

JAERI - M  
90-047

扁平二重炉心型高転換軽水炉の安全評価解析  
(大破断 LOCA および外部電源喪失 ATWS)

1990年3月

末村 高幸・岩村 公道・大久保 努  
平賀富士夫・村尾 良夫

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。  
入手の間合わせは、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、お申しこしてください。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, Tokai-mura, 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 株式会社原子力資料サービス

扁平二重炉心型高転換軽水炉の安全評価解析  
(大破断 LOCA および外部電源喪失 ATWS)

日本原子力研究所東海研究所原子炉工学部  
末村 高幸・岩村 公道・大久保 努  
平賀富士夫・村尾 良夫

(1990年2月5日受理)

原研で提唱している扁平二重炉心型高転換軽水炉は、稠密炉心形状でありながら十分な負の炉心反応度ボイド係数を持ち、かつ経済的にも十分に成立性を持った炉として設計されたものである。

本研究では、この扁平二重炉心型高転換軽水炉の熱水学的成立性検討の一環として、代表的な事故に対する安全評価解析を行った。解析項目としては原子炉の安全性を評価する上で最も厳しい結果を与える包絡的な事故であるとともに、稠密炉心で問題となる炉心のボイド反応度係数を評価するために重要な大破断 LOCA および外部電源喪失 ATWS (Anticipated Transient Without Scram) を選定した。解析コードとしては最適予測コード J-TRAC を用いて行った。

大破断 LOCA 解析における最高被覆管温度は 899 °C であり、現行の PWR 安全評価基準である 1200 °C を十分に下回った。また、外部電源喪失 ATWS 解析での加圧器最高圧力は 18.7 MPa であり、これも現行 PWR 安全評価基準 20.6 MPa を十分に下回っている。その他、これらの解析の結果得られた本炉の事故時熱水力挙動は現行 PWR と類似の結果となっており、特に問題は無かった。以上の結果より、本炉は熱水学的に十分な成立性を有すると考えられる。

Safety Analysis of Double-Flat-Core High Conversion  
Light Water Reactor  
(Large Break LOCA and Station Blackout ATWS)

Takayuki SUEMURA, Takamichi IWAMURA, 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 5, 1990)

A double-flat-core high conversion light water reactor (HCLWR) has been proposed by JAERI. This reactor design gives good void fraction reactivity-coefficient in spite of its tight lattice core design. And it is also sufficiently economical.

Safety analyses were performed in order to examine the thermal-hydraulic acceptability of this reactor design. Two major accidents, the large break loss of coolant accident (LOCA) and the anticipated transient without scram (ATWS) initiated by the station blackout, were selected for the analyses. These accidents give most severe results and require the large minus value of void fraction reactivity-coefficient. Analyses were performed by using the best-estimate code J-TRAC.

The peak clad temperature (PCT) during the large break LOCA was 899°C. And maximum pressure at the pressurizer during the station blackout ATWS was 18.7 MPa. These values are lower than the limit values which are used in the current PWR licensing (1200°C and 20.6 MPa, respectively). Therefore, the present design is acceptable from a view point of reactor safety.

Keywords: High Conversion Light Water Reactor, Thermal-Hydraulic Design, Reactor Safety, Safety Analysis, Large Break LOCA, Station Blackout ATWS, J-TRAC Code

## 目 次

1. 序 論 .....	1
2. 評価対象炉心 .....	2
2.1 炉 心 .....	2
2.2 原子炉容器内構造 .....	2
2.2.1 基本構造 .....	2
2.2.2 各部寸法 .....	3
2.3 その他のシステム .....	4
3. 安全評価解析 .....	5
3.1 解析項目 .....	5
3.2 解析コード .....	5
3.3 大破断LOCA解析 .....	6
3.3.1 入力モデル .....	6
3.3.2 解析条件 .....	7
3.3.3 解析結果 .....	8
3.4 外部電源喪失ATWS解析 .....	9
3.4.1 入力モデル .....	9
3.4.2 解析条件 .....	10
3.4.3 解析結果 .....	10
4. 結 論 .....	11
謝 辞 .....	11
参考文献 .....	12

## Contents

1. Introduction .....	1
2. Discription of double-flat-core HCLWR .....	2
2.1 Core .....	2
2.2 Reactor internals .....	2
2.2.1 Outline .....	2
2.2.2 Size of major components .....	3
2.3 Other components .....	4
3. Safety analyses .....	5
3.1 Analysed items .....	5
3.2 Calculation code .....	5
3.3 Large break LOCA .....	6
3.3.1 Input model .....	6
3.3.2 Initial and boundary conditions .....	7
3.3.3 Results .....	8
3.4 Station blackout ATWS .....	9
3.4.1 Input model .....	9
3.4.2 Initial and boundary conditions .....	10
3.4.3 Results .....	10
4. Conclusions .....	11
Acknowledgment .....	11
References .....	12

## 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が開始され、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が進められている<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核分裂物質の比) 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、燃料棒配列を三角配列とし、配列ピッチ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炉心のボイド反応度係数が (特に高ボイド率領域で) 正になる可能性が指摘され、高転換軽水炉の安全性の問題となっていた。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がしてボイド特性を改善する扁平二重炉心の概念を提案した<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係数が十分に負にできるなどの優れた特性を有するものの、極端な炉心単尺化により小規模炉心とならざるを得ないこと、また、その扁平形状による炉心内冷却材流速の低下から出力が流量のわりに低く制限されることという事情があり、必ずしも経済的に有利な炉心ではなかった。そこで、杉本らは、扁平炉心の炉物理的特性を保持しながら現行型軽水炉並の経済性及び安全性を得るため、扁平炉心をブランケット部をはさ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、石黒らにより炉物理上の最適化が成され、燃料棒外形 9.5 mm、配列ピッチ 11.7 mm で、高さ 60 cm の炉心を 30 cm のブランケットを介して二段に重ねた構造が決定された<sup>(12)</sup>。

この扁平二重炉心型高転換軽水炉についての熱水力学的な側面からの研究として、原研伝熱流動研究室ではこれまでに DNB 特性、乱流混合特性、水力特性 (炉内圧力損失、水力振動) ならびに再冠水時熱水力特性に関する基礎実験を実施し、稠密炉における熱水力挙動の定量的な把握とそれに基づく設計式、安全評価解析手法の整備に努めてきた。

これらの成果は安全解析に反映され、これにより本炉の熱水力学的な成立性が検討された。実施された安全評価解析は以下の 5 項目である。

- (1) 大破断 LOCA 解析 (コールドレグ・ギロチン破断)
- (2) 小破断 LOCA 解析 (原子炉容器下部炉内計装用配管破断)
- (3) 1次冷却材ポンプ軸固着事故
- (4) 1次冷却材流量喪失事故
- (5) 外部電源喪失 ATWS 事故

以下ではこのうち、大破断 LOCA 解析と外部電源喪失 ATWS 解析の結果について述べる。

これらの事故は原子炉の安全性を評価する上での包絡的な事故であり、また、前述したように炉心の稠密化による炉心ボイド特性の悪化が扁平化によって十分に補われている事の確認のために重要な事故として取り上げたものである。その他の安全解析については別途報告する。

## 2. 評価対象炉心

解析評価の対象とした扁平二重炉心型高転換軽水炉は3ループプラントであり、その熱水力は現行3ループPWRプラントと同一の2,432 MWtである。本炉の主要緒元をTable 2.1に、また、炉構造の概念図をFig. 2.1に示す。以下ではこれらの詳細について述べる。

### 2.1 炉心

炉心部はFig. 2.1に示したように、高さ0.3 mにブランケット燃料部をはさんで高さ0.6 mのMOX燃料炉心を二段に重ねた二重炉心構造となっている。また、この上下にも高さ0.3 mのブランケット燃料部が設けられている。

この二重構造炉心はFig. 2.2に示すように313体の燃料集合体とそれをとりまく66体のブランケット燃料集合体から成っている。さらに、個々の燃料集合体はFig. 2.3に示す構造をもち、372体の燃料棒と24本の制御棒案内シンプルで構成される。なお、現在のところ、これらの燃料棒と制御棒案内シンプルの固定には、7段の六角格子型スペーサグリッドを考えている。燃料棒の外径は9.5 mmで、その配列ピッチは11.7 mmである。

### 2.2 原子炉容器内構造

前項で述べた炉心構造は主として核設計上の最適化により決定されたものであるが、これをもとにシステム全体の熱水力挙動評価を行うためには、さらに原子炉容器内の構造を決定する必要がある。ここでは、その検討結果について述べる。

#### 2.2.1 基本構造

原子炉容器内の基本構造は次のとおりとした。

(1) 上部の構造としては、上部カランドリアを持つ設計とする。

上部プレナム（制御棒クラスタ案内管領域）の上に上部カランドリア（制御棒駆動軸案内管領域）を設置し、ここに原子炉容器出口ノズルを接続する。また、上部炉心版は原子炉容器フランジ部で直接支持し、支持柱を使用しない。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、原子炉容器出口ノズルへ向か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な構造である。従って、制御棒を燃料集合体3体に1体の割合で挿入する現行の炉心設計では、在来型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



これらの事故は原子炉の安全性を評価する上での包絡的な事故であり、また、前述したように炉心の稠密化による炉心ボイド特性の悪化が扁平化によって十分に補われている事の確認のために重要な事故として取り上げたものである。その他の安全解析については別途報告する。

## 2. 評価対象炉心

解析評価の対象とした扁平二重炉心型高転換軽水炉は3ループプラントであり、その熱水力は現行3ループPWRプラントと同一の2,432 MWtである。本炉の主要緒元をTable 2.1に、また、炉構造の概念図をFig. 2.1に示す。以下ではこれらの詳細について述べる。

### 2.1 炉心

炉心部はFig. 2.1に示したように、高さ0.3mにブランケット燃料部をはさんで高さ0.6mのMOX燃料炉心を二段に重ねた二重炉心構造となっている。また、この上下にも高さ0.3mのブランケット燃料部が設けられている。

この二重構造炉心はFig. 2.2に示すように313体の燃料集合体とそれをとりまく66体のブランケット燃料集合体から成っている。さらに、個々の燃料集合体はFig. 2.3に示す構造をもち、372体の燃料棒と24本の制御棒案内シンブルで構成される。なお、現在のところ、これらの燃料棒と制御棒案内シンブルの固定には、7段の六角格子型スペーサグリッドを考えている。燃料棒の外径は9.5mmで、その配列ピッチは11.7mmである。

### 2.2 原子炉容器内構造

前項で述べた炉心構造は主として核設計上の最適化により決定されたものであるが、これをもとにシステム全体の熱水力挙動評価を行うためには、さらに原子炉容器内の構造を決定する必要がある。ここでは、その検討結果について述べる。

#### 2.2.1 基本構造

原子炉容器内の基本構造は次のとおりとした。

(1) 上部の構造としては、上部カランドリアを持つ設計とする。

上部プレナム（制御棒クラスタ案内管領域）の上に上部カランドリア（制御棒駆動軸案内管領域）を設置し、ここに原子炉容器出口ノズルを接続する。また、上部炉心版は原子炉容器フランジ部で直接支持し、支持柱を使用しない。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、原子炉容器出口ノズルへ向か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な構造である。従って、制御棒を燃料集合体3体に1体の割合で挿入する現行の炉心設計では、在米型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、将来の設計変更に対応できるよう、上部カランドリアを設置することとする。また、この構造によってダウンコマ長が長くなり、LOCA 時再冠水における炉心冠水特性が向上し、安全設計上有利である。

(2) 下部の構造としては、下部炉心支持板で直接炉心を支持をする構造とする。

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、燃料上下にブランケットがあるため、それほど問題ないと考えられる。

(3) 原子炉容器の内径は、炉心からのクリアランスが在来型 PWR と同程度になるよう設計する。また、熱しゃへい体は設置しない。

熱水学的見地からは、ダウンコマの流路面積を在来型 PWR と同程度にとる設計も考えられるが、ここでは、炉心から原子炉容器への照射の影響が原子炉容器の内径決定要因として重要と判断した。また、炉心周囲に径方向ブランケットを有することを考慮し、ダウンコマ内に熱しゃへい体は設置しないものとする。

(4) 径方向ブランケットは、フローシュラウド付きの集合体とする。

これは、径方向ブ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ン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。径方向ブ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。このバイパス流量は燃焼計算に基づき、炉心部と径方向ブランケット部のエンタルピ上昇を同程度にする値として全流量の 2% と設定した。

## 2.2.2 各部寸法

2.2.1 で述べた構造を前提に各部の詳細寸法を決定した。

### (1) 径方向寸法

径方向寸法については、前述したように原子炉容器への照射の影響を考慮して適切に決定されるべきものと考えられる。従って、原子炉容器と炉心の距離が在来型 PWR と同程度となるよう、以下のように決定した。

ブランケット外接円直径	5.034 m	)	0.216 m
炉心槽内径	5.25 m		
原子炉容器内径	5.85 m	)	0.60 m

この場合、原子炉容器-炉心間距離を現行 PWR プラントと比較すると以下の通りとなる。

現行 PWR (4 ループプラント)

最小 37.5 cm

最大 59.2 cm

扁平二重炉心型高転換軽水炉 (径方向ブランケットからの距離)

最小 40.3 cm

最大 61.34 cm

なお、炉心槽の厚さは在来型4ループプラントと同程度の6 cmとした。

## (2) 燃料棒長さ

燃料棒のガスプレナム長さは、30 cmとした。これは、在来型PWRのそれに比べ、かなり長いものであるが、高燃焼度化に十分対応できるように余裕をもたせたものである。これに端栓の長さを考慮して、燃料棒長さは以下の通りとした。

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

## (3) 上/下部炉心板間距離（～燃料集合体全長）

在来型PWRと同程度の燃料集合体上/下部ノズル高さを考える。17X17燃料の場合、

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

であるから、本炉では、以下のとおりに設定した。

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

## (4) 上/下部構造

上部プレナム高さについては、燃料棒長さに制御棒クラスタのスパイダ部等の長さの余裕を見て、2.8 m（上部炉心板厚さを含む）とする。

その他部分については特に適切な寸法決定根拠が無いため、PWRの断面図より相似形状として読みとった。結果は以下のとおりである。

上部カランドリア高さ	: 1.2 m
上部ヘッド高さ	: 3.2 m（上部炉心支持板の厚さを含む）
下部プレナム高さ	: 2.6 m（下部炉心支持板の厚さを含む）

Fig. 2.1 に示されたように以上の検討に基づく原子炉容器の大きさは、全長13 m、内径5.85 m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（原子炉容器全長約13 m、内径4.4 m）よりも更に大きな原子炉容器となっている。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と思われるので、将来の詳細な検討によっては、もう少し小さ目にできると考えられる。

## 2.3 その他のシステム

1次及び2次冷却系を始めとする原子炉容器以外のシステムについては現行PWRプラントと同一とした。但し、非常用炉心冷却系の内、蓄圧器については3ループPWRプラントのそれに対し、2倍の容積としている。これは、前述のように原子炉容器が現行PWRに比べ大型化した

ことに対応したものであるが、今後の検討により最適化を図っていく必要がある。

また、主要な1次系条件（圧力、流量、温度）についても3ループPWRプラントと同一に設定している。

### 3. 安全評価解析

#### 3.1 解析項目

安全評価の解析対象項目として、ここでは以下の2項目をとりあげた。

- (1) 大破断 LOCA（コールドレグ・ギロチン破断）
- (2) 外部電源喪失 ATWS

大破断 LOCA は原子炉の安全性評価上想定すべき事象として最も厳しい結果を与えるものであり、この事故に対する評価が重要である。解析ケースとしては通常の安全解析において、最も厳しい結果を与えるコールドレグのギロチン破断を選定した。なお、破断口での放出係数としては一般に感度解析を必要とするところであるが、ここではとりあえず放出係数 1.0 の場合のみの解析を行った。

