

JAERI - M  
90-085

扁平二重炉心型高転換軽水炉の小破断LOCA解析

1990年6月

平賀富士夫\*・末村 高幸\*\*・岩村 公道  
大久保 努・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 いばらき印刷機

扁平二重炉心型高転換軽水炉の小破断LOCA解析

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

(1990年5月11日受理)

原研においては、ウラン資源の有効利用を目的とした扁平二重炉心型高転換軽水炉 (HCLWR) の研究を進めている。本炉は、 $p/d$ が1.23の三角配列からなる2個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る。各炉心の高さは60 cmで、ブランケット高さはいずれも30cmである。

本研究では、本炉の熱水学的成立性検討の一環として、最適評価コードJ-TRACを用いて、小破断時の冷却材喪失事故 (LOCA) の解析を実施した。原研におけるROSA-IV計画の一環として実施したLSTFによる小破断実験では、下部プレナム破断の場合に最も高い炉心温度上昇を示したので、本解析における破断位置は圧力容器底部に接続された計測配管とし、破断面積はコールドレグ流路面積の0.5%相当とした。

解析結果によれば、蓄圧系作動後には、蓄圧注入系が間欠的に作動する現象が見られたが、炉心水位は次第に回復し、最終的には放出流量と安全注入系からの注水量がほぼバランスして、炉心の冠水は確保された。また、燃料被覆管最高温度は1265Kとなった。このように、被覆管最高温度は現行軽水炉の安全評価基準値1473Kを十分下回っており、かつ炉心の長期冷却が確保されていることから、小破断LOCAの観点からは本炉は熱水学的な成立性を有すると判断される。ドライアウト後の温度上昇の制御には、軸方向ピーキングファクターが小さいこと、及び上部プレナム内保有水量が多いために炉心露出が遅れて崩壊熱レベルが低くなっていることなどの本炉の特徴が寄与していると考えられる。

Small Break LOCA Analysis of Double-Flat-Core HCLWR

Fujio HIRAGA<sup>\*</sup>, Takayuki SUEMURA<sup>\*\*</sup>, Takamichi IWAMURA  
Tsutomu OKUBO and Yoshio MURAO

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

(Received May 11, 1990)

A double-flat-core high conversion light water reactor (HCLWR) has been developed at JAERI to improve fuel utilization. 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.

As a part of the thermal-hydraulic feasibility study of the present design, a small break loss-of-coolant accident (SBLOCA) analysis has been performed with a best-estimate code J-TRAC. The break location was selected to be the instrumentation pipes connected to the lower plenum because the highest core temperature was observed in the lower plenum break test in the LSTF SBLOCA experiments, which were performed under the ROSA-IV project in JAERI. The break area was corresponding to 0.5% of the cold leg flow area.

The analytical results showed: (1) Although an intermittent actuation of the accumulator injection system was observed, the water level in the core was gradually recovered and finally the core recovery was assured by balancing the safety injection flow rate and the discharge flow rate. (2) The maximum clad temperature was 1265 K during the transient. Since the peak clad temperature was much lower than the present

---

\* Hokkaido University

\*\* Mitsubishi Atomic Power Industries

regulatory limit of 1473 K and the long term core cooling was assured, the present HCLWR is considered to be feasible from a view point of the SBLOCA. The moderate temperature rise after dryout is mainly due to the features of the present design such as the lower axial peaking factor and the larger water inventory in the upper plenum which leads to the delay of core dryout and reducing the decay heat level.

Keywords: High Conversion Light Water Reactor, Thermal-Hydraulic Design, Reactor Safety, Safety Analysis, Small Break LOCA, LSTF J-TRAC Code

## 目 次

1. 序 論 .....	1
2. 扁平二重炉心型高転換軽水炉の概要 .....	3
3. 解析方法及び評価基準 .....	7
3.1 解析対象事故の破断位置の選定 .....	7
3.2 J-TRACコード .....	8
3.3 解析モデル .....	9
3.4 解析条件 .....	9
3.5 評価基準 .....	10
4. 解析結果 .....	22
4.1 事故経過 .....	22
4.2 一次系の流動挙動 .....	23
4.3 一次系保有水量の挙動 .....	24
4.4 原子炉压力容器内水位の挙動 .....	24
4.5 一次系温度の挙動 .....	25
4.6 一次系圧力の挙動 .....	26
4.7 燃料被覆管表面温度の挙動 .....	26
4.8 解析結果の評価 .....	26
5. 結 論 .....	49
謝 辞 .....	49
参考文献 .....	50

## Contents

1. Introduction .....	1
2. Double-flat-core HCLWR .....	3
3. Analysis of Small-break LOCA .....	7
3.1 Determination of Break Location for SBLOCA Analysis .....	7
3.2 J-TRAC Code .....	8
3.3 Analysis Model .....	9
3.4 Analysis Conditions .....	9
3.5 Evaluation Criteria .....	10
4. Analysis Results .....	22
4.1 Overall Behavior .....	22
4.2 Fluid Behavior at Primary System .....	23
4.3 Stored Mass in Primary System .....	24
4.4 Water Level in Reactor Pressure Vessel .....	24
4.5 Fluid Temperature Behavior in Primary System .....	25
4.6 Pressure Behavior in Primary System .....	26
4.7 Fuel Rod Surface Temperature .....	26
4.8 Evaluation of Analytical Results .....	26
5. Conclusions .....	49
Acknowledgment .....	49
References .....	50

## 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性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て、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面で問題となっている。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、極端な炉心短尺化により小規模炉心とならざるを得ないこと、また、炉心冷却材流速の低下により出力が流量の割に制限されることなどの事情があり、必ずしも経済的に有利な炉心ではなかった。そこで、原研伝熱流動研究室では、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、燃料棒外径9.5 mm、配列ピッチ11.7mmで、高さ60cmの炉心を30cmの中間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的な側面からの研究として、伝熱流動研究室ではこれまでにDNB特性<sup>(24)</sup>、乱流混合特性<sup>(27)</sup>、水力特性（炉心内圧力損失<sup>(28)</sup>、水力振動）ならびに再冠水時熱水力特性<sup>(22)</sup>に関する基礎実験を実施し、稠密炉心における熱水力学挙動の定量的な把握と、それに基づく設計手法、ならびに事故解析手法の整備に努めてきた。

これらの成果は事故解析に反映され、これにより本炉の熱水力的な成立性が検討された。実施された事故解析は以下の5項目である。

- (1) 大破断LOCA解析（コールドレグ200%ギロチン破断）
- (2) 小破断LOCA解析（原子炉圧力容器下部炉内計装用配管破断）
- (3) 一次冷却材ポンプ軸固着事故解析
- (4) 一次冷却材流量喪失事故解析
- (5) 外部電源喪失ATWS事故解析

このうち、大破断LOCA解析及び外部電源喪失ATWS事故解析については、文献<sup>(23)</sup>で報告



し、一次冷却材ポンプ軸固着事故解析及び一次冷却材流量喪失事故解析については、文献(24)で報告した。

本報告においては、小破断LOCAに対する炉心の冷却性を評価し、扁平二重炉心型高転換軽水炉の熱水力学的成立性を確認する。

小破断LOCAは、1979年3月のTMI-2事故以来、原子力安全性研究の重要なテーマの一つとして認識され、積極的に研究されている。原研ではROSA-IV計画の中でLSTF (Large-Scale-Test-Facility)を用いて様々なケースのPWR小破断LOCAの実験的研究等を行っている。LSTF実験によると、破断面積が同一(コールドレグ流路面積の0.5%)の小破断LOCAのうち、原子炉圧力容器下部プレナム部に接続した計測用配管の破断を想定した場合が、炉心温度の上昇が最大となった<sup>(14)</sup>。

扁平二重炉心型高転換軽水炉システムの基本的な設計は従来型PWRに準じているが、炉内計装システム等の詳細については未だ決定されていない。そこで、本解析では扁平二重炉心型高転換軽水炉の熱水力学的成立性を確認すると共に、解析結果を今後の設計に生かすために、本炉が現行PWRと同様に原子炉圧力容器下部に計装用配管を有すると想定し、LSTF実験で最も厳しい結果が得られた下部計装配管の破断を解析対象とし、破断面積もコールドレグ流路面積の0.5%相当と仮定した。解析には、最適評価コードJ-TRACを使用した。本報では、この小破断LOCAについての、解析手法、結果の評価基準、解析結果を述べるとともに、本炉の熱水工学的成立性について検討する。

## 2. 扁平二重炉心型高転換軽水炉の概要

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、燃料集合体内の燃料棒配列及び燃料棒の構造を、Fig.2.2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、燃焼度は56GWd/t、平均転換比は0.83である<sup>(12)</sup>。

本炉心の熱出力は2,432MW（電気出力810MW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、原子炉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、経済性及び安全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17×17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。1本の燃料棒は、Fig.2.2に示すように、劣化ウランペレットからなるブランケット部3箇所と、混合酸化物燃料（MOX）ペレットからなる炉心部2箇所から構成されている。燃料棒の長さは、ガスプレナム部及び端栓部を含めて、2.45m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での流速が低下し、DNBに対して不利となることから、サブチャンネル解析の結果分かったので<sup>(13)</sup>、制御棒案内管の径は11.0mmに抑えてある。燃料棒の支持には、六角形グリッドスペーサを用いた。グリッドスペーサの軸方向間隔は30cmとし、燃料部のグリッドスペーサの数は7個とした。燃料集合体は六角形状で、集合体の数は、炉心部313本、外周ブランケット部66本で、炉心部のうち制御棒挿入集合体は85本である。外周ブランケット集合体は、バイパス流量を制御するため、フローシュラウド付きとした。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。

Fig.2.1に示すように、原子炉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（原子炉圧力容器全長約13m、内径4.4m）よりも内径が大きな原子炉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1m以上短くなったにもかかわらず全長が変わらないのは、上部プレナム構造として、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	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

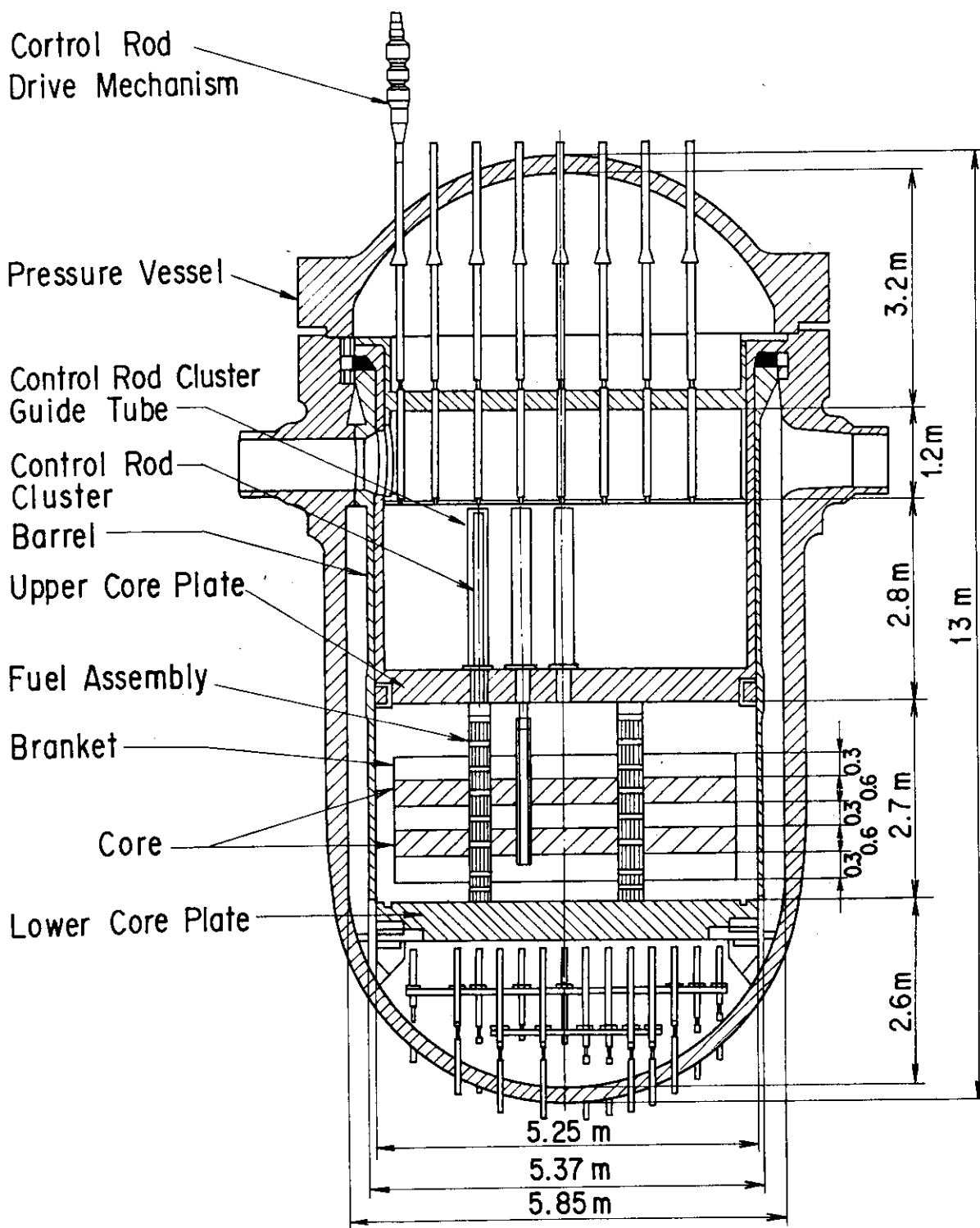
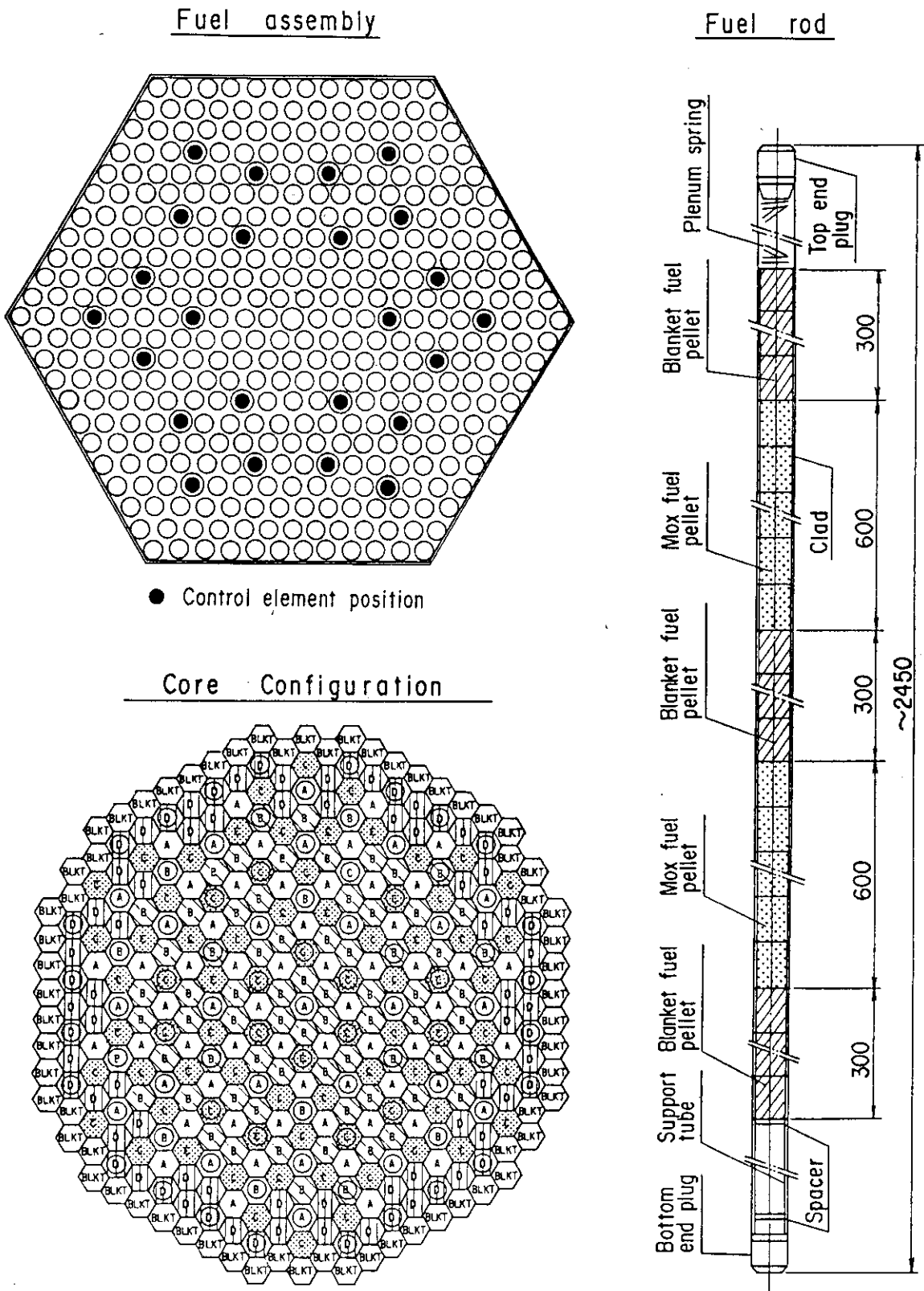


Fig. 2.1 Pressure vessel of double-flat-core HCLWR



A~D : Core, BLKT: Radial blanket, ○: Control rod position

Fig. 2.2 Core, fuel assembly and fuel rod of double-flat-core HCLWR

### 3. 解析方法及び評価基準

#### 3.1 解析対象事故の破断位置の選定

小破断事故については、破断の生じる場所と破断面積が問題となる。解析対象の事故としては、以下に述べるLSTF試験結果に基づいて選定した。

原研では、PWRを対象としたROSA-IV計画の一環として、大型非定常試験装置（Large Scale Test Facility：LSTF）による小破断LOCA実験を実施している<sup>(29)</sup>。LSTFはウエスティングハウス型4ループPWR（熱出力3423MW）を1/48の体積スケーリングで模擬した試験装置で、原子炉圧力容器、一次系配管、蒸気発生器（二次系含む）、加圧器、循環ポンプ、及びECCS系統等の主要コンポーネントを有し、実炉と同一の圧力、温度条件下での試験が可能である。

鈴木らは、LSTFを用いて、同一破断面積（コールドレグ流路面積の0.5%相当）で、破断場所が異なる6種類の試験を行い、破断位置が小破断LOCAに及ぼす影響を調べている<sup>(14)</sup>。Fig.3.1に、LSTFにおける破断位置を示す。本試験シリーズにおける破断位置及び破断位置の高さは以下の通りである。

試験	破断位置	破断位置の高さ (炉心下端からの高さ)
SP1	下部プレナム（計測配管24本相当）	-1.74m
SP2	上部ヘッド（2インチ配管）	8.93m
SCC	コールドレグB（2インチ配管）	5.5m
SH3	ホットレグB（2インチ配管）	5.5m
SB3	加圧器逃がし弁（TMI事故模擬）	21.39m
SS1	蒸気発生器Uチューブ	7.84m

ただし、蒸気発生器Uチューブ破断（SS1）については、炉心露出が生じなかったため、比較の対象からはずした。

Fig.3.2に、一次系内保有水量の変化と主要事象の発生時刻の比較を示す。一次系内保有水量の低下速度は、下部プレナム破断（SP1）が最も大きく、早期に炉心露出に至っている。炉心露出時刻は、破断位置が低い程早くなり、水平方向の差（ホットレグとコールドレグ）の影響は小さい。これは、小破断がLOCAが主として重力に支配される現象であることを示している。Fig.3.3に、炉心最高温度の比較を示す。比較した試験のうち、下部プレナム破断（SP1）の場合が、炉心露出が早いのみならず、温度上昇量も最も大きくなっている。これは、下部プレナム破断の場合には、炉心露出後も流出流量が大きいためである。なお、本試験では、1775秒の時点で出力をトリップさせている。

以上の結果より、小破断事故解析の対象としては、燃料被覆管温度上昇が最も大きくなると予想される下部プレナム破断を選定した。破断面積としては、LSTF試験と同じコールドレグ流路面積の0.5%相当とした。これは、計測配管24本の瞬時破断を想定したものである。

### 3.2 J-TRAC コード

安全評価解析用コードとしてはJ-TRAC<sup>(15)</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>(16)</sup>を基に、REFLAコード<sup>(17)</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>(18)</sup>
- ・村尾-井口の再冠水時ボイド率相関式<sup>(19)</sup>
- ・村尾-杉本の膜沸騰熱伝達相関式<sup>(20)</sup> (大貫による流速効果補正<sup>(21)</sup>を含む)
- ・REFLA液滴分散流モデル

