

JAERI-M  
93-008

ROSA-IV/LSTFによる美浜2号機  
蒸気発生器伝熱管損傷事象模擬実験の  
RELAP5/MOD2コードによる解析

1993年2月

渡辺 正・久木田 豊

JAERI-M レポートは、日本原子力研究所が不定期に公開している研究報告書です。  
入手の問合わせは、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 山田 軽印刷所

ROSA - IV/LSTFによる美浜 2 号機蒸気発生器伝熱管損傷事象  
模擬実験のRELAP 5/MOD 2 コードによる解析

日本原子力研究所東海研究所原子炉安全工学部  
渡辺 正・久木田 豊

(1993年 1月 6日受理)

ROSA - IV計画/LSTF装置を用いて行われた美浜 2 号機蒸気発生器伝熱管損傷事象(SG TR)模擬実験(実験番号SB - SG - 06)の解析をRELAP 5/MOD 2 コードを用いて行った。本解析の目的は、SGTR実験解析に対する計算コード、及び入力データの評価を行い、SG TR事象に特徴的な現象に対するコードの予測性能の確認を行うことである。

解析の結果、破断流量、1次系圧力、流体温度、自然循環流量等は非常に良く再現されたが、蒸気発生器(SG)2次側の水位、及び破断側SG 2次側の圧力上昇が過大評価された。この原因としては、SG 2次側のノーディングの不備や熱損失の過小評価といった入力モデルの問題とともに、コードの垂直層状流モデルや壁面凝縮モデルの問題、等が主なものと考えられる。また、実験で観察された加圧器水位喪失後に加圧器内の蒸気がホットレグに進入する現象は解析でも見られたものの、ホットレグのボイド率は過小評価された。このときのホットレグ内の流動様式は気泡流であり、実験でみられたような水平層状流は計算されなかった。これは、ホットレグ内の気相流速がコードの水平層状流判定条件よりも大きかったためである。

Analysis of ROSA-IV/LSTF Experiment Simulating the Mihama Unit-2  
Steam Generator U-tube Rupture Incident by Using RELAP5/MOD2 Code

Tadashi WATANABE and Yutaka KUKITA

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

(Received January 6, 1993)

The analysis of the ROSA-IV/LSTF experiment, Run SB-SG-06, simulating the Mihama Unit-2 steam generator tube rupture (SGTR) incident was performed by using the RELAP5/MOD2 code. The objectives of the analysis are to assess the code and the input data for SGTR experiment analyses, and to evaluate the predictive capability of the code for the characteristic phenomena in SGTR incidents.

Major transient parameters including break flow rate, primary pressure, fluid temperatures and natural circulation flow rates, were predicted very well, while the SG secondary side liquid levels and pressure increase in the broken SG secondary sides were overestimated. These are probably due to a relatively rough noding in the SG secondary side used in the analysis and to the limitation in the vertical stratification model of the code. The steam in the pressurizer was found in the analysis to penetrate into the hot leg after loss of pressurizer liquid level, as was observed in the experiment. The void fraction in the hot leg was, however, underestimated. The flow regime in the hot leg during this period was bubbly, and the stratified flow seen in the experiment was not calculated. This is because the calculated steam velocity in the hot leg was larger than the criterion for the horizontal stratification.

Keywords: ROSA-IV/LSTF, Mihama Unit-2, Steam Generator Tube Rupture, Simulation Experiment, RELAP5/MOD2, Vertical Stratification Model, Horizontal Stratification Model, Stratification Criterion

目 次

1. 序 言 .....	1
2. 解析条件 .....	1
3. 解析結果 .....	2
4. 結 言 .....	5
参考文献 .....	6
付 録 .....	22

Contents

1. Introduction .....	1
2. Analytical Condition .....	1
3. Analytical Results .....	2
4. Summary .....	5
References .....	6
Appendix .....	22

## 1. 序言

日本原子力研究所（原研）では、ROSA-IV計画/LSTF装置<sup>(1)</sup>により、平成3年2月9日に発生した関西電力（株）美浜原子力発電所2号機蒸気発生器伝熱管損傷事象（SGTR）を可能な限り忠実に模擬することを目的とする実験（実験番号SB-SG-06）を、平成3年6月21日に実施した<sup>(2)</sup>。その後、実験解析をRELAP5/MOD2コードにより行い、計算コード、及び入力モデルの評価を行った<sup>(3,4)</sup>。本報告書は、SGTR事象を特徴づける主要な変数について計算結果と実験結果との比較を示し、解析上の主要な問題点を論ずるものである。

## 2. 解析条件

解析には、RELAP5/MOD2 Cycle 36.05コード<sup>(5)</sup>、及び原研・情報システムセンターのFACOM VP2600計算機を使用した。本コードは、アイダホ国立工学研究所（INEL）に於いて開発されたCDC計算機用のプログラムを、原研のFACOM M-780計算機（スカラー計算機）に移植し、さらにVP2600計算機（ベクトル計算機）で使用するために原研情報システムセンターがベクトル化を行ったものである<sup>(6)</sup>。なお、本解析ではRELAP5コードの最新版であるRELAP5/MOD3は使用しなかったが、それは、同じ解析に対してMOD2の方が必要なCPU時間が短くてすむこと、MOD3だけに用意されている特殊モデルを必要とする現象（例えば、対向流制限など）がSGTR事象では支配的ではないこと、MOD3に関しては検証が充分でなく種々の不備が指摘されていること、及び原研におけるMOD3の使用経験が少ないことによる。

解析に用いたLSTFのノーディングを図1に示す。入力モデルは、INELで作成され、LSTF実験解析を通じて原研で多くの修正、変更を施し、現在LSTF実験解析に標準的に使用しているものに基づいて作成したものである。圧力容器、1次系ループ、加圧器、蒸気発生器（SG）、破断ライン等は通常の冷却材喪失事故（LOCA）実験解析と同一であるが、今回の実験で使用された長さ1.8m、内径6.2mmの破断ノズル、及びECCS上部プレナム注入は新たに模擬した。全ボリューム（体積要素）数、ジャンクション（体積要素間の流路）数、及びヒートストラクチャー（熱伝導体）数は、それぞれ192、203、及び180である。破断ラインは、破断ループのSG入口プレナムと2次側を接続するラインであり、図1ではコンポーネント911、918、及び920により模擬されている。破断ノズルは、破断ライン中のコンポーネント918を用いて3ボリュームにより模擬した。

初期定常状態は、コードの定常計算オプションを用いて計算した。定常状態に於ける圧力、流量、温度分布などが、可能な限り実験値と一致するように入力データを調整した。1次系では炉心出力を一定に保ち、所定のループ流量が得られるように主冷却材ポンプの回転数を制御した。加圧器圧力と水位、及び上部ヘッド内流体温度は、定常状態達成時に所定の値が得られるように調整した。2次系では、蒸気発生器の圧力、及び水位が所定の値になるように主蒸気流量、及び給水流量をそれぞれ制御した。

