

区分変更	
変更後資料番号	786
決裁年月日	平成13年7月31日

実験炉部技術課試験研究成果速報

Vol.2, No. 1 昭和60年4月～6月の成果概要



1985年9月

技術資料コード	
開示区分	レポートNo.
S	N 941 85-134
<p>この資料は 図書室保存資料です 閲覧には技術資料閲覧票が必要です</p> <p>動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センター技術管理室</p>	

動力炉・核燃料開発事業団

大洗工学センター

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

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

布す
この

実験炉部技術課試験研究成果速報

Vol.2, No. 1 昭和60年4月～6月の成果概要



灘 尾 宣 辰, 吉 野 富 士 男

要 旨

本報告書は、実験炉部技術課が担当した試験研究の内昭和60年4月1日から6月30日の間に、技術課内部資料である技術課メモとして速報された成果の要旨をまとめたものである。

報告内容は、以下の通りである。

- MK-Ⅱ炉心自然循環試験とその解析
- 炉内流量分布測定試験とその解析
- FFDL 炉内試験とその解析
- 設置変更許可申請（その10）に係る評価解析
- プラント諸特性の試験結果
- MK-Ⅱ炉心核熱特性解析
- 解析コードの作成、マニュアル整備
- その他の成果

本報告書は、上記のごとく多様な内容の要旨を速報するものである。したがって、詳細な解析、評価及び検討については、それぞれに別途報告書がまとめられる。



NOT FOR PUBLICATION
PNC/T&N941 85-134
Sept., 1985

Preliminary Results on Experiments, Analyses and Evaluations
Performed by Reactor Technology Section,
Experimental Reactor Division Vol. 2, No. 1

Nobutatsu Mizoo, Fujio Yoshino

Abstract

This report gives preliminary results on experiments, analyses and evaluations performed by Reactor Technology Section, Experimental Reactor Division during April through June, 1985. All results in this report were released with internal memoranda of Reactor Technology Section before detail analyses, evaluations and/or discussions.

Contents of this report are as follows:

- o Results of experiments and evaluations for natural circulation test in MK-II core.
- o Results of experiments and evaluations for flow rate distribution in the core.
- o Results of experiments and evaluations for in-core test of FFDL
- o Results of analyses and evaluations for licensing (No. 10).
- o Measurement results on various plant characteristics of "JOYO".
- o Results of MK-II core characteristics analyses.
- o Productions of calculation codes for analyses and arrangements of code manuals.
- o Miscellaneous results.

After detail discussions, analyses and evaluations, final reports for each project will be published.

Reactor Technology Section, Experimental Reactor Division,
O-arai Engineering Center, PNC.

目 次

1. まえがき	1
2. 高速実験炉の工程と技術課が担当した試験研究	2
2.1 高速実験炉の工程（昭和60年4月～6月）	2
2.2 実験炉部技術課が担当した試験研究（昭和60年4月～6月）	17
3. MK-II炉心自然循環試験とその解析	20
3.1 "MIMIR-N2"コードによる中心燃料集合体出口Na温度の長時間予測解析 (技-60-6)	20
3.2 系統圧損測定結果 (技-60-27)	25
3.3 TEST-II B (30 MW 過渡試験) 試験結果報告 (技-60-29, 技-60-129)	27
3.4 中心集合体渦電流式流速計指示値の補正について (技-60-51)	29
3.5 燃料集合体出口温度挙動の検討 (技-60-55, 技-60-75)	31
4. 炉内流量分布測定試験とその解析	35
4.1 流量分布測定時の炉内流量分布予測計算 (技-60-4)	35
4.2 低流量時炉内各部圧損係数 (技-60-28)	37
4.3 "JOYFL 2"低流量計算用改良点及び7%流量計算結果 (技-60-30)	41
4.4 炉内流量分布測定用ポールのナトリウム浸漬前後の線量率測定と核種分析 結果 (技-60-44)	45
4.5 炉内流量分布測定装置の除染作業監視結果 (技-60-47)	49
4.6 流量分布測定試験予備解析結果 (技-60-48)	53
4.7 炉内流量分布測定試験時の信号処理系について (技-60-60)	55
4.8 炉内流量分布測定試験データ整理結果 (技-60-82)	57
5. FFDL炉内試験とその解析	61
5.1 FFDL炉内試験炉心集合体出口冷却材温度予測 (技-60-2)	61
5.2 FFDL炉内試験炉心系統圧損測定結果 (技-60-11)	63
5.3 FFDL炉内試験初期の余剰反応度, 出力係数 (技-60-26)	65
5.4 タグガス濃縮捕集試験結果 (技-60-50)	66
5.5 FFDL性能試験結果中間報告 (技-60-54, 技-60-81)	71
6. 高速実験炉設置変更許可申請(その10)に係る評価解析	74
6.1 "MIMIR-N2"コードによる事故解析 (技-60-13)	74
6.2 炉心燃料 : 内圧クリープ (技-60-14)	77
6.3 " : 集合体湾曲について (技-60-15)	79

6.4	炉心燃料：被覆管の歪について（技-60-16）	81
6.5	“：健全性概要（技-60-17）	85
6.6	“：被覆管の照射効果（技-60-18）	89
6.7	“：照射実績（技-60-19）	92
6.8	燃料装荷事故に関する説明書（技-60-31）	97
6.9	炉心熔融再臨界事故解析に関する説明書（技-60-32）	99
6.10	「常陽」MK-II炉心燃料のLOF型事象に関する「許容設計限界」 温度の検討（技-60-57）	101
6.11	燃料：過渡時被覆管温度制限（技-60-58）	103
7.	プラント諸特性の試験結果	106
7.1	制御棒下部案内管の寿命の評価（技-60-3）	106
7.2	1次主，補助冷却系流量計零点較正（第2回）結果報告（技-60-24）	111
7.3	炉上部開放運転時のスカイシャイン評価（技-60-39）	115
7.4	燃料取扱時系統圧損測定結果（技-60-41）	119
7.5	原子炉容器コアサポート部3次元応力解析結果の検討（技-60-68）	121
7.6	M系列安定性試験結果（第7サイクル）（技-60-96）	125
7.7	低流量運転時雑音監視結果（技-60-97）	128
7.8	サイクル報（第5サイクル）（技-60-98）	131
7.9	1次系ナトリウムの放射能強度測定（技-60-101）	133
8.	MK-II炉心核熱特性解析	135
8.1	炉心燃料PED070の放射化量と崩壊熱の計算（技-60-7）	135
8.2	定格出力100 MW第7サイクル反応度係数測定結果（技-60-25）	137
8.3	FFDL炉内試験，自然循環試験用実効マイクロ断面積ファイルの作成 （技-60-34）	144
8.4	制御棒引抜及び中途挿入における制御棒と周りの燃料との集合体出口温度差の 比較（技-60-59）	145
8.5	中性子束ゆらぎ量と燃料中心温度ゆらぎ量との関係（技-60-63）	148
8.6	60年度，61年度に炉外に搬出予定のドライバ燃料に関するデータ （技-60-67）	151
8.7	MK-II第7サイクルにおけるSMIR-6のステンレスのみの γ 発熱量計算 （技-60-72）	153
8.8	第8サイクルINTA装荷位置における中性子束分布の計算（技-60-79）	156
8.9	ステップ応答試験結果（第5～7サイクル） （技-60-87，技-60-88，技-60-89）	158

8.10	"MAGI"コードによる第8, 9, 10, 11, 12サイクル予測計算 (技-60-90).....	161
8.11	中性子束ゆらぎ量測定結果 (第6, 7サイクル) (技-60-91)	164
8.12	ステップ応答測定結果 (第5~7サイクル, 経時変化) (技-60-92, 技-60-93, 技-60-94).....	168
8.13	反応度フィードバック特性の経時変化 (技-60-95)	172
9.	解析コード作成, マニュアル整備	175
9.1	"MAGI"コードの修正 (その4) (技-60-20)	175
9.2	"SWIRL"の改造 (技-60-36)	176
9.3	"CITATION"で計算した中性子束を重みにした実効微視的断面積縮約 プログラム"CITMICLB"の作成 (技-60-37)	178
9.4	"MAGI" UTILITY コマンド "MAGIUTL" について (技-60-62)	181
9.5	JOYDASによる反応度アナログ出力機能の検討 (技-60-77)	182
9.6	JOYDAS制御棒較正試験ソフトウェア設計計算書 (技-60-86)	186
10.	その他の成果	187
10.1	深冷活性炭吸着能の性能評価 (技-60-5, 技-60-12, 技-60-21, 技-60-33, 技-60-64, 技-60-84)	187
10.2	「常陽」の出力上昇速度について (技-60-71)	191
10.3	「常陽」ドライバー燃料の安全性チェック (技-60-46)	193
10.4	照射量増加に伴うドシメータ重量の見直し (技-60-53)	194
10.5	ATR「ふげん」フラックスモニタの放射化量測定結果 (技-60-65)	195
10.6	SMIR-4 装荷グラジエントモニタの測定結果 (技-60-74)	198

1. ま え が き

本報告書は、実験炉部技術課が担当している試験研究のうち、昭和60年4月1日から6月30日の間に、技術課内部資料（技術課メモ）として、速報された成果の概要をまとめたものである。

本報告書は、あくまでも速報性に主眼をおいており、試験及び解析に関する中間報告のものも含めている。それらの結果は、今後研究の進展に伴い、より詳細になると共により正確なものになると考えられる。したがって、より詳細な内容は、それぞれの研究について、追って発行される報告書を参照するのが望ましいので、本報告書に記載されている解析・測定結果の引用にあたっては、その点を確認されたい。

2. 高速実験炉の工程と技術課が担当した試験研究

2.1 高速実験炉の工程（昭和60年4月～6月）

2月より開始されたMK-II第7サイクルは、3月末に炉停止した後4月3日に臨界点確認試験を実施し、終了した。引続き同日よりFFDL炉内試験のための燃料取扱い作業を開始し、4月16日に図4-1に示すFFDL炉内試験用炉心への移行を完了した。

FFDL炉内試験運転は、運転前確認を4月8日から16日に行い、16日に起動し、臨界到達、系統昇温、出力上昇を経て17日夜半に100 MWに到達した。19日には炉容器内のカバーガス中にFPガスが存在していることが明確に確認されたので原子炉出力を降下し、30 MWからの制御棒一斉挿入で原子炉を停止した。FFDL装置の性能試験を22日に実施した。

23日よりFFDL炉内試験用集合体の取出し並びに自然循環試験及び炉内流量分布測定試験のための燃料取扱い作業を開始し、25日に図4-2に示す炉心への移行を完了した。なお、FFDL炉内試験用集合体は24日にFMFへキャスカー渡りで移送した。

自然循環試験運転は、原子炉を26日に起動した後、臨界到達、系統昇温、出力上昇を経て同日30 MWに到達した。その後原子炉出力30 MW運転を27日まで行い、同日に1次主循環ポンプ、2次主循環ポンプを同時に停止して原子炉をスクラムさせ、自然循環試験を実施した。

4月30日より炉内流量分布測定試験を開始し、系統温度250℃、1次系流量90%、20%、6%、及びポンプ停止時などの各ケースについて炉心内の各集合体冷却材流量を測定して5月5日に終了した。

「常陽」の第5回定期検査は4月28日より開始された。本定検では回転プラグ、燃料交換機、燃料出入機、制御棒駆動機構等の分解点検が行われ、8月中旬に終了する予定である。定検開始に伴う作業としては、5月7日より9日まで燃料取扱い作業を実施し、図4-3に示す定期検査時の炉心を構成した。また、6月6日より9日までに1次主冷却系及び2次主冷却系のナトリウムドレン作業、これと並行して格納容器床下及び遮蔽コンクリート冷却系雰囲気空気置換作業を実施し、プラント状態を床下メンテナンスモードへ移行した。現在定検作業は計画通り順調に進行中である。

本報告書に係る期間中（昭和60年4月～6月）の原子炉運転実績を表1-1、1-2に、その工程表を表2-1、2-2、2-3に示す。また、月間プラント状態表を表3-1、3-2、3-3に示す。加えて、FFDL炉内試験、自然循環試験及び炉内流量分布測定試験実施期間中（4月11日～5月6日）の詳細なプラント状態（炉出力、1次冷却材流量及び1次冷却材出入口温度）について、図5-1、図5-2、図5-3及び図5-4に示す。

参考文献

高速実験炉「常陽」プラント管理月報

1985年4月分 PNC SN 932 85-04

5月分 PNC SN 932 85-05

6月分 PNC SN 932 85-06

表1-1 月間の原子炉運転実績

期 間	昭和60年4月			昭和60年5月		昭和60年6月		
	月 間	FFDL炉内試験 期間 (4.17~4.19)	自然循環試験 期間 (4.26~4.27)	月 間		月 間		60年度第1四半期 期間 (60.4~60.6)
原子炉起動回数(回)	3	1	1	0		0		3
運 転 日 数(日)	6	3	2	0		0		6
積算運転時間(H)	105	67	36	0		0		105
積算熱出力(MWH)	5,738	4,935	803	0		0		5,738
利 用 率(%)	8	—	—	0		0		2.6
平均熱出力(MW)	55	—	—	0		0		55
最大熱出力(MW)	100	100	30	0		0		100

注) 4月の積算運転時間には燃焼係数測定のための原子炉運転時間2Hを含む。

表1-2 積算原子炉運転実績

期 間	昭和60年4月30日まで			昭和60年5月31日まで			昭和60年6月30日まで		
	60年度累計	MK-II累計 (S. (57.11.22~))	MK-I,II累計 (S. (52.4.24~))	60年度累計 (S. (60.4~60.5))	MK-II累計 (S. (57.11.22~))	MK-I,II累計 (S. (52.4.24~))	60年度累計 期間 (60.4~60.6)	MK-II累計 (S. (57.11.22~))	MK-I,II累計 (S. (52.4.24~))
原子炉起動回数(回)	3	121	383	3	121	383	3	121	383
運 転 日 数(日)	6	—	—	6	—	—	6	—	—
積算運転時間(H)	105	9,659	22,627	105	9,659	22,627	105	9,659	22,627
積算熱出力(MWH)	5,738	822,309	1,424,271	5,738	822,309	1,424,271	5,738	822,309	1,424,271
利 用 率(%)	8	—	—	4	—	—	2.6	—	—
平均熱出力(MW)	55	—	—	55	—	—	55	—	—
最大熱出力(MW)	100	—	—	100	—	—	100	—	—

表 2 - 1 高速実験炉「常陽」実績工程表 (S. 60. 4)

年月日 項目	S. 60. 4																														
	1	2	3	4	5	⑥	⑦	8	9	10	11	12	13	⑭	15	16	17	18	19	⑳	㉑	22	23	24	25	26	27	㉒	㉓	30	
一般事項																								AEA 科技庁 査察						天皇 誕生 日	
運転・試験	臨界点確認		運転前確認														FFDL炉内試験						第5回定期検査								
	炉心燃料 64体 A型特燃 1体 B型特燃 1体 C型特燃 1体 SMIR 1体 AMIR 2体		FFDL機能検査														炉心燃料 66体 SMIR 1体 AMIR 2体 FFDL試験用 1体						自然循環試験(30 MW)								
	停止後点検																原子炉運転						原子炉運転								
	炉上部ピット蓋 取外し・搬出																出力上昇						出力上昇								
																	100 MW						30 MW								
	炉内燃料取扱 (1)		炉内燃料取扱 (2)														75 MW						スクラム								
	INCO																CR一斉挿入														
	グリッパ機能確認		燃料移送														系統圧損測定						炉内流量分布測定								
	CRD引抜荷重測定		H/D軸内蒸着Naかき落し														炉容器ガスバージ						炉内流量分布測定 装置据付・調整								
	1次主ポンプ 回転数計校正																出力係数測定						停止後点検								
																	CRD引抜荷重測定						燃料取扱								
																	燃料移送						系統圧損測定								
																							1次主・補助系 EMF零点校正								

表 2-2 高速実験炉「常陽」実績工程表 (S. 60.5)

項目	年月日		S. 60.5																																	
	1	2	③	④	⑤	⑥	7	8	9	10	11	⑫	13	14	15	16	17	⑱	⑲	20	21	22	23	24	25	⑳	27	28	29	30	31					
一般事項			憲法記念日		こどもの日	振替休日							IAEA 科技庁査察														常陽変電所点検				IAEA 科技庁査察					
特殊試験 第5回定期検査 その他	炉内流量分布測定															E/H開									D/G運転 (商用電源停止)											
	高流量(90%)			直線性(100~20%)						炉内流量分布測定装置搬出															1次系電動弁電動ダンパ点検											
	低流量(20%)			極低流量(6%)			ポンプ停止時装置撤去			回転プラグ上塔載機器撤去																		1次系現場計器点検								
				大、小回転プラグ分解点検																																
	炉内燃料取扱			CRDM取外し (工場持帰り)			保護継電器点検																													
	系統圧損測定 (反射体引抜に伴う測定)			2次主ポンプ ブラシ交換			C/C盤、照明、動力盤点検																													
				電源盤点検			2AP/C			1CM/C			5C整流装置																							
				5D蓄電池交換作業			3AP/C			2SP/C			常陽変電所			5D整流装置																				
				核計装設備点検			3CP/C			2HCP/C			7C整流装置																							
				原子炉付属建家 空調設備計器校正			1HCP/C			1AM/C			7D整流装置																							
				廃気処理系 安全弁作動検査			2CP/C			6Cインバータ			6Dインバータ																							
				廃ガス圧縮機点検			原子炉格納容器 L/T用 N ₂ 供給配管布設工事																													
				廃棄物処理系 プロセス計装品点検																																
				燃料取扱設備点検																																
				予熱N ₂ ガス系隔離弁C種 L/T																																

表 2-3 高速実験炉「常陽」実績工程表 (S. 60.6)

PNC SN941 85-134

項目	S. 60.6																																	
	①	②	3	4	5	6	7	8	⑨	10	11	12	13	14	⑮	⑯	17	18	19	20	21	22	⑳	24	25	26	27	28	㉑	⑳				
一般事項				常陽変電所点検																													IAEA 科技厅査察	
第 5 回定期検査 そ の 他	5/7 ~核計装設備点検												性能検査																					
	5/13 ~大, 小回転プラグ分解点検																																	
	1次系Naドレン(GL-8600) 2次系Naドレン 燃料取扱キャスクカー(C/C)グリッパ分解点検												燃料交換機(INCO)グリッパ分解点検. 軸封点検 燃料出入機(EXTRA)グリッパ分解点検																					
	(C/C)巻上機構分解点検												(C/C)ベーパートラップ点検																					
	(S/F)冷却器点検												(SFF)ポンプ点検																					
	(SFF)冷却器点検																																	
	(S/F)真空ポンプ点検												(S/F)回転移送機点検																					
	燃料洗浄設備 (C/P)廃ガス真空ポンプ点検												(C/P)V26-755 A. B 点検																					
	燃料取扱設備(格外)計器校正 (C/P)循環ポンプ点検												(C/P)ブロウ点検																					
	1次系現場計器点検																																	
	電源盤(C/C, 照明, 動力)点検																																	
	常陽変電所点検 非常用D/G運転 補助電源点検												FFD C/G法コンプレッサー点検 FFD C/G法プレシピテータ点検 2次系電磁流量計用電源装置点検 2次主ポンプメカニカルシール点検																					
	格床下空気置換 格床下酸欠サーベイ												2次系Na弁点検 主送風機入口ベーン点検																					
	格納容器雰囲気調整系計器点検												補機冷却系ポンプ分解点検																					
	廃気処理系バルブ点検												廃棄物処理系プロセス計装品点検																					
													原子炉格納容器局部漏洩率試験(B. C種試験)																					

表3-1 高速実験炉「常陽」プラント状態表 (S. 60.4)

項目		年月日																																
		S. 60.4																																
		1	2	3	4	5	⑥	⑦	8	9	10	11	12	13	⑭	15	16	17	18	19	⑳	㉑	22	23	24	25	26	27	㉒	㉓	30			
主要工程		停止後点検		臨界点確認																FFDL 炉内試験								第5回定期検査						
		炉上部ピット蓋 取外し、搬出										運転前確認								FFDL計測		原子炉運転				自然循環試験(30 MW)				炉内流量分布測定				
		炉内燃料取扱(1)										FFDL機能検査														炉内燃料取扱				停止後点検				
								燃料移送				炉内燃料取扱(2)				H/D軸内蒸着Naかき落し										燃料移送								
原子炉出力		停止	臨界															~2	~100 MW	75	80					~2	~30 MW							
炉内状況		GL-6100																																
冷却系統A	主1次系流量		100%	20	20%				75%		20%						100%		~75%		~20%		~100%		~20%		~90%							
	主1次系原子炉 入口、出口温度		250°C												出口Na温度		~500°C		~370°C		~250°C				~409°C		~370		~250°C					
	主2次系流量		100%																						停止				停止					
	主冷却器 入口、出口温度		250°C												入口Na温度		~472°C		367		~343°C		~250°C				367		~409°C		~360		~250°C	
	主冷却器 出口ダンパ		0%																								100%				100%			
	主冷却器 入口ダンパ		0%																								~100%				~100%			
	主冷却器 入口ベーン		0%																										~25%					
	主冷却器 ブロワ		OFF																										ON		ON			

表3-2 高速実験炉「常陽」プラント状態表 (S. 60.5)

年月日 項目	S. 60.5																														
	1	2	③	④	⑤	⑥	7	8	9	10	11	⑫	13	14	15	16	17	⑱	⑲	20	21	22	23	24	25	⑳	27	28	29	30	31
主要工程	4/28 ~	第5回定期検査																													
	炉内流量分布測定						炉内燃料取扱										大, 小回転プラグ分解点検														
							回転プラグ上塔載機器撤去										電源盤点検														
							CRD-M取外し										原子炉保護系点検														
							炉内流量分布測定装置撤去										燃料取扱設備点検														
原子炉出力														停止																	
炉内状況	炉心燃料 67 体 SMIR 1 体 AMIR 2 体													GL-6100 炉心燃料 64 体, C型特燃 1 体 A型特燃 1 体, SMIR 1 体 B型特燃 1 体, AMIR 2 体																	
冷却系統 1次系 原子炉出入口 Na 温度	90% 100% 20% 620% 停止 停止													Na 流量 20% 停止																	
														Na 温度 250°C Na 流量 100%																	
冷却系統 2次系 主冷却器出入口 Na 温度														停止																	
														停止																	
格納容器 機器出入口 床下雰囲気	閉鎖													E/H開																	
	窒素													開放 窒素																	
その他	廃液タンク除染作業						5D蓄電池交換																								
							原子炉格納容器 L/T 用窒素供給配管布設工事																								
							Ar 廃ガス処理系圧縮機点検																								
							廃ガス処理系, 廃液処理系設備の計器点検 付属空調計装品の校正																								

表3-3 高速実験炉「常陽」プラント状態表 (S. 60.6)

項目	年月日	S. 60.6																												
		①	②	3	4	5	6	7	8	⑨	10	11	12	13	14	⑮	⑯	17	18	19	20	21	22	⑳	24	25	26	27	28	㉑
主要工程		第5回定期検査																												
		大, 小回転プラグ分解点検																												
		燃料取扱設備点検																												
		1次冷却系設備点検																												
		2次冷却系設備点検																												
		電源盤点検 全停電	1次系Naドレン 2次系Naドレン														原子炉保護系点検													
原子炉出力		停止																												
炉内状況		GL+6100														GL+8600														
		ドライバー64体, A特1体, B特1体, C特1体, SMIR1体, AMIR2体																												
冷却系	Na温度	250℃														予熱窒素ガスブロワ(B)運転														
	1次系 Na流量	20%														1, 2次補助系運転														
	Na温度	250℃														系統温度(常温)														
	2次系 Na流量	100%														1次系Naドレン中														
		停止														系統温度(常温)														
		Na自重ドレン Na真空加圧ドレン														2次系Naドレン中														
格納容器 機器出入口 床下雰囲気		窒素														開放														
																空気														
その他		低レベル廃液移送														配管熱変位検出器取付工事														

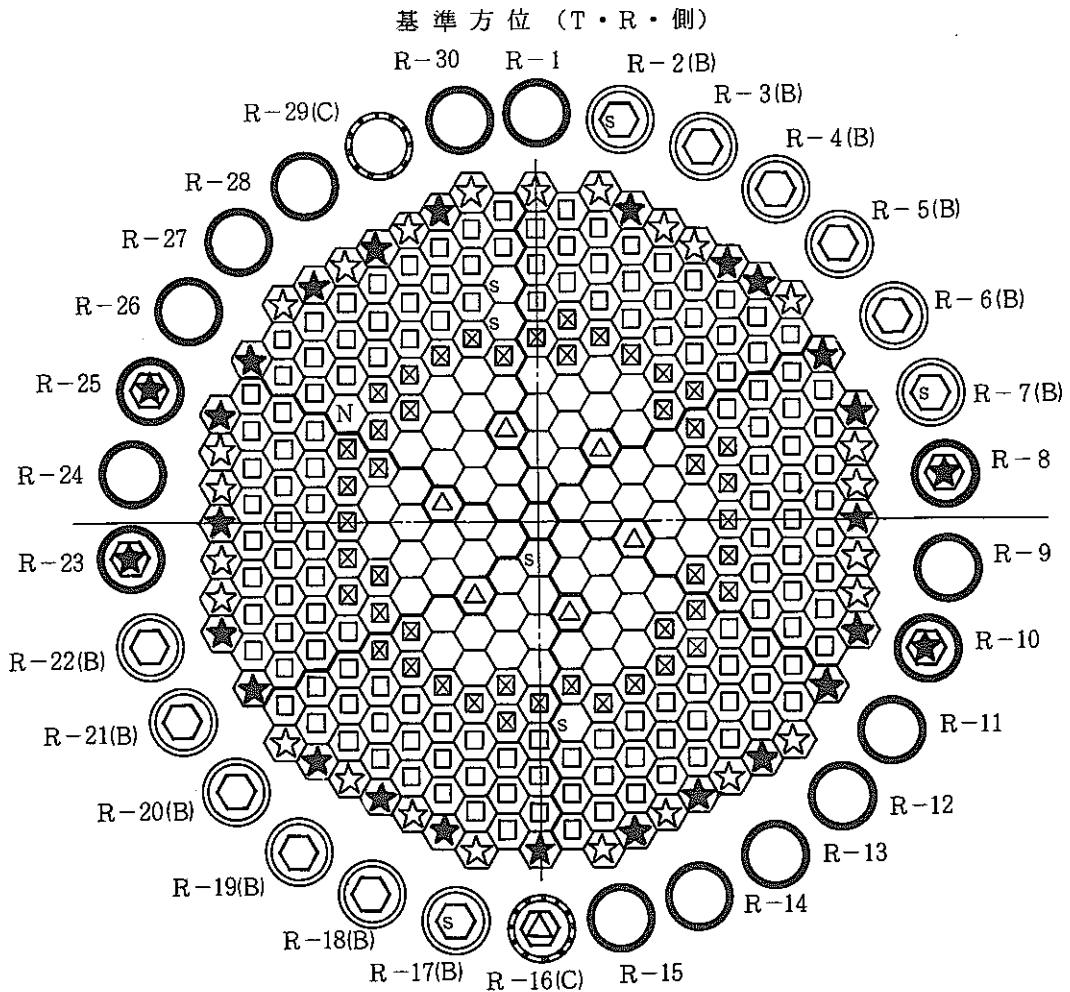


図4-1 炉心構成図 (FFDL炉内試験用炉心構成)

炉心構成要素名	炉心領域	炉内貯蔵ラック	記号
	取替後本数	取替後(A, C/B)	
炉心燃料	66	0/9	⬡
制御棒	6	1/0	⬠
内側反射体	46	0/0	⊗
外側反射体(A)	142	0/0	⬢
外側反射体(B) (スリット付を含む)	25	0/0	⬤
中性子源	1	0/0	N
※特殊燃料	4	0/3	S
M _R -I 反射体 (サーバランスを含む)	23	4/0	⬠

※

特殊要素名称	装荷位置
試験用集合体	1 D 1
制御棒材料照射用反射体	6 C 6, 6 F 6
構造材料照射用反射体	7 F 7

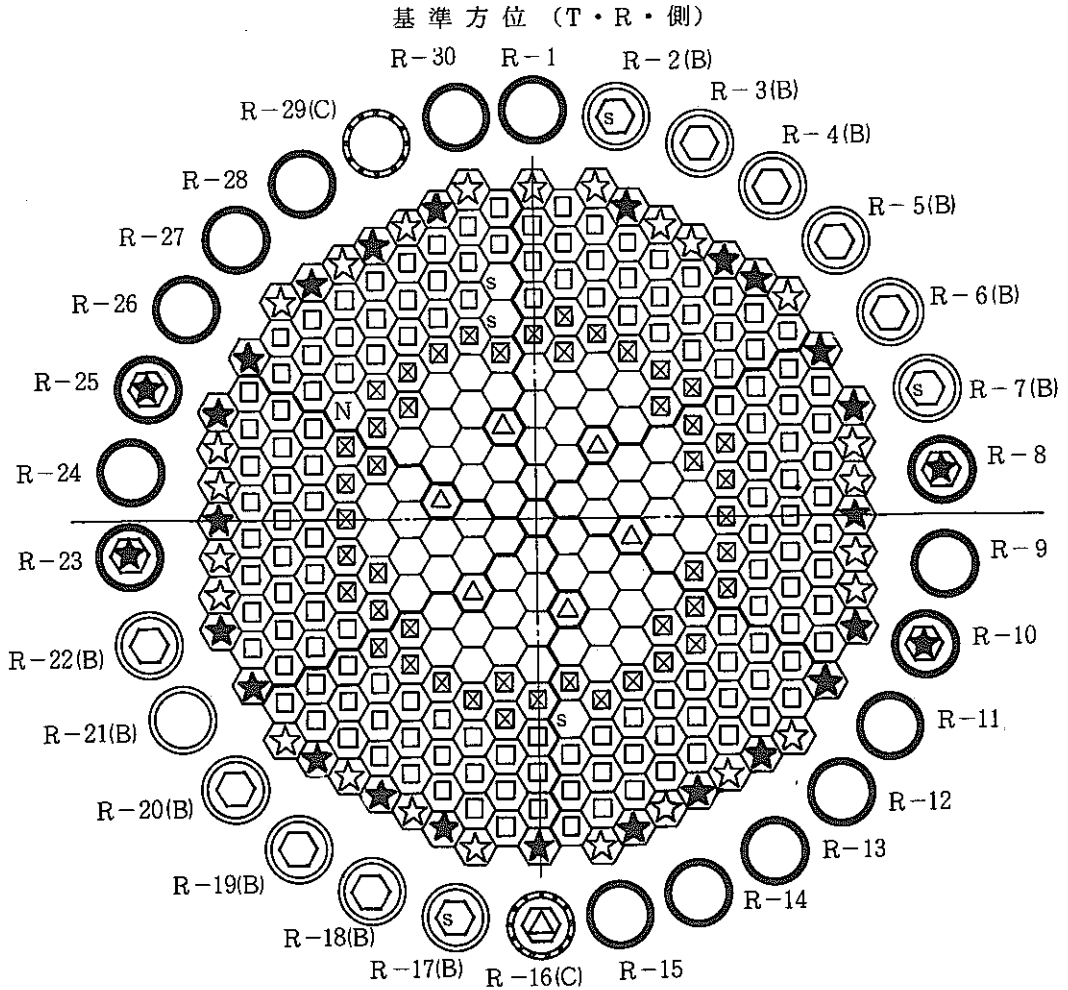


図4-2 炉心構成図(自然循環, 炉内流量分布試験用炉心構成)

炉心構成要素名	炉心領域	炉内貯蔵ラック	記号
	取替後本数	取替後(A, C/B)	
炉心燃料	67	0/8	
制御棒	6	1/0	
内側反射体	46	0/0	
外側反射体(A)	142	0/0	
外側反射体(B)〔スリット付を含む〕	25	0/0	
中性子源	1	0/0	
※特殊燃料	3	0/3	
M _K -I 反射体〔サーベイランスを含む〕	23	4/0	

※

特殊要素名称	装荷位置
制御棒材料照射用反射体	6 C 6, 6 F 6
構造材料照射用反射体	7 F 7

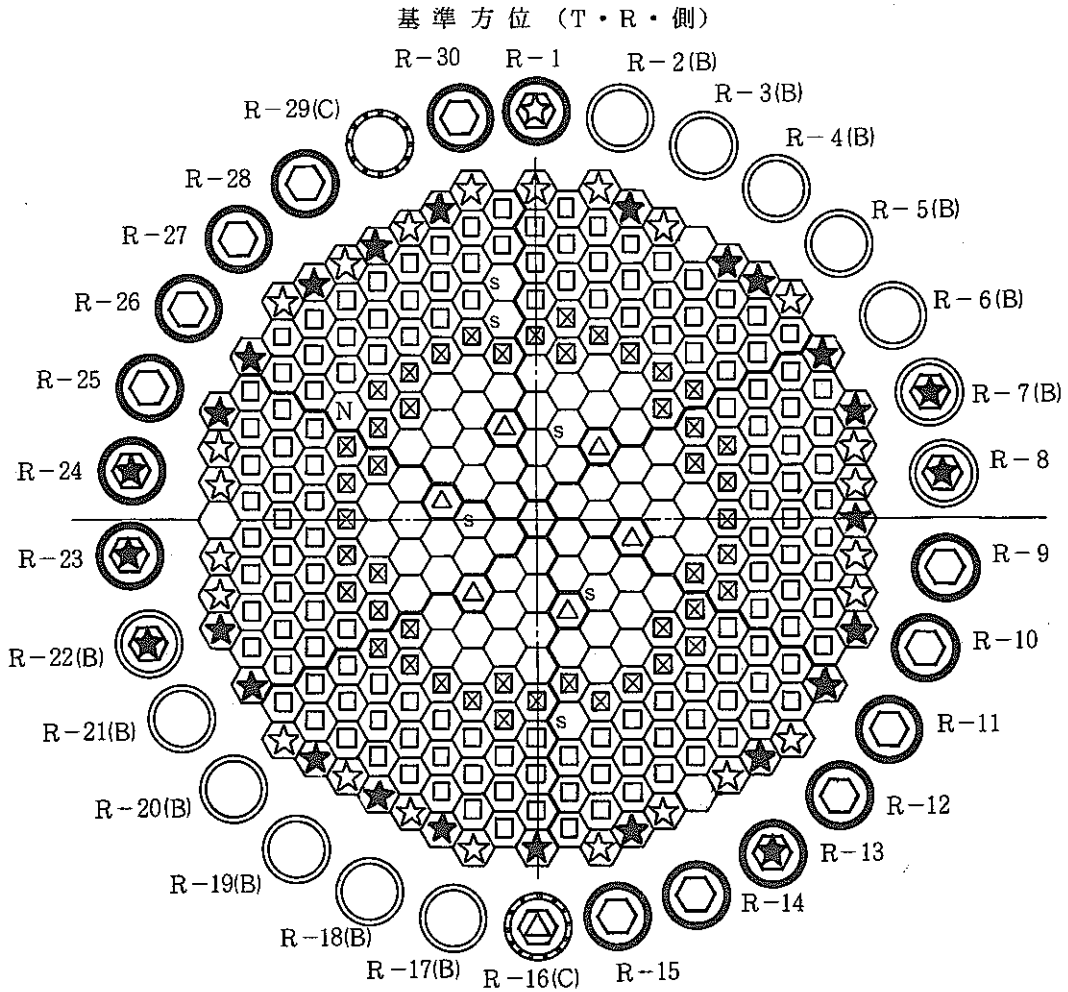


図4-3 炉心構成図(第5回定期検査時炉心)

炉心構成要素名	炉心領域	炉内貯蔵ラック	記号
	取替後本数	取替後(A, C/B)	
炉心燃料	64	11/0	⬡
制御棒	6	1/0	△
内側反射体	46	0/0	⊗
外側反射体(A)	142	0/0	□
外側反射体(B)(スリットを含む)	24	1/0	★
中性子源	1	0/0	N
※特殊燃料	6	0/0	s
M _K -I反射体 [サーベイランスを含む]	21	4/2	☆
Naチャンネル	3	/	Na

※

特殊要素名称	装荷位置
A型特殊燃料	2 E 2
B型特殊燃料	3 C 2
C型特殊燃料	3 A 2
制御棒材料照射用反射体	6 C 6, 6 F 6
構造材料照射用反射体	7 F 7

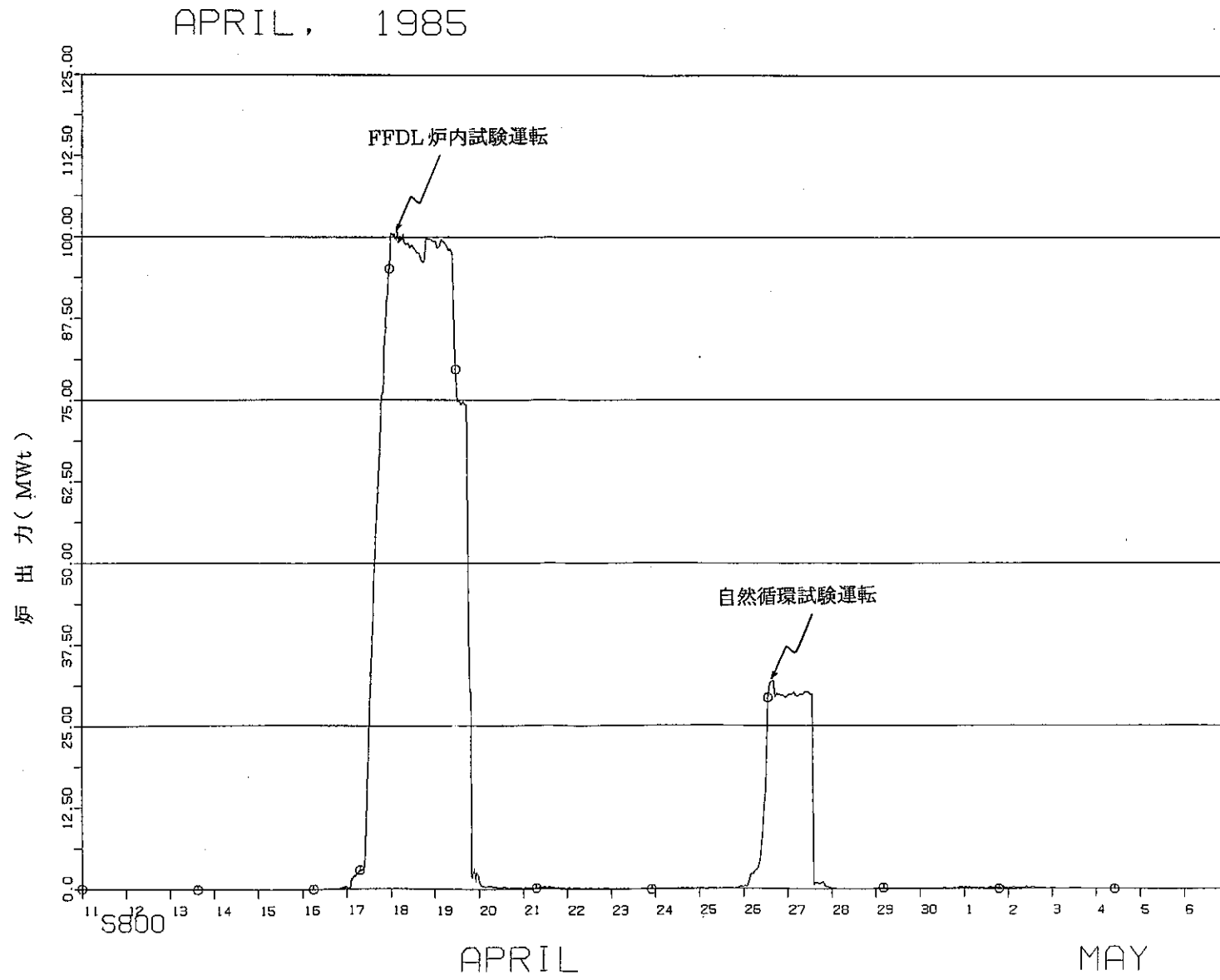
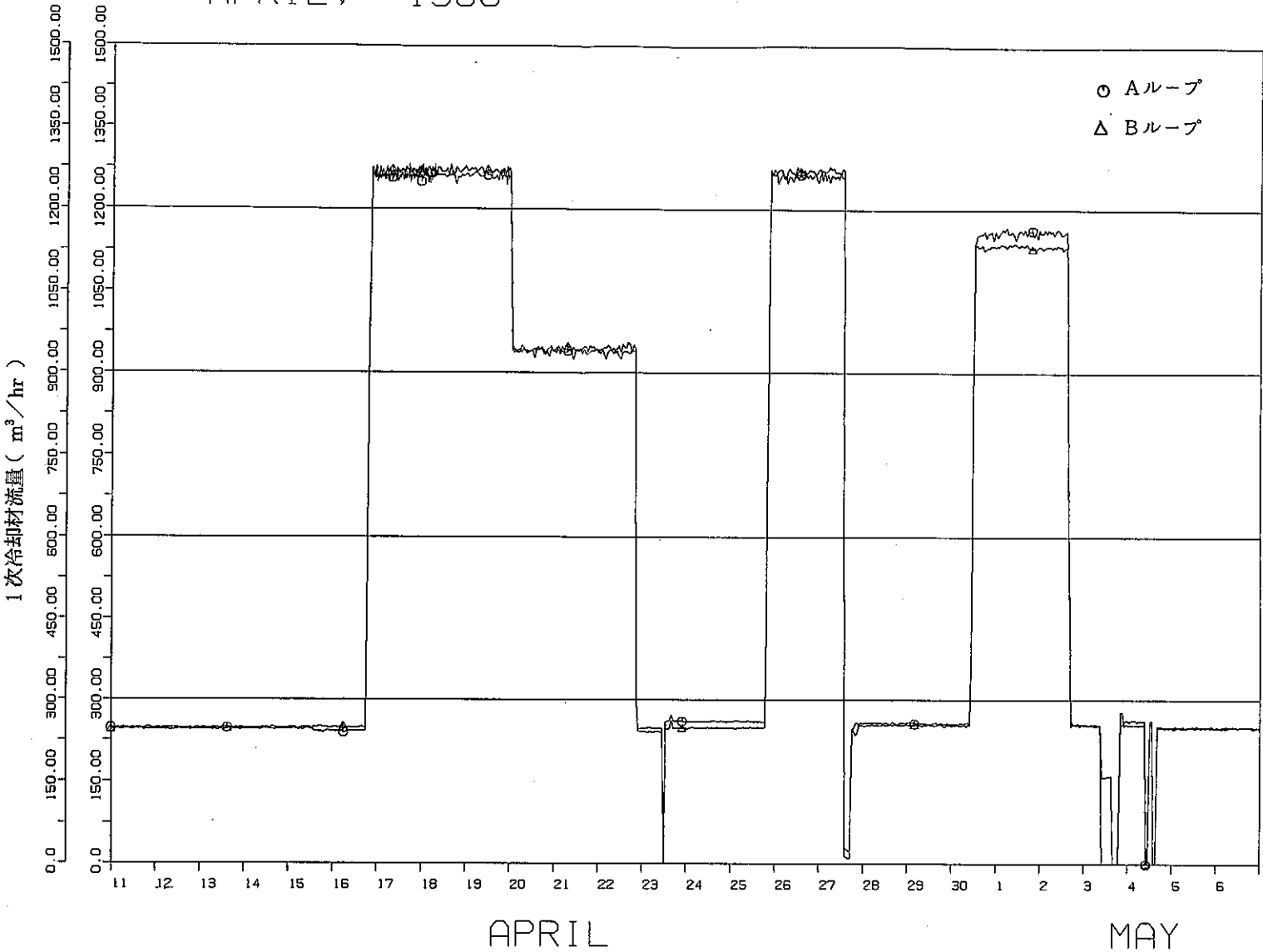


図5-1 特殊試験時の炉出力

APRIL, 1985



PNC SN941 85-134

図 5-2 特殊試験時の 1 次冷却材流量

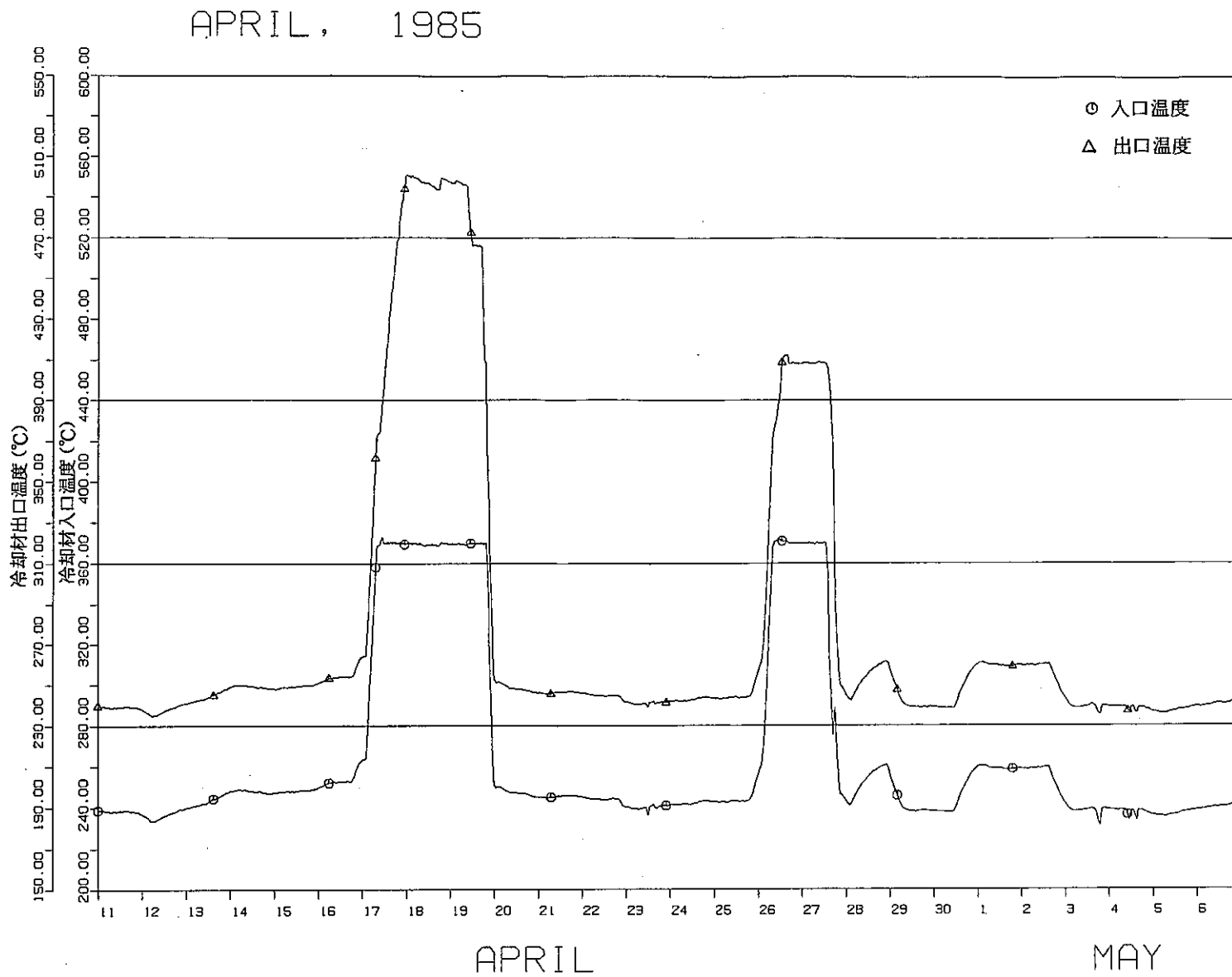


図5-3 特殊試験時の1次冷却材出入口温度(Aループ)

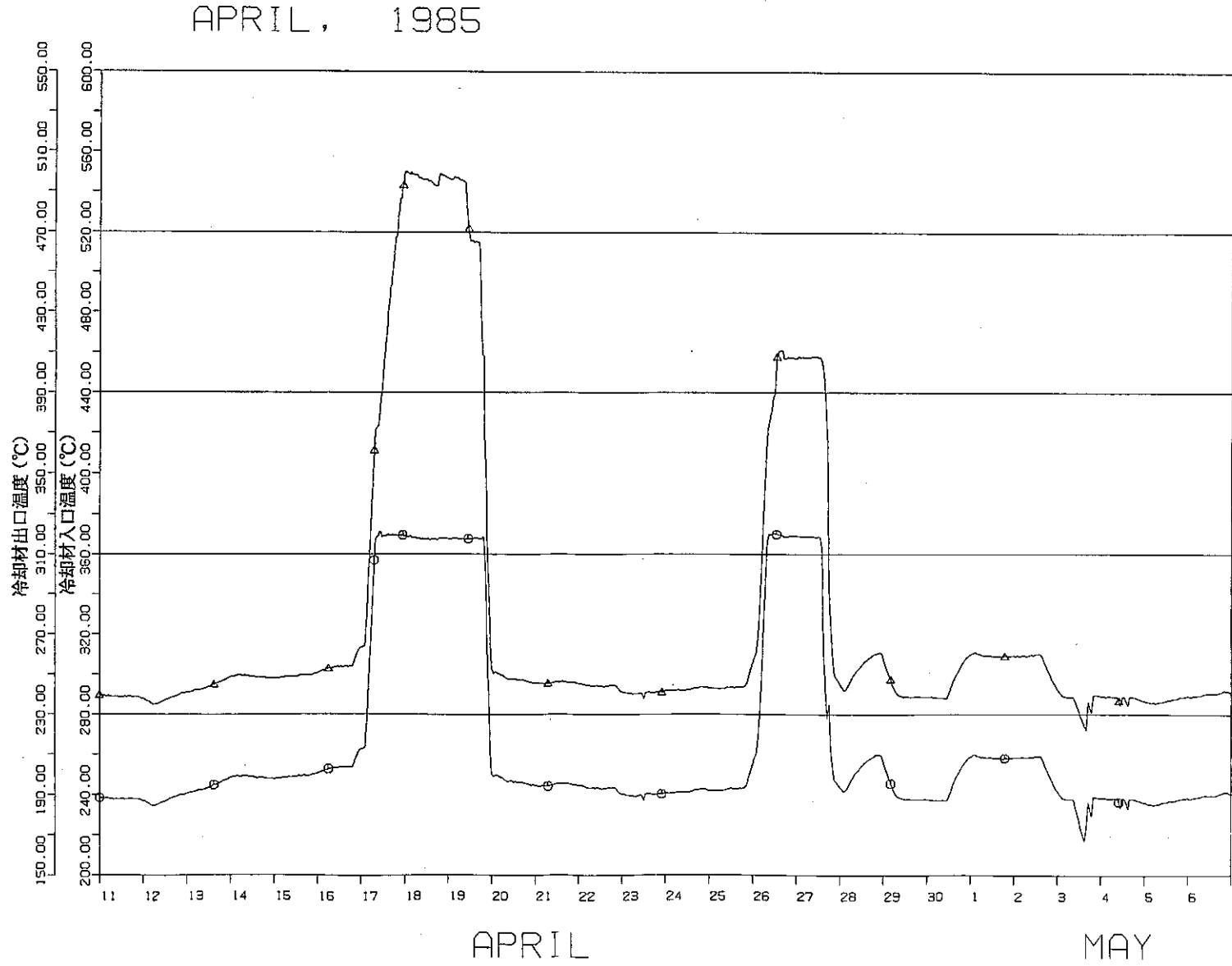


図5-4 特殊試験時の1次冷却材出入口温度 (Bループ)

2.2 実験炉部技術課が担当した試験研究

(昭和60年4月～6月)

(1) 昭和60年4月中の概略実施内容

特殊試験として 1) FFDL 炉内試験, 2) 炉上部ピット遮蔽特性試験, 及び 3) 自然循環試験 (TEST - IIB) を実施し, 同時にこれらの運転前の出力係数, 系統圧損等の特性測定を行った。また, 今月末より炉内流量分布測定試験を開始した。FFDL 炉内試験では, 100MW で 32 時間照射することにより FFD・CG 法の所期の計数率が得られたため, 炉停止した。また, 炉停止後に実施した FFDL の計測においても所期の検出性能を確認できた。炉上部ピット遮蔽特性試験では, 回転プラグ回りの追加遮蔽の効果を確認した。炉上部ピット蓋の撤去については他方面の要因も加え検討を進めていく予定である。自然循環試験では 30MW からのスクラム, 自然循環を行った結果, 試験中の集合体出口温度のピーク値が予測と良く一致することがわかった。今後, これらの試験後解析を実施する。

設置変更許可申請については, 事故解析の取扱いに関して原子炉規制課の大筋の合意を得た。その他に関しては, 担当官との個別ヒアリングを再開した。改造制御棒については, 使用前検査要領書及び 60 年度分仕様書を作成した。

今月中に実施された主な試験及び解析は次の通りである。

〔試験関係〕

- 第 7 サイクル EOC 臨界点確認
- FFDL 炉内試験
- 炉上部ピット遮蔽特性試験
- 自然循環試験 (TEST - IIB)
- 系統圧損測定
- 出力係数測定
- 電磁流量計ゼロ点校正
- ドシメータ測定
- Na / Ar 分析
- 地震時応答特性試験準備

〔解析関係〕

- 第 7 サイクル EOC 特性解析
- 特殊試験関連解析
- 炉容器 3 次元熱応力解析 ("FINAS" による計算作業終了)
- 変更申請関連解析
- 各種照射データ計算
- 大型炉炉心最適化計算

(2) 昭和 60 年 5 月中の概略実施内容

4 月末に開始した炉内流量分布測定試験は 5 月 5 日まで継続実施し、終了した。また 4 月に実施した FFDL 炉内試験、炉上部ピット遮蔽特性試験、及び自然循環試験 (TEST-ⅡB) については、試験後解析と並行して測定結果を整理中である。地震時応答特性試験は、6 月からの起振実験開始を目標に、地盤調査の継続、起振機据付準備、ケーブル工事等を実施した。

ナトリウム分析関係では Rb 中酸素分析法開発の予備試験を終了し、本格的な試験を開始した。また、分析棟の管理区域拡張工事を 5 月 20 日から開始した。(7 月末終了予定)

設置変更許可申請関係では、原子炉規制課からの宿題項目に対する回答作成をほぼ終了するとともに、安全解析及び特殊燃料関係を月末に終了させ、6 月より管理官ヒアリングを再開する予定である。また、改造制御棒の B₄C ペレットの使用前検査を 5 月 17 日に受検し、合格した。

今月中に実施された主な試験及び解析は次の通りである。

〔試験関係〕

- 炉内流量分布測定試験
- 地震時応答特性試験準備
- Rb 中酸素分析法開発試験
- Na/Ar 分析
- ⁸⁵Kr トレーサ試験準備

〔解析関係〕

- 試験後解析 (FFDL 炉内試験、炉上部ピット遮蔽特性試験、自然循環試験、炉内流量分布測定試験)
- 制御棒反応度値解析
- 1, 2 次系 Na 放射化量評価
- ATR, SMIR-4 ドシメータ解析
- "FINAS" による炉容器 3 次元熱応力解析
- サンプリング装置熱衝撃解析

(3) 昭和 60 年 6 月中の概略実施内容

地震時応答特性試験については、6 月上旬までに地盤物性調査を終了し、24 日から起振試験を開始した。試験開始に先立ち、22 日には 10 t 加振、28 日には 50 t 加振 (いずれも最大) 時の原子炉施設の安全性確認試験を実施した。

設置変更許可申請については、安全解析関係 (添付書類十) の全面的な見直し及び変更前との対比結果を原子炉規制課担当官に説明し、本変更申請での基本方針について了解を得た。管理官によるヒアリング再開は 7 月初旬の見通しである。

第 8 ~ 12 サイクルまでの運転計画について、"MAGI" による炉心特性計算を行い、現状の照

射計画に問題がないことを確認した。

今月中に実施された主な試験及び解析は次の通りである。

〔試験関係〕

- 地震時応答特性試験
- タグガス濃縮捕集試験（もんじゅ用追加試験）
- Rb 中酸素分析法開発試験
- ドシメータ測定
- Na/Ar 分析

〔解析関係〕

- 炉内流量分布測定試験結果整理
- 自然循環試験試験後解析
- INTA, SMIR, B4M等照射用集合体に関する核熱計算
- ドシメトリー評価
- CP 解析（SAFFIRE等）
- “FINAS”による炉容器3次元応力解析
- FFDL 炉内試験解析
- サイクル運転特性測定結果解析
- 変更申請関連解析
- 運転計画計算

3. MK-II 炉心自然循環試験とその解析

本章は、MK-II 炉心での自然循環試験に係る予備解析、実験、測定データ解析評価で得られた成果の速報をまとめたものである。

3.1 MIMIR-N2コードによる中心燃料集合体出口 Na 温度の長時間予測解析

報告者：榎本，後藤（プラント Gr.）

1. 概要

「常陽」MK-II 炉心自然循環試験「TEST II-B」は、30 MW 出力運転から原子炉スクラムした際の崩壊熱を自然循環にて除去することを目的とする試験である。

中心燃料集合体出口 Na 温度予測解析（短時間解析）については、技術課メモ技-59-306にて報告したが、本報告では試験開始後 3 時間までの長時間解析について報告するものである。

2. 解析条件

主要解析条件を表 1 に示す。

炉心部は代表チャンネル数 16 のモデルを適用し、詳細条件は中心燃料集合体出口 Na 温度予測解析を基に表 2 に示す条件のみ変更した。

3. 解析結果

各部の温度、流量の計算結果を表 3 に示す。又、中心燃料集合体出口 Na 温度変化、原子炉出入口 Na 温度変化（A, B ループ）を図 1, 2 及び 3 に示す。

表1 "MIMIR-N2" 主要解析条件

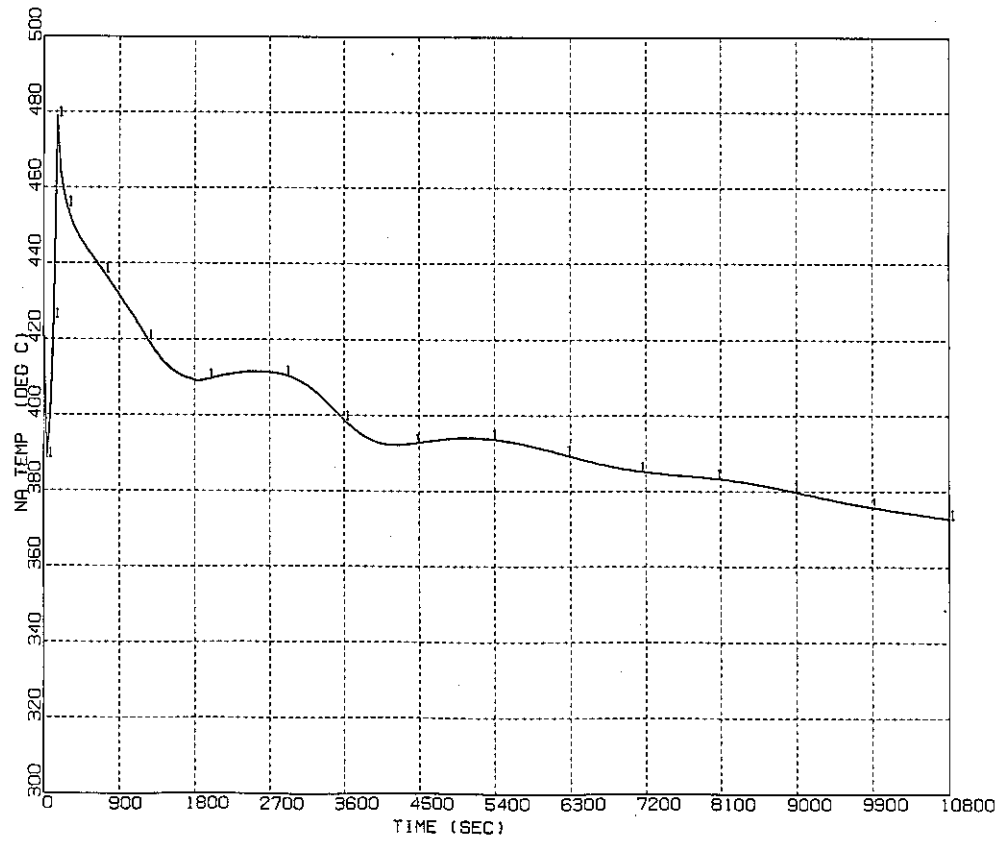
No	項目	条件	備考	
1	解析コード	"MIMIR-N2"		
2	炉心構成	自然循環試験 TEST II-B時の炉心		
3	代表チャンネル	16チャンネルモデル		
4	初期原子炉熱出力	30 MW		
5	スクラム後の炉心出力変化	"MIMIR-N2"計算値*にFPGS-3.5による崩壊熱を考慮	*4チャンネルモデルにより炉心出力変化を計算	
6	1次系流量	Aループ	100% → 自然循環	1次主ポンプ停止
		Bループ	"	
7	2次系流量	Aループ	100% → 自然循環	2次主ポンプ停止
		Bループ	"	
8	主送風機	Aループ	ポンプトリップに伴い停止	
		Bループ	"	
9	炉上部プレナム部モデル	熱分布層化現象モデル		
10	空気冷却器入口空気温度	15℃		
11	入口ベーン全閉、主送風機停止時自然通風量	初期：定格風量の 1.2% 平衡：" 0.5%	検討ケースでは、平衡時定格流量の 0.7%	

表2 変更条件

No	項目	中心集合体出口Na 温度予測解析 (技-59 -306)	今回の解析	理由
1	1次系配管と雰囲気との熱伝達係数	$5.0 \times 10^{-4} \frac{\text{Kcal}}{\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{C}}$	$1.0 \times 10^{-4} \frac{\text{Kcal}}{\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{C}}$	自然循環 TESTII-A 試験後解析より決定
2	2次系配管と雰囲気との熱伝達係数	同上	$2.0 \times 10^{-4} \frac{\text{Kcal}}{\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{C}}$	
3	IHX 熱伝達係数式	Lyon-Martinelli	Subotin	系統自然循環流量を少な目に評価する。
4	燃料ペレット被覆管 ギャップコンダクタンス	MK-I TEST-E ベース (時間依存)	$0.3 \frac{\text{W}}{\text{cm}^2 \cdot \text{C}}$ ($\sim 530 \frac{\text{BTU}}{\text{ft}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{C}}$)	タイム・ステップを大きくしたことにより時間依存にすると発散、一定値とした
5	入口ベーン全閉時自然通風量	初期 1.2% 平衡 1.0%	初期 1.2% 平衡 0.5%	MK-II炉心電表試験解析データの見直し
6	熱流動計算 タイム・ステップ	0.2 sec	0.5 sec	計算時間短縮

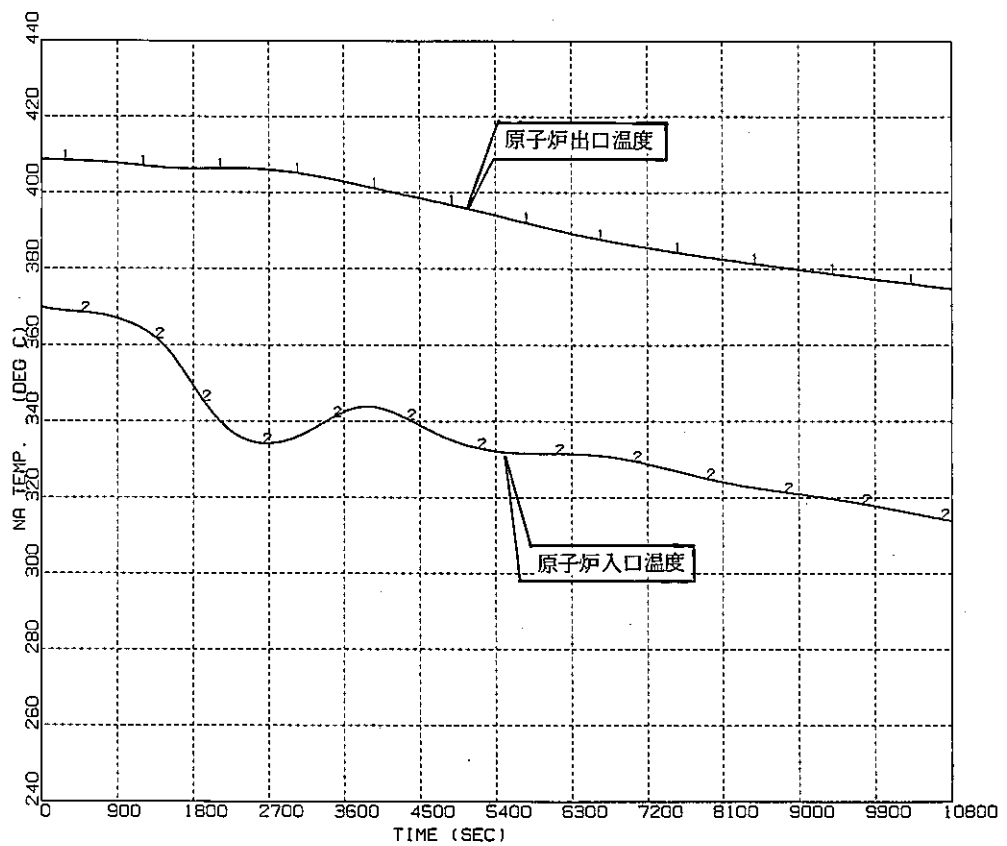
表3 解析結果

No.	項目		初期値	ピーク時	3時間後
1	中心燃料集合体 出口 Na 温度 (℃)		423	479 (160秒後)	373
2	原子炉出口 Na 温度 (℃)	A ループ	409	—	375
		B ループ	409	—	375
3	原子炉入口 Na 温度 (℃)	A ループ	370	—	314
		B ループ	370	—	317
4	IHX 2次側 出口 Na 温度 (℃)	A ループ	395	402 (40秒後)	335
		B ループ	400	404 (80秒後)	335
5	DHX 入口 Na 温度 (℃)	A ループ	395	—	336
		B ループ	400	—	336
6	DHX 出口 Na 温度 (℃)	A ループ	358	—	306
		B ループ	362	—	306
7	IHX 2次側 入口 Na 温度 (℃)	A ループ	358	—	307
		B ループ	362	—	308
8	1次系流量 (%)	A ループ	100	—	1.8
		B ループ	100	—	1.8
9	2次系流量 (%)	A ループ	100	—	4.3
		B ループ	100	—	4.3



30MW N/C TEST2-B

図1 中心燃料集合体出口 Na 温度変化



30MW N/C TEST2-B

図2 Aループ原子炉出入口 Na 温度変化

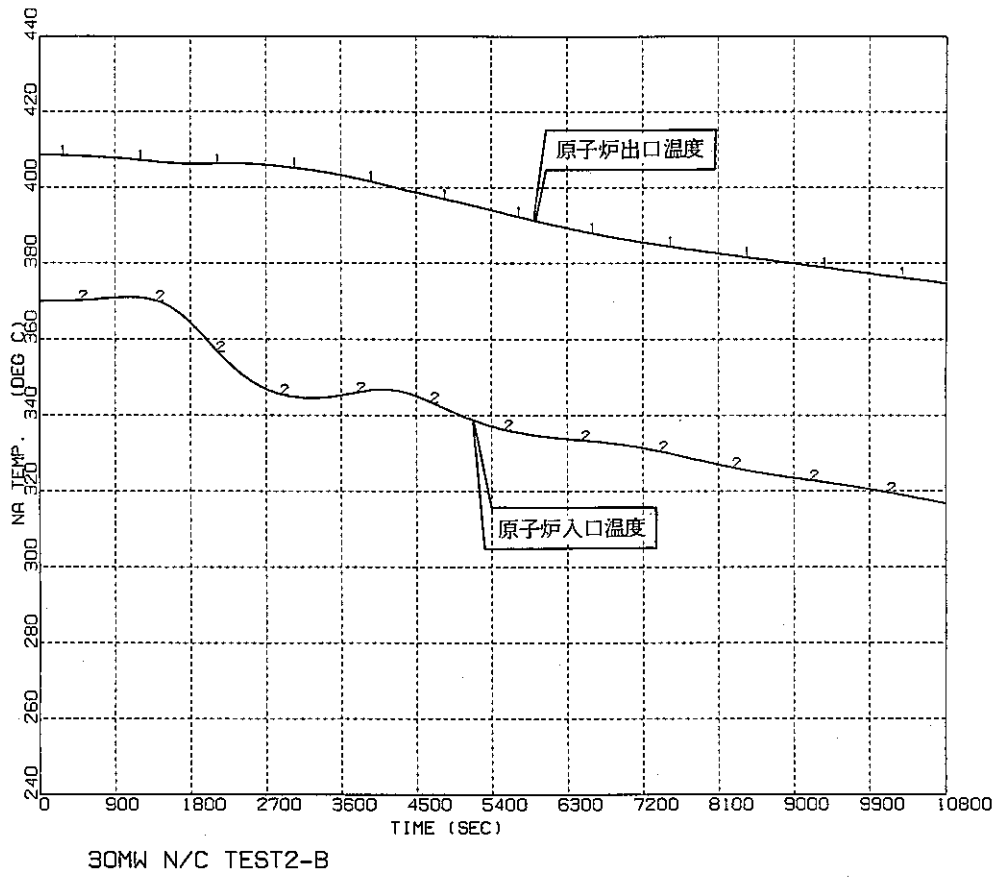


図3 Bループ原子炉出入口Na温度変化

3.2 系統圧損測定結果

報告者：村田（プラントGr.）

MK-II 自然循環試験（TEST II-B）用炉心における系統圧損測定結果を以下に報告する。

(1) 測定日

昭和 60 年 4 月 25 日

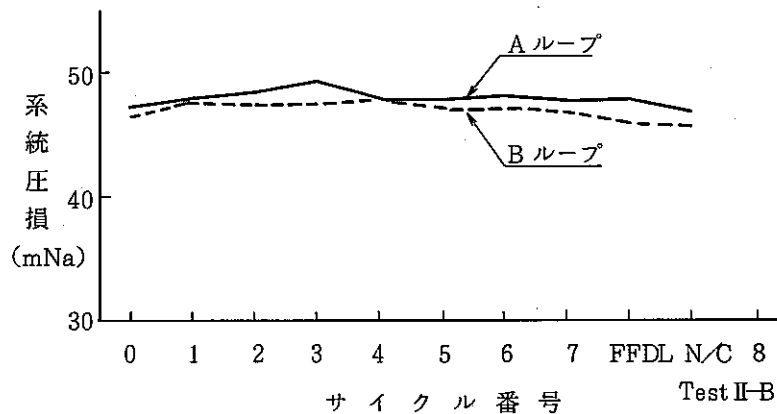
(2) 炉心体系

構成要素名	体数	装荷位置
炉心燃料集合体	67	
特殊燃料集合体	0	※
制御棒材料照射用反射体	2	6C6, 6F6
構造材料照射用反射体	1	7F7

※特殊燃料装荷位置（2E2, 3C2, 3A2）及びFFDL用特殊燃料装荷位置（1D1）には、旧燃料を装荷。

(3) 測定結果

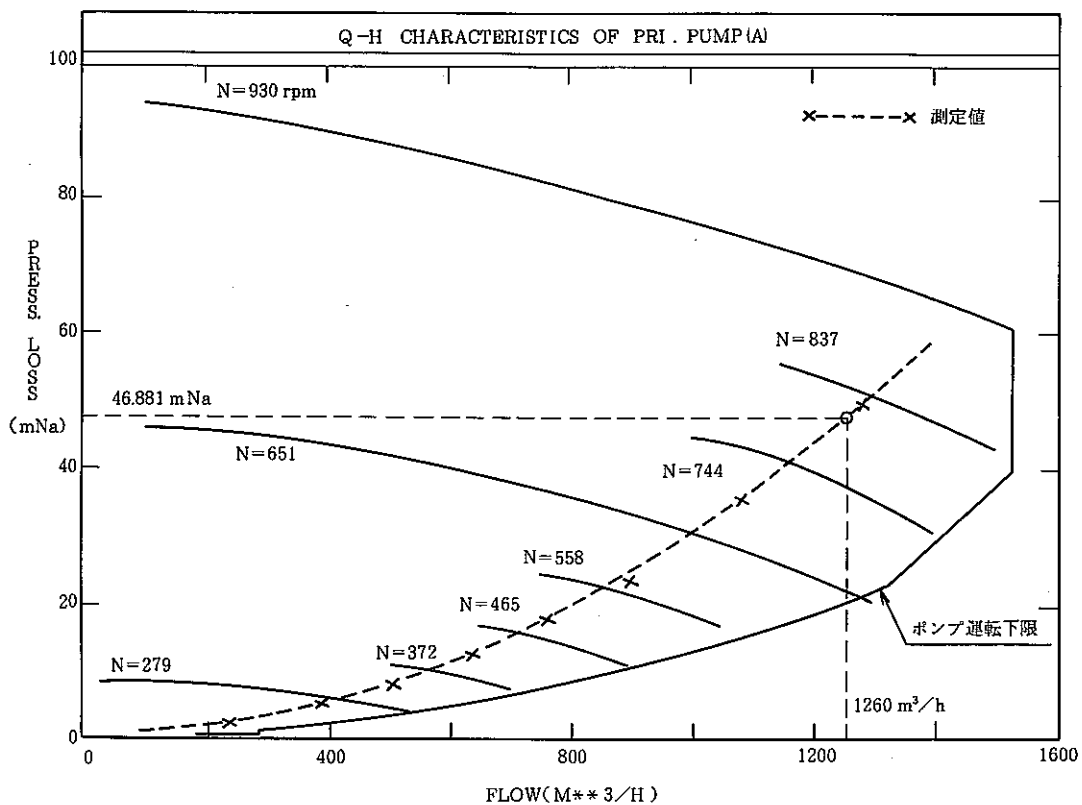
定格流量（1260 m³/h）における系統圧損は、Aループ 46.9 mNa, Bループ 45.7 mNa である。MK-II 炉心移行後の系統圧損の変化を第 1 図に示す。



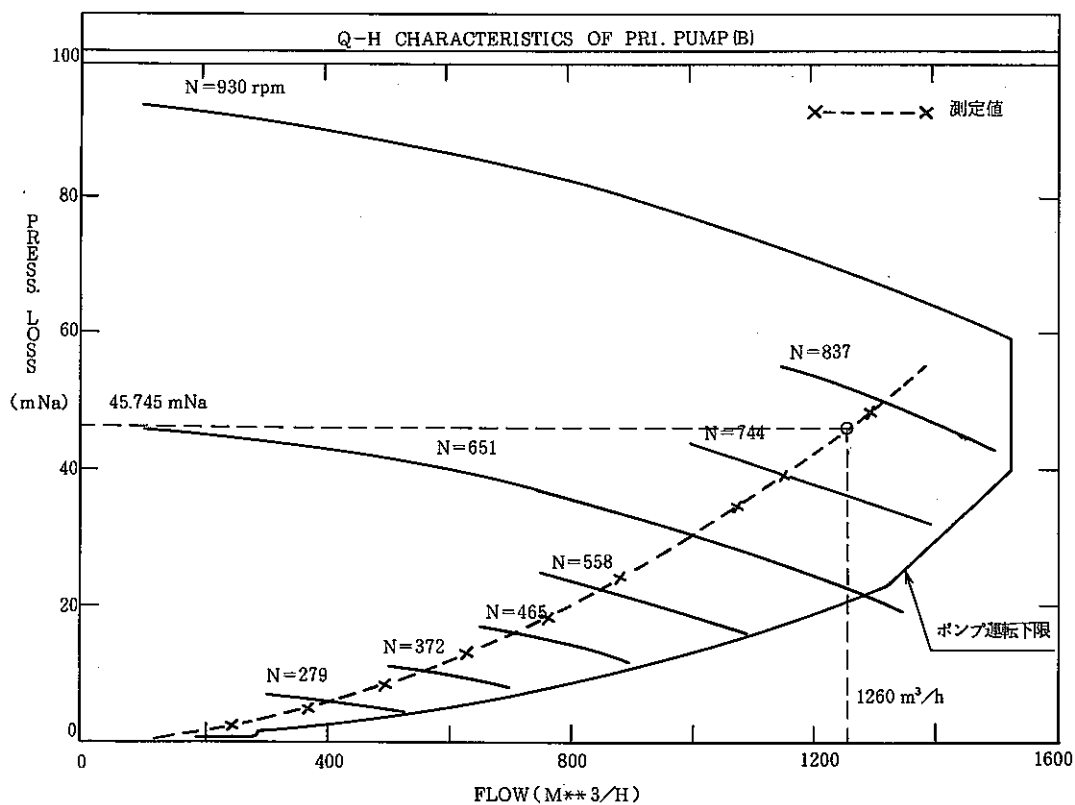
第 1 図 系統圧損の変化

(4) 評価

- (a) 定格流量運転時の系統圧損は、第 2 図及び第 3 図に示すように A, Bループとも運転制限値（20.9 mNa）を十分満足した。
- (b) 特殊燃料をドライバー燃料に置換えたことにより、系統圧損は A, Bループとも約 1 mNa 低下した。



第2図 1次主循環ポンプ(A)Q-H特性



第3図 1次主循環ポンプ(B)Q-H特性

3.3 TEST II - B (30 MW 過渡試験) 試験結果報告

報告者：村田 (プラント Gr.)

