技術

報告

247. FBR 炉容器直接冷却崩壊熱除去系の適用性評価

西 義久*, 木下 泉*, 植田 伸幸*

(1992年 9月1日 受理)

*Applicability of Reactor Vessel Auxiliary Cooling System for FBRs*By Yoshihisa NISHI,
Izumi KINOSHITA and Nobuyuki UEDA

Reactor Vessel Auxiliary Cooling System (RVACS) is a simple and passive decay heat removal system for FBRs. However the heat removable capability of this system is small compared to that of immersed type of decay heat exchangers. So, RVACS has limit in applicability up to about 400 MWe pool type LMFBR.

The objectives of this report are to confirm its heat removal capability, to estimate its applicability limit of this RVACS for FBRs and to evaluate the effects of design parameters. In this report, the plant transient analyses have been performed with thermal-hydraulic code CERES. The main results are as follows:

- (1) The RVACS with heat collector have large heat removal capability to reduce the peak temperature of primary coolant by 20 °C than that without heat collector.
- (2) The effects of stack height and level difference of overflow liner on the heat removal capability are not so large.
- (3) The RVACS with heat collector is applicable up to 500 MWe pool type LMFBR.

KEYWORDS: *FBR type reactors, decay heat removal, reactor vessel auxiliary cooling system, thermal hydraulics, heat transfer, heat collector*

I. 緒 言

高速増殖炉(FBR)において、原子炉停止後に発生する崩壊熱を事故時においても確実に除去することは、FBRの安全性を確保する上で重要な課題であり、その役割をになう崩壊熱除去系には、高い信頼性が要求されている。

現在、FBRの崩壊熱除去系としては数種類のものが採用あるいは検討されているが、本研究では、これらの中で安全容器外面から空気自然通風により熱を除去する自然通風冷却型崩壊熱除去系(Reactor Vessel Auxiliary Cooling System: RVACS)を研究対象としている。

RVACSとは、第1図に概略を示すように、タ

ンク型FBRにおいて通常の系統による除熱ができなくなった事故時に、外気自然通風により安全容器外面から崩壊熱を除去するシステムである。このRVACSは、空気およびNaの自然対流、自然循環によってパッシブに除熱を行うため、動力源を必要とせずシステムが簡素である。さらに、除熱はプレナム内Na温度上昇に伴う体積膨張によるオーバフローにより始動し、また除熱量は炉内Na温度が上昇すればするほど、輻射伝熱量の増加により増大するという自己制御性を持つ。

したがって、RVACSを採用することができ

* 財電力中央研究所 狛江研究所 (Komae Res. Lab., Central Res. Inst. of Elec. Power Ind.)

第1図 RVACS 概略図

ば、崩壊熱除去系の多様化、系統削減による簡素化が可能になり、崩壊熱除去系全体としての合理化が期待できる。

しかし、もともと RVACS の概念は、米国における PRISM (原子炉 1 基当りの出力 155 MWe) および SAFR (同 350 MWe) という小型炉開発の中から出てきたものであり⁽¹⁾⁽²⁾、除熱容量の観点から、さらに出力の大きな原子炉への適用は難しいとされているが、その限界は明らかではない。

著者はこれまで、RVACS の除熱容量増大による適用可能な炉出力範囲の拡大および信頼性の向上を目的に、安全容器から空気側への伝熱性能改善に関する研究を実施してきた⁽³⁾⁽⁴⁾。その結果、空気流路に第1表に特徴を示す3次元骨格構造をした多孔質体(以下、ヒートコレクターと呼ぶ)を挿入することで伝熱性能が改善されることが明らかになった。

第1表 多孔質体の物性値

Number of cells	6~11/in.
Specific surface area	500 m ² /m ³
Thickness	5 mm
Mean pore diameter	5 mm
Extinction coefficient	226/m
Material	Ni 80%
	Cr 20%

本報では、従来のフローネットワークコードによる検討⁽⁵⁾等に比較して、より正確にプレナム流動の影響等を評価できる多次元 FBR 熱流動解析コード CERES⁽⁶⁾ (Natural Circulation Evaluation Code for Fast Breeder REactor Cooling System) を用いて、動的な崩壊熱除去機能喪失時の過渡解析を行い、上述の除熱性能改善効果を確認するとともに、その RVACS の適用出力限界、除熱特性について検討した結果を述べる。

