

JAERI - M

90-043

扁平二重炉心型高転換軽水炉の定常運転時  
及び事故時 DNBR 解析

1990年3月

岩村 公道・末村 高幸・大久保 努  
平賀富士夫・村尾 良夫

日本原子力研究所  
Japan Atomic Energy Research Institute

JAERI-M レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。入手の問合せは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11 茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Division, Department of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokaimura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1990

---

編集兼発行　日本原子力研究所  
印　　刷　　株原子力資料サービス

扁平二重炉心型高転換軽水炉の定常運転時及び事故時DNBR解析

日本原子力研究所東海研究所原子炉工学部

岩村 公道・末村 高幸・大久保 努

平賀富士夫・村尾 良夫

(1990年2月3日受理)

原研においては、ウラン資源の有効利用と共に安全性を向上させた扁平二重炉心型高転換軽水炉（HCLWR-JDF1）の研究が進められている。本炉は、 $p/d$ が1.23の扁平炉心を中間ブランケットを介して二段に重ねたもので、上部及び下部にもブランケットを有す。各炉心の高さは60cmで、ブランケット高さはいずれも30cmである。

本炉を対象として、定常運転時、一次冷却材ポンプトリップ事故時及び一次冷却材ポンプ軸固着事故時のDNB（核沸騰離脱）解析を実施した。事故時の一次系システムの過渡解析には、最適評価コードJ-TRACを用い、解析条件は、軽水炉の安全評価解析に使用されているのと同様の保守的な仮定に基づいて定めた。DNB比(DNBR)の評価には、COBRA-IV-Iサブチャンネル解析コードと組み合わせたKfKの限界熱流束(CHF)相関式を使用した。KfK相関式は、原研で実施した小規模(4本及び7本ロッド)CHF実験データ及びBettis原子力研究所の20本ロッドCHF実験データを用いて検証した。サブチャンネル解析に用いる混合係数及びグリッドスペース圧力損失係数は、実験により決定した。現行軽水炉の場合と同様な基準、すなわち95%の信頼度をもって95%の確率でDNBに至らないための最小DNBR制限値を、KfK相関式を用いて評価した結果、1.28を得た。本炉の最小DNBR評価値は、定常運転条件下で1.66、ポンプトリップ事故時には1.56、軸固着事故時には1.34となり、いずれもDNBR制限値を上回っている。従って、本炉は、DNBR制限上の立場からは成立性に関する重大な支障はなく、実現可能なことが明らかとなった。

DNBR Analyses under Steady-State and Accident Conditions for  
a Double-Flat-Core High Conversion Light Water Reactor

Takamichi IWAMURA, Takayuki SUEMURA, Tsutomu OKUBO  
Fujio HIRAGA and Yoshio MURAO

Department of Reactor Engineering  
Tokai Research Establishment  
Japan Atomic Energy Research Institute  
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received February 3, 1990)

A double-flat-core high conversion light water reactor (HCLWR-JDF1) has been developed at JAERI aiming at better fuel utilization and higher safety margin. The HCLWR has two pancake type cores piled up with lower, internal and upper axial blankets. Fuel rods are arranged in a triangular lattice with  $p/d = 1.23$ . The lengths of each core part and each blanket part are 60 cm and 30 cm, respectively.

Departure from nucleate boiling (DNB) analyses were performed under steady-state operational condition and accident conditions. The primary coolant pump trip accident and locked rotor accident were selected for the transient analyses. The primary system transient calculations under accident conditions were performed with a best-estimate code J-TRAC using the same conservative assumptions as in the licensing calculation for a current LWR. The KfK critical heat flux (CHF) correlation coupled with the COBRA-IV-I subchannel analysis was used to evaluate the DNB ratio (DNBR). The KfK correlation was verified with the data from small scale (4 and 7 rods) CHF experiments at JAERI and 20-rods CHF experiments at Bettis Atomic Power Laboratory. The mixing coefficient and grid spacer loss coefficient used in the subchannel analyses were experimentally determined. Based on the criterion that no fuel rod in the core experiences DNB with 95 % probability at 95 % confidence level, which is used in the current

LWR licensing procedure, the minimum DNBR was determined to be 1.28 with the KfK correlation. The estimated minimum DNBR's were 1.66 for the steady-state condition, 1.56 for the pump trip accident and 1.34 for the locked rotor accident. These minimum DNBR's are larger than the minimum allowable DNBR limit. The results indicate that the present HCLWR design is acceptable from a view point of the DNBR criterion.

Keywords: High Conversion Light Water Reactor, Subchannel Analysis, Departure from Nucleate Boiling, Critical Heat Flux, COBRA-IV-I Code, J-TRAC Code, Thermal-Hydraulic Design, Accident Analysis, Mixing Coefficient, Pressure Drop, Reactor Safety

## 目 次

1. 序 論 .....	1
2. 扁平二重炉心型高転換軽水炉の概要 .....	3
2.1 原子炉システム .....	3
2.2 主要寸法の決定 .....	3
3. DNB評価手法 .....	10
3.1 DNB評価手法の概要 .....	10
3.2 DNB評価式の選定 .....	10
3.3 混合係数 .....	11
3.4 サブチャンネル解析コード COBRA-IV-I を用いた DNB相関式の評価 .....	12
3.5 高転換軽水炉の最小DNBR 基準値 .....	13
3.6 流量低下時の非定常DNB .....	14
3.7 事故解析コード J-TRAC .....	15
4. 定常運転時のDNBR評価 .....	24
4.1 COBRA-IV-I コードによるサブチャンネル解析 .....	24
4.2 解析結果 .....	25
4.3 最小DNBRの評価 .....	26
5. 事故時のDNBR評価 .....	32
5.1 解析対象事故 .....	32
5.2 J-TRAC コード解析条件 .....	32
5.3 COBRA-IV-I コード解析条件 .....	33
5.4 一次冷却材流量喪失事故解析 .....	33
5.4.1 J-TRAC解析結果 .....	33
5.4.2 COBRA-IV-I によるサブチャンネル解析結果 .....	34
5.4.3 最小DNBRの評価 .....	34
5.5 一次冷却材ポンプ軸固着事故解析 .....	34
5.5.1 J-TRAC解析結果 .....	35
5.5.2 COBRA-IV-I によるサブチャンネル解析結果 .....	35
5.5.3 最小DNBRの評価 .....	35
6. 結 論 .....	55
・謝 辞 .....	55
参考文献 .....	56
付 錄 A DNB評価式 .....	59
付 錄 B COBRA-IV-I 入力データ .....	62

## Contents

1. Introduction .....	1
2. Double-Flat-Core High Conversion Light Water Reactor .....	3
2.1 Reactor System .....	3
2.2 Determination of Major Geometry .....	3
3. Evaluation Procedure of DNBR .....	10
3.1 Outline of DNBR Evaluation Procedure .....	10
3.2 Selection of DNB Correlation .....	10
3.3 Mixing Coefficient .....	11
3.4 Evaluation of DNB correlations with Subchannel Code COBRA-IV-I .....	12
3.5 Minimum DNBR for the HCLWR .....	13
3.6 Effect of Flow Reduction Transient on DNB .....	14
3.7 Accident Analysis Code J-TRAC .....	15
4. Evaluation of DNBR under Steady-State Operation .....	24
4.1 Subchannel Analysis with COBRA-IV-I .....	24
4.2 Calculated Results .....	25
4.3 Evaluation of Minimum DNBR .....	26
5. Evaluation of DNBR under Accident Conditions .....	32
5.1 Accidents for Analyses .....	32
5.2 J-TRAC Analysis Conditions .....	32
5.3 COBRA-IV-I Analysis Conditions .....	33
5.4 Analysis of Primary Coolant Pump Trip Accident .....	33
5.4.1 J-TRAC Calculated Results .....	33
5.4.2 COBRA-IV-I Calculated Results .....	34
5.4.3 Evaluation of Minimum DNBR .....	34
5.5 Analysis of Locked Rotor Accident .....	34
5.5.1 J-TRAC Calculated Results .....	35
5.5.2 COBRA-IV-I Calculated Results .....	35
5.5.3 Evaluation of Minimum DNBR .....	35
6. Conclusion .....	55
Acknowledgment .....	55
References .....	56
Appendix A DNB Correlation .....	59
Appendix B COBRA-IV-I Input Data .....	62

## 1. 序論

軽水炉利用の長期化を背景として、天然ウラン資源及びプルトニウムの有効利用をはかるため、高転換軽水炉（HCLWR）の設計研究が、日本<sup>(1), (2), (3)</sup>、西ドイツ<sup>(4)</sup>、フランス<sup>(5)</sup>等の各国で進展している。原研でも昭和60年度から高転換軽水炉の予備的な検討を開始し、概念の成立性を調べるための炉物理的及び熱水力学的な研究を進めている<sup>(6), (7), (8)</sup>。

高転換軽水炉では、転換比（親物質が単位時間に中性子を捕獲して生じる核分裂物質の量に対する消滅する核分裂物質の量の比）を高めるため、減速材と燃料の体積比 ( $V_m/V_f$ ) を小さくして中性子スペクトルを硬化させる必要がある。このため、高転換軽水炉の設計では、燃料棒は三角配列とし、燃料棒の間隔を狭くした稠密格子炉心が一般に採用されている。

ところで、従来の炉心設計では、稠密度を向上させようとすると、ボイド反応度係数が特に高ボイド領域で正になる可能性が指摘され、高転換軽水炉の安全性確保の上で問題となっていた。この点を解決するため、石黒らは、炉心長さを短くすることにより、中性子を上下方向に逃してボイド反応度係数を常に負の状態に保持できる扁平炉心型高転換軽水炉の概念を提案した<sup>(9)</sup>。しかしながら、本炉は、高転換率の達成と同時にボイド反応度係数が十分負にできるなどの優れた特性を有するものの、炉心直径の割に原子炉出力が小さくなり、経済性の面では必ずしも有利ではなかった。そこで、扁平炉心の炉物理的特性を保持しながら現行軽水炉と同等の経済性及び安全性を得るために、扁平炉心をブランケット部を狭んで上下に二段に重ねた扁平二重炉心型高転換軽水炉の概念を日本原子力研究所伝熱流動研究室から提案した<sup>(10), (11)</sup>。

扁平二重炉心型高転換軽水炉については、その後、ボイド反応度係数を負に保持しながら転換比及び燃焼度をできるだけ向上させるために、石黒らにより、炉物理上の最適化計算が実施され、燃料棒配列ピッチ 11.7mm で、高さ 60cm の炉心を 30cm のブランケットを介して 2 段に重ねた構造が決定された<sup>(12)</sup>。

伝熱流動研究室では、この設計結果に基づいて、本炉心の熱水力学的成立性の検討を実施した。検討項目は以下の通りである。

- (1) 限界熱流束の予測精度の向上
- (2) 炉心内圧力損失
- (3) 流れによる燃料棒の振動及び変位
- (4) バンドル内の流体混合
- (5) 再冠水モデルの検証
- (6) 通常運転時における最小限界熱流束比評価
- (7) 大破断、小破断、流量喪失、ポンプ軸固着、及び外電喪失 ATWS 等の事故時における熱水力特性評価

本報では、このうち(6)の通常運転時における最小限界熱流束比の評価、及び(7)の項目のうち、流量喪失事故及びポンプ軸固着事故時における最小限界熱流束比に関する検討結果を報告する。その他の項目についても、順次報告書を作成する。

高転換軽水炉の経済性を向上させるためには、炉心から取り出す熱出力をできるだけ高めることが要求される。しかしながら、原子炉出力を増大していくと、燃料棒表面での伝熱形態が除熱能力の高い核沸騰状態から離脱（核沸騰離脱(departure from nucleate boiling : DNB)と云う）し、除熱能力の低い遷移沸騰状態に推移することにより、燃料棒表面温度が上昇し、燃料破損に至る可能性がある。そこで、DNB が生じる熱流束と燃料棒の局所熱流束の比を限界熱流束比(DNBR)と定義し、設計上、炉心内のすべての位置での DNBR を評価し、DNBR の最小値(即ち、最小限界熱流束比)がある値以上であるようにする。現行の国内 PWR (加圧水型軽水炉) では、95% の信頼度をもって、95% の確率で燃料棒表面が DNB に至らないための基準として、W-3 相関式<sup>①②</sup>を用いた場合は最小 DNBR が 1.3 以上とする基準が用いられてきた。そして、運転時の異常な過渡変化を含む全運転期間中において、この基準が満足されるよう設計を行なっている。なお、実験的には、出力を増加させていく、核沸騰状態が維持できなくなり、表面温度が大きく変化し始める熱流束を限界熱流束 (CHF) と称しているが、設計上はこれを DNB の生じる熱流束とみなし、CHF を用いて DNB を評価している。DNBR は上述のように、原子炉の最大熱出力を規定するファクターなので、高転換軽水炉の熱水力設計を進める上で、DNBR 特性を明らかにすることが重要となる。

扁平二重炉心型高転換軽水炉に関しては、熱水力的な予備検討<sup>③</sup>及びサブチャンネル解析を含む詳細な DNBR 評価<sup>④⑤</sup>がなされているが、これらはいずれも最適化以前の初期設計(ピッチ 11.4mm, 炉心 1 段の高さ 50cm, 中間ブランケット高さ 50cm)を対象としている。また、これまでの DNBR 評価では、流動試験により得られたサブチャンネル解析に必要な流体混合係数、炉心圧力損失係数等のデータが反映されていない。

本報では、最適化された扁平二重炉心型高転換軽水炉を対象として、信頼性の高い DNB 評価手法に基づき、通常運転時の DNBR 及び事故時(一次冷却材流量喪失及び一次冷却材ポンプ軸固着)の DNBR 挙動について評価し、扁平二重炉心型高転換軽水炉の成立性を、DNBR の観点から検討する。

## 2. 扁平二重炉心型高転換軽水炉の概要

### 2.1 原子炉システム

扁平二重炉心型高転換軽水炉の概念図を Fig. 2.1 に示し、燃料集合体の配列及び燃料集合体内の燃料棒配列を、それぞれ Fig. 2.2 及び 2.3 に示す。また、本炉の主要諸元を Table 2.1 に示す。

本炉の減速材と燃料の体積比 ( $V_m/V_f$ ) は 1.06 となっている。また、石黒らの燃焼計算によると、有効燃焼度は  $56\text{GWd}/\text{t}$ 、平均転換比は 0.83 である<sup>2)</sup>。

本炉心の熱出力は 2,432MW (電気出力 826MW 相当) で、一次冷却材圧力、炉心入口・出口温度及び炉心を流れる冷却材総流量も含め、従来型 3 ループ PWR とほぼ同一とした。これは、圧力容器以外の機器 (一次及び二次冷却系、タービン系等) を従来型 PWR と同一仕様とし、経済性及び安定性の向上を目指したためである。

本原子炉の特徴は、長さ 60cm の扁平炉心を、30cm の中間ブランケットをはさんで、上下 2 段に重ねたいわゆる二重炉心構造を有している点である。また、炉心外周部にもブランケット燃料集合体を 1 列入れて燃料の利用効率を高めている。このため、原子炉出力の割に炉心直径が大きくなり、炉心等価直径は 4.373m となった。

燃料棒の外径は現行 PWR の  $17 \times 17$  型燃料集合体と同じ 9.5mm で、三角配列格子のピッチは 11.7mm である。また、制御棒案内管の径が燃料棒の径より余り大であると、制御棒案内管周辺の流路の流速が低下し、DNB に対して不利となることが、サブチャンネル解析の結果分かったので<sup>3)</sup>、制御棒案内管の径は 11.0mm に抑えている。燃料集合体は 6 角形状で、集合体の数は、炉心部 313 体、外周ブランケット部 66 体で、炉心部のうち制御棒挿入集合体は 85 体である。燃料集合体は、372 本の燃料棒、24 本の制御棒案内管及び 1 本の計測案内管からなる。

### 2.2 主要寸法の決定

扁平二重炉心型高転換軽水炉については、前述のように、炉物理的な最適化の観点から炉心の形状及び寸法が決定されているが、一部の未決定の形状及び寸法については、熱水力工学的立場から決定する必要がある。以下では、これらの形状・寸法の決定の根拠について述べる。

#### (1) 燃料棒支持方法

高転換軽水炉の燃料棒の支持方法としては、グリッドスペーサ、スパイラルワイヤ及びインテグラルフィンが考えられる。このうち、スパイラルワイヤ、インテグラルフィンは、変位に対して不利である。なぜならば、変位量が水平方向に積算されて変位の絶対量が大となり、生じた隙間の部分に流れが集中し、流路の狭い部分の冷却が低下する恐れがあるからである。グリッドスペーサの形状を菱形とすると、燃料棒の円周方向に沿った速度分布が不均一となり、極端に流速の遅い部分が生ずるので、DNB に対して不利であり、流速分布の均等な 6 角形グ

リッドスペーサが望ましい。また、菱形グリッドスペーサを用いた DNB 試験の結果、模擬発熱棒の湾曲のために菱形の角度の大きい角で、発熱棒とスペーサとの広い接触が生じ、焼き切れが起きた。各種スペーサの振動、変位量、圧力損失について較べても、6 角形グリッドスペーサに不利な点はないので、6 角形グリッドスペーサを採用することにした。.

グリッドスペーサの軸方向間隔は、燃料棒間隔が現行 PWR よりも狭いことを考慮して、現行 PWR より短い 30cm とし、燃料部のグリッドスペーサ数は 7 とした。なお、支持方法の詳細については、流体振動実験の結果や強度計算の結果に基づき、再検討する必要がある。

#### (2) 燃料棒の寸法

高燃焼度化に十分対応できるように余裕をもたせるため、燃料棒のガスプレナム長さは、30cm とする。また、端栓部は 5 cm とする。従って、燃料棒長さは以下のようになる。

プランケットを含む燃料全長	2.1 m
+ ) ガスプレナム + 端栓	0.35m
燃料棒全長	2.45m

#### (3) 上部プレナム構造

上部の構造は、いわゆる上部カランドリア構造とする。これは、制御棒クラスタ案内管領域の上に配置した制御棒駆動軸案内管領域（上部カランドリア）に圧力容器出口ノズルを接続し、この領域で冷却材を横流れさせる構造である。この構造は本来、上部プレナム内の構造物配置が非常に密な炉において、圧力容器出口ノズルへ向う横流れのための流路面積を確保できないような場合に有効である。制御棒を燃料集合体 3 体に 1 対の割合で挿入する現行の炉心設計では、従来型 PWR と同じく上部プレナムから直接出口ノズルへ冷却材を流出させる構造も考えられるが、制御棒本数の変更等、将来的な設計変更の可能性も考慮して、上部カランドリア構造を採用することとする。

#### (4) 炉心下部構造

炉心下部の構造としては、下部炉心支持板で直接炉心を支持する構造とする。これは上部の支持構造との整合をとったものであるが、これにより、炉心下方の空間が合理化される。前項の上部支持構造も含めて問題となるのは、炉心上下への照射の問題と思われるが、扁平二重炉心の場合、燃料の上下にプランケット部があるため、それほど問題はないと考えられる。

#### (5) 径方向プランケット

径方向プランケットは、フローシュラウドつきの集合体とする。これは、径方向プランケットが全部で 66 体（燃料集合体は 313 体）あり、これを燃料と同じオープンチャネル型の集合体とすると、炉心バイパス流量が 20% にものぼるためである。径方向プランケット集合体をフローシュラウド付とし、上下炉心板のフローホール径を絞ることによってバイパス流量を任意の値にコントロールする事ができる。なお、このバイパス流量はエンタルピー上昇が炉心と同じ程度に収まるように 2 % とした。

#### (6) 炉心槽、ダウンカマ及び圧力容器内径

圧力容器の直径は炉心からの照射の影響を考慮して決められるものであり、従って、「面積」ではなく「幅」を保存する。また、炉心周囲に径方向プランケットを有することを考慮し、ダウンカマ内に熱遮蔽体は設置しないものと考える。

具体的な寸法は以下に示す。

プランケット外接円直径	5.034m
炉心槽内径	5.25m
圧力容器内径	5.85m

炉心槽の厚さとしては 6 cm とする (従来型 4 ループプラントで 5.75cm)。この場合ダウンカマ幅は 24cm となる。

なお、圧力容器と炉心の距離について従来型 PWR と比較すると以下の通りである。

#### 従来型 PWR (4 ループプラント)

最小 37.5cm

最大 59.2cm

#### 扁平二重炉心型 HCLWR (径方向プランケットからの距離)

最小 40.3cm

最大 61.34cm

#### (7) 上／下部炉心板間距離 (～燃料集合体全長)

従来型 PWR と同程度の燃料集合体上／下部ノズル高さを考える。

##### 17X17 燃料

$$\begin{aligned} (\text{集合体全長}) - (\text{燃料棒全長}) &= 4.058\text{m} - 3.853\text{m} \\ &= 0.206\text{m} \end{aligned}$$

従って、本炉では以下のように定めた。

燃料棒全長	2.45m
+) 上／下部ノズル	0.25m
上／下部炉心板間距離	<u>2.70m</u>

#### (8) 制御棒クラタス案内管領域

燃料棒長さに制御棒クラタスのスパイダ部等の長さの余裕を見て、2.8m (上部炉心板厚さを含む) とする。

#### (9) 制御棒駆動軸案内管領域 (上部カランドリア領域)

前設計と同程度の寸法として、制御棒駆動軸案内管領域の高さは 1.2m とする。

#### (10) 上部ヘッド

前設計と相似な形状を仮定して、3.2m (上部炉心支持板の厚さを含む) の高さとする。

#### (11) 下部プレナム

前設計と相似な形状を仮定して、2.6m (下部炉心支持板の厚さを含む) とする。

以上の評価結果を Fig. 2.1 にまとめて示す。圧力容器の全長は約 13m、内径は 5.85m であり、3 ループプラントでありながら、在来型 4 ループプラント (圧力容器全長約 13m、内径 4.4m) よりも内径が大きな圧力容器となっている。燃料及び制御棒が在来型 PWR より各々 1 m 以上短くなったにもかかわらず全長が変わらないのは、上部カランドリア構造をとったためである。上部ヘッド及び下部プレナムの形状や制御棒案内管の長さにはまだ余裕があるので、将来の詳細な検討によっては、もう少し短めにできると考えられる。

Table 2.1 Design of Double-Flat-Core HCLWR

Thermal output	2,432 MWt
Electrical output	826 MWe
No. of primary loops	3
Core height	0.6 m × 2
Lower and upper blanket	0.3 m × 2
Intermediate blanket	0.3 m
No. of fuel assembly	313 (core), 66 (R-blanket)
Fuel assembly pitch	235.42 mm
Fuel rod outer diameter	9.5 mm (core), 9.8 mm (R-blanket)
Fuel rod pitch	11.7 mm
Cladding thickness	0.57 mm
Control rod thimble diameter	11.0 mm
No. of fuel rods/assembly	372 (core), 397 (R-blanket)
No. of control rod thimble	24/assembly
No. of instrumentation thimble	1/assembly
Equivalent core diameter	4.373 m
Inner diameter of core barrel	5.25 m
Inner diameter of RPV	5.85 m
$V_n/V_f$	1.06
Discharge burnup	56 GWd/t
Fissile Pu enrichment	~ 10 w/o
Average conversion ratio	0.83