外部電源喪失 ATWS は設計基準事故として想定する必要のあるものではないが、近年その評価の重要性が議論されているものである。この事故はタービントリップを伴う外部電源喪失により、一次冷却材ポンプの停止、蒸気発生器主給水の停止が起こり炉心冷却能力が著しく低下する事象が生じた際に、スクラムの失敗が重畳して起こることを想定したものである。この場合、2次系による冷却が著しく悪化するにも拘らず炉心出力がすぐに下がらないことによる一次系の圧力上昇が問題となり、従って、本炉のような出力分布係数の小さい炉においても厳しい結果を与える。

どちらの事故においても炉心反応度のボイド係数が十分に負であることが重要な要件となる。従ってこれらの解析は、本炉で改善されたボイド特性が十分なものであることの確認として重要である。

#### 3.2 解析コード

安全評価解析用コードとしては J-TRAC<sup>93</sup> コードを使用した。J-TRAC コードは米国ロスアラモス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>94</sup> を基に、REFLA<sup>95</sup> 再冠水モデル等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>96</sup>
  - ・村尾-井口の再冠水時ボイド率相関式<sup>97</sup>

ことに対応したものであるが、今後の検討により最適化を図っていく必要がある。

また、主要な1次系条件（圧力、流量、温度）についても3ループPWRプラントと同一に設定している。

### 3. 安全評価解析

#### 3.1 解析項目

安全評価の解析対象項目として、ここでは以下の2項目をとりあげた。

- (1) 大破断 LOCA（コールドレグ・ギロチン破断）
- (2) 外部電源喪失 ATWS

大破断 LOCA は原子炉の安全性評価上想定すべき事象として最も厳しい結果を与えるものであり、この事故に対する評価が重要である。解析ケースとしては通常の安全解析において、最も厳しい結果を与えるコールドレグのギロチン破断を選定した。なお、破断口での放出係数としては一般に感度解析を必要とするところであるが、ここではとりあえず放出係数 1.0 の場合のみの解析を行った。

外部電源喪失 ATWS は設計基準事故として想定する必要のあるものではないが、近年その評価の重要性が議論されているものである。この事故はタービントリップを伴う外部電源喪失により、一次冷却材ポンプの停止、蒸気発生器主給水の停止が起こり炉心冷却能力が著しく低下する事象が生じた際に、スクラムの失敗が重畳して起こることを想定したものである。この場合、2次系による冷却が著しく悪化するにも拘らず炉心出力がすぐに下がらないことによる一次系の圧力上昇が問題となり、従って、本炉のような出力分布係数の小さい炉においても厳しい結果を与える。

どちらの事故においても炉心反応度のボイド係数が十分に負であることが重要な要件となる。従ってこれらの解析は、本炉で改善されたボイド特性が十分なものであることの確認として重要である。

#### 3.2 解析コード

安全評価解析用コードとしては J-TRAC<sup>③</sup> コードを使用した。J-TRAC コードは米国ロスアラモス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>④</sup> を基に、REFLA<sup>⑤</sup> 再冠水モデル等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>⑥</sup>
  - ・村尾-井口の再冠水時ボイド率相関式<sup>⑦</sup>

- ・村尾-杉本の膜沸騰熱伝達相関式<sup>98</sup>（大貫による流速効果補正<sup>99</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（REFLA コード再冠水モデル）は原研で行われた再冠水実験の結果、本炉のような稠密炉心形状にも適用できる事が確認されている。この内、クエンチ速度相関式およ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適用されるよう、Fig. 3.1 に示す流動様式図に従って適用される。

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のみ適用されている。炉心上部より下降してくるトップクエンチについては、詳細メッシュを用いて燃料棒の熱伝導計算を行うことで模擬している。この場合、最小安定膜沸騰温度が重要となるが、これについては、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。但し、この方法による解析では 実用的な詳細メッシュのサイズに限度があり、一般にクエンチ速度を過小評価する傾向がある。また、扁平二重炉心を模擬した再冠水実験<sup>98</sup>で見られたような炉心中央部の低出力領域（中間ブランケット部）から進行するクエンチは模擬されない。これらの点は今後のコード整備における検討課題ではあるが、ここではコードの保守性としてそのまま解析を行った。

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。

## 3.3 大破断 LOCA 解析

### 3.3.1 入力モデル

J-TRAC コードによる解析で使用した基本的なノーディング図を Fig. 3.2 に示す。図中では健全ループ 2 本をまとめて示してあるが、実際の入力では全ループを独立に模擬した。

大破断 LOCA 解析では、過度解析開始時より破断ループコールドレグ部を Fig. 3.3 に示すような模擬に変更することで破断を模擬している。破断口においては、J-TRAC コードに内蔵の臨界流モデル（放出係数 1.0）を適用し、同時に出口抵抗として  $K = 1.0$  を与えた。

原子炉容器部については 3 次元コンポーネントモデルで模擬した。ノーディング図を Fig. 3.4 に示す。水平方向については周方向に 6 分割、径方向に 4 分割とし、径方向分割の内側 2 セルで炉心部、残り 2 セルでそれぞれ径方向ブランケット部およ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+軸方向ブランケット部）にあてた。

炉心部の圧力損失係数については、流動実験の結果に基づき、燃料棒の摩擦損失として 1 m あたり  $K = 3.5$  を与え、これにグリッドスペーサ 1 段あたり  $K = 0.4$  を追加した。径方向ブランケット部および上部ヘッドの炉心バイパス流路については、定格運転時のバイパス流量が全流量のそれぞれ約 2% および 1% となるよう、抵抗係数を調節した。

### 3.3.2 解析条件

安全解析を行うにあたっての解析条件およ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のとし、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を考慮した解釈が必要である。

解析条件の一覧をTable 3.1に示す。以下では主要な解析条件について述べる。解析の初期定常条件としては定格値に在来型PWRプラントと同等の定常誤差を見込んだ値を使用した。すなわち、102%出力、入口温度+2.2K、一次系圧力+0.21MPaである。

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、燃焼計算結果に基づく、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(Table 3.3参照)。なお、コード内での添加反応度算出に関し、独立変数(燃料温度、ボイド率)の空間分布効果の扱いについては、標準的に用いられている手法に従い、独立変数を局所出力の2乗で重み付けして求めた炉心平均の値で代表させる方法を用いた。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、また、制御棒挿入時間が炉心長に比例するものとして補正した。

非常用炉心冷却系のうち、安全注入系の注入特性は1ループあたりの注入流量を4ループPWRと同じにとった(これは3ループプラントの特性として適切でないかもしれないが、3ループプラントの注入特性が入手できなかったため使用したものである)。単一故障の仮定として低圧注入ポンプ1系統の不作動を想定している。蓄圧器の保有水量については前述したとおり、本設計における原子炉容器容積が在来3ループプラントのそれに対し2倍となっている事を受けて蓄圧器保有水量も2倍とした。この蓄圧器保有水量は第1次近似として設定したもので、実際は安全評価解析の結果に基づき、効率的な大きさに再設定する必要がある。

燃料被覆管最高温度の評価については、J-TRACコードの最高出力棒被覆管温度を対象とした。但し、この温度は炉心平均の冷却材条件に基づき算出されたものであること、燃料被覆管の応力変形を考慮していないことで現行のPWR解析の手法と異なる。従って、指針に定められた評価基準(1200℃)との比較にあたっては常にこの点を考慮する必要がある。

また、やはり指針の要求する評価項目である被覆管酸化量の評価については現行のJ-TRACコードがこの値を出力する機能を持っていない(燃料温度評価上は酸化膜の厚さおよび反応熱をCathcartの式により考慮している)ため、今回の解析では評価を行なわなかった。但し、今回の解析結果において被覆管温度が酸化の有意に進行するレベルにあったのはごく短時間であったことから特に問題はないと考えられる。

なお、現行の安全評価解析で採られている、再冠水期のポンプ軸固着の仮定は用いなかった。

これは、事故経過を一貫してJ-TRACコードで解析するというコードシステムをとっているため、コード内で再冠水開始を判定してロジックを切り替えることが困難なためである。

### 3.3.3 解析結果

以下、解析を通じて得られた事故経過と主要なパラメータの過度変化について説明する。Fig. 3.5に原子炉容器内の圧力変化を示す。原子炉容器内圧力は破断直後急激に減少するが、二相状態になるとその変化が緩やかとなって、破断後42秒で格納容器内圧力と等しくなりブローダウンが終了する。この変化は通常のPWR解析結果に比べ緩やかであるが、これは原子炉容器内のインベントリが在来型PWRに比べかなり大きい（3ループPWRプラントの約2倍、4ループPWRプラントの約1.5倍）ためである。

この間、炉心内では破断直後からのボイド発生により炉心出力は急速に低下し、崩壊熱のレベルに至る（Fig. 3.6）。その後、約6秒後に原子炉圧力低原子炉トリップ信号が発信され2秒の動作遅れの後、制御棒が挿入される。これと共に外部電源の喪失が仮定され一次冷却材ポンプがトリップする。また、蒸気発生器主給水が停止、主蒸気隔離弁閉により蒸気発生器二次側は二次系から隔離される。さらに、破断後16秒には一次系圧力が蓄圧器保持圧を下回ることで蓄圧器注入系が自動的に注入を開始する。一方、安全注入系については原子炉圧力低安全注入系作動信号が原子炉トリップ信号に僅かに遅れて発信されるが、ディーゼル発電機の立ち上がり時間等を含む動作遅れ32秒を経て、破断後38秒より注入が開始される。ECCSの注入流量をFig. 3.7に示す。なお、図中に示した総流量（実線）はECCライン出口（コールドレグ接続部）での流量であり、各注入系出口での流量に対して若干時間遅れがある。

Fig. 3.8, 3.9に炉心出入口の流量を、Fig. 3.10～3.13に原子炉容器内各部の水率を示す。破断直後炉心内の水はフラッシングにより上下に激しく放出されるがすぐに落ち着き、破断直後約5秒からは上部プレナムより放出される水によって下降流となる。この上部プレナムから炉心への水の放出は蓄圧器からの注入が開始されると弱まるが、上部プレナム内が空になる破断後約40秒まで続く。このため炉心内の水率はブローダウンが終了し再冠水に至るまで5～10%の値を保つ。一方、ダウンカマおよび下部プレナムでは蓄圧器からの注入により破断後20～25秒より水位を回復し始める。破断後42秒で一次系圧力が格納容器内圧と等しくなりブローダウンが終了すると、ダウンカマの水は炉心との水頭差により炉心側に押し込まれ、下部プレナムは満水となる。破断後45秒に炉心に水が到達しスチームバインディング効果が現われると、ダウンカマの水位は再び回復を開始し、約55秒頃より水率55%程度で平衡状態に達する。このダウンカマ水頭により炉心は平均的には約0.15 m/sの冠水速度で順調に冠水し続ける。蓄圧器の注水が終了する93秒頃、一旦逆流するがその後再び順調に冠水する。

Fig. 3.14, 3.15に最高温度を示す燃料棒の被覆管表面温度を示す。また、Fig. 3.16には同じ燃料棒のクエンチフロント位置を示す。燃料棒は破断後116秒で完全にクエンチし、最高被覆管表面温度は1172 K (899 °C) である。この温度は、高温集合体流体条件に基づく詳細な燃料棒温度挙動解析を行っていないことを考慮しても制限値1473 K (1200 °C) に対し十分な余裕を持っているといえる。最高被覆管温度がこのように十分低く抑えられたのは、主として、本炉が短尺炉心であるために軸方向の出力ピーキングが低いことによる。また、下部炉心ではブローダ



ウン中の下降流により1度クエンチするため、再冠水開始時の温度が低くクエンチが速い。今回の評価モデルではトップクエンチにクエンチ速度相関式を使用しておらず、また、中間ブランケット部から上下炉心へのクエンチの進行も考慮していないため、上記の挙動は下部炉心のみ限定されたが、実際には上部炉心についても同一の効果が期待される。

以上が事故経過の概要であり、本炉の熱水力学的な安全性は十分に確保されていると考えられる。

なお、本解析においては、本炉の特徴的な点がいくつか見られたので、これらについて以下にまとめておく。

#### (1) ブローダウンの期間が長い

通常のPWR解析におけるブローダウン期間(20数秒)に比べ、42秒とかなり長い。これは原子炉容器内のインベントリが大きい本炉の特性によるものと考えられる。しかしながら、本件は熱水力学的な成立性を損なうものではない。

#### (2) ブローダウン期間の炉心が水リッチである。

上部プレナムからの下降流として炉心に水が供給されるもので、特に下部炉心では燃料棒表面がクエンチし、再冠水初期の燃料温度を低く抑えている。また、この現象は前述したように、本来、上部炉心でも期待できるものである。これらは、原子炉容器内のインベントリが大きい本炉の特性によるものと考えられる。

#### (3) 冠水速度が大きい

ダウンカマの満水を待たずに炉心の冠水が始まり、結果として、蓄圧器による大きな注入流量のもとで再冠水が進行する。これは、上部カランドリア構造によりコールドレグ位置が高く、扁平炉心であるため炉心上端位置が低いという本炉の特性によるものと考えられる。

上記(3)に関連し、本解析では蓄圧器による注入期間が再冠水開始後約40秒までにおよび、その間に大部分の燃料がクエンチする。このことは今後の検討において、蓄圧器保有水量を効率化する余地が十分であることを示している。但し、このことは今後、解析コードシステムの整備ならびに解析コードモデルの誤差評価、破断口での放出係数をはじめとする各種の感度解析を行い、解析結果の精度及び信頼性を向上し、また、小破断LOCAをはじめとする他事象の解析結果も踏まえて総合的に評価すべき問題である。

### 3.4 外部電源喪失 ATWS 解析

#### 3.4.1 入力モデル

外部電源喪失 ATWS 解析では大破断 LOCA の項で示した基本ノーディングモデル (Fig. 3.2) に加え、以下の機器の動作を考慮した。

##### (1) 加圧器安全弁および逃がし弁

加圧器頂部に Fig. 3.17 のようなコンポーネントを接続して模擬した。なお、各弁の容量はその設定圧のもとで定格容量の蒸気流量が得られるように流路面積を決定した。

##### (2) 蒸気発生器補助給水

これについては特別にコンポーネントを追加してはいないが、主給水を与える FILL コンポー

ネットの設定流量を変えて模擬している。

### 3.4.2 解析条件

解析条件の一覧を Table 3.2 にまとめた。事故のシーケンスの違いにより機器動作が異なること以外で大破断 LOCA と異なるのは炉心のフィードバック反応度に関して温度係数を考慮し、現実的な評価としたことだけである。

### 3.4.3 解析結果

本事故解析で想定される一般的な事故経過は次のとおりである。まず、外部電源の喪失により一次冷却材ポンプはその駆動力を失い、一次系流量は次第に低下していく。同時に制御棒はその保持用電源を失うことにより自動的に炉心へ挿入されるはずであるが、ここではその挿入失敗を仮定する。また、二次系ではタービンがトリップし、主給水も停止する（補助給水ポンプは作動する）。このため、二次系圧力は逃し弁または安全弁の設定圧まで上昇し、また給水の不足により二次側水位が低下する事によって、蒸気発生器の除熱能力は低下する。一方、これらの炉心冷却能力の低下は一次冷却材温度の上昇を招くが、これに伴う炉心内一次冷却材密度の低下により負の反応度が添加され、炉心出力は次第に低下していく。従って、この反応度添加が十分に大きく設計されていれば、炉心および一次冷却材圧力バウンダリの健全性は保たれることになる。

