

区分変更	
変更後資料番号	<del>          </del>
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. 1, No.2 (昭和60年1月～3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	N941 85-126
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	
動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センター技術管理室	

## 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)



実験炉部技術課試験研究成果速報  
Vol.1, No.2 (昭和60年1月～3月の成果概要)

溝尾 宣辰, 吉野富士男

要 旨

本報告書は、実験炉部技術課が、担当している種々の試験研究の成果のうち昭和60年1月から3月にかけて技術課内部資料(技術課メモ)として速報されたものの要旨をまとめたものである。

各成果速報は、その内容別に、下記の項目に分類して編集されている。

- 高速実験炉における燃料破損検出技術の開発
- MK-II炉心における自然循環試験とその解析
- 高速実験炉の核特性の測定・解析および評価
- 高速実験炉のプラント遮蔽特性測定
- 高速実験炉の熱流力特性の測定・解析
- 設置変更申請作業に係る解析評価
- 解析コード・マニュアルの作成整備
- その他の成果

上記の通り、本報告書は、多岐に亘る内容の要旨を速報するものである。よって、これらの各項目の詳細な解析、評価および検討結果については、夫々に別途、報告書が発行される。



NOT FOR PUBLICATION  
PNC/N941 85-126  
Sep., 1985

Preliminary Results on Experiments, Analyses and Evaluations  
Performed by Reactor Technology Section,  
Experimental Reactor Division

Vol. 1, No. 2 (Summary Results released during January through March,  
1985.)

Nobutatsu Mizoo\*, Fujio Yoshino\*

Abstract

This report summarizes preliminary results on experiments, analyses and evaluations performed by Reactor Technology Section, Experimental Reactor Division during January through March, 1985. All results described in the report were released with internal memoranda of Reactor Technology Section, before detail analyses, evaluations, and/or discussions.

Each result is classified into the following categories according to its content.

- o The development of Fuel Failure Detection (FFD) technique.
- o Results of measurements and analyses for natural circulation test in JOYO MK-II Core.
- o Results of measurements and analyses for core characteristics of "JOYO".
- o Measurements results of radiation shielding characteristics.
- o Results of measurements and analyses for various plant characteristics of "JOYO".
- o Results of analyses and evaluation for licensing (No. 10).
- o Production and/or arrangements of analyses codes and code manuals.
- o Miscellaneous results.

After detail discussions, analyses and evaluations, the final report for each program will be published separately.

---

\* 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	
2.1 高速実験炉の工程（昭和60年1月～3月） .....	2
2.2 実験炉部技術課が担当した試験研究（昭和60年1月～3月） .....	22
3. 高速実験炉における燃料破損検出技術の開発	
3.1 クリプトン吸着特性試験装置における 被吸着ガス用予冷管長さの妥当性について（技-59-288） .....	26
3.2 FFDL炉内試験時の廃ガス貯留タンクからの 廃ガス放出濃度の予測（技-59-324） .....	29
3.3 オンラインA線モニタモックアップ試験結果（技-59-300） .....	31
4. MK-II炉心における自然循環試験とその解析	
4.1 “MIMIR-N2”コードによる自然循環試験TEST-II A解析 （技-59-271） .....	36
4.2 “COMMIX-1A”による燃料集合体出口温度予測値に対する 熱電対応遅れの補正（技-59-279） .....	39
4.3 “MIMIR-N2”コードによる自然循環試験 TEST-II-B予測解析（その1）（技-59-306） .....	41
4.4 “MIMIR-N2”コードによるULOF時の 自然循環力評価（技-59-301） .....	44
4.5 自然循環試験（TEST-II-B）時燃料集合体出口ナトリウム 温度制限値の検討（技-59-328） .....	45
4.6 “COMMIX-1A”による自然循環試験（TEST-II-B） 予測解析（技-59-329） .....	46
5. 高速実験炉の核特性の測定・解析および評価	
5.1 定格第6サイクル反応度係数試験結果（技-59-282） .....	48
5.2 定格第7サイクルBOC反応度係数試験結果 （技-59-315） .....	52
5.3 “ORIGEN”コードによるMK-II炉心燃料の $\gamma$ 線、 中性子放出率の計算（技-59-287） .....	56
5.4 MK-I制御棒上部案内管放射化量の計算 （技-59-297） .....	57

5.5	特燃 B1J ドシメータの放射化量予測評価 ( 技-59-318 )	59
5.6	炉容器 Na レベル計放射化量計算 ( 技-59-332 )	61
5.7	炉心支持板の中性子照射量評価 ( 技-59-280 )	63
5.8	AMIR の B <sub>4</sub> C ペレット装荷に伴う反応度変化 ( 技-59-293 )	64
5.9	MK-I 炉心の崩壊熱評価 ( 技-59-303 )	65
5.10	回転プラグ冷却ブースタブロウ停止に伴う CRD 熱膨張 の出力係数に対する影響 ( 技-59-273 )	67
6.	高速実験炉のプラント遮蔽特性測定	
6.1	炉心上部ピット蓋撤去運転時の遮蔽特性 ( 技-59-327 )	72
6.2	格納容器床下の中性子反応率測定結果(1) ( 技-59-322 )	76
7.	高速実験炉のプラント諸特性の測定解析	
7.1	模擬電喪信号によるベーン開度測定結果 ( 技-59-296 )	80
7.2	主送風機入口ベーン・ダンパ開度特性試験結果 ( 技-59-285 )	83
7.3	MK-II 第 7 サイクル炉心集合体出口冷却材温度予測 ( 技-59-268 )	86
7.4	M 系列・安定性試験結果 ( MK-II 第 6 サイクル ) ( 技-59-308 )	88
7.5	MK-II 第 7 サイクル炉心系統圧損測定結果 ( 技-59-294 )	92
7.6	第 2 回回転プラグ冷却ブロウ停止試験結果 ( 第 6 サイクル ) ( 技-59-291 )	93
7.7	メカスナ単一スティック時の 2 次補助配管定常熱応力解析結果 ( 技-59-284 )	95
7.8	1 次主・補助冷却系流量計零点校正結果 ( 技-59-309 )	97
7.9	工学的安全係数の削減効果 ( 技-59-319 )	99
8.	高速実験炉設置変更許可申請 ( その 10 ) に係る評価解析	
8.1	特殊燃料要素のウラン濃縮度の設定 ( 技-59-330 )	101
8.2	破損燃料の検知について ( 技-59-264 )	103
8.3	炉心燃料：ペレットの融点について ( 技-59-333 )	110
8.4	炉心燃料：事故時被覆管温度制限 ( 技-59-334 )	112
8.5	SUS 316 20 名 C. W. の熱クリープ歪 ( 技-59-335 )	114
8.6	特殊燃料集合体の核的特性 ( 技-59-326 )	115
9.	解析コード・マニュアルの作成整備	

9.1	運転監視コードの修正(その3)	(技-59-275)	117
9.2	“COMMIX”関連プロットプログラム“COMANDED”, “COMANDER”使用説明書	(技-59-289)	118
9.3	“COMMIX”関連プロットプログラム“COMANDED” 機能追加	(技-59-331)	119
10.	その他の成果		
10.1	ATRフラックスモニターの中性子照射量評価(その1)	(技-59-286)	121
10.2	第4回炉雑音専門家会議(SMORN-IV) -FBR関連の発表について-	(技-59-325)	130

## 1. ま え が き

本報告書は、高速実験炉部技術課が担当している種々の試験研究の成果のうち、昭和 60 年 1 月から 3 月の間に技術課内部資料（技術課メモ）として速報されたものの概要を編集したものである。

本報告書は、あくまでも成果の速報性を主眼としており必ずしも全ての試験項目や解析評価検討を終了している訳ではなく、各作業の途中での中間報告のものも含まれている。これらの結果は、今後の試験研究の進捗に伴い、より詳細かつ正確なものとされる。したがって、各項目の詳細な内容は、追って発行される各試験研究毎の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測定解析結果の引用については、こ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1月～3月）

昭和59年11月26日に開始された100 MWt定格第6サイクルは12月中順調に継続され昭和60年1月12日に制御棒一斉挿入により、予定通り終了した。

引き続き計測線付特殊燃料集合体（INTA）装荷装置の据付調整試験を1月14日～20日に実施した後1月22日に100 MWt定格第7サイクル炉心への移行作業を開始した。本炉心作業は、2月7日に終了し図7に示す第7サイクル運転用の炉心が構成された。第7サイクル運転用炉心には、炉心燃料64体、特殊燃料集合体3体（A型、B型、C型各体）、構造材料照射用反射体1体（SMIR-6）制御棒材料照射体（AMIR-1, 2）等が装荷されている。

原子炉の起動前点検を2月4日～10日に行い運転前準備を終了した後、2月11日に原子炉を起動して100 MWt定格第7サイクルを開始した。臨界点確認、制御棒校正、燃料出口温度計校正を実施した後、2月13日に出力上昇を開始し、2月15日100 MWt定格出力に到着した。その後、原子炉は、順調に運転され3月30日に30 MWtまで原子炉出力を降下して31日まで保持した後制御棒一斉挿入により原子炉を停止して100 MWt定格第7サイクルを終了した。本定格サイクルの運転終了により昭和59年度の下記の全定格5サイクル運転を完了し、高速実験炉「常陽」の年間利用率は、61%に達した。

- 定格第3サイクル（昭和59年4月19日～6月10日）
- 定格第4サイクル（6月25日～8月12日）
- 定格第5サイクル（9月3日～10月22日）
- 定格第6サイクル（11月26日～昭和60年1月12日）
- 定格第7サイクル（昭和60年2月11日～60年3月31日）

本報告書に係る期間中（昭和60年1月～3月）の原子炉運転実績を表1-1, 1-2にその工程表を表2-1～2-3に示す。100 MWt定格第6, 第7サイクルの原子炉熱出力、原子炉出入口温度およびNa流量を図1～図6-2に示す。また月間プラント状態表を表3-1～3-3に示す。

---

#### （参考文献）

高速実験炉「常陽」プラント管理月報

1985年1月分	PNC SN 932 85-01
2月分	PNC SN 932 85-02
3月分	PNC SN 932 85-03

表1-1 月間の原子炉運転実績(昭和60年1月, 2月, 3月)

項 目	月 間	100 MW第6サイクル (期間S.59.11.26 ~S.60.1.12)	59年度第 四半期 ( 期間 )	月 間	100MW 第 サイクル ( 期間 )	59年度第 四半期 ( 期間 )	月 間	100 MW第7サイクル (期間S. 55.2.11 ~S.60.3.31)	59年度第 4 四半期 (期間S. 60.1 ~ S. 60.3)
原子炉起動回数 (回)	0	1		2			1	2	3
運 転 日 数 (日)	12	48		18			31	49	61
積算運転時間 (H)	283.01	1,135.68		413.46			730.32	1,143.78	1,426.79
積算熱出力(MWH)	27,982	108,114		35,083			71,368	106,451	134,433
利 用 率 (%)	38	94		52			96	91	62
平均熱出力(MW)	99	95		85			98	93	94
最大熱出力(MW)	100	100		100			100	100	100

表1-2 積算原子炉運転実績(昭和60年1月, 2月, 3月)

項 目	59年度累計 (期間4.1~ 1.31)	MK-II累計 (S.57.11.22~)	MK-I,II累計 (S.54.2.24~)	59年度累計 (期間4.1~ 2.28)	MK-II累計 (S.57.11.22~)	MK-I,II累計 (S.52.4.24~)	59年度累計 (期間S.59.4~ S.60.3)	MK-II累計 (S.52.11.22~)	MK-I,II累計 (S.52.4.24~)
原子炉起動回数 (回)	20	-	-	22	-	-	23	-	-
運 転 日 数 (日)	200	-	-	218	-	-	249	-	-
積算運転時間 (H)	4,575.12	8,410.38	21,378.35	4,988.58	8,823.84	21,791.81	5,718.90	9,554.16	22,522.13
積算熱出力(MWH)	428,744	710,120	1,383,450	643,827	745,203	1,418,533	535,195	816,571	1,489,901
利 用 率 (%)	58	-	-	58	-	-	61	-	-
平均熱出力(MW)	94	-	-	93	-	-	94	-	-
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. 60.1)

項目	年月日		S. 60.1																																										
	①	②	③	4	⑤	⑥	7	8	9	10	11	12	⑬	14	⑮	16	17	18	⑰	⑱	21	22	23	24	25	26	⑳	28	29	30	31														
一般事項	元旦	年始休日	年始休日	御用始										IAEA 科技庁 査察	成人 の日																														
運転・試験	100 MW 第6サイクル (11/26~1/12)																								炉内燃料取扱 (1)																				
	100 MW 定格運転 (12/17~1/12)												停止後点検																	燃料移送															
	照射試験 (A型特燃1体, B型特燃1体, C型特燃1体, SMIR 1体, AMIR 2体)												30MW 出力降下 原子炉停止												INTA 装荷装置据付調整試験					炉内カバーガス低圧運転															
	回転プラグ冷却ブロワ停止試験 (12/17~1/12)																								Na 蒸着対策					炉上部ピット蓋 取外し					床下空気置換 酸欠サー ベイ										
													出力係数測定 炉雑音測定																																
													ステップ応答												FFD 特性試験					FFD 特性試験															
保守・点検 施設整備													運転管理棟消火栓ポンプ点検																																
													格納容器雰囲気監視装置改造工事																																
																									フロン冷媒ポンプ設置工事												アルコール廃液処理装置1 圧容器点検								
																									原子炉保護系点検					1次主ポンプ現象記録 装置改造工事					主送風機入口ベンダンパ ドライブユニット点検										
																																				付属建屋空調設備補修									
																																				付属屋上扉補修工事									
																																									PP設備強化扉設置工事 (11/26~1/30)				

表 2-2 高速実験炉「常陽」実績工程表 (S. 60. 2)

項目	S. 60. 2																																										
	1	②	③	4	5	6	7	8	9	⑩	⑪	12	13	14	15	⑯	⑰	18	19	20	21	22	23	⑳	25	26	27	28															
一般事項											建国記念の日			IAEA 科技厅 査察																													
運転・試験				運転前確認								100 MW第7サイクル(2/11~3/31予定)																															
				炉内燃料取扱(2)								照射試験(A型特燃1体, B型特燃1体, C型特燃1体, SMIR1体, AMIR2体)																															
	燃料移送																																										
保守・点検 施設整備	アルコール廃液 処理装置1圧容器点検																																										
	1次ポンプ 現象記録装置改造工事																																										
	原子炉保護系点検																																										
	原子炉保護系点検																																										
原子炉付属建屋空調設備補修(1/23~2/19)																																											
PP設備強化扉設置工事(11/26~2/7)																																											

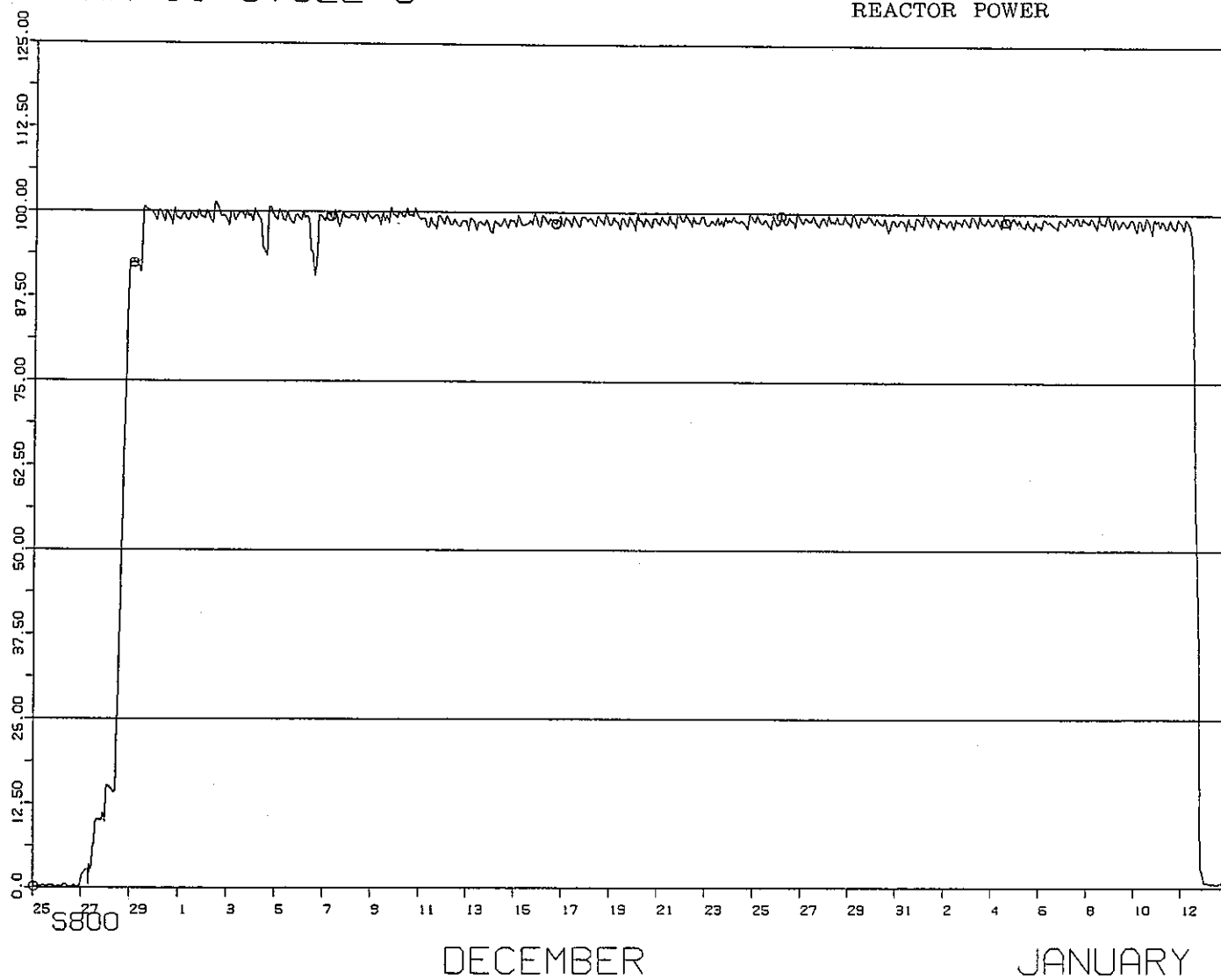


(1984/11/25 1:0~1985/1/14 0:0)

原子炉熱出力

REACTOR POWER

MK-II CYCLE 6



PNC SN941 85-126

-7-

図1 常陽MK-2 定格第6サイクル

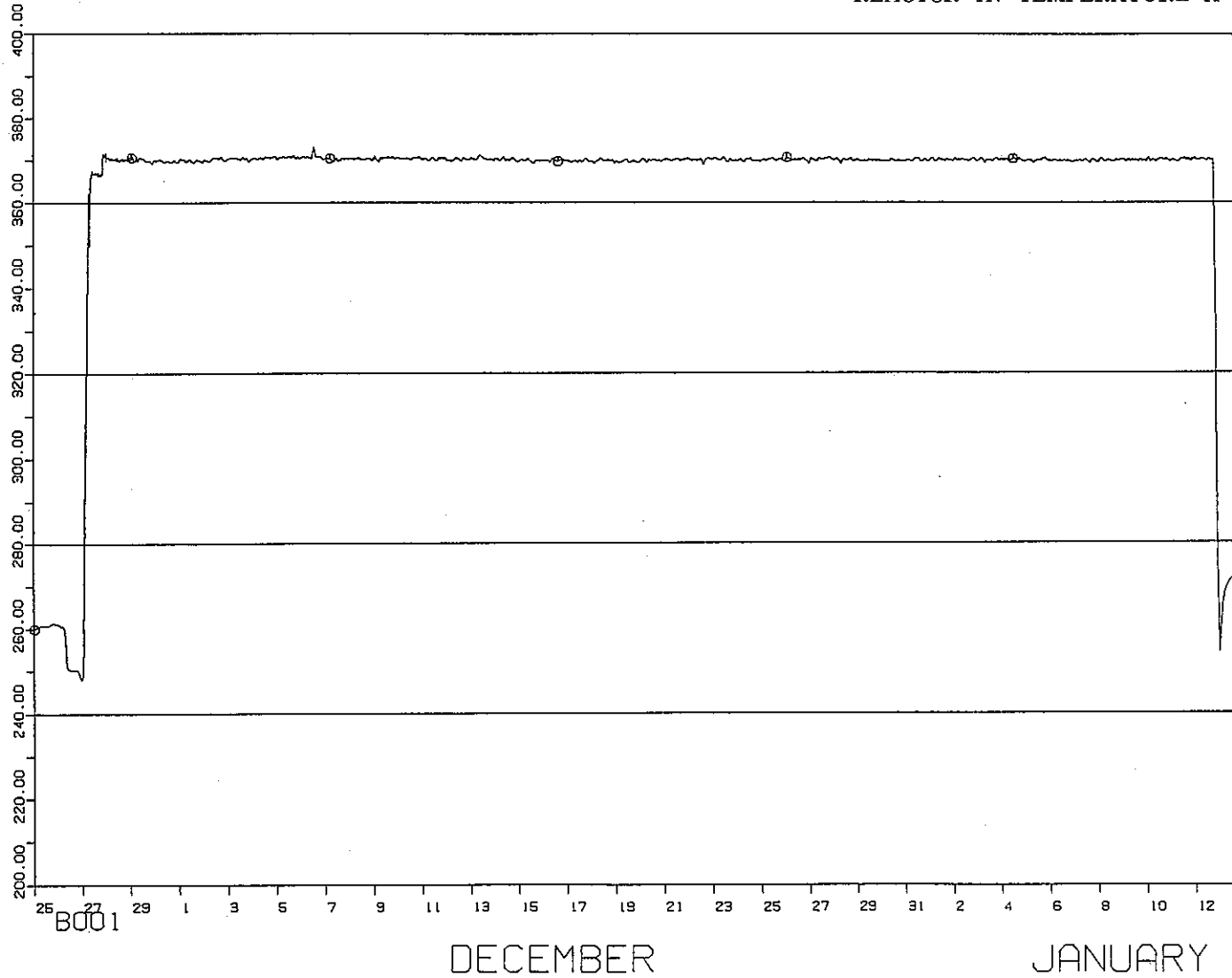
PNC-JOYO JOYDAS-PLOT

# MK-II CYCLE 6

(1984/11/25 1:0~1985/1/14 0:0)

炉容器入口Na温度(A)

REACTOR IN TEMPERATURE A



BU01

PNC-JOYO JOYDAS-PLOT

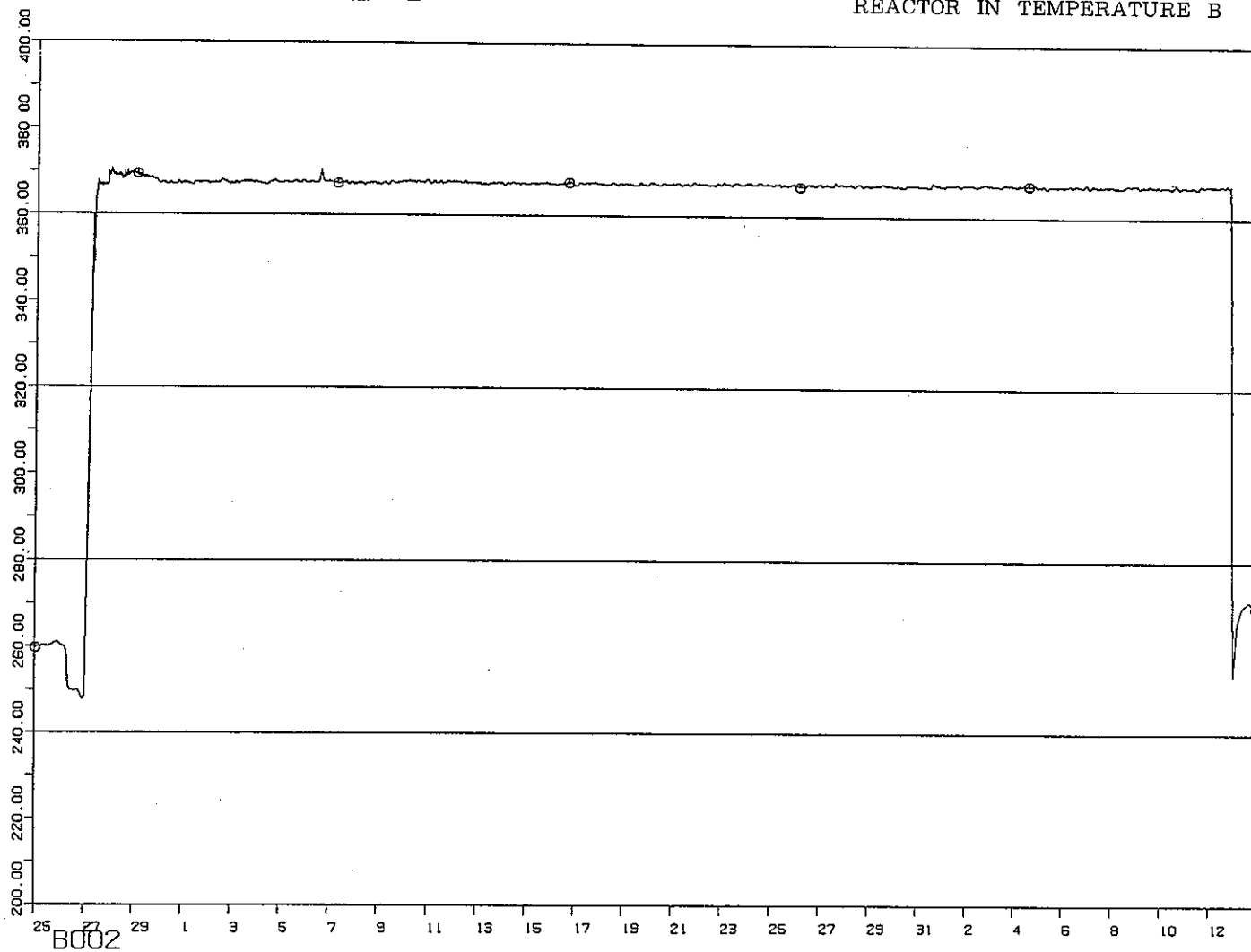
図2-1 常陽MK-2 定格第6サイクル

# MK-II CYCLE 6

(1984/11/25 1:0~1985/1/14 0:0)

炉容器入口Na 温度 (B)

REACTOR IN TEMPERATURE B



BOOZ

DECEMBER

JANUARY

PNC-JOYO-JOYDAS-PLOT

図2-2 常陽MK-2 定格第6サイクル



(1984/11/25 1:0~1985/1/14 0:0)  
炉容器出口Na 温度 (A)

MK-II CYCLE 6

REACTOR IN TEMPERATURE A

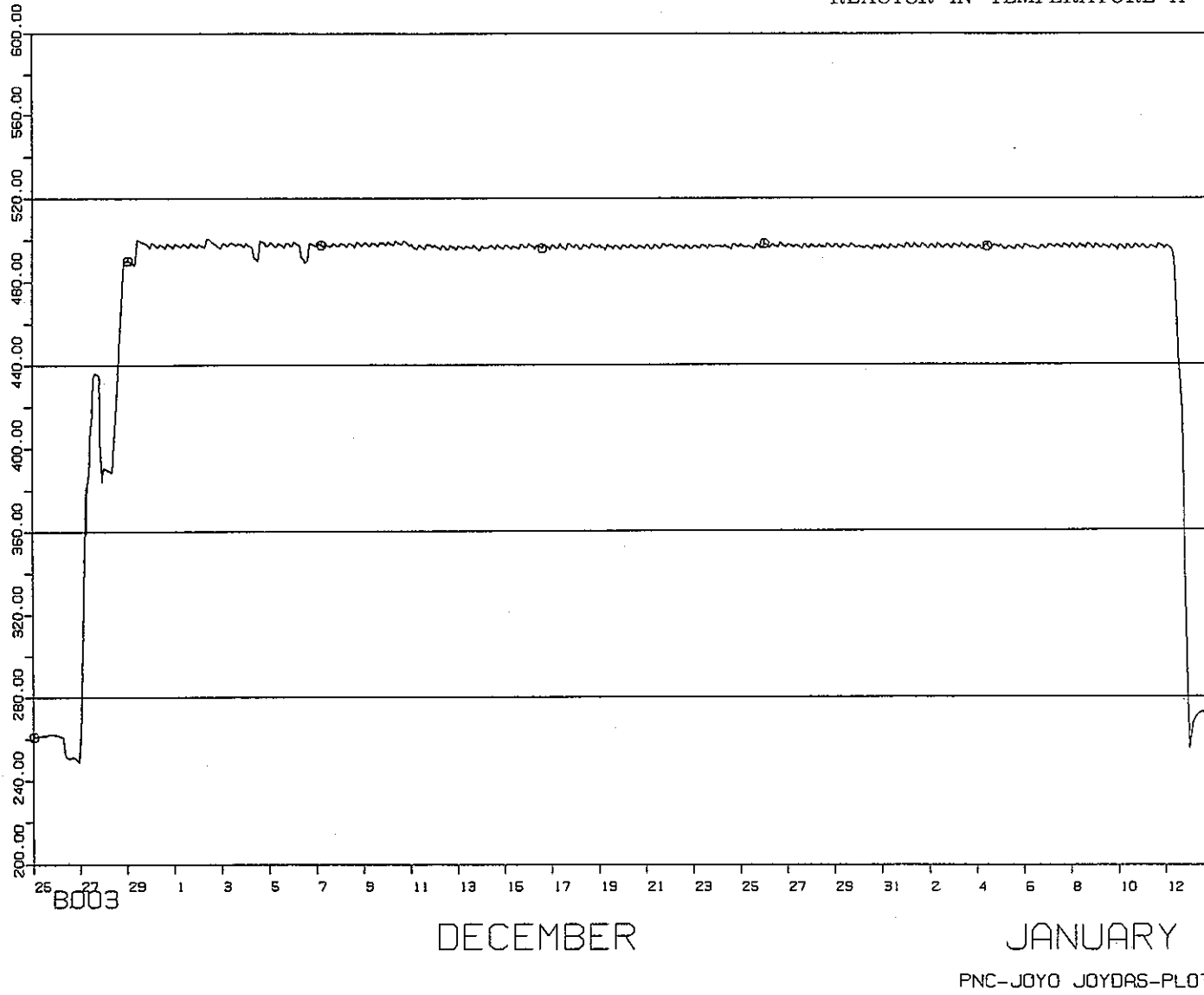


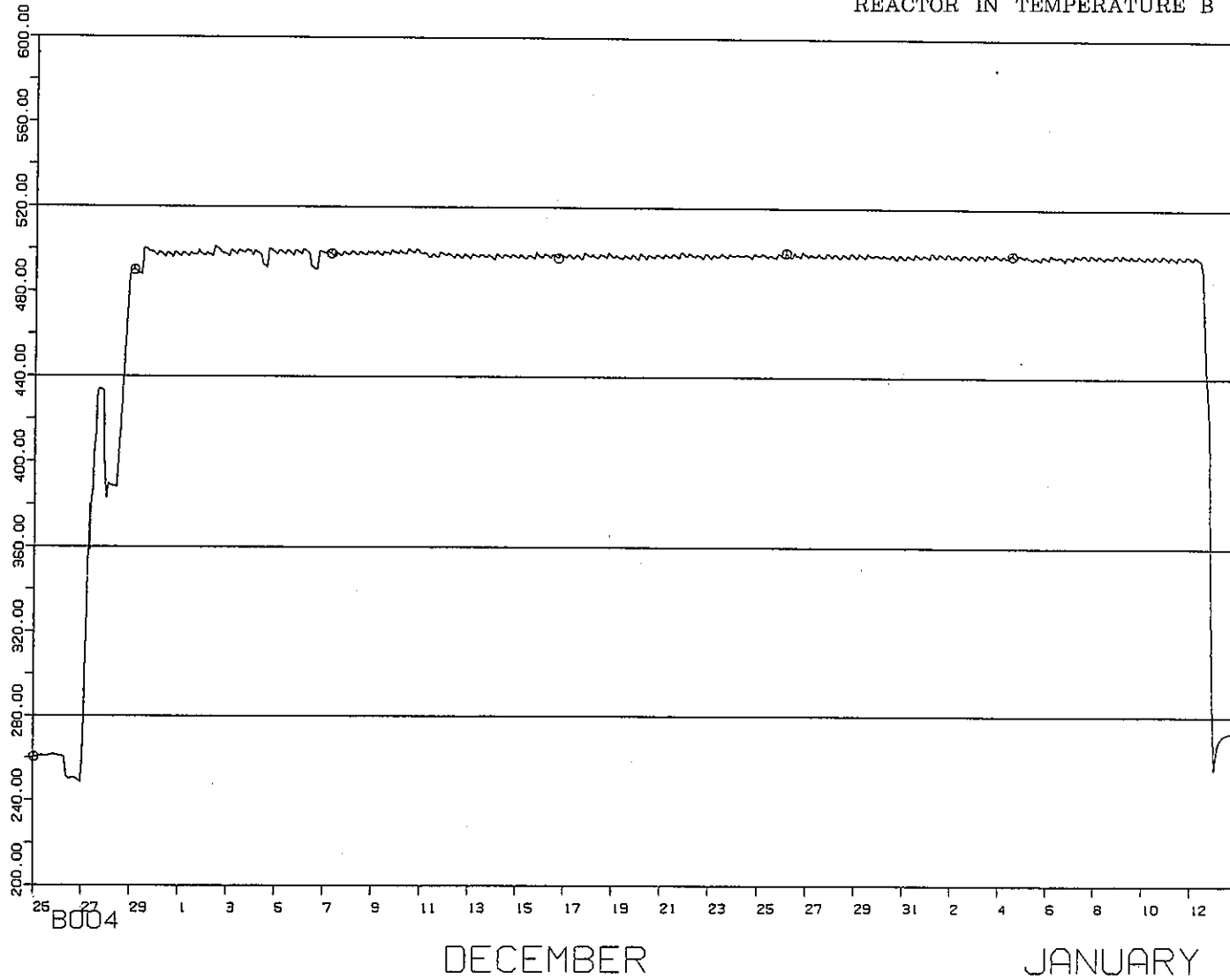
図2-3 常陽MK-2 定格第6サイクル

MK-II CYCLE 6

(1984/11/25 1:0~1985/1/14 0:0)

炉容器出口Na 温度 (B)

REACTOR IN TEMPERATURE B



B004

DECEMBER

JANUARY

PNC-JOYO JOYDAS-PLOT

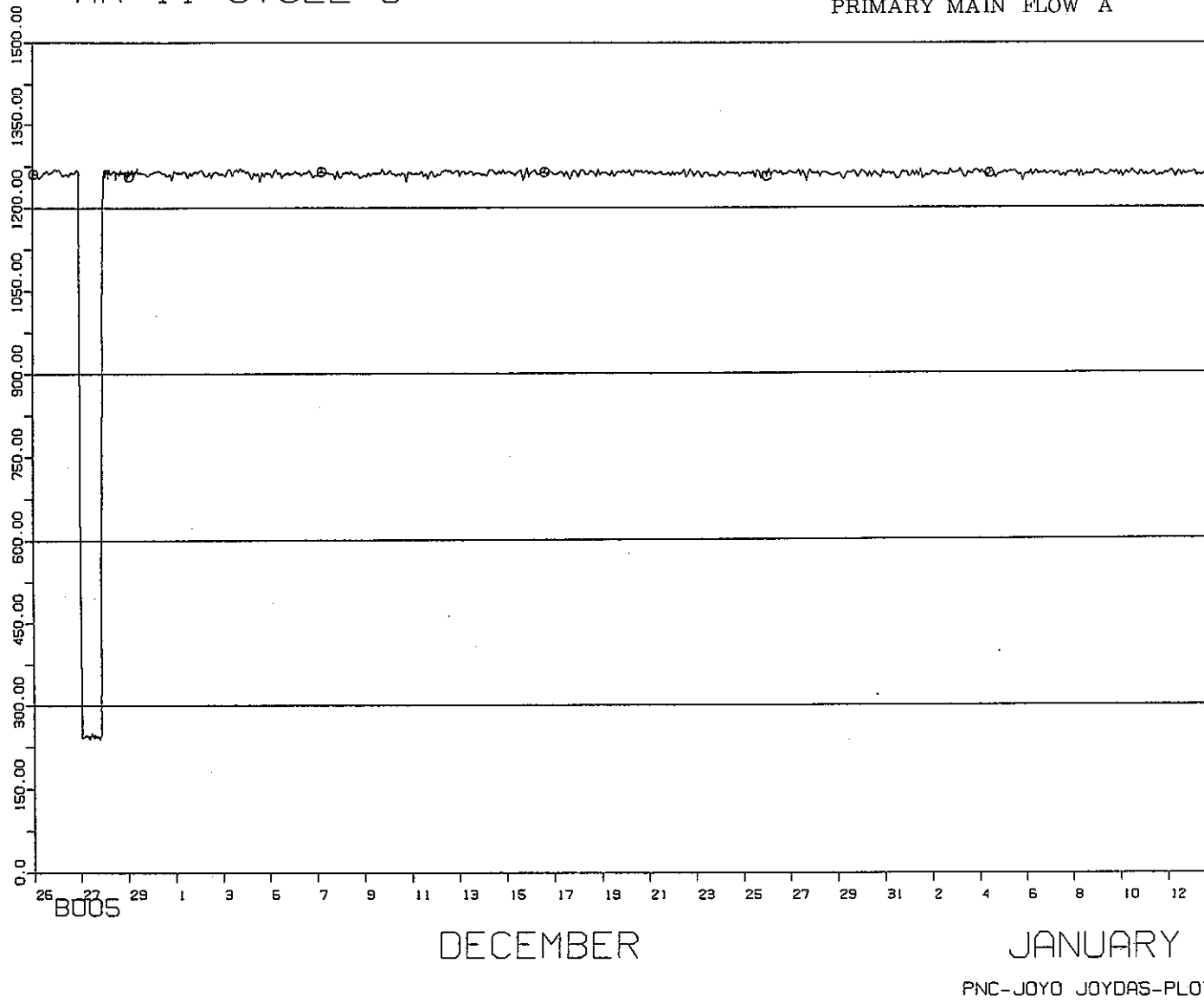
図 2 - 4 常陽MK-2 定格第 6 サイクル

(1984/11/25 1:0~1985/1/14 0:0)

炉容器入口Na 流量 (A)

PRIMARY MAIN FLOW A

MK-II CYCLE 6



PNC SN941 85-126

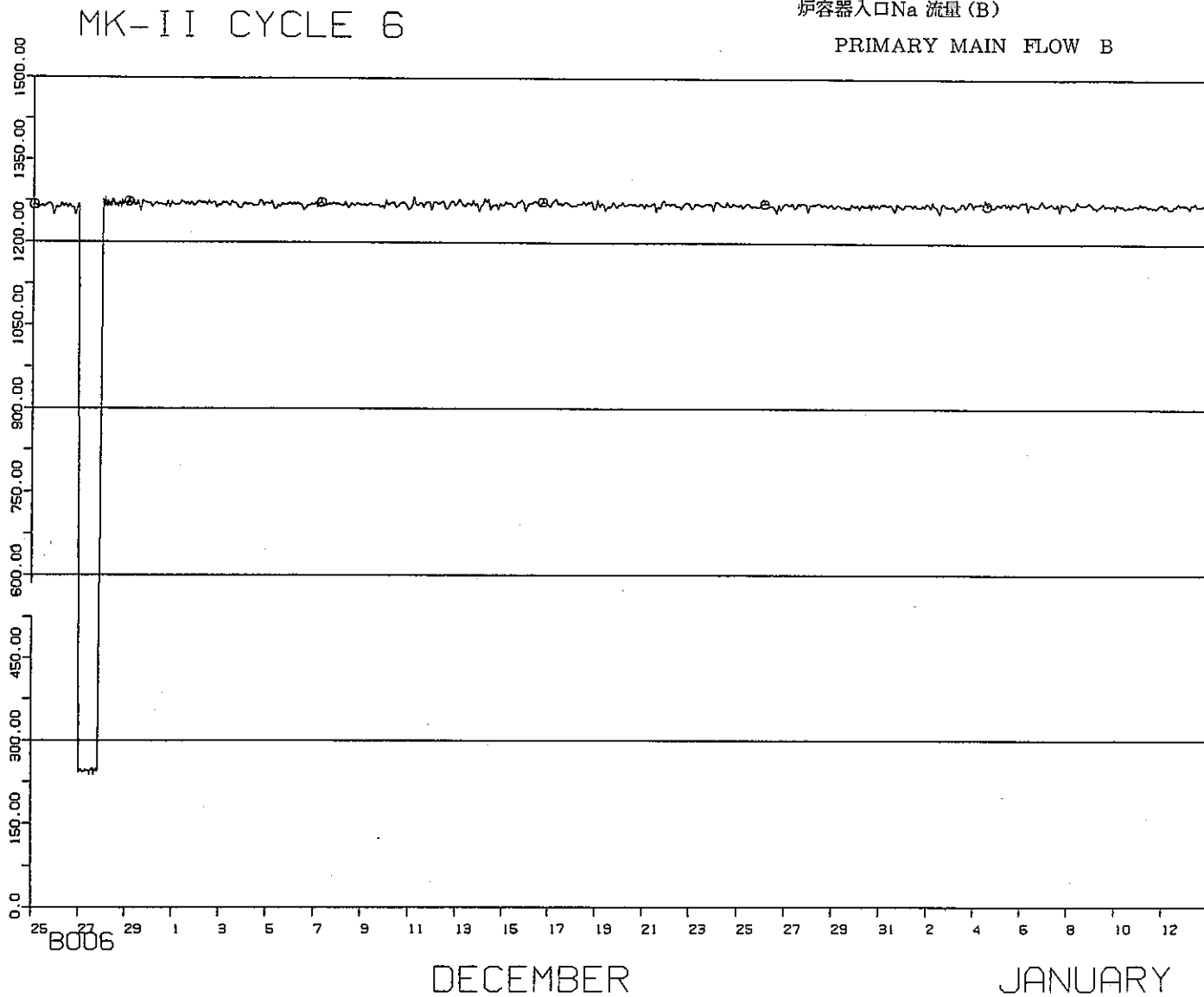
図3-1 常陽MK-2 定格第6サイクル

PNC-JOYO JOYDAS-PLOT

(1984/11/25 1:0~1985/1/14 0:0)

炉容器入口Na 流量 (B)

PRIMARY MAIN FLOW B



PNC SN941 85-126

DECEMBER

JANUARY

PNC-JOYO JOYDAS-PLOT

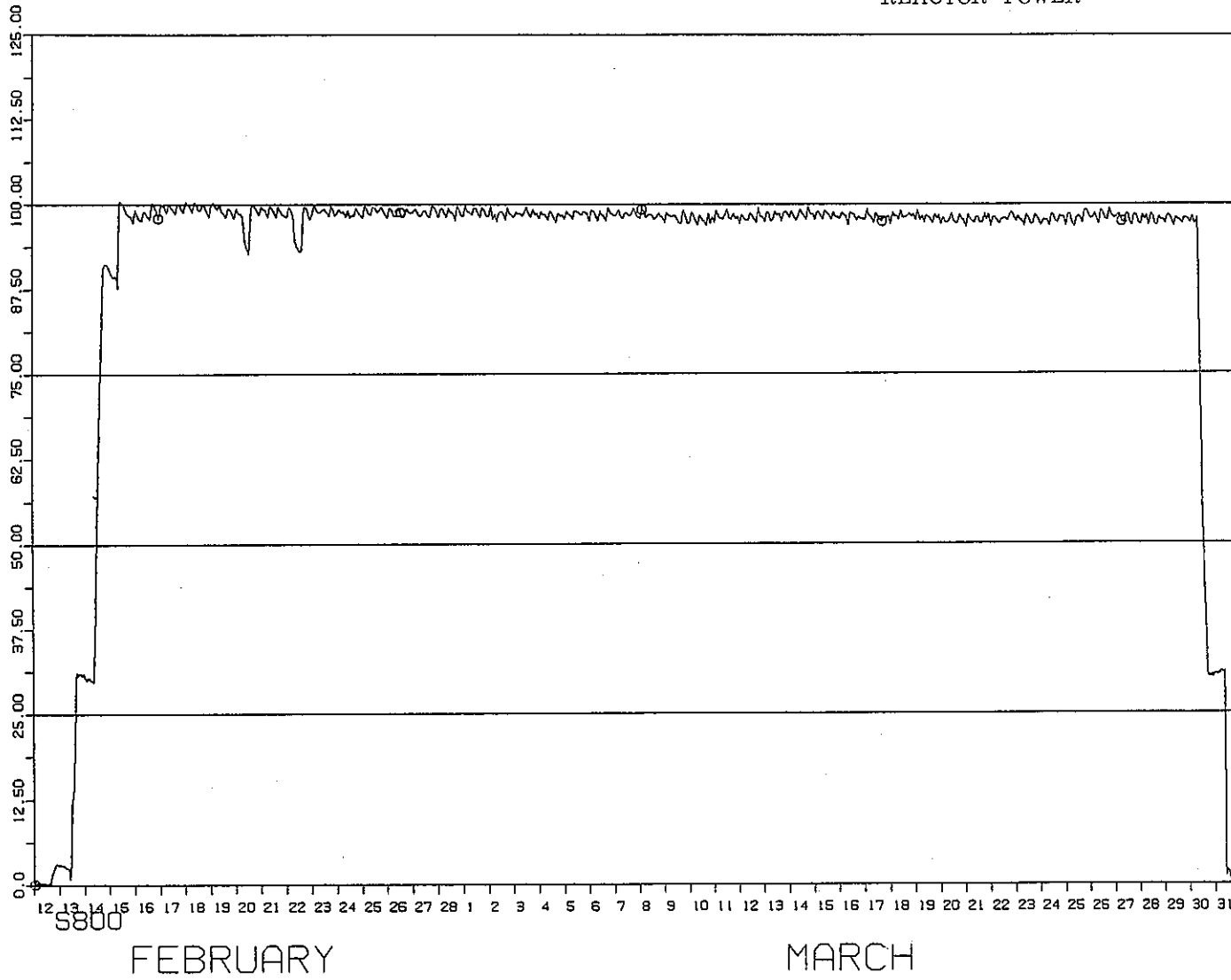
図3-2 常陽MK-2 定格第6サイクル

(1985/2/12 1:0~1985/3/31 23:45)

