技術報告

301. 受動的安全性を強化した大型FBRプラント

林 秀行*, 一宮正和**, 永沼正行**

*Design Study on a Large FBR Plant Enhancing Passive Safety*By Hideyuki HAYASHI,
Masakazu ICHIMIYA and Masayuki NAGANUMA

A conceptual design study on a 1,300MWe class FBR of loop type using sodium bonded mixed nitride fuel was performed from the viewpoint of the enhancement of passive safety. Spectrum-Adjusted Core concept that shifted neutron spectrum to low energy side by adding zirconium hydride was adopted to enlarge the negative Doppler reactivity feedback for the purpose of passive shutdown at ULOF. Integrity of plant system at transients was also examined under long flow coast down condition. It has been found that the large FBR concept with enhanced passive safety characteristics has sufficient feasibility for commercialization and the increase of the capital cost concerning passive safety is not a burden.

KEYWORDS : FBR type reactors, nuclear power plants, passive shutdown, mixed nitride fuels, sodium bond, zirconium hydrides, spectrum-adjusted core, Doppler reactivity feedback, ULOF, thermal transient, feasibility, safety analysis

I. 緒 言

次世代高速炉のプラント設計では、目標とすべき重要な課題の一つとして受動的安全性の強化が挙げられる。PRISM⁽¹⁾等の設計では、これまで設計基準を超える事象とされてきた ATWS (Anticipated Transient Without Scram) を想定しても、受動的原理による負の反応度効果により、炉心崩壊事象が回避される炉心・プラント概念が検討されている。受動的安全の点では、PRISMのような小型炉は反応度係数・崩壊熱除去等に関し、大型炉に比べ優位性があるものの、一方で、プラントの大型化によるコスト低減化も高速炉の実用化に向けての重要な課題である。そのため、受動的安全性を強化した大型炉の開発が、高速炉実用化の実現に向けて期待されると考えられる。本報は、受動的安全性の強化を指向した130万kWe級大型FBRプラントに関する設計研究の成果であり、設計・安全解析およびコスト評価をまとめたものである。

本検討において、代表的な ATWS 事象としては、流量減少時スクラム失敗事象 (Unprotected Loss Of Flow : ULOF)、除熱源喪失時スクラム失敗事象 (Unprotected Loss Of Heat Sink : ULOHS)、過出力時スクラム失敗事象 (Unprotected Transient Over Power : UTOP) を想定した。高速炉では冷却材温度係数を十分な負値にすることが難しく、冷却材密度効果が先行する流量減少型事象における受動的安全性の強化が、当面の重要課題となってい

る。本検討では、ULOF 時にも受動的原理により炉心出力が減少し安定冷却に移行できること(以後、これを受動的炉停止と呼ぶ)を当面の目標とした。

受動的安全性の方策としては、流量減少時に中性子ストリーミングが増加して負の反応度効果を生じる GEM (Gas Expansion Module) を初めとして、キューリー点磁石により冷却材温度が制限値を超えたとき中性子吸収体が挿入される SASS (Self-Actuated Shutdown System) あるいは冷却材温度上昇によって制御棒の駆動軸が著しく伸長する ETEM (Enhancing Thermal Expansion Mechanism) 等の工学的装置が提案されているが、本設計では、これらの装置に期待することなく、あくまで炉心およびプラント固有の特性による受動的安全強化を目標とするものとした。そのため、Na ボンド型窒化物燃料スペクトル調整炉心を採用し検討を進めた。Na ボンド型窒化物燃料は、熱伝導性に優れており、① 運転時に燃料温度が低いこと、② 冷却材温度変化に対する応答性が良いことから、ULOF、ULOHS 時にドップラー反応度が負の側に働く。さらに、この炉心燃料中に ZrH を添加することで、中性子スペクトルは低エネルギー側にシフトされ、ドップラー係数が増加し、受動的安全性の強化が期待できる(以後、この概念をスペクトル調整と呼ぶ)。また、ドップラー係数の増加は、UTOP 時にも効果的である。

ULOF 時の受動的炉停止を達成するには、反応度係数を調整するだけでなく、原子炉出入口温度やポンプフローコーストダウンの半減時間のような、プラントシステム設計条件も重要となる⁽²⁾。そのため、長フローコーストダウン条件下での熱応力解析等の過渡時プラントシステム健全性についても検討を行った。

* 動力炉・核燃料開発事業団東海事業所 (Tokai Works, Power Reactor and Nucl. Fuel Develop. Corp.)