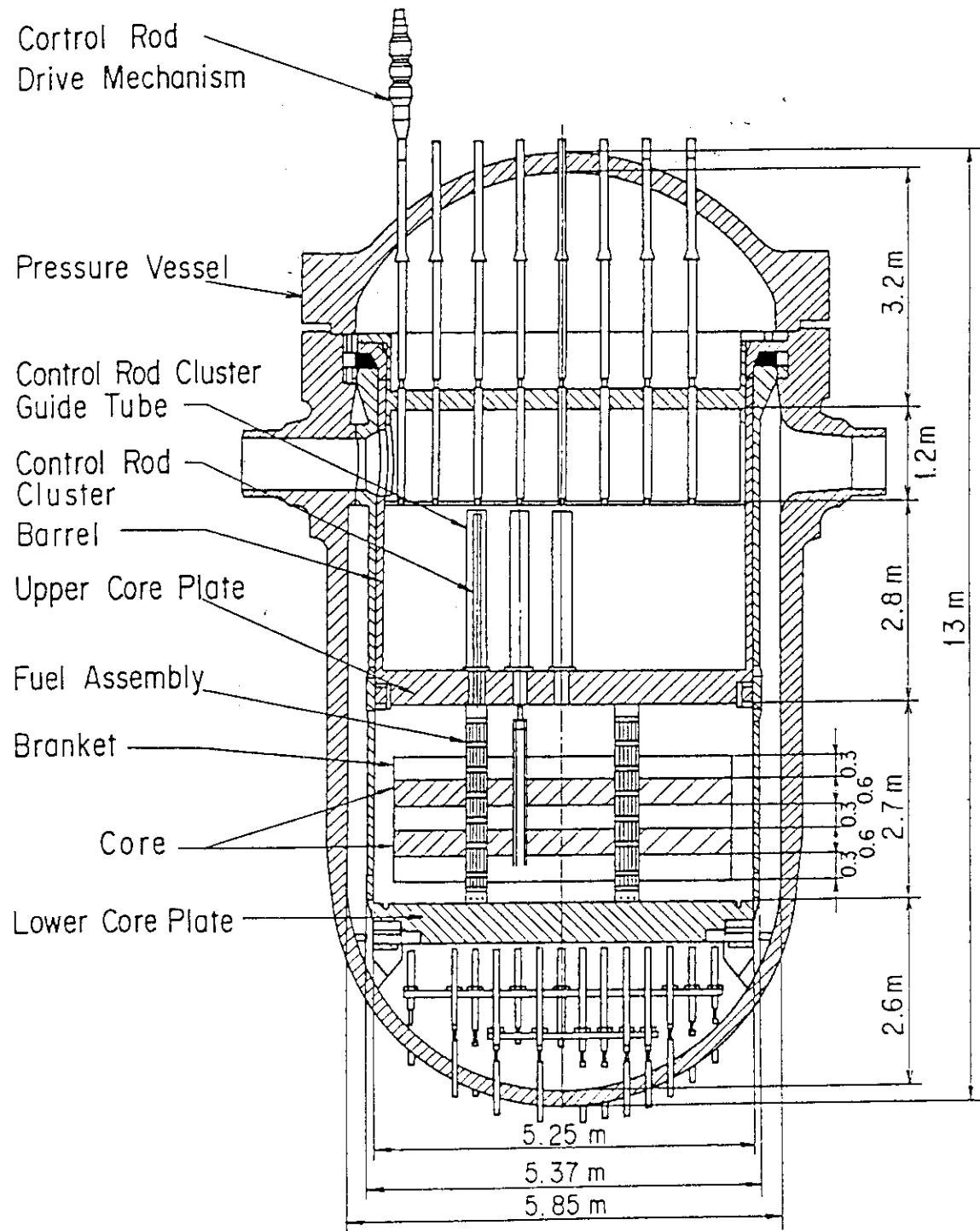


Fig. 2.1 Double-Flat-Core HCLWR

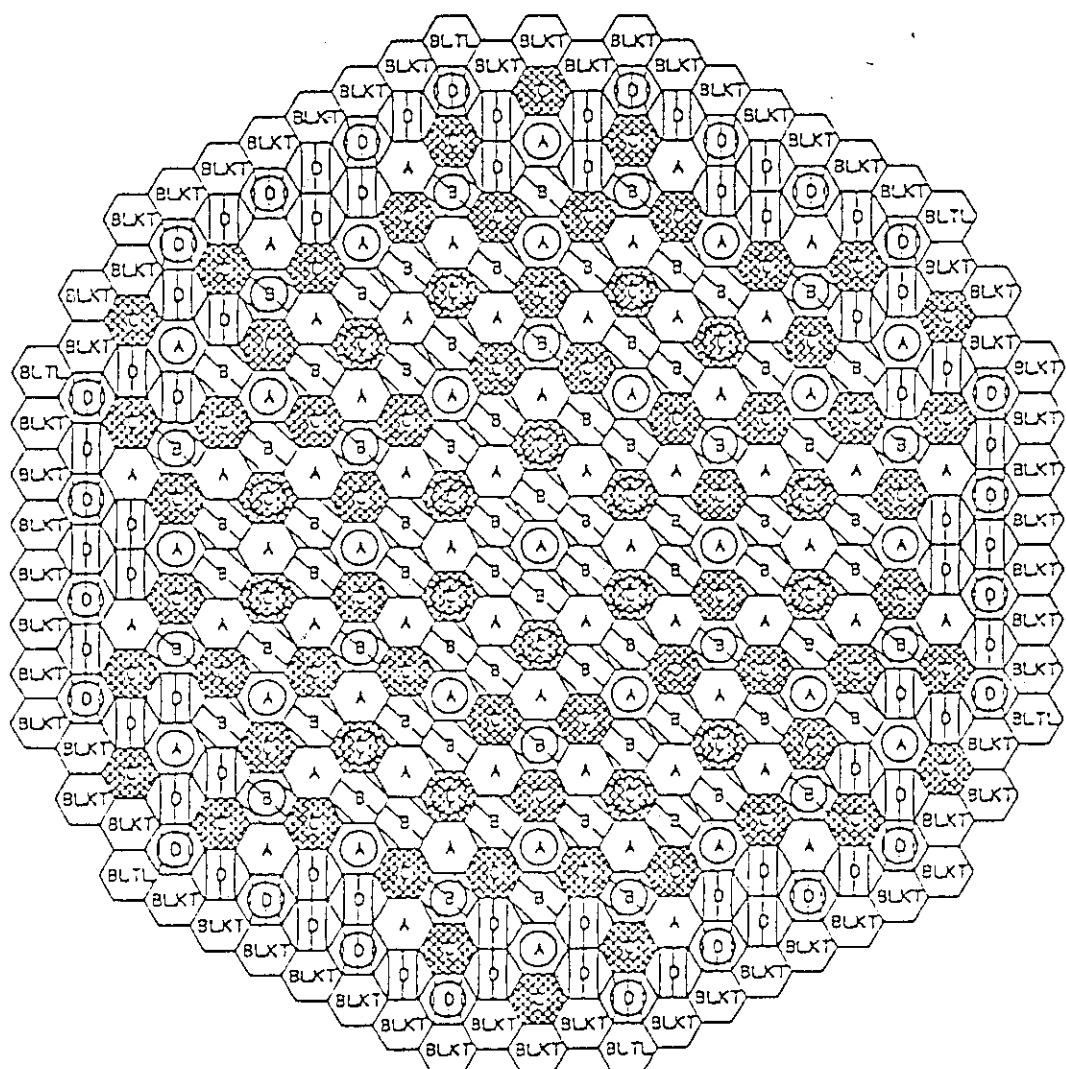


Fig. 2.2 Arrangement of fuel assembly

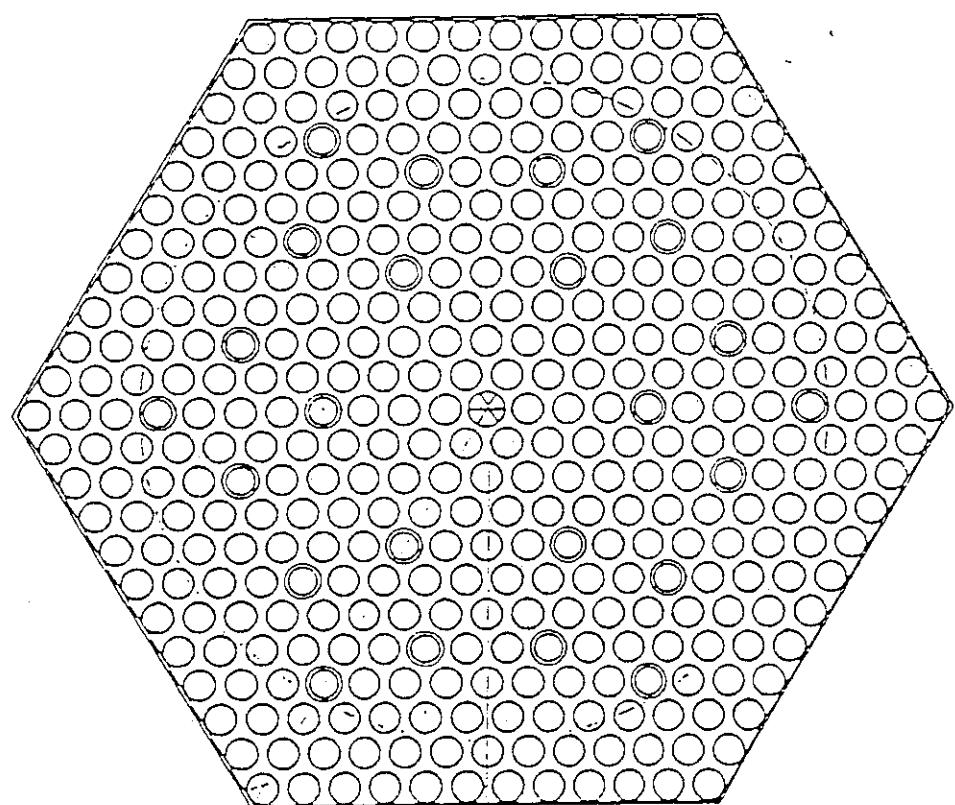


Fig. 2.3 Arrangement of fuel rods in fuel assembly

### 3. D N B R 評価手法

#### 3.1 DNBR 評価手法の概要

限界熱流束比 (DNBR) の相関式について考えてみると、現在では、小規模の実験により、CHF (DNB) 相関式と DNBR 評価を行なわなければならないので、扁平二重炉心型高転換軽水炉の DNBR 特性を評価するためには、Fig. 3.1 に示すような複雑な手法が必要となる。

即ち、本炉の DNBR は、以下の手続きにより評価した。

- (1) 4 本及び 7 本ロッドテスト部による小規模 CHF 実験を実施して、CHF データを取得する。
- (2) CHF 実験と同一形状テスト部を用いて熱拡散実験を実施し、サブチャンネル解析コード COBRA-IV-I<sup>10</sup>で使用する混合係数を求める。また、同一テスト部を用いて、流動試験を実施しグリッドスペーサの抵抗係数も求める。
- (3) (2)で求めた混合係数及びグリッドスペーサ抵抗係数を用いて、(1)の CHF 実験を対象としたサブチャンネル解析を実施する。このようにして得られた局所流動条件を用いて、既存の CHF 相関式の適用性を評価し、本炉体系に適用可能な相関式を選定する。
- (4) 実炉体系での混合係数を求めるため、36 本ロッドテスト部を用いて、熱拡散実験を実施する。
- (5) 現行軽水炉の DNBR 基準に準拠して、最小 DNBR 制限値を求める。
- (6) 以上の結果を用いて、実炉を対象として定常及び非定常時のサブチャンネル解析を実施し、高温流路における最小 DNBR を求める。なお、非常時のシステム解析には、最適予測コード J-TRAC を用いる。

#### 3.2 DNB 評価式の選定

DNBR を評価するためには、与えられた伝熱形状及び流動条件のもとで、限界熱流束 (CHF) を精度よく予測することが必要である。このため、従来から、各種形状での CHF 実験データに基づく相関式が導出されており、原子炉の熱設計に使用されている。限界熱流束は伝熱形状に依存することが知られているが、高転換軽水炉の燃料集合体は、冷却材と燃料の体積比を小さくするため、従来型軽水炉の正方配列に対して三角配列となっており、燃料棒の間隔も従来型軽水炉よりも狭くなっている。従って、従来型軽水炉を対象として開発された CHF 相関式を高転換軽水炉にそのまま適用することは困難である。高転換軽水炉のような三角配列稠密格子炉心を対象とした CHF 相関式もいくつか提案されているが、本報告で評価の対象としている扁平二重炉心型高転換軽水炉の燃料形状は、これまでに提案された CHF 相関式のデータベースとは異なっている。このため、本炉心形状に対する CHF 相関式の適用性を評価するため、以下のような実験的研究を実施した<sup>11)</sup>。

まず、データベースを得るとともに現象を理解するため、高転換軽水炉で予測される燃料棒配

列形状を模擬した7本及び4本ロッドテスト部を用いて、過渡沸騰試験装置による4 MPa の圧力までの定常条件下的 CHF 実験を実施して既存の CHF 相関式の評価を行なった。また、CHF 相関式の一般性を評価するために、多少形状は異なるが多数の模擬発熱棒を有する三角配列稠密格子体系のテスト部を用いた CHF 実験についての公開文献に記載されている CHF データ、即ち米国 Bettis 原子力研究所で実施した20本ロッドテスト部によるデータ<sup>18</sup>を用いた CHF 相関式の適用性評価も行なった<sup>19</sup>。

評価の対象としたのは、以下の5相関式である。

- 三角配列格子バンドルへの適用を目的とした式。

WSC-2 (Triangular)<sup>20</sup>

KfK<sup>21</sup>

EPRI-B&W<sup>22</sup>

- 従来型バンドル形状への適用を目的とした式。但し、適用範囲は本実験範囲を包含する式。

EPRI-Columbia<sup>23</sup>

- 適用範囲が広く、各種流体条件で検証された式。但し、環状流路を適用対象としている式。

Katto (Annuli)<sup>24</sup>

評価の結果、以上の相関式のなかでは KfK 相関式がデータとの一致が比較的良好であった。Fig. 3.2 に、Bettis 原子力研究所の CHF データに対して、バンドル平均流動条件を用いて評価した KfK 相関式による計算値と実測値の比較を示す。

### 3.3 混合係数

バンドル体系での DNB 発生を正確に予測するためには、サブチャンネル間の流動の不均一性を考慮した解析により、DNB が発生する場所での局所的な質量速度、クオリティ等を求める必要がある。本研究では、サブチャンネル解析コードとしては、COBRA-IV-I コード<sup>25</sup>を用いた。本コードでは、流体混合のメカニズムとしては、圧力差に基づく横流れと乱流混合によるミキシングが考慮され、それぞれ横流れ抵抗係数及び混合係数として入力される。本コードを用いて感度解析を行なった結果<sup>26</sup>、このうち横流れ抵抗係数は計算結果にほとんど影響を及ぼさないが、混合係数については、局所流動条件の計算に強い影響を有することを明らかにした。

COBRA-IV-I で用いられる混合係数は次式で定義される。

$$W_{ij} = \beta S G_{av}$$

ここで、 $W_{ij}$  = サブチャンネル間の乱流混合による単位長さ当たりの

質量移動量 (kg/s.m)

$\beta$  = 混合係数 (無次元)

$S$  = ロッドギャップ間隔 (m)

$G_{av}$  = 隣接サブチャンネルの軸方向質量速度平均値 (kg/s.m<sup>2</sup>)

混合係数はバンドル形状に依存する量なので、COBRA-IV-I コードを CHF 解析に使用するためには、CHF 実験に用いたテスト部と同一形状のテスト部に対して混合係数を求める必要がある。また、本コードを実炉の解析に使用する際には、壁の影響の少ない比較的大規模なバン

ドル形状での混合係数を求めておく必要もある。さらに、流路内で沸騰が生じる場合にはサブチャネル間の混合が促進されるので、二相流状態での混合係数についても考察した。

#### (1) CHF 実験と同一テスト部を用いた熱拡散実験

流体混合実験<sup>10</sup>は、発熱棒出力、入口流量及び入口温度一定の条件下で、各サブチャンネル毎の入口から出口までの温度上昇量を測定することにより実施した。そして、混合係数をパラメータとして、各実験条件を入力として、COBRA-IV-Iによる定常計算を行い、発熱棒近傍のサブチャンネルにおける入口から出口までの温度上昇量の計算値と実測値が最も一致するような混合係数の値を、各テスト部における混合係数の最適値とした。

このようにして決定した混合係数の値は以下のとおりである。

本数	ピッチ (mm)	混合係数
7	10.7	0.003
7	11.4	0.003
4	11.4	0.004

#### (2) 36 本バンドルを用いた熱拡散実験

実炉に近い形状条件での混合係数データを得るために、流路壁面の影響が少ない36本ロッドテスト部を用いた熱拡散実験を実施した。模擬燃料棒のピッチは、10.45mm, 11.4mm及び12.35mmの3種類である。

(1)と同様の手法により、COBRA-IV-Iコードを用いて得られた流体混合係数 $\beta$ は0.001であり、上述の4本及び7本ロッドテスト部の場合と同じオーダである。これらの値は、混合羽根のついていない現行PWRの配列に対する値(0.02)に比べて1桁程度小さいことが明らかとなった。

#### (3) 二相流条件下での混合係数

二相条件下の混合係数について文献調査を行ない、佐田富の二相混合実験データ<sup>11</sup>に基づいて、二相流混合係数 $\beta$ と単相流混合係数 $\beta_0$ の比( $\beta/\beta_0$ )をボイド率 $\alpha$ の関数として次式で与えた<sup>24</sup>

$$\begin{aligned}\beta/\beta_0 &= 1.0 \quad (0.0 < \alpha < 0.15) \\ &= 4.0 \quad (0.3 < \alpha < 0.8) \\ &= 1.0 \quad (\alpha = 1.0) \\ &= \text{内挿} \quad (0.15 < \alpha < 0.3 \text{ 及び } 0.8 < \alpha < 1.0)\end{aligned}$$

CHF実験の解析においては、混合係数としては、単相流領域では流動試験による実験値を用い、二相流領域ではその値に増倍係数( $\beta/\beta_0$ )を乗じた値を用いた。

### 3.4 サブチャンネル解析コード COBRA-IV-I を用いた DNB 相関式の評価

バンドル形状の場合には、サブチャンネル間の流体混合により、各サブチャンネルにおける質量速度やクオリティなどの流動条件は均一ではない。DNBは局所的な現象なので、DNB相関式の評価の際には、バンドル内の流動の不均一性を考慮する必要がある。このため、通常は、流体混合効果を考慮したサブチャンネル解析コードを用いて、サブチャンネルごとの局所流動条件

を計算し、この値を DNB (即ち CHF) 相関式の評価に用いている。

サブチャンネルコードとしては、COBRA-IV-I<sup>④</sup>を用いた。Fig. 3.3 に 4 本及び 7 本ロッドバンドルのサブチャンネル解析ノーディングモデルを示し、Table 3.1 に、DNB 実験解析に使用した COBRA-IV-I コードの入力パラメータを示す。

3.2 節で評価の対象とした CHF 相関式において、局所流動条件を用いた場合の各テスト部ごとの CHF の予測値と実測値の比 (CHFR) の平均値及び標準偏差を Table 3.2 に示す。

Fig. 3.4 に、4 本及び 7 本ロッドテスト部を対象として KfK 相関式を用いて得られた CHFR の値と、局所質量速度との関係を示す。

以上の結果、局所流動条件を用いて評価した場合、質量速度が  $1000 \text{ kg/s} \cdot \text{m}^2$  以上の範囲内では、サブチャンネルインバランスファクターを考慮した KfK 相関式の予測精度は約 20% 程度であり、他の相関式より良好な予測結果を与えることが明らかとなった。従って、以下の DNBR 評価解析においては、KfK 相関式を用いることとする。なお、付録 A に KfK 相関式とそのデータベースを収録する。

### 3.5 高転換軽水炉の最小 DNBR 基準値

国内における現行 PWR の DNBR 解析においては、95 X 95 設計基準、即ち、95% の信頼度をもって、95% の確率で燃料棒表面が DNB に至らないための DNBR の最小値を求め、運転時の異常な過度変化を含む全運転期間中において、DNBR がこの最小値を下回らないように設計を行なっている。

即ち、95 X 95 設計基準を満足する最小 DNBR は、CHF 相関式と実験データとの比較結果を統計的に処理して、次式で与えられる。

$$\text{最小 DNBR} = 1 / (x - k \cdot s)$$

ここで、

$x$  = CHF 実験値/CHF 計算値 ( $M/P$ ) の標本平均値

$s$  =  $M/P$  の標本標準偏差

$k$  = 信頼度 95% に対応する値で、確率及び標本数に依存する。

この値は、文献(37)に記載されている。

従来の PWR を対象とした解析では、CHF 相関式として W-3 相関式<sup>⑤</sup>を用いて試験データと比較し、上記の方法により求めた最小 DNBR として 1.3 を採用してきた。この値は使用する CHF 相関式及び比較する実験データに依存している。高転換軽水炉の体系では、最小 DNBR 基準値を求めるための相関式及び実験データはまだ不完全であり、一般性のある最小 DNBR 基準値は得られていない。特に PWR で使用されている W-3 相関式は、高転換軽水炉形状には適用できないことが分ったので、高転換軽水炉の DNBR 評価を行なうためには、新たに DNBR の最小基準値を求める必要がある。そこで、既存の相関式のうち、高転換軽水炉体系での CHF 実験との一致が最も良好であった KfK の相関式を用いて、米国の Bettis 原子力研究所の 20 本ロッドテスト部による CHF データ<sup>⑥</sup> (Fig. 3.2) と比較して、実験値と計算値の比 ( $M/P$ ) を求め、上式により最小 DNBR の基準値を求めた。以下に最小 DNBR の計算に使用した CHF デー

タ範囲及び M/P の統計処理結果を述べる。

使用した CHF 相関式	: KfK 相関式 <sup>39</sup>
使用した CHF データソース	: Bettis 原子力研究所のデータ <sup>40</sup>
CHF データの範囲	
圧力	: 13.8 MPa
質量速度	: 340 ~ 5430 kg/s.m <sup>2</sup>
出口クオリティ	: -0.44 ~ 0.78
テスト部形状	: ロッド本数 20 ロッド径 6.35 ~ 7.112 mm P/D 1.214 ~ 1.36 発熱長さ 1.37 ~ 2.39 m 径方向及び軸方向一様発熱
データ点数	: 127
実験値と計算値の比 (M/P) の統計処理結果	
x =	0.99135
s =	0.11024
k =	1.891 文献(37) P.48 より

すなわち、

$$\text{最小 DNB} = 1 / (0.99135 - 1.891 \times 0.11024) = 1.28$$

この値を以下の DNB 評価の基準値として用いる。ところで、現時点では、扁平二重炉心型高転換軽水炉の形状及び運転条件を完全に模擬した CHF 実験はなされていないので、上記の最小 DNB 基準値はあくまで暫定的なもので、今後の実験の進捗及び解析精度の向上により改訂されるべきである。なお、この値 (1.28) は前述の現行 PWR で用いられている DNB 基準値 1.3 と同程度の値となっていることから、第一近似としては、現行の基準値 1.3 を成立性の基準として使用することもできる。

### 3.6 流量低下時の非定常 DNB

流量低下過渡時の DNB 発生に際しては、沸騰二相流の非定常性を考慮する必要がある。このため、最高使用圧力 4.0 MPa の過渡沸騰試験装置を用いて、流量低下時の過渡 DNB 実験を実施した<sup>41</sup>。

Fig. 3.5 に、流量低下 DNB 発生時のホットサブチャンネル出口の流動条件計算結果を KfK の CHF 相関式に適用して求めた CHFR と、流速減少率が最も小さくて定常 CHF に相当するみなされる条件下で、同一手法により求めた CHFR との比  $((\text{CHFR})^t / (\text{CHFR})^s)$  を流速減少率 (FR) に関してプロットした結果を示す。同図より、流速減少率が 6%/s 以下では、過渡時と定常時の DNB 特性に差は認められないが、FR がそれ以上になると、過渡時の CHFR が定常時よりも大きくなる傾向にあり、流速減少率が 30%/s 以上では、 $((\text{CHFR})^t / (\text{CHFR})^s)$  の最大値は約 1.18 で一定となる。従って、このような場合にも現行の評価モデルを適用するため

には、予測精度のマージンを 20% 程度とる必要がある。

以上の結果より、流速減少率  $6\%/\text{s}$  以上の流量低下過渡時には、定常時と同一の局所流動条件で DNB が発生するとした現行の安全評価上の仮定は必ずしも安全側ではないことが分った。なお、5 章で述べる一次冷却材流量喪失事故時及び一次冷却材ポンプ軸固着事故時の初期における流速減少率は、それぞれ約  $5.7\%/\text{s}$  及び  $24\%/\text{s}$  となっており、後者の場合には、非定常性の効果を無視できなくなると考えられる。

なお、本実験は高転換軽水炉の運転圧力の約  $1/4$  に相当する  $4 \text{ MPa}$  の圧力下で実施した。DNB 特性は圧力にも強く依存するので、今後実炉圧力下での流量低下 DNB 実験を実施し、過渡時の DNB 発生条件の定量的予測手法を改良する必要がある。

### 3.7 事故解析コード J-TRAC

事故時の炉心熱水力挙動評価には主として J-TRAC コード<sup>24)</sup>を使用した。J-TRAC コードは米国ロスアラ莫斯国立研究所で開発された PWR 事故時最適評価コード TRAC-PF1<sup>25)</sup>を基に、REFLA コード再冠水モデル等<sup>26)</sup>の原研で開発された物理モデルを取り入れたものである。J-TRAC コードで新たに加えられたモデルは以下のとおりである。

#### (1) 炉心部再冠水モデル

- 村尾のクエンチ速度相関式<sup>27)</sup>
- 村尾-井口の再冠水時ボイド率相関式<sup>28)</sup>
- 村尾-杉本の膜沸騰熱伝達相関式<sup>29)</sup>（大貫による流速効果補正<sup>30)</sup>を含む）
- REFLA 液滴分散流モデル

#### (2) 簡易凝縮モデル

炉心部再冠水モデルは LOCA 解析において適用されるモデルであるが、この内、クエンチ速度相関式及び膜沸騰熱伝達相関式は再冠水期間以外にも拡張して使用されている。その他のモデルは再冠水期のみに適用されるよう、Fig. 3.6 に示す流動様式図に従って適用される。また、クエンチ速度相関式は、現在のところ炉心下部より上向きに進行するボトムクエンチにのみ適用されており、炉心上部より下降してくるトップクエンチには適用されていない。但し、この場合もクエンチフロントの進行を大きく左右する最小安定膜沸騰温度については、クエンチ速度相関式と整合する最小安定膜沸騰温度の式を使用している。

簡易凝縮モデルはコールドレグ ECC 水注入口近傍での全凝縮量を、蒸気発生器から流入する蒸気流量あるいは ECC 水のサブクール度に対応する凝縮能力以下に制限し、これを適当な空間幅に分布させることによって、TRAC-PF1 コードで見られた過大な局所凝縮速度とそれによる非現実的な減圧及び振動を抑えるものである。

なお、上記モデルの他に今回の解析では特に、高転換軽水炉解析用のモデルとして CHF 相関式に、KfK の式を導入して使用した。

Table 3.1 Input parameters for COBRA-IV-I analysis

Subcool void model	Levy
Bulk void model	EPRI <sup>(1)</sup>
Rod friction coefficient	Blasius
Spacer loss coefficient	1.0 <sup>(2)</sup>
Heat transfer correlations	RELAP-4 package
Cross flow resistance	0.5
Cross flow momentum factor	0.5
Turbulent momentum factor	0.0
Cross flow axial velocity	$(U(j) + U(i)) / 2$
Turbulent mixing coefficient	(1) For CHF test analysis single-phase : 0.003 or 0.004 <sup>(3)</sup> two-phase : $f(\alpha)$ <sup>(4)</sup> (2) For safety analysis 0.0

(1) Chexel, B and Lellouche, G., EPRI NP-3989-st, (1985).

