

本資料は 年 月 日付けで登録区分、  
変更する。 2001. 6. -6

[技術情報室]

# DFR-332 / 5 照射後試験結果の解析

## NO. 2 ピンの非破壊試験

Analysis of Post-irradiation Examination of DFR-332/5  
Fuel pins

Non-destructive Examination of NO. 2 pin

1974年8月

動力炉・核燃料開発事業団  
東海事業所

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村大字村松4番地49  
核燃料サイクル開発機構  
技術展開部 技術協力課

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to:  
Technical Cooperation Section,  
Technology Management Division,  
Japan Nuclear Cycle Development Institute  
4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki, 319-1184  
Japan

音だ  
んっ  
の

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)  
2001

## DFR-332/5 照射後試験結果の解析



## No.2 ピンの非破壊試験結果の解析

実施責任者 \*小 泉 益 通  
主 担 当 \*古 屋 広 高 ( 1. 2. 7. 8. 9. 章まとめ )  
\*横 内 洋 二 ( 3. 6. 9. 章 )  
\*立 花 利 道 ( 7. 附 3 章 )  
\*\*梶 谷 幹 男 ( 4. 5. 章 )  
\*\*\*水 田 浩 ( 7. 附 2 章 )  
\*\*\*大 竹 俊 英 ( 7. 附 1 章 )  
\*\*\*柱 川 正 巳 ( 6. 章 )

## 要 旨

昭和46年2月より47年10月まで、燃焼度、約45,000 MWD/Tまで照射したDFR-332/5 燃料ピン3本(S121, S122, S123)の非破壊試験結果を解析した。破損したS122 燃料ピンの破損原因を中心として、解析を進めた。製造履歴、外国での燃料ピン破損例から検討を始め、PIPER, LIFEコードにより全般的燃料ピン挙動を、MAMUSYコードにより熱水力的解析を、TAC-2D, PLASTICコードにより被覆管局部加熱と応力解析を行なった。この結果、S122 燃料ピンの破損は、冷却材中のバブルの被覆管への付着→被覆管の局部加熱→破損→ピン内圧減少→ナトリウムの侵入→ナトリウムと燃料の反応→スウェリング→他部の破損の過程を経て、生じたと考えることができた。

---

\* プルトニウム燃料部開発課

\*\* " " (現在 プルトニウム燃料部製造1課)

\*\*\* " 設計課

## 目 次

1. ま え が き	1
2. 照射試験計画の概要とその経過	2
3. 燃料棒中間検査および№2ピン破損状況	8
3-1 中間検査結果	8
3-2 №2ピン(S-122ピン)の破損状況	10
4. DFRにおける海外燃料ピンの破損例	26
4-1 UKAEAの照射実験	26
4-2 EURATOMの照射実験	27
5. 製造履歴に対する検討	31
5-1 DFR-332/5と他照射実験の比較	31
5-2 燃料ペレットの評価	31
5-3 被覆管の評価	31
6. 照射履歴に対する検討	48
6-1 照射条件および照射履歴	48
6-2 挙動解析コード" LIFE-I "による検討	69
6-3 挙動解析コード" PIPER "による検討	78
6-4 解析結果のまとめ	89
7. 破損原因の検討	91
7-1 破損の順序	91
7-2 №8破損部の破損原因	91
7-3 №8部の局部加熱と破損	92
7-4 №1～№7部の破損原因	93
8. 要 約	105
9. 照射後試験に対する要望	107
付録-1 被覆管変形に伴う冷却材乱れが被覆管表面温度におよぼす影響	109
-2 冷却材中のバブルの被覆管表面付着による被覆管表面温度上昇	119
-3 被覆管局部加熱によるピン破損について	129
-4 R.R. Broun氏の見解(J. Komatsuへの返信)	143
謝 辞	145

## 1. ま え が き

動力炉・核燃料開発事業団の高速炉燃料開発のために、一連の照射計画の一環として、英国AEAのDFR (Dounreay Fast Reactor) で、種々の照射試験を実施している。

「常陽」燃料ピンの確性試験、燃焼度限界の把握を目的としたDFR-332/5 照射試験は、これらのDFR照射シリーズの1つで、昭和46年2月より照射が開始され、途中1回の中間検査をえて、昭和47年10月に照射を終えている。その後、DERE (Dounreay Experimental Reactor Establishment) で非破壊の照射後試験を終え、現在、日本に返送中である。

本報告では、まず、照射試験の目的、概要、特徴、照射実績について記述する。ついで、非破壊試験結果で判明した破損原因について、海外の照射実験の破損例を参照しながら、製造履歴、照射履歴、照射挙動のデータをもとに充分検討し、破損の機構を解明する。最後に今後予定されている大洗AGFでの照射後試験の検査項目を検討する。

## 2. 照射試験計画の概要とその経過

### 2.1 照射目的

「常陽」第1炉心用高密度混合酸化物ペレットを充填した燃料ピンの確性試験、燃焼度限界の把握を目的としている。

### 2.2 照射計画概要

#### (1) スケジュール

試料（燃料ピン）の設計	45年6.7.8月
試料の製作	45年8.9.10月
試料の輸送	45年11月
試料の照射前検査	45年12月
照射	
Run 68	46年2月12日～4月11日（炉最大出力 61.5 MW）
Run 69	46年5月30日～7月29日
Run 70	46年9月4日～10月28日予定
Run 71	46年12月3日～47年1月26日予定
Run 73	47年5月31日～47年7月24日予定
照射途中検査	47年4月予定
非破壊照射後試験（DEREにて）	47年9月予定
試料返送	47年11.12月予定
照射後試験（AGFにて）	48年1.2.3月予定

#### (2) 実施

この照射計画では燃料ピンの製作、その輸送は動燃の責任のもとに行ない、燃料ピンの照射前検査、照射リグの調査、照射リグへの燃料ピン組込み、照射途中検査、非破壊照射後試験は動燃との契約のもとに英国AEAが行なう。

英国のDEREで非破壊照射後試験を行なった試料は日本に持ち帰り大洗の照射燃料試験室（AGF）において破壊照射後試験をする予定である。

#### (3) 試料

試料は「常陽」第1炉心用高密度混合酸化物ペレットをAISI316ステンレス鋼管に充填した燃料ピンである。

ピン全長 : 550 mm

燃料有効長 : 380 mm

カス・ブレナム長 : 120 mm  
 熱絶縁材 : 上下に Nat. UO<sub>2</sub> 1ヶづつ  
 スプリング : ピアノ線

試料の特徴としては次の項目があげられる。

- ① 被覆管として、「常陽」本番用被覆管仕様とほぼ同じ仕様にもとづいて製作されたものを使用している。
- ② ガス・ブレナム部スプリング材としてピアノ線を用いた。
- ③ 燃料ピン中の燃料平均密度を意識的にかえた。

	照 射 用			ス ペ ア
	№1 (S121)	№2 (S122)	№3 (S123)	№4
Min.	9 1.95 % T.D	9 2.03 % T.D	9 2.82 % T.D	9 1.16 % T.D
ペレット密度 Max.	9 6.41 % T.D	9 7.41 % T.D	9 6.49 % T.D	9 3.45 % T.D
Ave.	9 3.12 % T.D	9 4.17 % T.D	9 5.68 % T.D	9 2.77 % T.D
スミア密度 Ave.	8 9.82 % T.D	9 0.84 % T.D	9 2.29 % T.D	8 9.49 % T.D

- ④ 燃料ピン仕様は、「常陽」第1炉心より、きびしい条件で照射する。

	DFR332/5	常陽第1炉心
燃料ペレット密度	9.4 ± 2 % T.D	9.35 ± 2 % T.D
ペレット径	5.5 ± 0.05 mm	5.4 ± 0.05 mm
ダイアメトラルギャップ (Nominal)	0.1 mm	0.2 mm
出力 (Max)	446 w/cm	270 w/cm
燃 焼 度	6 a/o	2.5 a/o

#### (4) 照射概要

##### ① 要求照射条件

最高比出力 : 180 watts/gr.  
 最高線出力 : 446 watts/cm  
 最高被覆管温度 : 650 °C  
 最高冷却材温度 : 620 °C  
 目標最高燃焼度 : 6 a/o  
 照射日数 : 275 日  
 照射位置 : pitch 7

##### ② 照射リグ

照射リグ (Vehicle)

照射リグは図1に示すようなものである。これは DFR の照射実験で通常使用されているもので、炉冷却材の Nak が直接 Vehicle 上部より内部に入りピンの冷却を行なう。

概略寸法は下記に示す通りである。

i) 全 長	48.34 ins. (1,228 mm)
ii) Outer Tube 外径	0.825 ins. (20.96 mm)
内径	0.78 ins. (19.82 mm)
iii) Inner Tube 外径	0.75 ins. (19.05 mm)
内径	0.708 ins. (17.97 mm)

上に示すように非常に細長い円筒で Outer Tube と Inner Tube との間には Insulating Gas Gap が設けられている。

照射用燃料ピンは Trefoil 型をした Pin-Loading Grid Assembly (Wire Type) に支持される。

### 2.3 照射の特徴

他の照射実験に比べ高い燃焼度でのピン挙動を把握することである。このため、最終照射 (Run 73) 前に中間検査を行なう。

これらの特徴を一層明確するために、FBR 燃料材料照射計画、DFR-332/3 と DFR-332/5 照射の比較を表 2-1, 2-2 に示す。

照射の特徴ををはっきりさせるため、すべての照射履歴を図 2-1 に示す。

### 2.4 経 過

(1) 燃料ピンの設計	45年 7月
(2) 試料の製作	45年 10月
(3) 試料の輸送	45年 11月
(4) 試料の照射前検査	45年 12月
(5) 照 射	
Run-68	46年 2月～ 4月
Run-69	46年 5月～ 7月
Run-70	46年 9月～11月
Run-71	46年 12月～47年 2月
(6) 中間検査	47年 7月
(7) 最終照射 (Run-73)	47年 8月～10月
(8) 最終非破壊検査	47年 12月
	No. 2 破損ピン発見



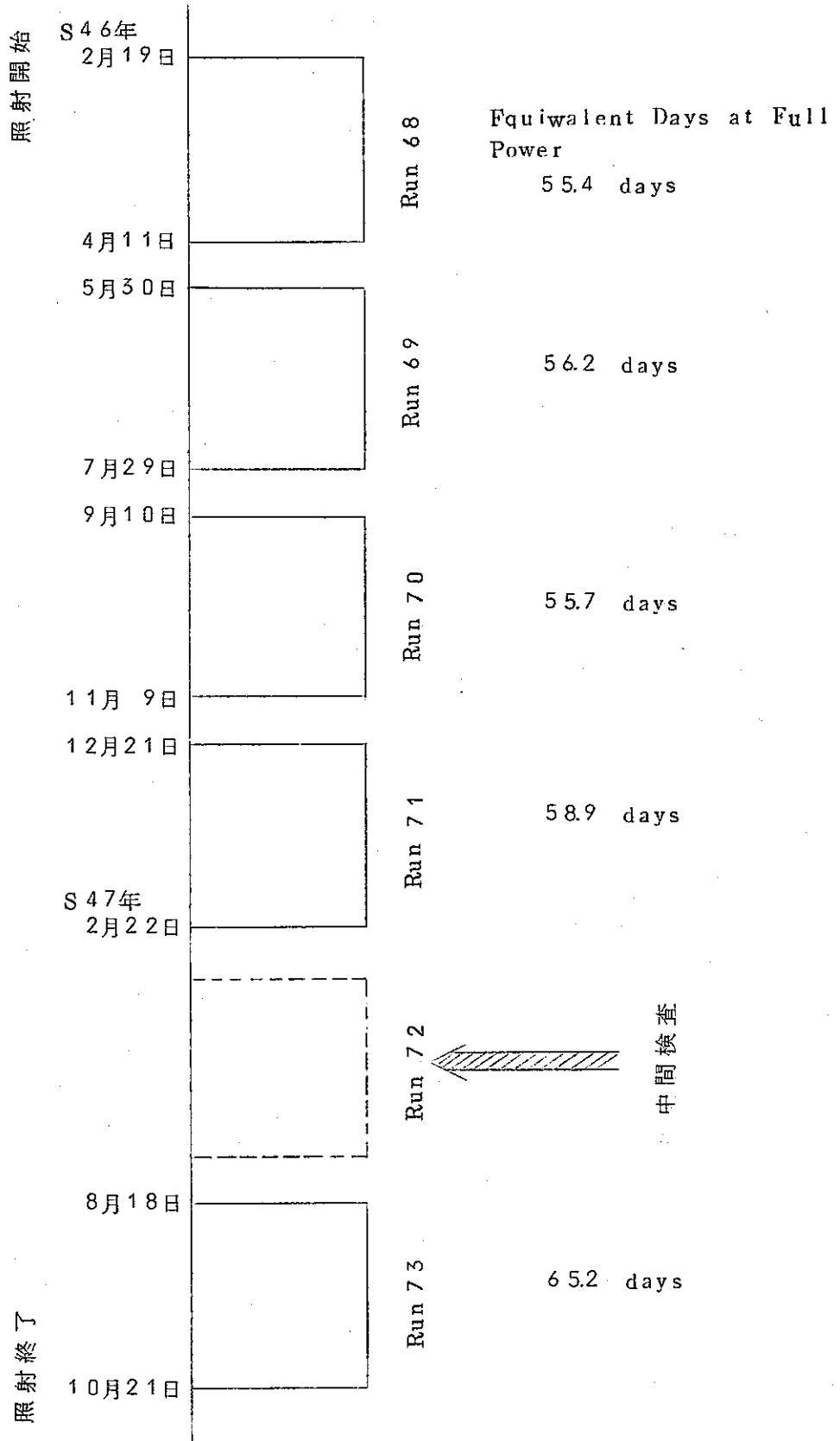


図 2-1 DFR332/5 照射サイクル

表 2-1 FER 燃料材料照射計画 実験炉「常陽」用燃料照射

SN 841-74-25

No.	照射計画名	目的	概要	試料						照射条件						
				ピン数	ピン長 (mm)	燃			組成	被覆管	使用炉	被覆管 温度 (°C)	最高 出力 (w/cm)	最高燃焼度 (MWD/T)	中性子束 (n/cm <sup>2</sup> ·sec)	中性子照射量 (n/cm <sup>2</sup> )
						直径 (mm)	長さ (mm)	密度 (%T.D.)								
定 常 照 射	GETR- FERMI TYPE	「常陽」燃料の定常運転 時での健全性安定性証明	長尺燃料ピンをCd cut -off 状態で照射。 NaK 二重キャプセル熱電 対につき。	1	1,090	5.5	773	91.5	20w/o PuO <sub>2</sub> -80w/o UO <sub>2</sub> (90% EU)	AISI 316 OD: 6.3 ID: 5.6	GETR (H-7)	250~ 400	400	16,670	Fast 5.52×10 <sup>18</sup> Epithemal 1.29×10 <sup>14</sup>	Fast 6.52×10 <sup>20</sup> Epithemal 1.525×10 <sup>21</sup>
	DFR332/2	同上	短尺燃料ピンを高速中性 子下で照射。 冷却材はNaK下向流	6	266	5.5	173	95.8	18w/o PuO <sub>2</sub> -82w/o UO <sub>2</sub> (90% EU)	同上	DFR (Pitch 20)	230~ 620	510	12,000	Fast 2.12×10 <sup>15</sup>	Fast 0.98×10 <sup>22</sup>
	DFR332/3	同上 「常陽」燃料の燃焼限界 把握。	中尺燃料ピンを高速中性 子で照射。 冷却材はNaK下向流	3	530	5.5	370	93.5	18w/o PuO <sub>2</sub> -82w/o UO <sub>2</sub> (90% EU)	同上	DFR (Pitch 20)	230~ 630	485~ 505	38,300	Fast 2.12×10 <sup>15</sup>	Fast 3.50×10 <sup>22</sup>
	DFR332/5	同上 「常陽」燃料の燃焼限界 把握。	中尺燃料ピンを高速中性 子で照射。 冷却材はNaK下向流	3	550	5.5	380	93~96	18w/o PuO <sub>2</sub> -82w/o UO <sub>2</sub> (60% EU)	同上	DFR (Pitch 7)	230~ 630	430~ 450	47,000	Fast 2.33×10 <sup>15</sup>	Fast 6.0×10 <sup>22</sup>
	Rapsodie PNC-I	「常陽」用燃料ピン、燃 料集合体の定常運転時 での健全性安定性証明	燃料集合体(グリッド型) を高速中性子束下で照射 冷却材はNaK上向流	34	1,000	5.5	320	72~ 96.5	18w/o PuO <sub>2</sub> -82% UO <sub>2</sub>	同上	Rapsodie (04, 03)	420~ 600	400~ 426	30,950	Fast 2.2×10 <sup>15</sup>	Fast 3.57×10 <sup>22</sup>
非 定 常 照 射	GETR- IRT (E)	「常陽」用燃料および各 種燃料の運転開始出力上 昇時での健全性、安定性 証明。	短尺燃料ピンを熱中性子 束下で短時間照射。 NaK 二重キャプセル熱 電対つき。	2	123	5.5	55	91.5	20w/o PuO <sub>2</sub> -80% UO <sub>2</sub> (90% EU) 40w/o PuO <sub>2</sub> -60% UO <sub>2</sub> (20% EU) 20w/o PuO <sub>2</sub> -80% UO <sub>2</sub> 75(SD) 40w/o PuO <sub>2</sub> -60% UO <sub>2</sub> 75(SD)	同上	GETR (Z-9 Trail Cable)	450~ 500	510~	204~235	Epithemal 1.17×10 <sup>14</sup>	Epithemal 1.0×10 <sup>19</sup> 1.5×10 <sup>18</sup> 1.0×10 <sup>19</sup> 1.0×10 <sup>19</sup>
				2	123	5.5	55	84.3					520	(24 hrs)		
				2	123	5.5(1.4)	55	91.3					460~	25~28		
				2	123	5.5	55	84.3					560	(3 hrs)		
定 常 照 射	GETR-T	「常陽」用燃料の過出力 時での挙動把握。	(12ピン) 短尺燃料ピンを熱中性子 束下で30,000 MWD/T ま で定常照射し、その後1 (8ピン) 部のピンを過出力で非定 常照射。	12	159	5.5	80	91.3	20w/o PuO <sub>2</sub> -80% UO <sub>2</sub> (90% EU)	同上	GETR B-4 Z-9	Mean 650	30,000	Fast 7~8×10 <sup>18</sup> Epithemal 1.5~1.7×10 <sup>14</sup> (定常照射)	Fast 6×10 <sup>21</sup> Epithemal 1.3×10 <sup>22</sup> (定常照射)	
				(定常 照射)	520 (定常 照射)	(定常照射)	Center Pins melting • 1/3 diameter melting • 2/3 diameter melting • full diameter melting (非常照射)									

表 2-2 DFR332/3 照射と DFR332/5 照射の比較

項 目	DFR332/3	DFR332/5
(1) 照射目的	常陽炉心燃料ピンの確性 使用限界把握	常陽炉心燃料ピンの確性 使用限界把握
(2) 照射炉	DFR	DFR
照射位置	Pitch 20	Pitch 7
最高線出力	500 w/cm	432 w/cm
最高燃焼度	38,301 MWD/T	48,978 MWD/T
照射期間	Run 66~Run 69 (190.4日)	(Run 68~71)+(Run 73) (226.2日+65.2日) (Run 71 後照射途中検査)
(3) 照射リグ	トレフォイル・リグ	トレフォイル・リグ
ピン本数	3本	3本
ピン全長	530 mm	550 mm
燃料組成	18w/o PuO <sub>2</sub> -UO <sub>2</sub> (90% E.U)	18w/o PuO <sub>2</sub> -UO <sub>2</sub> (60% E.U)
燃料有効長	370 mm	380 mm
燃料密度	94% T.D.	94% T.D.
ペレット径	5.50 mm 共沈	5.50 mm M.B
(4) 被覆管	常陽用試作(44年6月納入)	常陽用試作(45年5~7月納入)
" 材質	AISI 316	AISI 316
" 径	6.3 mm $\phi$ O.D., 5.6 mm $\phi$ I.D	6.3 mm $\phi$ O.D., 5.6 mm $\phi$ I.D
(5) ペレット製造法	共沈法	機械混合法
" 固溶性	良好	UO <sub>2</sub> 相のみられるものが含まれて いる。(RM04 Lot)
" 金相	大きな Void 全体分布, 粒径平均 15 $\mu$	大きな Void 全体分布
" O/M	2.00	1.98~2.00
" ガス含有率	40 $\mu$ l/g·fuel	60 $\mu$ l/g·fuel
(6) ピン製造時期	44年9~11月	45年8~11月

### 3. 燃料棒中間検査およびS122破損状況

#### 3.1 中間検査結果

燃料棒S/Aは71サイクル終了時点で炉より取り出し、中間検査を行なった。S/Aを解体し、燃料棒を1本ずつ検査した。検査項目としては

- 1) 外観検査
- 2) 寸法重量測定
- 3) X線ラジオグラフィ
- 4)  $\gamma$ スキャンニング

の4項目について行なった。

##### 3.1.1 外観検査

水で湿したティッシュペーパーで燃料棒をきれいに拭いた後、ペリスコープで観察を行なった。異常な点は何も見られず燃料棒は健全であったが、燃料有効長にわたって被覆管表面は黒っぽく変色していた。

##### 3.1.2 寸法重量測定

###### a) 燃料のまがり

燃料棒をじょう板の上で両端をじょう板につけたまま1回転させ中心軸からの最大のずれをダイヤルゲージで測定した。測定結果を表3-1に示す。

表3-1 燃料棒のまがり

燃料棒	ボウイング
1	4 mm
2	6 mm
3	3 mm

この測定結果は大きいようであるが異常なものではない。

###### b) 燃料棒長さ

燃料棒長さの測定結果を表3-2に示す。

表3-2 燃料棒長さ測定結果

燃料棒番号	燃料棒長さ		燃料棒長さ変化
	照射前	中間試験	
1	549.7 mm	550.7 mm	+0.99 mm
2	549.7 "	551.0 "	+1.27
3	549.9 "	551.0 "	+1.09

精度  $\pm 0.05$  mm

上記測定結果は、セル内の温度室温よりも約 10 °C 高いことと、燃料棒のまがりの影響を差し引いてないので実際の寸法変化はもっと小さいものと思われる。

#### c) 燃料棒直径

燃料縦方向に位置を決めて最大直径と最小直径を測定し、平均直径と、情円度を出した。この結果を表 3-3, 4, 5 に示す。測定精度は ± 0.005 mm であるが再現性がこれより悪く、± 0.013 mm である。

図 3-1 に直径変化  $\Delta D/D_0$  の縦方向変化を示す。

#### d) 燃料棒重量

燃料棒表面を洗浄したのち重量測定を行ない、表 3-6 に示す結果を得た。

表 3-6 燃料棒重量測定

燃料棒番号	燃料棒重量 (g)		重量変化 (g)
	照射前	中間試験	
1	134.65	134.68	+ 0.03
2	135.14	135.16	+ 0.02
3	137.84	137.85	+ 0.01

測定精度は ± 0.020 g である。重量変化は測定の再現性の限界以内であり、変化は無いと云える。

#### 3.1.3 X線ラジオグラフィー

トリプルの X線ラジオグラフィーと個々の燃料棒のラジオグラフィーを行なった。前者については三方向から、また後者については二方向から行なったが、何ら異常はみとめられず健全な状態を示していた。

#### 3.1.4 $\gamma$ スキャンニング

$\gamma$  スキャンニングはグロスガンマースキャン, Zr/Nb 95 (約 0.75 MeV), および Ru/Rh 106 (約 0.52 MeV) について行なった。測定条件を表 3-7 に、またガンマースキャンニングの結果を図 3-1 ~ 3-3 に示す。

3本の燃料棒ともなめらかなアクティビティーの分布を示している。No. 1 燃料棒で下部アクティビティーの高い所があるが、これは燃料の縦方向の移動が起ったことを示している。UO<sub>2</sub> 燃料棒では下部より 210 mm の所に Zr/Nb のアクティビティに多少のへこみが見られこの点から燃料下部の方がグロスガンマースキャンニングがわずかに低くなっているように思われるが、これについては原因ははっきりしていない。

この中間検査で特に特徴的であったのは No. 2 ピンの直径変化が他の 2 ピンに比して大きかったことである。その他については特に異常はみとめられない。

### 3-2 №2ピン(S122ピン)の破損状況

№2ピンは、Run 73 照射終了後、全部で8ヶ所破損した。今後の記述を簡単にするため、これらの破損部に、図3-5に示すように、ピン下端より番号をつけ、№1~№8とした。さらに、これらの破損部の円周方向の幾何学的位置関係を図3-6に示した。

各破損部の外観写真を写真3-1~3-7に示す。これからわかるように、№8部の破損(写真3-7)は、他の破損と異なり、破損部がかなり変色し、破損口近傍が局部的にふくれている。第4章で後述するように、この外観写真は、写真4-1に類似し、tear stain(涙が落ちるような形状をした変色)型の破損を示し、局部加熱により発生したものと考えられる。№1~№7部の破損(写真3-1~3-6)は、特に局部的に高温になった形跡は認められず、傷口もbrittleの様相を呈している。№8部の破損個所のS/Aでの位置を図3-7に示す。

表 3-3 照射燃料ピンの径

PIN NO S121 (No 1)

VEHICLE NO 332/5

DATE 19.5.72

Dist. from bottom of pins (ins)	New Max Dia (ins)	New Min Dia (ins)	New Mean Dia (ins)	Original Mean Dia (ins)	Difference (inl/10,000")	% Strain (Diametral)
$\frac{5}{8}$	.2485	.2482	.2484	.2479	+ 05	+ 0.20
1 $\frac{5}{8}$	.2506	.2499	.2503	.2480	+ 23	+ 0.93
2 $\frac{5}{8}$	.2510	.2501	.2506	"	+ 26	+ 1.05
3 $\frac{5}{8}$	.2503	.2500	.2502	"	+ 22	+ 0.89
4 $\frac{5}{8}$	.2509	.2501	.2505	"	+ 25	+ 1.01
5 $\frac{5}{8}$	.2505	.2502	.2504	"	+ 24	+ 0.97
6 $\frac{5}{8}$	.2507	.2592	.2500	"	+ 20	+ 0.81
7 $\frac{5}{8}$	.2506	.2491	.2499	"	+ 19	+ 0.77
8 $\frac{5}{8}$	.2502	.2493	.2498	"	+ 18	+ 0.73
9 $\frac{5}{8}$	.2502	.2496	.2499	"	+ 19	+ 0.77
10 $\frac{5}{8}$	.2506	.2491	.2499	"	+ 19	+ 0.77
11 $\frac{5}{8}$	.2508	.2488	.2498	"	+ 18	+ 0.73
12 $\frac{5}{8}$	.2498	.2491	.2495	"	+ 15	+ 0.61
13 $\frac{5}{8}$	.2497	.2492	.2495	"	+ 15	+ 0.61
14 $\frac{5}{8}$	.2496	.2492	.2494	"	+ 14	+ 0.56
15 $\frac{5}{8}$	.2495	.2491	.2493	"	+ 13	+ 0.52
16 $\frac{5}{8}$	.2483	.2482	.2483	"	+ 03	+ 0.12
17 $\frac{5}{8}$	.2482	.2480	.2481	"	+ 01	+ 0.04
18 $\frac{5}{8}$	.2482	.2480	.2481	"	+ 01	+ 0.04
19 $\frac{5}{8}$	.2481	.2480	.2481	"	+ 01	+ 0.04
20 $\frac{5}{8}$	.2481	.2479	.2480	"	0	0

表 3 - 4 照射燃料ピンの径

PIN NO S122 (No2) VEID CLE NO 332/5 DATE 18.5.72

Dist from bottom of pins (ins)	New Max Dia (ins)	New Mim Cia (ins)	New Mean Dia (ins)	Original Mean Dia (ins)	Difference (inl/10,000")	% Strain (Di ametral)
$\frac{5}{8}$	.2493	.2479	.2486	.2481	+ 05	+ 0.20
$1\frac{5}{8}$	.2498	.2489	.2494	.2481	+ 13	+ 0.52
$2\frac{5}{8}$	.2498	.2490	.2494	.2480	+ 14	+ 0.56
$3\frac{5}{8}$	.2498	.2495	.2497	"	+ 17	+ 0.69
$4\frac{5}{8}$	.2503	.2497	.2500	"	+ 20	+ 0.81
$5\frac{5}{8}$	.2512	.2500	.2506	"	+ 26	+ 1.05
$6\frac{5}{8}$	.2512	.2507	.2510	"	+ 30	+ 1.21
$7\frac{5}{8}$	.2518	.2506	.2512	"	+ 32	+ 1.29
$8\frac{5}{8}$	.2508	.2500	.2504	"	+ 24	+ 0.97
$9\frac{5}{8}$	.2509	.2500	.2505	"	+ 25	+ 1.01
$10\frac{5}{8}$	.2501	.2492	.2497	"	+ 17	+ 0.69
$11\frac{5}{8}$	.2501	.2491	.2496	"	+ 16	+ 0.69
$12\frac{5}{8}$	.2499	.2490	.2495	"	+ 15	+ 0.61
$13\frac{5}{8}$	.2503	.2490	.2497	"	+ 17	+ 0.69
$14\frac{5}{8}$	.2503	.2490	.2497	"	+ 17	+ 0.69
$15\frac{5}{8}$	.2501	.2492	.2497	"	+ 17	+ 0.69
$16\frac{5}{8}$	.2488	.2486	.2487	"	+ 07	+ 0.28
$17\frac{5}{8}$	.2487	.2486	.2487	"	+ 07	+ 0.28
$18\frac{5}{8}$	.2483	.2482	.2483	.2481	+ 02	+ 0.08
$19\frac{5}{8}$	.2483	.2480	.2482	.2481	+ 01	+ 0.04
$20\frac{5}{8}$	.2482	.2480	.2481	.2480	+ 01	+ 0.04



表 3 - 5 照射燃料ピンの径

PIN NO S123 (No3)

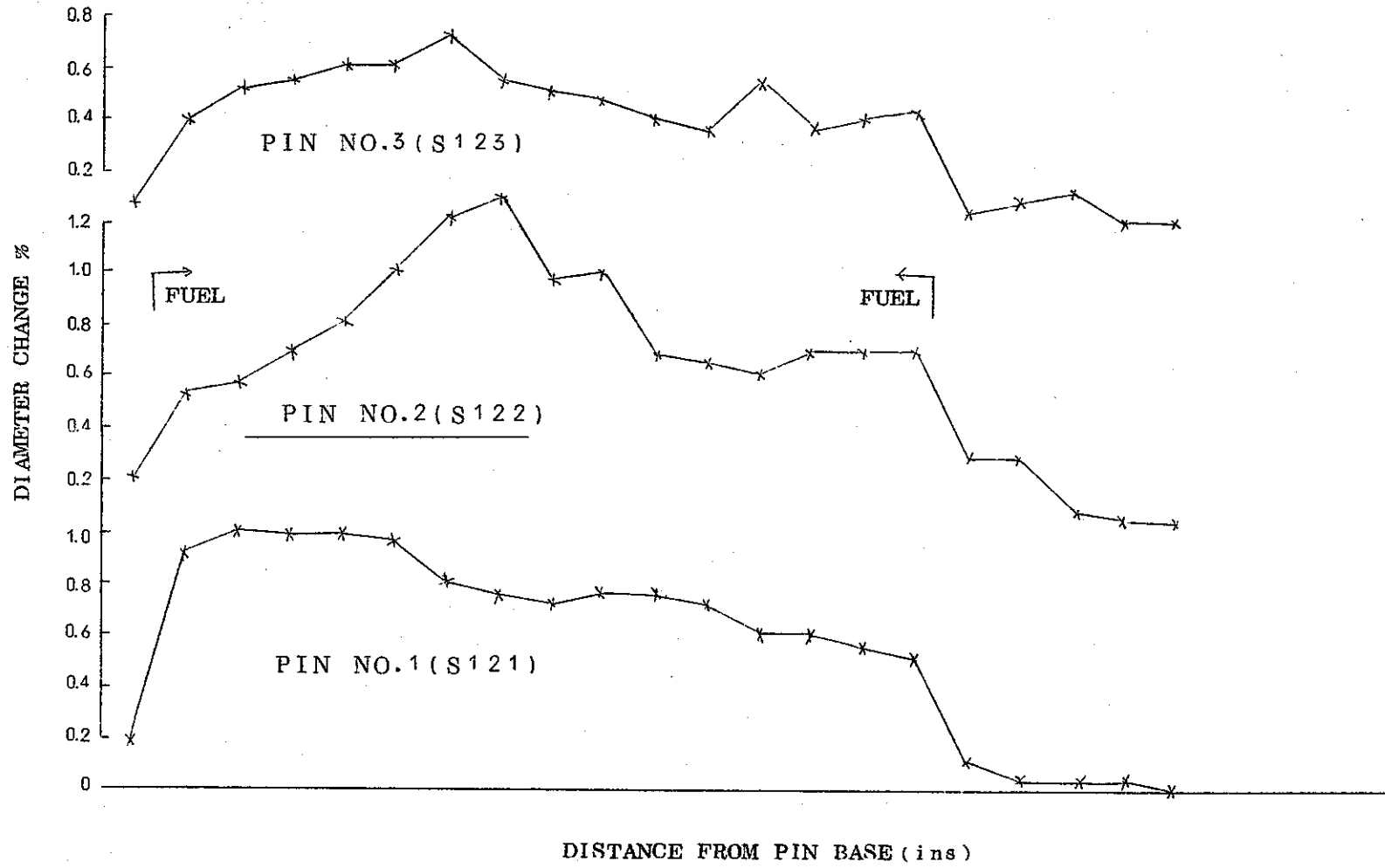
VEHICLE NO 332/5

DATE 19.5.72

Dist from bottom of pins (ins)	New Max Dia (ins)	New Min Dia (ins)	New Mean Dia (ins)	Original Mean Dia (ins)	Difference (inl/10,000")	% Strain (Diametral)
$\frac{1}{8}$	.2484	.2480	.2482	.2480	+ 02	+ 0.08
1 $\frac{5}{8}$	.2491	.2489	.2490	.2480	+ 10	+ 0.40
2 $\frac{5}{8}$	.2495	.2491	.2493	"	+ 13	+ 0.52
3 $\frac{5}{8}$	.2497	.2491	.2494	"	+ 14	+ 0.56
4 $\frac{5}{8}$	.2498	.2492	.2495	"	+ 15	+ 0.61
5 $\frac{5}{8}$	.2500	.2490	.2495	"	+ 15	+ 0.61
6 $\frac{5}{8}$	.2501	.2495	.2498	"	+ 18	+ 0.73
7 $\frac{5}{8}$	.2497	.2492	.2495	.2481	+ 14	+ 0.56
8 $\frac{5}{8}$	.2496	.2490	.2493	.2480	+ 13	+ 0.52
9 $\frac{5}{8}$	.2499	.2485	.2485	"	+ 12	+ 0.48
10 $\frac{5}{8}$	.2493	.2487	.2490	"	+ 10	+ 0.40
11 $\frac{5}{8}$	.2492	.2487	.2490	.2481	+ 09	+ 0.36
12 $\frac{5}{8}$	.2500	.2489	.2495	.2481	+ 14	+ 0.56
13 $\frac{5}{8}$	.2492	.2486	.2489	.2480	+ 09	+ 0.36
14 $\frac{5}{8}$	.2493	.2487	.2490	.2480	+ 10	+ 0.40
15 $\frac{5}{8}$	.2497	.2486	.2492	.2481	+ 11	+ 0.44
16 $\frac{5}{8}$	.2483	.2481	.2482	"	+ 01	+ 0.04
17 $\frac{5}{8}$	.2484	.2482	.2483	"	+ 02	+ 0.08
18 $\frac{5}{8}$	.2485	.2480	.2483	.2480	+ 03	+ 0.17
19 $\frac{5}{8}$	.2482	.2479	.2481	.2481	0	0
20 $\frac{5}{8}$	.2483	.2478	.2481	.2481	0	0

表3-7  $\gamma$ -スキニングの結果

Fuel Pin Number	Gamma Energy (KeV)	Slit Width (V)	Pulse Height (V)	Ratemeter Full-scale Deflection	Time Constants (sec)	Date of Scan
1	520	4.0	21.0	3 K	1.0	11.5.72
	750	4.0	35.0	3 K	1.0	11.5.72
	Integral	—	15.0	10 K	1.0	11.5.72
2	520	4.0	21.0	3 K	1.0	13.5.72
	750	4.0	35.0	3 K	1.0	14.5.72
	Integral	—	15.0	10 K	1.0	13.5.72
3	520	4.0	21.0	3 K	1.0	12.5.72
	750	4.0	35.0	3 K	1.0	12.5.72
	Integral	—	15.0	10 K	1.0	12.5.72



3-1 DIAMETER CHANGES FOR PINS 1, 2 and 3

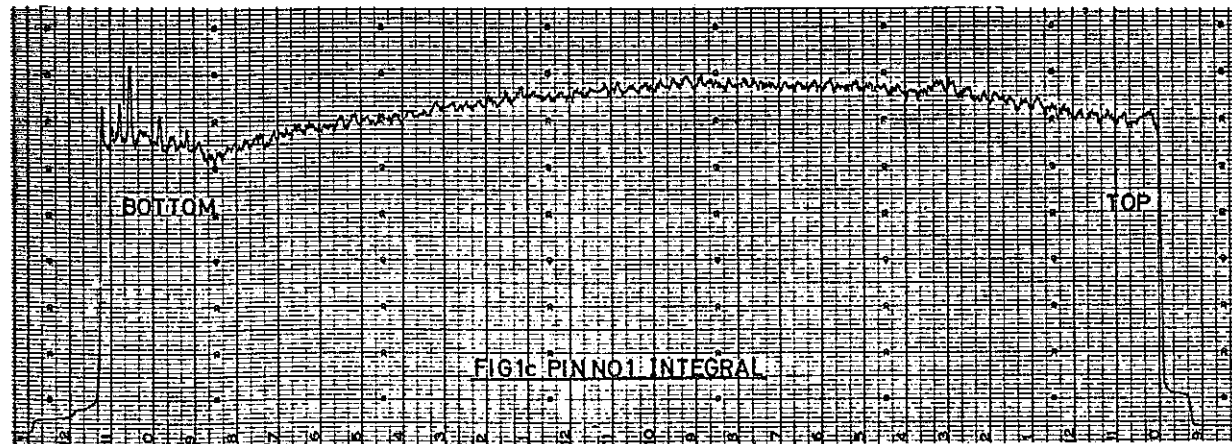
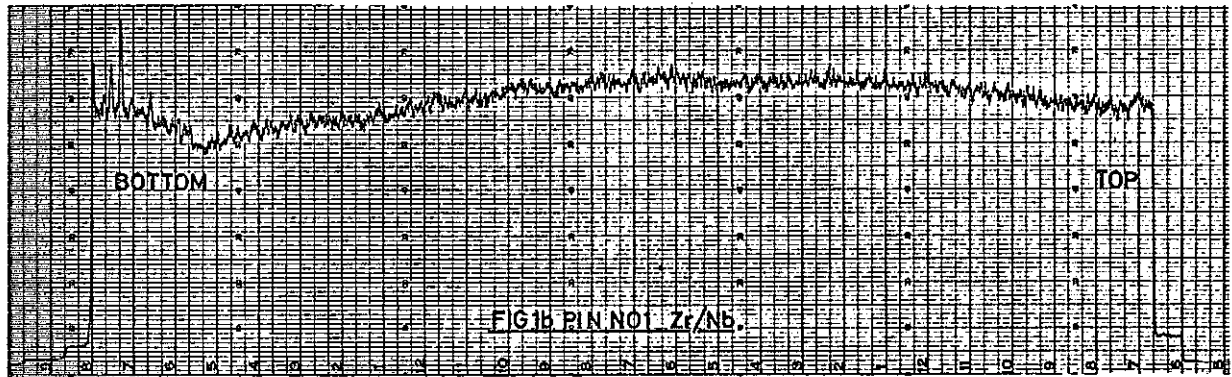
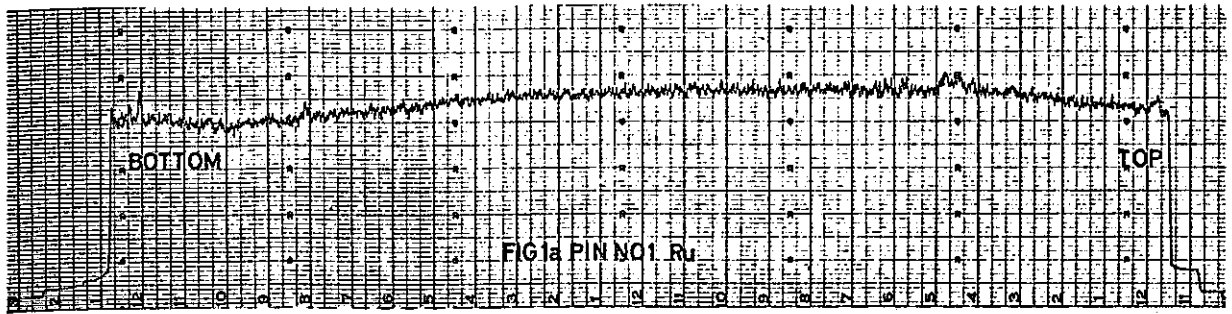


図 3-2 PIN NO1 のガンマースキャンニング

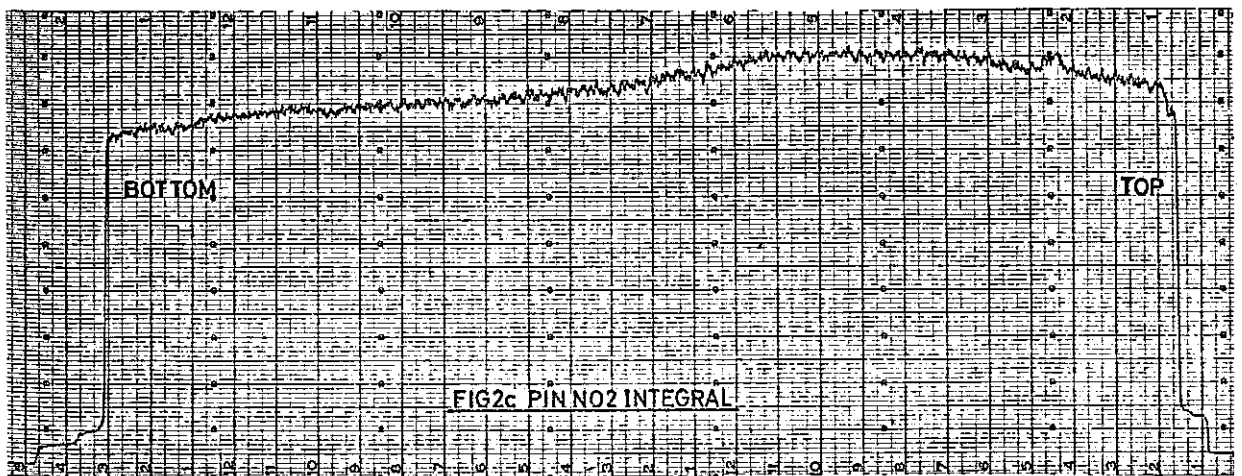
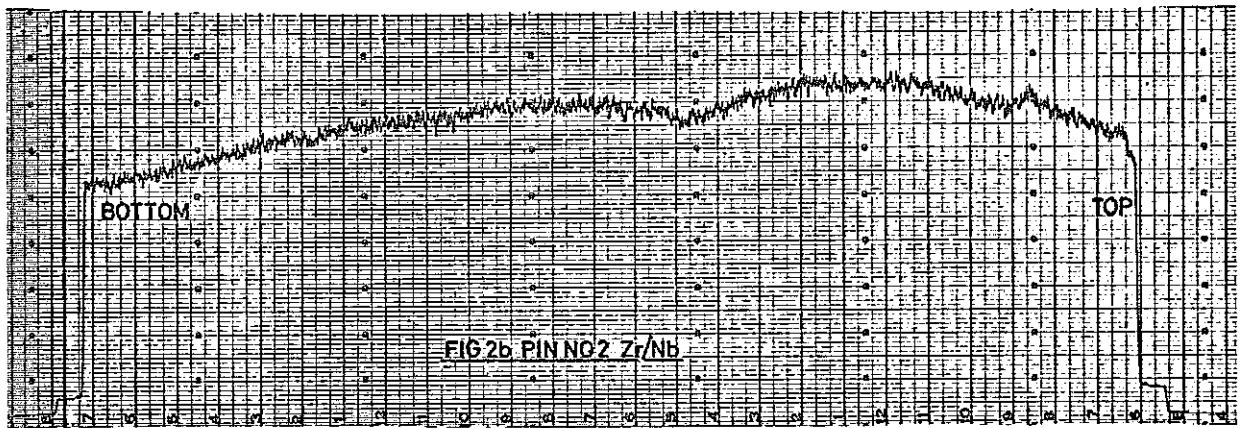
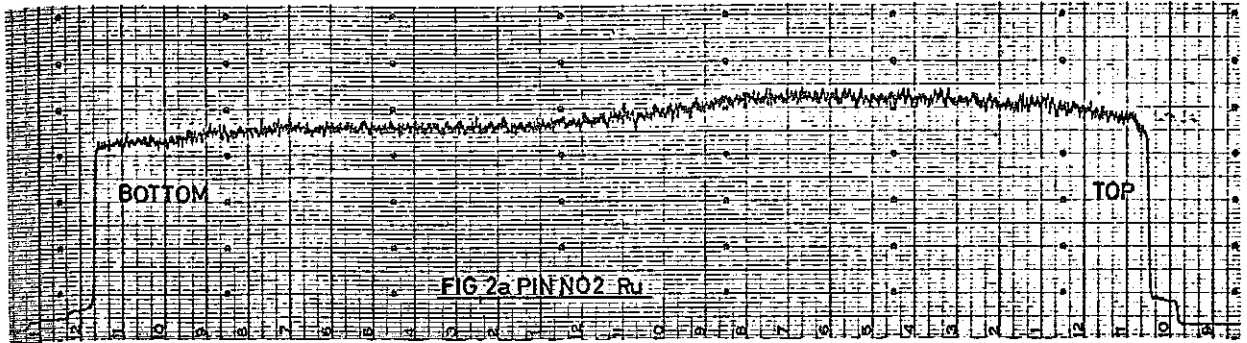


図 3-3 PIN NO2 のガンマスキャンニング

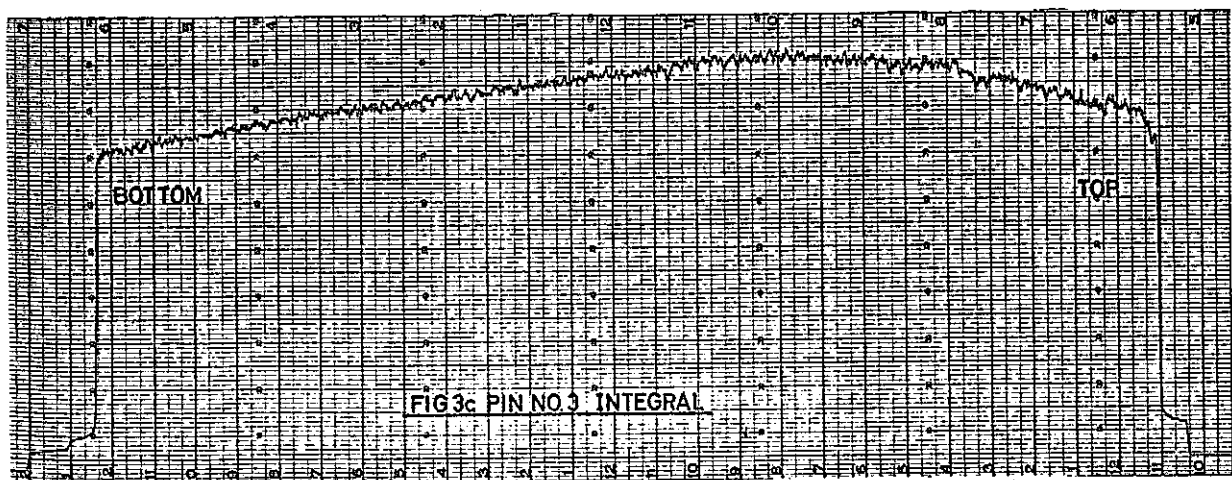
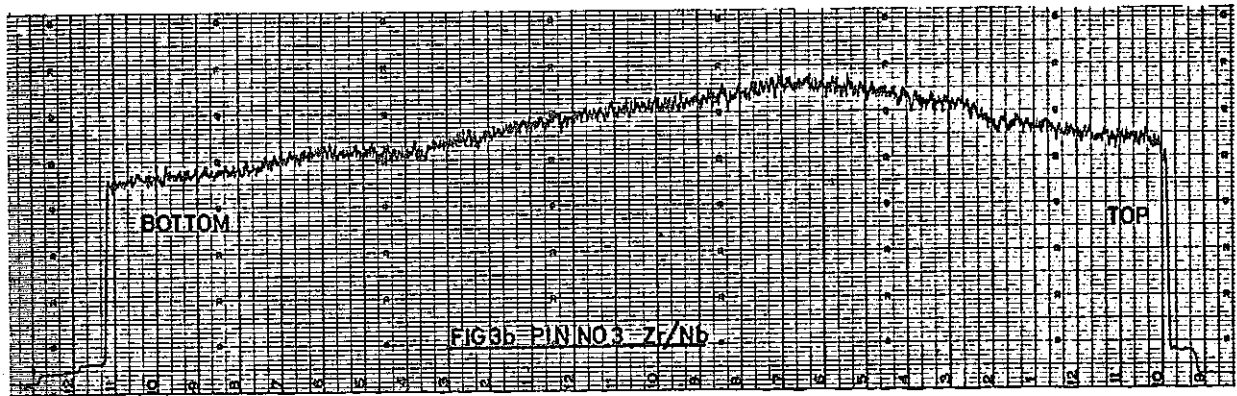
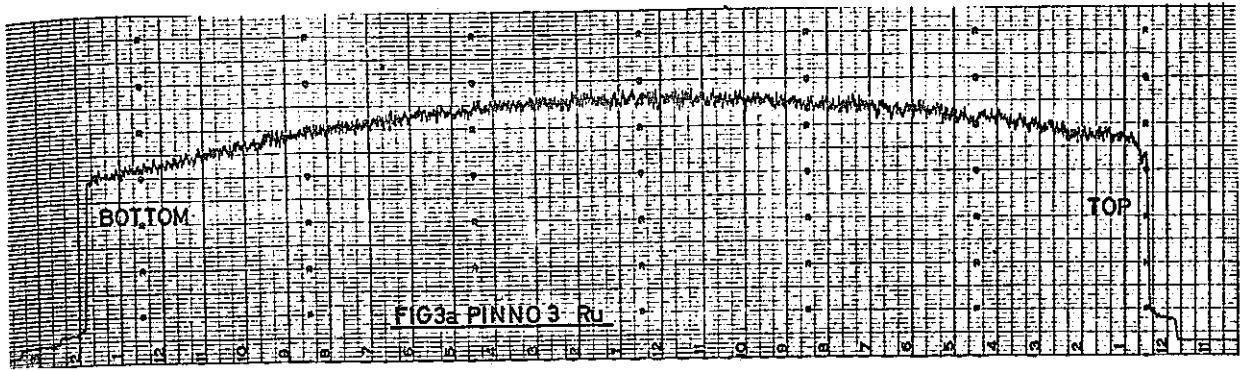