II. 過渡解析

1. 対象とした炉構造

対象とした原子炉は第2図に示すタンク型 FBR である。本研究では、RVACS の性能評価を目的としているので、崩壊熱除去系としては RVACS のみの作動を仮定している。

原子炉容器近傍には、RVACS 除熱時の Na 循環流路を確保するため、図中詳細図に示すオーバーフロー流路を設けている。この流路は、原子炉容器とその内側の垂直隔壁(堰)で構成されるアニュラス構造で、定常時はコールドプレナムとな

第2図 レファランスとした原子炉構造

り, ポンプの吐出圧と炉心の圧力損失に応じてホットプレナムと液位差が生じている。そして, Na 温度が上昇するような事故時には, Na の体積膨脹によりホットプレナムの液位が上昇し, 液位が堰を越えるとオーバーフローしてホットプレナムがコールドプレナムと繋がり, 炉容器内の循環パスが形成される。

冷却空気流路は, 4 箇所の半径 1 m の入口ダクト, 60 cm の幅のアニュラス下降部, 原子炉キャビティ最下部の曲り部, 安全容器外側の幅 30 cm のアニュラス加熱上昇部, そして 4 本の半径 1 m のスタックから構成される。

2. 過渡解析コード CERES

CERES コードは, タンク型 FBR の主容器内の自然循環および強制循環時の熱流動を解析する過渡熱流動解析コードであり, 財電力中央研究所と三菱原子力工業(株)により開発されたものである。本コードでは, 炉心, ホットプレナム, コールドプレナム, ポンプおよび配管系, 中間熱交換器, 崩壊熱除去熱交換器, 蒸気発生器, 空気冷却器および配管系のモデル化が可能である。上記のうち, ホットおよびコールドプレナムは, 3 次元円筒座標系または直交座標系でモデル化される。他は, 1 次元多チャンネルモデルが用いられる。CERES では, これらの機器内の熱流動挙動を, 非圧縮性流体に対する連続の式, Navier-Stokes の式, 熱エネルギーの保存式をスタガードメッシュ系で差分化して解析する。

流動計算では, まず Navier-Stokes の式を連続の式に代入して得られる圧力方程式を SOR (Successive Over Relaxation) 法, または ICCG (Incomplete Cholesky Conjugate Gradient) 法で解く。これにより求められた次ステップの圧力場から次ステップの流れ場が計算される。温度分布は差分化されたエネルギーの式を陰解法により解いて求めている。また, 浮力はブジネ近似で考慮する。ホットプレナム, コールドプレナムでは, 液体の体積占有率(volume porosity), 表面通過率(surface permeability)を用いて, プレナム内に埋め込まれた機器や曲線をなす壁の幾何学的形状を近似的に取り扱えるようにしている。

また, RVACS 伝熱計算では, 安全容器と原子炉容器間の輻射伝熱を考慮して第 3 図のようなモデル化を行なっている。ここで, オーバーフロー Na 温度および空気温度は, 各コントロールボリュームの境界に定義している。オーバーフロー開始以前のオーバーフロー流路出入口 Na 温度は, オーバーフロー流路出入口が連結されているプレナムの温度と等しいとし, 流路に沿った温度は線形に内挿している。また, オーバーフロー開始以前はこの部分の熱交換の計算は行なっておらず, 原子炉容器, 安全容器は一定温度とし, 安全容器から空気流路への放熱はないと仮定している。オーバーフローの開始は, 過渡計算中のタイムステップごとにプレナム内の Na 温度をモニターすることにより Na 体積を算出し, プレナム容量との関係から液位を求め, それが設定した堰高さを越えるか否かで判定している。

第 3 図 伝熱計算のモデル

また, 原子炉容器, 安全容器の温度は過渡変化がゆるやかであるため, 半径方向にはそれぞれの壁表面 1 点で定義している。これらの点はそれぞれ熱交換流体と接する面とは反対の面に設定し,