This correlation is newly implemented in COBRA-IV-I

(2) Based on pressure drop experiments

(3) Based on thermal mixing experiments

(4) See Section 3.3 (3)

Table 3.2 Evaluation of CHF correlations using small scale  
CHF experiment data

Test section	Number of rods	Rod diameter (mm)	P/D	Heated length (m)
A	4	9.5	1.2	1.0
B	7	9.5	1.2	1.0
C	7	9.5	1.126	0.5
D	4	9.5	1.2	0.5

Average of CHFR (Standard deviation)

CHF correlation	Test section			
	A	B	C	D
WSC-2	1.852(0.037)	1.880(0.063)	1.475(0.074)	1.546(0.113)
KfK	0.763(0.028)	0.874(0.066)	0.819(0.058)	0.798(0.060)
KfK-IF*	1.062(0.042)	1.157(0.085)	0.980(0.102)	0.926(0.070)
EPRI-B&W	0.638(0.07)	0.672(0.136)	0.615(0.124)	0.635(0.051)
EPRI-Columbia	0.931(0.278)	2.023(0.442)	1.378(0.387)	0.896(0.158)
Katto	1.238(0.077)	1.219(0.055)	1.316(0.122)	1.281(0.037)

\* IF : Using subchannel imbalance factor

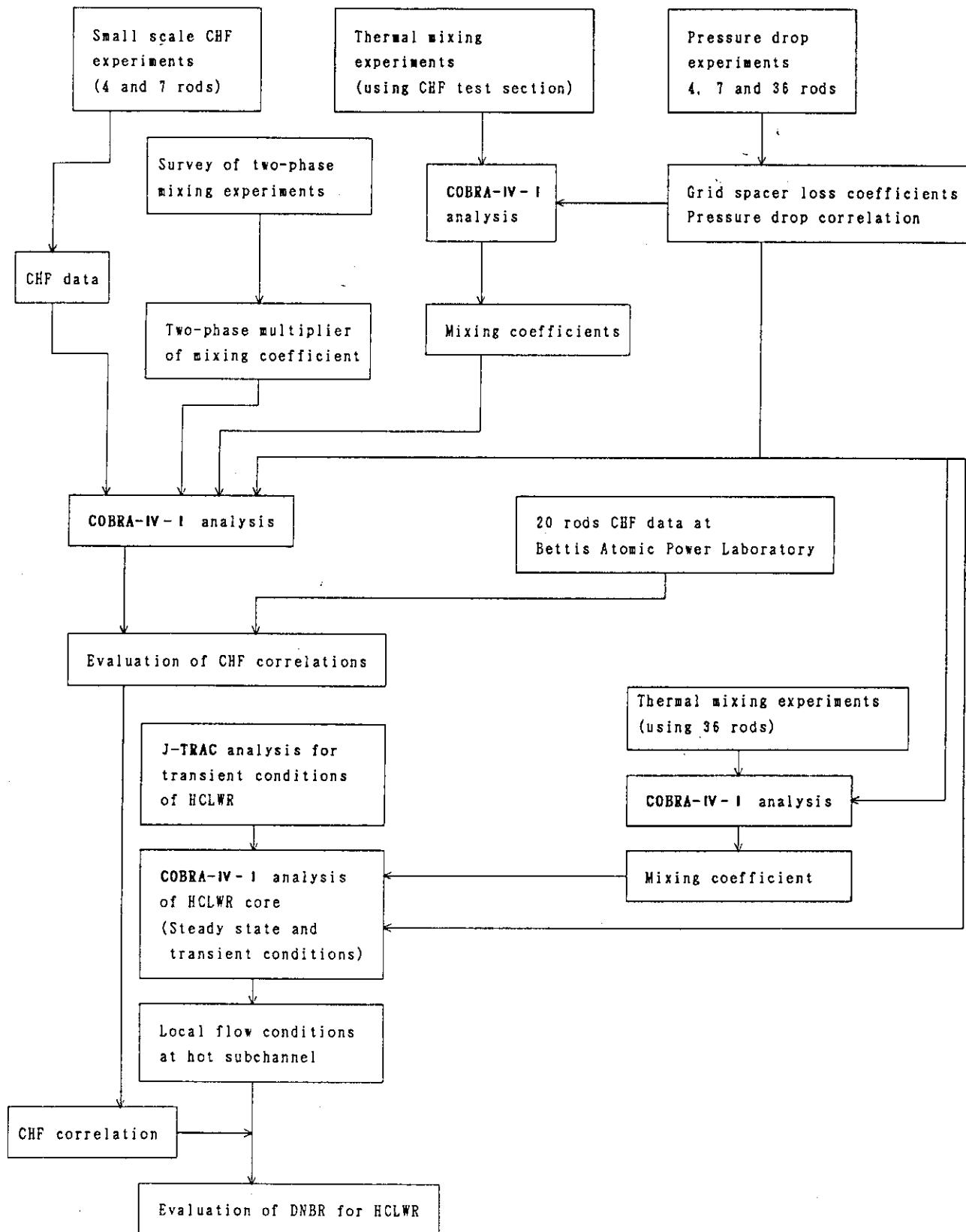


Fig. 3.1 Evaluation procedure of DNBR for HCLWR

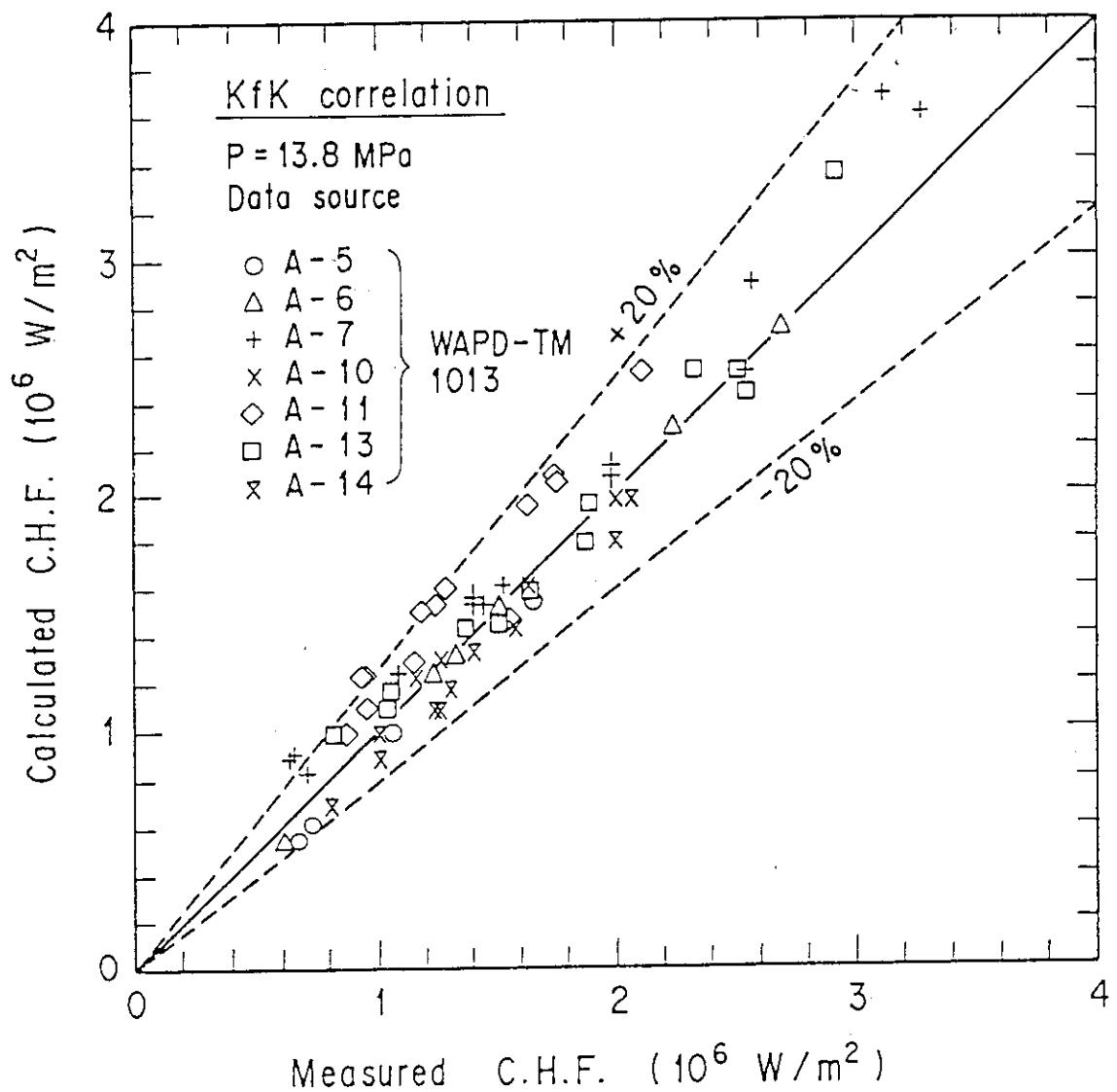
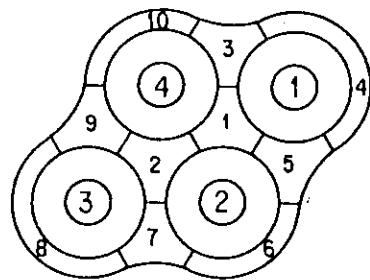


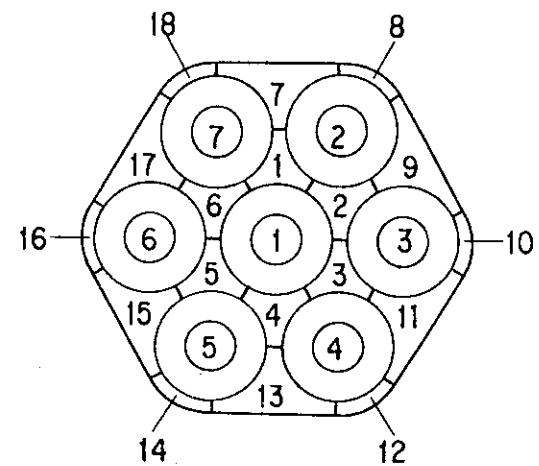
Fig. 3.2 Evaluation of KfK CHF correlation (comparison with Bettis Atomic Power Laboratory CHF data)

1~10 Channel number  
①~④ Rod number



Subchannel model of 4-rod bundle  
for COBRA-IV-I calculations

1 ~ 18 Channel number  
①~⑦ Rod number



Subchannel model of 7-rod bundle  
for COBRA-IV-I calculations

Fig. 3.3 Subchannel noding model for small scale CHF experiments

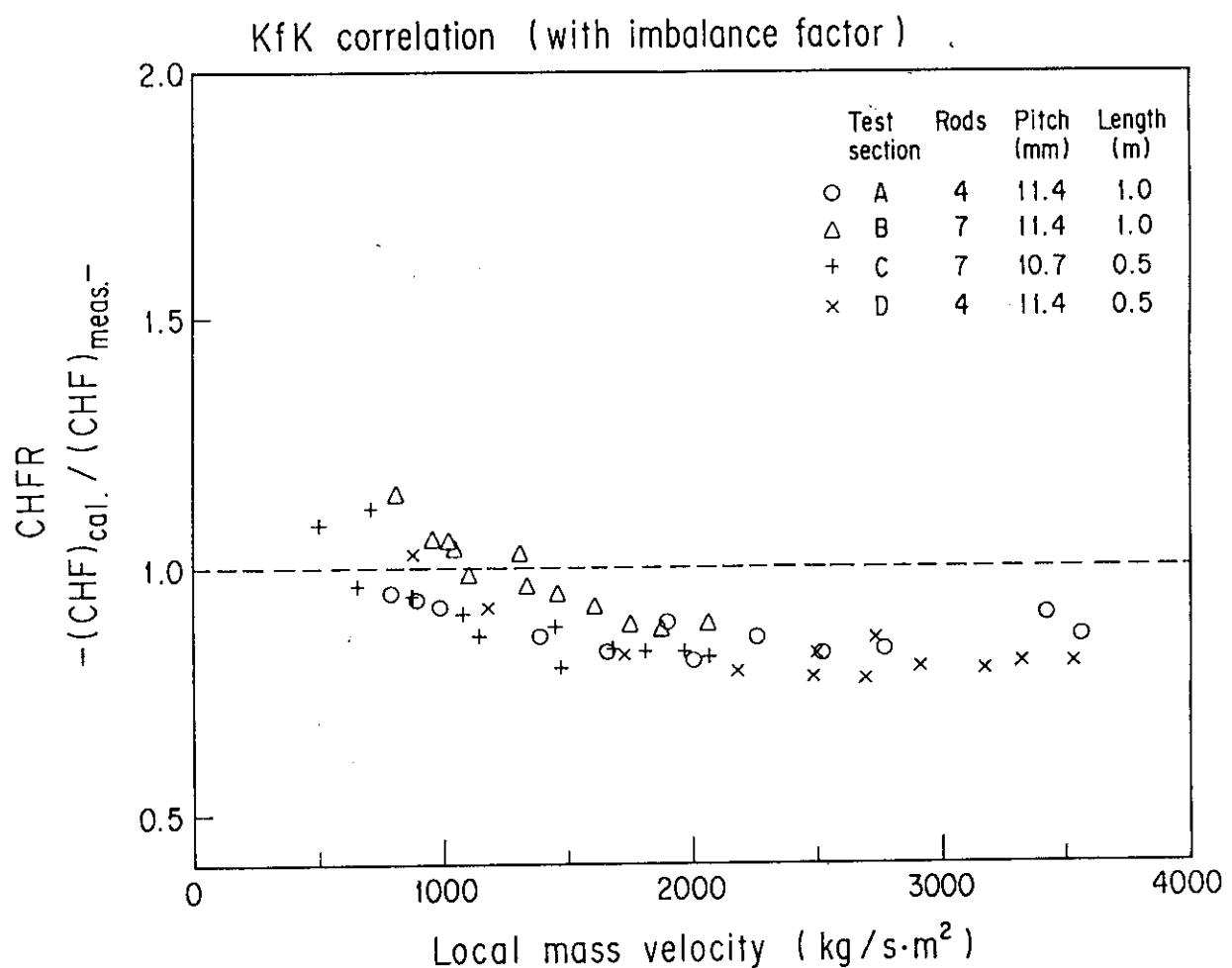


Fig. 3.4 Evaluation of KfK CHF correlation using COBRA-IV-I subchannel analysis  
(comparison with JAERI's CHF data)

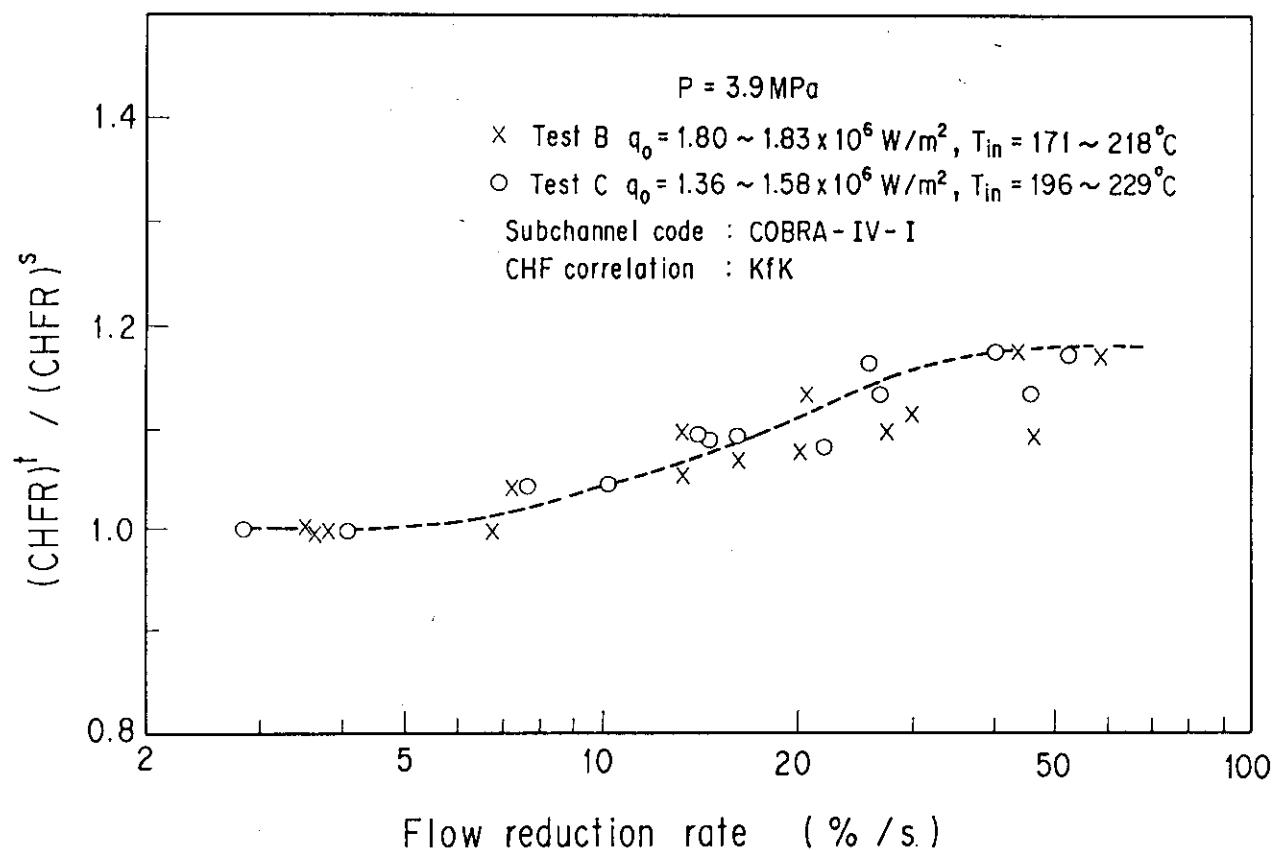


Fig. 3.5 Effect of flow reduction rate on CHFR under 3.9 MPa

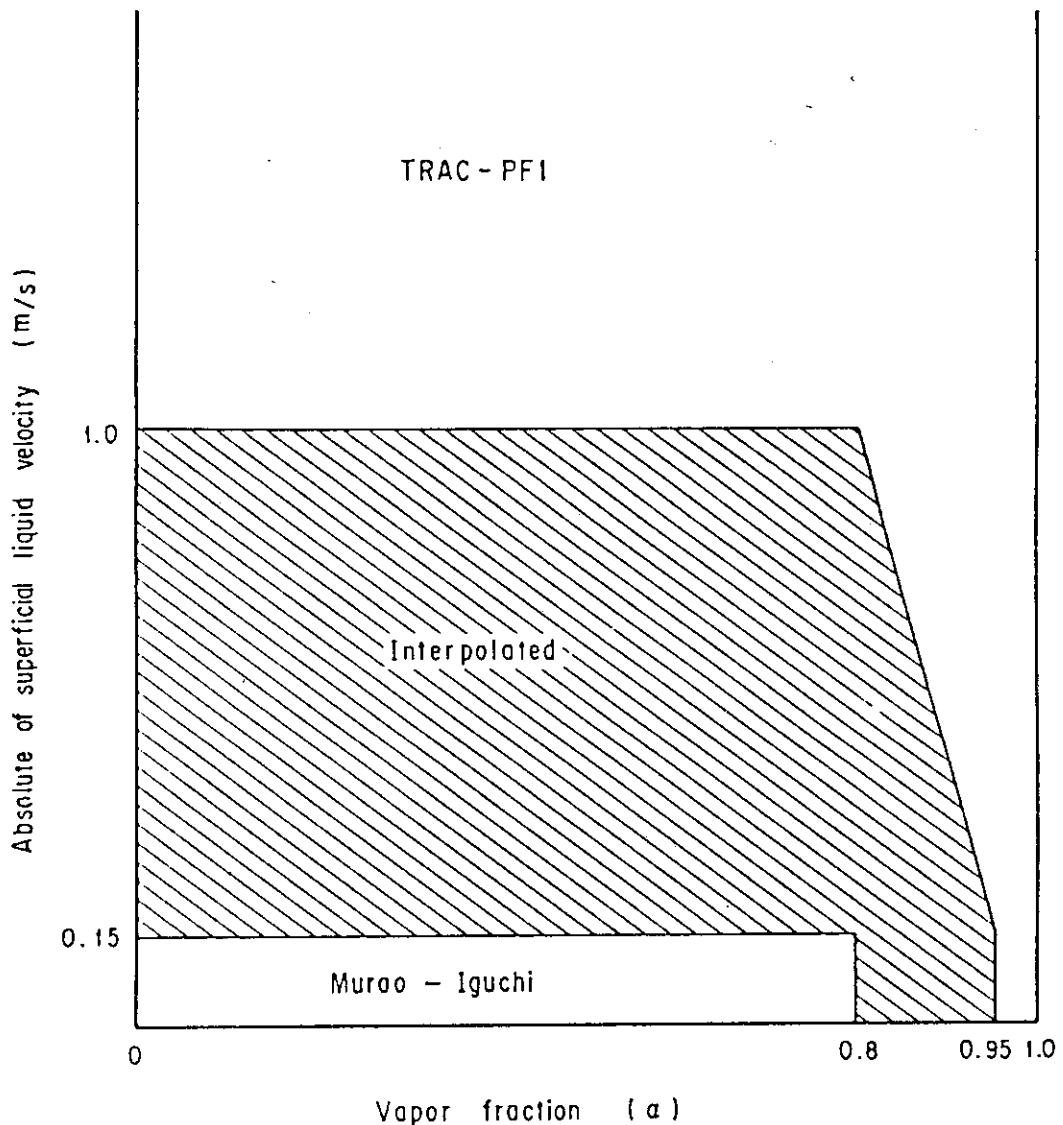


Fig. 3.6 Flow regime map in J-TRAC code

## 4. 定常運転時の DNBR 評価

本章では、3章で述べた評価手法に基づき、扁平二重炉心型高軸換軽水炉の通常運転時における最小限界熱流束比の評価を行う。評価に使用したサブチャンネル解析コードは COBRA-IV-I で、DNB 評価式としては、KfK 相関式を採用した。

### 4.1 COBRA-IV-I コードによるサブチャンネル解析

#### (1) ノーディングモデル

解析に際しては、対称性を考慮して、1/12 セクターについて全炉心の解析を行った。半径方向ノーディングに関しては、ホットチャンネル周辺を細かく、周辺部は大きく区切るノーディングモデルにより全炉心を同時に解析した<sup>33</sup>。この方法により、比較的小さな計算記憶容量と計算時間で PWR のホットチャンネルにおける最小 DNBR の高精度な解析が可能となる<sup>34</sup>。Fig. 4.1 に燃料集合体ごとの水平方向のノーディングモデルを示し、Fig. 4.2 に高温集合体内のノーディングモデルを示す。

Fig. 4.1 及び 4.2 には、それぞれ半径方向の出力分布（ピーキングファクター）の値も示す。燃料集合体ごとの半径方向ピーキングファクターについては、核計算の結果得られた第 6 サイクルの初期における出力分布<sup>35</sup>に基づきノードごとに平均化した。燃料集合体ごとの最大ピーキングは 1.402 である。また、高温集合体内の各ロッドごとの出力分布は、ピーキングファクターが最大となる燃焼前の出力分布計算結果に基づいて、Fig. 4.2 に示すように、4 種類の出力ロッドに分類した。燃料集合体の最大ピーキングは集合体平均値に対して 1.061 である。さらに、半径方向の最大出力ピーキングについては、核的不確定性因子 ( $F_{\text{D}}^{\text{N}}$ ) 1.05 及び燃料製造上の公差の影響を考慮した因子（工学的熱流束熱水路係数： $F_{\text{Q}}^{\text{E}}$ ）1.03 を考慮して、計 8 % のマージンをとることにした。従って、高温燃料集合体の最大出力棒（ホットロッド）の半径方向ピーキングファクターは、

$$1.402 \times 1.061 \times 1.08 = 1.607 \text{ となる。}$$

他のロッドについては、ホットロッドの出力を 8 % 増大させたため、再規格化して決定した。

Fig. 4.2において、サブチャンネル 2 が、ホットロッドを含む発熱棒 5 本に囲まれた代表的なホットチャンネル（ティピカルセル）で、サブチャンネル 1 が、制御棒案内管とホットロッドを含む発熱棒 2 本に囲まれたセル（シンプルセル）である。これら 2 カ所のサブチャンネルは熱的に最もきびしいサブチャンネルであり、DNBR も最小になると考えられるので、最小 DNBR の解析はこれら 2 カ所のサブチャンネルを対象とした。

Fig. 4.3 に垂直方向のノーディングモデル、グリッドスペーサの位置及び軸方向出力分布を示す。軸方向には上下ブランケット部を含む燃料全長 2.1m を 42 分割（ノード高さ 0.05m）した。グリッドスペーサは 2.2 節で述べたように、0.3m おきに 7 段設置した。なお、5 章で述べる一次冷却材流量喪失事故時及び一次冷却材ポンプ軸固着事故時の非定常解析の際には、

計算時間の短縮のための 21 分割ノードとした。炉心部の軸方向出力分布については、核計算の結果得られた軸方向最大ピーキングファクターをピークとする cosine 分布で近似した。軸方向ブランケット部は出力が低いので、一定と仮定した。

### (2) 標準ケースの解析条件

扁平二重炉心型高転換軽水炉の熱出力、一次系圧力、炉心入口温度、冷却材総流量等は、在来型の 3 ループ PWR とほぼ同一とした。COBRA-IV-I コードの入力値は、定格値に在来型 PWR の解析で使用されているのと同等の定常誤差を考慮して、以下のとおり定めた。

系圧力	: 15.3 MPa (定格値より 0.2 MPa 低)
冷却材入口温度	: 291°C (定格値より 2 °C 高)
入口質量速度	:
	全流量 = 12800 kg/S
	炉心部流路面積 = 6.026 m <sup>2</sup>
	全流量のうち炉心部を流れる割合 = 95 %
	入口質量速度 = 12800 X 0.95 / 6.026 = 2018 kg/s.m <sup>2</sup>
平均熱流束	:
	全出力 = 2480.6 MW (定格値の 102%)
	径方向ブランケット以外での発熱割合 = 97.68 %
	燃料集合体 1 体当たりの燃料棒表面積
	= 0.0095 π X 2.1 X 372 = 23.315 m <sup>2</sup>
	燃料集合体の数 = 313
	平均熱流束 = 2480.6 X 0.9768 / (23.315 x 313)
	= 0.33203 MW/m <sup>2</sup>

### (3) COBRA-IV-I 入力パラメータ

混合係数については、ピッチ 10.45 ~ 12.35mm の 36 本テスト部による流体混合実験により、約 0.001 の値が得られた (3.3 節)。この値は混合羽根を有しない従来型 PWR の燃料集合体について得られた値 0.02 に比較して十分小さく、混合係数を 0.0 としてもサブチャンネル解析結果に及ぼす影響は軽微であった。ここでは、熱拡散実験における計測誤差等の不確定性を考慮して、標準ケースとしては混合係数を 0.0 として計算した。なお、混合係数の影響については、別途感度解析を行った。

その他の入力パラメータについては、Table 3.1 に示した値を用いた。

解析に使用した COBRA-IV-I 入力データを付録 B 1 に述べる。

## 4.2 解析結果

### (1) 標準ケースの計算結果

Fig. 4.4 に、標準ケースについて、COBRA-IV-I により計算した、サブチャンネル 1 (シンプルセル) 及びサブチャンネル 2 (ティピカルセル) の質量速度及びエンタルピーの軸方向分布を示す。この結果より、質量速度はサブチャンネル 1 で最も小さくなるが、エンタル

ピーはサブチャンネル2で最も大きくなることが分かる。

サブチャンネル解析結果を用いて、KfK 相関式により、DNBR の軸方向分布を求めた。

Fig.4.5 にその結果を示す。最小 DNBR は、サブチャンネル2（ティピカルセル）の炉心下端からの高さ 1.7mm の位置で出現し、その値は 1.659 となった。

## (2) 混合係数の効果

混合係数を標準ケースの 0.0 に対し、0.001（3.3 節に述べた実験値）、0.02（混合羽根を有しない現行 PWR の値）と変化させた場合の、最も DNBR が小さくなる高さ 1.7mm の位置での、Ch 1（シンプルセル）及び Ch 2（ティピカルセル）における質量速度及びエンタルピーの計算値と、対応する DNBR の値を以下に示す。

混合係数		0.0	0.001	0.02
Ch 1 (シンプルセル)	質量速度 (kg/s.m <sup>2</sup> )	1822	1814	1806
	エンタルピー (kJ/kg)	1582	1585	1588
	DNBR	1.710	1.705	1.700
Ch 2 (ティピカルセル)	質量速度 (kg/s.m <sup>2</sup> )	1831	1838	1885
	エンタルピー (kJ/kg)	1610	1608	1595
	DNBR	1.659	1.663	1.693
最小 DNBR		1.659	1.663	1.693
発生チャンネル		(Ch 2)	(Ch 2)	(Ch 2)