図 3-4 PIN NO3 のガンマスキャンニング

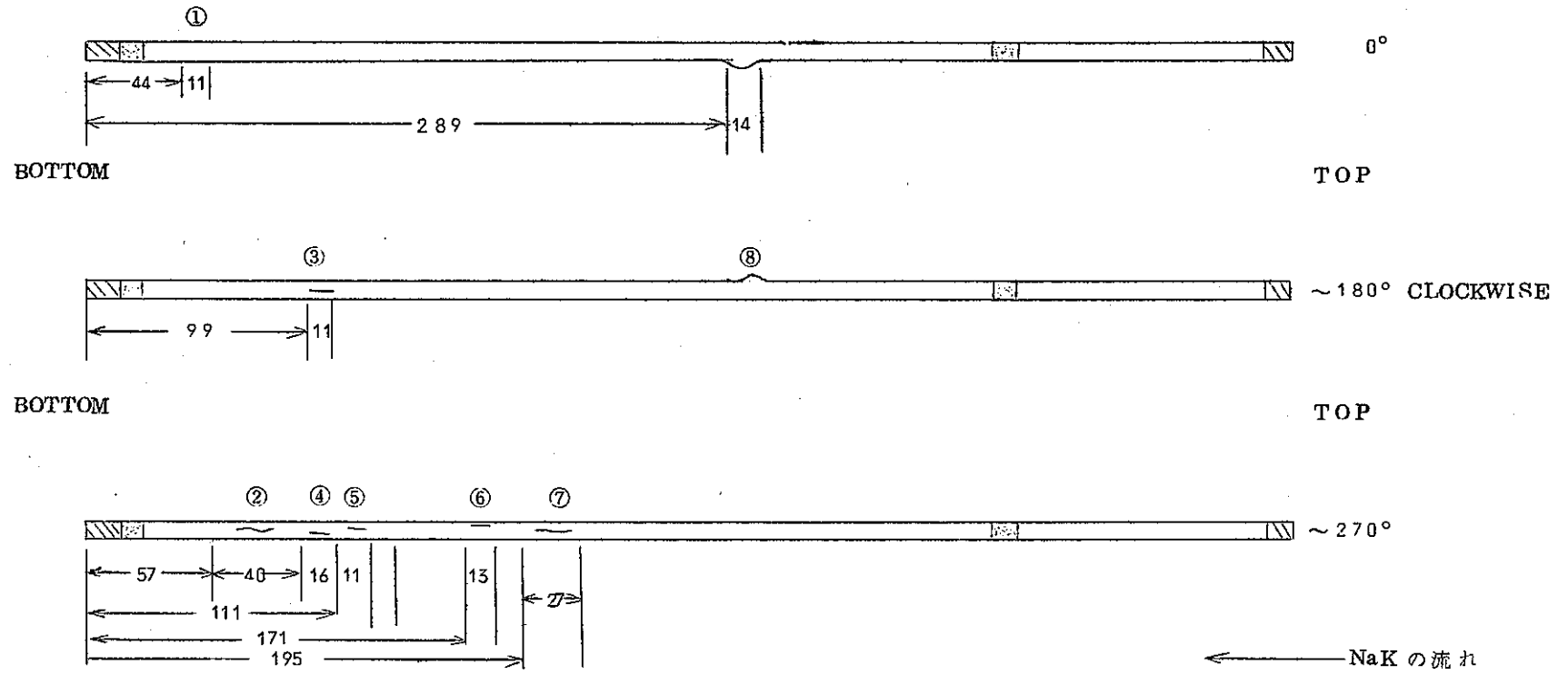


図 3 - 5 FAILURE POSITIONS ON PIN S122 (P.N.C.NO.2)

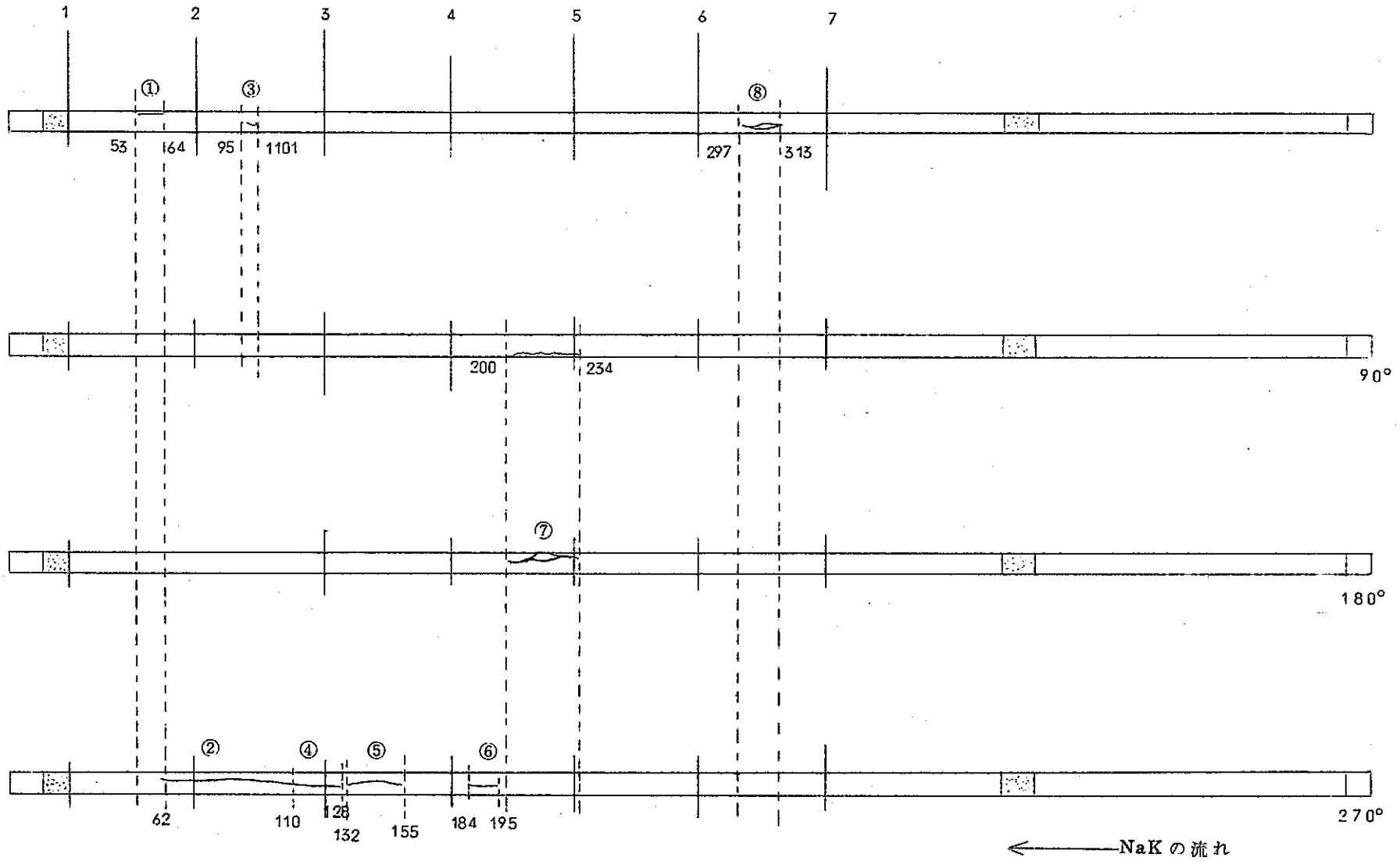
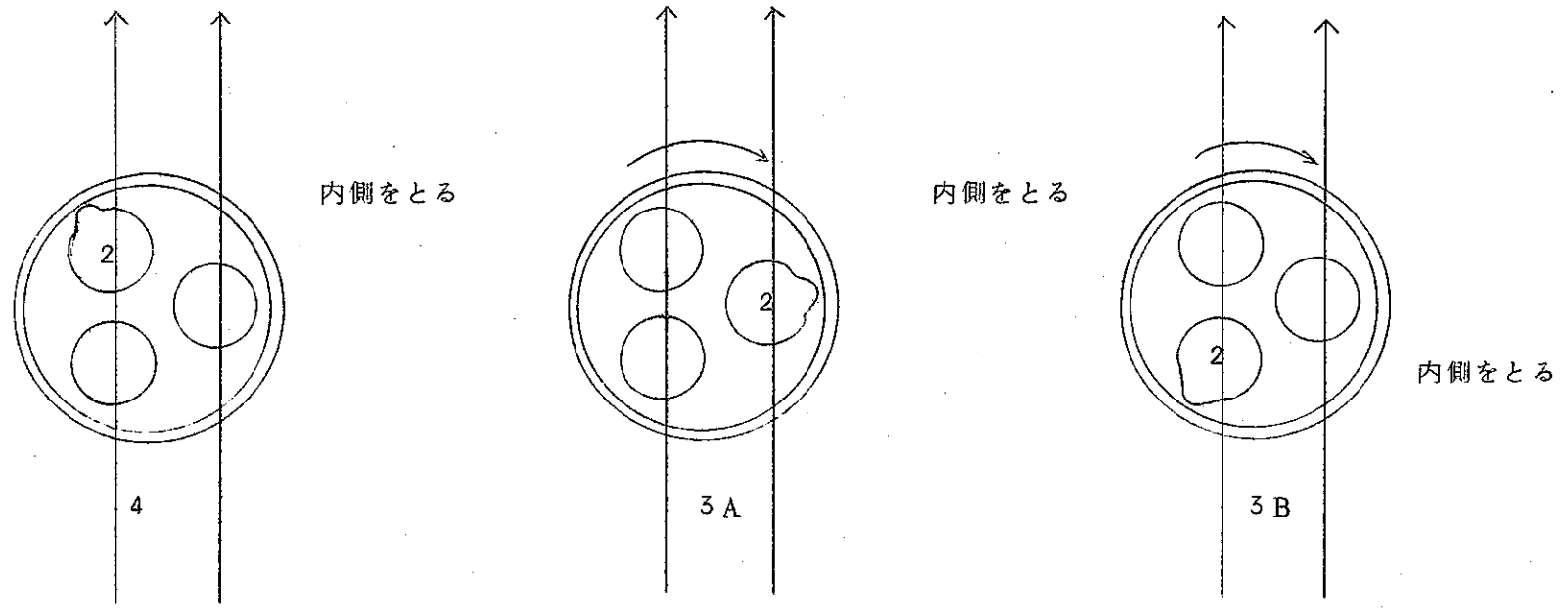


図 3-6 FAILURE POSITIONS ON PIN S122 (P.N.C.NO.2)





LOOKING FROM TOP OF VEHICLE

図 3-7 ORIENTATION OF FAILURE NO.8 IN VEHICLE

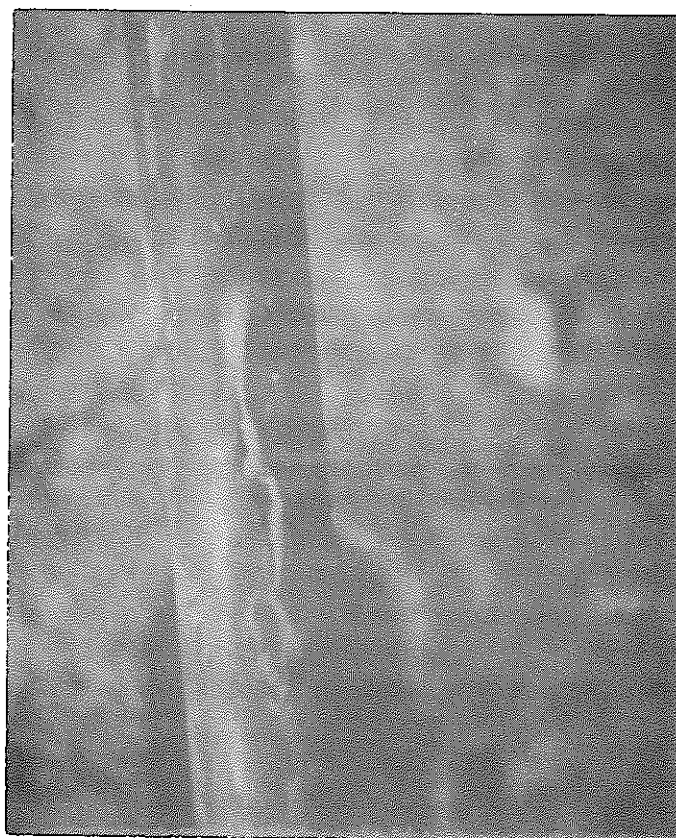


写真 3 - 1 NO. 1 部破損状況

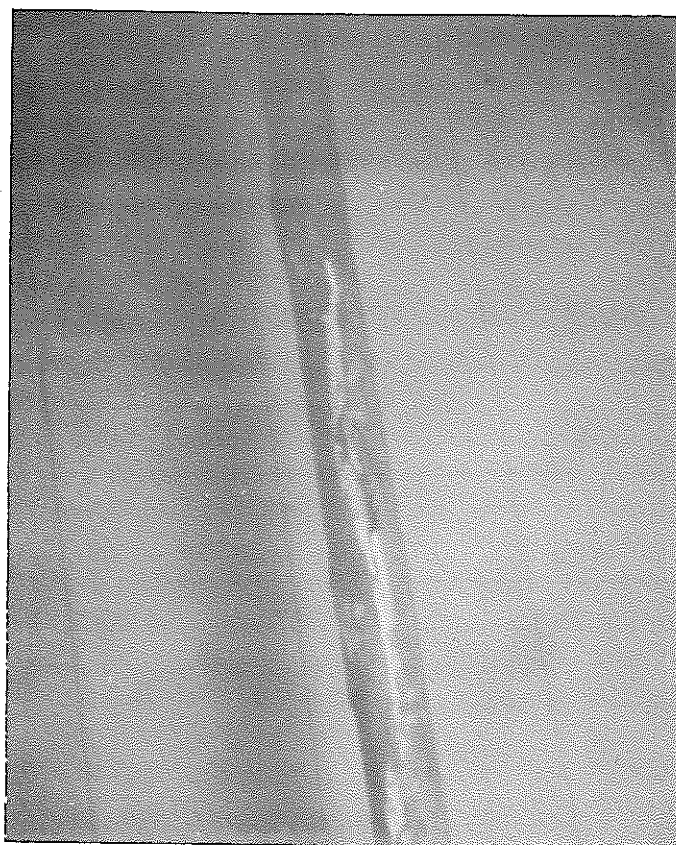


写真 3 - 2 NO. 2 部破損状況



写真 3 - 3 NO. 3 部破損状況

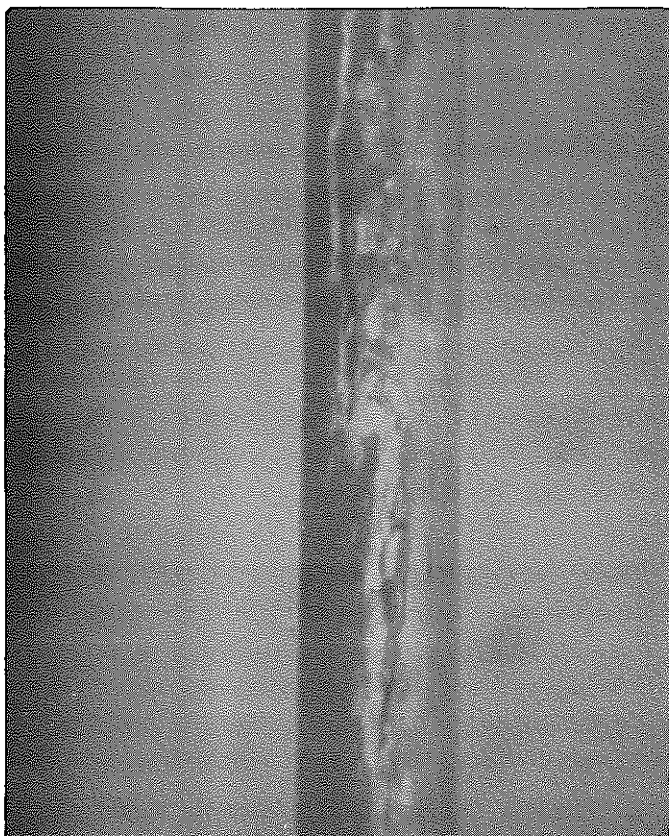


写真 3 - 4 NO. 4, 5 部破損状況



写真 3-5 NO. 6 部破損状況



写真 3-6 NO. 7 部破損状況

SN 841-74-25

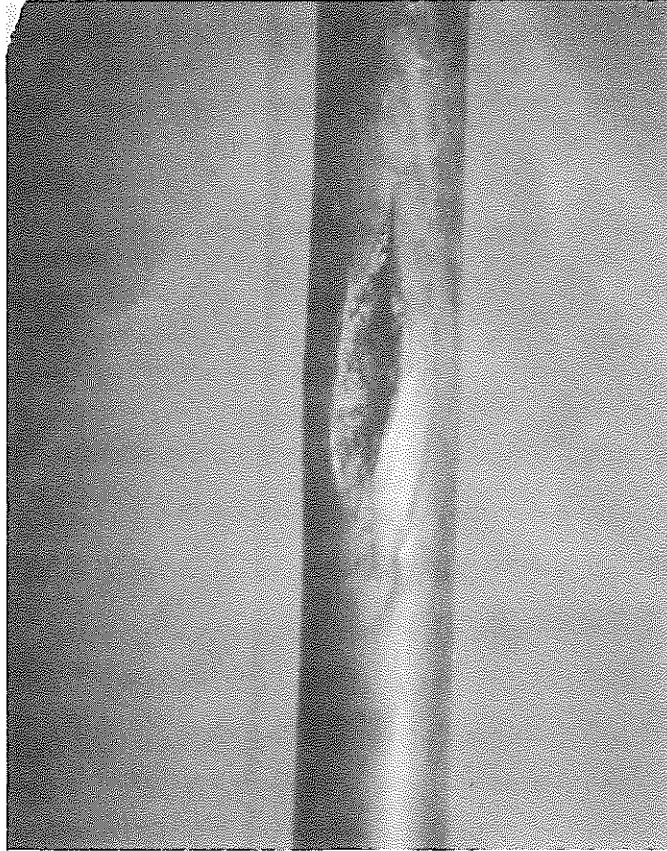


写真 3-7 NO. 8 部破損状況



## 4. DFRにおける海外燃料ピンの破損例

### 4.1 UKAEAの照射実験<sup>1)</sup>

Lawton等は、破損燃料ピンを3つの破損メカニズムに分類している。

- (i) ステンレス鋼の延性消失、劣化が、原因となる被覆管の破損  
(燃料、被覆管のスウェリングが原因、中性子照射による損傷も関連。)
- (ii) 冷却材 (NaK) 中に巻きこまれたガス気泡の付着による局部的過熱。
- (iii) 冷却能力が不足して照射燃料要素全体の過熱。

(i)の延性消失、劣化が、原因となった破損の特徴は、次の様に列記できる。

- (1) 高燃焼度まで照射したピンが、ほとんどである。(燃焼度 8.5%以上。)
- (2) 高密度ペレットを使用したピンに多い。
- (3) 照射燃料ピンの下部に生じている。

(DFRでは、冷却材が上から下へ流れ燃料ピンは下部が厳しい条件である。)

このタイプの破損は、燃料のスウェリングが大きく寄与している。燃料棒のふくれは、燃料スタック全長にわたっている。その原因として、核分裂ガスによる寄与と燃料のスウェリングがあげられる。

(ii) 局部的過熱 (冷却材中に巻きこまれたボイドが原因)

- (1) DFRの破損例のほとんどが、この例に入る。
- (2) 被覆管表面温度が 250~450°C の範囲において生じている。
- (3) 照射初期には、被覆材の表面の冷却材によるぬれが不完全である。

(特に照射途中で、中間試験を経て再び計装を終えて再照射する場合)

これらとガスバブルの付着に関連がある。

又、破損箇所には、tear stain (涙が、おちた様な形をした変色箇所)のあとが残っている。(写真参照)

- (4) カバーガス巻きこみが原因で過熱して破損した例は、DFRで800本中50本(6.25%)あった。(React. Tech. Vol.15, No.1 P24)

(iii) 照射ピン全体の広範囲過熱 (冷却材流路の異常)

設計の誤りによって、被覆管温度上限を、200°C超えた例が過去に3回あった。核分裂ガス圧によって被覆管の塑性変形が8%以上となってピンは破損していた。

## 4.2 EURATOMの照 実験<sup>2)</sup>

EURATOMは、DFR を利用して混合酸化物燃料の照射試験を実施した。

この結果を以下にまとめて今回のDFR332/5の照射挙動解析に役立てる。

試料概要 表1を参照

燃料ピン合計9本。被覆管の材質はインコネル625である。

燃料タイプ (1)ペレット (2)バイパック燃料 (3)空あきペレット

燃料密度 86%TD~97%TD

燃料 O/M 2.00, 1.97, 1.96, 1.95, 1.94, 1.93, 1.92

照射履歴 詳細には図4.1及び表4-1を参照

最大線出力 490~570 W/cm

被覆管中間壁温度 650~660°C

燃 焼 度 7.3 at %~9.7 at % BU

これらの照射結果を破損について整理すると、9本の燃料棒の中で3本が約6.5 at %の燃料度を達成した後、中間検査を終えて再計装後の照射サイクルで破損している。破損した燃料ピンの3本の中で、1本は、破損確認後も照射を続けて、燃焼度が9.7 at %まで達したが、特に異常はなかった。図4-1に、これらの詳細を図示してある。

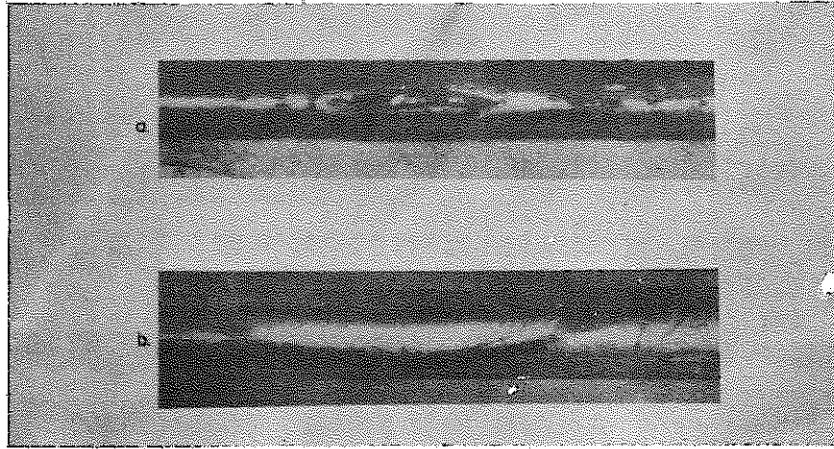


写真4-1 UKAEAの照射実験で破損したピンの外観写真

破損個所の図

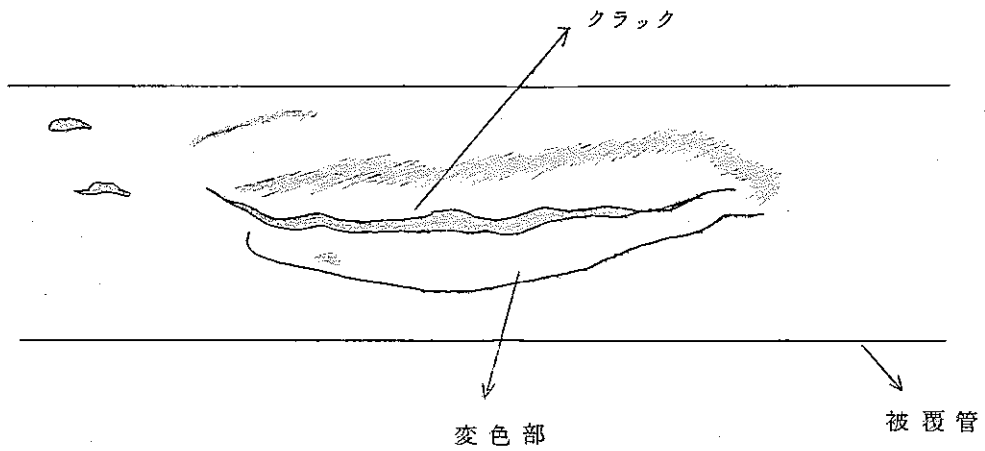


図4-1 tear stainの図



表 4-1 Pin Characteristics and Some Irradiation Data

Pu/U+Pu: <sup>239</sup> Pu/U: Total fuel length:		20 at.% 93 at.% 330/360 mm		o.d. Inconel-625 cladding: 6.35 mm i.d. of cladding: 5.55 mm		
	DS-1	DS-2	DD-1	DD-2	DVS-1	DVS-2
(U,Pu)O <sub>2</sub> form	pellets	pellets	annular pellets/ pellets	annular pellets/ pellets	vibrocompacted material	vibrocompacted material
Fuel density (%TD)	97	88	92/86/92	92/86/92	93	93
Smear density (%TD)	90	82	83	83	80	82.5
Radial fuel/cladding gap (μm)	80-90	75	50/140/50	50/140/50	--	--
O/M ratio	2.00 1.97 1.93	2.00 1.97 1.94	2.00	1.93	2.00 1.97 1.95	2.00 1.96 1.92
Blanket length upper (mm) lower	5	5	90/140 92	90/140 92	100 80	100 80
Blanket form	pellet	pellet	pellets/kernels	pellets/kernels	vibrated material	vibrated material
Max linear power at irradiation start (W/cm)	570	515	515 ..	520	490	500
Max clad mid-wall temp (°C)	660	650	650	650	650	650
Max burnup (at.%)	1	7.3	0.5	9.7	1.5	7.9

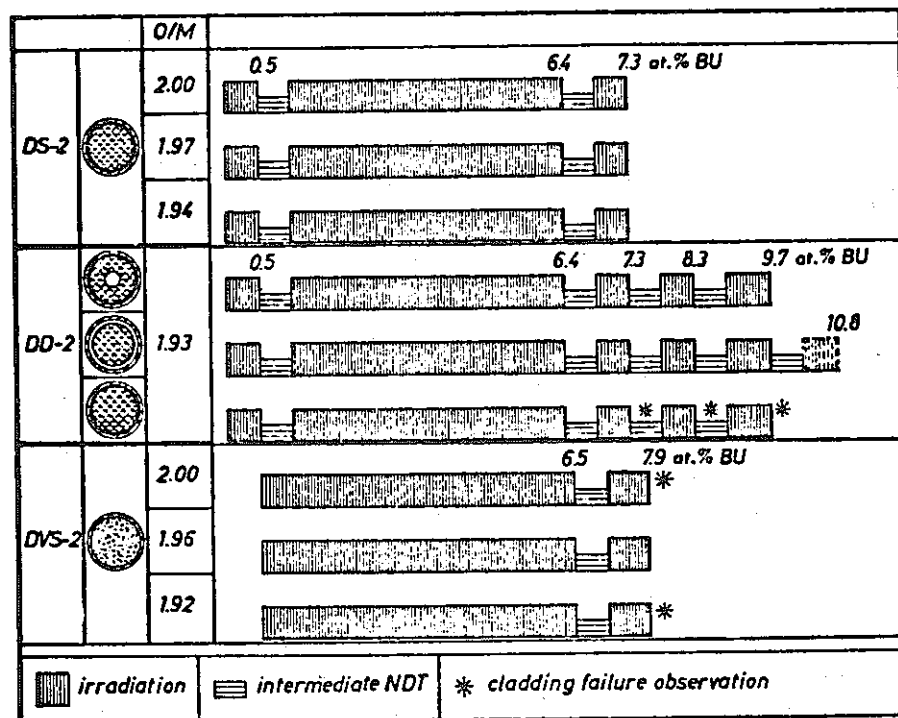


图 4-2 Fig. 1 Irradiation history of DS-2, DD-2, and DVS-2 pins.



## 5. 製造履歴に対する検討

### 5.1 DFR332/5と他照 実験の比較

- 5-1表 常陽用照射試験 燃料ピン比較。
- 5-2表 常陽用燃料照射試験 燃料不純物分析結果比較。
- 5-3表 常陽用燃料照射試験 燃料分析結果比較。
- 5-4表 燃料ピン特徴

### 5.2 DFR332/5のペレットについて

- 5.2.1 ペレット密度について
- 5.2.2 ペレット直径について
- 5.2.3 スメア-密度について
- 5.2.4 燃料不純物について
- 5.2.5 燃料の蒸発性不純物について
- 5.2.6 燃料の O/M 比について
- 5.2.7 燃料の固溶について
- 5.2.8 被覆管内径について
- 5.2.9 被覆管ペレット間ギャップについて
- 5.2.10 ペレットについてのまとめ

### 5.3 DFR332/5の被覆管について

- 5-5 被覆管の機械的性質及び被覆管ミルシート(1)
- 5-6 " " (2)
- 5-7 " " (3)
- 5-8 " " (4)

### 5.1 DFR332/5と他照射実験の比較

DFR332/5と他照射実験の比較を5-1～5-4表にまとめた。各々の表に対する検討を、下記に行なう。

#### 5-1表 常陽用照射試験 燃料ピン比較表

この表からDFR332/5と他照射シリーズの比較をすると、以下の様になる。燃料組成について、Pu富化度は17.64 w/oであり、GETR, DFR332/2, DFR332/3 RAPSODIE-1等より、やゝ富化度が低目である。又、U濃度についてDFR332/5は、

59.69~59.76w/oであり(常陽仕様 $23.0\pm 0.3w/o$ )、他の照射シリーズと比較すれば低目である。これらの値は、燃料棒の線出力に影響する因子である。

燃料のO/M比については、他の照射シリーズとほとんど同じである。

ペレット密度、スメア-密度、ペレット径等特別にDFR332/5だけが、異なっていない。

ピン全長、燃料有効長さ、プレナム長さについては、DFR332/5は、中尺物に入る。(DFRの炉心長さによって、必然的に決まる値である。)

被覆管については、材質がSUS316であり、加工度は、8~12%であり、内外径等の寸法バラッキ $\pm 0.025mm\sim\pm 0.03mm$ であり特に異常や欠陥はない。

従って、DFR332/5シリーズの燃料ピンは、燃料被覆管いづれも全て常陽の仕様に入っている。欠陥、不合理な点はない。

#### 5-2表 常陽燃料照射試験、燃料不純物分析結果比較

DFR332/5の仕様は、カルシウム(Ca)、鉄(Fe)等多少常陽仕様よりもきびしい。しかしどの不純物についても、DFR332/5の分析結果は、全て仕様内に入っている。

#### 5-3表 常陽用燃料照射試験、燃料分析結果比較

$PuO_2$  wt%, Pu同位体組成, U濃縮度, O/M, 蒸発性不純物PuとUの固溶等いづれも仕様内に入っている。蒸発性不純物, 水分は高燃焼度における燃料要素の安全性にきわめて重要な因子である。

しかしDFR332/5, №1が $30\mu\ell/g$ , №2が $50\mu\ell/g$ , №3  $50\mu\ell/g$ , №4  $60\mu\ell/g$ であり全て仕様内に入っている。

以上、DFR332/5燃料要素製造記録から判断するかぎり燃料の分析値に異常なものや、仕様外のものはいない。

#### 5-4表 燃料ピン特徴

DFR332/3とDFR332/5を比較すると、ペレット密度に関してDFR332/5は、やや高めのもが入っている。

№1ピンは、 $91.95\sim 96.41\%TD$ , №2ピンは、 $92.03\sim 97.41\%TD$ , №3ピンは、 $92.82\sim 96.49\%TD$ の領域に入っている。

ペレット直径について、DFR332/5は、当時の常陽使用と比較して大きめのペレットが入っている。しかし№2ピンが特に他と比較して変っている点はない。

又、被覆管、ガス、プレナム長さ、スメア-密度に問題はない。

ペレットの製造プロセスでは、全ピン機械混合法でつくられた粉末を使っており、共沈法の粉末を使用したペレットと比較して固溶が、多少良くない。

## ま と め

5-1表, 5-2表, 5-3表, 5-4表から言えることは, DFR 332/5 が, 他の照射シリーズと比較して, 異常な項目はない。

又, DFR 332/5 の №.1, №.2, №.3 ピンの中で, №.2 ピンの, 燃料に関して異常なもの, 発見できない。

## 5.2 DFR332/5 のペレットについて

## 5.2.1 ペレット密度について

- ・現在の常陽仕様 (93.5 ± 2.0 % T.D.) とは異なり, 昔の常陽仕様 (94.0 ± 2.0 %) に従い製造された。
- ・他の常陽用照射試験の燃料の密度もすべて, 昔の常陽仕様に従い製造された。
- ・DFR 33/5 に関して

№.1 ピン : 公差内で比較的低密度側のペレットを装荷

Max. 96.41 % T.D.

Min. 91.95 % T.D.

Ave. 93.12 % T.D.

仕様外ペレット : 5ヶ

＼ 低密度 : 2ヶ (91.95, 91.98)

＼ 高密度 : 3ヶ (96.25, 96.33, 96.41)

№.2 ピン : 公差内で中間密度のペレットを装荷

Max. 97.41 % T.D.

Min. 92.03 % T.D.

Ave. 94.17 % T.D.

仕様外ペレット : 2ヶ

＼ 高密度 : 2ヶ (96.29, 97.413)

№.3 ピン : 公差内で比較的高密度側のペレットを装荷

Max. 96.49 % T.D.

Min. 92.82 % T.D.

Ave. 95.68 % T.D.

仕様外ペレット : 17ヶ (すべて高密度側)

- ・破損をおこした №.2 ピンのペレット密度について仕様外のもの, 高密度側 2ヶである。しかし №.1 ピン, №.3 ピンと比較して特に №.2 ピンのペレット密度が仕様外のものが多いとか, 欠陥があるという資料はない。(詳細は DFR 332/5 照射計画報告書, SN 241-

71-39, 参照)

5.2.2 ペレット直径について

- ・現在の常陽仕様 (  $5.40 \pm 0.05$  mm ) とは異なり, 昔の常陽仕様 (  $5.50 \pm 0.05$  mm ) に従い製造された。
- ・他の常陽用照射試験の燃料直径もすべて, 昔の常陽仕様に従い製造された。
- ・DFR 332/5 に関して

№.1 ピン : Max. 5.515 mm

Min. 5.490 mm

Ave. 5.505 mm

№.2 ピン : Max. 5.52 mm

Min. 5.50 mm

Ave. 5.511 mm

№.3 ピン Max. 5.520 mm

Min. 5.495 mm

Ave. 5.514 mm

- ・昔の常陽仕様 (  $5.50 \pm 0.05$  mm ) には全て入っている。
- ペレットの直径に関して №.1, №.2, №.3 に有意差があると考えられない。特に №.2 に異常があったとは考えられない。

5.2.3 スメア密度について

- ・常陽仕様なし ( 新, 旧ともに )

被覆管内径, ペレット密度の仕様から算出すると

	Max.	Nomi.	Min. (% T.D.)
旧仕様	9 5.15	9 0.67	8 6.3 6
新仕様	9 1.27	8 6.94	8 2.77

- ・他の常陽用照射試験のピンは, 常陽旧仕様から算出されるスメア密度の範囲内にある。
- ・DFR 332/5 について ( 被覆管内径を 5.595 mm とした )

№.1 ピン : Max. 9 3.52 % T.D.

Min. 8 8.88 %

Ave. 9 0.17

№.2 ピン : Max. 9 4.13 % T.D.

Min. 8 9.25

Ave. 9 1.35

№3 ピン : Max. 93.79 % T.D.

Min. 90.27

Ave. 92.93

5.2.4 燃料不純物について

5-2表 常陽用燃料照射試験燃料不純物分析結果比較を参照

- ・現在の常陽仕様と同じか、若干きびしい仕様で製造され分析結果はすべて仕様内にあった。

5.2.5 燃料の蒸発性不純物について

- ・現在の常陽仕様

水分を除いた蒸発性不純物 : < 100  $\mu\text{L/g}$

水分 : < 30 ppm

- ・他の常陽用照射試験では " $< 200 \mu\text{L/g}$ " " $< 150 \mu\text{L/g}$ " 等の仕様で製造されている。

- ・DFR332/5について

" $< 200 \mu\text{L/g}$ " の仕様で製造されているが、分析結果は30~60  $\mu\text{L/g}$  となっているので問題ない。

5.2.6 燃料の O/M 比

- ・常陽用仕様 旧 1.98~2.00

新 1.98  $\pm$  0.02

- ・他の常陽用照射試験の仕様は " $1.98 \sim 2.00$ " " $1.97 \sim 2.00$ "

- ・DFR332/5について

仕様は " $1.97 \sim 2.00$ " であり、分析結果は1.983~1.994

- ・仕様内には、全て入っている。高温、高燃焼度では、O/M 値がペレット・被覆管両立性に大きな影響を与える。しかし№2ピンが特に欠陥があるとは、判定出来ない。

5.2.7 燃料の固溶について

- ・常陽新仕様では  $\text{PuO}_2$  の Spot Size を50 $\mu$ 以下と規定しているのみ

- ・他の常陽用照射試験では、Rapsodie PNC-1 照射で仕様を決めた以外は仕様なし。

- ・Rapsodie PNC-1 :  $\text{UO}_2$  相 5%以下

- ・DFR332/2照射には $\text{UO}_2$  相のみられるペレットを照射している。

- ・DFR332/5について

仕様なし。

測定結果 RM04 Lot の固溶が悪く、 $\text{UO}_2$  相が5%以上みとめられた。

№1 ピンには、37ペレット中 35ヶ

№2 ピンには、37ペレット中 6ヶ

№3 ピンには、38ペレット中 0ヶ

} RM04 Lot のペレットが装荷  
されている。

- 上述の事実からわかるように、№.2ピンのペレットの固溶度は、№.1ピンに比べると良く、№.3ピンに比べると悪い。したがって、№.2ピンの破損原因が燃料の固溶度の差違によって生じたとは考えられない。

5.2.8 被覆管内径について

- 現在の常陽仕様 (  $5.60 \pm 0.025 \text{ mm}$  ) と同じ。
- 他の常陽用照射試験の被覆管内径もすべて、現在の常陽仕様と同じ。
- DFR332/5に関して  
内径データは2通りある。

検査課データ : Max.  $5.596 \text{ mm}$

Min.  $5.594 \text{ mm}$

Ave.  $5.595 \text{ mm}$

Pu燃データ : Max.  $5.601 \text{ mm}$

Min.  $5.599 \text{ mm}$

Ave.  $5.600 \text{ mm}$

- 全て仕様内に入っている。№.1, №.2, №.3に有意差なし。

5.2.9 被覆管-ペレット間ギャップについて

- 常陽仕様なし ( 新, 旧ともに )  
被覆管内径仕様とペレット直径から算出すると

旧仕様 :  $0.10 \pm 0.075 \text{ mm}$

新仕様 :  $0.20 \pm 0.075 \text{ mm}$

- 他の常陽用照射試験についても仕様なし  
常陽旧仕様で算出されるギャップ巾に入っている。

- DFR332/5について

仕様なし

№.1ピン : Max.  $0.105 \text{ mm}$

Min.  $0.080 \text{ mm}$

Ave.  $0.090 \text{ mm}$

№.2ピン : Max.  $0.095 \text{ mm}$

Min.  $0.075 \text{ mm}$

Ave.  $0.084 \text{ mm}$

№.3ピン Max.  $0.100 \text{ mm}$

Min.  $0.075 \text{ mm}$

Ave.  $0.084 \text{ mm}$



- №1, №2, №3, ピンに有意差なし。(詳細はSN 241-71-39のページ87, 88を参照すること)

#### 5.2.10 ペレットについてまとめ

5.1から5.10までペレットに関連する資料を整理, 検討した。ペレット密度について仕様外のものが入っているが, №1, №2, №3 いずれも入っており特に№2ピンが悪い資料はない。

#### 5.3 DFR 332/5 被覆管について

5-5表, 5-6表, 5-7表, 5-8表から判断する限り, DFR 照射で使われた被覆管は, 全て成分組成, 機械的性質も仕様の中に入っている。製造者KとSの材料において, 成分組成にも, 機械的性質にも大きな相違はない。

たゞK材の方が機械的性質において多少良好である。

しかしK材とS材に本質的相違があるとは, 考えられない。又DFR 332/5 に使われた被覆管は, 全て仕様内のものであり, 異常とか欠陥は認められない。

##### 5.2.11 被覆管のクリープ特性

DFR 332/5 に使用された被覆管の高温強度, クリープ特性について動燃が, 「常陽」用炉心燃料被覆管として, 数次にわたりメーカーへ試作を依頼したものの中で, DFR 332/5 で使用された被覆管は, 第2次試作の中から選ばれたものが, 使われた。

これらの被覆管について, (1)内圧クリープ破断試験結果 (2)内圧クリープ試験結果 (3)単軸引張クリープ破断試験結果の報告がある。

(SN 241-72-43 高速実験炉用燃料被覆管のクリープ試験 47年11月)

これらの3種類の試験温度は, いずれも600°C, 650°C, 700°Cおよび750°Cである。図5-9, 図5-10に, K社およびS社の試験圧力と破断時間の結果を示す。これらの内圧クリープ破断試験データは, 今回DFR 332/5における照射温度又内圧条件よりも相当きびしい試験条件で実施されている。従ってDFR 332/5 照射解析に, この炉外試験データから判断して提言できることは, DFRにおける使用条件では被覆管は, 十分な強度を持っていたと言える。

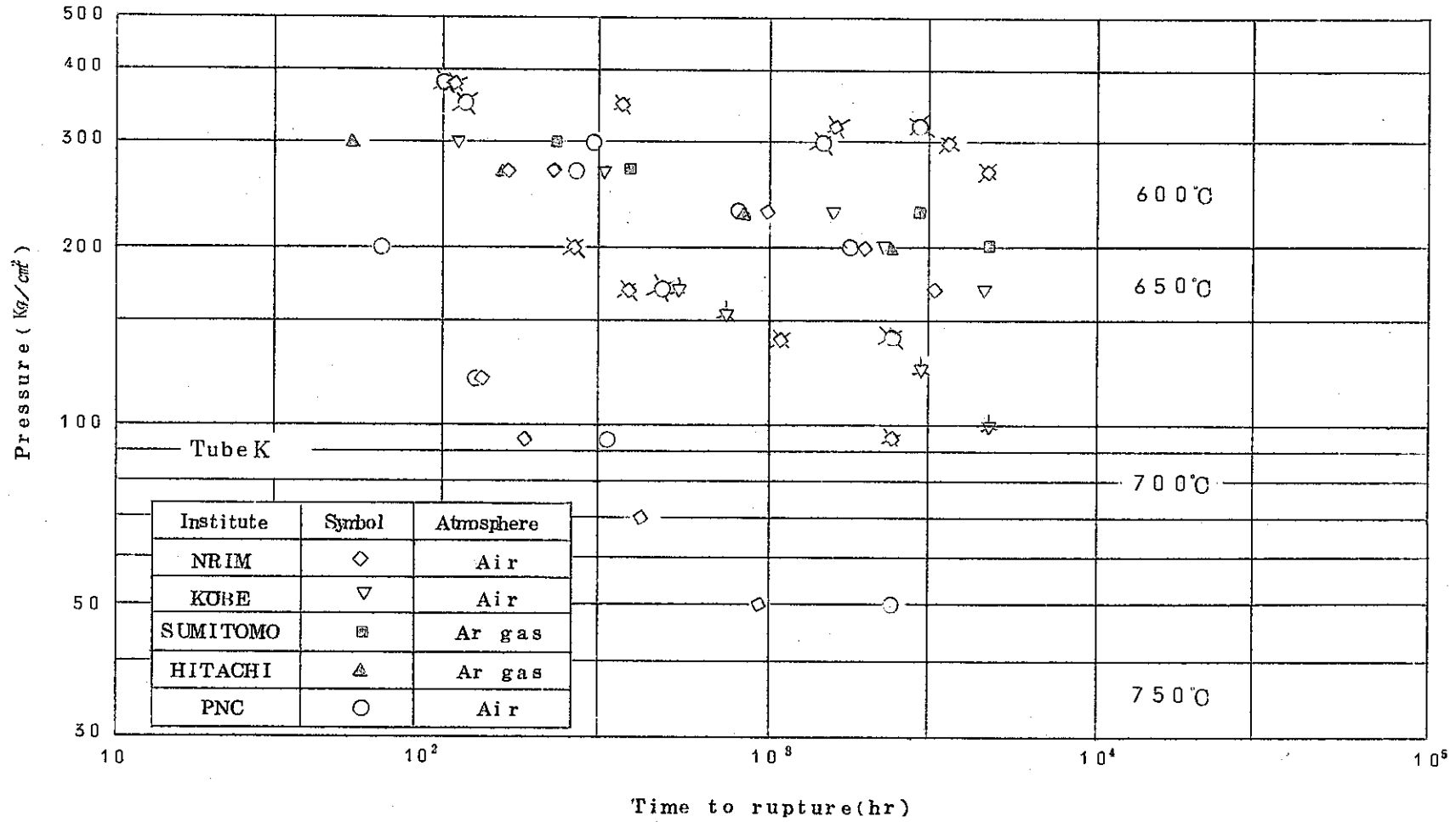


图 5-9 Creep-rupture data under internal pressure for Tube A.

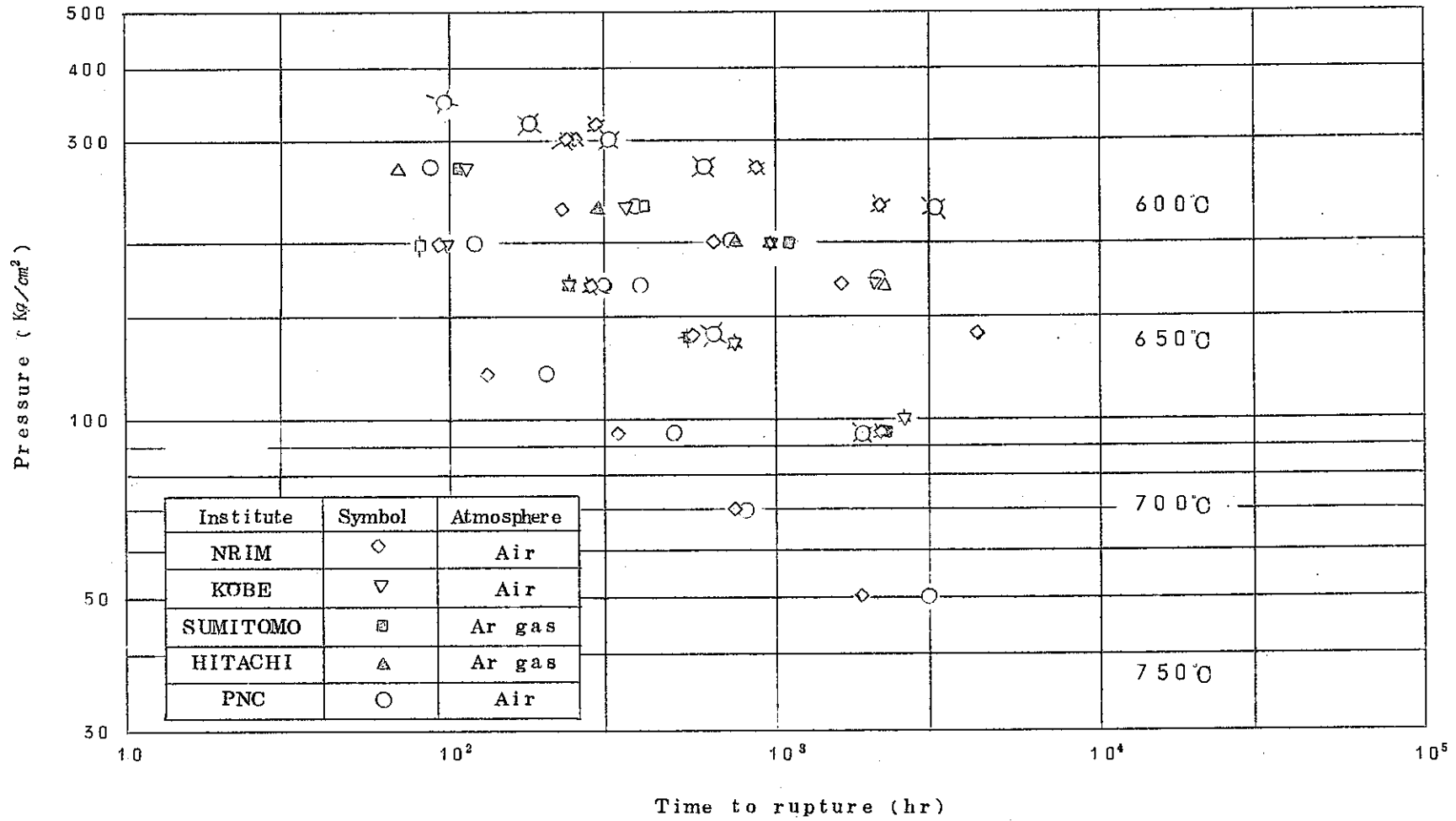


図 5-10 Creep-rupture data under internal pressure for Tube B.