原子炉熱出力

REACTOR POWER

MK-II CYCLE 7



PNC SN941 85-126

- 14 -

PNC-JOYO JOYDAS-PLOT

図4 常陽MK-2 定格第7サイクル

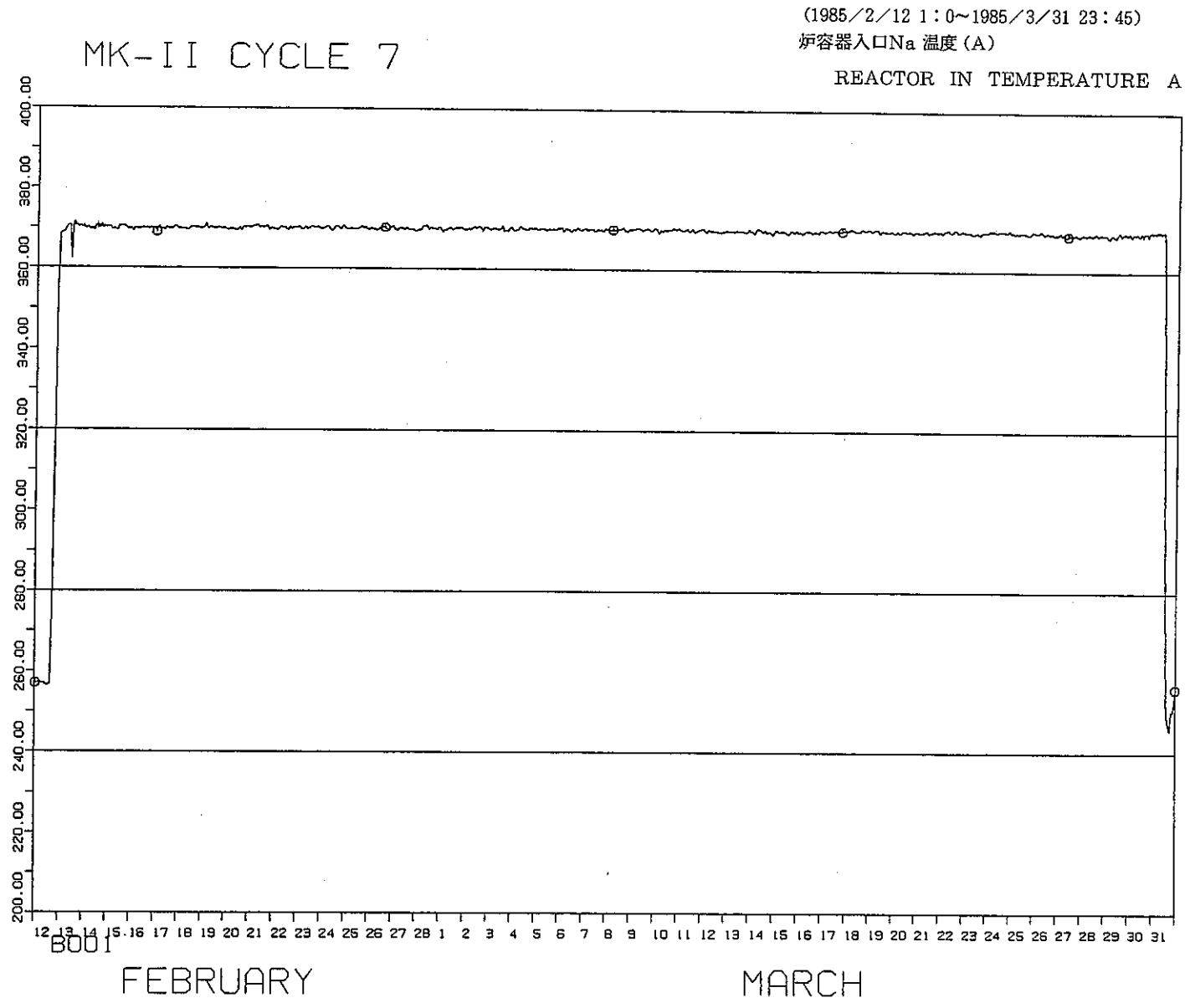


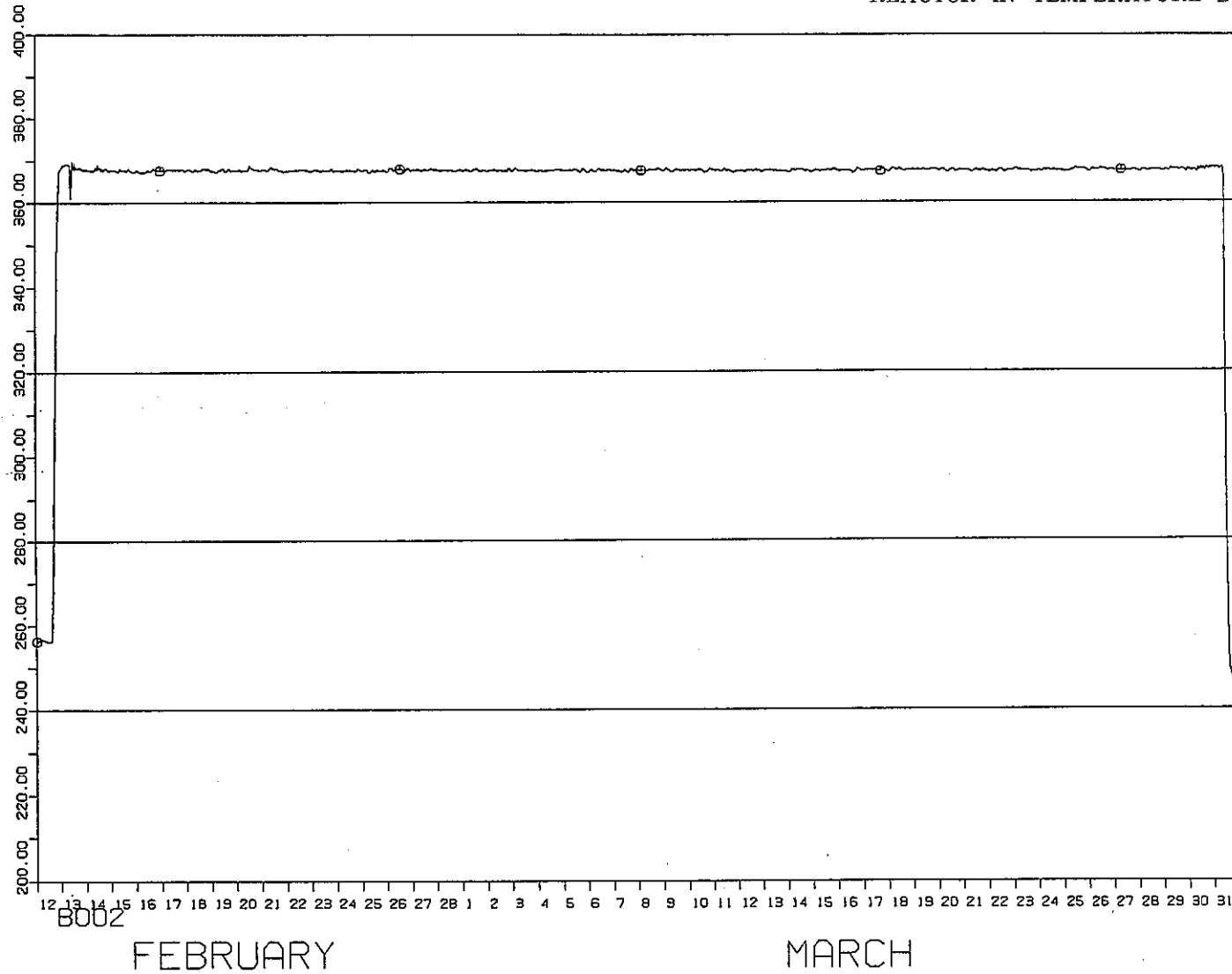
図5-1 常陽MK-2 定格第7サイクル

(1985/2/12 1:0~1985/3/31 23:45)

炉容器入口Na 温度 (B)

REACTOR IN TEMPERATURE B

MK-II CYCLE 7



PNC SN941 85-126

PNC-JOYO JOYDAS-PLOT

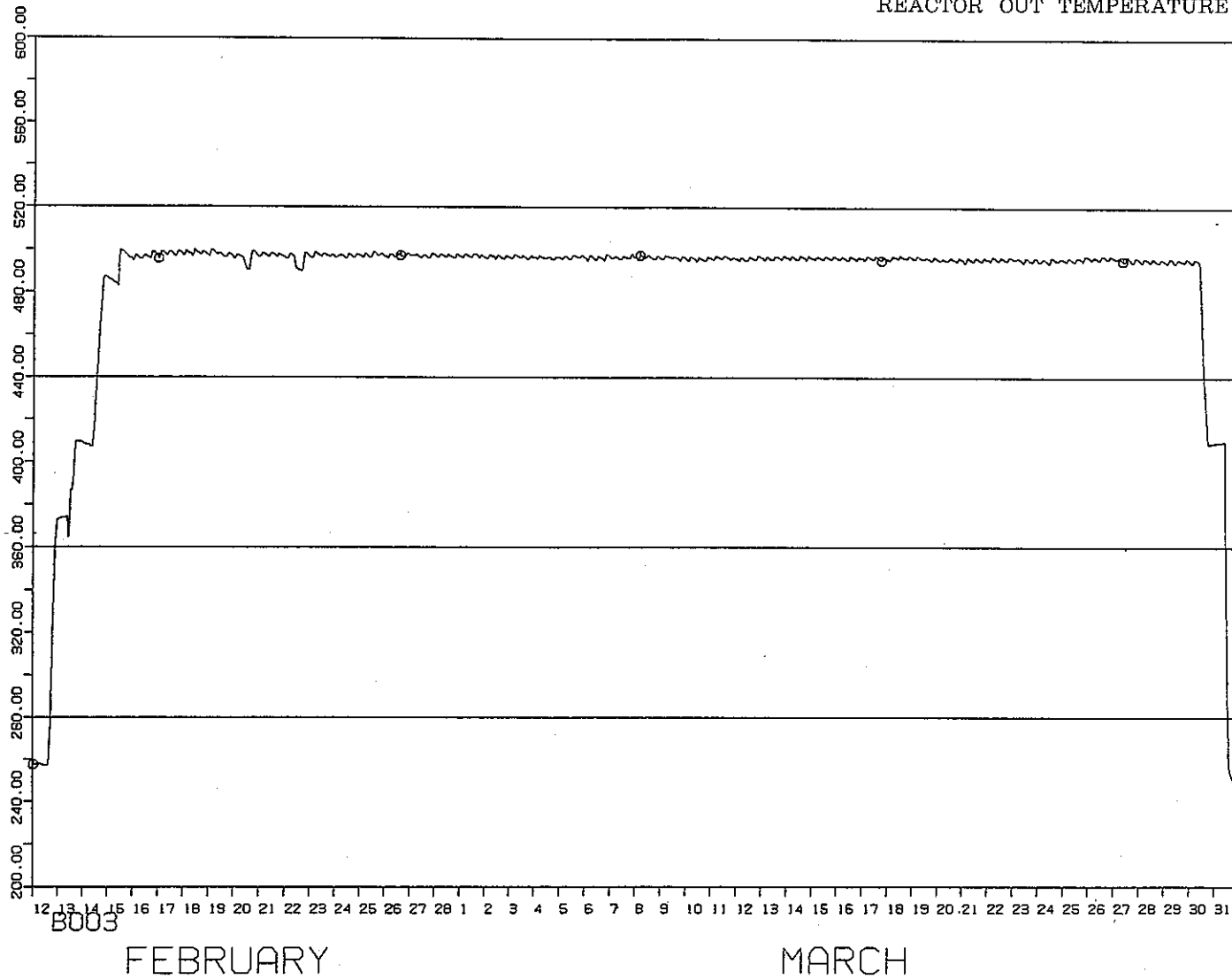
図5-2 常陽MK-2 定格第7サイクル

MK-II CYCLE 7

(1985/2/12 1:0~1985/3/31 23:45)

炉容器出口Na 温度 (A)

REACTOR OUT TEMPERATURE A



PNC SN941 85-126

PNC-JOYO JOYDAS-PLOT

図5-3 常陽MK-2 定格第7サイクル

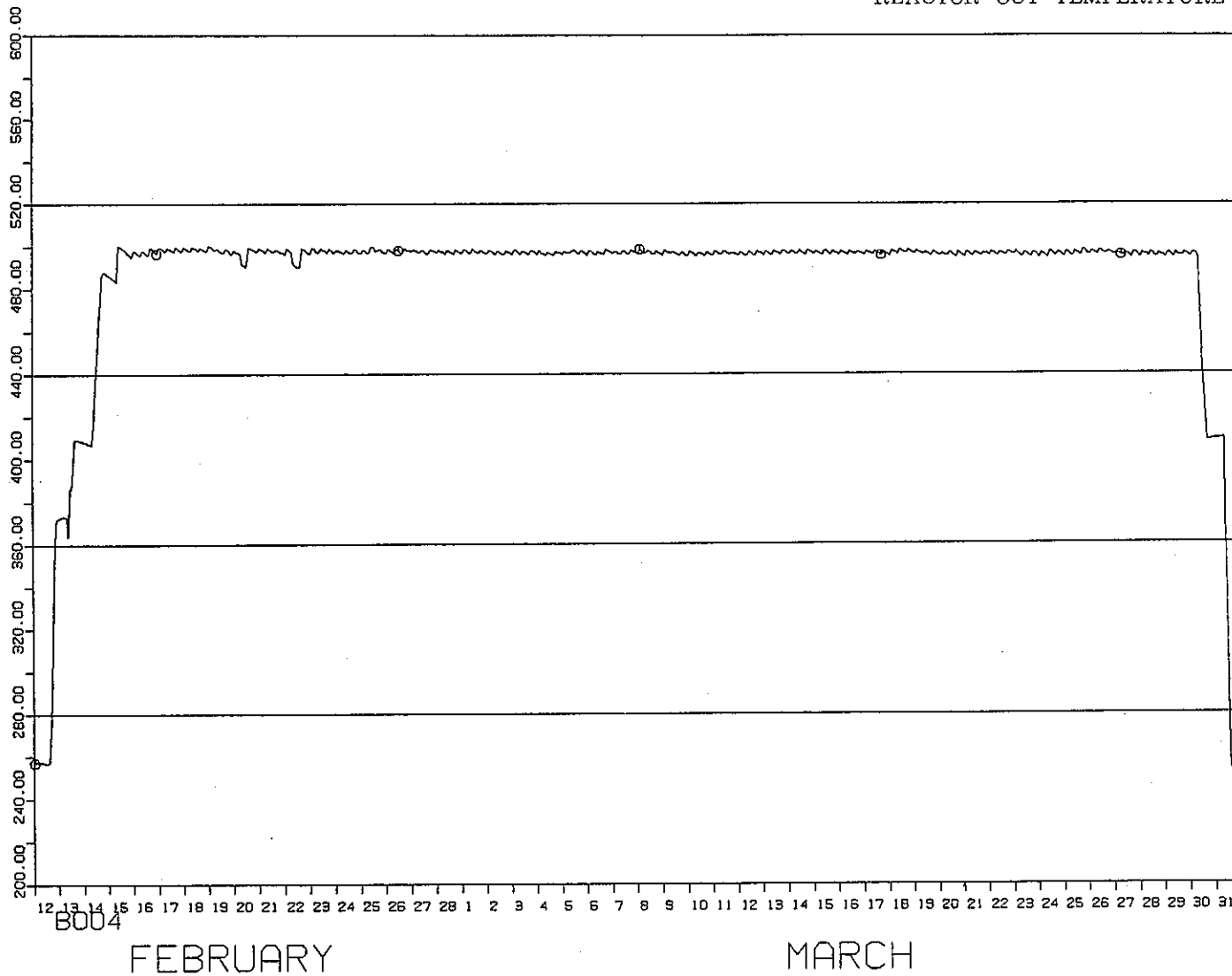


(1985/2/12 1:0~1985/3/31 23:45)

炉容器出口Na 温度 (B)

REACTOR OUT TEMPERATURE B

MK-II CYCLE 7



PNC SN941 85-126

-18-

PNC-JOYO JOYDAS-PLOT

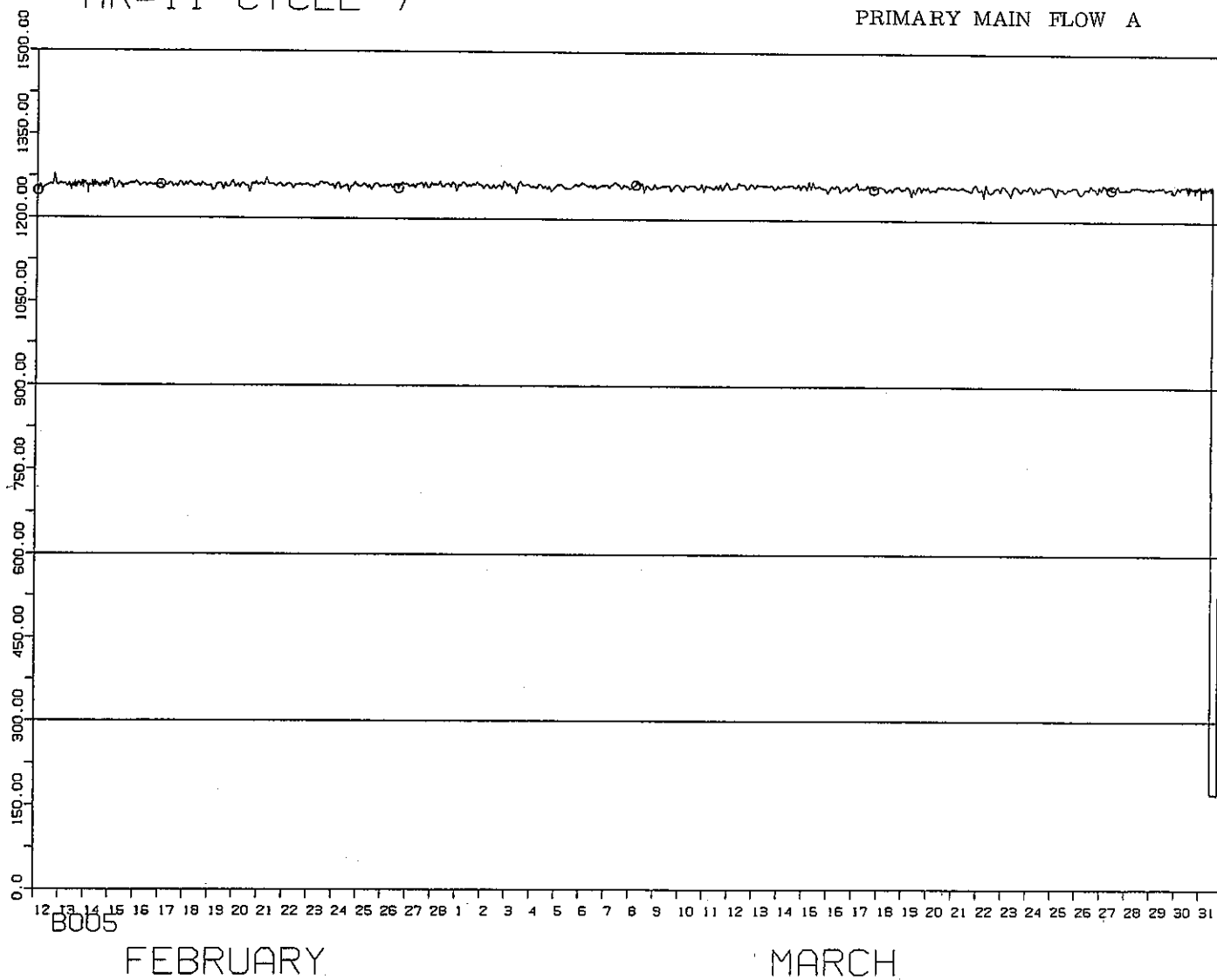
図5-4 常陽MK-2 定格第7サイクル

MK-II CYCLE 7

(1985/2/12 1:0~1985/3/31 23:45)

炉容器入口Na 流量 (A)

PRIMARY MAIN FLOW A



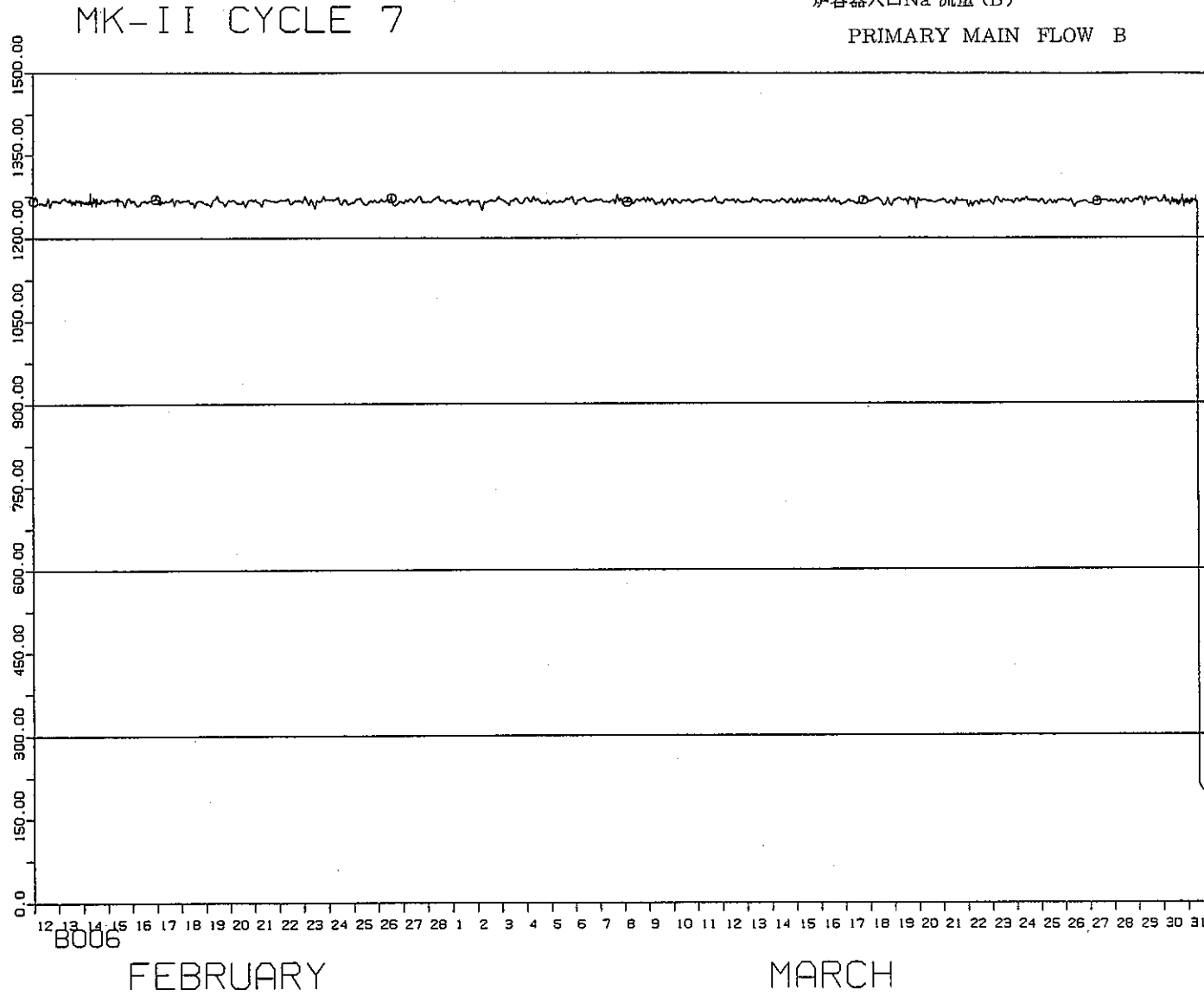
PNC SN941 85-126

図6-1 常陽MK-2 定格第7サイクル

(1985/2/12 1:0~1985/3/31 23:45)

炉容器入口Na 流量 (B)

PRIMARY MAIN FLOW B



PNC SN941 85-126

PNC-JOYO JOYDAS-PLOT

図6-2 常陽MK-2 定格第7サイクル

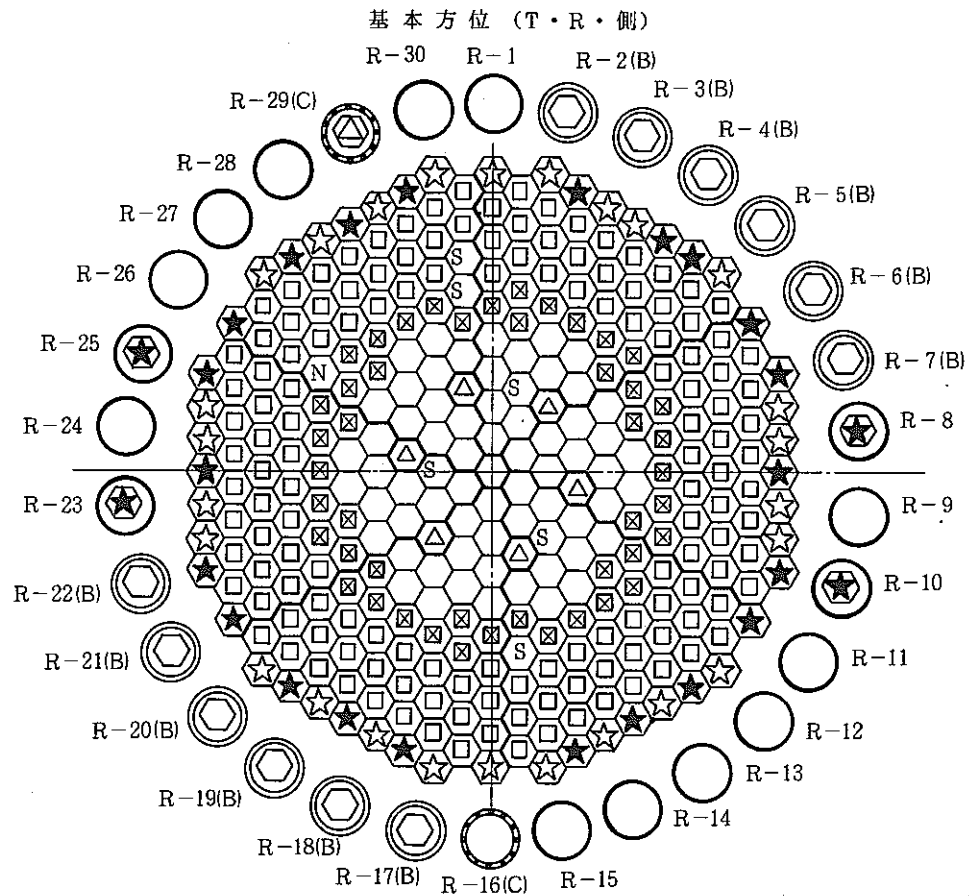


図7 炉心構成図(100MWe定格第7サイクル)

作業期間	自 60 年 1 月 28 日		至 60 年 2 月 6 日
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	0 / 12	○
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〕	1 (有) / (無)24	0 / 0	★
中性子源	1	0 / 0	N
※特殊燃料	6	0 / 0	S
MK-I 反射体〔サーバランス含む〕	23	4 / 0	☆

※

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

## 2.2 実験炉部技術課で実施した試験研究（昭和60年1月～3月）

### (1) 昭和60年1月中の概略実施内容

100 MWt 定格第6サイクルの MOC, EOCの運転特性試験（ステップ応答, 燃焼係数, 出力係数等）の測定解析を実施した。

炉上部ピット蓋撤去運転のための回転プラグ冷却ブロウ停止試験は, ブロウ停止に伴う温度上昇が, 飽和に達したため引き続き第6サイクル停止までデータ採取を継続した。MK-II炉心における自然循環試験に関しては, TESTII-A（約1 MW 定常出力状態での自然循環試験）の試験後解析を一通り終了し TESTII-B（30 MWt からの自然循環試験）の予備解析を開始した。“FINAS”による炉容器の3次元応力解析はその準備作をほぼ終了し来月より本格的なコードのランに入る予定である。

その他, JOYDASのソフト改造, FFD/FFDL関係の特性測定・試験研究, 地震応答特性試験（電力中央研究所との共同研究）の準備作業, ドシメトリー測定・解析, 一次・二次冷却材 Na・Ar カバーガスの純度管理およびルビジウム内の酸素分析法の開発試験を継続実施した。

高速実験炉設置変更許可申請（その10）の科学技術庁原子炉規制課に対する予備説明に関しては, 炉心燃料までを一通り終了し, 特殊燃料集合体関係に入ったが, 限界燃焼度試験（R-TCB: Run To Cladding Breach）に対する設備対応が, 必要であるとの指摘がなされ, その検討を進めた。

今月中に実施された主な試験および解析項目は, 以下の通りである。

#### 〔試験項目〕

100 MWt 定格第6サイクル特性測定（ステップ応答, FFD 特性, 出力係数, 燃焼係数）  
 回転プラグ冷却ブロウ停止試験, Kr 吸着特性試験（Tag Gas による FFDL のための基礎試験）,  
 ドシメトリー測定・解析, 改造制御棒水中試験（立合）, 地震時応答特性試験準備,  
 一次・二次冷却材 Na, Ar カバーガス純度管理分析, ルビジウム中酸素分析法開発試験,

#### 〔解析関係〕

MK-II炉心自然循環試験（TESTII-A, II-B）, “FINAS”による炉容器3次元応力解析,  
 第6サイクル記録・第7サイクル予測計算（炉心特性関係）, サーマルストライピング  
 応力解析（入力データ準備）, 大型炉・炉心最適化計算準備, ATWS 解析検討

### (2) 昭和60年2月中の概略実施内容

100 MWt 定格第7サイクルの開始に伴い, 定例的な運転特性の測定と解析を実施し, 異常のないことを確認した。また自然循環試験の準備として, 一次流量計（主と補助）の零点校正を実施した。

炉上部ピット蓋撤去運転のための回転プラグブローの停止に関する最終試験として、サイクル運転開始からブローを停止しバイパスラインによる冷却試験を実施した。FFD・DN法（遅発中性子検出法燃料破損検出設備）のBループの追加設置準備およびその設置位置の中性子バックグラウンド強度測定のため、格納容器床下全域に放射化箔を設置した。また二次系冷却材Naの放射化量測定のため二次冷却材の主配管表面にTLDを設置した。

高速実験炉設置変更許可申請（その10）に関しては、限界燃焼度試験（RTCB）についての科学技術庁への説明の中断を打開するための対策諸折衝を行ったが、最終的にRTCB、限界線出力試験に関する申請を今申請から分離削除することで科学技術庁原子炉規制課の承認が得られたため来年より予備説明が再開されることになった。

今月中に実施された主な試験および解析項目は、以下の通りである。

〔試験関係〕

100 MWt 定格第7サイクルのBOC運転特性試験（制御棒校正、出力係数、流速計校正、燃料集合体出口温度計校正、M系列、安定性、ベーンダンパ開度特性、系統圧損、FFD特性、熱出力校正等）、一次系流量計零点校正、回転プラグ冷却ブロー停止試験、一次二次冷却材Na・Arカバーガス純度管理分析、ルビジウム中酸素分析法開発試験、ドシメトリー測定試験、地震時応答特性予備調査

〔解析関係〕

CRD・UGT放射化量計算、MK-II炉心自然循環試験解析（TEST II-A, II-B）, “F-INAS”による炉容器3次元応力解析、二次補助系メカスナ・スティック応力評価、大型炉炉心最適化計算（群定数作成）

(3) 昭和60年3月中の概略実施内容

100 MWt 第7サイクルMOC、EOCの定例的な運転特性の測定解析を実施した。この他、炉上部ピット蓋撤去のための回転プラグ冷却ブロー停止試験の継続実施、TLDによる二次系Na放射化量測定、Kr吸着特性試験、ルビジウム中酸素分析法開発試験等を実施した。

来月に予定しているFFDL炉内試験については、試験要領書を科学技術庁原子炉規制課へ提出すると共に試験準備を進めた。

高速実験炉設置変更許可申請（その10）については、科学技術庁原子炉規制課への予備説明再開の交渉と準備を進めており来月より再開する予定である。改造制御棒の工認申請、分析棟管理区域の拡大に関するRI/核燃施設の使用変更許可申請準備を行った。

大洗工学センター計算機端末としてのNLP導入およびその光ファイバーケーブル布設工事を今月末に完了した。

今月中に実施された主な試験および解析項目は、以下の通りである。

〔試験関係〕

100 MWt 定格第 7 サイクルの MOC, BOC 運転特性試験 (ステップ応答, M 系列, 燃焼係数, 出力係数等), 回転プラグ冷却ブロウ停止試験, 二次冷却系 Na 放射化量測定, Kr 吸着特性試験, 地震時応答特性地盤調査 (電力中央研究所), ルビジウム中酸素分析法開発試験, ドシメトリー測定, 一次・二次冷却材 Na・Ar カバーガス純度管理分析, FFDL 炉内試験・炉内流量分布測定試験準備

〔解析関係〕

“FINAS” による炉容器 3 次元応力解析, MK-II 炉心自然循環試験 (TEST II-B) 予備解析, 高速実験設置変更許可申請に係る解析, 大型炉炉心最適化設計研究。

### 3. 高速実験炉における燃料破損検出技術の開発

本章は、高速実験炉「常陽」において実施されている燃料破損検出法の開発成果の速報をまとめたものである。



## 3.1 クリプトン吸着特性試験装置における被吸着ガス用予冷管長さの妥当性について

報告者：吉岡（計測 Gr）

## 1. 概 要

クリプトン吸着特性試験では、液体酸素沸点温度冷却の活性炭吸着床に常温の被吸着ガスを吸着床前段の予冷管をへて流通しながら、動的吸着能を測定する。動的吸着能は、被吸着ガスの予冷状態により大きく影響し、吸着床を所定温度に冷却する場合、吸着床入口部の被吸着ガス温度が吸着床の所定冷却温度より高いと、所定冷却温度における本来の吸着能より劣る。所定冷却温度における動的な吸着能を正確に測定するには、被吸着ガスの予冷を完全にする必要がある。現状の装置は、予冷管として外径 1/4 inch  $\phi$ （内径約 4.5 mm  $\phi$ ）、長さ 4（m）の SUS 316 管の屈曲状のものを装備している。現状の予冷管長さの妥当性を次の方法で確認した。

## 2. 方 法

## (1) 解析条件

(a) 被吸着ガス：極微量 Kr, Xe 含有の純 Ar (A) ガス

（日本機械学会編 伝熱工学資料改訂第 3 版 p. 300）  
Ar (A) ガスの物性値の使用

(b) 予冷管形状：外径 1/4 inch  $\phi$ （内径 4.5 mm  $\phi$ ）SUS 316 直線管

(c) ガス圧力(最大)：max 2 (atm)

(d) ガス流量(最大)：max 2 ( $\ell$ /min)(e) 予冷管入口部ガス温度：50 ( $^{\circ}$ C)(f) 予冷管出口部ガス温度：-183 ( $^{\circ}$ C)（液体酸素沸点）

(g) ヌセルト数の適用式：Sieder-Tate の管内層流熱伝達についてのヌセルト数実験式。

$$(Nud = 0.027 \cdot Red^{0.8} \cdot Pr^{\frac{1}{3}} \cdot (\frac{\mu}{\mu_w})^{0.14})$$

## (2) 解析方法

$T_{b1} = 50$  ( $^{\circ}$ C) の Ar (A) ガスが外径 1/4 inch  $\phi$  SUS 316 配管（内径  $d \approx 4.5$  mm），長さ  $L$  の中に式(1)の速度で流入する。管内壁温度が -183 ( $^{\circ}$ C) で一定であるとき、管の出口での Ar (A) ガスの温度  $T_{b2} = -183$  ( $^{\circ}$ C) を示すときの必要な予冷管長さ  $L$  を以下のようにして求める。

まず、ガス流量  $F_{max} = 2$  ( $\ell$ /min) からのガス速度  $U_{max}$ ，配管の入口部から出口部の平均温度  $T_{b\text{mean}}$  は各々式(1)，式(2)のようになる。

$$U_{max} = \frac{F_{max}}{\pi (\frac{d}{2})^2} = \frac{2 \times 10^3}{3.14 \times (\frac{0.45}{2})^2} \approx 209.6 \text{ (cm/s)} \quad (1)$$

$$T_{b\text{ mean}} = \frac{T_{b1} + T_{b2}}{2} = -66.5 (\text{°C}) \quad (2)$$

式(2)の  $T_{b\text{ mean}} = -66.5 (\text{°C})$  から, Ar (A) ガスの物性質は次のものを採用する。

$$\begin{aligned} \text{密度 } \rho &= 3.419 (\text{kg/m}^3) \\ \text{比熱 熱 } C_p &= 0.5228 (\text{kJ/kg °C}) \\ \text{粘度係数 } \mu &= 1.618 \times 10^{-5} (\text{kg/ms}) \\ \text{熱伝導率 } K &= 0.01279 (\text{W/m °C}) \\ \text{プラントル数 } Pr &= 0.66 \end{aligned}$$

平均温度  $T_{b\text{ mean}}$  でのレイノルズ数  $Red$  は式(3)となり, 流れは層流であることがわかる。

$$Red = \frac{\rho U_{\text{max}}}{\mu} = 1993.0 < 2 \times 10^3 \quad (3)$$

今, 現状から, 仮に予冷管長さ  $L = 4 (\text{m})$  とし, パラメータ  $Red \cdot Pr \cdot \frac{d}{L}$  は式(4)とる。

$$Red \cdot Pr \cdot \frac{d}{L} = 8.933 < 10 \quad (4)$$

式(4)より, 滑らかな円管内の乱流熱伝達についての Dittus-Boelter のヌセルト数の実験式  $Nud = 0.023 Red^{0.8} Pr^n$  (但し流体冷却の場合  $n = 0.3$ ) を仮に適用する。ヌセルト数  $Nud$ , 熱伝達率  $h$  は式(5)のようになる。

$$Nud = 0.023 Red^{0.8} \cdot Pr^{0.3} = 8.855$$

$$h = \frac{k}{d} Nud = 25.167 (\text{W/m}^2 \text{°C}) \quad (5)$$

質量流量  $\dot{m}$ , 予冷管でのエネルギーのつり合方程式  $q$  より, 予冷管長さ  $L$  の目安を式(8)より得る。但し, 管内壁温度を  $T_w$  とする。

$$\dot{m} = \rho \frac{\pi d^2}{4} U_{\text{max}} = 1.139 \times 10^{-4} (\text{kg/s}) \quad (6)$$

$$q = h \pi d L \left( T_w - \frac{T_{b1} + T_{b2}}{2} \right) = \dot{m} C_p (T_{b2} - T_{b1}) \quad (7)$$

$$\therefore L = \frac{\dot{m} C_p}{h \pi d} \cdot \frac{T_{b2} - T_{b1}}{T_w - \frac{T_{b2} + T_{b1}}{2}} = 33.49 (\text{cm}) \quad (8)$$

式(4)では, パラメータ  $Red \cdot Pr \cdot \frac{d}{L}$  を計算する場合, 現状の予冷管長さ  $L = 4 (\text{m})$  を用いたが, 式(8)より  $L = 33.49 (\text{cm})$  程度であることから, パラメータ  $Red \cdot Pr \cdot \frac{d}{L}$  をもう一度計算する。

$$\therefore \text{Red} \cdot \text{Pr} \cdot \frac{d}{L} = 17.67 > 10 \quad (9)$$

式(9)より、Sieder - Tateの管内層流熱伝達についてのヌセルト数の実験式  $\text{Nud} = 0.027 \cdot \text{Red}^{0.8} \text{Pr}^{\frac{1}{3}} \left( \frac{\mu}{\mu_w} \right)^{0.14}$  が適用可能である。但し、 $\mu_w$  は  $T_w$  における粘性係数である。従って、 $\text{Nud}$ ,  $h$  を計算し、妥当な予冷管長さ  $L$  を算出すると式(12)のようになる。

$$\text{Nud} = 0.027 \text{Red}^{0.8} \text{Pr}^{\frac{1}{3}} \left( \frac{\mu}{\mu_w} \right)^{0.14} = 11.231 \quad (10)$$

$$h = \frac{k}{d} \text{Nud} = 31.920 \text{ (W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C)} \quad (11)$$

$$\therefore L = \frac{\dot{m} C_p}{h \pi d} \cdot \frac{T_{b2} - T_{b1}}{T_w - \frac{T_{b2} - T_{b1}}{2}} = 26.4 \text{ (cm)} \approx 27 \text{ (cm)} \quad (12)$$

### 3. 結 果

必要な予冷管長さ  $L \approx 27 \text{ (cm)}$

### 4. 検 討

解析では予冷管形状を直線管とし管内層流としたが、実際は直線管でなく屈曲管であり管内は乱流である。しかし、現状装置では4 (m)の予冷管を装備しており、解析からの必要な予冷管長さ  $L \approx 27 \text{ (cm)}$  の10倍以上より長いため、被吸着ガスの $-183 \text{ (}^\circ\text{C)}$ 予冷が実施されていると考えるのが妥当である。

## 3.2 FFDL 炉内試験時の廃ガス貯留タンクからの廃ガス放出濃度の予測

報告者：大戸（計測 Gr）

FFDL 炉内試験により廃ガスタンクに貯留される希ガス，ヨウ素をスタックから大気へ放出する場合の，スタック出口での濃度を評価し，警報設定値以下であることを示す。

## (1) 評価

FFDL 炉内試験終了から 40 日後の廃ガス放出時に，スタックから放出される核分裂生成物の濃度及び放出率について評価する。

本試験でスタックから放出される希ガス，ヨウ素量の予測値は下記のとおりである。<sup>\*注1</sup>

希ガス 0.11 Ci (  $0.11 \times 10^6 \mu\text{Ci}$  )

ヨウ素  $9 \times 10^{-11}$  Ci (  $9 \times 10^{-5} \mu\text{Ci}$  )

この希ガス，ヨウ素量は，廃ガス貯留タンク 1 基～3 基に分けて貯留されることが予想されるが，ここでは，保守的評価のため 1 基に貯留したと仮定する。

廃ガス貯留タンクからスタックへ放出するガスの速度は，廃ガスタンク出口弁で調整することができる。通常の弁開度では，放出開始から終了までの所要時間は約 2 時間であるが，保守側に 1.5 時間とする。

以上の保守側の仮定を用いて放出濃度 C 及び放出率 R は，スタック排気量を  $140,000 \text{ m}^3/\text{hr}$  として，以下のとおり計算される。

$$C_g = \frac{0.11 \times 10^6 [\mu\text{Ci}]}{140000 [\text{m}^3/\text{hr}] \times 1.5 [\text{hr}]} \times \frac{1 [\text{m}^3]}{10^6 [\text{cc}]} = 5.2 \times 10^{-7} [\mu\text{Ci}/\text{cc}]$$

$$C_i = \frac{9 \times 10^{-5} [\mu\text{Ci}]}{140000 [\text{m}^3/\text{hr}] \times 1.5 [\text{hr}]} \times \frac{1 [\text{m}^3]}{10^6 [\text{cc}]} = 4.3 \times 10^{-16} [\mu\text{Ci}/\text{cc}]$$

$$R_g = \frac{0.11 [\text{Ci}]}{1.5 [\text{hr}]} = 0.073 [\text{Ci}/\text{hr}]$$

$$R_i = \frac{9 \times 10^{-11} [\text{Ci}]}{1.5 [\text{hr}]} = 6 \times 10^{-11} [\text{Ci}/\text{hr}]$$

