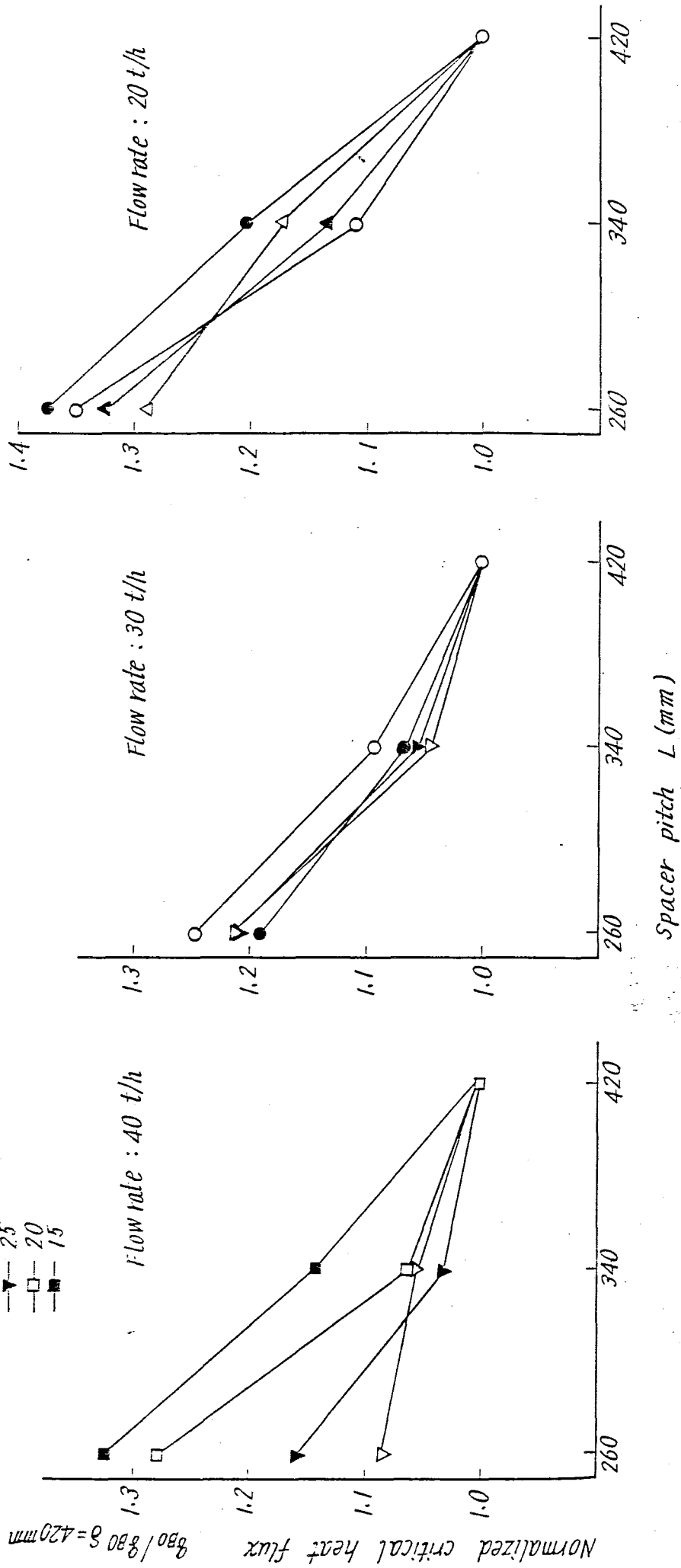
第8.3-3図 燃料断面寸法図 (28-7)

Fig 8.3-5 Effect of the spacer pitch

Pressure ; 70 ata  
 Test section ; 28-7R

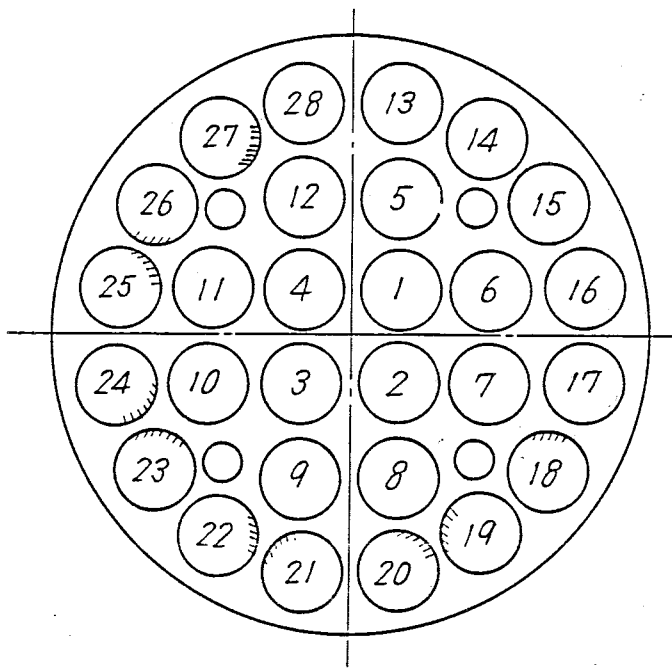
Steam quality

- △ 50 %
- ▲ 45
- 40
- 35
- ▽ 30
- ▼ 25
- 20
- 15



critical heat flux  $q_{80} \times 10^{-6}$  (kcal/m<sup>2</sup>h)



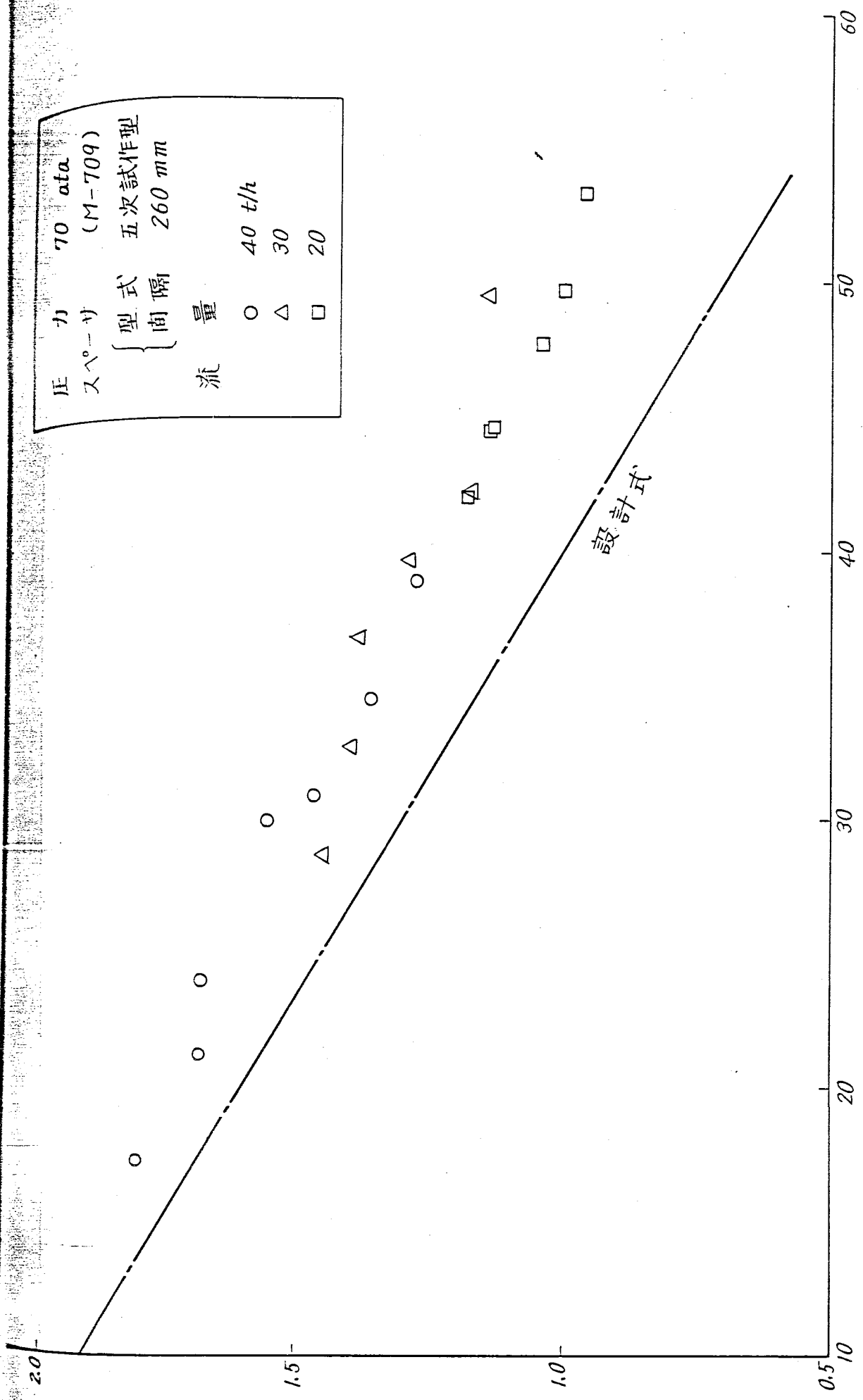


第8.3-7図 バンアウト発生位置

20 /  
(42)

バーニア付熱流束  $q_{80} \times 10^{-6}$  (Kcal/m<sup>2</sup>h)

圧力	70 ata
スプレーサ	(M-709)
型式	五次試作型
間隔	260 mm
流量	
○	40 t/h
△	30
□	20



スチーム重量率 (%)

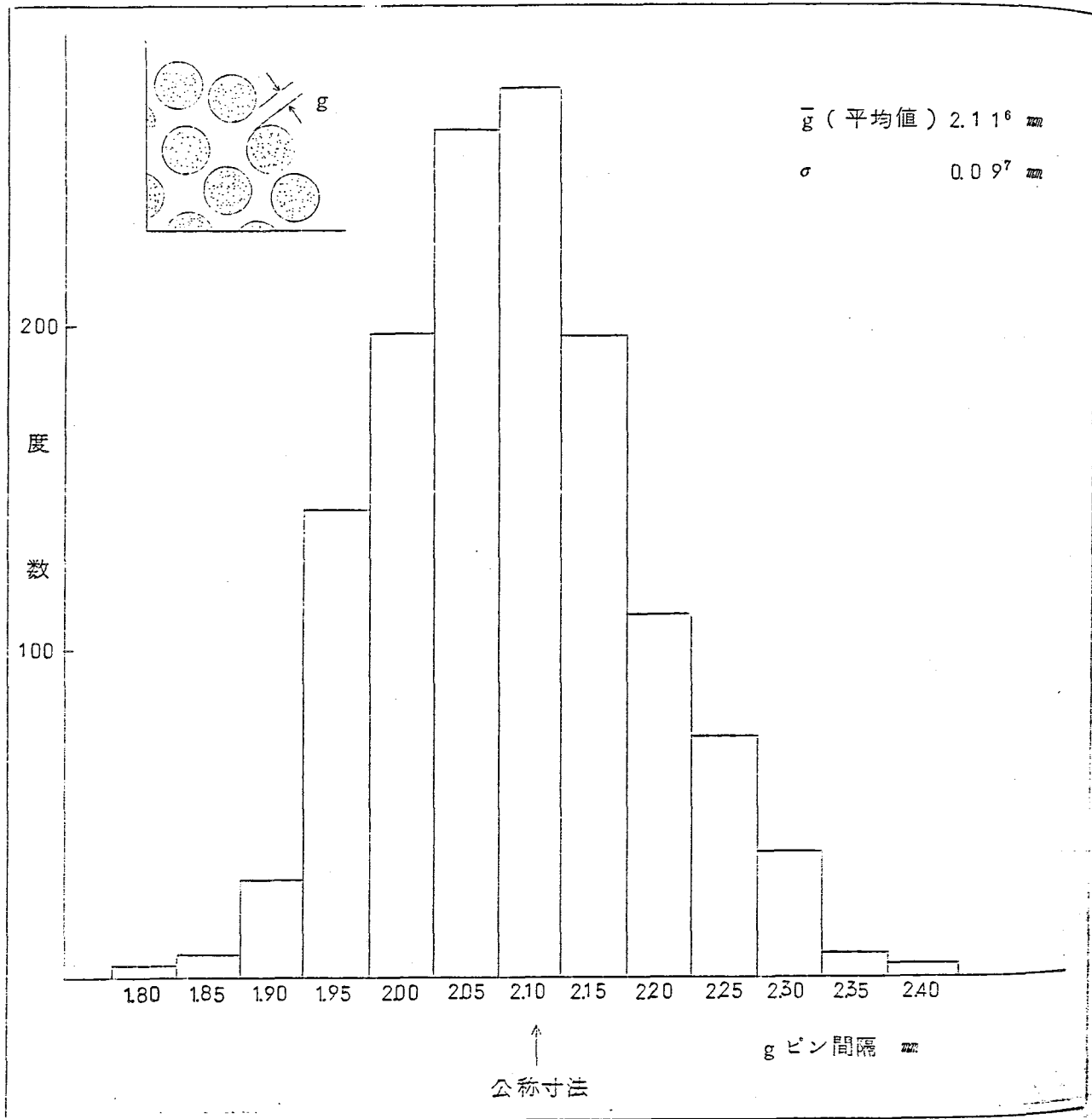
第8.3-8図 バーンアウト設計式の健全性確認(リング型スプレーサ M-709)

### 8.4 「ふげん」燃料体バーンアウトに及ぼす ロッド異常配列の影響について

#### 1. 燃料棒ピッチの製造実績について

燃料集合体組立後の最外周燃料棒間隔の実測値の分布を下図に示す。

対象燃料集合体	実尺試作体	3体
測定位置	各スペーサー間	g
測定方法	シクネスゲージ	





## 2. 「ふげん」燃料体

バーンアウトに及ぼすロッド異常配列の影響について

## 2.1 ま え が き

燃料体のロッドがなんらかの原因で局所的に異常配列がおこり、ロッド間隙が異常に狭くなった場合に、冷却材の流れやバーンアウト現象にいかなる影響を及ぼすかをみるために、「ふげん」三次試作燃料(28-3)の実寸大模倣燃料を大型熱ループに組込んで、正常な場合と異常配列の場合についてバーンアウト熱流束を測定し、両者の差異の有無を調べた。さらにサブチャンネル解析を行ってロッド異常配列が蒸気重量率分布にどのように影響するか計算しその偏差量からバーンアウト熱流束の低下率を推定した。

## 2.2 実 験 装 置

実験に使用した大型熱ループの主要性能は次の通り。

最高圧力	100 ata
最高温度	310 °C
最大流量	80 t/h
最大加熱電力	14 MW (175 V, 80 KA)

## 2.3 テ ス ト 部

実験に用いたのは「ふげん」三次試作燃料(28-3)の模倣燃料体で実物のスペーサーを第8.4-1図に示す配置でテスト部に組込んだ。スペーサー間隔は正常配列の場合の実験に合わせて412 mmとした。

ロッドの異常配列について具体的にどんな原因でどのように起り得るのか全く手掛りとなる資料が手許に無かったので、この実験ではスペーサーのリング素子のデインブル高さを変えることによって実現した。最も極端な組合せとして、圧力管内で燃料体が最大1.0 mm偏心した場合に最も狭くなった側の外周ロッド(第8.4-2図で上方に偏心するので、#23と#24のロッド)の2本が相互にピッチ円周上に沿って0.35 mmずつ近寄るようになり、リング素子のデインブルの高さを調整した。(第8.4-3図, 第8.4-4図)。

そのように特殊な加工を施したスペーサーを発熱終端の22 mm上流とさらに412 mm上流の2ヶ所(8.4-1)図参照)に装荷して燃料体を組立てた後、異常配列したロッドの周辺の間隙を測定した結果を第8.4-5図に示す。

第8.4-5図の#2, #3がロッドを異常配列させたスペーサーであり、#23と#24のロッドはこれらのスペーサーによって曲げられ#2と#3のスペーサーの間の中央部付近ではロッドの間隙が1.35 mm迄接近している。発熱終端付近のロッドの曲りの影響は2 mm程上流までさかのぼっており、第8.4-5図に○印で示した最小間隙値(#23と#

24のロッドの間隙)が公称値(2.2 mm)の上下に波打つように変化しているのがみられる。

第8.4-6図には正常配列の場合と、1.35 mmにロッド間隙が狭くなった場合の各サブチャンネル間のロッド間隙を示す。第8.4-7図は水力直径を図示したのであるがロッド間隙が2.20 mmから1.35 mmに減少すると隣接するサブチャンネルは、水力直径が8.48 mmから7.48 mmと約12%減少しその分だけ冷却材が流れ難くなることになる。なお外周ロッドと中周ロッドが相互接近して4.22 mmの間隙が3.4 mmまで減少した場合についても実験を行った(第8.4-8図、第8.4-9図)テスト部の主要寸法は次の通りである。

燃料体型式	: 28-3R (ふげん三次試作燃料)
ロッド外径	: 16.25 mm
スペーサー支持管外径	: 7.0 mm
ロッド間隙	: 2.20 mm
外周ロッド~圧力管間隙	: 3.50 mm
圧力管内径	: 117.8 mm
水力直径(断面平均)	: 10.5 mm
発熱長	: 3.7 m
発熱分布	: 軸方向均一
ロッド出力分布	: 外/中/内 = 1.17 / 0.82 / 0.70

## 2.4 実験方法

内面を電気絶縁した模擬圧力管にテスト部を装荷して、圧力、流量、入口温度を所定の値に一定に保持しながら加熱電力を漸増させ、バーンアウトへと接近した。バーンアウトによる伝熱面温度の急変をブリッジ式バーンアウト検出器で検出した。

主な実験条件は次の通りである。

- (a) 圧力 : 70 ata
- (b) 流量 : 10~40 t/h
- (c) 入口サブクール度 : 10~175 Kcal/Kg

## 2.5 実験結果および解析

第8.4-16図は正常配列と二つの異常配列の場合のバーンアウト熱流束を各流量別に図示したものであるが、データのばらつきの中に配列の影響が覆われてしまって差がはっきりと認め難い。

第8.4-10図は異常配列ロッドに隣接した熱的に最も厳しいサブチャンネルの蒸気重量率の断面平均値に対する偏差の軸方向分布の計算値を正常、異常配列の両ケースについて図示したが第8.4-5図と比較すれば明らかなようにロッド間隙の変化に対応して正常

配列の場合の上下に異常配列の偏差量は分布しており、最大偏差量は実際にバーンアウトが発生した#2スパーサーの直ぐ上流付近で生じ最小間隙部分よりも約200mm下流にズレている。

第8.4-12図～第8.4-15図は流量30t/h, 入口サブクール度が10～150Kcal/Kgの条件でバーンアウトした状態の発熱終端付近のサブチャンネルの蒸気重量率の、断面平均値からの偏差を図示したものである。偏差量が最大になるのはいずれの入口サブクール度の場合も異常配列のロッドに隣接する中間サブチャンネルの三本のロッドに囲まれた部分である。このサブチャンネルの蒸気重量率の断面平均値からの偏差量を入口サブクール度に対して図示したのが第8.4-11図である。

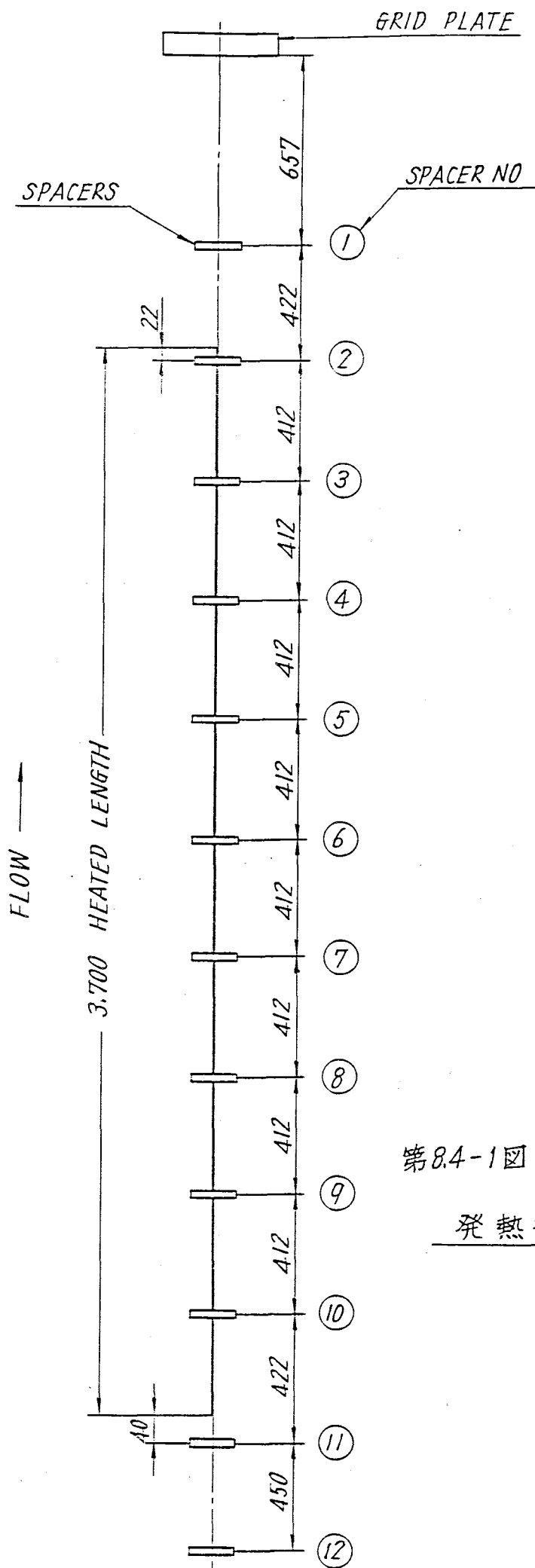
破線は正常な場合、実線が異常配列の場合であり、この両者の差がロッドの異常配列によって生じた蒸気重量率の局所的な増加量を表わす。

この図からこの増加量は0.8～1.3%の蒸気重量率となることが読み取られる。一般に、バーンアウト熱流束は蒸気重量率が増加すれば直線的に減少する傾向を示し、その勾配 $\Delta\phi_{bo}/\Delta x$ は $-0.02 \sim -0.04$  Kcal/m<sup>2</sup>h/% といった値を示すから、上記の蒸気重量率の局所増加量からバーンアウト熱流束の低下量を算定すると $(0.02 \sim 0.05) \times 10^6$  Kcal/m<sup>2</sup>hとなる。バーンアウト熱流束は $(1.0 \sim 1.4) \times 10^6$  Kcal/m<sup>2</sup>hの範囲にあるから、ロッド異常配列によって2～3%のオーダの影響を受けるものとみられる。

## 2.6 結 論

「ふげん」三次試作燃料の模擬テスト部を用いてロッド異常配列が生じた場合を模擬し、バーンアウト熱流束に及ぼす影響について実験および解析を行って次の結論を得た。

- (1) ロッド間隙が公称値2.20mmから1.35mmに減少してもバーンアウト熱流束の顕著な低下はみられない。
- (2) ロッド異常配列によって蒸気重量率の分布に局所的な乱れを生ずるが、0.8～1.3%の程度であり、バーンアウト熱流束の低下率は2～3%程度に過ぎないと算定される。
- (3) 外周ロッドと中間ロッドの異常接近の場合も、大きな影響は生じない。



(注)

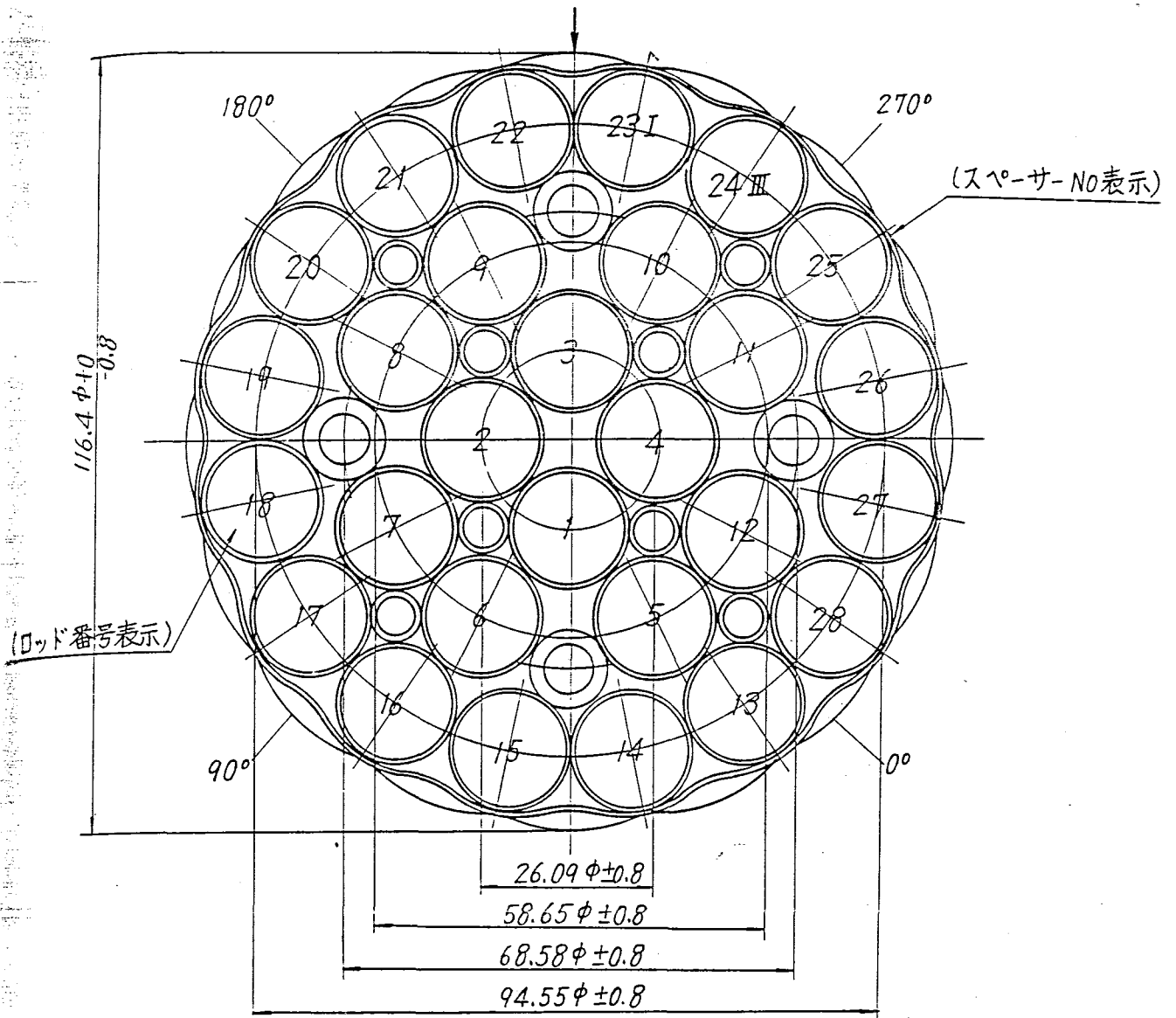
- ① SPACER NO. 2, 3 の位置は、ロッド異常配列模擬スぺーサーを取りつける。他の位置にはすべて正常配列模擬スぺーサーを使用する。

(ロッド)

第8.4-1図

発熱部とスぺーサーとの位置関係

位置  
定  
常配列  
する。



(上方より見た場合)

関係

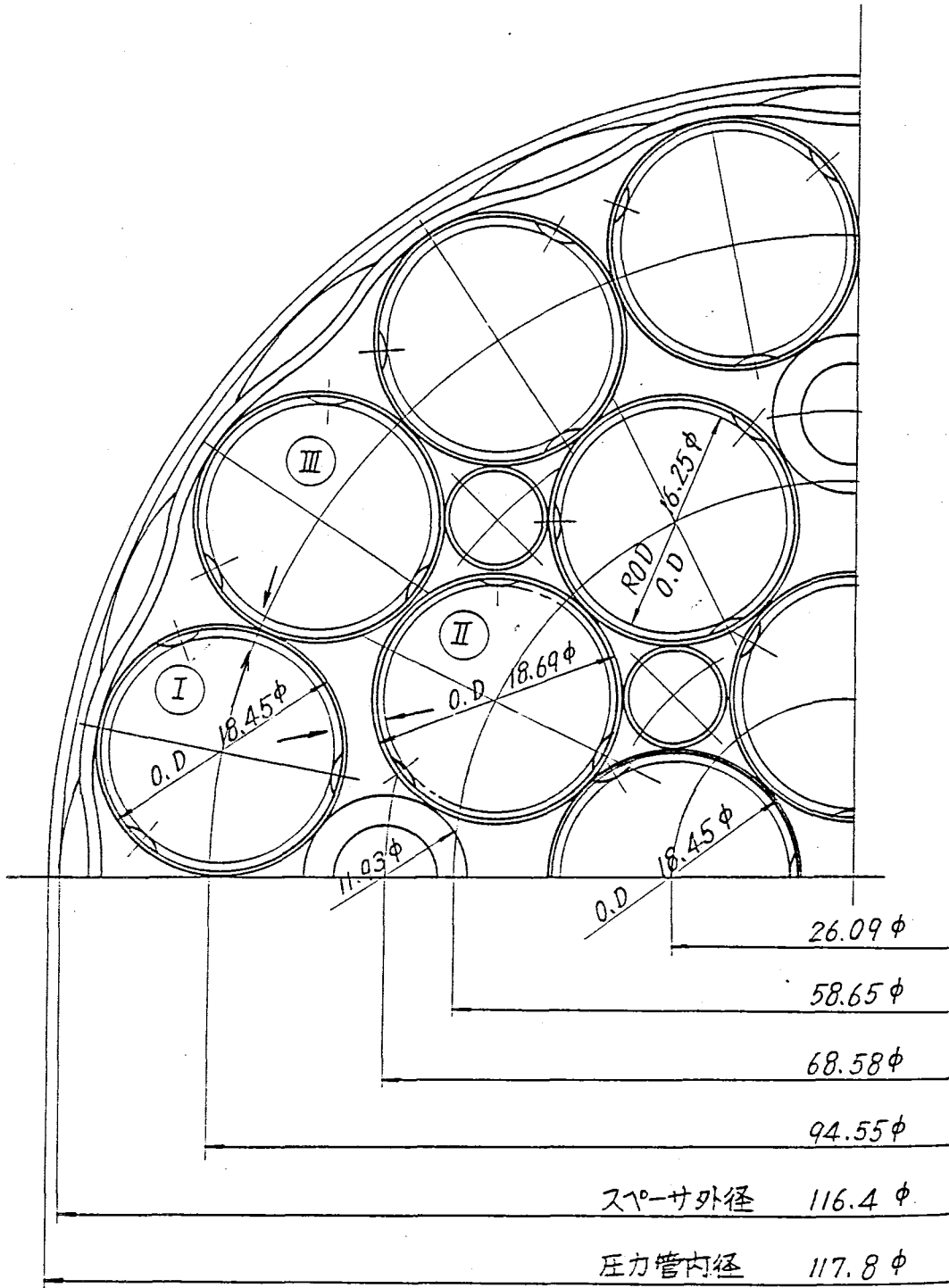
- 形式 : 28-3R
- スペーサ外径 : 116.4 mm
- スペーサ高サ : 25 mm
- 最小ロッド間隙 : 2.2 mm
- 材質 : インコネル-X

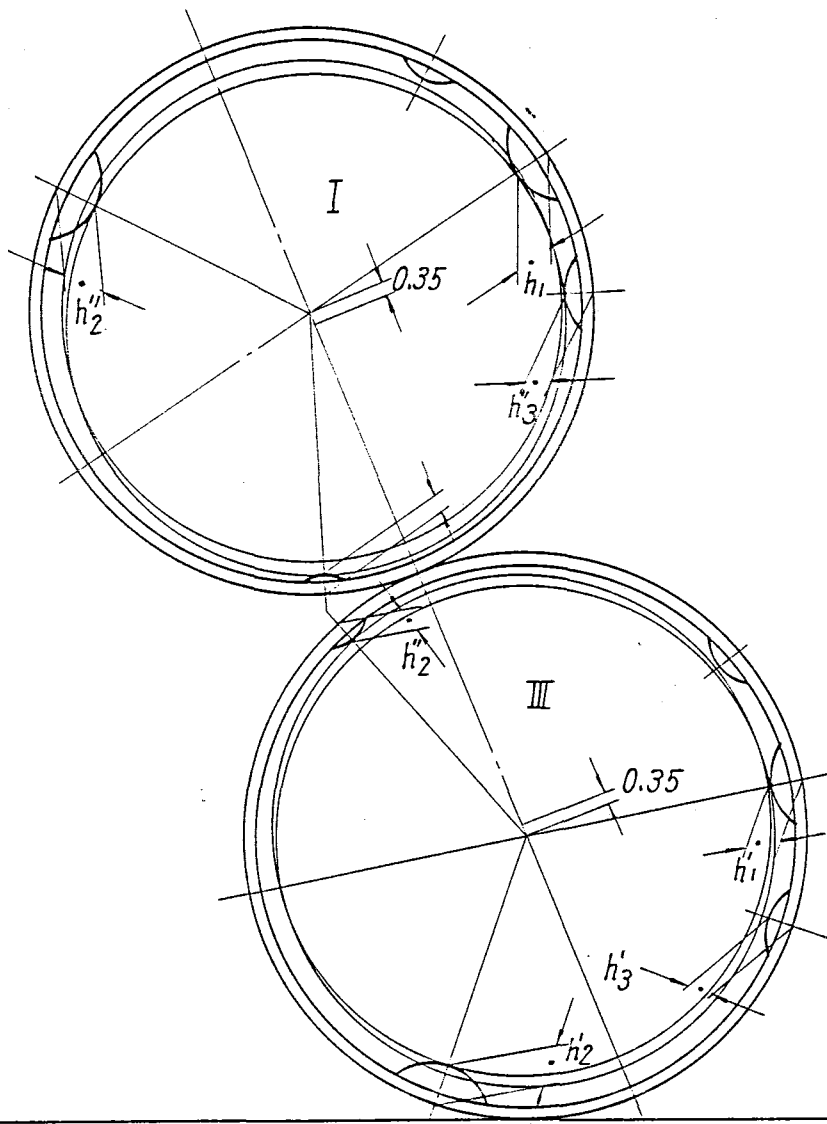
第8.4-2図

スペーサ寸法図

第8.4-3図

リング型スパーサ詳細図 (28-3R)





ロッドI-III 異常の場合

	素子外径 $D$	ロッド外径 $d$	バネテンシル高さ $h_1$ (組立時)	固定テンシル高さ $h_2$	ストップテンシル高さ $h_3$		
調整設計型	18.45	16.25	1.45	$h'_2$	1.37	$h'_3$	0.65
				$h''_2$	0.77	$h''_3$	0.65

第 8.4-4 図 ロッド異常配列スパーサーリング素子詳細図  
(外周ロッド相互接近の場合)

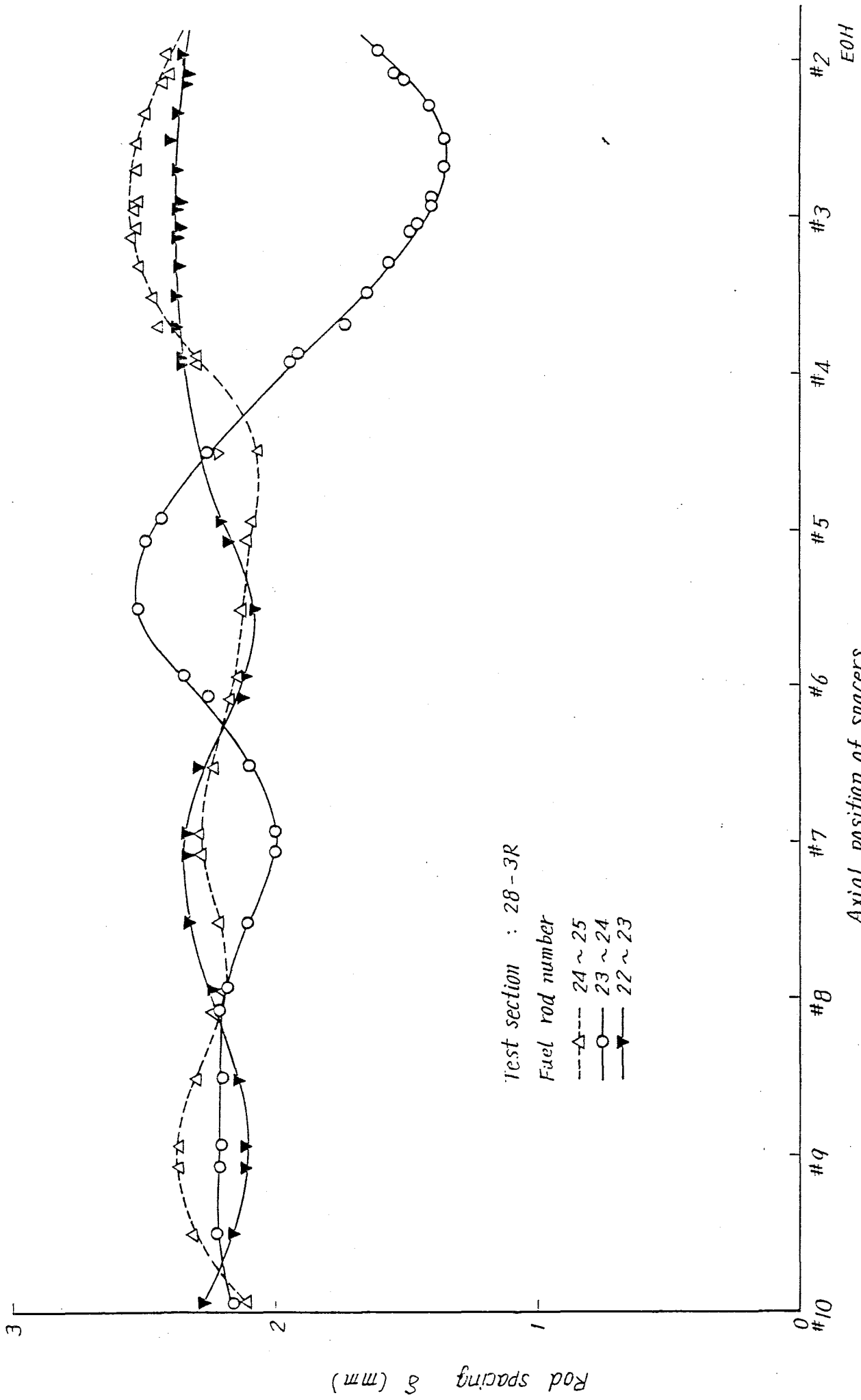
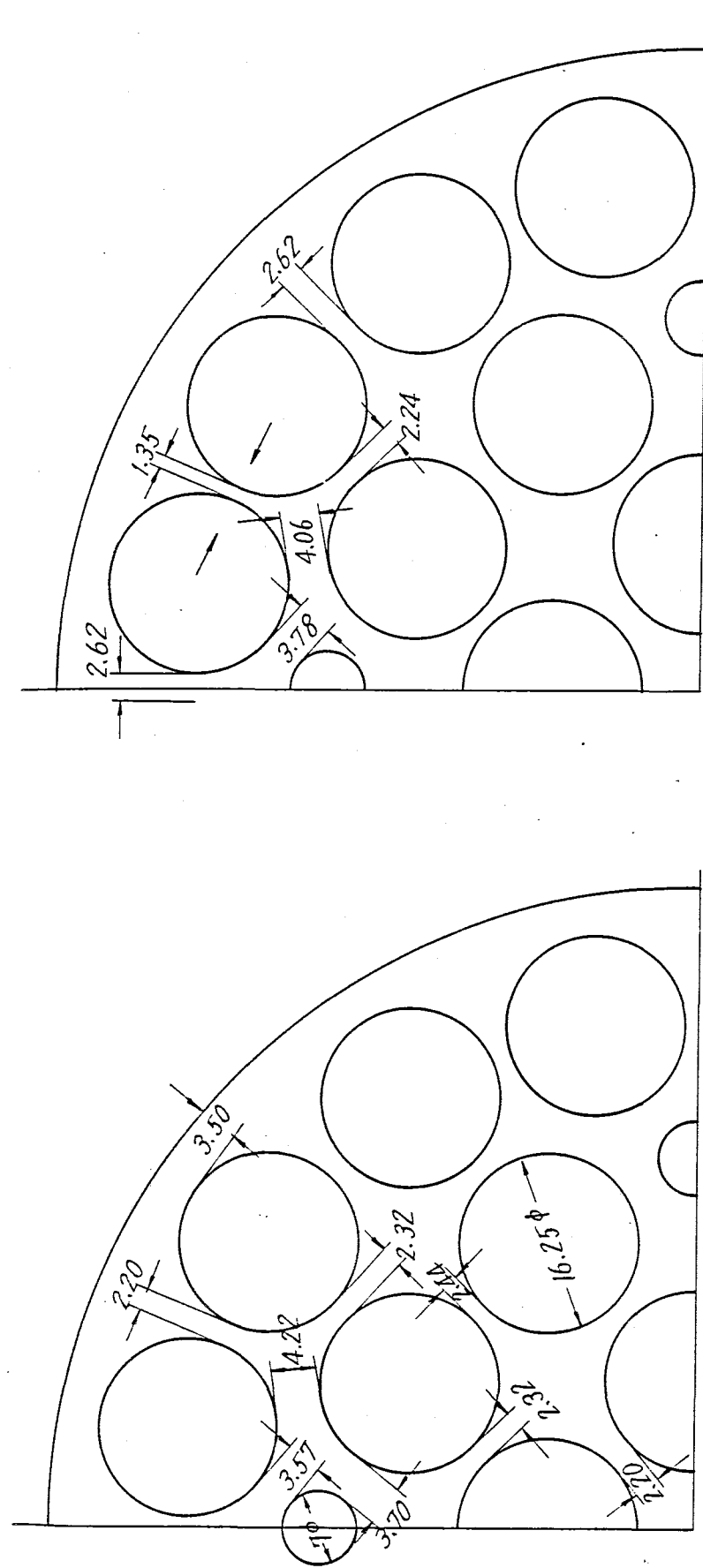


Fig.8.4-5 Axial distribution of rod spacing



Axial position of spacers

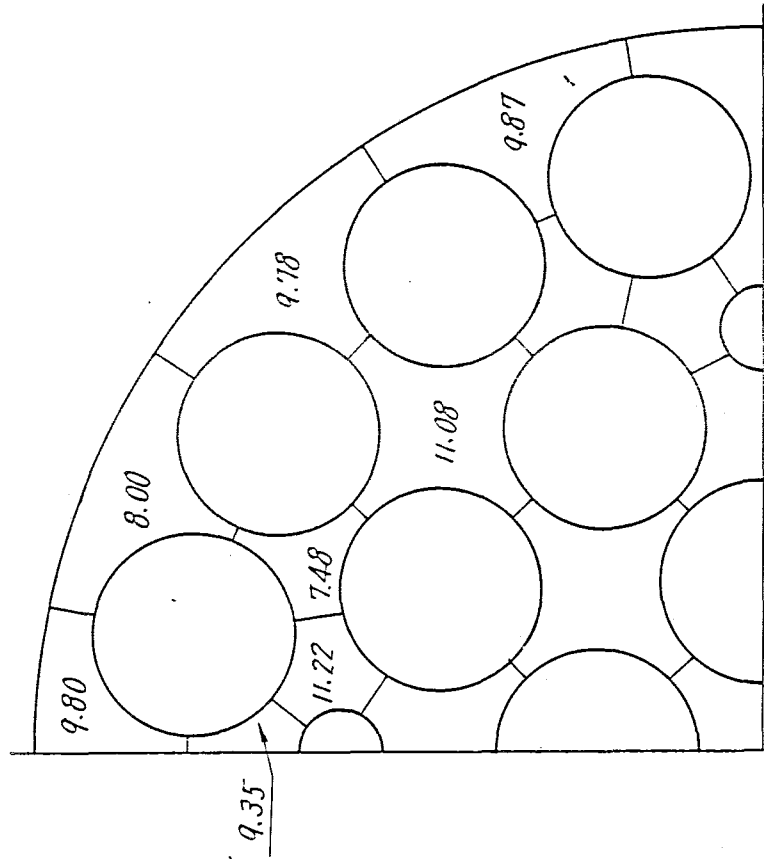
Fig 8.4-5 Axial distribution of rod spacing



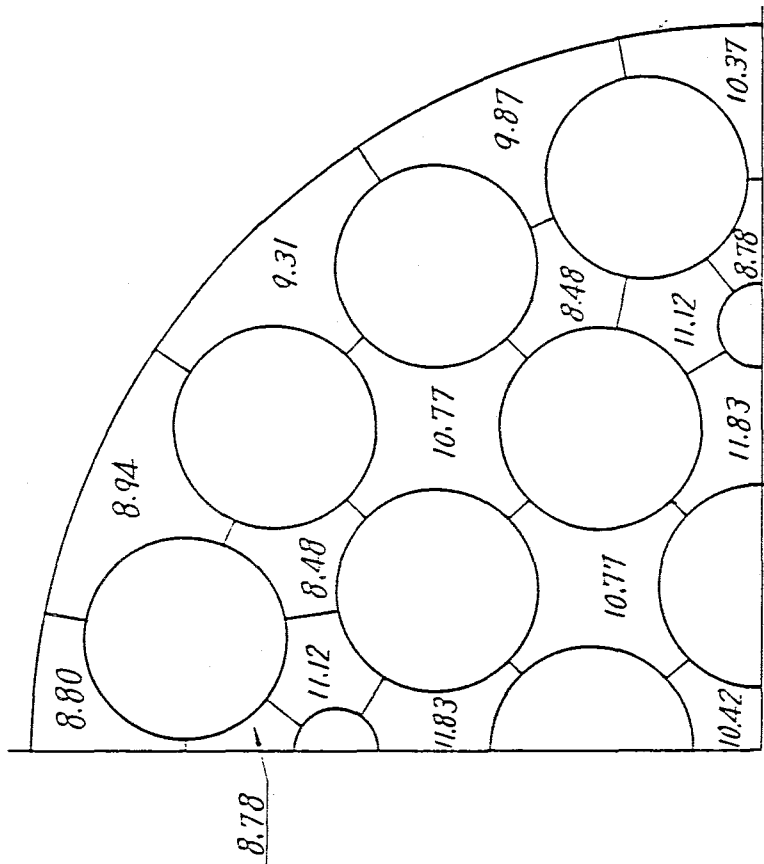
(a) Normal rod configuration

(b) Abnormal rod dislocation at minimum gap point

Fig 8.4-6 Configuration of fuel rod (28-3R)



(a) Normal rod configuration

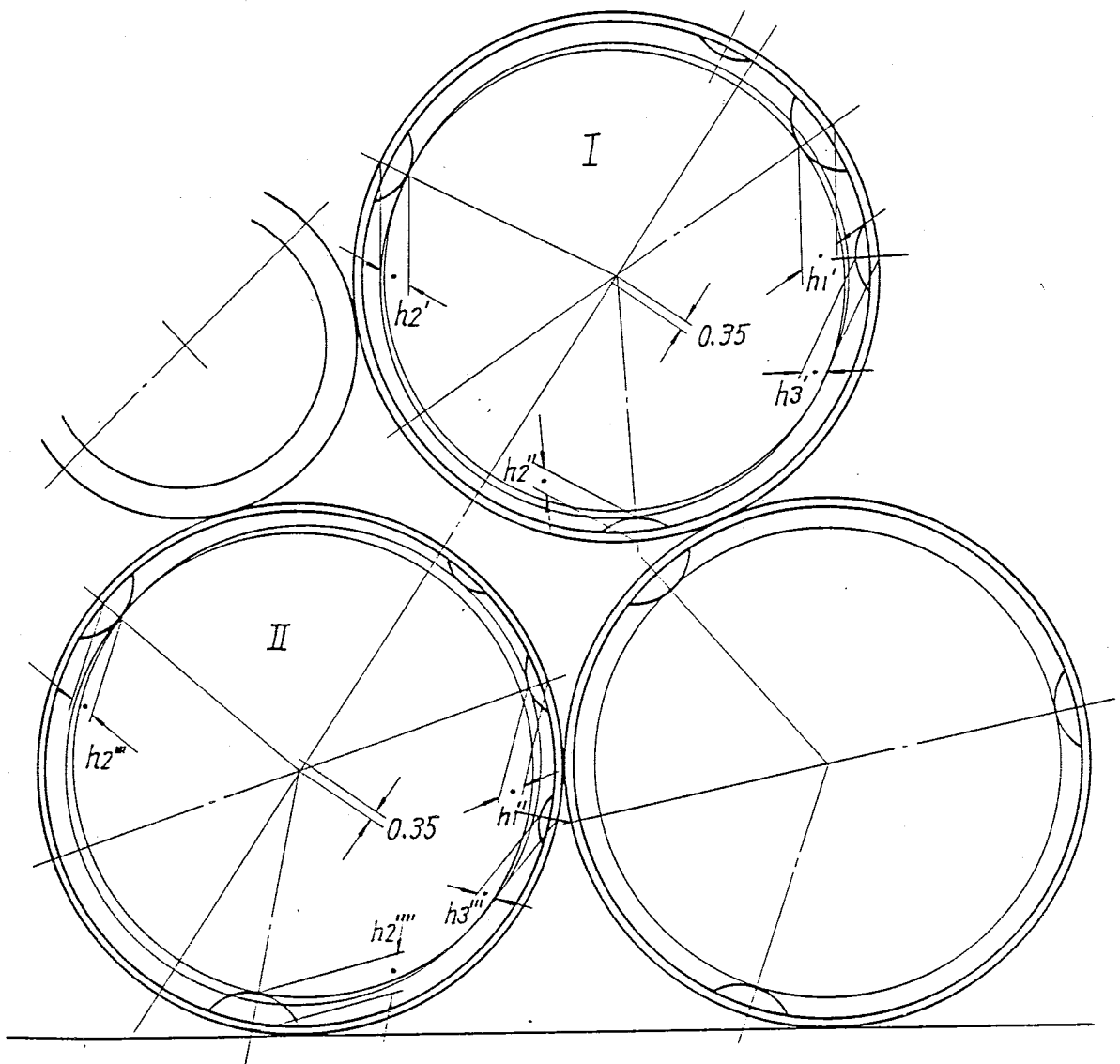


(b) Abnormal rod dislocation

Fig. 8.4-7 Equivalent diameter of each subchannels

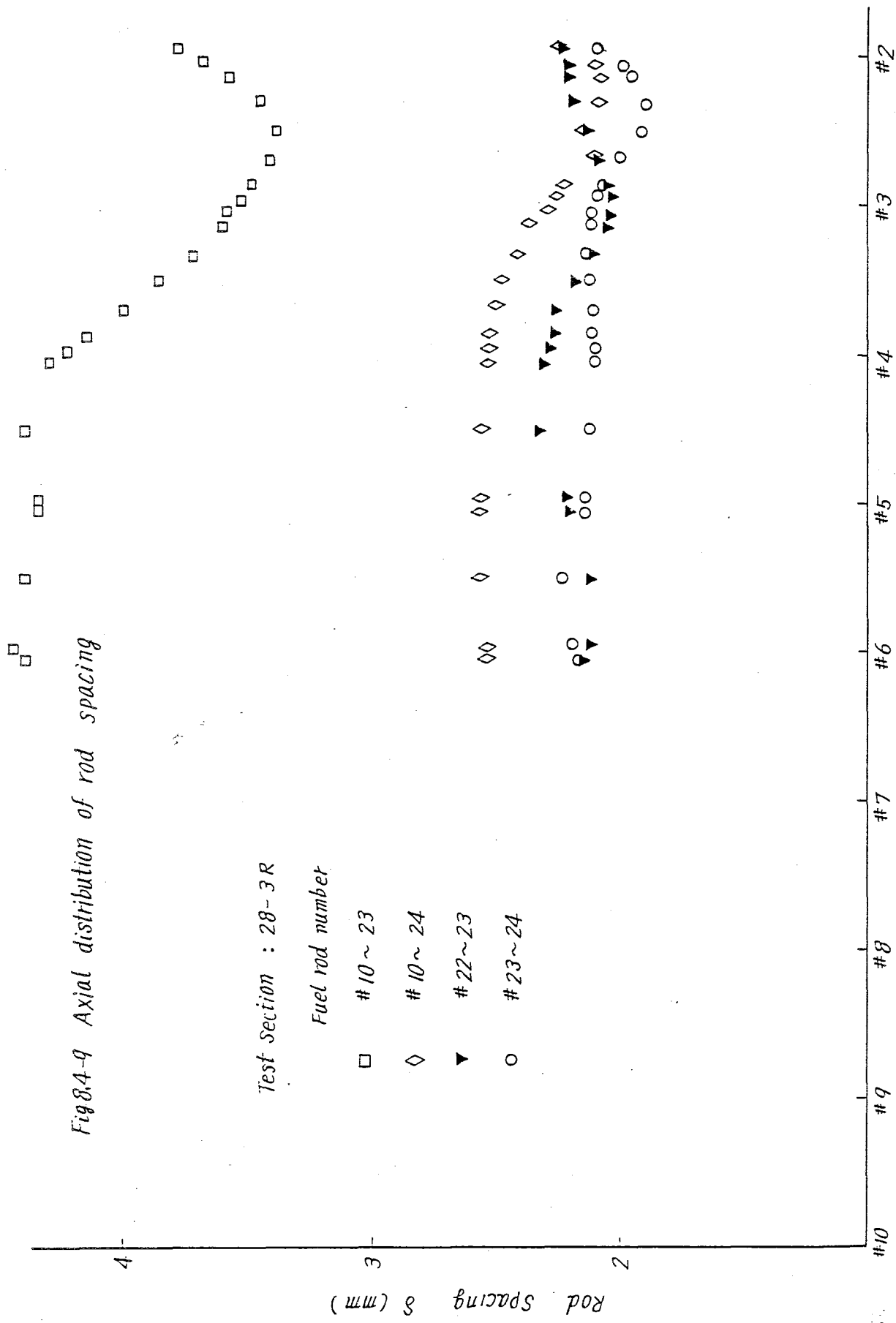
Fig. 8.4-7 Equivalent diameter of each subchannels

	素子外径 $D$	ロッド外径 $d$	バネデンアル高さ $h_1$ (組立時)	固定デンアル高さ $h_2$	ストップデンアル高さ $h_3$			
調整設計型 (28-3R)	18.45	16.25	$h_1'$	1.71	$h_2'$	1.05	$h_3'$	1.05
					$h_2''$	0.82		
	18.69	16.25	$h_1''$	1.22	$h_2'''$	1.17	$h_3''$	0.64
					$h_2''''$	1.55		



第8.4-8図 ロッド異常配列用リング素子詳細寸法図(I-IIロッド接近の場合)

Fig. 8.4-9 Axial distribution of rod spacing



#10 #9 #8 #7 #6 #5 #4 #3 #2

Axial Position of Spacers

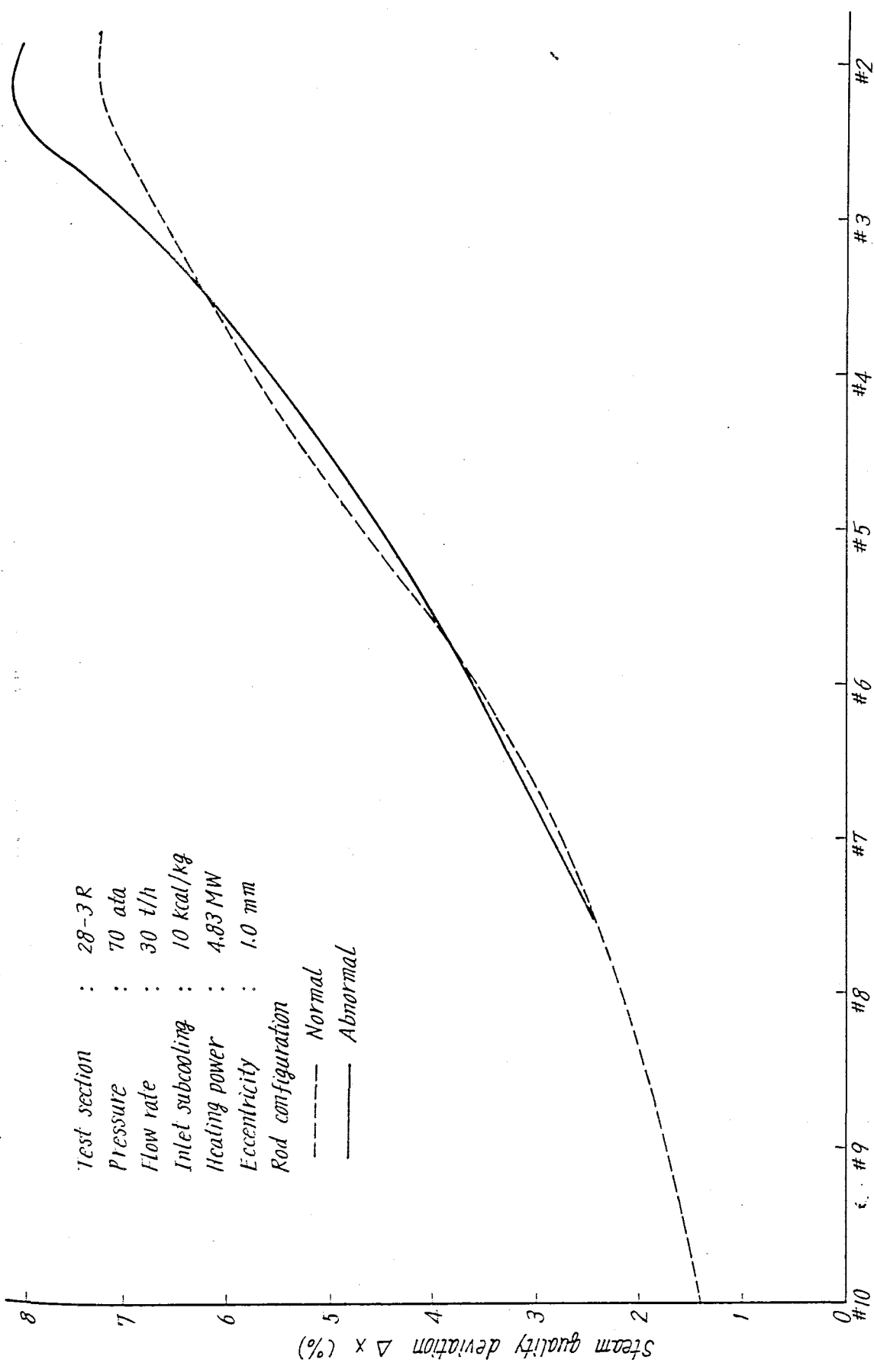


Fig 84-10 Axial distribution of steam quality deviation in the hottest subchannel

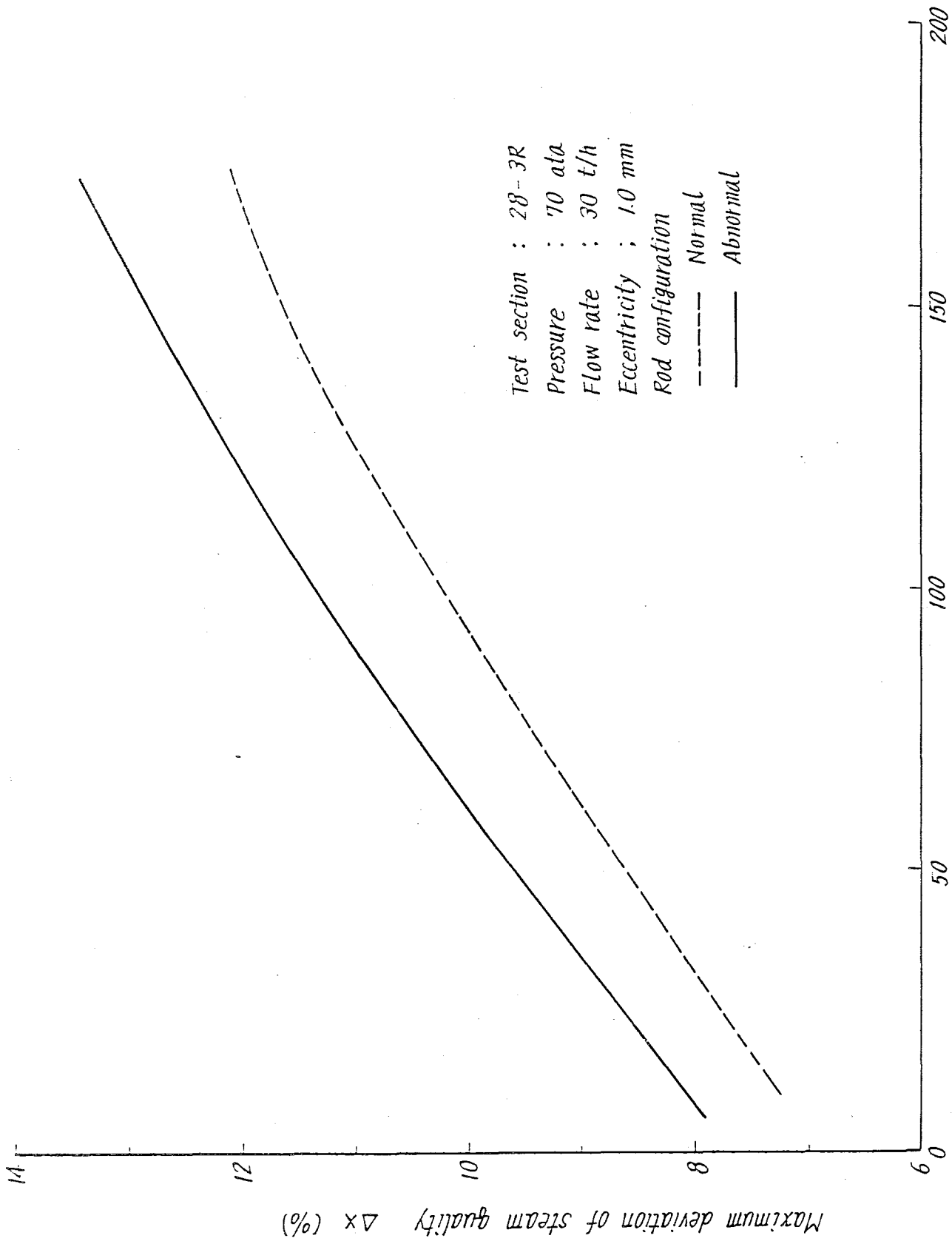


Fig. 8.4-11 Maximum deviation of steam quality at the end of heated section

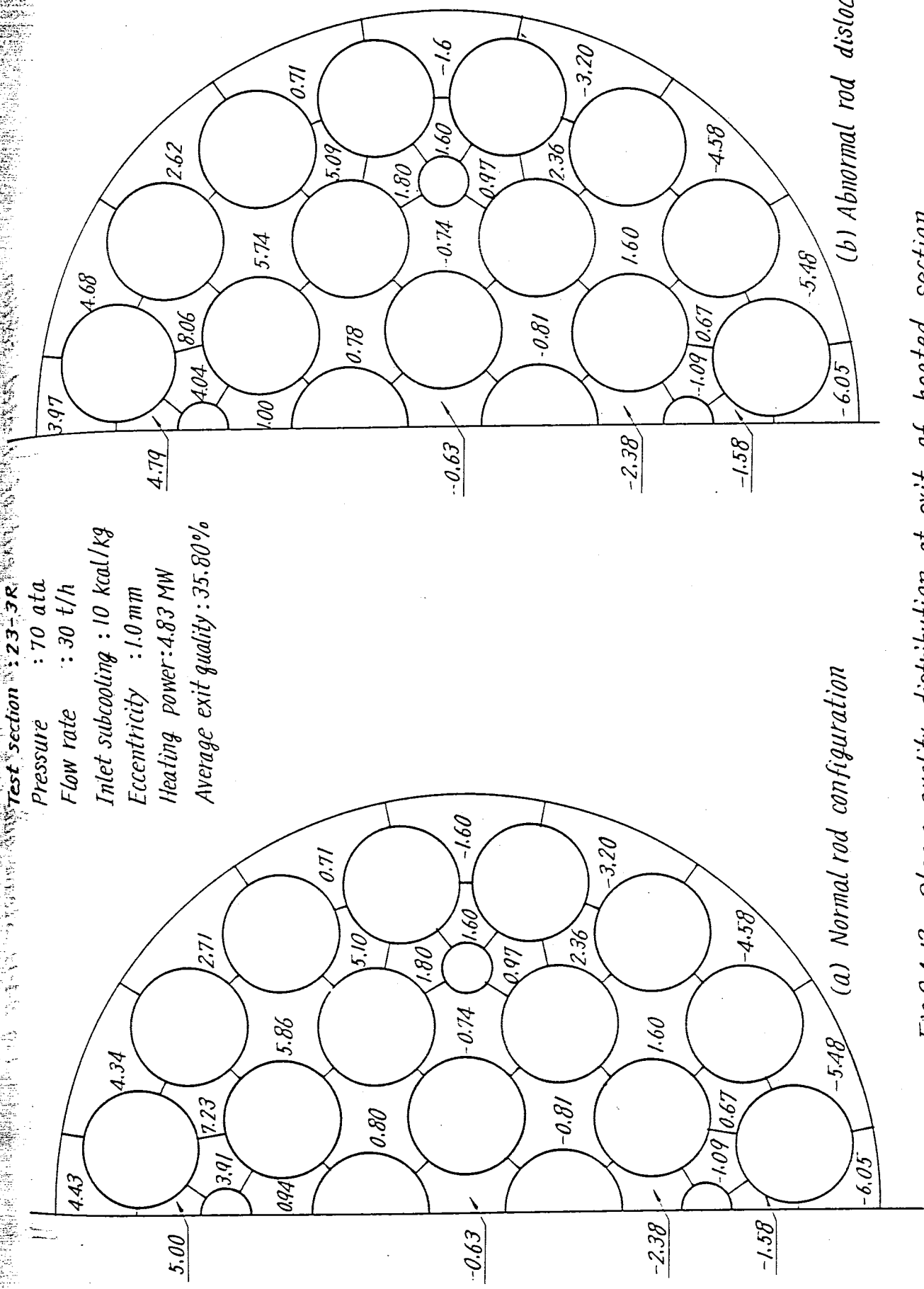
Test section : 23-3R  
 Pressure : 70 ata

Inlet subcooling  $\Delta T_i$  (kcal/kg)

Fig 8.4-11 Maximum deviation of steam quality at the end of heated section

Test section : 23-3R

Pressure : 70 ata  
 Flow rate : 30 t/h  
 Inlet subcooling : 10 kcal/kg  
 Eccentricity : 1.0 mm  
 Heating power : 4.83 MW  
 Average exit quality : 35.80%



(a) Normal rod configuration

(b) Abnormal rod dislocation

Fig 8.4-12 Steam quality distribution at exit of heated section

Test section : 28 - 3R  
 Pressure : 70 ata  
 Flow rate : 30 t/h  
 Inlet subcooling : 50 kcal/kg  
 Eccentricity : 1.0 mm  
 Heating power : 5.68 MW  
 Average exit quality : 31.44 %

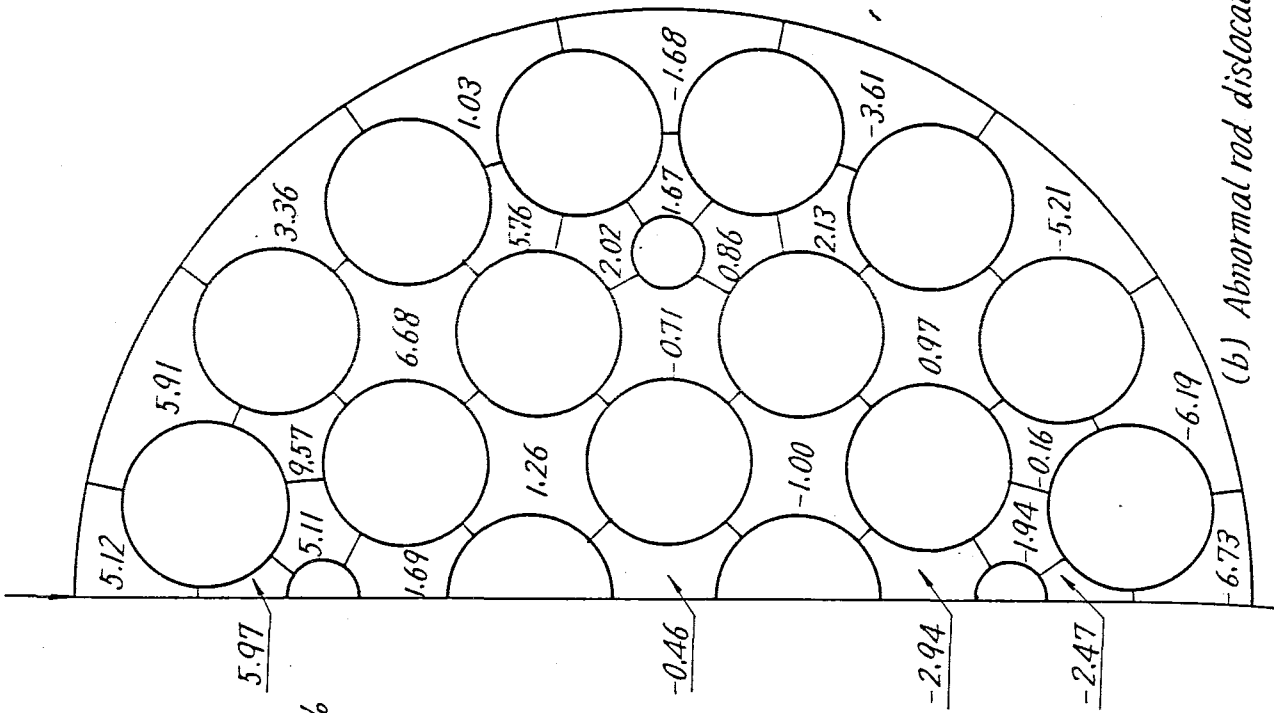
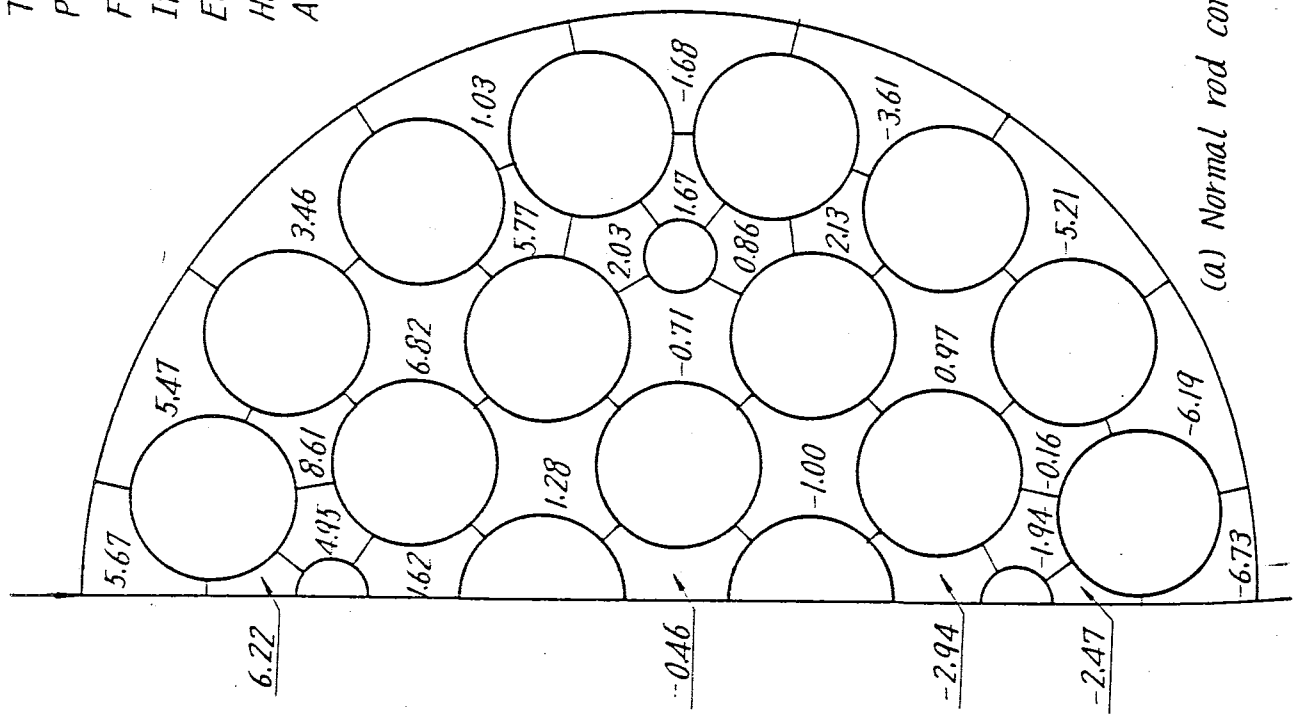


Fig. 8.4-13 Steam quality distribution at exit of heated section



-6.73

(b) Abnormal rod dislocation

Fig. 8.4-13 Steam quality distribution at exit of heated section

Test section : 28-3R

Pressure : 70 ata

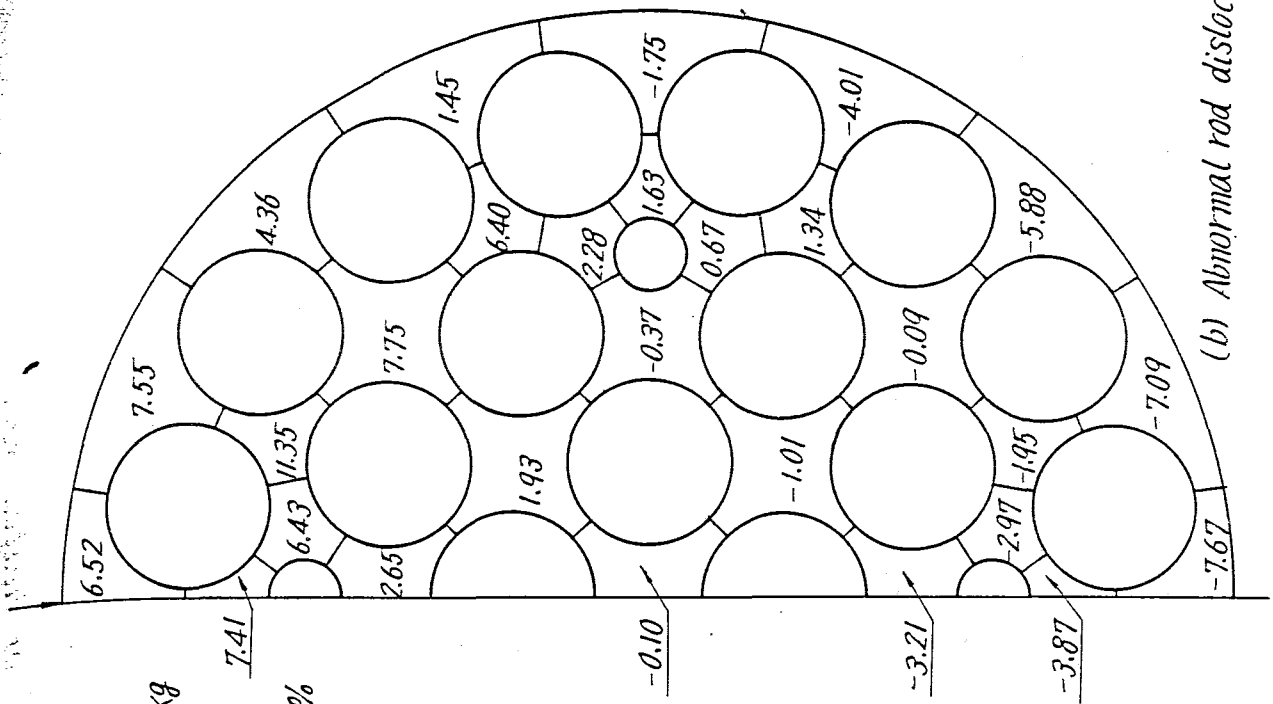
Flow rate : 30 t/h

Inlet subcooling : 100 kcal/kg

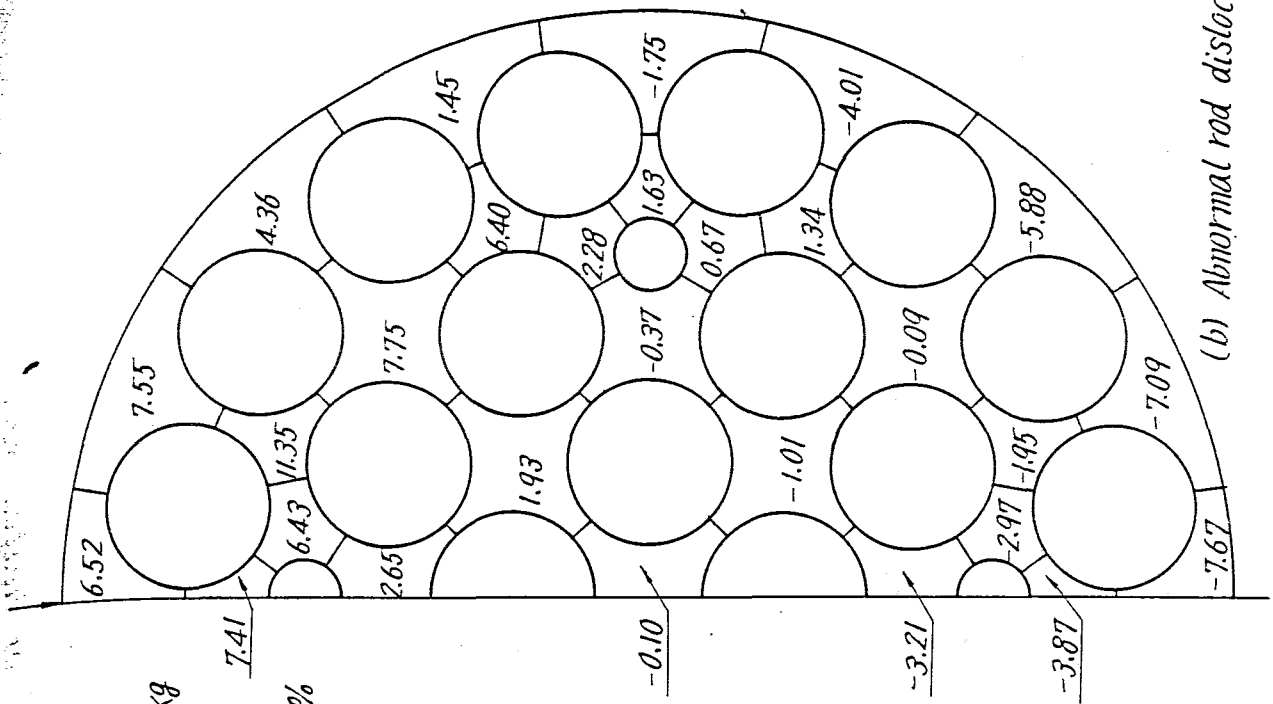
Eccentricity : 1.0 mm

Heating power : 6.73 MW

Average exit quality : 25.99 %



(a) Normal rod configuration



(b) Abnormal rod dislocation

Fig. 8.4-14 Steam quality distribution at exit of heated section

Test section : 28-3R  
 Pressure : 70 atg  
 Flow rate : 30 t/h  
 Inlet subcooling : 150 kcal/kg  
 Eccentricity : 1.0 mm  
 Heating power : 7.78 MW  
 Average exit quality : 20.54 %

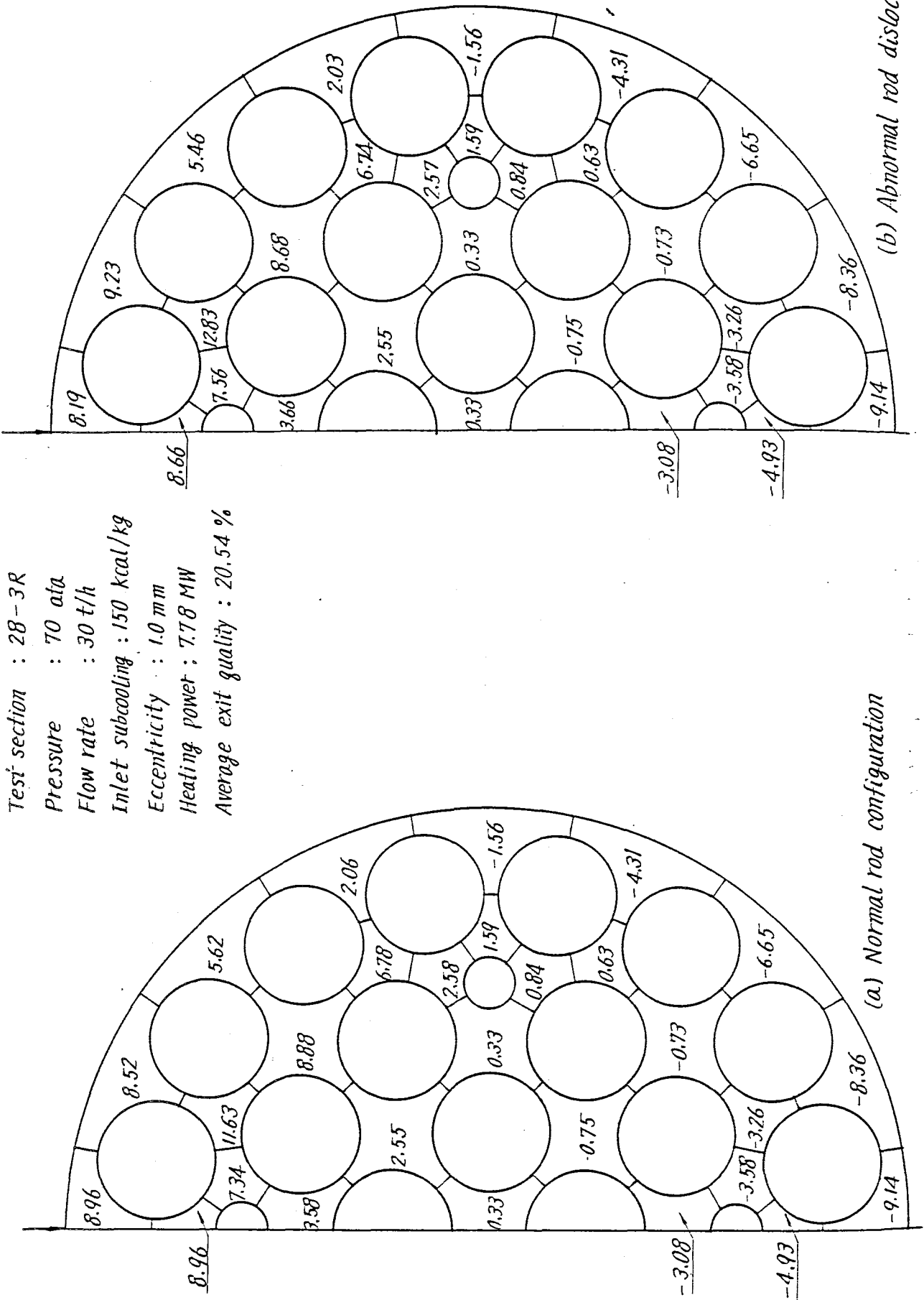
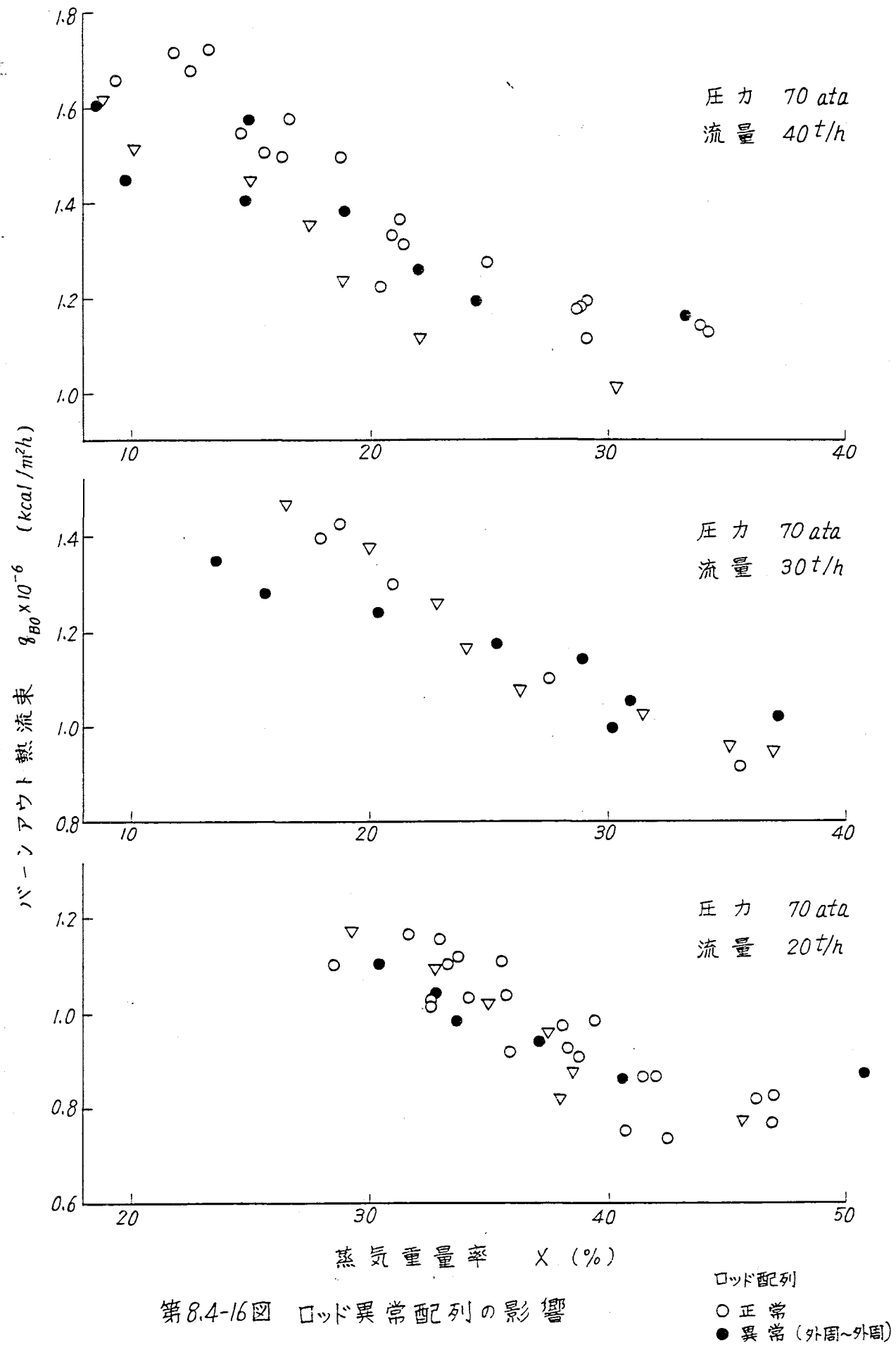


Fig 8.4-15 Steam quality distribution at exit of heated section

7.14 (b) Abnormal rod dislocation

Fig 8.4-15 Steam quality distribution at exit of heated section



第8.4-16図 ロッド異常配列の影響

## 8.5 「ふげん」燃料体バーンアウトに及ぼす燃料体偏心の影響について

### 1 ま え が き

圧力管型動力炉では、燃料体を圧力管に装荷する上で、両者の間に多少のギャップが必要になる。「ふげん」の場合には最大1.2 mmのギャップが見込まれており、圧力管に燃料が装荷された状態では、その分だけガタがあることになる。最も極端な場合として、そのガタの分だけ燃料全体が一つの方向に偏ることが可能性として考えられる。

そこで、模擬圧力管のフランジ間に固定するようになっている板状スペーサーを使って燃料体が偏心した状態を作り出し、バーンアウト熱流束に及ぼす影響について調べた。

### 2 実 験 装 置

実験には、加熱電力14 MWの「大型熱ループ」を使用した。

#### 2.1 装 置 本 体

装置は Fig 8.5-1 に示したように蒸気ドラム、予冷器、テスト部、ポンプ、高圧凝縮器および加熱電源設備などの主要な機器で構成されており、最高圧力100 kg/cm<sup>2</sup>、最高温度310℃、最大流量80 t/h の純水を循環できるようになっている。テスト部で発生した蒸気は、蒸気ドラムで分離後、高圧凝縮器で復水するが、その際、伝熱量を加減することによって系の圧力が調節される。

テスト部の入口温度は予冷器と予熱器（加熱電力1.2 MW）で伝熱量を制御して、所定の温度に設定される。加熱電源には、24相のSCR変圧整流装置（7590 KVA 2基）を使用し、負荷時タップ調整変圧器（15,000 KVA）と連動で任意の電力に調整することができる。最大電流80 KA、最大印加電圧は175 V、最大加熱電力は14 MWである。

#### 2.2 テ ス ト 部

ループにはテスト部が2基並列に設置されているが、このバーンアウト実験では、Fig 8.5-2 に示すテスト部を1基使用した。耐圧容器には圧力管に相当する内筒が収められ、その内筒には260 mm間隔でフランジがついており、電気絶縁性のパッキンを介して、Fig 8.5-4、Fig 8.5-5 に示す板厚1.5 mmの板状スペーサーが Fig 8.5-3 に示す配置で狭み込まれている。板状スペーサーは実物のリング型スペーサーとは形状が異なり、グリッド状をしている四角形の枠の中に、模擬燃料棒がロッド間隙±0.1 mmの精度でセットされる。使用したテスト部は、「ふげん」四次、五次試作燃料と同じ形状寸法の燃料配列で、主要寸法は次の通りである。

圧力管内径	1 1 7. 8 mm
燃 料 棒 外 径	1 6. 4 6 mm

23

最小間隙	2.1 mm
圧力管 - 燃料棒間隙	3.1 mm
スペーサタイロッド外径	9.0 mm
発熱長	3700 mm
ロッド出力分布	; 1.17 / 0.82 / 0.70
軸方向出力分布	; 均一

必要に  
ま荷さ  
分だけ  
て燃料

燃料体を偏心させるために板状スペーサの組立用治具孔の位置を変化させて、偏心ゼロ、0.6 mm、1.0 mmの3通りに設定した。その際、偏心の方向が燃料体全長にわたって同じになるという最も極端な状態を模擬した。Fig 8.5-6には、3通りの偏心に対する燃料体断面の各サブチャンネルの水力直径を示した。水力直径の最も小さいサブチャンネルは外層燃料棒とスペーサタイロッドに囲まれたサブチャンネルであるが発熱面を考慮すると、外層と中間層燃料棒に囲まれたサブチャンネルであり、後述のように実験後焼損位置を調べるとその部分でのバーンアウトが最も起り易いようである。圧力管と外層燃料棒に囲まれたサブチャンネルは偏心の影響を直接受けて、0.6 mmの偏心の場合水力直径は最大11%減、1.0 mm偏心の場合18%減少する。テスト部の発熱長さは実物と同じ3.7 mで、三層に配列された燃料棒の出力分布は「ふげん」の初期炉心を模擬したが、軸方向には均一発熱である。

高圧凝  
cm<sup>2</sup>, 最  
ト部で  
を加減

### 3. 実験方法

実験には通常の定常バーンアウト実験と同じ方法を用いた。

すなわち、系の圧力、流量、入口温度を所定の値に保持しながらテスト部加熱電力を徐々に増加させ、各燃料棒に装着したブリッジ式のバーンアウト検出器のいずれか1個が設定値に到達すれば加熱電力を部分低減または全遮断するという方法で実験を行なった。

バーンアウト検出器はあらかじめ実際に較正試験を行なって、模擬燃料棒の表面にかすかにバーンアウトの跡が残り、しかも、へこみやその他の損傷が一切生じないような感度に設定した。

実験後は、テスト部を分解して、燃料棒の表面に残った跡からバーンアウト発生位置を調べた。

主な実験条件は次の通りである。

圧力	70 ata
流量	40, 30, 20 t/h
入口温度	150 ~ 275 °C
蒸気重量率	1.4 ~ 6.2 %
燃料体偏心	0, 0.6, 1.0 mm

所定  
A2基)  
すると  
Wであ  
  
Fig  
められ  
て、  
るに示  
なり、  
でセッ  
燃料配

#### 4. 実験結果および考察

圧力管を模擬した内筒に板状スペーサを狭み込んで燃料体の偏心量を3通りに変え上記の範囲で流量および入口水温を設定した状態でバーンアウト熱流束を測定した。

Fig 8.5-8 ~ Fig 8.5-10は各流量毎に実験データを蒸気重量率に対してプロットしたものであり、Fig 8.5-7にはこれらのデータを偏心ゼロのデータで規準化して偏心の影響を見易く図示した。これらの図から明らかなように、わずか0.6mmの偏心によってバーンアウト熱流束はいずれの流量の場合も約20%低下し、1.0mmの偏心では最大28%も低下することがわかった。

Fig 8.5-11は、燃料体偏心が蒸気重量率の分布にどのような影響を及ぼすかを調べるためにサブチャンネル解析コード(COBR A-II)を使って計算した結果の一例を流量30 t/hの場合について図示したものである。偏心ゼロの場合は蒸気重量率の断面平均値が21.9%に対して各サブチャンネルの蒸気重量率の偏差は極めて少なく、最大3.3%であるが、燃料体が0.6mm偏心すると、燃料体が偏心した例の外層と中間層に囲まれたサブチャンネルの偏差は10.4%に増大する。従って0.6mmの偏心によって蒸気重量率が6.1%増加したことになる。バーンアウト熱流束は、蒸気重量率に対しては単調減少の傾向を一般に示すからその勾配(実験によれば $0.03 \times 10^6 \text{ Kcal/m}^2\text{h}/\%$ )からバーンアウト熱流束の低下率を算定すると偏心ゼロの場合にくらべて約13%低下することになる。同様の方法で1.0mmの偏心の最大偏差量12.7%からバーンアウト低下率を算定すると18%となり、Fig 8.5-7の結果と傾向が一致することが確認できた。

以上のことから、燃料体の偏心によって冷却材の蒸気重量率の分布に大きな偏差を生じ、それによってバーンアウト熱流束が低下することが明らかになった。

実験後、テスト部を解体してバーンアウト発生位置を調べたところ発熱終端に最も近いスペーサのすぐ上流側の Fig 8.5-12 に示す断面の位置であることが分った。偏心ゼロの場合には、熱流束の高い外層の燃料棒のすべてが同じようにバーンアウトしているのに対して、偏心した場合には、偏心でせまくなった側に偏ってバーンアウトが発生しており、上記の冷却材の偏りの状態を裏付けているものといえよう。

#### 5. 結 論

「ふげん」燃料の実物大模擬テスト部を使ってバーンアウト実験を行ない、燃料体偏心の影響について次のような結論を得た。

- (1) 燃料体が0.6mm偏心するとバーンアウト熱流束は15~22%低下し、1.0mmの偏心では20~28%低下する。
- (2) 燃料体の偏心によって冷却材の分布が大きく偏り、局部的に蒸気重量率が高くなる部分を生ずる結果バーンアウト熱流束が低下する。



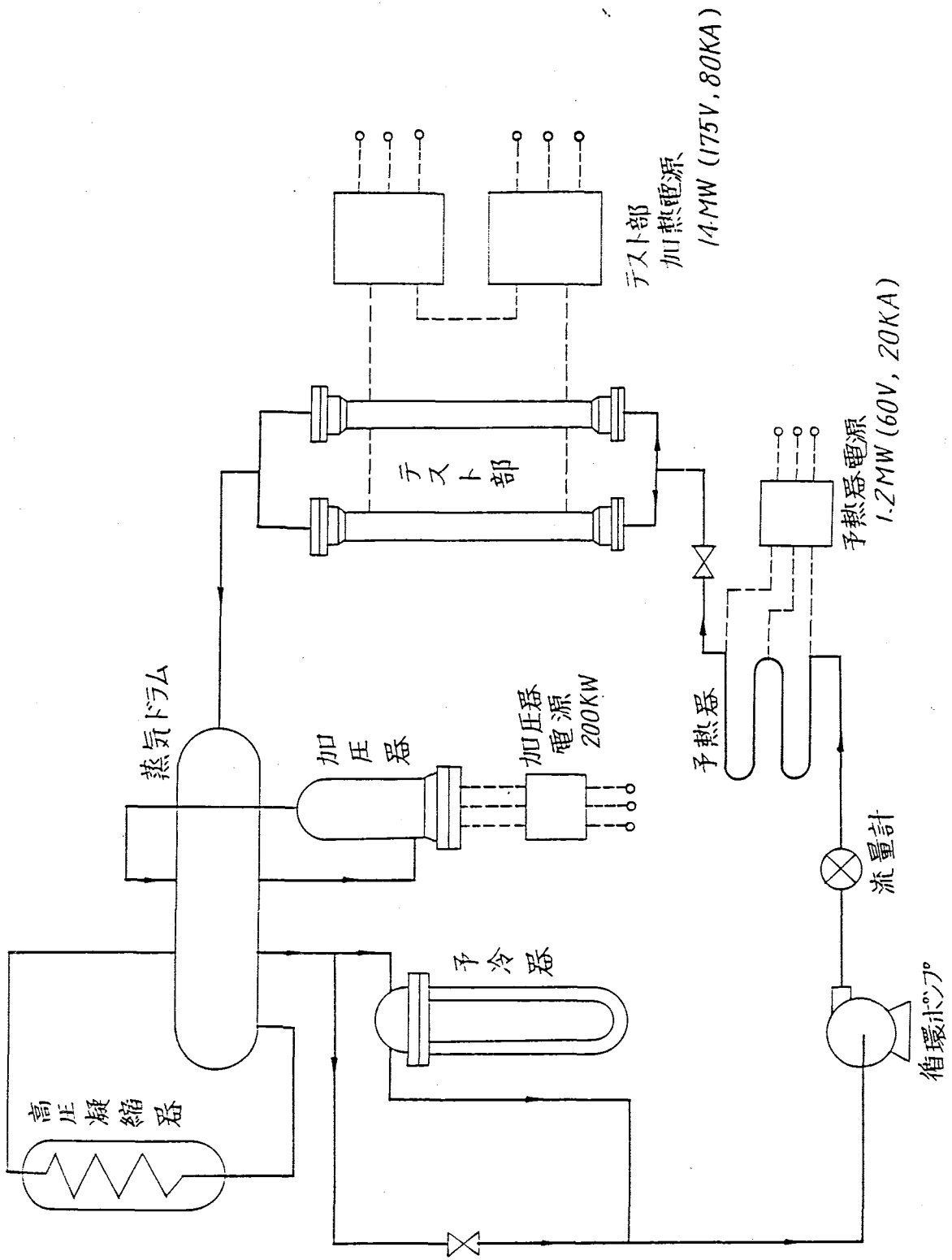


Fig. 8.5-1 大型熱ループフローシート

記の範  
 ットし  
 の影響  
 ンアウ  
 すると  
 べるた  
 30  
 が2.19  
 , 燃料  
 の偏差  
 になる。  
 配(実  
 と偏心  
 偏差量  
 傾向が  
 し, そ  
 いスペ  
 の場合  
 て, 偏  
 冷却材  
 心の影  
 心では  
 部分を

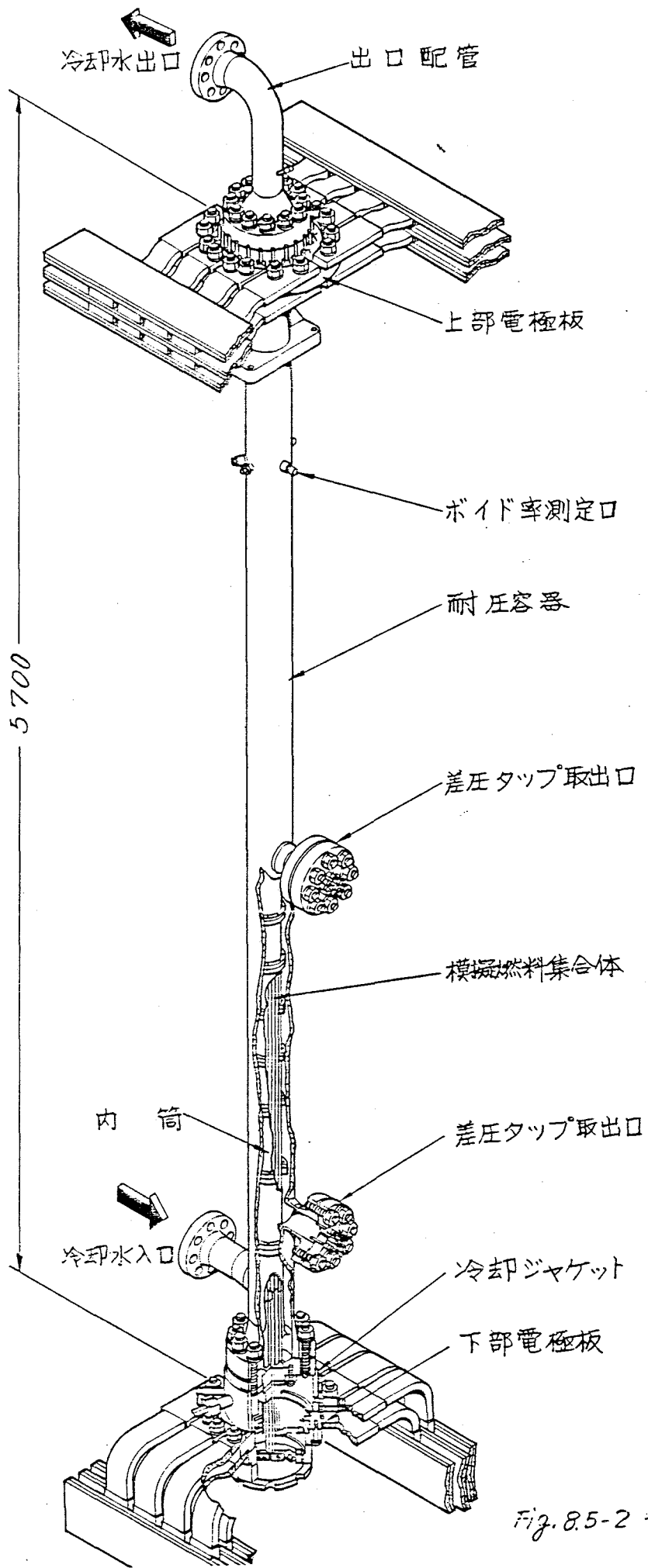
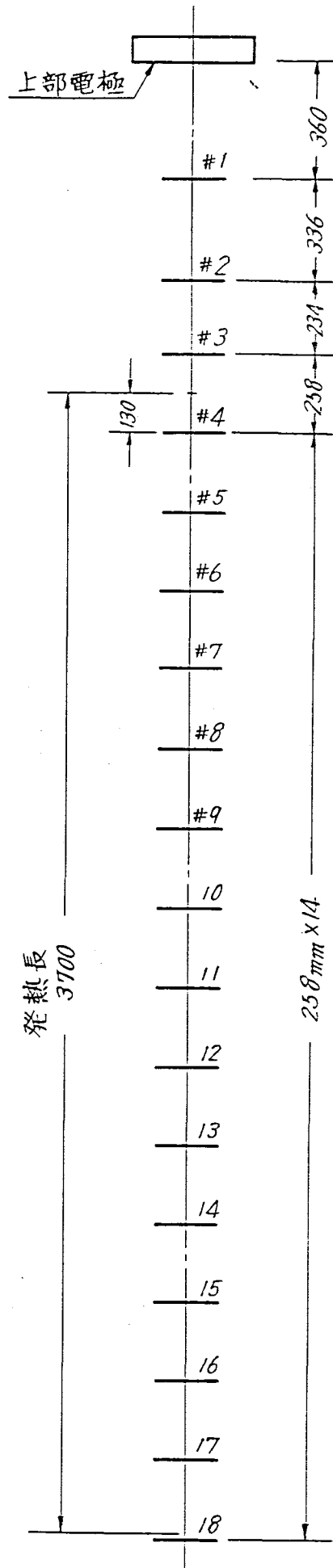


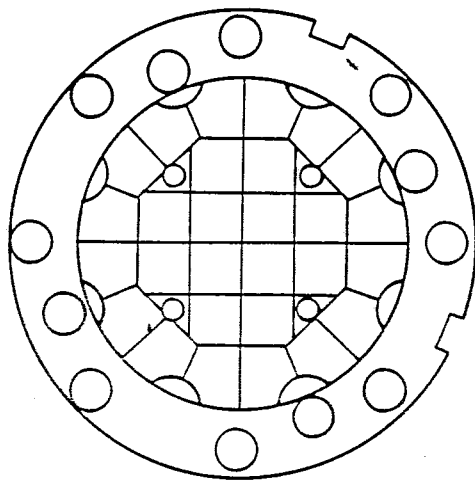
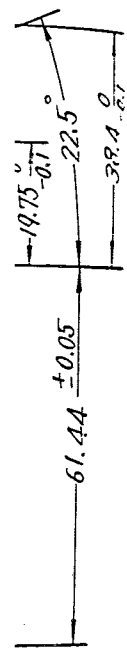
Fig. 8.5-2 テスト部



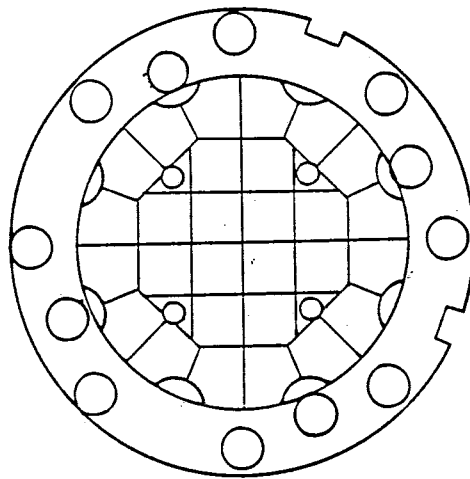
Fig 8.5-3 スペーサ配置図 (28-7P)



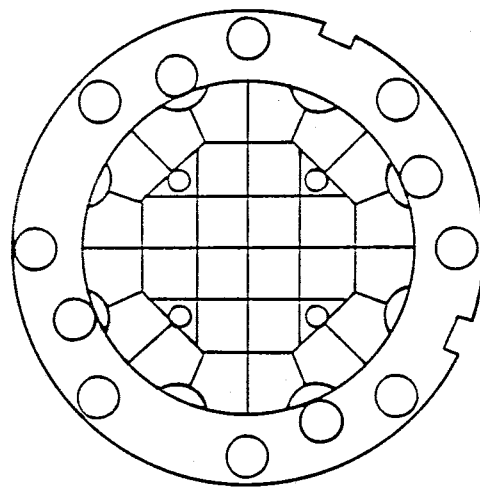




(c) 偏心 1.0 mm



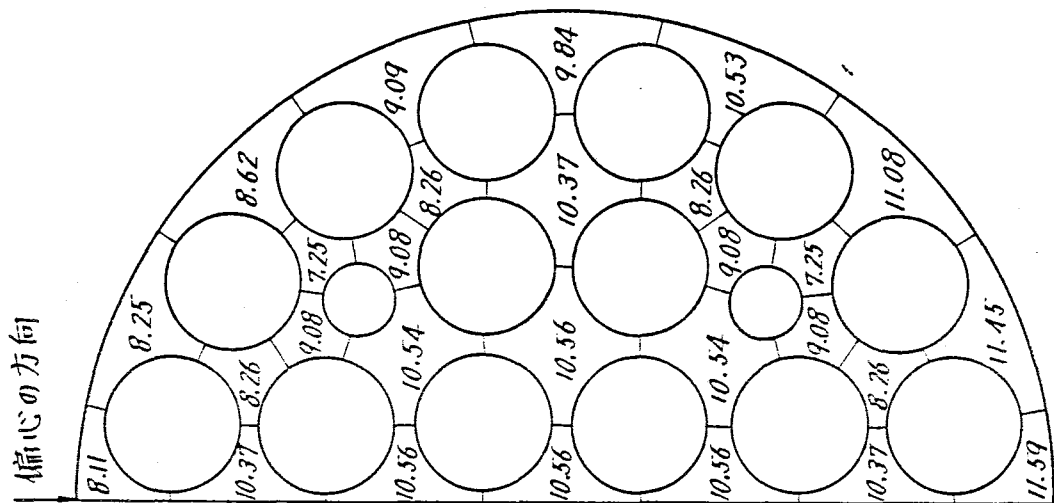
(b) 偏心 0.6 mm



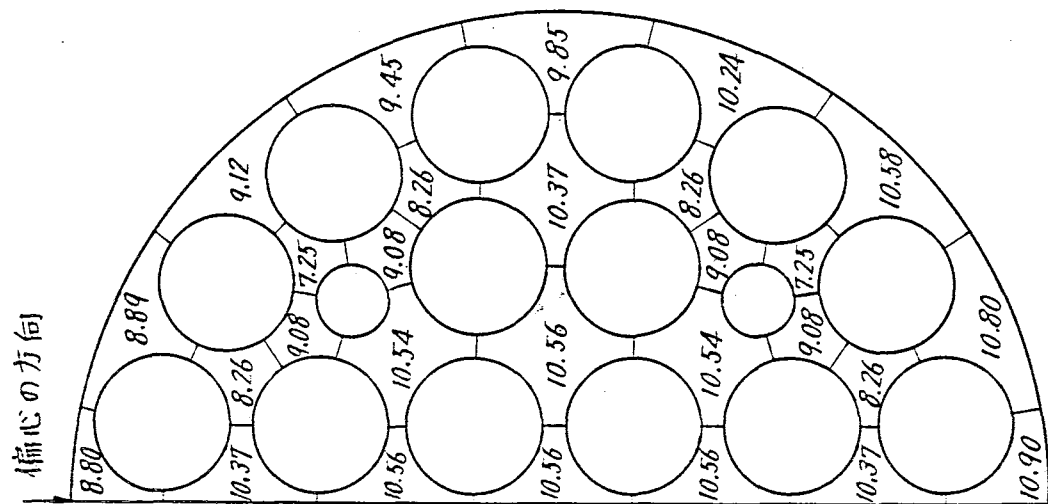
(a) 偏心 0 mm

Fig. 8.5-5 実験用板状スペーサ (板厚: 1.5 mm)

型式: 28-7P



(a) 偏心 0 mm



(b) 偏心 0.6 mm

偏心  
の  
方  
向

偏心  
の  
方  
向

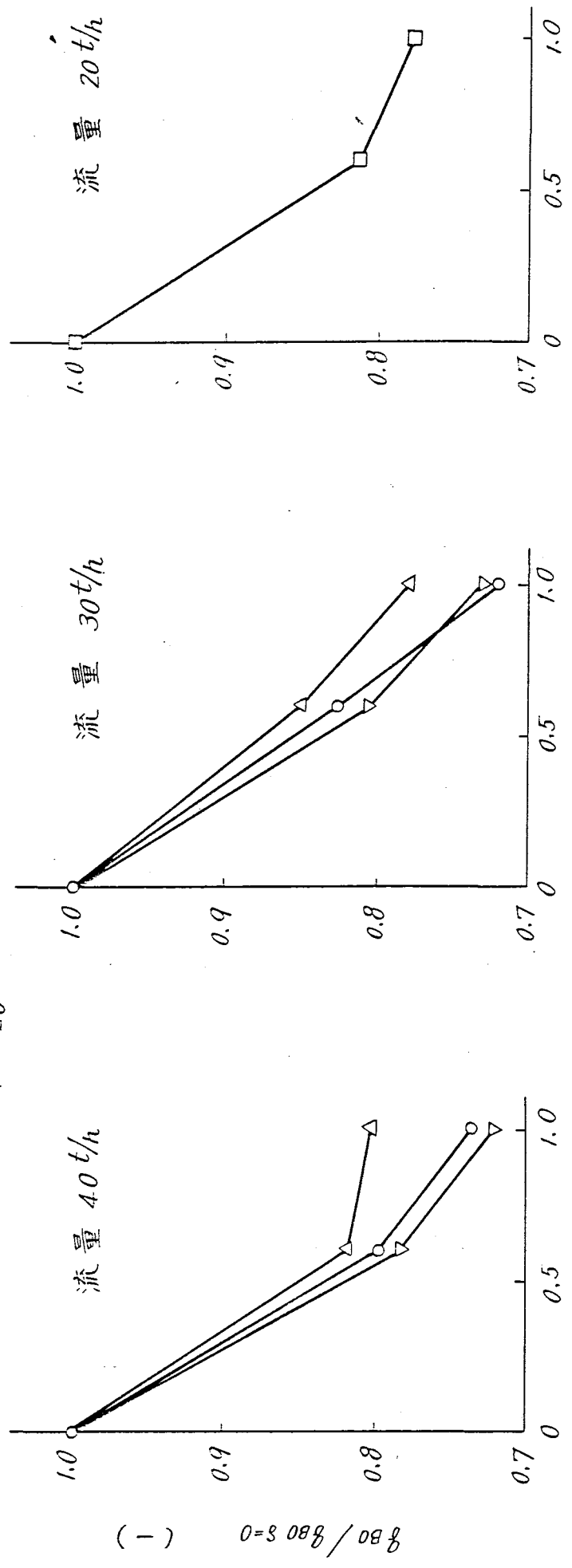
(c) 偏心 1.0 mm

(単位・mm)

Fig 8.5-6 燃料体サブチャンネルの水力直径 (五次試作燃料)  
断面平均水力直径  $De = 9.71$  mm

Fig 8.5-6 燃料体サブチャンネルの水力直径 (五次試作燃料) 断面平均水力直径  $De = 9.71 \text{ mm}$

蒸気重量率  
 出力分布  
 圧力 : 70 ata  
 軸方向 : 均一  
 径方向 : 1.17/0.82/0.70



燃料体偏心率 δ (mm)

Fig 8.5-7 燃料体偏心率の影響 (四次試作燃料)

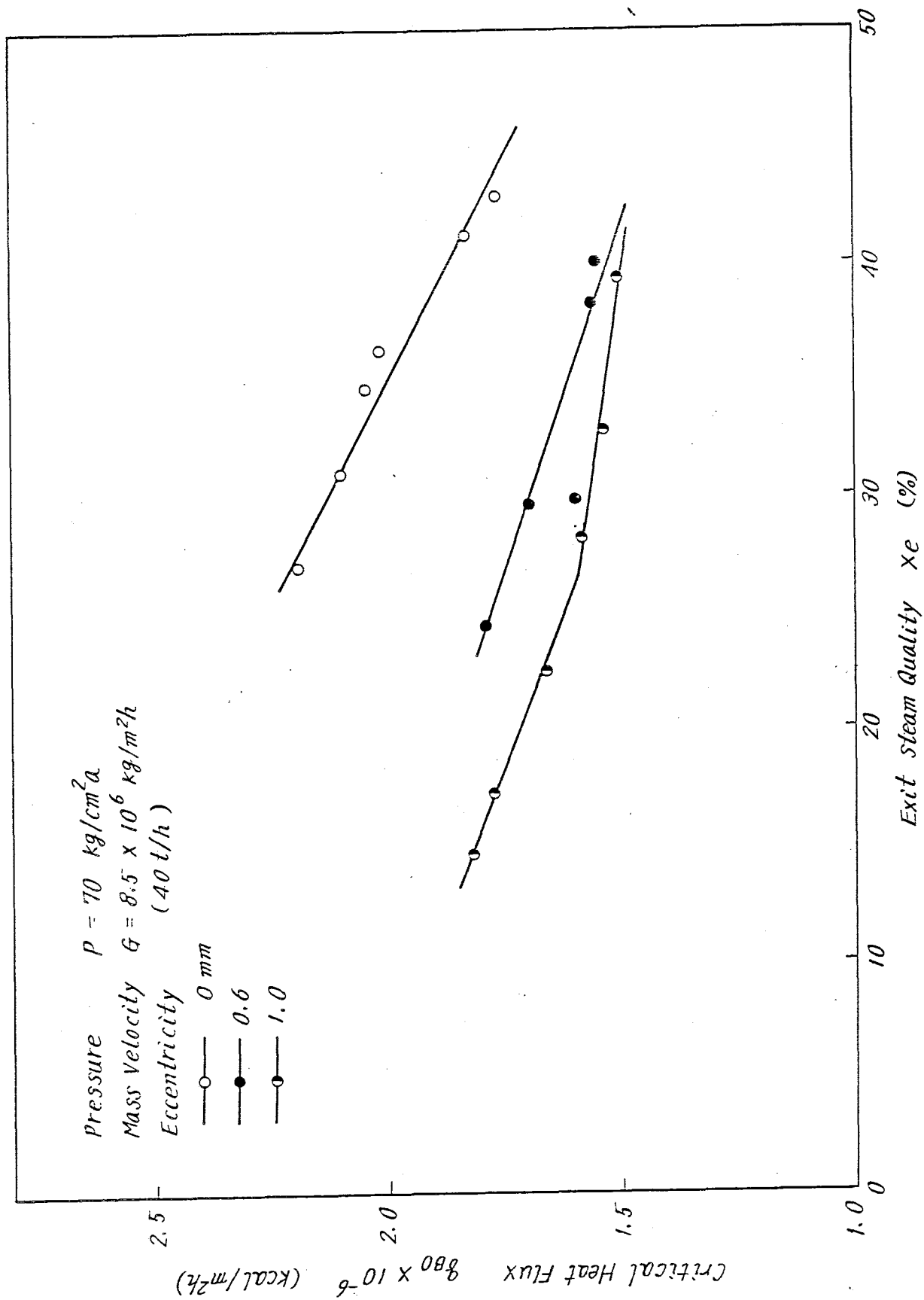


Fig 8.5-8 The effect of the eccentric fueling

1. 2. 3. 4. 5. 6. 7. 8. 9. 10. 11. 12. 13. 14. 15. 16. 17. 18. 19. 20. 21. 22. 23. 24. 25. 26. 27. 28. 29. 30. 31. 32. 33. 34. 35. 36. 37. 38. 39. 40. 41. 42. 43. 44. 45. 46. 47. 48. 49. 50. 51. 52. 53. 54. 55. 56. 57. 58. 59. 60. 61. 62. 63. 64. 65. 66. 67. 68. 69. 70. 71. 72. 73. 74. 75. 76. 77. 78. 79. 80. 81. 82. 83. 84. 85. 86. 87. 88. 89. 90. 91. 92. 93. 94. 95. 96. 97. 98. 99. 100.

Fig. 8.5-8 The effect of the eccentric fueling

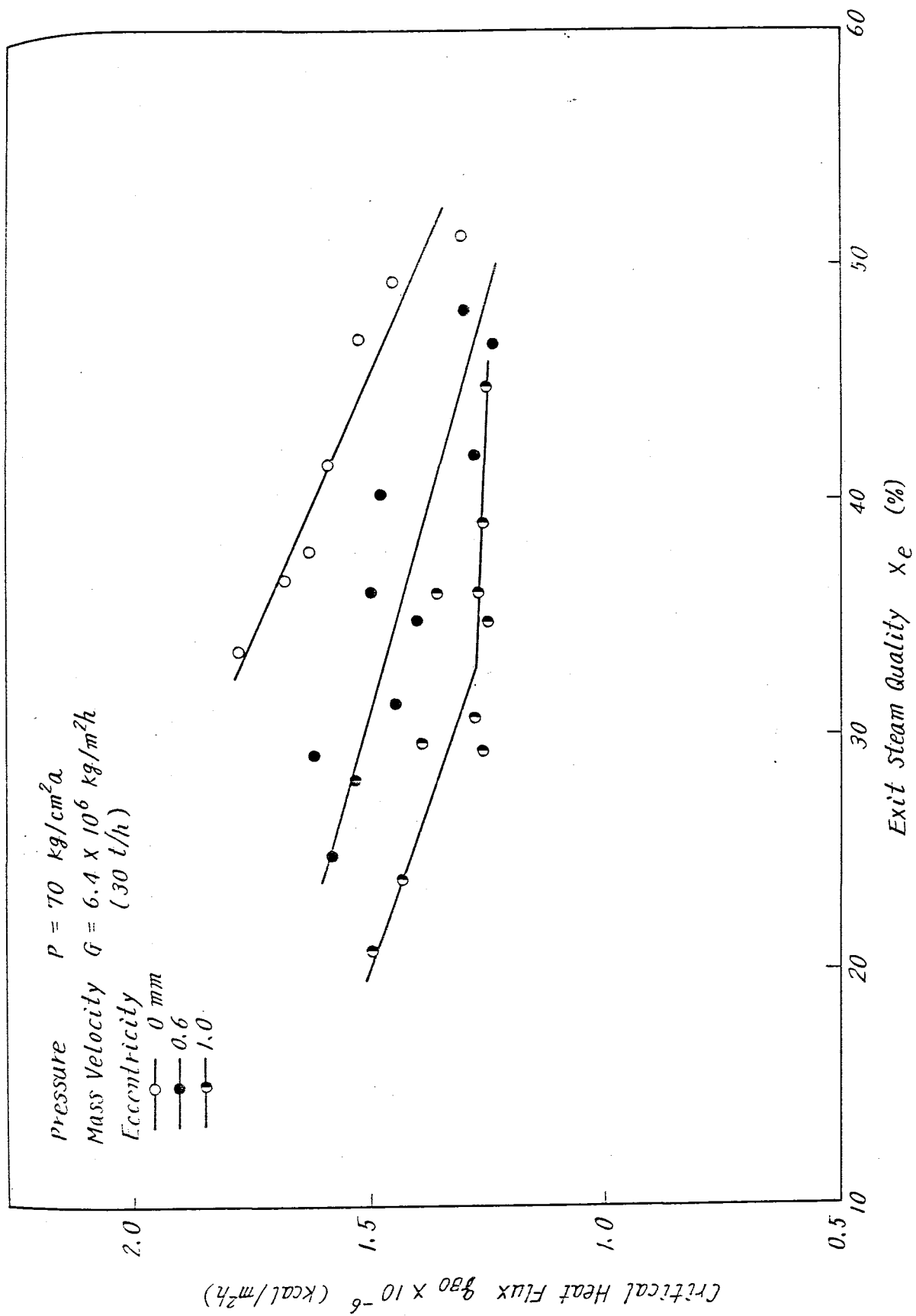


Fig. 8.5-9 The effect of the eccentric fueling

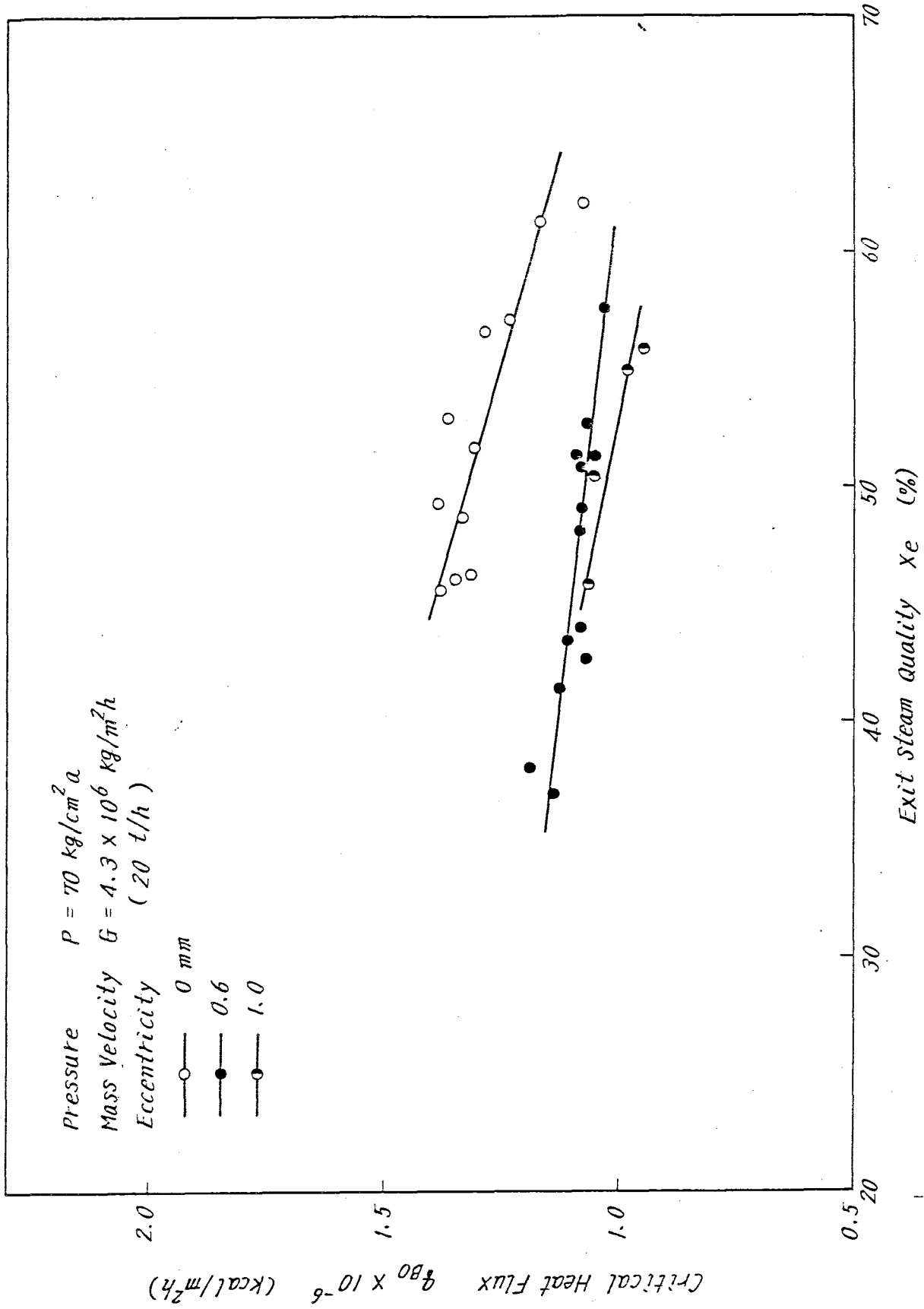


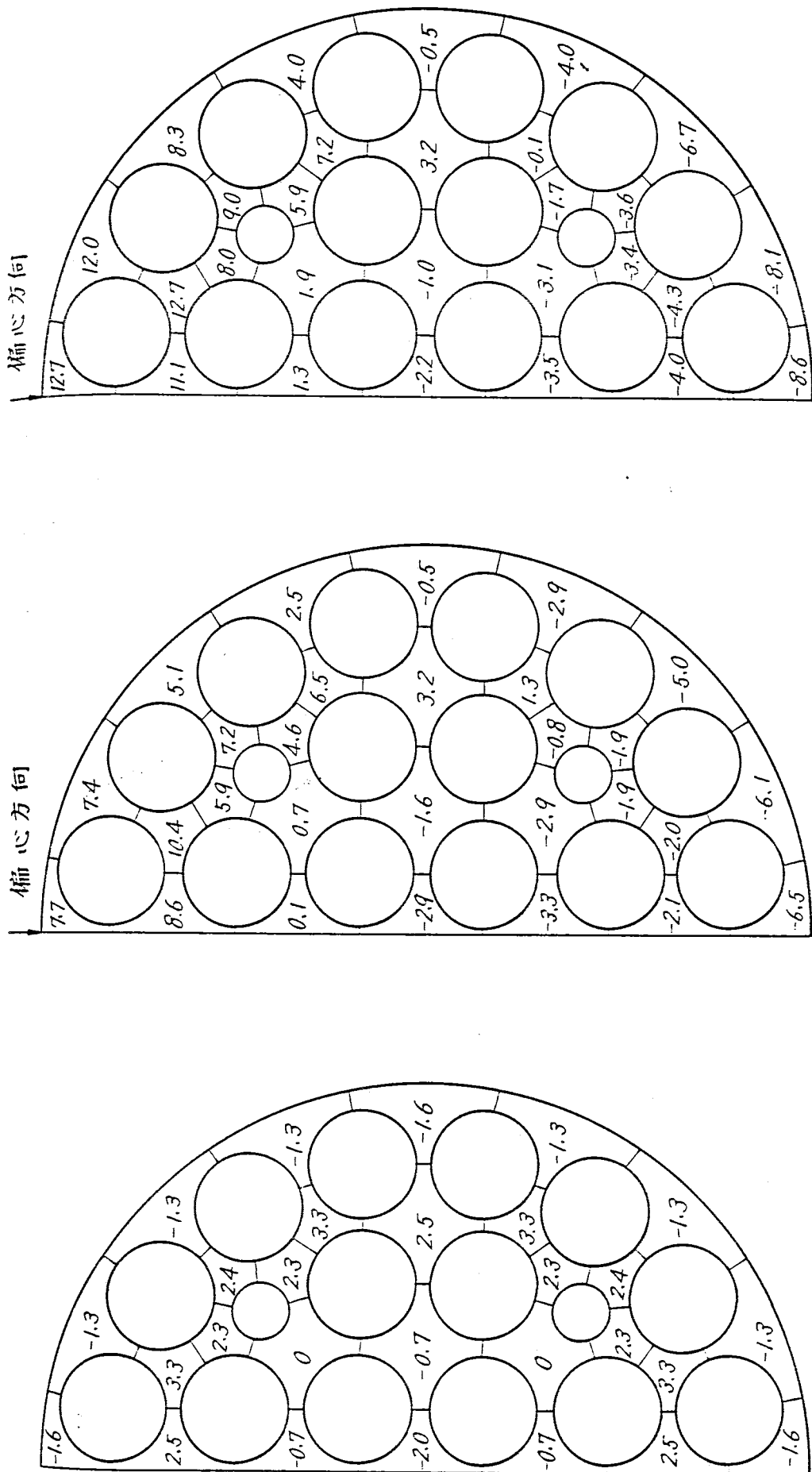
Fig 8.5-10 The effect of the eccentric fueling

偏心方向

偏心方向



Fig 8.5-10 The effect of the eccentric fuelling



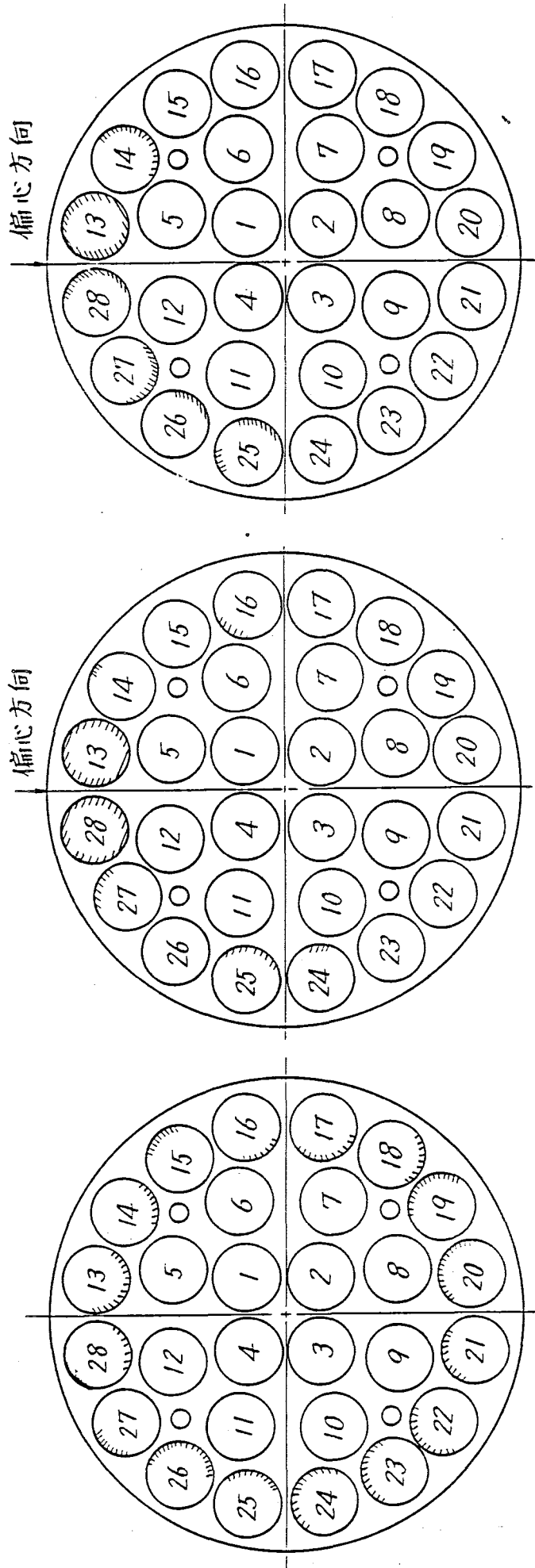
(a) 偏心 0 mm

(b) 偏心 0.6 mm

(c) 偏心 1.0 mm

(単位: %)

Fig 8.5-11 出口蒸気重量率の偏差量分布 (断面平均値 21.9 %) 流量 30 t/h



(c) 偏心 1.0 mm

(b) 偏心 0.6 mm

(a) 偏心 0 mm

Fig 8.5-12 バーンアウト発生位置 (五次試作燃料)

ロッド出力分布 1.17/0.82/0.70.

