技術
報告

190. 沸騰水型原子炉燃料集合体の 最大熱負荷実証試験

秋山 守^{*1}, 井上 晃^{*2}, 大石 政夫^{*3}, 青木 利昌^{*3},
香川 達雄^{*4}, 吉村 邦広^{*4}, 石塚 隆雄^{*4}, 師岡 慎一^{*4}, 浜田 潤^{*4},
星出 明彦^{*4}, 小島 章^{*4}, 寺坂 晴夫^{*4}, 光武 徹^{*5}, 吉本 佑一郎^{*6}

(1987年 10月13日 受理)

(1988年 6月24日 再受理)

Proving Test on Thermal-Hydraulic Design Base Reliability of BWR Fuel Assembly

By Mamoru AKIYAMA, Akira INOUE,
Masao OISHI, Toshimasa AOKI, Tatsuo KAGAWA,
Kunihiro YOSHIMURA, Takao ISHIZUKA, Shinichi MOROOKA,
Jun HAMADA, Akehiko HOSHIDE, Akira KOJIMA,
Haruo TERASAKA, Toru MITSUTAKE and Yuichiro YOSHIMOTO

Nuclear Power Engineering Test Center (NUPEC) completed critical power test by simulated full scale assemblies to prove thermal-hydraulic design base reliability of BWR fuel assembly. This report describes experimental apparatus, experimental data and evaluation results.

The test assemblies used in this test simulate BWR fuel. Heat from fuel assembly is generated by electrical joule heating. The test apparatus is able to control system pressure, flow rate and heat generation of test assembly to realize the steady and transient phenomena as observed in BWR core. Steady and transient critical power, single and two phase pressure loss of assembly and void fraction at exit of test assembly were measured.

In steady state critical power test, 592 data were obtained. These data were compared with the design correlation GEXL, several critical power correlations and with the results of subchannel analysis. Transient critical power test data were evaluated with transient analysis code (SCAT).

All the data agreed well with the calculated results derived from the methods of BWR core thermal-hydraulic design base.

KEYWORDS: *analysis, reliability, performance, boiling transition, BWR type reactors, critical power, experimental data, fuel assemblies, pressure losses, subchannel analysis code, thermal hydraulic test, void fraction, X-ray*

I. 緒 言

軽水型原子力発電所の設計、建設、運転において、燃料集合体の信頼性は最も重視されているものである。特に、最大熱負荷(以下、限界出力)に代表される燃料集合体の熱水力特性は、世界各国で多大の費用と時間をかけて試験がなされており、今日、我が国においてはその成果を技術導入という形で受け入れ、軽水炉の

設計に適用してきた。しかし、国内における原子力発電所の運転実績が積み重ねられるに従って、日本独自

^{*1} 東京大学 (Univ. of Tokyo)

^{*2} 東京工業大学 (Tokyo Inst. of Technol.)

^{*3} 原子力工学試験センター (Nucl. Power Eng. Test Center)

^{*4} 株式会社 (Toshiba Corp.)

^{*5} 日本原子力事業 (Nippon At. Ind. Group Ltd.)

^{*6} 日立製作所 (Hitachi Ltd.)

の技術を採用入れた軽水炉の改良が進められており、今後原子力発電所の稼働率を向上させ、さらに広く国民の理解を得ていくためには、燃料集合体について我が国独自の試験を行い燃料の諸性能を確認していくことが要請されていた。

この認識を踏まえ、沸騰軽水型原子炉(BWR)燃料集合体の熱水力設計手法の信頼性を実証する目的で燃料集合体最大熱負荷試験(以下、最大熱負荷試験)を実施した。試験は(財)原子力工学試験センターが磯子工学試験所に設置した最大熱負荷試験設備を使用して行なった。本報では、試験の内容および試験データに基づいて現行 BWR 炉心熱水力設計手法の信頼性の評価を行なった結果について報告する。

Ⅱ. 試験の目的と経緯

最大熱負荷試験は、原子力発電所で用いられている実規模の模擬燃料集合体(以下、供試体)を用いて、限界出力を初めとする炉心の熱流動特性を測定する試験であり、本試験結果により現行の炉心熱設計手法が信頼性を有していることを我が国独自に実証することである。

