

Verification of the Mimir N2 Joyo Plant Dynamic Code

Akihiro YOSHIDA Takaya KUROHA\*

Experimental Fast Reactor Division, Irradiation Center, O-arai Engineering Center Nuclear Energy System Inc.

高速実験炉「常陽」では,ウラン・プルトニウム混合酸化物燃料を用いたナトリウム冷却型高速増殖炉の固有 安全性のより高度な実証を目的として,過渡が発生した場合にも,原子炉プラントの安全性が確保できることを 示す安全特性試験の実施に向けた研究を行っている。本研究に用いるプラント動特性解析コードとしては,これ まで,MK II炉心で実施した運転特性試験,自然循環試験等の解析を通じ,整備・検証を行ってきた Mimir N2 を採用した。本研究では,フィードバック反応度を精度良く予測し,試験条件を安全上,許認可上許容される範 囲に制限し,かつ,固有安全性の実証に有効な試験計画を策定することが重要である。フィードバック反応度の 評価精度向上の一環として,「常陽」で観測される出力係数の燃焼依存性を分析した結果,燃焼に伴う燃料膨張 反応度の変化によるものである可能性が高いことが分かった。そこで,Mimir N2解析において,実測データに 基づき燃料膨張反応度に燃焼依存性を考慮した結果,ステップ応答試験におけるステップ投入直後の核計装応答, 燃料集合体出口温度,さらには一次冷却材が一巡した後の炉心支持板膨張反応度によるプラント状態の変動など を良く模擬できることが確認できた。

Passive safety systems at Experimental Fast Reactor JOYO were studied to demonstrate the inherent safety of MOX fueled sodium cooled fast breeder reactors. The Mimir-N2 analysis code, developed to analyze JOYO plant kinetics, was selected as the standard code. To increase the reliability, Mimir-N2 was modified based on data from plant characteristics and natural circulation tests in JOYO. JOYO operational data suggest that the burn-up dependency of the power reactivity coefficient could be due to the reactivity shift caused by decrease of fuel pellet thermal expansion in the axial direction. Based on the relationship between the measured power reactivity coefficient and the core averaged burn-up, burn-up dependency was estimated and introduced to the Mimir-N2 model. This brought good correspondence between calculated and measured values for a step reactivity response test. Calculated plant parameters including power range neutron monitor response and fuel subassembly outlet coolant temperature corresponded to measured values. Mimir-N2 could simulate plant dynamics such as the perturbations due to core support plate thermal expansion.

#### キーワード

「常陽」, 高速炉, MOX燃料, 固有安全性, Mimir N2, プラント動特性, 反応度係数, フィードバック反応度, 出力係数, ステップ応答

Joyo, Fast Reactor, Mixed-Oxide Fuel, Inherent Safety, Mimir-N2, Plant Dynamics, Reactivity Coefficient, Feedback Reactivity, Power Reactivity Coefficient, Step Reactivity Response



吉田 昌宏 技術課 原子炉利用チーム 所属 チームリーダ 副主任研究員 「常陽」の許認可業務等に従 事 黒羽 隆也
技術課 原子炉利用チーム 所属
Mimir N2の整備,解析に 係わる業務に従事 1.はじめに

高速実験炉「常陽」では,高速炉の固有安全特 性をより高度に実証する観点から,過渡が発生し た場合にも,原子炉プラントの安全性が確保でき ることを示す安全特性試験の実施に向けた研究を 進めている。具体的には,例えば,「常陽」MK Ⅲ炉心において,部分出力状態から,制御棒を連 続的に引抜く,あるいは一次冷却系主循環ポンプ の流量を変動させる試験を行い,反応度フィード バック効果により,炉心・プラントが安定かつ安 全な状態に終息することを実証する。上記試験の 実施条件を安全上,許認可上許容される範囲に制 限し,かつ,固有安全性の実証に有効な範囲とす るためには,フィードバック反応度の不確かさを 低減し,炉心・プラント動特性を精度良く予測す ることが重要となる。

このため、「常陽」では、フィードバック反応度 の評価精度向上の検討とそれを反映したプラント 動特性解析コード Mimir N2プラントの整備を行 っている。ここでは、Mimir N2の整備・検証作業 のうち、主にステップ応答試験に着目して実施し たフィードバック反応度計算部分の検討結果につ いて述べる。 2.「常陽」MK 炉心及びMimir N2の概要