## 1. 序言

日本原子力研究所（原研）では、ROSA-IV計画/LSTF装置<sup>(1)</sup>により、平成3年2月9日に発生した関西電力（株）美浜原子力発電所2号機蒸気発生器伝熱管損傷事象（SGTR）を可能な限り忠実に模擬することを目的とする実験（実験番号SB-SG-06）を、平成3年6月21日に実施した<sup>(2)</sup>。その後、実験解析をRELAP5/MOD2コードにより行い、計算コード、及び入力モデルの評価を行った<sup>(3,4)</sup>。本報告書は、SGTR事象を特徴づける主要な変数について計算結果と実験結果との比較を示し、解析上の主要な問題点を論ずるものである。

## 2. 解析条件

解析には、RELAP5/MOD2 Cycle 36.05コード<sup>(5)</sup>、及び原研・情報システムセンターのFACOM VP2600計算機を使用した。本コードは、アイダホ国立工学研究所（INEL）に於いて開発されたCDC計算機用のプログラムを、原研のFACOM M-780計算機（スカラー計算機）に移植し、さらにVP2600計算機（ベクトル計算機）で使用するために原研情報システムセンターがベクトル化を行ったものである<sup>(6)</sup>。なお、本解析ではRELAP5コードの最新版であるRELAP5/MOD3は使用しなかったが、それは、同じ解析に対してMOD2の方が必要なCPU時間が短くてすむこと、MOD3だけに用意されている特殊モデルを必要とする現象（例えば、対向流制限など）がSGTR事象では支配的ではないこと、MOD3に関しては検証が充分でなく種々の不備が指摘されていること、及び原研におけるMOD3の使用経験が少ないことによる。

解析に用いたLSTFのノーディングを図1に示す。入力モデルは、INELで作成され、LSTF実験解析を通じて原研で多くの修正、変更を施し、現在LSTF実験解析に標準的に使用しているものに基づいて作成したものである。圧力容器、1次系ループ、加圧器、蒸気発生器（SG）、破断ライン等は通常の冷却材喪失事故（LOCA）実験解析と同一であるが、今回の実験で使用された長さ1.8m、内径6.2mmの破断ノズル、及びECCS上部プレナム注入は新たに模擬した。全ボリューム（体積要素）数、ジャンクション（体積要素間の流路）数、及びヒートストラクチャー（熱伝導体）数は、それぞれ192、203、及び180である。破断ラインは、破断ループのSG入口プレナムと2次側を接続するラインであり、図1ではコンポーネント911、918、及び920により模擬されている。破断ノズルは、破断ライン中のコンポーネント918を用いて3ボリュームにより模擬した。

初期定常状態は、コードの定常計算オプションを用いて計算した。定常状態に於ける圧力、流量、温度分布などが、可能な限り実験値と一致するように入力データを調整した。1次系では炉心出力を一定に保ち、所定のループ流量が得られるように主冷却材ポンプの回転数を制御した。加圧器圧力と水位、及び上部ヘッド内流体温度は、定常状態達成時に所定の値が得られるように調整した。2次系では、蒸気発生器の圧力、及び水位が所定の値になるように主蒸気流量、及び給水流量をそれぞれ制御した。

破断流の計算には、コード内蔵の臨界流モデルを用い、放出係数は1.0とした。

破断後のトリップ信号の発生、機器の作動、運転操作条件等は、表1に示す。これらは、実験と同一の設定である。ECCS、及びSG補助給水の注入特性は、実験に於いて設定された注入流量と圧力の関係から求めた。また、加圧器補助スプレイの流量は、加圧器水位の回復速度が実験値と一致するように調整した。解析では注入したスプレイ水は全て蒸気の凝縮に使用されるため、実験の流量を用いると、1次系の減圧速度、及び加圧器水位の回復速度が過大評価されるためである。

### 3. 解析結果

初期定常状態に於ける主な変数を表2に示す。ループ流量を実験値と一致させるように調整したところ、ポンプの回転速度は実験よりやや高めとなった。また、SGへの給水流量、及び主蒸気流量がやや多めであるが、これらは完全には定常に達しておらず、表2の値は、過渡変化直前の値を示している。

表3に発生事象のタイミングを示す。原子炉トリップ、及びSI信号のタイミングが良好に計算されていることから、初期インベントリー、及び破断直後の破断流量の計算が妥当なものであったことがわかる。表1に示すように各種機器の作動条件は、原子炉トリップ、或いはSI信号のタイミングに依存しているため、これらもまた、良好に計算されている。なお、破断側SG主蒸気逃し弁の開閉回数が実験結果と異なるが、後で述べるように、他の事象への影響は小さいと思われる。

図2に炉心出力を示す。計算結果は模擬燃料棒表面より流体への熱流束から求めたものであり、炉心の流動状態により多少変動しているものの、実験条件とほぼ同じである。図3、4にはそれぞれ健全側、及び破断側の主冷却材ポンプの回転速度を示す。初期定常状態が異なるものの、トリップによる回転数増加以降は実験条件と一致しているのがわかる。炉心出力の崩壊熱模擬曲線、及び、ポンプのコストダウン曲線は実験で使用したものと同一のものを用いており、1次系内の熱流動の境界条件は実験と一致していることが確認できる。(実験での炉心出力及びポンプ回転数制御の詳細については文献(2)参照のこと。なお、加圧器のヒーター、及び1次系配管から外部への熱損失は、炉心出力に比べて小さいため、図は省略する。)

破断流量を図5に示す。破断流量は1、2次系の圧力差に対応しており、破断側SGの主蒸気逃し弁の開閉時を除いて、定性的に良く一致している。破断ラインのノーディング、破断流モデル、及び放出係数の選択が本解析に対しておおむね妥当なものであったことがわかる。なお、破断直後の流量が過小評価された主な原因は、実験において破断ライン内の流体が実験開始まで停滞状態であったため、周囲への放熱によって低温となり、水単相流のまま2次側へ放出されたためである。図6、7には、それぞれコールドレグ、及び上部プレナムECCS注入流量を示す。何れも実験と同一の圧力-流量テーブルを使用しており、後に示すように1次系圧力は実験結果と良く一致しているため、注入流量も実験値と一致している。図8には、加圧器補助スプレイの注入流量を示す。解析では、実験値より20~30%程小さい流量を注入しているが、これは、後に示すように、加圧器水位の



破断流の計算には、コード内蔵の臨界流モデルを用い、放出係数は1.0とした。

破断後のトリップ信号の発生、機器の作動、運転操作条件等は、表1に示す。これらは、実験と同一の設定である。ECCS、及びSG補助給水の注入特性は、実験に於いて設定された注入流量と圧力の関係から求めた。また、加圧器補助スプレイの流量は、加圧器水位の回復速度が実験値と一致するように調整した。解析では注入したスプレイ水は全て蒸気の凝縮に使用されるため、実験の流量を用いると、1次系の減圧速度、及び加圧器水位の回復速度が過大評価されるためである。

