

JAERI - M
93-015

稠密BWR型高転換軽水炉の安全解析

1993年2月

大久保 努・富合 一夫*・大杉 俊隆

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, 1993

編集兼発行 日本原子力研究所
印刷 いばらき印刷(株)

稠密BWR型高転換軽水炉の安全解析

日本原子力研究所東海研究所軽水炉将来技術開発計画特別チーム

大久保 努 ・ 富合 一夫* ・ 大杉 俊隆

(1993年1月11日受理)

稠密BWR型高転換軽水炉は、1.0以上と言われるその高い転換比により、炉型の導入効果を考える上で資源論的観点から魅力ある炉型ではあるものの、これまでに例のないその高い稠密度により、特にその炉心の冷却特性上解決すべき課題も多いと考えられる。そこで、本炉の炉心冷却特性に関する検討を行う一環として、定常時の限界熱流束特性とLOCAの代表的な事象である高圧注水系配管破断事故並びに給水配管破断事故に関する安全解析を実施した。

定常時の限界熱流束の評価は、 $K_f K$ の相関式を用いて行った。評価結果は、熱的に厳しいものであったが、燃料集合体の出力比を1.3と仮定した場合の局所出力比1.2の燃料棒で囲まれた流路に面した燃料棒に対して計算された最小限界熱流束比は、この高出力集合体の冷却材流量を平均出力集合体の1.2倍にすることにより1.3程度にできることを示した。

また、RETRANコードによる上記の両LOCA解析の結果、炉心は問題なく十分に冷却された状態に保たれ、燃料集合体出力比1.3および局所出力比1.2を仮定した場合の炉心の最高温度は、より厳しい結果を与えた高圧注水系配管破断事故の場合で、事故直後に670°C程度になるものの、事故開始後20秒以降には300°C以下に保たれることが示された。

Safety Analyses of a High Conversion LWR
with BWR Type Tight Lattice Core

Tsutomu OKUBO, Ichio TOMIAI* and Toshitaka OSUGI

Advanced LWR Technology Development Program Team
Tokai Research Establishment
Japan Atomic Energy Research Institute
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received January 11, 1993)

Although a high conversion LWR with a BWR type tight lattice core is an attractive reactor type due to its high conversion ratio of over 1.0 when we consider its effect on future reactor introduction, there would be some issues to be resolved, especially in the field of core cooling characteristics, due to its higher degree of tightness than ever. Therefore, as a part of the investigation on core cooling characteristics of this reactor, safety analyses on the critical heat flux characteristics under the steady state and the representative LOCA events of the high pressure core floodler piping break accident and the feed water piping break accident have been performed.

Evaluation of the critical heat flux under the steady state has been performed with the KfK correlation. The results are severe ones from the thermodynamic point of view. They, however, show the minimum critical heat flux ratio of about 1.3 can be attained for the rod with the local power ratio of 1.2 and facing a subchannel surrounded by three of this type of rod in the fuel assembly with the power ratio of 1.3 by increasing the water flow rate by 20 percent in the high power fuel assembly than the average.

Analyzed results with RETRAN code for those two LOCAs have shown the core is kept sufficiently cooled without any problems. The maximum core

* IEA of Japan

temperature calculated for a rod with the local power ratio of 1.2 in the fuel assembly with the power ratio of 1.3 in the high pressure core flood-er piping break accident, which has given the severe results than the other, is around 670°C just after the accident initiation. Then, after 20 s, the core temperature is kept under about 300°C.

Keywords: High Conversion LWR, Tight Lattice Core, BWR, Safety Analyses, Thermal Hydraulics, Critical Heat Flux, LOCA

目 次

1. 序 論	1
2. 解析対象プラント	2
2.1 プラントの概要	2
2.2 プラントのモデル化	3
2.2.1 システム解析	3
2.2.2 ホットチャンネル解析	5
3. 定常時の限界熱流束の評価	17
3.1 限界熱流束の評価方法	17
3.2 評価結果	18
4. LOCA解析	23
4.1 定常状態の解析	23
4.1.1 解析条件	23
4.1.2 解析結果	23
4.2 高圧注水系配管破断事故解析	24
4.2.1 解析条件	24
4.2.2 システム解析の結果	25
4.2.3 ホットチャンネル解析の結果	27
4.3 給水配管破断事故解析	27
4.3.1 解析条件	27
4.3.2 解析結果	28
5. 結 論	70
謝 辞	70
参考文献	71

Contents

1. Introduction	1
2. Description of Analyzed Plant	2
2.1 Overview of Plant	2
2.2 Modeling of Plant	3
2.2.1 Analyses of System Response	3
2.2.2 Hot Channel Analyses	5
3. Evaluation of Critical Heat Flux under Steady State	17
3.1 Evaluation Method of Critical Heat Flux	17
3.2 Evaluation Results	18
4. LOCA Analyses	23
4.1 Analyses for Steady State	23
4.1.1 Conditions for Analyses	23
4.1.2 Analytical Results	23
4.2 Analyses for High Pressure Core Flooder Piping Break Accident	24
4.2.1 Conditions for Analyses	24
4.2.2 Results of System Analyses	25
4.2.3 Results of Hot Channel Analyses	27
4.3 Analyses for Feed Water Piping Break Accident	27
4.3.1 Conditions for Analyses	27
4.3.2 Analytical Results	28
5. Conclusions	70
Acknowledgements	70
References	71

表 リ ス ト

- 表2.1 稠密BWRプラントの基本仕様
- 表2.2 逃がし安全弁吹出容量
- 表4.1.1 定常計算の設定条件並びに結果
- 表4.1.2 定常状態での各部の圧損
- 表4.2.1 HPCF配管破断事故解析の条件
- 表4.2.2 HPCF配管破断事故解析結果のクロノロジー
- 表4.3.1 給水配管破断事故解析の条件
- 表4.3.2 給水配管破断事故解析結果のクロノロジー

図 リ ス ト

- 図2.1 稠密BWRの圧力容器
- 図2.2 燃料集合体断面図
- 図2.3 ECCSの系統構成
- 図2.4 RETRANシステム解析用ノード分割モデル
- 図2.5 軸方向相対出力分布
- 図2.6 UO_2 とSUSの熱伝導率
- 図2.7 UO_2 とSUSの体積的熱容量
- 図2.8 UO_2 とSUSの線膨張係数
- 図2.9 ヘリウムの熱伝導率
- 図2.10 ヘリウムの体積的熱容量
- 図2.11 ダウンカマの体積と水位の関係
- 図2.12 ダウンカマ水位計算ロジック
- 図2.13 SRV並びにADS流量計算ロジック
- 図2.14 RETRANホットチャンネル解析用ノード分割モデル
- 図3.1 限界熱流束比(CHFR)の軸方向変化
- 図3.2 最小限界熱流束比(MCHFR)の集合体流量依存性
- 図3.3 最小限界熱流束比(MCHFR)の集合体流量および局所出力比依存性
- 図4.2.1 原子炉水位トリップ信号の設定とその機能
- 図4.2.2 ECCS注水特性
- 図4.2.3 BWRプラント基準データ原子炉出力の時間変化
- 図4.2.4 蒸気ドーム圧力、主蒸気流量及びSRV流量(HPCF配管破断)
- 図4.2.5 ダウンカマ水位(HPCF配管破断)
- 図4.2.6 炉出力、平均表面熱流束及びポンプ出口流量(HPCF配管破断)
- 図4.2.7 下部プレナム水の温度と飽和温度(HPCF配管破断)
- 図4.2.8 破断流量(HPCF配管破断)
- 図4.2.9 破断口クオリティ(HPCF配管破断)
- 図4.2.10 RCI C流量及びLPFL流量(HPCF配管破断)

- 図4.2.11 再循環ポンプ回転数 (HPCF配管破断)
- 図4.2.12 炉心部出入口流量 (HPCF配管破断)
- 図4.2.13 炉心バイパス出入口流量 (HPCF配管破断)
- 図4.2.14 燃料棒表面温度: ノード1 (HPCF配管破断)
- 図4.2.15 燃料棒表面温度: ノード2 (HPCF配管破断)
- 図4.2.16 燃料棒表面温度: ノード3 (HPCF配管破断)
- 図4.2.17 燃料棒表面温度: ノード4 (HPCF配管破断)
- 図4.2.18 燃料棒表面温度: ノード5 (HPCF配管破断)
- 図4.2.19 燃料棒表面温度: ノード6 (HPCF配管破断)
- 図4.2.20 燃料棒表面温度: ノード7 (HPCF配管破断)
- 図4.2.21 燃料棒表面温度: ノード8 (HPCF配管破断)
- 図4.2.22 炉心部ボイド率: ノード1 (HPCF配管破断)
- 図4.2.23 炉心部ボイド率: ノード2 (HPCF配管破断)
- 図4.2.24 炉心部ボイド率: ノード3 (HPCF配管破断)
- 図4.2.25 炉心部ボイド率: ノード4 (HPCF配管破断)
- 図4.2.26 炉心部ボイド率: ノード5 (HPCF配管破断)
- 図4.2.27 炉心部ボイド率: ノード6 (HPCF配管破断)
- 図4.2.28 炉心部ボイド率: ノード7 (HPCF配管破断)
- 図4.2.29 炉心部ボイド率: ノード8 (HPCF配管破断)
- 図4.2.30 ホットチャンネル出入口流量 (HPCF配管破断)
- 図4.2.31 ホットチャンネル燃料棒表面温度: ノード9および1 (HPCF配管破断)
- 図4.2.32 ホットチャンネル燃料棒表面温度: ノード10および2 (HPCF配管破断)
- 図4.2.33 ホットチャンネル燃料棒表面温度: ノード11および3 (HPCF配管破断)
- 図4.2.34 ホットチャンネル燃料棒表面温度: ノード12および4 (HPCF配管破断)
- 図4.2.35 ホットチャンネル燃料棒表面温度: ノード13および5 (HPCF配管破断)
- 図4.2.36 ホットチャンネル燃料棒表面温度: ノード14および6 (HPCF配管破断)
- 図4.2.37 ホットチャンネル燃料棒表面温度: ノード15および7 (HPCF配管破断)
- 図4.2.38 ホットチャンネル燃料棒表面温度: ノード16および8 (HPCF配管破断)
- 図4.2.39 ホットチャンネル炉心部ボイド率: ノード1 (HPCF配管破断)
- 図4.2.40 ホットチャンネル炉心部ボイド率: ノード2 (HPCF配管破断)
- 図4.2.41 ホットチャンネル炉心部ボイド率: ノード3 (HPCF配管破断)
- 図4.2.42 ホットチャンネル炉心部ボイド率: ノード4 (HPCF配管破断)
- 図4.2.43 ホットチャンネル炉心部ボイド率: ノード5 (HPCF配管破断)
- 図4.2.44 ホットチャンネル炉心部ボイド率: ノード6 (HPCF配管破断)
- 図4.2.45 ホットチャンネル炉心部ボイド率: ノード7 (HPCF配管破断)
- 図4.2.46 ホットチャンネル炉心部ボイド率: ノード8 (HPCF配管破断)
- 図4.3.1 蒸気ドーム圧力、主蒸気流量及びSRV流量 (給水配管破断)
- 図4.3.2 ダウンカマ水位 (給水配管破断)
- 図4.3.3 炉出力、平均表面熱流束及びポンプ出口流量 (給水配管破断)

- 図4.3.4 下部プレナム水の温度と飽和温度（給水配管破断）
- 図4.3.5 破断流量（給水配管破断）
- 図4.3.6 破断口クオリティ（給水配管破断）
- 図4.3.7 HPCF流量及びLPFL流量（給水配管破断）
- 図4.3.8 再循環ポンプ回転数（給水配管破断）
- 図4.3.9 炉心部出入口流量（給水配管破断）
- 図4.3.10 炉心バイパス出入口流量（給水配管破断）
- 図4.3.11 燃料棒表面温度：ノード1（給水配管破断）
- 図4.3.12 燃料棒表面温度：ノード2（給水配管破断）
- 図4.3.13 燃料棒表面温度：ノード3（給水配管破断）
- 図4.3.14 燃料棒表面温度：ノード4（給水配管破断）
- 図4.3.15 燃料棒表面温度：ノード5（給水配管破断）
- 図4.3.16 燃料棒表面温度：ノード6（給水配管破断）
- 図4.3.17 燃料棒表面温度：ノード7（給水配管破断）
- 図4.3.18 燃料棒表面温度：ノード8（給水配管破断）
- 図4.3.19 炉心部ボイド率：ノード1（給水配管破断）
- 図4.3.20 炉心部ボイド率：ノード2（給水配管破断）
- 図4.3.21 炉心部ボイド率：ノード3（給水配管破断）
- 図4.3.22 炉心部ボイド率：ノード4（給水配管破断）
- 図4.3.23 炉心部ボイド率：ノード5（給水配管破断）
- 図4.3.24 炉心部ボイド率：ノード6（給水配管破断）
- 図4.3.25 炉心部ボイド率：ノード7（給水配管破断）
- 図4.3.26 炉心部ボイド率：ノード8（給水配管破断）

1. 序 論

日本原子力研究所（以下「原研」という）では、次世代の軽水炉に関する検討を進めている⁽¹⁾。この中で、その1つとして考えられている高転換軽水炉については、ここ数年来多くの研究がなされており幾つかの炉型が提案されているが⁽²⁾、その中でも稠密度の高いBWR^{(3)~(7)}は、1.0という非常に高い転換比を実現できる可能性のあるものとして導入効果を考える上で資源論的観点から魅力のある炉型である。しかしながら、この炉概念は、その稠密度の高さから現行炉に比べて大きく異なる特性を有する可能性があり、まだ検討の余地が多いと考えられている。特に、燃料棒間隔が1.3mmと極端に狭いため、炉心の冷却特性上の問題が懸念されているが、この点に関する研究は未だ十分になされたとは言えない状況である。

従って、このような稠密BWR型炉を次世代型軽水炉の一つの候補として検討を進める上では、その炉概念の成立性についても同時に検討を進めてゆく必要がある。そこで、原研では、特に検討の必要性が高いと考えられる炉心冷却特性に関する検討を進めると同時に研究開発上の課題を明らかにすることとした。

本報告書は、その一環として実施された稠密BWR型炉の安全解析の結果をまとめたものである。安全解析には多くの項目が含まれるが、具体的には、定常時における限界熱流束と代表的な冷却材喪失事故である高圧注水系（HPCF）配管破断事故及び給水配管破断事故事象についての解析結果について報告する。

限界熱流束の評価においては、BWRでは通例GEXL相関式⁽⁸⁾等の限界クオリティー沸騰長型の相関式を用いているが、本報では、稠密格子炉心の体系に対して現在のところ最も広い範囲のデータを基にして作成されたKfKの相関式⁽⁹⁾を用いた。また、現在のところ、炉心内の出力分布および流量分布等に関する公開の情報がないため、ある出力分布を仮定するとともに集合体流量をパラメータとした評価を行った。

ところで、限界熱流束あるいは限界出力に関しては、特に異常な過渡変化時の特性が安全解析上重要となるが、現在のところ、反応度係数や炉心内の出力および流量分布等に関して公開された詳細な情報がなく、これらをパラメータとして過渡解析計算を行うとすると膨大な計算量となるため、現時点ではそれらの情報が入手できるまで実施を見合せている。幸い、最近上記の炉物理特性を解析するコード⁽¹⁰⁾が作成され公開されているので、今後これを用いて炉物理特性の詳細を決定しつつ過渡解析を行うのが良策と考えている。

事故解析については、上記のように炉物理特性に関する公開の詳細な情報がないため、代表的な事象でかつそれらに影響される程度が少ないものとして、冷却材喪失事故の高圧注水系配管破断事故と給水配管破断事故を選択し、RETRANコード⁽¹¹⁾を用いて解析を行った。

尚、以上の解析の対象としたプラントとしては、日立製作所エネルギー研究所から提案されているプルトニウム増倍型BWRの一つであるPGBR-3⁽⁶⁾と名付けられたものと同様の炉心およびABWR⁽¹²⁾と同様なシステム機器を有するもので制御棒上方駆動方式のもの⁽¹⁾を、日立製作所日立工場の協力を得て新たに考えて対象とした。

2. 解析対象プラント

2.1 プラントの概要

解析の対象とした稠密BWR型炉の圧力容器を図2.1に示す。また、本プラントの主要な仕様を表2.1にABWRと比較して示す。以下に、本プラントの特徴の概要を述べる。

本プラントの炉心部は、日立製作所エネルギー研究所から提案されているプルトニウム増倍型BWR^{(3)~(7)}の一つであるPGBR-3⁽⁶⁾と名付けられたものと同様のものを想定している。本炉心は、プルトニウム残存比が1.0以上でかつ反応度ポイド係数が零の炉物理特性を有するとされている。また、本炉心のドップラー係数は現行BWRの約5割増で、出力係数が負であるとされている。また、本炉心の大きな特徴として、炉心の稠密度が高く燃料棒間隔が1.3mmであるとともに、炉心出口クオリティが現行BWRの約2倍の28%程度となっている。このため、炉心冷却材流量が少なく設計されており、現行BWRと比較するとそれらの炉心出力比である0.67の更に0.63倍となっている。これらの事から、本炉心の熱水力学的な特性は、現行BWRに比べて厳しくなっていると予想され、前章で述べたように炉心冷却特性に関する検討が必要であると考えられる。

炉心の燃料集合体を図2.2に示す。この図から分かるように、現行BWRとは異なり、制御棒としてクラスタ型のものを使用している。クラスタ型の制御棒は、現行BWRでは使用されておらず、現行PWRで使用されているが、この場合制御棒は上方で駆動され下方に挿入されており、BWRの場合と逆になっている。今回稠密BWR型炉を考えるにあたり、クラスタ型制御棒に対するこれまでの経験実績から、PWRと同じ方式のものを考えることにした。このため、BWRの炉心の上方に存在するセパレータおよびドライヤーを従来のように円筒上に配置することができなくなり、ドーナツ状に配置することとした。この結果、図2.1に見られるように、炉心の上方が広がった圧力容器の構造となった。本図では、セパレータおよびドライヤーの列数を十分余裕を見込んで多くとった設計としているため圧力容器上部の径がかなり大きくなっているが、今後の詳細な設計検討により径を現在のものより2m程度小さくできる可能性が有る。この場合には、炉心部の径より0.5m程度大きくなるだけで済むため、今後の検討に期待される。

炉心および制御棒以外のシステム内の機器については、基本的にABWRで使用されているものと同様のものを使用することとし、容量や基数の設定にあたっては、必要に応じてその出力比を考慮するものとした。従って、本プラントでは再循環ポンプとしてインターナルポンプを採用しており、また、ECCSの構成に関しても図2.3に示すものを採用した。本ECCSの特徴は、従来のスプレイ系に代わってフラッグ系が採用されていることと、ECCSが3つの区分に分けられていてその各々に高圧と低圧の両方の注水系が装備されていることである。この方式によりECCSの多重性が従来以上に高められている。これらにより、本プラントではABWRより前の従来のプラントに比べ、特に冷却材喪失事故に対する安全性の面でより向上していると考えられる。

2.2 プラントのモデル化

稠密BWRプラントの熱水力学挙動の解析にあたっては、過渡熱水力学解析コードであるRETRAN-02/MOD3コードを用いた。本コードを用いた主たる理由は、本コードが比較的簡便に利用できるうえ米国の電力会社等で広く用いられておりその信頼性が高いとともに、特に本コードの計算上の安定性が高い点にあり、これは今回のような新しいプラントの解析をおこなう上で重要な点である。

本プラントの仕様はまだ詳細には決定されていないため、本プラントをモデル化するにあたっては、必要に応じてABWRに関する情報とともに、TRACコード⁽¹³⁾用にUSNRCで作成されたBWR-6に対するサンプル入力データを参照した。

また、本解析では炉心を含めた圧力容器全体の計算を行うシステム解析と、その解析結果を用いて更に詳細に炉心内の高出力集合体における挙動を解析するホットチャンネル解析を行なった。以下にその両方の解析に対するモデル化について述べる。

2.2.1 システム解析

RETRANコードで本プラントを模擬するには、圧力容器、炉内構造並びに燃料集合体等を幾つかの部分に分割してモデル化しなければならない。例えば、流体の占める部分は幾つかのボリュームと言われるモデルに分割され、ボリューム間はジャンクションと言われる流路によって結ばれる。また、燃料棒はヒートストラクチャと言われるモデルに分割され、ヒートストラクチャが接するボリュームに熱を伝える。このようなモデルで構成したシステム全体のノーディングを図2.4に示す。

ボリューム①は圧力容器底部から炉心支持板下端までの下部プレナムをモデル化している。炉心領域はボリューム③の炉心バイパス部（非発熱部）とボリューム⑭～⑳の燃料集合体に分けられている。燃料集合体の軸方向の分割数は9分割とした。燃料集合体内の燃料棒（発熱部）の軸方向分割は8等分とした。軸方向出力分布は、図2.5に示すものを仮定した。本出力分布および集合体入口オリフィス寸法については、BWR-6サンプル入力データから採用した。ホットチャンネル解析でも同様である。燃料棒を構成する被覆材（SUS）、ギャップ（ヘリウム）並びに燃料ペレット（ UO_2 ）の熱伝導率、体積的熱容量並びに線膨張係数データを図2.6～図2.10に示す。なお、ヘリウムガスの線膨張係数は0とした。また、実際の燃料は PuO_2 が7%程度富化されたMOX燃料であるが、本解析では UO_2 のデータを代わりに使用した。被覆材、ギャップ並びにペレットの径方向分割数は、各々2、1、5とした。

ボリューム⑥は炉心頂部からシュラウドヘッド頂部をモデル化している。ボリューム⑦はスタンドパイプに相当する。ボリューム⑧はセパレータをモデル化している。このボリュームには気水分離を行うために、水位モデルが適用される。このモデルでは、水面下のボイドに対して気泡離脱速度を与えて、蒸気の抽出を行う。ボリューム⑨はセパレータ頂部からドライヤを含め圧力容器頂部までの蒸気ドームをモデル化している。

ダウンカマは垂直方向に三つに分割し、ボリューム⑩、⑪及び⑫でモデル化している。この分割にあたっては、給水位置と流路断面積が考慮されている。また、ダウンカ

マ水位をボリューム⑩に設定するために、水位モデルが適用される。ダウンカマの水位を計算するロジックは、差圧計を用いて検出されるダウンカマ水位を模擬している。本ノーディングでは、ダウンカマの部分が3つのボリュームに分けられているため、過渡変化時にそれらのボリューム内にボイドが発生して、各々のボリュームに水位が形成されることが予想される。そこで、ノーディング上3つのボリュームに分割されたダウンカマの一つの水位をモデル化する方法として、各ボリューム内の水量の合計値からダウンカマの水位を決定することとした。計算の手順は、まず、各ボリュームボイド率から液体率を求め、その値にボリューム体積を乗じた和（水量）をとる。次に、その水量を予め作成してある体積-水位表（図2.11）に当てはめて、ダウンカマの水位を得る。即ち、

$$V_L = \sum (1 - \alpha_i) \times V_i$$

$$h = f_h (V_L)$$

ここで、 V_L = タウンカマ内の水量、 α_i = ボリュームボイド率、
 V_i = ボリューム体積、 f_h = 体積対水位表の関数、
 h = ダウンカマ水位（圧力容器底部からの）

である。この計算手順のロジックを図2.12に示す。

ボリューム⑩はインターナルポンプ（6台）をモデル化しており、ポンプモデルが出入口ジャンクションに適用される。定常運転時における給水並びに主蒸気流量はジャンクション31と32でモデル化しており、それぞれの流量がそこで境界条件として与えられている。給水流量は一定値として与えられているが、事故開始時には弁が瞬時に閉り、流量は無くなる。蒸気流量は給水流量と同じく一定値として与えられている。なお、事故開始後、主蒸気隔離弁が3秒で完全閉止し、流量は無くなる。

ECCS（図2.3）を構成する注水系であるHPCF、LPFL並びにRCICは各々ジャンクション33、34及び35でモデル化している。HPCFは原子炉水位低（レベル1.5）で作動する。注入系の特性としては、水温が35°C、120m³/hr/台～490m³/hr/台（揚程890m～190m時）とする。LPFLは原子炉水位低（レベル1）で作動する。注入系の特性としては、水温が35°C、640m³/hr/台（揚程120m以下）とする。RCICは原子炉水位低（レベル2）で作動する。注入系の特性としては、水温が35°C、120m³/hr/台（揚程900m以下）とする。

逃がし安全弁（SRV）並びに自動減圧系（ADS）の放出流量はジャンクション36でモデル化している。各々の個数は、ABWRの個数を基にして、12個および5個とした。吹出流量は、やはりABWRの安全弁の性能値に基づいて決めた表2.2に示す特性を基に、圧力の関数として次式でモデル化した。

$$W = 5 \times P / 1.03 - 9$$

ここで、 W は吹出流量（t/h/個）、 P は吹出圧力（kg/cm²g）である。全流量に対する計算式を以下に示す。

$$FLW = \{3 \times (\#1 + \#2 + \#3 + \#4) + (5 - (\#3 \times 2 + \#4 \times 3)) \times ADS\} \times W$$

ここで、#1～#4並びにADSはそれぞれSRV各グループの開放信号とADS信号であり、その値は設定値に達しなければ0の値を、設定値に達すると1に設定される。FLWは、

吹出流量の総計値である。この計算手順のロジックを図2.13に示す。

ジャンクションの41と43は、各々給水配管の破断並びにHPCF配管の破断をモデル化しており、解析では対象に応じて何れか一方のジャンクションのみ用いられる。ボリューム⑨は破断流が流入する格納容器をモデル化している。

2.2.2 ホットチャンネル解析

図2.14に示すホットチャンネル解析用のモデルは、システム解析モデルの下部プレナム①から上部プレナム⑥に相当する。但し、炉心バイパスは含まれていない。下部プレナムと上部プレナムは圧力境界条件を与える時間依存ボリュームで、その状態量である圧力・温度等は、システム解析の計算結果のから得られた数値が用いられる。

炉心部は1体の燃料集合体に相当するホットチャンネルとし、その流体側軸方向分割はシステム解析モデルと同じ9分割（ボリューム⑳～㉓）としている。また、燃料棒側軸方向分割はシステム解析モデルと同じく8分割であるが、ローカルピーキングを考慮したホットストロッド（⑨～⑯）を新たに設けている。ホットストロッド並びにその他のホットチャンネル燃料棒（①～⑧）は、ともに同じ高さにある流体ボリュームに接している。

前述のように、炉心内の出力分布に関する公開された詳細な情報がないため、本ホットチャンネル解析では、解析した燃料集合体の出力が全炉心の平均値に対して1.3倍であると仮定するとともに、ホットストロッドに対するローカルピーキングを1.2と仮定した。

また、燃料集合体の入口オリフィスに関する公開された情報もないため、本ホットチャンネル解析では、入口オリフィスとして低出力集合体に比べて口径の大きなもの仮定する等の考慮は行わなかった。ホットチャンネルでは、蒸気流量が大きくなるため圧力損失の増加が予想され、このため他の燃料集合体と同じ入口オリフィスを用いた場合には、他の燃料集合体に比べて流量が低下する事が予想される。

表2.1 稠密BWRプラントの基本仕様

項 目	稠密BWR仕様	ABWR仕様
熱出力 (MWt)	2,620	3,926
電気出力 (MWe)	900	1,350
蒸気流量 (t/h)	5,100	7,600
炉心冷却水流量 (t/h)	21,900	52,200
原子炉圧力 (MPa)	7.2	7.2
炉心入口サブクーリング (kcal/kg)	13.0	13.0
炉心出口温度 (°C)	287	287
炉心出口クオリティ (%)	約 28	約 13.6
炉心平均ボイド率 (%)	約 51	約 40
燃料棒配列	三角格子	四角格子
炉心有効長 (m)	1.35	3.71
燃料棒外径 (mm)	11.8	12.3
燃料棒間隔 (mm)	1.3	4.0
燃料集合体数	781	872
燃料棒本数 (本/集合体)	151	62
制御棒本数 (本/集合体)	18	(十字型)
再循環ポンプ数 (台)	6	10
主蒸気管本数 (本)	4	4
主蒸気隔離弁 (台/主蒸気管)	2	2
逃し安全弁 (基)	13	18
低圧注水系流量 (m ³ /h)	1,900	2,850
高圧注水系流量 (m ³ /h)	240	360
原子炉隔離時冷却系流量 (m ³ /h)	120	180

表2.2 逃がし安全弁吹出容量

グループNo.	吹出圧力 (kg/cm ² g)	弁個数	容量/個 (t/h) (吹出圧力×1.03において)
#1	81.5	3	399
#2	82.2	3	402
#3*	82.9	3	406
#4*	83.6	3	409