#### 2.1 MK 炉心の概要

高速実験炉「常陽」では、MK II 炉心として、 1982年11月に初臨界を達成以降,第0サイクルの 性能試験から2000年6月の第35サイクルまでの計 36サイクルの定格出力運転に加え、自然循環試験 等のための短期サイクルの運転を実施した。標準 的なMK II 炉心は、混合酸化物燃料(MOX燃料) を用いた67体の燃料集合体とそれを取り巻くステ ンレス鋼製の反射体から構成され、試験目的に応 じて、燃料領域及び反射体領域に種々の照射試験 用の集合体が装荷される。原子炉出力の制御は、 炉心第3列及び第5列に配置された6体の制御棒 により行われる。MK II 炉心の主要仕様を表 2.1.1に、標準的な炉心構成例を図2.1.1に 示す。

	項目	仕様					
原	子炉熱出力	100 MWt					
->	次冷却材流量	1 260 t/h × 2 ループ					
原	子炉入口温度	370					
原	子炉出口温度	500					
ラ	ッパ管外対面距離	78 5mm					
集合体ピッチ		81 5mm					
炉内燃料装荷本数		MK 炉心 (第 0 ~ 31サイク	ル)	移行炉心* (第32~35サイクル)			
		67体			69~75体		
	種類	J1燃料	J2烷	然料	MK 燃料		
	燃料材	MOX燃料	同	左	同左		
おも	ピン本数	127	同	左	同左		
<i>7</i> :	燃料要素外径 / 内径	5 5mm/4 8mm	同左		同左		
料	燃料ペレット外径	4 .63mm	同左		同左		
集	スタック長	55 cm	同左		50 cm		
合	Pu富化度	30 w/o以下	同	左	同左		
体	<sup>235</sup> U濃縮度	12 w/o	18 י	w/o	同左		
	ペレット密度	94%T.D.	同	左	同左		
	構造材	SUS316相当ステンレス鋼 (PNC316)		高Niオーステナイト系ステンレス鋼 (PNC1520)			
	体数	6					
制	制御要素材	B₄Cペレット					
·125	制御要素 <sup>10</sup> B濃縮度	90%					
11山	B₄Cペレット外径	16 3mm					
棒	制御材有効長さ	650 mm					
	要素本数	7					

表2.1.1 「常陽」MK 炉心の主要仕様

\*) MK 燃料 (J1, J2燃料) と MK 燃料を混在させた炉心。各サイクルの MK 燃料装荷大数は,以下のとおり 第32サイクル:5体

第325年クル:3本 第33サイクル:10本 第34サイクル:15体 第35サイクル:20体



図2.1.1 MK 炉心構成例(第31サイクル)

22 Mimir N2の概要

Mimir N2は,「常陽」のプラント動特性解析用 に開発されたコードであり,これまで,MK I, MK II 及びMK III 炉心の設計,安全解析をはじ め,自然循環試験の評価等に用いられてきた<sup>1</sup>。

Mimir N2では、「常陽」の全プラント系統(炉 心,一次冷却系及び二次冷却系)をモデル化し, 冷却材ナトリウムを一次元非圧縮性流体として取 り扱い,差分法に基づき,定常及び非定常の一次 元熱流力解析を行う。Mimir N2の計算モデルの全 体概要を図2.2.1に示す。

22.1 流量配分の設定

Mimir N2では,フローネットワーク解析により 炉内の冷却材流量配分を算出する。図2.2.1に 示したように, Mimir N2では, 高圧プレナム及び 低圧プレナムから集合体内部に冷却材を流入させ る313体の炉心構成要素を除く原子炉容器内の冷 却材流路を統合して, これをバイパス流路として いる。バイパス流路には, 具体的には, 燃料貯蔵 ラック, 炉心構成要素とこれを支持する炉内構造 物の嵌合部(冷却材の漏れ流量を考慮)等が含ま れる。