### 3. 解析結果

初期定常状態に於ける主な変数を表2に示す。ループ流量を実験値と一致させるように調整したところ、ポンプの回転速度は実験よりやや高めとなった。また、SGへの給水流量、及び主蒸気流量がやや多めであるが、これらは完全には定常に達しておらず、表2の値は、過渡変化直前の値を示している。

表3に発生事象のタイミングを示す。原子炉トリップ、及びSI信号のタイミングが良好に計算されていることから、初期インベントリー、及び破断直後の破断流量の計算が妥当なものであったことがわかる。表1に示すように各種機器の作動条件は、原子炉トリップ、或いはSI信号のタイミングに依存しているため、これらもまた、良好に計算されている。なお、破断側SG主蒸気逃し弁の開閉回数が実験結果と異なるが、後で述べるように、他の事象への影響は小さいと思われる。

図2に炉心出力を示す。計算結果は模擬燃料棒表面より流体への熱流束から求めたものであり、炉心の流動状態により多少変動しているものの、実験条件とほぼ同じである。図3、4にはそれぞれ健全側、及び破断側の主冷却材ポンプの回転速度を示す。初期定常状態が異なるものの、トリップによる回転数増加以降は実験条件と一致しているのがわかる。炉心出力の崩壊熱模擬曲線、及び、ポンプのコストダウン曲線は実験で使用したものと同一のものを用いており、1次系内の熱流動の境界条件は実験と一致していることが確認できる。(実験での炉心出力及びポンプ回転数制御の詳細については文献(2)参照のこと。なお、加圧器のヒーター、及び1次系配管から外部への熱損失は、炉心出力に比べて小さいため、図は省略する。)

破断流量を図5に示す。破断流量は1、2次系の圧力差に対応しており、破断側SGの主蒸気逃し弁の開閉時を除いて、定性的に良く一致している。破断ラインのノーディング、破断流モデル、及び放出係数の選択が本解析に対しておおむね妥当なものであったことがわかる。なお、破断直後の流量が過小評価された主な原因は、実験において破断ライン内の流体が実験開始まで停滞状態であったため、周囲への放熱によって低温となり、水単相流のまま2次側へ放出されたためである。図6、7には、それぞれコールドレグ、及び上部プレナムECCS注入流量を示す。何れも実験と同一の圧力-流量テーブルを使用しており、後に示すように1次系圧力は実験結果と良く一致しているため、注入流量も実験値と一致している。図8には、加圧器補助スプレイの注入流量を示す。解析では、実験値より20~30%程小さい流量を注入しているが、これは、後に示すように、加圧器水位の

回復を実験結果と合わせるように調整したためである。図5～8が1次系のインベントリ-に対する流入流出の境界条件になるが、何れも実験値との一致は良好である。

図9、10にそれぞれ、健全側、及び破断側ループの主蒸気管流量を示す。破断後、原子炉トリップに至るまでの主蒸気流量が15%程度過大評価されているが、その後の一致は良好である。図11、12はそれぞれ、健全側、及び破断側SGの主蒸気逃し弁からの流出流量である。(健全側は、圧力制御に使用したバイパス流量も含む。実験では美浜事象模擬性の向上のため、健全側は全ての期間、また、破断側は主蒸気隔離まで、事故時運転操作以外に付加的圧力制御を行ったが、その詳細は文献(2)を参照のこと。)主蒸気逃し弁にはコード内蔵の臨界流モデルを適用し、放出係数は0.84とした。(この値は、RELAP5/MOD2の臨界流モデルをオリフィスからの蒸気放出に適用する際の推賞値である。)破断側的主蒸気逃し弁の開閉回数が、実験では1回であるのに対して解析では3回であることを除いて、良い一致が得られている。図13、14にはそれぞれ、健全側、及び破断側SGの給水流量を示す。何れも、破断後、主給水ポンプトリップまでの主給水流量が大きく変動している。主給水流量はおおむね過大評価されているが、これは図9、10の主蒸気流量の過大評価と対応している。トリップ後の補助給水流量は、実験値と良く一致している。図9～14は、2次側の流入流出の境界条件になるが、1次側と同様、実験結果との一致は良好である。

図15に1次系、及び2次系の圧力変化を示す。1次系圧力は、加圧器補助スプレイの作動開始直後の減圧、及び終了直後の圧力回復が過大評価された点を除き、良好に再現されている。破断開始から原子炉トリップに至るまでの圧力挙動は、実験結果と良く一致しているが、圧力の減少率は解析の方が僅かに小さくなっている。これは、図5に示した破断流量の過小評価に対応している。2次系圧力については、表2及び図5に見られるように、破断側SG主蒸気逃し弁の開閉が3回計算されている。これは、破断側SG隔離後、及び主蒸気逃し弁開閉後の圧力上昇が実験より早いためである。破断側SG隔離後は、ホットレグ流体温度は破断SG2次側の飽和温度よりも低く、破断流は単相のサブクール水であるため、SG2次側では蒸気の生成はなく、圧力上昇は水位の上昇に伴うSG上部の蒸気部分の圧縮によるものと考えられる。従って、圧力上昇の過大評価の原因としては、SG2次側の熱損失の過小評価、SGのノーディングの不備、コードに内蔵されている垂直層状流モデル或いは壁面凝縮モデル<sup>(7)</sup>の問題、等が主なものと考えられる(付録に垂直層状流モデルを使用しない場合の計算結果を示す)。破断側SG主蒸気逃し弁の開閉回数は圧力上昇に影響されるため、環境放射能評価の上からも、圧力挙動は正確に計算される必要がある。ただし、他の変数の実験結果との一致から考えて、この2次側の圧力上昇の過大評価、或いは、主蒸気逃し弁の開閉回数の違いが、1次側の現象に及ぼす影響は小さいと思われる。

図16には加圧器水位を示す。破断開始から水位喪失までは、実験値と一致しており、図5の破断流量、及び、図15の1次系圧力の変化と矛盾無く計算されていることがわかる。破断後1800秒から3000秒にかけて、実験では僅かに水位が形成されているが、解析では、この期間の水位は加圧器最下端であり、有意な水位は計算されなかった。3000秒以降、加圧器補助スプレイ作動にともなう1次系の減圧、及び加圧器の水位上昇、さらに、その後の水位変化は、良く模擬されている。図8に示すように、加圧器補助

スプレイの注入流量は、実験よりも20～30%小さいが、解析では、注入されたスプレイ水は流量、或いはスプレイ形状にかかわらず全て液滴となり、蒸気の凝縮に寄与するため、実験よりも少ない注入で水位が回復したと考えられる。ただし、図15に見られるように、スプレイ作動時の1次系の減圧率は、作動直後を除いて僅かに過小評価されている。