## 8.6 プラント動特性解析について

### 1 ま え が き

通常運転時に種々の外乱が加わった場合、並びに発電所の耐用期間中に予期しなければならぬ事故のうち主要なものを取りあげ、その過渡変化に対するプラント動特性解析を行ない、プラントの安定性を確認した。

なお、動特性解析コードのモデルは、前回使用したものと全く同じである。

### 2 解析に使用した投入外乱の種類

プラントの安定性を確認するため、外乱として次のものを用いた。

- (1) 再循環ポンプ1台および4台停止
- (2) タービン負荷変動
- (3) 反応度外乱（炉出力制御系の応答）
- (4) 蒸気ドラム水位設定値の変更
- (5) 圧力設定値の変更

### 3 解析の結果

#### (1) 再循環ポンプ1台および4台停止

原子炉運転中に原子炉再循環ポンプが電氣的または機械的故障により1台または4台停止した場合を想定して解析した結果を第8.6-1図および第8.6-2図に示す。

本解析において、1ループのポンプ1台が瞬時に停止した場合、再循環ポンプ流量が90%以下になると原子炉がスクラムされ出力の減少とともに表面熱流束および燃料温度が低下する。

また、最小限界熱流束比は事故後約1秒で最小となるが1.5以下になることはない。

原子炉が定格出力で運転中全ループの再循環ポンプが同時にトリップし、炉がスクラムした場合の解析結果を第8.6-2図に示す。最小限界熱流束比は事故後約2秒で最小となるが1.7以下になることはないので、燃料棒の健全性がそこなわれることはない。

#### (2) タービン負荷変動

第8.6-3図、第8.6-4図に100%負荷そり失時におけるタービンバイパス弁作動時、不作動時の結果を示す。

この結果、いずれの場合も蒸気ドラム圧力高でスクラムが働き出力は急激に減少するが、蒸気ドラム圧力はさらに上昇し、逃し安全弁が作動する。バイパス弁不作動時に蒸気ドラム圧力は7.75  $\text{kg}/\text{cm}^2\cdot\text{g}$  に達し徐々に低下する。また、最小限界熱流束比は、いずれの場合も事故後約4秒で最小となるが1.8以下になることはない。

但し、実際には120%出力でスクラムが働くので本解析より楽になる。

(3) 反応度外乱（炉出力制御系の応答）

原子炉出力10%減少に相当する反応度外乱を与えた場合の解析結果を第8.6-5図に示す。この結果、中性子束は反応度変化に呼応して瞬時に減少するが、徐々に回復して約20秒で整定する。

(4) 蒸気ドラム水位設定値の変更

蒸気ドラム水位設定値を5cm変更させたときの特性を第8.6-6図に示す。この結果より、蒸気ドラム水位は約1分後に安定に所定の設定水位となる。

(5) 圧力設定値の変更

第8.6-7図に結果を示すように、圧力設定値を1kg/cm<sup>2</sup>・g減少したため、タービン加減弁が一時的に僅か開き、タービン蒸気流量が増加する。これと蒸発量との差により、蒸気ドラム圧力が減少する。圧力が減少すると圧力調整器入力の回復により、蒸気流量も徐々に回復する。

なお、中性子束は圧力低下に伴うボイド増加のため減少し、約10秒後に約5%減少するが、その後、回復し約20秒でほとんど整定する。

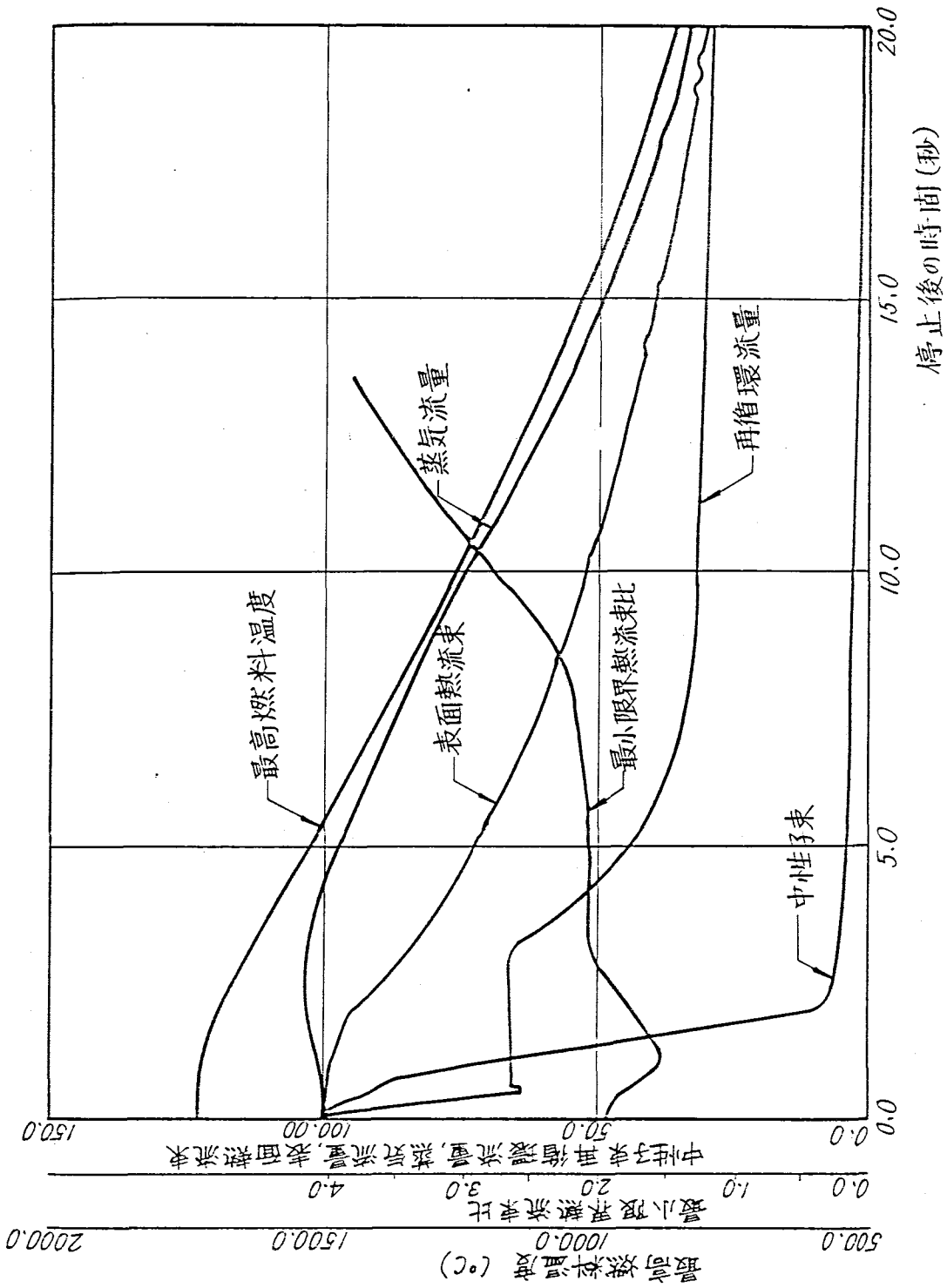
以上の解析結果によると、運転中の制御棒操作、蒸気ドラム水位、圧力変化および負荷変動など、通常運転中に予想される外乱に対して本プラントは十分安定であることがわかる。

変更前後の反応度係数を第8.6-1表に示す。

第8.6-1表 反応度係数\*

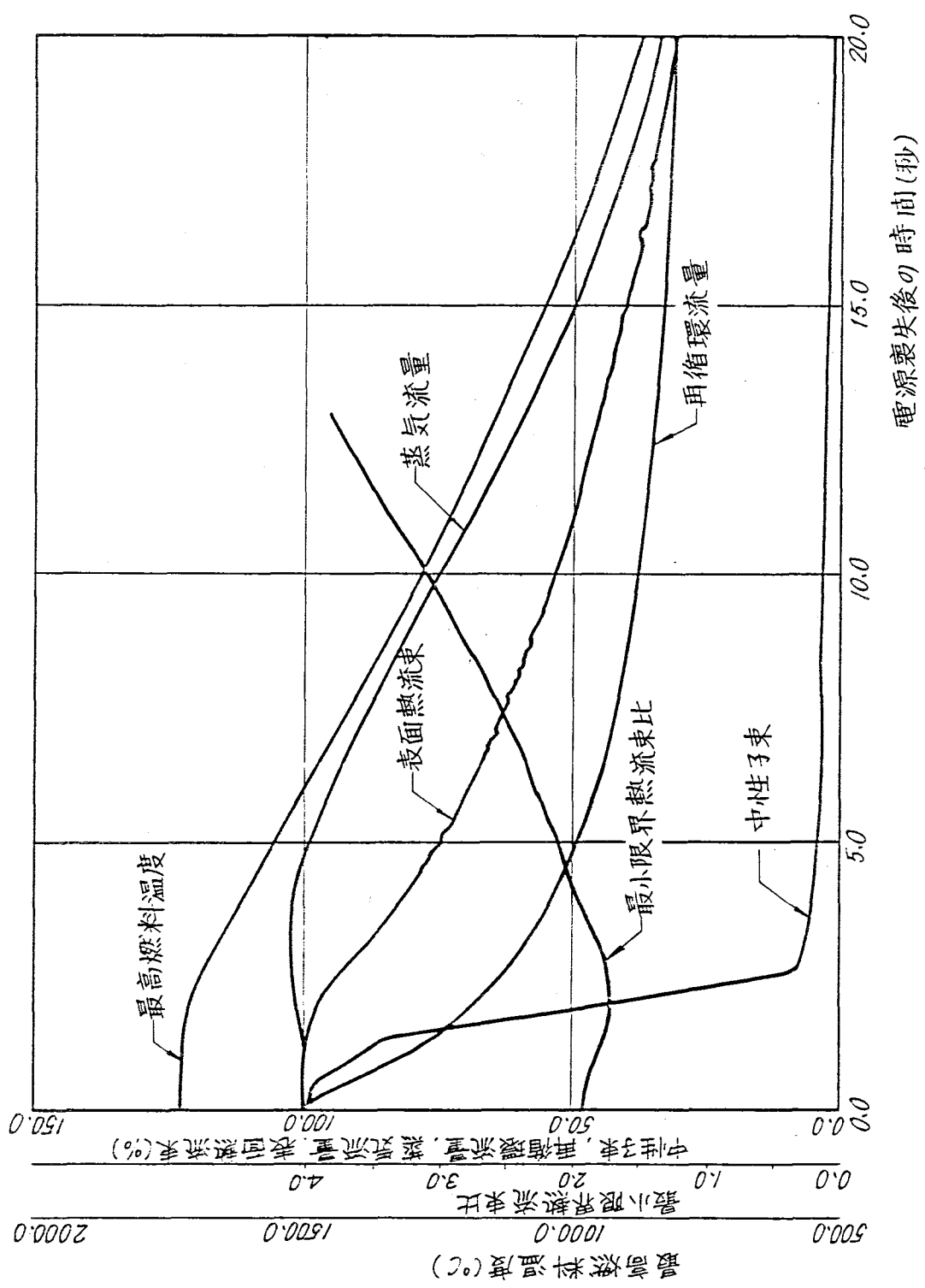
|  | 変更前                   | 変更後                   |
|--|-----------------------|-----------------------|
| 燃料体温度係数<br>( $\Delta k/k / ^\circ C$ ) | $-1.6 \times 10^{-5}$ | $-1.6 \times 10^{-5}$ |
| 冷却材ボイド係数<br>( $\Delta k/k / \%ボイド$ )   | $-1.2 \times 10^{-4}$ | $-2.0 \times 10^{-4}$ |
| 冷却材温度係数<br>( $\Delta k/k / ^\circ C$ ) | $-4.0 \times 10^{-5}$ | $-4.0 \times 10^{-5}$ |
| 減速材温度係数<br>( $\Delta k/k / ^\circ C$ ) | $1.4 \times 10^{-4}$  | $1.1 \times 10^{-4}$  |
| 出力係数<br>( $\Delta k/k / \Delta P/P$ )  | $-6.5 \times 10^{-3}$ | $-8.1 \times 10^{-3}$ |

\* 初期炉心、定格出力における値を示す。



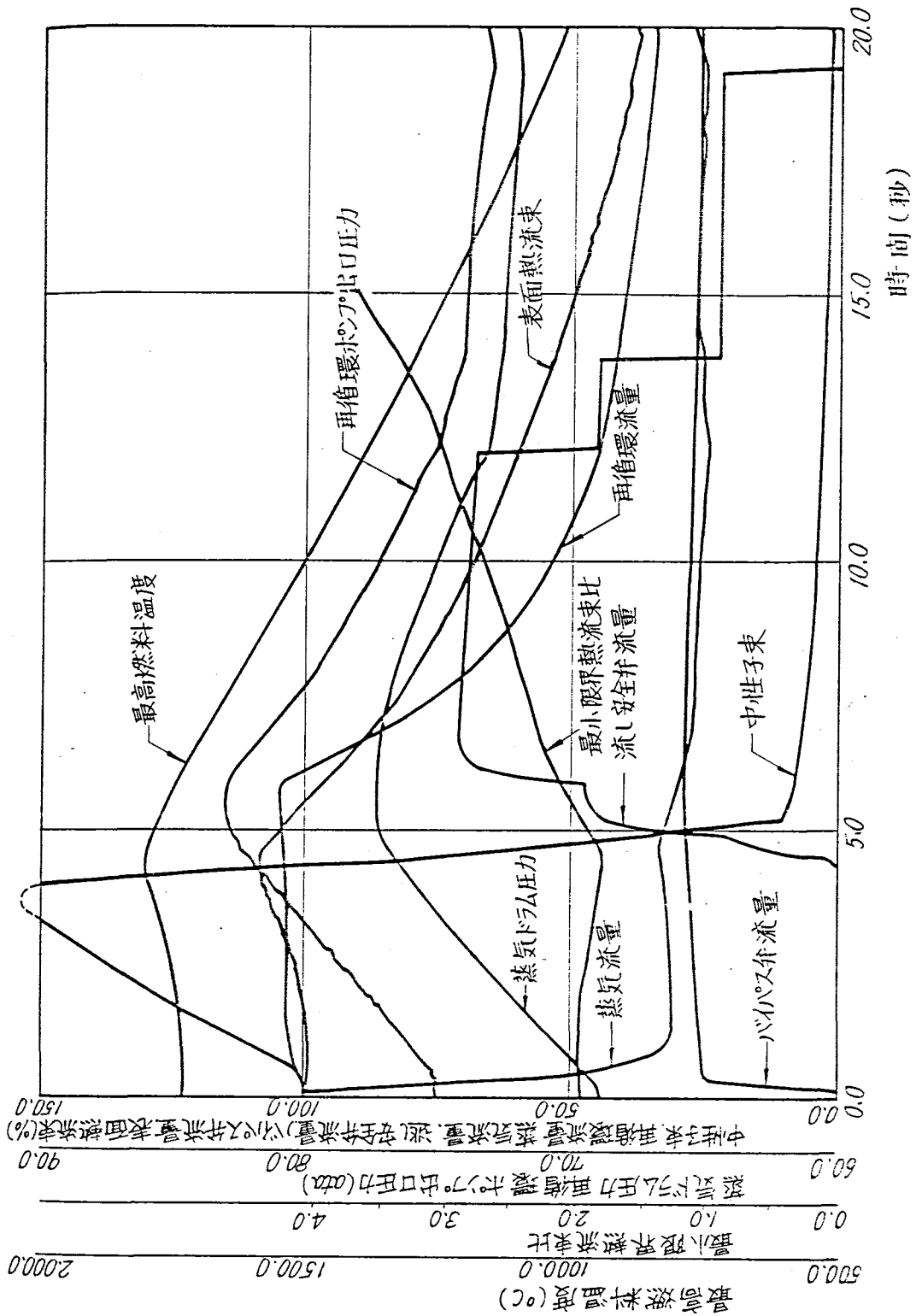
第8.6-1図 再循環ポンプ(1台)機械的停止

図に示  
約20  
果より,  
イン加  
蒸気  
余々に  
減少す  
時変動

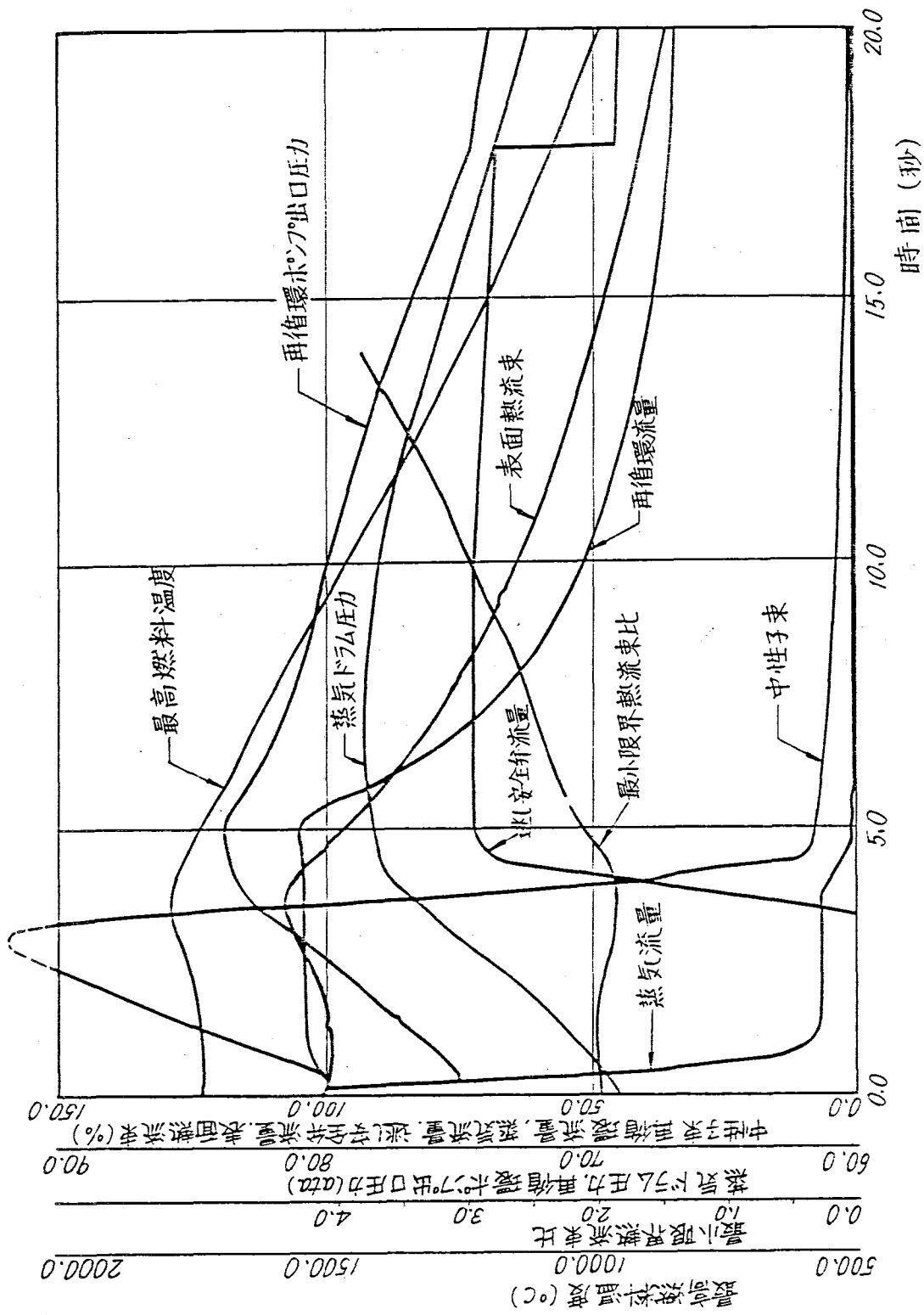


第8.6-2図 再循環ポンプ(4台)電源喪失

第8.6-2図 再循環ポンプ(4台)電源喪失



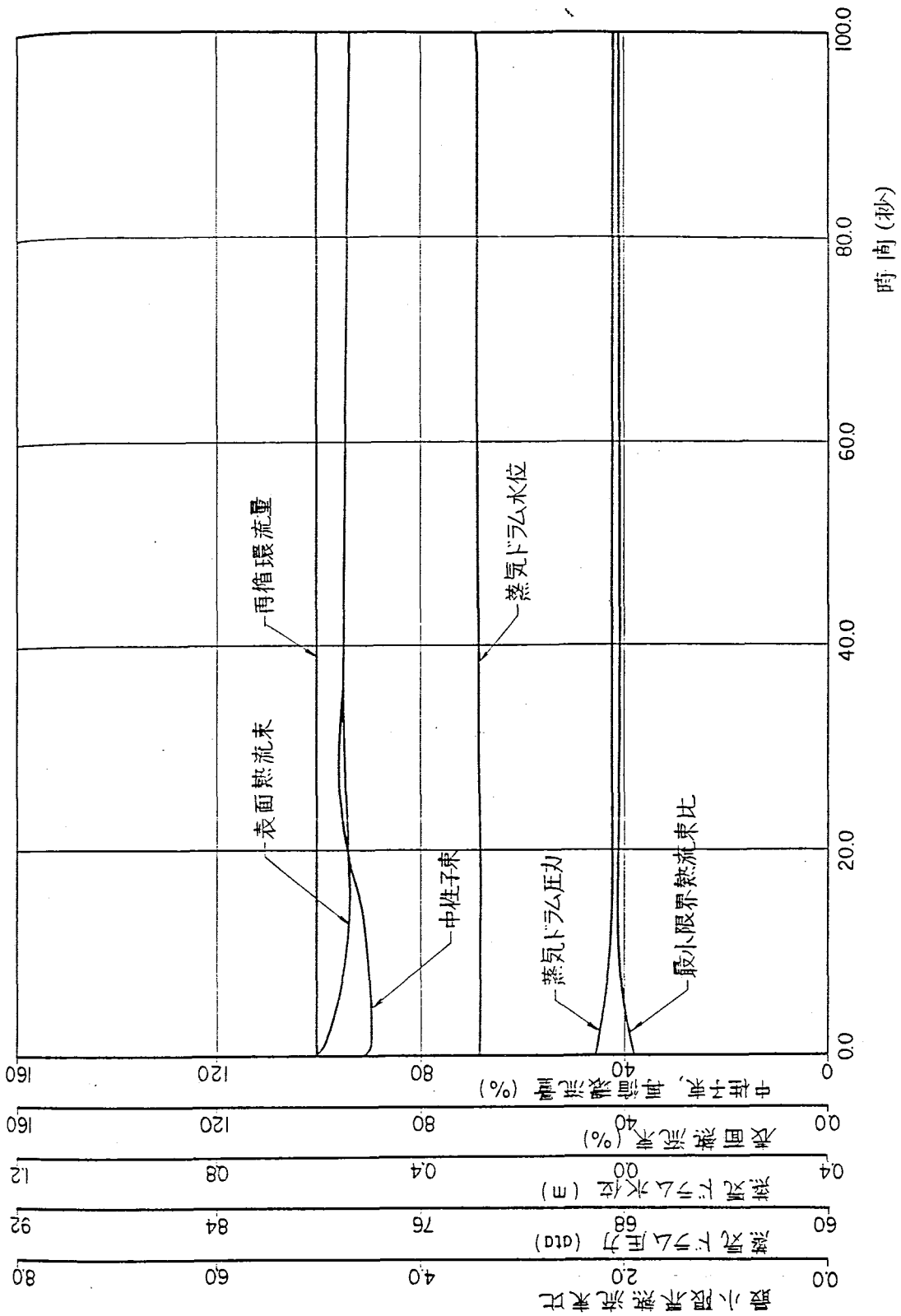
第8.6-3図 タービン主基止弁閉鎖 (24%バイパス弁作動)



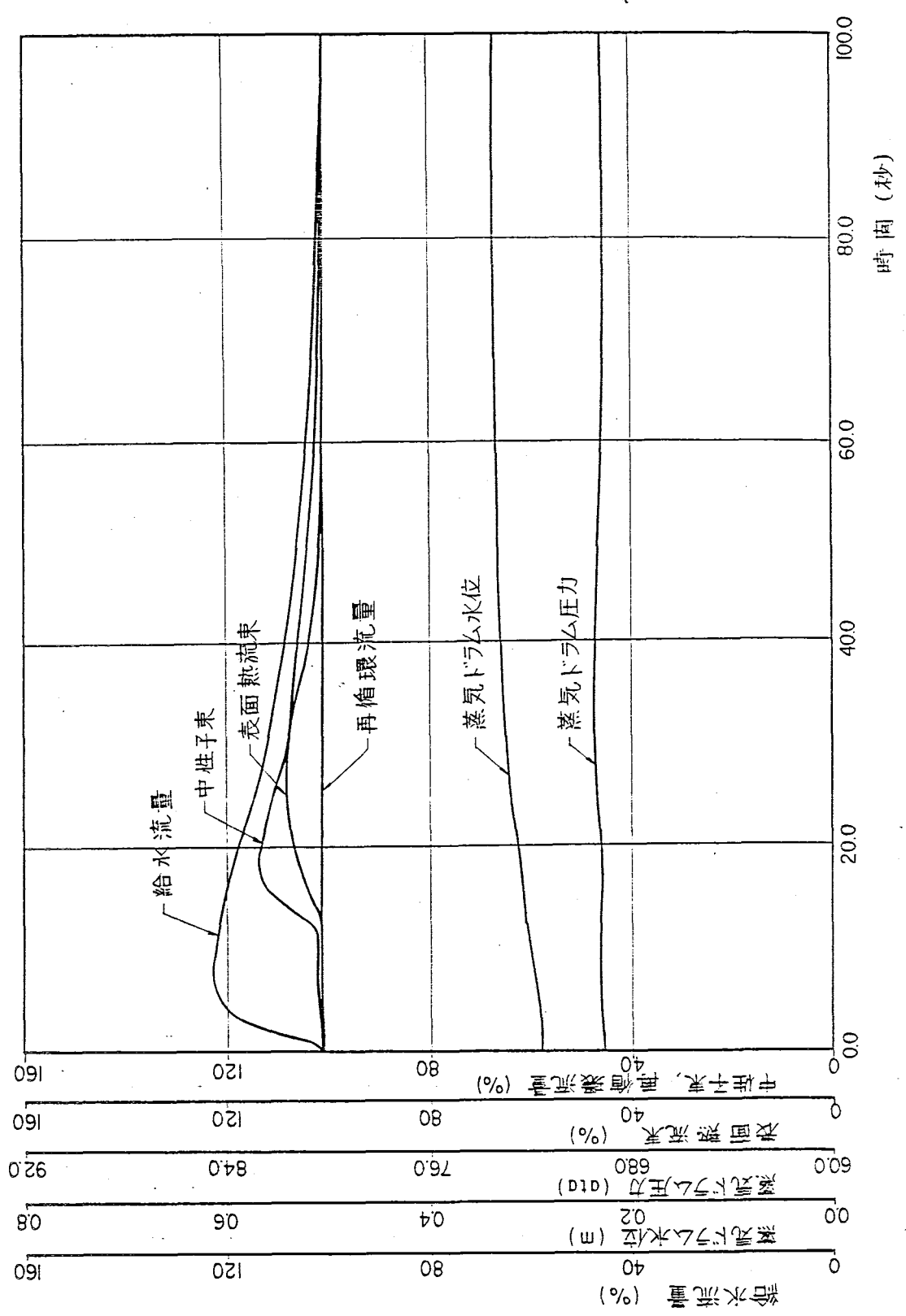
第8.6-4図 タービン主塞止弁閉鎖 (バイパス弁不動作)



第8.6-4図 タービン主塞止弁閉鎖 (バイパス弁不動作)

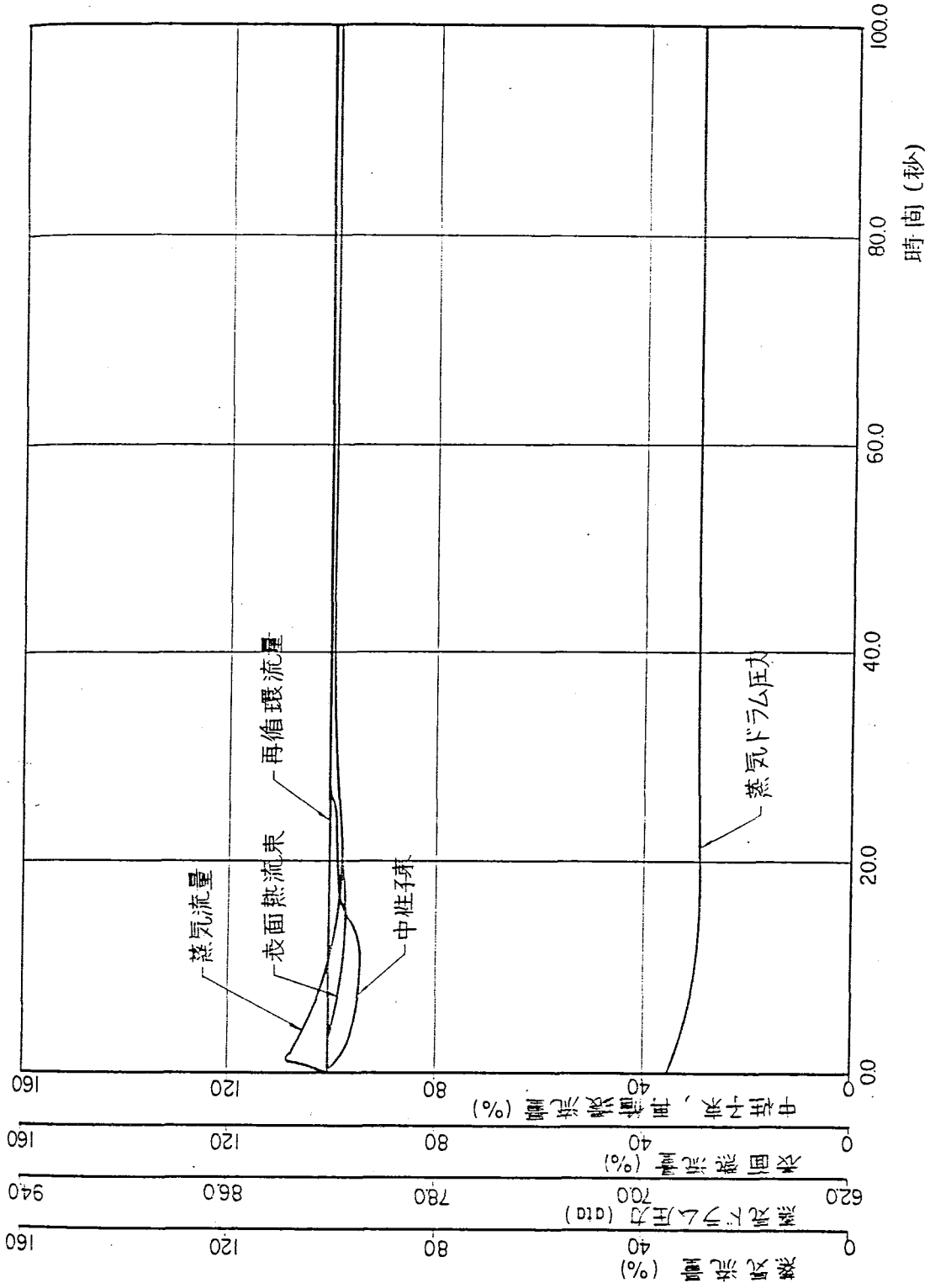


第8.6-5図 炉出力10%減少に相当する反応度外乱に対する応答



第8.6-6図 水位設定値0.05 mの変更に対する応答

第8.6-6図 水位設定値0.05mの変更に対する応答



第8.6-7図 圧力設定値1atmの変更に対する応答

## 9. 平常時および事故時の被ばく線量評価

105-18-訂1  
105-18-訂1-付  
105-18-訂1-追3  
105-15  
105-15-追1  
105-15-付1  
105-15-付2

## 9.1 気体廃棄物による被ばく線量

### 1.1 希ガスによる被ばく線量

#### 1.1.1 希ガス放出量

気体廃棄物の発生源は、1)空気抽出器系排ガス、2)タービングランド蒸気系排ガス、3)炭酸ガス系排ガス、4)建屋換気系排ガス、および5)格納容器換気系排ガス、6)ヘリウム系排ガス、7)復水器真空ポンプによる炉起動・停止時の排ガスに大別される。このうち、前4者は通常運転中に連続的に発生し、廃棄されるものであり、各系統ごとに放射能の減衰処理を施したのち、排気筒から大気に放出される。

ヘリウム系排ガス、格納容器系排ガスおよび復水器真空ポンプ系排ガスは間欠的に発生するものである。排ガス中の希ガス放射能は燃料破損の最悪の場合を考慮して30分減衰換算値100 mCi/secとする。

#### 1) 空気抽出器系排ガス

活性炭式希ガスホールドアップ装置に排ガスを通気させて、クリプトンを40時間以上、キセノンを27日以上保持して排ガス中の放射能を大巾に低減させ排気筒から大気放出する。

この時に用いる排ガス中の放射性希ガスの放出率は0.17 mCi/secであり、またその組成は拡散混合希ガスのモデルに基づいており、核種別の実効エネルギーとその構成を第9.1-1表に示す。この値を平常被ばく評価の際の前提条件とする。また、炉内の水と空気が放射化されて生成する核種を第9.1-2表に示すが、非常に生成量が僅かであるので線量計算では無視する。

#### 2) タービン・グランド蒸気系排ガス

主蒸気流量の約900分の1をタービン・グランド蒸気系蒸気流量とする。したがって空気抽出器系排ガス出口とタービングランド蒸気系排ガス出口の放射能比は約900分の1となる。排気筒入口までの間に15分間減衰させる減衰管を設けて排ガス中の放射能を減衰させてから大気に放出する。グランド蒸気復水器中のおもな核種とその放出率推定値を第9.1-1表および第9.1-2表に示す。希ガス放出率は0.17 mCi/sec(実効エネルギー:0.057 Mev)であるほか、表から明らかのように放射化生成物の放射能はきわめて少ない。

第9.1-1表

拡散混合希ガスの核種別実効エネルギーと構成

| 核種               | 半減期      | 収率 <sup>1)</sup><br>(%) | 核種別実効エネルギー<br>(MeV) <sup>3)</sup> |                | 0 min                   |        | 30 min                  |        | グランドシール系通過後<br>(15 min)    |        | 活性炭式希ガスホールド<br>アップ装置通過後 <sup>2)</sup> |        |
|------------------|----------|-------------------------|-----------------------------------|----------------|-------------------------|--------|-------------------------|--------|----------------------------|--------|---------------------------------------|--------|
|                  |          |                         | E <sub>r</sub>                    | E <sub>β</sub> | キュリー数                   | 存在比(%) | キュリー数                   | 存在比(%) | キュリー数                      | 存在比(%) | キュリー数                                 | 存在比(%) |
| Kr-83m           | 186 h    | 0.48                    | 8.4 × 10 <sup>-4</sup>            | 0              | 0.003                   | 0.06   | 0.002                   | 2.0    | 0.003                      | 1.8    | 1.47 × 10 <sup>-9</sup>               | 0      |
| Kr-85            | 10.3 y   | 0.3                     | 0.002                             | 0.25           | 8.75 × 10 <sup>-6</sup> | 0      | 8.75 × 10 <sup>-6</sup> | 0      | 8.75 × 10 <sup>-6</sup>    | 0      | 8.75 × 10 <sup>-6</sup>               | 5.2    |
| Kr-85m           | 4.4 h    | 1.5                     | 0.16                              | 0.24           | 0.006                   | 0.12   | 0.0058                  | 6.1    | 0.006                      | 3.9    | 1.10 × 10 <sup>-5</sup>               | 6.5    |
| Kr-87            | 78 m     | 2.7                     | 1.00                              | 1.3            | 0.021                   | 0.42   | 0.016                   | 16.3   | 0.018                      | 11.8   | 1.15 × 10 <sup>-11</sup>              | 0      |
| Kr-88            | 2.8 h    | 3.7                     | 1.70                              | 0.39           | 0.019                   | 0.4    | 0.017                   | 17.2   | 0.018                      | 11.9   | 8.8 × 10 <sup>-7</sup>                | 0.5    |
| Kr-89            | 3.2 m    | 4.6                     | 1.12                              | 1.7            | 0.175                   | 3.54   | 2.55 × 10 <sup>-4</sup> | 0.2    | 0.006                      | 4.3    | 0                                     | 0      |
| Kr-90            | 33 sec   | 5.2                     | 1.5                               | 0.9            | 0.475                   | 9.62   | 0                       | 0      | 0                          | 0      | 0                                     | 0      |
| Kr-91            | 10 sec   | 3.7                     | 0                                 | 1.5            | 0.621                   | 12.57  | 0                       | 0      | 0                          | 0      | 0                                     | 0      |
| Kr-92            | 3.0 sec  | 2.7                     | 0                                 | 0              | 0.820                   | 16.6   | 0                       | 0      | 0                          | 0      | 0                                     | 0      |
| Kr-93            | 2.0 sec  | 1.3                     | 0                                 | 0              | 0.483                   | 9.78   | 0                       | 0      | 0                          | 0      | 0                                     | 0      |
| Kr-94            | 1.4 sec  | 0.6                     | 0                                 | 0              | 0.266                   | 5.39   | 0                       | 0      | 0                          | 0      | 0                                     | 0      |
| Xe-131m          | 12.0 day | 0.03                    | 0.004                             | 0.14           | 1.55 × 10 <sup>-5</sup> | 0      | 1.55 × 10 <sup>-5</sup> | 0.01   | 0                          | 0      | 3.27 × 10 <sup>-6</sup>               | 1.9    |
| Xe-133           | 5.27 day | 6.5                     | 0.04                              | 0.1            | 0.005                   | 0.1    | 0.005                   | 5.0    | 0.005                      | 3.2    | 1.46 × 10 <sup>-4</sup>               | 85.9   |
| Xe-133m          | 2.3 day  | 0.16                    | 0.03                              | 0.15           | 1.89 × 10 <sup>-4</sup> | 0      | 1.88 × 10 <sup>-4</sup> | 0.19   | 0                          | 0.1    | 5.51 × 10 <sup>-8</sup>               | 0      |
| Xe-135           | 9.2 h    | 6.2                     | 0.24                              | 0.33           | 0.018                   | 0.36   | 0.017                   | 17.3   | 0.018                      | 11.4   | 7.56 × 10 <sup>-24</sup>              | 0      |
| Xe-135m          | 15 min   | 1.8                     | 0.42                              | 0.099          | 0.031                   | 0.63   | 0.008                   | 8.1    | 0.016                      | 10.3   | 0                                     | 0      |
| Xe-137           | 3.8 min  | 5.9                     | 0.15                              | 1.7            | 0.203                   | 4.11   | 9.85 × 10 <sup>-4</sup> | 0.98   | 0.014                      | 9.2    | 0                                     | 0      |
| Xe-138           | 17 min   | 5.5                     | 0.98                              | 0.94           | 0.09                    | 1.82   | 0.027                   | 26.6   | 0.05                       | 31.8   | 0                                     | 0      |
| Xe-139           | 41 sec   | 4.7                     | 0.32                              | 0              | 0.386                   | 7.81   | 0                       | 0      | 0                          | 0      | 0                                     | 0      |
| Xe-140           | 16 sec   | 3.7                     | 0                                 | 0              | 0.486                   | 9.84   | 0                       | 0      | 0                          | 0      | 0                                     | 0      |
| Xe-141           | 1.7 sec  | 1.8                     | 0                                 | 0              | 0.726                   | 14.70  | 0                       | 0      | 0                          | 0      | 0                                     | 0      |
| Xe-143           | 1 sec    | 0.2                     | 0                                 | 0              | 0.105                   | 2.13   | 0                       | 0      | 0                          | 0      | 0                                     | 0      |
| 合計               |          |                         |                                   |                | 4.94 × 10 <sup>-0</sup> | 100    | 9.97 × 10 <sup>-2</sup> | 100    | 1.54 × 10 <sup>-1</sup> 4) | 100    | 1.7 × 10 <sup>-4</sup>                | 100    |
| r線の実効エネルギー (MeV) |          |                         |                                   |                | 0.25                    |        | 0.80                    |        | 0.77                       |        | 0.057                                 |        |
| β線の実効エネルギー (MeV) |          |                         |                                   |                | 0.43                    |        | 0.63                    |        | 0.79                       |        | 0.11                                  |        |

1) J.O.Blomeke and M.F. Todd : ORNL-2127 Part I. Volume 1 (1957)

2) Kr : 40 h保持, Xe : 27 d保持

3) 核種のエネルギー値は原子炉安全審査会の「被ばく計算に用いる放射線エネルギー」による。

4) グランド蒸気系に約1/900の希ガスが移行するので1.7 × 10<sup>-4</sup> Ci/secとなる。

第9.1-2表 空気抽出系およびタービン・グランドシール蒸気復水器系等の排ガス中に含まれる放射化生成物の核種と放出率推定値 ( $\mu\text{Ci}/\text{sec}$ )

| 核種    | 半減期     | 空気抽出系 |                | グランド蒸気復水器系 | 炭酸ガス系 | ヘリウム系 |
|-------|---------|-------|----------------|------------|-------|-------|
|       |         | (A)   | (B)            | (C)        | (D)   | (E)   |
|       |         | 30分減衰 | 活性炭式希ガスホルダップ装置 | 15分間減衰     | 同左    | 同左    |
| H-3   | 12.46 y | 0     | 0              | 1          | 0     | 0     |
| N-13  | 10 m    | 78    | 0              | 0.3        | 0     | 0     |
| N-16  | 7.38 S  | 0     | 0              | 0          | 0     | 0     |
| N-17  | 4.14 S  | 0     | 0              | 0          | 0     | 0     |
| O-19  | 29 S    | 0     | 0              | 0          | 0     | 0     |
| Ar-37 | 35 d    | 0     | 0              | 0          | 0     | 0     |
| Ar-41 | 109 m   | 1     | 1              | 0          | 0     | 0     |
| 計     |         | 79    | 1              | 1.3        | 0     | 0     |

### 3) 炭酸ガス系排ガス

炭酸ガス系は圧力管とカランドリア管との空間に熱しやへいのため炭酸ガスを供給するもので、ワンス・スルー方式である。しかし、炭酸ガス中に不純物がきわめて少ないので、放射化による生成核種は微量で無視できる。

### 4) 建屋換気系排ガス

建屋換気系からの希ガス放出の原因は原子炉冷却材および主蒸気の漏洩であり、したがって主に各々の系統のバルブ部およびポンプシール部からと考えられる。これらの漏洩率は、液体廃棄物の処理設備の液体廃棄物の発生量の設計値から第9.1-3表の通りとする。

換気系に移行した希ガスについては少なくとも10分の減衰は期待できるので、第9.1-3表の漏洩率および第9.1-4表の放射能濃度を用いて計算した結果、年間約210 Ci・MeVの放出量となる。

第 9.1 - 3 表 漏 洩 率

|         | 原子炉格納容器       | 補 助 建 屋   | タービン建屋    |
|---------|---------------|-----------|-----------|
| 直 接 漏 洩 |               |           |           |
| 蒸 気     | 0.2 t / 日     | —         | 0.2 t / 日 |
| 炉 水     | —             | 0.1 t / 日 | —         |
| サンプ移行分  |               |           |           |
|         | (1) 3.0 t / 日 | 1.0 t / 日 | —         |
|         | (2) 4.0 t / 日 | 3.0 t / 日 | —         |

5) 格納容器換気系排ガス

格納容器内の機器および系統から漏洩する原子炉冷却材および主蒸気中の希ガスが、年 4 回のページによって放出される量は、第 9.1 - 5 表に示すように、1 回につき約 0.4 Ci・MeV となる。



第9.1-4表 冷却材(主蒸気)中希ガス放射能濃度

| 核種      | 燃料からの<br>放出率(Li)<br>( $\mu\text{Ci/g}$ ) | 冷却材(主蒸気)中放射能                      |                                     |                                     |                                      |
|---------|--|-----------------------------------|-------------------------------------|-------------------------------------|--------------------------------------|
|         |  | ( $t=0$ )<br>( $\mu\text{Ci/g}$ ) | ( $t=10$ 分)<br>( $\mu\text{Ci/g}$ ) | ( $t=30$ 分)<br>( $\mu\text{Ci/g}$ ) | ( $t=12$ 時間)<br>( $\mu\text{Ci/g}$ ) |
| Xe-143  | $1.05 \times 10^5$                       | $2.39 \times 10^{-3}$             |                                     |                                     |                                      |
| Kr-94   | $2.66 \times 10^5$                       | $8.44 \times 10^{-3}$             |                                     |                                     |                                      |
| Xe-141  | $7.24 \times 10^5$                       | $2.78 \times 10^{-2}$             |                                     |                                     |                                      |
| Kr-93   | $4.84 \times 10^5$                       | $2.19 \times 10^{-2}$             |                                     |                                     |                                      |
| Kr-92   | $3.55 \times 10^5$                       | $2.40 \times 10^{-2}$             |                                     |                                     |                                      |
| Kr-91   | $6.20 \times 10^5$                       | $1.30 \times 10^{-1}$             |                                     |                                     |                                      |
| Xe-140  | $4.88 \times 10^5$                       | $1.60 \times 10^{-1}$             |                                     |                                     |                                      |
| Kr-90   | $4.76 \times 10^5$                       | $2.88 \times 10^{-1}$             |                                     |                                     |                                      |
| Xe-139  | $3.86 \times 10^5$                       | $2.77 \times 10^{-1}$             |                                     |                                     |                                      |
| Kr-89   | $1.75 \times 10^5$                       | $3.15 \times 10^{-1}$             | $3.56 \times 10^{-2}$               |                                     |                                      |
| Xe-137  | $2.03 \times 10^5$                       | $3.95 \times 10^{-1}$             | $6.68 \times 10^{-2}$               | $1.96 \times 10^{-3}$               |                                      |
| Xe-135m | $3.09 \times 10^4$                       | $8.28 \times 10^{-2}$             | $5.32 \times 10^{-2}$               | $2.19 \times 10^{-2}$               |                                      |
| Xe-138  | $9.04 \times 10^4$                       | $2.44 \times 10^{-1}$             | $1.62 \times 10^{-1}$               | $7.20 \times 10^{-2}$               |                                      |
| Kr-87   | $2.08 \times 10^4$                       | $6.16 \times 10^{-2}$             | $5.64 \times 10^{-2}$               | $4.72 \times 10^{-2}$               | $3.47 \times 10^{-5}$                |
| Kr-83m  | $3.04 \times 10^3$                       | $8.92 \times 10^{-3}$             | $8.40 \times 10^{-3}$               | $7.44 \times 10^{-3}$               | $3.88 \times 10^{-5}$                |
| Kr-88   | $1.95 \times 10^4$                       | $5.88 \times 10^{-2}$             | $5.64 \times 10^{-2}$               | $5.16 \times 10^{-2}$               | $9.70 \times 10^{-4}$                |
| Kr-85m  | $6.28 \times 10^3$                       | $1.90 \times 10^{-2}$             | $1.86 \times 10^{-2}$               | $1.76 \times 10^{-2}$               | $9.36 \times 10^{-4}$                |
| Xe-135  | $1.80 \times 10^4$                       | $5.48 \times 10^{-2}$             | $5.40 \times 10^{-2}$               | $5.28 \times 10^{-2}$               | $7.23 \times 10^{-3}$                |
| Xe-133m | $1.88 \times 10^2$                       | $5.72 \times 10^{-4}$             | $5.72 \times 10^{-4}$               | $5.64 \times 10^{-4}$               | $1.63 \times 10^{-4}$                |
| Xe-133  | $5.08 \times 10^3$                       | $1.55 \times 10^{-2}$             | $1.55 \times 10^{-2}$               | $1.55 \times 10^{-2}$               | $5.86 \times 10^{-3}$                |
| Xe-131m | $1.55 \times 10^1$                       | $4.72 \times 10^{-5}$             | $4.72 \times 10^{-5}$               | $4.72 \times 10^{-5}$               | $1.51 \times 10^{-5}$                |
| Kr-85   | $8.68 \times 10^0$                       | $2.65 \times 10^{-5}$             | $2.65 \times 10^{-5}$               | $2.65 \times 10^{-5}$               | $8.75 \times 10^{-6}$                |
| 合計      | $4.48 \times 10^6$                       | 2.20                              | 0.53                                | 0.29                                | 0.014                                |

「ガスが、  
つき約

第9.1-5表 原子炉格納容器換気系による年間希ガス放出率

| 主要核種    | 原子炉格納容器換気系                           |  |                                       |
|---------|--------------------------------------|--|---------------------------------------|
|         | 漏洩率<br>( $\mu\text{Ci}/\text{sec}$ ) | 希ガス蓄積量<br>( $\mu\text{Ci}/\text{sec}/\text{パーセント}$ ) | 希ガス放出率<br>( $\mu\text{Ci}/\text{y}$ ) |
| Xe-143  | $7.45 \times 10^{-2}$                |  |                                       |
| Kr-94   | $2.64 \times 10^{-1}$                |  |                                       |
| Xe-141  | $8.69 \times 10^{-1}$                |  |                                       |
| Kr-93   | $6.84 \times 10^{-1}$                |  |                                       |
| Kr-92   | $7.50 \times 10^{-1}$                |  |                                       |
| Kr-91   | 4.05                                 | $5.76 \times 10^1$                                   |                                       |
| Xe-140  | 5.01                                 | $1.16 \times 10^2$                                   |                                       |
| Kr-90   | 9.05                                 | $4.30 \times 10^2$                                   |                                       |
| Xe-139  | 8.69                                 | $5.14 \times 10^2$                                   | $2.07 \times 10^3$                    |
| Kr-89   | 9.87                                 | $2.73 \times 10^3$                                   | $1.09 \times 10^4$                    |
| Xe-137  | 1.24                                 | $4.18 \times 10^3$                                   | $1.62 \times 10^4$                    |
| Xe-135m | 2.59                                 | $3.51 \times 10^3$                                   | $1.40 \times 10^4$                    |
| Xe-138  | 2.40                                 | $1.12 \times 10^4$                                   | $4.52 \times 10^4$                    |
| Kr-87   | 1.93                                 | $1.30 \times 10^4$                                   | $5.19 \times 10^4$                    |
| Kr-83m  | $3.44 \times 10^{-1}$                | $2.69 \times 10^3$                                   | $1.07 \times 10^4$                    |
| Kr-88   | 1.84                                 | $2.65 \times 10^4$                                   | $1.06 \times 10^5$                    |
| Kr-85m  | $5.96 \times 10^{-1}$                | $1.35 \times 10^4$                                   | $5.40 \times 10^4$                    |
| Xe-135  | 1.72                                 | $8.12 \times 10^4$                                   | $3.24 \times 10^5$                    |
| Xe-133m | $1.79 \times 10^{-2}$                | $5.11 \times 10^3$                                   | $2.04 \times 10^4$                    |
| Xe-133  | $4.86 \times 10^{-1}$                | $3.22 \times 10^5$                                   | $1.29 \times 10^6$                    |
| Xe-131m | $1.47 \times 10^{-3}$                | $2.21 \times 10^3$                                   | $8.84 \times 10^3$                    |
| Kr-85   | $8.33 \times 10^{-4}$                | $6.42 \times 10^3$                                   | $2.58 \times 10^4$                    |
| 合計      | $5.25 \times 10^{-1}$                | $4.95 \times 10^5$                                   | $1.98 \times 10^6$                    |

希ガス放出

( $4.35 \times 10^{-1} \text{Ci MeV}$ )

6) 復水器真空ポンプ系排ガス

原子炉の停止後、再起動する時、復水器を真空にする必要上から復水器真空ポンプを運転する。しかし、停止時には真空ポンプの排ガスを復水器に循環させる。また一部は活性炭式希ガスホールドアップ装置を通して、排気し、かつ起動停止時には清浄蒸気でタービンをシールするので、起動時の排ガス放射能は無視できる程少ない。

したがって1回起動停止あたり、放射能の放出量は約2 Ci.MeVと推定され、年間10回の起動停止を行なっても、20 Ci.MeVである。

7) ヘリウム系排ガス

重水表面に接したヘリウムの体積変化により生じた余剰分を除湿後排気筒に送る系である。除湿によりトリチウムは除去される。また放射化ガスの放射能は僅かで無視できる。

以上を総合して、各系統よりの放出希ガス量は次表の通りである。

第 9. 1 - 6 表 系統別希ガス放出量

|                     | 連続放出 (mCi/sec)   |                     |           |                   |                 | 間欠放出 (Ci.MeV/年) |            |           |      |
|---------------------|------------------|---------------------|-----------|-------------------|-----------------|-----------------|------------|-----------|------|
|                     | 空気中<br>出器系       | タービン<br>グランド<br>蒸気系 | 炭酸ガ<br>ス系 | 換気系               | 計               | 格納容器<br>換気系     | 真空ポ<br>ンプ系 | ヘリウ<br>ム系 | 計    |
| 希ガス放出率<br>(mCi.MeV) | 0.17<br>(0.0102) | 0.17<br>(0.131)     | 0<br>(0)  | 0.009<br>(0.0061) | 0.35<br>(0.148) | 1.6             | 20         | 0         | 21.6 |
| 放射線エネルギー<br>(MeV)   |                  |                     |           |                   |                 |                 |            |           |      |
| E $\gamma$          | 0.057            | 0.77                | -         | 0.74              |                 | 0.22            |            | -         |      |
| E $\beta$           | 0.119            | 0.79                | -         | 0.94              |                 | 0.23            |            | -         |      |

MeV)

## 1.1.2 希ガスによる被ばく線量計算

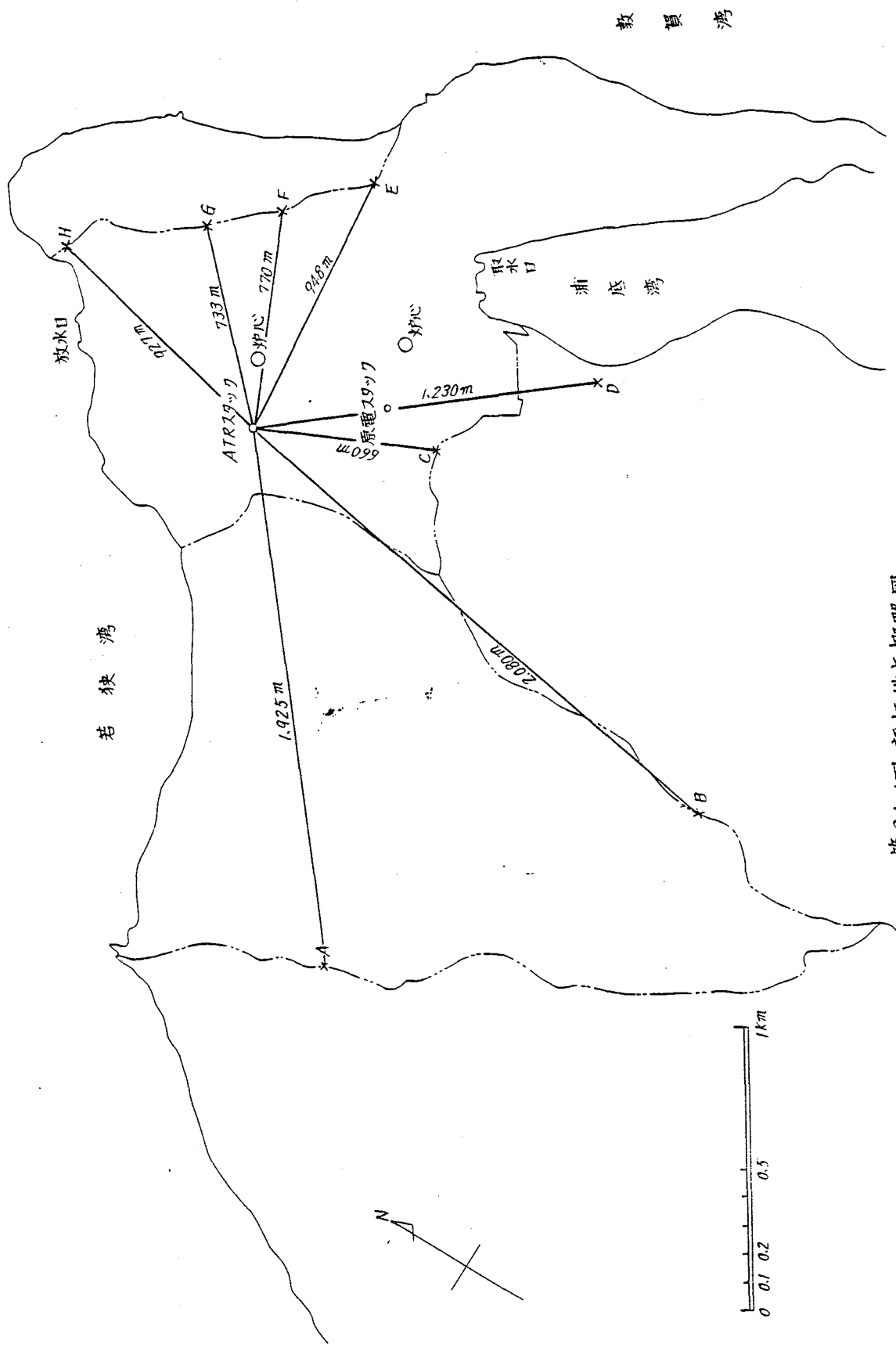
### 1) 敷地境界線上の8カ所における被ばく評価

前項に示した希ガス放出率を用い、A T Rの排気筒を中心とし第9.1-1図に示すように敷地境界における8カ所についてANGLO CLOUDコードを用い、山地における流線の上昇下降の因子も考慮して被ばく計算を行った。

年間の平常時被ばく線量の計算結果を第9.1-7表に示す。表から明らかなように、C地点での年間被ばく線量が最大であり、希ガスの $\gamma$ 線により約1.4 mR、 $\beta$ 線により約1.2 mrad、D地点(浦底部落方面敷地境界附近)においてはそれぞれ約0.7 mRおよび0.5 mradである。

以上の結果、年間被ばく線量の計算値は法令による許容値を十分下廻っている。

示すよ  
おける  
うに、  
により  
mRを



第9.1-1図 評価地点概略図

第9.1-7表 放出率100mCi/sec(30分減衰後)の時の被ばく線量率

| 評価<br>地点 | 距離<br>(m) | 方位  | *1<br>スタック<br>有効高さ<br>(m) | 着目方位<br>に吹く風<br>の回数 | r線外部被ばく線量率(mR/y) |              |       |      |             |             |      | β線外部被ばく線量率(mrad/y) |           |              |       |      |          |             | トリチウムに<br>よるβ線内部<br>被ばく<br>(mrem/y) |      |       |
|----------|-----------|-----|---------------------------|---------------------|------------------|--------------|-------|------|-------------|-------------|------|--------------------|-----------|--------------|-------|------|----------|-------------|-------------------------------------|------|-------|
|          |           |     |                           |                     | 連続放出             |              |       |      | 間けつ放出       |             |      | 合計                 | 連続放出      |              |       |      | 間けつ放出    |             |                                     | 合計   |       |
|          |           |     |                           |                     | 空気<br>抽出系        | グランド<br>シール系 | 換気系   | 小計   | 起動<br>停止    | 格納容器<br>換気系 | 小計   |                    | 空気<br>抽出系 | グランド<br>シール系 | 換気系   | 小計   | 起動<br>停止 | 格納容器<br>換気系 |                                     |      | 小計    |
| A        | 1925      | WS  | 29<br>73.6                | 1                   | <0.01            | 0.02         | <0.01 | 0.02 | *2<br><0.01 | 0.00        | 0.00 | 0.02               | <0.01     | 0.01         | <0.01 | 0.01 | 0.00     | 0.00        | 0.00                                | 0.01 | <0.01 |
| B        | 2080      | S   | 25<br>50.6                | 2                   | 0.01             | 0.11         | <0.01 | 0.12 | <0.01       | 0.00        | 0.00 | 0.12               | 0.02      | 0.17         | <0.01 | 0.19 | 0.01     | 0.00        | 0.01                                | 0.20 | <0.01 |
| C        | 660       | SSE | 37<br>32.4                | 4                   | 0.09             | 1.20         | 0.03  | 1.32 | 0.02        | 0.00        | 0.02 | 1.34               | 0.13      | 0.94         | 0.03  | 1.10 | 0.01     | 0.00        | 0.01                                | 1.11 | <0.01 |
| D        | 1230      | SE  | 63<br>38.6                | 4                   | 0.04             | 0.55         | 0.01  | 0.60 | 0.01        | 0.00        | 0.01 | 0.61               | 0.05      | 0.35         | 0.01  | 0.41 | 0.00     | 0.00        | 0.00                                | 0.41 | <0.01 |
| E        | 948       | E   | 53<br>57.8                | 2                   | 0.02             | 0.22         | <0.01 | 0.24 | <0.01       | 0.00        | 0.00 | 0.24               | 0.01      | 0.07         | <0.01 | 0.08 | 0.00     | 0.00        | 0.00                                | 0.08 | <0.01 |
| F        | 770       | ENE | 47<br>57.8                | 1                   | 0.01             | 0.14         | <0.01 | 0.15 | <0.01       | 0.00        | 0.00 | 0.15               | <0.01     | 0.03         | <0.01 | 0.03 | 0.00     | 0.00        | 0.00                                | 0.03 | <0.01 |
| G        | 733       | NE  | 67<br>81                  | 1                   | <0.01            | 0.07         | <0.01 | 0.07 | <0.01       | 0.00        | 0.00 | 0.07               | <0.01     | 0.03         | <0.01 | 0.03 | 0.00     | 0.00        | 0.00                                | 0.03 | <0.01 |
| H        | 927       | NNE | 65<br>73.6                | 1                   | <0.01            | 0.07         | <0.01 | 0.07 | <0.01       | 0.00        | 0.00 | 0.07               | <0.01     | 0.01         | <0.01 | 0.01 | 0.00     | 0.00        | 0.00                                | 0.01 | <0.01 |

\*1 上段は流線高さ 下段は吹き上げ高さを示す。両者の和が実効高さである。

\*2 起動停止の評価条件：2.0Ci MeV/回，10回(100mCi/sec)

第 9.1 - 8 表 平常時被ばく線量評価に用いる気体廃棄物の放出率

| 項目<br>放出方式 | 発生源             | 放出率<br>(0分後) | 放出経路                           | 減衰時間             | 放出率<br>(減衰後)         | 実効エネルギー<br>(MeV)                 |
|------------|-----------------|--------------|--------------------------------|------------------|----------------------|----------------------------------|
| 連続放出       | 空気抽出器系          | 4.93 Ci/sec  | 活性炭式希ガス<br>貯留タンク,<br>ホールドアップ装置 | Kr:40h<br>Xe:27d | 0.17mCi/sec          | $\gamma$ :0.057<br>$\beta$ :0.11 |
|            | グラウンド蒸気<br>復水器系 | 5.41 mCi/sec | 減衰管                            | 15min            | 0.17mCi/sec          | $\gamma$ :0.77<br>$\beta$ :0.79  |
|            | 換気系             | 0.218mCi/sec |                                | 10min            | 0.009mCi/sec         | $\gamma$ :0.74<br>$\beta$ :0.94  |
| 間けつ放出      | 復水器真空ポンプ系       | —            |                                |                  | 2Ci MeV/回<br>×10回/年  | $\gamma$ :0.2<br>$\beta$ :0.2    |
|            | 格納容器換気系         | —            |                                | 3ヵ月<br>(×4回/年)   | 0.4Ci MeV/回<br>×4回/年 | $\gamma$ :0.22<br>$\beta$ :0.23  |

2) 浦底部落方面敷地境界 (D'地点) の被ばく評価

D'地点における被ばく評価結果を次表に示す。評価条件は次の通りである。

方位 : SE  
 距離 : 1000 m  
 スタック有効高さ : 114.6 m

第9.1-9表 D'地点 (SE) における被ばく線量率

|              | 連続放出  |           |      |      | 間けつ放出  |         |       | 合計           |
|--------------|-------|-----------|------|------|--------|---------|-------|--------------|
|              | 空気抽出系 | グラウンドシール系 | 換気系  | 小計   | 真空ポンプ系 | 格納容器換気系 | 小計    |              |
| r線外部         | 0.05  | 0.68      | 0.03 | 0.76 | 0.01   | <0.01   | 0.01  | 0.77 mR/y    |
| β線外部         | 0.05  | 0.33      | 0.02 | 0.40 | <0.01  | <0.01   | <0.01 | 0.40 mrad/y  |
| β線内部 (トリチウム) |       |           |      |      |        |         |       | <0.01 mrem/y |

3) 16方位の周辺監視区域における被ばく線量率

同一敷地内にある日本原子力発電株式会社敦賀発電所との重畳効果を検討するために新たに8地点を追加し、希ガスによる被ばく線量率の計算を行なった。計算方法は1.2項に示す評価方法にしたがう。

本発電所の排気筒を中心とした16方位にわたる周辺監視区域における被ばく線量率を第9.1-10表に、16方位の評価地点を第9.1-2図に示す。

表から明らかなように、⑥地点 (方位: NNW) が、年間被ばく線量率の最大となる地点であり、被ばく線量は希ガスのr線により約1.4 mrem/y, β線により約0.2 mrem/yである。D地点 (浦底部落方面敷地境界) における被ばく線量は、r線により約0.5 mrem/y, β線により約0.4 mrem/yである。

以上の結果、年間被ばく線量率の計算値は法令による許容値を十分下廻っている。

評価  
地点

A'

B'

C

D'

E

F

G

H

1

2

3

4

5

6

7

8

\*

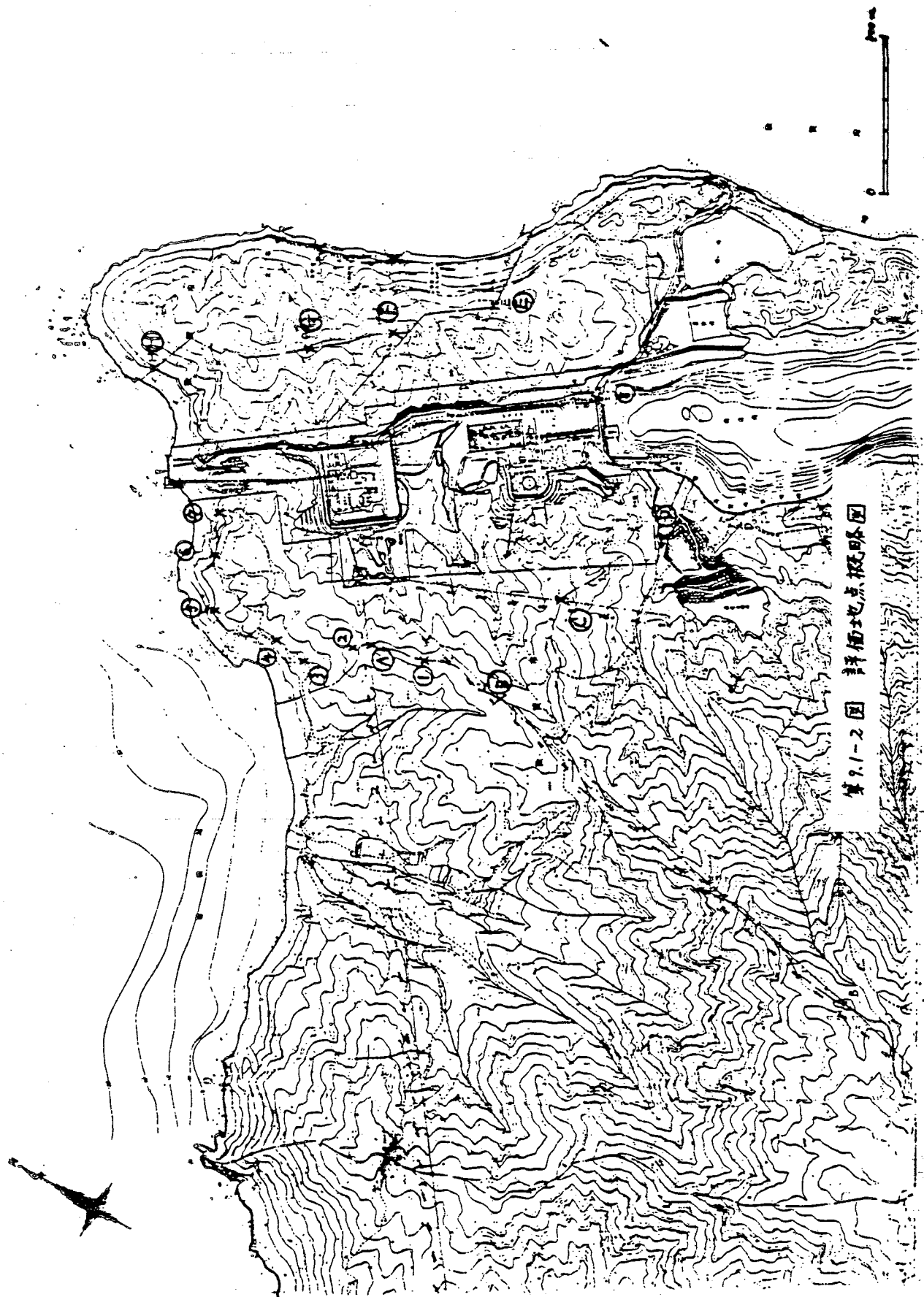


第 9.1 - 10 表 周辺監視区域における被ばく線量

| 評価<br>地点 | *<br>方位 | 距離<br>(m) | スタック<br>実効高さ<br>(m) | 風向頻度<br>(%) | 間けつ放<br>出回数<br>(回/年) | γ線被ばく線量 (mrem/y)**   |                      |                      | β線<br>(mrem/y)       |
|----------|---------|-----------|---------------------|-------------|----------------------|----------------------|----------------------|----------------------|----------------------|
|          |         |           |                     |             |                      | 連続放出                 | 間けつ放出                | 合計                   |                      |
| A'       | (W S)   | 230       | 107.6               | 0.5         | 1                    | $7.9 \times 10^{-2}$ | $4.1 \times 10^{-3}$ | $8.3 \times 10^{-2}$ | 0                    |
| B'       | ( S )   | 630       | 90.6                | 3.5         | 2                    | $4.1 \times 10^{-1}$ | $5.8 \times 10^{-3}$ | $4.1 \times 10^{-1}$ | $1.4 \times 10^{-1}$ |
| C        | (SSE)   | 660       | 69.4                | 16.2        | 4                    | $9.2 \times 10^{-1}$ | $1.4 \times 10^{-2}$ | $9.3 \times 10^{-1}$ | 11                   |
| D'       | SE      | 1000      | 114.6               | 17.0        | 4                    | $5.3 \times 10^{-1}$ | $5.4 \times 10^{-3}$ | $5.4 \times 10^{-1}$ | $3.9 \times 10^{-1}$ |
| E        | ( E )   | 948       | 110.8               | 2.6         | 2                    | $1.7 \times 10^{-1}$ | 0                    | $1.7 \times 10^{-1}$ | $8.0 \times 10^{-2}$ |
| F        | ENE     | 770       | 104.8               | 1.4         | 1                    | $1.1 \times 10^{-1}$ | 0                    | $1.1 \times 10^{-1}$ | $3.0 \times 10^{-2}$ |
| G        | NE      | 733       | 148.0               | 1.1         | 1                    | $4.9 \times 10^{-2}$ | 0                    | $4.9 \times 10^{-2}$ | $3.0 \times 10^{-2}$ |
| H        | (NNE)   | 927       | 138.6               | 1.0         | 1                    | $4.9 \times 10^{-2}$ | 0                    | $4.9 \times 10^{-2}$ | $1.0 \times 10^{-2}$ |
| 1        | (SSW)   | 345       | 77.3                | 0.5         | 1                    | $2.6 \times 10^{-1}$ | $5.4 \times 10^{-3}$ | $2.7 \times 10^{-1}$ | $2.5 \times 10^{-2}$ |
| 2        | (WSW)   | 238       | 123.0               | 0.3         | 1                    | $7.8 \times 10^{-2}$ | $4.3 \times 10^{-3}$ | $8.2 \times 10^{-2}$ | 0                    |
| 3        | ( W )   | 345       | 125.6               | 0.7         | 1                    | $1.1 \times 10^{-1}$ | $3.3 \times 10^{-3}$ | $1.1 \times 10^{-1}$ | $6.1 \times 10^{-3}$ |
| 4        | (WNW)   | 360       | 123.6               | 1.5         | 1                    | $3.3 \times 10^{-1}$ | $3.2 \times 10^{-3}$ | $3.3 \times 10^{-1}$ | $1.5 \times 10^{-2}$ |
| 5        | (W N)   | 490       | 97.0                | 9.6         | 3                    | $8.7 \times 10^{-1}$ | $7.7 \times 10^{-3}$ | $8.8 \times 10^{-1}$ | $4.6 \times 10^{-2}$ |
| 6        | (NNW)   | 475       | 76.0                | 30.5        | 6                    | 1.4                  | $1.2 \times 10^{-2}$ | 1.4                  | $2.2 \times 10^{-1}$ |
| 7        | ( N )   | 510       | 129.0               | 2.4         | 2                    | $4.2 \times 10^{-1}$ | $6.3 \times 10^{-3}$ | $4.3 \times 10^{-1}$ | $1.6 \times 10^{-2}$ |
| 8        | (ESE)   | 960       | 110.6               | 11.2        | 3                    | $4.1 \times 10^{-1}$ | $4.9 \times 10^{-3}$ | $4.2 \times 10^{-1}$ | $3.0 \times 10^{-1}$ |

\* ( )内方向は人が居住する可能性がないと思われる方向である。

\*\* 換算係数 (mrem/mR) は 0.7 とした。



第 9.1-2 图 評價地点概略图

希  
放  
并

1.2 平常時被ばく線量の評価

1.2.1 平常時被ばく線量評価の前提条件

(1) 連続放出時の前提条件

イ. 放射能放出率

排ガス中の希ガス放射能は燃料破損の最悪の場合を考慮して30分減衰後の放出率を100 mCi/secとする。排ガスに含まれる放射性希ガスの核種組成は拡散混合希ガスのモデルにもとづいて計算する。その時の各系統別の放射能放出率は次表の通りである。

第9.1-11表 系統別希ガス放出率

|            | 連続放出 (mCi/sec)   |                 |          |                   |                 | 間けつ放出 (Ci.MeV/年) |        |       |      |
|------------|------------------|-----------------|----------|-------------------|-----------------|------------------|--------|-------|------|
|            | 空気抽出系            | タービングラウンド蒸気系    | 炭酸ガス系    | 換気系               | 計               | 格納容気換気系          | 真空ポンプ系 | ヘリウム系 | 計    |
| 希ガス放出率     | 0.17<br>(0.0102) | 0.17<br>(0.131) | 0<br>(0) | 0.009<br>(0.0067) | 0.35<br>(0.148) | 1.6              | 20     | 0     | 21.6 |
| 放射線エネルギー   |                  |                 |          |                   |                 |                  |        |       |      |
| E $\gamma$ | 0.057            | 0.77            | —        | 0.74              |                 | 0.22             |        | 0     |      |
| E $\beta$  | 0.119            | 0.79            | —        | 0.94              |                 | 0.23             |        |       |      |

( )内単位：mCi.MeV/sec

ロ. 被ばく線量評価地点

原型炉の排気筒を中心とし、この地点から敷地境界に向かって、次の8ヶ所を平常時被ばく線量の評価地点とする。

方位 排気筒からの距離

- 1) A地点 (W S, 1,925 m) (白木部落方面敷地境界)
- 2) B地点 (— S, 2,080 m) (蝶螺ヶ岳方面敷地境界)
- 3) C地点 (S S E, 660 m) (南南東敷地境界)
- 4) D地点 (S E, 1,230 m) (浦底部落方面)
- 5) E地点 (E, 948 m) (立石部落方面敷地境界)
- 6) F地点 (E N E, 770 m) ( " )
- 7) G地点 (N E, 733 m) ( " )
- 8) H地点 (N N E, 927 m) (北方敷地境界)

ハ. 気象条件

平常時被ばく線量の評価に用いる気象条件は敷地における1年間(昭和37年2月から昭和40年1月まで)の気象観測値を使用する。

第9.1-2図 評価地点概略図

第 9.1 - 1.2 表 線量評価に用いた気象条件

| 方位  | 拡散有効風速 (m/sec) |        |         |        |         |        | 逆数平均風速 (m/sec) |     |     |     |     |     | 風向頻度 (%) |     |      |
|-----|----------------|--------|---------|--------|---------|--------|----------------|-----|-----|-----|-----|-----|----------|-----|------|
|     | A              | B      | C       | D      | E       | F      | 年間             | A   | B   | C   | D   | E   |          | F   | 年間   |
| N   | 10270          | 200.1  | 6055    | 101.9  | 5011.2  | 304.7  | 44.6           | 0.9 | 1.1 | 2.6 | 1.8 | 3.6 | 1.0      | 1.6 | 3.5  |
| NNE | 2921.1         | 1055.0 | 7648.7  | 534.3  | —       | 4182.0 | 261.5          | 1.0 | 1.3 | 2.6 | 1.3 | —   | 1.4      | 1.3 | 0.5  |
| NB  | 3284.2         | 687.1  | 12917.8 | 611.3  | —       | 1056.9 | 212.0          | 1.1 | 0.7 | 2.2 | 1.6 | —   | 0.7      | 1.1 | 0.5  |
| ENE | 2906.5         | 1583.9 | —       | 1148.8 | 11398.0 | 968.8  | 316.0          | 1.0 | 0.5 | —   | 1.8 | 2.0 | 0.5      | 0.9 | 0.3  |
| E   | 1297.5         | 678.3  | 9688.3  | 529.4  | 11626.0 | 660.6  | 158.4          | 0.9 | 1.2 | 3.3 | 1.3 | 2.0 | 0.7      | 1.1 | 0.7  |
| ESE | 1506.0         | 325.7  | 1221.2  | 260.7  | —       | 255.2  | 76.1           | 1.0 | 1.2 | 1.9 | 1.3 | —   | 0.8      | 1.1 | 1.5  |
| SE  | 341.1          | 60.6   | 175.7   | 60.4   | 1252.8  | 121.1  | 18.3           | 0.9 | 1.1 | 3.7 | 2.3 | 3.0 | 0.8      | 1.8 | 9.6  |
| SSE | 470.3          | 61.5   | 121.5   | 21.3   | 390.4   | 70.0   | 10.2           | 1.0 | 1.0 | 3.8 | 4.5 | 3.0 | 0.8      | 3.1 | 30.5 |
| S   | 4036.8         | 162.1  | 1277.6  | 114.3  | 8424.6  | 474.3  | 42.8           | 1.4 | 0.8 | 2.4 | 1.1 | 2.9 | 0.8      | 1.0 | 2.4  |
| SSW | 4093.7         | 744.3  | —       | 230.6  | 3566.3  | 459.2  | 111.8          | 0.7 | 1.2 | —   | 1.2 | 2.5 | 0.9      | 1.1 | 1.0  |
| SW  | 4403.8         | 386.2  | 2039.6  | 301.8  | 5813.0  | 353.2  | 95.0           | 0.7 | 1.1 | 2.5 | 1.0 | 2.0 | 0.7      | 1.0 | 1.1  |
| WSW | 6759.3         | 418.5  | 2516.5  | 256.3  | 13840.5 | 505.9  | 102.1          | 1.2 | 1.2 | 2.6 | 1.4 | 2.4 | 1.2      | 1.4 | 1.4  |
| W   | 2201.9         | 197.7  | 757.9   | 160.0  | 2452.7  | 298.6  | 54.9           | 1.1 | 1.1 | 2.2 | 1.8 | 1.7 | 0.9      | 1.4 | 2.6  |
| WNW | 305.9          | 65.5   | 112.0   | 59.0   | 1226.4  | 127.6  | 17.4           | 1.6 | 1.6 | 3.1 | 2.1 | 2.7 | 0.9      | 1.9 | 11.2 |
| NW  | 189.1          | 42.3   | 90.9    | 39.8   | 970.5   | 115.8  | 12.3           | 1.4 | 1.5 | 3.2 | 3.7 | 2.9 | 1.0      | 2.1 | 17.0 |
| NNW | 323.8          | 63.8   | 98.3    | 38.8   | 752.0   | 249.2  | 15.3           | 1.4 | 1.4 | 3.0 | 3.2 | 2.8 | 1.1      | 2.5 | 16.2 |
| 年間  | 46.7           | 8.5    | 20.1    | 5.6    | 125.6   | 14.3   | 2.1            | 1.2 | 1.3 | 3.1 | 2.8 | 2.7 | 0.9      | 2.1 |      |

ニ. 排気筒の位置と諸仕様

- 位 置 : 本発電所西方の丘陵, 標高約 75 m
- 高 さ : 約 55 m
- 吹出し速度 : 15 m/sec
- 直 径 : 3.6 m (頂部)

ホ. 排気筒の実効高さ

排気筒から放出される排気ガスの吹き上げ高さは, Holland の式により計算する。Plumeの上昇下降は, 放出気体が完全流体であるとして扱い, 敷地周辺の地形による流線の変動を考慮して排気筒の実効高さを決める。

$$H_v = 1.5 d \left( \frac{V_s}{\bar{u}} \right) \quad (1)$$

ここに

- $H_v$  : 排ガスの吹き上げ高さ (m)
- $d$  : 排気筒の直径 3.6 (m)
- $V_s$  : 排気ガスの吹き出し速度 15 (m/sec)
- $\bar{u}$  : 逆数平均風速 (m/sec)

ヘ. 原子炉の年間稼働率

原子炉の年間稼働率は 80% とする。

ト. 山地の効果の検討

A T R 周辺の山地の側面の形を楕円形で近似し, 排気筒からの放出ガスが, この楕円形の山地に沿って流れて行くとして流線の計算を行なった。

これにもとづいて排気筒実効高を計算して被ばく線量の評価に使った。

楕円に沿う流線は, 非圧縮性の完全流体と仮定し, 次の流れ関数に従うものとした。

$$\phi = cve\xi_0 \sinh(\xi - \xi_0) \sin \eta \quad \dots\dots\dots(2)$$

ただし  $\phi$  = 流れ関数

- $c$  : 山の形状を示すパラメータ  $c = \sqrt{a^2 - b^2}$
- $a$  : 楕円の長半径
- $b$  : 楕円の短半径
- $v$  : 風 速 (m/sec)
- $\xi$  および  $\eta$  : 楕円座標での変数
- $\xi_0$  : 山の表面での  $\xi$  の値

この流れ関数から各方位ごとに山地を楕円近似し, 流線を計算した, その結果を次表および第 9.1-3 図~第 9.1-10 図に示す。

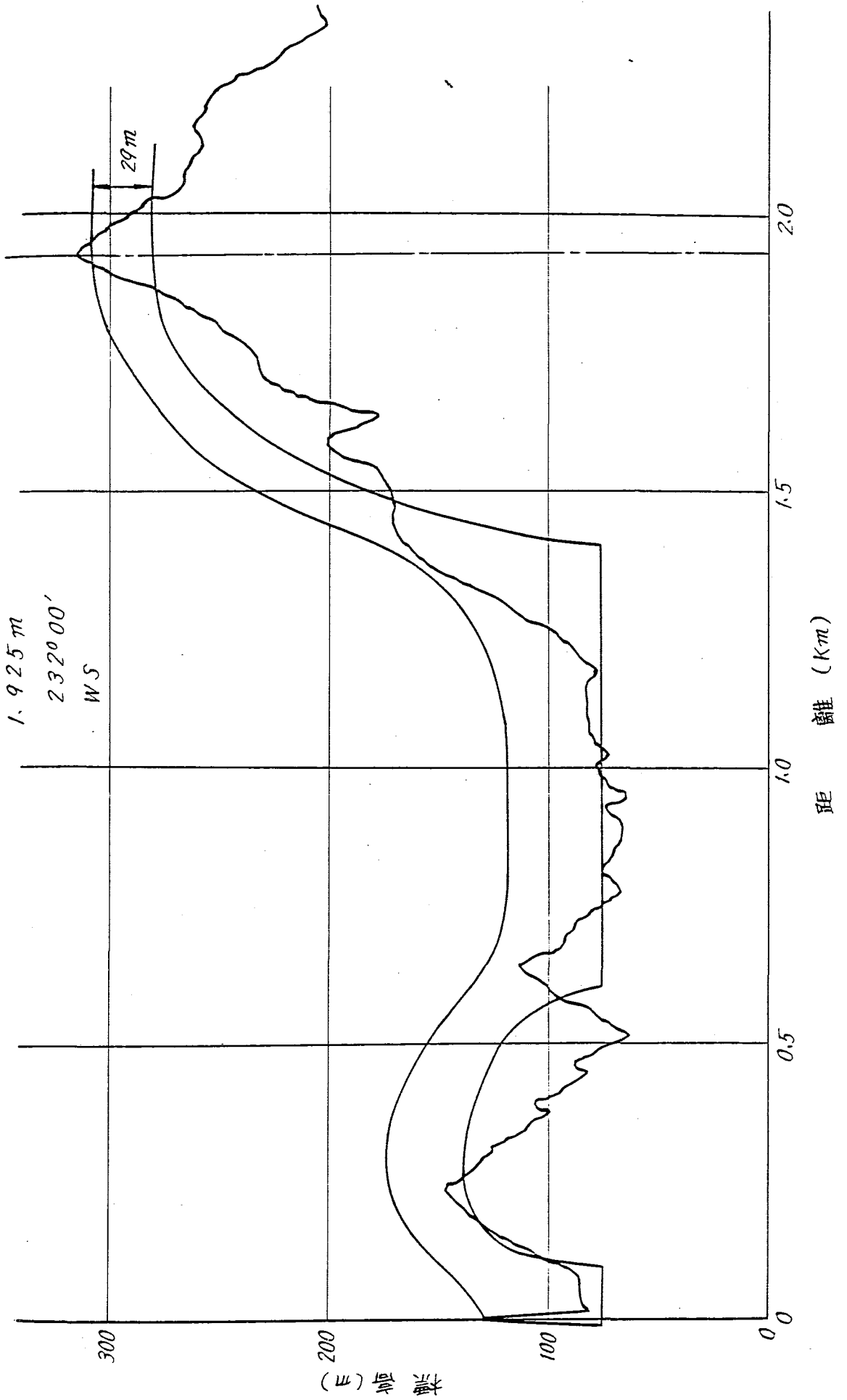
年 間 46.7 8.5 20.1 5.6 125.6 14.3 2.1 1.2 1.3 3.1 2.8 2.7 0.9 2.1

第9.1-13表 各評価地点の流線の高さ

| 評価地点 | 方位  | 距離(m) | 流線の高さ(m) | 備考         |
|------|-----|-------|----------|------------|
| A    | WS  | 1,925 | 29       | 第9.1-3図参照  |
| B    | S   | 2,080 | 25       | 第9.1-4図参照  |
| C    | SSE | 660   | 37       | 第9.1-5図参照  |
| D    | SE  | 1,230 | 63       | 第9.1-6図参照  |
| E    | E   | 948   | 53       | 第9.1-7図参照  |
| F    | ENE | 770   | 47       | 第9.1-8図参照  |
| G    | NE  | 733   | 67       | 第9.1-9図参照  |
| H    | NNE | 927   | 65       | 第9.1-10図参照 |

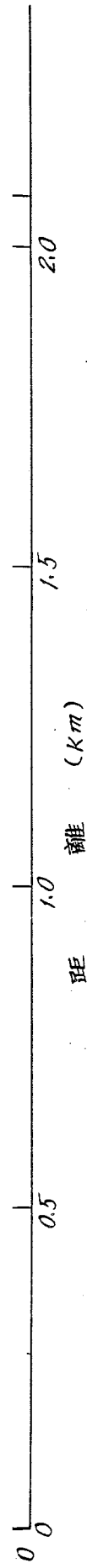
与 地 図 第 9.1-10 号

第9.1-3图 A 地点







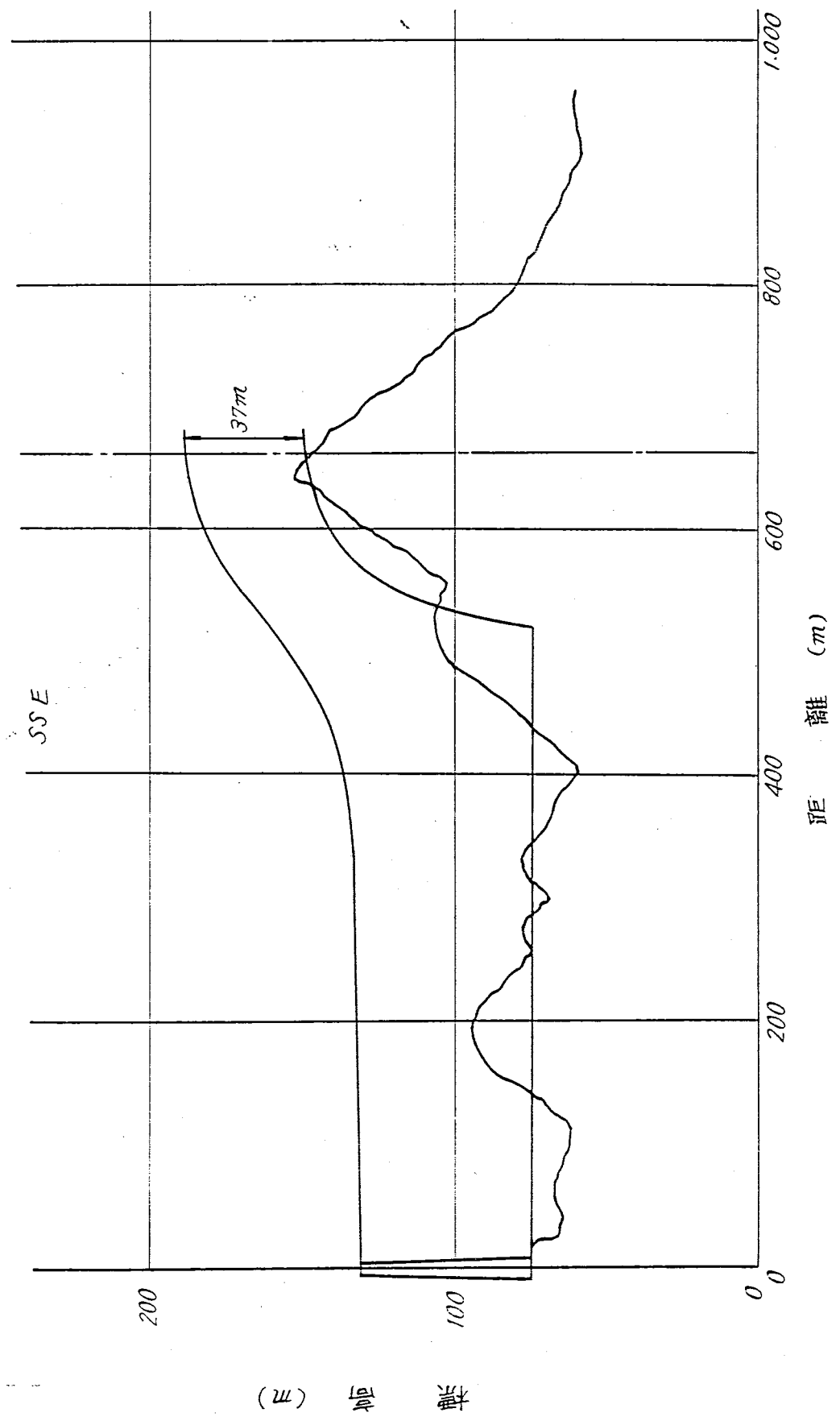


第 9.1-5 圖 C 地 点

660 m

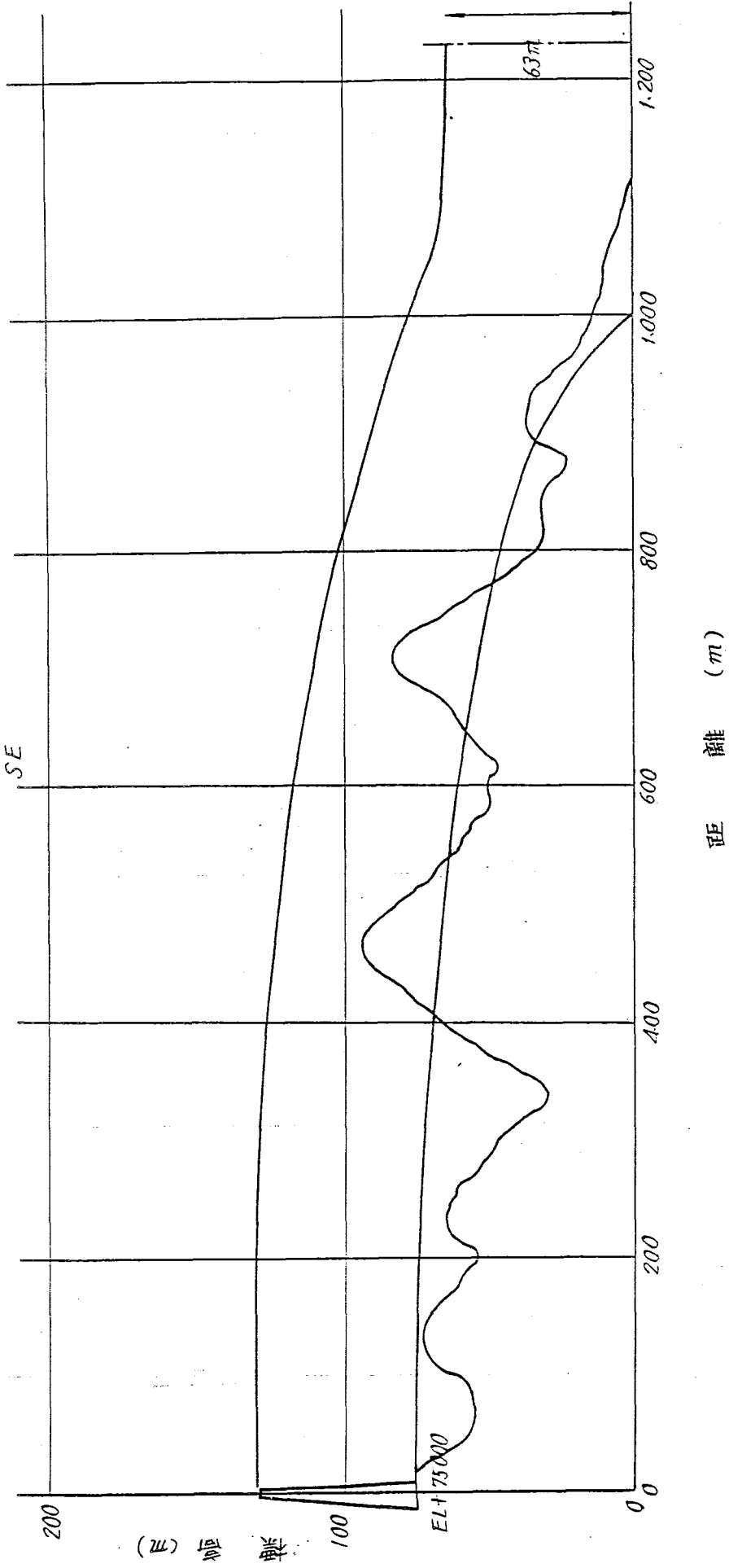
156°30'

SSE



第9.1-6 圖 D 地 点

1.230 m  
141°30'  
SE

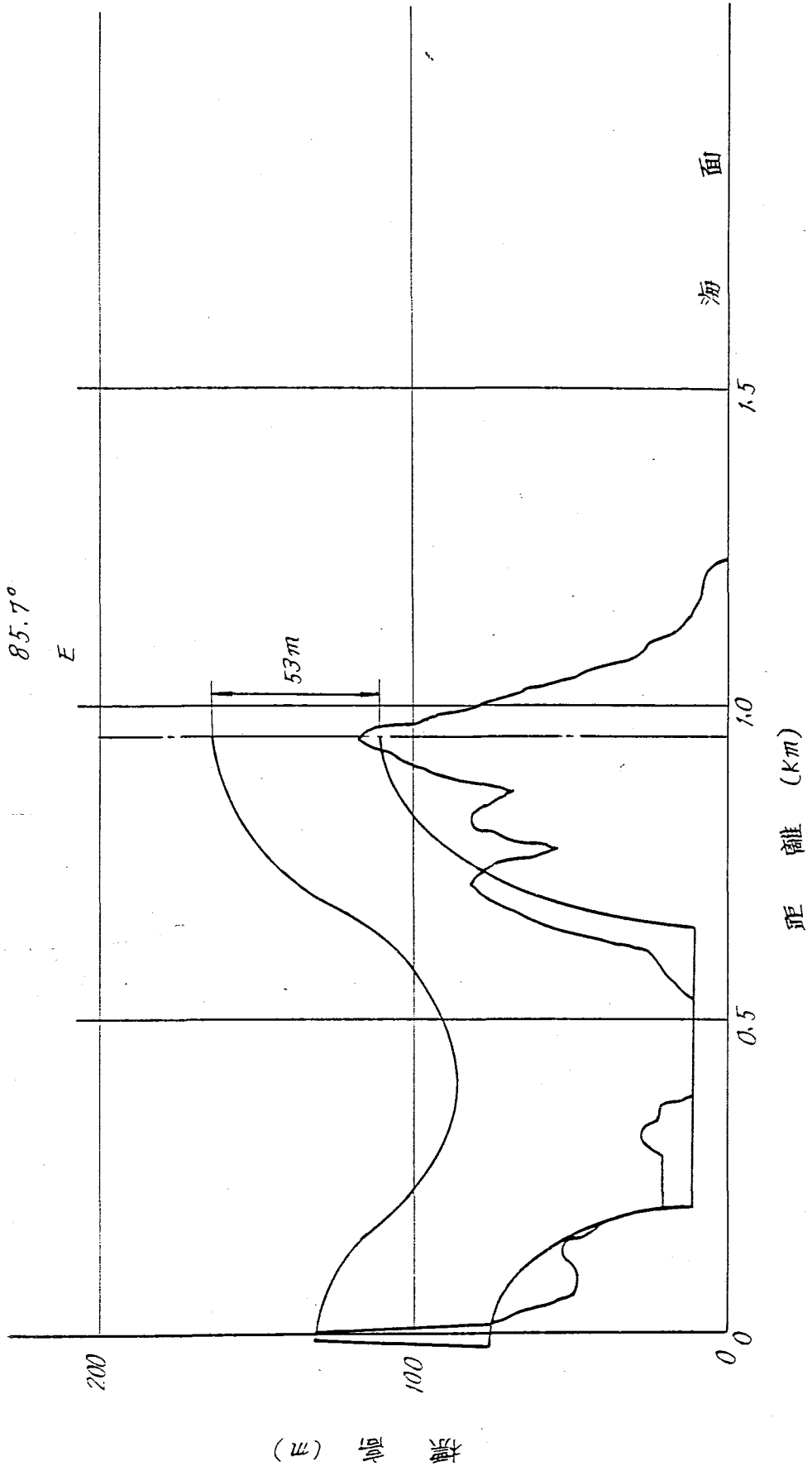


第9.1-7圖 E 地 点

948 m

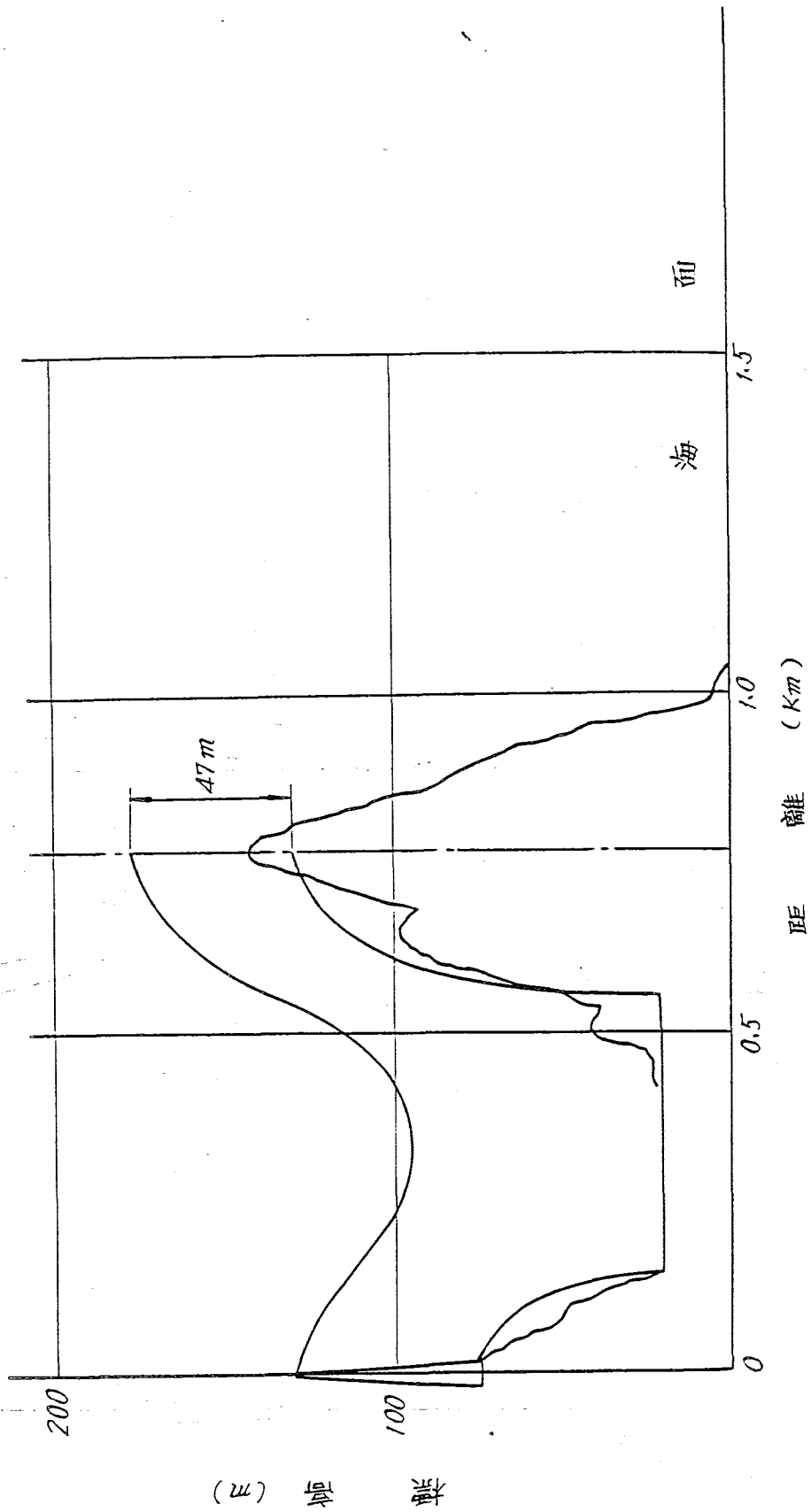
85.7°

E



第9.1-8图 F 地点

770 m  
66° 30'  
ENE



第9.1-9图 F 地点

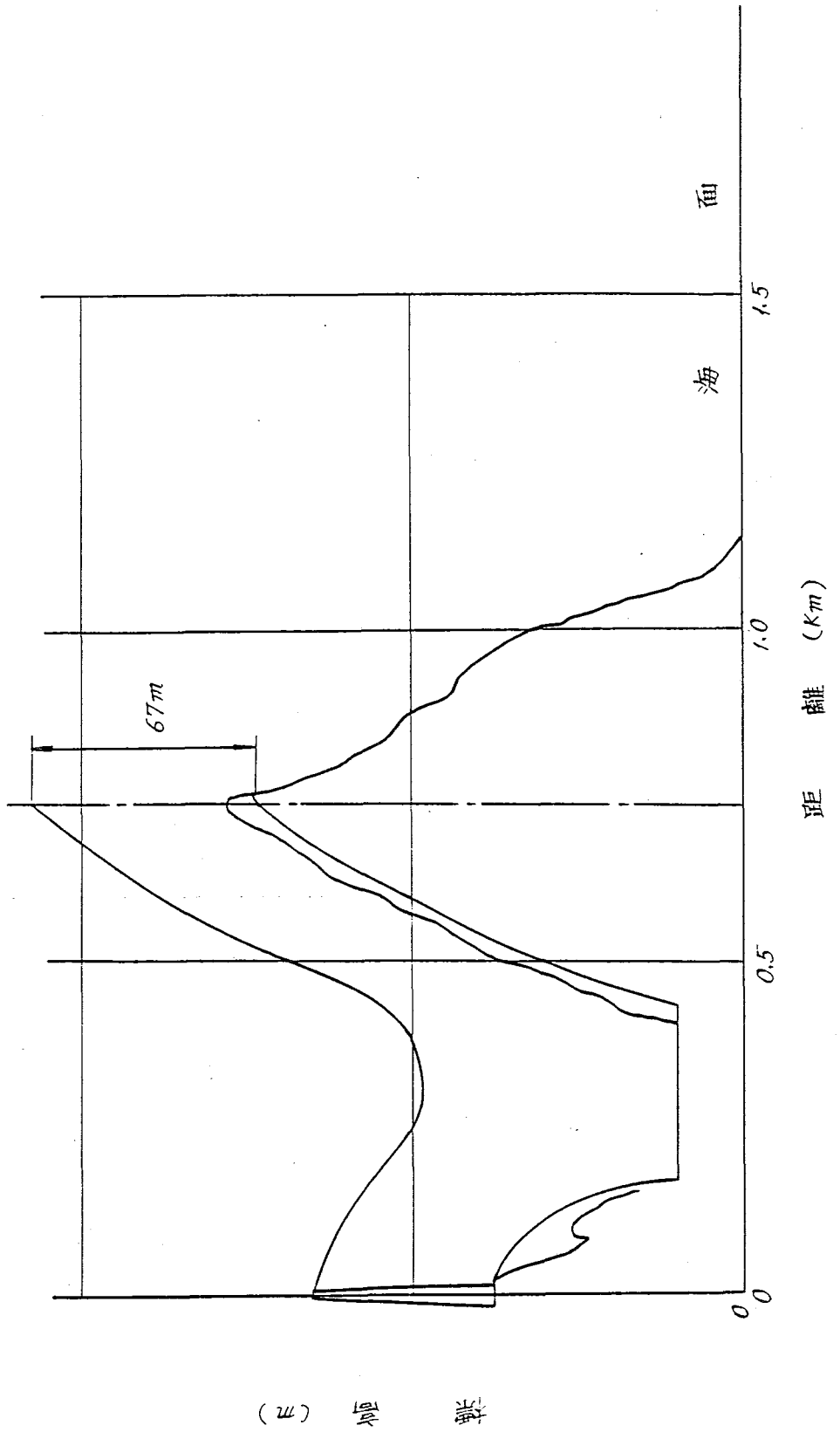
距 離 (Km)

第9.1-9 圖 地 点

733 m

45°30'

NE

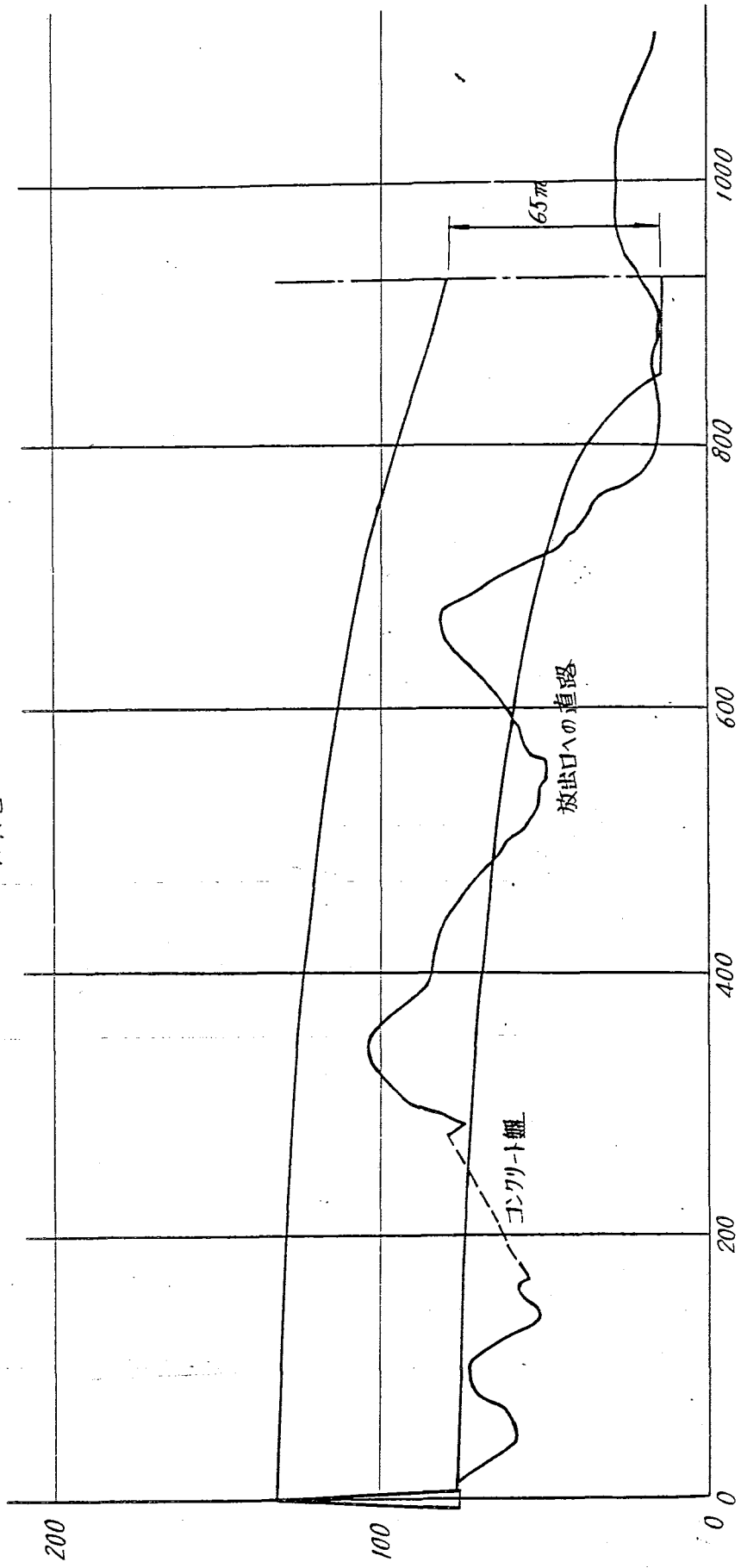


第 9.1-10 図 H 地 点

927 m

13°30'

NNE



距離 (m)

(2) 間けつ放出時の前提条件

イ. 放射能放出率

復水器真空ポンプ系からの放射能放出率は起動1回につき2.0 Ci・MeVとし、年間の起動回数を10回とする。

ロ. 被ばく線量評価地点

前項(1.2.1)のロと同一

ハ. 気象条件

前項(1.2.1)のハと同一とする。年間10回の間けつ放出時のうち、着目方位に風が吹く回数は、風向確率に基づき、二項確率分布の信頼度が97%以上になる回数とする。風速は着目方位の逆数平均風速とし、大気安定度はD型とする。

ニ. 排気筒の位置と諸仕様

前項(1.2.1)のニに同じ。

注 \* 年間の間けつ放出回数をN回にした時、着目方位へ風が吹く回数がm回以下である確率は二項確率の計算から求められる。

$$F(m) = {}_N C_m P^m (1-P)^{N-m}$$

ここに

F(m) : 独立事象(特定の方位に起動時の風向が一致すること)がm回おこる確率

${}_N C_m$  : N回からmをとる組合わせ

P : 独立事象の確率

起動時の風向が着目方位と一致する最大の期待値を求めるため次の条件を満たす最小のrを求める。

$$\sum_{m=0}^r F(m) \geq CP$$

ここに CP: 信頼度(97%とする)

r: 起り得る最大回数

この時の最小のrが、風向が着目方位と一致する最大の起動回数である。

1.2.2 通常運転時の被ばく線量計算方法

1) r線外部被ばく線量

排気筒から放出された放射性希ガスは、大気中を拡散しながら放射性雲となって風下に流れて行き、その流れの近傍でr線による外部被ばくをもたらし。この被ばく線量は放射能の空間濃度分布を英国気象局方式による拡散式により計算される。

$$D(x', y', 0) = K E r \int_0^\infty \int_{-\infty}^\infty \int_{-\infty}^\infty \frac{e^{-\mu \rho}}{4 \pi \rho^2} \cdot B(\mu \rho) x(x, y, z) dx dy dz \dots\dots\dots (3)$$

ここで

D(x', y', 0) : 地上の点(x', y', 0)における外部被ばく線量率(mR/h)

離 (m)

K : 換算係数 ( mR · m<sup>2</sup> / h, Ci · MeV )

E<sub>r</sub> : r線のエネルギー ( MeV )

μ : 空気に対するr線吸収係数 ( m<sup>-1</sup> )

ρ : 点 ( x, y, z ) より点 ( x', y', 0 ) までの距離 ( m )

B ( μ ρ ) : 空気中のr線のビルドアップ係数

$$B = 1 + \mu \rho + \frac{(\mu \rho)^2}{7 E_r 2.4} \dots\dots\dots(4)$$

点 ( x, y, z ) における空気中の放射能濃度 X ( Ci / m<sup>3</sup> ) は次式で計算される。

$$X = \frac{83.4 Q}{x \cdot U \cdot \theta \cdot h} \exp \left[ - \left\{ \left( \frac{114.6 y}{\theta \cdot x} \right)^2 \ln 10 \right\} \right] \\ \times \left[ \exp \left\{ - \left( \frac{z-H}{h} \right)^2 \ln 10 \right\} + \exp \left\{ - \left( \frac{Z+H}{h} \right)^2 \ln 10 \right\} \right] \dots\dots\dots(5)$$

Q : 放出率 ( Ci / sec )

U : 風速 ( m / sec )

θ : 英国気象局方式による水平方向拡散幅 ( 度 )

h : 英国気象局方式による垂直方向拡散高さ ( m )

H : 排気筒の実効高さ ( m )

この式を用いてANGLO CLOUDコードより単位放出率 ( 1 Ci / sec, r線のエネルギー 0.5 MeV, 風速 1 m / sec ) について英国気象局の6つの各大気安定度別に放射性雲からのr線外部被ばく線量率を計算した一例を第9.1-11図と第9.1-12図に示す。

風向軸は現実には絶えず変動しており、風向軸から横にずれた位置における線量率は第9.1-12図からわかるように、風向軸から距離が離れるにしたがい減少する。したがって、着目方位の年間線量を求めるに当っては、その方位内での風向軸の変動による線量率の変動を考慮する必要がある。

そこで着目方位内で風向軸が一様に変動すると仮定し、図より方位内の平均線量率  $\bar{D}'_{rk}$  を求める。

また、風向が着目方位に隣接する方位にある場合にも、着目方位に対し、線量の寄与がある。

この線量を、風向軸がその方位内で一様に変動すると仮定し、図より平均線量率  $\bar{D}'_{rk}$  および  $\bar{D}''_{rk}$  を求める。

ある方位の周辺監視区域境界における年間のr線外部被ばく線量  $D_r$  は一般に次式で与えられる。

$$D_r = \sum_{k=A}^F (\bar{D}'_{rk} + \bar{D}''_{rk}) \quad (mR/y) \dots\dots\dots(6)$$



ここに

$\bar{D}$  : 風向が着目方位内にあり、大気安定度がkである時に着目地点で被ばくする年間線量

$\bar{D}'rk$ ,  $\bar{D}''rk$  : それぞれ風向が着目方位に隣接する方位にあり大気安定度がkである時に着目地点で被ばくする年間線量

k : 6つの大気安定度型(A~F)を示す。

r線による被ばく線量がr線のエネルギーにほぼ比例すると仮定すると、 $\bar{D}rk$ ,  $\bar{D}'rk$  および  $\bar{D}''rk$  はそれぞれ(7), (8)および(9)式で求められる。

$$\bar{D}rk = \bar{D}k \times \frac{Q}{1} \times \frac{1}{Uk} \times \frac{Er}{0.5} \times 8760 \times \frac{f_2}{100} \dots\dots\dots(7)$$

$$\bar{D}'rk = \bar{D}'k \times \frac{Q}{1} \times \frac{1}{Uk} \times \frac{Er}{0.5} \times 8760 \times \frac{f_2}{100} \dots\dots\dots(8)$$

$$\bar{D}''rk = \bar{D}''k \times \frac{Q}{1} \times \frac{1}{Uk} \times \frac{Er}{0.5} \times 8760 \times \frac{f_2}{100} \dots\dots\dots(9)$$

ここに

Q : 放出率 (Ci/sec)

Uk : 着目方向に向う風の大気安定度がkである時の年間拡散有効風速 (m/sec)

U'k, U''k : それぞれ着目方向に隣接する方位に向う風の大気安定度がkである時の年間拡散有効風速 (m/sec)

Er : r線実効エネルギー (MeV)

f<sub>2</sub> : 原子炉の年間稼働率 (%)

ロ) 年間β線外部被ばく線量

β線による被ばく線量は、着目地点における放射性物質の地上濃度に比例する。地上濃度は風速が同一でも、排気筒の実効高さや大気安定度により大きく変わるので、排気筒から距離の地点における年間の平均地上濃度χは、次式から計算される。

$$\chi = \sum_{k=A}^F \frac{1.68 \times 10^{-1} Q}{d \cdot Uk \cdot \theta k \cdot hk} e^{-\left(\frac{H}{hk}\right)^2 \ln 10} \text{ (Ci/m}^3\text{)} \dots\dots\dots(10)$$

ここで

χ : 風下任意地点における放射性物質の年間平均地上濃度 (Ci/m<sup>3</sup>)

k : 英国気象局方式による大気安定度A~F型を示す。

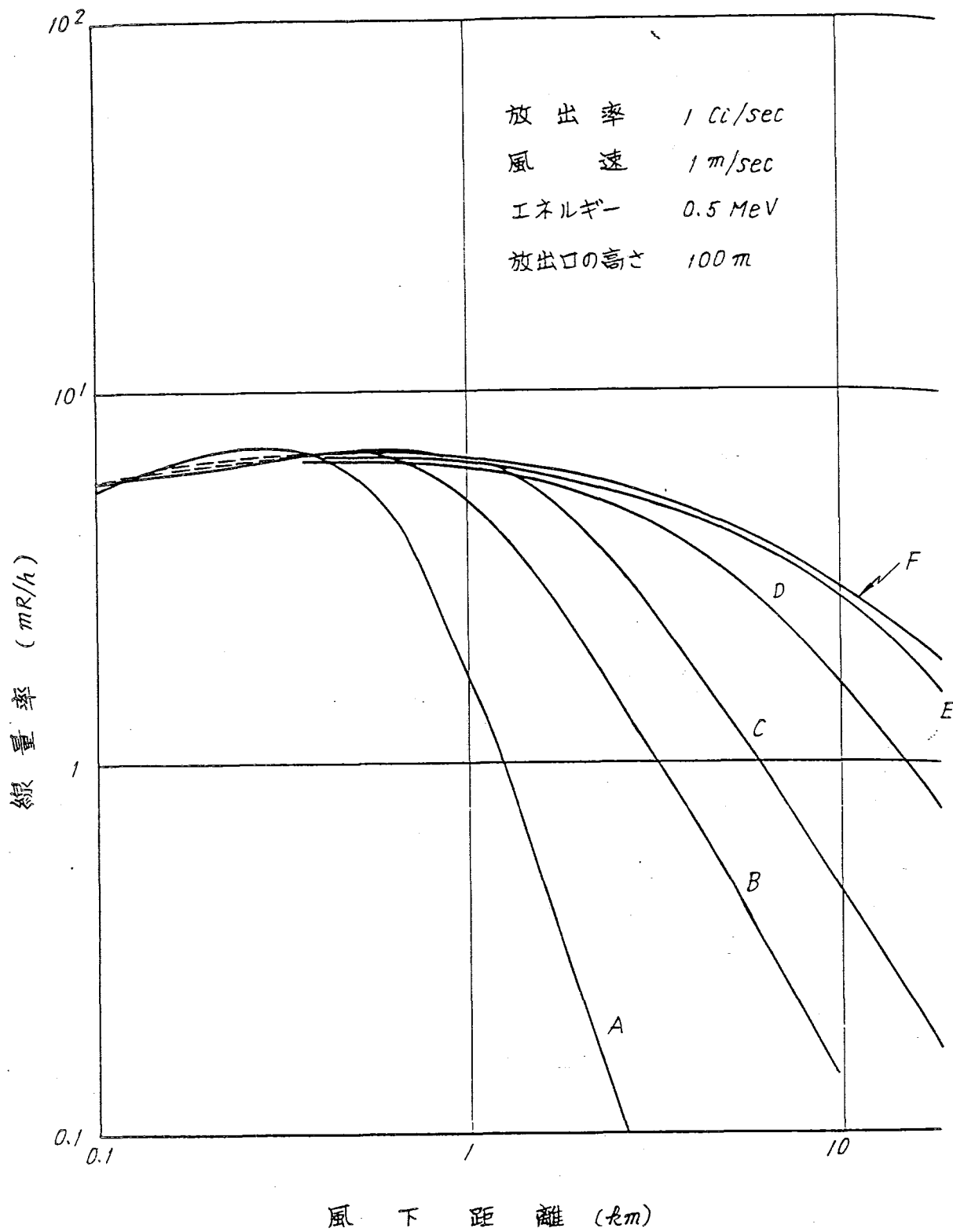
d : 風下距離 (km)

Uk : 風速 (m/sec) (大気安定度別拡散有効風速)

θ : 英国気象局方式による水平方向の拡がり (度)

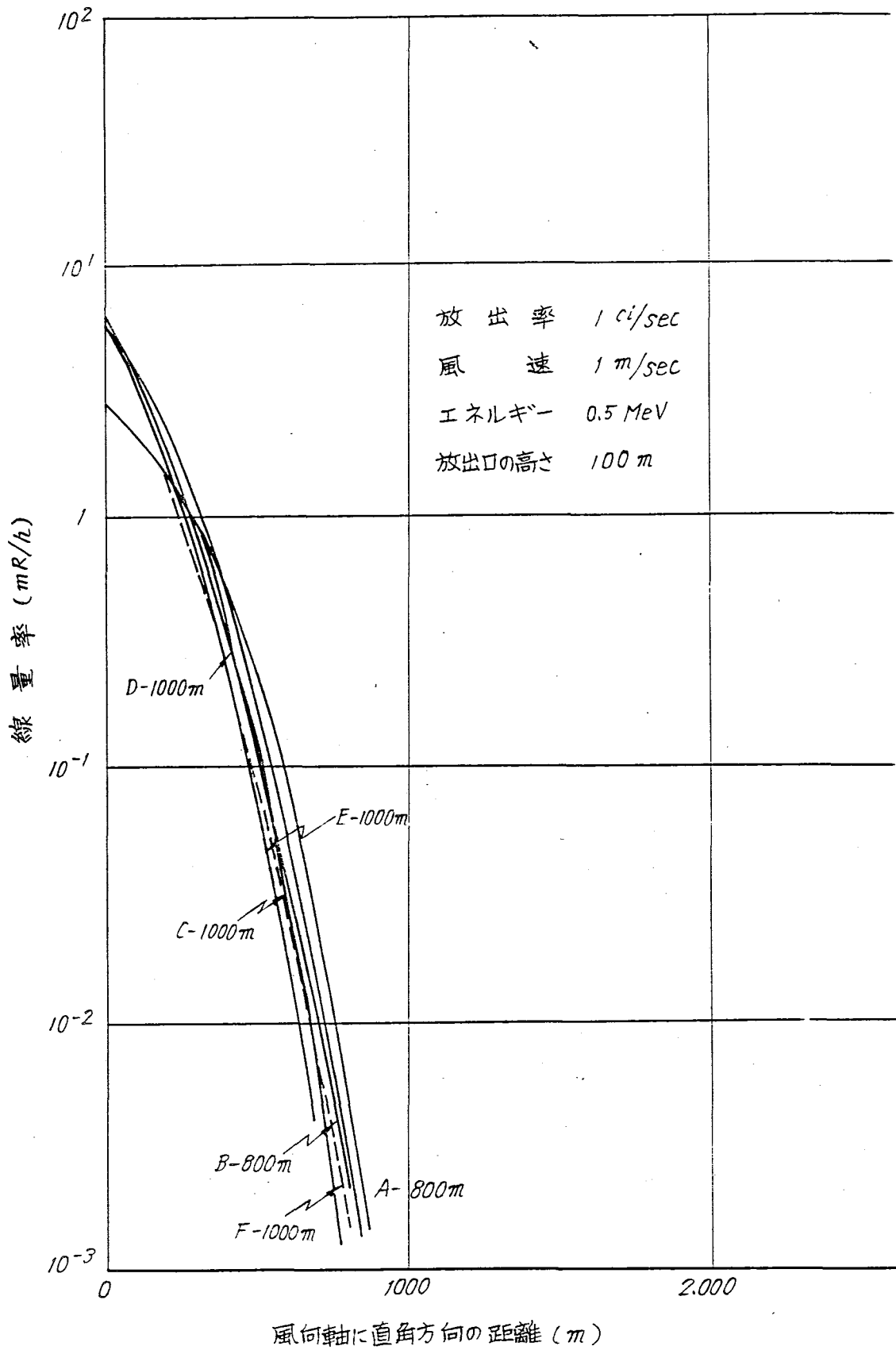
h : 英国気象局方式による垂直方向の拡がり (m)

Q : 放出率 (Ci/sec)



線量率 (mR/h)

第9.1-11図 風下距離と線量率の関係



第9.1-12図 風向軸に直角方向の線量率

H : 着目地点における排気筒の実効高さ (m)

着目地点における年間のβ線外部被ばく線量Dβは、上式で求めたxを用い、次式から計算される。

$$D\beta = 9 \times 10^2 \left( \frac{\text{rad} \cdot \text{m}^3}{\text{h} \cdot \text{Ci}} \right) E\beta x \times \left( 8760 \times \frac{f_2}{100} \right) \text{ (rad/y)} \dots\dots\dots(11)$$

ここで

Eβ : β線実効エネルギー (MeV)

f<sub>2</sub> : 原子炉の年間稼働率 (%)

### 1.2.3 間けつ放出時の被ばく線量評価

真空ポンプ使用時のような間けつ放出については前述の(1.2.1)項の前提にもとづき線量評価を行う。

#### イ) γ線外部被ばく線量

真空ポンプ使用時のγ線外部被ばく線量は真空ポンプの使用が間けつ的な事象であるため、風向出現頻度、年間の放出回数とから確率的に求められるが、評価回数として二項確率分布の信頼度が97%となる各着目方位への放射能放出回数を考慮して次式により計算する。

$$D'\gamma = \frac{\bar{D}_\gamma}{3.600} \times \frac{2.0}{0.5} \times \frac{1}{\bar{u}} \times n \text{ (mR/y)} \dots\dots\dots(12)$$

ここで

$\bar{D}_\gamma$  : 大気安定度D型のときのγ線被ばく線量率の方位内の平均値 (mR/h)

$\bar{u}$  : 各方位の逆数平均風速 (m/sec)

n : 着目方位への放射能放出回数 (回/y)

#### ロ) β線外部被ばく線量

真空ポンプ使用時のβ線外部被ばく線量は各着目方位ごとに次式から求められる。

$$D'\beta = 0.23 \times \bar{X}_\beta \times 2.0 \times \frac{1}{\bar{u}} \times n \text{ (rad/y)} \dots\dots\dots(13)$$

$\bar{X}_\beta$  : 大気安定度D型の地上濃度の平均値 (Ci/m<sup>3</sup>)

$\bar{u}$  : 各方位の逆数平均風速 (m/sec)

n : 着目方位の放射能放出回数 (回/y)

1.3 発電所周辺の年間地域集積線量

1.3.1 発電所周辺の年間地域集積線量

スタックから平常時に放出される放射性希ガスによる  
年間地域集積線量を次の条件によって計算した。

(1) 前提条件

① 放出条件

- 1) 空気抽出系からの放出率は  $0.17 \text{ mCi/sec}$ ,  $\gamma$ 線エネルギーは  $0.057 \text{ MeV}$  とする。
- 2) タービンランド蒸気復水器系からの放出率は  $0.17 \text{ mCi/sec}$ ,  $\gamma$ 線エネルギーは  $0.77 \text{ MeV}$  とする。
- 3) 原子炉起動停止時の放出量は  $20 \text{ Ci} \cdot \text{MeV}$  とする。
- 4) 大気安定度はD型とする。
- 5) スタックの実効高さは  $100 \text{ m}$  とする。

② 人口分布

新型転換炉原型炉敷地を中心に、周囲  $100 \text{ Km}$  にわたる人口分布を第9.1-13図に、半径  $100 \text{ Km}$  以内に存在する主要都市名を第9.1-14図に示す。なお、方位W~Nまでは日本海に面しているため人口分布は0とした。

③ 気象条件

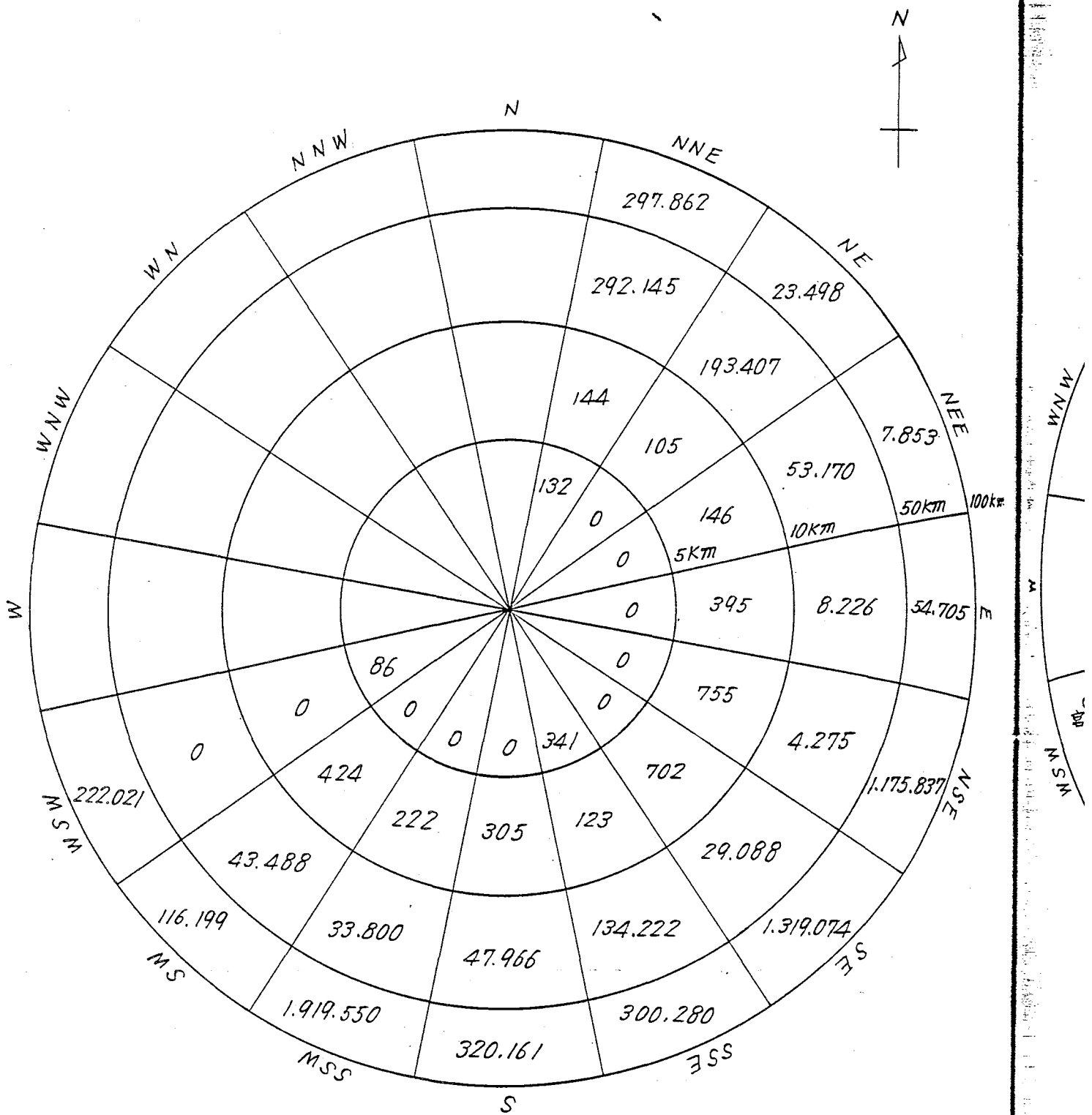
海側の方位を除いた11方位についての気象条件(拡散有効風速, 逆数平均風速, 最大生起回数)は参考資料105~18訂1と同じものを使用した。

(2) 計算結果

計算結果を第9.1-14表および第9.1-15図に示す。

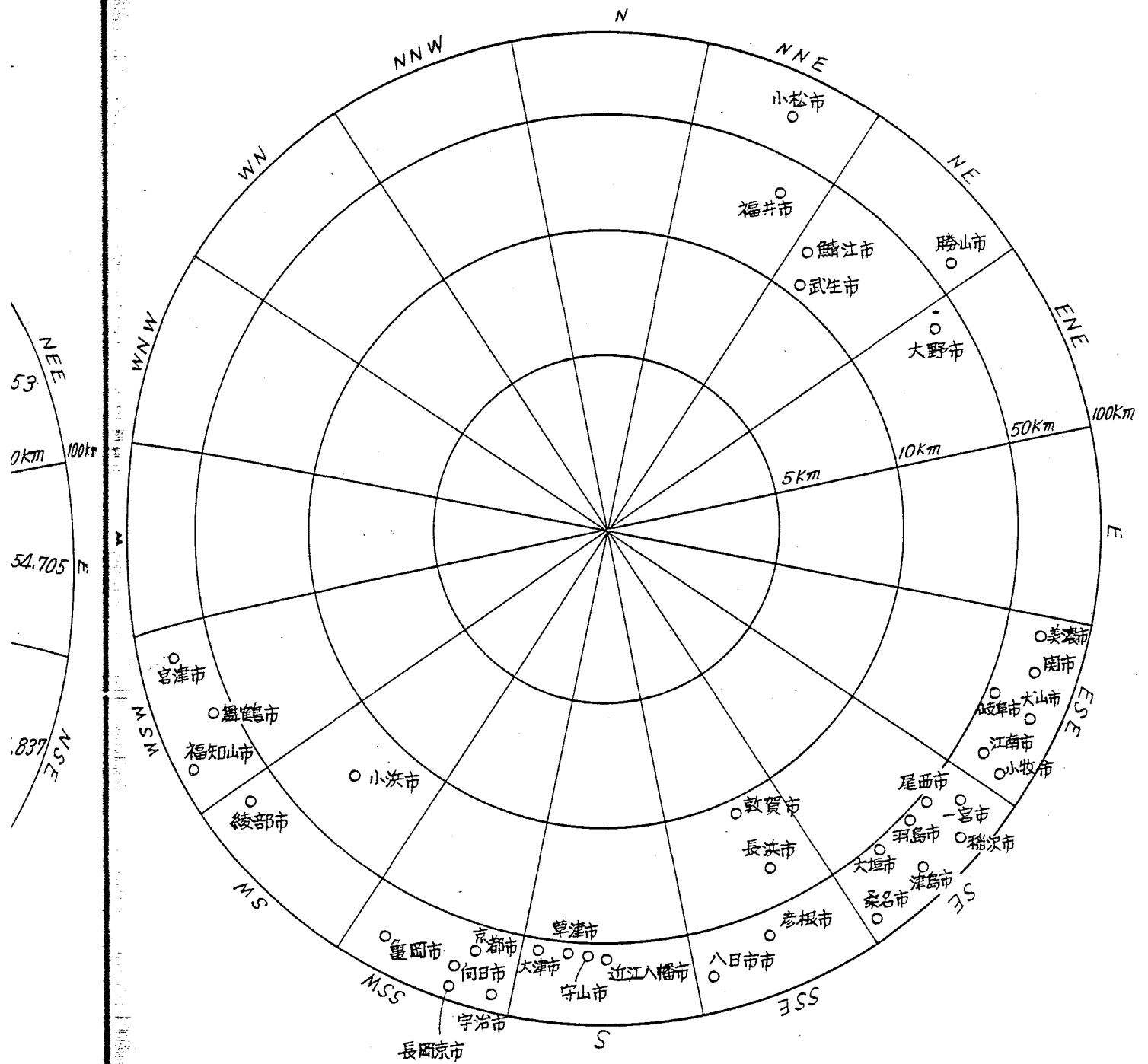
第9.1-14表 発電所周辺の地域集積線量(単位:人・レム/年)

| 距離     | 5 Km 内 | 10 Km 内 | 50 Km 内              | 100 Km 内             |
|--------|--------|---------|----------------------|----------------------|
| 人口     | 559人   | 4,380人  | $8.44 \times 10^5$ 人 | $6.57 \times 10^6$ 人 |
| 地域集積線量 | 0.14   | 0.29    | 3.06                 | 4.35                 |

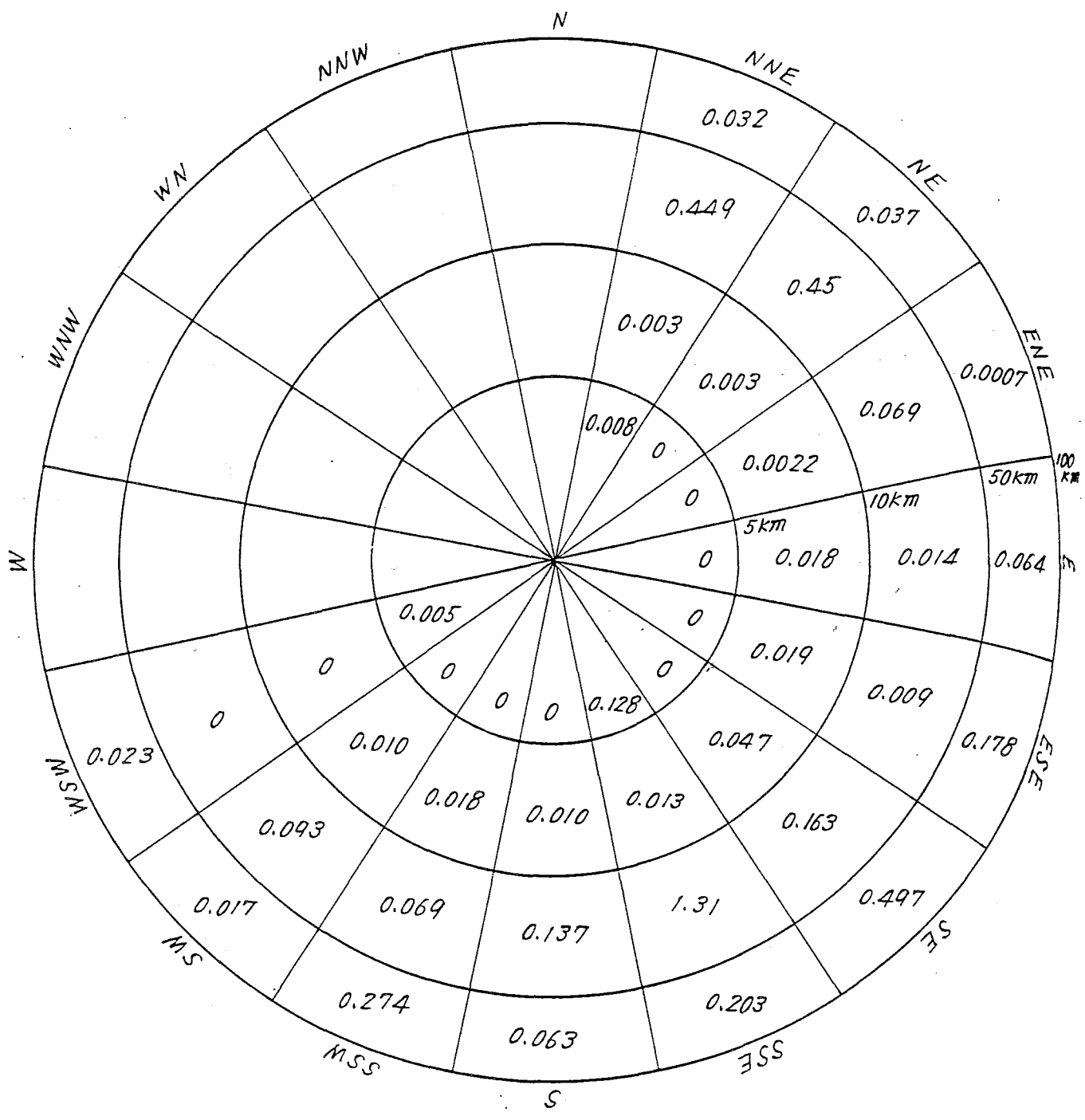


(昭和48年4月1日現在)

第9.1-13 図 0~100 Kmまでの人口分布図 (単位:人)



第9.1-14回 新型転換炉原型炉を中心に、半径 100 km 以内に存在する  
方位別主要都市名



第9.1-15図 0~100 km までの方位別地域集積線量(単位:人・LM/年)



1.3.2 昭和91年(西暦2016年)における発電所周辺の地域集積線量の推定

(1) 将来推計人口

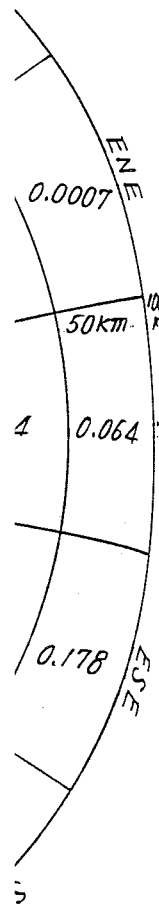
敦賀市周辺の県別推計人口は、厚生省人口問題研究所の資料「都道府県別将来推計人口」をもとにして得た昭和60年(1985年)までのマキシマム推計値を外挿して求めた。得られた推計人口を第9.1-16図に示す。

(2) 地域集積線量

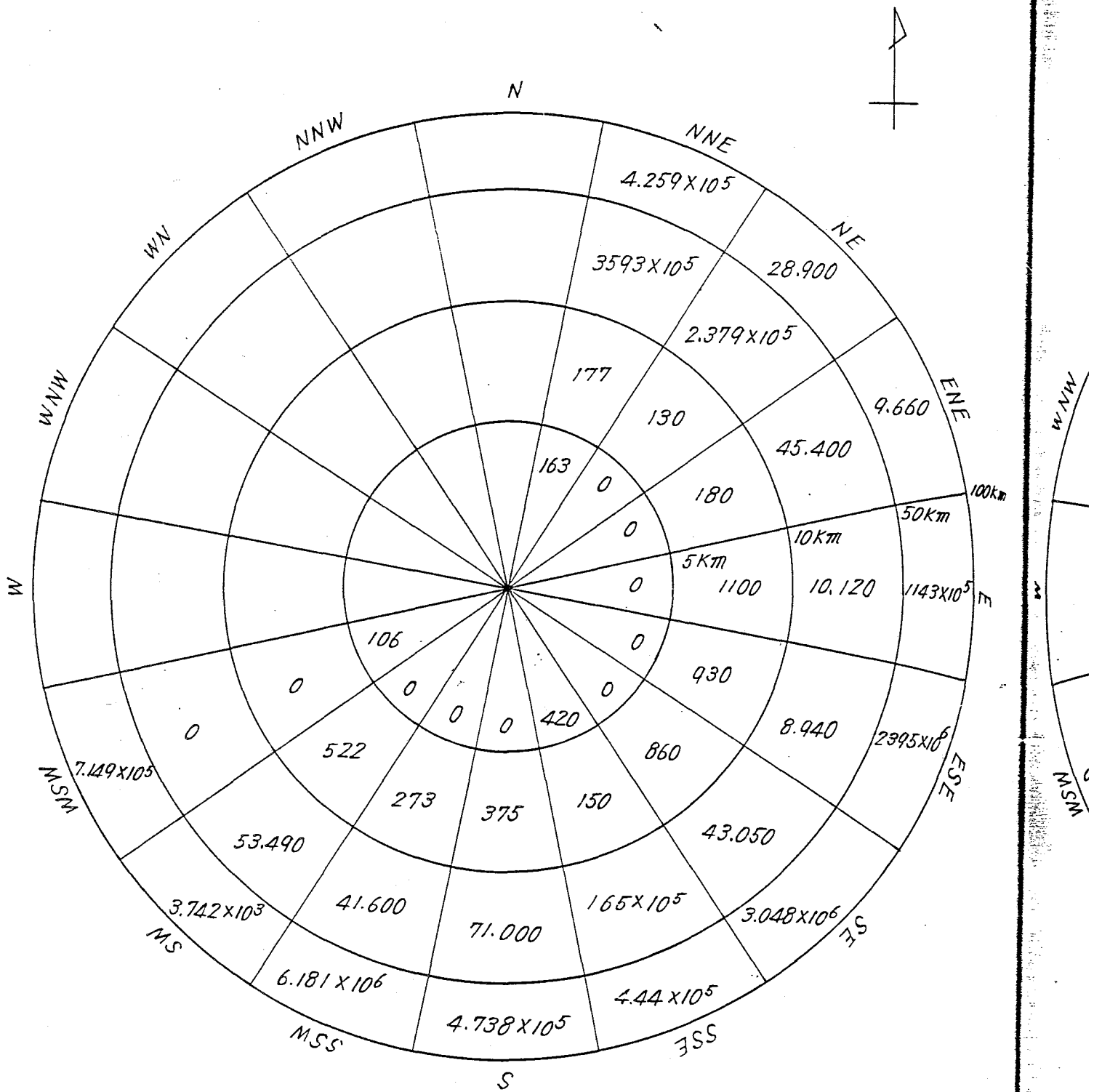
第9.1-16図の地域推計人口をもとに計算した地域集積線量を第9.1-17図に、集計結果を第9.1-15表に示す。

第9.1-15表 発電所周辺の地域集積線量(2016年推計)

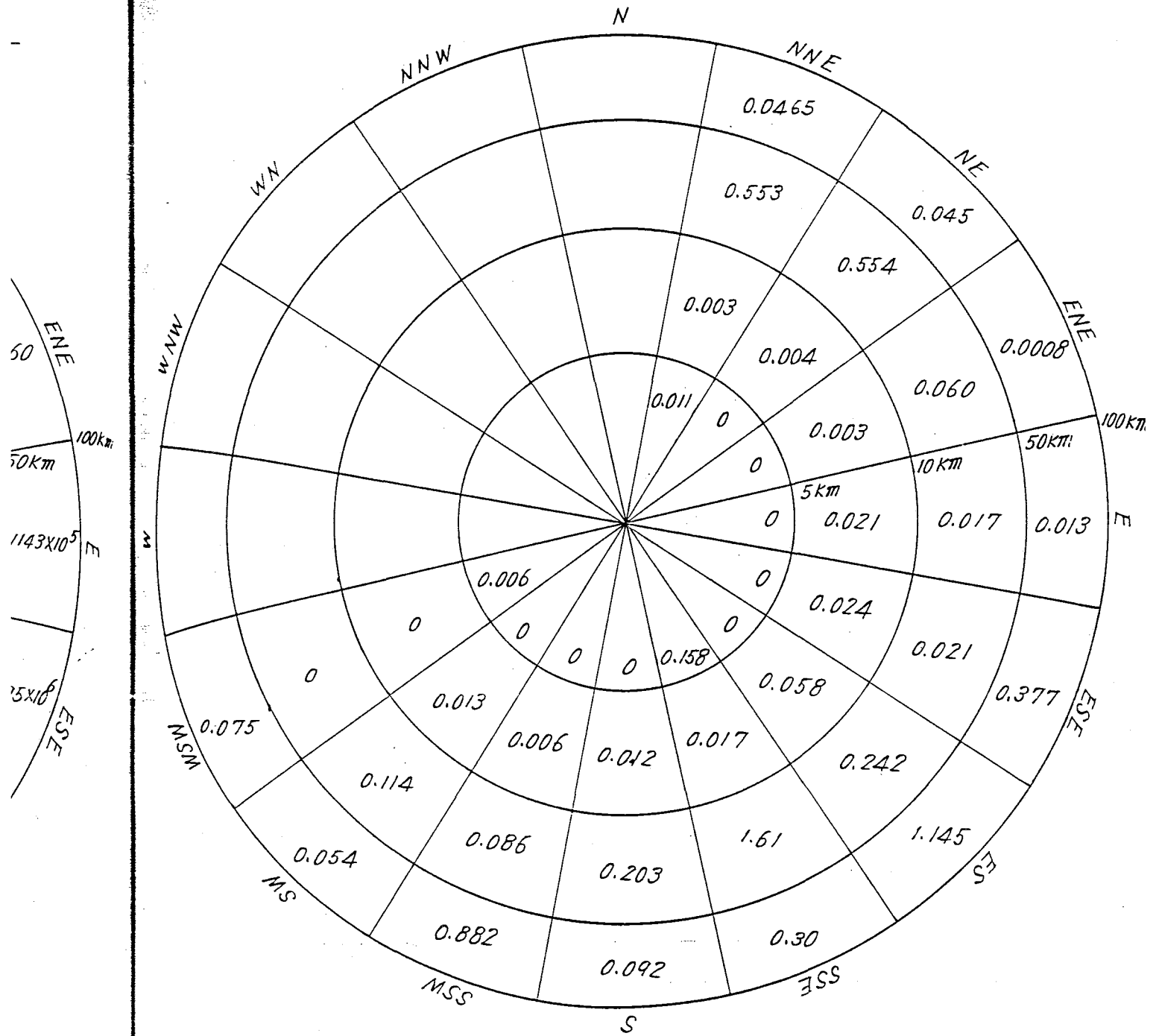
| 距離     | 5 Km内       | 10 Km内      | 50 Km内             | 100 Km内            |
|--------|-------------|-------------|--------------------|--------------------|
| 人口     | 700人        | 5,400人      | $1.04 \times 10^6$ | $1.52 \times 10^7$ |
| 地域集積線量 | 0.178人・レム/年 | 0.338人・レム/年 | 3.08人・レム/年         | 6.79人・レム/年         |