混合係数が大きくなるにつれて、ティピカルセル (Ch 2) ではエンタルピー上昇が小さく、質量速度が大きくなるので、DNBR は大きくなるが、シンプルセル (Ch 1) ではエンタルピーは大きく、質量速度は小さくなるため、DNBR は逆に小さくなる。本体系では最小 DNBR は Ch 2 で生じているため、混合係数が小さい方が保守的となっている。しかしながら、制御棒案内管の径が大きい場合には、シンプルセルで DNBR が最小となる傾向が見られるので<sup>13</sup>、このような場合には混合係数が小さい方が必ずしも保守的とはならないことに留意する必要がある。上述の結果に見られるように、本設計炉心では、混合係数が最小 DNBR に及ぼす影響は、最大でも約 2 %程度であった。

## 4.3 最小 DNBR の評価

以上の解析結果より、扁平二重炉心型高転換軽水炉の通常運転条件における最小限界熱流束比は、サブチャンネル解析における混合係数の影響を考慮しても、3.5 節で求めた DNBR 制限値 1.28 を上回っており、DNB 発生の可能性はないことが明らかとなった。

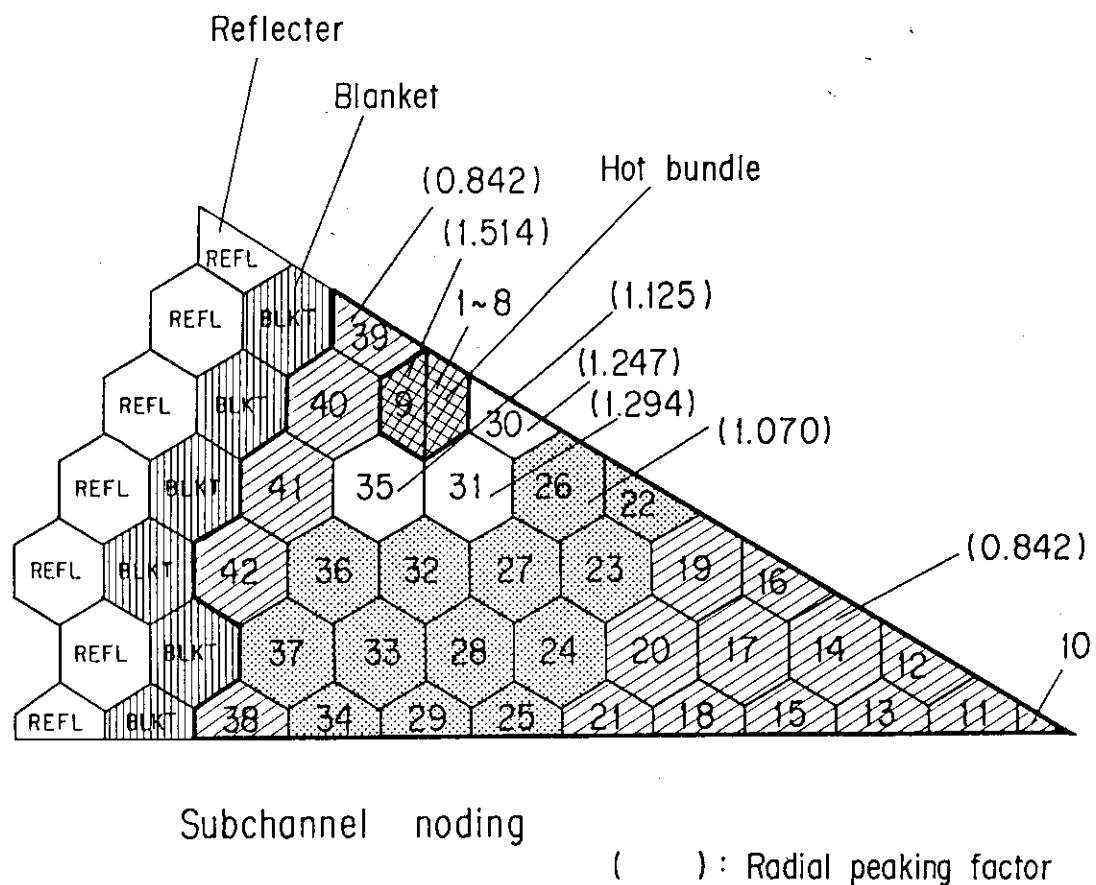
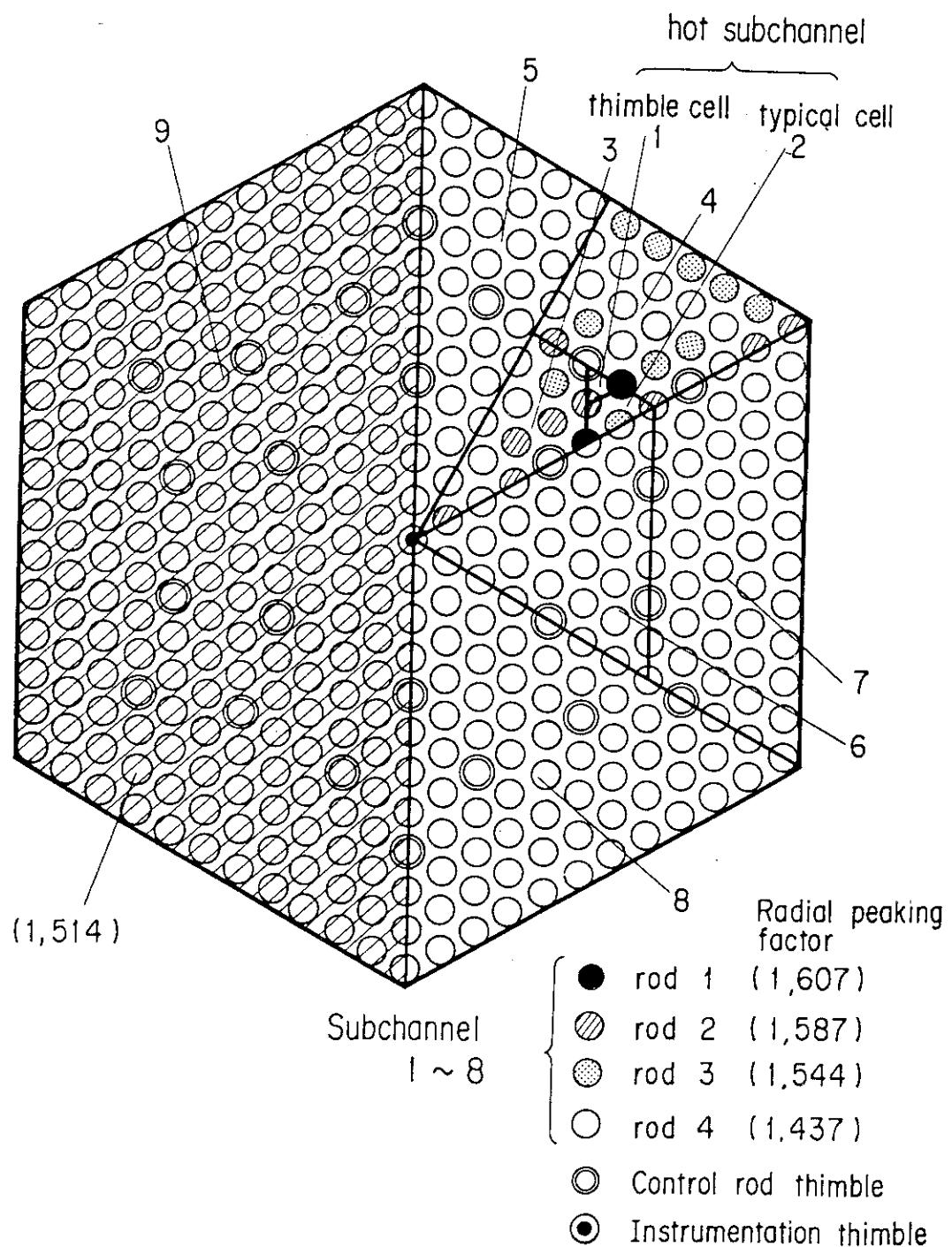


Fig. 4.1 Subchannel noding model and radial power factor  
(1/12 sector of whole core)



Subchannel noding in hot bundle

Fig. 4.2 Subchannel noding model and radial power factor  
(in hot assembly)

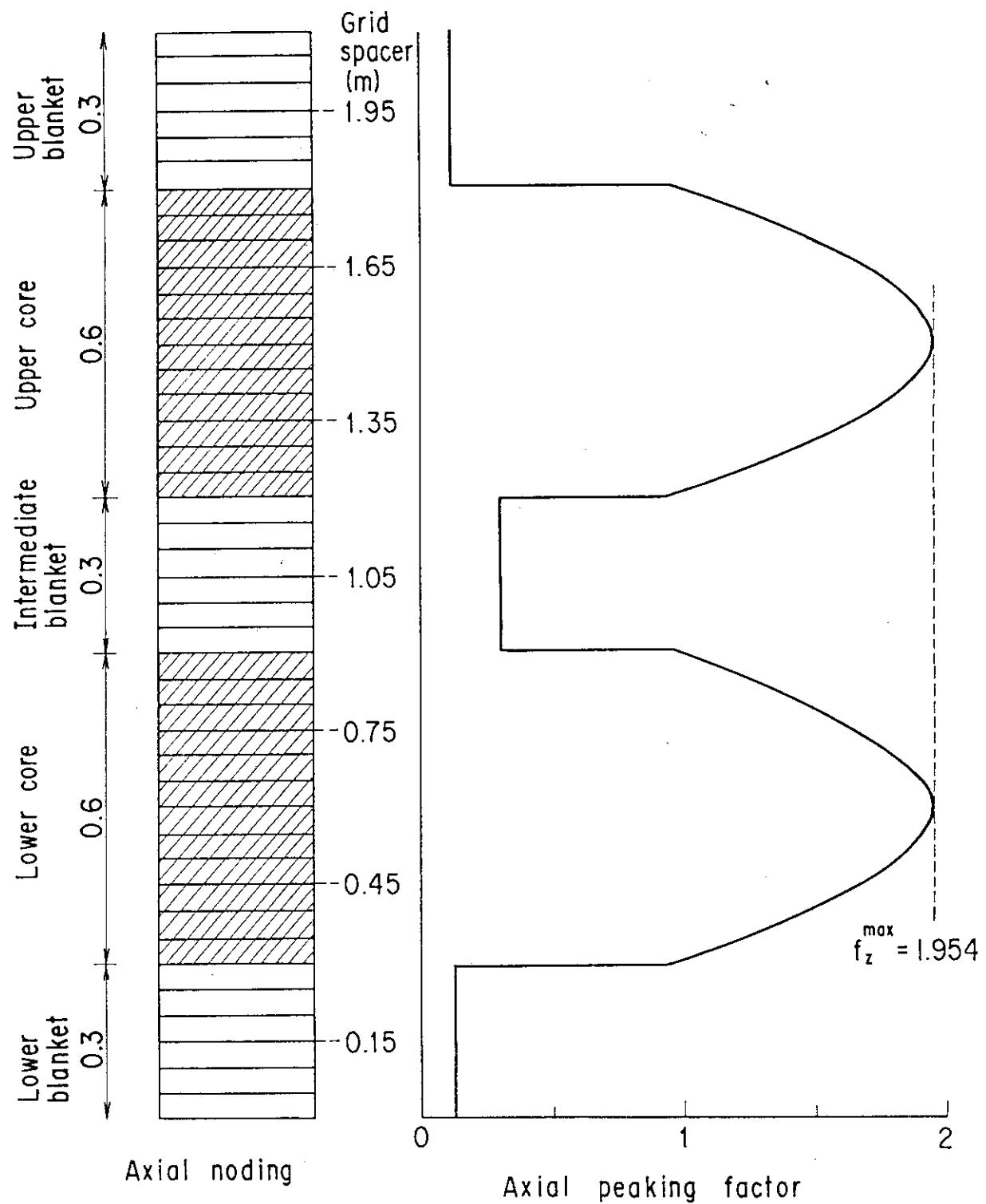


Fig. 4.3 Axial noding model, axial power profile and grid spacer location

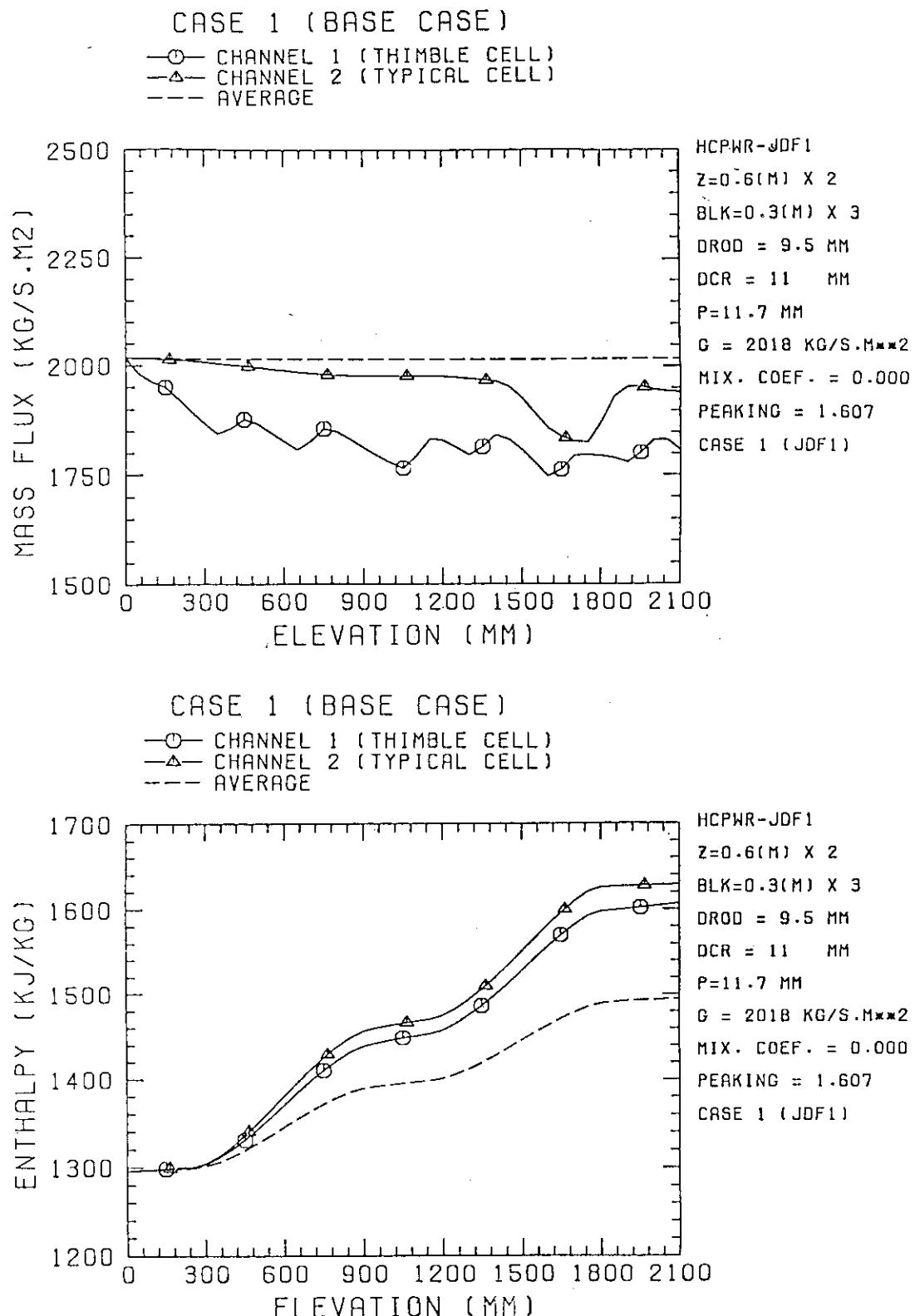


Fig. 4.4 COBRA-IV-I analysis results for steady-state operation (base case)

## CASE 1 (BASE CASE)

○ CHANNEL 1 (THIMBLE CELL)  
 ▲ CHANNEL 2 (TYPICAL CELL)

CHF CORRELATION : KFK (SP,Y.)

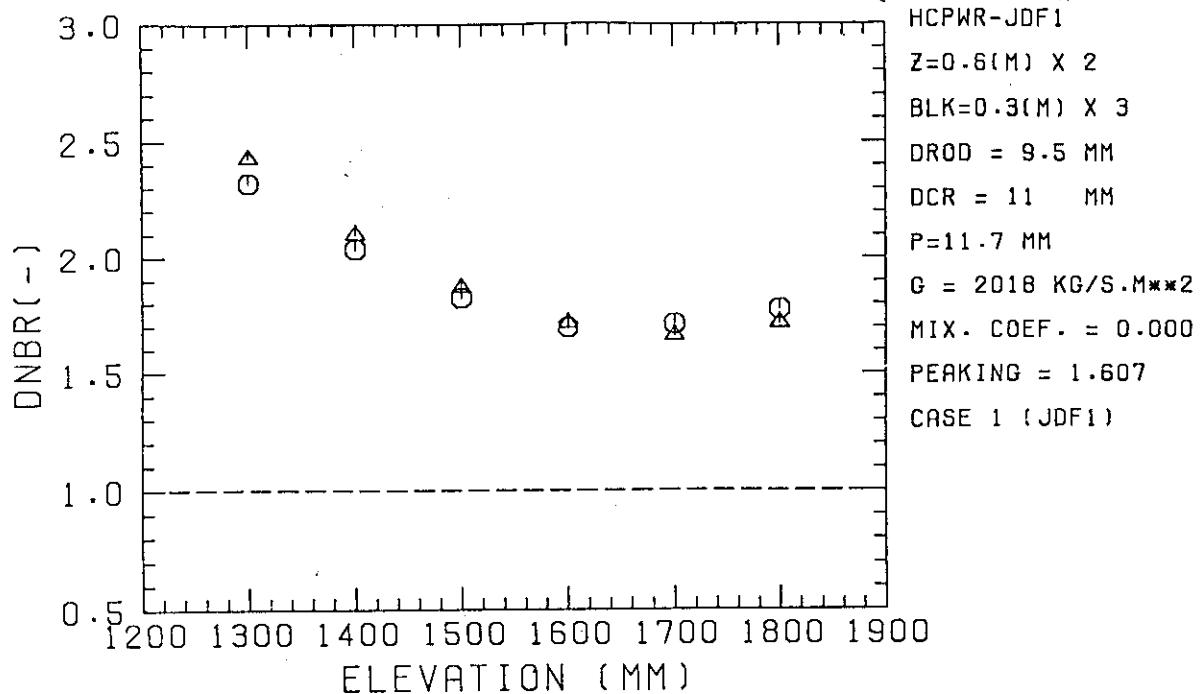


Fig. 4.5 Axial distribution of DNBR using KfK correlation with subchannel analysis (base case)

## 5. 事故時の DNBR 評価

### 5.1 解析対象事故

流量、出力等の過渡変化を伴う事故時には、定常時よりも DNBR が低下すると考えられる。事故時の最小 DNBR を評価するため、ここでは、現行 PWR の安全評価解析で要求されている事象のうち、熱的に厳しい事象である、一次冷却材流量喪失事故及び一次冷却材ポンプ軸固着事故について、事故時の最小 DNBR を評価する。解析に際しては、一次系のシステム解析には、3.7 節で述べた J-TRAC コードを用い、DNBR の評価には、COBRA-IV-I コードによるサブチャンネル解析と KfK の CHF 相関式を組み合わせて用いた。

### 5.2 J-TRAC コード解析条件

安全解析を行なうにあたっての解析条件及び評価基準は現行の安全評価指針を満たすように設定するもとした。このため現行の PWR 安全解析で行なわれている解析方法を踏襲した。しかしながら、現段階では解析コードシステムの整備が完全ではなく、いくつかの点において考慮し得なかった条件も存在する。また、解析に使用した J-TRAC コードがベースとした TRAC-PF1 コードはいわゆる最適評価コードとして開発されたものであるからモデルの不確定性を包絡する様なマージンは必ずしも持っていない。従って、解析結果の評価にはこれらのこと考慮した解釈が必要である。

一次冷却材流量喪失事故及び一次冷却材ポンプ軸固着事故の解析に使用した J-TRAC コードのノーディング図を Fig. 5.1 及び 5.2 に示す。また、主要な解析条件について Table 5.1 に示す。以下に主要な点について述べる。

J-TRAC コードの基本的な解析モデルとしては、Fig. 5.1 に示すように、圧力容器を 3 次元コンポーネントで模擬し、3 本のループはそれぞれ独立に模擬した。圧力容器内は Fig. 5.2 に示すように周方向に 6 分割、径方向に 4 分割し、径方向分割の内側 2 セルで炉心部、残りの 2 セルでそれぞれ径方向プランケット部及びダウンカマ部を模擬している。軸方向については 25 分割とし、このうち、14 セルを炉心部（燃料部 + 軸方向プランケット部）にあてた。

解析の初期定常条件としては、4 章で述べた通常運転時の定常解析の場合と同様に、定格値に在来型 PWR プラントと同等の定常誤差を見込んだ値を使用した。即ち、102% 出力、入口温度 +2.2 k、一次系圧力 -0.2 MPa とした。

出力分布係数としては、燃焼計算において最も厳しくなる第 6 サイクル初期の値に在来型 PWR と同等の余裕 8 % ( $F_q^E = 1.03$ ,  $F_U^N = 1.05$ ) を見込んだ値として、 $F_q = 1.958$  ( $F_{xy} = 1.609$ ,  $F_z = 1.216$ :  $F_q^E$ ,  $F_U^N$  は  $F_{xy}$  中に含めた) を使用した。

フィードバック反応度としては、燃焼計算結果<sup>14)</sup>に基づいて、燃料温度（ドップラー）反応度係数及びボイド反応度係数を入力した。使用した各種反応度係数の入力値を Table 5.2 に示す。

なお、コード内で反応度係数算出に使用するパラメータ（燃料温度、ボイド率）に関する空間分布の効果の扱いについては、標準的な手法として局所出力の2乗で重み付けたした炉心平均の値を使用することとした。また、スクラム反応度としては在来PWRプラントと同等の反応度が入るものとし、制御棒挿入時間が燃料棒長に比例するものとして補正した。

径方向ブランケット部においては、燃料部と同等のエンタルピー上昇が得られるように、径方向ブランケット部を流れる冷却材バイパス流量の割合は、全流量の2%とした。

### 5.3 COBRA-IV-Iコード解析条件

J-TRACコードで計算した、炉心入口温度、炉心入口流量、圧力、炉心出力等の過渡変化計算値をCOBRA-IV-Iコード入力値として、炉心内非定常サブチャンネル解析を実施した。水平方向ノーディングモデル、径方向及び軸方向の出力分布等の解析条件は、4章で述べた定常時の解析条件と同一である。軸方向ノーディングについては、分割数を21とした。

定常時には、燃料棒で発生する熱量は冷却材に伝えられる熱量とバランスしているので、燃料棒表面熱流束は、燃料棒出力を伝熱面積で割った値と等しい。しかしながら、非定常時には、燃料棒の熱容量及びギャップコンダクタンスの効果により、燃料棒表面熱流束の変化は、燃料棒の出力の変化よりも時間遅れを生じる。この効果を考慮することは、事故時のDNBR評価に重要である。従って、事故時のサブチャンネル解析においては、COBRA-IV-Iコードの燃料棒内熱伝導モデルを使用して、表面熱流束の過渡変化を求めた。燃料棒内熱伝導計算に使用した各種物性値及びギャップコンダクタンスの評価方法をTable 5.3に示す。

事故解析用入力データの一例として、一次冷却材ポンプ軸固定事故の場合について、付録B.2にCOBRA-IV-Iコード入力データを収録する。一次冷却材流量喪失事故の場合には、圧力、流量、出力等の過渡変化データが異なるのみで、その他のデータは共通である。

### 5.4 一次冷却材流量喪失事故解析

本事故は外部電源の喪失等の理由により全てのポンプが停止し、一次冷却材流量の低下により炉心冷却能力が著しく低下するものである。

#### 5.4.1 J-TRAC解析結果

Fig. 5.3に一次冷却材流量変化を示す。時刻0秒でポンプは停止するが、フライホイールの慣性により一次冷却材流量はゆっくりとコーストダウンしていく。

Fig. 5.4に炉心出力を示す。ポンプ回転数が定格値の92.6%に達した時点（事故発生後1.6秒）で原子炉トリップ信号を発生し、炉心に制御棒が挿入されて原子炉出力は1.25秒間で初期出力の約16%まで急速に低下し、その後は緩やかに低下する。

Fig. 5.5に一次冷却材温度を示す。流量の低下による温度の上昇は僅かであり、原子炉トリップ後は、緩やかに低下していく。初期5秒間の温度変動幅は、0.2K以内であり、炉心入口温度は一定と考えて差し支えない。

Fig. 5.6 に一次系圧力を示す。温度上昇がほとんどないため、最高圧力は 1.59MPa と低く抑えられるので、圧力バウンダリの健全性の上で問題はない。

#### 5.4.2 COBRA-IV-I によるサブチャンネル解析結果

Fig. 5.3 ~ 5.6 に示した、入口温度、入口流量、圧力、炉心出力等の過渡変化計算値を COBRA-IV-I コードの入力値として、炉心内非定常サブチャンネル解析を実施した。但し、入口温度は変化量が少ないので、一定とした。

熱的に最も厳しくなると予想される。発熱下端から 1.6m 及び 1.7m の高さでの Ch 1 (シンプルセル) 及び Ch 2 (ティピカルセル) の質量速度とエンタルピーの計算結果を、Fig. 5.7 及び 5.8 にそれぞれ示す。両セルにおける局所質量速度はいずれも入口質量速度（即ち半径方向平均質量速度）よりも小さくなっている。局所質量速度は軸方向にも変化しており、シンプルセルでは 1.6m の位置の方がより小さく、ティピカルセルでは 1.7m の位置の方が小さくなっている。これは、Fig. 4.4 に示した定常時の解析結果にも見られるように、シンプルセルの方がグリッドスペーサの影響を強く受け、スペーサの上流では質量速度が低下し、スペーサの下流では回復するためである。ところで、両セルの水力等価直徑は、ティピカルセルの 6.39mm に対し、シンプルセルでは 5.04mm と小さくなっている。このため、シンプルセルの方が抵抗が大きくなり、質量速度は小さくなっている。一方、エンタルピーについては、加熱ロッドに囲まれたティピカルセルの方が非加熱ロッド（制御棒案内管）を含むシンプルセルよりも高くなっている。

Fig. 5.9 及び 5.10 に、それぞれ発熱下端から 1.6m 及び 1.7m の高さでの、ホットロッド表面熱流束計算値と定常状態で想定される表面熱流束の値を示す。このように、燃料棒内の非定常熱伝導計算により求めた表面熱流束の変化は、瞬時に定常状態に達すると仮定して求めた表面熱流束の変化（出力変化に一致）に対して時間遅れを有す。