*: ADSとしての機能を合せ持つ

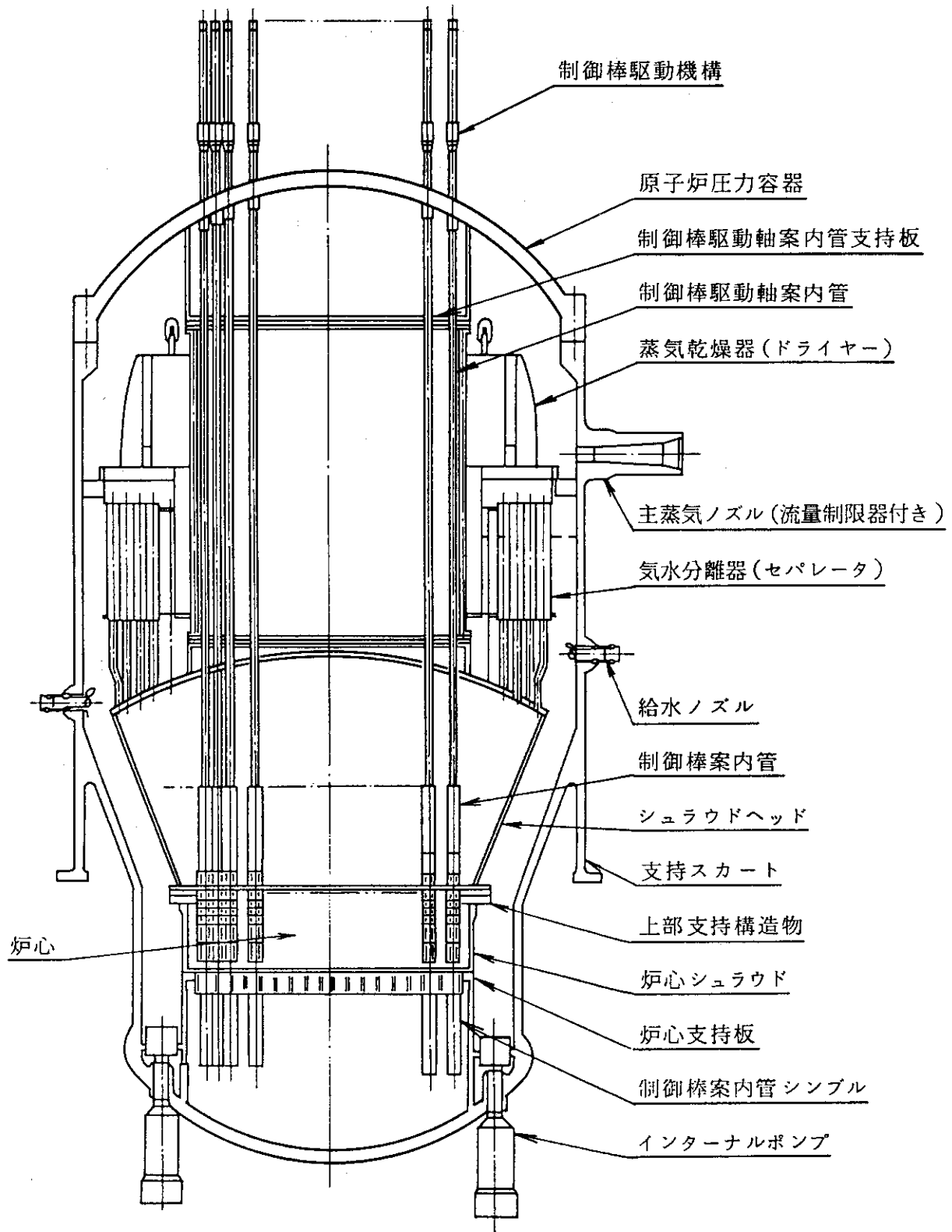


図2.1 稠密BWRの圧力容器

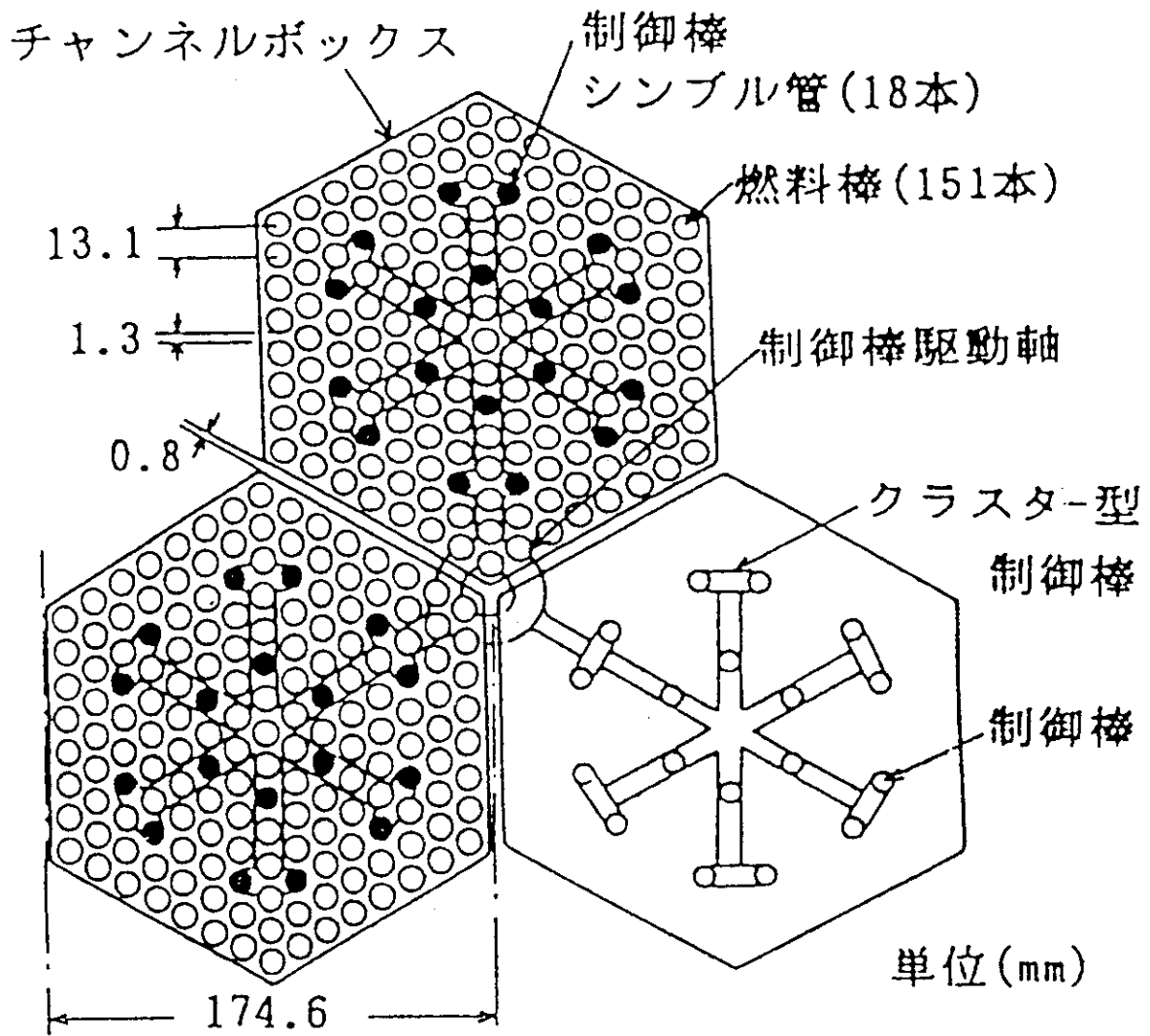
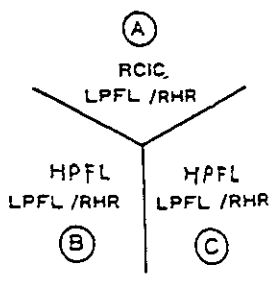
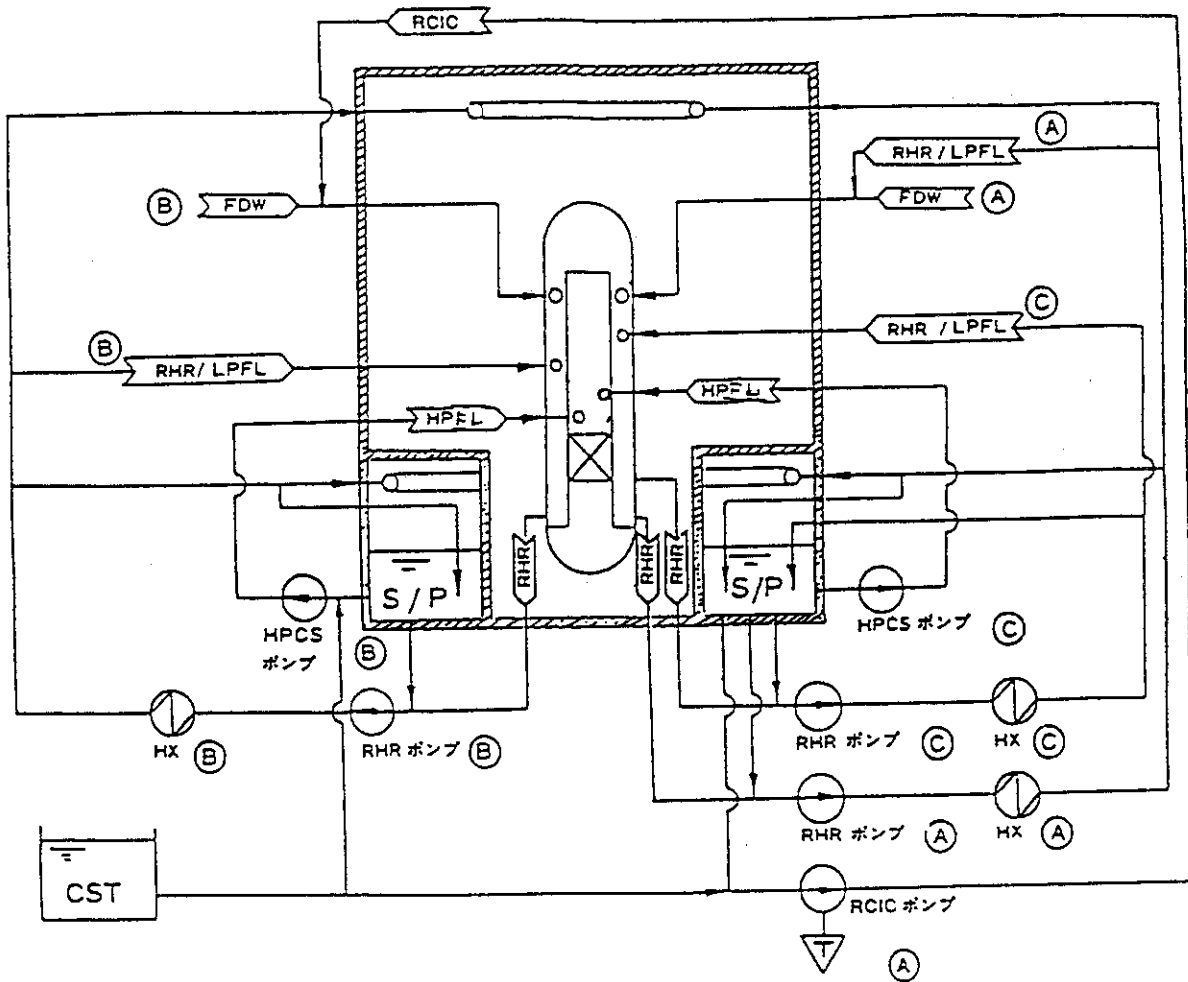


図2.2 燃料集合体断面図



- RCIC ; 原子炉隔離時冷却系 (Reactor Core Isolation Cooling)
- HPFL ; 高圧注水系 (High Pressure Flooding Sys) = HPCF
- RHR ; 残留熱除去系 (Residual Heat Removal)
- LPFL ; 低圧注水系 (Low Pressure Flooding Svs)
- S/P ; 圧力抑制プール (Suppression Pool)
- CST ; 復水貯蔵タンク (Condensate Storage Tank)
- FDW ; 給水系 (Feed Water Sys)

図2.3 ECCSの系統構成

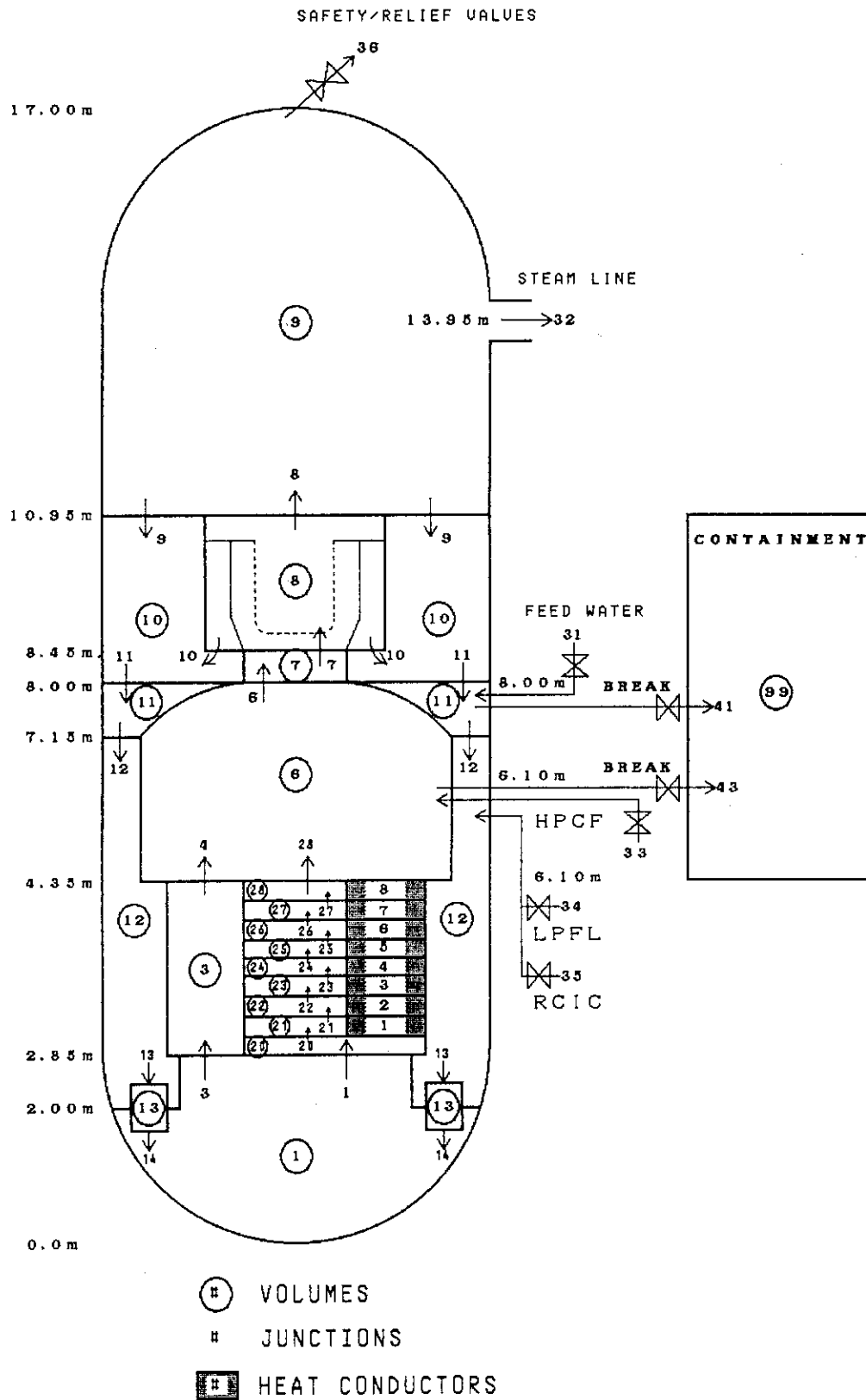


図2.4 RETRANシステム解析用ノード分割モデル

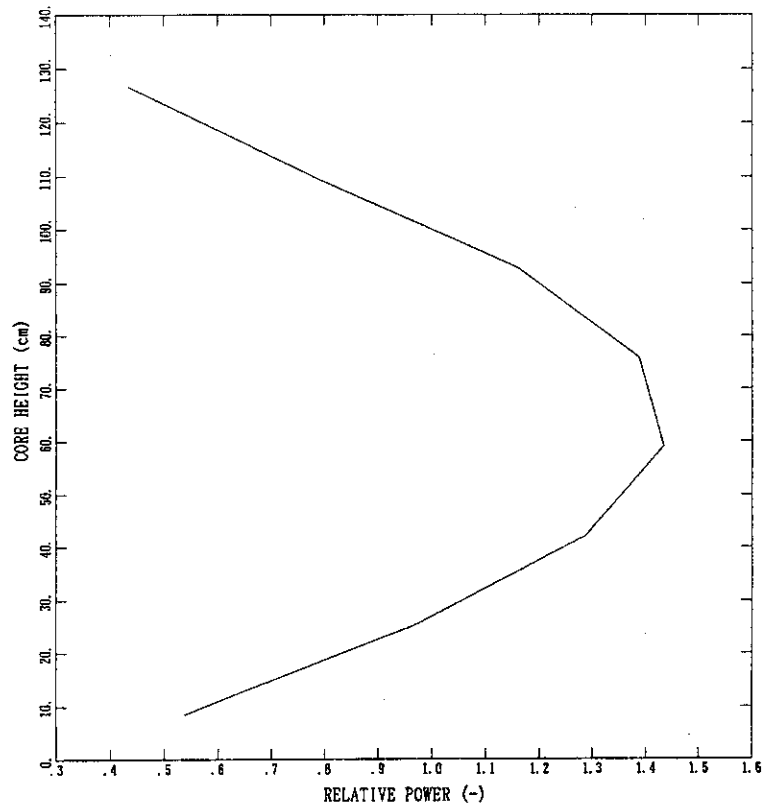


図2.5 軸方向相対出力分布

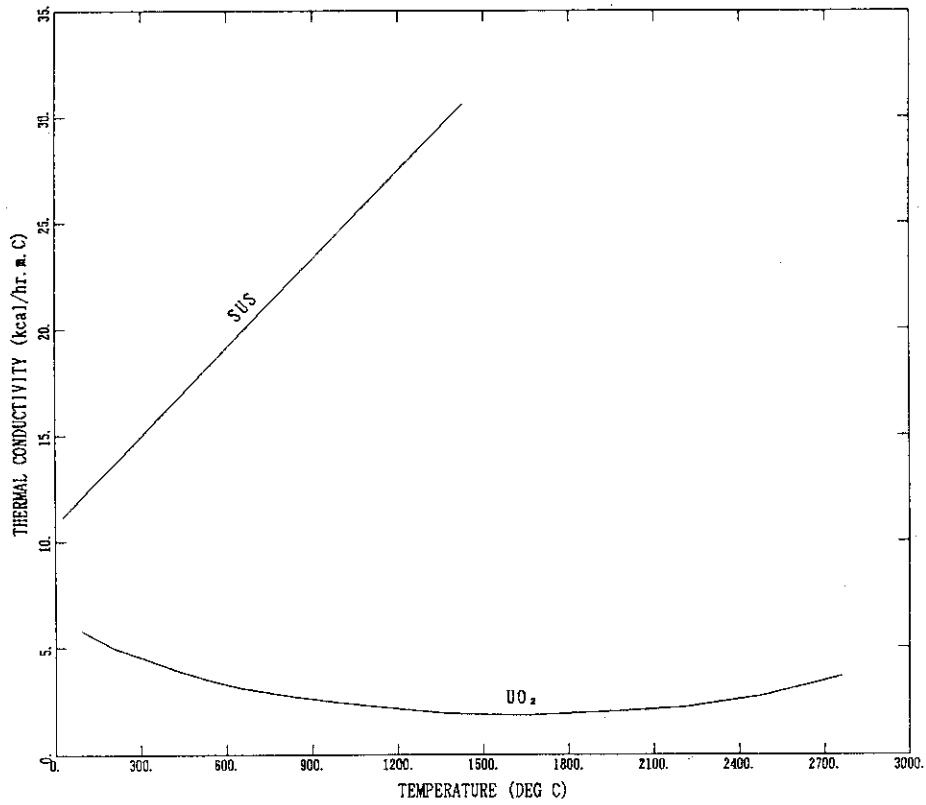


図2.6 UO₂とSUSの熱伝導率

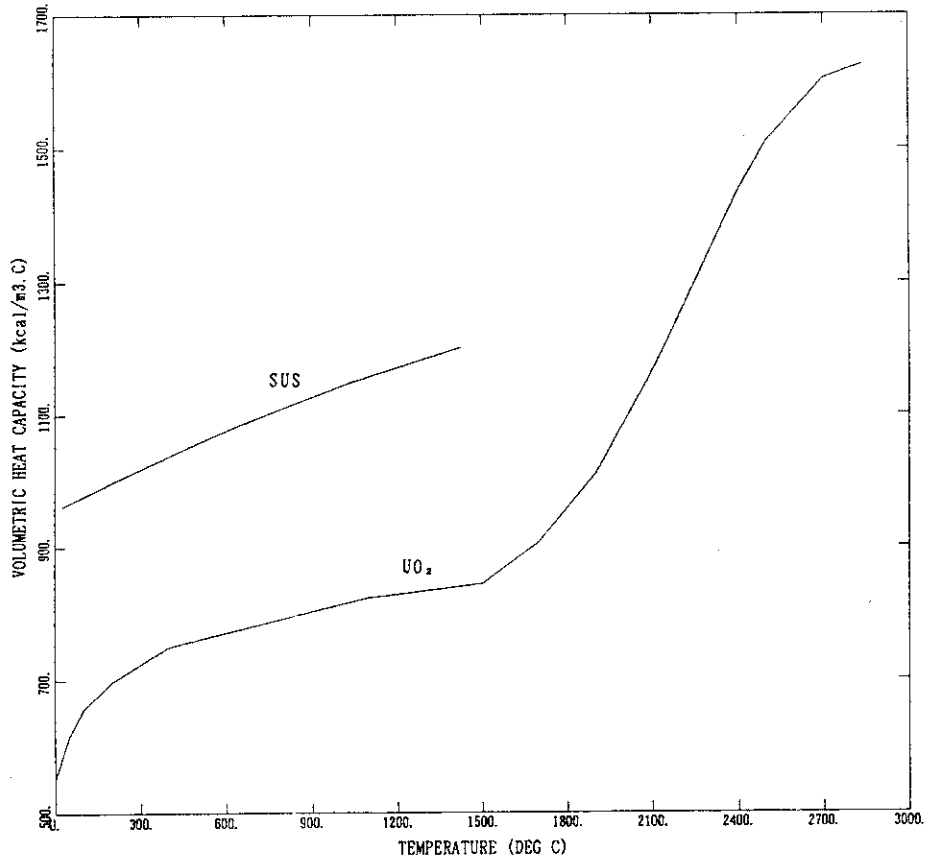


図2.7 UO₂とSUSの体積的熱容量

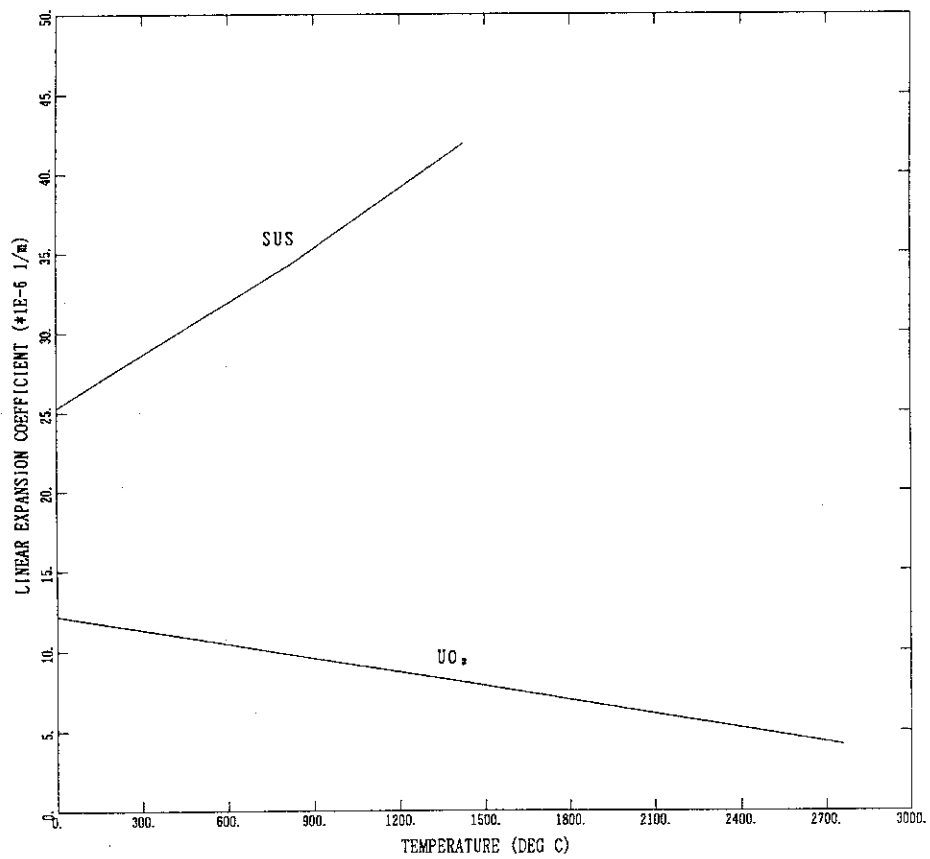


図2.8 UO₂とSUSの線膨張係数

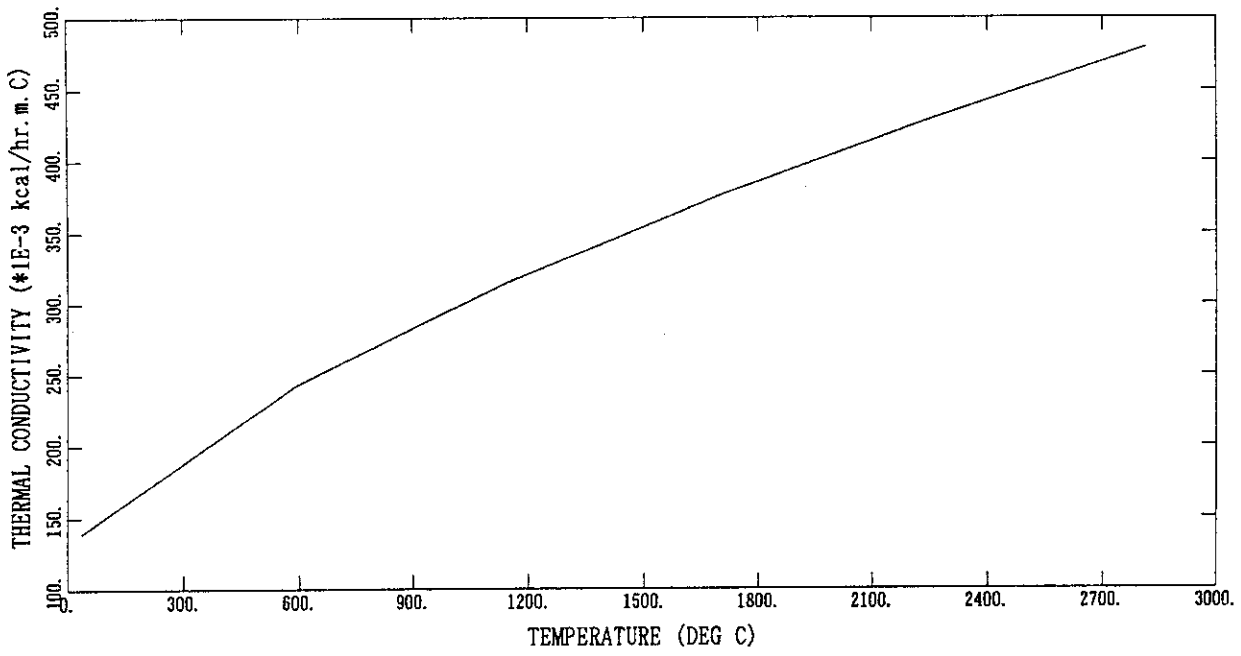


図2.9 ヘリウムの熱伝導率

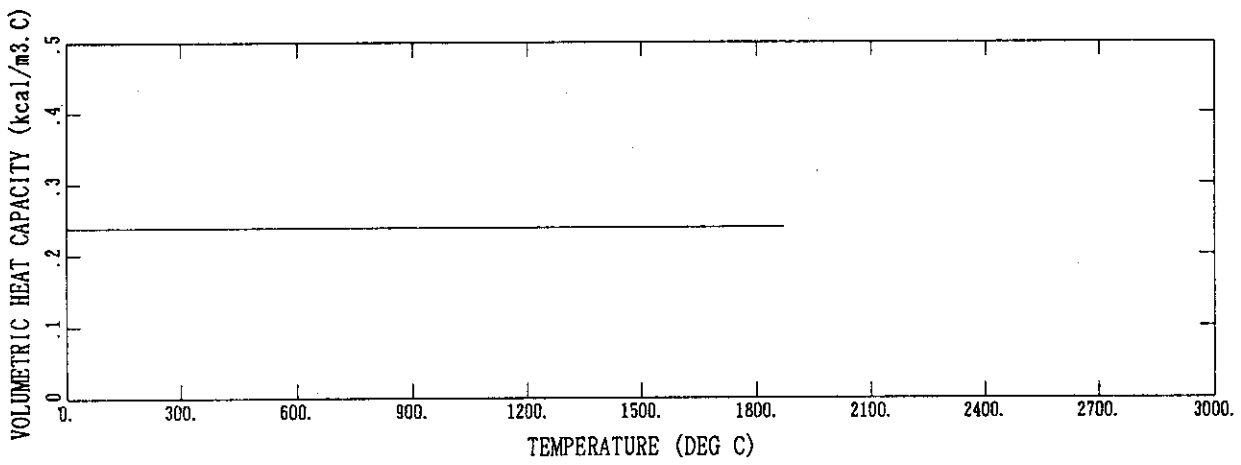


図2.10 ヘリウムの体積的熱容量

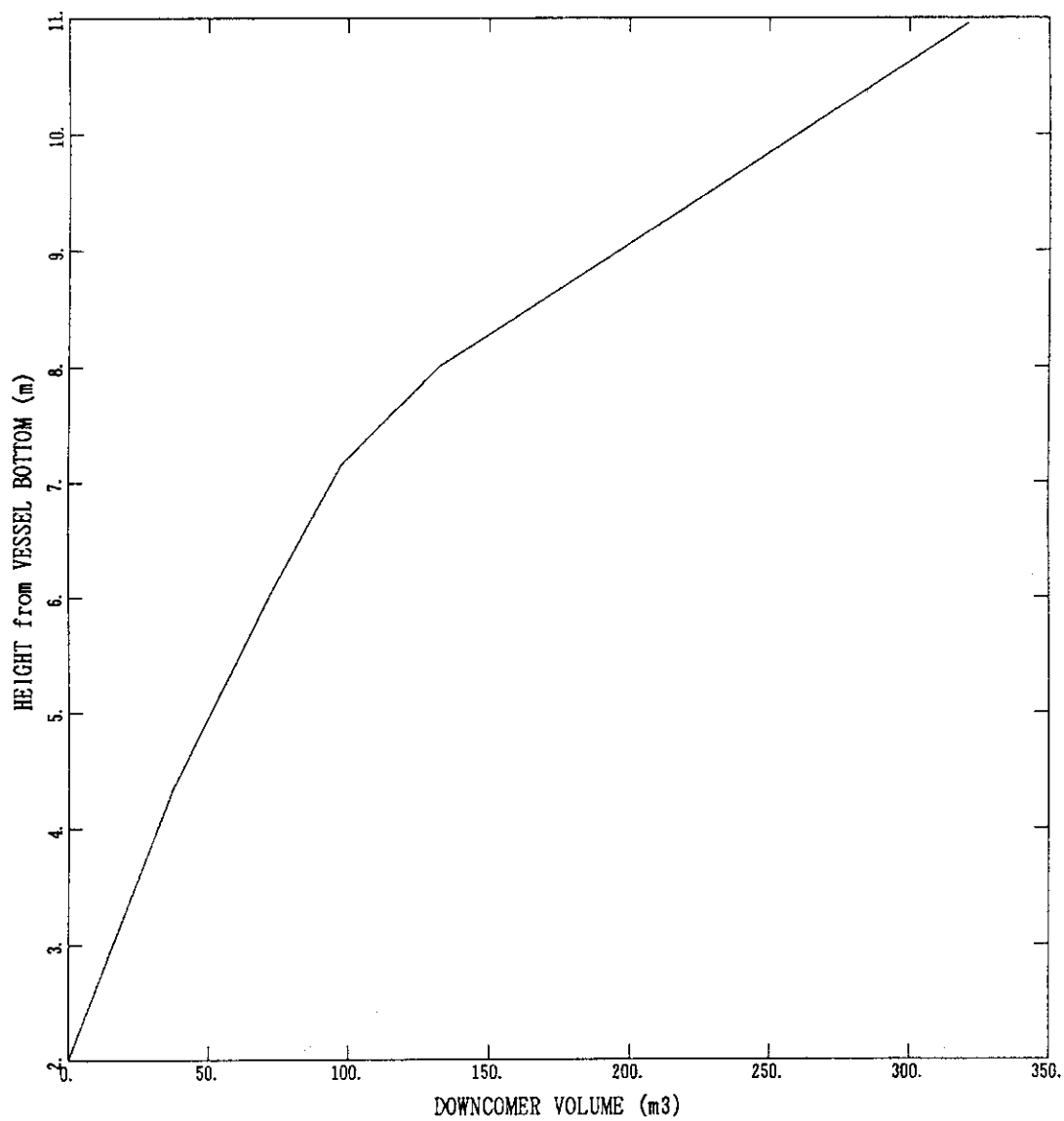


図2.11 ダウンカマの体積と水位の関係

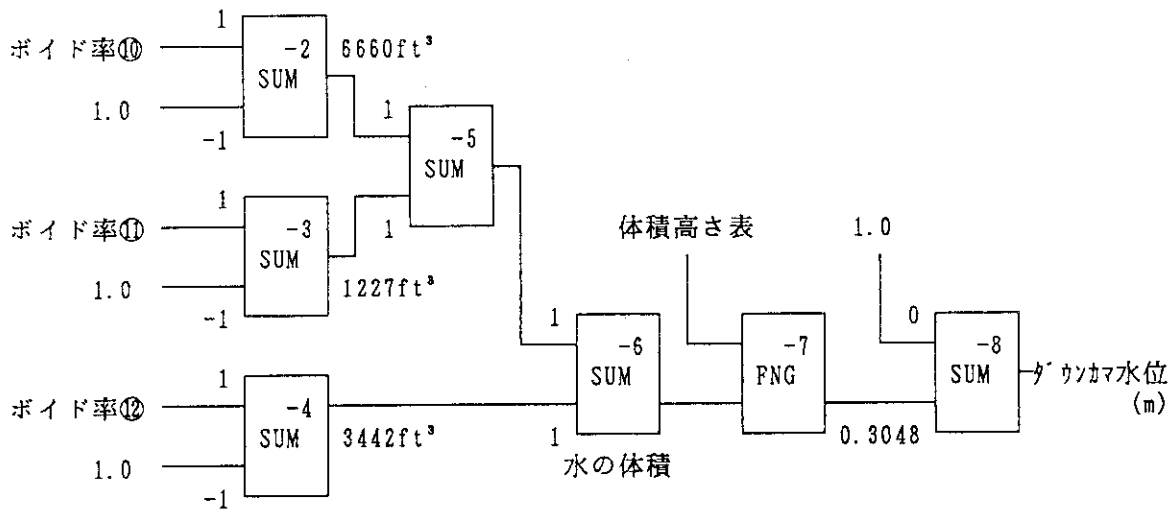


図2.12 ダウンコマ水位計算ロジック

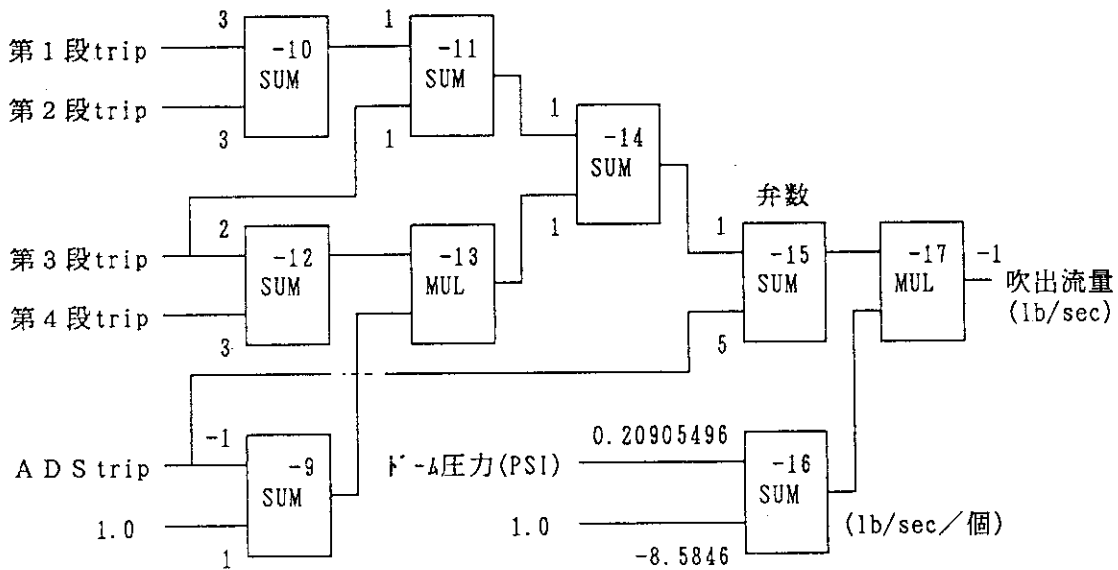


図2.13 SRV並びにADS流量計算ロジック

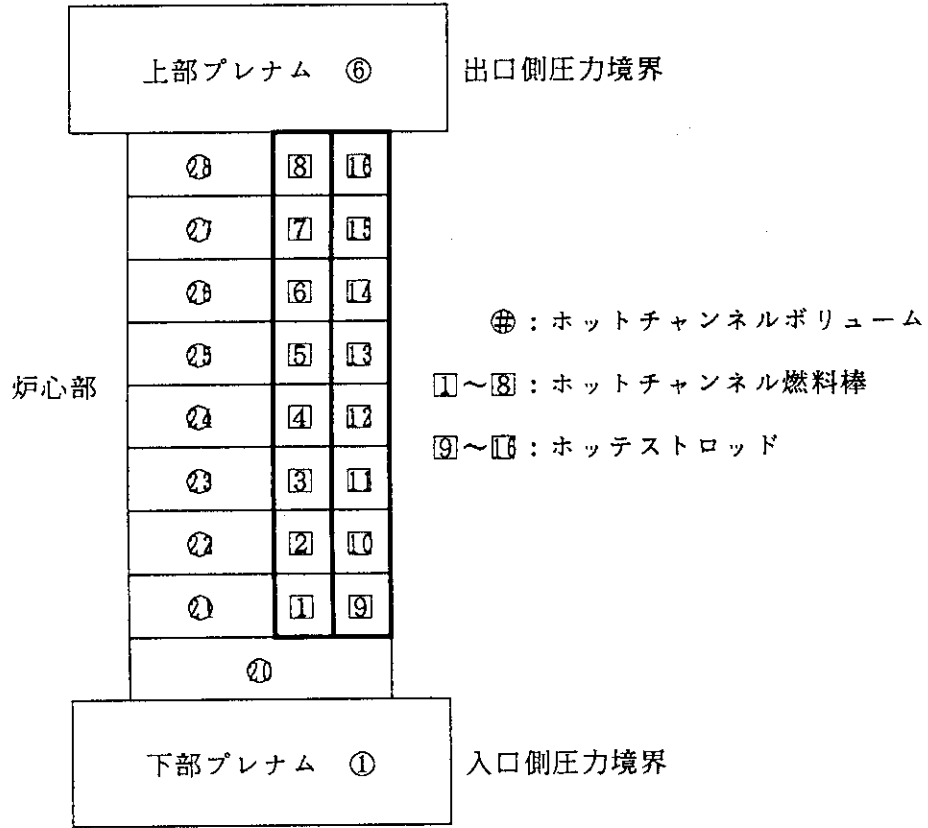


図2.14 RETRANホットチャンネル解析用ノード分割モデル

3. 定常時の限界熱流束の評価

3.1 限界熱流束の評価方法

高転換BWR炉心の限界出力の評価に関しては、現行BWRに対する評価式を改良したものが提案されている^{(14),(15)}。こゝらは、CISEあるいはBIASIの式を改良したもので、いわゆる限界クオリティ-沸騰長型の相関式である。現在のところ、BWR条件における稠密格子炉心に対して利用可能なバンドル体系で得られた公開の限界熱流束データは非常に少なく、米国のBAPL (Bettis Atomic Power Laboratory) で実施された実験^{(16),(17)}で得られたものがほとんど唯一のものである。従って、この実験データは上記の相関式の開発に用いられており、上述の相関式とともに燃料棒間隔1.5および2.3mmのBAPLのデータ⁽¹⁶⁾を良く予測することが示されている^{(14),(15)}。