1. 概要

第7サイクル運転終了後の昭和60年4月27日に実施したMK-II炉心における自然循環試験 (TEST II - B) (30 MW 出力からの過渡試験) の試験結果をまとめた。本試験は、MK - II 炉心における一連の自然循環試験の第2回目の試験であり、MK - I 炉心における TEST - D とほぼ同等のプラント状態で実施された。

2. 試験結果

本試験の結果を第1表にまとめて示す。また1次系流量の変化を第1図に示す。

試験 番号	試験条件			試験結果	
	炉出力	1次系 流量	2次系 流量	集合体出口温度挙動	
				1次系	2次系
TEST II-B	30 MW ↓ 原子炉 スクラム	100% ↓ ポンプ 停止	100% ↓ ポンプ 停止		

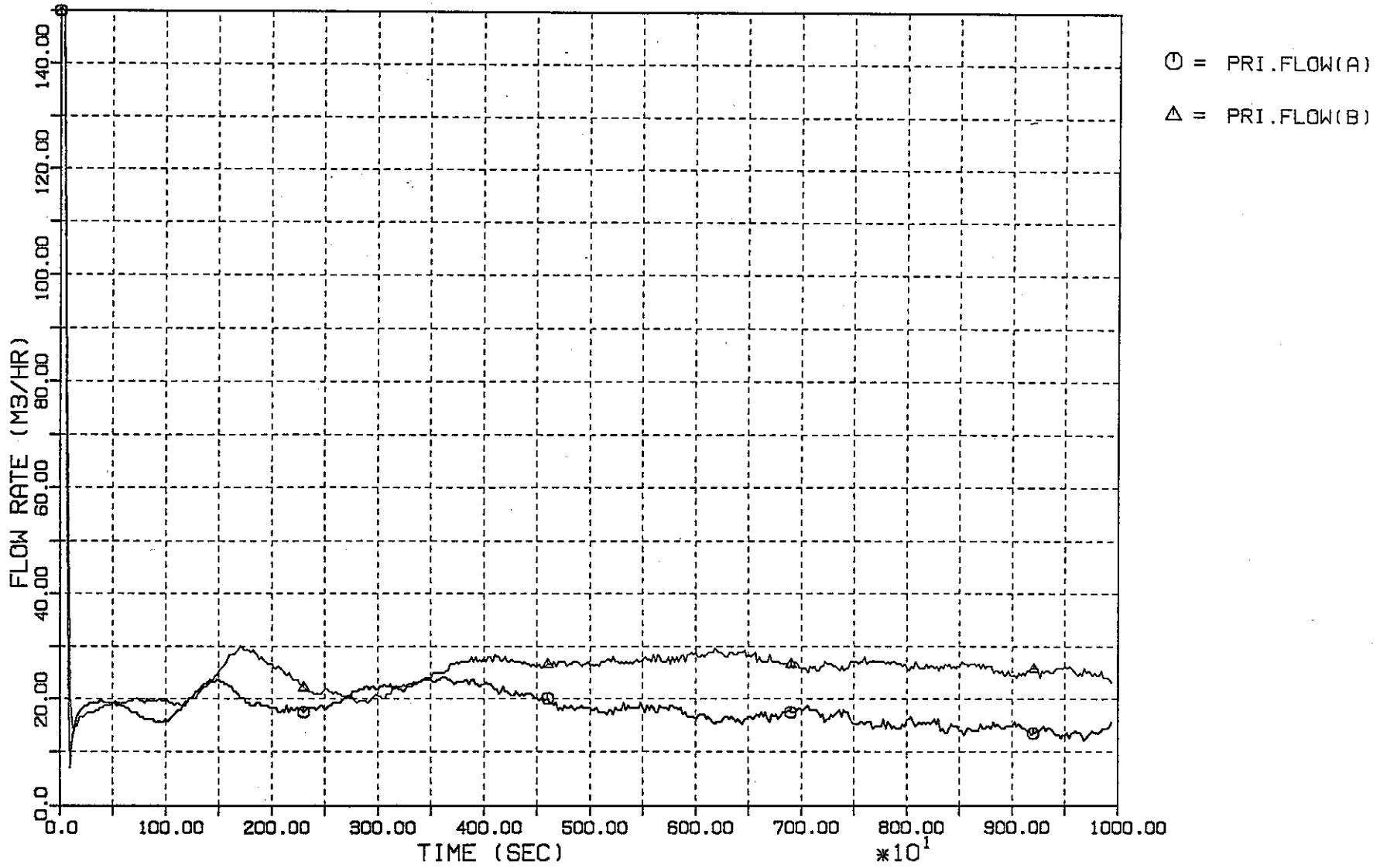
3. 結論

(a) 温度的に最も厳しい中心燃料集合体においても上図に示すように安定した除熱が行われたことを確認した。

(b) 中心燃料集合体温度挙動は、MK - I 炉心 TEST - D とほぼ同様であった。

ピーク値 ; 本試験 (TEST II - B) : 448 °C (190 秒)

TEST - D : 449 °C (180 秒)



*** NATURAL CIRCULATION TEST-2B (H-350 DATA) ***

第1图 1次主循环流量

3.4 中心集合体渦電流式流速計指示値の補正について

報告者：玉山（異常監視技術 Gr.）

1. まえがき

自然循環試験（TEST-II B）（S. 60. 4. 27 実施）時の中心集合体流量について報告する。測定に用いた渦電流式流速計は温度係数が約 0.2 %/°C あるため、約 70 °C 変化した本試験ではその影響が大きく、流速計の指示値は正確な流量を表わしていない。TEST-II A についてはすでに報告したが¹⁾、その手法を基本に TEST-II B についても流速計指示値の補正計算を試みた。

2. 結果

TEST-II A においては以下の補正式を用いた。

$$V = a \cdot W_i + b \cdot T_i - c$$

V : 流速計原信号 (mV)

W_i : A 又は B ループの 1 ループ分の流量 (m³/hr)

T_i : センタ集合体〔000〕の出口温度 (°C)

a, b, c : 係数

$$a = 0.3580255$$

$$b = 0.6666666$$

$$c = 63.33333$$

TEST-II B においては同じ処理をした後、さらに以下の式を適用した。

$$F_2 = (F_1 + 0.6) \times 0.877$$

F₁, F₂ : 中心集合体出口流量 (kg/s)

F₁ は TEST-II A で用いた式での結果

この結果、図 1 に示す流量が得られた。

3. 検討

本流速計自身の誤差はフルスケールの±4～5%であり、本来的には自然循環流量を測定するために用いるのは適当でないが、試験時のデータから零点や温度係数について推定することにより流量が求められると考えた。TEST-II A に関しては、流動状態のフェーズの数が TEST-II B に対して多いことからある程度流量を推定できたが、TEST-II B では情報不足のため推定できなかった。

今回は前試験に対し、約 1.2% の経時変化がある事がわかり、また温度指示の測定系までの時間遅れも大きく変化した。今後 TEST-II C 以降のデータを採取し、流量を推定する予定である。

(技-60-51)

参考文献

1) PNC SN941 85-82 実験炉部技術課試験研究成果速報(I) 46頁(1985年5月)

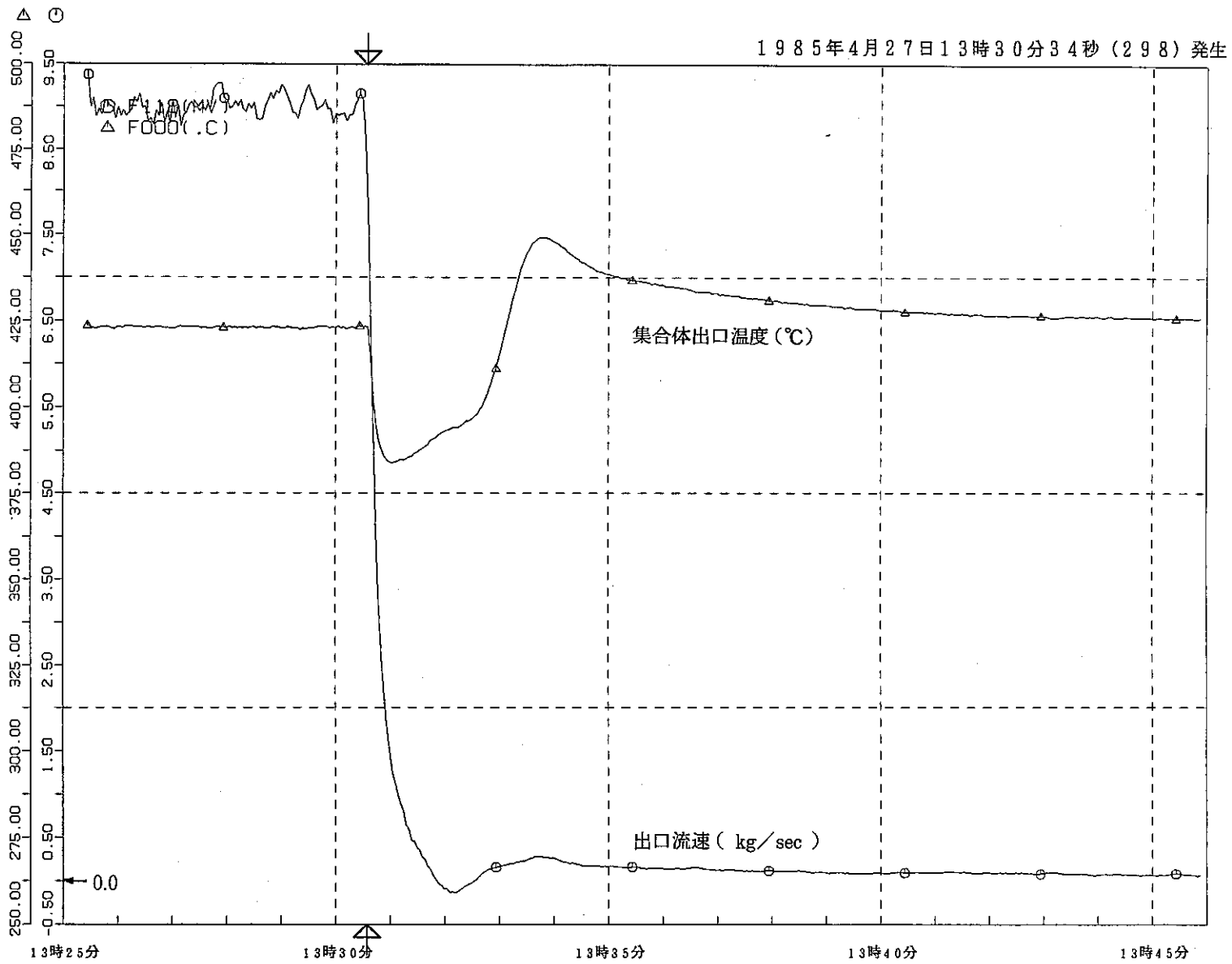


図1 TEST - II B時の流速信号(補正值)

3.5 燃料集合体出口温度挙動の検討

報告者：村田（プラント Gr.）

1. 概要

「常陽」MK-II 炉心自然循環試験 II-B の燃料集合体出口温度挙動に関して

(1) 予測解析 "COMMIX-1A" と実測値の比較

(2) 流れ込み及び巻き込み挙動

の 2 点について検討した。

2. 予測解析と実測値の比較

中心燃料集合体出口温度のピーク値は実測の 448℃（発生時刻 190 秒後）に対して予測値は 444℃（同 176 秒後）であった。また、周辺集合体についても、流れ込み及び巻き込みを良く模擬できており、実測値とほぼ一致している。

3. 流れ込み及び巻き込み挙動

前述のように流れ込み及び巻き込みについては、"COMMIX-1A" による 2 次元解析でその挙動をほぼ模擬できていると考えられる。しかし、今回の試験では、試験開始直後に第 3 列及び第 4 列の集合体出口温度挙動で、また試験開始から 1 時間 30 分後に第 5 列の集合体で 3 次元的な挙動が観測された。

(1) 第 3 列及び第 4 列の温度挙動

第 1 図に第 3 列の燃料集合体出口温度を示す。各集合体の出口温度はピーク付近から高温域と低温域に分離し、試験開始後約 25 分で再び同一の温度となる。

これらの温度挙動を、高温域と低温域に分類するとこれらの集合体の位置には第 1 表のような特徴があり、これらが原因となって 3 次元的な温度挙動を示したものと推定できる。なお、第 4 列についても第 3 列とほぼ同様の挙動を示している。

第 1 表 高温域と低温域の特徴（試験開始直後）

	高温域	低温域
位置	炉心中心に近い 集合体	炉心中心に遠い 集合体
列 ^{*)}	3 × 2 4 × 3	3 × 1 4 × 1
出力	高	低
流れ込み 及び 巻き込み	影響小	影響大

^{*)} 4 × 2, 4 × 4 の集合体は位置により高温域と低温域に分かれる。

(2) 第5列の温度挙動

第2図に試験開始後5,760秒～6,960秒間の第5列における集合体出口温度挙動を示す。中心から4列までの集合体出口温度はこの間に約370℃から約360℃まで低下するが、空間的な温度分布は一様である。これに対して、5列では第2図に示すように高温領域、低温領域及び両者の中間領域の5領域に分離した。また、6列では温度は一様になっているもののその値は中心から4列までの値よりも高い。以上の現象を集合体位置についてまとめると第2表の様になる。

第2表 集合体出口温度の分類(試験開始後5,760～6,960秒)

列	分類	集合体位置	温度範囲(℃)	備考
中心	低温領域	—	370 ~ 360	
1				
2				
3				
4				
5	低温領域	5×2, 5×3, 5×4	370 ~ 360	中心～4列に一致
	中間領域	5×5	376 ~ 368	
	高温領域	5×1	383 ~ 375	6列に一致
6	高温領域	6×	383 ~ 375	

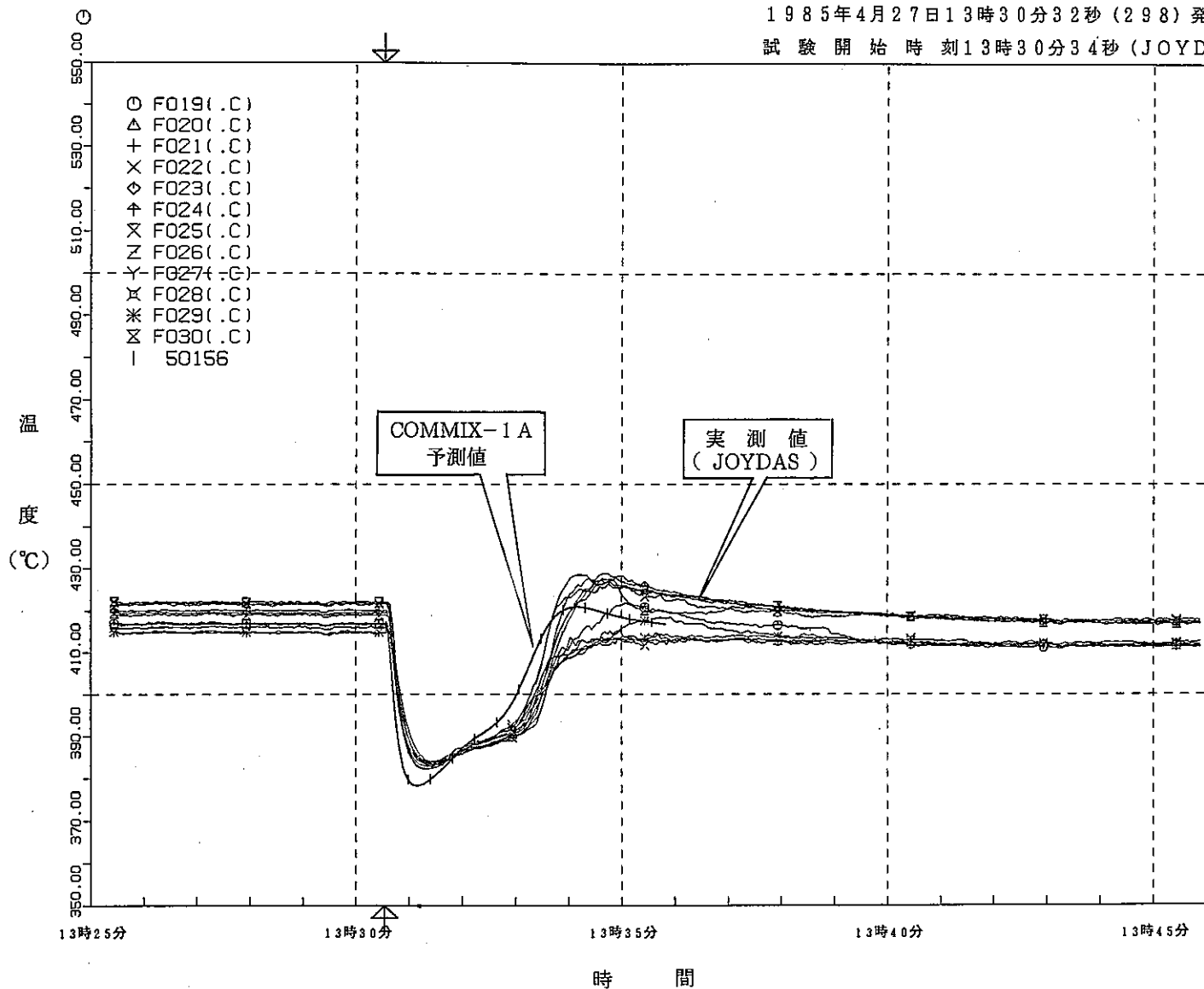
以上の結果から、5列では中心から4列までの温度と等しい低温領域と6列の温度に等しい高温領域及びそれらの中間領域の3領域に温度が分離して計測されていることになる。

4. 結論

前節までに明らかとなった事実を総合的に検討すると、第3列及び第4列の温度挙動についても、また第5列の温度挙動についても炉心から遠い集合体(3×1, 5×1, 5×5)では周辺集合体の温度に近い温度を示しており、上部プレナム温度の影響が現われ易かった事を示している。従って、これらの現象の原因は、上部プレナムからの流れ込みによるものと推定することができる。

MK2NC TEST-2-B JOYDAS & COMMIX (PRE)

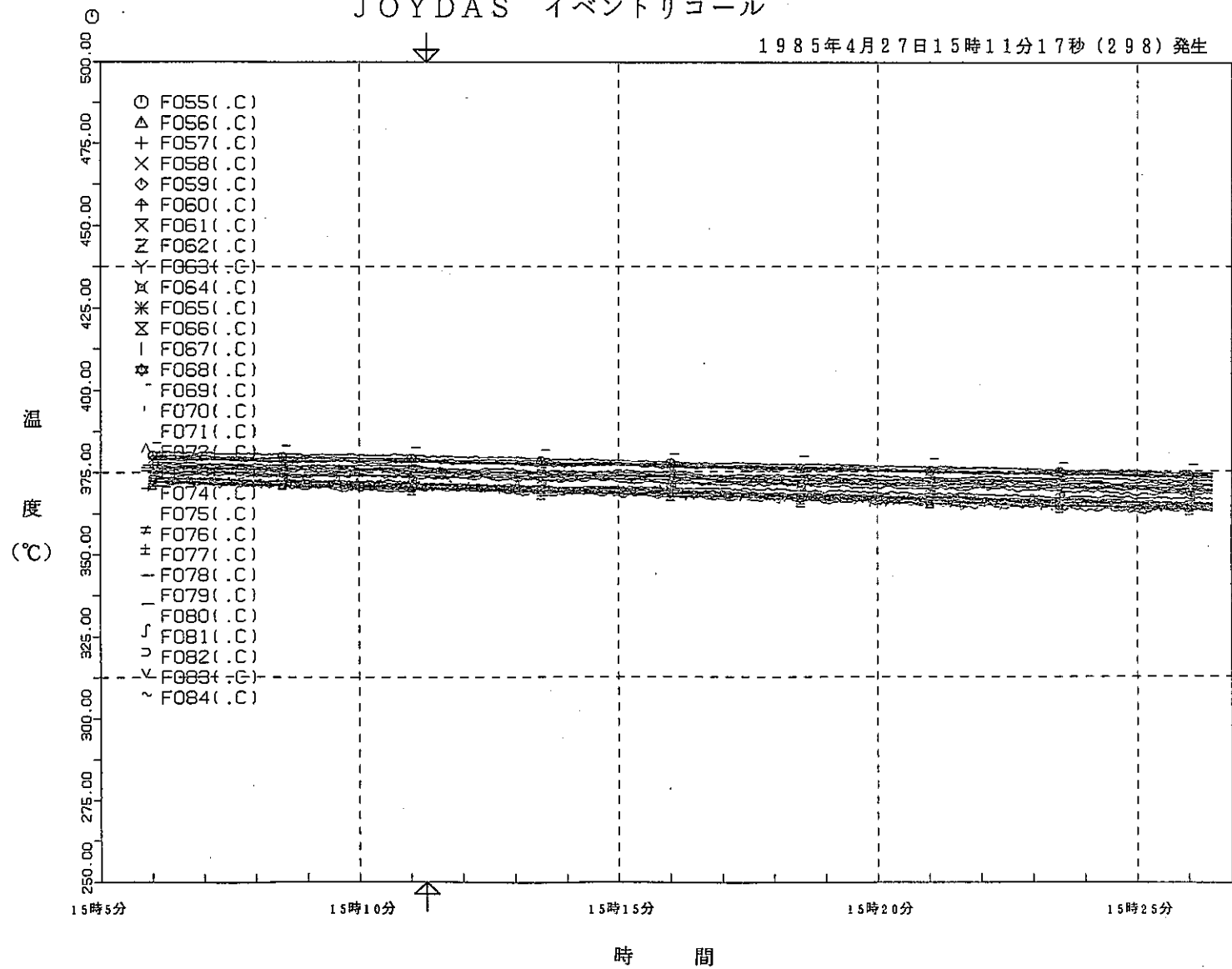
1985年4月27日13時30分32秒(298) 発生
 試験開始時刻13時30分34秒(JOYDAS)



第1図 燃料集合体出口温度挙動(第3列)

JOYDAS イベントリコール

1985年4月27日15時11分17秒(298)発生



第2図 燃料集合体出口温度挙動(5列)

4. 炉内流量分布測定試験とその解析

本章は、MK-II 炉心の炉内流量分布測定試験に係る予備解析、実験、測定データ解析評価で得られた成果の速報をまとめたものである。

4.1 流量分布測定時の炉内流量分布予測計算

報告者：原（炉心・運転計画 Gr.）

1. 要 旨

本年4月末に予定されている炉内流量分布測定試験時の炉内流量配分を「JOYFL-2」を用いて計算した。

2. 計算条件

炉心体系：第7サイクル炉心の特燃 A, B, C を Driver に変えた炉心

圧損係数：性能試験結果を反映してアジャストした圧損係数

（技メモ59-210 ベース）

体系温度及び流量：250℃，100%流量

3. 計算結果

計算結果の炉心流量配分計算値を次表に、また各流路毎の流量を次図に示す。

炉 心 流 量 配 分 計 算 値

流 路		流量配分(kg/sec)	流 路		流量配分(kg/sec)
炉 心	第 0, 1 列	8.86	AMIR		0.424
	2 列	8.39	SMIR		0.392
	3 列	7.56	H→U (leak)		19.99
	4 列	6.86	H→L (leak)		54.89
	5 列	5.74	L→U (leak)		5.607
反 射 体	内 側	0.139	L.P→(leak)		1.274
	外 側 (A)	0.140	L.P→(leak)		4.47
	外 側 (B) MK-I スリット無	0.137	補助系への逆流		4.45
	外 側 (B) MK-II スリット付	0.115	高圧プレナム流量		561.96
	外 側 (B) MK-II スリット無	0.115	低圧プレナム流量		56.17
中 性 子 源	0.707	炉 心 圧 損		3.085	
制 御 棒	2.73				

（技-60-4）

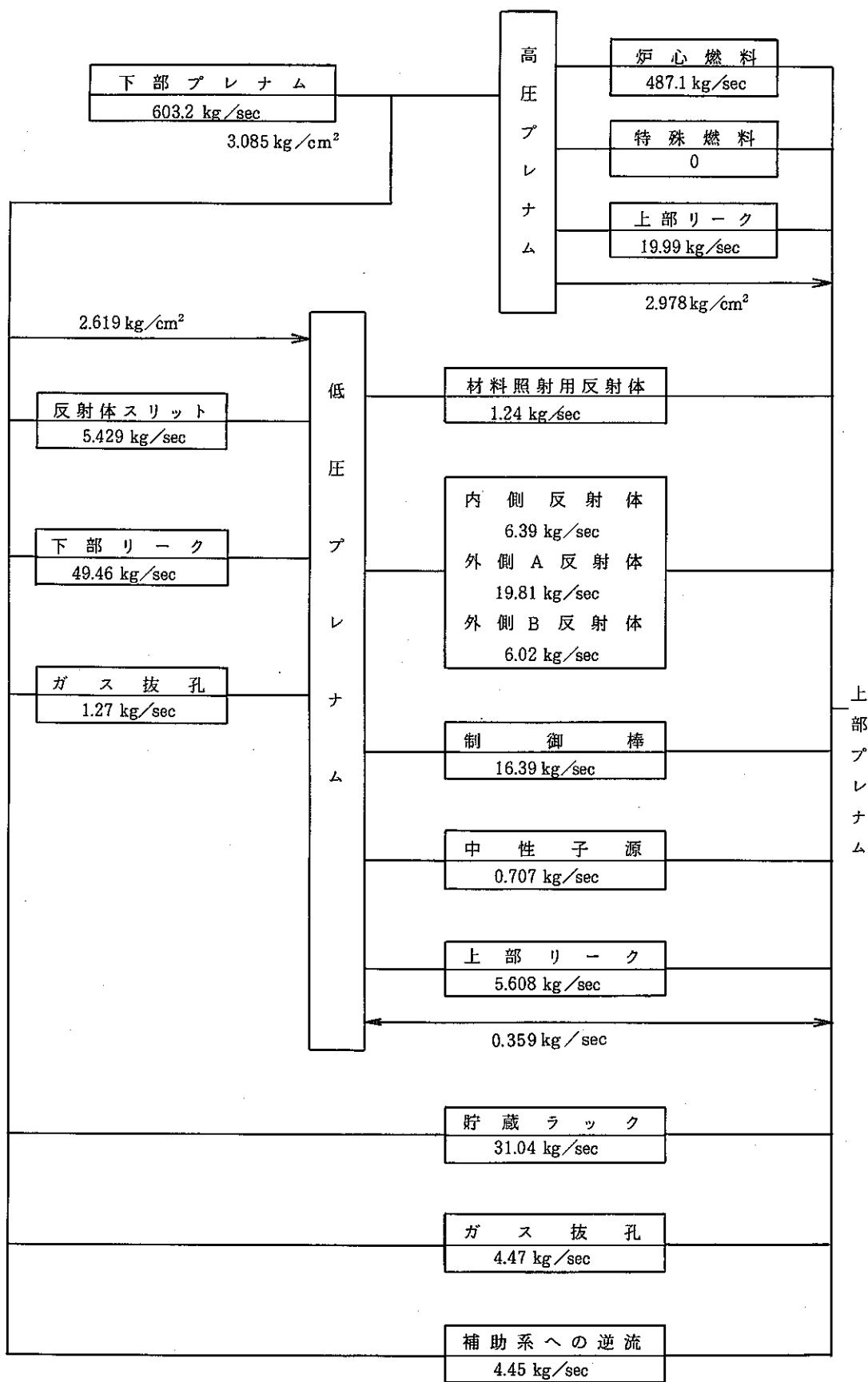


図1 設計計算値

4.2 低流量時炉内各部圧損係数

報告者：池上（炉心・運転計画 Gr.）

1. 目的

第7サイクル後に予定されている炉内流量分布測定試験においては約5%～7%の低流量での流量分布測定が計画されている。一般に、この程度の低流量では炉内各流路の抵抗係数は、定格流量時とは異なる。そのため、試験結果の評価、解析用に低流量時の圧損係数を導出する。

2. 方法

定格流量時における各部Re数を求め、その結果から、5%流量時の各部Re数を推定する。

次に参考文献(1), (2), (3)をベースに、上で求めたRe数に適合する各部抵抗係数を評価する。参考文献(1), (2), (3)に記されている水流動試験結果では、必ずしも5%流量の低流量域までカバーしていないものもあるが、その場合は最低の流量領域での抵抗係数がそのまま5%流量まで使えるものとした。また、一部の流路については低流量での試験結果が存在しないものもある。このような流路については、定格流量時のもの、あるいはエンジニアリングジャッジにより、最善と思われる抵抗係数を使用した。

評価した低流量時抵抗係数を表1に示す。

最後に炉内流量配分計算コード「JOYFL-2」入力用圧損係数へのデータ変換を行った。

3. 結果

5%流量及び7%流量時の圧損係数をそれぞれ表2、表3に示す。

(技-60-28)

参考文献

- (1) 「常陽」照射用炉心の炉内流動に関する試験研究 SJ 206 78-10
- (2) 「常陽」照射用炉心の炉内流動に関する試験研究(II) SJ 206 79-17
- (3) 「常陽」MK-II燃料集合体流動試験(V) SN 941 81-62

表1 低流量時抵抗係数

流 路		抵 抗 係 数	定 義 場 所	等価直径 cm	流路面積 cm ²	備 考
炉 心 エ ン ト ラ ン ス 部	0, 1列	$4.055Re^{-0.09875}$	エントランスノズル内径	3.42	9.193	$3.7 \times 10^4 < Re \leq 1.6 \times 10^5$
	2	$25.607Re^{-0.224}$	"	"	"	$5.4 \times 10^4 < Re < 1.8 \times 10^5$
	3	$12.5Re^{-0.1119}$	"	"	"	$6.5 \times 10^4 < Re < 1.6 \times 10^5$
	4	$9.769Re^{-0.07419}$	"	"	"	$3.2 \times 10^4 < Re < 1.4 \times 10^5$
	5	$32.357Re^{-0.13101}$	"	"	"	$5.1 \times 10^4 < Re < 1.5 \times 10^5$
炉心集合体部		$\left(\frac{4.49 \times 10^4}{Re} + 17.6Re^{-0.0017}\right)$	バンドル	0.248	17.55	$600 < Re < 10^5$
内反オリフィス部		$1.853Re^{-0.01025}$	オリフィス孔径	0.58	0.2675	$2 \times 10^4 < Re < 1.5 \times 10^5$
内反バンドル部		$\frac{64}{Re} \times \frac{100}{0.256}$	バンドル	0.256	11.29	$Re < 2000$
外Aオリフィス部		$2.615Re^{-0.04844}$	オリフィス孔径	0.56	0.2494	$2.3 \times 10^4 < Re < 1.2 \times 10^5$
外A直管部		$\frac{64}{Re} \times \frac{230}{2.01}$	直 管	2.01	3.173	$Re < 2000$
外Bオリフィス部 MK-I		(2.773)	オリフィス孔径	0.6	0.2862	定格時と同じとする
" MK-II		$1.159Re^{0.017}$	オリフィス孔径	0.47	0.1757	$2 \times 10^4 < Re < 6.5 \times 10^4$
外B直管部		$\frac{64}{Re} \times \frac{230}{3.02}$	直 管	3.02	7.163	$Re < 2000$
外Bスリット部		$6.775Re^{-0.017}$	連絡管内径との間隙	0.91	6.083	定格時と同じとする
制 御 棒		$27.98Re^{-0.11}$	エントランスノズル内径	3.42	9.193	定格時と同じとする
中 性 子 源		16.21	"	2.72	5.798	定格時と同じとする
" 内部用		2.443	オリフィス孔管	1.2	1.126	
下 部 カ ン 合 部	0, 1列	$168Re^{-0.545}$	連絡管内径との間隙	0.02	0.1399	主流が30%流量時のもの
	2	$243Re^{-0.59}$	"	"	"	"
	3	$484Re^{-0.694}$	"	"	"	"
	4	$837Re^{-0.756}$	"	"	"	"
	5	$8600Re^{-1.032}$	"	"	"	"
	内反	$8.201Re^{-0.18}$	"	"	"	定格時と同じとする
	外B MK-I	$0.9683Re^{-0.01} \times 1.5$	"	0.03	0.1978	定格時の1.5倍
	" MK-II	$0.4315Re^{-0.01} \times 1.5$	"	0.02	0.1319	"
制 御 棒		$1.209Re^{-0.007}$	"	0.03	0.2097	定格時と同じとする

表2 “JOYFL-2” 入力用圧損係数 (MK-II 低流量 (5% 流量) 用)

			要素内		上部もれ		下部もれ	
			圧損係数	指数	圧損係数	指数	圧損係数	指数
炉心	0, 1列	SHIGH 1	1.7419-3	1.5016	3.622-1	2.0	6.12-1	1.455
	2列	SHIGH 2	1.9474-3	1.4943	“	“	7.43-1	1.41
	3列	SHIGH 3	1.7697-3	1.5274	“	“	9.89-1	1.306
	4列	SHIGH 4	1.8129-3	1.5301	“	“	1.34	1.244
	5列	SHIGH 5	2.0545-3	1.5413	“	“	4.74	0.968
反射体	内側	SMIX 1	2.10-2	1.86	“	“	1.23-1	1.82
	外側 A	SLOW 1	2.30-2	1.95	“	“	—	—
	外側 B	MK-II スリット無 SMIX 2	1.98-2	2.0	“	“	2.11-2	1.99
		MK-II スリット無 SMIX 3	2.59-2	2.01	“	“	2.11-2	1.99
	MK-II スリット付 SMIX 4	“	“	“	“	1.01-4	1.983	
	AMIR 6列	SMIX 5	2.63-3*	1.86	“	“	1.23-1	1.82
	SMIR 7列	SLOW 2	2.63-3*	1.86	“	“	—	—
	中性子源	SLOW 3	7.90-4	2.0	“	“	—	—
	制御棒	SMIX 6	1.15-4	1.89	“	“	1.58-2	1.993
	高圧プレナム入口	INLET	3.407-10	2.0				
	炉心構造物底板ガス穴	LEAKLG	1.537-2	2.0				
	燃料ラックガス抜穴	LEAKRG	1.537-2	2.0				
	補助系への逆流	AUXC	1.579-4	2.0				
	構造物取付部ガス穴	LEAKS	1.537-2	2.0				
	炉容器側壁バルクもれ	LEAKB	1.175-0	1.0				
	燃料ラック POT0~POT4		1.172-2	1.8				

* 内側反射体の1/8とした。

表3 JOYFL-2 入力用圧損係数(MK-II低流量(7%流量)用)

			要素内		上部もれ		下部もれ	
			圧損係数	指数	圧損係数	指数	圧損係数	指数
炉 心	0, 1列	SHIGH 1	1.059-3	1.581	3.622-1	2.0	6.12-1	1.455
	2列	SHIGH 2	1.240-3	1.567	"	"	7.43-1	1.41
	3列	SHIGH 3	1.129-3	1.601	"	"	9.89-1	1.306
	4列	SHIGH 4	1.149-3	1.606	"	"	1.34	1.244
	5列	SHIGH 5	1.393-3	1.608	"	"	4.74	0.968
反 射 体	内側	SMIX 1	1.980-2	1.893	"	"	1.23-1	1.82
	外側 A	SLOW 1	2.261-2	1.955	"	"	—	—
外 側 B	MK-Iスリット無し	SMIX 2	2.01-2	1.998	"	"	2.11-2	1.99
	MK-IIスリット無し	SMIX 3	2.49-2	2.016	"	"	2.11-2	1.99
	MK-IIスリット付	SMIX 4	"	"	"	"	1.01-4	1.983
	AMIR 6列	SMIX 5	2.475-3*	1.893	"	"	1.23-1	1.82
	SMIR 7列	SLOW 2	2.475-3*	1.893	"	"	—	—
	中性子源	SLOW 3	7.896-4	2.0	"	"	—	—
	制御棒	SMIX 6	1.15-4	1.89	"	"	1.58-2	1.993

* 内側反射体の1/8とした。

4.3 "JOYFL 2" 低流量計算用改良点及び7%流量計算結果

報告者：原（炉心・運転計画 Gr.）

1. 要 旨

MK-II 炉心炉内流量配分解析コード "JOYFL 2" は現在低流量計算が不可能な（圧力が負の値となる、収束しない等の現象が発生する）ため、その原因を解明し、低流量計算を可能にする。また炉内流量分布試験で行われる低流量試験（約 6.4%）の試験結果解析を可能にする。

2. 原因と修正点

(1) 圧力が負になる原因

サブルーチン "SITER" で高圧プレナムの圧力を予測する計算式は以下の様になっている。

第 n 回目の iteration での値をつかって、高圧プレナムと上部プレナム間の等価圧損係数 C_u は

$$C_u = \frac{P_H^{(n)} - \text{Head}}{(U^{(n)})^2}$$

P_L の予測値（前のステップで求めた） $P_L^{(n+1)}$ を用いて高圧プレナムから低圧プレナムへの流量を求める。これを V' で表わすと

$$V' = \sqrt{\frac{P_H^{(n)} - P_L^{(n+1)} + H_L}{C_V}}$$

従って高圧プレナムから上部プレナムへの流量は $(Q_H^{(n)} - V')$ と近似出来るため、第(n+1) 回目の高圧プレナムの推定値 $P_H^{(n+1)}$ は

$$P_H^{(n+1)} = (Q_H^{(n)} - V')^2 \cdot C_u + \text{Head} \quad (\text{水頭圧})$$

となるべきところが

$$P_H^{(n+1)} = (Q_H^{(n)} - V')^2 \cdot C_u$$

となっていたため修正を行った。

（100%流量では Q_H が Head に比べて大きいためこの誤りは大きな影響は及ぼしていなかった。）

(2) 収束しない原因

"JOYFL 2" は初期値として各プレナムの圧力を推定する場合、各炉心構成要素の圧力損失（水頭差によるものは除く）は流量の 2 乗に比例するという仮定を用いて $\frac{P - \Delta P_{\text{head}}}{C(\tau)} = \omega^2$ としているが、低流量に於ける炉心部の要素内及び下部もれでの圧損係数の指数は 1.5 が平均となっている。

そのため流量の 1.5 乗に比例するよう式を変更した。

(3) 水頭差の検討

低流量の場合、各部の圧力と水頭圧との差がわずかなため水頭圧の値が計算上かなり大きな Weight を占めて来る。したがって、入力初期圧力と水頭差について最適な値を考慮しないと計算上負の値が出る。そのため初期圧力と水頭差の最適な値の検討を行った。

3. 結果

以上の考慮の結果低流量の計算が可能となった。

改良した「JOYFL 2」のプログラムを用いて7%流量計算を行った。計算結果の炉心流量配分計算値を表1に示す。

計算条件は以下の通りである。

炉心体系：第7サイクルの特燃A, B, CをDriverに変えた炉心

圧損係数：低流量用に計算し直した圧損係数(表2)

体系温度：370℃

流 量：7%流量

H1(高圧プレナム高さ) : 13(cm)

PRLU(低圧プレナム圧力 guess valve) : 223 g/cm² (headを含む)

PRHU(高圧プレナム圧力 guess valve) : 235 g/cm² (headを含む)

表1 炉心流量配分計算値 (7%流量)

流 路		流量配分 (kg/sec)
炉 心	第 0, 1 列	0.617
	2 列	0.588
	3 列	0.545
	4 列	0.528
	5 列	0.465
反 射 体	内 側	0.00468
	外 側 (A)	0.00417
	外 側 (B) MK-I スリット無	0.00428
	外 側 (B) MK-II スリット付	0.00381
	外 側 (B) MK-II スリット無	0.00381
中 性 子 源		0.0215
制 御 棒		0.0712
AMIR		0.0140
SMIR		0.0140
H → U (leak)		1.547
H → L (leak)		1.511
L → U (leak)		0.146
L.P → L (leak)		0.126
L.P → U (leak)		0.193
補助系への逆流		0.418
高圧プレナム流量		39.24
低圧プレナム流量		1.637
炉 心 圧 損		0.0164(kg/cm ²)

表2 JOYFL-2 入力用圧損係数(MK-II 低流量(7%流量)用)

		要素内		上部もれ		下部もれ							
		圧損係数	指数	圧損係数	指数	圧損係数	指数						
炉心	0, 1列	SHIGH 1	1.059-3	1.581	3.622-1	2.0	6.12-1	1.455					
	2列	SHIGH 2	1.240-3	1.567	"	"	7.43-1	1.41					
	3列	SHIGH 3	1.129-3	1.601	"	"	9.89-1	1.306					
	4列	SHIGH 4	1.149-3	1.606	"	"	1.34	1.244					
	5列	SHIGH 5	1.393-3	1.608	"	"	4.74	0.968					
反射体	内側	SMIX 1	1.980-2	1.893	"	"	1.23-1	1.82					
	外側 A	SLOW 1	2.261-2	1.955	"	"	—	—					
外側 B	MK-Iスリット無し SMIX 2	MK-IIスリット無し SMIX 3	2.01-2	1.998	"	"	2.11-2	1.99					
									MK-IIスリット付 SMIX 4	"	"	1.01-4	1.983
AMIR 6列	SMIX 5	2.475-3*	1.893	"	"	1.23-1	1.82						
SMIR 7列	SLOW 2	2.475-3*	1.893	"	"	—	—						
中性子源	SLOW 3	7.896-4	2.0	"	"	—	—						
制御棒	SMIX 6	1.15-4	1.89	"	"	1.58-2	1.993						

* 内側反射体の1/8とした。

4.4 炉内流量分布測定用ボールの Na 浸漬前後の線量率測定と核種分析結果

報告書：小倉（異常監視技術 Gr.）

1. 目的

炉内流量分布測定試験の前後に、炉内流量分布測定用ボールの γ 線表面線量率測定と核種分析を行い、ナトリウム浸漬時間との関係を評価した。

2. 測定

測定は、 γ 線表面線量率については電離式サーベイメータで、核種分析についてはゲルマニウム検出器にて行った。測定位置を図1に示す。

3. 経過

流量検出ボールのナトリウム浸漬前の測定は4月23日に実施した。その後4月29日13時に炉内に装荷され5月6日13時に引抜かれるまでの170時間Naに浸漬された。引抜き後の測定は5月9日に実施した。

4. 結果

γ 線表面線量率は、浸漬前の測定でボールの表面において32 mR/H、表面から25 cmの所で2.8 mR/Hであった。この時の核種分析の結果を図2に示す。

浸漬後に行った測定では、 γ 線表面線量率が浸漬前の1.78倍の57 mR/H、表面から25 cmの所では1.68倍の4.7 mR/Hであった。この時の核種分析の結果を図3に示す。また、5月15日にボールのナトリウム洗浄を実施し、翌日の γ 線表面線量率測定では57 mR/Hと変化がなかった。

以上の結果は永久磁石式流量計部でのものであるが、それ以外の検出ボールにおいて行った γ 線表面線量率の測定では、かなり低い値を示しており、核種分析の結果も同様な傾向を示した。この様な傾向を示す要因としては、流量計の永久磁石部にCo-60等が沈着されている為と考えられる。

核種分析の結果（図2、図3）は、Na浸漬前後ともCo-60が支配的であり、Na浸漬前後の相対強度比は、約1.4であった。線量率の倍率に対して核種の相対強度比の方が低くなっているが、これは測定時の誤差等が原因と推察されるが、詳細な解析は今後の課題となる。

測定ポイント	測定位置
Point 1	表面より 0 cm
Point 2	表面より 25 cm

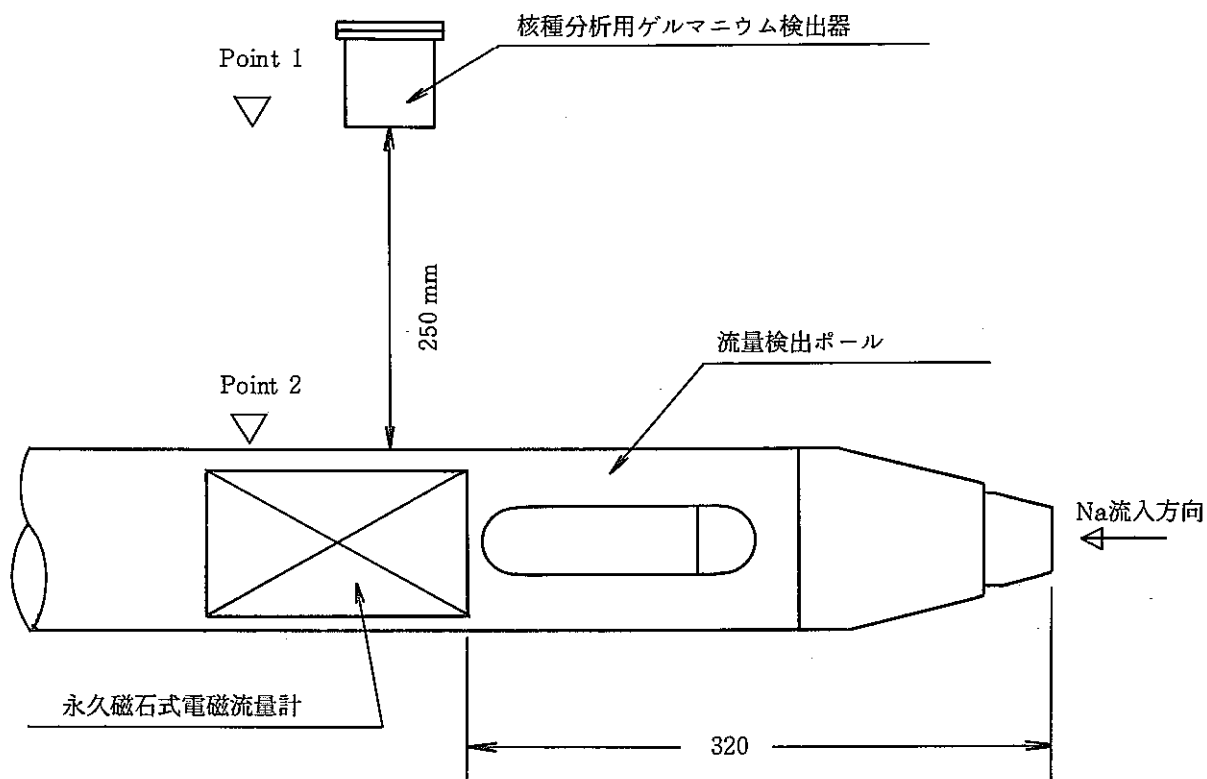


図1 流量検出ポールの γ 線表面線量率測定及び核種分析位置

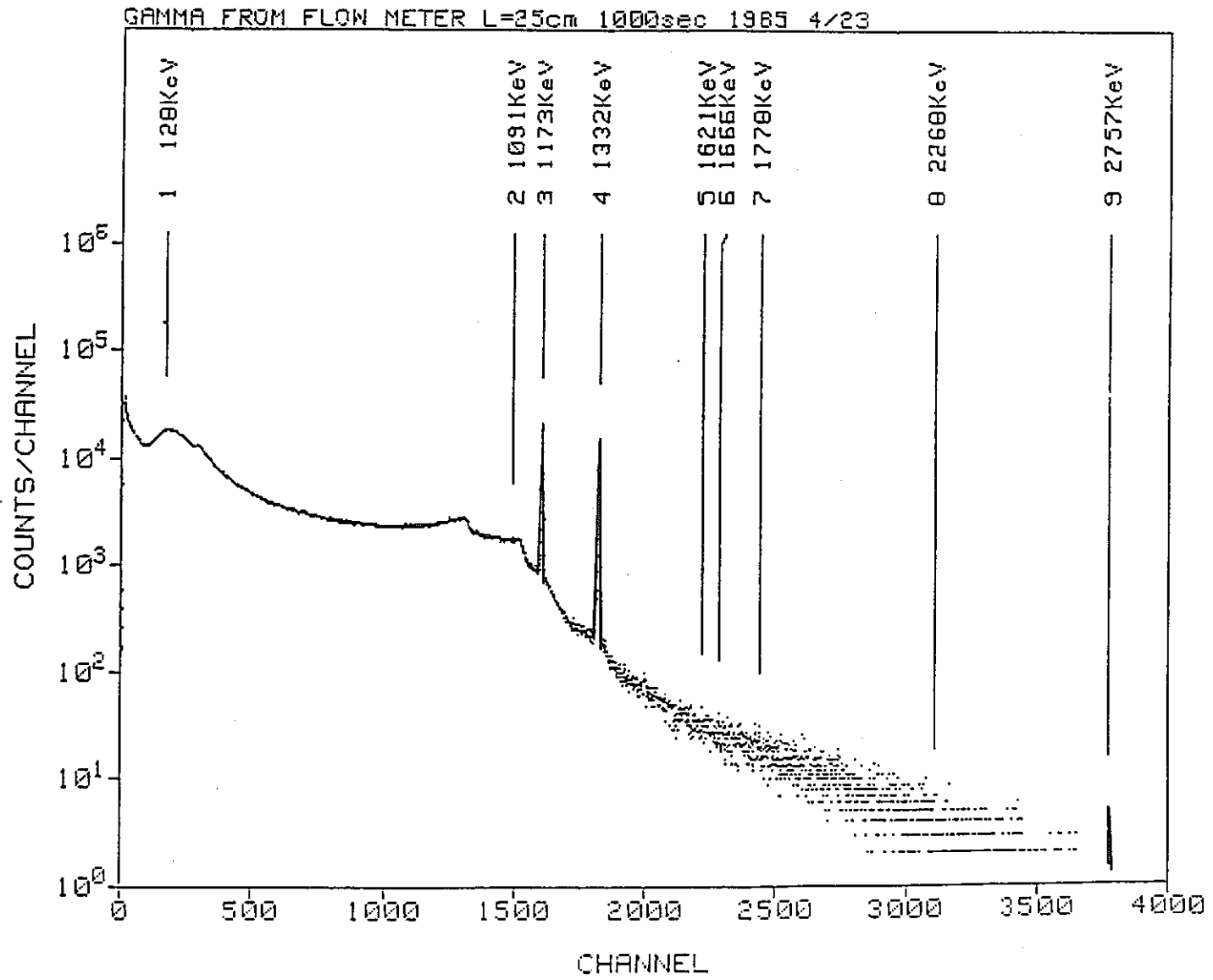


図2 ナトリウム浸漬前の核種分析結果

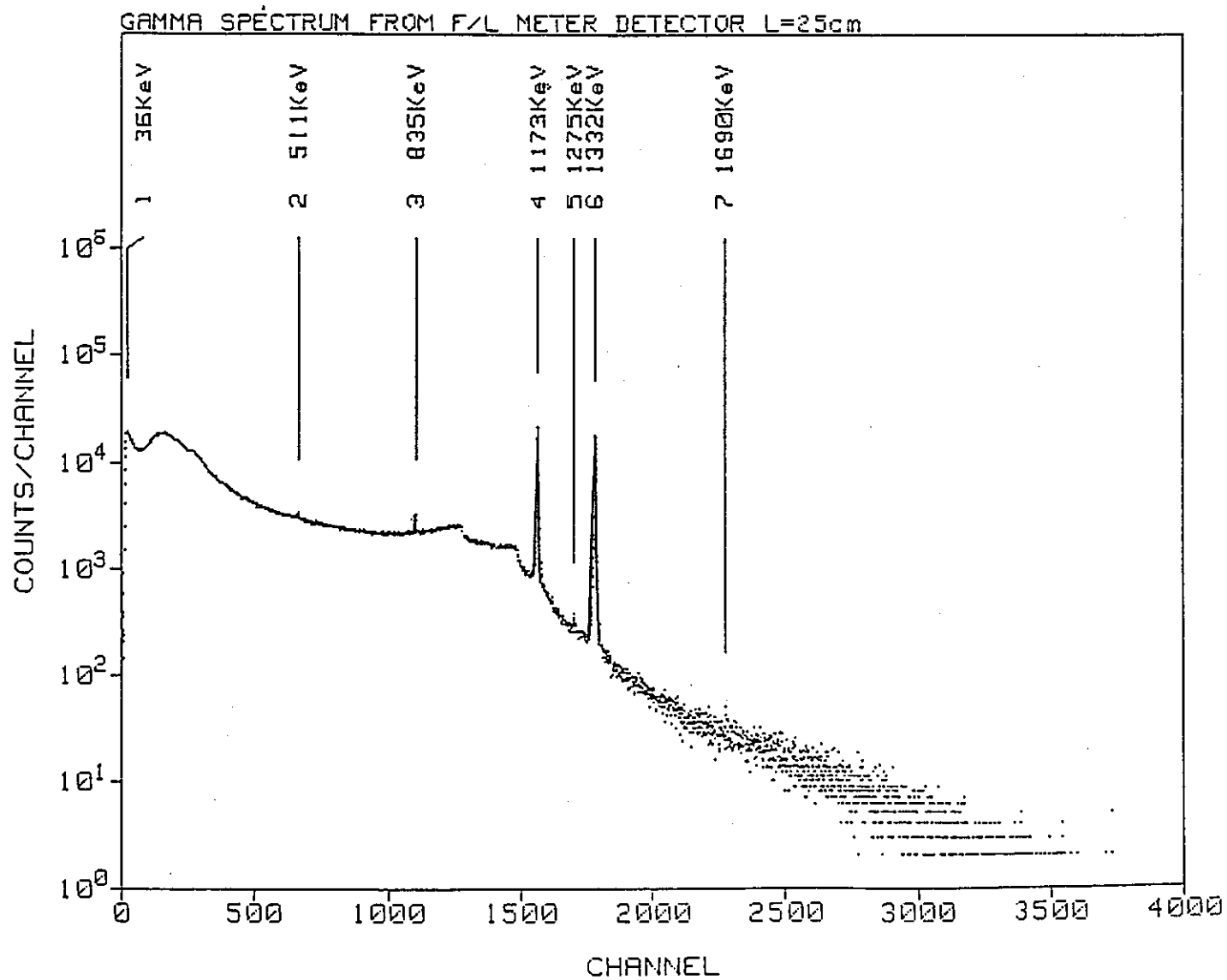


図3 ナトリウム浸漬後の核種分析結果

4.5 炉内流量分布測定装置の除染作業監視記録

報告者：小倉（異常監視技術 Gr.）

炉内流量分布測定試験において使用された、流量検出ボール、軸封、ドアバルブ等の除染作業についての監視記録を報告する。

除染作業は、メンテナンス建家内の高レベル洗浄槽及び、仮設のクリーンハウスにて行われた。この時の手順を流れ図として、図 1，2 に示す。

又、最も重要な作業である軸封装置の分解パッキン取外しを図 3 に示す。

本作業において得られた知見を以下に記す。

- a) 軸封装置の拭き取りパッキンは、当初ステンレスメッシュの「Na-6」1枚、布状の「Na-5」パッキン2枚の、計3枚を軸封装置内に装荷して作業を行ったが、軸封装置分解～パッキン取外しの段階で、「Na-5, 6」各1枚ずつで充分ナトリウムの拭き取りが出来ることが判った。また使用形態や付着状況をみると、Na-6 2枚でも使用可能であるとの感想をもった。
- b) 高レベル洗浄槽での洗浄では水洗浄を行う前に、蒸気洗浄を行うのが効果的であることが判った。

炉内流量分布測定装置の除染作業監視記録

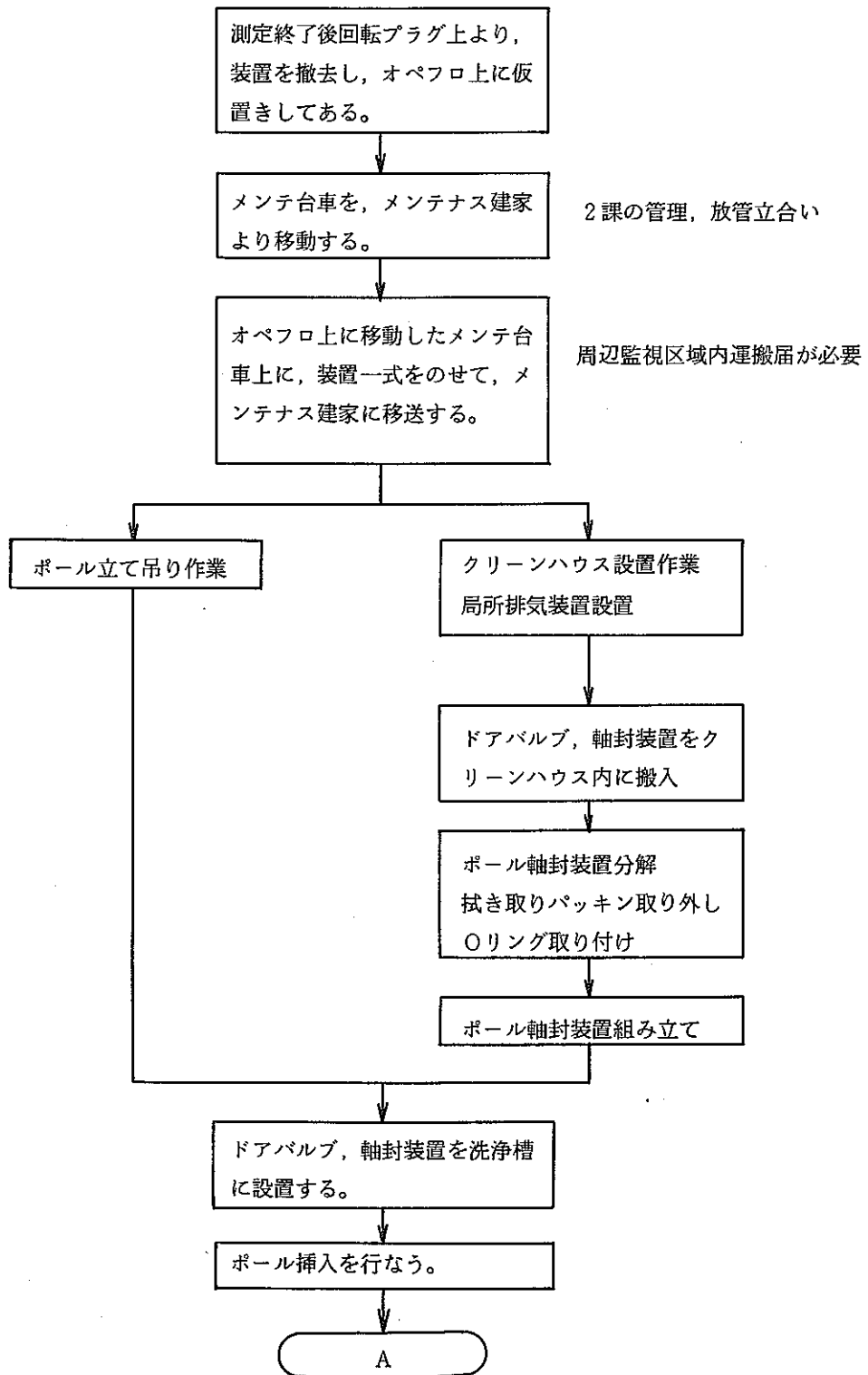


図1 炉内流量分布測定装置除染作業流れ図(その1)

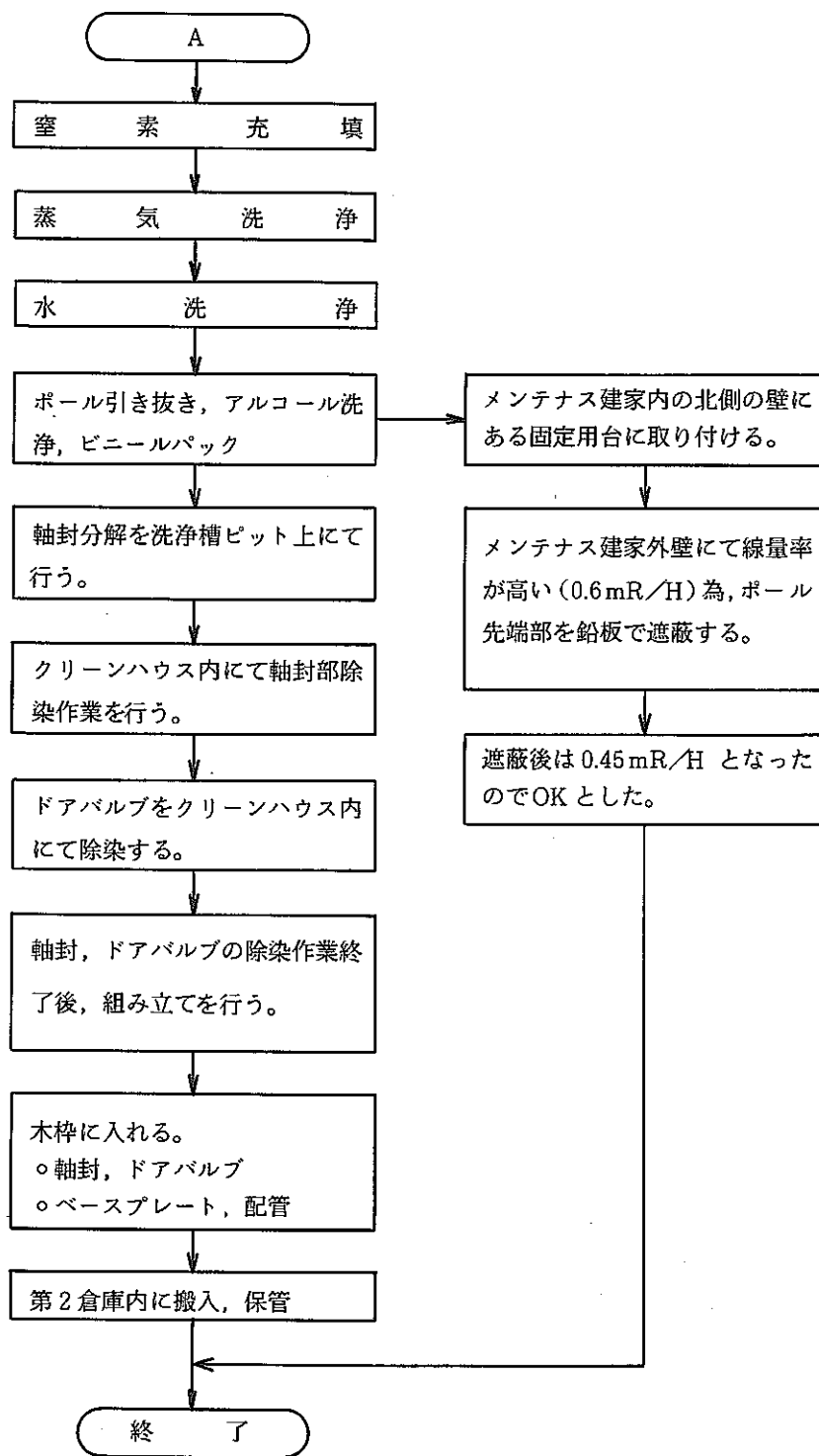


図2 炉内流量分布測定装置除染作業流れ図(その2)