以下、今回の解析結果について述べる。Fig. 3.18, 3.19 に炉心出入口流量の変化を示す。既に述べたように一次冷却材流量は事故発生より次第にコストダウンしていく。Fig. 3.20 は炉心出力と蒸気発生器による除熱量である。蒸気発生器による除熱量は事故の発生後の二次側温度（圧力）上昇により急激に低下するが、時刻 8 秒に圧力が安全弁設定圧に達するとほぼ一定の除熱量となる。この間、炉心出力の低下により蒸気発生器除熱量が炉心出力を一次的に上回るが、やがて二次側水位の低下により伝熱管の露出が始まり、時刻 130 秒頃から再び除熱量は低下していく。その後、240 秒頃には補助給水流量に見合った除熱量に落ちつく。一方、炉心出力は Fig. 3.21 に示すような反応度変化に対応して推移する。即ち、初期には炉心冷却材温度の上昇（Fig. 3.22）とボイドの発生（Fig. 3.23, 3.24）によって負の反応度が添加され、燃料温度低下による正の反応度添加を受けながら炉心出力を低下させる。70 秒頃から、前述したよに炉心出力が蒸気発生器での除熱能力を下回ると、炉心冷却材温度は僅かに下降傾向となり、負の反応度が減少して、炉心出力の低下は遅くなる。しかし、蒸気発生器二次側での伝熱管露出により除熱能力が低下すると再び一次炉心内冷却材温度は上昇し、ボイドの発生によって大きな負の反応度が添加され、炉心出力は崩壊熱のレベルに至る。この後は、補助給水による蒸気発生器の除熱能力により一次系温度は低下していく。

以上の熱水力挙動により、一次系圧力は Fig. 3.25 のような挙動を示す。即ち、事故発生後一次冷却材流量の低下と蒸気発生器二次側圧力の上昇に起因する炉心温度の上昇によって一次系圧力は上昇し、加圧器安全弁の設定圧に至る。一次系圧力はしばらく、この圧力に維持されるが、時刻 28 秒に加圧器が満水になり二相放出となるとエネルギー放出流量が減少して圧力は再び上昇する。この圧力上昇は時刻 46 秒にピーク値の 18.7 MPa に達して、その後低下していく。これは炉心出力が蒸気発生器の除熱能力程度まで低下してくることによるものである。蒸気発生器

の除熱能力は二次側水位の低下により130秒頃から再び減少を始め、このため一次系圧力は17.8 MPaまで上昇するが、その後は、炉心出力の低下により、安定に下降する。結局、一次系（加圧器）圧力の最高値は18.7 MPaであり、通常のPWR安全解析において使用されている事故時一次系圧力制限値20.6 MPaを十分に下回る。

以上のとおり、一次系圧力の上昇は許容限度内に余裕をもっておさまり、本炉が十分に負のボイド係数をもつ安全性の高い炉であることが確認された。

## 4. 結 論

扁平二重炉心型高転換軽水炉について安全評価解析を行い、次の結果を得た。

- (1) 大破断LOCA解析（コールドレグギロチン破断）の結果、最高被覆管温度は899℃であり、現行のPWR安全評価基準1200℃に対し十分な余裕がある。このことは主として短尺炉心のため軸方向の出力ピーキングが小さいこと、また、蓄圧器容量が大きく冠水速度が速いことに起因する。
- (2) 外部電源喪失ATWS解析において、加圧器最高圧力は18.7 MPaであり、現行のPWR安全評価基準20.6 MPaを十分に下回る。従って本炉のボイド反応度係数は十分に負であり、安全性の高い炉であるといえる。
- (3) その他の本炉に特徴的な事故時熱水力挙動としては、大型の原子炉容器に起因する大破断LOCA時のブローダウン長期化とその間の炉心逆流傾向が見られたが、いずれについても炉の安全評価上、問題になる挙動ではない。

以上より、本炉は現行型PWRと同等以上の安全性を持ち、熱水学的な成立性を十分に有すると考えられる。

今後の課題としては、設計の最適化を図ることが必要であり、このためには解析コードシステムの一層の整備、モデルの不確定性評価および感度解析の実施を行い、これらによる解析精度あるいは信頼性の向上を進めていく必要がある。

## 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システム研究室石黒幸雄室長及び奥村啓介氏、伝熱流動研究室秋本肇氏、及び燃料安全工学部杉本純氏に感謝いたします。

の除熱能力は二次側水位の低下により130秒頃から再び減少を始め、このため一次系圧力は17.8 MPaまで上昇するが、その後は、炉心出力の低下により、安定に下降する。結局、一次系（加圧器）圧力の最高値は18.7 MPaであり、通常のPWR安全解析において使用されている事故時一次系圧力制限値20.6 MPaを十分に下回る。

以上のとおり、一次系圧力の上昇は許容限度内に余裕をもっておさまり、本炉が十分に負のボイド係数をもつ安全性の高い炉であることが確認された。

## 4. 結 論

扁平二重炉心型高転換軽水炉について安全評価解析を行い、次の結果を得た。

- (1) 大破断LOCA解析（コールドレグギロチン破断）の結果、最高被覆管温度は899℃であり、現行のPWR安全評価基準1200℃に対し十分な余裕がある。このことは主として短尺炉心のため軸方向の出力ピーキングが小さいこと、また、蓄圧器容量が大きく冠水速度が速いことに起因する。
- (2) 外部電源喪失ATWS解析において、加圧器最高圧力は18.7 MPaであり、現行のPWR安全評価基準20.6 MPaを十分に下回る。従って本炉のボイド反応度係数は十分に負であり、安全性の高い炉であるといえる。
- (3) その他の本炉に特徴的な事故時熱水力挙動としては、大型の原子炉容器に起因する大破断LOCA時のブローダウン長期化とその間の炉心逆流傾向が見られたが、いずれについても炉の安全評価上、問題になる挙動ではない。

以上より、本炉は現行型PWRと同等以上の安全性を持ち、熱水力学的な成立性を十分に有すると考えられる。

今後の課題としては、設計の最適化を図ることが必要であり、このためには解析コードシステムの一層の整備、モデルの不確定性評価および感度解析の実施を行い、これらによる解析精度あるいは信頼性の向上を進めていく必要がある。

## 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システム研究室石黒幸雄室長及び奥村啓介氏、伝熱流動研究室秋本肇氏、及び燃料安全工学部杉本純氏に感謝いたします。

の除熱能力は二次側水位の低下により130秒頃から再び減少を始め、このため一次系圧力は17.8 MPaまで上昇するが、その後は、炉心出力の低下により、安定に下降する。結局、一次系（加圧器）圧力の最高値は18.7 MPaであり、通常のPWR安全解析において使用されている事故時一次系圧力制限値20.6 MPaを十分に下回る。

以上のとおり、一次系圧力の上昇は許容限度内に余裕をもっておさまり、本炉が十分に負のボイド係数をもつ安全性の高い炉であることが確認された。

## 4. 結 論

扁平二重炉心型高転換軽水炉について安全評価解析を行い、次の結果を得た。

- (1) 大破断 LOCA 解析（コールドレグギロチン破断）の結果、最高被覆管温度は899℃であり、現行のPWR安全評価基準1200℃に対し十分な余裕がある。このことは主として短尺炉心のため軸方向の出力ピーキングが小さいこと、また、蓄圧器容量が大きく冠水速度が速いことに起因する。
- (2) 外部電源喪失 ATWS 解析において、加圧器最高圧力は18.7 MPaであり、現行のPWR安全評価基準20.6 MPaを十分に下回る。従って本炉のボイド反応度係数は十分に負であり、安全性の高い炉であるといえる。
- (3) その他の本炉に特徴的な事故時熱水力挙動としては、大型の原子炉容器に起因する大破断 LOCA 時のブローダウン長期化とその間の炉心逆流傾向が見られたが、いずれについても炉の安全評価上、問題になる挙動ではない。

以上より、本炉は現行型PWRと同等以上の安全性を持ち、熱水力学的な成立性を十分に有すると考えられる。

今後の課題としては、設計の最適化を図ることが必要であり、このためには解析コードシステムの一層の整備、モデルの不確定性評価および感度解析の実施を行い、これらによる解析精度あるいは信頼性の向上を進めていく必要がある。

## 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システム研究室石黒幸雄室長及び奥村啓介氏、伝熱流動研究室秋本肇氏、及び燃料安全工学部杉本純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 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: "高転換軽水炉の炉心燃焼特性 (I) -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トリックサーベイ)" 日本原子力学会 1989 年年会, D25, (1989).
- (13) Akimoto, H. et al.: "Assessment of J-TRAC Code with CCTF/SCTF Test Data", Sixteenth Water Reactor Safety Information Meeting, Gaithersburg, MD, (1988).
- (14) 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).

- (15) 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).
- (16) Murao, Y. : "Correlation of Quench Phenomena for Bottom Flooding during Loss-of-Coolant Accidents", J. Nucl. Sci. Technol., 15 (12), 875-885, (1978).
- (17) Murao, Y. and Iguchi, T. : "Experimental Modeling of Core Hydrodynamics during Reflood Phase of LOCA", J. Nucl. Sci. Technol., 19 (8), 613-627, (1982).
- (18) 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), 275-284, (1981).
- (19) Ohnuki, A. et al. : "Effect of Liquid Flow Rate on Film Boiling Heat Transfer during Reflood in Rod Bundle", to be published.
- (20) 大久保努, 他, : "扁平二重炉心型高転換軽水炉の再冠水挙動" 日本原子力学会 1990 年年会 (予定)

Table 2.1 Design of Double-Flat-Core HCLWR

Thermal output	2,432 MWt
Electrical output	810 MWe
No. of primary loops	3
Core height	0.6 × 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
$V_m/V_r$	1.06
Discharge burnup	56 GWd/t
Fissile Pu enrichment	~ 10 w/o
Average conversion ratio	0.83



Table 3.1 Major parameters used in analysis of large break LOCA

Parameter	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	$1.28 \times 10^4$ kg/s
Peaking factors	$F_0 = 1.958$ ( $F_{xy} = 1.609$ , $F_z = 1.216$ )
Reactivity feedback	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Fuel-temp. reactivity-coefficient</li> <li>• Void-fraction reactivity-coefficient</li> </ul> <div style="border-left: 1px solid black; border-right: 1px solid black; padding: 0 10px; margin-left: 20px;">           Based on burn-up calculations            See Table 3.3         </div>
Core bypass flow through blanket	2% of total mass flow rate
Steam generator	Main steam pressure : 6.1MPa Main feed water flow rate : 455kg/s Main feed water temperature : 497K
Pressurizer	Volume : $51\text{m}^3$ ( Liquid level : 60% )
Accumulator	Liquid volume : $59.1\text{m}^3$ Pressure : 4.13MPa
Safety injection system	Same as 4-loop PWR ( per loop )

Table 3.1 (Continued)

Parameter	Condition
Reactor trip	Low pressurizer pressure ( Set point : 12.83MPa Delay : 2sec )
Starting of safety injection	Low pressurizer pressure ( Set point : 12.13MPa Delay : 32sec )
Isolation of steam generator	at same time as reactor trip
Safety valve of steam generator	Set point : 8.27MPa Capacity : 500kg/s ( per unit )
Reactor coolant pump trip	at same time as reactor trip signal generated
Pressure in containment vessel	Same as 4-loop PWR plant

Table 3.2 Major parameters used in analysis of station blackout ATWS

Parameter	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	$1.28 \times 10^4$ kg/s
Peaking factors	$F_G = 1.958$ ( $F_{XY} = 1.609$ , $F_Z = 1.216$ )
Reactivity feedback	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Fuel-temp. reactivity coefficient</li> <li>• Void-fraction reactivity coefficient</li> <li>• Coolant-temp. reactivity coefficient</li> </ul> <div style="border-left: 1px solid black; border-right: 1px solid black; padding: 0 10px; margin-top: 5px;">           Based on burn-up calculations            See Table 3.3         </div>
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
Pressurizer	Volume : 51m <sup>3</sup> ( Liquid level : 60% )

Table 3.2 (Continued)

Parameter	Condition
Turbine trip Isolation of steam generator Reactor coolant pump trip	t = 0 sec ( Blackout )
Steam generator safety valves	Set point : 8.27MPa Capacity : 500kg/s ( per unit )
Pressurizer relief valves	Set point:16.1MPa Capacity:26.4kg/s x1 Set point:16.2MPa Capacity:26.4kg/s x1
Pressurizer safety valves	Set point:17.2MPa Capacity:43.6kg/s x3

Table 3.3 Reactivity coefficients used in the analyses

1. Fuel temperature reactivity coefficient

$T_f$ (K)	$\frac{1}{k} \frac{d k_{eff}}{d T_f}$ (1/K)
750.	$-3.26 \times 10^{-5}$
1050.	$-2.61 \times 10^{-5}$

2. Void fraction reactivity coefficient

$\alpha$	$\frac{1}{k} \frac{d k_{eff}}{d \alpha}$
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