1年)



第9.1-16図 西暦2016年における発電所周辺の推計人口分布



第9.1-17 図 西暦 2016 年における地域集積線量の推計値

## 1.4 よう素放出による甲状腺被ばく線量評価

### 1.4.1 前提条件

A T Rは炉心構造が圧力管型であり、圧力容器を開封しないで燃料交換ができる特徴があるが、その他の点においては、ほぼ通常のB W R型発電炉と同様である。したがってよ素の放出量の評価についてもほぼB W R型に準じて考慮する。

放出の可能性のある主な経路は次の4つと考えられる。

- (1) 空気抽出器系
- (2) タービンランド蒸気系
- (3) 建屋換気系
- (4) 格納容器換気系

1. 空気抽出系については、活性炭式希ガスホールドアップ装置内の活性炭層を低温度の空気と共に通過するので、放出量は無視できると思われる。
2. タービンランド蒸気系については、ある程度のよう素が移行する可能性がある。
3. 換気系については、定常運転時に原子炉蒸気系の洩れがある場合および定検時原子炉水からの移行により放出されると予想される。
4. 格納容器換気系については、格納容器内において、原子炉蒸気の漏洩があっても、パージを行なうのは約3ヶ月毎であるので、放射能壊変のため減少する。

なお、よう素の放出量を解析的に評価するのは困難であるのでB W R型発電炉（原電敦賀発電所）の実績にもとづき評価を行なった。

### 1.4.2 放出率の評価

#### (1) 通常運転時

プラントが比較的安定な状態で定格出力運転を行っていた時期の敦賀発電所の運転実績は次表の通りである。

第9.1-16表 敦賀発電所の実績

| 期 間                    | 47年1月～4月   | 48年1月～4月   |
|------------------------|--|--|
| オフガス放出率<br>(30分換算値)    | ～10mCi/sec   | ～50mCi/sec   |
| 炉水中I-131<br>濃度         | $\sim 10^{-3} \mu\text{Ci}/\text{cc}$                          | $\sim 4 \times 10^{-3} \mu\text{Ci}/\text{cc}$                 |
| 排気筒からの<br>I-131<br>放出率 | ～0.06mCi/d<br>( $6.9 \times 10^{-4} \mu\text{Ci}/\text{sec}$ ) | ～0.18mCi/d<br>( $2.1 \times 10^{-3} \mu\text{Ci}/\text{sec}$ ) |

これらのデータから、オフガス放出率が30分減衰値100 mci/sec となった場合を想定すると

$$I \quad (47年1\sim4月) \quad 6.9 \times 10^4 \times \frac{100}{10} = 6.9 \times 10^3 \mu\text{ci/sec}$$

$$II \quad (48年1\sim4月) \quad 2.1 \times 10^3 \times \frac{100}{50} = 4.2 \times 10^3 \mu\text{ci/sec}$$

なお、運転中の燃料交換により、交換プールから格納容器内へのよう素放出の可能性もあるが、格納容器は通常外部換気を行わず、また、ページ前による素フィルターにより除去することも可能なので、この寄与は無視し、ここでは保守的な値として  $6.9 \times 10^3 \mu\text{ci/sec}$  をとる。

(2) 定検時

BWR型発電所では燃料交換作業に関連して原子炉水と空気の接触面積の増加により、よう素の換気系への移行率が増加することなどにより、通常運転時よりも、平均的に排気筒からのI-131の放出率が増加している。敦賀発電所の例によると次表の通りである。

第9.1-17表 敦賀発電所の実績

|                          | 46年5月<br>ポイズンカーテン<br>取出し              | 47年9月<br>(定 検)                        | 48年5月<br>(定 検)                        |
|--------------------------|---------------------------------------|---------------------------------------|---------------------------------------|
| 停止前オフガス放出率<br>(30分減衰換算値) | ~130mci/sec                           | ~30mci/sec                            | ~70mci/sec                            |
| 定検中I-131*<br>放 出 量       | 980mci                                | 105mci                                | 134mci                                |
| 平均放出率                    | $1.6 \times 10^{-1} \mu\text{ci/sec}$ | $2.2 \times 10^{-2} \mu\text{ci/sec}$ | $2.1 \times 10^{-2} \mu\text{ci/sec}$ |

(\* 定検前後1, 2週間分も含めている場合がある。)

上表から判るように、よう素放出量は停止前の希ガス放出率にも関係はあるが、むしろ定検時の作業に大きく影響されるようである。

ただし、新型転換炉は前述のようにBWR型と異なり、定検時にも圧力容器の開封なしに燃料交換を行なえる利点がある。したがって、保守的に考えるとしても、新型転換炉の定検に対して、燃料取扱いの多かつた46年5月のデータを用いる必要はなく、47年9月ないし48年5月の値で十分と考えられる。

(3) 年間放出率

(1)(2)の放出率をもととして定検期間を60日間として年間平均放出率を求める。

$$6.9 \times 10^3 \times \frac{365-60}{365} + 2.2 \times 10^2 \times \frac{60}{365} = 9.382 \times 10^3 \mu\text{ci/sec} \quad (0.296\text{ci/y})$$

1.4.3 よう素による被ばく線量

上記の放出量の値を用いて被ばく線量評価を行なった。結果を第9.1-18表に示す。評価の条件は拡散に関する部分は希ガスと全く同様であるが内部被ばくの計算は異なる。なお被ばく線量のもっとも高い南々東敷地境界および人口の多い浦底部落方向敷地境界附近の成人、幼児、乳児の評価値の内訳を第9.1-19表と第9.1-20表に示す。

第9.1-18表 よう素濃度および被ばく線量

(希ガス放出率: 100 mci/secの場合)

| 評価地点                      | よう素濃度 *1<br>( $\mu\text{ci}/\text{cc}$ ) | 被ばく線量 *2<br>(mrem/y) |
|---------------------------|--|----------------------|
| A 白木部落方面敷地境界              | $9.17 \times 10^{-17}$                   | 0.074                |
| B 蝶螺ヶ岳方面敷地境界              | $9.76 \times 10^{-16}$                   | 0.79                 |
| C 南々東敷地境界                 | $5.51 \times 10^{-15}$                   | 4.44                 |
| D 浦底部落方面                  | $2.65 \times 10^{-15}$                   | 2.13                 |
| E 立石部落方面敷地境界              | $1.90 \times 10^{-15}$                   | 1.53                 |
| F "                       | $2.97 \times 10^{-16}$                   | 0.24                 |
| G "                       | $1.37 \times 10^{-16}$                   | 0.11                 |
| H 北方敷地境界                  | $9.66 \times 10^{-17}$                   | 0.08                 |
| 浦底部落方面 0.6 Km<br>(最高濃度地点) | $5.82 \times 10^{-15}$                   | 4.69                 |
| 海安寺方面 0.8 Km<br>(最高濃度地点)  | $1.78 \times 10^{-16}$                   | 0.14                 |

\*1 よう素の放出率を  $0.296 \text{ ci}/\text{y}$  ( $9.382 \times 10^{-3} \mu\text{ci}/\text{sec}$ ) とした。

\*2 放射性よう素による幼児の甲状腺被ばく線量である。

第9.1-19表 C地点(南々東敷地境界)における甲状腺被ばく線量

| 摂取経路 | 甲状腺被ばく線量 (mrem/y) |      |      |
|------|-------------------|------|------|
|      | 成人                | 幼児   | 乳児   |
| 吸入   | 0.055             | 0.22 | 0.22 |
| 葉菜   | 1.32              | 3.30 | —    |
| 牛乳   | 0.073             | 0.91 | 3.66 |
| 計    | 1.45              | 4.43 | 3.88 |

第 9.1 - 20 表 D地点（浦底部落方面）における甲状腺被ばく線量

| 摂取経路 | 甲状腺被ばく線量 (mrem/y) |       |       |
|------|-------------------|-------|-------|
|      | 成人                | 幼児    | 乳児    |
| 吸入   | 0.026             | 0.106 | 0.106 |
| 葉菜   | 0.635             | 1.587 | —     |
| 牛乳   | 0.035             | 0.439 | 1.76  |
| 計    | 0.69              | 2.13  | 1.87  |

1.4.4 結 言

以上の評価結果から、もっとも被ばく線量の高い南々東敷地境界（C地点）においても  
 よう菜による甲状腺被ばく線量はもっとも受けやすい幼児について、年間約 4.5 mrem  
 であり、また週辺地域内でもっとも人口の多い浦底部落方面敷地境界附近においては、年  
 間約 2.2 mrem である。

1.4.5 被ばく評価条件

(1) 吸入による被ばく線量

$$D' = M \frac{X_{air}}{(MPC)_a} = 1.0 \times 10^{10} X_{air}$$

ここに M (rem/y) : 年間許容最大被ばく線量 (30 rem/y)

(MPC)<sub>a</sub> : 最大許容空気中濃度 ( $3 \times 10^{-9}$   $\mu\text{ci}/\text{y}$ )

X<sub>air</sub> : 敷地境界外最高濃度地点上にいる人が吸入する空気中の濃度

ただし、吸入による幼児に対する被ばく線量は成人の 4 倍とする ( $\mu\text{ci}/\text{m}^3$ )。

(2) 葉菜による被ばく線量

$$D' = M \frac{A}{A_w} = 2.4 \times 10^{11} X_{air}$$

ここに A : 1日当りの葉菜による摂取量で、次式で表わされる。

$$A = C \cdot J \cdot X_{air}$$

I :  $1 \text{ ci}/\text{m}^3$  の濃度中で栽培された葉菜 1 Kg 当たりのよう菜量であり、こ  
 こでは 7.000 ( $\text{ci}/\text{Kg} / \text{ci}/\text{m}^3$ ) とする。

J : 1日当りの葉菜摂取率で 100g/日とする。

ただし、栽培可能な期間を 6ヶ月/年とする。

A<sub>w</sub> : 最大許容水中濃度 (MPC)<sub>w</sub> =  $2 \times 10^{-5}$

$\mu\text{ci}/\text{cc}$  の水を 1日当り 2,200 cc 飲用することとした場合の摂取率

示す。  
る。な  
界附近

である。

ただし、摂取による幼児の被ばく線量評価に当っては甲状腺4g、葉菜摂取率50g/日として算出した。

(3) 牛乳摂取による被曝線量

ATR敷地については、牧草-牛乳-人の生態系について考慮する必要がないと考えられるが、参考として評価する。

牛乳摂取による被曝線量  $D_3$  (rem/yr) は

$$D_3 \text{ (rem/yr)} = M \text{ (rem/yr)} \times \frac{A \text{ (Ci/日)}}{A_w \text{ (Ci/日)}}$$
$$= 1.329 \times 10^{10} \times \text{air}$$

ここに  $M$  (rem/yr) : 年間許容最大被曝線量 (30 rem/yr)

$A$  (ci/日) : 1日当りの牛乳による摂取量を次式で表わされる。

$$A = I_m \times J_m \times X_{\text{air}}$$

$I_m$  : 1 ci/m<sup>3</sup> の濃度の中で栽培された牧草を飼料とした牛からの牛乳の濃度であり、ここでは 650 (ci/l/ci/m<sup>3</sup>) とする。  
ただし、牧草の生育期間補正係数を 0.5、牧草の使用割合補正係数を 0.3 とする。

$J_m$  : 1日当りの牛乳摂取率で、成人に対し 200 cc/日とする。

$A_w$  (ci/日) : 最大許容水中濃度で  $2 \times 10^{-5}$   $\mu\text{ci/cc}$  の水を 2200 cc/日の割合で飲料するとした場合の摂取率である。

なお、牛乳摂取による幼児・乳児の被曝線量許値に当たっては、甲状腺を各4g、2gとし、かつ牛乳摂取量を 500 cc/日、1000 cc/日 と仮定する。

(4) 気象条件

希ガスの平常被ばく評価に用いた同じ条件を用いる。

(5) その他

評価地点は A~H 地点とする。

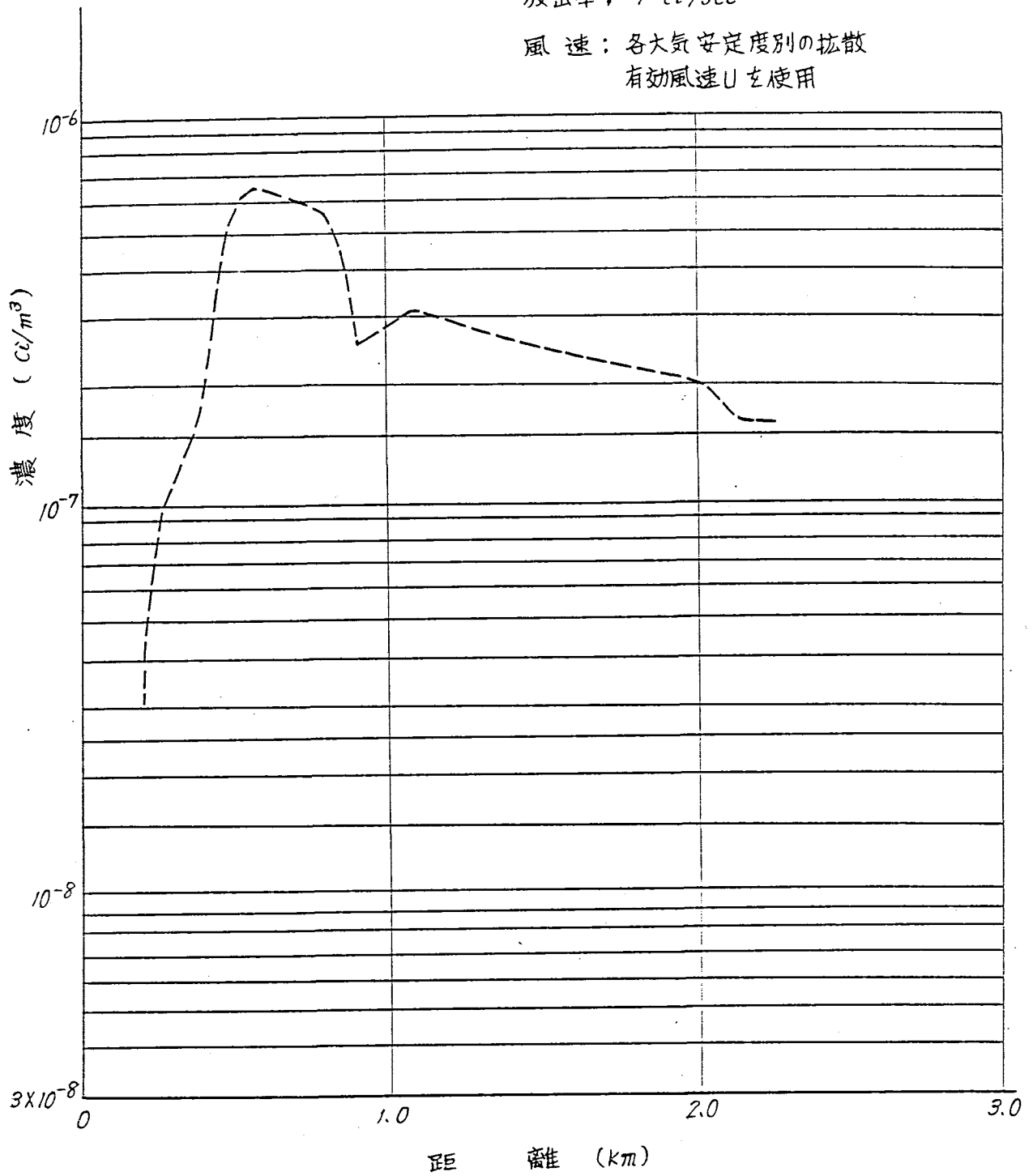
評価結果

評価の結果を第 9.1-18 表に示す。また、第 9.1-18 図に浦底部落方向におけるよう素の地上濃度の変化を示す。



放出率; 1 Ci/sec

風速: 各大気安定度別の拡散  
有効風速Uを使用



第9.1-18回 浦底部落方向地表濃度

### 1.4.6 炉水最高放射能濃度について

破損燃料がある場合において、炉水中最高放射能濃度は次のようにして算出される。すなわち、燃料棒からのハロゲン放出率は、拡散モデルに従い

$${}^H Q_F = K \sum_j \sqrt{\lambda_j} Y_j \quad (1)$$

ここで  ${}^H Q_F$  : 燃料棒からのハロゲン放出率 (Ci/sec)  
 $\lambda_j$  : 壊変定数  
 $Y_j$  : 生成率  
 $K$  : 拡散定数を含む比例定数

で表わされる。

したがって、炉水中のハロゲンの濃度は炉浄化系統脱塩器による除去と壊変による減衰を考慮し、

$$H_C = \frac{K}{W} \sum_j \frac{\sqrt{\lambda_j} \cdot Y_j}{\lambda_j + \eta \beta} \quad (2)$$

ここで  $H_C$  : 炉水中のハロゲン濃度 (Ci/g)  
 $\eta$  : 炉浄化系脱塩器の除去効率  
 $\beta$  :  $R_T/W$   
 $R_T$  : 炉浄化系統流量 (t/h)  
 $W$  : 1次冷却水量 (t)  
 $j$  : ハロゲンの核種

で表わされる。

さらに排気筒からの放出率と燃料棒からの希ガスの放出率の間には、拡散モデルに従い、

$${}^R Q_S = K \sum_j \sqrt{\lambda_i} Y_j e^{-\lambda_i t} \quad (3)$$

ここで  ${}^R Q_S$  : 排気筒からの希ガスの放出率 (Ci/sec)  
 $t$  : 壊変時間 (sec)  
 $i$  : 希ガスの核種  
 $\lambda_j$  : 壊変定数 (sec<sup>-1</sup>)  
 $Y_j$  : 生成率

の関係がある。

したがって式(3)より求めたKを式(2)に代入すると

$${}^H C = \left( \frac{{}^R Q_S}{\sum_i \sqrt{\lambda_i} Y_i \cdot e^{-\lambda_i t}} \right) \sum_j \frac{\sqrt{\lambda_j} Y_j}{(\lambda_j + \eta \beta) W} \quad (2)$$

ここで

$$\begin{aligned}
 R_T &= 60 \text{ t} \\
 W &= 63 \text{ t} \\
 \eta &= 0.9 \\
 t &= 30 \text{ min} \\
 R_{Q_S} &= 100 \text{ m Ci/sec} \\
 \lambda_j &= \text{第 9.1-21 表 (sec}^{-1}\text{)} \\
 Y_j &= \text{第 9.1-21 表}
 \end{aligned}$$

を代入すると

$$C = 8.3 \mu\text{Ci} \text{ を得る。}$$

第 9.1-21 炉水最高放射能濃度

| 核種                       | $\lambda_j (\text{sec}^{-1})$ | $Y_j$                | 炉水濃度 ( $\mu\text{Ci/g}$ )  |
|--------------------------|-------------------------------|----------------------|----------------------------|
| $^{131}\text{I}$         | $9.96 \times 10^{-7}$         | $2.9 \times 10^{-2}$ | 0.12                       |
| $^{132}\text{I}$         | $8.02 \times 10^{-5}$         | $4.4 \times 10^{-2}$ | 1.26                       |
| $^{133}\text{I}$         | $9.25 \times 10^{-6}$         | $6.5 \times 10^{-2}$ | 0.82                       |
| $^{134}\text{I}$         | $2.20 \times 10^{-4}$         | $7.6 \times 10^{-2}$ | 2.46                       |
| $^{135}\text{I}$         | $2.89 \times 10^{-5}$         | $5.9 \times 10^{-2}$ | 1.20                       |
| $^{136}\text{I}$         | $8.06 \times 10^{-3}$         | $3.1 \times 10^{-2}$ | 0.34                       |
| $^{137}\text{I}$         | $3.15 \times 10^{-2}$         | $4.9 \times 10^{-2}$ | 0.28                       |
| $^{138}\text{I}$         | $1.17 \times 10^{-1}$         | $3.4 \times 10^{-2}$ | 0.10                       |
| $^{83}\text{Br}$         | $8.02 \times 10^{-5}$         | $4.8 \times 10^{-3}$ | 0.14                       |
| $^{84}\text{Br}$         | $3.85 \times 10^{-4}$         | $1.1 \times 10^{-2}$ | 0.35                       |
| $^{85}\text{Br}$         | $3.85 \times 10^{-3}$         | $1.5 \times 10^{-2}$ | 0.23                       |
| $^{87}\text{Br}$         | $1.25 \times 10^{-2}$         | $2.7 \times 10^{-2}$ | 0.25                       |
| $^{88}\text{Br}$         | $4.47 \times 10^{-2}$         | $2.9 \times 10^{-2}$ | 0.14                       |
| $^{99\text{m}}\text{Tc}$ | $3.19 \times 10^{-2}$         | $6.0 \times 10^{-3}$ | 0.13                       |
| $^{99}\text{Mo}$         | $2.88 \times 10^{-6}$         | $6.1 \times 10^{-2}$ | 0.43                       |
| 計                        |                               |                      | 約 8.3 ( $\mu\text{Ci/g}$ ) |

1.4.7 放射性よう素による被ばく線量

(1) 前提条件

① 対象とする主なよう素の発生源

- タービンランドシール蒸気系排ガス
- 空気抽出器系排ガス
- 建屋換気系排ガス
- 格納容器換気系排ガス

② 環境放出量の推定に当って用いた条件

放射性よう素の炉水中の濃度は希ガス放出率（30分減衰後）が100 mci/秒であるのでI-131濃度は0.12  $\mu$ ci/gとなる。

炉水中の放射性よう素が環境へ放出される移行過程において期待される低減率は次の通りとする。

第9.1-22表 放射性よう素の移行率

| 項 目                            | 記号             | 低減率                    |
|--------------------------------|----------------|------------------------|
| 蒸気ドラムにおける炉水から気相へ移行率            | F <sub>1</sub> | 10 <sup>-2</sup>       |
| 主復水器における気相への移行率                | F <sub>2</sub> | 10 <sup>-2</sup>       |
| タービンランドシール蒸気復水器における気相への移行率     | F <sub>3</sub> | 10 <sup>-2</sup>       |
| 活性炭式希ガスホールドアップ系におけるよう素除去率      | F <sub>4</sub> | 10 <sup>-6</sup>       |
| タービンランドシール蒸気中の放射能の主蒸気ラインに対する割合 | F <sub>5</sub> | 1.1 × 10 <sup>-3</sup> |

漏洩率は105-18訂1の希ガス評価の値を用いる。

(1/910)

年間よう素放出量は次式で算出する。

$$Q = C \cdot L \cdot f \cdot t \cdot \alpha \cdot \beta$$

ここで、 C : よう素の炉水濃度 (0.12 Ci/t)

L : 漏洩率 (水または蒸気) (t/d)

f : よう素低減率 (Regulatory Guide 1.42, WASH-1258)

t : 期間

$\alpha$  : 稼働率

$\beta$  : 放射能減衰 ( $1 - e^{-\lambda t}$ )

(2) 評 価

① 建屋換気系排ガス

(1) 補助建屋

|             |  |
|-------------|--|
| 直接漏洩        | $Q = C \cdot L \cdot f \cdot t = 0.12 \times 0.1 \times 5 \times 10^{-3} \times 365 = 2.2 \times 10^{-2} \text{ Ci/y}$ |
| 熱水 (hot 分)  | " $= 0.12 \times 1.0 \times 5 \times 10^{-3} \times 365 = 2.2 \times 10^{-1} \text{ "}$                                |
| 冷水 (cold 分) | " $= 0.12 \times 3.0 \times 1 \times 10^{-3} \times 365 = 1.3 \times 10^{-2} \text{ "}$                                |

(2) タービン建屋

直接漏洩

$$Q = C \cdot L \cdot f \cdot t = 0.12 \times 0.2 \times 10^{-2} \times 365 \times 0.8 = 0.07 \text{ Ci/y}$$

(3) 廃棄物処理建屋

流入液量

$$3.0 + 4.0 + 1.0 + 3.0 = 11 \text{ t/d}$$

移行分は cold とみなす。

$$Q = Q \cdot L \cdot f \cdot t = 0.12 \times 11 \times 10^{-1} \times 1 \times 10^{-3} \times 365 = 5.2 \times 10^{-2} \text{ Ci/y}$$

$$f = f_1 \cdot f_2$$

$f_1$  : 時間経過による ( $10^{-1}$ )

$f_2$  :  $1 \times 10^{-3}$

② 格納容器換気系排ガス

直接漏洩 (1日)

$$Q_1 = C \cdot L \cdot f = 0.12 \times 0.2 \times 1.0 \times 10^{-2} = 2.40 \times 10^{-4}$$

熱水 (hot分)

$$Q_2 = C \cdot L \cdot f = 0.12 \times 3.0 \times 5 \times 10^{-3} = 1.80 \times 10^{-3}$$

冷水 (cold分)

$$Q_3 = C \cdot L \cdot f = 0.12 \times 4.0 \times 1 \times 10^{-3} = 4.80 \times 10^{-4}$$

$$Q = (Q_1 + Q_2 + Q_3) \times \frac{(1 - e^{-\lambda t})}{\lambda} \times n$$

$$= 0.52 \times 10^{-3} \times \frac{0.999 \times 4}{8.598 \times 10^{-2}}$$

$$= 2.52 \times 10^{-3} \times 11.63 \times 4 = 0.117 \text{ Ci/y}$$

③ タービンランドシール蒸気系排ガス

$$Q = C \cdot L \cdot f \cdot t \cdot \alpha = 8.5 \times 10^{-3} \text{ Ci/y}$$

ただし,  $f = F_1 \cdot F_2 \cdot F_3 \cdot F_5 \cdot F_{10}$

(105-45 参照)

④ 空気抽出器系排ガス

$$Q = C \cdot L \cdot f \cdot t \cdot \alpha = 7.8 \times 10^{-5} \text{ Ci/y}$$

ただし,  $f = F_1 \cdot F_2 \cdot F_4$

秒である

は次の通

|                 |
|-----------------|
| 率               |
| 0 <sup>-2</sup> |
| 0 <sup>-2</sup> |
| 0 <sup>-2</sup> |
| 0 <sup>-6</sup> |
| 0 <sup>-3</sup> |
| 10)             |

ci/y  
"  
"

| 換 気 系             | 放 出 量     |
|-------------------|-----------|
| 1. 建屋換気系          |           |
| 補助建屋              | 0.37      |
| タービン建屋            | 0.07      |
| 廃棄物処理建屋           | 0.05      |
| 2. 格納容器換気系        | 0.12      |
| 3. タービングランドシール蒸気系 | 0.08      |
| 4. 空気抽出器系         | 0.00      |
| 合 計               | 0.69 Ci/y |

1.4.8 牧草の摂取割合について

(1) 牧草摂取割合の推算

敦賀地区における乳牛の牧草摂取量と、米国の乳牛の牧草摂取量とを比較して、牧草の摂取割合  $f_f$  を評価する。

文献に記載されている牧草の1日の摂取量の例を第9.1-24表に示す。文献1は、乳牛の種類と体重により牛乳生産量(1日当り)が分るが飼料重量は市販の飼料が含まれているので、評価には直接使えないので、文献2の飼料重量と結びつけて評価する。牛乳摂取による甲状腺のよう素被ばくに関連する飼料は生の牧草である。

第9.1-24表 乳牛の牧草摂取量と牛乳生産量について

| 文 献 | 乳 牛                                   | 体 重                    | 飼 料 (1日当り)   | 牛乳生産量(1日当り)           |
|-----|---------------------------------------|------------------------|--|-----------------------|
| 1   | A<br>Guernseys (3頭)<br>HOLSTEINS (2頭) | 370~425kg<br>平均397.5kg | 5~10kg<br>Commercial<br>dairy feed +<br>mixed alfalfa<br>hay | 5.2~9.2ℓ<br>平均6.3ℓ    |
|     | B<br>HOLSTEINS (4頭)                   | 500~600kg<br>平均550kg   | "  | 10.9~18.6ℓ<br>平均15.5ℓ |
| 2   |                                       |                        | 37kg<br>(moist grass)  | 5.6ℓ                  |
| 3   |                                       |                        | 55kg<br>(fresh forage<br>(80% moisture))                     |                       |

CASE I

乳牛の種類により牛乳生産量が異なるので、文献1の例Aを文献2の場合に適用し、37kgの牧草を摂取する乳牛の体重を推定する。平均体重397.5kgの乳牛の牛乳生産量は6.3ℓ/dayであるから牛乳生産量が体重に比例するとすれば

$$397.5 \times \frac{5.6}{6.3} \approx 353\text{kg}$$

したがって牧草の使用割合補正係数  $f_f$  は、次のようになる。

$$f_f = \frac{13\text{kg}}{37\text{kg}} \approx 0.35 \quad (1)$$

CASE II

CASE Iでは牛の牧草摂取量は体重の1.05% ( $\frac{37\text{kg}(\text{牧草})}{353\text{kg}(\text{体重})}$ ) である。したがって平均体重550kgの乳牛(HOLSTEINS種)に適用すると57.6kgの牧草を1日当り摂取する。したがって

$$f_f = \frac{13\text{kg}}{57.6\text{kg}} \approx 0.226 \quad (2)$$

となる。

以上の結果から、牧草の使用割合補正係数は  $0.23 \leq f_f \leq 0.35$  となり、平均値として  $f_f = 0.30$  をとるものとする。

(2) 敦賀地区の生の牧草摂取量

前出の(1), (2)式の  $13 \text{ kg}$  は、敦賀地区における乳牛が摂取しうる牧草量<sup>4)</sup>である。  
文献4によれば

|        |              |
|--------|--------------|
| 野生草 :  | 2,169 kg     |
| 豆科牧草 : | 195 kg       |
| 計      | 2,364 kg/年・頭 |

したがってこの数値を6カ月平均にすると  $2364 \text{ kg} / 183 \text{ 日} \approx 13 \text{ kg/日}$  となる。

(3) 牧草摂取面積

文献5によれば牛が1日に摂取する牧草の広さは  $160 \text{ m}^2$  といわれている。この率で5~6カ月間、牧草がとれる地域は敦賀サイト附近では存在しない。

(4) 結 論

以上の評価結果から敦賀地区における牧草の使用割合補正係数  $f_f$  は  $0.3$  とした。

参 考 文 献

1. F. W. Lengemann and C. L. Comar, Health Physics, 10, 55(1964).
2. C. P. Straub and J. H. Fooks, Health Physics, 9, 1187(1963).
3. HEDL-TME-71-168
4. 農林省農林経済局統計調査部編, 農林水産統計報告45-64(昭年43, 44年)
5. R. J. Garner, Health Physics, 9, 597(1963)



## 1.5 トリチウムによる被ばく線量

### 1.5.1 トリチウムの放出量

新型転換炉原型炉では減速材として、重水を使用しているため、炉心の中性子によりトリチウムを生成する。

この放出による被ばく線量を評価する必要がある。

通常運転時にはクローズドシステムであるので漏洩は無視できる。しかし定検時には、ポンプ、熱交換器等の補修をするのでその影響について考慮する。

この場合には内部を乾燥後機器の解体を行なう。また機器内または床等にこぼれた重水は直ちに回収するなどを配慮するので、換気系への重水の移行はほとんど考えられないが、仮りに10ℓの重水が蒸発したとすると450 ci/年の放出量となる。

### 1.5.2 トリチウムによる被ばく線量

1.5.1にのべたようにトリチウムの放出量は500 ci/年として評価を行なう。

トリチウムの被ばくについては、吸入による内部被ばくのみを考慮する。皮膚よりの吸入および外部被ばく線量は寄与が小さいので無視する。

評価結果は1.1項の第9.1-7表に示すが、いずれも0.01 mrem/y以下で被ばく線量は小さい。なお計算式を次に示す。

年間β線内部被ばく線量(トリチウム)

放射性物質をQ Ci吸入した後、決定臓器がT時間、被ばく線量をDとすれば

$$D = \frac{K}{m} f_a \cdot \epsilon \cdot T_e \cdot Q \left( 1 - e^{-0.693 \frac{T}{T_e}} \right) \text{ (rem)} \quad (1)$$

ここで

K: 換算係数  $\left( \frac{1}{\text{Ci}} \cdot \frac{\text{rem}}{\text{MeV}} \cdot \frac{\text{g}}{\text{sec}} \cdot \text{disintegration} \right)$

m: 決定臓器の重量(g)

f<sub>a</sub>: 気道経由で決定臓器に達する割合

ε: 実効エネルギー (MeV)

T<sub>e</sub>: 実効半減期 (sec)

T: 被ばく時間(吸入後の) (sec)

Q: 吸収量 (Ci)

上式より、T ≫ T<sub>e</sub> のとき、1 Ciあたりの被ばく量D<sub>∞</sub>は次式で示される。

$$D_{\infty} = \frac{K \cdot f_a \cdot \epsilon \cdot T_e}{m} \text{ (rem / Ci)}$$

評価地点において放射物質を吸収した場合、決定臓器の受ける被ばく線量D<sub>in</sub>(rem)は

次式で示される。

$$D_{in} = R \times D_{\infty} \quad (\text{rem})$$

ここで、R：一般人の呼吸率 ( $m^3/\text{sec}$ )

X：着目地点における時間積分濃度 ( $\text{Ci} \cdot \text{sec}/m^3$ )

使用した数値は次表に示す。

第 9.1 - 25 表 トリチウム内部被曝評価にもちいた数値

| 核種           | 決定臓器 | m<br>(g)          | f a<br>(-) | $\epsilon$<br>(MeV) | T e<br>(sec)       |
|--------------|------|-------------------|------------|---------------------|--------------------|
| $^3\text{H}$ | 全身   | $7.0 \times 10^4$ | 1.0        | 0.01                | $1.03 \times 10^6$ |

## 1.6 活性炭式希ガスホールドアップ装置について

### 1. 系統全体の構成

空気抽出系からの排ガス量を、定常時に  $16 \text{ Nm}^3/\text{hr}$  (最大  $40 \text{ Nm}^3/\text{hr}$ ) とし、装置出口側の排ガスエジェクタで系統全体を負圧にして運転し、排ガスが漏洩しないように設計する。活性炭の吸着性能の劣化を避けるために、あらかじめ排ガス中の湿分を除湿冷却器と脱湿塔で十分に除去する。本装置の主要機器を第 9.1 - 26 表に示す。

### 2. 構成機器について

#### (1) 前置フィルタ

前置フィルタは排ガス中に含まれる核分裂生成物のうち、短半減期核種の希ガスから生成した娘核種(放射性粒子)と排ガス中の固形分を除去する目的で設ける。

#### (2) 除湿冷却器

排ガスを冷媒で冷却して排ガス中の湿分を除去する目的で除湿冷却器を設ける。除湿冷却器により粗い除湿をして脱湿塔の運転負荷を軽減するためである。除湿温度は排ガス中の水分の凍結を避けるため約  $5^\circ\text{C}$  とする。

#### (3) 脱湿塔

排ガス中に水分が含まれていると、その水分は活性炭に吸着され、活性炭の希ガス吸着性能を著しく低下させる原因となる。そこで除湿冷却器で粗い除湿を行なうが除湿冷却器で粗除湿された排ガス中には、約  $5^\circ\text{C}$  の飽和湿分 ( $6.79 \times 10^{-3} \text{ kg 水分}/m^3\text{-空気}$ ) が含まれている。この湿分を、さらに合成ゼオライトを充てんした脱湿塔に通気して乾燥させ、脱湿塔出口での排ガスの露点を  $-3.0^\circ\text{C}$  ( $0.355 \times 10^{-3} \text{ kg-水分}/\text{kg-空気}$ ) 以下にする。脱湿塔は2基設けて切替え運転により、排ガスを連続的に脱湿する。脱湿塔の設計仕様は次の通りである。

脱湿塔の設計仕様

|        |                               |
|--------|-------------------------------|
| 設計流量   | 16 Nm <sup>3</sup> /hr        |
| 再生温度   | 約200℃                         |
| 再生サイクル | 約6日                           |
| 乾燥剤重量  | 375 kg/塔                      |
| 塔数     | 2                             |
| 乾燥剤    | モレキュラーシーブ4A 相当品 <sup>*1</sup> |

なお、露点温度と空気中の水分量の関係を第9.1-27表に示す。

※1 合成ゼオライトは系内の湿分が低い状態での脱湿性能が他の乾燥剤に比較してすぐれている。

i) 排ガス仕様(脱湿塔)

|      |   |
|------|---|
| 設計流量 | 16 Nm <sup>3</sup> /hr                      |
| 温度   | 30℃   |
| 入口露点 | 約5℃ (6.79×10 <sup>-3</sup> kg・水分/kg-空気)     |
| 出口露点 | -30℃以下 (0.355×10 <sup>-3</sup> kg-水分/kg-空気) |

ii) 脱湿水分

再生間隔は6日間とし、脱湿塔で除去される水分は約19kgになる。

$$W = 16 (Nm^3/hr) \times 1.29 (kg/Nm^3) \times (6.79 - 0.355) \times 10^{-3} (kg-水分/kg-air) \times 6(日) \times 24 (hr/日) = 19.2kg$$

iii) 乾燥剤の再生前の含水率: 0.180kg-H<sub>2</sub>O/kg-乾燥剤

〃 の再生後の含水率: 0.077kg-H<sub>2</sub>O/kg-乾燥剤

除湿容量βは(再生前の含水率)-(再生後の含水率)であり、また、乾燥剤の量は(1)式により計算する。

$$M = \frac{w}{\beta} t_n \frac{1}{1-\delta} (1+\alpha) \quad (1)$$

ここで

|                                      |                    |
|--------------------------------------|--------------------|
| M: 乾燥剤必要量 (kg/塔)                     |                    |
| w: 脱湿すべき水分量 (kg/h)                   | 0.133 (kg/hr)      |
| β: 脱湿容量 (kg-H <sub>2</sub> O/kg-乾燥剤) | 0.1 (kg-水分/kg-乾燥剤) |
| t <sub>n</sub> : 再生サイクル (hr)         | 6×24=144 (hr)      |
| δ: 再生による脱湿容量低下率(%)                   | 30(%)              |
| α: 余裕率 (%)                           | 20(%)              |

これらの数値を(1)式に代入するとM=328kg/塔と求められる。

(4) 活性炭吸着塔

活性炭は希ガスの良好な吸着剤である。排ガス中の放射性希ガスを選択的に保持する性能に関して、種々の吸着支配因子について実験した。

i) 希ガスの保持時間

排ガス中の放射性希ガスの減衰曲線を第9.1-19図に示す。

希ガスの保持時間はKrでは40時間、Xeでは27日以上を設計基準とすると貯留タンク出口と希ガスホールドアップ装置出口の放射能減衰比は約1/500になる。

ii) 活性炭重量

設計仕様を次の通りとし、活性炭重量は次式にもとづいて計算する。

$$M = \frac{t_m}{K} \cdot F (1 + \alpha)$$

ここに M: 活性炭重量 (ton)

$t_m$ : 保持時間 (hr) (Xeとする)

K: 動的吸着平衡定数 ( $m^3/ton$ )

F: 運転条件における流量 ( $m^3/hr$ )

$\alpha$ : 余裕率 (-) ( $\alpha = 0.4$ )

したがって

$$M = \frac{27(\text{日}) \times 24(\text{hr})}{1060(m^3/ton)} \times 23(m^3/hr) \times (1 + 0.4) = 19.75(ton)$$

活性炭吸着塔は12塔とするので、1塔当り1.65tonの活性炭が充てんされる。

iii) 動的吸着平衡定数

保持時間の設計値を満たすために必要な活性炭量は(2)式で計算できる。式中の動的吸着平衡定数Kは、第9.1-21図に示してある。(K=1060  $m^3/ton$ )Kの温度依存性を第9.1-20図に、圧力依存性を第9.1-21図に、活性炭含水率の影響を第9.1-22図に示した。

(5) 排ガスエジェクタ

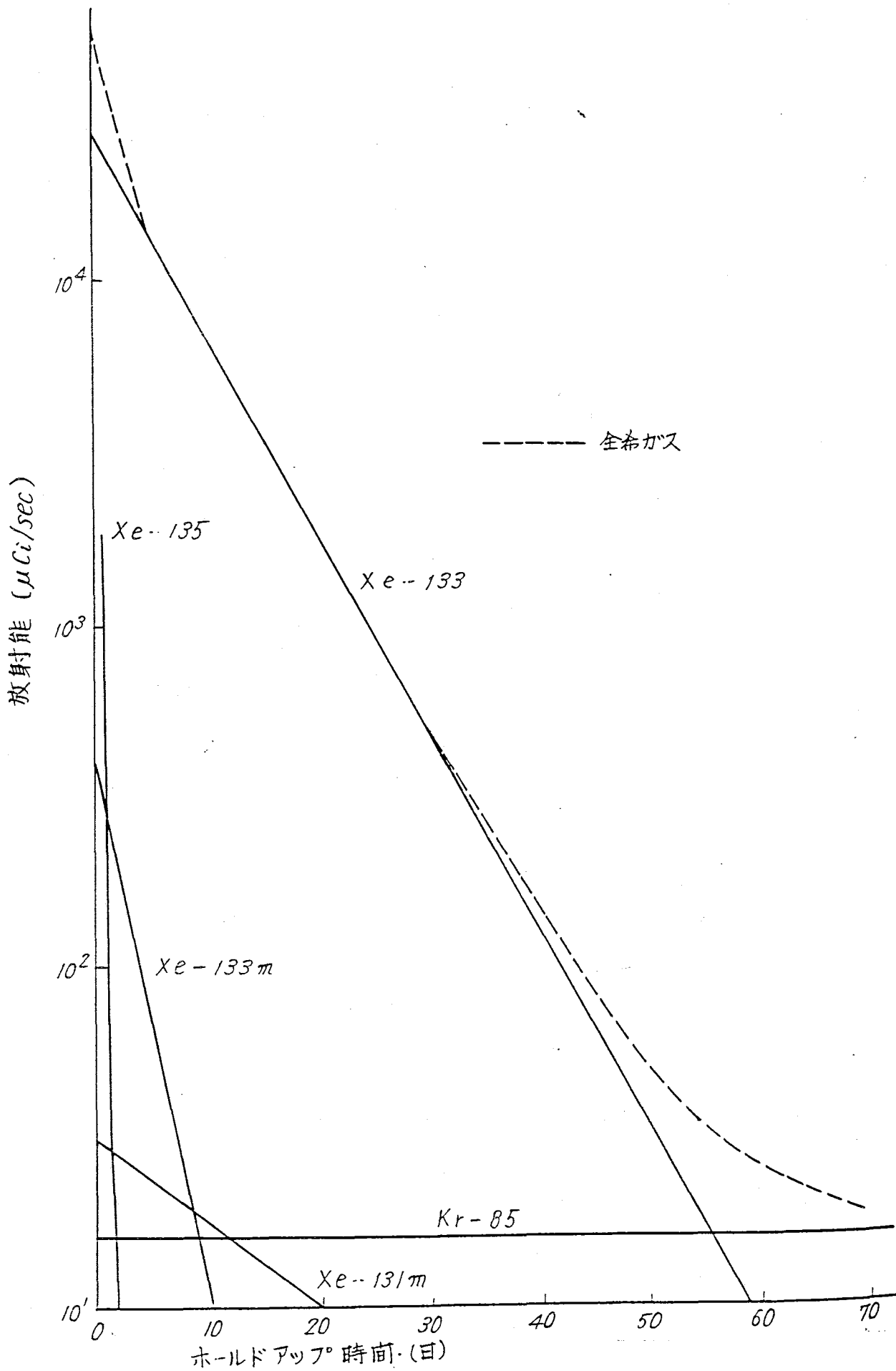
排ガスエジェクタは希ガスホールドアップ装置の全系統を負圧(約0.8  $kg/cm^2$ )にして、配管や弁などからの排ガスの漏洩を防ぎ、安全性を高める目的で設ける。

第 9.1 - 2 6 表 活性炭式希ガスホールドアップ装置の主要構成機器

| 機 器 名       | 基 数  | 機 能                               |
|-------------|--|-----------------------------------|
| 前 置 フ ィ ル タ | 2<br>( 1 基 は 予 備 )   | 短半減期の希ガスから生成する娘核種と固形分を除去する        |
| 除 湿 冷 却 器   | 1  | 冷媒により排ガス中の水分を除去する<br>( 約 5 ° C )  |
| 脱 湿 塔       | 2  | 乾燥剤で露点 - 3 0 ° C 以下まで除湿する         |
| メッシュフィルタ    | 2  | 乾燥剤の微粉末を除去する                      |
| 吸 着 塔       | 1 2<br>( 活 性 炭 : $\frac{\text{約}1.65\text{t}}{\text{塔}}$ ) | 活性炭を充填し, 放射性希ガスを吸着させて, 放射能を減衰させる  |
| 後 置 フ ィ ル タ | 2<br>( 1 基 は 予 備 )   | 活性炭の微粒子, サビなどをとる                  |
| 排ガスエジェクタ    | 2<br>( 1 基 は 定 格 時 予 備 )                                   | 系内の排ガスを抽出し, かつ系内を負圧にして排ガスの漏洩を防止する |

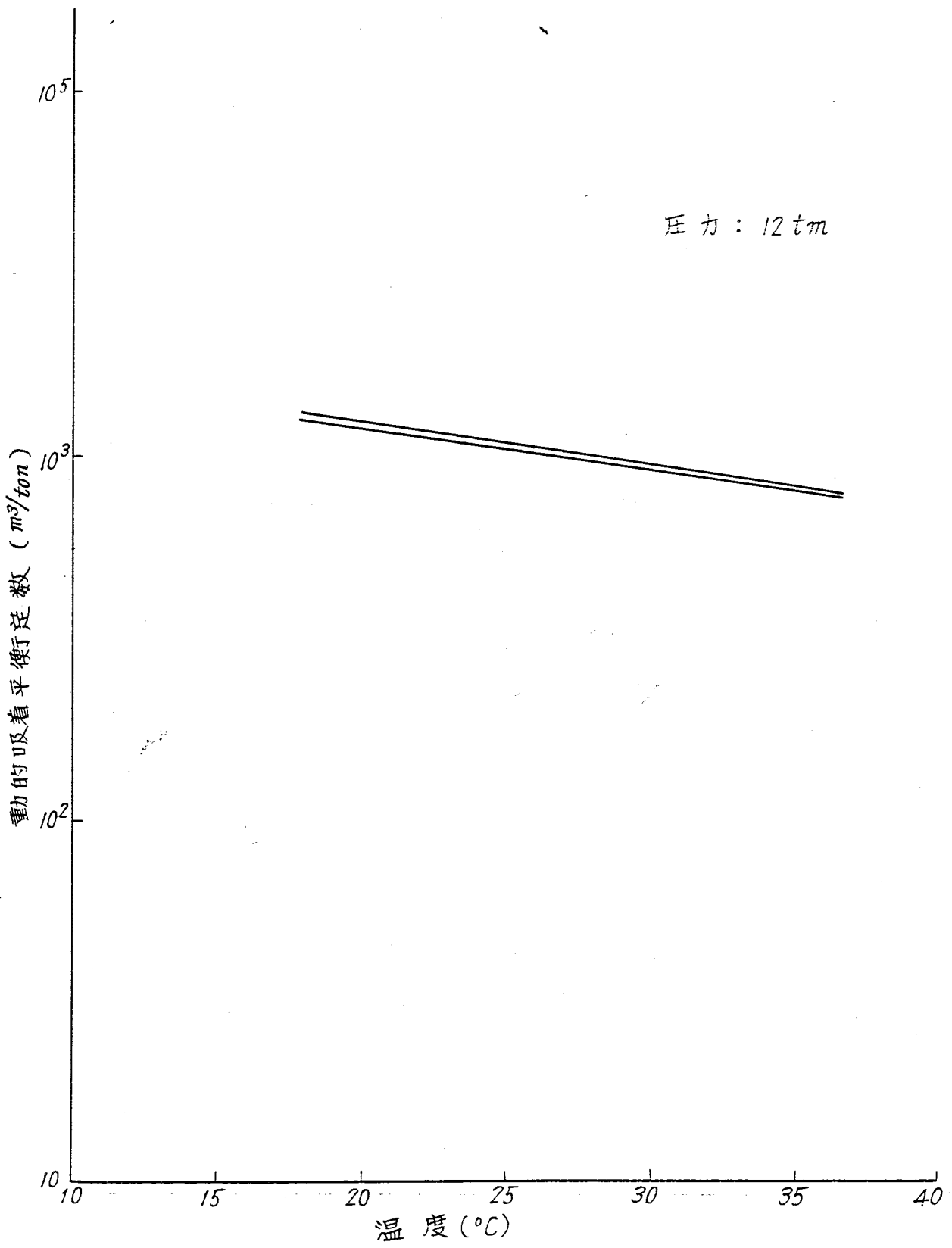
| 露点温度<br>°C | 绝对湿度   |                        | 露点温度<br>°C | 绝对湿度   |                        |
|------------|--------|------------------------|------------|--------|------------------------|
|            | mg / l | kg-水分/kg-air           |            | mg / l | kg-水分/kg-air           |
| 4 0        | 5 1.0  | $0.398 \times 10^{-1}$ | 1 5        | 1 2.9  | $0.100 \times 10^{-1}$ |
| 3 9        | 4 8.6  | 0.3 7 9                | 1 4        | 1 2.1  | $0.945 \times 10^{-2}$ |
| 3 8        | 4 6.2  | 0.3 6 0                | 1 3        | 1 1.4  | 0.8 9 0                |
| 3 7        | 4 4.0  | 0.3 4 3                | 1 2        | 1 0.7  | 0.8 3 6                |
| 3 6        | 4 1.8  | 0.3 2 6                | 1 1        | 1 0.1  | 0.7 8 9                |
| 3 5        | 3 9.7  | 0.3 1 0                | 1 0        | 9.5    | 0.7 4 2                |
| 3 4        | 3 7.7  | 0.2 9 4                | 9          | 8.8 7  | 0.6 9 3                |
| 3 3        | 3 5.8  | 0.2 7 9                | 8          | 8.3 2  | 0.6 5 0                |
| 3 2        | 3 3.9  | 0.2 6 4                | 7          | 7.8 0  | 0.6 0 9                |
| 3 1        | 3 2.2  | 0.2 5 1                | 6          | 7.2 9  | 0.5 6 9                |
| 3 0        | 3 0.5  | 0.2 3 8                | 5          | 6.8 3  | 0.5 3 3                |
| 2 9        | 2 8.9  | 0.2 2 5                | 4          | 6.4 0  | 0.5 0 0                |
| 2 8        | 2 7.3  | 0.2 1 3                | 3          | 5.9 9  | 0.4 6 7                |
| 2 7        | 2 5.8  | 0.2 0 1                | 2          | 5.6 0  | 0.4 3 7                |
| 2 6        | 2 4.4  | 0.1 9 0                | 1          | 5.2 2  | 0.4 0 7                |
| 2 5        | 2 3.1  | 0.1 8 0                | 0          | 4.8 8  | 0.3 8 1                |
| 2 4        | 2 1.8  | 0.1 7 0                | - 1        | 4.5 4  | 0.3 5 4                |
| 2 3        | 2 0.6  | 0.1 6 1                | - 2        | 4.2 2  | 0.3 2 9                |
| 2 2        | 1 9.4  | 0.1 5 1                | - 3        | 3.9 3  | 0.3 0 7                |
| 2 1        | 1 8.3  | 0.1 4 3                | - 4        | 3.6 7  | 0.2 8 6                |
| 2 0        | 1 7.3  | 0.1 3 5                | - 5        | 3.4 1  | 0.2 6 6                |
| 1 9        | 1 6.3  | 0.1 2 7                | - 6        | 3.1 8  | 0.2 4 8                |
| 1 8        | 1 5.4  | 0.1 2 0                | - 7        | 2.9 5  | 0.2 3 0                |
| 1 7        | 1 4.5  | 0.1 1 3                | - 8        | 2.7 4  | 0.2 1 4                |
| 1 6        | 1 3.7  | 0.1 0 7                | - 9        | 2.5 4  | 0.1 9 8                |

| 露点温度<br>°C | 絶 对 湿 度 |                        | 露点温度<br>°C | 絶 对 湿 度 |                        |
|------------|---------|------------------------|------------|---------|------------------------|
|            | mg / l  | kg-水分/kg-air           |            | mg / l  | kg-水分/kg-air           |
| -10        | 2.35    | $0.183 \times 10^{-2}$ | -35        | 0.287   | $0.224 \times 10^{-3}$ |
| -11        | 2.18    | 0.170                  | -36        | 0.261   | 0.203                  |
| -12        | 2.02    | 0.157                  | -37        | 0.237   | 0.185                  |
| -13        | 1.88    | 0.146                  | -38        | 0.215   | 0.167                  |
| -14        | 1.74    | 0.135                  | -39        | 0.195   | 0.152                  |
| -15        | 1.61    | 0.125                  | -40        | 0.177   | 0.138                  |
| -16        | 1.49    | 0.116                  | -41        | 0.161   | 0.125                  |
| -17        | 1.37    | 0.107                  | -42        | 0.145   | 0.113                  |
| -18        | 1.27    | $0.992 \times 10^{-3}$ | -43        | 0.131   | 0.102                  |
| -19        | 1.17    | 0.914                  | -44        | 0.118   | $0.921 \times 10^{-4}$ |
| -20        | 1.08    | 0.843                  | -45        | 0.106   | 0.828                  |
| -21        | 0.99    | 0.773                  | -46        | 0.0966  | 0.754                  |
| -22        | 0.913   | 0.713                  | -47        | 0.0870  | 0.679                  |
| -23        | 0.839   | 0.655                  | -48        | 0.0782  | 0.610                  |
| -24        | 0.771   | 0.602                  | -49        | 0.0699  | 0.546                  |
| -25        | 0.708   | 0.553                  | -50        | 0.0625  | 0.488                  |
| -26        | 0.648   | 0.506                  | -52        | 0.0495  | 0.386                  |
| -27        | 0.593   | 0.463                  | -54        | 0.0396  | 0.309                  |
| -28        | 0.545   | 0.425                  | -56        | 0.0315  | 0.246                  |
| -29        | 0.498   | 0.389                  | -58        | 0.0248  | 0.193                  |
| -30        | 0.455   | 0.355                  | -60        | 0.0197  | 0.153                  |
| -31        | 0.415   | 0.324                  | -62        | 0.0150  | 0.117                  |
| -32        | 0.379   | 0.296                  | -64        | 0.0123  | $0.960 \times 10^{-5}$ |
| -33        | 0.346   | 0.270                  | -66        | 0.0098  | 0.765                  |
| -34        | 0.316   | 0.246                  | -68        | 0.0077  | 0.601                  |
|            |         |                        | -70        | 0.0057  | 0.445                  |

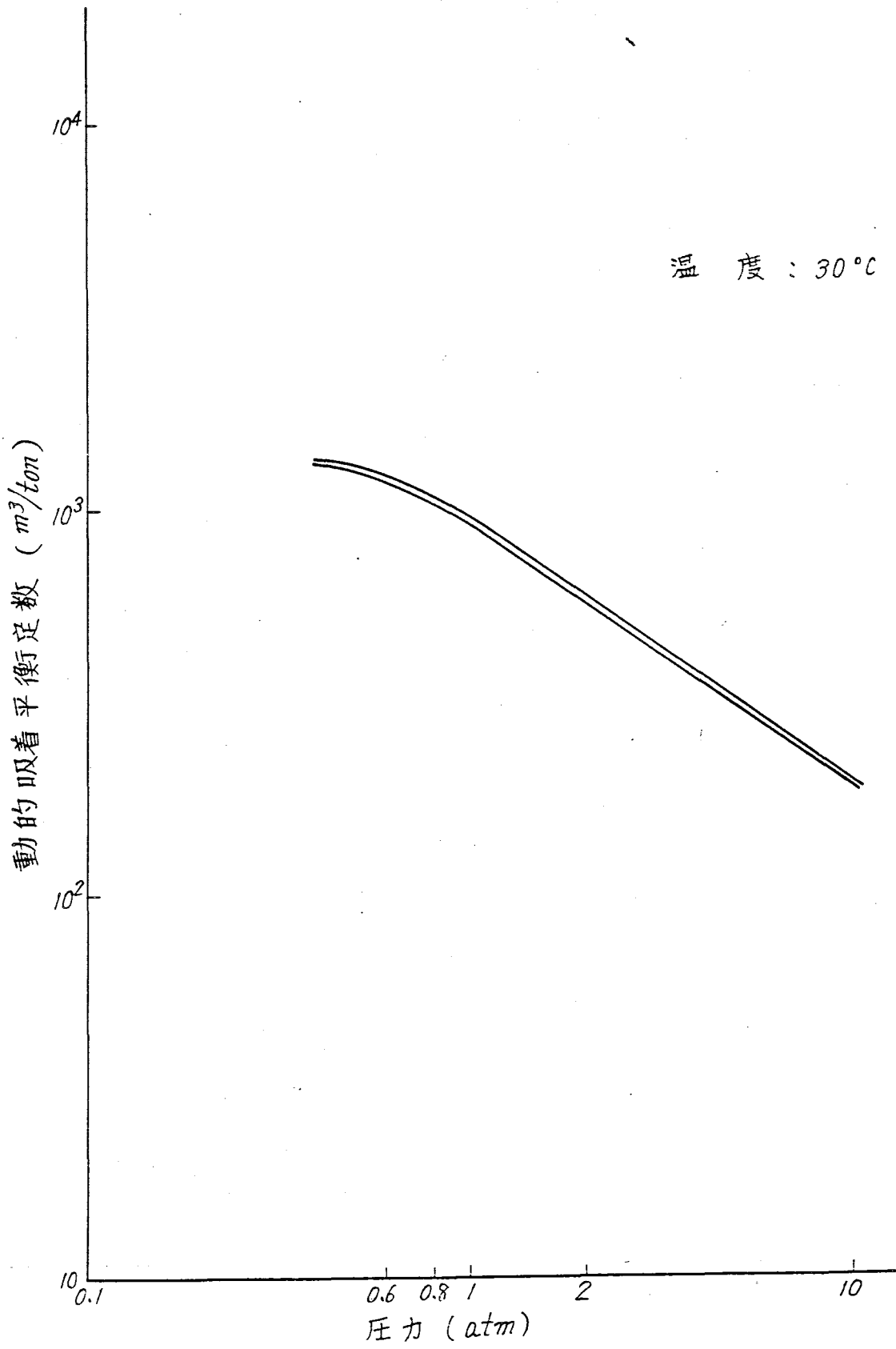


第9.1-19図 オフガス中の放射性希ガス減衰曲線

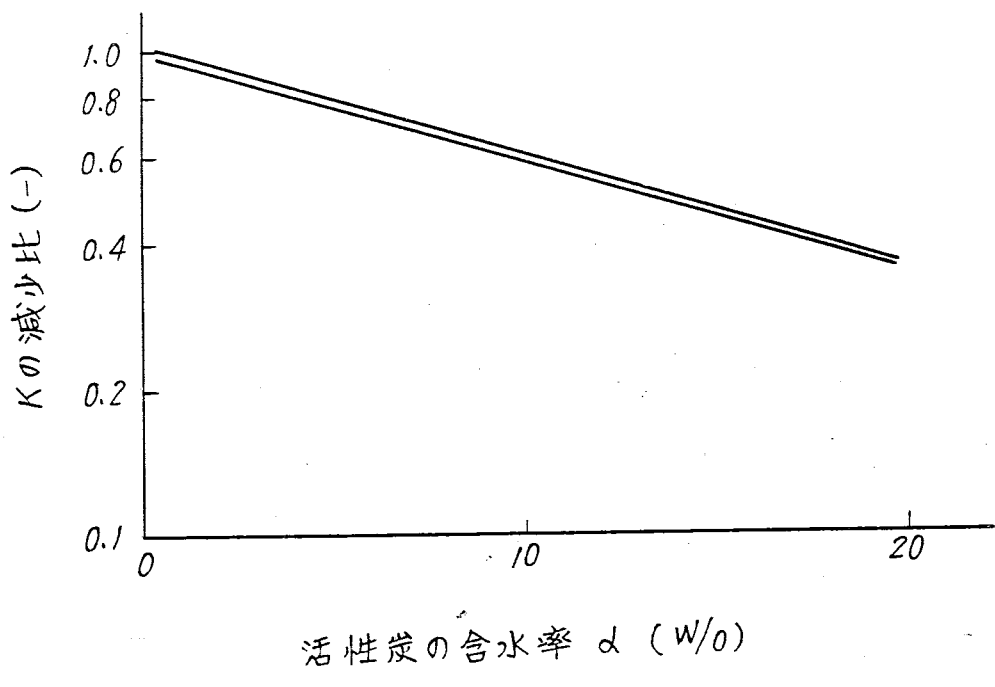




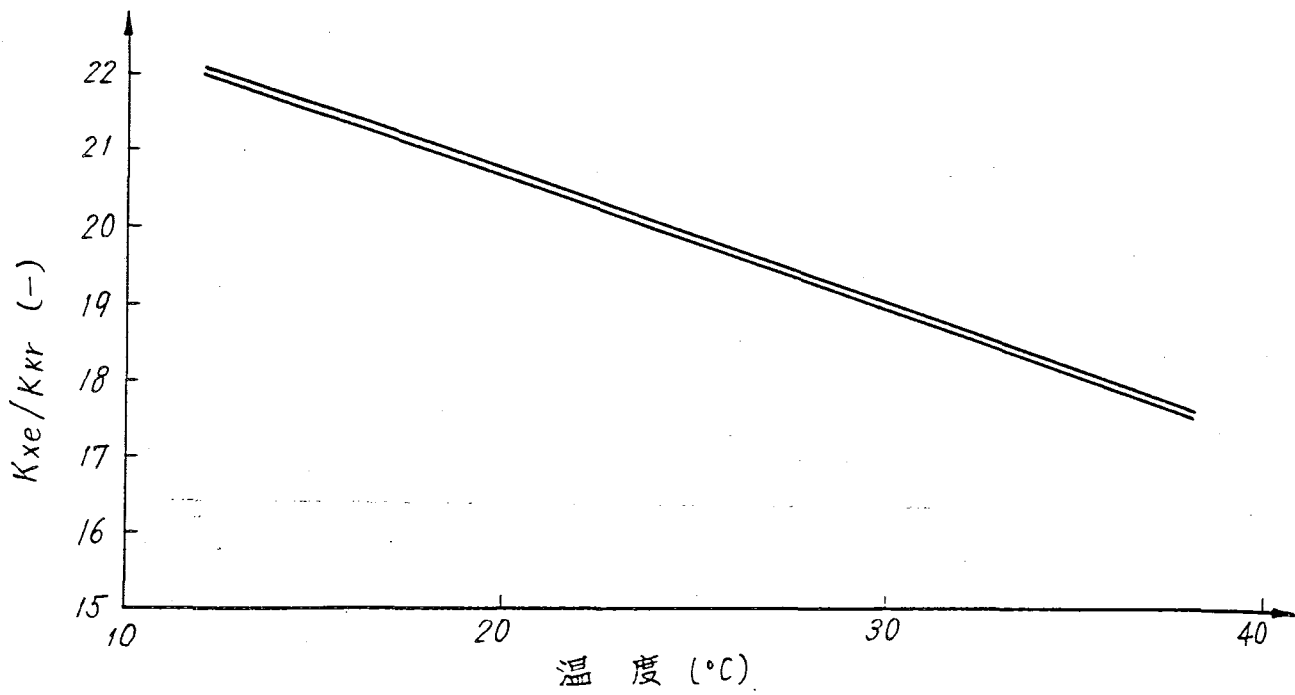
第9.1-20図 動的吸着平衡定数(K<sub>xe</sub>)におよぼす温度の影響



第9.1-21.図 動的吸着平衡定数 ( $K_{xe}$ ) におよぼす圧力の影響



第9.1-22図 動的吸着平衡定数 ( $K_{kf}$ ) におよぼす活性炭含水率の影響



第9.1-23 図 動的吸着平衡定数比 ( $K_{xe}/K_{kr}$ ) の温度依存性



## 1.7 希ガスホールドアップ装置の研究開発結果について

### 1. 動作特性に関する試験（基礎試験）

基礎試験装置をもちいて、希ガスホールドアップ装置の主要運転操作条件である(1)オフガス流量(2)圧力(3)水分濃度および(4)活性炭吸着塔温度を変化させた時の動作特性試験を行なった。

第 9.1 - 2 5 図に基礎実験装置のフローシートを、第 9.1 - 2 7 表に試験条件を示す。

#### (1) 流量変化

第 9.1 - 2 5 図のバルブ  $V_1$  の開度を急速に変化させて活性炭吸着層における線速度  $0.5 \text{ cm/sec}$  を  $1 \sim 5 \text{ cm/sec}$  に増加させて、その時の希ガス保持時間の過度応答を測定した。第 9.1 - 2 6 図に測定結果を示す。横軸の  $t_c$  は、流量変動を開始するまでの時間であり、保持時間とは良い直線性を示している。図中の実線は理論解析結果であり、実測値とよい一致を示した。（理論解析については Appendix を参照）

#### (2) 圧力変化

圧力変動は第 9.1 - 2 5 図のバルブ  $V_2$  を急速に全開にして、初圧  $3 \text{ atm}$  から  $1 \text{ atm}$  に減圧する。その時の測定結果を第 9.1 - 2 7 図に示す。横軸  $t_c$  は、圧力変化開始時間 (min) である。圧力変化の場合、(1)式において  $\delta t = 0$  とした関係とよい一致を示した。

$$t_m = t_{m_1} + \left( t_c + \frac{\delta t}{2} \right) \left( 1 - \frac{t_{m_1}}{t_{m_0}} \right) \quad (1)$$

ここに、

$t_{m_0}$  : 条件変化前の定常状態におけるホールドアップ時間(h)

$t_{m_1}$  : 条件変化後のホールドアップ時間(h)

$t_c$  : 条件変化開始時間(h)

$\delta t$  : 条件変化に要した時間(h)

#### (3) 温度変化

恒温槽のブライン ( $0^\circ\text{C}$ ) をバルブ  $V_3$  からぬきとり、活性炭吸着層の温度を室温まで昇温させ、その間の希ガスホールドアップ時間の変化を測定した。第 9.1 - 2 8 図にその測定結果と、その時の吸着層の温度変化を示した。300 l の全部のブラインをぬき出すのに約 45 分を要したが吸着層温度は、初期の 10 ~ 20 分をのぞけば、緩やかな温度上昇であった。保持時間は、トレーサー ( $^{85}\text{Kr}$ ) を導入してから破過するまでの平均温度に対応した値 (実線) になっている。

次に、ヒーターによる加熱で吸着層温度を室温から  $50^\circ\text{C}$  まで昇温させた場合のホールドアップ時間の変化を第 9.1 - 2 9 図に示す。この場合も、吸着層温度の変化は緩慢であるがトレーサー使用中の平均温度に対応した値 (実線) とよく一致している。

#### (4) 水注入試験

活性炭吸着層に水を注入した時のホールドアップ時間の変化を第 9.1 - 3 0 図に示したが、水注入後約 1 0 時間で平衡に達している。4 7 3 g の活性炭に 6 0 g の水が吸着されると活性炭の含水率は 1 2.7 % となり、その時の動的吸着平衡定数の減少率は約 3 3 % で\* 初期のホールドアップ時間（乾燥活性炭）6 8 分の 6 7 % は 4 5.6 分となり、平衡時にはホールドアップ時間 4 5 分とよい一致を示していた。平衡値に到達するまでの過渡状態では注入された水が配管に付着したりして活性炭含水率が不均一になっているために計算値と実測値の差が生じたものと思われる。

\* この数値は基礎実験による測定結果であり、参考資料 1 0 5 - 1 5 に記載されている「動的吸着平衡定数におよぼす活性炭含水率の影響」（第 9.1 - 2 2 図）の設計値とは異なっている。

1) オフガ  
を行なっ  
示す。

速度 0.5  
した。第  
り、保  
とよい

atm  
始時間  
示した。

温まで  
にその  
き出す  
度上昇  
温度に

ホー  
慢であ

Table. 9.1-27 Conditions of dynamic characteristic experiments

第 9.1-27 表

動作特性試験条件

| Item                     | Initial conditions  |                   |                           | Description                       |
|--------------------------|---------------------|-------------------|---------------------------|-----------------------------------|
|                          | Temperature<br>(°C) | Pressure<br>(atm) | Linear velocity<br>(cm/s) |                                   |
| Linear velocity increase | 0                   | 1                 | 0.5                       | Rapid increase to 1, 2 and 5 cm/s |
| Pressure decrease        | 0                   | 3                 | 0.5                       | Rapid decrease to 1atm            |
| Bed temperature rise     | 0                   | 1                 | 0.5                       | Rise to 15°C by brine removal     |
|                          | 18                  | 1                 | 0.5                       | Rise to 50°C by heating           |
| Water injection          | 5                   | 1                 | 0.5                       | Injection of 60g water to bed     |

Charcoal adsorber bed size : 5.3 $\phi$ ×50cm(Charcoal 473g)

Charcoal : TAKEDA SHIRASAGI-G (4~6mesh cylindrical pellet)

Tracer : Kr-85



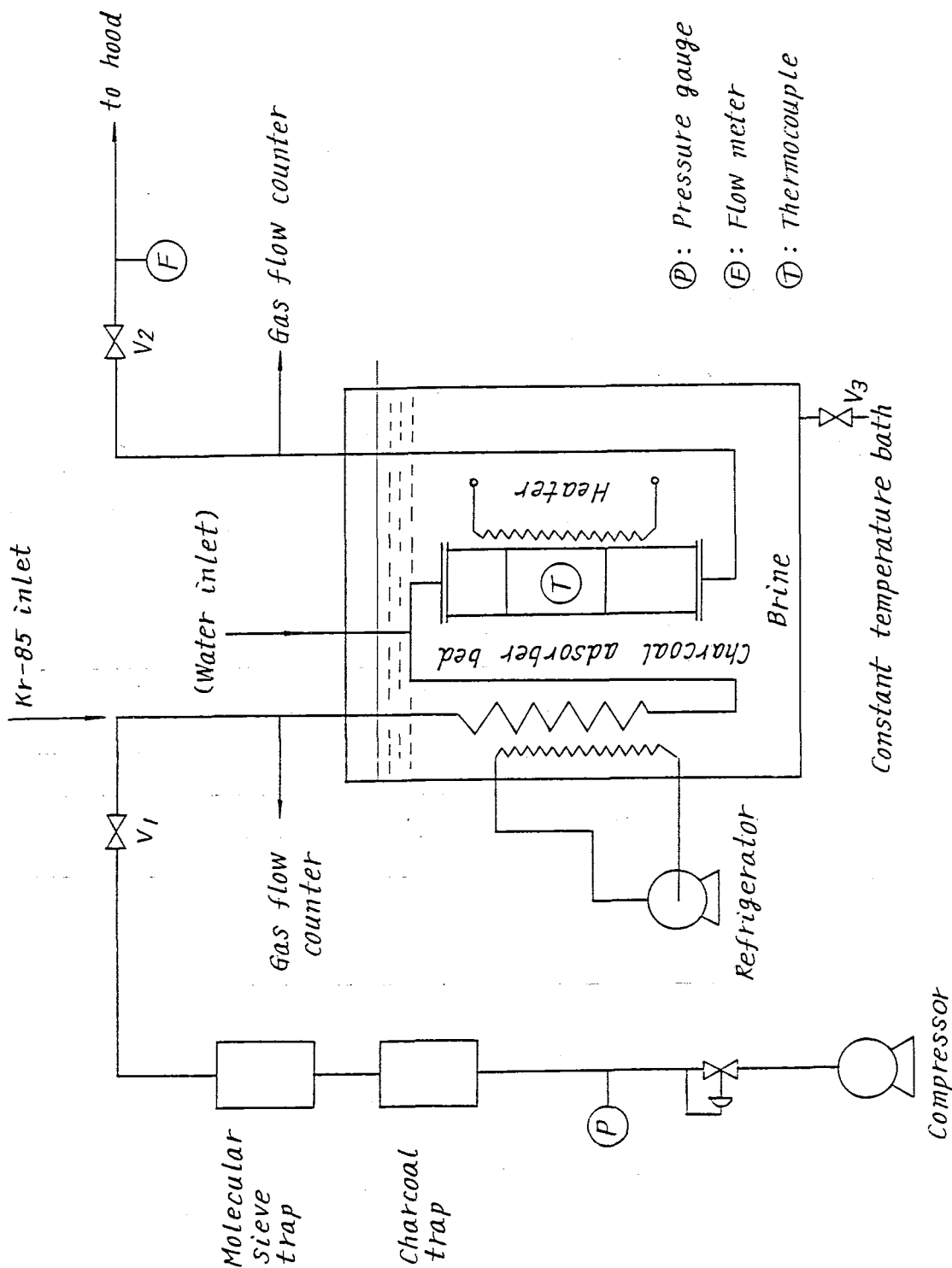


Fig. 9.1-25 Flow sheet of a fundamental equipment

第9.1-25図 基礎実験装置フローシート

Initial conditions

Temperature: 0°C

Pressure: 1atm

Size of bed: 5.3φ x 50 cm

Linear velocity: 0.5cm/sec

Holdup time: 76 min

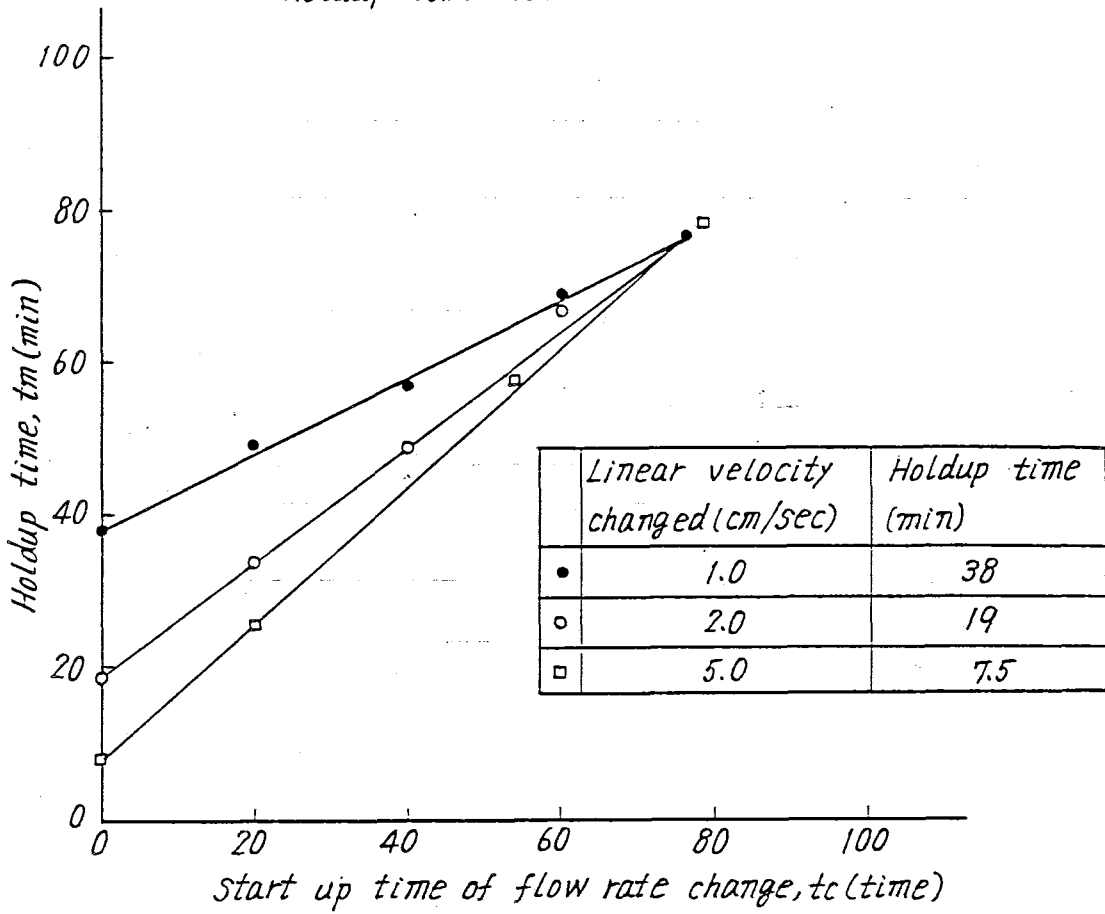


Fig 9.1-26 The relationship between start up time of flow rate change and holdup time

第9.1-26図 流量変化開始時間とホールドアップ時間の関係

Initial conditions

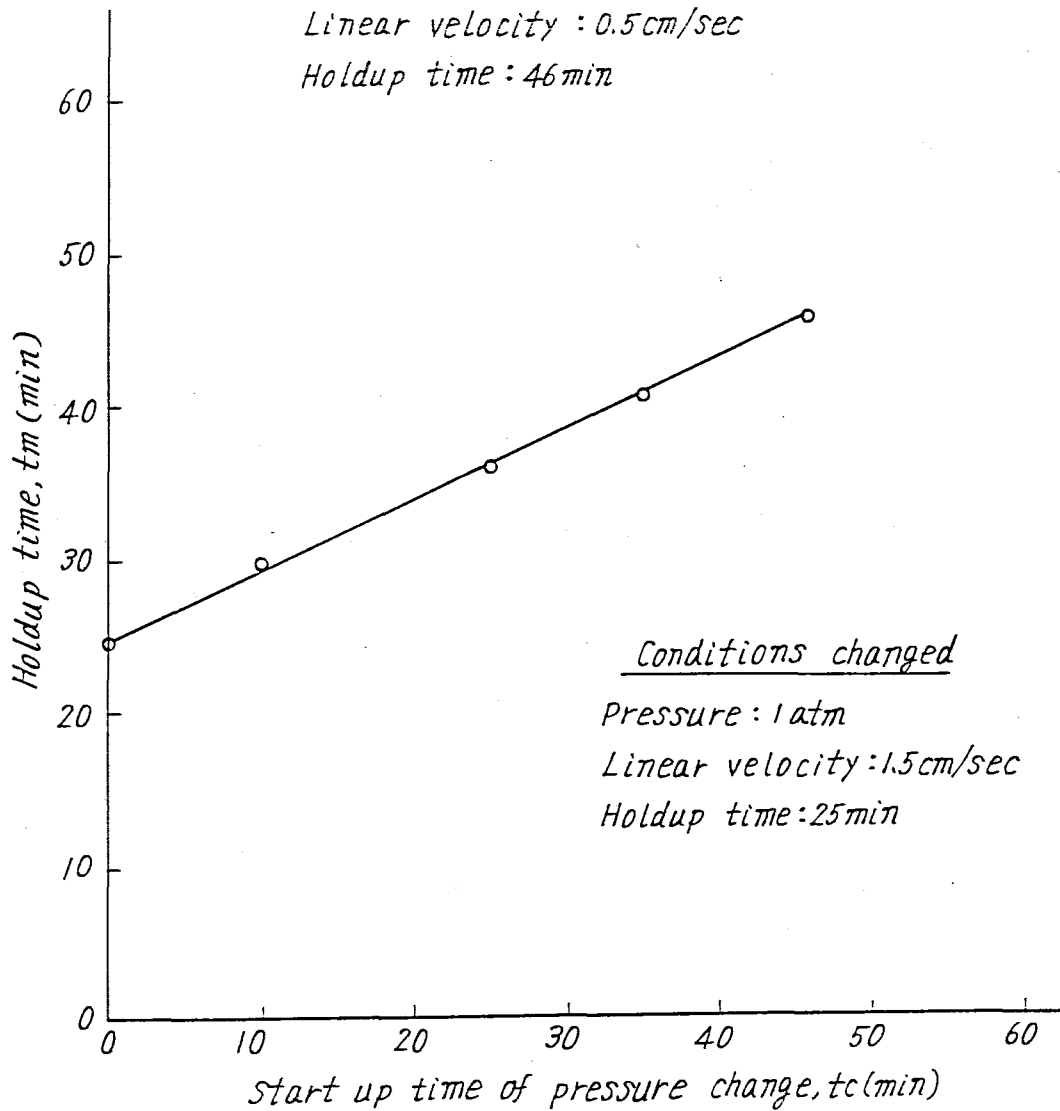
Temperature:  $0^{\circ}\text{C}$

Pressure:  $3\text{atm}$

Size of bed:  $5.3\phi \times 50\text{cm}$

Linear velocity:  $0.5\text{cm/sec}$

Holdup time:  $46\text{min}$



Conditions changed

Pressure:  $1\text{atm}$

Linear velocity:  $1.5\text{cm/sec}$

Holdup time:  $25\text{min}$

Fig 9.1-27 The relationship between start up time of pressure change and holdup time

第9.1-27図 圧力変化開始時間とホールドアップ時間の関係

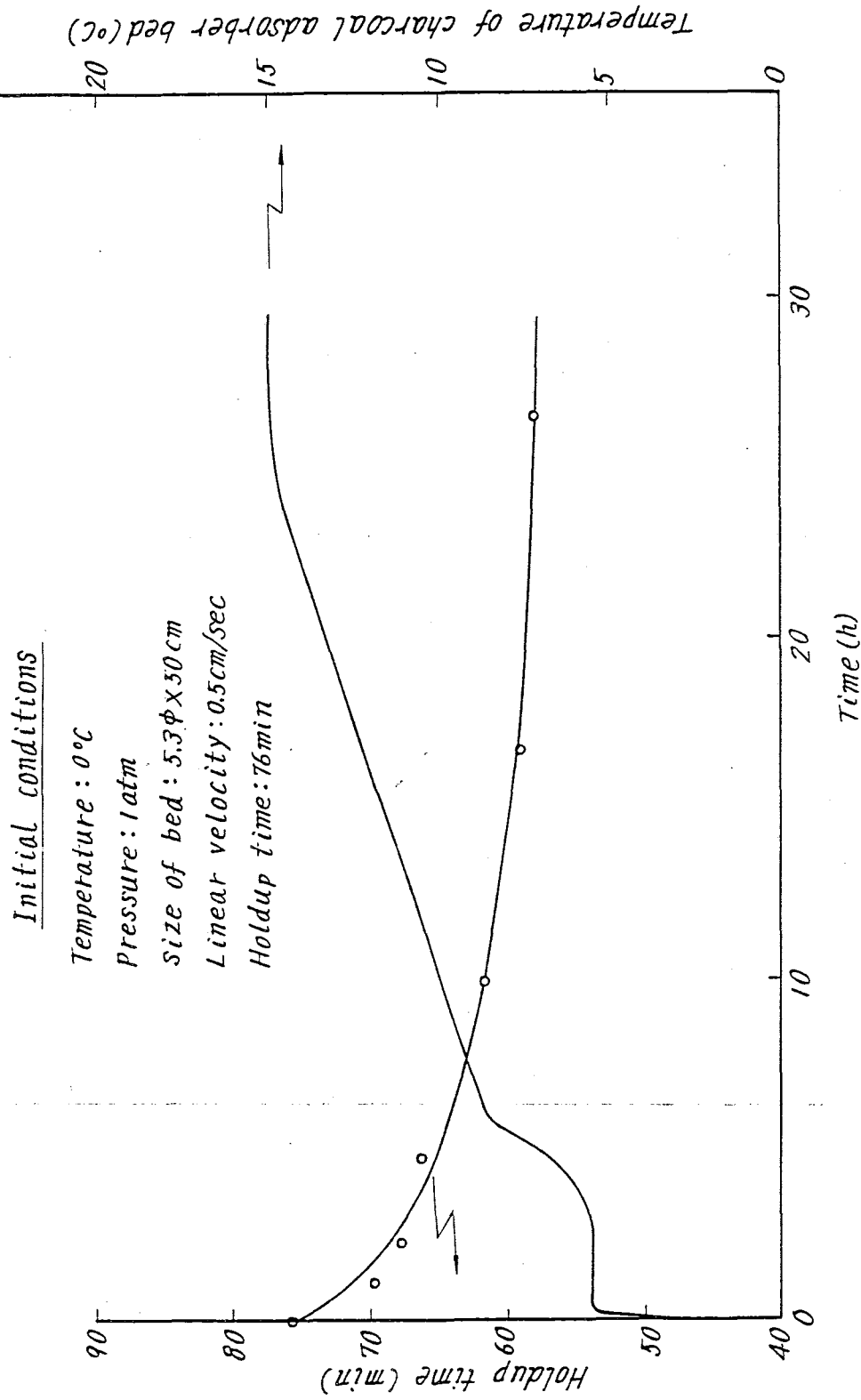


Fig. 9.1-28 Variation of holdup time and temperature of charcoal adsorber bed in accordance with the brine removal

第9.1-28 図 フライン抜きによる吸着層温度とホールドアップ時間の変化

第9.1-28図 プライン抜きによる吸着層温度とホールドアップ時間の変化

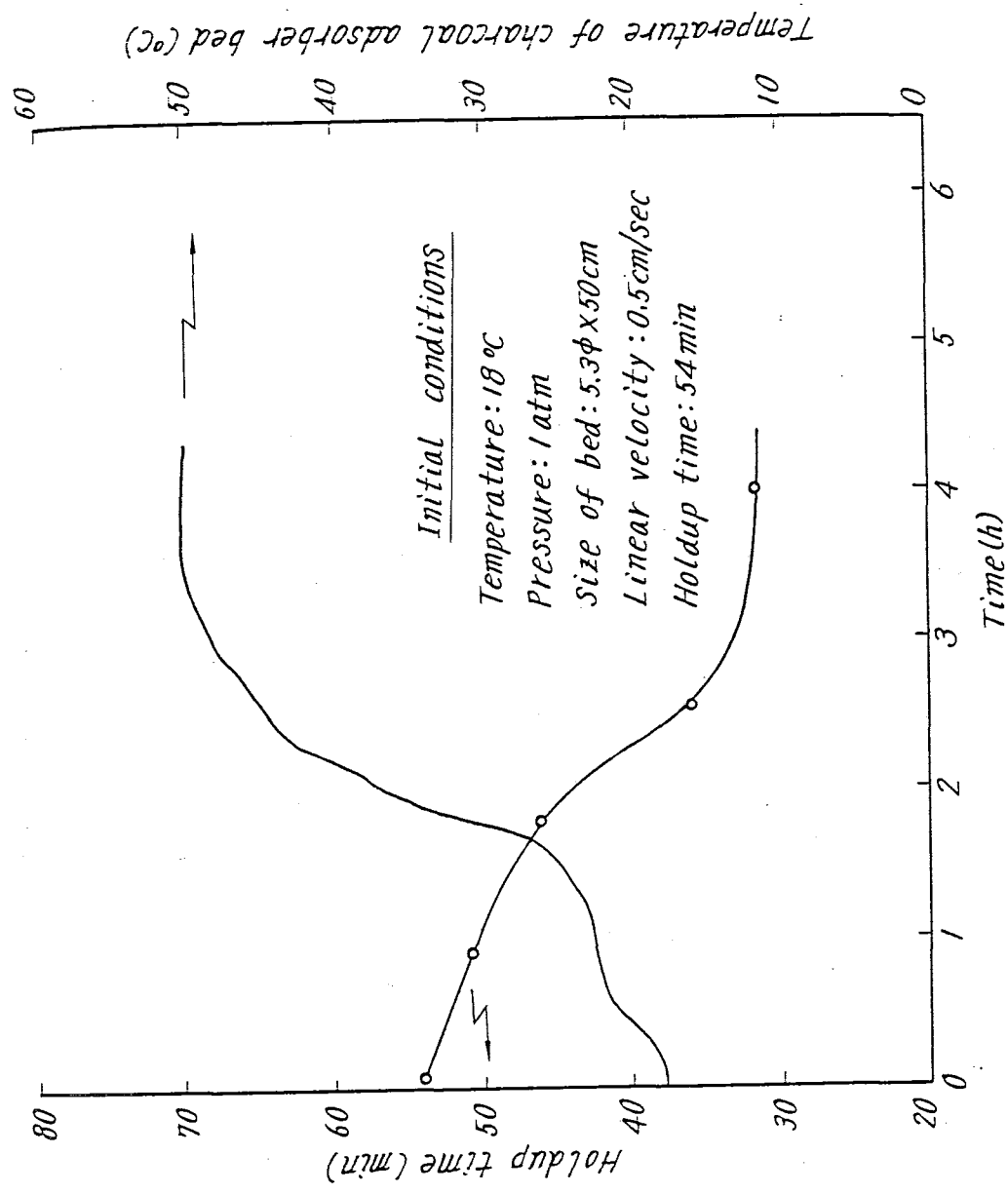


Fig.9.1-29 Variation of holdup time and temperature of charcoal adsorber bed by heating

第9.1-29図 加熱時の吸着層温度とホールドアップ時間の変化

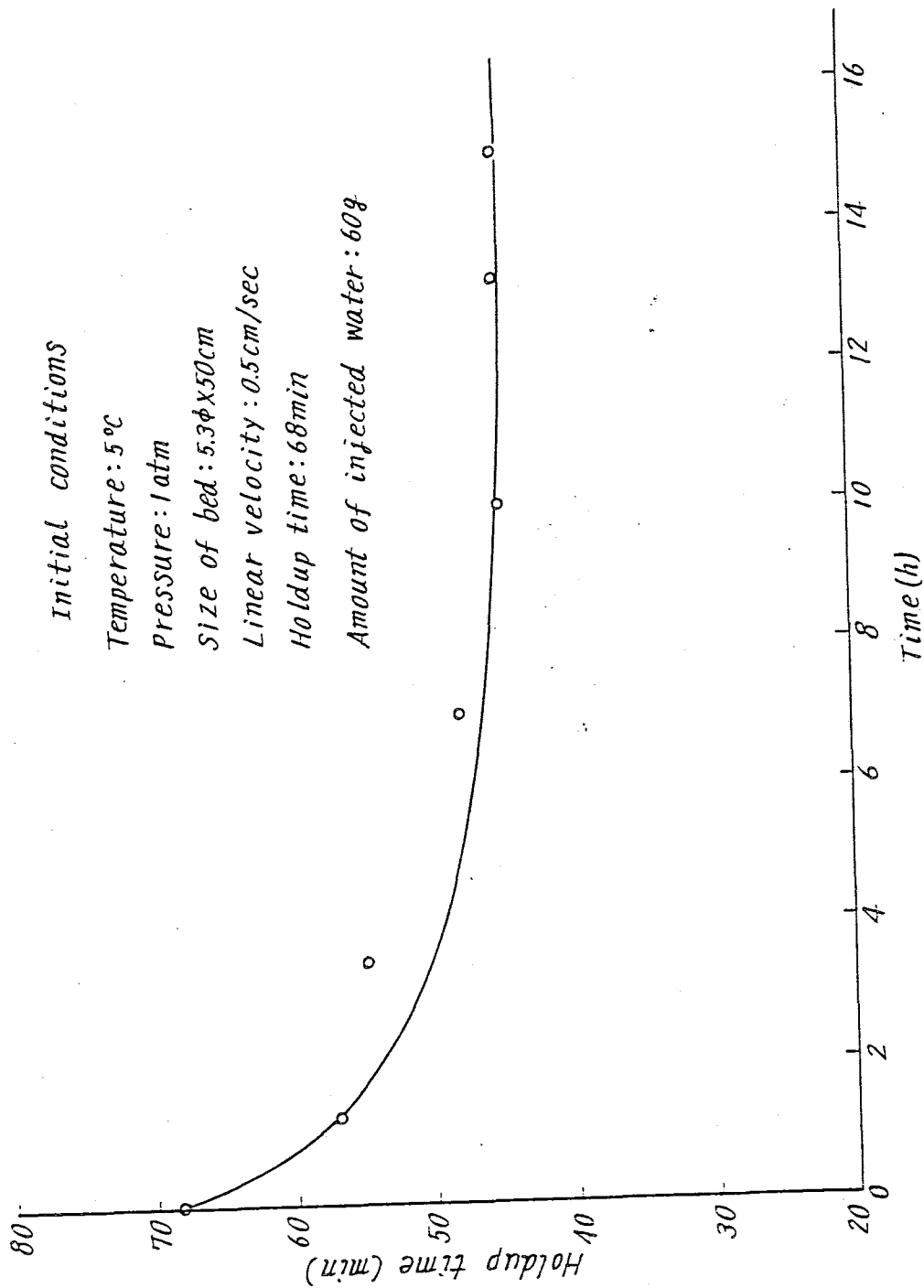


Fig 9.1-30 Variation of holdup time by water injection

第 9.1-30 図 水注入によるホールドアップ時間の变化

## 2. 過渡応答試験（実用試験）

希ガスホールドアップ実用試験装置をもちいて過渡応答試験を実施した。活性炭式希ガスホールドアップ装置の主要運転条件は (1)排ガス流量 (2)系内圧力 (3)活性炭の含水率、および (4)活性炭吸着塔内温度であり、急速起動・停止時に比較的急速な変動が予想されるのは(1)、(2)項であり、(3)、(4)項は変動が緩慢であろう。

ここでは、希ガスホールドアップ実用試験装置を用いて排ガス流量を  $12\text{Nm}^3/\text{hr}$  から  $24\text{Nm}^3/\text{hr}$  に変化させた実験と、吸着塔温度を上昇させる実験 ( $0^\circ\text{C}$  → 室温) を行ない、理論解析結果と比較した。\* 試験条件を第 9.1-28 表に示す。

### (1) 排ガス流量の変動

トレーサーとしてもちいた Xe-133 の入口濃度を一定にし、( $0.25\text{mCi}/\text{Nm}^3$ ) 活性炭吸着塔に流す空気の定格流量  $12\text{Nm}^3/\text{h}$  を  $24\text{Nm}^3/\text{h}$  に急増した時の、出口の Xe-133 の濃度変化を調べた。測定結果を第 9.1-31 図に示す。排ガス流量を増加させるにつれて出口の Xe-133 濃度は増大し、約 5 日後に平衡になり、定格流量時の Xe-133 濃度の約 1.7 倍となっている。

この平衡値は理論値とよい一致を示した。(参考資料 105-15-付2)

### (2) 活性炭吸着塔内の温度の変動

活性炭吸着塔内の温度を  $0^\circ\text{C}$  に保っておいて、冷媒のブラインの循環を停止して活性炭吸着塔の温度と吸着塔出口での Xe-133 の放射能の変化を測定した。測定結果を第 9.1-32 図に示す。吸着塔内温度は徐々に室温に戻り、ブライン停止後 5 日ではほぼ室温になっている。出口の放射能は 7~8 日にかけて最大となり、約  $2250\text{cpm}$  となり、その後低下して 10 日以後で平衡値に到達しており、理論解析値ともよい一致を示している。

### (3) 結 論

活性炭式希ガスホールドアップ装置の過渡応答に関する理論解析を行ない、実測値とよい一致を示したことから、原型炉の運転時の過渡応答は充分推算できると考える。

\* SJ 302 72-01: 希ガスホールドアップ実用試験(1972年2月)

Table. 9.1-28 Conditions of Characteristic tests

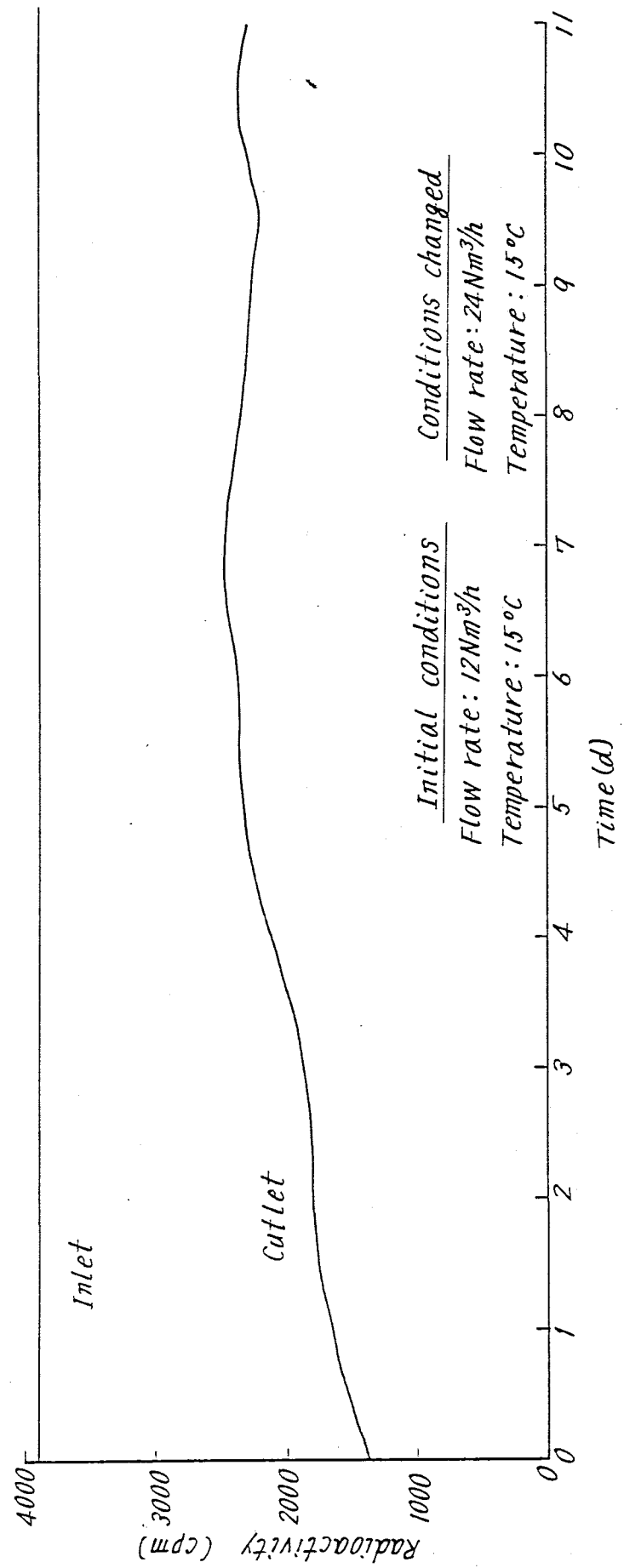
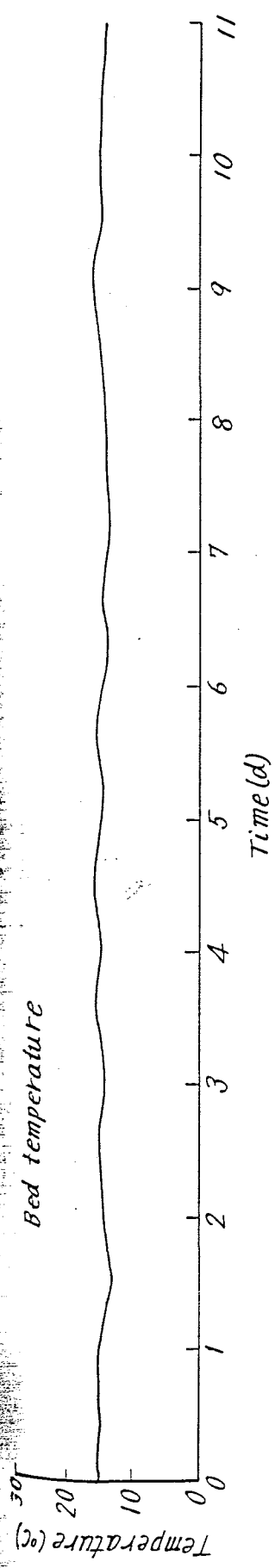
第 9.1-28 表 特性試驗条件

| Item                 | Initial Conditions |                |                                |  |
|----------------------|--------------------|----------------|--------------------------------|--|
|                      | Temperature (C)    | Pressure (atm) | Flow rate (Nm <sup>3</sup> /h) |  |
| Flow rate increase   | 15                 | 1              | 12                             | Rapid increase to 24Nm <sup>3</sup> /h |
| Bed temperature rise | 0                  | 1              | 12                             | Rise to 15C by stop of brine flow      |

Charcoal adsorber bed : (B) (Charcoal 1.7t/bed)

Tracer : Xe-133





| Initial conditions              | Conditions changed              |
|---------------------------------|---------------------------------|
| Flow rate: 12Nm <sup>3</sup> /h | Flow rate: 24Nm <sup>3</sup> /h |
| Temperature: 15°C               | Temperature: 15°C               |

Fig. 9.1-31 Variation of Xe-133 radioactivity at the outlet of charcoal adsorber bed (B) by increase of flow rate

第 9.1-31 図 流量増大による活性炭吸着塔(B)出口 Xe-133 放射能の変化

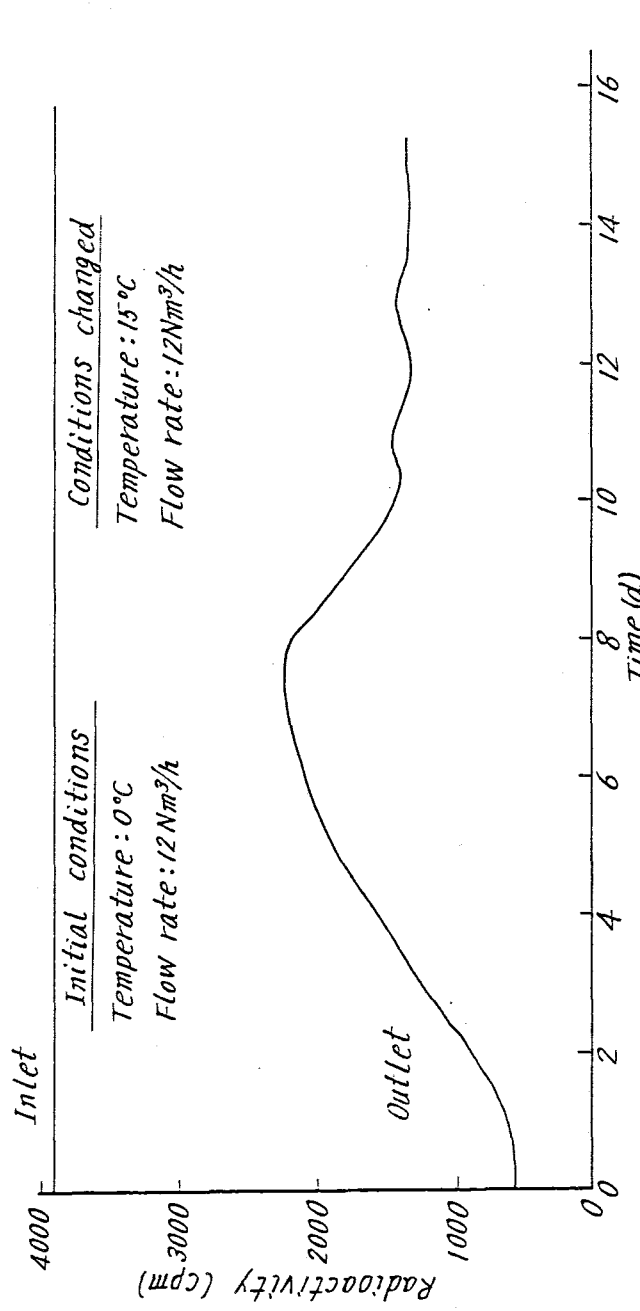
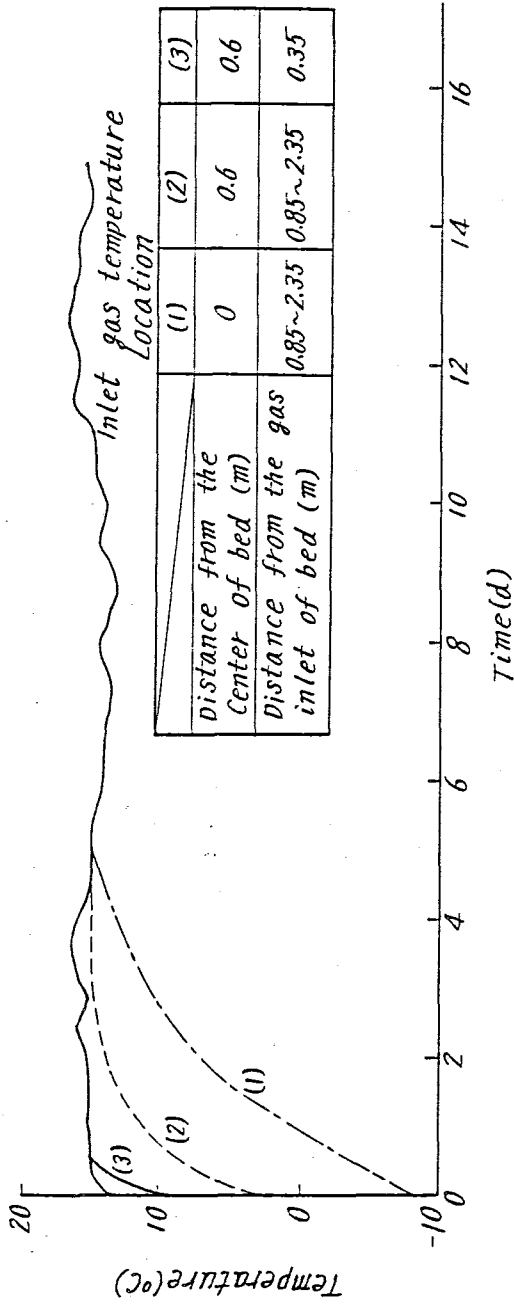


Fig. 9.1-32 Variation of Xe-133 radioactivity at the outlet of charcoal adsorber bed (B) and bed temperature by stop of brine flow

第9.1-32図 フライオン停止による活性炭吸着塔(B)出口におけるXe-133放射能と塔温度の変化

### 3. 活性炭の経年変化

希ガスホールドアップ実用試験装置を長期間運転して吸着塔内の活性炭の経時変化を調べた。実験条件を第 9.1-29 表に、使用した活性炭の仕様を第 9.1-30 表に、測定結果を第 9.1-31 表に示す。運転期間は 8 カ月で、その間、3 カ月、6 カ月経過した時点での希ガスホールドアップ時間も示したが、活性炭の希ガス吸着性能の劣化は認められなかった。

また実プラントにおける実績例として西ドイツの KRB 発電所の希ガスホールドアップ装置が 1968 年から現在まで稼動しているが活性炭の希ガス吸着性能の劣化は認められていない。

1) SJ 302 73-18: 希ガスホールドアップ実用試験(その2)

2) H. J. Schroeder, H. Queiser, and W. Reim, Kerntechnik, 13, 205(1971)

3) 村田寿典 空気清浄 10(2) 55(1972)

第 9.1-29 表 連続運転実験条件

| 実験条件                    | 実験値   |
|-------------------------|-------|
| 温度 (°C)                 | 室温    |
| 入口露点 (°C)               | < -30 |
| 流量 (Nm <sup>3</sup> /h) | 6     |
| トレーサー                   | Kr-85 |
| トレーサー濃度 (mci/h)         | 0.5   |
| 吸着塔高 (m)                | 3.9   |
| 吸着塔直径 (m)               | 0.68  |
| 活性炭 (ton)               | 5.2   |

第 9.1-30 表 供試活性炭の仕様

| 吸着塔番号 | 活性炭名       | 粒状 (メッシュ) | 充てん量 (ton/塔) | 充てん密度 (t/m <sup>3</sup> ) | 初期含水率 (wt%) |
|-------|------------|-----------|--------------|---------------------------|-------------|
| 1     | 武田 G       | 4~6       | 0.52         | 0.45                      | 0.6         |
| 2     | 中産 4GA-1   | 4~6       | 0.60         | 0.51                      | 0.2         |
| 3     | ツルミコール 4GM | 4~6       | 0.60         | 0.58                      | 0.3         |
| 4     | 中産 4GA-2   | 4~6       | 0.60         | 0.54                      | 0.1         |
| 5~10  | 武田 G       | 4~6       | 0.52         | 0.45                      | 0.6         |

第 9.1 - 3 1 表 吸着塔別の希ガス保持時間経時変化 (at 22°C)

| 吸着塔NO   | 活性炭      | 0 カ月          | 3 カ月後 | 6 カ月後 | 8 カ月後 |
|---------|----------|---------------|-------|-------|-------|
| 1       | 武田 G     | 5.4           | 5.5   | 5.5   | 5.4   |
| 2       | 中産 4GA-1 | 6.1           | 6.2   | 6.1   | 6.2   |
| 3       | ツルミ 4GM  | 4.8           | 4.8   | 4.9   | 4.8   |
| 4       | 中産 4GA-2 | 5.3<br>(武田G)* | 6.4   | 6.5   | 6.4   |
| 5       | 武田 G     | 5.4           | 5.4   | 5.3   | 5.4   |
| 6, 7, 8 | 武田 G     | 5.3           | 5.4   | 5.3   | 5.4   |
| 9, 10   | 武田 G     | 5.3           | 5.5   | 5.4   | 5.4   |

\* 4 塔目は 0 カ月時の武田 G の値、それ以後は中産 4GA-2 の値。

4. Appendix-1

操作条件の変化にもとづくホールドアップ時間の変化の理論計算式

操作条件が変化すると活性炭吸着層における希ガスの進行速度が変化し、したがってホールドアップ時間が変る。この解析図を第 9.1 - 3 3 図に示す。図において通過時間、希ガス進行速度、活性炭吸着層長さの間には次式の関係がある。

$$t_c = \frac{L_0}{u_0} \quad (A-1)$$

$$\delta t = \frac{\delta}{(u_0 + u_1) / 2} \quad (A-2)$$

$$t_m - (t_c + \delta t) = \frac{L_1}{u_1} \quad (A-3)$$

ここで

$$t_{m0} = \frac{L}{u_0} \quad (A-4)$$

$$t_{m1} = \frac{L}{u_1} \quad (A-5)$$

$$L = L_0 + \delta + L_1 \quad (A-6)$$

したがって式 (A-1) ~ (A-6) を使って  $t_m$  を整理すると次式が得られる。

$$t_m = t_{m1} + (t_c + \frac{\delta t}{2}) (1 - \frac{t_{m1}}{t_{m0}}) \quad (A-7)$$

流量ならびに圧力変化のように条件変化がステップ状の場合には  $\delta t = 0$  となる。条件変化の持続時間  $\delta t$  の間の希ガス進行速度は  $(u_0 + u_1) / 2$  で近似した。

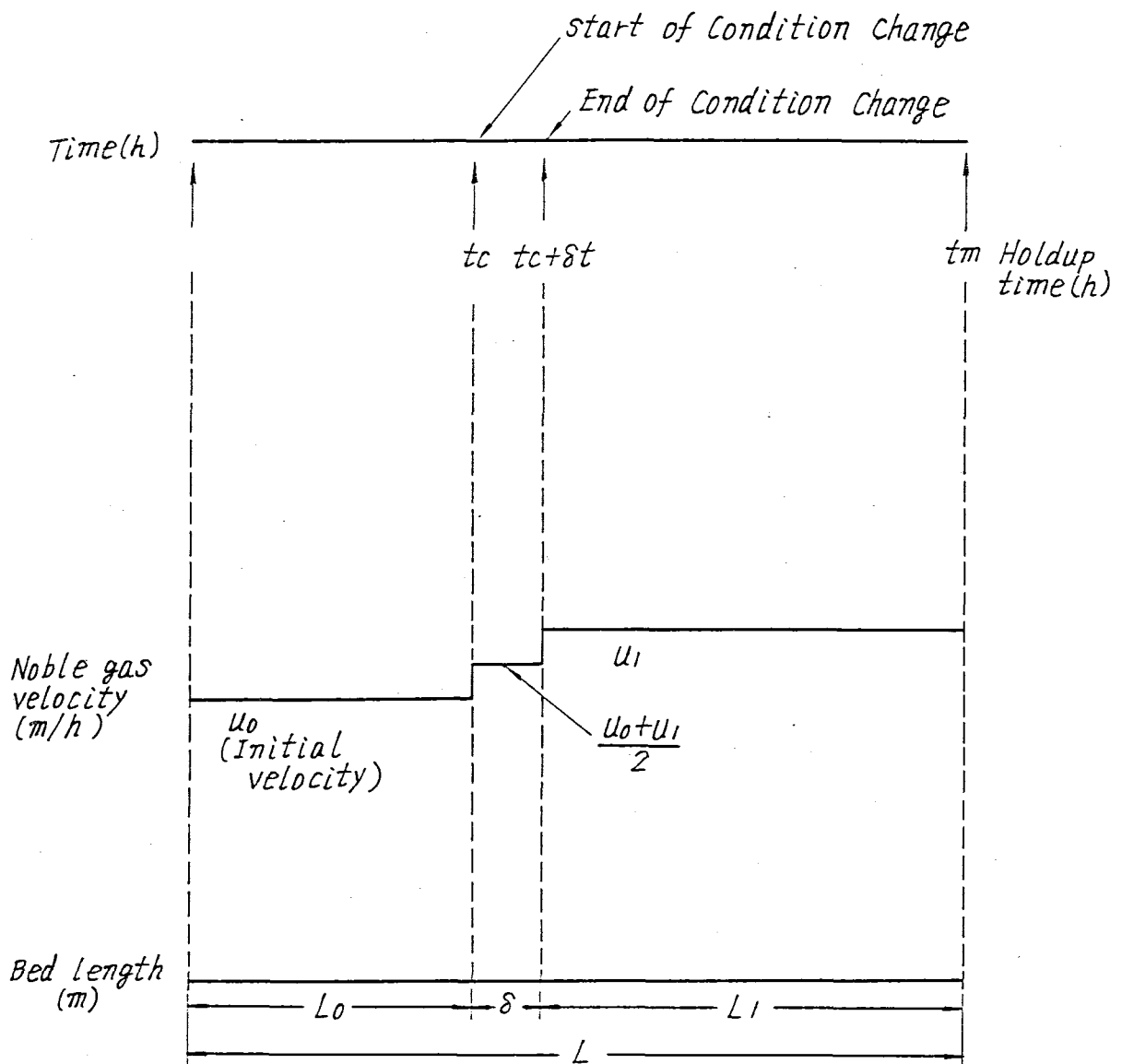


Fig 9.1-33 Variation of noble gas velocity in charcoal adsorber bed in accordance with the change of operational condition

第9.1-33図 操作条件の変化による希ガス進行速度の変化

## 5. Appendix - 2 希ガスホールドアップの実用化試験

### (1) は し が き

軽水冷却原子炉において、万一燃料の被覆管にクラックあるいは破損を生ずるような場合に、燃料内に蓄積されている核分裂生成物の一部は冷却材中に漏出し、放射性的希ガス（クリプトン、キセノン等）が排気処理系統を通して、排気筒より放出される。一般公害と同様に原子力発電の分野においても放出される放射性物質の量はできるだけ低いレベルに抑えることが望まれている。

従来の沸騰水型原子炉では、オフガスの濃度が高いときにはガス減衰タンク内に一時圧縮貯蔵され、24時間放射能を減衰した後に放出することになっていたが、この方法では、共存する空気も同時に保留しなければならないので、長時間減衰させるためにはタンク容量を大巾に増加しなければならない。

しかし、オフガスを活性炭の充填してある塔を通すことにより、希ガスのみが長時間保留され、大部分の体積を占める空気は素通りする現象が知られており、この現象を利用した放射能低減装置が希ガスホールドアップ装置であって高圧タンク貯蔵の代りにほぼ常圧の装置を用いて希ガスのみを長時間保留することが可能になる。

新型転換炉の開発に当たって、原型炉では新型燃料の試用などによる放射性物質の放出をできるだけ少なくする目的で、将来この希ガスホールドアップ装置の設置を考えて、開発に着手した。しかし開発当初は希ガスホールドアップに関するデータもほとんど入手できなかったので、まず基礎実験より着手した。

すなわち昭和44年に活性炭の種類、圧力、温度等の各種パラメータの影響について実験室規模の基礎実験を行ない有意な結果が得られ、ついで45年にこれらの基礎実験結果を参考にして、ふげん実機の約1/3のスケールの実用化試験装置を試作して、現在実験を進めている。

最近、軽水炉においても本装置を実用化する段階にあり、それらの計画に本開発研究のデータを利用したいという希望が出てきており、事業団としてはご希望に副うよう措置している。

以下現在までに得られた基礎実験ならびに実用化試験結果についてのべる。

### (2) 原 理

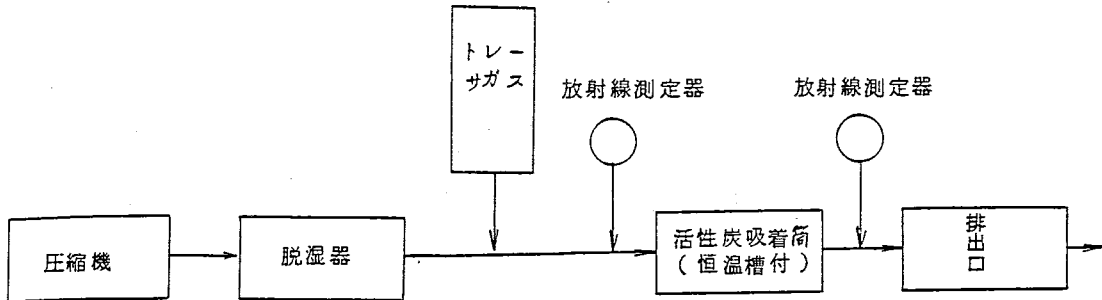
活性炭を詰めた管内に希ガスを含んだ空気を流すと、この希ガスは活性炭のミクロポア（10 Å程度）内にファンデルワールス力によって物理吸着され、熱運動により離脱する動作をくりかえしながら、空気の流れに沿って、除々に管内を移動して出口から放出される。この場合活性炭に対する希ガスの吸着係数が空気に比して非常に大きいので、統計的に考えると希ガスの原子は大部分の時間活性炭に吸着されており、活性炭より離れている非常に僅かの時間のみ下流への移動が行なわれる。

ORNLのBrowning等によれば、希ガスの保持時間と実験の諸因子との間には次

のような関係があることが知られている。

$$t_m = \frac{K}{F} \cdot m \quad (1)$$

ここで  $t_m$  : 保持時間 (sec)



第1図 基礎実験装置ブロックダイヤグラム

$F$  : 流量 (ml/sec)

$m$  : 活性炭重量 (gr)

$K$  : 動的吸着平衡定数 (以下吸着定数と略す)

(横軸に希ガスの濃度, 縦軸に希ガス吸着量をとったときに, 低濃度では直線関係が成立するが,  $K$ はその勾配を示す。)

したがって, 吸着筒出口における放射能は次式で示される。

$$C = C_0 e^{-\lambda t_m} \quad (2)$$

ここで  $C$  : 塔出口における放射能 (Cpm)

$C_0$  : 塔入口 " " "

$\lambda$  : 壊変定数 ( $h^{-1}$ )

### (3) 基礎研究

#### (イ) 実験方法

原子炉から排出されるオフガス中の希ガスはたとえば第1表に示すような組成を有する。

しかし, 実験では直接分裂生成物を用いることは困難であり, また結果の解析にはむしろ単一核種の方が便利であるので, ここではトレーサとしてKr-85およびXe-133を用いた。

基礎実験装置は第1図に示すように圧縮機より加圧した空気を脱湿機を通して乾燥する。乾燥した空気に放射性クリプトン(またはキセノン)を添加し, 放射能を測定した後, 活性炭ペレット(写真1参照)を充填した筒(写真2参照)を通し,

第1表 オフガス中放射性希ガス濃度の時間的变化

| 核種      | 半減期    | 貯 蔵 時 間            |                    |                    |                   |                 |
|---------|--------|--------------------|--------------------|--------------------|-------------------|-----------------|
|         |        | 30分                | 1日                 | 6日                 | 30日               | 60日             |
| Kr-89   | 3.2 m  | $7 \times 10^2$    |                    |                    |                   |                 |
| Xe-137  | 3.9 m  | $1.3 \times 10^3$  |                    |                    |                   |                 |
| Xe-135m | 15.6 m | $1.5 \times 10^3$  |                    |                    |                   |                 |
| Xe-138  | 17 m   | $5 \times 10^4$    |                    |                    |                   |                 |
| Kr-87   | 78 m   | $2.9 \times 10^4$  |                    |                    |                   |                 |
| Kr-83m  | 144 m  | $4.7 \times 10^3$  |                    |                    |                   |                 |
| Kr-88   | 2.77h  | $3.3 \times 10^4$  | $1.1 \times 10^2$  |                    |                   |                 |
| Kr-85m  | 4.4 h  | $1.1 \times 10^4$  | $2.9 \times 10^2$  |                    |                   |                 |
| Xe-135  | 9.13h  | $6.6 \times 10^4$  | $1.8 \times 10^3$  |                    |                   |                 |
| Xe-133m | 2.3 d  | $3.8 \times 10^2$  | $2.8 \times 10^2$  | $4.6 \times 10$    |                   |                 |
| Xe-133  | 5.27d  | $2.7 \times 10^4$  | $2.65 \times 10^4$ | $1.2 \times 10^4$  | $4.8 \times 10^2$ | 85              |
| Xe-131m | 12 d   | $3.1 \times 10$    | $3.1 \times 10$    | $2.2 \times 10$    | 4.8               | 0.7             |
| Kr-85   | 10.3 y | $1.6 \times 10$    | $1.6 \times 10$    | $1.6 \times 10$    | $1.6 \times 10$   | $1.6 \times 10$ |
|         |        | $2.38 \times 10^5$ | $4.5 \times 10^4$  | $1.21 \times 10^4$ | $5 \times 10^2$   | $2.5 \times 10$ |

(単位:  $\mu\text{Ci}/\text{sec}$ )

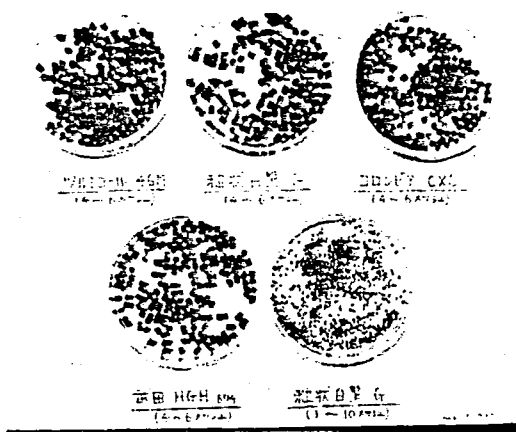


写真1 各種活性炭

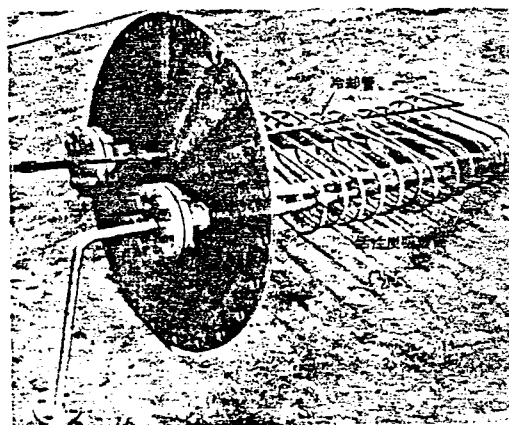


写真2 活性炭吸着筒 (基礎実験装置)



出口の放射能を測定して、保持時間を求める。

ここでは、保持時間と空気の流量、圧力、活性炭の重量、種類、吸着層の温度、寸法および形状などの各種因子を広い範囲に変えて、基礎データを得た。

## (四) 実験結果

### (A) 空気圧力の影響

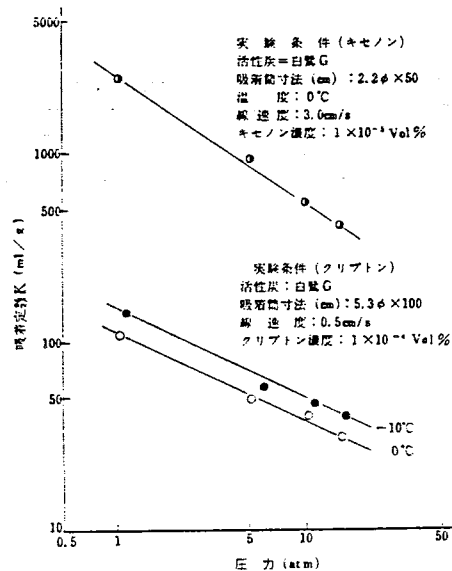
クリプトンおよびキセノンの吸着定数  $K$  におよぼす空気圧力の影響を調べるため各種の温度における  $K$  値の圧力依存性を求めた。第 2 図に示すようにいずれの温度においても  $K$  の値は空気圧力の上昇とともに減少している。また、クリプトンよりキセノンの圧力依存度が高いことが判る。

### (B) 流量の影響

第 3 図に示すようにクリプトンを用いた実験により、線速度の変化は吸着定数  $K$  にはほとんど影響を与えないことが判った。

### (C) 温度の影響

各種の活性炭のクリプトンに対する  $K$  の値を絶対温度の逆数  $\frac{1}{T}$  に対してプロットした値を第 4 図に示す。活性炭の種類によって  $K$  の値にはかなりの差異があるが、この中では白鷺 G, HGH-674 の値が大きい。



第 2 図 吸着定数に及ぼす空気圧力の影響

(D) 吸着筒寸法の影響

吸着筒の直径および長さとの関係を求めた。

前者は2 cm ~ 11 cm, 後者は50 cm ~ 200 cmの範囲内で変化させたが、いずれもK値に対する影響は約10%以内であった。

(E) 未吸着および吸着平衡に達した活性炭における保持時間の比較

今までの実験では、すべて活性炭層に希ガスをパルス状あるいはステップ状に導入したときの破過曲線を測定し、平均保持時間を求めた。希ガスホールドアップ装置では希ガスが活性炭上で吸着平衡に達した状態での保持時間が問題となる。

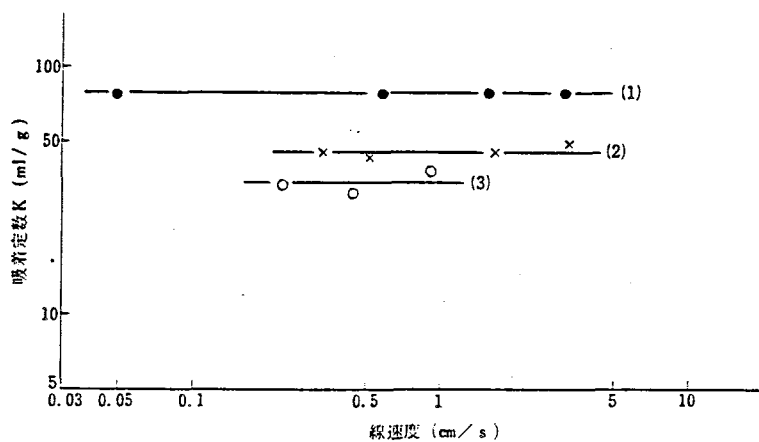
理論的には希ガスが吸着平衡に達した活性炭と、希ガス未吸着の活性炭の保持時間は等しいはずであるが、これを確認するために下記の実験を行なった。

与えられた条件下において非放射性的のクリプトンで吸着平衡に達した活性炭層にトレーサとして、放射性クリプトン(Kr-85)を含んだクリプトンガスを導入し、Kr-85の破過曲線および同一条件下で測定したクリプトン未吸着活性炭吸着層の破過曲線を第5図に示す。これらの結果から明らかなように両者の破過曲線はほとんど完全に一致している。

(G) キセノン(Xe-133)トレーサを用いた保持時間の測定。

半減期5.27日の放射性キセノン(Xe-133)をトレーサとしてキセノンガスを含有する試料ガスを活性炭吸着層に持続的に130時間通気し、吸着層出口および入口における放射能を測定した。

| NO | 記号 | 活性炭    | 筒の寸法 (cm) | 温度 (°C) | 圧力 (atm) | Krの濃度 (Vol %)      |
|----|----|--------|-----------|---------|----------|--------------------|
| 1  | ×  | 鶴見4 GM | 1.8φ×45   | 26      | 1        | 1×10 <sup>-4</sup> |
| 2  | ●  | 白鷺 G   | 1.8φ×45   | 18      | 1        | 1×10 <sup>-4</sup> |
| 3  | ○  | 白鷺 G   | 5.3φ×100  | 0       | 16       | 1×10 <sup>-4</sup> |



第3図 クリプトンの吸着定数に及ぼす線速度の影響

| NO. | 上 | 下 | 中 | 下 | 下 |
|-----|---|---|---|---|---|
| 1   | ● | ○ | △ | □ | ◇ |
| 2   | ○ | △ | □ | ◇ | ● |
| 3   | △ | □ | ◇ | ● | ○ |
| 4   | □ | ◇ | ● | ○ | △ |
| 5   | ◇ | ● | ○ | △ | □ |
| 6   | ● | ○ | △ | □ | ◇ |
| 7   | ○ | △ | □ | ◇ | ● |

吸着筒寸法 (cm) : 1.8φ×45  
 空気の圧力 : 1 atm  
 流速 : 1.5cm/s  
 クリプトン濃度 :  $1 \times 10^{-4}$  Vol%

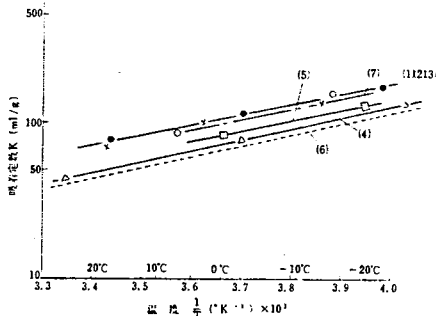
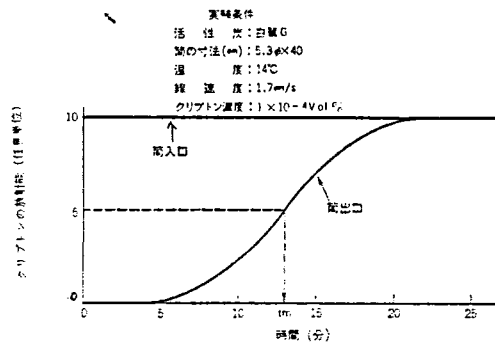
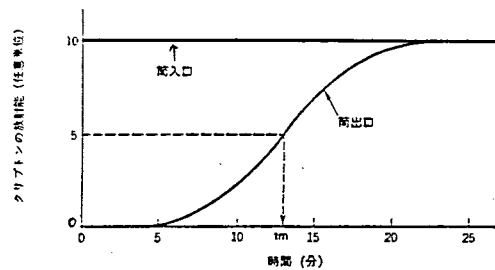


図4 各種活性炭のクリプトンに対する吸着定数に及ぼす温度の影響

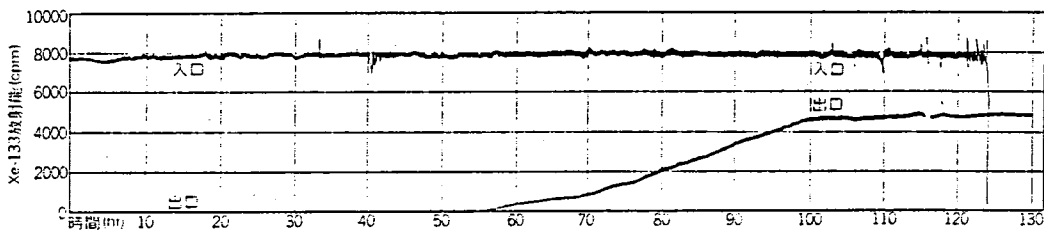
第4図 各種活性炭のクリプトンに対する吸着定数に及ぼす温度の影響



①クリプトンを吸着させていない活性炭



第5図 クリプトンで吸着平衡に達した活性炭およびクリプトンを吸着させていない活性炭上の放射性クリプトンの破過曲線。

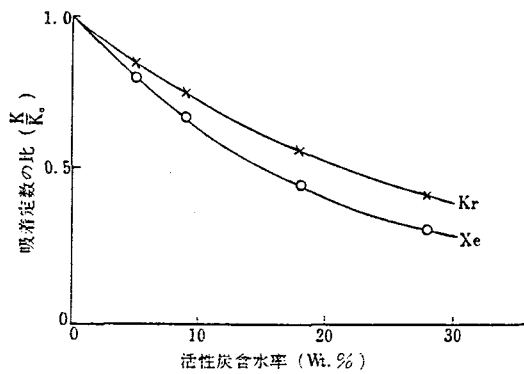


| 基礎試験装置        |                         |
|---------------|-------------------------|
| 吸着筒寸法 (直径×長さ) | 11mm×36mm               |
| 活性炭量          | 1.54g                   |
| 温度            | 0°C                     |
| 流量            | 0.04Nm <sup>3</sup> /hr |

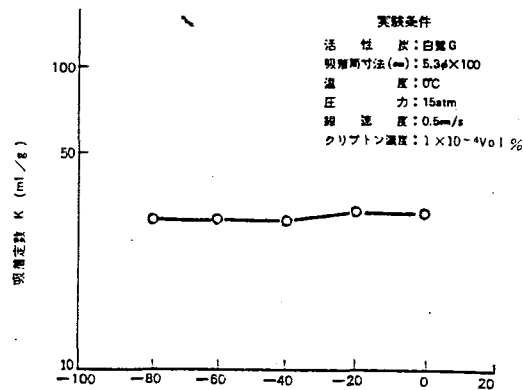
第6図 キセノンホールドアップ基礎試験破過曲線

第6図に測定結果を示す。試料ガス中のXe-133は減衰により減少するが、活性炭吸着層入口における、Xe-133濃度を一定に保つため、試料ガスに加えるXe-133量を連続的に調節した。

試料ガスの通気を始めてから約55時間後においてXe-133の漏洩が認められ約125時間で出口ガス中のXe-133濃度は平衡値となる。このときの吸着層



第7図 活性炭含水率による吸着定数Kの変化  
(1 atm, 25°C, K<sub>0</sub>は活性炭含水率0 Wt. %時の吸着定数)



第8図 クリプトン吸着定数におよぼす温度（露点）の影響

入口と出口におけるガス中のXe-133を測定し、両者の値にXe-133の壊変による放射能減少を補正して、保持時間  $t_m$  を求めると、この値は、あらかじめ基礎データから算出した  $t_m$  の値とほぼ一致する。

#### (H) 湿分の影響

活性炭に吸着された水分は希ガスの吸着定数Kに著しい影響を与えていることが予想される。

これらの影響を明らかにするために1)既知量の水分を含有する活性炭層に乾燥した通気ガスを通した場合に得られた結果を第7図に示す。

キセノンクリプトン共活性炭水分含有量の増加にともないKが減少する。しかし2)活性炭が最初乾燥状態（含有量5%以下）にあり、通気ガスの露点を-80°Cから0°Cの範囲で変えた場合には第8図に示すようにキセノン、クリプトンともKの値は通気ガスの露点に無関係にほぼ一定である。

#### (4) 実用試験

上記の基礎実験に引きつづいて、(1)実規模装置による基礎実験データの確認。(2)実規模装置における各機器の特性確認、(3)実機におけるエンジニアリングデータを得ること。(4)安全解析に必要なデータを得ることなどを目的として実用試験装置を完成した。

この装置は実機の約 $\frac{1}{3}$  (6 Nm<sup>3</sup>/hr) を処理する規模でオフガスを模擬した流体として空気にクリプトンあるいはキセノンなどの希ガスを混入したものをを用いた。

#### (イ) 試験装置の概要

装置は、(1)活性炭通過線速度の異なる二種類の吸着塔を設置してある。(2)低温および常温両者の吸着試験も可能である。(3)試料ガスの乾燥にはモレキュラーシーブによる吸着方式を採用しているなどの特徴を持っている。装置の仕様を第2表に、

第 2 表 装置仕様一覧表

| 番 号 | 項 目         | 単 位                | 実用試験装置  |        |
|-----|-------------|--------------------|---------|--------|
|     |             |                    | A (B) 塔 | D 塔    |
| 1   | 通気流量(オフガス量) | Nm <sup>3</sup> /h | 6       | 6      |
| 2   | 希ガスの種類      | —                  | Xe, Kr  | Xe, Kr |
| 3   | 放射性希ガス濃度    | μCi/l              | 0.5     | 0.5    |
| 4   | ガスの湿度(露点)   | °C                 | < -30   | < -30  |
| 5   | ガス線速度       | cm/s               | 0.11    | 0.47   |
| 6   | 吸着塔操作温度     | °C                 | 0(及び常温) | 25     |
| 7   | 吸着塔操作圧力     | atm                | 1       | 1      |
| 8   | ホールドアップ時間   | 日(Xe)              | (20)    | 30     |
| 9   | 活性炭粒径       | メッシュ               | 4~6     | 4~6    |
| 10  | 活性炭充填量      | t/基                | 1.7     | 0.52   |
| 11  | 活性炭充填高      | mm                 | 2,600   | 3,200  |
| 12  | 吸着塔内径       | mmφ                | 1,400   | 680    |
| 13  | 吸着塔員数       | 基                  | 2       | 10     |
| 14  | 吸着塔冷却方式     | —                  | 内部冷却式   | なし     |
| 15  | ガス乾燥方式      | —                  | 脱湿材方式   | 脱湿材方式  |

除湿装置部を写真3に活性炭吸着塔部分を写真4に示す。

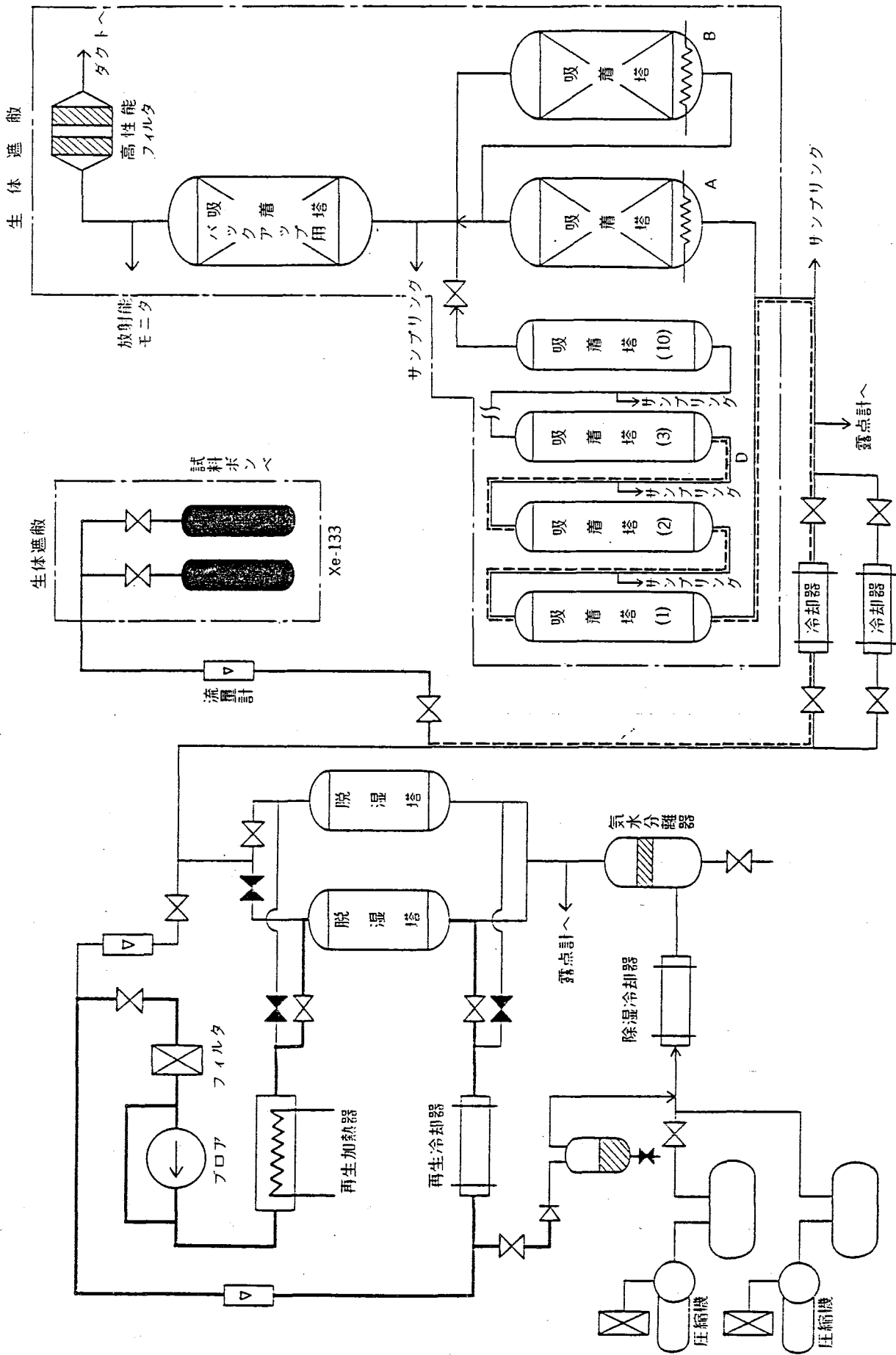
(ロ) 試験方法

第9図に示すように空気は圧縮機によって圧縮された後に、減圧弁によってほぼ1 atmに減圧された後除湿冷却器に入る。ここで冷媒により5°Cまで冷却された空気は、水分離器で水滴を除去された後脱湿塔に入り、モレキュラーシーブによって露点-30°C以下にまで乾燥される。

一方試料ポンペからの希ガスは流量調節弁を経て乾燥空気に混合され、模擬オフガスとなって吸着塔に送入される。

吸着塔は、第9図に示すように二種類設置され、配管の切換えによってそれぞれ異なった条件下での試験が可能である。吸着塔A(B)にて試験を行なう場合には希ガス空気冷却器によってガスを0°Cに冷却した後、吸着塔に送入する。なお、流入ガスおよび各吸着塔出口からのガスはそれぞれフローカウンターに導いて測定するよう配管が設けられている。

吸着塔において、所定期間ホールドアップされたガスはバックアップ用吸着塔およびフィルターを経て大気に放出される。



第9図 希ガスホールドアップ実用試験装置フローダイヤグラム

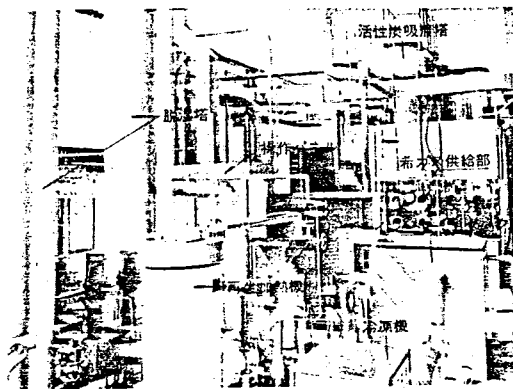


写真3 除湿装置 (実用試験装置)

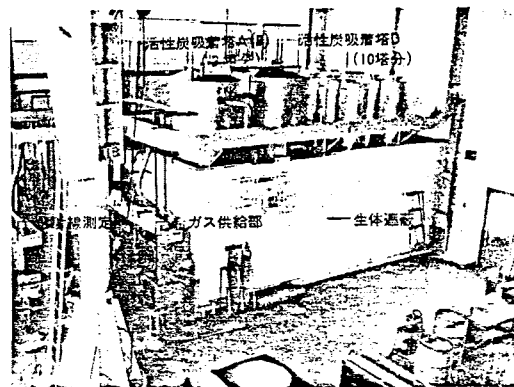


写真4 活性炭吸着筒 (実用試験装置)

脱湿塔の再生は加熱空気による閉サイクル方式で行なり。その他除湿器および吸着塔冷却のための冷凍装置およびガス流量、温度、露点および放射能の自動記録装置ならびに運転に必要な計測制御装置が付属しており夜間の無人運転も可能である。

10塔分の活性炭吸着塔の試験結果についてのべると、実用試験装置の系全体の操作条件(温度、圧力、流量および露点など)が定常値に達した時点で、Kr-85またはXe-133を含む試料ガスを活性炭吸着層にステップ状に導入し、Kr-85については保持時間、Xe-133については放射能の減衰比を測定した。

おもな試験条件を第3表に示してある。

ガスフローカウンターによる放射能測定のためのガスサンプリングは入口および1, 3, 5, 8, 10の活性炭吸着塔出口において行なった。導入する希ガスの濃度は約0.5 mCi/m<sup>3</sup>でガスフローカウンターによる計数値は約8,000 cpmであった。

## (イ) 試験結果

### (A) Kr-85を用いた場合

活性炭吸着塔にKr-85をステップ状に導入したときの1, 3, 5, 8, 10の各塔出口の破過曲線およびKr-85の導入を停止したときの各塔出口の脱着曲線を第10図に示す。

なお室温の平均は22℃であったので、基礎実験でえた吸着定数の値： $K = 70 \text{ m}^3/\text{t} (22^\circ\text{C}, 1 \text{ atm})$ を式(1)に代入して値を計算すると第4表の右欄の値となり、両者の差は約3%以下となりきわめてよく一致している。

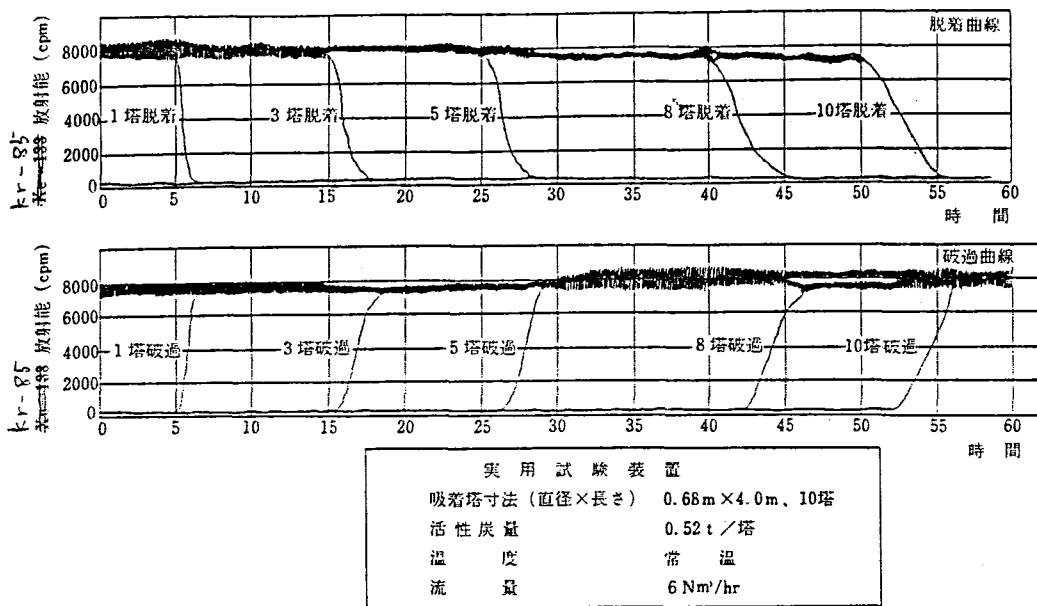
第3表 実用試験のおもな条件

|  |   |                                      |         |                  |
|--|---|--------------------------------------|---------|------------------|
| 活 性 炭<br>吸 着 層                                     | 活 性 炭 銘 柄                               |                                      | 武 田 白 鷲 |                  |
|  | 吸 着 層 寸 法 ( m )                         | 直 径                                  | 0.68    |                  |
|  |   | 長 さ                                  | 3.2     |                  |
|  | 活 性 炭 使 用 量 ( ト ン / 塔 )                 |                                      | 0.52    |                  |
|  | 塔 数                                     |                                      | 10 (直列) |                  |
| 放 射 能 測 定 ( ガ ス フ ロ ー カ ウ ン タ )<br>用 サ ン プ リ ン グ 点 |   | 入 口 お よ び<br>1, 5, 5, 8, 10<br>塔 出 口 |         |                  |
| 操 作 条 件  | 圧 力 ( a t m )                           |                                      | 1       |                  |
|  | 温 度 ( ° C )                             |                                      | 室 温     |                  |
|  | 流 量 ( N m <sup>3</sup> / h )            |                                      | 6       |                  |
|  | 露 点 ( ° C )                             |                                      | -30以下   |                  |
|  | 空 気 中 希 ガ ス 濃 度 ( V o l % )             |                                      | Kr      | 10 <sup>-4</sup> |
|  |   |                                      | Xe      | 10 <sup>-5</sup> |
| 導 入<br>濃 度   | Kr-85およびXe-133<br>(mCi/m <sup>3</sup> ) |                                      | 0.5     |                  |

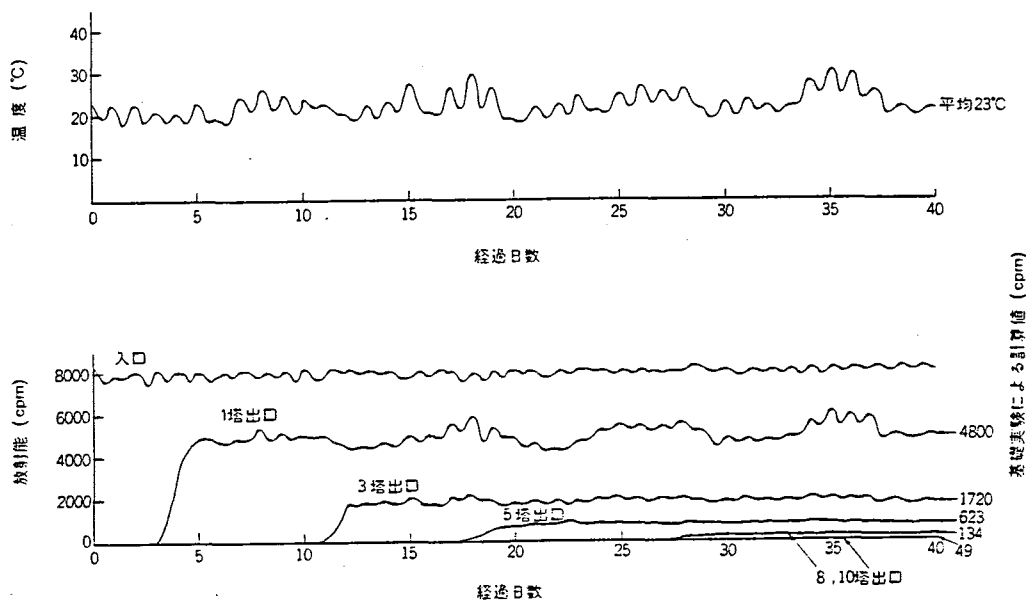
第4表 クリプトンホールドアップ時間の比較

| 塔 数 | 活 性 炭 量<br>( ト ン ) | ホ ー ル ド ア ッ プ 時 間 ( h ) |                       |
|-----|--------------------|-------------------------|-----------------------|
|     |                    | 実 用 試 験 の 測 定 値         | 基 礎 実 験 の 結 果 よ り 計 算 |
| 1   | 0.52               | 5.6                     | 5.61                  |
| 3   | 1.56               | 16.7                    | 16.8                  |
| 5   | 2.60               | 27.8                    | 28.1                  |
| 8   | 4.16               | 43.9                    | 45.0                  |
| 10  | 5.20               | 54.3                    | 56.1                  |





第10図 クリプトンホールドアップ実用試験



第11図 キセノンホールドアップ試験流量 (6Nm³/h、活性炭0.52トン/塔)

(B) Xe-133 を用いた場合

第11図に吸着塔入口ならびに1, 3, 5, 8および10各吸着塔出口の放射能および第1塔出口のガス温度の時間的変化を示した。温度はかなり変動しているが、平均すると約23°Cになる。入口放射能と室温の変動のため、各吸着塔出口の放射能もかなり変動している。

なお基礎実験の結果、1atm、23°CのときのK値は1200m³/tである。この値を(1)式に代入して保持時間を計算すると1塔につき約3.9日となる。この値と、入口放射能8,000cpm、Xe-133の壊変定数 $5.48 \times 10^{-8} \cdot h^{-1}$

を(2)式に代入して、各塔出口の放射能を算出して、第11図の右側に示したが、実測値の平均とかなりよく一致している。

実用試験の結果としてつぎの結論が得られた。

(1) Kr-85により測定を行なった場合、各吸着塔の保持時間の実測値は基礎実験の結果より求めた値と約3%以内の差でよく一致した。

(2) Xe-133により希ガスホールドアップによる放射能減衰比を測定した場合、各吸着塔出口の放射能の実測値は基礎実験の結果より求めた計算値とかなりよく一致した。

ガス流量  $6 \text{ Nm}^3/\text{hr}$ 、活性炭量  $5.2 \text{ ton}$  のときのキセノン保持期間は約39日であり、放射能は約  $1/160$  に減衰した。

#### (5) その他の実施事項

以上基礎実験および10塔分を用いた実用試験(常温)についてのべたがその他に

##### (イ) ホールドアップ性能の確認

1塔分の活性炭吸着塔を用いて、主として  $0^\circ\text{C}$  に冷却した場合の性能を中心として Kr-85 および Xe-133 を用いて試験を行なった。

##### (ロ) プラントの性能試験

各種機器の運転特性を把握し、プラント全体の運転保守の記録を蓄積した。

##### (ハ) 非定格運転条件時の特性試験

活性炭吸着塔に通気するガスの流量を増大したとき ( $6 \rightarrow 24 \text{ Nm}^3/\text{hr}$ ) および温度を上昇させた場合 ( $0^\circ\text{C} \rightarrow \text{常温}$ ) あるいは水を吸収させた場合などの活性炭からの希ガス脱着量について基礎実験および実用試験装置を用いて測定し、非定格運転特性を明らかにした。

#### (6) あとがき

以上のように希ガスホールドアップ装置についての試験結果は予想どおりの結果が得られ、この装置の有効性についての立証データを得ることができた。しかし、さらに効率の良い装置の設計、耐用期間中における活性炭および機器の経年変化、装置の保守点検などについては今後の研究を必要とする。

最後にこの研究を積極的に進められた日立製作所、日立研究所第65研究室村田室長はじめ各室員の皆様に深く感謝する次第である。

## 活性炭遅延ベッドの過渡応答解析

## Transient Response Analysis of the Activated Charcoal Delay Bed

The activated charcoal delay bed system is today installed in several BWR power stations, in view of the great reduction obtained thereby in the reactor off-gas activity release. In this system, there will be a slow change of noble-gas activity at the outlet of the charcoal adsorber bed, corresponding to the rapid changes of the operational conditions such as off-gas flow rate, charcoal temperature and pressure.