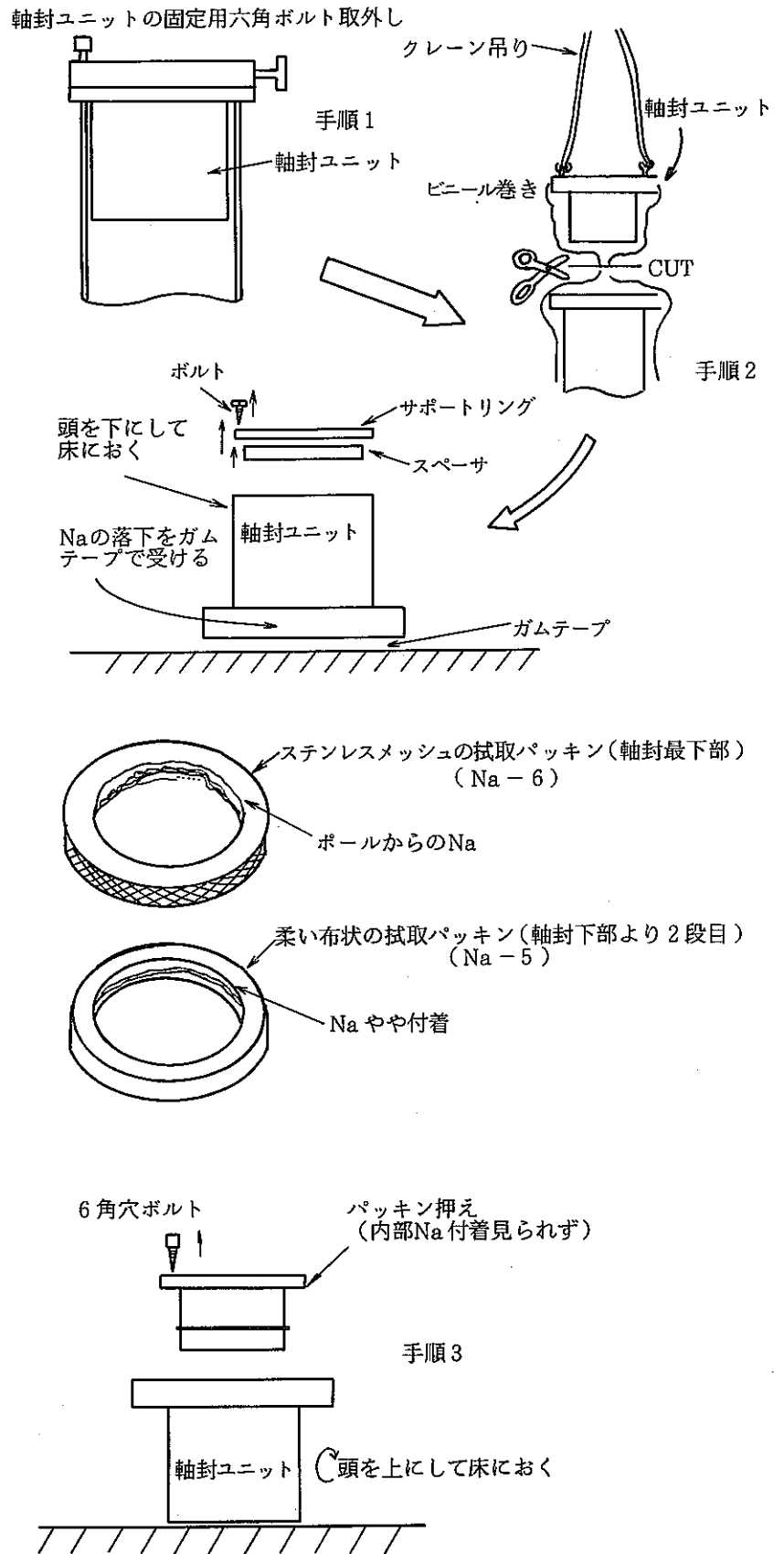


図3 軸封装置及びパッキン部の除染作業

4.6 流量分布測定試験予備解析結果

報告者：村田（プラント Gr.）

1. 概要

「常陽」MK-II炉心において、第7サイクル運転終了後に実施される流量分布測定試験の予備解析を実施した。

本予備解析の目的は、被測定集合体流量に対する周辺集合体流量の影響を3次元熱流動解析コード「COMMIX-1A」により定量的に明らかにする事である。

2. 解析条件

- (1) 冷却材温度：250℃（等温状態）
- (2) 集合体流量：定格流量時流量配分を適用
- (3) 解析対象集合体：9体（下表に示す）
- (4) 解析体系： $r-\theta-z$ 3次元（周方向については180°部分をモデル化）

3. 解析結果

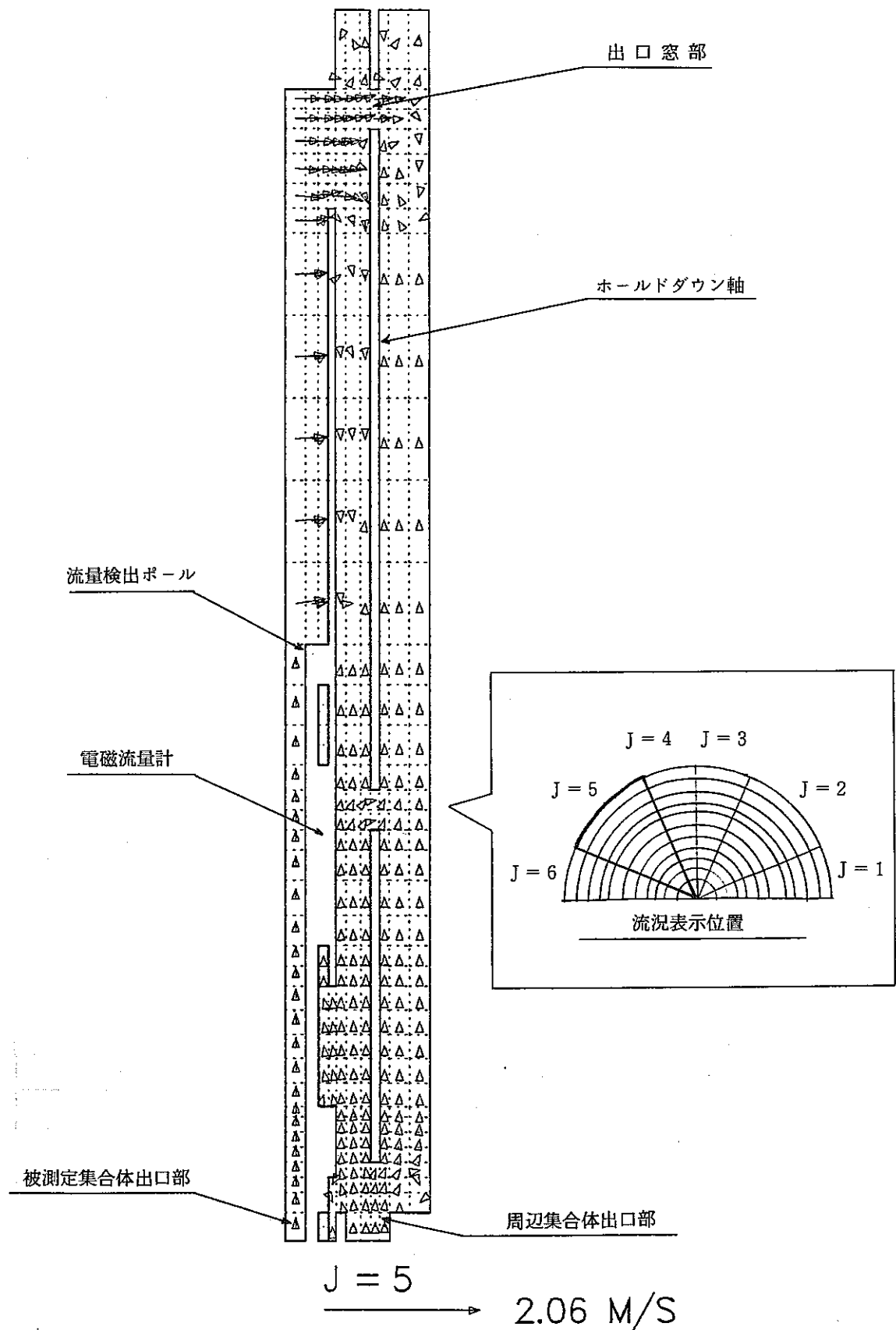
解析結果をまとめて第1表に示す。また、流況の1例としてケース9の場合を第1図に示す。

第1表 解析結果

解析ケース	被測定集合体		周辺集合体流量 (kg/s)			流量検出ポール出口まで達する流量割合 W_0/W_{IN}	
	名称	流量(kg/s)	No 1	No 2	No 3		
CASE 1	炉心燃料(中心)	8.86	8.86	8.86	8.86	0.344	
CASE 2	-1	" (3A1)	7.56	7.56(3A2)	8.39(2A1)	2.73(3F3)	0.361
	-2	" (")	"	8.39(2A1)	2.73(3F3)	6.86(4F4)	0.304
	-3	" (")	"	2.73(3F3)	6.86(4F4)	6.86(4A1)	0.186
CASE 3	-1	" (4A1)	6.86	0.14(5A1)	0.14(5A2)	6.86(4A2)	0.204
	-2	" (")	"	7.56(3A1)	6.86(4F4)	0.14(5F5)	0.398
CASE 4	" (5A3)	5.74	5.74(5A2)	0.14(6A3)	0.14(6A4)	0.206	
CASE 5	" (4F4)	6.86	5.74(5F4)	0.14(5F5)	6.86(4A1)	0.188	
CASE 6	内側反射体(5A2)	0.14	5.74(5A3)	6.86(4A2)	6.86(4A1)	44.034	
CASE 7	" (5B1)	"	0.14(6B2)	0.14(5B2)	6.86(4B1)	27.859	
CASE 8	" (6A4)	"	5.74(5A4)	5.74(5A3)	0.14(6A3)	39.461	
CASE 9	外側反射体A(7A3)	"	0.14(6A2)	0.14(7A2)	0.14(8A3)	0.743	

W_0 ：周辺集合体から流出して流量検出ポールとホールドダウン軸間を上昇し流量検出ポール出口窓部まで達する流量

W_{IN} ：被測定集合体流量



第1図 r-z方向流況(ケース9)

4.7 炉心内流量分布測定試験時の信号処理系について

報告者：小倉，深見（異常監視技術 Gr.）

1. 概要

炉心内流量分布測定試験時の，データ収録用マイクロコンピュータ HP-35 及び監視用ペンレコーダ，デジタルボルトメータ，デジタル温度計の配線を行った。又，HP-35 用プログラム“FDISTL”の作成を行った。

流量検出ポールより取り出している信号系統を図 1 に示す。

2. 信号系統

(1) データ収録装置（HP-35）

検出ポールよりの信号を増幅器にて増幅しケーブルラックのコネクターより旧計算機室内の HP-35 システムのケーブルボックスに接続され“FDISTL”により 100 回サンプリングを行いテープに収録される。

この“FDISTL”は流速計プログラム“LINEII”をベースに作成されている。収録信号を表 1 に示す。

(2) オペフロ上にての監視

検出ポールよりの信号を直接，ペンレコーダ及びデジタルボルトメータに接続し，ペンレコーダにて経時変化を，またデジタルボルトメータ，デジタル温度計にて各々流量信号，ポール温度の瞬時値を監視する。

3. 結果

測定開始前にゼロ点チェックを行った結果，ペンレコーダ及びデジタルボルトメータにはほとんど誤差は現われなかったが，HP-35 側は +20 μ V 程度の誤差が現われた。原因としては増幅器を通してのことやケーブルの長さなどが考えられる。

したがって，次回行う場合にはサプレッションアンプ等を使用することが望ましい。

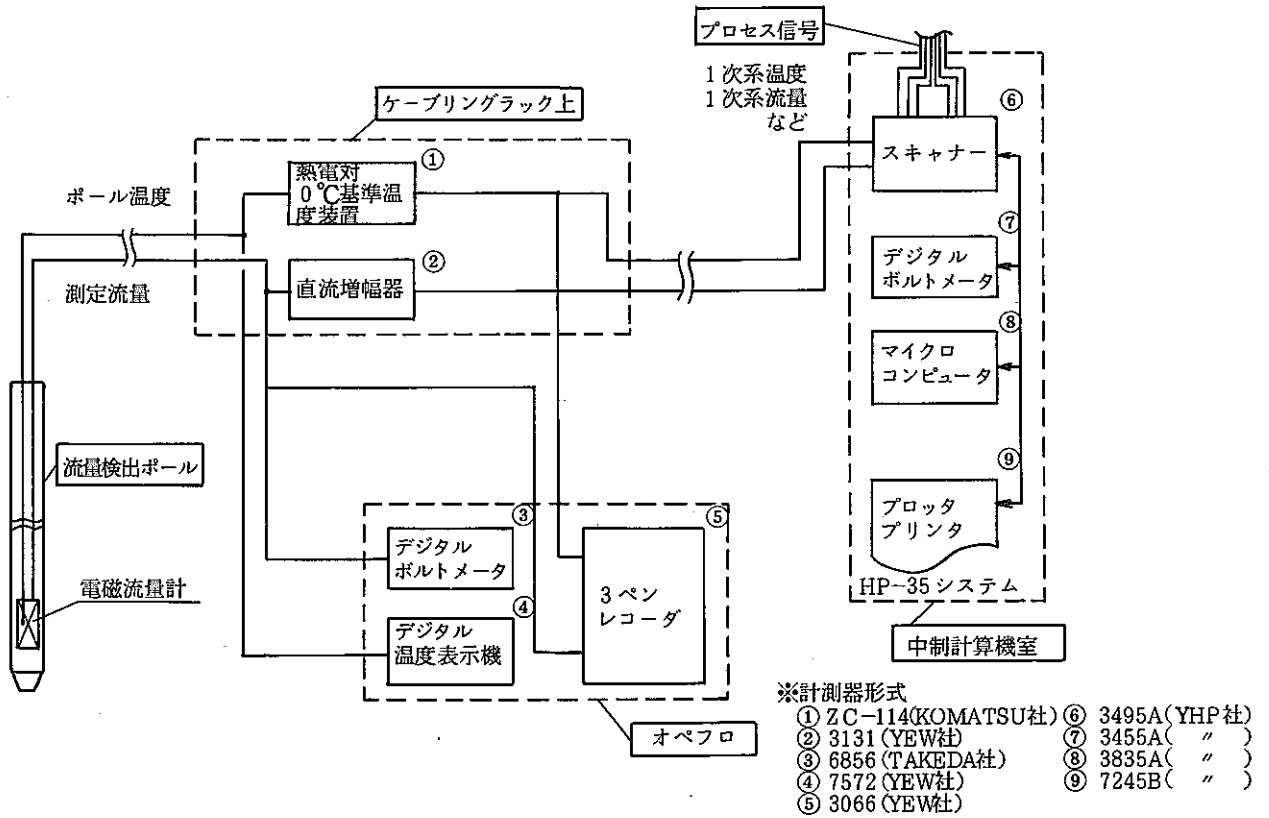


図1 炉内流量分布測定装置信号系統図

4.8 炉内流量分布試験データ整理結果

報告者：玉山，庄野，小倉（異常監視技術 Gr.）

原，徳安，池上（炉心・運転計画 Gr.）

1. はじめに

MK-II 炉心第 7 サイクル終了後，自然循環試験に引き続いて行われた炉内流量分布測定試験に関してデータ整理結果をまとめた。

データ整理対象は高流量分布，20%流量及び極低流量分布である。なお，MK-II 炉心での炉内流量分布測定は，性能試験時に 2 ケース行われている（スリット付反射体が 1 体及び 5 体）。

2. 結果

(1) 高流量分布

- ・性能試験時に行われた 2 ケースの測定結果との間に整合性が無かったため性能試験時の測定生データに立ち戻って見直した。
- ・MK-II 炉心で行われた 3 ケースの測定結果のいずれにも合うよう圧損係数の較正を行った。その結果 3 つの測定ケースにおいて，流量の計算値（JOYFL-2）と実測値は

炉心部 …… 2%以内

反射体部 …… 8%以内

で一致した。これは測定誤差を考慮すれば充分な一致具合といえる。較正後の圧損係数を表 1 に示す。

(2) 集合体圧損の経時変化

炉心燃料の集合体流量は炉内装荷後時間と共に減少（集合体圧損の増加）する傾向が見られ（図 1，図 2 参照），集合体流量の変化率は

燃焼度に対して…………… $-8.53 \times 10^{-8} / \text{MWD} / \text{T}$

炉内滞在日数に対して…………… $-2.12 \times 10^{-6} / \text{day}$

であった。また

- ・MK-II 炉心の経時変化は MK-I のそれに比して小さい（約 1 桁小さい）。
- ・燃焼度依存性の方が炉内滞在日数依存性よりも大きい。

(3) 極低流量分布（6.4%流量）

自然循環時のような極低流量時には炉内各流路の圧損係数が定格流量時と異なり，炉内流量分布も定格時とその分布形（shape）が異なることが予想されたが，測定結果は極低流量の炉内流量分布は高流量時に比較してフラットになる（炉心中心部ほど流れにくい）ことが確認された。

計算に用いる低流量用圧損係数についてはさらに検討が必要である。

表1 設計圧損係数と校正済圧損係数

		要素内			上部もれ		下部もれ		
		圧損係数		指数	圧損係数	指数	圧損係数		指数
		設計値	calibrated				設計値	calibrated	
炉心	0, 1 列	1.880-4*	1.699-4	1.828	3.622-1	2.0	2.170-1	3.18 -1	1.718
	2 列	1.737-4	1.573-4	1.847	3.622-1	2.0	1.618-1	2.41 -1	1.786
	3 列	1.762-4	1.600-4	1.868	3.622-1	2.0	2.300-1	3.36 -1	1.701
	4 列	1.565-4	1.484-4	1.895	3.622-1	2.0	4.155-1	5.97 -1	1.622
	5 列	2.002-4	2.144-4	1.894	3.622-1	2.0	1.477+1	1.83 +1	0.971
内側反射体		1.429-2	3.979-2	1.990	3.622-1	2.0	1.230-1	1.85 -1	1.82
外側反射体 A		2.169-2	3.715-2	1.967	3.622-1	2.0	—	—	—
外側反射体 B	MK-I スリット無	1.998-2	3.194-2	2.0	3.622-1	2.0	1.404-2	2.19 -2	1.99
	“ スリット付	1.998-2	3.194-2	2.0	3.622-1	2.0	1.011-4	(8.37 -5)	1.983
	MK-II スリット無	1.232-1	2.541-1	1.642	3.622-1	2.0	1.407-2	2.19 -2	1.99
	“ スリット付	1.232-1	2.541-1	1.642	3.622-1	2.0	1.011-4	8.37 -5	1.983
中性子源		7.899-4	8.535-4	2.0	3.622-1	2.0	—	—	—
制御棒		1.148-4	1.148-4	1.89	3.622-1	2.0	1.580-2	1.580-2	1.993
A MIR - 6 列		2.575-3	5.343-3	1.958	3.622-1	2.0	1.230-1	1.850-1	1.82
S MIR - 7 列		2.998-3	5.153-3	1.958	3.622-1	2.0	—	—	—

* 10^{-4} を意味する。

上部もれについては calibrate されなかった。

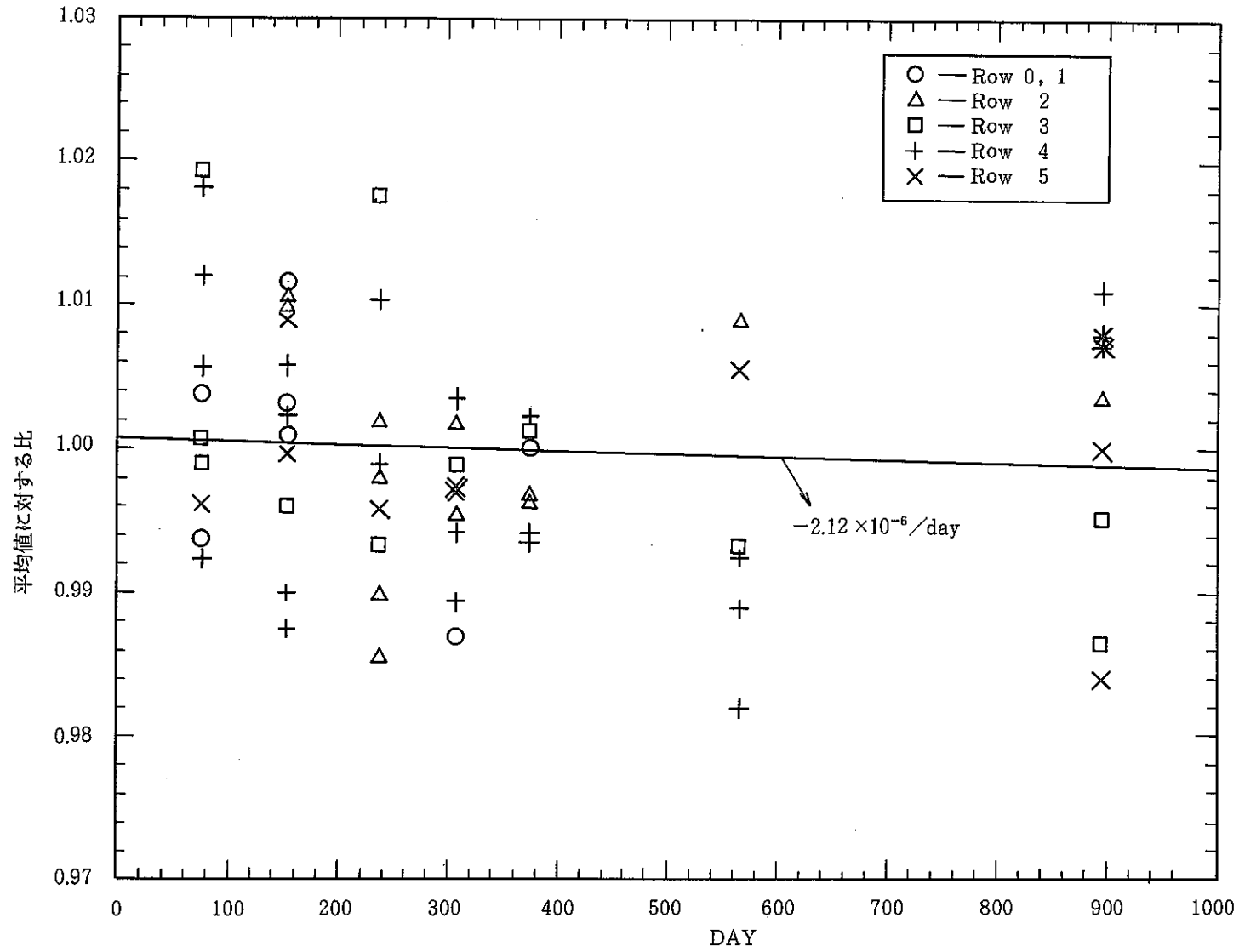


図1 集合体流量の炉内滞在日数依存性

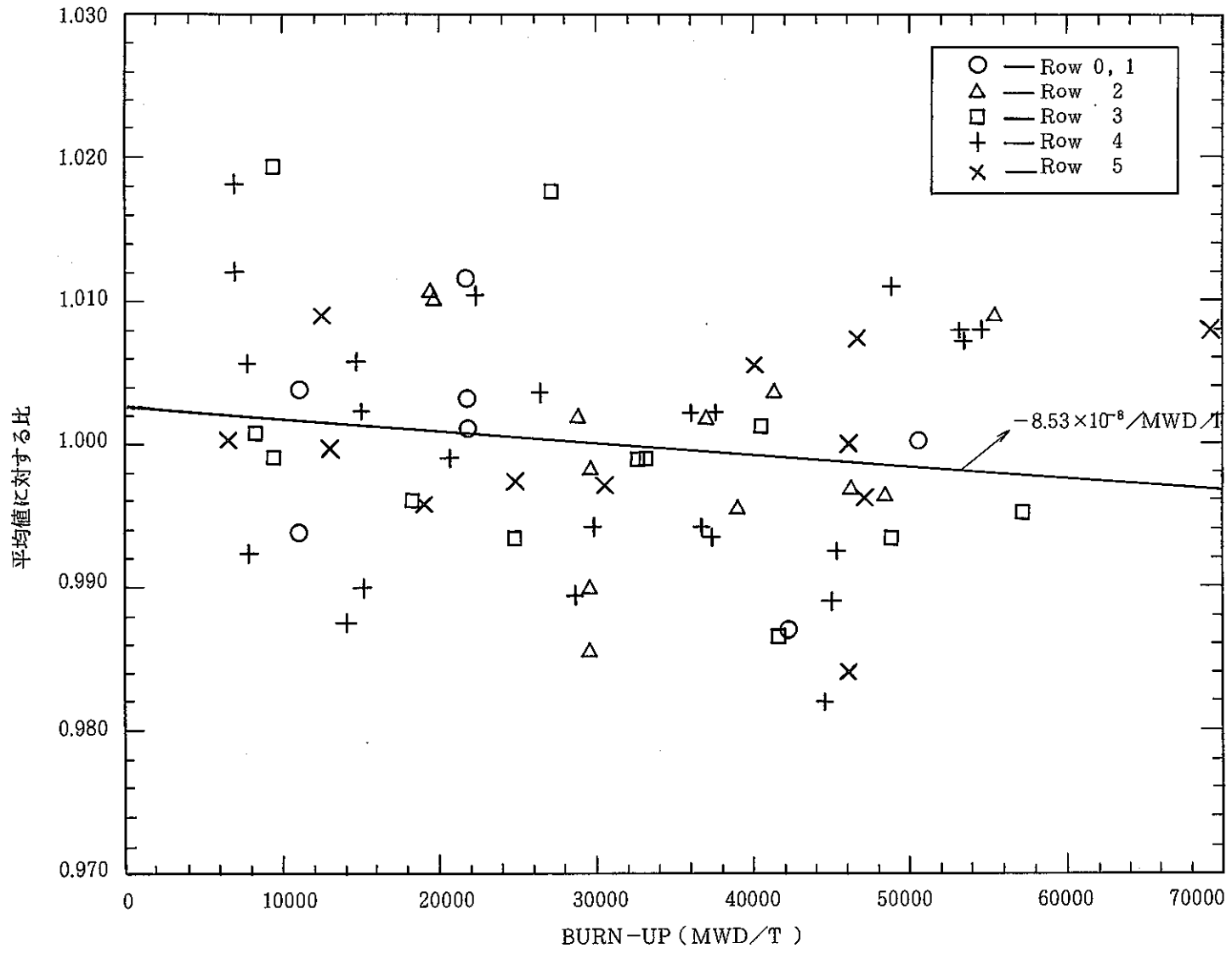


図2 集合体流量の燃焼度依存性

5. FFDL炉内試験とその解析

本章は、主にFFDL炉内試験に係る予備解析、実験、測定データ解析評価で得られた成果の速報をまとめたものである。

5.1 FFDL炉内試験集合体出口冷却材温度予測

報告者：長山（炉心・運転計画Gr.）

1. 目的

本報は、FFDL炉内試験時の集合体出口温度計装点における冷却材温度を予測し、警報値算出に資するためのものである。

2. 方法

“MAGI”による集合体出口温度予測計算における第7サイクルとFFDL炉内試験時の比を求め、第7サイクルの実測値にこの比を乗ずる方法により算出した。すなわち

$$T_{F(i)} = 370 + \frac{T_{FC(i)} - 370}{T_{7C(i)} - 370} \times \{ T_{7m(i)} - 360 \}$$

ここに T_F : FFDL炉内試験時集合体出口温度予測値

T_{FC} : " " " 計算値

T_{7C} : 第7サイクルの集合体出口温度計算値

T_{7m} : " " " 実測値

i : i 番目の集合体を意味する。

尚、第7サイクルからの変動分が小さいものについては第7サイクルの値をそのまま留保した。

3. 結果

結果を次表に示す。

表1 FFDL 炉内試験時集合体出口温度予測値

TA-4.1	Address	000	1A1	1B1	1C1	1D1	1E1	1F1	MK-II FFDL 炉内試験 集合体出口温度				
	温度(℃)	551	556	560	557	440	554	559					
TA-4.2	Address	2A1	3A1	3A2	4A1	4A2	4A3	5A3	5A1	5A2	6A2	6A3	6A4
	温度(℃)	528	531	495	503	517	531	521	478	496	478	486	498
TA-4.3	Address	2A2	2B1	3B1	4A4	4B1	5A4	5A5	5B1	5B2	6A5	6A6	6B2
	温度(℃)	530	530	527	532	502	538	495	486	499	488	479	483
TA-4.4	Address	2B2	3B2	4B2	4B3	4B4	5B3	5B4	5B5	6B3	6B4	6B5	6B6
	温度(℃)	535	548	530	522	516	531	526	489	483	490	484	483
TA-4.5	Address	2C1	3C1	3C2	4C1	4C2	4C3	5C3	5C1	5C2	6C2	6C3	6C4
	温度(℃)	523	532	535	511	514	522	514	483	483	477	472	481
TA-4.6	Address	2C2	2D1	3D1	4C4	4D1	5C4	5C5	5D1	5D2	6D5	6C6	6D2
	温度(℃)	537	530	520	505	509	511	484	474	488	477	468	476
TA-4.7	Address	2D2	3D2	4D2	4D3	4D4	5D3	5D4	5D5	6D3	6D4	6D5	6D6
	温度(℃)	538	547	521	520	514	511	529	493	477	484	486	485
TA-4.8	Address	2E1	3E1	3E2	4E1	4E2	4E3	5E3	5E1	5E2	6E2	6E3	6E4
	温度(℃)	534	522	546	514	526	526	529	492	497	491	484	486
TA-4.9	Address	2E2	2F1	3F1	4E4	4F1	5E4	5E5	5F1	5F2	6E5	6E6	6F2
	温度(℃)	531	546	532	517	507	513	492	466	480	485	475	464
TA-4.10	Address	2F2	3F2	4F2	4F3	4F4	5F3	5F4	5F5	6F3	6F4	6F5	6F6
	温度(℃)	523	539	530	522	524	514	514	495	481	486	485	469

○ : 第7サイクルからの変更点

5.2 FFDL 炉内試験炉心系統圧損測定結果

報告者：村田（プラント Gr.）

MK-II FFDL 炉内試験用炉心における系統圧損測定結果を以下に報告する。

(1) 測定日

昭和 60 年 4 月 16 日

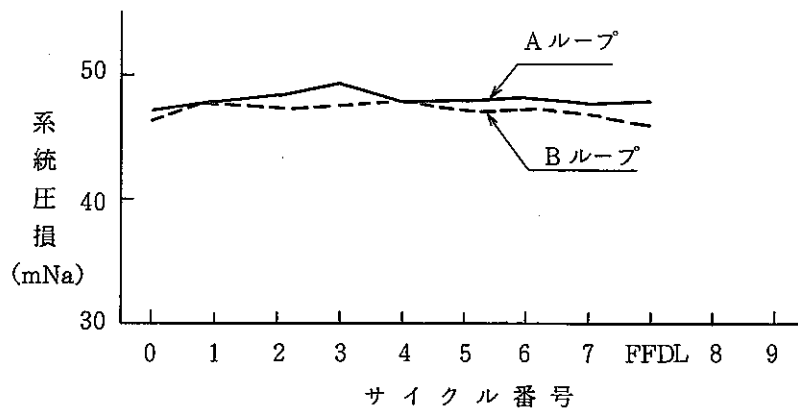
(2) 炉心体系

構成要素名	体数	装荷位置
炉心燃料集合体	66	
特殊燃料 B 型	1	1 D 1
制御棒材料照射用反射体	2	6 C 6, 6 F 6
構造材料照射用反射体	1	7 F 7

※特殊燃料装荷位置（2E2, 3C2, 3A2）には旧燃料を装荷。

(3) 測定結果

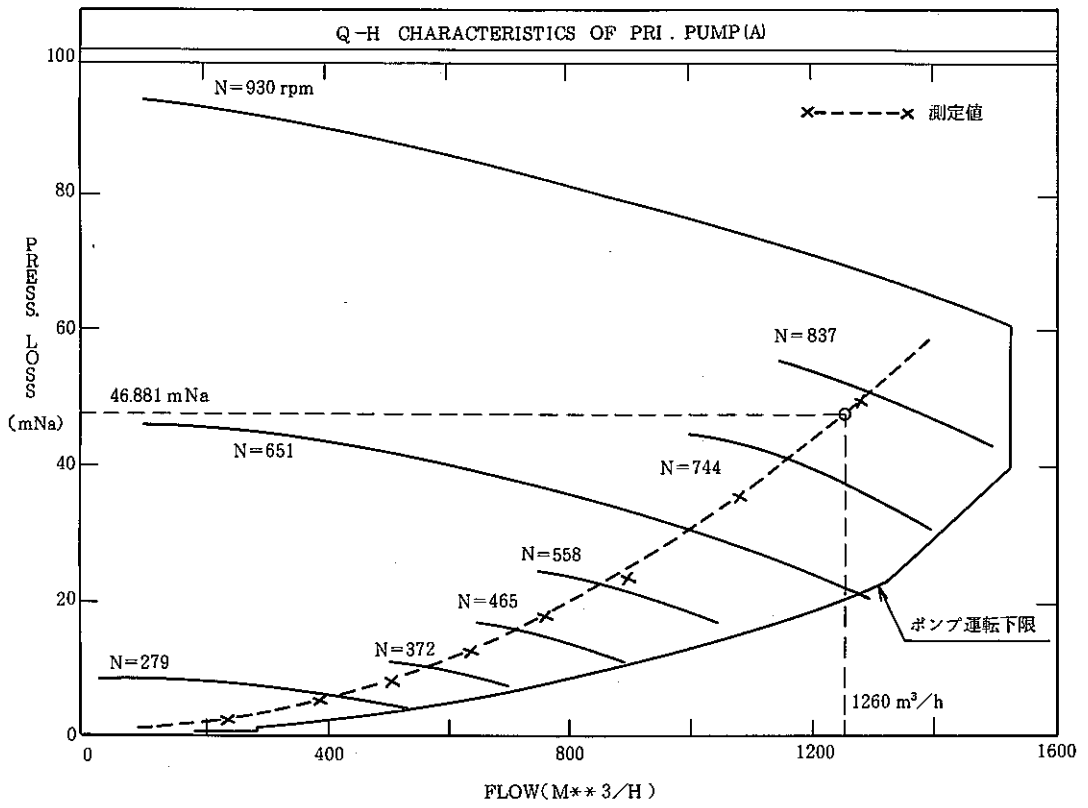
定格流量（1,260 m³/h）における系統圧損は、A ループ 48.0 mNa, B ループ 46.0 mNa である。MK-II 炉心移行後の系統圧損の変化を図 1 に示す。



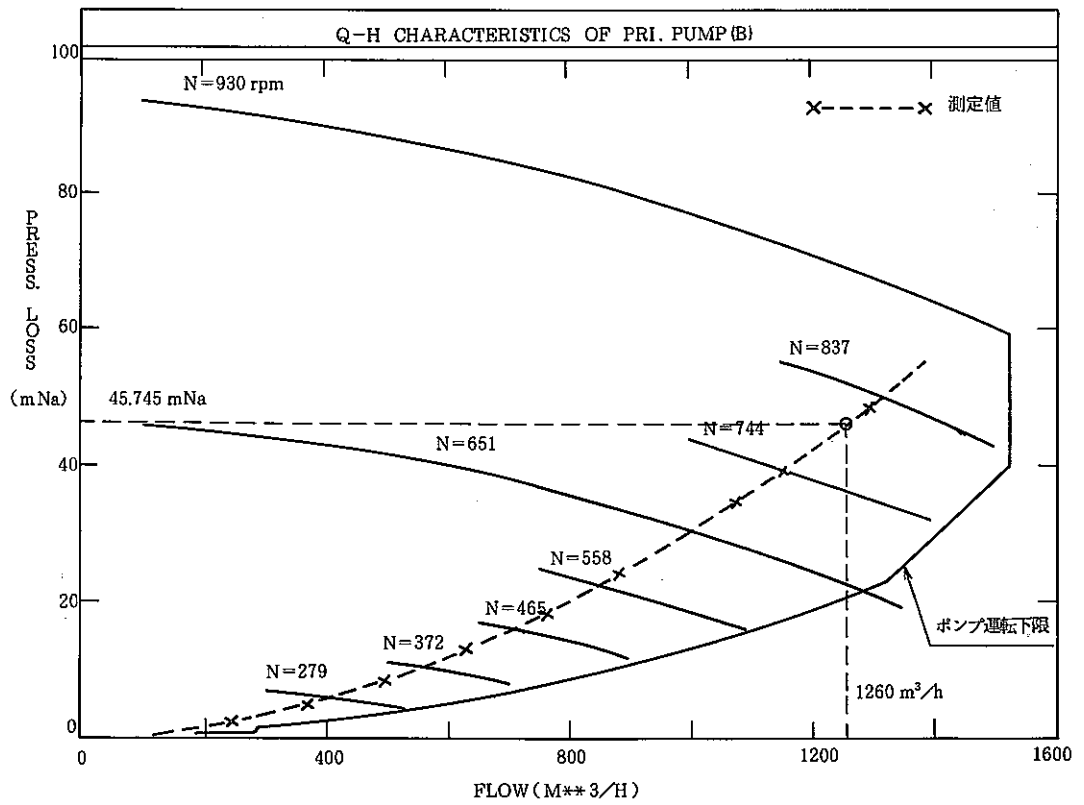
第 1 図 系統圧損の変化

(4) 評価

- (a) 定格運転時の系統圧損は、第 2 図及び第 3 図に示すように A, B ループとも運転制限値（20.9 mNa）を十分満足した。
- (b) FFDL 炉内試験用炉心の系統圧損は、第 7 サイクルよりも 0.45 mNa 低い（A, B 平均値）。



第2図 1次主循環ポンプ(A) Q-H特性



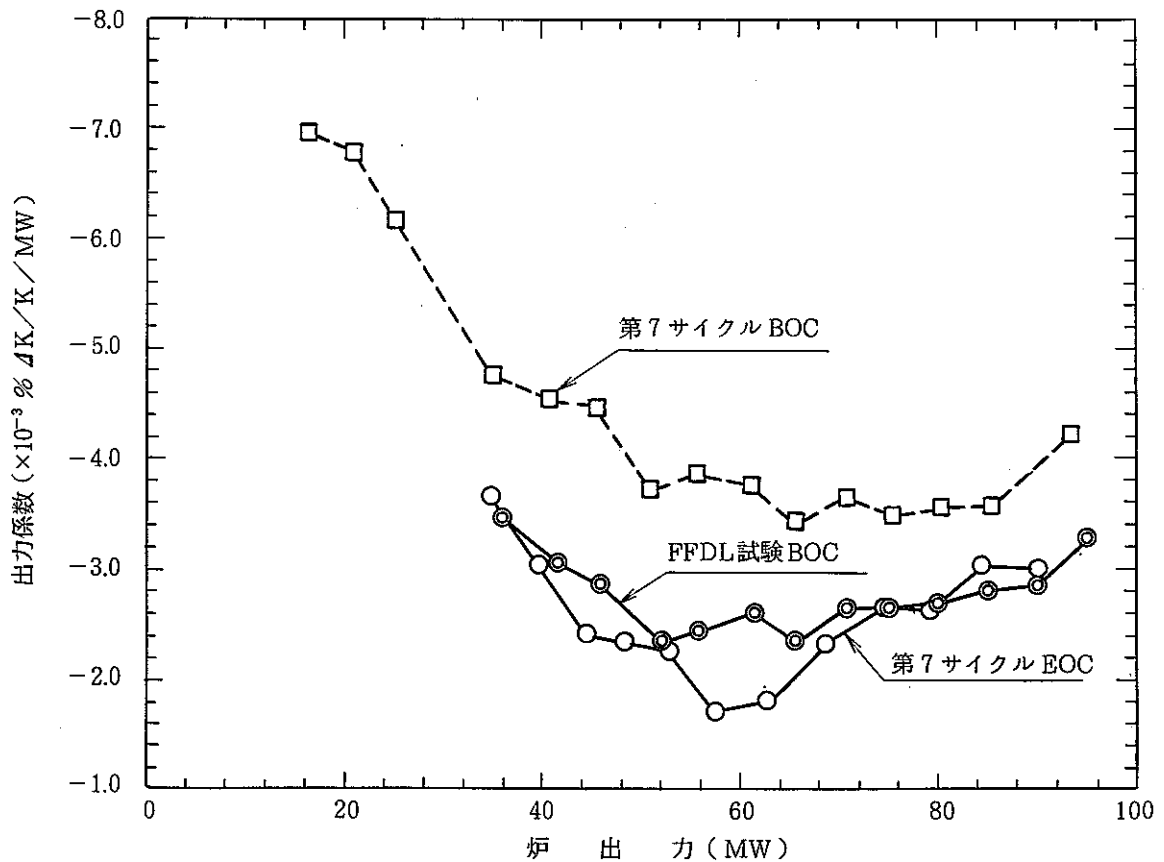
第3図 1次主循環ポンプ(B) Q-H特性

5.3 FFDL 炉内試験初期の余剰反応度, 出力係数

報告者：長山(炉心・運転計画 Gr.)

4月16日から実施されたFFDL炉内試験の初期の零出力時余剰反応度と出力係数の測定結果をまとめた。但し制御棒校正曲線は第7サイクルのものを使用した。

	測定・計算結果		
	第7サイクルBOC	第7サイクルEOC	FFDL試験BOC
炉心平均燃焼度(MWD/T)	16,300	22,200	21,900
零出力時余剰反応度(%ΔK/K)	2.76	1.63	1.39
平均出力係数 ($\times 10^{-3} \% \Delta K / K / MW$)	$-(4.46 \pm 1.21)$	$-(2.57 \pm 0.55)$	$-(2.76 \pm 0.34)$



5.4 タグガス濃縮捕集試験結果

報告者：小林（計測 Gr.）

1. 概要

昭和 60 年 4 月 16 日から実施された FFDL 炉内試験において、タグガス濃縮捕集試験を行った。タグガスは FFDL 試験用集合体のスリット付模擬燃料ピンに“もんじゅ”型タグガスカプセルを用いて封入し、原子炉起動後の系統昇温時に 1 次カバーガス中から濃縮捕集した。濃縮捕集したタグガスは質量分析計で同位体比、濃度を測定し、その結果から移行率を算出した。

2. 濃縮捕集操作

燃料ピンからカバーガス中に移行、拡散したタグガスを濃縮捕集するための方法としては、活性炭深冷吸着法を用いた。この方法は活性炭に対する Ar と Kr, Xe (タグガス) との吸着能の違いを利用して Kr, Xe を濃縮するものであり、最終的に Kr, Xe を質量分析可能な濃度まで濃縮するとともに、Ar をほぼ完全に分離することができる。

本試験で使用した装置の概略を図 1 に、設置位置を図 2 に示す。

3. 試験方法

スリットのはんだシールの融点が 305℃ のため、原子炉起動後の系統昇温時においてナトリウム温度が 310℃ を越えた時点で 1 回目の濃縮捕集（カバーガス流通時間 1 h）を行い、1 回目終了後 3 時間経過した時点で 2 回目の濃縮捕集（同上）を行った。

◦カバーガス流量：50 l/min

◦カバーガス流量時間：各 1 時間

1 回目 4 月 17 日 5：00～6：00（Na 温度 312～332℃）

2 回目 " 9：00～10：00（" 369～371℃）

4. 試験結果

濃縮捕集したガスの質量分析結果を表 1 に示す。

(1) 分析結果の検討

- 濃縮捕集したガスの同位体組成を原料ガス（タグガスカプセル封入元ガス）と比較すると、Kr の組成は試料 No. 1 及び No. 2 とも原料ガスのそれから変化しており、その変化度は No. 2 で顕著である。また、Xe の組成は、No. 1 ではほとんど変化が認められないが、No. 2 では若干の変化があった。
- 濃縮捕集したガス中の Kr, Xe 濃度の比をとると、No. 1 では $Kr/Xe = 1.01$ 、No. 2 では $Kr/Xe = 1.15$ であり、原料ガスの $Kr/Xe = 1.00$ と比較すると No. 2 が大きく変わっている。

(2) バックグラウンドの補正

- 試料 No. 1 及び No. 2 で検出された Kr-86 及び Xe-136 が天然同位体組成の Kr あるいは Xe

に由来するものと考え、他の核種からもその寄与分を差引いて実測値を補正した。補正値を表1に示す。

- ・補正値と原料ガスの実測値を比較すると、同位体組成がほぼ同一となるよう改善されている。また、Kr, Xeの濃度比もNo.1で0.99, No.2で0.95となり、原料ガスの1.00に近い値を示している。このことから、バックグラウンド補正が有効であったと考えられる。

5. タグガス移行率の検討

タグガスカプセルに封入して模擬燃料ピンに装荷したタグガスの内、スリット開封後カバーガス中へ移行した割合を検討する。

(1) No.1 濃縮捕集時のタグガス存在量

$$\text{Kr} \quad (81.8 \times 10^{-6} \times 100 / 3 \times 10^6) \times 6 \times 10^6 = 1.64 \times 10^{-2} \text{ cc}$$

$$\text{Xe} \quad (83.0 \times \quad \quad \quad) \times \quad \quad \quad = 1.66 \times 10^{-2} \text{ cc}$$

(2) No.2 濃縮捕集時のタグガス存在量

$$(1) \text{項と同様にして} \quad \text{Kr} : 9.12 \times 10^{-3} \text{ cc}$$

$$\text{Xe} : 9.58 \times 10^{-3} \text{ cc}$$

(3) 移行率

No.2 濃縮捕集時のタグガス存在量には、No.1 濃縮捕集後に炉上部カバーガス中に残留したタグガス量も含まれている。この分を差引くとNo.1 濃縮捕集後からNo.2 濃縮捕集時までに新たに移行したタグガス量は

$$\text{Kr} \quad 9.12 \times 10^{-3} - (1.64 \times 10^{-2} / 2) = 0.94 \times 10^{-3} \text{ cc}$$

$$\text{Xe} \quad 9.58 \times 10^{-3} - (1.66 \times 10^{-2} / 2) = 1.28 \times 10^{-3} \text{ cc}$$

No.2 濃縮捕集時までに移行した全タグガス量は

$$\text{Kr} \quad 1.64 \times 10^{-2} + 0.94 \times 10^{-3} = 1.73 \times 10^{-2} \text{ cc}$$

$$\text{Xe} \quad 1.66 \times 10^{-2} + 1.28 \times 10^{-3} = 1.79 \times 10^{-2} \text{ cc}$$

ゆえに、初期封入量に対する移行率は

$$\text{Kr} \quad 1.73 \times 10^{-2} / 2.5 \times 0.501 = 1.38 \%$$

$$\text{Xe} \quad 1.79 \times 10^{-2} / 2.5 \times 0.499 = 1.43 \%$$

表1 濃縮捕集ガス分析結果

			No. 1		No. 2		原料ガス
			実測値	補正值	実測値	補正值	実測値
Kr	同位体組成 (%)	78	8.33	8.51	7.39	9.05	9.18
		80	33.39	34.13	27.91	33.95	34.40
		82	46.49	47.31	38.99	45.46	45.99
		83	7.62	7.53	8.79	8.15	8.11
		84	3.77	2.52	13.62	3.38	2.33
		86	0.40	—	3.31	—	—
	濃度 (ppm)		83.7	81.8	56.4	45.6	
Xe	同位体組成 (%)	124	5.74		5.71	5.85	5.89
		126	2.98		2.62	2.67	2.72
		128	14.36		14.13	14.41	14.39
		129	67.84		67.80	68.79	68.89
		130	3.00		2.76	2.72	2.71
		131	4.31		4.39	4.01	3.71
		132	1.67		2.09	1.50	1.58
		134	0.11		0.28	0.04	0.11
	136	—		0.20	—	—	
濃度 (ppm)		83.0		49.0	47.9		

注：濃度は、濃縮捕集操作の結果回収したガスの全量を100 cc サンプラーに採取し、He で大気圧まで希釈したときの値である。

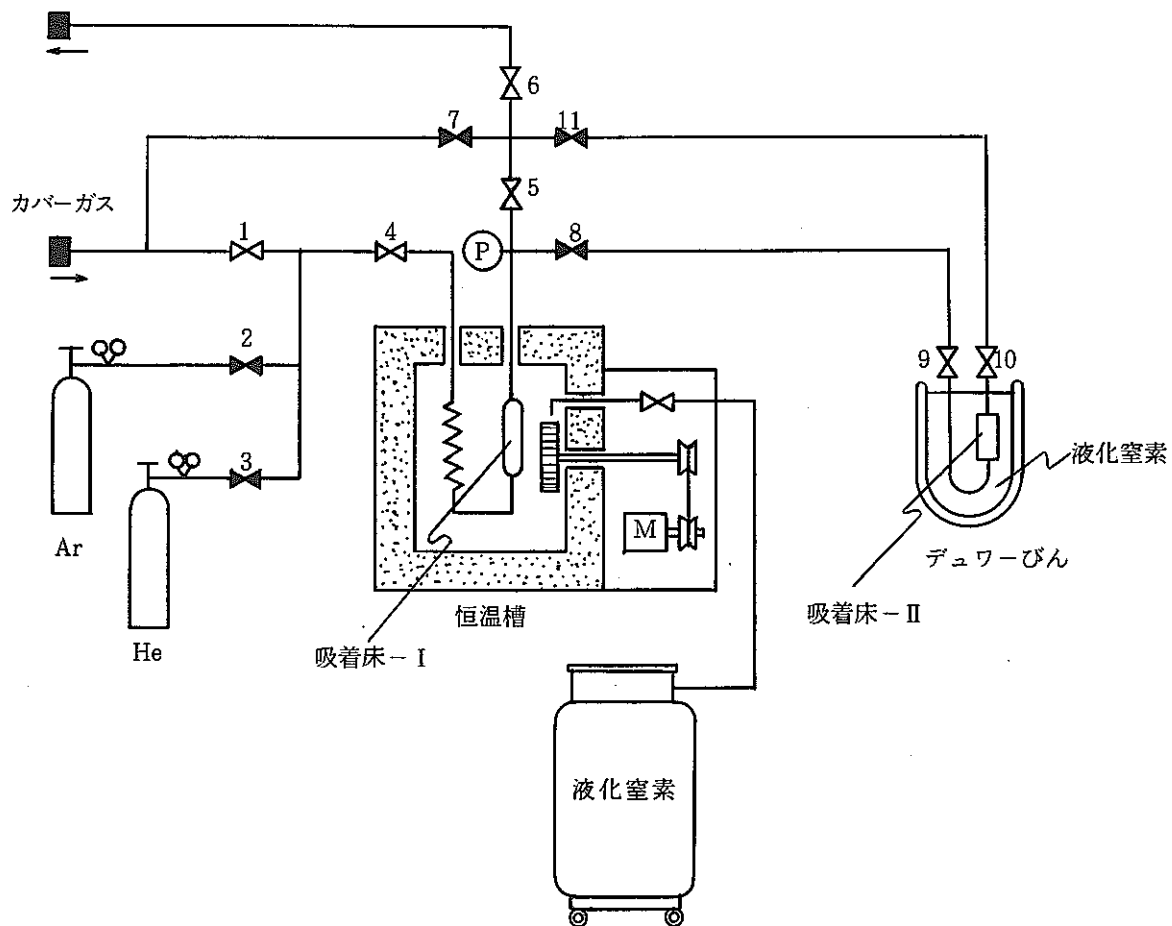


図1 タグガス濃縮捕集装置系統図

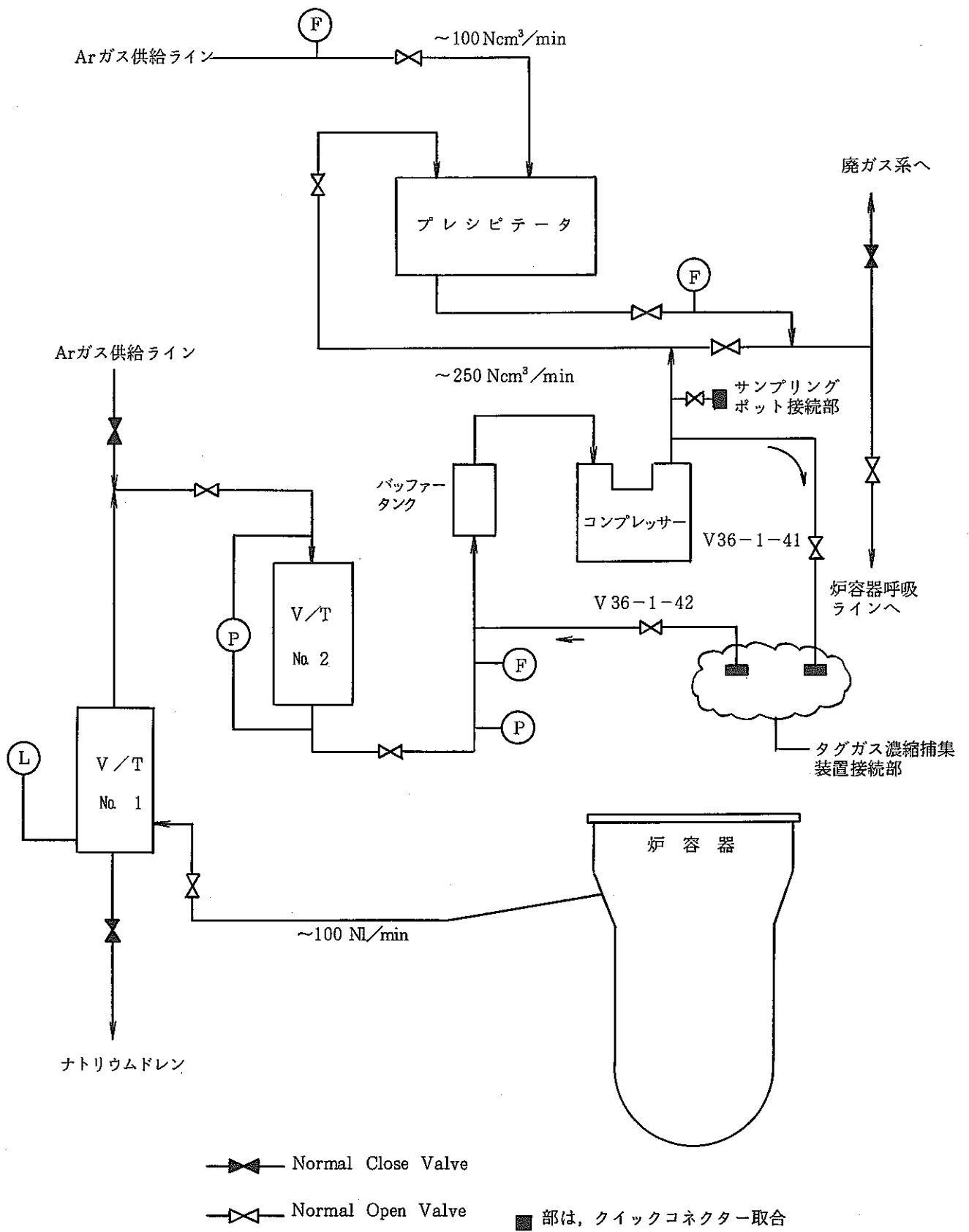


図2 タグガス濃縮捕集装置設置位置

5.5 FFDL 性能試験結果中間報告

報告者：大戸（計測Gr.）

1. 概要

昭和60年4月16日から実施されたFFDL炉内試験において、4月22日に行ったFFDL計測の結果について報告する。

2. 試験条件

試験用燃料要素は、通常の「常陽」タイプ燃料要素のプレナム下部（要素反射体より100mm上方）に、巾0.1mm長さ1mmのスリットを加工したものである。この要素を2本、B型特燃に組み込み、「常陽」炉内アドレス1D1で燃焼度約300MWD/Tまで照射し、炉停止から約65時間後にFFDLによる計測を行った。（図1参照）

3. 試験結果

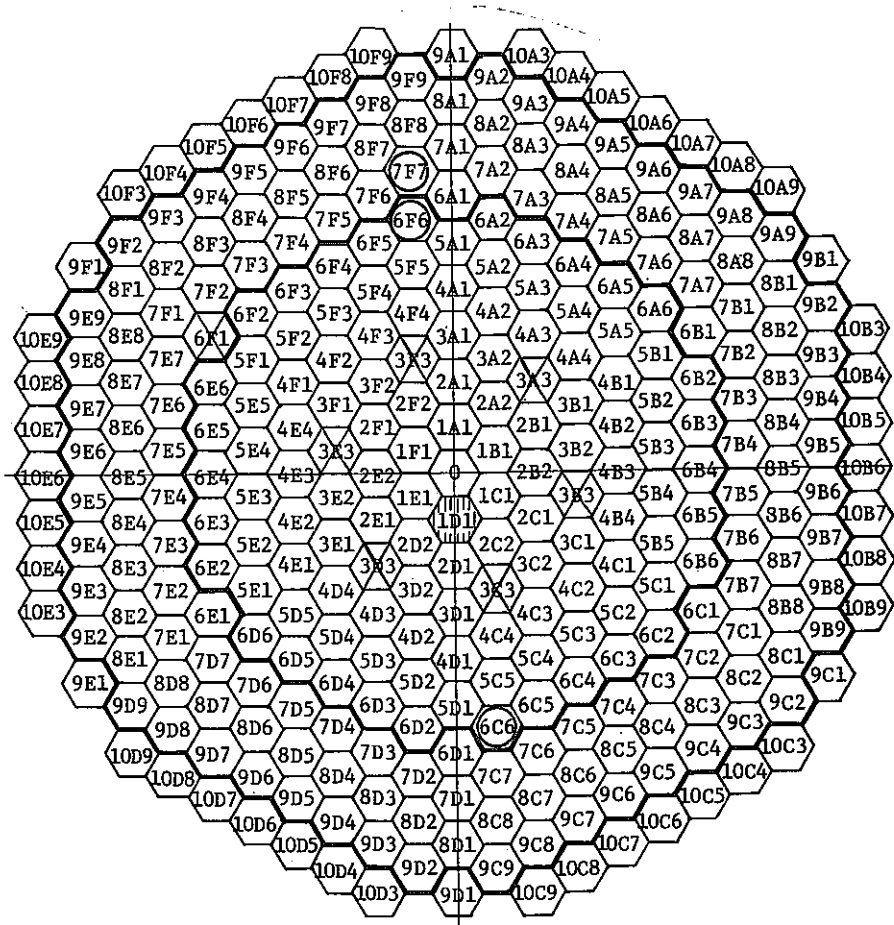
FFDLによる計測は、試験用集合体1体、反射体2体、ドライバー12体について行い、NaI検出系による測定結果は以下のとおりであった。







- (1) 試験用集合体について得られた計数率は、50keV以上の全 γ 線ではBGの約200倍、 ^{133}Xe 光電ピークエリアではBGの約1000倍であった（図2参照）。
- (2) ドライバー燃料に対する計数率は、B・Gレベルであった。

4. 評価

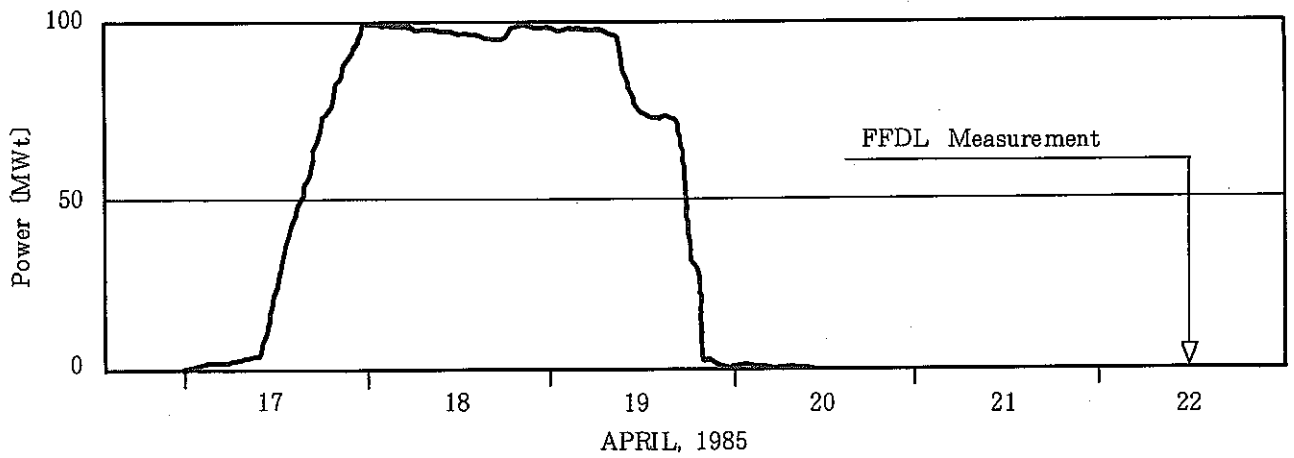
FFDLの圧力外乱印加により、試験用集合体から放出された ^{133}Xe 量を、炉内カバーガス中の ^{133}Xe 濃度変化から求め、この値をもとに、FFDL感度評価について、下記の知見を得た。

- (1) 照射によりペレット部で生成されたFPの、ガスプレナム部への移行率を5%と仮定し、FFDL操作により、試験用集合体から放出される ^{133}Xe 量を評価した値は、2.52Ciである。これに対し、実際に放出された ^{133}Xe 量は、1.29Ciと、約半分の量であった。最終評価は、本評価で5%と仮定したガス放出率が求まってから行うものとする。
- (2) 試験用集合体から放出された ^{133}Xe 量に対するFFDLのナトリウムタンク中に抽出された ^{133}Xe 量の比は、評価値の約1/10倍と低い値となった。これは、FFDL操作の中で、集合体内圧力の復帰からナトリウムタンクへのナトリウム導入開始までに、約7秒のおくれをとらせていたことによるものと思われる。今後、FFDL本体上昇開始と、ナトリウム導入開始を同時に行うように運転方法を変更する方向で検討する。



- | | | |
|--|--|--|
|  : Test S/A |  : Control Rod |  : Radial Reflector |
|  : Driver S/A |  : Neutron Source |  : Material Irradiation Rig |

Core Configuration



Power History

Fig 1 Test Condition

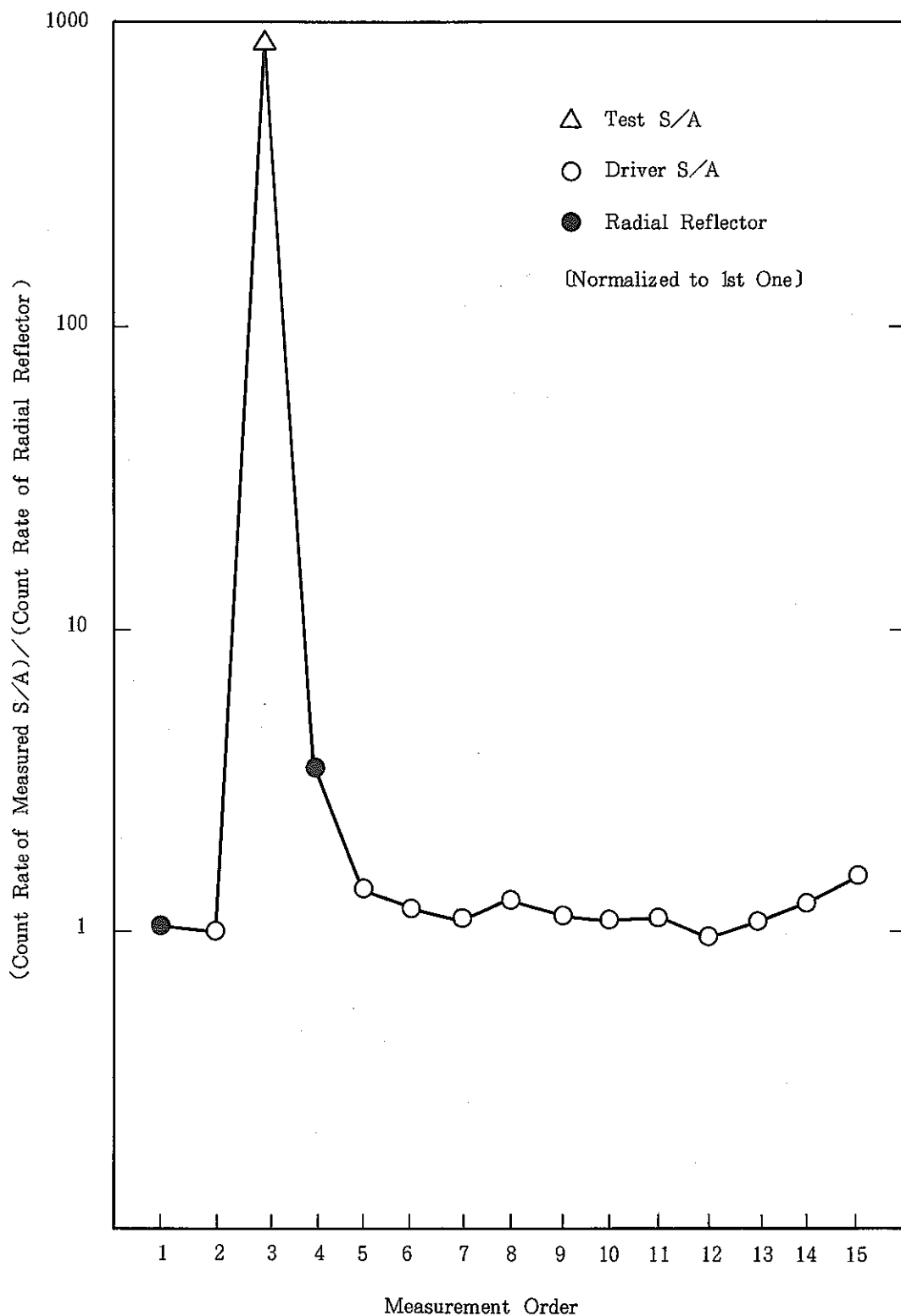


图2 Count Rate Ratio of ^{133}Xe γ -ray (81keV Photo Peak) from Examined Subassemblies

6. 高速実験炉設置変更許可申請(その10)に係る評価解析

本章は、設置変更許可申請のための評価、解析作業で得られた成果の速報についてまとめたものである。

6.1 “MIMIR-N2”コードによる事故解析<中間報告>

報告者：後藤（プラント Gr.）

1. 目的

申請書添付資料 10 のうちの機械的事故時のプラント挙動を“MIMIR-N2”コードを用いて解析する。

2. 解析事象

- (1) 電源喪失事故
- (2) 2次冷却系ポンプ出力喪失事故
- (3) 主冷却器送風機出力喪失事故
- (4) 2次冷却系における破損事故

3. 解析条件

原申請時（S51）の条件をなるべく模擬する様にした。

主要解析条件を表に示す。

4. 解析結果

- | | |
|--------------------|----------|
| (1) 電源喪失事故 | |
| 燃料温度上昇（最大） | なし |
| 冷却材温度上昇（最大） | 約 25℃ |
| (2) 2次冷却系ポンプ出力喪失事故 | |
| 炉心入口冷却材温度の上昇 | 約 100℃ |
| 出力上昇 | 初期値をこえない |
| 燃料・冷却材出口の温度上昇 | 初期値をこえない |
| (3) 主冷却器送風機出力喪失事故 | |
| 原子炉入口冷却材温度上昇 | 50℃以下 |
| 原子炉出口冷却材温度上昇 | 1℃以下 |

出力上昇 初期値をこえない

燃料温度上昇 初期値をこえない

(4) 2次冷却系における破損事故

炉心出口冷却材温度上昇 約3℃以下

5. 今後の作業

今回は中間報告で今後の作業として、

(1) 各解析の詳細について原申請に合わせる、

(2) 燃料組成変更に伴う反応度係数の変更、

等を行う。

表 “MIMIR-N2” 事故解析主要条件

No.	項目	解 析 事 象				
		(1) 電 源 喪 失	(2) 2次主ポンプ出力喪失 (スティック)	(3) 主 送 風 機 出力 喪 失	(4) 2 次 系 冷 却 系 破 損	
1	1次主循環ポンプ	A	トリップ ⇒ ポニーモータ	100%	100%	100%
		B	トリップ ⇒ ポニーモータ引継せず	100%	100%	100%
2	2次主循環ポンプ	A	トリップ	スティック	100%	瞬時に0% スティック
		B	トリップ	トリップ	100%	100%
3	主送風機	A	シーケンスインタロックによりトリップ	シーケンスインタロックによりトリップ	瞬時に0%	シーケンスインタロックによりトリップ
		B	同上	同上	制御系信号に追従	制御系信号に追従
4	原子炉状態	安全保護系により原子炉スクラム, スクラム遅れ 1.2秒	2次冷却材流量低信号により制御棒一斉挿入 遅れ 0.4秒	原子炉入口温度高 (≥ 385℃) で制御棒一斉挿入 遅れ 87秒	原子炉入口温度高 (≥ 385℃) で制御棒一斉挿入 遅れ 29秒	
5	制御系モード	A	Auto → 2次主ポンプトリップ	Auto → 2次主ポンプトリップ	Autoモード維持	Auto → 2次主ポンプトリップ
		B	同上	同上	同上	Autoモード維持
6	その他	特になし	特になし	主送風機Aループ側の空気風量を瞬時に0にする事により模擬	Aループ側のIHXの2次系冷却系の冷却能力を瞬時になくす事により模擬	

注1：過渡状態の原因となる事象を で示す。

6.2 炉心燃料：内圧クリープ

報告者：宮川（原子炉利用 Gr.）

内圧クリープを評価した結果、炉心燃料要素がクリープ破断寿命に到達する燃焼度は約 95,000 MWD/T であり、100 MW 定格運転で約 710 日間の使用に相当する。また、この時の最終の燃料要素内ガス圧力は約 90 kg/cm^2 である。

これに対して、炉心燃料要素の設計使用期間における到達最高燃焼度は 75,000 MWD/T であり、100 MW 定格運転で最高約 560 日の使用予定である。この時の内圧は約 75 kg/cm^2 である。したがって、照射用炉心の到達最高燃焼度 75,000 MWD/T の時点において、炉心燃料要素はクリープ寿命に十分な余裕のあることがわかる。この時のクリープ寿命分数和は約 0.3 である。

燃焼度に対するクリープ寿命分数和、周方向応力、及び要素内圧の変化を次図に示す。

注) 本解析は、Pu 燃部メモ 420-60-061 に基づく。

(技-60-14)