上記放出濃度及び放出率については保安規定による制限値は無い（年間放出量のわくだけが規定されている）。ただし，放出濃度については警報設定値が設けられており，下記のとおりである。

希ガス  $1 \times 10^{-6} \mu\text{Ci}/\text{cc}$   
 ヨウ素  $1 \times 10^{-9} (\mu\text{Ci}/\text{cc}) \cdot \text{hr}$

よって、希ガス及びヨウ素とも警報設定値以下となることが判った。

## (2) 放出管理

(1)で示したとおり、本試験の事前評価では、廃ガスタンクからの核分裂生成物の放出濃度は警報値以下である。しかし、実際の放出については、放出前に貯留タンク内の濃度を測定し、前述の警報設定値を下まわる濃度で放出することになる。つまり、本試験終了40日後の廃ガスタンク中核分裂生成物量が前述の希ガス、ヨウ素量予測値を下まわる場合は通常でタンク放出をし、万一予測値を上まわる場合には廃ガスタンク出口弁をしぼることにより放出速度を低下させ、警報設定値以下の濃度で放出するものとする。<sup>\*注2</sup>

\*注. 1. 予測値は、「常陽」平常運転時の施設周辺線量評価に用いている安全側の条件で算出した

値（希ガス：4.5Ci，ヨウ素： $1.19 \times 10^{-5}$  Ci）に下記補正を加えたものである。

- ・希ガス
  - ① ベレットからガスペナムへの移行率（100%→5%）
  - ② カバーガスへの移行率（100%→50%）
- ・ヨウ素
  - ① ベレットからガスペナムへの移行率（100%→5%）
  - ② カバーガスへの移行率（ $1 \times 10^{-3}$ → $1.5 \times 10^{-6}$ ）
  - ③ 廃ガスフィルター捕集効率（90%→99.99%）

\*注. 2. 放出濃度の管理方法

(1)の評価によりヨウ素は希ガスに較べ警報値に対する余裕が大きいことから、希ガスに対する放出濃度を抑えれば必然的にヨウ素の濃度も抑えることができる。よって、希ガスに対してのみ考察を加える。

(1)の $C_G$ と $R_G$ の関係は以下のとおり。

$$C_G = \frac{1}{140000(\text{m}^3/\text{hr})} \times R_G (\text{Ci}/\text{hr}) \times \frac{10^6 (\mu\text{Ci})}{1(\text{Ci})} \times \frac{1(\text{m}^3)}{10^6(\text{cc})}$$

$$= 7.1 \times 10^{-6} \times R_G (\mu\text{Ci}/\text{cc})$$

$$\therefore R_G = 1.4 \times 10^5 \times C_G$$

$$C_G = 1 \times 10^{-6} \mu\text{Ci}/\text{cc} \text{ に対する } R_G \text{ の値は, } R_G = 0.14 \text{ Ci}/\text{hr}$$

よって、 $R_G = 0.14 \text{ Ci}/\text{hr}$ 以下の放出速度であれば放出濃度 $C_G$ は警報値以下となる。本試験ではこれに余裕をみて、 $R_G = 0.1 \text{ Ci}/\text{hr}$ 以下の値で放出を行うものとする。

### 3.3 オンライン $\gamma$ 線モニタモックアップ試験結果

報告者：小林, 大戸 (計測 Gr)

#### 1. 概 要

オンライン $\gamma$ 線モニタは, 高速実験炉「常陽」の1次カバーガス中の放射性核分裂生成物(FP)を連続的に監視し, 燃料破損の有無を検出することを目的としている。同様の目的で既にカバーガス法プレシピテータが稼動しているが, 本モニタによりプレシピテータではできない核種分析を行うことによってバックグラウンド成分の確認, 核種毎の濃度変化の測定が可能となり, プレシピテータとのデータ比較により信頼性の高い燃料破損検出を実現するとともに, FP ガスの挙動を詳細に把握することができる。

本試験では, 活性炭吸着床と Ge 検出器を組合わせたオンライン $\gamma$ 線モニタを製作し, 検出下限の向上及びS/N比改善を主眼とした試験を実施した。

#### 2. 装 置

オンライン $\gamma$ 線モニタは, 1次カバーガス系から分枝したカバーガスを活性炭が充填された吸着床へ導入し, 再び1次カバーガス系へ戻すラインと, 吸着床に捕獲された核種からの $\gamma$ 線を計測するためのGe検出器から成っている。本装置の概略を図1に示す。

#### 3. 試験結果

##### (1) 検出下限の向上

活性炭によるカバーガス中FPガスの濃縮効果を用いて検出下限の向上を図った。模擬カバーガスを被検ガスとして活性炭吸着床の濃縮効果をしらべた結果, Kr及びXeの捕獲量は模擬ガス流量が各々2ℓ及び8ℓ以上で飽和し, 飽和時の濃縮倍率はKrで10～16倍, Xeで100～270倍とし得ることを確認した。(図2参照)

##### (2) S/N比の改善

運転中の1次カバーガス中には多量の $^{23}\text{Ne}^*$ 及び $^{41}\text{Ar}^*$ が含まれており, FPガスの $\gamma$ 線を計測する際に多大な妨害を及ぼす。このため, カバーガス流通後の吸着床に清浄Arガスを流通させる方法により $^{23}\text{Ne}$ 及び $^{41}\text{Ar}$ を最も効率よく低減し得る条件をしらべた。その結果を図3及び図4に示す。

この結果から, 清浄Arガスを流量0.2ℓ/minで30秒間流通させることにより $^{23}\text{Ne}$ のほとんどと $^{41}\text{Ar}$ の70～80%を除去することができ, かつ測定対象核種であるKrが20%程度減少するだけでXeには影響がないことがわかり,  $\gamma$ 線計測時のS/N比を大幅に改善し得ることを確認した。

\* 夫々 $^{23}\text{Na}(n, p)^{23}\text{Ne}$ ,  $^{40}\text{Ar}(n, \gamma)^{41}\text{Ar}$ で生成する。

4. オンライン $\gamma$ 線モニタの操作条件

本試験結果から、オンライン $\gamma$ 線モニタの最適操作条件をまとめると次のとおりである。

① カバーガス流通

流量：2  $\ell$ /min, 流通時間：5～10 min

② 清浄 Ar ガス流通

流量：0.2  $\ell$ /min, 流通時間：30 sec

③  $\gamma$ 線計測

計測時間：300～500 sec

④ Ar パージ

流量：2  $\ell$ /min, 流通時間：10 min 以上

以上①～④項の操作を行うことにより1つの測定データが得られ、その所要時間は30分間程度である。これら一連の操作をサイクリックに行うことによってカバーガス中 FP 核種の濃度変化を連続的に監視することができる。

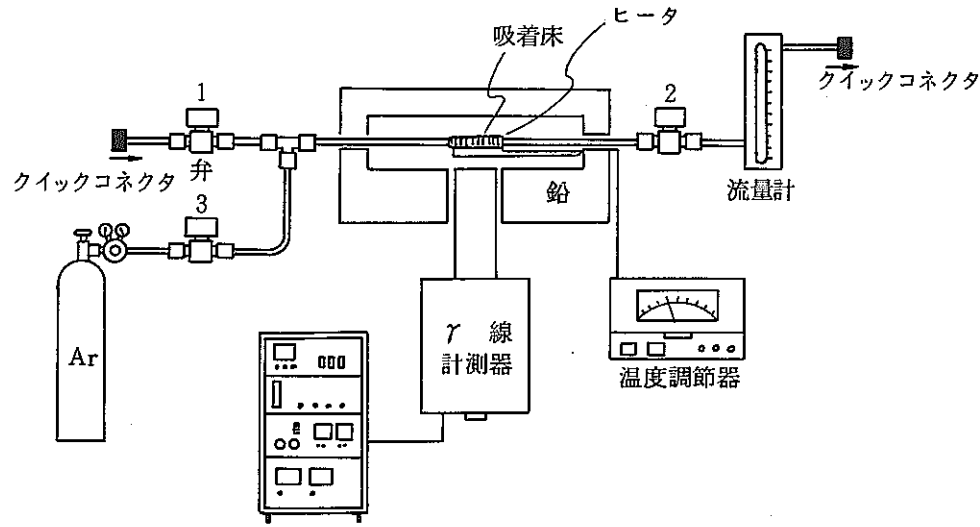


図1 オンラインγ線モニタ概略図

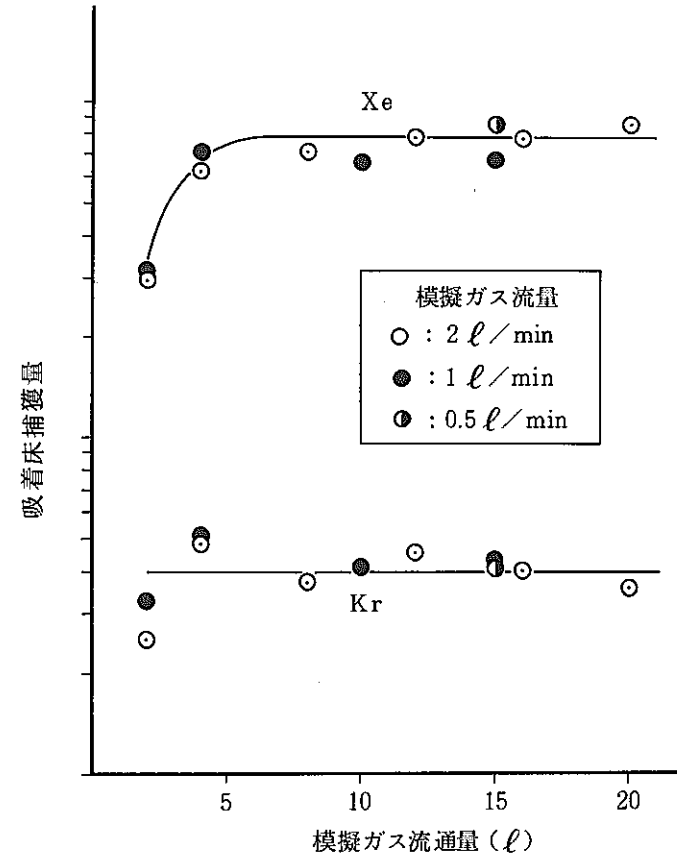


図2 希ガス吸着特性



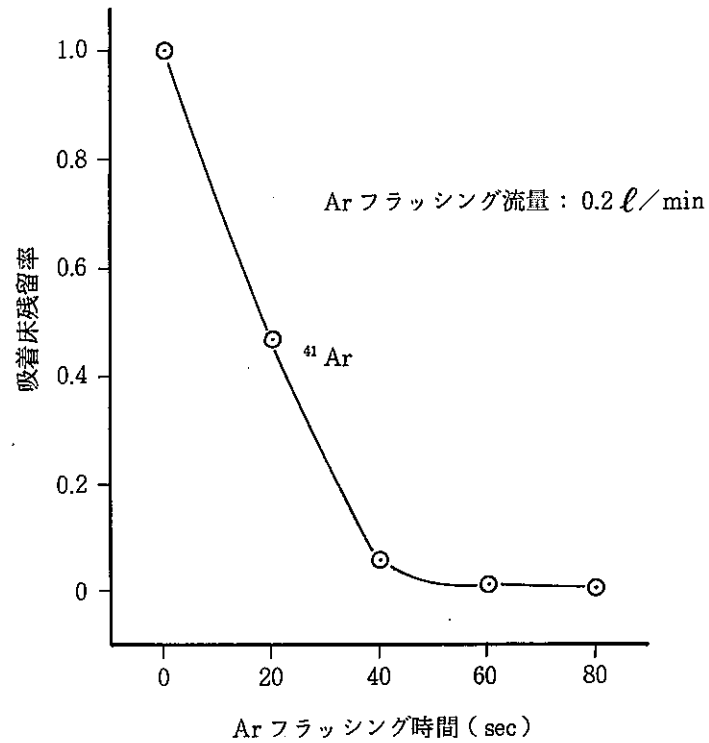


図3 Ar フラッシングによる<sup>41</sup>Ar 低減効果

カバールガス流通条件  
流 量 : 2 l/min  
流通時間 : 10 min

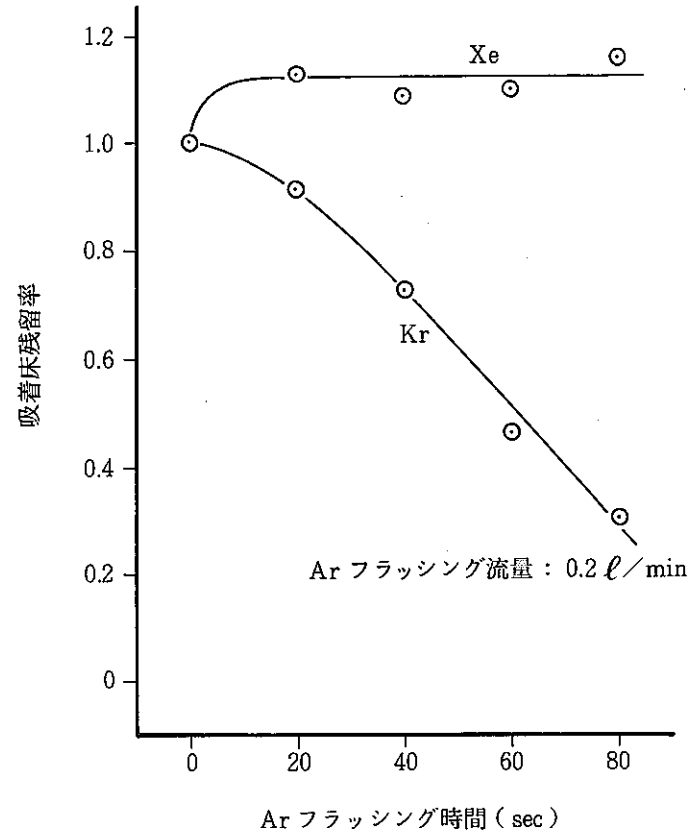


図4 Ar フラッシングによるXe, Kr減少度

模擬ガス流通条件  
流 量 : 2 l/min  
流通時間 : 10 min

#### 4. Mk-II 炉心における自然循環試験とその解析

本章は、高速実験炉「常陽」のMK-II炉心における自然循環試験の予測解析、実験測定データの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 “MIMIR-N2”コードによる自然循環試験 TEST-II A 解析

報告者：榎本（プラント Gr）

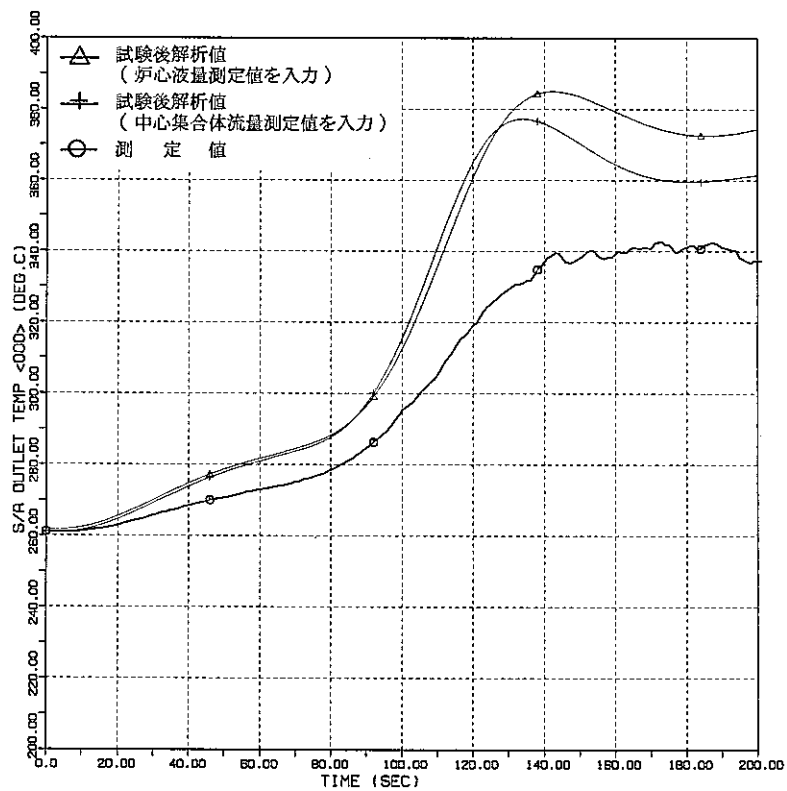
本資料は、MK-II 炉心自然循環試験 TEST-II A（1 MW 定常試験）に関して、“MIMIR-N2”コードによる解析値と試験測定値を比較した結果を報告するものである。

試験後解析結果と、実測値の比較を中心燃料集合体出口ナトリウム温度及び、1次系流量（A、B ループ）について行った。これを第1図及び第2、3図に図す。これらの結果をまとめると以下の様になる。

- (1) 中心燃料集合体出口 Na ピーク温度に関して、試験後解析値は測定値を 30℃～40℃上廻る。この傾向は予測解析時と同様である。
- (2) 系統温度に関しては、配管と雰囲気熱伝達係数を減少させることにより解析値は測定値に近づくように改善される。
- (3) 1次系及び2次系自然循環流量については、全般的に解析流量が測定流量よりも大きい。

今後検討を要する項目は次の通りである。

- (1) 中心燃料集合体出口ピーク Na 温度を再現するためには、現状の解析値以上の中心燃料集合体流量を想定する必要がある。関連するパラメータとして、入口プレナム間圧損係数、1次系流量、炉容器内の逆流量等が考えられる。
- (2) DHX 出口 Na 温度については、解析値と測定値の差が大きく、解析モデルの変更も含めた検討が必要である。



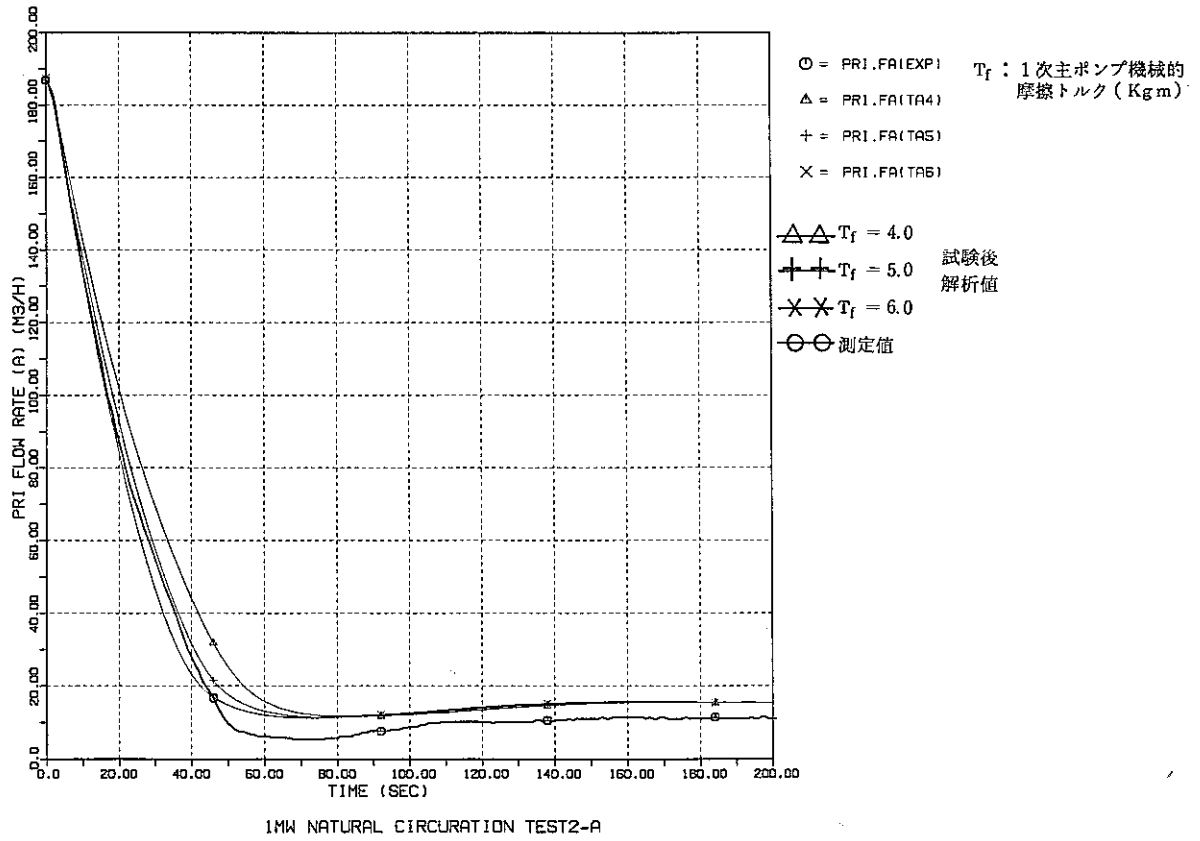
NATURAL CIRCULATION TEST 2-A(SHORT TERM)

T<sub>exp</sub> = 84/10/22 13.18.39

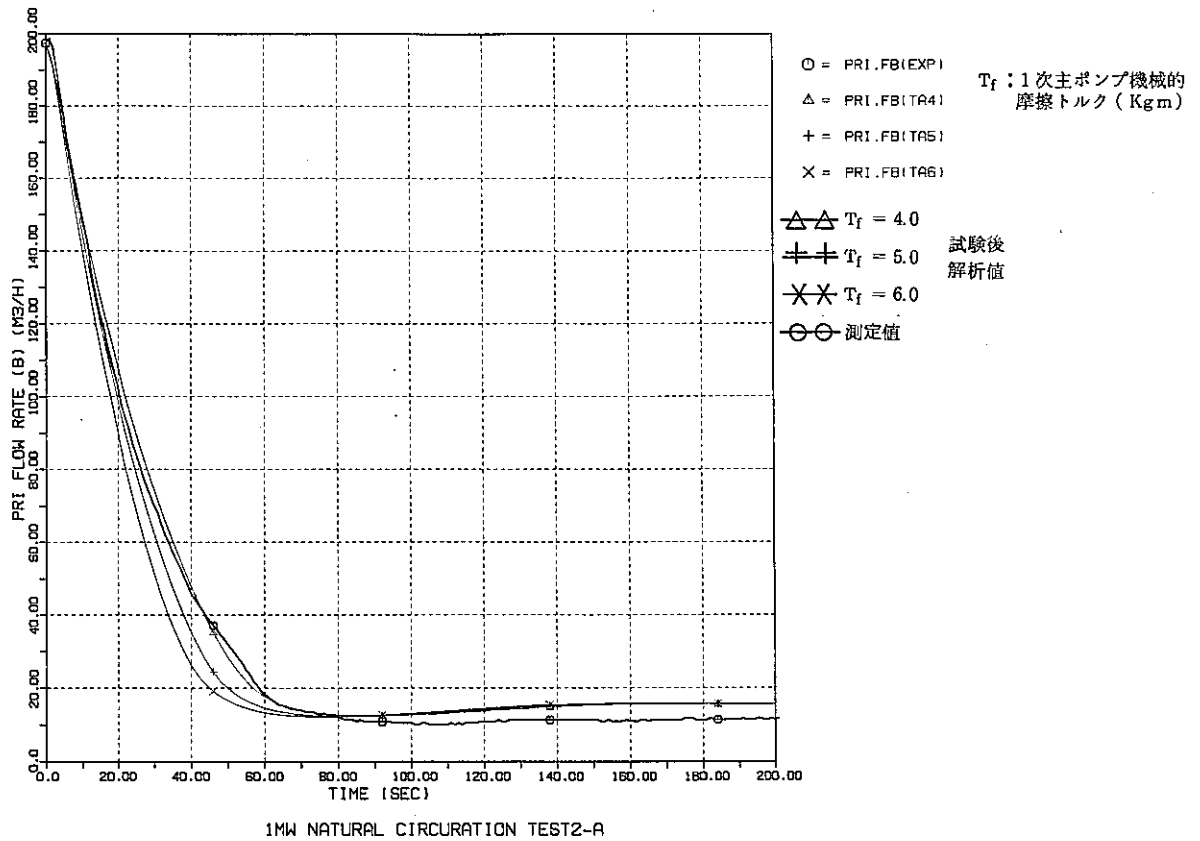
MIMIR-N2 (ケース1)

MIMIR-N2 (ケース2)

第1図 中心燃料集合体出口 Na 温度 (試験後解析値)



第2図 1次系フローコストダウン(Aループ, 試験後解析)



第3図 1次系フローコストダウン(Bループ, 試験後解析)

4.2 “COMMIX-1A”による燃料集合体出口温度予測値に対する熱電対応答遅れの補正

報告者：村田（プラント Gr）

“COMMIX-1A”による自然循環試験Ⅱ-Aの試験後解析において、熱電対の時定数を考慮した燃料集合体出口温度応答を求め、実測値と比較した。

方法は次の通りである。

熱電対の応答を1次遅れと仮定した。使用した時定数は、MK-I自然循環試験評価作業<sup>\*1)</sup>において“MIMIR-N2”コードで使用された実績のある下記の値である。

表 熱電対時定数

集 合 体 列	時 定 数(秒)
中 心	2.1
第 1 列	5.9
第 2 列	8.9
第 3 列	
第 4 列	
第 5 列	

解析結果は次の通りである。

- (1) 中心集合体では、時定数が2.1秒と小さいため、時定数を考慮しても解析値に大きな差は見られない。
- (2) 第1列目以降の集合体では、時定数を考慮することにより解析値を実測値に近づけることができた。

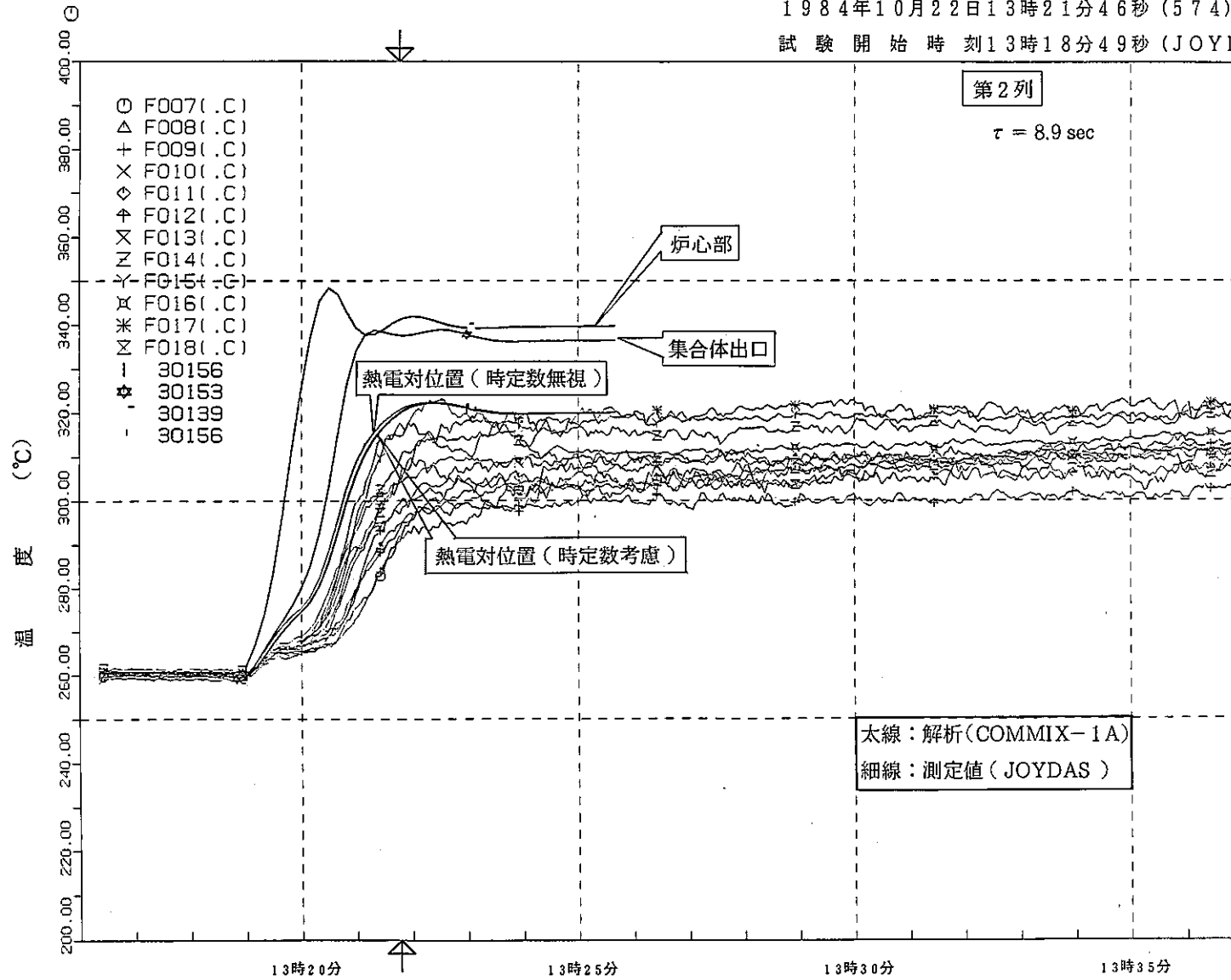
解析結果の1例として第2列めの燃料集合体出口温度挙動を実測値と比較して第1図に示す。

\*1) SJ 901 84-10 「常陽」自然循環試験評価作業  
(技-59-279)

MK2NC TEST-2-A POST-ANALYSIS (90MESH)

1984年10月22日13時21分46秒(574) 発生  
 試験開始時刻13時18分49秒(JOYDAS)

PNC SN941 85-126



第1図 燃料集合体出口温度(第2列集合体)

#### 4.3 “MIMIR-N2”コードによる自然循環試験 TEST II - B 予測解析 (その1)

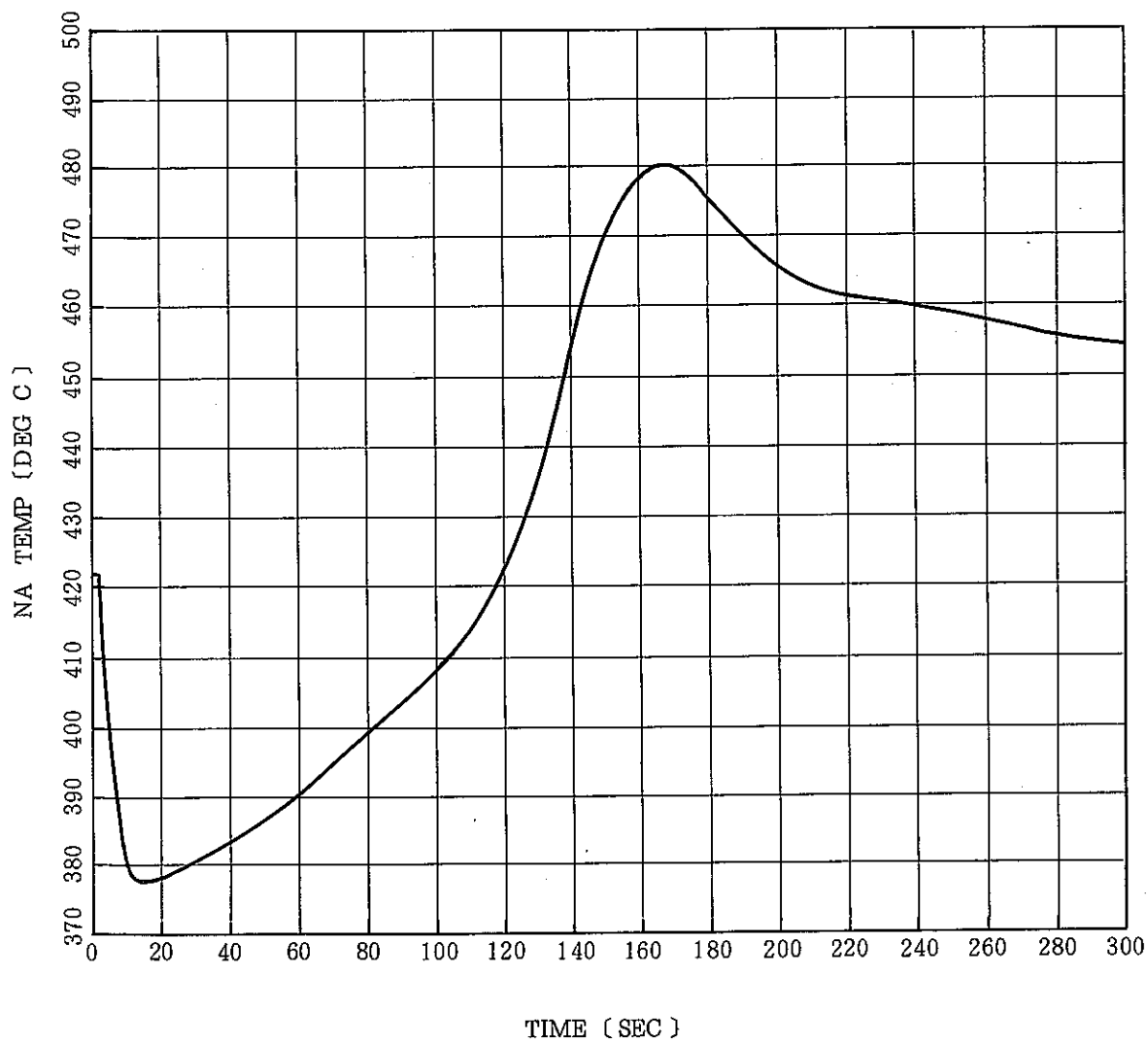
報告者：榎本 (プラント Gr)

「常陽」MK-II 炉心自然循環試験 TEST II - B は、30 MWt 出力運転状態から原子炉スクラム後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り、第7サイクル終了後に実施が予定されている。本資料は、“MIMIR-N2”コードを用いて、TEST II - B 時の中心燃料集合体出口 Na 温度を予測した結果を中間報告としてまとめたものである。

解析結果として、標準ケースの中心燃料集合体出口ナトリウム温度変化及び1次系 A, B ループの流量変化をそれぞれ第1図及び第2図に示す。解析結果をまとめると以下の様になる。

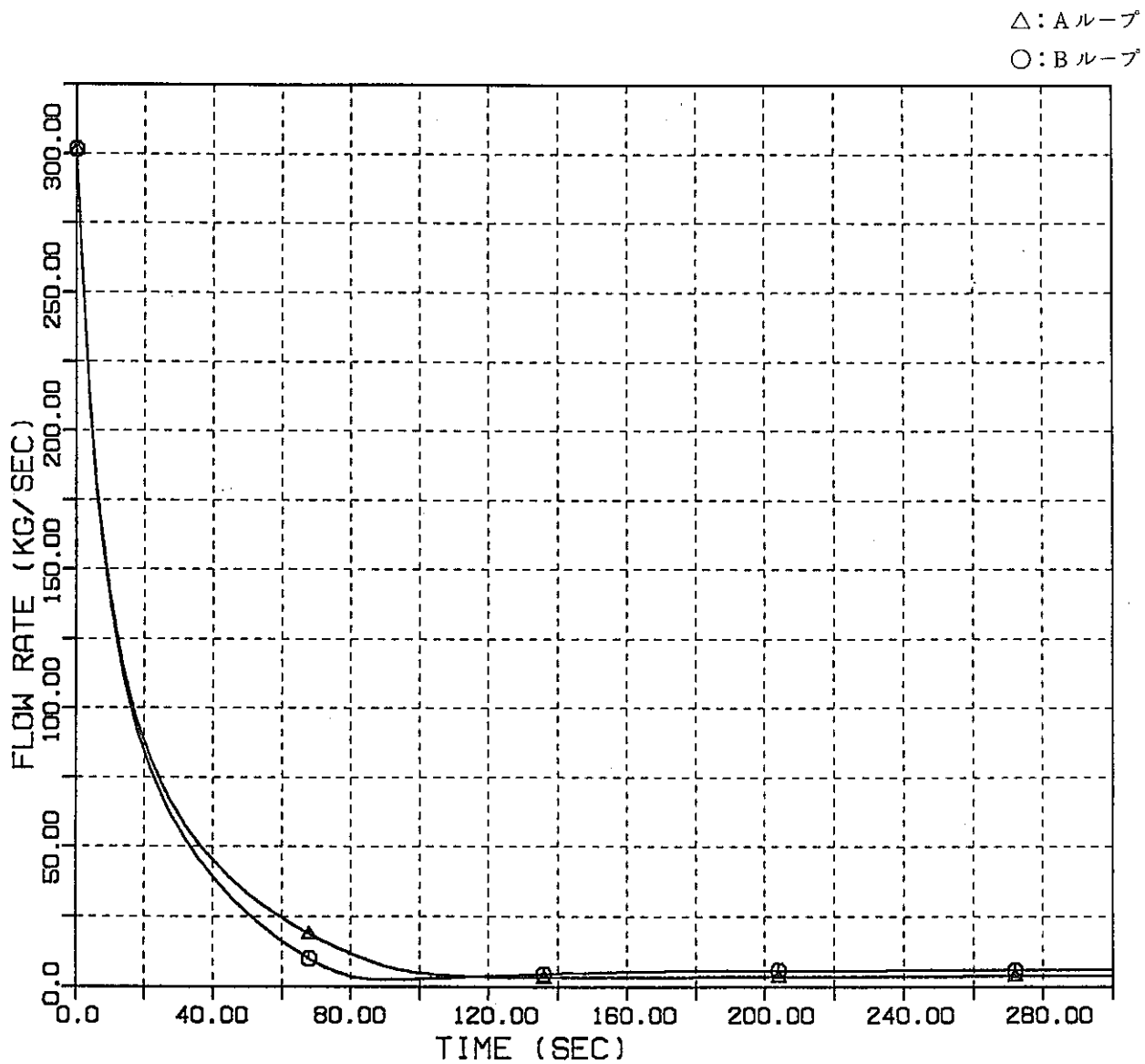
- (1) 中心燃料集合体出口 Na 温度は、試験開始 166 秒後にピーク温度 481℃に達する。この温度は、MK-I 炉心での同出力からの自然循環試験 TEST-D と比較すると 31℃高い。
- (2) 検討ケースとして、ギャップコンダクタンス、1次系フローコストダウン、IHX 熱伝達係数式についてパラメータ解析を行った。今回のパラメータ変更設定に対して中心燃料集合体出口 Na 温度ピーク値の変動は、477℃～486℃の範囲 (標準ケースの 481℃に対して -4℃, +5℃)であった。





N/C TEST 2-B

第1図 中心燃料集合体出口Na温度変化



N/C TEST2-B

第 2 図 1 次系流量変化

## 4.4 “MIMIR-N2”コードによる ULOF 時の自然循環力評価

報告者：平尾（プラント Gr）

高速実験炉「常陽」の設置変更許可申請（その 10）に伴い、ATWS<sup>\*</sup>（ULOF<sup>\*\*</sup>）時の炉内挙動を評価するための参考データとして、自然循環解析コード“MIMIR-N2”コードを用い、自然循環流量、燃料集合体出口温度等を算出したので以下に報告する。

## 1. 解析条件

ケース	原子炉出力	1次主冷却系
A	t = 20秒までに $P_0$ (100 MW) から $0.7P_0$ (70 MW) まで直線的に減少。以降 $0.7P_0$ を維持。	100%流量 →ポニーモータ運転
B	同上	100%流量 →ポニーモータ引継失敗
C	$P_0$ を維持	100%流量 →ポニーモータ運転
D	同上	100%流量 →ポニーモータ引継失敗

炉心体系：  
第5サイクル  
67体炉心

炉心代表チャンネル：  
16チャンネル  
モデル

## 2. 解析結果

いずれのケースにおいても、短時間（24秒～32秒）で燃料集合体出口温度が解析上 1000℃を越えており、自然循環力による流量増加は期待できないことがわかった。

\* ATWS : Anticipated Transient Without Scram (スクラム失敗事象)

\*\* ULOF : Unprotected Loss-Of-Flow (流量喪失事象)

## 4.5 自然循環試験（TESTⅡ-B）時の燃料集合体出口ナトリウム温度制限値の検討

報告者：沢田（プラント Gr）

## 1. 概 要

「常陽」MK-II 炉心自然循環試験（試験Ⅱ-B）を実施するにあたっての燃料集合体出口ナトリウム温度の制限値を検討した。

（試験Ⅱ-B）は、30 MWt 出力運転状態から原子炉をスクラムさせ、自然循環による崩壊熱除去能力を確認することを目的とした試験である。

## 2. 方 法

燃料被覆管の設計温度 650℃を基準として、下記の因子を考慮して燃料集合体出口ナトリウム温度の制限値を決定した。各因子は系統誤差と考え、加算処理した。

- (1) 燃料集合体出口ナトリウム温度の測定誤差
- (2) 炉心部上端から温度計までの温度降下及び輸送遅れ
- (3) 燃料集合体内径方向温度分布
- (4) 1次主循環ポンプの起動余裕

## 3. 結 果

下表に解析結果を示す。制限値は、上記4項目を考慮すると 537℃となるが、さらに余裕を見込んで 530℃に決定した。

表 燃料集合体出口ナトリウム温度制限値（試験Ⅱ-B）

項 目	温度(℃)	備 考
被覆管設計温度	650	
温度測定誤差	±11	計測器誤差を含む
温度降下・輸送遅れ	49	“COMMIX-1A”解析による。
燃料集合体内温度分布	27	
ポンプ起動余裕	26	起動余裕時間 20秒として算出
制 限 値	537	余裕をみて 530℃とする。

4.6 “COMMIX-1A”による自然循環試験 TESTII-B 予測解析

報告者：村田（プラント Gr）

「常陽」MK-II 炉心自然循環試験（試験 II-B）の予測解析を行った。試験 II-B は、30M Wt出力運転状態から原子炉をスクラムさせ、自然循環による崩壊熱除去能力を確認することを目的とした試験である。

解析に使用したコードは、多次元熱流動解析コード “COMMIX-1A” であるが、計算時間と、メモリを節約するため、2次元体系で実施した。

モデル化した構造物は、原子炉容器及び内部構造物である。

解析結果を以下に示す。

中心燃料集合体の炉心部、集合体出口、熱電対取付位置におけるナトリウム温度変化を下図に示す。熱電対取付位置の最高温度は 444℃（試験開始後 176 秒）であり、MK-I 炉心での同出力からの試験（試験 D）の 449℃よりも 5℃低い。また、炉心部の最高温度は 456℃（同 128 秒）である。

- = T000 (MK-I 試験D測定値)
- △ = 10156 (T/C 取付位置,  $\tau = 2.1$  秒)
- + = 10153 (燃料集合体出口)
- × = 10139 (炉心部)

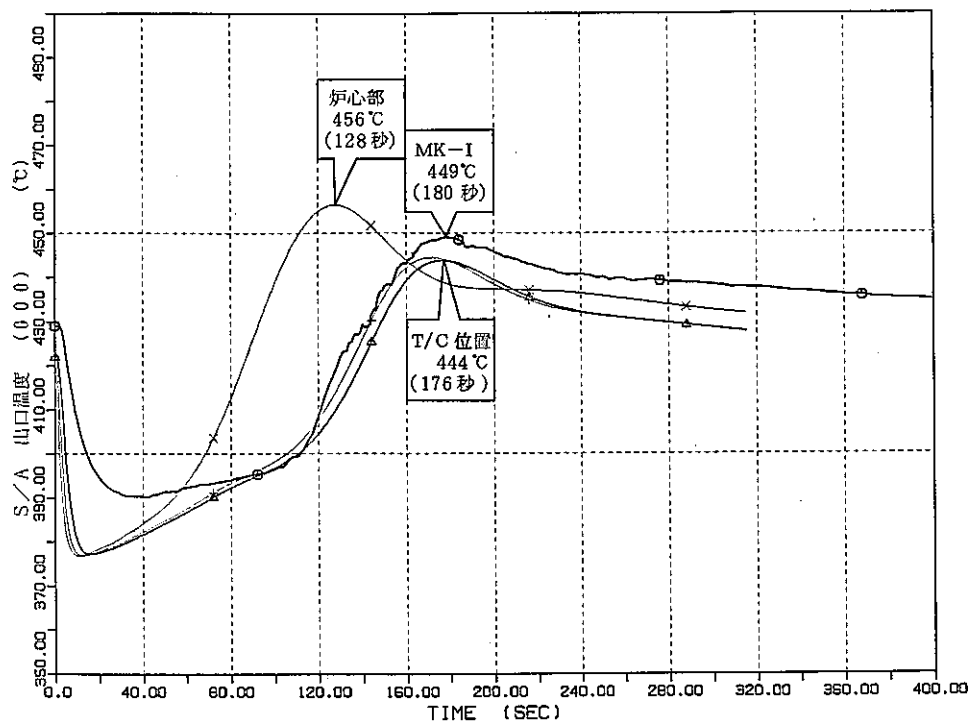


図 中心燃料集合体出口温度挙動

## 5. 高速実験炉の核特性の測定解析および評価

本章は、高速実験炉「常陽」の核特性を把握するために実施された、実験測定の結果や核計算による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 定格第6サイクル反応度係数試験結果