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

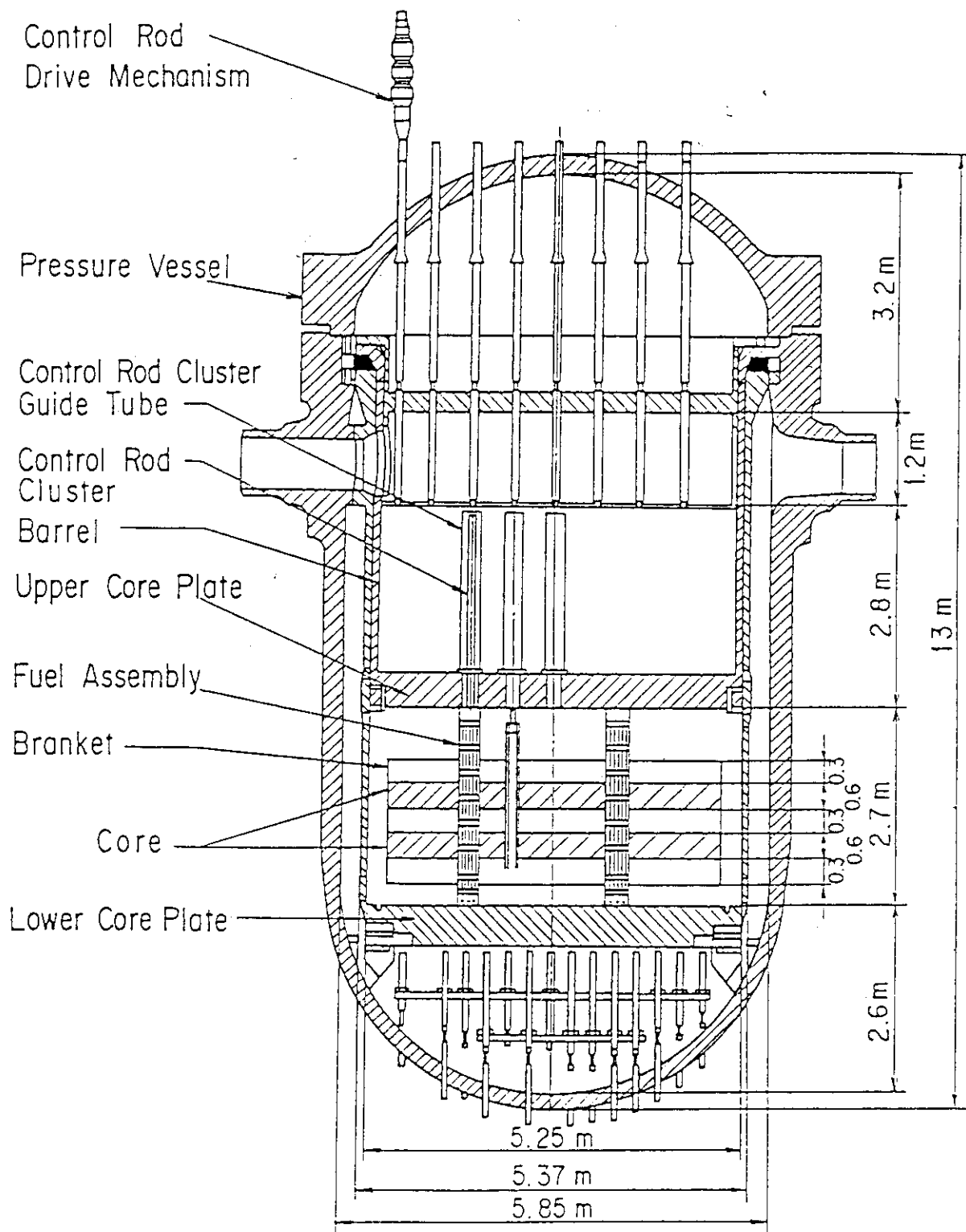


Fig. 2.1 Double-Flat-Core HCLWR

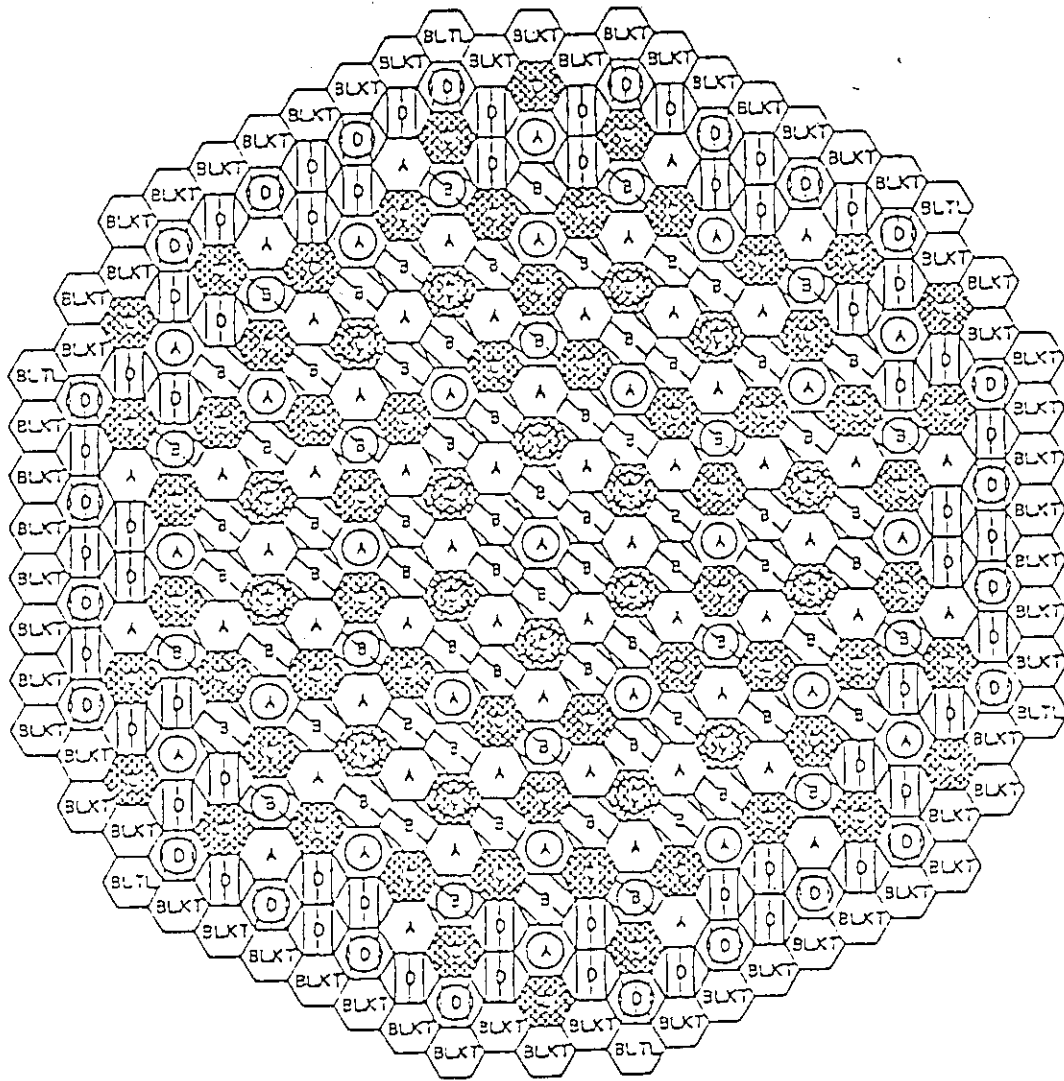


Fig. 2.2 Arrangement of fuel assembly

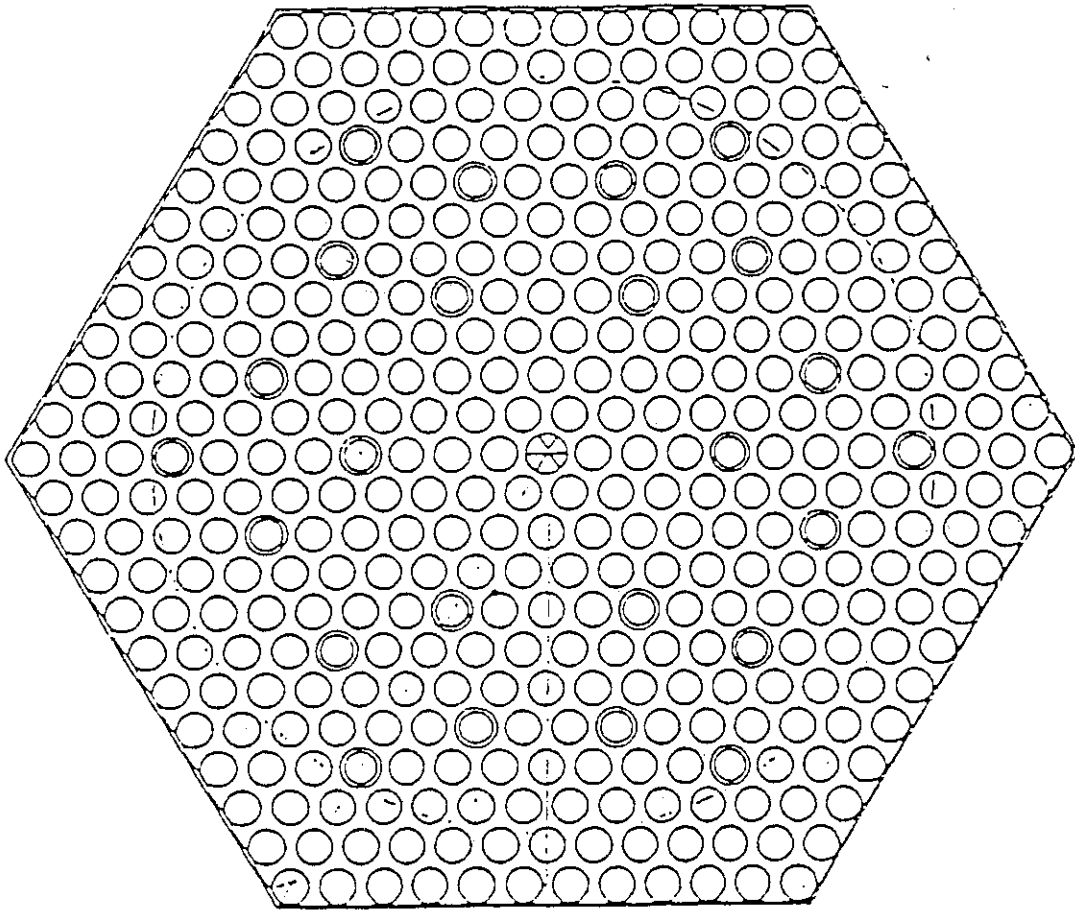


Fig. 2.3 Arrangement of fuel rods in fuel assembly



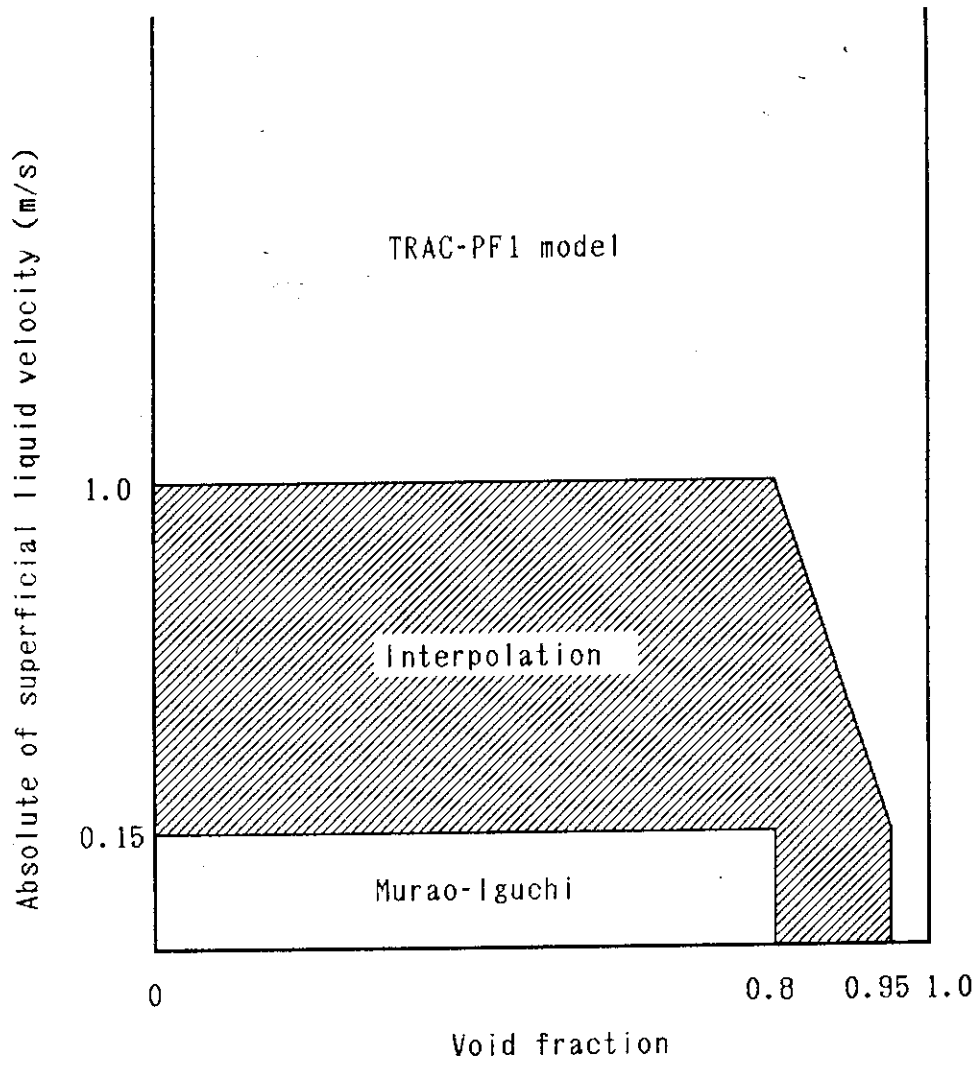


Fig. 3.1 Flow regime map used in J-TRAC

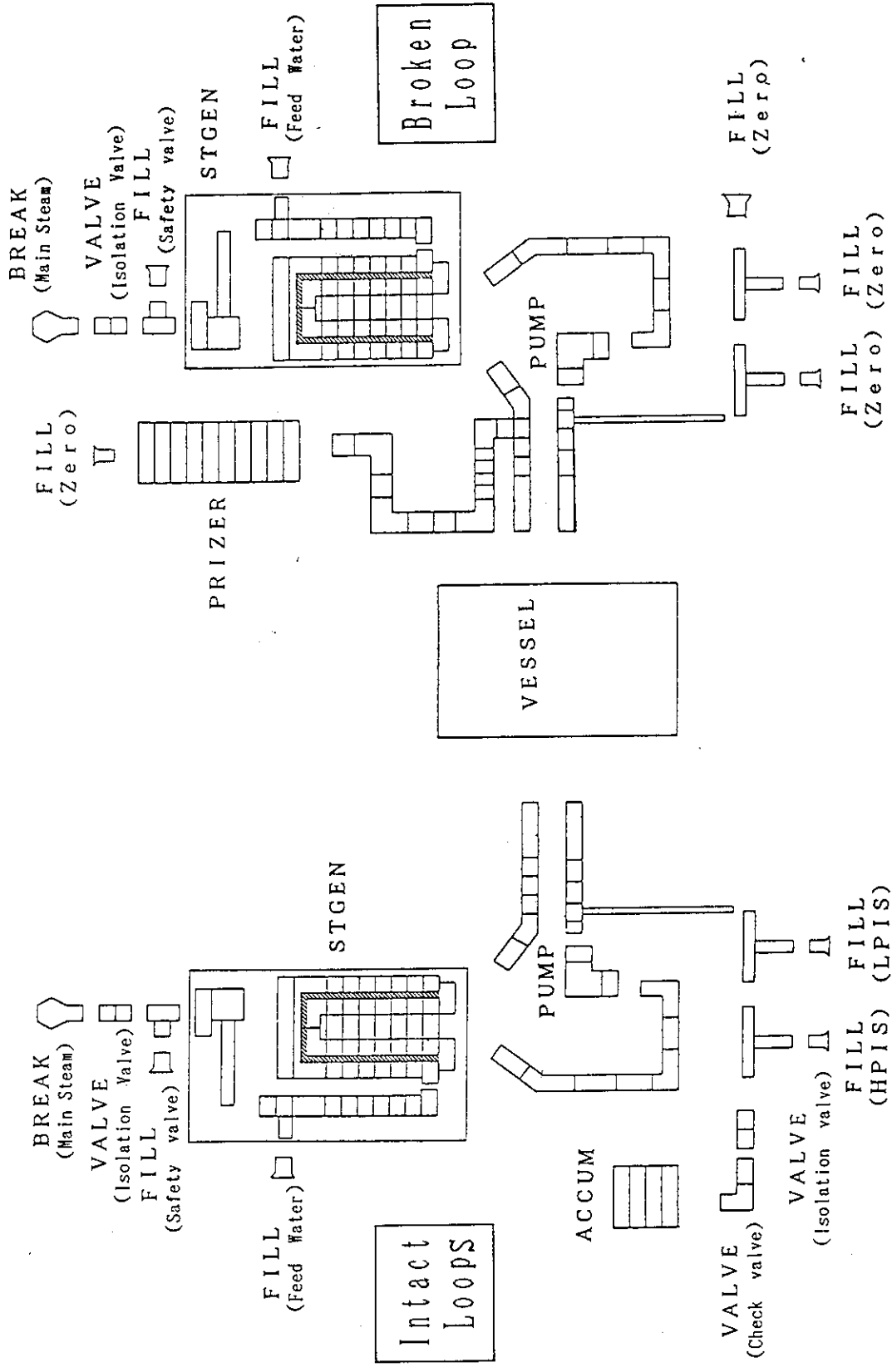


Fig. 3.2 Noding schematics of double-flat-core HCLWR