#### 5.4.3 最小 DNBR の評価

サブチャンネル解析で得られた局所流動条件を KfK 相関式に適用して得られた CHF の値と、ホットロッドでの局所熱流束との比により、DNBR を求めた。Fig. 5.7, 5.8 に対応する結果を Fig. 5.11 及び 5.12 に示す。最高出力燃料棒における最小 DNBR は 1.56 (ティピカルセル、1.7m 高さ、事故発生後 2.2 秒) であり、この値は  $95 \times 95$  設計基準に基づく高転換軽水炉体系での DNBR 制限値 1.28 (3.5 節) を上回っており、DNB 発生に対する余裕は確保されていると考えられる。なお、DNBR が最小となる時刻が、スクラム時刻 (1.6 秒) より 0.6 秒遅れているのは、前項で述べた燃料棒内の非定常熱伝導効果により、表面熱流束の低下が遅れるためである。

本事故の場合、Fig. 5.3 に見られるように、事故発生から原子炉スクラムまでの平均流速減少率は約 5.7% / s なので、3.6 節で述べたように、本解析では最小 DNBR に流量低下に伴う非定常性のマージンを考慮する必要ないと考えられる。

### 5.5 一次冷却材ポンプ軸固着事故解析

本事故は 3 台の一次冷却材ポンプの内、1 台が軸固着を起こして、炉心流量が急速に低下し、

炉心冷却能力が著しく低下するものである。

### 5.5.1 J-TRAC 解析結果

Fig. 5.13 に一次冷却材流量の変化を示す。一次冷却材ポンプ 1 台の軸固着により、当該ループの流量が大きく低下し、炉心入口流量は事故後 1 秒で定格の 74% まで低下し、さらに事故後 10 秒の時点では定格の約 65% まで低下している。なお、本解析では健全な 2 台のポンプについては定格運転時の回転数を保持するものとして扱い、炉心流速の低下による健全ポンプ流量の増加は見込んでいない。

Fig. 5.14 に、炉心出力変化を示す。流量の低下により、事故発生後 1.1 秒の時点で、一次冷却材流量低原子炉トリップ信号を発信し、原子炉出力は 1.2 秒間で初期出力の約 15% まで低下する。Fig. 5.15 及び 5.16 に圧力容器内の一次冷却材温度と圧力の変化を示す。炉心流量の減少に伴う冷却能力の低下により、一次冷却材平均温度が上昇しボイドが発生する。これに伴い炉心圧力は最高 16.36 MPa まで上昇するが、原子炉トリップによって出力が低下すると圧力も再び低下し、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が損なわれることはない。

### 5.5.2 COBRA-IV-I によるサブチャンネル解析結果

Fig. 5.13 ~ 5.16 に示した過渡変化計算値を COBRA-IV-I コードの入力値として、炉心内非定常サブチャンネル解析を実施した。なお、入口温度は変化量が少ないので、一定とした。

5.4.2 項と同様に、発熱下端から 1.6m 及び 1.7m の高さでの Ch 1 (シンプルセル) 及び Ch 2 (ティピカルセル) の質量速度とエンタルピーの計算結果を、Fig. 5.17 及び 5.18 にそれぞれ示す。両セルにおける局所質量速度はいずれも入口質量速度よりも小さくなっている。軸方向の質量速度変化については、シンプルセルでは流量喪失事故の場合と同様に 1.6m の位置の方が小さくなっているが、ティピカルセルでは 1.6m と 1.7m の高さでの質量速度の差は小さい。また、本ケースの場合にも、シンプルセルの方が質量速度が小さくなる傾向はあるが、流量喪失事故の場合に比べて、質量速度のセル間の差は小さい。エンタルピーについては、ティピカルセルの方がシンプルセルよりも高くなっている。

Fig. 5.19 及び 5.20 に、それぞれ発熱下端から 1.6m 及び 1.7m の高さでの、ホットロッド表面熱流束計算値と定常状態で想定される表面熱流束の値を示す。流量喪失事故の場合と同様に、燃料棒内の非定常熱伝導計算により求めた表面熱流束の変化は、瞬時に定常状態に達すると仮定して求めた表面熱流束の変化（出力変化に一致）に対して時間遅れを有す。

### 5.5.3 最小 DNBR の評価

上記計算結果に基づく、DNBR 評価結果を Fig. 5.21 及び 5.22 に示す。最高出力燃料棒における最小 DNBR は 1.34 (ティピカルセル、1.7m 高さ、事故発生後 1.6 秒) となっている。この値は  $95 \times 95$  設計基準に基づく高転換軽水炉体系での DNBR 制限値 1.28 (3.5 節) を上回っている。DNBR が最小となる時刻が、スクラム時刻 (1.1 秒) より 0.5 秒遅れているのは、前述のように、燃料棒内の非定常熱伝導効果により、表面熱流束の低下が遅れるためである。

本事故の場合、Fig. 5.13 に見られるように、事故発生から原子炉スクラムまでの平均流速減少

率は約 24%/s となるので、3.5 節の流量低下 DNB 実験解析 (Fig. 3.5) によれば、約 15% 程度 DNBR を過大評価している可能性が考えられる。従って、非定常 DNB 解析精度の向上の結果によっては、本事故の場合には DNB 発生の可能性が高まるとも考えられる。但し、事故時には、定常時及び運転時の異常な過度変化時の場合とは異なり、DNB の発生自体は成立性を阻害するものではない。例えば、現行 PWR (九州電力玄海 3, 4 号炉) の安全評価解析結果によると、一次冷却材ポンプ軸固着事故時には、炉心全体の約 5 % の燃料棒が DNBR 制限値 (1.3) を下回っている<sup>6)</sup>。今後は、DNB 予測精度の向上と共に、DNB 発生後の温度挙動の解析が重要課題となる。

Table 5.1 Major parameters used in the analysis

Item	Condition
Initial core power	102% of nominal power
Initial core inlet temperature	Nominal temperature + 2.2K (564.4K)
Initial pressure of primary system	Nominal pressure - 0.21MPa (15.71MPa)
Initial core mass flow rate	$1.28 \times 10^4 \text{ kg/s}$
Peaking factors	$F_q = 1.958$ $(F_{xy} = 1.609, F_z = 1.216)$
Reactivity feedback	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Fuel-temp. reactivity coefficient</li> <li>• Void-fraction reactivity coefficient</li> <li>[ Based on burn-up calculations ]</li> <li>See Table 3.3</li> </ul>
Core bypass flow through blanket	2% of total mass flow rate
Steam generator initial conditions	Main steam pressure : 6.1MPa Main feed water flow rate : 455kg/s Main feed water temperature : 497K
Reactor trip	Loss of flow : Low pump speed ( Set point : 92.6% of nominal speed Delay : 0.6 sec ) Locked rotor : Low RCS flow ( Set point : 87% of nominal flow Delay : 1.0 sec )
Reactor coolant pump trip	$t = 0 \text{ sec}$

Table 5.2 Reactivity coefficients used in the analyses

1. Fuel temperature reactivity coefficient

<u>T<sub>f</sub> (K)</u>	<u><math>\frac{1}{k} \frac{d k_{eff}}{d T_f}</math> (1/K)</u>
750.	$-3.26 \times 10^{-6}$
1050.	$-2.61 \times 10^{-6}$

2. Void fraction reactivity coefficient

<u><math>\alpha</math></u>	<u><math>\frac{1}{k} \frac{d k_{eff}}{d \alpha}</math></u>
0.1	$-6.11 \times 10^{-2}$
0.3	$-5.21 \times 10^{-2}$
0.5	$-4.62 \times 10^{-2}$
0.7	$-6.28 \times 10^{-2}$
0.85	$-1.245 \times 10^{-1}$
0.925	$-9.88 \times 10^{-2}$

3. Coolant temperature reactivity coefficient

$$\frac{1}{k} \frac{d k_{eff}}{d T_c} = -1.46 \times 10^{-4} \text{ (1/K)}$$

Table 5.3 Material properties of fuel rod for COBRA-IV-I input

## 1) Geometry data

Rod diameter = 9.5 mm (0.3740 in)  
 Pellet diameter = 8.17 mm (0.3217 in)  
 Cladding thickness = 0.57 mm (0.0224 in)  
 Gap = 0.095 mm (0.00374 in)

## 2) Material properties of fuel

k = Thermal conductivity

C<sub>p</sub> = Specific heat $\rho$  = Density

## Subscripts

MOX = Mixed oxide fuel used in core (PuO<sub>2</sub>10 w/o)DUO<sub>2</sub> = Depleted uranium dioxide used in blanket

C = Cladding (Zircaloy - 4)

k<sub>MOX</sub> is varied with temperature.

$$k_{MOX} = k_{f0} \{1 + C_1(T - T_0) + C_2(T - T_0)^2 + C_3(T - T_0)^3\}$$

$$k_{f0} = 2.371 \text{ W/K.m (1.370 Btu/hr.ft.}^{\circ}\text{F)}$$

T = Temperature ( $^{\circ}$ F)T<sub>0</sub> = Reference temperature ( $^{\circ}$ F) (1898  $^{\circ}$ F)

$$C_1 = -3.7378 \times 10^{-4}$$

$$C_2 = 2.3302 \times 10^{-7}$$

$$C_3 = -2.9043 \times 10^{-11}$$

Other properties are constant with respect to temperature.

$$C_{p,MOX} = 336.2 \text{ J/kg.K (0.0803 Btu/1b.}^{\circ}\text{F)}$$

$$\rho_{MOX} = 10147.0 \text{ kg/m}^3 (633.5 \text{ lb/ft}^3)$$

$$k_{DUO_2} = 2.776 \text{ W/K.m (1.604 Btu/hr.ft.}^{\circ}\text{F)}$$

$$C_{p,DUO_2} = 324.9 \text{ J/kg.K (0.0776 Btu/1b.}^{\circ}\text{F)}$$

$$\rho_{DUO_2} = 10115.0 \text{ kg/m}^3 (631.5 \text{ lb/ft}^3)$$

$$k_C = 16.72 \text{ W/k.m (9.662 Btu/hr.ft}^3.^{\circ}\text{F)}$$

$$C_{p,C} = 374.4 \text{ J/kg.K (0.0894 Btu/1b.}^{\circ}\text{F)}$$

$$\rho_C = 6514.2 \text{ kg/m}^3 (406.7 \text{ lb/ft}^3)$$

Table 5.3 (continued)

3) Fuel-clad gap conductance :  $h_{gap}$  $h_{gap}$  is calculated from TRAC-PF1 model :

$$h_{gap} = h_{gas} + h_{contact} + h_{rad}$$

$$h_{gas} = k_{gas}/(\Delta r_{gap} + \delta)$$

$$k_{gas} = 0.2727 \text{ W/K.m}$$

$$\Delta r_{gap} = 0.095 \times 10^{-3} \text{ m}$$

$$\delta = 4.4 \times 10^{-6} \text{ m}$$

$$h_{gas} = 2743.5 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$$

$$h_{contact} = 0.0$$

$$h_{rad} = \sigma F (T_f^4 - T_c^4) / (T_f - T_c)$$

$$F = \frac{1}{\frac{1}{\varepsilon_f} + \frac{R_f}{R_c} (\frac{1}{\varepsilon_c} - 1)}$$

$$\sigma = 5.67 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}^4$$

$$T_c = 620 \text{ K}$$

$$T_f = 900 \text{ K}$$

$$\varepsilon_f = 0.8707$$

$$\varepsilon_c = 0.75$$

$$R_f = 4.085 \times 10^{-3} \text{ m}$$

$$R_c = 4.75 \times 10^{-3} \text{ m}$$

$$h_{rad} = 71.7 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$$

$$h_{gap} = 2743.5 + 0 + 71.7 = 2815.2 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K} (495.8 \text{ Btu/hr.ft}^2 \cdot {}^\circ\text{F})$$

$$\text{COBRA-IV-I input} = 500 \text{ Btu/hr.ft}^2 \cdot {}^\circ\text{F}$$

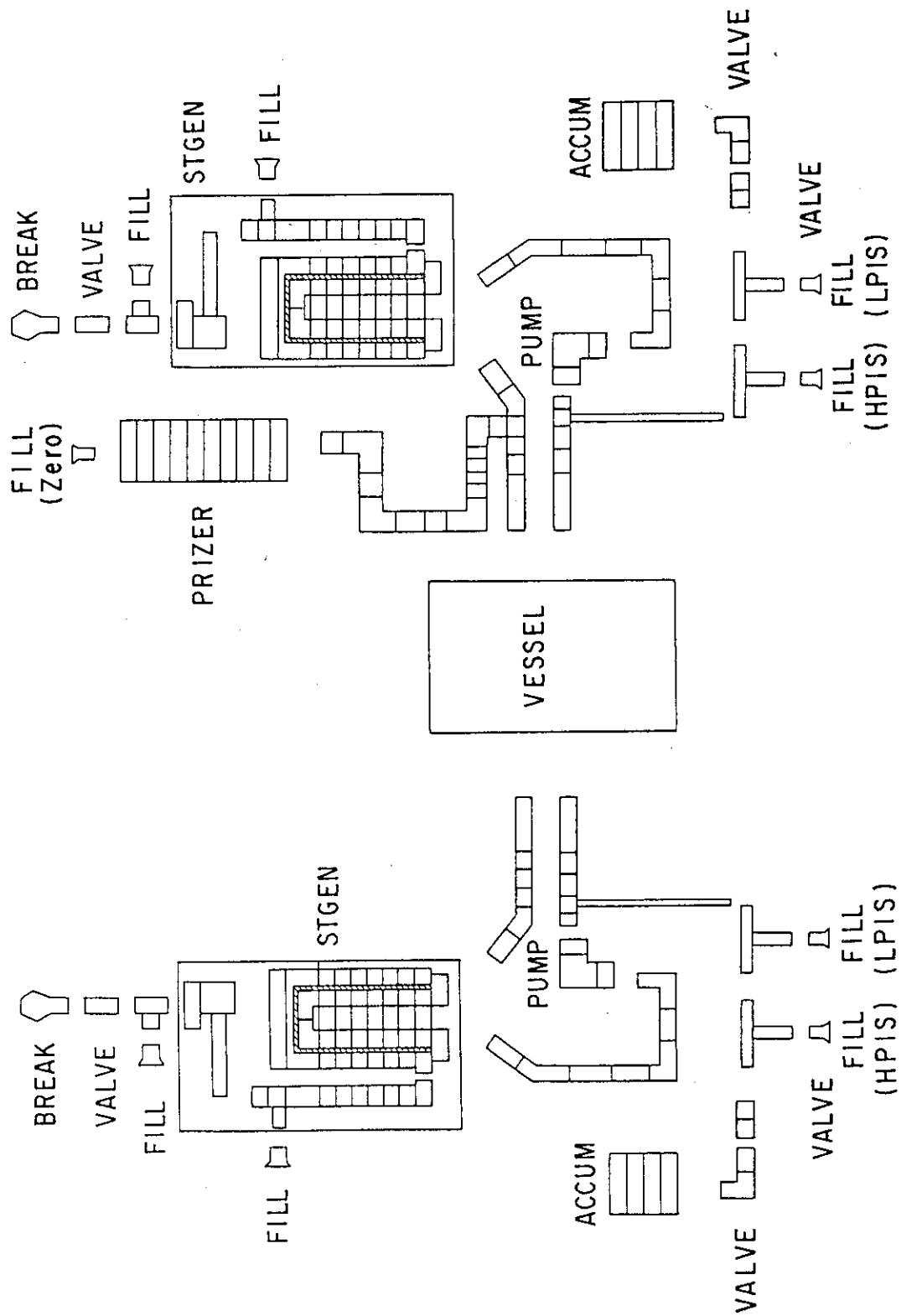


Fig. 5.1 Noding schematics of primary loops for J-TRAC analysis

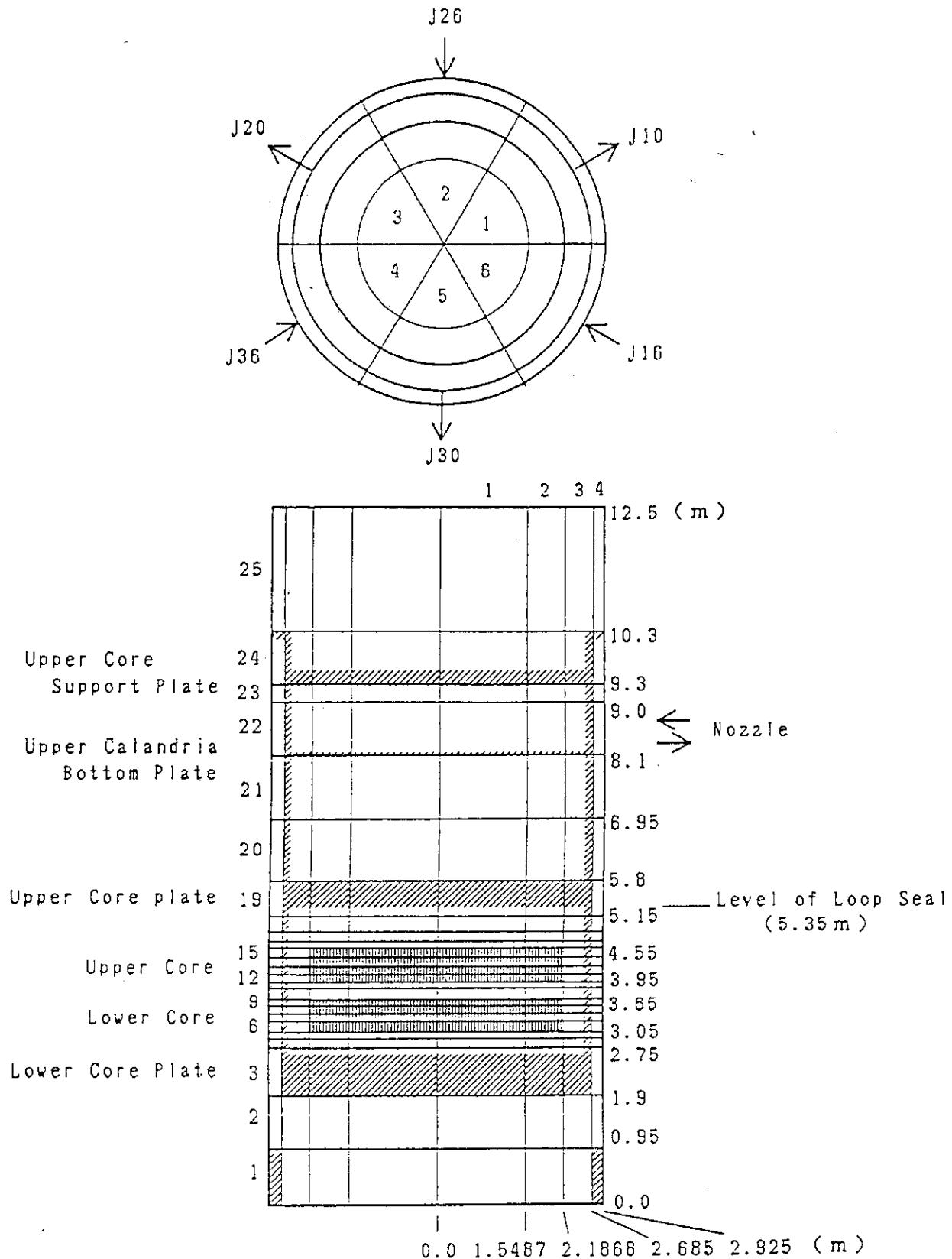


Fig. 5.2 Noding schematics of pressure vessel for J-TRAC analysis

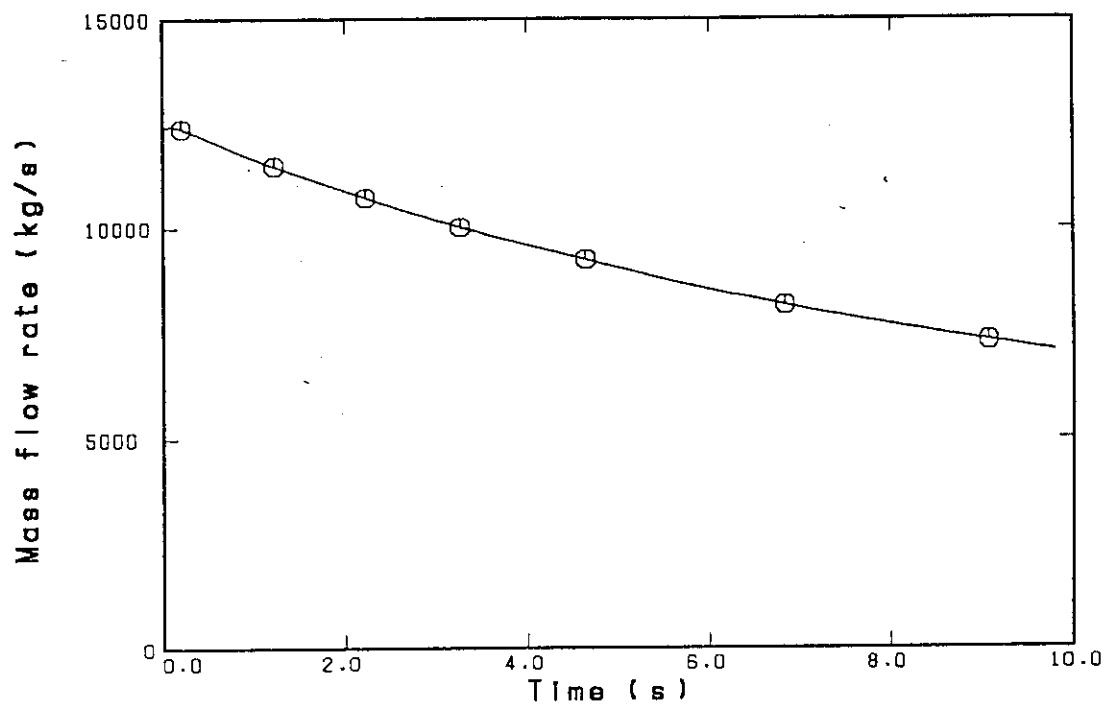


Fig. 5.3 J-TRAC results for pump trip accident  
(Core inlet mass flow rate)

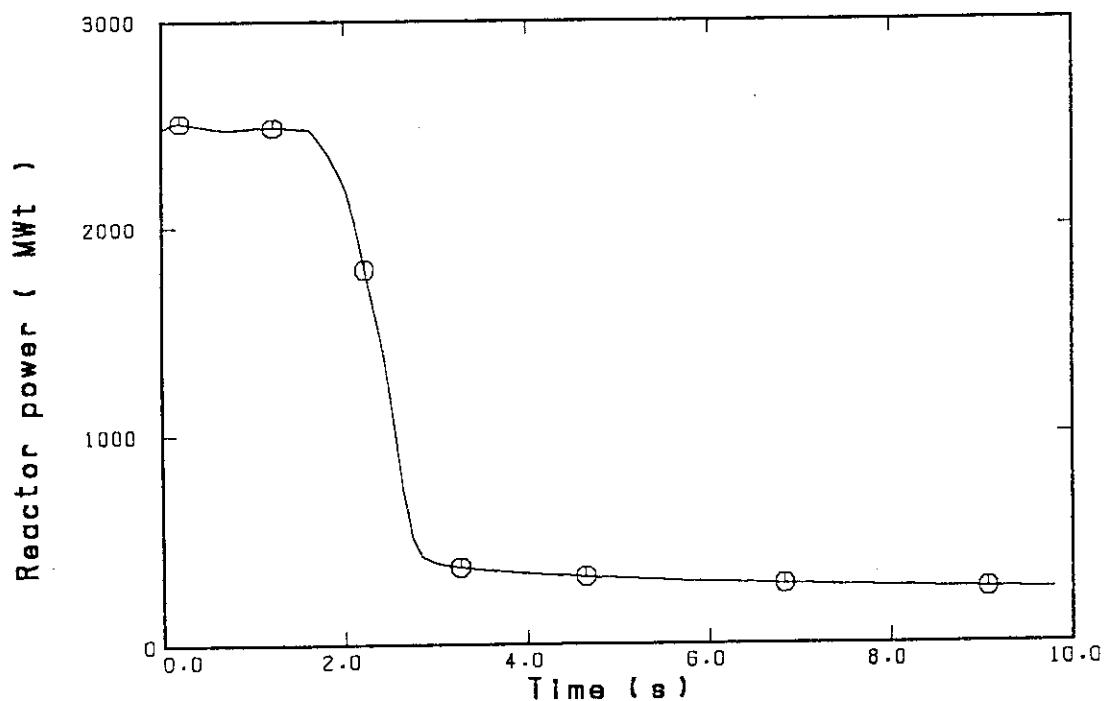


Fig. 5.4 J-TRAC results for pump trip accident  
(Reactor power)

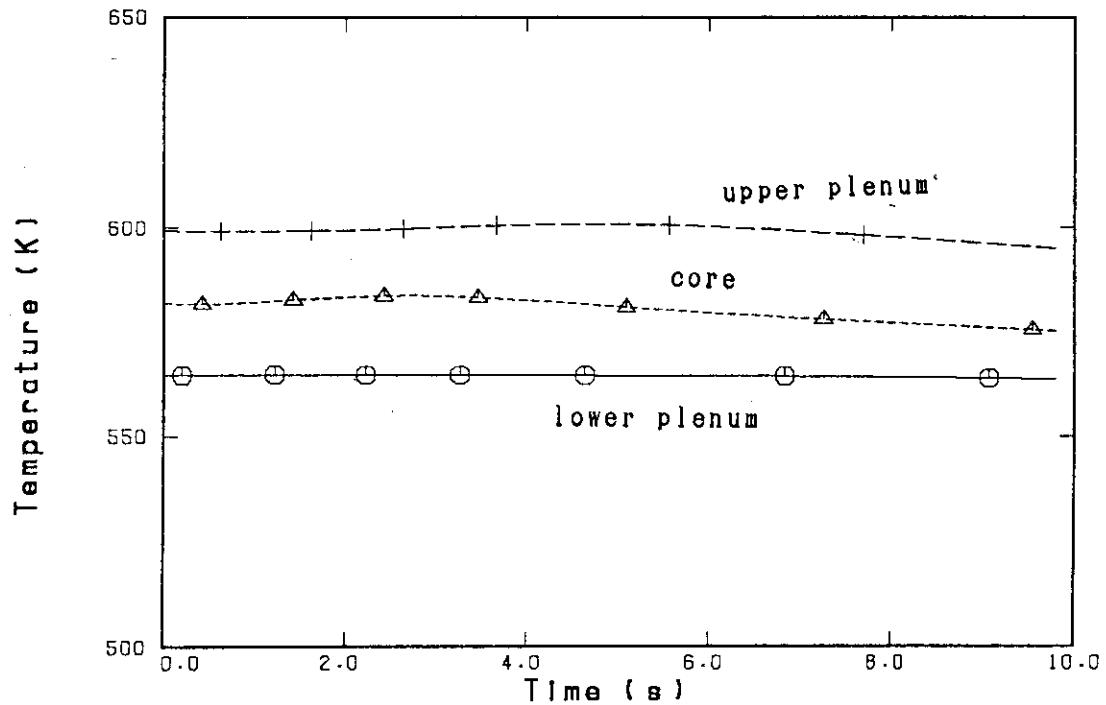


Fig. 5.5 J-TRAC results for pump trip accident  
(Coolant temperatures in pressure vessel)