報告者：長山（炉心・運転計画 Gr）

## 目 的

第6サイクル運転時の各種反応度係数等を測定し、炉運転および運転特性試験に必要な炉心核特性の情報を得る。

第6サイクルの炉心体系を図1に示す。

## 結 果

測定・計算結果を表1および図2～4に示す。

表1 第6サイクル反応度係数試験結果

項 目	測 定・計 算 結 果					
期間積算出力 (MWD) *1	4464 (昭和59年11月26日～昭和60年1月12日)					
炉心平均燃焼度 (MWD/T) 〈運転監視コード計算結果〉	B $\bar{O}$ C			E $\bar{O}$ C		
	1 6 3 0 0			2 2 4 0 0		
制御棒全反応度値 ( % $\Delta$ K/K ) 〈中性子源増倍法〉	1	2	3	4	5	6
	2.06	1.97	1.94	2.15	2.39	2.27
零出力時余剰反応度 ( % $\Delta$ K/K )	B $\bar{O}$ C			E $\bar{O}$ C		
	2.87			(測定できず)		
平均出力係数 ( $\times 10^{-3}$ % $\Delta$ K/K/MW )	B $\bar{O}$ C *2			E $\bar{O}$ C *3		
	-(4.53 $\pm$ 1.35)			-(2.79 $\pm$ 0.55)		
燃焼係数 ( $\times 10^{-3}$ % $\Delta$ K/K/MWD )	零出力	定格出力 $Np-239$ の効果含む		定格出力 $Np-239$ の効果除く		
	-	-2.42		-2.37		

\*1：JOYDAS オンラインテープの記録結果を使用

\*2：19MWt～95MWtの平均値

\*3：92MWt～35MWtの平均値

\*4：制御棒較正曲線は差換法で11月26日測定。

\*5：等温係数  $-4.3 \times 10^{-3}$  % $\Delta$ K/K/°C (第3サイクル測定)。

## 関連メモ

- (1) 技術課メモ 技-59-251 (B $\bar{O}$ C零出力時余剰反応度)
- (2) 技術課メモ 技-59-254 (制御棒較正)
- (3) 技術課メモ 技-59-255 (E $\bar{O}$ C出力係数)  
(技-59-282)

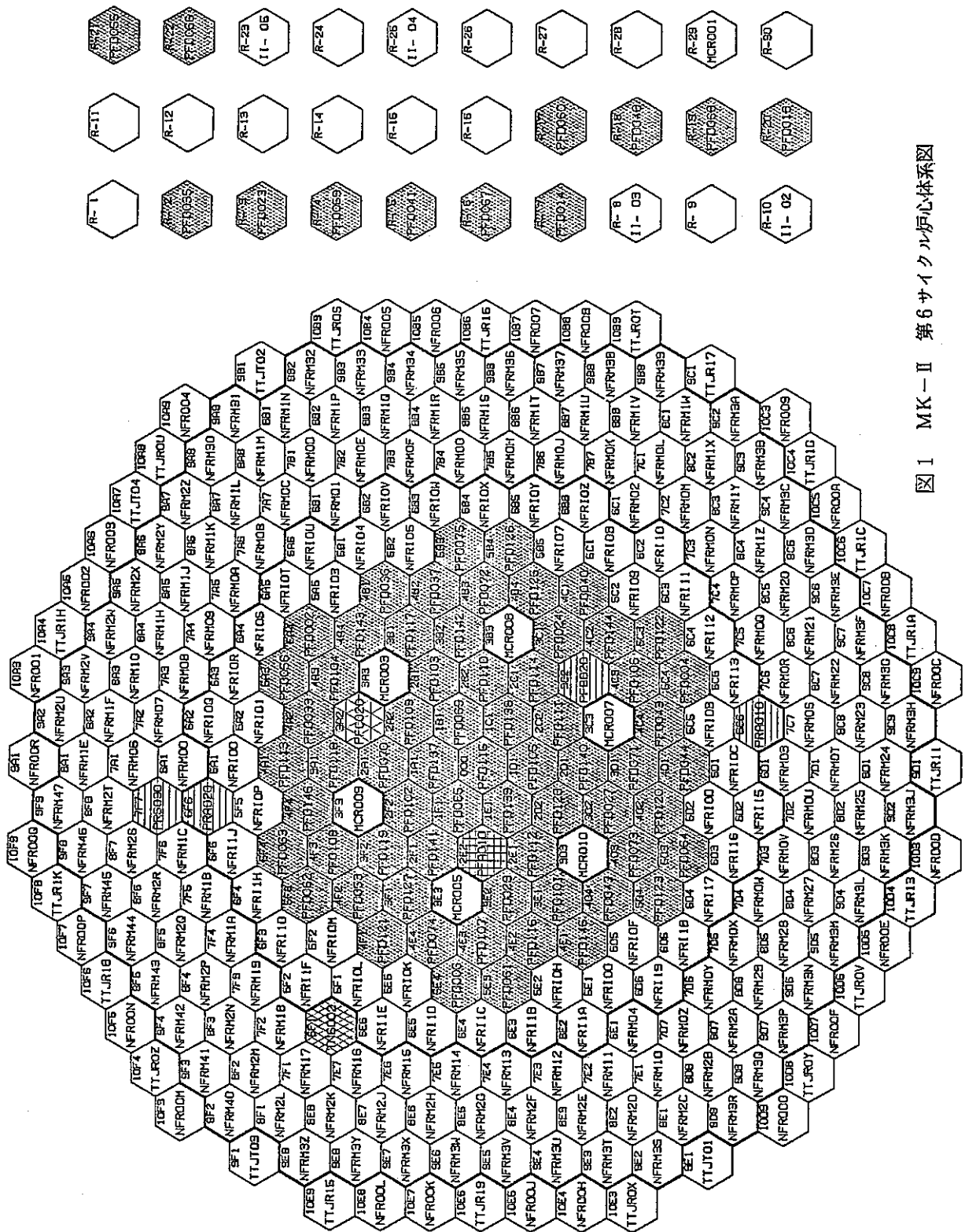


図 1 MK-II 第6サイクル炉心体系図

CAL. CYCLE 6  
 FILE NAME : S406#. OUTPUT. CY06. SEQ10. DATA



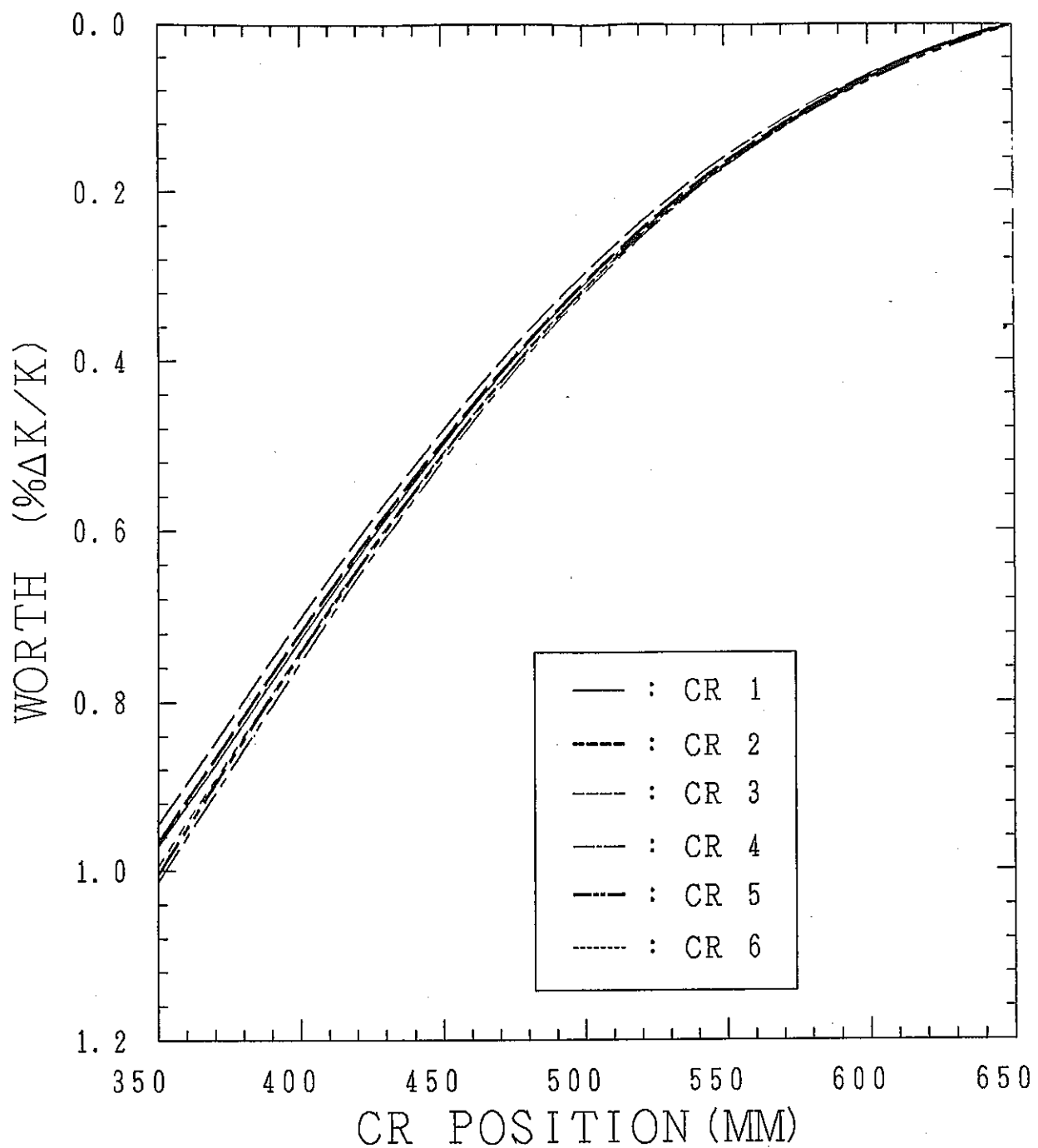


图2 制御棒校正曲線(差換法)

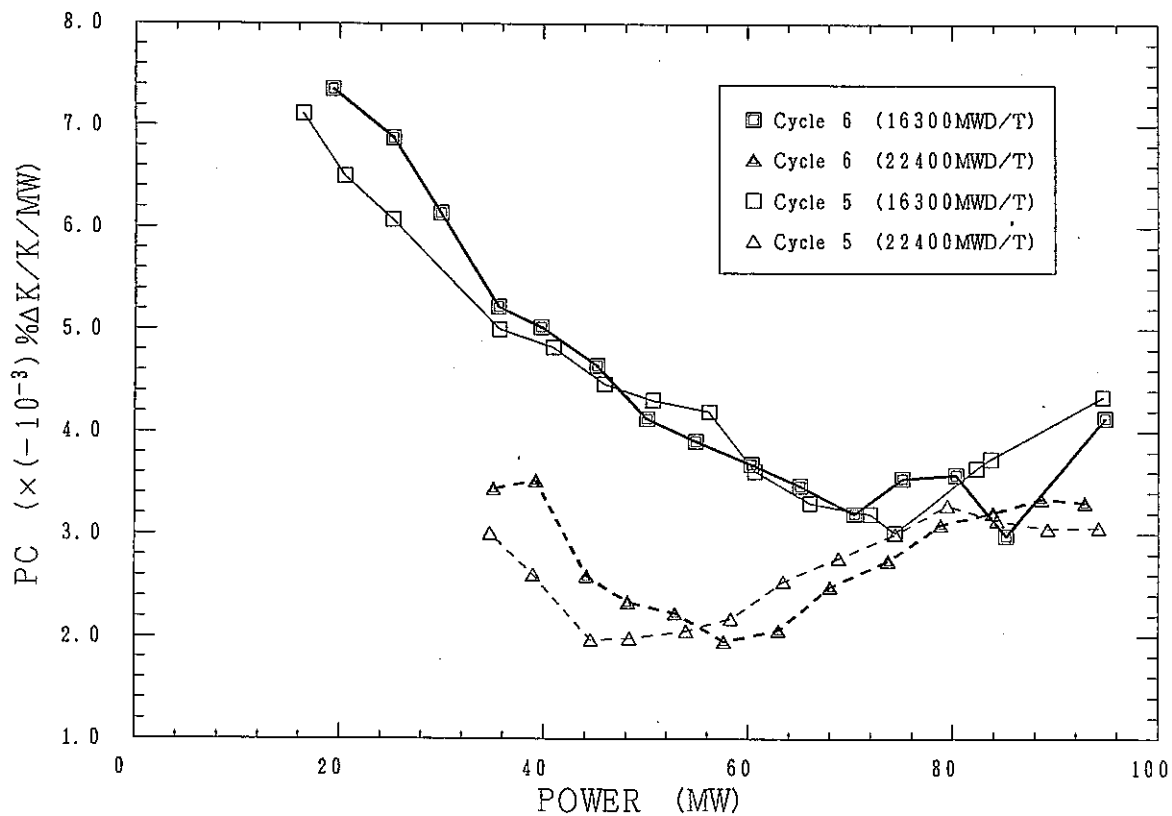


図3 出力係数測定結果

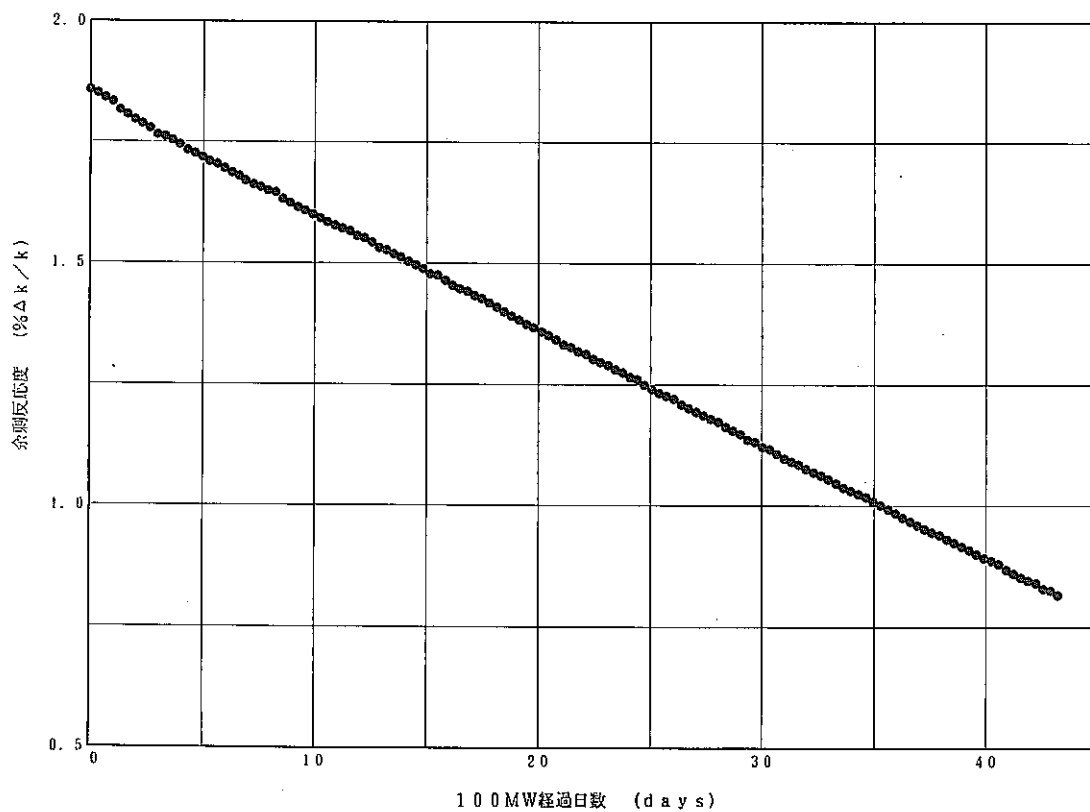


図4 100 MW連続運転時の余剰反応度変化

5.2 定格第7サイクル BOC 反応度係数試験結果

報告者：長山（炉心・運転計画 Gr）

目 的

第7サイクル BOC での零出力時余剰反応度，制御棒校正曲線，出力係数を測定し，炉運転および運転特性試験に必要な炉心核特性の情報を得る。

第7サイクルの炉心体系を図1に示す。

結 果

測定・計算結果を表1および図2～3に示す。

表1 第7サイクル BOC 反応度係数試験結果

炉心平均燃焼度 (MWD/T)	16300 <運転監視コード計算結果>					
制御棒全反応度値 (%ΔK/K) <中性子源増倍法>	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)	2.76					
出力係数 (×10 <sup>-3</sup> %ΔK/K/MW)	16 MW ~ 93 MW 平均値			100 MW ( 93 MW )		
	-(4.46 ± 1.21)			-4.21		

\* 1 : 制御棒校正曲線は差換法で2月11日～12日測定。

\* 2 : 等温係数  $-4.3 \times 10^{-3} \% \Delta K / K / ^\circ C$  (第3サイクル測定)。

\* 3 : 本サイクルは起動時より回転プラグ冷却ブスタブロワを停止している。

関連メモ

(1) 技術課メモ 技-59-273

( 技-59-315 )

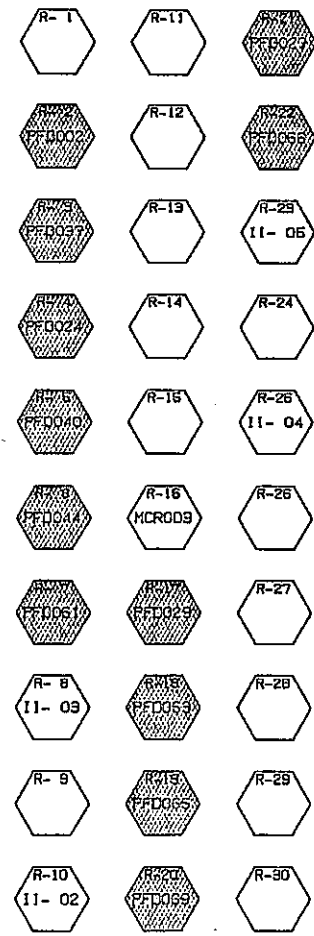
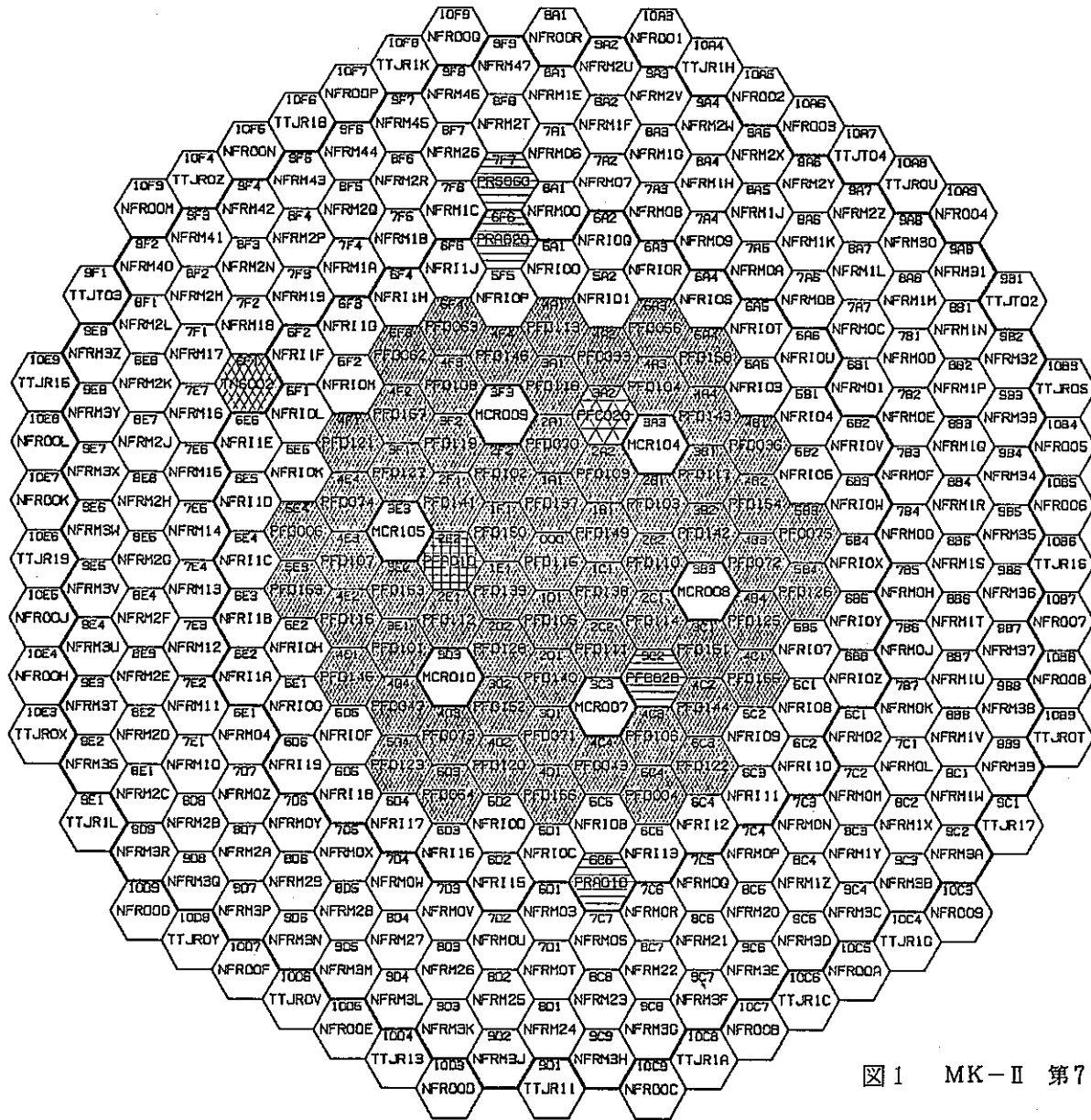


図1 MK-II 第7サイクル炉心体系図

CAL. CYCLE7  
FILE NAME : S406#. OUTPUT. CY07. SEQ10. DATA

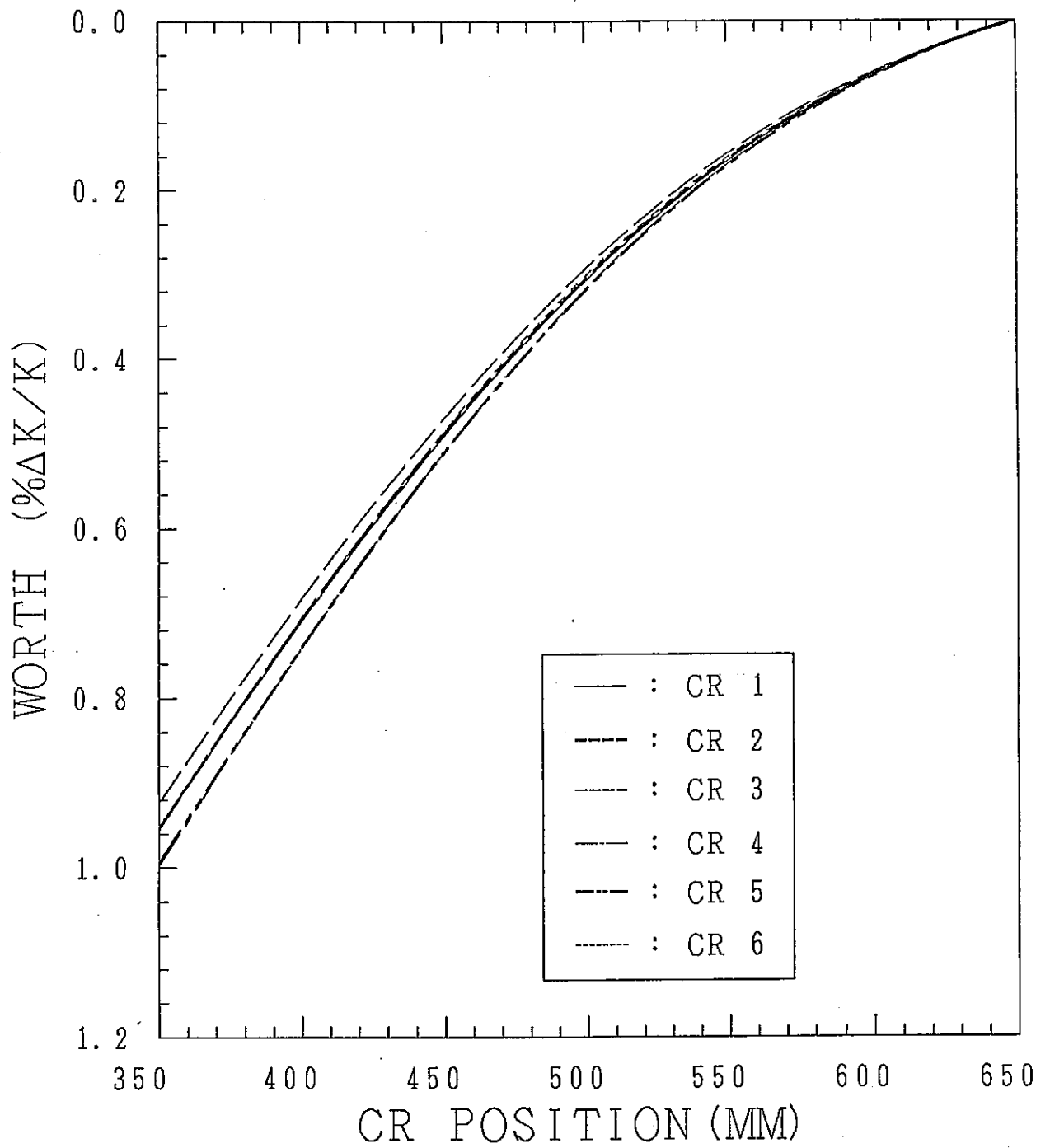


图2 制御棒校正曲線(差換法)

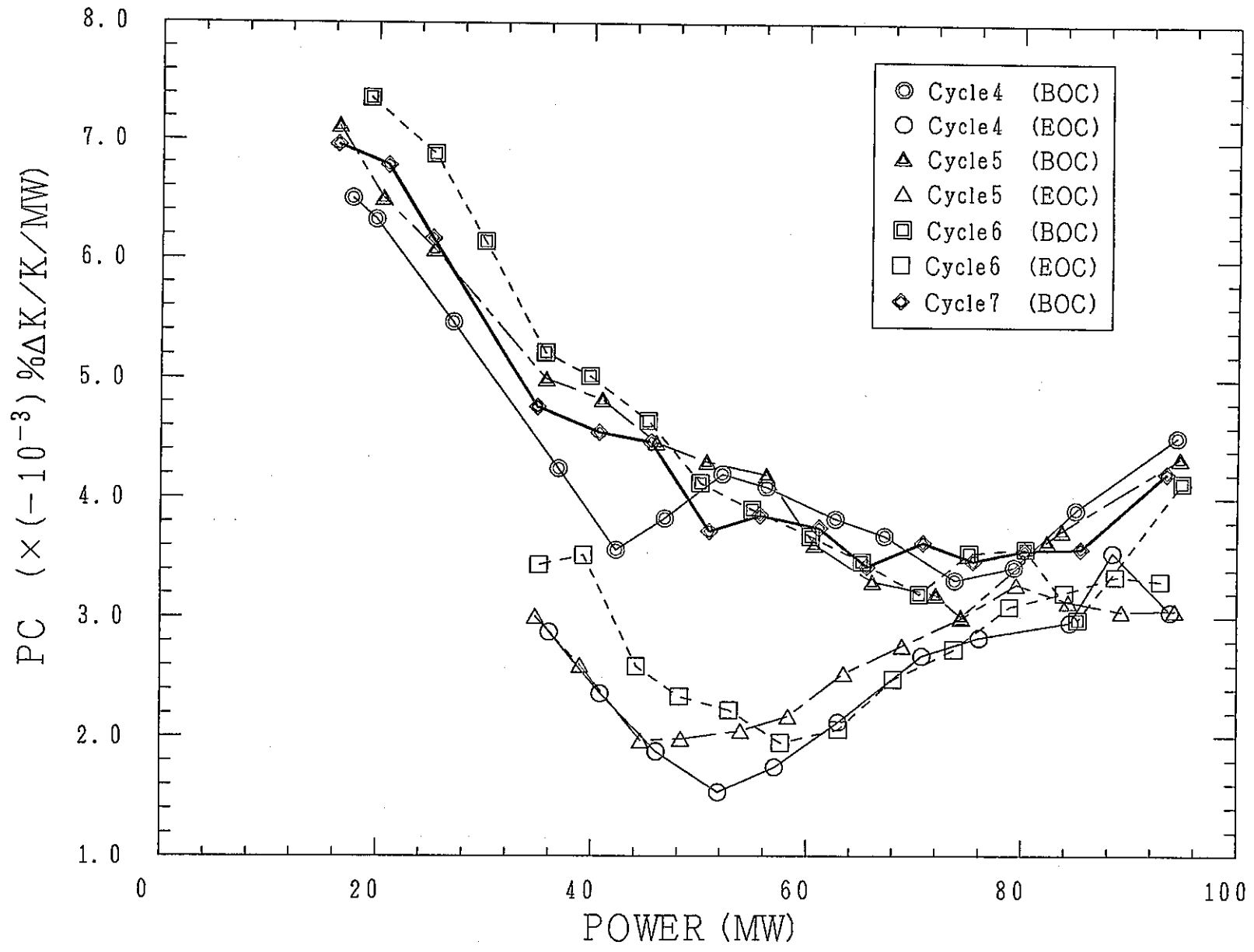


图3 出力係数測定結果

5.3 “ORIGEN”コードによるMK-II炉心燃料の $\gamma$ 線，中性子放出率の計算

報告者：生田目（炉心・運転計画 Gr）

## 目 的

標題の件について放射線管理課の依頼により計算した。計算条件と結果は以下の通りである。

## 計算条件

計算コード “ORIGEN”  
 照射履歴 PFD067〔1C1〕 100 MWt 第1サイクル～第6サイクル  
 PFD014〔2D1〕 } 100 MWt 第1サイクル～第6サイクル  
 PFD060〔5D4〕 }  
 但し 100 MWt 第6サイクル時は3体供ラック内で冷却

照射中性子束 ( $n/cm^2/sec/100 MWt$ )

〔1C1〕  $3.94 \times 10^{15}$  ラック  $1.224 \times 10^{14}$  (3体供)  
 〔2D1〕  $3.48 \times 10^{15}$   
 〔5D4〕  $2.07 \times 10^{15}$

組成データ 3体供FMF払出し添付シート作成時の入力データを使用

冷却日数 PFD067 21日目 PFD014, PFD060 20日目

## 計算結果

集合体名	光子放出率 <sup>※1</sup> $\gamma/sec$	中性子放出率 <sup>※2</sup> $n/sec$
PFD067	$1.93 \times 10^{15}$	$2.72 \times 10^6$
PFD014	$3.32 \times 10^{15}$	$3.92 \times 10^6$
PFD060	$2.15 \times 10^{15}$	$2.85 \times 10^6$

\* 1 構造材 + ACT + FP

\* 2 ( $\alpha, n$ )反応 + 自発核分裂

中性子放出率は約90%が $^{242}Cm$ によるものである。このうち約70%が $^{242}Cm$ の自発核分裂によるものであり，残り約30%が $^{242}Cm$ の $\alpha$ 線による $^{18}O(\alpha, n)^{21}Ne$ で生成される中性子である。

\* ACT : アクチノイド

2\* F. P : 核分裂生成物

5.4 MK-I 制御棒上部案内管放射化量の計算

報告者：生田目（炉心・運転計画 Gr）

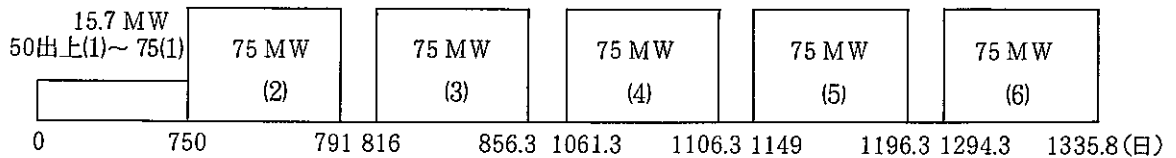
○目的

MK-I 制御棒上部案内管を FMF へ払出して、照射後試験の試料を作成するため、その Backup データとして、構造材放射化量計算コード “RADSUS” を用いて、放射化量を計算した。

○計算条件

・計算コード “RADSUS”

・照射履歴



・照射中性子束 “DOT 3.5” による MK-I 炉内中性子束分布の計算中性子束を使用

・組成 ステンレス便覧によった (SUS 316)

尚 Co は 0.2 wt% 含まれているものとした。

○計算結果

表1 放射化量

年月 冷却時間 (日)	59.1 738	59.7 922	60.1 1104	60.7 1287	61.1 1469	61.7 1652	62.1 1834	62.7 2017	63.1 2199
総放射化量 ( $\mu\text{Ci/g}$ )	$5.523+2^*$	$5.166+2$	$4.836+2$	$4.526+2$	$4.238+2$	$3.967+2$	$3.714+2$	$3.477+2$	$3.255+2$

年月 冷却時間 (日)	63.7 2383	64.1 2565	64.7 2748	65.1 2930	65.7 3113	66.1 3295	66.7 3478	67.1 3770	67.7 3844
総放射化量 ( $\mu\text{Ci/g}$ )	$3.046+2$	$2.852+2$	$2.670+2$	$2.500+2$	$2.340+2$	$2.191+2$	$2.051+2$	$1.921+2$	$1.797+2$

\*  $5.523+2 = 5.523 \times 10^2$

評価反応  $^{54}\text{Fe}(n, p)^{54}\text{Mn}$ ,  $^{58}\text{Fe}(n, \gamma)^{59}\text{Fe}$ ,  $^{58}\text{Ni}(n, p)^{58}\text{Co}$ ,  $^{60}\text{Ni}(n, p)^{60}\text{Co}$ ,  
 $^{50}\text{Cr}(n, \gamma)^{51}\text{Cr}$ ,  $^{55}\text{Mn}(2, 2n)^{54}\text{Mn}$ ,  $^{59}\text{Co}(n, \gamma)^{60}\text{Co}$ ,

今回の計算では冷却期間が最低でも半年と長く、半減期の短い核種、生成量の小さい核種、閾エネルギーの大きい核種等は除いて、代表的な 7 反応のみ計算した。



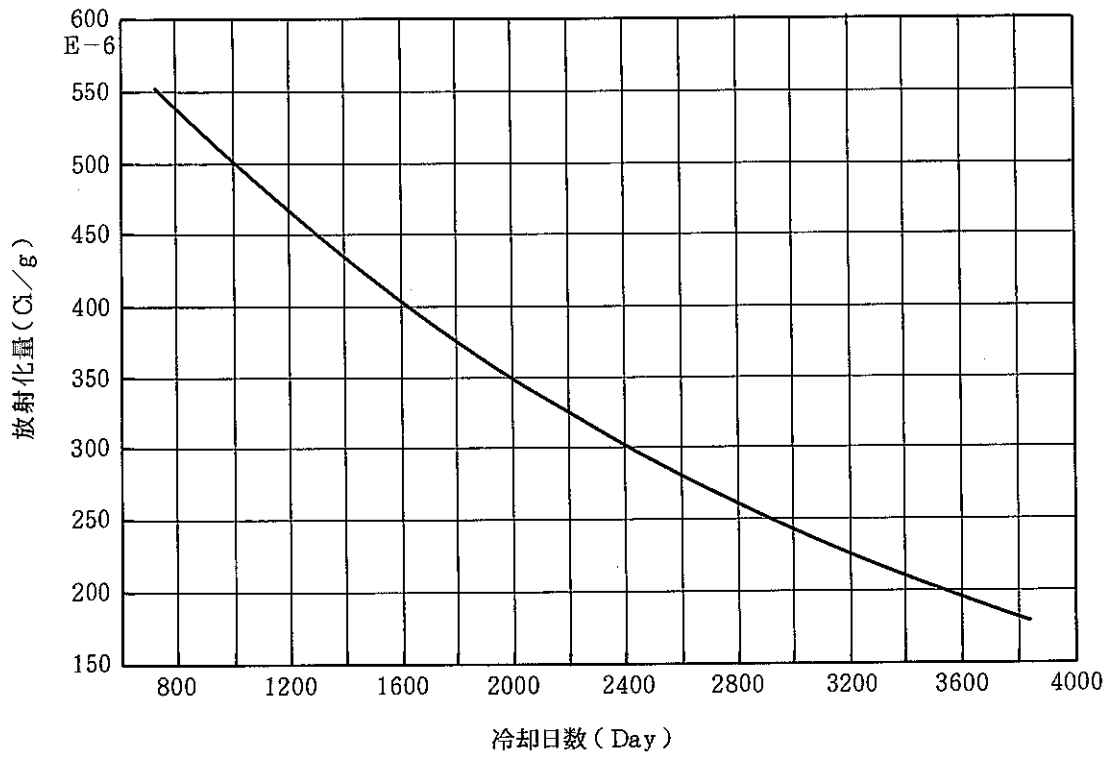


図1 制御棒上部案内管部 SUS 1g の放射能強度

## 5.5 特燃B1Jドシメータの放射化量予測評価

報告者：鈴木s(計測Gr)

## (概要)

特燃B1J(第0サイクル, [1E1], 第1, 2サイクル[2B1])で照射されたドシメータの放射化量,  $\gamma$ 線量率を計算し, MMFでのドシメータ取扱時の被曝量を評価した。

## (計算方法)

非核分裂性ドシメータ(Nb, Fe, Cu, Ni, Co, Ta, Ti, Sc)の放射化量は, 21群中性子束(“DOT 3.5”の計算値)と“COMICR”コードでENDF/B-IV, Vより作成した21群放射化断面積により放射化計算コード“RADSUS”で計算した。また核分裂ドシメータ(天然ウラン, U-238, Th-232, Np-237)については, “ORIGEN-79”コードで計算した。

## (計算結果)

照射終了時から780日冷却後までの12時点について各ドシメータの放射能強度と $\gamma$ 線量率の経時変化を計算した。図1, 2に非核分裂性ドシメータと核分裂性ドシメータの放射能強度を示す。また表1には, 540日冷却後の各ドシメータの放射能強度と1m離れた点での $\gamma$ 線量率を示す。

表1 ドシメータの放射能強度と $\gamma$ 線量率(540日冷却)

ドシメータ(Weight, mg)	Ci数 (mCi)	1m離れた点での $\gamma$ 線量率(mR/hr)
Nb 0.337	1.37	$4.13 \times 10^{-2}$
Fe 9.662	$6.21 \times 10^{-1}$	$2.88 \times 10^{-1}$
Cu 15.18	$2.92 \times 10^{-2}$	$3.79 \times 10^{-2}$
Ni 8.99	$4.40 \times 10^{-1}$	$2.70 \times 10^{-1}$
Co 0.0313	$2.71 \times 10^{-2}$	$3.52 \times 10^{-2}$
Ta 0.131	$4.72 \times 10^{-1}$	$3.19 \times 10^{-1}$
Ti 6.74	$8.11 \times 10^{-3}$	$8.75 \times 10^{-3}$
Sc 1.68	$3.66 \times 10^{-1}$	$3.95 \times 10^{-1}$
NU 10.13	2.28	$1.46 \times 10^{-1}$
U-238 10.42	1.84	$1.22 \times 10^{-1}$
Th-232 9.78	$5.56 \times 10^{-1}$	$3.68 \times 10^{-2}$
Np-237 9.93	$1.95 \times 10^{+1}$	$9.80 \times 10^{-1}$
total	$2.75 \times 10^{+1}$	2.67

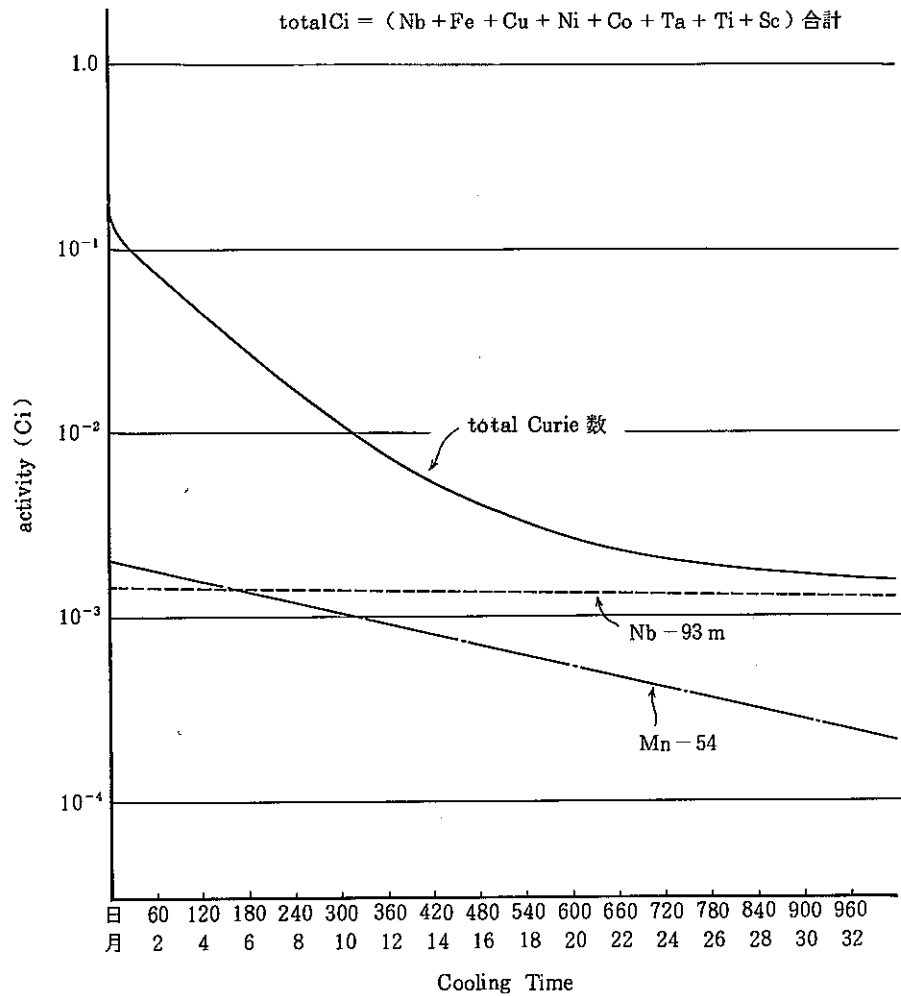


図1 非核分裂性ドシメータのCi数

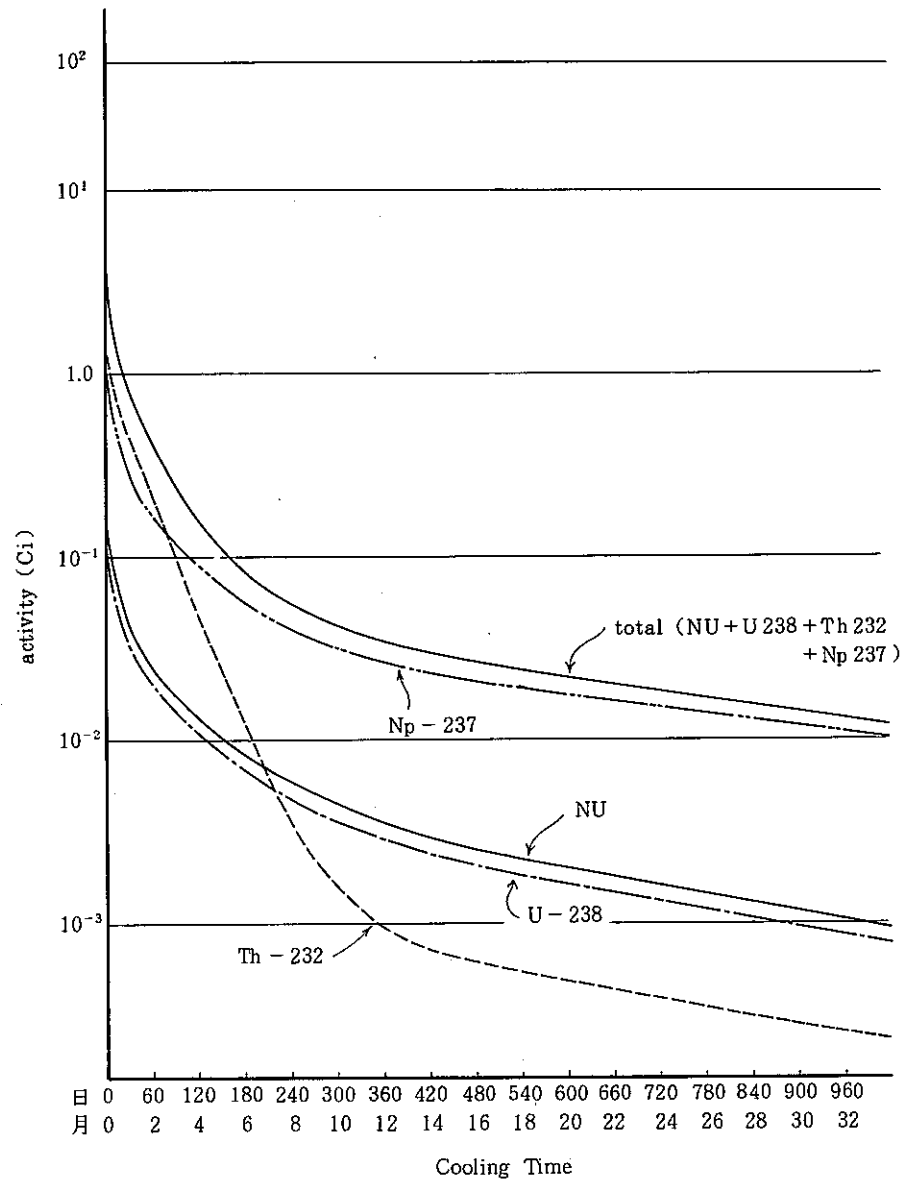


図2 核分裂性ドシメータのCi数

## 5.6 炉容器 Na レベル計放射化量計算 (“ RADSUS ” コードによる再計算)

報告者：生田目（炉心・運転計画 Gr）

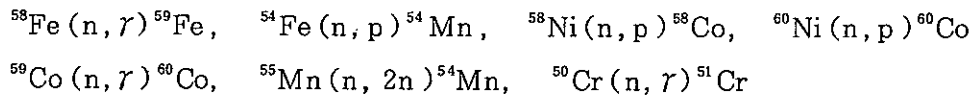
## 目 的

前に “ORIGEN” コードを使用し、計算したが、熱中性子領域で生成される  $^{60}\text{Co}$  が評価されてなかったため構造材放射化量計算コード “RADSUS” を用いて、再計算を行った。