5-1表 常陽用照射試験 燃料ビン比較

	常陽仕様	GETR-FERMI		DFR 332/2		RAPSODIE-1		DFR 332/3			DER 332/5					
		仕様	№ 1	仕様	№1~	仕様	№1~№34	仕様	9 S112	№ 10 S113	№ 11 S114	仕様	№ 1 S121	№ 2 S122	№ 3 S123	
照射ビン本数			1		6		34									
燃料組成	M.B. PuO <sub>2</sub> -UO <sub>2</sub>	① PuO <sub>2</sub> -UO <sub>2</sub>	M.B.		M.B.	PuO <sub>2</sub> -UO <sub>2</sub>	M.B. C.P.	PuO <sub>2</sub> -UO <sub>2</sub>	C.P.	C.P.	C.P.	PuO <sub>2</sub> -UO <sub>2</sub> ②	M.B.	M.B.	M.B.	
Pu 富化度 (w/o)	17.7±1.0	20	20.19		18.01	18	17.09 ~18.17	18±0.5	17.85	17.85	17.95	18±0.5	17.64	17.64	17.64	
U 濃縮度 (w/o)	23.0±0.3	90	89.89		89.83	60±0.4	59.69 ~60.11	90±0.5	87.83	89.83	89.83	60±0.5	59.76	59.76	59.76	
燃料O/M比	1.93±0.02	2.00 <sup>+</sup> 0.01 -0.02	1.987		2.00 <sup>+</sup> 0.01 -0.03	1.98	1.980 ~2.00	1.988 ~1.993	1.98~2.00	2.00	2.00	2.00	1.99 ~2.00	1.98 ~2.00	1.98 ~2.00	1.98 ~2.00
ペレット密度 (%T.D.)	93.5±2.0	90±1	91.31		94±2	95.8	94.09 ~95.07	94±2.2	93.3 ~93.6	93.3 ~73.6	93.3 ~93.6	94±2	91.95 ~96.41	92.05 ~97.41	92.82 ~96.49	
スミア密度 (%T.D.)			83.0		92.4			(90.7±2)	88.45 ~89.36	90.56 ~70.44	90.56 ~92.05	(90.7±2)	83.33 ~93.52	89.25 ~94.13	90.27 ~93.79	
ペレット径 (mm)	5.40±0.05	5.5±0.01	5.5±0.01		5.5±0.05	5.5±0.05	5.48 ~5.53	5.5±0.05	5.45 ~5.47	5.53 ~5.51	5.53 ~5.55	5.50±0.05	5.490 ~5.515	5.500 ~5.520	5.495 ~5.520	
ダイヤ・メトラルギャップ (mm)	(0.20±0.075)	(0.1±0.035)	0.1±0.035		(0.1±0.075)	0.034 ~0.096	(0.1±0.075)	(0.1±0.075)	0.122 ~0.147	0.089 ~0.115	0.046 ~0.074	(0.1±0.075)	0.0745 ~0.0975	0.0695 ~0.0975	0.0710 ~0.0975	
ビン全長 (mm)					265.4 ~266.2	1000±3	999.44 ~1000.00	530±1	529.8	529.8	530.0	550±1	549.82	549.78	547.98	
燃料有効長 (mm)					193.1 ~194.0	320±5	318.0 ~323.0	370±3	369.5	373.0	370.0	380±3	332.0	379.0	382.5	
ブレナム長 (mm)					19.0 ~29.60				82.30	79.35	82.40		117.4	120.5	117.5	
ビン全重量 (gr)					72.32 ~74.60		240.30 ~247.82		130.25	132.44	132.27		136.64	135.13	137.82	
燃料重量 (gr)					48.88 ~49.03		79.15 ~81.52		88.90	91.15	91.20		93.34	93.94	96.20	
被覆管材質	AISI 316	AISI 316	同左 ③		AISI 316	同左 ④	AISI 316	同左	AISI 316	同左	同左	AISI 316	同左	同左	同左	
被覆管加工度 (%)	8~12	S.T	S.T		6 18	6 18	8~12 ⑤	8~12	8~12 ⑥	8~12	8~12	8~12 ⑦	8~12	8~12	8~12	
被覆管外径 (mm)	6.3±0.03	6.3±0.03			6.3±0.03	6.29 ~6.30	6.270 ~6.311	6.3±0.03	6.298 ~6.305	6.298 6.304	6.300 ~6.304	6.3±0.03	6.277 ~6.281	6.279 ~6.282	6.295 ~6.300	
被覆管内径 (mm)	5.6±0.025	5.6±0.025	K社		5.6±0.025	5.584 ~5.616	5.570 ~5.605	5.6±0.025	5.592 ~5.597	5.599 ~5.605	5.596 ~5.599	5.6±0.025	5.577 ~5.601	5.599 ~5.601	5.592 ~5.594	
被覆管供給元	K社, S社		No. 504		S社		K社, S社		K社	S社	S社		S社	S社	K社	
被覆管No.					SAF SCF		K9~80 S2766-2843		K105	S1099A	S1099B		S-3492-2	S-3492-3	K-3061-3	

① APDA Type VII ペレット, ② Rapsodie PNC-1の残りペレット, ③ APDA照射用被覆管, ④ 原研より入手した被覆管, ⑤ 常陽試作  
⑥ 常陽試作 ⑦ 常陽試作

5-2表 常陽用燃料照射試驗 燃料不純物分析結果比較

SN 841-74-25

	常陽	GETR- FERMI		DFR 332/2			RAPSODIE PNC-1					DFR332/3		DFR332/5						
	仕様	仕様	結果	仕様	結果 LOT 1	結果 LOT 2	結果 LOT 3	仕様	LOT 1	LOT 2	LOT 3	LOT 4	LOT 5	仕様	結果	仕様	結果 RM-02	結果 RM-03	結果 RM-04	結果 RM-05
不純物A $\phi$	$\leq 500$ ppm		10		100	100	100	$< 500$	60	70	110	110	80		190	$\leq 500$	110	80	280	180
B	$\leq 20$		0.3		$< 0.3$	$< 0.3$	$< 0.3$	$< 20$	2.0	2.0	2.0	0.3	0.3		3.5	$\leq 20$	0.3	$< 0.3$	$< 0.3$	0.3
C	$\leq 150$		67		90	90	90	$< 150$	$< 50$	50	$< 120$	80	110		70	$\leq 150$	80	110	110	70
Ca	$\leq 80$		9		$< 10$	$< 10$	$< 10$								55					
Cd	$\leq 20$		0.5		$< 0.5$	$< 0.5$	$< 0.5$	$< 20$	$< 1.0$	$< 1.0$	$< 1.0$	$< 1.0$	$< 1.0$		$< 0.5$	$\leq 20$	1.0	$< 1.0$	$< 1.0$	$< 1.0$
C $\phi$	$\leq 25$		5		$< 5$	$< 5$	5	$< 25$	$< 5$	$< 5$	$< 5$	$< 5$	$< 5$		8	$\leq 25$	$< 5$	$< 5$	5	$< 5$
Cr	$\leq 500$		4.4		15	15	15	$< 500$	20	20	25	20	25		15	$\leq 500$	20	20	20	20
F	$\leq 25$		5		9	$< 5$	9	$< 25$	7	8	9	5	5	$\leq 10$	$< 5$	$\leq 25$	5	5	$< 5$	$< 5$
Mg	$\leq 25$		2		15	10	10	$< 25$	7	15	20	10	10		5	$\leq 25$	10	10	10	10
N	$\leq 200$		30		$< 30$	$< 30$	$< 30$	$< 200$	$< 30$	$< 30$	$< 30$	$< 30$	$< 30$		45	$\leq 200$	$< 30$	30	$< 30$	$< 30$
Fe	$\leq 800$		27		110	105	90	$< 500$	120	140	350	50	70		100	$\leq 500$	50	70	70	120
Ni	$\leq 500$		10		40	40	30	$< 500$	10	15	10	30	30		25	$\leq 500$	30	30	50	25
V	$\leq 500$		3		$< 10$	$< 10$	$< 10$	$< 500$	$< 10$	$< 10$	$< 10$	$< 10$	$< 10$		$< 10$	$\leq 500$	$< 10$	$< 10$	$< 10$	$< 10$
Cu			3		5	5	5	$< 600$	10	10	15	3	3		15		$< 3$	$< 3$	$< 3$	$< 3$
Zn	$\leq 700$				$< 50$	$< 50$	$< 50$	$< 600$	$< 50$	$< 50$	$< 50$	$< 50$	$< 50$		$< 50$	$\leq 600$	$< 50$	$< 50$	$< 50$	$< 50$
Si			14		50	40	40	$< 600$	90	110	110	50	40				50	40	100	55
Ag			0.2		$< 0.2$	$< 0.2$	$< 0.2$	$< 200$	0.3	0.4	0.3	0.7	0.4		290		0.7	0.4	0.5	0.2
Mn			6		$< 6$	$< 6$	$< 6$	$< 200$	6	10	15	5	5		$< 6$		5	5	10	5
Mo	$\leq 200$							$< 200$	10	15	70	30	30			$\leq 200$	30	30	20	20
Pb								$< 200$	$< 10$	15	10	15	10		P 0.6		$< 15$	10	20	40
Sn			Zr 50					$< 200$	$< 10$	$< 10$	$< 10$	$< 10$	$< 10$				$< 10$	$< 10$	$< 10$	$< 10$
Co			10		$< 10$	$< 10$	$< 10$								$< 10$					
Total	3,000				$\leq 3,000$										$\leq 3,000$					$\leq 3,000$

41

5-3表 常陽燃料照射試験 燃料分析結果比較

	常陽仕様	GETR-FERMI		DFR 332/2			RAPSOPIC PMC-1					DFR 332/3		DFR 332/5						
		仕様	結果	仕様	LOT 1	LOT 2	LOT 3	仕様	LOT 1	LOT 2	LOT 3	LOT 4	LOT 5	仕様	結果	仕様	RM-02	RM-03	RM-04	RM-05
PuO <sub>2</sub> /PuO <sub>2</sub> +UO <sub>2</sub>	w/o 17.7±1.0	20	20.19	18±1	18.04	18.03	17.91	18	18.17	18.13	18.05	17.04	17.04	18±0.5	17.85	18±0.5	17.63	17.63	17.69	17.64
Pu 同位体組成	Puf w/o 80.4±1.0		Puf 92.080		Puf 91.36	91.36	91.36		Pu 91.331	71.331	91.331	91.331	91.331		Pu 91.440		Puf 71.331	91.331	91.331	91.331
	Pu 240w/o 19.0±1.0		R <sub>h</sub> 240 7.884		Pu 240 8.58	8.58	8.58		Pu 241 8.533	8.533	8.533	8.533	8.533		Pu 240 8.513		R <sub>h</sub> 240 8.533	8.533	8.533	8.533
U 濃縮度	w/o 23.0±0.3		89.89					60±0.4	60.11	60.11	60.11	59.69	59.76	90±0.5	89.83	60±0.5	59.79	59.85	59.62	59.60
O/M	1.38±0.02	2.00 <sup>+0</sup> <sub>-0.02</sub>	1.937	2.00 <sup>+0.0</sup> <sub>-0.03</sub>	1.975	1.980	1.971	1.93 ~2.00	1.980	1.985	1.993	1.987	1.985	1.98 ~2.00	2.00	1.97 ~2.00	1.987	1.985	1.794	1.994
蒸発性不純物	水分除く <100μL/g	<200 μL/g	60μL/g	<200 μL/g	水分除く <30	50	40	水分含む <50μL/g	40	<30	<30	<30	50		水分除く <20μL/g	水分含む <200μL/g	<30	50	50	60
	水分 <30ppm				水分 <30	<20	<30								<20μL/g					
PuO <sub>2</sub> spot	<50μ																			
X線回折	5%以下					UO <sub>2</sub> 相 あり	UO <sub>2</sub> 相 あり	UO <sub>2</sub> 相 5%以下	良	良	良	良	良		良		良	良	良	良
外観																				
直径	5.40 <sup>規</sup> ±0.05	5.5±0.01	5.5±0.01	5.5±0.05				5.5±0.05	5.51 ~5.52	5.51 ~5.52	5.51 ~5.52	5.51 ~5.52	5.51 ~5.52	5.5±0.05	5.45 ~5.55	5.5±0.05				
密度	%TD 93.5±2.0	90±2	91.31	94±2				74±2	95.99 ~96.47	95.52 ~96.49	95.27 ~96.49	94.41 ~96.49	96.05 ~96.49	94±2	93.3 ~93.6	94±2		95.85	96.25	94.23 ~95.14
高さ	10+1 <sup>規</sup>															10±0.1				

5-4表 燃料ピン特徴

	DFR 332/3	DFR 332/5	常 陽
(1) ペレット密度(%T.D.)	№9 93.3~93.6 №10 93.3~93.6 №11 93.3~93.6	(93.12) №1 91.95~96.41 (94.17) №2 92.03~97.41 (95.68) №3 92.82~96.49	93.5±2.0
(2) ペレット直径(mm)	№9 5.45~5.47 №10 5.49~5.51 №11 5.53~5.55	№1 5.490~5.515 №2 5.500~5.520 №3 5.495~5.520	5.40±0.05
(3) 被覆管	№9 K105 №10 S1099A №11 S1099B (44年6月頃納入)	№1 S-3494-2 №2 S-3494-3 №3 S-3061-3 (45年5~7月に納入)	
(4) ガス・プレナム長さ(mm)	№9 82.30 №10 79.35 №11 82.40	№1 117.4 №2 120.5 №3 117.5	
(5) スミア密度(%T.D.)	№9 88.45~81.56 №10 89.50~90.49 №11 90.86~92.05	№1 89.82 №2 90.84 №3 92.29	
(6) ペレット製造法	全ピン共沈法	全ピン機械混合法 全ピンに固溶の悪い RM-04 lotが入っている	

5-5表 被覆管の機械的性質及び被覆管ミルシート(1)

PNC 1				
製造者	K		S	
供試管	0013~0080		S 2706~2843	
試作年度	43(1次試作, 1,400本の600本口)		43(1次試作, 1,400本の800本口)	
納入時期	44. 5. 6		44. 12. 22	
lot №	1(1~100, 100本, 1m)		5A(S 2701~S2843, 143本, 1m)	
C 0.06~0.08	0.047	0.047	0.07	0.07
Si ≤0.78	0.67	0.64	0.66	0.65
Mn ≤2.00	1.68	1.59	1.53	1.53
P ≤0.03	0.019	0.019	0.003	0.003
S ≤0.03	0.013	0.013	0.006	0.008
Cu	0.070	0.070	0.24	0.24
Ni 11.00~14.00	12.57	12.69	13.20	13.18
Cr 16.00~18.00	16.73	16.66	16.60	16.60
Mo 2.00~3.00	2.34	2.29	2.60	2.57
V	0.026	0.026		
Ti	0.025	0.025		
Co	0.035	0.035	0.02	0.02
N ≤0.035	0.028	0.029	0.0250	0.0255
B ≤0.001	0.001	0.001	0.0005	0.0004
Sn	0.065	0.065		
As	0.009	0.007		
R. T. $\left\{ \begin{array}{l} \sigma_B \text{ Kg/mm}^2 \\ \sigma_{O_2} \text{ Kg/mm}^2 \\ \phi \text{ \%} \end{array} \right.$	73.0	72.1	71.1	72.0
	60.6	58.9	57.8	57.9
	31.4	34.0	28	32
650°C $\left\{ \begin{array}{l} \sigma_B \text{ Kg/mm}^2 \\ \sigma_{O_2} \text{ Kg/mm}^2 \\ \phi \text{ \%} \end{array} \right.$	43.6	45.4	38.2	39.1
	34.3	37.9	33.5	33.8
	20.0	21.0	29	30
Burst $\left\{ \begin{array}{l} P_B \text{ Kg/mm}^2 \\ P_{O_2} \text{ Kg/mm}^2 \end{array} \right.$	980	995	888	924
R. T. $\left\{ \begin{array}{l} P_B \text{ Kg/mm}^2 \\ P_{O_2} \text{ Kg/mm}^2 \end{array} \right.$	913	913	851	889
Hv			254	254
HR <sub>B</sub>			100	100
Grain Size	9.5	9.5	7.3	7.4



5-6表 被覆管の機械的性質及び被覆管ミルシート(2)

DFR 332/2					
製造者	S		S		
供試管	SAF 34. 38. 39 (6% C.W.)		SCF 26. 49. 53 (18% C.W.)		
試作年度					
納入時期					
lot. №	A		B		
C	0.05		0.05		
Si	0.56		0.57		
Mn	1.66		1.66		
P	0.023		0.024		
S	0.008		0.008		
Cu	0.25		0.26		
Ni	13.07		13.10		
Cr	16.15		16.25		
Mo	2.20		2.20		
V	0.024		0.024		
Ti	0.003		0.003		
Co	0.25		0.26		
N	0.024		0.021		
B	0.0008		0.0007		
Sn	0.009		0.008		
As	0.008	Nb 0.004	0.008 Nb 0.003		
P.T.	$\sigma_B$ Kg/mm <sup>2</sup>	67	67	81	81
	$\sigma_{O_2}$ Kg/mm <sup>2</sup>	53	54	76	77
	$\phi$ %	36	40	20	22
650°C	$\sigma_B$ Kg/mm <sup>2</sup>	39	38	49	48
	$\sigma_{O_2}$ Kg/mm <sup>2</sup>	31	31	42	42
	$\phi$ %	28	32	21	23
Burst	$P_B$ Kg/cm <sup>2</sup>	758	731	1,075	1,070
	$P_{O_2}$ Kg/cm <sup>2</sup>	630	625	1,010	1,005
Hr					
HR <sub>B</sub>					
Grain Size	7.0	7.3	7.3	7.3	

5-7表 被覆管の機械的性質及び被覆管ミルシール(3)

DFR 332/3									
製 造 者	K						S		
試 試 管	K 105						S 1099		
試 作 年 度	43 (1次試作, 1,400本の600本口)						43 (1次試作, 1,400本の600本口)		
納 入 時 期	44. 6. 16						44		
lot. 号	1 (K 101~K 400, 300本)						1 (S 1052~S 1125, 74本) 1 (S 1240~S 1243, 4本)		
C	0.061		0.061		0.079				
Si	0.58		0.56		0.60				
Mn	1.56		1.51		1.58				
P	0.026		0.026		0.002				
S	0.012		0.012		0.012				
Cu	0.070		0.006		0.20				
Ni	12.06		12.11		13.21				
Cr	16.58		16.14		16.85				
Mo	2.43		2.45		2.52				
V	0.008		0.008		0.003				
Ti	0.047		0.047		0.005				
Co	0.030		0.030		0.02				
N	0.022		0.020		0.0162				
B					0.0002				
Sn	0.011		0.013		0.003				
As					0.001		Al 0.002		
$\sigma_B$ Kg/mm <sup>2</sup>	80.7	78.1	77.0	79.5	77.8	82.0	74.2	73.7	
R.T. $\sigma_{O_2}$ Kg/mm <sup>2</sup>	65.9	61.5	61.6	66.7	60.0	67.0	61.2	60.4	
$\phi$ %	29.0	36.0	34.0	30.0	40.0	30.0	37	30	
$\sigma_B$ Kg/mm <sup>2</sup>	40.2	41.0					45.1	43.6	
650°C $\sigma_{O_2}$ Kg/mm <sup>2</sup>	34.9	36.2					36.1	36.2	
$\phi$ %	26.0	26.0					22	24	
Burst $P_B$ Kg/cm <sup>2</sup>	1,200	1,125	1,035	1,025	1,030	1,025	925	920	
R.T. $P_{O_2}$ Kg/cm <sup>2</sup>	1,140	1,055	1,000	965	980	995	900	897	
Hv							200	195	
HR <sub>B</sub>							91.5	90.4	
Grain Size	9.0	9.0	9.0	8.8	9.2	9.0	7.1	7.0	

5-8表 被覆管の機械的性質及び被覆管ミルシート(4)

DFR 332/5				
製造者	K		S	
供試管	K3061		S3494	
試作年度	44		44	
納入時期	45. 7. 20		45. 5. 15	
lot. 号	1 (K3001~K3450, 450本)		2 (S3469~S3536, 63本)	
C 0.04~0.08	0.066	0.067	0.06	0.06
Si ≤0.75	0.62	0.62	0.58	0.58
Mn ≤2.00	1.65	1.69	1.57	1.57
P ≤0.03	0.017	0.020	0.003	0.003
S ≤0.03	0.013	0.015	0.013	0.014
Cu			0.23	0.23
Ni 11.0~14.0	12.43	12.40	13.25	13.25
Cr 16.0~18.0	16.70	16.72	16.80	16.77
Mo 2.00~3.00	2.48	2.4	2.57	2.57
V	0.020	0.018		
Ti	0.020	0.020		
Co ≤0.10	0.043	0.043	0.02	0.02
N ≤0.035	0.034	0.035	0.0262	0.0260
B ≤0.001	0.001	0.001	0.0003	0.0003
Sn	0.008	0.008		
As				
R.T. $\left\{ \begin{array}{l} \sigma_B \text{ Kg/mm}^2 \\ \sigma_{0.2} \text{ Kg/mm}^2 \\ \phi \text{ \%} \end{array} \right.$	76.6 62.9 3.4	77.5 63.1	70.9 57.5 3.1	70.6 58.6 3.2
650°C $\left\{ \begin{array}{l} \sigma_B \text{ Kg/mm}^2 \\ \sigma_{0.2} \text{ Kg/mm}^2 \\ \phi \text{ \%} \end{array} \right.$	44.3 38.0 2.7	45.2 39.2	42.7 34.1 2.4	43.7 33.9 2.4
Burst R.T. $\left\{ \begin{array}{l} P_B \text{ Kg/cm}^2 \\ P_{O_2} \text{ Kg/cm}^2 \end{array} \right.$	1,060 980	1,080 950	945 910	920 895
Hv	268	263	260	274
HR <sub>B</sub>				
Grain Size	9.0	9.0	7.2	7.1

## 6. 照射履歴に対する検討

## 6-1 照射条件

(横内)

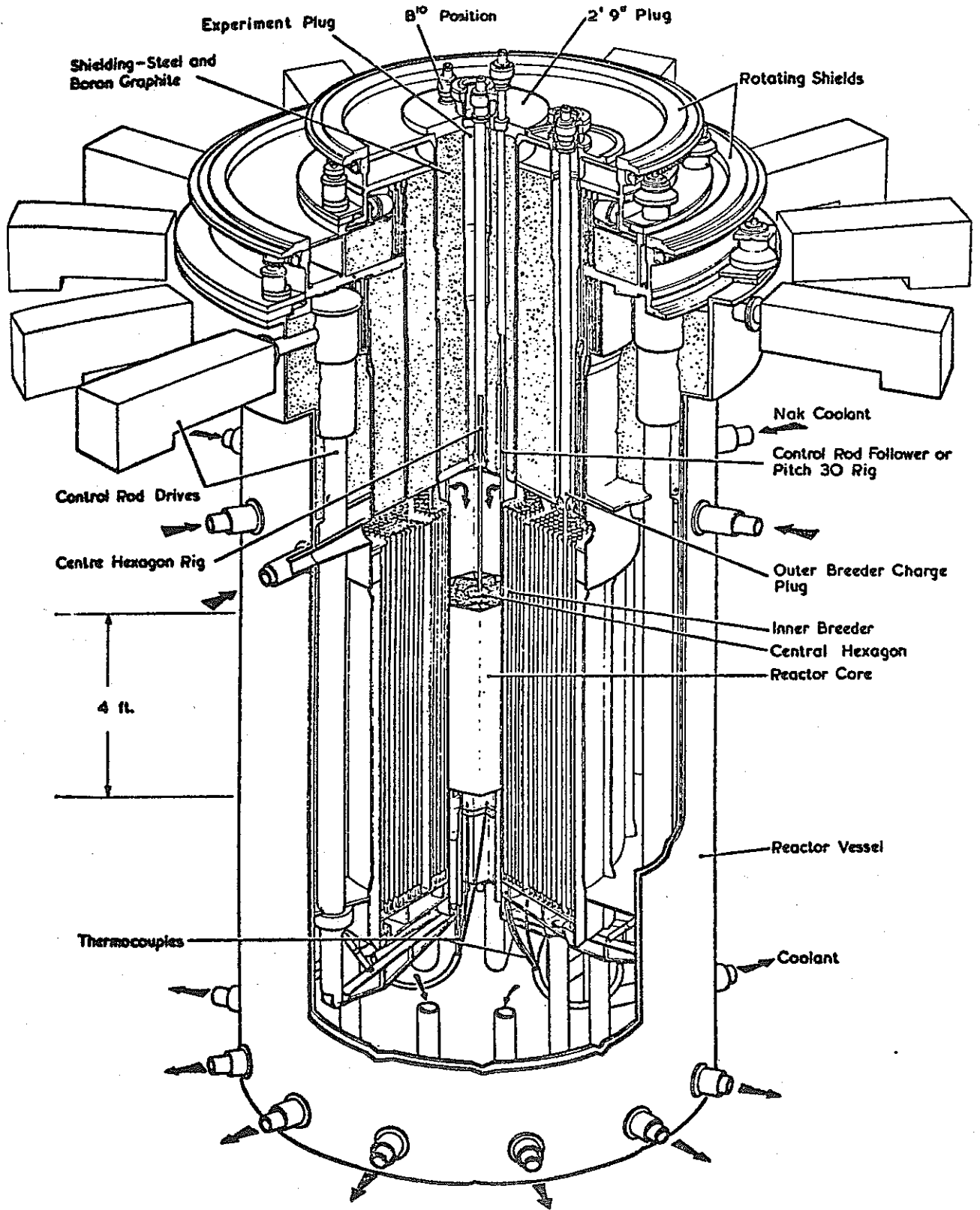
照射試験を実施したDFRは、NaK下降流により冷却を行なう高速実験炉で、燃料にU-Zr-Mo合金、被覆管にAISI-316を使用している。

DFRの炉心部図面を、図6-1、6-2に示す。図6-3には、DFR炉心配列図を示す。DFR-332/5の3本の燃料棒は、図6-4に示すようなTrefoilの照射リグに入れ、Reactor Pitch 7で照射した。照射期間は、1971年2月より1972年10月までのDFR照射サイクル68、69、70、71、73に相当する。71サイクル照射終了後、中間検査を行なったところ、被覆管の最大変形率 $\frac{\Delta D}{D}$ は、No.1ピンについて0.9%、No.2ピンについて1.3%、No.3ピンについて0.8%であった。この結果をDFR施設内担当者が評価し、さらにもう一サイクル照射しても安全であると判断し、第73サイクル照射を行なった。

各照射期間中の出力履歴および最終の軸方向出力分布、冷却材温度、被覆管内外面温度を図6-5より6-14までに示す。表6-1には各照射サイクルでの燃料棒の線出力、燃焼度等を示す。さらに、No.1、No.2、No.3ピンについて、ペレット配置、照射時の温度分布、中間非破壊検査時の被覆管変形率、照射前のペレット被覆管ギャップ、ペレット密度の関連図を図6-15から6-17に示す。No.2ピンについては、特に破損位置も示す。

表6-1 照射条件

Cycle	Linear power watts/cm		Burn up MWD/T		Dose Total $\times 10^{22}$ nvt		Equivalent Days at Full Power	Average Standard at Full Power
	Max	Mean	Max	Mean	Dose Total	GP-1 >3.68MeV		
68	4245	3857	9,576	8,687	1.14	0.03	Days 55.4	MW 60.5
69	4168	3789	19,117	17,355	2.30	0.07	56.2	60.4
70	4098	3731	28,403	25,604	3.45	0.10	55.7	60.4
71	4022	3667	38,045	34,589	4.66	0.13	58.9	60.0
73	3938	3596	48,498	44,129	6.01	0.17	65.2	59.8
Total			48,498	44,129	6.01	0.17		



SIMPLIFIED CUT-AWAY VIEW OF D.F.R.

图 6-1 DFR 概要图

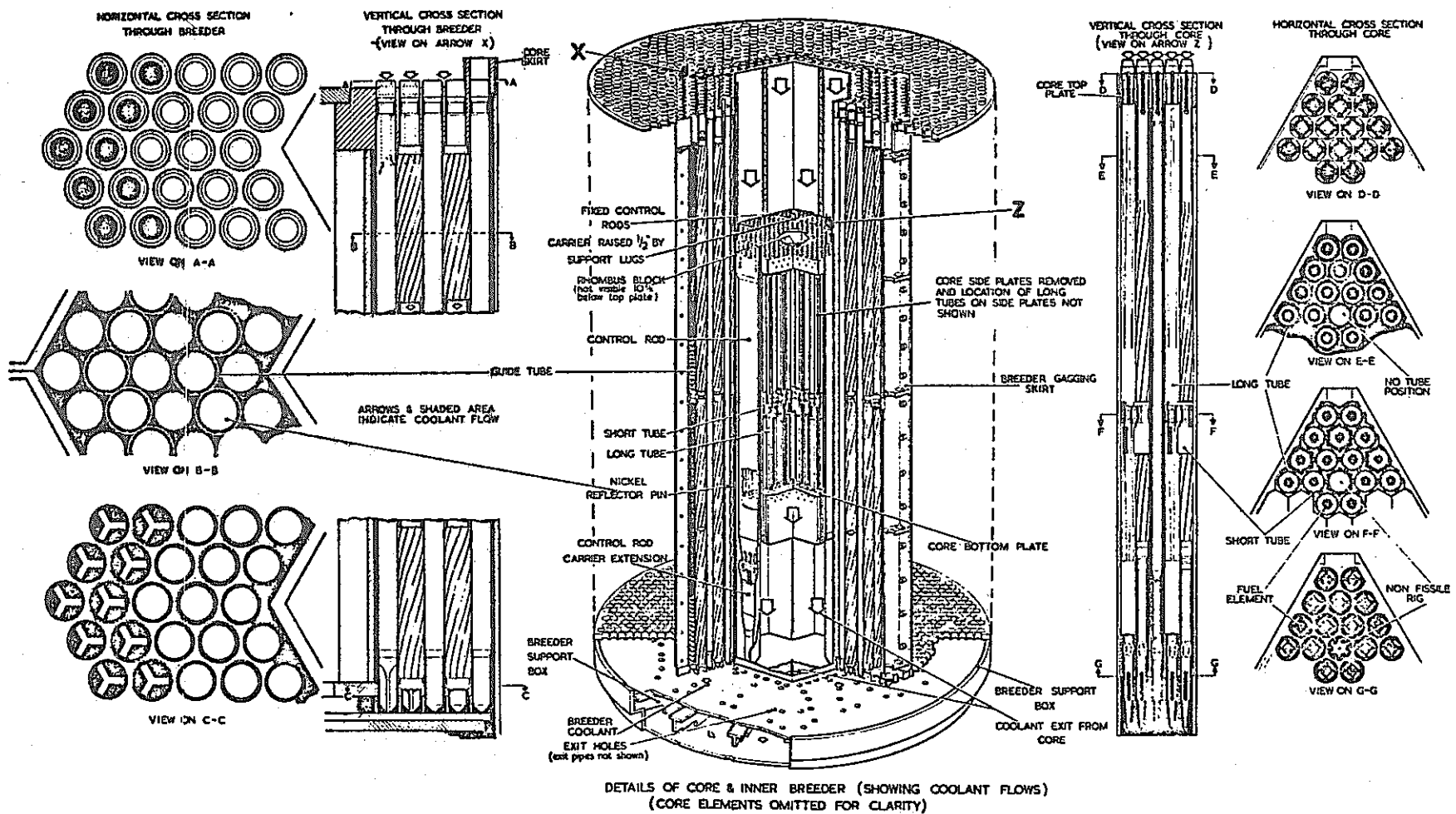


图 6-2 DFR 炉心详细图

DOUNREAY EXPERIMENTAL REACTOR ESTABLISHMENT  
FAST REACTOR PROJECT OPERATIONS GROUP  
CORE & INNER BREEDER LOADING PATTERN.

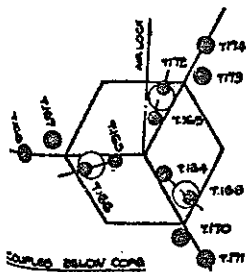
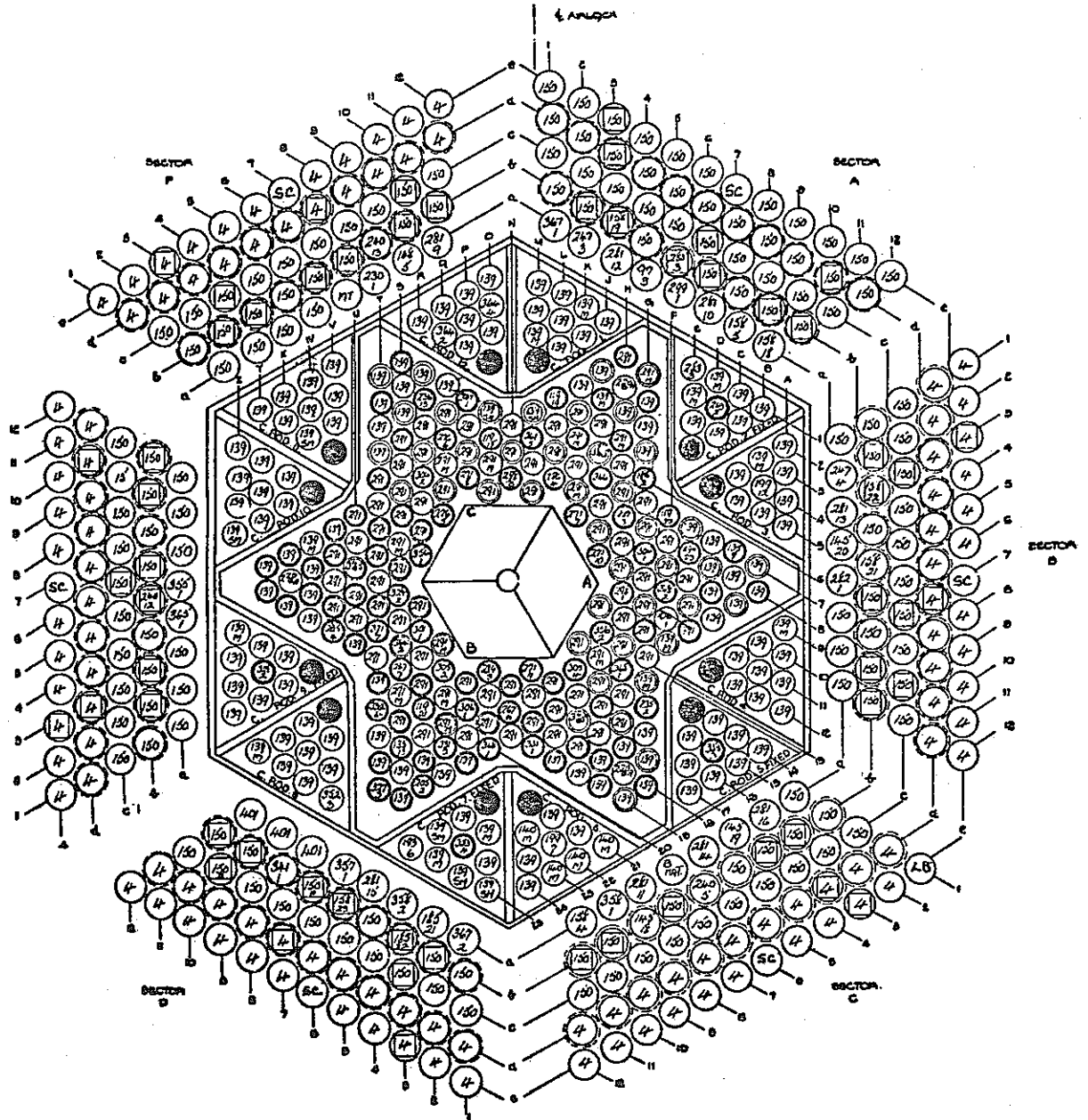
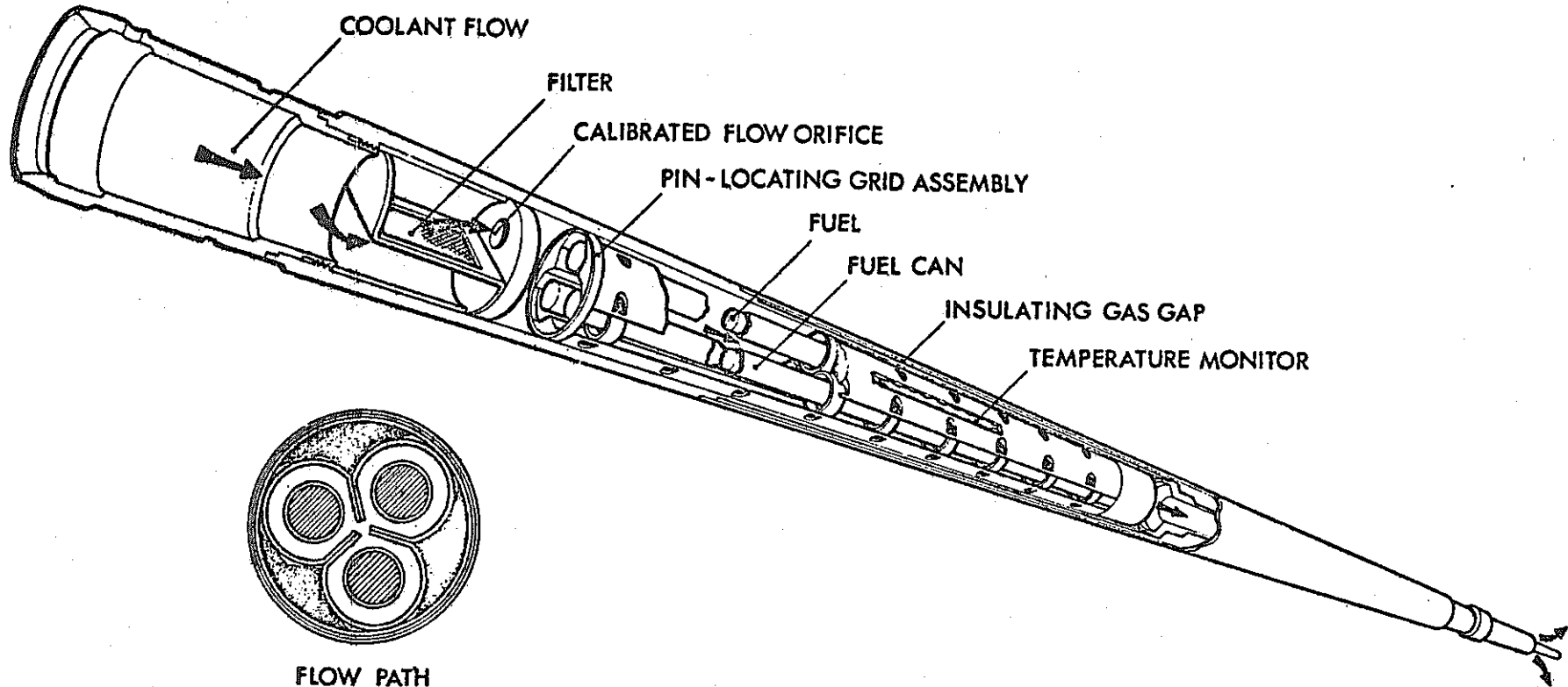


图 6-3 DFR 炉心配列图

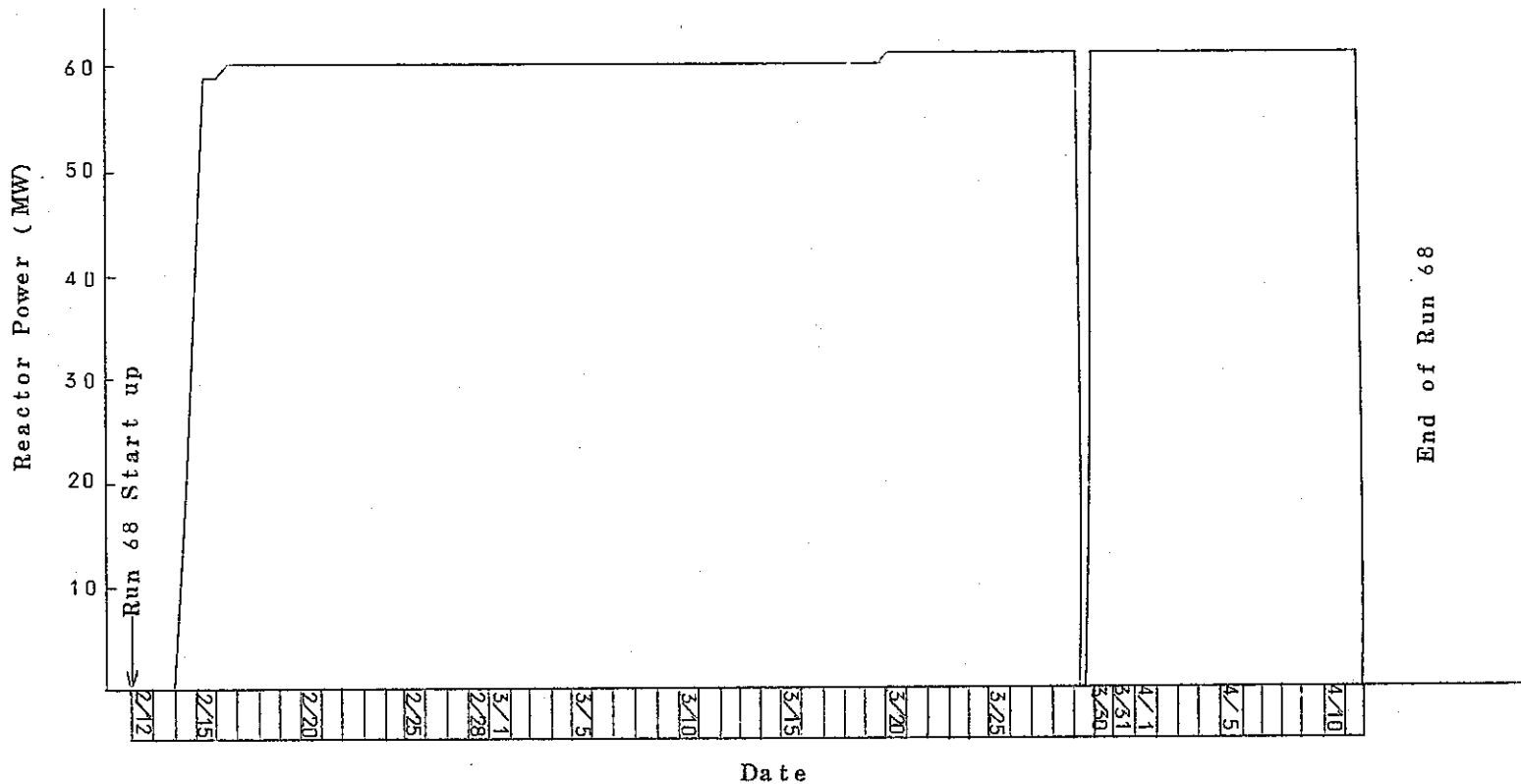


VEHICLE FOR IRRADIATING THREE EXPERIMENTAL PINS IN ONE FUEL ELEMENT

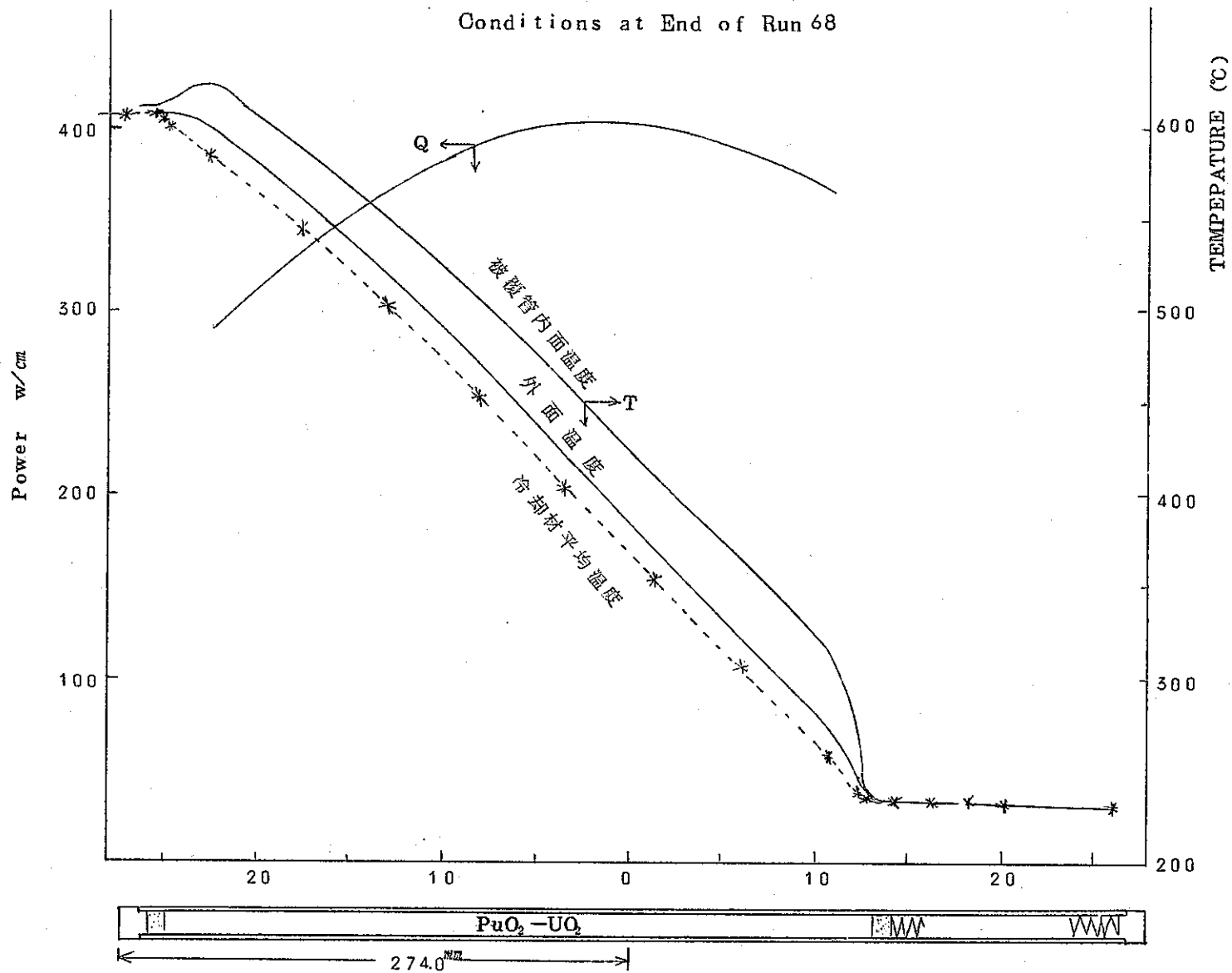
図 6 - 4 照射リグ概要図



Linear Power    Max    424.5 W/cm  
                   Mean    385.7 W/cm  
 Burnup            Max    9,576 MWD/T  
                   Mean    8,687 MWD/T  
 Dose Total         $1.14 \times 10^{22}$  nvt  
                   Gp-1     $0.03 \times 10^{22}$  nvt (>3.68 MeV)  
 Equivalent Days at Full power    55.4 日  
 Average Standard at Full Power    60.5 MW  
   Reactor Pitch = 7  
   Coolant flow rate = 842.0 lb/hr

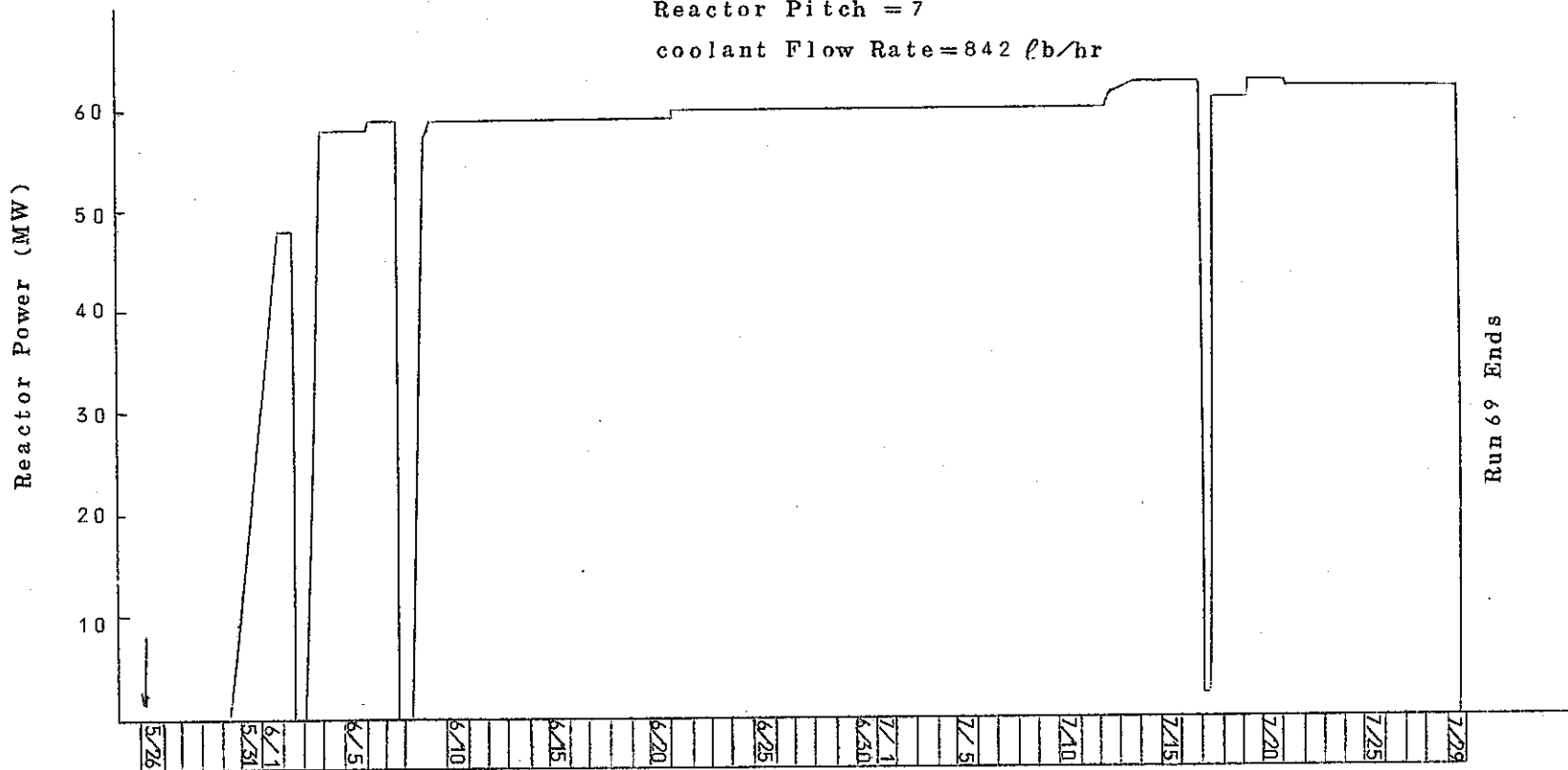


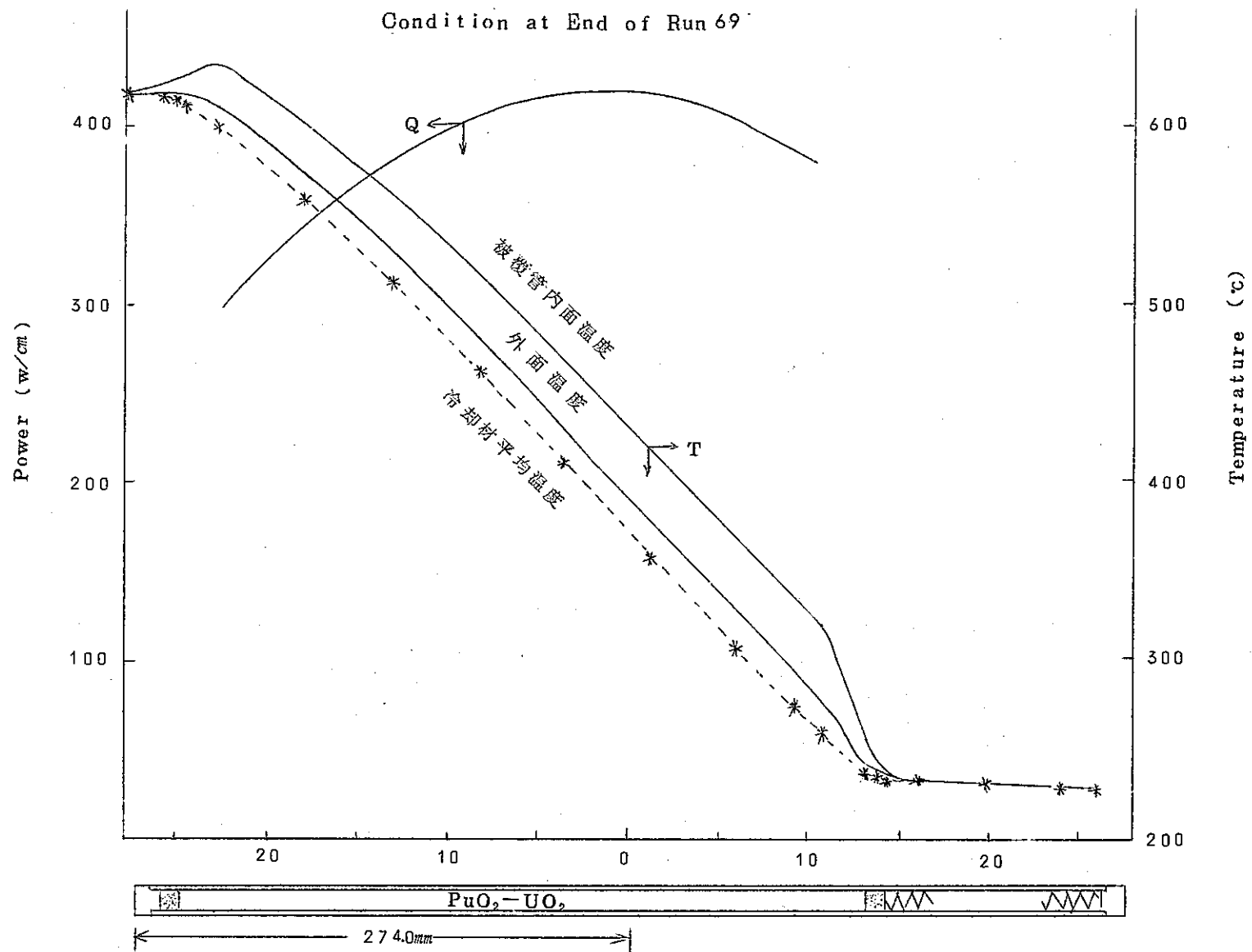
DFR 332/5 Run 68 照射履歴



Linear power	Max.	416.8	w/cm
	Mean	378.9	w/cm
Burnup	Max.	19117	MWD/T
	Mean	17355	MWD/T
Dose total		$2.30 \times 10^{22}$	nvt
GP-1		$0.07 \times 10^{22}$	nvt (>3.68 MeV)
Equivalent Days at Full Power		56.2	日
Average Standard at Full Power		60.4	MW