本試験は1978年度に計画に着手し、1984年12月に試験設備が完成し、1985年1月から87年3月までデータの測定および結果の評価を実施した。試験では、原子炉と同じ高温高圧条件を模擬できる高温高圧水ループおよび電気加熱により、原子炉中の燃料の発熱状態を模擬できる供試体を使用し、原子炉運転定常時の限界出力を初め、過渡時の限界出力、流動特性、ボイド特性を、冷却材圧力、流量および入口温度を変化させて種

々な条件下で測定した。さらに、試験で得られたデータに基づいて現行の炉心熱設計手法の信頼性を評価した。

Ⅲ. 試験の内容

1. 定常時最大熱負荷試験

燃料集合体の限界出力に影響を及ぼす因子は、集合体形状、軸方向出力分布、断面方向出力分布(以下、径方向出力分布)ならびに冷却材の圧力、流量、入口サブクールであり、これらの要因について試験を行なった。

第1図 試験対象となる実炉の過渡変化時の概略説明図

圧力,流量,入口サブクールルの3因子については,実炉の運転範囲および過渡解析の範囲はもとより,さらに広範囲にわたって試験条件を変化させて燃料集合体の定常時限界出力を測定した。

2. 過渡時最大熱負荷試験

実炉の運転時に起こることが想定される熱的に厳しい過渡変化時の出力,冷却材の圧力,流量,入口温度の時間変化を模擬するとともに,過渡条件をさらに厳しくした条件下での限界出力を測定した。対象とする過渡変化としては,次の3種類である。

- (1) 給水加熱喪失
- (2) 再循環ポンプトリップ
- (3) タービントリップ・バイパス弁不作動

第1図に,試験対象となる実炉の過渡変化時の概略説明図を示す。

3. 流動特性試験

実炉の運転範囲を包含する熱水力条件下で,单相流および気液二相流下での燃料集合体内の圧力損失を測定した。

4. ボイド特性試験

実炉の運転範囲を包含する熱水力条件下で,実規模模擬燃料集合体を納めた試験部の出口配管において冷却材のボイド率をX線ビーム透過法で測定した。

第1表に,上記各試験の試験範囲を示す。

IV. 試験設備

1. 試験装置

第2図に,試験装置の系統図を示す。装置の主要構造材はステンレス鋼(SUS 304)であり,使用した冷却材は純水である。本装置の最大使用圧力は $95 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{a}$ (9.32 MPa),最大流量は 75 t/h ($2,130 \text{ kg/m}^2 \cdot \text{s}$)である。本装置は模擬燃料集合体を1体内蔵した試験部,試験部に高温高圧水を供給する循環系,試験部等で発生した熱を除去する冷却系等から構成されている。

循環系では,循環ポンプを出た循環水がフィルタを通過した後,3系統の流量制御ラインのいずれか1つの制御弁によって規定流量に保たれ,かつ予熱器によって設定入口温度まで加熱された後,試験部下端に入る。循環水は試験部を上昇する間に加熱されて沸騰し,蒸気-水混合の二相流状態となって蒸気ドラムに入り,蒸気ドラムに内蔵の気水分離器により蒸気と水とに分離される。蒸気ドラム内で分離された水は一部冷却系を循環し,残りは再び循環ポンプへ流入する。なお,蒸気ドラムと並列に設置されている加圧器は試験部での入熱量が少ない場合,特にスプレイ弁で制御で

第1表 各試験の試験範囲

試験項目	試験範囲
1. 定常時最大熱負荷試験	供試体形状: 新型 8×8 リトロ フィット燃料集合体 新型 8×8 燃料集合体 軸方向出力分布: コサイン分布, 入口ピーク分布 径方向出力分布: 燃料の燃焼初期および中期を模擬 圧力: $40 \sim 95 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{a}$ 流量: $5 \sim 75 \text{ t/h}$ 入口サブクール: $3 \sim 30 \text{ kcal/kg}$
2. 過渡時最大熱負荷試験	供試体形状: 新型 8×8 燃料集合体 軸方向出力分布: コサイン分布, 入口ピーク分布 径方向出力分布: 燃料の燃焼初期を模擬 初期圧力: $73 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{a}$ 初期流量: $47 \sim 60 \text{ t/h}$ 初期エンタルピー: 293 kcal/kg
3. 流動特性試験	供試体形状: 新型 8×8 リトロ フィット燃料集合体 新型 8×8 燃料集合体 軸方向出力分布: コサイン分布 径方向出力分布: 燃料の燃焼初期を模擬 ・单相流動特性試験 圧力: 大気圧, $73 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{a}$ 流量: $20 \sim 75 \text{ t/h}$ 入口サブクール: 常温, 12 kcal/kg (圧力 $73 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{a}$ の時) ・二相流動特性試験 圧力: $73, 88 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{a}$ 流量: $20 \sim 65 \text{ t/h}$ 入口サブクール: 12 kcal/kg
4. ボイド特性試験	供試体形状: 新型 8×8 燃料集合体 軸方向出力分布: コサイン分布, 入口ピーク分布 径方向出力分布: 燃料の燃焼初期を模擬 圧力: $73, 88 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{a}$ 流量: $20 \sim 65 \text{ t/h}$ 入口サブクール: $12 \sim 30 \text{ kcal/kg}$ 出口クォリティ: $0.07 \sim 0.25$