その温度をそのまま安全容器、原子炉容器間の輻射伝熱計算に使用している。ここで、ホットプレナムと RVACS オーバーフロー流路間の温度差があまり大きくないこと(第8図参照)、また安全容器と原子炉容器間は輻射伝熱が支配的であることより、ホットプレナムとオーバーフロー流路間の熱伝達、および安全容器、原子炉容器間の対流熱伝達は無視している。

以下に、RVACS 熱交換部分の解くべき方程式を示す。

オーバーフローナトリウムに関して、

$$\rho_s A_s C p_s \frac{\partial T_{sx}}{\partial t} + A_s G_s C p_s \frac{\partial T_{sx}}{\partial x} = K_{sx} (T_n - T_{sx}) \quad (1)$$

原子炉容器に関して、

$$\rho_r A_r C p_r \frac{\partial T_n}{\partial t} = K_{sx} (T_{sx} - T_n) + \frac{\sigma \pi R_g (T_{gi}^4 - T_n^4)}{(2/\epsilon - 1)} \quad (2)$$

安全容器に関して、

$$\rho_a A_a C p_a \frac{\partial T_{gi}}{\partial t} = K_{ax} (T_{ax} - T_{gi}) + \frac{\sigma \pi R_g (T_{gi}^4 - T_{ax}^4)}{(2/\epsilon - 1)} \quad (3)$$

空気に関して、

$$\rho_a A_a C p_a \frac{\partial T_{ax}}{\partial t} + A_a G_a C p_a \frac{\partial T_{ax}}{\partial x} = K_{ax} (T_{gi} - T_{ax}) \quad (4)$$

以上の式を連立して解く。また、熱通過係数は以下の式で求める。

$$K_{sx} = \frac{\pi R_r}{\frac{De_s}{h_s Nu_{sx}} + \frac{\delta_r}{h_r}} \quad (5)$$

$$K_{ax} = \frac{\pi R_g}{\frac{De_a}{h_a Nu_{ax}} + \frac{\delta_g}{h_g}} \quad (6)$$

以上の式を離散化して収束計算を行なった。

RVACS の熱伝達に関わる伝熱相関式、物性などは第2表に示した値を用いており、安全容器外表面と空気の熱伝達に関しては、第4図に示すデータを用いた⁽³⁾⁽⁴⁾。図には温度条件として2ケースのみを示しているが、この間には50℃ご

第2表 熱伝達相関式および物性値

Overflow sodium	$Nu = 4.0 + 0.025 Re^{0.8} Pr^{0.8}$
Conductivity of reactor vessel	$h = 17 \text{ W/mK}$
Emissivity of R/V and G/V	$\epsilon = 0.8^{(3)}$
Conductivity of guard vessel	$h = 45 \text{ W/mK}$
Air flow	Fig. 4

とにデータが存在している。これらのデータは、長辺1.2m短辺0.4mの矩形流路で長辺の一方のみが加熱される長さ10m(加熱区間は3.5m)の装置により得られた伝熱量から、側面の影響を排除して算出したものである。

第4図 実験から得られた Re 数と Nu 数との関係

図より、同じ加熱温度、流速条件の場合、ヒートコレクターを挿入した場合には、挿入しない場合に比べて Nu 数が約50%程度増加することがわかる。

また、空気側の流速については、第5図に示すように空気流路を入口、急拡大部、ダウンカマー、下部曲がり部、加熱上昇部、急縮小部、スタック部、出口部の8流路に分割し、以下の式で求める。

$$P_{drive} = P_{loss} \quad (7)$$

$$\text{ここで、} P_{drive} = g \left(\int_0^{L_h} (\rho_h - \rho_0) dL + (\rho_{stack} - \rho_0) L_{stack} \right) \quad (8)$$

$$P_{loss} = \sum_i \lambda_i \frac{L_i}{De_i} \cdot \frac{\rho_i U_i^2}{2} + \sum_j \zeta_j \frac{\rho_j U_j^2}{2} \quad (9)$$