Reactor Pitch = 7  
coolant Flow Rate = 842 lb/hr

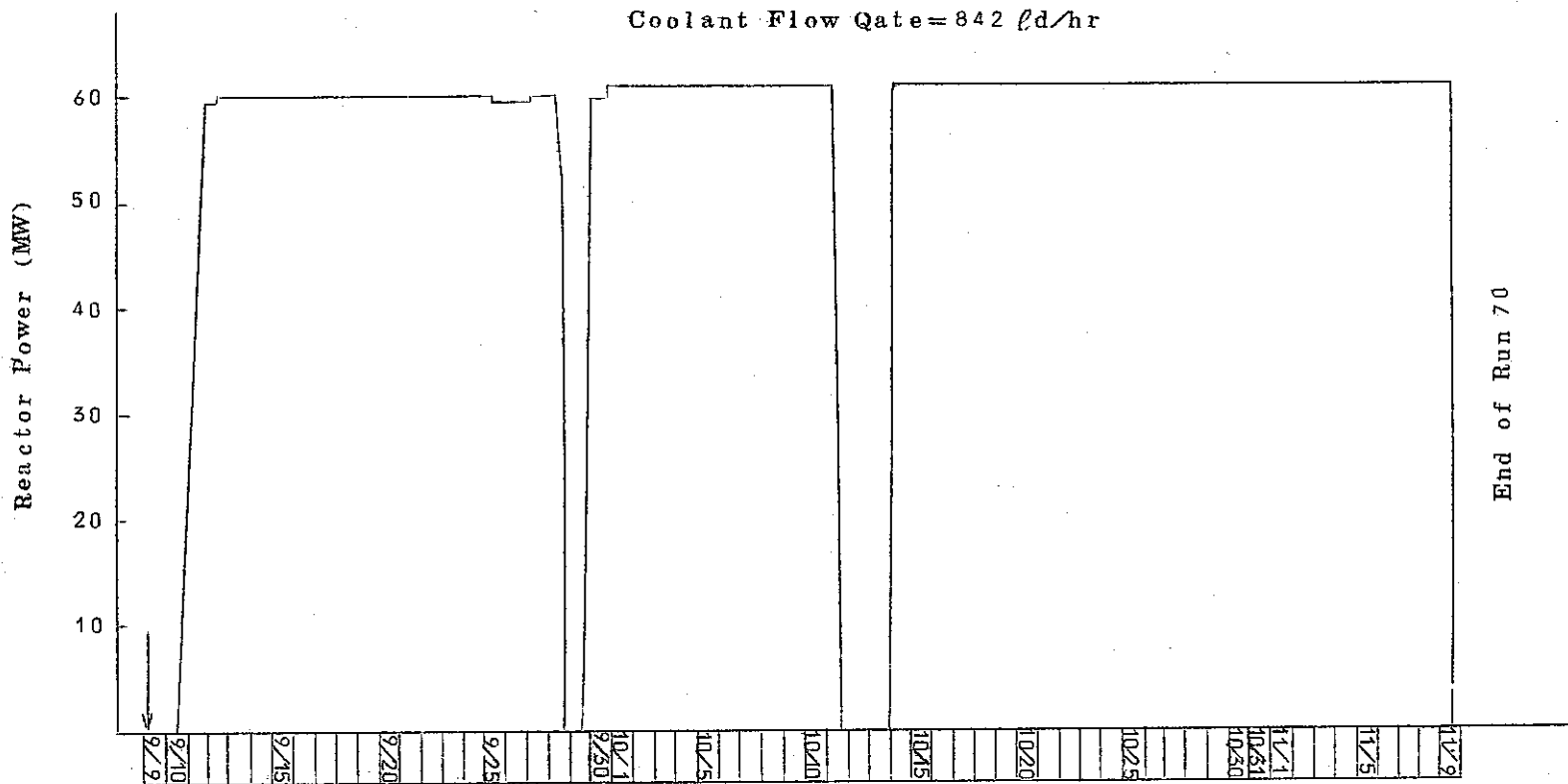




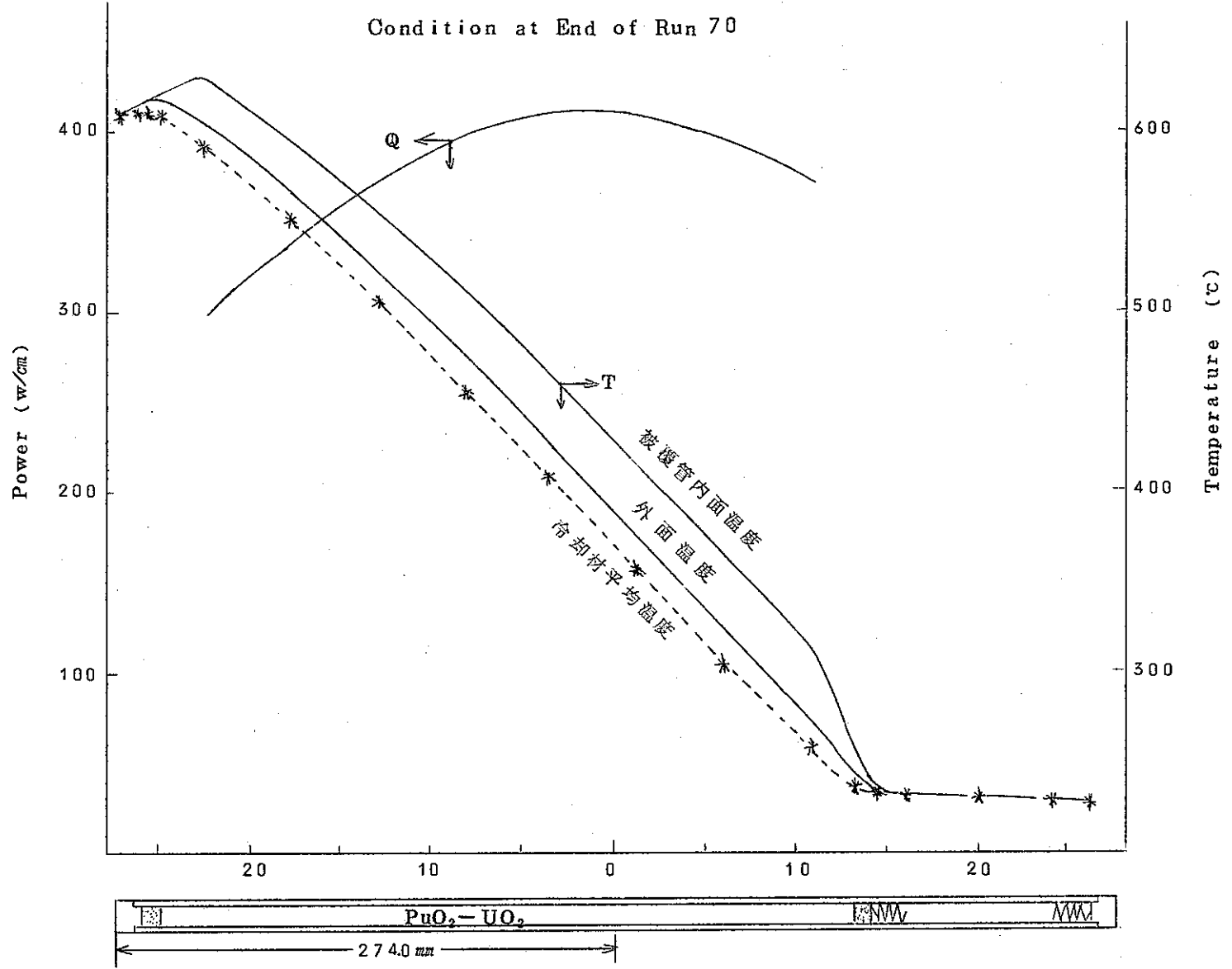
Linear Power Max. 4098 w/cm  
                   Meamn 3731 w/cm  
 Burnup Max. 28403 MWD/T  
           Mean 25604 MWD/T  
 Dose total 3.45×10<sup>22</sup> nvt  
           GP-1 0.10×10<sup>22</sup> nvt (>3.68 MeV)  
 Equivalent Days at Full Power 557 日  
 Average Standard at Full Power 604 MW

Reactor Pitch = 7

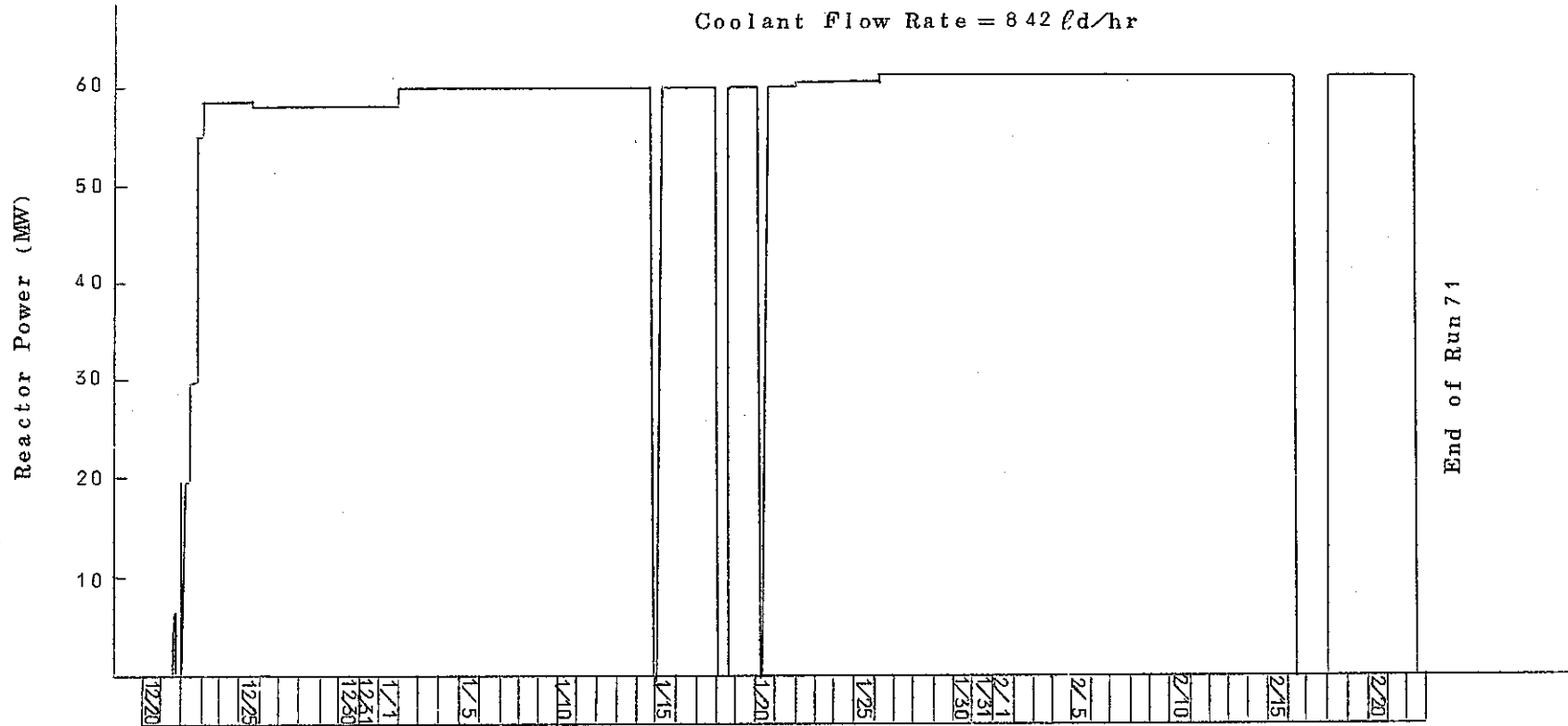
Coolant Flow Qate = 842 ℓd/hr



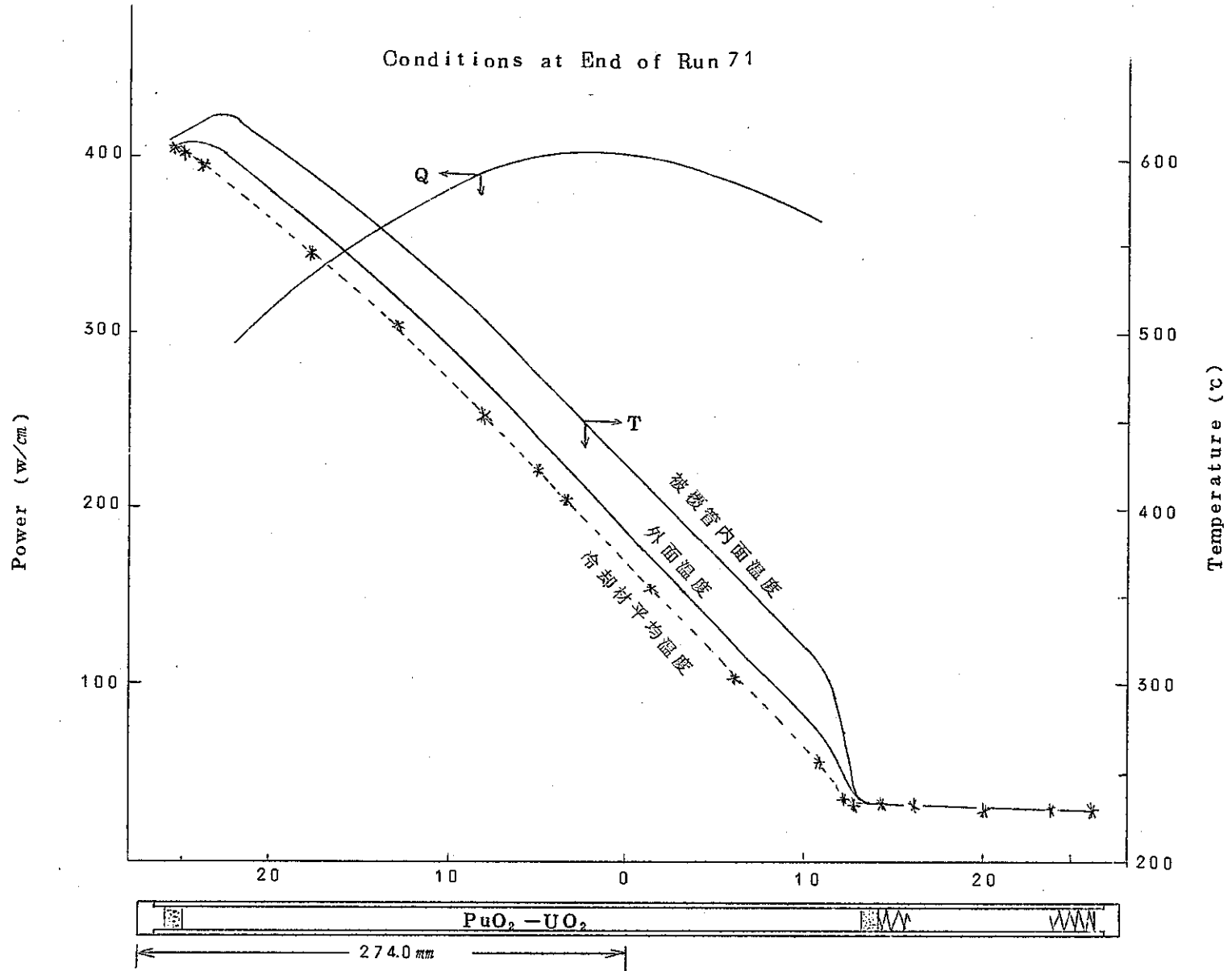
DFR 332/5 Run 70 照射履歴



Linear Power Max. 4022 w/cm  
                   Mean 3667 w/cm  
 Burnup Max. 38045 MWD/T  
           Mean 34589 MWD/T  
 Dose total 4.66×10<sup>22</sup> nvt  
   GP-1 0.13×10<sup>22</sup> nvt (3.6 MeV)  
 Equivalent Days at Full Power 58.9 日  
 Average Standard at Full Power 600 MW  
                                   Reactor Pitch = 7  
                                   Coolant Flow Rate = 842 ℓd/hr

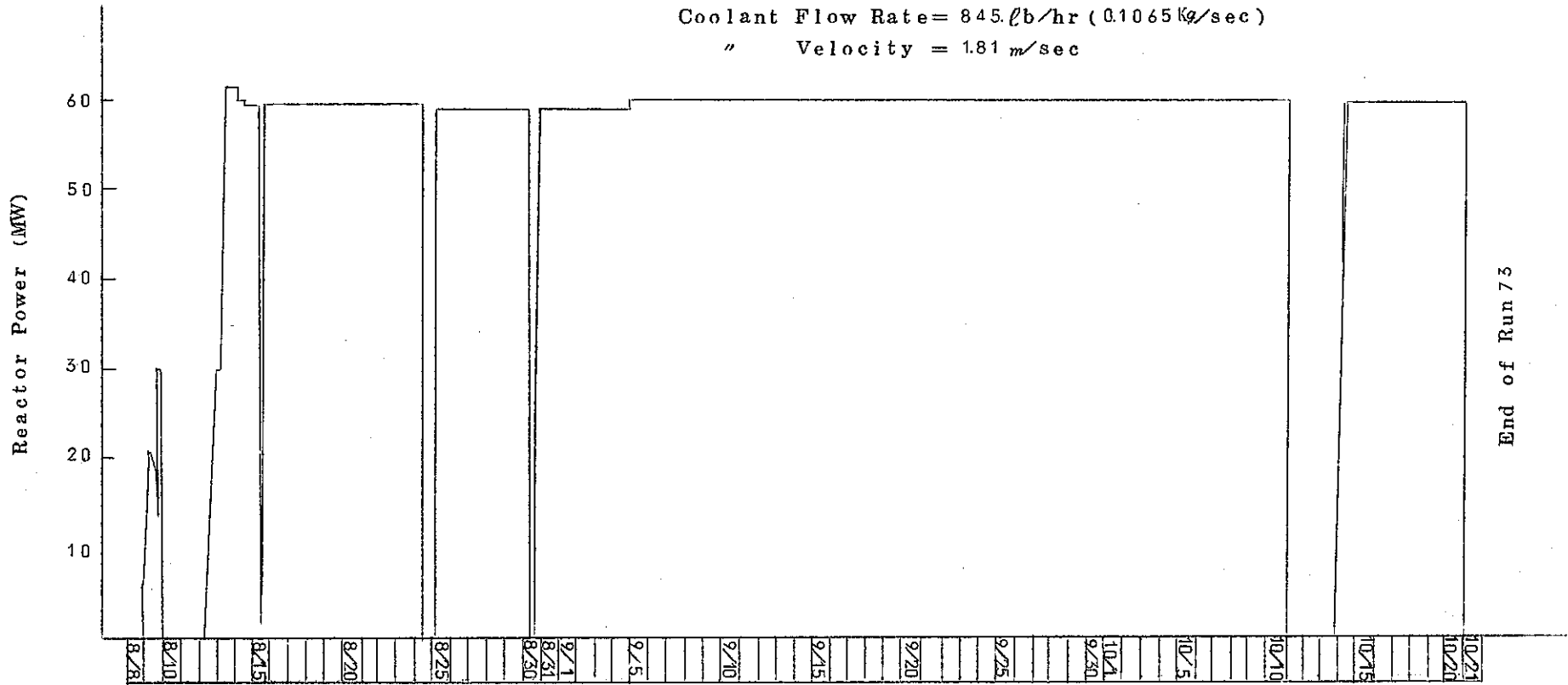


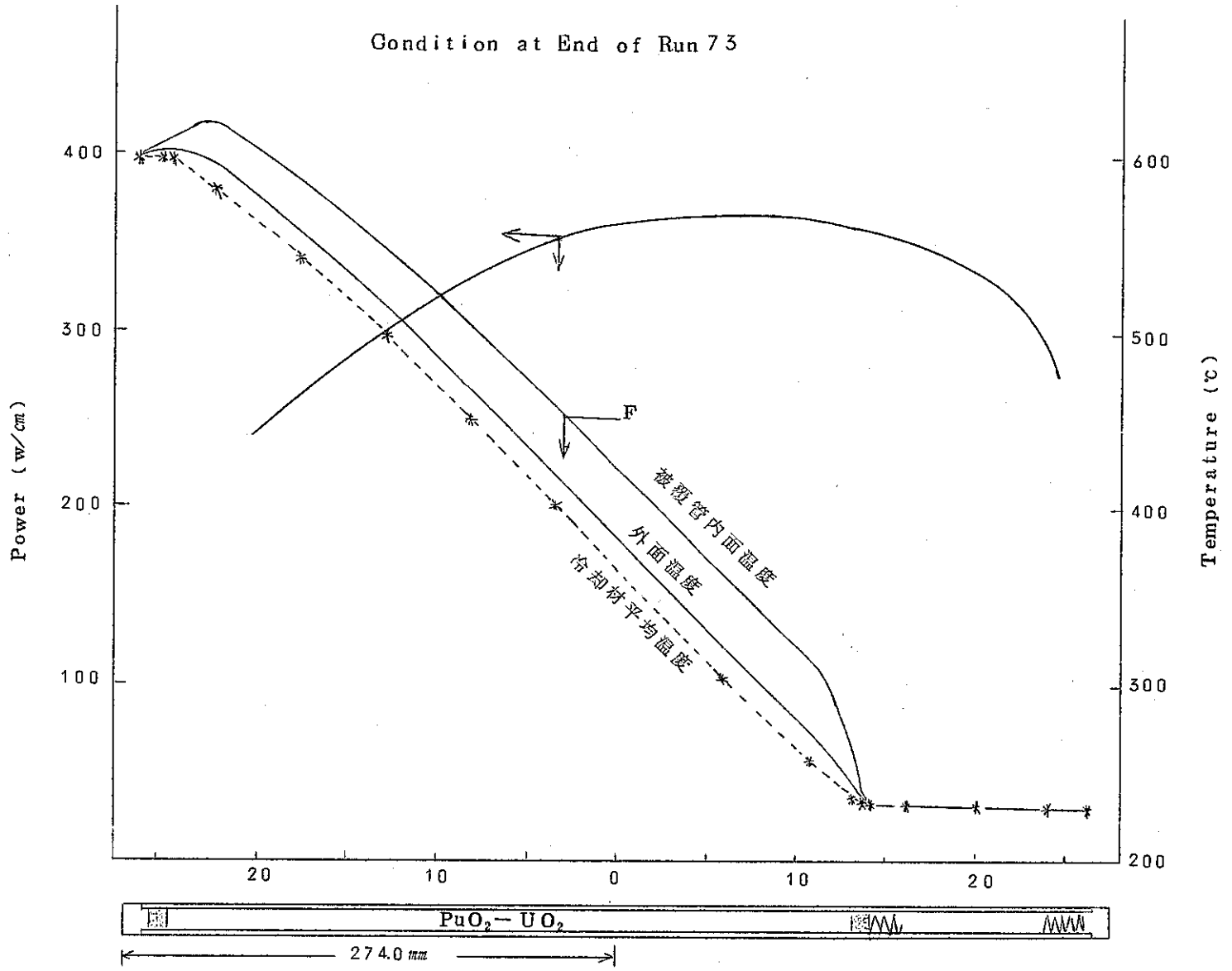
DFR 332/5 Run 71 照射履歴





Linear Power    Max. 3938 w/cm  
                   Mean 3596 w/cm  
 Burnup            Max. 48498 MWD/T  
                   Mean 44129 MWD/T  
 Dose total         $6.01 \times 10^{22}$  nvt  
                   GP-1             $0.17 \times 10^{22}$  nvt (>3.68MeV)  
 Equivalent Days at Full Power    65.2 日  
 Average Standard at Full Power    59.8 MW  
                                   Reactor Pitch = 7  
                                   Coolant Flow Rate = 845.0 b/hr (0.1065 kg/sec)  
                                   "            Velocity = 1.81 m/sec





ピン #.1 (S121)

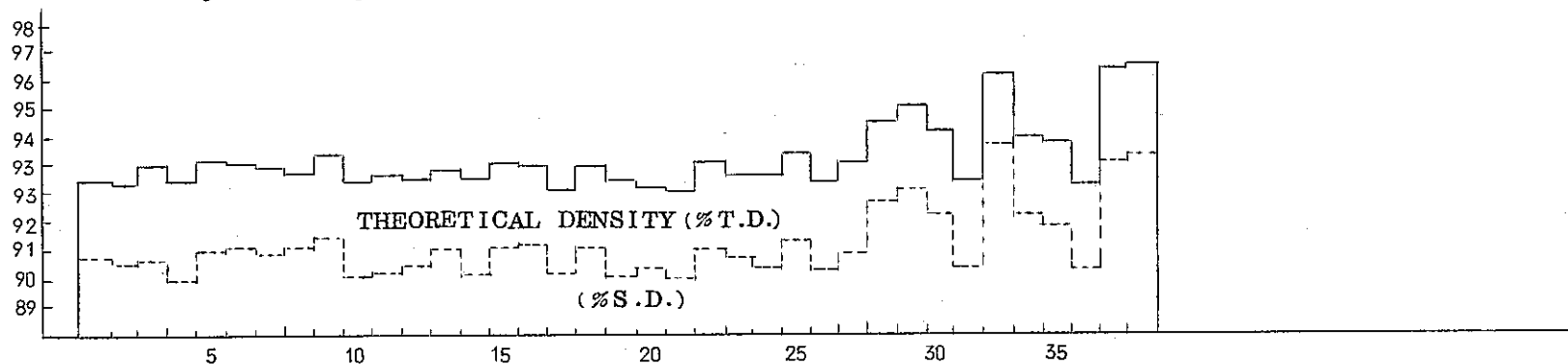
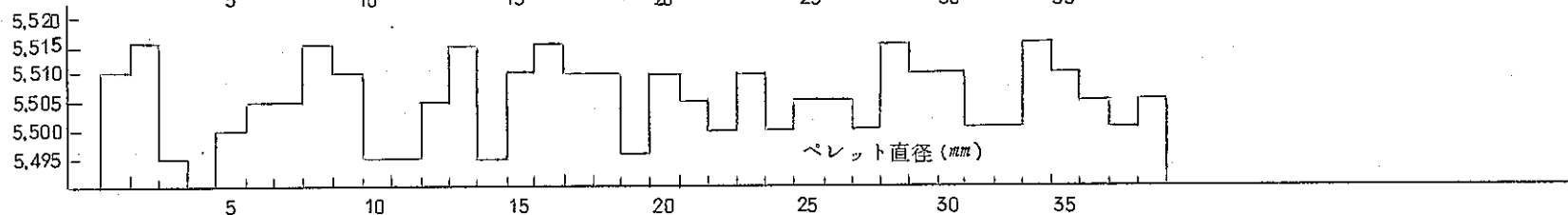
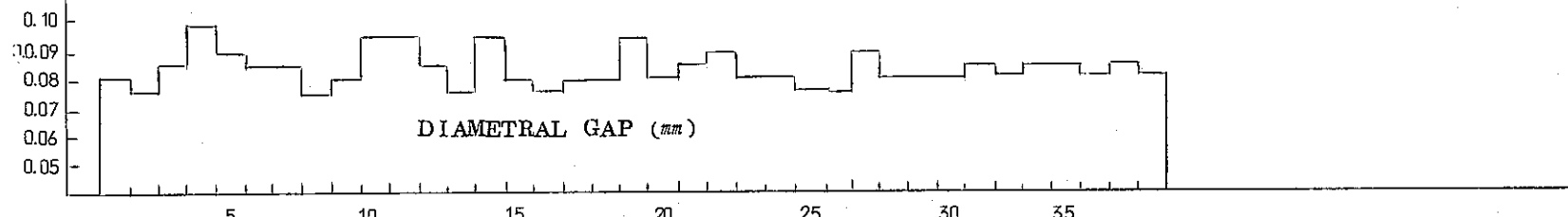
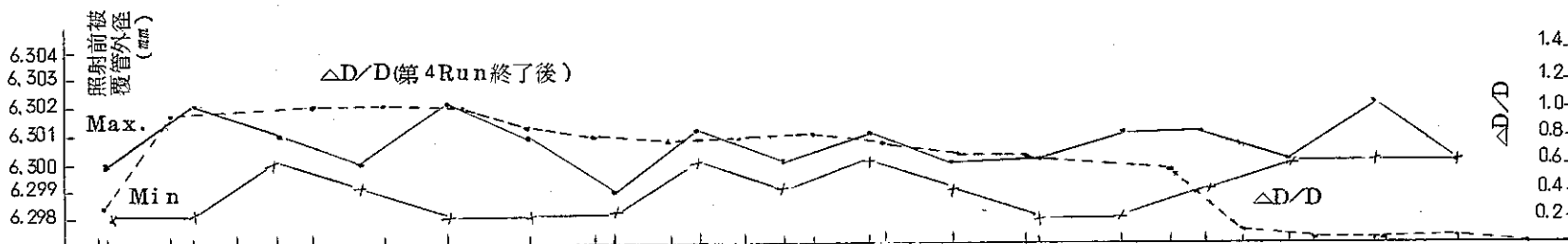
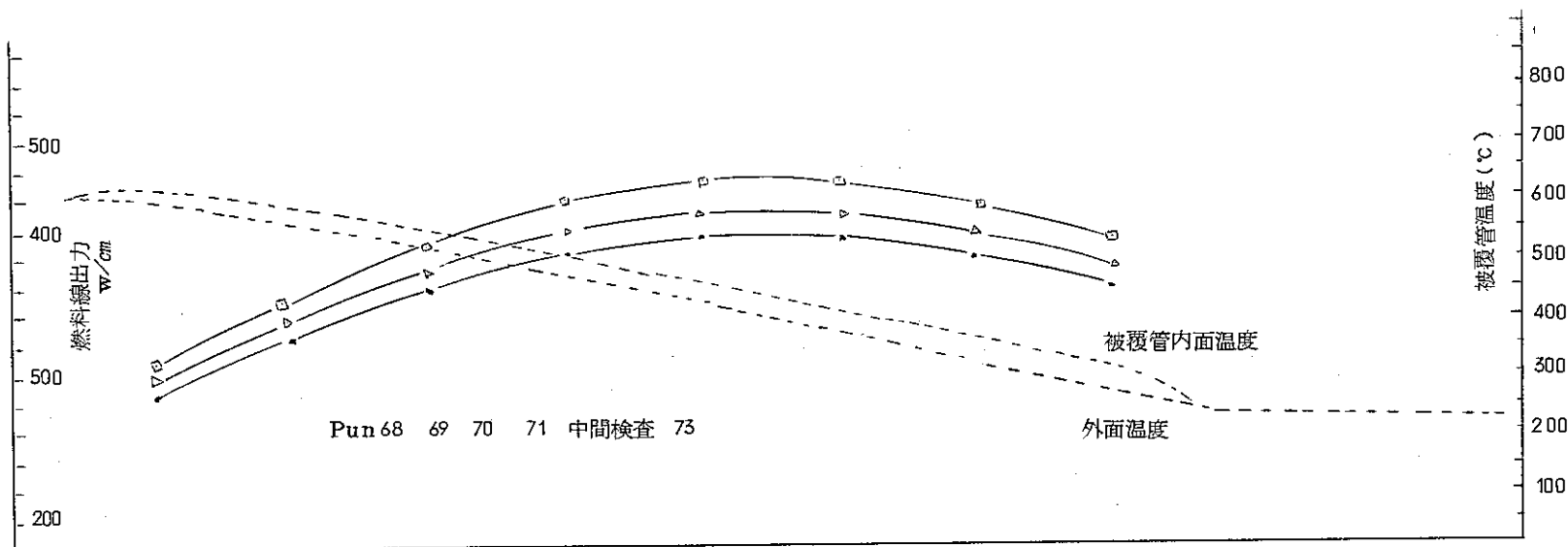
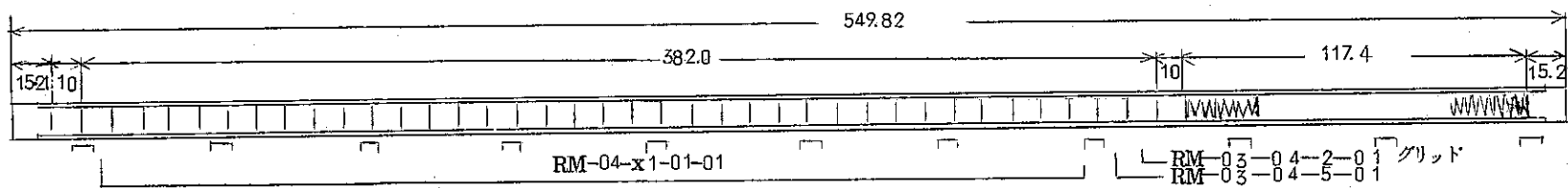


図 6-15 #.1 ピン 概要

—63~64—

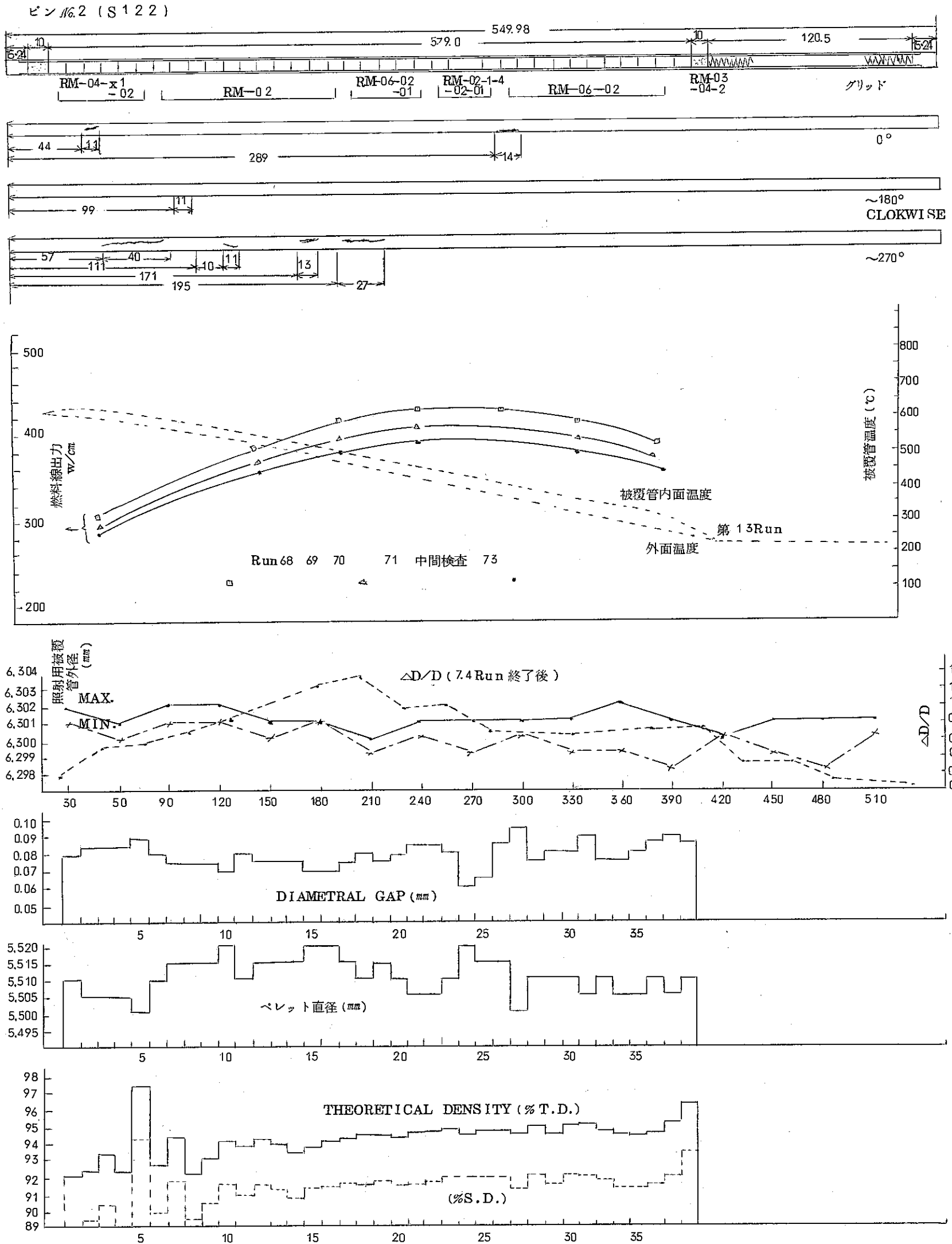


図 6-16 No. 2 ピン 概要

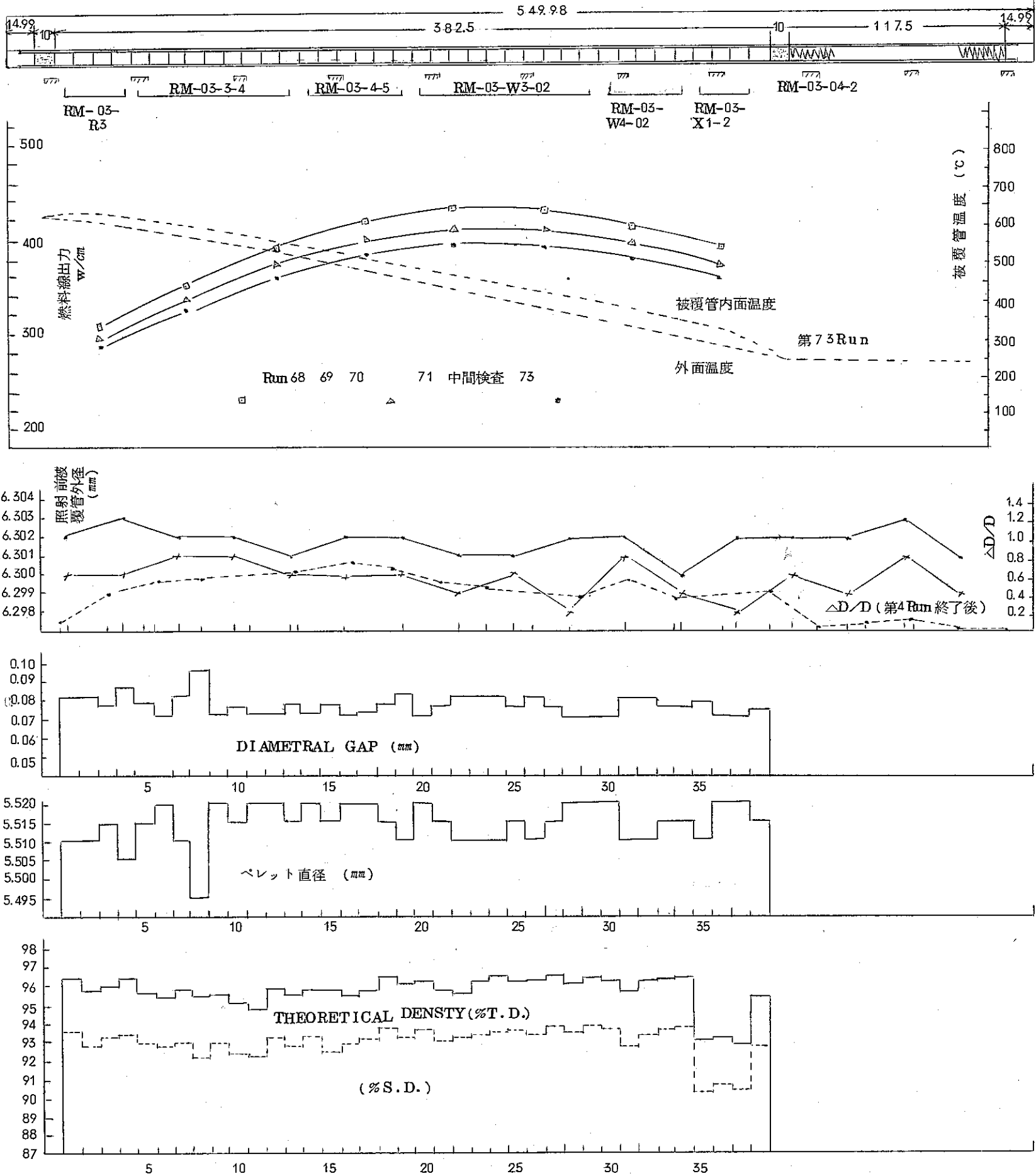


図 6-17 №3 ピン 概要

## 6.2 LIFE-Iによる解析

目 的

(柱川)

DFR332/5のNo.2のピンが破損した原因がピンの内部にあるか否かを調べるために、3本のピンについて、それぞれの炉内の挙動をLIFE-Iによって追跡する。

## 6.2.1 計算モデル

燃料内を軸方向に3等分し、上部にプレナムを加えた4領域とし、出力は各領域の中心の値を用いた。各部分の寸法については、詳細なデータが存在するが、被覆管外径の変化率 $\Delta D/D$ が被覆管寸法や燃料-被覆管ギャップとあまり対応していない事と、LIFE-Iの計算精度から推定して詳細なデータを入れる必要がないと思われるため、一本のピンに関しては軸方向の各領域とも平均した同一寸法を用いている。

燃料ピンの出力は3本とも同一であり、ヒストリーを簡略化して5リアクター・サイクルにまとめた。これはLIFE-Iが燃料のクラック・モデル等の出力変化の影響を大きく受けるモデルを含まないことと、今まで単純な等価全出力日(equivalent full power days)を用いてコードのフィッティングを行ってきたためである。温度はイギリス側から与えられた被覆管外壁温度をインプットしている。

## 6.2.2 計算条件

計算に用いた寸法、および物性値の主なものは次のとおりである。照射ヒストリーは、表6-2に示す。

表6-2 燃料ピン寸法等

ピン番号	No.1	No.2	No.3
燃料直径	5.518 mm	5.522 mm	5.516 mm
被覆管内径	5.600 mm	5.600 mm	5.593 mm
被覆管外径	6.280 mm	6.281 mm	6.297 mm
燃料長さ	382 mm	379 mm	382.5 mm
プレナム体積	2.95 cm <sup>3</sup>	2.93 cm <sup>3</sup>	2.95 cm <sup>3</sup>
燃料密度	93.8% T. D.	94.7% T. D.	94.7% T. D.

被覆管のスウェリング

被覆管は8~12% Cold WorkのSUS316であるが、データがないので、full annealの式を用いた。

$$\frac{\Delta V}{V} (\%) = [(T-40) \times 10^{-10}] \times (\phi t)^{f(\theta)} \exp\left(32.60 - \frac{5100}{T} - 0.015T\right)$$

ただし,  $T = ^\circ\text{K}$

$$\phi_t = n/\text{cm}^2 \times 10^{-22} (E > 0.1 \text{ MeV})$$

$$f(\theta) = 2.05 - 27/\theta + 78/\theta^2$$

$$\theta = T - 623.0$$

Reference WHAN-FR-15

燃料の熱伝導度

$$k_f = \frac{1}{3.11 + 0.0272 \times (T + 273)} + 5.31 \times 10^{-13} \times (T + 273)^3 \quad (\text{w/cm})$$

ただし,  $T = ^\circ\text{C}$

その他は, LIFE-I に組み込まれた定数を用いている。

### 6.2.3 計算結果

#### a) 燃料内温度分布

燃料内の半径方向の温度分布を第6-18図に示す。全寿命中で最も温度の高い、照射開始直後の0.34 dayの時の、各ピンの中央部の温度分布を示してある。中心温度は、No.1で2,227 $^\circ\text{C}$ 、No.2で2,250 $^\circ\text{C}$ 、No.3で2,252 $^\circ\text{C}$ であり、3本ともほぼ等しく、また半径方向の分布もほとんど同じである。

またNo.2のピンの中央部について、第5リアクタ・サイクルの初期の218.3 dayにおける温度分布をも同時に示した。この時点で燃料中心空孔が半径0.021 mmあき、中心温度は1,966 $^\circ\text{C}$ である。

中心温度の照射中における変化を図6-19に示した。図にはNo.2のピンの例だけであるが、No.2のピンの中心温度が、初期の2,250 $^\circ\text{C}$ かつ第5サイクル終了直前の1,966 $^\circ\text{C}$ まで変化しているのに対し、No.1のピンでは2,227 $^\circ\text{C}$ から1,976 $^\circ\text{C}$ へ、No.3のピンでは2,252 $^\circ\text{C}$ から1,967 $^\circ\text{C}$ へとほぼ同じ様に変化をしている。

#### b) 燃料-被覆管ギャップ

燃料と被覆管の間のギャップは、No.1のピンについては全照射期間を通じて開いているが、No.2とNo.3のピンについては、中央部で第2サイクルの終期112.2 dayの時点でギャップ巾が零となり、ペレットと被覆管が接触し、第3サイクルの終期158.7 dayまで接触しているが、第4・第5サイクルでは再びギャップが存在するようになる。接触時の圧力は、いずれも接触し始めた第2サイクル終期が最大で、No.2のピンで79.2  $\text{kg}/\text{cm}^2$ 、No.3において95.0  $\text{kg}/\text{cm}^2$ である。

また、この時点での被覆管内の応力は、No.2のピンにおいて、 $\sigma_r = -37.6 \text{ kg}/\text{cm}^2$ 、 $\sigma_\theta = 634.9 \text{ kg}/\text{cm}^2$ 、 $\sigma_z = 293.2 \text{ kg}/\text{cm}^2$ であり、No.3では $\sigma_r = -44.7 \text{ kg}/\text{cm}^2$ 、 $\sigma_\theta = 738.6 \text{ kg}/\text{cm}^2$ 、 $\sigma_z = 340.6 \text{ kg}/\text{cm}^2$ である。

## c) プレナム圧力とF.P.ガス放出率

図6-20にピン№2のプレナム圧力とF.P.ガス放出率の照射期間中の変化を示した。最高圧力は、48.9 Kg/cm<sup>2</sup>、F.P.ガス放出率は68.7%である。

また、第5サイクル終了直前のプレナム圧力が最大となる時点における各ピンのプレナム圧力とF.P.ガス放出率は次のとおりであり、ほとんど同じ値となっている。

ピン番号	№. 1	№. 2	№. 3
プレナム圧力 (Kg/cm <sup>2</sup> )	48.7	48.9	48.9
F.P.ガス放出率 (%)	69.2	68.7	68.7

## d) 燃料内組織変化

図6-21にピン№2の照射終了時の燃料内組織変化を示す。照射後試験結果と比較することによって、コードで計算した温度分布の確認になるものと期待される。

また、各ピンの比較として、燃料中央部の組織変化を示すと次のとおりとする。

燃料ピン番号	№. 1	№. 2	№. 3
燃料中心孔半径 (mm)	0.27	0.22	0.23
柱状晶領域半径 (mm)	1.30	1.22	1.22
等軸晶領域半径 (mm)	2.25	2.23	2.23

№.1のピンが他の2本と少し異なるが、燃料密度とギャップ巾の影響と思われる。

## e) 被覆管外径変化

図6-22に第4サイクル終了後に測定した被覆管外径変化( $\Delta D/D$ )と計算値を比較して図示してある。計算によると、ピン№.1、№.2、№.3ともにまったく同じ外径変化となっており、ペレットと被覆管の接触の影響はあらわれていないが、実験データでは№.2のピンが一番大きな変化を示している。

## 6.2.4 結 論

計算結果を総合した結果、LIFE-Iの計算によっては、№.2のピンが他の2本と特に異った挙動を示すという結果は得られなかった。すなわち、LIFE-Iの計算モデルに考慮されている各種の因子の中で、№.2のピンが特異な値をとる事はなかった。



表 6-2 照射ヒストリー

軸方向 位置 照射時間	単 位 長 出 力 (w/cm)		
	最 下 部	中 央 部	最 上 部
0 day	0 w/cm	0 w/cm	0 w/cm
0.34 "	369.3	425.4	383.4
55.74 "	369.3	425.4	383.4
56.0 "	363.2	418.3	377.0
112.2 "	363.2	418.3	377.0
113.0 "	357.0	411.2	370.6
158.7 "	357.0	411.2	370.6
159.0 "	349.3	402.3	362.6
217.9 "	349.3	402.3	362.6
218.3 "	342.2	394.1	355.2
283.5 "	342.2	394.1	355.2
284.0 "	0	0	0
285.0 "	0 (20°C)	0 (20°C)	0 (20°C)

これは3本とも共通である。

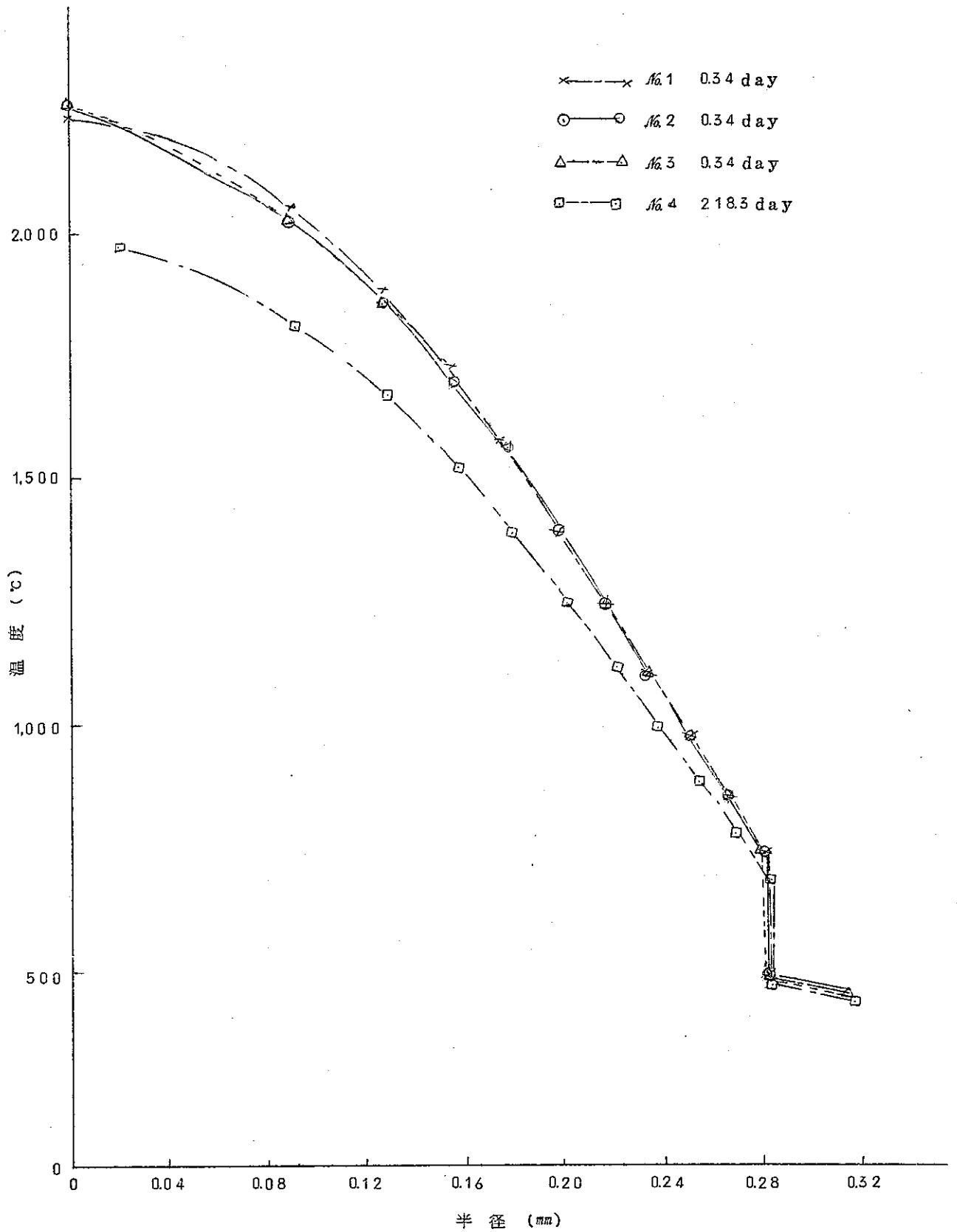


図6-18 半径方向温度分布 (燃料ピン中央部)