MK 炉心の計算では,炉心燃料集合体,反射 体等について,炉内冷却材流量分布測定試験の結 果に基づいて調整した圧損係数を入力し,照射試 験用集合体については,当該集合体の水流動試験 結果から求めた圧損係数を入力した。次に,各集 合体の流量配分が,「常陽」の炉心管理に用いてい る計算コードMAGI<sup>23</sup>の結果と一致するよう,バイ パス流路の圧損係数を調整した。

222 フィードバック反応度

Mimir N2では、炉心部について一点近似の炉動 特性計算を行っており、フィードバック反応度と して、ドップラ反応度、燃料膨張反応度構造材(ラ ッパ管、被覆管)膨張反応度、冷却材膨張反応度 及び炉心支持板膨張反応度を扱っている。これら のフィードバック反応度には、「常陽」の標準的な 設計計算手法<sup>3)</sup>に基づく温度係数を用いている。反 応度係数計算手法を図2.2.2に示す。

計算では, 炉定数として核データライブラリ



図2 2.1 "Mimir N2"計算モデル

サイクル機構技報 No.15 2002.6



## 図222 温度係数計算フロー図

反応度係数	等温度係数	出力係数
成分	(%k/kk '/ )	(%k/kk /MW)
燃料膨張反応度	- 3 .86 × 10 <sup>-6</sup>	- 2 .78 × 10 <sup>-5</sup>
被覆管膨張反応度	- 1 29 × 10 <sup>-6</sup>	- 0 .10 × 10 <sup>-5</sup>
ラッパ管膨張反応度	- 2 <i>A</i> 7 × 10 <sup>-6</sup>	- 0 .15 × 10⁻⁵
炉心支持板膨張反応度	- 13 .77 × 10 <sup>-6</sup>	0 .00 × 10 <sup>-5</sup>
冷却材膨張反応度	- 10 .44 × 10 <sup>-6</sup>	- 0 .64 × 10 <sup>-5</sup>
ドップラ反応度	- 0 42 × 10 <sup>-6</sup>	- 1 .02 × 10 <sup>-5</sup>
合 計	- 32 25 × 10 <sup>-6</sup>	- 4 .69 × 10 <sup>-5</sup>

表222 MK 炉心の反応度係数

JENDL 2に基づく70群の炉定数セットJFS 3 J2<sup>4)</sup>を使用し,7群又は18群の実効断面積を作成す る。ここで,ドップラ反応度と燃料,構造材及び 冷却材の膨張に伴う各反応度の算出に用いる密度 係数は,一次摂動理論に基づき,計算コード HANYO PERT<sup>3)</sup>の二次元RZ体系を用いた18群拡 散計算により求めた。炉心支持板膨張係数の算出 に使用する径方向熱膨張に伴う形状係数は,二次 元拡散コード2DBURN<sup>3)</sup>の直接計算(7群)より 求めた。計算例として,MK 炉心の等温温度係 数と出力係数を表2.2.2に示す。等温温度係数 は,原子炉の出口冷却材温度と入口冷却材温度を 一致させて,系統温度を均一に変化させた時の単 位冷却材温度変化当たりの反応度変化であり「常 陽」の場合,炉心支持板膨張反応度が主要因とな る。また,出力係数は,単位原子炉出力変化当た りの反応度変化であり,燃料膨張反応度及びドッ プラ反応度の寄与が大きく,原子炉入口温度を一 定として測定するため,炉心支持板膨張反応度の 寄与はない。なお,Mimir N2に入力する場合,炉 心支持板膨張反応度は,表2.2.2に示す炉心平 均の値を用いるが,その他のフィードバック反応 度成分については,二次元RZ計算による値を軸方 向分布を考慮して流路ごとに与える。

#### 3. 炉心部計算モデルの見直し

3.1 燃料膨張反応度

3.1.1 出力係数の燃焼依存性の分析評価

フィードバック反応度については,表2.2.2 に示すような個々の成分を分離して測定すること は困難であるが,積分値である種々の反応度係数 を測定し,その結果を分析することにより,解析 値の検証に有用な情報を得ることができる。

反応度係数のうち,等温温度係数については, MKI及びMK 炉心の性能試験時に,設計計算 値と実測値がおおむね一致することが確認さ れ<sup>5,6)</sup>,その後の運転を通じ,計算値,実測値とも ほぼ一定の値となることが確認されている<sup>7)</sup>。これ は,主要因である炉心支持板膨張反応度の解析値 の妥当性を示すものと言える。