** 動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センター (Oarai Eng. Center, Power Reactor and Nucl. Fuel Develop. Corp.)
(1997年 3月11日 受理)

II. 受動的安全性を強化した大型FBR プラントの概要

1. システム構成

検討対象とした受動的安全性を強化したループ型大型FBRプラントは電気出力が130万kWe, 1次系ホットレグ, コールドレグ温度がそれぞれ510°C, 390°C, 2次系がそれぞれ485°C, 340°C, タービン入口蒸気温度および圧力がそれぞれ450°C, 154 kg/cm²である。熱輸送系は, Fig. 1に示すように, 1次系, 2次系および水・蒸気系がおおの4系統で構成される。また, 中間系分岐型補助炉心冷却系(Intermediate Reactor Auxiliary Cooling System: IRACS)が, 非常用崩壊熱除去系として2次系の各ループごとに1ループずつ設置されている。

2. 炉心燃料設計

(1) 炉心構成

炉心部は, Fig. 2に示すように, Pu富化度の異なる2領域からなり, 内側炉心燃料216体, 外側炉心燃料234体で構成する。垂直断面図に示すように, 炉心高さは90 cm, 炉心等価直径は388 cmとなっている。炉心にはドップラー係数を強化するために水素化ジルコニウムが添加されている。原子炉停止系は主炉停止系制御棒25本, 後備炉停止系制御棒12本で構成している。炉心外周には径ブランケット燃料を1層配置している。径ブランケット燃料の外周にはSUS遮蔽体1層, B₄C遮蔽体1層を配置している。

(2) 燃料仕様

燃料仕様をTable 1に示す。本設計では, 炉心の受動的安全性の強化の観点からNaボンド型窒化物燃料を採用している。燃料仕様は, 主に米国ロスアラモス国立研究所における研究から得られた照射挙動に関する知見に基づいて設計している⁽³⁾⁽⁴⁾。文献(3)(4)では, 過去の窒化物燃料の照射挙動データに基づき, 高密度窒化物燃料ペレットからのFPガス放出率は, 1,200°C以下の条件では10%以下, また, 高密度窒化物燃料ペレットのスエリング率は燃焼度10,000 MWd/t当たり0.5% $\Delta D/D$ (D : 直径)以下であり, 燃料スミヤ密度は80%TDで用いるべきであるとしている。

Table 1 Core fuel specification

Item	Core fuel	Blanket fuel
Pin outer diameter (mm)	7.1	12.3
Pellet outer diameter (mm)	5.8	11.0
Pellet-clad gap width (mm)	0.5	0.3
Pellet sintering density (%TD)	95	95
Fuel smeared density (%TD)	80.5	90.0
Clad thickness (mm)	0.4	0.5
Wrapping wire diameter (mm)	1.20	1.08
Pin pitch (mm)	8.35	13.44
Length of FP gas plenum (mm)	370	370
Total fuel pin length (mm)	2,050	2,050
Number of pins in subassembly	331	127
Distance of inner flat-flat of subassembly	154.3	154.3
Duct thickness (mm)	4.0	4.0
Subassembly pitch (mm)	167.3	167.3

Fig. 1 Schematic of heat transport system

Fig. 2 Configuration of 1,300MWe mixed nitride fueled core

なお、本設計研究では、窒化物燃料に用いる窒素の組成については ^{14}C の発生を避ける観点から ^{15}N を濃縮して用いることを前提とした。

以上の先行検討例に従って、照射安定性に優れる95%TDの高密度ペレットを選定し、燃料スミヤ密度も約80%TDとなるように設定した。燃料ペレット外径5.8mmは、十分なドブラー反応度フィードバックが得られるように平均線出力を230 W/cm程度まで低減させた条件で、炉心取出平均燃焼度約10万 MWd/t を満足するように決定した。また、Na ボンドの特長を活かし、被覆管と燃料ペレットギャップ幅を0.5mmと広くとることにより、高燃焼度時のペレット-被覆管機械的相互作用(Pellet-Cladding Mechanical Interaction : PCMI)の発生を防止する考え方をとった。