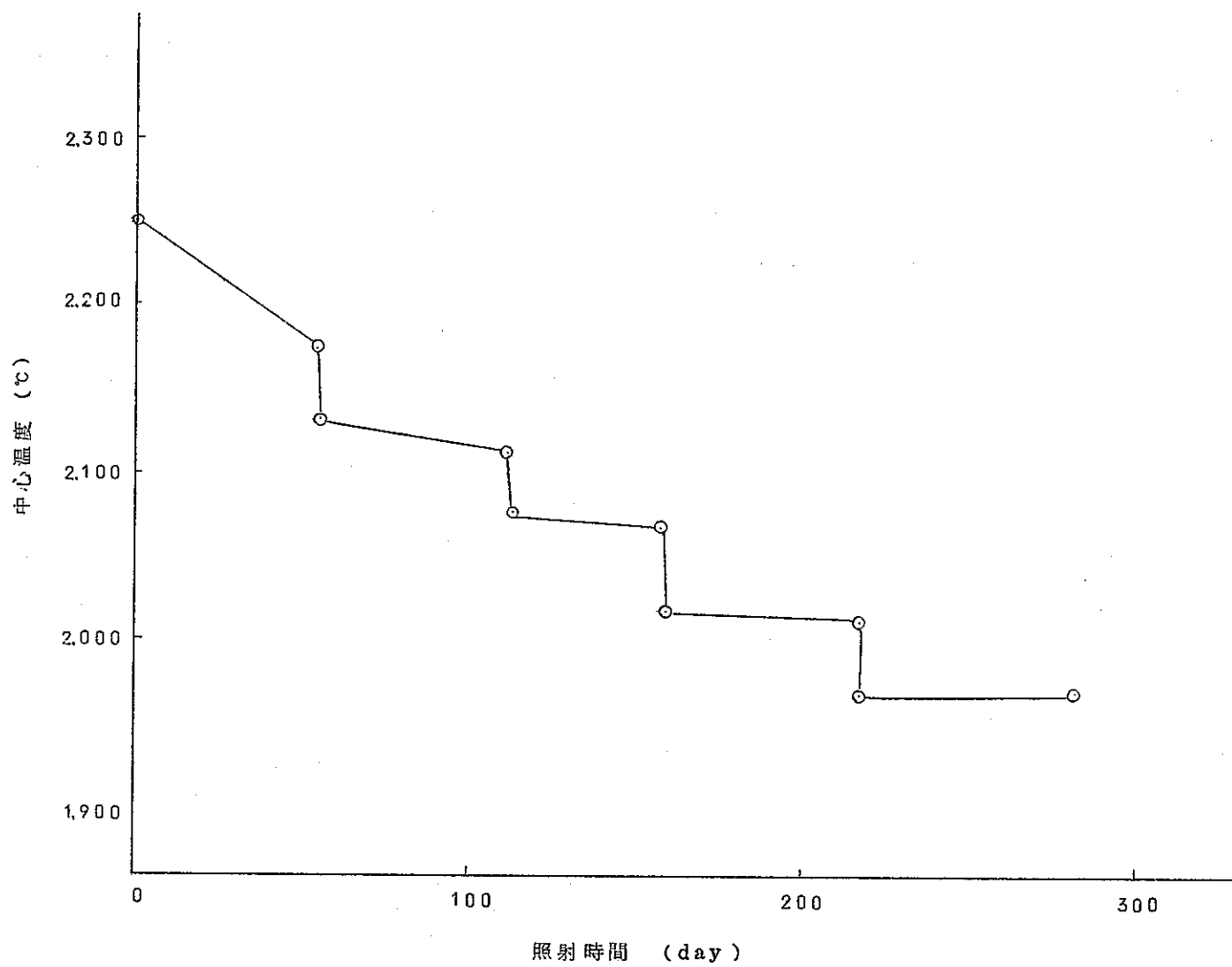


図 6-19 燃料中心温度の変化 (No. 2 の中央部)

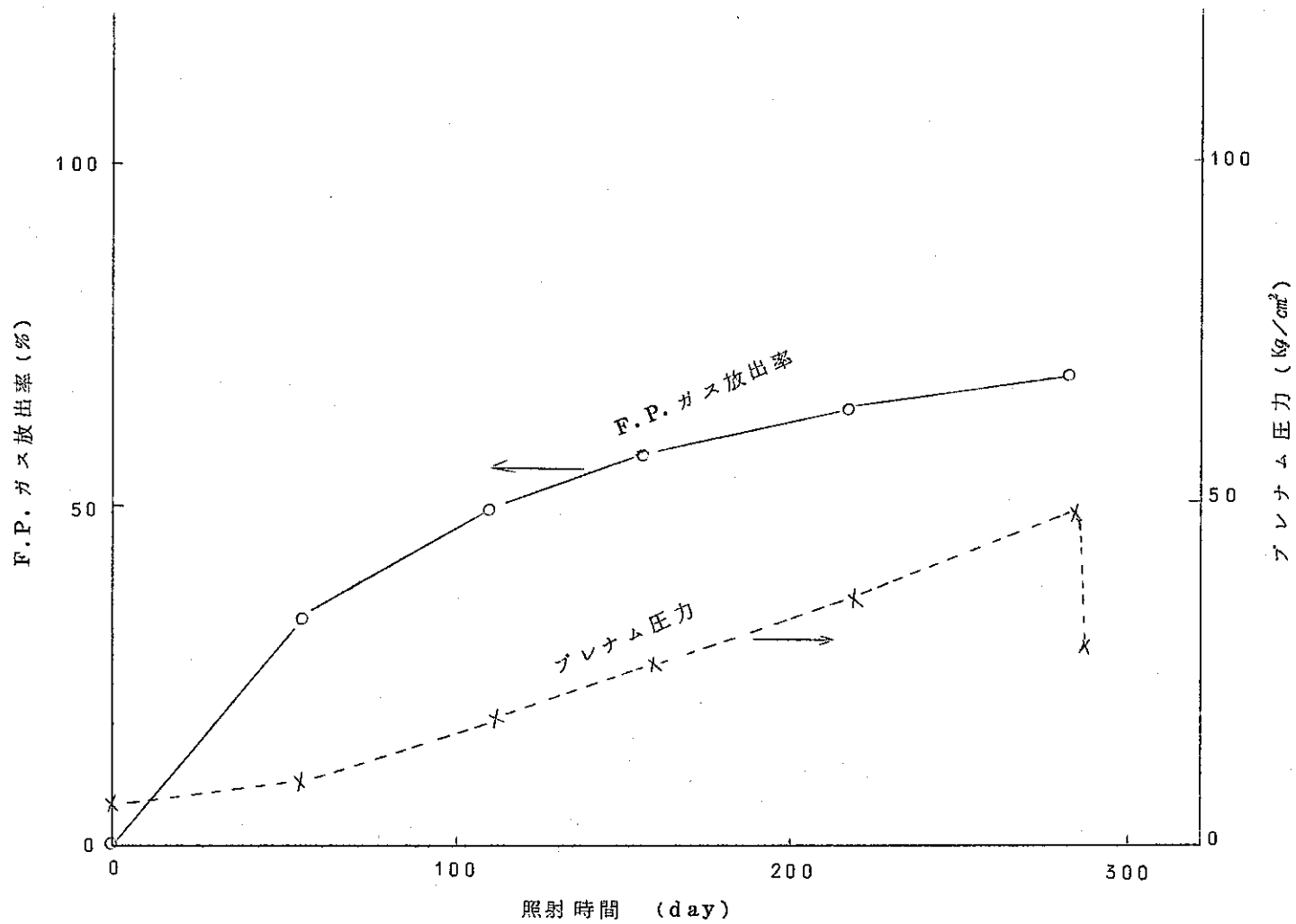


図 6-20 ブレナム圧力と F.P. ガス放出率

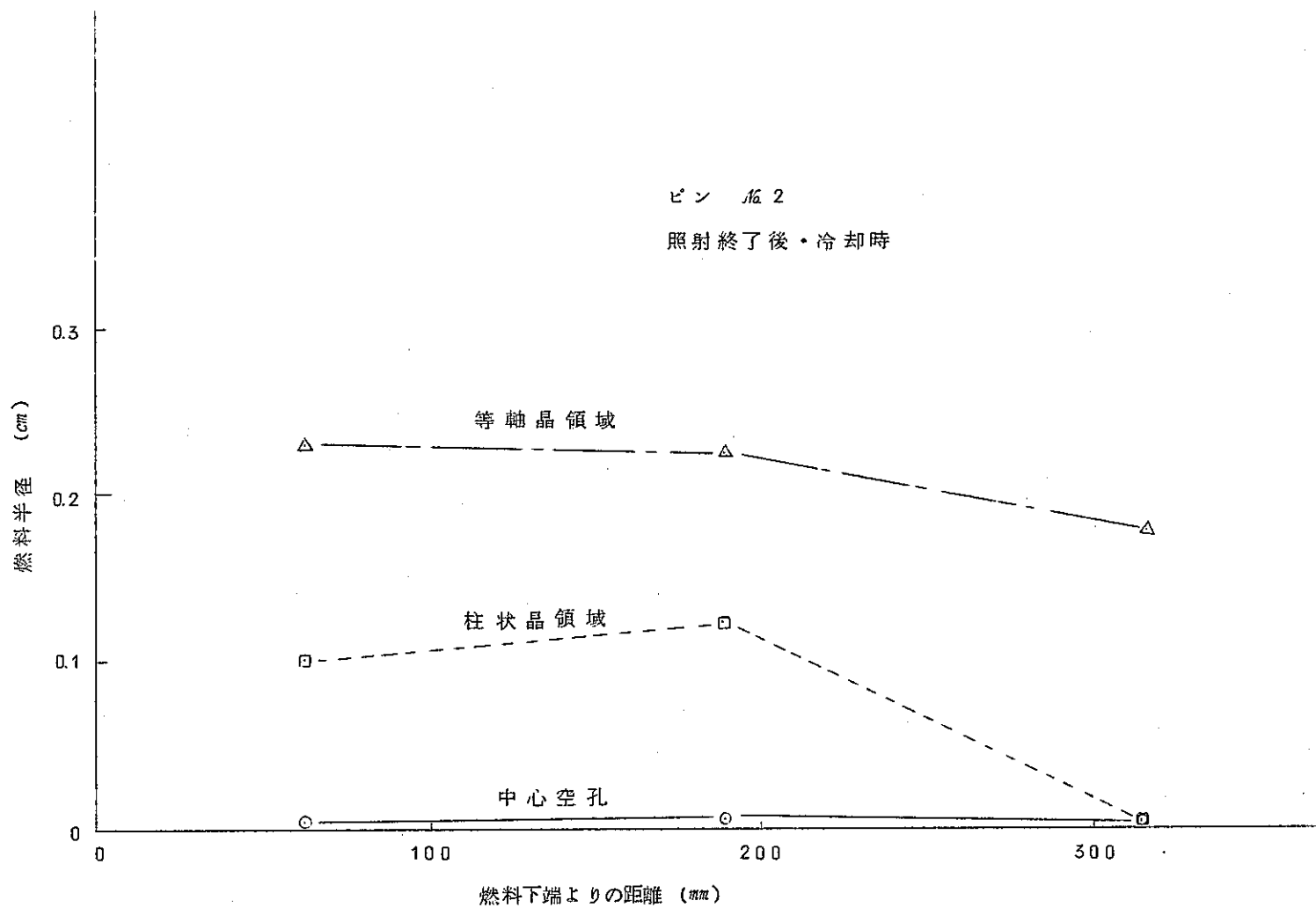


図 6-21 燃料内組織変化

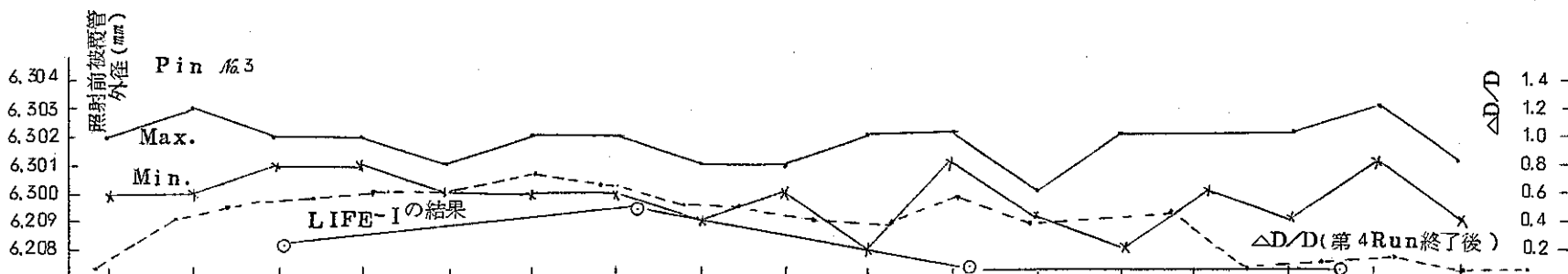
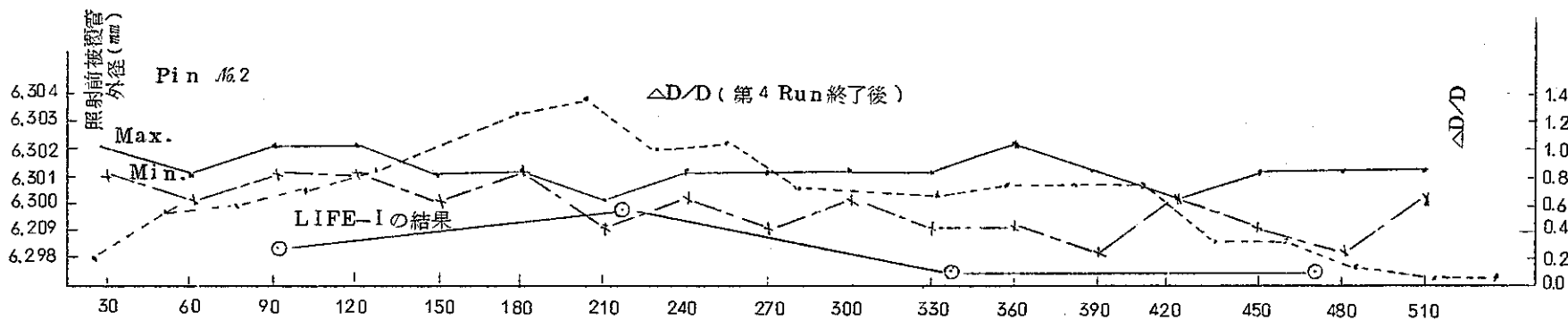
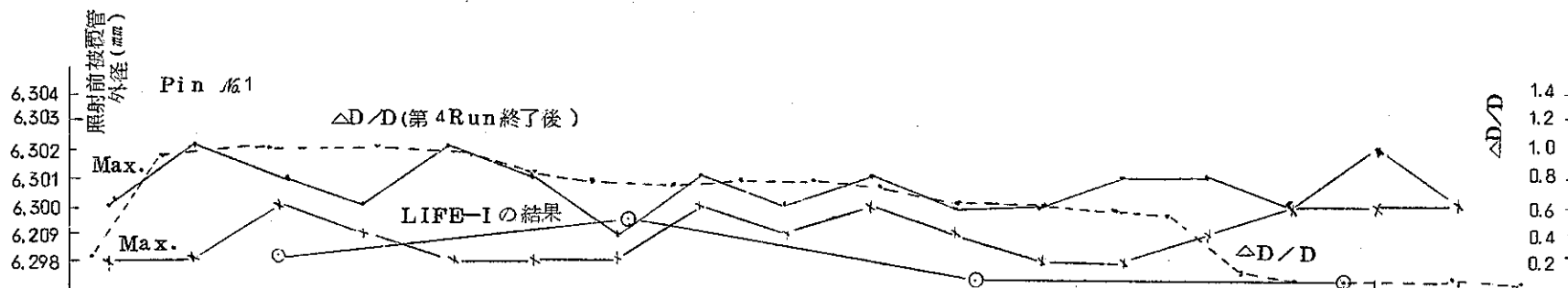


図 6-22 被覆管外径変化 (第4サイクル終了後)

## 6-3 PIPERによる解析

(横内)

DFR332/5の3本の燃料棒は、同一の照射履歴を経験し、また燃料仕様もほぼ同一であるのでPIPERで照射挙動計算を行なった場合、同一の結果が得られることは明らかである。したがって破損を起したS122の燃料棒についてのみ解析計算を行なった。

## 6.3.1 計算条件

## a) 照射履歴

照射期間が比較的長い為、炉出力の変動が多く、したがって燃料棒の経験した照射線出力も複雑に変化しており、これを忠実に追跡すると計算時間が膨大になるので、ある程度簡略にし図6-23に示す照射履歴を使用した。6-1で示した照射履歴との比較から明らかのように、照射途中でのシャットダウン(あるいは炉停止)を省略している。燃料ペレットと被覆管の間の機械的相互作用は照射途中でのシャットダウンの回数が増すとペレットの割れが多くなり、これにより影響されるものと思われるが本解析では上記理由により簡略化せざるを得なかった。

## b) 計算体系

燃料棒を縦方向に9つの領域に分割しブレナムも含めて10領域とし、燃料半径方向には10の等質量領域に分割し、これに被覆管1領域を加えて11領域で計算を行なった。計算体系を図6-24に示す。

## c) 計算に使用した諸条件

表6-3に計算に使用した軸方向領域各の寸法、密度等のデータを示す。

## 6.3.2 計算結果

## a) 燃料内温度分布

燃料スタックのほぼ中心に当たる第5領域の中心温度が2,170°Cで最も高い。この第5領域の中心温度、ペレット表面温度及び被覆管内外面温度変化を図6-25に示す。燃料内温度としては通常のものであり、特に高いということはなく、燃料破損を引き起すような要素は見あたらない。

## b) ペレット-被覆管ギャップ

最初1日と9時間でフルパワーになった時はまだギャップは存在するが、34日たった時点で中心2 nodes についてギャップ巾はなくなり、100日では上端下端1 nodeをのぞきペレットと被覆管は接触することになる。接触圧はNode 8が一番大きくて、最高値は559 kg/cm<sup>2</sup>である。先にも述べたように、炉のシャットダウン等を忠実に考慮した照射履歴で計算を行なった場合、多少接触圧が大きくなる可能性はある。

## c) ブレナム圧力、F.P.ガス放出率

図6-24に計算結果を示す。ブレナム圧力は照射末期の原子炉稼動時に57 kg/cm<sup>2</sup>で

ある。またこの時の F.P. ガス放出率、プレナム内ガスモル数は、それぞれ、67.5%、 $3.73 \times 10^{-3}$  Moles である。プレナム内のガスの組成は表 6-3-2 に示す。

表 6-3-2 プレナム内ガス組成

He	0.0310 (fraction)
Xe	0.7802 "
Kr	0.1300 "
Adsorbed Gas	0.0588 "

## b) 燃料内組織変化及び被覆管外径変化

燃料の中心空孔，柱状晶領域，等軸晶領域および燃料半径の軸方向分布を図 6-27 に示す。また，被覆管の外径変化を図 6-28 に， $\Delta D/D_0$  を図 6-29 に示す。燃料ペレット組織変化については P.I.E. の結果がまだ出ていないので実験値との比較は出来ない。被覆管の外径変化は  $\Delta D/D_0$  で実測値が最大 1.3%，PIPER による計算では 0.45% であり大きな違いを示している。しかし他の照射実験例<sup>14)</sup> (図 6-30) をみると  $6 \times 10^{22}$  nvt (Total) 程度の照射量 (バーンアップ 50,000 MWD/T) では 1% 以殿であることが多い。

## e) スウェリングとクリープ

図 6-31 に燃料と被覆管のスウェリング量を示す。また Clad Generalized Creep も同図に示した。第 8 node のクリープ量が大きいのはペレットとの接触圧が大きい為と思われる。第 1 node は被覆管温度が高いためクリープ量も大きくなっている。しかし第 4 node のクリープ量が大きい原因については定性的な説明はつけられない。

表 6-3 PIPER 計算に使用した領域各のデータ

Axial Nodewise Data	Node 1	Node 2	Node 3	Node 4	Node 5	Node 6	Node 7	Node 8	Node 9	Plenum
初期中心空孔	0.001	0.001	0.001	0.001	0.001	0.001	0.001	0.001	0.001	
燃料外半径	0.2753	0.2755	0.2758	0.2759	0.2756	0.2757	0.2755	0.2754	0.2754	
被覆管内半径	0.2794	0.2795	0.2795	0.2795	0.2795	0.2795	0.2797	0.2794	0.2796	0.2800
" 外 "	0.3150	0.3150	0.3150	0.3150	0.3150	0.3150	0.3150	0.3150	0.3150	0.3150
軸方向 Node 長さ	4.28	4.17	4.10	4.07	5.16	4.18	4.08	4.07	3.99	12.05
燃料理論密度	11.01	11.01	11.01	11.01	11.01	11.01	11.01	11.01	11.01	
燃料密度	92.49	94.16	93.76	93.73	94.34	94.60	94.57	94.76	95.07	
PuO <sub>2</sub> 富化度	0.18	0.18	0.18	0.18	0.18	0.18	0.18	0.18	0.18	
Pu <sup>239</sup> + Pu <sup>241</sup>	0.9131	0.9131	0.9131	0.9131	0.9131	0.9131	0.9131	0.9131	0.9131	
ウラン濃縮度	0.60	0.60	0.60	0.60	0.60	0.60	0.60	0.60	0.60	



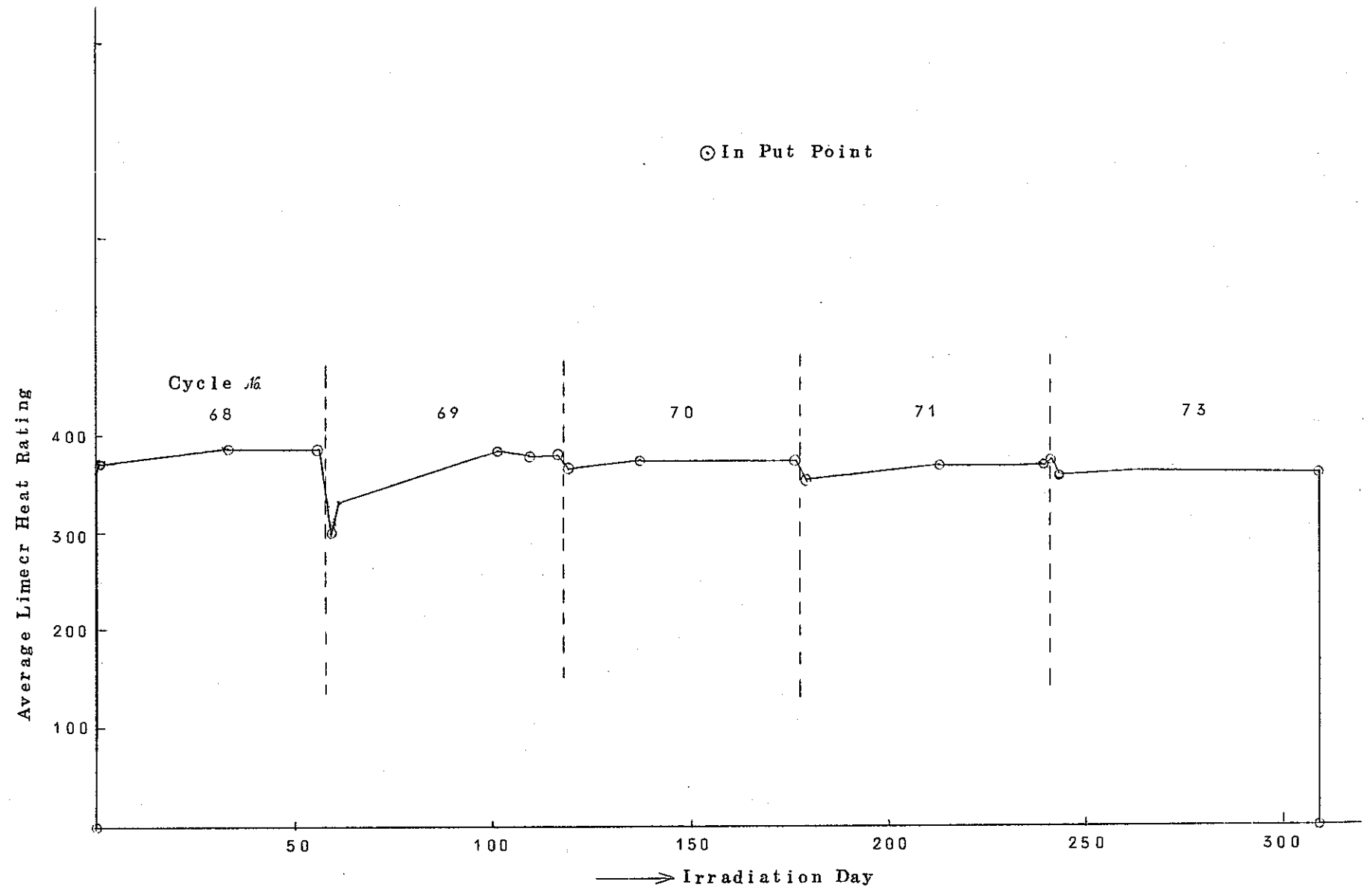


图6-23 照射履歷

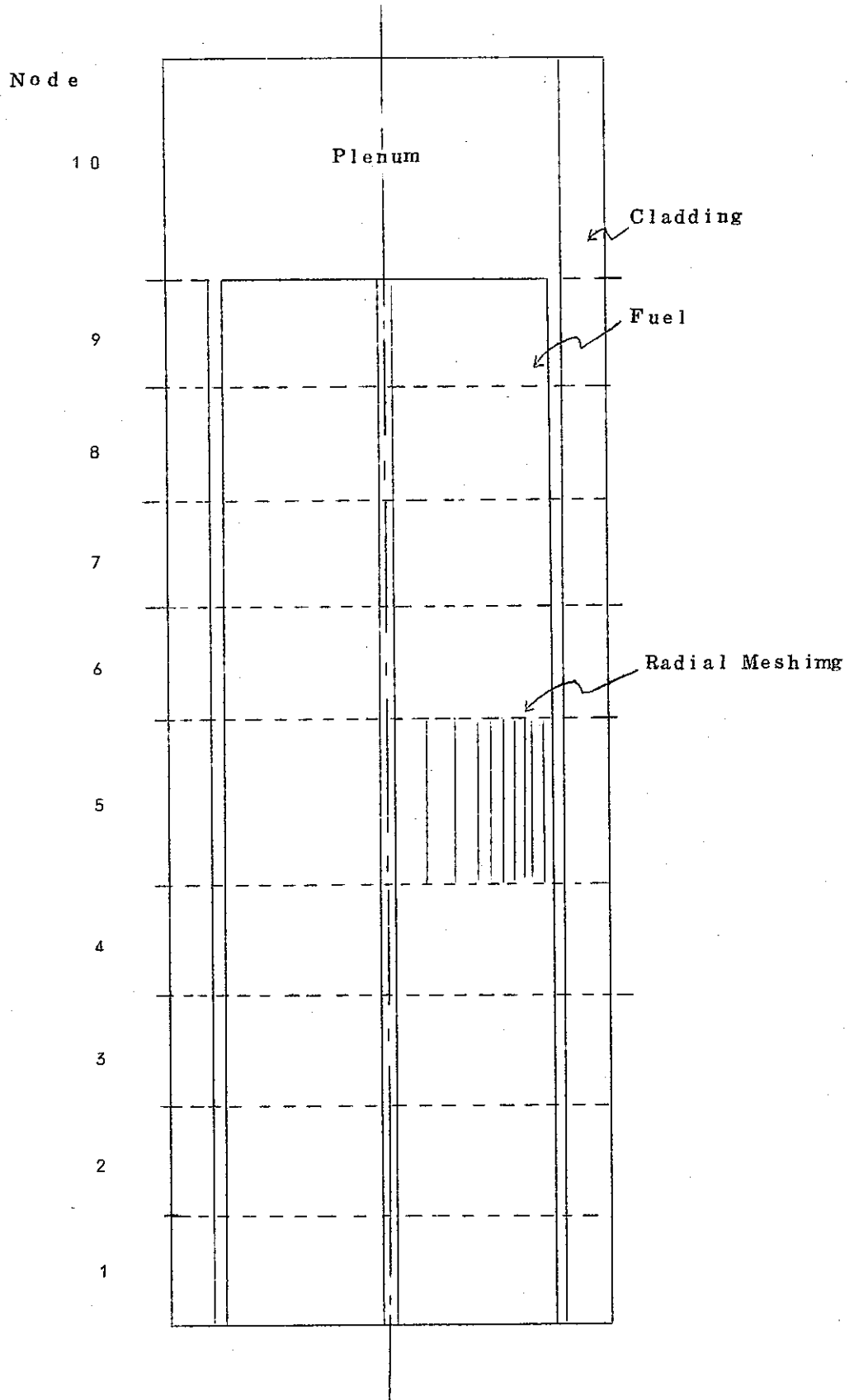


圖6-24 計算體系

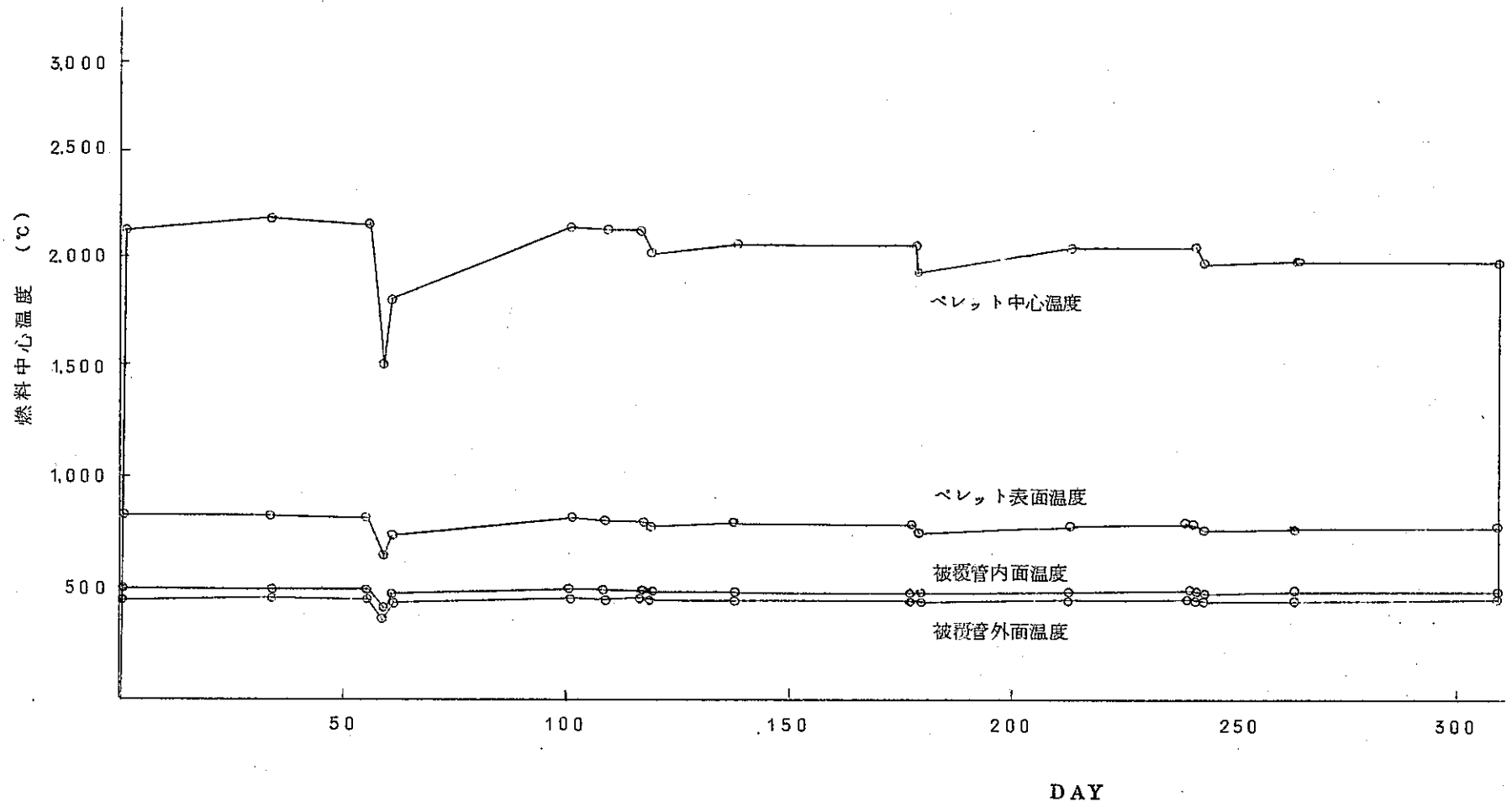


図6-25 第5 NODE の温度変化

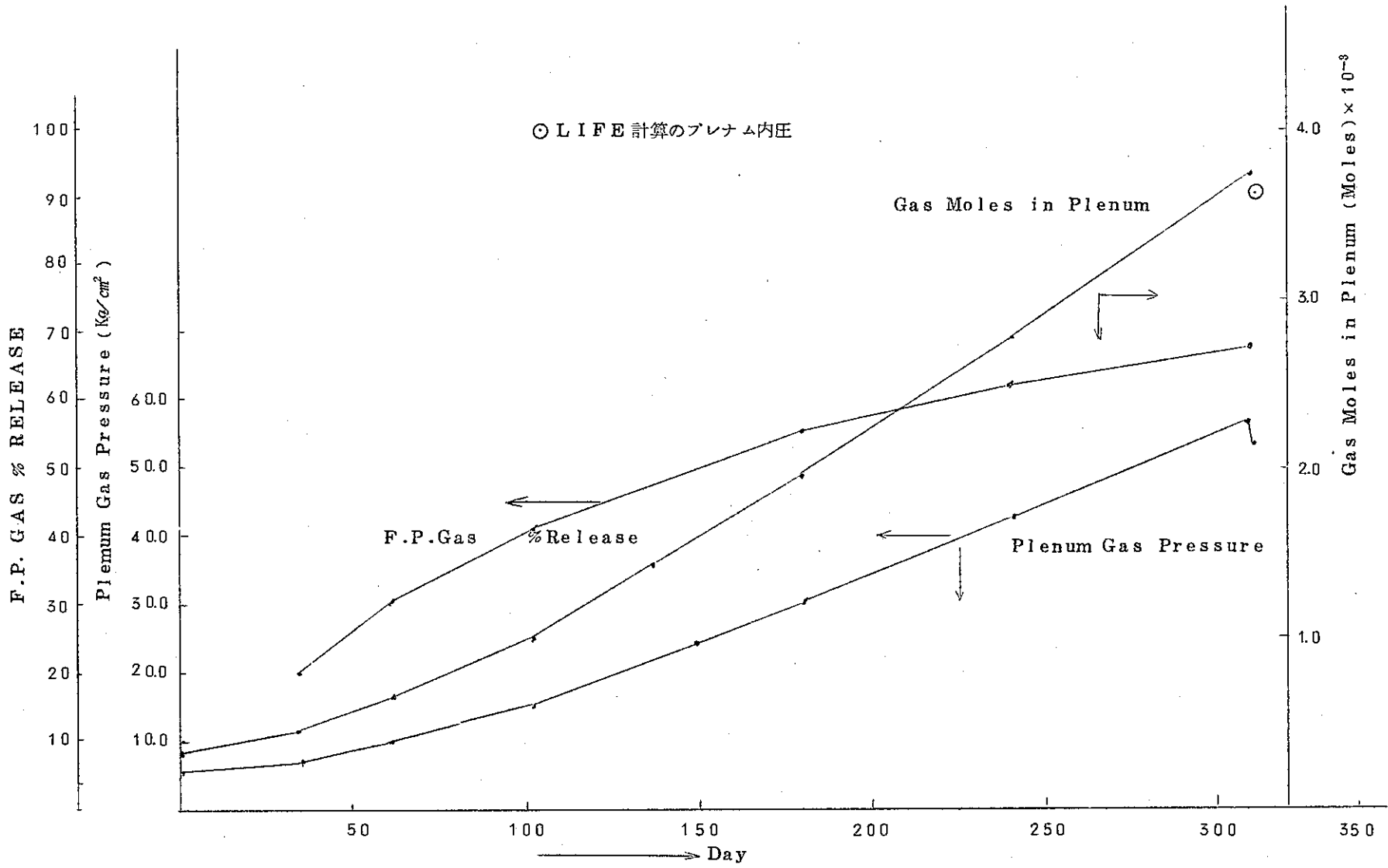


図 6-26 Gas Pressure in Plenum

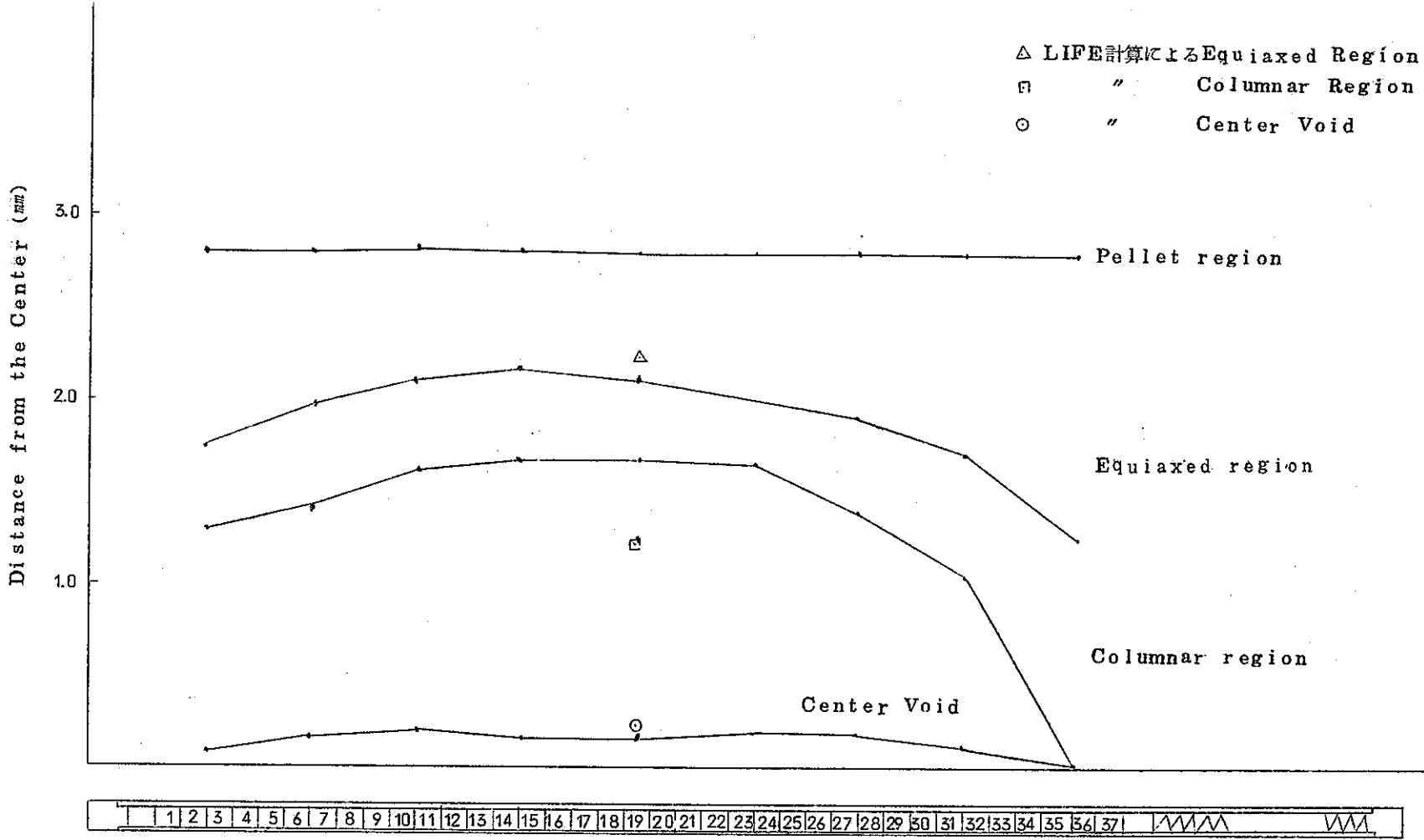


図 6-27 S 122 燃料内組織変化

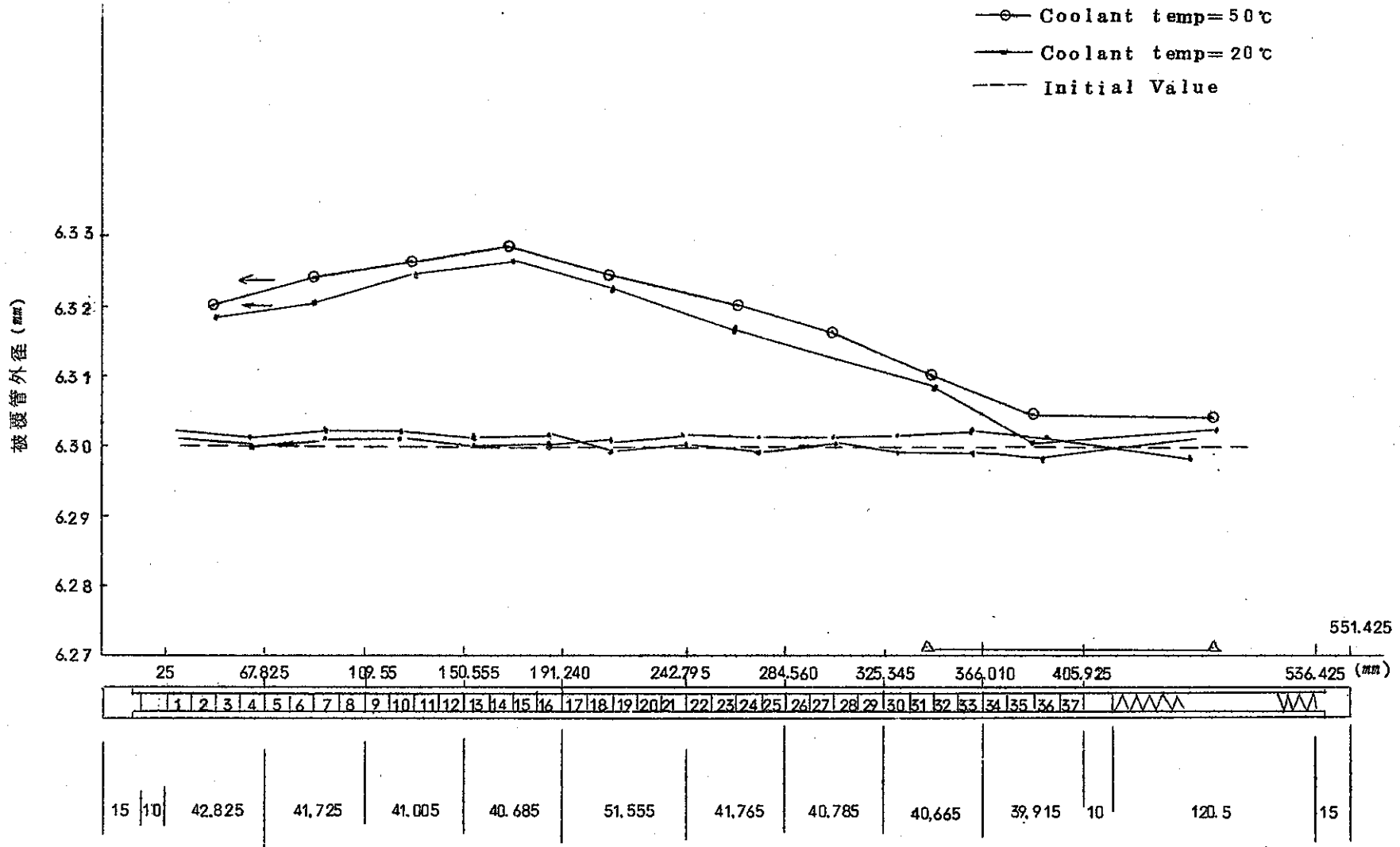


図 6-28 S 122 燃料棒の被覆管直径変化

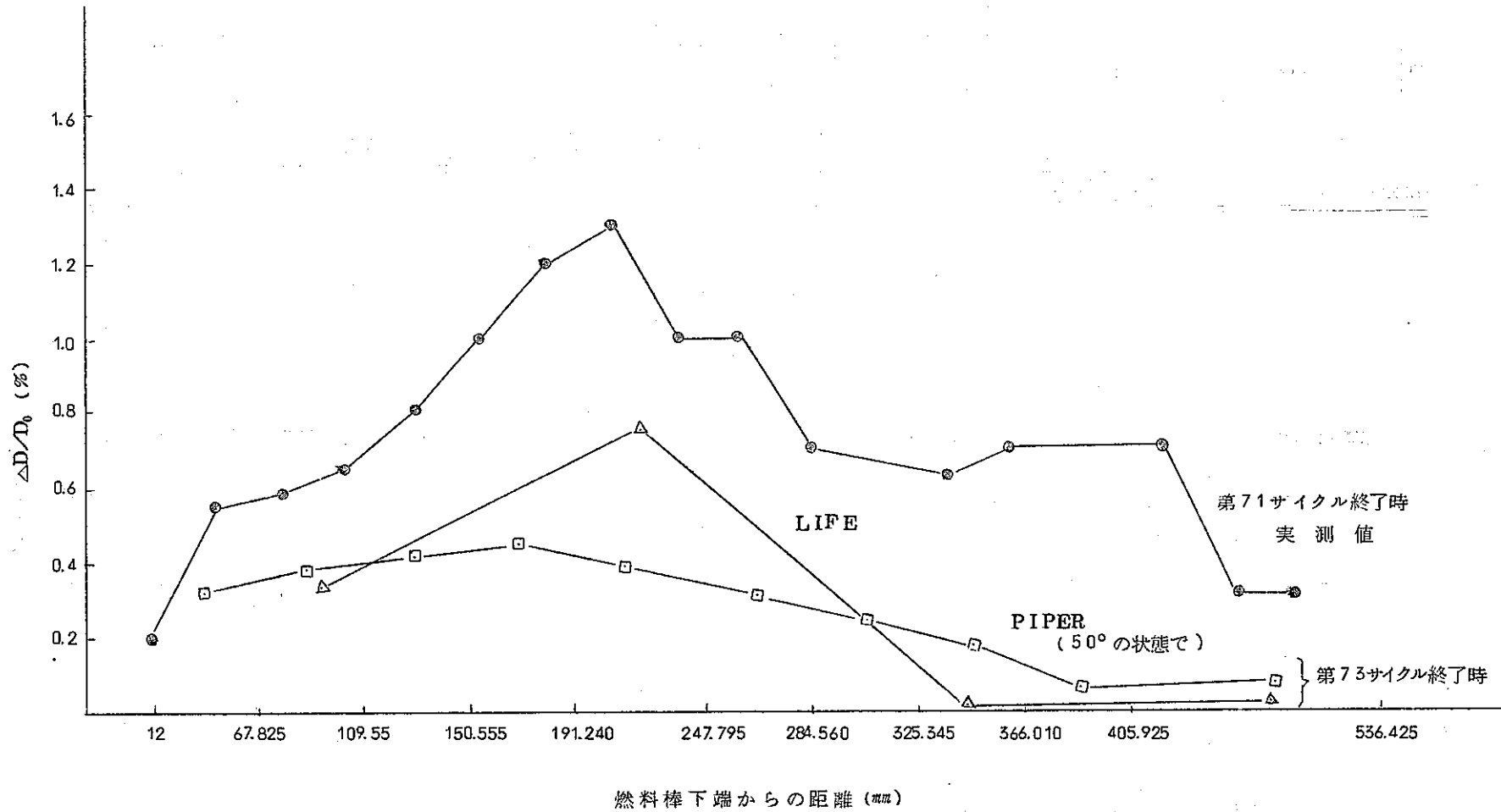
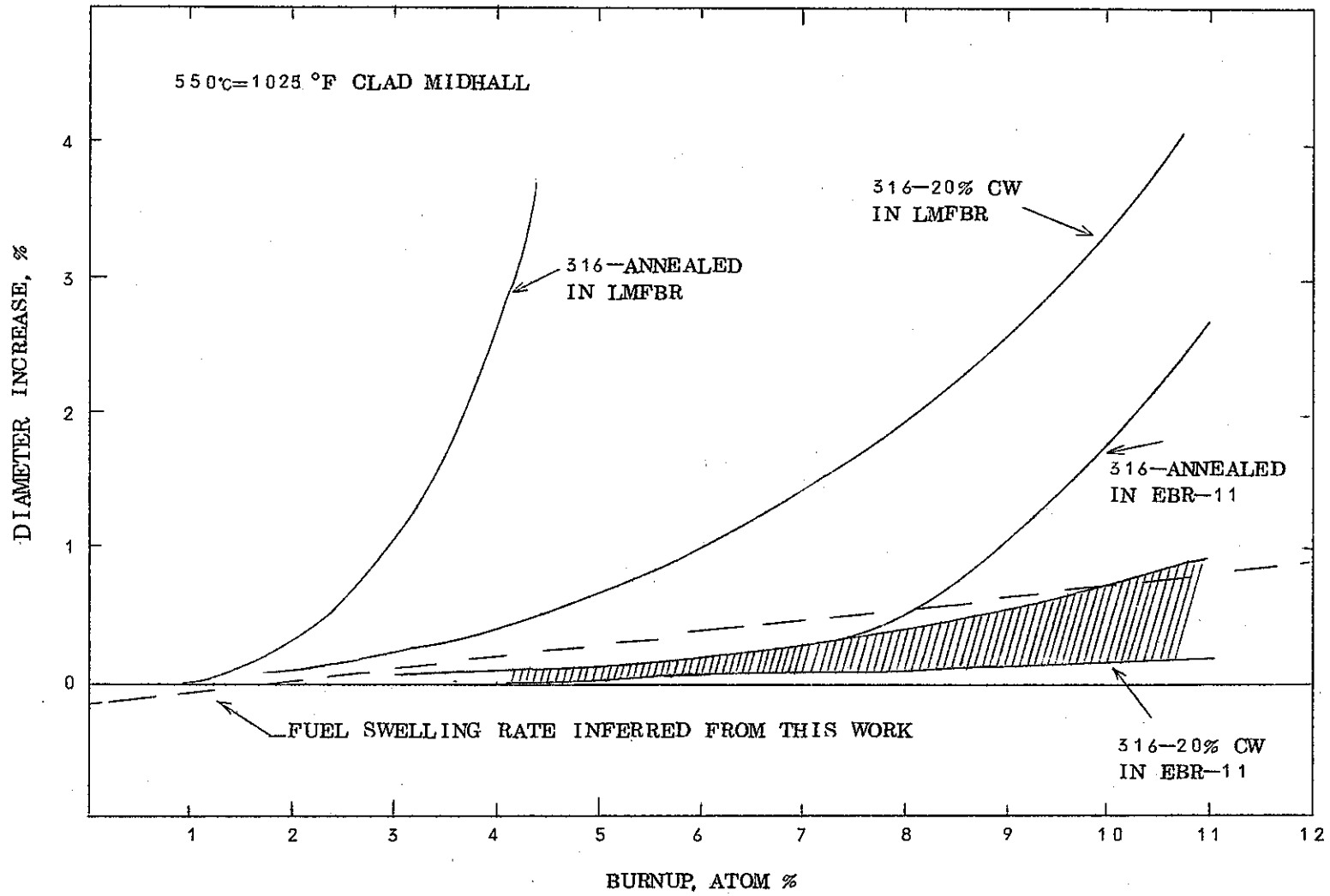