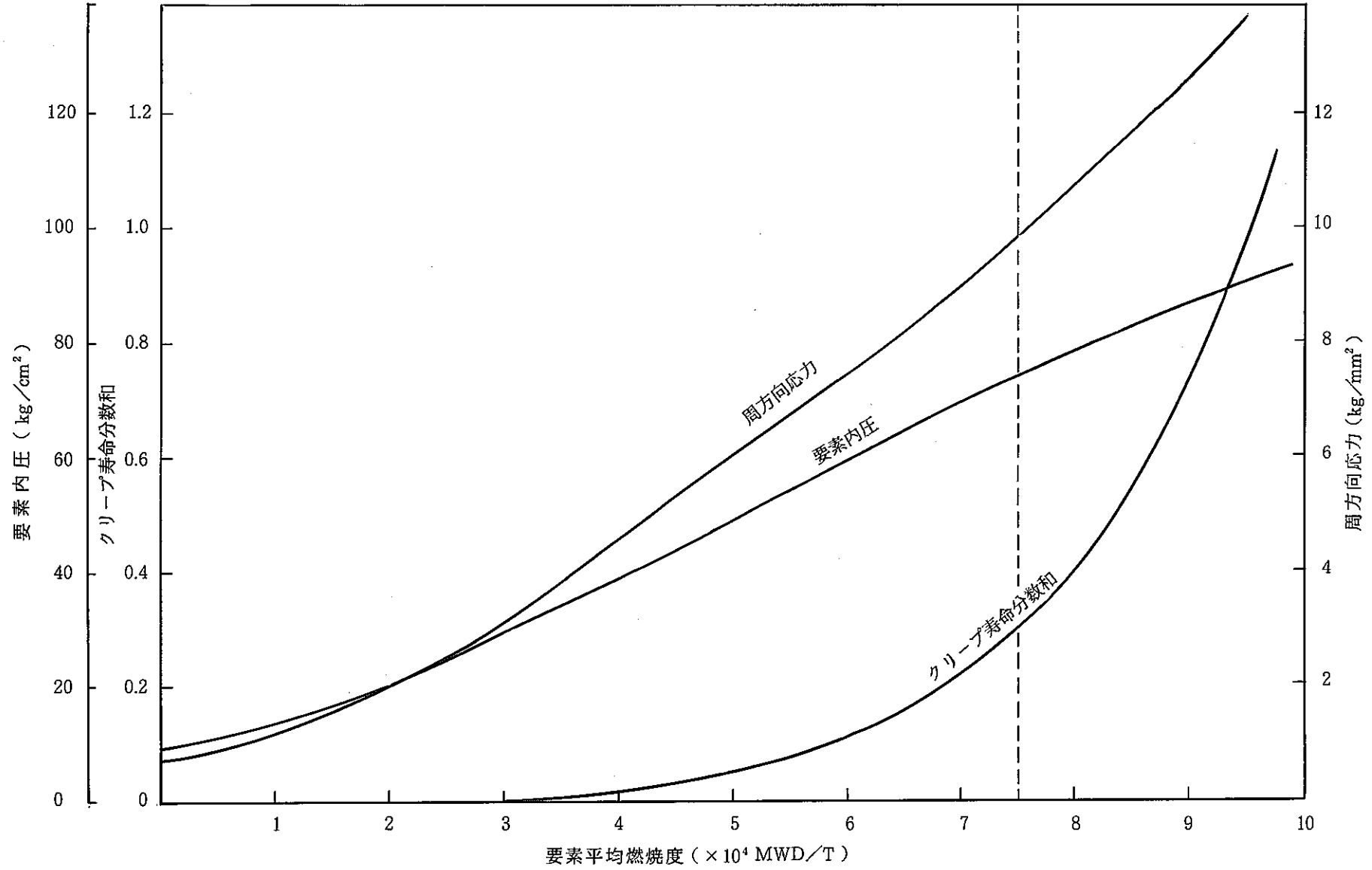


図. クリープ寿命分数和評価結果

6.3 炉心燃料：集合体湾曲について

報告者：宮川（原子炉利用 Gr.）

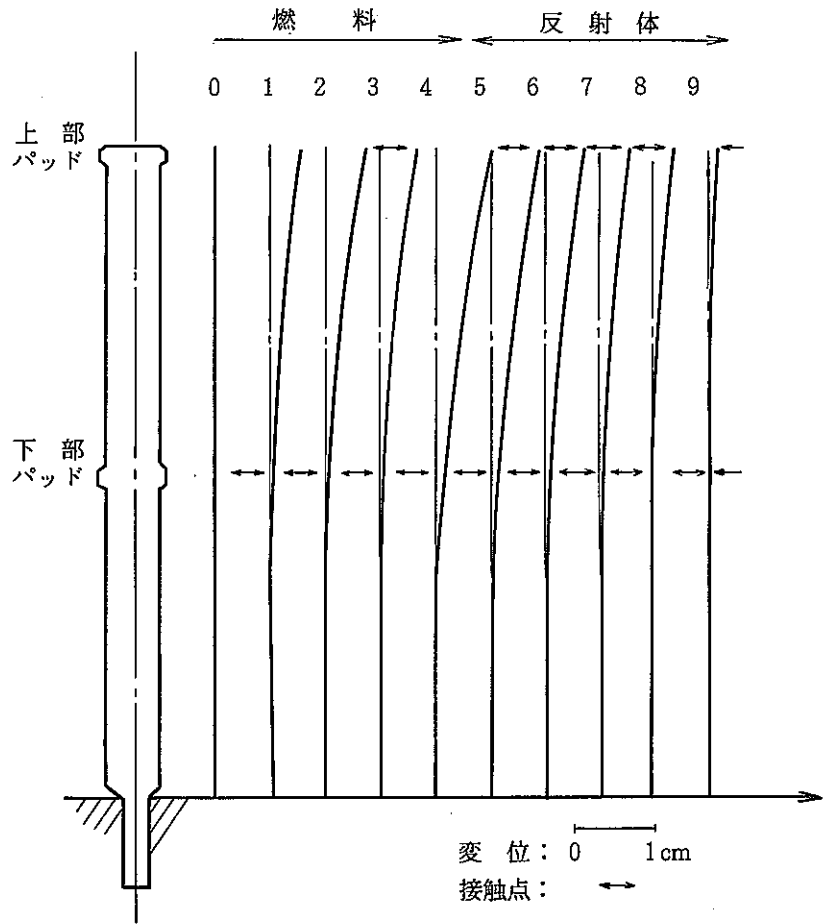
① 集合体変形

- 集合体列群の湾曲解析結果の例を次図に示す。
- ラップ管ふくれは中性子束が最高となる炉心中央部で最大となり、湾曲は温度及び中性子束の勾配が大きい外周部（第4列）で大きくなるが、いずれの場合においてもスペーサパッド部以外でラップ管同士が接触することはない。

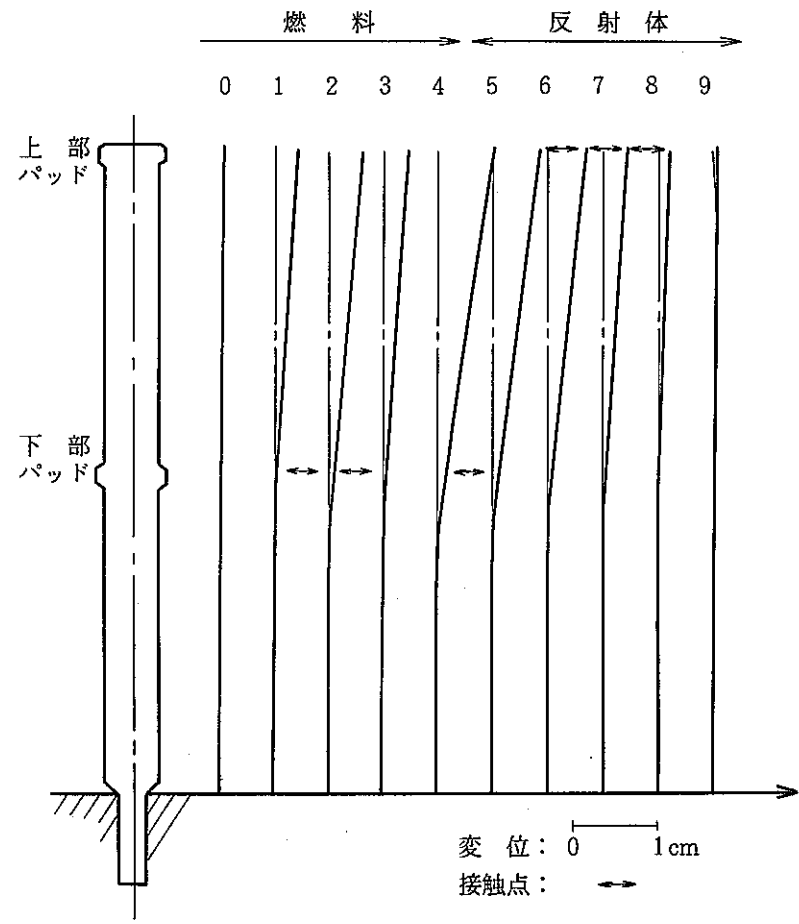
② 湾曲拘束荷重

- 湾曲拘束によって発生する燃料集合体のスペーサパッド部の接触反力の最大値は、上部パッドで約 20 kg、中間パッドで 60 kg と評価される。これらはいずれも材料強度的に問題ない。
- 集合体引抜き荷重が最大となるのは、第5列の内側反射体で、その値は約 50 kg となるが、燃料交換機の引抜き力（最大 500 kg）に比べて十分小さい。

注) 湾曲解析は、“Hi-Beacon”コードにより行った。（委託研究報告書 SJ 209 85-01 を参照）
（技-60-15）



(a) 定格運転時



(b) 炉停止・燃料交換時

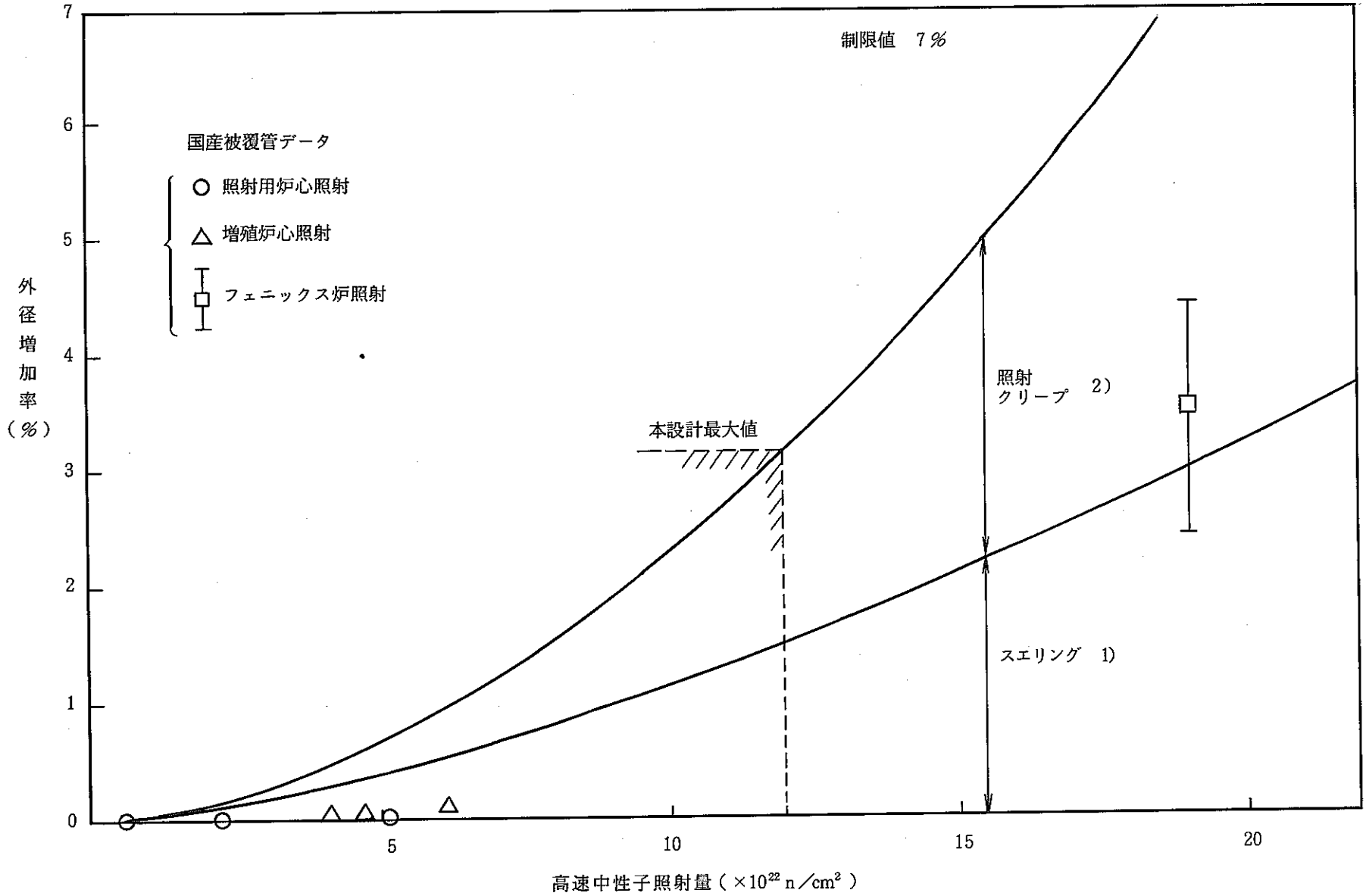
図. 集合体変形評価例 (20 サイクル目)

6.4 炉心燃料：被覆管の歪について

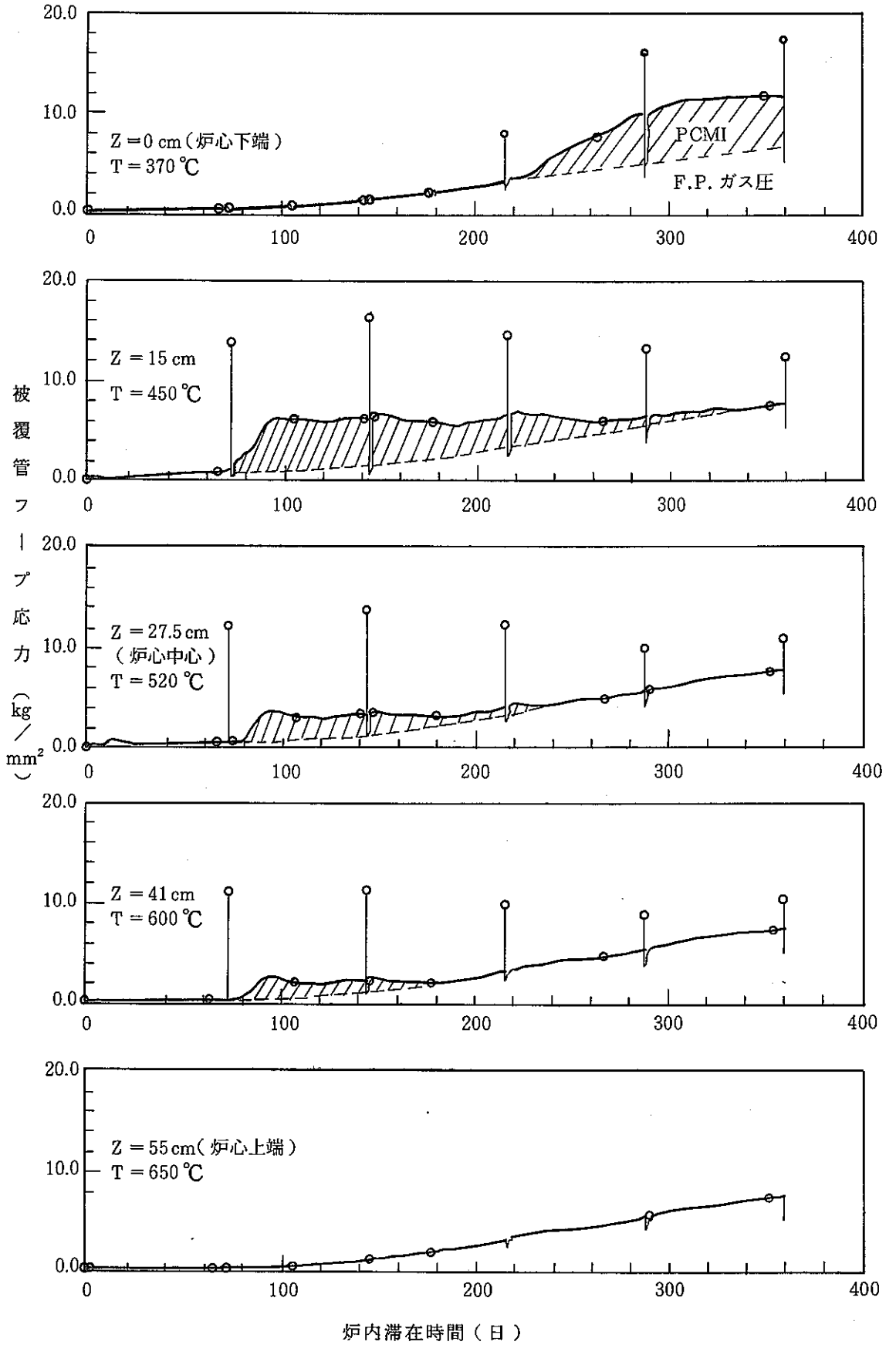
報告者：宮川（原子炉利用 Gr.）

1. 実験炉燃料要素の被覆管の直径は、核分裂生成ガスによる内圧クリープ、内圧と熱応力の繰り返しによるラチェット、高速中性子照射による被覆管のスエリングおよび燃料ペレットのスエリングによるペレットと被覆管の相互作用などの要因により寿命中徐々に増加することが考えられるが、各種照射試験の結果から外径増加の大半はスエリングと照射クリープで決定される。
2. 実験炉炉心燃料要素の燃焼度 75,000 MWD/T の場合の最大外径増加率を与える照射条件は、照射温度約 550°C、高束中性子照射量約 $12 \times 10^{22} \text{ n/cm}^2$ 、内圧応力約 10 kg/mm^2 である。
3. スエリングと照射クリープの評価式は種々のものが提案されているが、本設計では、保守的な第 1 図の結果を与える評価式^{1), 2)}を採用して評価する。第 1 図には、本原子炉で使用する被覆管の照射データを合わせて示してあるが、評価値が十分保守側で妥当なものであることが理解される。
 - 1) WARD 式（スエリング）
 - 2) Gilbert 式（照射クリープ）
4. 本原子炉の炉心燃料要素の外径増加率は、第 1 図から最大約 3% であり、外径増加率の制限値 7% を十分満足する。
5. 著しい塑性歪を発生させる可能性がある PCMI について、簡易挙動解析コード“SIMPLE”を用いて解析を行った。解析は、毎サイクル末期に 108% 過出力がステップ状に 1 分間発生するとして行った。解析結果は第 2 図及び第 3 図に示すように、被覆材の弾性範囲内にあり、PCMI による被覆管の塑性変形が生じないことを確認した。

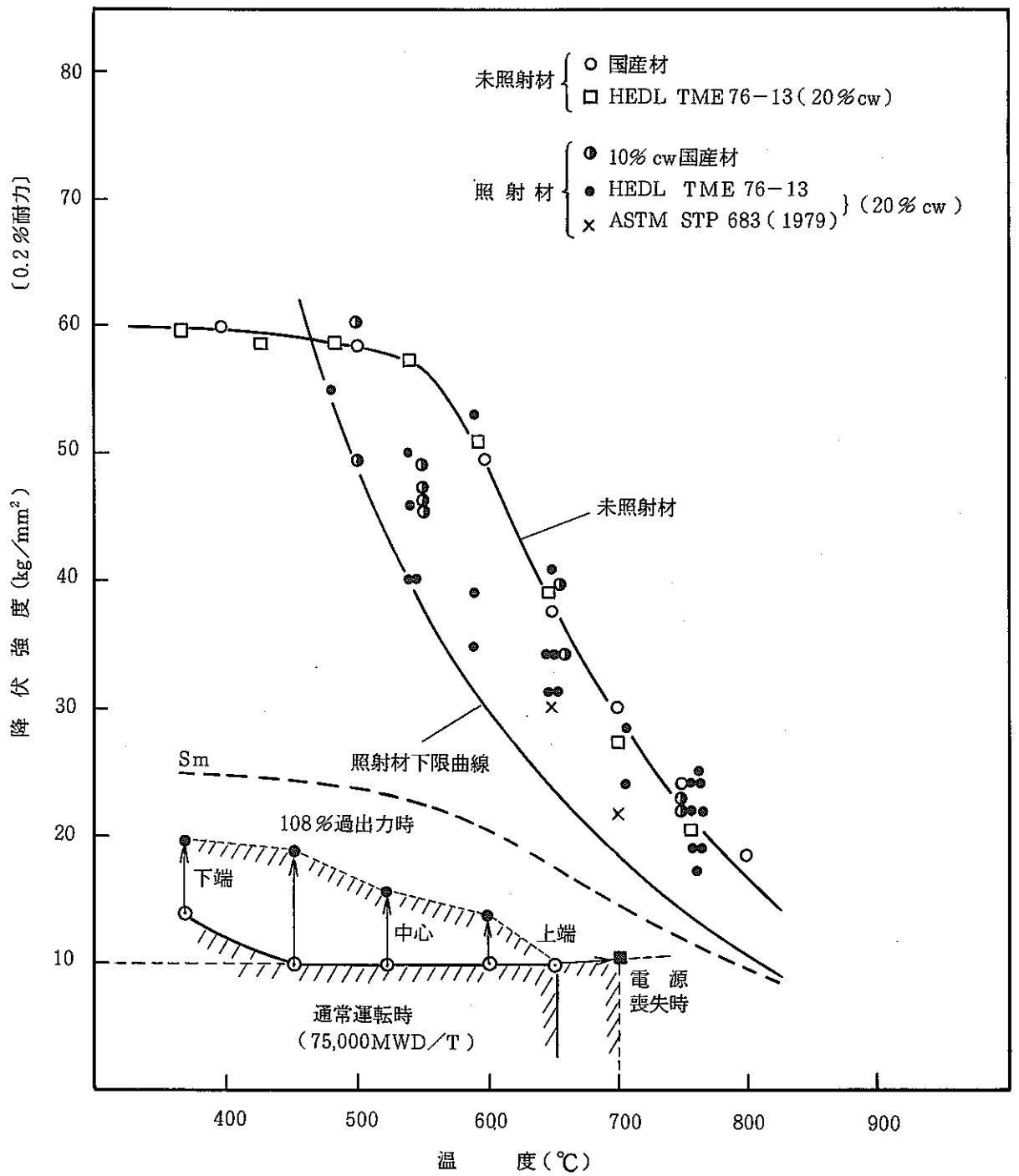
（注）当 PCMI 解析は、Pu 燃部設開課メモ 420-60-72 及び 42 に基づく。
（技-60-16）



第1図 炉心燃料要素の外径増加率



第2図 燃料挙動解析コードによるフープ応力
(毎サイクル端で108%過渡条件模擬)



第3図 108%過出力時の被覆管健全性

6.5 炉心燃料：健全性概要

報告者：宮川（原子炉利用 Gr.）

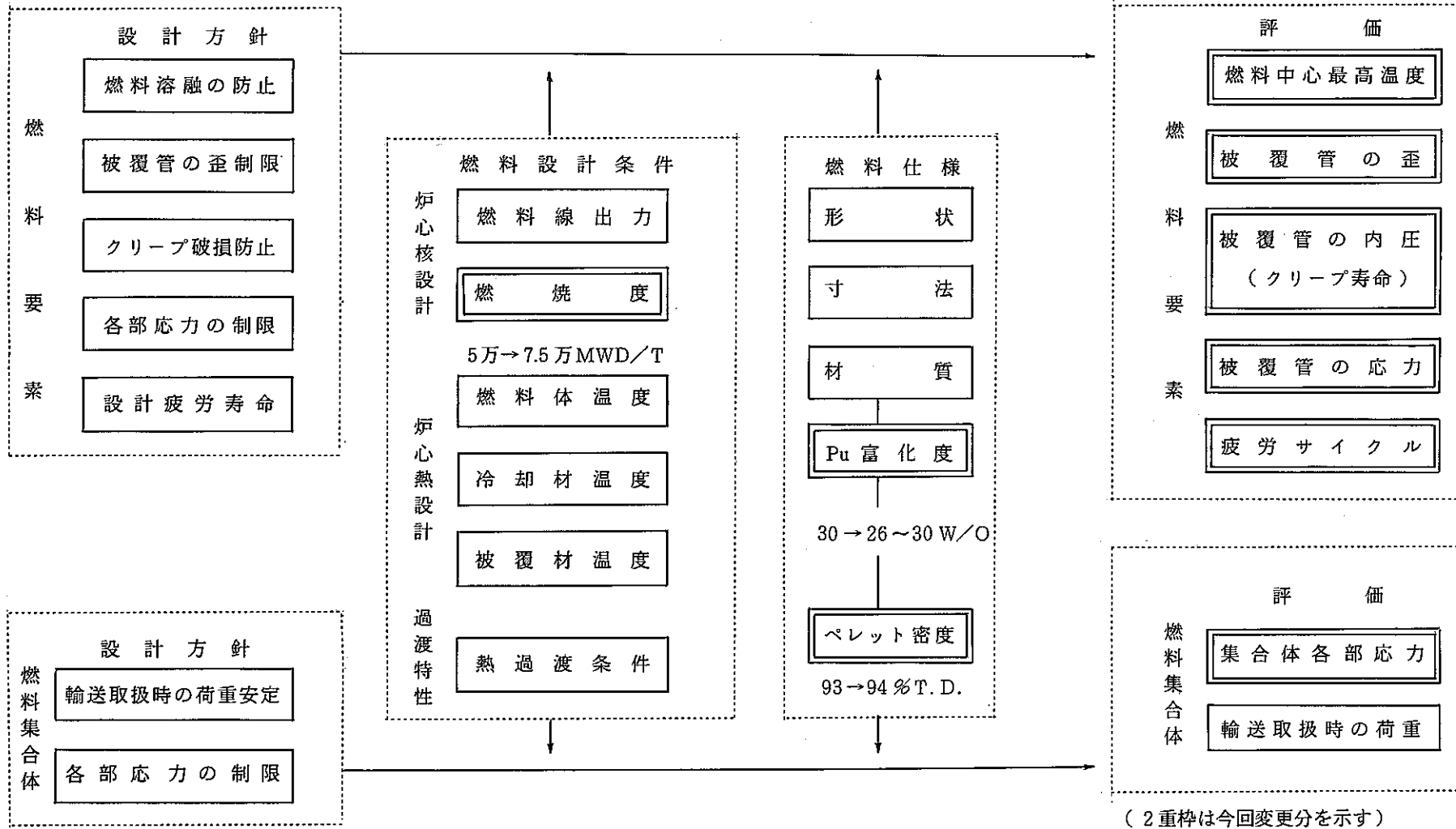
炉心燃料については、燃料温度、核分裂生成ガスによる内部ガス圧、被覆管の応力及び歪を制限することにより、その健全性即ち安全性を確保することを方針としている。炉心燃料設計の考え方を第1図に示す。

今回、炉心燃料については、その最高燃焼度を75,000 MWD/Tに変更するため、上記設計方針に基づき変更に係る安全性の評価を行った。その評価結果を要約すると次表のとおりである。

炉心燃料に係る照射試験実績は第2図に示すとおり、107,000 MWD/Tまでの実績が得られており、上記の評価結果を裏付けている。

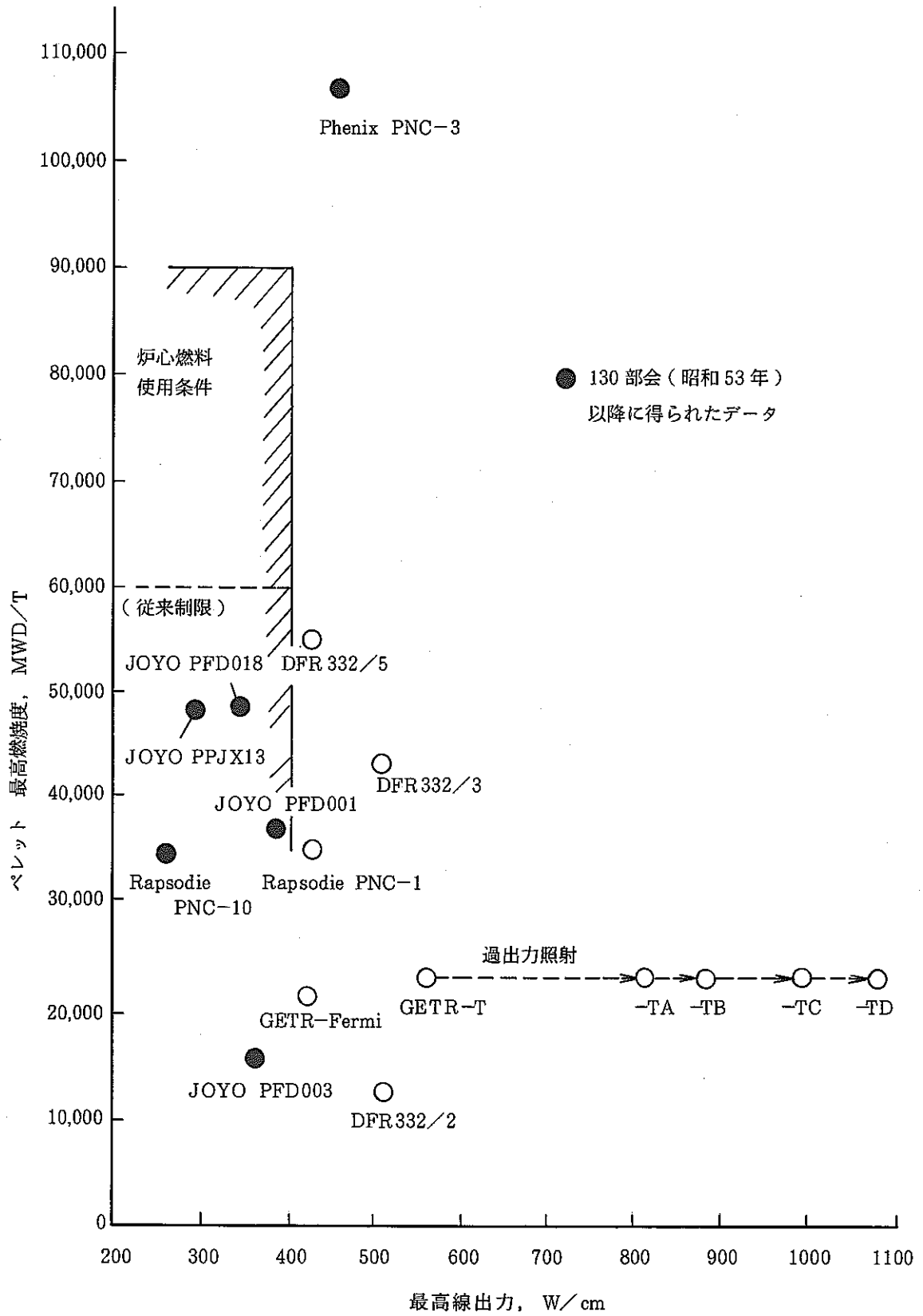
表 炉心燃料健全性の評価の要約

設 計 方 針		評 価	
		変 更 前 (50,000 MWD/T)	変 更 後 (75,000 MWD/T)
燃 料 要 素	a. 燃料最高温度は2650℃以下となるように設計する。	過出力時約2620℃	過出力時約2620℃
	b. 被覆管健全性を確保するため被覆管歪は十分小さくなるよう設計する。(外径増加を7%に制限)	外 径 増 加 約2%	外 径 増 加 約3%
	c. 被覆管にかかる引張応力を抑え円周方向へのクリーブ破断を生じないように設計する。(クリーブ寿命分数和が1.0未満)	クリーブ寿命分数和 約0.05 (疲労損傷との合計 約0.0502)	クリーブ寿命分数和 約0.3% (疲労損傷との合計 約0.32)
	d. 被覆管の各部にかかる応力は、ASME Sec. IIIの基準に準拠して設計する。	一 次 膜 応 力 約6 kg/mm ² 最高温度部 Sm値 約15 kg/mm ²	一 次 膜 応 力 約10 kg/mm ² 最高温度部 Sm値 約15 kg/mm ²
	e. 疲労サイクルはクリーブによる累積損傷をも考慮して、設計疲労寿命以下となるように設計する。	疲 労 損 傷 和 約 2×10^{-4} (クリーブ寿命との合計 約0.0502)	疲 労 損 傷 和 約0.02 (クリーブ寿命との合計 約0.32)
燃 料 集 合 体	a. 輸送及び取扱時に於いて、燃料集合体は6Gの荷重に対して安定であるように設計する。	最 大 設 計 比 約0.4	最 大 設 計 比 約0.4
	b. 燃料集合体の構造部品にかかる応力はASME Sec. IIIに準拠して設計する。	最 大 設 計 比 約0.5	最 大 設 計 比 約0.8



第1図 燃料設計の考え方

(2重棒は今回変更分を示す)



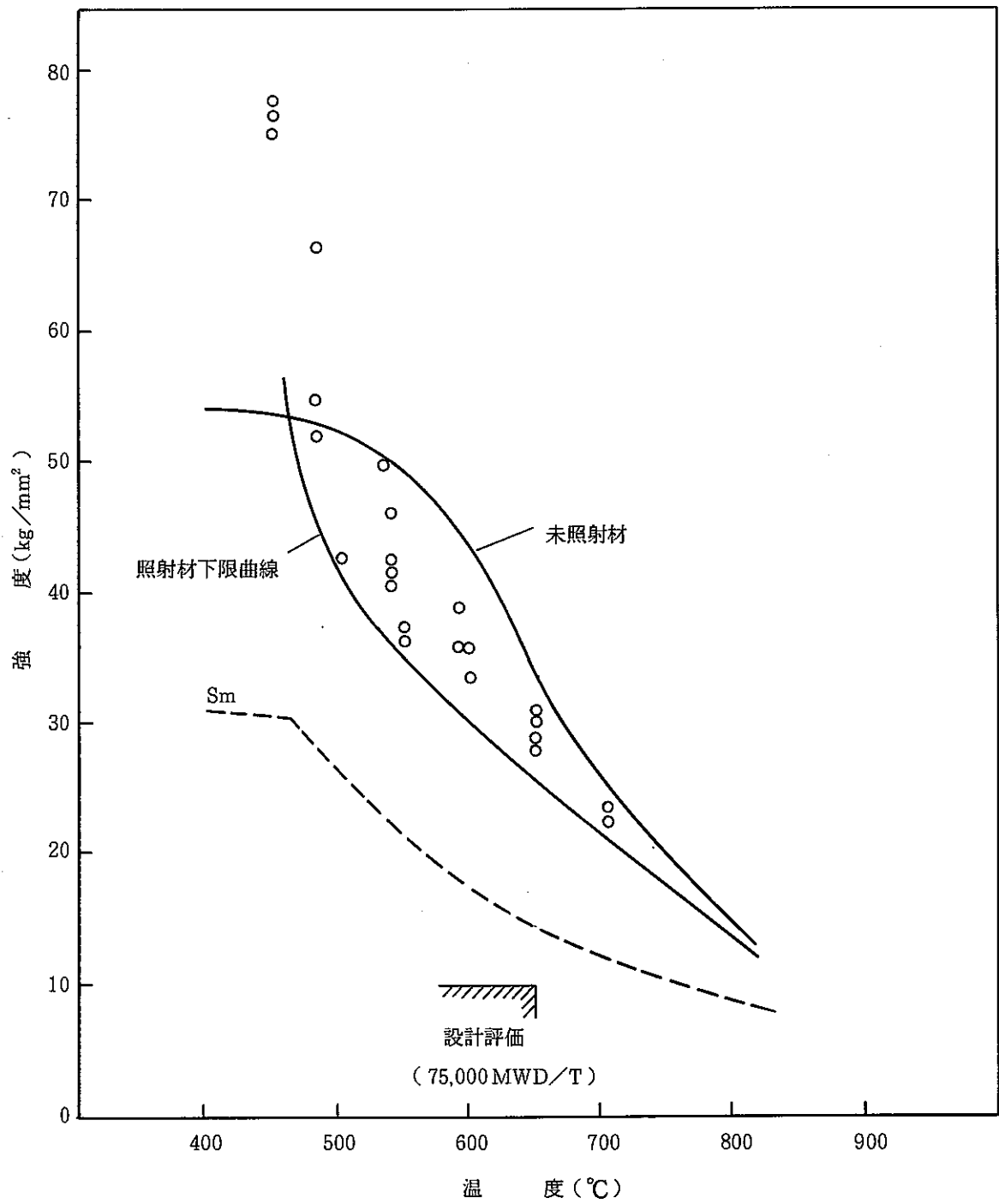
第 2 図 国産燃料要素の照射

6.6 炉心燃料：被覆管の照射効果

報告者：宮川（原子炉利用 Gr.）

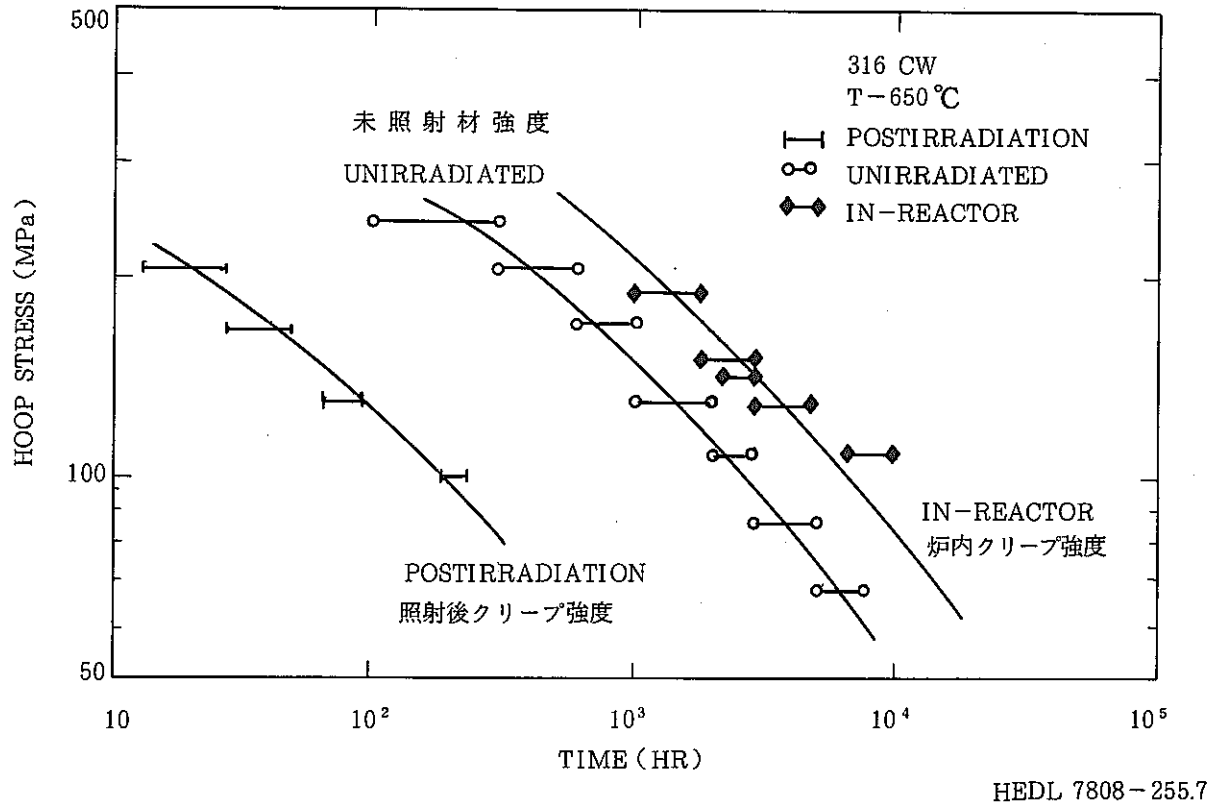
炉心燃料被覆管として使用される SUS 316 相当ステンレス鋼（20% C. W.）は、炉心材料として優れた特性を有しており、Na 中中性子照射環境下においてもその強度（引張強度、熱クリープ破断強度及び疲労強度）は十分保持される。

- (1) 引張強度については、500℃以上の条件での中性子照射で低下することが認められるが、 $5 \times 10^{22} \text{ n/cm}^2$ 以上の照射量では、その強度変化は飽和するため、本設計における応力評価値に対し十分な強度が保持されている。（第1図参照）
- (2) 熱クリープ破断強度については、炉内での照射試験結果によれば、未照射材に対し強度はやや増加する傾向にあり、設計において未照射材の強度を用いても十分保守的である。（第2図参照）
- (3) 疲労強度については、照射例が少なく評価し難いが、類似材より推定すると中性子照射により半減する。これにNa中での試験結果（低酸素濃度であることにより3～4倍となる）を考慮して、未照射材の強度を設計で用いれば十分安全側である。



第1図 SUS 316 20% CW照射材の降伏強さ (0.2%耐力)

STRESS TO RUPTURE 650°C



第2図 炉内クリープ強度及び照射後クリープ強度の未照射材強度の比較

6.7 炉心燃料：照射実績

報告者：宮川（原子炉利用 Gr.）

動燃事業団が製造した高速炉用燃料については、DFR やラプソディー等の海外炉や、「常陽」を使用しての多くの照射経験を有している。第1表に照射試験タイムスケジュールを、第2表に照射試験条件等の概要を示す。また第1図には最高燃焼度と最高線出力について照射実績を整理して示した。

今回の実験炉の設置変更後の炉心燃料の燃焼度条件をカバーしているのは、Phenix PNC-3 の照射データのみである。その詳細を以下に示す。また、実験炉炉心燃料との照射条件の対比を第3表に示す。

Phenix PNC - 3

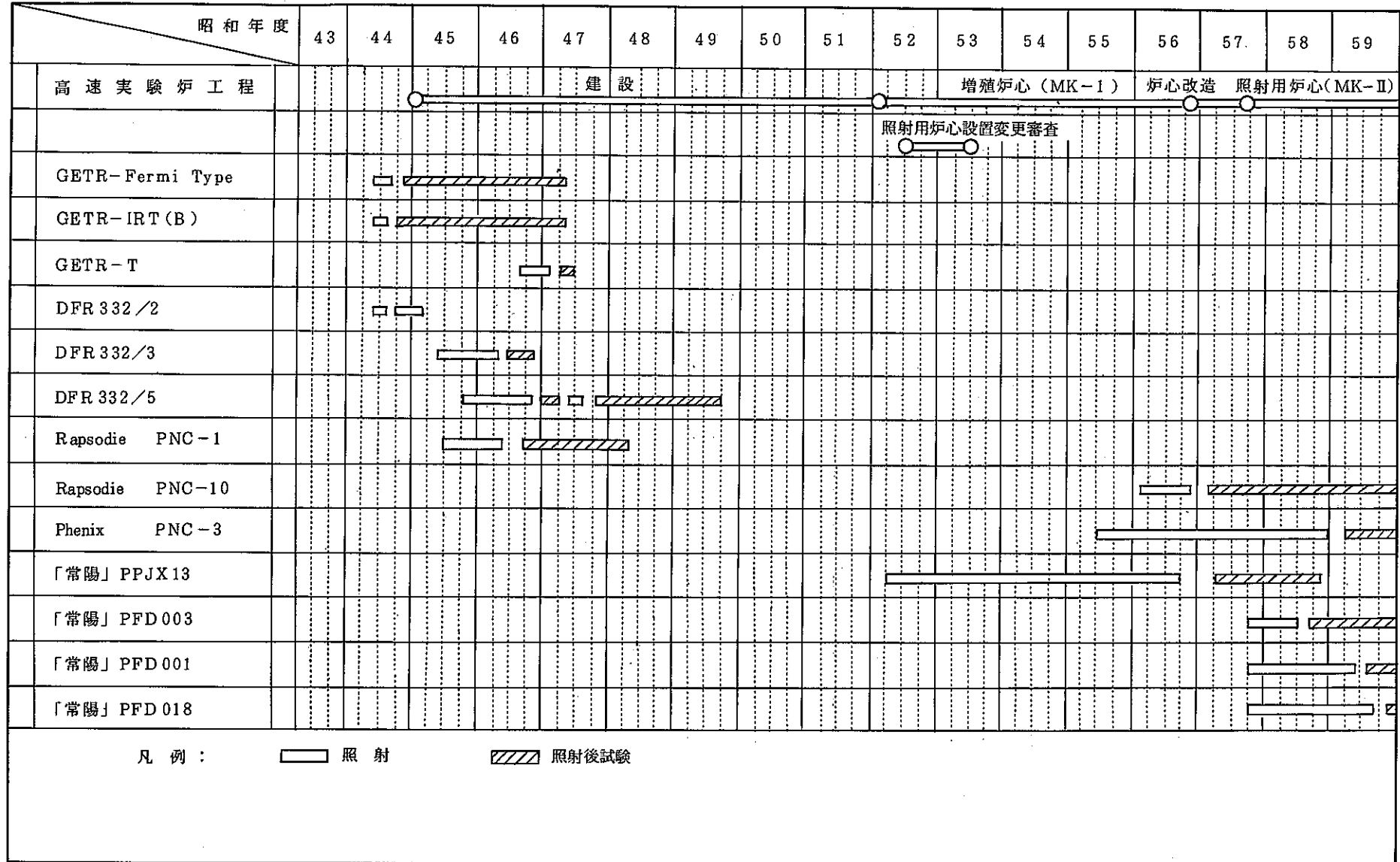
(1) 照 射

- (i) 燃料要素本数 : 4本
- (ii) 照射施設 : Phenix Pos. 22-22
- (iii) 照射雰囲気 : Flowing Na. 高速中性子
- (iv) 照射日数 : 566日
- (v) 中性子束 : 5.74×10^{15} nv (Total), 3.85×10^{15} nv ($E \geq 0.1$ MeV)
- (vi) フルエンス : 1.7×10^{23} nvt ($E \geq 0.1$ MeV)
- (vii) 燃焼度 : 107,300 MWD/TM
- (viii) 線出力 : 448 w/cm
- (ix) 被覆管外表面温度 : $\sim 650^\circ\text{C}$
- (x) 燃料中心温度 : $\sim 2550^\circ\text{C}$

(2) 照射後試験

現在照射後試験中であるが、破損なく健全に照射されたことが確認されている。被覆管の最大外径増加量は約4%であった。

第1表 実験炉燃料要素に係る照射試験タイムスケジュール

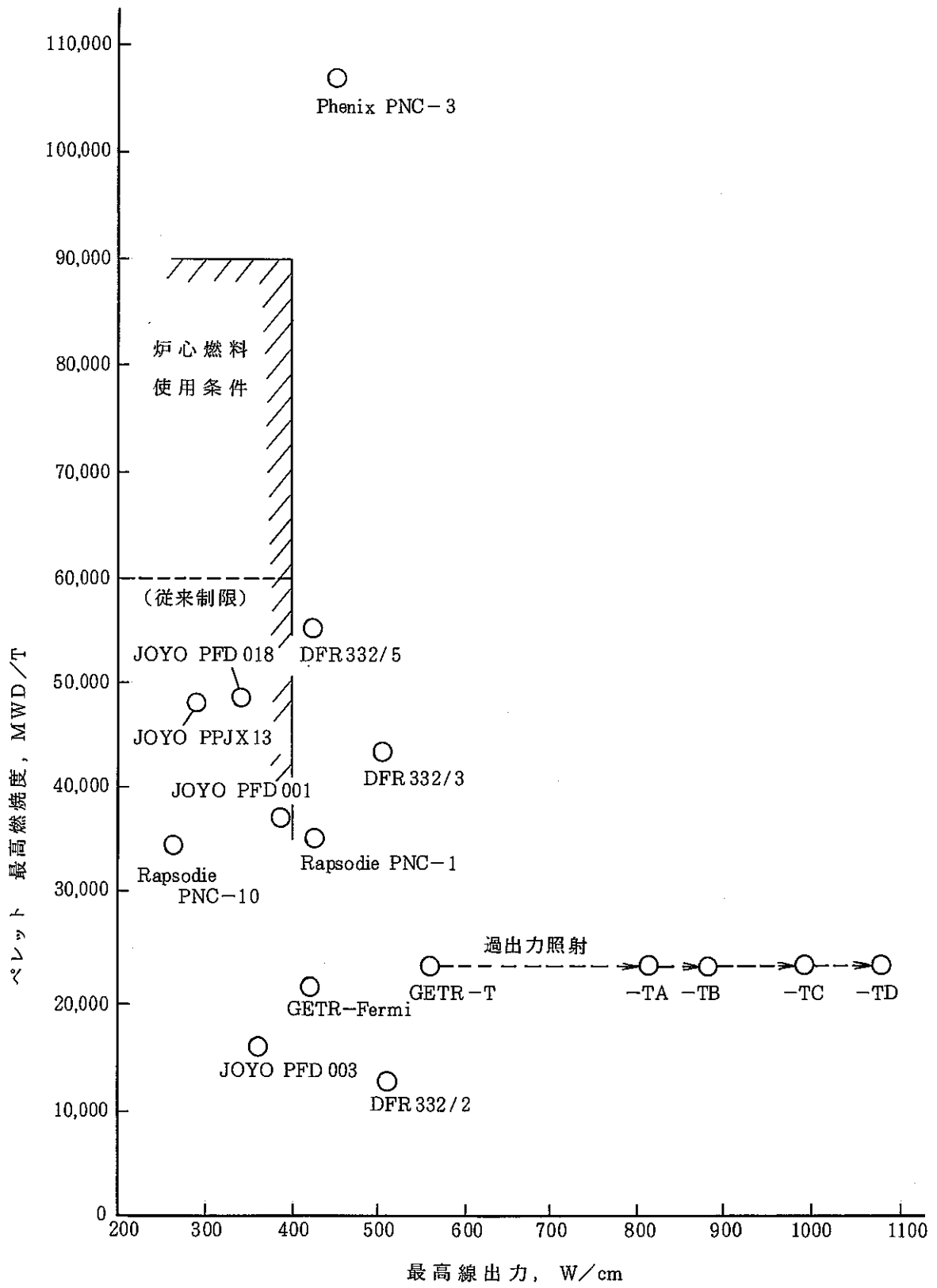


第2表 実験炉燃料の照射試験概要

照射実験名	目的	概要	試料					照射条件				
			本数 (要素数)	燃 料				被覆管	使用炉	被覆管温度 (°C)	最高線出力 (w/cm)	ペレット 最高燃焼度 (MWD/T)
				径 (mm)	長さ (mm)	密度 (%T.D.)	組 成					
GETR- Fermi Type	定常運転時の安定性	Cdによる熱中性子カットオフ, NaK 2重キャプセル	1	5.5	773	91.3	20w/o PuO ₂ -UO ₂ (90%EU)	SUS316	GETR (H-7)	~370	417	21,452
DFR-332/2	定常運転時の安定性	NaK 冷却	6	5.5	193	95.8	18w/o PuO ₂ -UO ₂ (90%EU)	SUS316	DFR (Pitch20)	230~618	510	12,455
DFR-332/3	定常運転時の安定性	NaK 冷却	3	5.5	370	94	18w/o PuO ₂ -UO ₂ (90%EU)	SUS316	DFR (Pitch20)	230~617	506	43,474
DFR-332/5	定常運転時の安定性と高燃焼度	NaK 冷却	3	5.5	380	94	18w/o PuO ₂ -UO ₂ (60%EU)	SUS316	DFR (Pitch6)	230~622	425	55,049
Rapsodie PNC-1	定常運転時の安定性	集合体に組んで照射 Na 冷却	34	5.5	320	94	18w/o PuO ₂ -UO ₂ (60%EU)	SUS316	RAPSODIE (04,03)	400~565	426	35,130
GETR-IRT (B)	運転開始出力上昇時の安定性	熱中性子炉で短時間照射 NaK 冷却	2 2 2 2	5.5 5.5 5.5 VIPAC	55 55 55 55	91.3/84.3 91.3/84.3 91/90 75/75	20w/o PuO ₂ -UO ₂ 20w/o PuO ₂ -UO ₂ 40w/o PuO ₂ -UO ₂ 20w/o PuO ₂ -UO ₂ 40w/o PuO ₂ -UO ₂	SUS316	GETR E-9 (Trail Cable)	445~520	520	267 32 262 284
GETR-T	過出力時の安定性	23,459MWD/T まで定常照射後過出力状態で非定常照射	12	5.5	80	91.3	20w/o PuO ₂ -UO ₂	SUS316	GETR H-7 Z-9	550	560	23,459
Rapsodie PNC-10	定常運転時の安定性	集合体に組んで照射 Na冷却	37	4.6	320	93	30w/o PuO ₂ -UO ₂ (87.26%EU)	SUS316	RAPSODIE (03,01)	~650	260	35,310
Phenix PNC-3	定常運転時の安定性と高燃焼度	Na 冷却	4	5.44	720	93	30w/o PuO ₂ -UO ₂ 27w/o PuO ₂ -UO ₂	SUS316	PHENIX (22-22)	~650	448	107,300
「常陽」 PPJX13	定常運転時の安定性	増殖炉心中最高燃焼集合体	91	5.4	600	93.5	17.7w/o PuO ₂ -UO ₂ (23%EU)	SUS316	「常陽」 (000)	~540	280	48,000
「常陽」 PFDO01 (PFDO18)	定常運転時の安定性	照射用炉心 炉心燃料集合体	127	4.63	550	93	29w/o PuO ₂ -UO ₂ (12%EU)	SUS316	「常陽」 (000) (2F1)	~610 (~590)	380 (330)	38,400 (48,000)

第3表 照射条件の対比表

	Phenix PNC-3	「常陽」照射用炉心(変更後)	
		J 2 燃料	J 1 燃料
1. 燃 焼 度	~ 107,000 MWD/T	~ 90,000 MWD/T	同 左
2. 線 出 力	~ 448 w/cm	~ 400 w/cm	同 左
3. 高速中性子照射量	~ 19×10^{22} nvt	~ 12×10^{22} nvt	同 左
4. 被覆管温度(公称)	~ 650°C	~ 613°C	同 左
5. 内 圧	~ 120 kg/cm ²	~ 75 kg/cm ²	同 左
6. 被 覆 管 応 力	$\frac{1.2 \times 6.5}{2 \times 0.45} \div 9$ kg/mm ²	$\frac{0.75 \times 5.5}{2 \times 0.35} \div 6$ kg/mm ²	同 左
外 径	6.5 mm	5.5 mm	同 左
全 長	720 mm	550 mm	同 左
肉 厚	0.45 mm	0.35 mm	同 左
ギ ャ ッ プ	0.16 mm	0.17 mm	同 左
ピ ン 本 数	19 本	127 本	同 左
被 覆 管	国産SUS 316 相当鋼	同 左	同 左
ペ レ ッ ト (密度)	93% TD	94% TD	93% TD
ペ レ ッ ト (プルトニウム含有率)	27 w/o	26 ~ 30 w/o	30 w/o



第1図 国産燃料要素の照射

6.8 燃料装荷事故に関する説明書

報告者：河北（原子炉利用 Gr.）

1. 目的

「常陽」設置変更許可申請書添付書類十、1.2.3.燃料装荷事故の項目(2)(C)において制御棒の有する未臨界度を11ドルとし、燃料集合体1体の有する最大の反応度値を約5ドルとした。ここでは上記数値の設定根拠を示す。

2. 制御棒挿入時の未臨界度

表1 制御棒6本の有する未臨界度〔J2燃料装荷炉心〕

項 目	標 準 炉 心
制 御 棒 6 本 の 最 小 反 応 度 値	9.11 % $\Delta k/k$
必 要 反 応 度	4.30 % $\Delta k/k$
未 臨 界 度	4.81 % $\Delta k/k$
	10.7

したがって、標準炉心（J2燃料装荷炉心）では少なくとも約11ドルあることになる。（ $\beta_{eff}=0.0045$ とした。）

3. 燃料集合体1体の反応度値

標準炉心（J2燃料装荷炉心）における密度係数分布を用いて、燃料集合体1体の反応度値を計算した。この結果を表2に示す。

表2 炉心燃料集合体1体の有する反応度価値〔J2燃料装荷炉心〕

集合体列	密度係数 ($\% \delta k/k / \delta \rho / \rho$) *			燃料集合体の反応度価値 **	
	燃料	構造材	合計	($\% \delta k/k$)	(β)
0	1.5831	-0.00241	1.581	2.05	4.6
1	1.4718	0.00507	1.477	1.92	4.3
2	1.2333	0.02427	1.258	1.63	3.6
3	0.91356	0.02792	0.941	1.22	2.7
4	0.68045	0.04214	0.723	0.94	2.1
5	0.47461	0.09958	0.524	0.68	1.5

* 「高速実験炉設置許可の変更申請のための検討評価」(SJ 906 84 - 03) 第 4.4.37 表, 第 4.4.43 表

** 最大値(計算ノミナル値に+30%の余裕を見込んだ)。 $\beta_{\text{eff}} = 4.5 \times 10^{-3}$ を用いた。

表2に示すとおり, J2燃料装荷炉心における, 燃料集合体1体の最大の反応度価値は, 約5ドルである。

4. 評価結果

燃料交換時において, J2燃料がいかなる状態で炉心で装荷されても, 十分な未臨界度を保つことができる。

6.9 炉心溶融再臨界事故解析に関する説明書

報告者：河北（原子炉利用 Gr.）

1. 目的

変更後の炉心（J2炉心）における炉心溶融再臨界事故時の有効破壊エネルギーが、現申請書記載値（120 MJ）を上回らないことを確認する。

2. 評価方法

変更申請を行う炉心燃料仕様（以下変更仕様と呼ぶ）は、現許可燃料仕様（現仕様）と比べてウラン濃縮度が約 12 w/o から約 18 w/o へと変更される他、若干の違いがある為、変更前後の炉心における核的特性値にわずかながら差を生ずる。ところが、現仕様の安全評価に使用する核特性値は、初期炉心から平衡炉心に至る種々の炉心体系を包絡する様に設定されている為、変更仕様の炉心特性値もほぼ包絡している。また、装荷燃料の量は、最大装荷燃料本数（67 体）、最大過剰反応度（5.5 % $\Delta k/k$, 100℃）で規定されている為、変更前後で大差はない。したがって、炉心溶解再臨界事故に伴う有効破壊エネルギーについて、変更前後の仕様に有意の差があるとは考えにくい。

そこで、以下の検討に於ては、変更前後の燃料仕様の影響が明確となる様、現仕様については標準平衡炉心、変更仕様については標準炉心（いずれも 61 体炉心）の核特性値に基づいて評価した。（フィッサイル量は 67 体炉心相当である。）

評価手法については、現設置変更許可申請書に記載の方法に従った。また、各種物性値も現申請書と同様とし、反応係数に見込む安全余裕も同様の幅を設定した。

再臨界解析は、現申請書記載の解析と同様、“VENUS”コードを用いた。

3. 結果

現在許可されている仕様の燃料で構成されている炉心と、変更後の仕様の炉心との、炉心再臨界に伴う有効破壊エネルギー量の差は、約 8 MJ 増と小さなものであることを確認した。

（表 1 参照）

次に、現申請書の起因事故解析において、特に大きな安全余裕を持つ出力分布について、最新のデータと置き換えて評価した。その結果、再臨界事故時の有効破壊エネルギーは 116 MJ となり現申請値を下廻る結果となった。（表 2 参照）

表1 変更仕様炉心の有効破壊エネルギー

変更する入力パラメータ	有効破壊エネルギーの変動
1. 出力分布	- 4 MW
2. 物質反応係数分布	- 2 MW
3. ドップラ定数	+ 13 MW
4. 炉心密度	1. MW以内
5. 反応度挿入率, 初期実効増倍率, B_{eff}	+ 1 MW
合 計	+ 8 MW

表2 再臨界事故解析結果*

解 析 項 目	解 析 値
有 効 破 壊 エ ネ ル ギ ー	116 MW-S
T N T 換 算 量	約 30 kg
全 放 出 エ ネ ル ギ ー	2351 MW-S
出 力 ピ ー ク 値	1.90×10^6 MW
炉 心 燃 料 平 均 温 度	7461 K

* 最新の評価手法に基づく出力分布を用いて起因過程を評価した結果。

6.10 「常陽」MK-II炉心燃料のLOF型事象に対する「許容設計限界」温度の検討

報告者：宮川（原子炉利用 Gr.）

1. 被覆管温度 — 温度上昇率 — クリープ寿命分数和の関係図の作成

「もんじゅ」の設置許可時の手法（ZN 243 83-16）を参考として別添の計算方法により第1図を得た。（燃焼度 7.5 万 MWD/T のとき）

2. 「許容設計限界」の解釈

LWR 安全設計指針の定義から、最小限 2 回の過渡後の定格再起動性の確保をその条件として解釈した。

（「もんじゅ」の 830℃ 制限は、この解釈を援用して逆算すると約 7 回となる。）

3. 過渡時の被覆管の温度制限

上記 1. 2. より 790℃ を得た。

この温度のクリープ寿命分数和の消費内訳は次のとおり。

定格運転（7.5 万 MWD/T まで）：0.31

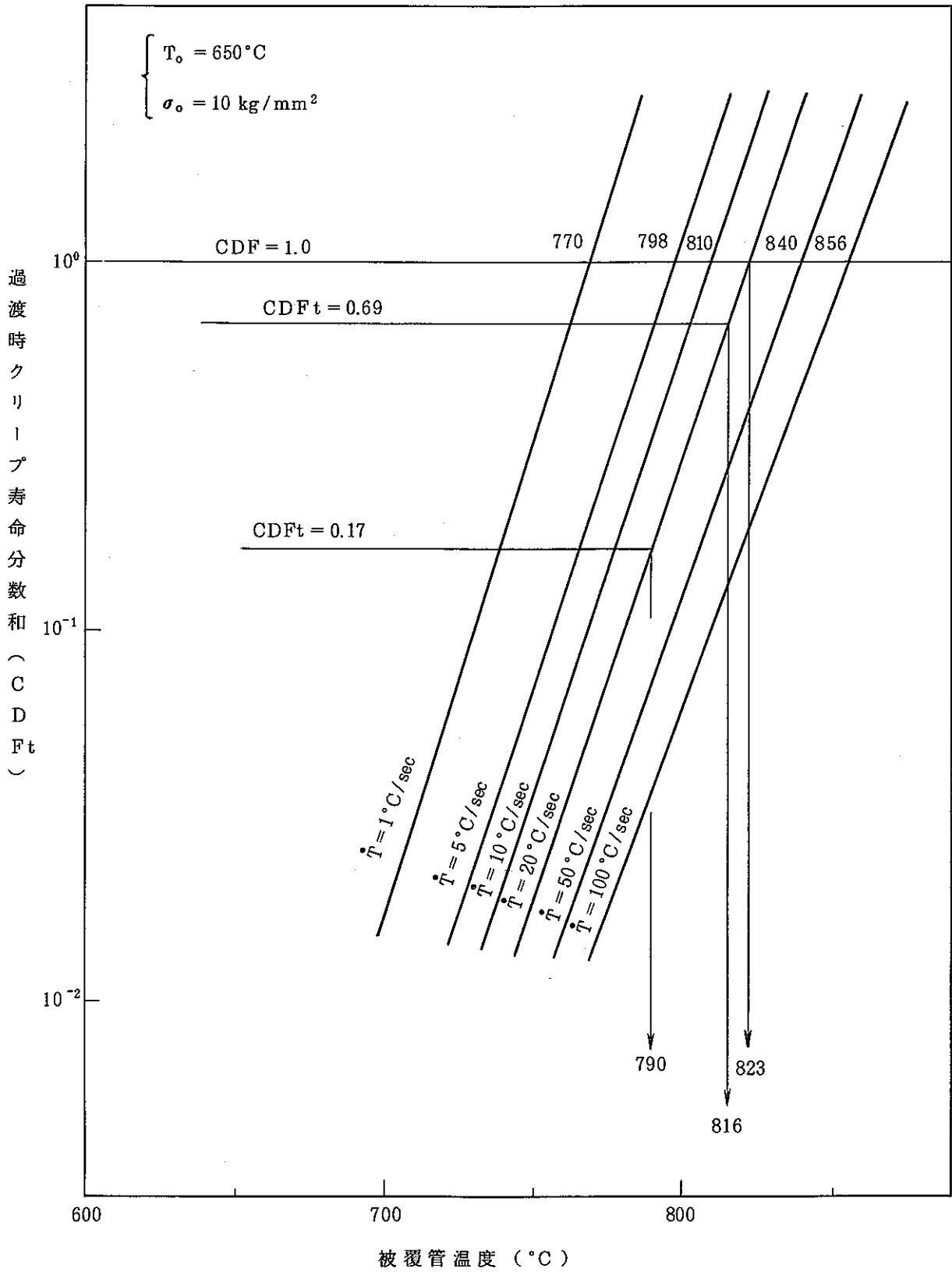
20℃/sec → 790℃ の過渡 $\frac{790^\circ\text{C}}{650^\circ\text{C}}$: 1 回 $0.34 \times 2 = 0.68$

4. 許認可上の基準

10℃ の余裕を工学的に設け、「許容設計限界」として 780℃ が推奨される。

（注） 本件は、参考検討用である。

（技-60-57）



第1図 過渡時の被覆管 CDF 増分

6.11 燃料：過渡時被覆管温度制限

報告者：宮川（原子炉利用 Gr.）

第1図に示す急速加熱試験データの統計解析により、応力及び温度上昇率をパラメータとした破損温度の95%信頼幅下限値を得ることができる。

照射効果については、統計処理上データのバラツキとしてとらえ、その下限をとることにより保守側に評価できる。第2図はこうして評価した破損温度下限値を温度上昇率をパラメータとして示した。

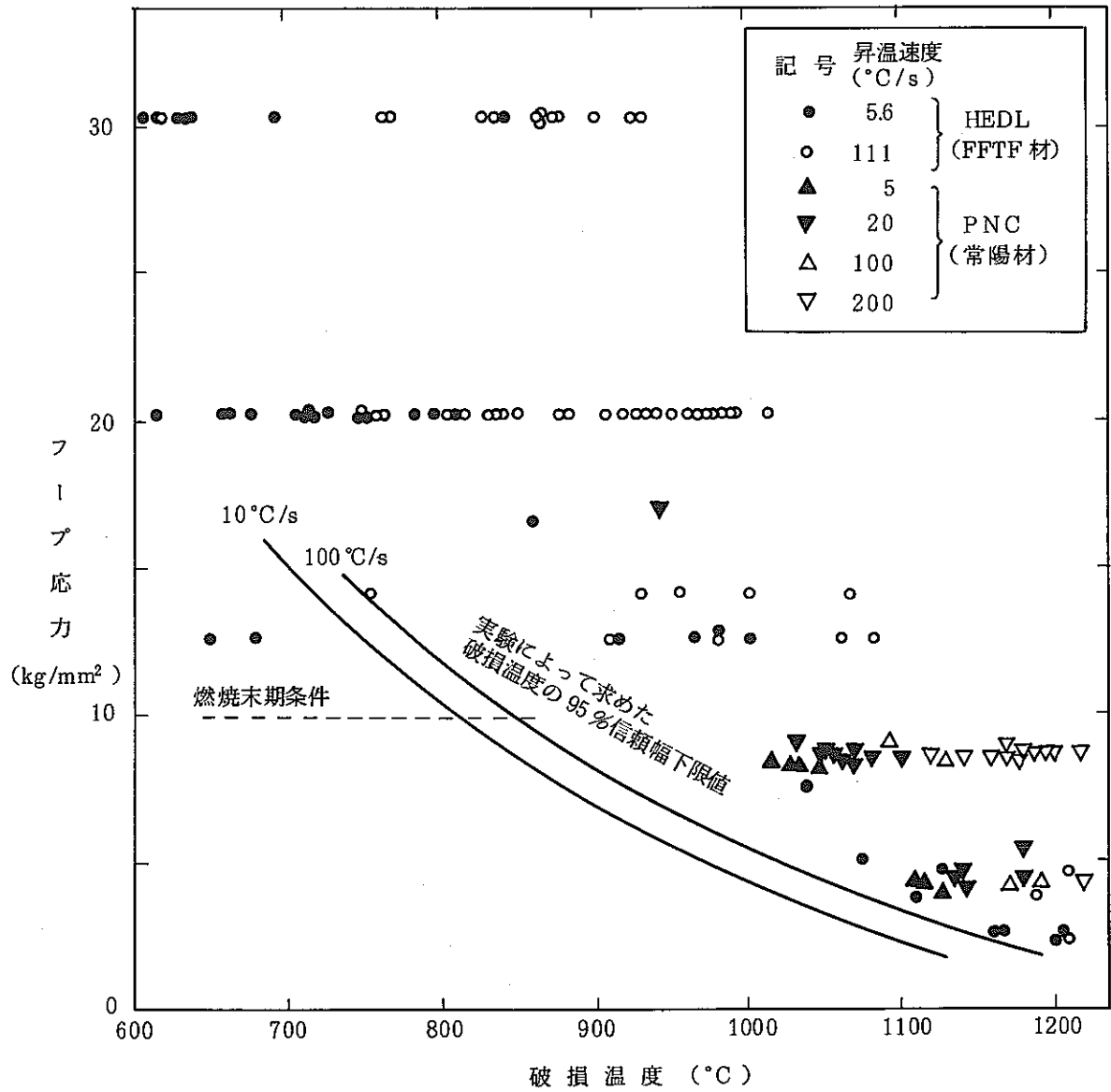
「常陽」の炉心燃料被覆管の使用末期におけるフープ応力は約 10 kg/mm^2 であり、第1図又は第2図から 20°C/sec の温度上昇率に対する破損限界として約 820°C を得る。「常陽」における各種事故のうち、上記破損限界温度に近づく可能性のある事象の被覆管温度上昇率は、第2図に示すようにいずれも 20°C/sec を上廻る。そこで、「許容限界」としての過渡時被覆管最高温度に対する制限値は、温度上昇率 20°C/sec における破損限界温度である約 820°C に約 10°C の余裕を見込んで 810°C とすれば保守側である。

ここで設定した制限値 810°C は、燃料の燃焼度によらず一律適用するが、燃焼度が低い燃料の場合には内圧が低いため、破損限界温度は上述約 820°C （ 20°C/sec の場合）より更に高くなり、制限値が持つ余裕は 10°C よりも大きくなる。