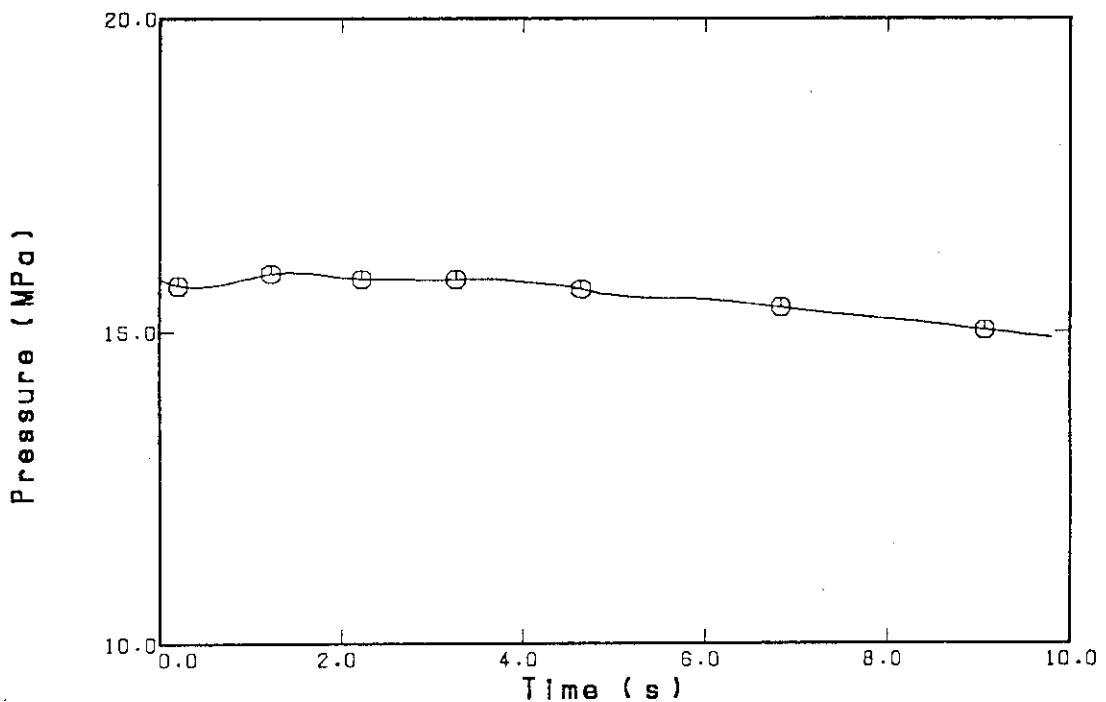


Fig. 5.6 J-TRAC results for pump trip accident  
(Pressure in core)

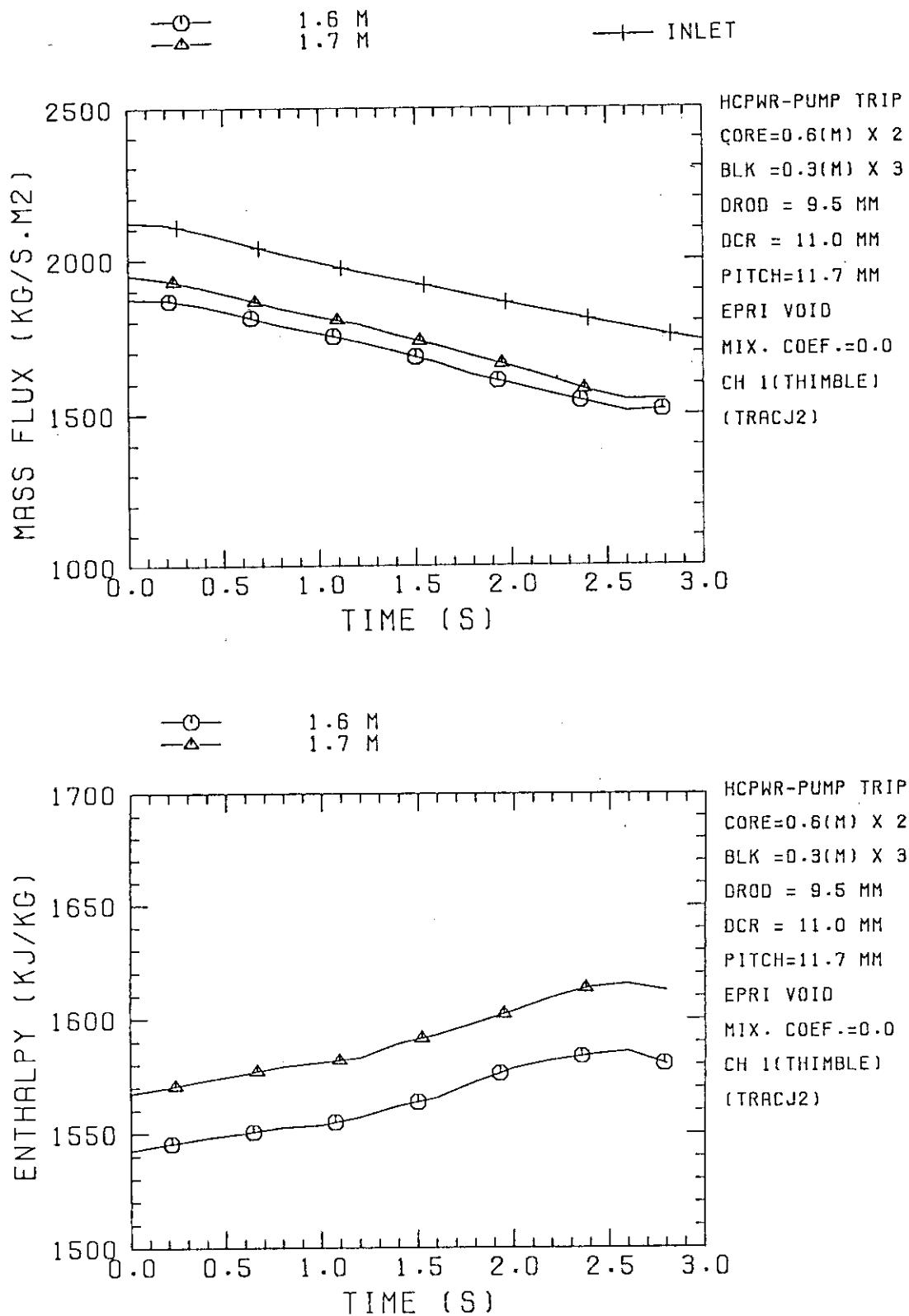


Fig. 5.7 COBRA-IV-I results for pump trip accident  
(Thimble cell)

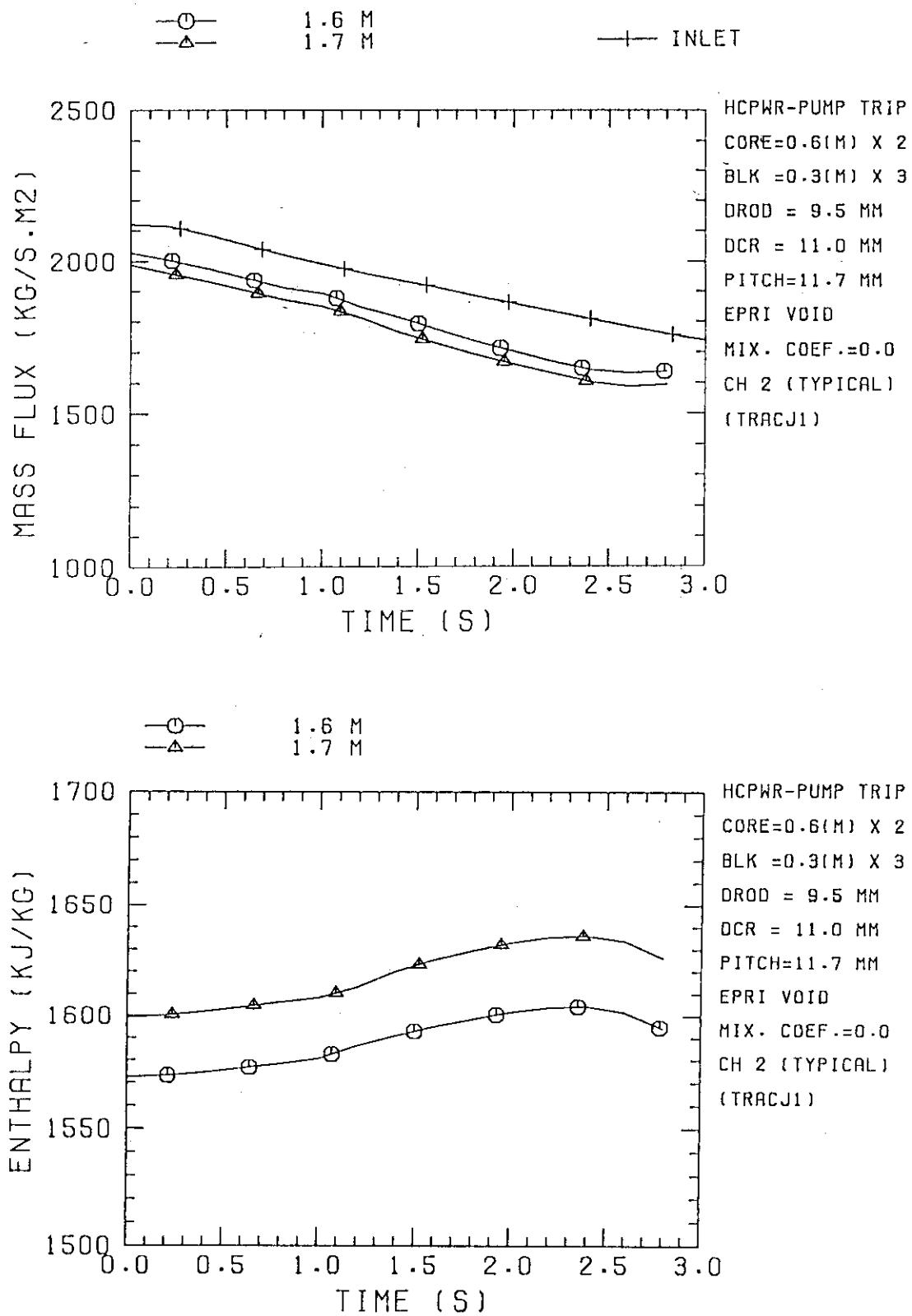


Fig. 5.8 COBRA-IV-I results for pump trip accident  
(Typical cell)

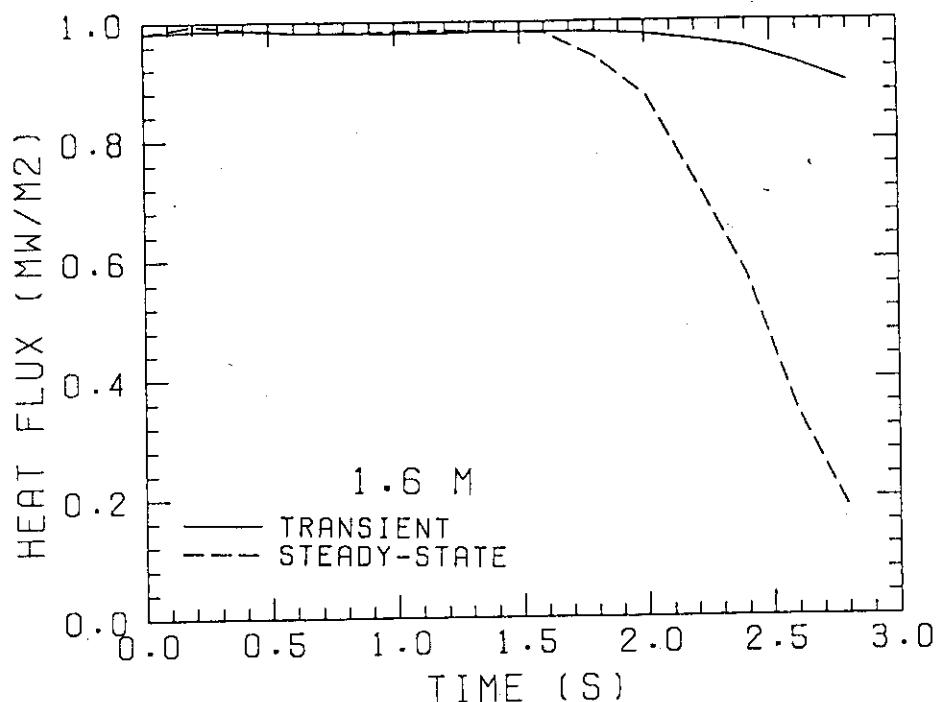


Fig. 5.9 Rod surface heat flux for pump trip accident at elevation 1.6 m (COBRA-IV-I result and steady-state heat flux)

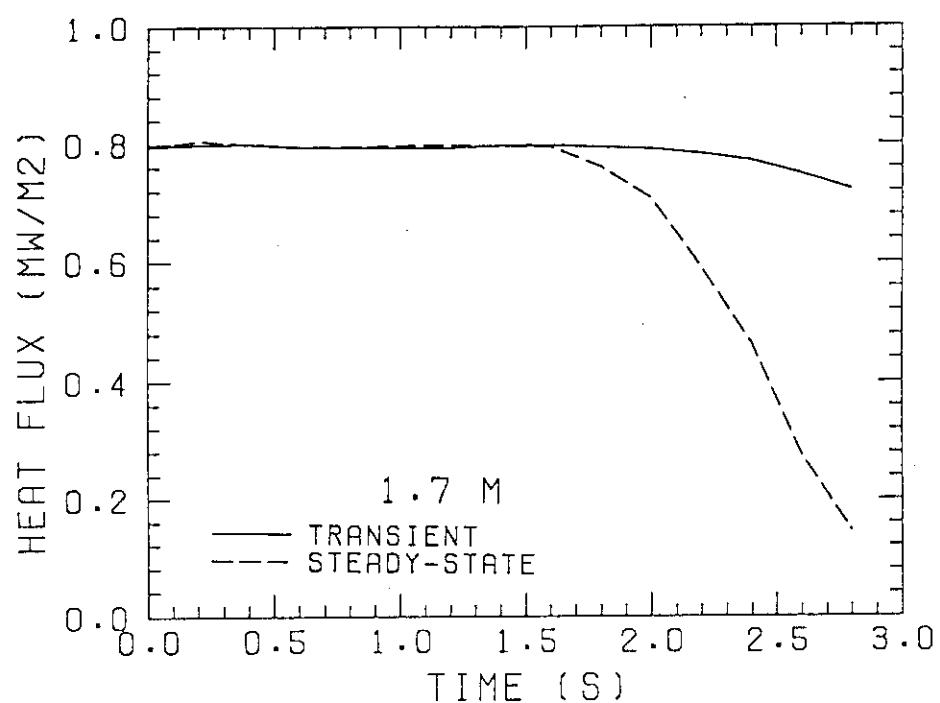
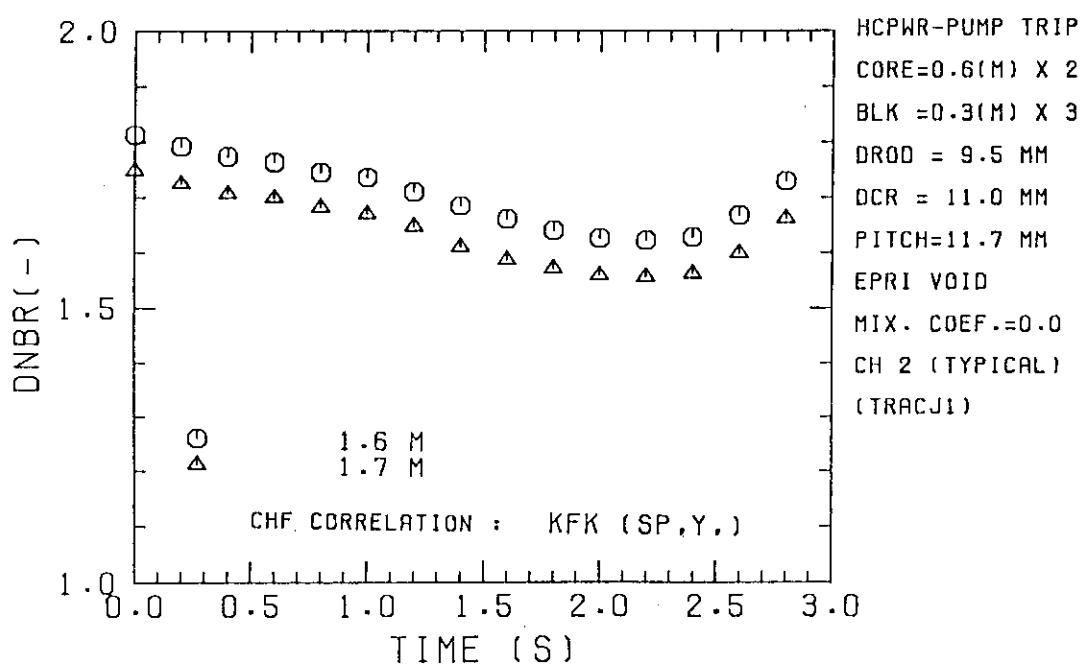
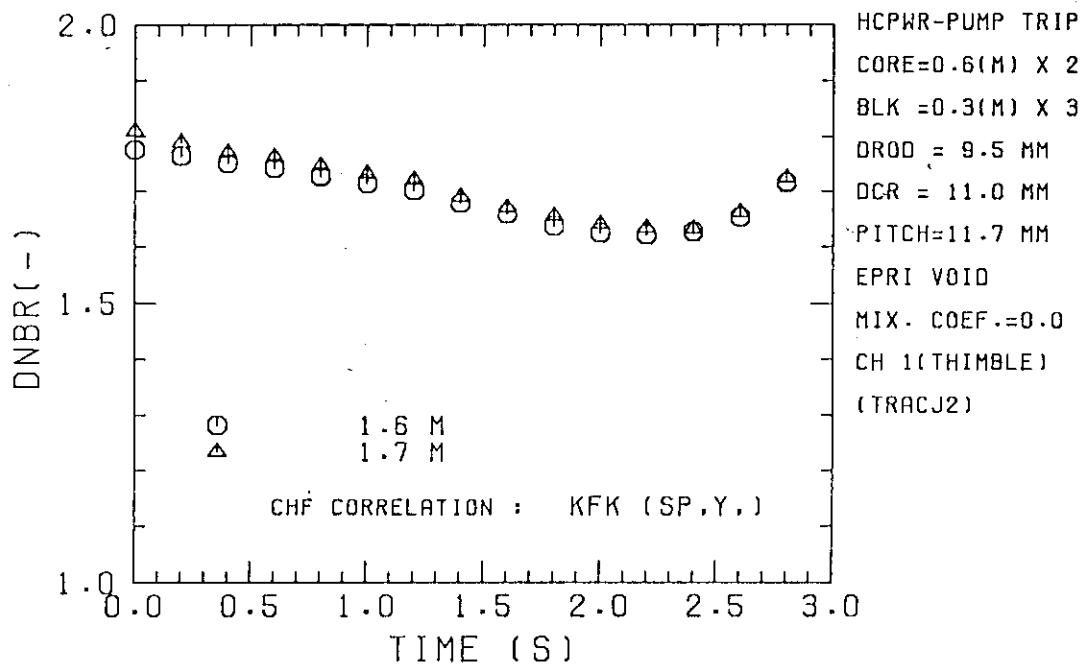


Fig. 5.10 Rod surface heat flux for pump trip accident at elevation 1.7 m (COBRA-IV-I result and steady-state heat flux)



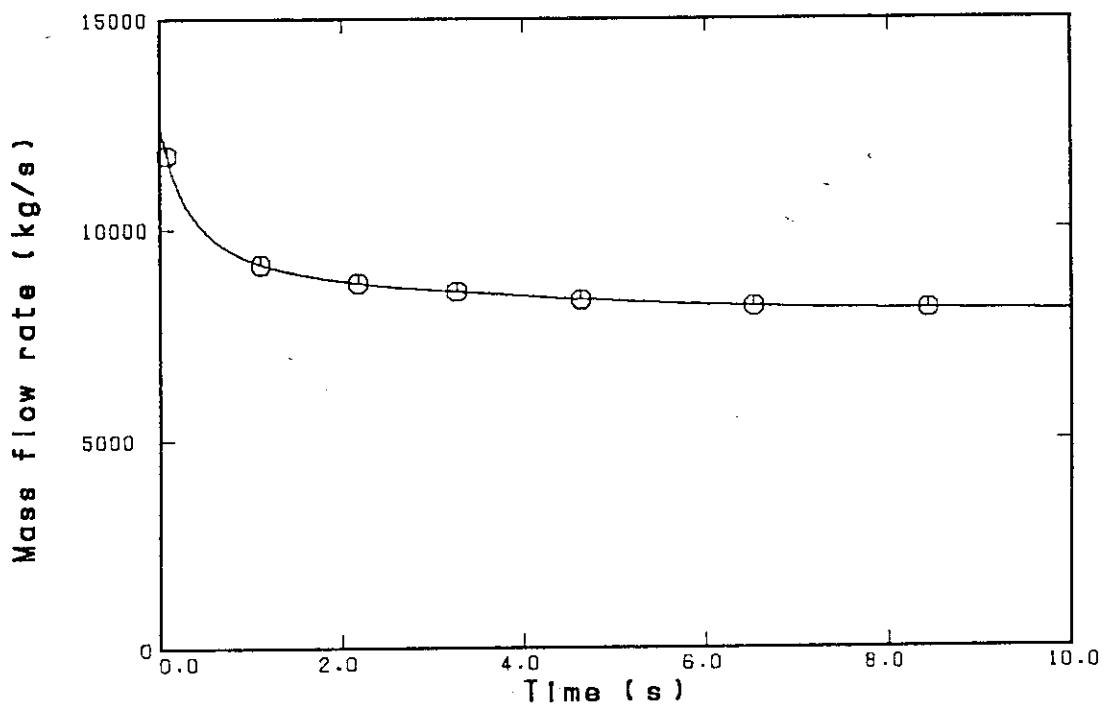


Fig. 5.13 J-TRAC results for locked rotor accident  
(Core inlet mass flow rate)

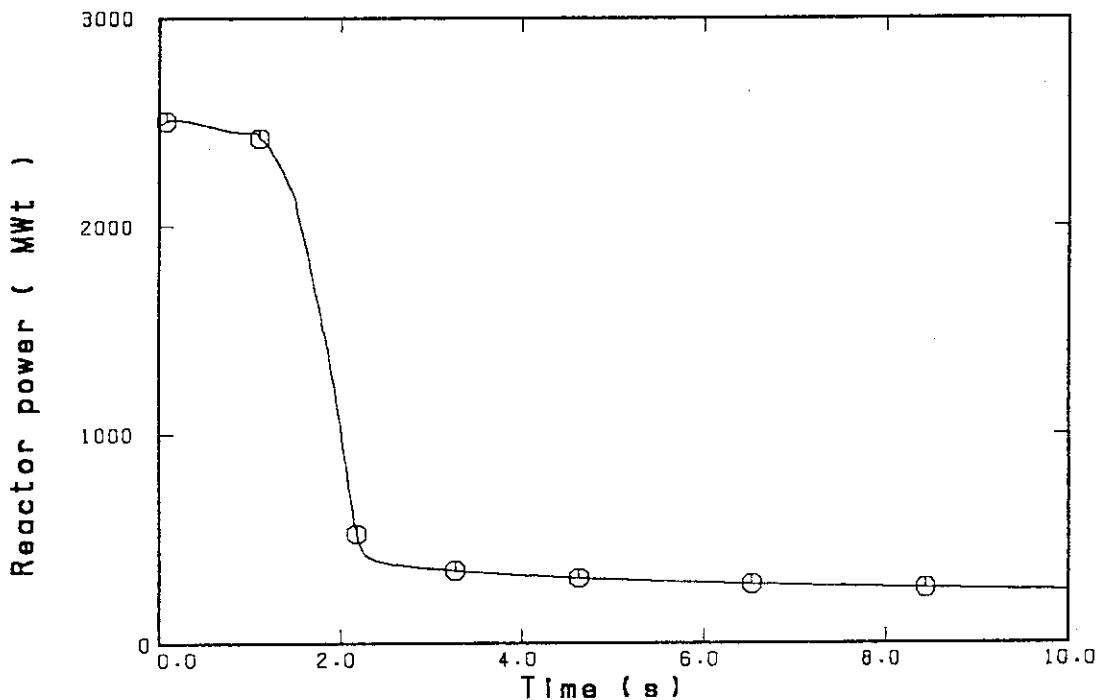


Fig. 5.14 J-TRAC results for locked rotor accident  
(Reactor power)

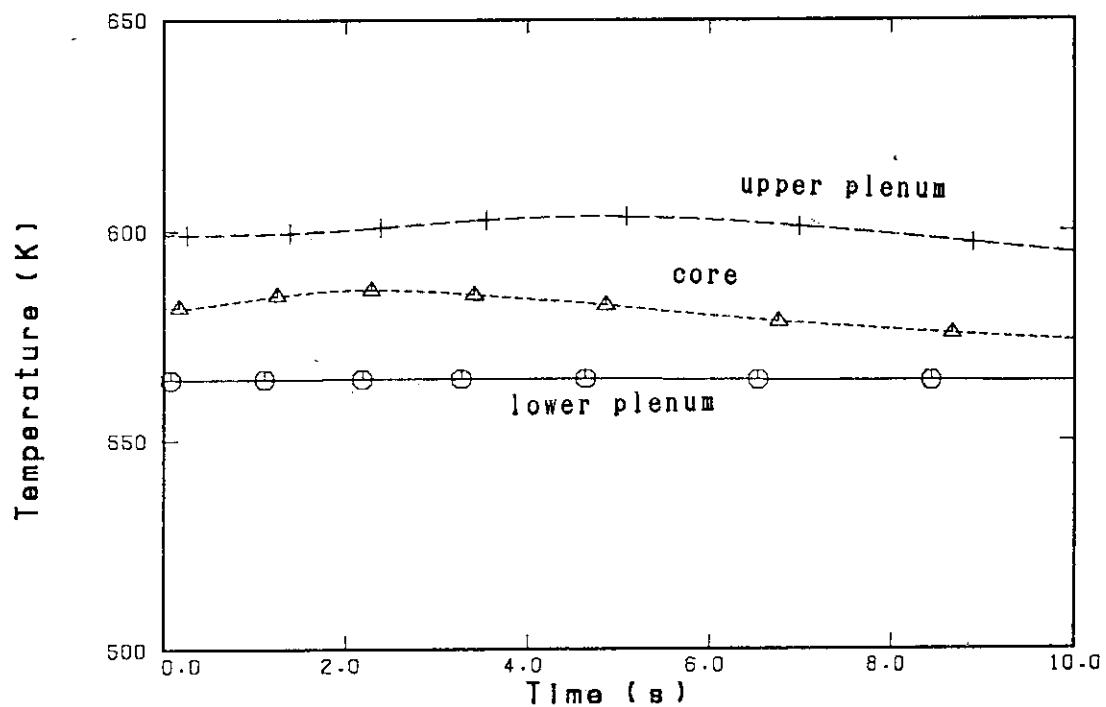


Fig. 5.15 J-TRAC results for locked rotor accident  
(Coolant temperatures in pressure vessel)