図17、18には、それぞれ健全側、及び破断側のSG2次側水位を示す。いずれも、原子炉トリップ後の2次側の圧力制御の際に実験値を上回っているが、定性的一致は良好である。ただし、破断側SG水位はその後にも常に実験値を上回っており、これは蒸気相体積を小さく見積もることに対応するため、隔離後の圧力上昇の過大評価に寄与しているものと考えられる。

図19には、1次系のループ流量を示す。健全側、破断側ともによく実験を模擬しているのがわかる。主冷却材ポンプは、図3、4に示されるように約650秒で完全に停止するが、その後の自然循環が良く再現されている。破断側ループでは、流量は小さいもののポンプ再起動時まで自然循環が続くことが解析からも確認できる。

図20にホットレグ流体温度、及び1次系の飽和温度を示す。図19に示されるように、ループ流量が良く模擬されているため、ホットレグ流体温度も実験値と良く一致している。実験では、加圧器水位喪失時に健全側ホットレグの流体温度が一時飽和になっているが、これは、加圧器からホットレグに進入した飽和蒸気の温度をホットレグ上部の温度計が検出したためである。実験ではサブクール水と飽和蒸気は層状流を形成したため、ホットレグの上部と下部の間に明確な温度差が検出された。解析ではこのとき、加圧器から進入した蒸気のため、サージラインの接続されたホットレグのノードで0.01程度のボイド率が計算されたものの、流動様式は気泡流であった。これは、気相流速が、コードのもつ層状流の流速の判定条件

$$v_{crit} = \frac{1}{2} \left[ \frac{(\rho_l - \rho_g) g \alpha_g A}{\rho_g D \sin \theta} \right]^{1/2} (1 - \cos \theta) \quad (1)$$

よりも大きかったためである。式(1)で、 $v_{crit}$ は層状流を形成することができる最大の気相流速(RELAP5/MOD3では、 $v_{crit}$ を気相流速ではなく、気液の相対速度に対する判定条件としている<sup>(8)</sup>)、 $\rho_l$ 、 $\rho_g$ は液相、気相の密度、 $\alpha_g$ はボイド率、 $D$ 、 $A$ は流路の等価直径、及び断面積、 $\theta$ は流路断面内で、層状流水面と流路壁との交点と流路中心を結んだ線が鉛直軸となす角度である。ちなみに、400秒の時の(1)式の値は0.24 m/sであり、計算された気相の流速は0.76 m/sであった。(液相流速は0.74 m/sであった。)なお、図20に示した解析結果は液体温度であり、蒸気温度としては飽和温度が計算されている。

図21、22には、それぞれ健全側、及び破断側のコールドレグ流体温度を示す。実験値はコールドレグ上部と下部の2つの流体温度を示しており、コールドレグECCS注入開始後、健全側では混合により大きく振動し、破断側では温度成層化が起こっていることがわかる。解析は1次元であるため、平均的な温度を計算している。図19～22より、

自然循環による冷却が良く模擬できていることが確認できる。

図23に、上部ヘッド内流体温度、及び1次系飽和温度を示す。解析結果は、上部ヘッド最上部のノードにおける液体温度である。実験値は、上部ヘッド内の上下方向に3点ある測定点のうちの最上部のものであり、中間部での流体温度とほぼ同一であった。上部ヘッド内流体の上部は1次系ループの流動の影響をほとんど受けない停滞した状態にあり、熱損失による一定の温度降下だけを示している。(上部ヘッド内最下部での流体温度は、中間部、最上部のものに比べ温度降下がやや大きくなっている。これは、制御棒案内管を通して上部プレナムから進入するわずかな低温水の停滞、及び下部構造材を通しての上部プレナムへの熱伝導などの影響によるものと考えられる。)解析は、上部ヘッド内流体上部の熱損失による温度降下を良く模擬しており(上部ヘッド外表面での熱伝達率は $10\text{ W/m}^2/\text{K}$ とした)、加圧器補助スプレイ作動による減圧時にも上部ヘッド内が飽和しないことを示している。ただし、このときの流体温度と飽和温度の差は小さく、初期温度のいかんによっては飽和していたことがわかる。また、減圧時の飽和温度の最低値は、減圧終了時の1次系圧力に対応しているが、減圧は1次系と2次系の圧力が等しくなったところで終了するため、このときの2次側の圧力に規定されている。図12の破断側SG主蒸気逃し弁流量、及び図15の破断側SG2次側圧力変化に示されているように、SG2次側の模擬は本解析では必ずしも良くないが、減圧過程の後半における1、2次系圧力は良く計算されており、減圧終了時の圧力も実験とほぼ一致している。このため、解析における均圧時の飽和温度はほぼ実験値と同じであるが、減圧開始のタイミングによっては均圧時の圧力及び飽和温度が変化し、上部ヘッド内が飽和する可能性もあることがわかる。

本解析に要したCPU時間は

定常計算(0~900秒) :	143.7秒
過渡計算(0~5000秒) :	4818.2秒

であった。

#### 4. 結言

ROSA-IV/LSTFを用いて行われた美浜2号機蒸気発生器伝熱管損傷事象模擬実験(SB-SG-06)の解析をRELAP5/MOD2コードを用いて行った。この解析を通して、SGTR実験解析に対するRELAP5/MOD2コード、及び入力データの評価を行い、SGTR事象に特徴的な現象に対するコードの予測性能の確認を行った。

解析の結果、破断流量、1次系圧力、流体温度、自然循環流量等は非常に良く再現されたが、SG2次側の水位、及び破断側SG2次側の圧力上昇が過大評価された。このため、破断側SGの主蒸気逃し弁の開閉は、実験では1回であったのに対し、解析では3回であった。この原因は、ノーディング、熱損失といった入力におけるSGのモデル化とともに、コードの垂直層状流モデル、壁面凝縮モデルの問題、等にあると考えられるが、特定するためにはより詳細な解析、並びに考察が必要である。また、実験で観察された加圧器水位喪失後に加圧器内の蒸気がホットレグに進入する現象は解析でも見られたものの、ホット