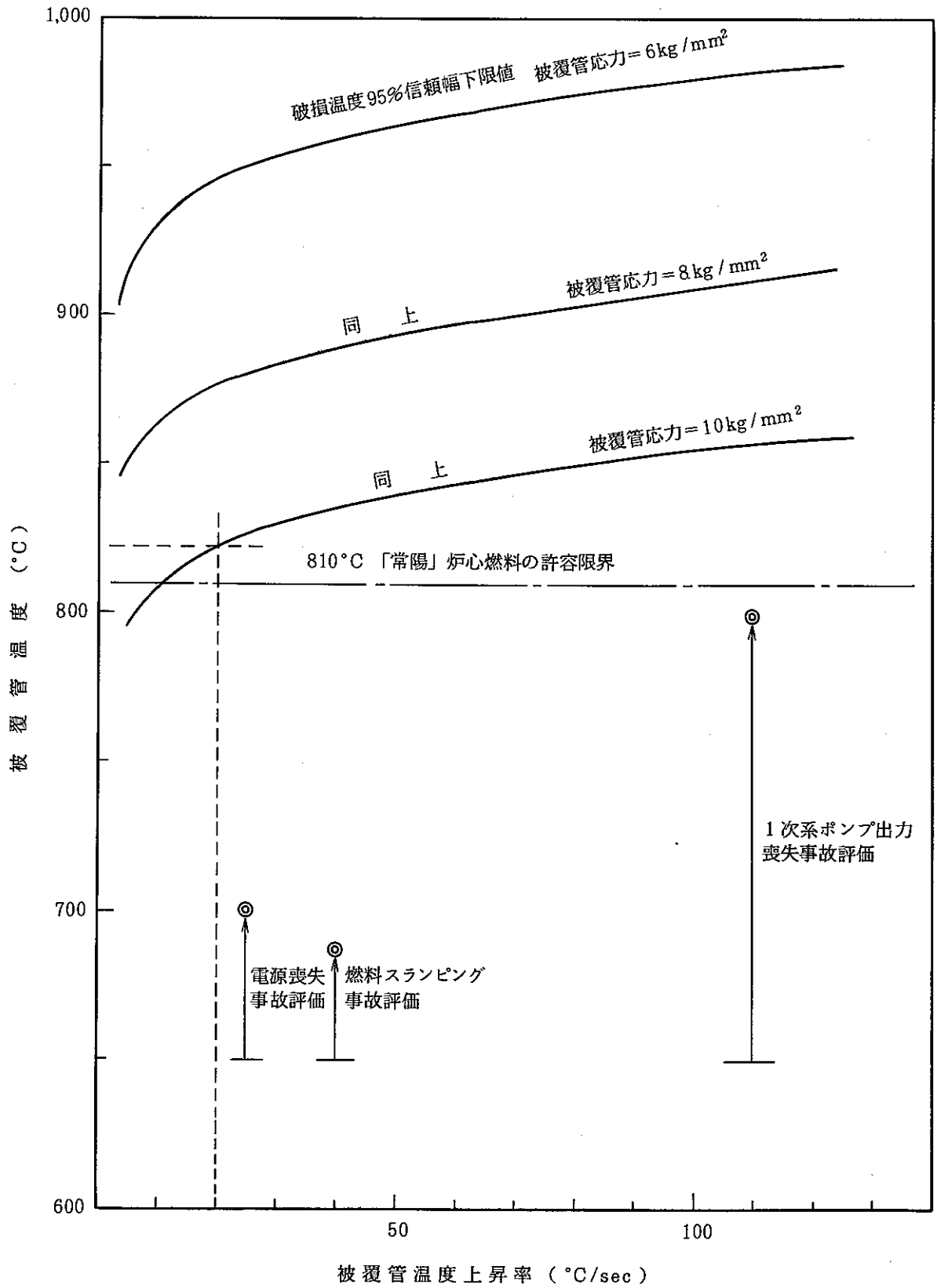
また、1次系ポンプスティック等の各種事故時のクリープ寿命分数和を評価すると、下表のとおりとなり、通常時の寿命末期クリープ寿命分数和0.31を考慮しても、過渡経験後の再使用に対して十分小さい値となっている。従って、本制限値 810°C は、考えうる過渡時に対して十分な余裕を有していることが理解される。

各種事故時におけるクリープ寿命分数和（CDF）の増分

事象	最高到達温度	温度上昇率	CDF増分
一次系ポンプスティック	800°C	110°C/sec	0.25
外部電源喪失	700°C	25°C/sec	0.0022
出力運転中の制御棒引抜	675°C	11°C/sec	0.00044



第1図 照射済み燃料被覆管の急速加熱時内圧破損温度



第2図 破損限界温度と温度上昇率の関係

7. プラント諸特性の試験結果

本章は、プラント諸特性の把握のために実施された各種試験により得られたデータの内、速報として報告されたものをまとめたものである。

7.1 制御棒下部案内管の寿命の評価（中間報告）

報告者：横山（原子炉利用 Gr.）

1. 概要

「常陽」の炉心構成要素の寿命評価の一環として、アニール材及びC. W. 材使用の制御棒下部案内管の使用寿命の検討を行った。（スエリング評価式は、1984年のPNC評価式を用いた。）

本報では、下部案内管の径方向膨張量及び案内管単体での自由湾曲量（他の集合体との相互作用を考慮しない）を求めた。今後、この報告書の結果に基づき、他の集合体の影響を考慮した評価を行い、湾曲量及び曲げモーメント等を求め、使用寿命の検討を行う予定である。

2. 結果

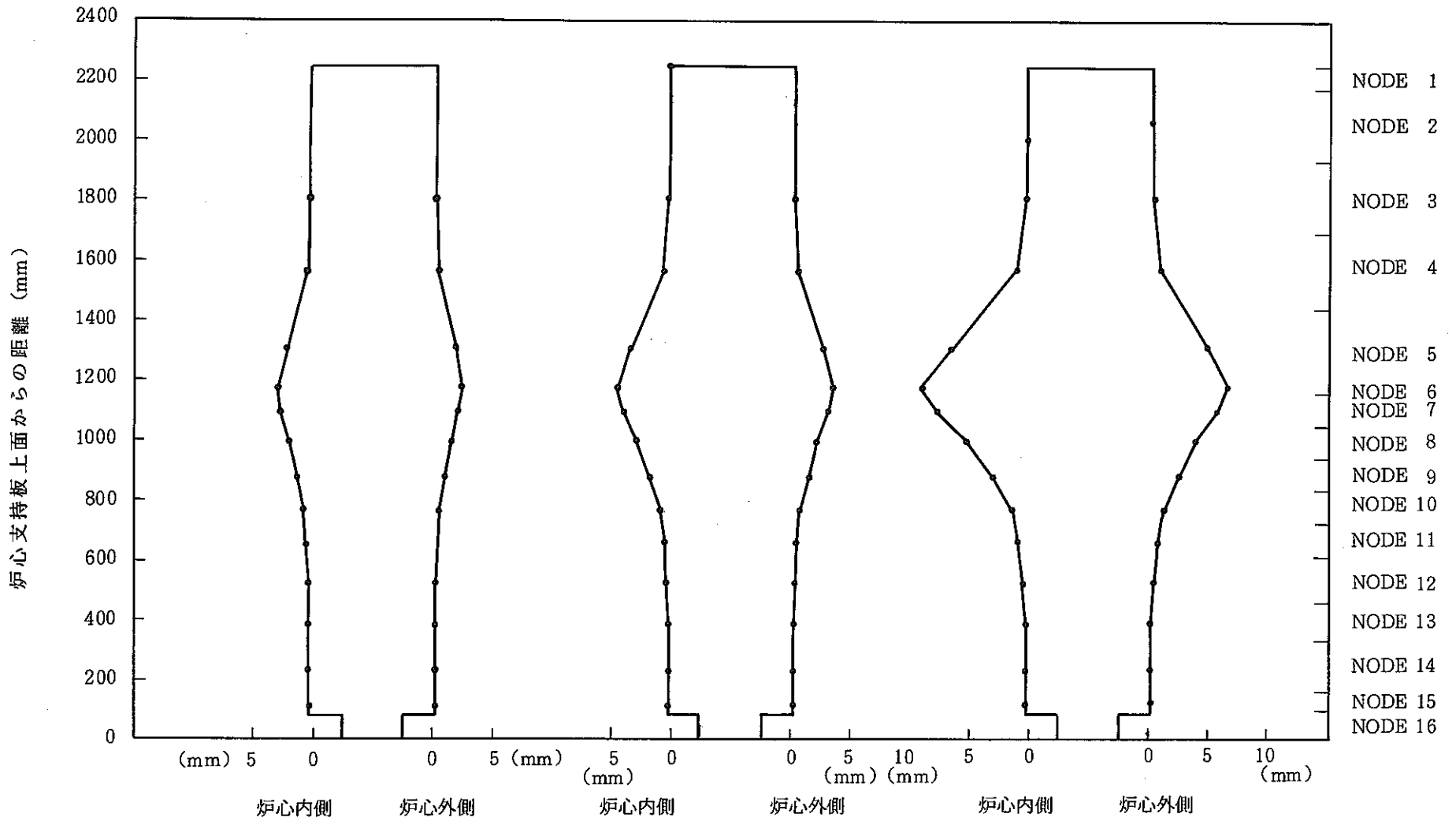
(1) 径方向膨張量の時間的変化

第1図にアニール材、第2図にC. W. 材の制御棒下部案内管の内径の膨張量の時間的変化を示す。

スペーサパッド部において膨張量は最大となった。

(2) 下部案内管頂部の自由湾曲量の時間的変化

第3図にアニール材、第4図にC. W. 材の下部案内管の自由湾曲量の時間的変化を示す。

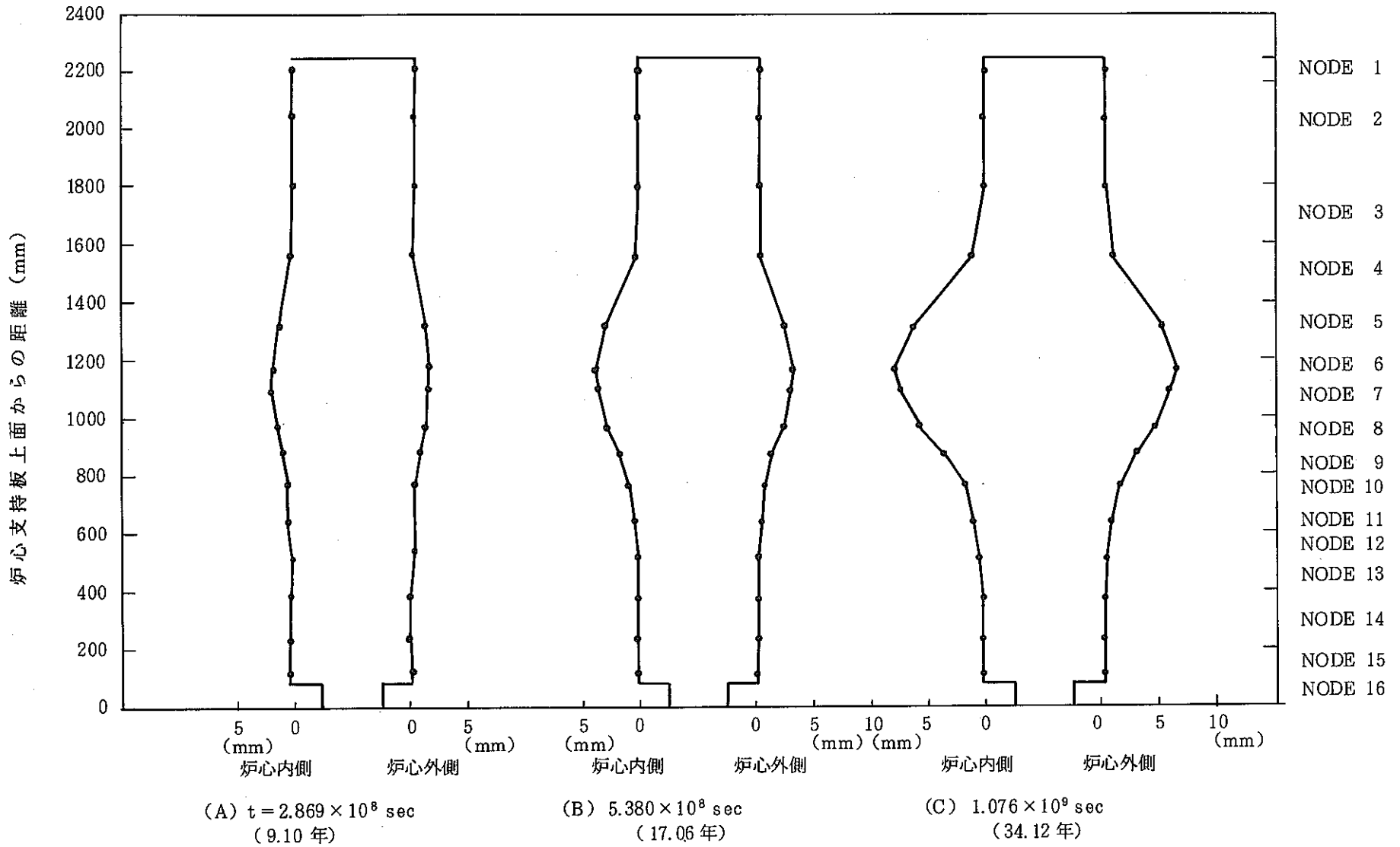


(A) $t = 1.865 \times 10^8 \text{ sec}$ (5.91年)

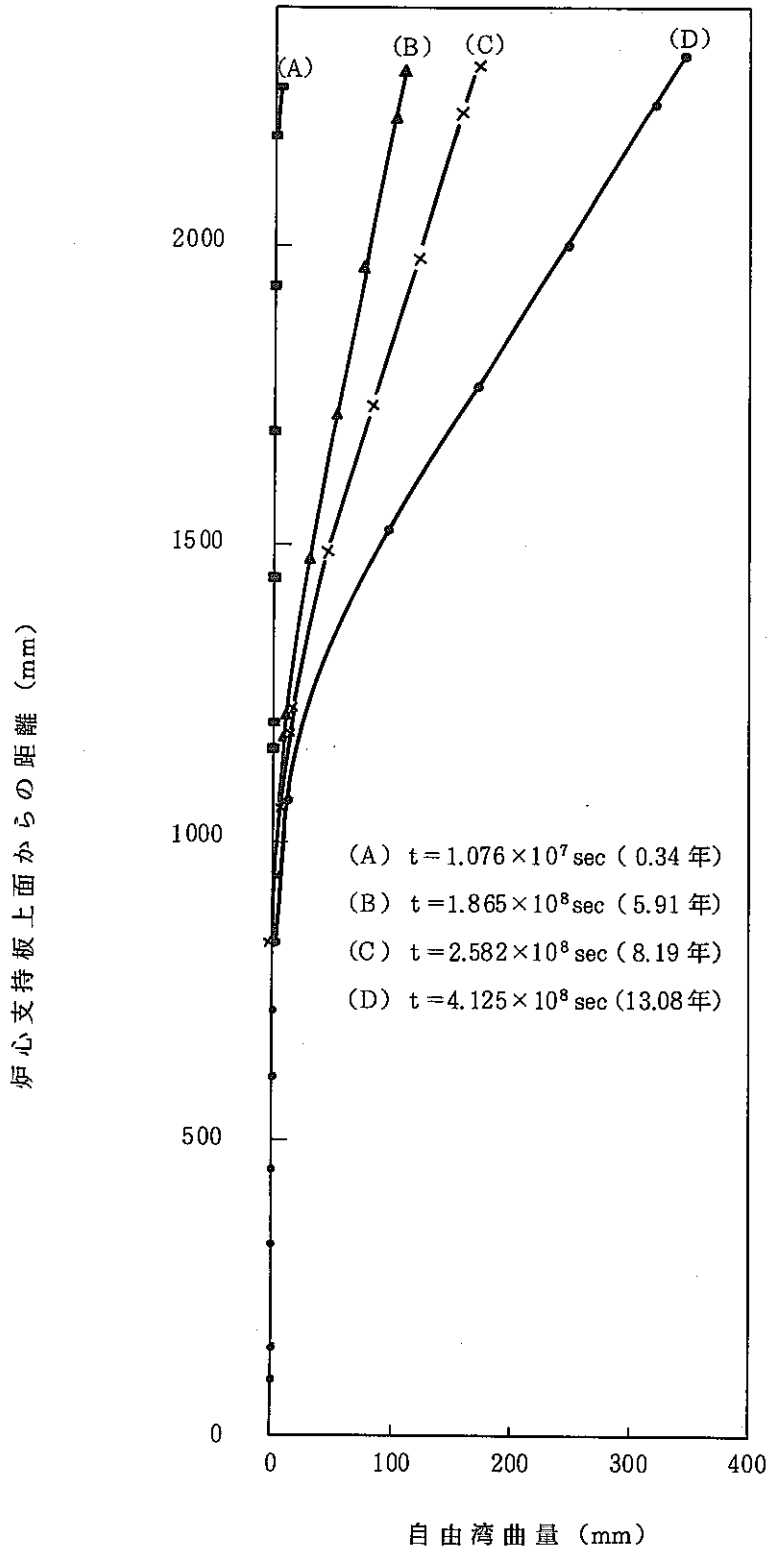
(B) $t = 2.582 \times 10^8 \text{ sec}$ (8.19年)

(C) $t = 4.125 \times 10^8 \text{ sec}$ (13.08年)

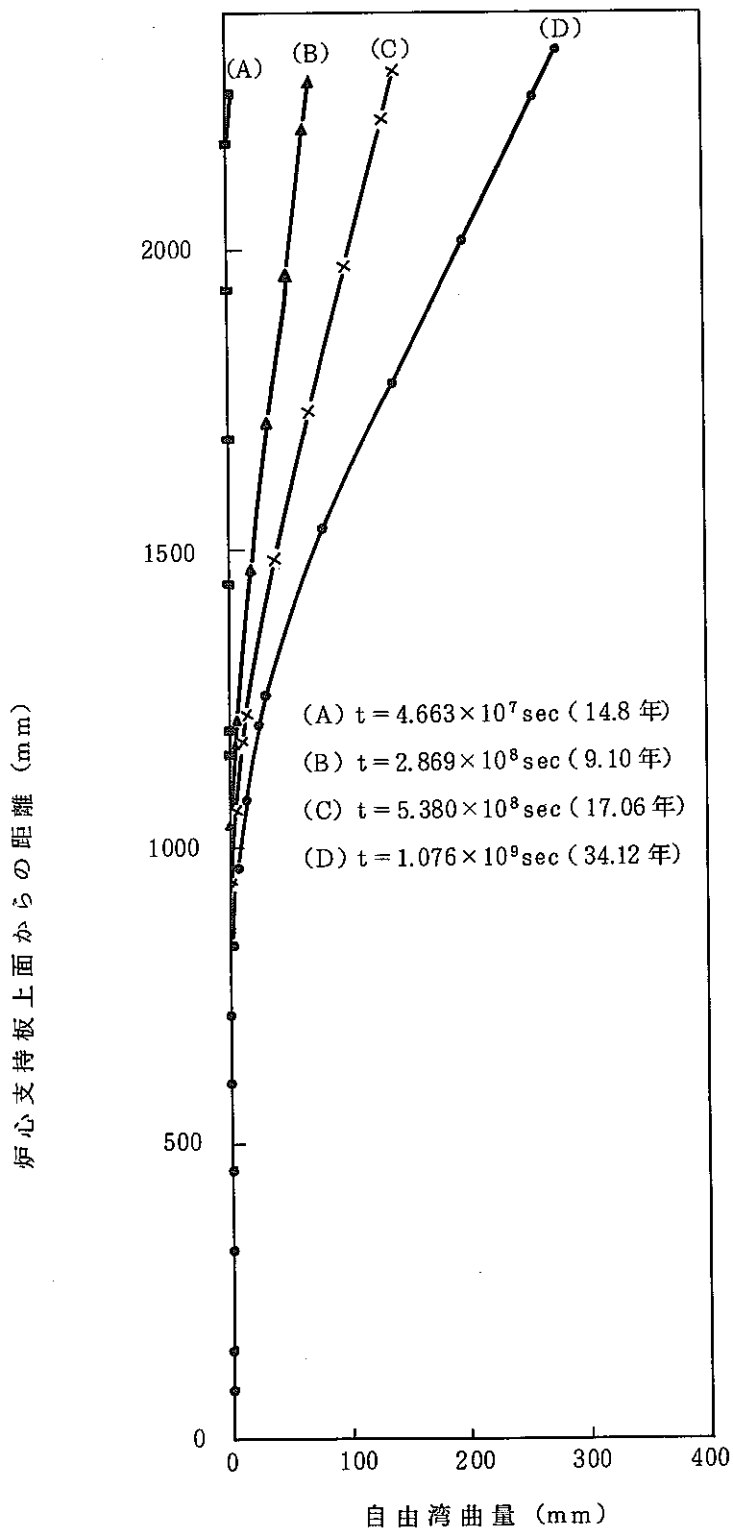
第1図 アニール材制御棒下部案内管の内径の膨張



第2図 C. W. 材制御棒下部案内管の内径の膨張



第3図 アニール材下部案内管自由湾曲



第4図 C. W.材下部案内管自由湾曲

7.2 1次主・補助冷却系流量計零点較正（第2回）結果報告

報告者：平尾（プラント Gr.）

1. 試験の目的

1次主冷却系及び1次補助冷却系に設置されている電磁流量計の零点較正を行い、自然循環試験等の低流量時プラント性能評価のための基礎データを得る。

2. 試験方法

1次主冷却系流量及び1次補助冷却系流量を下図の通り変化させ、各ステップにおいて同流量を測定した。

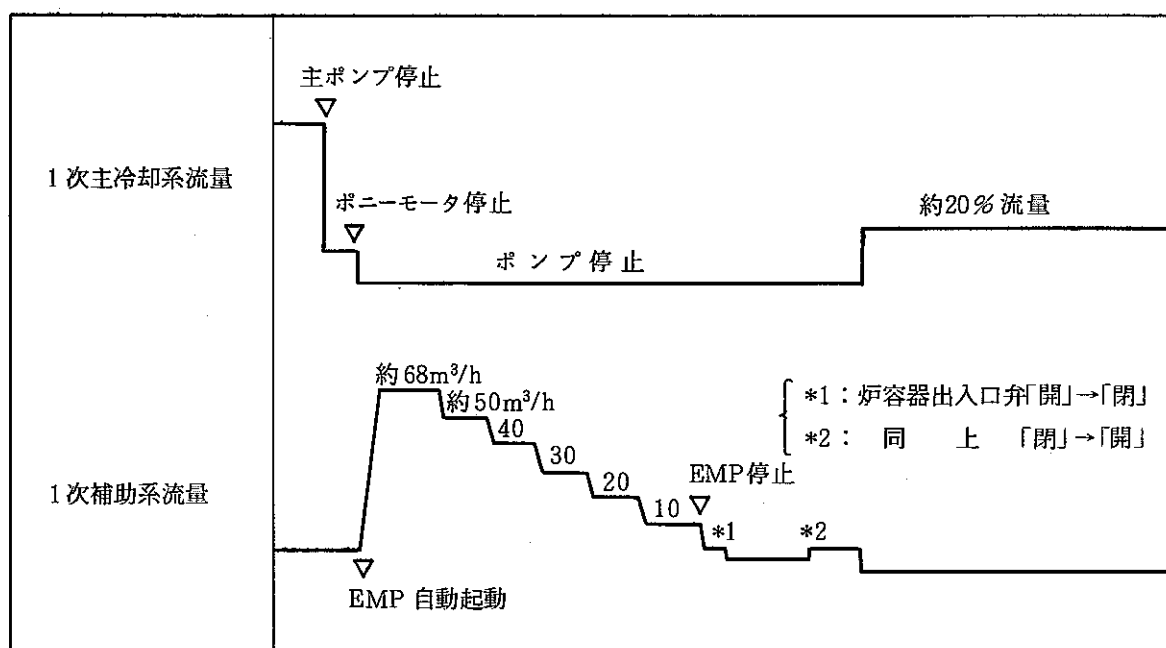


図1 試験時のプラント状態

3. 試験結果

本試験で得られた流量・温度データを、下記の各図に示す。

計測系	項目	時間	図番号
H-350	1次主・補助冷却系流量	試験全体	図 2
H-350	同上（短時間）	試験開始後 約10分間	図 3
H-350	同上（短時間）	炉容器出入口弁 「閉」時約4分間	図 4

4. 検討

本試験結果を、2月8日実施の前回試験結果、並びに、自然循環試験Ⅱ-Aにおいて冷却材輸送遅れ時間から算出した零点補正值と比較すると下表のようになる。

試験 流量	本試験 (4月23日実施)	前回試験 (2月8日実施)	自然循環試験 Ⅱ-Aにおける補正
1次主循環流量(A)	約-5.7 m ³ /h	約-7.5 m ³ /h	-8 m ³ /h
1次主循環流量(B)	約 0.4 m ³ /h	約 0 m ³ /h	0 m ³ /h
1次補助系流量	約 0.4 m ³ /h	約 0.4 m ³ /h	—

本試験結果を他と比較すると、若干のずれがあるものの大きな違いはないことがわかる。このずれの原因としては、

- ① 実際の流れが止まっていない。
- ② 流量計のずれ
- ③ 計測系（アンプ等）のずれ

が考えられるが、H-350と同時に計測した熱出力測定システムの1次主循環流量を比較すると、

試験 流量	本試験 (4月23日実施)	前回試験 (2月8日実施)
1次主循環流量(A)	4.3 m ³ /h	4.1 m ³ /h
1次主循環流量(B)	17.8 m ³ /h	17.1 m ³ /h

< 熱出力測定システムによる流量計零点の比較 >

となり、良く一致していることがわかる。従って、前記ずれの原因は③の計測系（アンプの設定）のずれが主な原因と推測できる。

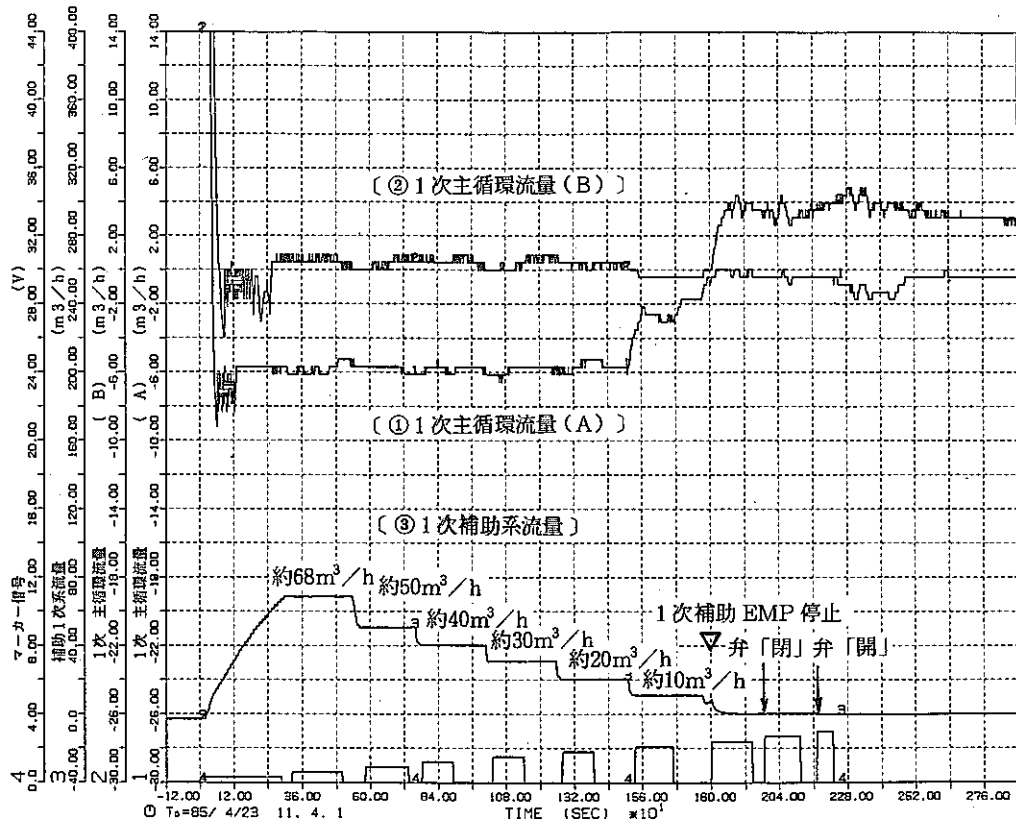


図3に拡大して示す。

図2 1次主・補助冷却系流量

図4に拡大して示す。

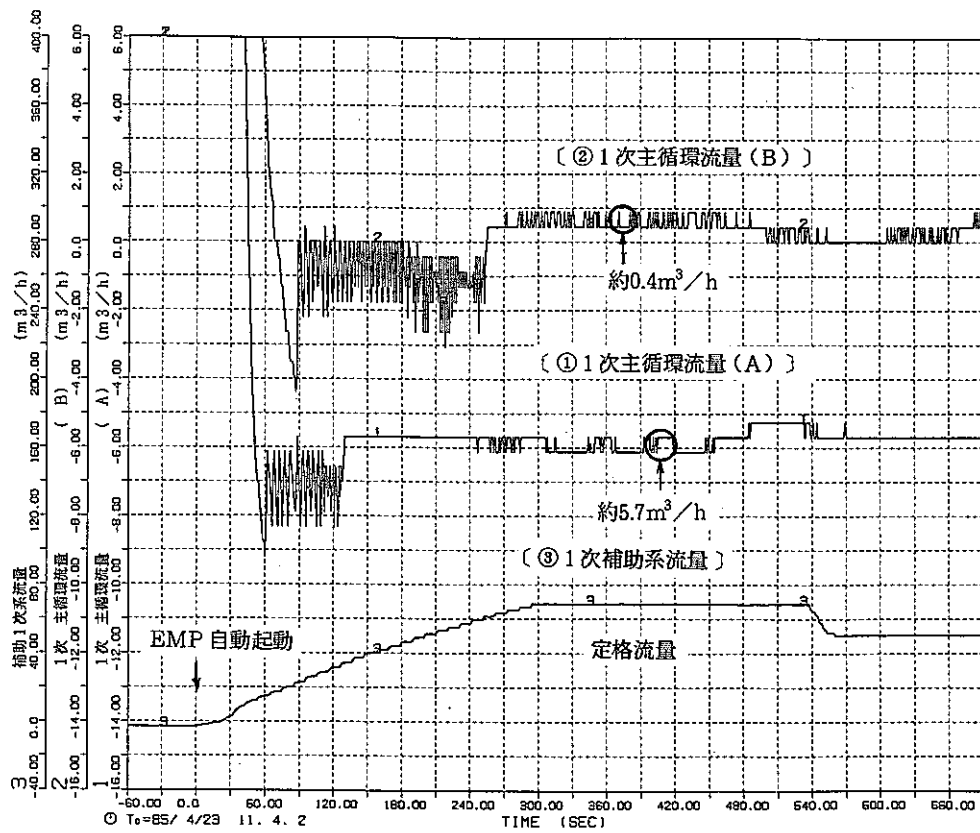


図3 試験開始時の1次主・補助冷却系流量

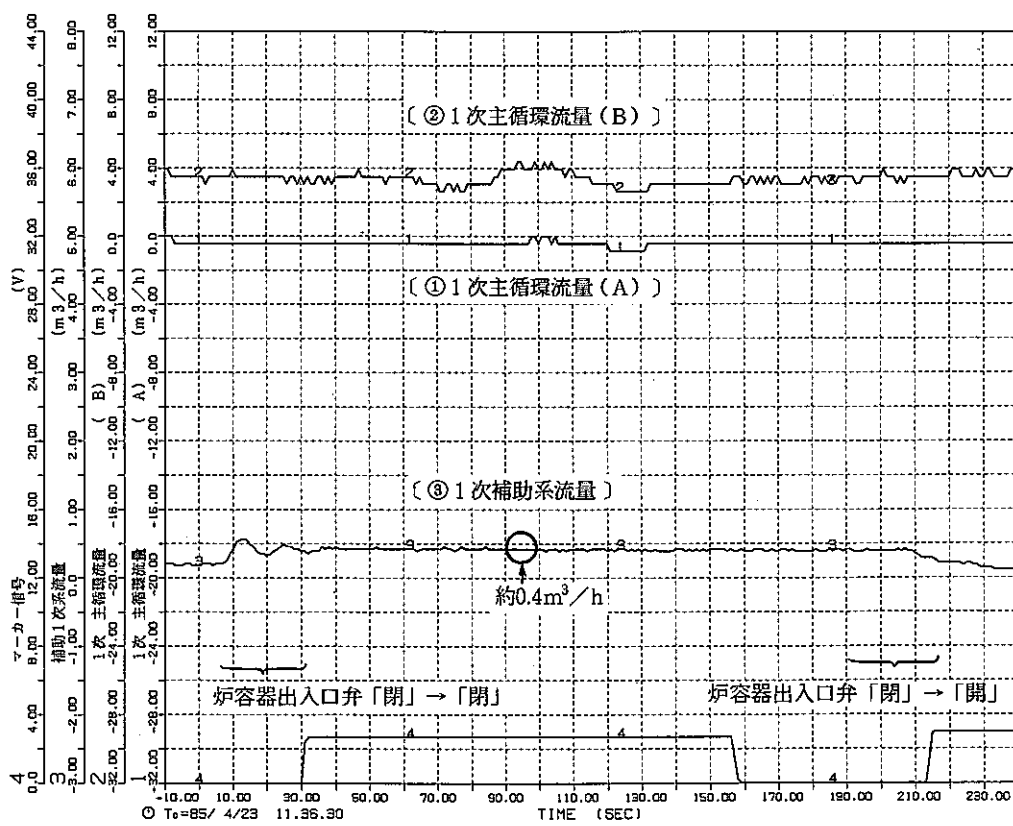


図4 炉容器出入口弁「閉」時の1次主・補助冷却系流量

7.3 炉上部開放運転時のスカイシャイン評価

報告者：鈴木s（計測 Gr.）

1. 目的

炉上部ピット蓋撤去定格サイクル運転に伴うスカイシャイン線量率を評価し、周辺監視区域境界における年間積算線量が、制限値（5 mrem/year）を超えないことを確認する。

2. 方法

FFDL 炉内試験時に実施した炉上部ピット蓋撤去遮蔽特性測定の結果を基に簡易計算でガンマ線、中性子線のスカイシャイン線量を評価した。

図1、表1に示す格納容器ドーム外表面におけるガンマ線、中性子線量率の実測データ

中性子線量率：0.45 mrem/h/100 MWt（最大値）

ガンマ線量率：0.054 mR/h/100 MWt（平均値）

を基に、次に示すスカイシャイン簡易評価式を用いて計算した。

$$\text{中性子線} : D(r) = \frac{D_0 \exp(-r/\lambda)}{r}$$

r : 線源と測定位置との距離（50～1000m）

D_0 : 施設から漏洩する線量率

λ : 実効的な1 mfp（134 m）

$$r \text{ 線} : D(r) = D_0(r_0) \left(\frac{r_0}{r}\right) \exp((r_0 - r)/\lambda)$$

$D_0(r_0)$: 1 mfp ($r_0 = 100\text{m}$) の点での線量率

3. 結果

原子炉施設（格納容器）からの水平方向距離が、50 m, 100 m, 200 m, 400 m, 600 m, における中性子、ガンマ線量の計算結果を表2に示す。

格納容器からの最短周辺監視区域境界までの距離は200 mである。この点におけるピット蓋撤去100 MWt出力運転時のスカイシャイン線量率は次の通りである。

中性子線量率： 4.9×10^{-4} mrem/h

ガンマ線量率： 4.6×10^{-5} mR/h

また、年間積算線量（年間5サイクル運転、1サイクル：100 MWt, 45日運転）では、total 2.9 mremであり、周辺監視区域境界での制限値（5 mrem/year）を下廻る。よって、炉上部ピット蓋撤去運転上スカイシャイン線量は、問題とならない。

4. 今後の課題

本検討では、実測値を基にして、簡易計算式でスカイシャイン線量を評価したが、この式による計算値は、1桁以上過大評価（安全側評価）していると予想されるので、実際には前述の評価値 2.9 mrem よりかなり低いと考えられる。今後、東京大学の高速中性子源炉“弥生”を用いた中性子スカイシャイン実験等を参考にさらに検討を進める予定である。

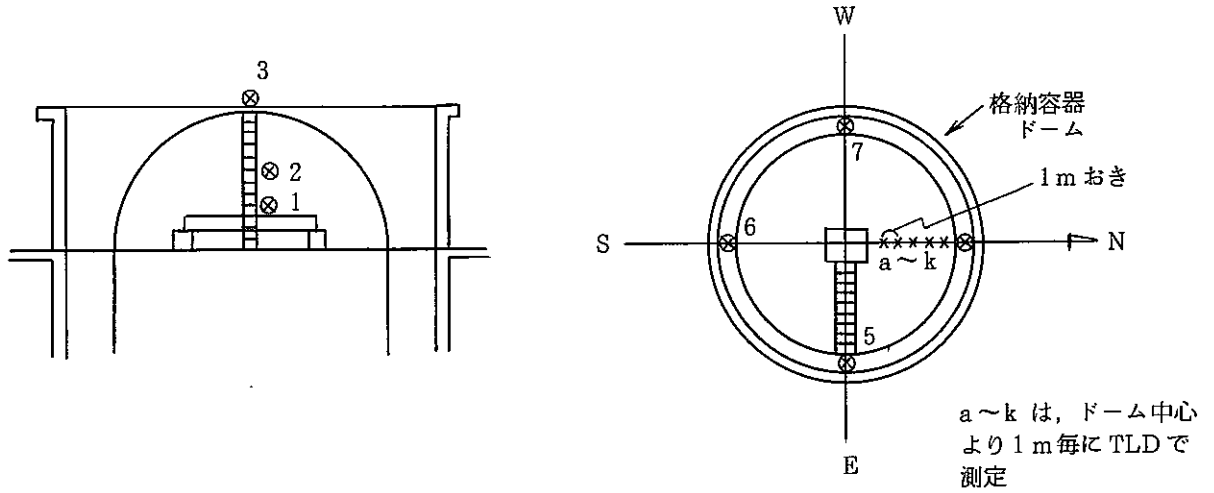


図1 格納容器ドーム外表面上の線量率測定点

表1 線量率測定値*

項目 測定点	中性子線 (mrem/h)	γ 線 (mR/h)
1	0.10	0.0225
2	0.25	0.0200
3	0.45	0.0140
4	0.20	0.0450
5	0.10	0.0245
6	0.15	0.0290
7	0.15	0.0340
平均	0.19	0.0241

項目 測定点	γ 線 (mR/h)
a	0.023
b	0.020
c	0.030
d	0.035
e	0.183
g	0.050
h	0.051
i	0.057
j	0.046
k	0.046
平均	0.054

*放射線管理課-memo(60(放管)-002, 昭和60年5月9日)より引用

表2 スカイシャイン線量評価結果

施設からの距離 (m)	スカイシャイン線量率 (1/100MWt)		年間積算線量 (mrem) (年間5サイクル運転)		
	中性子線 (mrem/h)	ガンマ線 (mR/h)	中性子線	ガンマ線	Total
50	5.2×10^{-3}	4.4×10^{-4}	2.8×10^1	2.4	3.0×10^1
100	2.0×10^{-3}	1.8×10^{-4}	1.1×10^1	9.5×10^{-1}	1.2×10^1
200	4.9×10^{-4}	4.6×10^{-5}	2.6	2.5×10^{-1}	2.9
400	5.6×10^{-5}	5.8×10^{-6}	3.0×10^{-1}	3.1×10^{-2}	3.3×10^{-1}
600	8.5×10^{-6}	9.6×10^{-7}	4.6×10^{-2}	5.2×10^{-3}	5.1×10^{-2}

7.4 燃料取扱時系統圧損測定結果

報告者：村田（プラント Gr.）

1. 概要

MK-II 第7サイクル運転終了後の燃料取扱時に測定した系統圧損を以下に報告する。今回の測定では、炉心燃料及び特殊燃料の出入とそれに引続いて行われた反射体引抜時の系統圧損の変化を検討した。

2. 測定日

昭和60年5月7日

3. 測定要領

第1表に示す燃料移送作業の前後で1次主ポンプ回転数及び流量を測定した。流量は約20%（燃料の出入に伴い変動する）とし、流量制御方式はマニュアル（回転数一定）である。

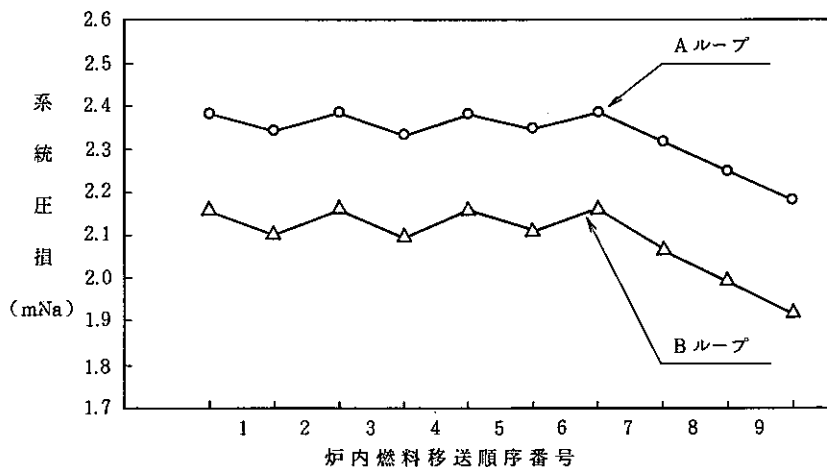
4. 測定結果

測定結果を第1図に示す。系統圧損は、炉心燃料を引抜くことによりA、Bループ平均で約0.05 mNa低下する。また反射体3体を引抜いた状態での系統圧損はAループが2.181 mNa、Bループが1.922 mNaである。第2図及び第3図に示すようにポンプ運転制限値は0.38 mNaであり、上記値はポンプ運転制限値を十分満足した。

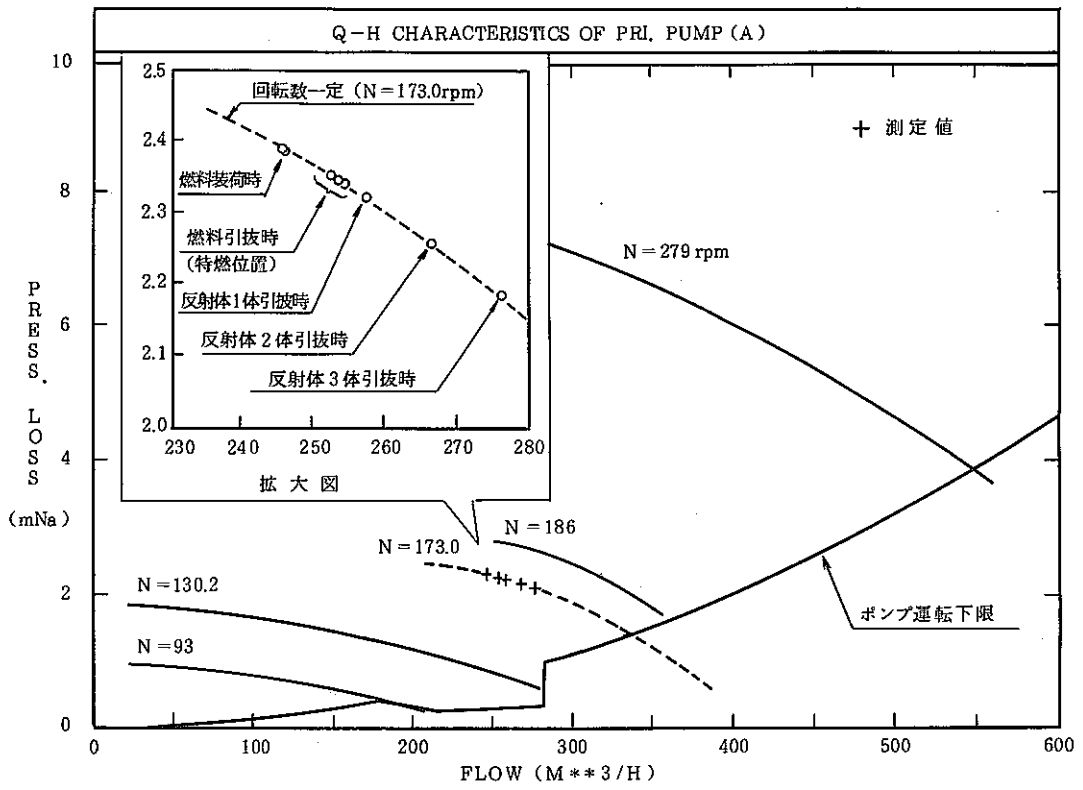
第1表 炉内燃料移送手順

	移送前 アドレス		移送後 アドレス	
1	3 A 2	➡	R-30	PPD 027
2	R-2	➡	3 A 2	PFC 020 M
3	2 E 2	➡	R-1 E	PFD 002
4	R-7	➡	2 E 2	PFλ 010 M
5	3 C 2	➡	R-14	PPD 061
6	R-17	➡	3 C 2	PPB 020 M
7	10 C 6	➡	R-13	TTJR 1 C
8	10 E 6	➡	R-24	TTJR 19
9	10 A 6	➡	R-1	MPR 003

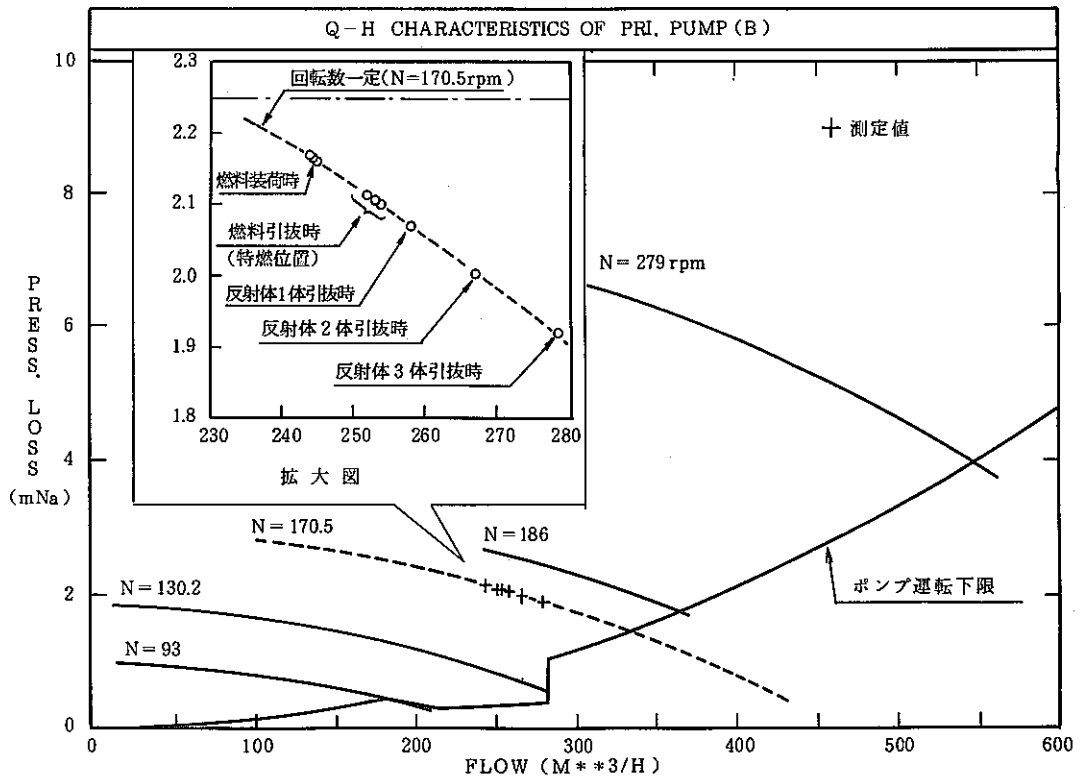
➡新炉心構成要素
➡使用済炉心構成要素



第1図 系統圧損測定結果 (約20%流量)



第2図 Q-H 特性 (A ループ)



第3図 Q-H 特性 (B ループ)

7.5 原子炉容器コアサポート部 3次元応力解析結果の検討

報告者：沢田（プラント Gr.）

1. 概要

1次系と2次系のアンバランス流量時のポンプインターロック改造に係る検討の一つとして、2次主ポンプトリップ時における原子炉容器コアサポート部 3次元応力解析を実施した。得られた解析結果について次の点に関する評価・検討を行った。

- (1) 3次元応力解析の信頼性
- (2) 評価部位及び評価時刻の妥当性について

2. 検討結果

- (1) 3次元応力解析の信頼性について

- (i) 温度分布解析

2次元解析結果*との差は、入力温度過渡条件の違いにより生じたものであり、入力データ修正後は、両者の温度分布は良く一致している。

- (ii) 熱応力解析

(注)
定性的には2次元解析と3次元解析結果は良く一致している。定量的には約 2 kg/mm^2 の差がみられるが、今回の3次元解析は概ね信頼出来るものと判断される。

- (2) 評価対象部位及び評価時刻の妥当性について

応力解析結果及び応力発生メカニズムの検討結果より、最大応力は下部フランジ付根部において発生することが予想され、その応力は下部フランジ部と下部フランジ下部炉容器壁との温度差が最大になる時であることが推定された。この結果より、評価時刻をSTEP No. 53 (126 sec) からSTEP No.45 (107 sec) に変更し、再評価を行うこととした。

* JOYSTEP (R/V)

(注) 応力分布傾向の意を示す。

(技-60-68)

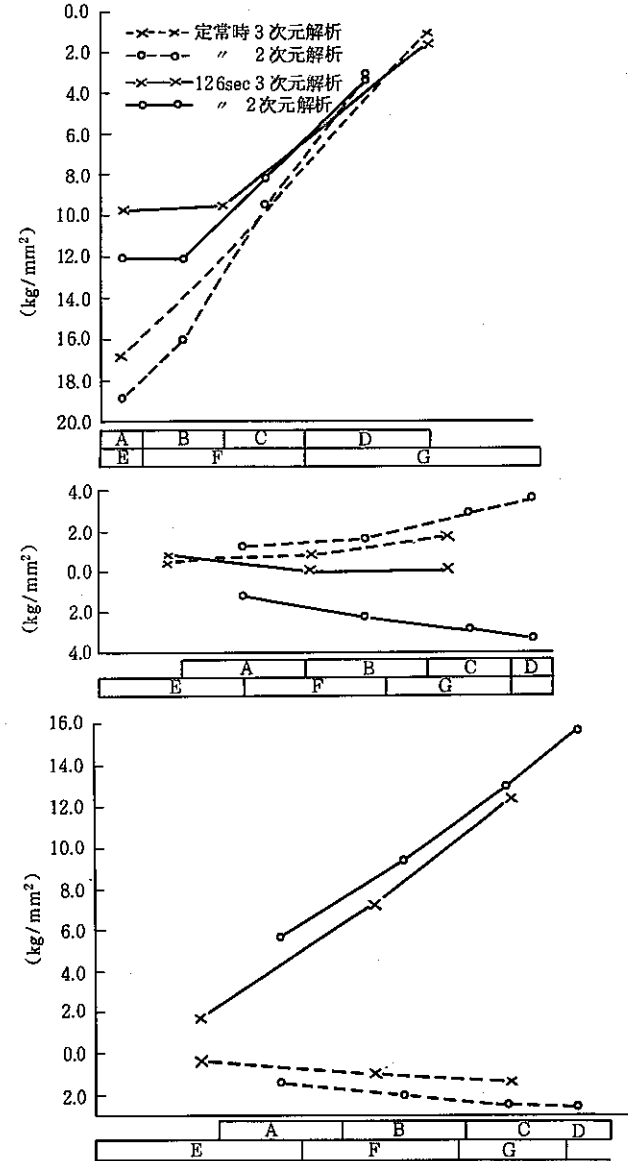
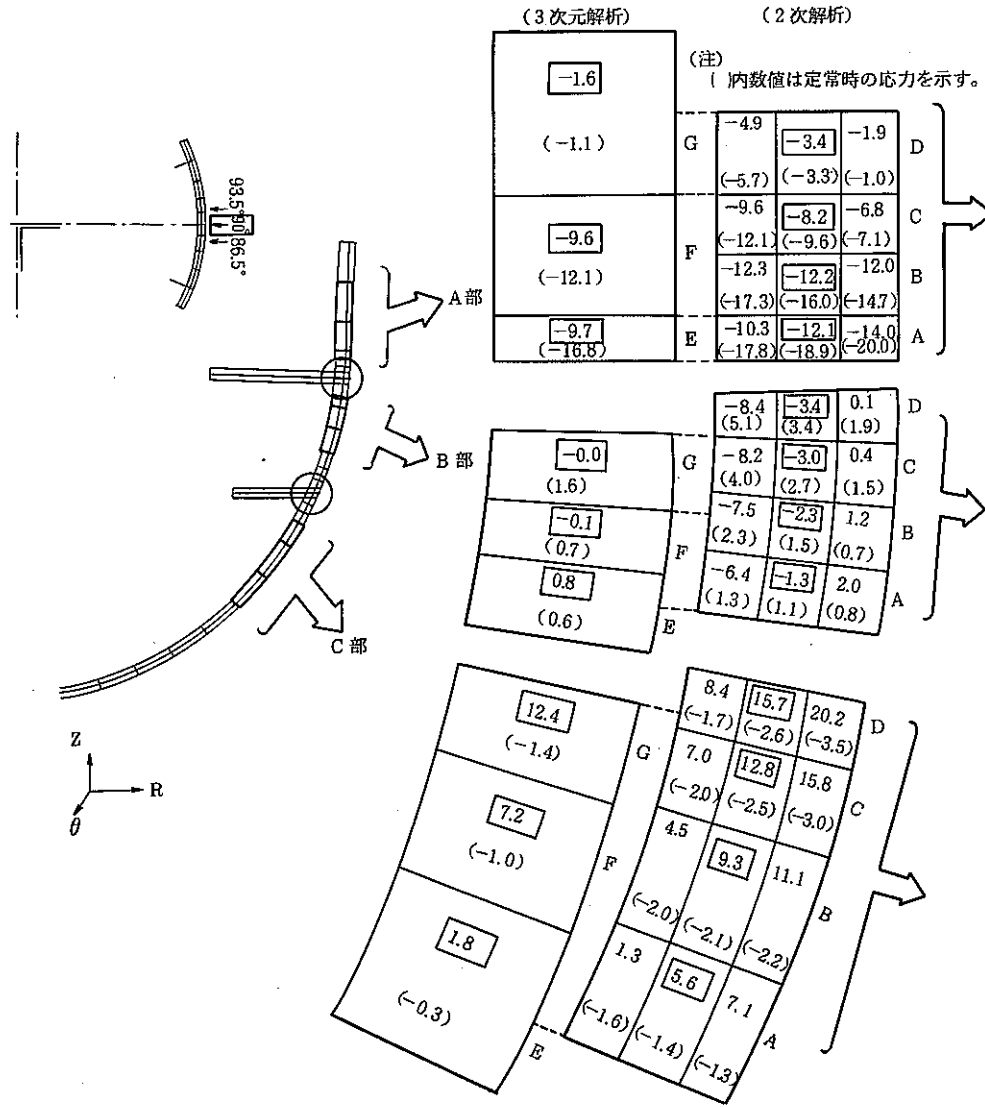


図1 周方向における応力比較

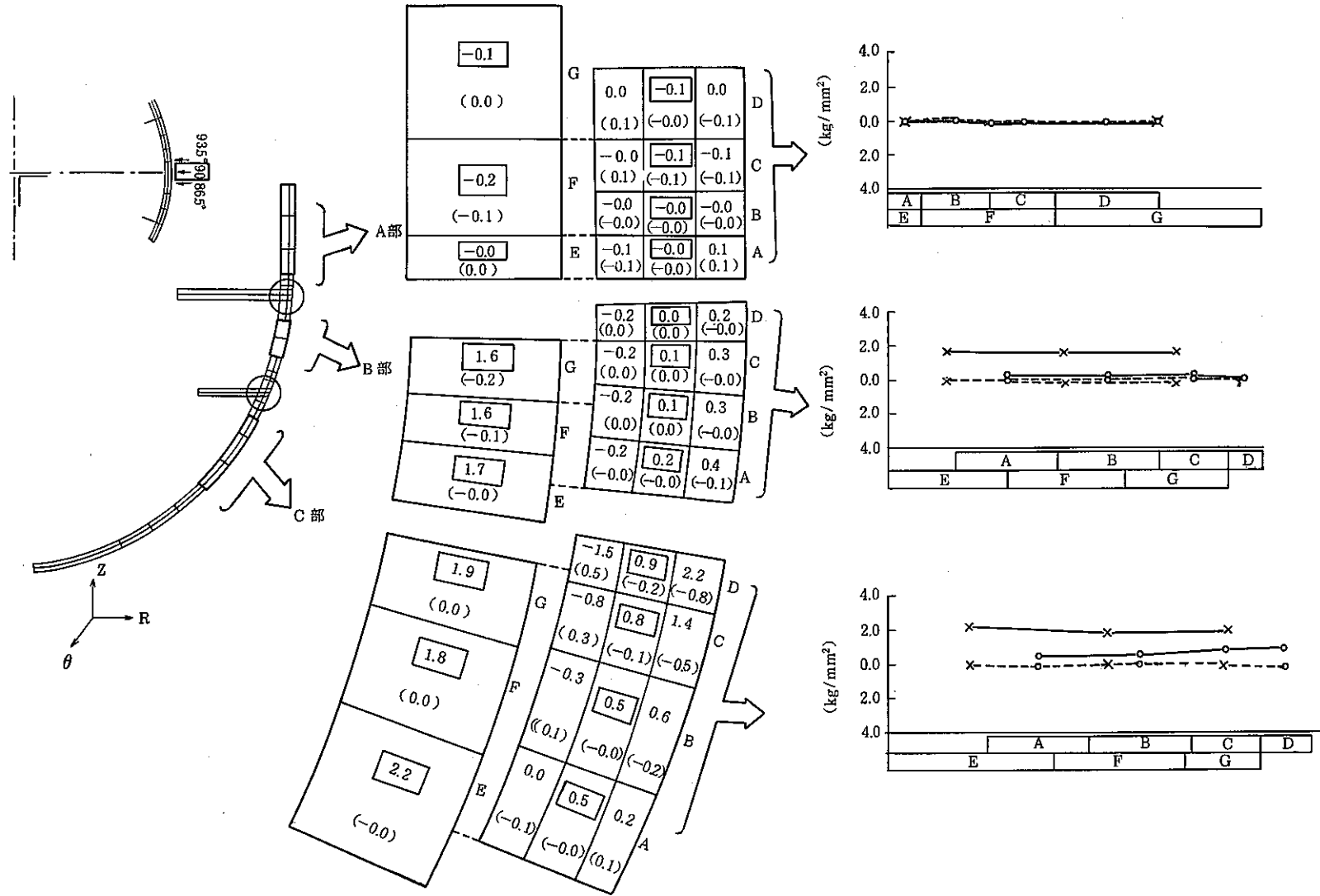


図2 径方向における応力比較

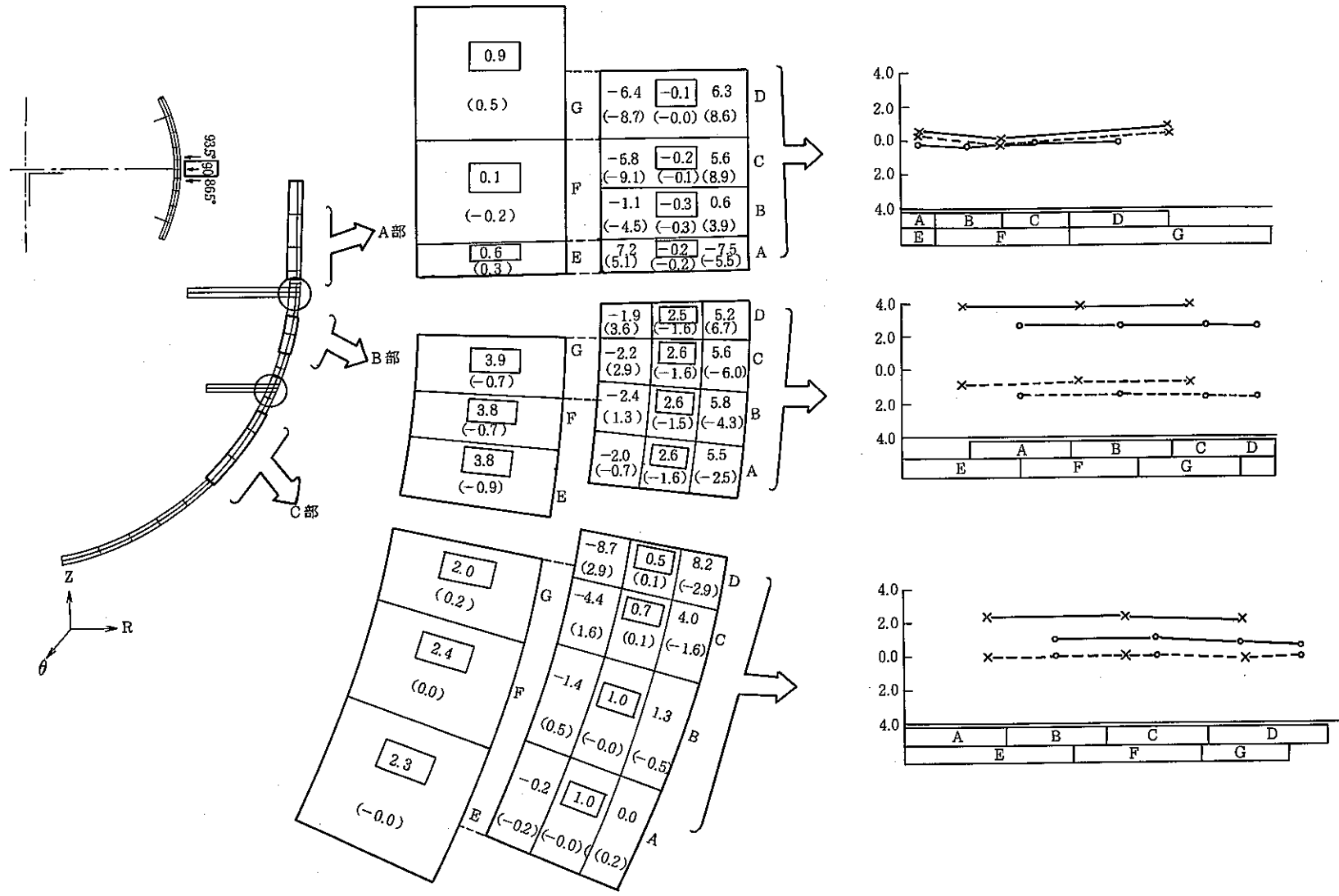


図3 軸方向における応力比較

7.6 M系列・安定性試験結果（MK-II第7サイクル）

報告者：庄野（異常監視技術Gr.）

1. 試験目的

- M系列試験により、定格出力における冷却材温度制御系の安定範囲を明確にする。
- M系列試験結果より、安定性試験時の制御定数を決定する。
- 安定性試験により、主冷却器出口 Na 温度の外乱に対して、プラントが十分安定に運転できることを確認する。

2. 試験結果

（試験実施日 M系列試験 1985. 2. 20）
 （安定性試験 1985. 2. 22）

- 各主冷却器（1A, 2A, 1B, 2B）について、ゲイン余裕、位相余裕を求めた。
- 試験実施時の比例ゲインとゲイン余裕は下表の通りであり、十分な安定領域にあることを確認した。また、ゲイン余裕は第6サイクルでの値に比べて、やや増大した。

主冷却器	1 A	2 A	1 B	2 B
比例ゲイン (Kp)	2.4 (2.5)	2.4 (2.4)	2.0 (2.0)	2.0 (2.1)
ゲイン余裕 (dB)	12.0 (11.5)	9.8 (8.9)	8.3 (8.3)	8.5 (7.8)

（注）（ ）内の数値は第6サイクルでの値

- 定格第1～第7サイクルのゲイン余裕経時変化を図1に示す。
- 安定性試験実施時の制御定数をM系列試験結果より設定した。
- 安定性試験結果を図2に示す。（全3ケース）

いずれのケースにおいても不安定現象は発生しなかった。

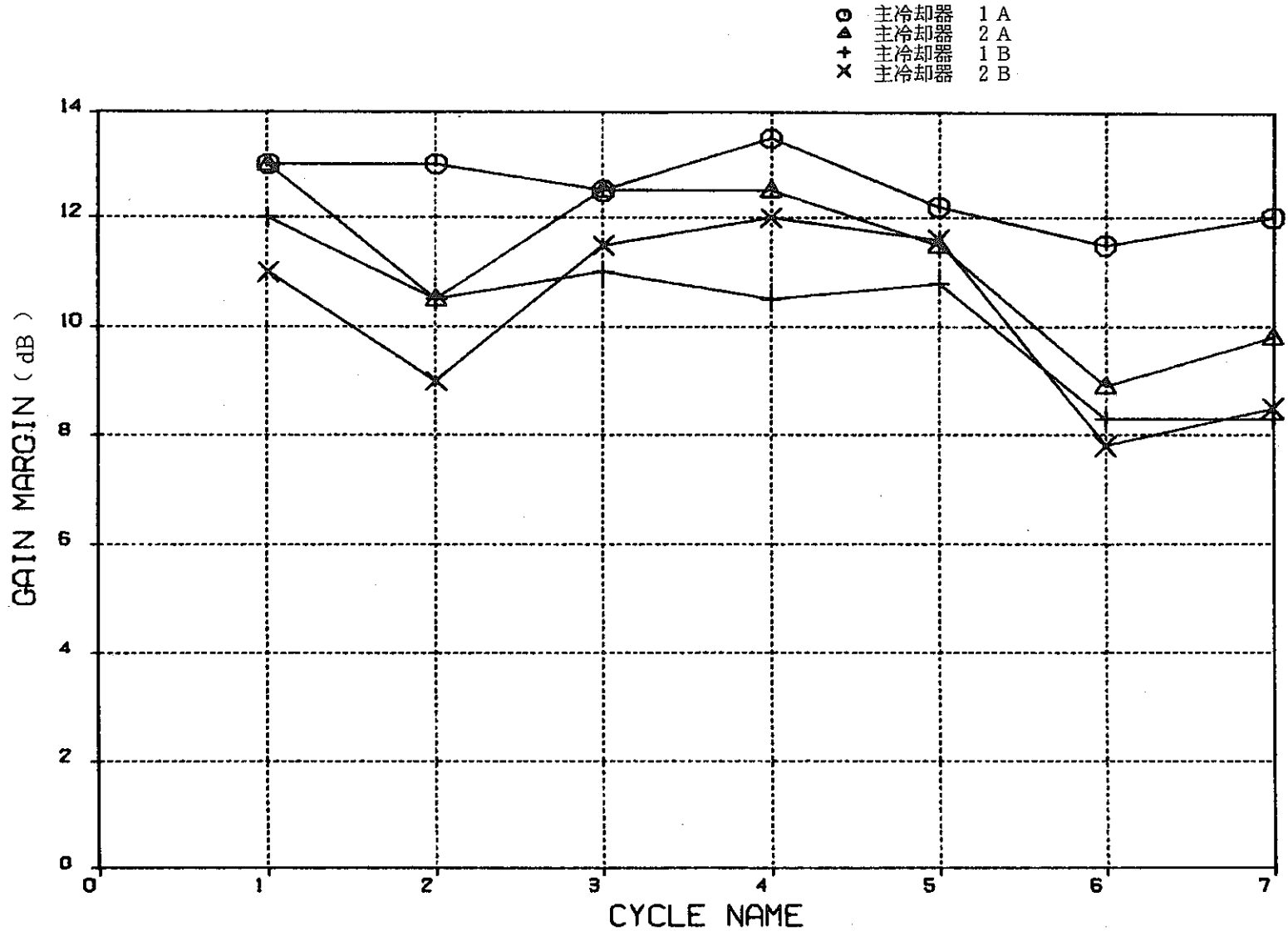
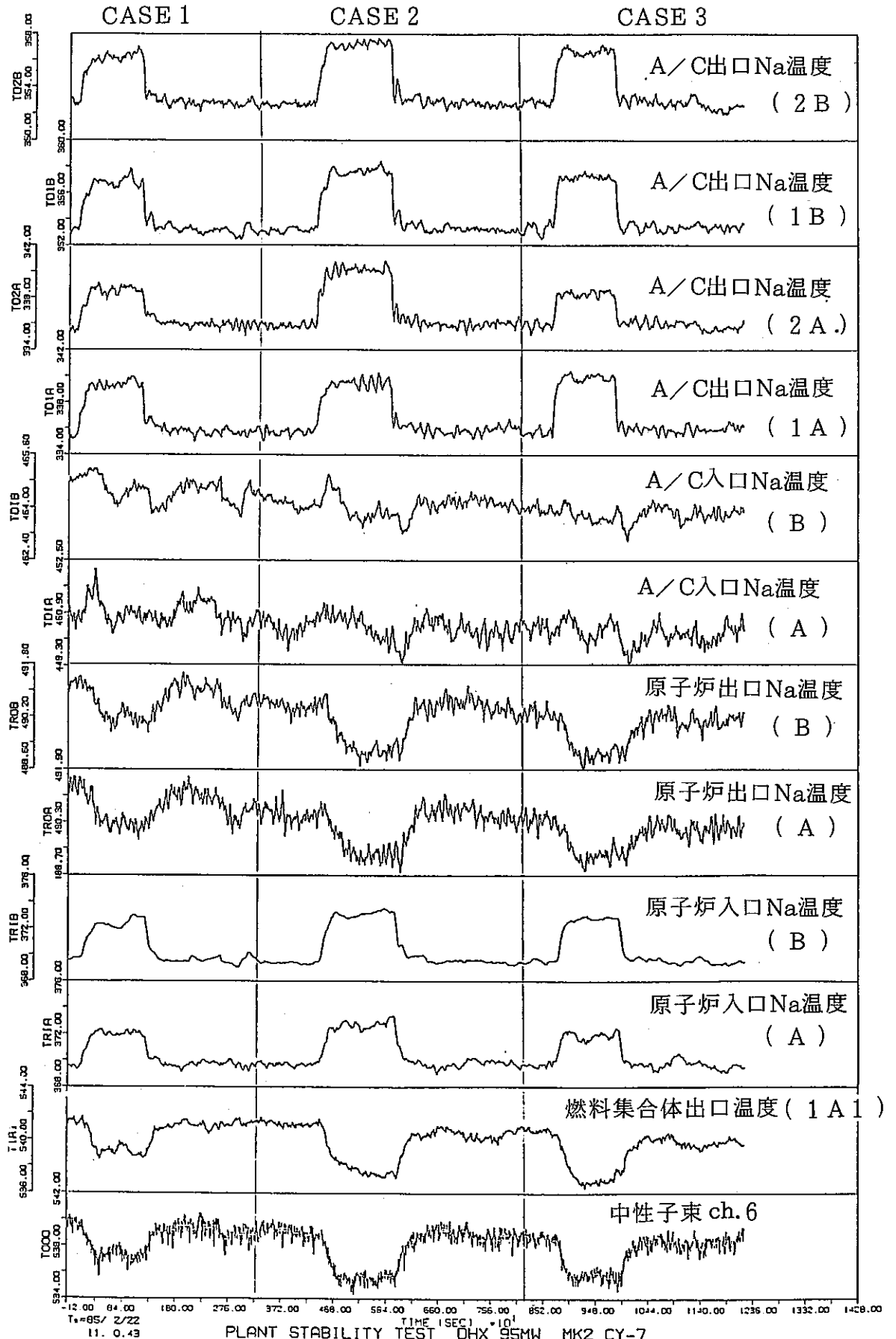