きない領域において,系の圧力を制御するための蒸気発生源として使用される。

冷却系では,スプレイポンプを出た水は一部はバイパスされ,残りは空冷式熱交換器で除熱される。除熱された水と空冷式熱交換器をバイパスした水は冷却系ミキサCにて合流し,所定温度のスプレイ水が作り出される。冷却系を循環する水は一部循環系ミキサを介して循環系へ流入し,循環ポンプ入口のサブクールルの確保に用いられる。蒸気ドラムのスプレイに用いられる水は4系統のスプレイ流量制御ラインの弁により調節

第2図 試験装置の系統図

され、残りはスプレイバイパスにより冷却系ミキサAを介してスプレイポンプに戻る。

写真1に試験設備を収容した建屋の外観を、写真2に試験設備主要部の外観を示す。

写真1 最大熱負荷試験設備の建屋外観

写真2 最大熱負荷試験設備の主要部外観

2. 試験部

第3図に示すように、試験部は圧力容器、セラミック模擬チャンネル(セラミック内筒を積み重ねた部分)、上下部電極などで構成され、実寸大の供試体1体が装荷される。試験部へ模擬燃料集合体を装荷する状況を写真3に示す。

第4図に、供試体の組立図を示す。供試体を構成する模擬燃料棒の発熱部はステンレス鋼管(SUS 316)を用い、上部および下部の非発熱部は電気抵抗を小さくするために銅材を使用し、銅材表面には腐食防止のためにNiメッキを施してある。発熱部と非発熱部は銀ろう付により接合され、上下部電極との接合部には電気抵抗を小さくするために銀メッキを施した。発熱は

第3図 試験部の断面図

写真3 試験部への模擬燃料集合体装荷状況

発熱部のステンレス鋼管(以下、発熱管)に直接、直流電流を流す直接通電方式とし、軸方向出力分布を模擬するため、発熱管外径は一定で内径(管内厚)が軸方向に変化したものとなっている。発熱管は、外圧および電磁力に耐えられるように内部にセラミックの補強材を装填している。また、燃料棒表面の沸騰遷移の発生

を検出するため、高出力発熱管の集合体上部側スペース取付部上流に1供試体当たり約90本の熱電対を取り付けてある。

第5図に、発熱管の熱電対取付方法を示す。低出力の発熱管には、発熱管での電圧降下を測定するための金属線およびスペーサ止めを取り付けた。模擬燃料棒の発熱管の間のピッチはスペーサを軸方向に10個所(有効発熱部には実機の燃料集合体と同数の7個所)設置することにより一定に保っている。セラミック模擬チャンネル(以下、チャンネル)は、模擬燃料集合体と圧力容器の電気絶縁および実機の流路形状を正確に模

擬するために設置されている。チャンネルは中央に実機チャンネルボックス内壁と同一形状、同一寸法の四角穴があいた高さ 138 mm の円柱形のセラミック内筒を段積みして構成しており、このセラミック内筒の外周にはセラミックの破壊防止のために金属製の補強輪が取り付けられている。また、この補強輪には圧力損失測定用の圧力タップが設けられている。

3. 供試体の種類

試験に供した供試体は、新型8×8および新型8×8リトロフィット燃料集合体の形状を実寸で模擬し、62本の模擬燃料棒と2本のウォーターロッドを8行8列の正方向格子に配列したものである。第2表は、燃料集合体形状の基本寸法を示す。試験では、供試体形状、軸方向および径方向出力分布の異なる4種類、計5体の供試体を製作して試験を行なった。第3表は、試験の種類と使用した供試体の種類との関係を示す。第6、7図には、供試体の軸方向および径方向出力分布を示す。