炉心燃料集合体の軸方向寸法・構造の概略をFig. 3に示す。燃料ピン長さは通常のMOX燃料よりも大幅に短縮され2,050 mmとなっているが、これはFPガス放出率が10%と小さく、ガスプレナム長さが37cmと短縮化されたことによるものである。中性子スペクトルを軟らかい方向に調整する目的で添加する水素化ジルコニウムは、燃料とは別に、ペレット形状のものを被覆管に封入し、集合体内に均一に分散して装荷した。

(3) 炉心主要目

炉心主要目をTable 2に示す。炉心取出平均燃焼度を10万 MWd/t、運転サイクル長さを約12ヶ月とした。燃料交換バッチは炉心4バッチ、ブランケット3バッチとしている。増殖比については、径ブランケット1層の条件で、先行炉並の値である1.2を満足しており、炉心径のコンパクト化との両立性が達成されたと考えられる。燃焼反応度は、水素化ジルコニウム添加によるスペクトルの軟化により、水素化ジルコニウムを添加しない通常の窒化物燃料炉心よりも大きくなったが、制御棒設計が容易な大きさであ

Fig. 3 Schematic illustration of spectrum-adjusted core fuel subassembly

る。ピーク高速フルエンスは、同一燃焼度のMOX炉心とほぼ同じレベルであるが、これは本来はスペクトルが硬くMOX炉心よりもフルエンスが増加する窒化物燃料炉心の傾向が、スペクトル調整によって緩和されているためである。また、同表に見られるように、水素化ジルコニウムの

Table 2 Principal characteristic of 1,300MWe mixed nitride fueled core

Thermal output (MW)	3,200
Operation cycle length (day)	375
Refueling batches (core/blanket)	4/3
Number of core subassembly (inner/outer)	216/234
Number of blanket subassembly	84
Height of axial blanket (upper/lower) (cm)	35/35
Height of core (cm)	90
Equivalent diameter of core (cm)	388
Fraction of $ZrH_{1.6}$ (vol%)	2.7
Pu enrichment (inner core/outer core) (wt%)	15.4/17.2
Breeding ratio (EOC)	1.20
Max. linear heat rate (W/cm)	382
Core average discharge burnup (MWd/t)	101,700
Burnup Reactivity swing ($\% \Delta k/kk'$)	2.49
Peak fast fluence (n/cm^2 ; $E > 0.1 \text{ MeV}$)	3.62×10^{23}
Doppler coefficient in core area (EOC; Tdk/dT)	-10.3×10^{-3}
Na void reactivity in core area (Including gap sodium; EOC; $\% \Delta k/kk'$)	2.18

Fig. 4 Reactor of 1,300MWe large FBR plant

添加によりドブラー係数は通常の窒化物炉心の2倍程度、Naボイド反応度は80%程度にそれぞれ改善されている。

3. 原子炉構造、熱輸送系および配置設計

原子炉容器はFig. 4に示すように、ノズルのない単純円筒形で、炉上部には上鏡蓋を採用して軽量化、単純簡素化を図った。原子炉容器径は9.4m、板厚は50mmである。1次主冷却系配管は、原子炉容器上部から流入する方式を採用して、ホットレグ部は中間熱交換器(Intermediate Heat Exchanger: IHX)から突き出した逆L字型片持ち支持として熱膨張を逃す構造とし、地震荷重に対して上下動方向は配管途中に設けたスナッパと面外振れ止めにより、また、水平方向は炉内のスタンドパイプによる流体制振により備える設計とした。また、ホットレグ部およびコールドレグ部の上鏡蓋貫通部にはシールベローズを設け1次カバーガスバウンダリーとしている。なお、オーバフロー系は設けず、起動時にのみに純化系を介して原子炉容器の液位を維持する方式を採用している。IHXは無液面型である。同IHXは管側1次系方式の採用により、コンパクト化を図っている。また、炉心とIHXとの伝熱中心差は約5mとなり、十分な自然循環力が確保されている。1次主循環ポンプは、単段両吸込型にして高回転にするるとともに、ULOFに備えてフライホイールを設置し、M-Gセット側の回転慣性とあいまって流量コストダウン時の流量半減時間を20sまで延長可能としている。原子炉構造および1次主冷却系の鳥瞰図をFig. 5に示す。