自然循環による冷却が良く模擬できていることが確認できる。

図23に、上部ヘッド内流体温度、及び1次系飽和温度を示す。解析結果は、上部ヘッド最上部のノードにおける液体温度である。実験値は、上部ヘッド内の上下方向に3点ある測定点のうちの最上部のものであり、中間部での流体温度とほぼ同一であった。上部ヘッド内流体の上部は1次系ループの流動の影響をほとんど受けない停滞した状態にあり、熱損失による一定の温度降下だけを示している。(上部ヘッド内最下部での流体温度は、中間部、最上部のものに比べ温度降下がやや大きくなっている。これは、制御棒案内管を通して上部プレナムから進入するわずかな低温水の停滞、及び下部構造材を通しての上部プレナムへの熱伝導などの影響によるものと考えられる。)解析は、上部ヘッド内流体上部の熱損失による温度降下を良く模擬しており(上部ヘッド外表面での熱伝達率は $10\text{ W/m}^2/\text{K}$ とした)、加圧器補助スプレイ作動による減圧時にも上部ヘッド内が飽和しないことを示している。ただし、このときの流体温度と飽和温度の差は小さく、初期温度のいかんによっては飽和していたことがわかる。また、減圧時の飽和温度の最低値は、減圧終了時の1次系圧力に対応しているが、減圧は1次系と2次系の圧力が等しくなったところで終了するため、このときの2次側の圧力に規定されている。図12の破断側SG主蒸気逃し弁流量、及び図15の破断側SG2次側圧力変化に示されているように、SG2次側の模擬は本解析では必ずしも良くないが、減圧過程の後半における1、2次系圧力は良く計算されており、減圧終了時の圧力も実験とほぼ一致している。このため、解析における均圧時の飽和温度はほぼ実験値と同じであるが、減圧開始のタイミングによっては均圧時の圧力及び飽和温度が変化し、上部ヘッド内が飽和する可能性もあることがわかる。

本解析に要したCPU時間は

定常計算 (0～900秒) :	143.7秒
過渡計算 (0～5000秒) :	4818.2秒

であった。

#### 4. 結言

ROSA-IV/LSTFを用いて行われた美浜2号機蒸気発生器伝熱管損傷事象模擬実験(SB-SG-06)の解析をRELAP5/MOD2コードを用いて行った。この解析を通して、SGTR実験解析に対するRELAP5/MOD2コード、及び入力データの評価を行い、SGTR事象に特徴的な現象に対するコードの予測性能の確認を行った。

解析の結果、破断流量、1次系圧力、流体温度、自然循環流量等は非常に良く再現されたが、SG2次側の水位、及び破断側SG2次側の圧力上昇が過大評価された。このため、破断側SGの主蒸気逃し弁の開閉は、実験では1回であったのに対し、解析では3回であった。この原因は、ノーディング、熱損失といった入力におけるSGのモデル化とともに、コードの垂直層状流モデル、壁面凝縮モデルの問題、等にあると考えられるが、特定するためにはより詳細な解析、並びに考察が必要である。また、実験で観察された加圧器水位喪失後に加圧器内の蒸気がホットレグに進入する現象は解析でも見られたものの、ホット

レグのボイド率は過小評価された。このときのホットレグ内の流動様式は気泡流であり、実験でみられたような水平層状流は計算されなかった。これは、コードの水平層状流判定条件が気相流速に基づいており、ホットレグ内の気相流速がその判定条件よりも大きかったためである。

#### 参考文献

- (1) ROSA-IV Group, "ROSA-IV Large Scale Test Facility (LSTF) System Description for Second Simulated Fuel Assembly," JAERI-M 90-176(1990).
- (2) 安濃田、他、"ROSA-IV/LSTFによる美浜2号機蒸気発生器伝熱管損傷事象模擬実験(SB-SG-06)の結果"、JAERI-memo 04-293(1992).
- (3) T.Watanabe and Y.Kukita, "Analysis of Experiment Simulating the Mihama Unit-2 Steam Generator U-Tube Rupture Incident by Using RELAP5/MOD2", Best Estimate Safety Analysis, 28th Natl. Heat Trans. Conf., Aug. 9-12, San Diego(1992), 1-7.
- (4) T.Watanabe and Y.Kukita, "Effect of ECCS and Pressurizer Auxiliary Spray on the Experiment Simulating the Mihama Unit-2 Steam Generator U-Tube Rupture Incident", Proc. 5th Int. Topical Mtg. on Reactor Thermal Hydraulics, Vol. IV, Sep. 21-24, Salt Lake City(1992), 1013-1020.
- (5) V.H.Ransom and R.J.Wagner, "RELAP5/MOD2 CODE MANUAL VOLUME 1: CODE STRUCTURE, SYSTEM MODELS AND SOLUTION METHODS," EGG-SAAM-6377(1984).
- (6) M.Ishiguro, et al., "Vectorization of the Light Water Reactor Transient Analysis Code RELAP5," Nucl. Sci. & Eng., 92(1985).
- (7) R.A.Dimenna, et al., "RELAP5/MOD2 Models and Correlations," NUREG/CR-5194, EGG-2531(1988).
- (8) K.E.Carison, et al., "RELAP5/MOD3 Code Manual Volume IV: Models and Correlations," NUREG/CR-5535, EGG-2596(1990).

レグのボイド率は過小評価された。このときのホットレグ内の流動様式は気泡流であり、実験でみられたような水平層状流は計算されなかった。これは、コードの水平層状流判定条件が気相流速に基づいており、ホットレグ内の気相流速がその判定条件よりも大きかったためである。

#### 参考文献

- (1) ROSA-IV Group, "ROSA-IV Large Scale Test Facility (LSTF) System Description for Second Simulated Fuel Assembly," JAERI-M 90-176(1990).
- (2) 安濃田、他、"ROSA-IV/LSTFによる美浜2号機蒸気発生器伝熱管損傷事象模擬実験(SB-SG-06)の結果"、JAERI-memo 04-293(1992).
- (3) T.Watanabe and Y.Kukita, "Analysis of Experiment Simulating the Mihama Unit-2 Steam Generator U-Tube Rupture Incident by Using RELAP5/MOD2", Best Estimate Safety Analysis, 28th Natl. Heat Trans. Conf., Aug. 9-12, San Diego(1992),1-7.
- (4) T.Watanabe and Y.Kukita, "Effect of ECCS and Pressurizer Auxiliary Spray on the Experiment Simulating the Mihama Unit-2 Steam Generator U-Tube Rupture Incident", Proc. 5th Int. Topical Mtg. on Reactor Thermal Hydraulics, Vol. IV, Sep. 21-24, Salt Lake City(1992),1013-1020.
- (5) V.H.Ransom and R.J.Wagner, "RELAP5/MOD2 CODE MANUAL VOLUME 1: CODE STRUCTURE, SYSTEM MODELS AND SOLUTION METHODS," EGG-SAAM-6377(1984).
- (6) M.Ishiguro, et al., "Vectorization of the Light Water Reactor Transient Analysis Code RELAP5," Nucl. Sci. & Eng., 92(1985).
- (7) R.A.Dimenna, et al., "RELAP5/MOD2 Models and Correlations," NUREG/CR-5194, EGG-2531(1988).
- (8) K.E.Carison, et al., "RELAP5/MOD3 Code Manual Volume IV: Models and Correlations," NUREG/CR-5535, EGG-2596(1990).