This transient response is theoretically analyzed, taking into account local variations of the noble-gas holdup time in the adsorber bed, and non-equilibrium between dynamic adsorption. Furthermore,  $^{133}\text{Xe}$  activity changes at the adsorber outlet are measured under rapid increase of the gas flow rate and charcoal temperature, using a test plant of actual practical size. From the fairly good agreement obtained between observed and calculated values, the reliability of the proposed theoretical model is confirmed.

KEYWORDS: noble gases, off gases, charcoal adsorber bed, xenon 133, adsorption, desorption, activity release, flow rate, temperature dependence, charcoal, BWR type reactors, transient response, leaks

## (I) 緒言

微量の希ガスを含有しているBWRオフガスを活性炭充填層に通気すると、オフガスの主成分である空気に対して沸点の高い希ガスは活性炭に物理吸着されやすいため、活性炭層中で可逆的な吸着を繰り返しながら流れ方向に沿って徐々に移動する。この遅延効果により放射性希ガスは長時間活性炭層にホールドアップされることになり、この間に放射能が減衰する。

この装置について最初に系統的な研究を行なったのはBrowningらであり、1960年頃詳細な基礎実験結果を報告している<sup>(1)</sup>。活性炭層の設計式を提案し、重要な設計基準値である動的吸着平衡係数と理論段数に及ぼす活性炭の種類、温度、圧力、ガス流速などの影響を明らかにした。しかしながら、当時の発電プラントにおいて希ガスホールドアップ装置を設置する計画は皆無であったため、一部のインパイルループ試験装置に適用されただけで、実用化されるまでには至らなかった。このほかUnderhill<sup>(2)</sup>や河添<sup>(3)</sup>の物質移動に関する理論研究、木谷ら<sup>(4)</sup>の基礎実験など多数の報告が見られる。

1966年、西ドイツのAEG社が初めてKRB発電所(BWR、237MWe)

に希ガスホールドアップ装置を設置し、この装置は現在も順調に稼動しているようである。しかしながら、開発研究の状況あるいは運転実績などの詳細についてはほとんど公表されていない。最近、当装置設計の基礎になったと推察される基礎実験結果が報告されている。

著者らは1968年に基礎実験に着手して以来、実用規模装置による性能確認試験に至るまでの系統的な開発研究を実施して来た。この成果をもとにして設計、製作された実験装置が、日本原子力発電敦賀炉、東京電力福島1号、2号炉に設置され、現在順調な運転が続けられている。

以上述べた従来の研究開発において、未検討のまま残されている重要な問題の1つに過渡応答解析がある。すなわち、オフガス流量、活性炭層温度、ガスの温度などが急激に増加すると、活性炭の希ガスホールドアップ性能が低下し、吸着層出口の希ガス放射能が増加することになる。この応答は極めてゆつくりとしており、しかも複雑である。希ガスホールドアップ装置は、原子力プラントの安全対策装置であるがゆえに、定常運転条件下における性能だけでなく、何らかの原因により操作条件が変化して性能が低下した場合の環境に及ぼす影響も明らかにしておくことが、今後実用化が進むにつれてますます要求されるようになるであろう。

本報では、実用規模の試験装置を用いて上記過渡応答現象を測定し、この結果を充分説明することのできる理論解析の手法を見出すことを試みた。

## (II) 実用規模試験装置

著者らは約3年間にわたって行なった基礎実験の結果を実機設計に適用するに当たって、その妥当性を確かめておくために動力炉・核燃料開発事業団の委託研究費を受けて、実用規模の試験装置を試作した<sup>(5)</sup>。以下この装置を要約して述べる。

装置の概略フローシートをFig.1に、外観写真をPhoto. Iに示す。また、Table Iに装置の主な仕様を示す。圧縮機からの空気は、冷却器により5℃に冷却された後、水分離器において粗除湿される。さらに、モレキュラシーブ脱湿塔を経て露点-70℃に乾燥される。ブロウにより加熱器、脱湿塔、冷却器、水分離器を通る閉回路に空気を循環させることによって脱湿塔を再生する。1.7 tの国産活性炭が充填された吸着塔は、冷凍機からの冷媒によって平均温度が0℃になるように冷却される。活性炭吸着塔の希ガスホールドアップ性能を調べるために、半減期5.3日の<sup>135</sup>Xeを含む試料ガスをステップ状に導入し、吸着塔出口における放射能をガスフローカウンタによって測定する。

実用規模の活性炭吸着層について、定常状態での希ガスホールドアップ性能は、次の簡便設計式により見積られる<sup>(6)</sup>。

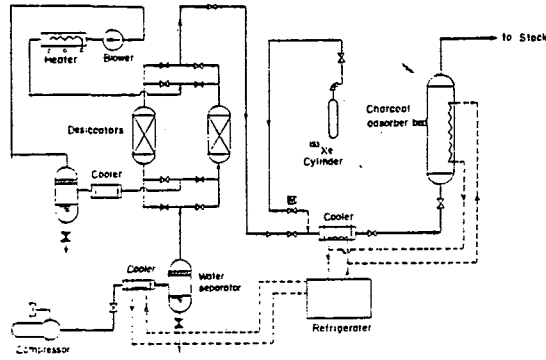


Fig. 1 Flow diagram of the test plant

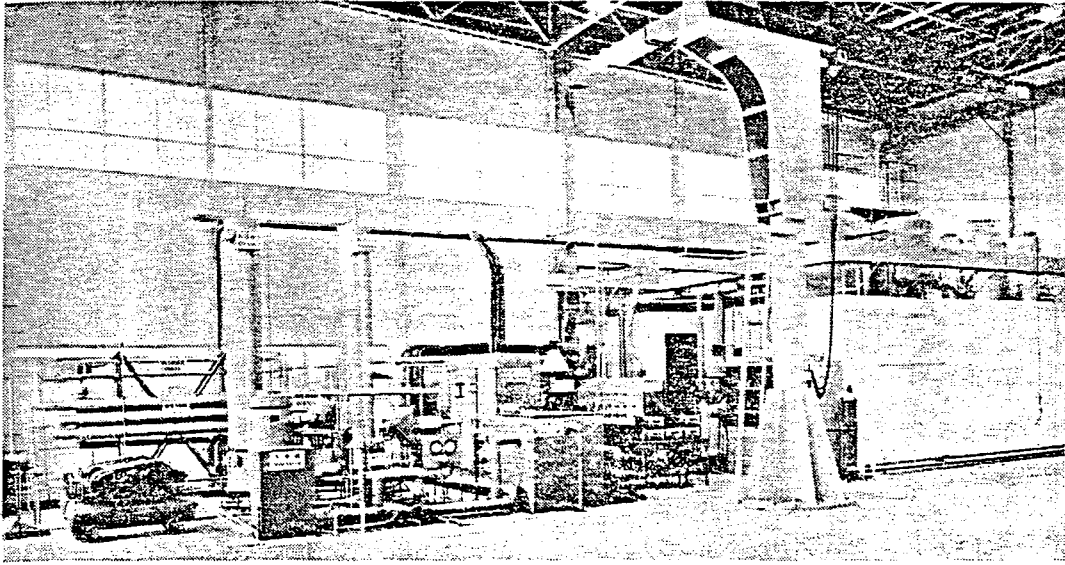


Photo. 1 External view of the test plant

$$C_L = C_0 \exp(-\lambda t_{mo}) \quad (1)$$

$$t_{mo} = K_0 M / F_0 \quad (2)$$

ここに、 $C_L$  : 吸着層出口の放射能 ( cpm )

$C_0$  : 吸着層入口の放射能 ( cpm ), いまの場合 3,900

$\lambda$  : 着目希ガスの崩壊定数 (  $hr^{-1}$  ),  $^{133}Xe$  の場合  
 $5.5 \times 10^{-3}$

$t_{mo}$  : 活性炭吸着層の希ガスホールドアップ時間 ( hr )

$K_0$  : 動的吸着平衡係数 (  $m^3 / t$  )

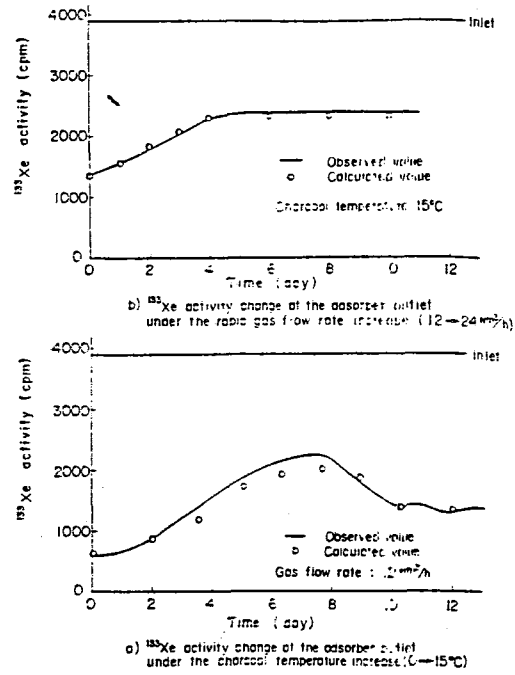
$M$  : 活性炭重量(t), いまの場合 1.7

$F_0$  : ガス流量 (  $m^3 / hr$  ), いまの場合 12

上式において、 $K_0$  がいわば設計基準値であり、活性炭の種類、温度、圧力、活性炭含水率などに依存する。これらの関係は基礎実験により正確に求めておいた<sup>(6)</sup>。

**Table 1** Principal specifications of test plant

|   |      |
|---|------|
| 1. Charcoal adsorber bed                          |      |
| Size of activated charcoal (mesh)                 | 4~6  |
| Amount of charcoal (t)                            | 1.7  |
| Diameter of bed (m)                               | 1.4  |
| Height of bed (m)                                 | 2.5  |
| Bulk density of bed (t/m <sup>3</sup> )           | 0.45 |
| Mean temperature of bed (°C)                      | 0    |
| Superficial gas velocity in bed (cm/sec)          | 0.22 |
| 2. Normal inlet gas conditions                    |      |
| Flow rate of air (Nm <sup>3</sup> /hr)            | 12   |
| Pressure (atm)                                    | 1    |
| Temperature (°C)                                  | 0    |
| Dew point (°C)                                    | -70  |
| Stable Xe conc. in air (ppm)                      | 0.1  |
| <sup>133</sup> Xe activity (mCi/Nm <sup>3</sup> ) | 0.2  |



**Fig. 2** Transient response test result

Table I に示した条件下での  $K_0$  値は 2,200 である。

(2)式より  $t_{100}$  を計算すると 312 hr になり、この値を (1)式に代入して  $C_L$  を計算すると 650 cpm となる。一方、測定値の方は 600 cpm であり、両者はよく一致した。

### (III) 過渡応答試験結果

前述の実用規模試験装置を用いて 2 ケースの過渡応答試験を行なった。冷凍機からの冷媒の流れを停止すると、活性炭層の温度は徐々に増加し、平均温度 0°C から約 6 日後に平衡値の 15°C に達した。

次に、温度 15°C の条件下でガス流量を 12 から 24 Nm<sup>3</sup>/hr にステップ状に増加させた。以上の温度ならびに流量変化に対応する、吸着層出口における <sup>133</sup>Xe 放射能の時間変化を測定した。Fig. 2 にその試験結果を示す。図中、実線が実測値、○印が後述の理論解析によって求めた計算値である。図の (a) は温度上昇時、(b) は流量増大時の放射能変化である。前者の場合には希ガスの脱着が起るので、一変最大値を経て平衡値に落ち着いている。

### (IV) 理論解析

希ガスホールドアップ装置において操作条件が急変すると、吸着層内での希ガスの進行速度が場所的にも時間的にも変化する。また、希ガスの吸、脱着量の平衡関係が崩れる。前述の流量増大時の場合のように、条件変化がステップ状で、なおかつ希ガスの脱着が起らない場合には解析が比較的簡単である。一方、温度上昇時の場合には、

条件変化がステップ状でなく、しかも場所的に不均一な上昇をするので、希ガス進行速度が複雑な変化をする。その上、このような場合には活性炭からの希ガスの脱着が起るので、ますます解析が困難になる。ここでは、以上の2ケースについて別々に計算式の導出を試みる。

1. 条件変化がステップ状で希ガス脱着のない場合

解析モデルをFig. 3に示す。流量急変により、活性炭吸着層における希ガス進行速度が、 $U_0$ より $U_1$ にステップ状に変化したものとする。条件変化後 $t$  hrの吸着層出口放射能を求めてみる。出口より $l$ の距離にある希ガスが、 $t$  hr後に検出されるものとする。 $L$ を全長とすると、長さ $L-l$ の吸着層における希ガス進行速度は $U_0$ であり、長さ $l$ での速度は $U_1$ であるから、それぞれの位置での希ガスホールドアップ時間は、 $(L-l)/U_0$ および $l/U_1$ となる。入口放射能を $C_0$ とすると、出口より $l$ の位置の放射能は $C_0 \exp\{-\lambda \cdot (L-l)/U_0\}$ であり、出口に達するまでにさらに $\exp\{-\lambda \cdot l/U_1\}$ だけ減衰することになる。

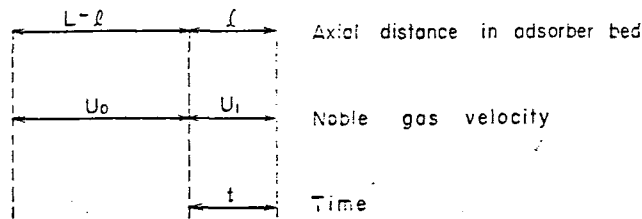


Fig. 3 Theoretical model of the special case (Case of stepwise change of operational conditions, and no noble gas desorption)

したがって、条件変化後 $t$  hrの吸着層出口放射能は次式で与えられる。

$$C_t = C_0 \exp\left\{-\lambda \left(\frac{L-l}{U_0} + \frac{l}{U_1}\right)\right\} \quad (3)$$

定義から $l/U_1 = t$ であるから、これを(3)式に代入して $l$ を消去すると次式が得られる。

$$C_t = C_0 \exp\left\{-\lambda \left(\frac{L-U_1 t}{U_0} + t\right)\right\} \quad (4)$$

ただし、上式は $t \leq L/U_1$ の範囲で成立する。 $t > L/U_1$ での吸着層出口放射能は、次式で与えられるような平衡値になる。

$$C_L = C_0 \exp\left(-\lambda \frac{L}{U_1}\right) \quad (5)$$

(4), (5)式中の  $U_0$ ,  $U_1$  は次のようにして求められる。

前述の(2)式において,  $t_{m0}$ ,  $M$ ,  $F_0$  は次式のように書き換えることができる。

$$t_{m0} = L/U_0 \quad (6)$$

$$M = LS\rho \quad (7)$$

$$F_0 = u_0 S \quad (8)$$

ここに,  $S$  : 活性炭吸着層断面積 ( $m^2$ ),

いまの場合 1.54

$\rho$  : 活性炭吸着層充填密度 ( $t/m^3$ ),

いまの場合 0.45

$u_0$  : 条件変化前の定常状態における活性炭吸着層内ガス空塔速度 ( $m/hr$ )

(6)~(8)式を(2)式に代入して  $U_0$  について整理すると,

$$U_0 = u_0 / \rho K_0 \quad (9)$$

同様にして  $U_1$  は,

$$U_1 = u_1 / \rho K_0 \quad (10)$$

ここに,  $u_1$  : 条件変化後の活性炭吸着層内ガス空塔速度 ( $m/hr$ )

(9), (10)式より希ガス進行速度を求め, これらを(4)式に代入すると, 条件変化後の活性炭吸着層出口放射能の時間変化を計算することができる。

## 2. 一般的な過渡応答の場合

解析モデルを Fig. 4 に模式的に示す。

吸着層を出口より  $l_1, l_2, \dots, l_n$  というように微小長さに分割する。

これらの長さは, 微小時間  $\Delta t$  の間に希ガスが進行する距離である。図において出口より  $l_1 + l_2 + \dots + l_n$  の位置に存在していた希ガスが, 条件変化後に出口まで到達する時間を  $t_n$  と定義する。また, この希ガスの条件変化後の速度を,  $l_n, l_{n-1}, \dots, l_2, l_1$  の微小長さにおいてそれぞれ  $U_{n,1}, U_{n-1,2}, \dots, U_{2,n-1}, U_{1,n}$  と定義する。



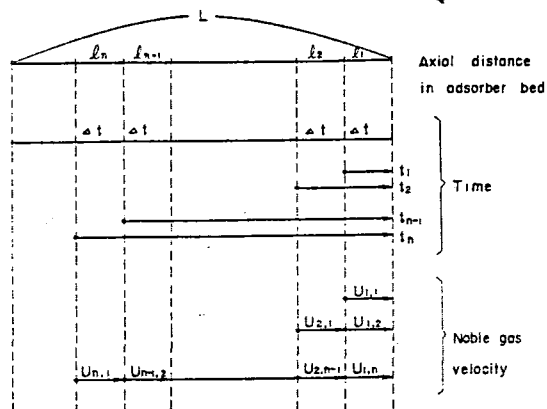


Fig. 4 Theoretical model of the general case

以上の記号の定義から、次のような関係式が成立する。

$$\Delta t = l_1 / U_{1,1} = l_2 / U_{2,1} = \dots = l_n / U_{n,1} \quad (11)$$

$$t_1 = l_1 / U_{1,1} \quad (12)$$

$$t_2 = l_2 / U_{2,1} + l_1 / U_{1,2} \quad (13)$$

$$t_n = l_n / U_{n,1} + l_{n-1} / U_{n-1,2} + \dots + l_2 / U_{2,n-1} + l_1 / U_{1,2} \quad (14)$$

次に、吸着層出口放射能の時間変化を考えてみる。

まず、条件変化後  $t_1$  hr の活性炭吸着層出口放射能  $C_{t_1}$  を求める。脱着がない場合には、前節の議論と同様にして  $C_0 \exp \{-\lambda(L-L_1)/(U_0 + \Delta t)\}$  で与えられる。一方、脱着による濃度増加分は次のようにして求められる。

ガス相の放射性希ガス濃度を  $C$ 、動的吸着平衡係数を  $K$ 、活性炭の希ガス吸着量を  $Q$  とすると、これらの間には次の関係が成立する。

$$Q = KC \text{ もしくは } C = Q/K \quad (15)$$

いま、条件変化によって  $K$  が ( $K > K'$ ) に変化したとすると、脱着量は  $(K - K')C$  である。この脱着に伴うガス相の希ガス濃度増加分は、(15)式と類似の考え方から  $(K - K')C/K$  で与えられる。したがって、脱着を考慮した場合の  $C_{t_1}$  は次式のように表わされる。

$$\begin{aligned} C_0 &= C_0 \left(1 + \frac{K_0 - K_{1,1}}{K_0}\right) \exp \left\{-\lambda \left(\frac{L-L_1}{U_0} + \Delta t\right)\right\} \\ &= C_0 \left(2 - \frac{K_{1,1}}{K_0}\right) \exp \left\{-\lambda \left(\frac{L-L_1}{U_0} + \Delta t\right)\right\} \end{aligned} \quad (16)$$

Kの添字はUのそれと同様に定義される。

次に $C_{t_2}$ を求める。出口より $l_1 + l_2$ の位置にあった希ガスが $l_1$ の位置に達したときの放射能は、上と同様の考え方から

$$C_0 \left( 2 - \frac{K_{2,1}}{K_0} \right) \exp \left\{ -\lambda \left( \frac{L - l_1 - l_2}{U_0} + \Delta t \right) \right\}$$

である。また、吸着層 $l_1$ において動的吸着平衡係数 $K_{1,1}$ から $K_{1,2}$ に減少することにより脱着が起り、これによる希ガス濃度増加分は

$$C_0 \left( 1 - \frac{K_{1,2}}{K_{1,1}} \right) \exp \left\{ -\lambda \left( \frac{L - l_1}{U_0} \right) \right\}$$

である。以上の量が $l_1$ の長さを $U_{1,2}$ の速度で通過する間に減衰するので、 $C_{t_2}$ は次式で表わされる。

$$\begin{aligned} C_{t_2} &= \left[ C_0 \left( 2 - \frac{K_{2,1}}{K_0} \right) \exp \left\{ -\lambda \left( \frac{L - l_1 - l_2}{U_0} + \Delta t \right) \right\} \right. \\ &\quad \left. + C_0 \left( 1 - \frac{K_{1,2}}{K_{1,1}} \right) \exp \left\{ -\lambda \left( \frac{L - l_1}{U_0} \right) \right\} \right] \exp \left( -\lambda \frac{l_1}{U_{1,2}} \right) \\ &= C_0 \left( 2 - \frac{K_{2,1}}{K_0} \right) \exp \left\{ -\lambda \left( \frac{L - l_1 - l_2}{U_0} + t_2 \right) \right\} \\ &\quad + C_2 \left( 1 - \frac{K_{1,2}}{K_{1,1}} \right) \exp \left\{ -\lambda \left( \frac{L - l_1}{U_0} + t_2 - \Delta t \right) \right\} \end{aligned} \quad (17)$$

同様にして一般に $C_{t_n}$ は、

$$\begin{aligned} C_{t_n} &= C_0 \left( 2 - \frac{K_{n,1}}{K_0} \right) \exp \left\{ -\lambda \left( \frac{L - \sum^n l_i}{U_0} + t_n \right) \right\} \\ &\quad + C_0 \left( 1 - \frac{K_{n-1,2}}{K_{n-1,1}} \right) \exp \left\{ -\lambda \left( \frac{L - \sum^{n-1} l_i}{U_0} + t_n - \Delta t \right) \right\} \\ &\quad \vdots \\ &\quad + C_0 \left( 1 - \frac{K_{2,n-1}}{K_{2,n-2}} \right) \exp \left\{ -\lambda \left( \frac{L - l_1 - l_2}{U_0} \right. \right. \\ &\quad \quad \left. \left. + \frac{l_2}{U_{2,n-1}} - \frac{l_1}{U_{1,n}} \right) \right\} \\ &\quad + C_0 \left( 1 - \frac{K_{1,n}}{K_{1,n-1}} \right) \exp \left\{ -\lambda \left( \frac{L - l_1}{U_0} + \frac{l_1}{U_{1,n}} \right) \right\} \end{aligned} \quad (18)$$

以上、(16)式により  $C_{t1}$  を、(17)式により  $C_{t2}$  を、というように出口から入口に向かって計算を進めるようにする。

#### (V) 実測値と計算値との比較検討

##### 1. 流量変化

前述の(4)式により  $C_t$  を計算する。式中、 $C_0 = 3,900 \text{ cpm}$ 、 $\lambda = 5.5 \times 10^{-3} \text{ hr}^{-1}$ 、 $L = 2.5 \text{ m}$  である。

$U_0$  と  $U_1$  はそれぞれ(9)、(10)式より求められる。

式中、 $\rho = 0.45 \text{ t/m}^3$ 、 $U_0 = 7.8 \text{ m/hr}$ 、 $U_1 = 15.6 \text{ m/hr}$ 、 $K_0 = K_1 = 1.400 \text{ m}^3/\text{t}$  である。

以上を代入すると、(4)式は

$$C_t = 3,900 \exp(5.5 \times 10^{-3} t - 1.1) \quad (19)$$

ただし、上式は  $t \leq L/U_1 = 100 \text{ hr}$  の範囲で成立する。これ以上の時間では、(5)式で与えられるような定常値  $C_2$  になり、計算値は 2,350 である。計算値を実測値と比較して前述の Fig 2 に示しておいたが、両者はよく一致している。

##### 2. 温度変化

前述の(10)~(18)式により  $C_{t1}$ 、 $C_{t2}$ 、……、 $C_{tn}$  を計算する。これらの式はコンピュータコード向きの形をしており、 $\Delta t$  を十分に小さくして精度の高い計算を行うことができる。しかし、本報では理論の妥当性を確認することに主眼をおき、

$t = 48 \text{ hr}$  とかなり大きくして手計算によって求めることにする。計算を行うには、吸着層温度の時間変化ならびに  $K$  の温度依存性を知る必要がある。それぞれの測定結果は Fig. 5 のようである。吸着層温度については、半径方向にも多少の温度分布があるが、この点を考慮すると計算が極めて複雑になるので、ここでは一応半径方向分布を平均化し、Fig. 5 (a) のような軸方向分布について解析を進めることにする。Fig. 5 (b) の  $K$  の温度依存性は基礎実験装置を用いて測定したものである。

まず、 $C_{t1}$  を(16)式より計算する。

式中、 $K_0 = 2,200 \text{ m}^3/\text{t}$ 、 $U_0 = 8.4 \times 10^{-3} \text{ m/hr}$  である。 $\ell_1$  は(11)式によって計算されるが、 $U_{1.1}$  が未定なので次のような手順で求める。近似的に  $\ell_1 \doteq \Delta t U_0 = 0.40 \text{ m}$  とすると、Fig. 5 (a) の①曲線を用いて  $0 \sim 48 \text{ hr}$  ( $= \Delta t$ ) での平均温度として約  $1^\circ\text{C}$  が求まる。この温度での  $K$  値を Fig. 5 (b) より求めると  $K_{1.1} = 2,150 \text{ m}^3/\text{t}$  であり、したがって  $U_{1.1} = U_0 (K_0 / K_{1.1}) (274 / 273) = 8.6 \times 10^{-3} \text{ m/hr}$  となる。

(11)式より  $\ell_1 = 0.41 \text{ m}$  が求まる。

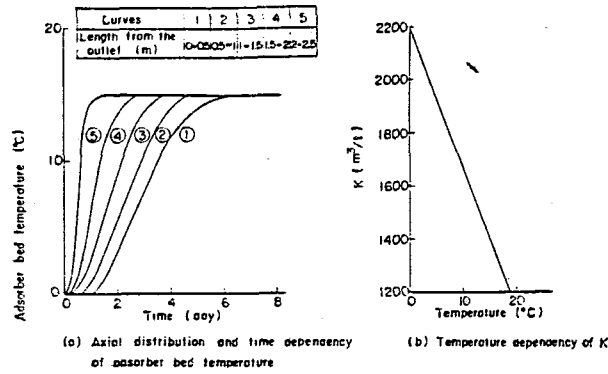


Fig. 5 Variation of adsorber bed temperature with time and temperature dependency of K

以上の値を(10)式に代入して  $C_{t1}$  を計算すると 850 となる。

次に  $C_{t2}$  を計算する。  $l_2$  を次の手順で求める。近似的に  $l_2 \approx l_1 = 0.41 \text{ m}$  とすると、  $l_1 + l_2 \approx 0.82 \text{ m}$  なので、 Fig. 5 (a) の ② 曲線を用いて 0 ~ 4.8 hr での平均温度を求めると約 2 °C である。

この温度での K 値を Fig. 5 (b) より求めると、  $K_{2,1} = 2,100 \text{ m}^3/\text{t}$  であり、したがって  $U_{2,1} = 8.9 \times 10^{-8} \text{ m/hr}$ 、さらに(11)式より  $l_2 = 0.43 \text{ m}$  となる。

(17)式中の  $K_{1,2}$  は次の手順で求める。 Fig 5 (a) の ① 曲線において、 4.8 ~ 9.6 hr での平均温度を求めると約 8 °C であり、この温度での K 値を Fig 5 (b) より求めると  $K_{1,2} = 1,800 \text{ m}^3/\text{t}$  である。したがって、  $U_{1,2} = 1.1 \times 10^{-8} \text{ m/hr}$  であり、  $t_2$  を(13)式より計算すると 85 hr である。以上の値を(17)式に代入して  $C_{t2}$  を計算すると 1,200 になる。同様に  $C_{t3}$ 、  $C_{t4}$  …… を計算して Fig 2 に実測値と比較して示した。吸着層内の半径方向温度分布を無視して  $\Delta t = 4.8 \text{ hr}$  と大きくとり、大ざっぱな近似計算を行なったにもかかわらず、計算値はかなりよく実測値と一致している。

## VI 結 論

希ガスホールドアップ装置において、オフガス流量、活性炭吸着層温度などの操作条件が急変したときの吸着層出口における希ガス放射能の時間変化を計算するための理論解析、ならびに理論の妥当性をチェックするための実験を行なった。

(1) 条件変化がステップ状で、なおかつ希ガスの脱着が起らない場合には解析が簡単で、活性炭吸着層における希ガス進行速度の変化のみを考慮した Fig. 3 に示したモデル 1 が使用できる。吸着層出口での希ガス放射能の時間変化の計算式は(4)式のようになる。

(2) 上記以外の一般的な過渡応答では、希ガス進行速度の変化ならびに希ガス脱着の両者を、微小時間、微小長さで区切った領域で求めるようにし、吸着層の出口

より入口に向かって計算を進める Fig.4 のモデル 2 を用いた。計算式は(16)~(18)式のようである。

- (3) 活性炭充填量 1.7 t の実用試験装置を用いて、流量増大時および温度上昇時の過渡応答を測定した。前者についてはモデル 1 による計算、後者についてはモデル 2 による計算を行なった。

計算値と実測値はよく一致し、特にモデル 2 による計算では半径方向の温度分布を無視し、時間区分を大きくとるような近似を行なったにもかかわらず、実測値の傾向とかなりよく一致し、理論の妥当性を立証することができた。

今後は、計算式をコード化し、BWR 発電所に設置されている実用装置について挙動解析を行い、装置の信頼性向上に努めたいと考えている。

### 参 考 文 献

- (1) BROWNING, W. E., ADAMS, R. E., ACKLEY, R. D.: TID-7593, (1961)
- (2) UNDERHILL, D. W.: NYO-84-8 (1967)
- (3) 河添邦太朗: 化学工学, 31 [4], 354~358 (1967)
- (4) KITANI, S., et al.; J. Nucl. Sci. Technol., 2 [2], 51~56 (1965)
- (5) FORSTER, K.: Kerntechnik, 13 [5], 214~219 (1971)
- (6) 村田寿典: 空気清浄, 10 [2], 55~62 (1972)

## 9.2 液体廃棄物による被ばく線量

### 2.1 液体廃棄物（トリチウムを除く）の放出量

液体廃棄物処理系の放射能濃度等は第9.2-1図に示す通りと想定される。

したがって環境に放出される放射性廃液の主なるものは洗濯廃液と床廃水等に起因する処理水である。

以下に液体廃棄物による放出放射能の想定を示す。

#### (1) 洗濯廃液の年間放出放射能

$$\begin{aligned} \left( \begin{array}{l} \text{年 間} \\ \text{放出量} \end{array} \right) &= \left( \begin{array}{l} \text{洗濯廃水の} \\ \text{放射能濃度} \end{array} \right) \times \left( \begin{array}{l} \text{平均発生} \\ \text{予想量} \end{array} \right) \times \left( \begin{array}{l} 365 \text{日} \\ \text{年} \end{array} \right) \\ &= 10^{-4} \mu\text{Ci/cc} \times 10 \times 10^6 \text{ cc/日} \times 365 \text{日} \\ &= 370 \text{ mCi/年} \end{aligned}$$

#### (2) 濃縮または脱塩処理水の年間放出放射能

$$\begin{aligned} \left( \begin{array}{l} \text{年 間} \\ \text{放出量} \end{array} \right) &= \left( \begin{array}{l} \text{処理水濃度} \\ \end{array} \right) \times \left( \begin{array}{l} \text{平均発生} \\ \text{予想量} \end{array} \right) \times \left( \begin{array}{l} 365 \text{日} \\ \text{年} \end{array} \right) \\ &= 2 \times 10^{-5} \mu\text{Ci/cc} \times 50 \times 10^6 \text{ cc/日} \times 365 \text{日/年} \\ &= 365 \text{ mCi/年} \\ \text{合 計} & \quad 735 \text{ mCi/年} \end{aligned}$$

したがって年間の総放出量は $370 + 365 = 735 \text{ mCi}$ で、年間 $1 \text{ Ci}$ 以下に押えられる。

### 2.2 液体廃棄物（トリチウムを除く）による被ばく線量

#### 2.2.1 前提条件

被ばく線量の算出には環境放射能分科会モデルにしたがって次の前提条件および計算式を用いた。

- (1) 年間放射性物質放出量を $1 \text{ Ci}$ とする。
- (2) 核種構成についてはプラントの運転経歴、処理設備ならびにその運用など、多くの因子によって左右されることから、その決定は難しい。しかし被ばく線量評価の目的から、現在までの同じような処理設備および運転条件が想定される軽水炉における放出実績値から推定した値を用いる。（第9.2-1表）

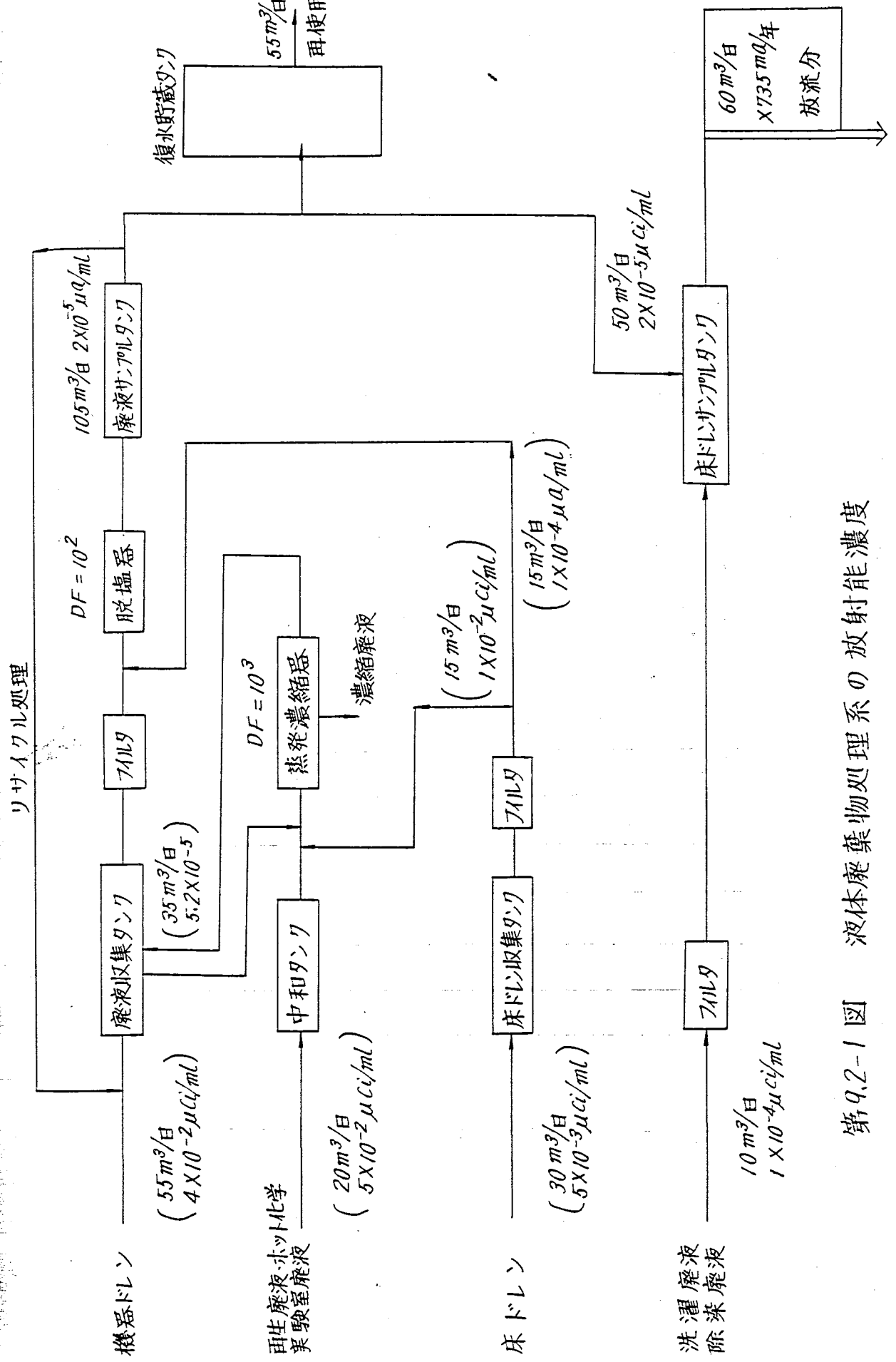
「1  
「1 一寸  
「1 一進3

記因する

以下に押

よび計算

多くの  
評価の目  
に於ける



第9.2-1図 液体廃棄物処理系の放射能濃度

- (3) 環境へ放出された放射性物質は、復水器および補機冷却水のみにより希釈されるものとし、放水口以降の海水による希釈効果はないものとする。ただし復水器冷却水等のポンプの稼働率は90%とする。(  $3.0 \times 10^8 \text{ m}^3/\text{年}$  )
- (4) 当該海域に生息する海産生物の濃縮係数は第9.2-2表の値を用いる。

第9.2-1表 放出液体廃棄物の核種構成比

| 核種       | 構成比 % |
|----------|-------|
| Cr - 51  | 4     |
| Mn - 54  | 46    |
| Fe - 59  | 11    |
| Co - 58  | 2     |
| Co - 60  | 31    |
| I - 131  | 1     |
| Cs - 134 | 3     |
| Cs - 137 | 2     |

第9.2-2表 海域中生存海産物による濃縮係数

| 核種 | 濃縮係数   |        |        |        |
|----|--------|--------|--------|--------|
|    | 魚類     | 軟体類    | 甲殻類    | 海藻類    |
| Cr | $10^2$ | $10^3$ | $10^3$ | $10^3$ |
| Mn | $10^3$ | $10^4$ | $10^4$ | $10^4$ |
| Fe | $10^3$ | $10^4$ | $10^3$ | $10^4$ |
| Co | $10^3$ | $10^2$ | $10^4$ | $10^3$ |
| I  | 20     | $10^2$ | $10^2$ | $10^4$ |
| Cs | $10^2$ | $10^2$ | $10^2$ | $10^2$ |



第9.2-3表 海産物の摂取率

|     | 魚類  | 軟体類 | 甲殻類 | 海藻類 |
|-----|-----|-----|-----|-----|
| g/日 | 200 | 10  | 10  | 40  |

第9.2-4表 海産物生存海域の放射能濃度<sup>※</sup>

| 核種       | 放射能濃度 (μCi/cc)        |
|----------|-----------------------|
| Cr - 51  | $1.2 \times 10^{-10}$ |
| Mn - 54  | $1.4 \times 10^{-9}$  |
| Fe - 59  | $3.2 \times 10^{-10}$ |
| Co - 58  | $6.1 \times 10^{-11}$ |
| Co - 60  | $9.0 \times 10^{-10}$ |
| I - 131  | $2.9 \times 10^{-11}$ |
| Cs - 134 | $8.1 \times 10^{-11}$ |
| Cs - 137 | $5.5 \times 10^{-11}$ |

※ 海水冷却水量  $3.04 \times 10^8$  m<sup>3</sup>/grとする (稼働率90%)

第9.2-5表 全身被曝線量

| 核種       | (MPC) <sup>168</sup> <sub>W</sub><br>μCi/cc | 海産物摂取による全身被曝線量        |
|----------|---|-----------------------|
| Cr - 51  | $2 \times 10^{-1}$                          | $1.1 \times 10^{-4}$  |
| Mn - 54  | $8 \times 10^{-3}$                          | $3.0 \times 10^{-1}$  |
| Fe - 59  | $2 \times 10^{-3}$                          | $2.7 \times 10^{-1}$  |
| Co - 58  | $4 \times 10^{-3}$                          | $1.2 \times 10^{-2}$  |
| Co - 60  | $1 \times 10^{-3}$                          | $5.2 \times 10^{-1}$  |
| I - 131  | $2 \times 10^{-3}$                          | $0.75 \times 10^{-2}$ |
| Cs - 134 | $9 \times 10^{-5}$                          | $5.3 \times 10^{-2}$  |
| Cs - 137 | $2 \times 10^{-4}$                          | $1.1 \times 10^{-2}$  |
| 計        |   | $1.13 \times 10^0$    |

- (5) 敷地周辺公衆の海産物摂取率は環境放射能分科会の資料を用いた。(第9.2-3表)
- (6) 海産物摂取による被ばく線量率評価は全身被ばく線量と甲状腺被ばく線量について評価する。ただし、甲状腺被ばく線量については比放射能法を用いる。

なお、これらの諸条件は自然海域における希釈、マーケットダイリューション、<sup>\*</sup>洗滌による除染効果などの放射能の低減因子を評価していないことから、かなりひかえ目の評価である。(ただし、海草については採取後の短寿命核種の減衰を考慮した。)

## 2.2.2 評価結果

上述の通り、年間1 Ciの放出量および核種構成(第9.2-1表)、濃縮係数(第9.2-2表)および海産物の摂取率(第9.2-3表)等を用いて評価した結果を第9.2-4表および第9.2-5表に示す。

以上の結果から、海産物摂取による全身線量はICRP.Publication 2の可溶性核種に対する(MPC)wから比例的に算出すると約1.2 mrem/yの被ばく線量がえられる。また甲状腺被ばくは環境放射能分科会のモデルにより評価した結果、0.4 mrem/yである。

## 2.3 トリチウムによる被ばく線量

### 2.3.1 環境放出量

- (イ) 軽水系に由来するもの : 一般のBWRを考慮して、約25 Ciとする。
- (ロ) 重水系に由来するもの : 重水の放射化によるもので、平衡時に45 mCi/cm<sup>3</sup>である。

重水系では漏洩の起らない設計になっている。なお運転により生成する廃液には次のものがある。

- i) 重水系樹脂の軽水化に伴う廃液

$$\text{約 } 0.3 \text{ m}^3 / \text{y} \text{ ( } 80 \text{ Ci )}$$

- ii) 制御棒、中性子検出装置の除染に伴ない発生するもの

$$\text{約 } 20.0 \text{ m}^3 / \text{y} \text{ ( } 70 \text{ Ci )}$$

- (ハ) 上述の通り年間約200 Ciのトリチウムが環境放出の対象となる。しかし(ロ)については極力、保存、濃縮回収等を考えているので実際の放出量は200 Ciを相当量下まわると考えられるが評価としては控え目に300 Ci/yrを用いる。

### 2.3.2 被ばく評価

冷却水( $3.04 \times 10^5 \text{ m}^3 / \text{y}$ )のみによる希釈を考えるとトリチウム濃度は $2 \times 10^{-6} \text{ Ci/cc}$ となる。トリチウムは海産物中における濃縮がないので濃縮係数を1として計算すると海産物の摂取量を260gとして $2 \times 10^{-2} \text{ mrem/y}$ となる。

2.4 排水による被ばく線量の計算

イ) 摂取率と濃縮係数を用いる方法

$$D(\text{mrem/g}) = \text{MPD} \cdot \frac{C \cdot \text{CF} \cdot F}{2200(\text{MPC})w}$$

ここで

- D : 全身に対する被ばく線量 (rem/年)
- C : 海水中の核種濃度 ( $\mu\text{Ci}/\text{cm}^3$ )
- CF : 海産物の濃縮係数
- F : 摂取率 (g/日)
- (MPC)w : ICRPの最大許容濃度 ( $\mu\text{Ci}/\text{cm}^3$ )
- MPD : 職業人の年間許容線量  
全身  $5 \times 10^3$  mrem/年

ロ) 比放射法を用いる方法(より素による甲状腺被ばく評価に用いる。)

$$D(\text{mrem/年}) = \frac{\text{MPD} \cdot C_s}{C_m}$$

ここで、MPD: 職業人に対する年間許容被ばく線量甲状腺に対して  
 $3 \times 10^4$  mrem/年

$C_s$  : より素の海水中比放射能

$$C_s : \frac{I_{rs}}{I_{ns}} = \frac{2.9 \times 10^{-11}}{5 \times 10^{-8}} = 5.8 \times 10^{-4} \mu\text{Ci/g}$$

ただし  $I_{rs}$  : 海水中 I-131 量  $5.8 \times 10^{-11} \mu\text{Ci/g}$

$I_{ns}$  : 安定より素量  $5 \times 10^{-8} \text{g}$

$C_m$  : 甲状腺の最大比放射能

$$C_m = \frac{q_{th}}{I_{nb}} = 2.0 \times 10 (\mu\text{Ci/g})$$

ただし  $q_{th}$  = 甲状腺負荷量

$I_{nb}$  = 甲状腺安定より素量

$$D = \frac{3 \times 10^4 \text{ mrem/年} \times 5.8 \times 10^{-4}}{2.0 \times 10} = 0.88 \text{ mrem/y}$$

海草は生で3カ月、残りの9カ月は乾燥物として摂取するので、ヨウ素の減衰が期待でき、 $0.31 \text{ mrem/y}$ となる。

## 2.5 排水による被ばく線量について

### 2.5.1 全身・消化管の被ばく線量

日本原子力発電株式会社敦賀発電所における排水中の核種構成を用いて計算した全身と消化管の被ばく線量値を第9.2-6表に示す。

### 2.5.2 米国BWRの実績にもとづく全身・消化管の被ばく線量

米国におけるBWRの排水中核種構成を第9.2-7表に、また同表にもとづくATRの被ばく線量を第9.2-8表~9表に示す。

第9.2-6表 消化管被曝線量

(mrem/y)

| 核種       | 全身                    | 消化管                   |
|----------|-----------------------|-----------------------|
| Cr - 51  | $1.20 \times 10^{-4}$ | $3.60 \times 10^{-3}$ |
| Mn - 54  | $3.42 \times 10^{-1}$ | $8.21 \times 10^0$    |
| Fe - 59  | $3.79 \times 10^{-1}$ | $3.79 \times 10^0$    |
| Co - 58  | $1.34 \times 10^{-2}$ | $1.61 \times 10^{-1}$ |
| Co - 60  | $5.25 \times 10^{-1}$ | $3.15 \times 10^0$    |
| I - 131  | $1.66 \times 10^{-2}$ | $9.96 \times 10^{-3}$ |
| Cs - 134 | $5.97 \times 10^{-2}$ | $3.22 \times 10^{-3}$ |
| Cs - 137 | $1.83 \times 10^{-2}$ | $1.37 \times 10^{-3}$ |
| 計        | $1.35 \times 10^0$    | $1.53 \times 10^1$    |

注 原子炉の稼働率は80%

海草はすべて生で摂取するとした。

第 9.2-7 表 BWR 放出廃液中の核種構成 (%)

Report on Releases of Radioactivity in Effluents and Solid Waste From  
Nuclear Power Plants For 1972 による。

| 核種名               | Oyster<br>Creek | Nine Mile<br>Point | Mill-<br>stone | La<br>Crouse | Monti-<br>cello | Big Rock<br>Point | Humboldt<br>Bay | Pilgrim | Quad Cities<br>(Unit ½) |
|-------------------|-----------------|--------------------|----------------|--------------|-----------------|-------------------|-----------------|---------|-------------------------|
| Na - 24           |                 |                    |                |              |                 |                   |                 | 2.12    | 9.88                    |
| Cr - 51           | 1.26            | 18.78              | 1.66           | 2.73         |                 |                   |                 | 49.23   | 8.90                    |
| Mn - 54           | 6.73            | 15.66              | 2.12           | 0.50         |                 |                   | 5.72            | 0.075   | 5.99                    |
| Mn - 56           |                 |                    |                |              |                 |                   |                 |         | 0.18                    |
| Fe - 59           | 0.21            | 0.18               | 0.21           |              |                 |                   |                 |         |                         |
| Cu - 64           |                 |                    |                |              |                 |                   |                 | 0.40    | 4.60                    |
| Co - 58           | 1.64            | 2.43               | 2.62           | 5.685        | 30.15           | 1.55              | 0.085           | 10.81   | 7.57                    |
| Co - 60           | 17.95           | 30.51              | 5.49           | 3.82         | 14.50           | 7.76              | 6.50            | 0.059   |                         |
| Zn - 65           |                 |                    |                | 0.745        |                 | 2.10              | 13.46           |         |                         |
| Sr - 89           | 2.44            | 1.32               | 2.52           | 0.067        |                 | 0.42              | 4.25            | 0.054   | 1.79                    |
| Sr - 90           |                 | 0.084              | 0.42           | 0.00         | 0.38            | 0.28              | 0.26            | 0.054   | 0.073                   |
| Sr - 92           |                 |                    |                |              |                 |                   |                 |         | 0.042                   |
| Y - 90            |                 |                    | 0.42           |              |                 |                   |                 |         |                         |
| Mo - 99           | 2.30            | 2.67               |                |              |                 |                   |                 |         |                         |
| Sb - 124          | 0.032           |                    |                |              |                 |                   |                 |         |                         |
| I - 131           | 4.81            | 11.53              | 2.13           | 12.75        | 23.28           | 4.75              | 4.64            | 28.85   | 52.55                   |
| I - 132           |                 |                    |                |              |                 |                   |                 |         | 0.68                    |
| I - 133           |                 | 2.26               |                |              |                 |                   |                 |         | 13.22                   |
| I - 134           |                 |                    |                |              |                 |                   |                 |         | 0.10                    |
| Cs - 134          | 22.02           | 13.08              | 17.16          | 6.00         |                 | 26.49             | 18.33           |         |                         |
| Cs - 137          | 32.60           | 0.35               | 31.84          | 11.18        | 31.68           | 27.40             | 44.55           |         |                         |
| Ba-La-140         | 0.72            | 0.074              |                | 0.77         |                 |                   | 0.077           |         |                         |
| Ce - 144          |                 |                    |                |              |                 |                   | 1.93            |         |                         |
| W - 187           |                 |                    |                |              |                 |                   |                 |         | 0.53                    |
| Np - 239          | 7.50            | 0.66               |                |              |                 |                   |                 | 2.74    |                         |
| Unidenti-<br>fied |                 | 0.43               | 13.40          | 4.59         |                 | 29.23             | 0.20            | 5.69    |                         |

第 9.2 - 8 表 放射性廃液による被ばく線量

[ 全身被曝 ]

( mrem/y )

| 核種名          | Oyster Creek          | Nine Mile Point       | Millstone             | La Crouse             | Monticello            | Big Rock Point        | Humboldt Bay          | Pilgrim               | Quad Cities (Unit ½)  |
|--------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|
| Na - 24      |                       |                       |                       |                       |                       |                       |                       | 1.03×10 <sup>-4</sup> | 4.80×10 <sup>-6</sup> |
| Cr - 51      | 3.78×10 <sup>-6</sup> | 5.64×10 <sup>-4</sup> | 4.98×10 <sup>-6</sup> | 8.19×10 <sup>-6</sup> |                       |                       |                       | 1.48×10 <sup>-8</sup> | 2.67×10 <sup>-4</sup> |
| Mn - 54      | 5.00×10 <sup>-2</sup> | 1.17×10 <sup>-1</sup> | 1.58×10 <sup>-2</sup> | 3.72×10 <sup>-3</sup> |                       |                       | 4.25×10 <sup>-2</sup> |                       | 5.57×10 <sup>-4</sup> |
| Mn - 56      |                       |                       |                       |                       |                       |                       |                       |                       | 3.63×10 <sup>-6</sup> |
| Fe - 59      | 5.80×10 <sup>-3</sup> | 4.91×10 <sup>-3</sup> | 5.75×10 <sup>-3</sup> |                       |                       |                       |                       |                       |                       |
| Cu - 64      |                       |                       |                       |                       |                       |                       |                       | 7.48×10 <sup>-9</sup> | 5.85×10 <sup>-4</sup> |
| Co - 58      | 1.05×10 <sup>-2</sup> | 1.55×10 <sup>-2</sup> | 1.67×10 <sup>-2</sup> | 3.62×10 <sup>-1</sup> | 1.93×10 <sup>-1</sup> | 9.89×10 <sup>-3</sup> | 5.43×10 <sup>-4</sup> | 6.89×10 <sup>-2</sup> | 4.83×10 <sup>-2</sup> |
| Co - 60      | 3.38×10 <sup>-1</sup> | 5.73×10 <sup>-2</sup> | 1.03×10 <sup>-1</sup> | 7.18×10 <sup>-2</sup> | 2.73×10 <sup>-1</sup> | 1.46×10 <sup>-1</sup> | 1.22×10 <sup>-1</sup> | 1.11×10 <sup>-3</sup> |                       |
| Zn - 65      |                       |                       |                       | 1.90×10 <sup>-2</sup> |                       | 5.35×10 <sup>-2</sup> | 3.44×10 <sup>-1</sup> |                       |                       |
| Sr - 89      | 6.71×10 <sup>-2</sup> | 3.63×10 <sup>-4</sup> | 6.93×10 <sup>-4</sup> | 1.83×10 <sup>-6</sup> |                       | 1.16×10 <sup>-4</sup> | 1.17×10 <sup>-3</sup> | 1.46×10 <sup>-6</sup> | 4.92×10 <sup>-4</sup> |
| Sr - 90      |                       | 9.80×10 <sup>-4</sup> | 4.90×10 <sup>-3</sup> | 0.00                  | 4.47×10 <sup>-3</sup> | 3.31×10 <sup>-3</sup> | 2.98×10 <sup>-3</sup> | 6.28×10 <sup>-4</sup> | 8.53×10 <sup>-4</sup> |
| Sr - 92      |                       |                       |                       |                       |                       |                       |                       |                       | 1.12×10 <sup>-7</sup> |
| Y - 90       |                       |                       | 2.30×10 <sup>-8</sup> |                       |                       |                       |                       |                       |                       |
| Mo - 99      | 1.72×10 <sup>-6</sup> | 2.00×10 <sup>-4</sup> |                       |                       |                       |                       |                       |                       |                       |
| Sb - 124     | 2.48×10 <sup>-4</sup> |                       |                       |                       |                       |                       |                       |                       |                       |
| I - 131      | 7.98×10 <sup>-2</sup> | 1.91×10 <sup>-1</sup> | 3.67×10 <sup>-1</sup> | 2.12×10 <sup>-1</sup> | 3.87×10 <sup>-1</sup> | 7.89×10 <sup>-2</sup> | 7.70×10 <sup>-4</sup> | 4.78×10 <sup>-1</sup> | 8.73×10 <sup>-1</sup> |
| I - 132      |                       |                       |                       |                       |                       |                       |                       |                       | 5.88×10 <sup>-4</sup> |
| I - 133      |                       | 7.62×10 <sup>-3</sup> |                       |                       |                       |                       |                       |                       | 5.04×10 <sup>-2</sup> |
| I - 134      |                       |                       |                       |                       |                       |                       |                       |                       |                       |
| Cs - 134     | 4.69×10 <sup>-1</sup> | 2.79×10 <sup>-1</sup> | 3.66×10 <sup>-1</sup> | 1.28×10 <sup>-1</sup> |                       | 5.64×10 <sup>-1</sup> | 3.90×10 <sup>-1</sup> |                       | 2.06×10 <sup>-3</sup> |
| Cs - 137     | 3.14×10 <sup>-1</sup> | 3.32×10 <sup>-3</sup> | 3.06×10 <sup>-1</sup> | 1.08×10 <sup>-1</sup> | 3.05×10 <sup>-1</sup> | 2.64×10 <sup>-1</sup> | 4.29×10 <sup>-1</sup> |                       |                       |
| Ba-La-140    | 1.68×10 <sup>-6</sup> | 1.73×10 <sup>-6</sup> |                       | 1.80×10 <sup>-6</sup> |                       |                       | 1.81×10 <sup>-6</sup> |                       |                       |
| Ce - 144     |                       |                       |                       |                       |                       |                       | 2.07×10 <sup>-3</sup> |                       |                       |
| W - 187      |                       |                       |                       |                       |                       |                       |                       |                       | 1.40×10 <sup>-6</sup> |
| Np - 239     | 2.91×10 <sup>-7</sup> | 2.62×10 <sup>-8</sup> |                       |                       |                       |                       |                       | 1.09×10 <sup>-7</sup> |                       |
| Unidentified |                       | 2.89×10 <sup>-8</sup> | 1.59×10 <sup>-1</sup> | 4.16×10 <sup>-2</sup> |                       | 3.27×10 <sup>-1</sup> | 2.68×10 <sup>-8</sup> | 3.13×10 <sup>-2</sup> |                       |
| 合計           | 1.34                  | 0.68                  | 1.34                  | 0.95                  | 1.16                  | 1.45                  | 1.34                  | 0.58                  | 0.98                  |

[ 甲状腺被曝 ]

( mrem/y )

|         |      |      |      |      |      |                   |      |      |      |
|---------|------|------|------|------|------|-------------------|------|------|------|
| I - 131 | 5.29 | 1.27 | 2.43 | 1.40 | 2.56 | 5.22 <sup>b</sup> | 5.10 | 3.17 | 5.78 |
|---------|------|------|------|------|------|-------------------|------|------|------|

注 原子炉の稼働率は 80%、海草はすべて生で採取するとした。

第 9.2-9 表 放射性廃液による被ばく線量 (消化管, mrem/y)

| 核種名          | Oyster Creek           | Nine Mile Point       | Mill-Stone            | La Crouse             | Monticello            | Big Rock Point        | Humboldt Bay          | Pilgrim                | Quad Cities (Unit $\sqrt{2}$ ) |
|--------------|------------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|------------------------|--------------------------------|
| Na - 24      |                        |                       |                       |                       |                       |                       |                       | $6.18 \times 10^{-4}$  | $2.88 \times 10^{-4}$          |
| Cr - 51      | $1.13 \times 10^{-3}$  | $1.69 \times 10^{-2}$ | $1.49 \times 10^{-3}$ | $2.46 \times 10^{-3}$ |                       |                       |                       | $4.44 \times 10^{-2}$  | $8.01 \times 10^{-3}$          |
| Mn - 54      | $1.20 \times 10^0$     | $2.81 \times 10^0$    | $3.79 \times 10^{-1}$ | $8.93 \times 10^{-2}$ |                       |                       | $1.02 \times 10^0$    |                        | $1.54 \times 10^{-2}$          |
| Mn - 56      |                        |                       |                       |                       |                       |                       |                       |                        | $3.27 \times 10^{-2}$          |
| Fe - 59      | $5.80 \times 10^{-2}$  | $4.91 \times 10^{-2}$ | $5.75 \times 10^{-2}$ |                       |                       |                       |                       |                        |                                |
| Cu - 64      |                        |                       |                       |                       |                       |                       |                       | $1.50 \times 10^{-6}$  | $1.17 \times 10^{-1}$          |
| Co - 58      | $1.26 \times 10^{-1}$  | $1.86 \times 10^{-1}$ | $2.00 \times 10^{-1}$ | $4.34 \times 10^0$    | $2.32 \times 10^0$    | $1.19 \times 10^{-1}$ | $6.52 \times 10^{-3}$ | $8.27 \times 10^{-1}$  | $5.80 \times 10^{-1}$          |
| Co - 60      | $2.03 \times 10^0$     | $3.44 \times 10^{-1}$ | $6.18 \times 10^{-1}$ | $4.31 \times 10^{-1}$ | $1.64 \times 10^0$    | $8.76 \times 10^{-1}$ | $7.32 \times 10^{-1}$ | $6.66 \times 10^{-3}$  |                                |
| Zn - 65      |                        |                       |                       | $2.85 \times 10^{-2}$ |                       | $8.03 \times 10^{-2}$ | $5.16 \times 10^{-1}$ |                        |                                |
| Sr - 89      | $3.52 \times 10^{-1}$  | $1.91 \times 10^{-3}$ | $3.64 \times 10^{-3}$ | $9.61 \times 10^{-5}$ |                       | $6.09 \times 10^{-4}$ | $6.14 \times 10^{-3}$ | $7.77 \times 10^{-5}$  | $2.58 \times 10^{-3}$          |
| Sr - 90      |                        | $5.88 \times 10^{-6}$ | $2.94 \times 10^{-5}$ | 000                   |                       | $1.99 \times 10^{-5}$ | $1.79 \times 10^{-5}$ | $3.77 \times 10^{-6}$  | $5.12 \times 10^{-6}$          |
| Sr - 92      |                        |                       |                       |                       | $2.68 \times 10^{-5}$ |                       |                       |                        | $3.36 \times 10^{-5}$          |
| Y - 90       |                        |                       | $1.04 \times 10^{-2}$ |                       |                       |                       |                       |                        |                                |
| Mo - 99      | $2.06 \times 10^{-4}$  | $2.40 \times 10^{-3}$ |                       |                       |                       |                       |                       |                        |                                |
| Sb - 124     | $2.23 \times 10^{-2}$  |                       |                       |                       |                       |                       |                       |                        |                                |
| I - 131      | $4.79 \times 10^{-2}$  | $1.15 \times 10^{-1}$ | $2.20 \times 10^{-1}$ | $1.27 \times 10^{-1}$ | $2.32 \times 10^{-1}$ | $4.73 \times 10^{-2}$ | $4.62 \times 10^{-4}$ | $2.87 \times 10^{-1}$  | $5.24 \times 10^{-1}$          |
| I - 132      |                        |                       |                       |                       |                       |                       |                       |                        | $1.76 \times 10^{-1}$          |
| I - 133      |                        | $3.45 \times 10^{-2}$ |                       |                       |                       |                       |                       |                        | $2.27 \times 10^{-1}$          |
| I - 134      |                        |                       |                       |                       |                       |                       |                       |                        |                                |
| Cs - 134     | $2.53 \times 10^{-2}$  | $1.51 \times 10^{-2}$ | $1.98 \times 10^{-2}$ | $6.91 \times 10^{-3}$ |                       | $3.05 \times 10^{-2}$ | $2.11 \times 10^{-2}$ |                        | $1.11 \times 10^{-4}$          |
| Cs - 137     | $2.36 \times 10^{-2}$  | $2.49 \times 10^{-4}$ | $2.30 \times 10^{-2}$ | $8.10 \times 10^{-3}$ | $2.29 \times 10^{-2}$ | $1.98 \times 10^{-2}$ | $3.22 \times 10^{-2}$ |                        |                                |
| Ba-La-140    | $8.40 \times 10^{-4}$  | $8.65 \times 10^{-5}$ |                       | $9.00 \times 10^{-4}$ |                       |                       | $9.05 \times 10^{-6}$ |                        |                                |
| Ce - 144     |                        |                       |                       |                       |                       |                       | $1.86 \times 10^1$    |                        |                                |
| W - 187      |                        |                       |                       |                       |                       |                       |                       |                        | $1.20 \times 10^{-3}$          |
| Np - 239     | $7.86 \times 10^{-23}$ | $7.07 \times 10^{-3}$ |                       |                       |                       |                       |                       | $2.94 \times 10^{-21}$ |                                |
| Unidentified |                        | $1.53 \times 10^{-2}$ | $2.05 \times 10^{-1}$ | $3.75 \times 10^{-2}$ |                       | $3.43 \times 10^{-1}$ | $4.19 \times 10^{-2}$ | $8.31 \times 10^{-2}$  |                                |
| 合計           | 3.97                   | 3.60                  | 1.74                  | 5.07                  | 4.21                  | 1.52                  | 2.13                  | 1.28                   | 1.68                           |

注 原子炉の稼働率は 80%。海草はすべて生で採取とした。

2.5.3 Sr, Ru, Ceによる被ばく線量

排水中のSr, Ru, Ceによる全身、消化管および骨の被ばく線量をそれぞれ第9.2-10表, 11表, 12表に示す。

第9.2-10表 核種別の全身被曝線量率

| 核種     | 構成比 % | 被曝線量率 (mrem/y)        | 備考  |
|--------|-------|-----------------------|---|
| Sr-89  | 平均*   | 1.61                  | * 参考資料105-18<br>訂1-付, P. 2, 表<br>2による。<br>BWR排水構成不明の<br>ため1%で試算 |
|        | 最大*   | 4.25                  |   |
| Sr-90  | 平均*   | 0.19                  |   |
|        | 最大*   | 0.42                  |   |
| Ru-103 | 1     | $3.98 \times 10^{-5}$ |   |
| Ru-106 | 1     | $1.59 \times 10^{-4}$ |   |
| Ce-144 | 1     | $4.98 \times 10^{-6}$ |   |

第9.2-11表 核種別の消化管被曝線量率

| 核種     | 構成比 % | 被曝線量率 (mrem/y)        | 備考                                     |
|--------|-------|-----------------------|--|
| Sr-89  | 平均*   | $9.21 \times 10^{-4}$ | * 参考資料105-18<br>訂1-付, P. 2, 表<br>2による。 |
|        | 最大*   | $2.43 \times 10^{-3}$ |  |
| Sr-90  | 平均*   | $2.22 \times 10^{-5}$ |  |
|        | 最大*   | $4.80 \times 10^{-5}$ |  |
| Ru-103 | 1     | $1.19 \times 10^{-2}$ |  |
| Ru-106 | 1     | $9.55 \times 10^{-2}$ |  |
| Ce-144 | 1     | $4.49 \times 10^{-2}$ |  |

第9.2-12表 核種別の骨の被曝線量率

| 核種    | 構成比 % | 被曝線量率 (mrem/y)         | 備考                                     |
|-------|-------|------------------------|--|
| Sr-89 | 平均*   | $7.37 \times 10^{-3}$  | * 参考資料105-18<br>-訂1-付, P. 2,<br>表2による。 |
|       | 最大*   | $1.945 \times 10^{-2}$ |  |
| Sr-90 | 平均*   | $8.87 \times 10^{-2}$  |  |
|       | 最大*   | $1.92 \times 10^{-1}$  |  |

注 原子炉の稼働率は80%  
海草は生で摂取するとした。



2.5.4 Sr-90によるdose commitment

Sr-90によるdose commitmentを第9.2-13表に示す。

第9.2-13表 Sr-90によるDose Commitment

| 器 | 官   | dose commitment         |
|---|-----|-------------------------|
| 全 | 身   | 0.0032 mrem/y           |
|   | 骨   | 0.074 "                 |
| 消 | 化 管 | $5.55 \times 10^{-3}$ " |

備考 :

- 1 摂取する水のSr-90含有量は第9.2-10表の平均の値とする。
- 2 計 算 式

$$D = D_1 \int_0^t 50 e^{-\frac{0.693 t}{T}} dt,$$

ここで

$$D_1 = D \left( 1 - e^{-\frac{0.693 \times t}{T}} \right)$$

ただし, D : dose commitment

T : 実効半減期 全身 15.6年

骨 17.5年

D<sub>1</sub> : 年間被ばく線量(1年末)

$$D' = D t$$

t ≫ T の場合

2.6 液体廃棄物サンプルタンクの増設等について

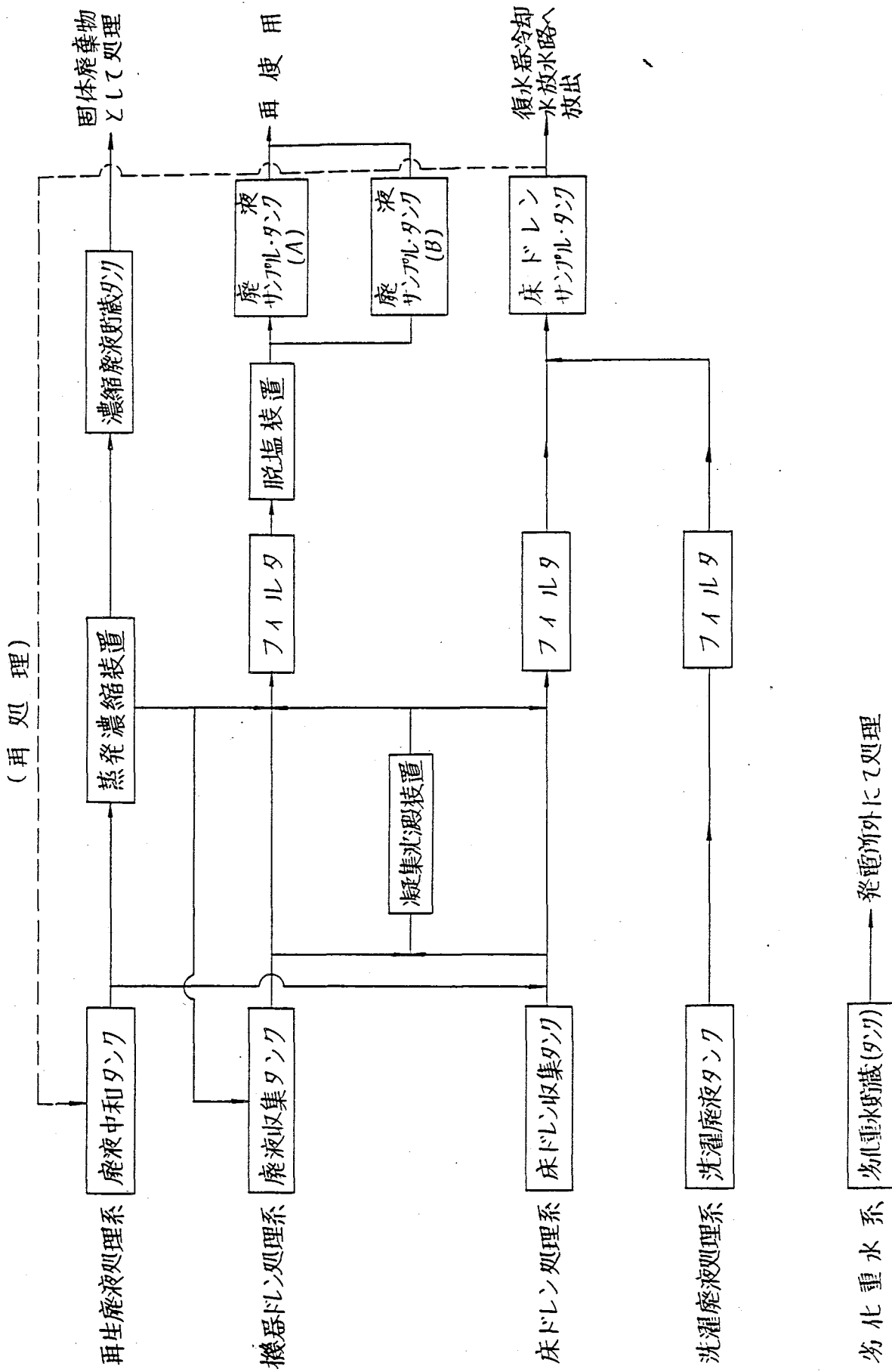
2.6.1 変更事項

第 9.2 - 1 4 表 変更事項対比表

| 変 更 前   | 変 更 後                      |
|---|----------------------------|
| (イ) 廃液サンプルタンク<br>基 数 1                            | 基 数 2                      |
| (ロ) 蒸発濃縮廃液最高放射能濃度<br>0.1 $\mu\text{Ci}/\text{cc}$ | 5 $\mu\text{Ci}/\text{cc}$ |

2.6.2 理 由

- (イ) 廃液サンプルタンクの増設 : 運転の自由度を増加するため  
(ロ) 最高放射能濃度の増加 : 既存の発電所の経験による

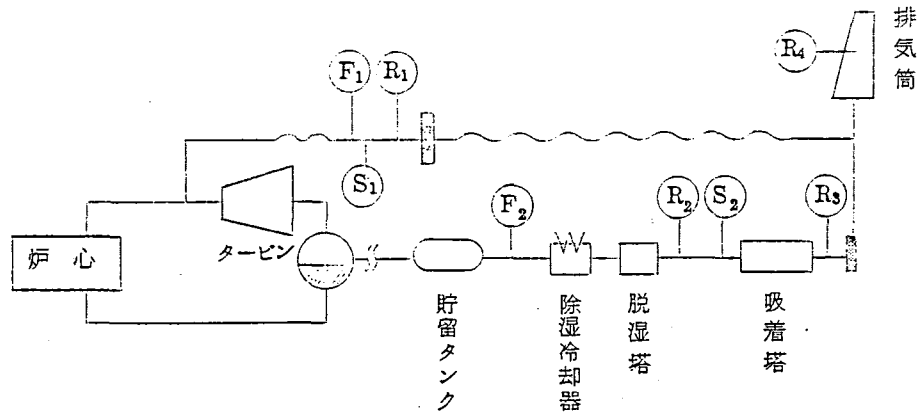


第9.2-2図 液体廃棄物処理流路線図

### 9.3 放射線管理およびしやへいについて

#### 3.1 希ガス放出率の測定

希ガスの主要な放出経路である抽気系および衛帯蒸気系には、第9.3-1図に示すように、放射線モニター、流量計およびサンプリングポイントが設けられており常時、放射線強度および排気量が測定される。必要に応じて排ガス中の希ガス組成も測定する。



第9.3-1図 説明図

第9.3-1表 希ガス放出率100mCi/sec時の放射線濃度

| 名称    | 流量計 | 放射線検出器 | サンプリングポイント | 放射線濃度                                   |
|-------|-----|--------|------------|---|
| 衛帯蒸気系 | F1  | R1     | S1         | 10 <sup>-2</sup> μCi/cm <sup>3</sup> 以下 |
| 抽気系   | F2  | R2     | S2         | 100 "                                   |
|       |     | R3     |            | 10 <sup>-2</sup> "                      |
| 排気筒   | -   | R4     |            | 10 <sup>-6</sup> "                      |

#### 3.2 測定値と希ガス放出率の関係

放射線測定器(γ線)の読取り値と希ガス放出率との間には、(1)~(3)式の関係が成立つ。

$$A = \sum_{i=1}^n k_i \cdot i C_o \cdot \exp\left(-\frac{0.693 t}{i T_{1/2}}\right) \quad (1)$$

$$i C_o = \frac{i R_o}{N} \quad (2)$$

$$t = \frac{k'}{N} \quad (3)$$

したがって

$$A = \sum_{i=1}^n k_i \cdot \frac{i R_o}{n} \cdot \exp\left(\frac{-0.693 k'}{i T \frac{1}{2} \cdot N}\right) \quad (4)$$

希ガスが一種類の場合には

$$A_i = k_i \cdot \frac{i R_o}{N} \exp\left(\frac{-0.693 k'}{i T \frac{1}{2} \cdot N}\right) \quad (5)$$

$$i R_o = A_i \cdot \frac{N}{k_i} \exp\left(\frac{0.693 k'}{i T \frac{1}{2} \cdot N}\right) \quad (6)$$

ここで

- A : 測定値 ( $\mu\text{Ci}/\text{cm}^3$ )
- $k_i$  : 比例定数
- t : 炉心から放射線測定器に達するまでの時間 (sec)
- N : 気体流量 (cc/sec)
- $i C_o$  : 核種 i の時刻 0 における濃度 ( $\mu\text{Ci}/\text{cm}^3$ )
- $k'$  : 比例定数
- $i R_o$  : 核種 i の時刻 0 における放射能放出率 ( $\mu\text{Ci}/\text{cm}^3$ )

### 3.3 管理の方法

日常管理として、全放射能および流量の連続測定を行ない、あわせて定期的にサンプリングによる核種分析を行なう。定期的測定時以外でも、流量あるいは放射能測定値のいちじるしい変動があった場合には核種分析を行ない、希ガス放出率をチェックする。

### 3.4 炉水濃度の測定

新型転換炉原型炉の一次冷却水系およびタービン系は通常のBWR型と非常に類似している。したがって、核分裂生成物の放出率のチェックのために行なう炉水分析も、現在稼働中のBWRの経験を生かして行なうことができる。

詳細については未定であるが、一次系およびタービン系に約10ヶ所のサンプリング部を設けてあり、必要な箇所よりサンプリングして、全放射能、ヨウ素放射能等を定期的に測定する予定である。

### 3.5 周辺監視区域の保全および管理等について

3.5.1 周辺監視区域における放射線監視については、動燃および原電がそれぞれ独自の責任で行なう。

モニタリング・ポストは原電既設の2ヶ所の他、両スタックの中間及び北西部に2ヶ所新設し、それらの信号は、両炉に送りそれぞれ同時に監視することができるようにする。

モニタリング・ポイントについては、北側海岸寄り、および浦底方面西側境界近くに新設する。この他原電既設のものが1ヶ所（スタック付近に）ある。さらにモニタリング・ステーションが3ヶ所あって、合せて、周辺監視区域内外の放射線監視を行なう。

上記監視に必要なデータの収集、処理等の業務は動燃、原電それぞれ独自の責任で行なう。

また、規則第7条第3項1.ロ.（居住の禁止および立入制限）に関する必要な措置は原電の責任においてこれを行なう。

なお、管理および保全の詳細な問題については、今後動燃、原電両者の協議によって決めることになっている。

### 3.5.2 他の原子炉施設の放射線による従業員の被曝管理方法

発電所の正常運転時における発電所従業員の被曝に関しては、放射線源の発生原因がA T Rか原電炉の如何にかかわらず科学技術庁長官の定める許容被曝線量をこえないように管理する。すなわち、従事者に対しては、3カ月間に3レムをこえない等の管理を行なう。

発電所の一方が他方に原子力損害を与えた場合には、「原子力損害の賠償に関する法律」に基づいて設置者が賠償する。

### 3.5.3 スタック放出率管理方法

動燃よりの放出希ガスによる敷地周辺の被ばく線量およびよう素による内部被ばく線量をそれぞれ年間1.7 mrem, 5 mrem 以下とするよう管理する。

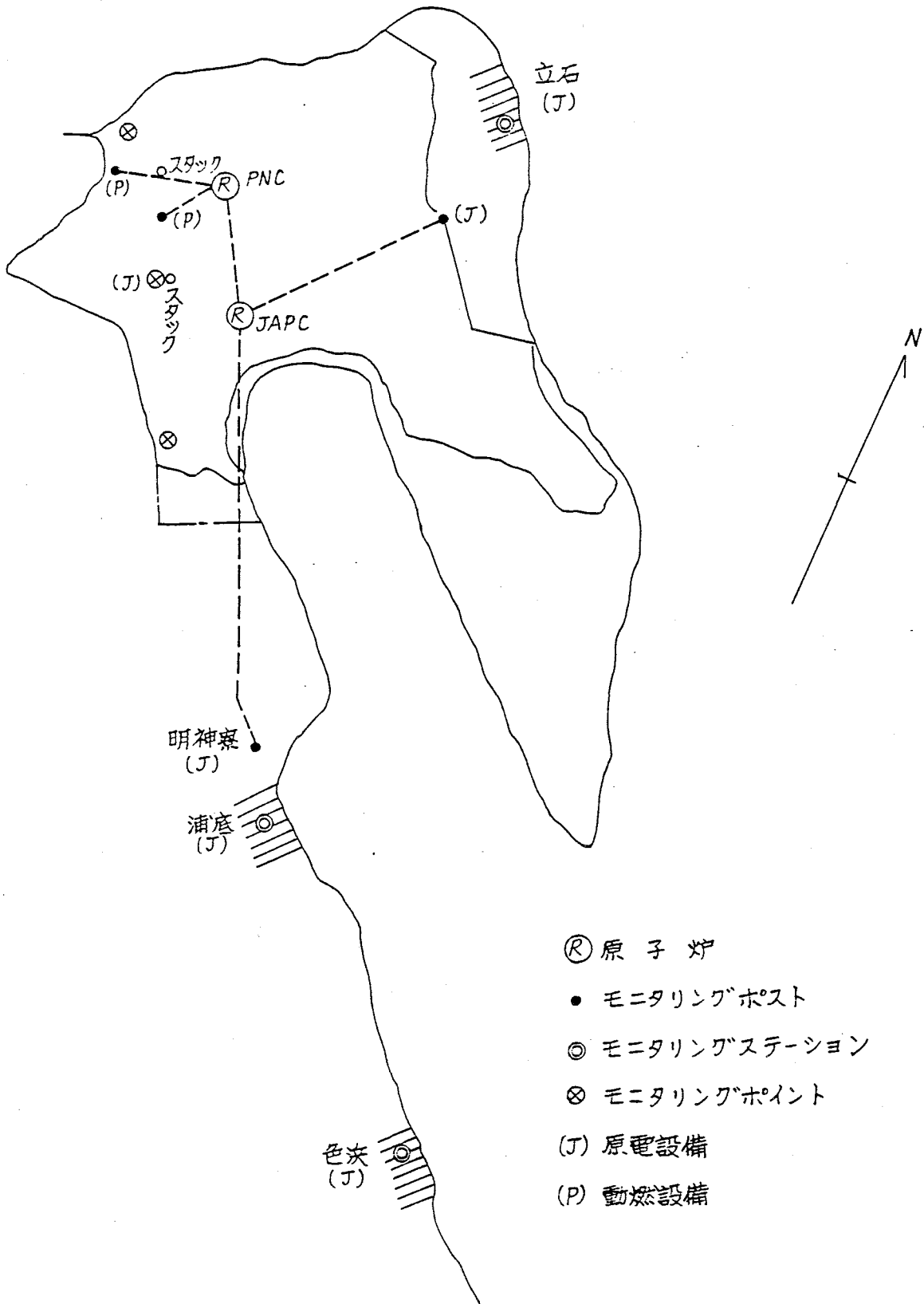
### 3.5.4 野外モニタ設置予定場所

第9.3-2図に示すとおり、原型炉用のものとしては、モニタリングポストを2基新設する。モニタリングポストの指示値は、原電敦賀発電所のものと合わせて、原型炉中央制御室にて連続監視する。

原型炉および原電敦賀発電所の野外モニタは次のとおりである。

|              |              |
|--------------|--------------|
| モニタリングポスト    | 4基（うち2基原電所有） |
| モニタリングステーション | 3基（原電所有）     |

第9.3-2図 周辺モニタ配備一覽図



- Ⓜ 原子炉
- モニタリングポスト
- ⊙ モニタリングステーション
- ⊗ モニタリングポイント
- (J) 原電設備
- (P) 動燃設備

3.6 濃縮廃液貯蔵タンクの表面線量の計算値

第9.3-2表 濃縮廃液貯蔵タンクの表面線量率

| 濃 度                        | エネルギー | 缶体表面線量率           | コンクリート<br>しゃへい厚さ | しゃへい壁<br>外側線量率 |
|----------------------------|-------|-------------------|------------------|----------------|
| $\mu\text{Ci}/\text{cm}^2$ | MeV   | mR/hr             | m                | mR/hr          |
| 5                          | 0.823 | $3.6 \times 10^4$ | 1.0              | 0.01           |

注1. タンク寸法 : 3,500mm(直径) × 4,350mm(高さ), 30m<sup>3</sup>(容量)

注2. Rockwell : Reactor Shielding Design Manual による。



## 9.4 事故時被ばく評価

## 4.1 活性炭式希ガスホールドアップ装置破損事故

活性炭式希ガスホールドアップ装置は常温における活性炭の希ガス吸着現象を利用しており、しかも系統は外気より負圧である。したがって、配管あるいは、吸着塔に万一破損を生じても従来の圧縮貯蔵方式のガス減衰タンクと異なり瞬時に希ガスが放出されることはなく、しかも、相当量が吸着塔内に残留すると思われる。

しかし、ここでは、最もきびしい条件を与えた場合の放出量、およびそれによる周辺被ばく線量の評価を行なう。

## 4.1.1 評価条件

## (イ) 活性炭式希ガスホールドアップ装置性能

- (1) 保持時間 Xe 27日、Kr 40時間以上
- (2) 流量  $16\text{Nm}^3/\text{h}$
- (3) 塔数 12塔

## (ロ) 運転条件

事故発生前、原子炉は27日間以上前から希ガス放出率  $100\text{mci}/\text{sec}$  (30分減衰値) で運転されていたとする。

## (ハ) 事故時の仮定

装置の一部が破損し、ガスの全量が短期間に放出されるとする。

## (ニ) 気象条件その他

地上放散、大気安定度F型、風速  $1.5\text{m}/\text{sec}$ 、水平広がり角20度として英国気象局方式により、また希ガスの核定数は、平常時被ばくの評価に用いた値により計算を行なった。

なお、炉心から吸着塔に到る配管および貯留タンク中の希ガスも放出量に含めた。

## 4.1.2 計算式\*1

$l$ 番目の吸着塔内に含まれるクリプトンの量：

$$A_l = \int_{t_l}^{t_{l+1}} R(t) dt \quad (1)$$

$l$ 塔内に含まれるキセノンの量：

$$A_l = \int_{t'_l}^{t'_{l+1}} R'(t) dt \quad (2)$$

したがって \$l\$ 塔内に含まれる希ガスの量：

$$A_t = A_l + A'_l = \int_{t_l}^{t_{l+1}} R(t) dt + \int_{t'_l}^{t'_{l+1}} R'(t) dt \dots\dots\dots (3)$$

したがって放出エネルギー (Ci MeV)：

$$E_l = \int_{t_l}^{t_{l+1}} E(t) \cdot R(t) dt + \int_{t'_l}^{t'_{l+1}} E'(t) \cdot R'(t) dt$$

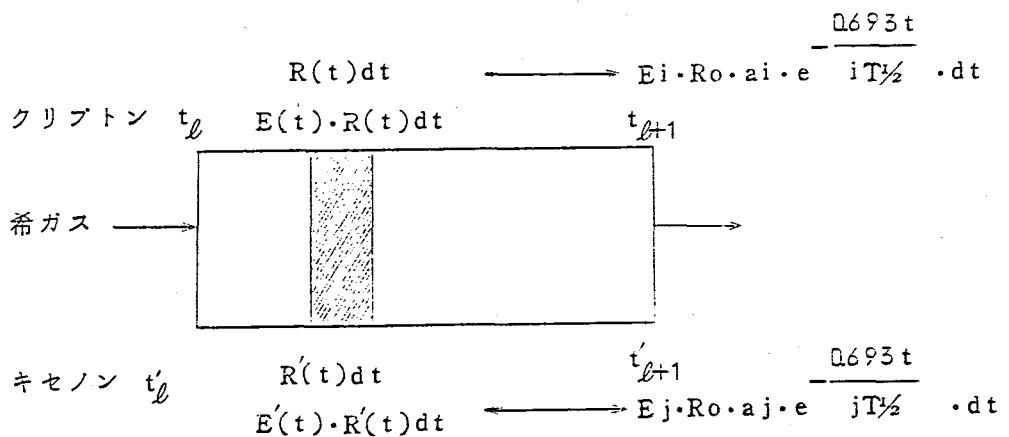
$$= \int_{t_l}^{t_{l+1}} \left( \sum_{i=1}^n E_i \cdot R_0 \cdot a_i \cdot e^{-\frac{0.693 t}{T_{1/2}}} \right) dt$$

$$+ \int_{t'_l}^{t'_{l+1}} \left( \sum_{j=1}^{n'} E_j \cdot R_0 \cdot a_j \cdot e^{-\frac{0.693 t}{T'_{1/2}}} \right) dt \dots\dots\dots (4)$$

全放出エネルギー：

$$E = \sum_{l=0}^m R_0 \int_{t_l}^{t_{l+1}} \left( \sum_{i=1}^n E_i \cdot a_i \cdot e^{-\frac{0.693 t}{T_{1/2}}} \right) dt$$

$$+ \int_{t'_l}^{t'_{l+1}} \left( \sum_{j=1}^{n'} E_j \cdot a_j \cdot e^{-\frac{0.693 t}{T'_{1/2}}} \right) dt \dots\dots\dots (5)$$



第 9.4. - 1 図 説 明 図 (第 \$l\$ 塔)



\* 1 ガス減衰タンク（従来の方式）

$$\begin{aligned}
 \text{全放出エネルギー} : E &= \int_{t_0}^{t_1} E'(t) \cdot R'(t) dt \\
 &= \int_{t_0}^{t_1} \left( \sum_{k=1}^n E_i \cdot R_0 \cdot a_i \cdot e^{-\frac{0.693t}{kT_{1/2}}} \right) dt
 \end{aligned}$$

ここで

$$k = i + j$$

$$E'(t) = E(t) + E'(t)$$

$$R'(t) = R(t) + R'(t)$$

$$t_0 = 0 \text{ sec}, t_1 = 24 \text{ h}$$

4.1.3 計算結果

12塔中に内蔵されている放射線エネルギー（Ci MeV）は次表の通りである。

第 9.4-1 表 活性炭式希ガスホールドアップ装置方式と  
ガス減衰タンク方式の比較

| 装置名 | 希ガス名             | 放出エネルギー                              | 被ばく線量    |
|-----|------------------|--------------------------------------|----------|
| 変更後 | 希ガスホールド<br>アップ装置 | クリプトン<br>805 Ci MeV<br>(1塔滞留3.33 hr) |          |
|     |                  | キセノン<br>1177 Ci MeV<br>(1塔滞留2.95 d)  |          |
|     | 合計               | 1982 Ci MeV                          |          |
| 変更前 | ガス減衰タンク          | クリプトン<br>7166 Ci MeV<br>キセノン         | 170 mrem |

4.1.4. 活性炭式希ガスホールドアップ装置破損事故

復水器空気抽出器系排ガスを活性炭式希ガスホールドアップ装置に通気しながら原子炉が運転されている際に、活性炭吸着塔が破損し、貯留されていた放射性気体が漏えいしたと仮定した場合の事故の経過および環境における被ばく線量は次の通りである。

- (a) 事故発生の日以上前から原子炉は30分減衰後の排気筒放射性気体放出率に換算して100 mCi/secの状態に運転されていたと仮定する。
- (b) 活性炭吸着塔にはクリプトンが40時間、キセノンが27日定期的に吸着、減衰している時に装置の一部が破損し、ガスの全量が短期間に地上に放出されると、仮定する。
- (c) 放出された放射性気体はγ線エネルギー0.5 MeVに換算して約4,000 Ciとなる。
- (d) 拡散条件として英国気象局方式の大気安定度F型を採用し、また短期間放出であるため、風速1.5 m/sec、風向一定と仮定する。
- (e) 以上の仮定により求めた全身被ばく線量の風下1,100 mの地点で約28 mremである。この値は「原子炉立地審査指針」に記載されている線量を十分下まわっている。

4.2 重大事故時と仮想事故時の被ばく評価

4.2.1 主蒸気管破断事故時の炉水濃度減少による評価変更

希ガス放出率を650 mCi/sec (30分減衰後)より100 mCi/sec (30分減衰後)に変更したので、炉水最高放射性物質濃度は54 μCi/gより8.3 μCi/gとなり、これに伴い主蒸気管破断事故時の被ばく線量が減少するので、再評価を行なった。

変更の概要を次表に示す。

(A) 大気放出放射能

第9.4-2表 重大事故と仮想事故時の被ばく評価

(単位: Ci)

|     | 重大事故           |     |                  |       | 仮想事故           |      |                  |       |
|-----|----------------|-----|------------------|-------|----------------|------|------------------|-------|
|     | 1-131等価<br>ヨウ素 |     | 0.5 MeV等価<br>希ガス |       | 1-131等価<br>ヨウ素 |      | 0.5 MeV等価<br>希ガス |       |
|     | 閉鎖前            | 閉鎖後 | 閉鎖前              | 閉鎖後   | 閉鎖前            | 閉鎖後  | 閉鎖前              | 閉鎖後   |
| 変更前 | 6.5            | 3.2 | 2.2              | 4.880 | 6.5            | 1.38 | 2.2              | 4.900 |
| 変更後 | 1.8            | 3.1 | 3.4              | 4.880 | 1.8            | 1.35 | 3.4              | 4.900 |

(B) 居住可能区域境界での被ばく線量

第 9.4-3 表 甲状腺被ばく線量と全身被ばく線量

(単位: rem)

|       | 甲状腺被ばく線量 |      | 全身被ばく線量             |                     |
|-------|----------|------|---------------------|---------------------|
|       | 重大事故     | 仮想事故 | 重大事故                | 仮想事故                |
| 変更前   | 11       | 9    | $15 \times 10^{-3}$ | $17 \times 10^{-3}$ |
| 変更後   | 7.9      | 8.2  | $13 \times 10^{-3}$ | $16 \times 10^{-3}$ |
| めやす総量 | 150      | 300  | 25                  | 25                  |

4.2.2 重大事故

(2) 主蒸気管破断事故

(a) 原子炉が定格出力で運転されているとき、2本の主蒸気管のうち1本が格納容器外で完全に瞬時破断するものと仮定する。破断管を流れる蒸気は直接上流側の破断口から流出し、さらに他の主蒸気管を通して破断管を逆流し、下流側の破断口から流出する。

(b) 各主蒸気管内には、流出制限器が設けられており破断事故時の各管内の最大蒸気流量は定格の約200%に制限される。

(c) 2本のうちいずれか1本の主蒸気管破断によってもすべての主蒸気隔離弁は閉鎖され、その閉鎖時間は事故発生後0.5秒のおくれて3~5秒間で完全に閉鎖される。

したがって、本解析では、2本の主蒸気管に設けられている4個の主蒸気隔離弁のうち1個は閉らないものとし、残りの3個は事故後5.5秒で閉鎖するものとする。

(d) 一つのループの蒸気流量が増加すれば、主蒸気流量大の信号により隔離弁が閉鎖される。

主蒸気隔離弁が10%閉鎖するとスクラム信号が出され制御棒により原子炉はスクラムされる。

(e) 主蒸気管破断後、炉内減圧に伴って蒸気ドラム水位が上昇するが解析によると蒸気ドラムの水位は隔離弁閉鎖以前に主蒸気管付近まで上昇することはない。

したがって、破断箇所からは飽和蒸気のみが放出される。

(f) 主蒸気隔離弁が閉鎖するまでの間に放出される蒸気量は約3,400Kgであり、放出された蒸気的全エネルギーは約 $2.0 \times 10^6$  kcal である。

(g) 放出量による冷却材の減少は微小であり、これにより、炉心が露出することはない。また、この間炉心流量が停止することはない。

(h) 冷却材中の核分裂生成物の濃度については、本解析では原子炉の運転上許容される最大の濃度に達していることを想定し、冷却材中の核分裂生成物の濃度を8.3  $\mu\text{Ci/g}$

と仮定する。

本解析では、主蒸気隔離弁閉鎖するまでに放出される蒸気重量の割合は全炉水の約6%であるので炉水に含まれていた放射性ハロゲンのうち、蒸気とともに放出される量は事故前の炉水中に存在した放射性ハロゲン量の約6%と考える。

この量はI-131等価量で約1.8 Ci となる。

- (i) 放射性ヨウ素の放出と同時に放射性希ガスも放出される。冷却材中の核分裂生成物濃度が8.3  $\mu\text{Ci/g}$  の時の放射性希ガスの放出率は約100 mCi/sec (30分崩壊値) である。この値を、崩壊を考えない瞬時値に直すと約0.6 Ci/sec となる。

したがって、主蒸気隔離弁完全閉鎖までの5.5秒間に放出される放射性希ガスの全量は約3.4 Ci (0.5 MeV 換算値) となる。

- (j) 主蒸気隔離弁閉鎖後は、原子炉は、隔離冷却系により冷却されるが事故後3時間以内に手動で圧力逃し弁を開き原子炉を減圧する。この操作により後述の通り敷地周辺への核分裂生成物の放出を少なくすることが出来る。この場合、炉水は隔離冷却系により補給される。

原子炉は最終的には余熱除去系により大気圧まで約12時間で減圧されるが、本解析では、1日後に大気圧まで減圧されるものとする。

- (k) 主蒸気隔離弁3個閉鎖後、閉鎖した隔離弁からは蒸気が漏れいするものとし、ここでは隔離弁閉鎖後炉圧が大気圧まで減圧されるまで一次冷却系の蒸気体積に対して7.0% / day の漏れい率で蒸気が漏れいするものとする。

- (l) 主蒸気隔離弁閉鎖後、弁を通して大気への放出の対象となる核分裂生成物としては、炉水中に事故前から存在するものとピンホールを有する破損燃料棒から炉圧低下に伴ない炉水中へ追加されるものを考える。

- (m) 炉圧の低下に伴ない破損燃料棒から炉水へ追加放出される核分裂生成物の量はI-131等価の放射性ヨウ素量で、3750 Ci (I-131のみで2000 Ci) 以下であることを定検時などに確認するが、本解析では余裕をみて、この値の2倍の放射性ヨウ素にして7500 Ci (I-131等価量) より素以外のハロゲンが11,600 Ci (7線実効エネルギー0.5 MeV 換算値)、希ガス50,000 Ci に相当する量が炉水中へ放出されるものとして評価する。

- (n) ピンホールを有する燃料棒のプレナム中に蓄積されていた核分裂生成物は炉圧の低下に伴ない徐々に炉水中に放出されるものと考えられるが、本解析では主蒸気隔離弁閉鎖直後に、すべての核分裂生成物が炉水中へ放出されるとする。

- (o) 炉圧の低下に伴ない追加放出される核分裂生成物のうち、希ガスおよび有機ヨウ素は全て気相部へ移行するものと考え、無機ヨウ素の気相-液相間の分離係数については、10<sup>2</sup>とする。

なお、ヨウ素中の有機、および無機の存在割合はそれぞれ10%および90%とし

有機の低減率を $\frac{1}{10}$ とする。

(p) 圧力逃し安全弁開放後はこれを通して蒸気放出プールへ放出される蒸気量が主蒸気隔離弁から大気へ漏えいする蒸気量に比べて圧倒的に多いことから、核分裂生成物の大部分が蒸気放出プールへ移行する。

(q) 主蒸気隔離弁が閉鎖する以前に流出した冷却材約3,400 Kgは気温33℃相対湿度約40%の外気中に完全蒸発し飽和蒸気雲を形成するものとする。形成される雲の容積は約 $7.6 \times 10^5 \text{ m}^3$ となりこの雲が地上に半球状となって存在するものとするれば、その半径は約71mとなる。この飽和蒸気雲に含まれる放射性ヨウ素の量は約1.8 Ci (I-131等価量)であり、ヨウ素約3.8 Ci ( $\gamma$ 線実効エネルギー0.5 MeV換算値)となる。

(r) この核分裂生成物をふくむ半球状の飽和蒸気雲は風下に移動するものと仮定する。風速は短時間放出であることを考慮して1 m/secを用いる。したがって、地上にいる人がこの雲の中に入っている時間は約140秒となる。

この雲の移動に伴う被ばく線量は、

|            |           |
|------------|-----------|
| 小児甲状腺被ばく線量 | 約0.4 rem  |
| 全身被ばく量     | 約0.3 mrem |

となる。

(s) 主蒸気隔離弁閉鎖後、隔離弁を通して大気へ放出される核分裂生成物は圧力漏えい終了までの間に放射性希ガス約4,880 Ci ハロゲン約215 Ci (実効エネルギー0.5 MeV換算値)、放射性ヨウ素約42 Ci (I-131等価量)である。

(t) 敷地境界における被ばく線量を評価するための気象条件としては英国気象局方式F型、地上放散、水平方向の拡がり角 $20^\circ$  風速1.5 m/secを仮定する。

上記の仮定により隔離弁からの漏えいに伴う敷地境界線(原子炉中心より1.1 Km地点)における被ばく線量を評価すると

|            |          |
|------------|----------|
| 小児甲状腺被ばく線量 | 約7.5 rem |
| 全身被ばく線量    | 約12 mrem |

となる。

(u) 主蒸気隔離弁閉鎖前後の被ばく線量を合計して重大事故時の敷地境界における全被ばく線量を評価すると次のようになる。

|            |                               |
|------------|-------------------------------|
| 小児甲状腺被ばく線量 | 約7.9 rem                      |
| 全身被ばく線量    | 約13 mrem ( $\beta$ 線7.2 mrem) |

上記の線量は、原子力委員会の「原子炉立地審査指針」に記載されているめやすとしての線量を十分下まわるものである。



#### 4.2.3 仮想事故

##### (2) 主蒸気管破断事故

- (a) 主蒸気隔離弁閉鎖後の炉圧は隔離冷却系等により減圧されるが、仮想事故では70% / day の漏えい率で無限時間漏えいが続くものと仮想する。その他の条件は重大事故の場合と同じとする。
- (b) 主蒸気隔離弁の閉鎖前に放出された放射性ハロゲン約4 Ci および全ヨウ素 (I-131 等価量) 約1.8 Ci による飽和蒸気雲からの敷地周辺における被ばく線量は、成人甲状腺被ばく線量約0.1 rem、全身被ばく線量約1 mrem である。
- (c) 主蒸気隔離弁閉鎖後に隔離弁を通して大気へ放出される核分裂生成物の量は放射性希ガス約4,900 Ci およびハロゲン約345 Ci (実効エネルギー0.5 MeV 換算値) 放射性ヨウ素約181 Ci (I-131 等価量) となる。

敷地周辺における被ばく線量を評価するための気象条件としては、重大事故と同じく英国気象局方式、F型、地上放散、水平方向の拡がり角20°、風速1.5 m/sec を仮定する。

上記の仮定により隔離弁からの漏えいに伴う原子炉中心より1.1 Km地点の被ばく線量を評価すると

成人甲状腺被ばく線量 約8.2 rem

全身被ばく線量 約1.5 mrem

となる。

- (d) 主蒸気隔離弁閉鎖前後の被ばく線量を合計して仮想事故時の原子炉中心より1.1 Km地点 (浦底方向敷地境界) の全被ばく線量を評価すると次のようになる。

成人甲状腺被ばく線量 約8.3 rem

全身被ばく線量 約1.6 mrem (β線約8.4 mrem)

上記の線量は、原子力委員会「原子炉立地審査指針」に記載されているめやすとしての線量を十分下まわるものである。

隔離  
出た

(前)

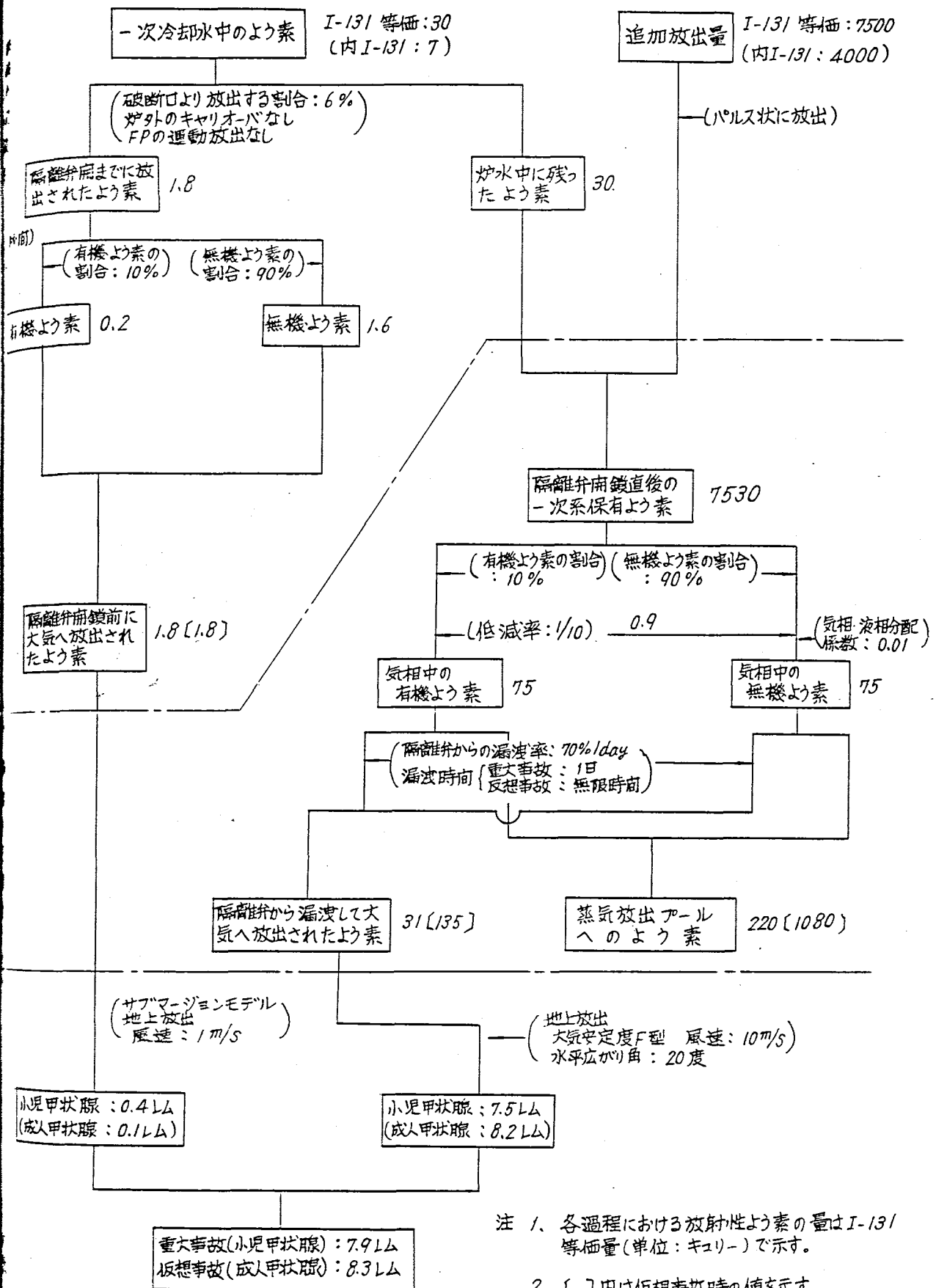
蒸気  
塔

隔離  
大気へ  
たよ

小児甲:  
成人甲:

# 第9.4-2 図 主蒸気管破断事故時の解析前提 (参考資料)

(放射性ヨウ素の放出過程と解析結果)



#### 4.3 パーティションファクターの妥当性

1. 主蒸気隔離閉鎖前に放出されるヨウ素の気相-液相間パーティション・ファクター（分離係数）は1、すなわち放出されたヨウ素量は炉水濃度と放出された蒸気重量との積として評価している。

（参考資料105-41, 3ページ）

2. 隔離弁閉鎖後は気相-液相間パーティション・ファクターは $10^2$ （参考資料105-41, 4ページ）を用いている。

この値は、主蒸気管破断事故時には、燃料は露出せず、また事故後、隔離弁よりの漏洩により炉圧は徐々に低下するので採用した。

#### 附 記

冷却材喪失事故時については、新型転換炉原型炉では水によるヨウ素の除去を災害評価のクレジットとして用いていない。

#### 4.4 想定事故時における放射性ハロゲンの体内摂取による被ばく線量について

想定事故時における放射性ハロゲンの体内摂取による生殖腺および骨髄の被ばく線量は次の因子からなる。

##### 1. 生殖腺線量

- 1) 生殖腺自身の放射性ハロゲンからの被ばく
- 2) 生殖腺以外に分布したハロゲンからの $\gamma$ 線被ばく

##### 2. 骨 髄 線 量

- 1) 骨髄自身の放射性ハロゲンからの被ばく
- 2) 甲状腺中放射性ヨウ素からの被ばく
- 3) 全身に均等分布したハロゲンからの $\gamma$ 線被ばく

##### 4.4.1 生殖腺線量の計算方式

- 1) 生殖腺自身の放射性ハロゲンからの被ばく線量

生殖腺の被ばく線量は、次式で与えられる。（ICRP Publication 10）

$$\begin{aligned} D(\text{rem}) &= 512 \cdot \epsilon \int_0^{\infty} \frac{f_a \cdot A}{M} e^{-\frac{0.693}{T_{\text{eff}}} t} dt \\ &= 512 \cdot \epsilon \cdot \frac{f_a \cdot A}{M} \cdot \frac{T_{\text{eff}}}{0.693} \\ &= 1.37 \times 10^{-2} \epsilon \cdot f_a \cdot A \cdot T_{\text{eff}} \end{aligned}$$

ここで

$T_{eff}$  : 血液中ハロゲンの実効半減期(日)

$$T_{eff} = \frac{T_r \times T_b}{T_r + T_b}$$

$T_r$  : 物理的半減期(日)

$T_b$  : 生物学的半減期(ヨウ素: 0.35日, 臭素: 8日)

$M$  : 全血液量(5.400g: ICRP Pub 2)

$A$  : ハロゲンの吸入量( $\mu\text{Ci}$ )

$$A = X \cdot R$$

$X$  : 空气中ハロゲンの時間積分濃度( $\text{Ci 秒}/\text{m}^3$ )

$R$  : 呼吸率( $\text{m}^3/\text{秒}$ )

主蒸気管破断事故(重大事故の場合と仮想事故の場合の主蒸気隔離弁閉鎖前)については,  $R = 3.47 \times 10^{-4} \text{ m}^3/\text{秒}$ とし, その他の場合は  $R = 2.32 \times 10^{-4} \text{ m}^3/\text{秒}$ とする。

$f_a A$  : ハロゲンの体内摂取量( $\mu\text{Ci}$ )

$$f_a A = 0.75 (cf \text{ ICRP Pub 2})$$

(吸入量の25%は呼気と共に排出される)

したがって, I-131~I-135およびBr-83, Br-84についてそれぞれ1 $\mu\text{Ci}$ を体内摂取した場合の生殖腺線量の計算値は第9.4-4表のようになる。

第9.4-4表 生殖腺自身のハロゲンによる被ばく線量

| 核種      | 実効半減期<br>$T_{eff}$ (日) | 有効エネルギー<br>$\epsilon$ (MeV) * | 1 $\mu\text{Ci}$ を体内摂取した場合<br>の生殖腺線量** (rem) |
|---------|------------------------|-------------------------------|--|
| I - 131 | 0.34                   | 0.23                          | $1.1 \times 10^{-3}$                         |
| I - 132 | 0.074                  | 0.65                          | $6.6 \times 10^{-4}$                         |
| I - 133 | 0.25                   | 0.54                          | $1.8 \times 10^{-3}$                         |
| I - 134 | 0.033                  | 0.82                          | $3.7 \times 10^{-4}$                         |
| I - 135 | 0.16                   | 0.52                          | $1.1 \times 10^{-3}$                         |
| Br - 83 | 0.097                  | 0.31                          | $4.1 \times 10^{-4}$                         |
| Br - 84 | 0.022                  | 1.7                           | $5.1 \times 10^{-4}$                         |

\* 生殖腺自身のハロゲンによる $\gamma$ 線の寄与を含む(ICRP Pub. 2)

\*\* (1)式において  $f_a A = 1 \mu\text{Ci}$  とした値

ロ) 生殖腺以外に分布するハロゲンからのr線による被ばく総量

全身に均等分布するハロゲンからのr線による被ばく総量は次式で与えられる。

$$D(\text{rem}) = \frac{fa \cdot A}{m} \cdot \left( \frac{24 \cdot T_{\text{eff}}}{0.693} \right)^* \cdot I_r \cdot g \quad \dots \dots \dots (2)$$

\* 全身中ハロゲン濃間の時間積分値

ここで

$I_r$  : r線放射定数 (R/時  $\mu\text{Ci}$  at 1 cm in air)

ただし  $1 \text{ R} \doteq 1 \text{ rem}$  と考える。

$m$  : 体 重

$g$  : Geometrical Factor

$$g = \int_V \frac{e^{-\mu\rho}}{\rho^2} dV$$

いま、生殖腺が半径15 cm、長さ60 cmの円筒の中心にあると仮定すると  $g$  は次式で計算される。

$$g = 4\pi \int_0^Z \int_0^R \frac{r dr dz}{r^2 + Z^2} e^{-\mu\sqrt{r^2 + Z^2}} \quad \dots \dots \dots (3)$$

(3)式は  $\mu\sqrt{R^2 + Z^2}$  があまり大きくない場合には次式のようになる。

$$g = 2\pi \left[ Z \ln \left( 1 + \frac{R^2}{Z^2} \right) + 2R \tan^{-1} \left( \frac{Z}{R} \right) - \mu \left\{ Z\sqrt{R^2 + Z^2} - Z^2 + R^2 (\ln(Z + \sqrt{R^2 + Z^2}) - \ln R) \right\} \right] \dots \dots \dots (4)$$

(4)式において、 $Z = 30 \text{ cm}$ 、 $R = 15 \text{ cm}$  とすると

$$g = 251 - 2710\mu \quad \dots \dots \dots (5)$$

ただし、 $\mu$  は吸収係数 (コンプトン散乱を含まない値) である。

$\mu$  の値としてファントム実験値の  $0.059 \text{ cm}^{-1}$  を用いる。<sup>1)</sup>

1) 橋詰、加藤他 「I-131による組織吸収総量の推定」

(昭和43年度文部省科学研究費による研究報告集録、放射線影響編)

したがって(5)式より  $g = 9.1$  となる。

全身に均等に分布するハロゲン濃度を血液中濃度と同じ ( $m = 5,400 \text{ g}$ ) と仮定し、実効半減期を血液中の値 (第 9.4-4 表参照) とすると、各核種を  $1 \mu\text{Ci}$  摂取した場合の生殖腺線量は第 9.4-5 表のようになる。

第 9.4-5 表 全身に均等分布したハロゲンからの  $r$  線被ばく線量

| 核種    | $r$ 線放射定数 $I_r$<br>(R/時 $\mu\text{Ci at } 1 \text{ cm in air}$ ) | $1 \mu\text{Ci}$ を体内摂取した場合<br>の生殖腺線量 (rem) |
|-------|--|--|
| 1-131 | $2.0 \times 10^{-3}$   | $3.9 \times 10^{-4}$                       |
| 1-132 | $1.3 \times 10^{-2}$   | $5.6 \times 10^{-4}$                       |
| 1-133 | $2.5 \times 10^{-3}$   | $3.6 \times 10^{-4}$                       |
| 1-134 | $1.0 \times 10^{-2}$   | $1.9 \times 10^{-4}$                       |
| 1-135 | $9.4 \times 10^{-3}$   | $8.7 \times 10^{-4}$                       |
| Br-83 | $3.9 \times 10^{-5}$   | $2.2 \times 10^{-6}$                       |
| Br-84 | $9.1 \times 10^{-3}$   | $1.2 \times 10^{-4}$                       |

4.4.2 骨髄線量の計算方式

1) 骨髄自身の放射性ハロゲンからの被ばく

造血組織である active bone marrow 中のハロゲン濃度が血液中の値にほぼ等しいこと、また骨髄中の active bone marrow 量は  $59\%$  <sup>1)</sup> であることから、骨髄自身の放射性ハロゲンからの被ばく線量は 4.4.1-(イ)項で計算される生殖腺線量の  $59\%$  に相当し、各核種を  $1 \mu\text{Ci}$  摂取した場合の骨髄線量は第 9.4-7 表のとおりである。

( $f_a \cdot A = 1 \mu\text{Ci}$ )

ロ) 甲状腺中の放射性ヨウ素からの被ばく線量

甲状腺中に存在する放射性ヨウ素からの  $r$  線による骨髄線量は次式で与えられる。

$$D(\text{rem}) = \left( f_2' \cdot f_a \cdot A \cdot \frac{24 \cdot T_{\text{eff}}}{0.693} \right)^* \cdot I_r \cdot \frac{e^{-\mu \rho}}{\rho^2} \cdot F \quad \dots \dots \dots (6)$$

\* 甲状腺中ヨウ素の時間積分値 ( $\mu\text{Ci} \cdot \text{時}$ )

ここで、

$f_2'$  : 血液中から甲状腺へ移行する割合 ( $0.3$ )

$T_{\text{eff}}$  : 甲状腺における放射性ヨウ素の実効半減期 (日)

$$T_{eff} = \frac{T_r \cdot T_b}{T_r + T_b}$$

$T_r$  : 物理的半減期(日)

$T_b$  : 生物学的半減期(ICRP Pub. 2より138日とする)

第9.4-6表 甲状腺における放射性ヨウ素の実効半減期

| 核種            | 1-131 | 1-132 | 1-133 | 1-134 | 1-135 |
|---------------|-------|-------|-------|-------|-------|
| $T_{eff}$ (日) | 7.6   | 0.094 | 0.87  | 0.036 | 0.28  |

$e^{-\mu\rho/\rho^2}$  : 甲状腺から骨髄までの距離  $\rho$  (cm) による  $r$  線の減衰効果

$F$  : 骨のしゃへい効果

4.4.