図6-29 S 122 燃料棒の被覆管  $\Delta D/D_0$



6-30 ESTIMATED BEHAVIOR OF ANNEALED AND COLD WORKED TYPE 316SS FUEL RODS IN EBR-II FUTURE LMFBR'S



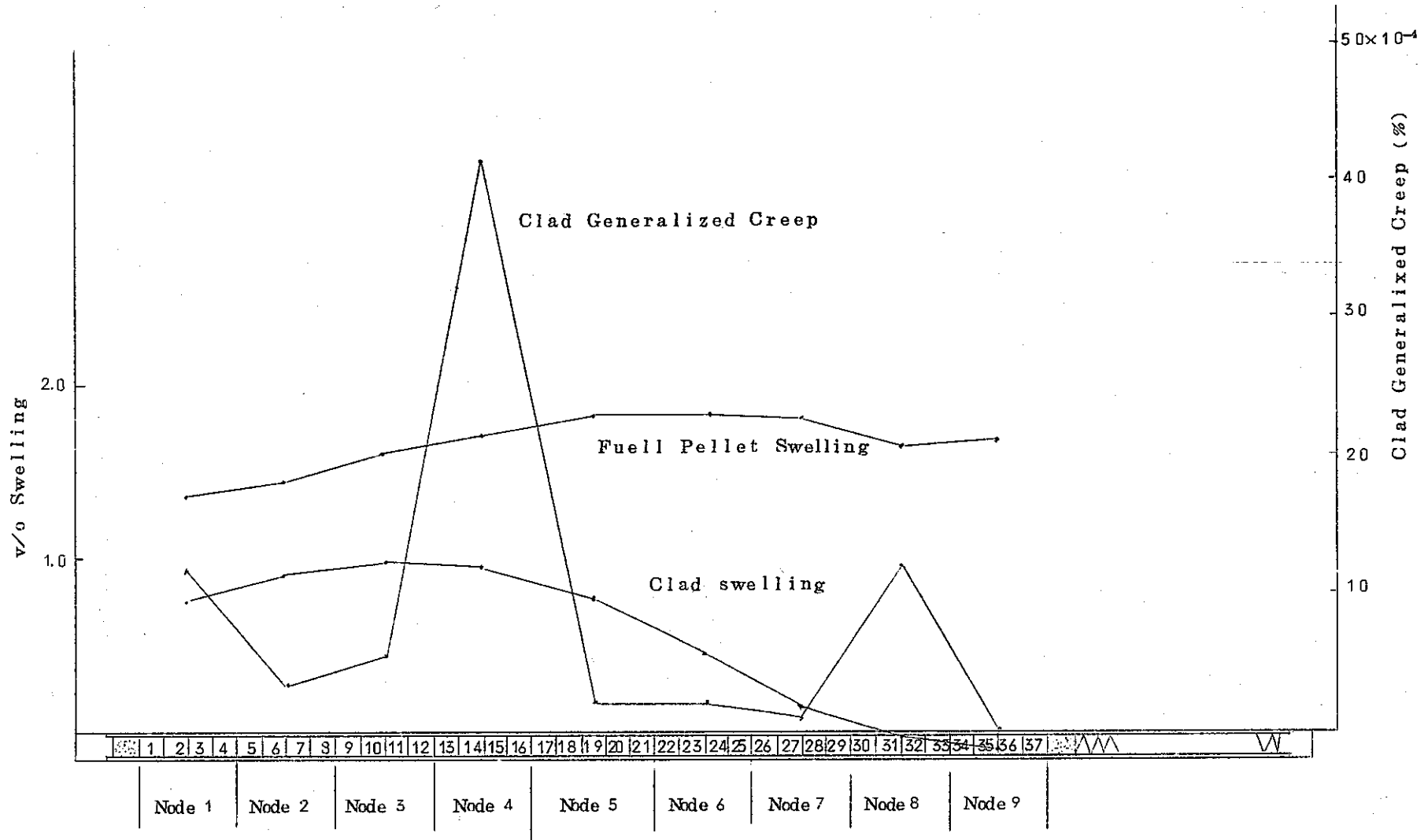


図 6-31 S 122 燃料棒のスウェリングとクリープ

## 5.4 結果のまとめ

(横内)

PIPERコードとLIFE-1コードによりそれぞれに解析計算を行ない、6-2, 6-3章で述べたような結果を得た。DFR332/5の照射後試験が終っていない現在、実測値としては $\Delta D/D_0$ しかない。P.I.E.が終了した時点で再び計算結果と対比し比較検討する必要がある。

ここではPIPERとLIFE-1の計算結果の比較を行なっておく。ただし計算に使用した体系、あるいは照射履歴にかなりの相違があるので厳密な比較は出来ない。PIPERではDFR332/5の3本の燃料棒について、計算上同一とみなし得るとしS122ピンについてのみ計算を行なった。LIFE-1で3本について箇々に計算を行なったわけであるが、やはり結果には有意な差はみとめられなかった。このことは6-2章でも述べているように重要な意味を持つ。つまり実際には3本の燃料棒のうちS122のみが異なった照射挙動を示しており、計算コードのインプットに含まれない何らかのファクターでS122のピンが他のものと異なっていたか、あるいは照射中にS122だけに何らかの外部要因が働いたことを物語っているからである。

次に各項目について比較する。

## a) 燃料内温度分布

燃料中心温度は1,900~2,200°Cの範囲で変動していて、どちらのコードも同じ程度である。

## b) プレナム圧力とF.P.ガス放出率

F.P.ガス放出率は両コード共、約70%で一致している。プレナム内圧力は照射終了時でPIPERは57 kg/cm<sup>2</sup>, LIFE-1で49 kg/cm<sup>2</sup>である。この差は軸方向nodeの取り方の違いによるものと思われる。

## c) 燃料内組織変化

両コードともそれほど差はない。これについてはP.I.E.の結果と対比しないとあまり意味があるとは思えない。

d) 被覆管外径変化( $\Delta D/D_0$ )

S122ピンについてPIPER, LIFE-1, それに実測値と比較すると、最大変化を示す場所で

	$\Delta D/D_0$ (%)
PIPER (5サイクル照射完了時)	0.45
LIFE-1 ( " )	0.76
実 測 (4サイクル照射完了時の中間検査で)	1.5

となる。PIPERでは被覆管クリープのデータに20% C.W.のものを使用しているのに対し、LIFEの計算では焼鈍材のデータを使用している。PIPERとLIFE-1の計算結果の違い

いはこれによるものと思われる。

実際の被覆管は8~12% O.W. である。いずれにしても実測値よりははるかに小さい。

e) ペレット-被覆管ギャップ及び接触圧

No.2 燃料棒だけについてみると、どちらの計算結果も、燃料と被覆管は接触していることを示している。しかしLIFE-1では、接触は照射の途中までで、第4、第5サイクル照射では再びギャップが存在している。一方PIPERの計算では、最後まで接触を保っている。この相違はd)の項で記した被覆管のデータの違いによるものと思われる。また同じ理由により接触圧にも違いが出ている。両者の比較を行なうと以下のようになる。

	最高接触圧 (Kg/cm <sup>2</sup> )	Kg/m <sup>2</sup> r clad (Kg/cm <sup>2</sup> )	Kg/m <sup>2</sup> θ clad (Kg/cm <sup>2</sup> )	Kg/m <sup>2</sup> z clad (Kg/cm <sup>2</sup> )
PIPER	559	-253	4380	2010
LIFE-1	79.2	37.6	634.9	293.2

f) 6章を要約すると、燃料挙動解析コード "LIFE-1" "PIPER" で照射挙動を解析したが、破損に至る要因はなかった。

## 7. 破損原因の検討

### 7.1 破損の順序

(古屋)

第5, 6章を要約すると

- 1) 燃料, 被覆管とも, 設計仕様どおり, 製造しており, しかも, №1, 2, 3のピン相互間に特に顕著な差異はない。
  - 2) 製造(設計)条件と照射条件をもとに, 照射燃料ピン挙動解析コード" LIFE-1"  
" PIPER "で照射挙動を予測すると, 正常の運転状況のもとでは, 破損にいたる要因はない。
- ということが出来る。

したがって, 破損原因として, 製造履歴, 照射履歴以外の外部要因を検討しなければならない。このため, まず№1~№8の破損が, どのような順序で起ったかを考えてみる。

第3章で詳述したように, №1~№8部までの破損の外観を相互比較すると, №8部の破損部外観は, №1~№7部破損外観と異なり, 第4章で記述した海外燃料ピンの破損例(U.K.A.E.A., EURATOMの照射)と酷似している。このことは, №8部破損を示した写真3-7とU.K.A.E.A.の照射実験でのピン破損状況を示す。写真4-1が, いずれも図4-1に示す。tear stain型の破損をしていることを考えれば, 明らかである。一方, 第4章で示したように, DFR照射の燃料ピン破損には, この型の破損が非常に多い。

以上のことを考慮すると, 本照射実験での№2ピンの破損は, まず№8部が局部加熱により破損し, 次いで№1~№7を破損が起きたものと考えられる。

以下の節では, このことについて詳述する。

### 7.2 №8破損部の破損原因

(古屋)

H. Lawton等<sup>1)</sup>は, 第4章で記述したように, 彼等が行なったDFRでの照射実験で, 破損した燃料ピンを検査, 評価し, 破損機構, 次の3つに分類している。

- (1) 燃料ミート, 被覆管のスウェリングにより引きおこされている延性消失(ductivity exhaustion)にから生ずる被覆管破損
- (2) 冷却材中のガスバブルの巻込みによる局部的加熱
- (3) 冷却材流路の異常から生ずる広範囲過熱

№8部の破損原因として, 先ず(1)の機構で生じたかどうか考えてみると,

- (1) 本実験での照射量が, (1)の機構が数多く生ずるといわれる燃焼度(8.5%(a/o)以上)よりかなり少ない。
- (2) 破損位置が, 中間検査時の $\Delta D/D$ の最大位置と一致しない。

(3) №8部は、照射中 №1～№8部の中で、最低温例に位置し、他の破損部に比べ、被覆管の強度が大きい。

等の理由により、№8部の破損は(1)の機構では起りえない。

次に、(3)の機構が可能かどうか考えてみると

- (1) 破損が、№2ピンのみで生じている。
- (2) 後述するように、中間検査時の被覆管変形 ( $\Delta D/D$ ) では、冷却材の乱れは無視できる。

(7.2.1 附録1)

等の理由により、(3)の場合もありえない。

最後に、№8部の破損が(2)の機構で生じたと考えてみると、

- (1) 破損部の温度が、バブル附着に適している  $250^{\circ}\text{C}\sim 450^{\circ}\text{C}$  の温度範囲にある。
- (2) 破損が、中間検査の次の照射実験で起った事実は、EURATOMのDFRでの照射実験に酷似している。
- (3) 写真3-7(本照射実験)、写真4-1(UKAEA照射実験)図4-1を比較するとわかるように、破損部の外観が、バブル附着に伴う局部加熱によって引き起こされる破損に特有な tear stain型である。
- (4) DFRでの大部分の破損は、この機構から起きている。

等の理由により、№8部の破損は、(2)の機構によって生じたと考えるのが最も妥当である。

小松の№8部の破損原因について、DERE(Douereary Experimental Reactor Establishment)のR.R. Brownに私信で問合せところ、彼の見解も上の結論とほぼ同じである。

(附録4参照)

そこで次節において、まず被覆管変形が引き起こす冷却材の乱れ、その結果生ずる被覆管温度上昇について記述し、ついで、バブルの附着による被覆管局部加熱、破壊の機構を記述する。

### 7.3 №8部の局部加熱と破損

(大竹)

7.3.1 被覆管の変形による冷却材の乱れと被覆管表面温度上昇ガスバブル附着、局部加熱、ピン破損を検討する前に、7.1でも言及したように、被覆管変形により冷却材に乱れが生ずる。その結果、被覆管表面の温度が、どの程度上昇するか、COBRA型の“MAMUSY”コードによる熱水力計算を行なって検討した。被覆管変形量は、Run 71照射後の中間検査で得た値(図6-15～6-17)を用いた。

計算の結果、熱的に最もきびしい条件下にあるサブチャンネルにおいても、冷却材の炉心出口で温度は  $616^{\circ}\text{C}$  にすぎない。最初の破損が起った№8部においても、周方向の最高温度は、 $390^{\circ}\text{C}$  にすぎず、定常運転状態での破損は考えられない。

計算の詳細について、附録1に示す。

## 7.3.2 バブル附着と局部加熱の検討

(水田)

ピン表面に、冷却材中のガスバブルが附着すると、バブル中での熱伝導が悪いため、熱除去が不十分となり、被覆管は局部加熱される。

バブルが附着した被覆管の温度分布を、バブルの大きさを関数として、“TAC-2D”コードを用いて計算した。この結果を、バブルが被覆管をおおう角度( $\theta$ )を横軸に、バブル附着面での被覆管外側表面温度を縦軸にとり、図7-1(表7-1)に示す。一方、№2ピンの№8破損部の局部的ふくらみを、図3-3、写真3-7から推測すると、その大きさは、70~80°となる。附着バブルの大きさは、局部的ふくらみと同じか、それ以上であるといふことを考えると、図7-1からわかるように、被覆管外側表面温度は、920°~1,023°Cになる。計算の詳細を附録2に示す。次に、この温度が、被覆管を破損に至らしめるのに充分であることを次節で“PLASTIC”コードを用いて説明する。

## 7.3.3 局部加熱と被覆管破損の検討

(立花)

316ステンレス被覆管が、照射下において、NaK中のバブル附着により、局部的に加熱された場合、被覆管はどのように変形するかを、有限要素法を用いて検討した。

ピン内圧を40気圧、冷却材NaKの圧力を3気圧とし、バブルが被覆管をおおう角度、表面温度を図7-2に示す4つの場合について解析した。解析の詳細を附録4に示すが、この結果を要約すると図7-3に示すように、被覆管表面が、円周方向で約80°の範囲950°C以上になると、ピンは破損する。この温度は、前節で明らかなように、バブルが被覆管を円周方向に80°おおうことにより、達成される。したがって、バブルの被覆管表面への附着→局部加熱→ピン破損の過程が破損を引起したことが充分説明できる。

## 7.4 №1~№7部の破損原因

(古屋)

R.E. Murata等<sup>3)</sup>は、O/M比の異なる(1.95, 1.99)25%PuO<sub>2</sub>-UO<sub>2</sub>ペレットを充填した燃料ピンに、故意に小さい穴をあけ(図7-4)、これをナトリウム中で照射を続けると、破損がどのように伝播するかを、本実験と形状がほぼ同じ燃料ピンを用いて調べた。彼等の実験条件を表7-2に示す。

この結果、破損は、燃料ピン全般にわたって伝播し、特に、O/M比が1.99の燃料ピンでは、1.95のものに比べるとしかなかった。

本実験で№2ピンに起った№1~№7部の破損も、これと同様に考えると、まず7-1, 7-2節で示した機構により№8部が破損し、次いで、ここからNaKがピンの中に入り込み、燃料と反応し、次々と、№1~№7部の破損を引起したと考えられる。燃料との反応に関しては、NaKとNaは同様の挙動を示すので、この破損の機構について、ナトリウムと燃料の熱力学的考察をもとに、検討する。

## 1) 燃料-ナトリウム反応

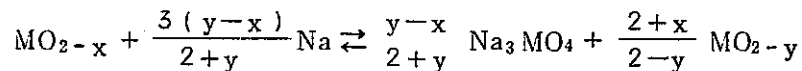
二酸化ウランとナトリウムの反応は、二酸化ウランのO/U=2.00を境(しきい値)として、O/Uが2.00をいしそれ以下のときは、起らない。<sup>4,5,6)</sup>しかし、O/Uが2.00を超えると、反応し、 $\text{NaUO}_3$ 、 $\text{Na}_2\text{U}_2\text{O}_7$ 、 $\text{Na}_2\text{UO}_4$ 、 $\text{Na}_3\text{UO}_4$ 、 $\text{Na}_4\text{UO}_5$ 、 $\text{Na}_2\text{O}$ 、 $\text{Na}_2\text{O}_2$ の化合物を形成する。Blackburn等が確立したNa-U-O状態図を図7-5に示す。<sup>7,8)</sup>

混合酸化物とナトリウムの反応では、反応のしきい値となるO/M比は、 $\text{PuO}_2$ 含有量の増大とともに減少する。<sup>9)</sup> $\text{PuO}_2$ 含有率30%、20%、10%と $\text{UO}_2$ の広い温度範囲でのO/Mのしきい値を表7-3に示す。<sup>10)</sup>反応生成物は、 $\text{UO}_2$ の場合と同形でUがU+Pu(=M)に変わるだけである。

Addison<sup>11)</sup>は、過剰酸素をもった $\text{UO}_2$ とナトリウムの反応を調べ、 $\text{Na}_2\text{O}$ は400°Cでは、不安定になり、 $\text{Na}_3\text{UO}_4$ 相のみが安定であることを示した。その後、Blackburn<sup>8)</sup>は、 $\text{U}_{0.8}\text{Pu}_{0.2}\text{O}_{1.995}$ とナトリウムを900°Cで20日間加熱後、450°Cで真空処理してできた反応生成物は、 $\text{Na}_3\text{MO}_4$ であることを示した。したがって、400°C以上で燃料とナトリウムと共存できる反応生成物は、 $\text{Na}_3\text{MO}_4$ のみである。

## 2) 反応生成物によるスウェリング

ナトリウムとの反応前の燃料の組成を $\text{MO}_{2-x}$ 、反応後のそれを、 $\text{MO}_{2-y}$ とするならば、燃料とナトリウムの反応は、次の反応式で表現できる。<sup>12)</sup>



$\text{Na}_3\text{MO}_4$ の密度は5.6~5.7 g/cc、 $x, y \ll 2$ であることを考慮すると、 $(\text{U, Pu})\text{O}_{2-x}$ がナトリウムと反応し、そのO/M比が0.01だけ変ること( $y-x=0.01$ を意味する)により約1.2% ( $\Delta V/V=1.2\%$ 、 $\frac{\Delta D}{D}=0.6\%$ )体積膨脹(スウェリング)をおこす。

Aitken<sup>12)</sup>は、EBR-II照射破損ピンのスウェリングの実測値と理論値を比較した。この結果を図7-6、表7-4に示す。

## 3) 本照射実験データの検討

本照射実験に用いた(U, Pu) $\text{O}_2$ ペレットの $\text{PuO}_2$ 含有率は、20%で、O/M比は1.97~2.00である。照射中燃料内に生ずる温度勾配によって引きおこされるO/M比の再分布を考慮すると、ナトリウムとの反応がおこるペレット表面では、O/Mは2.00であると考えられる。

次に、照射の進行に伴う燃料からの酸素の放出を考えてみる。Anselein<sup>13)</sup>によれば、この値は、10,000 MWD/MTMあたり、0.009 O/Mであることを示した。Run 71 終了時の平均照射量35,000 MWD/MTMを考慮すると、照射による酸素放出は、約0.030 O/M比に相当する。したがって燃料とナトリウムの反応に寄与できる酸素量は、

燃料中の過剰O/M	0.04 (=2.00-1.96)
照射により放出	0.03
合計	0.07

0.07となる。

この量は、2)の考察で述べたように、8.4%の体積膨脹につながる。この体積膨脹から理論的に計算できる被覆管変形は、4.2%であるが、i)軸方向の伸びはすでに存在する変形、破損等により押えられること、ii)反応がペレット外周面で一様に起らないこと、iii)図7-6に示したEBR-IIの多くの破損例で、実測した $\frac{\Delta D}{D}$ が計算値より大きいこと、等を考慮すると、本照射実験で燃料とナトリウムの反応による被覆管変形は、5%以上であると考えられる。この5%以上の変形は、温度500°C、照射量35000 MWD/MTMの条件下におかれた被覆管を破損するに充分であると考えられる。破損はまず#8部からピン内部に入ったナトリウムが#7部の破損を引き起こし、次に#7部から入ったナトリウムが#6部の破損を引き起こし、これが次々と下方に伝播し、#7~#1の破損が起ったものと考えられる。

#### 4) 燃料-ナトリウム反応の機構

燃料とナトリウムが反応し、 $\text{Na}_2\text{UO}_4$ が生長する過程には、次の2つの機構が考えられる。

- 1) 反応生成物中でのナトリウムの拡散が、酸素より速く、この速度が反応を律速する。
- 2) 反応生成物中での酸素の拡散がナトリウムより速く、この速度が反応の律速する。

2)の機構によって起ると考えるならば、反応生成物は、反応生成物-ナトリウムの表面にでき、スウェリングに寄与しない。したがって、1)の機構により反応が起き、反応生成物が、被覆管内部に、その量を増大させていくものと考えられる。これらの模様を図7-7に示す。

表7-1 被覆管外側最大温度 (0°度位置)

気泡のおおう 角 度	被覆管外側 表面温度 [°C]	被覆管外側 表面温度上昇 [°C]
0°	401	
10°	465	64
20°	522	121
30°	589	188
40°	666	265
60°	835	434
80°	1,023	622
100°	1,230	829
120°	1,451	1,050
140°	1,688	1,287
160°	1,942	1,541
180°	2,230	1,829



表 7-2 B<sup>9</sup>A EXPERIMENT AND OPERATING PARAMETERS

Number of Specimens	2	
Orientation of Specimens	Axially-Aligned	
Fuel Parameters	Upper Section	Lower Section
Type	Solid Pellet	
Powder Preparation Process	Coprecipitation	
Fabrication Process	Cold Press and Sinter	
Composition (Pu/U+Pu)	0.249±0.001	
Stoichiometry	1.989±0.001	1.955±0.001
U-235 Enrichment(%)	93.06±0.32	
Density (gm/cc)	10.23±0.09	
Pellet Diameter (in.)	0.2160±0.0002	
Length of Fuel (in.)	5.031±0.017	
Cold Diameter-Gap (in.)	0.005±0.002	
Clad Parameters		
Material	316SS	
Outer Diameter (in.)	0.250±0.001	
Wall Thickness	0.015±0.002	
Inside Diameter (in.)	0.220±0.001	
Metallurgical Condition <sup>(a)</sup>	31-1/2% CW	
Operating Parameters	Planned	Actual
Peak Power (KW/ft) <sup>(b)</sup>	18-20	23.9
Coolant Exit Temperature (°F)	1,000-1,050	1,014
Axial Fuel Pin $\Delta T$ (°F)	90	84
$\Delta T$ Between Centers of Fuel Pin Sections (°F)	45	42
Coolant Velocity (ft/sec)	10	12
Average Burnup (MWd/Te) <sup>(c)</sup>	7,300	8,700
Operating Days	25	25

(a) CW=Cold Worked

(b) Based on 180 MeV/fission

(c) Determined by Radiochemical Analysis for Neodymium Isotopes

表7-3 EBR-II破損ピンのパラメーター

Failed Fuel Pin	PuO <sub>2</sub> %	Initial O/M	Pellet Density %TD	Smeared Density %TD	Start-of-Life (KW/ft)	Burnup (MWd/MT)	Measurel max $\Delta D/D$ % After Failure	O/M Shift
F2D	20	2.00	96.6	94.4	15.8	100.000	3.4	0.127
F20	20	2.03	96.1	93.7	16.1	65.000	22	0.134
F2F	20	2.00	96.8	94.4	15.9	45.000	21	0.093
F4F	30	1.975	89.1	85.8	17.9	25.000	15	0.058
FOM	20	1.977	97.3	95.2	9.2	53.000	11	0.065

The O/M Shift is the total oxygen available for reaction when the fuel is in contact with sodium. This oxygen is that oxygen released due to burnup and the amount of as-fabricated oxygen above the equilibrium average oxygen level. Average O/M of fuel in failed condition = 1.93, except FOM = 1.94 as calculated by techniques detailed later.

表7-4 燃料-ナトリウム反応に対するO/M比のしきい値

Temp °F	Temp °K	Calc. O/M for U <sub>0.7</sub> Pu <sub>0.3</sub> O <sub>2</sub>		O/M for U <sub>0.8</sub> Pu <sub>0.2</sub> O <sub>2</sub>		O/M for U <sub>0.9</sub> Pu <sub>0.1</sub> O <sub>2</sub>		O/M for UO <sub>2</sub>		ppMO <sub>2</sub> in Na			
		Calc	Meas	Calc	Meas	Calc	Meas	Calc	Meas	Calc	Meas		
621	600	1.93	+0.02	1.95	±0.015	1.98	+0.007	2.00		0.01			
801	700	1.93		1.96		1.98 <sub>1</sub>		2.00		0.20			
981	800	1.94 <sub>2</sub>		1.96 <sub>3</sub>	(1.95)‡	1.98 <sub>2</sub>		2.00		1.6			
1161	900	1.94 <sub>3</sub>		1.96 <sub>4</sub>		1.98 <sub>3</sub>	(1.98)‡	2.00	2.00	3.0			
1341	1000	1.94		1.96		1.98 <sub>3</sub>	(1.98)‡	2.00	2.00	30	0.2		
1521	1100	1.94		1.96	1.95	1.98 <sub>4</sub>	1.98	2.00	2.00	95	0.3		
1701	1200	1.95	+0.01	1.96	±0.007	1.95	1.98	+0.004	1.98	2.00	2.00	170	0.5

Ma tin

+ D.L. Smith (private communication)

‡ May be kinetically controlled, For an operating fuel pin:

$a_{O_2} = f(\text{radius})$  because of

large  $\Delta T$

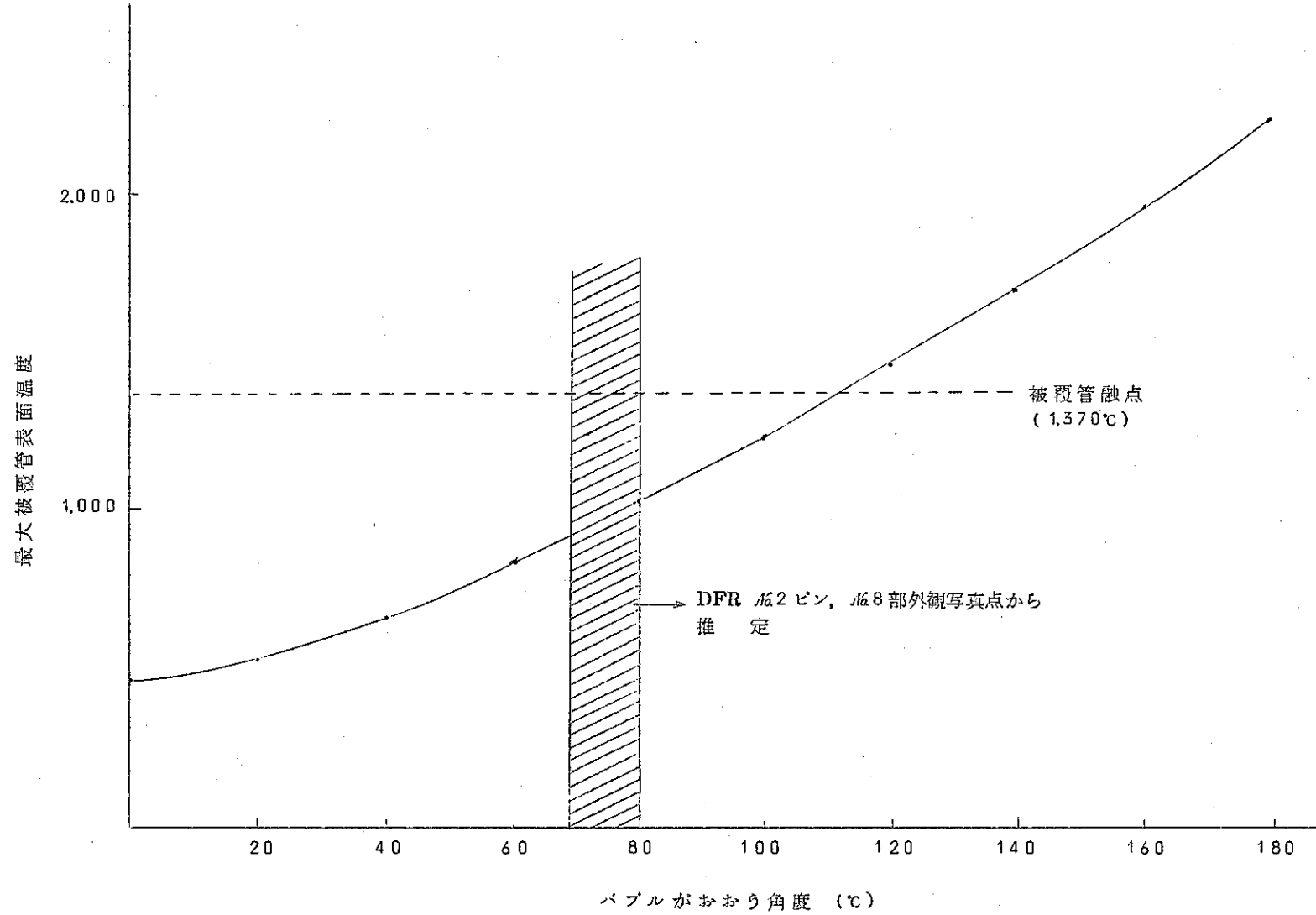
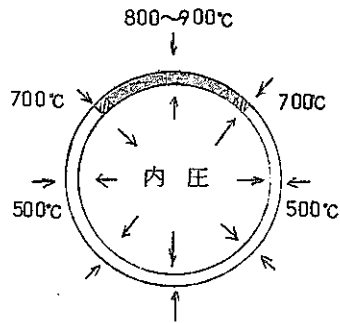


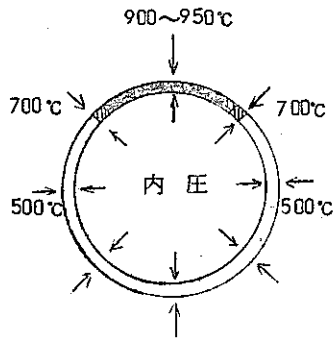
図7-1 付着バブルの大きさや表面温度上昇

ケース 1)



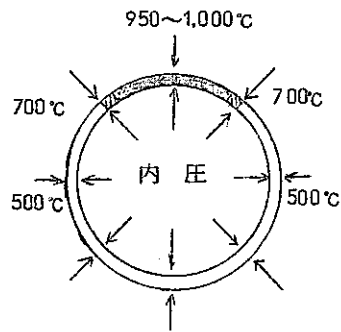
外 圧…… 3 気圧 (NaK による冷却)  
 内 圧…… 40 気圧  
 過熱範囲…… 70~80 度  
 最高温度…… 800~900°C

ケース 2)



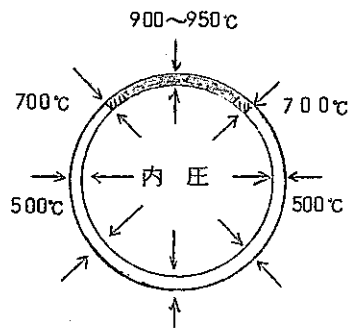
外 圧…… 3 気圧 (NaK による冷却)  
 内 圧…… 40 気圧  
 過熱範囲…… 70~80 度  
 最高温度…… 900~1,000°C

ケース 3)



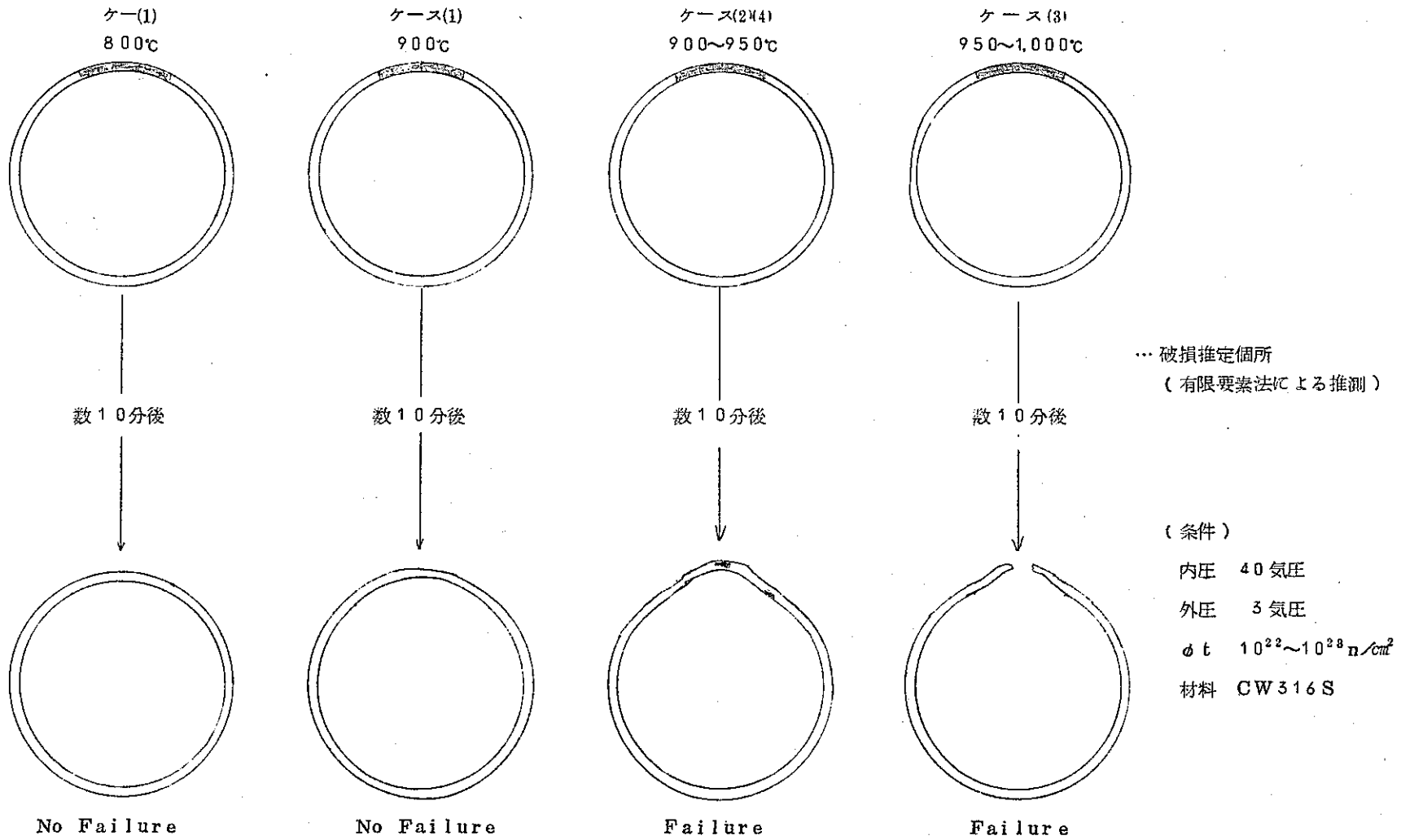
外 圧…… 3 気圧 (NaK による冷却)  
 内 圧…… 40 気圧  
 過熱範囲…… 70~80 度  
 最高温度…… 950~1,000°C

ケース 4)



外 圧…… 3 気圧 (NaK による冷却)  
 内 圧…… 40 気圧  
 過熱範囲…… 90~120 度  
 最高温度…… 900~950°C

図7-2 局部加熱のモデル



100-

図7-3 局部過熱による316ステンレス被覆管の変形および破損推測結果

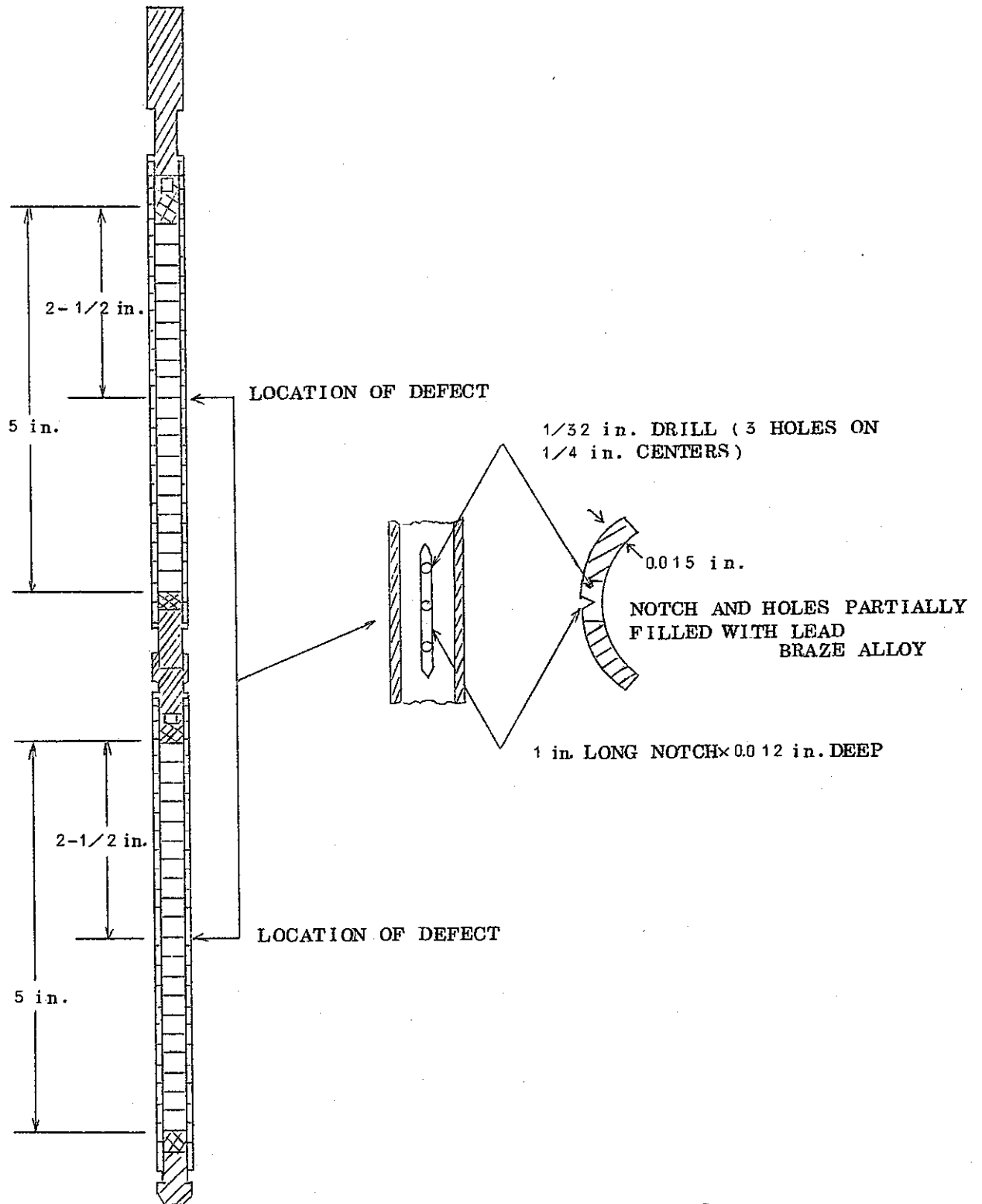


図7-4 人工欠陥をもつ照射ピン<sup>3)</sup>

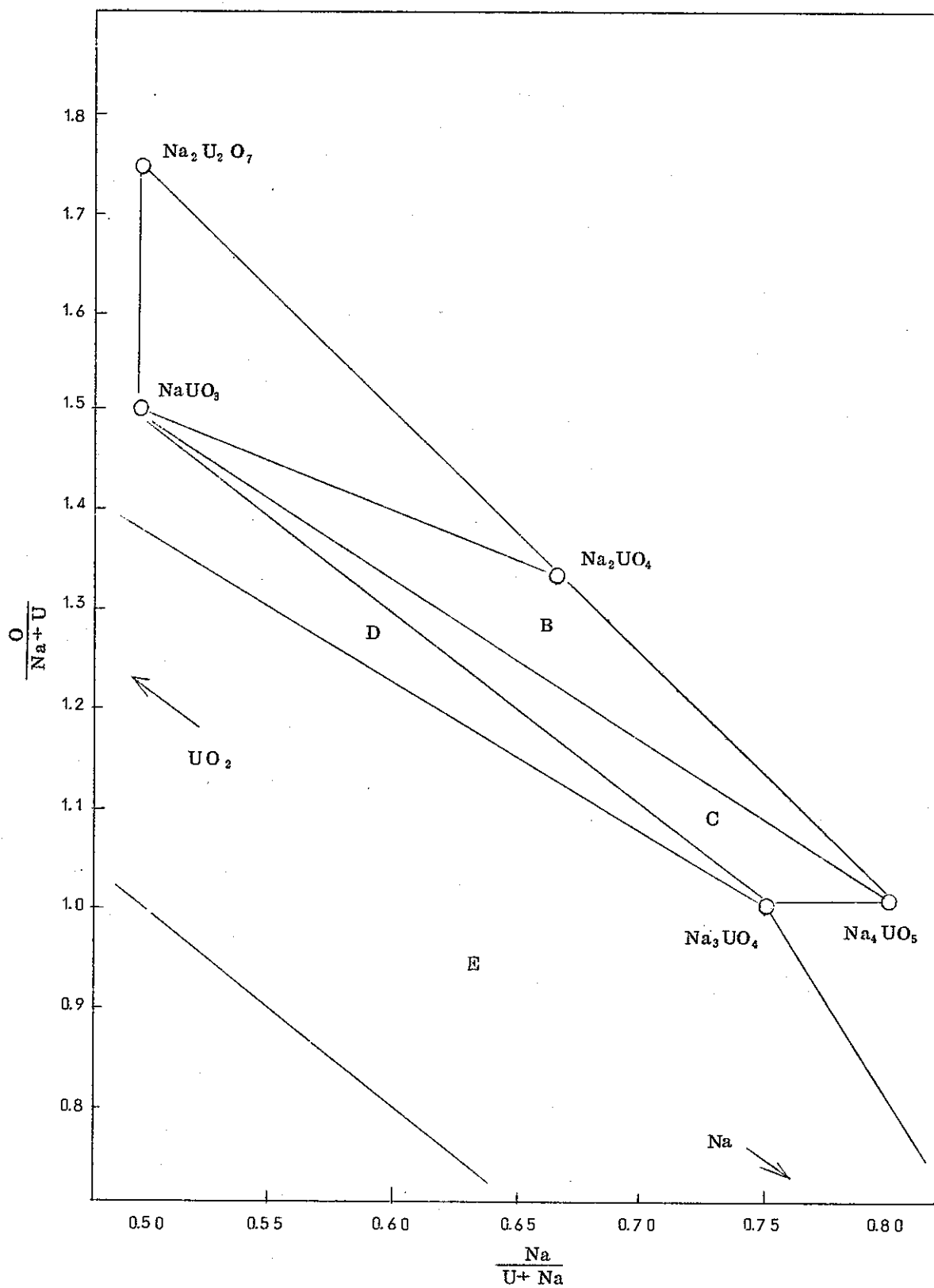


图 7-5 Na-U-O 状态图

TASK PR

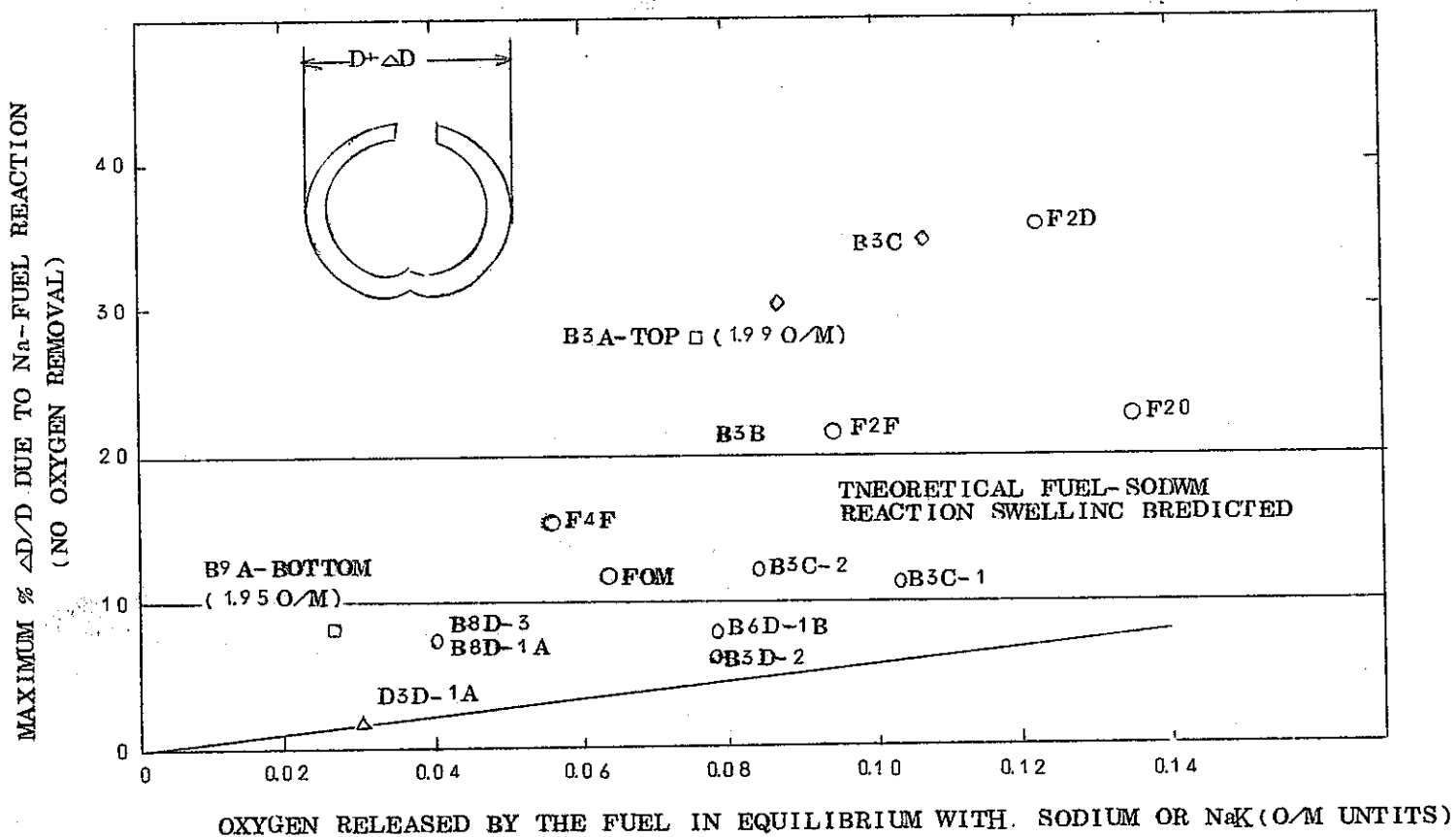


図7-6 過剰酸素量(しきい値以上)とスウェリング



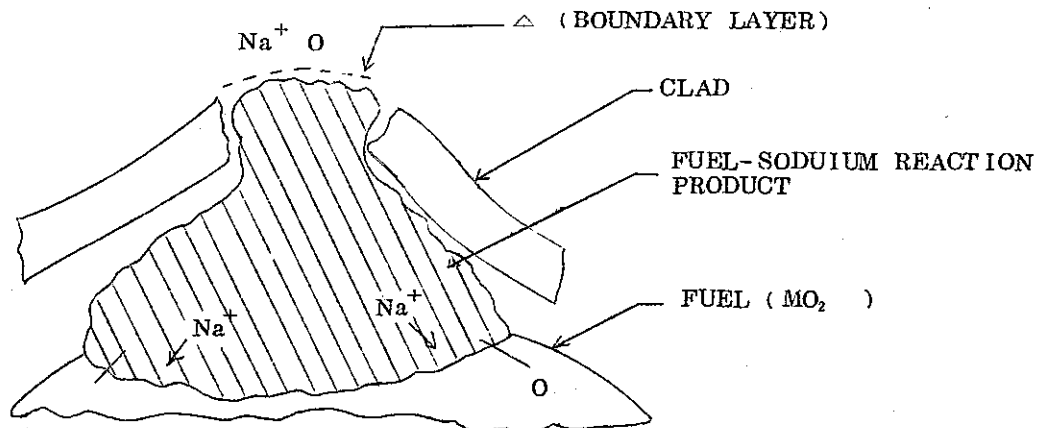
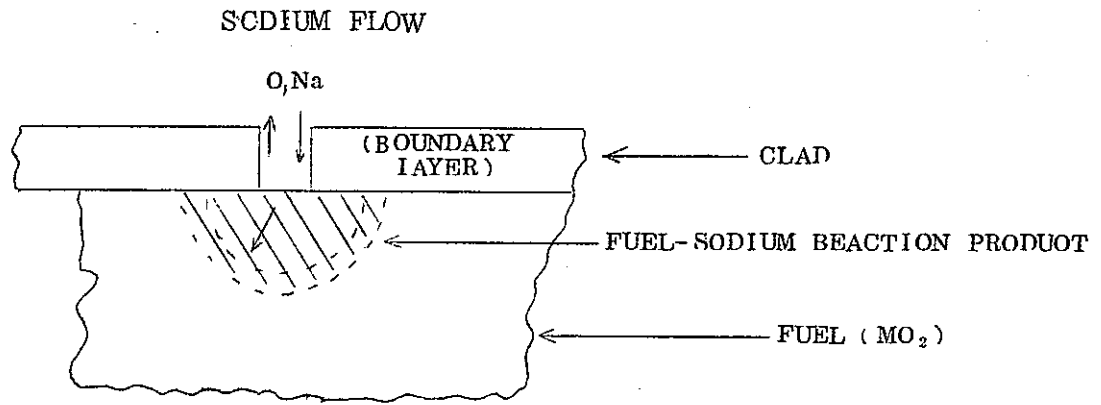
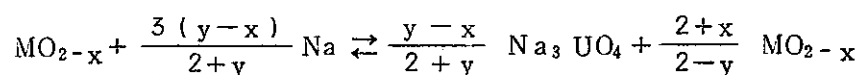


図7-7 燃料-ナトリウム反応と

## 8. 要 約

1. 「常陽」第1炉心燃料ピンの確性試験を燃焼度限界把握を目的とした本照射実験で、照射ピン3本のうち1本(№2ピン)が、Run73照射(35,000~45,000 MWD/MTM)中破損した。
2. 破損は全部で8ヶ所にわたり、ピン下部(Na出口、高温部)から番号をつけ、№1~№8とした。№8部の破損状況は、他の破損部と異なり、局部加熱によりピンがふくれ、破損した形跡がみられた。
3. 破損原因として、本実験に用いた燃料ペレットの製造記録、被覆管ミルシート、ピン加工記録を、調査検討したが、すべて設計仕様通り作られており、破損に至る要因はなかった。
4. 上記の燃料ピンデータと照射データをもとに、照射挙動解析コード「PIPER」「LIFE」を用いて、照射挙動を解析したが、ピンの強度は充分であり、破損に至る要因は見い出せなかった。
5. №1~№8部の破損を比較すると、№1~№7には周囲にふくれのないことから、まず№8部が最初に破損し、ピン内圧が減少したものと考えられた。
6. 文献によれば、DFRでの燃料ピン破損原因は、次の3つに分類できる。
  - ① 被覆管の延性消滅に起因するもの
  - ② 冷却材中に巻き込まれたバブル附着に起因するもの
  - ③ 冷却材の流れの乱れによるもの
7. №8の破損の検討すると、①の機構で起ることは、5章、6章の考察と№8部が最も低い温度にあることから考えられない。③の機構では、中間検査での被覆管変形をもとに「MASUSY」コードで検討したが、冷却の乱れは無視できることから、破損は起り得ない。
8. 以上の考察から、№8部の破損は、冷却材中のガスバブルの附着により起った考え、この機構を「TAC-2D」「PLASTIC」コードで検討した結果、バブル附着→局部加熱→ピン破損の過程が起り得ることが判明した。
9. №1~№7の破損は、№8部からピン内部に侵入したナトリウムが、燃料と反応しスウェリングを起し、被覆管を内側から破壊することにより、起ったもの判断できた。  
このときの、ナトリウムと燃料の反応は、



で、 $\text{Na}_3\text{UO}_4$  (密度 5.6 g/cc) がスウェリングを引起すものと考えられた。バブル附着から破損まで過程を表8-1に示す。