表1 トリップ及び運転操作条件

加圧器後備ヒーター作動 停止	加圧器圧力低 15.19 MPa 加圧器水位低 1.0 m
原子炉トリップ	加圧器圧力低 13.42 MPa
安全注入(SI)信号	加圧器圧力低 12.87 MPa
SG主給水ポンプトリップ	原子炉トリップ+31 s
ECCS作動	
コールドレグ注入	SI+10 s
上部プレナム注入	SI+300 s
SG補助給水開始	SI+44 s
健全側高温水注入	1.5 kg/sで220 s間
健全側低温水注入	水位12.85 mで保持
破断側高温水注入	1.14 kg/sで81 s間
破断SG主蒸気隔離	SI+720 s
健全SG減圧操作開始 終了	SI+720 s ホットレグ温度531.4 K
上部プレナム注入停止	破断後2870 s
加圧器補助スプレイ作動	破断後2932 s
コールドレグ注入停止	加圧器水位1.0 mに回復
加圧器補助スプレイ停止	1、2次系の均圧
健全側主冷却材ポンプ再起動	破断後4245 s



表2 LSTF初期定常状態（カッコ内実験値）

加圧器圧力	:	15.33 MPa	(	15.38 MPa	)
加圧器水位	:	2.62 m	(	2.64 m	)
炉心出力	:	10.00 MW	(	10.00 MW	)
上部ヘッド温度	:	573.7 K	(	573.5 K	)
健全側ホットレグ温度	:	587.1 K	(	587.4 K	)
破断側ホットレグ温度	:	587.1 K	(	585.9 K	)
健全側コールドレグ温度	:	560.8 K	(	560.5 K	)
破断側コールドレグ温度	:	560.7 K	(	560.0 K	)
健全側ポンプ回転速度	:	135.6 rad/s	(	128.2 rad/s	)
破断側ポンプ回転速度	:	135.6 rad/s	(	124.3 rad/s	)
健全側ループ流量	:	34.65 kg/s	(	34.65 kg/s	)
破断側ループ流量	:	34.22 kg/s	(	33.84 kg/s	)
健全側SG圧力	:	6.89 MPa	(	6.89 MPa	)
破断側SG圧力	:	6.89 MPa	(	6.89 MPa	)
健全側SG水位	:	9.23 m	(	9.22 m	)
破断側SG水位	:	9.17 m	(	9.19 m	)
健全側SG給水流量	:	2.98 kg/s	(	2.70 kg/s	)
破断側SG給水流量	:	2.84 kg/s	(	2.60 kg/s	)
健全側SG主蒸気流量	:	2.78 kg/s	(	2.70 kg/s	)
破断側SG主蒸気流量	:	2.75 kg/s	(	2.56 kg/s	)

表3 発生事象の比較

事象	解析 (s)	実験値 (s)
破断	0	0
原子炉トリップ	268	266
S I 信号	294	305
主給水ポンプトリップ	299	300
補助給水注入開始	338	342
主冷却材ポンプトリップ	348	348
E C C S 作動		
コールドレグ注入	402	403
上部プレナム注入	594	605
健全側 S G 主蒸気逃し弁 開 (手動) / 閉	988 / 1756	988 / 1751
破断側 S G 主蒸気逃し弁 開 / 閉	2080 / 2108 2431 / 2448 2793 / 2813	2635 / 2650
上部プレナム注入停止 (手動)	2870	2870
加圧器補助スプレイ作動 (手動)	2932	2932
コールドレグ注入停止	3377	3390
加圧器補助スプレイ停止	3611	3617
健全側ループ主冷却材ポンプ再起動 (手動)	4245	4245
実験終了	5000	5000