一方,出力係数については,性能試験時に設計 計算値と実測値が一致したものの5%, その後の運 転を通じ、ほぼ炉心平均燃焼度に依存して絶対値 が変化する現象(燃焼依存性)が観測されている")。 炉心では,運転サイクル初期(BOC)と末 MK 期(EOC)に出力係数を測定しているが,EOCの 出力係数の絶対値は,BOCより小さい値となり, また, BOC の値と前サイクル EOC の値との差は, 新燃料の装荷体数に依存し,新燃料が多いほど絶 対値が大きくなる傾向が見られる。MK 炉心に おける出力係数と炉心平均燃焼度の関係を表 3.1.1と図3.1.1に示す。ここに示したデー タは BOC 及び EOC の出力上昇 / 降下操作時に原 子炉出力を約30~100MWの範囲で5MWごとに 安定させ、その時の過剰反応度を臨界法により測 定し,ステップ間の反応度差と熱出力の差から評 価したものである。また, MK 炉心のうち, 炉 心燃料の仕様と交換パターンがほぼ同一であった

表3.1.1	MK	<b>炉心の</b> 30	100MW 間平均出力係数測定結果
--------	----	---------------	-------------------

		新燃	新燃 BOC		MOC		EOC				
cv	EFPD	料装	袭						(% K/KK /IVIVVd/t)		
1		何体	燃焼度	出力係数	燃焼度	出力係数	燃焼度	出力係数	BOC ~	BOC ~	MOC ~
		<del></del> θX	(MWd/t)	(% k/kk /MW)	(MWd/t)	(% k/kk //MW)	(MWd/t)	(% k/kk //MW)	EOC	MOC	BOC
16	31.6	5	24,360	- 4.10E - 03			28 ,570	- 3.62E - 03	6.9E - 08		
17	68.4	9	22 ,090	- 4.73E - 03			31 ,230	- 3.23E - 03	1.4E - 07		
18	68.4	10	23 ,950	- 4.30E - 03			33 ,090				
19	68.7	9	25 ,310	- 3.85E - 03			34 ,520	- 2.77E - 03	1.0E - 07		
20	40.0	5	30 ,790	- 3.50E - 03			36 ,190	- 2.90E - 03	1.3E - 07		
21	68.8	12	25 ,930	- 3.72E - 03			35 ,220	- 2.20E - 03	1.7E - 07		
22	68.7	11	25 ,610	- 3.89E - 03			34 ,880	- 2.33E - 03	1.8E - 07		
23	52.8	9	26 ,980	- 3.49E - 03			34 ,140	- 2.48E - 03	1.0E - 07		
24	41.5	6	31 ,310	- 2.90E - 03			36 ,850	- 2.21E - 03	1.4E - 07		
25	64.9	9	27 <i>4</i> 60	- 3.37E - 03			36 ,220	- 2.23E - 03	1.3E - 07		
26	39.5	6	31 ,070	- 3.30E - 03			36 <i>,</i> 410	- 2.43E - 03	1.6E - 07		
27	30.1	4	32 ,640	- 2.94E - 03	34 ,568	- 2.37E - 03	36 ,700	- 2.34E - 03	2.1E - 07	3.0E - 07	1.3E - 08
28	6.1	3	34 ,690	- 2.62E - 03			35 ,500	- 2.21E - 03	8.2E - 08		
29	24.3	0	36 ,420	- 2.83E - 03			39 ,660				
29*		0					39 ,900	- 2.56E - 03	7.8E - 08*		
29*		0					40 ,120	- 2.55E - 03			
30	59.7	12	27 ,370	- 3.93E - 03			35 <i>,</i> 420	- 2.11E - 03	3.7E - 07		
31	54.9	12	24 ,870	- 3.88E - 03	30 288	- 2.30E - 03	32,260	- 2.15E - 03	2.0E - 07	2.8E - 07	1.1E - 07
32	69.0	10	24 ,410	- 3.43E - 03			33 ,470	2.33E - 03	1.0E - 07		
33	67.8	10	25 ,980	- 3.10E - 03			35 ,090	- 2.34E - 03	7.2E - 08		
34	68.9	10	28 ,370	- 3.39E - 03	31 ,670	- 2.72E - 03	36 ,580	- 2.28E - 03	1.4E - 07	2.0E - 07	9.0E - 08
35	48 2	10	30 ,950	- 2.88E - 03	31 <i>A</i> 40	- 2.54E - 03	37 ,030	- 2.17E - 03	1.2E - 07	6.9E - 07	6.6E - 08