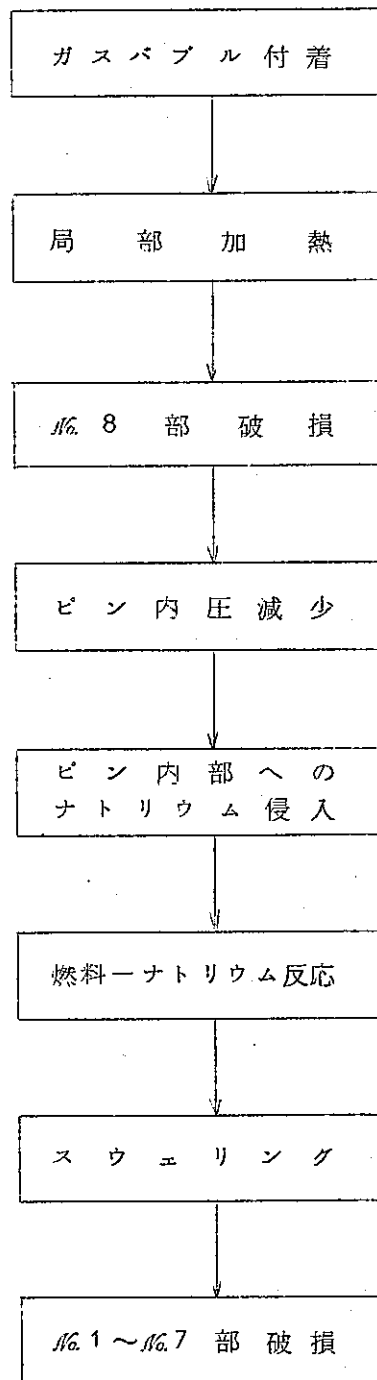


表 8-1 No. 2 ピン破損過程

## 9. 照射後試験に対する要望

S122 燃料棒破損原因を究明する立場から照射後試験に対して次のことを要望する。

- 1) 破損 #8 の被覆管が高温に晒されたかどうかを確認する為に、この部分の被覆管 Grain Size を電顕により調べる。
- 2) 同上の目的で被覆管硬度を調べる。
- 3) 破損 #8 位置の燃料金相試験を行なう。
- 4) 燃料棒内に NaK が入り込んでいるかどうか、被覆管内面の Grain Boundary がどうなっているか、また反応層が存在するかどうかを調べる。
- 5)  $\gamma$  スキャンニングを取る。
- 6) 燃料棒寸法測定を行なう。
- 7) 被覆管の破損部破面の観察写真を取る。
- 8) 被覆管のスウェリング量を求めるために
  - 格子定数の測定
  - 電顕によるバブル密度の測定
  - 被覆管の密度測定等を行なう。
- 9) その他各破損部の破損メカニズム追求に役立つような金相写真を取る。
- 10) #1 ~ #8 の破損部を中心とした  $\frac{\Delta D}{D}$  の変化 (軸方向 10~15ヶ所、径方向 0, 45, 90, 135° の 4 方向) を測定する。

## 参 考 文 献

1. H. Lawton, K. Q. Bagley, R. G. Bellamy, N. Parkinson, J. O. Pounder,  
A. E. Williams and E. Wilson, A/conf. 49/P/498 (1971)
2. M. Coquerelle, J. Gabolde, R. Lesser, and P. Werner  
Nucl. Tech. 16 (1972) 110
3. R. E. Murata, C. N. Craig, H. C. Pfefferlen, P. E. Novak  
GEAP-13730 (1971)
4. R. T. Pepper, J. R. Stubbles, and C. R. Tottle,  
Appl. Mater. Res., 3 (1964) 203
5. S. F. Bartram and R. E. Fryxell, J. Inorg. Nucl. Chem.,  
32 (1970) 3701
6. E. A. Aitken, GEAP-5683 (1968)
7. P. E. Blackburn, C. E. Johnson, J. E. Battles, I. Johnson, A. E. Martin,  
M. Tetenbaum, C. E. Crouthamel, A. D. Tevebaugh, and R. C. Voyel,  
ANL-7822 (1971)
8. P. E. Blackburn, A. E. Martin, J. E. Battles, P. A. G. O'Hare, and  
W. N. Hubbard, "Fast Peactor Fuel-Element Technology",  
P 479 (1971)
9. E. A. Aitken, M. G. Adamson, D. Dutina, S. K. Evans, and T. E. Ludlow,  
GEAP-12355 (1972)
10. G. E. Johnson, I. Johnson, P. E. Blackburn, and C. E. Crouthamel,  
Reactor Tech., 15 (1972~3) 303
11. O. C. Acedison, J. Chem. Soc. (A), 2457 (1969)
12. E. A. Aitken, S. K. Evans, G. F. Melde, and B. F. Rubin,  
"Fast Roactor Fuel-Element Technology" P 459 (1971)
13. F. Anselin, GEAP-5583 (1969)
14. US/JAPAN Fast Reactor Exchange Meeting April,  
27~28 (1972)

附 録 1

被覆管変形に伴う冷却材乱れが  
被覆管表面温度におよぼす影響

大 竹 俊 英

## 1) 目 的

DFR 332/5 の Run 73 における照射中に生じた燃料ピンの破損の原因追求として、定常的な冷却材の流れの場においてピンの表面温度が破損に至る程度の温度になっているかどうかを計算する。

## 2) モデル及び使用コード

対象とする燃料ピンは Run-68 より Run 71 までの DFR の照射用リグ (Trefoil) により炉心において照射され、一度炉中より中間検査のため取出されて非破壊検査として寸法外観の検査が行われ、再び照射用リグに組込まれて、Run-73 において照射中破損したものである。このため、ここでは、Run-71 の後の中間検査において得られたデータをもととし、Run-73 の最高出力 (373 w/cm) での運転条件を用いて、定常状態での冷却材温度、被覆管温度の計算を行なう。

照射に使用されたリグは図 6-4 に示されたような形状をしているが、ここでピンの間隔保持用のグリッドの軸方向の位置は図-1 に示すような場所に配置されている。約 5 cm 間隔であるが、一般の集合体のそれに比べて短いように思われる。この程度の温度差では湾曲の効果は無視し得るだろう。

図 3-3 に示された図は英国側より示されたものであるが、流路面積及びグリッド断面積を計算するには不十分であるので、拡大された図を作成した。この図は図-2 に示される。この図で白くあいている部分が冷却材流路である。この中にある三本の燃料ピン (No. 1~3) は照射ピン S121~S123 に対応するが、ここでは破損した S122 燃料ピンが No. 2 に当る。照射の中間検査のデータではピンの直径変化が図-4 のように得られている。このデータより破損したピン (S122) の変化が一番大きい、他のピンの変化も無視し得ないもののようにある。しかし、一番きびしい状態として、No. 1 と No. 3 のピン (S121, S123) は照射前の直径を保っていると仮定する事は、第一の段階としてゆるされるであろう。本計算では No. 2 のピンを破損ピン (S122) としその直径は図-4 のように変化し他の二本は直径は設計値を保っていると仮定して流路面積を計算する。又サブチャネル解析であるから流路を分割せねばならないが、1/2 対称として取扱えるので、図-3 のような S1~S8 までの流路に分割する。

解析に使用されたコードは定常熱水力計算コード MAMUSY で COBRA 型のコードである。本コードは混合効果を考慮した計算が出来るが、混合係数が得られていないので、冷却材混合効果はないと考えている。これはきびしい側になろう。

## 3) 計算条件

## 3-1) 物性値

計算に使用された Na 70-K 30 の物性値は表-1 に示す。

3-2) 発熱分布

計算に使用された発熱分布は表-2 に示す。

3-3) 流路分割

図-3 に示す。

3-4) 運転条件

最大線出力	393 w/cm
冷却材流量	0.145 ℓ/sec
冷却材流速 (ピンバンドル)	1.8 m/sec
冷却材入口温度	230 °C

3-5) 流体特性

Spacer Drag Coefficient	1.82
混合係数 (β 値)	0.0 (熱伝導のみ考慮)

4) 計算結果

計算された冷却材温度, 被覆管表面温度は, 軸方向距離での関数で, 最高, 最低及び平均について図-5, 図-6 に示す。この結果より, 熱的に最もきびしい状態にあるサブチャンネル S 8 の冷却材温度は 605 °C, それに面した被覆管の最高温度は 616 °C (冷却材の炉心出口で) である。破損が始まったと云われるキズは 8 は上端より 254 mm の所であるが, この点での周方向の最高温度は 390 °C であり, 定常運転状態での温度が原因で破損するとは考えられない。

表 1 冷却材特性表

NaK 70/30 の 特 性									
気 圧	圧 力	温 度	比 容 積		エンタルピ		熱 伝 導 率	粘 性	表面張力
atm	Kg/cm <sup>2</sup>	°C	Liquid	Vapor	Liquid	Vapor	Kcal/mh°C	Liquid	Kg/m
			m <sup>3</sup> /Kg		Kcal/Kg				
1×10 <sup>-6</sup>	1.013×10 <sup>-6</sup>	203	1.131×10 <sup>-3</sup>	1.618×10 <sup>6</sup>	70	1040	66.9	4.587×10 <sup>-4</sup>	0.0158
1.0	1.01325	840	1.385×10 <sup>-3</sup>	3.360	216	1093	42.7	1.745×10 <sup>-4</sup>	0.0104
2.5	2.5331	945	1.442×10 <sup>-3</sup>	1.430	240	1102	39.2	1.648×10 <sup>-4</sup>	0.0095
5.0	5.0663	1050	1.50×10 <sup>-3</sup>	0.800	266	1112	35.8	1.540×10 <sup>-4</sup>	0.0086



表2 出力分布表

	X (cm)	X/L	局所線出力	局所線出力 / 平均線出力	
1	0.0	0.0	0	0	(冷却材入口)
2	1.9	0.035	0	0	
3	5.9	0.107	0	0	
4	9.8	0.178	0	0	
5	12.3	0.224	79.4	0.317	
6	15.2	0.276	359.0	1.435	
7	20.0	0.364	379.8	1.518	
8	24.7	0.449	392.0	1.567	
9	29.5	0.536	393.5	1.573	
10	34.2	0.622	382.5	1.529	
11	39.0	0.709	358.7	1.434	
12	43.8	0.796	324.4	1.297	
13	48.5	0.882	287.2	1.148	
14	51.4	0.935	51.8	1.207	
15	52.7	0.958	0	0	
16	55.0	1.000	0	0	(冷却材出口)

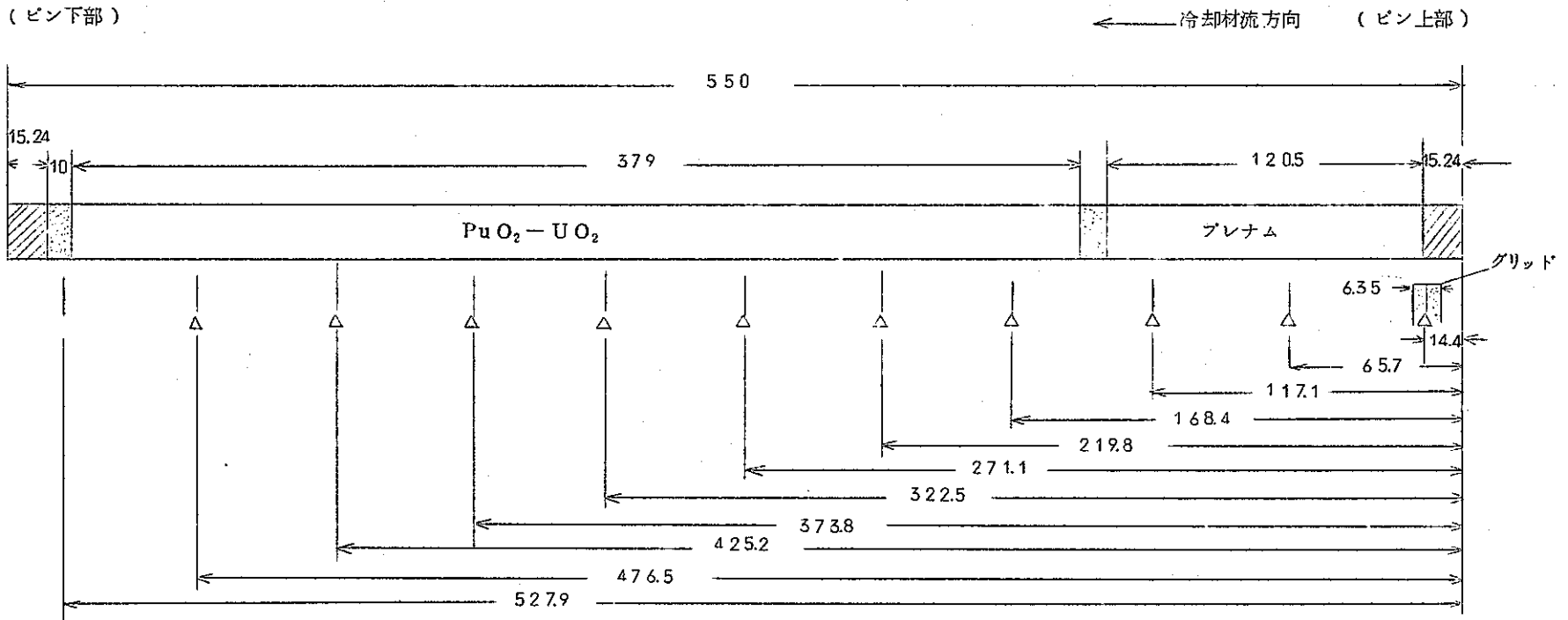


図1 DFR照射リグ、グリッド位置(単位: mm)

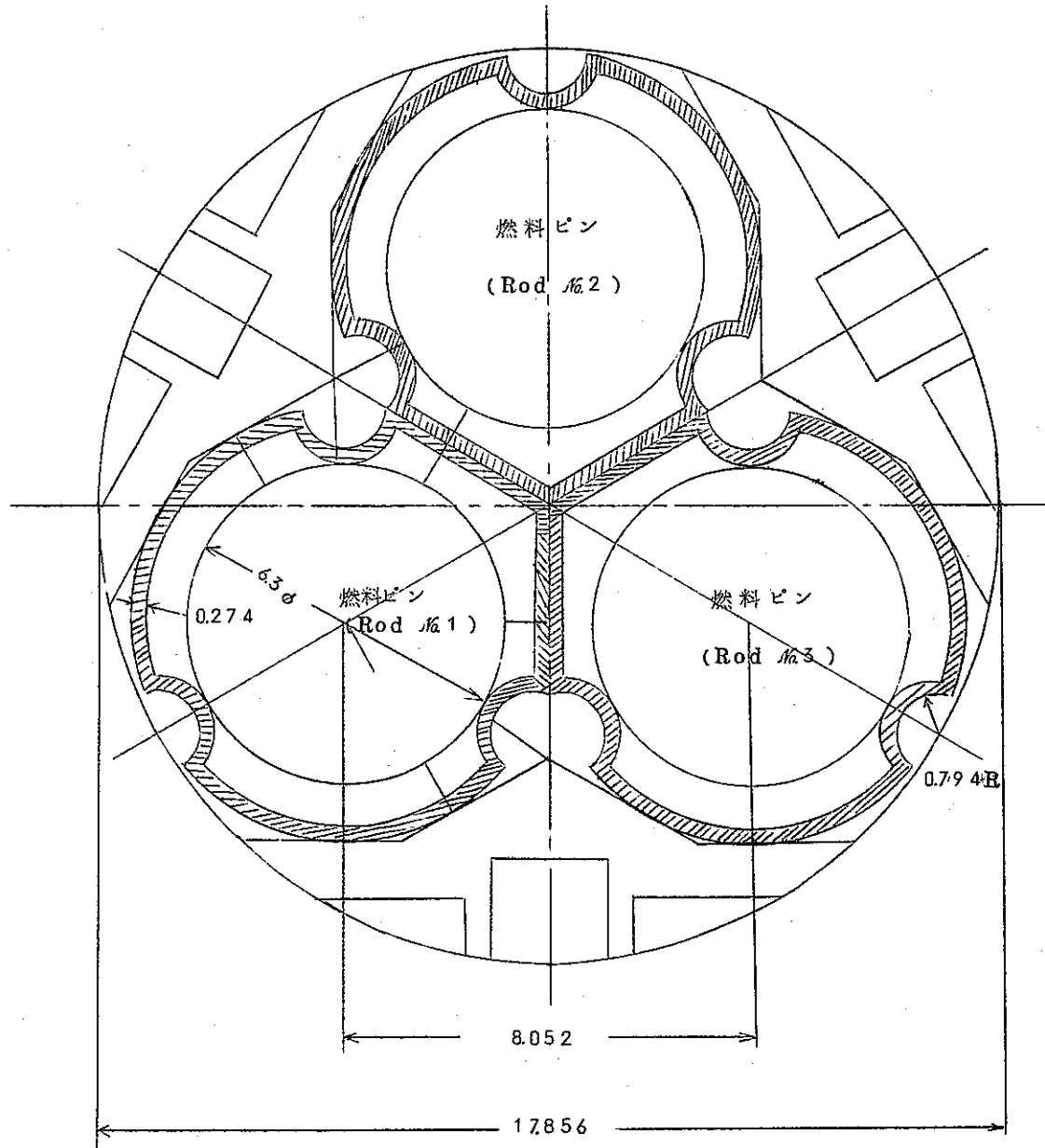


図-2 流路形状及各部寸法

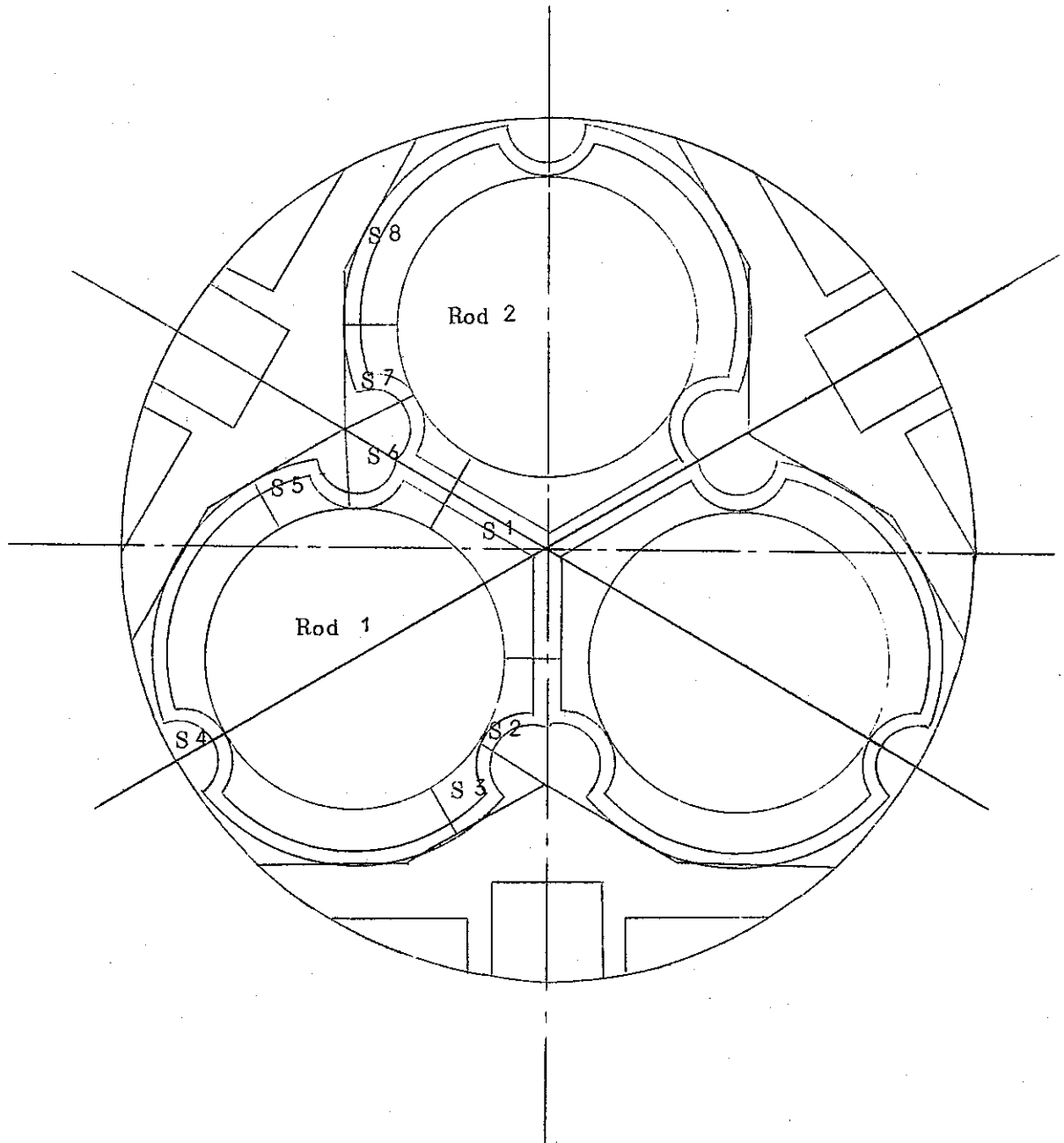


图-3 流路分割法

DFR 332/5

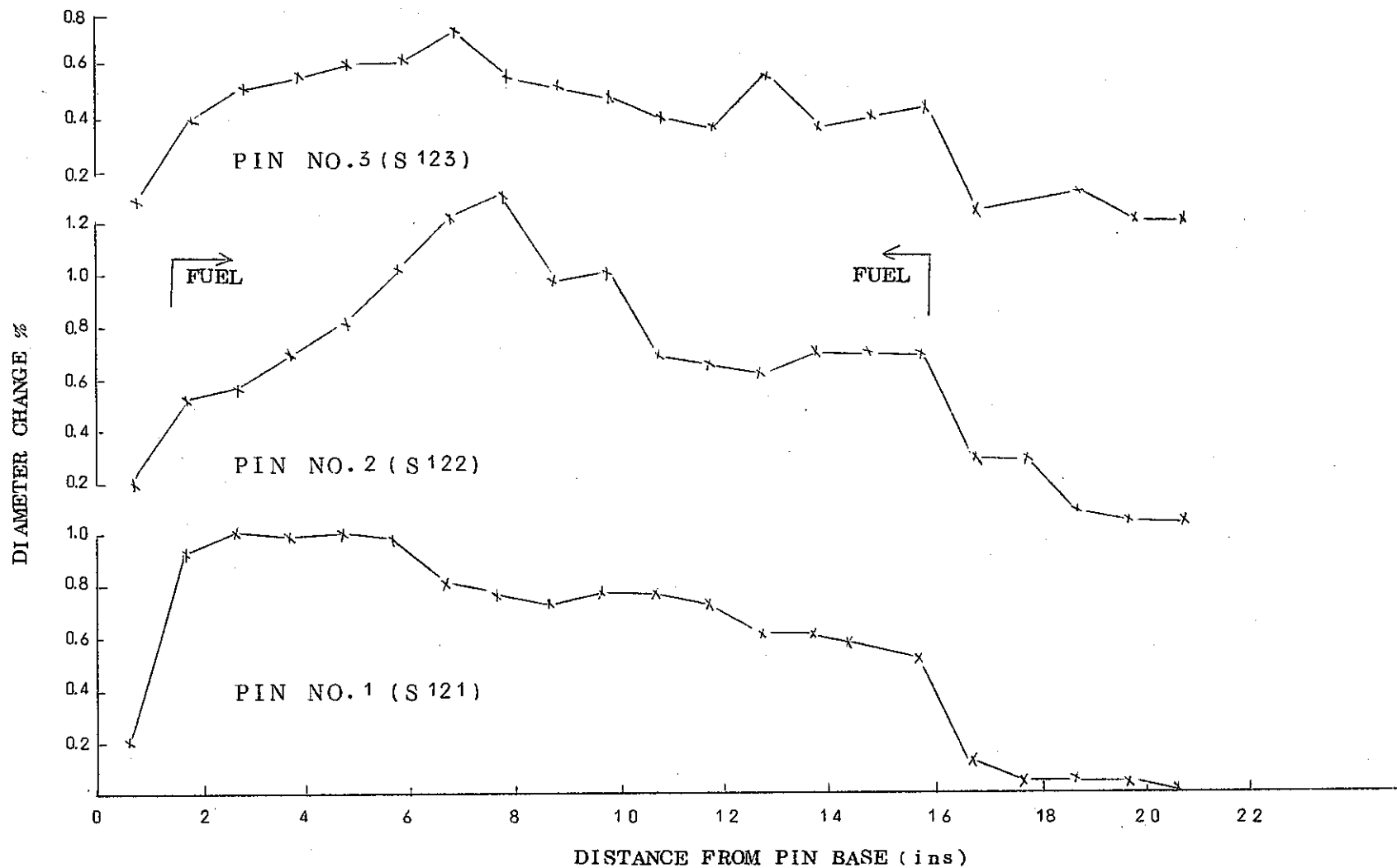


图-4 DIAMETER CHANGES FOR PINS 2 and 3 FIGURE

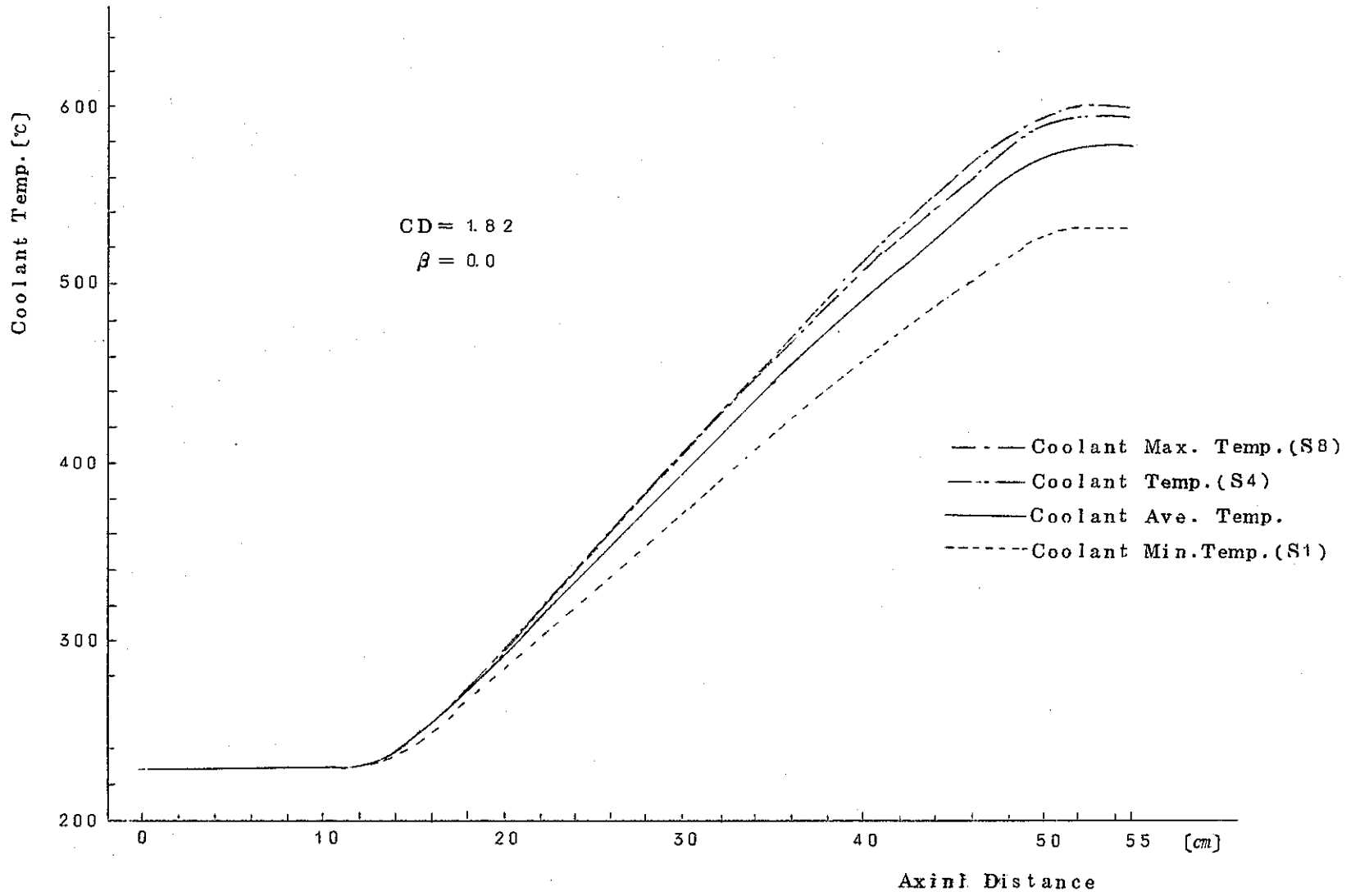
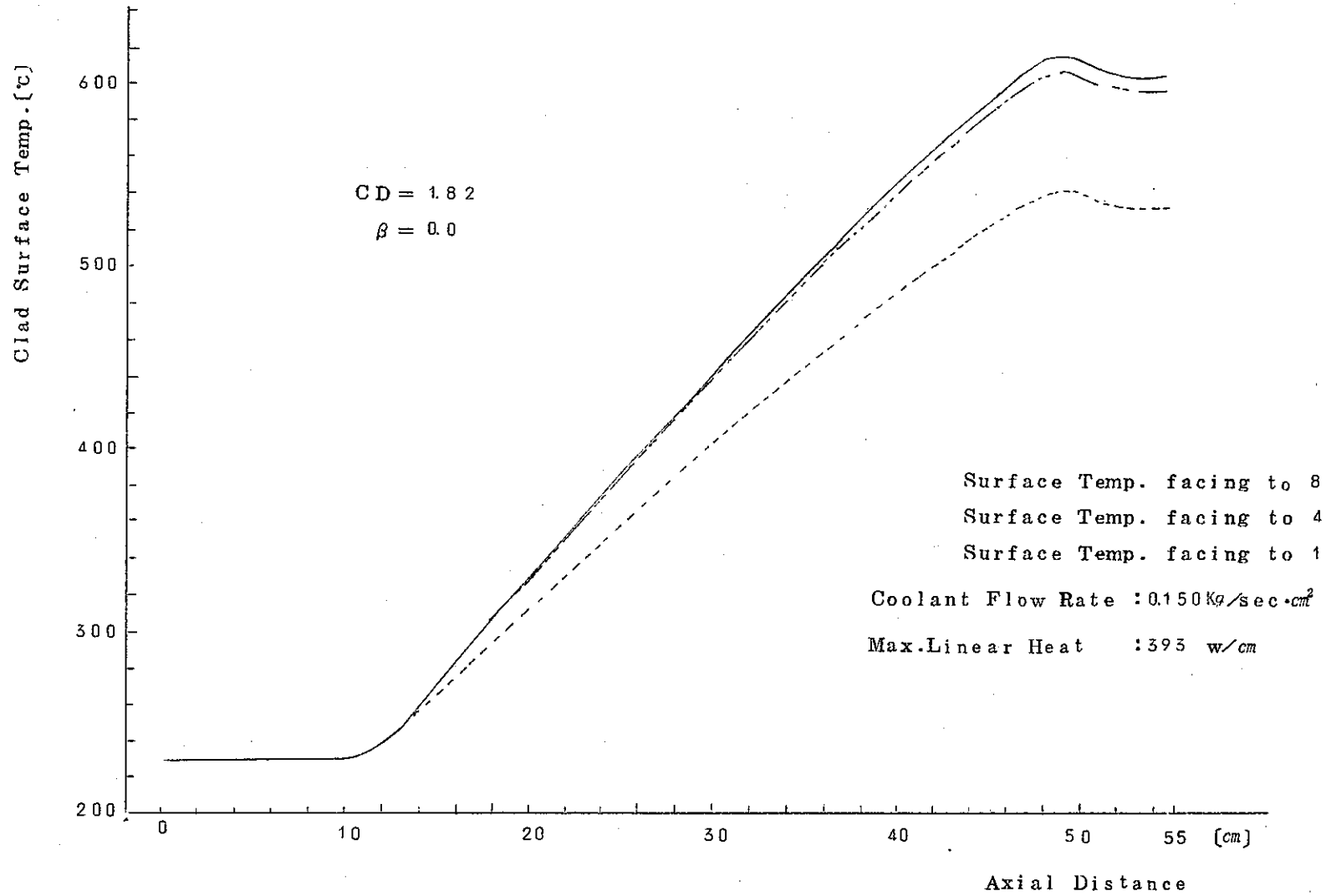


图-5 Coolant Temperature Raise (DFR Run 7.3)



☒-6 Clad Surface Temperature Raise ( DFR.Run )

附 録 2

# 冷却材中のバブルの被覆管表面附着による 被覆管表面温度上昇

水 田 浩



1. 使用コード TAC 2D

2. 仮 定

- 1) TAC 2D は熱膨張による寸法変化を計算しない。
- 2) 気泡の長さが 2 cm を超えると、軸方向の温度の流れは考慮しない。
- 3) 気泡がついた面は断熱とする。
- 4) 気泡がついた面の中心を  $0^\circ$  とし、左右対称と考える。

3. 使用物性データ

使用物性データはインプットデータ（巻末）に示す。但し被覆管の熱伝導率のみは新しいものを使用したので図 1 にそれを示す。

4. 寸 法

インプットデータ

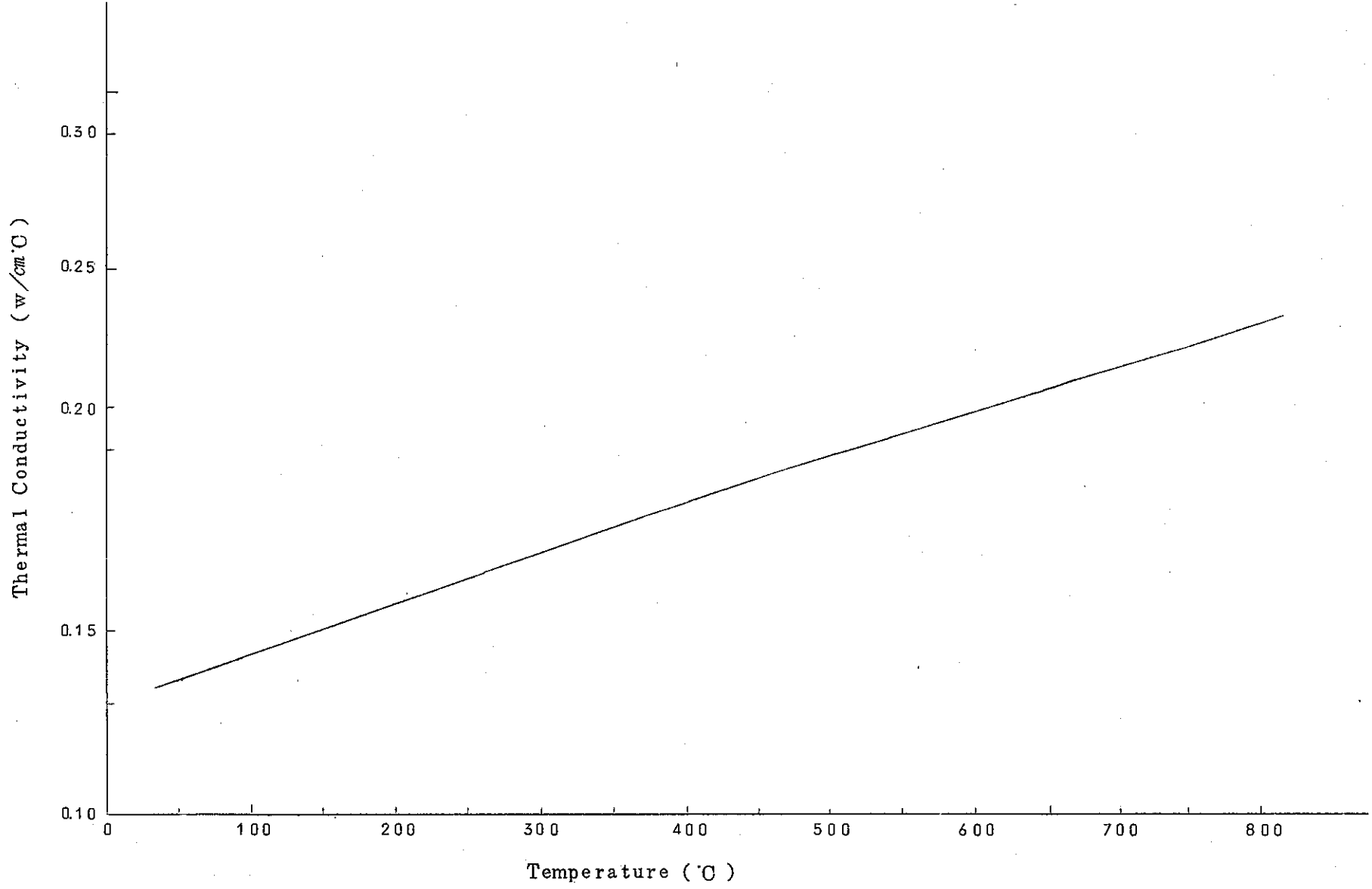
5. 初期条件（破損箇所 #8 の位置）

気泡がつかない時の温度分布は燃料内の温度分布は LIFE-I の OUTPUT より取り、冷却体の温度は MAMUSY（附録 1）の OUTPUT を使った。（ $\beta=0.0$ , RUN 73, 最大線出力 = 393 w/cm, Channel 8）従って、冷却体温度 363°C, 被覆管表面温度 398°C に normalize した。初期温度分布と mesh のきり方をインプットデータに示す。

6. 計算結果

- 1) 気泡のおおう角度を  $0^\circ \sim 180^\circ$  まで行なった。各ケースの被覆管外側の最大温度を表 1 に示す。これを図 1 のようにプロットした。気泡が  $113^\circ$  被覆管をおおうと、被覆管の外側でも、被覆管がとけることを示している。
- 2) DFR から送られた DFR 332/5 の破損ピンの #8 の破損個所の写真の色のあかるいところ（高温のためと考えられているところ）は約  $80^\circ$ （片側  $40^\circ$ ）であるので、 $80^\circ$  気泡がおおったとすると、図 1 より被覆管の外側の最大温度は  $1,023^\circ\text{C}$  となる。このときの被覆管の温度分布を図 2 に示す。また燃料内の温度分布も含めると図 3 のようになる。

-120-



☒-1 Thermal conductivity of Tipe 316

表 1 被覆管外側最大温度

(0°位置)

気泡のおおう角度	被覆管外側 表面温度 [°C]	被覆管外側 表面温度上昇 [°C]
0°	401	
10°	465	64
20°	522	121
30°	589	188
40°	666	265
60°	835	434
80°	1,023	622
100°	1,230	829
120°	1,451	1,050
140°	1,688	1,287
160°	1,942	1,541
180°	2,230	1,829

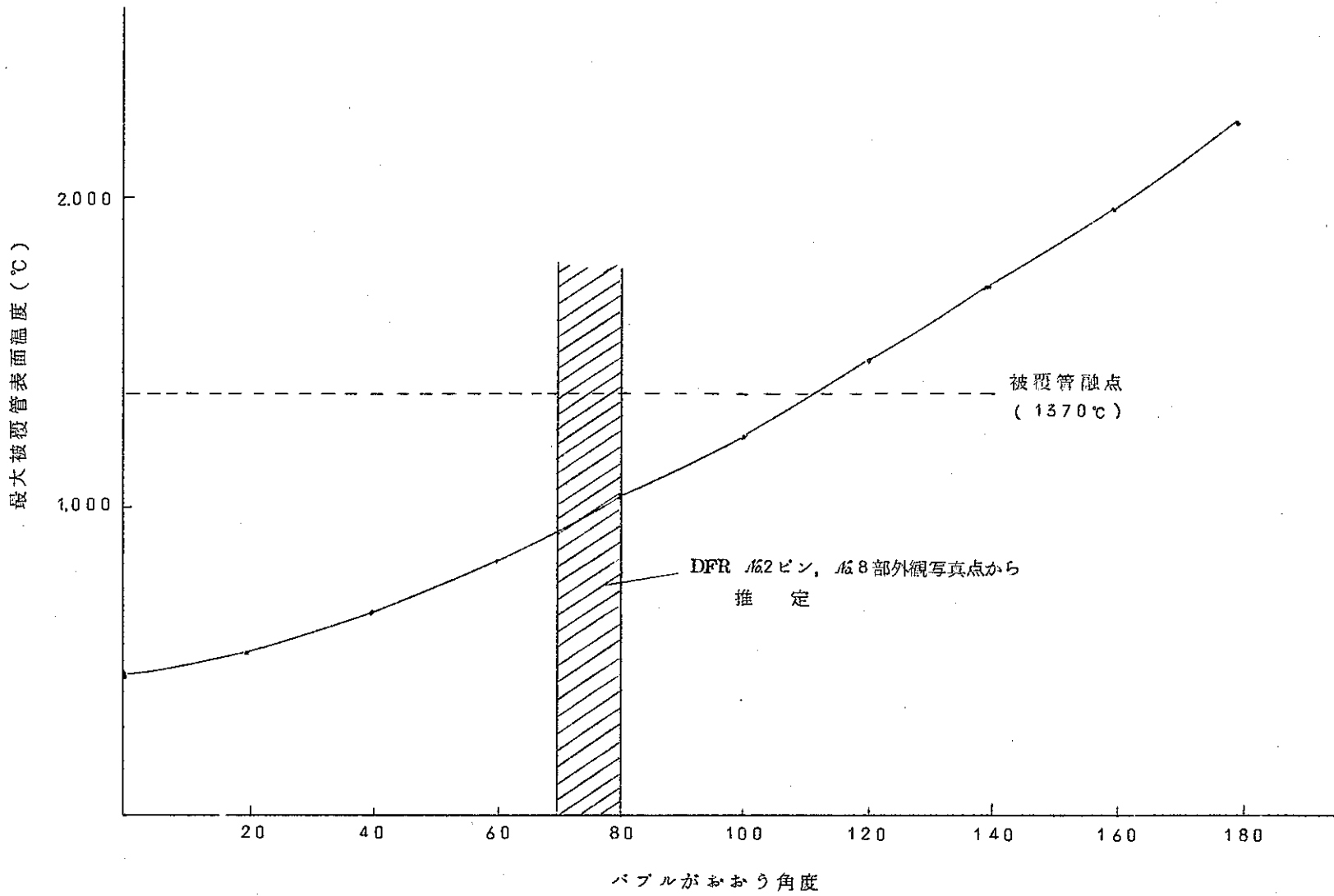


図-2 付着バブルの大きさと表面温度上昇

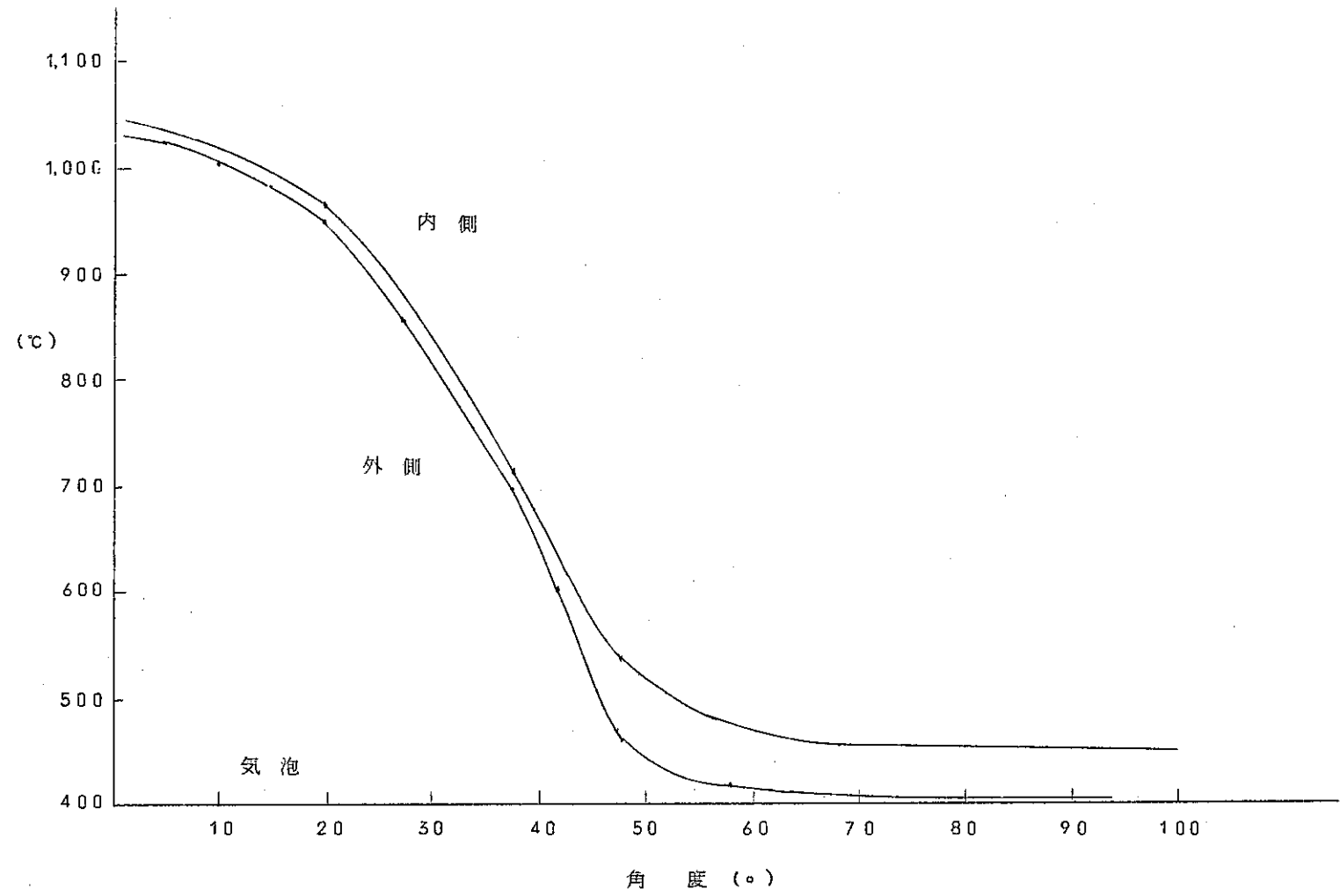


図-3 気泡が60°被覆管をおおった場合の被覆管の内、外温度分布

## 1. 物性データ

## 1-1 燃料

## イ) 燃料熱伝導率

$$K = 0.013 + \frac{1}{(0.4848 - 0.4465D)T}$$

$$T < 1,900^\circ\text{C}$$

D : 燃料密度

T : 温度 (°C)

K : 熱伝導率 (watts/cm°C)

## ロ) 燃料比熱

$$C_p = 5.489 + 4.588 \times 10^{-2} T - 4.938 \times 10^{-5} T^2 + 2.125 \times 10^{-9} T^3$$

$$- 2.862 \times 10^{-13} T^4$$

C<sub>p</sub> : 比熱 (cal/mole°C)

T : 温度 (°C)

## ハ) 燃料密度

$$94.17\% T.D. \quad 10.17 \sim 10.76 \text{ g/cc}$$

## 1-2 被覆管の物性データ

## イ) 被覆管熱伝導率

$$K = 0.1237 + 1.170 \times 10^{-4} T$$

$$T : \text{温度 (}^\circ\text{C)}$$

$$K : \text{熱伝導率 (watts/cm}^\circ\text{C)}$$

## ロ) 被覆管比熱

$$C_p = 0.06805 + 2.3872 \times 10^{-5} T$$

$$T : \text{温度 (}^\circ\text{C)}$$

$$C_p : \text{比熱 (cal/g}^\circ\text{C)}$$

## ハ) 被覆管密度

## 1-3 ギャップコンダクタンス

$$0.5678 \text{ (watts/cm}^\circ\text{C)}$$

$$(1,000 \text{ Btu/ft}^2 \cdot \text{hr}^\circ\text{F})$$

## 1-4 被覆管-冷却材管熱伝達係数

$$h = \frac{k}{\frac{4A}{L}} \times 0.625 \left( \frac{4A \cdot u \cdot \rho \cdot C_p}{k \cdot L} \right)^{0.4}$$

k : 熱伝導率	40 Kcal/m·h·°C
A : 流路断面積	0.0594 cm <sup>2</sup>
L : ぬれぶち長さ	0.4946 cm
u : 流 速	1.8 m/S
ρ : 密 度	0.85 g/cm <sup>3</sup>
Cp : 比 熱	0.3 Kcal/Kg·°C

## 2. 寸 法

被覆管外径	6.3 mm
内 径	5.6 mm
ペレット直径	5.5 mm

## 3. メッシュ

図-1 に示す。

図-1 は燃料ピン半径方向に燃料ピンを7分割し、θ方向に10°分割したものである。

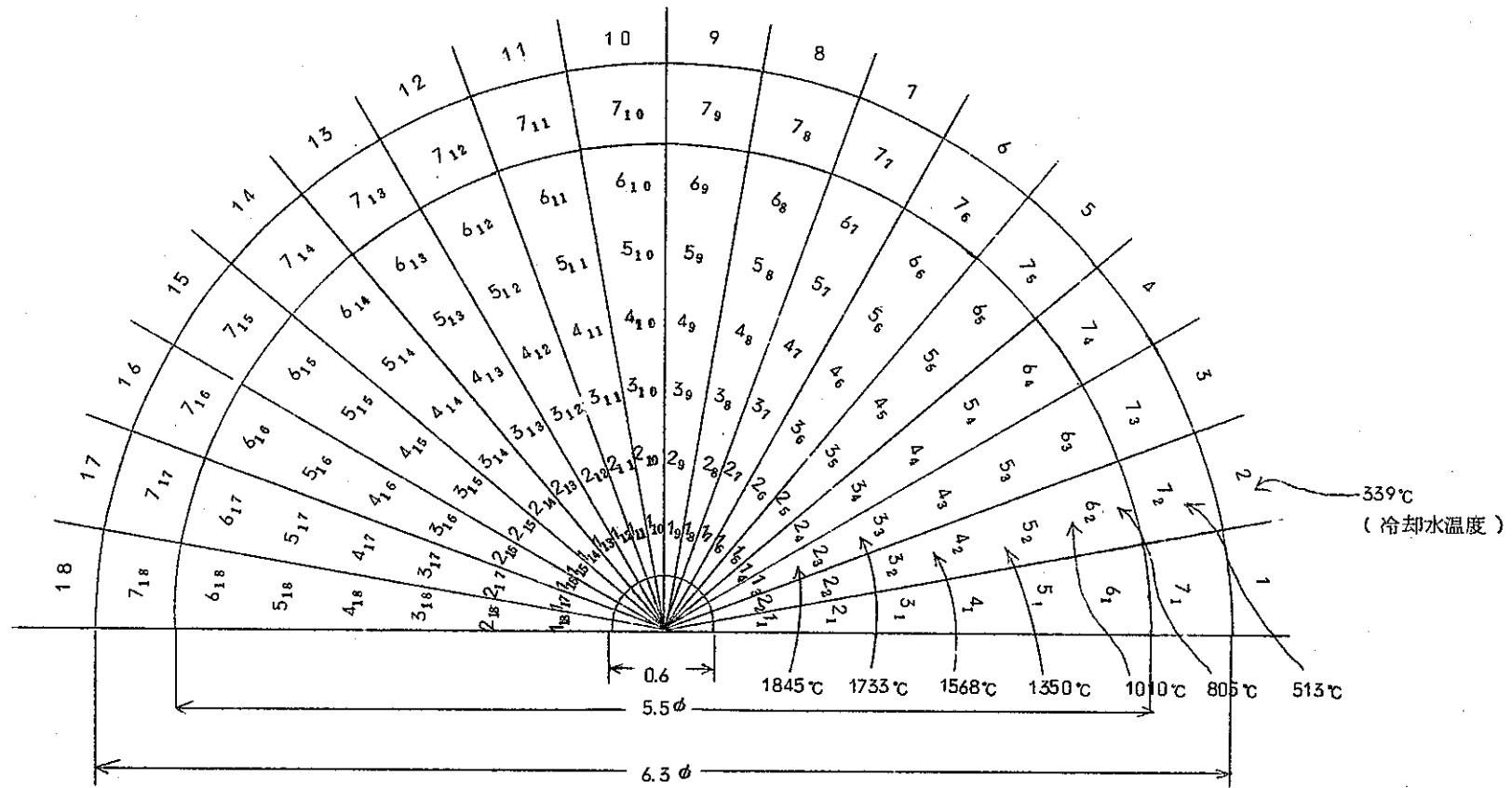
## 4. 定常状態の温度分布

図-1 に示されている温度はメッシュごとの平均温度である。その方法は図-2 に示す。

## 参考資料

- メモ 20-48-0146 宇留鷲→大竹  
1973-7-20

DFR照射332/5熱水力計算MAMUSYコード計算結果



-126-

图-1 DFR 照射 332/5



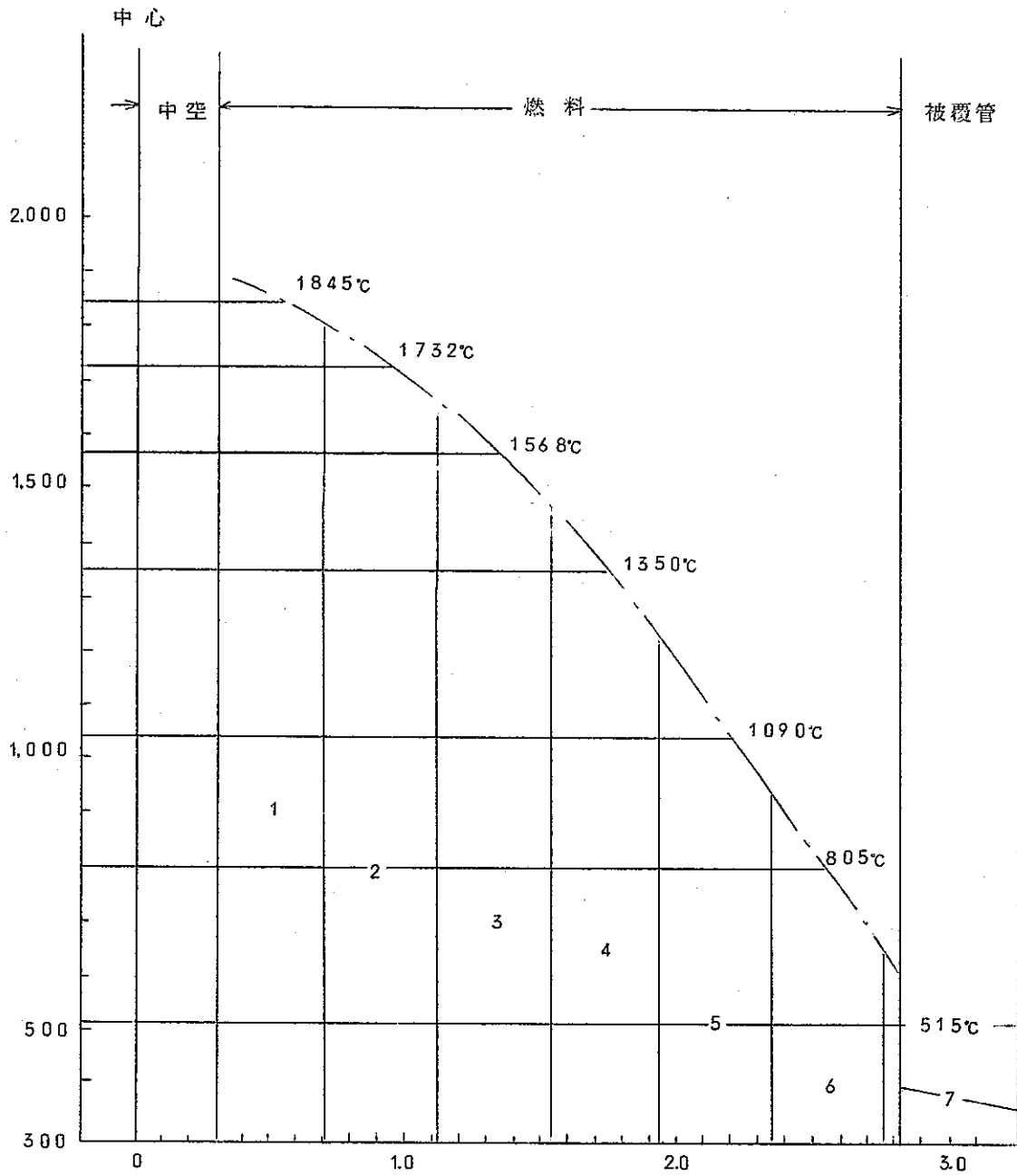


图-2 DFR照射332/5半径方向温度分布

附 録 3

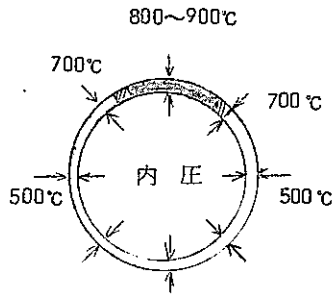
## 被覆管局部過熱によるピン破損について

立 花 利 道

局部過熱と被覆管破損の検討

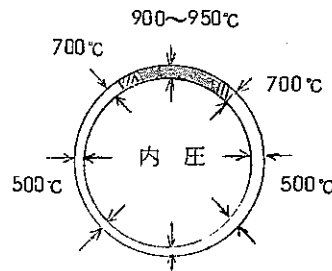
316 ステンレス被覆管が照射下において、NaK 中に発生したバブル付着によって、局部的に過熱された場合、変形の様子を、有限要素法によって模擬し、検討した。