しかしながら、これらの実験では、燃料棒間隔こそ現在考えている稠密BWRで考えている1.3mmに近いものの、ロッド径(d)とピッチ(p)が両者では大きく異なっている。即ち、BAPL実験では、

$$d=7.112 \text{ (mm)}, \quad p=8.636 \text{ (mm)} \quad \text{および} \quad d=6.35 \text{ (mm)}, \quad p=8.636 \text{ (mm)}$$

であるのに対し、稠密BWRでは、

$$d=11.8 \text{ (mm)}, \quad p=13.1 \text{ (mm)}$$

であり、稠密の程度を表すp/d値や水力等価直径 (D_h) が大きく異なる。即ち、これらの値は、BAPL実験に対しては、

$$p/d=1.214, \quad D_h=4.46 \text{ (mm)} \quad \text{および} \quad p/d=1.36, \quad D_h=6.61 \text{ (mm)}$$

であり、稠密度の面から見ると所謂準稠密炉心と同程度のものとなるが、稠密BWRでは、これらの値が、

$$p/d=1.11, \quad D_h=3.4 \text{ (mm)}$$

で、稠密度としてははるかに高い領域に入り、これに対応する実験データは現在のところ無い。

ところで、BAPLの実験データには上の2種類のデータの他にもう1種類あり⁽¹⁷⁾、それらは、

$$d=19.05 \text{ (mm)}, \quad p=19.431 \text{ (mm)}, \quad p/d=1.02, \quad D_h=2.815 \text{ (mm)}$$

で、燃料棒間隔が0.38mmであるが、この場合には逆に稠密BWRに比べ稠密度が極端に高い領域になる。また最近、非公開データではあるが、稠密格子に対する限界出力実験が実施されそのデータを含めて開発された限界クオリティ-沸騰長型相関式BCCSが提案されているが⁽¹⁸⁾、新たに追加されたデータは、

$$p/d=1.175, 1.219, 1.263$$

のもので、上に述べたのと同様に、稠密BWRにおける限界熱出力の予測に対して使用できる事が確認されているとは言い難い。

一方、稠密度が1.1程度にまで高くなってくると、圧力損失が著しく大きくなるため、バンドル内の出力分布や制御棒シムプル管の存在等による流路形状の相違によるバンドル内流動特性が大きく変化し、同一の集合体の中においても流路の間に流量の相違が生

じ、限界熱流束を著しく低下させる可能性がある。従って、燃料棒間隔そのものがほぼ近い体系でも、稠密度により流動特性が大きく異なる可能性が考えられ、これにより結果的に限界出力特性も大きく異なることが十分考えられる。これに関しては、BAPLの最も稠密な体系に対する解析例⁽¹⁹⁾があり、燃料集合体内に大きな出力分布がある場合に流路間に非常に大きな流量の相違が生ずることが計算されている。

以上の観点から、稠密BWRの限界熱流束の評価には、適切な実験によるデータの取得が是非必要であり、また上述の新しい相関式と言えども稠密BWR体系に対する適用性は十分に確認されているとは言い難いと考えられる。

ところで、稠密格子炉心における限界熱流束に対する相関式としては、K f KのDalle Donneらにより開発されたものが上記のBAPLの燃料棒間隔0.38 mm, p/d=1.02の実験データも含めてBAPLの殆どのデータを包含して作成されているので、相関式を用いる場合には現在のところ、このK f Kの式を利用するのが妥当であると考えられる。

相関式を用いる方法とは別に、特に稠密BWRに対しては、文献19で行われている様にサブチャンネル解析と液膜流動解析を組合わせて液膜のドライアウトの発生によって限界出力を評価する方法が有効であると考えられる。この方法によれば、上述のような流路間で流量の異なる状況も含めて取り扱うことができる。現状では、この様な手法を用いるのが信頼性という点では最良のものと思われる。このような解析を行える既存の計算コードとしては、COBRA-TF⁽²⁰⁾やFIDAS⁽²¹⁾等が利用可能である。

3.2 評価結果

上で述べたように、稠密BWR炉心の限界熱流束の評価のためには、燃料集合体内の出力分布や詳細な形状を反映させることが重要であると考えられるが、既に述べたように現時点では、これらに関する公開の情報がない。これらの情報を、ある仮定に基づいて決められる範囲内に限定し、その条件をパラメータとして解析を行うことも可能ではあるが、解析数が膨大になる。そこで、ここでは、定常時の限界熱流束を評価するにあたり、RETRANコードで計算された定常運転時（定格の102%出力を仮定）の炉心全体の平均流量を基準としてある範囲の流量の変化を考え、その条件範囲に対してK f Kの相関式を用いることとした。

K f Kの相関式は、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、稠密格子炉心の限界熱流束データを用いて再定義したものである。尚、本相関式はWSC-2相関式と異なり、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⁽²²⁾。K f K相関式を次々頁に示す。この中で、本解析では、サブチャンネルインバランスファクタ Y' は1.0とし、ローカルピーキングを反映する半径方向出力分布ファクタは1.2とした。

ところで、RETRANコードによる定常運転時の計算結果によれば、炉心平均の質量速度は、 0.75×10^6 (lb/ft²·hr)であった。これは、炉心出口クオリティを28%とするためにバイパス流量を8%と設定した結果である。定常運転時に対する計算結果については、次章で詳しく述べる。また、全集合体に対して同じ入口オリフィスの使用を仮定したため、ホットチャンネルに対する質量速度は、炉心平均の値の0.9065倍に減少して、

0.68×10^6 (lb/ft²·hr)であった。尚、本評価にあたっては、炉心出力が定格値の102%である状態に対して全ての計算を行った。この102%過出力状態は、次章で述べるLOCA解析をはじめとして異常な過渡変化や事故の解析における初期状態として通例仮定されている状態である。

これらの流量条件において、ローカルピーキング係数1.2の燃料棒に対してK f Kの相関式により計算された限界熱流束と実際の熱流束の比である限界熱流束比 (CHFR) の燃料棒軸方向高さに対する関係を図3.1に示す。高出力集合体は、平均出力集合体に比べて1.3倍の出力を持つと仮定されている。この出力の相違と上述の流量の相違により、高出力集合体に対するCHFRは、高さ1.18mにおいて最小値1.20となり、平均出力集合体に対する値に比べてかなり小さくなっている。平均出力集合体におけるCHFRの最小値は、1.61である。

この結果から分かるように、これまで述べた種々の仮定のもとで評価された最小限界熱流束比 (MCHFR) は1.20であり、稠密BWRの熱的な余裕が極めて少ないことを示唆している。とりわけ本プラントでは、炉心の冷却水流量がもともと少な目に設計されているため、このような熱的に厳しい状況になっていると考えられる。これと同時に、適切な実験データベースを確立してこのような評価を精度良く行える様にする必要性が高いことを強く示唆している。

図3.2に、高出力集合体の流量を平均流量の0.7~1.2倍の範囲で仮定して上と同様に計算したMCHFRの値を示す。この結果から、高出力集合体の流量を平均流量の1.2倍に増加できたとすると、1.3程度のMCHFRが確保できることが分かる。図3.3に、同様の流量範囲に対して局所の出力比を1.1および1.3に仮定した場合のMCHFRを比較して示す。この計算においては、K f Kの相関式のローカルピーキング係数も、各々1.1および1.3とした。この図から、局所出力比を1.3とした場合には、MCHFRは70%流量時に1.06程度まで低くなるとともに、局所出力比を1.1とした場合には、120%流量時にMCHFRが1.4程度まで大きくなることがわかる。従って、集合体内の局所出力比を抑えることも炉心の設計上重要な点となる。

以上のことから、稠密BWRの炉心設計においては、炉心の周辺部等にある出力の低い集合体の入口オリフィスを絞り、逆に高出力集合体のそれを大きくする等により高出力集合体の流量を高める工夫が必要であるとともに、限界熱流束の観点からは、本稠密BWR型炉の成立性は十分高いと言える。

KfKの相関式

$$\phi_{CHF} (10^6 \text{ Btu} / \text{ft}^2 \cdot \text{hr}) = \frac{A + B \Delta Hi}{C + ZYY'}$$

$$A = \frac{0.25 GD \lambda F_1 Q_1}{1 + Q_2 F_2 GD}$$

$$B = 0.25 GD$$

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

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

ここで、

ΔHi = 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⁽²²⁾

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⁽²²⁾

Pr = $10^{-3} P$, P : 圧力 (psia)

F_1 = $Pr^{0.982} \exp[1.17(1-Pr)]$

F_2 = $Pr^{0.841} \exp[1.424(1-Pr)]$

F_3 = $Pr^{1.851} \exp[1.241(1-Pr)]$

G = 質量速度 ($10^6 \text{ lb} / \text{ft}^2 \cdot \text{hr}$)

λ = 蒸発の潜熱 (Btu/lb)

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

$$Q_1 = 1.748, \quad Q_2 = 7.540, \quad Q_4 = 8.783$$

スペーサファクタ V はスペーサの形状により異なり、グリッドスペーサに対しては次式で与えられる。

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

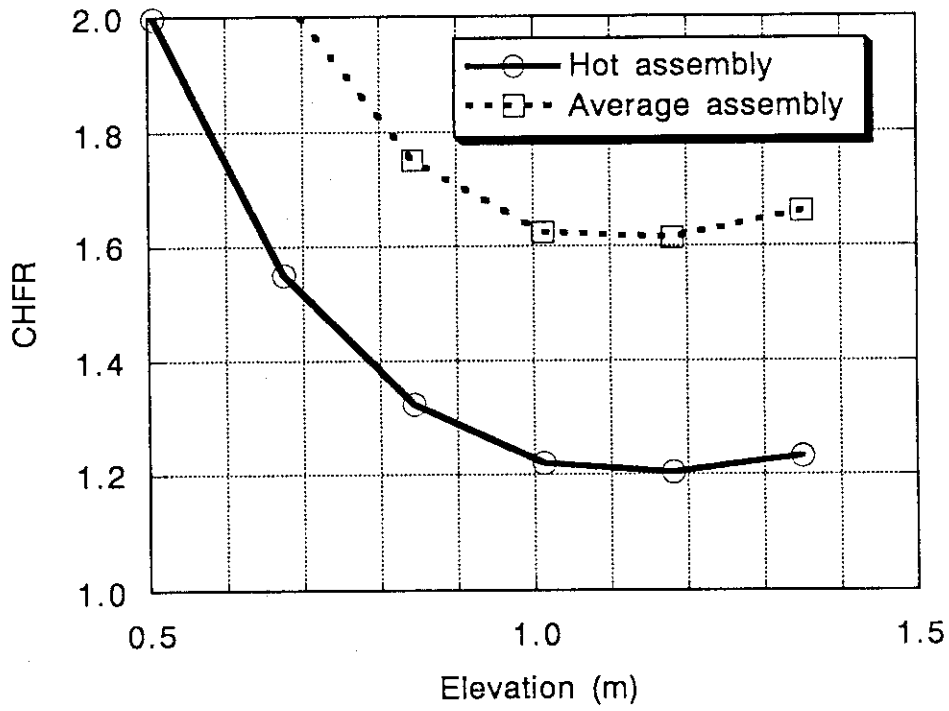


図3.1 限界熱流束比 (CHFR) の軸方向変化

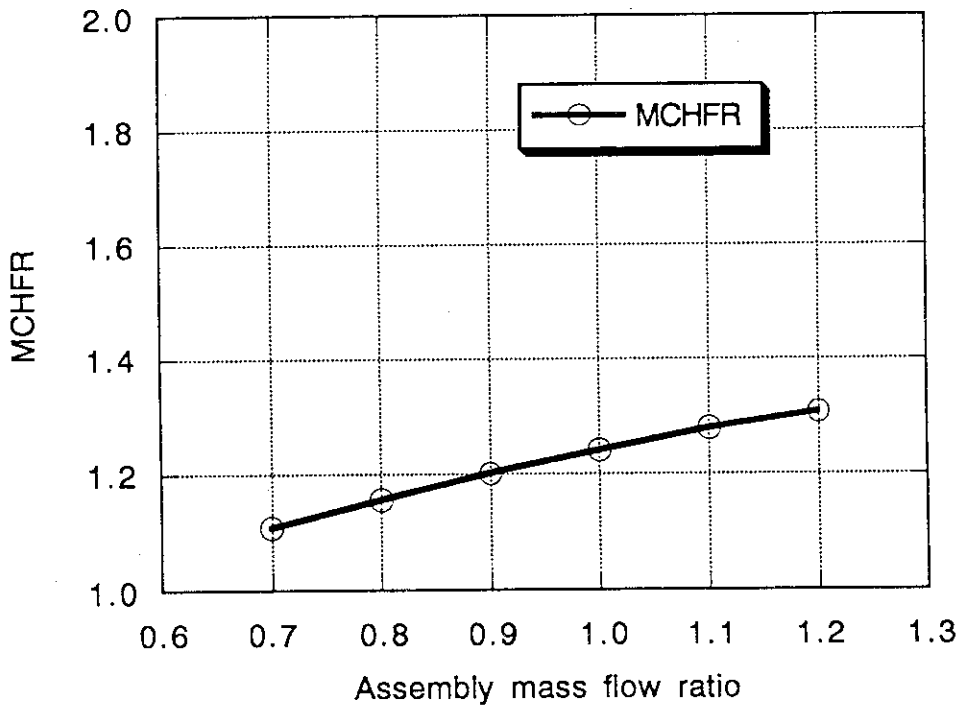


図3.2 最小限界熱流束比 (MCHFR) の集合体流量依存性

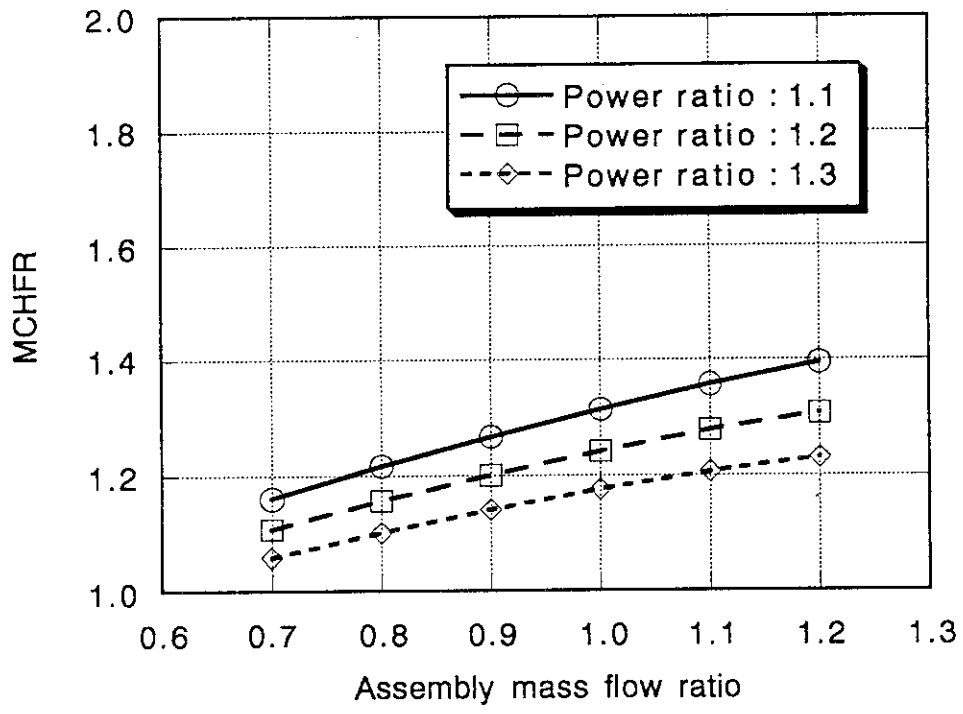


図3.3 最小限界熱流束比 (MCHFR) の集合体流量および局所出力比依存性

4. LOCA解析

ここでは、2.2節のプラントのモデル化に基づいて作成した入力データを用いて100%出力時のプラントの定常状態をRETRANコードにより解析した結果について述べる。次に定常状態の入力データを基に、高圧注水系（HPCF）配管破断事故および給水配管破断事故の解析条件を設定し、これらのLOCA時のプラント内の熱水力挙動を解析した。また、両者のうちより厳しい結果を与えたHPCF配管破断事故については、最高出力集合体に対するいわゆるホットチャンネル解析を行った。これらの結果についても以下に述べる。

4.1 定常状態の解析

4.1.1 解析条件

本プラントの定常状態の設定条件を表4.1.1に示す。ここで、熱出力、炉心冷却水流量、原子炉圧力等は定格値であるが、ダウンカマ水位はレベル3（後述）にあるものとした。

定常状態の設定に際し、炉心部に4枚のスペーサ（圧損抵抗係数1.1/枚）があるものとした。また、RETRANコードでは定常状態の圧力バランスをとるために、一部のジャンクションの圧損抵抗係数が計算で自動的に調整されて決定される。本計算では、ジャンクション1の燃料集合体入口オリフィス部（インターナルポンプを介して一巡するループの調整）、ジャンクション4の炉心バイパス出口部（上下プレナム差圧の調整）及びジャンクション8のセパレータ気相出口部（セパレータエクステリアー蒸気ドーム間の調整）である。この計算で決定されたこれらの圧損抵抗係数は、各々85.8、1547、0.73である。

4.1.2 解析結果

解析結果を定常状態の設定条件と共に表4.1.1に示す。熱出力、蒸気流量、原子炉圧力、炉心冷却水流量並びに炉心入口サブクーリング等はRETRANコードの入力によって設定される値である。ダウンカマ水位、炉心出口温度、炉心出口クオリティ、炉心平均ボイド率は同コードの計算結果である。セパレータ内水位及び炉心バイパス流量は定常状態設定のための調整パラメータである。前者はダウンカマ水位との圧力バランスをとるため、後者は炉心出口クオリティを設定値に近付けるために調整した。

計算結果は、炉心平均ボイド率が約7.4%高いことを除き、本プラントの定常状態と概ね一致している。炉心平均ボイド率が高めに評価されているのは、同コードが均質流モデルを用いていることによるものと考えられる。

表4.1.2に炉内各部の圧損分布を示す。ここで、炉心部の圧損は、 0.39kgf/cm^2 、入口オリフィス部の圧損は 0.44kgf/cm^2 で合計 0.83kgf/cm^2 となり、稠密な炉心であるにも係わらず比較的小さな値となっている。この主たる原因は、本プラントでは炉心有効長が

1. 35mと短いとともに、出口クオリティをABWRの約2倍にするため炉心冷却水流量を低く設定していることにあると考えられる。この他の情報等も含めて検討したところでは、本定常状態の炉心部の圧損は概ね妥当と考えられる。

4.2 高圧注水系配管破断事故解析

4.2.1 解析条件

はじめに、両LOCA解析に共通する解析条件について以下に列記する。各トリップ水位レベルの設定は、本プラントの設計が十分に完成していない段階であるため、暫定的にABWRの場合と同様に行った。即ち、図4.2.1に示すように、

- (1) レベル3 (L3) は、セパレータスカート下端より+62cmとする。
- (2) レベル2 (L2) は、セパレータスカート下端より-58cmとする。
- (3) レベル1.5 (L1.5) は、セパレータスカート下端より-203cmとする。
- (4) レベル1 (L1) は、セパレータスカート下端より-287cmとする。

ECCS (RCIC、HPCFおよびLPFL) の注入特性は、ABWRの場合を参考にして図4.2.2のものとした。また、スクラム後の炉心出力については、図4.2.3に示す時間変化特性とした。これは、BWR-6サンプル入力データと同じものであり、代表的な崩壊熱曲線であるANS \times 1.2のデータとほぼ同じ値となっている。

以下に、高圧注水系 (HPCF) 配管破断事故に対する解析条件を述べる。原子炉は事故直前まで出力が定格の102% (2,672.4 MWt)、原子炉水位がL3 (スクラム水位) で運転されていたものとする。炉心上部 (上部プレナム部) へのHPCF配管 (管径6.5インチ) が時刻0秒に瞬時に破断するものとする。事故発生と同時に外部電源喪失を仮定し、再循環ポンプが全台トリップすると共に、原子炉がスクラムするものとする。また、給水系も事故発生と同時に停止するものとし、主蒸気隔離弁は3秒で完全に閉鎖するものとする。単一故障を仮定して、健全側のHPCF及びLPFLがその発電機の故障で不作動とする。ECCS信号は原子炉水位低 (L2) で発信され、原子炉隔離時冷却系 (RCIC) からの注水が行われる。その後、原子炉水位低 (L1) でLPFLが2系統起動され、更に30秒遅れてADSが作動するものとする。ECCS注入系の特性としては、水温が35℃で、RCIC及びLPFLの流量は各々120m³/hr (揚程900m以下) 及び640m³/hr/台 (揚程120m以下) であるものとする。ADSはその弁個数を5とし、流量を380t/hr/個 (80.8kg/cm²g時) とする。以上の解析条件をまとめて表4.2.1に示す。

また、ホットチャンネル解析の解析条件は次の通りである。

- 1) 対象とする最高出力集合体の出力ピーキングは1.3とする。
- 2) ホットスポットのローカルピーキングは1.2とする。
- 3) ホットチャンネルの初期流量は、ジャンクション (20) の形状損失係数がシステム解析のものと同様となるように調整した。この結果、初期流量は平均チャンネルのそれに比べ約9.35%減少した。
- 4) 上下プレナムの圧力・温度等並びに炉出力はシステム解析の結果を用いる。

4.2.2 システム解析の結果

解析結果のクロノロジーを表4.2.2に示す。この解析は約407秒まで行った。以下に主要な結果を示す。

(1) 蒸気ドーム圧力、主蒸気流量及びSRV流量 (図4.2.4)

蒸気ドーム圧力は、MSIVの急閉鎖に伴い急上昇し、5.3秒には第一段、6.1秒には第二段のSRVが開く。その後、約7秒に圧力は約82atgに達したあと低下する。13.0秒にSRVが全閉することにより圧力はやや増加するが、熱出力の低下並びに炉容器外への流体の放出により圧力の低下が始まる。166.7秒にADSが作動することにより、圧力は急激に低下する。圧力の低下で約317秒からLPFLからの注水が開始され、圧力は更に低下する。400秒の時点での圧力は2.3 atgまで低下する。

主蒸気流量 (5,100 t/hrで規格化) はMSIVの閉鎖によって、3秒で0となる。

SRVは圧力の上昇を抑制するために、上記のように5.3秒から13.0秒まで第一段と二段が開いた。

(2) ダウンコマ水位 (図4.2.5)

ダウンコマ水位は配管の破断に伴い急激に低下して約52秒にL2を下回り、RCICが起動される。約80秒から93秒の間、水位低下が一時止まるのは、下部プレナムの減圧沸騰により炉心への水の流入が停滞するためである。炉心流量が回復するに従い、水位は再び低下を始める。109.6秒にL1.5を下回るが、HPCFは仮定により起動されない。136.7秒に水位がL1を下回り、LPFLが起動されるが、圧力が注水圧力を上回っているため注水は開始されない。LPFL起動後30秒にADSが起動し、急速な減圧で下部プレナムから蒸気ドームへ流れが逆流するため、水位は増加に転じる。急速な減圧の効果が緩和されるに伴い、再び水位は低下を始める。圧力が低下し、約317秒以降LPFLからの注水が開始されることにより、水位は回復を始める。尚、約258秒以降ダウンコマ水位は炉心発熱部上端位置より低下しているが、後述 (図4.2.22~29) のように炉心内には水が二相流の状態が存在しており、平均出力集合体の中では沸騰遷移 (BT) は生じていない。

(3) 炉出力、平均表面熱流束及びポンプ出口流量 (図4.2.6)

本図のデータは全て定格値で規格化してある。この中で、炉出力は与えられたスクラム特性に従って急激に低下し、約7%以下の値となる。

ポンプ出口流量 (下部プレナム入口流量) は再循環ポンプ全台トリップにより約30%まで急速に減少する。その後、自然循環に移行する。約80秒から93秒の間、上記のように下部プレナムで沸騰が生じ、振動的な挙動を示すが、その後再び自然循環が回復する。166.7秒にADSが作動することにより一時的に逆流が発生するが、その後炉内圧力が落ち着くと再び自然循環に戻り、水位低下に伴い流量は減少していく。約317秒からのLPFL注水によりポンプ出口流量は回復する。

平均表面熱流束は炉出力の低下に伴い減少し、約400秒の時点では約4%まで低下している。

(4) 下部プレナム水の温度と飽和温度 (図4.2.7)

約80秒から下部プレナムが飽和状態となる。このため、述に既べたように約93秒まで

下部プレナム内で沸騰が生じた。

(5)破断流量及び破断口クオリティ (図4.2.8~9)

破断流量は破断により急増するが、破断口クオリティも炉心流量の低下で増加する。この結果、破断流量は約1秒で減少に転じる。炉出力低下に伴い、破断口クオリティは約7秒で最大となった後、減少を始める。破断流量はこの変化に逆比例している。約80秒から93秒の間、上述のように炉心流量が停滞するため、上部プレナムのクオリティが上昇し、破断流量が減少する。その後、炉心流量が回復し、クオリティが減少するに伴い破断流量は再び上昇するが、上部プレナムのクオリティが徐々に増加すると、破断流量は減少し始める。166.7秒にADSが作動し、原子炉圧力が急激に減少するために破断流量も急速に低下する。

(6)R C I C流量及びL P F L流量 (図4.2.10)

R C I Cからの注水はダウンコマ水位がL2を下回った約52秒から開始される。136.7秒にダウンコマ水位がL1を下回り、大容量のL P F Lが起動されるが、ダウンコマ圧力が注水圧力より高いため注水されない。ダウンコマ圧力が注水圧力を下回る約317秒から注水が開始される。尚、L P F Lの起動から30秒遅れてADSが作動する。

(7)再循環ポンプ回転数 (図4.2.11)

再循環ポンプ全台トリップによりポンプ回転数は急速に低下する。その後のポンプ回転数はポンプを通過する流動に依存している。

(8)炉心部出入口流量 (図4.2.12)

この炉心部出入口流量は定格炉心流量(21,900 t/hr)で規格化してある。再循環ポンプ全台トリップに伴い炉心部出入口流量は急激に低下するが、圧力の低下による下部プレナムでの沸騰が開始すると、振動的な挙動を示す。その後、ADS起動直後とL P F L注水開始直後に短時間の炉心流量の急激な増加が見られるものの、安定的な流量の増加はL P F L注水により達成される。

(9)炉心バイパス出入口流量 (図4.2.13)

この炉心バイパス出入口流量は定格炉心流量で規格化してある。定常時の流量は8%である。再循環ポンプ全台トリップに伴い炉心バイパス出入口流量は急激に低下する。約60秒からは逆流し、炉心部への循環が形成される。その後、下部プレナムの沸騰による一時的な振動が見られるが、循環は続く。ADS作動により炉心バイパス出入口流量は回復を示し、その後順流で推移する。

(10)燃料棒表面温度：ノード1~8 (図4.2.14~21)

平均出力集合体の燃料棒表面温度は、どの位置でもほぼ飽和温度(図4.2.7参照)と同じ値を示し、炉心が十分に冷却されていることを示す。温度は、ノード5で約6秒に315℃となるのが最大である。

(11)炉心内ボイド率 (図4.2.22~29)

炉心部各ノードにおけるボイド率を示す。約250秒以降高いボイド率を示し、炉心上端のノード8では約258秒に0.98の最高値を示している。しかし、炉心上半分でのボイド率は、ほぼ0.95程度以下になっている。このことから、前述のように(図4.2.5)約258秒以降ダウンコマ水位は炉心下端より下になっているものの、炉心内部には水が存

在していることがわかる。炉心内では、環状流または環状噴霧流の状態の二相流となっており、炉心出力が十分に低下しているため燃料棒を完全に冷却できる状態にあると考えられ、上述の燃料棒表面温度の値もそれを示している。

4.2.3 ホットチャンネル解析の結果

この解析は、高い出力を持つホットチャンネル並びにホットストピンの挙動を検討し、炉心の最高温度を知るために実施した。解析は温度挙動を検討するのに妥当と考えられる200秒まで行った。

図4.2.30にホットチャンネル出入口流量を示す。図4.2.12に示した炉心出入口流量と同様な挙動を示し、再循環ポンプ全台トリップによる急速な流量低下並びに下部プレナムの沸騰による振動的な挙動が見られ、上下プレナムを圧力境界とした計算が概ね妥当に行われていると考えられる。

図4.2.31から38に、集合体出力比1.3を仮定したホットチャンネル並びに更に局所出力比1.2を仮定したホットストピンの燃料棒表面温度の挙動を示す。ホットストピンがノード13で約10秒に約670℃となるのが最高である。また、この図から分かるように、ノード13においてホットストピンで沸騰遷移が生じているが、沸騰遷移状態は20秒までに終息する。ノード6及び7では、ホットストピンのみならずホットチャンネルでも沸騰遷移が生じ燃料棒表面温度が上昇している。最高温度を生じたノード5では、ホットチャンネルでは燃料棒表面温度がほとんど上昇しておらず、ホットストピンのみで沸騰遷移が生じている。