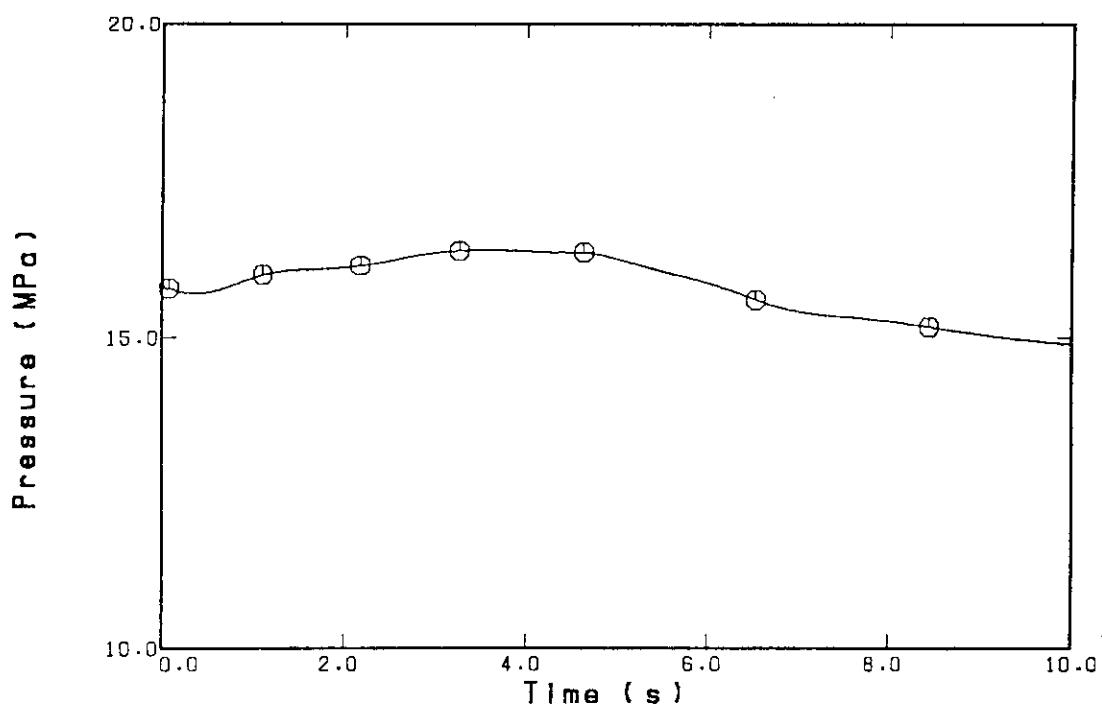


Fig. 5.16 J-TRAC results for locked rotor accident  
(Pressure in core)

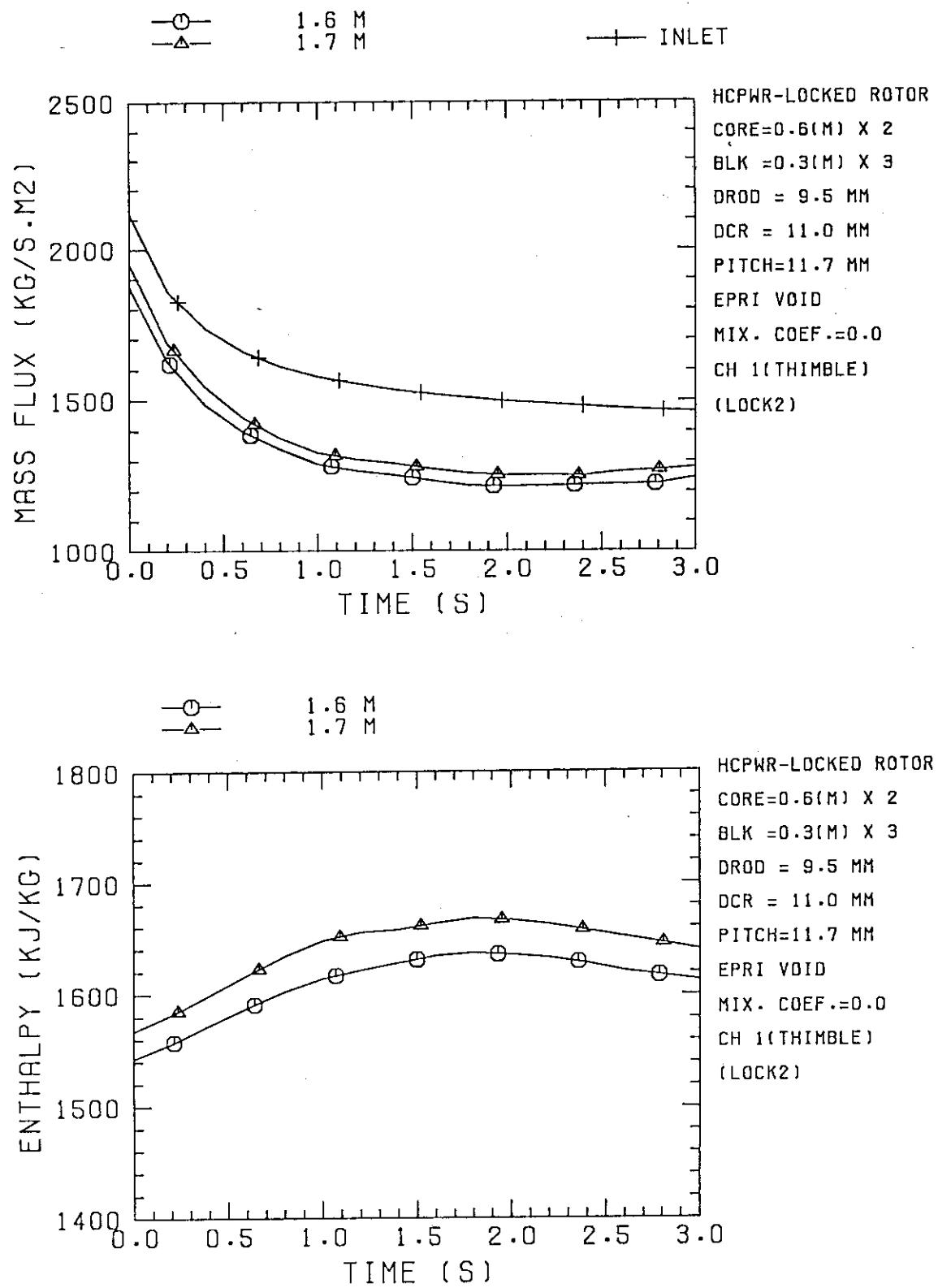


Fig. 5.17 COBRA-IV-I results for locked rotor accident  
(Thimble cell)

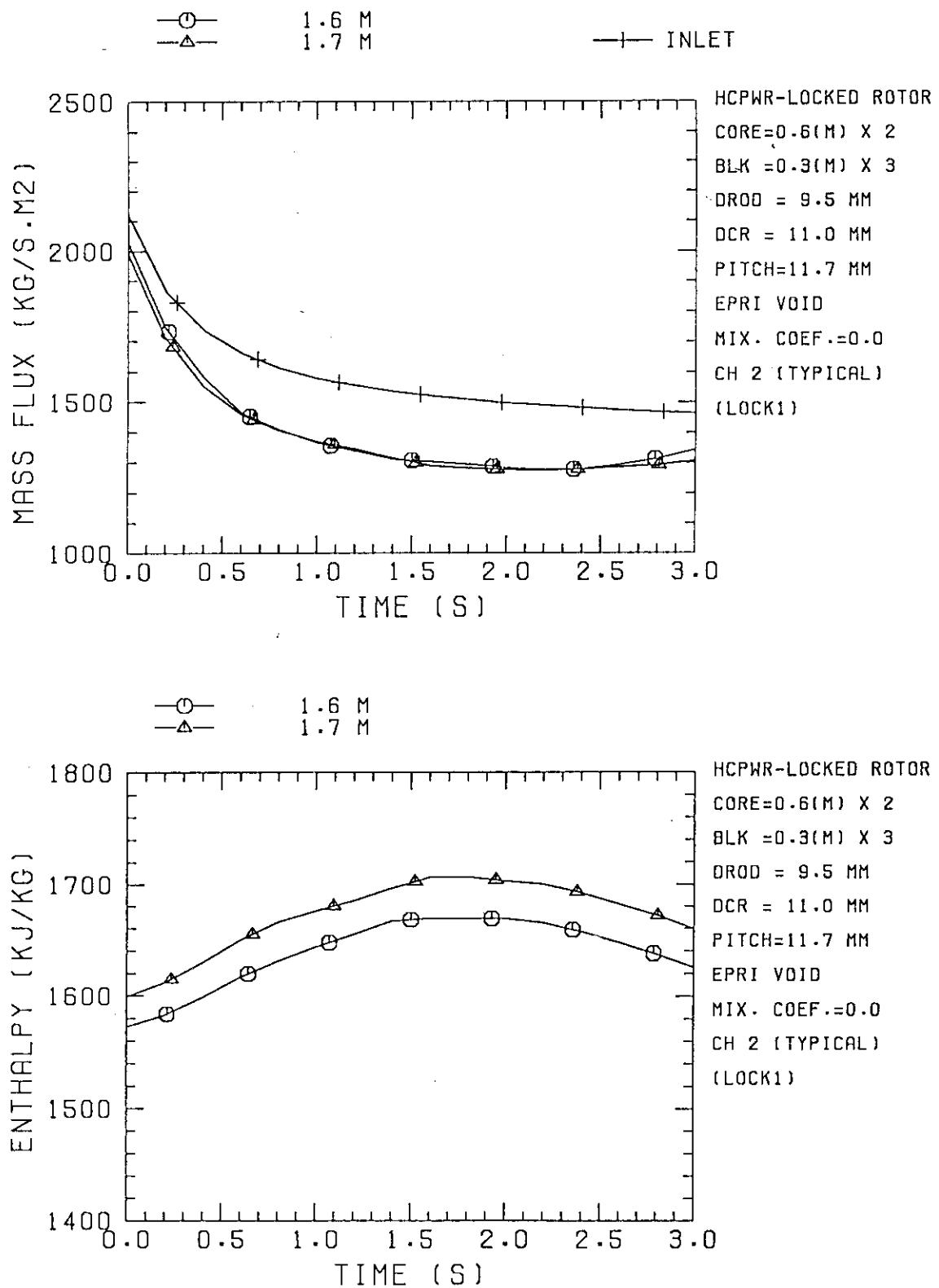


Fig. 5.18 COBRA-IV-I results for locked rotor accident  
 (Typical cell)

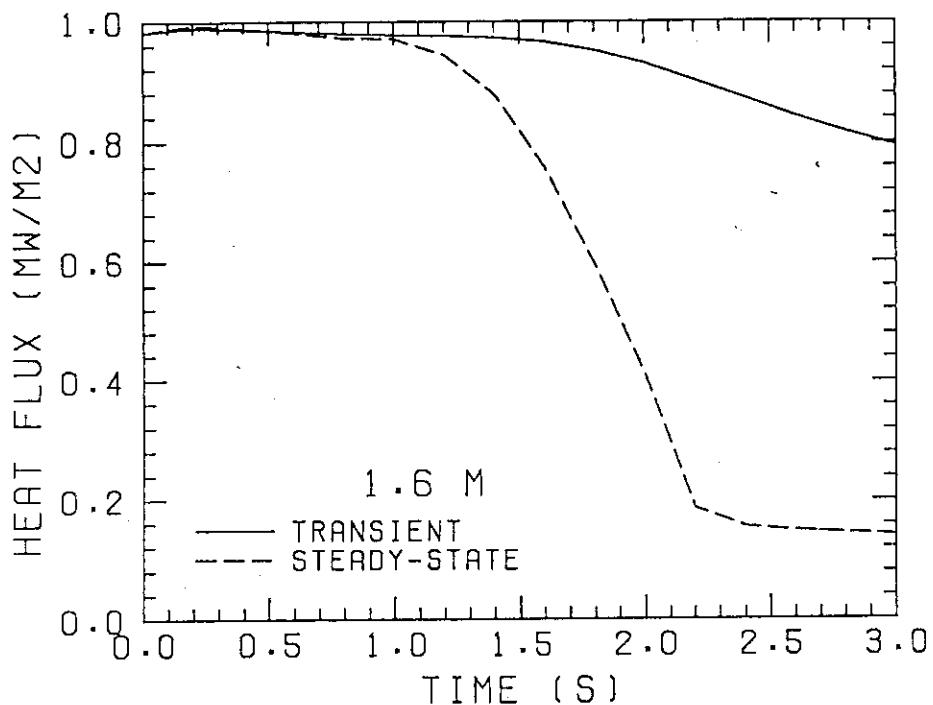


Fig. 5.19 Rod surface heat flux for locked rotor accident  
at elevation 1.6 m  
(COBRA-IV-I result and steady-state heat flux)

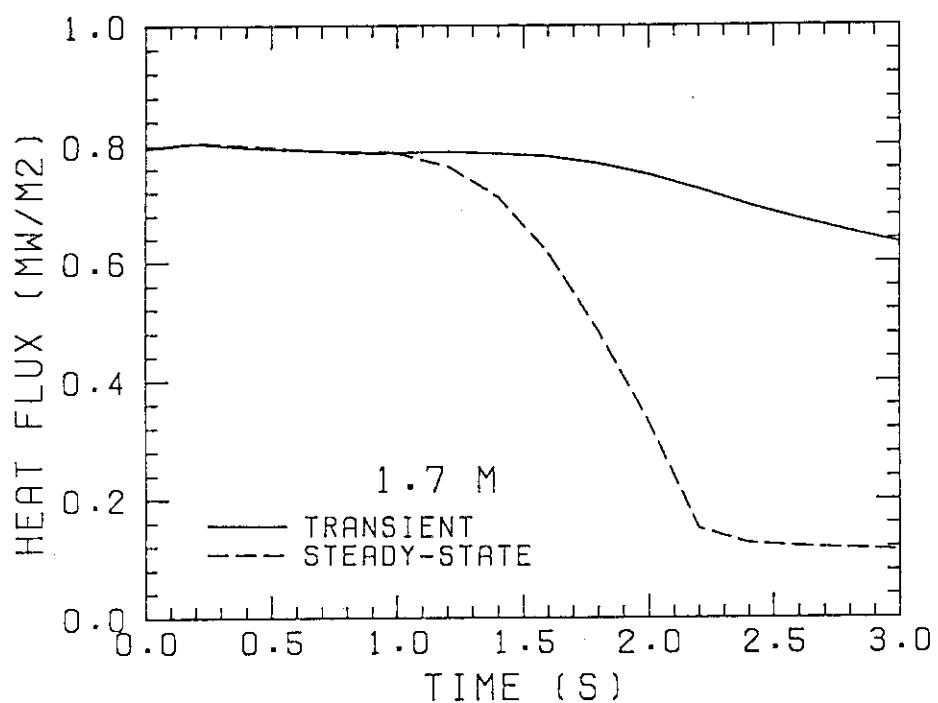


Fig. 5.20 Rod surface heat flux for locked rotor accident  
at elevation 1.7 m  
(COBRA-IV-I result and steady-state heat flux)

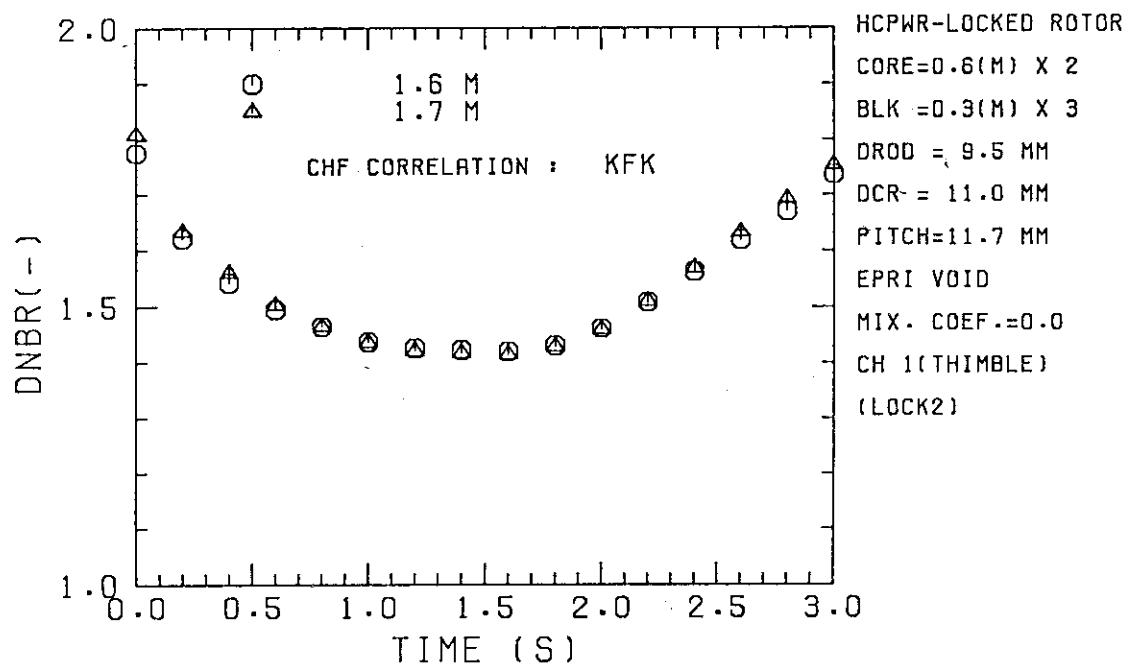


Fig. 5.21 DNBR analysis results for locked rotor accident at Thimble cell

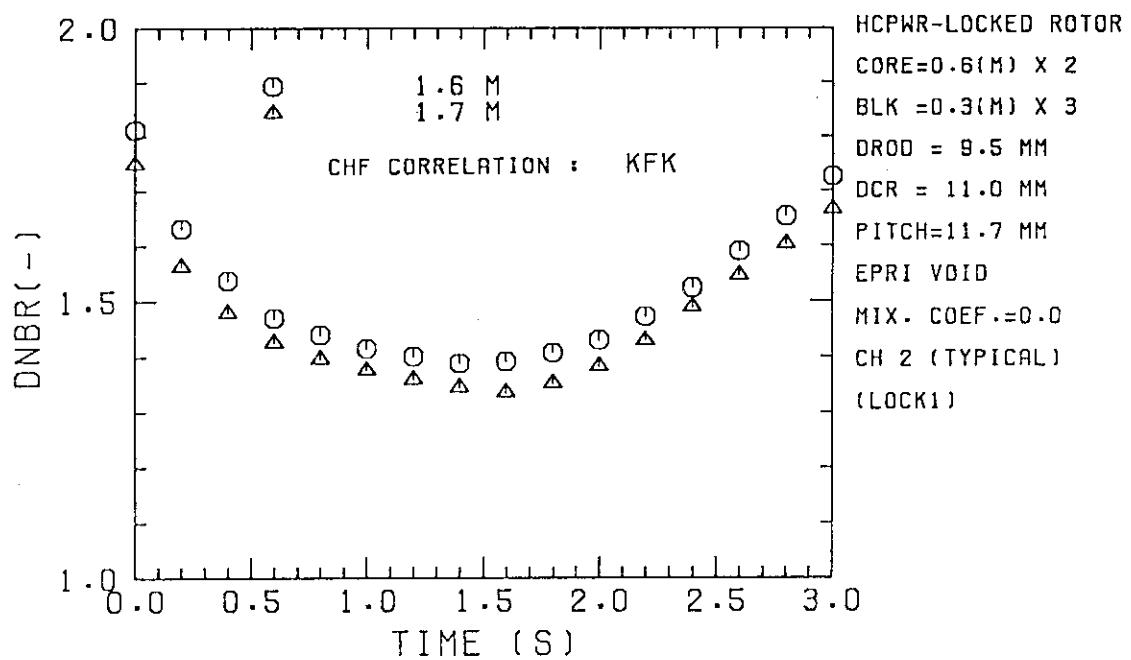


Fig. 5.22 DNBR analysis results for locked rotor accident at Typical cell

## 6. 結 論

- (1) COBRA-IV-I サブチャンネル解析コードと KfK の限界熱流束 (CHF) 相関式を組合せて、扁平二重炉心型高転換軽水炉の DNBR 解析を行うための手法を開発した。KfK 相関式は、原研で実施した小規模 (4 本及び 7 本ロッド) CHF 実験データ及び Bettis 原子力研究所の 20 本ロッド CHF 実験データを用いて検証した。サブチャンネル解析に用いる混合係数及びグリッドスペーサ圧力損失係数は、実験により決定した。また、KfK 相関式を用いて、従来の  $95 \times 95$  設計基準に基づく最小 DNBR 制限値を求め、1.28 を得た。
- (2) 本手法を定常運転時の DNBR 解析に適用した結果、最小 DNBR の評価値として 1.66 を得た。この値は、サブチャンネル解析における混合係数の影響 (約 2 %) を考慮しても、DNBR 制限値を十分上回っており、本炉の定常運転時には DNBR 制限上の問題は無いことが明らかとなった。
- (3) 従来型軽水炉の安全評価解析に使用されているのと同様の保守的な仮定に基づいた解析条件のもとで、最適予測コード J-TRAC を用いて、熱的に厳しい状況となる一次冷却材ポンプトリップ事故時及び一次冷却材ポンプ軸固着事故時の熱水力挙動を計算し、(1)の手法により DNB 解析を実施した結果、最小 DNBR の評価値としてそれぞれ 1.56 及び 1.34 を得た。これらの最小 DNBR の値はいずれも上述の DNBR 制限値を上回っており、現行 PWR の解析結果と比較しても安全性の面で特に重大な問題は生じないと考えられる。

今後の課題としては、CHF 相関式及びサブチャンネル解析の精度の向上により、熱的余裕の定量的評価の信頼性を高め、炉の高性能化設計に反映することが望まれる。さらに、より広範囲な事故事象の解析も行い、高転換軽水炉特有の熱水力工学的な問題の解明が必要である。また、急激な非定常時の DNB 予測手法の信頼性を向上させる必要もある。

## 謝 辞

本研究の遂行に際して、指導と激励をいただいた、日本原子力研究所原子炉工学部金子義彦部長及び平岡徹次長に感謝いたします。

本研究において使用した入力データ作成に際して、有益な助言と討論をいただいた、日本原子力研究所原子炉工学部原子炉システム研究室石黒幸雄室長及び奥村啓介氏及び同所燃料安全工学部杉本純氏に感謝いたします。

また、COBRA-IV-I コードの入力モデルの作成に関して御協力いただいた九州大学工学部岡本拓男氏に感謝いたします。

## 6. 結 論

- (1) COBRA-IV-I サブチャンネル解析コードと KfK の限界熱流束 (CHF) 相関式を組合せて、扁平二重炉心型高転換軽水炉の DNBR 解析を行うための手法を開発した。KfK 相関式は、原研で実施した小規模 (4 本及び 7 本ロッド) CHF 実験データ及び Bettis 原子力研究所の 20 本ロッド CHF 実験データを用いて検証した。サブチャンネル解析に用いる混合係数及びグリッドスペーサ圧力損失係数は、実験により決定した。また、KfK 相関式を用いて、従来の  $95 \times 95$  設計基準に基づく最小 DNBR 制限値を求め、1.28 を得た。
- (2) 本手法を定常運転時の DNBR 解析に適用した結果、最小 DNBR の評価値として 1.66 を得た。この値は、サブチャンネル解析における混合係数の影響 (約 2 %) を考慮しても、DNBR 制限値を十分上回っており、本炉の定常運転時には DNBR 制限上の問題は無いことが明らかとなった。
- (3) 従来型軽水炉の安全評価解析に使用されているのと同様の保守的な仮定に基づいた解析条件のもとで、最適予測コード J-TRAC を用いて、熱的に厳しい状況となる一次冷却材ポンプトリップ事故時及び一次冷却材ポンプ軸固着事故時の熱水力挙動を計算し、(1)の手法により DNB 解析を実施した結果、最小 DNBR の評価値としてそれぞれ 1.56 及び 1.34 を得た。これらの最小 DNBR の値はいずれも上述の DNBR 制限値を上回っており、現行 PWR の解析結果と比較しても安全性の面で特に重大な問題は生じないと考えられる。

今後の課題としては、CHF 相関式及びサブチャンネル解析の精度の向上により、熱的余裕の定量的評価の信頼性を高め、炉の高性能化設計に反映することが望まれる。さらに、より広範囲な事故事象の解析も行い、高転換軽水炉特有の熱水力工学的な問題の解明が必要である。また、急激な非定常時の DNB 予測手法の信頼性を向上させる必要もある。

## 謝 辞

本研究の遂行に際して、指導と激励をいただいた、日本原子力研究所原子炉工学部金子義彦部長及び平岡徹次長に感謝いたします。

本研究において使用した入力データ作成に際して、有益な助言と討論をいただいた、日本原子力研究所原子炉工学部原子炉システム研究室石黒幸雄室長及び奥村啓介氏及び同所燃料安全工学部杉本純氏に感謝いたします。

また、COBRA-IV-I コードの入力モデルの作成に関して御協力いただいた九州大学工学部岡本拓男氏に感謝いたします。

## 参 考 文 献

- (1) 竹田敏一, 他 : "わが国における高転換軽水炉の開発状況", 日本原子力学会誌, vol. 29, No. 12 (1987).
- (2) Saji, E. et al. : "Feasibility Study on High Conversion Pressurized Water Reactors with Semitight Core Configurations", Nuclear Technology Vol. 80, No. 1, pp. 18-28 (1988).
- (3) Umeoka, T. et al. : "Current Status of High Conversion Pressurized Water Reactor Design Studies", Nuclear Technology Vol. 80, No. 1, pp. 29-41 (1988).
- (4) Markl, H. et al. : "KWU's High Conversion Reactor Concept—An Economical Evolution of Modern Pressurized Water Reactor Technology toward Improved Uranium Ore Utilization", Nuclear Technology Vol. 80, No. 1, pp. 65-72 (1988).
- (5) Barre, B. et al. : "Development Trends for Future French Pressurized Water Reactors", Nuclear Technology Vol. 80, No. 1, pp. 11-17 (1988).
- (6) 奥村啓介, 他, : "高転換軽水炉燃焼特性(1) -HCLWR-J1( $V_m/V_p \sim 0.08$ )の炉心解析-", JAERI-M 88-129, (1988).
- (7) 森貴正, 他, "高転換軽水炉の熱流力特性パラメータサーベイ", JAERI-M 88-224 (1988).
- (8) 村尾良夫, 他, "原研における高転換軽水炉の熱水力工学的研究の概要" 日本原子力学会昭和63年秋の大会, F36, (1988).
- (9) Ishiguro, Y. et al. : "The Concept of High Conversion Light Water Reactor with Flat Core and Its Applications", ANS Reactor Physics Conference, October (1988).
- (10) Sugimoto, J. et al. : "Thermal-Hydraulic Characteristics of Double Flat Core HCLWR", JAERI-M 89-002 (1989).
- (11) Sugimoto, J. et al. : "Thermal-Hydraulic Study on High Conversion Light Water Reactor at JAERI", NURETH-4, Karlsruhe (1989).
- (12) 石黒幸雄, 他, "二重扁平炉心高転換軽水炉の核特性(一次元炉心燃焼パラメントリックサーベイ", 日本原子力学会1989年年会, D25, (1989).
- (13) 岩村公道, 他, : "扁平二重炉心型高転換軽水炉の限界熱流束(CHF)特性", JAERI-M 89-004 (1989).
- (14) 大久保努, 他, : "稠密格子ロッドバンドルの流体混合係数", 日本原子力学会1989年秋の大会, C33 (1989).
- (15) 大久保努, 他, : "スパイラルワイヤースペーサおよびグリッドスペーサ付き稠密格子ロッドバンドルの流動抵抗特性", 日本原子力学会昭和63年秋の大会, F38 (1988).
- (16) Wheeler, C. L. et al. : "COBRA-IV-I: An Interim Version of COBRA for Thermal-Hydraulic Analysis of Rod Bundle Nuclear Fuel Elements and Cores", BNWL-1962 (1976).