\*)第29サイクルBOCと第29 サイクルの間の出力係数変化率



図3.1.1 「常陽」第16~31サイクル炉心の出力係数

第16~31サイクル炉心のデータを採用した。

出力係数の燃焼依存性が,出力上昇時と降下時 の原子炉操作の違いによる系統的な差ではないこ とを確認するため,新燃料を1体も用いずに構成 したMK II 第29 サイクル炉心において,短期間 に原子炉出力の上昇/降下操作を繰り返し,この 時の出力係数を測定した。測定結果を図3.1.2 に示す。これにより,出力上昇時と降下時の出力 係数はよく一致し,燃焼依存性がプラント操作の



図3.1.2 MK 第29 サイクルにおける出力係 数測定結果

違いによるものではないことが確認できた。

各フィードバック反応度成分の燃焼依存性につ いて以下に示す。なお,構造材膨張反応度と冷却 材膨張反応度は燃焼に伴い変化することはなく, 前述のとおり,炉心支持板膨張反応度は出力係数 に寄与しないため,これらについては省略する。 (1)ドップラ反応度

燃焼に伴い燃料組成が変化するため,ドップラ 係数にも燃焼依存性は存在するが,その量は小さ 技術報告

い。例として,図2.2.1の計算手法によるMK 初期炉心と平衡炉心のドップラ係数は,それぞ れ-1.62×10<sup>-3</sup>と-1.68×10<sup>-3</sup>[T・dK/dT]であ り,その差は4%しかなく,図3.1.1に示した 燃焼依存性を説明できない。

# (2)燃料膨張反応度

22

燃焼に伴い、燃料ペレットの組織変化、中心空 孔生成、あるいはクラックの発生等により、実効 的な線膨張率が変化している可能性がある。現在 のところ、これが燃焼依存性の原因として最も有 力であるが、照射後の燃料ペレットの線膨張率測 定は困難であり、その定量評価は難しい。また、 仏国RAPSODIE炉の安全特性試験評価等を通じ、 被覆管により燃料ペレットが拘束され燃料膨張反 応度が変化する可能性が示唆されている<sup>8)</sup>。この現 象はスエリングによる外径増加の影響を受けるこ とから燃焼依存性の一因である可能性がある。

## (3) 炉心湾曲反応度

炉心構成要素の湾曲状態は, ラッパ管の照射ス ェリングや照射クリープによる応力緩和等に影響 を受けるため<sup>3)</sup> 燃焼依存性が考えられる。しかし, これまでのMK 炉心の湾曲計算経験より,平衡 炉心における燃料集合体の変位量は,最大値,平 均値とも,燃焼による変化は小さいことが確認さ れている。

以上により,燃焼に伴うフィードバック反応度 変化の要因として考えられる成分は,燃料膨張反 応度のみであり,また,表2.2.2より,出力係 数に占める燃料膨張反応度の割合は約60%であ り,図3.1.1に見られる出力係数の変化を定量 的に説明しうるものは燃料膨張反応度のみと言う ことができる。

### 3.1.2 燃料膨張反応度の燃焼依存性

表3.1.1より,運転期間中(MOC)に出力係 数を測定した第27,31,34及び35サイクルでは, MOC EOC間の単位燃焼度当たりの出力係数の 変化割合(以下,「出力係数変化率」という。)は, 最大でもBOC MOC間の1/2以下であった。こ れは,燃料膨張反応度の燃焼依存性の主要因と考 えられる組織変化等が,新燃料として装荷された 直後の出力上昇時に急激に進展することによるも のと考えられる。

また,第29サイクルは,新燃料を装荷せずに運転を行い,運転終了後,照射試験用集合体を使用 済みの炉心燃料に置換して,第29、サイクル炉心を 構成したが,第29サイクルBOC - 第29 サイクル の出力係数変化率は、約8 E 08(% k/kk '/MW/ MWd/t),新燃料が3体と少なかった第28サイク ルのBOC EOC間出力係数変化率も8 E 08(% k/kk '/MW/MWd/t)であり,表3.1.1に示し たMOC EOC間の変化率に近い値であった。