ホットチャンネルの炉心部ボイド率を図4.2.39～46に示す。約3秒で高いボイド率を示し、特にノード6～8では0.98以上の値になっている。図4.2.6に示したように、炉心出力はこの時間では十分に低下しておらず、十分に低下した時の値に比べて2～3倍の値となっている。このため、上に示したように、この時間に沸騰遷移が発生したと考えられる。

4.3 給水配管破断事故解析

4.3.1 解析条件

原子炉は事故直前まで出力が定格の102% (2,672.4 MWt)、原子炉水位がL3 (スクラム水位) で運転されていたものとする。給水配管 (管径18インチ) が時刻0秒に瞬時に破断するものとする。事故発生と同時に外部電源喪失を仮定し、再循環ポンプが全台トリップすると共に、原子炉がスクラムするものとする。また、給水系も事故発生と同時に停止するものとし、主蒸気隔離弁は3秒で完全に閉鎖するものとする。ECCS信号は原子炉水位低 (L2) で発信されるものの、原子炉隔離時冷却系 (RCIC) が破断した給水管に接続されていて注水が無効であるとする。本事故解析では、ECCSの単一故障として第2区分の非常用ディーゼル発電機の故障を仮定し、HPCF及びLPFL各1系統が働かないものとする。従って、原子炉水位低 (L1.5) でHPCFが1系統作動し、更に別の原子炉水位低 (L1) でLPFLが2系統起動さ

れ、更に30秒遅れてADSが作動するものとする。ECCS注入系の特性としては、水温が35℃で、HPCF及びLPFLの流量は各々120m³/hr/台～490m³/hr/台（揚程890m～190m時）及び640m³/hr/台（揚程120m以下）であるものとする。ADSはその弁個数を5とし、流量を380t/hr/個（80.8kg/cm²g時）とする。以上の解析条件をまとめて表4.3.1に示す。

4.3.2 解析結果

解析結果のクロノロジーを表4.3.2に示す。この解析は約109秒まで行った。以下に主要な結果を示す。

(1)蒸気ドーム圧力、主蒸気流量及びSRV流量（図4.3.1）

蒸気ドーム圧力は破断により一時減少するが、MSIVの急閉鎖に伴い急上昇し、約7秒に80.4 atgに達する。しかし、この圧力はSRVの設定圧力より低いためSRVは開かない。破断流が気相になると圧力は急激に減少し、69.6秒にADSが作動して更に圧力低下が早まっている。約109秒には2.3 atgまで低下する。

主蒸気流量（5,100 t/hrで規格化）は、MSIVの閉鎖によって3秒で0となる。

(2)ダウンコマ水位（図4.3.2）

ダウンコマ水位は破断に伴い急激に低下し、27.6秒にL1.5を下回るためHPCFが起動され、更に39.6秒にL1を下回るためLPFLが起動される。しかしながら、系内の圧力が注水圧力を上回っているため、この時点ではLPFLからの注水は行われぬ。更に圧力が低下し、74.0秒からLPFLからの注水が開始される。これにより水位は回復を始める。約8秒から12秒の水位低下の緩和は破断流が気相となったためである。

(3)炉出力、平均表面熱流束及びポンプ出口流量（図4.3.3）

本図のデータは全て定格値で規格化してある。

炉出力は与えられたスクラム特性に従って急激に低下する。

平均表面熱流束は炉出力の低下に伴い減少し、約109秒の時点では約6%まで低下している。

ポンプ出口流量（下部プレナム入口流量）は再循環ポンプ全台トリップにより二十数%まで減少する。その後、約13秒に下部ダウンコマ水温が飽和温度となって沸騰が起こることにより、流量は更に急激に約10%まで低下し、その後沸騰の終了にともない自然循環に移行している。LPFLからの注水によりポンプ出口流量は回復して行く。

(4)下部プレナム水の温度と飽和温度（図4.3.4）

12.8秒から下部プレナムが飽和状態となる。このため、上述のように、下部プレナムで沸騰が発生した。

(5)破断流量及び破断口クオリティ（図4.3.5～6）

圧力の低下に伴い破断流量は減少する。また、破断流量の振動は破断口クオリティの変動によるものである。

(6)HPCF流量及びLPFL流量（図4.3.7）

HPCFはダウンコマ水位がL1.5を下回った時点で起動され、ダウンコマ圧力に依存した注水が行われている。また、39.6秒にダウンコマ水位がL1を下回りLPFL

が起動されるが、注水圧力よりダウンコマ圧力の方が高く、注水は行われぬ。ダウンコマ圧力が注水圧力を下回る75.0秒から注水が開始される。尚、LPFLの起動から30秒遅れてADSが作動する。

(7)再循環ポンプ回転数 (図4.3.8)

再循環ポンプ全台トリップによりポンプ回転数は急速に低下する。その後のポンプ回転数はポンプを通過する流動に依存している。

(8)炉心部出入口流量 (図4.3.9)

この炉心部出入口流量は定格炉心流量 (21,900 t/hr) で規格化してある。再循環ポンプ全台トリップに伴い炉心部出入口流量は急激に低下するが、圧力低下で下部プレナムが沸騰を開始すると、炉心部出入口流量は一時的に急増する。その後、ポンプ出口流量と同様の挙動を示して低下して行く。炉心部出入口流量は、LPFLからの注水により回復を示す。

(9)炉心バイパス出入口流量 (図4.3.10)

この炉心バイパス出入口流量は定格炉心流量で規格化してある。定常時の流量は8%である。再循環ポンプ全台トリップに伴い炉心バイパス出入口流量は急激に低下するが、圧力の低下によりサブクールであった炉心バイパス水が沸騰を開始すると、出口流量は増加し入口流量は逆流を示す。その後、逆流は減少しポンプ出口流量と同様の挙動を示す。LPFLからの注水により、炉心バイパス出入口流量も回復を示している。

(10)燃料棒表面温度：ノード1～8 (図4.3.11～18)

平均出力集合体の燃料棒表面温度は、どの位置でもほぼ飽和温度 (図4.3.4参照) と同じ値を示し、炉心が十分に冷却されていることを示す。温度は、ノード5で約6秒に313℃となるのが最高である。この最高温度は、前節で述べたHPFC配管破断事故の場合と比べて、2℃低い値となっている。

(11)炉心内ボイド率 (図4.3.19～26)

炉心部各ノードにおけるボイド率を示す。炉心上端のノード8では約85秒に0.98の最高値を示している。しかし、前述のように (図4.3.3) 炉心の出力が十分に低下しているため、燃料棒を完全に冷却できる状態にあると考えられ、上述の燃料棒表面温度の値もそれを示している。

本章で述べた以上の解析から、定常時および高圧注水系配管破断並びに給水配管破断LOCA時における本プラントの熱水学的特性に関して特に問題となる点はなく、かつLOCA時の炉心冷却も十分に達成され得ることが明らかとなった。対象とするプラントの設計は暫定的なものであり、今後最適化等により変更される可能性も高いものの、LOCA解析の観点からは、本プラントは十分に成立性を有していると考えられる。

表4.1.1 定常計算の設定条件並びに結果

項 目	設定条件	計算結果	備 考
熱出力 (MWt)	2,620	同左	設定値
蒸気流量 (t/hr)	5,100	同左	設定値
炉心冷却水流量 (t/hr)	21,900	同左	設定値
原子炉圧力 (MPa)	7.2	同左	設定値
炉心入口ウオークリタ (kcal/kg)	13.0	同左	設定値
ダウンカマ水位 (m)	0.62	0.62	L3 : 混合水位を調整した (セパレータスカート下端より)
炉心出口温度 (°C)	287	287.6	上部プレナム温度
炉心出口クオリティ (%)	約 28	28.0	炉心バイパス流量を調整した
炉心平均ボイド率 (%)	約 51	58.4	均質流モデルのため
給水温度 (°C)	216	214.8	熱バランスの結果 (ポンプ発熱分)
セパレータ内混合水位 (m)	—	2.20	ダウンカマ水位との圧力バランス (セパレータスカート下端より)
炉心バイパス流量 (%)	—	8.0	炉心冷却水流量に対する割合

表4.1.2 定常状態での各部の圧損

ジャンクション 番号	ボリューム 番号	流量 (t/hr)	圧損 (kg/cm ²)	ポンプヘッド (kg/cm ²)
1	1 TO 20	20148.0	-0.436002	
3	1 TO 3	1752.0	-0.000269	
4	3 TO 6	1752.0	-0.803468	
6	6 TO 7	21900.0	-0.067893	
7	7 TO 8	21900.0	-0.013023	
8	8 TO 9	5093.5	-0.024075	
9	9 TO 10	-6.5	0	
10	8 TO 10	16806.6	-0.026338	
11	10 TO 11	16800.1	-0.000024	
12	11 TO 12	21900.0	-0.000178	
13	12 TO 13	21900.0	-1.577963	1.8428659
14	13 TO 1	21900.0	-1.579010	1.8428659
20	20 TO 21	20148.0	-0.005341	
21	21 TO 22	20148.0	-0.014110	
22	22 TO 23	20148.0	-0.011902	
23	23 TO 24	20148.0	-0.039859	
24	24 TO 25	20148.0	-0.030264	
25	25 TO 26	20148.0	-0.074086	
26	26 TO 27	20148.0	-0.045560	
27	27 TO 28	20148.0	-0.096363	
28	28 TO 6	20148.0	-0.071719	

表4.2.1 HPCF配管破断事故解析の条件

1) 熱出力	: 102% (2,672.4 MWt)
2) 主蒸気/給水流量	: 102% (5,202 t/h)
3) 再循環ポンプ全台トリップ	: 破断と同時
4) 原子炉スクラム	: 破断と同時
5) 給水停止	: 破断と同時
6) 主蒸気隔離弁全閉	: 破断後3秒
7) 原子炉隔離時冷却系作動	: レベル2
8) HPCF作動	: 不作動
9) LPFL2台起動	: レベル1
10) ADS5弁作動	: レベル1+30秒

表4.2.2 HPCF配管破断事故解析結果のクロノロジー

事 象	時 刻	備 考
HPCF配管破断	0.001秒	
再循環ポンプトリップ(全台)	同上	外部電源喪失を仮定
原子炉スクラム	同上	同上
給水停止	同上	同上
主蒸気隔離弁全閉	3秒	同上
SRV第1段開	5.3秒	
SRV第2段開	6.1秒	
SRV第2段閉	10.1秒	
SRV第1段閉	13.0秒	
ECCS信号発信(L2)	52秒	RCIC起動
RCIC注入開始	52秒	
HPCF起動	不作動	HPCF配管破断のため
LPFL起動(3台中の2台)	136.7秒	L1
ADS作動	166.7秒	L1+30秒
LPFL注入開始	317秒	注入圧力のため

表4.3.1 給水配管破断事故解析の条件

1) 熱出力	: 102% (2,672.4 MWt)
2) 主蒸気/給水流量	: 102% (5,202 t/h)
3) 再循環ポンプ全台トリップ	: 破断と同時
4) 原子炉スクラム	: 破断と同時
5) 給水停止	: 破断と同時
6) 主蒸気隔離弁全閉	: 破断後3秒
7) 原子炉隔離時冷却系作動	: 不作動
8) HPCF作動	: レベル1.5
9) LPFL2台起動	: レベル1
10) ADS5弁作動	: レベル1+30秒

表4.3.2 給水配管破断事故解析結果のクロノロジー

事 象	時 刻	備 考
給水配管破断	0.001秒	
再循環ポンプトリップ(全台)	同上	外部電源喪失を仮定
原子炉スクラム	同上	同上
給水停止	同上	同上
主蒸気隔離弁全閉	3秒	同上
ECCS信号発信(L2)	10.9秒	
RCIC開始	不作動	給水配管破断のため
HPCF起動(2台中の1台)	27.6秒	L1.5
HPCF注入開始	同上	
LPFL起動(3台中の2台)	39.6秒	L1
LPFL注入開始	75.0秒	注入圧力のため
ADS作動	69.6秒	L1+30秒

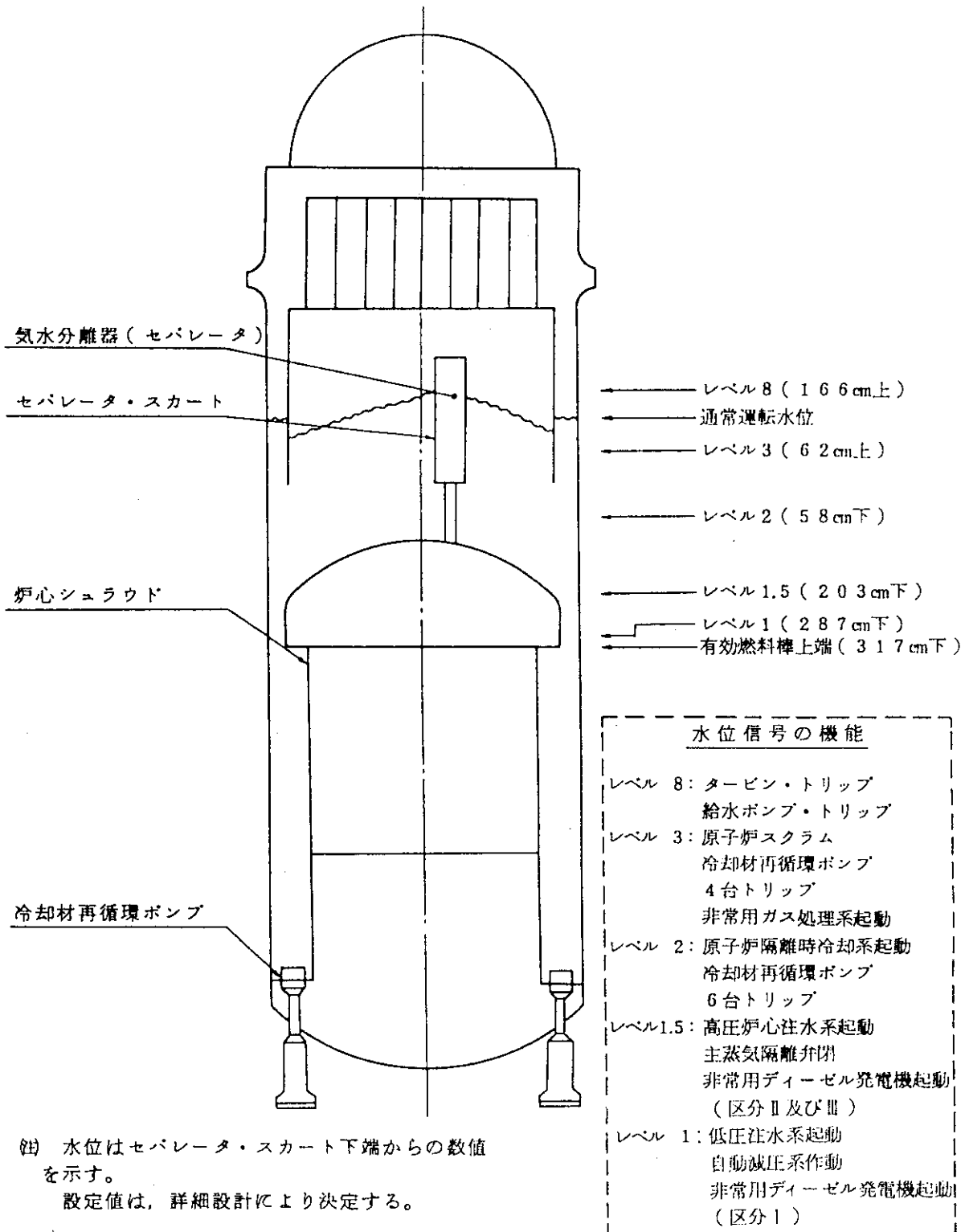


図4.2.1 原子炉水位トリップ信号の設定とその機能⁽¹²⁾

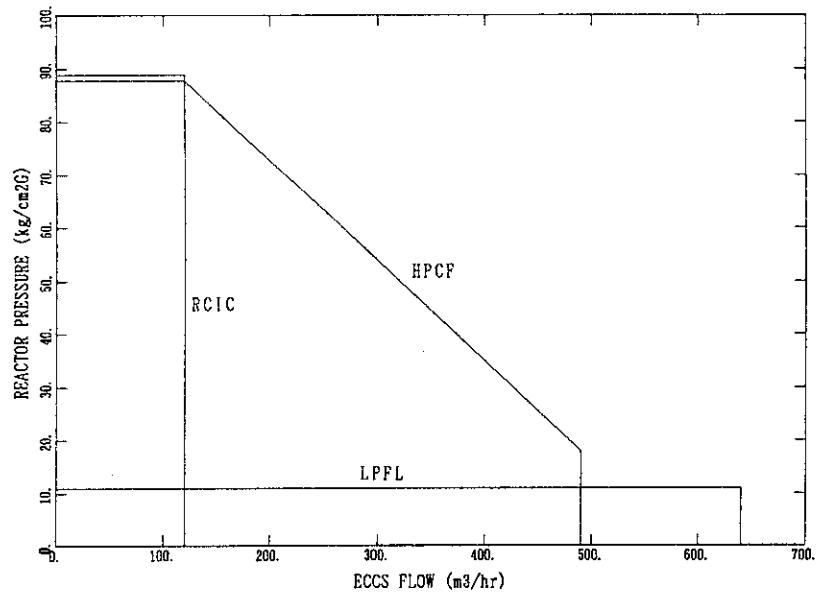


図4.2.2 ECCS注水特性

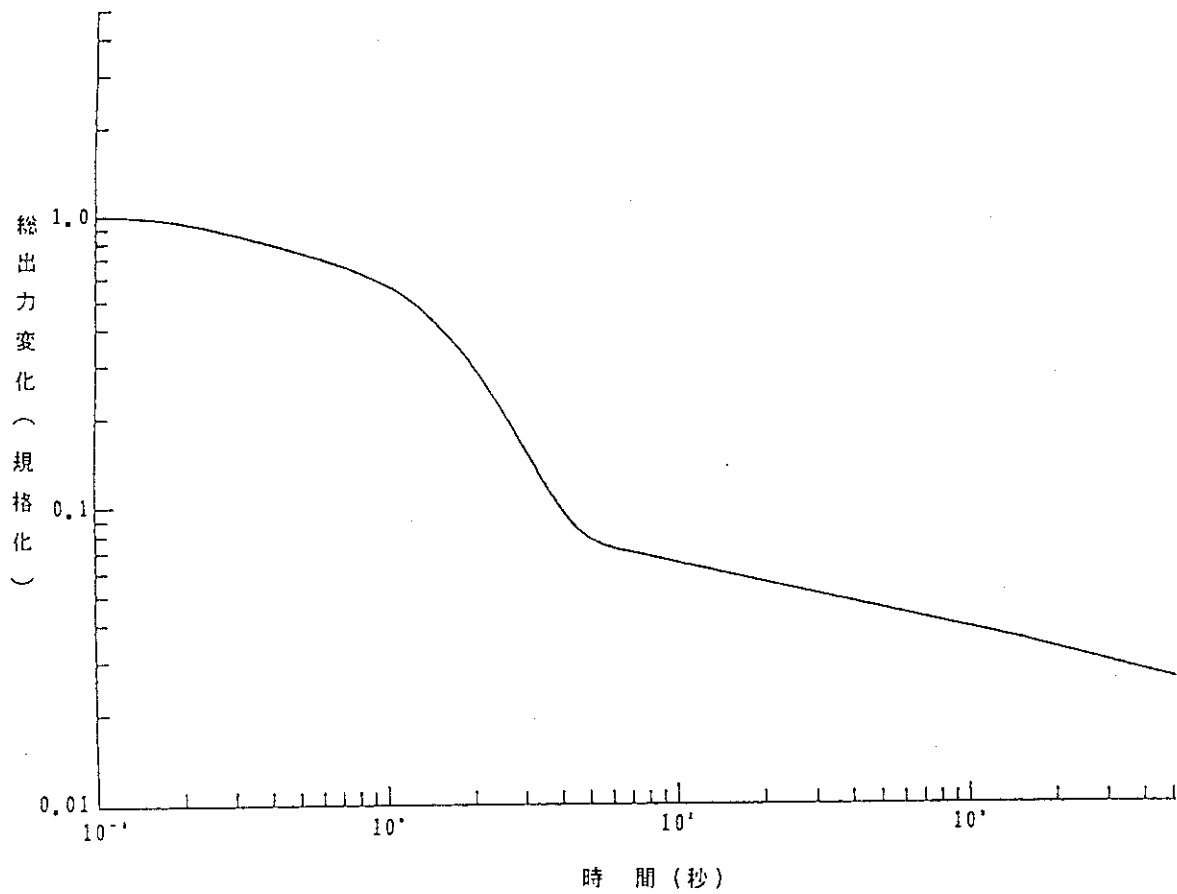


図4.2.3 BWRプラント基準データ原子炉出力の時間変化

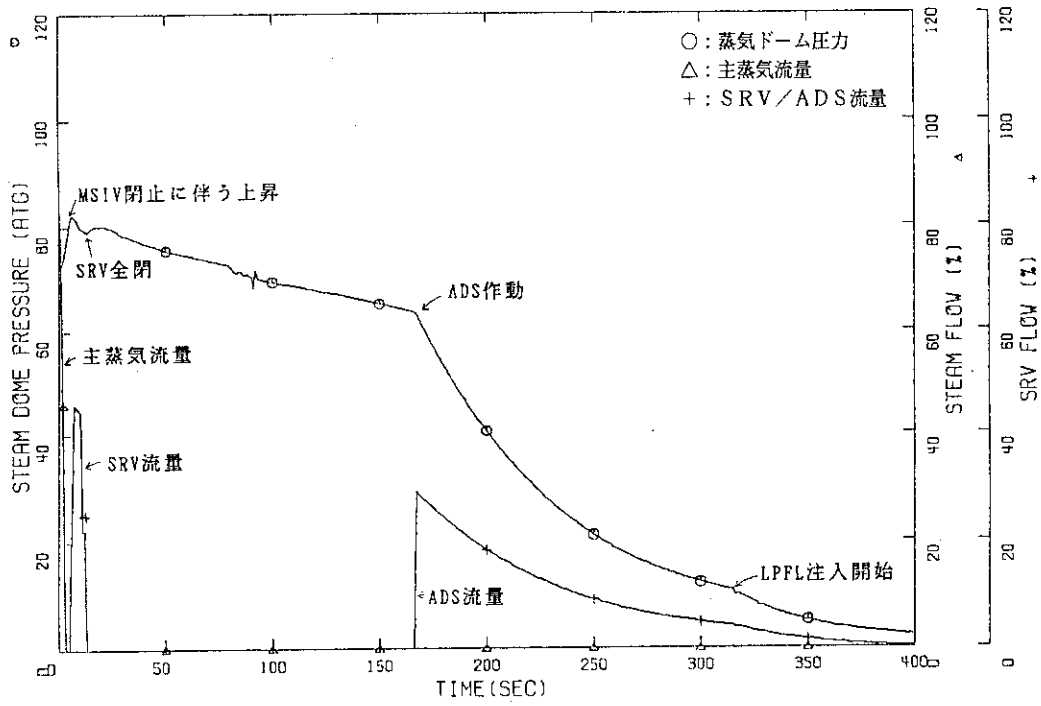


図4.2.4 蒸気ドーム圧力、主蒸気流量及びSRV流量 (HPCF配管破断)

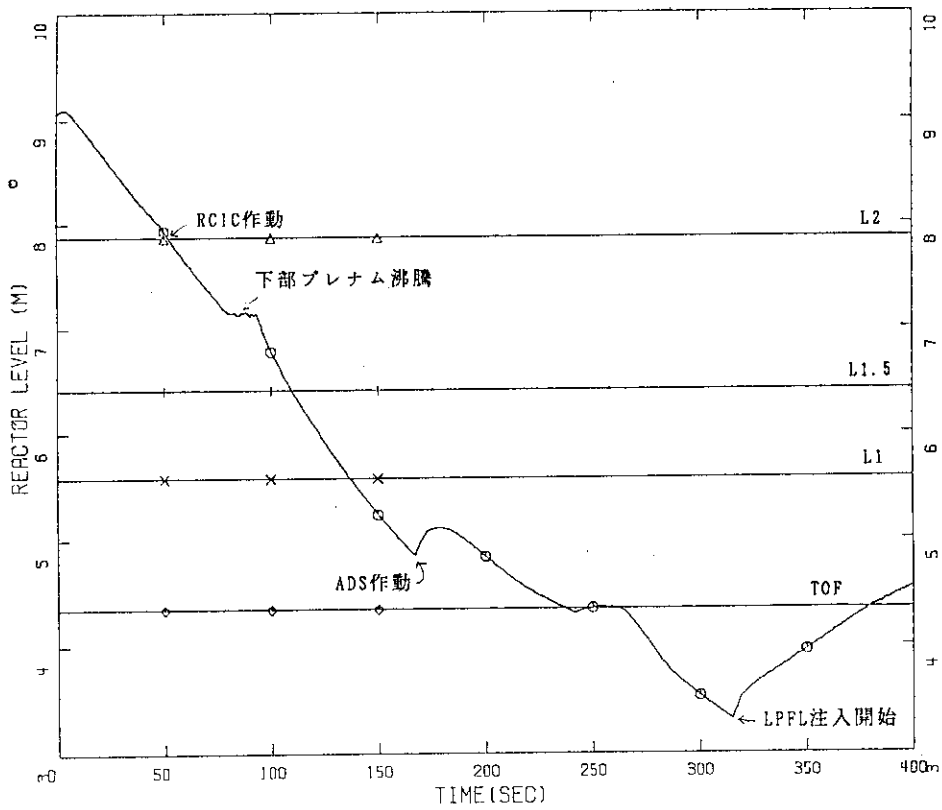


図4.2.5 ダウンカマ水位 (HPCF配管破断)

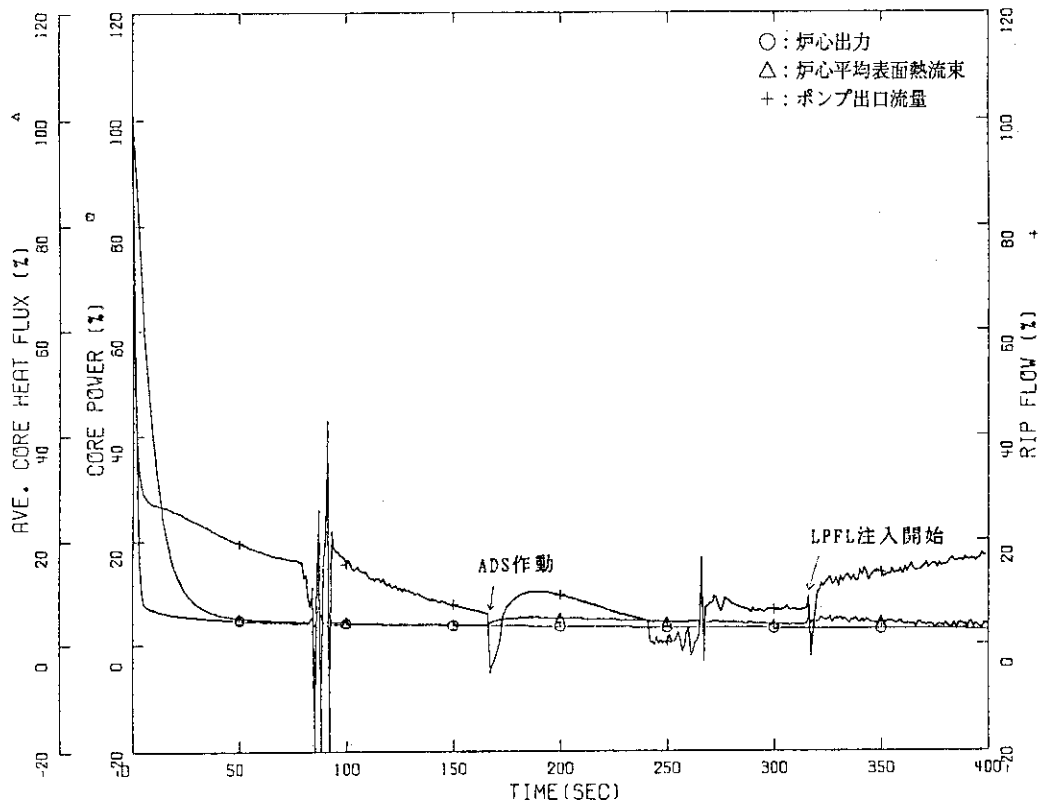


図4.2.6 炉出力、平均表面熱流束及びポンプ出口流量 (HPCF配管破断)

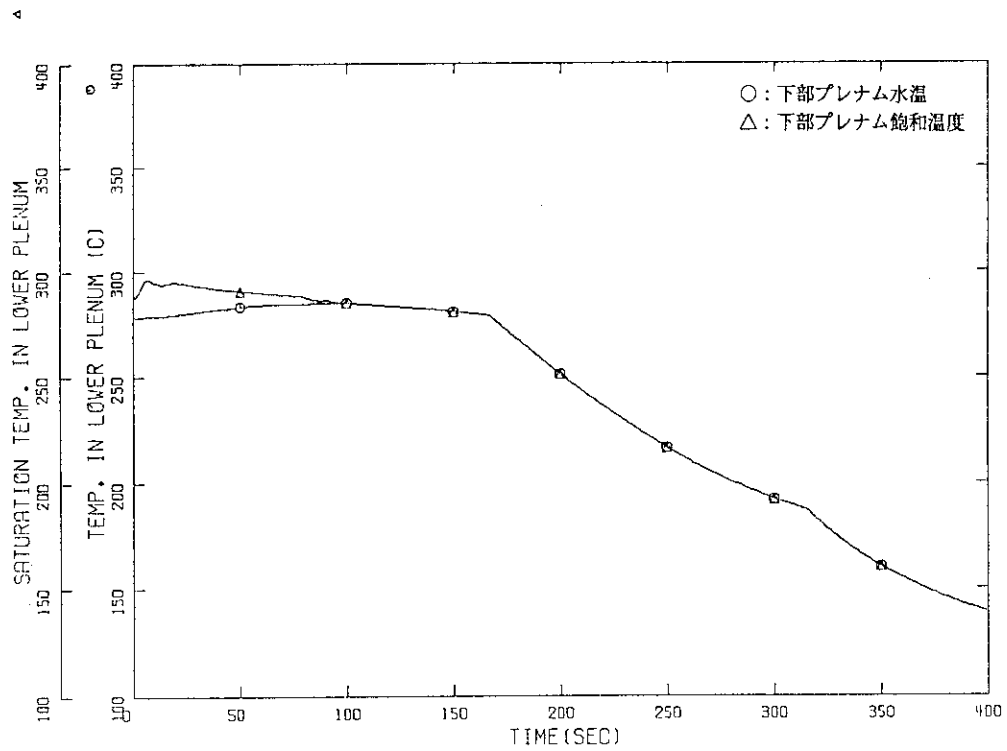


図4.2.7 下部プレナム水の温度と飽和温度 (HPCF配管破断)

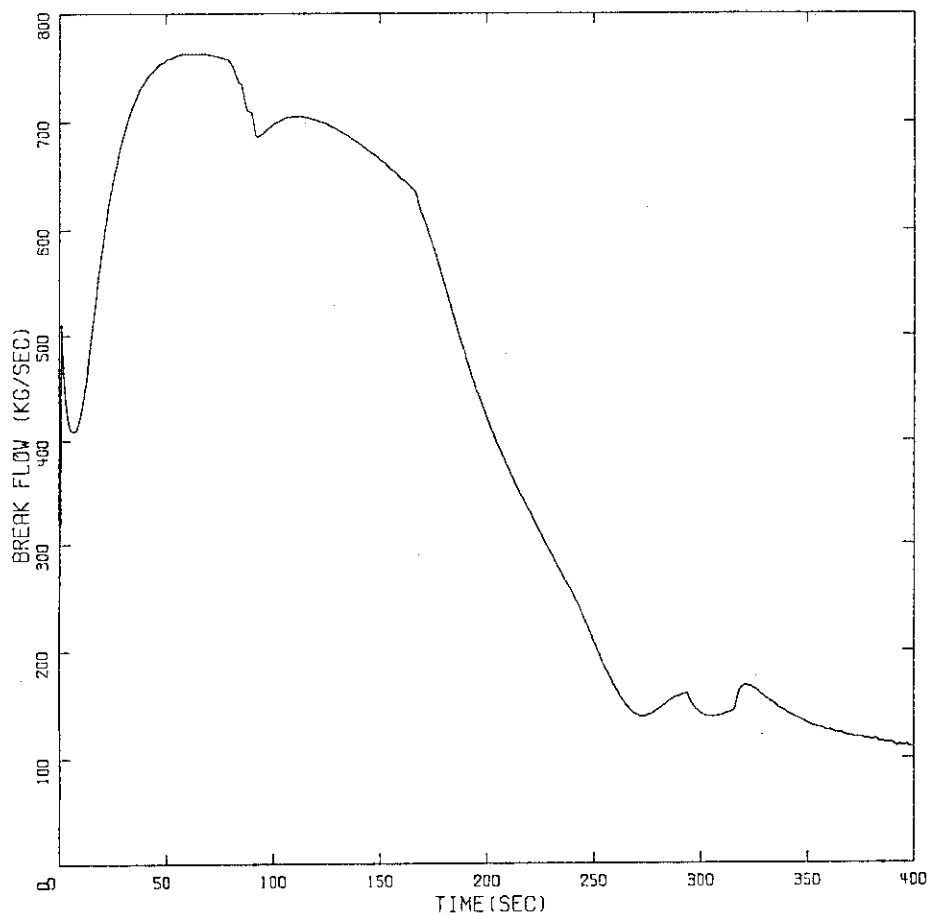


図4.2.8 破断流量 (HPCF配管破断)