ケース 1)



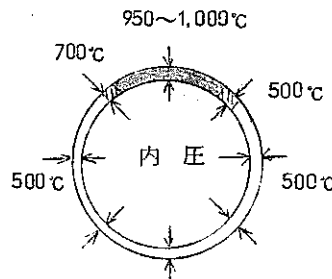
外 圧…… 3 気圧 ( NaK による冷却 )  
 内 圧…… 40 気圧  
 過熱範囲…… 70~80 度  
 最高温度…… 800~900°C

ケース 2)



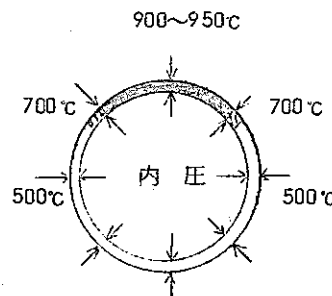
外 圧…… 3 気圧 ( NaK による冷却 )  
 内 圧…… 40 気圧  
 過熱範囲…… 70~80 度  
 最高温度…… 900~1,000°C

ケース 3)



外 圧…… 3 気圧 ( NaK による冷却 )  
 内 圧…… 40 気圧  
 過熱範囲…… 70~80 度  
 最高温度…… 950~1,000°C

ケース 4)



外 圧…… 3 気圧 ( NaK による冷却 )  
 内 圧…… 40 気圧  
 過熱範囲…… 90~120 度  
 最高温度…… 900~950°C

解析に使用した物性値，条件および仮定

- 1) 被覆管は冷間加工した316ステンレス鋼。
- 2) 被覆管の内圧は常に40気圧とし，外圧は3気圧とした。
- 3) 被覆材の弾性定数およびポアソン比は，炉外データを使用。
- 4) 被覆管の降伏強さは，DFRで照射( $3.6 \times 10^{22} \text{ n/cm}^2$ )した316ステンレスの測定値を使用した。

このデータは，700°Cまでしかなく，それ以上の高い温度の降伏値は，推定して使用した。

(別添図1および表1参照)

- 5) 応力-ひずみ曲線の勾配は，各温度で一定とし，304ステンレスの照射した測定値を使用した。

また，このデータは，600°Cまでしかないので，それ以上の高温データは推測して使用した。(図2および表1参照)

- 6) 変形解析として全ひずみ理論を採用した。
- 7) 被覆管の降伏判定は，実験的に裏付けがある一般的なMisesの降伏条件を使用した。
- 8) 2次元解析(円筒管として解析)
- 9) NaK中のバブルの付着時間が短いとするため一次クリープ変形を考慮した。(二次クリープは考慮しない)
- 10) 被覆管と燃料は，接触していない場合と考えた。

計算方法……有限要素法による直接反復法 PLASTICコード

使用計算機……CRC-6600およびFACOM-230/35

## №.2 燃料棒の内圧評価

5サイクル終了後，ピン内のガス分析結果をPIPERの内圧計算結果に引用して，実際と思われる内圧を算出した。

実験値(5サイクル終了後測定)

20°C，1気圧，合計ガス量 88.4 ml/ピン

Xe	80.06 v/o	$\times \frac{88.4}{100}$	= 70.773 ml	( $2.9438 \times 10^{-3}$ モル)
Kr	11.88	" "	= 10.501 "	( $0.4368 \times 10^{-3}$ "
Ar	0.01	" "	= 0.009 "	( $0.3744 \times 10^{-6}$ "
He	7.23	" "	= 6.391 "	( $0.2658 \times 10^{-3}$ "
H <sub>2</sub>	0.5	" "	= 0.442 "	( $0.0184 \times 10^{-3}$ "

合計 88.4 ml      合計モル数  $3.6652 \times 10^{-3}$  モル

ところで、

PIPERによる4サイクル

終了時の計算結果は、 $A = Kr + Xe \dots 2.43917 \times 10^{-3}$  (モル)

5サイクル終了時は、 $B = Kr + Xe \dots 3.39143 \times 10^{-3}$  (モル)

4サイクルから5サイクルにかけてXe, Krのモル数は、変化しても、その他のガス(Ar, He, H<sub>2</sub>)は変化しないとすれば、4サイクル後のXe, Krのモル数は比例計算により次のようになる。

$$\frac{A}{B} \times (2.9438 \times 10^{-3} + 0.4368 \times 10^{-3}) = 2.4294 \times 10^{-3} \text{モル}$$

従って、合計のモル数は

$$\begin{aligned} & (Xe + Kr + Ar + He + H_2) \\ &= (2.4294 + 0.00037 + 0.2658 + 0.0184) \times 10^{-3} \\ &= 2.714 \times 10^{-3} \text{ (モル)} \end{aligned}$$

PIPERによる計算結果による内圧は $4.249 \text{ Kg/cm}^2$ であったから第4サイクル終了時の内圧は比例計算して次の様になる。

$$\frac{2.714 \times 10^{-3}}{2.774 \times 10^{-3}} \times 4.249 = 4.157 \text{ (Kg/cm}^2\text{)} \quad \text{約 } 4.02 \text{ 気圧}$$

## 結 果

冷間加工した316ステンレス被覆管が、下記の条件にさらされたとき、破損するか否かを、変形の計算結果から次の様に示すことができる。

内圧 40気圧、外圧 3気圧、中性子束 $\dots 1.1 \sim 3.6 \times 10^{22} \text{ n/cm}^2$  で局部過熱が存在したとき。

図3の各温度での破損までの限界伸びデータによると、900°C以上の高温では、約10%程度と示されている。

今回の計算結果(図5, 6, 7, 8)によると、ケース2), 3), 4)が局部的に、伸びが10%を起している。

従って、ケース2), 3), 4)が数10分で破損すると推定できる。

これをまとめて図4に示す。

(別解) 有限要素法とは別に、No.8 破損について強度計算による破損温度を推測した。

被覆管の温度推測 (Na 中のバブルによる局部過熱)

内圧が 40 気圧で被覆管の No.8 部が大きく変形して破損した事実から考えて被覆管の強さは、どの程度であったか検討する。

さらに、被覆管が上記の条件のもとで破損するとすれば強度の低下が生じていることになるが、この強度の低下は、何度ぐらいの温度に相当するかを検討した。

- $P_f$  : 破損時の内圧 (40 気圧 =  $0.41 \text{ Kg/mm}^2$ ) と仮定
- $\sigma_f$  : 被覆材の引張強さ
- $r_o$  : 被覆管の外径 ( $r_o = 3.15 \text{ mm}$ )
- $r_i$  : 内径 ( $r_i = 2.80 \text{ mm}$ )
- $\sigma_y$  : 被覆材の降伏強さ

<p>① Seversson の式 実験とほぼ合うと云 われている実験式</p>	$P_f = 0.9586 + \ln \frac{r_o}{r_i}$	$\sigma_f = 3.63$ 内圧破損が生ずるためには $\sigma_f \leq 3.63 \text{ (Kg/mm}^2\text{)}$
<p>② 和智の式 実験とほぼ合うと云 われている実験式 (<math>r/r_i \leq 5</math>)</p>	$P_f = 0.796 \sigma_f \ln \frac{r_o}{r_i}$	$\sigma_f = 4.37$ 内圧破損が生ずるためには $\sigma_f \leq 4.37 \text{ (Kg/mm}^2\text{)}$
<p>③ FEM法による応力 分布と Mises の降伏 条件</p>	<p>降伏が生ずるためには</p> $\sigma_y \leq \sqrt{\frac{1}{2} \{ (\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + \sigma_r^2 + \sigma_\theta^2 \}}$	<p>塑性変形するためには</p> $\sigma_y \leq 3.1 \text{ Kg/mm}^2$

①②③によると、332/5 の No.2 ピンが仮に 40 気圧の内圧で変形し破損してしまったとすると、316SS の引張強さは、約 3 ~ 4  $\text{Kg/mm}^2$  以下で、降伏強さは、約 3  $\text{Kg/mm}^2$  以下のはずである。従って 316SS の引張試験 (照射量 ~  $10^{22} \text{ n/cm}^2$ ) データと照し合わせると 332/5 の No.2 ピンの被覆管温度は、降伏強さが、3  $\text{Kg/mm}^2$  程度となる温度、つまり 950°C 以上であったと考えられる。

解析に使用した物性データをまとめたものを、次の表に示す。

表-1 316ステンレスの物性値

温度 (°C)	① 弾性定数 (Kg/mm <sup>2</sup> )	備 考
500	16350.0	いずれも炉外での316SSの測定値である。  * 800°Cの測定データから推測した。
700	14650.0	
900	11000.0 *	
950	10000.0 *	
	② ポアソン比	「高速炉燃料集合体設計用物性定数」 (PNCT-7091) から引用
500	0.303	いずれも炉外データである。(316SS)  800°Cの測定値より推測した値である。
700	0.298	
900	0.200 *	
950	0.160 *	
	③ 降伏強さ (Kg/mm <sup>2</sup> )	「高速炉燃料集合体設計用物性定数」 (PNCT-7091) から引用
500	7.0	17%前ひずみをした316SSをDFRで 3.6 × 10 <sup>22</sup> n/cm <sup>2</sup> の全照射試料の引張試験結果  「高速炉用ステンレス鋼に関する調査」 SJ-225-69-01 P.79から引用
700	2.4	
900	5.0 *	
900~950	3.0 *	
950~1,000	1.0 *	
	④ 接線係数 $\frac{d\sigma}{d\epsilon}$	
500	160.0	Battell-Northwest 照射温度 540 ± 50°C 照射量 1.1 ± 0.3 × 10 <sup>22</sup> n/cm <sup>2</sup> (E > 0.1 MeV)  304タイプの応力-ひずみ線から測定
700	120.0	
900	30.0 *	
900~950	20.0 *	
950~1,000	5.0 *	

「高速炉用ステンレス鋼に関する調査、第2報」  
P.25から引用

(参) 今回のDFR-332/5は

中性子束 ..... 2.33 × 10<sup>15</sup> (n/cm<sup>2</sup>・sec)

中性子照射量... 6.00 × 10<sup>22</sup> (n/cm<sup>2</sup>) である。

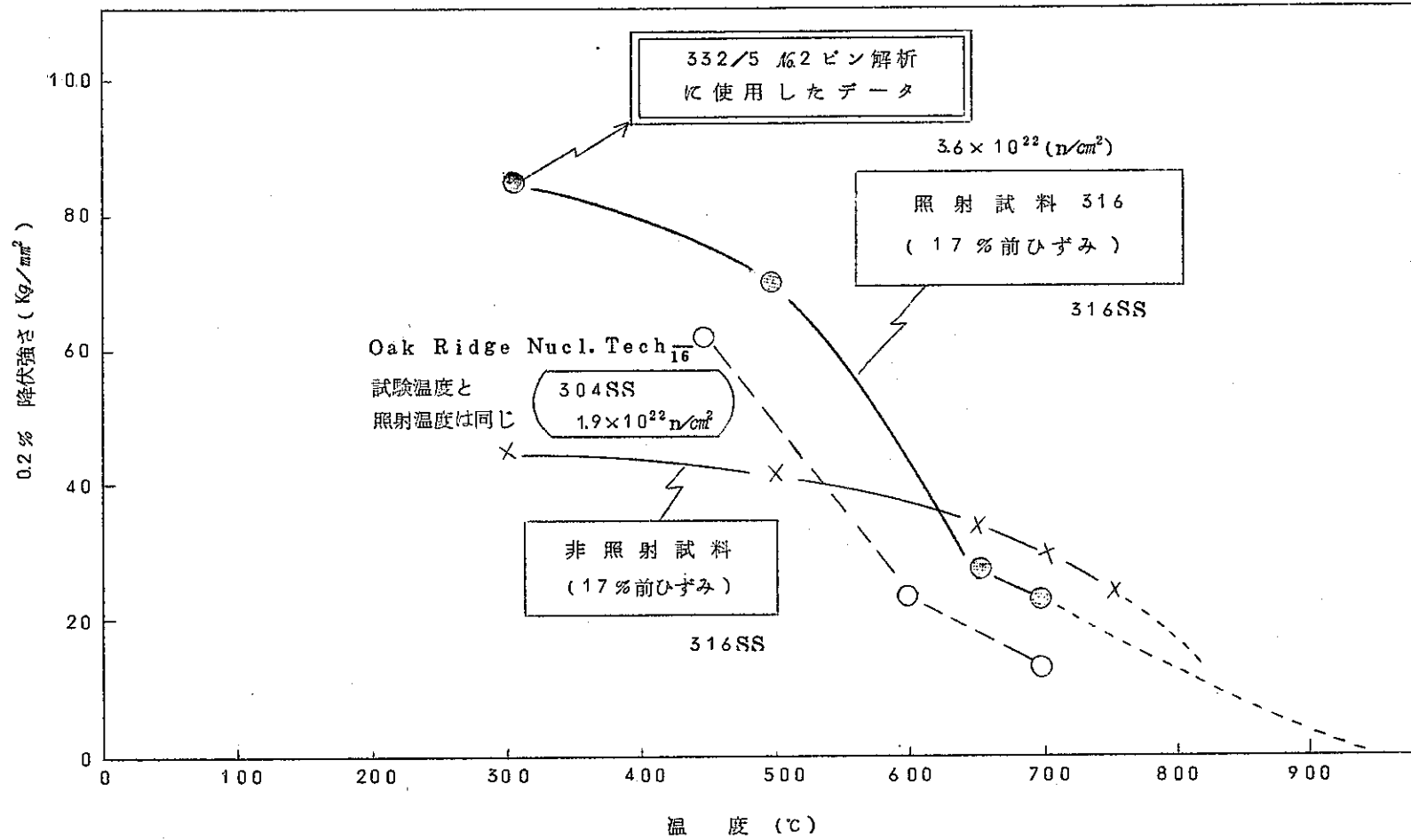
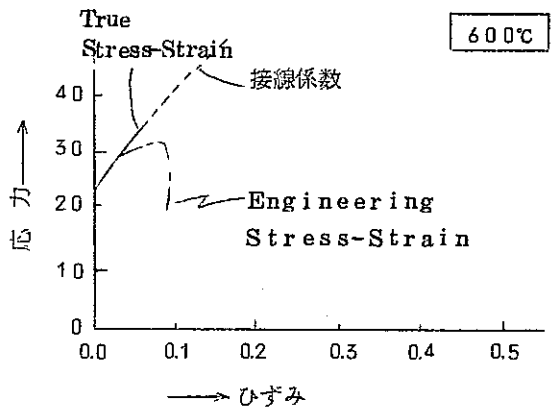
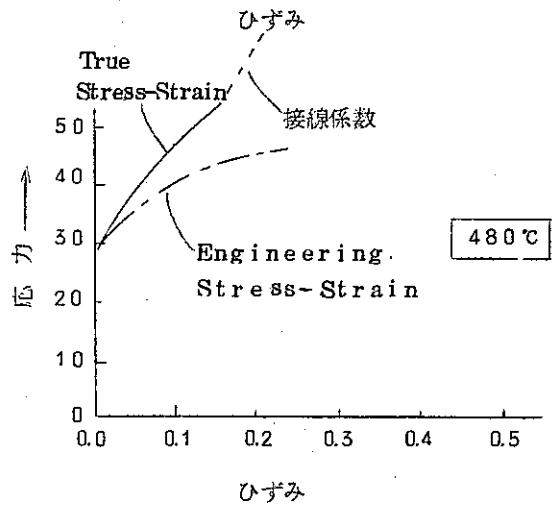
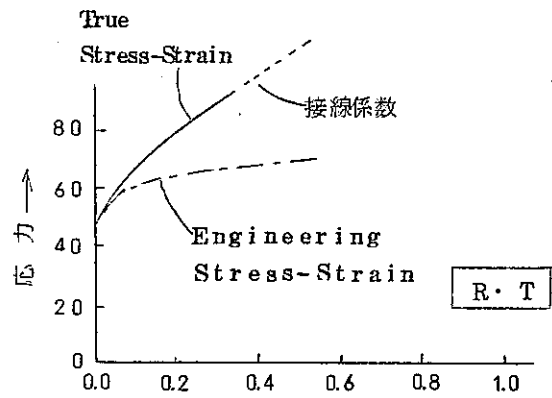


図-1 DFRにおいて  $3.6 \times 10^{22} \text{ n/cm}^2$  の全照射前後の 304, 316 ステンレスの降伏強さ



Battle-Northwest

照射温度 540±50℃  
 照射量 1.1±0.3×10<sup>22</sup> n/cm<sup>2</sup>  
 (E>0.1 MeV)



(\*参考)

	C	Mn	Si	Cr	Ni
SUS 316	< 0.1	< 2.0	< 1.0	16~18	10~14
SUS 304	< 0.08	< 2.0	< 1.0	18~20	8~11

図-2 304SSタイプの各温度における引張の応力-ひずみ曲線  
 (Irradiate)

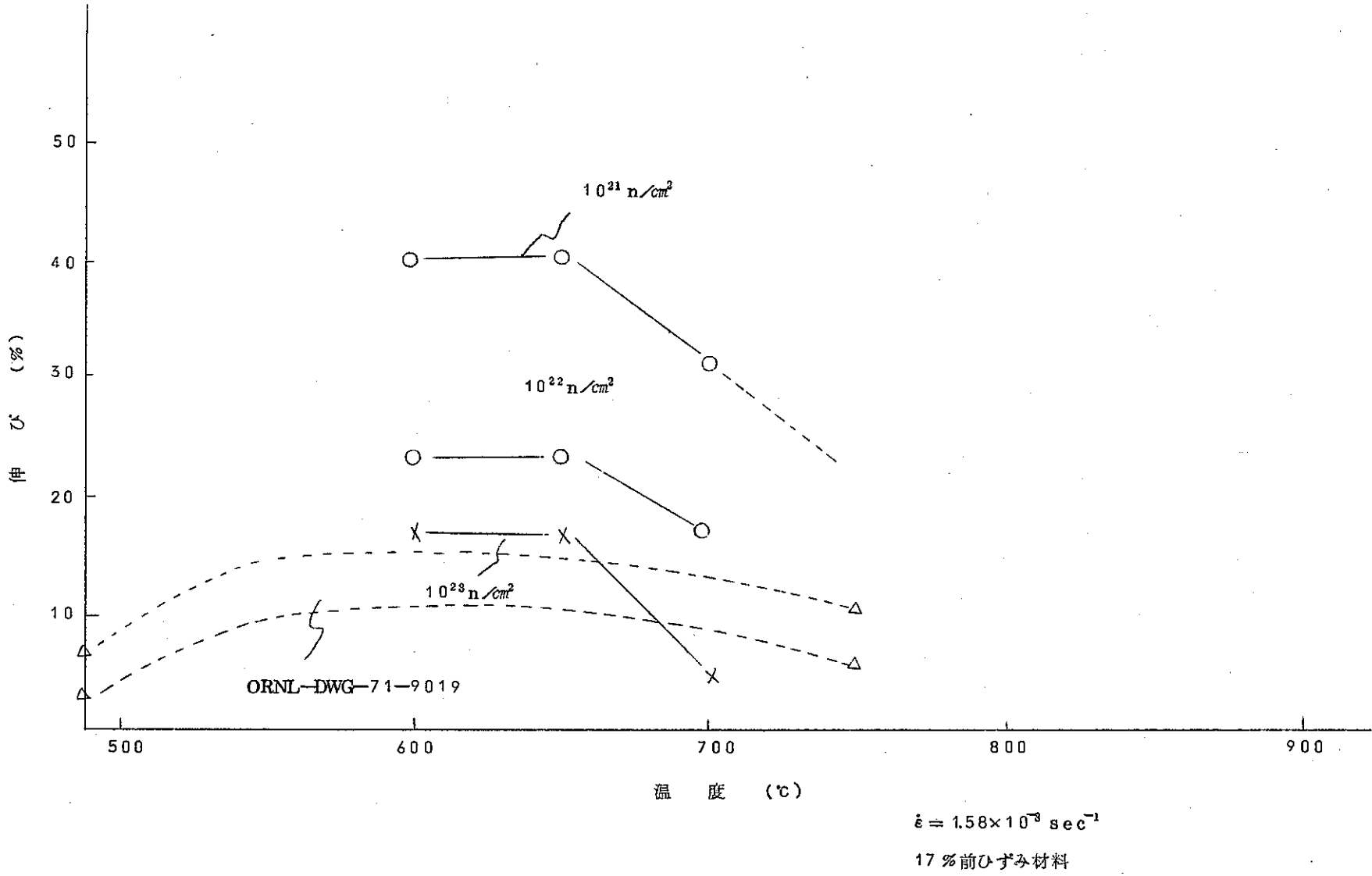


図-3 316ステンレス鋼の限界伸び

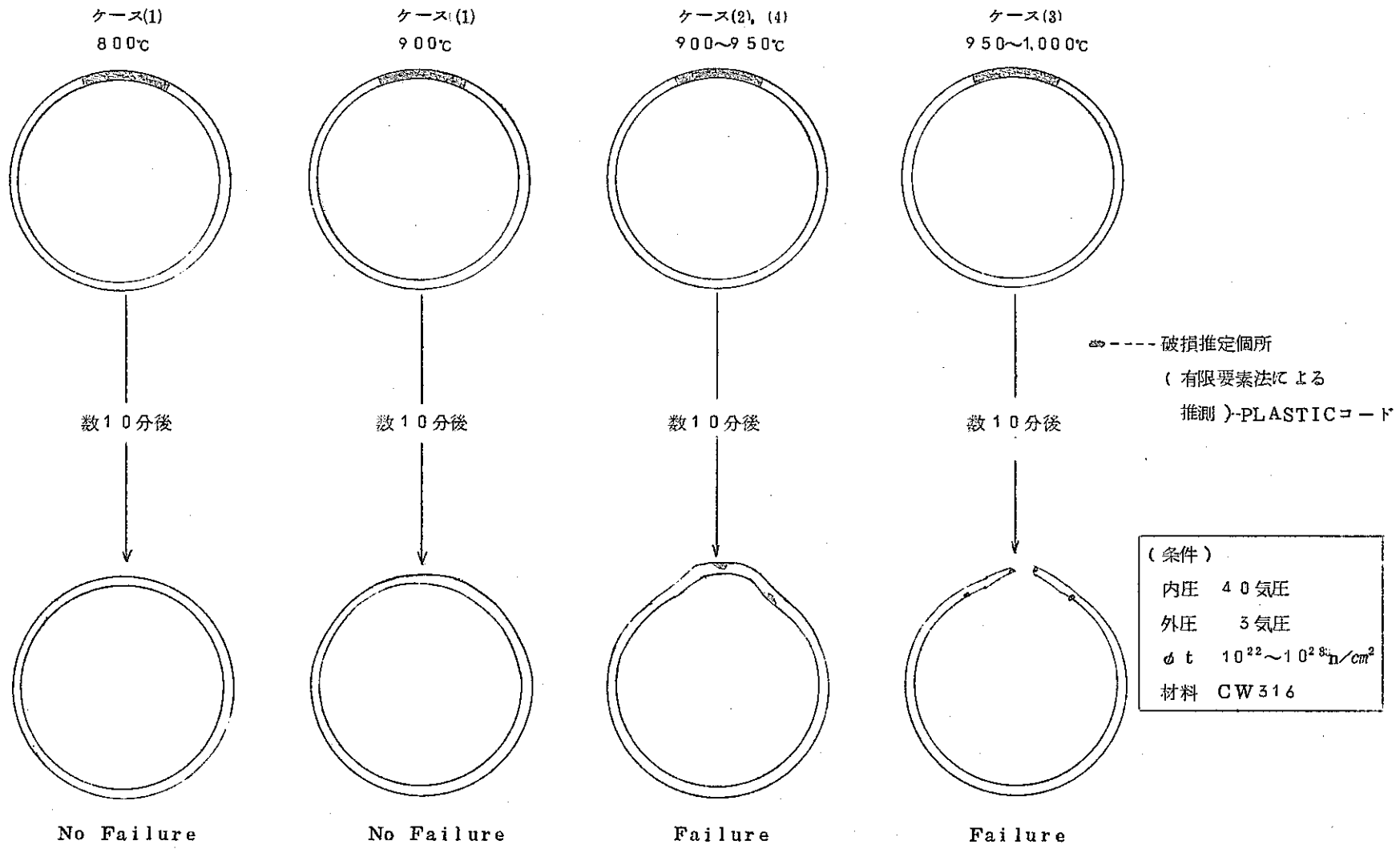
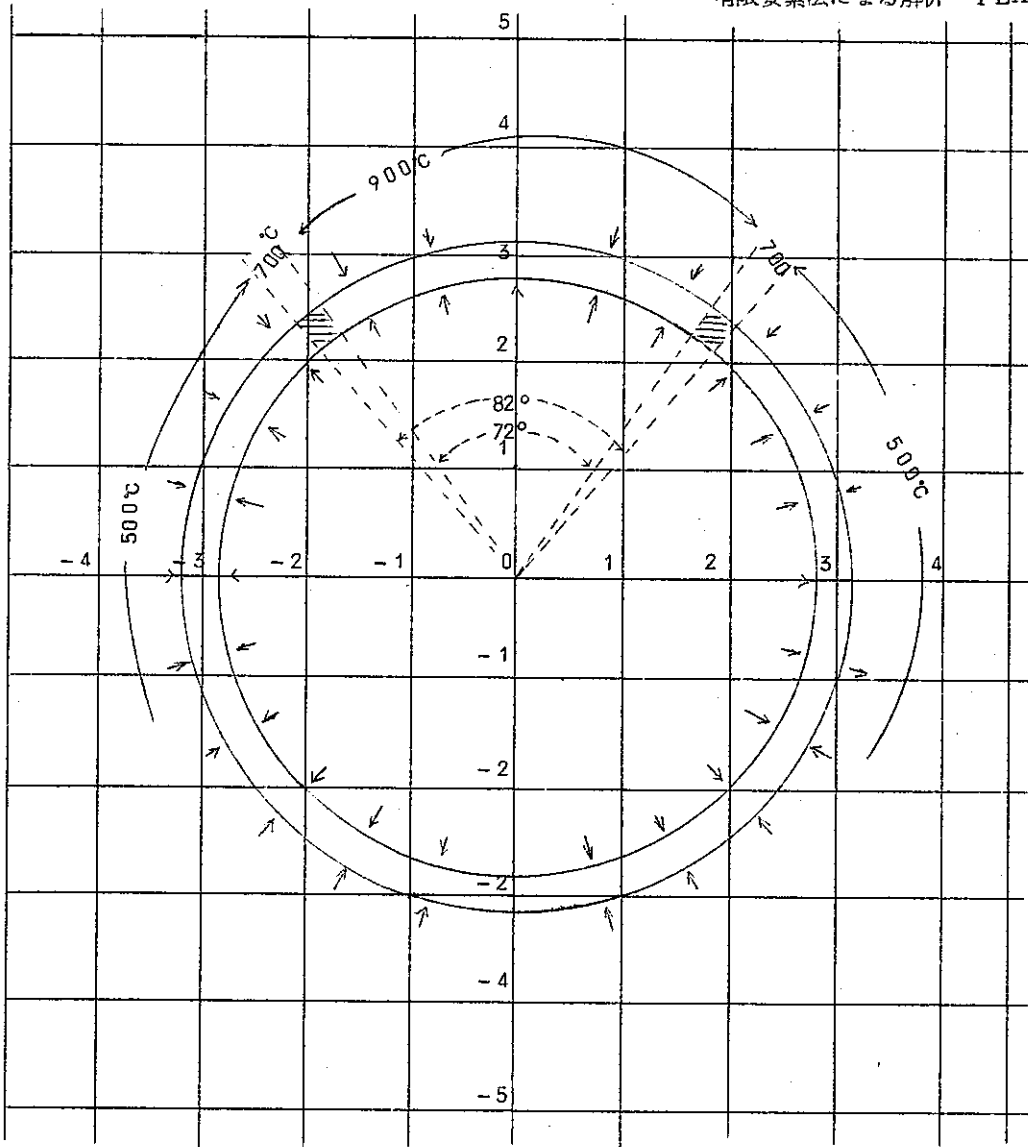


図-4 局部過熱による316ステンレス被覆管の変形および破損推測結果

最大過熱温度  
900℃の場合

有限要素法による解析 PLASTICコード



内圧..... 40気圧  
外圧 3気圧

計算に使用  
した物性値

中性子束...  $1.1 \sim 3.6 \times 10^{22} \text{ n/cm}^2$

	500℃	700℃	900℃
弾性定数	* 16350 Kg/mm <sup>2</sup>	* 15500	* 11000
ポアソン比	* 0.303	* 0.313	* 0.200
降伏強さ	° 70.0	° 42.0	° 5.0
接線係数	° 17.0	° 15.0	° 30.0

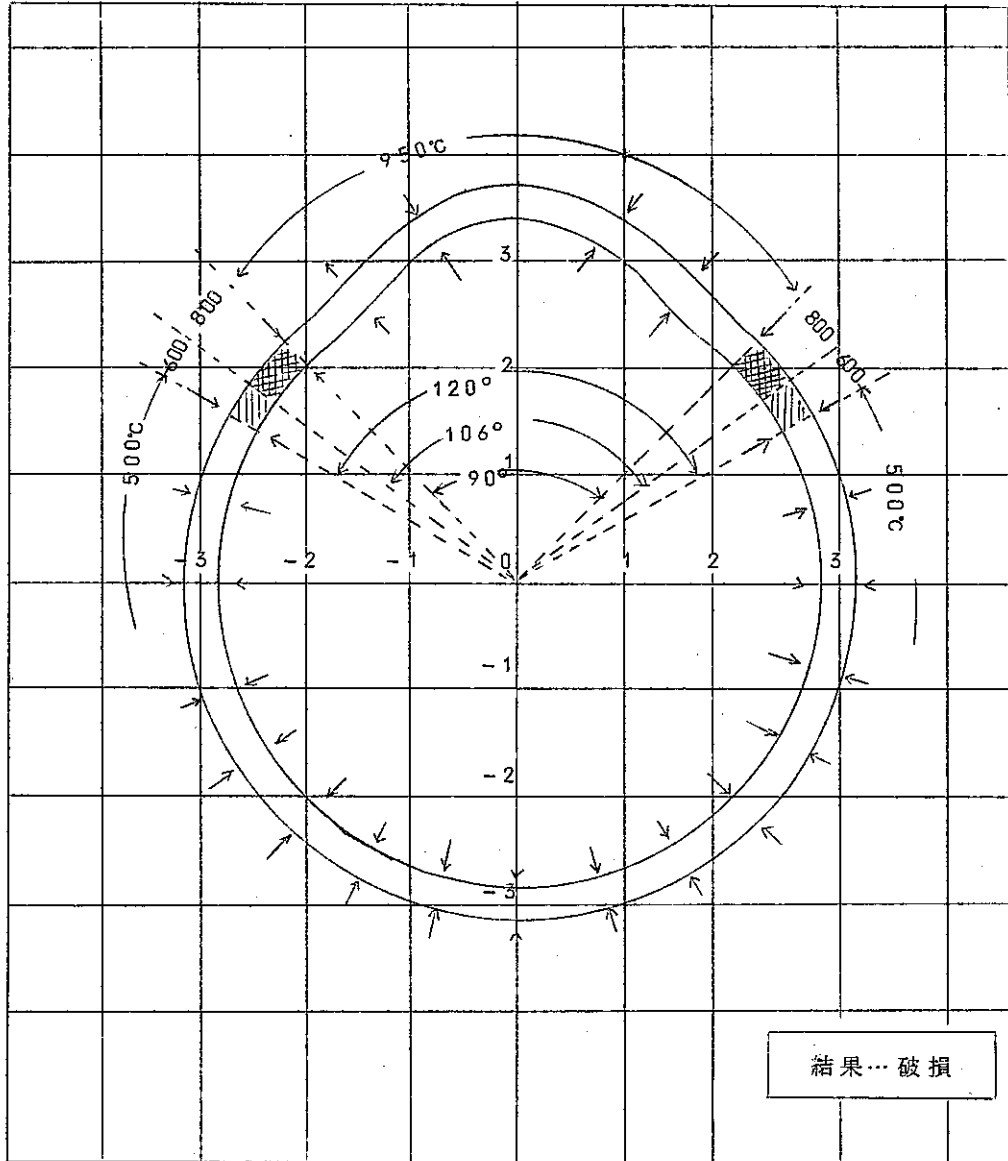
\*...炉外データ

°...炉内データ

図-5 冷間加工した316ステンレス鋼の高速炉照射中における  
局部過熱変形推測計算結果

最大過熱温度  
950℃の場合

有限要素法による解析 PLASTICコード



内圧... 4.0気圧  
外圧... 3気圧

計算に使用  
した物性値

中性子束...  $1.1 \sim 3.6 \times 10^{22} \text{ n/cm}^2$

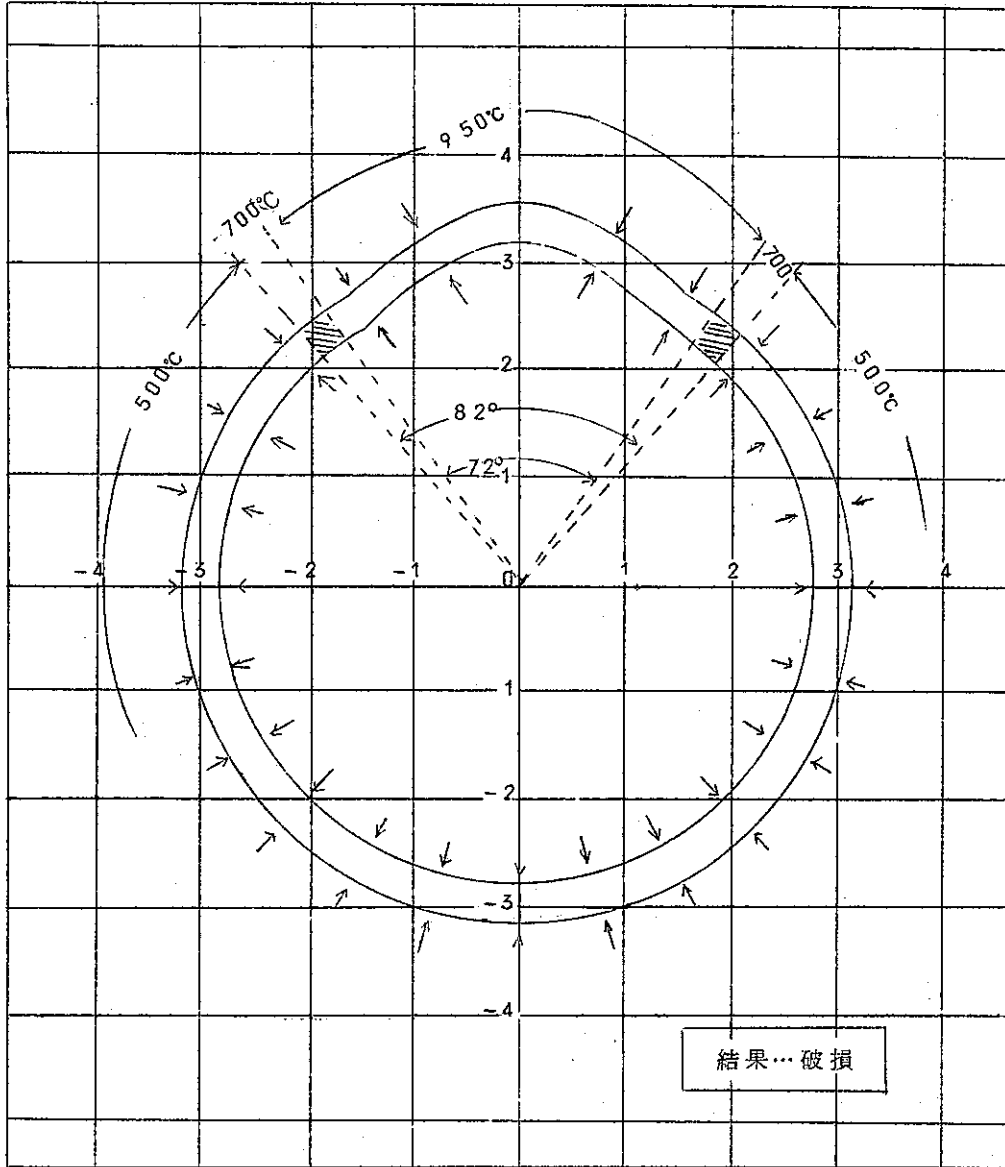
	500℃	600℃	800℃	950℃
弾性定数	* 16350 kg/mm <sup>2</sup>	* 15500	* 13500	* 10000
ポアソン比	* 0.303	* 0.313	* 0.257	* 0.160
降伏強さ	o 70.0	o 42.0	o 12.5	o 2.0
接線係数	o 170.0	o 150.0	o 80.0	o 10.0

\*...炉外データ      ひずみ速度...  $1.58 \times 10^{-2} \text{ sec}^{-1}$   
o...炉内データ

図-6 冷間加工した316ステンレス鋼の高速炉照射下における  
局部過熱変形推測計算結果

最大過熱温度  
950℃の場合

有限要素法による解析 PLASTICコード



内圧... 4.0気圧  
外圧... 3気圧  
(NaK)

計算に使用  
した物性値

中性子束...  $1.1 \sim 3.6 \times 10^{22} \text{ n/cm}^2$  の場合

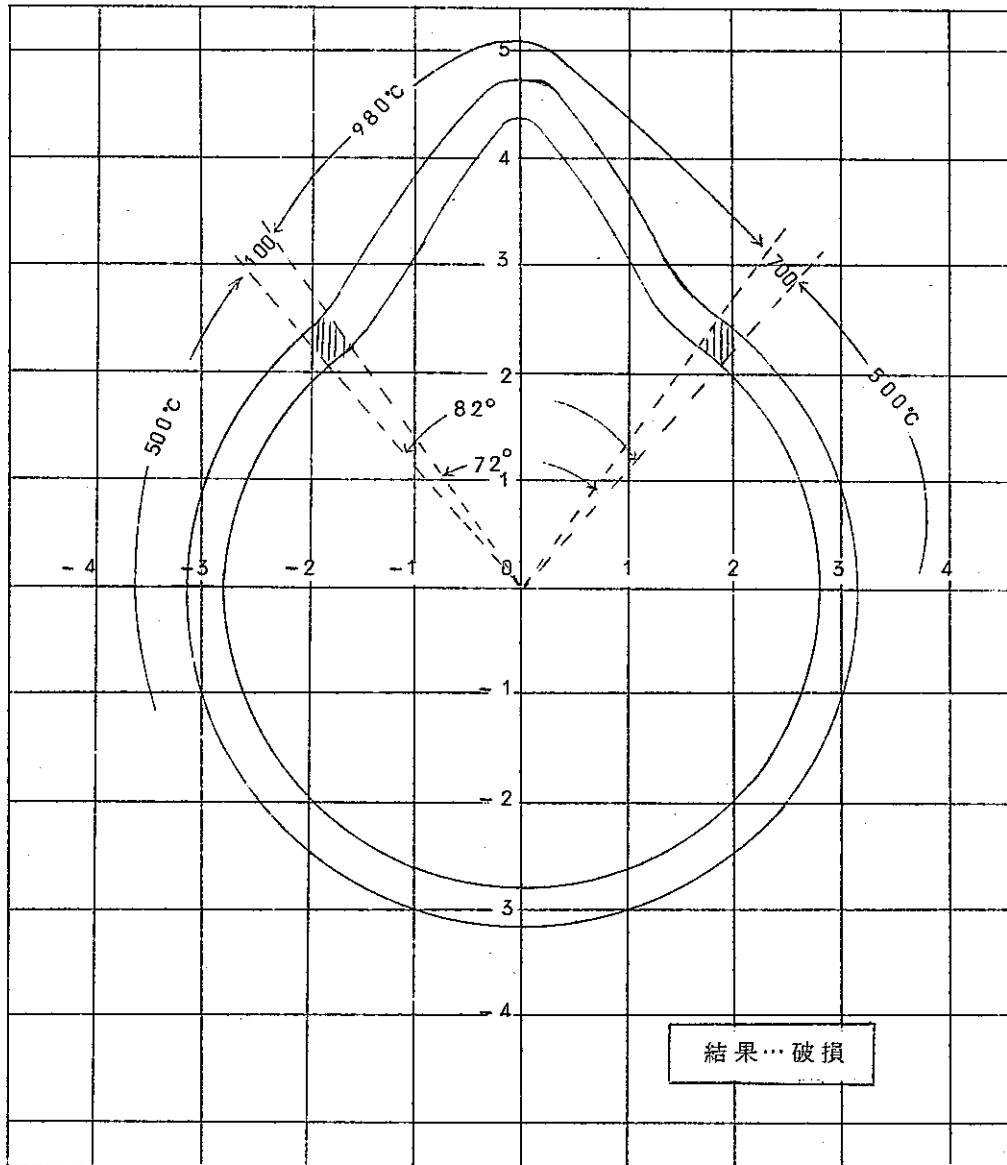
	500℃	700℃	950℃
弾性定数	*16350Kg/mm <sup>2</sup>	*14650	*10000
ポアソン比	*0.303	*0.257	*0.160
降 さ	° 7.00	° 24.0	° 2.0
接 数	° 170.0	° 120.0	° 10.0

\*... 炉外データ      ひずみ速度...  $1.55 \times 10^{-3} \text{ sec}^{-1}$   
°... 炉内データ

図-7 冷間加工した316ステンレス管の高速炉照射下における  
局部過熱変形推測計算結果

最大過熱温度  
980~1,000℃の場合

有限要素法による解析 PLASTICコード



内圧... 40気圧  
外圧... 3気圧  
(NaK)

計算に使用  
した物性値

中性子束...  $1.1 \sim 3.6 \times 10^{22} \text{ n/cm}^2$  の場合

	500℃	700℃	950~1000℃
弾性定数	* 16350kg/mm <sup>2</sup>	* 14650	* 10000
ポアソン比	* 0.303	* 0.298	* 0.160
降伏強さ	∪ 70.0	∪ 24.0	∪ 1.0
接線係数	∪ 170.0	∪ 120.0	∪ 5.0

\*... 炉外データ ひずみ速度...  $1.58 \times 10^{-2} \text{ sec}^{-1}$

∪... 炉内データ

図-8 冷間加工した316ステンレス管の高速炉照射下における  
局部過熱変形推測計算結果

ま と め

NaK中のバブルの付着による局部加熱によって破損したとすれば、次の事が云える。

- ① FEM法解析によると被覆管が局部的に過熱されたために、目測できる程度のふくらみは、40気圧程度の内圧で充分起りうる。  
(有限要素法解析結果より)  
PLASTICコード
- ② 40気圧程度の内圧で被覆管が目測できる程度に局部的に、ふくらむためには、少なくとも約900°C以上の局部過熱状態にならなければならない。
- ③ 950°C以上の局部過熱状態が時間として数分間継続するだけで図で示したような局部的なふくらみは起りうる。  
(有限要素法解析結果より)  
PLASTICコード
- ④ 目測できる程度にふくらみが生ずると、この部分の局部的ひずみは、数%以上となり、照射下において、316材料の特性からみて局部破損域に入っているといえる。  
(有限要素法解析結果より)  
PLASTICコード
- ⑤ 破損したピンの外観写真(No.2ピン)で、みられるふくらみは、ピンにクラックが入りピン内の圧力(約40気圧)が外(約3気圧)にもれる前に生じなければならない。
- ⑥ 40気圧の内圧が唯一の応力となってピンが破損したとすれば被覆材の引張り強さは、約7.5 kg/mm<sup>2</sup>以下になっていたはずである。332/5が $6 \times 10^{22}$  n/cm<sup>2</sup>という照射量から考慮すれば被覆材のNo.8部は、少なくとも局部的に800°C以上にならなければならない。  
(強度計算結果より)



附 録 4

# R . R . B R O U N の 見 解

( J . K o m a t s u へ の 返 信 )

小 松 純 治

UNITED KINGDOM ATOMIC AUTHORITY  
REACTOR GROUP

Dounreay Experimental Reactor Establishment.

TELEGRAMS : ATEN. REAY. THURSO

Thurso, Caithness, Scotland.

TELEX: 8597 ATOM DOUNREAY

THURSO 2121

Your Ref

Our Ref.

Ext:

1. May 1973

Mr J Komatsu  
Alpher Gammer Facility  
Power Reactor and Nuclear Fuel  
Development Corporation  
4002 Oarai  
Ibaraki  
JAPAN

Dear Mr Komatsu

Thank you for your letter of April 16—I will try to help you with your questions regarding the failed fuel pin S122 (PNC No 2).

1. The relative orientations of the failures as depicted in the sketch are not strictly accurate. During your visit to Dounreay we were still involved in the provisional examination of the failed element and the sketch was merely intended to provide a guide to the general nature and extent of the clad ruptures. Visual examination of S122 has now been completed and I enclose a sketch showing the relative positions of the failures. You will appreciate that three-dimensional failures cannot be faithfully reproduced on paper—however I feel that this sketch gives as accurately as possible the relative orientations and positions of the eight cracks. In this drawing (Figure 1), 0° orientation corresponds to a face-on view of the stained failure (No 8).

From the vehicle radiographs it would appear that failure No 8 did NOT face the inside of the three pins. The position of the crack relative to the other two pins while held in the vehicle can be appreciated after reference to the vehicle radiographs numbers 4, 3A and 3B—refer to Figure 2. Note that the rig was rotated in a clockwise direction (viewed from the top of the vehicle) between shots. The bulge surrounding the failure was so extensive as to touch the inner vehicle wall.

2. It is not normal practice to mark the position of pins in the grid before extraction. It follows that we do not know the orientation of any pin relative to any other pin. Again we do not know the orientation of the pins relative to the core centre.

Mr J Komatsu

1 May 1973

3. For your convenience Figure 1 shows the position of all grids relative to all the failures on pin number 2.
4. The conclusion that local gas blanketing caused number 8 failure is one reached in the light of experience. A number of pins irradiated in the DFR have shown this type of failure, the form of which is characteristic—the rupture surrounded by a bright area in the shape of a droplet. This type of failure is not normally seen at positions which experience mid can wall temperatures in excess of 450°C—the calculated mid can wall temperature for S122 over position 8 was not greater than 370°C. The residence time of the bubble on the clad to cause overheating is uncertain—I do, however, feel certain that gas bubble adhesion caused the top failure. Furthermore I cannot envisage any other explanation for this type of fracture. In the final analysis, of course, metallographic analysis will provide absolute proof of the mode of failure.
5. It is impossible to say when failure occurred during Run 73. Gas bubble adhesion is, of course, more likely at the start of a run due to imperfect wetting of the clad surface. However, bubbles entrained in the coolant may stick to the clad during normal reactor operation. Time of failure could only have been detected if the pin had contained a radon or xenon type monitor in the plenum.
6. In my opinion, there is no plausible explanation why failure should occur in pin number 2 and not in the other two pins.

I hope that these answers are of value to you. Please do not hesitate to write again if any of these explanations is unclear.

Yours sincerely

RR BROWN

## 謝 辞

本照射実験は、FBR本部が高速炉燃料開発のため行なっている一連の照射実験であり、その企画、実施、考察等に当たった植松邦彦主任研究員（FBR本部実施責任者）、西川富雄副主任研究員、榎原英千世研究員（現大洗工学センター FME）、菊池三郎研究員、金子洋光研究員、河田東海夫研究員に感謝します。

次に、本照射試験の重要性から、その結果について、数回の検討会が開催されました。その席上、有益な助言と激励を賜った大洗工学センター燃料材料試験部石田泰一部長、同部小松純治主任研究員および東海事業所技術部検査開発課三浦信課長に感謝いたします。

最後、本報告書をまとめるに当り、あたたかい励しと有益な助言を賜ったプルトニウム燃料部安久津部長に感謝の意を表わします。