第5図 空気側流動モデル

圧力損失係数(ζ), 管摩擦係数(λ)はそれぞれ第3表に示される値を用いた。空気と安全容器外表面間の熱伝達係数は空気流速の関数でもあり, また空気流速は浮力に依存するため, 空気流速についても上記エネルギー計算との繰返し収束計算を行なった。また, 第3表にはNa側の流動に係わる主な圧力損失係数の値も示す。ここで, 炉心バンドル部に関しては表中に示した Re 数に依存する圧力損失係数テーブル(約50点)で求めている。また, 炉心のその他の領域(高圧プレナム, オリフィス, エントランスノズル等)については定格運転時の圧損を基に流量の2乗に比例した値を用いている。

第3表 圧力損失係数と管摩擦係数

Air side		Sodium side	
Inlet	$\zeta=0.50$	Core: depend on Re number	
Expansion	$\zeta=\{1-(A_{in}/A_{down})\}^2$	ex. $\left[\begin{array}{cc} Re & f \\ 100., & 0.79248 \\ 10,000., & 0.032078 \\ 100,000., & 0.019479 \end{array} \right]$	
Downcomer	$\lambda=0.05$		
Bend	$\zeta=0.4$		
Riser	$\lambda=0.05$	Pump-suction : 0.5 Pump-inside : 2.4046 IHX-inlet : 1.5 IHX-pipe : 12.5389 Overflow path : 2.0	
Contraction	$\zeta=((1/C)-1)^2$		
Stack	$\lambda=0.05$		
Exit	$\zeta=1.00$		
C: Contraction coefficient			

また, ヒートコレクタを挿入した場合の空気側圧力損失の評価は, 炉容器側加熱上昇部の流路中央に薄板1枚を挿入した場合と同様であると仮定して, そのぬれぶち長さをを用いることで考慮した。

3. 解析条件

RVACSの除熱特性を評価するための対象事象および判断条件を以下のように設定した。

対象事象: 動的な崩壊熱除去機能の喪失

判断条件: 1次冷却材境界温度650℃

(構造健全性)

被覆管累積損傷和(CDF) ≤ 0.5

(燃料健全性)

この事象は設計基準外事象とみなせるため, 1次主冷却系自然循環を仮定して, ノミナルベースで評価を行なった。なお, 低流量運転が可能な場合には, 自然循環時よりも被覆管最高温度, 1次

冷却最高温度ともに低くなることが予想される。

また, 炉心の健全性に関しては, 被覆管温度は炉停止から数時間後に最高温度となり, その近傍での高温状態が長時間持続することから, CDFによる判定方法を採用した。CDFの算出に当たっては, 金属燃料をレファランスとして, 被覆管-燃料の液相形成(共晶反応)による減肉とクリープ損傷の両者を加味した。ただし, 結果的には, 構造健全性に関する判定基準の方に先に抵触する可能性が高いと考えられる。

構造健全性の判断条件には, PRISMおよび先行炉の判断条件を参考とした。

具体的な解析条件を以下に示す。

- (1) レファランス炉として, 出力300 MWe, プラント効率38.5%, 原子炉容器直径10 m, 高さ14.4 m, スタック高さ40 m, オーバーフロー堰とNa液面との高さの差20 cm(定常

時), 炉心出入口温度510/355℃を設定した。

- (2) 過渡開始とともに蒸気発生器(SG)による除熱は瞬時停止するとし, Na オーバーフローまでは, 中間熱交換器(IHX)を介して2次系のNaに熱が蓄積することだけを期待する。

次に, 本研究で実施した感度解析パラメータを以下に示す。

- (1) 除熱性能改善効果を確認するためのヒートコレクタの有無。
- (2) 炉停止から RVACS による除熱開始までの時間に影響を及ぼすと考えられる堰の高さ。
- (3) 空気流速に影響を及ぼすと考えられるスタックの高さ。

さらに, 本タイプの RVACS の適用可能範囲を評価するために, 原子炉出力, 原子炉容器体積の影響を検討した。

4. 解析結果および検討

(1) レファランス解析

第6図に, 第II-3節で示した条件で解析を行った300 MWe レファランス炉の炉心出力, 流量の過渡変化を示す。RVACSによる除熱は過渡約2.5hを経てオーバーフローとともに開始し, それまでの除熱は IHX のみで行われ, RVACS