#### (2) 簡易凝縮モデル

J-TRACコードの炉心部再冠水モデルは、原研で開発されたREFLAコード<sup>(17)</sup>の再冠水モデルを採用している。スイスのEIR (現PSI) で実施されたNEPTUN実験装置によるLWHCR (Light Water High Conversion Reactor)再冠水実験<sup>(25)</sup>を、REFLAコードで解析した結果、本コードは稠密炉心形状にも適用できる事が確認された<sup>(26)</sup>。(1)で述べたモデルの内、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.3.4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に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、現在のJ-TRACコードは、原研で実施した扁平二重炉心を模倣した再冠水実験<sup>(22)</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) から進行する第2のボトムクエンチを模擬することはできない。すなわち、J-TRACコードを扁平二重炉心型高転換軽水炉に適用するには、さらに再冠水モデルの改良整備を進める必要があると考えられる。ただし、以上の問題点はいずれも燃料棒温度を実際より高めに評価することになるので、安全評価解析上はこれらの問題点をコードの保守性とみなして、解析を実施した。

なお、簡易凝縮モデルはコールドレグECC水注入口近傍で全凝縮量を、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 解析モデル

J-TRACコードによる解析で使用した扁平二重炉心型高転換軽水炉システムのノーディング図をFig.3.5に示す。図中ではループ2本を示してあるが、実際の入力では3本のループを独立に模擬した。また、小破断解析で使用した原子炉圧力容器底部の計測配管破断部のノーディング図をFig.3.6に示す。

原子炉圧力容器部については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.3.7に示す。水平方向については周方向に6分割、径方向に4分割とした。周方向については、原子炉圧力容器につながる一次冷却材配管の6本のノズル位置に対応させて等分割した。径方向については、内側2セルで燃料集合体部、残りの2セルでそれぞれ径方向ブランケット部及びダウンコマ部を模擬した。燃料集合体部の2リングは面積的にはほぼ等分割となるように分割し、内側リングで157体、外側リングで156体の燃料集合体を模擬している。軸方向については25分割とし、このうち、炉心部（燃料部+軸方向ブランケット部）は0.15m間隔で14分割した。

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1m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 $K=0.4$ を付加した。径方向ブランケット部および上部ヘッ드의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。

原子炉圧力容器下部炉内計装用配管に関しては、コールドレグ面積の0.5%の破断口面積を設定するために、内径1cmの配管24本相当の流路とし、Fig.3.6に示すように炉心直下の原子炉圧力容器底部12セルに分散して接続した。破断口においてはJ-TRACコードに内蔵されている臨界流モデル（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。

### 3.4 解析条件

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。102%出力、入口温度+2.2K、一次系圧力+0.21MPaである。

燃料棒の模擬に関しては、MOX燃料集合体の各水平方向セルに対して平均出力燃料棒を置き、さらに、燃焼計算において最高出力燃料棒が出現する外側リング6セルに対し、最高出力燃料棒を置いた。ブランケット部については、燃料棒を模擬せず、この領域で発生する熱については、安全側に考えてMOX燃料集合体外側リングの平均出力燃料棒に分担させた。また、構造材等での $\gamma$ 発熱は考慮せず、炉心熱出力の全てが燃料棒中で発生するものとした。

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%（工学的熱流束熱水路係数： $F_Q^E=1.03$ 、核的不確定因子： $F_U^N=1.05$ ）を見込んだ値として、 $F_Q=1.958$ （ $F_{XV}=1.609$ 、 $F_Z=1.216$ ： $F_Q^E$ 、 $F_U^N$ は $F_{XV}$ 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き燃料温度（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 3.2参照）。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。

非常用炉心冷却系に関して，安全注入系1系統当りの注入流量については4ループPWRの安全注入系注入量データを用いた。この際，単一故障の仮定としてディーゼル発電機一台の不作動を想定している。

蓄圧注入器の開閉バルブの動作シーケンスは，バルブの下流側（原子炉压力容器側）の圧力が，上流側（蓄圧器側）の圧力を下回ったときに開，バルブで水の逆流が生じたときに閉という，いわゆるチェックバルブの動作を模擬した。なお，本設計においては，原子炉压力容器容積が在来型3ループプラントの原子炉压力容器容積の約2倍となっているため，蓄圧器保有水量も在来型の2倍として解析を行った。蓄圧器保有水量については，今後安全評価解析の結果に基づいて最適化をはかる必要がある。

### 3.5 評価基準

本解析における解析方法及び解析条件については，可能な限り現行軽水炉安全解析で行われている解析方法及び条件に準じたが，一部に現行の安全評価指針で要求されている条件に必ずしも適合しない点もある。その主な点を以下に述べる。

本解析に使用した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り，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，本解析結果を，安全審査を対象とした従来型PWRの解析結果と直接比較することは適当でない。

また，現行PWRの安全解析では考慮していながら本解析では考慮し得なかった主要な解析条件としては，以下のものがある。

#### (1) 燃料被覆管最高温度の評価

本解析では，燃料被覆管最高温度の評価の際に，炉心平均の冷却材条件に基づいて算出した点，及び燃料被覆管の応力変形を考慮していない点が，安全評価指針で要求されている解析手法と異なっている。

#### (2) 被覆管酸化量の評価

J-TRACコードでは，燃料温度評価上は酸化膜の厚さ及び反応熱をCathcartの式により考慮しているが，被覆管酸化量を出力する機能を有していないため，本解析では酸化量の評価は行わなかった。特に，燃料棒が長時間高温状態にさらされる小破断事故の場合には酸化量の評価が重要となることが考えられるので，将来の詳細解析においては考慮する必要があると思われる。

ところで序論で述べたように，本解析の目的は，扁平二重炉心型高転換軽水炉の概念が熱水力工学的な成立性を有するかどうかを調べることであり，安全審査対応を想定した解析ではない。

J-TRACコードは小破断実験による検証はなされていないが、大破断事故を対象とした実験との一致は良好であり、各種の個別モデル評価試験による検証も進められている。従って、J-TRACコードによる解析結果を、本炉の概念の成立性の評価に利用することは妥当と思われる。

本炉の成立性を判断する評価基準としては、燃料被覆管最高温度が在来型軽水炉の安全評価基準値1473Kを十分下回ること、及び炉心の長期冷却状態が維持されることとした。このことは、本炉がただちに現行安全審査基準を満足することは意味しないが、本基準を満足することにより、概念の成立性は確保されるものと判断される。なお、解析結果の余裕度が小さい場合には、設計の一部変更などの対策をとる必要が生じることも考えられる。

Table 3.1 Major parameters used in analysis of small 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	$1.28 \cdot 10^4$ 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> Based on burn-up calculations See Table 3.3
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 Major parameters used in analysis of small break LOCA (Cont'd)

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 : 25sec )
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 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 $10^{-5}$
1050.	-2.61 $10^{-5}$

2. Void fraction reactivity coefficient

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

3. Coolant temperature reactivity coefficient

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

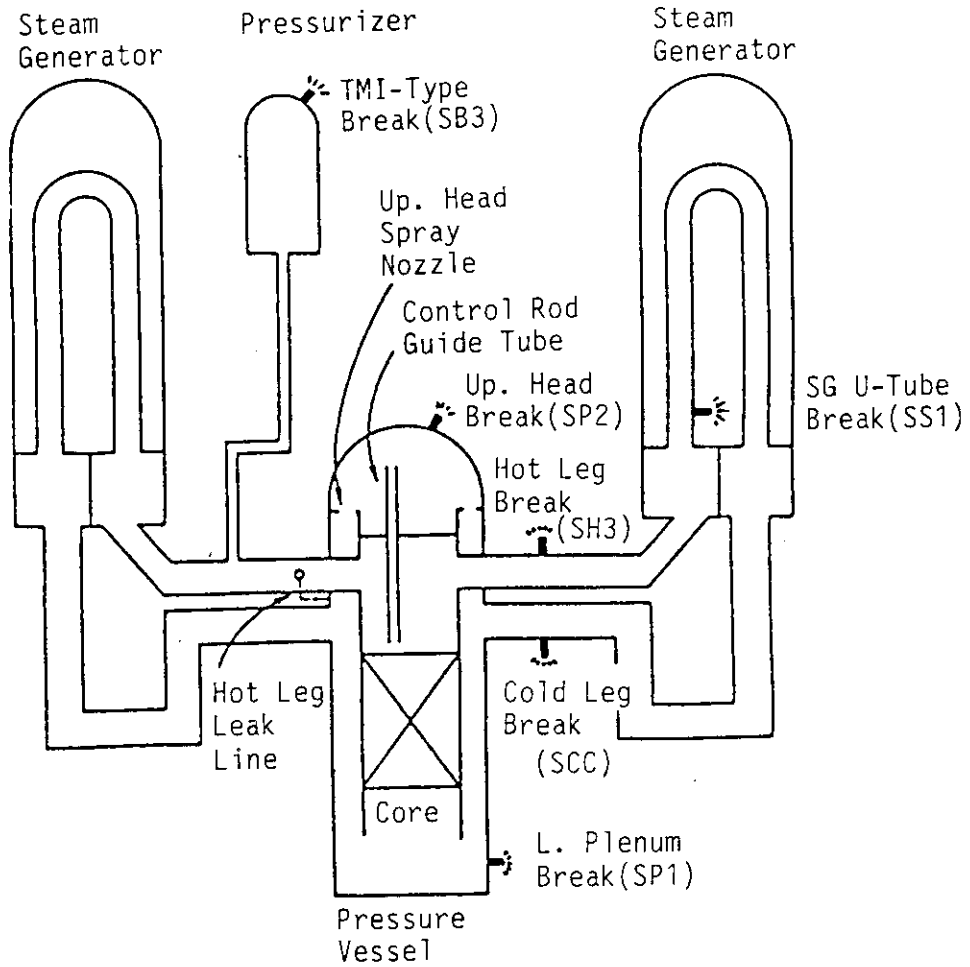


Fig. 3.1 Break location in LSTF SBLOCA experiments (14)

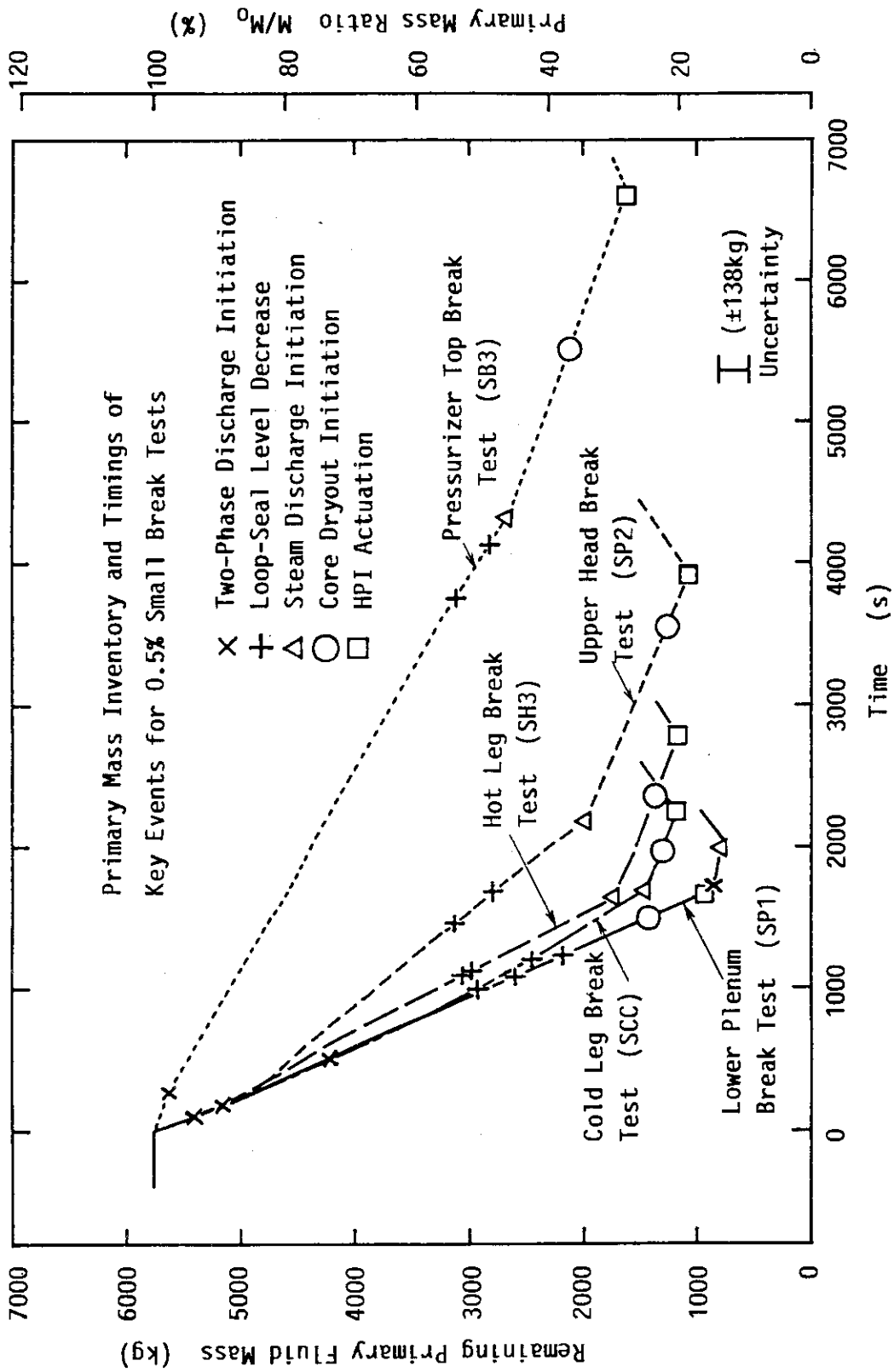


Fig. 3.2 Primary remaining fluid mass and key events in LSTF SBLOCA experiments (14)

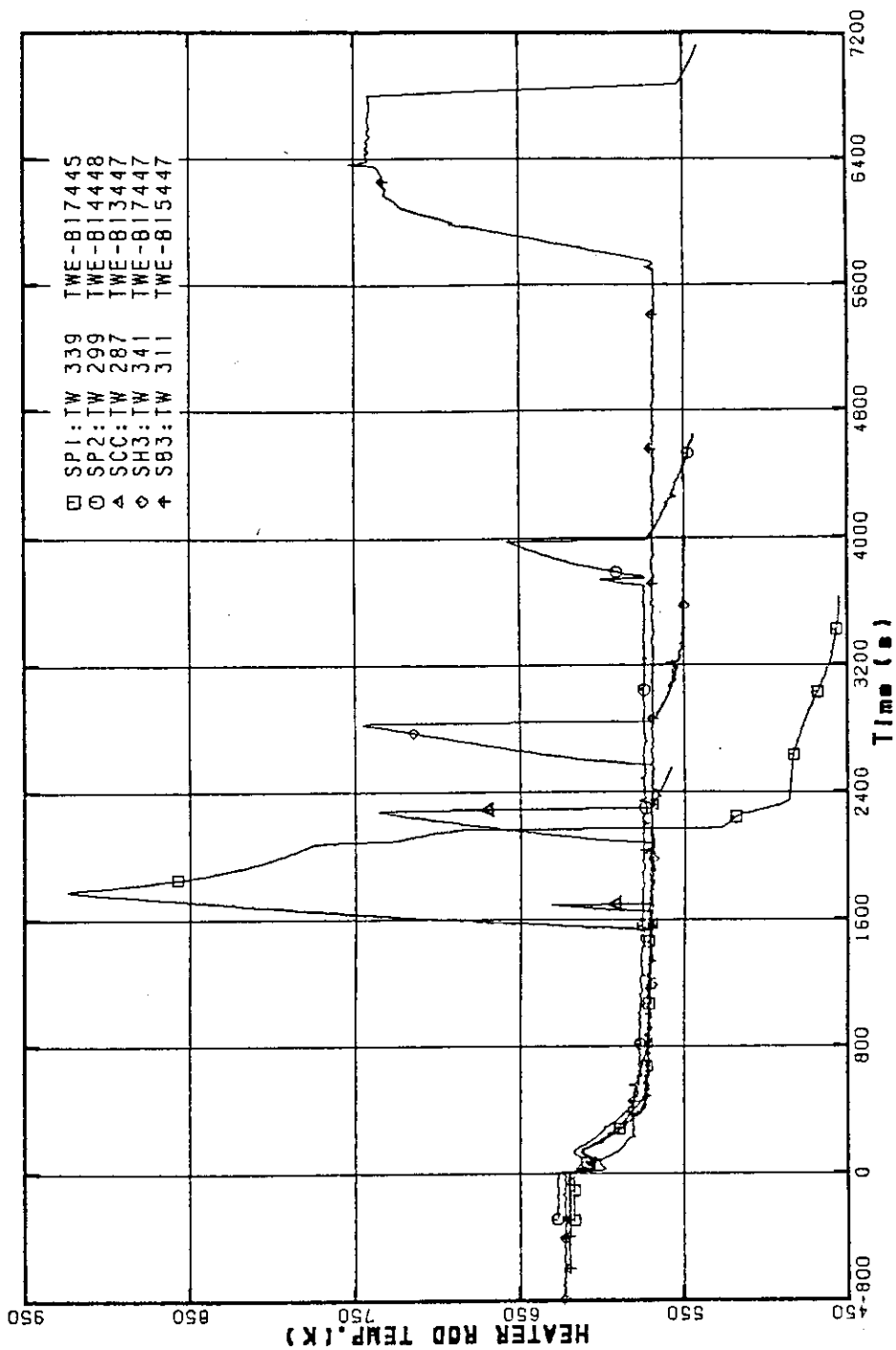


Fig. 3.3 Comparison of PCT in LSTF SBLOCA experiments (14)