いま、 $e^{-\mu\rho/\rho^2}$  の値は、骨髄の位置によって変わるが、文献値<sup>1)</sup>  $1.7 \times 10^{-3}$  を用いる。

$F$  の値は 0.94 とする。したがって放射性ヨウ素  $1 \mu\text{Ci} (=fa \cdot A)$  を摂取した場合の甲状腺中放射性ヨウ素からの  $r$  線による骨髄総量は第9.4-7表のとおりである。

ハ) 全身均等分布のハロゲンからの  $r$  線被ばく線量

骨髄についても生殖腺の場合と同様にして、半径 1.5 cm の円筒の中心軸上にあると仮定すれば安全側である。

したがって 4.4.1-(ロ)項で計算される生殖腺の被ばく線量値に、骨によるしゃへい効果(0.94)を乗じたものを全身均等分布のハロゲンからの  $r$  線による骨髄線量とする。

各核種を  $1 \mu\text{Ci} (=fa \cdot A)$  摂取した場合の骨髄線量を第9.4-7表に示す。

第 9.4-7 表 放射性ハロゲンの体内摂取による骨髄線量

(単位: rem)

| 核種    | 1 $\mu$ Ci を体内に摂取した場合の骨髄線量 |                      |                         |
|-------|----------------------------|----------------------|-------------------------|
|       | 骨髄自身のハロゲンからの被ばく            | 甲状腺中のヨウ素からの $r$ 線被ばく | 全身均等分布のハロゲンからの $r$ 線被ばく |
| I-131 | $6.3 \times 10^{-4}$       | $2.5 \times 10^{-4}$ | $3.7 \times 10^{-4}$    |
| I-132 | $3.9 \times 10^{-4}$       | $2.0 \times 10^{-5}$ | $5.2 \times 10^{-4}$    |
| I-133 | $1.1 \times 10^{-3}$       | $3.6 \times 10^{-5}$ | $3.4 \times 10^{-4}$    |
| I-134 | $2.2 \times 10^{-4}$       | $6.0 \times 10^{-6}$ | $1.8 \times 10^{-4}$    |
| I-135 | $6.7 \times 10^{-4}$       | $4.4 \times 10^{-5}$ | $8.2 \times 10^{-4}$    |
| Br-83 | $2.4 \times 10^{-4}$       | -                    | $2.1 \times 10^{-6}$    |
| Br-84 | $3.0 \times 10^{-4}$       | -                    | $1.1 \times 10^{-4}$    |

4.4.3 計算結果

新型転換炉原型炉の想定事故時について、被ばく評価地点（南方浦底部落方向敷地境界）におけるハロゲンの地上空気中時間積分濃度は第 9.4-8 表に示すとおりである。

前述した計算方法によって評価したハロゲンの体内摂取に伴う生殖腺および骨髄の被ばく量を第 9.4-9 表に示す。

第 9.4-8 表 空气中ハロゲンの時間積分濃度

(単位: Ci · Sec / m<sup>3</sup>)

| 核種    | 冷却材そう失事故              |                       | 主蒸気管破断事故              |                       |
|-------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|
|       | 重大事故                  | 仮想事故                  | 重大事故                  | 仮想事故                  |
| I-131 | $1.17 \times 10^{-4}$ | $3.46 \times 10^{-2}$ | $4.40 \times 10^{-3}$ | $2.55 \times 10^{-2}$ |
| I-132 | $7.76 \times 10^{-5}$ | $3.65 \times 10^{-3}$ | $3.14 \times 10^{-3}$ | $2.95 \times 10^{-3}$ |
| I-133 | $2.22 \times 10^{-4}$ | $1.39 \times 10^{-2}$ | $9.35 \times 10^{-3}$ | $1.10 \times 10^{-2}$ |
| I-134 | $7.81 \times 10^{-5}$ | $3.18 \times 10^{-3}$ | $4.51 \times 10^{-3}$ | $4.36 \times 10^{-3}$ |
| I-135 | $1.52 \times 10^{-4}$ | $2.39 \times 10^{-3}$ | $5.62 \times 10^{-3}$ | $5.26 \times 10^{-3}$ |
| Br-83 | $7.47 \times 10^{-6}$ | $3.52 \times 10^{-4}$ | $1.41 \times 10^{-4}$ | $1.35 \times 10^{-4}$ |
| Br-84 | $6.93 \times 10^{-6}$ | $3.27 \times 10^{-4}$ | $2.72 \times 10^{-4}$ | $2.69 \times 10^{-4}$ |



第9.4-9表 想定事故時における生殖腺および骨髄の被ばく線量  
(体内摂取ハロゲンによる被ばく)

単位: rem

| 事故種別 | 核種      | 濃度<br>(Ci·sec/m <sup>3</sup> ) | 生殖腺線量                 |                       | 骨髄線量                  |                       |                       | 核種        | 濃度<br>(Ci·sec/m <sup>3</sup> ) | 生殖腺線量                 |                       | 骨髄線量                  |                       |                       |
|------|---------|--------------------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------|--------------------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|
|      |         |                                | 生殖腺中<br>ハロゲン          | 全身中<br>ハロゲン           | 骨髄中<br>ハロゲン           | 甲状腺中<br>ハロゲン          | 全身中<br>ハロゲン           |           |                                | 生殖腺中<br>ハロゲン          | 全身中<br>ハロゲン           | 骨髄中<br>ハロゲン           | 甲状腺中<br>ハロゲン          | 全身中<br>ハロゲン           |
| 重大事故 | 1-131   | 1.17×10 <sup>-4</sup>          | 3.08×10 <sup>-5</sup> | 1.09×10 <sup>-5</sup> | 1.81×10 <sup>-5</sup> | 6.41×10 <sup>-6</sup> | 9.70×10 <sup>-6</sup> | 1-131     | 4.40×10 <sup>-3</sup>          | 8.59×10 <sup>-4</sup> | 3.04×10 <sup>-4</sup> | 5.06×10 <sup>-4</sup> | 1.95×10 <sup>-4</sup> | 2.86×10 <sup>-4</sup> |
|      | 132     | 7.76×10 <sup>-5</sup>          | 1.22×10 <sup>-5</sup> | 1.03×10 <sup>-5</sup> | 7.10×10 <sup>-6</sup> | 3.57×10 <sup>-7</sup> | 9.68×10 <sup>-5</sup> | 132       | 3.14×10 <sup>-3</sup>          | 1.03×10 <sup>-4</sup> | 8.81×10 <sup>-5</sup> | 6.13×10 <sup>-5</sup> | 3.14×10 <sup>-5</sup> | 8.28×10 <sup>-5</sup> |
|      | 133     | 2.22×10 <sup>-4</sup>          | 6.59×10 <sup>-5</sup> | 1.39×10 <sup>-5</sup> | 4.10×10 <sup>-5</sup> | 1.30×10 <sup>-6</sup> | 1.30×10 <sup>-5</sup> | 133       | 9.35×10 <sup>-3</sup>          | 2.64×10 <sup>-3</sup> | 5.28×10 <sup>-4</sup> | 1.55×10 <sup>-3</sup> | 5.28×10 <sup>-5</sup> | 4.96×10 <sup>-4</sup> |
|      | 134     | 7.81×10 <sup>-5</sup>          | 7.21×10 <sup>-5</sup> | 3.70×10 <sup>-6</sup> | 4.25×10 <sup>-6</sup> | 1.16×10 <sup>-7</sup> | 3.47×10 <sup>-6</sup> | 134       | 4.51×10 <sup>-3</sup>          | 9.48×10 <sup>-5</sup> | 4.86×10 <sup>-4</sup> | 5.59×10 <sup>-5</sup> | 1.50×10 <sup>-5</sup> | 4.56×10 <sup>-5</sup> |
|      | 135     | 1.52×10 <sup>-4</sup>          | 2.91×10 <sup>-5</sup> | 2.30×10 <sup>-5</sup> | 1.35×10 <sup>-5</sup> | 1.16×10 <sup>-6</sup> | 2.16×10 <sup>-5</sup> | 135       | 5.62×10 <sup>-3</sup>          | 7.54×10 <sup>-4</sup> | 5.96×10 <sup>-4</sup> | 3.51×10 <sup>-4</sup> | 3.01×10 <sup>-5</sup> | 5.60×10 <sup>-4</sup> |
|      |         |                                |                       |                       |                       |                       |                       | Br-83     | 1.41×10 <sup>-4</sup>          | 4.59×10 <sup>-6</sup> | 2.46×10 <sup>-8</sup> | 1.45×10 <sup>-8</sup> | -                     | 2.31×10 <sup>-8</sup> |
|      |         |                                |                       |                       |                       |                       |                       | 84        | 2.72×10 <sup>-4</sup>          | 6.41×10 <sup>-6</sup> | 1.50×10 <sup>-6</sup> | 8.80×10 <sup>-7</sup> | -                     | 1.41×10 <sup>-6</sup> |
|      | 合計      |                                | 1.45×10 <sup>-4</sup> | 6.18×10 <sup>-5</sup> | 8.39×10 <sup>-5</sup> | 9.33×10 <sup>-6</sup> | 5.71×10 <sup>-5</sup> | 合計        |                                | 4.46×10 <sup>-3</sup> | 2.06×10 <sup>-3</sup> | 2.54×10 <sup>-3</sup> | 3.24×10 <sup>-3</sup> | 1.47×10 <sup>-3</sup> |
|      | r線被ばく線量 |                                | 2.06×10 <sup>-4</sup> |                       | 1.50×10 <sup>-4</sup> |                       |                       | r線全身被ばく線量 |                                | 6.46×10 <sup>-3</sup> |                       | 7.25×10 <sup>-3</sup> |                       |                       |
|      |         |                                | 4×10 <sup>-2</sup>    |                       |                       |                       |                       |           |                                | 1.4×10 <sup>-2</sup>  |                       |                       |                       |                       |
| 仮断事故 | 1-131   | 3.46×10 <sup>-2</sup>          | 6.62×10 <sup>-3</sup> | 2.34×10 <sup>-3</sup> | 3.91×10 <sup>-3</sup> | 1.50×10 <sup>-3</sup> | 2.20×10 <sup>-3</sup> | 1-131     | 2.55×10 <sup>-2</sup>          | 4.90×10 <sup>-3</sup> | 1.74×10 <sup>-3</sup> | 2.89×10 <sup>-3</sup> | 1.11×10 <sup>-3</sup> | 1.63×10 <sup>-3</sup> |
|      | 132     | 3.65×10 <sup>-3</sup>          | 4.88×10 <sup>-5</sup> | 4.13×10 <sup>-5</sup> | 2.87×10 <sup>-5</sup> | 1.47×10 <sup>-5</sup> | 3.88×10 <sup>-5</sup> | 132       | 2.95×10 <sup>-3</sup>          | 1.15×10 <sup>-4</sup> | 9.79×10 <sup>-5</sup> | 6.81×10 <sup>-5</sup> | 3.49×10 <sup>-5</sup> | 9.20×10 <sup>-5</sup> |
|      | 133     | 1.39×10 <sup>-2</sup>          | 4.36×10 <sup>-3</sup> | 8.73×10 <sup>-4</sup> | 2.57×10 <sup>-2</sup> | 8.73×10 <sup>-6</sup> | 8.20×10 <sup>-4</sup> | 133       | 1.10×10 <sup>-2</sup>          | 3.18×10 <sup>-3</sup> | 6.36×10 <sup>-4</sup> | 1.87×10 <sup>-3</sup> | 6.36×10 <sup>-5</sup> | 5.97×10 <sup>-4</sup> |
|      | 134     | 3.18×10 <sup>-3</sup>          | 3.90×10 <sup>-5</sup> | 2.00×10 <sup>-5</sup> | 2.30×10 <sup>-5</sup> | 6.00×10 <sup>-7</sup> | 1.88×10 <sup>-5</sup> | 134       | 4.36×10 <sup>-3</sup>          | 1.03×10 <sup>-4</sup> | 5.28×10 <sup>-4</sup> | 6.02×10 <sup>-5</sup> | 1.60×10 <sup>-6</sup> | 4.96×10 <sup>-5</sup> |
|      | 135     | 2.39×10 <sup>-3</sup>          | 1.42×10 <sup>-3</sup> | 1.12×10 <sup>-3</sup> | 6.66×10 <sup>-4</sup> | 5.68×10 <sup>-5</sup> | 1.05×10 <sup>-3</sup> | 135       | 5.26×10 <sup>-3</sup>          | 6.86×10 <sup>-4</sup> | 5.42×10 <sup>-4</sup> | 3.19×10 <sup>-4</sup> | 2.74×10 <sup>-5</sup> | 5.09×10 <sup>-4</sup> |
|      |         |                                |                       |                       |                       |                       |                       | Br-83     | 1.35×10 <sup>-4</sup>          | 4.13×10 <sup>-6</sup> | 2.72×10 <sup>-8</sup> | 1.31×10 <sup>-8</sup> |                       | 2.09×10 <sup>-8</sup> |
|      |         |                                |                       |                       |                       |                       |                       | 84        | 2.69×10 <sup>-4</sup>          | 4.84×10 <sup>-6</sup> | 1.14×10 <sup>-6</sup> | 6.7×10 <sup>-7</sup>  | x                     | 1.07×10 <sup>-6</sup> |
|      | 合計      |                                | 1.24×10 <sup>-2</sup> | 4.35×10 <sup>-3</sup> | 7.19×10 <sup>-3</sup> | 1.65×10 <sup>-3</sup> | 4.11×10 <sup>-3</sup> | 合計        |                                | 8.98×10 <sup>-3</sup> | 3.54×10 <sup>-3</sup> | 5.20×10 <sup>-3</sup> | 1.23×10 <sup>-3</sup> | 2.87×10 <sup>-3</sup> |
|      | r線被ばく線量 |                                | 1.67×10 <sup>-2</sup> |                       | 1.29×10 <sup>-2</sup> |                       |                       | r線全身被ばく線量 |                                | 1.25×10 <sup>-2</sup> |                       | 9.30×10 <sup>-3</sup> |                       |                       |
|      |         |                                | 2                     |                       |                       |                       |                       |           |                                | 1.6×10 <sup>-2</sup>  |                       |                       |                       |                       |

#### 4.5 国民遺伝線量の算出根拠

想定事故のうち、一番苛酷な仮想事故をもとにして下記の条件で国民線量を求めた。

##### 4.5.1 解析条件

- (1) 冷却材喪失事故を考え、 $\frac{1}{2}$ 炉心の100%燃料溶融により放出される放射性希ガス ( $1 \times 10^5$  Ci) が格納容器から大気中に放散されるものとする。
- (2) 風下任意地点における地上濃度は英国気象局方式の拡散式(1)によった。

$$X = \frac{1.68 \times 10^{-1} Q}{O \cdot U \cdot h \cdot d} \quad (1)$$

X : 濃度の時間積分 (Ci・Sec/m<sup>3</sup>)

Q : 放出放射性物質の量 (Ci)

d : 風下方向距離 (Km)

O : 水平方向の広がり角 (度)

h : 垂直方向の広がり巾 (m)

U : 平均風速 (m/sec)

- (3) 気象条件は大気安定度をF型、風速15 m/secとする。

- (4) 平均r線エネルギーを0.5 MeVとして無限のサブマージョンモデル<sup>\*</sup>によりr線外部被曝線量を求めた。

- (5) 国民遺伝線量の評価は敦賀市を経て人口密度の高い京阪神地方を対象とした。対象地域内の主要都市および人口分布を第9.4-10表に示す。

\* 無限サブマージョンモデルは次式により計算する。

$$Dr = 0.256 \times Er \quad (2)$$

ここで

Dr : r線外部被曝線量 (rem)

X : 時間積分濃度 (Ci・sec/m<sup>3</sup>)

Er : 平均r線エネルギー (MeV)

##### 4.5.2 計算結果

主要都市におけるr線外部被曝線量は第9.4-10表のとおりになり、仮想事故(冷却材喪失事故)時における国民遺伝線量は約3万人・レムとなる。

なお、2016年の推定人口(厚生省人口問題研究所編、都道府県別将来推計人口による)にもとづく国民遺伝線量は、約8万人・レムである。

附 主蒸気管破断事故時(仮想事故)の評価

冷却材そり失事故と同様に計算した結果、主蒸気管破断事故時(仮想事故)の国民遺伝線量は0.2万人・レム、2016年における国民遺伝線量は0.5万人・レムである。

第 9.4 - 10 表 主要都市における国民遺伝線量

(単位: 10<sup>3</sup>人)

| 市名  | 距離 (Km) | 人口     | 被曝線量 (rem)            | 人・レム    |
|-----|---------|--------|-----------------------|---------|
| 京都  | 87      | 1,419  | $3.7 \times 10^{-3}$  | 5,250.3 |
| 向日  | 91      | 37     | $3.4 \times 10^{-3}$  | 1,25.8  |
| 長岡京 | 94      | 51     | $3.2 \times 10^{-3}$  | 1,63.2  |
| 亀岡  | 89      | 47     | $3.5 \times 10^{-3}$  | 1,64.5  |
| 高槻  | 103     | 231    | $2.8 \times 10^{-3}$  | 646.8   |
| 枚方  | 106     | 217    | $2.7 \times 10^{-3}$  | 585.9   |
| 交野  | 106     | 33.7   | $2.7 \times 10^{-3}$  | 91      |
| 茨木  | 108     | 1,63.9 | $2.6 \times 10^{-3}$  | 4,26.1  |
| 箕面  | 111     | 57     | $2.5 \times 10^{-3}$  | 1,42.5  |
| 池田  | 113     | 94     | $2.4 \times 10^{-3}$  | 2,25.6  |
| 川西  | 112     | 87     | $2.5 \times 10^{-3}$  | 2,17.5  |
| 寝屋川 | 112     | 207    | $2.5 \times 10^{-3}$  | 5,17.5  |
| 吹田  | 115     | 259    | $2.35 \times 10^{-3}$ | 6,08.7  |
| 摂津  | 113     | 59.7   | $2.4 \times 10^{-3}$  | 1,43.3  |
| 四條畷 | 117     | 37.9   | $2.3 \times 10^{-3}$  | 87.2    |
| 豊中  | 114     | 368    | $2.4 \times 10^{-3}$  | 8,83.2  |
| 守口  | 113     | 184    | $2.4 \times 10^{-3}$  | 4,41.6  |
| 門真  | 117     | 141    | $2.3 \times 10^{-3}$  | 3,24.3  |
| 大東  | 119     | 93     | $2.25 \times 10^{-3}$ | 2,09.3  |
| 伊丹  | 117     | 153.7  | $2.3 \times 10^{-3}$  | 3,53.5  |
| 宝塚  | 118     | 127    | $2.25 \times 10^{-3}$ | 2,85.8  |
| 芦屋  | 131     | 70.9   | $1.95 \times 10^{-3}$ | 1,38.3  |
| 西宮  | 127     | 377    | $2.03 \times 10^{-3}$ | 7,65.3  |
| 尼崎  | 125     | 553    | $2.1 \times 10^{-3}$  | 11,61.3 |
| 大東  | 117     | 500    | $2.3 \times 10^{-3}$  | 11,50.0 |
| 生駒  | 117     | 35.5   | $2.3 \times 10^{-3}$  | 81.7    |
| 大   | 120     | 2,980  | $2.22 \times 10^{-3}$ | 6,615.6 |
| 八尾  | 127     | 227.8  | $2.0 \times 10^{-3}$  | 4,55.6  |
| 松原  | 134     | 111.5  | $1.9 \times 10^{-3}$  | 2,11.9  |
| 柏原  | 130     | 53     | $1.95 \times 10^{-3}$ | 1,03.4  |
| 藤寺  | 133     | 50     | $1.9 \times 10^{-3}$  | 95      |
| 井   | 138     | 59.4   | $1.77 \times 10^{-3}$ | 1,051.4 |
| 羽   | 135     | 77     | $1.85 \times 10^{-3}$ | 1,42.4  |
| 高   | 141     | 61     | $1.75 \times 10^{-3}$ | 1,06.8  |

(単位 10<sup>3</sup> 人)

| 市名   | 距離 (km) | 人口     | 被曝線量 (rem)            | 人・レム                |
|------|---------|--------|-----------------------|---------------------|
| 津大泉  | 145     | 59     | $1.66 \times 10^{-3}$ | 97.9                |
| 林田富  | 141     | 75.7   | $1.75 \times 10^{-3}$ | 132.5               |
| 泉和   | 147     | 96     | $1.63 \times 10^{-3}$ | 156.5               |
| 野長内河 | 146     | 52     | $1.63 \times 10^{-3}$ | 84.8                |
| 田和田岸 | 150     | 162    | $1.57 \times 10^{-3}$ | 254.3               |
| 塚貝   | 153     | 73     | $1.55 \times 10^{-3}$ | 113.1               |
| 野佐泉  | 157     | 77     | $1.45 \times 10^{-3}$ | 111.7               |
| 戸神   | 131     | 1288.9 | $1.95 \times 10^{-3}$ | 2513.4              |
| 路姫   | 151     | 408    | $1.57 \times 10^{-3}$ | 640.6               |
| 石明   | 149     | 206    | $1.60 \times 10^{-3}$ | 329.6               |
| 川加   | 148     | 127    | $1.60 \times 10^{-3}$ | 203.2               |
| 砂高   | 152     | 68.9   | $1.56 \times 10^{-3}$ | 107.5               |
| 津大   | 80      | 171.8  | $4.1 \times 10^{-3}$  | 704.4               |
| 治字   | 96      | 103    | $3.1 \times 10^{-3}$  | 319.3               |
| 山歌和  | 181     | 36.5   | $1.28 \times 10^{-3}$ | 467.2               |
| 南海   | 187     | 53     | $1.13 \times 10^{-3}$ | 59.9                |
| 坊御   | 214     | 30     | $9.1 \times 10^{-4}$  | 27.3                |
| 松高   | 229     | 27.4   | $8.2 \times 10^{-4}$  | 22.47               |
| 寺観   | 271     | 43     | $6.3 \times 10^{-4}$  | 27.1                |
| 島予伊  | 290     | 38     | $5.7 \times 10^{-4}$  | 21.7                |
| 知高   | 321     | 24.8   | $4.9 \times 10^{-4}$  | 12.15               |
| 崎須   | 350     | 31     | $4.3 \times 10^{-4}$  | 13.3                |
| 島和字  | 410     | 6.4    | $3.3 \times 10^{-4}$  | 2.11                |
| 毛宿   | 421     | 2.5    | $3.2 \times 10^{-4}$  | 8.0                 |
| 岡延   | 519     | 12.8   | $2.32 \times 10^{-4}$ | 29.7                |
| 向日   | 533     | 4.7    | $2.25 \times 10^{-4}$ | 10.6                |
| 崎官   | 586     | 20.2   | $1.93 \times 10^{-4}$ | 3.9                 |
| 城都   | 623     | 11.4   | $1.77 \times 10^{-4}$ | 20.2                |
| 島児鹿  | 666     | 40.3   | $1.58 \times 10^{-4}$ | 63.7                |
| 島徳   | 223     | 22.3   | $8.6 \times 10^{-4}$  | 191.8               |
| 合計   |         |        |                       | $3,109 \times 10^4$ |

5.1 放射化による生成核種の算出根拠

5.1.1 計算方法

一次冷却水および炭酸ガスは炉心を通過する際に中性子照射を受けて放射化されるが、生成放射能は次式により計算される。

$$Q_0 = \frac{N\lambda\phi\sigma(1 - e^{-\lambda tr})}{3.7 \times 10^4(1 - e^{-\lambda(tr+T)})} \dots\dots\dots (1)$$

- ここで  $\sigma$  : 放射化断面積 ( $cm^2$ )  
 $Q_0$  : 炉心出口における生成放射能 ( $\mu Ci/g$ )  
 $N$  : 物質  $g$  中に存在する放射化される原子の数  
 $\lambda$  : 壊変定数 ( $sec^{-1}$ )  
 $\phi$  : 中性子束 ( $n/cm^2 sec$ )

熱中性子束  $7.0 \times 10^{13}$   
 速中性子束  $7.7 \times 10^{13}$

$tr$  : 炉心経過時間 12 sec  
 $T$  : 炉心出口—入口間時間  
 23 sec

したがって単位時間の放出放射能：

$$Q = Q_0 \cdot W \cdot k_1 \cdot k_2 \cdot e^{-\lambda t} \dots\dots\dots (2)$$

- ここで  $W$  : 蒸気流量 (または炭酸ガス流量)  
 蒸 気 1.080 t/hr  
 炭酸ガス 40 Nm<sup>3</sup>/hr

- $k_1$  : Partition factor 1.0  
 $k_2$  : 流 量 比 ( $\frac{\text{タービングラウンドシール}}{\text{主 蒸 気}}$ )  $1.1 \times 10^{-3}$   
 $t$  : 出口から排気筒出口までの所要時間  
 (抽気系 60 min, グランドシール系 15 min)

5.1.2 計算に用いた定数

- a) 使用した核定数：D. J. Hughes, et al, Neutron Cross Section  
 2nd Edition. BNL-325 (July 1, 1958)  
 C.M. Lederer " Tables of Isotopes "  
 (1967)

b) 生成した核種の起源

- (i) N-13 溶存窒素による。先行炉の実績により出力1 MW tあたり、1  $\mu Ci/s$  で生成するとされている。したがって

生成量  $Q = 6.45 \times 10^2 \mu\text{Ci/s}$

30分減衰後

$$6.45 \times 10^2 \times e^{-\lambda t} = 6.45 \times 10^2 \times e^{-116 \times 10^{-3} \times 18 \times 10^3} = 78 \mu\text{Ci/s}$$

(ii) N-16, N-17, O-19 は(1)式により計算

(iii) Ar-37, Ar-41 (活性炭式希ガスホールドアップ装置)

水中に溶存する空気中のアルゴンが放射化される。先行炉の実績により14 ppbアルゴン含有として計算。

(iv) Ar-37, Ar-41 (炭酸ガス系)

炭酸ガス中に空気が1%混入, その1%がアルゴンとする。

(v) H-3 軽水中重水素の放射化および三重核分裂で生成し, 拡散により冷却水に入る。この蒸発により放出される。

※1  
前者により  $2.5 \times 10^{-2} \mu\text{Ci/g}$  (5年間連続使用として)

後者により  $1.5 \times 10^{-2} \mu\text{Ci/g}$  ( " )

5年後において  $17.5 \times 10^{-2} \mu\text{Ci/g}$

なお, 抽気系からの水の放出量:  $2 \times 10^{-3} \text{g/sec}$

タービンランド・シールよりの水の放出量:  $4.76 \text{g/sec}$

したがってタービンランドのみ:  $1 \mu\text{Ci/sec}$  となる。

※1 田島, 外: 原子力産業における環境問題, ソフトサイエンス社 (1972)

## 2.2 拡散混合希ガス放射能算出根拠

二酸化ウラン燃料ペレット中に発生した核分裂生成物ガスは, 拡散によりペレット外に放出される。

A. H. Booth<sup>1)</sup>によれば, この場合の“放出率/生成率” $f_i$  は高温の場合, 次式で示される。

$$f_i = 3 \left[ \sqrt{\frac{D_i'}{\lambda_i}} \coth \sqrt{\frac{\lambda_i}{D_i'}} - \frac{D_i'}{\lambda_i} \right] \dots\dots\dots (1)$$

ここで

$$f_i = \frac{\text{放出率 (原子数/sec)}}{\text{生成率 (原子数/sec)}}$$

$$D_i' = D_i / a$$

$D_i$  拡散距離 ( $\text{cm}^2/\text{sec}$ )

$a$  : 二酸化ウランの等価球半径 (cm)

$\lambda_i$  : 対象となる核種の壊変定数 ( $\text{sec}^{-1}$ )

(1)式を变形すると

$$f_i = 3 \sqrt{\frac{D_i'}{\lambda_i}} \left[ \coth \left( \sqrt{\frac{\lambda_i}{D_i'}} - \sqrt{\frac{D_i'}{\lambda_i}} \right) \right] \dots \dots \dots (2)$$

ここで第 9.5-1 図に示すように  $D_i' \sim 10^{-10} \text{ (sec}^{-1}\text{)}$

第 9.5-2 図に示すように  $\lambda_i \sim 10^{-3} \text{ (sec}^{-1}\text{)}$

なので上式の [ ] 内は 1 としてもよい。

したがって

$$f_i = 3 \sqrt{\frac{D_i'}{\lambda_i}}$$

図の結果から、 $3 \sqrt{D_i'} \equiv K''$  となるので  $f_i = K'' \cdot \frac{1}{\sqrt{\lambda_i}}$  と書くことができる。したがって、放出された希ガスの  $t \text{ sec}$  後の組成は

$$\begin{aligned} Q_x &= K \sum f_i \cdot y_i \cdot e^{-\lambda_i t} \\ &= K' \sum K'' \cdot \frac{1}{\sqrt{\lambda_i}} \cdot y \cdot e^{-\lambda_i t} \\ &= K \sum \frac{1}{\sqrt{\lambda_i}} y_i e^{-\lambda_i t} \end{aligned}$$

ここで

$$K = K' \cdot K''$$

$$K = F (N \cdot f \cdot a)$$

N : 核分裂を起す原子核の数

f : 中性子束密度

a : 核分裂の核反応断面積

第 9.5-1 表に  $t = 0 \text{ sec}$  および  $t = 1800 \text{ sec}$  (30分) 後の値を示す。

---

1) A. H. Booth, AECL-496. "A Method of Calculating Fission Gas Diffusion from UO<sub>2</sub> Fuel and its Application to the X-2 Loop test" (1957)

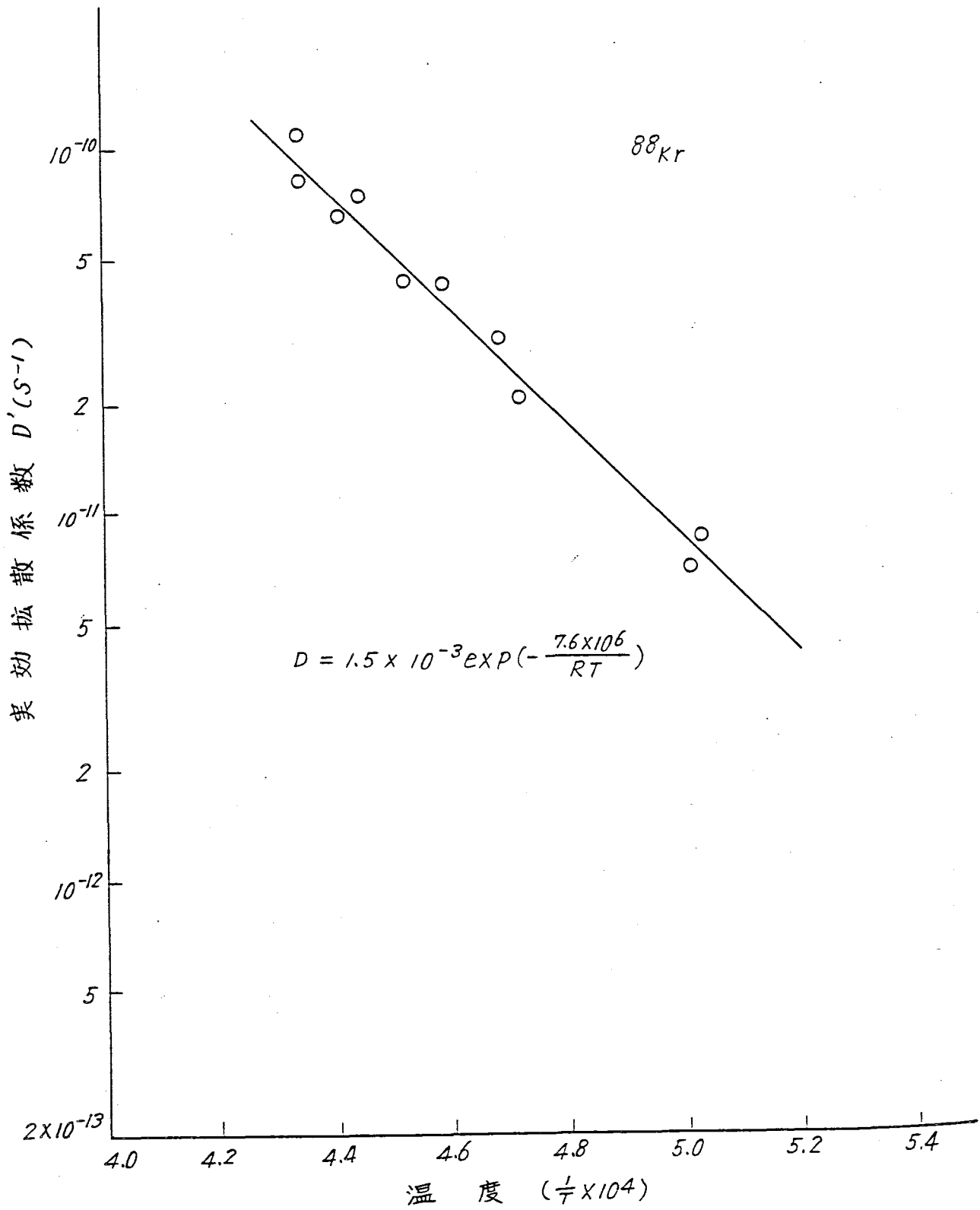
第9.5-1表 希ガスの放出率

| 核種           | 崩壊定数<br>$\lambda : (s^{-1})$ | 生成率、<br>$y_i (\%)$ | $t = 0$ のときの<br>希ガス放出率<br>(Ci/s) | $t = 30$ 分のとき<br>の希ガス放出率<br>(Ci/s) |
|--------------|------------------------------|--------------------|----------------------------------|------------------------------------|
| 94 Kr        | $4.95 \times 10^{-1}$        | 0. <sup>6</sup>    | 1.73                             | 0                                  |
| 93 Kr        | $3.46 \times 10^{-1}$        | 1. <sup>3</sup>    | 3.14                             | 0                                  |
| 92 Kr        | $2.31 \times 10^{-1}$        | 2. <sup>7</sup>    | 5.33                             | 0                                  |
| 91 Kr        | $7.08 \times 10^{-2}$        | 3. <sup>7</sup>    | 4.04                             | $1.82 \times 10^{-55}$             |
| 90 Kr        | $2.10 \times 10^{-2}$        | 5. <sup>2</sup>    | 3.09                             | $1.18 \times 10^{-16}$             |
| 89 Kr        | $3.63 \times 10^{-3}$        | 4. <sup>6</sup>    | 1.14                             | $1.66 \times 10^{-3}$              |
| 87 Kr        | $1.48 \times 10^{-4}$        | 2. <sup>7</sup>    | $1.35 \times 10^{-1}$            | $1.03 \times 10^{-1}$              |
| 83 Kr        | $1.01 \times 10^{-4}$        | 0.4 <sup>8</sup>   | $1.98 \times 10^{-2}$            | $1.65 \times 10^{-2}$              |
| 88 Kr        | $6.95 \times 10^{-5}$        | 3. <sup>7</sup>    | $1.27 \times 10^{-1}$            | $1.12 \times 10^{-1}$              |
| 85 Kr        | $4.41 \times 10^{-5}$        | 1. <sup>5</sup>    | $4.09 \times 10^{-2}$            | $3.78 \times 10^{-2}$              |
| 85 m Kr      | $2.14 \times 10^{-9}$        | 0. <sup>3</sup>    | $5.69 \times 10^{-5}$            | $5.69 \times 10^{-5}$              |
| 143 Xe       | $6.93 \times 10^{-1}$        | 0. <sup>2</sup>    | $6.83 \times 10^{-1}$            | 0                                  |
| 141 Xe       | $4.08 \times 10^{-1}$        | 1. <sup>8</sup>    | 4.72                             | 0                                  |
| 140 Xe       | $4.33 \times 10^{-2}$        | 3. <sup>7</sup>    | 3.16                             | $4.47 \times 10^{-34}$             |
| 139 Xe       | $1.69 \times 10^{-2}$        | 4. <sup>7</sup>    | 2.51                             | $1.54 \times 10^{-13}$             |
| 137 Xe       | $2.96 \times 10^{-3}$        | 5. <sup>9</sup>    | 1.32                             | $6.41 \times 10^{-3}$              |
| 135 m Xe     | $7.40 \times 10^{-4}$        | 1. <sup>8</sup>    | $2.01 \times 10^{-1}$            | $5.31 \times 10^{-2}$              |
| 138 Xe       | $6.79 \times 10^{-4}$        | 5. <sup>5</sup>    | $5.88 \times 10^{-1}$            | $1.73 \times 10^{-1}$              |
| 135 Xe       | $2.11 \times 10^{-5}$        | 6. <sup>2</sup>    | $1.17 \times 10^{-1}$            | $1.13 \times 10^{-1}$              |
| 133 m Xe     | $3.49 \times 10^{-6}$        | 0.1 <sup>6</sup>   | $1.23 \times 10^{-3}$            | $1.22 \times 10^{-3}$              |
| 133 Xe       | $1.52 \times 10^{-6}$        | 6. <sup>5</sup>    | $3.29 \times 10^{-2}$            | $3.28 \times 10^{-2}$              |
| 131 m Xe     | $6.68 \times 10^{-7}$        | 0.0 <sup>3</sup>   | $1.01 \times 10^{-4}$            | $1.01 \times 10^{-4}$              |
| total (Ci/s) |                              |                    | $3.21 \times 10^1$               | $6.51 \times 10^{-1}$              |

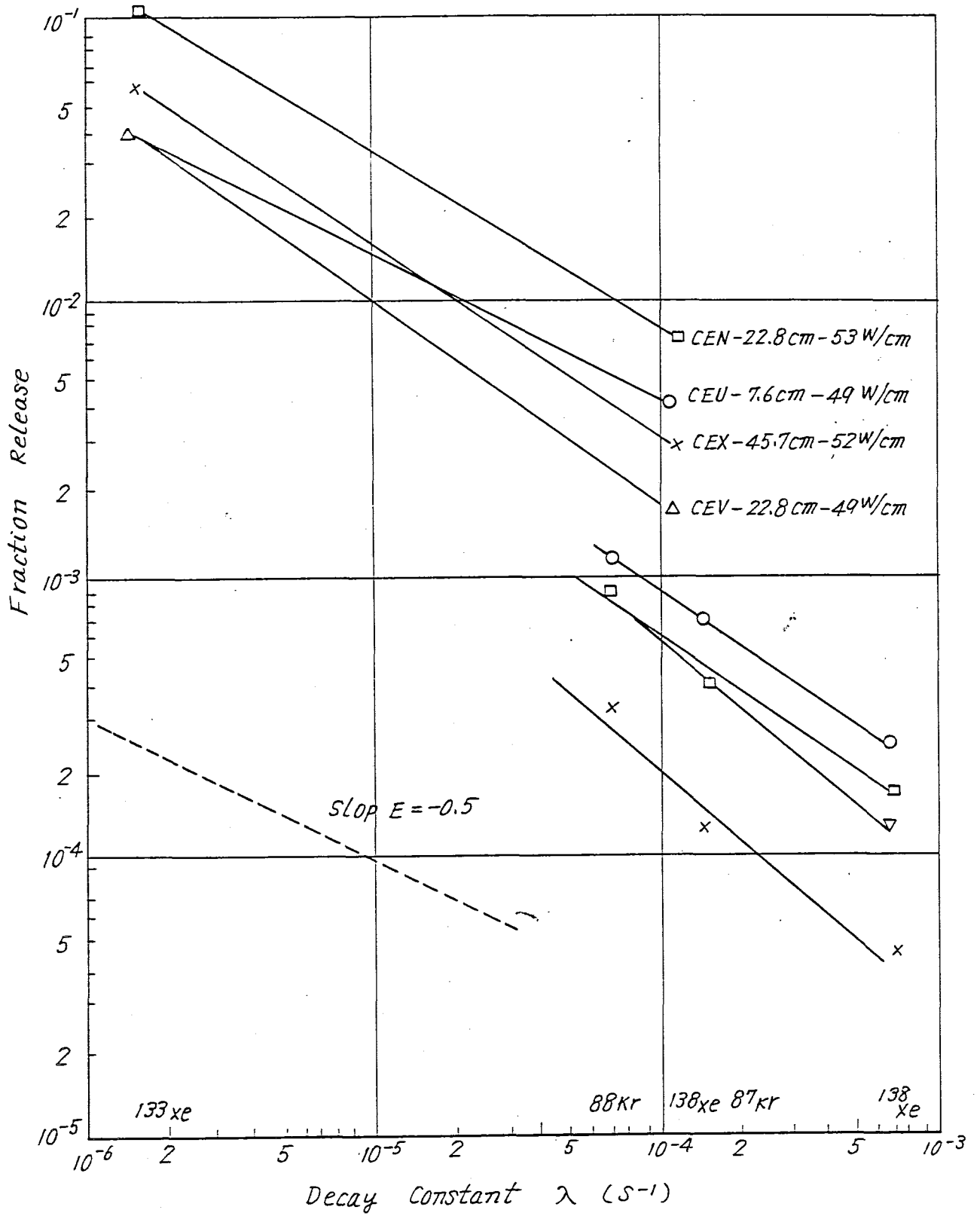
※  $y_i$  は ORNL 2127: J. O. Blomeke "U<sup>235</sup> Fission Product Production (1957)" を参照.



第9.5-1図  $^{88}\text{Kr}$  の実効拡散係数の温度変化



第9.5-2 図 Decay Const  $\lambda$  と Fraction Release の関係



5.4

### 5.3 拡散混合希ガスの組成および実効エネルギーの時間的変化について

#### 5.3.1 はしがき

照射されたウラン燃料から放出される希ガスには20以上の放射性核種が含まれており、半減期およびエネルギーがそれぞれ異なるので、時間の経過と共に希ガスの核種組成が変化し、したがって実効エネルギーも変化する。以下にその計算方法についてのべる。

#### 5.3.2 計算方法

混合希ガスの放射能は各成分希ガスの和であるので放出後 t 秒後の放射能は、

$$A(t) = \sum_{i=1}^m i a_0 \exp\left(\frac{-0.693t}{iT_{\frac{1}{2}}}\right) \quad \dots\dots\dots (1)$$

ここで

A(t) : t 秒後の放射能 (キュリー)

t : 経過時間 (秒)

i a<sub>0</sub> : 核種 i の t = 0 における放射能 (キュリー)

m : 核種の総数

i T<sub>1/2</sub> : 核種 i の半減期 (秒)

また実効エネルギーは

$$\bar{E}_r(t) = \frac{\sum_{i=1}^m i a_0 \cdot i \bar{E}_r \cdot \exp\left(\frac{-0.693t}{iT_{\frac{1}{2}}}\right)}{A(t)} \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$\bar{E}_\beta(t) = \frac{\sum_{i=1}^m i a_0 \cdot i \bar{E}_\beta \cdot \exp\left(\frac{-0.693t}{iT_{\frac{1}{2}}}\right)}{A(t)} \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここで  $\bar{E}_r(t)$  : 時刻 t における混合希ガスの r 線実効エネルギー (Me V)

$\bar{E}_\beta(t)$  : " " " " β線実効エネルギー (Me V)

i  $\bar{E}_r$ , i  $\bar{E}_\beta$  : 各核種毎の r, および β の実効エネルギー (Me V)

$$i \bar{E}_r = \frac{\sum_{k=1}^n F_k \cdot E_{kr}}{\sum_{k=1}^n F_k} \quad \dots\dots\dots (4)$$

E<sub>kr</sub> : ある核種の k 番目の r 線エネルギー (Me V)

F<sub>k</sub> : エネルギー E<sub>kr</sub> の r 線の存在比

$$i \bar{E}_\beta = \frac{\sum_{k=1}^n F_k \cdot E_{k\beta}}{\sum_{k=1}^n F_k} \quad \dots\dots\dots (5)$$

E<sub>lβ</sub> : ある核種の l 番目の β 線エネルギー (Me V)

F<sub>l</sub> : エネルギー E<sub>lβ</sub> の β 線の存在比

### 5.3.3 入力データ

核種毎の実効エネルギーおよび半減期の値は原子炉安全審査部会資料の値を用いた。

### 5.3.4 活性炭式希ガスホールドアップ装置を通過した希ガスの場合

希ガスホールドアップ装置を通過した希ガスは吸着現象のため排気筒出口に達する時間がクリプトンとキセノンで異なる。

したがって、この場合の放射能減衰および実効エネルギーの変化は下記のようにクリプトンおよびキセノンのそれぞれについて評価して和を求める。

以下に計算式を示す。

$$A(t_1, t_2) = \sum_{i=1}^n i a_0 \exp\left(\frac{-0.693 t_1}{i T_{1/2}}\right) + \sum_{j=1}^{n'} j a_0 \exp\left(\frac{-0.693 t_2}{j T_{1/2}}\right) \dots (6)$$

$$Er(t_1, t_2) = \frac{1}{A(t_1, t_2)} \left\{ \left[ \sum_{i=1}^n i a_0 \cdot \bar{E}_r \exp\left(\frac{-0.693 t_1}{i T_{1/2}}\right) \right] \left[ \sum_{i=1}^n i a_0 \exp\left(\frac{-0.693 t_1}{i T_{1/2}}\right) \right] \right. \\ \left. + \left[ \sum_{j=1}^{n'} j a_0 \bar{E}_j \exp\left(\frac{-0.693 t_2}{j T_{1/2}}\right) \right] \left[ \sum_{j=1}^{n'} j a_0 \exp\left(\frac{-0.693 t_2}{j T_{1/2}}\right) \right] \right\} \dots (7)$$

ここで  $A(t_1, t_2)$  : クリプトンが排気筒に達するのに要する時間,  $t_1$  (秒)

キセノンが " " " "  $t_2$  (秒)

のときの希ガスの全放射能 (Ci)

$i$  : クリプトンの核種

$j$  : キセノンの "

$Er(t_1, t_2)$  :  $A(t_1, t_2)$  に相当する実効エネルギー (Me V)

なお,  $\beta$ 線については

$$\begin{aligned} i \bar{E}_r &\rightarrow i \bar{E}_\beta \\ j \bar{E}_r &\rightarrow j \bar{E}_\beta \end{aligned} \text{とおきかえればよい。}$$

## 5.4 ATR原子炉の放出ガス量の妥当性について

ATR原型炉の希ガス放出率として100 mCi/sec (30分減衰)としているが他プラントとの比較を下表に示す。

第9.5-2表 ATRと軽水炉の希ガス放出量の比較

|  | 軽水炉 |           | ATR |
|--|-----|-----------|-----|
|  | USA | 国内        |     |
| 炉水放射能濃度 ( $\mu\text{Ci}/\text{cc}$ )   | 2   | 35~45     | 8.3 |
| 放出ガス (mCi/sec)<br>(30分間減衰)             | 100 | 650~1,000 | 100 |
| 運転保守上の制限値 ( $\mu\text{Ci}/\text{cc}$ ) | 2~4 |           | ※ 4 |

※ 機器の運転保守を容易にするため

他プラントの実績

炉水放射能濃度 0.1~1  $\mu\text{Ci}/\text{cc}$   
放出ガス 50~100 mCi/sec

Consumers Power  
Common Wealth  
Pacific Gas & Electric

以上の他プラントの設計及び実績からATRの放出ガス率100 mCi/secは十分余裕のある設計と考えられる。

第 9.5 - 3 表 BWR 炉における運転実績

(燃料性能について)

WASH-1258

{ その他

|                 | MW ( th ) | 1 9 7 1        |                 | 1 9 7 2        |                 |
|-----------------|-----------|----------------|-----------------|----------------|-----------------|
|                 |           | I T P *<br>MWD | **<br>mCi / sec | I T P *<br>MWD | **<br>mCi / sec |
| Oyster Creek    | 1,930     | 486,000        | 40              | 542,000        | 68              |
| Dresden 1       | 700       | 99,200         | 49              | 157,000        | 23              |
| Nine Mile Point | 1,850     | 381,000        | 13              | 417,000        | 27              |
| Humboldt Bay    | 240       | 47,500         | 20              | 52,100         | 18              |
| Millstone 1     | 2,011     | 475,000        | 18              | 30,000         | 71              |
| Dresden 2,3     | 5,052     | —              | —               | 731,000        | 34              |
| Monticello      | 1,670     | —              | —               | 204,000        | 37              |
| Big Rock Point  | 240       | 50,300         | 15              | —              | —               |
| Tsuruga         | 1,064     | —              |                 |                |                 |
| Fukushima       | 1,380     |                |                 |                |                 |

\* I T P = Integrated thermal power

\*\* 30分減衰後の放出率

第9.5-4表 建設中BWR炉における期待値

{ WASH-1258  
 Nucl Engineering International  
 1973-Index  
 }  
 その他

|                      | MW (th)   | mCi/sec |
|----------------------|-----------|---------|
| Hatch Unit           | 2537      | 100     |
| Brunswick Unit 1.2   | 2436/unit | 25      |
| Duane Arrold         | 1658      | 25      |
| Limerick Unit 1.2    | 3293      | 25      |
| Newbold Island       | 3293      | 100     |
| Bailly Station       | 1931      | 100     |
| La Salle Unit 1.2    | 3293      | 100     |
| Susquehanna Unit 1.2 | 3293      | 100     |
| Hanford Unit 2       | 3323      | 25      |
| Mendocino Unit 1.2   | 3323      | 25      |
| Nine Mile 2          | 3323      | 50      |

5.5

5.5

## 5.5 平常時の希ガスの放出について

A T R原型炉の希ガスの放出については従来、 $650\text{mCi/sec}$  (30分減衰)としていたがその後技術的検討を行なった結果、これを $100\text{mCi/sec}$  (30分減衰)と改める。この値は、軽水炉の値に比べて低いが、以下のようなA T R原型炉の特長によるものであつて、A T R原型炉を安全かつ安定に運転出来るものとする。

### 5.5.1 破損燃料検出系統

A T R原型炉は圧力管型であつて、全224体の燃料集合体がそれぞれ独立に224本の圧力管内に収納されている。各圧力管冷却チャンネルの上部上昇管には、そのチャンネル冷却材中の放射能濃度を測定することが出来るように、個々にサンプリング管が出ている。

このサンプリング管に導かれた高温高圧の原子炉水は、補機冷却系統より導かれた冷水によつて冷却されるサンプルクーラーに入る。サンプルクーラーの下方に止め弁とクイック継手接続部が設けてあり、ここに可搬式のクイック継手つき小型ポンペを接続してサンプル水を採取する。

破損燃料チャンネルの検出は、1ドラムループ、112チャンネルをまず4つのグループに分け、各グループをそれぞれのヘッドでひとまとめにしたサンプリング分析をすることによつて、破損燃料チャンネルの含まれるグループをわずか4本のサンプリングポンペ取水で検出することが出来る。2つのドラムループは全く独立していて、それぞれのループの炉水分析は、運転中になされているので、放射能濃度の高い方のループは最初からわかっている。このようにして28チャンネルの範囲にしぼられ、その後の手順でもヘッドに至る全てのサンプリング管についている止め弁を適当本数だけまとめて開いて取水すれば、極めて容易に破損燃料チャンネルをつきとめることが出来る。

これは、B W Rにおいて、炉水および蒸気中の放射能の減衰をまつてから、ドライウエルヘッドと圧力容器ヘッドを取りはずし、多少炉水位を低下させて各チャンネルの独立性を確保して行なり炉内シツパー法と炉外に取り出して行なり炉外検査法の組合せて個々に測定分析していくのに比べ、その所要時間、被ばく管理、所要作業内容において根本的な相違をもたらし、圧力管型の特殊な利点となつている。各燃料チャンネルがチャンネルボックスに入っていないP W Rの場合には、個々の燃料集合体を取り出し、検出器に入れて検査する炉外検査法となる。

このように圧力管型原子炉の破損燃料チャンネルの選別は極めて容易かつ敏速で、原子炉停止後十数時間以内には、破損燃料チャンネルが確認される。軽水炉の場合、全燃料集合体の検査選別を完了するために、20日～30日程度を要するのが普通であると云われている。



## 5.5.2 燃料交換機

A T R 原型炉は各圧力管を閉じたまま、つまり1次冷却材を全く露出することなく、しかも燃料体中の余熱の低下をもつことなく、原子炉停止後、破損燃料チャンネルが選別されたならば、ただちに、その燃料体を取り出し、新燃料を装荷できる。燃料体1体についての取換え作業は約数時間である。この高度に自動化され、しかも遠隔操作の出来る燃料交換機の存在は、軽水炉における燃料取替作業員の被ばく管理の問題もなく、A T R 原型炉圧力管型の特長である。たとえば、B W R のドライウエルヘッドを取りはずし、圧力容器ヘッドを取りはずし、さらに取替後それらを再び取りつけ、そのような作業を行なつたために圧力、漏洩試験を実施せねばならない場合とは本質的な相違がある。したがって破損燃料の選別、取替に要する全期間は、軽水炉では少なくとも1ヶ月程度、A T R 原型炉では約1日で、大きな相違がある。したがって100mCi/secに制限しても、プラントを長期間停止せずに、容易に燃料をとりかえ再起動することが出来る。

## 5.5.3 停止・起動時の放射能放出防止対策

A T R 原型炉では、次のようにして停止操作時、および起動操作時の真空ポンプ排気による放射能放出とグランドシール排気中の放射能をなくしている。

### (1) 真空ポンプフィードバック

停止操作時に要する真空ポンプ排気量は極めて小さいので、真空ポンプ吐出側配管に分岐管を設け、希ガスホールドアップ装置に接続するとともに、真空ポンプ吐出側から再び復水器へ排気をもどす配管を設けた。これによつて、停止操作時およびその後も真空ポンプ運転によつてその排気が直接大気中へ放出されることは全く無い。

なお、停止後も引続いて、真空ポンプの運転を継続しておくことによつて復水器中の放射性気体を希ガスホールドアップ装置を通して完全に排気して、起動時の放射能放出を無くする。

### (2) 起動・停止時のタービングランドシール

補助ボイラによる清浄蒸気を用いて、起動・停止時（復水器真空上昇及び真空保持時）のタービングランドシールを行なう。これによつて、特に放射能含有率の高くなる起動・停止時の原子炉蒸気はタービングランドシールに使用しない。

## 5.5.4 供用期間中検査・保守のための配慮

A T R 原型炉は圧力管型であるため、原子炉冷却系統を主体とする格納容器内機器が非常に多い。たとえば、圧力管とその上下端構造部、圧力管シールプラグ、224本の入口管および上昇管、蒸気ドラムおよび下部ヘッダならびに各弁類等について、長期間運転後の点検・試験・保守等の作業を容易に行なえるように、出来る限りの配慮をしている。このために最も重要なことは、その放射能汚染を低く抑え接近者の被ばくを高くしないことで、その基本的手段はやはりその汚染源である運転中の炉水放射能濃度を低く抑制することである。この観点からA T R 原型炉では炉水中の放射能濃度を出来る限り低く抑制した

い。これは当然破損燃料をなるべく早期に取りかえ、多数の燃料棒が破損したまま長期間の運転を継続することを避けることで、前記のように破損燃料チャンネルの検出と取替が極めて容易に行なえる設備を有しているのと一体となつた考え方である。

このように、ATR原型炉は、軽水炉に比べて、炉水中放射能濃度が低く、ひいては放射能放出率も低いことが、特長のひとつである。

く、し  
選別さ  
につい  
る燃料  
R原型  
圧力容  
なつた  
つて破  
原型炉  
ラント

排気に

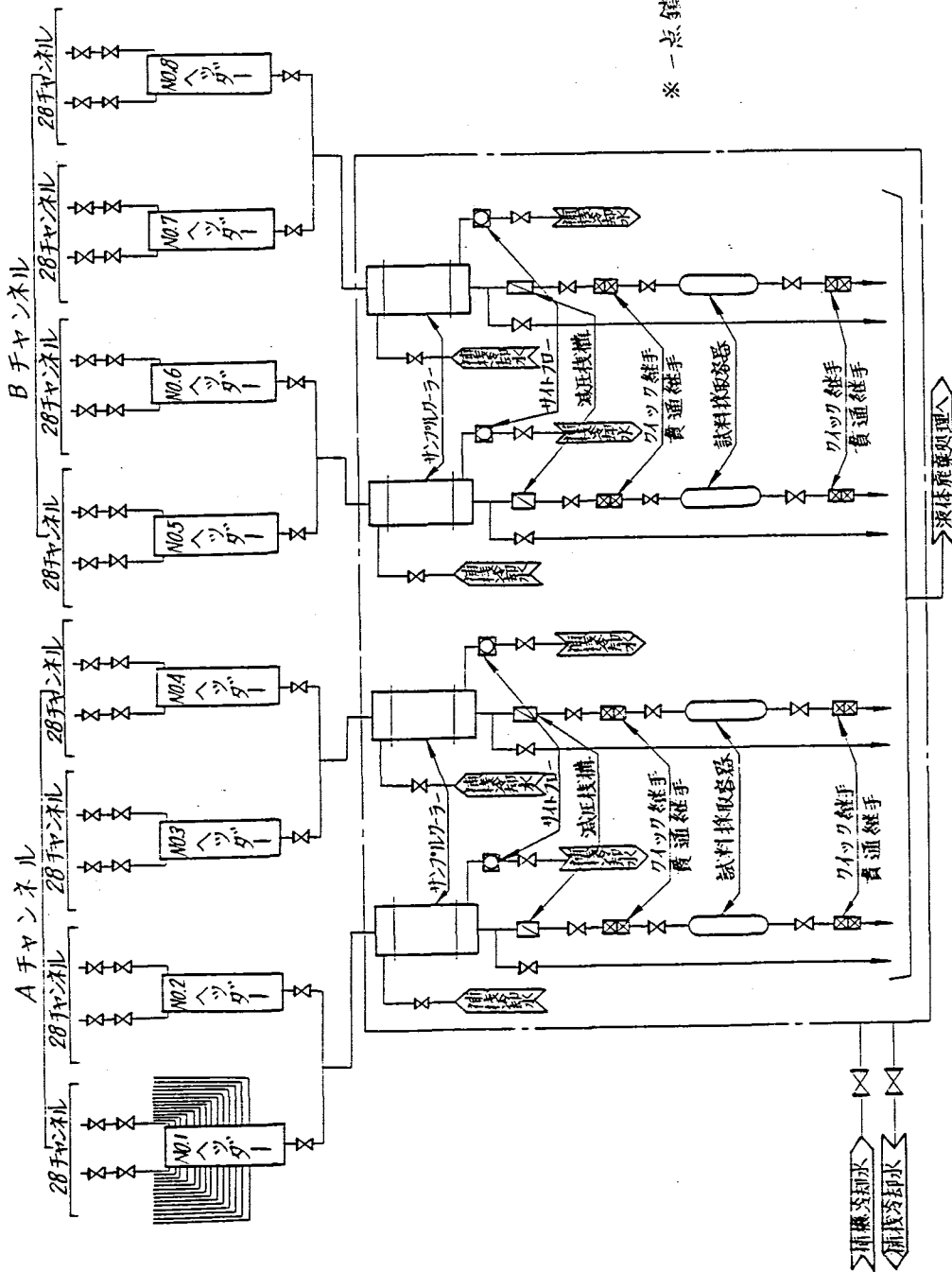
配管に  
側から  
後も真

器中の  
能放出

保持時)  
る起動・

器が非  
の入口  
運転後  
る。こ  
いこと  
するこ  
抑制した





※一点鐘線内：サンプルフード部

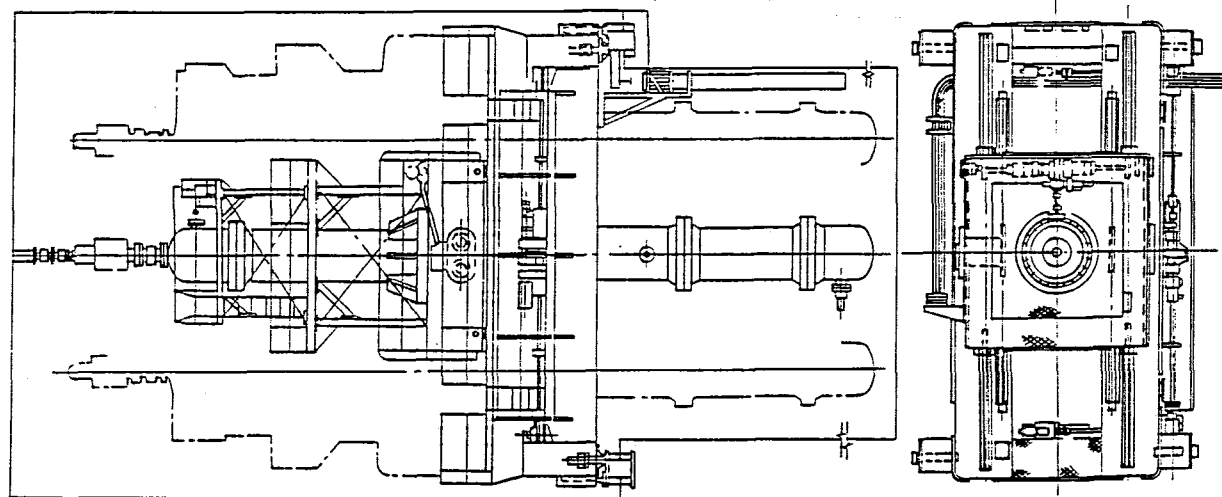
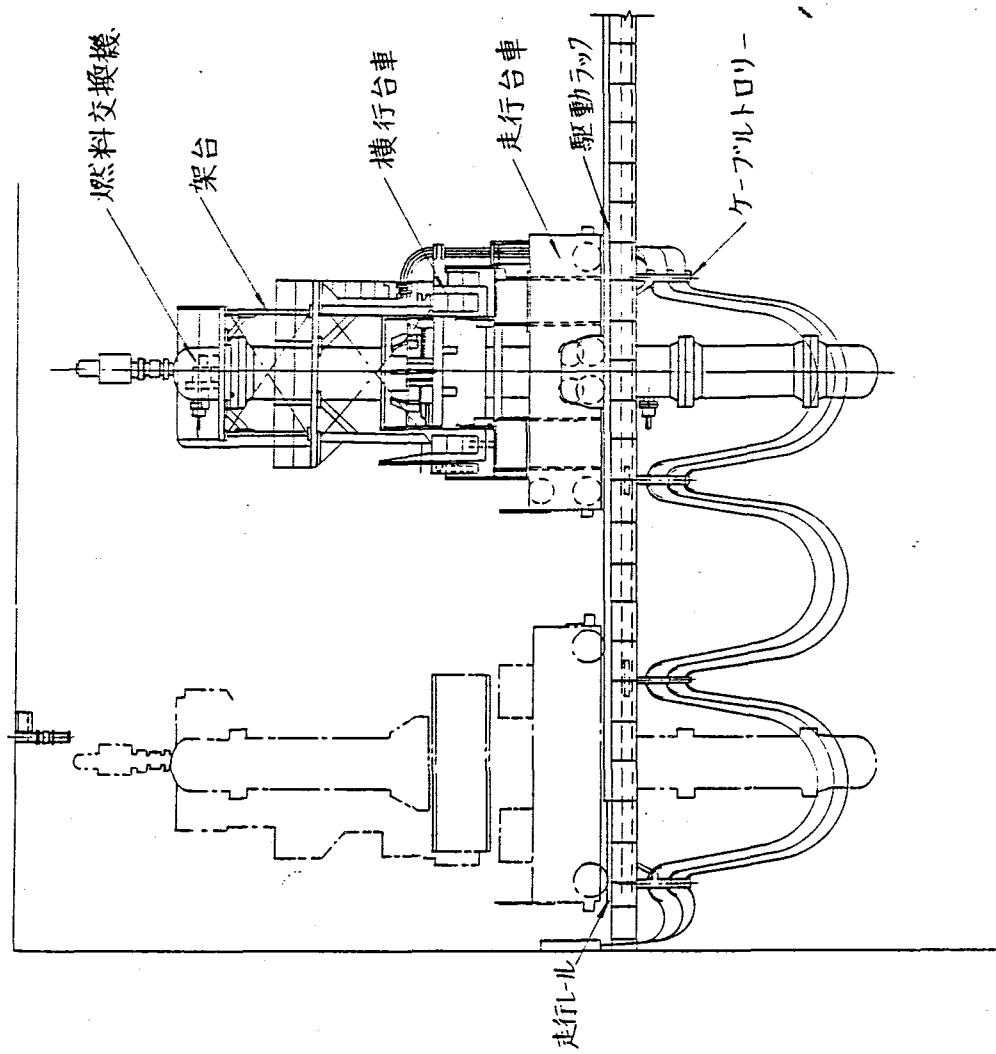
第 9.5-4 図 破損燃料検出系統図

#### 5.5.5 燃料取扱手順

原型炉における燃料取扱設備の位置及び燃料取扱手順の概要を第9.5-5図に示す。

- (1) 燃料はトラックで新燃料搬入室に運び込まれ、新燃料取扱クレーンにより新燃料検査室に移される。検査を終った燃料は新燃料貯蔵室に降ろされ貯蔵される。
- (2) 燃料交換時は、まず燃料交換装置が「位置A」にいき、圧力管と結合し、使用済燃料一遮蔽プラグを取り出す。燃料交換装置をトランスファポート下の「位置C」に移動する。燃料出入機を「位置D」に移動させ、使用済燃料一遮蔽プラグをトランスファポート内に引き上げる。ここで燃料と遮蔽プラグを切り離し、使用済燃料を燃料出入機により水中を移動して「位置E」にあるトランスファ容器に收容する。
- (3) トランスファ容器の収納管を回転し、トランスファ容器内に納め、トランスファシュートを通して燃料貯蔵建屋内の受渡しプールに降す。「位置G」で収納管を立てる。
- (4) 燃料移送機を「位置H」に移動させ、収納管から使用済燃料を吊り上げる。燃料移送機を使用済燃料貯蔵プールの「位置I」に移動し、貯蔵ラック内に燃料を收容する。
- (5) 新燃料を新燃料貯蔵室より取り出し、使用前検査を行ない燃料運搬車により、受渡しプールの燃料昇降装置に降ろす。燃料移送機で燃料を「位置H」まで運びトランスファ容器に納め、トランスファシュートを通して燃料交換プールの「位置E」へ移送する。
- (6) 燃料出入機により燃料を「位置E」から「位置D」に移し、トランスファポートの「位置C」で新燃料と遮蔽プラグを結合し、燃料交換装置に收容する。燃料交換装置を「位置A」に移動し、圧力管と結合後、新燃料一遮蔽プラグを挿入して再び「位置C」に戻る。
- (7) 燃料交換により、排出された使用済燃料は貯蔵ラックで約3カ月間冷却された後、燃料移送機により使用済燃料排出室の使用済燃料輸送キャスクに入れる。キャスクは、キャスク取扱いクレーンでキャスク洗浄室に移され、洗浄される。表面汚染等のモニタをした後、燃料貯蔵建屋から搬出する。





第9.5-6図 燃料交換装置

第9.5-5表 タービン排ガス系運転手順

I 起動手順

| No | 原子炉系                                       | タービン系   | 起動用真空ポンプ系   | 空気抽出器系                | 備考   |
|----|--|---|-------------|-----------------------|--|
| 1  | 0 原子炉臨界                                    | (補助ボイラー起動)                                    |             | 0 希ガスホルドアップ系のウオーミング開始 |  |
| 2  | 0 原子炉出力上昇<br>原子炉圧力<br>0 Kg/cm <sup>2</sup> | ※ 0 補助ボイラーによるターボシールド開始<br>0 復水器真空上昇<br>0 mmHg | ※ 0 真空ポンプ起動 | 0 希ガス系起動              | 0 復水器へ接続される蒸気系を隔離<br>0 排ガスは減衰管ラインにてスタックより大気放出          |
|    | 1.0 Kg/cm <sup>2</sup>                     | 500 ~ 600 mmHg                                | 0 真空ポンプ系弁切替 | 0 空気抽出器ウオーミング開始       | 0 減衰管ラインより希ガス系へ切替                                      |
|    | 1.5 ~ 2.0 Kg/cm <sup>2</sup>               | 0 補助ボイラーより主蒸気系へ切替<br>720 mmHg                 | 0 真空ポンプ停止   | 0 空気抽出器起動             | 0 主蒸気ウオーミング開始  |
|    | 6.8 Kg/cm <sup>2</sup>                     | 0 タービン起動                                      |             |                       | 0 真空ポンプより空気抽出器系へ切替<br>注) ※真空ポンプの起動時期はプラント運転状況により変更もある。 |

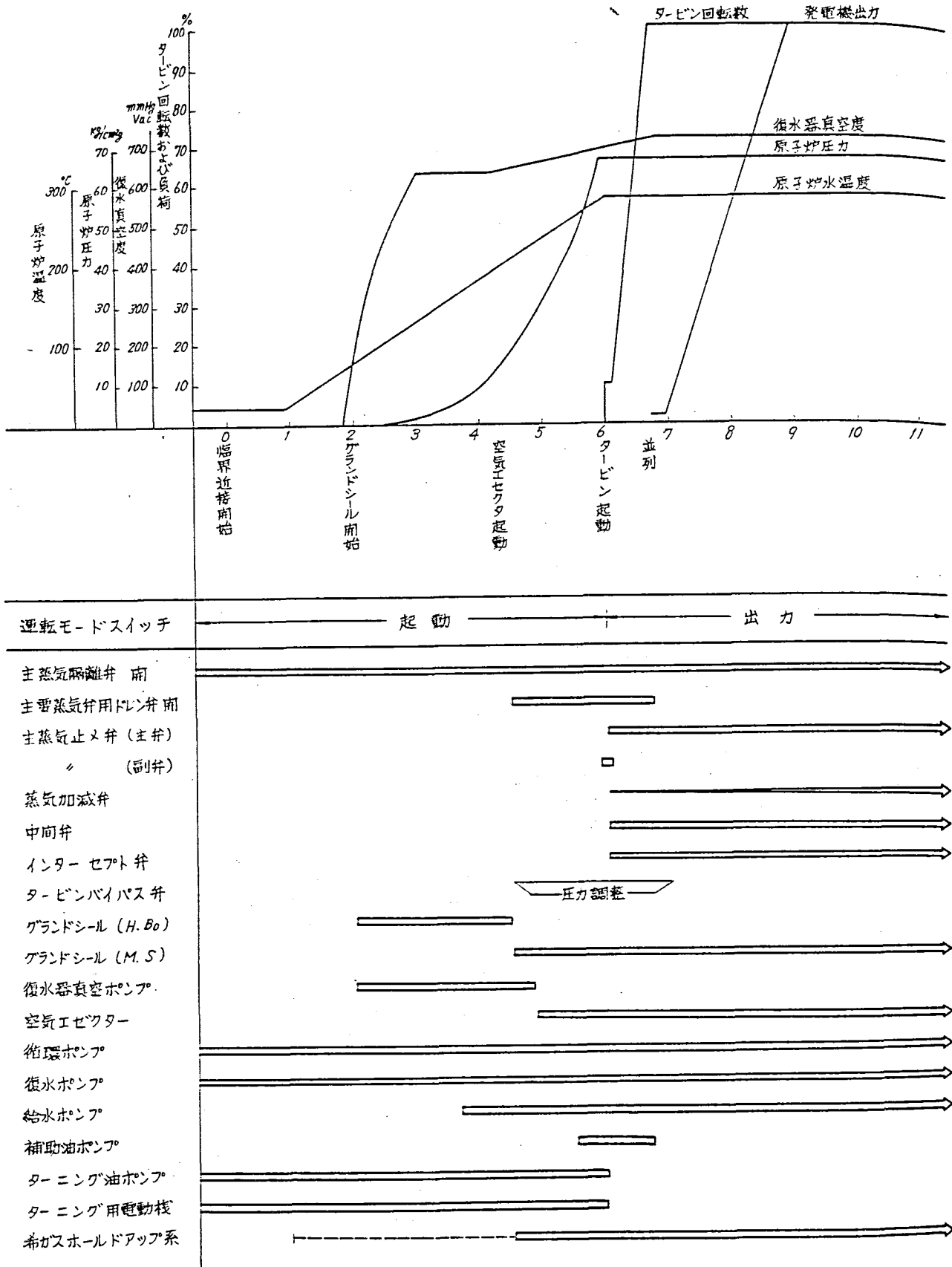


II 停止手順

| № | 原子炉系  | タービン系  | 起動用真空ポンプ系                          | 空気抽出器系                             | 備考  |
|---|---|--|------------------------------------|------------------------------------|---|
| 1 | <p>○ 原子炉出力降下<br/>原子炉圧力</p> <p>6.8 Kg/cm<sup>2</sup></p> <p>1.5 ~ 2.0 Kg/cm<sup>2</sup></p> <p>0 Kg/cm<sup>2</sup></p> | <p>○ タービン停止</p> <p>○ 復水器真空度<br/>720 mmHg</p> <p>○ グランドシール蒸気を主蒸気系より補助ボイラー系へ切替</p> <p>500 ~ 600 mmHg</p> <p>※: グランドシール停止</p> | <p>○ 真空ポンプ起動</p> <p>※: 真空ポンプ停止</p> | <p>○ 空気抽出器運転中</p> <p>○ 空気抽出器停止</p> | <p>○ 希ガス系運転中</p> <p>○ 真空ポンプ排気は希ガス系へ接続</p> <p>※: 希ガス系停止</p> <p>注) ※真空ポンプの停止時期はプラントの運転状況により変更もある。</p> |



第9.5-8図 タービン発電機 起動時



## 5.6 平常時の希ガスの放出について補足説明

A T R原型炉は通常のB W Rと異なり、圧力管型であつて、全224体の燃料集合体がそれぞれ独立に224本の圧力管内に収納されている。

各チャンネルには個々にサンプリング配管があり、破損燃料チャンネルの検出が容易にできる上に、検出された破損燃料は燃料交換機により容易に交換できる。

また、真空ポンプ系回路の改良により起動停止時の放射能放出もほとんど無視できる程度となつた。

これらの設備により、たとえ運転中に燃料破損が起つても、B W Rと異なり容易に燃料交換を行ない、放出放射能を100mCi/secの低い水準に保つことができる。(105-18訂1, 追1)

また、米国における実績によつても第9.5-6表に示すように600MWe級B W Rにおいて最高70mCi/sec, したがつて175MWeのA T RはB W R並とすれば30mCi/sec以下に相当する。

他方年間における破損燃料本数については、A T Rの燃料がB W Rの燃料棒と相違点もあるので、従来のB W Rの実績の約2倍強として約50本と見なしている。

なお、燃料棒破損の簡単なモデルを仮定し、50本破損時の放出放射能を試算した結果約80~100mCi/secとなつた。

第9.5-6表 BWR炉における運転実績  
(燃料性能について)

WASH-1258  
その他

|                 | MW(th) | 1971        |               | 1972        |               |
|-----------------|--------|-------------|---------------|-------------|---------------|
|                 |        | ITP*<br>MWD | **<br>mCi/sec | ITP*<br>MWD | **<br>mCi/sec |
| Oyster Creek    | 1,930  | 486,000     | 40            | 542,000     | 68            |
| Dresden 1       | 700    | 99,200      | 49            | 157,000     | 23            |
| Nine Mile Point | 1,850  | 381,000     | 13            | 417,000     | 27            |
| Humboldt Bay    | 240    | 47,500      | 20            | 52,100      | 18            |
| Millstone 1     | 2,011  | 475,000     | 18            | 30,000      | 71            |
| Dresden 2,3     | 5,052  | -           | -             | 731,000     | 34            |
| Monticells      | 1,670  | -           | -             | 204,000     | 37            |
| Big Rock Point  | 240    | 50,300      | 15            | -           | -             |
| Tsuruga         | 1,064  | -           |               |             |               |
| Fuhushima       | 1,380  |             |               |             |               |

\* ITP = Integrated thermal power

\*\* 30分減衰後の放出率

## 5.7 希ガスホールドアップ装置からの放射能

原子炉起動停止時には真空ポンプが2時間にわたり  $40 \text{ Nm}^3/\text{h}$  の希ガスを希ガスホールドアップ装置へ流す。通常は  $16 \text{ Nm}^3/\text{h}$  であるから、余分のガスが流れることにより希ガスホールドアップ時間は幾分短くなる。(通常は, Xe 27日, Kr 40時間)。そのため余分の放射能が放出されることになる。以下, 余分に放出される放射エネルギーを評価する。

### ① Kr の場合

Kr は平常時においては40時間保持される。起動停止時には  $40 \text{ Nm}^3/\text{h}$  のガスが2時間流れる ( $40 \text{ Nm}^3/\text{h} \times 2 \text{ 時間} = 80 \text{ m}^3$ ) ので, 平常時の5時間分 ( $16 \text{ Nm}^3/\text{h} \times 5 \text{ 時間} = 80 \text{ m}^3$ ) が2時間で流れることになり, ホールドアップ時間が減少する。

第9.5-9図の放射能減少の図にもとずいて放出放射エネルギーを計算する。40時間のホールドアップ時間を4つの部分に分ける。I は38時間から40時間, II は35時間から38時間, III は5時間から35時間, IV は0時間から5時間とする。

#### II からの放出放射エネルギー

I は平常時2時間で放出される部分であるが起動停止時にはIIの部分まで放出される。したがって余分に放出される量はIとIIの部分からIの部分を引いたものである。

平常時  $100 \text{ mCi/s}$  で運転中のKrのCi・MeVは

$$35 \text{ 時間} \quad 9.13 \times 10^6 \text{ Ci} \cdot \text{MeV}$$

$$37.5 \text{ 時間} \quad 5.4 \times 10^6 \text{ Ci} \cdot \text{MeV}$$

$$40 \text{ 時間} \quad 3.27 \times 10^6 \text{ Ci} \cdot \text{MeV}$$

IIの部分の放出率は37.5時間で代表させると余分の放出量は

$$(5.40 \times 10^6 \times 5 - 3.27 \times 10^6 \times 2) \times 3.600 = 0.074 \text{ Ci} \cdot \text{MeV}$$

となる。

#### III からの放出放射エネルギー

IIIの部分は30時間にわたって希ガスホールドアップ装置から放出される。よって余分の放出量は

$$(9.13 \times 10^6 - 3.27 \times 10^6) \times 30 \times 3.600 = 0.63 \text{ Ci} \cdot \text{MeV}$$

#### IV からの放出放射エネルギー

起動停止時に流入する放射エネルギーは  $135 \text{ Ci} \cdot \text{MeV}$  となる。このうちKrのしめる割合は

$\frac{\text{Kr}}{\text{Xe} + \text{Kr}} = 0.788$  であることよりKrの量は  $10.6 \text{ Ci} \cdot \text{MeV}$  となる。IVの部分は37時間の減衰をうける。37時間後には  $1.76 \times 10^6 \text{ Ci} \cdot \text{MeV}$  となる。

以上よりII・III・IVの部分から余分に放出される放射エネルギーは  $0.72 \text{ Ci} \cdot \text{MeV}$  である。

### ② Xe の場合

Krの場合と同様な考えにより, 第9.5-9図に示すようホールドアップ時間を4つの部分に分ける。I は27日マイナス2時間から27日IIは27日マイナス5時間から27

日マイナス2時間，Ⅲは5時間から27日マイナス5時間Ⅳは0時間から5時間とする。

Ⅱからの放出放射能

平常時は100mCi/sで運転中のXeのCi・MeVは

$$27日-5時間 \quad 6.59 \times 10^6 \text{ Ci} \cdot \text{MeV}$$

$$27日 \quad 6.28 \times 10^6 \text{ Ci} \cdot \text{MeV}$$

Ⅱの部分の放出率は27日-5時間で代表させると余分の放出量は

$$(6.59 \times 10^6 \times 5 - 6.28 \times 10^6 \times 2) \times 3.600 = 3.35 \times 10^8 \text{ Ci} \cdot \text{MeV}$$

となる。

Ⅲからの放出放射能

Ⅲの部分は(27日-5時間)にわたって希ガスホールドアップ装置から放出される。

よつて余分の放出量は

$$(6.59 \times 10^6 - 6.28 \times 10^6) \times (27 - \frac{5}{24}) \times 24 \times 3.600 = 0.72 \text{ Ci} \cdot \text{MeV}$$

Ⅳからの放出放射能

流入する希ガス中にXeのしめる割合は0.212であるのでXeの量は29 Ci・MeV

である。Ⅳの部分は(27日-3時間)の減衰をうけ、 $1.48 \times 10^7$  Ci・MeVとなる。

以上よりⅡ・Ⅲ・Ⅳの部分から余分に放出される放射エネルギーは0.87 Ci・MeVとなる。

よつて復水器より起動停止時に放出される余分の放射エネルギーは1.59 Ci・MeVとなる。

β線による被ばくについては、同様な方法で評価した結果、Krは0.20 Ci・MeV  
Xeは1.29 Ci・MeV，合計1.49 Ci・MeVであつた。





5.8 タービングランドシール系希ガス放射能低減について

5.8.1 タービン低圧軸封と減衰管との比較

本発電所においてはタービングランドシールの希ガス放射能の低減対策として減衰管（15分相当）を使用するが、BWR型原子力発電所において使われている清浄蒸気による軸封の場合と比較する。

(1) 前提条件

- 希ガス放出率 : 100mCi/sec (30分減衰後)
- 蒸気流量比  

$$\left(\frac{\text{タービングランドシール}}{\text{主蒸気流量}}\right) : \frac{1}{910}$$
- 低圧軸封による低減率 : 66%
- 希ガス組成 : 拡散混合希ガス
- 核データ : 被ばく計算に用いる放射能エネルギー

(2) 計算結果

第9.5-7表 タービン低圧軸封と減衰管との比較

|   | 付 策            | 放 射 能<br>(mCi/sec) | エ ネ ル ギ ー<br>(MeV) | 放 出 エ ネ ル ギ ー<br>(mCi・MeV/sec) |
|---|----------------|--------------------|--------------------|--------------------------------|
| 1 | 15分減衰          | 0.17               | 0.77               | 0.13                           |
| 2 | 低圧軸封と<br>2分間減衰 | 0.19               | 0.70               | 0.14                           |

5.8.2 軸封蒸気復水器への漏込み蒸気量ならびに空気量について

軸封蒸気復水器への漏込み量は、タービン軸封部のラビリンスパッキンの漏れ量計算式として公表されているマーチンの公式から算出した。これを下に示す。

$$Q = 0.521 K \cdot d \cdot \delta \cdot \sqrt{\frac{P_1}{v_1}} \cdot \sqrt{\frac{1 - (P_2/P_1)^2}{N - \ell_n(P_2/P_1)}}$$

- Q : 漏洩量 (Kg/hr)
- d : 車軸径 (mm)
- δ : 間 隙 (mm)
- P<sub>1</sub> : 入口圧力 (Kg/cm<sup>2</sup>a)
- P<sub>2</sub> : 出口圧力 (Kg/cm<sup>2</sup>a)
- v<sub>1</sub> : 入口比体積 (m<sup>3</sup>/Kg)
- N : パッキン歯数
- K : 係 数

この式に高圧タービン、低圧タービン軸封部の諸元を入れ算出する。

その際、δ(間隙)については、運転に伴う「なじみ」による増加等を見込んで初期設計値に余裕をみて計算してある。

第9.5 - 8表 各部からの漏込み量の設計値

| 漏込み場所     | 区分 | 漏込み蒸気量<br>(Kg/hr) | 漏込み空気量<br>(Kg/hr) |
|-----------|----|-------------------|-------------------|
| 高圧タービン軸封部 |    | 197               | 42                |
| 低圧タービン軸封部 |    | 428               | 100               |
| 合計        |    | 625               | 142               |

次に各部からの漏込み量についてシールラビリンスの一部損傷等を考慮して評価のために仮定した値を示す。

第9.5 - 9表 シールラビリンスの損傷等を考慮した漏込み量

| 漏込み場所     | 区分 | 漏込み蒸気量<br>(Kg/hr) | 漏込み空気量<br>(Kg/hr) |
|-----------|----|-------------------|-------------------|
| 高圧タービン軸封部 |    | 340               | 66                |
| 低圧タービン軸封部 |    | 740               | 162               |
| 合計        |    | 1,080             | 228               |
| 主蒸気流量     |    | 910,000           |                   |

管  
によ

算式

初期

5.9 減衰管の設計について

5.9.1 概要

参考資料105-30に報告したタービン軸封蒸気洩れ込み量に基づき、減衰管の設計を行なう。

寸法および検討結果をのべる。

(1) 設計根拠

① タービン軸封蒸気洩れ込み量

第9.5-10表 タービン軸封蒸気漏れ込み量

|           | 洩れ込み蒸気量<br>(kg/hr) | 洩れ込み空気量<br>(kg/hr) |
|-----------|--------------------|--------------------|
| 高圧タービン軸封部 | 340                | 66                 |
| 低圧タービン軸封部 | 740                | 162                |
| 合計        | 1,080              | 228                |
| 主蒸気流量     | 910,000            |                    |

② 減衰管内気体流量

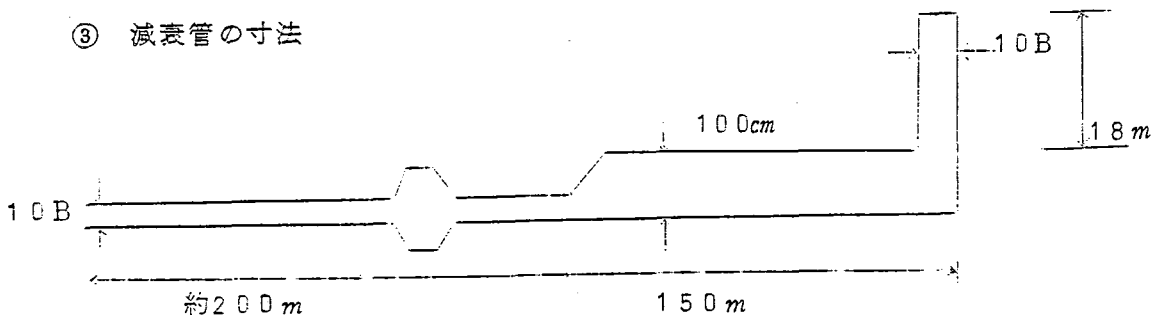
上記の値に基づき減衰管内の空気流量を算出した。

第9.5-11表 減衰管内気体流量

|         | 最大時流量       |                         |
|---------|-------------|-------------------------|
| 空 気     | 227.9 kg/hr | 178 Nm <sup>3</sup> /hr |
| 蒸 気     | 35.3        | 44                      |
| 炭 酸 ガ ス | 78.5        | 40                      |
| 合計      | 341.7       | 262                     |

設計温度 40℃

③ 減衰管の寸法



第 9.5 - 1 2 表 減衰管の各部寸法

| 区 分                       | 寸 法                   |
|---------------------------|-----------------------|
| ① スタック立上り部分               | 10BSch40 × 長さ 18 m    |
| ② 立上り点より 150 m まで         | 内径 1000 mm × 長さ 150 m |
| ③ 建屋入口より グランドスチームコンデンサーまで | 10BSch40 × 長さ 200 m   |

5.9.2 減衰時間 (滞留時間)

(1) 均一流速分布とした場合

滞留時間

$$t = \frac{l_1}{u_1} + \frac{l_2}{u_2} = \frac{200 \text{ m}}{1.70 \text{ m/sec}} + \frac{150 \text{ m}}{0.105 \text{ m/sec}} = 25.8 \text{ 分}$$

上表の①は無視

l : 管長 (m)

u : 気体の線速度 (m/sec)

(2) 乱流とした場合

流速の遅い内径 100 cm の管内について Reynolds 数を求めると,

$$Re = \frac{\rho u D}{\mu} = \frac{0.00129 \times \frac{273}{273+40} \times 105 \times 100}{240 \times 10^{-6}} = 4900 > 2300$$

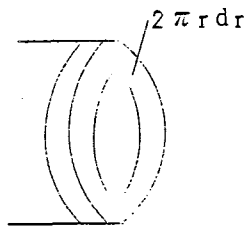
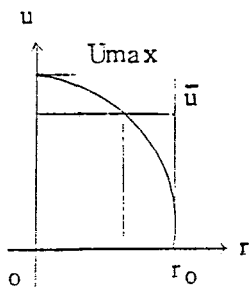
ここで  $\rho$  : 空気の密度 (g/cm)

u : 気体の線速度 (cm/sec)

D : 直径 (cm)

$\mu$  : 粘性係数

したがって管内を乱流域として、管内速度分布は Prandtl-Karman の  $1/7$  則に従うものとする。



$$\bar{u} = \frac{U_{\max} \int_0^{r_0} 2\pi r \left(\frac{r_0+r}{r_0}\right)^{\frac{1}{7}} dr}{\int_0^{r_0} 2\pi r dr} \quad (1)$$

$$C = \frac{\int_0^{r_0} \left(\sum_{i=1}^n C_i e^{-\lambda_i t}\right) 2\pi r dr}{2\pi \int_0^{r_0} r dr} \quad (2)$$

ここで  $\bar{u}$  : 平均流速 (cm/sec)

$U_{\max}$  : 最大流速 (cm/sec)

r : 半径パラメーター

$r_0$  : 半径 (cm)

C : 放射能流量 (Ci/sec)

n : 核種数

$C_i$  : 核種 i の炉心における放出率

$\lambda_i$  : 核種 i の壊変定数 (sec<sup>-1</sup>)

t : 経過時間 (t=f(r))

$$\text{放出比} = \frac{\text{乱流分布の場合}}{\text{均一流}} = 1.00$$

いずれの機構を考へても放射能減衰は誤差範囲で一致している。

### 5.9.3 結 言

以上示したように評価は15分であるが、設備的には約25分の減衰時間を設計値としてある。

## 5.1 0 換気系からの希ガス放出量

5.1 0.1 換気系からの希ガス放出量はプラントの運転状態によつて変化するので、その推定はかなり困難であるが、ここでは機器からの一次冷却水の漏洩により、放出される希ガスにより、環境放出量を評価する。

### 1.1 炉水および主蒸気の漏洩量

これらの漏洩率は液体廃棄物の処理設備の設計値から第9.5 - 13表の通りとする。

第9.5 - 13表 漏洩率

|         | 原子炉格納容器      | 補助建屋    | タービン建屋  |
|---------|--------------|---------|---------|
| 直接漏洩    |              |         |         |
| 蒸気      | 0.2 t/d      |         | 0.2 t/d |
| 炉水      | —            | 0.1 t/d |         |
| サンプル移行分 |              |         |         |
|         | Hot 3.0 t/d  | 1.0 t/d | —       |
|         | Cold 4.0 t/d | 3.0 t/d | —       |

### 5.1 0.2 炉水主蒸気1g中に含まれる希ガス量の計算

炉水、主蒸気間の Partition factor を1.0と仮定すると単位質量当り含まれる希ガス量は次式で表わされる。

$$C_i = \frac{L_i}{W(\lambda_i + \beta)} \quad (1)$$

ここで

$C_i$  : 炉水中希ガス濃度 ( $\mu\text{Ci/g}$ )

$L_i$  : 燃料からの希ガス放出率 ( $\mu\text{Ci/sec}$ )

$W$  : 一次系内原子炉保有水量  $6.3 \times 10^7 \text{ g}$

$\beta$  : 入替り率  $\frac{F}{W} = 4 \times 10^{-3} / \text{sec}$

( $F$  : 主蒸気流量  $2.5 \times 10^5 \text{ g/sec}$ )

$\lambda_i$  : 壊変定数 ( $1/\text{sec}$ )

第9.1 - 1表には燃料からの希ガス放出率 ( $L_i$ ) を  $100 \text{ mCi/sec}$  (30分減衰換算値) とした時の時間  $t = 0$  の値を用いた希ガス濃度を与える。

### 5.1 0.3 換気系ガス放出率

機器より漏洩した炉水、主蒸気中に含まれている希ガスが放出されるまでの過程を第9.5 - 14表のように仮定した。

第 9.5 - 1 4 表 移行率および減衰時間

| 項 目         | 移行率              | 減衰時間    | 備 考          |   |
|-------------|------------------|---------|--------------|---|
| 主蒸気の直接漏洩    | 100%             | 10分     | 換気率2~4回/hr   |   |
| ド<br>レ<br>ン | サンプルまたは<br>タンクまで | 熱水 40%  |              | " |
|             |                  | 冷水 20%  |              | " |
|             | サンプル滞留中          | 流入量 10% |              | " |
| 廃棄物建屋内      | 100%             | 12時間    | 1日分タンクに貯留のもの |   |

上記の仮定を用いて建屋換気系からの希ガス放出率を計算すると次の通りとなる。

- (1) 主蒸気の直接漏洩量

$$0.57 (\mu\text{Ci/g}) \times 0.2 \times 11.6 = 1.32 \mu\text{Ci/sec}$$

$$11.6 : \text{t/d} \rightarrow \text{g/sec 換算値}$$

- (2) 炉水の直接漏洩量

$$0.57 (\mu\text{Ci/g}) \times 0.1 \times 11.6 = 0.66 \mu\text{Ci/sec}$$

- (3) ドレンタンク移送までの漏洩量

$$0.57 \times 1.0 \times 11.6 \times 0.40 = 2.65 \mu\text{Ci/sec (Hot)}$$

$$0.57 \times 3.0 \times 11.6 \times 0.20 = 3.97 \mu\text{Ci/sec (Cold)}$$

- (4) ドレンタンク滞留中漏洩量

$$0.57 \times (3.0 \times 0.60 + 1.0 \times 0.60 + 4.0 \times 0.8 + 3.0 \times 0.8) \times 0.1 = 0.46$$

- (5) ドレンタンクより後の部分よりの漏洩量

$$0.014 \times (3.0 \times 0.60 + 1.0 \times 0.60 + 4.0 \times 0.8 + 3.0 \times 0.8) \times 0.9 = 0.10$$

全放出率 ( $\mu\text{Ci/sec}$ ) (1)より(6)までの合計を行えば  $9.16 \mu\text{Ci/sec}$

全放出エネルギー ( $\text{Ci} \cdot \text{MeV}$ ) :  $3.67 \mu\text{Ci/sec}$  ( $1.16 \times 10^4 \text{Ci} \cdot \text{MeV/y}$ )

格納容器内に放出された希ガス量は

従つて次のようになる。

$$0.2 + 3.0 \times (0.4 + 0.6 \times 0.1) + 4.0 \times (0.2 + 0.8 \times 0.1) = 2.70 \text{ t/d}$$

$$= 31.3 \text{ g/sec}$$

このような漏洩が3ヶ月間続いたと仮定して格納容器内に蓄積している希ガス量を、次式で計算すると、第9.1 - 5表で示すように合計  $0.4 \text{ Ci} \cdot \text{MeV}$  となる。

$$Q_i = \frac{R_i}{\lambda_i} (1 - e^{-\lambda_i t})$$

ここで

$Q_i$  : 核種  $i$  の蓄積量 ( $\mu\text{Ci}$ )

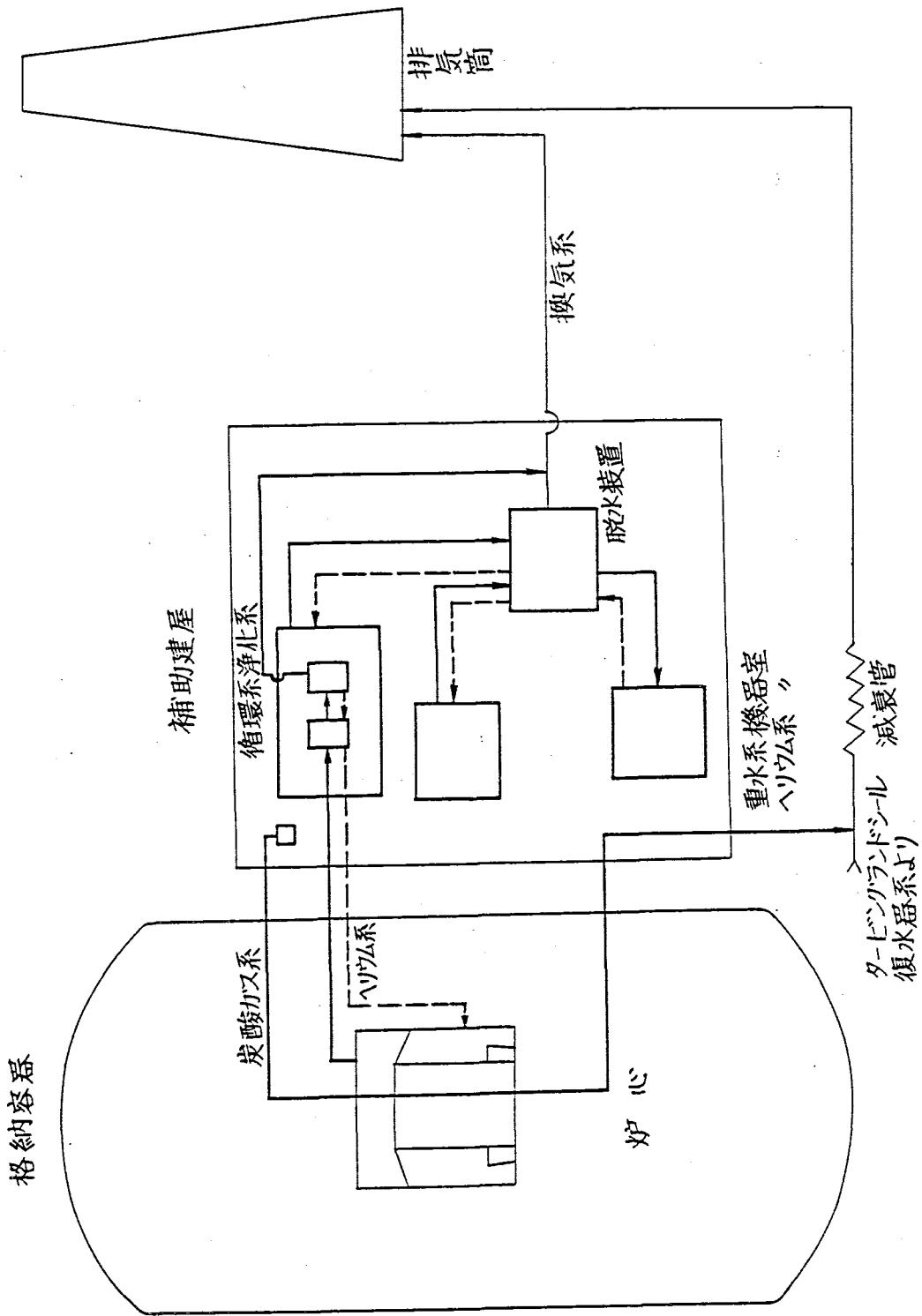
$R_i$  : 漏洩率 ( $\mu\text{Ci/sec}$ )

$$\left( \frac{\text{炉水中希ガス濃度}}{\mu\text{Ci/g}} \right) \times \left( \frac{\text{炉水}}{\text{g/sec}} \right)$$

t : 蓄積時間

$\lambda_i$  : 衰変定数 (sec<sup>-1</sup>)





第9.5-10図 炭酸ガス、ヘリウムおよびトリチウム関連排気系統図

第9.5-10図 炭酸ガス、ヘリウムおよびトリチウム関連排気系統図

10. E C C S

## 10.1 ふげんECCS解析条件

## 1 新型転換炉原型炉1次冷却系の主要寸法

新型転換炉原型炉の1次冷却系の模式図を Fig 10.1-1 に、非常用炉心冷却系の系統図を Fig 10.1-2 に示す。1次冷却系の配管系の主要寸法を Fig 10.1-3, Table 10.1-1 に、出力運転時の1次冷却系各部の体積を Table 10.1-2 に示す。

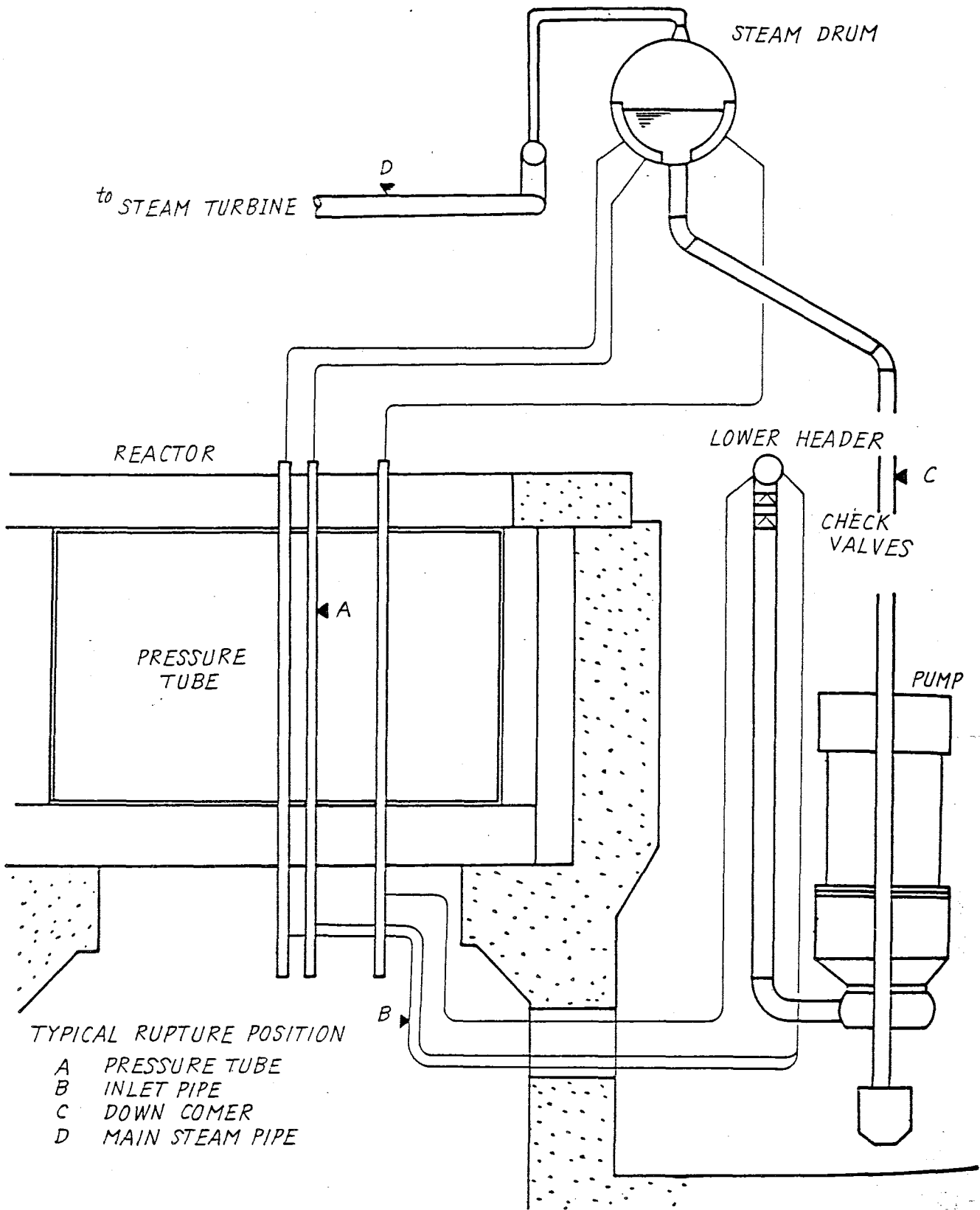


Fig10.1-1 Fugen Primary Cooling System

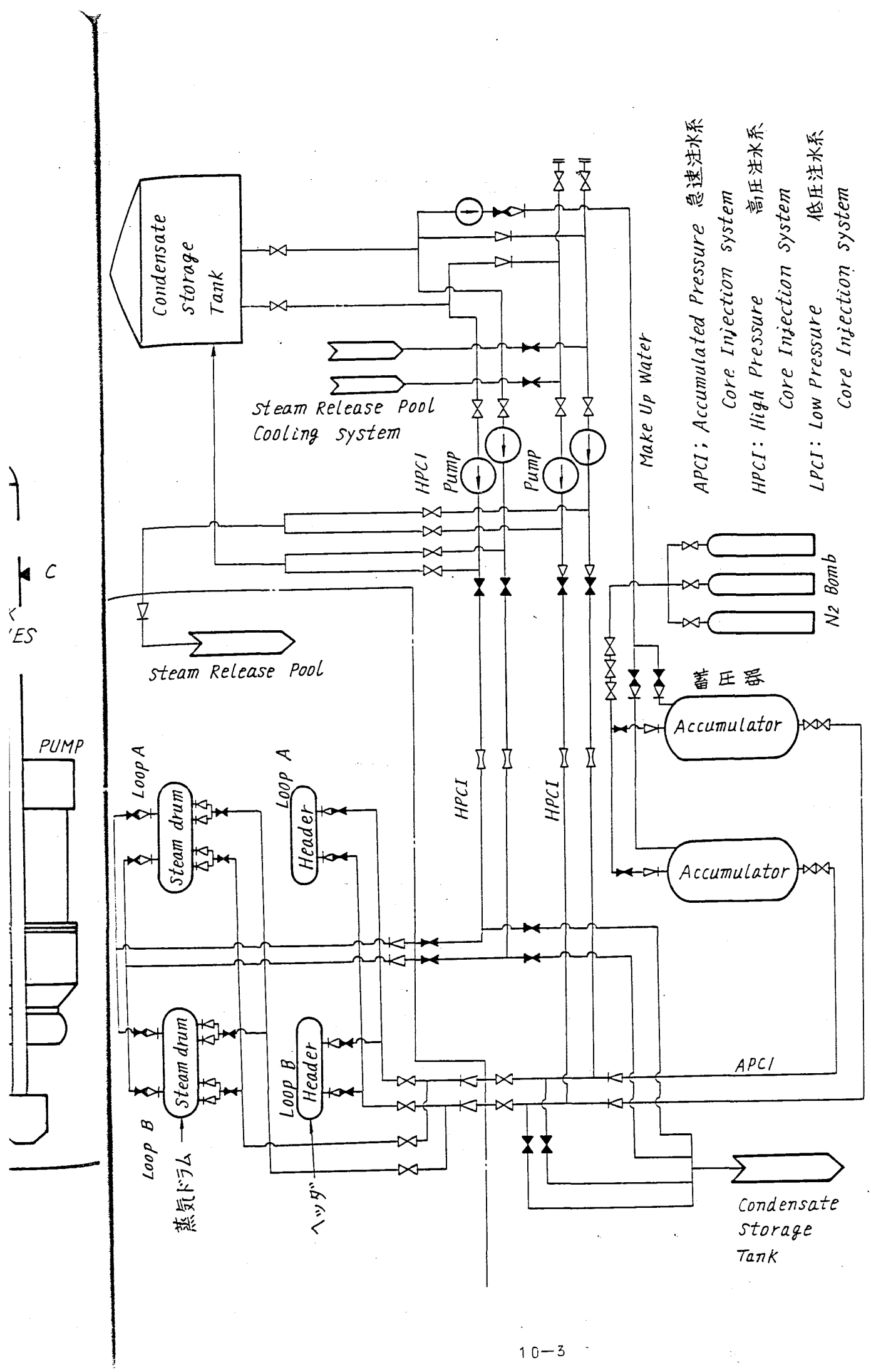


Fig 10.1-2 Emergency Core Cooling System for Fugen

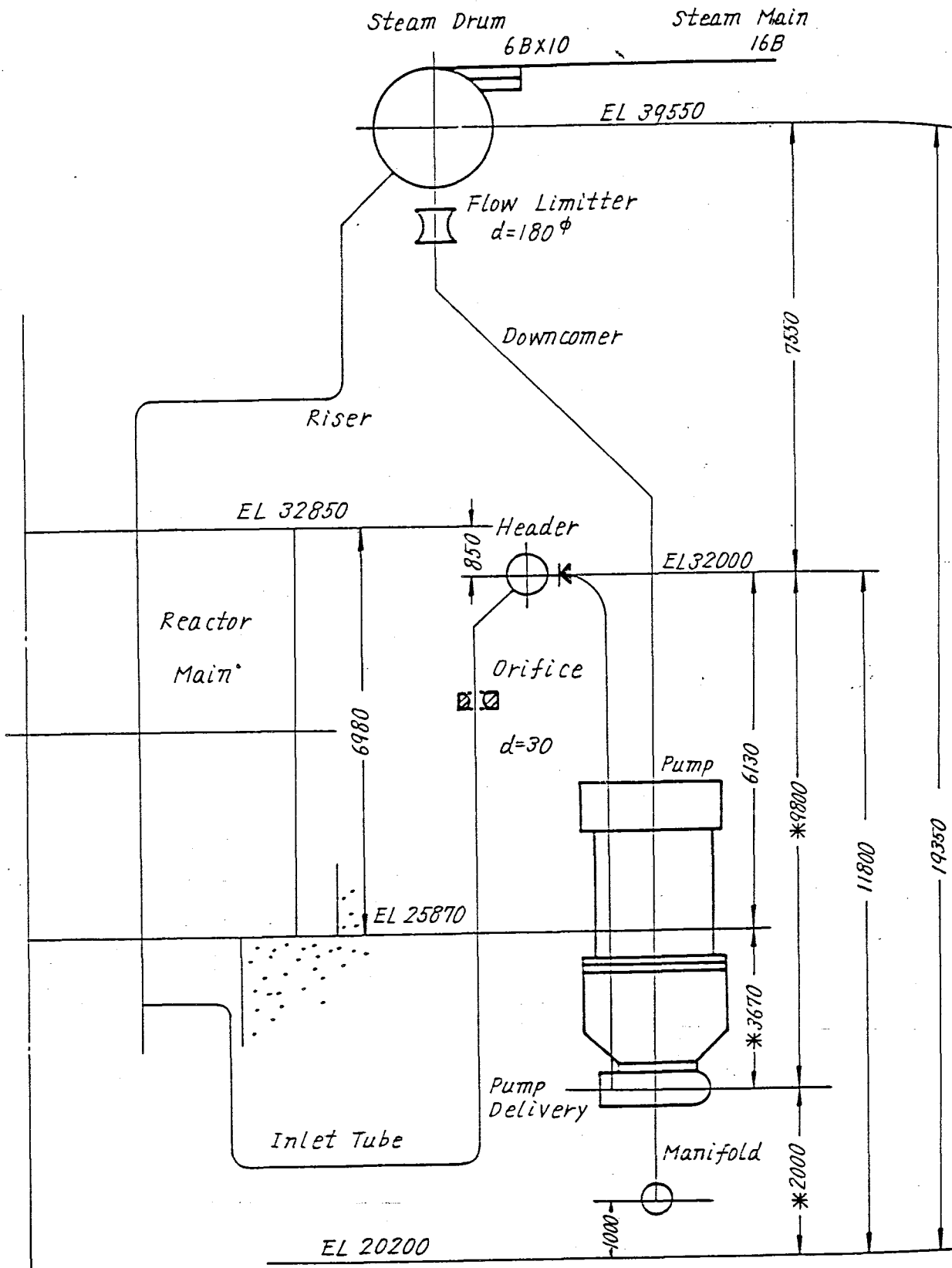


Fig 10.1-3 Sizes of Fugen Primary Cooling System

Table 10.1-1 Pipe Size

| No | Component                   | Nominal Size | Outer Diameter<br>× Thickness (mm) | Materials            |
|----|-----------------------------|--------------|------------------------------------|----------------------|
| 1  | Steam Main<br>(Drum Outlet) | 6 B          | 1 65.2 × 1 1.0                     | STS 42               |
| 2  | Steam Main<br>(Main Line)   | 1 6 B        | 4 0 6.4 × 2 1.4                    | STS 42*<br>STPT 49** |
| 3  | Downcomer<br>(Main)         | 1 4 B        | 3 5 5.6 × 1 9.0                    | SUS 27 TP            |
| 4  | Downcomer<br>(Orifice)      |              | 1 8 0 φ 1 D                        |                      |
| 5  | Pump Suction                | 2 0 B        | 5 0 8.0 × 2 6.2                    | SUS 27 TP            |
| 6  | Pump Delivery               | 1 6 B        | 4 0 6.4 × 2 1.4                    | SUS 27 TP            |
| 7  | Inlet Tube                  | 2 B          | 6 0.5 × 5.5                        | SUS 27 TP            |
| 8  | Riser Tube                  | 3 B          | 8 9.1 × 7.6                        | SUS 27 TP            |
| 9  | Feed Water Nozzle           | 1 0 B        | 2 6 7.4 × 1 5.1                    | STPT 49              |
| 10 | RHR Nozzle<br>(Drum)        | 8 B          | 2 1 6.3 × 1 2.7                    | SUS 27 TP            |
| 11 | RHR Nozzle<br>(Header)      | 6 B          | 1 6 5.2 × 1 1.0                    | SUS 27 TP            |
| 12 | HPCI Nozzle<br>(Drum)       | 4 B          | 1 1 4.3 × 8.6                      | Carbon<br>Steel      |
| 13 | LPCI Nozzle<br>(Drum)       | 6 B          | 1 6 5.2 × 1 1.0                    | Carbon<br>Steel      |
| 14 | LPCI Nozzle<br>(Header)     | 1 2 B        | 3 1 8.5 × 1 7.4                    | Carbon<br>Steel      |
| 15 | Purification System         | 2 B          | 6 0.5 × 5.5                        | SUS 27 TP            |
| 16 | Vent<br>(Drum)              | 2 B          | 6 0.5 × 5.5                        | SUS 27 TP            |
| 17 | Drain<br>(Header)           | 1 ½ B        | 4 8.6 × 5.1                        | SUS 27 TP            |

\* Inside PCV,\*\* Outside PCV

Table 1.0.1-2 Volumes in Primary Coolant  
 Loop at Rated Power Operation (70 ata)

| Component     |                 | Volume (m <sup>3</sup> ) |        |       |
|---------------|-----------------|--------------------------|--------|-------|
|               |                 | Vapor                    | Liquid | Total |
| Steam Drum    | Center          | 23.0                     | 7.6    | 30.6  |
|               | Buffer          | 4.1                      | 2.3    | 6.4   |
| Downcomer     |                 | 0                        | 6.0    | 6.0   |
| Manifold      |                 | 0                        | 3.1    | 3.1   |
| Pumps         | Suction Pipe    | 0                        | 0.9    | 0.9   |
|               | Body            | 0                        | 0.9    | 0.9   |
|               | Delivery Pipe   | 0                        | 3.3    | 3.3   |
| Header        |                 | 0                        | 2.7    | 2.7   |
| Inlet Tube    |                 | 0                        | 4.8    | 4.8   |
| Pressure Tube | Lower Extension | 0                        | 2.1    | 2.1   |
|               | Core Effective  | 0.8                      | 1.1    | 1.9   |
|               | Upper Extension | 0.77                     | 0.43   | 1.2   |
| Riser         |                 | 4.35                     | 2.45   | 6.8   |
| Total         |                 | 33.0                     | 36.8   | 69.8  |



## 2. 最大破断事故の解析条件

解析には A T R 冷却材喪失事故解析用に開発した SENIOR ( Severed Effects to Numerous Heated - channels of Reactors ) コードを使用した。(第 1.0.5 章参照)

クラスタ内輻射熱伝達を A T R 用に日本原子力研究所が開発した冷却材喪失事故時燃料温度解析コード LOTUS を用いて考慮した。

最大破断(下降管破断)の解析の前提を次に示す。

### 解析条件

- 下降管 1 本の瞬時完全破断を想定する。
- 下部ヘッダ側からの流出は下部ヘッダ入口逆止弁の閉鎖によりとまる。
- スクラムは蒸気ドラム水位低下信号により作動する。
- 破断と同時に停電を仮定し、給水は喪失すると考える。
- 破断口からの流出係数は 1.0 とする。
- Axial Peak Point Linear Inner Rods 9.2/290  
Heat Rate / Gap Conductance Middle Rods 10.6/340  
(kw/ft)/(BTU/ft<sup>2</sup>hr F) Outer Rods 17.5/750
- Gap Conductance Fig 1.0.1-6, Fig 1.0.1-7 (第 1.3 章参照)
- 内面酸化割合 25%
- ペレット内出力分布 Fig 1.0.1-5
- 燃料ノード分割 7 } 等面積分割法(半径方向)
- 被覆ノード分割 3 }
- 燃料軸方向ノード分割 11
- Recirculation Elow (one loop) 1056 Kg/sec
- Channel Flow hot 9.0 Kg/S/ch  
average 9.4
- Steam Flow (one loop) 127 Kg/S
- Inlet Orifice Diameter(one loop) 37 mm φ
- ドライアウトまでの熱伝達 Jens & Lottes の式
- ドライアウト後の蒸気冷却 無視, 輻射熱伝達 考慮
- 再水浸後の熱伝達係数 120 Kcal/m<sup>2</sup>hr °C (25 BTU/ft<sup>2</sup>hr F)
- 急速注水系 圧力 75 ata, 加圧ガス体積 5 m<sup>3</sup>, 注水容量 12 m<sup>3</sup>,  
注水配管内径 28.37 mm, 注水レベル { 水位: NWL-400mm 以下  
圧力: 55Kg/cm<sup>2</sup>g 以下
- 逆止弁リークレート 10% 考慮

|                    |           |
|--------------------|-----------|
| Pellet O-D         | 14.40 mm  |
| Clad I-D           | 14.70 mm  |
| Clad O-D           | 16.42 mm  |
| Tie Rod O-D        | 9.00 mm   |
| Pressure Tube I-D  | 117.80 mm |
| Pressure Tube O-D  | 126.40 mm |
| Calandria Tube I-D | 156.40 mm |
| Calandria Tube O-D | 160.20 mm |

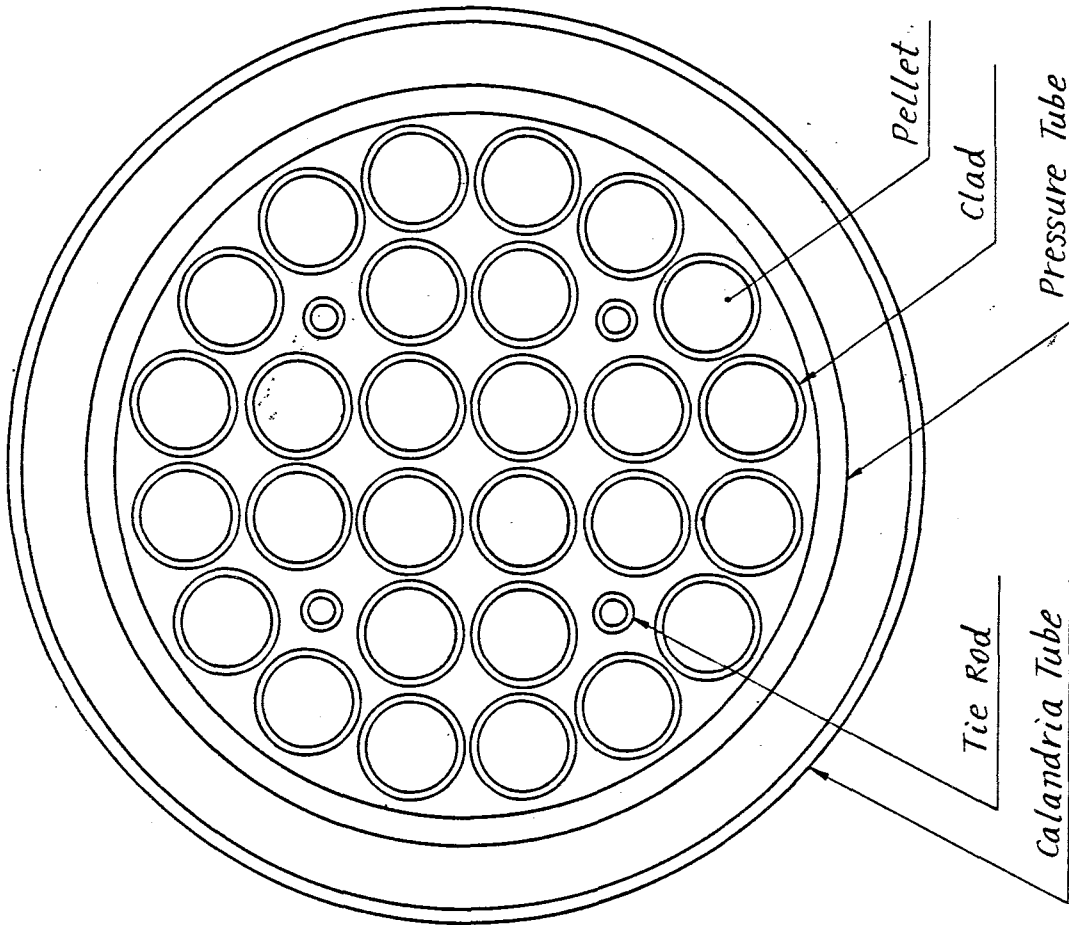


Fig 10.1-4 Fuel Assembly Dimension

Fig 10.1-4 Fuel Assembly Dimension

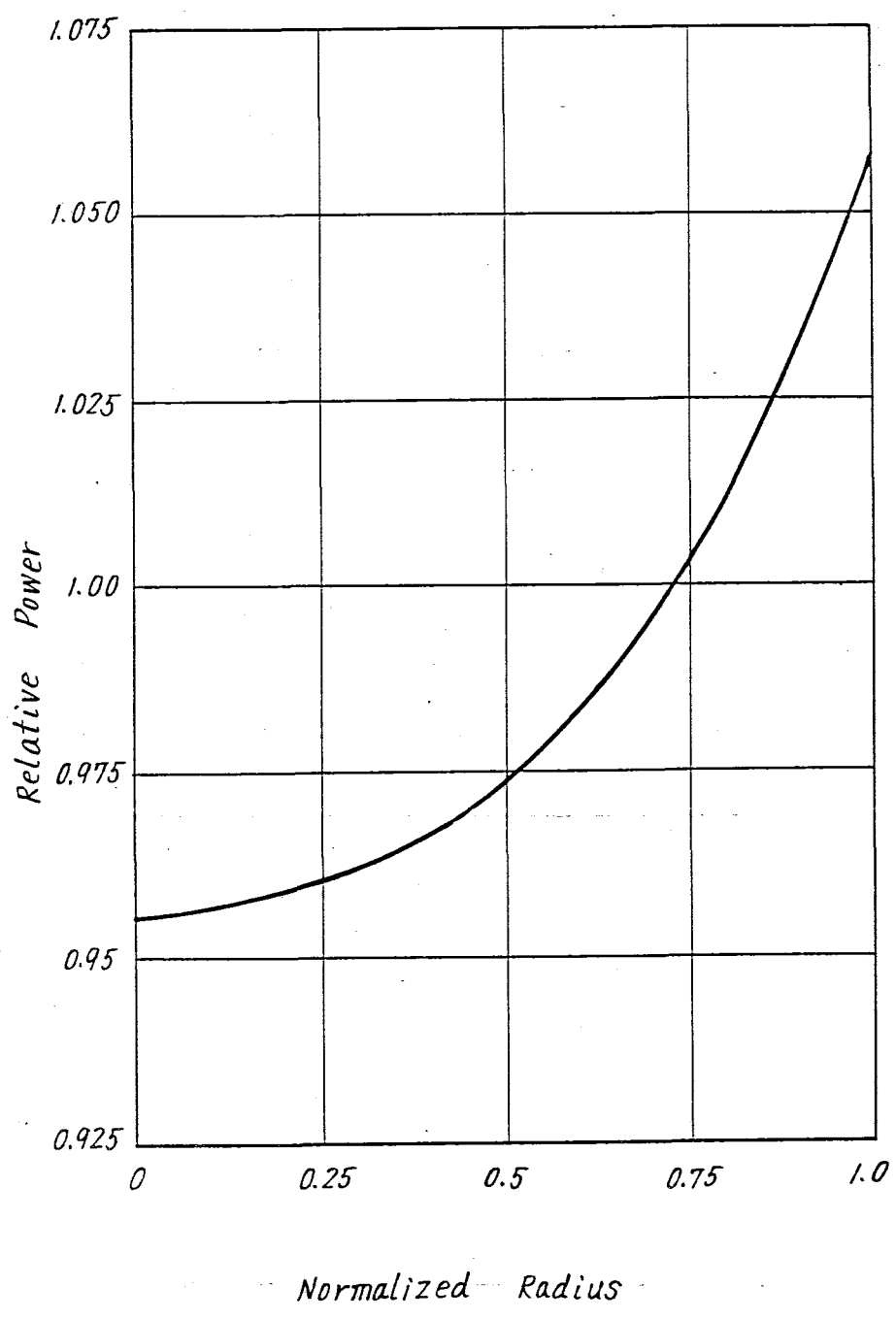


Fig 10.1-5 Power Distribution in Fuel Pellet

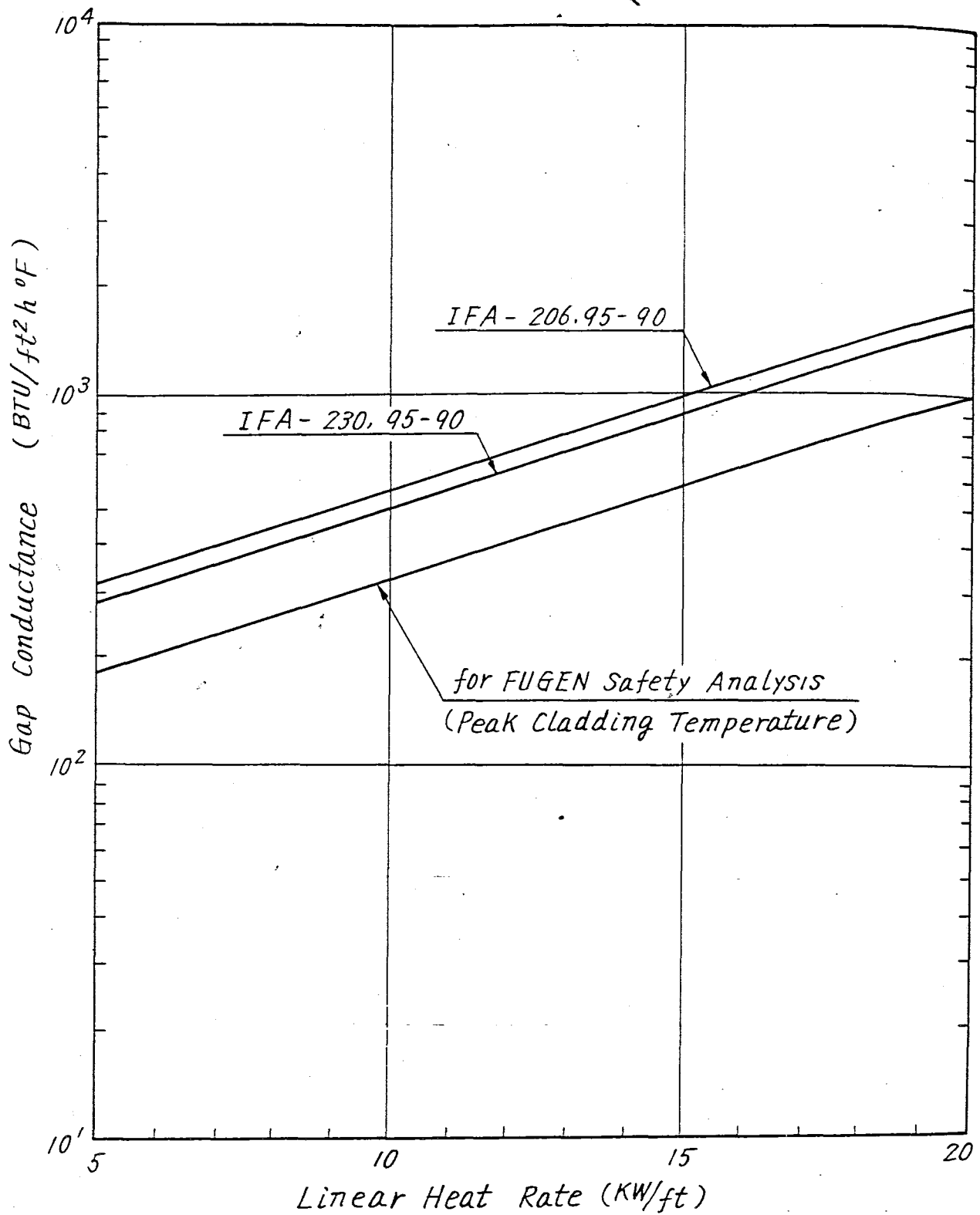


Fig. 10.1-6 Relation of Gap-Conductance and Linear Heat Rate  
(for Peak Cladding Temperature Analysis)

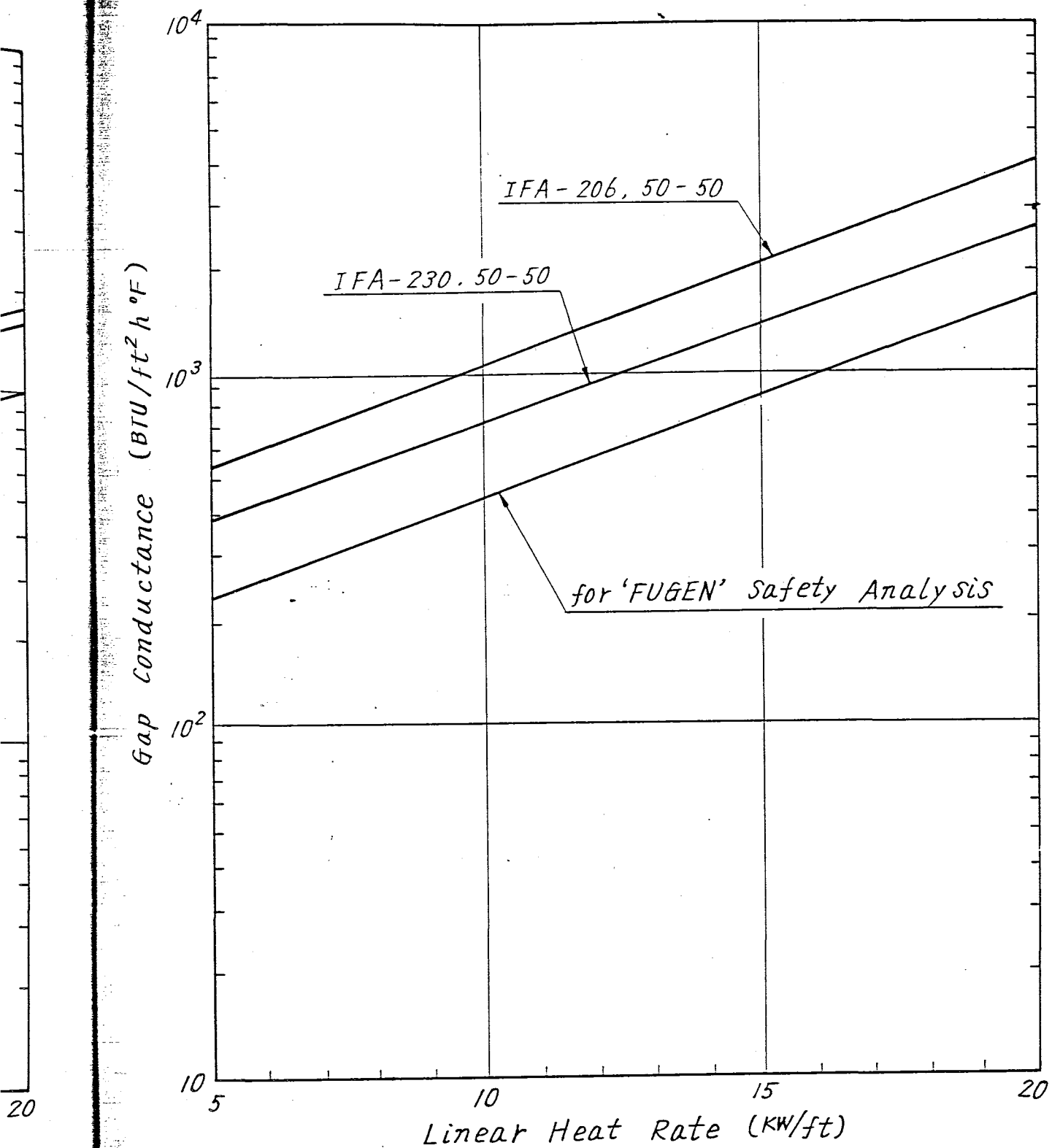


Fig10.1-7 Relation of Gap-Conductance and Linear Heat Rate  
(for Whole Core Evaluation)

## 10.2 ECCS解析について

## 1. ま え が き

被覆内面酸化および燃料稠密化を考慮して、最大破断事故時の解析を行なった。

## 2. 最大破断事故解析

再循環系の最大口径の配管(360mm $\phi$ )が瞬時に完全破断した場合について解析する。再循環系下降管の途中に流量制限器が取付けられており、破断時の4本の下降管(1ループ当り)からの流れを、この流量制限器によっておさえるようになっている。

破断が生じた場合、まず破断口の両端においてブローダウンが始まり原子炉圧力、水位が急激に減少する。再循環配管の下部ヘッダ入口部では、破断と同時に逆流が始まり逆止弁は破断後1秒で閉鎖するものとする。事故時の原子炉圧力および炉心流量変化を第10.2-1図に示す。

急速注水系は、蒸気ドラム水位低(極低)およびドラム圧力低下の信号を受けてから0.5秒後に12m<sup>3</sup>の冷却水を急激に下部ヘッダに注入し始め、低圧注水系の作動以前に炉心を冷却する。低圧注水系は、蒸気ドラム水位極低および蒸気ドラム圧力低下(55kg/cm<sup>2</sup>g以下)の信号を受けてから30秒後に定格流量390t/hを下部ヘッダに注水する。

このようにして、炉心頂部の高さまで再冠水するに要する時間は、約23秒である(第10.2-2図)。

また、事故時の燃料被覆(最高)温度の変化を第10.2-3図に示す。

この図より、燃料被覆最高温度は、約959℃に達するが、被覆管は溶融しない。

第 1 0. 2 - 1 表 USAEC 新基準とふげん安全解析との比較

| 項 目               | USAEC 新 基 準  | A T R 解 析   |
|-------------------|--|---|
| 破断流モデル            | サブクール飽和水の場合、<br>適切なモデルを適用する。<br>低クォリティ冷却水の場合、<br>適切なモデルを適用。<br>2相流又は飽和蒸気の場合、<br>Moody のモデルを適用。 | 小笠原の臨界モデルを用いる。<br>流出係数を1.0とする。  |
| 事故後の炉心出力<br>(崩壊熱) | アクチノイド系の崩壊熱は燃<br>料サイクル中最も苛酷な値使<br>用, FPの崩壊熱はANSス<br>タンドード×1.2倍。                                | Unter-Myer の式   |
| 内面酸化の影響           | 破損燃料について内面酸化を<br>Baker-Just の式に基き考<br>慮する。   | Baker - Just の式<br>25%内面酸化を考慮   |
| γスミアリング効果         | 妥当性を示せる場合これを考<br>慮可。   | 考慮せず  |
| 構造材壁面からの放熱        | 考慮すること。  | 各部の熱容量を考慮   |
| 摩擦損失の評価           | 圧力>250 psia<br>Baroczy 又は Thom<br>圧力<250 psia<br>Martinell-Nelson                              | Martinelli - Nelson の式  |
| 燃料内初期貯蔵エネル<br>ギー  | 出力密度, 燃焼度, ギャップ<br>を考慮に入れること。  | ギャップコンダクタンスについ<br>てFuel Densification 考慮                              |
| 被覆の thinning      | Fw を求める場合10%の<br>thinning を考慮。   | Fw を求める場合10%の<br>thinning を考慮   |
| 再循環ポンプモデル         | 回転部と流体間の運動量伝達,<br>ポンプ抵抗, 2相流でのポン<br>プ特性を評価すること。  | 圧損としてのみ考慮   |
| 2相流リフラッド時の<br>熱伝達 | リフラッド後の熱伝達はすべ<br>ての燃料棒について25 BTU<br>/ft <sup>2</sup> hr F とすること。                               | 25 BTU/ft <sup>2</sup> hr F<br>=120 Kcal/m <sup>2</sup> hr °C<br>を使用。 |

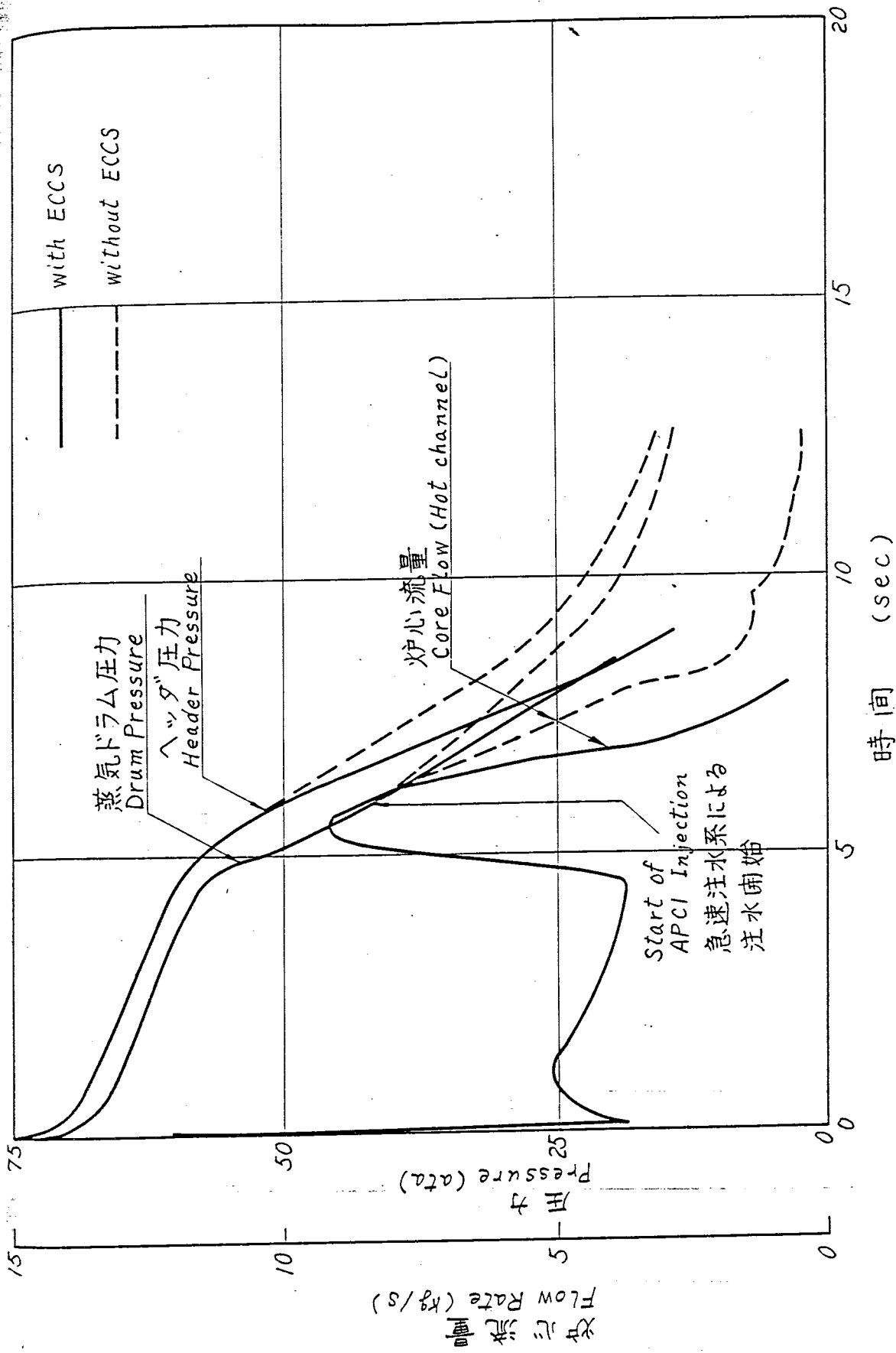
手  
り)  
急  
新  
示  
秒  
す  
信

第10.2-2表 大破断の解析条件および結果の対比

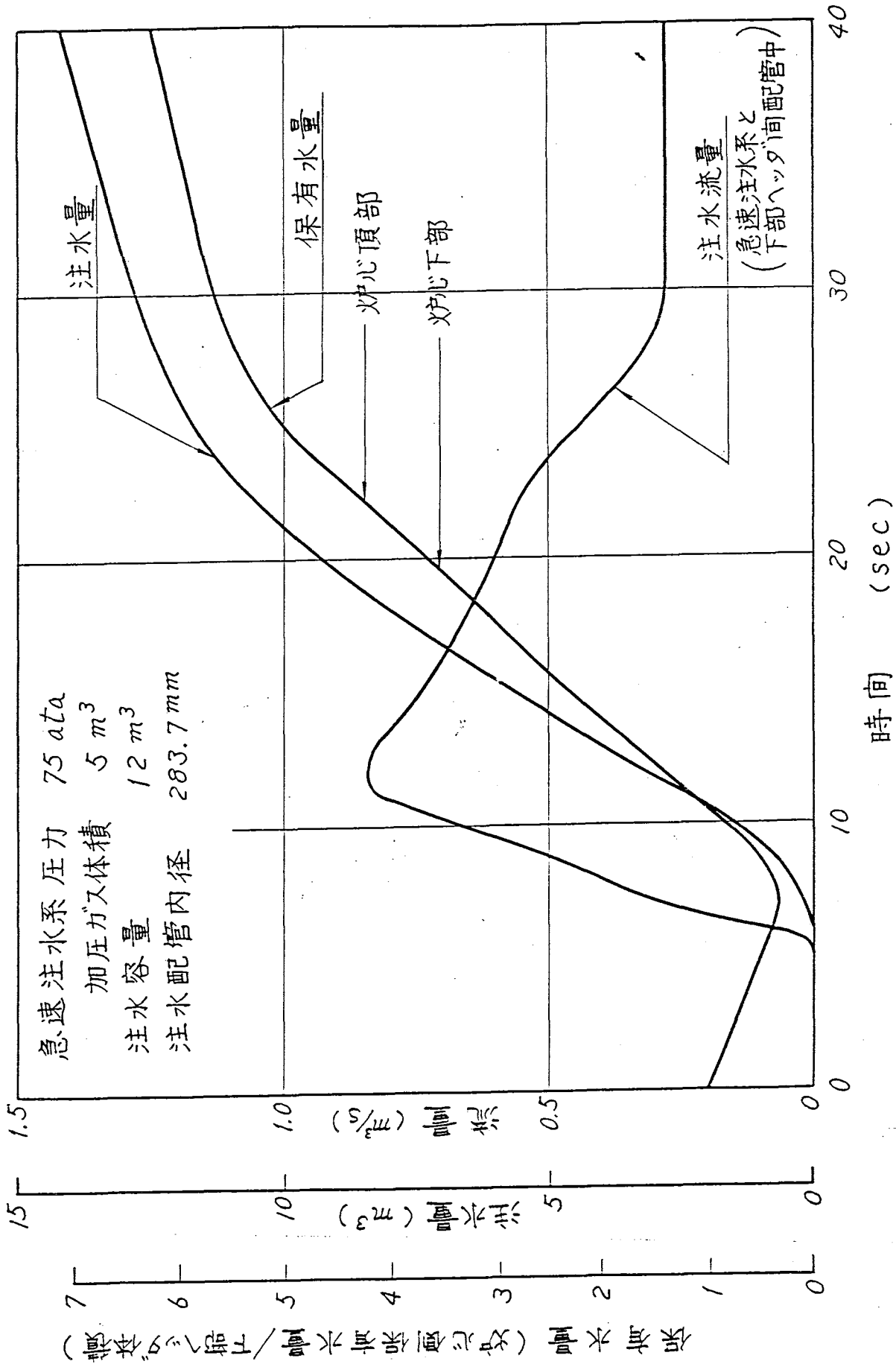
| 項 目                        | 従 来 の 解 析 |        | 本 解 析                        |
|----------------------------|-----------|--------|------------------------------|
| 解 析 コ ー ド                  | ATRECS    | SENHOR | SENHOR                       |
| 輻 射 効 果                    | 考 慮 な し   |        | あ り                          |
| 内 面 酸 化                    | 考 慮 な し   |        | あ り                          |
| 燃 料 稠 密 化                  | 考 慮 な し   |        | あ り                          |
| パ ー フ ォ レ ー シ ョ ン          | 800°C 以上  |        | 燃 料 棒 内 圧 と<br>被 覆 管 許 容 応 力 |
| 被 覆 最 高 温 度                | 1130°C    | 950°C  | 959°C                        |
| Fw                         |           |        | 0.97                         |
| 水 - ジ ル コ ニ ウ ム<br>反 応 割 合 | 0.04%     |        | 0.04%                        |
| パ ー フ ォ レ ー シ ョ ン 割 合      | 約60%      |        | 13%                          |