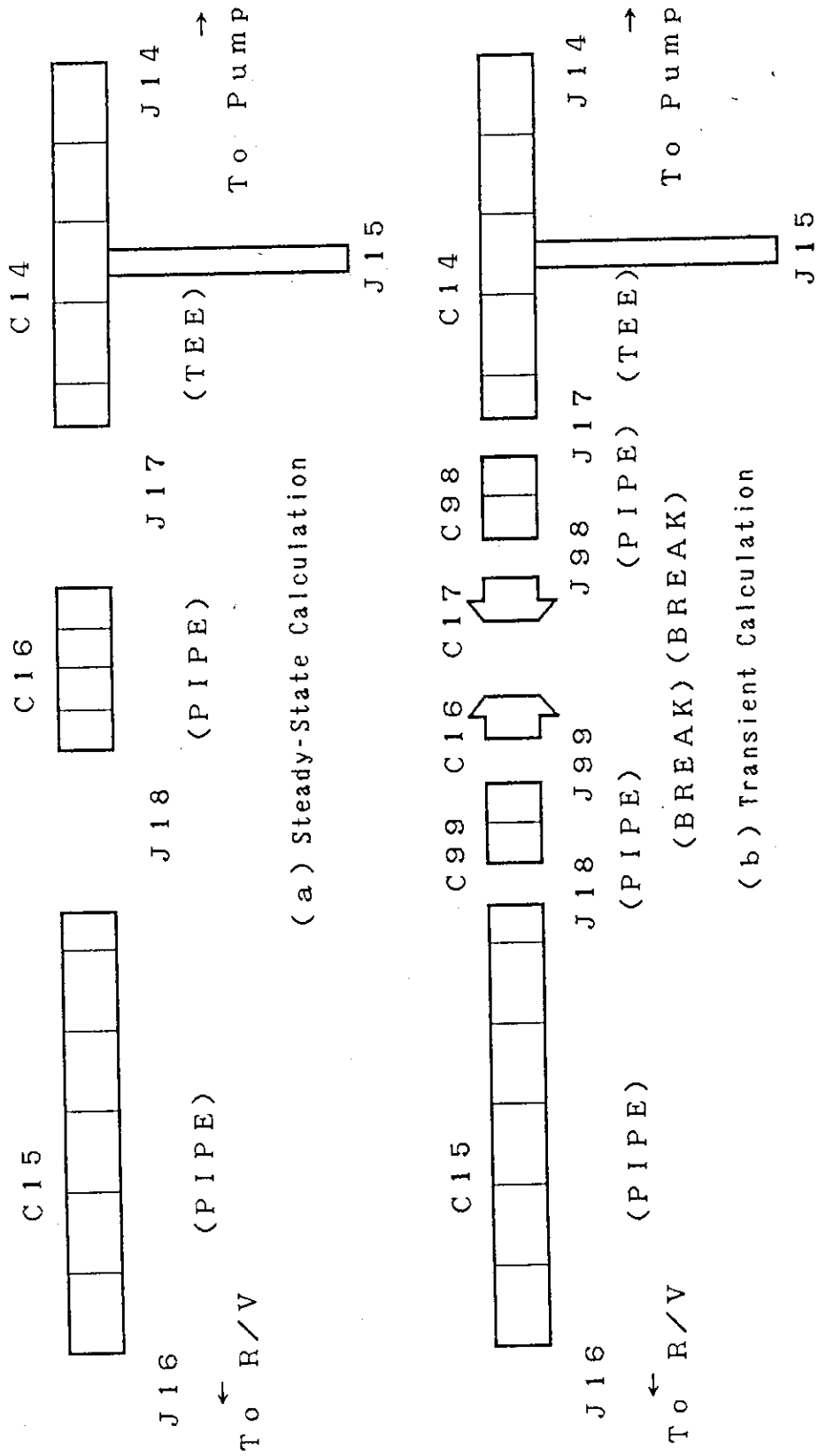


Fig. 3.3 Noding schematics of broken loop cold leg (Large break LOCA)

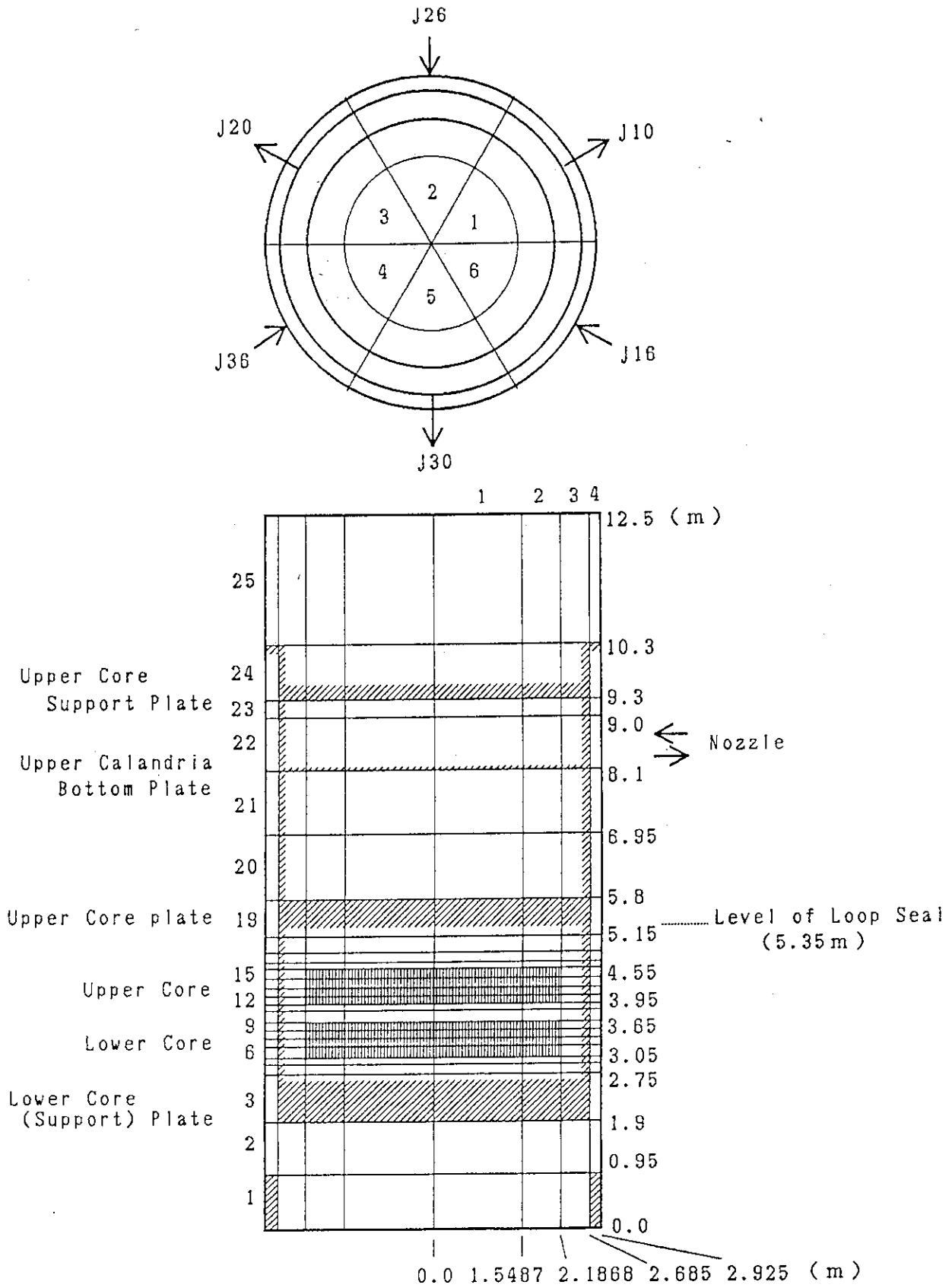


Fig. 3.4 Noding schematics of reactor vessel

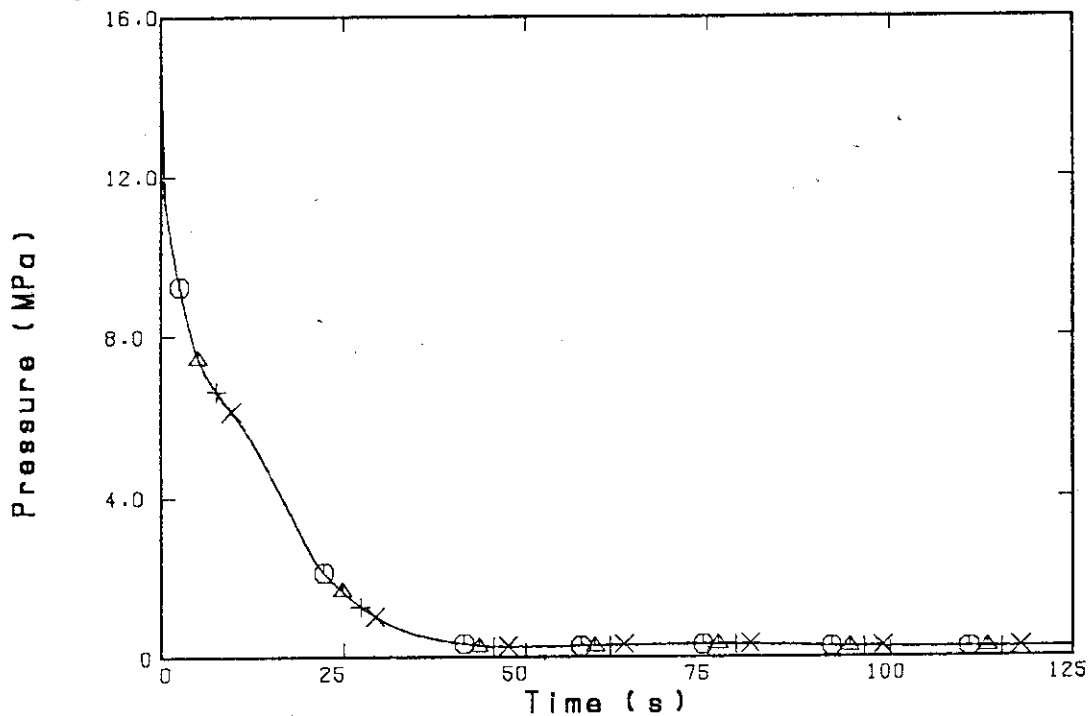


Fig. 3.5 Pressure in the reactor vessel (Large break LOCA)

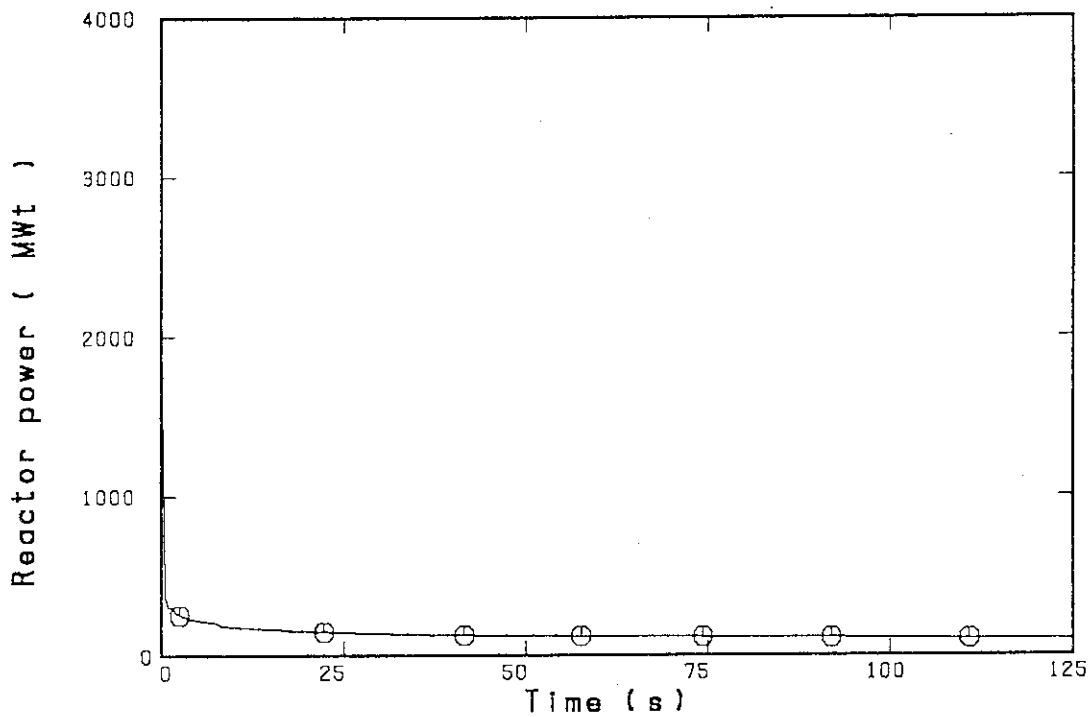


Fig. 3.6 Reactor power (Large break LOCA)

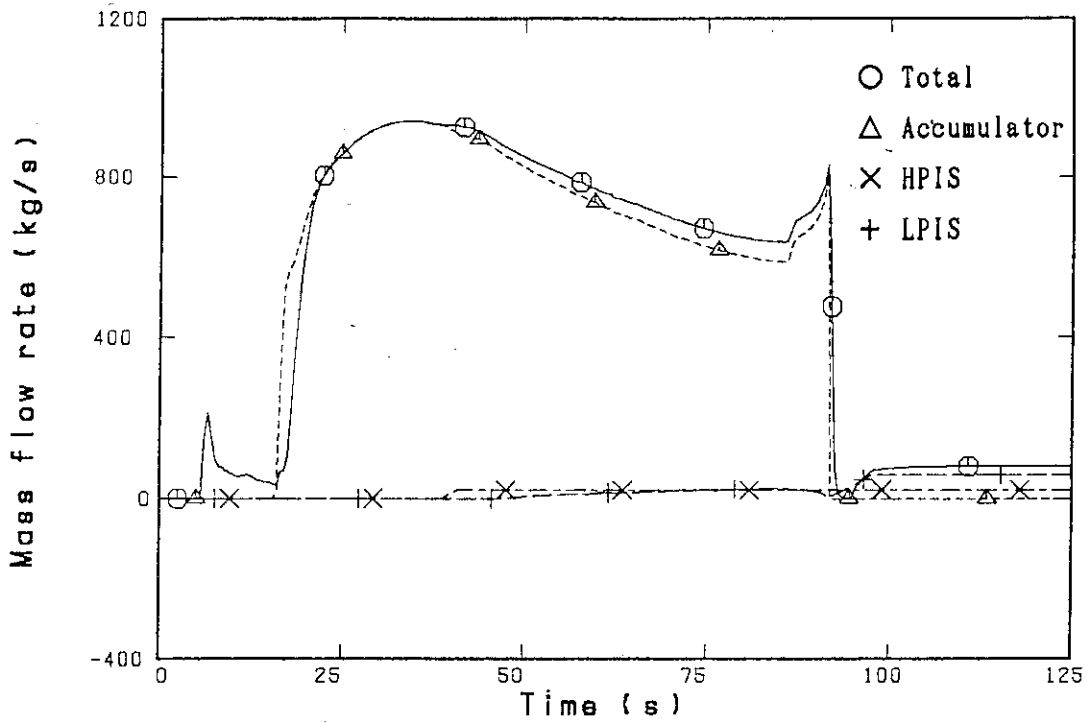


Fig. 3.7 ECCS flow rate (Large break LOCA)