図1 ゲイン余裕経時変化 (MK-II 定格第1~第7サイクル)



PLANT STABILITY TEST OHX 95MW MK2 CY-7

図2 安定性試験結果 (MK-II 第7サイクル)

7.7 低流量運転時雑音監視結果

— S/A 出口温度ゆらぎ特性 —

報告者：庄野（異常監視技術 Gr.）

1. 概要

MK-II 定格第 6 サイクル出力上昇に先立ち、1 次系 20 % 流量、炉出力 10 MW の条件で低流量運転を実施した。（1984. 11. 27）

本運転中に、S/A 出口温度全点（115 点）について、そのゆらぎ成分をペンレコーダならびにスペクトラムアナライザによって測定・解析した。

本試験の目的は、低い燃料温度の状態で、冷却材温度上昇量を大きくして S/A 出口温度分布の計算値との比較、雑音特性監視を行うことにより、100 MW 定格運転前に炉内の異常現象が無いことを確認することにある。

2. 測定結果

① S/A 出口温度ゆらぎ量分布（図 1）

- アドレスによって、炉心外側が大きく、1, 2 列は小さいという傾向はあるが、特定の集合体の周囲あるいは特定の領域だけ、ゆらぎ量が大きような傾向は見られなかった。

（図 2）注 1

- 制御棒周辺 6 体の集合体出口温度についてゆらぎ量平均値を算出したが、CR 1～6 について、特に傾向が異なる様子は見られなかった。

② S/A 出口温度ゆらぎの周波数解析結果

- DC～2.5 Hz の帯域のスペクトルを解析した。
- ゆらぎ量の大小は、解析周波数帯域の成分をほぼ一律に増減させるだけで、特定の周波数でピークが発生するような現象は見られなかった。

3. 結論

S/A 出口温度雑音特性の測定結果からは、炉内異常現象の発生はないと判断できる。

注 1 [5F2]、[000] のゆらぎ量が、その周囲の集合体に比べて大きい理由は、熱電対用ウェルの中に溶融金属が封入されており、時定数が小さいことによる。

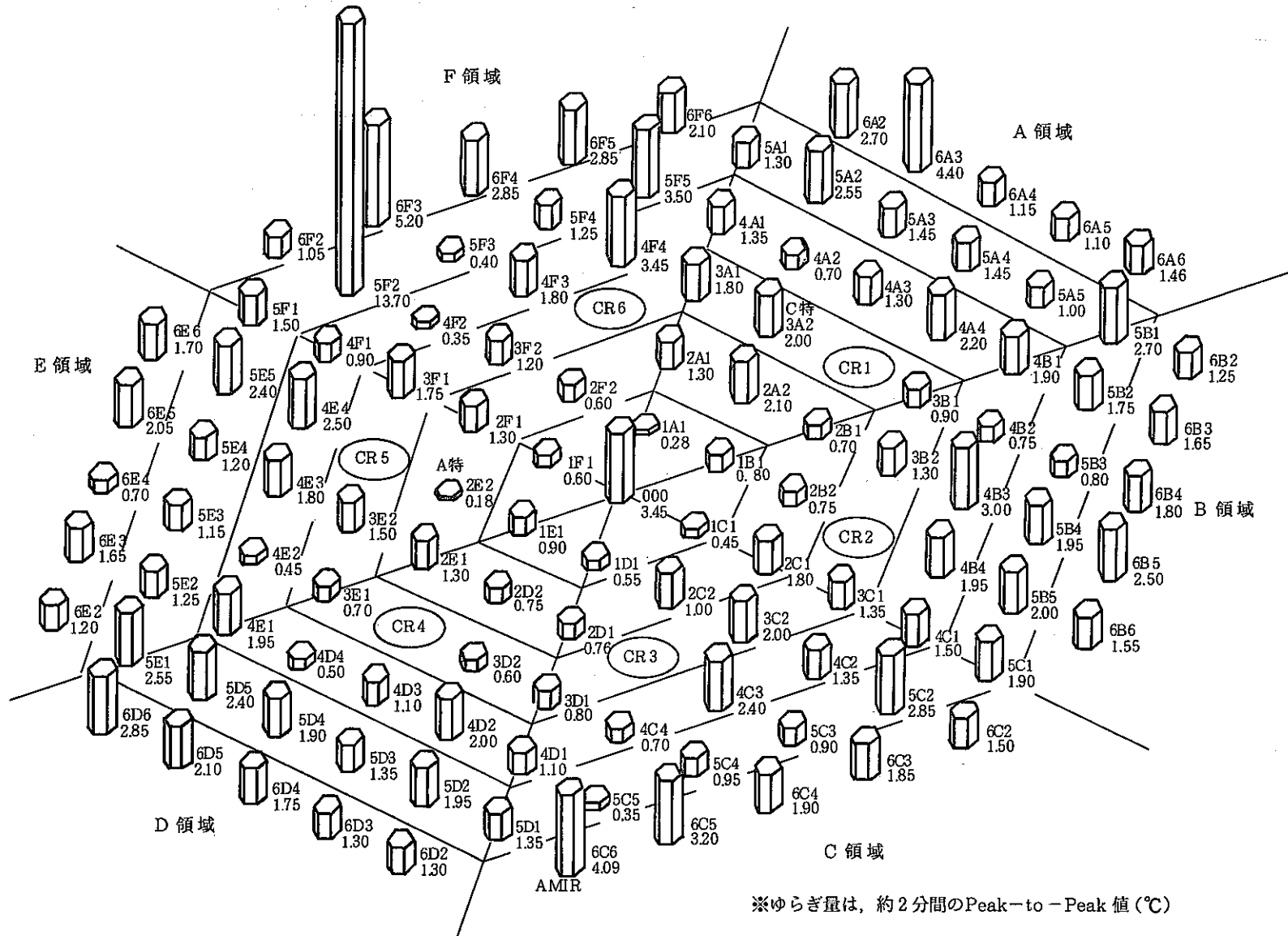


図1. S/A 出口温度ゆらぎ量分布 (20%流量, 10MW出力)

1984. 11. 27 測定

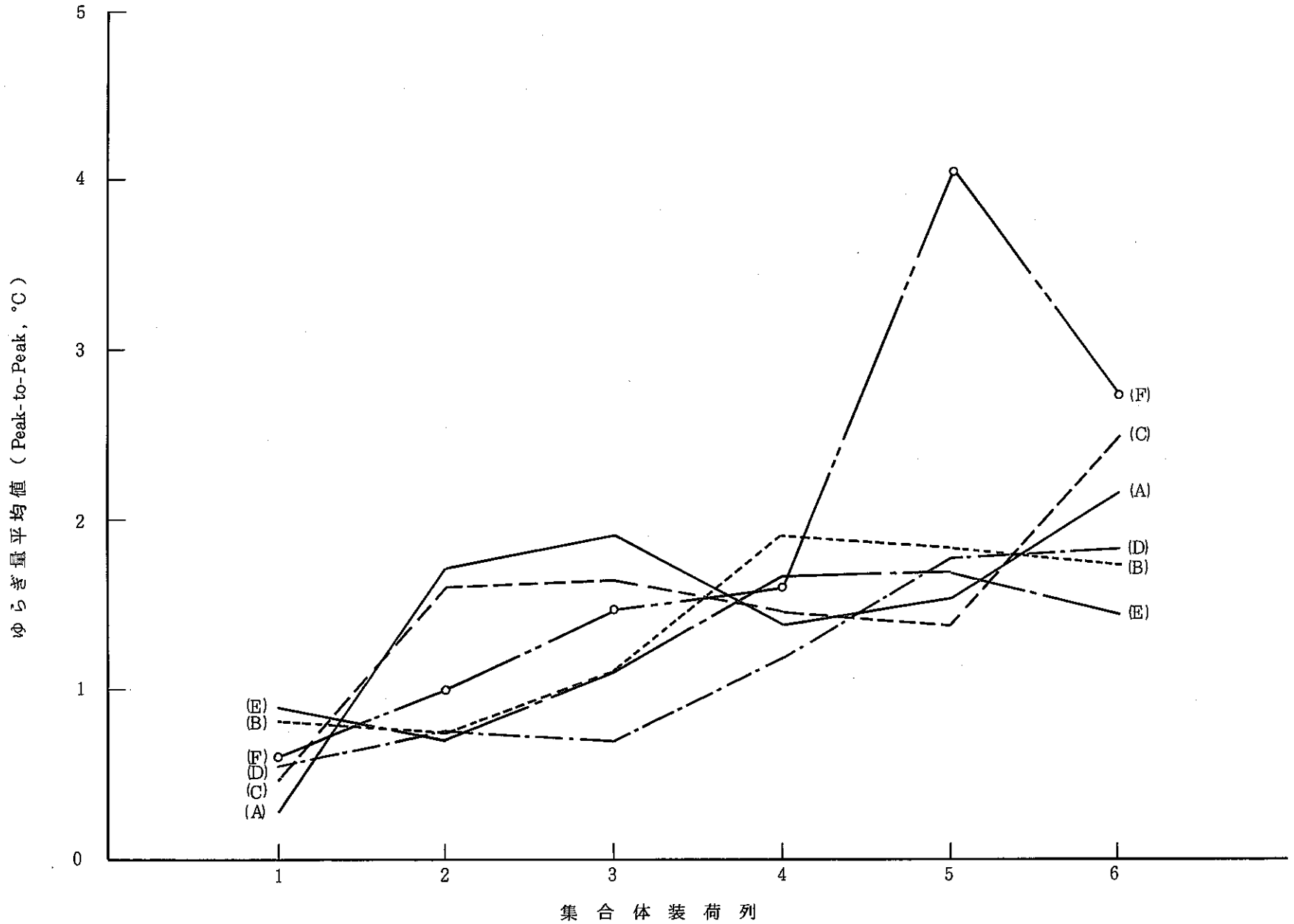


図2 S/A 出口温度ゆらぎ量と装荷列との関係 (20%流量, 10MW出力)
1984.11.27 測定

7.8 サイクル報（定格第5サイクル）

報告者：庄野（異常監視技術Gr.）

MK-II 定格第5サイクルは、1984年9月3日起動、同月6日に定格出力に到達した。10月20日まで定格運転を継続した後、30 MWまで出力低下し、制御棒一斉挿入にて炉を停止した。本サイクルの熱出力履歴は下図の通りである。

〔本サイクル報の内容〕

1. 炉心及びプラント特性測定結果（表参照）
2. 定格運転時データ
3. 原子炉熱出力履歴
4. その他
 - (1) S/A 出口温度監視結果
 - (2) 炉雑音監視結果
 - (3) ステップ応答測定結果

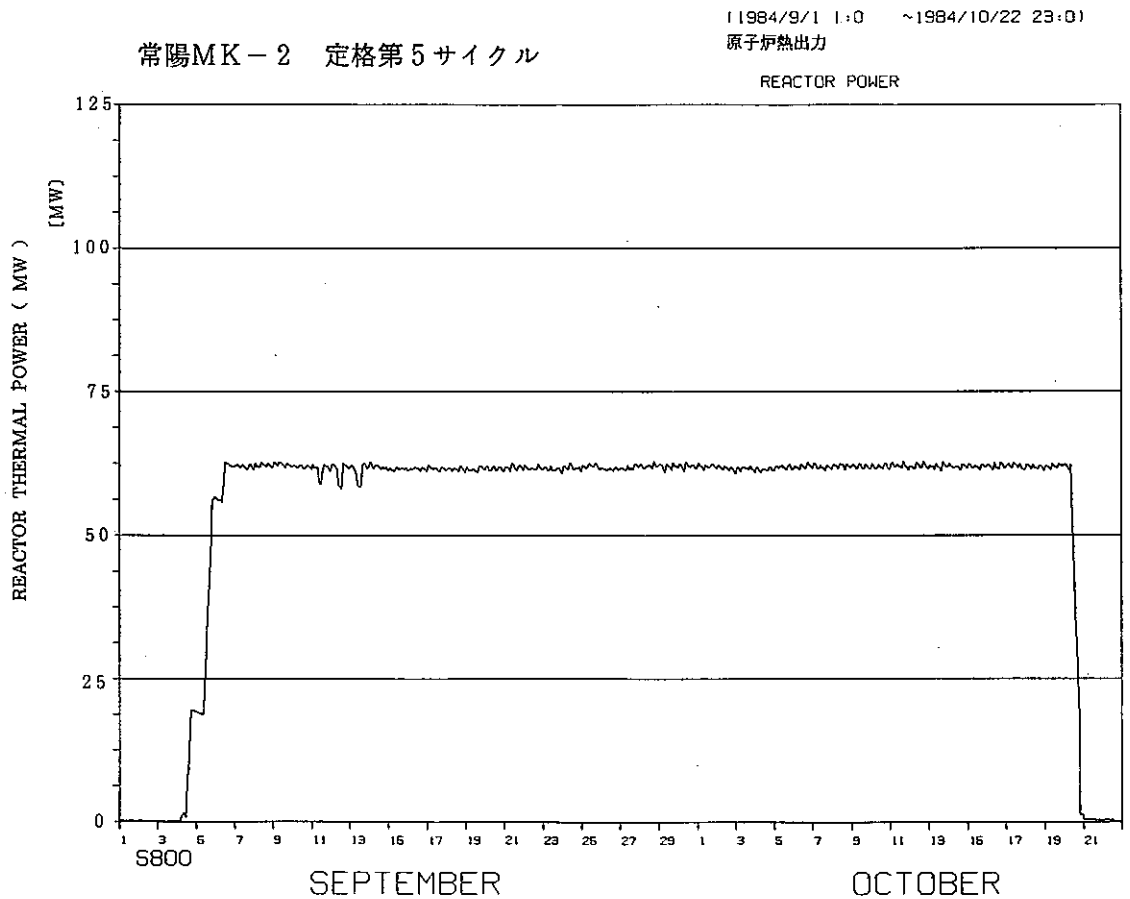


図 原子炉熱出力履歴

PNC-JOYO JOYDAS-PLOT

表1 炉心及びプラント特性測定結果 (MK-II 第5サイクル)

(1) 炉心関連

全制御棒価値 (% $\Delta k/k$)	CR1	CR2	CR3	CR4	CR5	CR6
	2.12	1.92	1.89	2.18	2.37	2.23
BOC臨界点 (mm)	CR1	CR2	CR3	CR4	CR5	CR6
	466.0	466.0	466.0	466.0	466.1	466.1
250℃余剰反応度 (BOC) (% $\Delta k/k$)	2.60					
(注1) 出力係数 ($\times 10^{-3}$ % $\Delta k/k$ /MW)	BOC		EOC		(注1) 平均値を採用	
	- 4.49		- 2.66			
燃焼係数 ($\times 10^{-4}$ % $\Delta k/k$ /MW)	- 2.34		(定格出力時, Np-239 効果含む)			
(注2) スクラム時間 (msec) (9/1 測定)	CR1	CR2	CR3	CR4	CR5	CR6
	—	—	602	—	—	—

(注2) スクラム時間自動測定装置

(2) プラント関連

	A ループ	B ループ		
系統圧損 (mNa)	47.9	47.2	} (注3) 250℃での測定	
1次主ポンプ定格回転数 (rpm)	809.9	811.6		
温度制御系ゲイン余裕 (dB)	1 A	2 A	1 B	2 B
	12.2	11.5	10.8	11.6

(3) 計装関連

ベーン開度信号ヒステリシス (mA) 8/28 測定	1 A		2 A		1 B		2 B			
	0.45		0.46		0.35		0.46			
流量計零点ドリフト量	一次系	A ループ		B ループ		二次系	A ループ		B ループ	
		—		—			—		—	
S/A 出口温度計校正結果	技メモ参照			流速計特性			技メモ参照			

7.9 一次系ナトリウムの放射能強度測定

報告者：山縣（計測Gr.）

1. 概要

一次系ナトリウムについて、分析グループの分析法とドシメトリーシステムの分析法を比較するため、「常陽」ドシメトリーシステムにより一次系ナトリウムサンプルの放射能強度測定を行った。

測定した一次系ナトリウムは、MK-II炉心100MWt第6サイクル運転中（1985年1月11日）に採取されたものであり、試料番号JNa-I-59-13である。

2. 方法

測定は、「常陽」ドシメトリーシステムによる γ 線スペクトロスコーピーから得られた γ 線放出率および検出効率、ナトリウムサンプルデータから下記の式で放射能強度を算出した。検出効率はポイントソースとバイアルソース（体積線源）の2タイプの標準線源を用い、2タイプの平均を使用した。

$$A_c = \lambda \frac{C_p}{\epsilon_p \times Pr \times W \times FS \times FC} \times \frac{e^{-\lambda T_c}}{1 - e^{-\lambda T_M}}$$

ここで、

A_c : specific activity at end of irradiation (decay/sec/g)

C_p : γ -ray photo peak area (counts)

ϵ_p : photo peak efficiency

Pr : γ -ray emission probability

W : dosimeter weight (g)

T_M : live count time

T_c : cooling time

FS : correction factor for γ -ray self-shielding

FC : correction factor for random summing of γ -ray counting

λ : decay constant (1/sec)

である。

3. 結果

ドシメトリシステムによる分析結果と分析グループによる分析結果を下表に示す。

生成反応	放射能強度 ($\mu\text{Ci}/\text{g}$)		分析Grとの差(%)
	ドシメトリシステム	分析 Gr	
$^{23}\text{Na}(n, 2n)^{22}\text{Na}$	2.625×10^{-1}	2.5×10^{-1}	5.0
$^{23}\text{Na}(n, \gamma)^{24}\text{Na}$	2.897×10^4	2.98×10^4	- 2.8
$^{59}\text{Co}(n, \gamma)^{60}\text{Co}$	1.775×10^{-3}	6.4×10^{-4} (**)($\mu\text{Ci}/\text{cm}^2$)	—
$^{109}\text{Ag}(n, \gamma)^{110\text{m}}\text{Ag}$	1.255×10^{-2}	1.1×10^{-2}	14.1
$^{123}\text{Sb}(n, \gamma)^{124}\text{Sb}$	1.139×10^{-3}	1.2×10^{-3}	- 5.1

** : サンプリング管内壁面に付着したCPでNa中の量ではない。

8. MK-II 炉心核熱特性解析

本章は、MK-II 炉心解析の内、主に核計算による解析評価で得られた核熱特性に関して速報された成果をまとめたものである。

8.1 炉心燃料 PFD 070 の放射化量と崩壊熱の計算

報告者：生田目（炉心・運転計画 Gr.）

1. 概要

昭和 60 年 11 月 25 日に払出し予定の炉心燃料 PFD 070 について、放射化量及び崩壊熱を計算した。

2. 計算条件

使用コード "ORIGEN 79"

運転履歴 100 MW（第 2 サイクル）～ FFDL 試験サイクル

照射中性子束 炉心部（55 cm 長）平均で $3.47 \times 10^{15} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$ ，装荷位置は〔2A1〕である。

組成データ

酸素	88.66 モル	Na	44.4 モル	Cr	18.84 モル
Mn	1.84 モル	Fe	67.3 モル	Ni	13.25 モル
Mo	1.5 モル	²³⁵ U	3.94 モル	²³⁸ U	28.23 モル
²³⁹ Pu	9.66 モル	²⁴⁰ Pu	2.64 モル	²⁴¹ Pu	0.44 モル
²⁴² Pu	0.104 モル				

冷却期間 217 日目～226 日目

FFDL 試験が 4/16 に終了すると仮定すれば 11/25 は 223 日目となる。

3. 計算結果

計算結果を次表に示す。

項目		冷却期間 *1 (月日)	217	218	219	220	221	222	223	224	225	226
		11/19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	
FP*3	放射化量 (Ci)	*2 8.31 + 4	8.27 + 4	8.24 + 4	8.20 + 4	8.17 + 4	8.13 + 4	8.01 + 4	8.07 + 4	8.03 + 4	8.0 + 4	
	崩壊熱 (w)	3.37 + 2	3.35 + 2	3.34 + 2	3.33 + 2	3.31 + 2	3.30 + 2	3.28 + 2	3.27 + 2	3.26 + 2	3.24 + 2	
ACT*4	放射化量 (Ci)	1.01 + 4	1.01 + 4	1.01 + 4	1.01 + 4	1.01 + 4	1.01 + 4	1.01 + 4	1.01 + 4	1.01 + 4	1.01 + 4	
	崩壊熱 (w)	1.60 + 1	1.59 + 1	1.59 + 1	1.59 + 1	1.59 + 1	1.58 + 1	1.58 + 1	1.58 + 1	1.58 + 1	1.58 + 1	
構造材	放射化量 (Ci)	1.60 + 3	1.60 + 3	1.59 + 3	1.58 + 3	1.57 + 3	1.57 + 3	1.56 + 3	1.55 + 3	1.54 + 3	1.54 + 3	
	崩壊熱 (w)	1.37 + 1	1.36 + 1	1.35 + 1	1.34 + 1	1.33 + 1	1.32 + 1	1.31 + 1	1.30 + 1	1.29 + 1	1.29 + 1	
合計	放射化量 (Ci)	9.48 + 4	9.44 + 4	9.41 + 4	9.37 + 4	9.34 + 4	9.30 + 4	9.27 + 4	9.24 + 4	9.19 + 4	9.16 + 4	
	崩壊熱 (w)	3.67 + 2	3.65 + 2	3.63 + 2	3.62 + 2	3.60 + 2	3.59 + 2	3.57 + 2	3.56 + 2	3.55 + 3	3.53 + 2	

*1 FFDL 試験 4 / 16 終了としたときの冷却期間

*2 8.31 + 4 → 8.31 × 10⁴ の意

*3 核分裂生成物

*4 アクチノイド

8.2 定格出力 100 MW 第 7 サイクル反応度係数測定結果

報告者：長山（炉心・運転計画 Gr.）

1. はじめに

「常陽」では、昭和60年2月11日から4月3日にかけて定格 100 MW 第 7 サイクル運転を実施した。本メモでは、第 7 サイクル運転中に実施した各種反応度係数関連試験の結果をまとめて報告する。

2. 炉心構成

第 7 サイクルの炉心構成を図 1 に示す。

3. 結 果

第 7 サイクル炉心核特性の測定結果（一部計算結果）をまとめたものを下表に示す。

項 目	計 算 ・ 測 定 結 果					
期間積算出力 (MWD)	4 3 7 5 (60 年 2 月 11 日 ~ 60 年 4 月 3 日)					
炉心平均燃焼度 (MWD/T)	BOC → 16300 / EOC → 22200					
制御棒全反応度価値 (%ΔK/K)	1	2	3	4	5	6
	1.97	1.93	1.89	1.93	2.33	2.16
零出力時余剰反応度 (%ΔK/K)	BOC			EOC		
	2.76			1.63		
出力係数 (平均) ($\times 10^{-3} \% \Delta K / K / MW$)	BOC			EOC		
	-(4.46 ± 1.21)			-(2.57 ± 0.55)		
燃 焼 係 数 ($\times 10^{-3} \% \Delta K / K / MWD$)	零出力	定格出力 ^(Np 239) (効果含む)		定格出力 ^(Np 239) (効果除く)		
	-2.58	-2.36		-2.30		

- 第 1 サイクルから第 7 サイクルまでのサイクル間余剰反応度変化を計算値（“MAGI”による計算値）との比較の形で表 1 及び図 2 に示す。
- 10 MW 毎区間平均出力係数を第 4 サイクル以降をまとめて図 3 に示す。
また、平均出力係数のサイクル間変化を図 4 に示す。

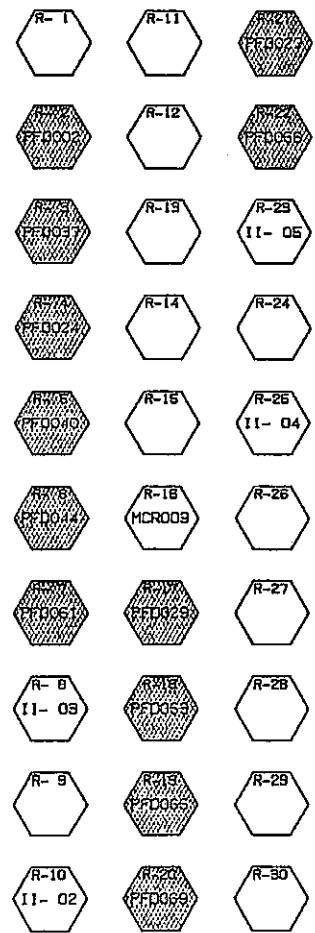
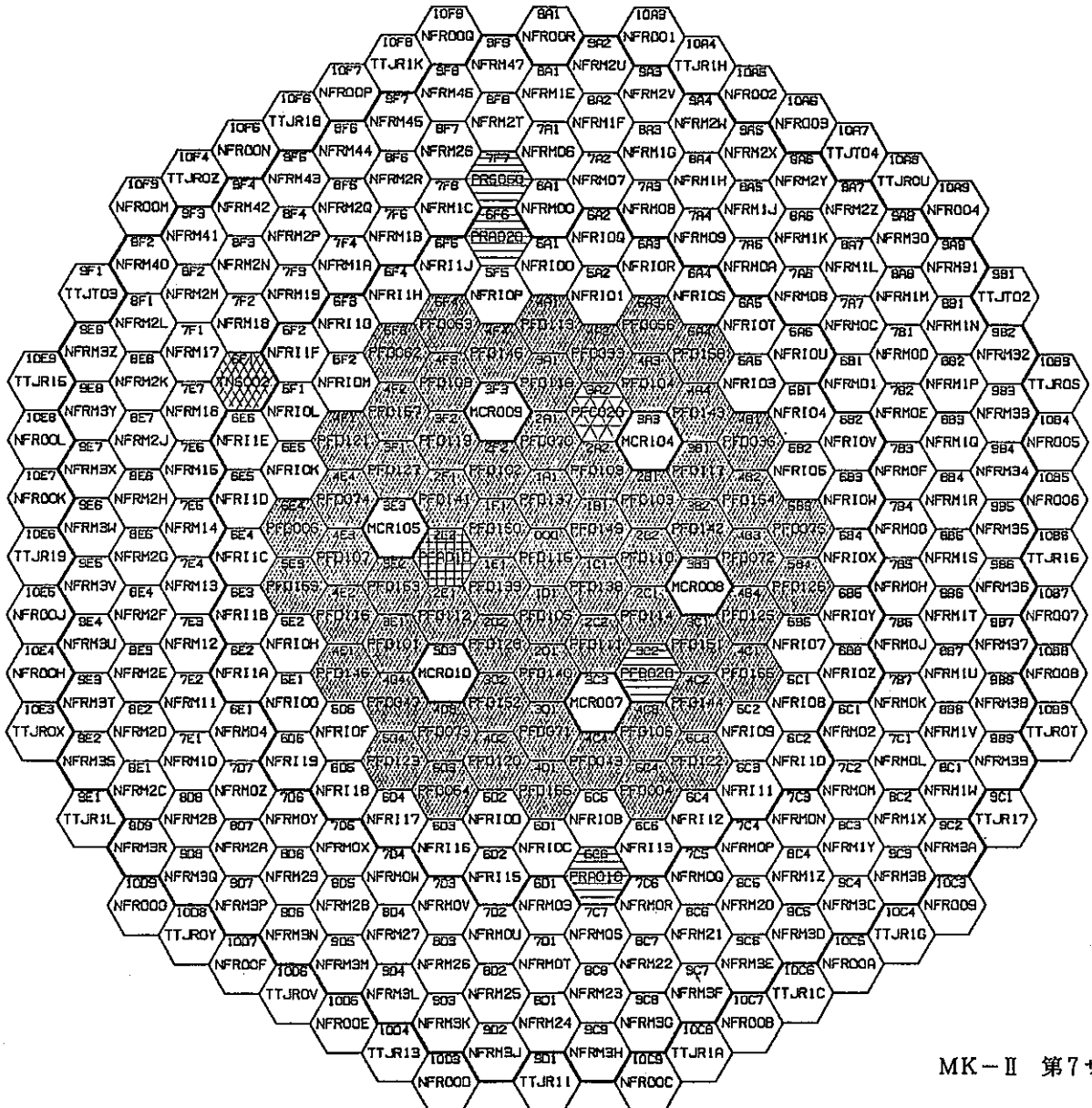
図3及び図4より平衡炉心に達した第4サイクル以降は、サイクル間で大きな変動のないことがわかる。

- 第7サイクル運転期間中の余剰反応度変化(100MW時)を図5に示す。BOCにおいて、 ^{239}Np の効果(^{238}U が ^{239}Pu に変る過程で半減期が約2.35日の時間遅れが存在する効果)による若干の落ち込みが見られるが、その後は、ほぼ1次式に表わされる。

表1 サイクル間余剰反応度変化

サイクル番号	BOC (%ΔK/K)		燃焼による反応度変化 (%ΔK/K)		EOC (%ΔK/K)	
	計算値	測定値	計算値	測定値	計算値	測定値
1	4.10	4.10	1.01 (4306MWD)	1.09	3.09	3.01
2	3.64	3.65	1.05 (4501MWD)	1.22	2.59	2.43
3	2.73	2.58	1.06 (4380MWD)	1.15	1.67	1.43
4	2.67	2.55	1.02 (4260MWD)	1.08	1.65	1.47
5	2.75	2.60	1.05 (4483MWD)	1.12	1.68	1.48
6	3.05	2.87	1.05 (4464MWD)		2.01	(測定できず)
7	3.15	2.76	1.05 (4375MWD)	1.14	2.10	1.63

- (i) 計算値は、第1サイクルBOCの計算結果を測定値に規格化した値である(第1サイクルBOCでの測定値と計算値との差=0.73)。
- (ii) 既して、測定されているサイクルのEOCの計算値は、実際の積算出力に合うように換算してある。燃焼量の欄における()内の数値は、実際の積算出力である。
- (iii) 6サイクル以後の一次取替燃料組成については、製造実績を使用。



MK-II 第7サイクル炉心体系図

CAL. CYCLE 7
 FILE NAME : S406#. OUTPUT. CY07. SEQ10. DATA

図1 第7サイクル炉心構成図

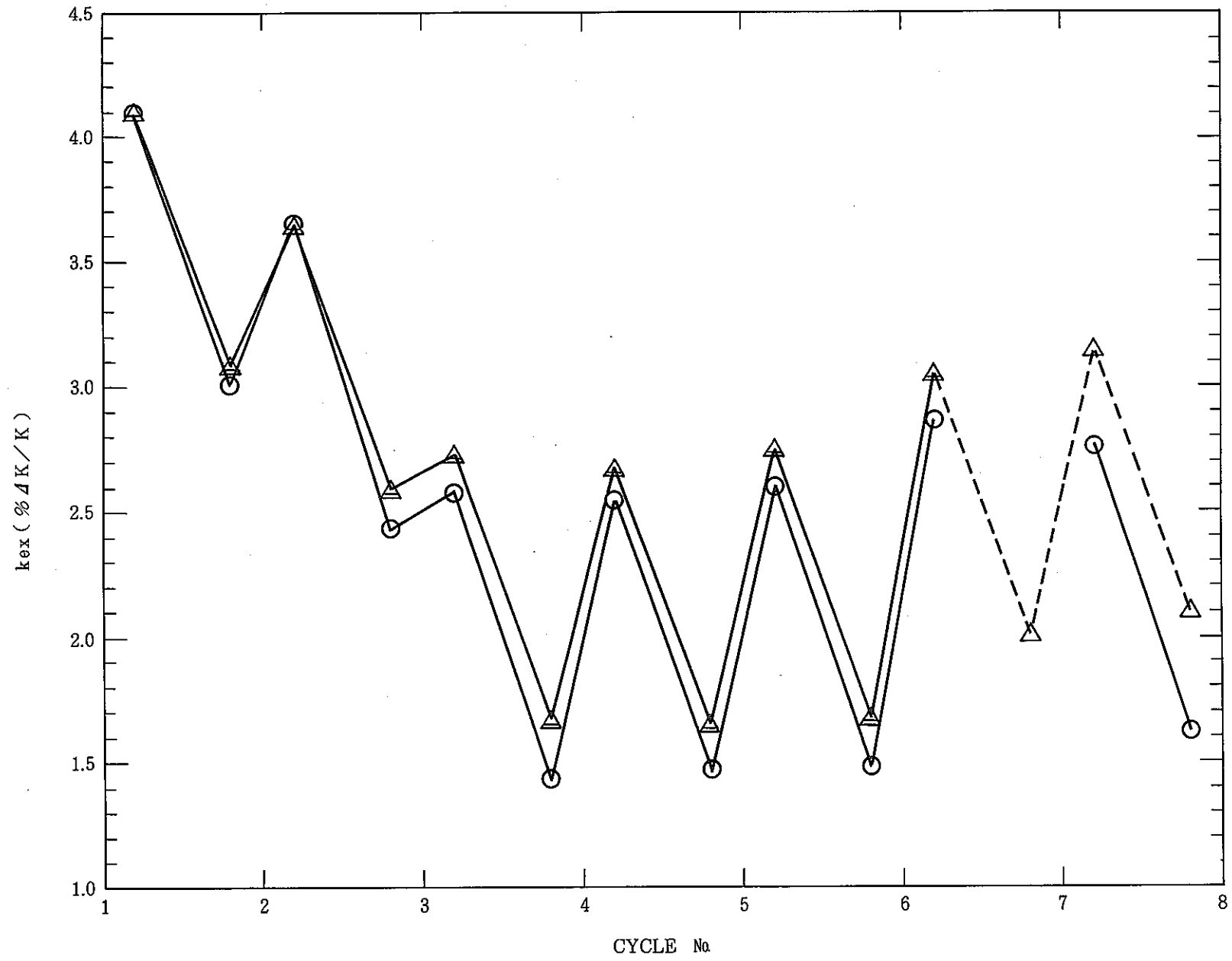


図2 サイクル間余剰反応度変化

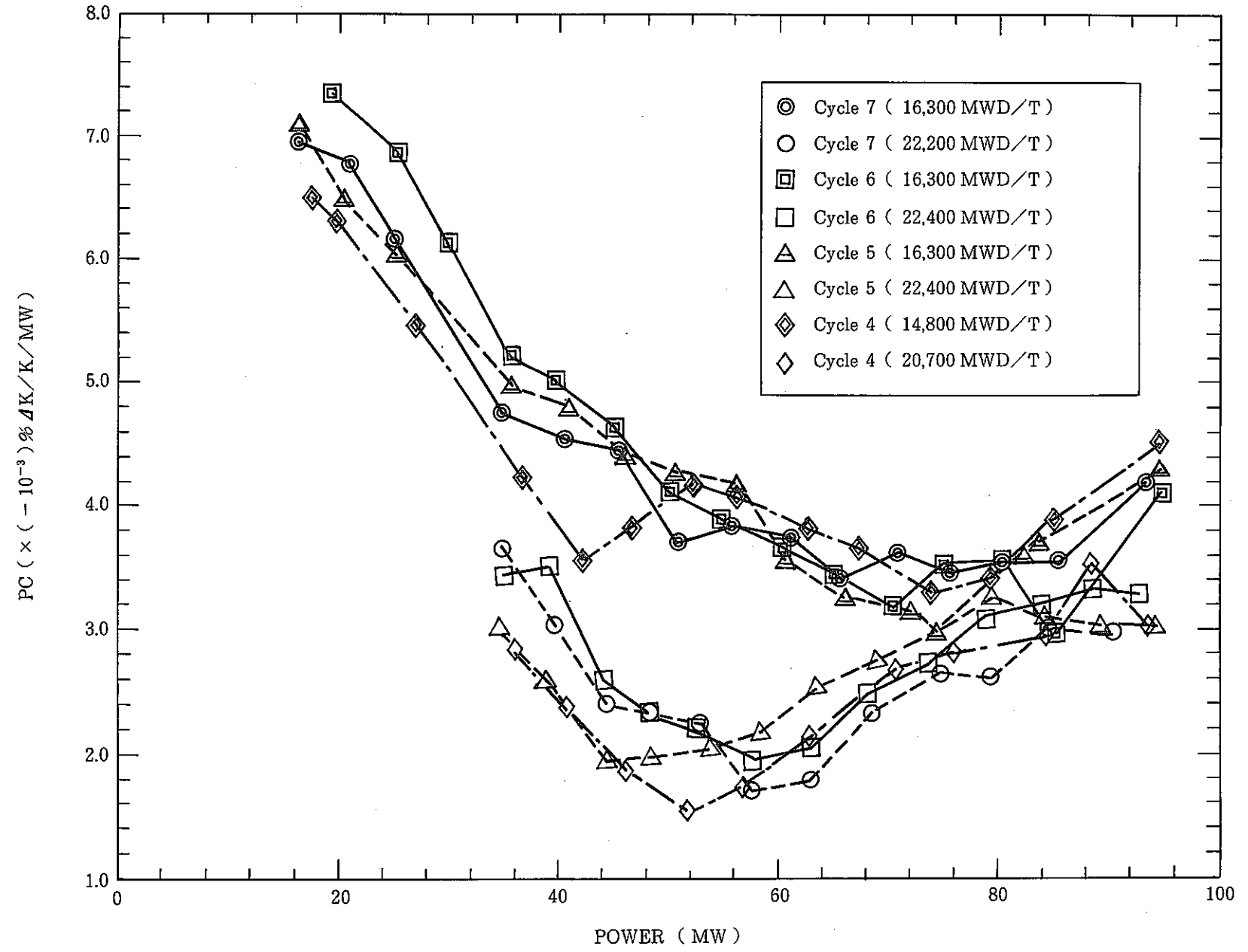


図3 10 MW 毎区間平均出力係数

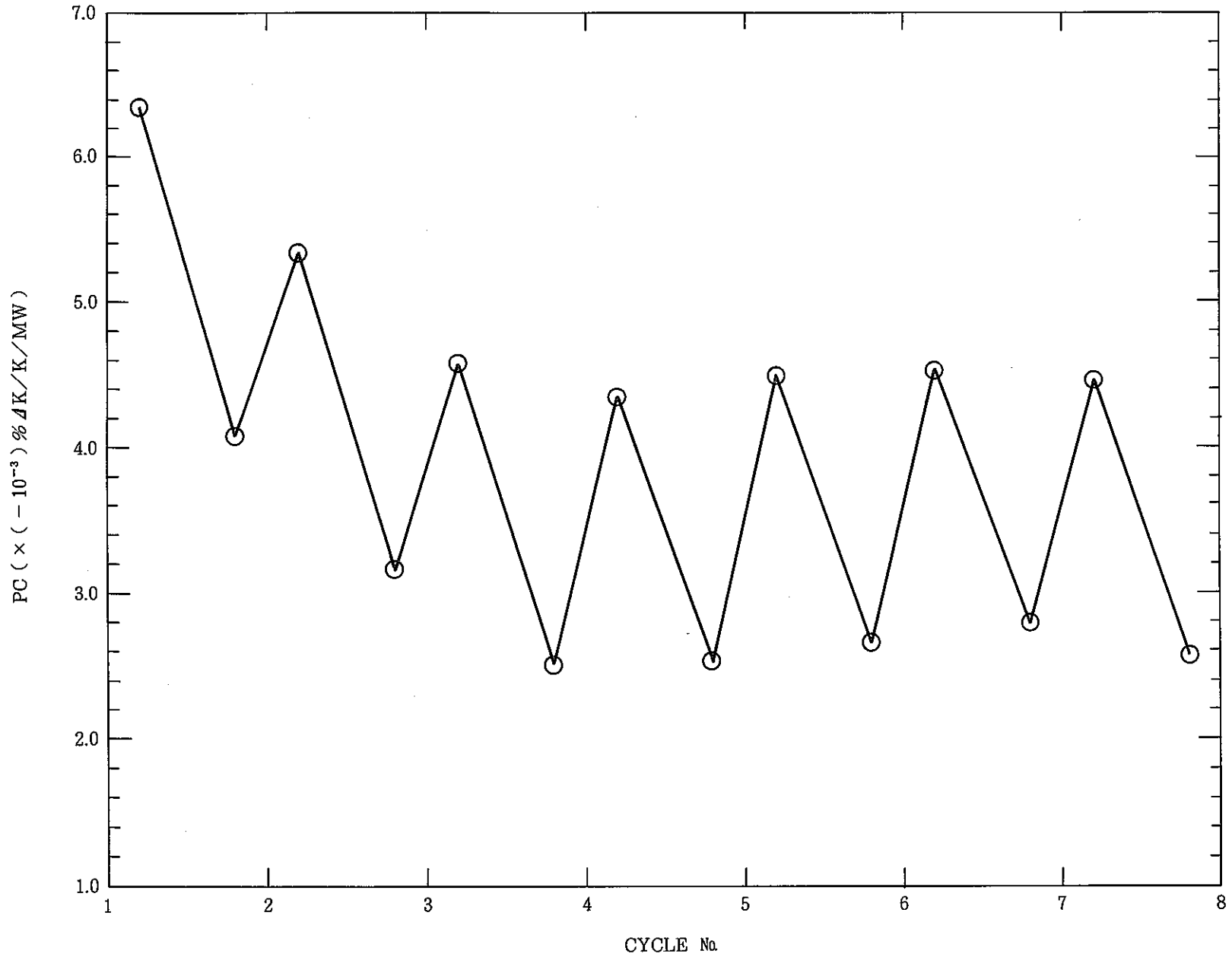


図4 出力係数のサイクル間変化

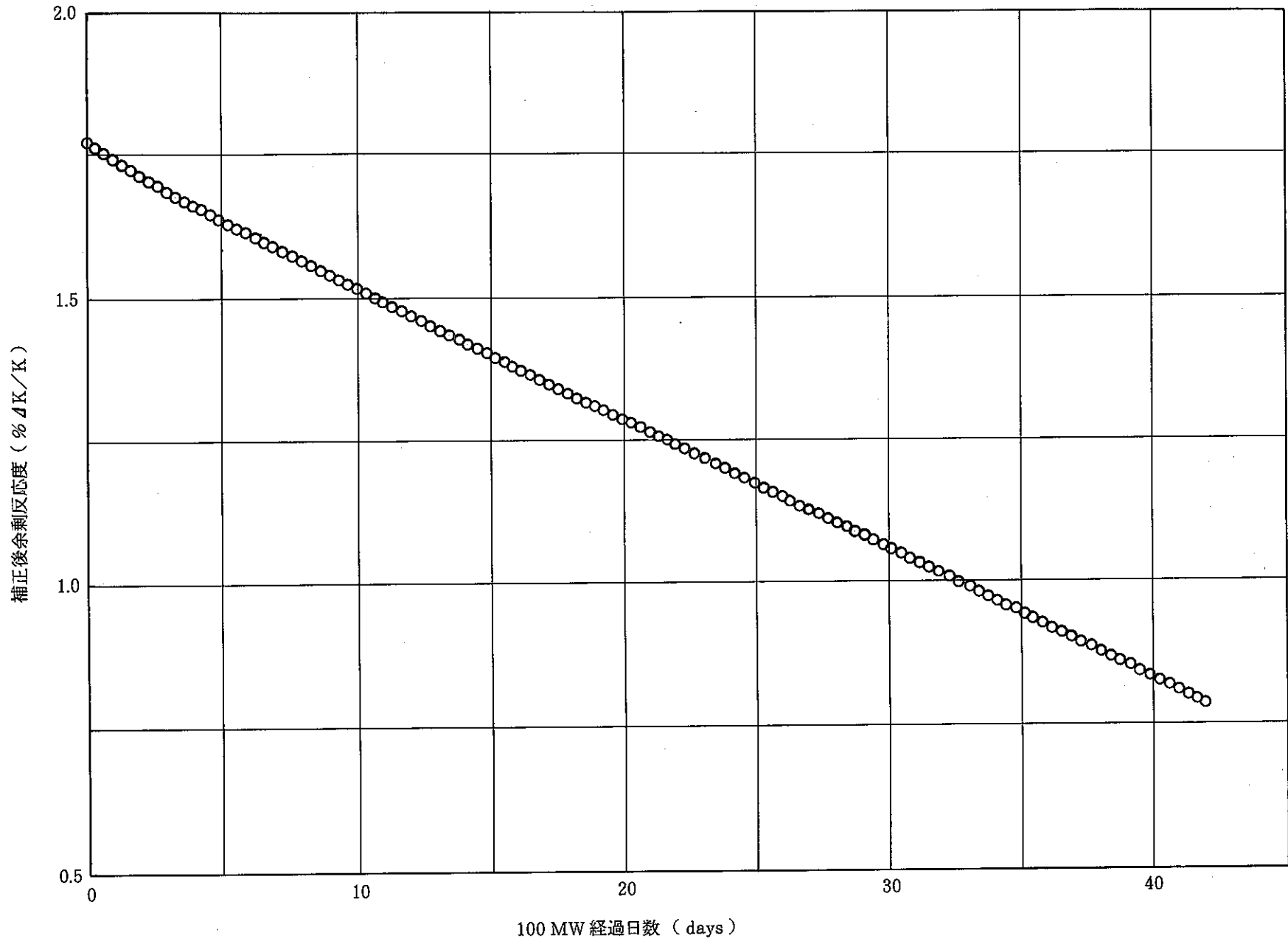


図5 第7サイクル定格出力運転時の余剰反応度変化

8.3 FFDL炉内試験, 自然循環試験用実効マイクロ断面積

報告者：徳安（炉心・運転計画 Gr）

1. 序

FFDL炉内試験, 自然循環試験記録計算用実効マイクロ断面積ファイルを作成したので, ここに報告する。

2. 作成方法

作成対象とした炉心構成を, 下表に示す。

原子数密度は, FFDL炉内試験用特燃（PFB011）に関しては, 照射課支給の組成データより計算し, 他は第7サイクル“MAGI”記録計算より, 計算された燃焼後組成を体系領域毎に均質化したものを用いた。

S/A 種類 \ サイクル	FFDL炉内試験	自然循環試験
炉 心 燃 料	66	67
制 御 棒	6	6
内 側 反 射 体	46	46
外 側 反 射 体 (A)	142	142
外側反射体 (B) [スリット]	1〔有〕/24〔無〕	1〔有〕/24〔無〕
中 性 子 源	1	1
特 殊 燃 料	4	3
MK-I反射体 (サーベランス) 含む	23	23

8.4 制御棒全引抜及び中途挿入における制御棒と周りの燃料との集合体出口温度差の比較

報告者：原（炉心・運転計画 Gr.）

1. 要 旨

炉上部機構のサーマルストライピングで最大の問題となるのは制御棒とその回りの燃料との出口温度差である。この出口温度差推定で必要となる制御棒の出口温度算出にあたっては、これまで制御棒全引抜で計算していた。しかしながら実際の運転時には制御棒は中途挿入されており、その場合は B-10 の $(n-\alpha)$ 反応での発熱が存在し、制御棒チャンネルの出口温度は上昇するはずである。この効果を調べるために定格運転時の代表的制御棒位置である 500 mm 位置で中途挿入の効果を調べる。

2. 計算条件

計算コード： “MAGI”

炉心構成： 第8サイクル

中途挿入位置： 500 mm

温度差は各々制御棒の周りの燃料集合体の中で温度が最大のものを対象とした。温度は熱移動効果を無視してある。

3. 計算結果

制御棒全引抜及び中途挿入における制御棒と周りの燃料集合体との出口温度及び温度差の比較を表に示す。

表から解るように制御棒中途挿入の場合、全引抜に比べて $6 \sim 7^\circ\text{C}$ 減少する程度である。参考のために「常陽 MK II 炉心ガンマ発熱評価」(J902 84-05)での炉心集合体出口冷却材温度を示す。この計算ではガンマ線輸送計算も行われ、熱移動効果も考慮に入れられており、現在最も評価できる値であるが、制御棒全引抜で計算されている。それ故今回の中途挿入の効果を押えておく必要がある。

表 制御棒全引抜及び中途挿入における制御棒と周りの燃料との出口温度及び温度差の比較

制御棒名称 及び位置		制御棒出口温度 T_{CR} (°C)	周囲の燃料最大 温度 T_{Dmax} (°C)	$T_{Dmax} - T_{CR}$ (°C)
MCR 104 3A3	Full out	382.0	534.1	152.1
	中途挿入 500mm	387.9	533.7	145.8
	Full - 中途			6.3
MCR 008 3B3	Full out	382.1	542.6	160.5
	中途挿入 500mm	388.0	541.6	153.6
	Full - 中途			6.9
MCR 007 3C3	Full out	382.0	539.0	157.0
	中途挿入 500mm	387.8	537.8	150.0
	Full - 中途			7.0
MCR 010 3D3	Full out	382.2	545.9	163.7
	中途挿入 500mm	388.1	544.9	156.8
	Full - 中途			6.9
MCR 101 3E3	Full out	382.2	548.1	165.9
	中途挿入 500mm	388.2	547.1	158.9
	Full - 中途			7.0
MCR 009 3F3	Full out	382.0	553.6	171.6
	中途挿入 500mm	387.7	553.2	165.5
	Full - 中途			6.1

(注) (1) 集合体間熱移動を考慮

ただし()内数値は熱移動効果を無視した場合の温度

(2) 冷却材入口温度：370℃

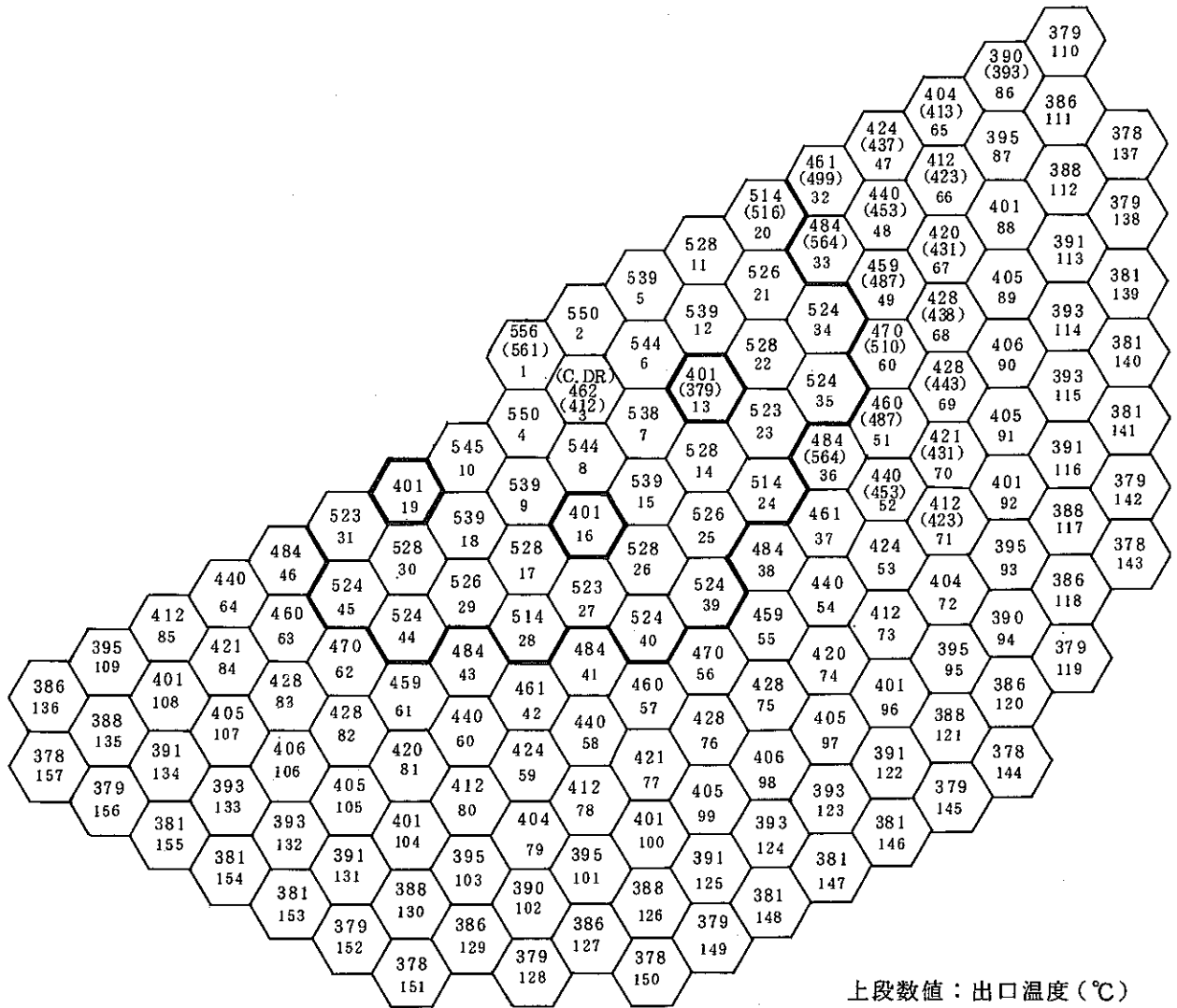


図 「常陽」MK-II炉心集合体出口冷却材温度(バルク温度)
(第0サイクル初期)

8.5 中性子束ゆらぎ量と燃料中心温度ゆらぎ量の関係（周波数依存性）

報告者：庄野（異常監視技術 Gr.）

1. 概要

「常陽」MK-II 炉心においては、主として制御棒振動による中性子束ゆらぎが存在する。このゆらぎによって当然、燃料温度にゆらぎが発生していることが予想される。また、燃料、被覆管、冷却材等の熱容量が存在するため、中性子束と燃料温度それぞれのゆらぎ量の間には周波数依存性があることが想定される。そこで、炉心動特性解析コード“SPIDER”の一部を活用して両者の関係を計算によりサーベイした結果を示す。

2. 計算条件

- 熱出力 100MW
- 燃料中心温度初期値 2,270℃ ($\Delta T = 1,900^\circ\text{C}$)
- 中性子束ゆらぎ
振幅 ± 2 MWの正弦波状
周期 0.1~100.0 sec (周波数 10.0~0.01Hz)

3. 解析結果

- 定格運転中の ± 2 MWの中性子束ゆらぎによって発生する燃料中心温度ゆらぎの Peak-to-Peak 値は下表の通りである。(1.0~0.01Hz)

中性子束ゆらぎ 周波数 (Hz)	1.0	0.5	0.2	0.1	0.05	0.02	0.01
燃料中心温度ゆらぎ Peak-to-Peak 値 ($^\circ\text{C}$)	6.2	12.0	28.2	47.6	64.4	73.8	75.4

- 中性子束と燃料中心温度間の伝達関数を求めた結果、両者の関係は1次遅れで表わせ、その折点周波数から求めた時定数は約1.9 sec であることがわかった。(図1参照)
- 中性子束と冷却材温度間の伝達関数を求めた結果、両者の関係は2次遅れに近い特性を持つことがわかった。(図2参照)

4. 本計算結果の反映先

計測線付燃料集合体 (INTA) によって測定される予定の燃料中心温度信号の雑音解析方法の検討に使用する。(定常ゆらぎ量、改造型制御棒装荷による影響、原子炉伝達関数の評価等)

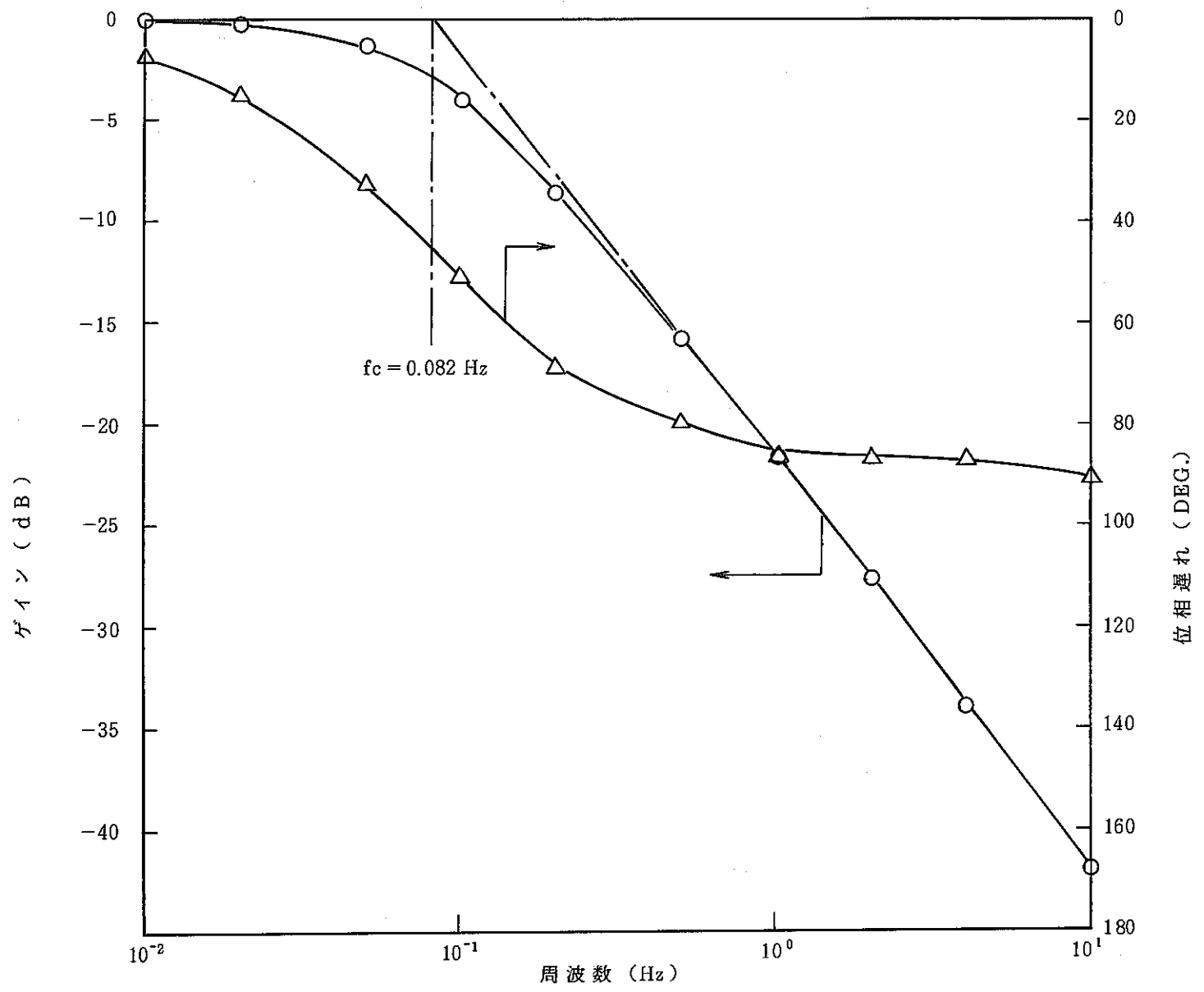


図1. 中性子束 - 燃料中心温度伝達関数
(0 dB = 19°C/MW)

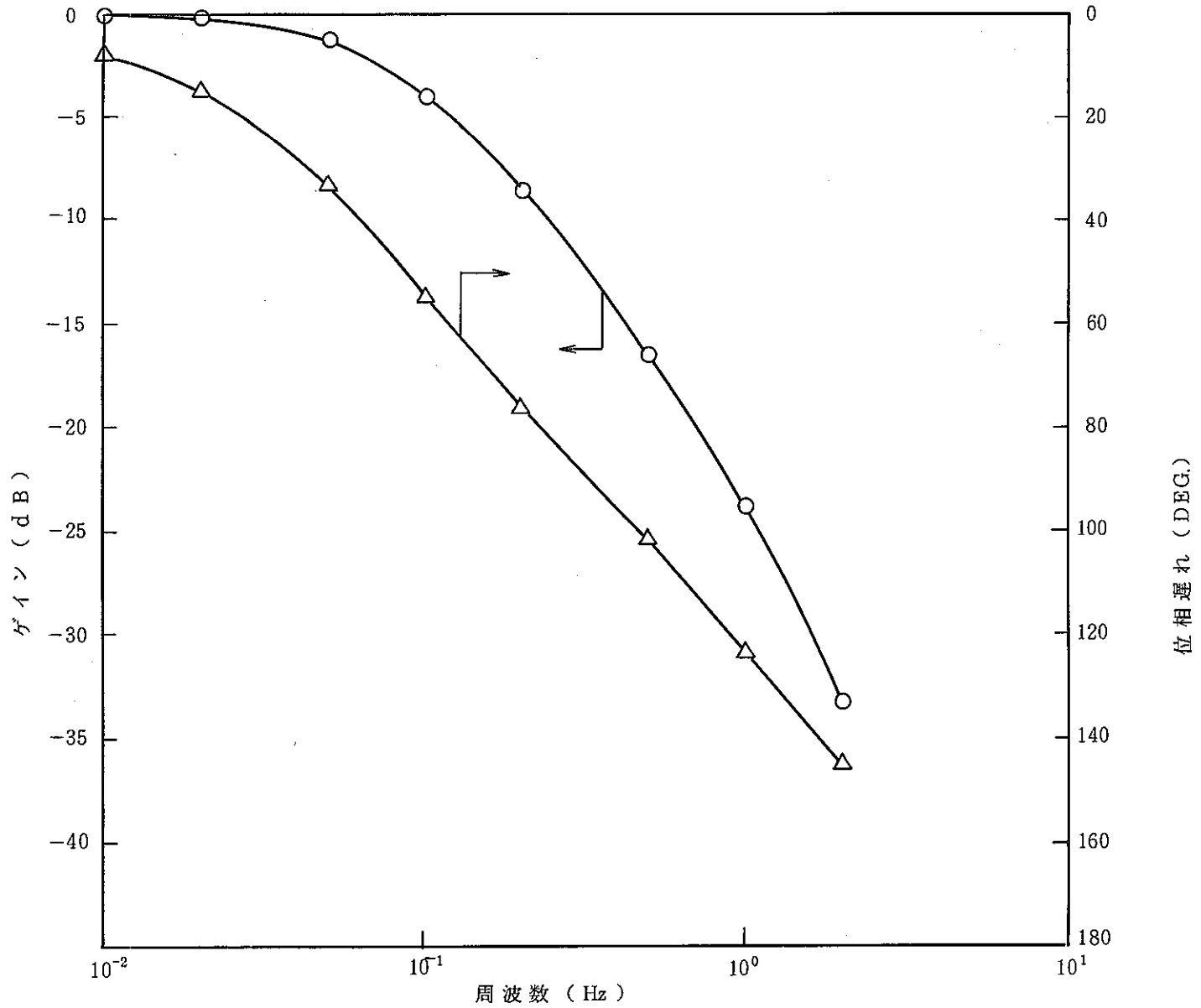


図2 中性子束-冷却材出口温度伝達関数
(0 dB = 1.8°C/MW)

8.6 60年度、61年度に炉外に搬出予定のドライバー燃料に関するデータ

報告者：池上，原（炉心・運転計画 Gr.）

1. 要 旨

本メモは燃材部発行のデータ支給依頼票「MK-IIドライバー燃料集合体の搬出予定スケジュール」（60-燃材依-07）に対する回答である。

上記依頼表によれば、

使用済燃料集合体の貯蔵試験のために60年度、61年度に炉外に搬出予定のドライバー燃料集合体で燃焼度の高いものから10体の集合体名、炉外取り出し予定日、炉内滞在サイクル数、炉内装荷位置、燃焼度、フルーエンス、出口温度、被覆管温度の情報が必要とのことである。

次表にこれらのデータを整理した。

この表を使用するにあたっての注意点を下に示す。

- ① 炉外取り出し予定日は authorize されたものでなく、今後変更される可能性が充分ある。
- ② 炉内滞在サイクル数にはポットで冷却されていた期間は含めていない。
- ③ 燃焼度及びフルーエンスのポイント最大とは
（集合体平均）×（軸方向ピーキング係数）×（径方向ピーキング係数）である。
- ④ 参考までにC型特燃（C2M）のデータも付記した。

表 60年度, 61年度に炉外に搬出予定のドライバー燃料に関するデータ(燃焼度の高いもの10体)

	集合体名	位置	炉外取出 予定日	炉内滞在 サイクル数	燃 焼 度 (MWD/T)		Fluence(0.1 MeV 以上)		出 口 温 度 (°C)	被 覆 管 温 度 (Nominal °C)
					ポイント最大	集合体平均	ポイント最大	集合体平均		
1	PFD105	1D1	61. 4. 10	3~8 6	6.01×10^4	4.84×10^4	7.69×10^{22}	6.32×10^{22}	5.51×10^2	6.09×10^2
2	PFD027	3D2	60. 11. 8	0~6 7	5.72×10^4	4.38×10^4	6.71×10^{22}	5.51×10^{22}	5.43×10^2	6.01×10^2
3	PFD070	2A1	同 上	2~7 6	5.54×10^4	4.32×10^4	6.76×10^{22}	5.55×10^{22}	5.34×10^2	5.90×10^2
4	PFD140	2D1	61. 11. 10	6~11 6	5.54×10^4	4.37×10^4	6.72×10^{22}	6.02×10^{22}	5.39×10^2	5.97×10^2
5	PFD103	2B1	61. 4. 10	3~8 6	5.50×10^4	4.31×10^4	6.80×10^{22}	5.55×10^{22}	5.40×10^2	5.98×10^2
6	PFD047	4D4	60. 11. 8	0~7 8	5.47×10^4	4.09×10^4	6.05×10^{22}	4.98×10^{22}	5.27×10^2	5.85×10^2
7	PFD114	2C1	61. 6. 20	4~9 6	5.46×10^4	4.28×10^4	6.59×10^{22}	5.44×10^{22}	5.36×10^2	5.94×10^2
8	PFD064	5D3	61. 11. 10	4~11 8	5.41×10^4	4.02×10^4	5.19×10^{22}	4.35×10^{22}	5.23×10^2	5.85×10^2
9	PFD033	4A2	60. 11. 8	0~7 8	5.35×10^4	4.03×10^4	5.98×10^{22}	4.95×10^{22}	5.26×10^2	5.85×10^2
10	PFD043	4C4	同 上	0~7 8	5.33×10^4	3.99×10^4	5.95×10^{22}	4.90×10^{22}	5.26×10^2	5.83×10^2
	PFC020	3A2	61. 11. 10	3~11 9	6.42×10^4	5.51×10^4	8.57×10^{22}	7.11×10^{22}	5.77×10^2	—————

8.7 MK-II第7サイクルにおけるSMIR-6のステンレスのみの γ 発熱量計算

報告者：原（炉心・運転計画 Gr.）

1. 要旨

MK-II第7サイクル炉心構成でSMIR-6のステンレスのみ（Naを除いた）の γ 発熱量を計算する。また、通常のMIX（SUS+Na）の場合のSUSとNaの γ 発熱量の割合を求める。

2. 方法

第7サイクルで使用するRANDファイルに対しSMIR-6（PRS060）の原子数密度の中でノード15（-300mmに相当する）についてステンレス100%の原子数密度と置き換える。更新後のRANDファイルを用いて“MAGI”第7サイクル記録計算を行う。

計算に使用したSUS100%の原子数密度、Mix（SUS+Na）の原子数密度及びNa100%の原子数密度を表1に示す。

表1. SMIR-6 ノード 15 の原子数密度

		(SUS+Na)の原子数密度 $\times 10^{24}$ atom/cc	SUS100%の原子数密度 $\times 10^{24}$ atom/cc	Na 100%の原子数密度 $\times 10^{24}$ atom/cc
コンパートメント 1～6 VOL比 0.0923×6	Na	4.21833×10^{-3}	0.0	2.26156×10^{-2}
	Cr	1.43743×10^{-2}	1.76703×10^{-2}	0.0
	Mn	1.25305×10^{-3}	1.54037×10^{-3}	0.0
	Fe	4.92711×10^{-2}	6.06119×10^{-2}	0.0
	Ni	6.19775×10^{-3}	7.61884×10^{-3}	0.0
その他の部分 VOL比 0.4462	Na	1.41321×10^{-2}	0.0	2.26156×10^{-2}
	Cr	4.33479×10^{-3}	1.76703×10^{-2}	0.0
	Mn	5.77816×10^{-4}	1.54037×10^{-3}	0.0
	Fe	1.77082×10^{-2}	6.06119×10^{-2}	0.0
	Ni	7.17443×10^{-3}	7.61884×10^{-3}	0.0
	Mo	1.55381×10^{-3}	0.0	0.0

3. 計算結果

(1) SMIR-6のステンレスのみ（Naを除いた）の γ 発熱量“MAGI”計算結果のSMIR-6ノード15SUSのみの γ 発熱量は、

$$6.63 \times 10^2 \text{ (w) となった。}$$

ノード15のSUSの量は

$$7.82 (\text{g}/\text{cm}^3) \times \frac{\sqrt{3}}{2} \times 8.15^2 (\text{cm}) \times 5 (\text{cm}) = 2,249 (\text{g})$$