15775



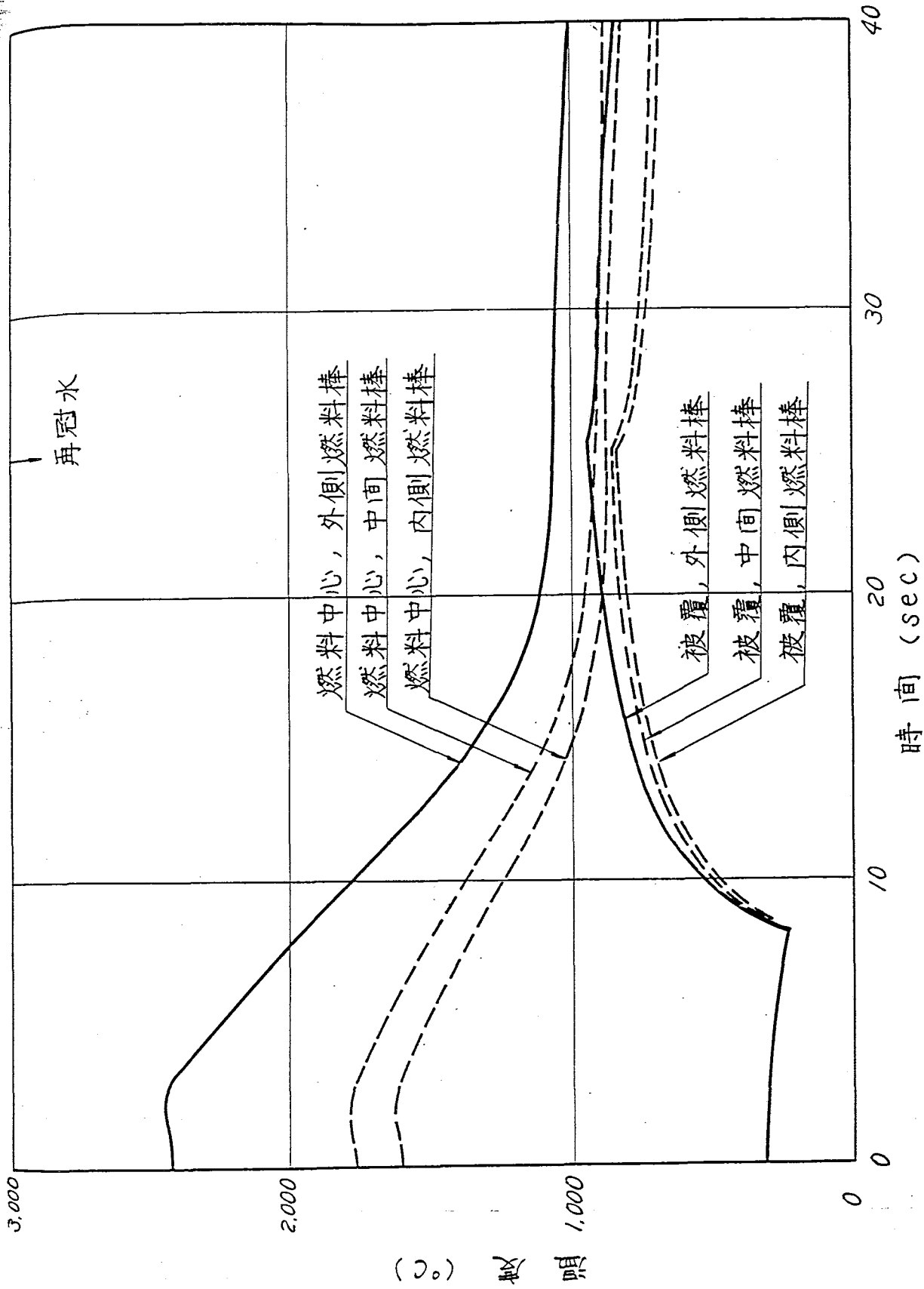


第10.2-1図 大破断時の炉心流量，圧力変化

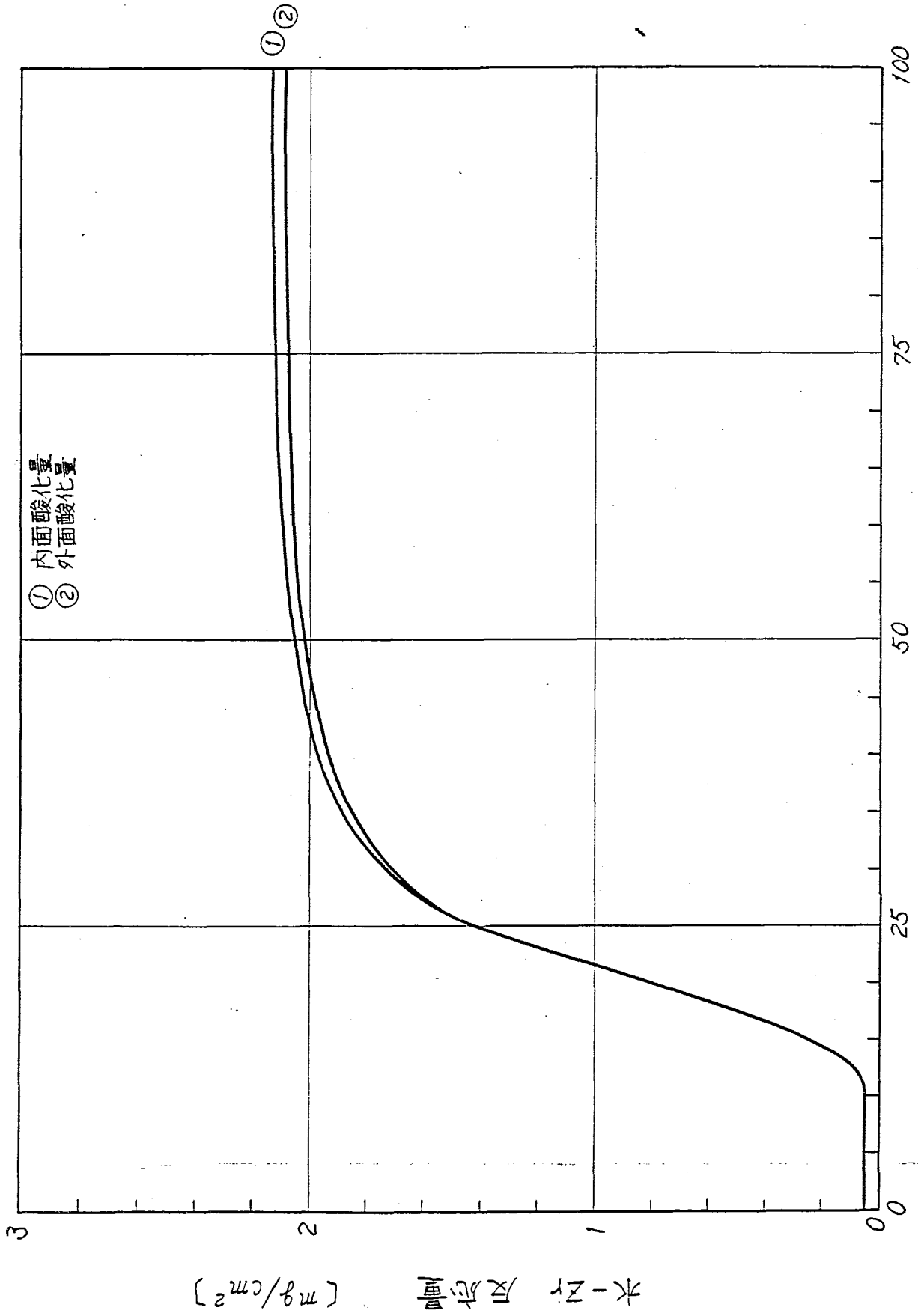


第10.2-2図 大破断時の急速注水系作動特性

3,000



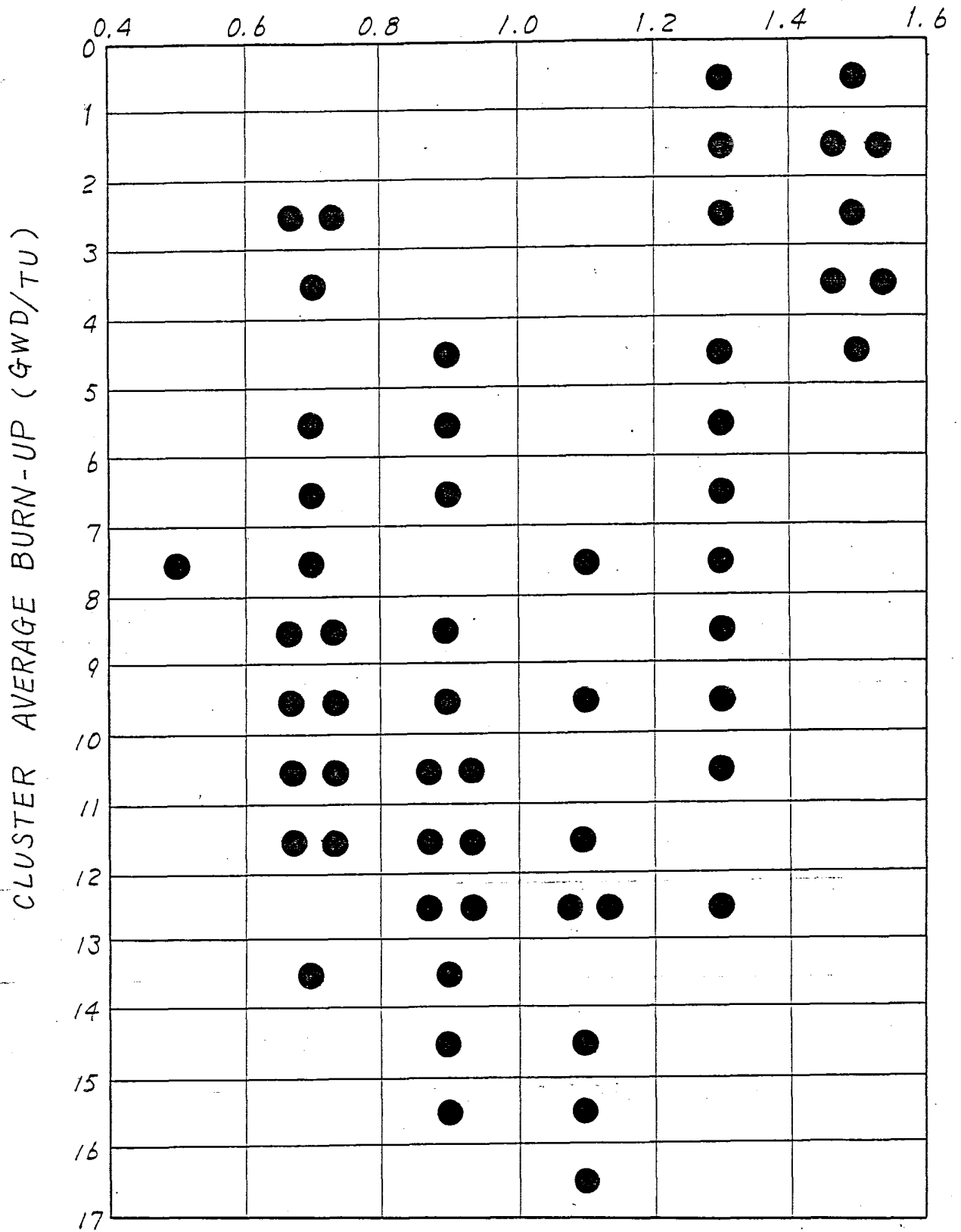
第10.2-3図 大破断事故時燃料集集体温度解析



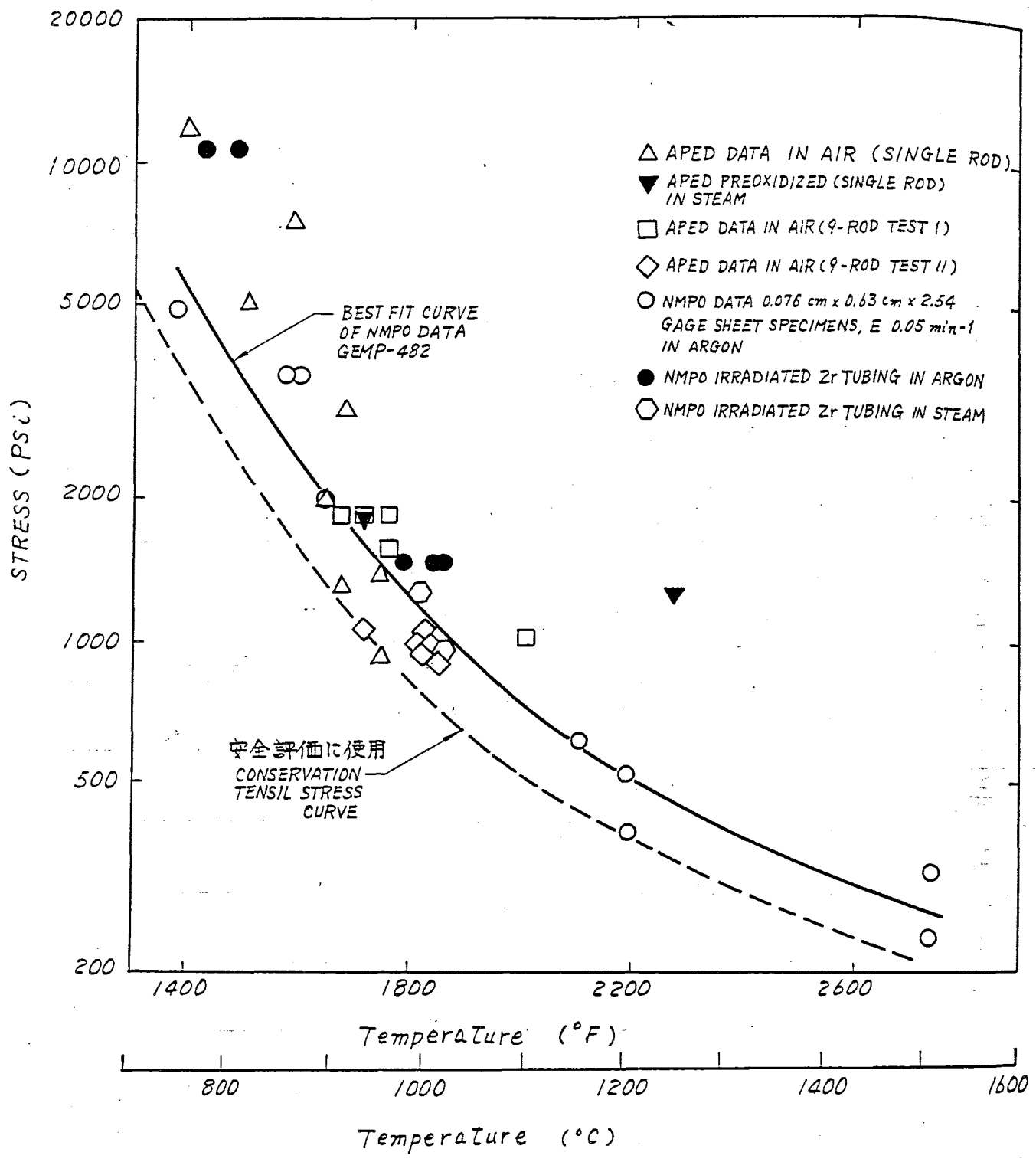
第10.2-4図 大破断時 水-Zr 反応量 (高温点)

第102-3表 燃料集合体の出力分布および燃焼度分布(1/4象限炉心内)

CHANNEL POWER (Normalized)



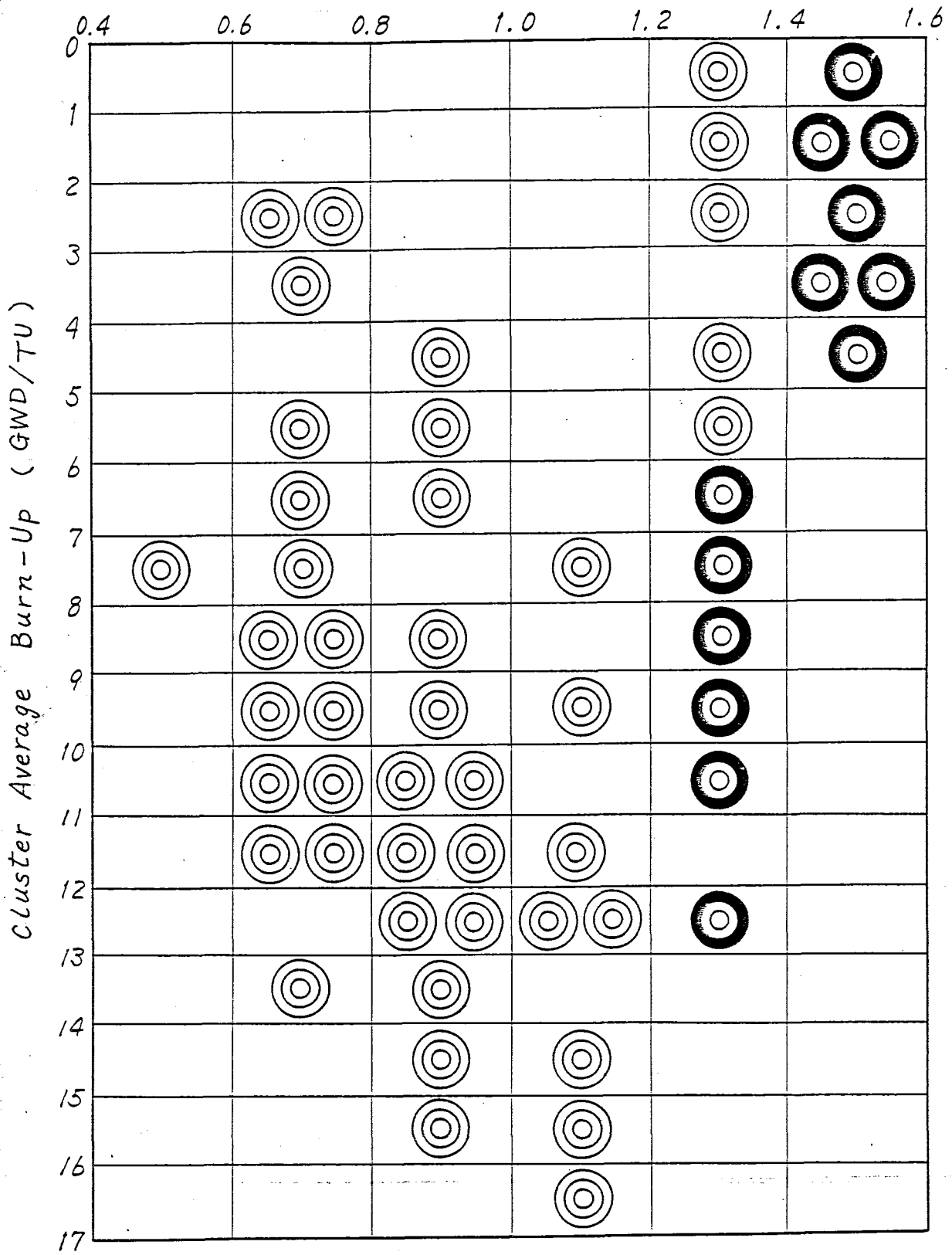
● 燃料集合体(数)をあらわす



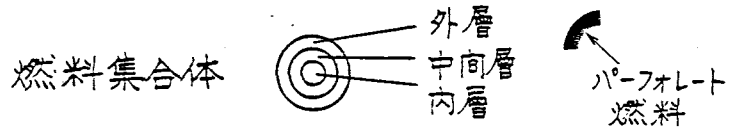
第10.2-5図 被覆温度とパーフォレーション応力の関係

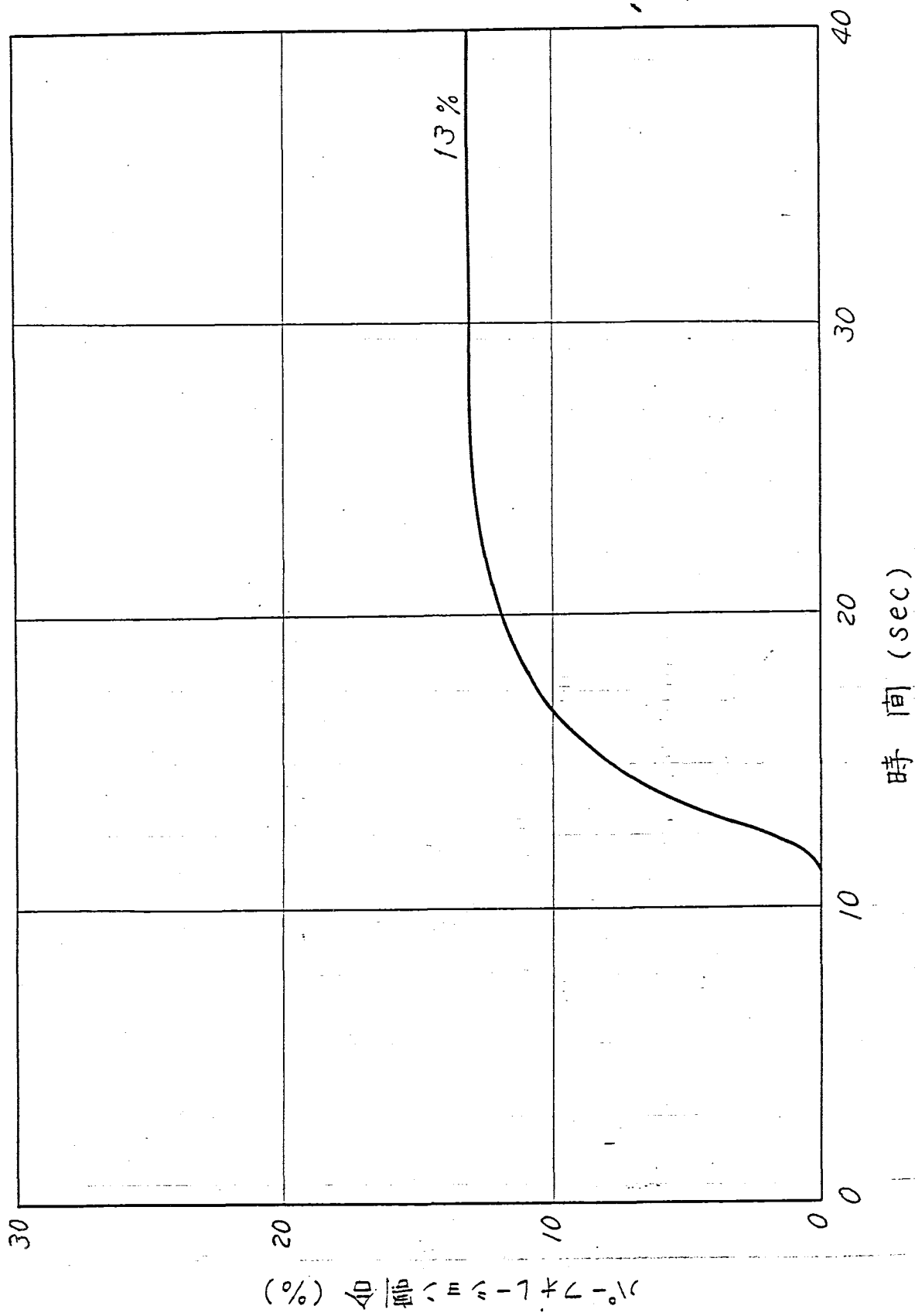
第102-4表 パーフォレーション燃料棒の分布 (1/4 象限炉心内)

Channel Power (Normalized)



Cluster Average Burn-Up (GWD/TU)





第10.2-6図 パーセント・コンバージョン割合の時間的变化



## 10.3 新基準との対比について

## 1. 崩かい熱の被覆最高温度への影響について

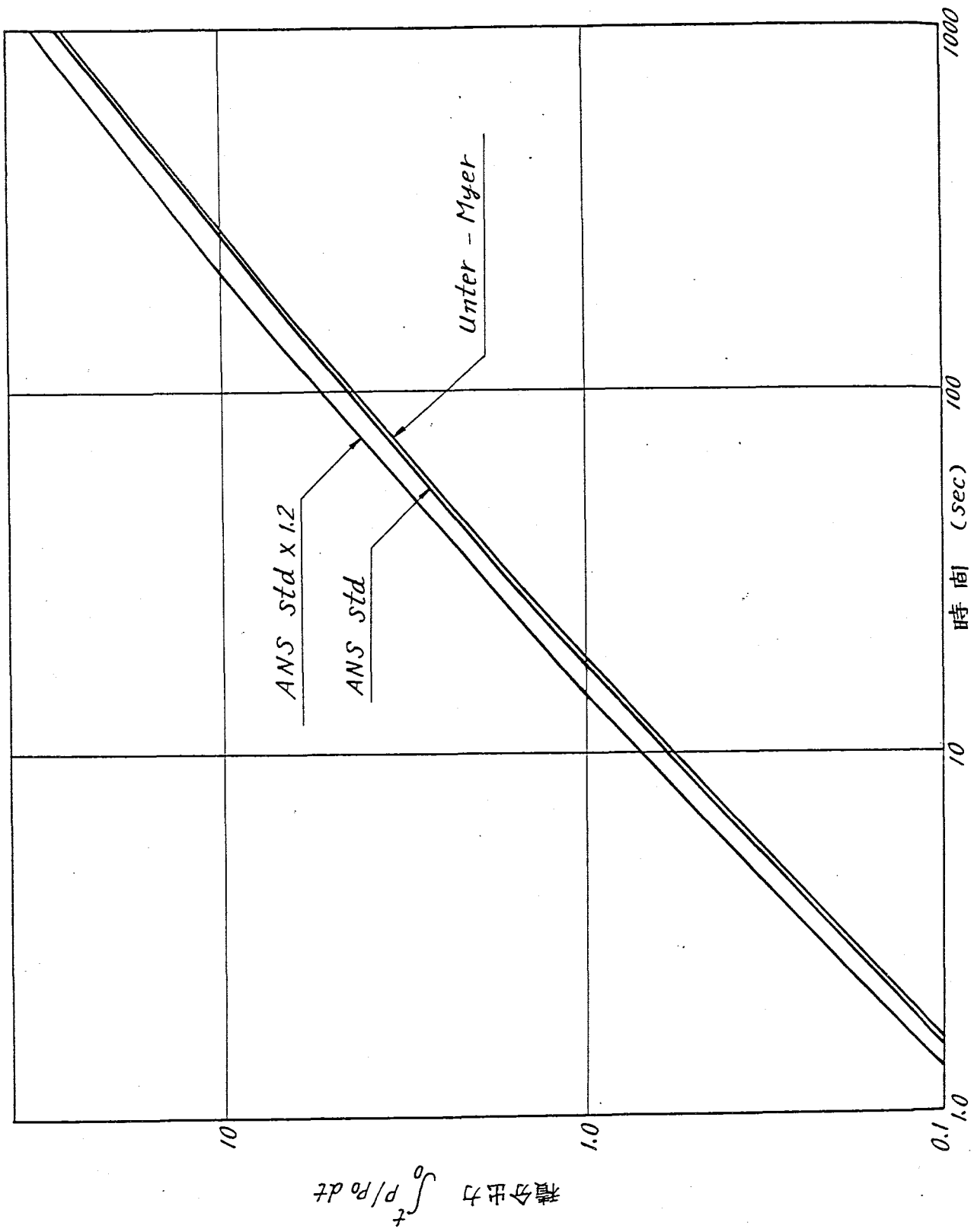
第10.3-1図にANS standard と Unter-Myer の崩かい熱の積分値の比較を示す。

1000 Sec までの崩かい熱の積分値を比較すると、ANS standard と Unter-Myer の値の差は小さい。

第10.3-2図に崩かい熱が被覆最高温度におよぼす影響を見るため、最大破断（下降管破断）についての計算結果を示す。

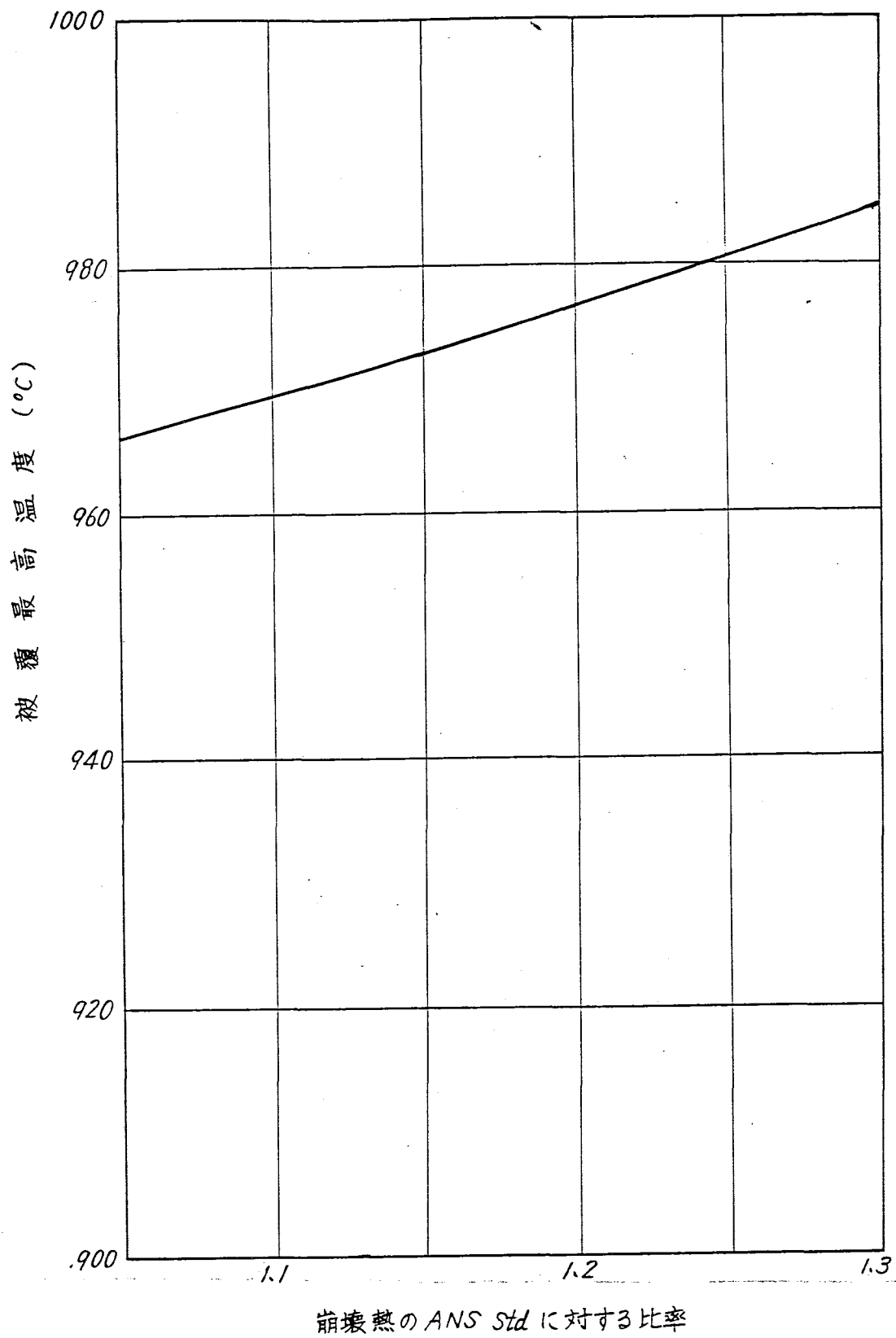
Unter-Myer と ANS standard  $\times 1.2$  を用いた場合の被覆最高温度は  $959^{\circ}\text{C}$  および  $977^{\circ}\text{C}$  であり、その差は約  $18^{\circ}\text{C}$  である。

第10.3-3図に、ANS standard  $\times 1.2$  の崩かい熱を使用したときの水-Zr 反応量を、第10.3-4図に燃料温度変化を示す。

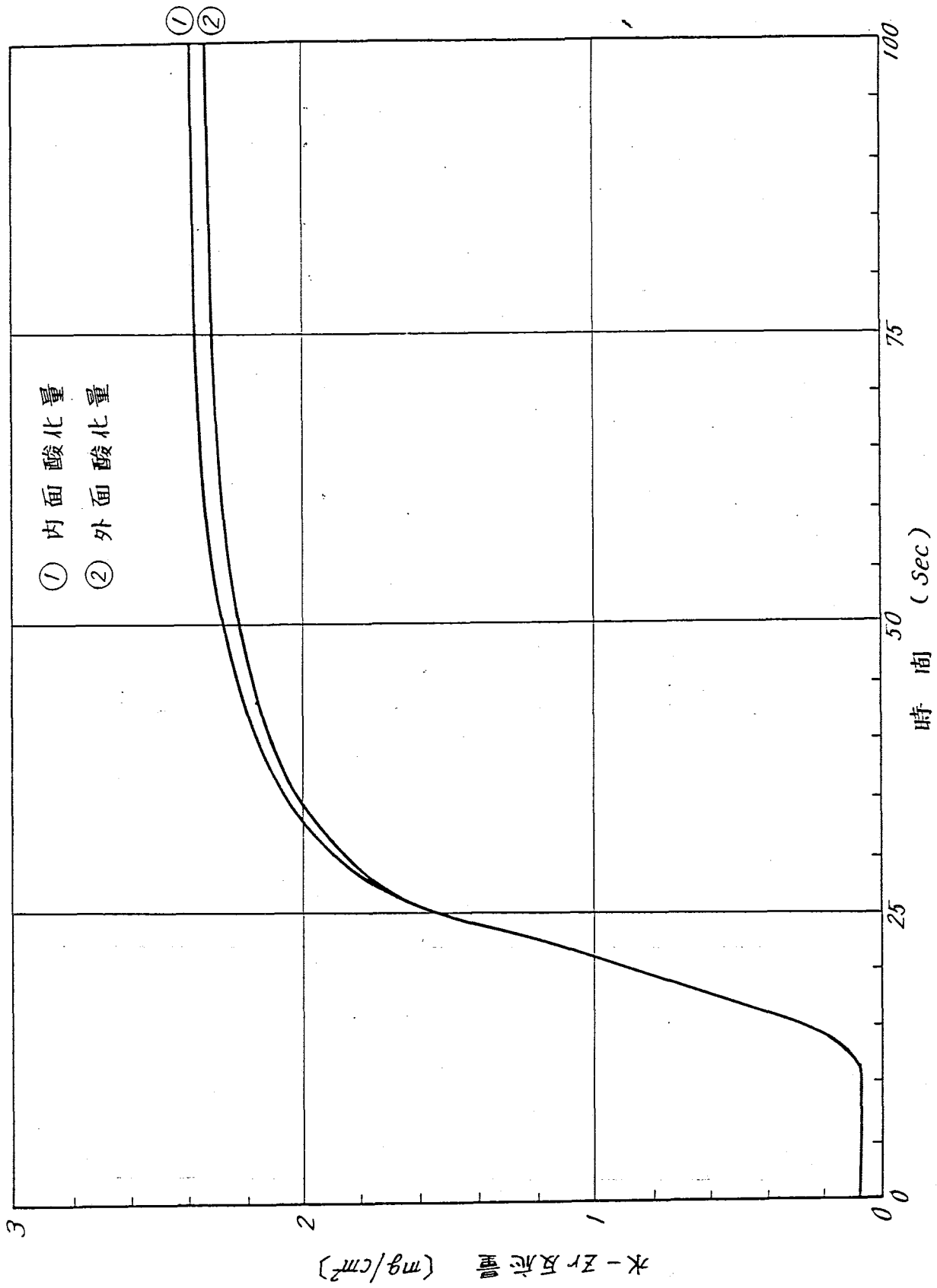


第10.3-1図 崩壊熱の積分値の比較

第10.3-1図 崩壊熱の積分値の比較

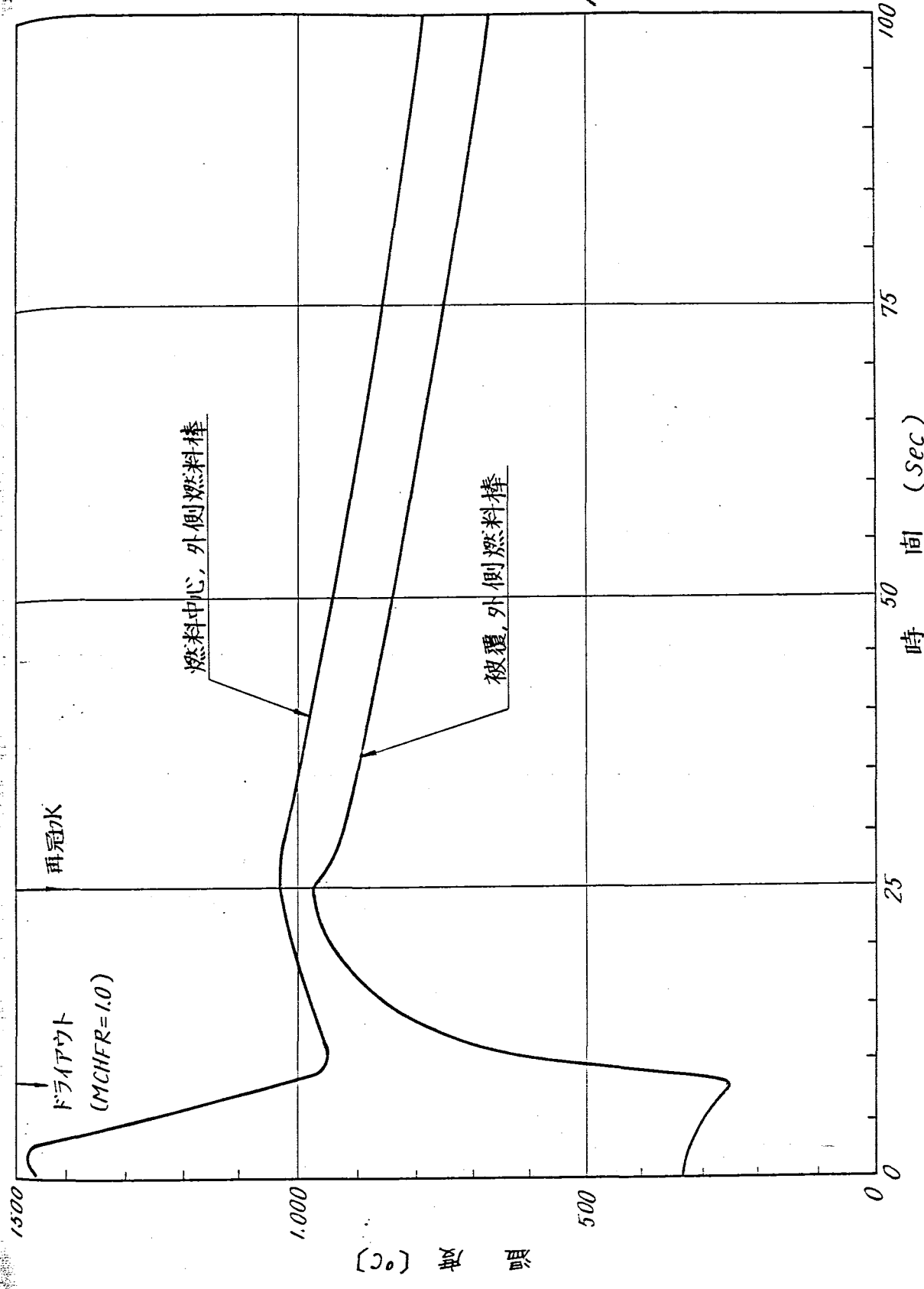


第10.3-2図 炉停止後の原子炉出力の被覆最高温度におよぼす影響



第10.3-3図 ANSスタンダードX1.2の崩壊熱を使用した場合の水-Zr反応量

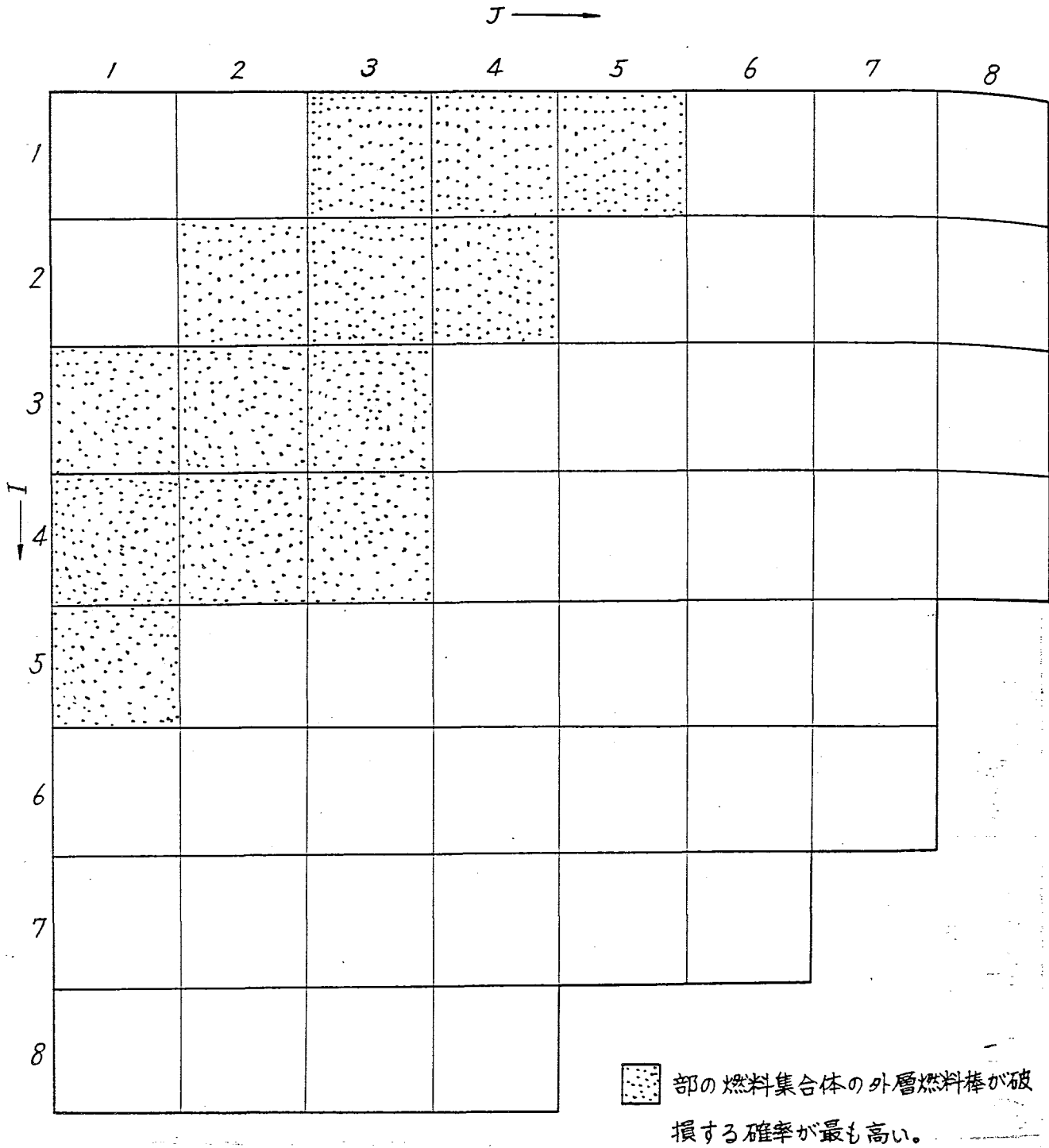
第10.3-3図 ANSスタンダード1.2の崩壊熱を使用した場合の水-Zr反応量



第10.3-4図 ANSスタンダード1.2の崩壊熱を使用した場合の燃料温度変化

2. 下降管破断事故時の破損燃料集合体の位置

下降管破断事故時の破損燃料集合体の炉心内（ $\frac{1}{4}$ 象限）における位置を第10.3-5図に示す。



第10.3-5図 破損燃料集合体の炉心内における位置（下降管破断事故）

## 10.4 安全解析と実験について

### 1 新型転換炉安全性研究開発の目標

本開発は重水減速沸騰軽水冷却型新型転換炉の安全設計の手法を確立することを目的に進められている。

安全評価法の開発は、広範な実験の物理現象をむじゆんなく説明出来るとともに、実験結果をよりよく表現することを目指す解析（実験解析）と、これら一連の実験結果をベースに、今後より明らかにしなければならない部分から生ずる誤差および安全評価指針等を考慮に入れた非常用炉心冷却系の保守側の設計手法（安全設計）を確立（余裕の明確化）することの2通りの方法に便宜上区別され、将来の発展の可能性を十分考慮して行なわれている。

### 2 ふげん安全設計における余裕度のとり方について

ふげん安全設計における余裕度は非常用炉心冷却系の設計に関する安全評価指針の適応にもとづいているものがもっとも大きく、余裕の主体となっているが、このほかに将来より一層明らかにされなければならない部分等に対する余裕（設計余裕）が考慮されている。

ふげん安全評価における余裕を表1に示す。

安全評価指針による安全余裕は、most probable な値を採用した場合に対し、被覆管最高温度を約100℃高く評価していることが予想される。

安全評価指針以外に、安全設計上に考慮している余裕は、表中の2b, 2c, 3a, 3b項による再冠水遅れを見込んだことにより、被覆管最高温度を約50℃高く評価している。また炉心設計に対する余裕として、正のポイド反応度を想定していることにより、被覆管最高温度を約40℃高く評価している。

第 1 0 4 - 1 表 被覆最高温度評価に関する安全評価余裕

| 項 目                  | 安 全 評 価 余 裕  | 備 考            |
|----------------------|--|----------------|
| 1<br>ブローダウン<br>流出係数  | 流出係数 $C = 1.0$ を使用   | ECCS 評価基準にもとづく |
| 2<br>ECCS<br>(急速注水系) |  |                |
| a 単 一 故 障            | 急速注水系 100% × 2 系統のうち、1 系統のみ作動  | ECCS 評価基準にもとづく |
| b 炉 心 注 水 量          | 急速注水系による注水流量のうち、10% は系外へリークすると仮定 (実効注水量 90%)                                   | 安全設計上の余裕       |
| c 作 動 開 始 時 間        | 急速注水系開放弁の作動時間 (信号から全開まで)<br>設計仕様値            2 sec<br>安全評価用            4 sec   | 安全設計上の余裕       |
| 3<br>再 冠 水           |  |                |
| a 再冠水の判定             | 再冠水完了の判定条件として下記を使用<br>① 注入水単相の水位のみ考慮<br>(2 相流水位は考慮せず)<br>② 上記水位が燃料頂部に到達        | 安全設計上の余裕       |
| b 再冠水遅れ              | 上記 (3. a) の判定条件において、再冠水完了は<br>計算結果            23 sec<br>安全評価            25 sec | 安全設計上の余裕       |
| 4<br>ヒートアップ          |  |                |
| a 崩 壊 熱              | ANS スタンドアード × 1.2 を使用  | ECCS 評価基準にもとづく |
| b ギャップ熱伝達            | 苛酷と考えられる 95/90 カーブを使用  | ECCS 評価基準にもとづく |
| c 正のボイド反応度           | 仮想的に正のボイド反応度を仮定  | 安全設計上の余裕       |



3. 実験との対比による今後の開発について

実験との対比による今後重点をおく開発項目は大略次の通りである。

- 1) 広範囲のブローダウン実験との対比によるブローダウンの物理現象および熱伝達のより詳細な解明および下部ヘッダモデルの改良（気水分離モデルの適用）等および運動方程式のより厳密な解法による解析精度の向上。
- 2) 各種破断口径のブローダウン実験および現象に基いたバーンアウト実験との対比によるドライアウト（Heat Up開始）の判定条件の究明
- 3) 非常用炉心冷却系による注水実験との対比による注水効果および再冠水効果の究明。
- 4) 広範囲のブローダウン実験および臨界流出実験との対比による流出係数の究明。

## 10.5 安全性解析コード SENHOR-II

## 1. 記号, 略号の説明

## 1.1 流動計算部

- a 音 速 (m/s)
- A, B 流路断面積 (m<sup>2</sup>)
- De 等価直径 (m)
- E 全エンタルピ (エンタルピと運動エネルギーの和) (Kg重 m / Kg)
- f 摩擦損失係数
- F 単位長さあたりの摩擦圧力損失 (Kg重 / m<sup>2</sup> / m)
- G 質量流量 (Kg / m<sup>2</sup> S)
- g, 重力加速度 (m / S<sup>2</sup>)
- H 比エンタルピ (Kg重 m / Kg)
- p 圧 力 (N / m<sup>2</sup>)
- P 圧 力 (Kg重 / m<sup>2</sup>)
- Pc 臨界圧力 ( " )
- q 熱流束 (W / m<sup>2</sup>)
- Q 伝熱量 (水の単位体積に伝えられる熱量) (Kg重 m / m<sup>3</sup> S)
- Re レイノルズ数
- S スリップ比
- t 時 刻 (s)
- Δt タイムステップ巾 (s)
- U 比内部エネルギー (J / Kg)
- V 流 速 (m / s)
- v 流 速 (m / s)
- W 質量流量 (Kg / s)
- X クォリテイ
- Z 座 標 (m)
- ΔZ 空間メッシュ巾 (m)
- α ボイド率
- λ 二つの管の接続部での圧力損失係数
- λ<sub>0</sub> 臨界時の圧力損失係数
- μ 粘性率
- ν 動粘性係数

$\rho$  密度 (Kg/m<sup>3</sup>)

$\tau$  流体摩擦力 (N/m<sup>2</sup>)

$\phi^2$  二相流摩擦損失係数

添字

i 時間ステップを示す。

j 空間メッシュを示す。

g 気相を示す。

l 液相を示す。

(1Kg重・m = 9.807 Joule)

### 1.2 リザーバ計算部

$E_{out}$  リザーバから出ていく流体の平均比エンタルピー (Kg重・m/Kg)

G 流量 (Kg/s)

h 比エンタルピー (Kg重・m/Kg)

H エンタルピー (Kg重・m)

s スリップ比

v 流速 (m/s)

V 容積 (m<sup>3</sup>)

w 質量 (Kg)

W " ( " )

x クォリテイ

$\alpha$  ボイド率

$\rho$  密度 (Kg/m<sup>3</sup>)

### 1.3 燃料温度上昇計算部

C 燃料比熱 (Kcal/Kg°C)

$C_p$  液体定圧比熱 (Kcal/Kg°C)

$D_e$  燃料棒等価直径 (m)

G コンダクタンス (Kcal/mhr°C)

$H_f$  燃料棒表面熱伝達率 (Kcal/mhr°C)

$H_g$  ギャップコンダクタンス (Kcal/m<sup>2</sup> hr°C)

K 熱伝導率 (Kcal/mhr°C)

N ノード数

Nu ヌッセルト数

P 圧力 (Kg/cm<sup>2</sup>)

Pr プラントル数

|              |              |                           |
|--------------|--------------|---------------------------|
| Q            | 伝熱量          | (Kcal/hr)                 |
| q            | 熱流束          | (Kcal/hr m <sup>2</sup> ) |
| R            | 半径           | (m)                       |
| Re           | レイノズル数       |                           |
| T            | 温度           | (°C)                      |
| t            | 時刻           | (hr)                      |
| $\Delta t$   | タイムステップ巾     | ( )                       |
| $\Delta T_s$ | 燃料棒表面と流体温度の差 | (°C)                      |
| V            | ノードごとの体積     | (m <sup>3</sup> )         |
| v            | 流速           | (m/S)                     |
| $\lambda$    | 流体熱伝導率       | (Kcal/m hr)               |
| $\mu$        | 流体粘性率        | (Kg S/m <sup>2</sup> )    |
| $\nu$        | 流体動粘性係数      | (m <sup>2</sup> /S)       |
| $\rho$       | 密度           | (Kg/m <sup>3</sup> )      |

#### 添 字

i ノードを示す。

j タイムステップを示す。

#### 1.4 装置熱容量計算部

|                  |                            |                         |
|------------------|----------------------------|-------------------------|
| C                | 壁比熱                        | (KCal/Kg)               |
| l                | 壁肉厚                        | (m)                     |
| P                | 流体圧力                       | (Kg/cm <sup>2</sup> )   |
| q                | $\frac{K\pi^2 t p}{4 l^2}$ |                         |
| Q <sub>r</sub>   | 流体側熱流束                     | (KCal/m <sup>2</sup> s) |
| Q <sub>w</sub>   | 壁側熱流束                      | ( " )                   |
| t                | 時刻                         | (s)                     |
| $\Delta t$       | タイムステップ巾                   | ( )                     |
| T                | 温度                         | (°C)                    |
| T <sub>w</sub>   | 壁表面温度                      | (°C)                    |
| T <sub>sat</sub> | 流体温度                       | (°C)                    |
| X                | 座標                         | (m)                     |
| $\gamma$         | 密度                         | (Kg/m <sup>3</sup> )    |
| K                | 温度伝導率                      | (m <sup>2</sup> /s)     |
| $\lambda$        | 熱伝導率                       | (KCal/ms °C)            |

## 2. まえがき

SENHORは1970年度に日立研究所が動力炉核燃料開発事業団の委託研究でATR破断事故実験解析用に開発したものであるが、その後、大洗工学センターにおける実験の解析、およびATR原型炉冷却材喪失事故に関する各種の計算によりいくつかの問題点が判明した。またSENHORの機能を向上させるため各種の改良が加えられてきたが、それらは次のような点である。

- 1) 配管の容積効果を考慮する。
- 2) 系の熱容量を考慮する。
- 3) 蒸気ドラム内気液分離。
- 4) 燃料棒の温度変化を計算する。
- 5) 蒸気ドラムから流出する液体の蒸気重量率を正確に知るため、ドラム内構造のモデル改める。
- 6) 精度の向上、計算時間短縮のため物性値関数の改訂。
- 7) 数値計算の安定性向上。

## 3. コードの概要

### 3.1 SENHOR-Ⅱの解析対象

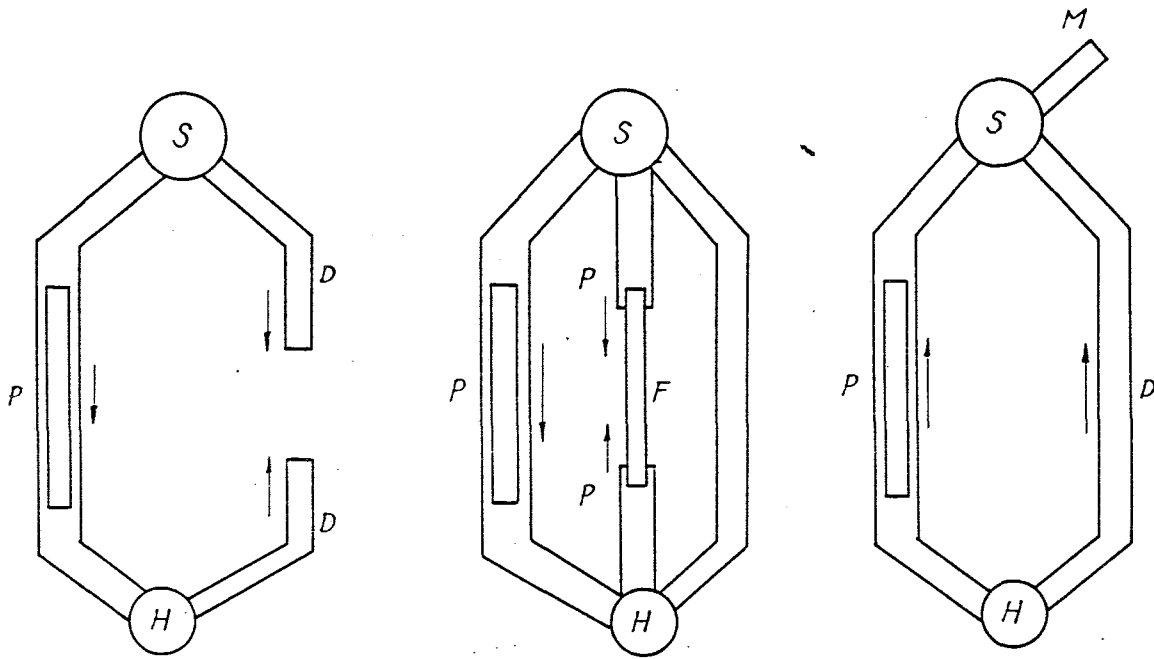
SENHOR-Ⅱは、多数の圧力管と下降管が蒸気ドラムと下部ヘッダー間に並列に存在する原子炉一次系の破断事故を解析する。

### 3.2 SENHOR-Ⅱの解析目的

解析の目的は、破断事故時の冷却材の流動、圧力分布、局所蒸気量、発熱体の温度および伝熱量を求めることである。

### 3.3 コードの特徴

- 1) SENHOR-Ⅱは、次の3種の事故を解析することができる。(Fig 10.5-1 参照)
  - (a) 下降管破断事故
  - (b) 圧力管破断事故(入口管, 出口管を含む)
  - (c) 主蒸気管破断事故
- 2) 配管の容積効果を考慮することができる。
- 3) 流路中におかれた燃料棒内の温度分布を計算することができる。
- 4) 装置の熱容量を考慮することができる。
- 5) 蒸気ドラム内の気液分離を記述することができる。
- 6) 加熱体の発熱量はインプットによって時間的に変えられる。



(i) Downcomer Rupture    (ii) Tube Rupture    (iii) Steam Main Rupture

Note (1) D: Down Comer (Recirculation Loop), F: Fuel, H: Header  
 M: Steam Main P: Pressure Tube (including Inlet, Outlet Tubes)  
 S: Steam Drum

Note (2) —: Flow Direction

Fig 10.5-1 Flow Model Schematic

- 7) 破断口の位置，大きさは任意に選択できる。
- 8) 逆流阻止弁および隔離弁の効果を考慮し，それらの時間依存の特性を考慮できる。
- 9) 出力されるものは蒸気ドラム，下部ヘッダの圧力，保有水量，蒸気量，温度，壁温度，蒸気ドラム液位，各配管，各要素での圧力，流量，クォリティ，流速，温度，管壁温度，臨界流の表示等である。

## 4. 解析モデル

### 4.1 概要

系全体を次のようにモデル化する。圧力管（入口管，上昇管を含む），下降管，主蒸気管を流路と考え，一次元モデルであつたが，その流れは準定常，すなわちタイムステップ幅 $\Delta t$ の間には変化しないとする。流量は流路の上・下流の圧力差によって定まる。蒸気ドラムと下部ヘッダーをリザーバと考え，その保有水量，エネルギー量は前タイムステップにおける値から，タイムステップ幅 $\Delta t$ の間に各流路から出入した水・エネルギー量を差し引きして求める。蒸気ドラム内部では飽和平衡状態であるとし，その圧力は内部の流体の密度とエネルギーから定まるとする。下部ヘッダーについては，二相状態では内部の流体の密度とエネルギーから圧力を計算し，サブクール状態では流量バランスから圧力を定める。

流路の任意の箇所に発熱部を考えることができる。計算はバンドルではなくピン1本について行なう。燃料ピンまたはヒーターピンについては，半径方向一次元座標で考え，軸方向伝熱は無視する。境界条件として流動計算部から，流量，クォリティ，圧力等が与えられる。また蒸気ドラム，下部ヘッダー容器壁および各配管壁の熱容量を考慮する。

以上まとめると計算コードは次の4つの部分に大別できる。

- 1) 流路内流動計算部
- 2) リザーバ（蒸気ドラム・下部ヘッダー）計算部
- 3) 燃料（ヒーターピン）温度上昇計算部
- 4) 装置熱容量計算部

次の各部のモデルについて詳細に説明する。

### 4.2 流動計算部

流路はいくつかの直管部と，それをつなぐ絞り部分又はベンド等から成っているとす。直管部は断面積が一様で，圧力損失が流体摩擦のみで与えられるとする。絞り部分は弁などをモデル化したもので，圧力損失が流量の自乗と流体平均密度および圧力損失係数で与えられるとする。流動計算は管内の径方向のボイド・流量分布は考えずに軸流一次元座標であつかう。また気相と液相の速度比（スリップ）は流速によらず一定で両者の密度のみに係とする。準定常流を仮定し1タイムステップの間では流量は一定とする。したがって運動量の時間的な変動による圧力勾配は考えない。

数値計算を行なうために，直管部をノードに分割し各ノード点で圧力，流量，クォリティ，平均密度，流体の全エンタルピ（エンタルピと運動エネルギーの和）を計算する。ノード間隔と，1タイムステップに流体の移動する距離を比較すると後者の方が大きいことがあり，このためノード出入口の流量，エネルギー流入・流出量から次のタイムステップのノード圧力・全エンタルピを求めるのは適当でない。各点の圧力は出入口圧力と圧力損失から決定され，そのような圧力になるようノード出入口の流量が定まるとする。コード上では下流流量

を仮定し、圧力勾配と流量を上流点まで計算し、上流圧力と比較することにより下流流量の仮定をやりなおす。圧力勾配の積分は単純オイラー法による。

全エンタルピはタイムステップ間に流体の移動する距離を求め、前タイムステップにそこにあった流体のエンタルピと途中で得たエネルギーの和から求める。移動距離の計算には前タイムステップの流量と平均密度を用いる。

臨界流量の計算には固有値法を用いる。また逆上弁は圧力損失係数、流路断面積を時間依存の関数として与える。

#### 4.3 リザーバー解析モデル

##### 4.3.1 概要

今回の解析にあたって、リザーバー（蒸気ドラム及び下部ヘッダー）のモデルの改良を行った。蒸気ドラム内のバッフル板の取扱いが重点になっているので、新しいモデルを、「バッフルモデル」と呼ぶことにする。従来のリザーバーの解析モデルと比較した特徴は次のようなものである。

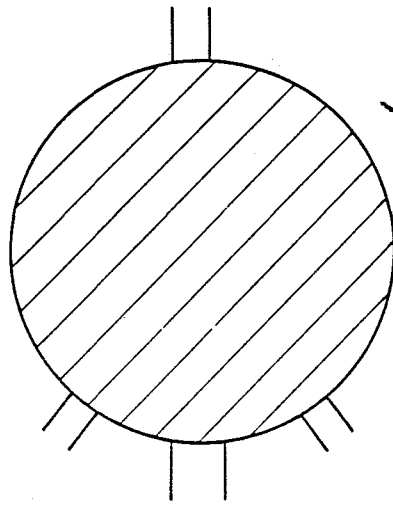
- i) 蒸気ドラム内の実機の構造、特にバッフル板、気水分離器の効果を取り入れることができる。
- ii) 蒸気ドラム水面下の気泡の上昇、沸騰時の水の巻上げ、水面上の水滴の存在など、保水量の詳細な挙動を取扱うことができる。
- iii) 注入冷却水による蒸気凝縮効果が扱える。
- iv) 下部ヘッダーがサブクール水で満たされた時、流出入水量のバランスを考慮し、流出入水量の過大、過少による圧力の無用な振動が生じないように考慮している。
- v) 下部ヘッダーの水面の形成を考える。但し繁雑を避けるために蒸気ドラムのような詳細な取扱いは行わない。
- vi) 蒸気ドラム、下部ヘッダーの従来のモデルもオプションの変数によって選択できるものとした。

今回作成した SENHOR-II コードでは、蒸気ドラムについて、三通りのモデルが選択できる。それらの概念を Fig 10.5-2 に示す。一様モデルは蒸気ドラム内が一様な二相流であるものとして、水面の形成を考慮しないものである。従って、蒸気ドラムの流出水のクォリティは、配管の位置によらず一定になる。チムニーモデルでは液面の形成を取扱い、水面下の気泡の上昇および下降管への渦による蒸気の巻込みも考慮している。蒸気ドラムは下降管の出口をチムニーと呼ばれる円筒が取囲んでいる構造になっている。一様モデル、チムニーモデルの詳細は文献 1) 2) を参照されたい。

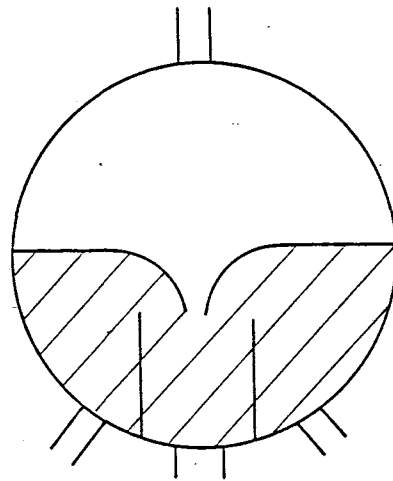
##### 4.3.2. バッフルモデル

今回機能を追加した蒸気ドラムのバッフルモデルは、実機に近い構造を取扱うことと、保有水の詳細な挙動を追うことに重点をおいている。計算上いろいろな仮定を用いたが、

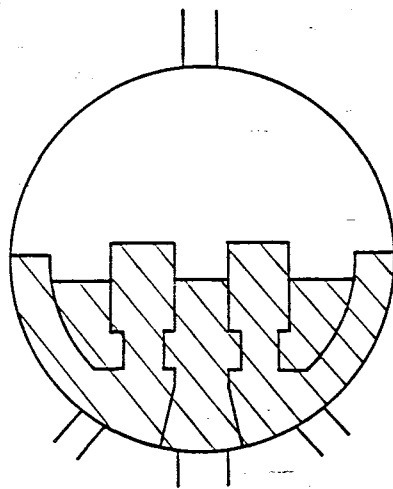




*Homogeneous Model*



*Chimney Model*



*Baffle Model*

*Fig. 10.5-2 Various Models of Steam Drum*

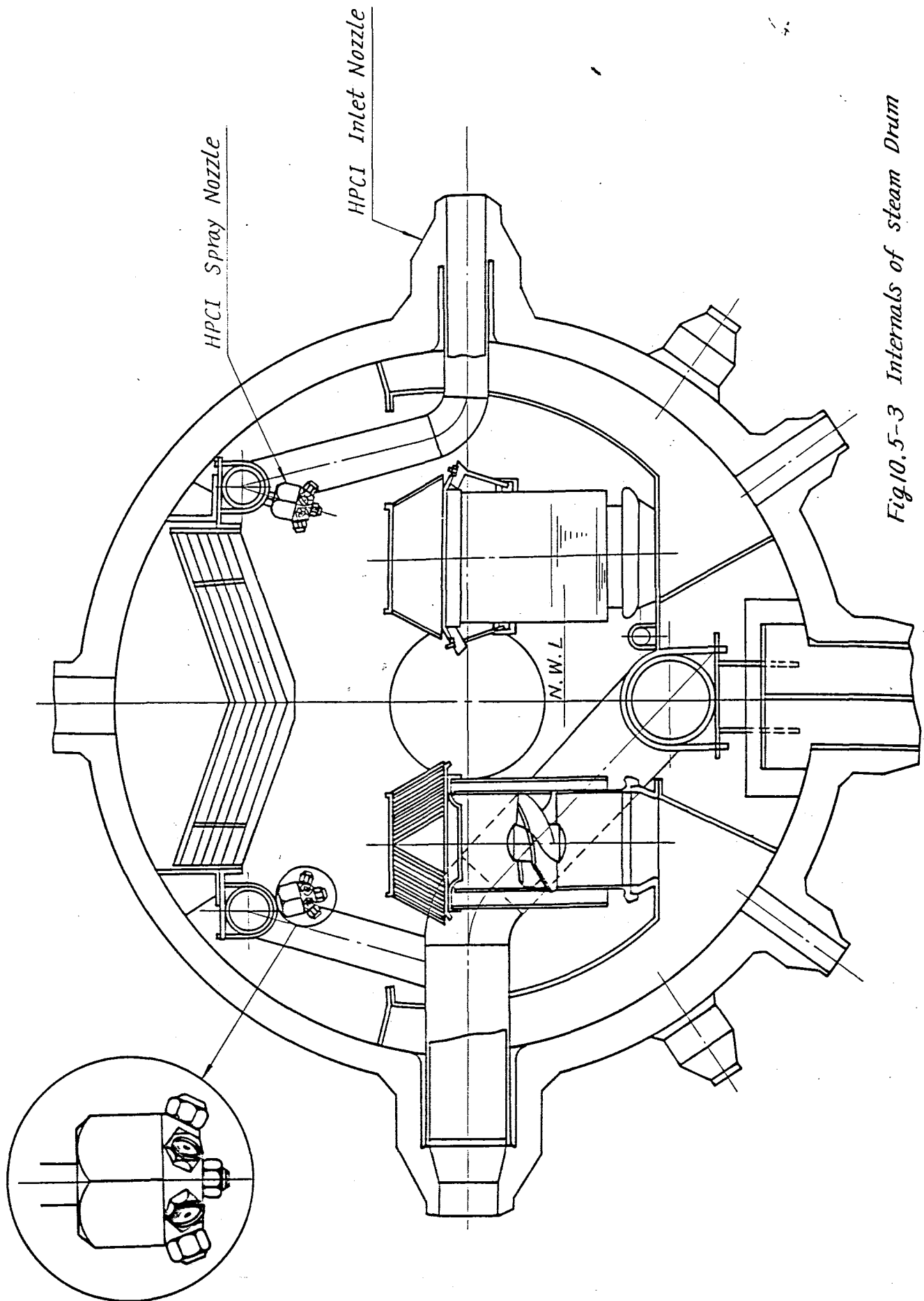


Fig. 10.5-3 Internals of steam Drum

順を追って説明することにする。

蒸気ドラム内では圧力、温度は一樣であるとする。これはバッフル板下（気水分離器の内部の体積を含んでいる。以下同じ）と、それ以外のドラム内部との間の圧力損失を無視し、常に圧力的に平衡であると考えていることになる。従って蒸気ドラム内の温度、圧力は内部構造に依らず、保有水量および全エネルギーで決定される。蒸気ドラム内部はバッフル板下、および水面によって液相部、気相部に分けることができる。バッフル下は一樣な二相状態であり、気相部は一樣に水滴が分布し、液相部には一定速度で上昇する気泡が存在するものとする。これらの三つの部分を独立に取扱い、これらの三部分の間および外部との水量、エネルギーの出入りを計算し、それぞれの状態の推移を計算している。

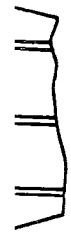
蒸気ドラムから配管への流出水の比エネルギーは配管出口付近のクォリティとスリップ比から求められる。液面高さが下降管の半径を越えた場合には気相部の蒸気の巻込みを考慮する。また液面高さが、ほぼドラム直径に均しくなったとき、水面は意味を持たないと思われるので一樣モデルと同じ状態を考えている。今はドラム直径 95% の値を仮定して計算している。バッフル板下より気水分離器を通してドラム内部に入る二相流は圧力管よりバッフル下への流入水が、バッフル下の体積におさまらないで押しだされたものとして計算する。気水分離器の効果を考えて、流出した二相流の蒸気は大部分水面上に入り、蒸気の一部と液体部全部は水面下に入るものとする。但し水面が気水分離器の高さを越えたとき、バッフル下からの流出二相流はすべて水面下に入るものとする。逆にバッフル下より圧力管への流れが存在する時には気水分離器を通してドラム内よりバッフル下への流出するものとしている。

水面下では一樣に気泡が発生し、一定速度で上昇しているものとする。従って気泡は高さに関して直線的に増加し、蒸気ドラムの水面では平均ボイド率の二倍の気泡が存在している。水面を通して気相部に入る蒸気は、体積比にして数%の水を巻上げるものとする。気相部に存在する水滴も一定速度で落下し、液相部に入る。

蒸気ドラム内のスプレーによる冷却水の注入水量は入力によって与えられるが、水面が存在する場合には、一定の凝縮効率に従って蒸気の凝縮に寄与し、他は水面下に入るものとする。

現在は水面高さが蒸気ドラム直径の 0.95 倍を越えた時、ドラム内は一樣になると仮定している。計算上ではドラム内がすべて液相部に属しているものとなっている。現象が進んで蒸気ドラム内平均ボイド率が 0.5、即ち蒸気ドラム上部でボイド率がほぼ 1 であると考えられる時点から再び水面が形成されるものと考えている。

下部ヘッダーは、形状の上から水面が存在するか疑問であるが、SENHOR-Ⅱコードでは、一樣モデルと気水分離モデルが選択できる。液面が形成されている場合でも、水面下の気泡の上昇は考えるが、水面上の液滴の存在を考えない。気相部の蒸気凝縮によって



発生した水滴は、すべて水面下に加えられるものとする。急速注水系によって凝縮した水滴も同様である。

下部ヘッダーは、急速注水系からのサブクール水の流入によって、全体がサブクール水で満たされることがある。このとき二相状態と異って圧縮性が小さいために、僅かの水量の過不足によって、圧力が大きく変動し、時間的に振動する可能性がある。SENHOR-II コードではこのような無用な振動を抑えるために、下部ヘッダー内がサブクール水で満たされた場合、流出入水量のバランスをとって下部ヘッダーの圧力を推定する方法をとっている。下部ヘッダー内が二相状態であるか、サブクール水であるかの判定は次のような方法で行っている。下部ヘッダー内の圧力、水量、全エネルギーが分れている時、そのエネルギーを再現する飽和水の密度を求め、実際の密度と比較して大きい時はサブクール水、小さい時は二相状態であると判定している。サブクール水で満たされている場合には、密度の差に相当する水量のみ流入を許すようにしている。以上の手順を Fig 10.5-4 に示す。

#### 4.3.3 チムニーモデル

蒸気ドラム内の液面を考え、液面より上方には蒸気のみ、下方は水と蒸気の一様な混合状態とする。液面下の蒸気は一様な速度（入力で与える）で上昇するとし、流出部付近の液面は円弧であると仮定する。（Fig 10.5-5）液面下の減圧沸騰は考慮する。また流出水と蒸気の数値比、スリップは入力できるようにする。

#### 4.4 燃料温度上昇計算部

流路の直管部に対して一種類の発熱部を考える。したがってバンドル内の発熱分布は考えない。熱計算は一つの発熱部に対して1本のピンについてのみ計算を行ない、流体に伝わる熱量は1本のピンからの伝熱量を定数倍して求める。ピンの軸方向伝熱は無視して半径方向のみの伝熱を計算する。熱源として中性子による核分裂エネルギー、放射性物質の崩壊エネルギーを考え、発生熱量の時間変化を入力で与える。また径方向の出力分布も考慮できるようにした。燃料棒表面の熱伝達率は、チャンネル内流量、クォリティ、圧力、温度、流体密度から求める。燃料ペレットの比熱、熱伝導率等は温度依存の関数として入力で与える。ペレットと被覆管との熱伝達はギャップコンダクタンスを用いて計算することとし、これを入力で与える。

燃料棒表面の熱伝達率は単相流の時 Dittus-Boelter の式、核沸騰の時 Jens-Lottes の式、膜沸騰の時、一定値  $200 \text{ Kcal/m}^2 \text{ h } ^\circ\text{C}$  を用い、核沸騰—膜沸騰の遷移の判定は永井の式等を用いる。

#### 4.5 装置熱容量の計算

蒸気ドラム、下部ヘッダ容器壁、および各配管壁の熱容量を考慮する。これらを平面平板で近似し、管外側または容器外側は保温材が存在することから断熱とし、また、内側にはステップ状の温度変化が加わるとする。

T : Time  
 $\Delta T$  : Time mesh  
 PDRM : Pressure in Steam Drum  
 PHED : Pressure in Lower Header

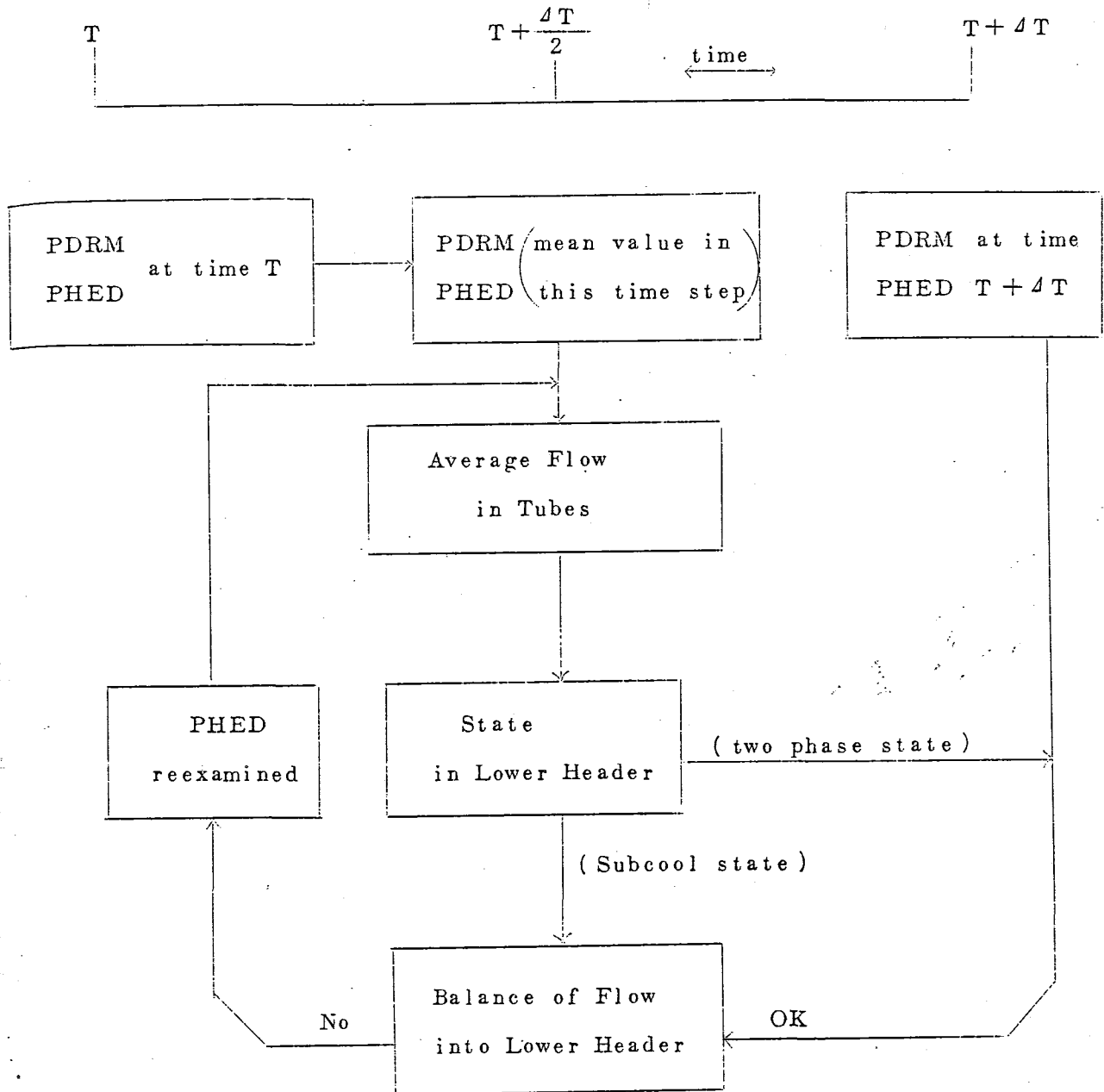


Fig. 10.5-4 Flow Chart for Reservoir Pressure Estimation

計算は単純さを目的として壁内温度分布は計算せずに、壁表面温度が下がったときのレスポンスとして壁内の熱が流体に伝わるという形で現象をとらえる。

## 5. 計算式

### 5.1 流動計算部

#### 5.1.1 計算式の導出

##### (1) 基礎式

流体の連続の式は

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = -\nabla \cdot \rho v \quad \dots\dots\dots(1)$$

運動方程式は

$$\frac{\partial}{\partial t} \rho v = -[\nabla \cdot \rho v v] - \nabla P - [\nabla \cdot \tau] + \rho g \quad \dots\dots\dots(2)$$

エネルギー方程式は

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} \rho \left( U + \frac{1}{2} v^2 \right) = & -(\nabla \cdot \rho v \left( U + \frac{1}{2} v^2 \right)) - (\nabla \cdot q) \\ & + \rho (v \cdot g) - (\nabla \cdot P v) - (\nabla \cdot [\tau \cdot v]) \quad \dots\dots\dots(3) \end{aligned}$$

上式を1次元流路に適用すると(1)式は  $\rho v = G$  より

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = -\frac{\partial G}{\partial z} \quad \dots\dots\dots(4)$$

(2)式は重力項を無視して、単位系を考慮すると ( $P = \frac{1}{g} p$ )

$$\frac{1}{g} \frac{\partial G}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial z} \frac{G^2}{\rho} = -\frac{\partial P}{\partial z} - F \quad \dots\dots\dots(5)$$

ここで摩擦の大きさ  $F = \frac{1}{g} [\nabla \cdot \tau]$  とおいた。

(3)式は、重力項および管路であることから右辺第5項は無視してエンタルピを用いて表わせは

$$\frac{\partial \rho H}{\partial t} + \frac{\partial G H}{\partial Z} = Q + \frac{\partial P}{\partial t} - \frac{1}{g} \left( \frac{\partial}{\partial t} \left( \frac{G^2}{2\rho} \right) + \frac{\partial}{\partial Z} \left( \frac{G^3}{2\rho^2} \right) \right) \dots\dots\dots(6)$$

ここで  $H = \frac{1}{g} \left( U + \frac{P}{\rho} \right)$  又伝熱量を  $Q = -\frac{1}{g} \nabla q$  で表わした。

次に準定常流の仮定をする。(4)(5)(6)の時間微分の項が無視できて(4)(5)(6)は

$$\frac{dG}{dZ} = 0 \dots\dots\dots(7)$$

$$\frac{d}{dZ} \left( \frac{G^2}{g\rho} + P \right) = -F \dots\dots\dots(8)$$

$$G \frac{d}{dZ} \left( H + \frac{G^2}{2g\rho^2} \right) = Q \dots\dots\dots(9)$$

(8), (9)は单相流の式であるが、二相流の場合にはすべり比  $S$  を考慮して(5), (6)は

$$\frac{d}{dZ} \left( \frac{G}{g} (1-X+SX) V_L + P \right) = -F \dots\dots\dots(10)$$

$$G \frac{d}{dZ} \left( X \left( \frac{S^2 V_L^2}{2g} + H_g \right) + (1-X) \left( \frac{V_L^2}{2g} + H_L \right) \right) = Q \dots\dots\dots(11)$$

このうちクォリテイ  $X$  を求めるために(11)式を使用し、また圧力勾配  $\frac{\partial P}{\partial Z}$  を求めるため(8), (9)または(10), (11)を連立させて解く。配管の容積効果を考慮するために(4)式を使用する。(4)式と、(8)~(11)式は無視した項が異なるので連立させてはならない。

次にクォリテイ、流速、流量の関係を求める。ボイド率を  $\alpha$  とすると、管の断面を考えた時、気相の流れる部分の比が  $\alpha$  であるから

$$G = \alpha V_g \rho_g + (1-\alpha) V_L \rho_L \dots\dots\dots(12)$$

一万クォリテイは、全流量に対する気相流量の比であるから

$$X = \frac{\alpha V_g \rho_g}{\alpha V_g \rho_g + (1-\alpha) V_L \rho_L} = \frac{\alpha}{\alpha + (1-\alpha) \frac{\rho_L}{S\rho_g}} \dots\dots\dots(13)$$

(12), (13)式から  $\alpha$  を消去すると

$$V_l = \frac{x\rho_l + S(1-x)\rho_g}{S\rho_g\rho_l} G \quad \dots\dots\dots (14)$$

また(13)式より

$$\alpha = \frac{x\rho_l}{x\rho_l + S(1-x)\rho_g} \quad \dots\dots\dots (15)$$

流体の平均密度  $\rho$  は

$$\rho = \alpha\rho_g + (1-\alpha)\rho_l = \frac{\rho_l\rho_g\{S(1-x) + x\}}{x\rho_l + S(1-x)\rho_g} \quad \dots\dots\dots (16)$$

次にすべり比  $S$  に次の仮定を設ける。

$$S = \sqrt{\frac{\rho_l}{\rho_g}} \quad \dots\dots\dots (17)$$

これは臨界条件下で  $ds$  項が無視できるようになるからである (臨界流量が3桁まで影響を受けない。)

(2) 流体の全エンタルピとクォリテイ

(9)式を積分すると

$$H + \frac{G^2}{2g\rho^2} = E_c + \int \frac{Q}{G} dz \quad \dots\dots\dots (18)$$

(11)式を積分すると

$$x \frac{V_l^2}{2g} (S^2 - 1) + x(H_g - H_l) + \frac{V_l^2}{2g} + H_l = E_c + \int \frac{Q}{G} dz \quad \dots\dots\dots (19)$$

(18), (19)の右辺は流体の全エンタルピ (エンタルピと運動エネルギーの和) を表わす。これを  $E(z, t + \Delta t)$  とすると, 流体の移動と途中の熱吸収を考えれば,

$$F(z, t + \Delta t) = E(z', t) + \int_{z'}^z \frac{Q}{G} dz \quad \dots\dots\dots (20)$$



ここで

$$z' = z - \int_t^{t+\Delta t} v(z', \tau) d\tau \quad \dots\dots\dots (21)$$

で与えられる。

(19)式に(14)式を代入すると

$$Ax^3 + Bx^2 + Cx + D = 0 \quad \dots\dots\dots (22)$$

ただし

$$A = \frac{(S^2 - 1) \{ \rho_l^2 + \rho_g \rho_l (1 - 2S) \}}{2g \rho_g \rho_l^3} G^2$$

$$B = \frac{2(S-1)(S^2-1)\rho_g\rho_l + (1-2S)\rho_g\rho_l + \rho_l^2}{2g\rho_g\rho_l^3} G^2$$

$$C = H_g - H_l + \frac{\{2(S-1) + (S^2-1)\}\rho_g\rho_l}{2g\rho_g\rho_l^3} G^2$$

$$D = H_l - E + \frac{\rho_l\rho_g}{2g\rho_g\rho_l^3} G^2$$

$$E = E_c + \int \frac{Q}{G} dz = E(z, t + \Delta t)$$

この三次方程式を解くことによりクォリティは圧力と流量と全エンタルピから求められる。

### (3) 圧力勾配

(a) 単相流の時：(8), (9)式の微分を実行すると

$$x_{MP} \frac{dp}{dz} + x_{MH} \frac{dH}{dz} = F \quad \dots\dots\dots (23)$$

$$x_{EP} \frac{dp}{dz} + x_{EH} \frac{dH}{dz} = -Q$$

ここで、

$$x_{MP} = \frac{G^2}{g\rho^2} \left( \frac{\partial \rho}{\partial p} \right)_H - 1$$

$$x_{MH} = \frac{G^2}{g\rho^2} \left( \frac{\partial \rho}{\partial H} \right)_P$$

$$x_{EP} = \frac{G^3}{g \rho^3} \left( \frac{\partial \rho}{\partial p} \right)_H$$

$$x_{EH} = \frac{G^3}{g \rho^3} \left( \frac{\partial \rho}{\partial H} \right)_P - G$$

故に圧力勾配は(23), (24)を連立させて解けば

$$\frac{dp}{dz} = \frac{F \cdot x_{EH} + Q \cdot x_{MH}}{x_{MP} \cdot x_{EH} - x_{EP} \cdot x_{MH}} \quad \dots\dots\dots(25)$$

(b) 二相流の時: (10), (11)式の微分を実行し,  $ds$ の項を無視すると

$$x_{MP} \frac{dp}{dz} + x_{MV} \frac{dv_l}{dz} = -F \quad \dots\dots\dots(26)$$

$$x_{EP} \frac{dp}{dz} + x_{EV} \frac{dv_l}{dz} = Q \quad \dots\dots\dots(27)$$

ただし

$$x_{MP} = 1 + \frac{v_l^2}{g} \cdot \frac{s(s-1)}{mM} \rho_g \rho_l \xi$$

$$x_{MV} = \frac{s \rho_g \rho_l v_l}{gm} \left( 2(s-1) + \frac{\rho_l - s^2 \rho_g}{M} \right)$$

$$x_{EV} = \frac{s \rho_g \rho_l}{m} \left( \frac{v_l^2}{g} \cdot \frac{3}{2} (s^2 - 1) + \frac{\rho_l - s^3 \rho_g}{M} \right) + (H_g - H_l)$$

$$x_{EP} = \frac{v_l^3}{2g} \frac{s(s^2-1) \rho_g \rho_l}{mM} \xi + \frac{s v_l}{M} \rho_g \rho_l \left( \eta + \frac{H_g - H_l}{m} \xi \right)$$

$$m = \rho_l - s \rho_g$$

$$M = x \rho_l + s(1-x) \rho_g$$

$$\eta = x \frac{dH_g}{dp} + (1-x) \frac{dH_l}{dp}$$

$$\xi = x \cdot \frac{\rho_l}{\rho_g} \frac{d\rho_g}{dp} + (1-x) \frac{\rho_g}{\rho_l} \frac{d\rho_l}{dp}$$

故に圧力勾配は

$$\frac{dp}{dz} = \frac{x_{EV} \cdot F + x_{MV} \cdot Q}{x_{EP} \cdot x_{MV} - x_{EV} \cdot x_{MP}} \quad \dots\dots\dots(28)$$

(4) 臨界流量の計算

(a) 単相流の時：圧力勾配が無限大の所で臨界であるから、(25)式の分母を0とおけば

$$x_{MP} \cdot x_{EH} - x_{EP} \cdot x_{MH} = 0 \quad \dots\dots\dots (29)$$

G について整理すると

$$\frac{1}{g} \left( \frac{\partial \rho}{\partial H} \right)_P + \rho \left( \frac{\partial \rho}{\partial p} \right)_H \frac{G^2}{\rho^3} + 1 = 0 \quad \dots\dots\dots (30)$$

故に

$$G = \rho \sqrt{\frac{g \rho}{\left( \frac{\partial \rho}{\partial H} \right)_P + \rho \left( \frac{\partial \rho}{\partial p} \right)_H}} = \rho a \quad \dots\dots\dots (31)$$

ここで

$$a = \sqrt{\frac{g \rho}{\left( \frac{\partial \rho}{\partial H} \right)_P + \rho \left( \frac{\partial \rho}{\partial p} \right)_H}} \quad \dots\dots\dots (32)$$

は音速である。

(b) 二相流の時：(28)式の分母を0とおけば

$$x_{EP} \cdot x_{MV} - x_{EV} \cdot x_{MP} = 0 \quad \dots\dots\dots (33)$$

$v_l$  について整理すると

$$\begin{aligned} & (S-1)^2 \{ 1 - x(S-1) \} \xi \left( \frac{V_l^2}{g} \right)^2 \\ & + 2 \left\{ [\rho_l \{ 1 + 2(S-1)X \} - S \rho_g \{ 2 - S + 2(S-1)X \}] \eta \right. \\ & + \{ 1 + (S-1)X \} \xi (H_g - H_l) - M \left\{ [ 2 + 3(S^2 - 1)X ] \left( \frac{1}{2S\rho_g} \right) \right. \\ & \left. \left. - [ 3 - S^2 + 3(S^2 - 1)X ] \frac{1}{2\rho_l} \right\} \frac{V_l^2}{g} \right. \\ & \left. - 2M^2 (H_g - H_l) \frac{1}{S\rho_g \rho_l} \right\} = 0 \quad \dots\dots\dots (34) \end{aligned}$$

これは  $\left( \frac{V_l^2}{g} \right)$  に関して二次方程式となっている。これと(34)式から臨界流量が定ま

る。

(5) 摩擦圧力損失

(a) 単相流の時：単位長さ当りの摩擦圧力損失 F は次式により求められる。

$$F = \frac{1}{2g} \frac{f}{De} \frac{G^2}{\rho} \quad \dots\dots\dots (35)$$

ここで  $f$  は摩擦損失係数であり、ブラジウス及びニコラゼの式(9)を用いて算出する。

$$\begin{aligned}
 f &= 64 \operatorname{Re}^{-1} && \operatorname{Re} < 2400 \\
 &= 0.3164 \operatorname{Re}^{-0.25} && 2400 < \operatorname{Re} < 1.2 \times 10^5 \\
 &= 0.0032 + 0.221 \operatorname{Re}^{-0.237} && 1.2 \times 10^5 < \operatorname{Re} \\
 \operatorname{Re} &= \frac{v \cdot D_e}{\nu} \dots\dots\dots(36)
 \end{aligned}$$

(b) 二相流の時：二相流の時の摩擦損失は、Martinelli & Nelson の方法(10)又は Thom の方法(11)による。いずれも単相流の時の摩擦損失に係数をかけることによって求める。すなわち、

$$F = \frac{1}{2g} \frac{f}{D_e} \frac{G^2}{\rho} \phi^2 \dots\dots\dots(37)$$

ここで  $\rho$ ,  $f$  は液相単相流の値を使用する。 $\phi^2$  が二相流摩擦損失係数であり次式で近似する。

Martinelli & Nelson 法の時

$$\phi^2 = \phi_0^2 (1-X)^{1.75} \dots\dots\dots(38)$$

ここで

$$\phi_0^2 = (1 + X_{tt}^{-0.636})^{2.75}$$

$$X_{tt} = \left( \frac{\mu_l}{\mu_g} \right)^{0.143} \left( \frac{\rho_g}{\rho_l} \right)^{0.571} \left( \frac{1-X}{X} \right)$$

Thom の方法の時、Table 10.5-1 に示す値を補間して使用する。補間法は圧力、 $\phi^2$ 、クォリティとも対数をとって、直線補間を行なう。ただしクォリティ 0~0.01 の間だけは対数をとらずにそのまま直線補間を行なう。

(6) 絞り部の圧力損失

流路断面積  $A$  の配管(上流側)が断面積  $A_0$  の絞り部をかいて断面積  $B$  の配管とつながっているとす。ここでの圧力損失係数を  $\lambda$  とし、 $W$  の流量があれば断面積が  $B$  の部分の圧力を  $P$  とし、断面積が  $A$  の部分の圧力を  $P'$  とすると、

$$P' + \frac{1}{2g} \frac{W^2}{\rho A^2} = P + \frac{1}{2g} \frac{W^2}{\rho B^2} + \lambda \frac{1}{2g} \frac{W^2}{\rho A^2} \dots\dots\dots(39)$$

となる。二相流の時  $\rho$  はすべり比  $S=1$  とした平均密度を使用する。[  $\rho = \rho_l \cdot \rho_g / \{ X \rho_l + (1-X) \rho_g \}$  ]

臨界流の時には絞り部圧力（臨界圧力）を  $P_c$ ，断面積が  $A$  の管と絞りとの圧力損失係数を  $\lambda_0$  とし

$$P' + \frac{1}{2g} \frac{W^2}{\rho A^2} = P_c + \frac{1}{2g} \frac{W^2}{\rho A_0^2} + \lambda_0 \frac{1}{2g} \frac{W^2}{\rho A^2} \dots\dots\dots(40)$$

として近似する。すなわち圧力差は、未臨界時には圧力損失係数  $\lambda$  のみが影響し、臨界時には未臨界時とは異なった損失係数  $\lambda_0$  に依存する。 $\rho$  は臨界点での値を使用する。結局、圧力差は未臨界の時

$$\Delta P = P' - P = \frac{W^2}{2g\rho} \left( \frac{1}{B^2} + \frac{\lambda}{A^2} - \frac{1}{A^2} \right) \dots\dots\dots(41)$$

臨界のとき

$$\Delta P = \frac{W^2}{2g\rho} \left( \frac{1}{A_0^2} + \frac{\lambda}{A^2} - \frac{1}{A^2} \right) \dots\dots\dots(42)$$

で計算される。

Table 10.5-1 Multiplier for two-phase Flow Pressure Loss by Thom

第10.5-1表 Thomによる二相流摩擦損失係数

| Quality | Pressure (Psia) |       |       |       |       |       |
|---------|-----------------|-------|-------|-------|-------|-------|
|         | 100             | 250   | 600   | 1250  | 2100  | 3000  |
| 0.0     | 1.00            | 1.00  | 1.00  | 1.00  | 1.00  | 1.00  |
| 0.01    | 2.7             | 2.12  | 1.46  | 1.10  | 1.00  | 1.00  |
| 0.015   | 3.7             | 2.71  | 1.60  | 1.16  | 1.00  | 1.00  |
| 0.02    | 4.7             | 3.22  | 1.79  | 1.22  | 1.06  | 1.00  |
| 0.03    | 6.6             | 4.29  | 2.13  | 1.35  | 1.11  | 1.00  |
| 0.04    | 8.4             | 5.29  | 2.49  | 1.48  | 1.16  | 1.00  |
| 0.05    | 11.             | 6.29  | 2.86  | 1.62  | 1.21  | 1.02  |
| 0.06    | 12.             | 7.25  | 3.23  | 1.77  | 1.26  | 1.03  |
| 0.07    | 13.             | 8.20  | 3.61  | 1.92  | 1.31  | 1.04  |
| 0.08    | 15.             | 9.15  | 3.99  | 2.07  | 1.37  | 1.05  |
| 0.09    | 17.             | 10.1  | 4.38  | 2.22  | 1.42  | 1.06  |
| 0.10    | 18.             | 11.1  | 4.78  | 2.39  | 1.48  | 1.08  |
| 0.15    | 26.             | 15.8  | 6.60  | 3.03  | 1.75  | 1.16  |
| 0.2     | 33.             | 20.6  | 8.42  | 3.77  | 2.02  | 1.24  |
| 0.3     | 51.             | 30.2  | 12.1  | 5.17  | 2.57  | 1.40  |
| 0.4     | 67.             | 39.8  | 15.8  | 6.59  | 3.12  | 1.57  |
| 0.5     | 83.             | 49.4  | 19.5  | 8.03  | 3.69  | 1.73  |
| 0.6     | 100             | 59.1  | 23.2  | 9.49  | 4.27  | 1.88  |
| 0.7     | 120             | 68.8  | 26.9  | 10.19 | 4.86  | 2.03  |
| 0.8     | 130             | 78.7  | 30.7  | 12.4  | 5.45  | 2.18  |
| 0.9     | 150             | 88.6  | 34.5  | 13.8  | 6.05  | 2.33  |
| 1.0     | 170             | 98.86 | 38.30 | 15.33 | 6.664 | 2.480 |

Values at 100 Psia are decided from figure

5.1.2 差分近似

タイムステップを  $i$  で、空間ノードを  $j$  で表わせば、流量計算式(4)は

$$G_{i,j} = G_{i,j+1} + \frac{\Delta z}{\Delta t} (\rho_{i,j+1} - \rho_{i-1,j+1}) \dots\dots\dots(43)$$

圧力計算式は

$$P_{i,j} = P_{i,j+1} - \Delta z \left( \frac{dP}{dz} \right)_{i,j+1} \dots\dots\dots(44)$$

全エンタルピは(40)式より

$$E_{i+1,j} = E_{i,k} + \sum_{n=k+1}^j \frac{\Delta z Q}{G_{i,n}} \dots\dots\dots(45)$$

kは

$$\sum_{n=k+1}^j \Delta z n / \left( \frac{G_{i,n}}{\rho_{i,n}} \right) < \Delta T < \sum_{n=k}^j \Delta z n / \left( \frac{G_{i,n}}{\rho_{i,n}} \right)$$

となるようにする。

## 5.2 リザーバーに関する計算

### 5.2.1 バッフルモデル

バッフルモデルでは蒸気ドラムは、バッフル板下（気水分離器体積を含む）、水面上（気相部）、水面下（液相部）、の三つの部分に分けて、それぞれの状態を計算する。各部分は、配管出口、気水分離器および水面を通じて、水量、エネルギーの出入りがある。次のように、それぞれの新しいタイム・ステップの状態を求めることができる。

配管流量の計算から、すでにドラム圧力は定まっている。これから物性値として、蒸気ドラム内の飽和蒸気、飽和水の密度  $\rho_g, \rho_l$  および比エンタルピ  $h_g, h_l$  が求められる。新しいタイム・ステップにおける水量を  $W$ 、エンタルピを  $H$  とすると、その部分の飽和蒸気、飽和水の質量を  $W_g, W_l$  とすると、

$$W = W_l + W_g \dots\dots\dots(1)$$

$$E = h_l W_l + h_g W_g \dots\dots\dots(2)$$

故に

$$W_l = (H - h_g W) / (h_l - h_g) \dots\dots\dots(3)$$

$$W_g = W - W_l = (H - h_l W) / (h_g - h_l) \dots\dots\dots(4)$$

このとき蒸気、水がそれぞれ占める体積  $V_g, V_l$

$$V_g = W_g / \rho_g \dots\dots\dots(5)$$

$$V_l = W_l / \rho_l \dots\dots\dots(6)$$

よってボイド率  $\alpha$  は

$$\alpha = V_g / (V_g + V_l) \dots\dots\dots(7)$$

バッフル板下から気水分離器を通じてドラム内部に入る水量は未知であるから、配管からバッフル板下への流入量を計算し、ここでの二相流の占める体積 ( $V_g + V_l$ ) が、バッフル板下の体積を越えればドラム内部への流出、不足すれば流入することになる。一様モデルでは蒸気ドラム全体を一つの部分と考え、チムニーモデルは水面上、水面下の二つの部分に分けて考える。下部ヘッダーについてもほぼ同様である。

配管内の流れを計算するために、リザーバーより配管に流出する二相流のクォリティと、エネルギーを与える必要がある。

スリップ比  $S$  を、蒸気、水の流出速度を  $v_g, v_l$  として次のように求める。

$$S = v_g / v_l = (\sqrt{\rho_l / \rho_g}) (1.0 - S_f) + S_f \quad \dots\dots\dots(8)$$

ここで  $S_f$  は、摩擦を考慮するための補正であり、0 から 1 の間の値をデータとして与えることができる。特に  $S_f = 1$  のとき  $v_g = v_l$  である。配管出口付近のボイド率を  $\alpha$  とすると、流出二相流のクォリティ  $X$  は、

$$X = \frac{S \alpha \rho_g}{S \alpha \rho_g + (1.0 - \alpha) \rho_l} \quad \dots\dots\dots(9)$$

よってその単位質量当りのエンタルピー  $E_{out}$  は、

$$E_{out} = X h_g + (1.0 - X) h_l \quad \dots\dots\dots(10)$$

となる。

水面上の蒸気が下降管に巻き込まれる時は特にスリップ比を計算する必要がある。水面と下降管出口との圧力差を  $\Delta P$  とし、このときの蒸気速度を  $v_s$  とすると

$$\frac{1}{2} \rho_g v_s^2 = \Delta P \quad \dots\dots\dots(11)$$

$$\frac{1}{2} (1 - X) v_l^2 + \frac{1}{2} X v_g^2 = \Delta P \left( \frac{1 - X}{\rho_l} + \frac{X}{\rho_g} \right) \quad \dots\dots\dots(12)$$

これより  $v_g = S v_l$  を利用して  $\Delta P$  を消去すれば

$$v_s = v_l \sqrt{\frac{(1 - X) \rho_l + S^2 X \rho_l}{(1 - X) \rho_g + X \rho_l}} \quad \dots\dots\dots(13)$$

これよりガス巻込みのあった時の下降管流出水の密度、比エネルギーが求められる。ここでは渦の断面を円弧と仮定しているため、巻込みは水面高さが下降管半径より低くなつた時に生じる。

緊急冷却系から注入されたサブクール水は、入力によって与えられる凝縮効率  $E_c$  によって蒸気凝縮への寄与が決定される。但し、水面上の蒸気がすべて飽和水になる状態以上



には冷却できないので寄与の上限も決定される。水面上の蒸気量を  $w_g$ 、飽和蒸気と飽和水の比エンタルピをそれぞれ  $h_g$ 、 $h_\ell$ 、また注入されたサブクール水の水量を  $w_a$ 、その比エンタルピを  $h_a$  とすると、蒸気凝縮への寄与

$$\text{水量} = w_a \times E_c \quad \text{エンタルピ} = (h_\ell - h_a) \times w_a \times E_c \quad \dots\dots\dots(14)$$

但し、次の上限を越えてはならない。

$$\text{水量} = w_g \times \frac{h_g - h_\ell}{h_\ell - h_a} \quad \text{エンタルピ} = w_g \times (h_g - h_\ell) \quad \dots\dots\dots(15)$$

注入水の残りはすべて水面下に入るものとしている。

### 5.2.2 チムニーモデル

まず、水-蒸気が一様な系から流出する際の水のもつエネルギーについて考慮する。リザーバ中または液相中のボイドは一様に分布しているとして、流出口またはチムニー入口近傍でのみ吸込みによって分布が変化しているとする。チムニー入口近傍で流れに垂直な断面を考えると、圧力が一定とみなせる範囲では、すべての断面を通過する蒸気量および水量は、準定常計算の仮定により一定である。また流路断面において、ボイド率  $\alpha$  とクォリティ  $x$  との間には、スリップを  $s$  としたとき、

$$x = \frac{s \alpha \rho_g}{s \alpha \rho_g + \rho_l (1 - \alpha)} \quad \dots\dots\dots(16)$$

の関係がある。流路断面がチムニー入口から離れるにしたがいボイド率  $\alpha$  はドラム中または液相中のボイド率に近づく。したがって、 $\alpha$  としてドラム中の平均ボイド率を使用しても、スリップをチムニー入口から十分離れたところでの値を用いれば(23)式は流出水のクォリティを与える。また流出水のもつ平均エンタルピ  $E$  は

$$E = x \cdot H_g + (1 - x) H_l \quad \dots\dots\dots(17)$$

となる。また、スリップ  $s$  は気相と液相との間に摩擦が無ければ、ベルヌイの定理より

$$\frac{1}{2} \rho_g v_g^2 = \frac{1}{2} \rho_l v_l^2 \quad \dots\dots\dots(18)$$

ゆえに

$$s = \frac{v_g}{v_l} = \sqrt{\frac{\rho_l}{\rho_g}} \quad \dots\dots\dots(19)$$

で表わされ、摩擦が十分大きければ

$$s = 1 \quad \dots\dots\dots(20)$$

となる。

次に液面上の蒸気を巻き込む場合について調べる。(Fig 10.5-5) 液面を円弧と仮定することにより、液位が知られていればチムニー入口または流出口での水平断面における二相流の通る部分と、蒸気の通る部分の面積がわかる。それを  $A_l$ 、 $A_s$  とする。二相流側

のクォリテイを  $x$ ，水の流速を  $v_l$ ，蒸気の流速を  $v_g$ ，スリップ  $s$ ，液面上の蒸気の流速を  $v_s$  とする。リザーバー内流体静止部分の圧力と流出口またはチムニー上部の圧力差を  $\Delta p$  とすると，流体に働く圧力と運動エネルギーの関係から，

$$\frac{1}{2} \{ (1-x) v_l^2 + x v_g^2 \} = \Delta p \left[ \frac{1-x}{\rho_l} + \frac{x}{\rho_g} \right] \quad \dots\dots\dots (21)$$

$$\frac{1}{2} \rho_g v_s^2 = \Delta p \quad \dots\dots\dots (22)$$

となる。

$$Y = \frac{v_s}{v_l} \quad \dots\dots\dots (23)$$

とにおいて  $\Delta p$  を消去すると

$$Y = \sqrt{\frac{(1-x) \rho_l + s^2 x \rho_l}{(1-x) \rho_g + x \rho_l}} \quad \dots\dots\dots (24)$$

流出水の流量を  $G$ ，流出流体の平均エンタルピを  $E$  とする

$$G \cdot E = A_s H_g \rho_g v_s + A_l H_l \rho_l v_l (1-\alpha) + A_l H_g \rho_g v_g \alpha \quad \dots\dots\dots (25)$$

$$G = A_s \rho_g v_s + A_l \rho_l v_l (1-\alpha) + A_l \rho_g v_g \alpha \quad \dots\dots\dots (26)$$

ゆえに

$$E = \frac{GE}{G} = \frac{A_s H_g \rho_g Y + A_l H_l \rho_l (1-\alpha) + A_l H_g \rho_g s \alpha}{A_s \rho_g Y + A_l \rho_l (1-\alpha) + A_l \rho_g \alpha s} \quad \dots\dots\dots (27)$$

となる。 $\alpha$  は液相中のボイド率でありこれと  $s$  から (16) 式により  $x$  が定まり，(24) 式を用いて  $Y$  が定まり，(27) 式から  $E$  が定まる。これと 5.1 節の (19) 式から流出水のクォリテイが求められる。

次に液位の計算法について述べる。前タイムステップにおける保有水量，エネルギーの入出量を差引いて現ステップでの保有水量，エネルギー量が定まる。同時に (19)，(24)，(26) 式と，流量  $G$  から  $v_s$  が計算されるので，液面上の蒸気変化量もわかる。またボイド上昇速度（インプットで与える。）と液面表面積から水中の蒸気のうち液面上にでる量が計算される。これらから現ステップにおける液面上蒸気量が計算される。保有水量とエネルギー量から圧力が定まるが，同時に水と蒸気の割合もきまる。この蒸気量から液面蒸気量を引いたものは，水中に存在する水蒸気量である。この容積と水の容積から液面が計算される。

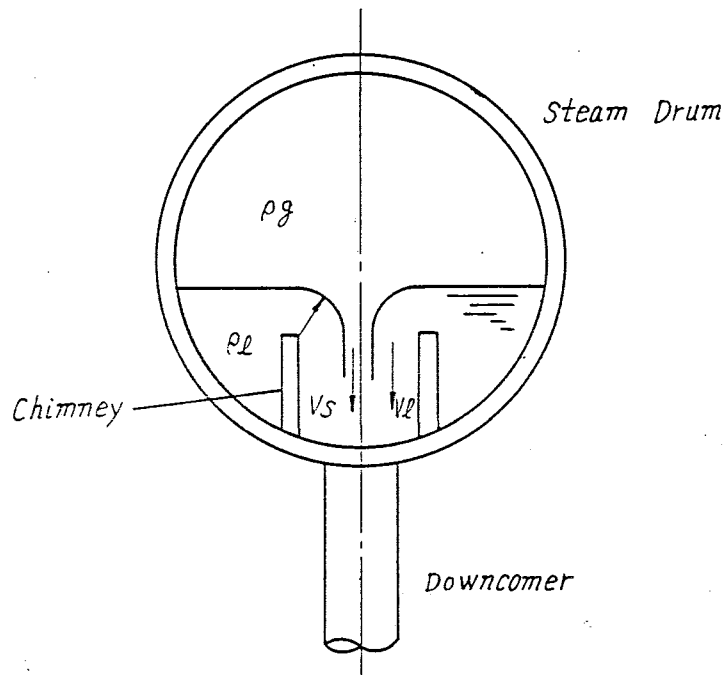


Fig10.5-5 Flow and Structure Model Steam Drum

### 5.3 燃料温度上昇計算部

#### 5.3.1 熱伝導計算

燃料ペレット，被覆管を半径方向にそれぞれ  $N_f$ ， $N_c$  ( $N_r = N_f + N_c$ ) 個に分割し，各ノード間の熱のやりとり，温度上昇を考慮すると，(Fig. 10.5-6 参照)

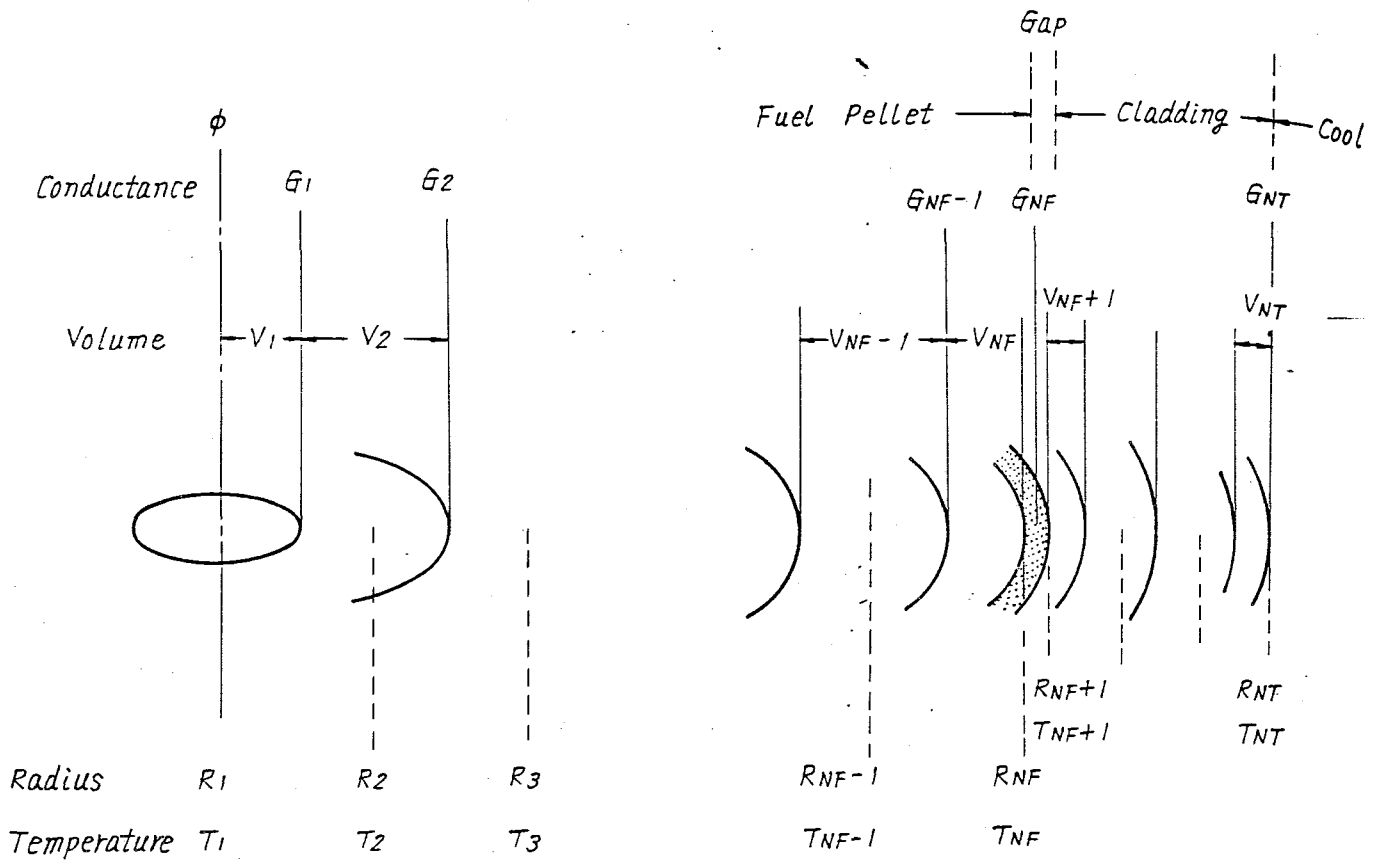


Fig10.5-6 Node and Mesh Point

$$V_i \rho_i C_i \frac{\partial T_i}{\partial t} = Q_i^L - Q_i^R + Q_i^o \dots\dots\dots(1)$$

ここで  $Q_i^L$ ,  $Q_i^R$  はそれぞれ左側, 右側からの伝熱量でありコンダクタンス  $G$  を用いて

$$Q_i^L = (T_{i-1} - T_{i+1}) G_{i-1} \dots\dots\dots(2)$$

$$Q_i^R = (T_{i-1} - T_{i+1}) G_i \dots\dots\dots(3)$$

で表わされる。ここで

$$G_i = \pi (R_i + R_{i+1}) \frac{K_i + K_{i+1}}{2} \frac{1}{\Delta R_i} \dots\dots\dots(4)$$

$$\Delta R_i = R_{i+1} - R_i$$

ただし, 燃料ペレット, 被覆管間では, ギャップコンダクタンス  $H_0$  を用いて

$$G_{NF} = 2 \pi R_{NF} \cdot H_0 \dots\dots\dots(5)$$



$$S_i = \Delta t G_{i-1} T_{i-1,j} + \{ 2V_i \rho_i C_i - \Delta t (G_{i-1} + G_i) \} T_{i,j} \\ + \Delta t G_i T_{i+1,j} + 2 \Delta t Q_i^0$$

$$A_{NT} = -\Delta t G_{N-1}$$

$$B_{NT} = 2V_{NT} \rho_{NT} C_{NT} + \Delta t (G_{NT-1} + G_{NT})$$

$$S_{NT} = \Delta t G_{NT-1} T_{NT-1,j} + \{ 2V_{NT} \rho_{NT} C_{NT} - \Delta t (G_{NT-1} + G_{NT}) \} T_{NT,j} \\ + \Delta t G_{NT} (T_{L,j+1} + T_{L,j}) + 2 \Delta t Q_{NT}^0$$

この  $N_T$  元連立方程式を解くことにより新しいタイムステップの温度が定まる。また物性値は古いタイムステップの値を使用する。

### 5.3.2. 熱伝達計算

次にピン表面熱伝達率  $H_f$  について述べる。流量を  $G$  とすると

(1) 単相流のとき, Dittus-Boelter の式により

$$Nu = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4} \dots\dots\dots (10)$$

ここで

$$Re = \frac{v D_e}{\nu} = \frac{G D_e}{\rho \nu}$$

$$Pr = \frac{C_p \mu}{\lambda}$$

$$Nu = H_f \frac{D_e}{\lambda}$$

(2) 二相流のとき

(a) 核沸騰のとき Jens-Lottes の式を用いて

$$\Delta T_s = 0.82 q^{1/4} e^{-P/63} \dots\dots\dots (11)$$

熱伝達率で表わせば,

$$h_f = \frac{q}{\Delta T_s} = \frac{1}{0.82} q^{3/4} e^{P/63} \dots\dots\dots (12)$$

(b) 膜沸騰のとき, オブションにより計算式を選択する。

i)  $H_f = 200 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}^\circ\text{C} \dots\dots\dots (13)$

と仮定する。

ii) AECL 3281 Rev により

$$Nu = 3.27 \times 10^{-3} \left[ Re_g \left\{ X + \frac{\rho_g}{\rho_L} (1-X) \right\} \right]^{0.901} Pr_w^{1.32} Y^{-1.5} \dots\dots\dots (14)$$

ここで,  $Nu$  はヌッセルト数で

$$Nu = H_f \frac{D_e}{k_g}$$

$D_e$  : 等価直径

$k_g$  : 蒸気の熱伝導率

$Re_g$  は蒸気のレイノズル数で

$$Re_g = \frac{G_g V_g D_e}{\nu_g} = \frac{G \times D_e}{\rho_g \nu_g}$$

$\nu_g$  : 蒸気の動粘性係数

$X$  : クォリティ

$Pr_w$  は壁でのプラントル数,  $Y$  は Miropolsky の二相流ファクターで

$$Y = 1 - 0.1 \left( \frac{\rho_l}{\rho_g} - 1 \right)^{0.4} (1 - X)^{0.4}$$

(c) 核沸騰か膜沸騰かの判定は, 次の式による。(オプション)

i) 永井の式により

① Outer Rod がバーンアウトする熱流束

$$\begin{aligned} q_{bo} = & -0.3857 \\ & -0.1664 \delta_{rr} + 0.05674 G + 0.5098 (D/D) + 3.029 X_e \\ & -0.06927 \delta_{rr}^2 + 0.1712 \delta_{rr} G + 0.2408 \delta_{rr} (D/D) - 1.365 \delta_{rr} X_e \\ & -0.03834 G^2 + 0.2210 G (D/D) - 1.155 G X_e \\ & + 1.025 (D/D) - 2.500 (D/D) X_e \\ & - 0.6835 X_e^2 \dots\dots\dots (15) \end{aligned}$$

② Inner Rod がバーンアウトする熱流束

$$\begin{aligned} q_{bo} = & 1.024 \\ & + 0.5637 \delta_{rr} + 0.02110 G - 2.136 (D/D) - 3.591 X_e \\ & - 0.5884 \delta_{rr}^2 - 0.1997 \delta_{rr} G + 2.098 \delta_{rr} (D/D) - 3.293 \delta_{rr} X_e \\ & - 0.01118 G^2 + 0.2644 G (D/D) - 0.2279 G X_e \\ & - 0.04933 (D/D)^2 + 7.107 (D/D) X_e \\ & + 0.1686 X_e \dots\dots\dots (16) \end{aligned}$$

ただし

$q_{bo}$  :  $10^6$  BTU/ft<sup>2</sup>h

$\delta_{rr}$  : 最小ロッド間隙 (inch で表わし 10 倍した値)

$D/D$  : 最も熱的に厳しいサブチャンネルの等価直径と平均等価直径との比

$G$  : 質量流量  $10^6$  lb/ft<sup>2</sup>h

$X_e$  : 出口クォリティ

ATRでは  $\delta_{rr} = (0.2 \text{ cm}/2.54) \times 10 = 0.787$

$$D/D = 0.714$$

とする。

①と②を計算し、小さい方を使用する。

ii) HTLのデータより

$$q_{Bo} = 10^6 \times (2.2 - 3X_e) \dots\dots\dots(17)$$

ただし

$$q_{Bo} : \text{Kcal}/\text{m}^2 \text{ h}$$

X : 出口クォリティ

#### 5.4 装置熱容量計算部

壁表面温度  $T_w$  で与えられたときの壁表面から流体への熱伝達量  $Q_f$  は、配管中では Jens-Lottes の式

$$T_w - T_{sat} = 0.82 Q_f^{1/4} e^{P/69.2} \dots\dots\dots(1)$$

リザーバ中では Jakob の式

$$4 \times (0.00358 Q_f)^{0.68} = 0.0229 (Q_f / (T_w - T_{sat})) \dots\dots\dots(2)$$

により計算する。ここで  $T$  は飽和温度 ( $^{\circ}\text{C}$ )  $P$  は流体の圧力 (ata)  $Q_f$  は  $\text{Kcal}/\text{m}^2 \text{ h}$  で表わす。

また壁内熱伝導は次のようにして計算する。壁面の温度は、いくつかの step function で近似する。温度場の方程式

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \kappa \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \dots\dots\dots(3)$$

$$\left( \kappa = \frac{\lambda}{c\tau} \right)$$

は線型であるから、時刻  $t_{ob}$  における温度分布は、時刻  $t_1$  で高さ  $T_1 - T_0$  の step function が入ってきた場合の変化量と時刻  $t_2$  で高さ  $T_2 - T_1$  の step function が入ってきた場合の変化量の和となっている。(Fig. 10.5-7 参照)

壁の片側が断熱 ( $\frac{\partial T}{\partial x} = 0$ )  $x = 0$  で他方 ( $x = \ell$ ) が  $-4t$  だけ step 状に温度変化し

たとすれば、 $t_p$  秒経過後の温度分布は次式で与えられる。

$$T(x, t_p) = -4T + \frac{44T}{\pi} \sum_{n=0}^{\infty} \left\{ \frac{(-1)^n}{2n+1} e^{-\kappa(2n+1)^2\pi^2 t_p/4\ell^2} \times \cos \frac{(2n+1)\pi x}{2\ell} \right\}$$

伝熱量を求めるために  $x$  で微分すれば

$$\dots\dots\dots(4)$$



$$\frac{\partial T(x, t_p)}{\partial x} = \frac{-4\lambda T}{\pi} \sum_{n=0}^{\infty} \left\{ \frac{(-1)^n}{2n+1} e^{-\kappa(2n+1)^2 \pi^2 t_p / 4\ell^2} \times \frac{(2n+1)\pi}{2\ell} \sin \frac{(2n+1)\pi x}{2\ell} \right\} \dots\dots\dots(5)$$

壁の表面では

$$x = \ell \dots\dots\dots(6)$$

また

$$\sin \frac{2n+1}{2} \pi = (-1)^n \dots\dots\dots(7)$$

であるから

$$\left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_{x=\ell} = -\frac{2\lambda T}{\ell} \sum_{n=0}^{\infty} e^{-\kappa(2n+1)^2 \pi^2 t_p / 4\ell^2} \dots\dots\dots(8)$$

ゆえに

$$\kappa \pi^2 t_p / 4\ell^2 = q \dots\dots\dots(9)$$

とおくと、壁表面での伝熱量  $Q_w$  は

$$Q_w = -\lambda \left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_{x=\ell} = \frac{2\lambda \Delta T}{\ell} f(q) \dots\dots\dots(10)$$

となる。ここで

$$f(q) = \sum_{n=0}^{\infty} e^{-q(2n+1)^2} \dots\dots\dots(11)$$

である。  $f(q)$  は、楕円データ関数で表わせるが、近似的に  $q \geq 0.2$  では第3項まで採ればよく  $q < 0.2$  では(このときあまり収束しない)  $\frac{1}{4} \sqrt{\frac{\pi}{q}}$  となる。

$$f(q) = \frac{1}{4} \sqrt{\frac{\pi}{q}} \dots\dots\dots(12)$$

は半無限平板の場合と一致する。

(10)式より step function が  $J$  個入ったときの時刻  $t_{ob}$  における壁表面での伝熱量  $Q_w$  は次式で表わされる。

$$Q_w(t_{ob}) = \sum_{m=1}^J \frac{2\lambda}{\ell} (T_m - T_{m-1}) f\left(\frac{\kappa \pi^2}{4\ell^2} (t_{ob} - t_m)\right) \dots\dots\dots(13)$$

ここで、  $T_0$  は壁初期温度、  $T_m$  は時刻  $t_m$  における壁表面温度である。  $T_m$  は(1)式または(2)式と(13)式から

$$Q_p = Q_w$$

となるように try and error で定める。

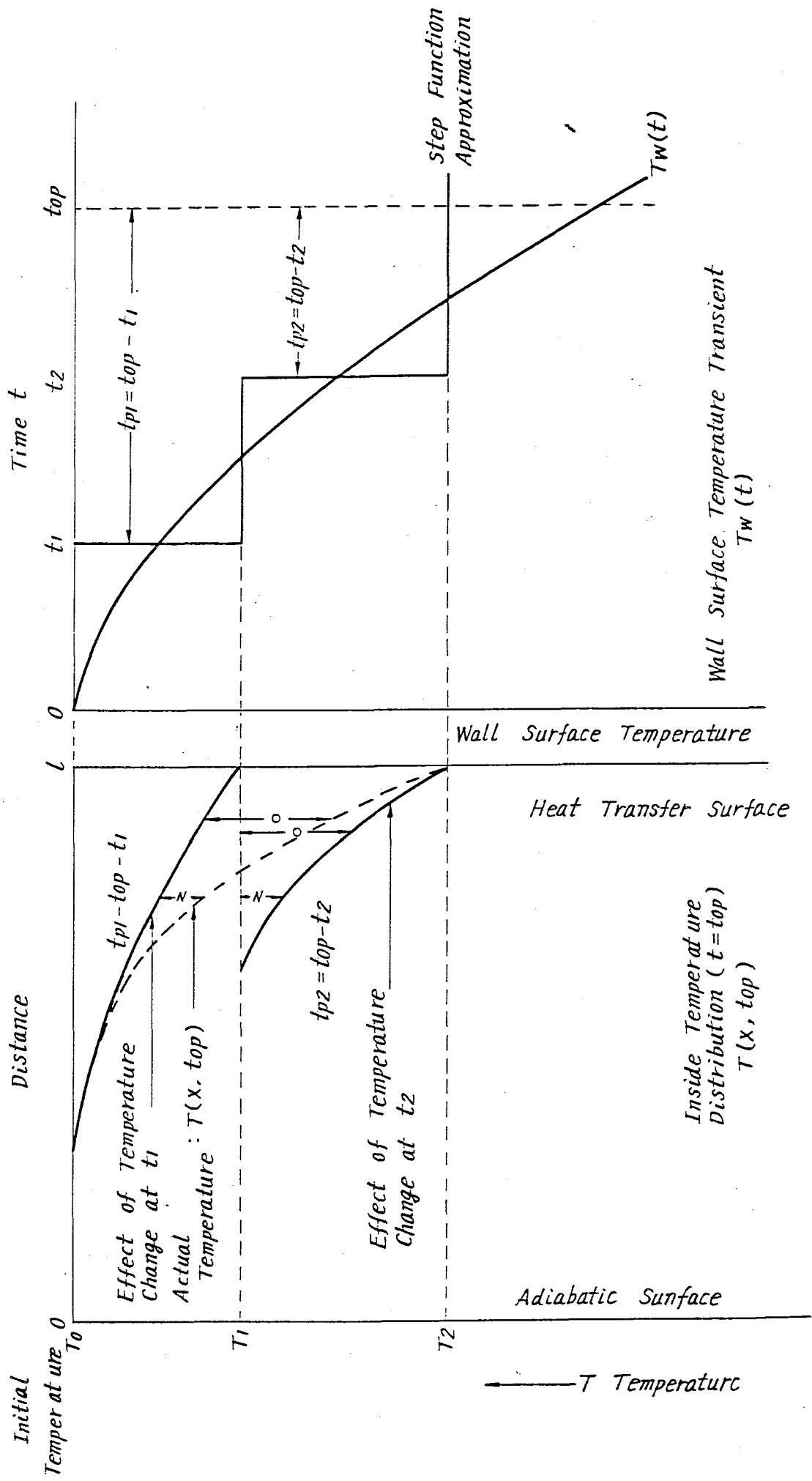


Fig.10.5 - 7 Calculation Schematic of Heat Transfer Through Vessel Wall

## 6. コードの構成

### 6.1 概 要

SENHOR-Ⅱは次の8つの部分から成る。

- 1) 入力部
- 2) 初期値計算部
- 3) 流動計算部
- 4) リザーバ内計算部
- 5) 燃料棒温度計算部
- 6) 装置熱容量効果計算部
- 7) 出力部
- 8) 物性値ルーチン

さらに初期値計算部と出力部はそれぞれ、流動計算に関する部分と、温度計算に関する部分に分けられる。

プログラムの全体の流れの制御は「MAIN」によって行なわれるが、各計算部のデータのやりとりは、サブルーチン「STSET」によって行なわれる。Fig.10.5-8に全体の流れを示す。

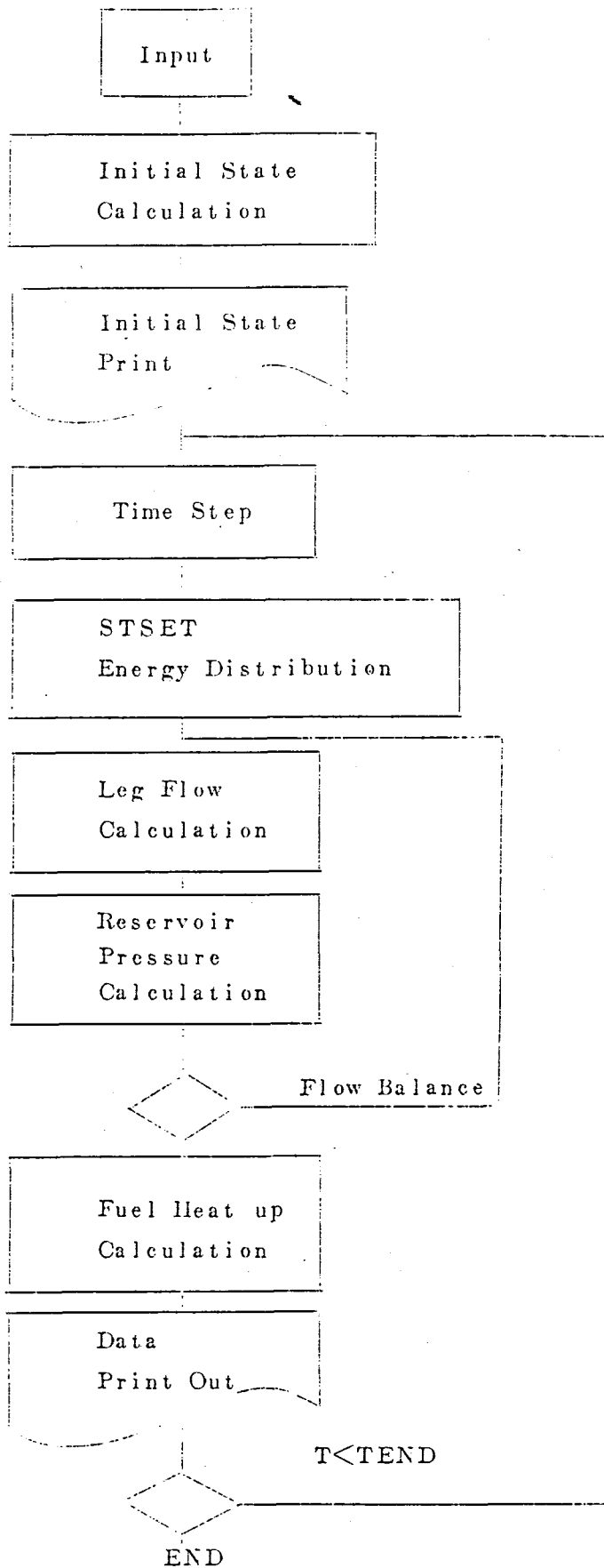


Fig. 10.5-8 Flow Chart of Calculation

7. 参考文献

- 1) 日立製作所  
ATR 一次冷却系破断事故実験解析コードの開発  
SJ302 70-07 1970年6月
- 2) 日立製作所  
新型転換炉一次冷却系破断事故実験解析コードの開発研究  
- SENHORの改良 1971年9月
- 3) 小笠原, 日本機械学会論文集 34-267 (昭43-11) 1985
- 4) 日本機械学会編, 伝熱工学資料 改訂第2版 (1966年) P. 27
- 5) " P. 55
- 6) R. Byron Bird, "Transport Phenomena" (1960-6) P. 75
- 7) " P. 78
- 8) " P. 313
- 9) 日本機械学会編, 機械工学便覧 (1960) 8-14
- 10) R. C. Martinelli & D. B. Nelson, Trans. ASME 70: 695 (1948)
- 11) J. R. S, THOM, Mass Transfer Vol. 7. pp 709-724 (1964)
- 12) 永井, 日立評論 Vol. 52 No. 5 P. 47 (1970)
- 13) 例えば, 日本機械学会編, 機械工学便覧: (1960) 8-16

## 10.6 大洗安全性実験と SENHORコードによる 解析の比較（下降管破断実験解析）

### 1. 実験装置

Fig. 10.6-1 に大洗工学センター安全性実験室の ATR 一次冷却系破断事故実験装置を示す。同装置は下部ヘッダから出て蒸気ドラムに入る多数の圧力管と水を循環させるための下降管とポンプから成る。圧力管のうち5本には 200KW の電気加熱模擬燃料集合体が入っている。実験は所定の圧力、温度まで補助ヒーターで加熱された後、下降管に設けられたラプチャーディスクを破裂させて行なわれる。計測点は各部の圧力、差圧、流量およびヒーター表面温度等である。

### 2. 実験の解析

#### (1) 解析モデル

下降管の途中に設けられたラプチャーディスクが破裂するとポンプ出口の逆流阻止弁が閉じ、下部ヘッダ内の水は圧力管を通じてのみ外部へ流出する。したがって Fig. 10.6-1 の装置を Fig. 10.6-2 に示すようにモデル化する。ノードの分割は下降管については、下降部と放出ノズルの 2 つに分割し、圧力管については、入口管、上昇管をそれぞれ 1 ノードで表わし、圧力管内をヒーター部 3 分割、上部のフレナム、遮蔽プラグ部をまとめて 1 ノードとして計 6 ノードに分けた。各部の寸法を Table 10.6-1 に示す。下部ヘッダの容積は逆流阻止弁下流側の配管等をすべて含めて考える。LOCO-14 の実験では非加熱の圧力管は出入口の弁を閉じ系から切りはなしてあるので無視する。Table 10.6-2 に各部の容積と保有水量を示す。

初期条件として系内は完全に飽和状態であるとした。LOCO-14 については初期圧力を実験上の初期圧力である 72atg とした場合と、5～10 秒の圧力降下を外挿して求めた 67.8atg の 2 つの場合について計算を行なった。これはサブクーリングの影響をのぞくためである。同時に破断口の有効破断面積を示す放出係数  $C$  を 0.7 と 0.6 に変えた。

二相流圧力損失についてはマルチネリー・ネルソン法、膜沸騰熱伝達率は一定値  $200 \text{ K cal / hr m}^2$  で、限界熱流束については HTL のデータを使用した。蒸気ドラムについてはボイドの上昇速度とか、セパレータ効率が入力できるが、下降管破断の場合には大きな影響はないと思われる。(Table 10.6-3)

#### (2) 解析結果と実験との比較

Fig. 10.6-3 に蒸気ドラム圧力の時間変化を示す。0～15 秒の間は水流出であり、15～20 秒で蒸気の巻込みが始まる。そのため減圧速度が速くなり、グラフに変曲点を生じる。実験結果で 0～5 秒の間に急に圧力がさがるのは、蒸気ドラム内の蒸気だけが高温で、水の

52 部分はサブクーリングがあったためであると考えられる。

以下に実験と計算の比較を記す。

- (I)  $C = 0.7$  の解析値と実験値は水流出時の圧力降下速度および、蒸気巻込み開始時刻ともよく一致している。
- (II) 蒸気流出時(15秒～)の圧力降下速度は解析値の方がかなり速い。
- (III)  $C = 0.6$  の解析値は水流出時の圧力降下速度が小さく、蒸気巻込み開始時刻も遅くなっている。
- (IV)  $C = 0.6$  の蒸気流出時における圧力降下速度は初期には実験値より小さいが、30秒以後では速くなる。

実験値の減圧が後半で少なくなることは、系内に水が残っていることを示している。計算ではドラム内の水はほとんどなくなってしまいが、これは解析モデルに原因があると思われる。現在コードでは液面の形を円弧と仮定しているが、実験は蒸気巻込み量が円弧モデルよりも大きいことを示している。

Fig.10.6-4 に下部ヘッダ圧力の時間変化を示す。実験値は蒸気ドラムの場合と同様に最初の0～3秒にサブクールに原因すると思われる急な減圧がある。50秒でのピークは原因が不明である。 $C = 0.6$  の解析値は実験値と良く一致している。

解析値はいずれも蒸気ドラム圧力に2～3 ( $\text{Kg}/\text{cm}^2$ ) の圧力を加えた値を示しているが、実験値は30秒付近で12 ( $\text{Kg}/\text{cm}^2$ ) の圧力差を示している。これは炉心部での非常に大きな圧力損失を意味している。フローズルまたは弁の所で臨界流となっている可能性もある。

Fig.10.6-5 にヒータ上部での質量(チャンネル3本の合計)とクォリティを示す。流量は破断時と蒸気巻込みが始まった時の2箇所にピークをもつ。一方クォリティの方は圧力の降下にもない、単調に増大する。いずれも $C = 0.6$  の解析の方が時間的に遅くなっている。

Fig.10.6-6 にヒーターの表面温度の変化を示す。ヒーター表面温度は、ドライアウトが始まるまでは、飽和温度より数度高い温度を示す。実験開始時にこの温度に差があるのは最初にサブクーリングがあったことを示している。

系の減圧にもない、温度も下っていくが、 $C = 0.7$  の方が減圧速度が大きいので温度の低下も速い。また実験値と解析値の差も圧力の差によるものである。

クォリティが0.71に達するとドライアウトが起り、燃料棒の温度上昇が始まる。実験値と解析値で系の圧力が異なっているため実際のドライアウト時のクォリティはもっと小さいと考えられる。また $C = 0.7$  と実験値とが同時刻にドライアウトしている。

ドライアウト後の温度上昇勾配は、ヒーター頂部については実験値と解析値は一致しているが、ヒーター底部については実験では上昇がおそい。これはかなりの蒸気冷却があることを示している。

Fig.10.6-7 に、蒸気ドラムと下部ヘッダの保有水量と蒸気ドラム内水位を示す。保有水量、水位とも15秒で0となるように低下してしまう。これはこの時から蒸気巻込みが開

始するのと同じである。圧力管から出てくる水があるので保有水量は直ちに0となることはなく、なだらかな形をしているが、これはバッフル板下にある水で、セパレータを出た水は解析上は直ちに下降管から出てしまう。一方下部ヘッダ内の水量はゆっくりと減少する。

Table 10.6-1 Dimensions of pipings

第10.6-1表 流路の寸法

| Piping                       |                   | Flow Area<br>$\times 10^{-2} (m^2)$ | Equivalence<br>Diameter<br>$\times 10^{-2} (m)$ | Length<br>(m) |
|------------------------------|-------------------|-------------------------------------|---|---------------|
| Down<br>Comer                | ① Down Comer      | 5.97                                | 27.57   | 6.752         |
|                              | ② Rupture Nozzle  | 5.97                                | 27.57   | 0.6           |
| Heated<br>Channels<br>(3 ch) | ① Riser Tubes     | 1.29                                | 7.39  | 10.816        |
|                              | ② Upper Plenum    | 6.37                                | 2.0   | 2.6232        |
|                              | ③ Heated Channels | 1.77                                | 1.0   | 1.233         |
|                              | ④ "               | 1.77                                | 1.0   | 1.233         |
|                              | ⑤ "               | 1.77                                | 1.0   | 1.233         |
|                              | ⑥ Inlet Tubes     | 0.91                                | 6.23  | 6.303         |

Table 10.6-2 Water Inventory and Volume of Reservoirs

第10.6-2表 リザーバの保有水量と容積

|                 | Water Inventory (kg) | Volume ( $m^3$ ) |
|-----------------|----------------------|------------------|
| Steam Drum      | 2910.9               | 7.924            |
| Lower Header    | 1103.9               | 1.499            |
| Down Comer      | 323.4                | 0.439            |
| Heated Channels | 314.8                | 0.429            |

Table 10.6-3 Parameters

第10.6-3表 パラメーター

|                               |         |                            |
|-------------------------------|---------|----------------------------|
| Effective Discharge Flow Area | C = 0.7 | $6.027 \times 10^{-3} m^2$ |
|                               | C = 0.6 | $5.166 \times 10^{-3} m^2$ |
| Bubble Speed                  |         | 0.6 m/s                    |
| Separator Efficiency          |         | 0.8                        |
| Droplet Speed                 |         | 0.0 m/s                    |
| Carry over Ratio              |         | 0.0                        |



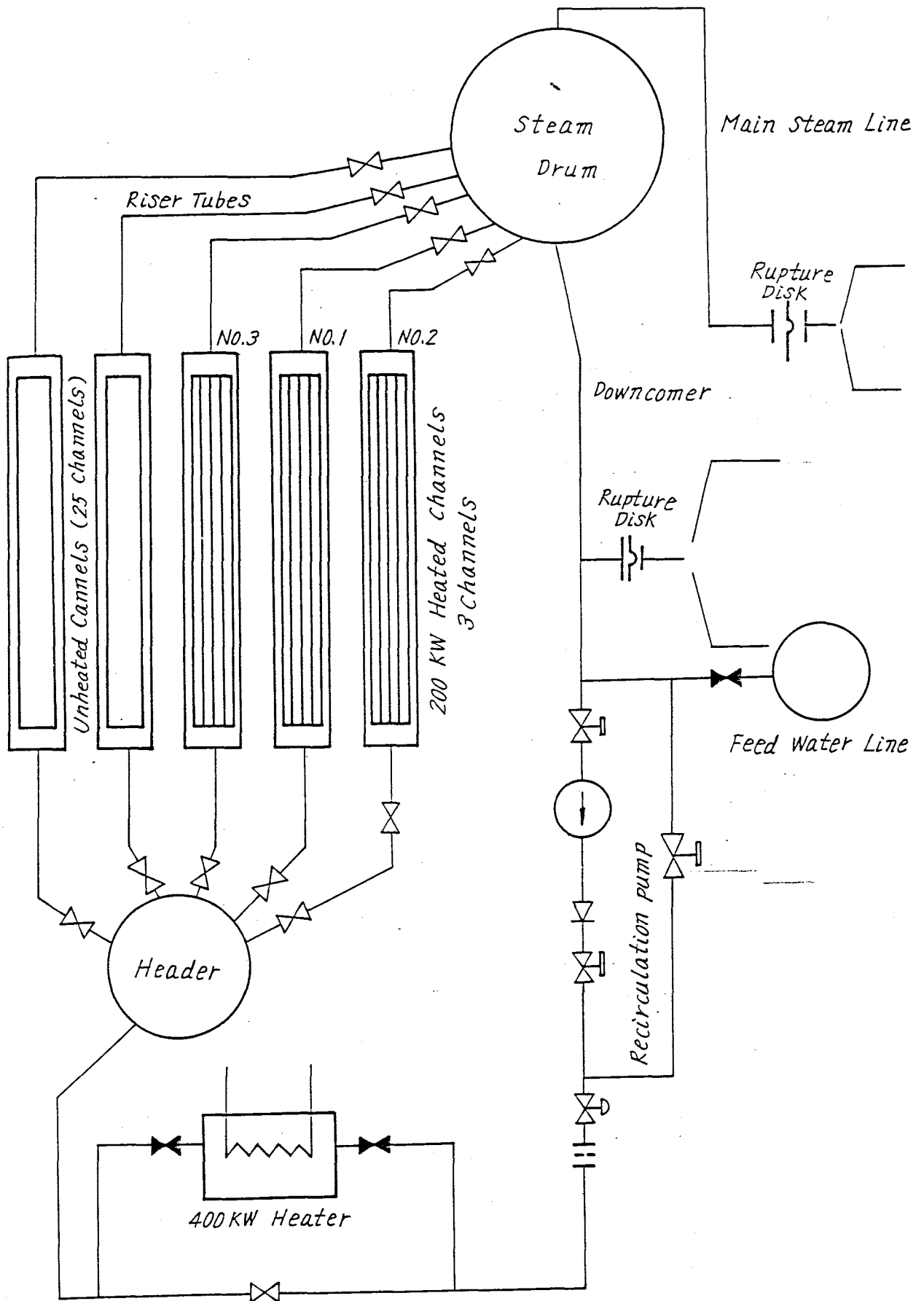


Fig 10.6-1 O-aria ATR Primary Loop Break Test Facility

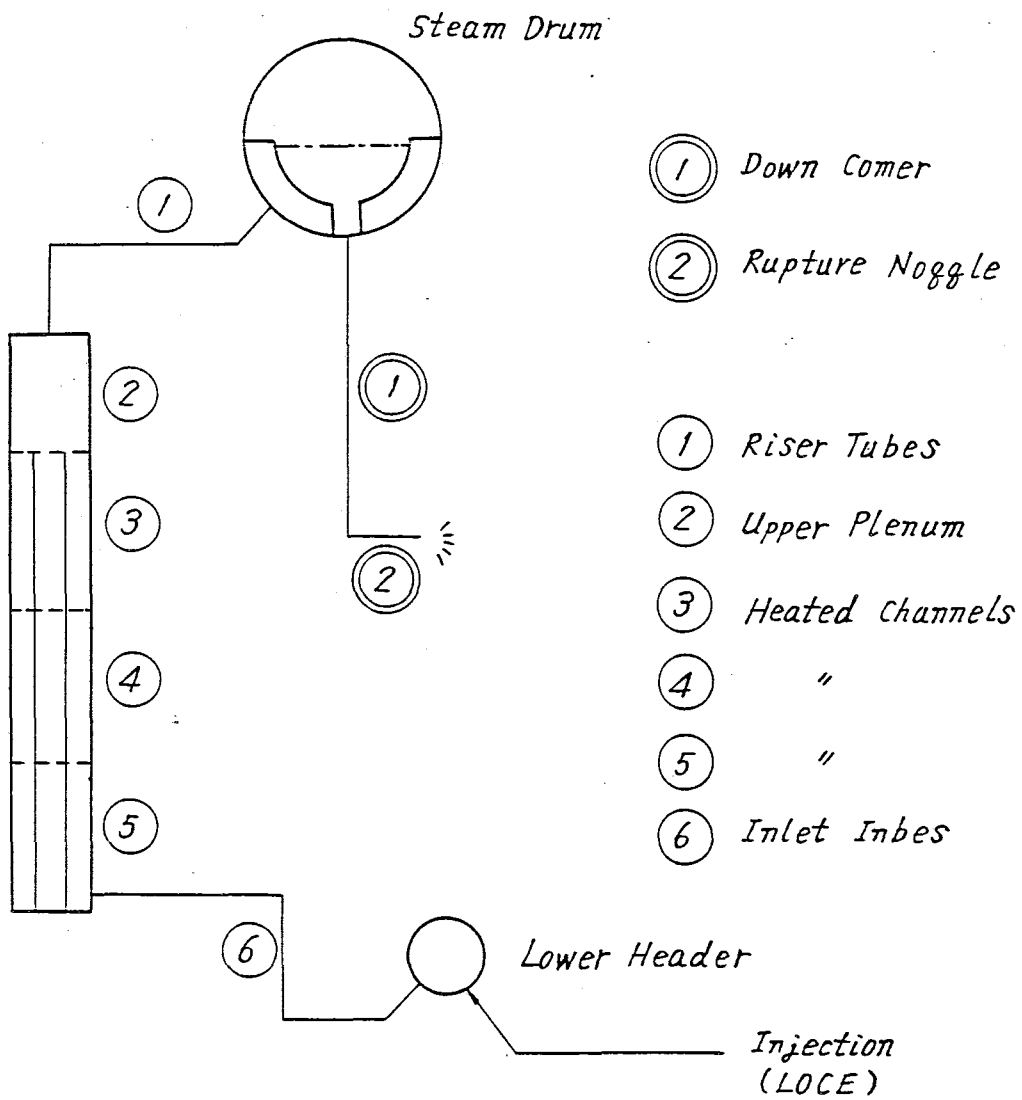


Fig. 10.6-2 Node of Calculation Model

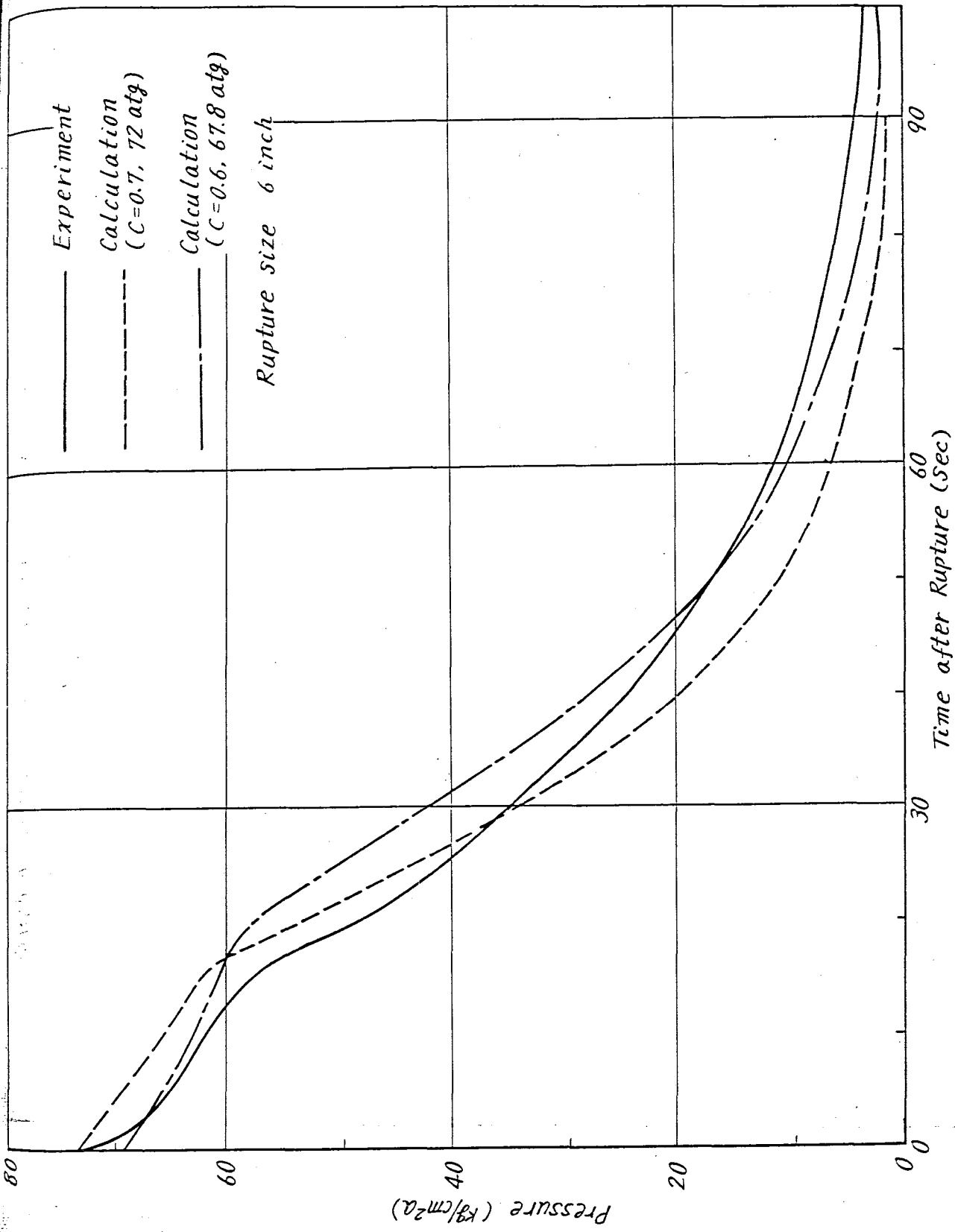


Fig.10.6-3 Steam Drum Pressure Transient (LOCO-14)