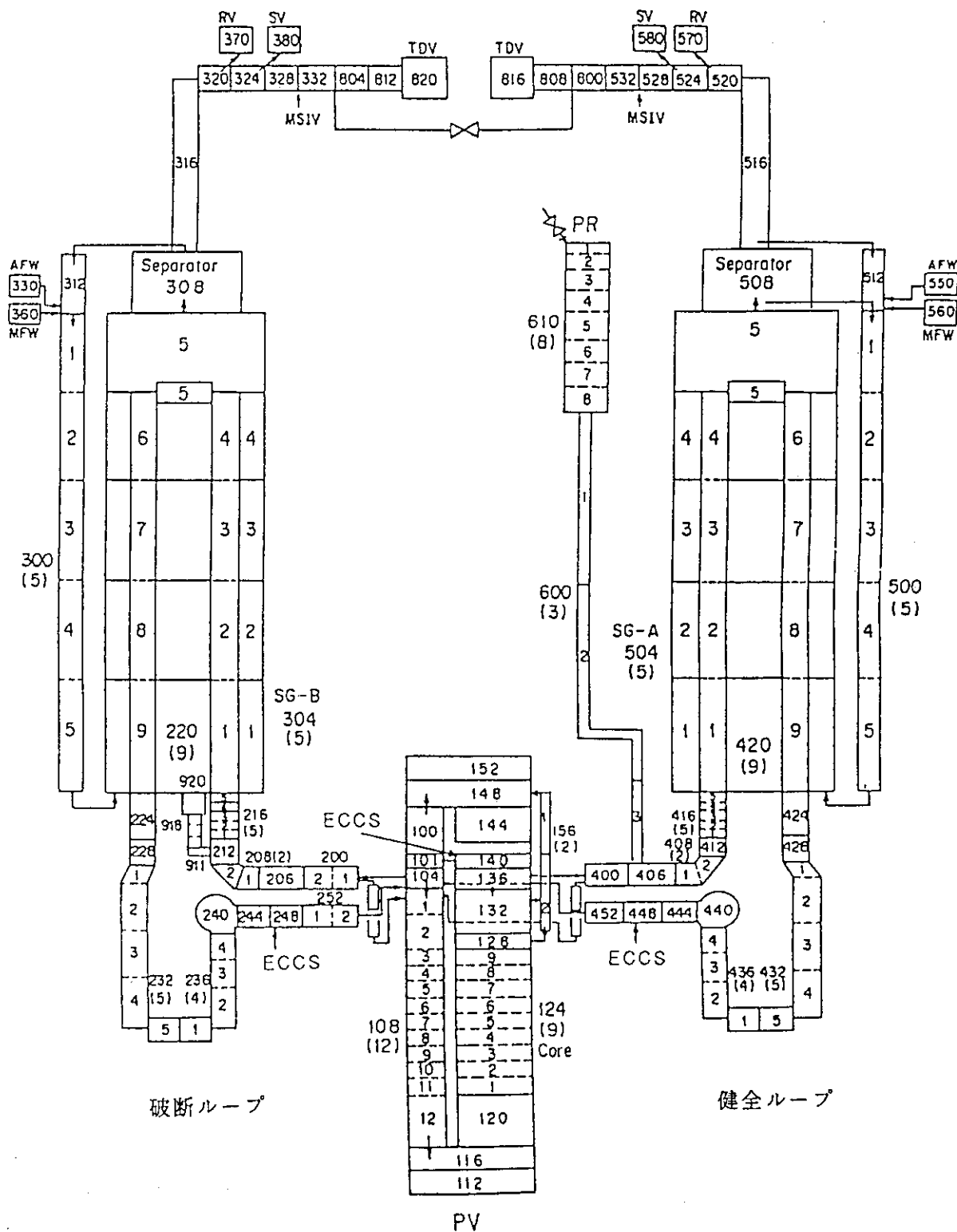


図1 解析に用いたLSTFのノーディング

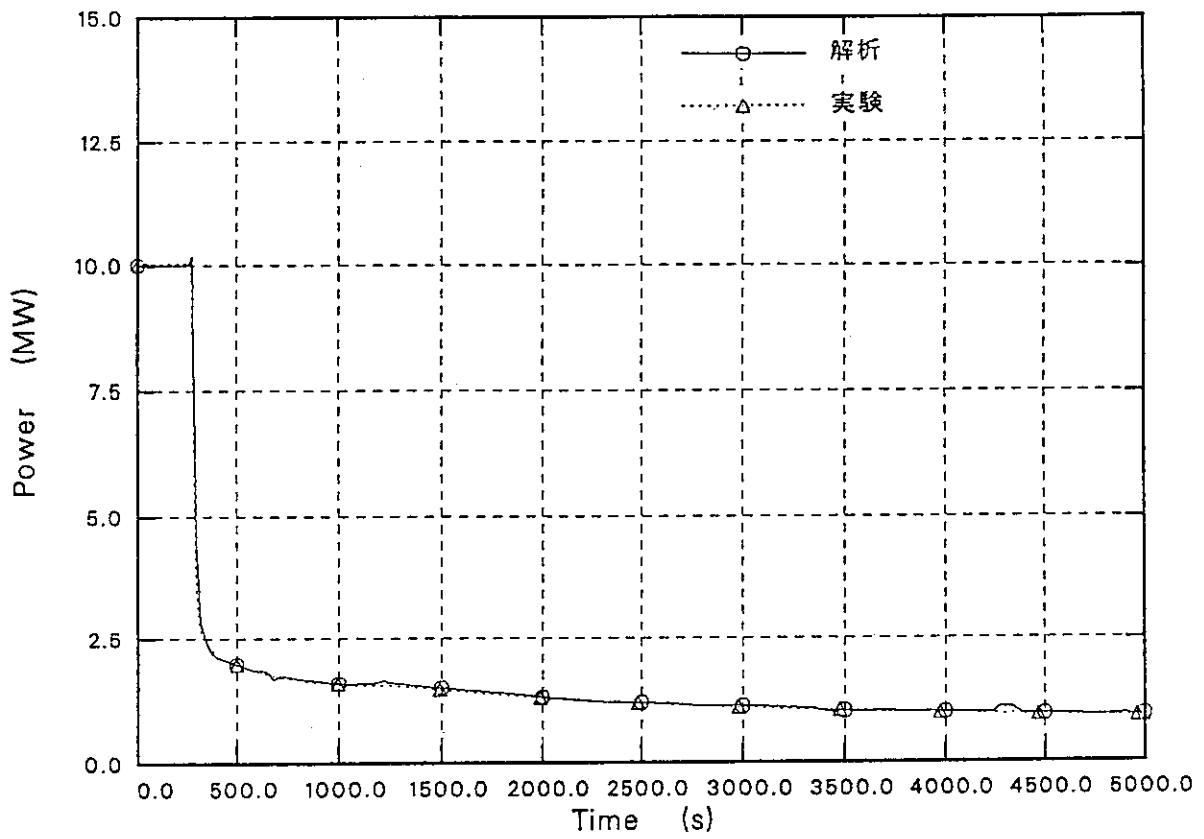


図2 炉心出力

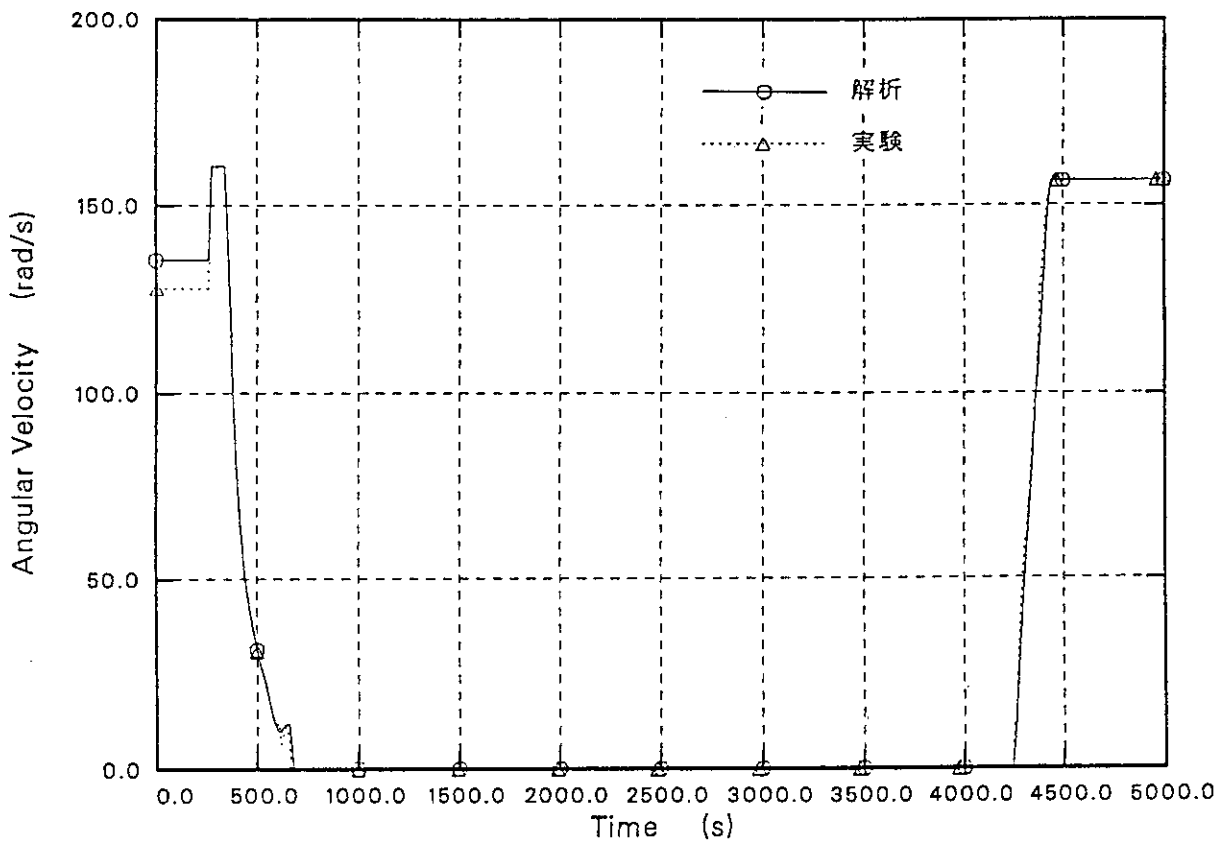