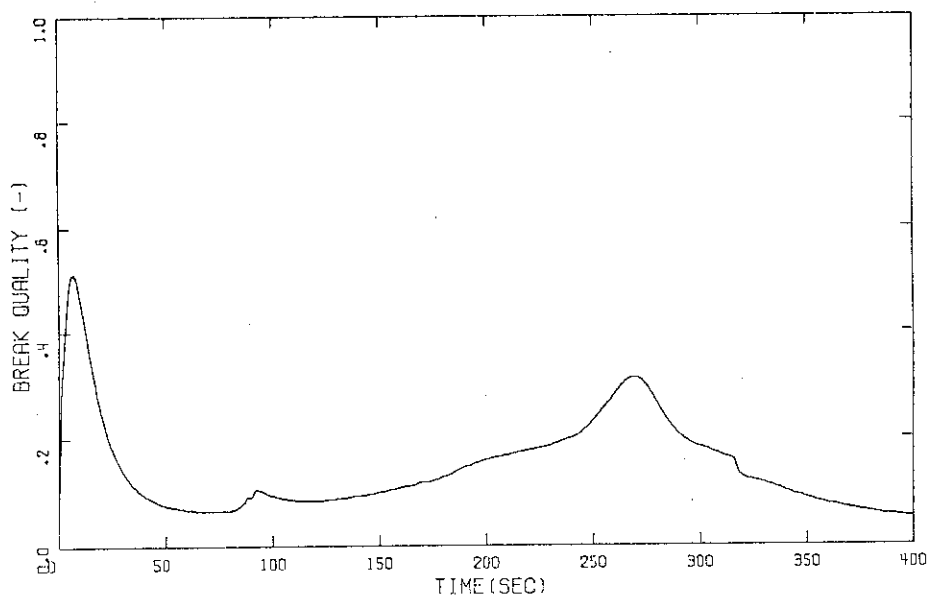


図4.2.9 破断口クオリティ (HPCF配管破断)

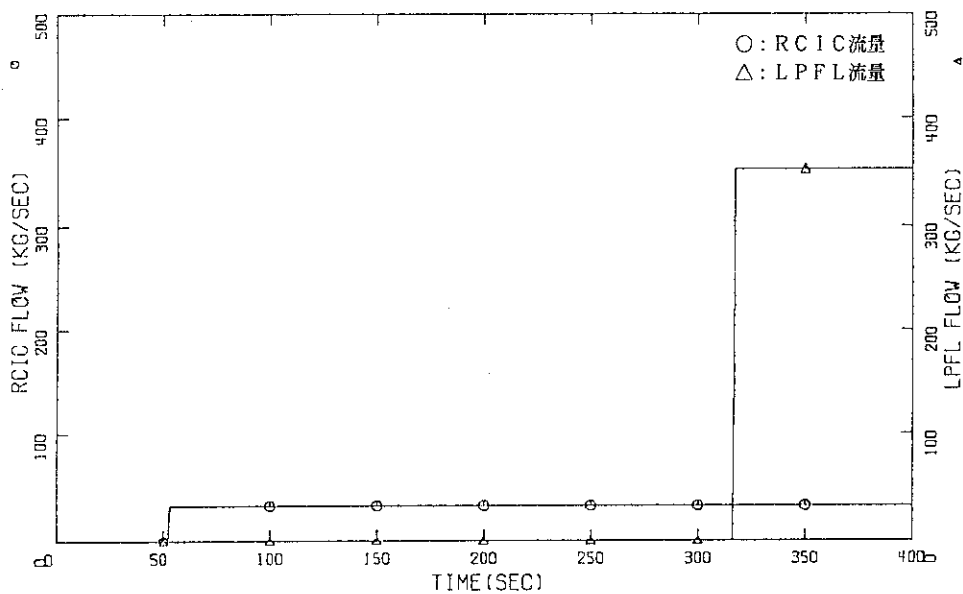


図4.2.10 RCIC流量及びLPFL流量 (HPCF配管破断)

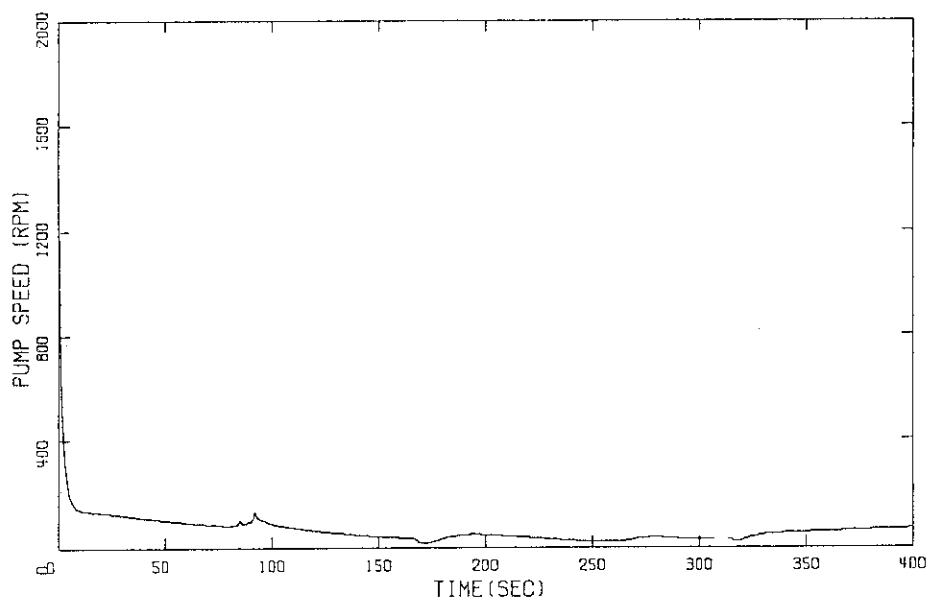


図4.2.11 再循環ポンプ回転数 (HPCF配管破断)

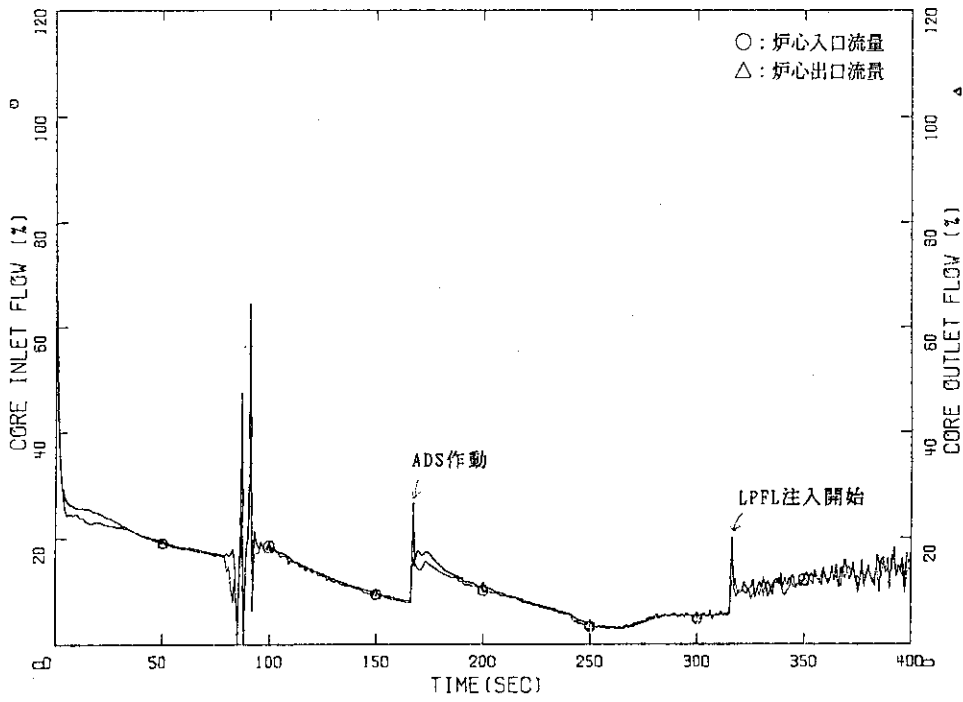


図4.2.12 炉心部出入口流量 (HPCF配管破断)

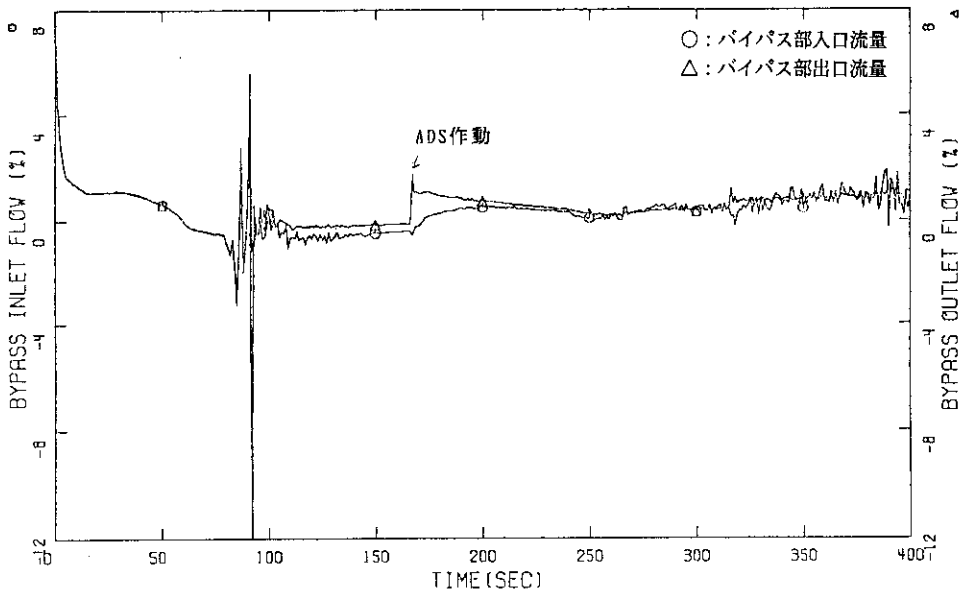


図4.2.13 炉心バイパス出入口流量 (HPCF配管破断)

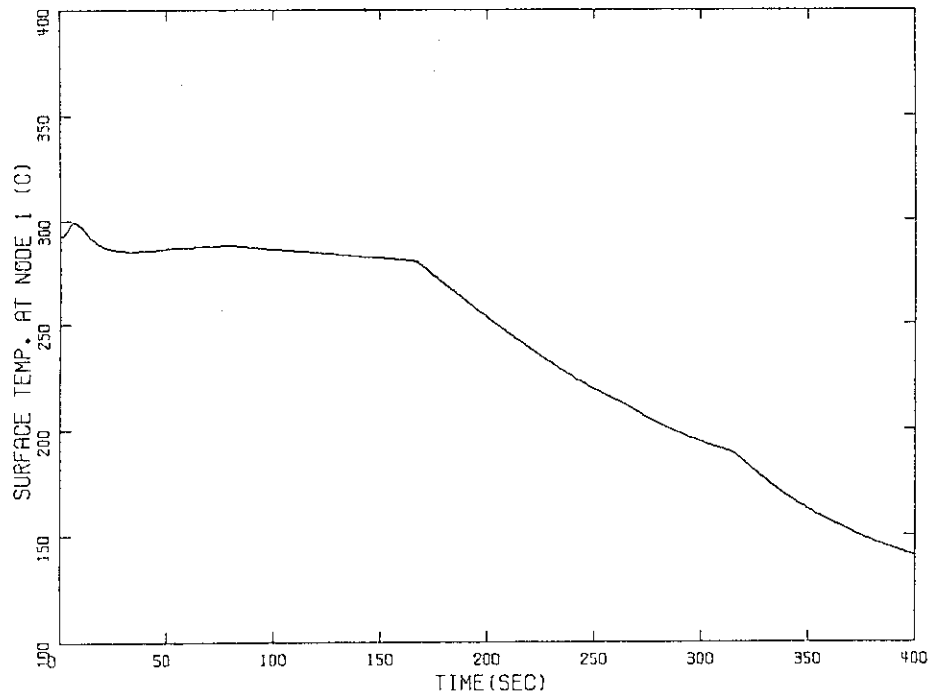


図4.2.14 燃料棒表面温度：ノード1（HPCF配管破断）

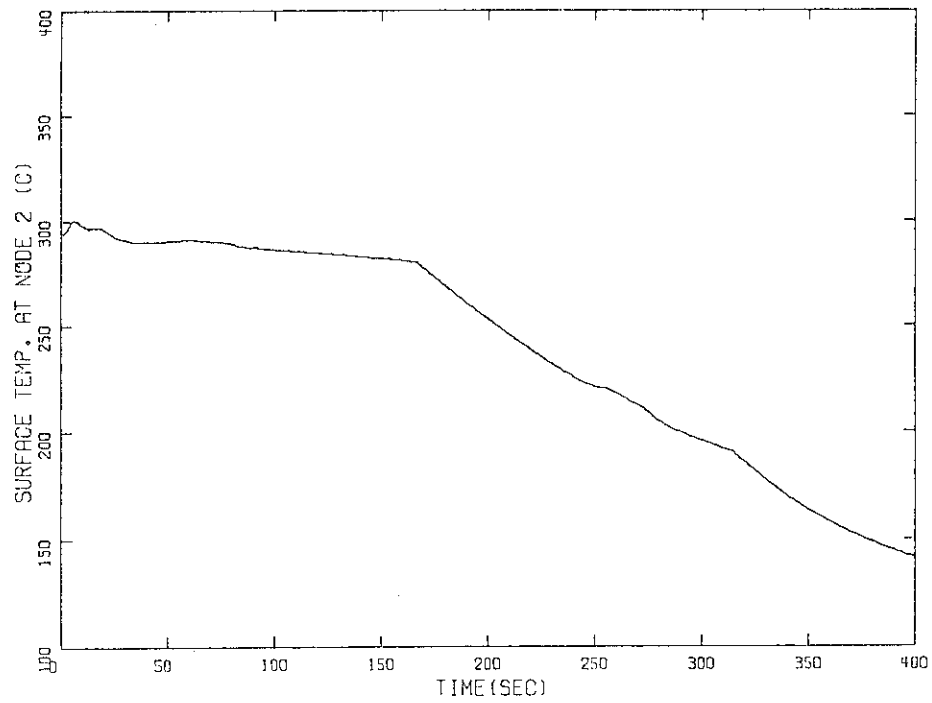


図4.2.15 燃料棒表面温度：ノード2（HPCF配管破断）

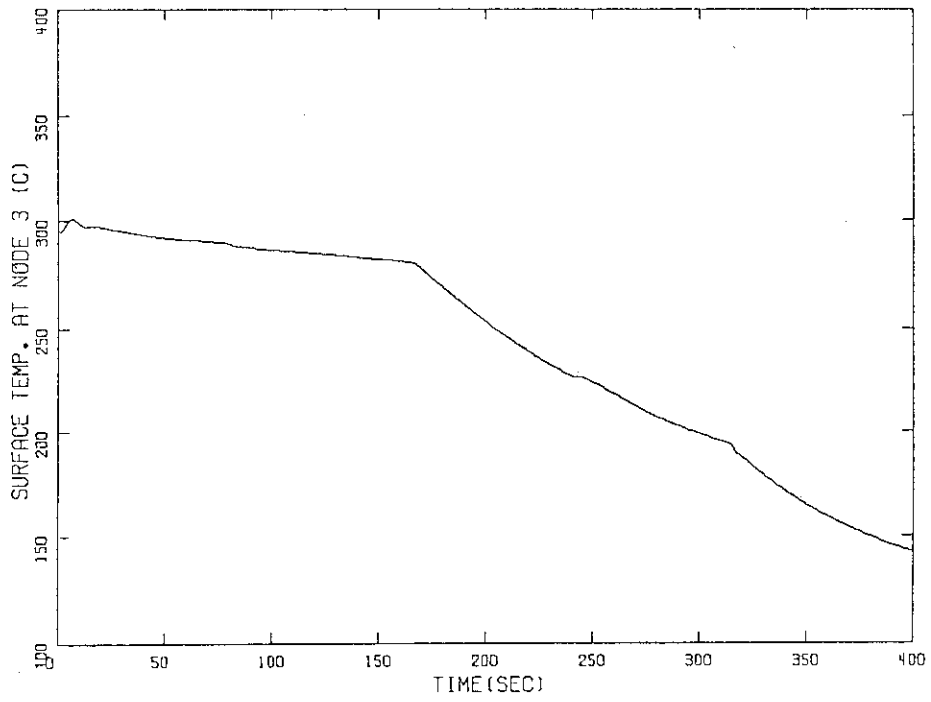


図4.2.16 燃料棒表面温度：ノード3（HPCF配管破断）

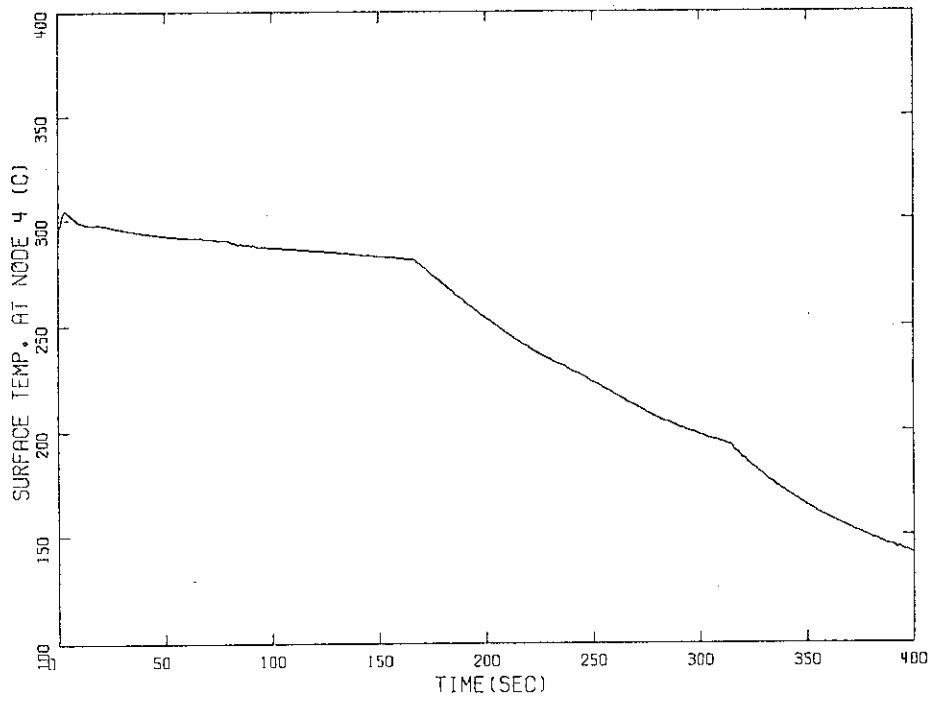


図4.2.17 燃料棒表面温度：ノード4（HPCF配管破断）

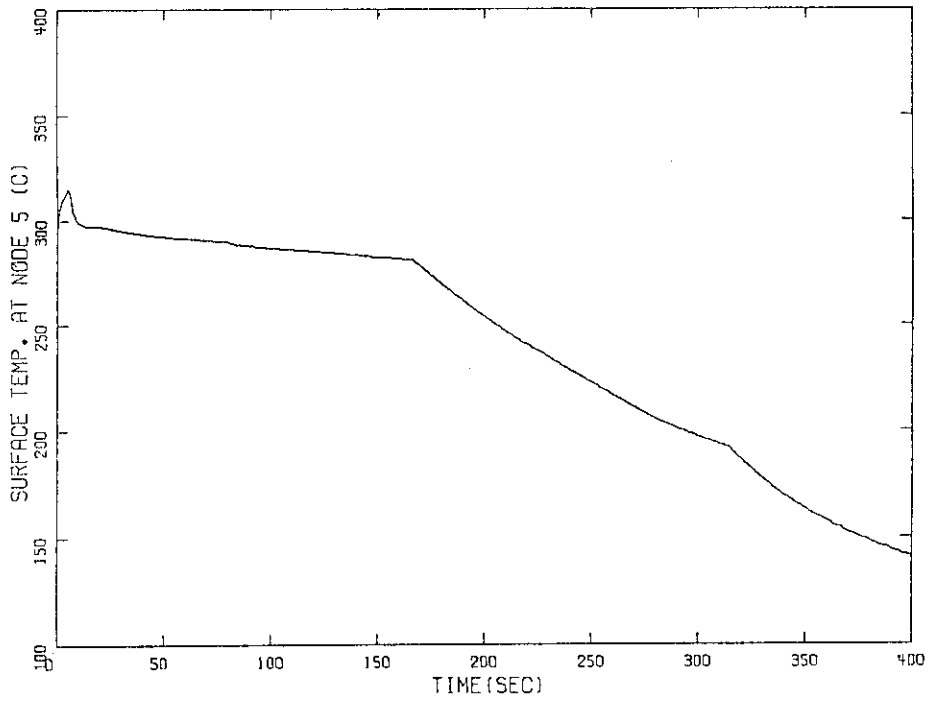


図4.2.18 燃料棒表面温度：ノード5 (HPCF配管破断)

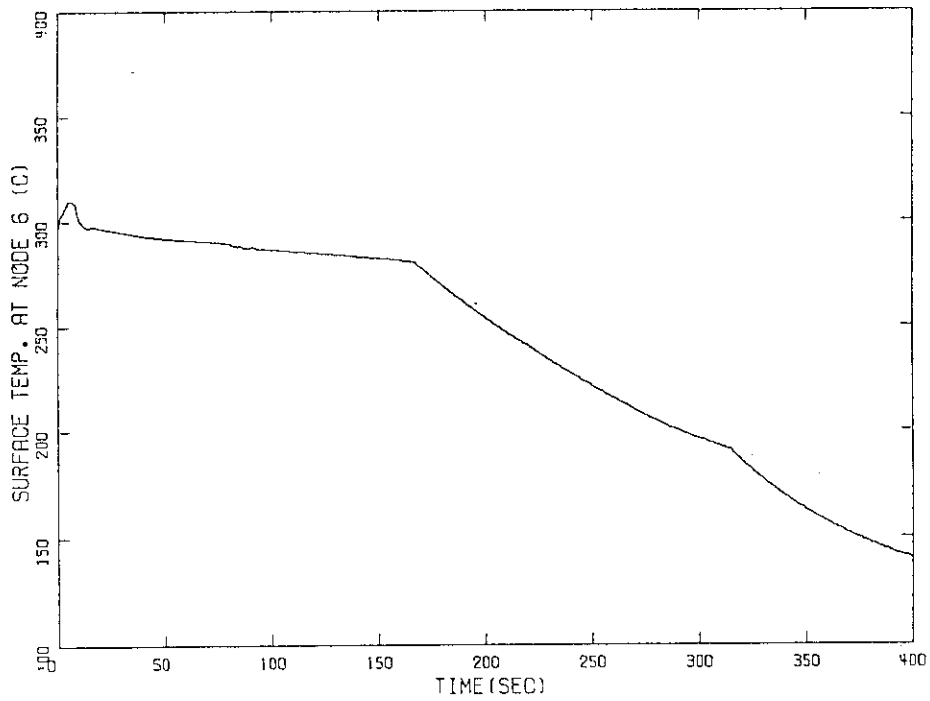


図4.2.19 燃料棒表面温度：ノード6 (HPCF配管破断)

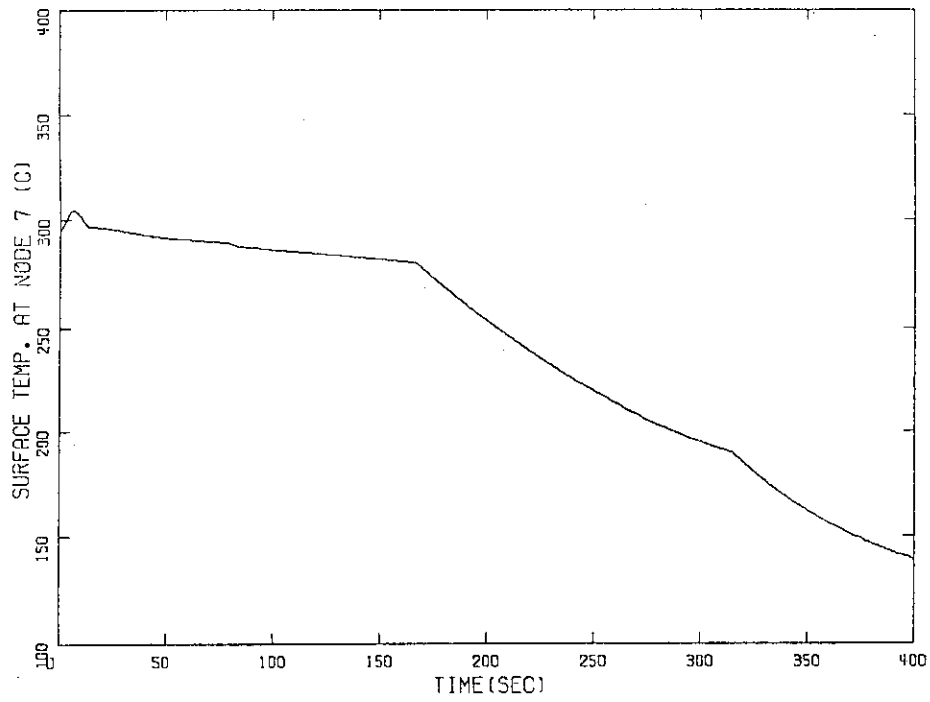


図4.2.20 燃料棒表面温度：ノード7 (HPCF配管破断)

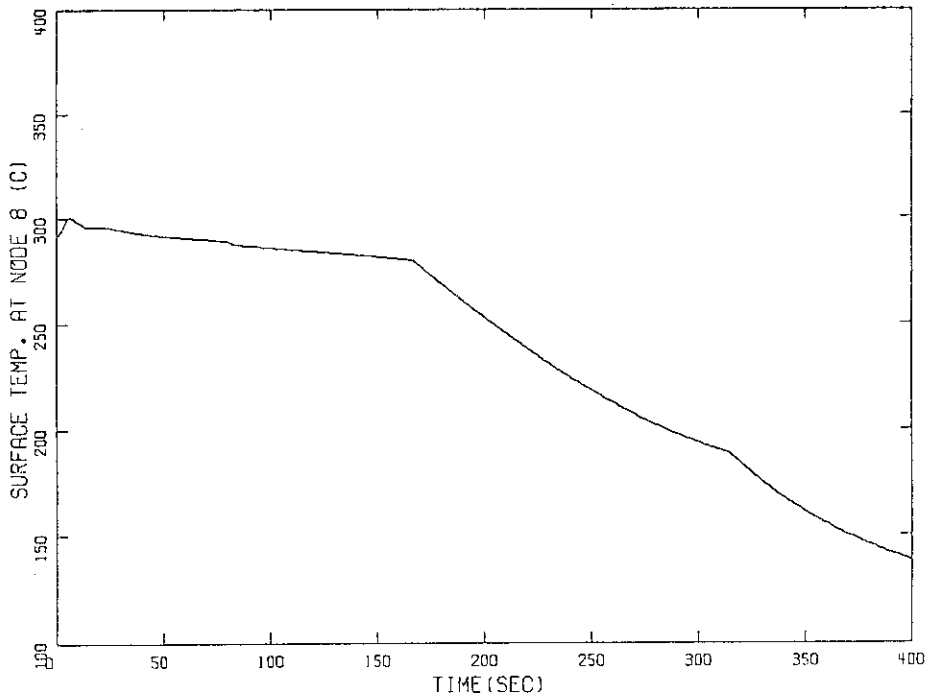


図4.2.21 燃料棒表面温度：ノード8 (HPCF配管破断)

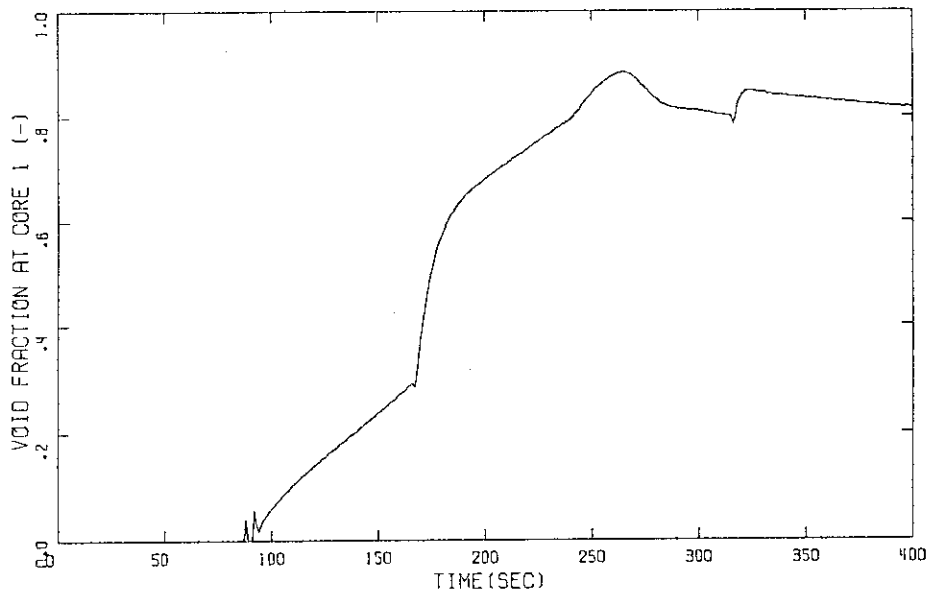


図4.2.22 炉心部ボイド率：ノード1 (HPCF配管破断)

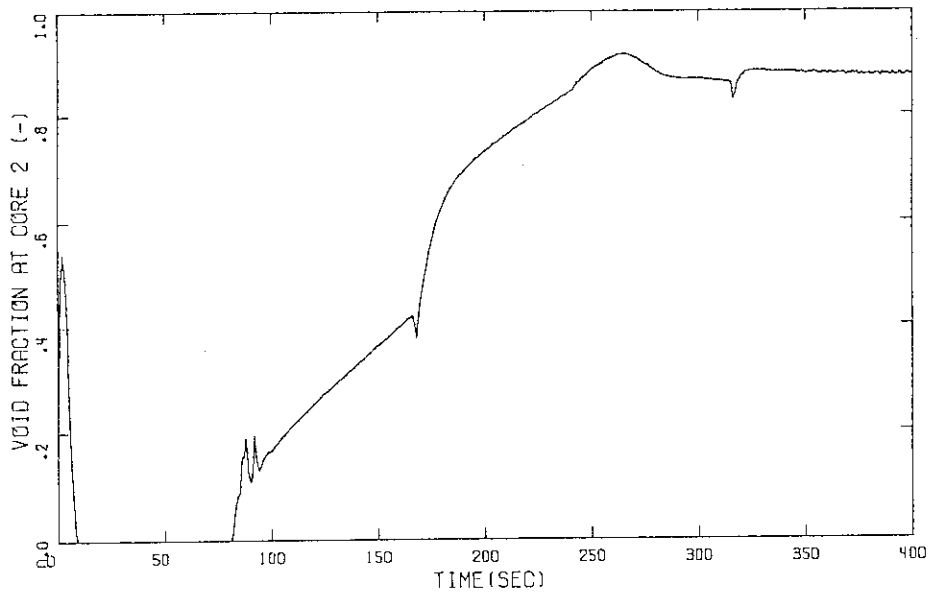


図4.2.23 炉心部ボイド率：ノード2 (HPCF配管破断)