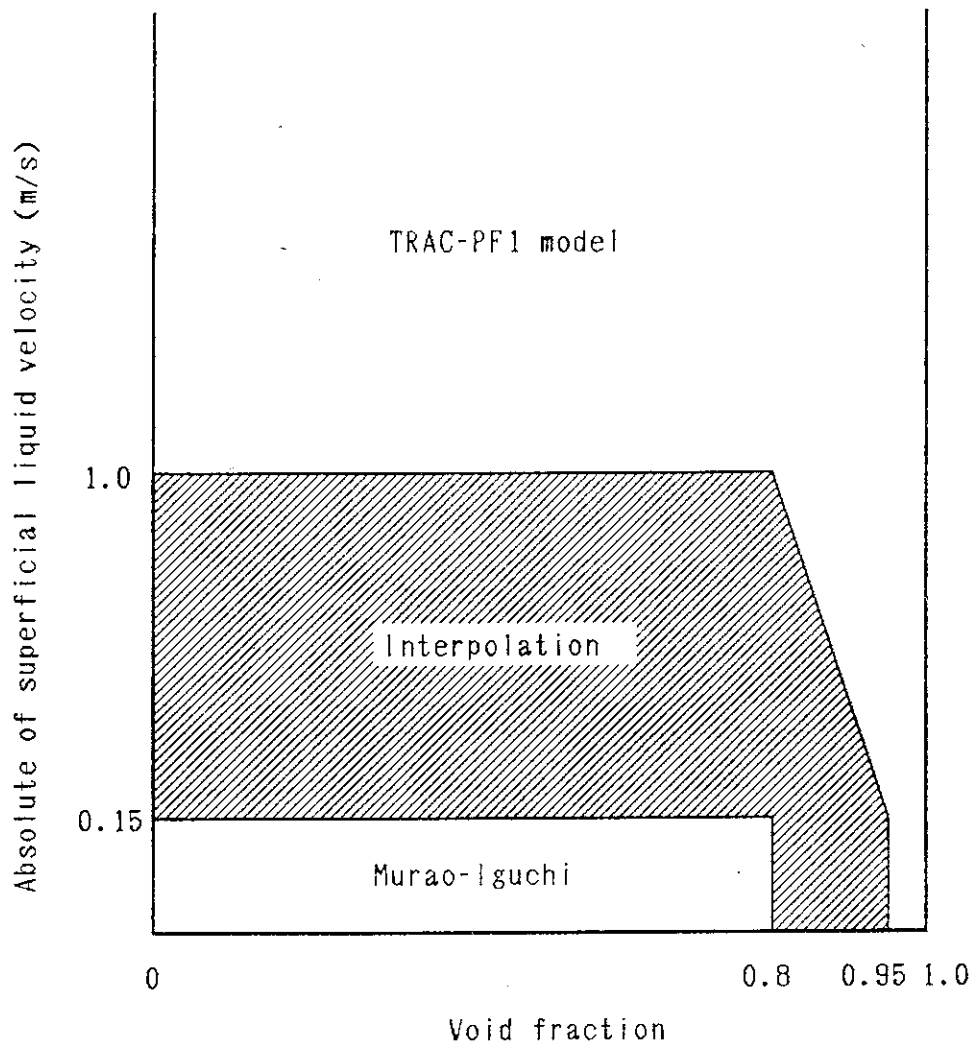


Fig. 3.4 Flow regime map used in J-TRAC

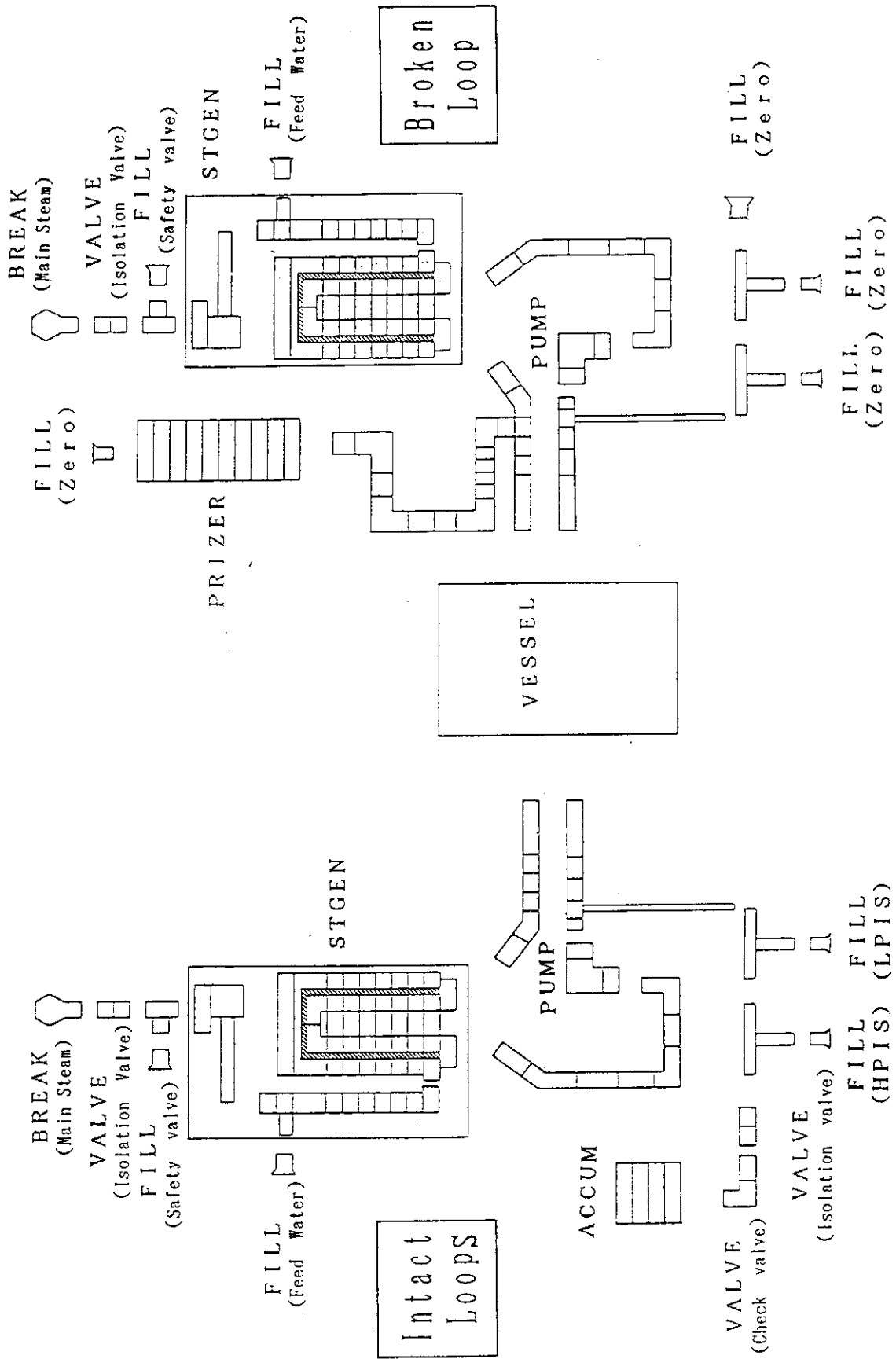
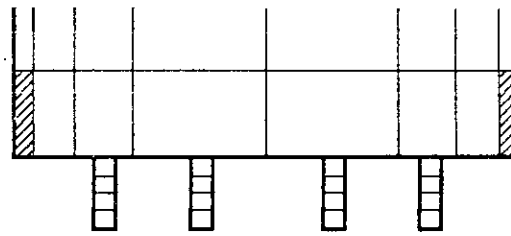
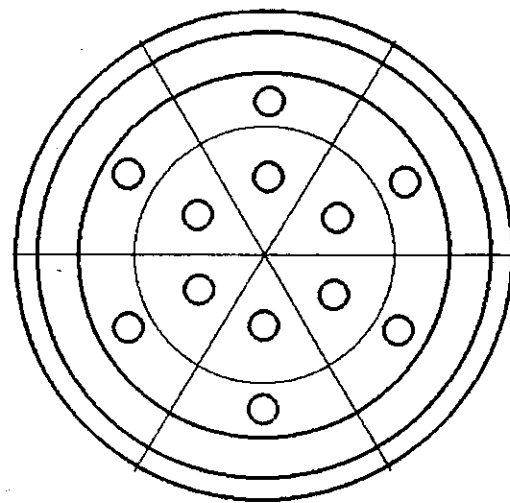






Fig. 3.5 Noding schematics of primary loops






  
 B R E A K      F I L L

(Atmospheric      (zero flow)  
 pressure)

Transient      Steady-state  
calculation      calculation

Fig. 3.6 Noding schematics of break locations for SBLOCA analysis

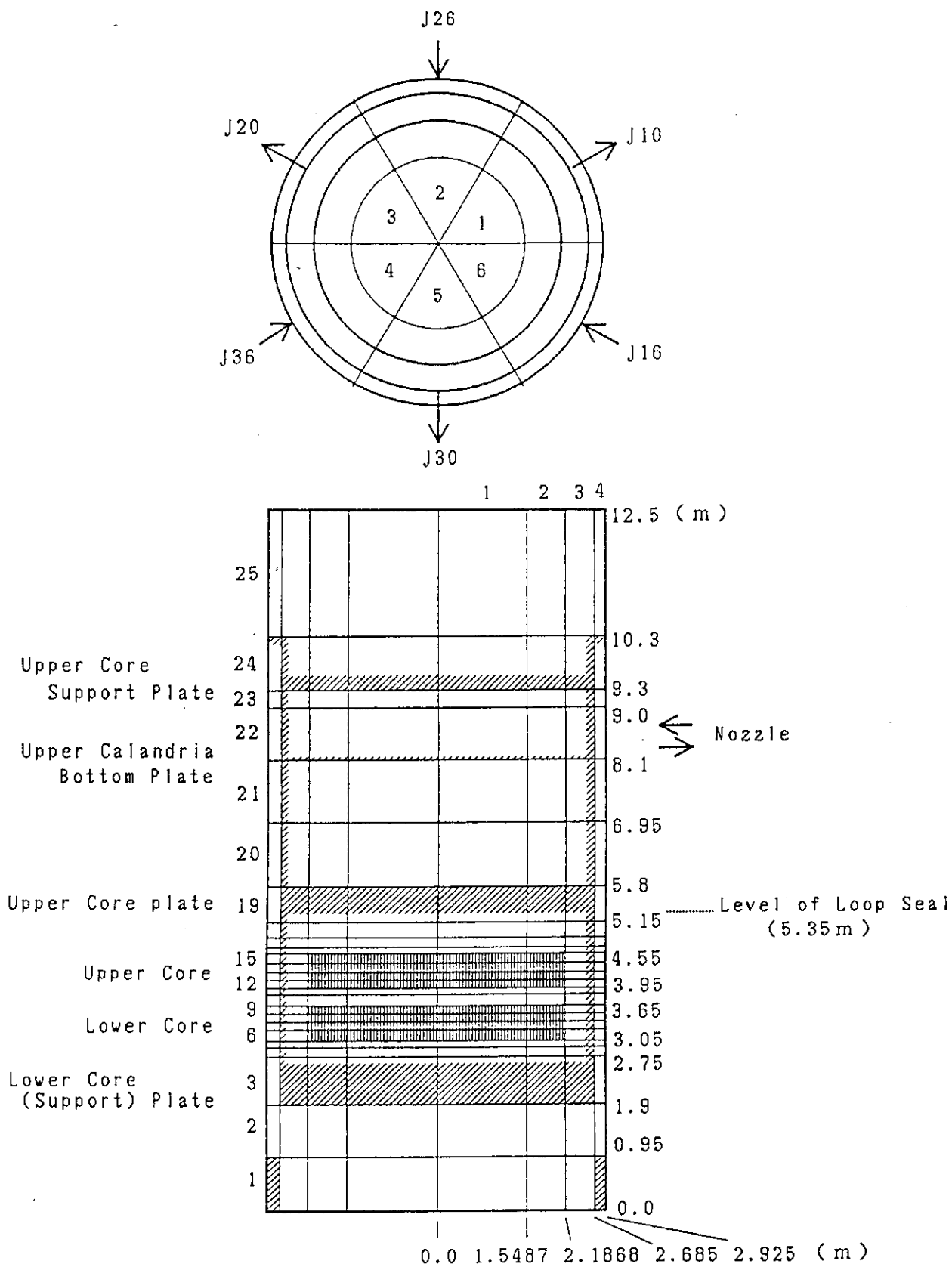


Fig. 3.7 Noding schematics of reactor pressure vessel

## 4. 解析結果

### 4.1 事故経過

Table 4.1に、解析により得られた事故経過の概要を示す。主要パラメータの過渡変化をFig. 4.1～4.28に示す。

事故の経過は次のようである。原子炉圧力容器内圧力は破断後緩やかに低下を始め (Fig. 4.23), 93秒後に原子炉圧力低トリップ信号が発信され, 2秒の動作遅れの後, 95秒には制御棒が挿入され炉心出力は低下する (Fig. 4.1)。これに伴い, ポンプは停止し, 蒸気発生器二次側は隔離される。さらに, 原子炉圧力低安全注入系作動信号も発信され, 25秒の動作遅れを経て132秒より, 高圧注入系によるECC水注入が開始される (Fig. 4.2)。ポンプの停止後一次系流量 (Fig. 4.3, 4.5) はコーストダウンしていき, 313秒には二相自然循環流量に達する。この流量は一次系各部での密度バランスの変化により推移して行く。一方, 一次系の圧力はその後も低下を続けるが, 約1000秒より蒸気発生器二次系との熱平衡により, 約8 MPaの値で一定となる (Fig. 4.23)。これは一次系温度が低下し, 蒸気発生器二次系 (安全弁の設定圧である約8 MPaに保たれている) との熱平衡に至ったためである。やがて上部プレナムの水位が低下し (Fig. 4.14), ループに流出した蒸気が蒸気発生器伝熱管上部に溜ると, 二相自然循環は途切れ, ループ部の流量は著しく減少する (1800秒～) (Fig. 4.3, 4.5)。この後, 蒸気発生器伝熱管内の水位 (Fig. 4.4) は上部プレナムとの静水頭差により低下していき, ホットレグ側では水が逆流する。上部プレナム水位はホットレグ側からの逆流による水の供給がある間はほぼ一定の水位を保つが, ホットレグが空になる3400秒より, 破断口からの流出に相当する水位低下を示すようになる (Fig. 4.14)。また, これにバランスして蒸気発生器～クロスオーバーレグでの水位が下がり (Fig. 4.6), 4155秒にループシール底部に達するとコールドレグでの蒸気吹抜けが起こる。これにより, ダウンカマ内の水が上部プレナムとの水頭差により急激に炉心側へ押し込まれ, 上部プレナム水位は一次的に回復する (Fig. 4.14)。約5300秒には上部プレナムは空となり, 5532秒には炉心上部が露出し始める (Fig. 4.15)。このため, 燃料被覆管表面温度は上昇するが, 事故後十分な時間が経過しており, 崩壊熱の発生量が低くなっているため, この温度上昇は非常に緩やかである (Fig. 4.26, 4.27)。炉心の露出により冷却材への熱放出が減少すると一次系の減圧が進み (Fig. 4.23), 6244秒には蓄圧注入系による注水が断続的に始まって (Fig. 4.2), 再び炉心は冠水を始める (Fig. 4.15)。この結果, 燃料被覆管最高温度は1265Kとなっている (Fig. 4.27)。7610秒には7回目の注水が行われ, 炉心は一旦完全に冠水し, その後水位が若干低下して被覆管温度を上昇させるものの, 8113秒には安全注入系の流量が破断流量と釣りあった状態となり, 炉心の冠水が維持され, 長期冷却が確保される。

以下に系の主要なパラメータの過渡変化について述べる。

## 4.2 一次系の流動挙動

Fig.4.2に、安全注入系と蓄圧注入系の総注入流量を示す。132秒より、高圧注入系によるECC水注入が開始される。安全注入系の注入流量は、157秒より後に原子炉圧力容器内圧力の低下とともに緩やかに増加する。炉心露出後には一次系の減圧が進み、6244秒には蓄圧注入系による断続的な注水が始まる。そして、7610秒には7回目の注水が行われ、その後は安全注入系の流量が破断流量と釣りあった状態となる。

ループ2について、Fig.4.3にホットレグの流量を示し、Fig.4.4に蒸気発生器伝熱管内のボイド率を示す。ホットレグの流量はポンプ停止後急激に減少し、313秒後には二相自然循環流量に達し、この流量は一次系各部での密度バランスの変化により推移してゆく。1628秒には蒸気発生器伝熱管頂部にボイドが発生し、ループ流量は再び減り始める。2460秒には蒸気発生器伝熱管内の水位が上部プレナムとの静水頭差によって低下し始め、ホットレグで水の逆流が始まる。一方、クロスオーバーレグ、一次冷却材ポンプでの水の流動は停滞する。

ループ2のコールドレグでの流量挙動をFig.4.5に、同ループのクロスオーバーレグ内ボイド率をFig.4.6に示す。コールドレグの流量はホットレグで水の逆流が始まる前まではホットレグの流量と、その後は安全注入系の流量と等しいが、4155秒には流量が急増し、その後やや多めの流量で推移している。この流量の急増は、原子炉圧力容器内の上部プレナム部（ホットレグ接続位置）とダウンカマ部（コールドレグ接続位置）の間の圧力差が大きくなってきたため、この圧力差に相当する静水頭即ちコールドレグよりも2.4m低く位置しているクロスオーバーレグの横引き部分に充填している水が、コールドレグ内及び一次冷却材ポンプ内の水と共に原子炉圧力容器側に吹き抜けることにより生じた。水の吹抜けは、本解析では第2ループのみで起こった。水の吹抜け後は原子炉圧力容器内圧力がやや低下したために安全注入系の注入流量が増え、また原子炉圧力容器内で発生する蒸気がループを通過するようになったので、コールドレグの流量は吹抜け前に比べて増加した。

炉心入口、炉心出口及び径ブランケット部入口での質量流量の変化を、それぞれFig.4.7、4.8、4.9に示す。炉心部の流動状況はループの流動状況とほぼ対応しており、ホットレグで水の逆流が始まると同時に流量は急減するが、約60kg/sの流量を維持する。一方、径ブランケット部の流動は167秒には逆流に転じ、その後約70kg/sの逆流量を保つ。これらの流動挙動は原子炉圧力容器内の下部プレナム部と上部プレナム部の間で、炉心部を上昇し径ブランケット部を下降する循環流が発生している事を示している。この循環流は原子炉圧力容器内の水位が炉心上端まで降下する5482秒まで続いている。その後炉心流量は逆流に転ずるが、やがて停滞し、6244秒からは蓄圧注入系からの注水に対応した瞬間的な流量の増加が生じている。また、Fig.4.10に例示するように、ループの循環が途絶え安全注入系からの注水が支配的になる時間領域（3095秒）では、ダウンカマ内では大規模な循環流動が発生している。

Fig.4.11は破断口からの流出流量（12本の破断配管流量の合計量）を示している。流出量は破断後104秒までに急速に減少し、その後は60kg/s前後の流量で推移する。上述のループ流動の停滞、ループ水の吹抜け、蓄圧注入系の断続的な注水に対応して、流出流量は変動する。流出水の状態に関しては、時刻458秒から1688秒の間は二相流であるが、それ以外の時間領域では単相

流である。

### 4.3 一次系保有水量の挙動

Fig. 4.12は安全注入系及び蓄圧注入系から一次系に供給される水の流量と、破断口から流出する水の流量の差の値を示している。破断直後から流出水流量が供給水流量を上回る状況で推移するが、時刻6129秒には流出水流量が減少し、逆に安全注入系からの供給水流量が増加したために、一次系での水の出入り量はほぼ釣り合う。その後、蓄圧注入系からの注水が始まる。蓄圧注入系からの注水量の合計は43.2tonであり、これは蓄圧注入系の保有水量の27%の値である。

Fig. 4.13は一次系保有水量の挙動を示している。上記の流量挙動に対応して6129秒には保有水量の減少は止まり、増加に転じる。解析終了時まで安全注入系及び蓄圧注入系から合計386.7tonの水が流入し、破断口からは合計592.4tonの水が流出した。解析終了時には供給水流量と流出水流量はほぼ同値になっているので、一次系保有水量は初期保有水量から205.7ton減の水量を保持している。

### 4.4 原子炉圧力容器内水位の挙動

Fig. 4.14～4.17に、それぞれ、上部プレナム、炉心、ダウンコマ及び下部プレナム内の水率を示す。また、Fig. 4.18には原子炉圧力容器内の水位（コラップスド水位）の挙動を示す。

時刻196秒に原子炉圧力容器頂部にボイドが発生し、水位はほぼ直線的に減少してゆくが、時刻1628秒に蒸気発生器伝熱管内頂部にボイドが生じ、ループ流量が断続的になると、水位の減少は緩やかになってくる。やがて、ホットレグ内で水が逆流し始めると（2460秒）水位の減少は極めて緩やかになる。これは、ホットレグから約25kg/secの流量の水が原子炉圧力容器上部プレナム部に供給されるために、上部プレナム部での水及び蒸気の出入りがほぼ釣り合うようになったためである。ホットレグからの逆流量が減り始めると、水位は再び減少してゆくが、ループ2で水の吹抜け（4155秒）が起こると水位はやや回復し、そこからまた減少してゆく。5250秒には破断口からの流出流量が増えたために水位の減少速度は大きくなり、5532秒に水位は炉心上端位置まで下降する。5987秒に炉心下端位置を下回る2.975mの位置まで水位は下降するが、破断口からの流出流量が減り安全注入系の注入流量が増えたために一次系での水の出入り量が釣り合ったので、そこで停滞する。6244秒には蓄圧注入系からの断続的な注水が始まり、水位はステップ状の急増と緩和を繰り返しながらゆっくりと上昇してゆく。7610秒に7回目の蓄圧器注水が行われ、水位は燃料棒の上部ガスプレナム位置まで上昇し、炉心発熱部は完全に冠水する。その後、水位はゆっくりと降下するが、8113秒には安全注入系の注入流量と破断口の流出流量は再びほぼ釣り合った状態に至る。このため、水位は炉心発熱部上端の位置で停滞し、燃料棒の冠水は継続する。

#### 4.5 一次系温度の挙動

Fig. 4.19にループ2のホットレグ内の温度挙動を示す。気相温度、液相温度は共に飽和温度で推移する。時刻5532秒には炉心が露出して、発生した過熱蒸気が流入し始めたので、蒸気温度は急激に上昇するが、飽和温度と液相温度は逆に緩やかに低下している。気相温度はその後蓄圧注入系からの注水に対応して変動する。解析終了時には炉心発熱部が冠水したために気相温度は飽和温度に近づいてゆく。しかし炉心上部の燃料棒ガスプレナム部は冠水していないので飽和温度には達していない。

Fig. 4.20にループ2のコールドレグの原子炉圧力容器接続位置での温度挙動を示す。破断後、気相温度は飽和温度で推移するが、ホットレグでの気相温度の急上昇より約300秒遅れて上昇し始める。しかし、気相温度の上昇はホットレグでの上昇ほどは激しくない。気相温度はその後蓄圧注入系からの注水に対応して変動する。液相温度はループの流動が持続している間は飽和温度よりもやや低く、二相自然循環が途切れてループ流量が減り始めると安全注入系からの注入水の温度が支配的になり、飽和温度よりも約50K低い温度レベルで振動的な挙動を示す。ループ水の吹抜けが起こった後は、液相温度は飽和温度よりも約10K低い温度で推移し、その後は蓄圧注入系からの注水に対応して変動する。