原子炉建物および原子炉補助建物内の配置に関して、1次主冷却系は、原子炉容器を中心に面対称に配置されている。原子炉格納施設は、鋼製まゆ型格納容器であり、埋込

みによって原子炉複合建屋と一体になるように締結されている。また、原子炉補助建物内には、M-Gセット4基が設置されている。原子炉建物および原子炉補助建物の代表的断面の配置計画を平面図および立面図をFig. 6に示す。格納容器の直径は、機器のコンパクト化、配管の短縮を計った結果38mに縮小されており、高さは地上46m、地下27.8mである。原子炉補助建物には、大型M-Gセットの設置はあるものの、配置の工夫等により、縦72m、横78.9m、高さは地上48m、地下31.8mと合理的なものとなっている。

III. 受動的安全性強化に係る設計

1. 受動的安全性強化へのアプローチ

受動的安全性の検討において、代表的ATWS事象としてリスクへの寄与が高いと見られるULOF、ULOHS、UTOPを取り上げる。大型高速炉では、冷却材温度係数を十分な負値とすることが困難であり、ULOF時の受動的炉停止のために十分な負のフィードバック反応度をどのように得るかが、炉心設計の当面の課題となる。ULOHSについては、炉心入口温度上昇に伴う炉心支持板の膨張反応が大きく作用し、ULOFよりもマイルドな事象推移となることが知られている。UTOPについては、燃焼反応度を小さくする、制御棒1本当たりのワースを制限する、あるいは高信頼度のロッドストップ機構を用いる等の設計対応により、事故時投入反応度自体を制限する方法が現実的である。したがって、ULOFにおける受動的炉停止の達成を優先して検討を進めた。

高速炉の炉心設計において重要な反応度効果は冷却材温度効果とドブラー効果である。本研究では、金属燃料なみの高熱伝導度を有する窒化物燃料を、Naボンド型燃料として用いることによりドブラー反応度フィードバックを効果的に働かせるとの考え方で研究を進めた。なお、炉心湾曲あるいは集集体パッド部膨張に伴う炉心径方向膨張による負の反応度効果については、耐震設計条件が厳しい我が国においては、炉心を拘束棒で支持する方式がとられること、また、多数の集集体からなる大型炉心では湾曲による負の反応度効果を期待することが難しいことを考慮し、これを取り入れない範囲で検討を行った。

一方、炉心支持板の径方向膨張による反応度については、その効果を取り入れるものとしたが、これは、炉心支持板が比較的単純に炉容器に固定される構造であることを、また、流況の良い原子炉入口Naプレナムに接することを踏まえたものであり、実験炉「常陽」等でも等温温度係数の形で、実際にその反応度効果が測定されていることを考慮したものである。

本解析では、炉心支持板は炉心入口Na温度に追従して径方向に膨張するものとし、その熱膨張時定数については、保守的に300sと設定している。

Fig. 5 Bird's-eye view of the reactor and primary cooling system

Fig. 6(a) Plan view of 1,300MWe large FBR plant enhancing passive safety (ground plan A-A)

2. スペクトル調整炉心概念による受動的 安全性強化

前節までに述べたように、本研究ではULOF時のドブラー反応度フィードバックを負とするためにNaボンド型窒化物燃料を用い、さらに、その効果を強化するために、水素化ジルコニウムを添加してドブラー係数を拡大するというアプローチを採用している。本報では以後、この炉心概念をスペクトル調整炉心と呼ぶこととする。ここで、スペクトル調整のために水素化ジルコニウムを選定したのは、次の理由による。