による除熱はない。また, オーバーフロー後は, 定格運転時を基準とした炉心出力の割合を炉心流量の割合が上回り, 炉心冷却が順調に行われていることがわかる。長期静定後は IHX 中の流れはほとんどなくなり, 炉心流量は RVACS オーバーフローパスのみで確保されるようになる。

第6図 出力, 流量の時間変化
(レファランスケース)

第7図に炉内温度変化を示す。IHX 入口温度はほぼホットプレナム温度と同様の変化をしており, また IHX 出口温度は過渡開始とともに除熱量の低下のため急激に上昇し, オーバーフロー直後は一たん低下している。炉心入口温度, コールドプレナム温度はオーバーフロー開始後には温度上昇率が低下している。

第7図 炉内温度変化

第8図には、オーバーフロー流路内 Na, 原子炉容器, 安全容器について、原子炉容器下部より 11.9 m (図中の記号: High), 7.3 m (Mid.), 4.3 m (Low) の各レベルでの温度, および 11.8 m でのホットプレナム温度, 4.4 m でのコールドプレナム

ム温度を示している。これより、オーバーフロー流路内 Na 温度は、High レベルでは同じ高さのホットプレナム温度より 20 °C 程度低く、Low レベルでは同じ高さのコールドプレナム温度より 10 °C 程度高いことがわかる。

第8図 炉容器, オーバーフロー流路 Na 温度等の時間変化

過渡時のプレナム内の温度分布, 流況を第9図に示す。オーバーフロー前(過渡開始2h後の計算例を参照)は、IHX によって除熱パスが形成されるため、IHX からコールドプレナム領域に十分に冷却されていない Na が流入し、コールドプレナムの IHX 出口付近に上昇流が見られる。オーバーフロー直後(過渡開始3h後の計算例を参照)はその上昇流がオーバーフローパス出口付近に現れる。この上昇流は、時間を経るとともに、RVACS 除熱量の増大とコールドプレナムの温度上昇の影響で顕著ではなくなる。しかし、炉心流量は長時間経過後も高く保たれる。

(2) ヒートコレクタの効果

ヒートコレクタを挿入した場合には、その拡大伝熱面による伝熱促進効果が期待できる反面、圧力損失増大による流速の低下、ひいては除熱量の低下が懸念される。第10図に、ヒートコレクタ挿入, 非挿入時における空気出口温度および空気流速を示す。空気出口温度, 流速はオーバーフロー開始と同時に上昇し、ヒートコレクタ挿入時に

は、圧力損失が増加した影響で非挿入時に比べ流速が 1 m/s 低下している。この時の、両条件下での圧力損失の流路各部での割合を第4表に示す。ヒートコレクタ非挿入時には流速の大きいスタック部, 加熱上昇部での損失が支配的であり、ヒートコレクタ挿入時には、加熱上昇部での圧力損失がさらに増加し、スタックでの損失より大きくなることがわかる。

第4表 圧力損失の各部の割合

	With collector	Without collector
Inlet	0.0435	0.0579
Expansion	0.0638	0.0848
Downcomer	0.0312	0.0414
Bend	0.0216	0.0287
Riser	0.4656	0.3054
Contraction	0.0092	0.0119
Stack	0.2435	0.3134
Exit	0.1216	0.1566

しかし、第11図より、除熱量はヒートコレクタを挿入した場合の方がより大きいことがわかる。両条件での過渡時温度変化を第12図に示す。

第9図 流況、温度分布（レファランスクース）

ヒートコレクタを挿入した場合には、1次冷却材最高到達温度は、第11図で示される除熱量の差から、非挿入時に比べて約20℃低下することがわかる。同様な過渡時温度変化に関する解析を、原子炉容器体積をレファランスクースより約10%減少させた原子炉、および出力450 MWeの標準的な大きさと考えられる原子炉（原子炉容器体積は2通り）について実施した。これらの最高到達温度を、コレクタの有無をパラメータとして第13図に示す。図より、出力300～450 MWeで、ほぼ標準的な大きさのタンク型炉では、ヒートコレクタを挿入することにより、最高到達温度を20～40℃低減