Fig. 4.21に原子炉圧力容器内のダウンカマ、下部プレナム、炉心、上部プレナムの各平均温度と、圧力飽和温度の挙動を示す。圧力飽和温度は破断後急速に低下するが、時刻135秒には上部プレナム水温まで低下し、その後は上部プレナム水温と同一の挙動を示す。上部プレナム水温は緩やかに低下するが、その後蒸気発生器二次系の圧力飽和温度570.4Kよりも僅かに高い温度で推移する。ループ水の吹抜けが起こり冷たい水が原子炉圧力容器内に流入すると、上部プレナムの水温は約7K低下し、蒸気発生器二次系の温度よりも低くなる。それゆえ、上部プレナム水温及び圧力飽和温度は一度低下した後、緩やかに上昇してゆく。炉心上端が露出し始めると(5532秒)、上部プレナム水温及び圧力飽和温度は急に低下する。その後、露出した高温の炉心部に蓄圧注入系から断続的に水が注入されると、過熱蒸気の急激な発生による圧力の急上昇及び発生した蒸気の凝縮による圧力の緩和が繰り返し起こり、圧力飽和温度はこれらに対応した挙動を示す。解析終了時には圧力飽和温度は約497Kの一定値に落ちついた。

炉心、下部プレナム、ダウンカマの水温は圧力飽和温度よりも5K~17K低い温度で推移する。4.2節で述べたように、炉心部を挟んで下部プレナムと上部プレナムの間に生じている循環流及びダウンカマ内の二次元流動による混合の効果により、ダウンカマ及び下部プレナムの液温はコールドレグの液温に比べて高めに推移し、またそれらの変動の幅もコールドレグ液温の変動の幅に比べて小さい。炉水位が炉心上端位置まで降下すると炉心部循環流による混合の効果が消失するので、ダウンカマ及び下部プレナムの水温の低下は著しくなる。その後は蓄圧注入系からの断続的な注水に対応して、ダウンカマ及び下部プレナム水温は急降下と緩和を繰り返す。炉心、ダウンカマ及び下部プレナムの各平均水温は、解析終了時にはそれぞれ約480K、465K、463Kに落ちついている。

Fig. 4.22に破断口付近の温度挙動を示す。破断口での液相温度は下部プレナムの水温とほぼ同一の挙動をしている。また、圧力飽和温度及び蒸気温度は蓄圧注入系からの注水が始まるまで



は、液相温度とほぼ同様の挙動を示し、蓄圧器からの注水時には液相温度ほどの急降下はしていない。

#### 4.6 一次系圧力の挙動

Fig.4.23及びFig.4.24にそれぞれ原子炉圧力容器内の圧力挙動及び破断口の圧力挙動を示す。これらの圧力の挙動は、4.5節で述べた原子炉圧力容器内及び破断口での飽和温度の挙動に一致している。解析終了時の原子炉圧力容器内圧力は2.52MPaとなり、破断口の圧力は1.27MPaとなっており、ほぼ一定に保たれている。

Fig.4.25に原子炉圧力容器内圧力と破断口圧力の差圧の挙動を示す。差圧の挙動はFig.4.11に示した破断口流量の挙動と一致している。

#### 4.7 燃料被覆管表面温度の挙動

燃料被覆管表面温度の評価に関しては、12本の燃料棒（平均出力棒6本、高出力棒6本）に対して長さ方向をそれぞれ14分割した各点（下部ブランケット2、下部炉心4、中間ブランケット2、上部炉心4、上部ブランケット2）で評価した。この温度は炉心平均の冷却材条件に対して算出し、また計算時には燃料被覆管の応力変形を考慮していない。高出力棒に関して、下部ブランケット、下部炉心、中間ブランケット、上部炉心、及び上部ブランケットの各評価点での温度挙動をFig.4.26(a)~(e)にそれぞれ示す。

Fig.4.27に全燃料棒の中で上部炉心及び下部炉心において最も厳しい温度経過を示した評価点（それぞれ、下部ブランケット下端から、1.65m及び0.75m）での、燃料被覆管温度の挙動を示す。また、Fig.4.28に最高出力棒でのクエンチフロント位置を示す。

被覆管温度の急上昇が起こる前の時間領域では、破覆管表面温度は評価点周囲の水温とほぼ同じ温度で推移する。破覆管表面温度の急上昇の開始時刻は上部炉心評価点の方が下部炉心評価点よりも138秒早く、この時間は炉水位が上部炉心評価点から下部炉心評価点まで降下するのに要した時間と一致する。すなわち、破覆管表面温度の急上昇は炉心水位の低下によって引き起こされる。下部炉心評価点の温度は最高1113K（840℃）まで上昇するが、蓄圧注入系からの4回の注水により炉水位が下部炉心評価点まで回復したため、飽和温度に低下する。一方、上部炉心評価点よりも上の位置まで水位が回復したので、一旦飽和温度まで低下する。その後水位は再び上部炉心評価点付近まで低下するが、それ以上低下することはない。従って、温度は評価点でのドライアウトと冠水の繰り返しに対応して振動的な挙動を示すが、再び長期にわたり高温状態にさらされることはない。

#### 4.8 解析結果の評価

4.7節に述べた結果により、燃料被覆管温度の最高値は、在来型軽水炉の安全評価基準値1473K（1200℃）を約200K下回ることが示された。これについては、軸方向ピーキングファク

ターが小さいこと、及び上部プレナム内保有水量が多いために炉心露出が遅れて崩壊熱レベルが低くなっていることなどの、扁平二重炉心型高転換軽水炉の特徴が、ドライアウト後の温度上昇の抑制に寄与していると考えられる。また、蓄圧注入系が間欠的に作動する現象が見られたが、炉心水位は次第に回復し、最終的には放出流量と安全注入系からの注水量がほぼバランスして、炉心の長期冷却は確保された。

以上の結果は、3.8節で述べた評価基準を満足しており、扁平二重炉心型高転換軽水炉は、小破断LOCAの観点から成立性を有することが分かった。

Table 4.1 Chronology of SB-LOCA analysis results

Time (S)	Events
0	•Break of instrumentation pipes at the bottom of pressure vessel
93	•Reactor trip signal due to low pressure ( $\leq 12.83\text{MPa}$ ) •Loss of electric power supply
95	•Reactor scram •Isolation of S/G secondary side
107	•Actuation signal of safety injection system due to low pressure ( $\leq 12.13\text{MPa}$ )
132	•Initiation of safety injection
196	•Initiation of decrease in RPV liquid level
313	•Two-phase natural circulation
1628	•Void formation at the top of U-tube in steam generator
2460	•Initiation of flow reversal in hot leg due to the reduction of water level in U-tube
4155	•Loop seal clearance in loop 2
5532	•Initiation of core dryout
5987	•Minimum collapsed water level (2.975m from the bottom of RPV)
6244	•Initiation of intermittent actuation of accumulator injection system due to low pressure ( $\leq 4.18\text{MPa}$ )
7610	•7-th actuation of accumulator injection system
8113	•Stagnation of water level at the top of upper core due to the equilibrium between injection and discharge flow rates

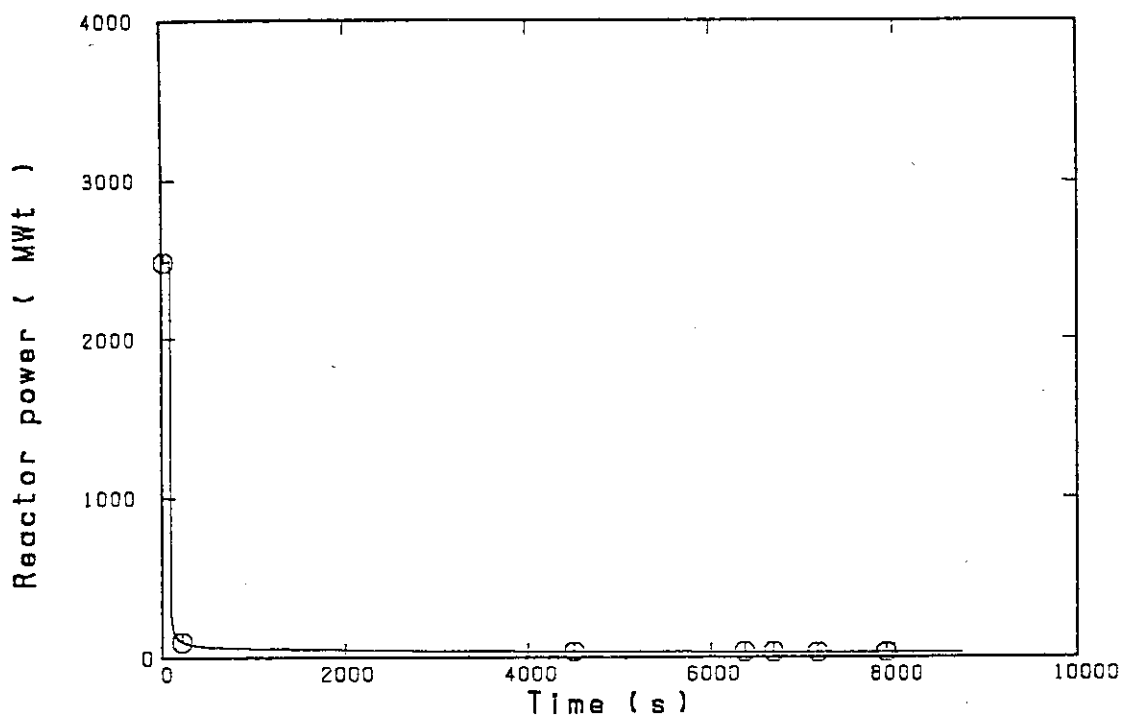


Fig. 4.1 Reactor power

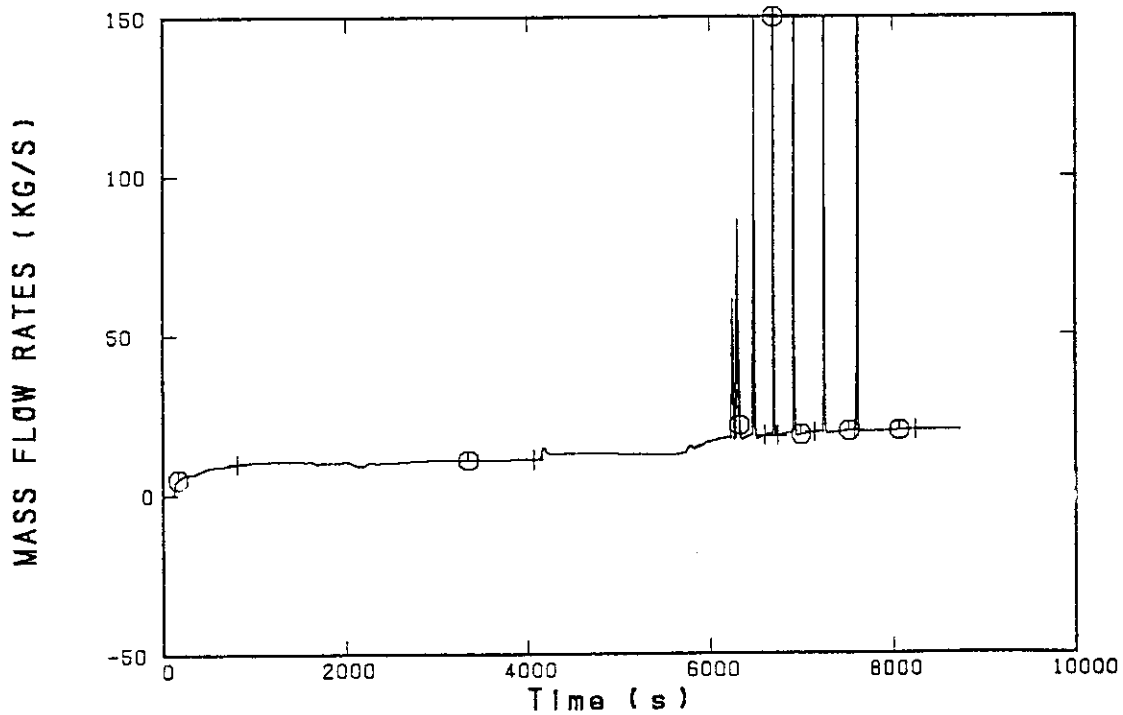


Fig. 4.2 ECC injection rate

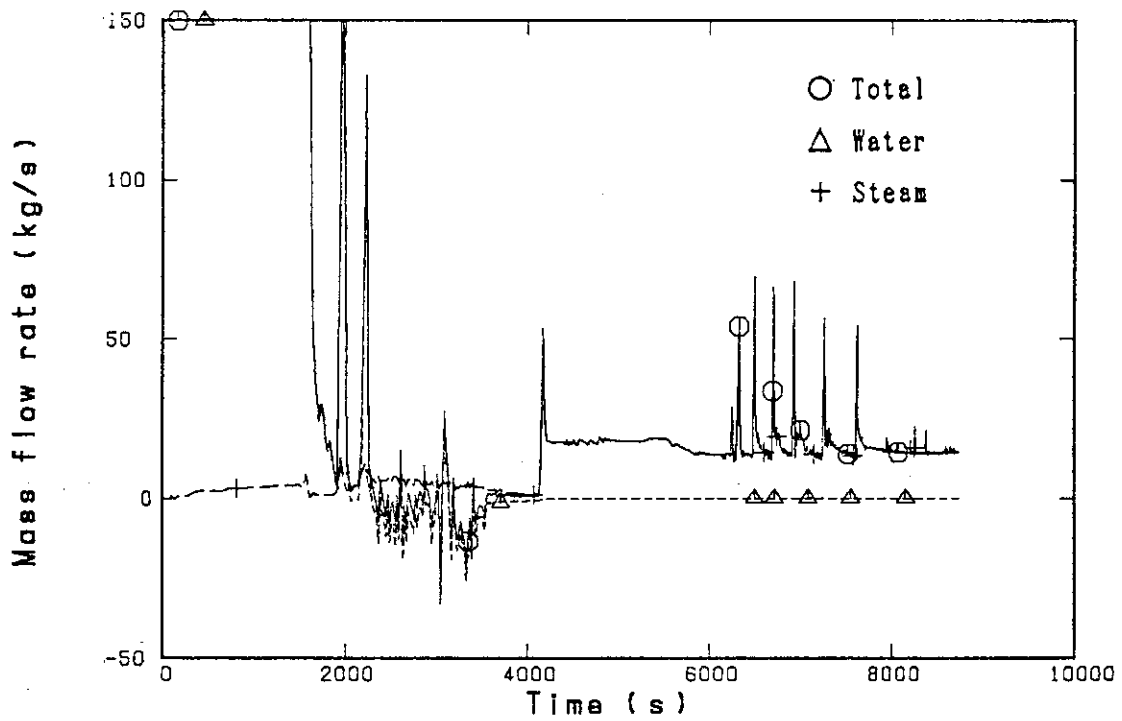
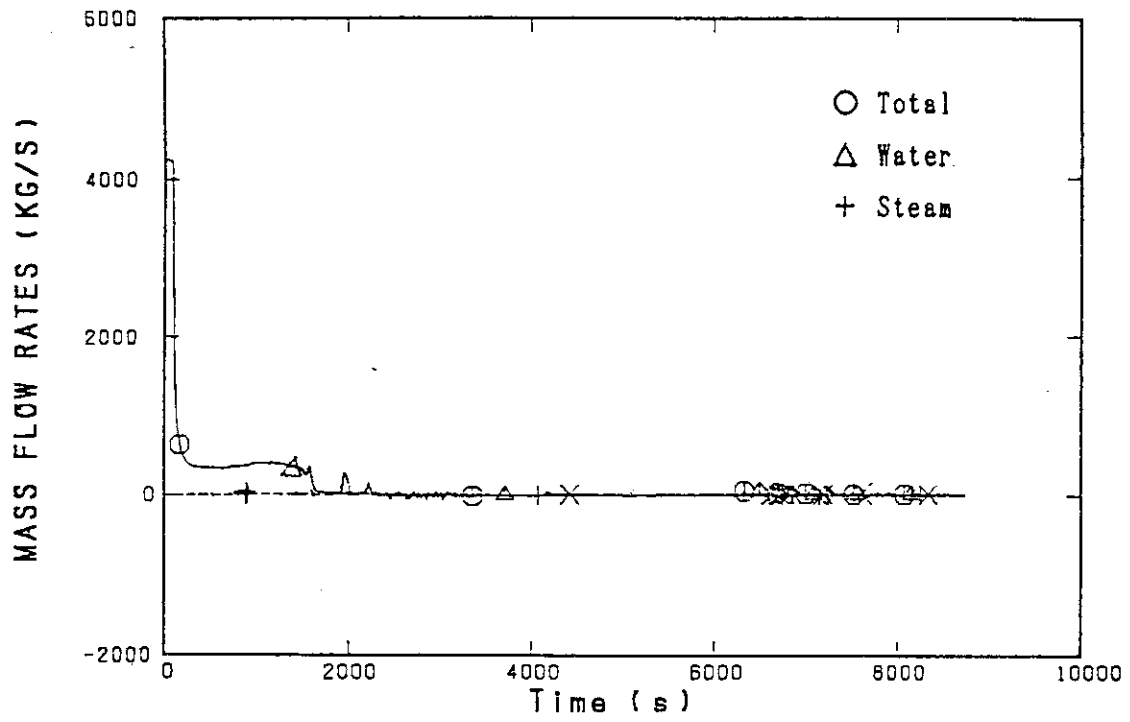


Fig. 4.3 Mass flow rate at hot leg (loop 2)