- (1) 含水素化合物は最も効果的な減速材であり、減速材添加に伴う炉心体積の増加を最小限に抑えることができる。
- (2) 水素化ジルコニウムは水素含有量が最も大きな金属間化合物である。
- (3) Naとの両立性が良好である。
- (4) 西独のKNK-2で燃料集合体に使用した実績がある。

り、高速炉の温度条件で十分な水素の安定性を有する。

本研究では、KNK-2での使用例にならって、 δ 相、 $ZrH_{1.6}$ とするとともに、燃料とは別に被覆管に封入して用いるものとした。

(1) 水素化ジルコニウム添加と炉心特性

本研究では、実用炉クラスに相当する130万kW_e級大型炉を対象としているが、水素化ジルコニウムの添加割合については、あらかじめ、径ブランケットを削除した100万kW_e級窒化物燃料炉心に対して行った検討結果から、水素化ジルコニウム添加割合とドブラー係数、燃焼反応度および増殖比等の炉心特性の変化を考慮して決定した。Table 3は、集合体当たり燃料ピン本数が271本の窒化物燃料炉心に水素化ジルコニウム封入ピンを9本、16本、24本と加えていった時の、炉心燃焼特性および反応度係数の変化を示したものである。中性子スペクトルの軟化および燃料体積比の減少により、水素化ジルコニウムの添加量の増加に対して、Pu富化度の増加、燃焼反応度の増加、増殖比

Fig. 6(b) Plan view of 1,300MWe large FBR plant enhancing passive safety (elevation)

Table 3 Relation between core characteristics and fraction of $ZrH_{1.6}$ in 1,000MWe mixed nitride fueled core

	$ZrH_{1.6}$ 0 pin (reference core)	$ZrH_{1.6}$ 9 pins	$ZrH_{1.6}$ 16 pins	$ZrH_{1.6}$ 24 pins
Fraction of $ZrH_{1.6}$ (vol%)	0.00	3.32	5.90	8.86
Equivalent diameter of core(cm)	309	314	318	323
Pu enrichment(inner core/outer core)(wt%)	12.0/21.1	13.8/22.0	14.9/22.5	15.9/22.8
Burnup reactivity($\% \Delta k/k'$)	1.46	2.63	3.31	3.86
Breeding ratio(EOC)	1.185	1.097	1.043	0.998
Core average discharge burnup(MWd/t)	121,300	120,900	119,900	118,500
Peak fast fluence(nvt; $E > 0.1$ MeV)	4.70×10^{23}	3.89×10^{23}	3.41×10^{23}	2.99×10^{23}
Doppler coefficient in core area(Tdk/dT)	-6.21×10^{-3}	-11.38×10^{-3}	-14.00×10^{-3}	-16.24×10^{-3}
Coolant temperature reactivity coefficient core area($\phi/^\circ C$)	0.161	0.123	0.108	0.096

(height of core 90cm, height of axial blanket 30cm, without radial blanket)

の減少が見られる。

一方、添加割合が5%程度までは、径ブランケットなしでも増殖比は1.0以上である。反応度係数については、水素化ジルコニウムの添加によるドップラー係数の変化は非

常に大きく、4%程度の添加により、添加しない場合のほぼ2倍となること、また、冷却材温度係数の低減効果もかなり大きく、4%程度の添加で約30%減少することがわかる。以上の評価結果から、水素化ジルコニウムの添加割合

3%程度でドップラー係数は2倍近くに増加しULOF時の受動的炉停止達成の見通しがあること、一方、添加割合をこれ以上増加させると燃焼反応度の増加によりUTOP時の制御棒誤引抜き反応度が過大となること、また、1層の径ブランケットの設置で増殖比の達成目安値の1.2を満足できる可能性があることがわかった。

(2) 130万kWe級スペクトル調整窒化物燃料炉心

第Ⅲ-2(1)項の検討結果に基づき、130万kWe級スペクトル調整炉心では、必要最低限の水素化ジルコニウム添加割合とするものとして、集合体への対称配置を考慮し、添加割合を2.7%(331本ピン中の9本ピンに水素化ジルコニウムペレットを封入する)に設定した。130万kWe級スペクトル調整窒化物燃料炉心の炉心中心部の中性子スペクトルを、水素化ジルコニウムを添加しない通常の窒化物燃料炉心と比較してFig. 7に示す。これより、1keV以下の中性子束が増加していること、また、10~100keVでの中性子束が減少していることがわかる。