第2表 供試体の基本寸法

種 類	供 試 体 (Ⅰ) (新 型 8×8) (リトロフィット)	供 試 体 (Ⅱ)~(Ⅴ) (新 型 8×8)
模擬燃料棒格子配列	8×8	8×8
模 擬 燃 料 棒 数 (本)	62	62
模 擬 燃 料 棒 外 径 (mm)	12.3	12.3
模 擬 燃 料 有 効 長 (m)	3.7	3.7
模擬ウォータロッド数(本)	2	2
模擬ウォータロッド外径(mm)	15.0	15.0
模 擬 燃 料 棒 ピ ッ チ (mm)	16.3	16.2
模 擬 燃 料 棒 間 隔 (mm)	4.0	3.9
模擬チャンネル内幅(mm)	134.1	132.5

第5図 模擬燃料集合体への熱電対取付方法

第3表 供試体の種類と試験項目

区分	供試体			
	(I)	(II),(III)	(IV)	(V)
供試体の内容				
形状	新型8×8 リトロフィット	新型8×8	新型8×8	新型8×8
軸方向出力分布	コサイン	コサイン	入口ピーク	コサイン
径方向出力分布	A†	A	A	B††
供試体数	1	2	1	1
試験内容				
定常時最大熱負荷試験	○	○	○	○
過渡時最大熱負荷試験		○	○	
ボイド特性試験		○	○	
流動特性試験	○	○		

† A分布は燃料の燃焼初期の径方向出力分布を模擬したもの。

†† B分布は燃料の燃焼中期の径方向出力分布を模擬したもの。

す。軸方向出力分布としては、実炉の運転中に経験する機会の多いコサイン分布および入口ピーク分布を選定した。径方向出力分布に関しては、燃焼に伴う変化を考慮し、燃料集合体の燃焼寿命中に生じる熱的に最も厳しい領域を包含できるようにA分布とB分布の2種類の分布を選定した。

4. 計測および制御

試験部の入口流量はタービン流量計を用いて計測した。入口流体温度は測温抵抗体を用いて、また模擬燃

第6図 供試体の軸方向出力分布の仕様

料棒の温度は0.5mm径のCA熱電対をスペーサの上流部の発熱管内に設置して計測した。そして発熱管のバーナウトによる焼損を防ぐために沸騰遷移監視盤を用い、発熱管温度が設定値を越えて上昇した時に出力を自動的に減少させるようにした。ダイヤフラム式の変換器で圧力、差圧計測を行なった。計測データの

数値は新型8×8模擬供試体の基本寸法を、()内の数値は新型8×8リトロフィット模擬供試体の基本寸法を示す。○内の数値は相対出力を示す。

第7図 供試体の径方向出力分布の仕様

収録はミニコン(TOSBAC7/60)で20msごとの時間間隔で行なった。ボイド率は、第3図に示すように、試験部出口のボイド率測定部配管(内径180mm)でX線を用いて測定した。また、配管内部のボイド率分布が評価できるように同一平面上に3個所の測定孔を設けた。

X線ビームの透過を良くするため、測定孔にはBeを用いている。第8図に示すボイド率測定装置は1本のX線ビームを発生する。なお、配管の熱膨張による測定孔の移動には自動追従できる構造となっている。

第8図 ボイド率測定装置の外形図

V. 試験結果

1. 定常時最大熱負荷試験

(1) 沸騰遷移の判定

第9図は限界出力の測定に当って、発熱管温度を500℃まで高めた試験で得られた代表的な発熱管温度挙動を示したものである。沸騰遷移判定時の発熱管温度は10℃程度の温度変動を伴うものの、時間平均的な温度は沸騰遷移前とほぼ同じである。燃料棒の健全性の面からみて、今回の沸騰遷移判定温度上昇幅を沸騰遷移前の発熱管温度から14℃の温度上昇が生じた場合に設定したことは、十分保守的であると考えられる。

第10図は、横軸に限界出力判定温度上昇幅を、縦軸に過大出力比*をとり、判定温度上昇幅により限界出力評価にどのような影響があるかを示したものである。図中の●印は定常時最大熱負荷試験の限界出力判定温度上昇幅14℃に相当し、この場合の過大出力比は1.0である。この図より、判定温度上昇幅による限界出力