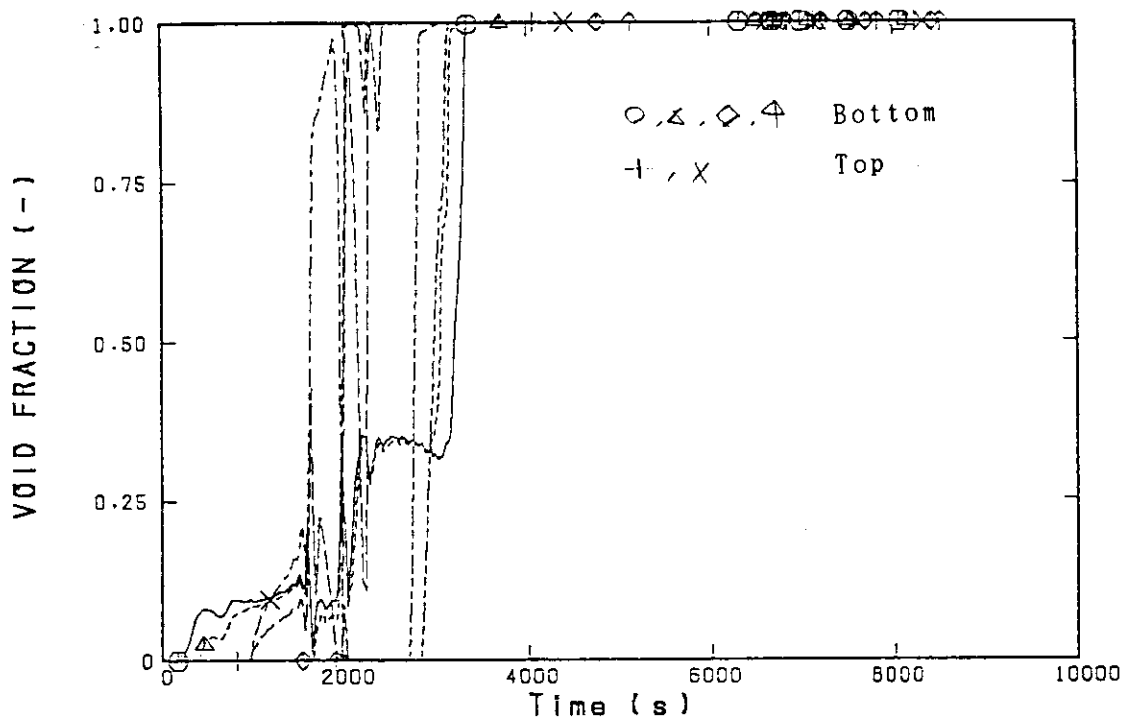


Fig. 4.4 Void fraction in steam generator U-tube

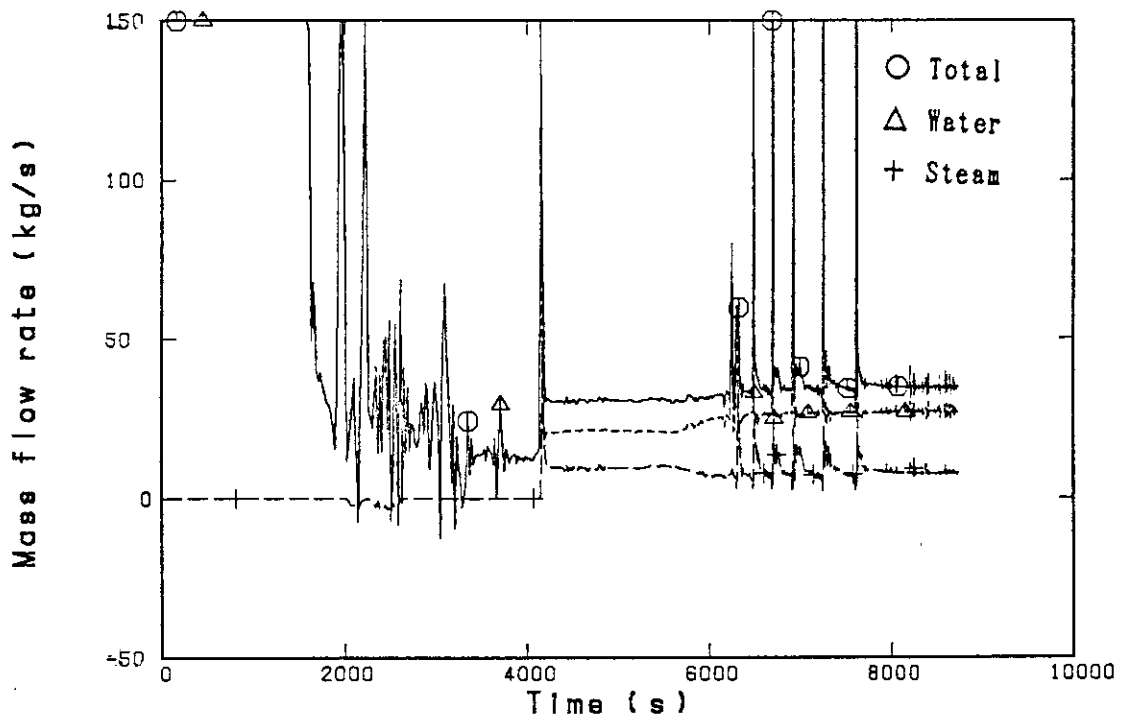
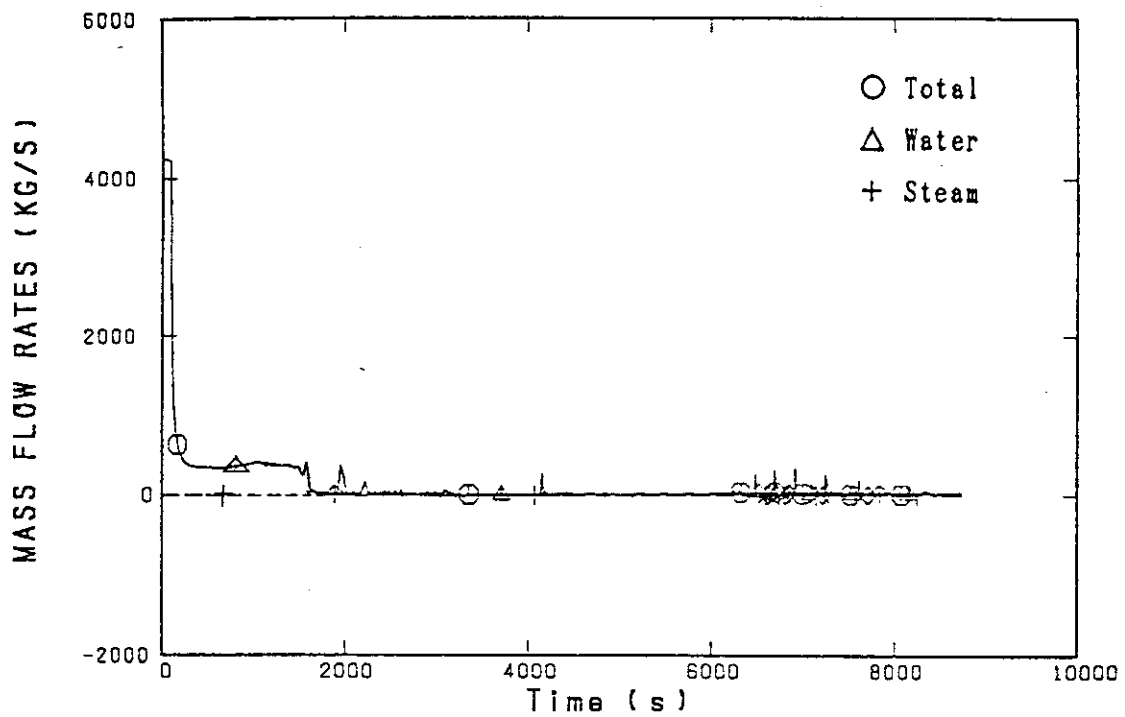


Fig. 4.5 Mass flow rate at cold leg (loop 2)

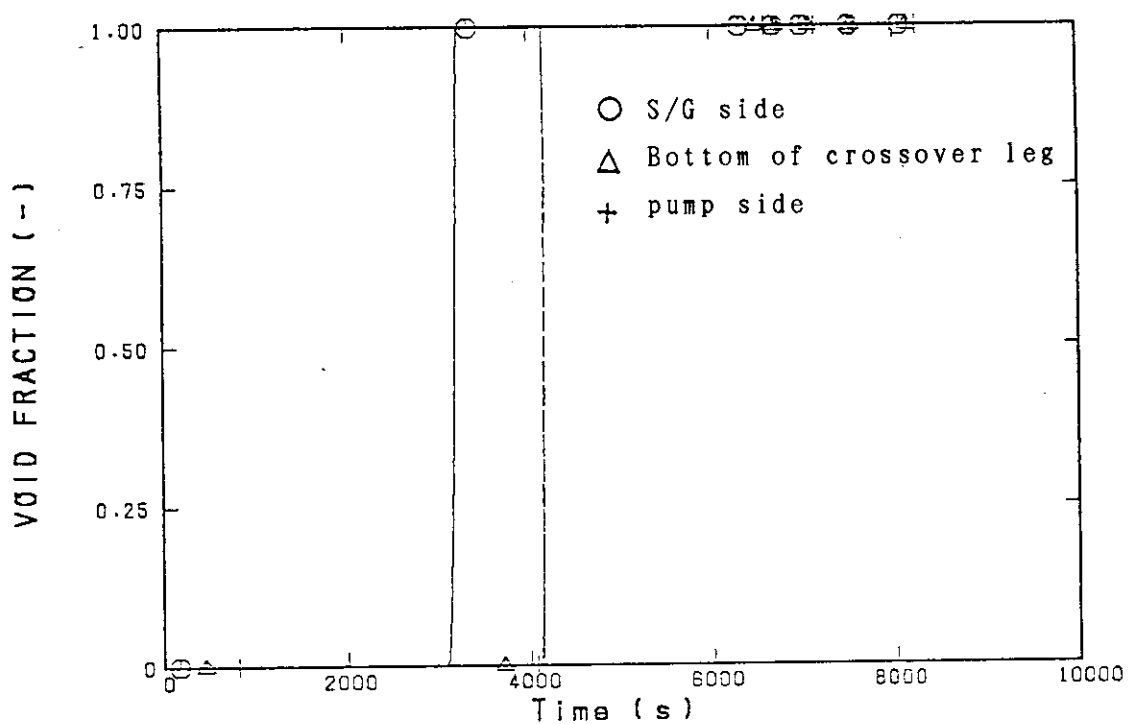


Fig. 4.6 Void fraction in crossover leg



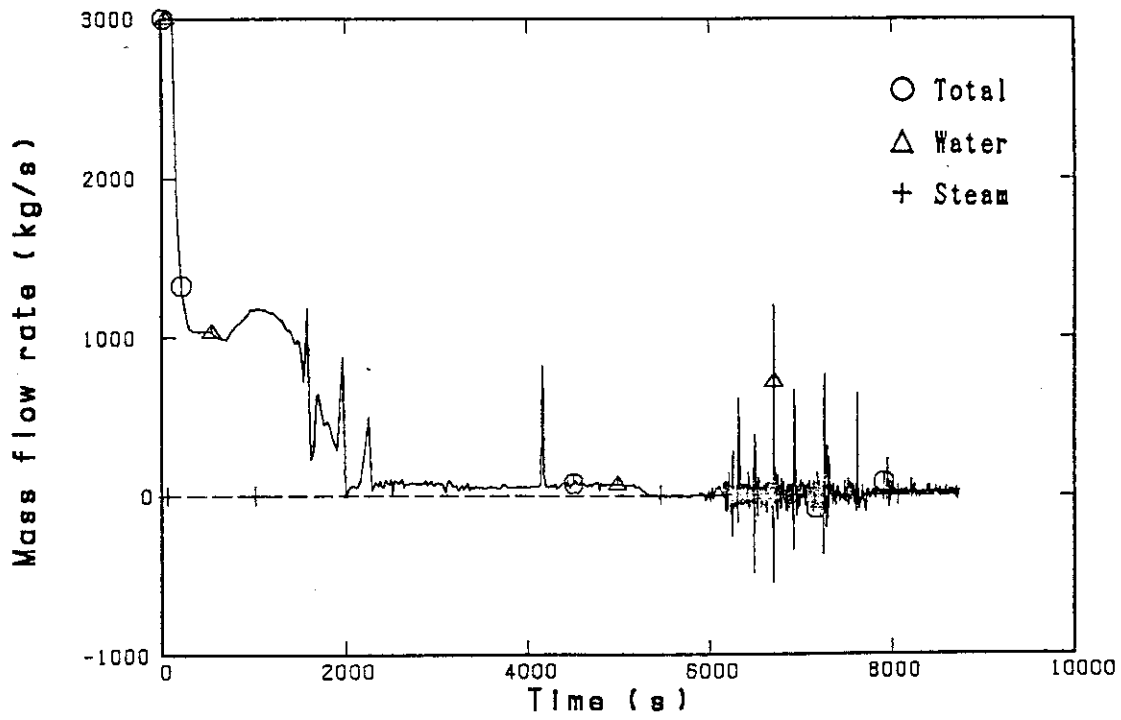


Fig. 4.7 Mass flow rate at core inlet

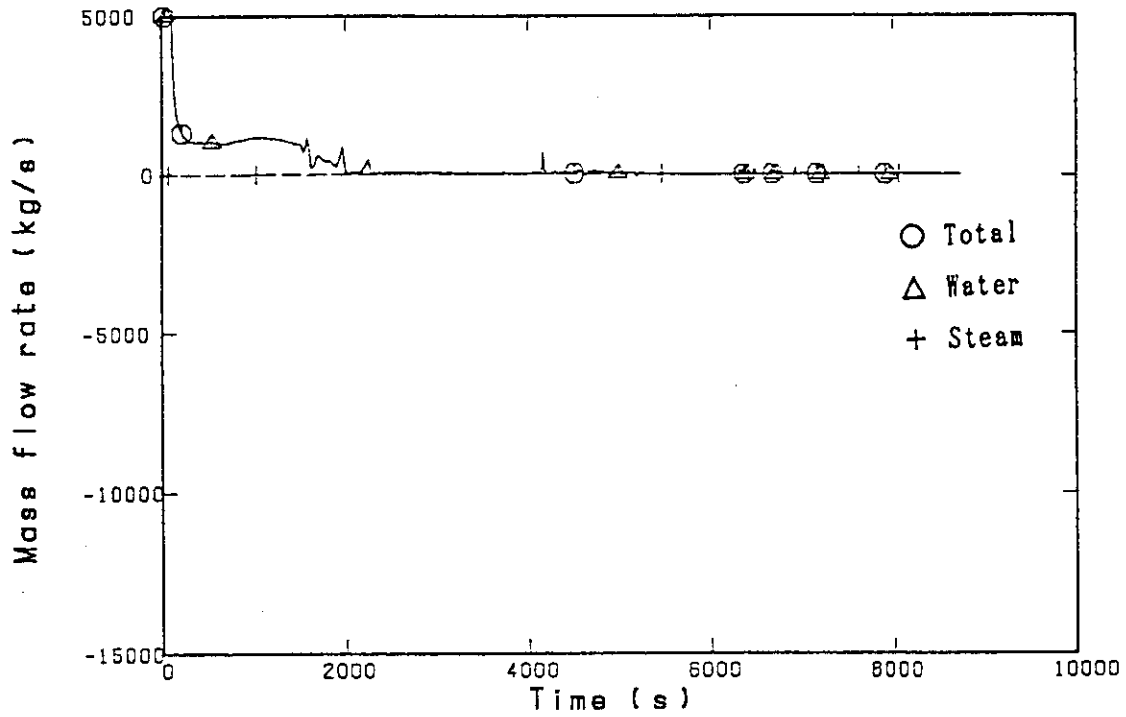


Fig. 4.8 Mass flow rate at core exit

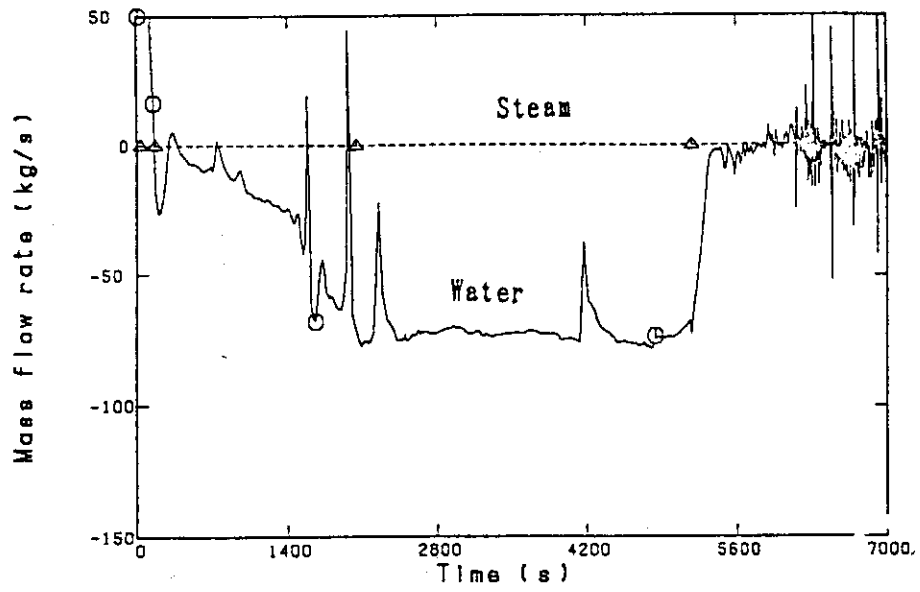
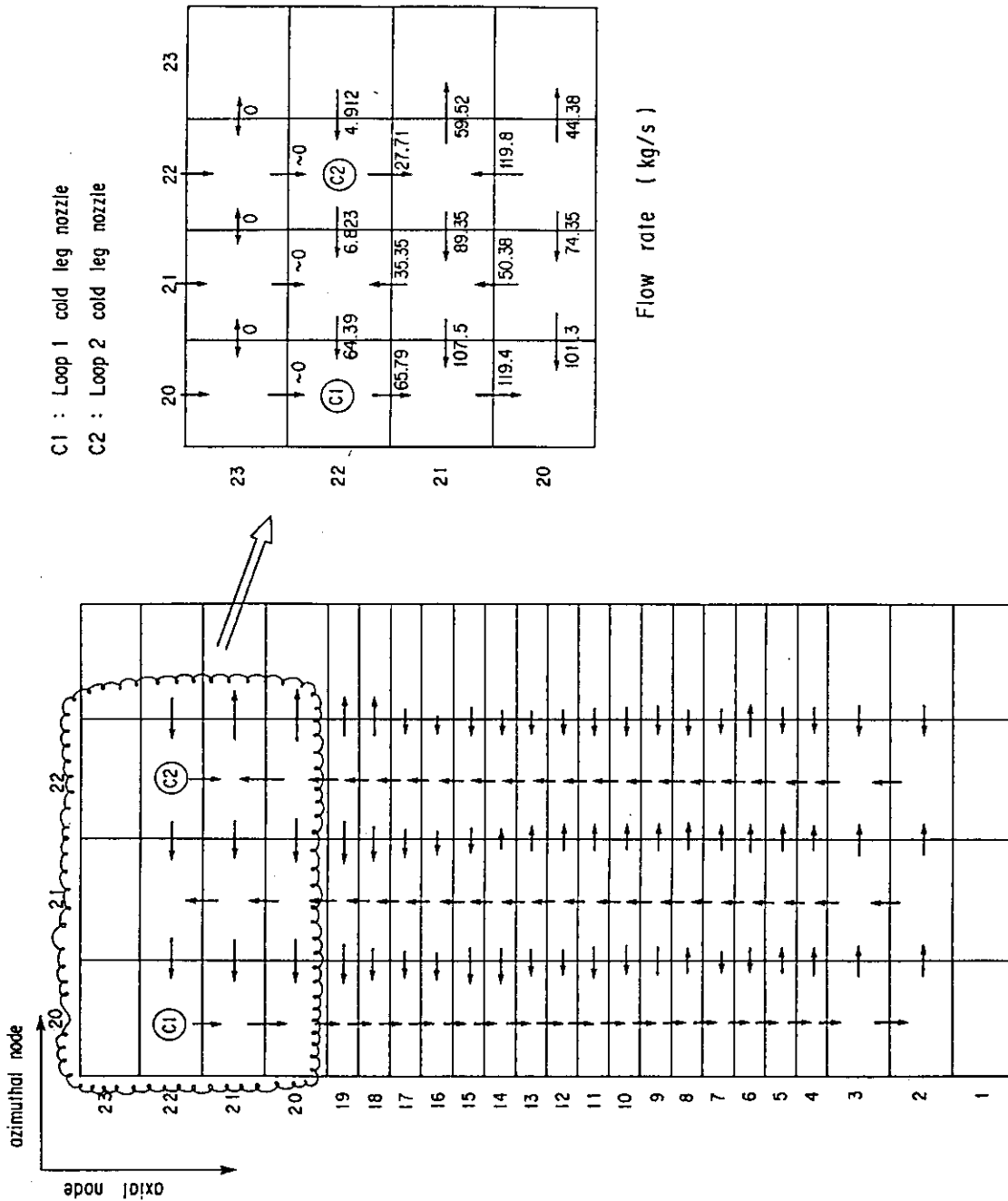