3. 受動的安全性強化に係る原子炉構造および冷却系設計

(1) 原子炉構造の検討

ULOF事象時には冷却材流量が減少するとともに炉心支持板下側の高圧プレナム圧力が急減して、炉心支持板が下向きに変位し、制御棒と炉心の相対変位による反応度挿入が生ずることが考えられる。炉心支持板下部プレナムが4.5kg/cm²の圧力となる時の炉心支持構造物の変形を解析したところ、流量が100%から0%に低下したときの炉心支持板中央の下向き変位は、炉内構造支持構造取付台および炉内構造支持構造のそれぞれの変位和から2.1mmとなる。主系統制御棒の均等挿入・引抜き時の制御棒ワースS字曲線から全主系統制御棒による最大微分反応度は約0.12%Δk/kk'/cm(約3¢/mm)であるから、最も微分反応度の大きなサイクル初期を想定しても炉心支持板の下向き変位による反応度添加量は約6¢に止まる。

一方、サイクル初期はサイクル末期よりも冷却材温度係

数が27%程度低いこと、また、制御棒延長管の熱膨張による負の反応度挿入が大きいことにより、この炉心支持板変位による反応度添加を考慮しても、ULOF時挙動がサイクル末期より厳しくなる可能性はないと考えられる。また、サイクル末期においては、制御棒挿入深度が浅いことから制御棒微分反応度効果はさらに小さくなる。したがって、流量減少時の炉心支持板変位がULOF時受動炉整定に有意な影響を与えることはないと考えられる。

(2) 冷却系設計

ULOF時の受動的炉停止を達成するためには、反応度係数を調整するだけでなく流量減少時の出力と流量の mismatches が過大となって冷却材沸騰に至ることがないように、流量半減時間を延長することが必要になる。このため回転慣性の大きなポンプ型式を選定するとともに、流量制御にM-Gセットを採用して、流量半減時間を延長するものとした。この場合、設備が過重とならないこと、また、冷熱過渡が構造材の健全性を損なわないことを考慮して流量半減時間を20sとした。回転慣性の分担については、①

Fig. 7 70 groups neutron flux (at center of inner core)

Fig. 8(a)~(c) Transient behaviors of core power, core flow, temperatures and reactivities in ULOF, ULOHS and UTOP

ULOFに対しては、ノミナル値としてポンプ(モータを含む)およびM-Gセットの回転慣性によって20sの流量半減時間を確保し、②設計基準事象に対しては、設計最小値としてポンプのみの回転慣性によって5sの流量半減時間を確保するものとした。この結果、ポンプ側のフライホイールの回転慣性(以後、 GD^2)を9,500 kg・m²、M-Gセット側のフライホイールの GD^2 を16,000 kg・m²とすれば、所定の流量半減時間が確保できることがわかった。これに対応する主循環ポンプおよびM-Gセットにおけるフライホイールの形状・重量は、ポンプ側が外径2m、内径0.7m、厚さ0.2m、重量4.3tであり、M-Gセット側が外径2m、厚さ0.35m、重量8.4tである。

4. ATWS時の炉心過渡挙動評価

130万kWe級スペクトル調整窒化物炉心の受動的安全性特性を評価するため、主要なATWS事象(ULOF, ULOHS, UTOP)を想定し、炉心動特性解析を行った。解析で想定した基本的なプラント・炉心条件は、第II章の概要で示した通りである。反応度としては、ドップラー反応度、冷却材温度反応度、燃料温度反応度、被覆管温度反応度、ラッパ

管温度反応度、炉心支持板膨脹反応度、制御棒延長管伸張反応度を想定した。各事象のシナリオおよび主要な条件としては、以下の通りである。

(ULOF)

- ・外部電源喪失により1次・2次系ポンプトリップ、スクラム失敗
- ・1次系流量半減時間20s、ポニーモータ引継ぎなし(自然循環除熱)