故に

$$6.63 (\text{w}) / 2,249 (\text{g}) = 0.295 \text{ w/g}$$

これに枝メモ(枝-59-223)で得られた“MAGI”と日立の補正系数(図参照)は、7F7(実際には7F7は得られてないので7X7)で

$$\frac{\text{MAGI}}{\text{日立}} = 0.86$$

日立よりに補正すると

$$0.295 / 0.86 = 0.343 (\text{w/g}) \text{ となる。}$$

(2) MIX(SUS+Na)の場合のSUSとNaの γ 発熱量の割合

“MAGI”計算結果よりSMIR-6(PRS060)ノード15における

$$\text{MIX(SUS+Na)の}\gamma\text{発熱量} = 3.85 \times 10^2 (\text{w})$$

$$\text{Na 100\%とした場合の}\gamma\text{発熱量} = 4.72 \times 10^1 (\text{w})$$

故にNa+SUSの γ 発熱量中の各々の発熱量は

$$\text{Na} = 0.452 \times 4.72 \times 10^1 = 21.3 (\text{w})$$

$$\text{SUS} = (1 - 0.452) \times 6.63 \times 10^2 = 363.3 (\text{w})$$

以上よりNa+SUS中のNa及びSUSの γ 発熱割合は

$$\text{Na} = \frac{21.3}{384.6} \times 100 = 5.5\%$$

$$\text{SUS} = \frac{363.3}{384.6} \times 100 = 94.5\%$$

となる。

現実の体系のVolume比から算出すると結果が若干変わってくるが、これはSMIR-6コンパートメント部はSUS316であり、ラッパー管部はSUS304であるが、今回の検討にあたっては、すべてSUS316とした(表-1参照)ためと思われる。

結局SMIR-6のノード15の場合NaとSUSの γ 発熱割合は

$$\text{Na} \dots \sim 5\%$$

$$\text{SUS} \dots \sim 95\%$$

程度と解釈される。

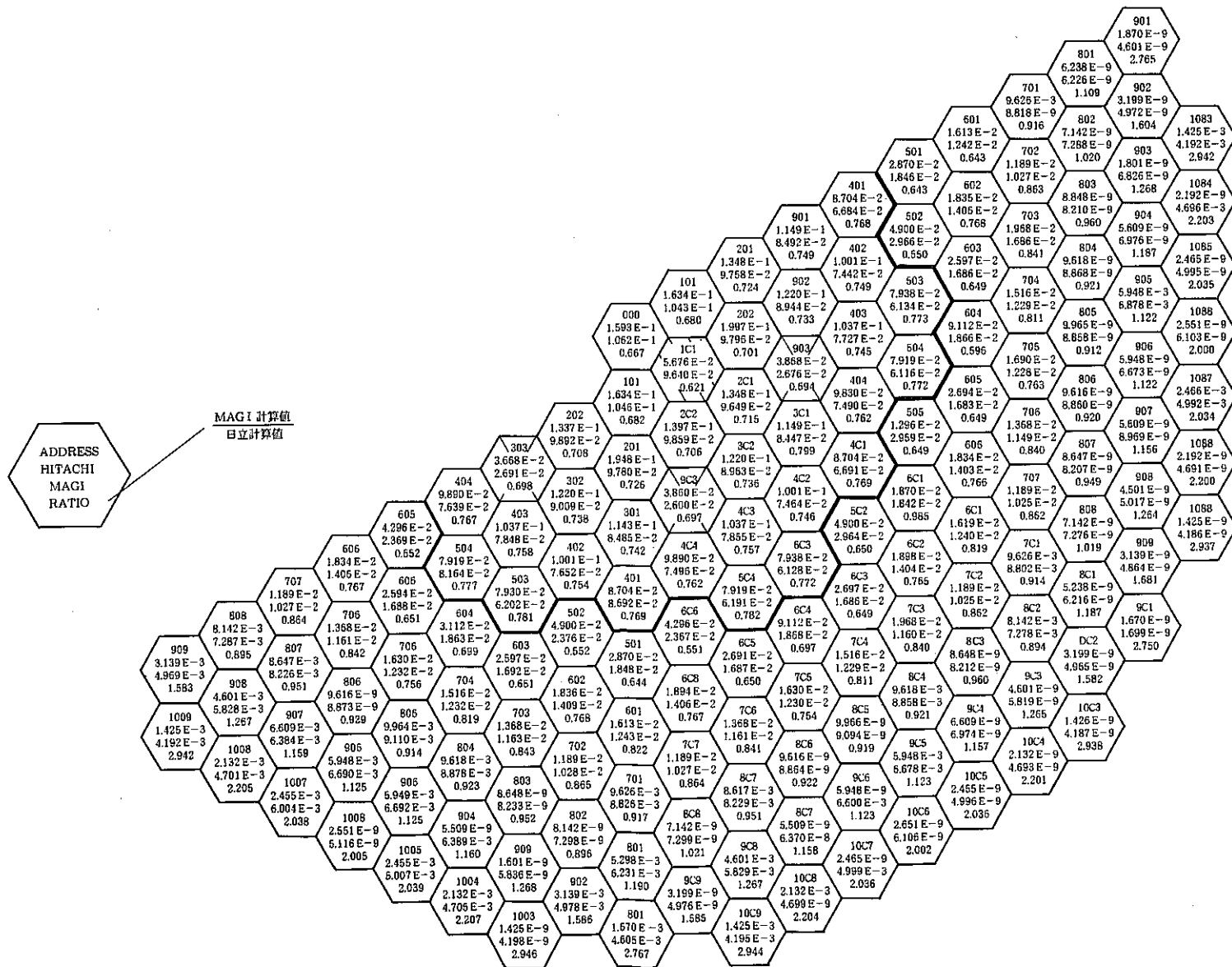


図1 集合体毎発熱量(γ線)

8.8 第8サイクル INTA装荷位置における中性子束分布の計算

報告者：徳安（炉心・運転計画 Gr.）

1. 目的

第8サイクル，INTA（PFI010）装荷位置における熱中性束について，“CITATION”コードを用いて計算する。

2. 計算条件

- 1) 炉心体系・原子数密度は，第8サイクルBOCに合わせた。
- 2) 実効断面積は，第8サイクルの組成データを用いて，新たに，8群（従来の7群構造に，JFS-2の第70群を独立させて第8群とした）の群定数を作成した。
- 3) 計算体系は，“CITATION”3次元Hex-Z体系を用い，軸方向のNODE分けは，“MAGI”と合わせた。なお，温度は250℃とした。出力は，1MW規格化である。

3. 計算結果

計算結果の，PFI010（5F2）における，中性子束の軸方向分布を図に示す。

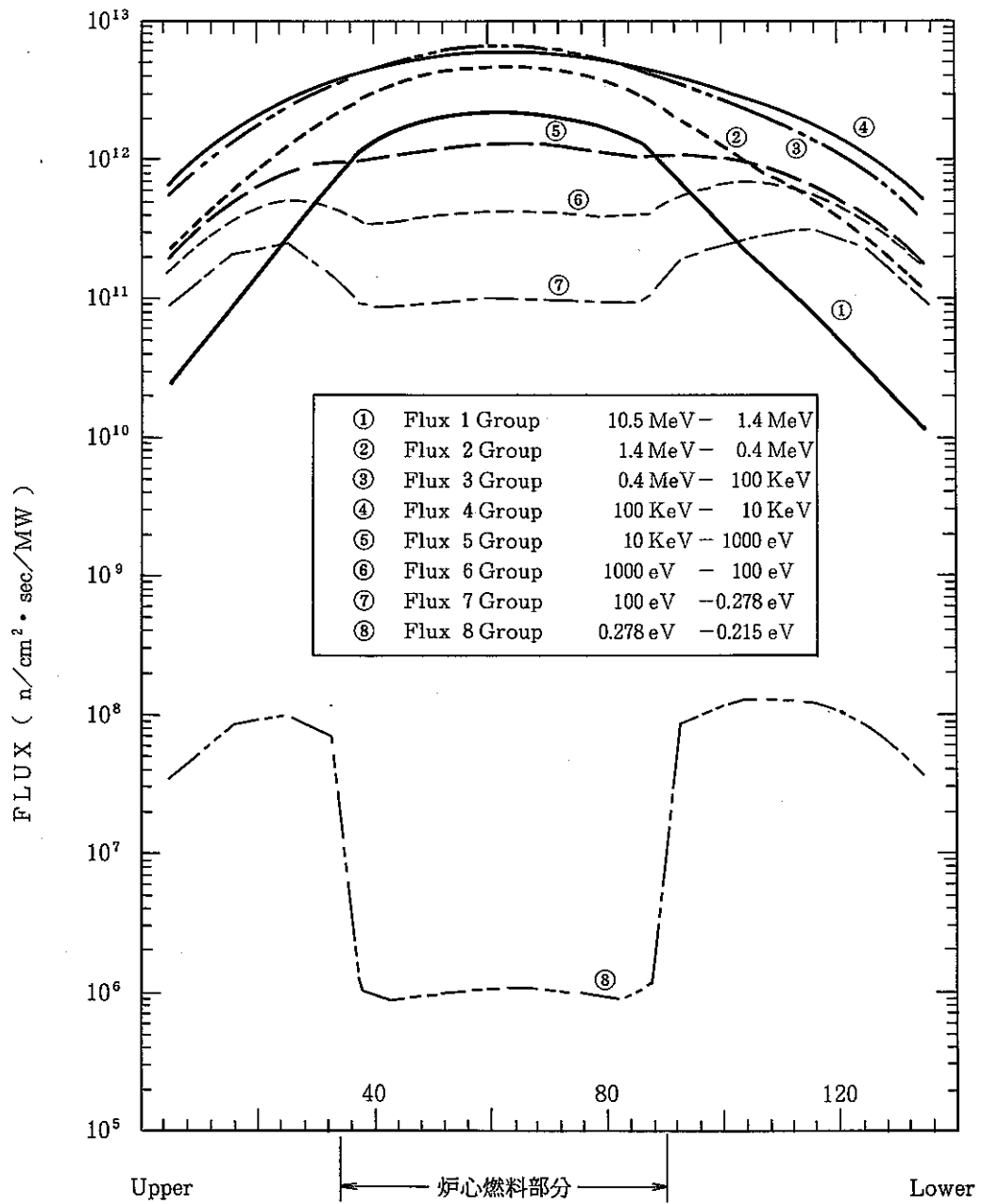


図 INTA 装荷位置における FLUX 分布

8.9 ステップ応答測定結果（出力上昇・出力下降時）

報告者：庄野（異常監視技術 Gr.）

1. 概要

MK-II 定格第5～第7サイクルのBOC^{*1}出力上昇時及びEOC^{*2}出力下降時にステップ応答試験を実施した結果をまとめた。

2. 測定条件

○初期出力

BOC出力上昇時…………… 15～100 MW（5 MW 毎）

EOC出力下降時…………… 100～ 25 MW（5 MW 毎）

○投入反応度

±（2～4） ϕ ；制御棒操作量 約4 mm に対応

3. 測定結果

ステップ応答試験前後の中性子束信号変化量と制御棒操作による投入反応度との比より出力係数を算出した。

データ整理方法としては、①BOCとEOCとの比較、②ステップ応答法と通常測定手法との比較、の2点に着目して実施した。主な結果を以下に示す。（グラフは第6サイクルのデータを代表例として示す。）

- EOCにおいては、BOCより出力係数が小さくなることが、ステップ応答法、通常測定手法いずれによっても確認された。（図1、図2参照）
- ステップ応答法で得られる出力係数は、通常測定手法による値より大きい傾向を示したが、30 MW 以下及び90 MW 以上の炉出力領域では両者の差が小さくなる傾向を示した。（図3、図4参照）

*1 BOC …… 定格サイクル初期（Beginning of Cycle）

*2 EOC …… 定格サイクル末期（End of Cycle）

（技-59-240, 技-60-87, 技-60-88, 技-60-89）

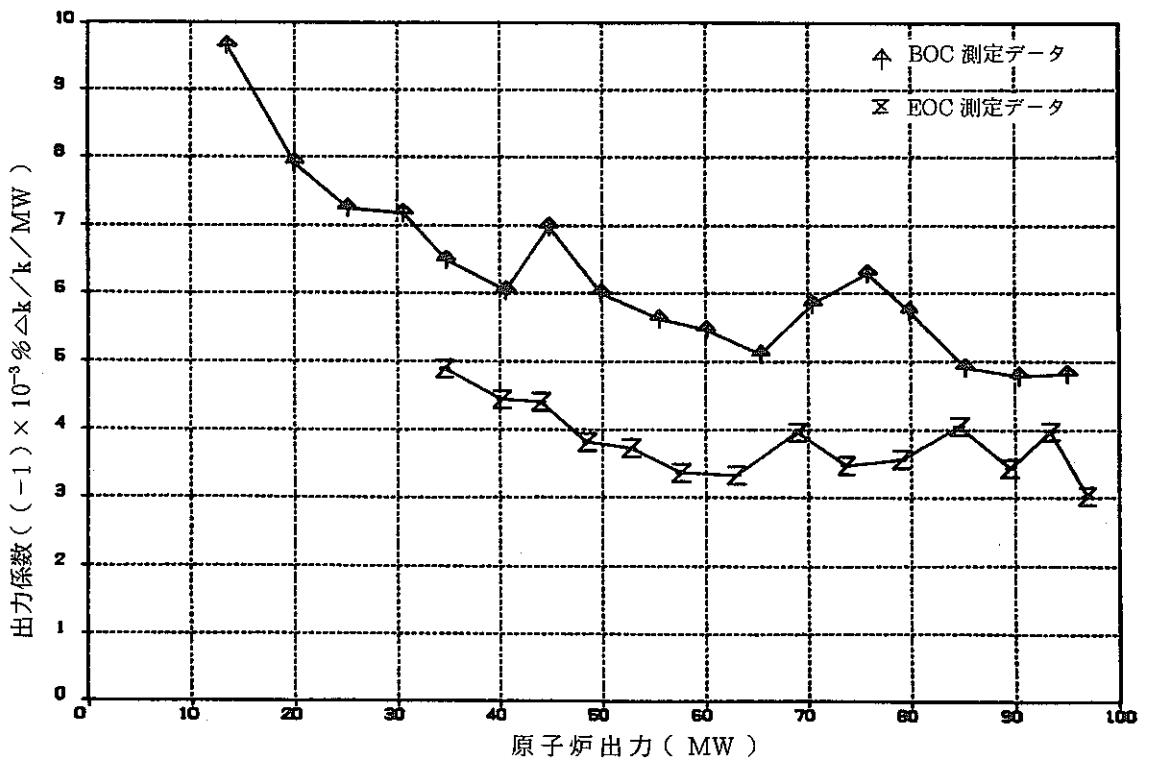


図1 定格サイクル初期, 末期における出力係数の比較
(第6サイクル, ステップ応答法)

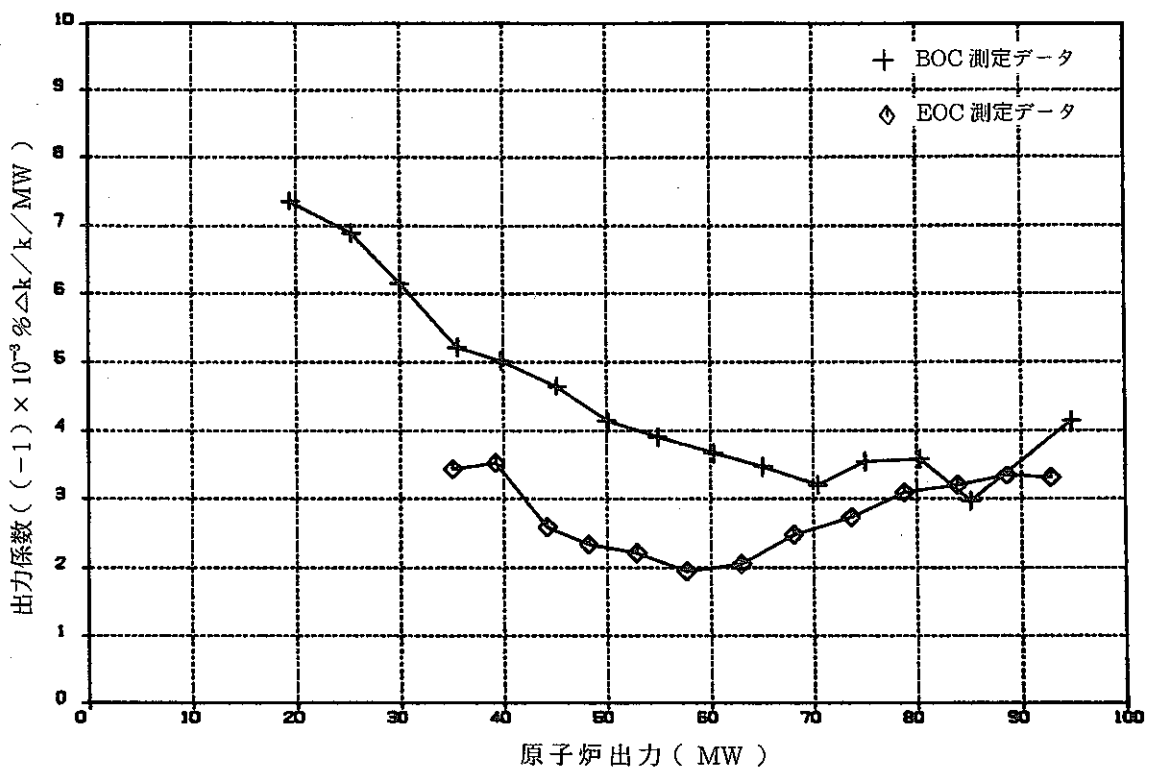


図2 定格サイクル初期, 末期における出力係数の比較
(第6サイクル, 通常測定手法)

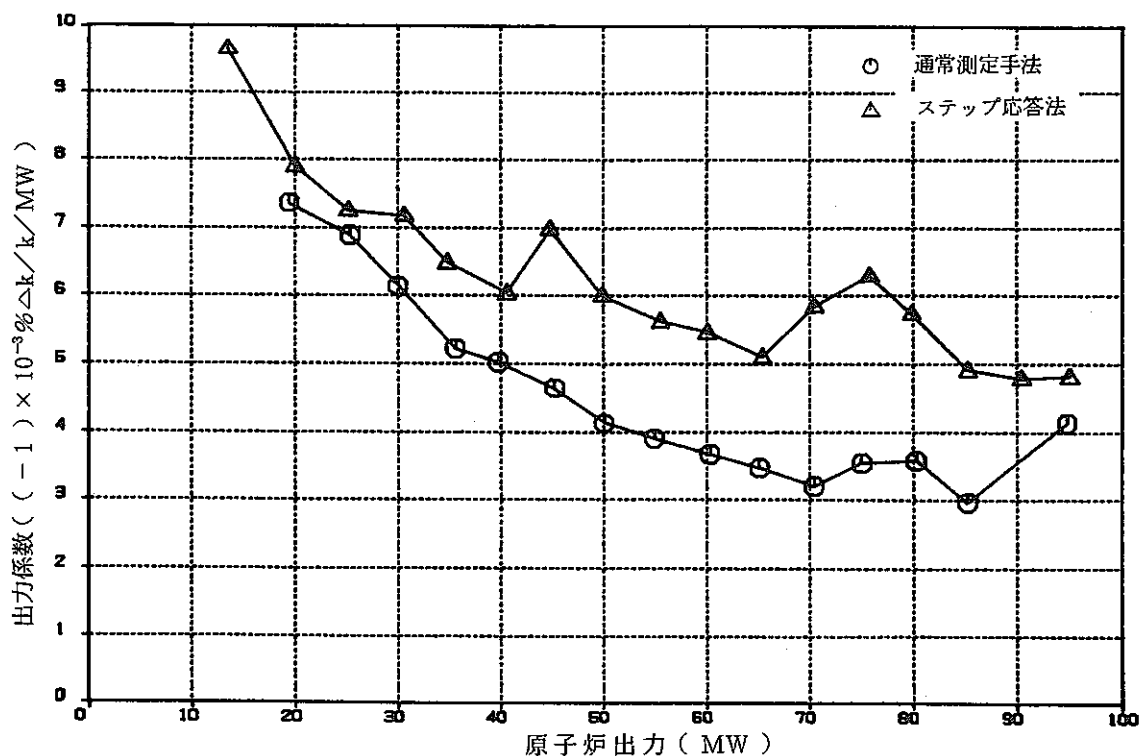


図3 通常測定手法とステップ応答法による出力係数の比較
(第6サイクルBOC)

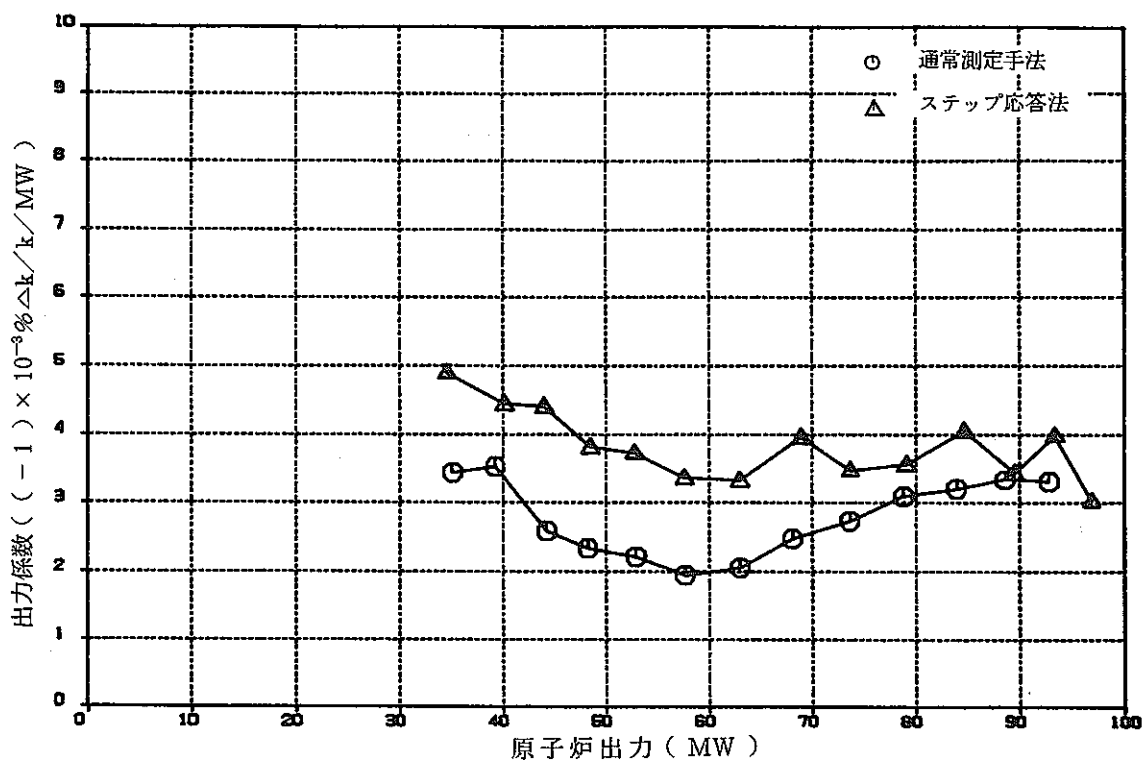


図4 通常測定手法とステップ応答法による出力係数の比較
(第6サイクルEOC)

8.1.0 “MAGI”コードによる第8, 第9, 第10, 第11, 第12サイクル予測計算

報告者：池上, 原(炉心・運転計画 Gr.)

1. 目的

“MAGI”コードを使用して第8, 第9, 第10, 第11, 第12サイクル予測計算を行ったので計算結果の主要目をまとめ報告する。

2. 計算条件

(1) 原子数密度

原子数密度は第8サイクルより燃料集合体は2次取替燃料を使用するので, 新規に2次取替燃料の組成 (^{242}Am 1.117%, ^{238}Pu 0.698%, ^{239}Pu 68.43%, ^{240}Pu 21.55%, ^{241}Pu 6.83%, ^{242}Pu 2.496%, ウラン濃縮度 13.4%) で PFD 201~PFD 250 までの 50 体分 RAND ファイルに登録し使用した。

(2) 実効マイクロ断面積

実効マイクロ断面積は第8サイクル, 第9サイクルそれぞれの炉心体系で作成し, 第10~第12サイクルまでは第9サイクルと同様のものを使用した。

(3) 新燃料

新燃料はすべて2次取替燃料を使用すると, 第9サイクル及び第10サイクルに於いて制限値(被覆管温度が650°C 燃料最高温度が2,650°C)を越える集合体がでてくるため, 1次取替燃料を以下の様に配分して使用した。尚1次取替燃料は2次取替燃料に比べて約5%程度核分裂性核種が少ない。

1次取替燃料残り 12体(124, 129~136, 147, 148, 160)

第8サイクル……… 交換燃料のすべてを2次取替燃料とする

(余剰反応度が1番厳しい為)

第9サイクル……… 000にPFD124, 1D1にPFD129の1次取替を2体使用し残りは2次取替とする。

第10サイクル……… 1次取替燃料4体(PFD133, PFD134, PFD135, PFD136)を使用し残りは2次取替燃料とする。

第11サイクル……… 1E1にPFD130, 1A1にPFD131, 1C1にPFD132の1次取替燃料3体を使用し残りは2次取替燃料とする。

第12サイクル……… すべて2次取替燃料を使用

3. 計算結果

次表に第8～第12サイクル予測計算結果の主要目を示す。

(1) 余剰反応度に関して

表より余剰反応度で最も苦しいのは第8サイクルのEOCである。過去の経験より“MAGI”の予測計算(250℃状態)と実測値(100MW状態)の間には、0.70～0.95% $\Delta K/K$ の差がある(予測計算の K_{eff} が高目)しかしそれを考慮しても第8サイクルEOC(100MW時)では0.3% $\Delta K/K$ の余剰反応度がある。

2次取替燃料の組成として製造実績データを使用していない等の不確定要素はあるが、現時点ではこれでだいじょうぶと判断する。一方余剰反応度の最も大きいのは第12サイクルのBOCである。実測値(250℃)は予測計算値より約0.3% $\Delta K/K$ 大きい。また250℃-100℃の温度補償分0.65% $\Delta K/K$ を考慮しても100℃の余剰反応度は4.64% $\Delta K/K$ であり5.5% $\Delta K/K$ 以下の制限を充分満足する。

(2) 温度に関して

表より被覆管に対する温度制限値(ホットスポット温度650℃)及び燃料に対する温度制限値(過出力時ホットスポット温度2,650℃)をすべて満足している。

(3) 燃焼度に関して

表より最大燃焼度(集合体平均)の制限値である47,000 MWD/TをPFD105(第8サイクル取出し予定)以外は充分に下まわっている。PFD105は当初第7サイクル後取り出す予定であったものを意識的に1サイクル延長したものである。しかしこのPFD105も約47,000 MWD/Tの「約」の範囲内には充分入っている。

(4) その他

Fluenceに関して、第12サイクルにおいて、内側反射体(5E5)のFluenceが高くなってきていることが注目される。第13サイクル以降は炉心燃料集合体よりも内側反射体のFluenceが高くなると予想される。

表 第 8, 第 9, 第 10, 第 11, 第 12 サイクル予測計算結果 (主要目)

炉 心 体 系	第 8 サイクル	第 9 サイクル	第 10 サイクル	第 11 サイクル	第 12 サイクル
EFPD	45 日	45 日	45 日	45 日	45 日
BOC	1.023553	1.025341	1.029442	1.028713	1.036879
Keff EOC	1.012487	1.014153	1.018255	1.017502	1.025682
ρ (% $\Delta K/K'$)	1.068	1.076	1.0672	1.07106	1.053
最大線出力 (BOC) w/cm	1F1 359.2 1B1 357.2	000 372.6 1D1 366.4	000 358.9 2C1 354.4	1A1 366.9 1C1 366.5	1B1 380.2 1F1 379.6
上 位 3 点	2F2 356.2	2E2 360.0	1D1 353.4	1E1 366.5	1A1 356.5
被 覆 管 温 度 (hot spot BOC °C)	2F2 642.5 3E2 634.7	2E2 643.4 2D2 641.7	2C1 639.9 2E2 635.8	3F2 641.3 2C1 635.6	1F1 645.9 1B1 646.5
上 位 3 点	1F1 632.7	000 640.4	2D2 634.1	1A1 635.1	3A2 642.9
燃 料 最 高 温 度 (Over power hot spot)	1F1 2524 2F2 2514	000 2597 2E2 2534	000 2523 2C1 2504	1A1 2565 1C1 2563	1B1 2638 1F1 2634
上 位 3 点 BOC °C	1B1 2514	2D2 2522	2E2 2474	1E1 2563	1A1 2509
最大 Burn up (EOC) ポ イ ン ト 最 大 上 位 3 点 MWD/T	PFD 105 1D1 6.005×10^4 PFD 103 2B1 5.495×10^4 PFD 073 4D3 5.252×10^4	PFD 114 2C1 5.460×10^4 PFD 056 5A3 5.246×10^4 PFD 107 4E3 5.200×10^4	PFD 119 3F2 5.239×10^4 PFD 139 1E1 5.217×10^4 PFD 137 1A1 5.208×10^4	PFD 140 2D1 5.540 PFD 064 5D3 5.409×10^4 PFD 142 3B2 5.292×10^4	PFD 153 3E2 5.285×10^4 PFD 152 3D2 5.251×10^4 PFD 143 4A4 5.093×10^4
最大 Burn up (EOC) 集 合 体 平 均 MWD/T	PFD 105 1D1 4.844×10^4 PFD 103 2B1 4.311×10^4 PFD 073 4D3 3.981×10^4	PFD 174 2C1 4.275×10^4 PFD 056 5A3 3.867×10^4 PFD 107 4E3 3.966×10^4	PFD 119 3F2 4.057×10^4 PFD 138 1E1 4.243×10^4 PFD 137 1A1 4.225×10^4	PFD 140 2D1 4.370×10^4 PFD 064 5D3 4.016×10^4 PFD 142 3B2 4.130×10^4	PFD 153 3E2 4.140×10^4 PFD 152 3D2 4.108×10^4 PFD 143 4A4 3.892×10^4
Fluence (Peak 値) 0.1 MeV 以上 EOC 上 位 3 点	PFD 105 1D1 7.688×10^{22} PFD 115 000 6.804×10^{22} PFD 103 2B1 6.736×10^{22}	PFC 020 3A2 6.660×10^{22} PFD 114 2C1 6.586×10^{22} PFD 107 4E3 5.960×10^{22}	PFC 020 3A2 7.615×10^{22} PFD 139 1E1 6.549×10^{22} PFD 137 1A1 6.514×10^{22}	PFC 020 3A2 8.569×10^{22} PFD 141 2F1 6.863×10^{22} PFD 140 2D1 6.718×10^{22}	PFD 153 3E2 6.115×10^{22} PFD 237 5B4 6.022×10^{22} HFRIOK 5E5 5.914×10^{22}
最大 Burn up (EOC) 要 素 (ピ ン) 平 均 MWD/T	PFD 105 1D1 5.062×10^4 PFD 103 2B1 4.643×10^4 PFD 073 4D3 4.467×10^4	PFD 114 2C1 4.630×10^4 PFD 056 5A3 4.579×10^4 PFD 107 4E3 4.438×10^4	PFD 119 3F2 4.421×10^4 PFD 139 1E1 4.426×10^4 PFD 137 1A1 4.407×10^4	PFD 140 2D1 4.728×10^4 PFD 064 5D3 4.763×10^4 PFD 142 3B2 4.526×10^4	PFD 153 3E2 4.554×10^4 PFD 152 3D2 4.523×10^4 PFD 143 4A4 4.410×10^4
特 燃 C 最 大 Burn up PFC 020 ポ イ ン ト 最 大 (MWD/T) 集 合 体 平 均	4.342×10^4 3.692×10^4	5.046×10^4 4.307×10^4	5.738×10^4 4.911×10^4	6.418×10^4 5.506×10^4	

8.1.1 中性子束ゆらぎ量測定結果（定格第6，第7サイクル）

報告者：庄野（異常監視技術Gr.）

1. 概要

MK-II 定格第6，第7サイクルの期間中に，定格出力において，中性子束ゆらぎ量を定期的に測定した結果をまとめた。

2. 測定系

熱出力測定システム…………… サンプリング周期4秒， サンプリング回数50回

測定信号…………… 出力系中性子束信号 ch. 6, ch. 7, ch. 8

3. 測定結果

(1) 定格運転継続に伴う中性子束ゆらぎ量の変化

（第6サイクル…………… 図1， 第7サイクル…………… 図2）

(2) 余剰反応度と中性子束ゆらぎ量の関係

（第6サイクル…………… 図3， 第7サイクル…………… 図4）
（第1サイクル～第7サイクル全データ…………… 図5）

4. 結論

(1) 第1～第5サイクルと同様，定格運転継続に伴って，中性子束ゆらぎ量が単調に減少する傾向が見られた。

(2) 余剰反応度と中性子束ゆらぎ量の間には，強い直線性がある。

第1～第7サイクルの期間のデータを統計処理した結果，下記の値を得た。

$$Y = 0.258X - 0.045 \quad X ; \text{余剰反応度} (\% \Delta K / K)$$

$$R_{xy} (\text{相関係数}) = 0.965 \quad Y ; \text{中性子束信号 rms 値} (\%)$$

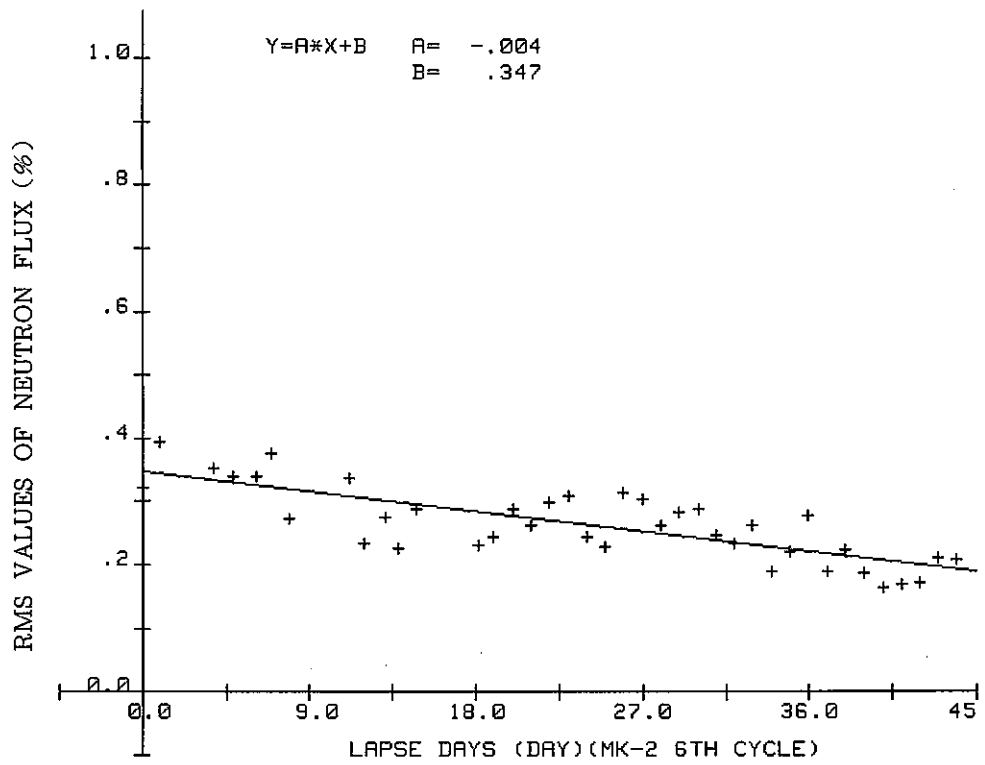


図1 定格運転継続に伴う中性子束ゆらぎ量の変化
(第6サイクル '84.11.29~'85.1.12)

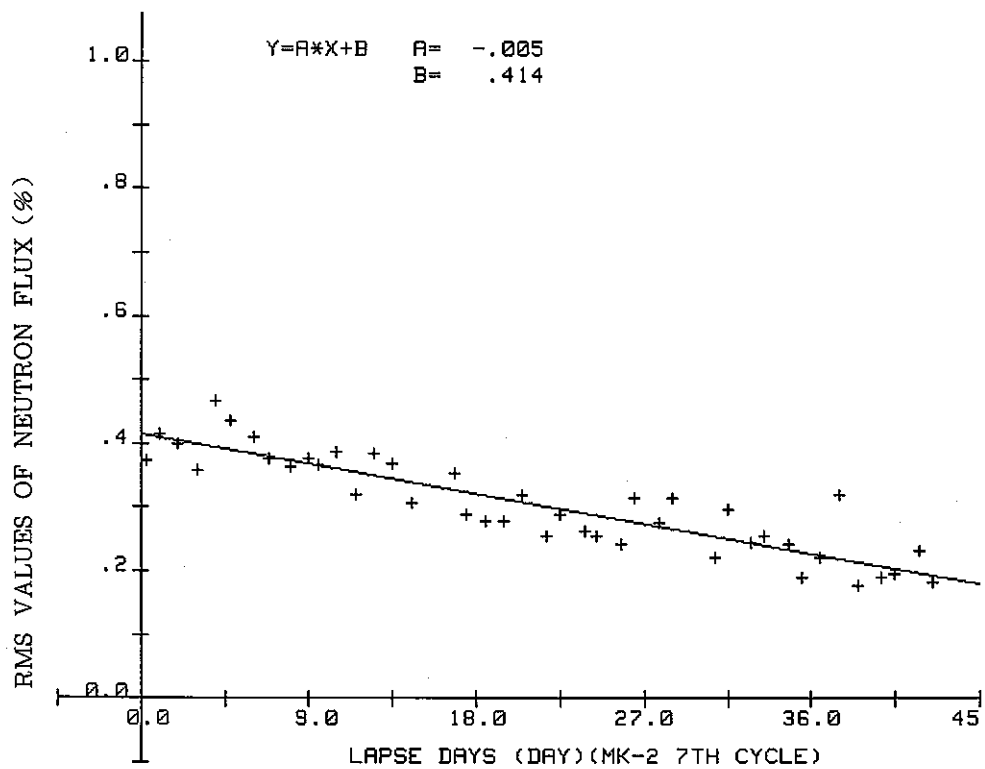


図2 定格運転継続に伴う中性子束ゆらぎ量の変化
(第7サイクル '85.2.15~'85.3.30)

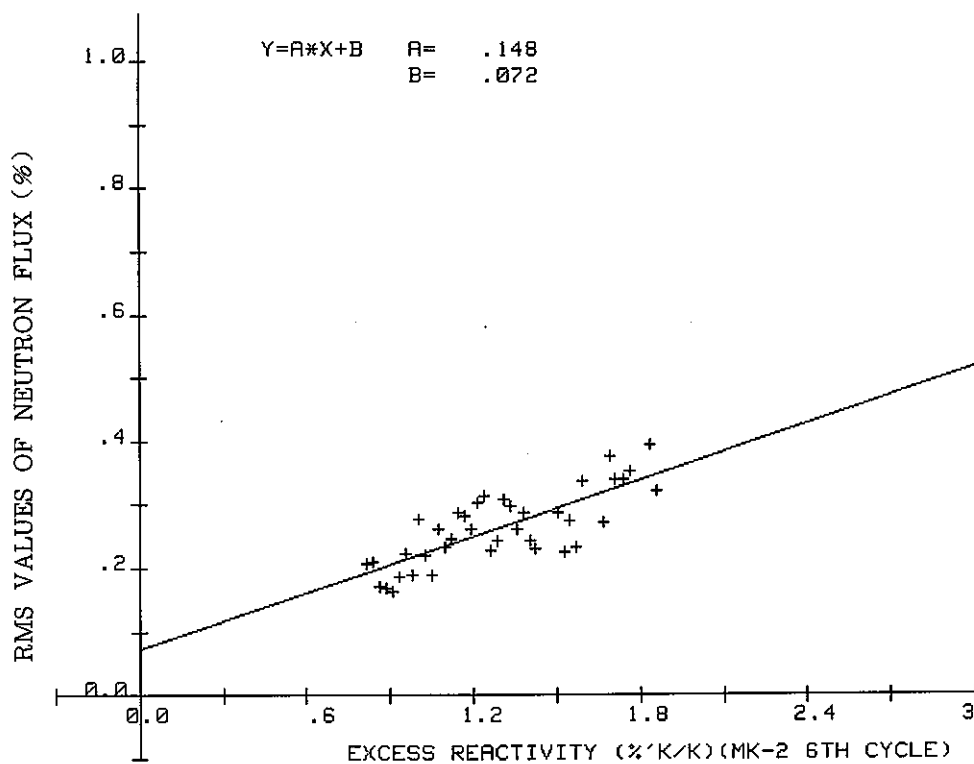


図3 余剰反応度と中性子束ゆらぎ量の関係
(第6サイクル '84.11.29 ~ '85.1.12)

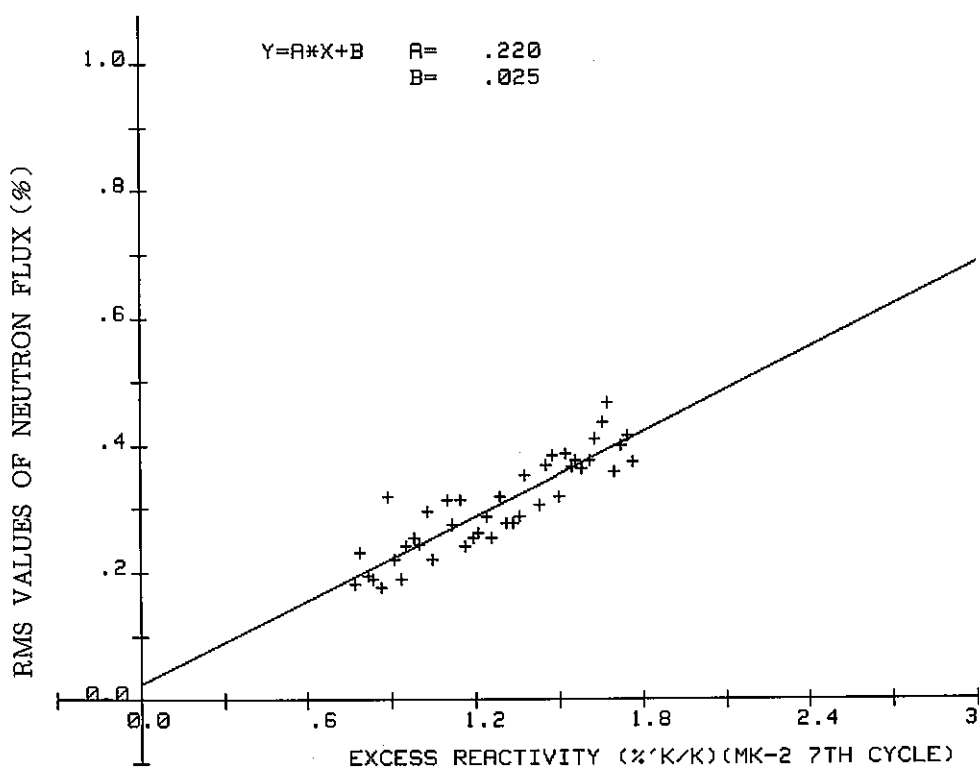


図4 余剰反応度と中性子束ゆらぎ量の関係
(第7サイクル '85.2.15 ~ '85.3.30)

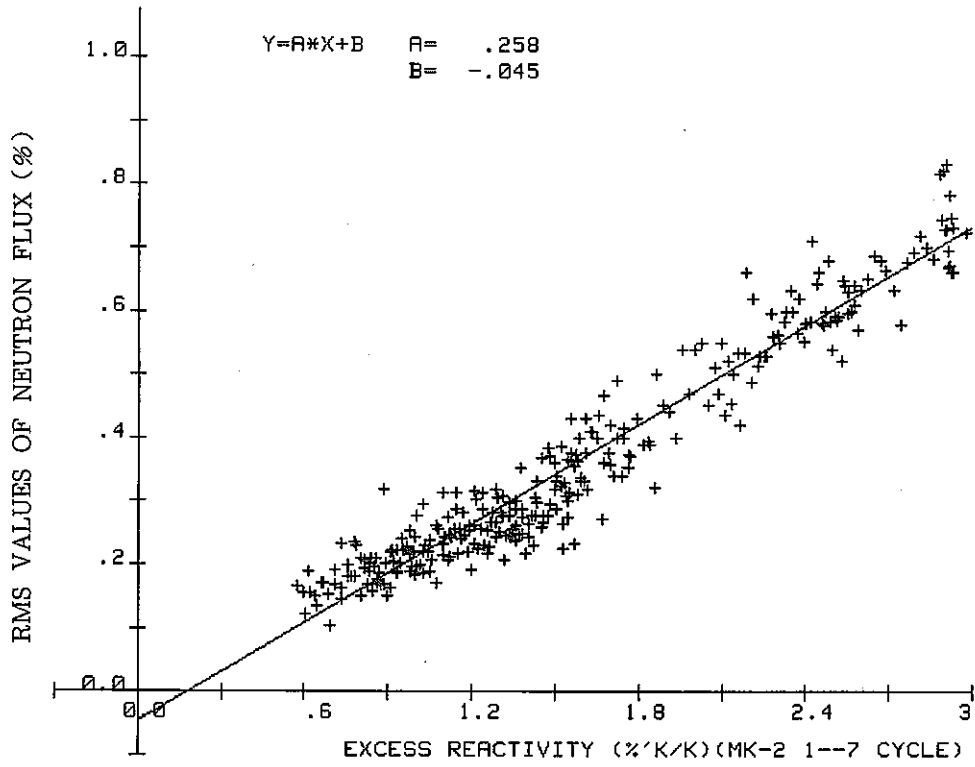


図5 余剰反応度と中性子束ゆらぎ量の関係
(MK-II 定格定格第1~第7サイクル)

8.1.2 ステップ応答測定結果（定格運転中の経時変化）

報告者：庄野（異常監視技術 Gr.）

1. 概要

MK-II 定格第5～第7サイクルの期間、定格出力において、制御棒操作によるステップ応答試験を実施した。試験は原則として毎週月曜日に実施し、試験回数は第5サイクルが6回、第6サイクルが5回、第7サイクルが6回であった。

2. 試験条件

- 炉出力 約100 MW
- 投入反応度 $\pm(3.5 \sim 4.8) \%$ ；制御棒操作量 ± 6 mm

3. 試験結果

定格運転継続日数と出力係数との関係を図1～図3に示す。従来の定格サイクルと同様に、定格運転継続に伴って出力係数が徐々に減少する傾向がいずれの定格サイクルにおいても見られたが、この傾向は従来の定格サイクルよりも弱まっていることが確認された。

また、定格運転継続に伴う中性子束信号及びS/A出口温度のステップ応答形状の変化を図4、図5に示す。（第6サイクルのデータを代表例とした。）いずれの信号も、定格運転継続に伴い、単位投入反応度に対する変化量が増大する傾向を示した。

第1～第7サイクルでの測定データについて、炉心平均燃焼度と出力係数の関係を下表に整理した。

サイクル名	炉心平均燃焼度（MWD/T）	出力係数* $((-1) \times 10^{-3} \% \Delta K/K/MW)$
第1サイクル	4220～9090	4.61～7.61
第2 "	8840～14500	3.61～5.54
第3 "	12420～18170	3.09～4.98
第4 "	15520～20550	3.32～4.48
第5 "	17070～22130	3.09～4.41
第6 "	17851～22361	3.03～4.48
第7 "	16742～21468	3.68～4.17

* 制御棒挿入時のステップ応答試験結果

（技-60-92, 技-60-93, 技-60-94）

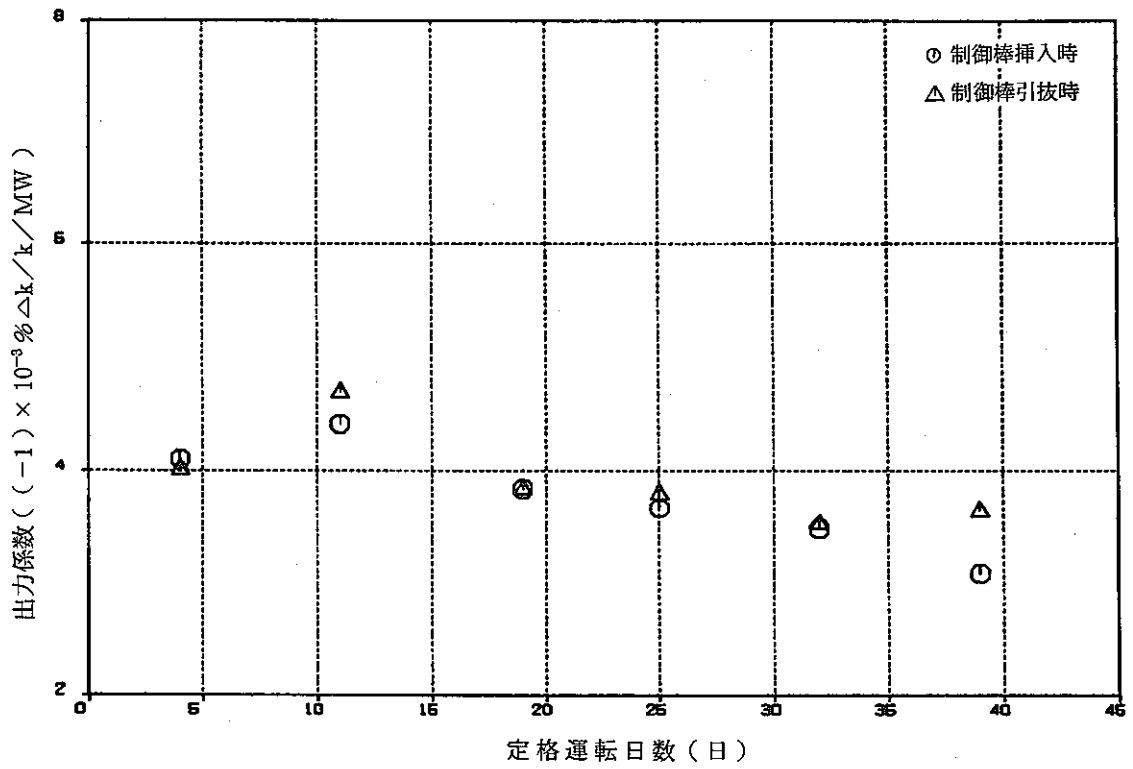


図1 定格運転継続に伴う出力係数の変化
(MK-II 定格第5サイクル, ステップ応答法)

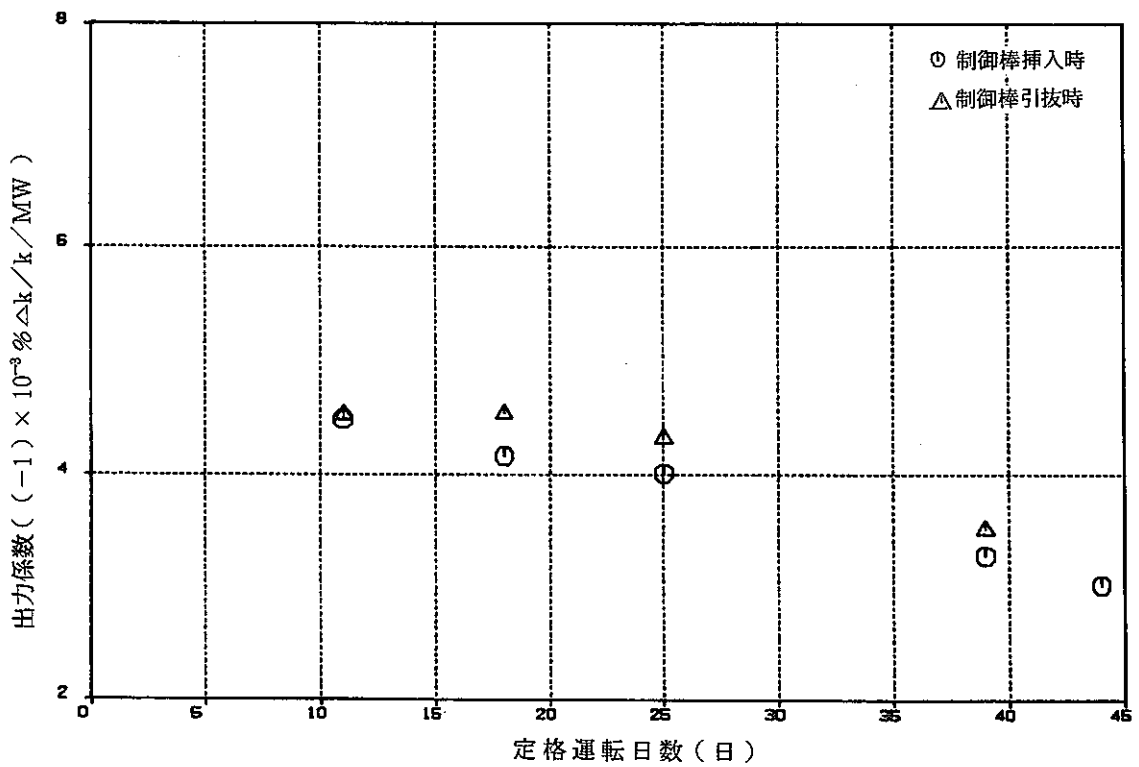


図2 定格運転継続に伴う出力係数の変化
(MK-II 定格第6サイクル, ステップ応答法)

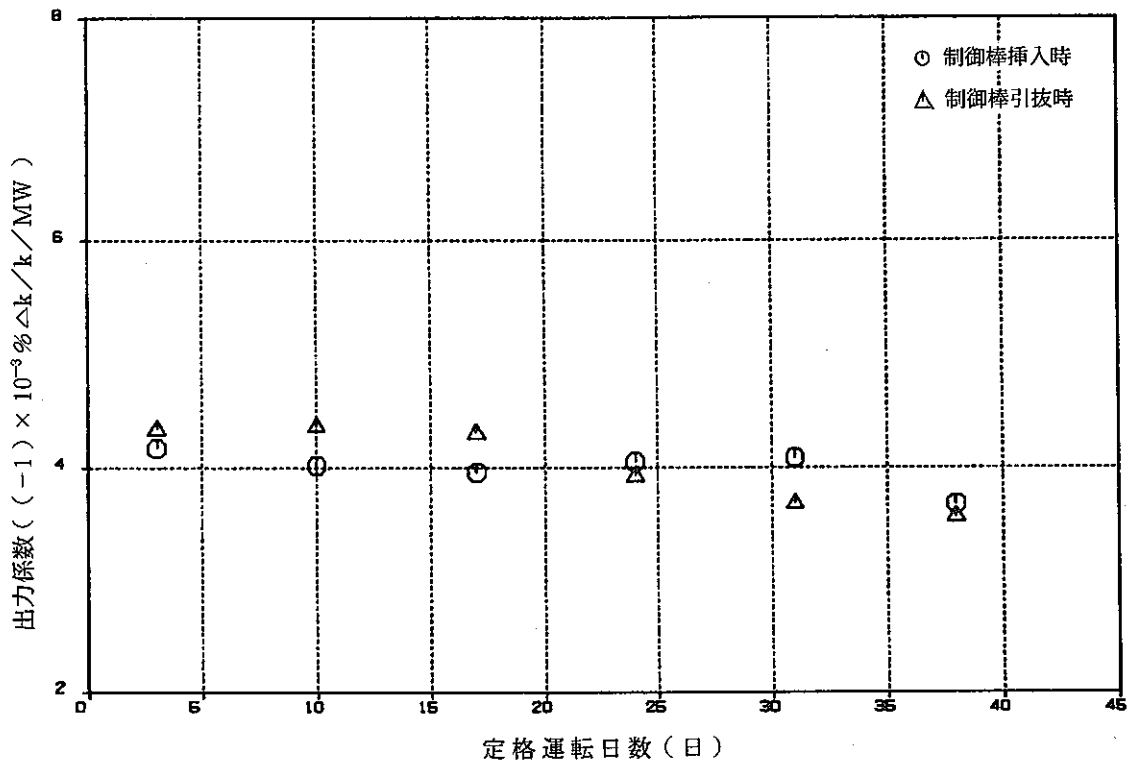


図3 定格運転継続に伴う出力係数の変化
(MK-II 定格第7サイクル, ステップ応答法)

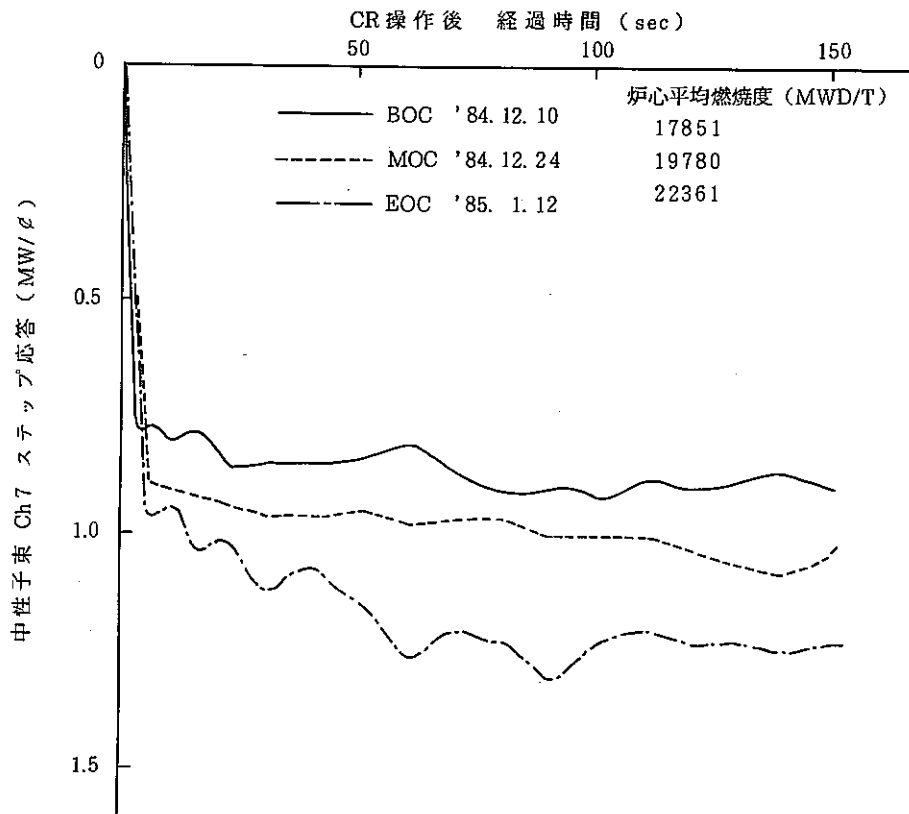


図4 定格運転継続に伴う中性子束信号ステップ応答形状の変化 (MK-II 定格第6サイクル)

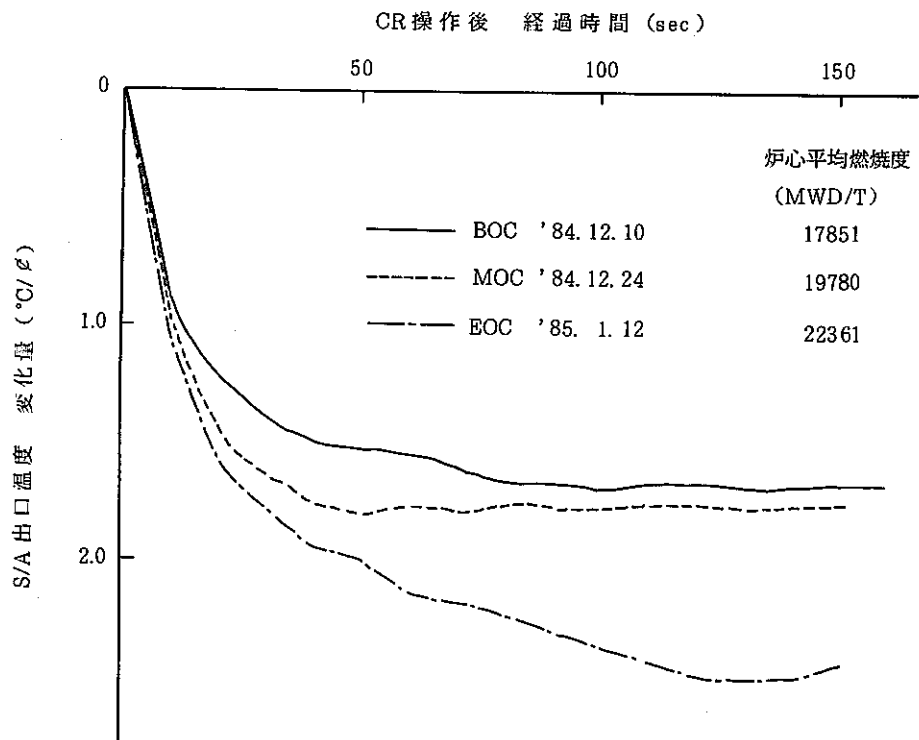


図5 定格運転継続に伴う S/A 出口温度信号ステップ応答形状の変化 (MK-II 定格第6サイクル)

8.1.3 反応度フィードバック特性の経時変化（MK-II性能試験～定格第7サイクル）

報告者：庄野（異常監視技術 Gr.）

1. 概要

MK-II性能試験～定格第7サイクルの期間（1983年3月～1985年3月）に、定格出力状態で実施した制御棒挿入によるステップ応答試験の結果をまとめ、反応度フィードバック特性の経時変化を把握する。

2. 試験条件

原子炉熱出力 100 MW, 制御棒挿入量 -4～-6 mm
投入反応度 -2～-6 ρ , 炉心平均燃焼度 1,650～22,360 (MWD/T)

3. 結果

- 反応度フィードバック特性の目安を与える量として、ステップ応答試験結果より得られる①出力係数、及び②S/A出口温度変化量の2つの量と炉心平均燃焼度の関係をグラフにまとめた。（図1、図2参照）
- 燃焼の進行に伴って、反応度フィードバック特性が弱まる傾向は、15,000 MWD/Tまでは顕著であったが、それ以後はこの傾向は弱まっている。
- 第5～第7サイクルのデータは、ほぼ同じ傾向を示すが、これは炉心平均燃焼度がほぼ同じ範囲であることと対応している。すなわち、第5サイクル以後は、炉心動特性的な観点からも、平衡炉心に到達していることが確認できる。
- 出力係数は、燃焼初期（～3,420 MWD/T）の平均値 $-6.61 \times 10^{-3} \% \Delta K / K / MW$ から、 $-3.46 \times 10^{-3} \% \Delta K / K / MW$ （20,000 MWD/T以上のデータの平均値）まで減少した。すなわち、約20,000 MWD/Tまでの燃焼により、反応度フィードバック特性が約 $\frac{1}{2}$ 程度まで弱くなったことが確認できた。

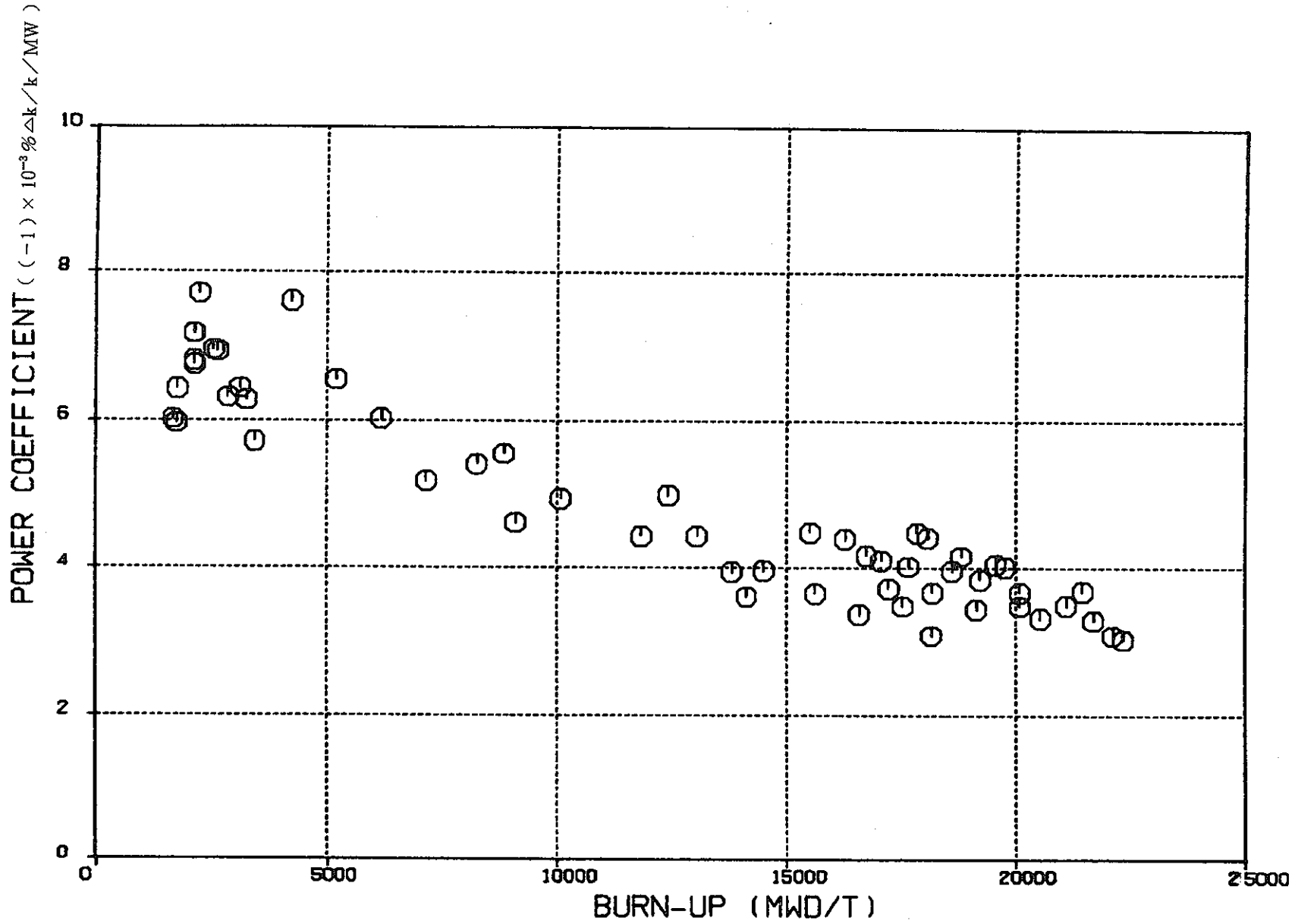


図1 炉心平均燃焼度と出力係数の関係
 (MK-II性能試験~定格第7サイクル)

S/A TEMP. RESPONSE

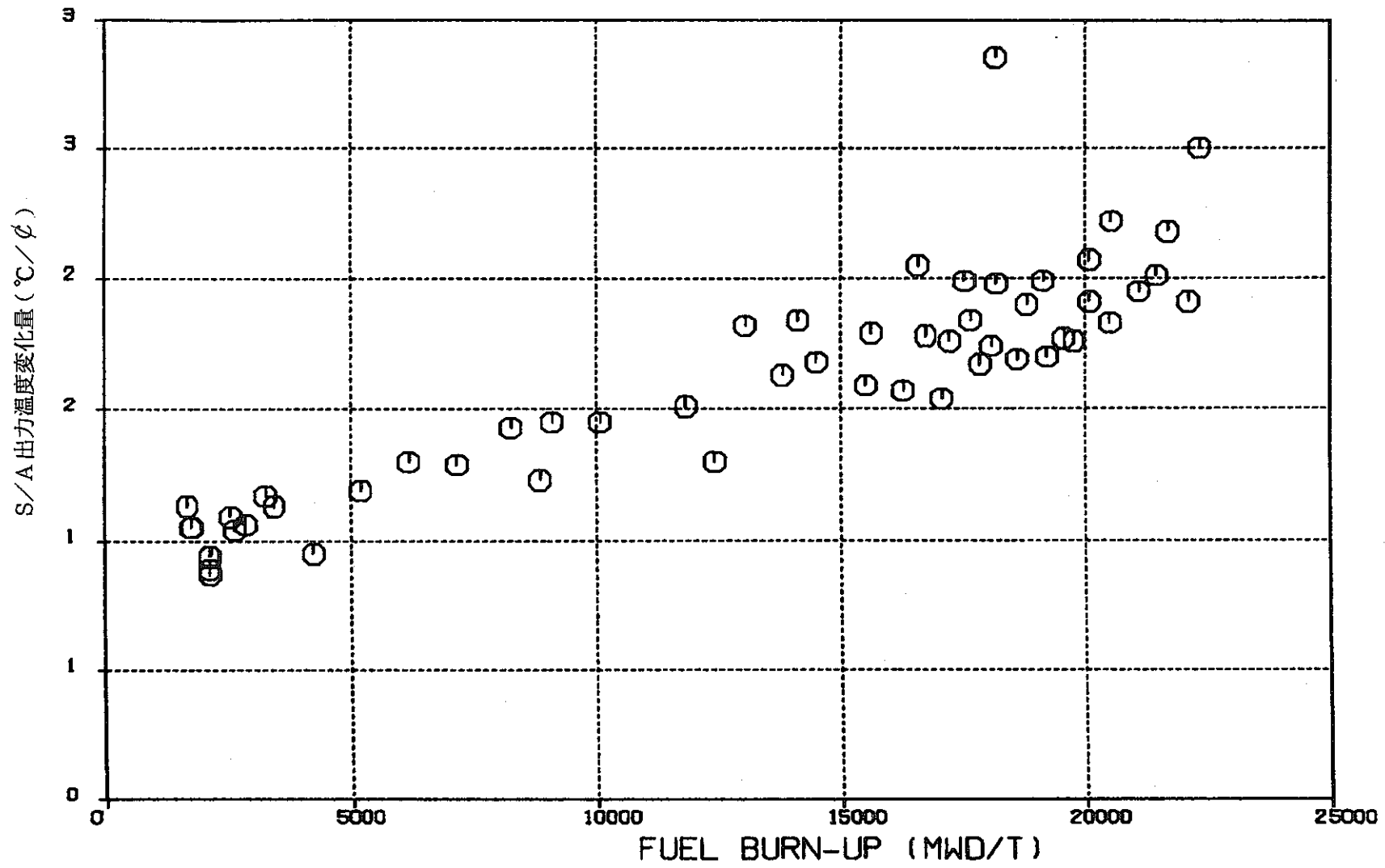


図2 炉心平均燃焼度とS/A出口温度変化量の関係
(MK-II性能試験~定格第7サイクル)

9. 解析コード作成, マニュアル整備

本章は、技術課が担当している試験研究の解析に使用する解析コードの改良やそれに付随して作成されたマニュアル等として速報されたものの概略を記述した。

9.1 “MAGI”コードの修正(その4)

報告者：原(炉心・運転計画 Gr.)