Fig. 4.9 Mass flow rate at inlet of radial blanket



Two-dimensional flow direction in downcomer

Fig. 4.10 Circulation flow in downcomer

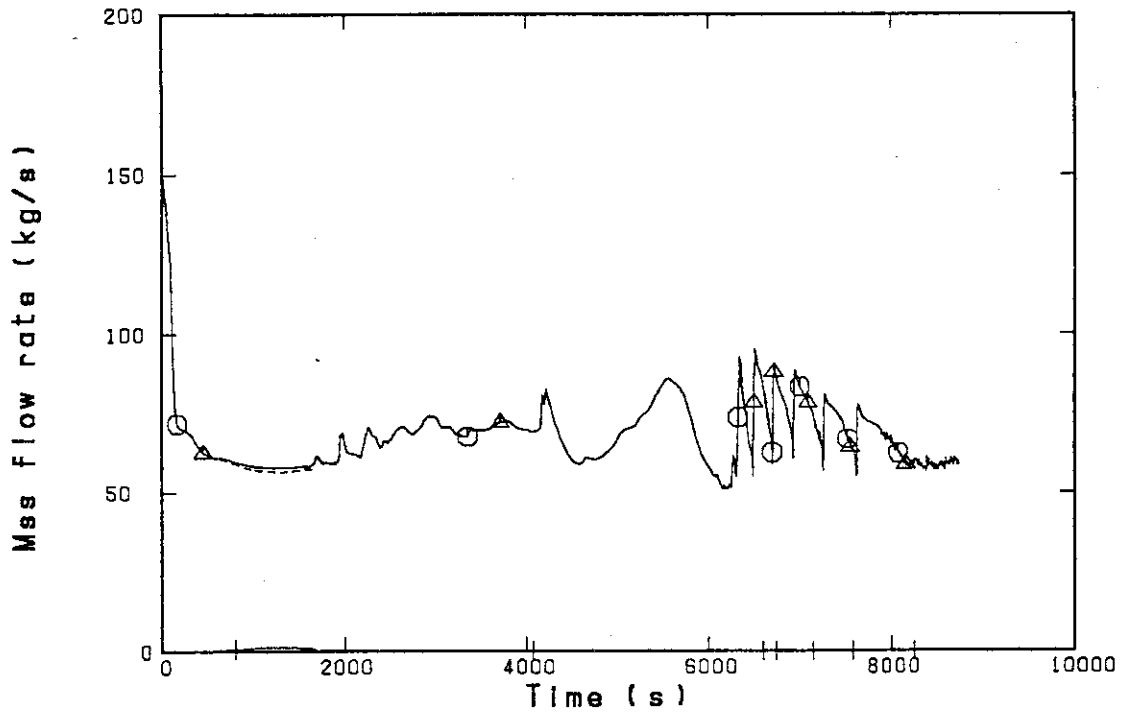


Fig. 4.11 Discharge flow rate at broken pipes

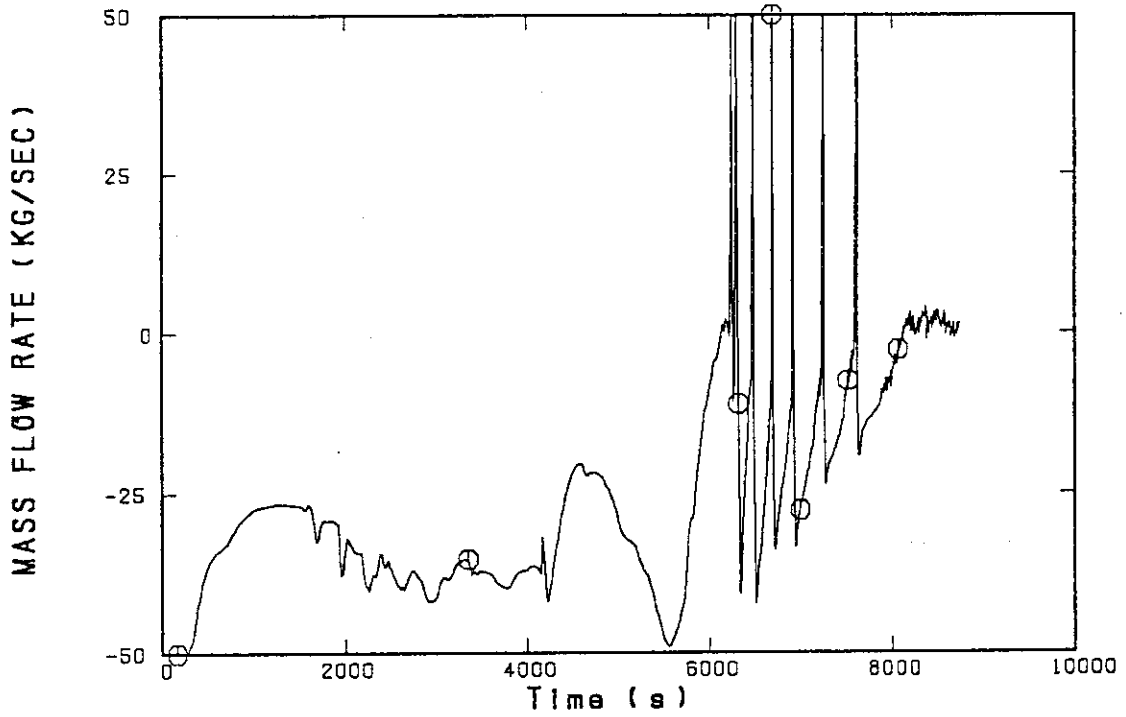


Fig. 4.12 Difference between injected and discharge mass flow rates

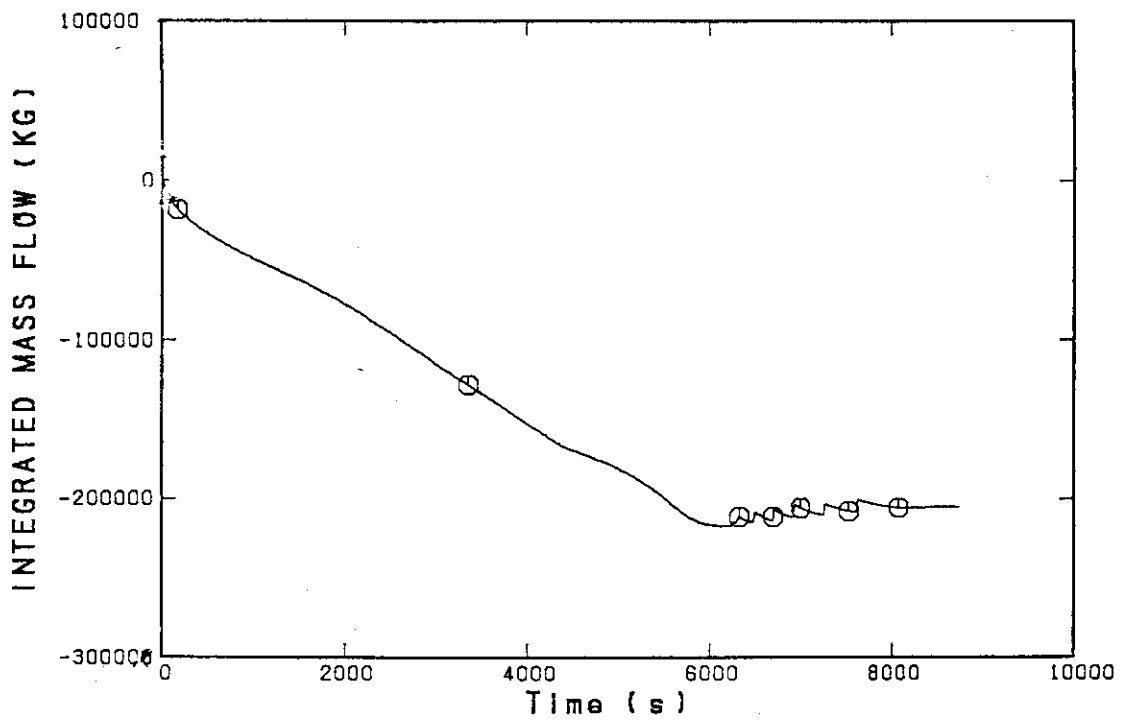


Fig. 4.13 Change of water inventory in primary system

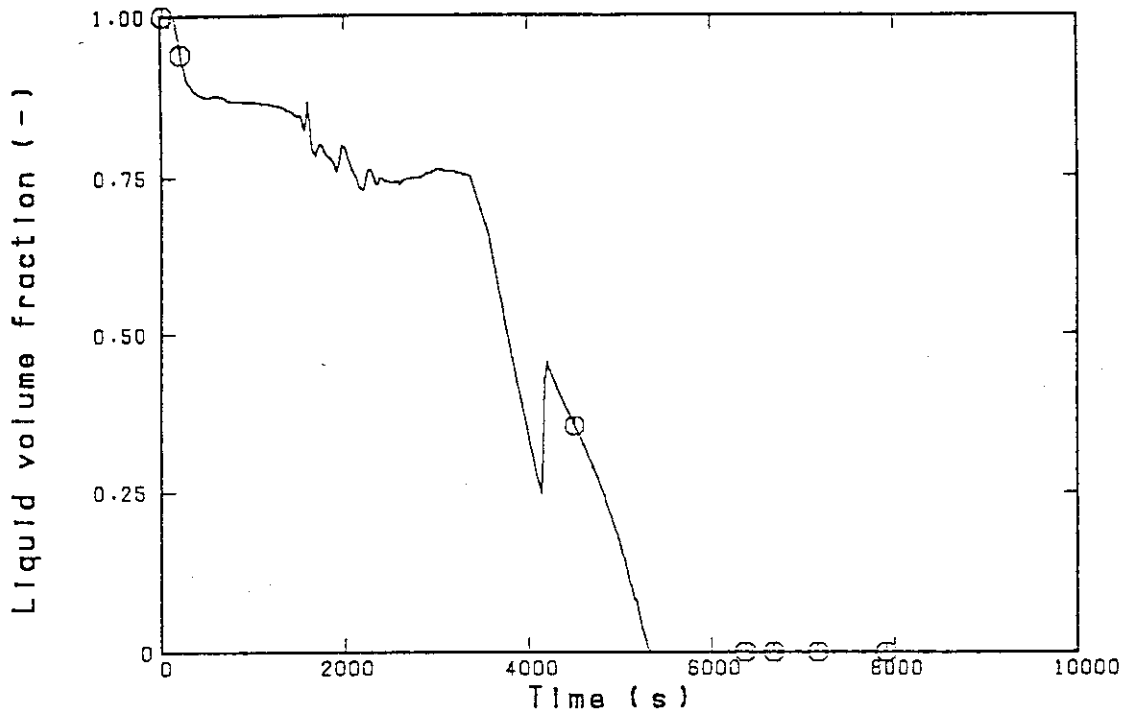


Fig. 4.14 Liquid volume fraction in upper plenum

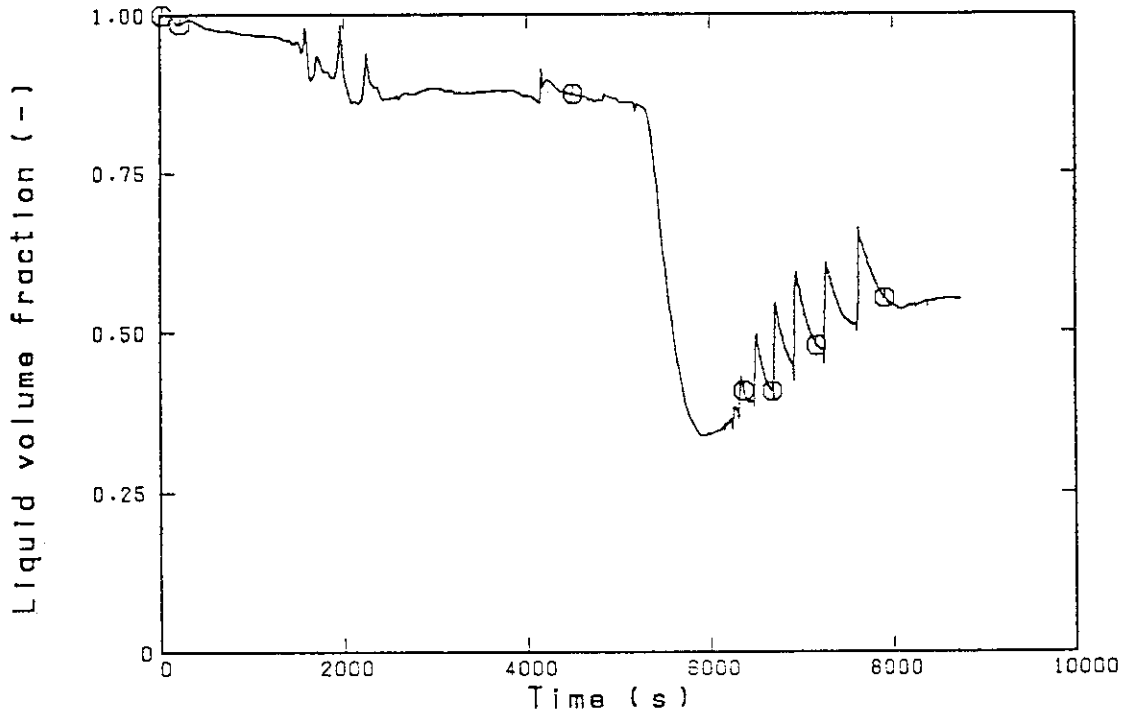


Fig. 4.15 Liquid volume fraction in core

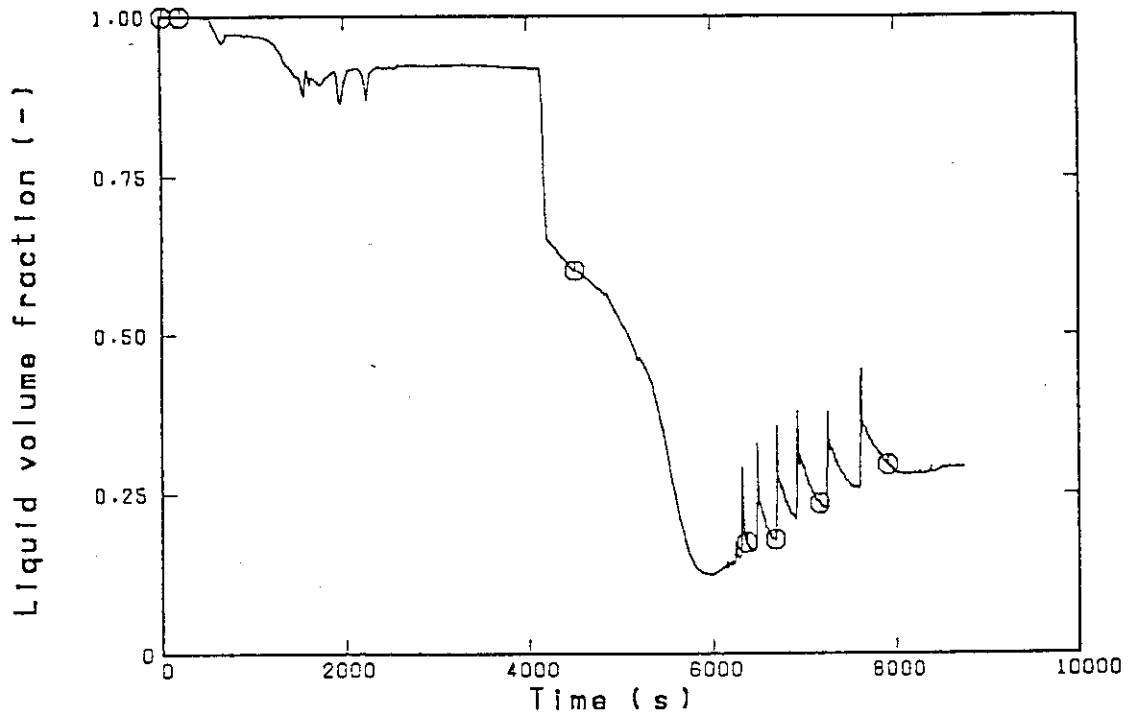


Fig. 4.16 Liquid volume fraction in downcomer

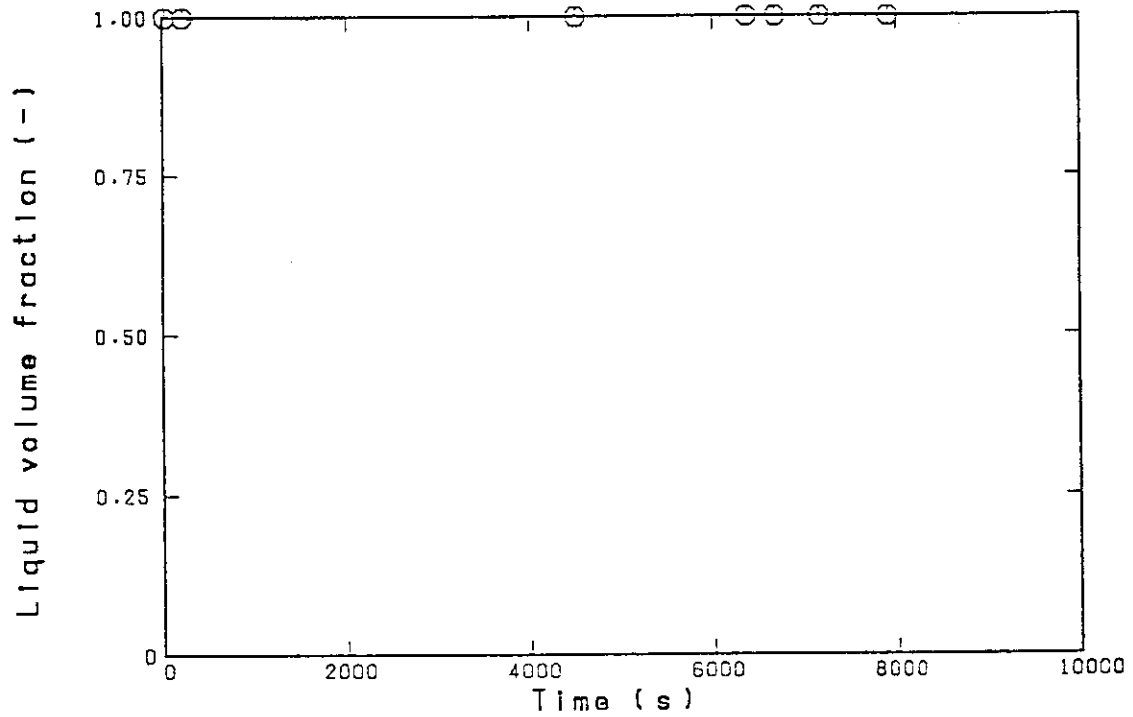


Fig. 4.17 Liquid volume fraction in lower plenum

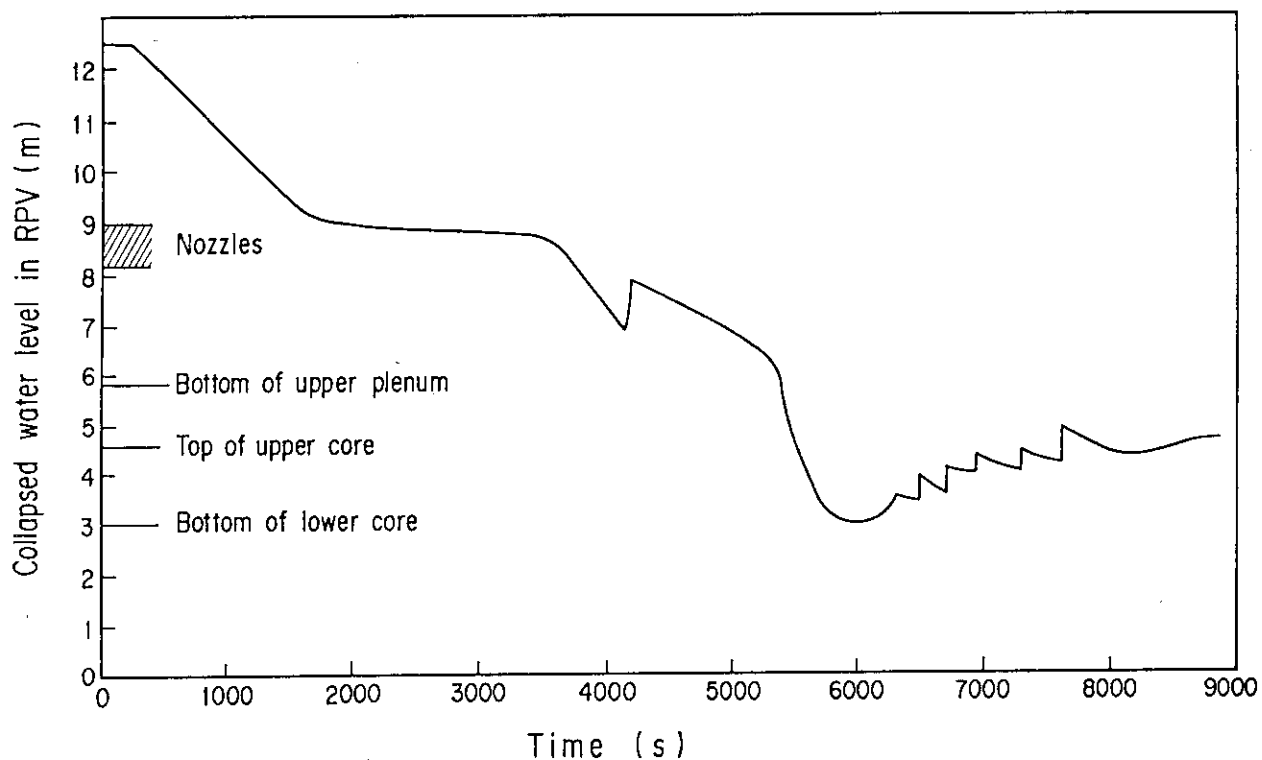


Fig. 4.18 Collapsed liquid level in pressure vessel

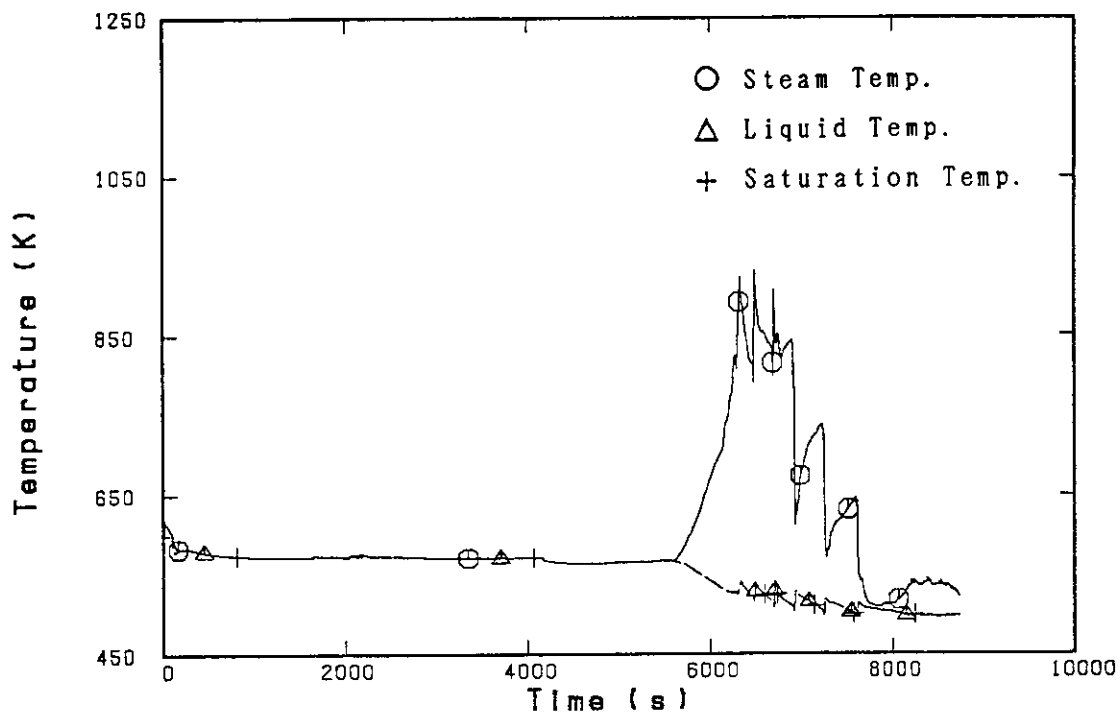


Fig. 4.19 Temperature transients at hot leg (loop 2)