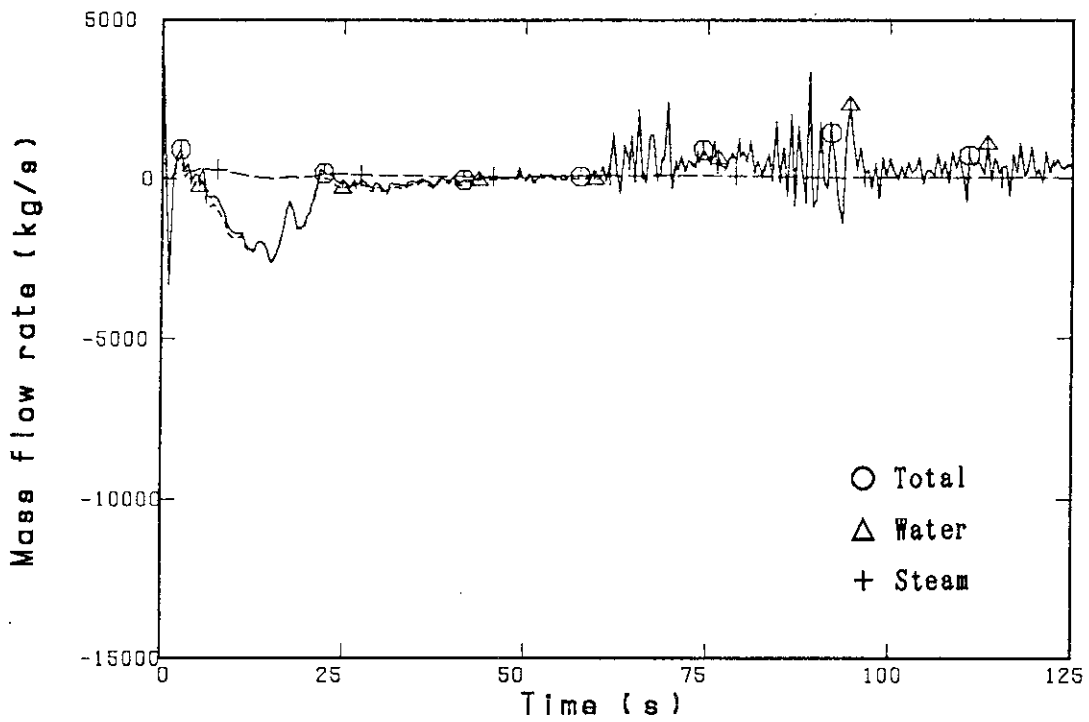


Fig. 3.8 Core outlet flow (Large break LOCA)

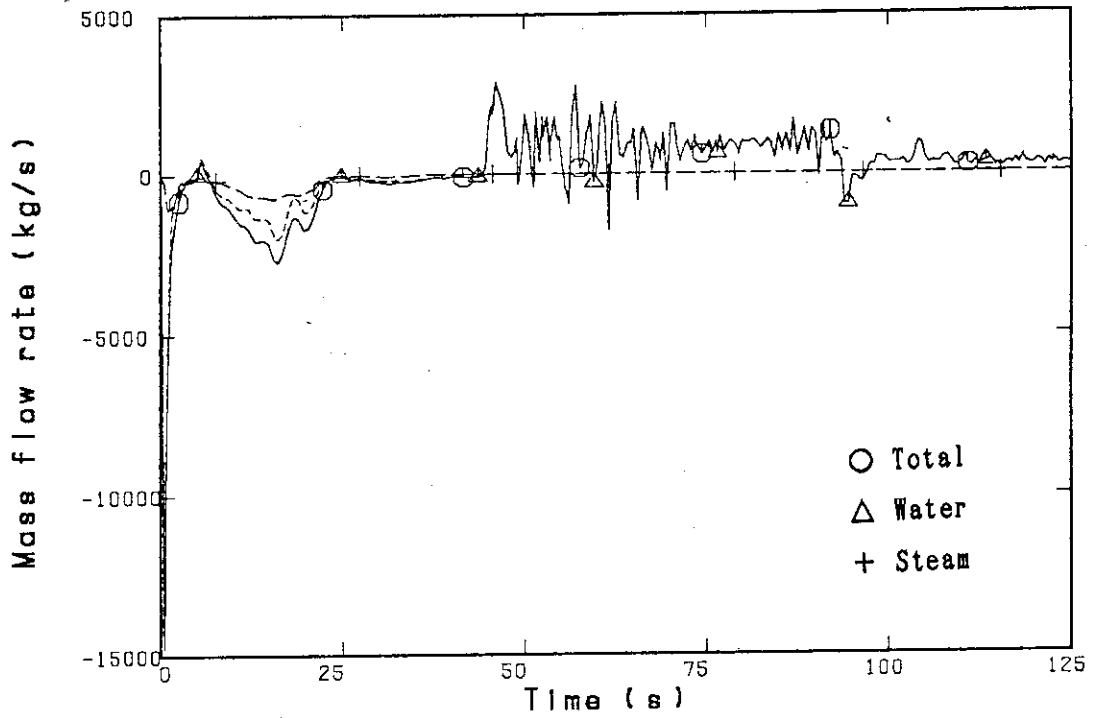


Fig. 3.9 Core inlet flow (Large break LOCA)

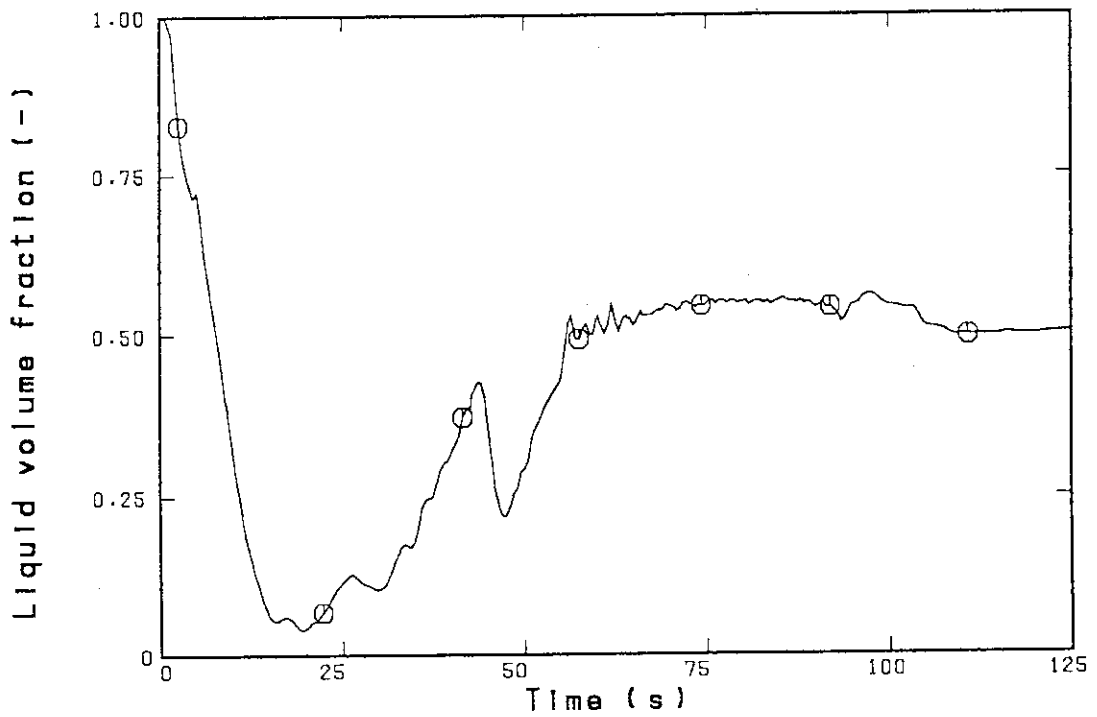


Fig. 3.10 Downcomer liquid fraction (Large break LOCA)

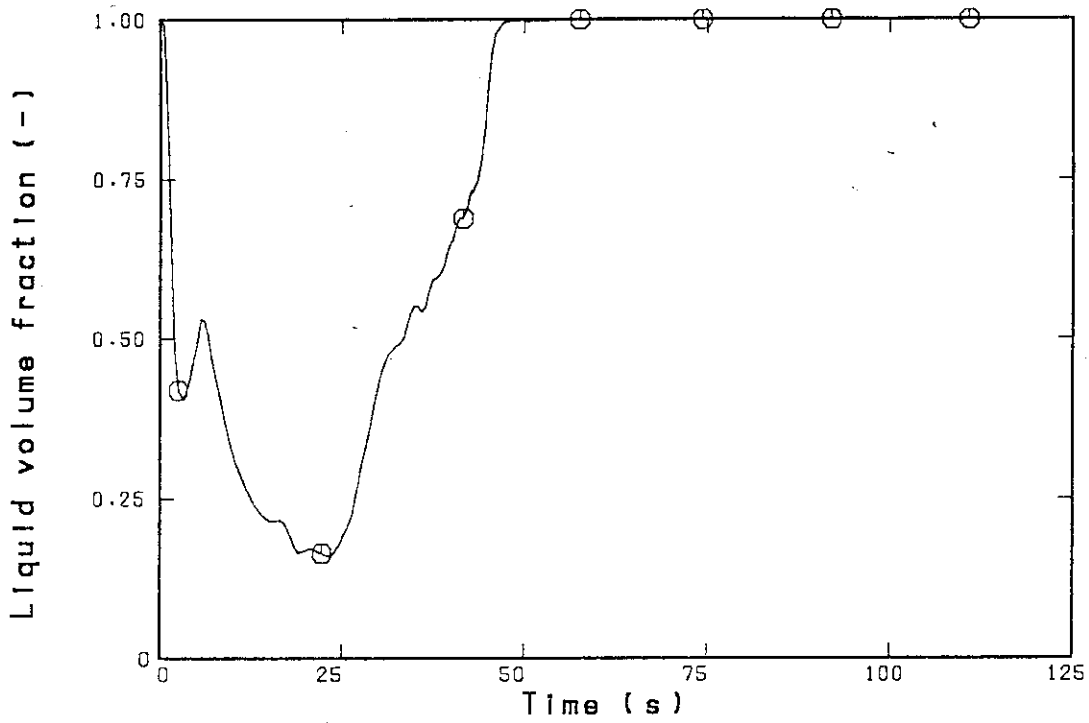


Fig. 3.11 Lower plenum liquid fraction (Large break LOCA)

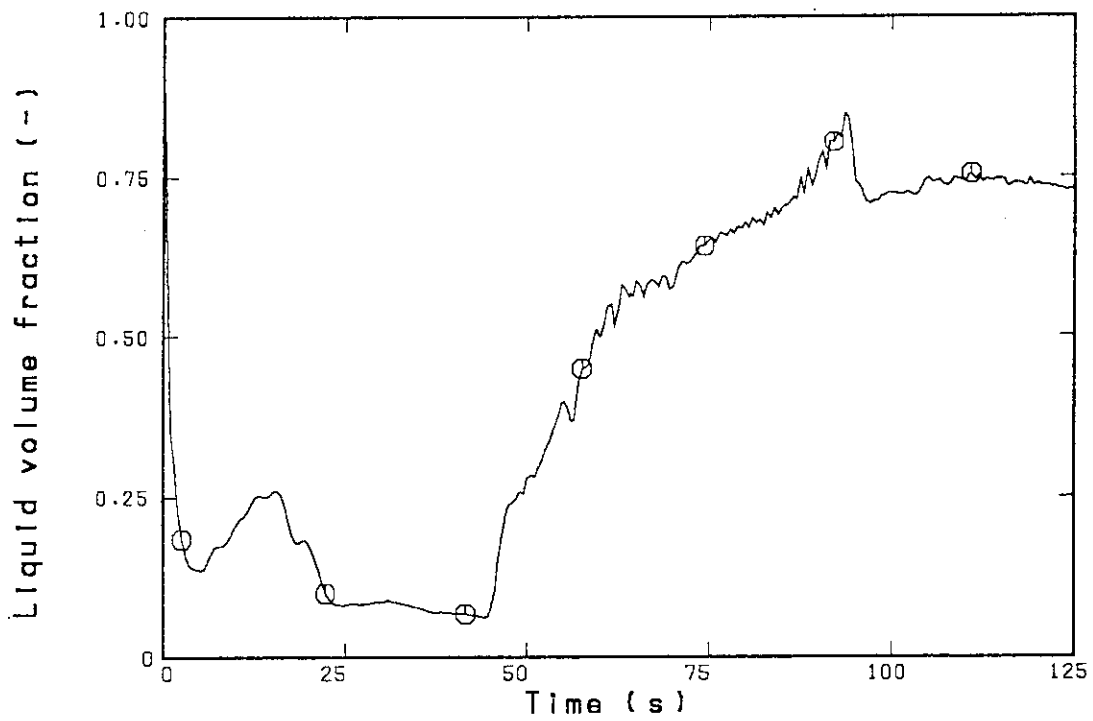


Fig. 3.12 Upper plenum liquid fraction (Large break LOCA)



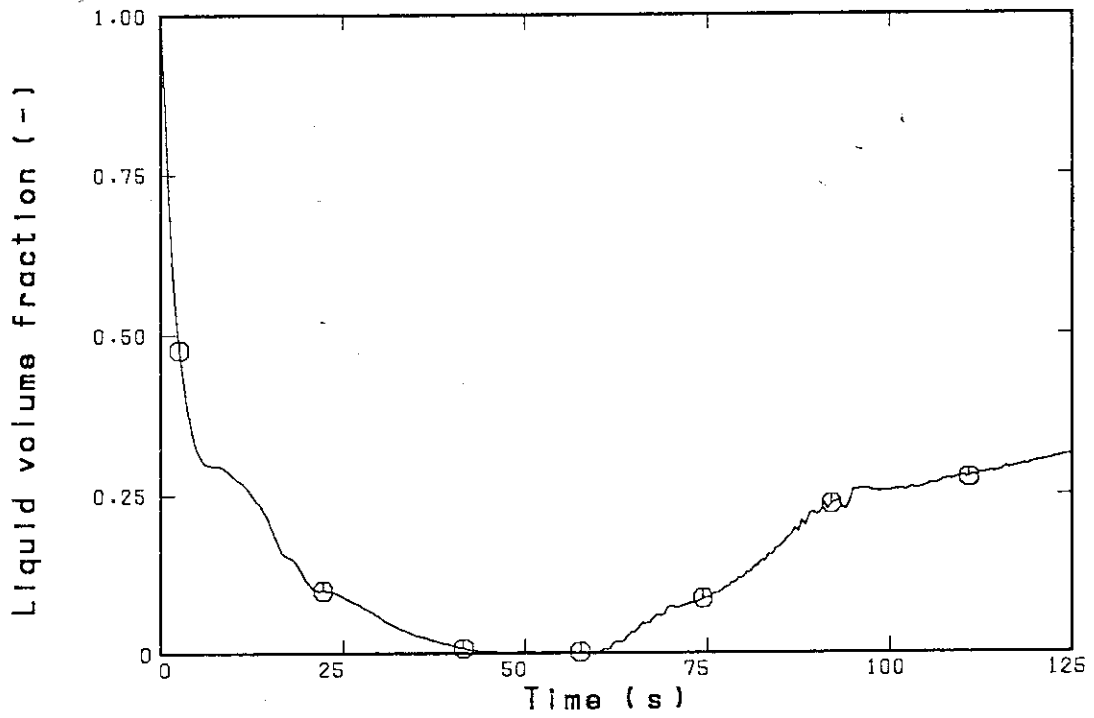


Fig. 3.13 Core liquid fraction (Large break LOCA)