評価への影響は小さいことがわかる。

試験終了後、沸騰遷移発生点付近の発熱管表面を検査して形状、表面状態等を調べたが、特に変化は認められなかった。

(2) 試験結果と各相関式およびサブチャンネル解析との比較検討

(1) GEXL相関式との比較

BWR 燃料集合体から発生する熱の限界を評価する相関式([付録1]参照)としては、GEXL相関式が用いられているが、第11図は、計測したデータ(実験値)のうちGEXL相関式の適用範囲の測定値455点について、限界出力の実測値とGEXL相関式より求めた値とを比較したものである。この図より供試体形状、出力分布の異なる場合にも、GEXL相関式の計算値と限界出力

* 沸騰遷移判定温度を変化させたとき、その温度で判定した限界出力と、定常時最大熱負荷試験で用いた限界出力判定温度上昇幅14℃で判定した限界出力との比を示す。

第 9 図 沸騰遷移判定温度における発熱管の温度挙動

の実測値は良好に一致していることがわかる。

次に、GEXL の予測能力を統計的に評価するため実験限界出力比 (ECPR: Experimental Critical Power Ratio) なる量を次のように定義している。

$$\text{ECPR} = \frac{\text{予測限界出力 (GEXL 相関式による)}}{\text{測定限界出力}}$$

測定したデータ (592 点) のうち、第 11 図に示した GEXL 適用範囲のデータ (455 点) について評価を行うと、ECPR の平均値 ($\overline{\text{ECPR}}$) は 1.001、その標準偏差 (σ) は 3.4% であった。

(2) 他の相関式との比較

第 12 図に、公開されている代表的な相関式 CISE⁽¹⁾ から計算した値と実測値との比較を示す。第 11 図の GEXL 相関式の場合に比較すると、一致の度合はかなり悪いことがわかる。また CISE 以外の Macbeth⁽²⁾, Barnett⁽³⁾, Tong⁽⁴⁾, EPRI-Columbia⁽⁵⁾ の相関式についても同様に計算値と実測値の比較を行なったが、GEXL

相関式が公開されている相関式に比較して、測定結果をより精度良く予測できることが確かめられた。

(3) サブチャンネルコードとの比較

前節では、燃料集合体断面平均の状態量に基づいて限界出力を予測する相関式による計算値と実測値との比較を行なったが、一方、管群体系の限界出力評価手法として、管群流路をサブチャンネルと呼ぶ複数の流路に分割し、燃料集合体の熱流動分布を解析し、そのサブチャンネル状態量 (例えばクオリティ) に基づいて限界出力を評価するサブチャンネル解析がある。そこで本項では、サブチャンネル解析結果と限界出力実測値とを比較検討した。解析には、以下に示す公開されているサブチャンネル解析コードを用いた。

COBRA/BWR コード^{(6)*}

MULTI コード⁽⁷⁾

* 限界熱流束相関式に EPRI-Columbia の式を用いた場合の結果である。

第10図 沸騰遷移判定温度における ΔT と過大出力比との関係

供試体(Ⅲ),(Ⅳ)の実測値のうち, 36点(圧力 73, 88 kg/cm²a, 流量10~60 t/h, 入口サブクール3~30 kcal/kg)について評価したところ, COBRA/BWR コードでは $\overline{ECPR}=1.047$, $\sigma=7.2\%$, MULTI コードでは $\overline{ECPR}=1.140$, $\sigma=15.8\%$ という結果を得た。両コードについて*のような改良を行い評価を行なった結果を第13図に示す。GEXL 相関式に比較すると予測精度は劣る(同じケースの場合, GEXL では $\overline{ECPR}=0.988$, $\sigma=1.9\%$)が, 今後改良を重ねることによりかなりの

第11図 限界出力の計算値(GEXL)と測定値との比較(GEXL適用範囲)

第12図 CISE-3 相関式による計算値と測定値との比較(全データ)

精度で燃料集合体の限界出力を予想できる可能性があることがわかった。

* 各サブチャンネルコードの改良項目を以下に示す。
COBRA/BWR: 限界熱流束相関式の EPRI-Columbia 式には C_0 という実験定数が含まれている(通常 $C_0=1.0$ を用いる)。本実験データをを用い C_0 を流量の関数形として求めた。
MULTI: サブクール沸騰モデル追加, スペーサモデル追加, ドライパッチ(局所的なドライアウト)モデル追加, 環状流の遷移条件式の改良, 流動に関する各種相関式の改良。