以上から,図3.1.3に示すように,個々の燃 料集合体の燃料膨張反応度が,装荷直後の急激な 組織変化等により低下した後,緩やかに低下して いると考えると,それらが合成される全炉心の出 力係数の絶対値が運転初期に急激に小さくなり, 後半、緩やかに変化する現象や次サイクルBOCに 回復する量が新燃料の装荷体数に依存する現象を 説明することができる。ここで、出力係数変化率 が一定となる燃焼度を特定することはできない が表3.1.1から、炉心平均燃焼度が500 MWd/t 増加した段階で原子炉をいったん停止した第35サ イクルでも, MOC EOC 間の変化率が他サイクル と同程度であることから,燃料膨張反応度の変動 は,これより少ない燃焼度で安定すると考えられ る。なお,500 MWd/tは, MK 炉心の場合,約 5日の定格運転に相当する。

現状のデータから,BOCの出力上昇時の燃料膨 張反応度を定量的に評価するのは困難であるた め,Mimir N2による動特性解析では,当面,解 析対象をMOCとEOCに限定し,実験データから 燃料膨張反応度に考慮する燃焼依存性の式を作成 することとした。

図3.1.1において,30~100MW間平均出力 係数:Ccore(% k/kk'/MW)と炉心平均燃焼度: Bcore(MWd/t)との関係をBOCとEOCのデータ



図3.1.3 燃料膨張反応度の燃焼依存性概念図

に分け,最小二乗法を用いて一次式にフィッティングした結果は,以下のとおりである。

BOC : C<sub>core</sub> = -7 61E - 03 + 1 44E - 07 × B<sub>core</sub>

EOC : C<sub>core</sub> = -5 27E - 03+7 81E - 08 × B<sub>core</sub>

ここで,燃料膨張反応度を除く他の出力係数成 分(ドップラ反応度,冷却材・構造材膨張反応度) の合計は,表2.2.2より,-19E-03 (% k/kk '/MW)であり,これは燃焼により変 化しないものとする。(2.1)式と(2.2)式のy切 片から他の成分を引いた値が0 MWd/t時の燃料 膨張反応度に相当し,両者の比は0.59となる([-5.27E-03+19E-03]/[-7.61E-03+19E -03]=0.59)。

図3.1.3に基づき,燃料膨張反応度は,照射 開始後,瞬時に059倍となり,その後,(22)式 の傾きに沿って低下するものとする。これより, 燃料膨張反応度に燃焼依存性を考慮するための係 数:kは下式で示される。

$$k = 0.59 - 1.4E - 05 \times B_{S/A}$$
 ...(2.3)

ここで, B<sub>S/A</sub>は集合体平均燃焼度(MWd/t)で ある。Mimir N2では,計算される燃料膨張反応度 に(23)式で与えられる相対比を乗じることとす る。

32 ドップラ反応度

設計計算手法に基づくドップラ反応度に関して は、米国SEFOR 炉のドップラ反応度実験解析によ る設計計算のC/E値が0 94±0.13であることか ら、Mimir N2ではドップラ反応度にE/C補正(補 正係数:1.064)を施すこととした。

33 フィードバック反応度計算機能の追加

(1)制御棒と燃料の軸方向相対変位による反応度 制御棒駆動機構(以下,「CRD」という。)の延 長管と原子炉容器は,温度変化に伴う膨張・収縮 により,燃料と制御棒の軸方向相対位置を変化さ せ、反応度投入の原因となる。このうち、特にCRD 延長管は,熱変位の時定数が小さく,制御棒引抜 き位置と温度変化量によっては,比較的大きな反 応度を与えることから,燃料と制御棒の軸方向相 対変位による反応度計算機能をMimir N2に追加 した。計算では,CRD延長管,原子炉容器の熱変 位から制御棒と燃料の相対位置の時間推移を求 め,これとあらかじめ入力しておいた制御棒引抜 き位置と校正曲線から投入される反応度を求め る。