## 計算条件

照射中性子束、実効マイクロ断面積は 21 群を使用し、組成データはステンレス便覧によった。その他は技術課メモ（技-59-133）に同じで  $^{59}\text{Co}$  については SUS 304 中に 0.05 Wt% 含まれているものとした。

## 評価反応



## 計算結果

各冷却時間における放射能強度 ( $\mu\text{Ci/g-SUS 304}$ )

冷却時間 (日)	0	10	30	50	80	100	150
放射化量	$5.13 \times 10^2$	$4.14 \times 10^2$	$2.76 \times 10^2$	$1.91 \times 10^2$	$1.20 \times 10^2$	$9.37 \times 10^1$	$6.33 \times 10^1$

レベル計先端の中性子エネルギースペクトルはサーマル領域に偏っているため  $^{60}\text{Co}$ ,  $^{59}\text{Fe}$ ,  $^{51}\text{Cr}$  が大部分を占めたが、冷却を経るに従い、半減期の長い  $^{60}\text{Co}$  が支配核種になることが判明した。

表 放射化量計算結果 (Ci/g-SUS304)

ACTIVITY CAL. FOR LEVEL METER

\*\* DECAY TIME (DAY) \*\*

N. D	PRNT	PRDCT	SEC - 1	0.0	1.000D + 01	3.000D + 01	5.000D + 01	8.000D + 01	1.000D + 02	1.500D + 02
ターゲット原子個数 (初期値)	ターゲット	生成核種	崩壊定数 λ							
2.290D + 19	FE 58	FE 59	1.780D - 07	4.408D - 05 9.163D + 12	3.780D - 05 7.856D + 12	2.779D - 05 5.776D + 12	2.043D - 05 4.247D + 12	1.288D - 05 2.677D + 12	9.469D - 06 1.968D + 12	4.389D - 06 9.123D + 11
4.310D + 20	FE 54	MN54	2.680D - 08	6.604D - 11 9.118D + 07	6.453D - 11 8.909D + 07	6.161D - 11 8.506D + 07	5.882D - 11 8.121D + 07	5.487D - 11 7.576D + 07	5.239D - 11 7.233D + 07	4.666D - 11 6.442D + 07
6.460D + 20	NI 58	CO 58	1.130D - 07	3.350D - 10 1.097D + 08	3.038D - 10 9.948D + 07	2.499D - 10 8.184D + 07	2.056D - 10 6.732D + 07	1.534D - 10 5.023D + 07	1.262D - 10 4.132D + 07	7.745D - 11 2.536D + 07
2.500D + 20	NI 60	CO 60	4.180D - 09	1.764D - 13 1.561D + 06	1.758D - 13 1.556D + 06	1.745D - 13 1.545D + 06	1.732D - 13 1.533D + 06	1.714D - 13 1.517D + 06	1.701D - 13 1.506D + 06	1.671D - 13 1.479D + 06
5.110D + 18	CO 59	CO 60	4.180D - 09	5.174D - 05 4.579D + 14	5.155D - 05 4.563D + 14	5.118D - 05 4.530D + 14	5.081D - 05 4.498D + 14	5.026D - 05 4.449D + 14	4.990D - 05 4.417D + 14	4.901D - 05 4.338D + 14
2.190D + 20	MN55	MN54	2.680D - 08	5.471D - 14 7.554D + 04	5.346D - 14 7.381D + 04	5.104D - 14 7.047D + 04	4.873D - 14 6.728D + 04	4.546D - 14 6.276D + 04	4.340D - 14 5.992D + 04	3.866D - 14 5.337D + 04
9.480D + 19	CR 50	CR 51	2.890D - 07	4.170D - 04 5.339D + 13	3.249D - 04 4.159D + 13	1.972D - 04 2.524D + 13	1.197D - 04 1.532D + 13	5.658D - 05 7.243D + 12	3.434D - 05 4.396D + 12	9.853D - 06 1.261D + 12
(TOTAL CURIE)				5.129D - 04	4.142D - 04	2.761D - 04	1.909D - 04	1.197D - 04	9.371D - 05	6.325D - 05

上段 生成核種, 放射化量  
下段 生成核種, 原子個数

## 5.7 炉心支持板の中性子照射量評価

報告者：平尾（プラント Gr）

高速実験炉「常陽」のサーベイランス試験対象材である炉心支持板（上）について、MK-I 炉心から MK-II 炉心第 6 サイクル末までの積算中性子照射量を、輸送計算結果から算出したので、以下の通り報告する。

項 目	MK-I 炉 心	MK-II 炉 心
使用解析コード	2次元輸送コード“DOT 3.5”	同 左
解析モデル	2次元 R-Z	同 左
エネルギー群数	20群	100群
積分中性子束 $\int_{0.1\text{MeV}}^{\infty} \phi(E) dE (>0.1\text{MeV})$	75MW時 $4.28 \times 10^{12} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{s}$	100 MW時 $1.48 \times 10^{13} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{s}$
積算中性子照射量 ( $>0.1\text{MeV}$ )	MK-I 炉心通算 $1.38 \times 10^{20} \text{ n/cm}^2$	MK-II 炉心初臨界～ 定格第 6 サイクル末 $3.77 \times 10^{20} \text{ n/cm}^2$
	合 計 $5.15 \times 10^{20} \text{ n/cm}^2$	

〔参考文献〕 技術課メモ，技-59-232，徳安，「MK-II 第 0 cycle 炉内における炉内詳細中性子束分布の計算」

（技-59-280）

## 5.8 AMIRのB<sub>4</sub>Cペレット装荷に伴う反応度変化

報告者：徳安（炉心・運転計画 Gr.）

### 1. 目的

AMIRのB<sub>4</sub>Cペレット（<sup>10</sup>B濃縮度92%）の炉内装荷時の、ペレット個数の変化による反応度への影響を計算する。

### 2. 計算条件

- 1) 計算コード "MAGI" 及び "CITATION"
- 2) 計算体系 第0 cycle炉心及び第6 cycle炉心
- 3) B<sub>4</sub>C装荷位置 [6C6]

### 3. 計算結果

Referenceとして、[6C6]を反射体とし、次に[6C6]にB<sub>4</sub>Cペレットを14個（2個×7コンパートメント）、28個（4×7）装荷した場合について、反応度の変化、出力分布の変化を求めた。

第6 cycle炉心における結果を以下に示す。

- ペレット14個装荷における反応度損失 約0.06%  $\Delta k/k$
- ペレット28個装荷における反応度損失 約0.11%  $\Delta k/k$
- ペレット28個装荷の場合の炉心燃料での出力分布変化 最大（5C4）約2.6%減

### 4. 結論

AMIR装荷の炉心への影響としては、他の特燃の炉心への装荷状態にもよるが、反応度損失で0.1%  $\Delta k/k$ 、出力分布変化で3~5%以上になると無視できなくなる。よって、92%濃縮のB<sub>4</sub>Cペレットを28個以上装荷する場合は、十分な検討を要することが判明した。

## 5.9 MK-I炉心の崩壊熱評価

報告者：細山田（原子炉利用 Gr.）

自然循環試験の解析を行う上で、崩壊熱を解析し評価しておくことは非常に重要である。本解析では、「常陽」MK-Iの炉心及び径ブランケットの崩壊熱を“FPGS-JÖYÖ”コードを用いて計算し、評価検討を行った。

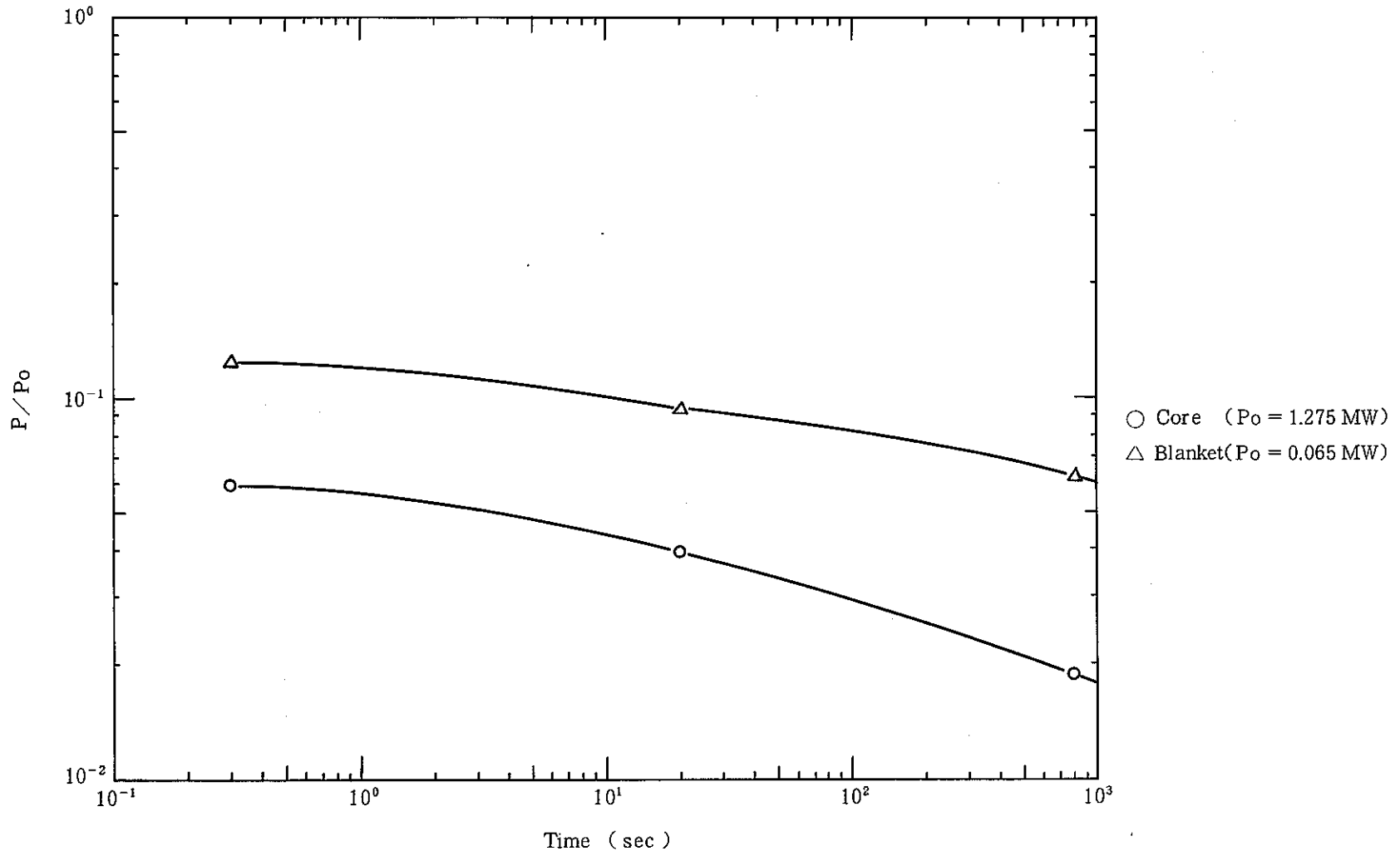
検討結果を以下に示す。

技術課における当初の計算では、炉心と径ブランケットの崩壊熱/初期出力( $P/P_0$ )を比較すると、ブランケットは炉心の6倍（原子炉停止後 $10^{-2}$ secにおいて）という結果が得られていた。

一方、「常陽」自然循環試験評価作業で用いた東芝の評価値は、 $P/P_0$ の比較で、ブランケットは炉心の2倍（原子炉停止後 $10^{-2}$ secにおいて）であった。この差が生じた原因は、“FPGS-JÖYÖ”のFP計算ルーチンでは $^{239}\text{Pu}$ の蓄積が考慮されているため、径ブランケットに対しては、燃焼が進むに従い出力を過小評価するためであることが判った。そこで、“CITATION”コードの燃焼計算・機能を用いて、径ブランケット出力の経時変化を計算し、この結果を“FPGS-JÖYÖ”に入力して計算した炉心及び径ブランケットの $P/P_0$ を、図1に示す。図より分かる様に $10^2$ secにおける $P/P_0$ は、炉心で $2.90 \times 10^{-2}$ 、ブランケットで $8.14 \times 10^{-2}$ であり、2.8倍となった。

上記の結果より、“FPGS-JÖYÖ”によって $P/P_0$ を評価する場合には、特に径ブランケットに対してはPuの蓄積効果を考慮して出力を設定することが重要であることが分った。





☒1 MK-I DECAY-HEAT TOTAL (FP+ACT)  
(MK-I  $P/P_o$ )

## 5.10 回転プラグ冷却ブースタブロワ停止に伴う CRD 熱膨張の出力係数に対する影響

報告者：長山（炉心運転計画 Gr.）

序

第7サイクル起動時より回転プラグ冷却ブースタブロワ（以下「 $B/B$ 」と略記）停止試験を実施する予定になっており、 $B/B$ 停止のまま出力上昇する。そこで  $B/B$ 停止に伴う CRD の熱膨張が出力係数にどれ程影響するかを評価したので報告する。

評価条件

- (1) 出力上昇パターン、出力係数測定データは、第5サイクル BOC の実績を使用。
- (2) CRD の停止後の経過時間に対する熱膨張率は第4サイクル  $B/B$ 停止試験結果を使用。

評価結果

- (1)  $B/B$ 停止期間中の CRD の熱膨張率（第4サイクル実績） 0.02 mm/hr/CRD
- (2) 第5サイクル BOC での出力係数（13～100 MWt）  $-4.36 \times 10^{-3} \%^{4K}/K/MWt$
- (3) 第5サイクル BOC で  $B/B$ を停止した場合の出力係数（推定値）  $-4.55 \times 10^{-3} \%^{4K}/K/MWt$
- (4)  $B/B$ 停止に伴う CRD 熱膨張の出力係数に対する影響

(2)、(3)より出力上昇時  $B/B$ が作動状態であった時と停止状態であった時との出力係数を比較すると、 $B/B$ 停止により出力係数は約4%過大評価が見込まれる。しかし、通常の出力係数は10 MWt 毎の測定結果を基に算出しており、その間の CRD の熱膨張量は約0.04 mm/CRDである。又、本検討に用いた  $B/B$ 停止時の温度分布は第4サイクルのもので、実際は、バイパスライン設置等の対策により回転プラグの温度上昇は、第4サイクルのものより1桁程度小さくなる。従って現在予定されている出力上昇期間内での  $B/B$ 停止による出力係数への影響は無視できると思われる（制御棒位置指示計読取誤差以下）。

参考文献

- (1) 技術課メモ 技-59-125
- (2) 原13Gr 原1(3)-236  
(技-59-273)

表1 第5サイクルBOC出力係数測定データ

## (1) 炉入口Na温度370℃安定時

	59年9月4日13時00分			炉出力：13.02 MWt		
制御棒番号	1	2	3	4	5	6
位置指示値 (mm)	493.0	493.0	493.0	491.0	491.0	490.9
制御棒価値 (% <sup>Δ</sup> K/K)	0.33227	0.33173	0.31384	0.34699	0.34982	0.34850
補正前余剰反応度 (% <sup>Δ</sup> K/K)				2.02315		
炉容器入口Na温度補正	Aループ(℃)	Bループ(℃)	A・B平均(℃)	温度補正量 (% <sup>Δ</sup> K/K)		
	370.8	369.0	369.9	-0.00043		
燃焼補正	積算出力 (MWD)			燃焼補正量 (% <sup>Δ</sup> K/K)		
	0.0			0.0		
温度・燃焼補正済余剰反応度 (% <sup>Δ</sup> K/K)				2.02272		

## (2) 100 MW 安定時

	59年9月6日12時00分			炉出力：100.27 MWt		
制御棒番号	1	2	3	4	5	6
位置指示値 (mm)	512.1	512.3	512.1	512.0	514.5	512.3
制御棒価値 (% <sup>Δ</sup> K/K)	.27008	.26909	.25454	.27626	.27084	.27553
補正前余剰反応度 (% <sup>Δ</sup> K/K)				1.61634		
炉容器入口Na温度補正	Aループ(℃)	Bループ(℃)	A・B平均(℃)	温度補正量 (% <sup>Δ</sup> K/K)		
	371.1	368.6	369.6	-0.00043		
燃焼補正	積算出力 (MWD)			燃焼補正量 (% <sup>Δ</sup> K/K)		
	108.1			0.02594		
温度・燃焼補正済余剰反応度 (% <sup>Δ</sup> K/K)				1.64185		

$$\text{出力係数} = -4.36 \times 10^{-3} \%^{\Delta}K/K / \text{MW}$$

表2 B/B停止の場合の100 MW安定時のデータ(推定値)

	年 月 日 時 分			炉出力: 100.27 MWt		
制 御 棒 番 号	1	2	3	4	5	6
位 置 指 示 値 (mm)	513.0	513.2	513.0	512.9	515.4	513.2
制 御 棒 価 値 ( $\% \text{ } ^{4}\text{K}/\text{K}$ )	0.26731	0.26633	0.25190	0.27341	0.26802	0.27264
補 正 前 余 剰 反 応 度 ( $\% \text{ } ^{4}\text{K}/\text{K}$ )				1.59961		
炉 容 器 入 口 Na 温 度 補 正	A ループ(°C)	B ループ(°C)	A・B 平均 (°C)	温 度 補 正 量 ( $\% \text{ } ^{4}\text{K}/\text{K}$ )		
	371.1	368.6	369.9	-0.00043		
燃 焼 補 正	積 算 出 力			燃 焼 補 正 量 ( $\% \text{ } ^{4}\text{K}/\text{K}$ )		
	108.1			0.02594		
温 度 ・ 燃 焼 補 正 済 余 剰 反 応 度 ( $\% \text{ } ^{4}\text{K}/\text{K}$ )				1.62512		

$$\text{出力係数} = -4.55 \times 10^{-3} \text{ } \% \text{ } ^{4}\text{K}/\text{K} / \text{MWt}$$

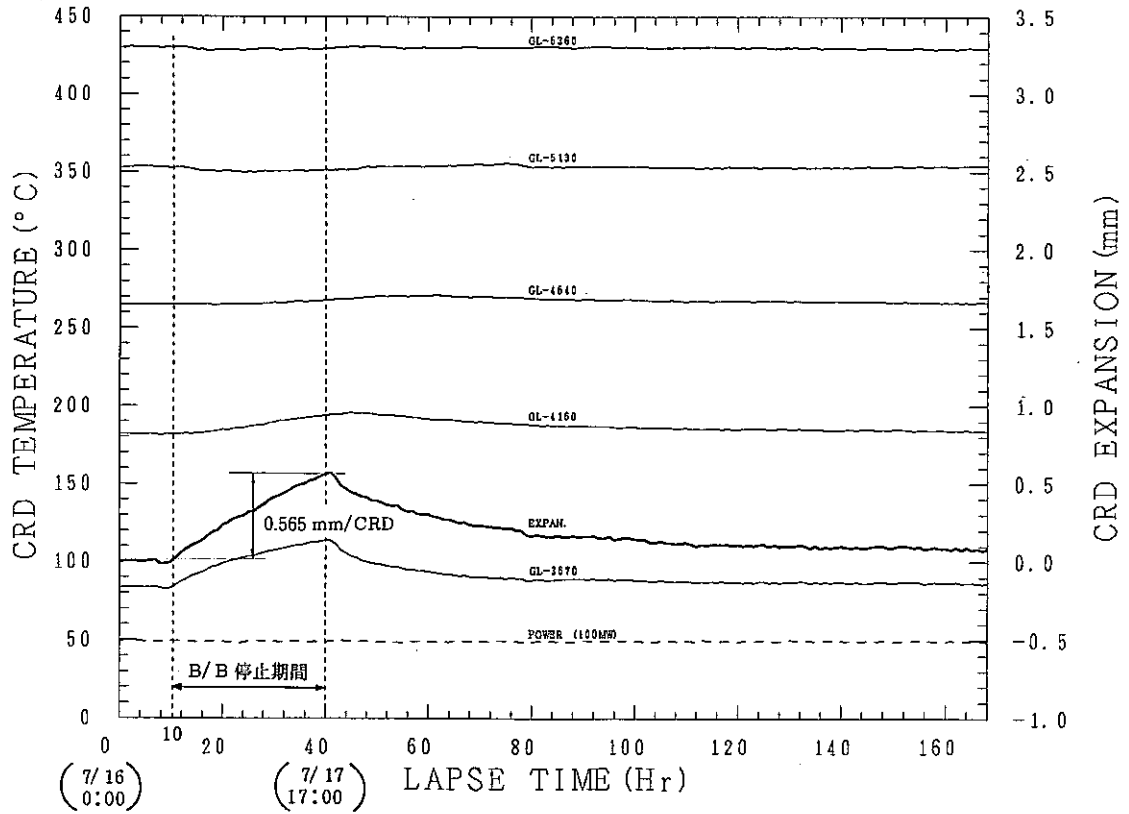


図1 第4サイクルB/B停止試験時、前後の炉心上部機構温度変化およびCRD熱膨張量変化

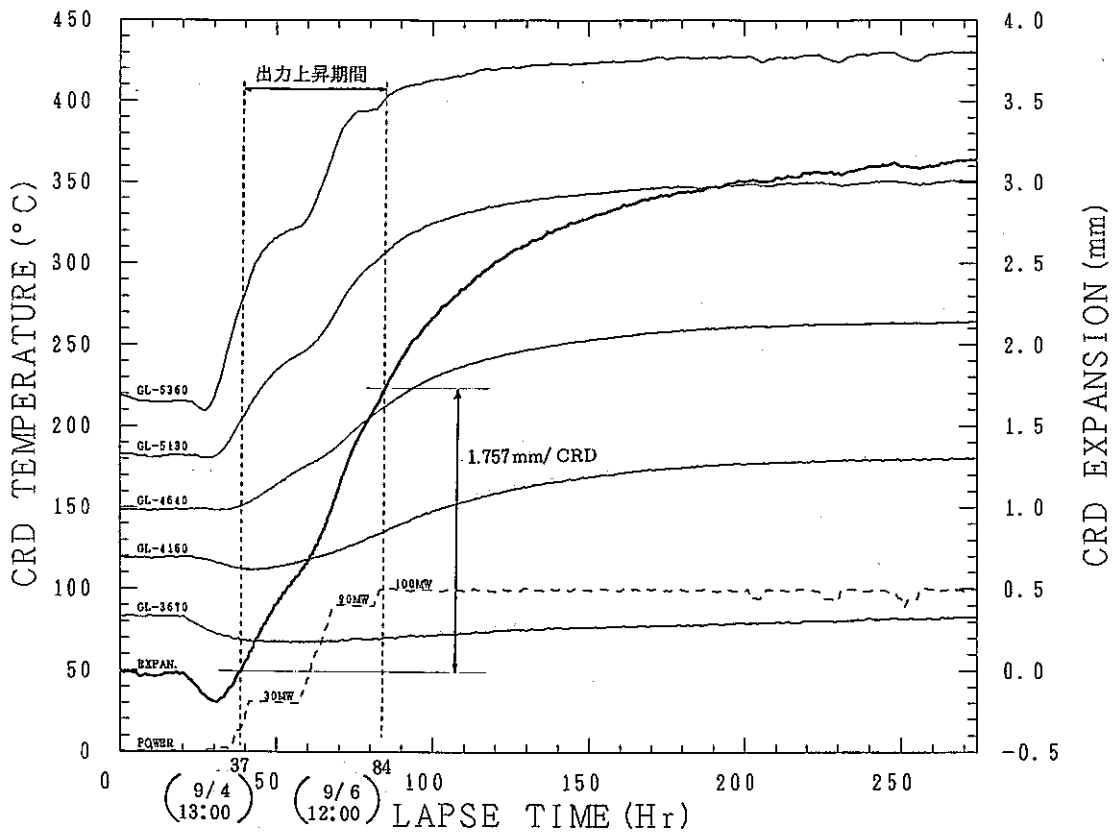


図2 第5サイクル出力上昇時の炉心上部機構温度変化およびCRD熱膨張量変化

## 6. 高速実験炉のプラント遮蔽特性測定

本章は、MK-II炉心のプラント遮蔽特性の評価・解析のために実施された試験研究成果の速報をまとめたものである。

## 6.1 炉上部ピット蓋撤去運転時の遮蔽特性

報告者：鈴木 s (計測 Gr.)

(はじめに)

炉上部ピット蓋撤去定格サイクル運転の可能性をプラント遮蔽特性の観点から検討した。従来の回転プラグ側面中性子遮蔽(第Ⅰ, Ⅱ期)に加え, 第Ⅲ期追加遮蔽の効果も考慮してピット蓋撤去100MWt定格出力運転時の空間線量率を予測し, 問題なしとの結果が得られたのでこれを報告する。

(検討結果等)

### ① 第Ⅲ期遮蔽体設置位置等

回転プラグ側面の既設中性子遮蔽体上にグラスウール袋入りホウ素含有ポリエチレン粒子(ホウ素含有量8.2wt%)計991kgを追加中性子遮蔽体として設置した。(昭和59年11月施工)(図1参照)

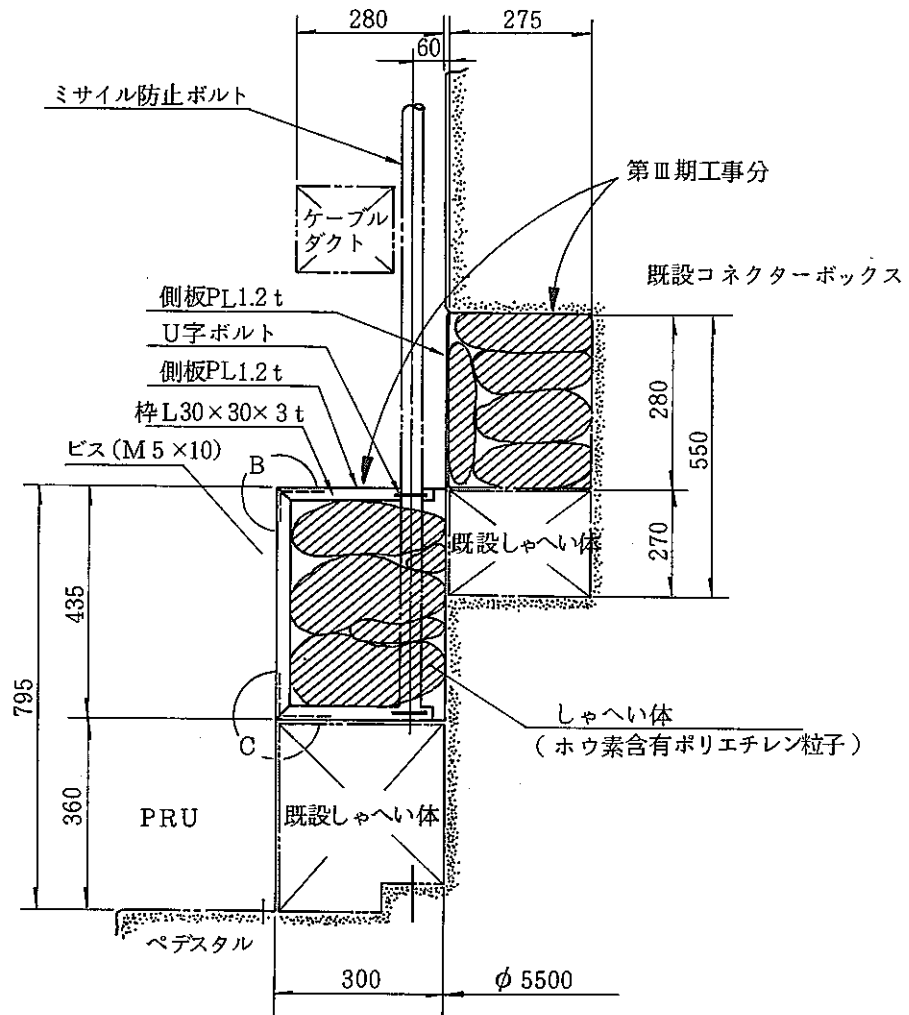
### ② 上記の追加中性子遮蔽設置前後のRPUのグレーチング部の線量率を表1に示す。第Ⅲ期工事により中性子線率, ガンマ線量率とも約1/2に低下した。RPUのペDESTAL上空間線量は, 約20mrem/hに低減し, さらにグレーチングレベル全域でC区域の線量率区分である32mrem/h以下が, 満足できるようになった。

### ③ ピット蓋撤去定格運転時の予測線量率

プラント全域で各室毎に定められた遮蔽設計区分値を満すことが可能である。新たに, 図3に示すようなC区域(32mrem/h以下)を設定してもその遮蔽設計区分値を超えることはない。また, 保全区域, 周辺監視区域における空間線量率やスカイシャインについても問題とはならないという結果が得られた。

(結論)

第Ⅲ期中性子遮蔽工事によりRPU内のグレーチングレベルに新たにC区域を設定することが可能となった。また炉上部ピット蓋撤去定格サイクル運転は, プラント遮蔽特性の観点からは, 何ら問題ない。



遮蔽体：グラスウール袋入ホウ素含有ポリエチレン粒子

- 総重量 991 kg
- ポリエチレン内ボロン含有量 8.2 wt%

図1 回転プラグ廻り追加遮蔽工事（第Ⅲ期分）



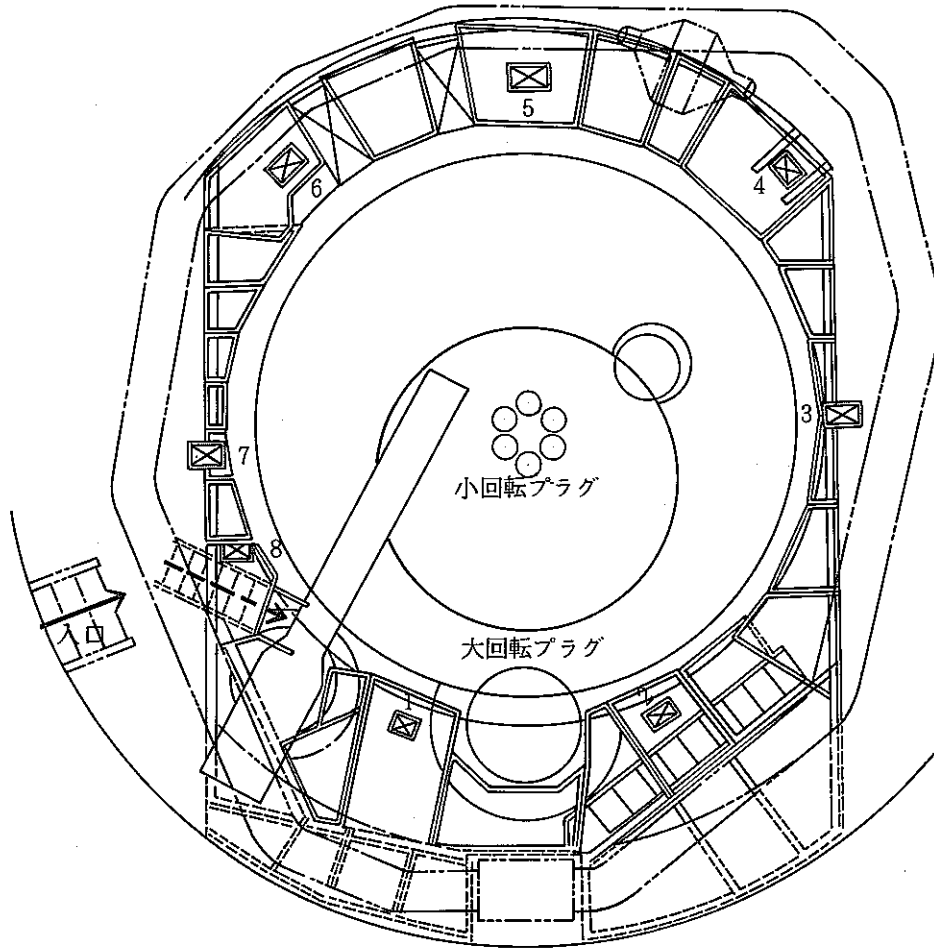
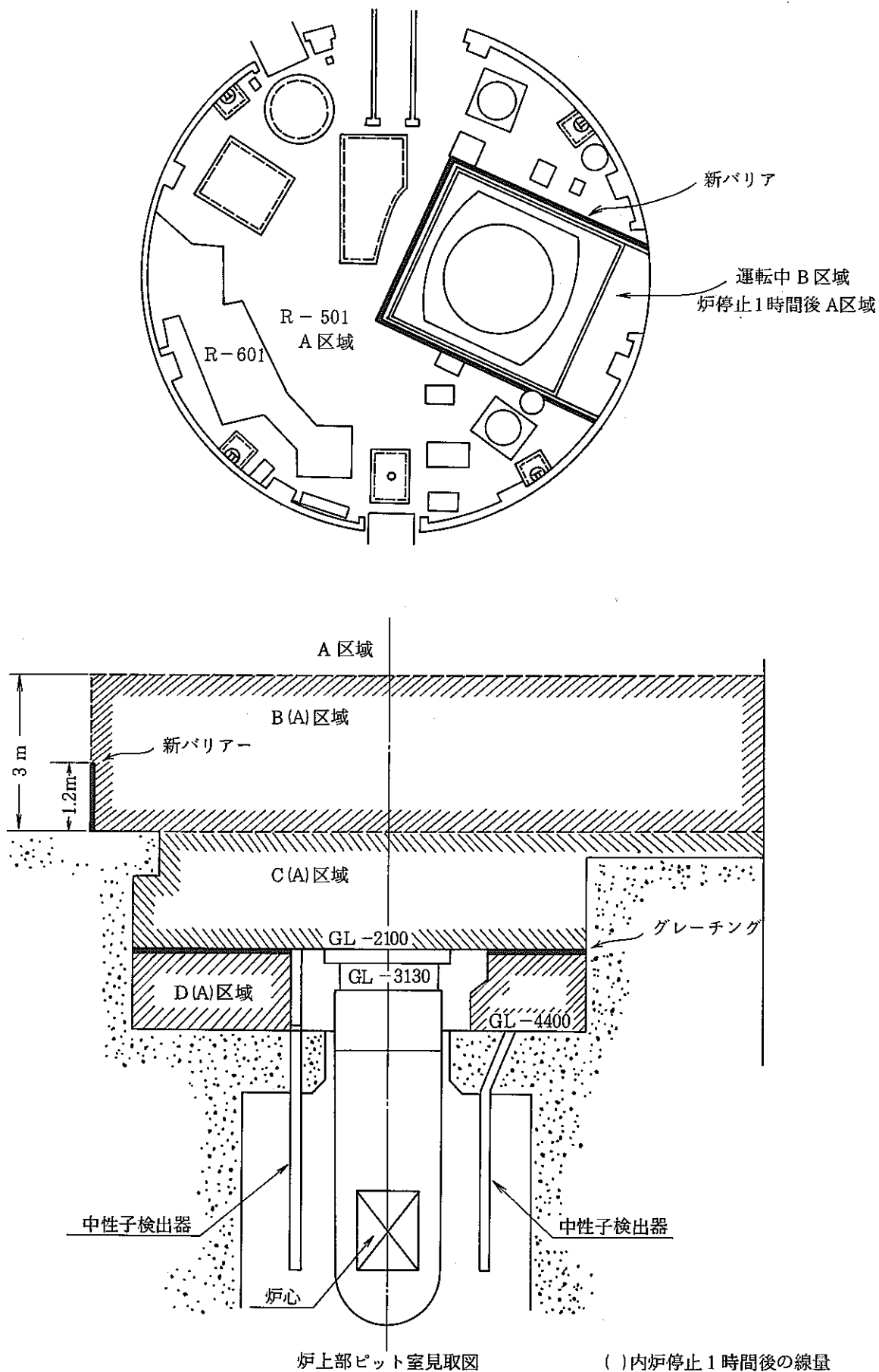


図2 RPUグレーチング部の線量率測定ポイント

表1 第Ⅲ期遮蔽前後のRPUグレーチング部の線量率変化

測定 ポイント	n 線量率 (mrem/h)			測定 ポイント	r 線量率 (mR/h)		
	第4*サイクル	第5*サイクル	第6サイクル		第4*サイクル	第5*サイクル	第6サイクル
1	45	50	25	1	8.0	9.5	5.0
②	30	35	15	②	6.8	7.8	4.5
③	12	15	7.0	③	4.0	5.5	3.0
4	35	35	20	4	6.5	8.0	4.5
⑤	30	35	15	⑤	5.0	5.8	3.2
⑥	35	30	15	⑥	6.5	6.8	2.7
⑦	35	40	15	⑦	6.0	7.0	3.0
⑧	35	35	18	⑧	6.7	8.0	3.8

\* 第Ⅲ期工事前



炉上部ピット室見取図 ( )内炉停止1時間後の線量率区分  
 図3 ピット室内線量率(変更後)

## 6.2 格納容器床下の中性子反応率測定結果(1)

報告者：鈴木 s, 小林, 大戸, 山縣 (計測 Gr.)