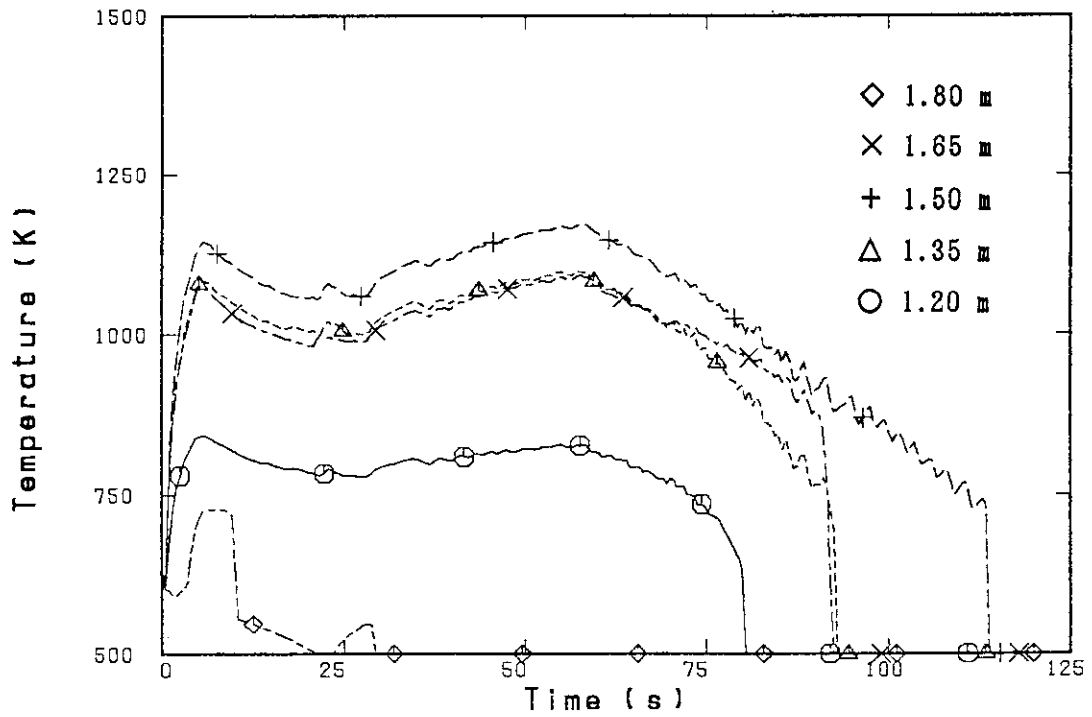


Fig. 3.14 Upper-core clad temperature (Large break LOCA)

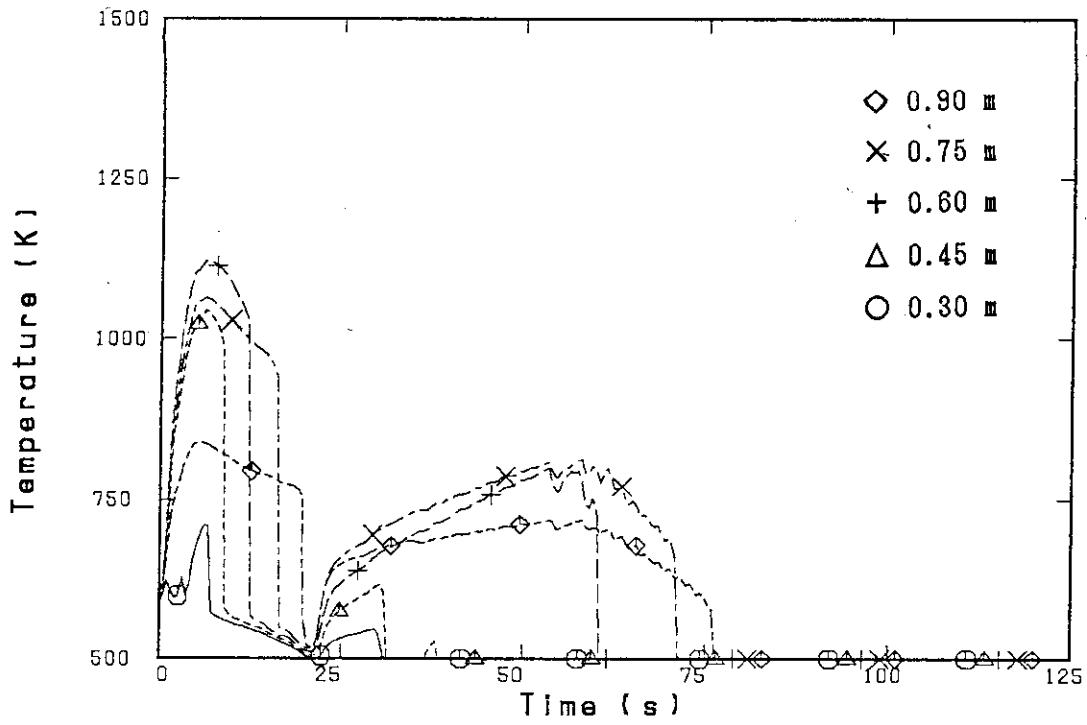


Fig. 3.15 Lower-core clad temperature (Large break LOCA)

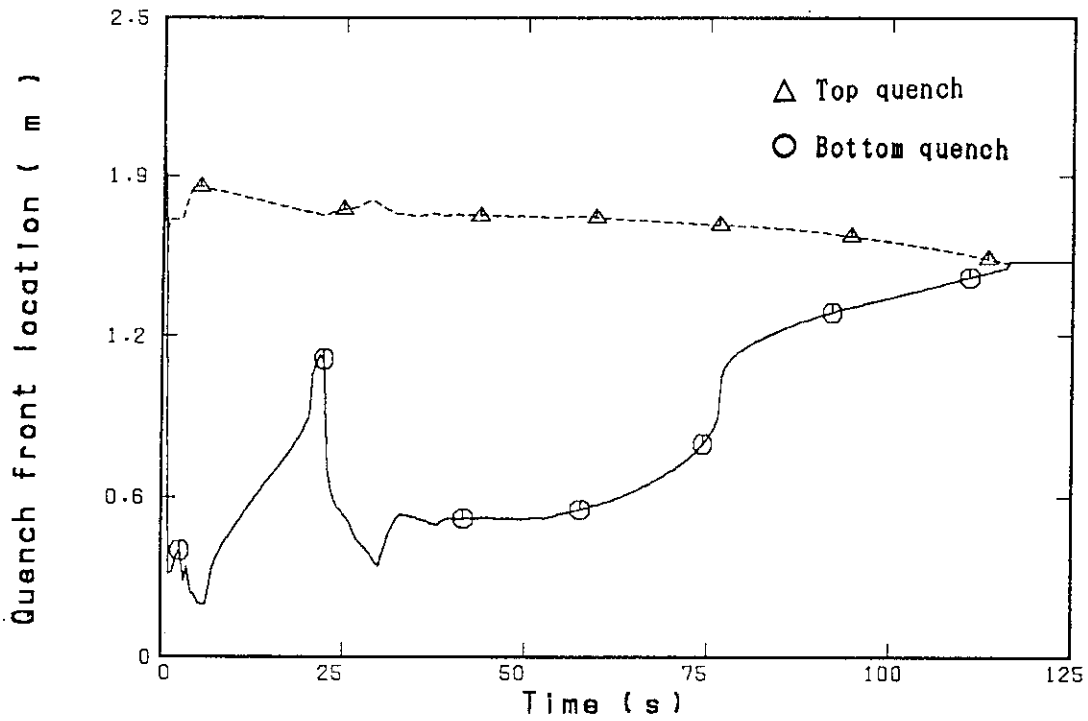


Fig. 3.16 Quench front locations (Large break LOCA)

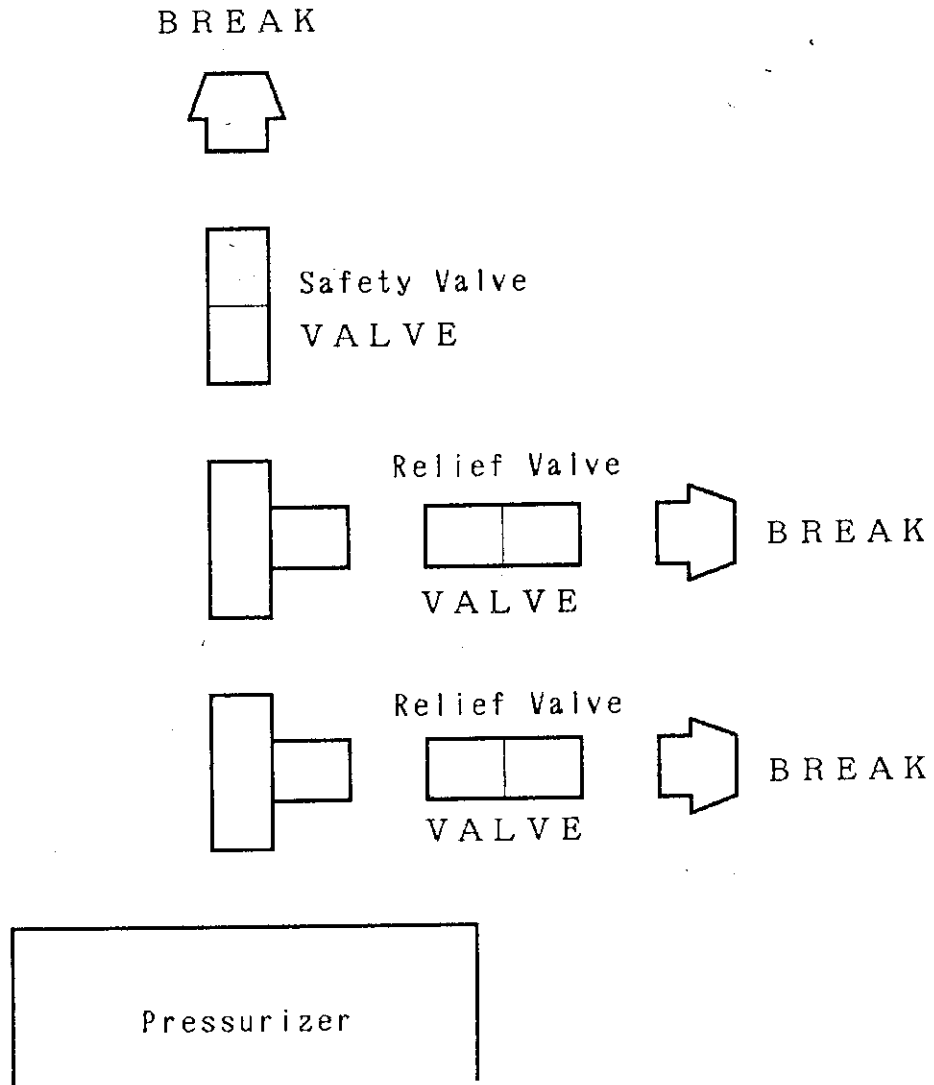


Fig. 3.17 Noding of the valves on pressurizer  
(Station blackout ATWS)

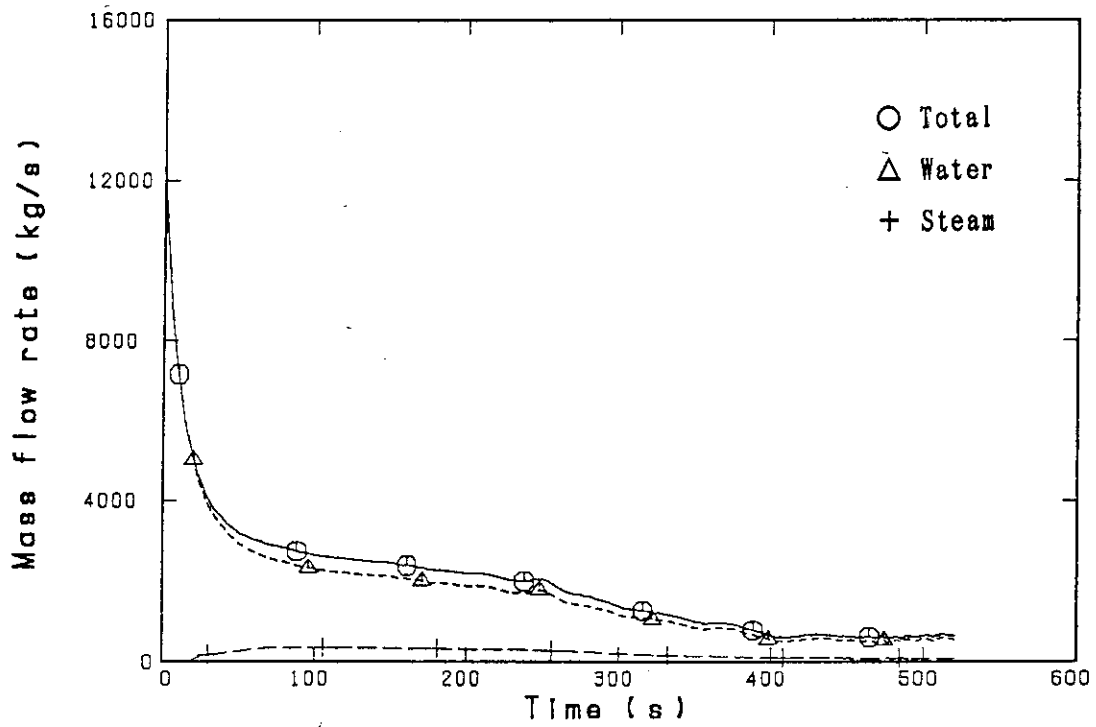


Fig. 3.18 Core outlet flow (Station blackout ATWS)

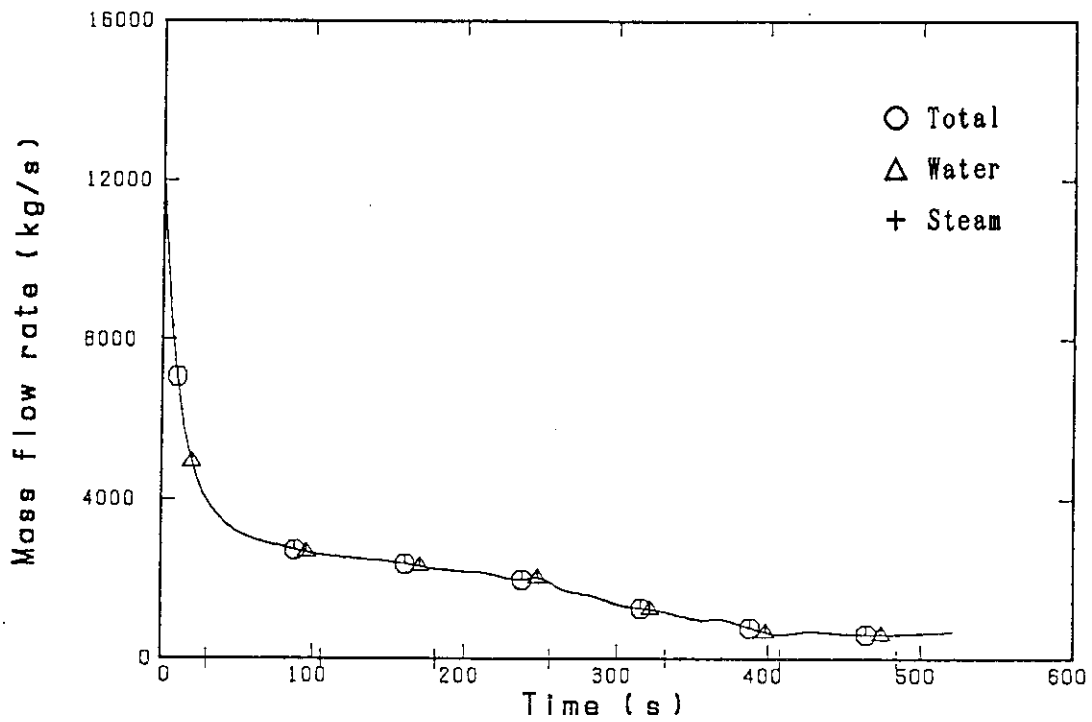


Fig. 3.19 Core inlet flow (Station blackout ATWS)