1. 要旨

“MAGI”コードの計算結果で制御棒の¹⁰B燃焼度の値が負になることがあるため原因を調査し“MAGI”コードの修正を行う。

2. 原因と修正点

“MAGI”コードで制御棒¹⁰Bの燃焼度は以下の式で定義している。

$$^{10}\text{B 燃焼度} = \frac{D_0 - D'}{D_0} \times 100$$

ここで、 D_0 ：初期¹⁰B濃度

D' ：燃焼後¹⁰B濃度

上式の D_0 の値が代表値を用いて各々の制御棒について同じ値を計算に使用していた。

今回集合体ライブラリに対して、制御棒は製造実績データを使用しているため各集合体によって初期¹⁰B濃度はちがっている。

そのため各々の集合体毎に D_0 を設定し計算する様修正を行った。

コードの修正

“KRDNDF”, “MN22BN”, “SCOTCHN”ルーチンに対して修正を行った。

ソースファイル S4060・MAGIVO・FORT

ロードモジュール S4060・MAGIV4・LOAD

修正したロードモジュールを使用して

第0サイクル～第7サイクルFFDL試験までの記録計算の再計算を行った。

9.2 “SWIRL”の改造

報告者：池上，阿部（炉心・運転計画 Gr.）

1. はじめに

大型炉の集合体内熱流力解析を行うために、技術課所有の集合体内熱流力解析コード“SWIRL”を現状の217本ピンバンドル（Max.）から331本ピンバンドル（Max.）に拡大した。

また、拡大後のコードの妥当性を検証する目的で同種のより詳細解析コードである“COBRA-N”との比較検討も行った。

さらに、大型炉の解析においては種々のパラメータサーベイを行うため計算時間の短いコードが望まれる。この意味で“SWIRL”と“COBRA”の計算時間の比較も行った。

2. 結果

(1) “SWIRL”の改造

217本から331本バンドル（271本バンドルも含む）への拡張は、主にCOMMON領域の拡大によって実施した。

(2) 解の妥当性

271本バンドルで“COBRA-N”との計算結果の比較を行った（結果の一部を次表に示す）が両コードの性格の差（“SWIRL”では運動量の式を解いていない）以上の差異は認められず、改造後“SWIRL”の妥当性を確認した。

また、被覆管のホットスポット温度について大型炉の設計研究で行われたと同一の条件の計算したところ設計計算と一致した。

(3) 計算時間

上記271本バンドルの計算時間が

“SWIRL” …… 36 sec.

“COBRA” …… 37 min.

であり“SWIRL”の計算時間の方が格段に短いことが判った。

表. "SWIRL"と"COBRA-IV" による冷却材温度計算結果

単位：℃

SWIRL ch		中 心						周 辺						コ ー ナ ー						max
		302	283	264	245	263	282	541	439	122	6	108	425	536	546	292	11	1	273	
COBRA ch		1	2	3	4	5	6	491	500	509	518	527	536	541	542	543	544	545	546	"
100 cm (炉心中心)	S-1	493	493	493	493	493	493	446	450	451	447	444	443	444	451	(461)	454	445	442	493
	S-3	493	493	493	493	493	493	459	468	469	460	451	451	452	466	(483)	469	453	447	497
	C-1	491	492	491	491	491	491	450	452	456	450	449	448	448	451	455	455	451	449	-
	C-2	483	495	483	483	495	496	446	443	443	443	444	444	444	444	443	443	443	444	-
200 cm	S-1	603	603	603	603	603	603	528	537	543	542	533	527	525	531	534	543	537	528	603
	S-3	603	603	603	603	603	602	553	574	586	575	555	545	544	561	582	581	563	546	603
	C-1	599	599	599	598	598	598	545	549	557	554	550	546	543	547	552	559	553	549	-
	C-2	607	607	607	607	607	607	531	531	534	534	536	534	532	533	533	535	536	535	-

-177-

CASE	CS 1	CS 2	CS 3
S-1	0.4	1.8	0.2
S-3	1.4	1.8	0.7
	DUR 1	DUR 2	DUR 3
C-1	0.0495	0.0407	0.1077
C-2	0.0218	0.0131	0.0713

9.3 “CITATION”で計算した中性子束を重みにした実効微視的断面積縮約プログラム “CITMICLIB”の作成

報告者：原（炉心・運転計画 Gr.）

1. 要 旨

多群の実効微視的断面積を用いて“CITATION”で中性子束を計算し、その中性子束を重みにし、計算に使用した多群実効微視的断面積の少数群縮約を行う計算プログラムを作成する。作成した少数群微視的断面積は再び“CITATION”で読み込める形式とし、そのまま少数群の“CITATION”での計算を行えるようにする。これにより少数群で“CITATION”の計算を行う場合、実際に計算する体系での中性子束分布を生かした領域毎の少数群断面積を使用できる。

本プログラムでは輸送断面積の取り扱いを3方法（ $\frac{\sum \phi \cdot \sigma_{tr}}{\sum \phi}$, $\frac{\sum \phi}{\sum \frac{\phi}{\sigma_{tr}}}$, 及び逆数縮約に D

補正係数を考慮する）用意し、その縮約効果を確認した。計算流れ図を次図に示す。

2. 計算結果

作成した“CITMICLIB”の縮約効果を調べるために多群と少数群の断面積を使用して“CITATION” R-Z 計算を行った結果の Keff の比較を行った。多群で用意する断面積は JFS-V2 の 70 群及び 25 群について“EXPANDA”, “MICLIB”を使用して作成した 25 群実効微視的断面積の 2 ケースとし、“EXPANDA”の拡散係数は (D_b) を用いた。

多群断面積を用いて中性子束を計算するための“CITATION” R-Z 計算は MK-II 炉心体系とした。

以上作成した中性子束と多群断面積を使用して少数群縮約を行う“CITMICLIB”は輸送断面積の取り扱いにより 3 ケースずつ行った。計算結果の Keff の比較を次表に示す。

表 多群及び少数群断面積を使用した“CITATION”計算結果によるKeff の比較

		縮 約 効 果	
多群(25群)“CITATION RZ”	“CITMICLB” σ_{tr} 取り扱い	“CITATION” ^{RZ} 7群	$\Delta K(\%)$
JFS-VII 70群→“EXPANDA” “MICLIB” 25群 ∅計算用“CITATION” Keff = 1.0039892	逆数縮約	Keff = 0.997592	+0.639
	$\frac{\Sigma\phi\sigma_{tr}}{\Sigma\phi}$ 縮約	1.0092306	-0.524
	D補正縮約	1.0056229	-0.16
JFS-VII 25群→“EXPANDA” 25群 ∅計算用“CITATION” Keff = 1.0049143	逆数縮約	1.9989786	+0.5
	$\frac{\Sigma\phi\sigma_{tr}}{\Sigma\phi}$ 縮約	1.0094757	-0.456
	D補正縮約	1.005727	-0.08

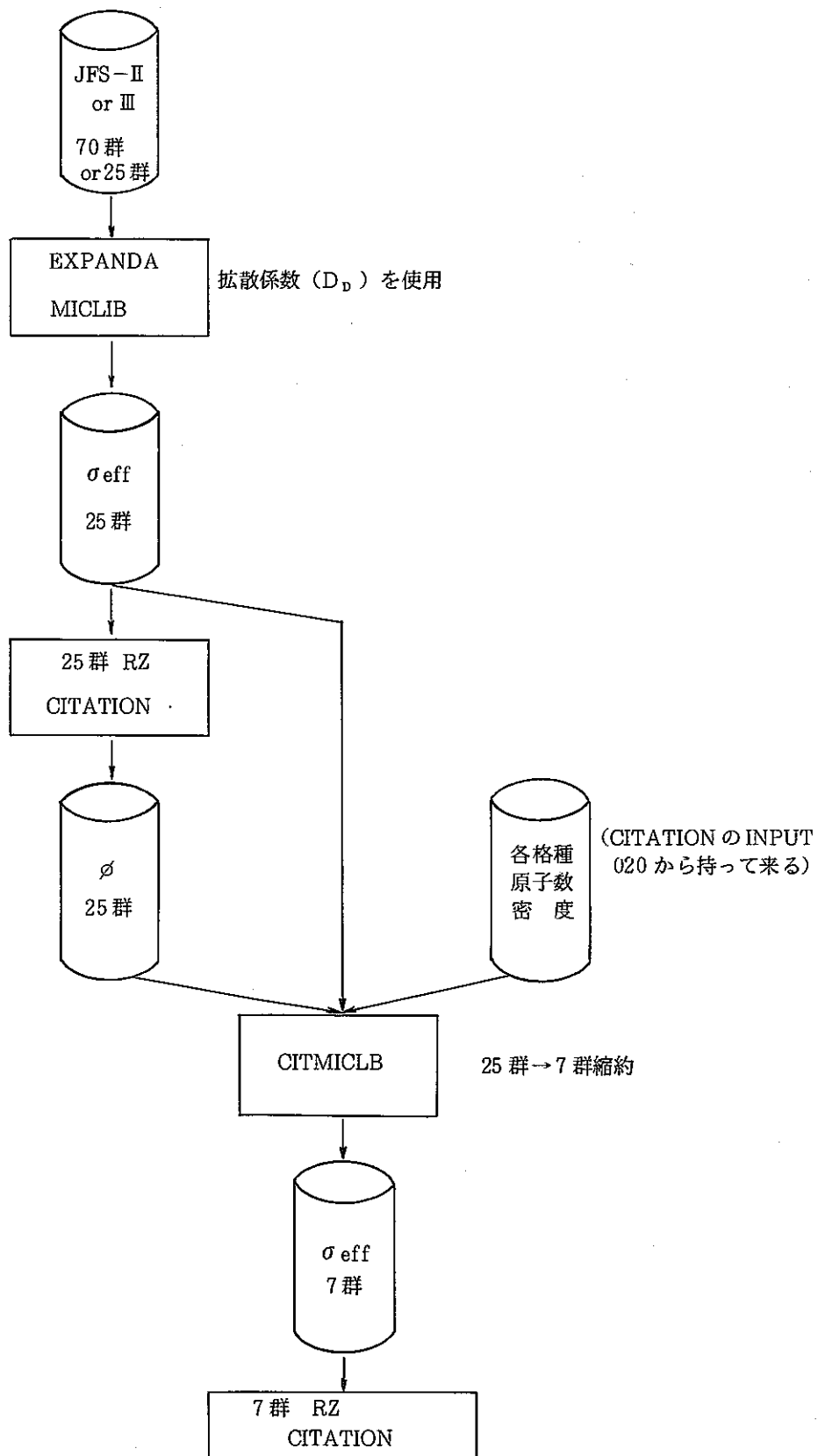


図. "CITMICLB"使用による計算流れ図

9.4 “MAGI” UTILITY コマンド MAGIUTL について

報告者：生田目（炉心・運転計画 Gr.）

1. 要 旨

“MAGI”入出力ファイルの出力ファイル，集合体ライブラリー等のダンププログラムは作成されてはいるが，各々別々に操作しなければならず繁雑である為 UTILITY コマンド MAGIUTL を作成した。

2. 機 能

TSS 端末（テクトロ端末も含む）において会話形式にてデータを得る事が出来る。

3. データ内容

- | | |
|---------------|-----------------------------|
| (1) 出力ファイル | 集合体毎データ
炉心配置図
炉心共通データ |
| (2) 集合体ライブラリー | 集合体毎原子数密度
燃焼度ヒストグラム |
| (3) LTA ファイル | 温度，領域，核種毎 25 群 XSEC |

4. 操作方法

技メモー 60 - 62 参照

9.5 JOYDASによる反応度アナログ出力機能の検討

報告者：庄野（異常監視技術 Gr.）

1. 概要

第5回定検時のJOYDAS改造にて、中性子束信号より算出される反応度アナログ出力機能を付加し、中制原子炉制御盤ペンレコダに出力することにより、制御棒操作時の投入反応度の監視に用いることを計画している。このペンレコ出力は、従来、アナログ回路による反応度計の出力を結線していたものであり、制御棒校正や制御棒差換え等の操作を行う際に有用であることが確認されている。しかし、改造によるデジタル処理のため、ペンレコ出力が実際の反応度変化に対して、実時間で応答しないという問題点がある。

そこで、JOYDAS計算周期（CYCLE）、計算遅れ時間（CALDELAY）、ペンレコ応答特性を考慮して、JOYDAS反応度信号ペンレコ出力の応答性を検討した。

2. 検討モデル

制御棒校正時（non-feed back）に、臨界状態より制御棒を引抜き、JOYDASペンレコ出力が+8 ρ に到達した時点で、制御棒操作を終了した場合に、実際に炉内に投入される反応度を算出する。（図1、図2に計算結果の代表例を示す。）

3. 解析モデル及びパラメータ

- ペンレコ応答特性……………ペンレコフルスケール（40 ρ ）を2.5 secで一定速度で移動。
- JOYDAS計算周期（CYCLE）……………1.0（現仕様値）、0.5、0.2、0.1 sec
- 計算遅れ時間（CALDELAY）……………0.1、0.2、0.3、0.4、0.5 sec（調査中）

4. 結論

現在の仕様である1.0秒の計算周期では、目標投入反応度に対して、1.5～3.0 ρ 程度、実際の投入反応度が大きくなる。両者の誤差を0.8 ρ （10%）以内とするためには、計算周期、計算遅れ時間をいずれも0.2 sec以内にすることが必要である。（図3参照）

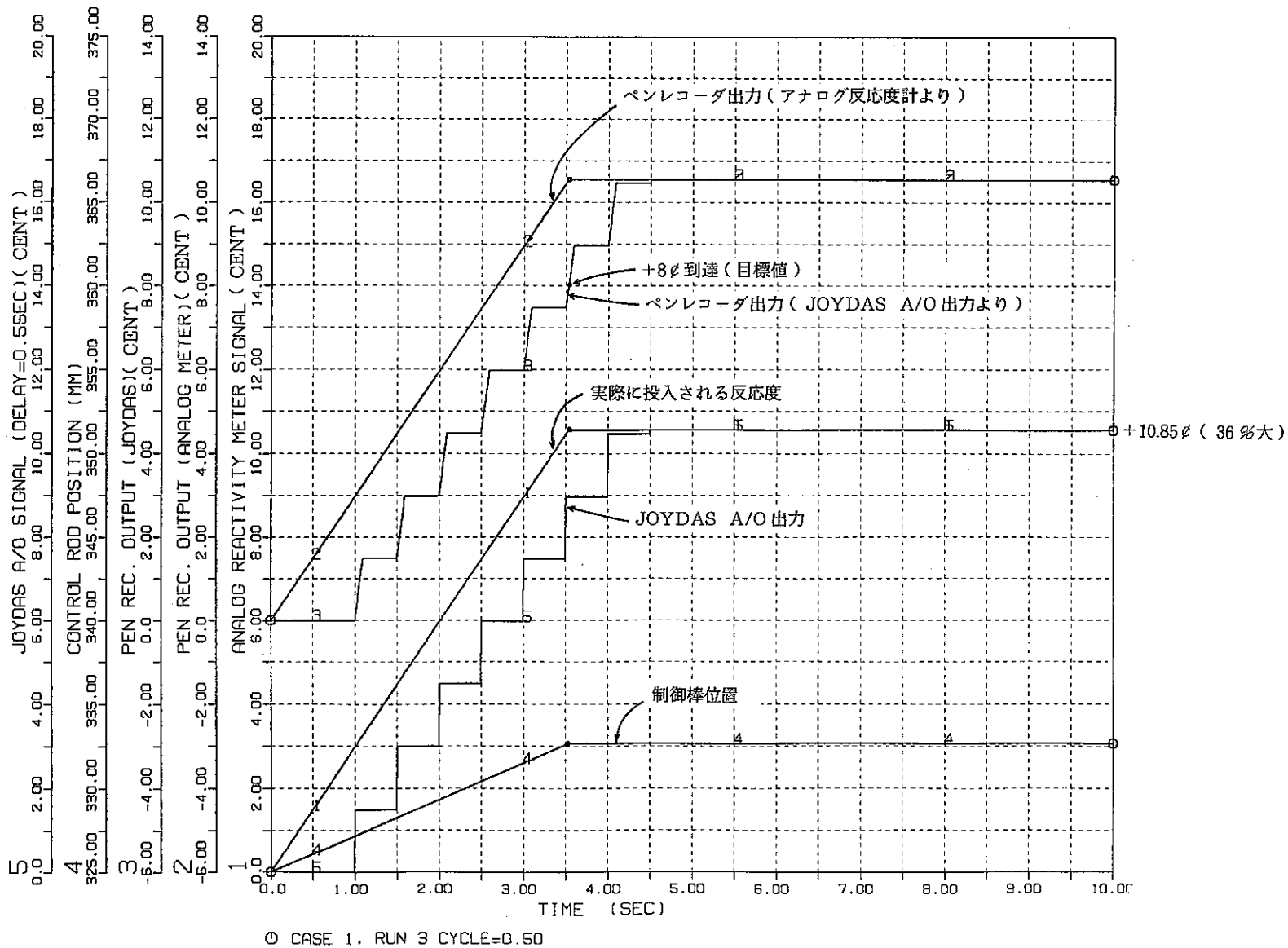


図1 制御棒校正シミュレーション結果 (計算周期 1.0 sec, 計算遅れ 0.5 sec)

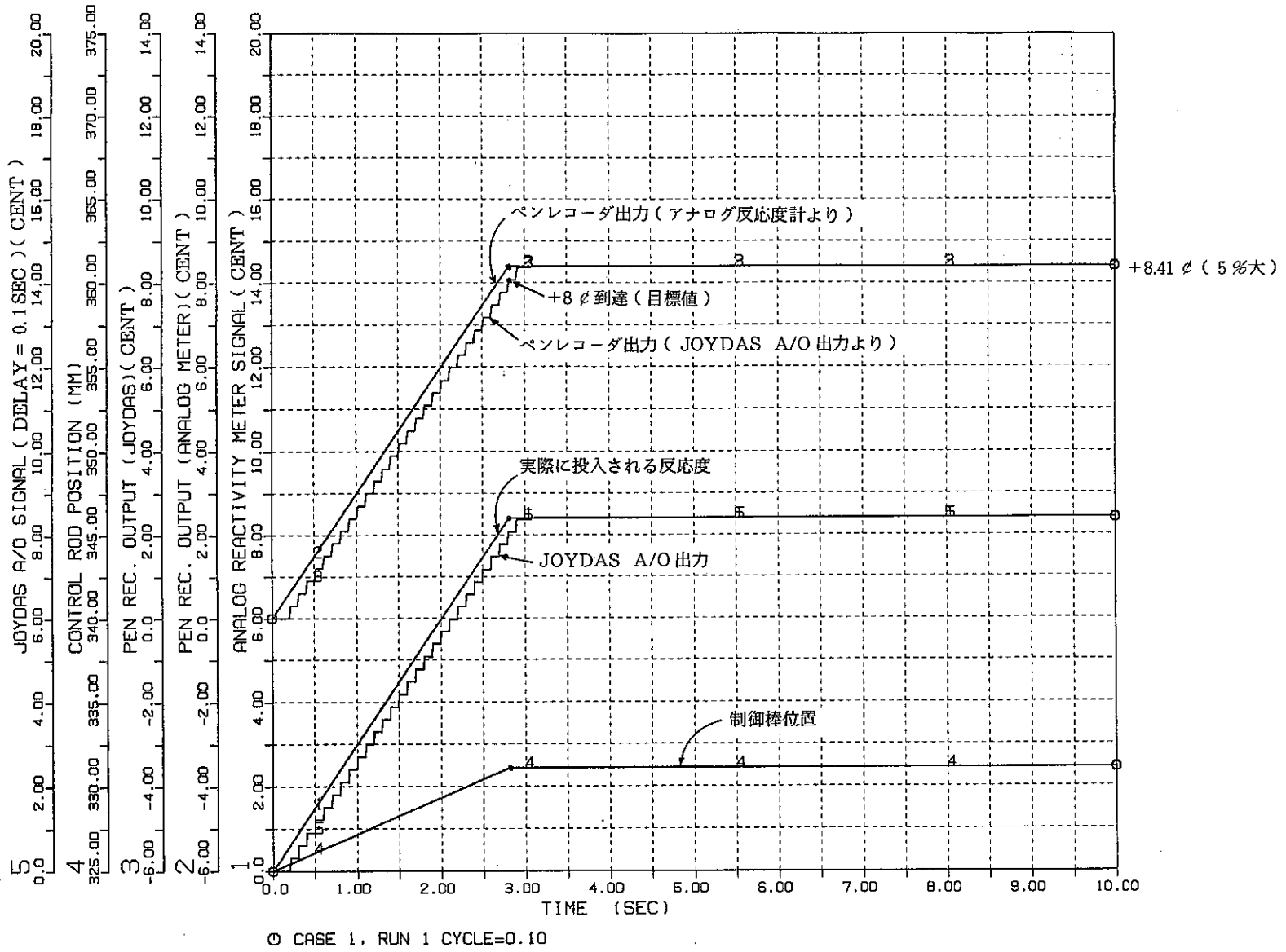


図2 制御棒校正シミュレーション結果(計算周期0.1 sec, 計算遅れ0.1 sec)

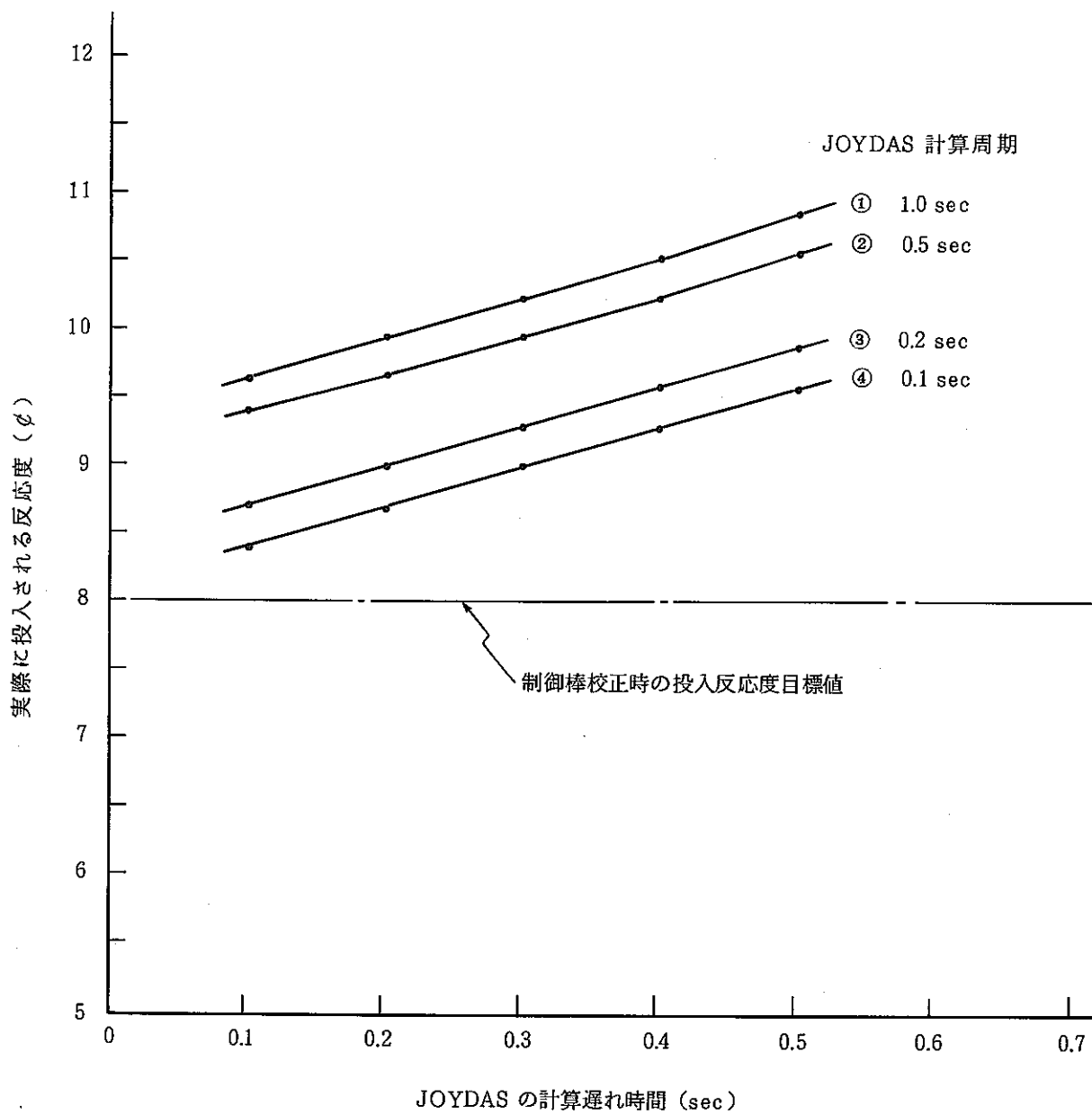


図3 JOYDAS による反応度計算値を基準として、+8φの反応度を投入した時に、実際に投入される反応度

(パラメータ; JOYDAS 計算周期)

9.6 JOYDAS 制御棒校正試験ソフトウェア設計計算書

報告者：長山（炉心・運転計画 Gr.）

1. 要 旨

常陽運転監視システム JOYDAS を用いて、制御棒校正試験を行うためのソフトウェアの機能を定めた。

制御棒校正試験として、6本同時差換法を対象とした。

2. 内 容

(1) JOYDAS の操作は、コマンドをキー入力する方式を採用し、以下の機能に対応した5個のコマンドを用意した。

① 核計装出力系（Ch 6, Ch 7, Ch 8）の零点調整する。

② 1秒ごとの測定、計算処理を可能にする。

③ 1秒ごとの測定、計算処理及び反応度投入ステップごとの計算処理を実行する。

1秒ごと…………… 制御棒位置、核計装出力系等を読み取り、逆時間動特性方程式により投入反応度を計算し、これらをL/Pに印字する。

ステップごと……… ステップ内投入反応度を統計処理し、これらをL/P, T/Wに印字する。CRT表示要求によって、CRTに表示する。

④ 1秒ごとの処理を終了し、各ステップのペリオド法により投入反応度を計算して、ステップごとのデータの集計をL/Pに印字する。

印字項目…………… 制御棒位置及び操作量等、投入反応度及び微分反応度等（逆時間動特性方程式、ペリオド法、読取値）、ペリオド、ダブリングタイム、原子炉入口温度（A, B ループ平均）

⑤ 試験終了後にステップごとの集計データを再表示させる。

(2) 使用法は、制御棒校正試験の手順に沿って、コマンドをキー入力する。

10. その他の成果

本章は、技術課の試験研究成果速報の内、3～9章のカテゴリーに属さないものについてまとめたものである。

この他、本期間中に多々技術課メモとしてその成果が報告されているが、現段階では技術的内容の見地から割愛した。

10.1 深冷活性炭吸着能の性能評価

報告者：吉岡（計測Gr.）

1. 概要

高速原型炉“もんじゅ”のタギング法破損燃料位置検出系開発の一環として、タグガス(Kr, Xe)回収装置の深冷活性炭吸着床を設計するのに必要な Kr + Xe + Ar 混合ガスに対する深冷活性炭吸着能の性能評価試験を実施した。

ここでは、混合ガス吸着モデルによるガス吸着量の計算と、 $-183(^{\circ}\text{C})$ 深冷活性炭吸着床の破過特性取得によるガス吸着量の実測から、混合ガス中の Kr ガスに関する深冷活性炭吸着能のガス共吸着影響及びガス分圧依存度を評価した。

2. 方法

2.1 計算評価法

図1に計算評価を行う吸着モデル式を示す。

Kr, Xe, Ar 単一ガスの $-183(^{\circ}\text{C})$ 吸着等温データに図1の単一ガスの吸着モデル式を適用し、単一ガス固有の飽和吸着量(V_m)と吸着平衡定数(b)を算出する。表1に算出した係数を示す。表1の係数と図1の混合ガスの吸着モデル式より、混合ガス吸着における Kr ガス吸着量のガス分圧依存度を計算する。計算条件は表2の実測条件を用いた。

2.2 実測評価法

被吸着ガス(Kr + Xe + Ar 混合ガス)中の Kr ガス分圧(濃度)を試験パラメータとする。次に ^{85}Kr トレーサ法と ^{85}Kr β線計測法(ガス捕集電離箱の使用)によって、 $-183(^{\circ}\text{C})$ 深冷活性炭吸着床の Kr ガス破過特性($C_{\text{out}}/C_{\text{in}}$ と V の関係)をタグガス分圧範囲 $10^{-7}\sim 10^{-5}$ (mmHg)程度で測定する。上記の破過特性から式(1), (2)の V_{Kr} , P_{Kr} を算出する。 $-183(^{\circ}\text{C})$ 深冷活性炭の Kr ガス吸着等温線(V_{Kr} と P_{Kr} の関係)を作成し、ガス分圧依存度を評価する。表2に実測条件を示す。

$$V_{\text{Kr}} = \frac{C_{\text{in}} \cdot V}{W} \quad (1)$$

$$P_{Kr} = C_{in} \cdot P \quad (2)$$

- C_{in} : 吸着床の Kr ガス入口濃度
 C_{out} : 吸着床の Kr ガス出口濃度
 P_{Kr} : Kr ガス分圧 (mmHg)
 P : 被吸着ガス全圧力 (mmHg)
 V_{Kr} : Kr ガス吸着量 (Ncc/g・吸着剤)
 V : $C_{out}/C_{in} = 0.5$ までの被吸着ガス流量 (Ncc)
 W : 吸着剤重量 (g)

3. 結果と考察

図2に、混合ガスに対する -183 (°C)深冷活性炭吸着能のガス共吸着影響、ガス分圧依存度の評価結果 (Kr ガス吸着等温線) を示す。

- (1) 単一ガス吸着モデルと混合ガス吸着モデルの計算結果の比較から、混合ガスのガス分圧条件が ($P_{Ar} \approx 760$ mmHg) \gg ($P_{Kr}, P_{Xe} \approx 10^{-7} \sim 10^{-5}$ mmHg) である場合、混合ガス中で主成分として存在する Ar ガスの共吸着のため、混合ガス吸着の Kr 吸着量が低下することが評価できた。
- (2) 混合ガス吸着の計算値、実験値は、吸着剤粒径の条件の違いを考えなければ、同じオーダーで一致しており、ガス吸着量とガス分圧が比例関係にある。また、図1のラングミュア型混合ガス吸着モデル式は低ガス分圧領域でヘンリー型吸着等温式に近似できる。そのため、 10^{-7} (mmHg) の低ガス分圧領域ではヘンリー則がガス吸着量とガス分圧の関係を支配していると考えられる。従って、低ガス分圧領域では、 -183 (°C)深冷活性炭吸着能のガス分圧依存度をヘンリー型吸着等温式で評価できる。式(3)に計算、実測から得た評価式を示す。

$$\therefore V_{Kr} = \beta \cdot P_{Kr} \approx \begin{cases} 130 \cdot P_{Kr} & (\text{計算の場合}) \\ 74.2 \cdot P_{Kr} & (\text{実測の場合}) \end{cases} \quad (3)$$

- P_{Kr} : Kr ガス分圧 (mmHg)
 V_{Kr} : Kr ガス吸着量 (Ncc/g・吸着剤)
 β : 係数 (Ncc/g・吸着剤/mmHg)

式(3)の係数 β について、計算の場合の β が実測の場合より大きい値を示した理由は、吸着剤の粒径条件の違いもあるが、混合ガス吸着モデル式の計算評価で、Kr 単一ガス飽和吸着量 ($V_{m_{Kr}}$) をそのまま適用したことが考えられる。なぜならば、混合ガス吸着の Kr ガス飽和吸着量は、Xe, Ar ガスが共吸着のため、また、ガス分圧条件が $P_{Kr} \ll P_{Ar}$ であるため Kr 単一ガス飽和吸着量 ($V_{m_{Kr}}$) より小さいと推定できるためである。

今後、粒径条件、飽和吸着量の違いを考慮して、混合ガス吸着の計算値と実験値の違いを検討する。

表1 Kr, Xe, Ar 単一ガス吸着モデル式の係数

係数 ガス種類	飽和吸着量 V_m ($N_{cc}/g \cdot$ 吸着剤)	吸着平衡定数 b ($1/mmHg$)
Kr ガス	$V_{m_{Kr}}$ (仮定量) 1.17×10^2	b_{Kr} 6.28×10^1
Xe ガス	$V_{m_{Xe}}$ (仮定量) 6.22×10^1	b_{Xe} 2.08×10^3
Ar ガス	$V_{m_{Ar}}$ 3.43×10^2	b_{Ar} 7.30×10^{-2}

PNC SNレポート 941 74-21 PP. 36~37 Fig. 11~12 より

}	吸着剤 : 椰子殻系破碎状活性炭 (第一炭素工業 GA-S-1, 10~14 mesh)
	吸着温度 : -183 ($^{\circ}C$)
	測定法 : 容量法

表2 実 測 条 件

吸 着 剤	椰子殻系破碎状活性炭(第一炭素工業 GA-S-1) { 粒 径 : 28~48 (mesh) (0.590~2.297 mm) } { 重 さ : 3.22 (g) }
吸 着 床	内径10 (mm) × 長さ100 (mm)
吸 着 温 度	-183 ($^{\circ}C$) (液体酸素冷媒)
空筒線速度	9.6 (cm/s) at -183 ($^{\circ}C$)
被吸着ガス	Kr + Xe + Ar 混合ガス { Kr ガス濃度 : 0.15~15 (ppb) } { Xe ガス濃度 : 0.15~15 (ppb) } { Kr, Xe ガス濃度比 : 1 } { 混合ガス全圧力 : 0 ($kg/cm^2 G$) } { バランスガス : Ar ガス }
吸着剤の再生	加熱温度 300 ($^{\circ}C$), 真空度 10^{-2} (mmHg) 以下で1時間の脱ガス

単一ガスの吸着モデル式

ラングミュア型吸着等温式

$$V_{Kr-s} = \frac{V_{m_{Kr}} \cdot b_{Kr} \cdot P_{Kr}}{1 + b_{Kr} \cdot P_{Kr}}$$

$$V_{Xe-s} = \frac{V_{m_{Kr}} \cdot b_{Xe} \cdot P_{Xe}}{1 + b_{Xe} \cdot P_{Xe}}$$

$$V_{Ar-s} = \frac{V_{m_{Ar}} \cdot b_{Ar} \cdot P_{Ar}}{1 + b_{Ar} \cdot P_{Ar}}$$

混合ガスの吸着モデル式

$$V_{Kr-m} = \frac{V_{m_{Kr}} \cdot b_{Kr} \cdot P_{Kr}}{1 + b_{Kr} \cdot P_{Kr} + b_{Xe} \cdot P_{Xe} + b_{Ar} \cdot P_{Ar}}$$

- | | |
|------------------------|-------------|
| V : ガス吸着量 | Ar : Arガス |
| V _m : 飽和吸着量 | Kr : Krガス |
| b : 吸着平衡定数 | Xe : Xeガス |
| P : 圧力 | -s : 単一ガス吹着 |
| | -m : 混合ガス吸着 |

図1 吸着モデル式

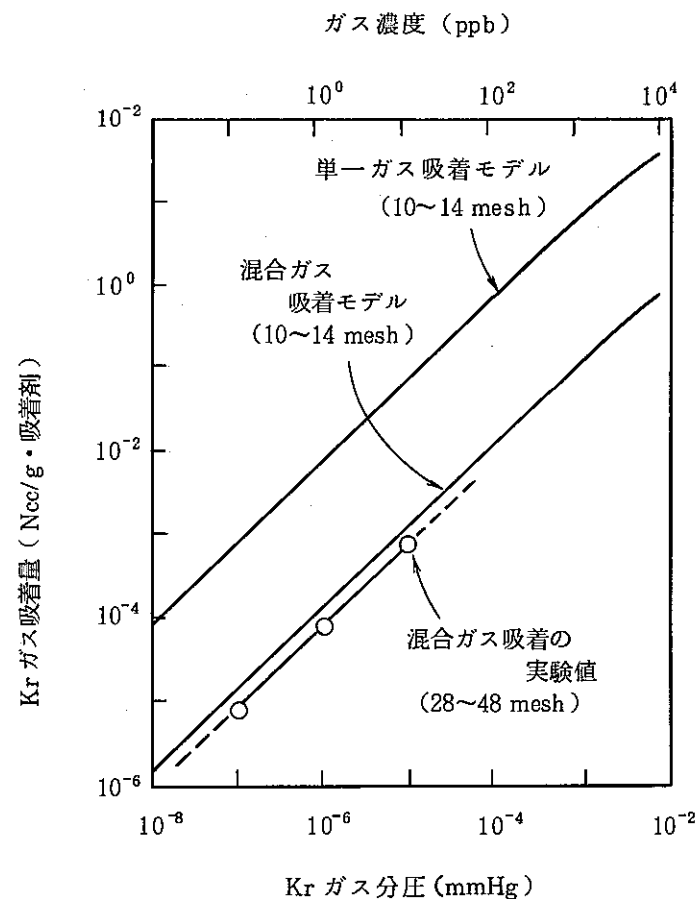


図2 Kr ガス吸着等温線 (-183°C)

10.2 「常陽」の出力上昇速度について

報告者：池上（炉心・運転計画 Gr.）

1. 目的

B4M照射計画（“もんじゅ”の出力上昇パターン決定のための照射試験）に関して、「常陽」において4.5時間で100%出力まで出力上昇可能か否かの検討を行う。

尚、本件は、今後要求が高まってくると思われる負荷追従試験に備えて「常陽」の出力上昇速度の限界を見極めておくという観点からも意義のあることである。

2. 検討方法

次の2つのアプローチから検討した。

(1) プラント側観点

プラントの設計条件、運転条件から最大出力上昇速度を検討する。

(2) 炉心燃料側観点

「常陽」のドライバー燃料が溶融しないための最大出力上昇速度の検討

3. 結果

(1) プラント側観点からの検討

現状では炉容器出口温度とオーバーフロータンク温度の差を60℃以下にするため、温度変化率を50℃/hrとした場合、100%出力までに要する時間は6.5時間となってしまう。

20℃/hrの温度変化率を上げる方策として以下のものが考えられる。

- ① オーバーフロータンクのヒーター設定温度を上げる。
- ② オーバーフロータンク内Na液位を下げる（インベントリーを少なくし、オーバーフロータンク温度を上がりやすくする。）
- ③ 純化系流量を下げる。
- ④ オーバーフロー流量を上げる。
- ⑤ オーバーフロー配管の熱衝撃条件を見直し、炉容器出口温度とオーバーフロータンク温度の温度差制限60℃を上げる。
- ⑥ 燃料の組織変化が起らない程度の出力（例えば30～50MW）において十分な平衡状態を保っておき（オーバーフロータンク温度を30～50MW出力相当の温度まで上げておき）しかるのちに出力上昇を行う。
- ⑦ 冷却材流量を可変にする。

例えば40%流量で20MWの平衡状態を保っておき、以後、出力上昇に合わせて冷却材流量を上げていく。

上記のうち、特に、⑥、⑦は4.5 hr以内の出力上昇には有効である。

(2) 炉心燃料側観点からの検討

“CEDAR”コードを用いて

- 新燃料が存在するBOC
- “ ” が存在しないEOC

の2ケースについて検討した。結果を表1、表2に示す。

表1、表2より新燃料が存在するBOCでは100%出力まで連続的に出力上昇することはできないが、新燃料が存在しないEOCにおいては、4.5 hr以内で100%出力まで出力上昇することが充分可能であることがわかる。

表1 新燃料が存在するBOCの場合

解 析 ケ ー ス		最大燃料中心温度 (ノミナル値)℃	H.S.F.を考慮した② 最大燃料中心温度℃	②が2650℃に 達する出力 MW
最大線出力 : 380 W/cm *1	出力0 MW→100 MW の上昇時間: 4.5hr	2448	2697	98
	出力0 MW→100 MW の上昇時間: 7hr	2443	2692	98
最大線出力 : 410 W/cm *2	出力0 MW→100 MW の上昇時間: 4.5hr	2560	2823	93
	出力0 MW→100 MW の上昇時間: 7hr	2539	2799	94

*1 : 試験時推定ノミナル線出力の上限値

*2 : 上記値に過出力因子の1.08を乗じた値

表2 新燃料が存在しないEOCの場合

解 析 ケ ー ス	最大燃料中心温度 (ノミナル値)℃	H.S.F.を考慮した 最大燃料中心温度℃
最大線出力: 380 W/cm *1 出力0 MW→100 MWの上昇時間4.5hr	2032	2231
最大線出力: 410 W/cm *2 出力0 MW→100 MWの上昇時間4.5hr	2144	2357

*1 : 試験時推定ノミナル線出力の上限値

*2 : 上記値に過出力因子の1.08を乗じた値

10.3 「常陽」ドライバー燃料の安全性チェック
(燃料ペレットの溶融について)

報告者：横山(原子炉利用Gr.)

1. 概 要

B4M照射計画(「もんじゅ」の出力上昇パターン決定のための照射計画)に係る、「常陽」ドライバー燃料の安全性チェックのための燃料挙動解析を行った。

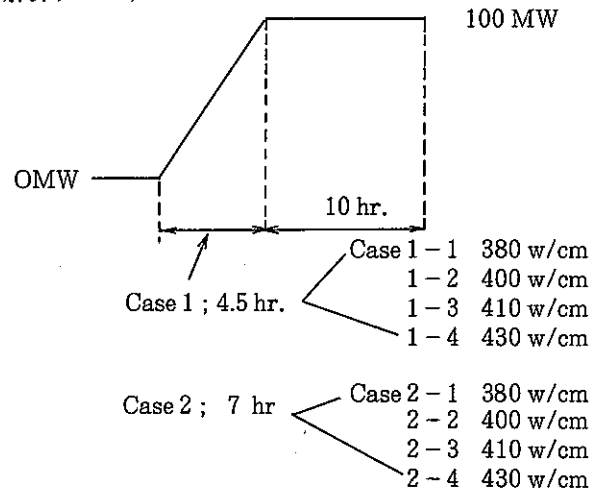
ここでは、新燃料(93%T.D.)の燃料中心最高温度を求めるために燃料挙動解析コード「CEDAR」を用い、最高線出力(380, 400, 410, 430 W/cm)及び100 MWまでの到達時間(4.5時間, 7時間)をパラメータとして解析を行った。

2. 結 果

解析結果は、次表のとおり。(但し、「CEDAR」での解析値は、ノミナル値)

解析ケースNo.	最高燃料中心温度(°C)	「CEDAR」コードによる溶融温度(°C)
1-1	2448	2696
1-2	2525	2696
1-3	2560	2696
1-4	2593	2696
2-1	2443	2696
2-2	2516	2696
2-3	2539	2696
2-4	2567	2696

(解析ケース)



上表より、燃料中心温度は、溶融温度以下となっているが、H.S.F.(1.12)を考慮すると、ケース2-1を除き、燃料中心温度は溶融温度を越える。

10.4 照射量増加に伴うドシメータ重量の見直し

報告者：鈴木 s (計測Gr.)

1. 概 要

特燃の照射期間の長期化によりドシメータの放射化量が増大し、MMFでの取出運搬作業およびIRAFでの γ 計測上被曝量が問題となりつつある。これに対処するため特に問題となる核分裂性ドシメータとScドシメータについてその重量を見直した。

2. 検討方法

既に技メモ(技-59-318)で報告した特燃B1Jドシメータの放射化量計算値より10サイクル照射したドシメータの放射化量およびそれからの γ 線量率を概算した。その結果より、ガンマ線計測上最適な γ 線強度が得られる重量を計算した。

3. 結 果

現在使用されているドシメータの重量とその化学形を表1に示す。またドシメータ取扱作業時の被曝量低減化と γ 線スペクトルによる反応率測定 of 最適 γ 線強度の最適化の観点から本検討で得られたドシメータ重量推奨値を表2に示す。

ドシメータ重量の絶対誤差は、約2 μ gであるので ^{235}U 、Scドシメータに対しては、重量の相対誤差が10%程度にもなり、これが直接反応率測定値の誤差に波及するので反応率測定上問題となる。よって合金化(例えば、U-Al合金、Sc-V合金etc)等の方法でドシメータ物質を希釈する必要がある。

表1 現在使用しているドシメータの重量・化学形

ドシメータ	重 量 (mg)	化 学 形
^{232}Th	10	メタル
^{235}U	1.0	UO_2
^{238}U	10	メタル
^{237}Np	10	NpO_2
Sc	1.7	メタル

表2 長期照射ドシメータの重量推奨値

ドシメータ	重量推奨値 (mg)
^{232}Th (メタル)	6×10^{-1}
^{235}U (UO_2)	2×10^{-2}
^{238}U (メタル)	9×10^{-1}
^{237}Np (NpO_2)	2×10^{-1}
Sc (メタル)	2×10^{-2}

10.5 ATR「ふげん」フラックスモニターの放射化量測定

報告者：山縣(計測Gr.)

1. 概 要

ATR本部の依頼により、「ふげん」発電所において照射されたフラックスモニターの放射化量を測定した。

今回のフラックスモニターは、ATR「ふげん」発電所の圧力管材料監視試験片(第1回取り出し)の照射試験に使用されたものである。この中性子照射量を評価するため、フラックスモニターの照射終了時(1984年2月15日16時30分)の放射化量を測定した。

2. 方 法

フラックスモニターは、次図に示すB,C,Dの軸方向位置に、キャプセルに入れられ炉心アドレス25-75の位置で照射された。

測定は、「常陽」ドシメトリシステムによる γ 線スペクトロスコピーから得られた γ 線放出率およびフラックスモニターデータにより下記の式で放射化量を算出した。

$$A_c = \lambda \frac{C_p}{\epsilon_p \times Pr \times W \times FS \times FC} \times \frac{e^{-\lambda T_c}}{1 - e^{-\lambda T_M}}$$

ここで、

A_c : specific activity at end of irradiation (decay/sec/g)

C_p : γ -ray photo peak area (counts)

ϵ_p : photo peak efficiency

Pr : γ -ray emission probability

W : dosimeter weight (g)

T_M : live count time

T_c : cooling time

FS : correction factor for γ -ray self-shielding

FC : correction factor for random summing of γ -ray counting

λ : decay constant (1/sec)

である。

A ~ G 圧力管材料照射キャプセル

L, U 圧力管延長部材料照射キャプセル

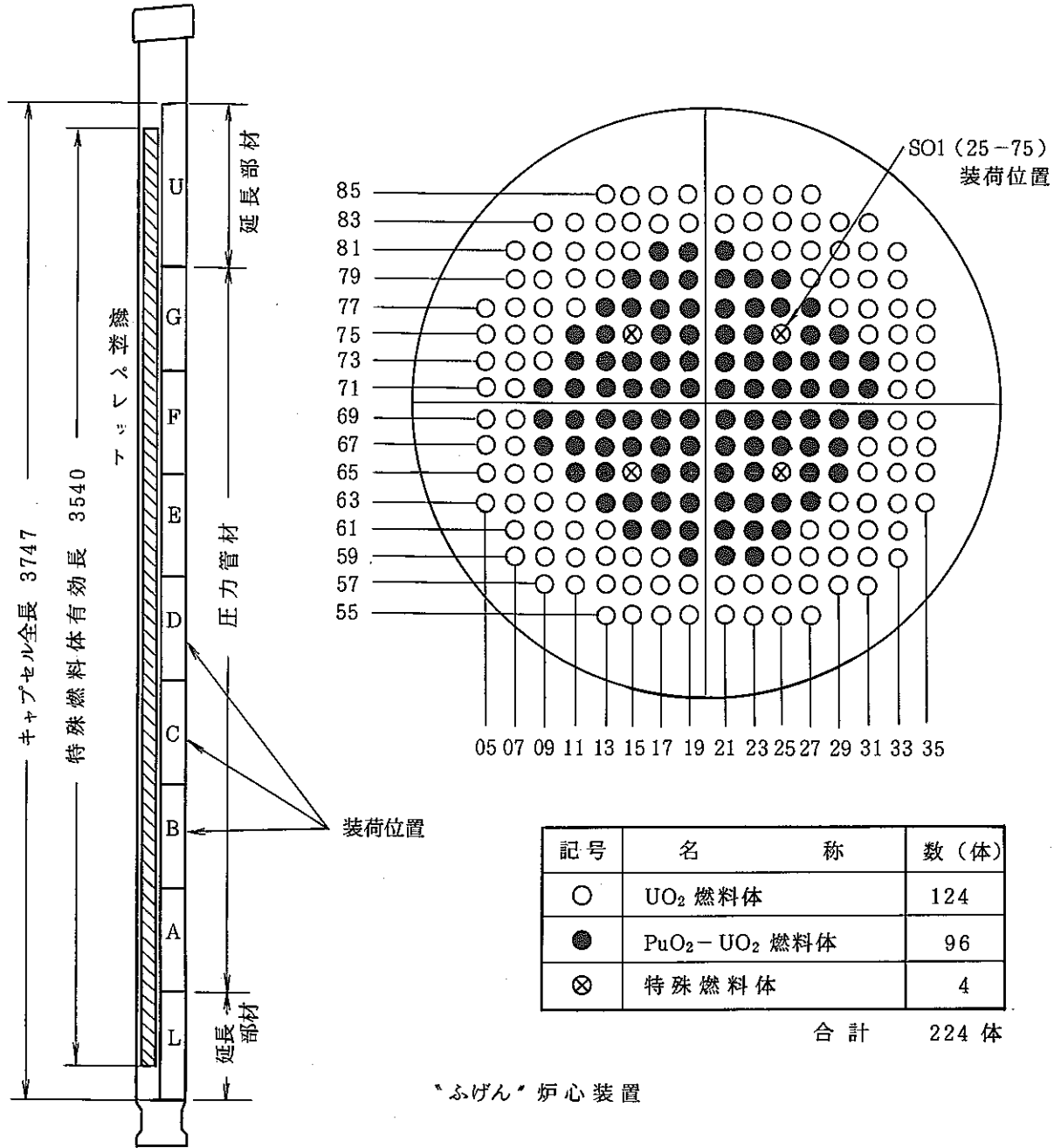


図 フラックスモニター装荷位置

3. 結 果

下表にフラックスモニターの放射化量測定結果を示す。

Cuの相対誤差に比べFeの相対誤差が大きいのは、Feの重量の誤差が10%以上あるためである。

キャプセルNo. ホルダー管No.	試験片 No.	核 種	生成反応	放射化量* (1σ%) 〔Bq/g〕
4B 69L	78C	Cu	$^{63}\text{Cu} (n, \alpha) ^{60}\text{Co}$	$3.212 \times 10^{+7}$ (2.7)
	79F	Fe	$^{54}\text{Fe} (n, p) ^{54}\text{Mn}$	$9.578 \times 10^{+8}$ (11.9)
			$^{58}\text{Fe} (n, \gamma) ^{59}\text{Fe}$	$1.744 \times 10^{+9}$ (12.1)
	142	Cu	$^{63}\text{Cu} (n, \alpha) ^{60}\text{Co}$	$3.080 \times 10^{+7}$ (2.7)
	242	Fe	$^{54}\text{Fe} (n, p) ^{54}\text{Mn}$	$7.964 \times 10^{+8}$ (10.6)
			$^{58}\text{Fe} (n, \gamma) ^{59}\text{Fe}$	$1.435 \times 10^{+9}$ (10.9)
4C 69M	88C	Cu	$^{63}\text{Cu} (n, \alpha) ^{60}\text{Co}$	$3.373 \times 10^{+7}$ (2.8)
	88F	Fe	$^{54}\text{Fe} (n, p) ^{54}\text{Mn}$	$9.347 \times 10^{+8}$ (11.1)
			$^{58}\text{Fe} (n, \gamma) ^{59}\text{Fe}$	$1.672 \times 10^{+9}$ (11.3)
	128	Cu	$^{63}\text{Cu} (n, \alpha) ^{60}\text{Co}$	$3.345 \times 10^{+7}$ (2.7)
	228	Fe	$^{54}\text{Fe} (n, p) ^{54}\text{Mn}$	$9.408 \times 10^{+8}$ (11.4)
			$^{58}\text{Fe} (n, \gamma) ^{59}\text{Fe}$	$1.749 \times 10^{+9}$ (11.7)
4D 70F	93C	Cu	$^{63}\text{Cu} (n, \alpha) ^{60}\text{Co}$	$3.380 \times 10^{+7}$ (2.7)
	93F	Fe	$^{54}\text{Fe} (n, p) ^{54}\text{Mn}$	$9.569 \times 10^{+8}$ (12.0)
			$^{58}\text{Fe} (n, \gamma) ^{59}\text{Fe}$	$1.657 \times 10^{+9}$ (12.3)
	137	Cu	$^{63}\text{Cu} (n, \alpha) ^{60}\text{Co}$	$3.393 \times 10^{+7}$ (2.7)
	237	Fe	$^{54}\text{Fe} (n, p) ^{54}\text{Mn}$	$9.241 \times 10^{+8}$ (11.0)
			$^{58}\text{Fe} (n, \gamma) ^{59}\text{Fe}$	$1.650 \times 10^{+9}$ (11.3)

* : 照射終了時(1984年2月15日16時30分)の放射化量

10.6 SMIR-4 装荷グラジエントモニタの反応率測定

報告者：山縣（計測Gr.）

1. 概 要

SMIR-4の照射中、中性子照射量の軸方向分布を測定するため、SMIR-4に装荷したグラジエントモニタの反応率を測定した。

2. 照射条件

SMIR-4はMK-II炉心第1サイクルの期間、〔7B7〕の位置で照射された。今回取り出されたグラジエントモニタはFe, Ni, Cuの3種類で、照射位置の軸方向レベルは、炉中心から-763~637mmである。

3. 方 法

「常陽」ドシメトリーシステムによる γ 線スペクトロスコープから得られた γ 線放出率およびグラジエントモニタデータ、運転履歴より図1に示す式で、 $^{58}\text{Fe}(n, \gamma)^{59}\text{Fe}$, $^{54}\text{Fe}(n, p)^{54}\text{Mn}$, $^{58}\text{Ni}(n, p)^{58}\text{Co}$, $^{63}\text{Cu}(n, \alpha)^{60}\text{Co}$ の各反応率を算出した。

4. 結 果

グラジエントモニタの反応率測定結果を下表に示す。

反応率の軸方向分布を図2~図4に示す。

$^{54}\text{Fe}(n, p)^{54}\text{Mn}$, $^{58}\text{Ni}(n, p)^{58}\text{Co}$, $^{63}\text{Cu}(n, \alpha)^{60}\text{Co}$ ではほぼ対照なコサイン分布を示している。炉中心位置から下側がシフトしているのは、制御棒の挿入効果によるものと考えられる。 $^{54}\text{Fe}(n, p)^{54}\text{Mn}$, $^{58}\text{Ni}(n, p)^{58}\text{Co}$ でゆるやかな分布をしているのは低速中性子による反応のためと考えられる。

軸方向位置 〔mm〕	反応率 $\times 10^{24}$ 〔reaction/sec/atom/100MWt〕（1 σ ％）			
	$^{54}\text{Fe}(n, p)^{54}\text{Mn}$	$^{58}\text{Fe}(n, \gamma)^{59}\text{Fe}$	$^{58}\text{Ni}(n, p)^{58}\text{Co}$	$^{63}\text{Cu}(n, \alpha)^{60}\text{Co}$
-763	2.237×10^{10} (3.2)	1.307×10^{13} (4.3)	3.500×10^{10} (2.7)	1.567×10^8 (3.1)
-563	1.252×10^{11} (3.1)	2.401×10^{13} (4.5)	1.804×10^{11} (2.4)	5.964×10^8 (3.0)
-363	5.010×10^{11} (3.1)	3.448×10^{13} (4.5)	5.463×10^{11} (2.4)	2.582×10^9 (2.8)
-163	1.522×10^{12} (3.1)	4.623×10^{13} (4.5)	2.130×10^{12} (2.4)	7.014×10^9 (2.7)
-63	1.590×10^{12} (2.5)	4.506×10^{13} (4.3)	2.384×10^{12} (2.4)	8.415×10^9 (2.7)
37	1.543×10^{12} (2.5)	4.472×10^{13} (4.3)	2.287×10^{12} (2.4)	8.423×10^9 (2.7)
137	1.294×10^{12} (3.1)	4.151×10^{13} (4.5)	2.036×10^{12} (2.4)	7.014×10^9 (2.7)
237	8.368×10^{11} (3.1)	3.619×10^{13} (4.5)	1.254×10^{12} (2.4)	4.884×10^9 (2.7)
437	1.241×10^{11} (3.1)	2.343×10^{13} (4.5)	2.202×10^{11} (2.4)	9.595×10^8 (3.0)
637	2.713×10^{10} (3.2)	1.590×10^{13} (4.5)	4.330×10^{10} (2.4)	2.425×10^8 (3.1)

(技-60-74)

$$RR = \lambda \frac{C_p \times A}{\epsilon_p \times Pr \times W \times P \times a \times N_a \times FI \times FB \times FS \times FC} \times \frac{e^{\lambda T_c}}{1 - e^{-\lambda T_M}} \times \frac{1}{S}$$

$$S = \frac{\lambda}{P_o} \int_0^{T_I} P(t) e^{-\lambda(T_I - t)} dt$$

$$Ac = \lambda \frac{C_p}{\epsilon_p \times Pr \times W \times FS \times FC} \times \frac{e^{\lambda T_c}}{1 - e^{-\lambda T_M}}$$

where

- RR : neutron reaction rate (reaction/sec/atom/100MWt)
- S : saturation factor
- Ac : specific activity at end of irradiation (decay/sec/g)
- Cp : γ -ray photo peak area (counts)
- ϵ_p : photo peak efficiency
- Pr : γ -ray emission probability
- W : dosimeter weight (g)
- P : purity of dosimeter material
- N_a : Avogadro No., 6.0220×10^{23}
- A : atomic mass
- a : isotope abundance
- T_I : irradiation time
- T_M : live count time
- T_c : cooling time
- FI : correction factor for impurity
- FB : correction factor for burn-up of dosimeter material
- FS : correction factor for γ -ray self-shielding
- FC : correction factor for random summing of γ -ray counting
- λ : decay constant (1/sec)
- P_o : nominal power

$$S = \frac{\lambda}{P_o} \sum_{i \text{ cycle}} P(t_i) (t_{i+1} - t_i) e^{-\lambda(T_I - t_j)}$$

$$= \frac{\lambda}{P_o} \sum_{i \text{ cycle}} [PI(t_{i+1}) - PI(t_i)] e^{-\lambda(T_I - t_j)}$$

where $t_j = (t_{i+1} + t_i) / 2$

PI : integral power

图1 反应率计算式

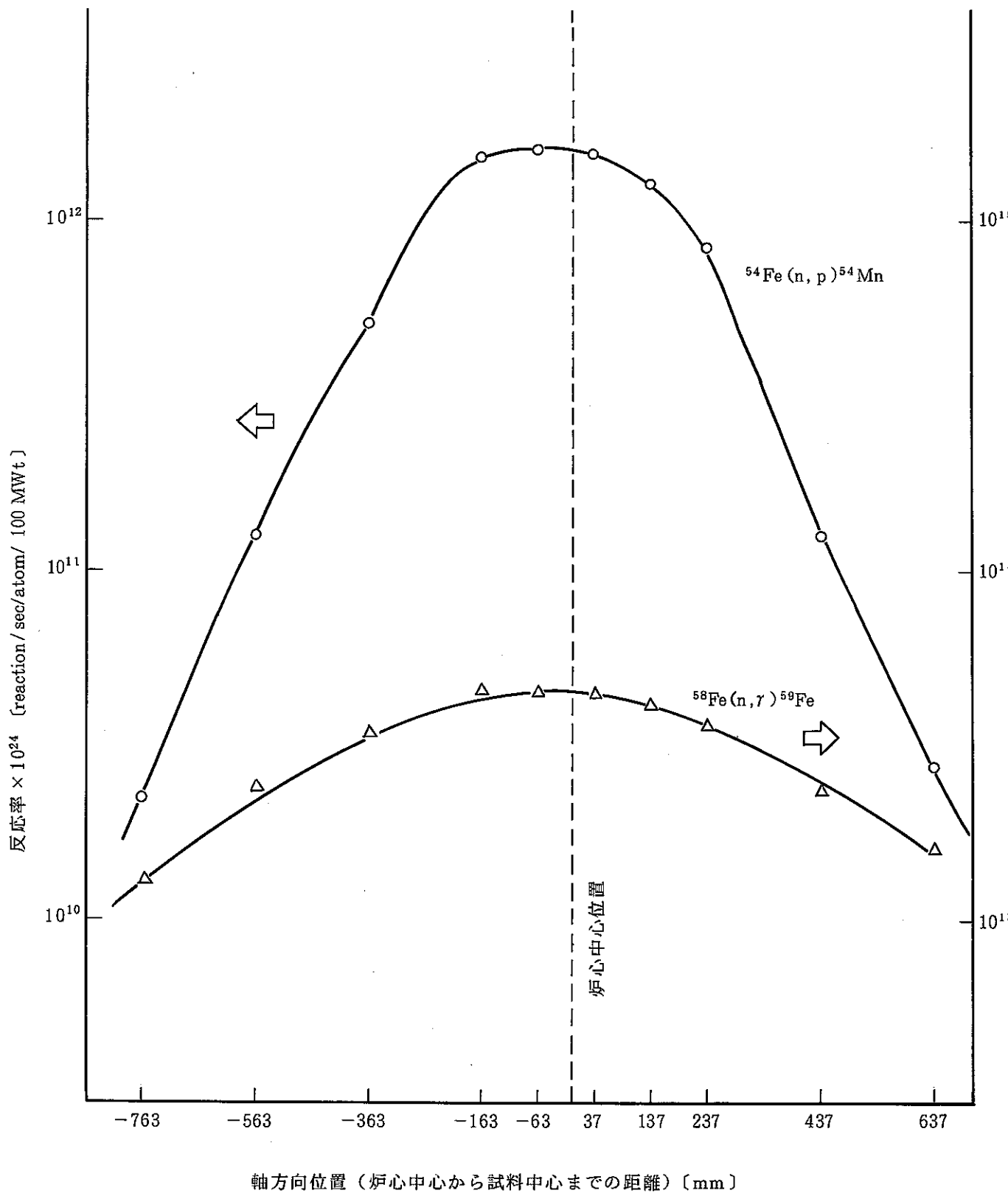


図2 7B7での軸方向反応率分布

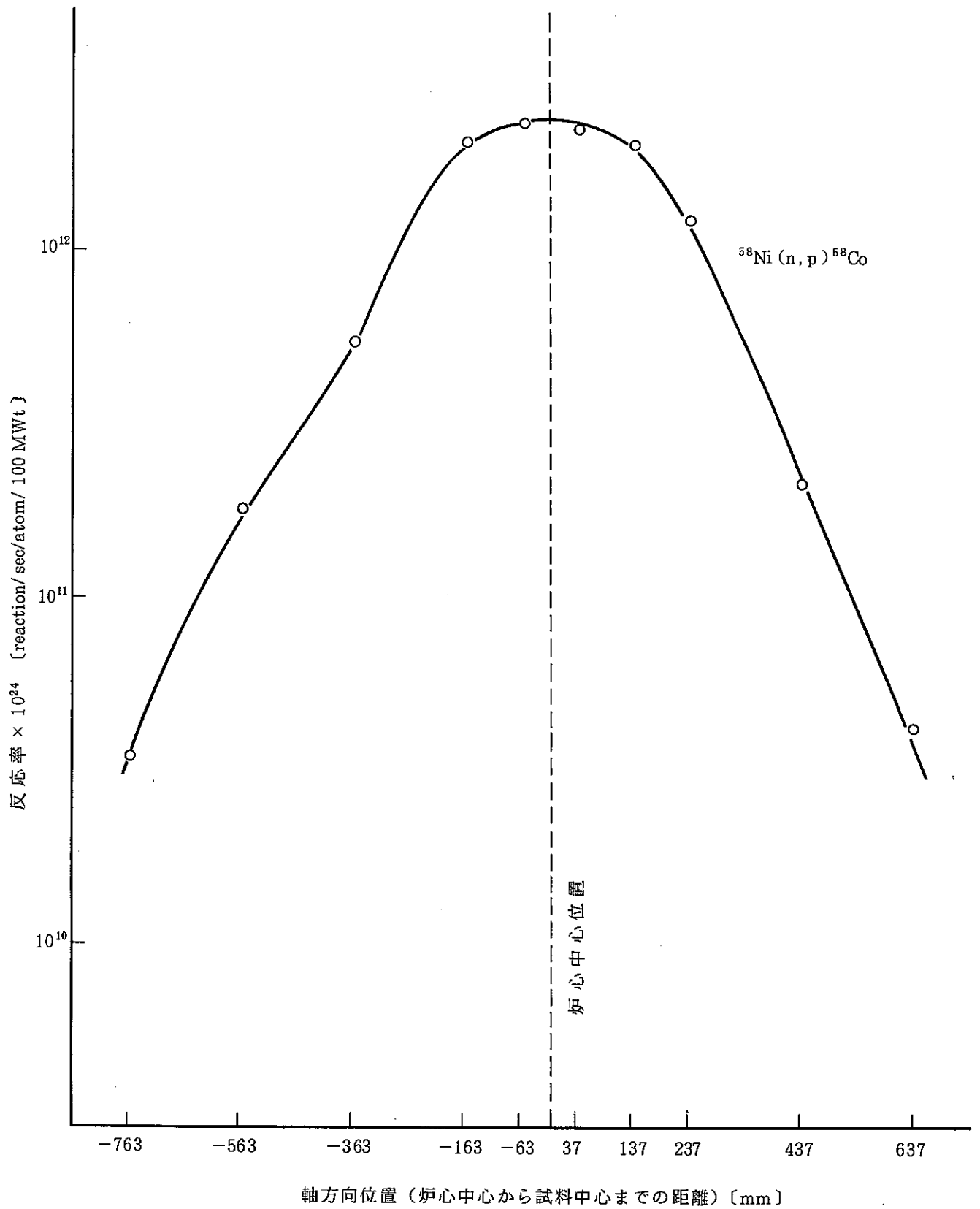


図3 7B7での軸方向反応率分布

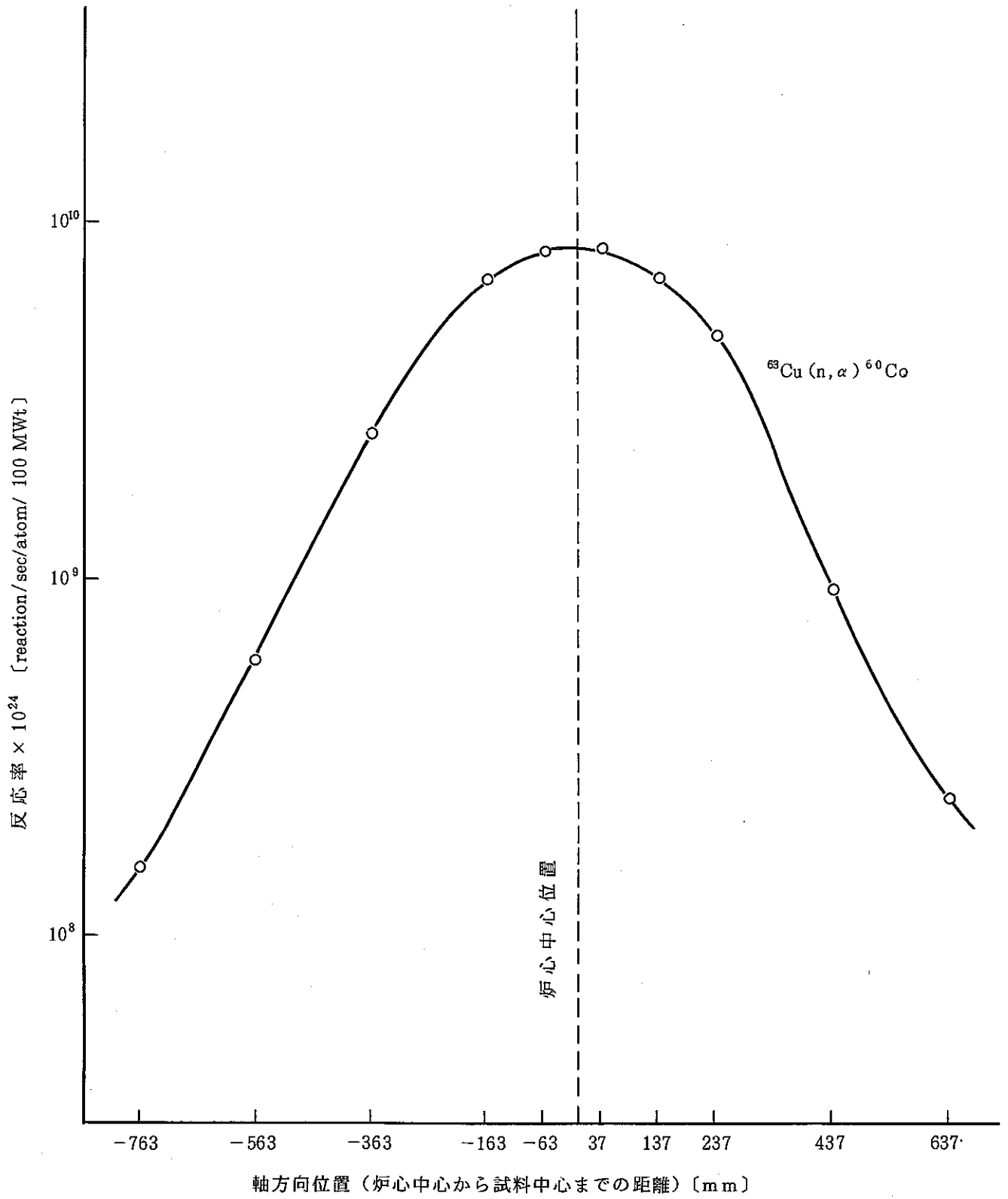


図4 7B7での軸方向反応率分布