### (概要)

MK-II 炉心における一次主冷却配管の生体しゃコン貫通部の中性子ストリーミングを評価するため、格内床下各室で Ag, Ta, Ir 放射化箔を照射し (n,  $\gamma$ ) 反応率を測定した。

(foil 照射は、第 5 サイクル中行った。)

### (目的)

FFD (DN) 法の B/G 低減, IHX での 2 次系 Na 放射化量の低減のために生体しゃコンからの中性子ストリーミングの追加遮蔽工事を計画している。このための基礎データ採取および B 側ループに設置を予定している新 FFD (DN 法) の設置位置の中性子強度を評価するため本測定を行った。

今回の測定では、DN 法の中性子遮蔽上問題となる共鳴領域の中性子強度を測定するため、Ag, Ta, Ir foil を 0.5 mm の Cd でカバーして照射した。Ag, Ta, Ir 各 1 枚を 1 セットとして 17 セットを使用して、 $^{109}\text{Ag} (n, \gamma) ^{110m}\text{Ag}$ ,  $^{181}\text{Ta} (n, \gamma) ^{182}\text{Ta}$ ,  $^{191}\text{Ir} (n, \gamma) ^{192}\text{Ir}$  反応率を測定評価した。

### (結果)

図 1, 2 に一次主冷却系(A)と(B)側の各位置における反応率測定値を示す。これらの結果の要約は、以下の通りである。

- ① 中性子ストリーミングの出口である生体遮蔽コンクリート貫通部で反応率は、最大であり、B 側の方が約 1 桁高い値が得られた。
- ② A 側 FFD (DN) 装置遮蔽体上面では、生体遮蔽コンクリート貫通部での反応率の 0.05 ~ 0.1 であった。
- ③ B 側 FFD (DN) 法の設置予定位置 (Hot leg の IHX への入口立上がりエルボ一部) の中性子強度は、A 側 FFD 位置の約 1/70 と予測される。

一次冷却系主配管(A)

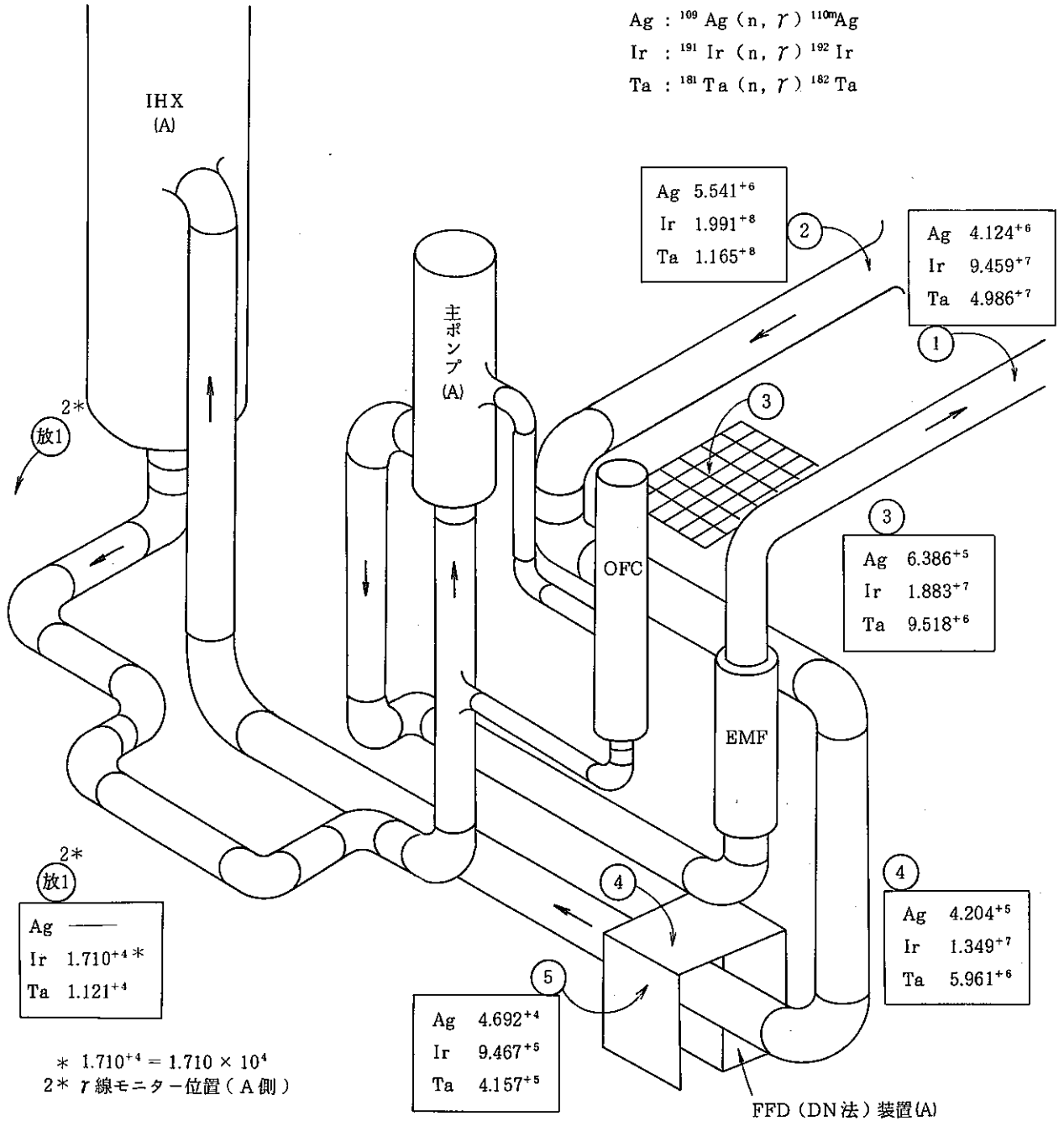


図1 反応率測定値 ( $\times 10^{-24}$  reaction/sec/atom/100 MWt)

一次冷却系主配管(B)

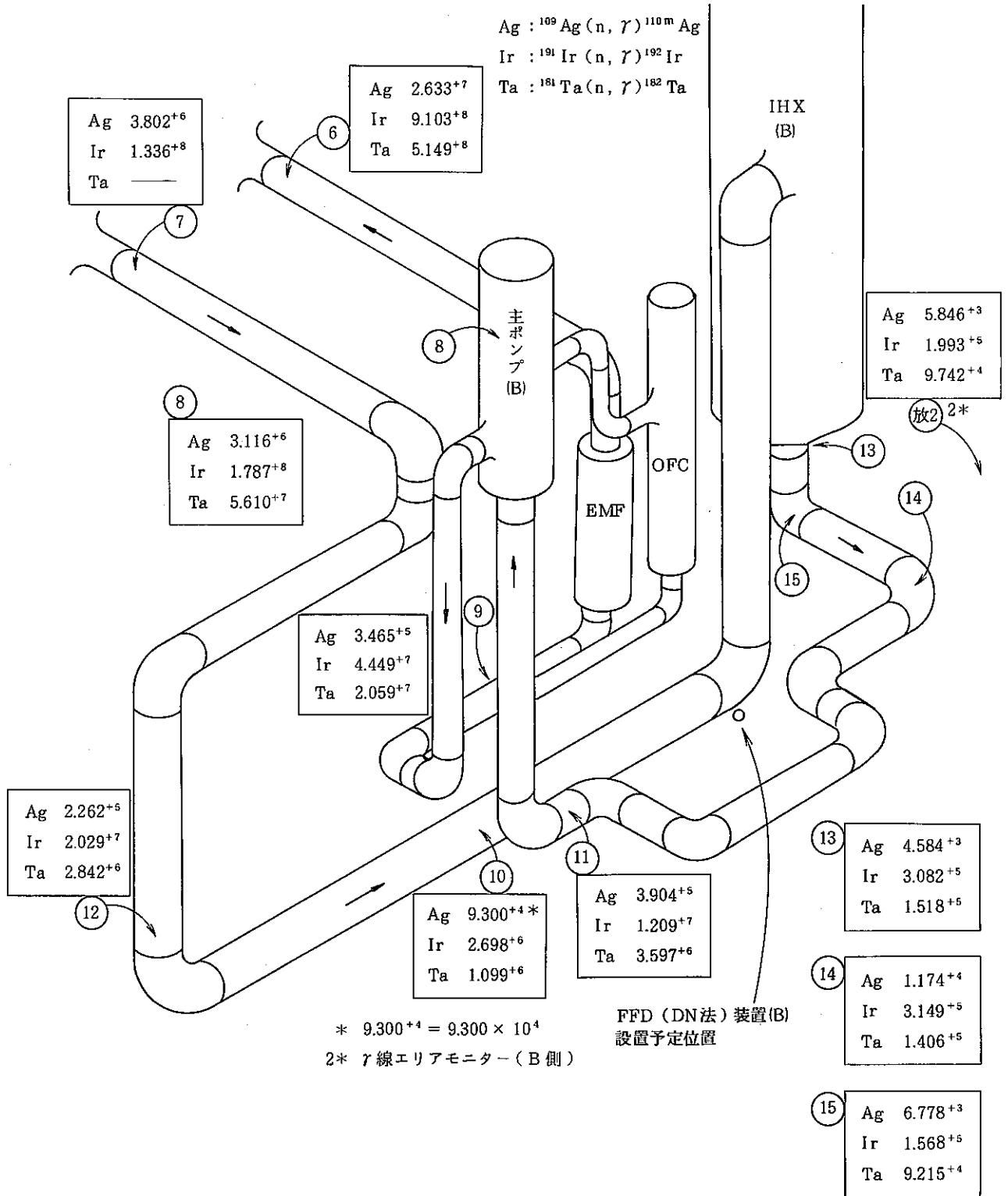


図2 反応率測定値 ( $\times 10^{-24}$  reaction/sec/atom/100 MWt)

## 7. 高速実験炉のプラント諸特性の測定解析

本章は、高速実験炉のプラント諸特性を把握するために実施された各種試験研究により得られた成果の速報をまとめたものである。

## 7.1 模擬電喪信号によるベーン開度測定結果

報告者：高橋（異常監視技術 Gr.）

## 1. 概要

MK-Ⅱ第7サイクル主送風機入口ベーン・ダンパ開度特性試験結果に基づき、各種設定値を制御系へ設定した後、模擬電喪信号によるベーン開度測定を実施したので、その結果を報告する。

## 2. 測定内容

各 DHX 用の比率 ( $\alpha$ ) と、電喪時におけるベーン開度の上限値 (ML, MH) を制御系に設定した後、模擬電喪信号を印加して以下の測定を実施する。

- ① 冷却材温度「高」の状態ではベーン開度  $6.5 \pm 1\%$  の確認。
- ② 冷却材温度「低」の状態ではベーン開度  $0 \pm 1.5\%$  の確認。
- ③ ①、②のベーン開度が誤差範囲外の場合には修正を実施する。

## 3. 測定結果 (\*印は、修正値設定後の動作結果)

DHX No	ベーン開度 (%)		設定値 (%)	
	「高」	「低」	ML	MH
1 A	*6.5	1.0	*87.52	92.76
2 A	*7.5	1.1	84.51	91.43
1 B	*6.3	*0.7	*87.00	*92.40
2 B	*6.8	*2.0	*89.00	*92.20

## 4. 結論

今回の測定結果は、ベーン開度 6.5% においては 7.5 ~ 9.1% 開度の結果が得られ設定値の修正を実施した。ベーン開度  $\pm 1.5\%$  においても高目の結果が得られ、2 B ベーンにおいては 2% という開度が最終値となった。

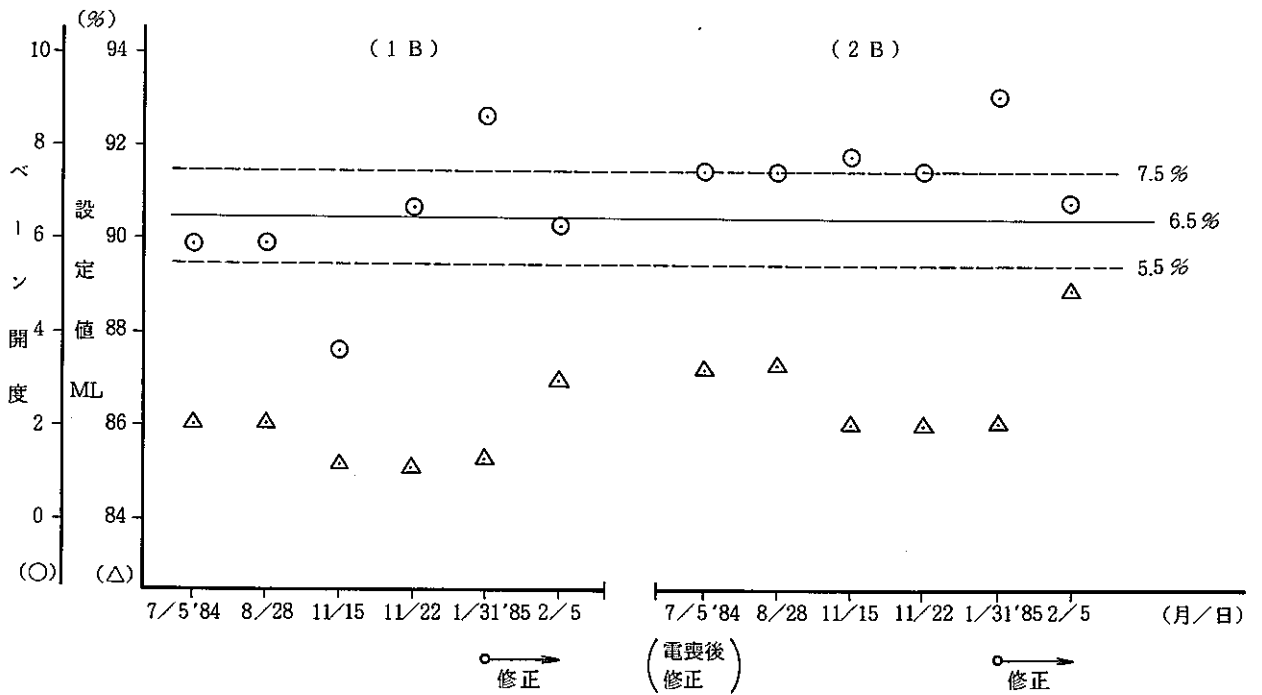
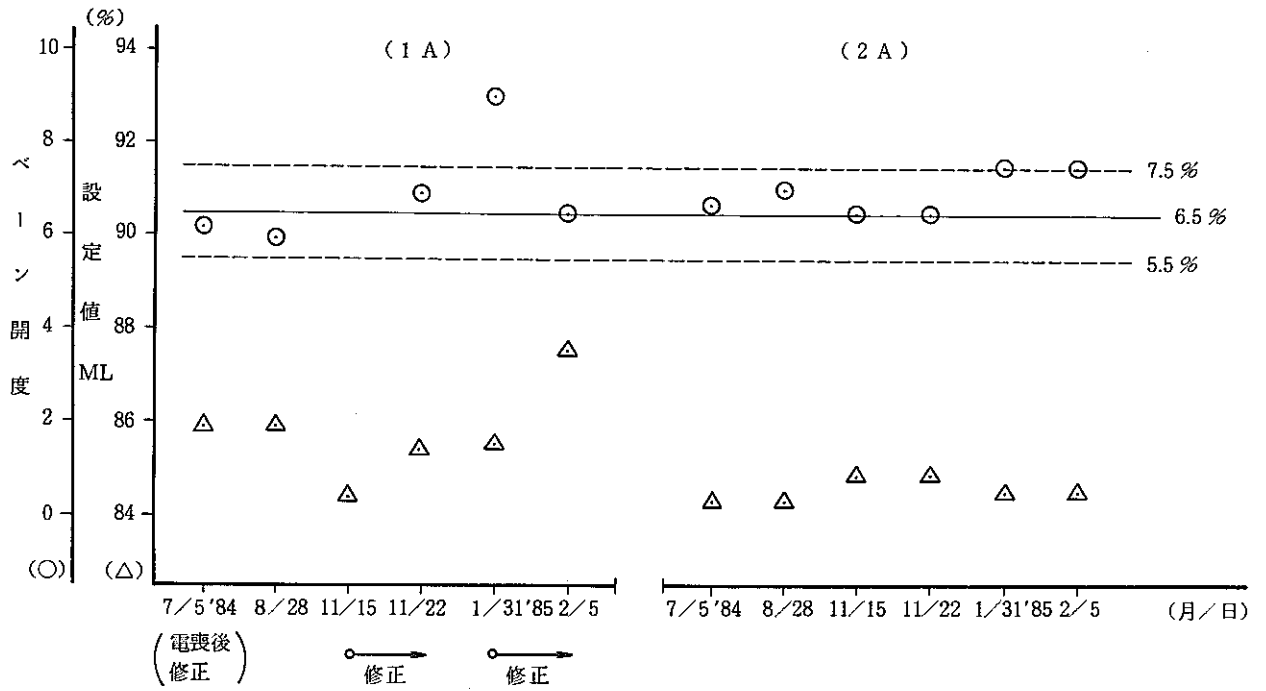


Fig. 1 模擬電費信号によるベーン開度測定結果 (ベーン開度 6.5 ± 1% の調整)



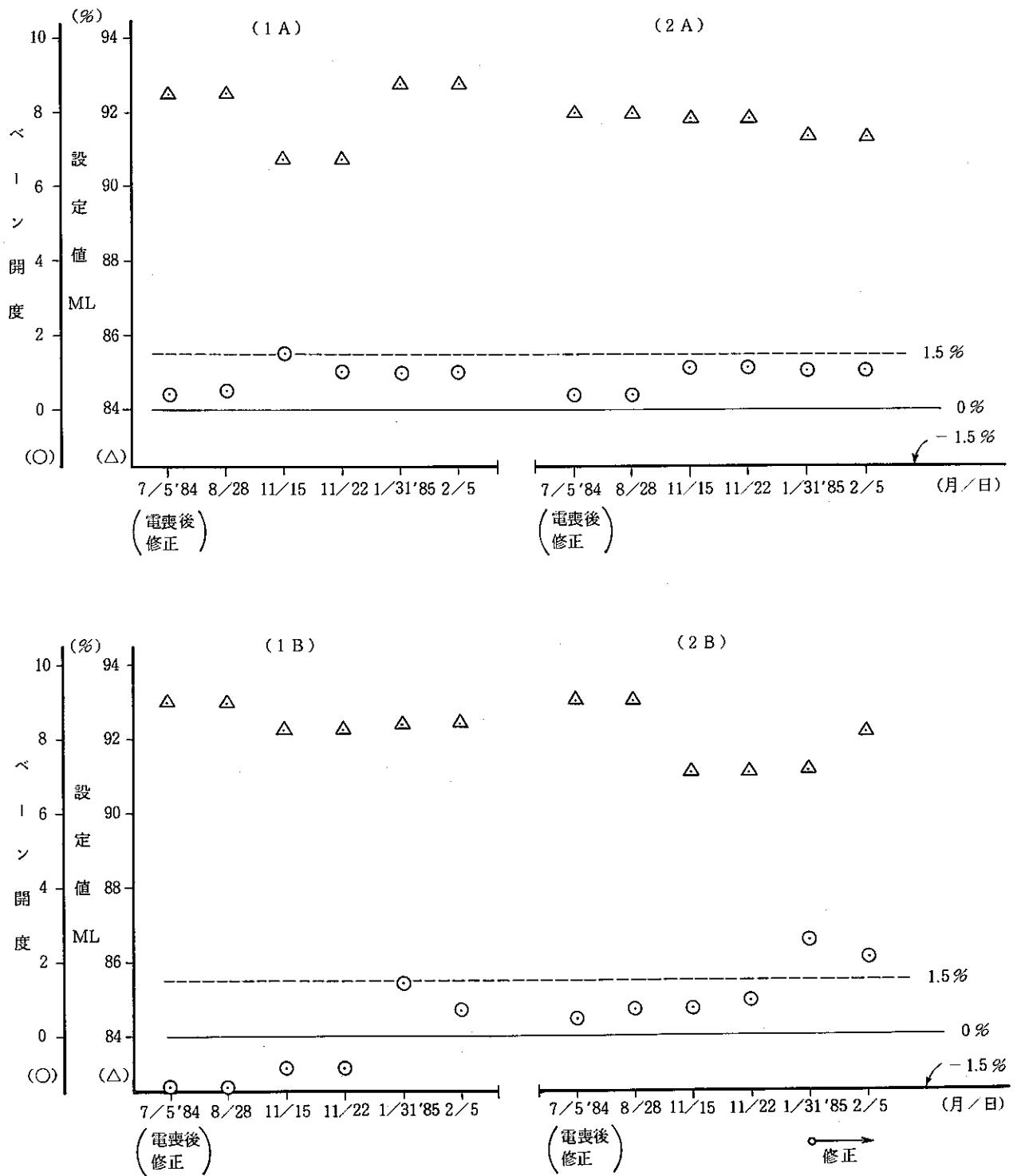


Fig. 2 模擬電喪信号によるベーン開度測定結果 (ベーン  $0 \pm 1.5\%$  の調整)

## 7.2 主送風機入口ベーン・ダンパ開度特性試験結果

報告者：高橋（異常監視技術 Gr.）

主送風機入口ベーン・ダンパ開度特性試験の結果を示す。

本試験は、MK-II第7サイクル起動前に行なわれたもので、2次冷却材温度制御系の制御信号を連続的に変化させ、主送風機入口ベーンおよびダンパの開度を「全閉」から「全開」へ、「全開」から「全閉」へと動作させ、制御信号に対する開度特性を測定する目的を持つ。

試験の内容と結果を以下に示す。

## ① ベーン・ダンパ動作状態

全ベーン・ダンパとも全制御領域にわたって動作は滑らかであった。

## ② ヒステリシス

前回値（S 59. 11. 15）に比較し、1A、1Bベーンのヒステリシスがやや大き目であった。ダンパについては前回値と比較してやや小さ目であった。

## ③ オーバーラップ領域

オーバーラップ領域は前回の調整値と今回の解析結果とに偏差があるため、ソフト（OPC）による調整を要することが判った。

比率設定器の新比率 $\alpha$ を以下に示す。

$$1A = 1.078 \quad 1B = 1.053$$

$$2A = 1.065 \quad 2B = 1.068$$

## ④ 2次主循環ポンプトリップ時のベーン開度の上、下限値

ベーン開度の上限值、下限値を設定するため、調節計設定値をOPCにより調整する必要があることが判った。

	1A	2A	1B	2B
上限値 (ML)	85.52	84.51	85.29	86.14
下限値 (MH)	92.76	91.43	92.30	91.12 (%)

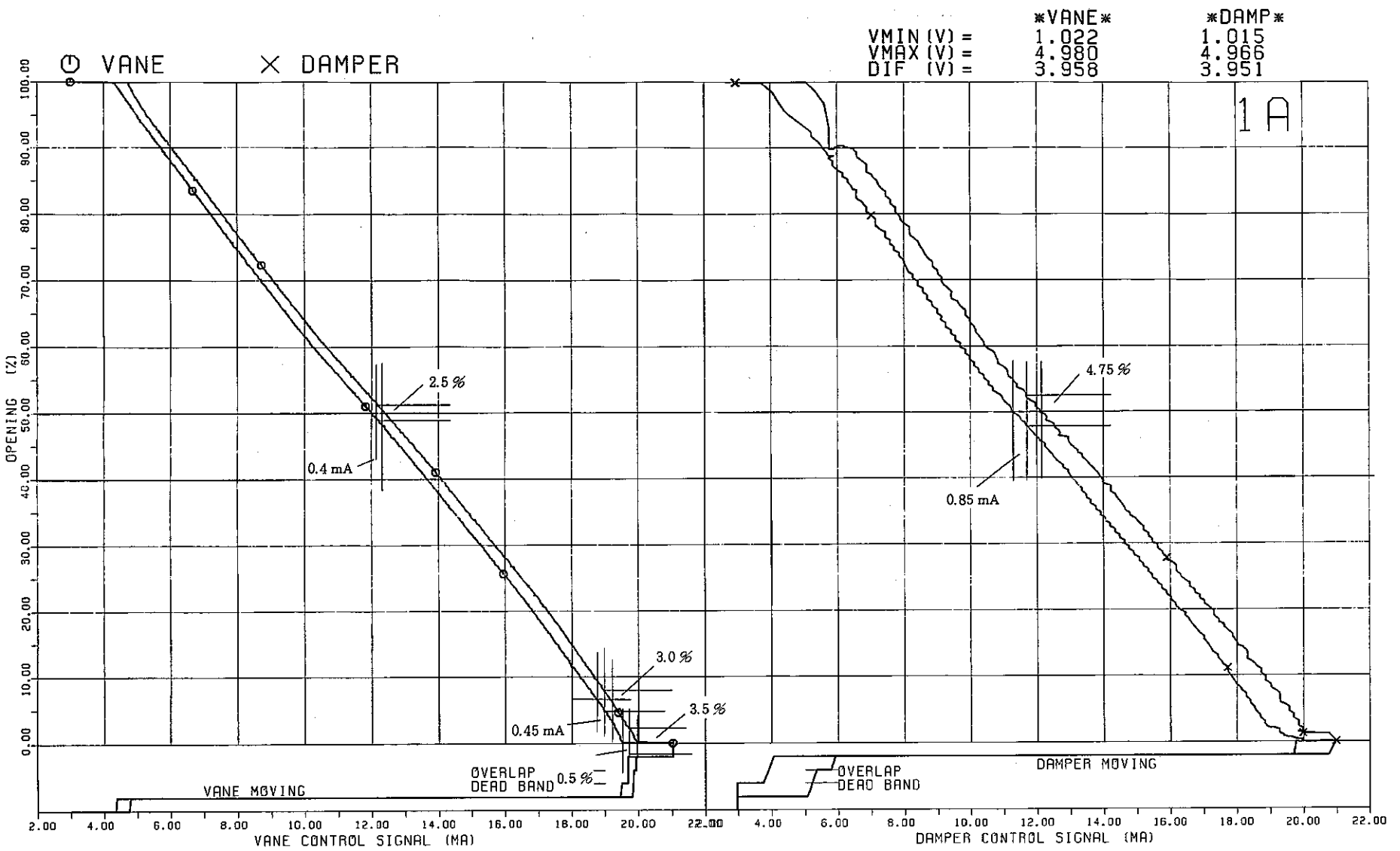


FIG. 1 VANE, DAMPER CHARACTERISTIC (1985. 1.31)

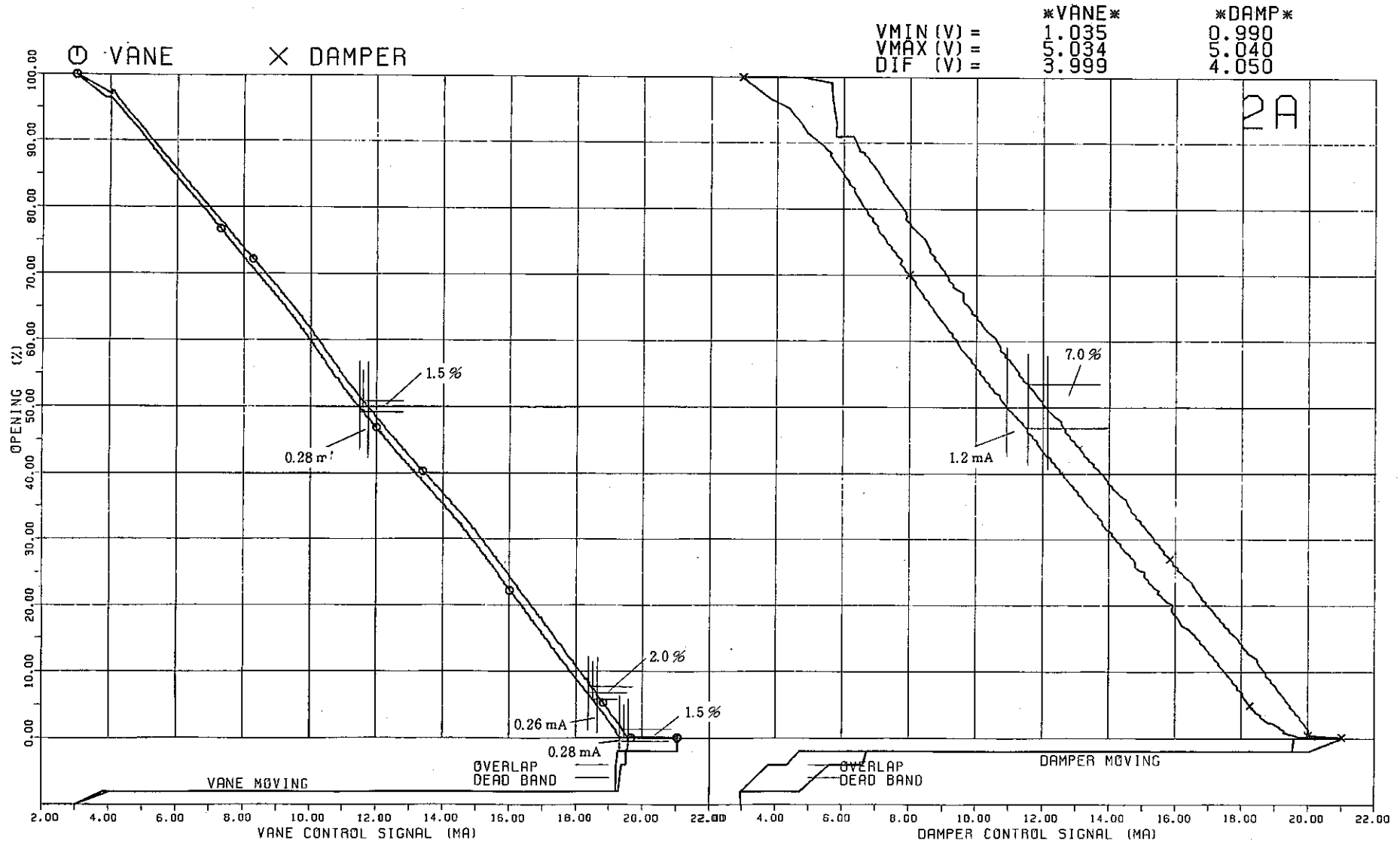


FIG. 2 VANE, DAMPER CHARACTERISTIC (1985. 1.31)

## 7.3 MK-II 第7サイクル炉心集合体出口冷却材温度予測

報告者：阿部（炉心・運転計画 Gr.）

## 1. 目的

MK-II 第7サイクル炉心の燃料集合体出口冷却材温度を予測し、集合体出口温度計装の警報値算出に資する。

## 2. 方法

運転監視用コード“MAGI”による予測計算結果を用いる。

但し，“MAGI”の予測値は過去の経験から実測値と必ずしも一致しないため次の手法を用いる。

第6サイクルまでの過去の予測値（MAGI 計算値）と実測値を用いて次式により求める。

$$T_F(N) = \frac{\sum_{i=0}^{N-1} P(i) \times R(i)}{\sum_{i=0}^N P(i)} \times Q_C(u) \times \left\{ T_C(N) - T_{in} \right\} + T_{in}$$

ここに、 $P(i) = (i+1)^2$

$$R(i) = \left\{ T_M(i) - T_{in} \right\} / \left\{ T_C(i) - T_{in} \right\} / Q_C(i)$$

N : 注目サイクル番号 (7)

P : 重み

R : 温度比

$T_M$  : 実測温度

$T_C$  : MAGI 計算温度

$T_{in}$  : 入口温度

$Q_C$  : 集合体流量 (MAGI 計算値)

$T_{FN}$  : 第Nサイクル予測温度

## 3. 結果

結果を Fig. 1 に示す。

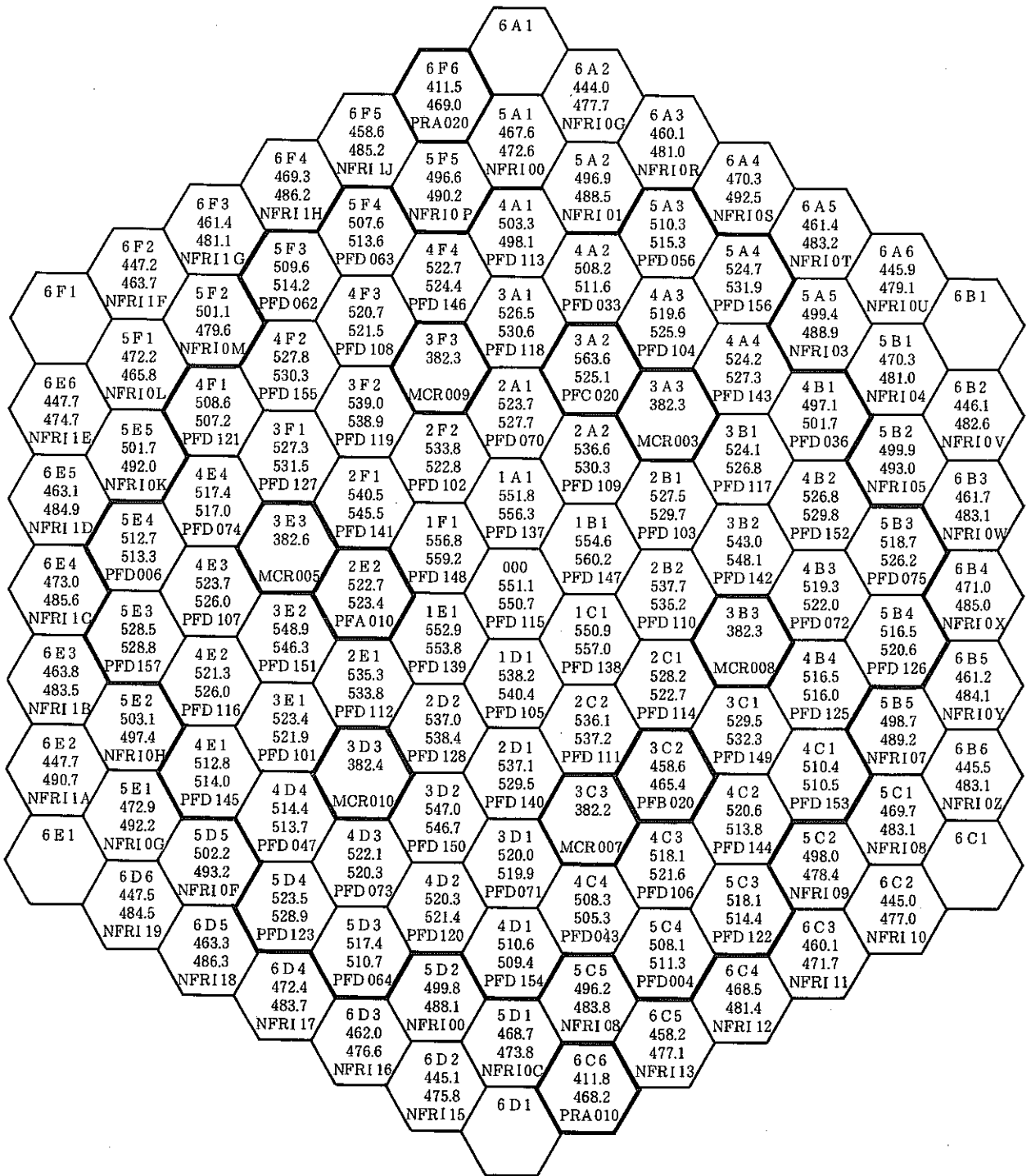


Fig. 1 第7サイクルS/A出口温度，予測値とMAGI計算値

7.4 M系列・安定性試験結果 (MK-II 第6サイクル)

報告者：庄野，玉山 (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. 試験及び解析方法

① M系列試験

- 原子炉出力 95 MWにおいて，主冷却器入口ベーンに M系列小外乱を印加し，ベーン開度対 DHX 出口 Na 温度の応答より DHX モデルを作成する。
- 作成した DHX モデルとドライブユニット及び調節計のモデルを組合せ，調節計の比例ゲイン ( $K_p$ ) と積分定数 ( $T_i$ ) をパラメータとして，ゲイン余裕及び位相余裕を求める。
- 現在の制御定数が，安定領域内にあることを確認する。

② 安定性試験

95 MW出力において，主冷却器出口 Na 温度調節計の設定値をステップ状に変更し，プラント各部の応答を調べる。試験は 4 ケース実施し，各ケースの制御定数は M系列試験解析結果より設定する。プラント安定性の判定基準としては，減幅比  $\leq 0.25$  とする。

3. 試験結果 (試験日時 M系列 …… 1984. 12. 4, 安定性 …… 1984. 12. 6)

- Fig. 1 に主冷却器 1 A のゲイン余裕・位相余裕を示す。(ケース 1 が通常時の制御定数)
- 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，第 5 サイクルの値に比べて減少したが，安定領域内にある。

	1 A	2 A	1 B	2 B
比例ゲイン ( $K_p$ )	2.5 ( 2.9)	2.4 ( 2.9)	2.0 ( 2.4)	2.1 ( 2.5)
ゲイン余裕 (dB)	11.5 (12.2)	8.9 (11.5)	8.3 (10.8)	7.8 (11.6)

( )内は第 5 サイクルでの値

- 定格第 1 ～第 6 サイクルのゲイン余裕経時変化を Fig. 2 に示した。
- 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 Fig. 3 に示す。(全 3 ケース)
- いずれの試験ケースにおいても，温度外乱は数分で安定状態に達した。

M-SEQ TEST (95MMW) V 0V1A-TD1A VANE 43.1%

TDIF= 0.0  
KV= 6.94 TRUV=10.00 TDV= 0.50  
KAC=0.57 ZIIIA=0.950 CUTF=0.0104 TD= 6.51  
KIHX=0.0 TIHX= 0.0 KIN= 0.0 TIN= 0.0  
DLYLP= 0.0

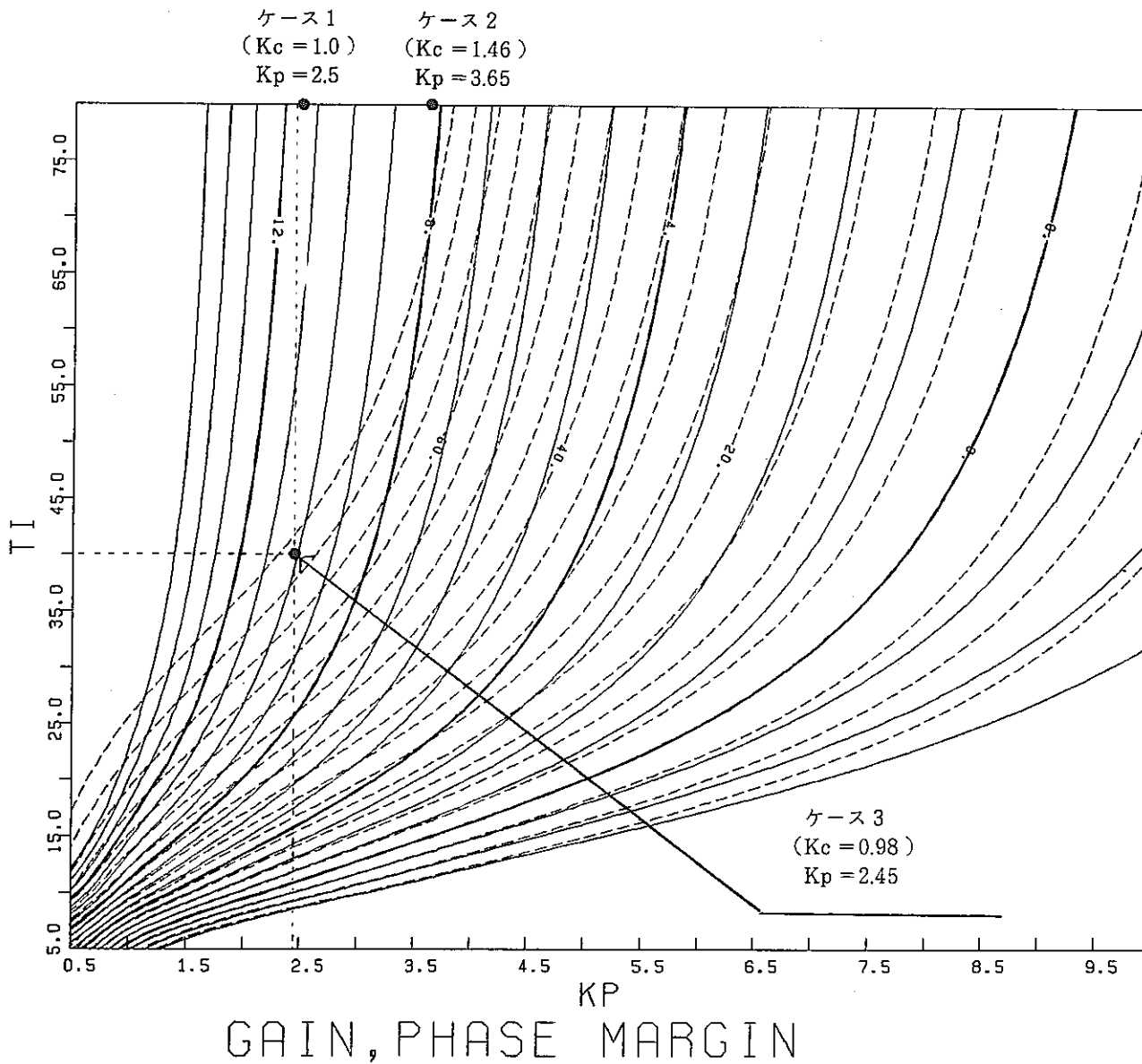


Fig. 1 主冷却器1A ゲイン余裕, 位相余裕 (第6サイクル)



### M-SEQ TEST RESULTS

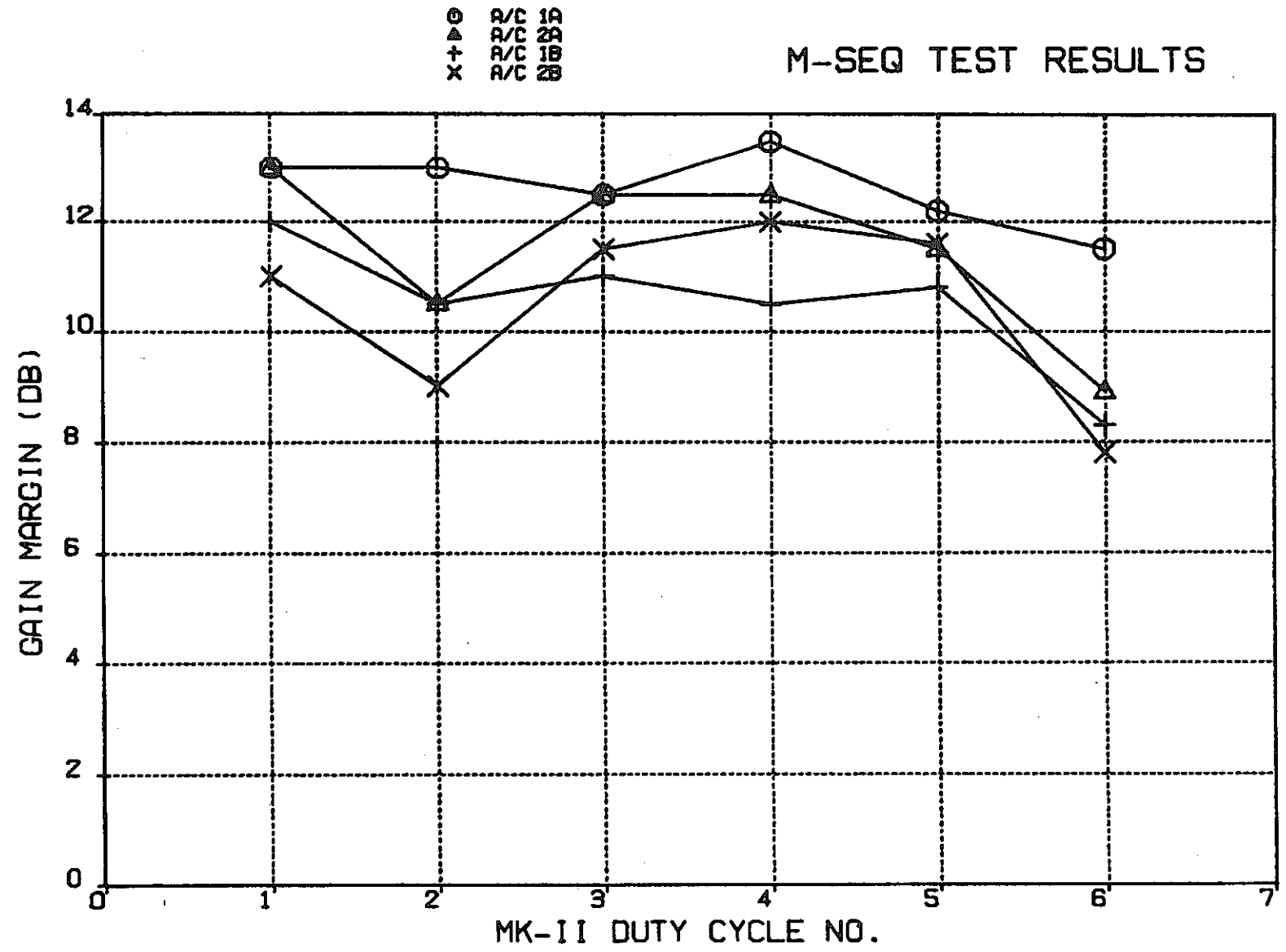


Fig. 2 ゲイン余裕 経時変化 (定格第1~第6サイクル)  
〔M系列試験解析結果〕

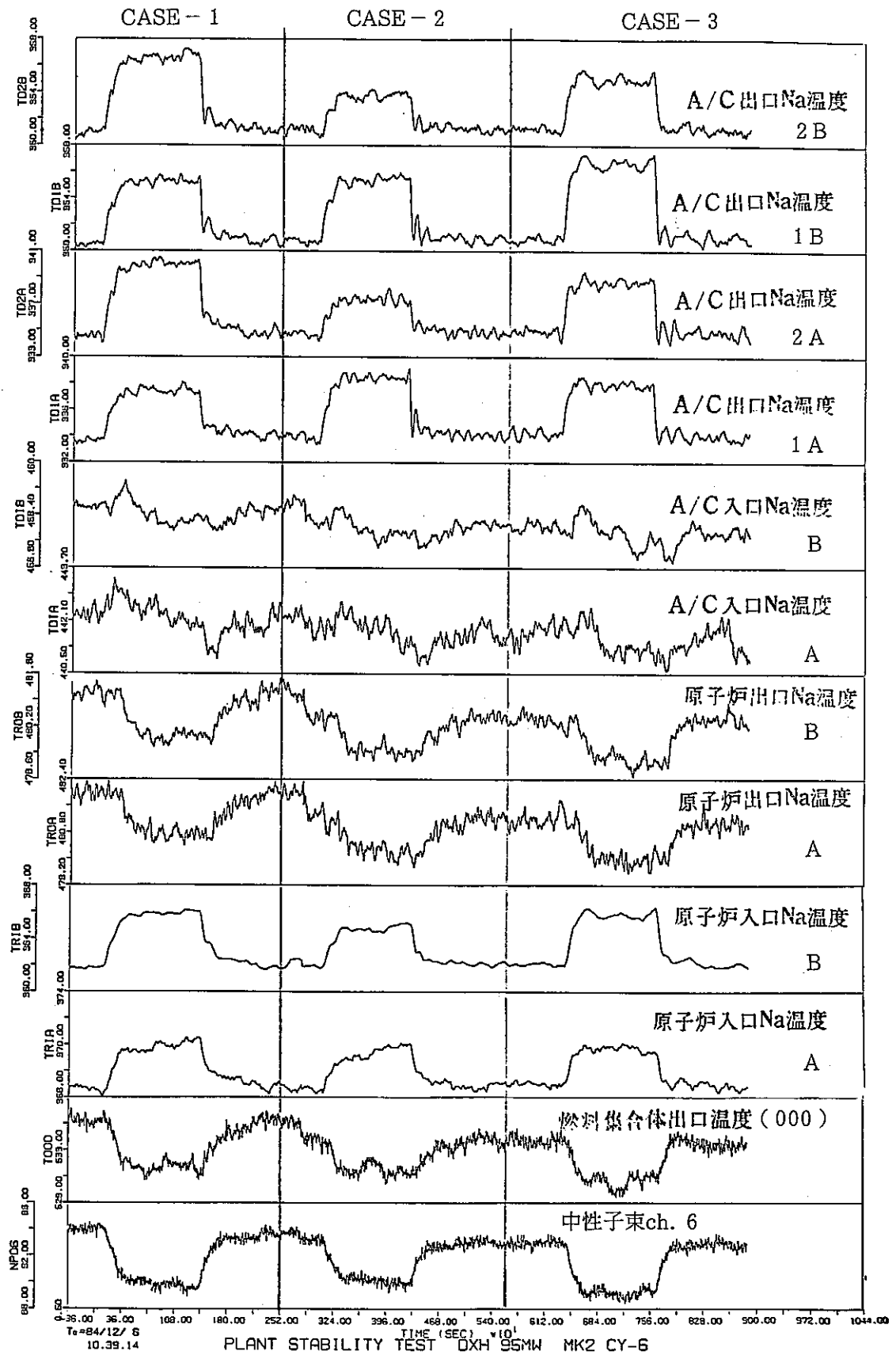


Fig. 3 安定性試験 (MK - II 第 6 cy. 1984. 12. 6)

### 7.5 MK-II第7サイクル炉心系統圧損測定結果

報告者：村田（プラントGr.）

MK-II第7サイクル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

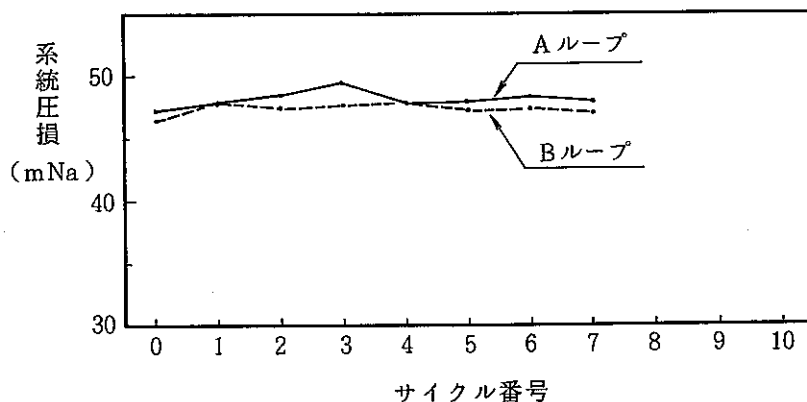
昭和60年2月8日

2. 炉心体系

構成要素名	員数	装荷位置
炉心燃料集合体	64	
特殊燃料 A 型	1	2E2
” B 型	1	3C2
” C 型	1	3A2
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