(ULOHS)

- ・2次系除熱機能喪失、スクラム失敗
- ・事象後、定格出力の2%で一定除熱

(UTOP)

- ・定格運転から制御棒1本誤引抜き発生、スクラム失敗
- ・添加速度3¢/s(ランプ状挿入)、添加反応度43¢

(1) ULOF事象評価結果

炉心出力・流量およびノミナルホットスポットでの冷却材・燃料最高温度の時間変化、主要な反応度の時間変化をFig. 8(a)にまとめる。ULOFでは、まず、ポンプトリップによる炉心流量減少による出力と流量のミスマッチから冷却材温度が上昇し、正の冷却材温度反応度が投入される。

Fig. 8(b) ULOHS

Fig. 8(c) UTOP

Fig. 8(a)より, 熱伝導性に優れたNaボンド型窒化物燃料では, 運転時の燃料温度が低く, 冷却材温度上昇に追従して迅速に燃料温度も上昇するため, ドップラー反応度が負の側に投入され炉心出力が減少することがわかる。冷却材温度は, 最初増加し約150sでピーク温度(866°C)に達するが, この時点でのドップラー反応度は, スペクトル調整の効果により-32¢と大きく働いており, 冷却材の沸騰が防止されていることがわかる。その後, 時間の経過とともに, 制御棒延長管伸張反応度, 炉心支持板膨脹反応度等の時定数の大きい反応度が徐々に投入され, 事象後400s程度で炉心出力は整定している。この結果より, 本大型FBRプラントは, ULOF時に受動的炉停止が達成可能であることが確認できた。

(2) UL0HS事象評価結果

炉心出力・流量およびノミナルホットスポットでの冷却材・燃料最高温度の時間変化, 主要な反応度の時間変化をFig. 8(b)にまとめる。UL0HSでは, まず, 蒸気発生器での除熱機能喪失のため, 2次系の冷却材温度が上昇する。そのため, 原子炉入口温度が上昇し正の冷却材温度反応度が投入される。ULOF同様, 冷却材温度上昇に追従して燃料温度も上昇するため(Fig. 8(b)は, 燃料温度として最高温度を選択しているため, この現象が顕著に現れていないが, 燃料平均温度に関しては大きく上昇している), 負のドップラー反応度が投入され, 冷却材温度反応度を打ち消している。その結果, 冷却材温度は約40sで立ち上がりピーク温度(623°C)に達するが, ほぼこの温度で整定しており, 冷却材沸騰は防止されていることがわかる。炉心支持板膨脹反応度は, 応答時定数が大きいため遅れて投入されるが, 原子炉入口温度の上昇が大きいことから, 最終的には支配的に働いている。

(3) UTOP事象評価結果

炉心出力・流量およびノミナルホットスポットでの冷却材・燃料最高温度の時間変化, 主要な反応度の時間変化をFig. 8(c)にまとめる。UTOPでは, 制御棒誤引抜による反応度がランプ状に挿入されるため, 炉心出力が急激に上昇する。そのため, 燃料温度は上昇し, 負のドップラー反応度が投入される。スペクトル調整の効果により, 添加されるドップラー反応度は増加されており, 単独で事故反応度(-43¢)を相殺するほど大きく働いていることがわかる。炉心出力は, 事象後約35sで最大となり定格出力の178%にまで達する。燃料温度, 冷却材温度は, その直後にピーク温度をとるが, それぞれ1,080°C, 816°Cであり, 本プラントは燃料溶融, 冷却材沸騰を回避できることが確認できた。特に, 燃料温度に関しては, Naボンド型窒化物燃料炉心では運転時の燃料温度が低いことが, 燃料溶融への裕度に大きく貢献していることがわかる。