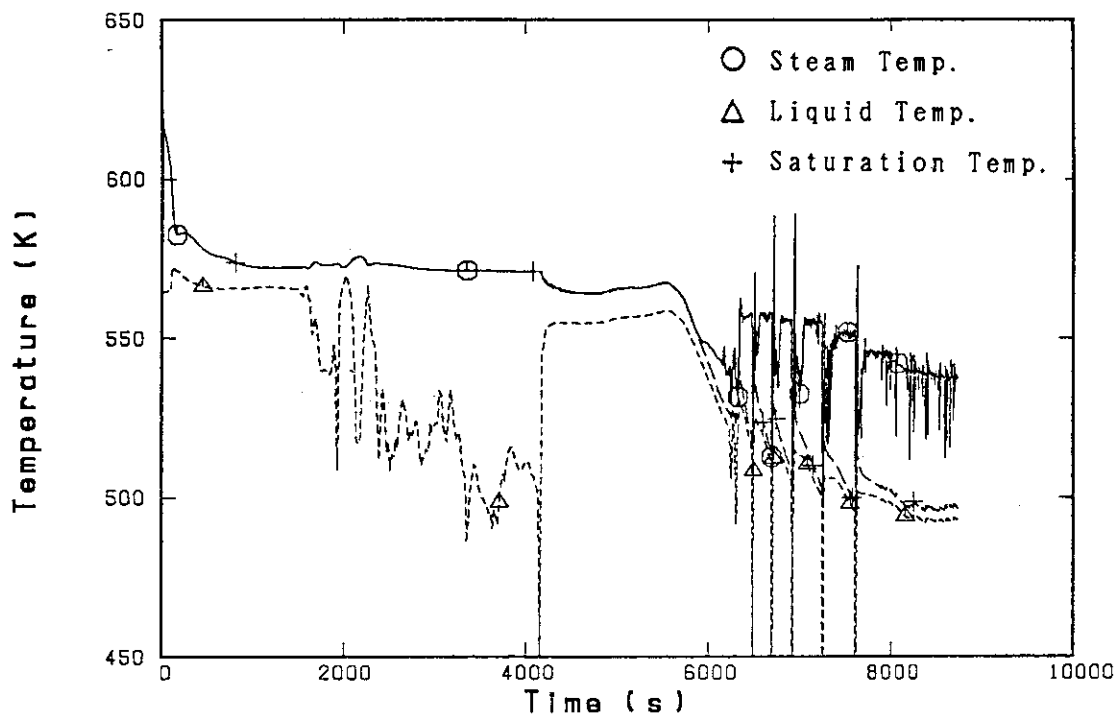


Fig. 4.20 Temperature transients at cold leg nozzle (loop 2)

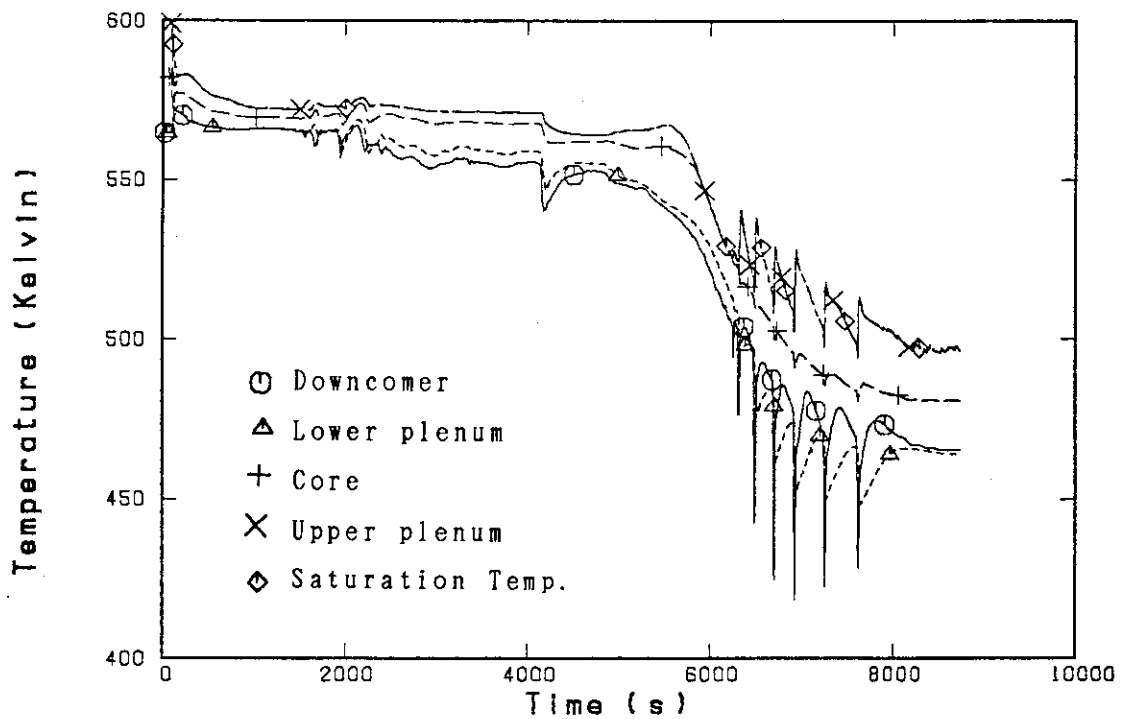


Fig. 4.21 Temperatures at downcomer, lower plenum, core and upper plenum and saturated temperature