3. 測定結果

定格流量（1260 m<sup>3</sup>/h）における系統圧損は A ループ 47.9 mNa, B ループ 47.0 mNa である。MK-II 炉心移行後の系統圧損の変化を下図に示す。



4. 評価

- (1) 定格運転時の系統圧損は, A, B ループとも運転制限値（20.9 mNa）を十分満足した。
- (2) 第7サイクルの系統圧損は, 第6サイクルよりも 0.35 mNa 低い（A, B 平均値）。

## 7.6 第2回回転プラグ冷却ブ洛克停止試験結果（第6サイクル）

報告者：沢田（プラント Gr.）

炉上部ピット蓋撤去計画の検討の一環として第2回ブロワ停止試験を昭和59年12月17日～昭和60年1月13日（第6サイクル期間中）にかけて行った。本試験は冷却バイパス配管新設後、約670 m<sup>3</sup>/hの冷却条件下において実施された。以下に試験結果の要約を述べる。

（試験結果）

### 1) CRD 電気計装品の健全性評価

前回試験において唯一制限条件（70℃以下）を逸脱してブロワ停止運転の障害であった「CRD スクラム検出コイル取出し口シール温度」は60℃以下で飽和した。またその他の位置でも全て制限条件を大幅に下回る温度で飽和した。

### 2) CRD の熱膨張

CRD の熱膨張は0.2 mm/本程度と推察される。これは前回試験時の約1/3の伸び量である。

### 3) 出力係数測定への影響

CRD 熱膨張により出力係数は約1.5%減少するが、これは測定誤差範囲内の変動であり実質的には支障とはならない。

### 4) 回転プラグ構造強度健全性評価

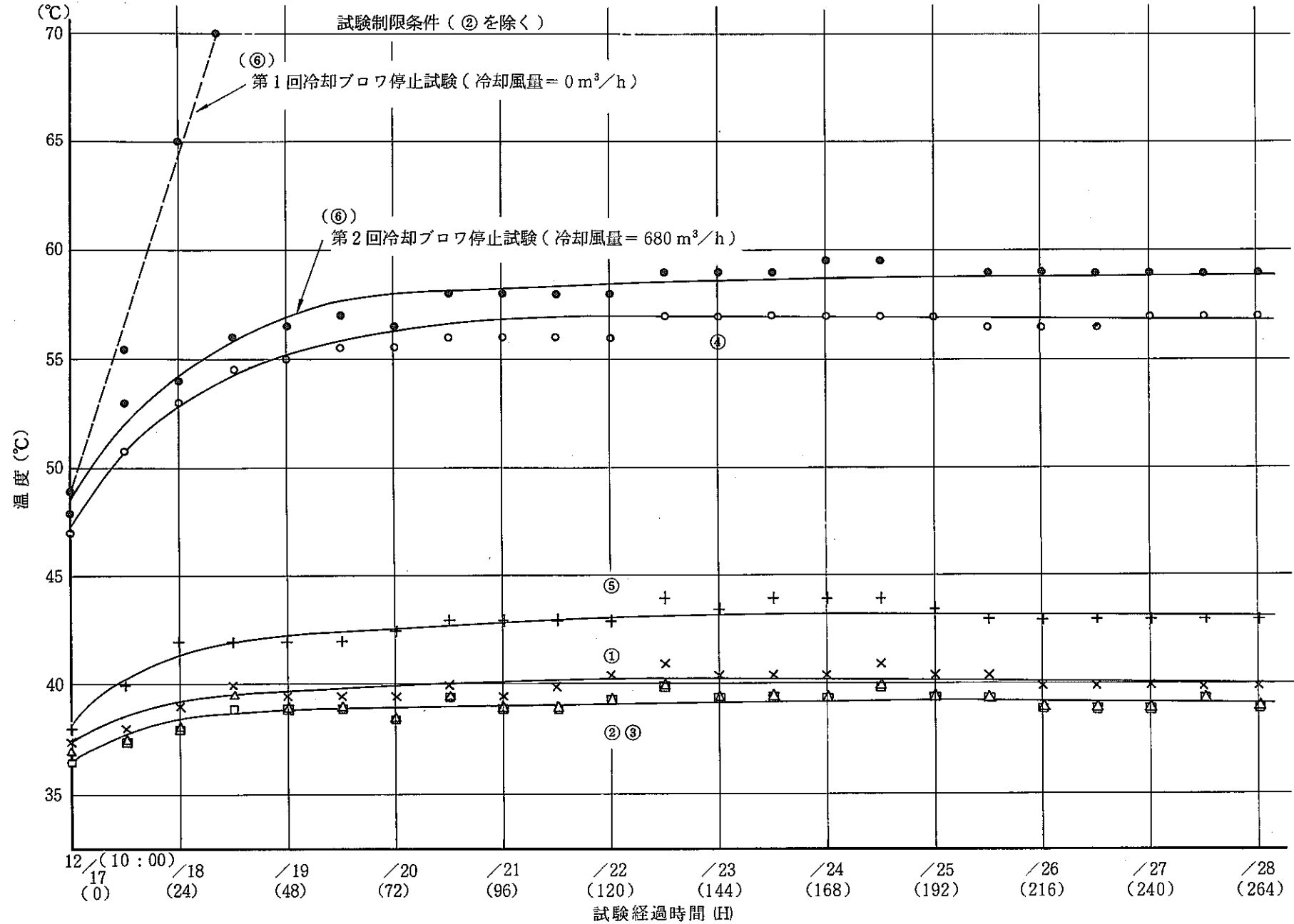
ブロワを停止することは応力緩和の良い方向となる。

### 5) 回転プラグ駆動機構部健全性評価

軸受部の温度は50℃以下で飽和するためブロワを停止しても支障はない。

### 6) 回転プラグジャッキダウン操作

本試験による影響はみられなかった。



CRD 電気計装品温度測定結果 (第2回試験結果)

## 7.7 メカスナ単一スティック時の2次補助配管定常熱応力解析結果

報告者：平尾（プラント Gr.）

メカスナグリスの照射による作動性の改善が期待出来ないメカスナについて、グリス交換の必要性を検討するため剛性の高い2次補助系コールドレグにおけるメカスナ単一スティック時の定常熱応力解析を行った。

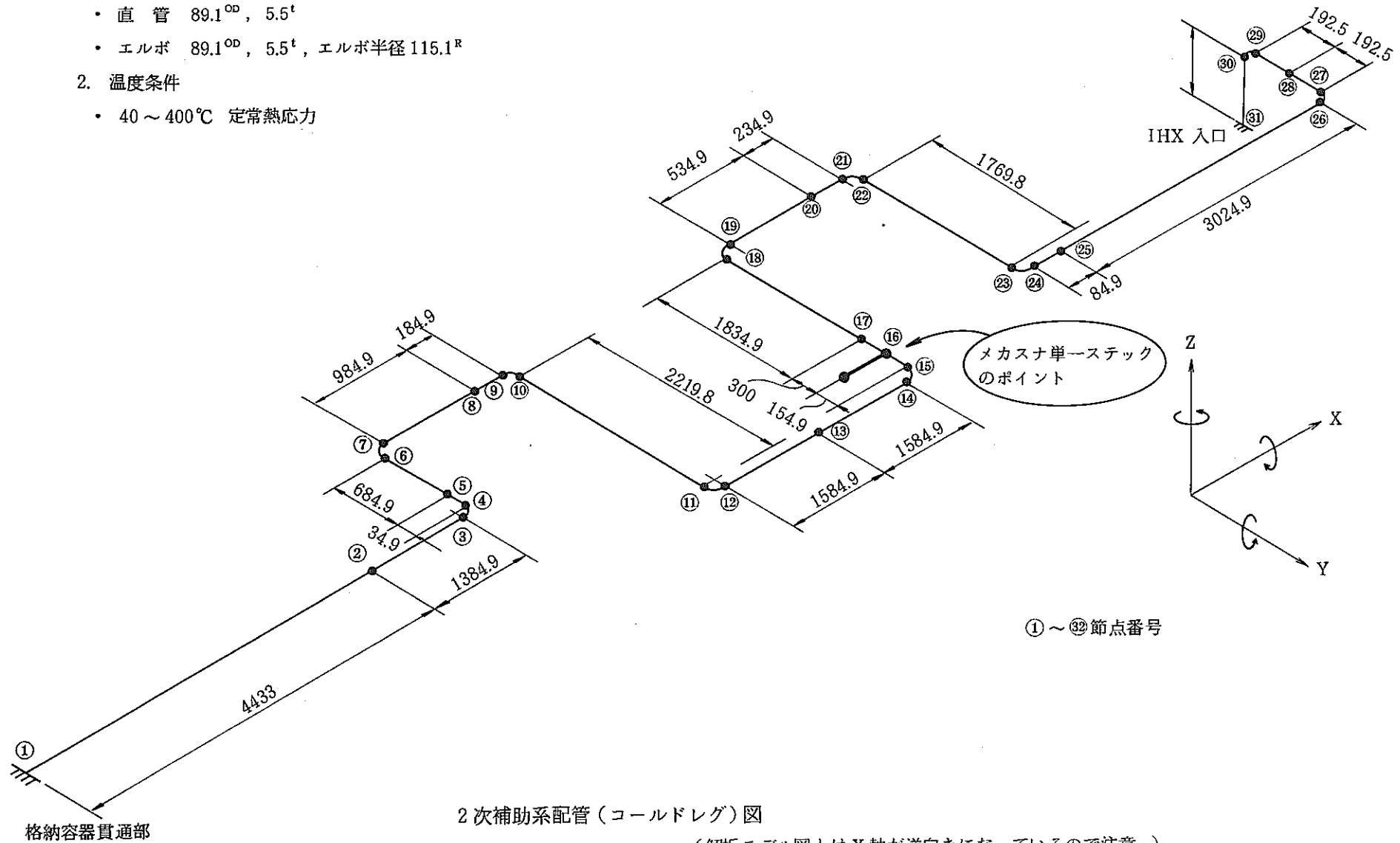
- 1) 解析事象 2次補助冷却系コールドレグ配管（格納容器貫通部～IHX）におけるメカスナ1台のスティック
- 2) 解析手法 構造解析コード“FINAS”を用いた定常熱応力弾性解析
- 3) 計算条件
  - (1) 配管形状 …… 直管 89.1<sup>OD</sup>, 5.5<sup>t</sup>  
エルボ 89.1<sup>OD</sup>, 5.5<sup>t</sup>, エルボ半径 115.1<sup>R</sup>
  - (2) 温度条件 …… stress free時 40℃ → 熱応力弾性時 400℃
- 4) 解析結果 メカスナがスティックした場合と健全な場合の2ケースを解析し、両者を比較した結果、前者の場合は配管に生じる部材力  $F_i$  は増加するものの、曲げモーメント及びねじりモーメントの増加は小さい。（多くの点では逆に減少する。）このため、応力の増加は最大でも 2.7 kg/mm<sup>2</sup> と小さいことが判明した。これはメカナスがスティックしたことにより、変位が拘束されるためと考えられる。

1. 配管データ

- 材質 STPA 24
- 直管 89.1<sup>OD</sup>, 5.5<sup>t</sup>
- エルボ 89.1<sup>OD</sup>, 5.5<sup>t</sup>, エルボ半径 115.1<sup>R</sup>

2. 温度条件

- 40 ~ 400℃ 定常熱応力



① ~ ⑳ 節点番号

2次補助系配管(コールドレグ)図

(解析モデル図とはX軸が逆向きになっているので注意。)

## 7.8 1次主・補助冷却系流量計零点校正結果

報告者：平尾（プラント Gr.）

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校正を行い、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。

校正方法

1次主循環ポンプ完全停止（ポニーモータ切）、補助系定格流量の状態、1次主循環流量計の零点を確認した。また、引続いて、補助系流量を徐々に下げ、最終的に補助系炉容器出入口弁を「閉」にすることにより、補助系流量計の零点を確認した。

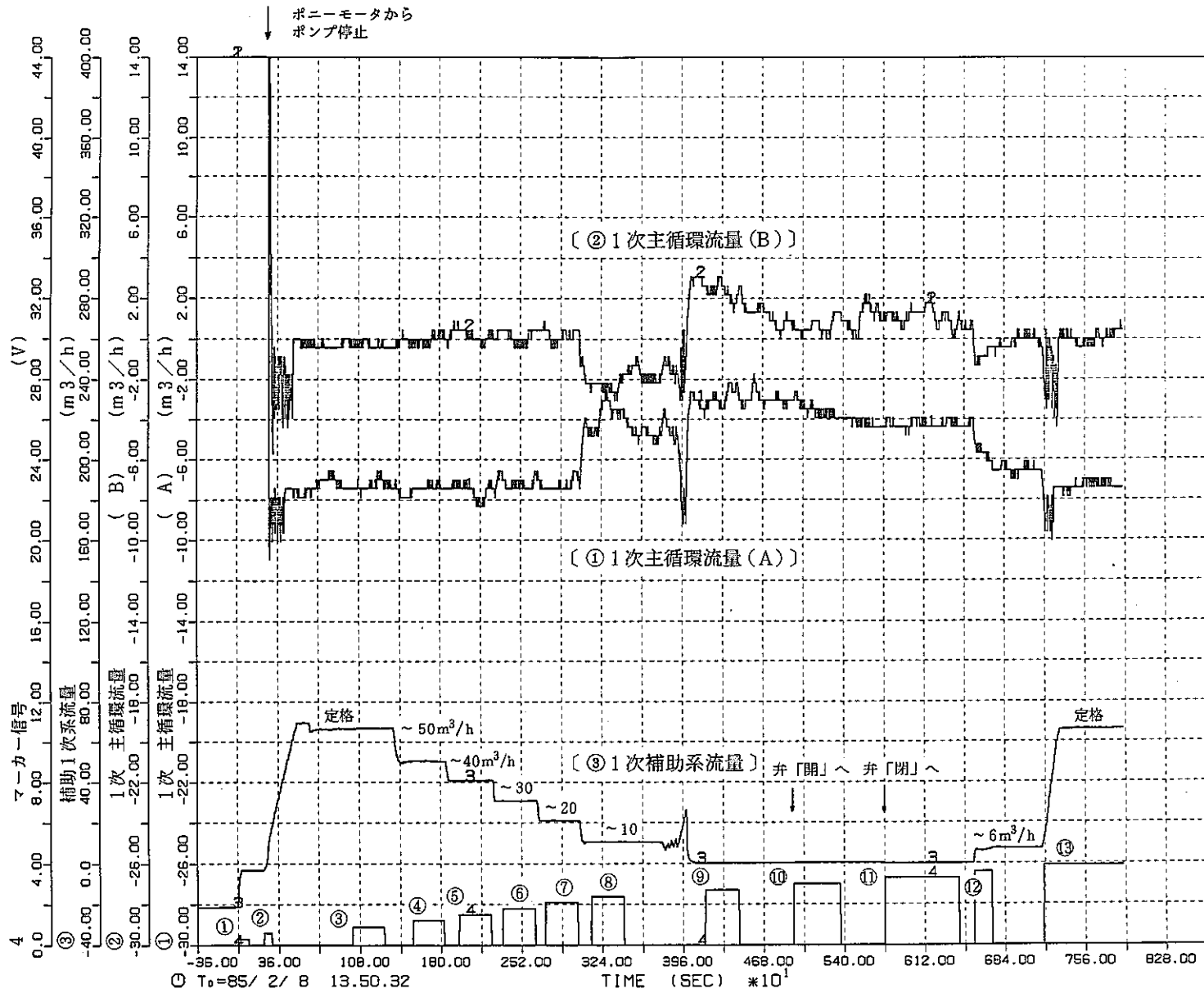
校正結果

オンライン計算機H-350による測定の結果、以下の零点が得られた。

流量計の零点（H-350による）	
○ 1次主循環流量(A) .....	-7.5 m <sup>3</sup> /h * <sup>1</sup>
○ 同上 (B) .....	0 m <sup>3</sup> /h * <sup>1</sup>
○ 1次補助系流量 .....	0.4 m <sup>3</sup> /h

\*<sup>1</sup> 自然循環試験Ⅱ-Aの際に用いた補正值と良く一致していた。





1次主・補助冷却系流量

### 7.9 工学的安全係数の削減効果

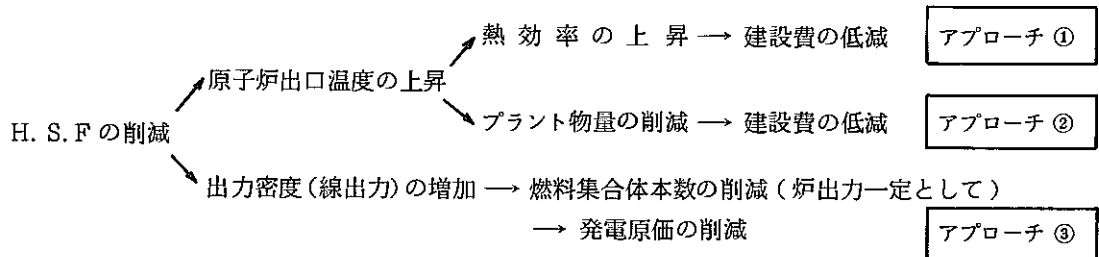
報告者：池上（炉心・運転計画 Gr.）

#### 1. 目的

工学的安全係数（H. S. F）を1%削減するとFBRプラントとしての経済性がどの程度改善されるかを検討する。

#### 2. 方法

以下の3通りのアプローチから検討した。



#### 3. 結果

	H. S. F が1%削減された場合の削減量	
	発電原価	建設費又は燃料費
① 熱効率に主眼を置いた検討	0.08～0.15%	建設費* 5.7～10億円
② プラント物量に主眼を置いた検討	0.05～0.09%	建設費* 3.6～6億円
③ 燃料本数に主眼を置いた検討	～0.25%	燃料費* ～2億円/年
* 金利および税金を含まない。（資本費とは異なる）		

上表のうち①と②は両立し得る。よって結論として、100万KWeのFBRで設備利用率70%の炉を仮定すると、H. S. Fが1%削減されると、発電原価は最大0.25%削減され、年間2億円の削減効果がある。

## 8. 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諸準備作業で得られた中間段階の成果の速報をまとめたものである。

## 8.1 特殊燃料要素のウラン濃縮度の設定

(高速実験炉設置変更許可申請 (その10) 説明資料)

報告者：河北 (原子炉利用 Gr.)

炉心燃料のフィッサイル量の増大に対して、特殊燃料要素のウラン濃縮度の設置許可上の上限値を再評価し、ウラン濃縮度と最大線出力の関係を図1に示す。同図より、特殊燃料要素の最大ウラン濃縮度は、I型については約48<sup>w</sup>/。、II型については約41<sup>w</sup>/。(変更前約35<sup>w</sup>/。)、III型については約26<sup>w</sup>/。(変更前約20<sup>w</sup>/。)となった。

また、炉心の集合体列毎に、上記のウラン濃縮度の上限値と最大線出力の許可値を考慮した場合に、実現可能な線出力とそれに対応するウラン濃縮度を計算した。

標準炉心 (61<sub>D</sub> + 3<sub>A</sub>) での結果を下表に示す。

特殊燃料要素のウラン濃縮度と定格的最大線出力の関係 (標準炉心)

集合体列	I 型		II 型		III 型 <sup>注1</sup>	
	線出力 w/cm	U濃縮度 w/。	線出力 w/cm	U濃縮度 w/。	線出力 w/cm	U濃縮度 w/。
0	450	27	530	25	450	13
1	450	28	530	26	450	14
2	450	31	530	29	450	17
3	450	38	530	37	450	22
4	440	48	490	41	410	26
5	370	48	410	41	350	26

注1) ベレット径5.3φ

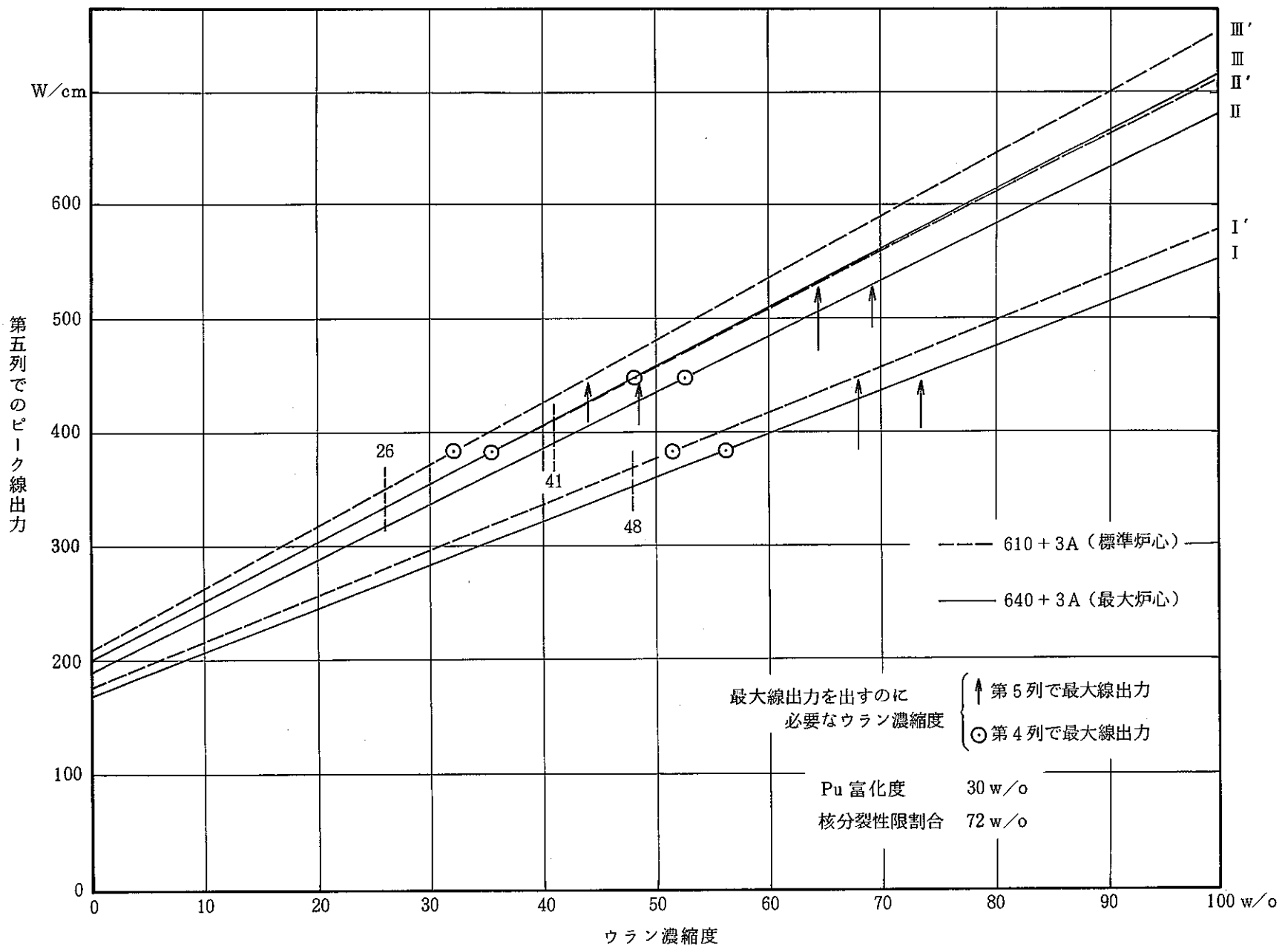


図1 ウラン濃縮度と最大線出力の関係

## 8.2 破損燃料の検知について高速実験炉変更申請（その10）説明資料

報告者：大戸（計測 Gr.）

設置変更の局説明資料としてFFD及びFFDLの検知能力についてまとめた。

## 1. 概要

限界燃焼度試験では、被覆管の破損を検出した場合には所定の手順により原子炉を停止する。従って、燃料の破損を適確に検出することが必要である。

「常陽」には、燃料破損検出装置として遅発中性子法及びカバーガス法という原理の異なる2種類の設備が設置されている。

遅発中性子法（DN法－Delayed Neutron Monitoring Method）は、燃料破損によって1次冷却材中に移行したFP（ $^{87}\text{Br}$ 、 $^{137}\text{I}$ 等）から放出される遅発中性子を検出するものである。

カバーガス法（CG法－Cover Gas Monitoring Method）は、燃料破損によって原子炉容器カバーガスへ移行したFPの $\beta$ 崩壊核種（ $^{88}\text{Kr}$ 、 $^{138}\text{Xe}$ 等）の娘核を捕集し、その $\beta$ 線を検出するものである。

一般的な評価として、CG法は全てのモードの燃料破損に対して高い検出感度を有し、DN法は燃料と冷却材ナトリウムが接触するモードの燃料破損を検出し燃料破損後の破損の拡大を知るめやすを与える。

DN法及びCG法の両検出設備は、日本原子力研究所のJRR-2に設置されていたナトリウム・インパイル・ループ（通称SIL－Sodium In Pile Loop）を用いて、検出器の機能、感度及び応答特性等の性能評価試験を行った後「常陽」に設置されたものであり、その試験結果に基づく燃料破損発生時の感度評価例\*は下表のとおりである。

(\* 45日燃焼後の破損、破損開孔面積 $10\text{mm}^2$ )

FFDの計数率変化

	破損発生時	破損後平衡時	FFD警報設定値
CG法	$\text{BG} \times 500$	$\text{BG} \times 2$	$\text{BG} \times 5$
DN法	$\text{BG} \times 10^4$	$\text{BG} \times 1.2$	$\text{BG} \times 3$

(BG：バックグラウンド値)

すなわち、本原子炉のFFDは燃料破損の発生を十分に検出し、警報を発し、かつ破損後継続運転されることがあっても十分な異常の検知能力を有することがわかる。

なお、本原子炉施設の保安規定では、FFDの計数率がCG法についてはバックグラウンド値の10倍、DN法については5倍のいずれかに達すれば原子炉を停止する様定められている。

また、バックグラウンド値については、定期点検で規制当局の立会検査を受け、その妥当性が確認されることになっている。

次に、破損した燃料は早期に炉外へ取り出し、原子炉運転に備えることが必要である。FFDにより破損を検知した場合には、ただちに原子炉を停止し、破損燃料集合体検出装置（FFDL）により、破損した燃料を含む集合体を同定し、当該燃料集合体を炉外へ搬出する。

「常陽」では、破損燃料集合体検出装置（FFDL）として、炉内ナトリウム SHIPPING方式によるものを開発してきた。本FFDLは、原子炉停止時に回転プラグ上に据付け、SHIPPINGポートを集合体に着座・離脱させることにより、集合体内冷却材圧力に外乱を加え、破損燃料からの核分裂生成物（FP）を抽出するものである。この装置の動作性能については確認済みであり、検出能力については水流動試験等により確認している。

## 2. FFDの検出能力

「常陽」のFFDの検出能力については、SILでの実験結果及び海外炉からの情報等を用いた感度評価を行っている。以下に感度評価結果の1例を示す。

FFDの感度評価では、燃料が1サイクルの照射（100 MW×45日）を経ているものとし、ガスプレナム部破損及び燃料中心部（開孔面積10mm<sup>2</sup>）の破損を想定した。

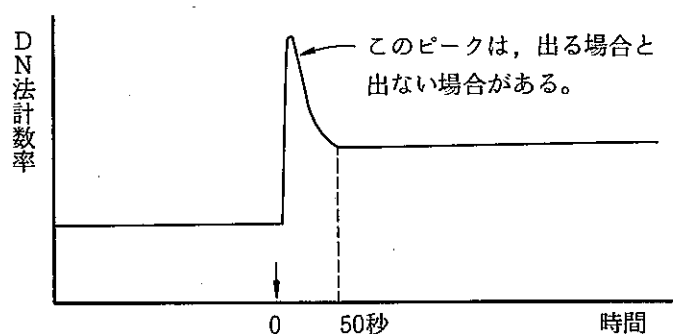
DN法においては、正常燃料要素の燃料中心部に破損が生じた場合、ガスプレナム部に蓄積されたガスが、急激に冷却材中へ放出されるため、ペレット表面付近に短寿命で存在するDN先行核の1部が放出ガスに乗って冷却材中に放出され、DN信号を与え、BGの10倍程度のピーク計数率を得る。（このピークについては、海外の例では、出る場合と出ない場合がある。）その後は、露出ペレット表面からリコイル等により1次冷却材中に遅発中性子先行核が放出され、DN信号を与え、BGの1.2倍の計数率となる。

ガスプレナム部破損では、冷却材が、ペレット表面を洗わないため、DN信号の変化はない。

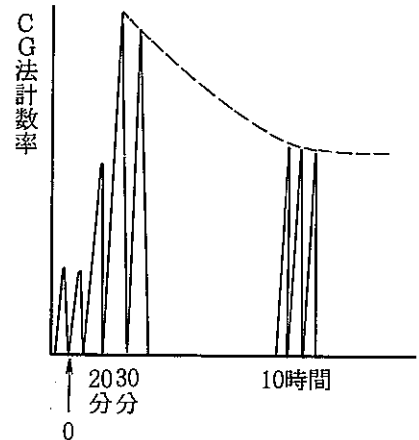
CG法においても、正常燃料の破損時（破損位は任意）

に放出される多量のFPにより、BG値の500倍程度のピーク計数率を得る。この時に放出されたFPガスは（ある程度径の大きい）気泡であるため、短時間でカバーガス中に移行し、その後は、半減期2.8時間（CG法対象核種は<sup>88</sup>Kr $\xrightarrow{\beta}$ <sup>88</sup>Rb）で減衰し、最終的には、BGの2倍に落ちつく。

以上をまとめると下表のとおりとなる。



正 常 燃 料 ピ ン 破 損 (DN法については燃料部の破損に限る)	CG 法	・ピーク：BG の約 500 倍 ・平衡時：BG の 2 倍
	DN 法	・ピーク：BG の $10^4$ 倍 (破損モード等により異なる) ・平衡時：BG の 1.2 倍



以上述べたとおり、FFD、CG法、DN法両検出系とも十分な検出能力を有するが、1. 概要でも述べたとおり、全てのモードの燃料破損を検知できるのはCG法であり、限界燃焼度試験に対しては、CG法が特に重要なモニターとなる。

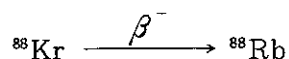
CG法の感度評価の詳細について参考資料1.に、DN法について参考資料2.について示す。



## 参考資料 1. FFD. CG 法の感度評価

### 1. プレシピテータ検出感度

FFD・CG法プレシピテータは、カバーガス中のFPのうち主として下記により生成される<sup>88</sup>Rbをプレシピテータ・ワイヤに付着させて、このβ線をプラスチックシンチレータで計測する。



カバーガス中の<sup>88</sup>Kr濃度に対する検出系計数率は、SILの実験データを参考とし、検出感度を $1 \times 10^6$ 〔CPS/μCi/cc<sup>88</sup>Kr〕として評価する。

### 2. ピーク値の評価

#### (1) 計算モデル

燃料破損発生時には、それまでの照射によりピン内に蓄積したFPガス（主として安定及び長半減期核種）圧力が、破損部外圧（冷却材圧力）に勝るため、冷却材圧力とバランスがとれるまで破損部からのFPガス放出が行われる。放出ガス中には、ピン内ガスプレナムに移行した<sup>88</sup>Krを含む。この時放出されるガスは、気泡径の大きいバブルであるため、ほとんど炉容器カバーガス中に短時間で移行し、カバーガス中に均一に拡散する（バブルのカバーガスへの移行は、炉内ナトリウム中でN<sub>2</sub>ガスを放出させガスクロマトグラフによりモニタした試験により知見を得ている）。

このガス中の<sup>88</sup>Krをプレシピテータで検出する。

#### (2) 計算

- ピン1本当たりのペレット内<sup>88</sup>Kr存在量100MW平衡値は、185 Ci。
- ガス放出率を、BOR 10未照射ピンデータ（保守側評価）から5%として、ガスプレナム中<sup>88</sup>Kr量は、9.3 Ci。
- 破損時燃焼度を1万MWD/Tとして、

破損前ガスプレナム圧力は、4.75 kg/cm<sup>2</sup>

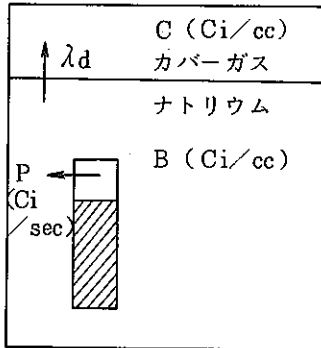
破 損 部 外 圧 は、3.43 kg/cm<sup>2</sup>

$$\frac{4.75 - 3.43}{4.75} = 0.28 \quad \text{よって、放出割合は28\%}$$

- 冷却材中に放出された<sup>88</sup>Kr量は、2.6 Ci。
- カバーガスへの移行率を80%として、ガス中<sup>88</sup>Kr量は、2.1 Ci。
- カバーガス6.5m<sup>3</sup>で希釈され、0.32 μCi/cc。
- プレシピテータ計数率は、 $0.32 \times 1 \times 10^6 = 3.2 \times 10^5$  CPS。

### 3. 平衡値の評価

#### (1) 計算モデル



$\lambda$  を  $^{88}\text{Kr}$  の崩壊定数 ( $\lambda = 6.875 \times 10^{-5}$ )

カバーガス中の  $^{88}\text{Kr}$  濃度を  $C$  ( $\text{Ci}/\text{cc}$ )

ピンからの  $^{88}\text{Kr}$  放出率を  $P$  ( $\text{Ci}/\text{sec}$ )

ナトリウム中の  $^{88}\text{Kr}$  濃度を  $B$  ( $\text{Ci}/\text{cc}$ )

ナトリウム中からカバーガス中への  $\text{Kr}$  の移行定数を  $\lambda_d$ , カバーガス体積を  $V_{\text{CG}}$ , ナトリウム体積を  $V_{\text{Na}}$  とすると,

$$\frac{dB}{dt} = \frac{P}{V_{\text{Na}}} - \lambda \cdot B - \lambda_d B$$

$$\frac{dC}{dt} = \frac{\lambda_d \cdot B \cdot V_{\text{Na}}}{V_{\text{CG}}} - \lambda \cdot C$$

平衡状態で解くと,

$$C = \frac{P}{V_{\text{CG}}} \cdot \frac{\lambda_d}{\lambda} \cdot \frac{1}{\lambda + \lambda_d} \quad \text{①}$$

#### ・ ピンからの $^{88}\text{Kr}$ 放出率 $P$

100 Mw 運転, 24 時間後のピン 1 本当り  $^{88}\text{Kr}$  生成量は 185 Ci である。

ピンからの, ナトリウム中への FP 放出率  $P$  は, FP ガスが燃料よりギャップに放出され, これによる内圧上昇分だけ放出されると考えて, 燃料中よりギャップへのガス放出率を  $\alpha$ , FP 生成率 (ガス, 揮発性 FP のみ) を  $A$  ( $\text{g 原子数}/\text{sec}$ ) とすると,

$$P = 185 (\text{Ci}) \times \alpha \times \frac{\alpha \times 55220 (\text{cc}) \times A (\text{g 原子数}/\text{sec})}{7.5 (\text{cc}) \times 1.56}$$

$$= 0.87 \times 10^6 \times A \cdot \alpha^2 \quad \text{②}$$

#### (2) 計算

移行半減期を各国の例をもとに, 10 時間として,  $\lambda_d = 1.93 \times 10^{-5}$  とする。

$A$  は, ORIGEN CODE 計算値より,  $4.32 \times 10^{-10}$  とする。

$\alpha$  を BOR 未照射ピンデータ (保守側の評価) より,  $5 \times 10^{-2}$  とする。

$$C = 5 \times 10^{-4} (\mu\text{Ci}/\text{cc})$$

得られる計数率は,  $5 \times 10^2$  (CPS)

## 参考資料 2. FFD. DN法の感度評価

## (1) FFD・DN法の感度評価

$$R_L = \frac{Q}{F \cdot \sum_i \alpha_i e^{-\lambda_i t}} \cdot \frac{C_L}{\epsilon_D}$$

- 検出下限計数率： $C_L = 1,200$  [cps] (バックグラウンドの20%)
- 1次系循環冷却材流量： $Q = 7 \times 10^5$  [cm<sup>3</sup>/sec]
- 全炉心核分裂数： $F = 3.1 \times 10^{18}$  [fiss/sec]

$$\left. \begin{array}{l} \text{1核分裂当りの } i \text{ 群遅発中性子数： } \alpha_i \\ i \text{ 群の崩壊定数： } \lambda_i \end{array} \right\} \begin{array}{l} \text{G. R. Keepin 著} \\ \text{Physics of Nuclear Kinetics により計算。} \end{array}$$

炉心からDN体系脇までの冷却材到達時間： $t = 30$  [sec]

$$\sum_{i=1}^6 \alpha_i e^{-\lambda_i t} = 1.25 \times 10^{-3}$$

- グラファイト体系中の検出効率： $\epsilon_D = 26.4$  [cps/dps/cm<sup>2</sup>]

〔仮定〕

- 放出されたFPは全1次冷却材中に非常に速く均一に混合される。

$$R_L = \frac{7 \times 10^5 \times 1,200}{3.1 \times 10^{18} \times 1.25 \times 10^{-3} \times 26.4} = 0.82 \times 10^{-8}$$

よって燃料破損率： $1 \times 10^{-6}$  % 破損が検出下限値となる。

## (2) 検出下限に対する破損の程度の推定

リコイル半径を  $r$  mm, ラフネスファクタを  $k$  とすると, 破損孔面積  $A_B$  は,

$$\frac{1}{4} \times A_B \times r \times k = \frac{\pi}{4} \times (4.6)^2 \times 550 \times 127 \times 67 \times 0.82 \times 10^{-8}$$

$$A_B = \frac{1}{r \cdot k} \times 2.88 \text{ [mm}^2\text{]}$$

$$\left. \begin{array}{l} r = 8 \times 10^{-3} \text{ [mm]} \\ k = 10 \text{ (保守側評価)} \end{array} \right\} \text{として,}$$

$$A_B = \frac{1}{8 \times 10^{-3} \times 10} \times 2.88 = 36 \text{ [mm}^2\text{]}$$

よって, 保守側評価においても  $36 \text{ mm}^2$  の破損孔は検出できる。現実的には, 資料. 1. の原子炉の  $k$  ファクターは, 数十以上であるため,  $10 \text{ mm}^2$  程度の破損孔は検出できる。

## 資料. 1.

原子炉/ インパイル ループ名	国名	燃料タイプ	破損種別	破損面積 (cm <sup>2</sup> )	ラフネスファクター k
EBR-II	米国	UO <sub>2</sub>	人工	0.2	36.5
"		(U-Pu)O <sub>2</sub>	自然	0.21	234
"		"	"	"	274
"		"	"	"	448
"		(U-Pu)C	"	"	54
"		"	"	"	82
PFR	英国	PuO <sub>2</sub> /UO <sub>2</sub>	人工	0.25mmφ(0.0005cm <sup>2</sup> )	-
KNK-II	西独	(U-Pu)O <sub>2</sub>		-	10
"		Pu-UO <sub>2</sub>	自然	1~10	10~100

### 8.3 炉心燃料ペレットの融点について

(高速実験炉設置変更許可申請 (その10) 説明資料)

報告者：宮川(原子炉利用 Gr.)

設置変更許可申請(その10)のうち炉心燃料ペレットの融点に関する規制課提出用資料を作成した。その要点は次のとおりである。

本原子炉の設計においては、炉心燃料の最高温度に対する制限値を燃料ペレットの融点に基づき  $2,650^{\circ}\text{C}$  としており、また燃料温度計算ではギャップコンダクタンスとして約  $0.567\text{W}/\text{cm}^2\cdot^{\circ}\text{C}$  ( $1,000\text{Btu}/\text{ft}^2\cdot\text{h}\cdot^{\circ}\text{F}$ ) を用いている。これは、発熱が高い燃焼初期における燃料の溶融を防止するという観点から、燃焼初期の燃料に着目し、その融点及びギャップコンダクタンスの評価に基づいて設定されたものである。

燃焼が進んだ燃料の場合には、融点やギャップコンダクタンスが変化するが、燃焼に伴う出力の低減効果のため、燃料最高温度の融点に対する裕度は出力が最も高い燃料初期に比べると増大する傾向がある。(第1図参照) したがって、設計上は上述のように燃焼初期の燃料に着目した評価を行っておけばよい。

#### 8.4 炉心燃料：事故時被覆管温度制限

(高速実験炉設置変更許可申請 (その10) 説明資料)

報告者：宮川 (原子炉利用 Gr.)

設置変更申請 (その10) のうち、炉心燃料被覆管の過渡時温度制限に関する規制課提出資料を作成した。

その要旨は次のとおりである。

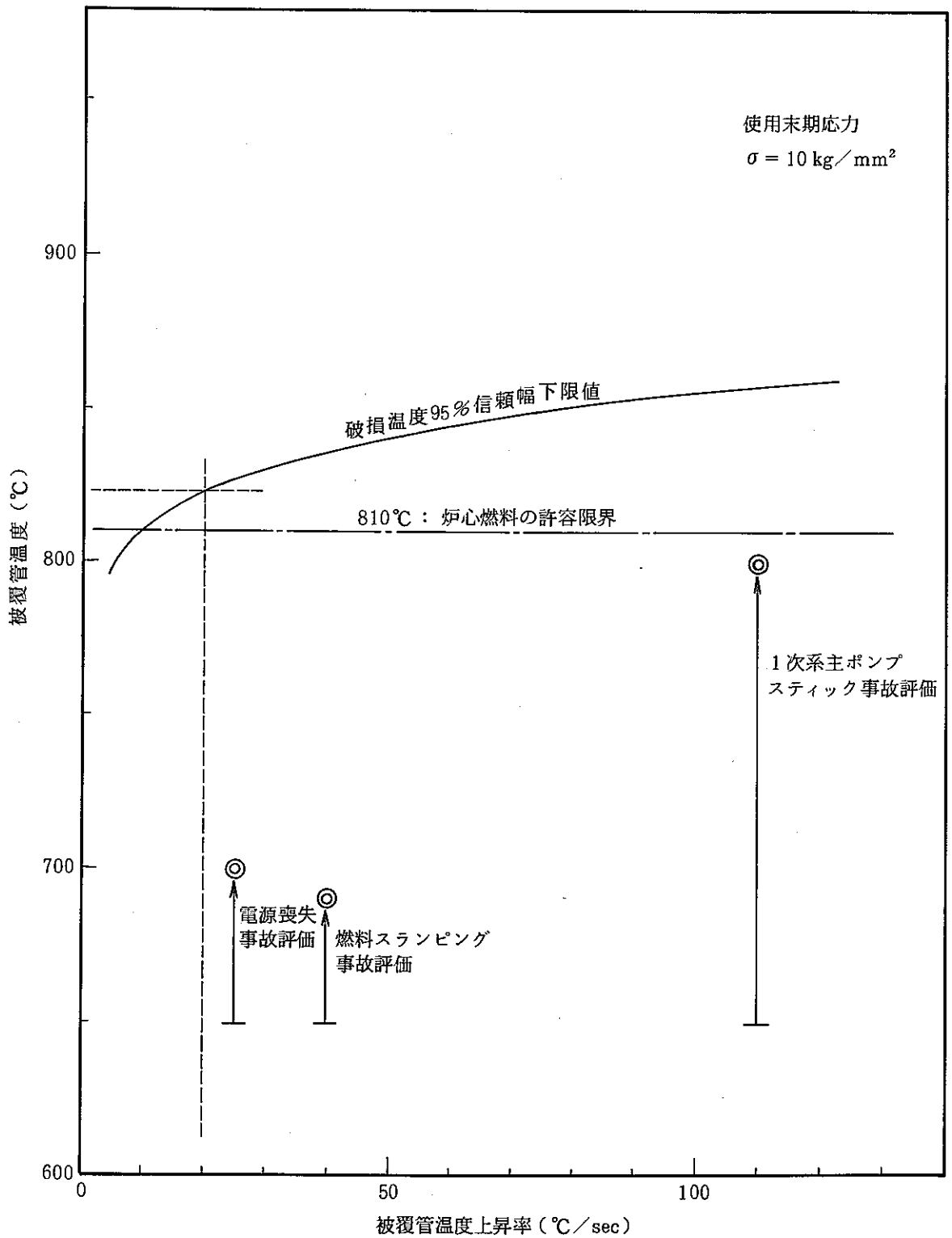
急速加熱試験データの統計解析により、応力及び温度上昇率をパラメータとした原子炉のトランジェント時の被覆管の破損温度の95%信頼幅下限値を得ることができる。

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1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 $10\text{ kg/mm}^2$ であり、第1図から $20^\circ\text{C/sec}$ の温度上昇率に対する破損限界として約 $820^\circ\text{C}$ 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1図に示すようにいずれも $20^\circ\text{C/sec}$ を上廻る。そこで、「許容設計限界」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 $20^\circ\text{C/sec}$ における破損限界温度である約 $820^\circ\text{C}$ に約 $10^\circ\text{C}$ の余裕を見込んで $810^\circ\text{C}$ とすれば保守側である。

ここで設定した制限値 $810^\circ\text{C}$ 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の約 $820^\circ\text{C}$  ( $20^\circ\text{C/sec}$ の場合) より更に高くなり、制限値が持つ余裕は $10^\circ\text{C}$ よりも大きくなる。

また、1次系ポンプスティック時のクリープ寿命分数和の増分を評価すると、約0.25であり、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 $810^\circ\text{C}$ 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。



第1図 破損限界温度の温度上昇率への依存性

## 8.5 SUS 316 20%冷間加工材の熱クリープ歪

(高速実験炉設置変更許可申請(その10)説明資料)

報告者：横山(原子炉利用 Gr.)