IV. 過渡熱応力に対する健全性

過渡熱応力への対策上最も注意を要すると考えられる冷

熱過渡については, 3次元熱流動解析コードを用いて原子炉上部プレナムの冷却材混合を正確に評価して一連の過渡温度解析を行い, 引き続き過渡熱応力を解析した。過渡時の最大熱応力(ピーク応力強さ: σ_p)は, Fig. 9に示すように, 30 mm前後の肉厚における低応力範囲では流量コストダウンの影響が認められたが, 厚肉化するに従い最大熱応力発生時点が後期に移るため流量コストダウンの影響が薄れた。また, 相当な厚肉部材においても, 発生熱応力はクリープ疲労破損防止の許容値(Mod.9Cr1Mo: 約34 kg/mm², 316FR: 約40 kg/mm²)に比べて十分余裕があるレベルであり, したがって流量半減時間を20s程度に延長することには支障がないことがわかる。なお, 以上のほかに過渡熱応力の観点で注意を要する中間熱交換器上部管板についても同様な解析的検討を行い, 流量半減時間を20s程度に延長しても支障ないことを確認した。

Fig. 9 Maximum peak stress under transient with varying flow halving time

Fig. 10 Comparison of construction cost between FBR plant enhancing passive safety and same scaled LWR plant

V. 建設コスト評価

受動的安全性強化プラントの主要設備物量を算出し、建設コストの予測を行った。Fig.10に建設コストを同出力の軽水炉と比較してヒストグラムで示す。受動的安全性強化プラントの建設費は軽水炉比で約134%となった。また、130万kWe MOXプラントとの比較では、M-Gセット等コスト増加要因がある反面、上鏡蓋型炉容器の採用、燃料集合体の短縮による炉容器軸長の短縮効果等により同程度または幾分低目の予測結果となり、受動的安全性強化に係るコスト増加要因が相殺されることが示された。

VI. 結 論

受動的安全性強化に関する130万kWe級大型高速炉プラントの設計研究の結果、Naボンド型窒化物燃料を用いたスペクトル調整炉心は、GEM、ETEMおよびSASSのような新たな受動的装置を付加的に導入することなく、炉心固有の反応度特性のみで、ULOOFにおける受動的炉停止を達成しているほか、ULOHS、UTOPに対しても高い耐性を有しており、固有安全炉心と呼ぶことのできる高い安全性を有していることがわかった。また、受動的炉停止達成のために選定した原子炉出入口温度条件および大型M-G

セットの採用に伴う冷却系機器等のプラント設計側仕様が、建設コストへ及ぼす効果は無視できるものであることがわかった。

本研究の遂行にあたっては、岡林邦夫大洗工学センター所長より炉心概念の創出に向けての貴重な示唆、助言を頂きました。また、本設計研究のうちの機器構造設計については、中大路道彦氏(当時、大洗工学センター、現在、川崎重工(株))の尽力を頂き謝意を表します。

— 参 考 文 献 —

- (1) Berglund, R. C., *et al.* : Performance and safety design of the advanced liquid metal reactor, *Proc. Int. Conf. on Fast Reactors and Related Fuel Cycles, Kyoto, Japan*, Vol. 2, 11, 1, (1991).
- (2) Hayashi, H., *et al.* : A conceptual design study of a large FBR plant enhancing passive safety, *Proc. FRS' 94, Int. Meeting on Fast Reactor Safety, Obninsk, Russian Federation*, Vol. 3, 4-84, (1994).
- (3) Lyon, W. F., *et al.* : Performance analysis of a mixed nitride fuel system for an advanced liquid metal reactor, *WHC-SA-0952* (1990).
- (4) Matthews, R. B., 小川 徹 : 窒化物燃料の照射挙動, *JAERI-M 93-272*, (1993).

◎年度会費の銀行預金口座自動振替ご利用のお願い◎

年度会費の払込み方法は、従来の郵便振替に加えて、指定「銀行預金口座自動振替・郵便貯金口座振替」も採用し、多くの会員からご利用いただいております。この手続きをされますと、振込手数料の負担がなくなり、自動的に確実に会費が納められ、大変便利な方法と好評です。現在、会費払込みの「預金口座振替」への移行を推進しておりますので、ご利用をお願いします。

会費の口座振替手続は随時受付中です。振替依頼書は直接、本会事務局へ請求されるか、8月号後付の綴込み用紙をご利用下さい。(詳細問合せは学会事務局へ)

自動振込による払込みは、正会員会費、部会・連絡会費、「英文誌」購読料のみといたします。