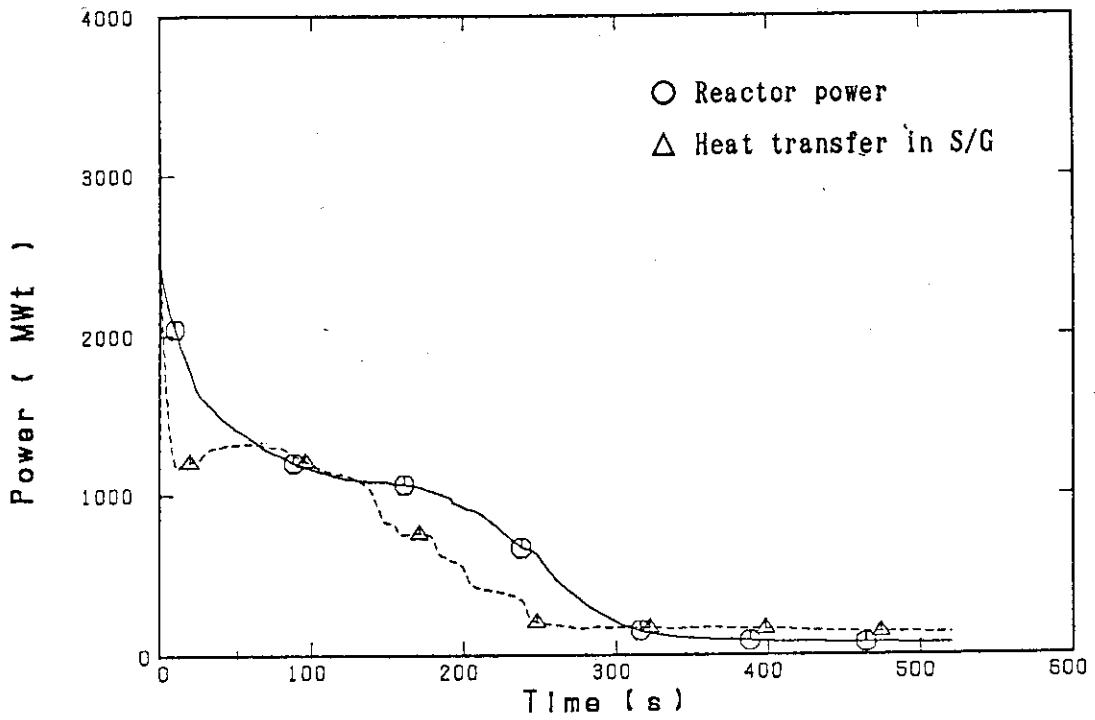


Fig. 3.20 Heat balance in the primary system (Station blackout ATWS)

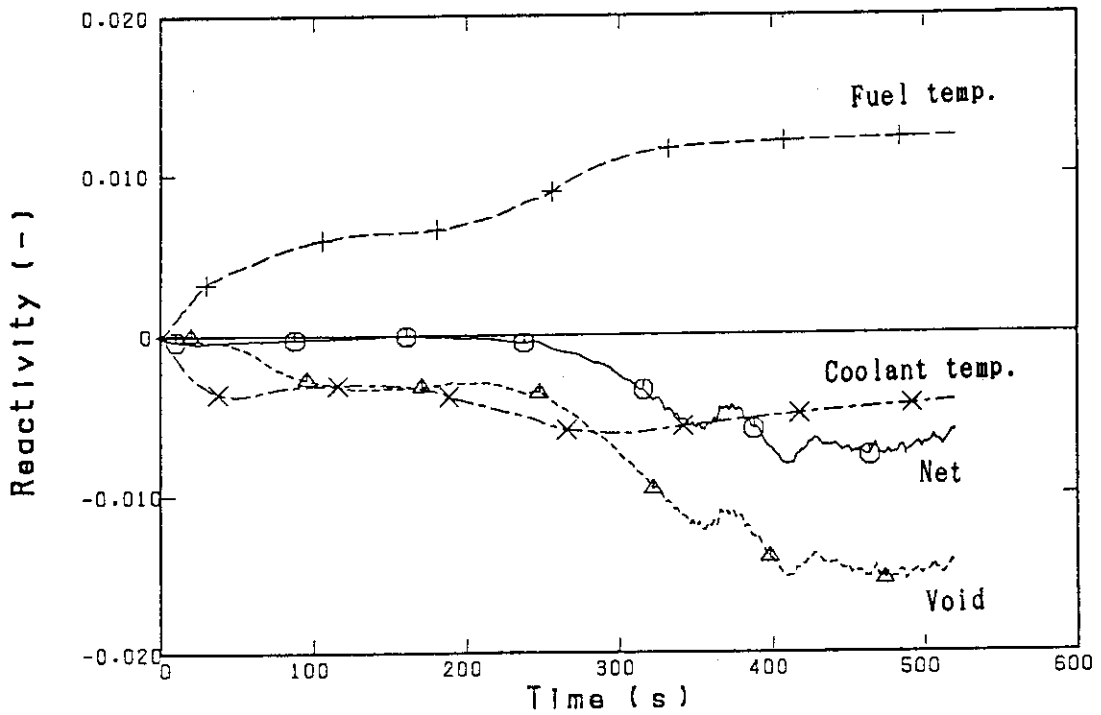


Fig. 3.21 Reactivity-feedbacks (Station blackout ATWS)

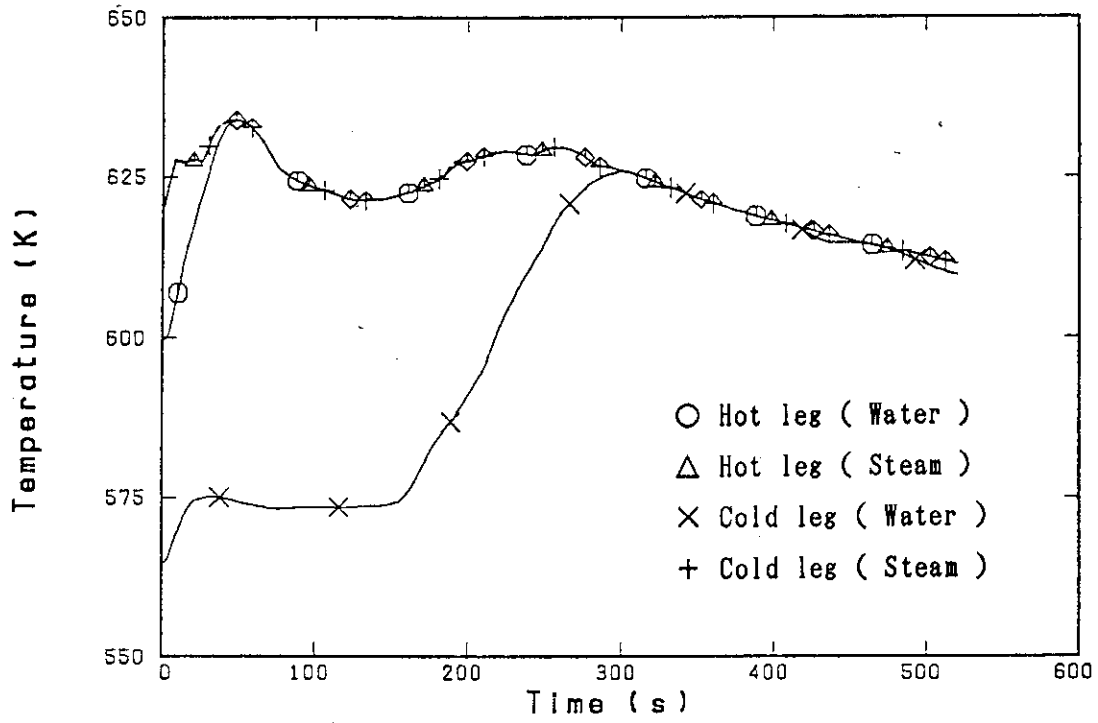


Fig. 3.22 Coolant temperatures (Station blackout ATWS)

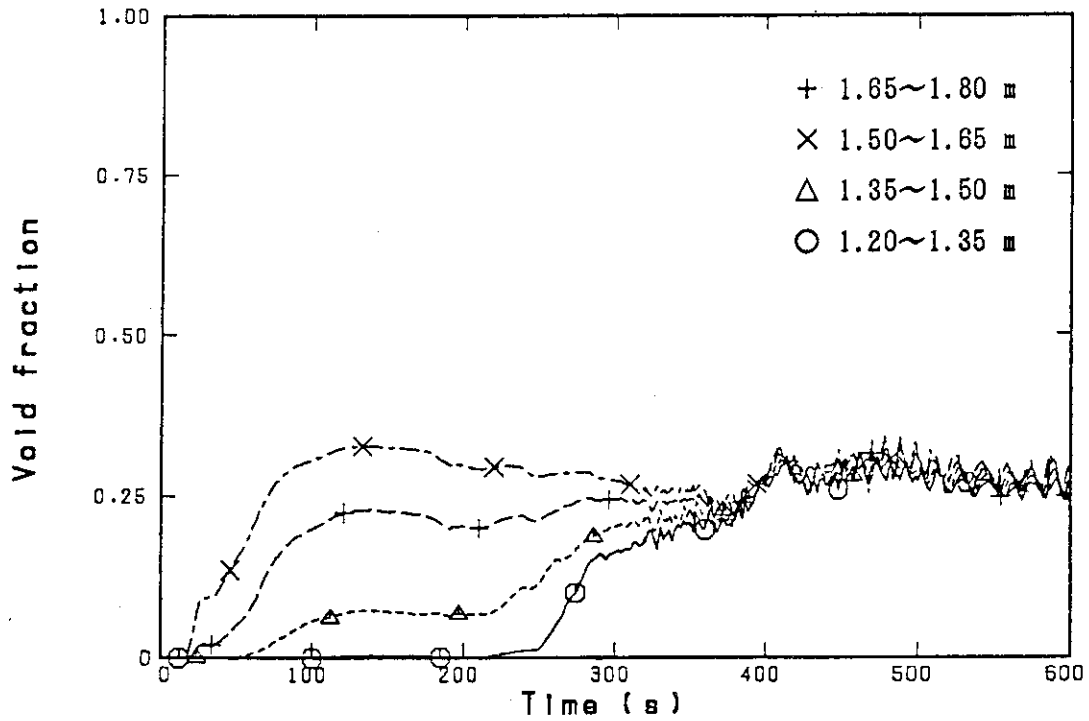


Fig. 3.23 Upper-core void fraction (Station blackout ATWS)

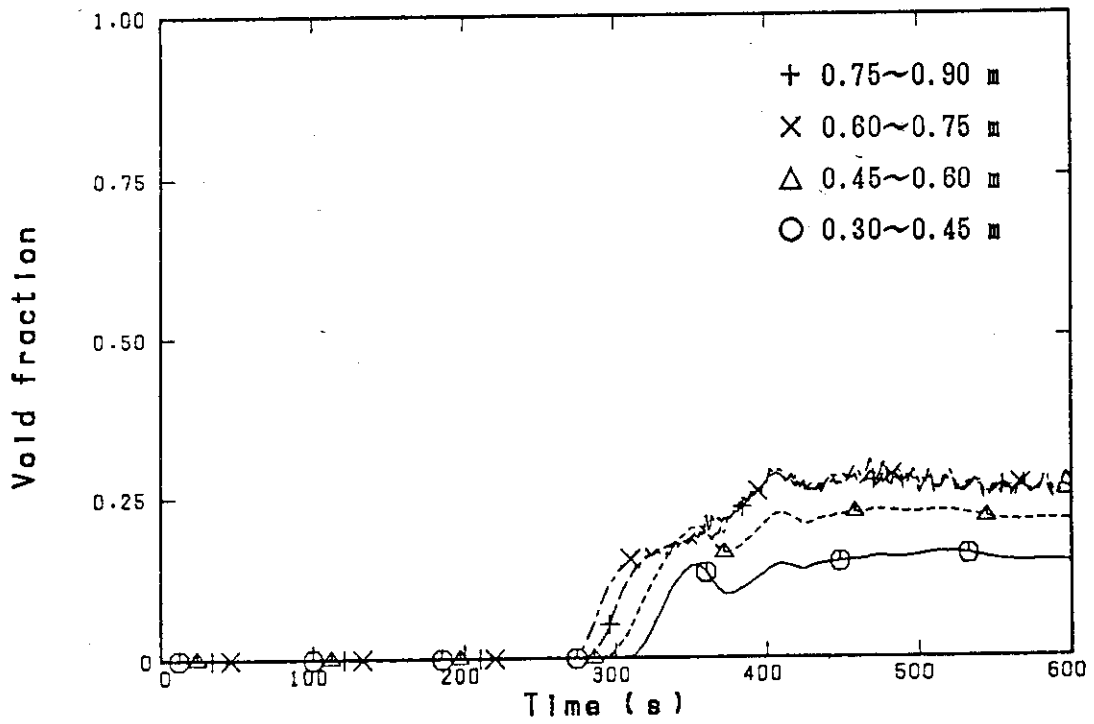


Fig. 3.24 Lower-core void fraction (Station blackout ATWS)

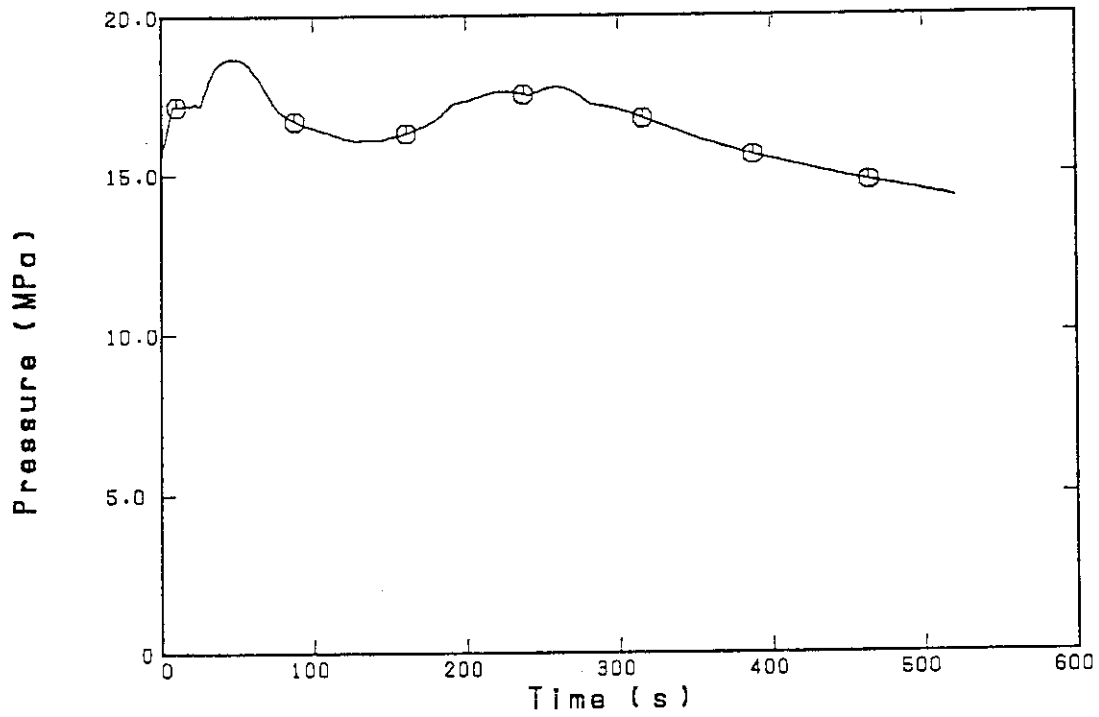


Fig. 3.25 Pressure at the top of pressurizer (Station blackout ATWS)