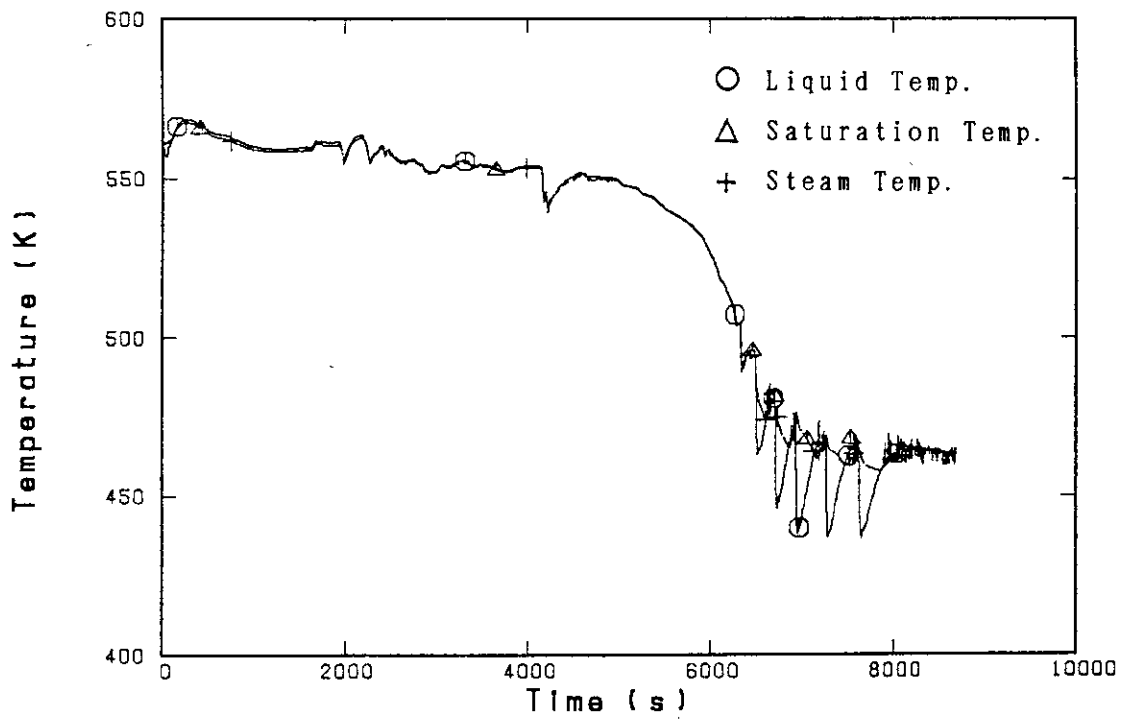


Fig. 4.22 Temperatures at broken pipe nozzles

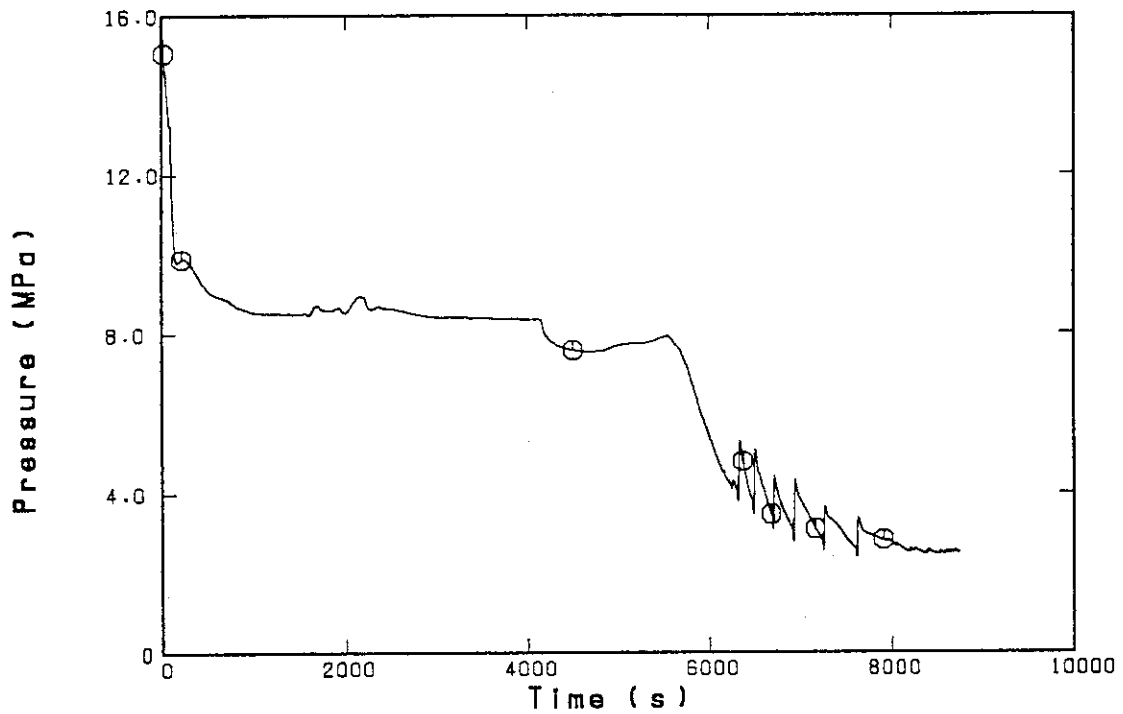


Fig. 4.23 Pressure in pressure vessel

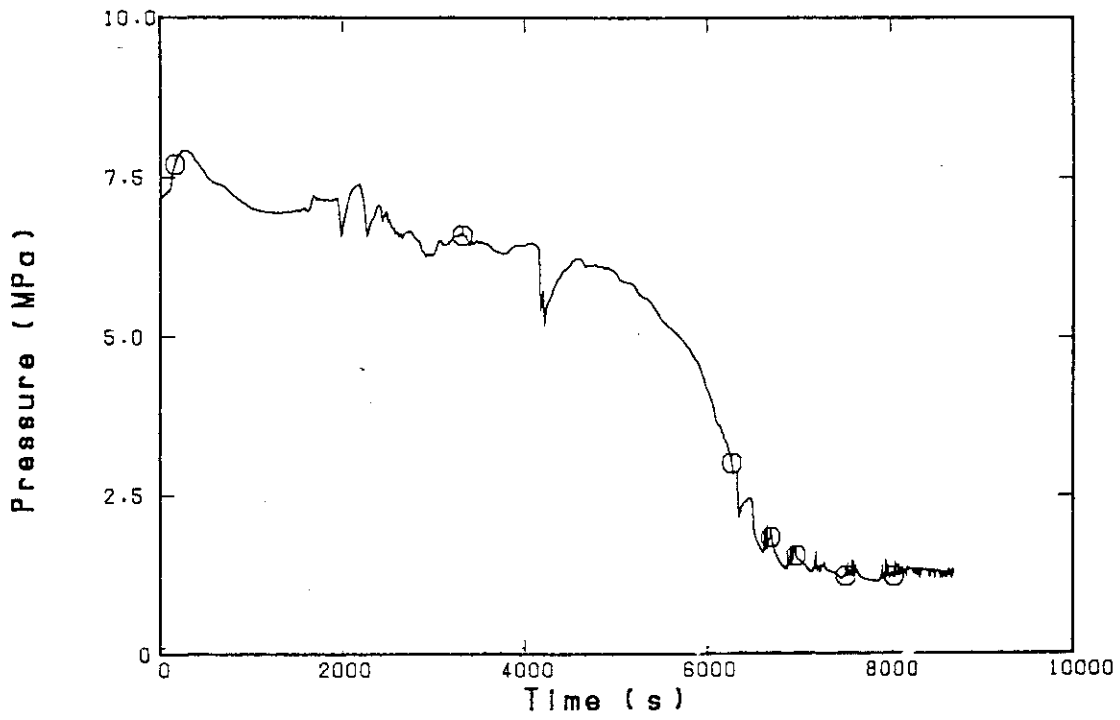


Fig. 4.24 Pressure at broken pipe edge

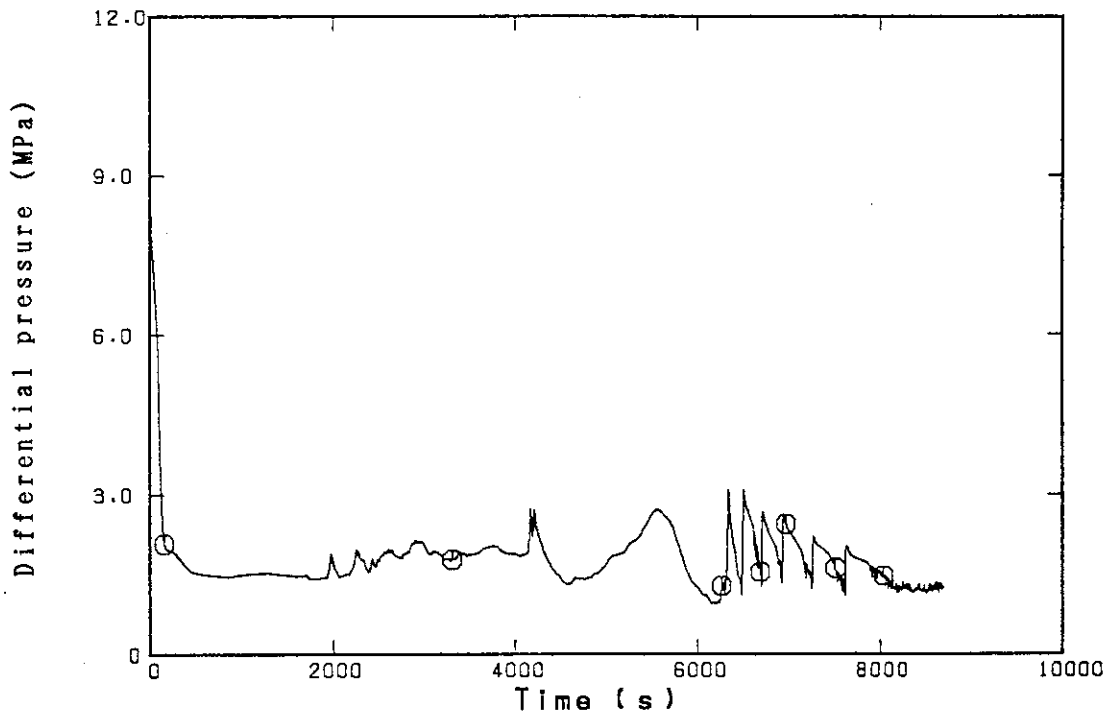


Fig. 4.25 Difference of pressures between broken pipe edge and pressure vessel

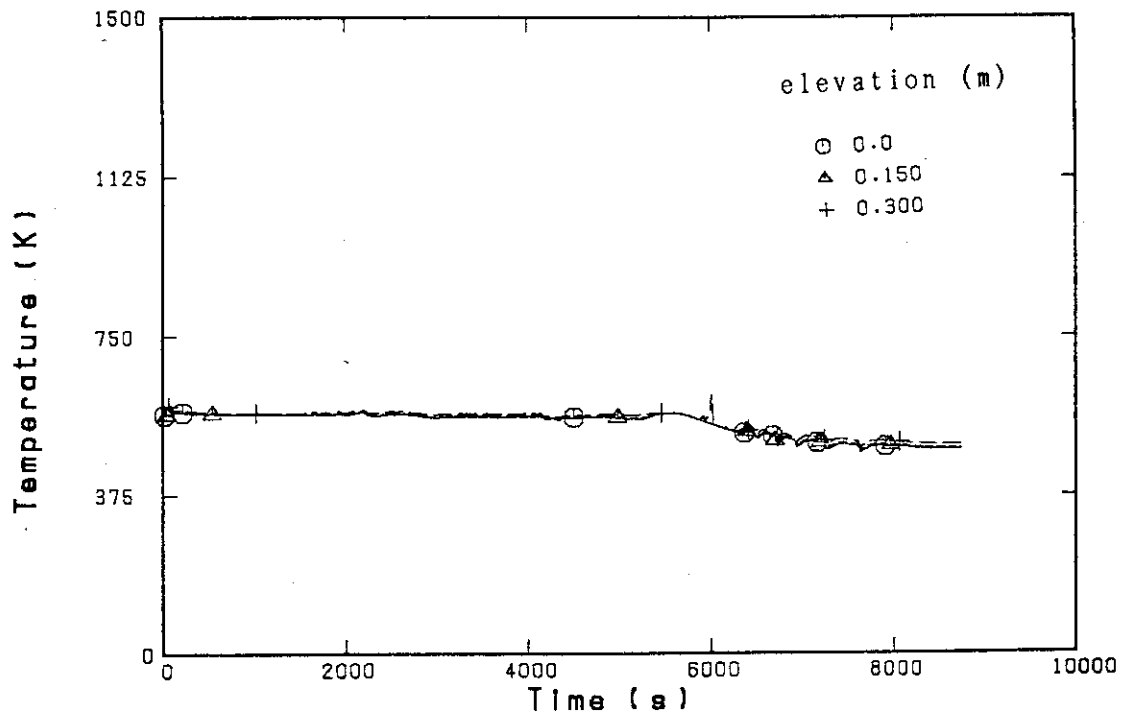


Fig. 4.26(a) Fuel rod surface temperatures at lower blanket

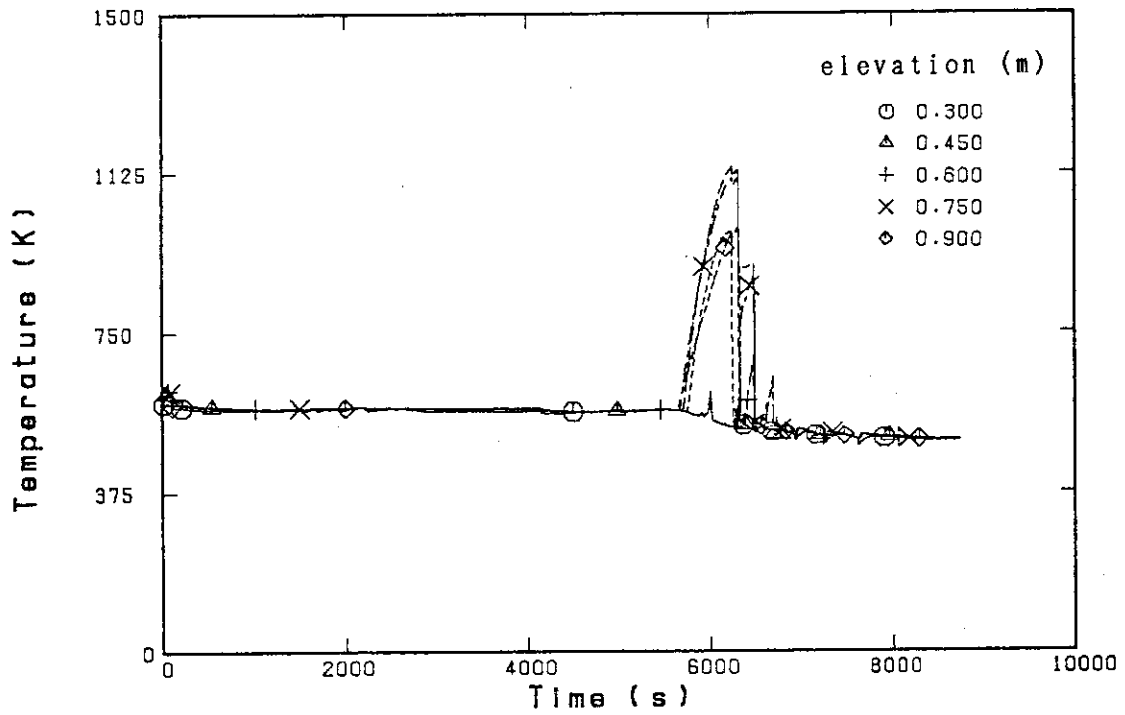


Fig. 4.26(b) Fuel rod surface temperatures at lower core

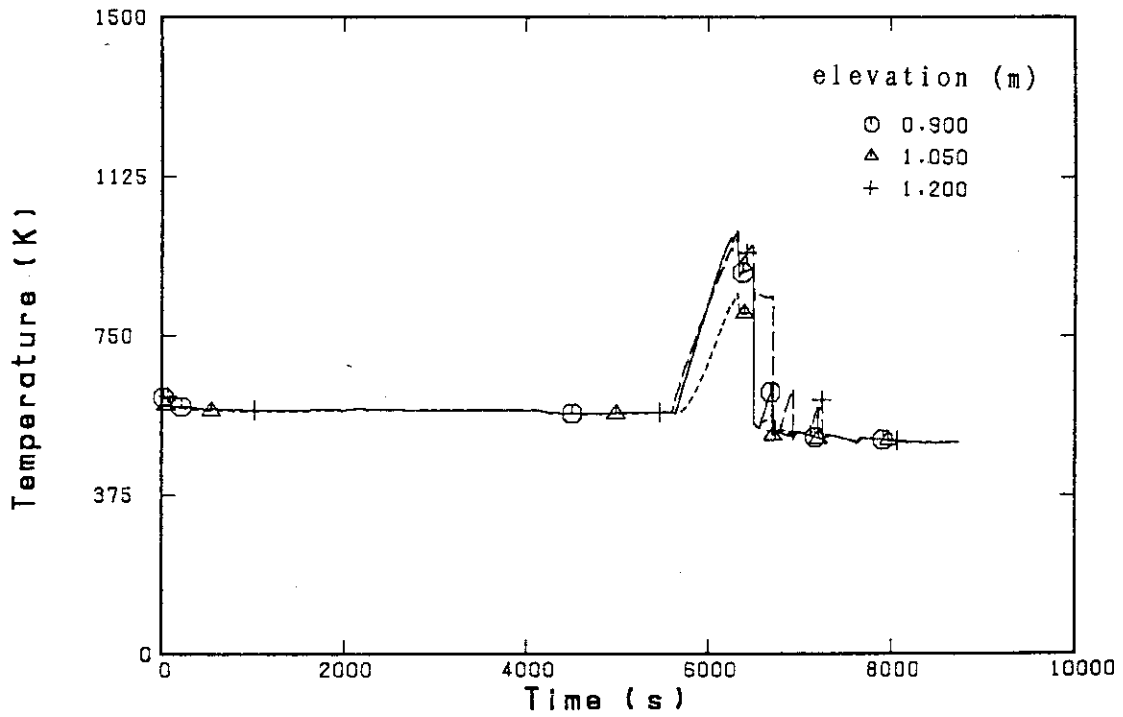


Fig. 4.26(c) Fuel rod surface temperatures at intermediate blanket

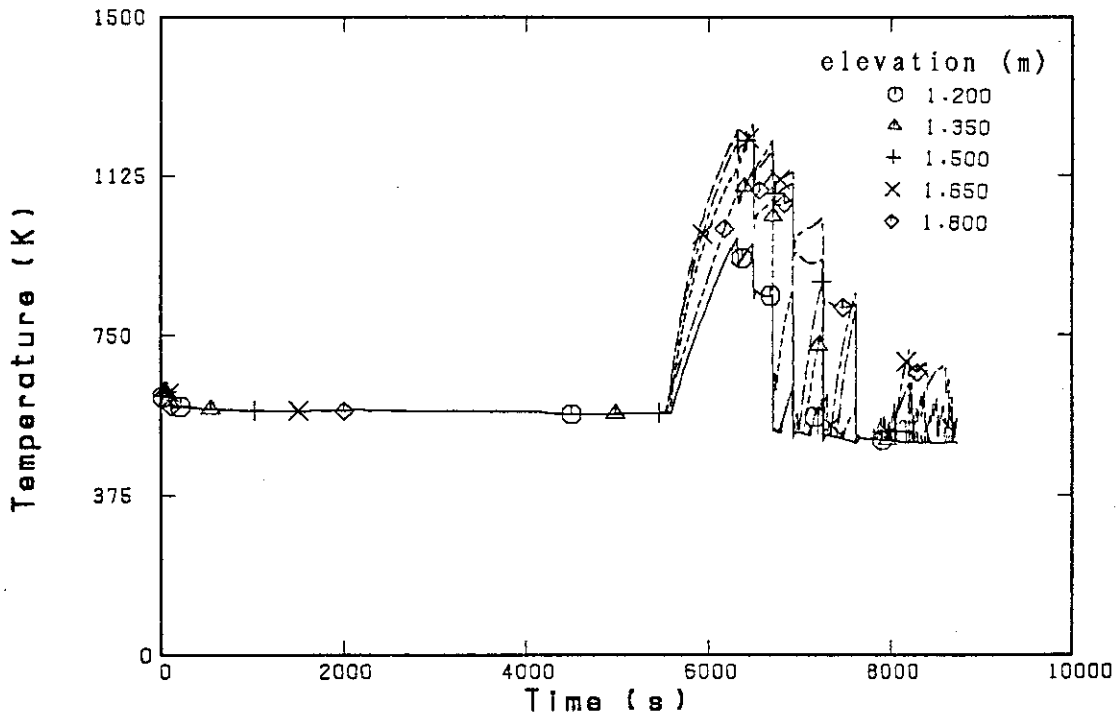


Fig. 4.26(d) Fuel rod surface temperatures at upper core

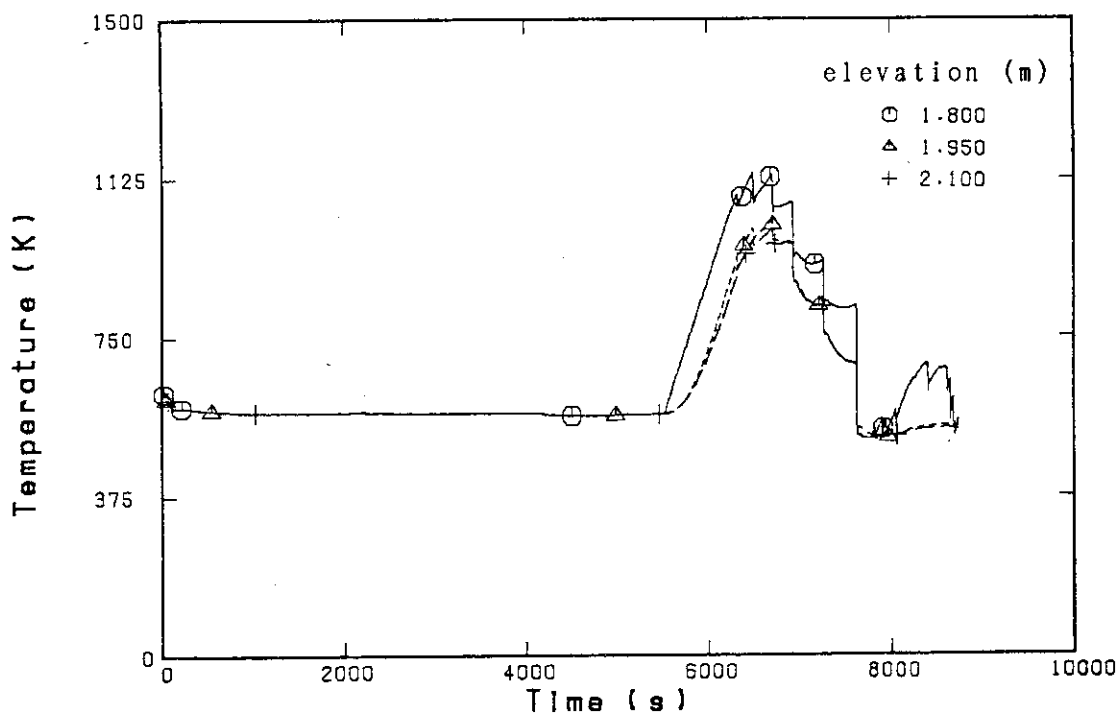


Fig. 4.26(e) Fuel rod surface temperatures at upper blanket

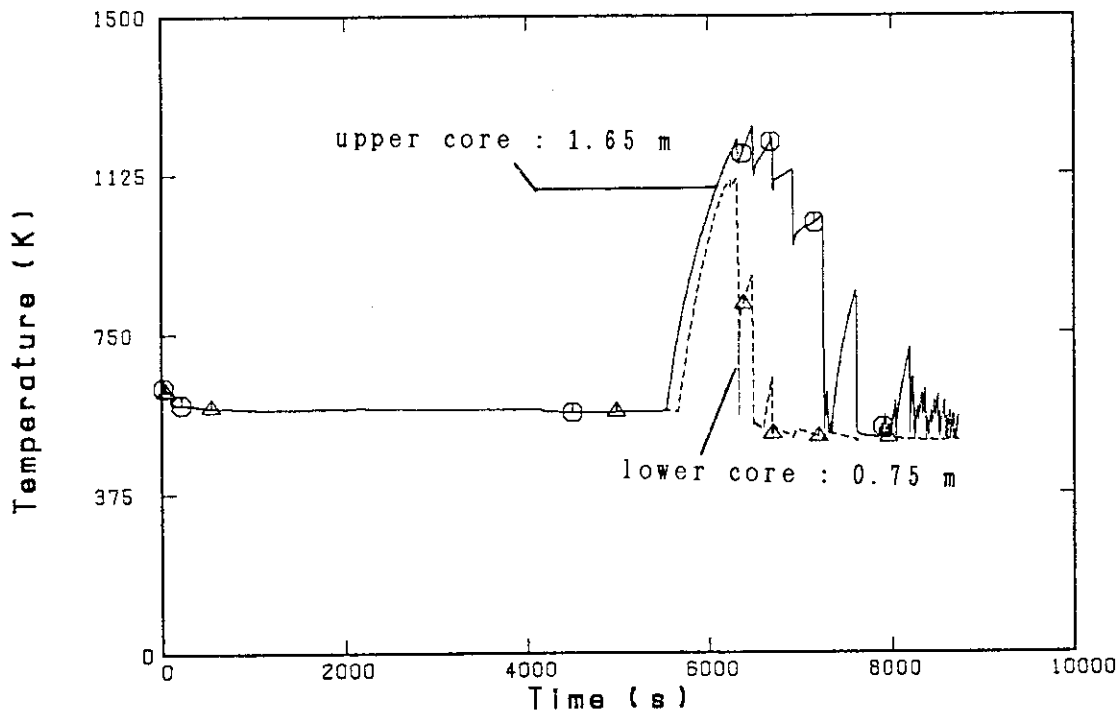


Fig. 4.27 Maximum temperatures at upper and lower cores

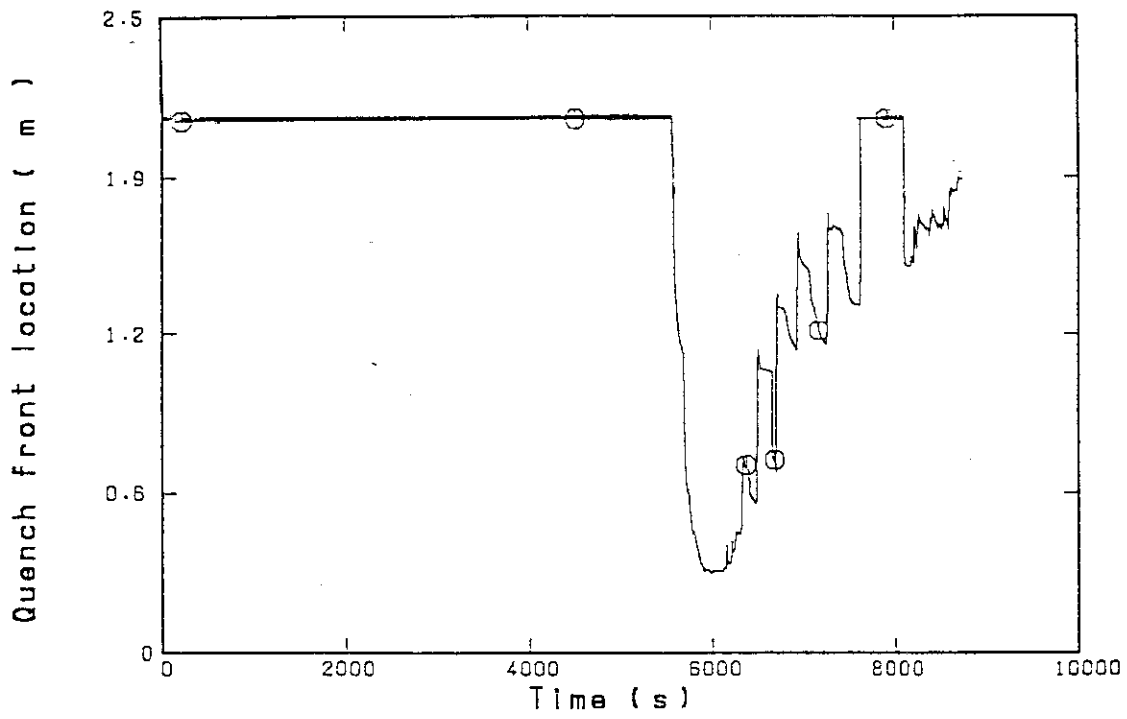


Fig. 4.28 Quench front elevation at maximum power rod

## 5. 結 論

扁平二重炉心型高転換軽水炉を対象とした事故解析の一環として、J-TRACコードを用いて、原子炉压力容器底部の計測配管破断（破断面積はコールドレグ流路面積の0.5%相当）に伴う小破断LOCA解析を行い、次の結果を得た。

破断発生後、圧力低下により蓄圧注入系の作動が開始すると、蒸気発生量の急上昇により原子炉压力容器内圧力が上昇するため、蓄圧注入系からの注入が停止するが、流出流量の増大に伴う炉心再露出による蒸気発生量の減少により圧力が低下すると、蓄圧注入系からの注入が再開されるプロセスが繰り返され、7回に及ぶ断続的な蓄圧注入系の作動が見られた。しかしながら、全体としては炉心水位は回復し、最終的には放出流量と安全注入系からの注水量がほぼバランスして、炉心の冠水は確保された。また、破断後の燃料被覆管の最高温度は上部炉心で1265K（992℃）、下部炉心で1113K（840℃）となった。

このように、解析結果の被覆管最高温度は現行軽水炉の安全評価基準値1473K（1200℃）を下回っており、かつ炉心の長期冷却は確保されていることから、小破断LOCAに関しては、本炉は熱水学的な成立性を有すると判断される。ドライアウト後の温度上昇の抑制には、軸方向ピーキングファクターが小さいこと、及び上部プレナム内保有水量が多いために炉心露出が遅れて崩壊熱レベルが低くなっていることなどの、扁平二重炉心型高転換軽水炉の特徴が寄与していると考えられる。

## 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、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。



## 5. 結 論

扁平二重炉心型高転換軽水炉を対象とした事故解析の一環として、J-TRACコードを用いて、原子炉压力容器底部の計測配管破断（破断面積はコールドレグ流路面積の0.5%相当）に伴う小破断LOCA解析を行い、次の結果を得た。

破断発生後、圧力低下により蓄圧注入系の作動が開始すると、蒸気発生量の急上昇により原子炉压力容器内圧力が上昇するため、蓄圧注入系からの注入が停止するが、流出流量の増大に伴う炉心再露出による蒸気発生量の減少により圧力が低下すると、蓄圧注入系からの注入が再開されるプロセスが繰り返され、7回に及ぶ断続的な蓄圧注入系の作動が見られた。しかしながら、全体としては炉心水位は回復し、最終的には放出流量と安全注入系からの注水量がほぼバランスして、炉心の冠水は確保された。また、破断後の燃料被覆管の最高温度は上部炉心で1265K（992℃）、下部炉心で1113K（840℃）となった。

このように、解析結果の被覆管最高温度は現行軽水炉の安全評価基準値1473K（1200℃）を下回っており、かつ炉心の長期冷却は確保されていることから、小破断LOCAに関しては、本炉は熱力学的な成立性を有すると判断される。ドライアウト後の温度上昇の抑制には、軸方向ピーキングファクターが小さいこと、及び上部プレナム内保有水量が多いために炉心露出が遅れて崩壊熱レベルが低くなっていることなどの、扁平二重炉心型高転換軽水炉の特徴が寄与していると考えられる。

## 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、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, “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) 森貫正, 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) 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, (1990).
- (14) Suzuki, M., : “Break Location Effects on PWR Small Break LOCA Phenomena”, JAERI-M 88-271 (1989).
- (15) Akimoto, H. et al. : “Assessment of J-TRAC Code with CCTF/SCTF Test Data”, Sixteenth Water Reactor Safety Information Meeting, Gaithersburg, MD, (1988).

- (16) 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).
- (17) 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).
- (18) Murao, Y. : "Correlation of Quench Phenomena for Bottom Flooding during Loss-of-Coolant Accidents", J.Nucl. Sci. Technol., 15 (12), 875-885, (1978).
- (19) Murao, Y. and Iguchi, T. : "Experimental Modeling of Core Hydrodynamics during Reflood Phase of LOCA", J.Nucl.Sci.Technol., 19 (8), 613-627, (1982).
- (20) 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).
- (21) Ohnuki, A. et al. : "Effect of Liquid Flow Rate on Film Boiling Heat Transfer during Reflood in Rod Bundle", J. Nucl. Sci. Technol., 27(6), (1990).
- (22) 大久保努, 他, "扁平二重炉心型高転換水炉の再冠水挙動" 日本原子力学会1990年年会
- (23) 末村高幸, 他, "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)", JAERI-M 90-047, (1990).
- (24) 岩村公道, 他, "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", JAERI-M 90-043, (1990).
- (25) Dreier, J., et al., "Experimental Simulation of LOCA Reflooding Conditions for Light Water High Converter Reactors", European Nuclear Conf. Nuclear Energy of Today and Tomorrow, Geneva, Switzerland, June 1-6, (1968).
- (26) Murao, Y. and Hojo, T., "Numerical Simulation of Reflooding Behavior in Tight-Lattice Rod Bundle", Nucl. Technol., Vol.80, 83, (1988).
- (27) 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, (1989).
- (28) 大久保努, 他, "スパイラルワイヤ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, (1988).
- (29) Tasaka, K., et al., "Conceptional Design of Large Scale Test Facility (LSTF) of ROSA-IV Program for PWR Small Break LOCA Integral Experiment", JAERI-M 9849 (1981).