(a) COBRA/BWRコード+改良EPRI-Columbia 相関式と実験値

(b) 改良MULTIコードと実験値

第13図 限界出力の解析値と実験値との比較

(3) 沸騰遷移以降の熱伝達

第14図は、前述した発熱管温度を500℃まで高めた試験で、流量55 t/hにおいて最も高い発熱管温度を示した位置の熱伝達率測定値と、沸騰遷移後の熱伝達率相関式(PNCの式⁽⁸⁾, Condie-Bengstonの式⁽⁹⁾)の計算値との比較を示したものである。これから熱伝達相関式は測定値より熱伝達率を低く(保守的に)予測していることがわかる。

第14図 沸騰遷移後の熱伝達率の実験値と各相関式との比較

2. 過渡時最大熱負荷試験

(1) BWR過渡解析条件下における試験

第15図に、供試体(III)を用いてBWR安全解析における過渡解析条件下における過渡変化条件(以下、過渡解析条件)を模擬した場合の試験条件として各因子の変化値の測定結果を示す。測定条件のそれぞれのプロットはパラメータの変化目標値を、実線は実測値を示す。この結果、両者の値は良好に一致しており、過渡解析条件を模擬した試験では、急激な発熱管温度の上昇によって特徴づけられる沸騰遷移は生じなかった。また、入口ピーク分布の供試体(IV)について同様な試験を行なったが、やはり沸騰遷移は生じなかった。以上の試験結果より、軸方向出力分布の違いによらず過渡解析条件の因子の変化を模擬した過渡試験では、沸騰遷移は発生しないことが実験により確認された。

(2) 過渡解析コードとの比較

(1) 沸騰遷移発生時間

BWR安全解析条件における初期出力(過渡変化開始出力)よりも高い初期出力を設定し、出力変化幅と他のパラメータ変化はBWR安全解析における過渡変化条件を模擬して試験を行なった。このように出力条件を厳しくして、沸騰遷移を意図的に発生させた。そして、過渡解析コードSCAT([付録2]参照)を用いて沸騰遷移を発生させた供試体(III)の試験結果について沸騰遷移開始時間の解析を行い、解析値と実験値とを比較した。ここで沸騰遷移開始時間とは、過渡開始から沸騰遷移の発生により発熱管温度が上昇し始めるまでの時間である。第16図に、沸騰遷移開始時間の実測値

(a) 給水加熱喪失試験条件

(b) 再循環ポンプトリップ試験条件

(c) タービントリップ試験条件

第15図(a)~(c) 過渡試験時における試験因子の変動値

と過渡時単チャンネル熱水解析コード(SCAT)の解析結果とを比較して示す。この図より、実験値と解析値とほぼ良好に一致していることがわかった。

(2) ΔCPR

過渡解析で限界出力比(CPR: Critical Power Ratio, GEXL予測限界出力/燃料集合体(供試体)出力)が減少し、その後出力減少等により限界出力比が増加する場合に、初期限界出力比(ICPR: Initial Critical Power Ratio)と最小限界出力比(MCPR: Minimum Critical

(a) 給水加熱喪失試験時

(b) 再循環ポンプトリップ試験時

(c) タービントリップ試験時

第16図(a)~(c) 沸騰遷移開始時間実験値と解析値との比較(供試体Ⅱ)

Power Ratio)の差を $\Delta\text{CPR}(\text{ICPR}-\text{MCPR})$ と定義している。定義上、タービントリップ試験や給水加熱喪失試験では ΔCPR が求められるが、再循環ポンプトリップ試験では限界出力比が単調に変化し、限界出力比の極小値がないため ΔCPR は定義できない。したがってタービントリップ試験と給水加熱喪失試験の ΔCPR の比較が可能である。

なお、試験においては限界出力比の時間変化は不明で、過渡変化中に沸騰遷移が発生したか、しないのか

の情報しか得ることはできない。したがって、試験で ΔCPR を求める場合には、初期限界出力比(初期出力)を徐々に変化させて行き、沸騰遷移が発生しない出力と発生する出力とのしきい値を求める必要がある。そこでタービントリップ試験および給水加熱喪失試験において、 ΔCPR を求め実測値と解析値とを比較した。第17図にその結果を示す。 ΔCPR の実測値と解析値はほぼ良い一致を示していると考えられる。