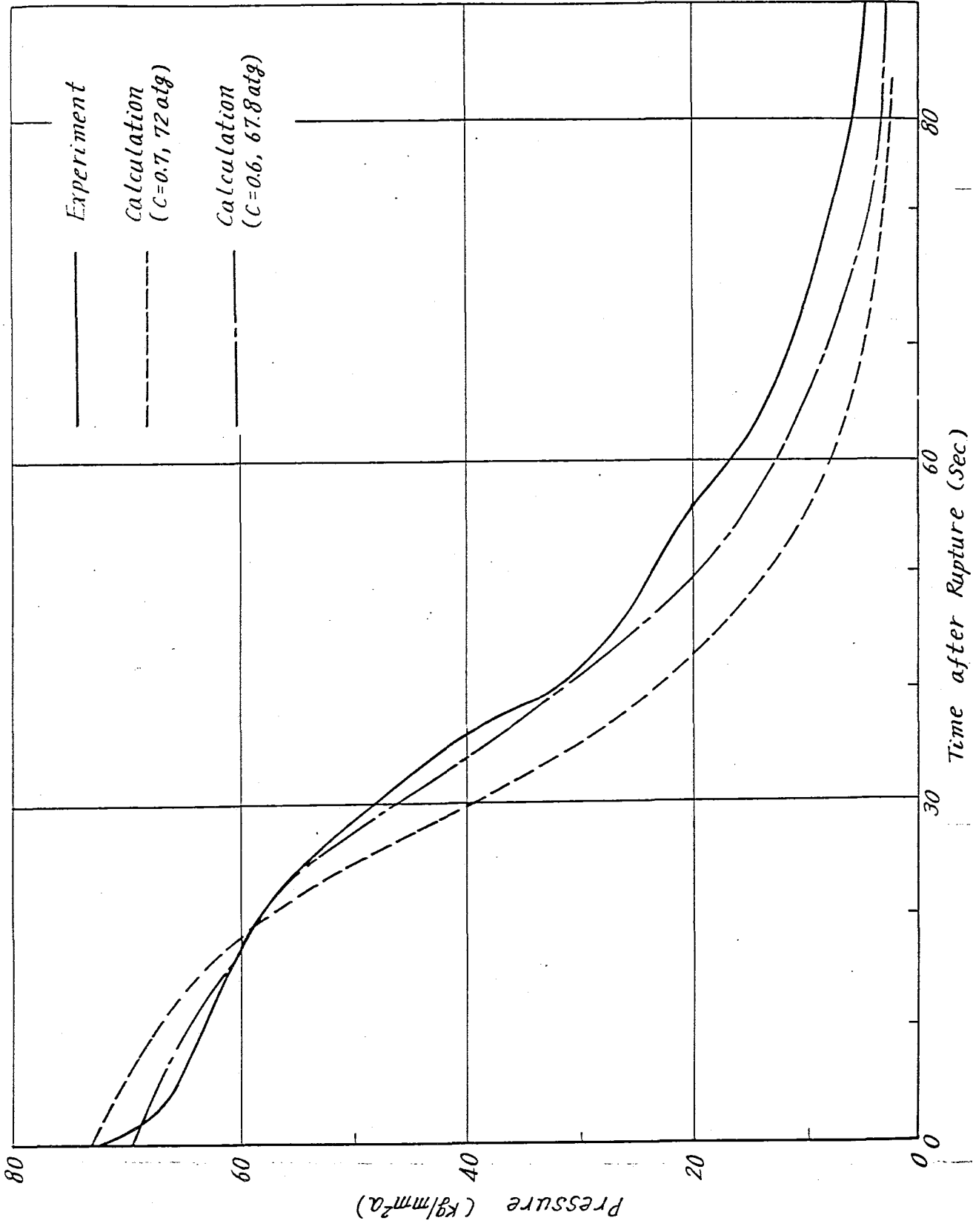


Fig.10.6-4 Lower Header Pressure Transient (LOCO-1A)

Fig.10.6-4 Lower Header Pressure Transient (LOCO-14)

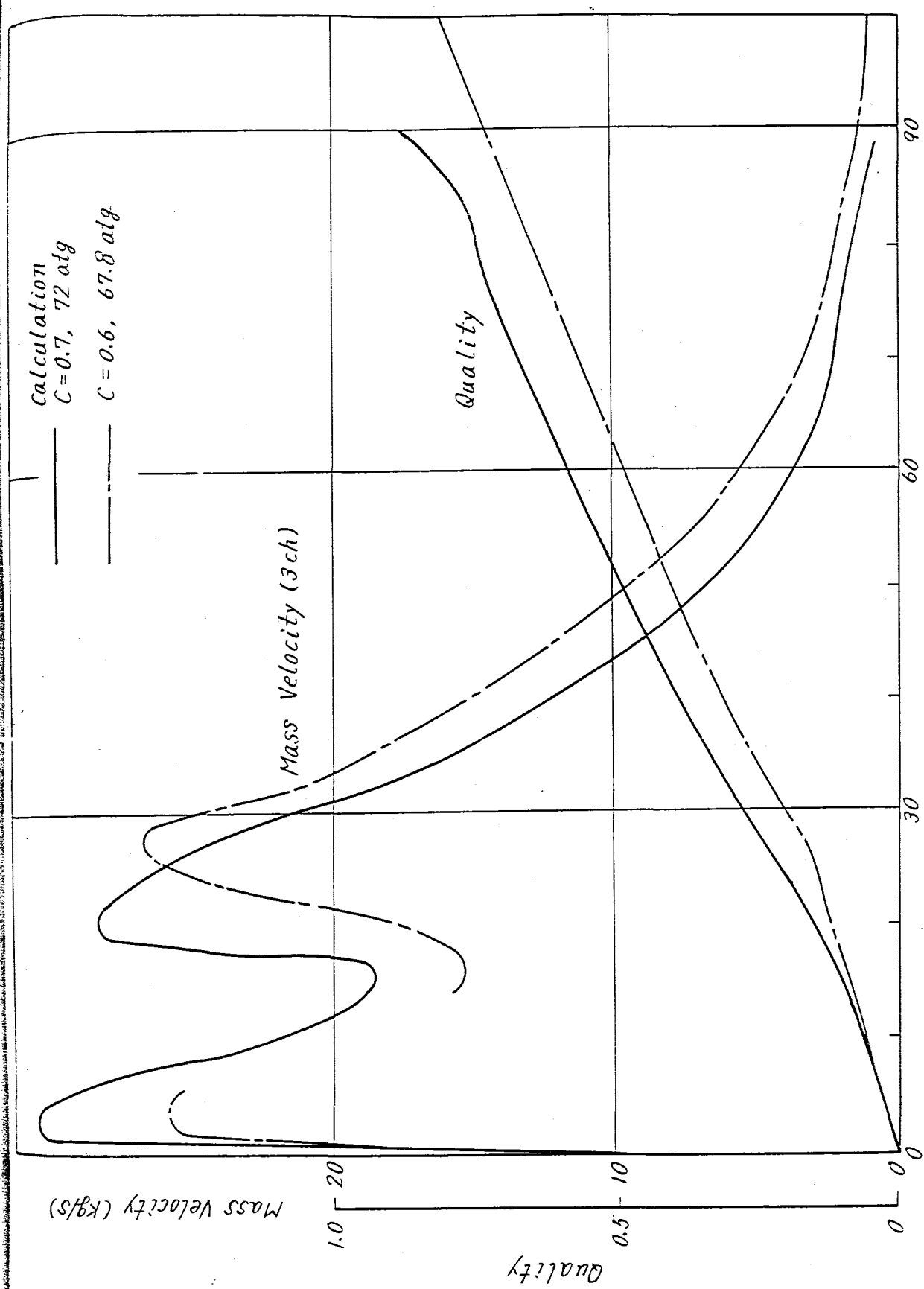


Fig.10.6-5 Flow Rate and Quality in Heated channel (LOCO-14)

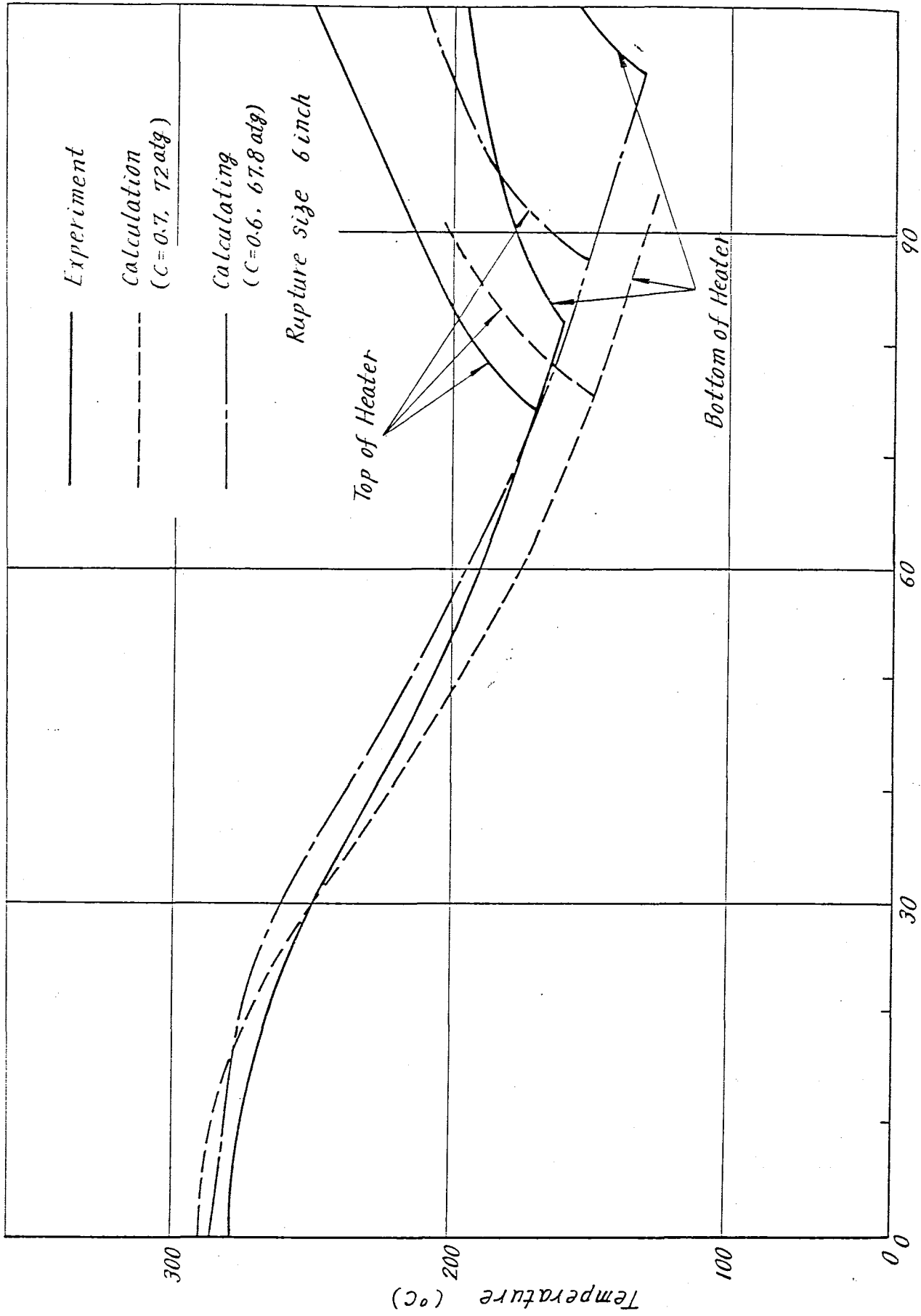


Fig. 10.6-6 Heater Surface Temperature (LOCO-14)

Fig.10.6-6 Heater Surface Temperature (LOCO-14)

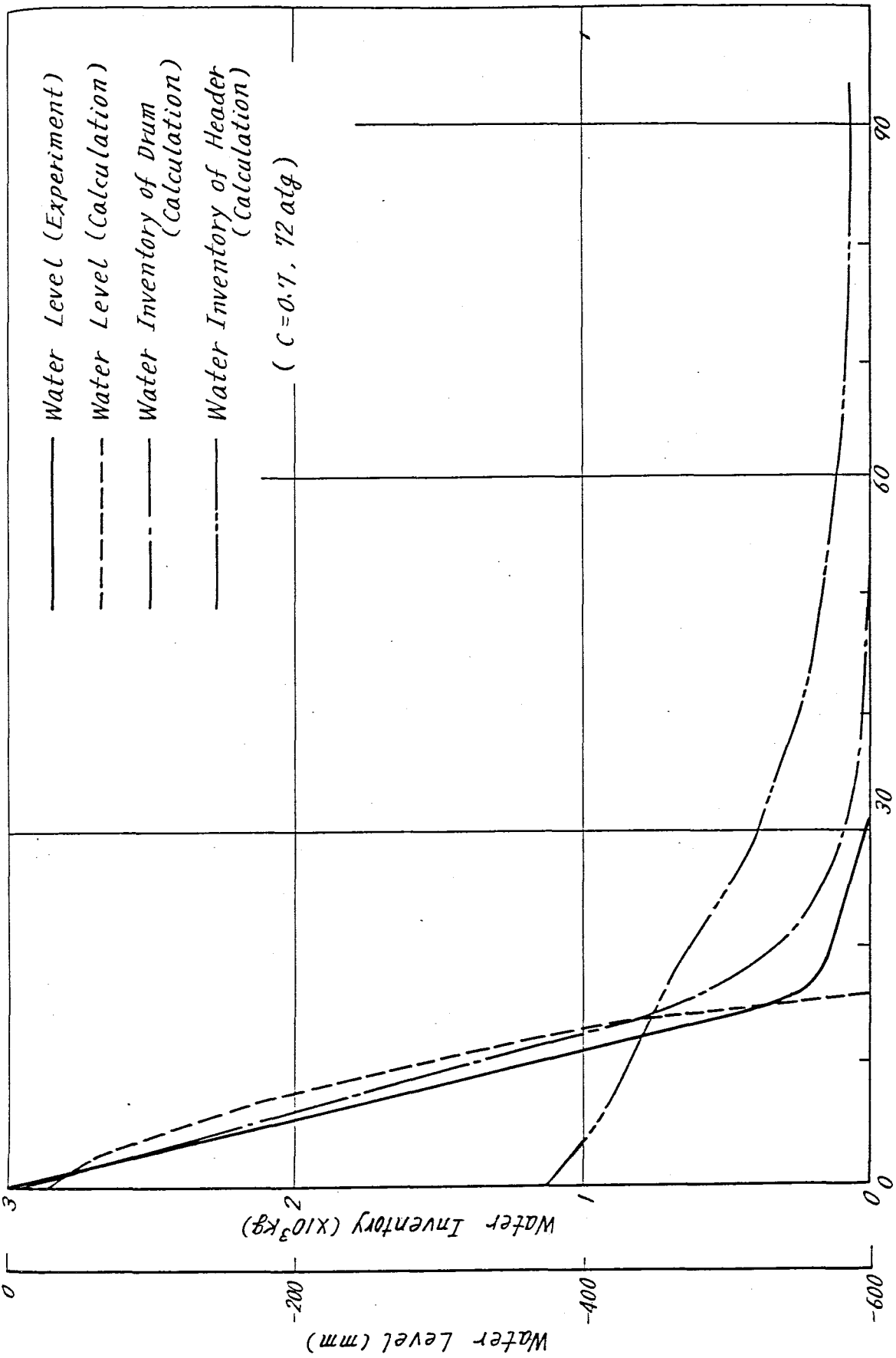


Fig.10.6-7 Water Inventory and Level (LOCO-14)

## 10. 7 SENHORコードの妥当性の補足説明

### 1. 臨界流モデルの妥当性

#### 1) 圧力管型炉への適合性

ATRは圧力管型原子炉であるため、配管が長いため、管内流動抵抗を単一の因子で整理することができず、管長手方向の圧力勾配を詳細に計算する必要がある。この時、圧力勾配計算式と臨界流量計算式が異なっていると、計算ができなくなるおそれがある。そのため圧力勾配計算式と臨界流量計算式がコンシステント（同一の仮定・計算式）である固有値法によりコード（SENHOR）が作成されている。

#### 2) 実験的妥当性

長流路における実験値と固有値法の計算値の比較は文献<sup>1)</sup>の図14~16見られる通り、よいものであり、また、オリフイスでの臨界流の固有値法の計算結果は、文献<sup>2)</sup>の図11に見られる通り口径が大きいもの（70%以上）については、実験値より大きな値を示すので、安全上控え目を計算法である。

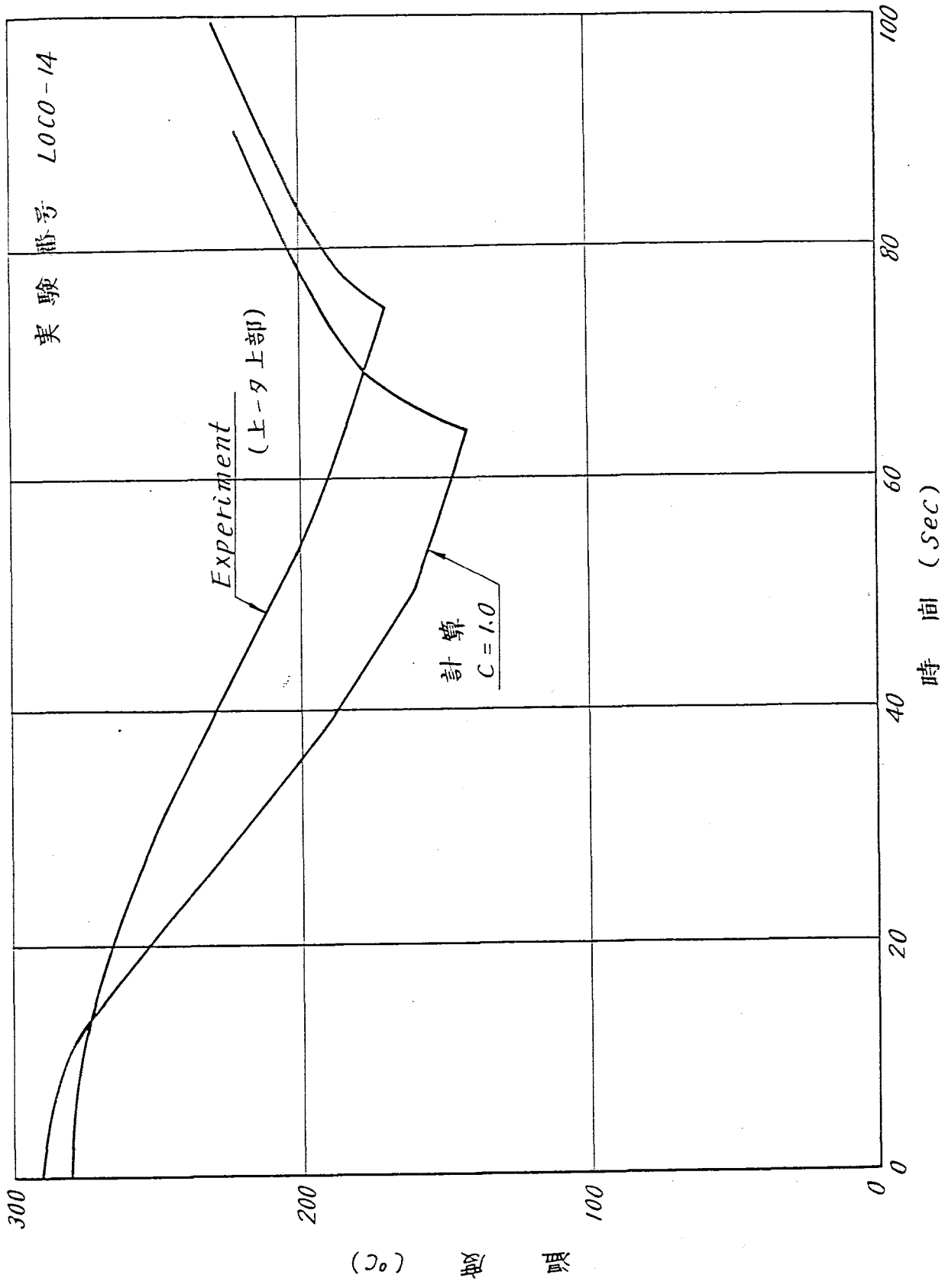
下降管破断実験（大洗安全性施設）のSENHORコードによる解析については第10.6章で報告している通り、流出係数0.7付近の値を用いたとき、圧力変化、Heat Up開始時間等について、よりよく一致することがわかっているが、さらにATR安全解析と同じく流出係数を1.0としたときの実験と計算の比較を第10.7-1図、第10.7-2図に追加した。これよりSENHORコードの解析は安全評価上控え目な値を与えると考えられる。

#### 3) ATR LOCA解析の被覆温度

ATR LOCA解析について、ECCS作動あり、なしの場合の燃料被覆温度の変化を第10.7-3図に示す。これより、ATRでは急速注水系により、再冠水時間が速い（25秒）ため被覆温度上昇が顕著におさえられていることがわかる。このため、軽水炉に比し、最高温度が低くなっている。

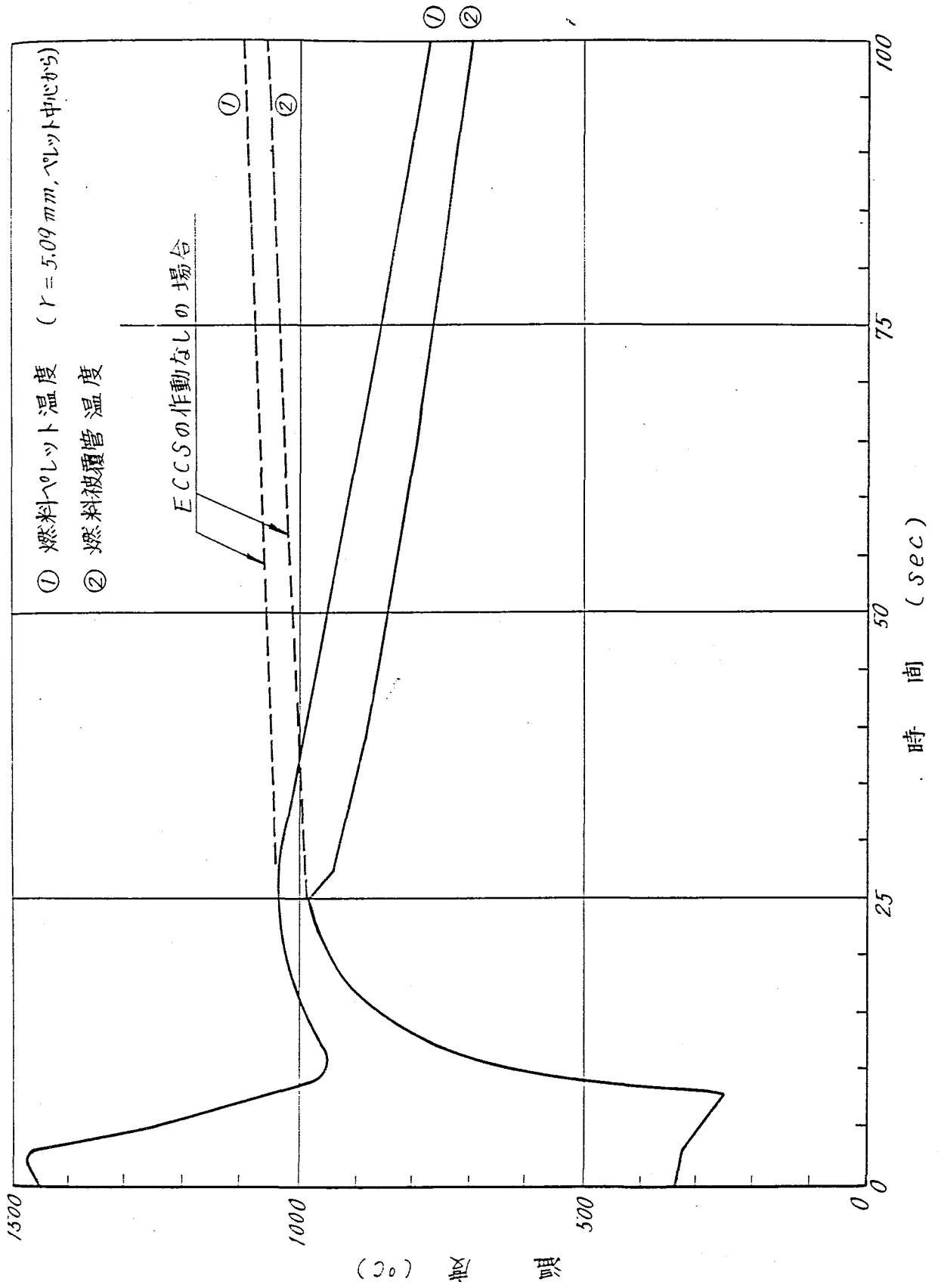






第10.7-2図 下降管破断実験 被覆温度変化(実験と計算の比較)

第10.7-2図 下降管破断実験 被覆温度変化(実験と計算の比較)



第10.7-3図 ECCS作動有り、無しの被覆管温度変化(ATR LOCA解析)

## 2. 再循環系破断事故時の圧力管温度変化

下降管完全破断時の燃料温度上昇とともに熱輻射によって圧力管温度は上昇する。圧力管温度上昇を以下の条件によりLOTUSコードにより解析した。

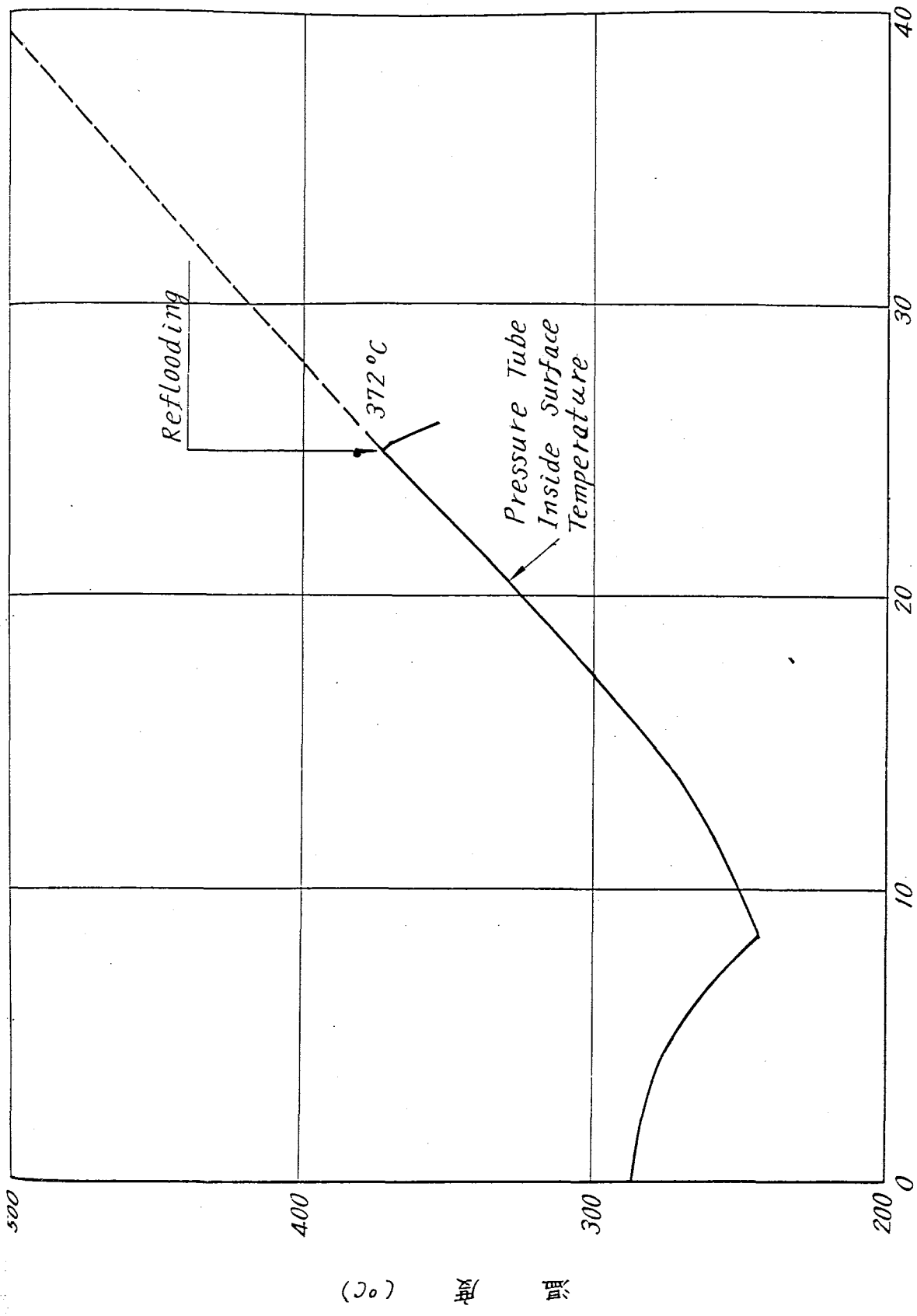
### 解析条件

- (1) 下降管瞬時完全破断を想定
- (2) 燃料ドライアウト時間 8.3 秒
- (3) 炉心フラiddィング 25 秒
- (4) 燃料棒, 圧力管エミシビティ 0.9
- (5) 燃料棒ドライアウト時に圧力管表面に液膜は残存しないとする。

第 10.7 - 4 図に圧力管最高温度の変化を示す。

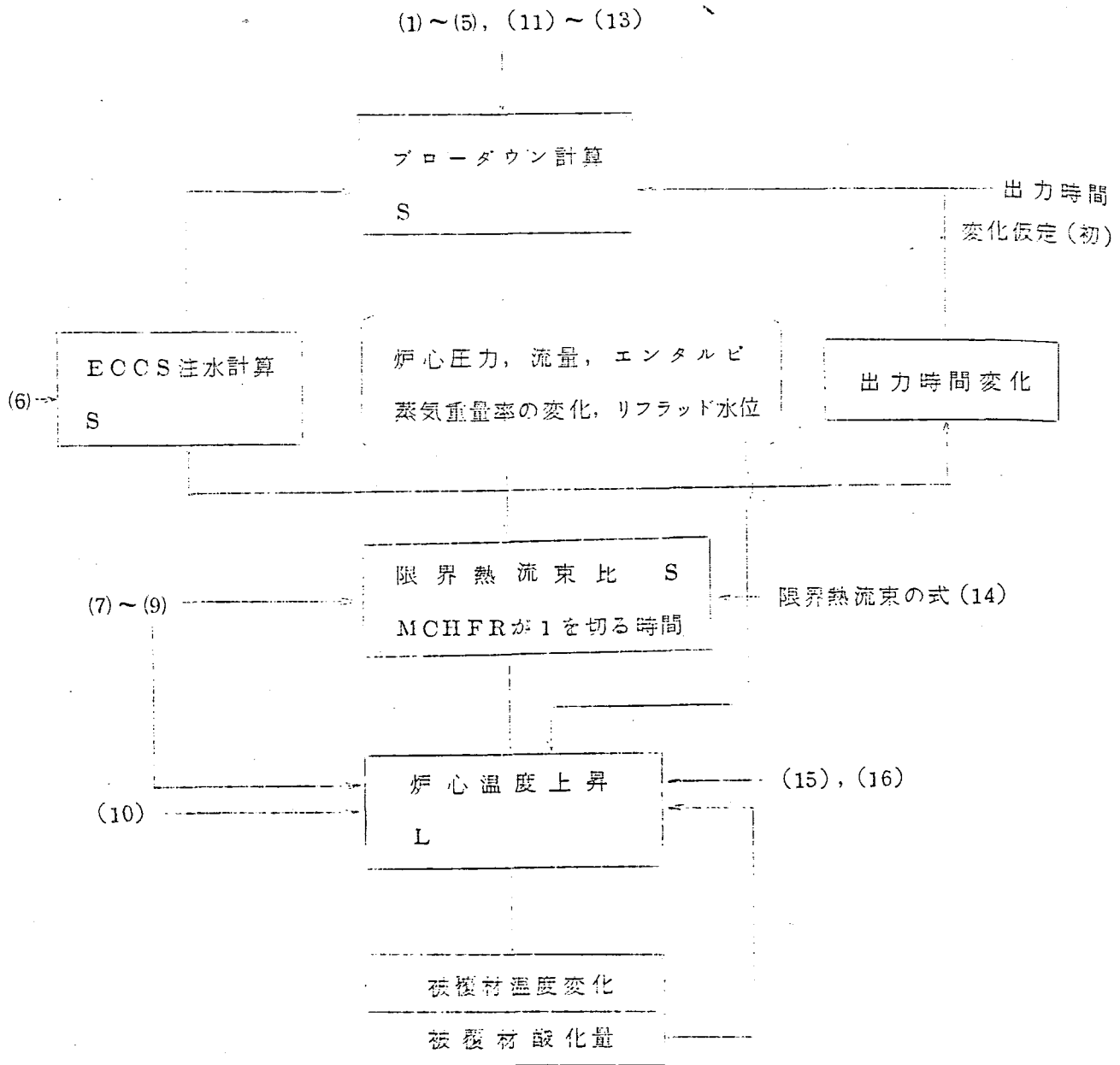
圧力管内面温度は事故後 25 秒で最高温度約 370℃に達し以後急速注水系による再水浸により急激に温度は低下する。

圧力管内温度の上昇と共に、圧力管内圧力（一次系圧力）は低下するため、圧力管の健全性が損なわれることはない。



事故後時間 (Sec) 壓力管最高溫度變化

3. ATR LOCA解析ブロック図



S : SENHOR

L : LOTUS

第10.7-5図 ATR LOCA解析ブロック図

第 10.7-1 表 ATR LOCA 解析ブロック図の入力関係

|    |     |                  |  |
|----|-----|------------------|--|
| 1  | 入 力 | 破断の条件            | 再循環配管の瞬間ギロチン破断   |
| 2  | "   | 原子炉の幾可学的パラメータ    | 圧力管および再循環ループの形状  |
| 3  | "   | プラント運転パラメータ      | 事故前の原子炉出力、圧力、流量  |
| 4  | "   | 出力時間変化           | 事故時出力低下：制御棒スクラム<br>ボイド効果を取り入れて計算<br>崩かい熱：ANS Standard ×<br>1.2 $\gamma$ smearing は考慮していな<br>い。 |
| 5  | 入 力 | ポンプ特性            | 抵抗の形で入力  |
| 6  | "   | ECCS 特性          | ECCS の作動動性、急速注水系<br>(蓄圧器)  |
| 7  | 入 力 | 出力分布             | 炉心寿命中最もきびしいものを採用   |
| 8  | "   | 燃料の熱的性質          | $KuO_2, KcL, CuO_2, CcL$ Kg (LHR)  |
| 9  | "   | 燃料クラスタの幾何学的パラメータ | クラスタ形状   |
| 10 | "   | 再冠水熱伝達係数         | 25 BTU/h ft <sup>2</sup> °F を使用  |
| 11 | 方 法 | ノード分け            | 圧力管 3. 入口管 1. 上昇管 1.<br>蒸気ドラム、下部ヘッダ、下降管 2  |
| 12 | 方 法 | 破断流モデル           | 小笠原の式  |
| 13 | "   | 運動方程式            | 運動量の項は重要なものを考慮、<br>摩擦損失係数は Martinelli -<br>Nelson を使用。   |
| 14 | 方 法 | CHF 関係式          | HTL 実験にもとづく評価式   |
| 15 | "   | ノード分け            | クラスタ内 28 本の燃料棒を 3 グル<br>ープに分け、燃料棒を半径方向 8、<br>軸方向 11 ノードに分けている。                                 |
| 16 | 方 法 | ブローダウン中の熱伝達      | $MCHFR > 1$ Jens & Lottes<br>$MCHFR \leq 1$ 輻射伝熱のみ考慮   |

参考文献

- 1) 小笠原 機械学会論文集 34 No. 267 1995 (昭 43-11)
- 2) " " 34 No. 268 2146 (昭 43-12)

## 10.8 LOCA時における燃料の swelling と ballooning についての検討

### 1. 結論の要約

- (1) 有効な deformation (i. e. swelling) は、燃料棒の短かい範囲 (約 2 インチ) に限定される。
- (2) bundle 中の perforation は同一 bundle 中の他の燃料被覆の破損に伝播しない。さらに破損 (swelling) の軸方向分布は、bundle 内の部分的な局所の flow area を blockage するだけで、同一高さの平面で完全な blockage は起さない。
- (3) 照射効果は被覆の strain (swelling) の量をかなり減少させ、破損温度を少しさげる。
- (4) 面積の 75% に及ぶ flow blockage でも flooding の熱除去効果を妨げないことが実験的に示された。
- (5) 面積の 90% に及ぶ冷却材 flow area の blockage 効果は、燃料棒被覆を溶融させるような減損を flooding 効果に及ぼさないことが解析的に示された。

### 2. 未照射複数 rod の破断実験 [BABCOCK and WILCOX]

#### I 条件

- (1) bundle は  $4 \times 4$  構成で材質は Zry-4 rod 内ガスはアルゴンである。
- (2) 空気中で furnace に入れ急速に加熱した。
- (3) bundle は長さ 30 インチで両端から 6 インチのところにスペーサがある。
- (4) 管外径は 0.430 インチ、内径は 0.376 インチである。
- (5) 内側  $2 \times 2$  配列だけ加圧し、それらがすべて burst するまでテストを続けた。

#### II 結論

- (1) 被覆の最大 swelling は、短かい長さ ( $\sim 2$  diameter) に限定される。
- (2) 破損にいたる最大の swelling は同一平面ではおきない。
- (3) 被覆の大きな deformation は rod 1 本の実験と同様、低圧のときおこる (150 psig)。
- (4) 通常、全長にわたり約 10% の expansion がおこる。
- (5) deformation は bundle の高温方向に向ってできる。
- (6) 最大 flow blockage は約 61% になった。

### 3. 照射済 rod 1 本の破断テスト [GENERAL ELECTRIC]

#### I 条件

- (1) Yankee 炉の使用済燃料を用いた。
- (2) He ガスで内部から加圧され、破損するまで加熱した。



- (3) アルゴン雰囲気ではigh frequency induction heater で加熱した。
- (4) 試験片は長さ 8 インチ, 外径 0.362 インチ, 肉厚 0.022 インチである。
- (5) 外径 0.422 インチ, 肉厚 0.027 インチの未照射 rod で比較テストをした。

## II 結 論

- (1) 破損温度は heating rate と内部圧が同じ条件では, 未照射より照射済の方がいくぶん低い ( i. e.  $< 200^{\circ}\text{F}$  )。
- (2) expansion または deformation の量は未照射管より照射済管の方がかなり少ない。
- (3) 照射済 rod はテストにおいて ductile expansion を示した。

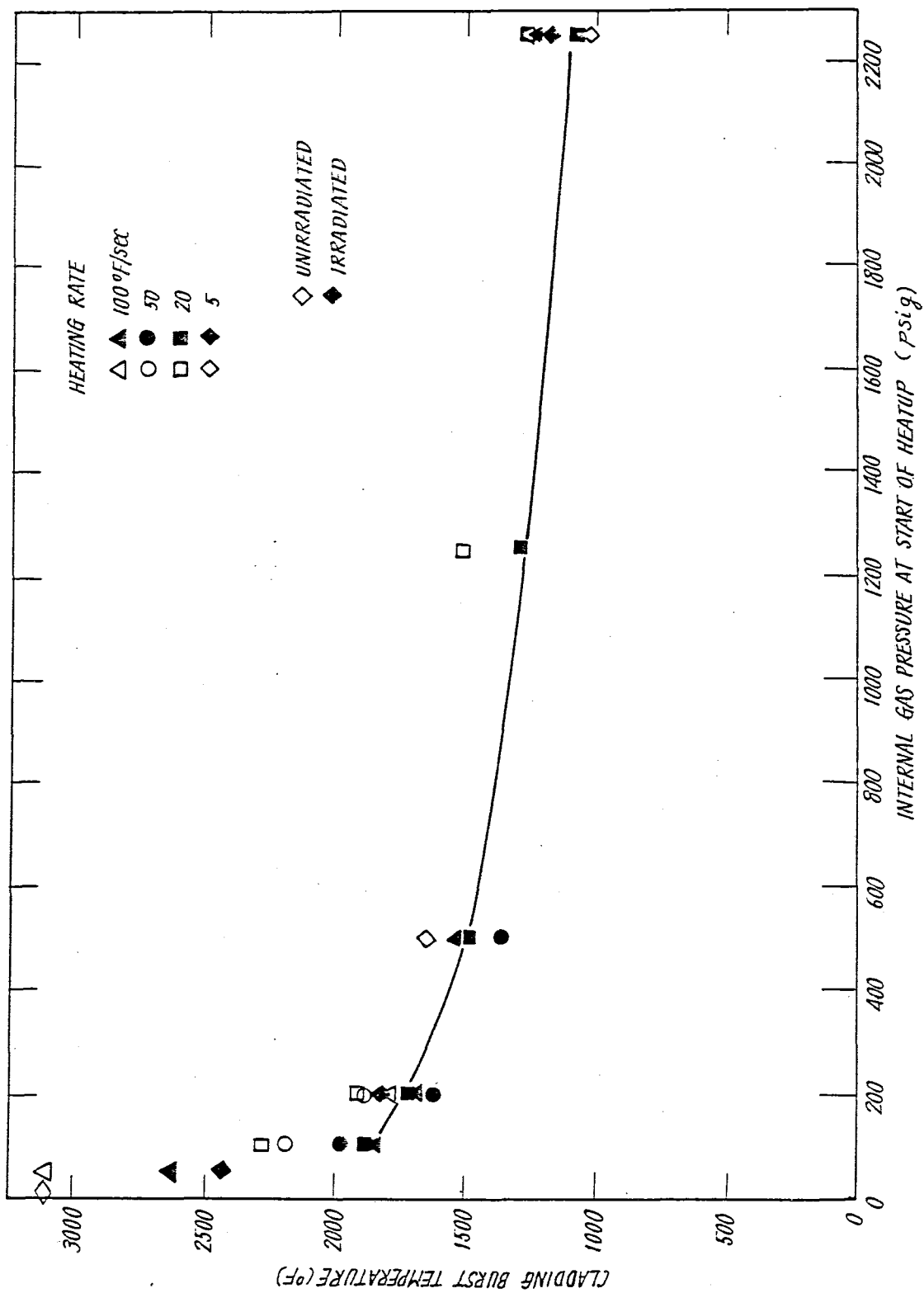


Fig 10.8-1 Burst Test Results (7) Irradiated Zircaloy Tubing (Argon)

Fig 10.8-1 Burst Test Results(17) Irradiated Zircaloy Tubing (Argon)

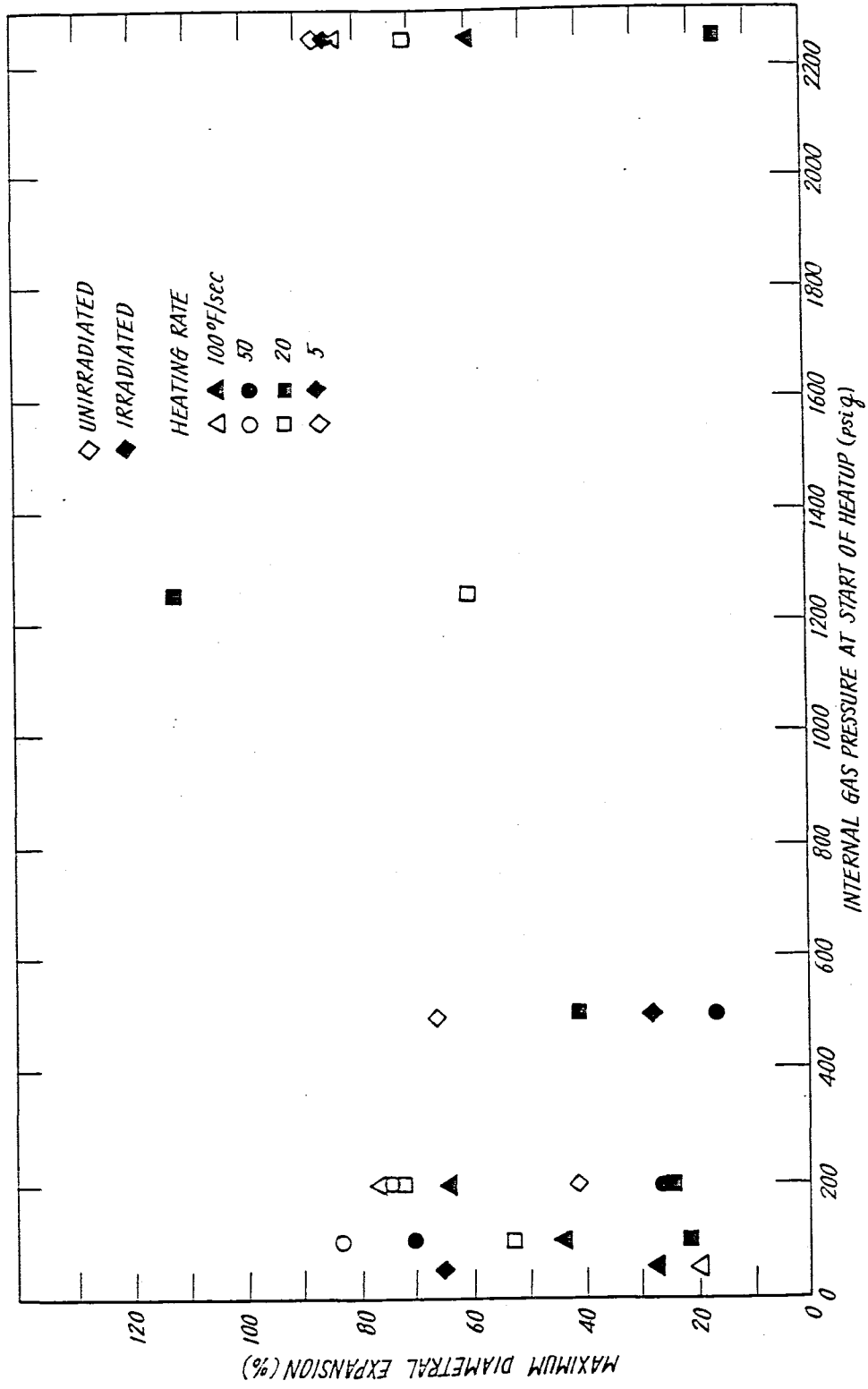


Fig 10.8-2 Burst Test Results(17) Irradiated Zircaloy Tubing (Argon)

#### 4. 複数 rod の炉内照射による破断試験 [OAK RIDGE NATIONAL LABORATORY]

##### I 条件

- (1) 長さ 27 インチで Zry 被覆の  $UO_2$  燃料棒を用いて TREAT 炉で行なった。
- (2) 7 本 rod の中央のものは、MTR または ETR で照射されたものである。
- (3)  $UO_2$  ペレットは Dresden 1 からのものが用いられた。

Oxygen/Uranium ratio ..... 2

density .....  $\sim 10.34 \text{ gm/cc}$

enrichment ..... 1.51 %

- (4) 被覆材は Zry-4 で 1500 psi の steam 中で 750 F において 2 日間 auto clave された。
- (5) 平均 heating rate は  $82 \text{ F/sec}$  である。
- (6) 照射量は 63 full power day ( $2500 \text{ MWd/T}$ ) である。
- (7) TREAT 炉は 720 MW-sec 運転された。

##### II 結論

- (1) 照射済 rod の deformation は未照射 rod と大きな差はなかった。
- (2) 同一平面上での flow blockage はない。
- (3) 内部ガス圧が低い方が平均の circumferential expansion は高い。
- (4) swelling は一様でなく、管肉厚の不均一さは swelling に大きな影響を与えなかった。
- (5) swelling, bowing や破断との接触や破断穴からのガス放出は近接 rod の破断をひきおこさない。
- (6) 高温テスト ( $\sim 2400 \text{ F}$ ) における管の brittleness は極端な酸化によるものである。

Table 10.8-1 FUEL ROD CHARACTERISTICS (FRF-2)

|  | Center      |               |               |               |               |               |              |              |
|--|-------------|---------------|---------------|---------------|---------------|---------------|--------------|--------------|
| Rod Identification*                                | 58-3        | 11            | 16            | 12            | 17            | 13            | 18           |              |
| Cladding outside diameter, in.                     | 0.5638      | 0.5633        | 0.5632        | 0.5633        | 0.5632        | 0.5633        | 0.5633       | 0.5633       |
| Cladding inside diameter, in.                      | 0.4987      | 0.4999        | 0.4996        | 0.4993        | 0.4994        | 0.5001        | 0.4992       | 0.4992       |
| Cladding wall thickness, in.                       | 0.0326      | 0.0305/0.0328 | 0.0291/0.0345 | 0.0311/0.0328 | 0.0292/0.0345 | 0.0307/0.0324 | 0.0296/0.034 | 0.0296/0.034 |
| Pellet diameter, in.                               | 0.487/0.493 | 0.493/0.495   | 0.493/0.495   | 0.493/0.496   | 0.492/0.4915  | 0.493/0.493   | 0.492/0.494  | 0.492/0.494  |
| Plenum length, in.                                 | 2. 1/2      | 2. 5/16       | 2. 9/16       | 2. 3/8        | 2. 5/16       | 2. 3/8        | 2. 7/16      | 2. 7/16      |
| Plenum volume, cm <sup>3</sup>                     | 7.2         | 6.7           | 7.4           | 6.8           | 6.7           | 6.8           | 7.0          | 7.0          |
| Cladding gap and pellet gap voids, cm <sup>3</sup> | 3.9         | 4.7           | 4.5           | 5.2           | 5.2           | 5.3           | 5.0          | 5.0          |
| Pressure cell and tubing voids, cm <sup>3</sup>    | 0           | 2.2           | 0             | 2.2           | 0             | 0             | 0            | 0            |
| Total gas space, cm <sup>3</sup>                   | 11.1        | 13.6          | 11.9          | 14.2          | 11.9          | 12.1          | 12.0         | 12.0         |
| Pressure, psia He at 77°F                          | 65          | 75            | 75            | 75            | 75            | 75            | 75           | 75           |
| Helium in rod, cm <sup>3</sup> (STP)               | 45          | 64            | 56            | 66            | 56            | 57            | 56           | 56           |

\* Thermocouples were attached to Rods 11, 12 and 13.

Table 10.8-2 FUEL ROD DIMENSIONAL CHANGES EXPERIMENT FRF-2

|   | Center       |      |      |      |      |      |      |      |
|---|--------------|------|------|------|------|------|------|------|
|   | (irradiated) | 11   | 16   | 12   | 17   | 13   | 18   |      |
| Diameter increase, rupture to back (%)      | 51           | 50   | 77   | 62   | 57   | 52   | 63   | 63   |
| Diameter increase, viewed by center rod (%) | 57           | 48   | 75   | 74   | 53   | 55   | 63   | 63   |
| Increase in rod length (in)                 | 0.09         | 0.27 | 0.31 | 0.34 | 0.28 | 0.22 | 0.25 | 0.25 |

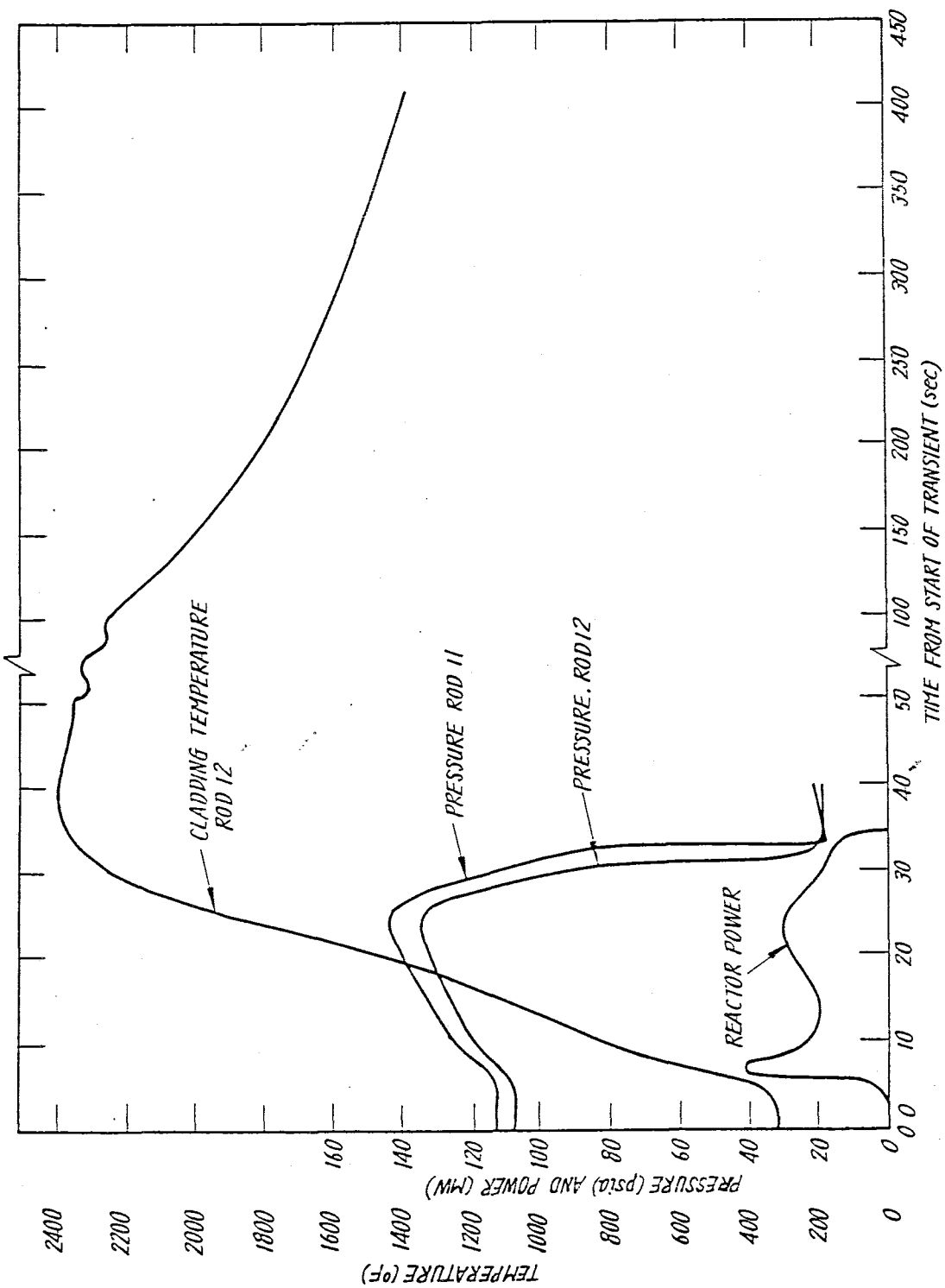


Fig 10.8-3 Pressure and Temperature in TREAT Experiment (12.19)

This document contains information that is classified "Secret" under Executive Order 13526, Section 1.4, because it is information that is: (1) related to the national defense, (2) the disclosure of which could result in the identification of sources, methods, or activities of the intelligence community, and (3) the disclosure of which could be injurious to the national defense.

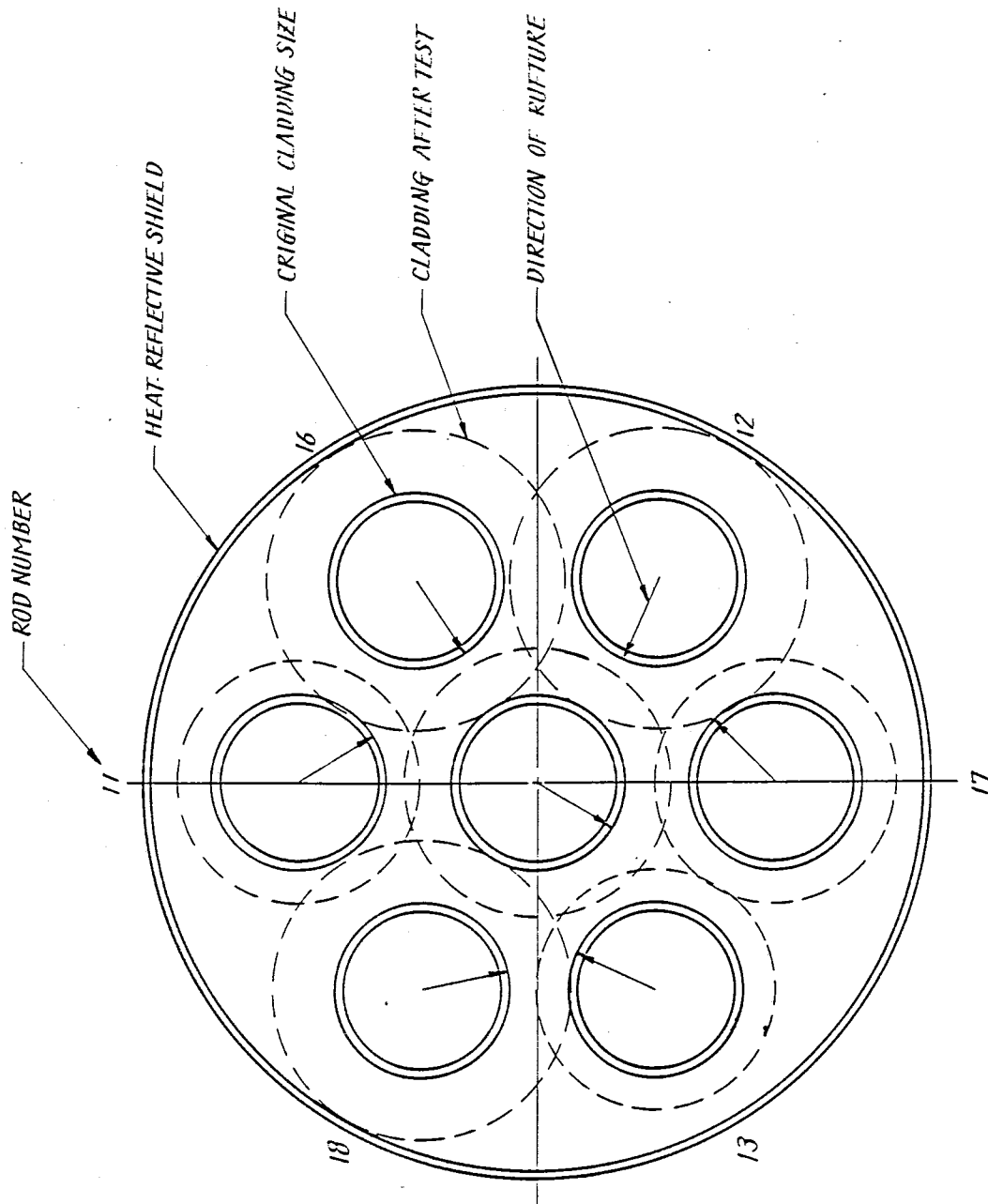


Fig 10.8-4 Arrangement of Fuel Rods and Location of Ruptures in TREAT Fuel Rod Failure Experiment FRF-21191

## 5. 複数 rod の flooding による模擬破断実験 [WESTING HOUSE]

### I 条件

- (1)  $7 \times 7$  配列で 12 フィートの長さを持つ rod のうち 42 本を加熱した。
- (2) Internal Calrod heaters の設計は peak-to-average が 1.66 の cos 分布に加熱するようにした。
- (3) 原子炉の decay heat を模擬できるように加熱を計画した。

### II 結論

- (1)  $6 \text{ in./sec}$  の flow rate では 0,50 および 75 % blockage とも最高温度はほぼ同じである。これより低い flow rate では 0 % blockage の方が 75 % blockage より高くなる。また quench time は 0 % より blockage のあるほうがむしろ短い。
- (2) 小さな pin 構成におけるきびしい blockage も非常炉心冷却の能力に重大な影響を及ぼさない。
- (3) blockage 率が同一であれば、その形成のしかたにより各 rod の flooding による熱除去効率は影響を受けない。
- (4) 75 % の flow blockage でも flooding の熱除去効果を妨げない。
- (5) 部分 blockage は flooding flow の霧化による熱除去効果の増加で被覆材の温度は下がる。



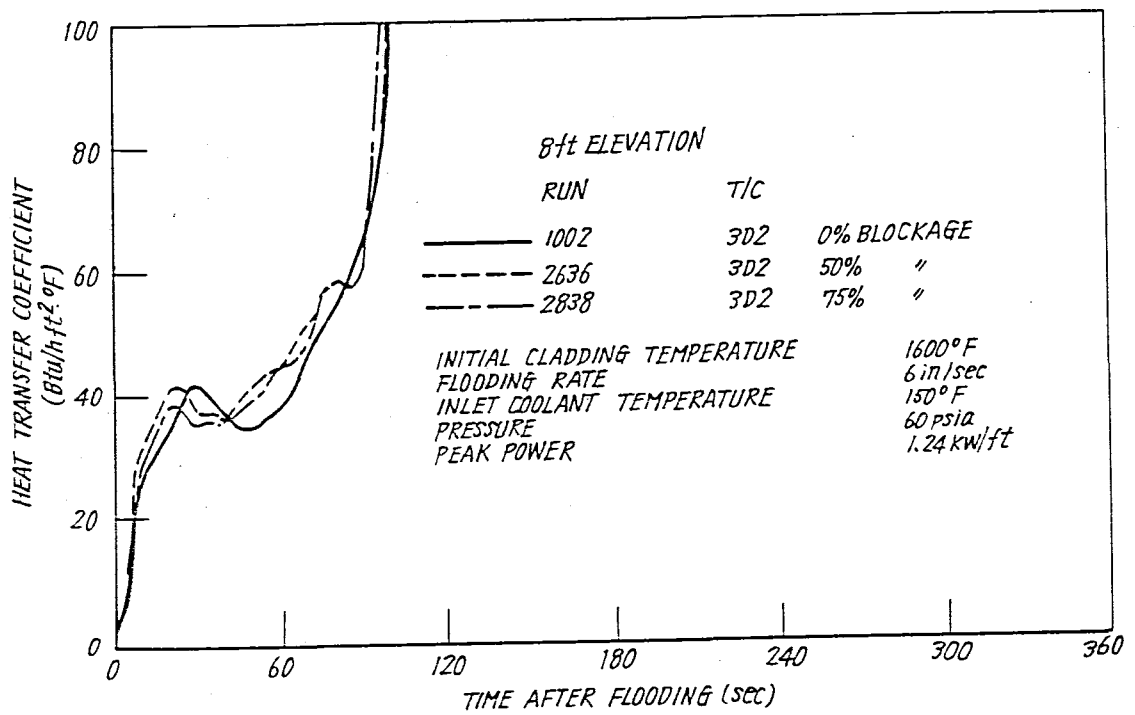
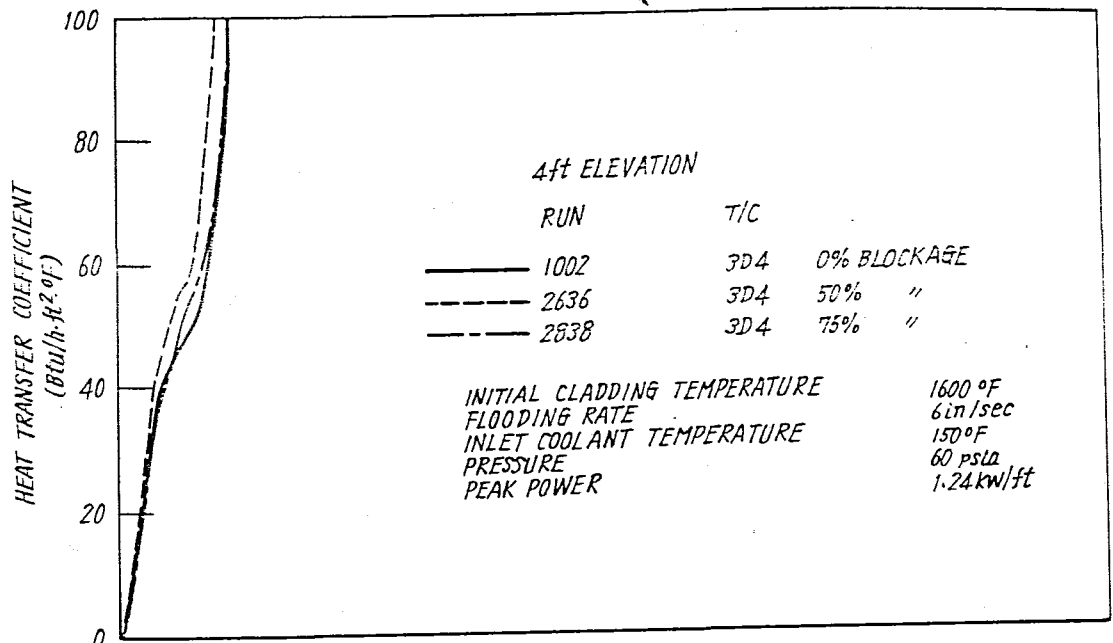


Fig 10.8-5 Effect of Flow Blockage on Heat Transfer Coefficient at 4 Ft and 8 Ft. Elevation (25)

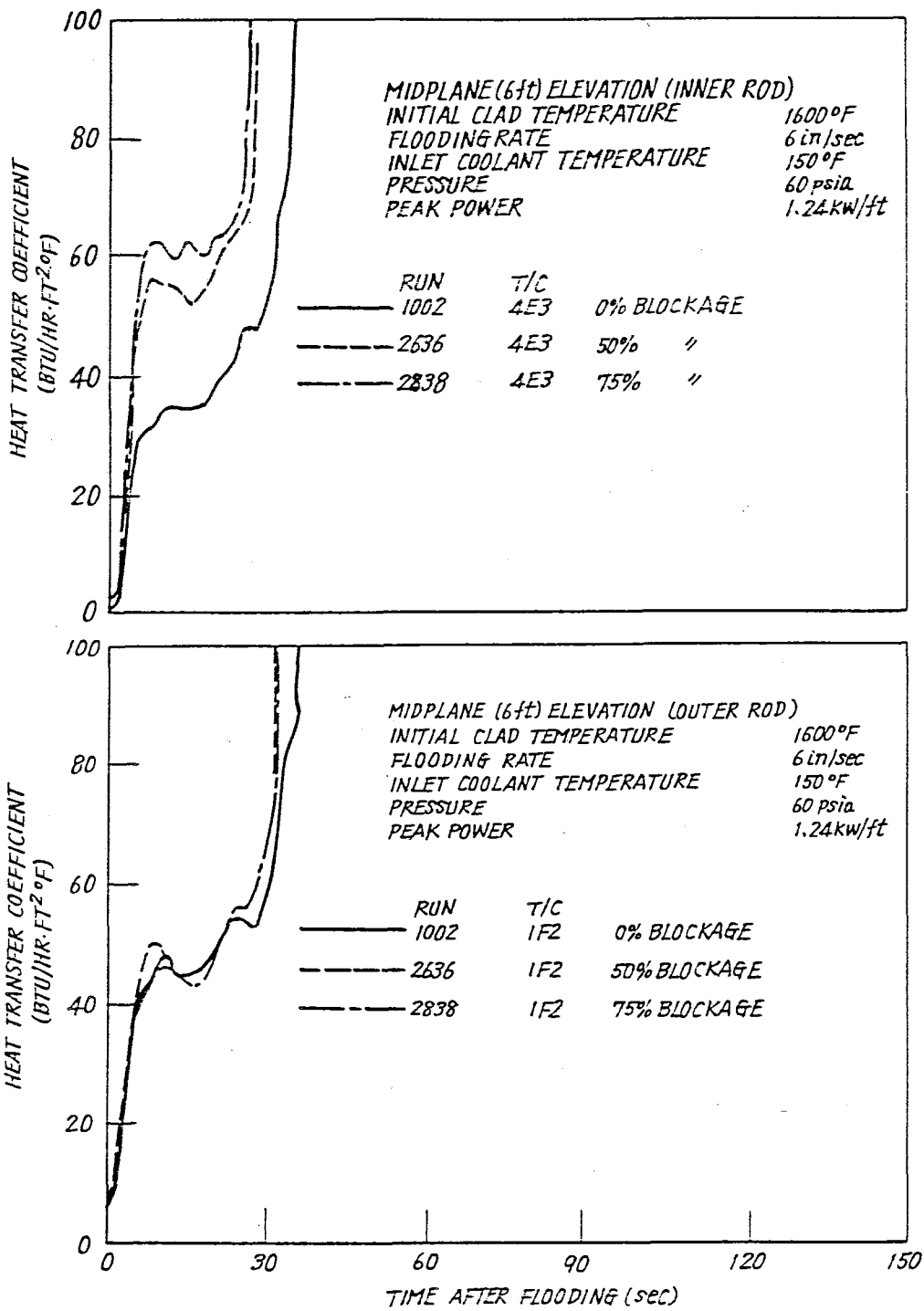


Fig.10.8-6 Effect of Flow Blockage on Inner and Outer Rods at 6 Ft. Elevation (25)

Table 10.8-3 INFLUENCE OF FLOW BLOCKAGE ON  
HEAT TRANSFER BEHAVIOR

| Flooding Rate<br>(in./sec) | Nominal Initial Temperature<br>(°F) | 0% Blockage        |                       | 50% Blockage       |                       | 75% Blockage       |                       |
|----------------------------|-------------------------------------|--------------------|-----------------------|--------------------|-----------------------|--------------------|-----------------------|
|                            |                                     | Temp. Rise<br>(°F) | Turnaround time (sec) | Temp. Rise<br>(°F) | Turnaround time (sec) | Temp. Rise<br>(°F) | Turnaround time (sec) |
| 6                          | 1800                                | 67                 | 6                     | 42                 | 4                     | 61                 | 5                     |
| 6                          | 1600                                | 70                 | 6                     | 60                 | 5                     | 79                 | 7                     |
| 4                          | 1600                                | 107                | 14                    | 102                | 102                   | 81                 | 7                     |
| 2                          | 1600                                | 247                | 35                    | 192                | 192                   | 131                | 14                    |

Common Run Conditions :

Pressure = 60 psia

Inlet Coolant Temperature = 150 °F

Peak Power = 1.24 KW/ft

## 6. Floodingしたときの解析研究 [ BATTELLE COLUMBUS ]

### I 条件

- (1) PWR の cold-leg break を仮定した MUCHA-1 code を用いた。
- (2) 被覆の ballooning または swelling による flow area の blockage はスペーサのある集合体を仮定した。
- (3) スペーサによる flow area の減少は MUCHA code の K-factor が 0.82 となる 26 % とした。
- (4) K-factor は次のものを用いた。
  - i) 7.1 …… 62 % の面積減少または 34 % の diametral expansion で隣接 rod が接触する。
  - ii) 153 …… 90 % の面積減
  - iii) 645 …… 95 % の flow area の減少

### II 結論

- (1) 控えめな計算でも、90 % のきびしい flow area の blockage でも ECCS による flooding 効果に重大な影響を与えない。
- (2) 実際の flow area の blockage は局所だけである。さらに blockage は軸方向の限られた範囲にしか生じない。
- (3) 62 % までの面積減少では、被覆の最大温度の増加および flow の減少に対しほとんど効果を及ぼさない。
- (4) 95 % の flow area blockage では、計算の最後である 48 sec 後になっても最高温度は下がり始めなかった。

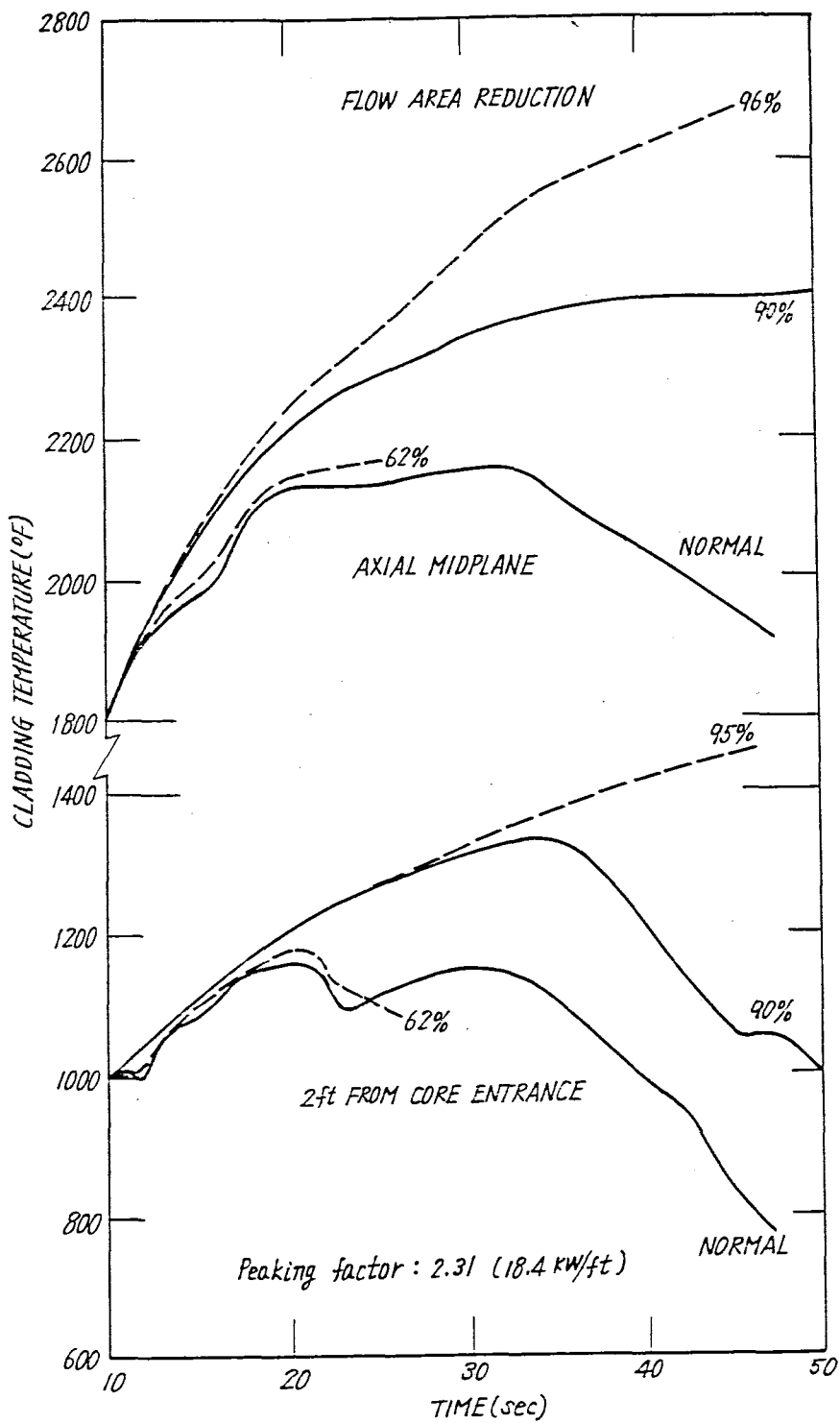


Fig. 10.8-7 Sensitivity of Cladding Temperature History to Geometric Changes for a Maximum Power Rod [26]

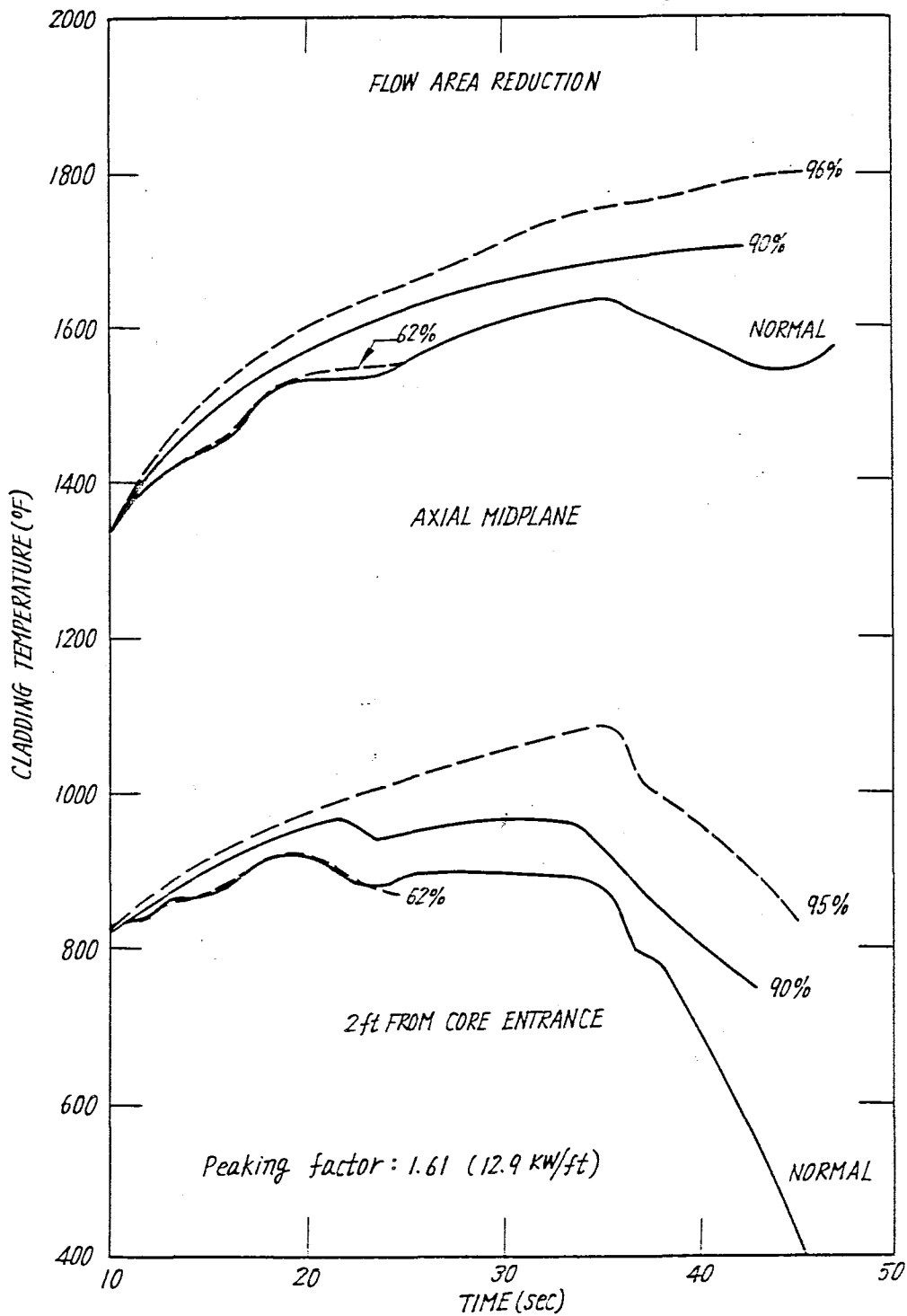


Fig.10.8-8 Cladding Temperature Sensitivity to Geometric Distortions for A 1.61 Power-Factor Rod (62)

## 10.9 冷却材喪失時における燃料被覆管 のふくれに関する評価

### 1. 燃料被覆管のふくれ評価

冷却材喪失時における燃料被覆管のふくれは、使用されている燃料棒がその寿命中、そして原子炉運転中、最も苛酷と考えられる条件下で評価しなければならない。

一般に、燃料は原子炉に装荷した直後は線出力密度は高いが被覆管内圧は低く、取出し直前になるに従い線出力密度は低くなるが、被覆管内圧はFPガス放出により高くなる。

燃料被覆管のふくれは、被覆管の応力が、その材料強度限界を越えると起こるので、その評価は燃料の炉内における履歴を考慮し、その中で最も苛酷と考えられる第10.9-1表に示す場合について行なえばよい。

なお圧力管型燃料の場合は、第10.9-1表にみるように、内層と中間層燃料は、外層燃料に比し、線出力密度も燃焼度も低いので、それらの冷却材喪失時における被覆管内圧と温度は、外層燃料のものより相当に低いことを考慮し、燃料棒のふくれ評価は、まず内層および中間層燃料について行ない、次いで外層燃料について実施する。

#### 1.1 燃料集合体の内層燃料・中間層燃料のふくれ評価

##### (1) 線出力密度および燃焼度からの評価

冷却材喪失した場合、再冠水するまでにおける燃料集合体の内層燃料および中間層燃料の被覆管温度推移は、第10.9-1図と第10.9-2図、また被覆管温度の最高は第10.9-2表に示すとおりで、後者については被覆管と燃料ペレット間の熱伝達係数を最も Realistic に見積れば約750℃、また苛酷にみてもたかだか860℃程度である。

また、その際の円周方向応力は第10.9-2表に示すように、 $1.2 \frac{K}{in}$  を越えない（この評価の基になった内圧評価については第6節参照）。

一方、冷却材喪失事故を想定した燃料被覆管のふくれや破損に関する実験は、アメリカのORNL、GE、Westinghouse、あるいはわが国原子力安全協会等で行なわれており、その“ふくれ破損時の円周方向応力と被覆管温度の関係”の代表例は第10.9-6図に示すようである。

従って、第10.9-2表に示す冷却材喪失時、第10.9-1表の条件下における内層および中間層燃料の被覆管最高温度とその円周応力を考慮して、第10.9-6図に基づき、被覆管のふくれを評価すると、被覆管応力は何れも被覆管ふくれ破損時の円周方向応力の5割程度以下なので、被覆管のふくれは起こらない。

##### (2) 外層燃料が中間層燃料に接触した場合の中間層燃料の評価

第7節に記すように、中間層燃料の温度はたかだか890℃程度であるが、この時の被覆管応力はアメリカORNLやWestinghouseの実験による“被覆管ふくれ限界”の $\frac{1}{2}$

程度なので、表記のようなことが起こっても中間層燃料はふくれないと評価できる。

## 1.2 燃料集合体の外層燃料のふくれ評価

外層燃料の被覆管の温度推移を燃料被覆管と燃料ペレット間の熱伝達係数を最も Realistic に評価した場合および苛酷に評価した場合について求めると、それぞれ第 10.9-1 図から第 10.9-4 図および第 10.9-2 表に示すようである。これらの結果を第 10.9-6 図の“被覆管ふくれ破損時の円周方向応力と被覆管温度”の関係から評価すると次のようになる。

- (i) 最も Realistic な被覆管と燃料ペレット間の熱伝達率を用いて評価すると、外層燃料被覆管の状態は第 10.9-6 図左側の黒点で示されるので、被覆管のふくれは起こらない。
- (ii) 苛酷と思われる被覆管と燃料ペレット間の熱伝達率を用いて評価すると、……その燃料棒は外層燃料のうち 1～2 本と考えられる……その燃料棒の状態は第 10.9-6 図の右端の黒点で示されるが、被覆管のふくれ限界の上になるので、被覆管はふくると予測される。

## 1.3 総合評価

### (1) 燃料集合体の Zone Loading

炉心中心部に装荷される燃料集合体の外層燃料の濃縮度は、内層および中間層燃料の濃縮度より低くなっている。

従って、局所ビーキング係数が下り、最高線出力密度も低くなっているため、冷却材喪失時における被覆管温度は、上記評価より下ることが期待される。これらの比較を第 10.9-3 表に示した。すなわち冷却材喪失時、被覆管最高温度は、実際は評価値より約 30～40℃下なので被覆管のふくれは、さらに起こり難くなっている。

### (2) 総合評価

以上の評価に基づき“冷却材喪失時における被覆管のふくれ”については次のようにまとめることができる。

- (i) 燃料集合体の中間層および内層燃料は、“被覆管のふくれ”は起こらない。
- (ii) 燃料集合体の外層燃料は、最も Realistic の被覆管と燃料ペレット間の熱伝達係数をもって評価すれば、“被覆管のふくれ”は起こらないと考えられる。
- (iii) しかしながら、燃料集合体の外層燃料は、被覆管と燃料ペレット間の熱伝達係数を苛酷に評価すれば……その数は外層燃料のうち 1～2 本と考えられる……“被覆管のふくれ”は起こると予想される。
- (iv) この“被覆管のふくれ”の大きさは次のように評価できる。

すなわち、最も Realistic に評価した場合、外層燃料の被覆管表面温度はたかだか 840℃程度なので、Zr 合金の変態点を考慮すれば、大きな歪で破損することは考えられない。

一方、ORNL の Hobson 等の一連の実験によると、この程度の温度における照射 Zr 合金被覆管はほぼ 16～30% 程度の歪で破損した結果が得られており、<sup>\*-1</sup> また照射を受けると小さい歪で破損することは他の実験でも認められている。<sup>\*-2, \*-3</sup>

従って、“被覆管のふくれ”は 33% の歪……断面積で約 80% 増程度……を考えれば十分



であろう。

熱除去の観点からは、この大きさの“被覆管のふくれ”が第10.9-8図、第10.9-9図に示すように同一平面上で起こり、しかも

(a) 外層燃料被覆管は全部くっつき合いように、

(b) しかも、全部が圧力管に接するように、

なるのが最も苛酷と考えられるので、この形状で熱除去を評価する。

(V) 被覆管のふくれは、少しでも弱いところがあると、そこがますます“ふくれ”だし、軸方向全長にわたり起こらないことは、多くの実験……先に掲げたORNLの一連の実験、原子力安全研究協会の実験……で示されている。そして、その“ふくれ”の軸方向長さは1~2"程度であるので、軸方向76mmにわたり一様に起こったとして評価を進める。

(VI) 以上の考察・評価を基にし、以下の冷却材喪失時における燃料熱除去の解析および実験に際し考える“被覆管のふくれ”は、次のように総合評価できる。

。燃料集合体の燃料のうち、ふくれが起こるのは外層燃料だけである。

。“被覆管のふくれ”は前述のように33%歪(約80%の断面積増とみればよい)と考えられ、その軸方向長さは76mmである。

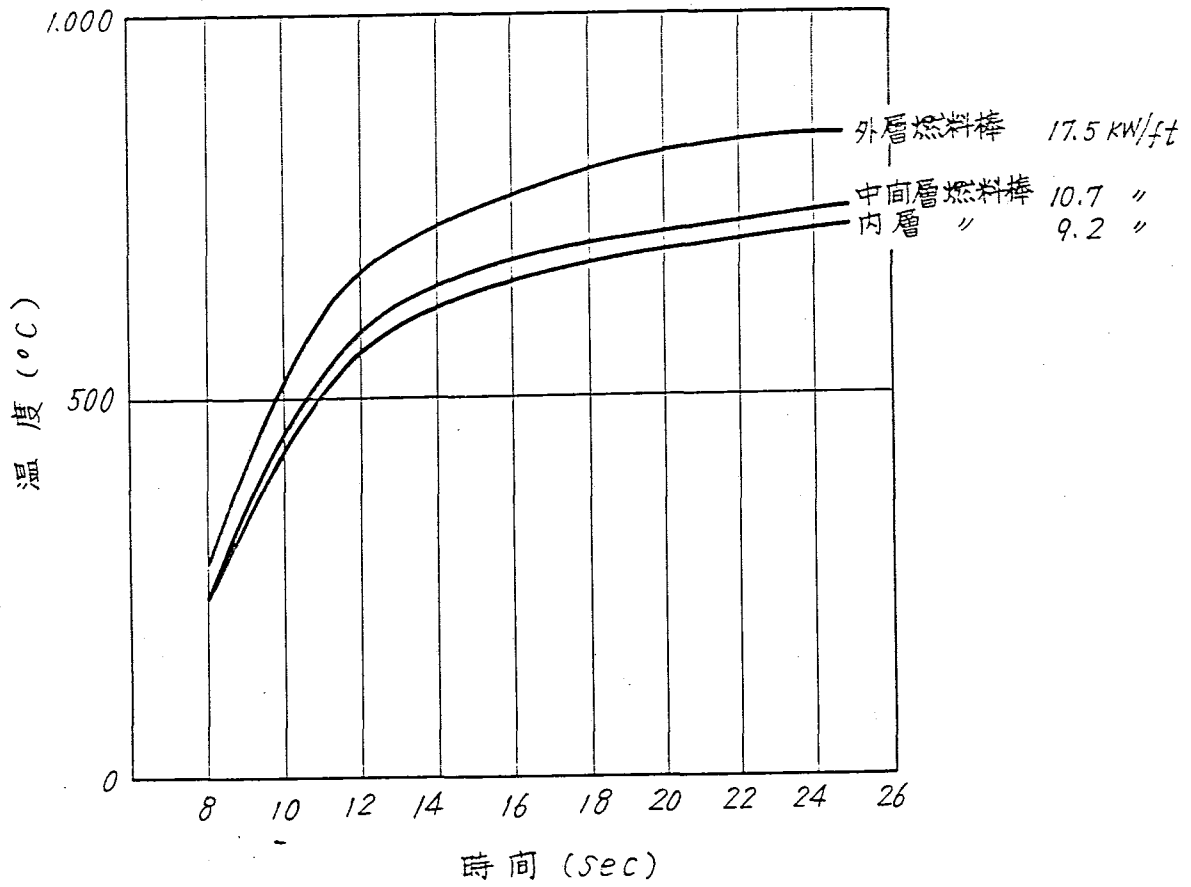
。熱除去の観点から安全側にみて第10.9-8図、第10.9-9図に示すように外層燃料は全て同一平面で被覆管がふくれ、しかも被覆管は互いに接触し合い、しかも圧力管に接するようにする。

。この場合、燃料被覆管のふくれによる流路閉塞は約60%である。

#### 参 考 文 献

- \* - 1 D. O. Hobson, et al "Comparison of Rupture Data from Irradiated Fuel Rods and Unirradiated Cladding" Nuclear Technology, P 479~490, Aug., 1971
- \* - 2 E. F. Juenke, et al "Physical-Chemical Studies of Clad UO<sub>2</sub> Under Reactor Accident Conditions" GEMP 731, April, 1970
- \* - 3 "Performance of Zircaloy Clad Fuel Rods During a Simulated Loss-of-Coolant Accident: Single Rod Test" Vol. II, WCAP-7379, Sept., 1969
- \* - 4 "軽水冷却型原子炉の安全性に対するジルカロイの水素化物の影響に関する試験研究" 原子力安全研究協会, 昭和43年4月
- \* - 5 A. D. Emery, D. B. Scott and J. R. Stewart, "Effect of Heating Rate and Pressure on Expansion of Zircaloy Tubing During Sudden Heating Conditions" Nucl. Tech., 11 (1971) 474
- \* - 6 C. C. Busby and K. B. Marsh, "High Temperature Deformation and

Burst Characteristics of Recrystallized Zry-4 Tubing"  
WAPD-TM-900 (January 1970)



第10.9-1 図 被覆管温度变化

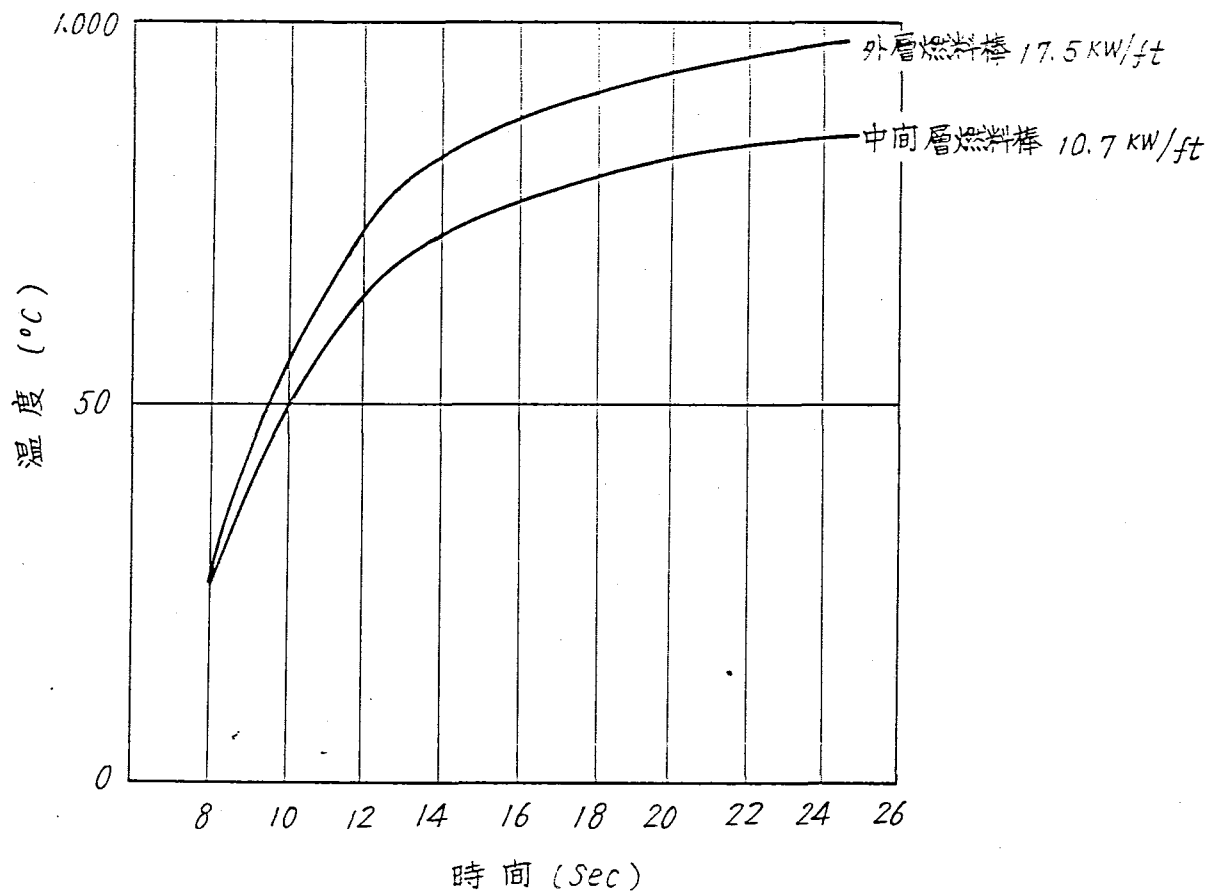
線出力密度 17.5 kW/ft チャンネル

Gap Conductance (50/50) :

17.5 kW/ft ; 1200 Btu/hr°F ft<sup>2</sup>

10.7 " ; 490 "

9.2 " ; 400 "



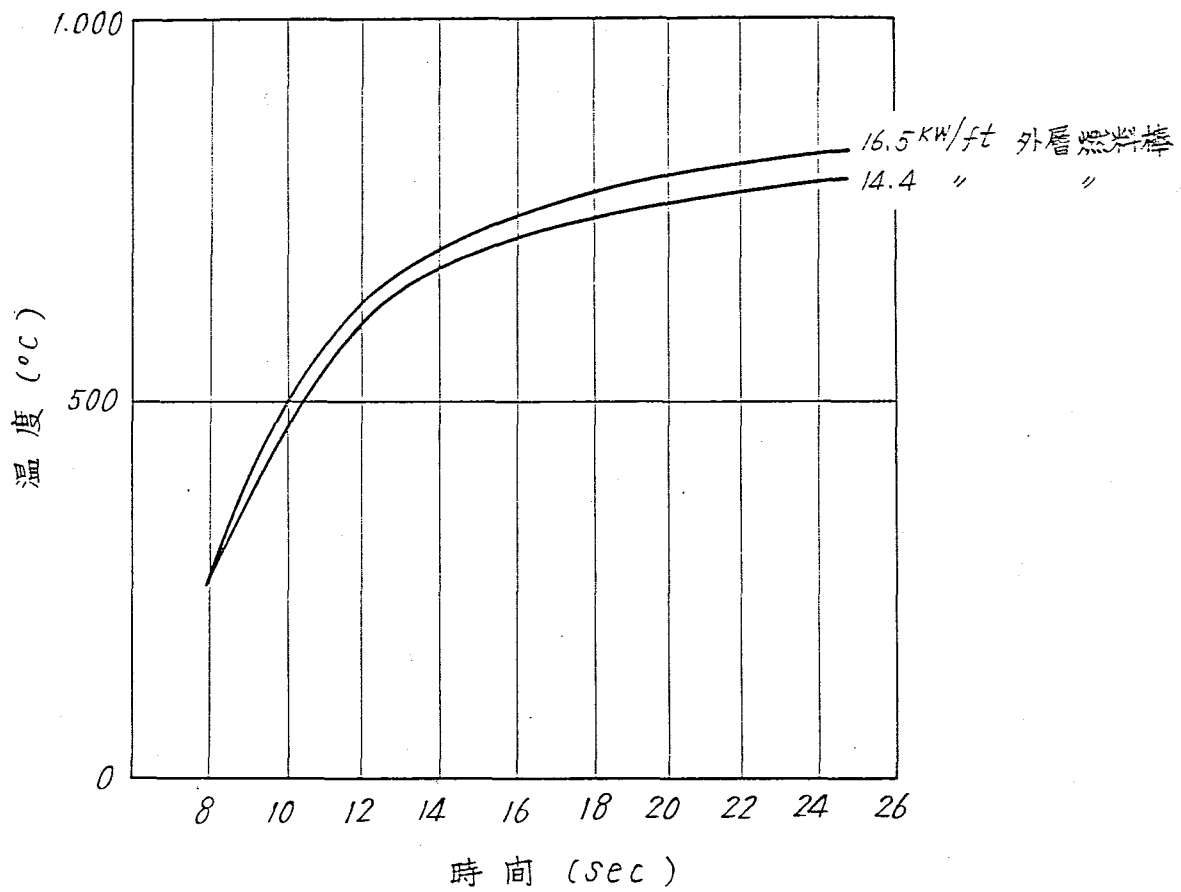
第10.9-2 図 被覆管温度变化

線出力密度 17.5 kW/ft チャンネル

Gap Conductance (95/90) :

17.5 kW/ft ; 750 Btu/hr.<sup>o</sup>F.ft<sup>2</sup>

10.7 " ; 350 "



第10.9-3圖 被覆管溫度變化

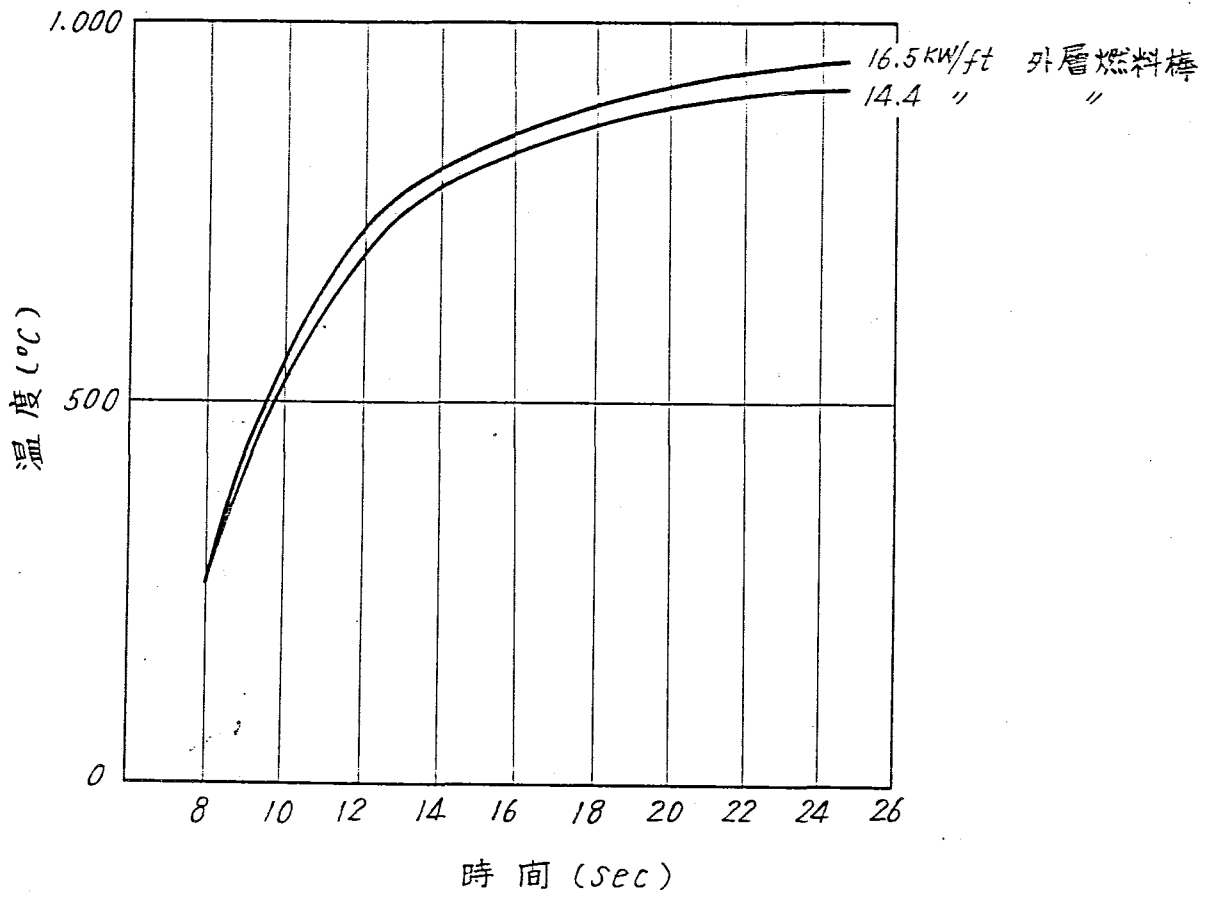
線出力密度 16.5 kW/ft 外層燃料棒

線出力密度 14.4 kW/ft 外層燃料棒

Gap Conductance (50/50) ;

16.5 kW/ft ; 1030 Btu/hr·°F·ft<sup>2</sup>

14.4 " ; 780 "



第10.9-4 圖 被覆管温度变化

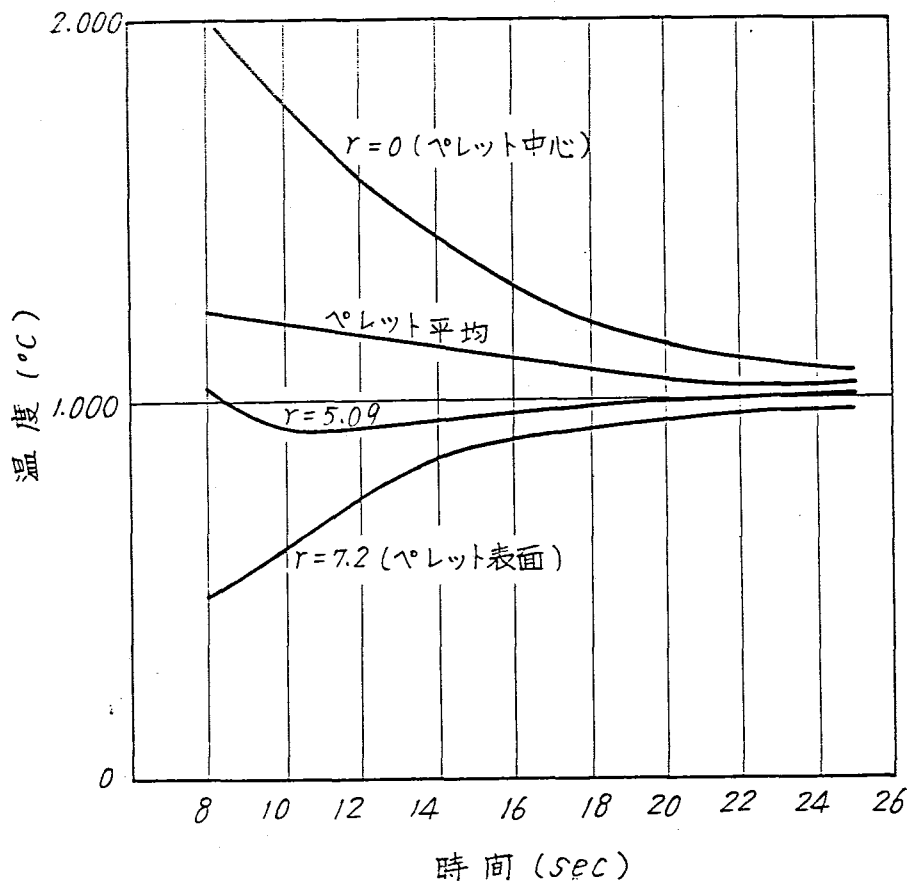
線出力密度 16.5 kW/ft 外層燃料棒

線出力密度 14.4 kW/ft 外層燃料棒

Gap Conductance (95/90) ;

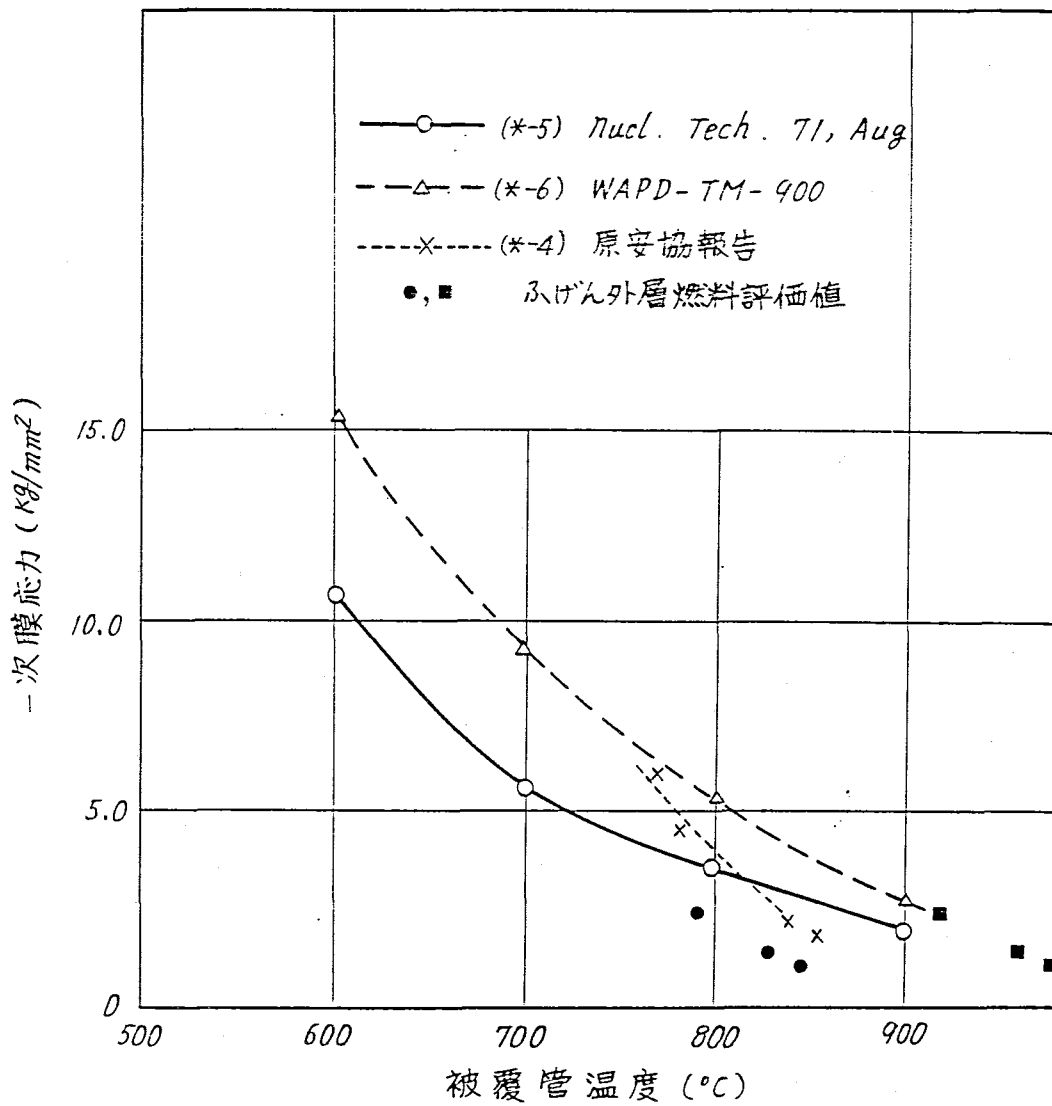
16.5 kW/ft : 670 Btu/hr°F ft<sup>2</sup>

14.4 " ; 525 "



第10.9-5 図 燃料ペレット温度変化

線出力密度 17.5 KW/ft 外層燃料棒  
 Gap Conductance (95/90); 750 Btu/Rr°Fft<sup>2</sup>



第10.9-6 図 被覆管温度と被覆管破損時の  
一次膜応力の関係

(注) ● Gup Conductance (50/50)  
■ Gup Conductance (95/90)



第10.9-1表 “被覆管ふくれ” 評価の条件

| 燃料履歴 | 線出力密度 |                            | 燃焼度                          | 被覆管内圧                      |
|------|-------|----------------------------|------------------------------|----------------------------|
| 運転初期 | 外層燃料棒 | 17.5 $\text{KW}/\text{ft}$ | 0 $\text{MWD}/\text{T}$      | 13 $\text{kg}/\text{cm}^2$ |
|      | 中間層 " | 10.7 "                     | "                            | 12 "                       |
|      | 内層 "  | 9.2 "                      | "                            | 12 "                       |
| 運転初期 | 外層燃料棒 | 16.5 $\text{KW}/\text{ft}$ | 1,300 $\text{MWD}/\text{T}$  | 15 $\text{kg}/\text{cm}^2$ |
|      | 中間層 " | 10.3 "                     | 800 "                        | 12 "                       |
|      | 内層 "  | 9.2 "                      | 700 "                        | 12 "                       |
| 運転末期 | 外層燃料棒 | 14.4 $\text{KW}/\text{ft}$ | 23,000 $\text{MWD}/\text{T}$ | 29 $\text{kg}/\text{cm}^2$ |
|      | 中間層 " | 9.9 "                      | 16,000 "                     | 14 "                       |
|      | 内層 "  | 9.2 "                      | 15,000 "                     | 14 "                       |

被覆管内圧計算条件 (運転時)

構成ガス成分

|          |              |  |       |  |
|----------|--------------|--|-------|--|
| 初期封入ガス   | He           | 1 $\text{kg}/\text{cm}^2$ g (cold 状態)      |       |  |
| 蒸発性不純物ガス | 水分 (vapor)   | 5 $\mu\text{l}/\text{g}$ of $\text{UO}_2$  |       |  |
|          | $\text{N}_2$ | 25 $\mu\text{l}/\text{g}$ of $\text{UO}_2$ |       |  |
| F.P放出ガス  | F.P放出率       | $T > 1900^\circ\text{C}$                   | 100 % |  |
|          |              | $1900 \geq T > 1650^\circ\text{C}$         | 20 %  |  |
|          |              | $1650^\circ\text{C} \geq T$                | 0.5 % |  |

第10.9-2表 “被覆管ふくれ” の評価

| 線出力密度<br>( $\text{KW}/\text{ft}$ ) | 被覆管温度   |         | 燃焼度<br>$\text{MWD}/\text{T}$ | 内 圧<br>$\text{kg}/\text{cm}^2$ | 被覆管ふくれ<br>(50/50), (95/90) |   | 円周応力<br>$\text{kg}/\text{mm}^2$ |
|------------------------------------|---------|---------|------------------------------|--------------------------------|----------------------------|---|---------------------------------|
|                                    | (50/50) | (95/90) |                              |                                | 無                          | 有 |                                 |
| 17.5<br>10.7<br>9.2                | 843     | 977     | 0                            | 13                             | 無                          | 有 | 1.1                             |
|                                    | 748     | 861     | 0                            | 12                             | 無                          | 無 | 1.0                             |
|                                    | 718     | 833     | 0                            | 12                             | 無                          | 無 | 1.0                             |
| 16.5<br>10.3<br>9.2                | 828     | 957     | 1,300                        | 15                             | 無                          | 有 | 1.3                             |
|                                    | 736     | 844     | 800                          | 12                             | 無                          | 無 | 1.0                             |
|                                    | 717     | 831     | 700                          | 12                             | 無                          | 無 | 1.0                             |
| 14.4<br>9.9<br>9.2                 | 790     | 919     | 23,000                       | 29                             | 無                          | 有 | 2.4                             |
|                                    | 727     | 828     | 16,000                       | 14                             | 無                          | 無 | 1.2                             |
|                                    | 715     | 825     | 15,000                       | 14                             | 無                          | 無 | 1.2                             |

第 10. 9-3 表 線出力密度評価値と予測値

|       | 線出力密度      | 被覆管最高温度 |         |
|-------|------------|---------|---------|
|       |            | (50/50) | (95/90) |
| 評価採用値 | 17.5 kW/ft | 843 °C  | 977 °C  |
| 計算値   | 15.9 kW/ft | 812 °C  | 939 °C  |

Gap Conductance

17.5 kW/ft (50/50) ; 1200 Btu/hr °F ft<sup>2</sup>  
 (95/90) ; 750 "  
 15.9 kW/ft (50/50) ; 950 "  
 (95/90) ; 630 "

第 10. 9-4 表 水切れ以後冠水までの燃料棒熱出力 (W/cm)

| 冷却材喪失後経過時間 (sec) | 8    | 10   | 12   | 16   | 20   | 22   | 24   | 26   |
|------------------|------|------|------|------|------|------|------|------|
| 線出力密度 (kW/ft)    |      |      |      |      |      |      |      |      |
| 17.5             | 41.3 | 38.5 | 36.7 | 34.4 | 33.3 | 32.7 | 32.1 | 31.6 |
| 10.7             | 25.3 | 23.5 | 22.5 | 21.1 | 20.3 | 20.0 | 19.6 | 19.3 |
| 9.2              | 21.7 | 20.2 | 19.3 | 18.1 | 17.5 | 17.2 | 16.8 | 16.6 |
| 16.5             | 38.9 | 36.3 | 34.7 | 32.5 | 31.4 | 30.9 | 30.2 | 29.7 |
| 10.3             | 24.3 | 22.7 | 21.6 | 20.3 | 19.6 | 19.3 | 18.8 | 18.5 |
| 9.2              | 21.7 | 20.2 | 19.3 | 18.1 | 17.5 | 17.2 | 16.8 | 16.6 |
| 14.4             | 34.0 | 31.7 | 30.2 | 28.3 | 27.4 | 26.9 | 26.4 | 26.0 |
| 9.9              | 23.4 | 21.8 | 20.8 | 19.5 | 18.8 | 18.5 | 18.1 | 17.8 |
| 9.2              | 21.7 | 20.2 | 19.3 | 18.1 | 17.5 | 17.2 | 16.8 | 16.6 |

崩壊熱 : ANS Standard × 1.2

## 2. 被覆管のふくれが起ったチャンネルの再冠水時間

冷却材喪失時、燃料被覆管がふくれると、そのチャンネルの流動抵抗が増加し、被覆管のふくれが起らないチャンネルに比較し、再冠水時間が遅れることが予想されるので、その時間遅れを解析し、燃料熱除去に問題あるか否かを評価する。

### 2.1 評価方法

圧力管型の炉心を含めた一次冷却系のモデルは第 10.9-7 図に示されるが、本問題の評価を次のように進める。

- (i) 内側の高温チャンネルのみ第 10.9-8 図、第 10.9-9 図に示す被覆管のふくれを起し、その際の再冠水時間を計算し、安全解析の評価値と比較検討する。
- (ii) 被覆管がふくれた場合の流動に関し、定量的評価を加え、総合評価する。

### 2.2 評価モデル

評価モデルは、次のようにする。

- (i) 一次冷却系は第 10.9-7 図に示すモデルで考える。
- (ii) 被覆管のふくれは、76 mm 長さ第 10.9-8 図に示す流路閉塞のオリフィスで模擬する。
- (iii) 冷却材は、炉心入口で飽和状態になっているとし、炉心内に流入すると燃料の熱を受けて蒸気が発生する。
- (iv) 評価は、SENHOR コードを用いて行なう。

### 2.3 評価結果

- (i) 一次冷却系各部における流動抵抗係数は第 10.9-5 表に示すようで、被覆管がふくれた部分の流動抵抗は、燃料部の長さに換算して 50~60 cm 程度で、全体の流動抵抗の 50% 程度にすぎない。
- (ii) 再冠水する場合、炉心部は気体であり、冷却水は下部ヘッダーに注入されて、入口管を経て炉心に送られる。従って、この過程中入口管部の水の流量により炉心部、上昇管中の気体が排除されるので、少なくとも冷却水が炉心入口に達するまでは、被覆管のふくれによる流動抵抗の増加は無視でき、被覆管のふくれによる再冠水の時間遅れはないとみなせる。
- (iii) 冷却水が炉心入口に達した後、気水分離モデルで評価すると、第 10.9-5 表から明らかのように、被覆管のふくれによる流動抵抗係数は、炉心入口より下流全体の 17% 以下であり、下部ヘッダーより炉心入口までの流動抵抗も相当あるので、再冠水のおくれは余りないといえる。
- (iv) SENHOR コードを用い 2.1 (i) の場合の計算結果は第 10.9-6 表に示すとおりで、被覆管のふくれによる再冠水時間の遅れは 1 秒程度である。
- (v) この遅れによる被覆管表面温度の上昇は第 10.9-1 図~第 10.9-4 図からたかだか 4~5℃ 程度なので、炉心冷却に関しこのため問題になることはない。

第10.9-5表 各部の流動抵抗比較

| 各 部                            | 流動抵抗係数<br>(单相流) | 全体に対する割合 |
|--------------------------------|-----------------|----------|
| 下部ヘッダー → 圧力管入口<br>圧力管入口 → 炉心入口 | 88              | 68%      |
| 炉 心 部                          | 25              | 19%      |
| 炉心出口 → 蒸気ドラム                   | 10              | 8%       |
| 被覆管ふくれ部                        | 7               | 5%       |

流動抵抗は第10.9-5表の流動抵抗係数に  $\frac{r_i}{2g} u_0^2$  をかけて求められる。

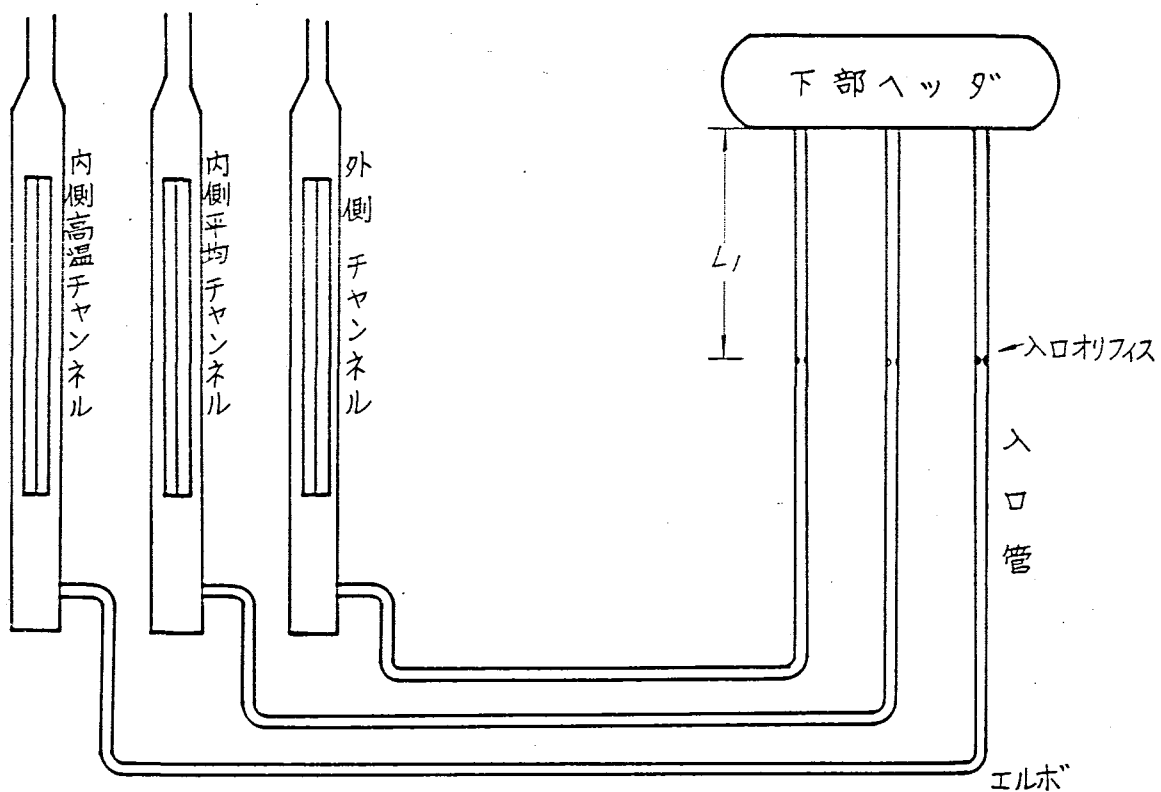
但し  $r_i$ : 各部の流体の単位体積当りの重量

$u_0$ : 炉心平均流速

第10.9-6表 再冠水時間の評価

|            | 被覆管ふくれたチャンネル | 健全なチャンネル |
|------------|--------------|----------|
| 再冠水時間(事故後) | 24秒          | 23秒      |

(注) 再冠水時間は事故後25秒として評価している。



解析使用値

|                   |                    |           |
|-------------------|--------------------|-----------|
| 入口管長さ $L_0$       | 18.5 m             |           |
| オリフィスまで ( $L_1$ ) | 4.2 m              |           |
| 炉心下部延長管容積         | 2.1 m <sup>3</sup> |           |
| 外側チャンネル本数         | 24 本               | 外側オリフィス領域 |
| 内側平均チャンネル         | 62 本               | 内側オリフィス領域 |
| 内側高温チャンネル         | 26 本               |           |
| エルボの数             | 8 個/入口管            |           |

(注) "被覆管ふくれ" は内側高温チャンネル (全部) 起るとする。

第10.9-7 図

一次冷却系モデル

### 3. “被覆管ふくれ”が起った場合の燃料熱除去

冷却材喪失時、苛酷に評価した場合、外層燃料被覆管がふくれることが予測されるが、前述の検討に基づき、熱的に最も苛酷と考えられる第10.9-8図および第10.9-9図に示した形状について燃料熱除去を検討する。

#### 3.1 解析モデル

計算には、非定常伝熱解析コード(TAC-2D)を用い、次の前提のもとに燃料の温度分布を計算した。

- (i) “被覆管のふくれ”は事故後25秒経過した再冠水直前に同時に長さ76mmにわたって発生し、第10.9-9図に示すように膨張する。
- (ii) “被覆管のふくれ”は、前述したように、ホットチャンネルの外層燃料棒のみが全部初期炉心状態で発生する(線出力密度  $17.5 \text{ kW/ft}$ , ギャップ熱伝達率  $750 \text{ Btu/ft}^2 \text{ h}^\circ\text{F}$ )。
- (iii) 同一条件の外層燃料によって相互に接触する面は断熱と同じ状態とみなせる。
- (iv) 再冠水に接する面の熱伝達率は、4.の実験結果を基にして“被覆管のふくれ”後10秒間は  $120 \text{ Kcal/m}^2 \text{ h}^\circ\text{C}$  ( $25 \text{ Btu/ft}^2 \text{ h}^\circ\text{F}$ )、10秒以後は  $2440 \text{ Kcal/m}^2 \text{ h}^\circ\text{C}$  ( $500 \text{ Btu/ft}^2 \text{ h}^\circ\text{F}$ ) とする(最初の2~3秒は  $250 \sim 1000 \text{ Kcal/m}^2 \text{ h}^\circ\text{C}$  程度の熱伝達率であるが、その後  $5000 \text{ Kcal/m}^2 \text{ h}^\circ\text{C}$  以上の熱伝達の良い状態になって被覆管表面温度は急速に低下する)。
- (v) 最も苛酷な場合として、第10.9-9図(a)および(b)に示したように、再冠水と同時に“被覆ふくれ”が起り、さらにペレットが被覆管に接触した状態についても解析する。
- (vi) 被覆管は圧力管と  $0.1 \text{ mm}$  の間隙で接し、その部分は過熱蒸気を介して熱伝導と輻射で伝熱する。
- (vii) ペレットと被覆管の間のギャップ熱伝達には輻射と熱伝導を考慮する。
- (viii) 計算はR-Z(またはX-Y)、R- $\theta$ の二次元非定常伝熱として行なう。

第10.9-9図に示すように、水平断面では被覆管の周方向に沿って圧力管、または他の被覆管に接する種々の部分があるが、R-Zの二次元計算では全局にわたり他の被覆管に接して断熱状態になっているという非常に極端な場合を解析することになる。

- (ix) 圧力管の外側は断熱とする。

#### 3.2 解析結果

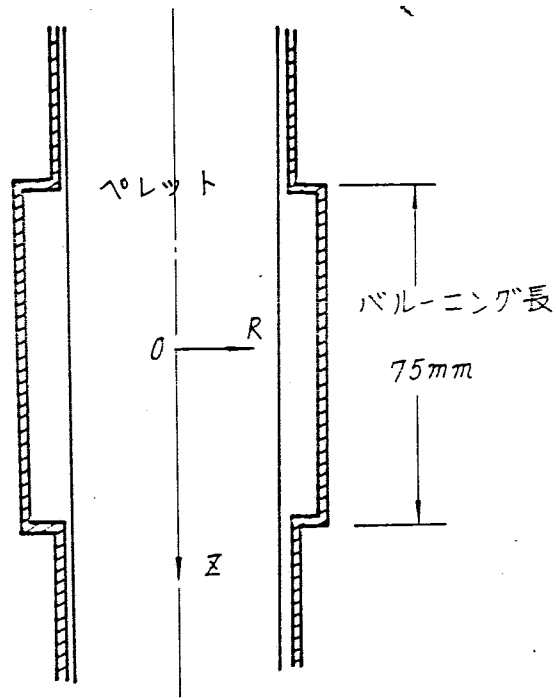
上記の前提のもとに燃料の温度分布を解析した結果、次の事項が明らかになった。

- (i) 軸方向の熱除去のみを考慮した場合、被覆管断熱部の温度は20秒後に最高( $990^\circ\text{C}$ )に到達した後漸減する(第10.9-10図)。
- (ii) 燃料断面(第10.9-9図(a))でペレットが被覆管相互接触部(断熱部)に接触した場合には、軸方向の熱伝導を無視しても、ペレット接触部の被覆管温度は、無冠水後約1.5秒経過した時点で最高( $990^\circ\text{C}$ )に到達し、以後次第に低下する。
- (iii) 圧力管温度は軸方向の熱伝導のみを考慮した場合でも  $500^\circ\text{C}$  を越えない(第10.9-11図)。

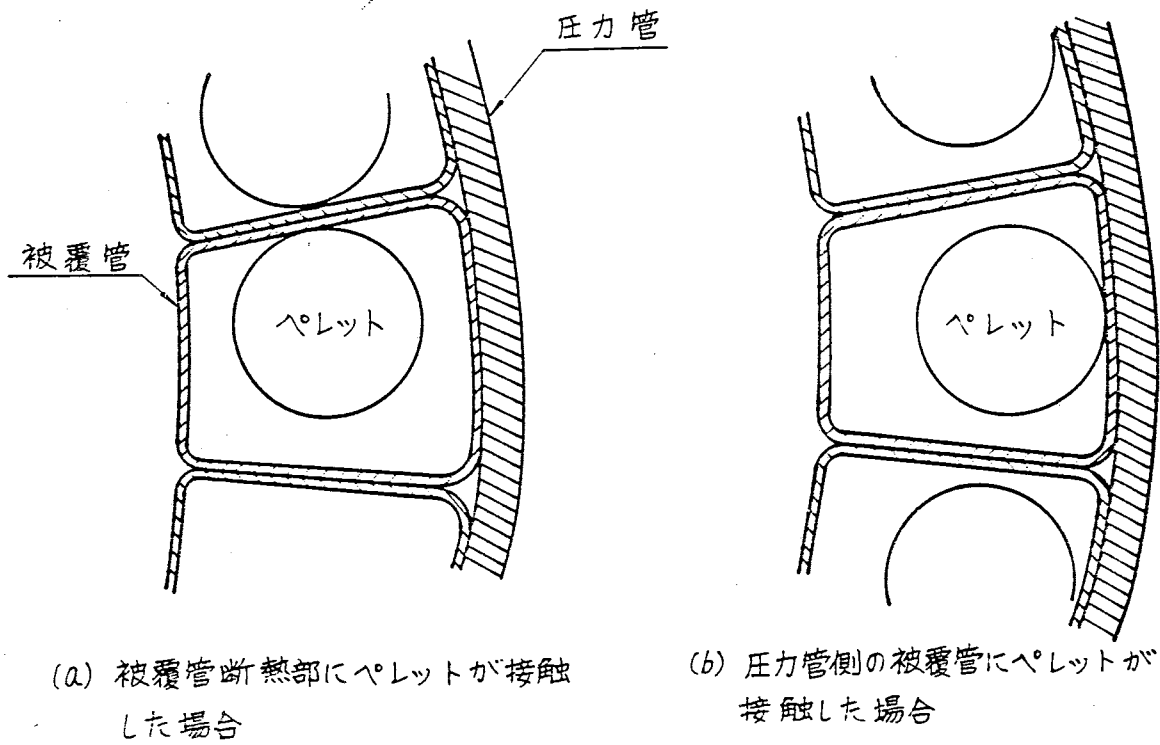
(IV) ペレットが圧力管側の被覆管に接した場合でも(第10.9-9図 (b)) 圧力管の最高温度は495℃である。

### 3.3 結 論

以上のように、“被覆管ふくれ”が起った場合の炉心熱除去は、実物大実験を基にして評価被覆管および圧力管のいずれも十分に冷却できることが判明した。



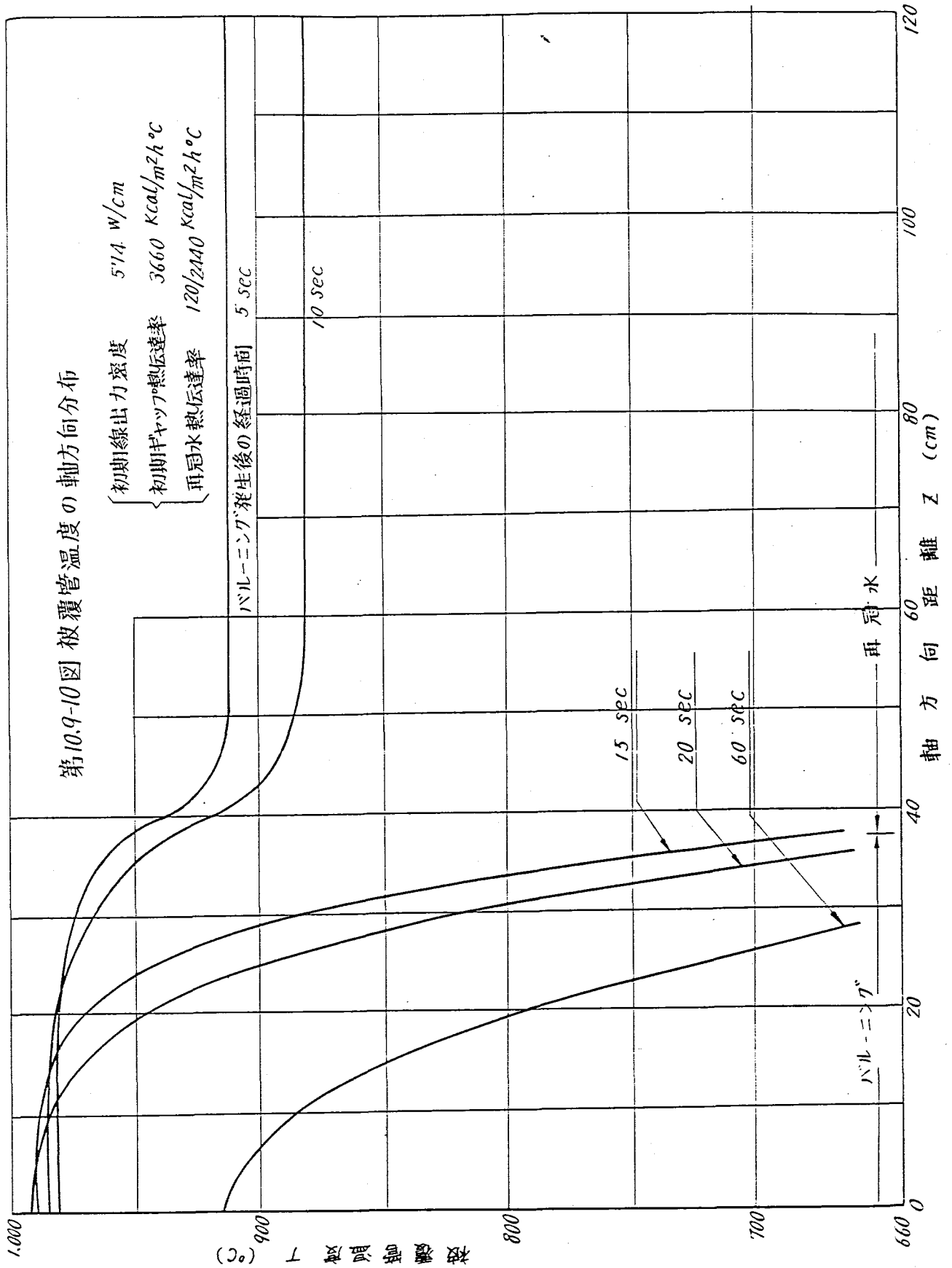
第10.9-8図 軸方向断面図



第10.9-9図 水平断面図



第10.9-10図 被覆管温度の軸方向分布



第10.9-11図 圧力管温度の軸方向分布

初期線出力密度  $574 \text{ W/cm}$  ( $17.5 \text{ kW/ft}$ )  
 初期ギャップ熱伝達率  $3660 \text{ Kcal/m}^2 \text{ h}^\circ\text{C}$  ( $750 \text{ Btu/ft}^2 \text{ h}^\circ\text{F}$ )  
 再冠水熱伝達率  $120/24440 \text{ Kcal/m}^2 \text{ h}^\circ\text{C}$  ( $25/500 \text{ Btu/ft}^2 \text{ h}^\circ\text{F}$ )

10 sec

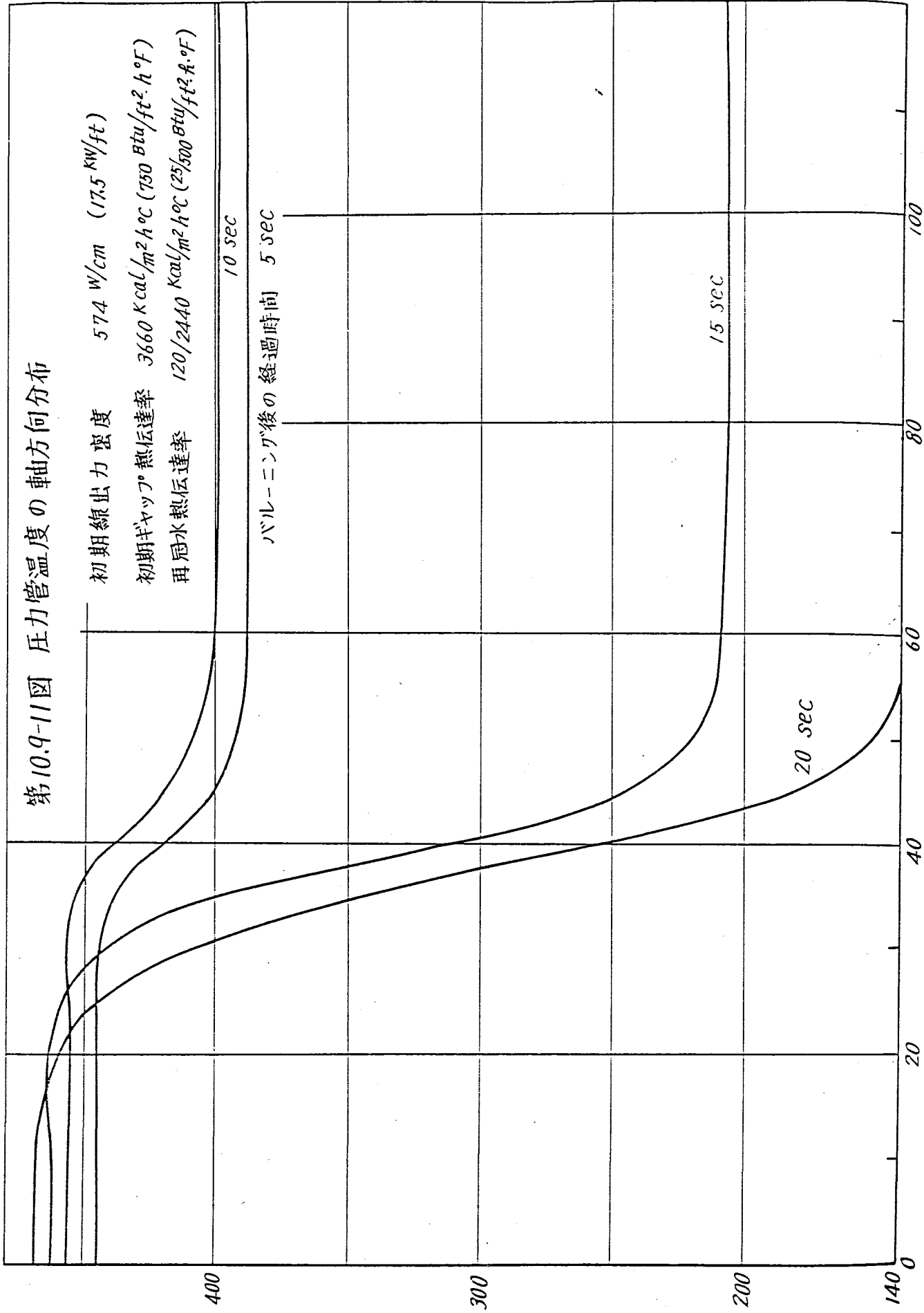
バルーニング後の経過時間 5 sec

15 sec

20 sec

圧力管温度  $T$  ( $^\circ\text{C}$ )