### 〔概要〕

設置変更許可申請(その10)に関連して「被覆管歪制限」の設定根拠説明のためのバックアップとして、次のようにSUS 316 20% C. W. の熱クリープ歪を求めた。即ち、420日間(6 cycle × 70日/cycle)、温度一定(被覆管温度 550℃)の下で、応力を 0 kg/mm<sup>2</sup> から 10 kg/mm<sup>2</sup> に線形増加させた場合の条件で熱クリープ歪を求めた。なお、対象は、ドライバ燃料被覆管の最大膨張部である。

### 〔結果〕

上記条件下でのSUS 316 20% C. W. の熱クリープ歪は、0.031%となった。

なお、比較のために、温度 550℃、応力 10 kg/mm<sup>2</sup> (一定)、時間 420日の場合についての熱クリープ歪を求めた結果は、0.072%であった。



## 8.6 特殊燃料集合体の核的特性

(高速実験炉設置変更許可申請 (その10) 説明資料)

報告者：森木 (原子炉利用 Gr.)

ドライバー燃料の組成変更に伴う特殊燃料集合体の核的特性 (置換反応度及び特殊燃料要素の出力とウラン濃縮度) について評価を行った。

特殊燃料集合体の炉心装荷位置は炉心中心及び炉心第5列とし、ウラン濃縮度については12%及び20%とした。また、対象とした特殊燃料要素は、ペレット径5.4 mm、密度85% T.D.のII型とした。

解析コード及び群定数ライブラリーは "CITATION" 及びJFS-IIセットを使用し、解析は7群の二次元三角メッシュで行った。

以下に解析結果を示す。

## (1) 置換反応度

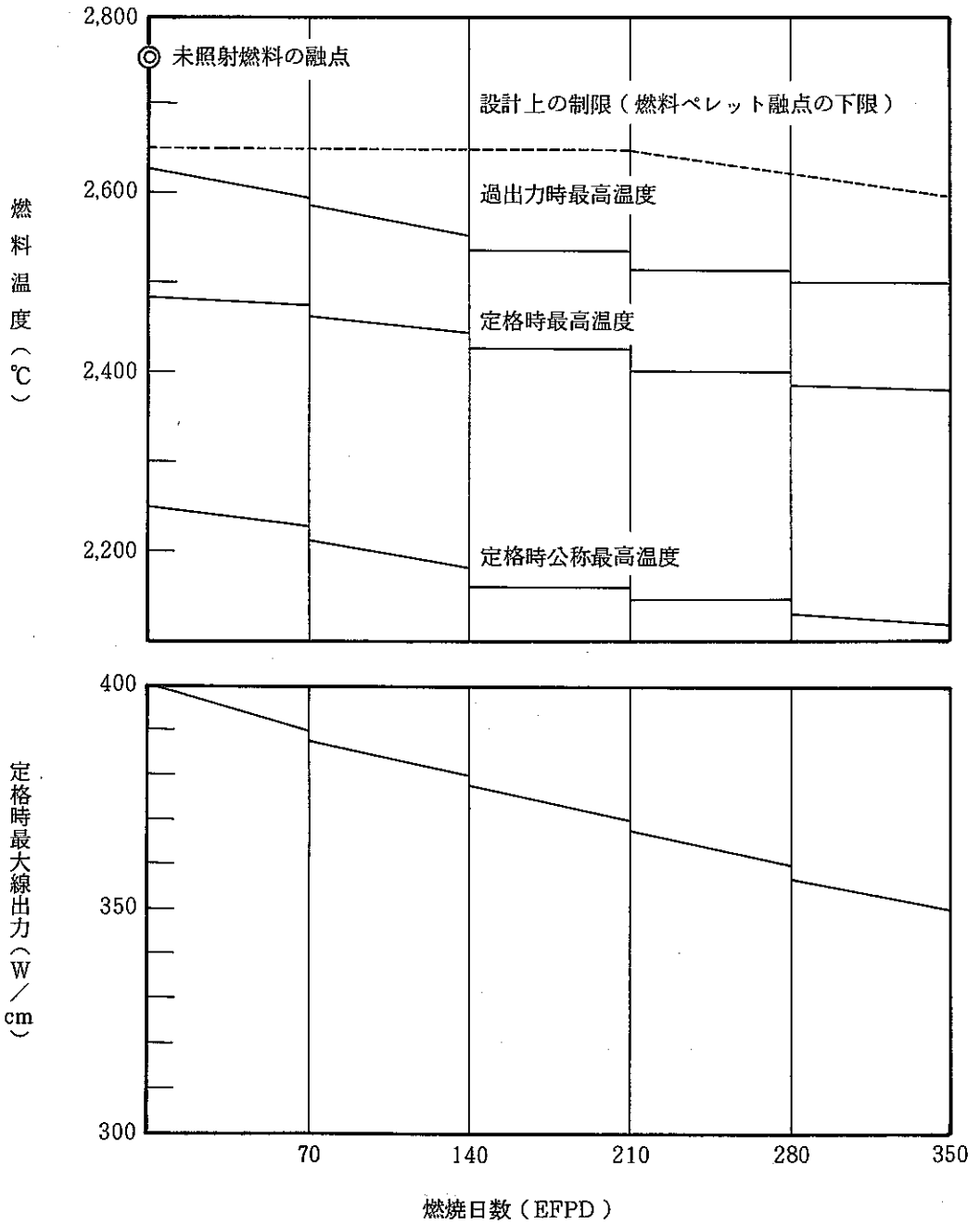
ウラン濃縮度12~20%での置換反応度を以下に示す。

- イ. 置換反応度は全て負であり、その変動は炉心内装荷位置と燃料体積比に大きく存在する。
- ロ. 炉心中心位置における反応度効果は最大であり、B型集合体を装荷した場合、 $-1.2\% \text{ } ^{4k}/k$ 程度、A型集合体では、 $-0.14\% \text{ } ^{4k}/k$ 程度である。
- ハ. 炉心の外側へ行くに従って反応度効果は小さくなり、第5列にB型集合体を炉心燃料と置換した場合は $-0.29\% \text{ } ^{4k}/k$ 程度である。
- ニ. A型を3体炉心内側へ、B型3体を炉心外側へ装荷した場合を想定すると、全置換反応度は $-1.29\% \text{ } ^{4k}/k$ 程度であり、運転用の過剰反応度で十分吸収可能である。

## (2) 特殊燃料要素の出力とウラン濃縮度

ウラン濃縮度12%および20%での平均線出力は、炉心中心で $372 \text{ W/cm}$ および $424 \text{ W/cm}$ であり、炉心第5列で $218 \text{ W/cm}$ および $253 \text{ W/cm}$ であった。また、この平均線出力に集合体内出力ピーキング係数および軸方向出力ピーキングを乗した最大線出力は、炉心中心で $442 \text{ W/cm}$ および $504 \text{ W/cm}$ であり、炉心第5列で $286 \text{ W/cm}$ および $331 \text{ W/cm}$ であった。

上記結果より、将来において実施予定の限界線出力 ( $600 \text{ W/cm}$ ) を目標とする試験では、炉心中心で約30%、炉心第5列で約70%程度の濃縮ウランを使用すれば良いことが分った。



第1図 燃焼温度の燃焼に伴う変化

## 9. 解析コード・マニュアルの作成整備

本章は、技術課で実施している各種試験研究の解析・評価に使用する解析コードの改良、整備やそれに付随して作成されるマニュアル等に関して速報されたものをまとめたものである。

## 9.1 運転監視コードの修正(その3)

報告者：細山田，生田目（炉心・運転計画 Gr.）

### 1. 目的

運転監視用コード“MAGI”の記録計算結果において、コンパートメント型の集合体（特燃 A，B 型）の積算出力値及び最大燃焼度値を見直す。

### 2. 方法

記録計算オプションで求めた値を使用して、燃焼度から求めた出力と積算出力から求めた出力を比較検討する。

その結果、積算出力と燃焼度から求めた出力は互いに一致しなければならないが、特燃 A 型、B 型については一致していないことが判明した。

### 3. 修正

出力密度に体積をかけて、集合体出力を求めるにあたり、特燃 A，B 型は、2～7 領域に分かれているにもかかわらず集合体一体当りの体積を用いていたため、このルーチンを修正した。

### 4. 結果

1 例として、第 0 サイクル特燃 B 型の線出力を求めてみると、コンパートメント-1 で修正前  $4638 \text{ W/cm}$  であった値が修正後は  $324.6 \text{ W/cm}$  となり、他の計算結果との比較からも妥当な結果を得た。

9.2 “COMMIX” 関連プロットプログラム “COMANDED” “COMANDER” 使用説明書

報告者：菅谷（プラント Gr.）

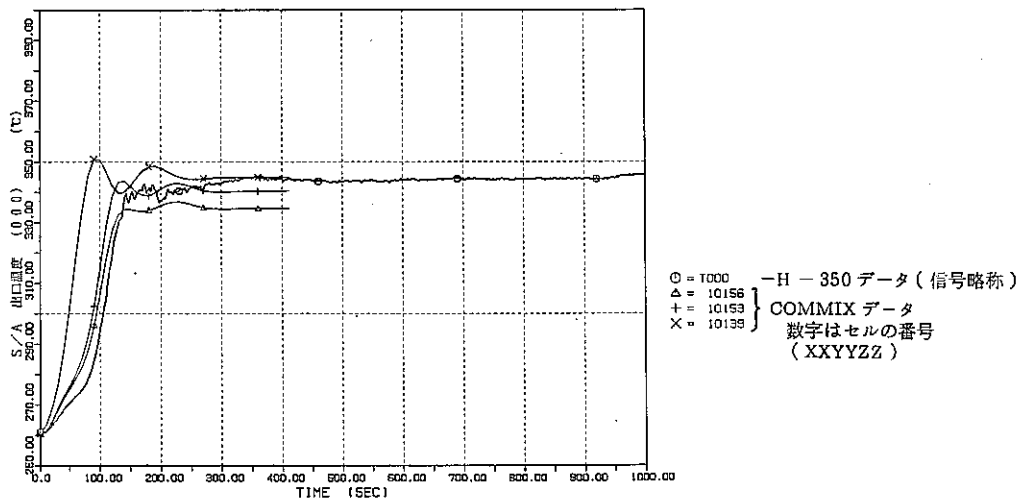
要 旨

MK-II 自然循環試験解析に使用している单相多次元熱流動解析コード “COMMIX-1A” の “TODISC” で作成した時系列データを，HIDIC-350 の時系列プロッタ及び JOYDAS のイベント・リコールと連結し，同一画面にプロットするプログラムを作成した。

本メモは2つのプログラムの使用法を説明したものである。

- (1) COMANDED …… “COMMIX-1A” + “HIDIC-350”

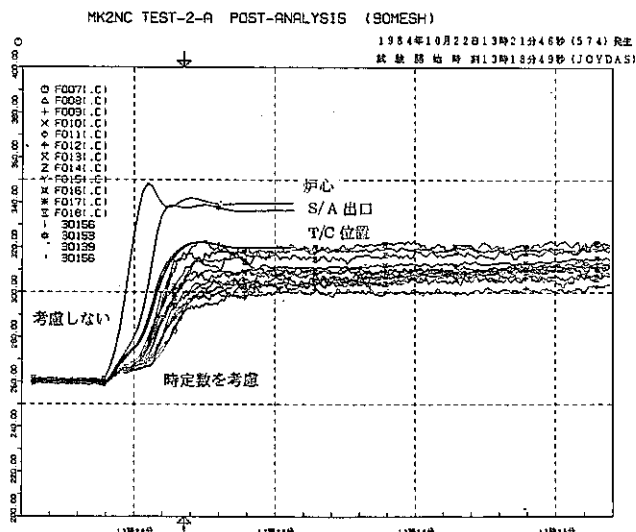
「COMMIX-1A AND EXPERIMENTAL DATA by HIDIC  
- 350 PLOT PROGRAM」



MK2NC TEST-2-A POST-ANALYSIS BY COMMIX

- (2) COMANDER …… “COMMIX-1A” + “JOYDAS イベント・リコール”

「COMMIX-1A AND JOYDAS EVENT RECALL PLOT  
PROGRAM」



(技-59-289)

9.3 “CQMIX” 関連プロットプログラム “COMANDED” 機能追加

報告者：菅谷（プラント Gr.）

概要

“COMMIX-1A” の解析データと HIDIC-350 の実測データのプロットプログラム “COMANDED” に、“COMMIX-1A” の解析流量をプロットする機能を追加した。但し、実測値に適切な流量信号がないため、プロットするデータは解析値のみである。

尚、実行 JCL 及び入力データの構成等の変更は行わず、従来通りの方法で使用できるので、本メモではデータ作成の注意点のみを記す。

注意点

- ① TAG No.（プロットチャンネルデータ）…… 解析流量をプロットする場合は“0”を指定
- ② “TODISC” 時系列データ …………… “COMANDER” 共通
- ③ H-350 のバイナリデータ及び工学単位変換パラメータは、実測データをプロットしない場合でも適切な実測データセットを指定すること（DUMMY 指定は ERROR）

```

MK2NC TEST-2-A POST-ANALYSIS BY COMMIX
&INFUT
  TFIRST= 0.0, TDELTA= 50.0, DTSAMF= 1.0, VMLVL = 0.1, NPASS= 0,
  XLENG= 20.0, YLENG = 20.0, XAXGRD= 2.0, YAXGRD= 5.0, ITAU = 1
&END
  5      250.0      10.0      - 3.0      T 000
  ① 0      -0.2      0.1      0.0      F 000
    
```

プロットパラメータデータ作成例

## 10. その他の成果

本章は、技術課の試験研究成果のうち3～9章のカテゴリーに属さないものについて速報された成果の速報をまとめたものである。

この他、本期間中、技術課メモとして多数の試験研究の成果が、速報されているが、現段階では、技術的内容の見地から割愛した。

## 10.1 ATRフラックスモニターの中性子照射量評価（その1）

報告者：鈴木 s（計測 Gr.）

## （概要）

ATR “ふげん” 圧力管延長部材の照射試験（照射位置は図1参照）の照射量モニターとして使われた3セットの flux monitor (Fe, Cu) の放射化量より反応率を測定し中性子スペクトルアンフォールディングを行った。得られたスペクトルより積分量 ( $\phi_{total}$ ,  $\phi > 0.1 \text{ MeV}$ ,  $\phi > 0.1 \text{ MeV}$ , dpa 線量率) および累積照射量を評価した。

## （解析・評価法）

$^{59}\text{Co} (n, \gamma) ^{60}\text{Co}^*$ ,  $^{54}\text{Fe} (n, p) ^{54}\text{Mn}$ ,  $^{63}\text{Cu} (n, \alpha) ^{60}\text{Co}$  の3反応の反応率測定値と多群拡散コードで計算された69群の initial guess spectrum により中性子スペクトル解析コード “NEUPAC-84” を用いてスペクトルアンフォールディングを行った。解析のための断面積ライブラリーは、ENDF/B-Vのドシメトリーファイルを “NJOY” で処理して作成した103群の “NEUPAC-83断面積ライブラリ” を用いた。得られた中性子スペクトルから原子炉積算出力を考慮して異積照射量を算出した。

(\*) Fe中の不純物Coにより測定。

## （解析結果）

技術課ドシメトリーシステムで測定した反応率を表1に、またこれら反応率のスペクトルアンフォールディング前後のC/E値を表2-1, 2-2に示す。スペクトルアンフォールディング前には、高速中性子束を大巾に過小評価していることが判る。

表3に本解析で得られた各種分量およびその improvement ratio を示す。ここで、improvement ratio は次の式で定義されたスペクトルアンフォールディングの有効性の指標となる値である。

$$\begin{aligned} \text{improvement ratio} &= \frac{\text{initial guess の相対誤差}}{\text{final results の相対誤差}} \\ &= \left( \frac{(\Delta I_i / I_i)^2}{(\Delta I_f / I_f)^2} \right)^{1/2} \end{aligned}$$

I : 中性子エネルギー群依存の積分量

(f: final, i: initial)

$\Delta I$  : I の絶対誤差

図1に initial guess spectrum (多群拡散コードによる値) を示す。また図2に反応率測定値によるアンフォールディング結果を示す。この図中の破線は、スペクトルの誤差 ( $1\sigma$ ) を、下部の横線は、夫々の番号に対応した90% confidence level (有感部) を示す。図4, 5には、スペクトル解析で得られた結果の improvement ratio と C/E (初期値と最終解の比)



を示した。

今回の中性子照射量解析で得られた圧力管延長部材の異積照射量を表 4 に示す。1 MeV 以上の中性子の nvt は、

$(3.2 \pm 0.2) \times 10^{20} \text{ n/cm}^2$  であり、全中性子束に対しては、

$(6.6 \pm 0.5) \times 10^{20} \text{ n/cm}^2$  であった。

表1. フラックスモニター反応率測定値

flux monitor	反 応	反 応 率*	1 $\sigma$ (%) 誤差
2SL 145	$^{63}\text{Cu}(n, \alpha)^{60}\text{Co}$	$7.700 \times 10^{+9}$	5.7
3SL 146	"	$7.683 \times 10^{+9}$	5.7
4SL 147	"	$7.922 \times 10^{+9}$	5.7
2SL 245	$^{59}\text{Co}(n, \gamma)^{60}\text{Co}$	$3.026 \times 10^{+13}$	25.7
	$^{54}\text{Fe}(n, p)^{54}\text{Mn}$	$1.117 \times 10^{+10}$	5.7
3SL 246	$^{59}\text{Co}(n, \gamma)^{60}\text{Co}$	$3.005 \times 10^{+13}$	25.7
	$^{54}\text{Fe}(n, p)^{54}\text{Mn}$	$1.133 \times 10^{+10}$	5.7
4SL 247	$^{59}\text{Co}(n, \gamma)^{60}\text{Co}$	$2.939 \times 10^{+13}$	25.7
	$^{54}\text{Fe}(n, p)^{54}\text{Mn}$	$1.110 \times 10^{+10}$	5.7

( $\times 10^{24}$  reaction/sec/atom/ 557 MWt)

表2-1 アンフォールディング前の反応率C/E

位 置	$^{63}\text{Cu}(n, \alpha)^{60}\text{Co}$	$^{59}\text{Co}(n, \gamma)^{60}\text{Co}$	$^{54}\text{Fe}(n, p)^{54}\text{Mn}$
2SL	$0.127 \pm 0.038$	$1.22 \pm 0.46$	$0.0377 \pm 0.0087$
3SL	$0.126 \pm 0.038$	$1.22 \pm 0.46$	$0.0369 \pm 0.0085$
4SL	$0.119 \pm 0.035$	$1.21 \pm 0.46$	$0.0366 \pm 0.0085$

表2-2 アンフォールディング後の反応率C/E

位 置	$^{63}\text{Cu}(n, \alpha)^{60}\text{Co}$	$^{59}\text{Co}(n, \gamma)^{60}\text{Co}$	$^{54}\text{Fe}(n, p)^{54}\text{Mn}$
2SL	$1.030 \pm 0.077$	$0.860 \pm 0.326$	$0.977 \pm 0.066$
3SL	$1.030 \pm 0.077$	$0.861 \pm 0.327$	$0.977 \pm 0.066$
4SL	$1.031 \pm 0.077$	$0.861 \pm 0.327$	$0.977 \pm 0.066$

表 3. 積分中性子束, DPA 照射率

位置	積分量 (出力 557MWt)	初期値* <sup>1</sup>	最終解* <sup>2</sup>	誤差(%)	improvement* <sup>3</sup> ratio	最終解 初期値	誤差寄与率(%)		
							CP 1* <sup>4</sup>	CP 2* <sup>5</sup>	CP 3* <sup>6</sup>
2 SL	$\phi_{\text{total}}$ (n/cm <sup>2</sup> /sec)	2.97 <sup>+12</sup> * <sup>7</sup>	1.69 <sup>+13</sup>	5.4	1.54	5.69	0.37	0.05	99.58
	$\phi > 0.1\text{MeV}$ "	7.92 <sup>+11</sup>	1.10 <sup>+13</sup>	6.2	2.48	13.9	0.12	0.08	99.80
	$\phi > 1.0\text{MeV}$ "	3.61 <sup>+11</sup>	8.07 <sup>+12</sup>	4.0	5.03	22.4	0.45	0.31	99.24
	dpa/sec	5.69 <sup>-10</sup>	1.07 <sup>-8</sup>	3.3	4.84	18.8	0.62	0.39	98.58
3 SL	$\phi_{\text{total}}$ (n/cm <sup>2</sup> /sec)	2.95 <sup>+12</sup>	1.71 <sup>+13</sup>	5.4	1.50	5.80	0.37	0.05	99.58
	$\phi > 0.1\text{MeV}$ "	7.85 <sup>+11</sup>	1.11 <sup>+13</sup>	6.2	2.48	14.1	0.12	0.08	99.80
	$\phi > 1.0\text{MeV}$ "	3.58 <sup>+11</sup>	8.19 <sup>+12</sup>	4.0	5.05	22.9	0.45	0.32	99.23
	dpa/sec	5.64 <sup>-10</sup>	1.09 <sup>-8</sup>	3.3	4.85	19.3	0.62	0.40	98.98
4 SL	$\phi_{\text{total}}$ (n/cm <sup>2</sup> /sec)	2.87 <sup>+12</sup>	1.67 <sup>+13</sup>	5.4	1.54	5.82	0.37	0.05	99.58
	$\phi > 0.1\text{MeV}$ "	7.64 <sup>+11</sup>	1.08 <sup>+13</sup>	6.2	2.49	14.1	0.12	0.08	99.79
	$\phi > 1.0\text{MeV}$ "	3.49 <sup>+11</sup>	7.98 <sup>+12</sup>	4.0	5.06	22.9	0.46	0.32	99.22
	dpa/sec	5.48 <sup>-10</sup>	1.06 <sup>-8</sup>	3.3	4.87	19.3	0.63	0.40	98.97

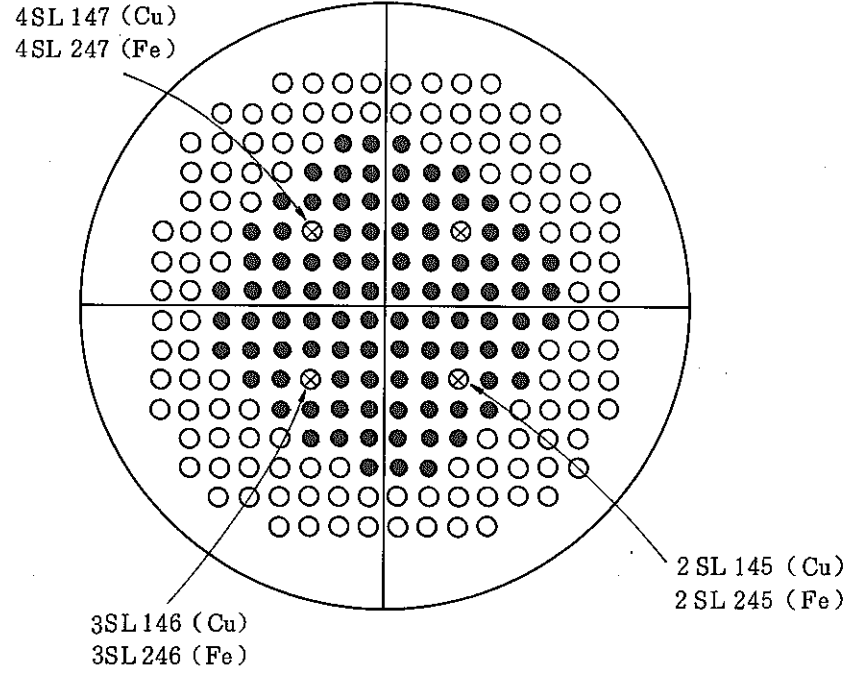
\*<sup>1</sup> 規格化後の initial guess から計算した値\*<sup>2</sup> Unfolded Spectrum " "

$$* \text{ improvement ratio} \equiv \frac{\text{初期値の相対誤差}}{\text{最終解の相対誤差}} \\ \equiv \left( \frac{(\Delta I_i / I_i)^2}{(\Delta I_f / I_f)^2} \right)^{1/2}$$

\*<sup>4</sup> 反応率測定値の誤差寄与率\*<sup>5</sup> 断面積の " "\*<sup>6</sup> initial guess spectrum の誤差寄与率\*<sup>7</sup> 2.97<sup>+12</sup> = 2.97 × 10<sup>12</sup>

表 4. 圧力管延長部材の累積照射量

$\Phi_{total}$	$= ( 6.6 \pm 0.5 ) \times 10^{20}$	n/cm <sup>2</sup>
$\Phi > 0.1\text{MeV}$	$= ( 4.3 \pm 0.4 ) \times 10^{20}$	n/cm <sup>2</sup>
$\Phi > 0.1\text{MeV}$	$= ( 3.2 \pm 0.2 ) \times 10^{20}$	n/cm <sup>2</sup>
$\Phi_{dpa}$	$= 0.42 \pm 0.03$	dpa



記号	名称	数(体)
○	UO <sub>2</sub> 燃料体	124
●	PuO <sub>2</sub> - UO <sub>2</sub> 燃料体	96
⊗	特殊燃料体	4

図 1 「ふげん」炉心配量圧力管延長部照射試験位置

INITIAL SPECTRUM (IT= 1)

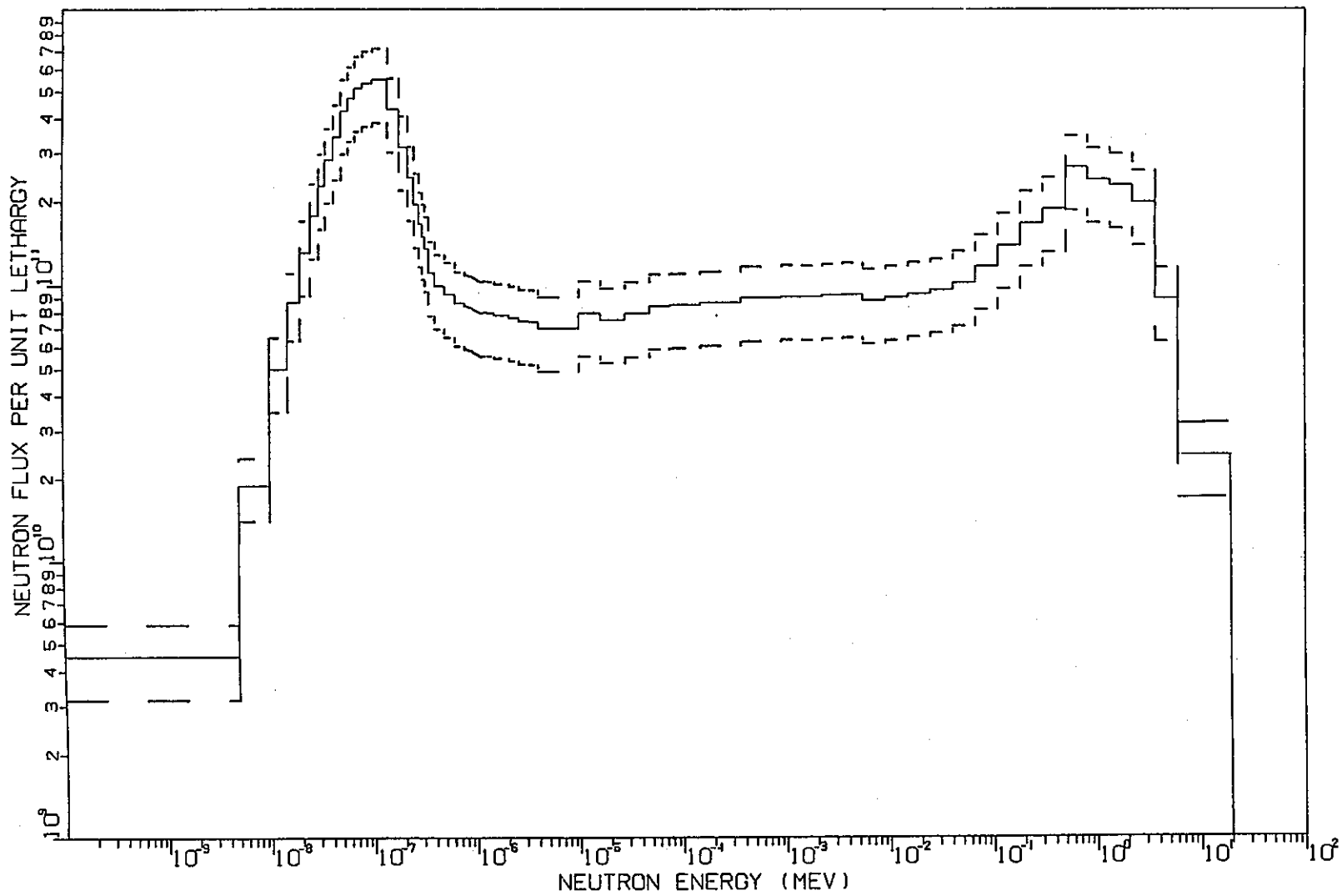


图 2

FINAL SPECTRUM

(IT= 20)

PNC SN941 85-126

- 127 -

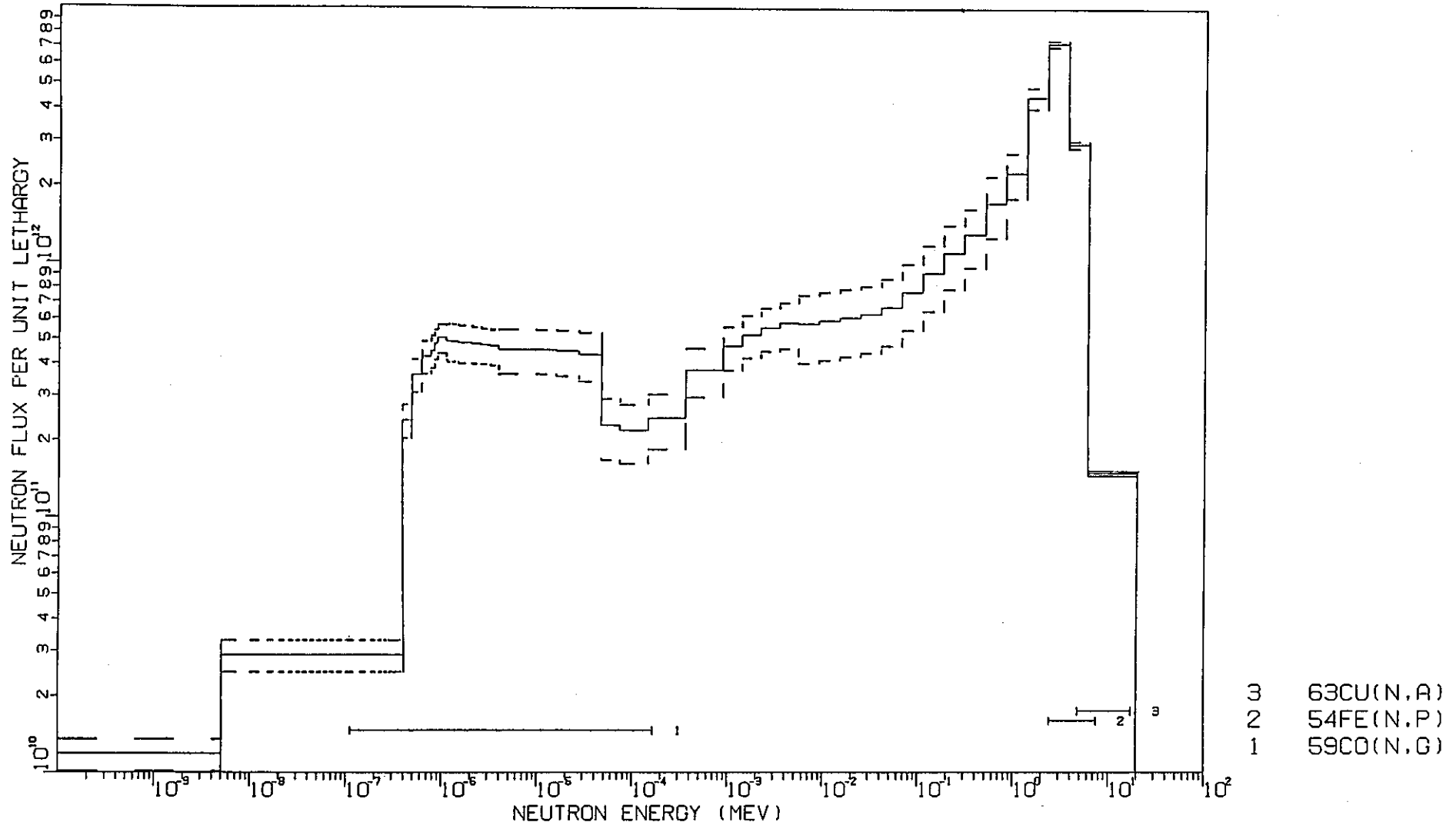
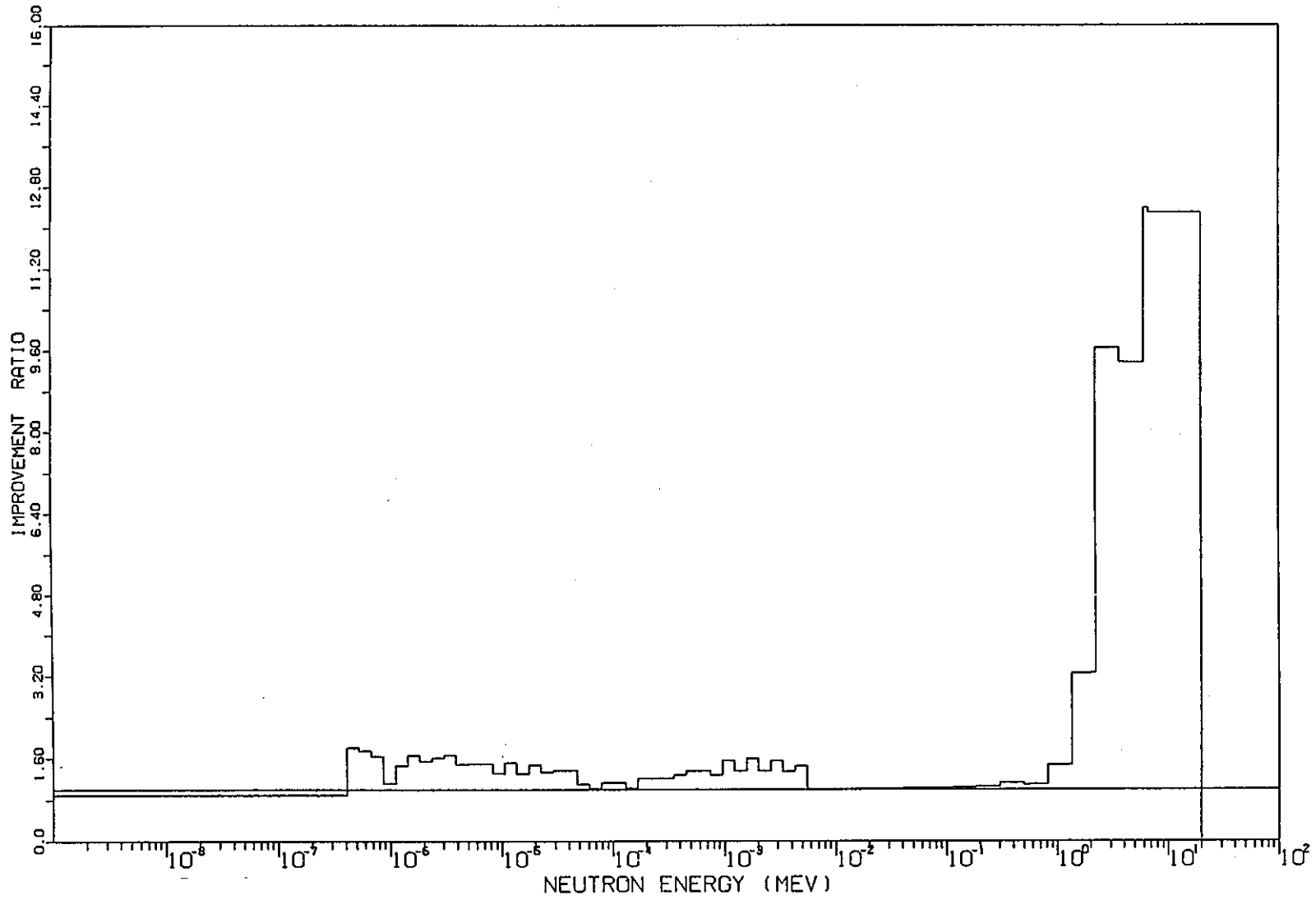


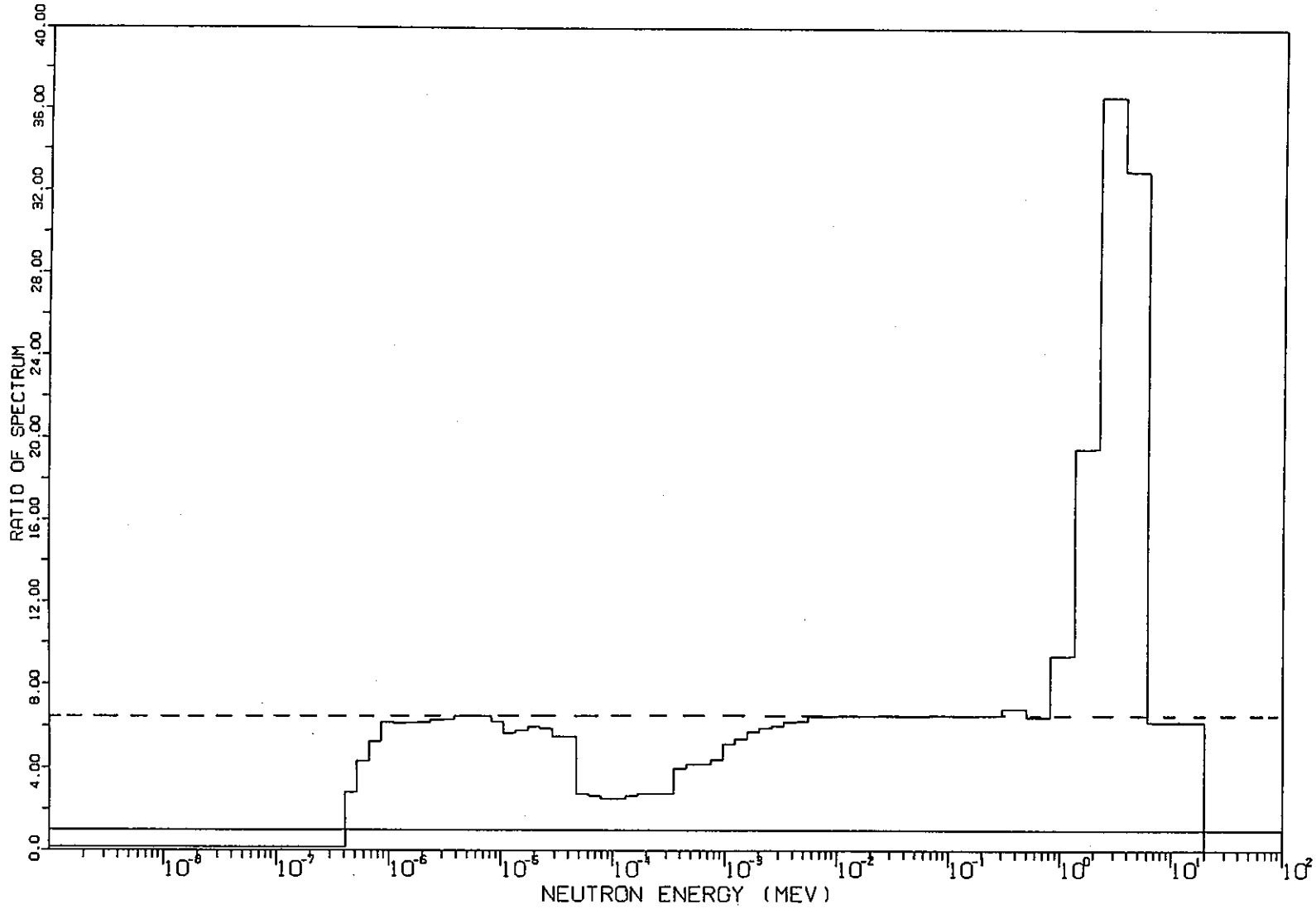
图 3

IMPROVEMENT RATIO BETWEEN \*\* INITIAL SPECTRUM \*\*  
AND \*\* ITERATED SPECTRUM \*\* (IT= 20)



⊗ 4

SPECTRUM RATIO BETWEEN \*\* INITIAL SPECTRUM \*\*  
AND \*\* ITERATED SPECTRUM \*\* (IT= 20)



⊗ 5



## 10.2 第4回炉雑音専門家会議（SMORN-IV）

### ———— FBR 関連の発表について ————

報告者：庄野（異常監視技術 Gr.）

昨年10月中旬にフランス Dijon にて行なわれた第4回炉雑音専門家会議にて発表された論文（102件、資料入手料90件）のうち、FBR関連とみなせる13件\*1について、Summary Report をまとめた。

なお、この原稿は、FBR 関連以外の分野の Summary Report と共に、一括して原子力学会誌 Vol. 27, No.8号（8月下旬発行）に掲載の予定。とりまとめは、東北大、北村氏である。

- 記事の位置付け「解説」
- タイトル「原子炉雑音解析，異常診断技術の動向」

---

\*1 次ページリストを参照のこと。  
（技-59-325）

第4回炉雑音専門家会議で発表されたFBR関連論文リスト

- (1) J. ABERLE, et al. : Noise Measurement during the In-pile Blockage Experiment MOL 7C/4.
- (2) G. LE GUILLOU and C. BERLIN : Sodium Boiling Detection by Neutron Noise Analysis on the French Breeder Reactor (State on Research and Development).
- (3) T. TAKEDA, et al. : Analysis of Root-Mean-Square Temperature Noise in FBR Wire-spacered Assembly with Local Blockage.
- (4) D. FIRTH : An Analytical Approach to Temperature Noise by Extending the Eddy Diffusivity Hypothesis.
- (5) A. ENDOU, et al. : Calibration Method of Electromagnetic-Flowmeter for LMFBR using Root Mean Square Frequency Weighted by Power Spectral Density of Output Voltage Fluctuation.
- (6) W. REIMCHE, et al. : Velocity Profile and Measurements in Liquid Sodium by Signal Correlation of Fast Intrinsic Thermocouples and Electromagnetic Flowmeters.
- (7) J.M. PARENT : Evaluation du Debit de Sodium par Analyse des Fluctuations Induites.
- (8) A. SHONO, et al. : Control Rods Vibration Analysis in JOYO MARK-II Core.
- (9) D.J. LORD and D.S. CROWE : Reactivity Noise on the United Kingdom Prototype Fast Reactor.
- (10) J.A. MULLENS, et al. : On-line Noise Monitoring at the Fast Flux Test Facility.
- (11) M. EDELMANN, et al. : Intercomparison of Noise Analysis and Perturbation Techniques for Measuring Fast Reactor Fuel Element Performance Characteristics.
- (12) M. BRUNET, et al. : The Pattern Recognition Instrument as an Efficient Tool in the Field of the Permanent Surveillance of a Fast Reactor Core.
- (13) H. MÖLLERFELD, et al. : Results of Loose Parts Monitoring Tests in LMFBR Structures.