(a) 給水加熱喪失試験時

(b) タービントリップ試験時

第17図 ΔCPR 実験値と解析値との比較(供試体Ⅲ)

3. 流動特性試験

第18, 19図は、供試体(I)と(II)の両者の形状の場合について、横軸に有効発熱部圧力損失の実測値を、縦軸に計算値をとり両者を比較したものである。この結果から、設計式([付録 3]参照)は供試体形状にかかわらず、二相および单相流動時の発熱部全圧力損失を良好に予想できると考えられる。

4. ボイド特性試験

燃料集合体下流部分のボイド率測定は、供試体出口配管の同一水平断面内3個所の測定孔で、X線ビーム透過法によるX線密度計を用いて行なった。3個所のX線ビームを水平に移動して、3個所の測定孔の線分平均ボイド率実測値より、以下の4つの方法により断面平均ボイド率を求めた。

- ① 関数近似による方法: 3点のボイド率測定値より局所ボイド率分布をある関数(この場合は6次の多項式)で近似し、その関数より断面平均ボイド率を推定する。
- ② 中心線対称分割および軸対称分割による方法: 第20図のようなボイド分布を仮定して推定する。
- ③ 直線内挿による方法: X線ビーム上のボイド率分布を測定点の直接内挿として推定する。ただ

し、この場合は壁面のボイド率をゼロと仮定している。

第21図に、それぞれ供試体の軸方向出力分布がコサイン(供試体(II))、入口ピーク分布(供試体(IV))の場合の実機定格運転状態での断面平均ボイド率の測定値と設計式([付録 4]参照)より求めた計算値との比較を示す。断面平均ボイド率の推定方法により違いがあるので、定量的な評価は難しいが、4つの推定方法のほぼ平均的な値を与える関数近似による方法(図中の□印)を代表として考えると、設計値と実測値の差は低ボイド率領域で、コサイン、入口ピーク分布の場合、それぞれ最大約3%、1%(ボイド率の絶対値)、高ボイド率領域で最大約-5%となる。

以上の結果より、断面平均ボイド率の推定誤差および大口径の配管(180 mm 径)を3ビームで測定したことを考慮すれば、軸方向出力分布(コサイン分布、入口ピーク分布)の違いによらず、設計式は模擬燃料集合体下流の試験部出口配管の断面平均ボイド率を良好に予想していると考えられる。

Ⅶ. まとめ

BWR最大熱負荷試験は、試験設備の製作を含めて、

(a) 供試体(I)

(b) 供試体(II)

第 18 図 二相流動特性試験での実測値と計算値との比較

(a) 供試体(I)

(b) 供試体(I)

第 19 図 単相流動特性試験での実測値と計算値との比較

(a) 中心線対称分割による方法

(b) 軸対称分割による方法

第 20 図 ボイド率測定方法

第 21 図 ポイド率測定結果と設計式による計算値との比較

1978年4月の基本設計開始から1987年3月の試験結果の評価終了に至る10年間にわたって実施した。試験の結果、実規模のBWR模擬燃料集合体の定常時限界出力データ、過渡時限界出力データ、流動特性データおよびポイド特性データを得ることができた。これらのデータを詳細に分析し、解析および評価を行なった結

果、現行のBWR炉心熱設計手法の信頼性を確認することができた。このようなBWR燃料集合体に関する実規模の本格的な熱水力研究は、国内では初めてのものであり、この分野での導入技術の実証が完全に近いかたちで行われたばかりでなく、自ら試験を行なったことにより多くの技術的な知見を得ることができた。

本試験は原子力工学試験センターが通商産業省からの委託により、多くの関係者の協力のもとに行われたものであり、著者らは本試験に参加頂いた関係各位の協力に感謝するとともに、本試験の成果が今後の新燃料の開発に大きく寄与することを期待したい。

—参考文献—

- (1) BERTOLETTI, S., *et al.*: Heat transfer to steam-water mixtures, *Energ. Nucl. (Milan)*, **12**[13], 121~172 (1965).
- (2) MACBETH, R.V.: *AEW-R-358*, (1966).
- (3) BARNETH, P.G.: *AEW-R-463*, (1966).
- (4) TONG, L.S.: *J. Nucl. Energy*, **21**, 241~248 (1976).
- (5) REDDY, D.G.; FIGHETTI, C.F.: Parametric study of CHF data, *EPRI-2609*, (1983).
- (6) MITSUTAKE, T., *et al.*: Annular two phase flow analysis by the subchannel analysis method, *ANS/ENS*, 1984.
- (7) 寺坂, 吉村: 第23回日本伝熱シンポジウム講演論文集, 277 (1986).
- (8) SUGAWARA, S.: Post dryout heat transfer of 36-rod bundles, *Proc. 2nd Int. Topical Mtg. on Nuclear Power Plant Thermal Hydraulics and Operations*, Tokyo, (1986).
- (9) CONDIE-BENGSTON: *Post-CHF Heat Transfer Data Analysis, Comparison, and Correlation*, Idaho Natl. Eng. Lab., Unpublished.