CRD 延長管については,「常陽」の6体の制御 棒に対し,それぞれの周囲6集合体の集合体出口 のナトリウム温度計算値の推移とステンレス鋼の 熱膨張率:16 25×10<sup>-6</sup>K<sup>-1</sup>から軸方向変位量を求 める。また,延長管部の温度変化に対する一次遅 れ時定数( cr)については,CRDを上部案内管, 外側・内側延長管及び加速管から成る多重円筒と し,下式により計算した。

 $_{CR} = C_{p} \cdot M / (U \cdot A)$ 

ここで, C<sub>p</sub>:管の比熱

M:管の重量

U:管とナトリウムの熱貫流率

A:管とナトリウムの伝熱面積

である。加速管内部のナトリウムをスタグナント としたところ, cr は30(s)となった。

炉容器については,原子炉出口温度と入口温度 の平均値とステンレス鋼の熱膨張率から熱変位量 を求めた。一次遅れ時定数( <sub>RV</sub>)は,3600mm

の炉容器内側の熱遮へい板(3層5mm間隔,肉 厚10mm)を考慮し,CRDと同様に算出した結果, 620(s)となった。

なお,燃料と制御棒の軸方向相対変位には,燃 料ペレットの熱変位も考慮するが,燃料ペレット の熱膨張率:[8.06+4.08×10<sup>-3</sup>T+2.33×10<sup>-7</sup>T<sup>2</sup>] ×10<sup>-6</sup>(出典:GEAP 13582,NUMEC 2389 9) と温度変化から求めた変位量に,燃焼依存性を考 慮するために算出した(2.3)式による係数kを乗 じることとした。

#### (2) 流量反応度係数

流量反応度係数については,流量変化時の一次 冷却材の流体圧力差によって生じる炉心支持構造 物の変位により,炉心支持板に拘束される燃料集 合体が軸方向に変位する現象と仮定し,投入され る反応度を計算したところ,実測値の約20~50% を説明できることが分かったため<sup>10010</sup>, Mimir N2 の反応度計算モデルに追加することとした。ただ し,前述のとおり,上記モデルによる反応度計算 値は実測値を過小評価することから,当面,MK **炉心での流量反応度係数測定値の**-2×10<sup>-4</sup> (% k/kk <sup>3</sup>/%flow)<sup>™</sup>を用いて投入反応度を計算 することとした。

# 4 . Mimir N2によるステップ応答解析

4.1 ステップ応答試験の概要

ステップ応答試験<sup>12)</sup>は,出力変動時のプラント 安定性の確認を目的としたものであり,出力安定 状態において制御棒をステップ状に操作すること により,微小な正又は負の反応度を炉心に投入し, その後のプラント挙動を観測するものである。 MK 炉心では,通常,原子炉起動時の出力上昇 操作中,定格運転中及び原子炉停止のための出力 降下操作中に数回のステップ応答試験を実施して きた。なお,本試験は出力上昇・降下操作を妨げ ない範囲で行うため,投入する反応度は±2~5 ¢程度としている。

## 4.2 解析結果

整備を行った Mimir N2を用いて, MK 炉心 におけるステップ応答試験の解析を行った。例と して, MK 第33サイクル炉心での試験結果と Mimir N2計算結果の比較を以下に示す。なお本 試験では,原子炉出力約89MWのプラント安定状 態において,制御棒操作により-3.1¢の負の反応 度をステップ状に投入した。

反応度計記録:	図 4	.2	.1
核計装応答:	図 4	.2	.2
炉心燃料集合体出口温度	: 図4	.2	.3
原子炉出口温度:	図 4	.2	.4
原子炉入口温度:	図4	.2	.5

図4.2.1より,ステップ状に反応度を投入した直後,フィードバック効果により反応度はゼロに近づいていく。今回,燃料膨張反応度に燃焼依存性を考慮したことにより,図4.2.1に示すように,反応度の計算と実測がほぼ一致した。

「常陽」では,一次冷却材が一巡する約150s後, ステップ状の反応度投入による冷却材温度の低下 が原子炉入口温度に伝わり,これに伴い炉心支持 板が熱収縮し,正の反応度が投入される。計算で は,約150sで反応度が負から正に転じ,その後, フィードバック効果により約300s付近でピーク となり,再びゼロに近づいていく挙動が見られ, 実測値は,ばらつきはあるものの,おおむね計算