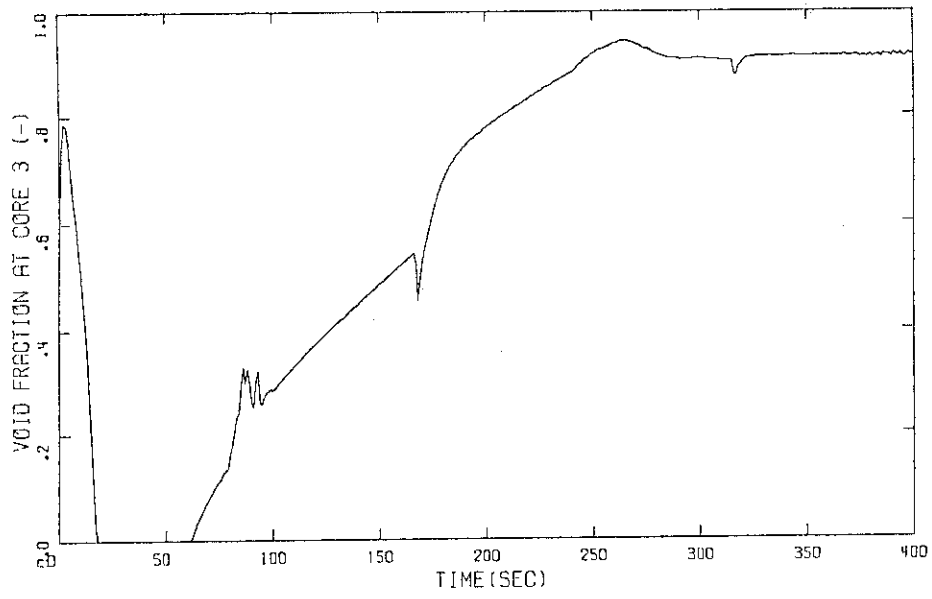


図4.2.24 炉心部ボイド率：ノード3 (HPCF配管破断)

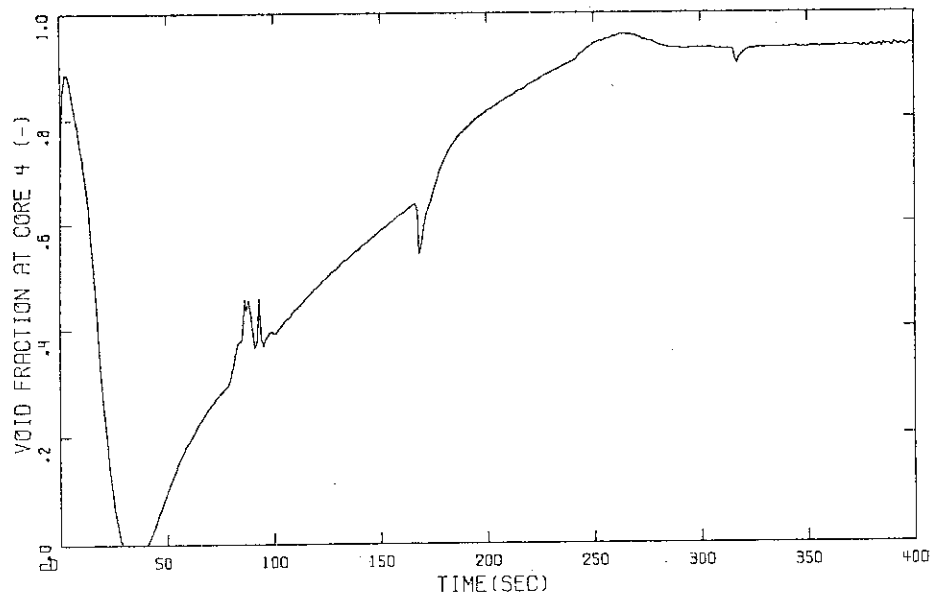


図4.2.25 炉心部ボイド率：ノード4 (HPCF配管破断)

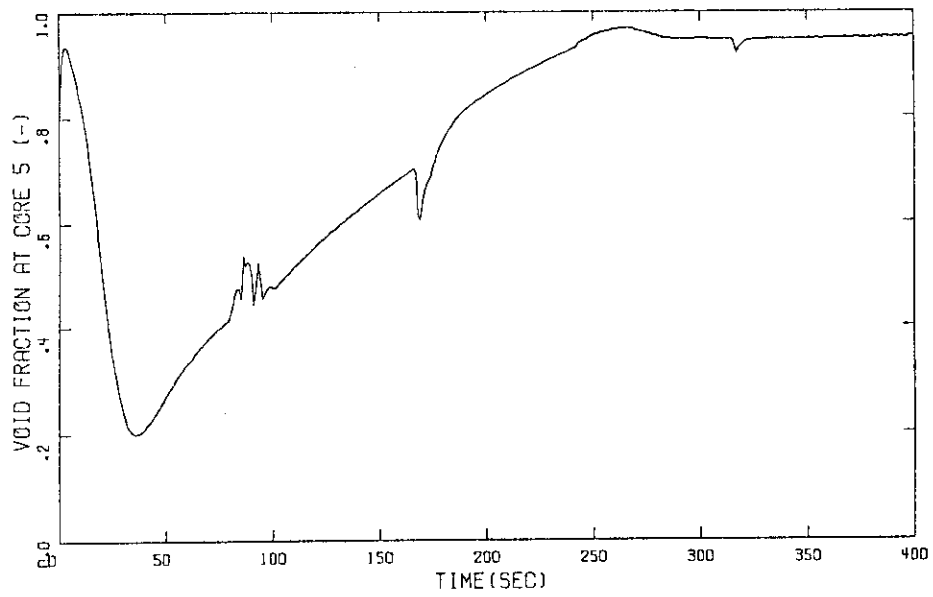


図4.2.26 炉心部ボイド率：ノード5（HPCF配管破断）

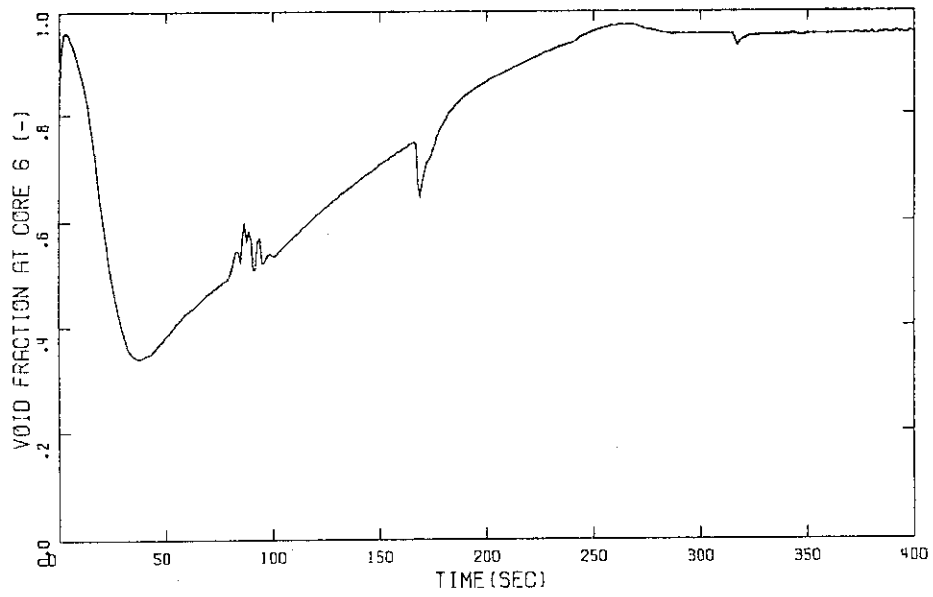


図4.2.27 炉心部ボイド率：ノード6（HPCF配管破断）

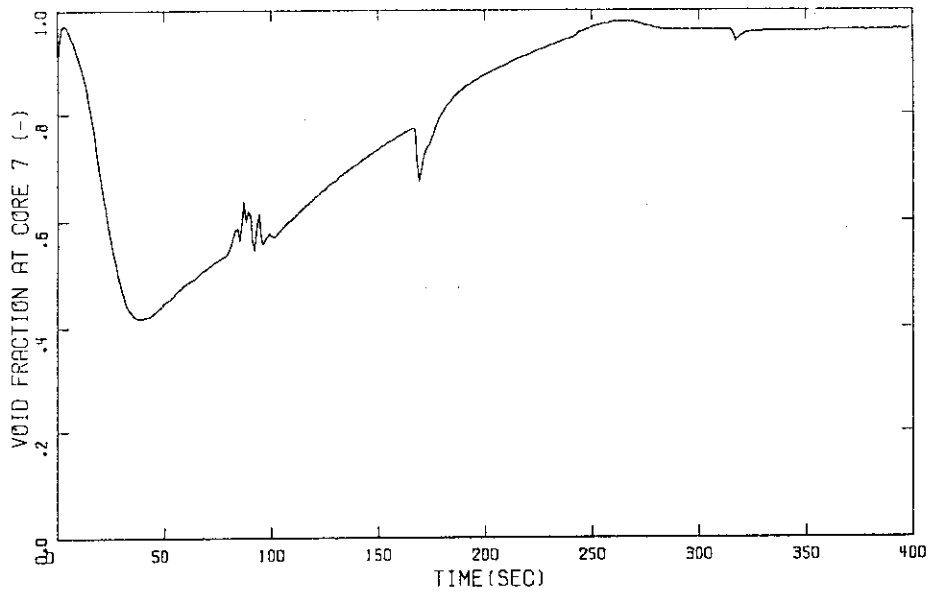


図4.2.28 炉心部ボイド率：ノード7 (HPCF配管破断)

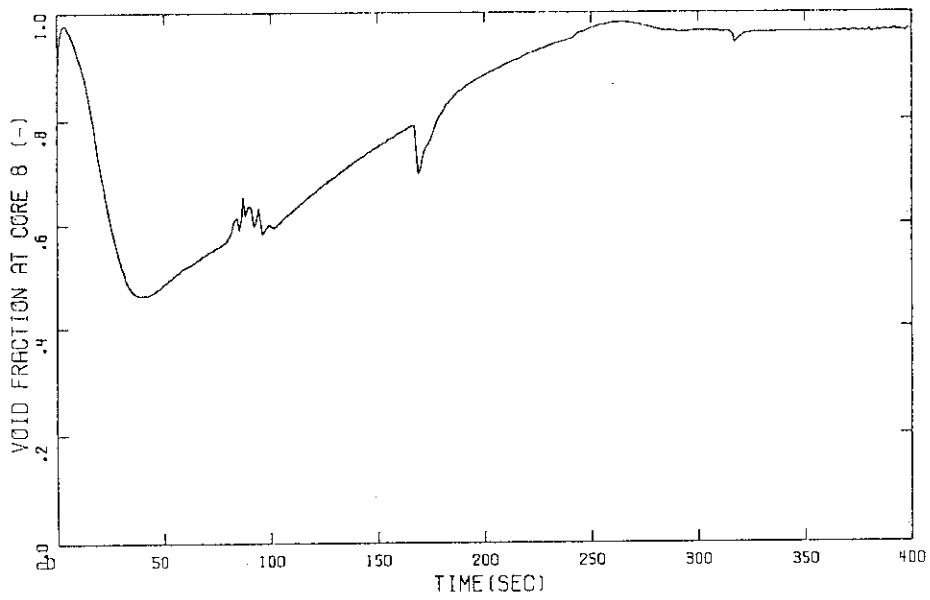


図4.2.29 炉心部ボイド率：ノード8 (HPCF配管破断)

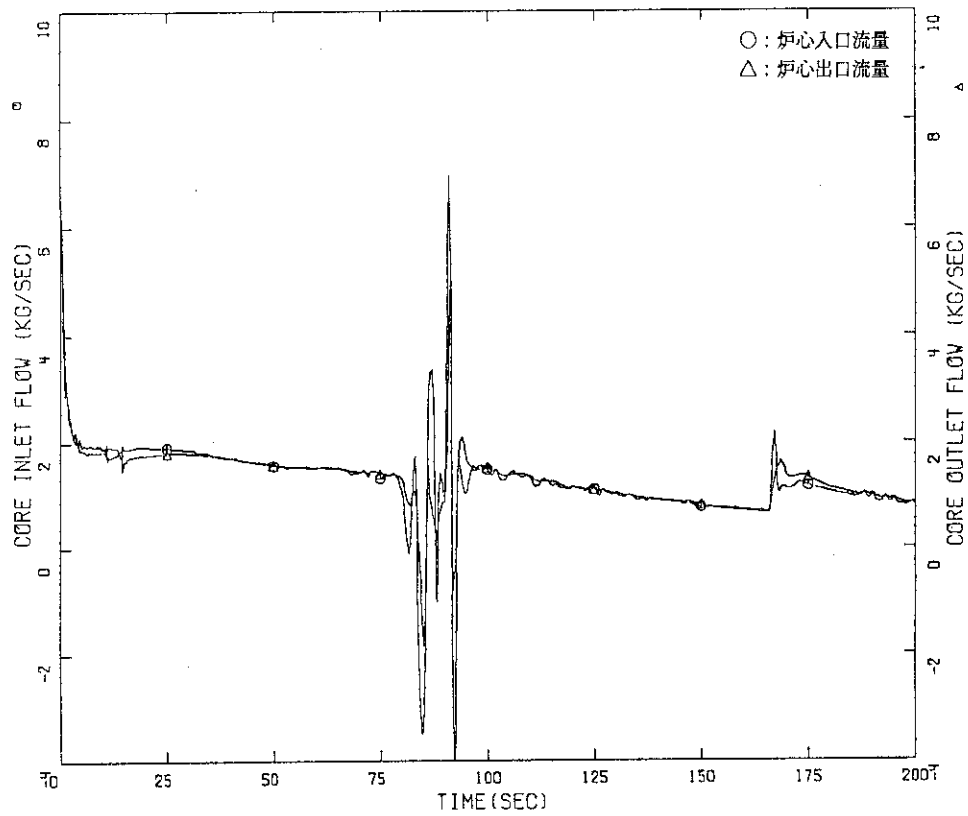


図4.2.30 ホットチャンネル出入口流量 (HPCF配管破断)

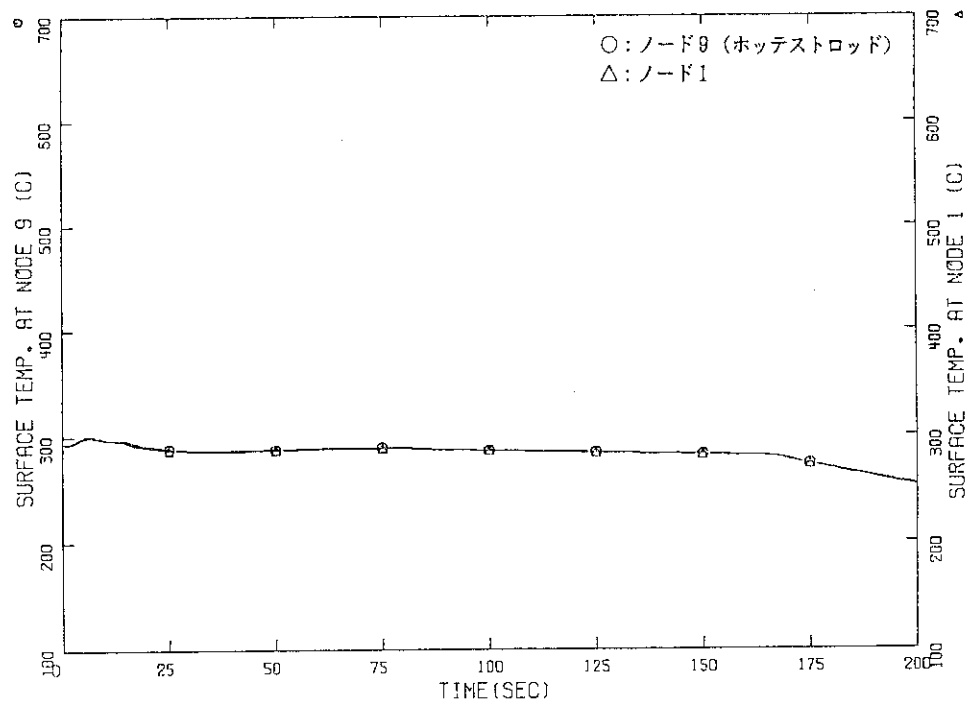


図4.2.31 ホットチャンネル燃料棒表面温度：ノード9および1 (HPCF配管破断)

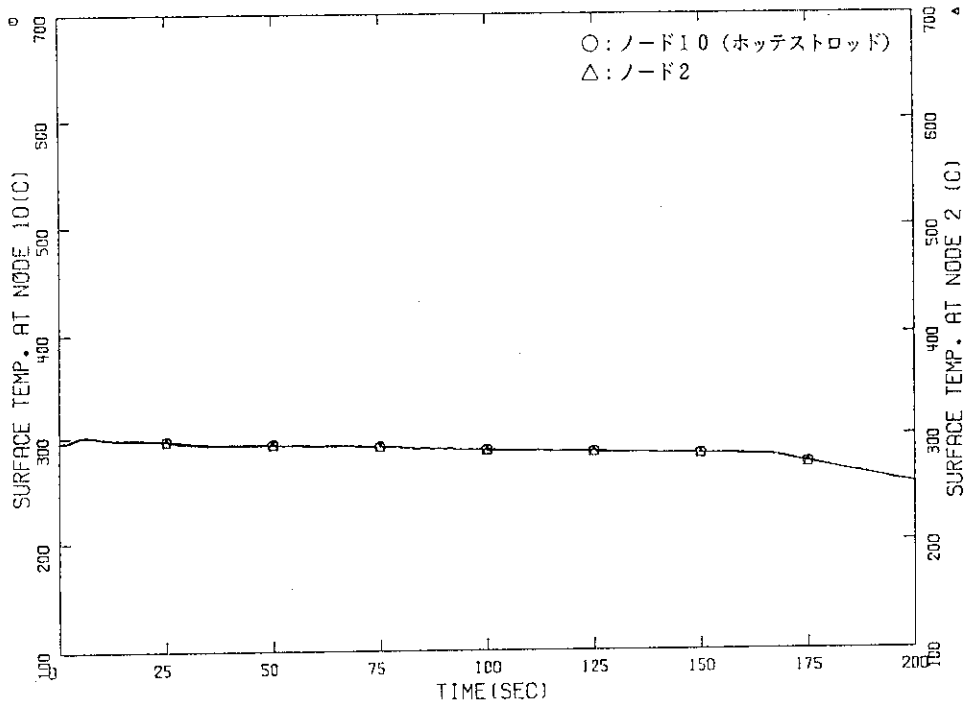


図4.2.32 ホットチャンネル燃料棒表面温度：ノード10および2 (HPCF配管破断)

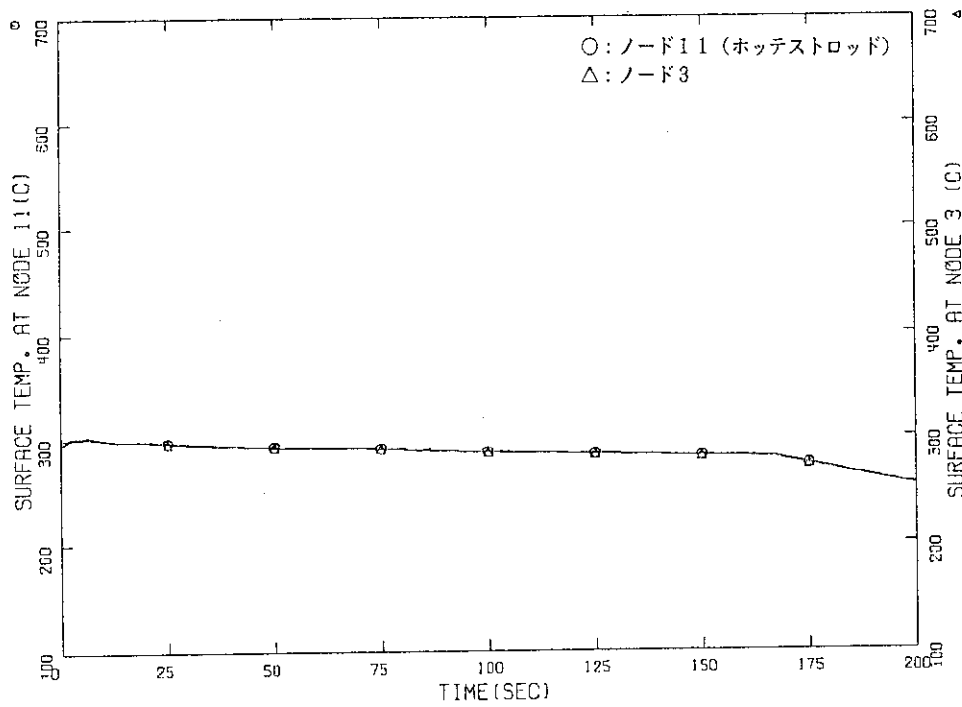


図4.2.33 ホットチャンネル燃料棒表面温度：ノード11および3 (HPCF配管破断)

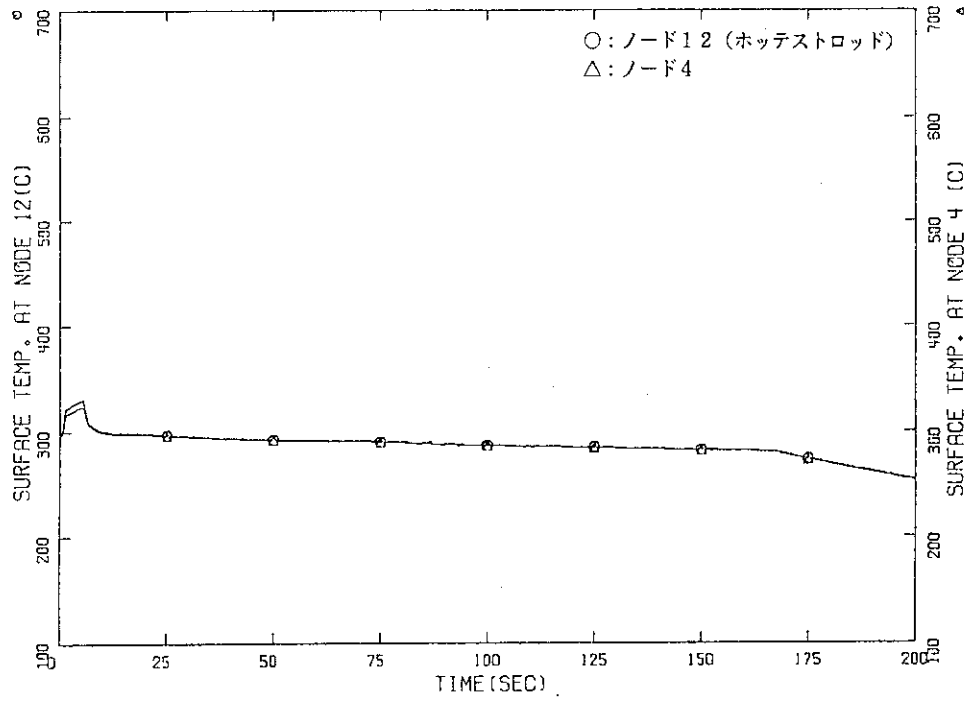


図4.2.34 ホットチャンネル燃料棒表面温度：ノード12および4 (HPCF配管破断)

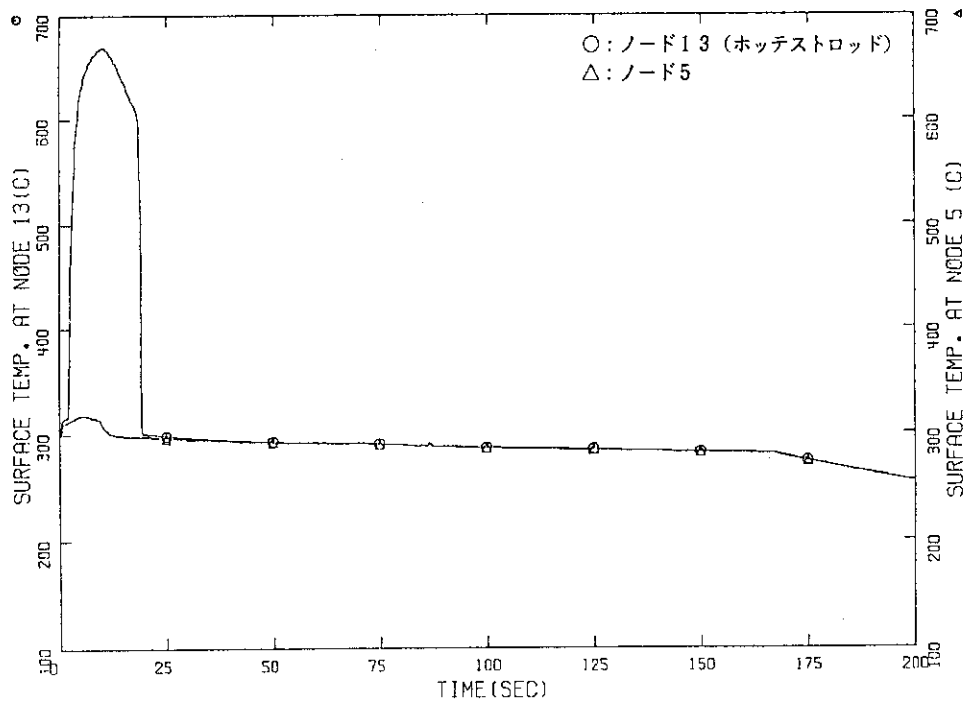


図4.2.35 ホットチャンネル燃料棒表面温度：ノード13および5 (HPCF配管破断)

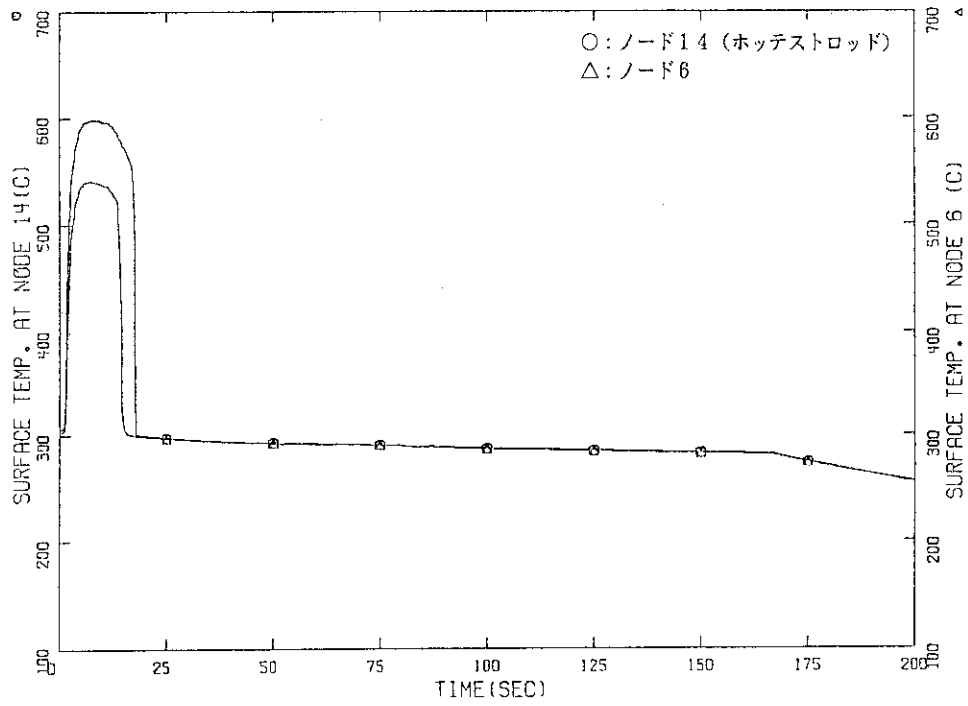


図4.2.36 ホットチャンネル燃料棒表面温度：ノード14および6（HPCF配管破断）

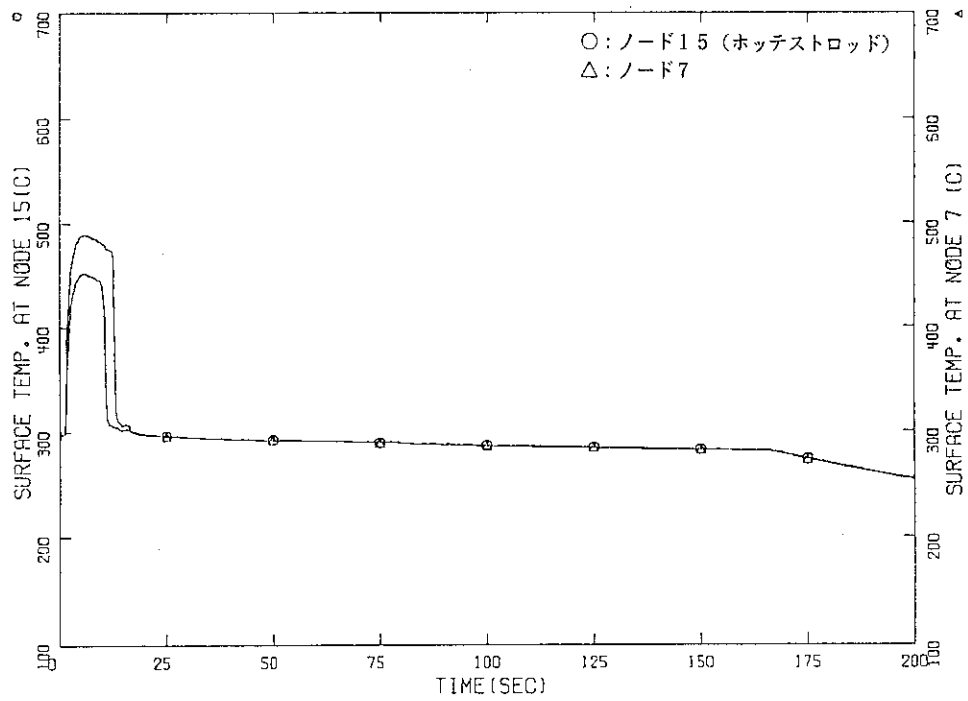


図4.2.37 ホットチャンネル燃料棒表面温度：ノード15および7（HPCF配管破断）

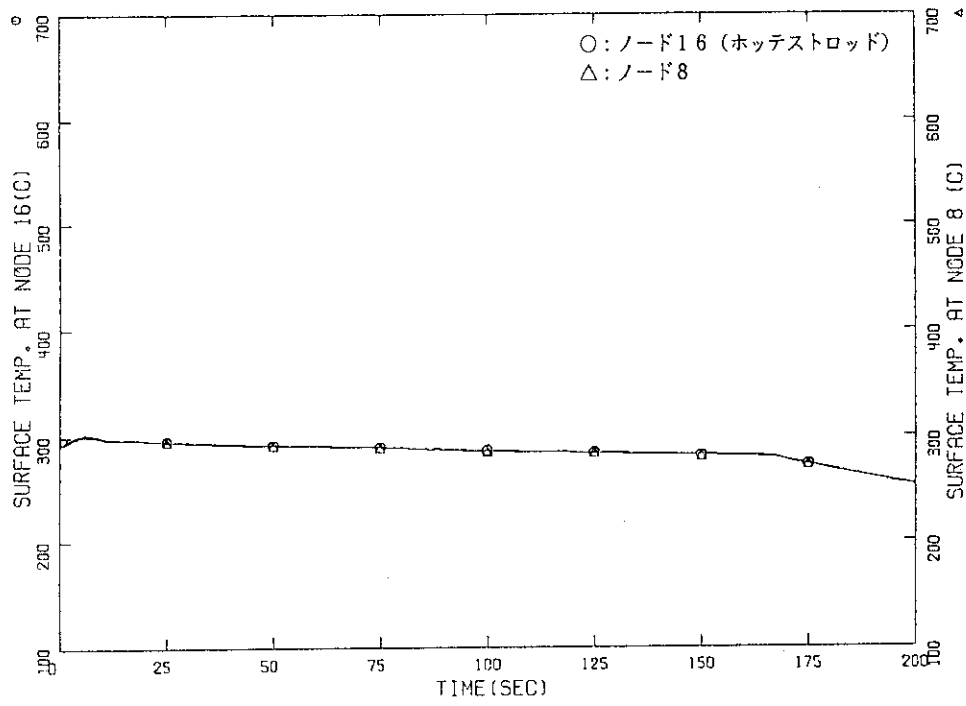


図4.2.38 ホットチャンネル燃料棒表面温度：ノード16および8（HPCF配管破断）

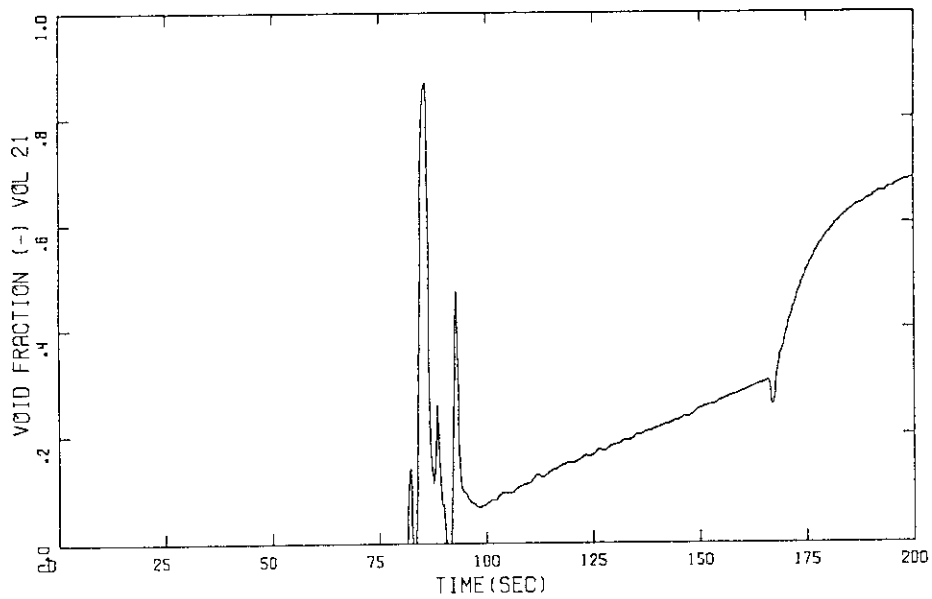


図4.2.39 ホットチャンネル炉心部ボイド率：ノード1（HPCF配管破断）

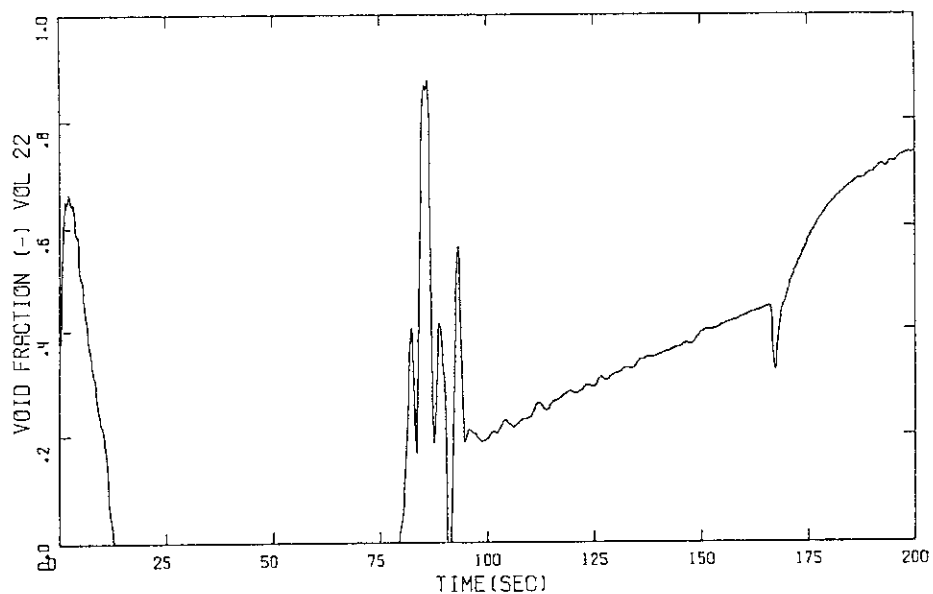


図4.2.40 ホットチャンネル炉心部ボイド率：ノード2 (HPCF配管破断)