できることがわかる。ただし、ここでいう原子炉容器体積(V)とは、以下に示す式より求められる近似的な体積である。

$$V = \pi H \cdot D^2 / 4 \quad (10)$$

さらに、第13図より、出力が300～450 MWeで、ほぼ標準的な大きさのタンク型炉では、出力は同一のままで原子炉容器体積が約10%程度増加すると、最高到達温度は30～40℃低減することがわかる。これは、原子炉容器表面積の増加とNaインベントリー増大の効果によるものと考えられる。

また、炉心の健全性に関する判断条件に関して

第10図 空気出口温度, 流速の時間変化
(ヒートコレクタの影響)

第12図 温度およびCDFの時間変化
(ヒートコレクタの影響)

は, 第12図に示されるように, オーバーフロー前には炉心出口温度のピークが見られるものの, その値は600℃前後であり, CDFの増加も0.001以下に収まり, さらに過渡長期経過後の被覆管肉厚中心温度はグローバルホットスポットファクタを考慮しても700℃前後であり, 24h後もCDFは0.004程度で, 炉心健全性には全く影響のないことがわかる。このCDFの制限値までの余裕は, 1次冷却材境界温度余裕に対しかなり大きく, 以下の評価は冷却材温度に注目すればよいと判断される。

(3) オーバーフロー堰の影響

第14図に, 1次冷却材温度変化に及ぼすオーバーフロー堰の高さの影響を示す。図より, 堰が高い場合にはプレナム温度がより高温になってから除熱が始まるため, 過渡全体を通して比較的高

第11図 除熱量の時間変化(ヒートコレクタの影響)

第13図 原子炉体積と1次冷却材
最高温度との関係

い温度で推移することがわかる。また, 除熱量は, 第15図に示すように, より高温状態でオーバーフローが始まったケースでは, 熱交換部のNaの温度が高い分, 単位時間当りの除熱量が多くなる。したがって, 原子炉崩壊熱のレベルに除熱量が到達するまでの時間は逆に短くなる。

第14図 1次冷却材温度変化(堰の高さの影響)

第15図 除熱量の時間変化(堰の高さの影響)

第14図に示されるように、本解析で用いたレファレンス炉では、堰の高さ10 cmの差がオーバーフロー開始条件に温度にして約25℃、時間にして約1 h 10 minの違いを生む。しかし、前述のように、最高温度には堰の高い遅れてスタートしたケースの方が早く到達する傾向にあり、最高到達温度の違いは、先に示した除熱量の差により10℃以下となる。このことより、堰の高さの差は1次冷却材最高到達温度にはあまり影響を与えないことがわかる。

(4) スタック高さの影響

第16図に、スタック内平均空気流速とスタック出口空気温度を示す。例えば、17 h後の空気流速は、スタック高さが20 mの場合約7 m/s、40 mの場合約8.1 m/s、60 mの場合約8.8 m/sとなることがわかる。これらに対応して、熱交換部の平均流速は、それぞれ8.2、9.4、10.3 m/sとなる。

第16図 空気流速と出口温度の変化
(スタック高さの影響)

これらの空気流速の差、すなわちスタックの高さの差が、ホットプレナム最高到達温度に及ぼす影響を第17図に示す。図より、スタック高さの差が1次冷却材温度に及ぼす影響はあまり大きくなく、スタック高さを20 m増加させても、最高到達温度は10℃程度の低下にとどまることがわかる。空気流速が増加することで伝熱温度が下がるため輻射伝熱量が低下すること、この原因の1つであると考えられる。

第17図 1次冷却材温度変化(スタック高さの影響)

(5) 適用出力の検討

RVACS 除熱に係わる過渡温度変化に対しては、安全容器外表面積とその炉のNaインベントリー、炉出力が支配的である。そのうち、炉出力を変化させず原子炉容器径を拡大することは、その表面積とインベントリーをともに増加させることになり、炉内温度上昇抑制への効果が大きい。