図42.1 ステップ応答試験結果とMimir N2の比較(反応度計記録)



図422 ステップ応答試験結果とMimir N2の比較(核計装応答)







図424 ステップ応答試験結果とMimir N2の比較(原子炉出口温度)



図425 ステップ応答試験結果とMimir N2の比較(原子炉入口温度)

図4.2.2より,核計装応答は,計算,実測と も,前述の反応度挙動に対してほぼ時間遅れなく 追随して変動していることが分かる。これに対し て 図4.2.3,4及び5より 集合体出口温度 原 子炉出口温度,入口温度と徐々に変動の時間遅れ が大きくなるが,その変動量と時間挙動は,計算 と実測とはおおむね一致していることが分かる。

#### 5.結論

「常陽」の運転データを分析評価して得られた知 見を基に, Mimir N2に燃料膨張反応度の燃焼依 存性を考慮した結果,これまでフィードバック効 果を過大評価していたステップ応答試験における ステップ状の反応度投入後0~150s間の反応度 挙動が実測と良く一致した。これにより,各プロ セス量の計算値の変動量と時間推移が実測と良く 一致し,一次冷却材が一巡した後の炉心支持板熱 変位に伴うプラント状態の変動等,安全特性試験 の検討を行っていく上で重要な挙動を解析により 表すことができるようになった。

#### 6.おわりに

現在,「常陽」はMK 炉心としての運転を終 了し,MK 炉心・プラントへの改造工事を継続 中である。今後,主中間熱交換器,主冷却機の特 性データなど,改造後のプラントデータを反映し つつ,一連の炉心・プラント特性を測定するMK

性能試験の解析を通じて Mimir N2を整備し, 安全特性試験の検討を進めていく計画である。反応度フィードバック特性に関しては,これまで実施してきた出力係数の分析評価を MK 炉心で も継続するとともに,出力運転中の冷却材流量を 変更するなど,通常運転範囲を超えるプラント状 態でステップ応答試験を実施することにより,検 証データを拡張することも検討していく。

#### 参考文献

- M.Sawada, H. Arikawa, et al. : "Experiment and Analysis on Natural Convection Characteristics in the Experimental Fast Reactor Joyo", Nuclear Engineering Design 120, p.341 347(1990)
- 2 ) A. Yoshida, et al. : "Core and Fuel Management Experience of "JOYO" and its Upgrading Program", PHYSOR '96, Mito, Japan, Vol.3, p. I 28 37(1996)
- 3) 三菱原子力工業株式会社:"高速増殖炉核設計コード の概要", MAPI F 0001(1981)
- 4 ) H. Takano, et al. : "Revision of Fast Reactor Group Constant Set JFS 3 J2", JAERI M 89 141(1982)
- 5) 松野義明,:"高速実験炉「常陽」のプラント性能評価",日本原子力学会誌 Vol24, No.11, p.833~864 (1982)
- 6) 溝尾宣辰,秋山孝夫,他,:"「常陽」照射用炉心の 性能試験について",動燃技報No.49,p.45~60(1984)
- 7) 有井祥夫,青山卓史,他,"高速実験炉「常陽」MK-II 炉心の炉心・燃料管理経験",日本原子力学会誌 Vol.39, No.4, p.315 ~ 325(1997)
- 8 ) C. Essig, et al.: "Dynamic Behavior of Rapsodie in Exceptional Transient Experiments", Proceedings of the International Topical Meeting on Fast Reactor Safety, Knoxville, p.635 641 (1985)
- 9) 大洗工学センター炉心変形検討会,:『高速増殖炉の 「炉心変形検討会」平成7年度活動報告』, PNC TN9410 96 300(1996)
- 10) 鈴木俊宏, 市毛 聡, 他,: "高速炉安全特性研究のため の「常陽」炉心支持板変形解析", PNC TN9410 96 269(1996)
- 11) 吉田昌宏, 鈴木俊宏, 他,:"高速実験炉「常陽」に おける炉心支持板流力変位の反応度効果"動燃技報 No.103,p.21(1997)
- 12)" 特集「常陽」20周年", 動燃技報 No.104, p.15(1997)