- (17) LeTourneau B. W. et al. : "Critical Heat Flux and Pressure Drop Tests with Parallel Upflow of High Pressure Water in Bundles of Twenty 0.25 and 0.28-Inch Diameter Rods (LWBR Development Program)," WAPD-TM-1013, (1975).
- (18) Bowring, R. W., : "WSC-2 : A Subchannel Dryout Correlation for Water-Cooled Clusters over the Pressure Range 3.4-15.9 MPa (500-2300 Psia)", AEEW-R983, (1979).
- (19) Dalle Donne , M. et al. : "Critical Heat Flux Correlation for Triangular Arrays of Rod Bundles with Tight Lattices, Including the Spiral Spacer Effect", Nuclear Technology 71, pp.111-124 (1985).
- (20) Uotinen, V. O. et al. : "Technical Feasibility of a Pressurized Water Reactor Design with a Low-Water-Volume-Fraction Lattice", EPRI-NP-1833, (1981).
- (21) Reddy, D. G. and Fighetti, C. F. : "Parametric Study of CHF Data, Volume 2. A Generalized Subchannel CHF Correlation for PWR and BWR Fuel Assemblies", EPRI-NP-2609, vol. 2, (1983).
- (22) Katto, Y., : "General Features of CHF of Forced Convection Boiling in Uniformly Heated Rectangular Channels", Int. J. Heat Mass Transfer vol. 24, pp. 1413-1419 (1981).
- (23) 佐田富道雄, : "垂直管群に平行な単相流および気液二相流に関する基礎的研究", 九州大学学位論文
- (24) 岩村公道, 他, : サブチャンネル解析及びCHF予測に及ぼす二相混合係数の影響", JAERI-M 89-127, (1989).
- (25) Akimoto, H. et al. : "Assessment of J-TRAC Code with CCTF/SCTF Test Data", Sixteenth Water Reactor Safety Information Meeting, Gaithersburg, MD, (1988).
- (26) Liles, D. R. et al. : "TRAC-PF1/MOD1 : an Advanced Best-Estimate Computer Program for Pressurized Water Reactor Thermal-Hydraulic Analysis", NUREG/CR-3858, (1986).
- (27) Murao, Y., et al. : "REFLA-1D/MODE3 a Computer Code for Reflood Thermo-Hydrodynamic Analysis during PWR-LOCA User's Manual", JAERI-M 84-243 (1985).
- (28) Murao, Y. : "Correlation of Quench for Bottom Flooding during Loss-of-Coolant Accidents", J. Nucl. Sci. Technol., 15(12), pp.875-885, (1978).
- (29) Murao, Y. and Iguchi, T. : "Experimental Modeling of Core Hydordynamics during Reflood of LOCA", J. Nucl. Sci. Technol., 19(8), pp.613-627, (1982).
- (30) Murao, Y. and Sugimoto, J. : Correlation of Heat Transfer Coefficient for Saturated Film Boiling during Reflood Phase prior to Quenching", J. Nucl. Sci. Technol., 18(4), pp.275-284, (1981).
- (31) Ohnuki, A. et al. : "Effect of Liquid Flow Rate on Film Boiling Heat Transfer

- during Reflood in Rod Bundle", to be published.
- (32) 岡本拓男, 他, : "高転換軽水炉の熱水力学設計", 日本原子力学会九州支部第8回研究発表講演会, A9 (1989).
- (33) Moreno, P. et al. : "Steady State Thermal Analysis of PWR's by a Single -Pass Procedure Using a Simplified Nodal Layout", Nuclear Engineering and Design, 47, pp. 35-48 (1978).
- (34) Okumura, K. et al. : "The Concept of Axially Heterogeneous High Conversion Light Water Reactor and Its Application", International Conference on the Physics of Reactors, Operation, Design and Computation, Marseille, April, to be published (1990).
- (35) 岩村公道, 他, : "高転換軽水炉限界熱流束実験(3) - 加熱長さ : 0.5 ~ 1.0m,  $P/D : 1.126 \sim 1.2$ , ロッド数 : 4 ~ 7 - ", JAERI-M 90-044 (1990).
- (36) Tong, L. S., "Prediction of Departure from Nucleate Boiling for an Axially Non-Unifrom Heat Flux Distribution", J. of Nucleare Energy, vol. 21, p241, (1967).
- (37) Owen, D. B., : "Factors for One-Sided Tolerance Limits and for Variables Sampling Plans", SCR-607 (1963).
- (38) 九州電力(株), "玄海原子力発電所の原子炉設置変更認可申請書 (3, 4号炉増設)", (1982).

## 付録 A DNB評価式

## K\_f K相関式

文 献 : M. Dalle Donne and W. Hame, Critical Heat Flux Correlation for Triangular Arrays of Rod Bundles with Tight Lattices, including the Spiral Spacer Effect, Nuclear Technology Vol.71 Oct. (1985).

本式は、Bowring が開発したWSC-2相関式の形状パラメータ及びスペーサファクターを、稠密格子炉心のバーンアウトデータを用いて再定義したものである。なお、本式は、流路シュラウドの効果のない三角配列格子の中心サブチャンネルのみに適用される。また、原論文では大規模集合体への適用を目的としているのでWSC-2式のサブチャンネルインバランスファクターは考慮していないが、小規模実験ではこのファクターも考慮する必要が生じると考えられるので、本ファクターを入れた形で収録する。

$$\phi_c (10^6 \text{ Btu/hr. ft}^2) = \frac{A + B \Delta H_i}{C + Z Y Y'}$$

$$A = \frac{0.25 GD \lambda F_1 Q_1}{1 + Q_2 F_2 GD(Y')^{0.5}}$$

$$B = 0.25 GD$$

$$C = \frac{Q_4 F_3 (GDY')^{0.5}}{D_h}$$

$$C' = C' V \left[ 1 + \frac{Y - 1}{1 + G} \right]$$

ここで、 $\Delta H_i$  = 入口サブクール度 (Btu/lb)

Z = 入口からの距離 (in)

Y = 軸方向熱流束分布パラメータ

$$= \left[ \frac{1}{Z} \int_0^Z \bar{\phi} dz \right] / \bar{\phi}$$

Y' = サブチャンネルインバランスファクター (注1)

D = F\_p D\_h

D\_h = 中心サブチャンネル水力等価直径 (in)

F\_p = 半径方向出力分布ファクター (注2)

P\_r = 10^-3 P : P = 圧力 (psia)

F\_1 = P\_r^{0.982} \exp [ 1.17 (1 - P\_r) ]

F\_2 = P\_r^{0.841} \exp [ 1.424 (1 - P\_r) ]

F\_3 = P\_r^{1.851} \exp [ 1.241 (1 - P\_r) ]

G = 質量速度 (10^6 lb/ft^2 · hr)

$\lambda$  = 蒸発の潜熱 (Btu/lb)

形状ファクター  $Q_1, Q_2, Q_3, Q_4$  は三角格子稠密格子炉心においては次の値となる。

$$Q_1 = 1.748, \quad Q_2 = 7.540, \quad Q_3 = -1.0, \quad Q_4 = 8.783$$

スペーサファクター、V, はスペーサーの形状により異なり、次式で与えられる。

(1) グリッドスペーサ (Bettis Atomic Power Laboratory のデータ.)

$$V = -0.252 - 2.789 \exp(-3.874G) \\ + 1.915 \exp(-0.234G)$$

(2) スパイラルスペーサ

ただし、ロッドピッチ／ロッド径 ( $p/d$ ) = 1.051, スパイラルスペーサの軸方向ピッヂ／ロッド径 ( $H/d$ ) = 13.64 の場合 (コロンビア大学のデータ)

$$V = 1 - [0.336 + 0.09G - 0.697 \exp(-2.68G)]$$

(3) (2)以外の  $p/d, H/d$  のスパイラルスペーサ

$1.02 < p/d < 1.36, \quad 1.36 < H/d < 50$  の範囲

$$V = 1 - 2.6695 (F^{0.915} - 1) \\ \times [0.336 + 0.09G - 0.697 \exp(-2.68G)]$$

$$F = \left( \frac{p}{d} \right)^{0.5} + \left[ 7.6 \frac{(p/d)^3}{H/d} \right]^{2.16}$$

(注1) サブチャンネルインバランスファクター :  $Y'$

$Y'$  はサブチャンネル間のエンタルピー移動の効果を考慮するパラメータで次式で定義される。

$$Y' = \text{サブチャンネル内に保持されている熱量} / \text{サブチャンネル内で発生した熱量} \\ = 0.25GD_h(H - H_i) / \left[ \int_0^Z \bar{\phi} dz \right]$$

すなわち、ホットサブチャンネルとコールドチャンネルが隣接している場合には、前者で  $Y' < 1$ , 後者で  $Y' > 1$  となる。なお、同一形状サブチャンネルが多数個連続している場合には  $Y' \sim 1$  となる。

ここで、G 及び H はサブチャンネル解析により求める。

(注2) 半径方向出力分布ファクター :  $F_p$

$F_p$  は全バンドルに対する半径方向ピーキングファクターではなく、注目するサブチャンネルに面するホットロッドの出力比をとる。

すなわち  $r_1, r_2, r_3$  の出力ピーキング (ただし、 $r_1 > r_2, r_1 > r_3$  とする) を有する 3 本のロッドに囲まれたサブチャンネルでは、各ロッドのぬれ縁長さをそれぞれ  $a_1, a_2, a_3$  とすると、

$$F_p = (a_1 + a_2 + a_3) r_1 / (a_1 r_1 + a_2 r_2 + a_3 r_3)$$

となる。

(例)

$$a_1 = a_2 = a_3, \quad r_1 = 1.0, \quad r_2 = r_3 = 0.9 \text{ の場合} \quad F_p = 1.0714 \text{ となる。}$$

$$a_1 = a_2 = a_3, \quad r_1 = r_2 = 1.0, \quad r_3 = 0.0 \text{ の場合} \quad F_p = 1.5 \text{ となる。}$$

なお、この場合  $F_p D_h$  は熱的等価直径に等しい。

## 本相関式のデータベース

Data Source (Ref.)	Spacer Type	Number of Rods	Rod Diameter (in.)	Pitch to Diameter Ratio	Heated Rod Length (in.)	Infinite Array Hydraulic Diameter (in.)	$G \times 10^{-6}$ (lb/h·ft <sup>2</sup> )	Average Exit Quality	Number of Data Points
17	Warts	20	0.75	1.02	94	0.110	1200 ÷ 2000	0.254 ÷ 3.02	0.14 ÷ 0.85
15	Grid	20	0.25	1.36	54	0.260	1200 ÷ 2000	0.248 ÷ 3.62	-0.44 ÷ 0.69
			0.25	1.36	54	0.260	1195 ÷ 2008	0.232 ÷ 2.00	-0.01 ÷ 0.69
			0.25	1.36	54	0.260	1200 ÷ 2000	0.247 ÷ 2.01	-0.34 ÷ 0.64
			0.25	1.36	33	0.260	1200 ÷ 2000	0.249 ÷ 3.00	-0.11 ÷ 0.48
			0.28	1.21	54	0.175	1200 ÷ 2000	0.248 ÷ 4.00	-0.17 ÷ 0.75
			0.28	1.21	54	0.175	400 ÷ 2000	0.05 ÷ 3.03	-0.02 ÷ 0.96
19	Wire	12	0.44	1.051	17	0.0903	1200	0.48 ÷ 4.09	-0.02 ÷ 0.53
	Composite		$\frac{0.25}{0.75}$	$\frac{1.02}{1.36}$	$\frac{17}{94}$	$\frac{0.09}{0.26}$	400 ÷ 2000	0.05 ÷ 4.09	-0.44 ÷ 0.96
									369

付録 B COBRA-IV-I入力データ  
B. 1 定常運転時の解析

HCPWR STEADY STATE BASE CASE									
99999	1	0	1	25	0	0	1	5797	3701
1.070	104.	.01613	312.8	71.99	1106.8	-	.004769	.3701	
6.869	176.	.01649	54.55	143.99	1136.6	-	.004295	.3853	
14.69	212.	.01672	26.80	180.16	1150.5	-	.004037	.3915	
50.281	0.0	0.017274	8.5140	250.2	1174.1	0.491	.003509	.3959	
100.327	.8	0.017740	4.4310	298.5	1187.2	0.410	.003129	.3936	
150.358	.4	0.01809	3.0139	330.6	1194.1	0.369	.002872	.3893	
200.	381.8	0.01839	2.2873	355.5	1198.3	0.345	.002671	.3852	
250.	401.0	0.01865	1.8432	376.1	1201.1	0.326	.002503	.3806	
300.	417.4	0.01889	1.5427	394.0	1202.9	0.313	.002360	.3760	
350.	431.7	0.01912	1.3255	409.8	1204.0	0.301	.002233	.3718	
400.	444.6	0.01934	1.1610	424.2	1204.6	0.290	.002120	.3682	
435.	1452.9	0.01948	1.0672	433.5	1204.8	.2748	.002046	.3672	
507.	6468.5	0.01978	.9135	451.3	1204.6	.2645	.001906	.3619	
551.	1477.2	0.01994	.8400	461.2	1204.3	.2590	.001828	.3589	
580.	2482.5	0.02006	.7969	467.5	1203.9	.2556	.001780	.3569	
609.	2487.8	0.02017	.7578	473.6	1203.5	.2526	.001734	.3549	
652.	7494.6	0.02033	.7054	482.4	1202.8	.2482	.001666	.3519	
870.	2528.1	0.02112	.5196	521.8	1197.3	.2302	.001372	.3377	
1160.	563.0	0.02217	.3768	566.3	1186.5	.2121	.001064	.3199	
1450.	591.7	0.02327	.2890	605.3	1172.7	.1921	.0007226	.2960	
1885.	627.4	0.02510	.2050	658.6	1146.6	.1791	.0005169	.2789	
2176.	647.8	0.02656	.1656	692.6	1124.2	.1676	.0003582	.2634	
2321.	657.2	0.02740	.1491	709.6	1111.3	.1618	.0002884	.2560	
2466.	666.1	0.02835	.1341	727.3	1097.6	.1557	.0002239	.2488	
2901.	690.3	0.03263	.0941	785.3	1039.7	.1340	.0000709	.2394	
2	1	0	0	0	0	0			
3	32	3	32	3	3	0			
316	-.25	0.0	.316	-.25	0.0	.316	-.25	0.0	

4	42	42	2.0307.6184.3917	2.0870.1140	3.0570.3800
2.11081.7631.763	3.0870.3024	4.0870.3800			
3.723012.2110.97	4.1004.7461	5.52001.195			
41.62224.6623.30	5.3464.3800	6.3450.5784			
52.48739.2636.42	9.80511.524	7.2880.3800			
61.72929.1926.24	7.48801.524	8.5177.3800			
73.24449.3246.60	8.28804.392	30.9530.3800			
84.97378.5272.84	9.80515.578	31.9530.3800			
914.92235.6218.5	39.95307.246	40.95307.246			
102.48739.2636.42	11.47604.830	13.47607.246			
1114.92235.6218.5	12.95309.661	14.95307.246			
1214.92235.6218.5	13.95307.246	15.47609.661			
1314.92235.6218.5	14.95307.246	16.95307.246			
1429.84471.1443.0	15.95307.246	18.47609.661			
1514.92235.6218.5	17.95307.246	19.95307.246			
1614.92235.6218.5	17.95309.661	20.95307.246			
1729.84471.1443.0	18.95307.246	21.47609.661			
1814.92235.6218.5	20.95307.246	22.95307.246			
1929.84471.1443.0	20.95307.246	23.9530.3800			
2029.84471.1443.0	21.95307.246	23.95309.661			
2114.92235.6218.5	24.95307.246	25.47607.246			
2214.92235.6218.5	23.95307.246	26.95309.661			
2329.84471.1443.0	24.95309.661	26.95307.246			
2429.84471.1443.0	25.95307.246	27.95307.246			
2514.92235.6218.5	28.95309.661	29.47609.661			
2629.84471.1443.0	27.95309.661	30.95309.661			
2729.84471.1443.0	28.95307.246	31.95309.661			
2829.84471.1443.0	29.95307.246	32.95307.246			
2914.92235.6218.5	33.95309.661	34.47609.661			
3014.92235.6218.5	31.95309.661				
3129.84471.1443.0	32.95307.246	35.95309.661			
3229.84471.1443.0	33.95309.661	35.95309.661			
3329.84471.1443.0	34.95309.661	36.95309.661			
3414.92235.6221.5	37.95309.661	37.9530.3800			
3529.84471.1443.0	36.95309.661	38.47609.661			
3629.84471.1443.0	37.95309.661	40.95309.661			
3729.84471.1443.0	38.95309.661	41.95309.661			
3814.92235.6221.5		42.95309.661			
3914.92235.6221.5	40.95309.661				
4029.84471.1443.0	41.95309.661				
4129.84471.1443.0	42.95309.661				
4229.84471.1443.0					

8	18	18	0	0	0	0	0
0	1	-3741	-607	1-1667	2.5000	3.3333	4.5000
0	2	-3741	-607	51.500	62.000	71.000	83.000
0	3	-3741	587	1.1667	2.5000	34.000	41.833
0	4	-3741	587	56.500	69.333	73.667	813.00
0	5	-3741	544	2.5000	31.000	49.000	510.50
0	6	-3741	544	63.000	718.00	821.00	
0	7	-3741	439	34.000	48.500	512.50	68.000
0	8	-3741	439	717.00			
0	9	-3741	514	9186.0			
0	10	-3741	294	31372.0			
0	11	-3741	247	30186.0			
0	12	-3741	125	35372.0			
0	13	-3741	070	22186.0	23372.0	24372.0	26372.0
0	14	-3741	070	28372.0	29186.0	32372.0	33372.0
0	15	-3741	070	37372.0			
0	16	-3740	-842	1031.00	11186.0	12186.0	13186.0
0	17	-3740	-842	16186.0	17372.0	18186.0	19372.0
0	18	-3740	-842	38186.0	39186.0	40372.0	41372.0
0	9	0	40	0	0	.5	.0
82.68	0.0	2.0					
42		100	100				
10		3	0				
00							
11	1	0					
2218.50		555.8					
12	2	2	1				
1	2			0	0	0	0
1	1						

	7	1	0	1.5320	1.6430	1.7860	1
7	2	1	1.2140	1.3570	1.3570	1.3570	
.9290	1	1.0					
	1	1.0					
	2	1.0					
	3	1.0					
	4	1.0					
	5	1.0					
	6	1.0					
	7	1.0					
	8	1.0					
	9	1.0					
	10	1.0					
	11	1.0					
	12	1.0					
	13	1.0					
	14	1.0					
	15	1.0					
	16	1.0					
	17	1.0					
	18	1.0					
	19	1.0					
	20	1.0					
	21	1.0					
	22	1.0					
	23	1.0					
	24	1.0					
	25	1.0					
	26	1.0					
	27	1.0					
	28	1.0					
	29	1.0					
	30	1.0					
	31	1.0					
	32	1.0					
	33	1.0					
	34	1.0					
	35	1.0					
	36	1.0					
	37	1.0					
	38	1.0					
	39	1.0					
	40	1.0					
	41	1.0					
	42	1.0					

18	18	0	0	1	0	0
8	-3741	-607	1.1667	2.5000	3.3333	4.5000
0	1	-3741	-607	51.500	62.000	71.000
0	2	-3741	-607	1.1667	2.5000	34.000
0	3	-3741	-587	56.500	69.333	73.667
0	4	-3741	-587	2.5000	31.000	49.000
0	5	-3741	-544	63.000	718.00	821.00
0	6	-3741	-544	34.000	48.500	512.50
0	7	-3741	-439	717.00	825.00	68.000
0	8	-3741	-439	9186.0		
0	9	-3741	-514	31372.0		
0	10	-3741	-294	30186.0		
0	11	-3741	-247	35372.0		
0	12	-3741	-125	22186.0	23372.0	25186.0
0	13	-3741	-070	28372.0	32372.0	26372.0
0	14	-3741	-070	29186.0	33372.0	27372.0
0	15	-3741	-070	37372.0		
0	16	-3740	-842	1031.00	11186.0	13186.0
0	17	-3740	-842	16186.0	17372.0	18186.0
0	18	-3740	-842	38186.0	39186.0	40372.0
9	0	40	0	0	0	0
82.68	0.0	2.0	-	.5	.0	.0
42		100	100			
10	3	0	0			
00						
11	1	0				
2218.50	555.8		1.488	0.1052		
12	2	2	1	0		
1	2					

B. 2 一次冷却材ボンブ軸固定着事故解析

HCLWR LOCKED ROTOR J-TRAC RESULTS							
999999	1	0	25	0	0	1	1
11.070	104.	.01613	312.8	71.99	1136.6	1106.8	1.5797
6.869	176.	.01649	54.55	143.99	1136.6	.8588	.3701
14.69	212.	.01672	26.80	180.16	1150.5	.6827	.3853
50.281	0	0.017274	8.5140	250.2	1174.1	0.491	.004295
100.327	8	0.017740	4.4310	298.5	1187.2	0.410	.004037
150.358	4	0.01809	3.0139	330.6	1194.1	0.369	.003509
200.381	8	0.01839	2.2873	355.5	1198.3	0.345	.003129
250.401	0	0.01865	1.8432	376.1	1201.1	0.326	.002872
300.417	4	0.01889	1.5427	394.0	1202.9	0.313	.002671
350.431	7	0.01912	1.3255	409.8	1204.0	0.301	.002503
400.444	6	0.01934	1.1610	424.2	1204.6	0.290	.002360
435.1452	9	0.01948	1.0672	433.5	1204.8	.2748	.002233
507.6468	5	0.01978	.9135	451.3	1204.6	.2645	.002120
5551.1477	2	0.01994	.8400	461.2	1204.3	.2590	.002046
580.2482	5	0.02006	.7969	467.5	1203.9	.2556	.001906
609.2487	8	0.02017	.7578	473.6	1203.5	.2526	.001828
652.7494	6	0.02033	.7054	482.4	1202.8	.2482	.001780
870.2528	1	0.02112	.5196	521.8	1197.3	.2302	.001734
1160.563	0	0.02217	.3768	566.3	1186.5	.2121	.001666
1450.591	7	0.02327	.2890	605.3	1172.7	.1921	.001632
1885.627	4	0.02510	.2050	658.6	1146.6	.1791	.001582
2176.647	8	0.02656	.1656	692.6	1124.2	.1676	.0015169
2321.657	2	0.02740	.1491	709.6	1111.3	.1618	.001372
2466.666	1	0.02835	.1341	727.3	1097.6	.1557	.001331
2901.690	3	0.03263	.0941	785.3	1039.7	.1340	.001295
316	-25	0.0	.316	0	0	0	.0000709
3	32	1	3	0	0	0	.0000709

4	42	42	2.0307.6184.3917	2.0870.1140	3.0570.3800	4.0570.3800
2.11081.7631.763	3.0870.3024	4.0870.3800	6.1730.3800			
3.723012.2110.97	4.1004.7461	5.52001.195	6.3450.5784			
41.62224.6623.30	5.3464.3800	7.2880.3800				
52.48739.2636.42	9.80511.524					
61.72929.1926.24	7.48801.524	8.5177.3800				
73.24449.3246.60	8.28804.392	30.9530.3800				
84.97378.5272.84	9.80515.578	31.9530.3800				
914.92235.6218.5	39.95307.246	40.95307.246	35.9530.3800			
102.48739.2636.42	11.47604.830					
1114.92235.6218.5	12.95309.661	13.47607.246				
1214.92235.6218.5	13.95307.246	14.95307.246				
1314.92235.6218.5	14.95307.246	15.47609.661				
1429.84471.1443.0	15.95307.246	16.95307.246				
1514.92235.6218.5	17.95307.246	18.47609.661	17.9530.3800			
1614.92235.6218.5	17.95309.661	19.95307.246				
1729.84471.1443.0	18.95307.246	19.95307.246				
1814.92235.6218.5	20.95307.246	21.47609.661				
1929.84471.1443.0	20.95307.246	22.95307.246	23.9530.3800			
2029.84471.1443.0	21.95307.246	23.95309.661	24.9530.3800			
2114.92235.6218.5	24.95307.246	25.47607.246				
2214.92235.6218.5	23.95307.246	26.95309.661				
2329.84471.1443.0	24.95309.661	26.95307.246	27.9530.3800			
2429.84471.1443.0	25.95307.246	27.95307.246	28.95309.661			
2514.92235.6218.5	28.95309.661	29.47609.661				
2629.84471.1443.0	27.95309.661	30.95309.661	31.95309.661			
2729.84471.1443.0	28.95307.246	31.95309.661	32.9530.3800			
2829.84471.1443.0	29.95307.246	32.95307.246	33.9530.3800			
2914.92235.6218.5	33.95309.661	34.47609.661				
3014.92235.6218.5	31.95309.661					
3129.84471.1443.0	32.95307.246	35.95309.661				
3229.84471.1443.0	33.95309.661	35.95309.661	36.9530.3800			
3329.84471.1443.0	34.95309.661	36.95309.661	37.9530.3800			
3414.92235.6221.5	37.95309.661	38.47609.661				
3529.84471.1443.0	36.95309.661	40.95309.661	41.95309.661			
3629.84471.1443.0	37.95309.661	41.95309.661	42.95309.661			
3729.84471.1443.0	38.95309.661	42.95309.661				
3814.92235.6221.5						
3914.92235.6221.5						
4029.84471.1443.0						
4129.84471.1443.0						
4229.84471.1443.0						