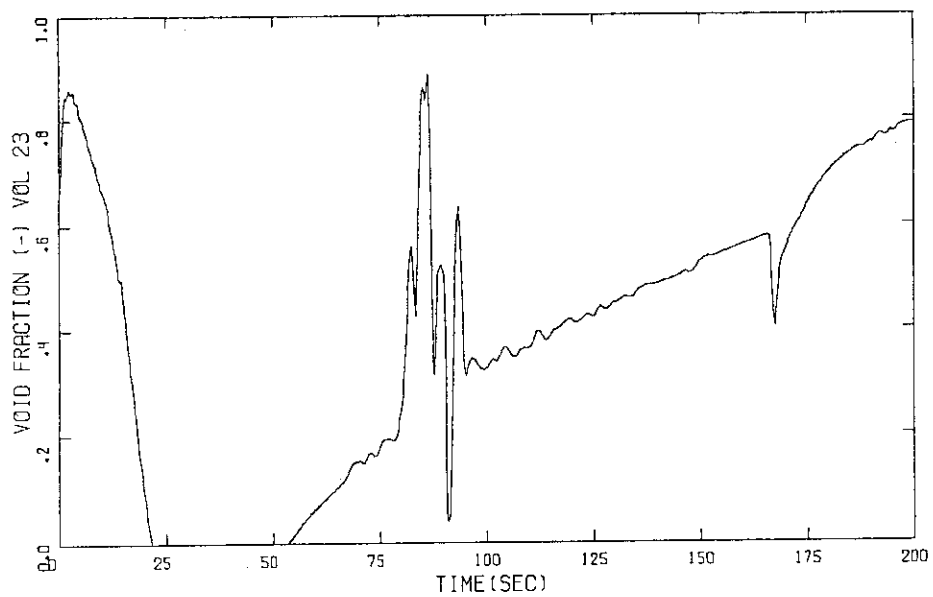


図4.2.41 ホットチャンネル炉心部ボイド率：ノード3 (HPCF配管破断)

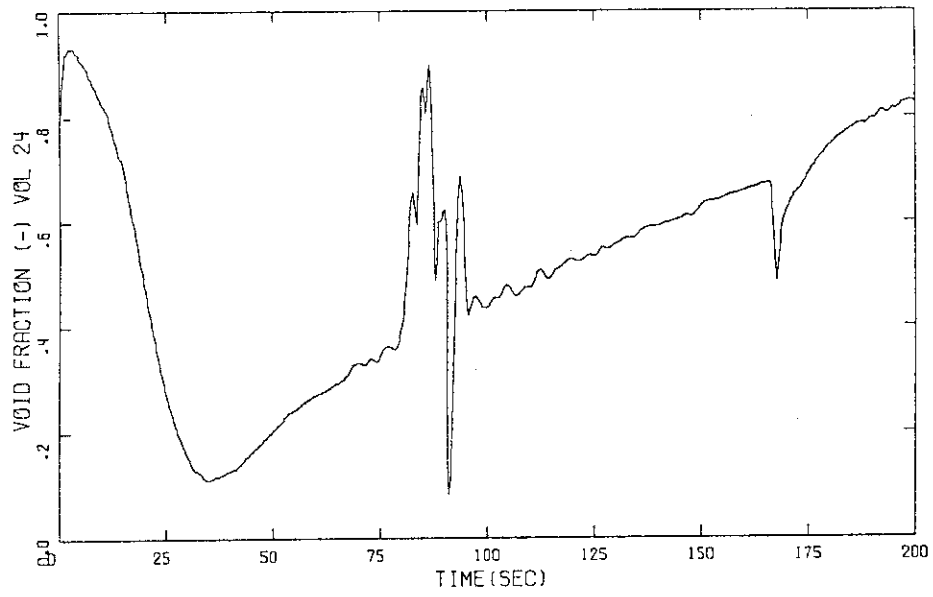


図4.2.42 ホットチャンネル炉心部ボイド率：ノード4 (HPCF配管破断)

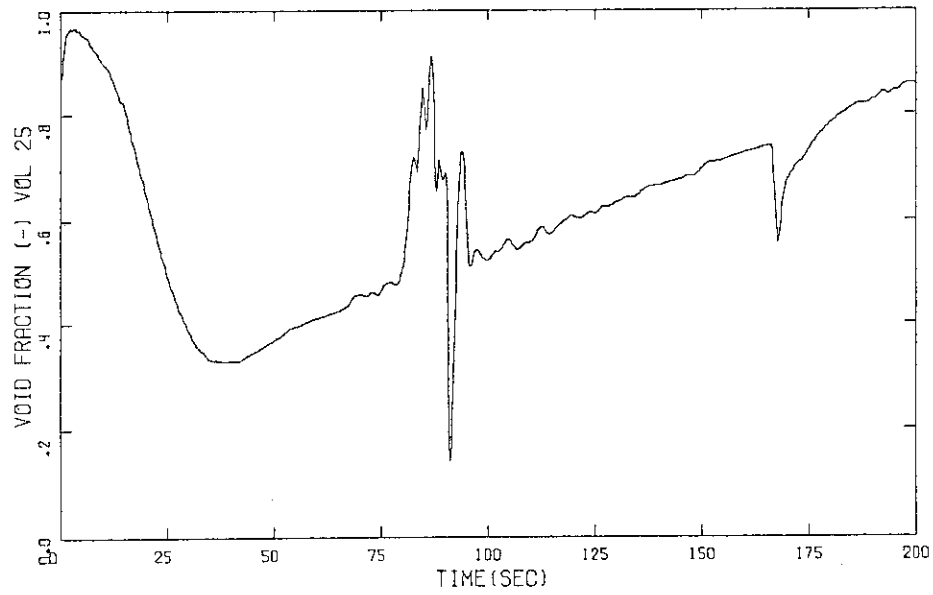


図4.2.43 ホットチャンネル炉心部ボイド率：ノード5 (HPCF配管破断)

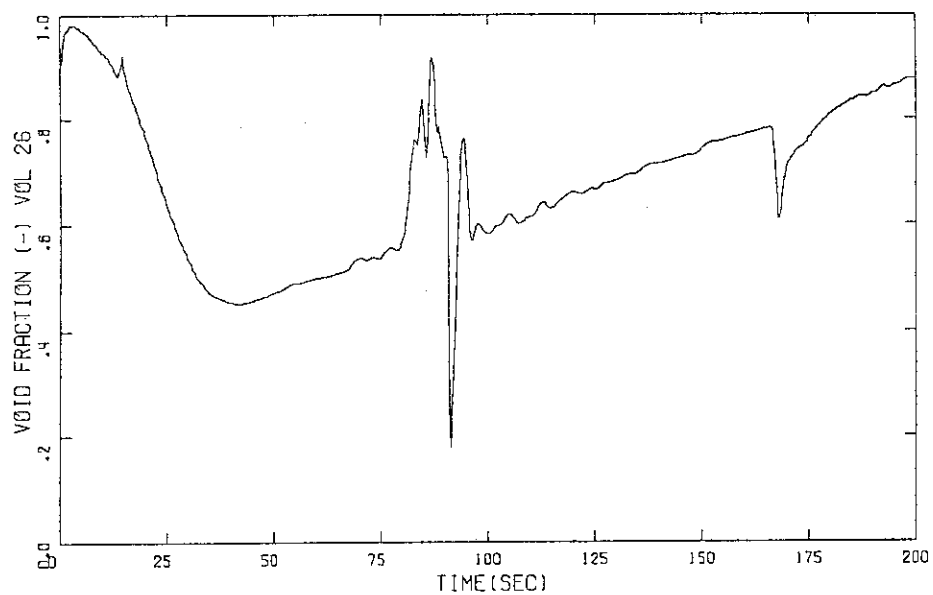


図4.2.44 ホットチャンネル炉心部ボイド率：ノード6 (HPCF配管破断)

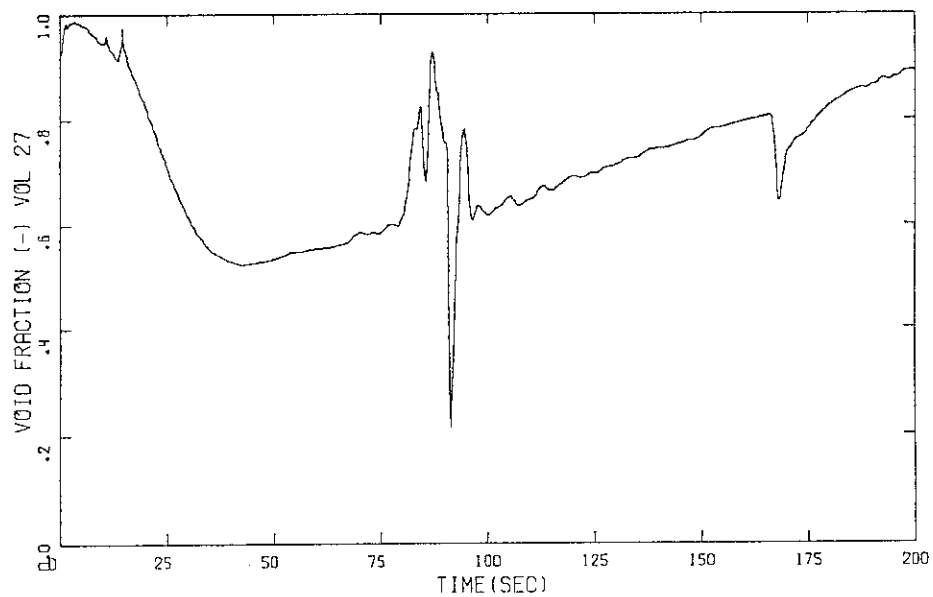


図4.2.45 ホットチャンネル炉心部ボイド率：ノード7 (HPCF配管破断)

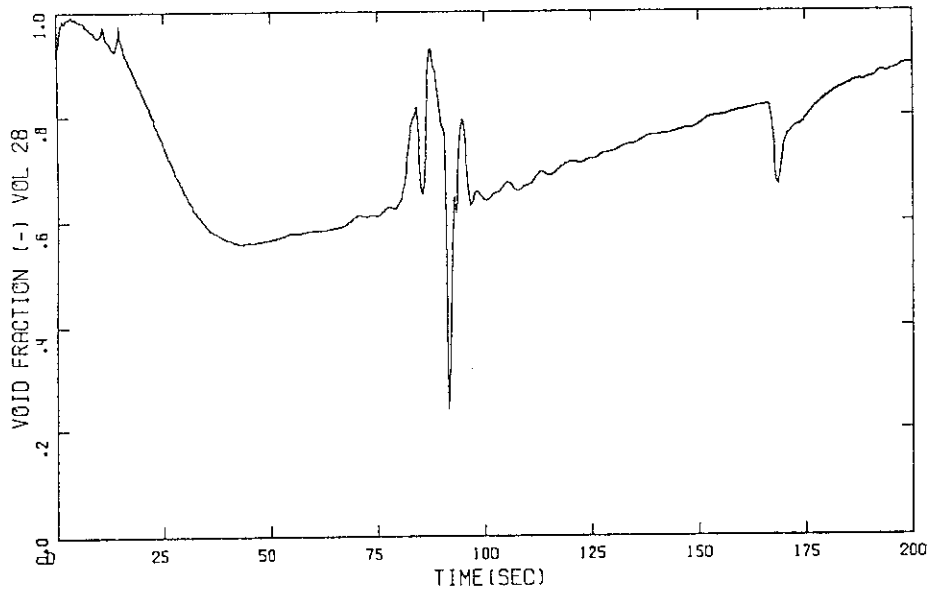


図4.2.46 ホットチャンネル炉心部ボイド率：ノード8 (BPCF配管破断)

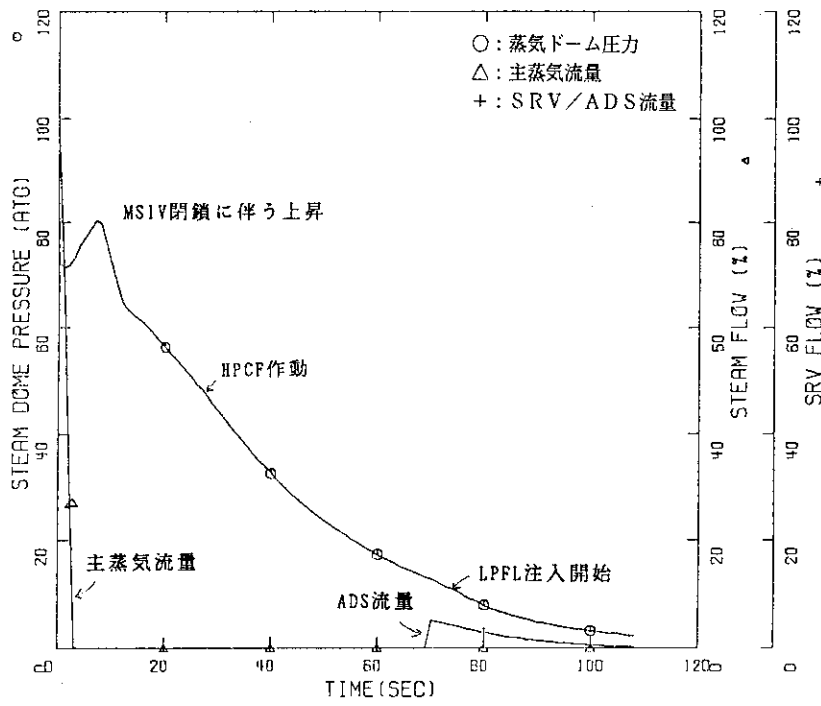


図4.3.1 蒸気ドーム圧力、主蒸気流量及びSRV流量（給水配管破断）

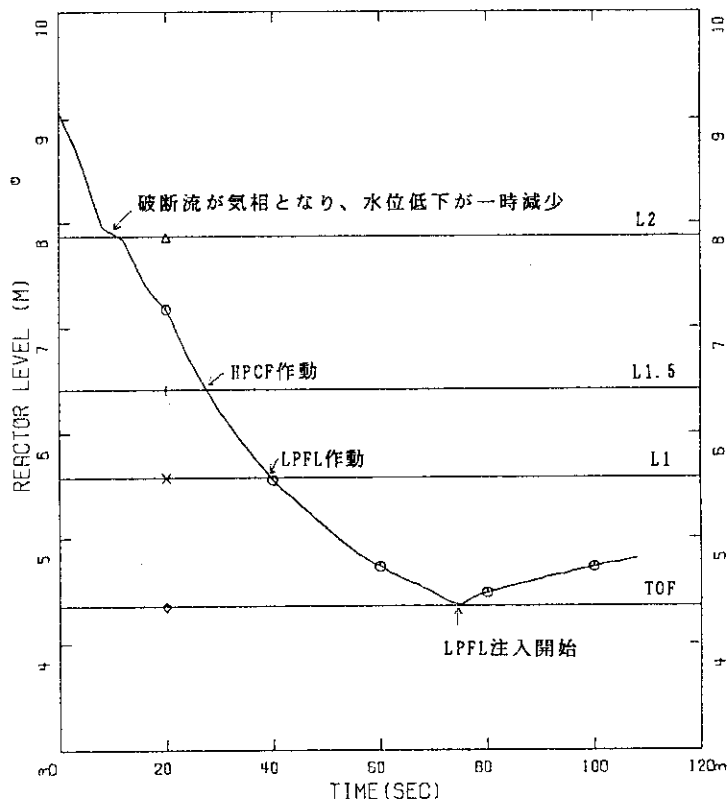


図4.3.2 ダウンカマ水位（給水配管破断）

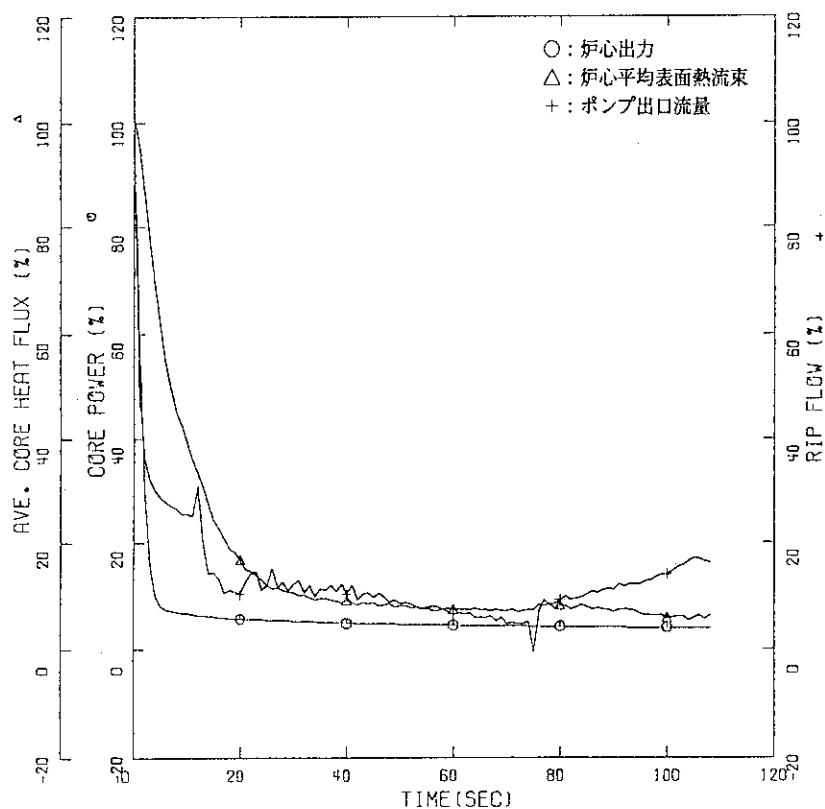


図4.3.3 炉出力、平均表面熱流束及びポンプ出口流量（給水配管破断）

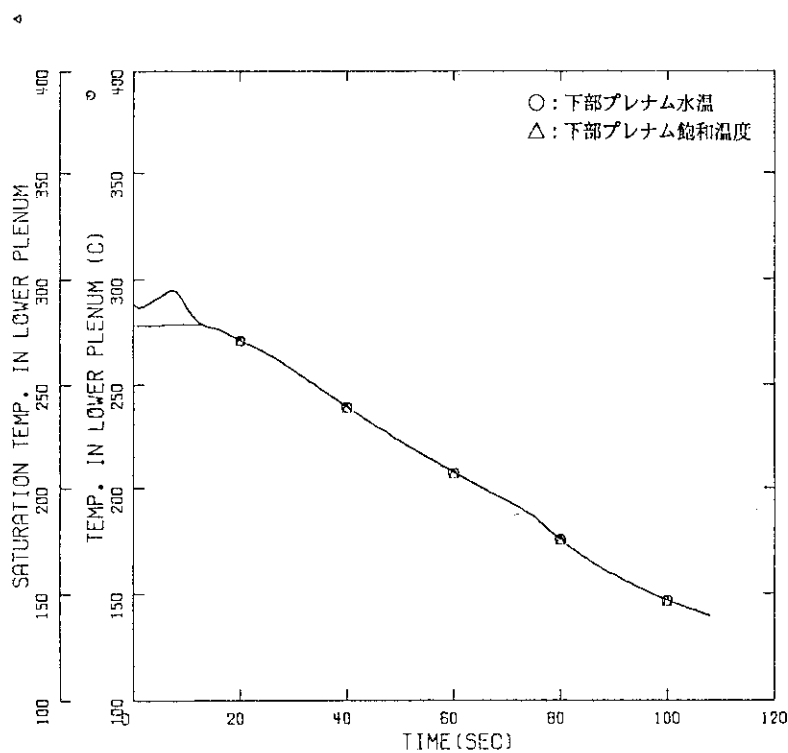


図4.3.4 下部プレナム水の温度と飽和温度（給水配管破断）

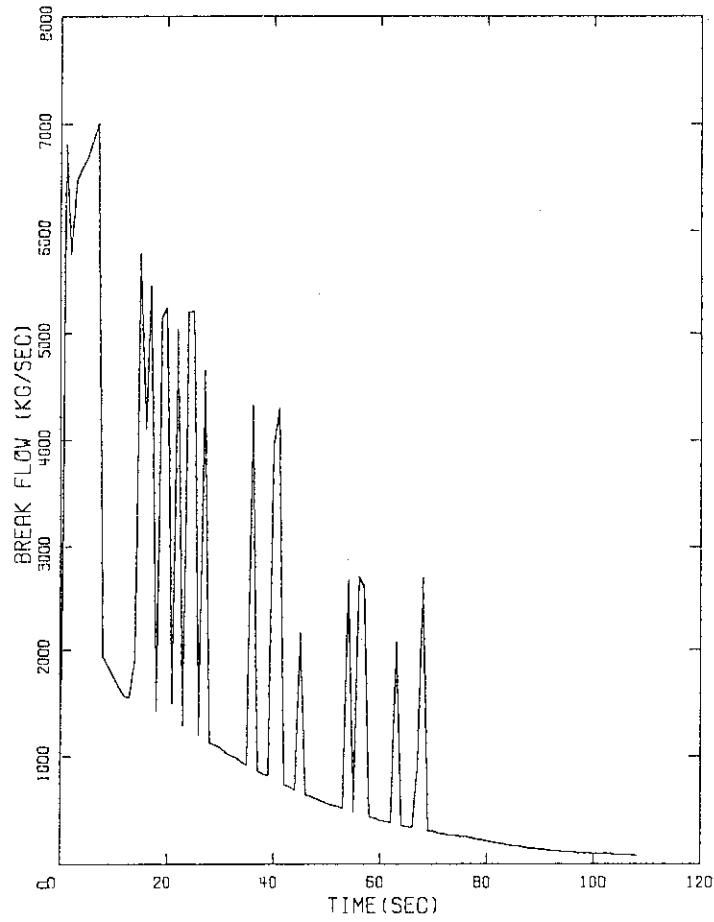


図4.3.5 破断流量（給水配管破断）

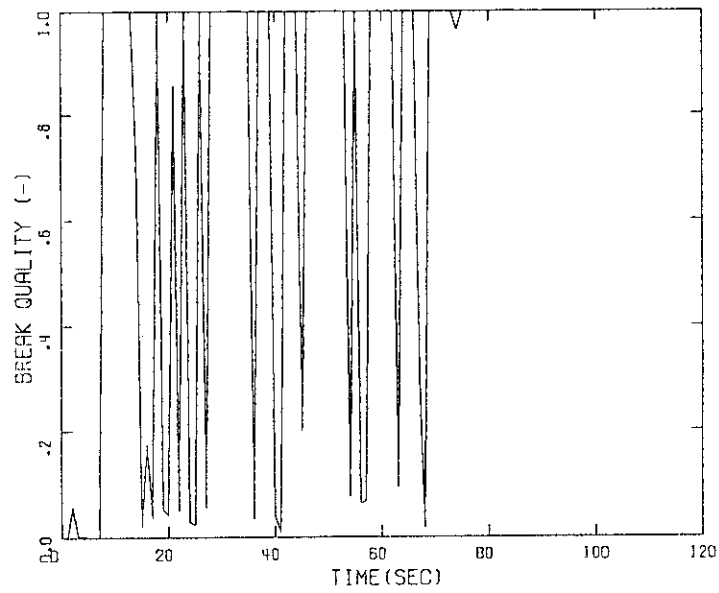


図4.3.6 破断口クオリティ（給水配管破断）

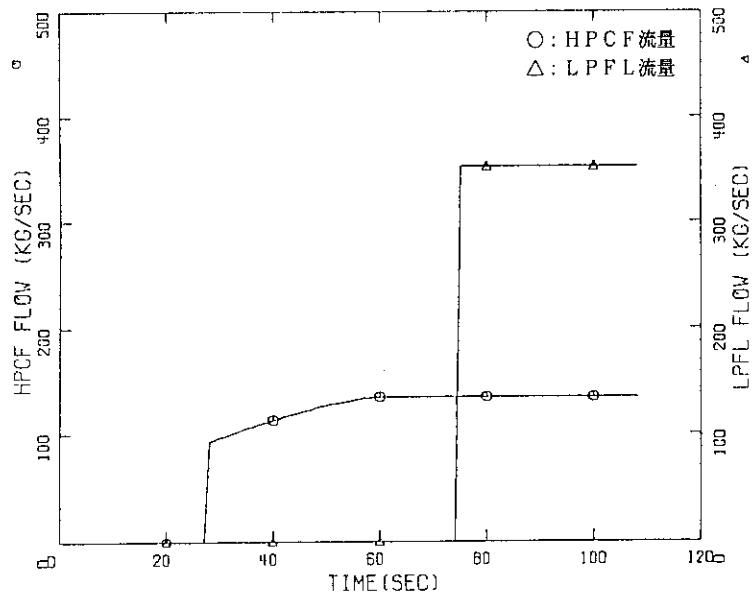


図4.3.7 HPCF流量及びLPFL流量 (給水配管破断)

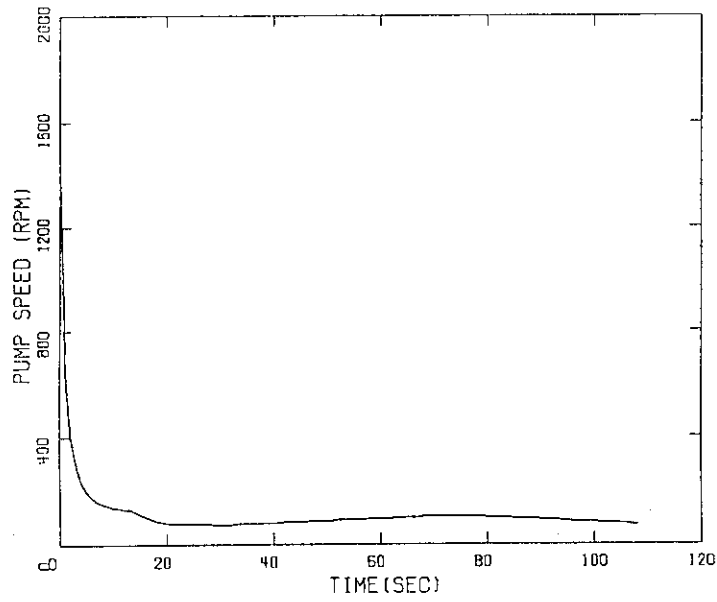


図4.3.8 再循環ポンプ回転数 (給水配管破断)