〔付 録〕

1. GEXL 相関式の概要

GEXL 相関式 (GE Critical Quality (X_c)-Boiling Length (L_B) Correlation) は、GE 社の ATLAS ループで実規模模擬燃料集合体を用いて得られた限界出力データを、限界クオリティ X_c と沸騰長さ L_B の関係により相関づけた実験式であり、現在の BWR 炉心設計に用いられている。GEXL 相関式は一般的な形として次式で表現される。

$$X_c = f(L_B, D_Q, G, L, P, R)$$

ここで、 X_c : 限界クオリティ、 L_B : 沸騰長さ
 D_Q : 熱的等価直径、 G : 質量速度
 L : 加熱長さ、 P : 圧力
 R : 局所出力分布依存性を示す因子

GEXL 相関式の適用範囲は次の通りである。

圧 力 56.2~98.4 kg/cm²・a
 流 量 $0.49 \times 10^6 \sim 6.10 \times 10^6$ kg/m²・h
 入口サブクール 0~55.6 kcal/kg

2. 過渡解析コード SCAT の概要

SCAT コードは、単一の燃料集合体について過渡時

の燃料集合体の熱的挙動を解析的に求めるためのコードであり、燃料集合体の各部寸法、出力分布、流動抵抗等に関するデータおよび集合体に流入する冷却材の流動状態の変化を入力して、過渡時の燃料集合体の熱的挙動の評価を行う。解析においては、供試体の出力が過渡時の流動状態に沿って定常時限界出力相関式 GEXL を用いて求めた限界出力に等しくなった時を沸騰遷移開始としている。コード内容は次の通りである。

① 1 次元、 ② 分離流モデル

③ ・連続の式
 ・エネルギー式
 ・運動量保存式 } 連立解法

④ 圧力損失、ボイド率→設計式

⑤ 沸騰遷移の判定→GEXL 相関式

3. 圧力損失設計式の概要

二相流摩擦圧力損失 ΔP_{TF}

$$\Delta P_{TF} = (W^2 f_{LP} L \phi_{TF}^2) / (2 g \rho_1 A^2 D_H)$$

ここで、 ΔP_{TF} : 二相流摩擦圧力損失

W : チャンネル内全流量

A : 流路面積、 ρ_1 : 比重

g : 重力加速度

f_{LP} : 単相流摩擦損失係数

L : 長さ、 D_H : 水力等価直径

ϕ_{TF}^2 : 二相流摩擦圧増倍係数

二相流局所圧力損失 ΔP_{TL}

$$\Delta P_{TL} = (W^2 K_{SP} \phi_{TLP}^2) / (2 g \rho_1 A^2)$$

ここで、 ΔP_{TL} : 二相流局所圧力損失

K_{SP} : スペーサ損失係数

ϕ_{TLP}^2 : 二相流局所圧増倍係数

水頭圧力損失 ΔP_{HEAD}

$$\Delta P_{HEAD} = \{\rho_1(1-\alpha) + \rho_g \alpha\} L$$

ここで、 L : 水頭、 α : ボイド率

4. 設計式(ボイド率)の概要

現在の BWR 熱水力設計では、Zuber-Findlay のドリフト・フラックスモデルに基づくボイド率クオリティ相関式を使用している。

Zuber と Findlay (1965年) が最初に導出したドリフト・フラックスモデルの基本式は、次式で表わされる。BWR 設計用ボイド率相関式は、上記の Zuber-Findlay の式を修正したものである。

$$\alpha = x / [C_0 \{x + (\rho_g / \rho_l)(1-x) + \rho_g V_{gj} / G\}]$$

ここで、 x : クオリティ、 G : 質量速度

ρ_g, ρ_l : 気液各相の密度、 C_0 : 分布係数

V_{gj} : ドリフト速度