軸方向距離  $Z$  (cm)



Copyright © 1975 by the American Nuclear Society. All rights reserved. This journal is registered at the Copyright Clearance Center, Inc., 27 Congress St., Salem, MA 01970. Organizations in the USA who are also registered with the C.C.C. may therefore copy material (beyond the limits permitted by sections 107 and 108 of US copyright law) subject to payment to C.C.C. of the per copy fee of \$1.00. This consent does not extend to multiple copying for promotional or commercial purposes. ISI Tear Sheet Service, 3501 Market Street, Philadelphia, PA 19104, USA, is authorized to supply single copies of separate articles for private use only. Organizations authorized by the Copyright Licensing Agency may also copy material subject to the usual conditions. For all other use, permission should be sought from Cambridge or the American Nuclear Society. Cambridge Journals Fulfillment Department, 100 Brook Hill Drive, West Nyack, NY 10994-2133, USA. Cambridge University Press, The Edinburgh Building, Shaftesbury Road, Cambridge CB2 2RU, United Kingdom. 1000

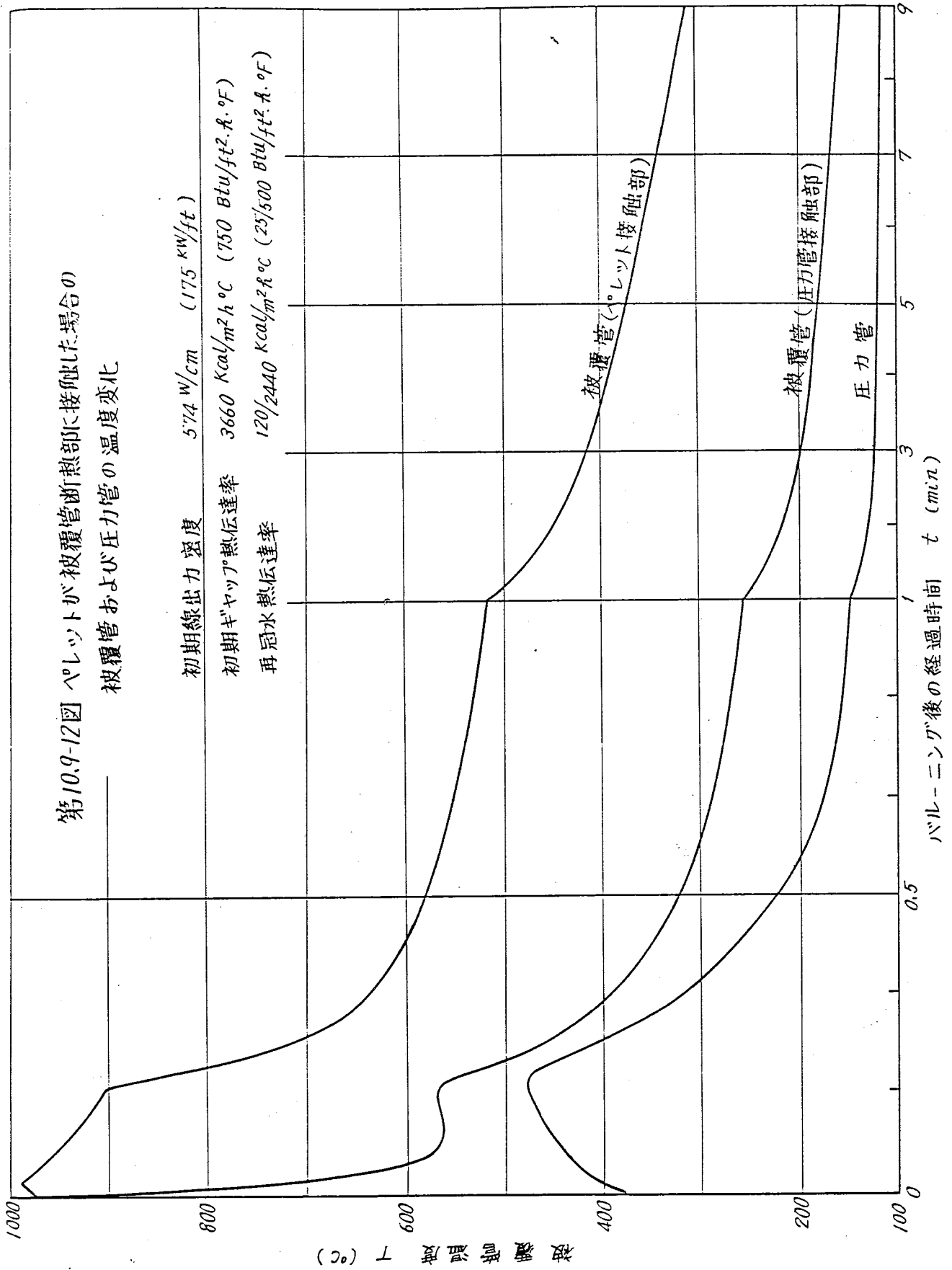
第10.9-12図 プレットが被覆管断熱部に接触した場合の

被覆管および圧力管の温度変化

初期線出力密度 574 W/cm (175 kW/ft)

初期ギヤップ熱伝達率 3660 Kcal/m<sup>2</sup>h°C (750 Btu/ft<sup>2</sup>·R·°F)

再冠水熱伝達率 120/2440 Kcal/m<sup>2</sup>h°C (25/500 Btu/ft<sup>2</sup>·R·°F)



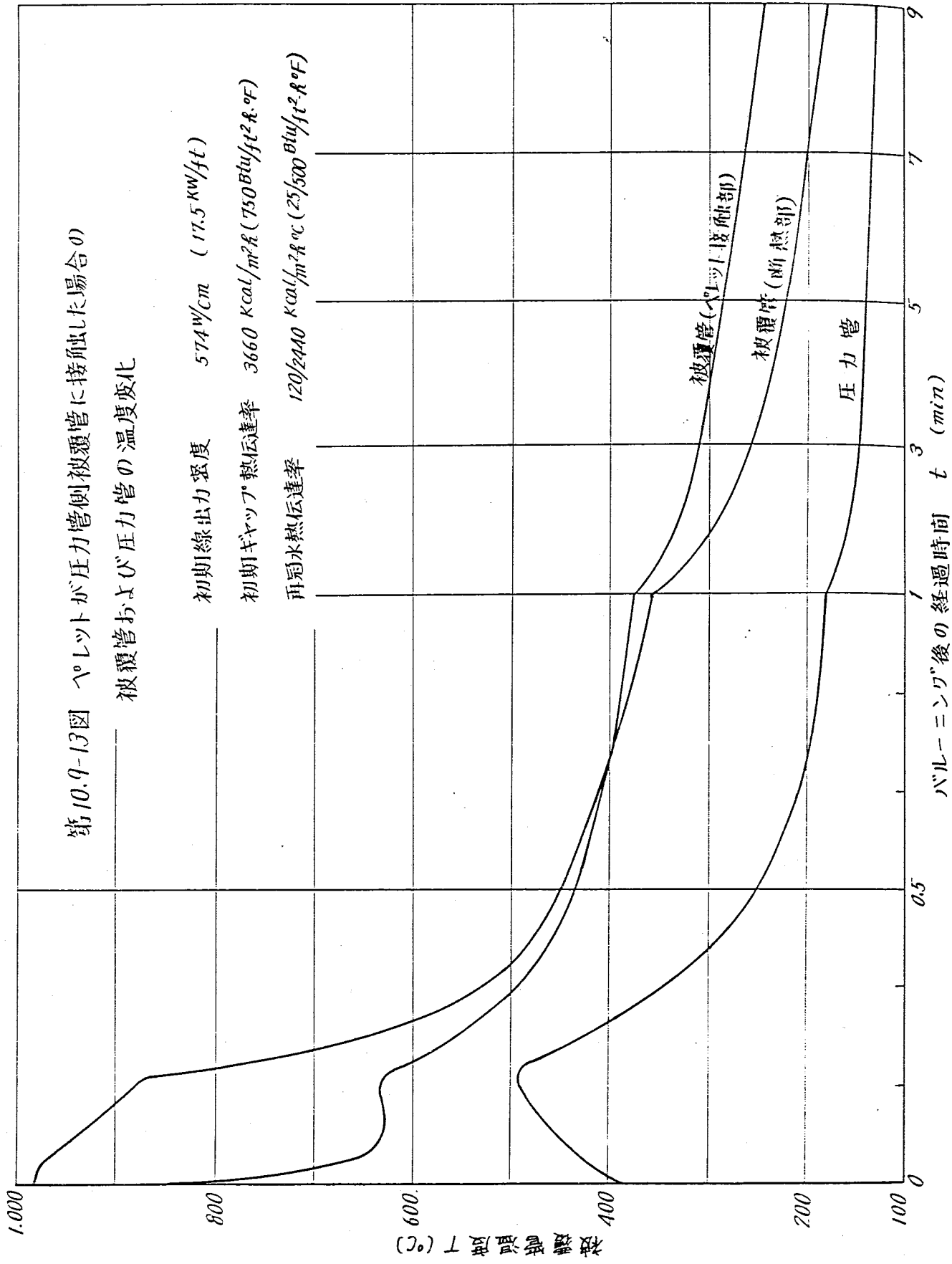
第10.9-13図 ペレットが圧力管側被覆管に接触した場合の

被覆管および圧力管の温度変化

初期線出力密度  $574 \text{ W/cm}$  ( $17.5 \text{ kW/ft}$ )

初期ギャップ熱伝達率  $3660 \text{ Kcal/m}^2\text{R}$  ( $750 \text{ Btu/ft}^2\text{R}\cdot\text{of}$ )

再冠水熱伝達率  $120/2440 \text{ Kcal/m}^2\text{R}\cdot\text{oc}$  ( $25/500 \text{ Btu/ft}^2\text{R}\cdot\text{of}$ )



#### 4. 被覆管最高温度および酸化量の評価

##### (1) 被覆管最高温度

冷却材喪失時、被覆管が最高温度を示すのは

- (i) 再冠水と同時に“被覆管ふくれ”が第10.9-9図に示すように起り、
- (ii) さらに、相隣るペレットが第10.9-9図(a)に示すように相寄る。

場合である。

この場合の被覆管温度推移は3.で評価したように第10.9-12図に示すように、被覆管最高温度は990℃である。

##### (2) 被覆管の酸化量

この場合の被覆管の酸化量は、被覆管内外面とも100%の酸化を考慮する条件下で3% ( $F_w = 0.97$ )である。

#### 5. 実験計画と実験結果の評価

冷却材喪失時、燃料被覆管がふくれた場合の再冠水による燃料熱除去能力について実験し、前述の評価・解析を裏付ける。

##### 5.1 実験の前提

- (i) 実物大模擬燃料集合体を用いる。
- (ii) 外層燃料は全て“被覆管がふくれ”，その形状は第10.9-8図～第10.9-9図に示すとおりとする。
- (iii) “被覆管のふくれ”は同一平面で、しかも軸方向長さ76mmに亘り起るとする。
- (iv) “被覆管のふくれ”による被覆管の変形は、ステンレス鋼ブロックで模擬する。

##### 5.2 実験の方法

###### 5.2.1 実験装置

本実験は大洗工学センターの実規模破断模擬実験装置を用いて実施した。装置のフローシートを第10.9-14図に示す。主ループの予熱ヒータを用いて注水を一定温度に保ち、実験開始とともにポンプでテストセクションに注水する。注水流量は調整弁(V-1)で調整し、タービン流量計で測定した。テストセクションで発生した蒸気は、2インチ管(長さ18m)で屋外へ放出した。

###### 5.2.2 模擬燃料体と“被覆管ふくれ”の模擬

模擬燃料体(第10.9-15図)は軸方向、半径方向とも一様発熱のシースヒータを使用した。“被覆管ふくれ”の模擬(第10.9-16図)は圧力管に内接し、かつ中間層燃料体群に外接するステンレス塊を用いた。

###### 5.2.3 温度計測方法

クロメル-アルメル非接地型熱電対(直径1mm)を第10.9-15図に示した位置に銀ろうで取りつけた。

#### 5.2.4 実験の手順

実験は毎回次の手順で繰り返した。

- (1) ポンプを運転し、調整弁(V-1)の開度を変え、タービン流量計の指示が所定の流量になるところで固定する。調整後、急速開放弁(V-2)を閉じる。
- (2) テストセクション下部より水を抜き、水面を燃料体下端に合わせる。
- (3) 燃料体に通電し、ブロッケージがほぼ所定温度に達するまで加熱する。このときブロッケージ部の温度上昇は、他の部分よりやや遅れている。通電停止後数分間放置すると全長にわたりほぼ同一温度となる。
- (4) 注入開始1分前にポンプを起動し、15秒前に燃料体に通電し、0秒で急速開放弁を開ける。

#### 5.3 実験条件

第10.9-7表に実験条件を示した。実験経過から、再冠水速度は遅い方がきびしいことが明らかになったので1.0, 0.5, 0.3 %s を採り、また発熱量は第10.9-4表に示す崩壊熱を考慮して決定した。尚、実験番号と条件を第10.9-8表に示す。

#### 5.4 実験結果

第10.9-17図は、発熱量  $34 \text{ W/cm}$ 、燃料被覆初期温度  $500^\circ\text{C}$ 、注水速度  $0.3 \text{ %s}$ 、注水温度  $77^\circ\text{C}$  の測定結果であり、位置による温度変化の相違を顕著に示している。

#### 5.5 考察

##### 5.5.1 “被覆管ふくれ”の模擬

第10.9-17図から“被覆管ふくれ”のすぐ下流の被覆管が最も冷却されにくいことが判る。実験に使用した“被覆管ふくれ”の模擬は、上下端の直径が急激に変化していて、流れがまわりにくいので、現実的な“被覆管ふくれ”形状に比し、相当苛酷な模擬である。

##### 5.5.2 パラメータ別の影響

###### (1) 発熱量の影響(第10.9-18図)

有意の差は認められない。再冠水速度が大きいため、 $35 \text{ W/cm}$  程度の発熱量に対して十分な冷却能力を持っていると云える。

###### (2) 被覆管初期温度の影響(第10.9-19図)

初期温度  $300^\circ\text{C}$  では、注入直後  $250 \sim 1,000 \text{ Kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$  範囲の熱伝達率による熱除去があり、数秒後に急冷(クエンチング)される。 $500^\circ\text{C}$  では、 $300 \sim 400^\circ\text{C}$  になるまで  $200 \sim 1,000 \text{ Kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$  の熱除去が続き、その後急冷過程に入る。この現象は  $500^\circ\text{C}$  以上の初期温度の冷却評価法を示唆している。すなわち  $500^\circ\text{C}$  以上で流動様式が変らず、熱伝達係数がほぼ一定と考えると、高温領域では輻射による伝熱の項が増加するので、 $500^\circ\text{C}$  の実験で得られた熱伝達係数を採用することは充分保守的である。

###### (3) 再冠水速度の影響(第10.9-20図)

$1.0 \text{ %s}$  と  $0.5 \text{ %s}$  の間では有意の差は認められないが、 $0.3 \text{ %s}$  では“被覆管ふくれ”

の起ったすぐ下流側に再冠水時間(クエンチング)に遅れが生ずる。しかし、いずれの条件においても、注水開始と同時に、温度上昇は停止もしくは減少を始める。

#### (4) 再冠水温度の影響

100℃と34℃の結果を比較すると34℃の方がやゝ冷却効果が大きい。しかし、サブクール度を評価に入れるほどのものではない。したがって100℃の実験値を用いた評価は保守的である。

### 5.6 結 論

本実験から次の点が明らかになった。

- (1) 急冷開始まで(0~約5秒)の過程における熱伝達係数は $250 \sim 1,000 \text{ Kcal/m}^2 \text{ h}^\circ\text{C}$ 、急冷時(約5秒)の熱伝達係数は $5,000 \text{ Kcal/m}^2 \text{ h}^\circ\text{C}$ 以上である。
- (2)  $34 \text{ W/cm}$ までの発熱量では温度変化に有意差は認められない。
- (3) 再冠水速度は0.5%以上では有意差は認められない。
- (4) 初期温度800℃において、被覆管のふくれた部分の再冠水おくれ時間は、初期温度300, 500℃における実験値から約5秒と推定される。

以上の結果から、被覆管初期温度800℃の評価に関して次のような冷却過程を仮定することとは十分保守的である。

- a. 注水開始直後から10秒位まで $H = 120 \text{ Kcal/m}^2 \text{ h}^\circ\text{C}$ により冷却される。
- b. 10秒後に $H = 2,440 \text{ Kcal/m}^2 \text{ h}^\circ\text{C}$ で急冷される。

#### 第10.9-7表 実験条件

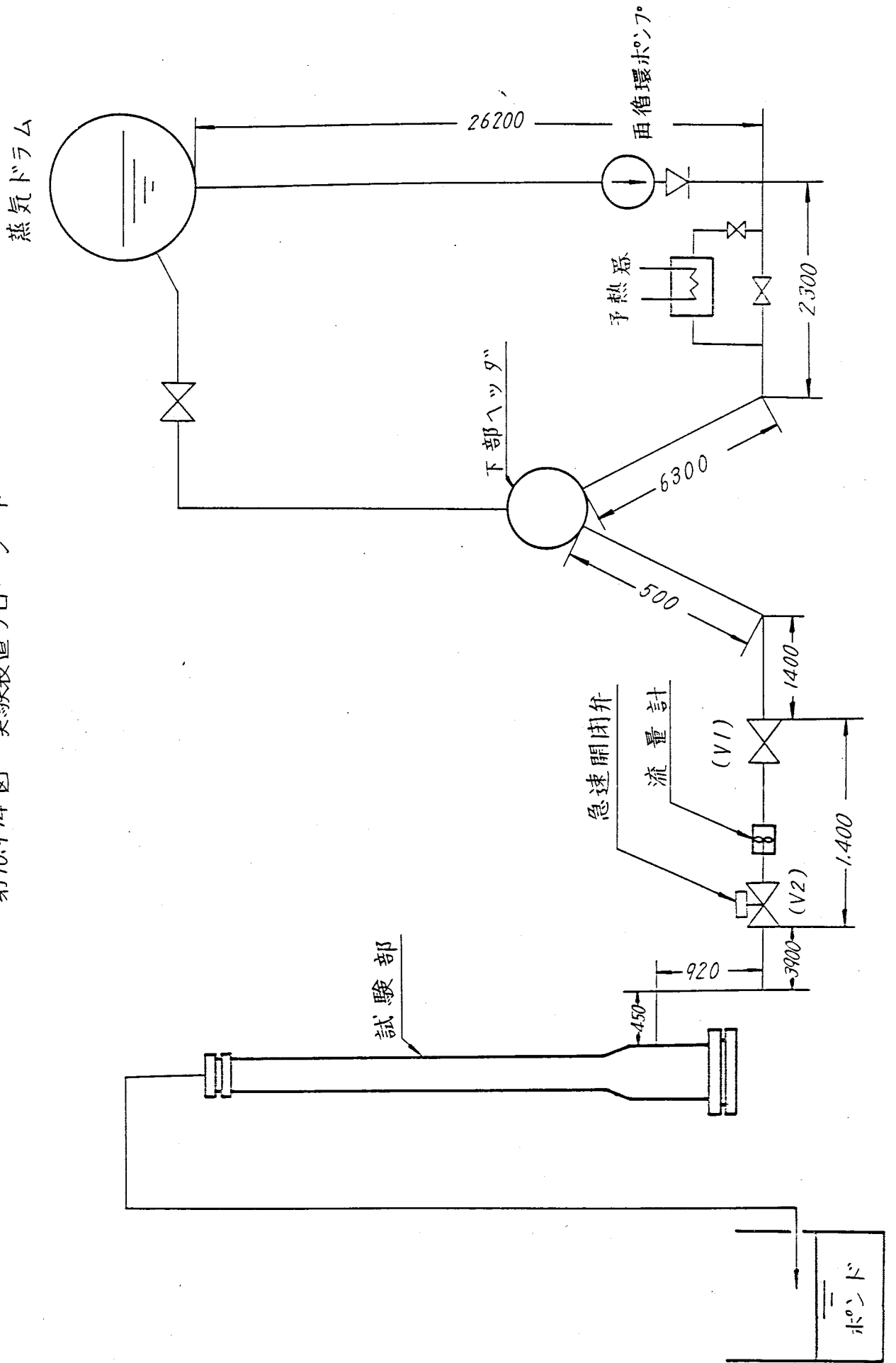
|         |                             |
|---------|-----------------------------|
| ブロック率   | ~60%                        |
| 発熱量     | 20, 35 $\text{W/cm}$ (一様発熱) |
| 被覆管初期温度 | 300, 500℃ (800℃)            |
| 再冠水速度   | 0.3, 0.5, 1.0%              |
| ” 温度    | 室温 100℃                     |
| 圧力      | 大気圧                         |

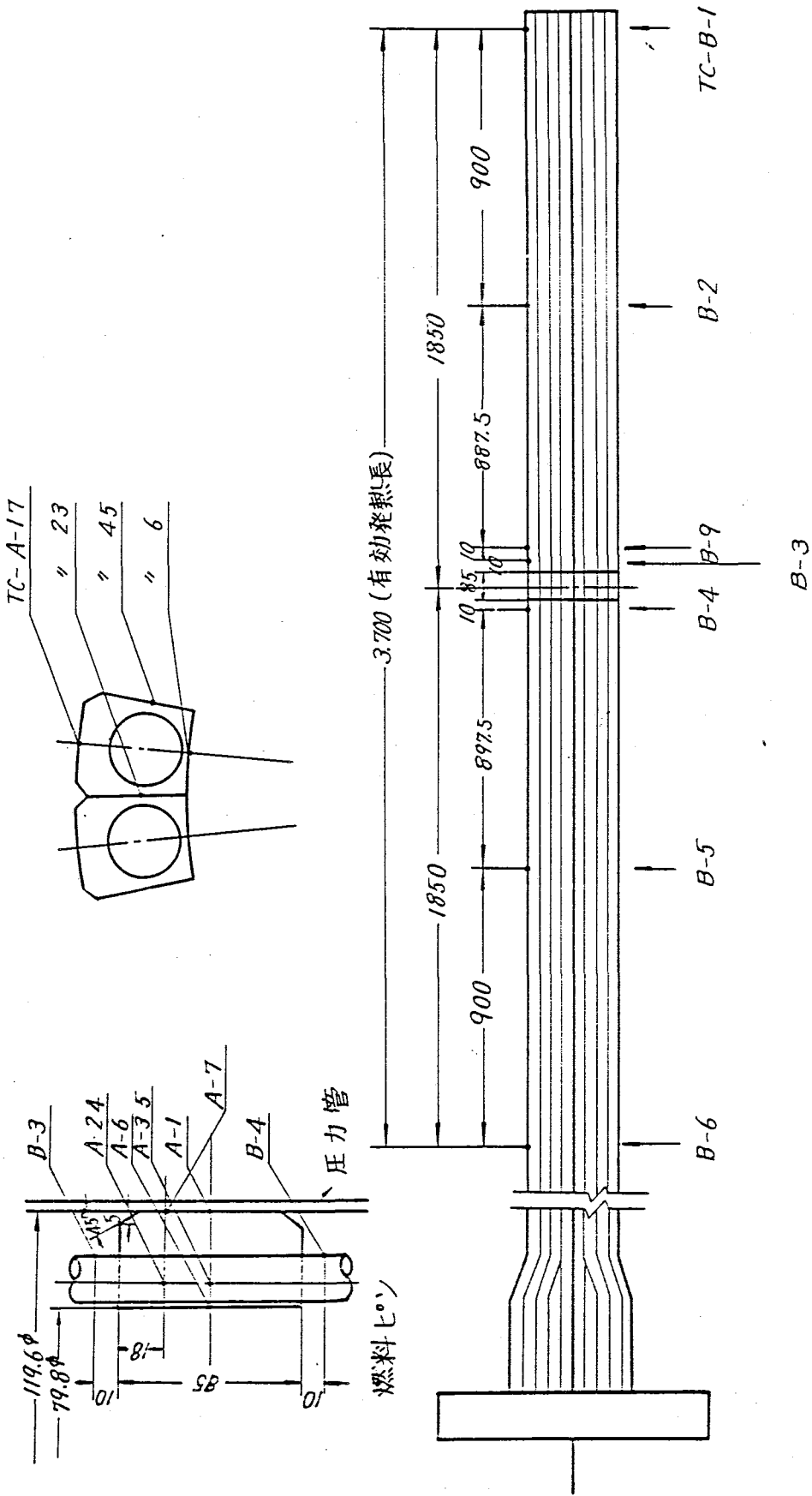
第10.9-8表 実験一覽

| Test No     | 初期温度  | 再冠水速度      | 線出力密度     | 冷却水入口温度 | Blockage 率 |
|-------------|-------|------------|-----------|---------|------------|
| BAL - B - 1 | 300°C | 100 $cm/s$ | 19 $W/cm$ | 93°C    | 49%        |
| 2           | 300   | 50         | 19        | 93      | 49         |
| 3           | 500   | 100        | 19        | 94      | 49         |
| 4           | 500   | 50         | 19        | 92      | 49         |
| 5           | 500   | 30         | 19        | 94      | 49         |
| 6           | 300   | 100        | 19        | 93      | 49         |
| 7           | 500   | 100        | 19        | 100     | 49         |
| 8           | 300   | 50         | 19        | 99      | 49         |
| 9           | 500   | 50         | 19        | 92      | 49         |
| 10          | 500   | 30         | 19        | 89      | 49         |
| 11          | 300   | 100        | 19        | 29      | 49         |
| 12          | 500   | 100        | 19        | 34      | 49         |
| 13          | 300   | 50         | 19        | 34      | 49         |
| 14          | 500   | 50         | 19        | 37      | 49         |
| 15          | 500   | 30         | 19        | 37      | 49         |
| 16          | 300   | 100        | 34        | 86      | 54         |
| 17          | 500   | 100        | 34        | 75      | 54         |
| 18          | 300   | 50         | 34        | 80      | 54         |
| 19          | 500   | 50         | 34        | 80      | 54         |
| 20          | 500   | 30         | 34        | 77      | 54         |
| 21          | 500   | 100        | 19        | 81      | 54         |

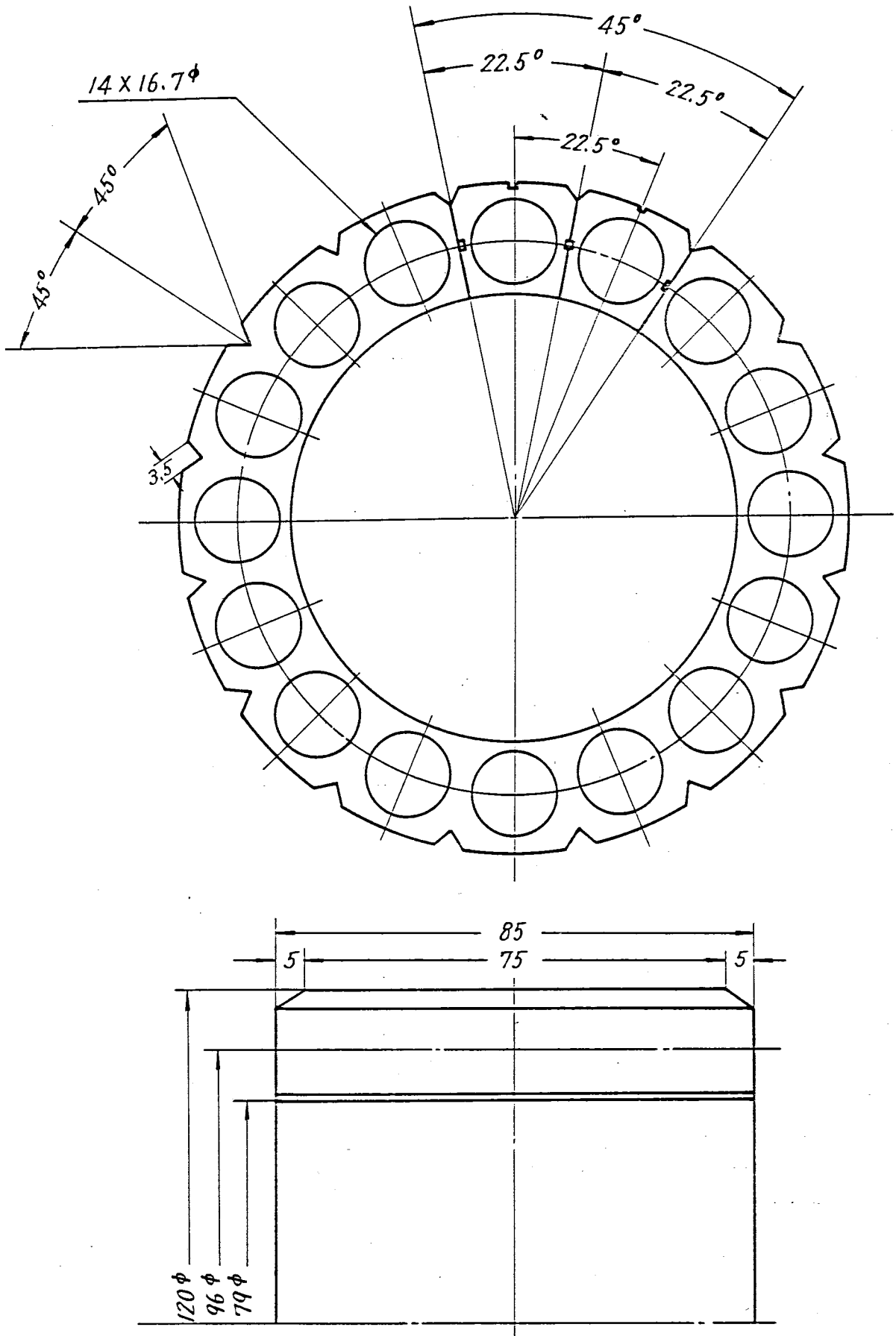


第10.9-14 図 実験装置フローシート

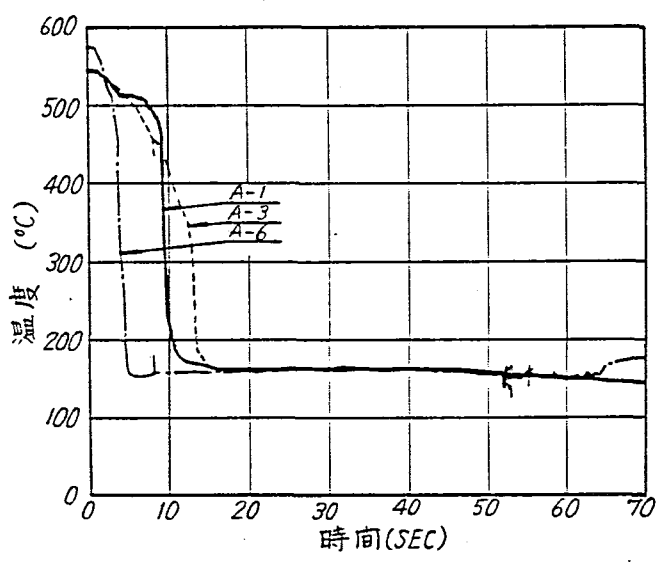
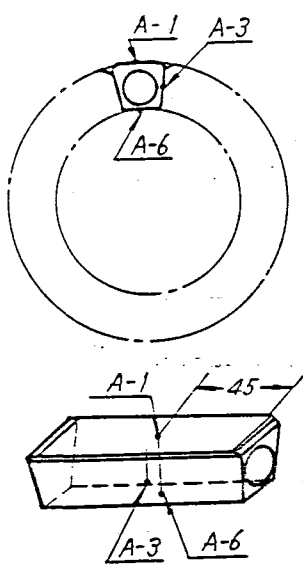
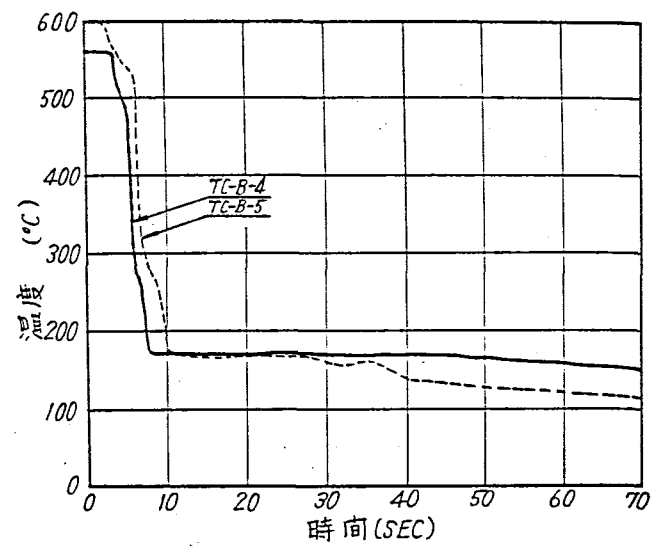
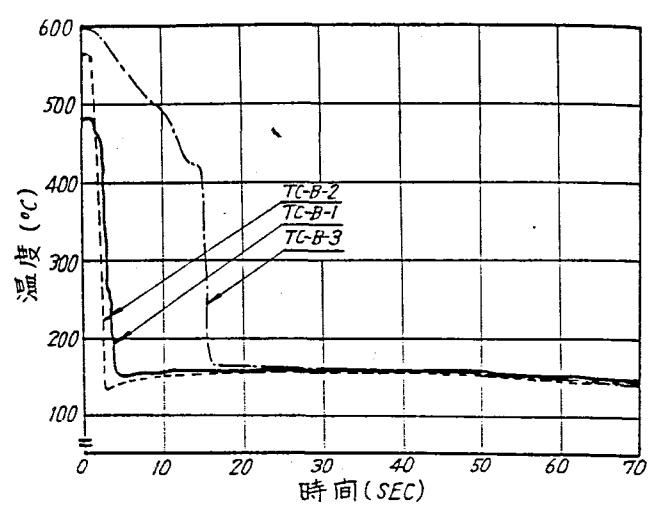
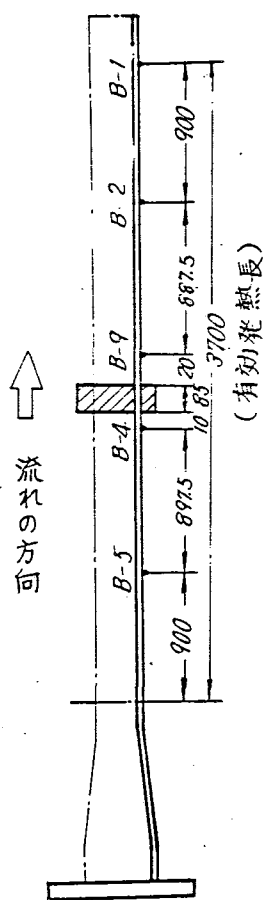




第10.9-15図 試験アセンブリー

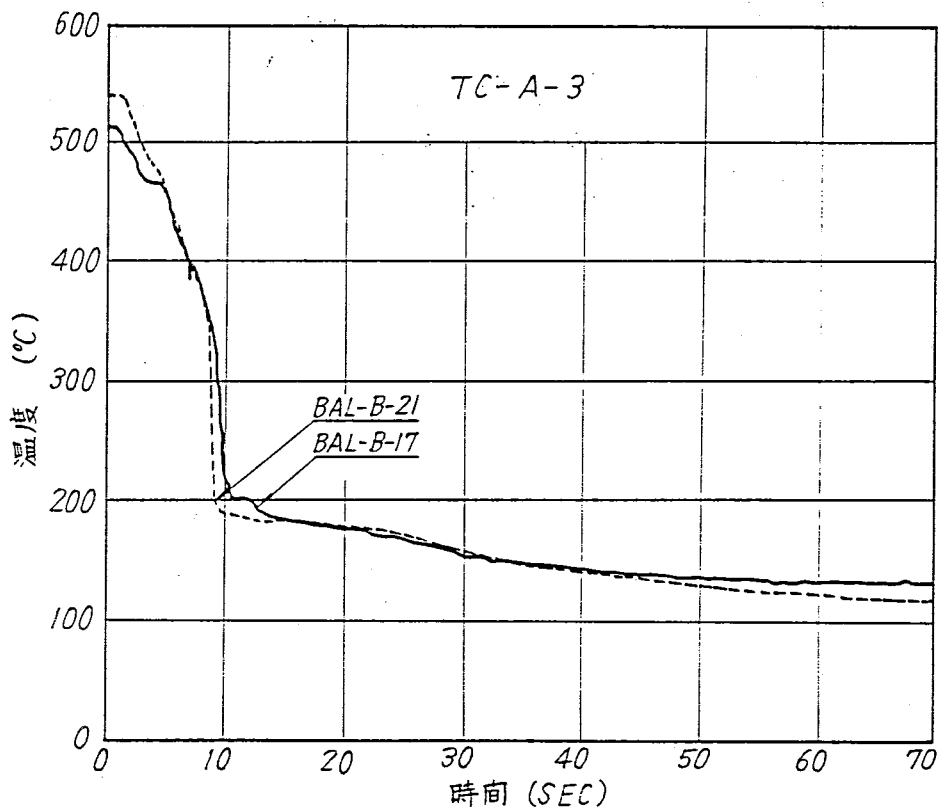
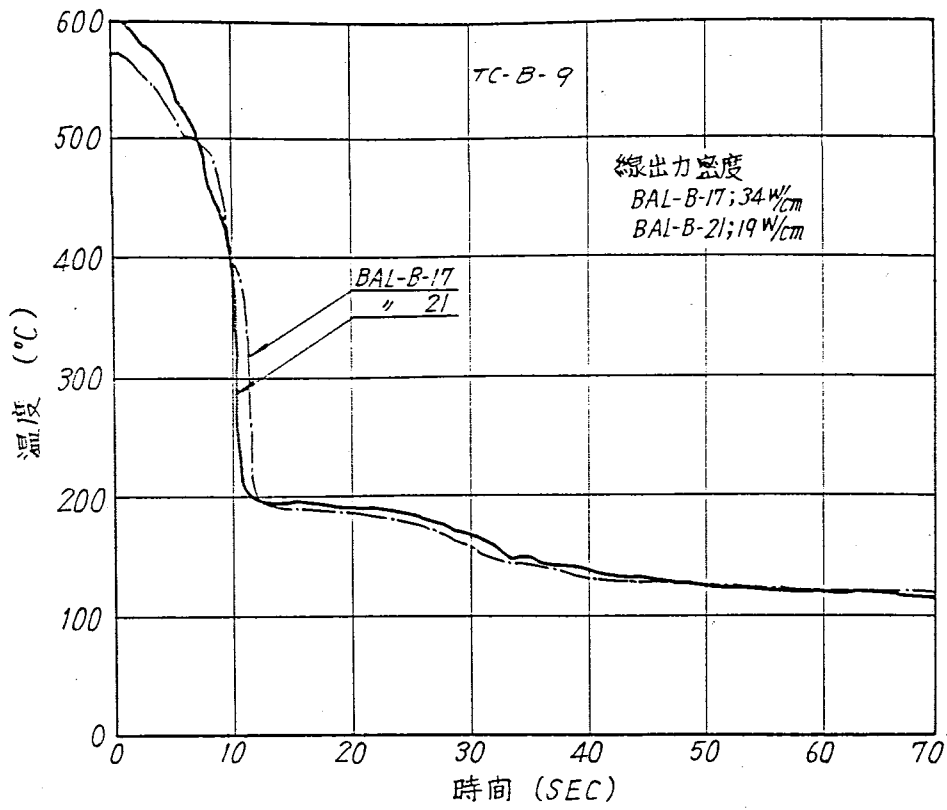


第10.9-16図 “被覆管ふくれ”を模擬したスリーブ



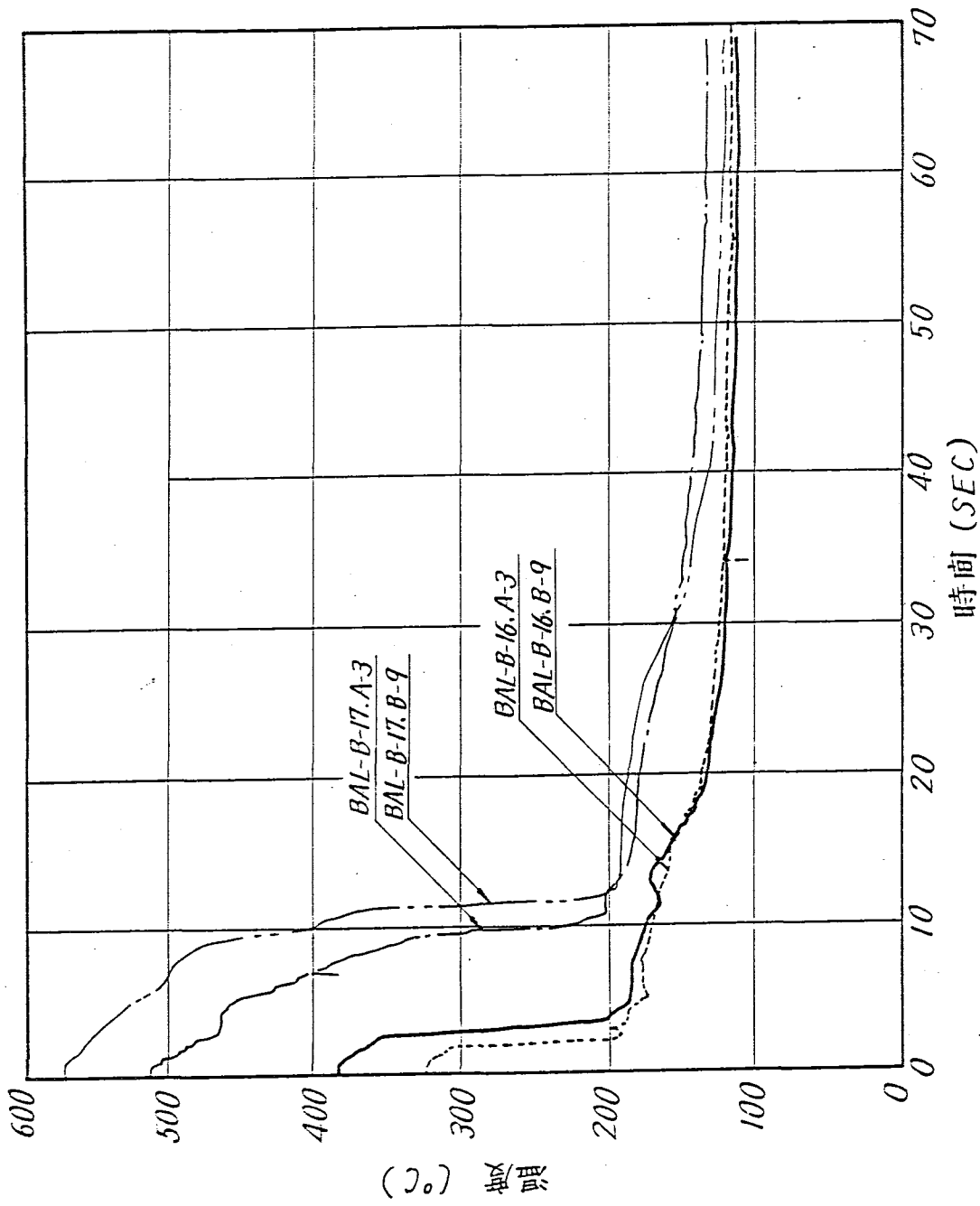
第10.9-17図 再冠水による燃料被覆管温度の降下

線出力密度 = 33.8 W/cm, 再冠水速度 30 cm/s, 注水入口温度 77°C  
Blockage 率 54%



第10.9-18 図 発熱量の影響

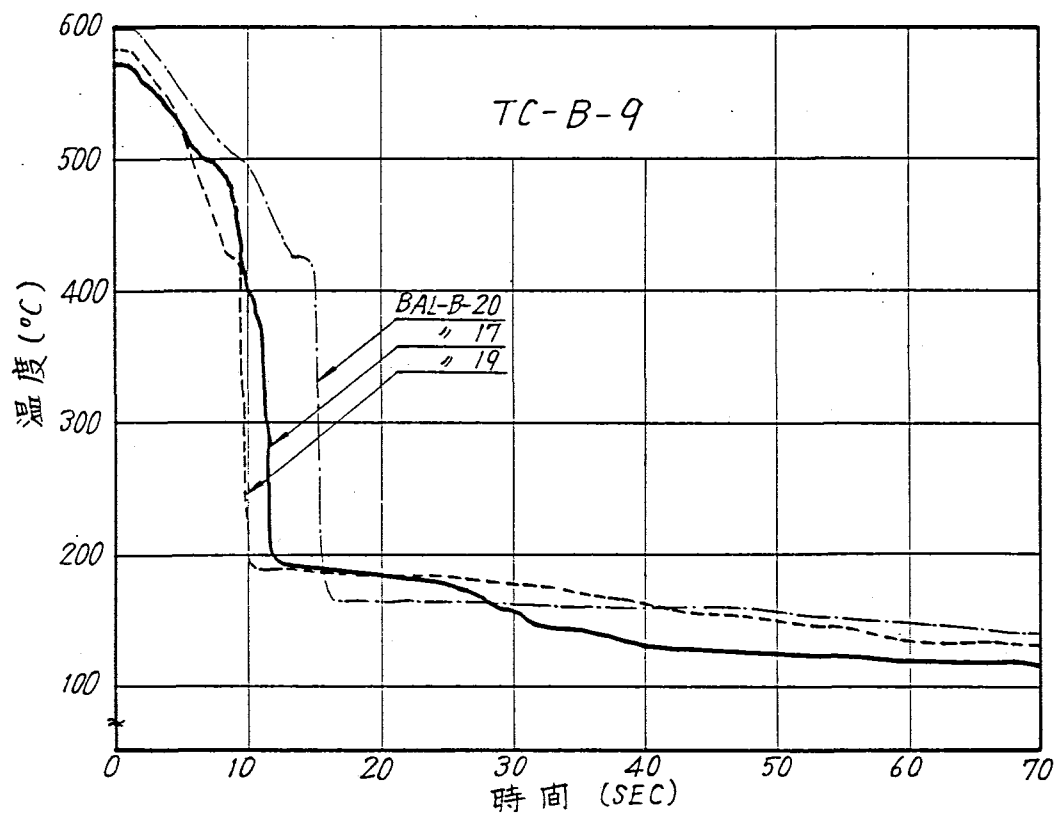
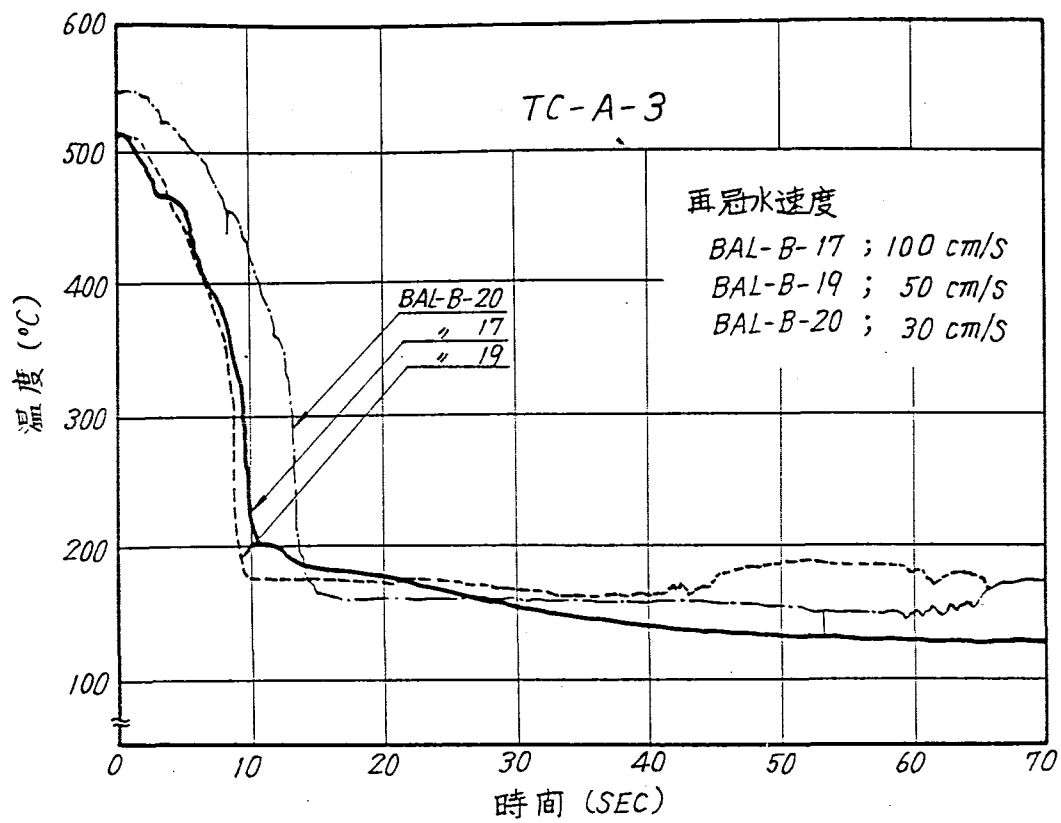
再冠水速度 = 100 cm/s 注水入口温度 75~81°C  
Blockage 率 = 54%



第10.9-19 圖 被覆管初期温度の影響

再冠水速度 100 cm/s, 線出力密度 34 W/cm,  
冷却水入口温度 75~86°C, Blockage 率 54%

冷却水入口温度 75~80°C, Blockage率 54%



第10.9-20回 再冠水速度の影響

線出力密度 34 W/cm, 冷却水入口温度 75~80°C  
Blockage率 54%

## 6. 冷却材喪失時の被覆管内圧上昇

### 1) 目的

冷却材喪失時の被覆管は再冠水するまで、最も厳しい点で第10.9-1図から第10.9-4図に示すような温度上昇を示し、またペレットは第10.9-5図に示すような温度推移をとる。この場合、プレナム部の気体は被覆管とペレットから熱を受け、若干の圧力上昇が考えられるので、これを定量的に評価する。

### 2) 解析モデル

- (i) 第10.9-21図において、プレナム部の被覆管はペレット部の被覆管温度が上昇するので、そこから熱伝導で受熱して温度が上り、プレナム部の気体に熱を伝える。
- (ii) プレナム部に接したペレット部の被覆管の温度上昇は、安全をみて運転中炉平均出力を出し、その時のペレット平均温度を冷却材喪失以後保つとする。
- (iii) 被覆管内の気体はプレナム部が大部分なこと、ペレット平均温度は再冠水まで（冷却材喪失後25秒まで）一貫して下ってくるので、被覆管内圧評価はプレナム部気体の温度変化を基にして行なえば十分と考えられる。

### 3) 解析式

#### (i) 被覆管の熱伝導

これは一般非定常熱伝導方程式で表される。

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = \kappa \left( \frac{\partial^2 \theta}{\partial X^2} \right)$$

初期条件の境界条件は、初期温度を0として

$$t = 0 \text{ で } \theta = 0 \text{ (全域)}$$

$$X = 0 \text{ で } \frac{\partial \theta}{\partial X} = 0 \text{ (断熱)}$$

$$X = l \text{ で } \theta = \theta_0 (1 - e^{-\beta t})$$

この解は次式で表わされる\*7

$$\theta = \theta_0 - \theta_0 e^{-\beta t} \frac{\cos X (\beta/\kappa)^{\frac{1}{2}}}{\cos l (\beta/\kappa)^{\frac{1}{2}}} - \frac{16 \beta V^2}{\pi} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(-1)^n e^{-\kappa (2n+1)^2 \pi^2 t / 4 l^2}}{(2n+1) [4 \beta l^2 - \kappa \pi^2 (2n+1)^2]} \cos \frac{(2n+1) \pi x}{2 l}$$

#### (ii) 被覆管からプレナム気体への熱伝達

$$dQ = \alpha_1 \cdot S_1 \cdot (\bar{\theta}_2 - \theta_g) dt$$

但し

$$\alpha_1 : \text{熱伝達率} = 5 \text{ Kcal/m}^2 \cdot \text{hr} \cdot \text{C}$$

$\bar{\theta}$  : プレナム部の被覆管の平均温度

$\theta_g$  : プレナム部気体平均温度

$S_1$  : プレナム部被覆管表面積



(iii) ペレットからブレナム気体への熱伝達

$$dq = \alpha_2 \cdot S_2 \cdot (\bar{\theta}_p - \theta_g) \cdot dt$$

但し

$\alpha_2$  : 熱伝達率

$S_2$  : ペレット表面積

$\bar{\theta}_p$  : ペレット平均温度

(iv) ブレナム部圧力変化

$$\Delta \theta_g = - \frac{\Sigma (dQ + dq)}{C_v \cdot G}$$

$$\frac{\Delta P}{P} = \frac{\Delta \theta_g}{273 + \theta_{gi}}$$

但し

$G$  : ブレナム部気体重量

$\theta_{gi}$  : ブレナム部気体初期温度

#### 4) 解析結果

ペレット平均温度 (運転中) = 700 °C

ブレナムに接した被覆管温度 = 483 (1 - e<sup>-1055t</sup>) + 200

ブレナム温度 (運転時) ≒ 300 °C

冷却材喪失時水が切れた時の被覆管温度 ≒ 200 °C

被覆管よりブレナム気体への熱伝達率 ≒ 5 Kcal/m<sup>2</sup>·hr·°C

ペレットよりブレナム気体への熱伝達率 ≒ 5 Kcal/m<sup>2</sup>·hr·°C

ブレナム長さ = 25 cm

以上を基にして、まず上部ブレナムの温度変化を求めると第 10. 9-22 図に示すように、約 20 秒では余り熱は伝わらないことが分る。

これを用い、再冠水までの

(i) 被覆管温度上昇によるブレナム気体の受熱量 ( $\Sigma dQ$ ) ≒ 4.4 × 10<sup>4</sup> Kcal

(ii) ペレットよりブレナム気体が受ける熱量 ( $\Sigma dq$ ) ≒ 1.3 × 10<sup>-3</sup> Kcal

を計算して、ブレナム部気体の温度上昇を求め、圧力上昇を求めると次のようになる。

$$\Delta \theta_g \doteq \frac{\Sigma (dQ + dq)}{C_v \cdot G} = \frac{1.7 \times 10^{-3}}{(0.252)(3.7 \times 10^{-5})(8.05)} = 24 \text{ °C}$$

従って圧力上昇率は

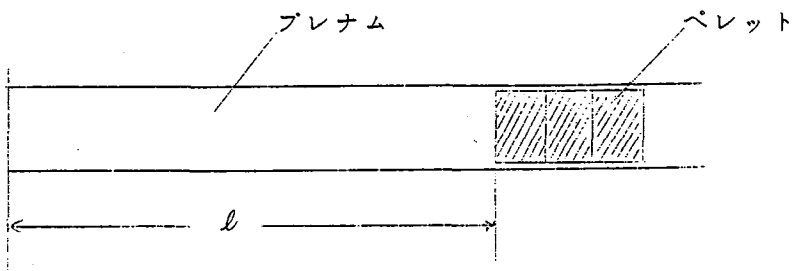
$$\frac{\Delta P}{P} = \frac{24}{273 + 300} \doteq 4 \%$$

程度で問題はない。

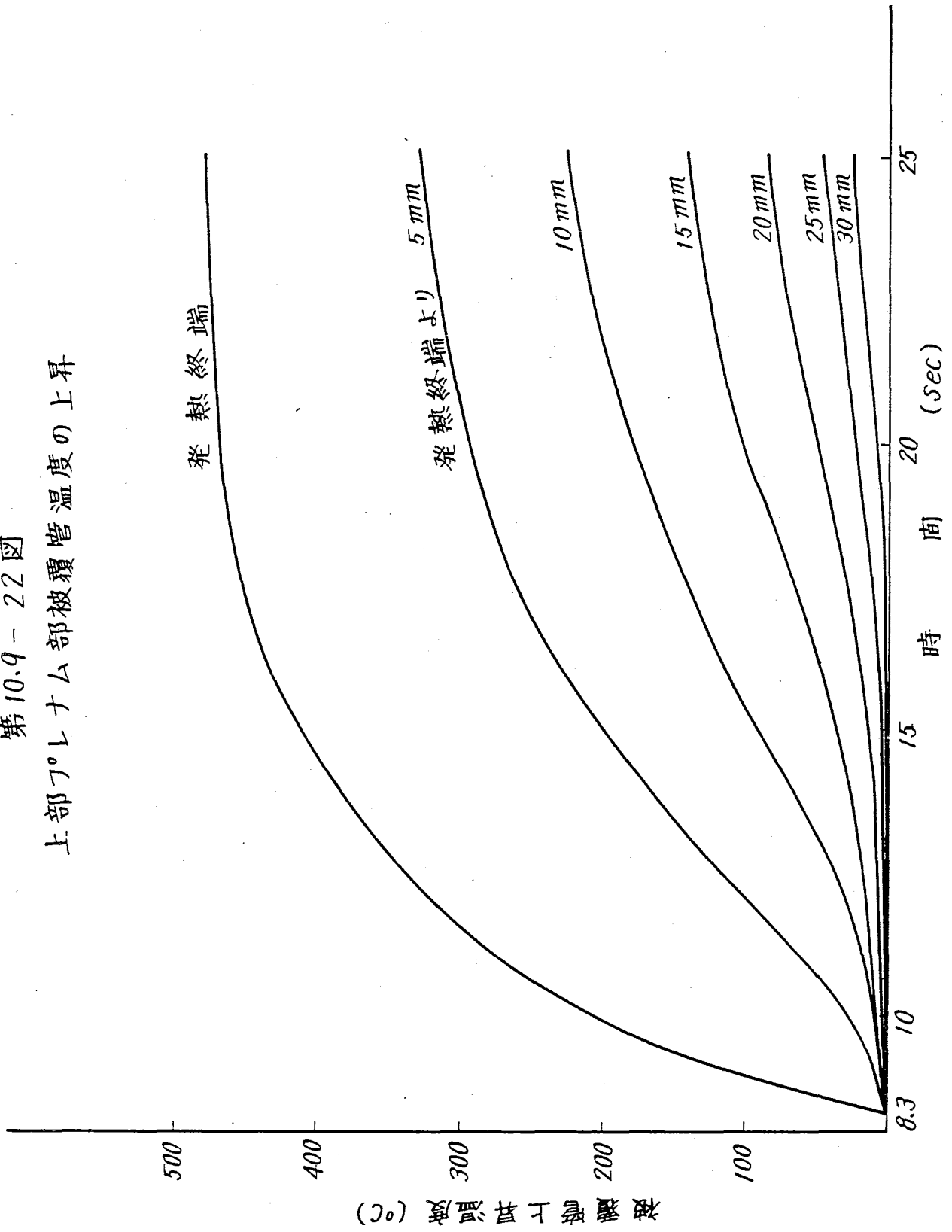
尚、冷却材喪失の初期、被覆管温度は下るのでブレナムより被覆管への放熱を考えると、

さらに圧力上昇は少ない。

第 10.9-21 図 燃料ブレナム部



第10.9-22図  
 上部7°レナム部被覆管温度の上昇



7. 外層燃料棒が中間層燃料棒に接触した場合の中間層燃料棒の温度上昇の評価

冷却材喪失時に外層燃料棒が何らかの原因で曲って中間層燃料棒に接触した場合について、中間層燃料棒の温度上昇を計算し、“中間層燃料被覆管のふくれ”を評価する。

1) 解析モデル

(i) 外層燃料棒が軸方向全長に亘り中間層燃料に接触する。

燃料棒が曲って接触すれば、軸方向にはわずかな部分しか接触しない筈であるが、安全側を採り軸方向全長に亘り接触したとして解析する。

(ii) 接触しない場合の温度は既に第 10.9-2 図で求められているので、この場合は接触による伝熱がこれに加算されることになる。

(iii) 接触面の広さは、間隙が 0.3 mm までの区間とする(第 10.9-23 図)。幾何学的には円筒面が接触すれば線接触となり、広さを持たないことになるが、ここでは接触による変形を無視して間隙が 0.3 mm 迄の区間が接触しているとみなし、その間隙に存在する過熱蒸気の層を通して熱伝導で熱が伝わると考える。

(iv) 計算の対象とする燃料の条件は次の通り。

|        | 線出力密度                 | ギャップ熱伝達率                     |
|--------|-----------------------|------------------------------|
| 外層燃料棒  | 574 W/cm (17.5 KW/ft) | 750 Btu/ft <sup>2</sup> ·h·F |
| 中間層燃料棒 | 351 W/cm (10.7 KW/ft) | 350 Btu/ft <sup>2</sup> ·h·F |

(v) 接触による温度上昇だけを取り上げて評価するため、中間層燃料被覆管の内外面は断熱とする。

温度上昇に伴って被覆管から他の燃料や圧力管への輻射伝熱は増加するが、この増加を認めないことになる。ペレットから被覆管内面への伝熱は既にベースとなっている温度分布の計算で考慮されているので、この場合の変化分は無視する。

(vi) 接触面の外層と中間層燃料棒の被覆管の温度差は時間に関係なく一定 (= 85℃)。

第 10.9-25 図に示すように接触しない場合の両者の温度差は時間と共に変化するが、接触して相互に伝熱が行なわれると、同図に破線で示したように略一定としてみなせるので、この間の熱受授を 14 秒間に亘り 85℃温度差で起ると近似した。

2) 計算式

2.1 接触面寸法

前章の (iii) および第 10.9-23 図から、接触面の形状寸法は次の式で計算できる。

$$(a) \text{ 接触面の巾} : B = 2 \sqrt{R^2 - \left(R - \frac{\Delta S}{2}\right)^2} \dots\dots\dots ①$$

$$(b) \text{ 接触面の角度} : \alpha = 2 \sin^{-1} \left(\frac{B/2}{R}\right) \dots\dots\dots ②$$

$$(c) \text{ 等価平均間隙} : \bar{\delta} = \delta_{max} - \frac{1}{B} \left\{ R^2 \alpha - B \left(R - \frac{\Delta \delta}{2}\right) \right\} \dots\dots\dots ③$$

ただし

$$\begin{aligned}
 R &: \text{被覆管外半径} (= 8.23 \text{ mm}) \\
 \delta_{max} &: \text{最大間隙} (= 0.3 \text{ mm}) \\
 \delta_{min} &: \text{最小間隙} (= 0.1 \text{ mm})
 \end{aligned}
 \left. \vphantom{\begin{aligned} R \\ \delta_{max} \\ \delta_{min} \end{aligned}} \right\} \Delta \delta = \delta_{max} - \delta_{min} = 0.2$$

$$\therefore B = 2.56 \text{ mm}, \quad \alpha = 17.89^\circ, \quad \bar{\delta} = 0.17 \text{ mm}$$

## 2.2 接触部の伝熱

接触面に介在する過熱蒸気層を通しての熱伝導を等価熱伝達率  $\alpha$  に換算すれば、

$$\alpha = \frac{\lambda}{\delta} = 294 \text{ Kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{C} \quad \text{④}$$

前章の(7)から、接触面を通して伝達される熱流束  $q'$  は

$$q' = \alpha \Delta T = 2.50 \times 10^4 \text{ Kcal/m}^2 \cdot \text{h} \quad \text{⑤}$$

熱は被覆管表面にほぼ垂直に入り、被覆管の円周方向に流れるか、式を簡略化するために、初めから円周方向に熱は入るとすると、等価熱流束  $q$  は

$$q = q' \frac{B/2}{\delta_r} = 3.72 \times 10^4 \text{ Kcal/m}^2 \cdot \text{h} \quad \text{⑥}$$

ただし、 $\delta_r$  : 被覆管肉厚 (= 0.86 mm)

## 2.3 被覆管内の熱伝導

前章の(1), (2), (6)および(7)から、被覆管を展開して平板の熱伝導として取り扱うことにすれば軸方向に無限であり、被覆管の内外面が断熱として取り扱うことができるから、被覆管の円周方向に全周の半分の長さ( $l$ )と等しい厚さを有する無限平板として考えることができる。その一方の側に原点をとり、厚さの方向にX軸をとる。X =  $l$ の点で熱流束  $q$  (=一定)の加熱が行なわれ、他端(原点)は断熱とする。

基礎方程式は

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = a \frac{\partial^2 \theta}{\partial X^2} \quad \text{⑦}$$

境界条件

$$X = 0 : \frac{\partial \theta}{\partial X} = 0 \quad \text{⑧}$$

$$X = l : \lambda \frac{\partial \theta}{\partial X} = q \quad \text{⑨}$$

$$t = 0 : \theta = 0 \quad \text{⑩}$$

この式は Carslaw<sup>\*-8</sup>によってすでに解析解が得られている。

$$\theta = \frac{qt}{\rho C l} + \frac{q l}{\lambda} \left\{ \frac{3X^2 - l^2}{6l^2} - \frac{2}{\pi^2} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^n}{n^2} e^{-a n^2 \pi^2 t / l} \cos \frac{n \pi X}{l} \right\}$$

⑪

ただし

- $\lambda$  : 被覆管の熱伝導度
- $\rho$  : " 密度
- $C$  : " 比熱
- $a$  : " 温度拡散率

接触部 ( $X=l$ ) の被覆管最高温度は簡単な形の式に変形して求められる。

$$\theta_{max} = \frac{qt}{\rho C l} + \frac{q l}{\lambda} \left( \frac{1}{3} - \frac{2}{\pi^2} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{e^{-a n^2 \pi^2 t/l}}{n^2} \right) \dots\dots\dots (12)$$

### 3) 解析結果および検討

#### 3.1 被覆管の温度上昇

上記 (12) 式から接触部の温度の時間的変化を算定すると第10.9-25図のようになる。

#### 3.2 被覆管内の温度分布

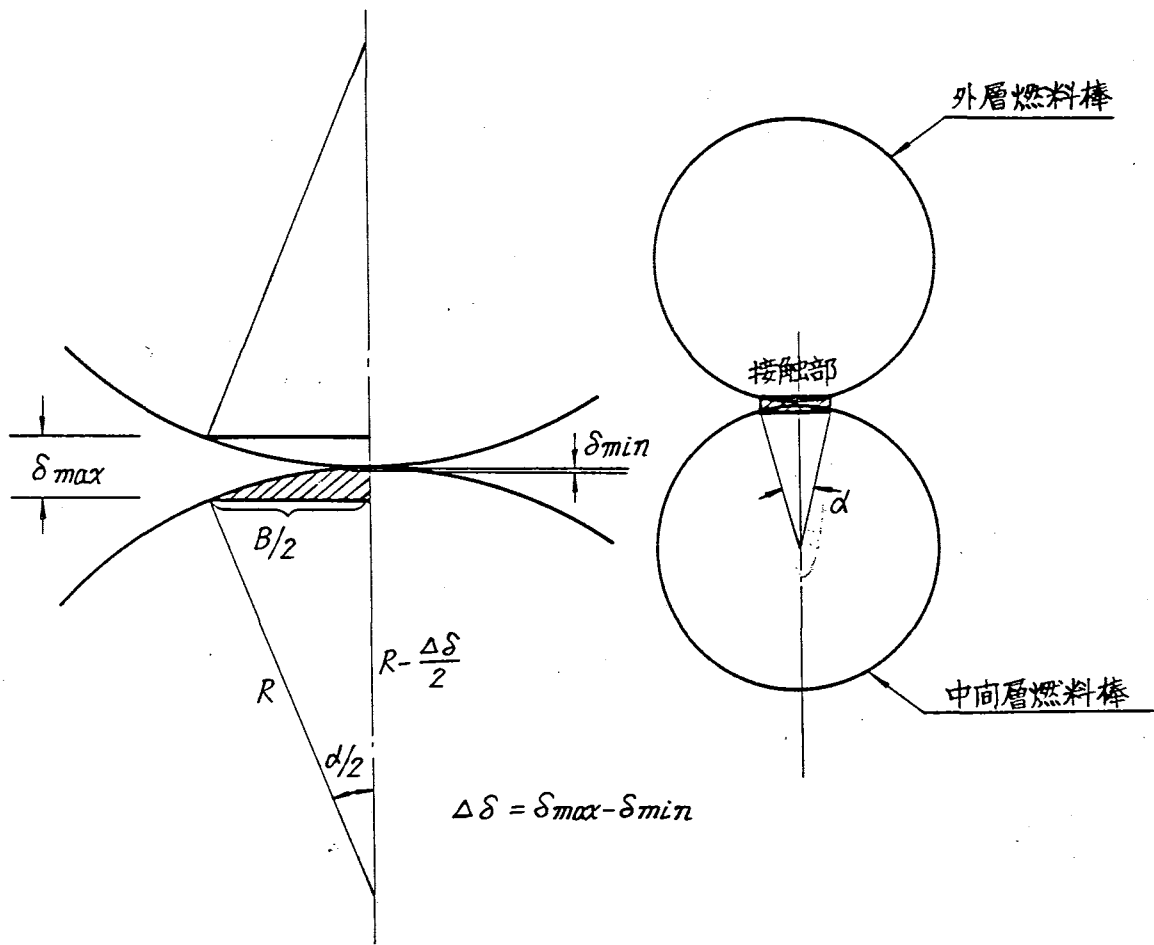
第10.9-26図に各時刻における被覆管円周方向の温度分布を示す。

### 4) 結 論

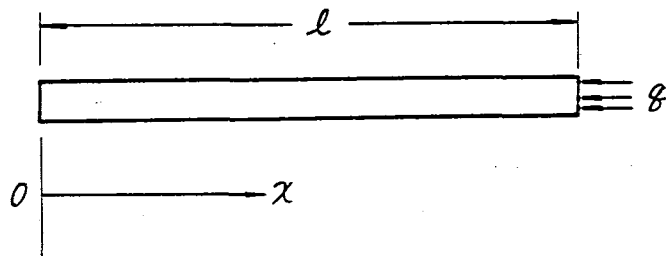
以上により外層燃料が中間層燃料に接触した場合、中間層燃料被覆管の最高温度はたかだか890℃程度である。

### 参 考 文 献

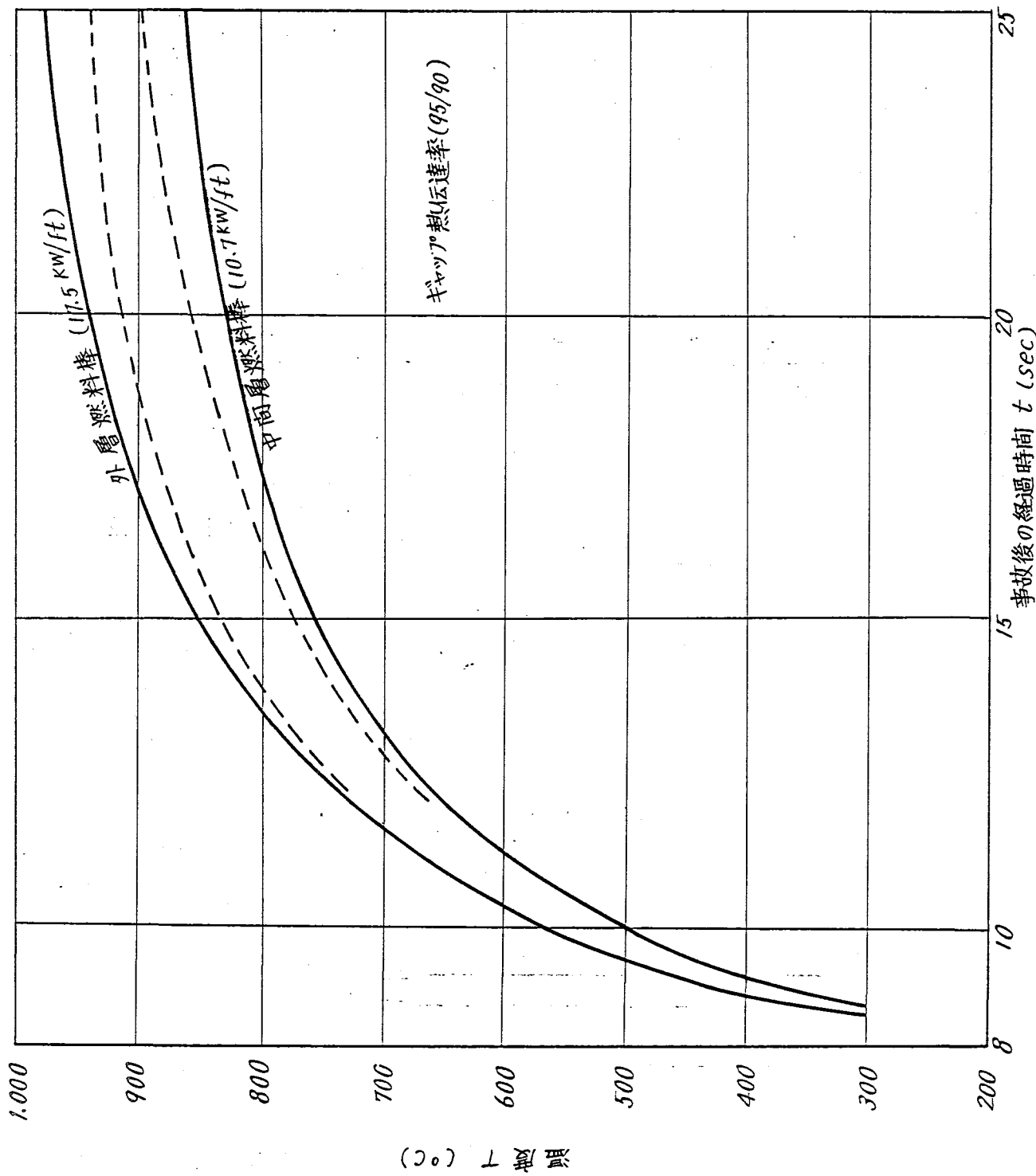
- \* - 7 H. S. Carslaw, J. C. Jaeger ; "Conduction of Heat in Solids" 2nd ed.  
Oxford Univ. Press (1971) P.104
- \* - 8 同 上 P.112



第10.9-23図 接触部分の断面図



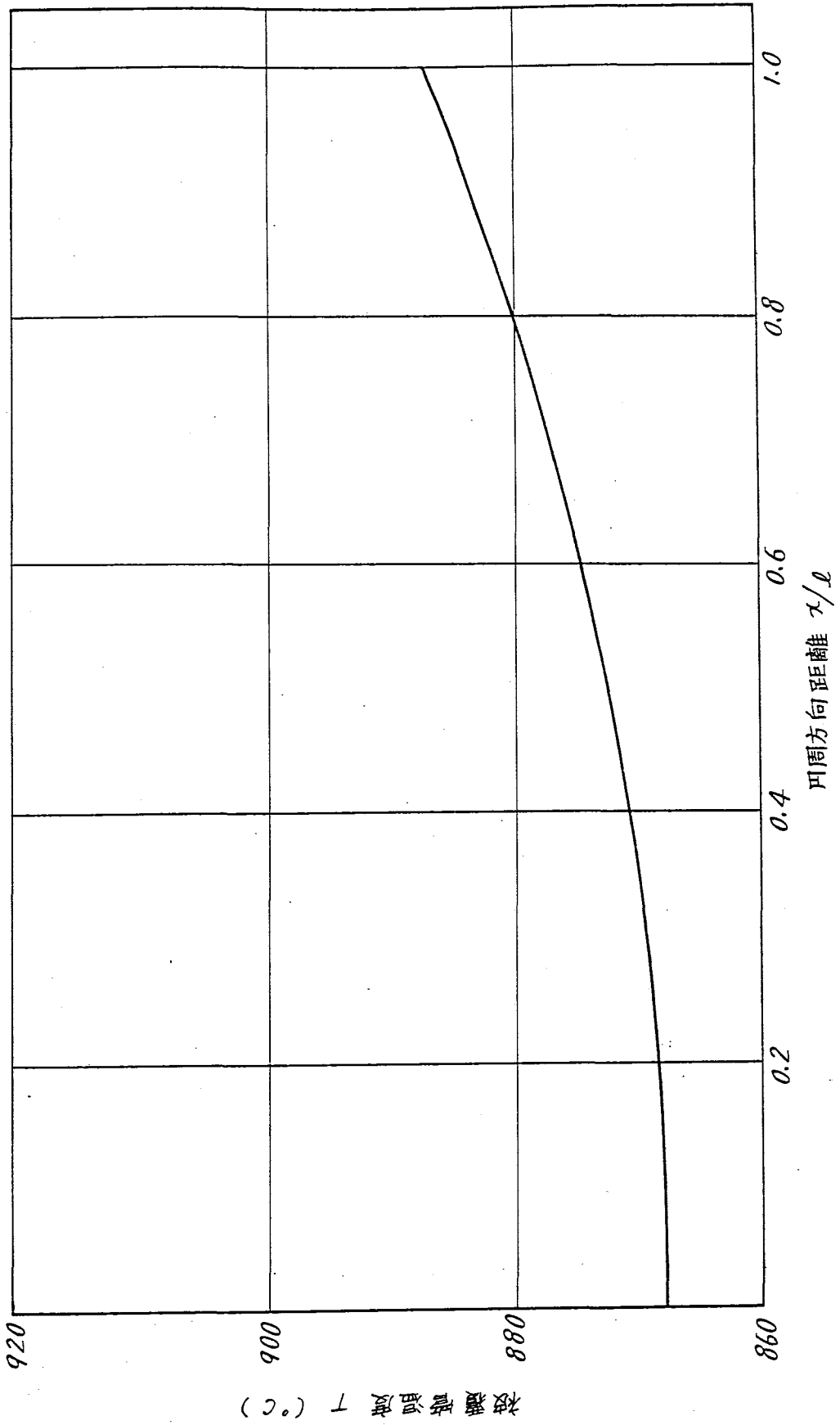
第10.9-24図 座標軸



第 10.9-25 図 被覆管温度変化



第10.9-25 図 被覆管温度变化



第10.9-26 図 中間層燃料棒の円周方向温度分布

## 10.10 再冠水時熱伝達係数等について

### 1. ま え が き

被覆管がふくれた場合の燃料の伝熱の解析に使用した解析コード(TAC-2D)の概要および再冠水熱伝達率の算定法について述べる。

TAC-2Dは二次元の定常・非定常熱伝導方程式を階差方程式に置換えて解くコードである。対象となる体系は直角座標(X-Y)または円柱座標(R- $\theta$ またはR-Z)であり、格子線と呼ばれる一定間隔の直交線により分割された領域に分けて計算される。

基本式は

$$\nabla \cdot \mathbf{K} \nabla T + g'' = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t}$$

このコードの主な特徴は次の通り

- (1) 間隙では伝導, 対流, 輻射を考慮できる
- (2) 外部冷却部分是对流のみとして等価熱伝達率で計算する
- (3) 物性値は温度, 時間, 場所の関数として入力。

### 2. 固体の形状

#### 2-1. 格子線, 点と境界

座標は, 直角座標, 円柱座標, 極座標の使用が可能である。Fig 10.10-1, 2, 3で ZL, RLは各々 Z(又は Y,  $\theta$ )方向, X(又は R)方向の格子線を表わし, ZP, RPは各々 Z(又は Y,  $\theta$ )方向, X(又は R)方向の格子点を表わす。

#### 2-2. 領域

固体は数多くの領域に分割して計算を進めるが, その形状は直角, 円柱, 極座標をとるかによって長方形, 扇形の領域となるが1つの領域は4つの境界格子線を有し, その領域内での物性値は一定とする。Fig10.10-4は扇形柱状の領域例であるがBの非発熱部の領域の様に境界の領域が不規則であると, その境界はFig 10.10-4のような段階状の線で置き換える。固体の境界外部の領域は2本の格子線を一致させて厚さ0として定義する。

#### 2-3. 空隙, 空隙線

固体内部に空隙があって, その間隔が領域として指定するにはあまりにも小さいときは格子線としてではなく空隙線として指定する。その空隙線は X, Y, Z, R,  $\theta$  のいずれの方向にも指定できるが, 1つの領域内で必ず座標の大きな部分に接して存在するようにし, その空隙に満されている物質の物性値を与える。

### 3. プログラムの構成

プログラムは次の4つの部分から成る

- (1) データの読み込みと計算準備
- (2) 物性値評価
- (3) 計算及びくり返し計算
- (4) 結果の書き出し

#### 3-1. データの読み込みと計算準備

伝熱の計算を進めるに当って、階差方程式を用いて計算するので領域を細かいセルに分割する必要があるが、それは格子線を与えることによって実行される。そして各領域での物性値、空隙冷却材の物性値等が読み込まれる。

#### 3-2. 物性値評価

各領域の物性値は関数形で指定できるが、指定がないときは、標準値を用いて計算される。

#### 3-3. 計算及びくり返し計算

読み込まれた書き出し経過時間に従って計算が実行されて結果が書き出される。流れ図は Fig 10. 10-5 に示す。

#### 3-4. 結果の書き出し

計算結果は、書き出しの指定に従って指定された面での温度分布が書き出される。

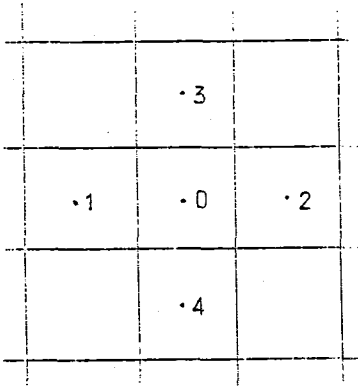
### 4. 伝熱方程式

伝熱の方程式は、温度、熱伝導率、熱発生率、密度、定圧比熱、時間を各々  $T, K, S, \rho, C_p, t$  とすると

$$\nabla K_{xy} \nabla T + S_{xy} = (\rho C)_{xy} \frac{\partial T}{\partial t}$$

と表わせる。

左図の0を中心とした熱の収支に関する階差方程式に書き直すと



$$\frac{K_1 A_1}{\Delta X_1} (T_1 - T_0) + \frac{K_2 A_2}{\Delta X_2} (T_2 - T_0) + \frac{K_3 A_3}{\Delta X_3} (T_3 - T_0) + \frac{K_4 A_4}{\Delta X_4} (T_4 - T_0) + S_0 V_0 = \frac{(T_0' - T_0) \rho C V_0}{\Delta t}$$

$A_i$  ; 0 と  $i$  の間の平均断面積

$V_0$  ; セルの体積

$\Delta X_i$  ; 0 と  $i$  の間隔

$T_0'$  ; 0 における  $dt$  時間後の温度

## 5. 計算体系

### 5-1. R-Z, X-Y 座標系

第10.10-6図に示す様に軸方向の断面をとり、分割された各領域に対してUO<sub>2</sub>ペレット, Zry-2 被覆管, 圧力管, 冷却水ギャップガス等を配置する。

### 5-2. R-θ 座標系

ATR安全性室実験に合わせた体系を第10.10-7図に示す。

SUSブロックの境界領域が円弧であらわせないため、階段状の線で置き換えている。

## 6. 境界条件

### 6-1. X-Y座標系 (第10.10-6図参照)

① 周囲はすべて断熱である。ケース1では被覆管同志が接触している部分、ケース2ではペレット中心、圧力管外側が断熱されている。

#### ② ギャップガス層

ギャップガス(I)の領域は  $750 \text{ BTU/ft}^2 \cdot \text{hr} \cdot \text{F}$  のコンダクタンスで熱が伝わり、ギャップガス(II)は、ガスの熱伝導と輻射で伝わる。その際の計算条件は次のとおりである。

: ガス組成 —  $17.5 \text{ kW/ft}$ , OMWD/T 時の組成

: 輻射における放出率 — ペレット, 被覆管とも 0.85

#### ③ 冷却水

コードでは冷却水物質, 流速, 物性にかかわらず熱伝導率を指定すると, 求める冷却条件で計算される。

#### ④ 蒸気層 (圧力管側に接触した場合)

この区間は  $5 \text{ kg/cm}^2$  加熱蒸気の熱伝導と輻射で伝達が行われる。輻射率は被覆管, 圧力管とも 0.85 を使用した。

### 6-2. R-θ 座標系

#### 6-2-1. ATR安全性実験の解析計算 (第10.10-6図参照)

##### ① 発熱条件

ニクロム素線の存在を無視し, マグネシア部で均一に発熱するとした。

##### ② SUSシースとSUSブロックとのギャップ

この層には蒸気があると考え, 蒸気の熱伝導とシース, ブロック表面の輻射で熱が伝わる。放出率は両者 0.85 である。

##### ③ 周囲

階段状の境界面 B'-C 及び E-F は断熱である。冷却は A'-B' の階段状境界面と円弧 C-E' 及び E'-F' で行われる。

##### ④ ダミーブロック

R-θ 座標系ではしばしばダミーブロックを使用する。これは体系として完全な円弧で

おおわれる必要があるからである。実際には第10.10-7図に示す通りにブロックを配置し、完全な扇形にした。ダミーは熱的には無視しうる物性を持たねばならない。すなわち熱伝導率は無限少で、比熱は無限大である。

6-2-2. ふげん燃料計算 (第10.10-7図参照)

第10.10-7図に示す通り体系は6-2-1で境界条件は6-1と本質的に同一である。

7. 計算に使用した物性値及び定数

(1) ペレット熱伝導度 Lyonの式

$$k = \frac{38.24}{T+402.4} + 6.125 \times 10^{-13} \frac{1}{(T+273)^3}$$

$$\left( \begin{array}{l} T; ^\circ\text{C} \\ k; \text{W}/\text{cm}^\circ\text{C} \end{array} \right)$$

(2) ペレット比熱 C; Kcal/Kg $^\circ$ C

$$0 < T \leq 1000^\circ\text{C} \quad C = 1.675 \times 10^{-8} \cdot T^2 + 3.505 \times 10^{-5} \cdot T + 0.06$$

$$1000 < T \leq 2000^\circ\text{C} \quad C = 8.2 \times 10^{-6} \cdot T + 0.0701$$

$$T > 2000 \quad C = 1.15 \times 10^{-5} \cdot T + 0.0635$$

(3) ペレット発熱条件

$$\text{LHGR} = 17.5 \text{ kW}/\text{ft} \quad (\text{線出力密度})$$

$$Q = \frac{\text{ALHR} \times 860}{0.3048 \times \pi R^2} \quad \text{Kcal}/\text{m}^3 \text{ hr} \quad (\text{体積熱発生率})$$

$$\text{DHR} = [1.5 \times 10^{-3} \times t^2 - 0.065 \times t + 5.8] / 100 \quad \% \quad (\text{崩壊曲線})$$

$$\text{HEAT} = Q \times \text{DHR} \quad t; \text{sec}$$

(4) Zry-2 (被覆管, 圧力管) 熱伝導度

$$k = 4.88 \times 10^{-6} \times T^2 + 7.02 \times 10^{-3} \cdot T + 11.1$$

$$\left( \begin{array}{l} T; ^\circ\text{C} \\ k; \text{Kcal}/\text{m}^\circ\text{C} \end{array} \right)$$

(5) Zry-2 比熱

$$C = -2.17 \times 10^{-8} \times T^2 + 4.42 \times 10^{-5} \cdot T + 0.067$$

$$\left( \begin{array}{l} T; ^\circ\text{C} \\ C; \text{Kcal}/\text{Kg}^\circ\text{C} \end{array} \right)$$

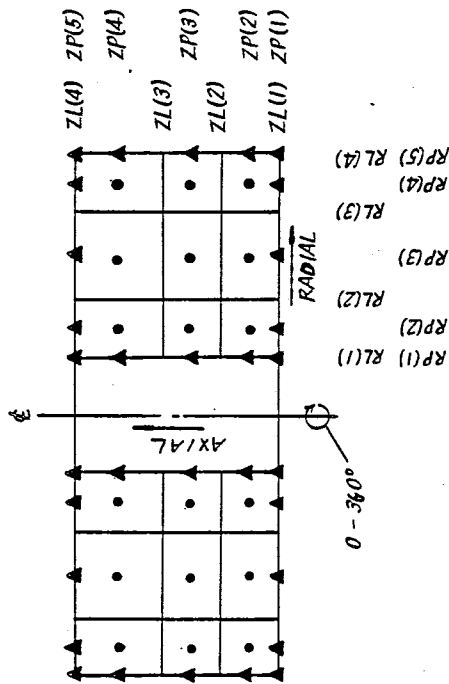
(6) ギャップガス熱伝導度

$$17.5 \text{ kW}/\text{ft} \text{ 及び } 0 \text{ MWD}/\text{T} \text{ 時の値}$$

(7) SUS 熱伝導率

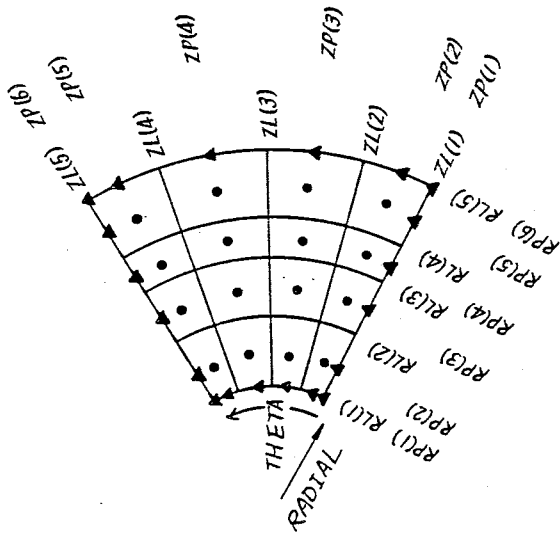
$$k = 3.91 \times 10^{-6} \times T^2 + 7.36 \times 10^{-3} \times T + 13.6$$

$$\left( \begin{array}{l} T; ^\circ\text{C} \\ C; \text{Kcal}/\text{Kg}^\circ\text{C} \end{array} \right)$$



ZL(j), ZP(j) = AXIAL DIRECTION  
 RL(i), RP(i) = RADIAL DIRECTION  
 • = INTERNAL POINTS  
 ▲ = EXTERNAL POINTS

Fig 10.10-1 Cylindrical geometry envelope showing grid lines and mesh points



ZL(j), ZP(j) = THETA DIRECTION  
 RL(i), RP(i) = RADIAL DIRECTION  
 • = INTERNAL POINTS  
 ▲ = EXTERNAL POINTS

Fig 10.10-2 Circular geometry envelope showing grid lines and mesh points

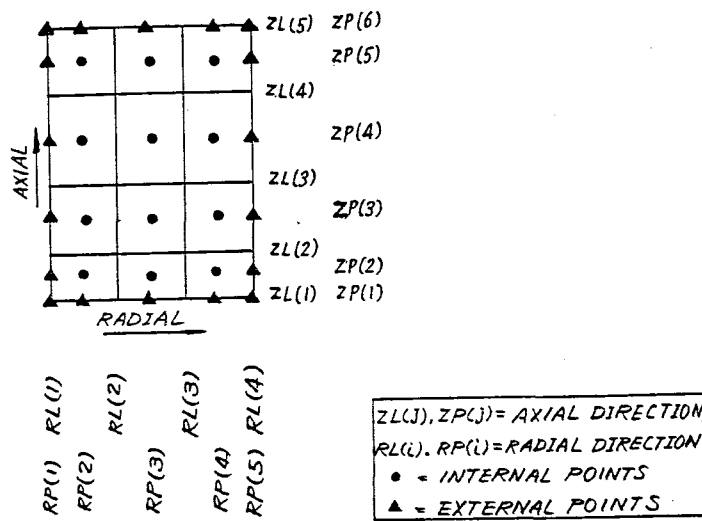


Fig 10.10-3 Rectangular geometry envelope showing grid lines and mesh points

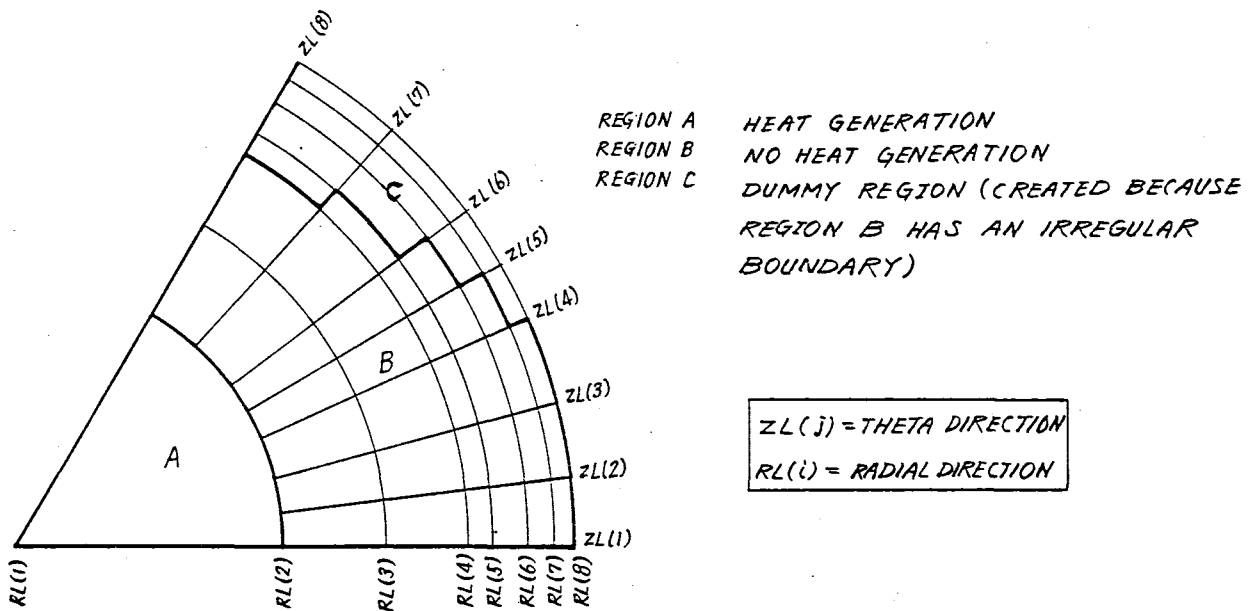


Fig 10.10-4 Typical problem model in circular geometry

READ THE DATA AND CALCULATE THE  
CONSTANTS

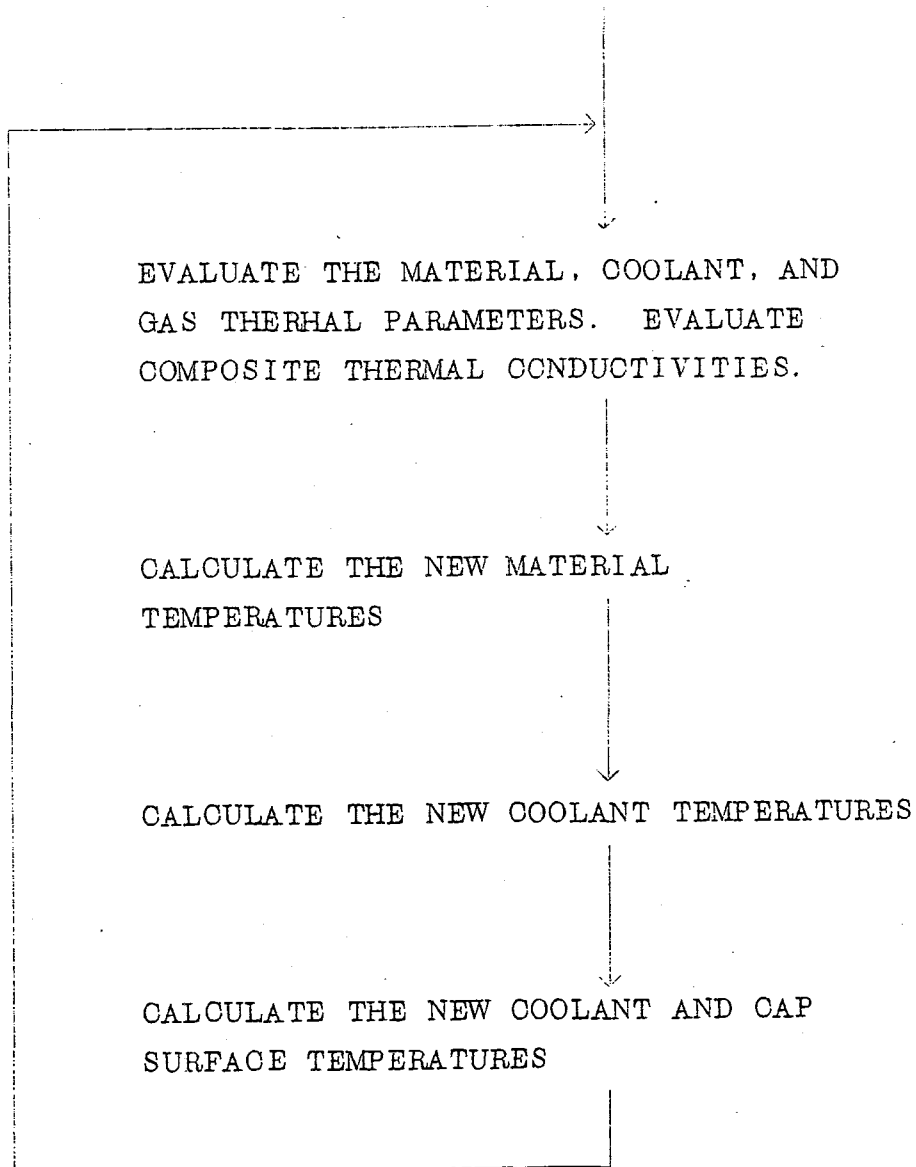
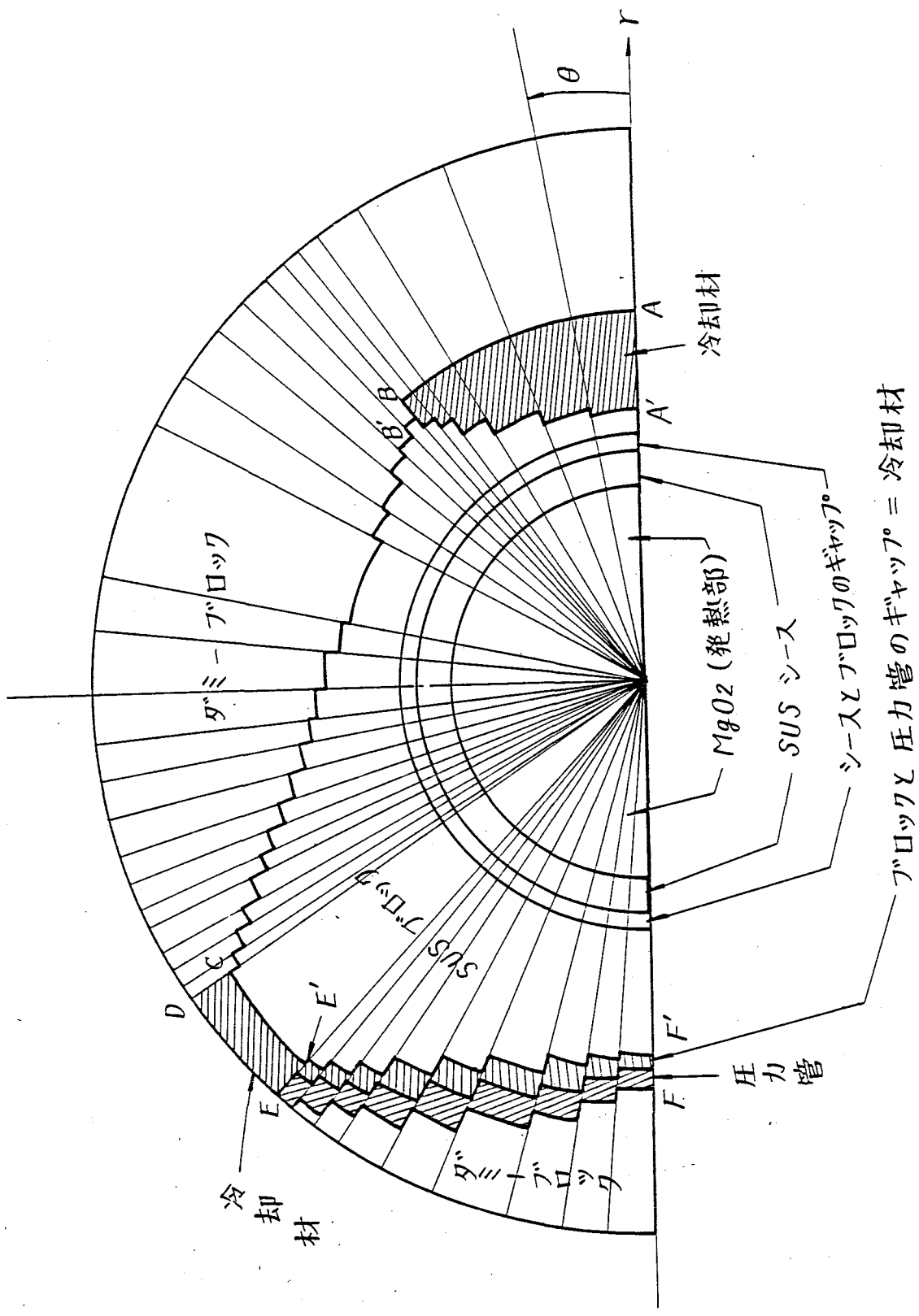
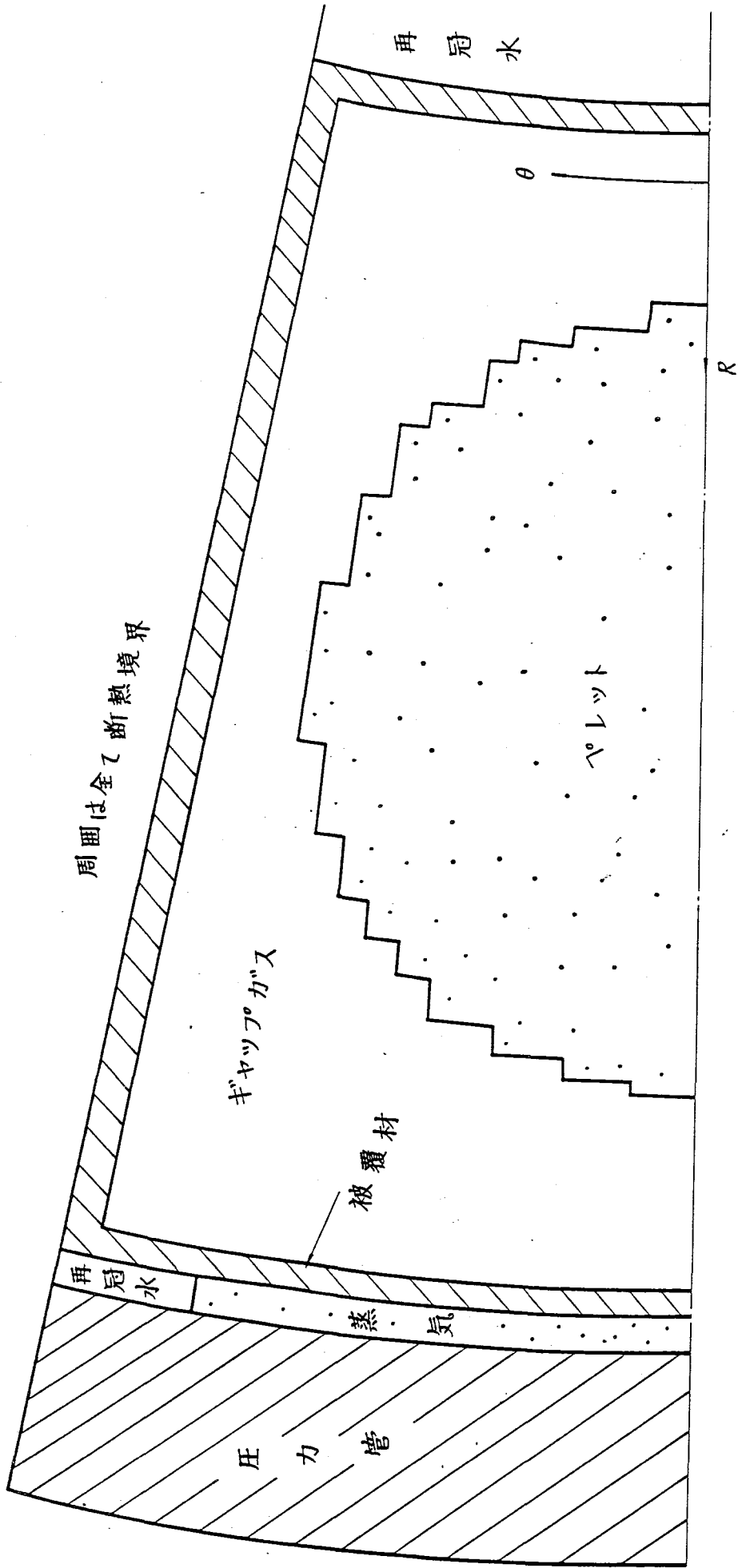


Fig 10. 10-5 General flow of logic in TAC2D



第10.10-6 図 ATR 安全性実験に合わせた体系 (R- $\theta$ )





第10.10-7図 「ふげん」に合わせた体系 (R-θ)

## 8. 再冠水時熱伝達係数の算定について

第10.10-6図に示すバルーニング再冠水実験の体系で、それぞれの物性値と実験条件を入力して、表面温度の変化状態を算定した。

0.8~1 sec間に数百度も温度が急変するような場合には熱流束の測定は困難であるため、ここでは再冠水熱伝達係数をパラメータとして温度の変化状態に最もよく合う係数を算定した。第10.10-8図はその一例であるが、再冠水の急冷状態では約  $2000 \text{ Btu/ft}^2 \text{ h}^\circ\text{F}$  の熱伝達係数が最もよく現象に合っているといえる。前述のように、この解析では再冠水の熱除去では実際には対流や輻射が混在する伝熱であるが、それを等価的な熱伝達係数で表わし表面温度と再冠水温度との差によって伝熱されるとして熱除去量を算定した。

第10.10-9図はヒータ表面温度を横軸にとって、ヒータ表面温度変化率から再冠水熱伝達係数を評価したものである。いずれの場合も、バルーニング評価に用いている再冠水10秒以降の熱伝達係数  $500 \text{ Btu/ft}^2 \text{ h}^\circ\text{F}$  よりも遙かに高い値を示している。

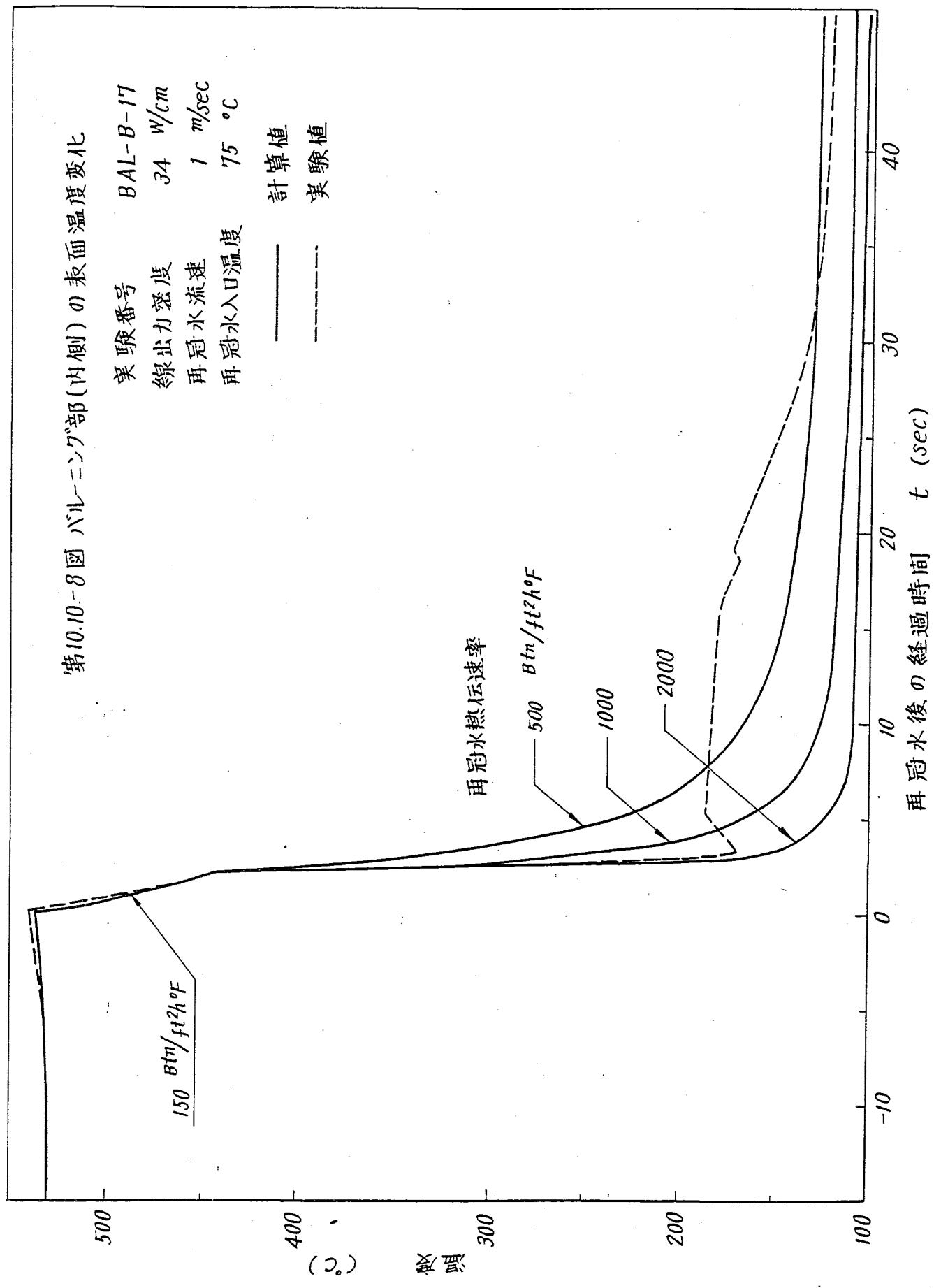
第10.10-10図は再冠水開始後急冷が始まる迄の時間を被覆管初期温度に対してプロットしたものである。「ふげん」の条件(再冠水初期温度  $977^\circ\text{C}$ )に換算すれば5.3秒となるが、解析では急冷開始時間を10秒とした。

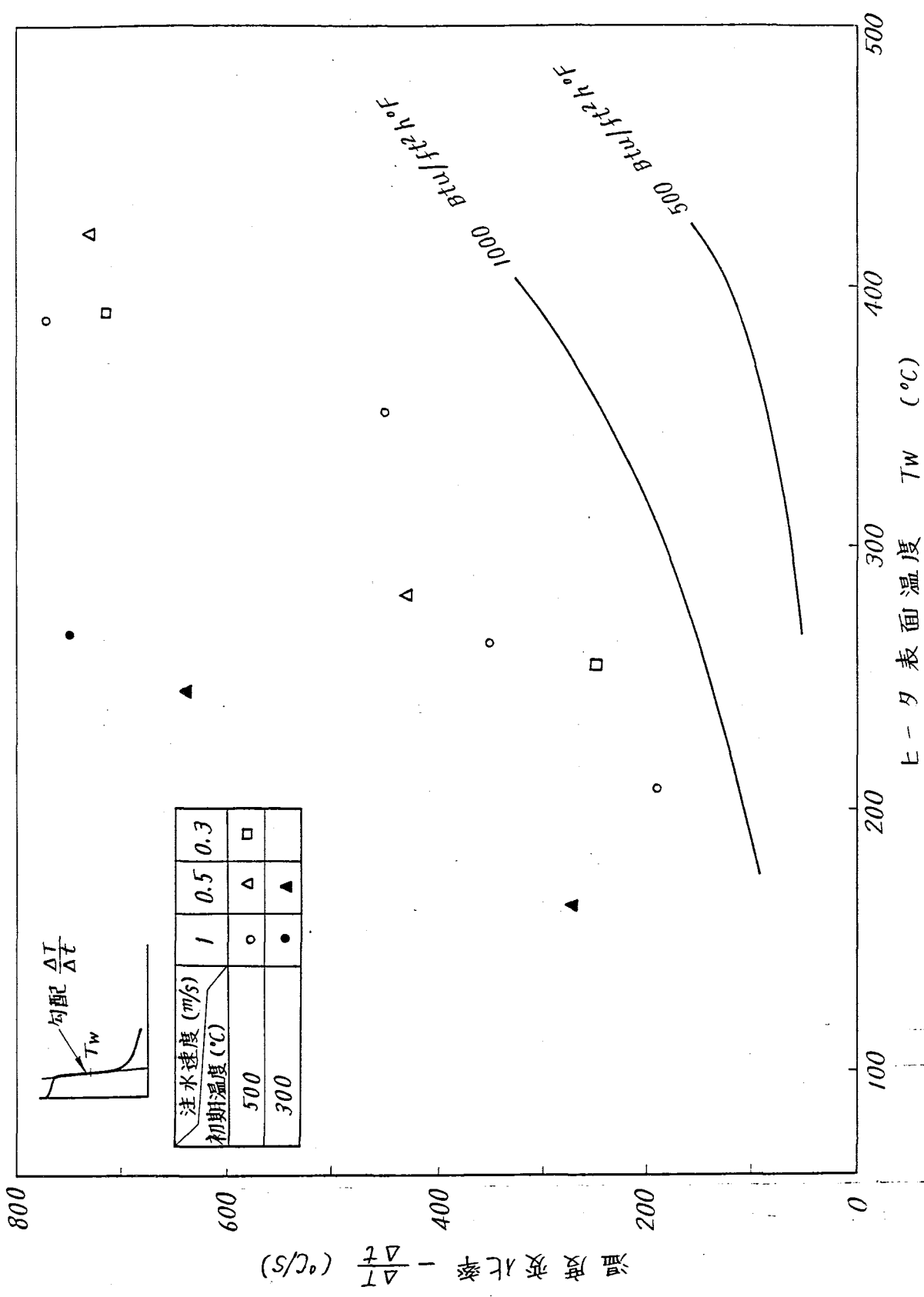
この急冷を無視しても第10.10-11図に示すように被覆管最高温度はバルーニング後約1.5秒で最高になるので影響を受けない。

第10.10-8図 バルベニング部(内側)の表面温度変化

実験番号 BAL-B-17  
 線出力密度 34 W/cm  
 再冠水流速 1 m/sec  
 再冠水入口温度 75 °C

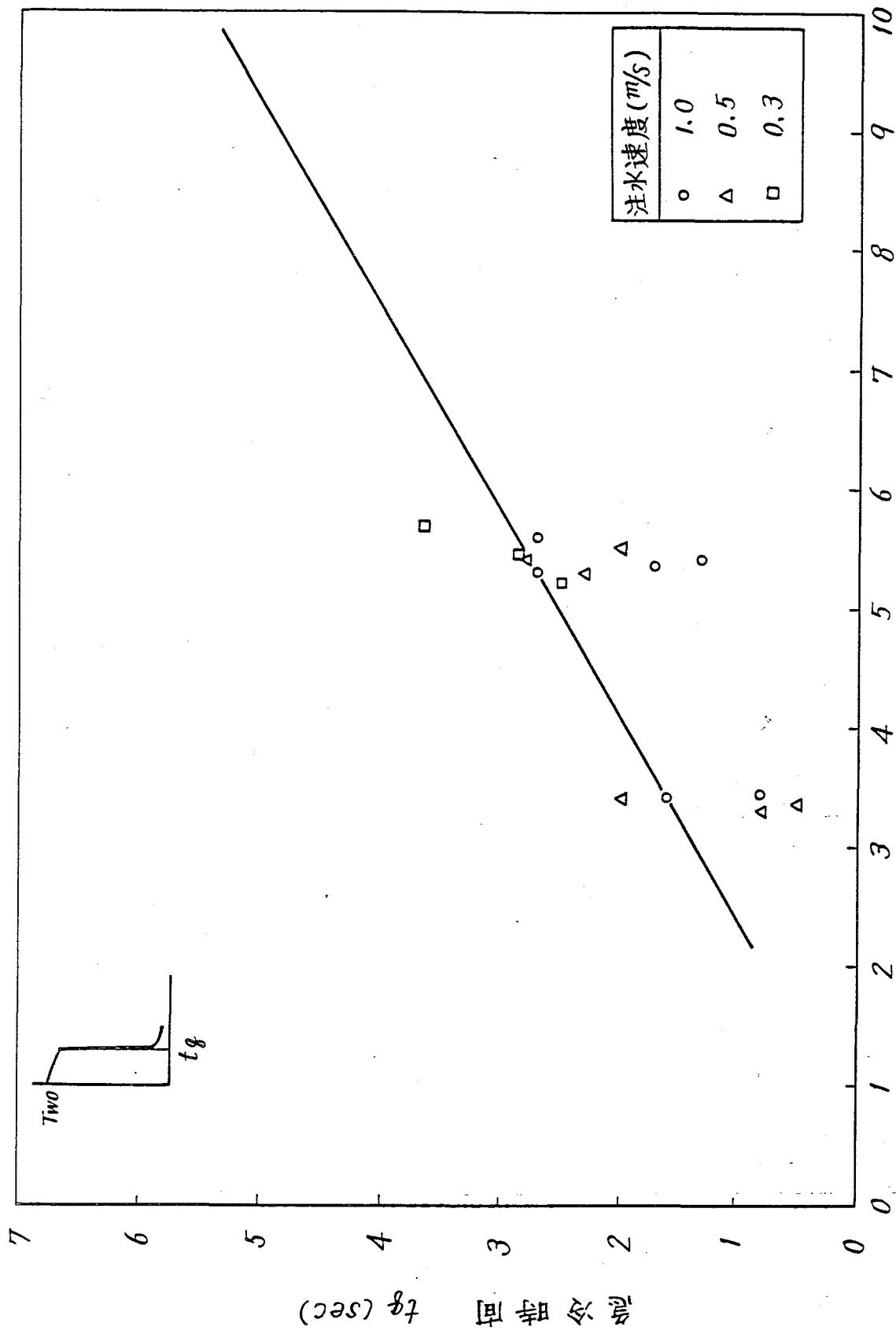
—— 計算値  
 - - - 実験値





第10.10-9圖 再冠水熱伝達

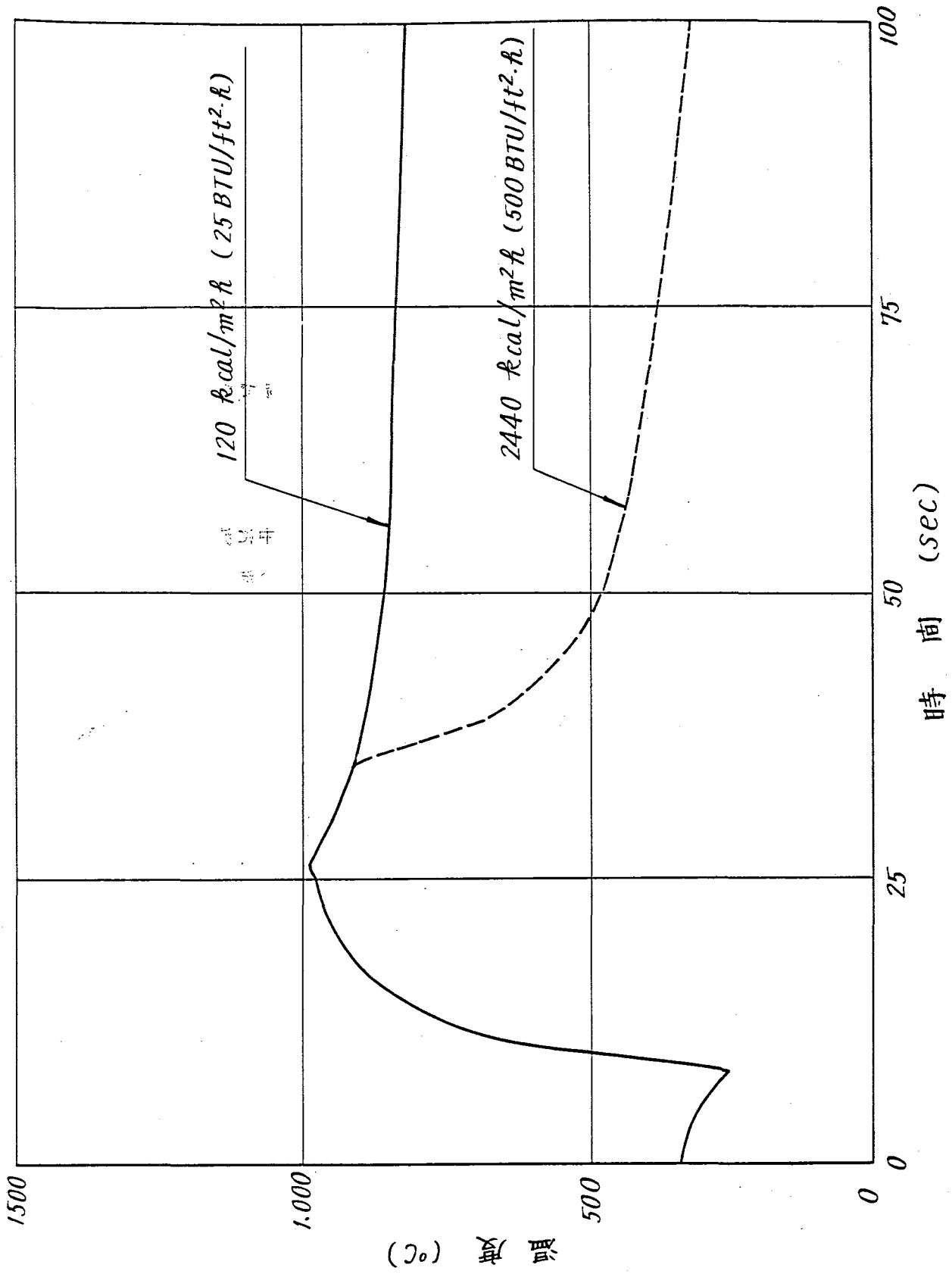
ヒ-タ 表面温度  $T_w$  (°C)



被覆管初期温度  $T_{WO}$  ( $\times 100^\circ\text{C}$ )

第10.10-10图 再冠水急冷時間

第10.10-10図 再冠水急冷時間



第10.10-11図 大破断時燃料被覆管最高温度の時間的变化

## 10.11 破断検出信号などについて

## 1. 配管の径が変更されたことによる事故解析への影響について

## 1) 変更内容

|               | 変更前     | 変更後     |
|---------------|---------|---------|
| 再循環ポンプ吸込配管の外径 | 約 61 cm | 約 51 cm |
| 再循環ポンプ吐出配管の外径 | 約 46 cm | 約 41 cm |

## 2) 流動抵抗および保有水量の影響

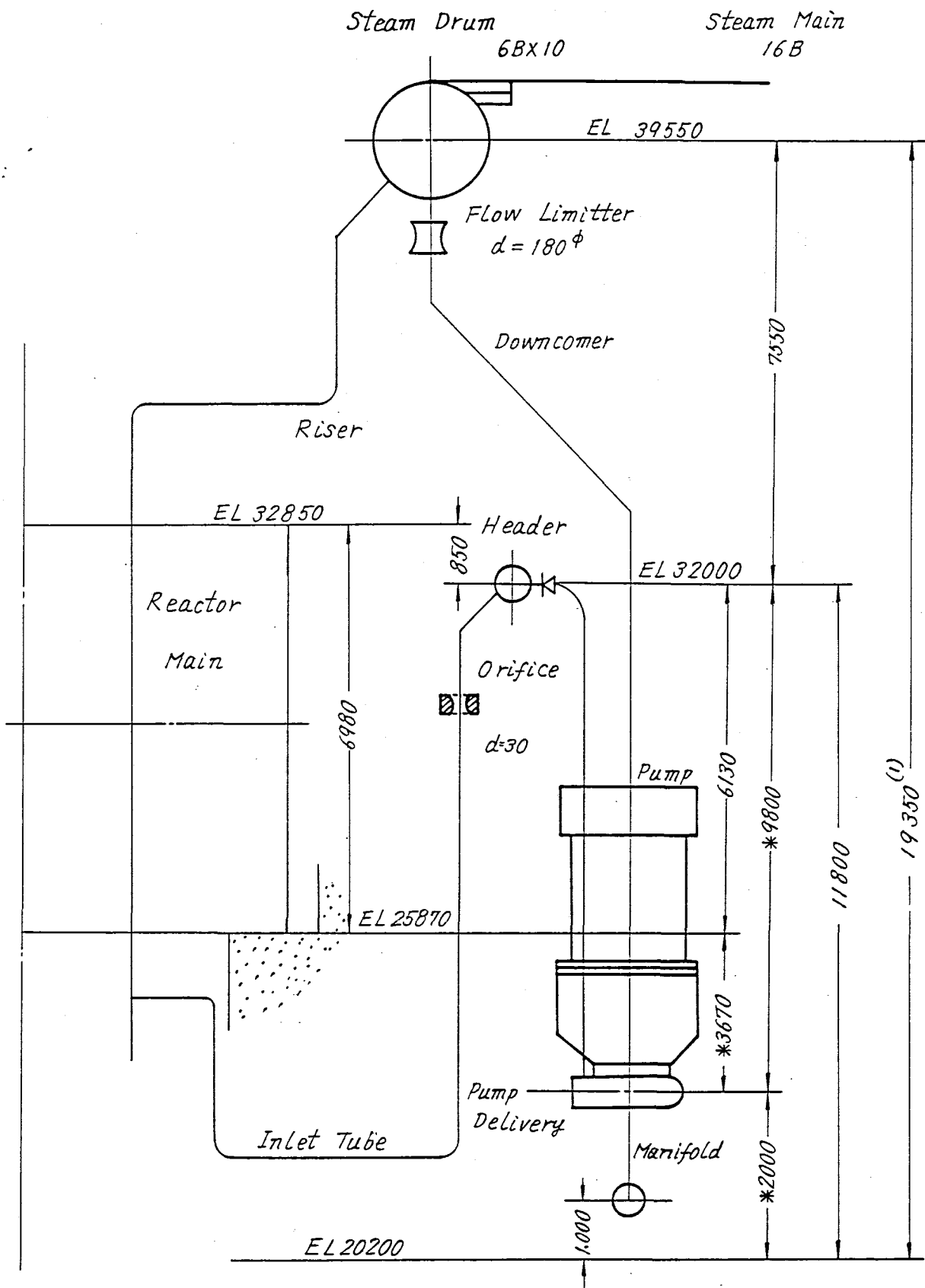
吸込配管および吐出配管の径の変更による圧損増加は約  $0.4 \text{ kg/cm}^2$  であり、再循環ポンプ揚程  $7.5 \text{ kg/cm}^2$  (101 m) の約 5% である。

ポンプの揚程はこれを考慮している。

再循環系の最大口径の配管が破断した場合、再循環系下降管の途中に流量制限器が取付けられており、破断時の4本の下降管(1ループ当り)からの流れをこの流量制限器によっておさえるようになっている。この流量制限器で冷却材の流出が実質的に制限されているので流出速度についてほとんど影響を受けない。

保有水量の変化は  $1 \text{ m}^3$  弱であり、定格運転時の保有水量(1ループ分)約  $37 \text{ m}^3$  の 3% 弱である。これがドライアウト時間等に与える実質的な影響は相当小さいと考えられるが、解析はこれを考慮するため第10.11-1表の配管寸法および第10.11-2表の保有水量にもとづいて行なっている。





第10.11-1图 1次冷却系

第10.11-1表 配管寸法

Table 10.11-1 Pipe Size

| No. | Component                   | Nominal Size    | Outer Diameter × Thickness (mm) | Materials            |
|-----|-----------------------------|-----------------|---------------------------------|----------------------|
| 1   | Steam Main<br>(Drum Outlet) | 6 <sup>B</sup>  | 165.2 × 11.0                    | STS 42               |
| 2   | Steam Main<br>(Main Line)   | 16 <sup>B</sup> | 406.4 × 21.4                    | STS 42*<br>STPT 49** |
| 3   | Downcomer<br>(Main)         | 14 <sup>B</sup> | 355.6 × 19.0                    | SUS 27 TP            |
| 4   | Downcomer<br>(Orifice)      |                 | 180 <sup>∅</sup> ID             |                      |
| 5   | Pump Suction                | 20 <sup>B</sup> | 508.0 × 26.2                    | SUS 27 TP            |
| 6   | Pump Delivery               | 16 <sup>B</sup> | 406.4 × 21.4                    | SUS 27 TP            |
| 7   | Inlet Tube                  | 2 <sup>B</sup>  | 60.5 × 5.5                      | SUS 27 TP            |
| 8   | Riser Tube                  | 3 <sup>B</sup>  | 89.1 × 7.6                      | SUS 27 TP            |
| 9   | Feed Water Nozzle           | 10 <sup>B</sup> | 267.4 × 15.1                    | STPT 49              |
| 10  | RHR Nozzle<br>(Drum)        | 8 <sup>B</sup>  | 216.3 × 12.7                    | SUS 27 TP            |
| 11  | RHR Nozzle<br>(Header)      | 6 <sup>B</sup>  | 165.2 × 11.0                    | SUS 27 TP            |
| 12  | HPCI Nozzle<br>(Drum)       | 4 <sup>B</sup>  | 114.3 × 8.6                     | Carbon<br>Steel      |
| 13  | LPCI Nozzle<br>(Drum)       | 6 <sup>B</sup>  | 165.2 × 11.0                    | Carbon<br>Steel      |
| 14  | LPCI Nozzle<br>(Header)     | 12 <sup>B</sup> | 318.5 × 17.4                    | Carbon<br>Steel      |
| 15  | Purification System         | 2 <sup>B</sup>  | 60.5 × 5.5                      | SUS 27 TP            |
| 16  | Vent (Drum)                 | 2 <sup>B</sup>  | 60.5 × 5.5                      | SUS 27 TP            |
| 17  | Drain (Header)              | 1½ <sup>B</sup> | 48.6 × 5.1                      | SUS 27 TP            |

\* Inside PCV

\*\* Outside PCV

第 10.11-2 1次冷却系内の保有水量 (1ループあたり)

Table 10.11-2 Water Volumes Assumption in ATR

Coolant Loop

State A Rated Power Operation (70 ata)

State B Hot Stand-by (70 ata)

| No.   | Component                           | State | Volum ( $m^3$ ) |        |       |
|-------|-------------------------------------|-------|-----------------|--------|-------|
|       |                                     |       | Vapor           | Liquid | Total |
| 1     | Steam Drum<br>Center                | A     | 23.0            | 7.6    | 30.6  |
|       |                                     | B     | 23.0            | 7.6    |       |
|       | Buffer                              | A     | 4.1             | 2.3    | 6.4   |
|       |                                     | B     | 0               | 6.4    |       |
| 2     | Down Comer                          | A     | 0               | 6.0    | 6.0   |
|       |                                     | B     |                 |        |       |
| 3     | Manifold                            | A     | 0               | 3.1    | 3.1   |
|       |                                     | B     |                 |        |       |
| 4     | Pumps<br>Suction Pipe               | A     | 0               | 0.9    | 0.9   |
|       |                                     | B     |                 |        |       |
|       | Body                                | A     | 0               | 0.9    | 0.9   |
|       |                                     | B     |                 |        |       |
|       | Delivery Pipe                       | A     | 0               | 3.3    | 3.3   |
|       |                                     | B     |                 |        |       |
| 5     | Header                              | A     | 0               | 2.7    | 2.7   |
|       |                                     | B     |                 |        |       |
| 6     | Inlet Tube                          | A     | 0               | 4.8    | 4.8   |
|       |                                     | B     |                 |        |       |
| 7     | Pressure Tube<br>Lower<br>Extension | A     | 0               | 2.1    | 2.1   |
|       |                                     | B     |                 |        |       |
|       | Core<br>Effective                   | A     | 0.8             | 1.1    | 1.9   |
|       |                                     | B     | 0               | 1.9    |       |
|       | Upper<br>Extension                  | A     | 0.77            | 0.43   | 1.2   |
|       |                                     | B     | 0               | 1.2    |       |
| 8     | Riser                               | A     | 4.35            | 2.45   | 6.8   |
|       |                                     | B     | 0               | 6.8    |       |
| Total |                                     | A     | 33.02           | 36.78  | 69.8  |
|       |                                     | B     | 23.0            | 46.8   |       |

2. 格納容器内部スプレーポンプの作動信号の信頼性

1) 格納容器内部スプレーポンプの作動信号

内部スプレーポンプは手動および格納容器圧力高+ドラム水位異常低下+ドラム圧力低下の信号で自動起動する。

(下線部：今回の変更申請で追加)

この自動信号レベルは次の値に設定する予定である。

|           |                                 |      |
|-----------|---------------------------------|------|
| 格納容器圧力高   | : 0.4 $\text{kg/cm}^2 \text{g}$ | (以上) |
| ドラム水位異常低下 | : $\text{NWL} - 400 \text{ mm}$ | (以下) |
| ドラム圧力低下   | : 55 $\text{kg/cm}^2 \text{g}$  | (以下) |

2) 破断スペクトルに対する作動の信頼性

大破断時に、上記の信号レベルに達する時間は10sec以内(格納容器圧力高 10sec以内, ドラム水位低下 1sec以内, ドラム圧力低下 5~6sec)であり、スプレー系の作動開始の必要な時間(180sec)に比し、十分速く作動する。

破断スペクトルを考慮すると、小破断時にドラム水位が給水のために低下せず、格納容器圧力が高くなる場合が考えられる。この場合は、格納容器内の温度、圧力のほか格納容器内放射能レベルおよび格納容器底部のサンプ水位が上昇し、アラーム信号を発する。この場合、これらの現象はゆっくりしているので、手動で十分に応じられる。これらの必要な手動操作は保安規定、運転要領書に明記する予定である。

なお、非常用炉心冷却系の作動信号は次の値に設定される予定である。

|     | 注水系   | 設定レベル  |
|-----|-------|--|
| (1) | 急速注水系 | 水位: $\text{NWL} - 400 \text{ mm}$ (以下)<br>圧力: 55 $\text{kg/cm}^2 \text{g}$ (以下)            |
| (2) | 高圧注水系 | 水位: $\text{NWL} - 4,000 \text{ mm}$ (以下)<br>圧力: 30 $\text{kg/cm}^2 \text{g}$ (以上)(以下で止める)  |
| (3) | 低圧注水系 | 水位: $\text{NWL} - 400 \text{ mm}$ (以下)<br>圧力: 55 $\text{kg/cm}^2 \text{g}$ (以下) } 急速注水系と同じ |

1. 1. そ の 他

1.1.1 参考資料一覧表 (105部会)

| 資料 No    | 資料名                              |
|----------|----------------------------------|
| 105-1    | 新型転換炉原型炉原子炉設置変更許可申請の概要           |
| 2        | 設備機器主要変更事項                       |
| 3        | 蒸気ドラム材質変更について                    |
| 4        | 炉心設計の変更点について                     |
| 5        | 新型転換炉原型炉燃料設計の基本                  |
| 6        | 重水系の変更事項について                     |
| 7        | カランドリア管の変更について                   |
| 8        | 1次冷却系の変更について                     |
| 9        | 燃料取扱および貯蔵施設の変更について               |
| 10-訂1    | 隔離冷却系の変更について                     |
| 11       | 余熱除去系熱交換器の材質変更について               |
| 12       | 重水系の変更事項について                     |
| 13       | ヘリウム系の変更事項について                   |
| 13-付1    | ヘリウム循環系の改良案について                  |
| 14       | 原子炉補機冷却系の変更事項について                |
| 15       | 活性炭式希ガスホールドアップ装置について             |
| 15-附1    | 希ガスホールドアップの実用化試験                 |
| 15-附2    | 活性炭遅延ベッドの過渡応答解析                  |
| 15-追1    | 希ガスホールドアップ装置の研究開発結果について          |
| 16       | グラウンドシール復水器系希ガス放射能低減の方法について      |
| 17       | 復水器真空ポンプ運転に伴なり放出放射能              |
| 18-訂1    | 平常時被ばく計算書                        |
| 18-追1    | 平常時被ばく線量の評価に関する補足説明              |
| 18-訂1-付  | 平常時被ばく計算書(別冊)                    |
| 18-訂1-追1 | 平常時の希ガスの放出について                   |
| 18-訂1-追2 | 平常時の希ガスの放出について(補足説明)             |
| 18-訂1-追3 | 平常時被ばく計算書(補足説明)                  |
| 19       | 直流電源回路の変更について                    |
| 20       | スクラム信号の追加について                    |
| 21       | 「ふげん」燃料体バーンアウトに及ぼすスペーサ間隔の影響について  |
| 21-附1    | 大洗工学センターにおける伝熱流動試験研究の成果          |
| 22       | 「ふげん」燃料体バーンアウトに及ぼすロッド異常配列の影響について |

| 資料 №   | 資料名                              |
|--------|----------------------------------|
| 105-23 | 「ふげん」燃料体バーンアウトに及ぼす燃料体偏心の影響       |
| 24     | 格納容器空気循環系等の変更について                |
| 25     | 炭酸ガス系の変更事項について                   |
| 26     | 換気系の変更について                       |
| 27     | 非常用電源設備ディーゼル発電機の変更について           |
| 28     | 変圧器容量の変更について                     |
| 29     | 放射性ガス30分減衰値 100m ci/sec の妥当性について |
| 30     | タービン軸封蒸気洩込量について                  |
| 31     | プラント動特性解析について                    |
| 32-訂1  | 事故時被ばく線量評価(補足説明)                 |
| 33     | 炉心設計に関する補足説明                     |
| 34     | カランドリア管先端部のしぼり部の強度評価             |
| 35     | 圧力管の健全性評価                        |
| 36     | 燃料移送系について                        |
| 37     | 炉水の水質について                        |
| 38     | 希ガスホールドアップ装置の設置に関する補足説明          |
| 39     | 燃料の熱計算および計算コードについて               |
| 40     | 液体廃棄物サンプルタンクの増設等について             |
| 41     | 災害評価の補足説明                        |
| 42     | ATR圧力管材料の小試験片による照射後試験データの評価等について |
| 43     | プルトニウム燃料の物性値等                    |
| 44     | 燃料集合体の構造                         |
| 45     | 放射線管理について                        |
| 46     | 再循環系仕切弁について                      |
| 47     | 燃料および圧力管材料の補足説明                  |
| 47-追1  | 〃 (その2)                          |
| 48     | 燃焼度の評価について                       |
| 49     | ECCS解析について                       |
| 49-付1  | 安全解析に用いるギャップコンタクトランスの値について       |
| 50     | 被ばく線量評価                          |
| 51     | 安全性解析コード SENHOR II               |
| 52     | 大洗安全性実験とSENHORコードによる解析の比較        |
| 53     | ふげんECCS解析条件                      |

| 資 料 名     | 資 料 名   |
|-----------|---|
| 105-53-付1 | 新基準との対比について(補足説明)   |
| 54        | 破断検出信号などについて  |
| 55        | Loss of Coolant Accident 時における燃料の swelling と ballooning についての検討 |
| 56        | 燃料の Bowing 対策の補足説明  |
| 57-訂1     | 冷却材そう失時における燃料被覆管の Ballooning に関する評価                             |
| 57-訂1-付   | 再冠水時熱伝達係数等について  |
| 58        | SENHOR コードの妥当性の補足説明   |
| 59        | 新型転換炉安全解析と実験について  |
| 60        | 燃料設計の手法とモデル等について  |
| 61        | ATR 燃料設計の骨子   |
| 62        | 蒸気加減弁急速閉スクラム設定について  |