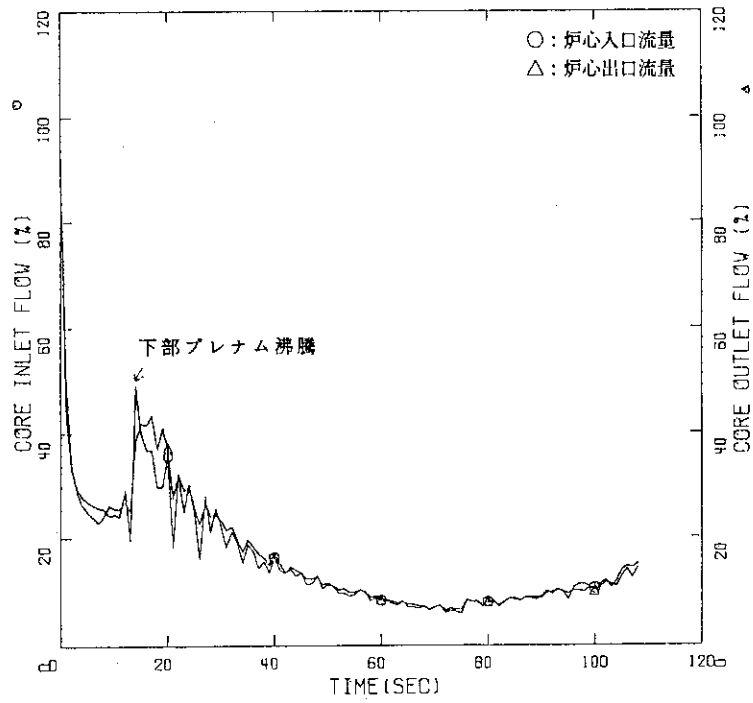


図4.3.9 炉心部出入口流量（給水配管破断）

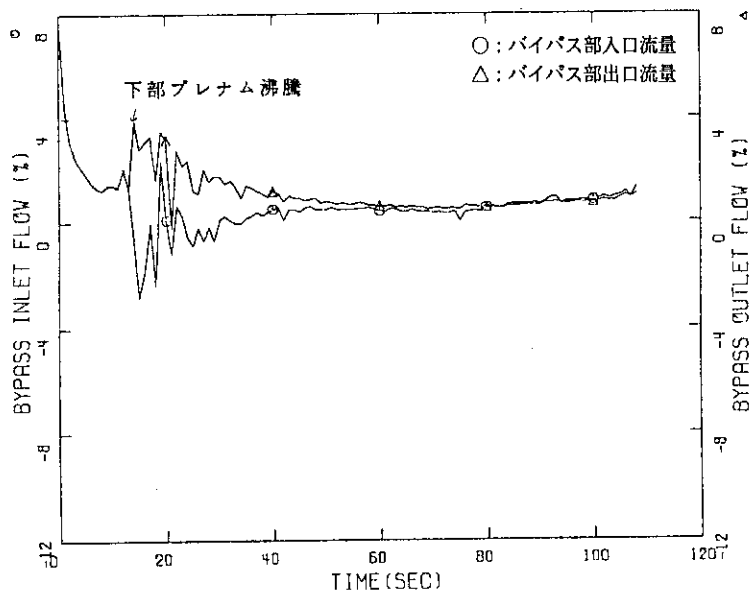


図4.3.10 炉心バイパス出入口流量（給水配管破断）

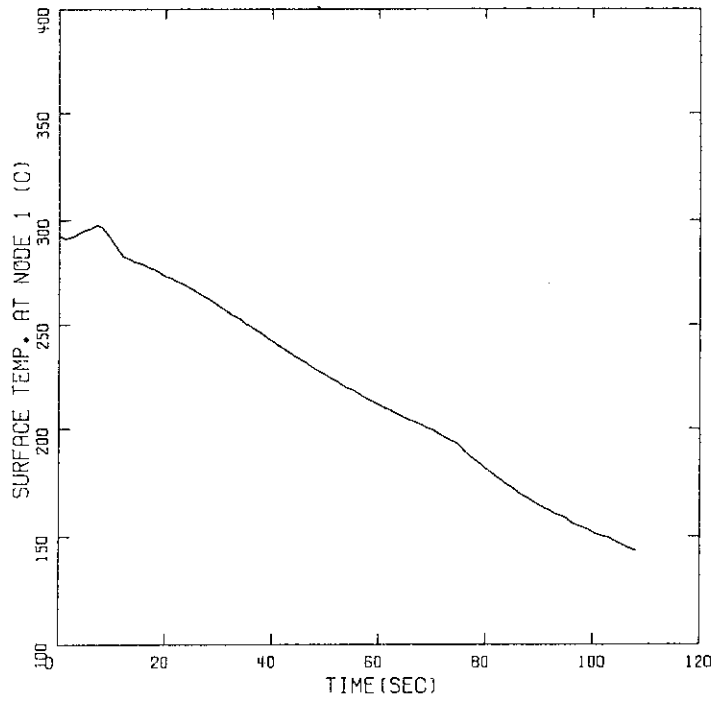


図4.3.11 燃料棒表面温度：ノード1（給水配管破断）

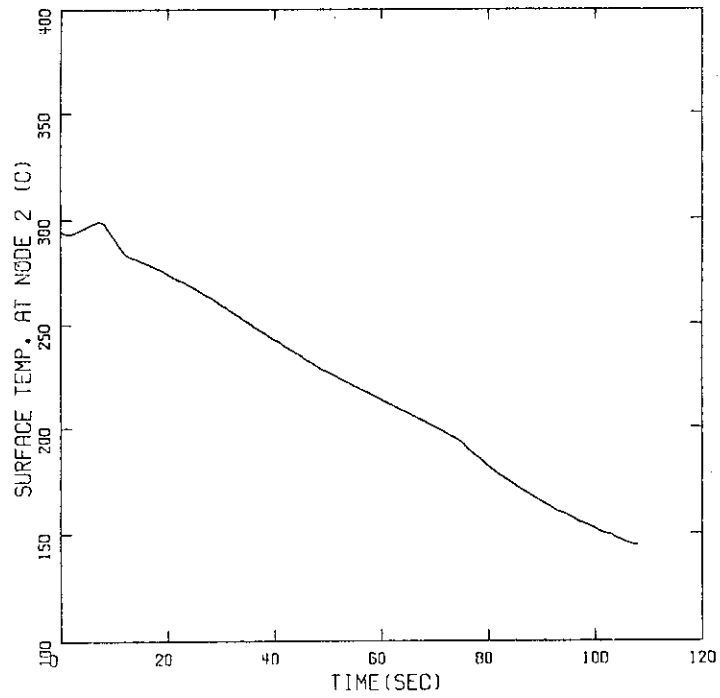


図4.3.12 燃料棒表面温度：ノード2（給水配管破断）

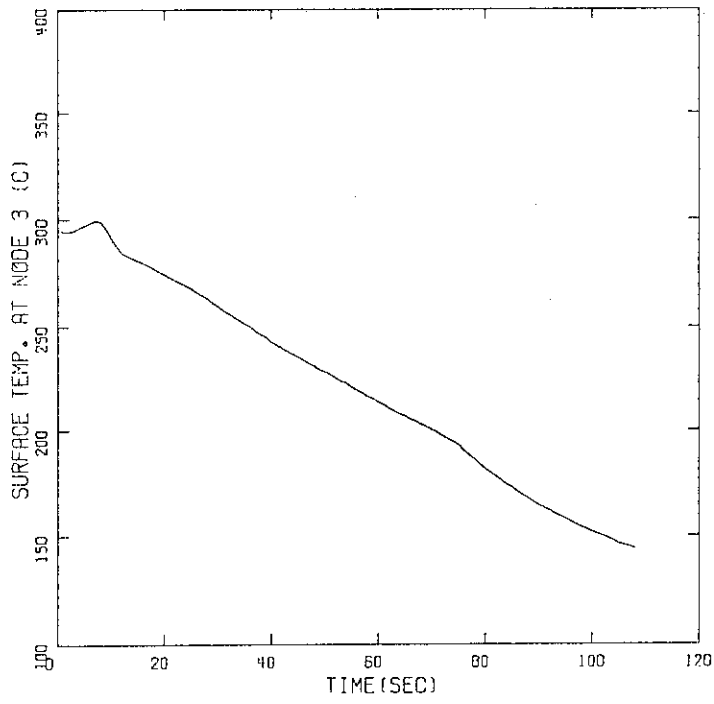


図4.3.13 燃料棒表面温度：ノード3（給水配管破断）

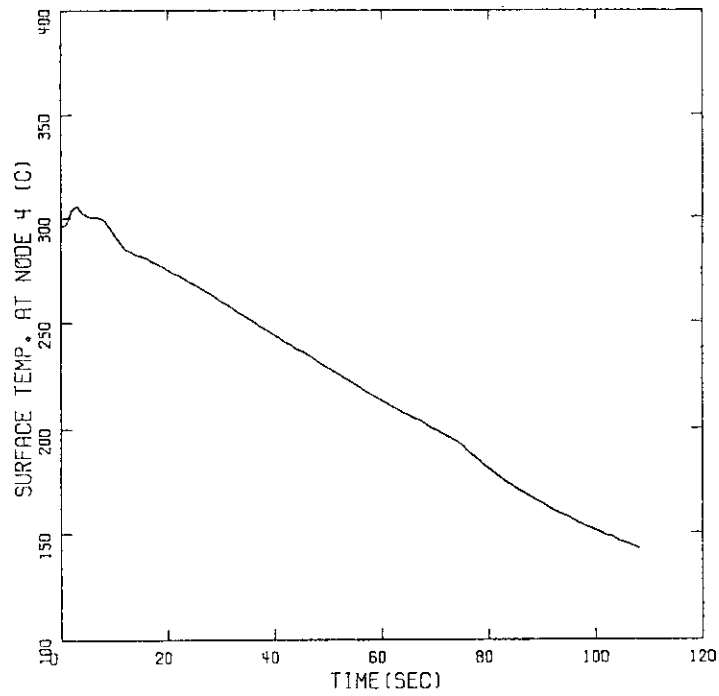


図4.3.14 燃料棒表面温度：ノード4（給水配管破断）

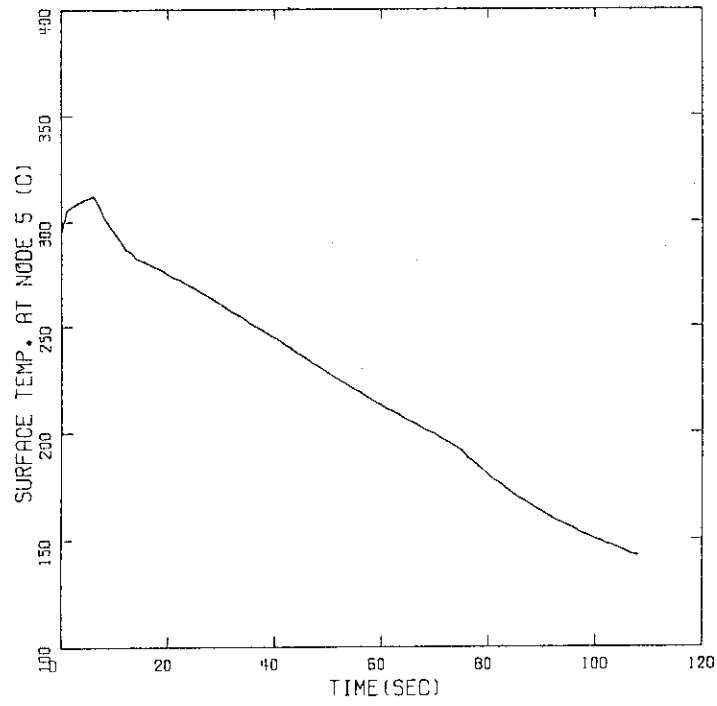


図4.3.15 燃料棒表面温度：ノード5（給水配管破断）

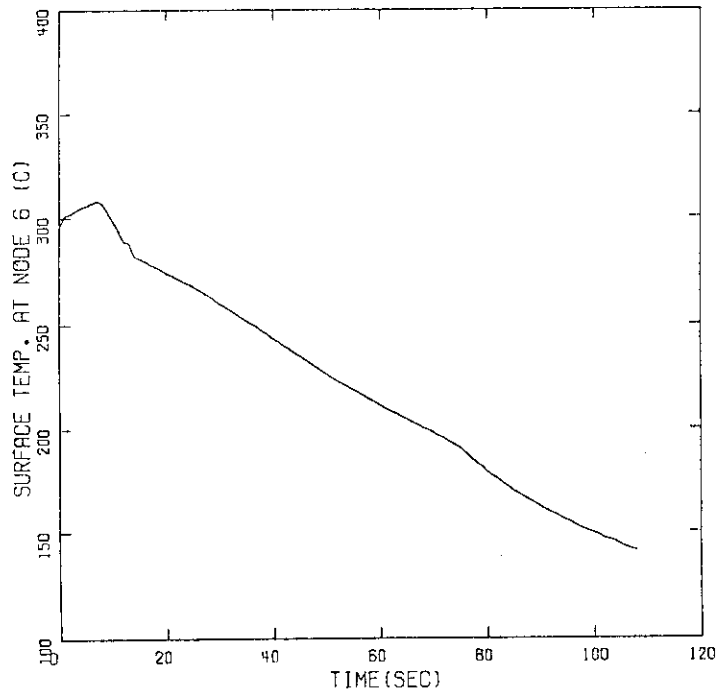


図4.3.16 燃料棒表面温度：ノード6（給水配管破断）

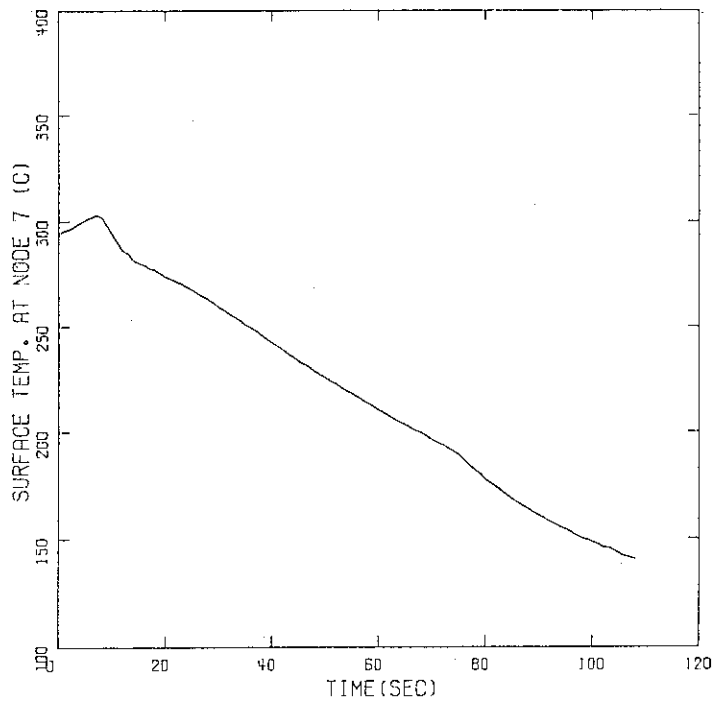


図4.3.17 燃料棒表面温度：ノード7（給水配管破断）

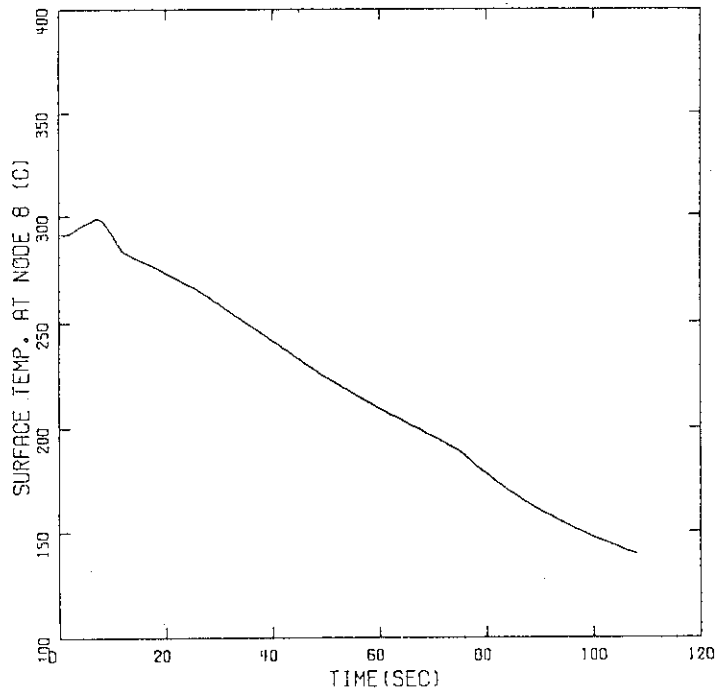


図4.3.18 燃料棒表面温度：ノード8（給水配管破断）

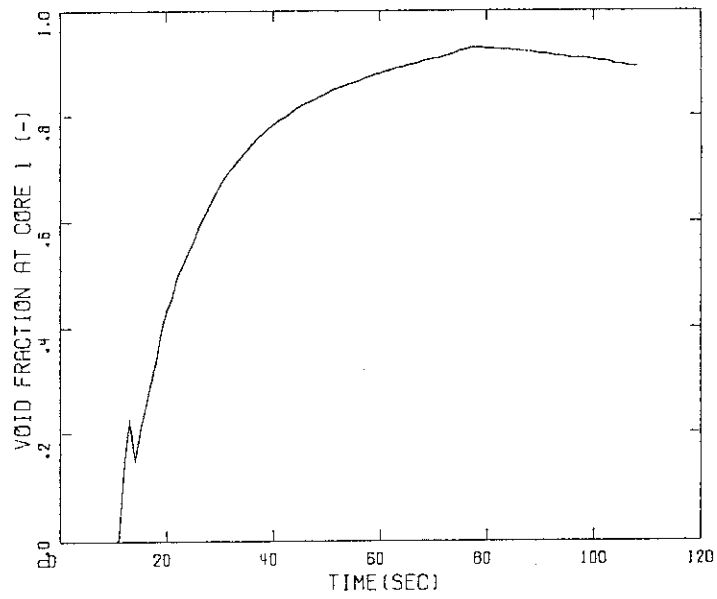


図4.3.19 炉心部ボイド率：ノード1（給水配管破断）

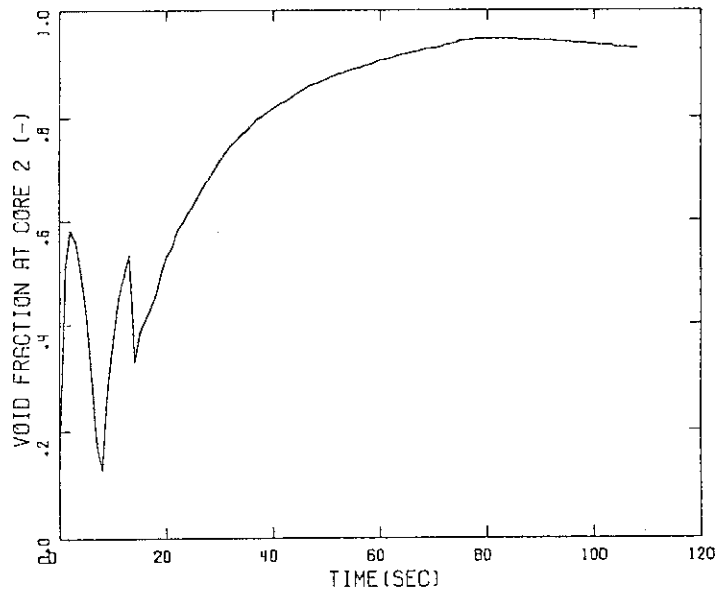


図4.3.20 炉心部ボイド率：ノード2（給水配管破断）

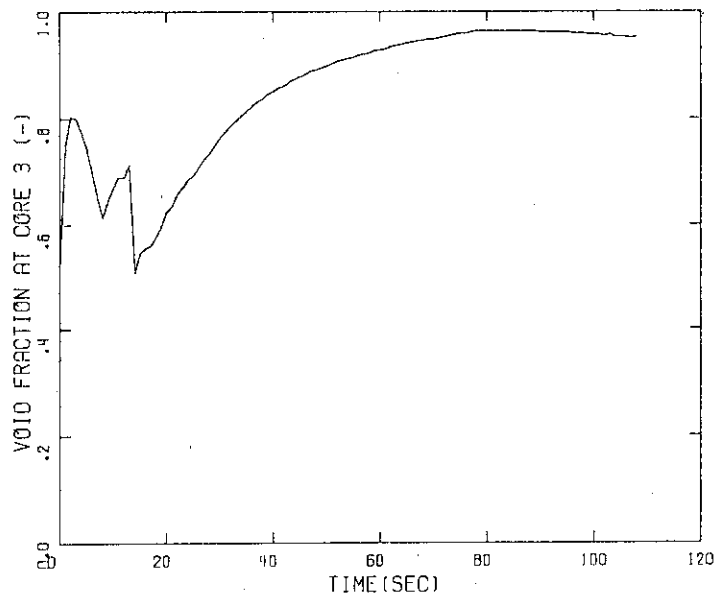


図4.3.21 炉心部ボイド率：ノード3（給水配管破断）

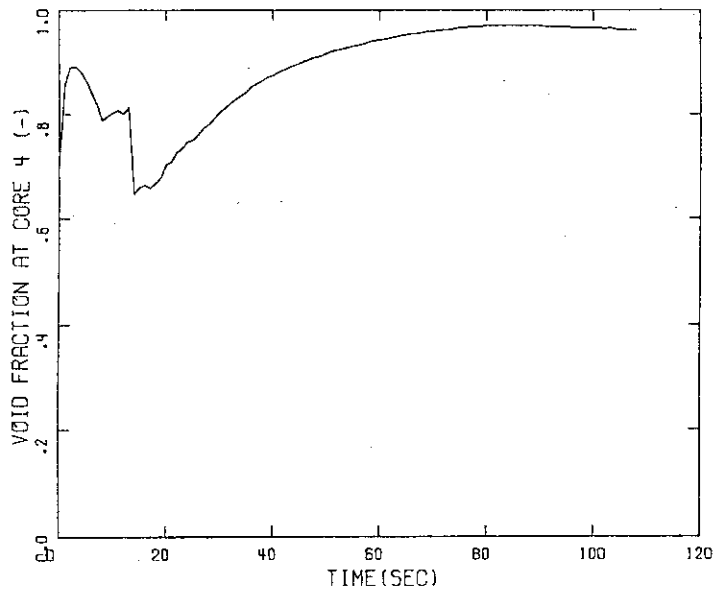


図4.3.22 炉心部ボイド率：ノード4（給水配管破断）

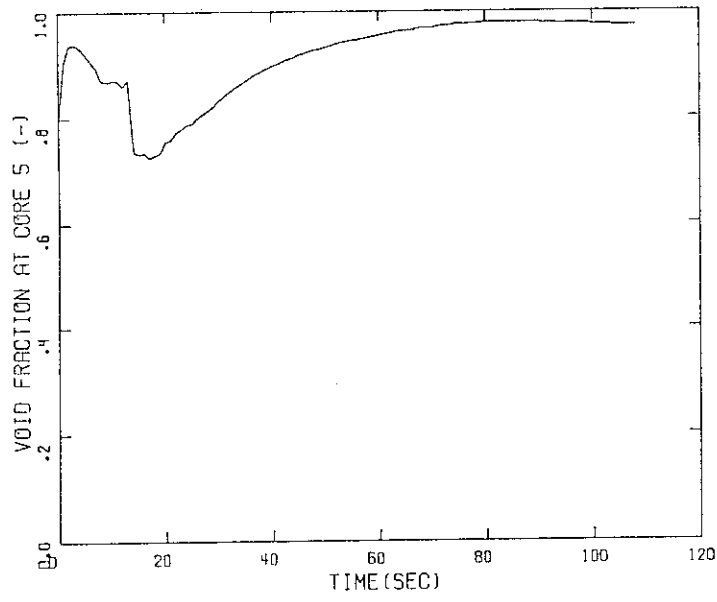


図4.3.23 炉心部ボイド率：ノード5（給水配管破断）

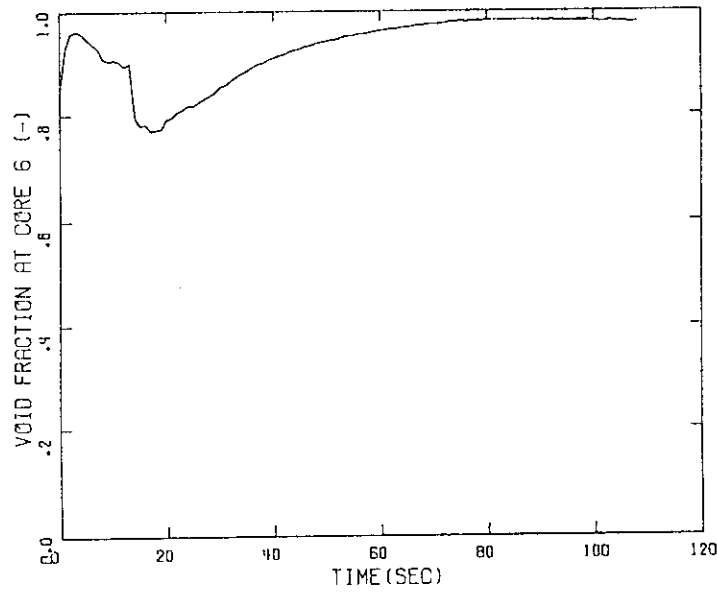


図4.3.24 炉心部ボイド率：ノード6（給水配管破断）

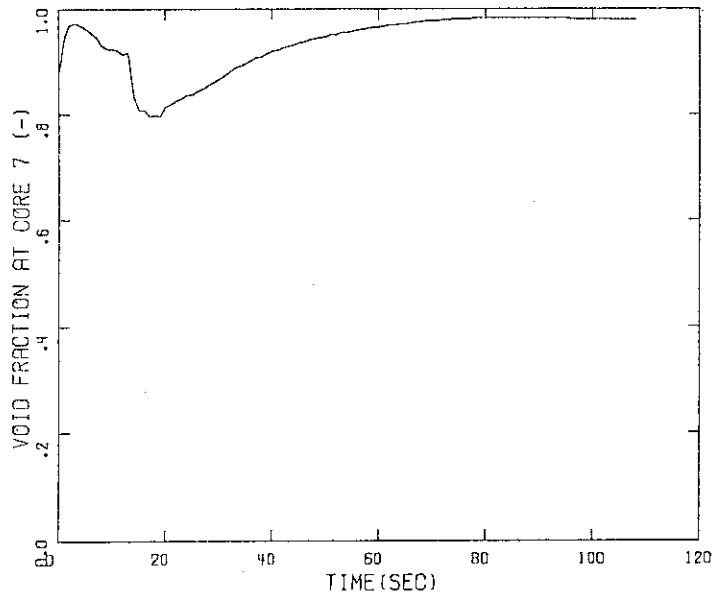


図4.3.25 炉心部ボイド率：ノード7（給水配管破断）

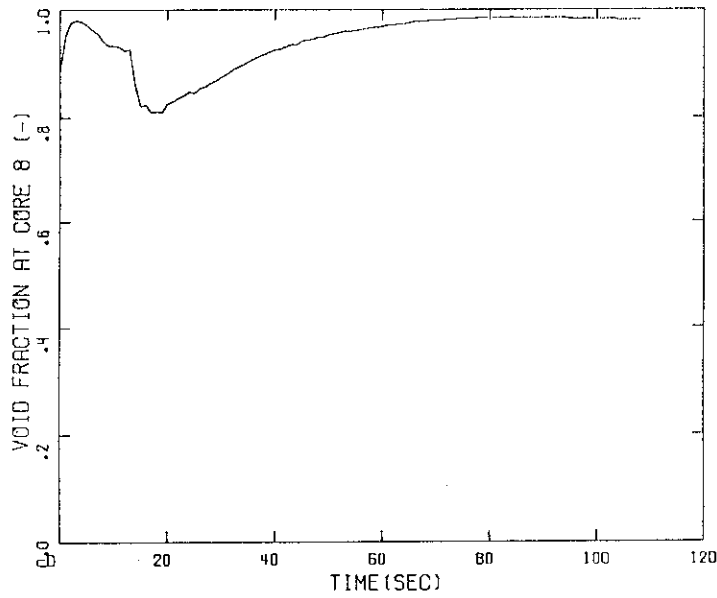


図4.3.26 炉心部ボイド率：ノード8（給水配管破断）

5. 結 論

稠密BWR型高転換軽水炉の炉心冷却特性に関する検討を行う一環として、定常時の限界熱流束と代表的なLOCAである高圧注水系配管破断事故並びに給水配管破断事故に関する安全解析を実施した。

限界熱流束の評価に関しては、本炉心に対する適切な実験データベースが不足していることが明らかとなった。また、稠密度が高いことによる燃料集合内での流量の不均一性の発生も懸念される。これらの課題の解決は現時点では行えないため、本解析では、現状で最も広いデータベースを基にしたKfKの相関式を用いた。評価結果は、熱的に厳しいものであったが、燃料集合体の出力比を1.3と仮定した場合の局所出力比1.2の燃料棒で囲まれた流路に面した燃料棒に対して計算された最小限界熱流束比は、この高出力集合体の冷却材流量を平均出力集合体の1.2倍にすることにより1.3程度にできることを示した。このことから、稠密BWRの炉心設計においては、炉心の周辺部等にある出力の低い集合体の入口オリフィスを絞り、逆に高出力集合体のそれを大きくする等により高出力集合体の流量を高める工夫が必要であるとともに、限界熱流束の観点からは、本稠密BWR型炉の成立性は十分高いと言える。

また、RETRANコードによる高圧注水系配管破断事故並びに給水配管破断事故の両LOCA解析の結果、本プラントの熱水力学特性に関して特に問題となる点はなく、炉心は十分に冷却された状態に保たれることが示された。また、燃料集合体出力比1.3および局所出力比1.2を仮定した場合の炉心の最高温度は、両解析のうちでより厳しい結果を与えた高圧注水系配管破断事故の場合で、事故直後に670°C程度になるものの、事故開始後20秒以降には約300°C以下に保たれることが示された。対象とするプラントの設計は暫定的なものであり、今後最適化等により変更される可能性も高いものの、LOCA解析の観点からは、本プラントは十分に成立性を有していると考えられる。

また、本解析には含まれなかったものの、限界熱流束に関連して、異常な過渡変化に対する解析を今後行う必要がある。しかし、この解析には、減速材ボイド係数等の炉物理的な詳細な情報が不可欠であり、解析に当たっては、これらに関する公開の情報が必要である。

謝 辞

本解析を実施するにあたり、(株)アイ・イー・エー・ジャパンの藪下幸久氏、(株)日立製作所の青山肇男氏、森本裕一氏、守屋公三氏、(株)日立エンジニアリングの佐久間孝之氏、原研の平岡徹氏、奥村啓介氏、新谷文将氏、岩村公道氏から協力あるいは助言を頂いた。ここに記して謝意を表す。

5. 結 論

稠密BWR型高転換軽水炉の炉心冷却特性に関する検討を行う一環として、定常時の限界熱流束と代表的なLOCAである高圧注水系配管破断事故並びに給水配管破断事故に関する安全解析を実施した。

限界熱流束の評価に関しては、本炉心に対する適切な実験データベースが不足していることが明らかとなった。また、稠密度が高いことによる燃料集合内での流量の不均一性の発生も懸念される。これらの課題の解決は現時点では行えないため、本解析では、現状で最も広いデータベースを基にしたKfKの相関式を用いた。評価結果は、熱的に厳しいものであったが、燃料集合体の出力比を1.3と仮定した場合の局所出力比1.2の燃料棒で囲まれた流路に面した燃料棒に対して計算された最小限界熱流束比は、この高出力集合体の冷却材流量を平均出力集合体の1.2倍にすることにより1.3程度にできることを示した。このことから、稠密BWRの炉心設計においては、炉心の周辺部等にある出力の低い集合体の入口オリフィスを絞り、逆に高出力集合体のそれを大きくする等により高出力集合体の流量を高める工夫が必要であるとともに、限界熱流束の観点からは、本稠密BWR型炉の成立性は十分高いと言える。

また、RETRANコードによる高圧注水系配管破断事故並びに給水配管破断事故の両LOCA解析の結果、本プラントの熱水学的特性に関して特に問題となる点は無く、炉心は十分に冷却された状態に保たれることが示された。また、燃料集合体出力比1.3および局所出力比1.2を仮定した場合の炉心の最高温度は、両解析のうちでより厳しい結果を与えた高圧注水系配管破断事故の場合で、事故直後に670°C程度になるものの、事故開始後20秒以降には約300°C以下に保たれることが示された。対象とするプラントの設計は暫定的なものであり、今後最適化等により変更される可能性も高いものの、LOCA解析の観点からは、本プラントは十分に成立性を有していると考えられる。

また、本解析には含まれなかったものの、限界熱流束に関連して、異常な過渡変化に対する解析を今後行う必要がある。しかし、この解析には、減速材ボイド係数等の炉物理的な詳細な情報が不可欠であり、解析に当たっては、これらに関する公開の情報が必要である。

謝 辞

本解析を実施するにあたり、(株)アイ・イー・エー・ジャパンの藪下幸久氏、(株)日立製作所の青山肇男氏、森本裕一氏、守屋公三氏、(株)日立エンジニアリングの佐久間孝之氏、原研の平岡徹氏、奥村啓介氏、新谷文將氏、岩村公道氏から協力あるいは助言を頂いた。ここに記して謝意を表す。

参考文献

- 1) 東稔達三：“軽水炉将来技術”，原子力工業，第38巻，第11号，p.63 (1992).
- 2) 日本原子力学会「高転換軽水炉」研究専門委員会：“高転換軽水炉の研究と展望”，(1991)
- 3) 竹田練三他：“フルタイム増倍型BWR炉心の概念検討”，日本原子力学会「昭62秋の大会」予稿集，D4 (1987).
- 4) 石井佳彦他：“フルタイム増倍型BWR炉心の過渡特性評価”，日本原子力学会「昭63年会」予稿集，C14 (1988).
- 5) 竹田練三他：“Pu増倍型BWR炉心の開発(Ⅲ)”，日本原子力学会「1989年会」予稿集，D27 (1989).
- 6) 竹田練三他：“Pu増倍型BWR炉心の開発(Ⅳ)”，日本原子力学会「1989秋の大会」予稿集，C34 (1989).
- 7) 定岡紀行他：“Pu増倍型BWR炉心の開発(Ⅴ)”，日本原子力学会「1990年会」予稿集，E5 (1990).
- 8) General Electric：“General Electric BWR Thermal Analysis Basis (GETAB) Data, Correlation and Design Application”，NEDO-10958 (1973).
- 9) Dalle Donne, M., Hame, W.：“Critical Heat Flux Correlation for Triangular Arrays of Rod Bundles with Tight Lattices, including the Spiral Spacer Effect”，Nucl. Technol., 71, 111 (1985).
- 10) 森本裕一，奥村啓介：“沸騰水型原子炉の炉心核熱水力特性解析コードCOREBN-BWRの開発”，JAERI-M 92-068 (1992).
- 11) Energy Incorporated：“RETRAN-02 - A Program for Transient Thermal-Hydraulic Analysis of Complex Fluid Flow Systems”，NP-1850-CCMA (1984).
- 12) 東京電力株式会社：“柏崎刈羽原子力発電所 原子炉設置変更許可申請書”，(1988).
- 13) Weaver W.L.他：“TRAC-BF1 Manual：Extensions to TRAC-BD1/MOD1”，NUREG/CR-4391 (1986).
- 14) 松本知行他：“稠密格子燃料集合体の限界出力評価式の開発”，日本原子力学会「昭62年会」予稿集，E40 (1987).
- 15) 新井健司他：“六方稠密格子体系における限界クオリティ相関式”，日本原子力学会「昭63秋の大会」予稿集，D24 (1988).
- 16) LeTourneau B.W.他：“Critical Heat Flux and Pressure Drop Tests with Parallel Upflow of High Pressure Water in Bundles of Twenty 0.25 and 0.28-in. Diameter Rods (LWBR Development Program)”，WAPD-TM-1013 (1975).
- 17) LeTourneau B.W.他：“Critical Heat Flux and Pressure Drop Tests with Parallel Upflow of High Pressure Water in Bundles of Twenty 3/4-in. Rods”，Nucl. Sci. Eng. 54, 214 (1974).
- 18) 野村正博他：“BWR稠密格子燃料の限界出力試験(3) - 解析評価 -”，日本原子力学会「1991春の年会」予稿集，D45 (1991).

- 19) 富山明男他：“液膜モデルに基づく限界出力予測プログラムSILFEEDの検証（第3報）－稠密格子型集合体の限界出力予測－”，日本原子力学会「昭62秋の大会」予稿集，F41（1987）。
- 20) Thurgood M. J. 他：“COBRA/TRAC - A Thermal-Hydraulics Code for Transient Analysis of Nuclear Reactor Vessels and Primary Coolant Systems”，NUREG/CR-3046（1983）。
- 21) Sugawara S., Miyamoto Y.：“FIDAS : Detailed Subchannel Analysis Code Based on the Three-Fluid and Three-Field Model”，Nucl. Eng. Design, 120, 147（1990）。
- 22) 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）