本章では、原子炉容器体積および炉出力をパラメータとして、全電源喪失時に必要な除熱量を確保するという観点からRVACSの適用範囲を推定した。

第13図からヒートコレクタを採用したRVACSの1次冷却材制限温度に相当する炉容器体積 V を求め、現在、設計または建設されているタンク型FBRの近似的体積 V と比較した。その結果を第18図に示す。図中のハッチングの領域が、本解析制限条件下でヒートコレクタを設置したRVACSが適用できる炉出力範囲である。図の1点鎖線は、設計または建設されたFBRのパラメータ平均値(Super-Phenixを除く)であり、実線は平均値から±20%の領域である。これにより、動的な崩壊熱除去機能喪失時にRVACSのみに崩壊熱除去を期待して、前述の判断条件を満足するために

第18図 RVACSの適用範囲

は、比較的低出力の領域では等価体積にかなりの余裕があることがわかる。これは、一般に原子炉出力を低く設計した場合でも、炉内機器などのコンパクト化には制限があり、それほど原子炉容器は小さくならないことによる。また、原子炉出力が比較的大きい領域では、平均的な出力-等価体積の値から20%大きい等価体積を採用した場合には、出力500 MWe程度までRVACSの適用範囲を拡大できる可能性がある。

Ⅲ. 結 言

本研究では、RVACSの熱伝達性能改善効果の実規模プラントに対する影響、RVACSに関わる設計パラメータの影響を評価し、またRVACSの適用限界を検討するため、実験で得られた熱伝達相関を用いて、過渡流動解析コードCERESで過渡解析を行なった。主な結果を以下に示す。

- (1) ヒートコレクタの挿入による伝熱性能改善効果は大きく、レファランス300 MWeの原子炉では、圧力損失の増加で空気流速が低下するものの、最高到達プレナム温度を約20℃低下させる能力を持つことがわかった。
- (2) 堰の高さがオーバーフロー開始時刻に及ぼす影響は大きいものの、1次冷却材最高温度に与える影響は小さいことがわかった。
- (3) スタックを高くすることが、除熱性能改善に及ぼす影響はあまり大きくないことがわ

かった。

- (4) RVACSの除熱性能に対する原子炉容器径、高さの影響は顕著である。これは、原子炉容器の表面積増加とNaインベントリー増大の両効果が重複したためである。
- (5) (4)の結果から、本解析条件の範囲でRVACSの適用が可能な原子炉出力と原子炉容器体積の関係を求め、従来のFBRの設計と比較することによって、本タイプのRVACSは約500 MWeのタンク型FBRまで適用できる可能性があることがわかった。

〔記 号〕

A : 断面積(m^2),	C_p : 定圧比熱($\text{kJ/kg}\cdot\text{K}$)
D : 内 径(m),	D_e : 代表直径(m)
G : 質量速度(kg/h),	H : 高 さ(m)
h : 熱伝導度(W/mK),	K : 熱通過係数($\text{W/m}^2\text{K}$)
L : 長 さ(m),	Nu : ヌセルト数
R : 直 径(m),	T : 温 度($^{\circ}\text{C}$)
t : 時 間(h),	U : 流 速(m/s)
δ : 厚 さ(m),	ε : 輻射率
ρ : 密 度(kg/m^3)	
σ : ステファン-ボルツマン係数($\text{W/m}^2\cdot\text{K}^4$)	
(添 字)	
a : 空 気,	drive : 作 動
g : 安全容器,	h : 加熱域
i : i 番目の管路モデル, メッシュ番号	
j : j 番目の管路形状変化部	
loss : 損 失,	r : 原子炉容器
s : Na,	stack : スタック
x : 代表位置,	0 : 基 準

— 参 考 文 献 —

- (1) TZANOS, C.P., PEDERSEN, D.R. : *Nucl. Eng. Des.*, **121**, 59~67 (1990).
- (2) HUNSBEDT, A., BOARDMAN, C.E. : *Proc. Int. Conf. on Fast Reactors and Related Fuel Cycles, (FR '91)*, P. 3.13, (1991).
- (3) 西 義久, 木下 泉, 小倉健志 : 機 論, **56-529**, B, 2779 (1990).
- (4) NISHI, Y., KINOSHITA, I. : Ref. (2), P. 12.6.
- (5) GREGORY, J., VAN TUYLE, *et al.* : *Nucl. Technol.*, **91**, 185 (1990).
- (6) 植田伸幸, 西 義久, 小川由美, 渡辺 収 : 原子力学会「1991秋の大会」予稿集, D 46.