図3 健全側1次系主冷却材ポンプ回転速度

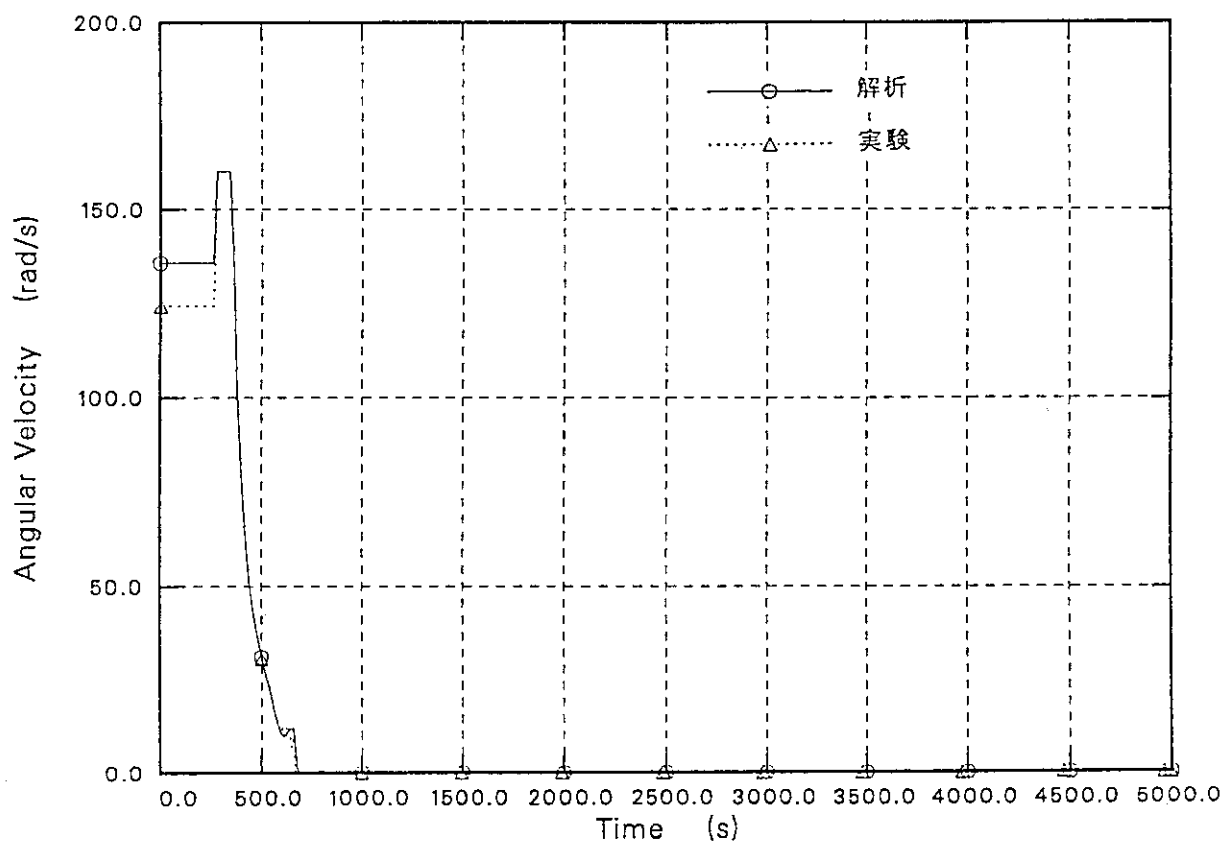


図4 破断側1次系主冷却材ポンプ回転速度

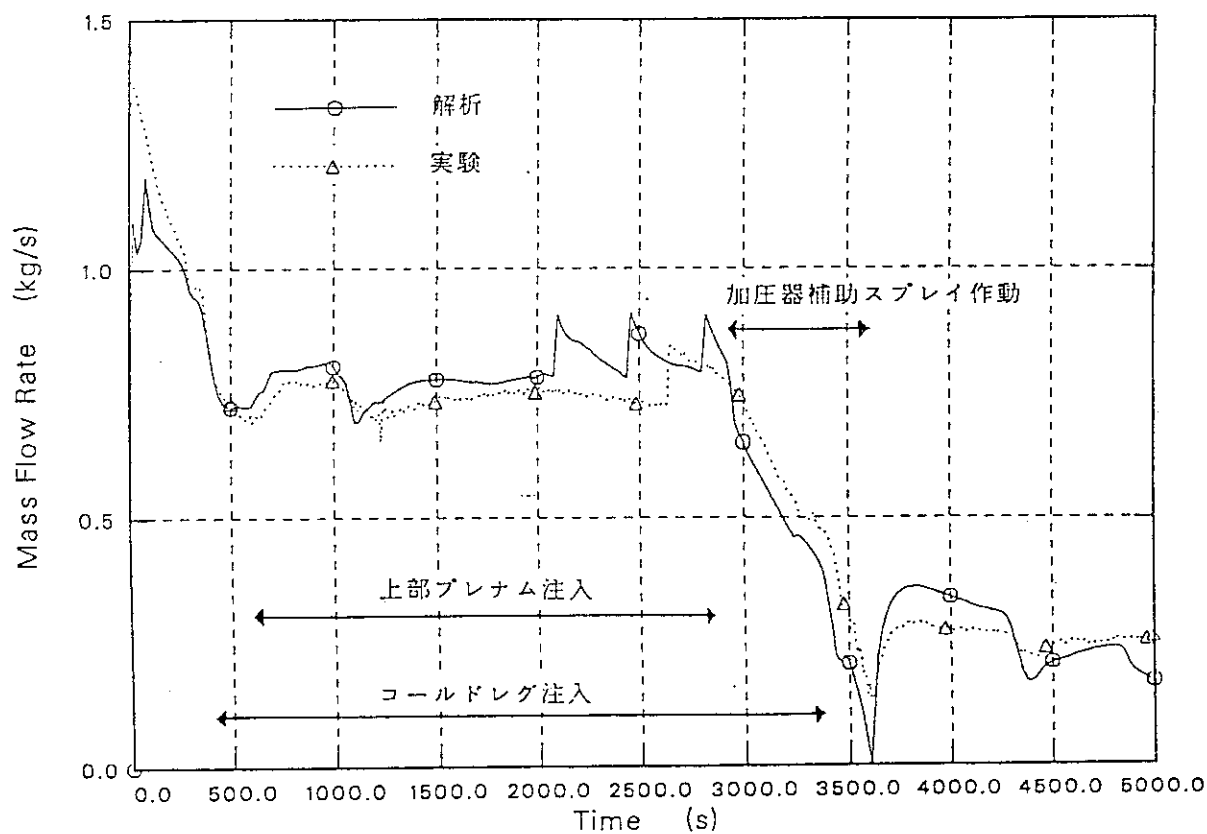


図5 破断流量

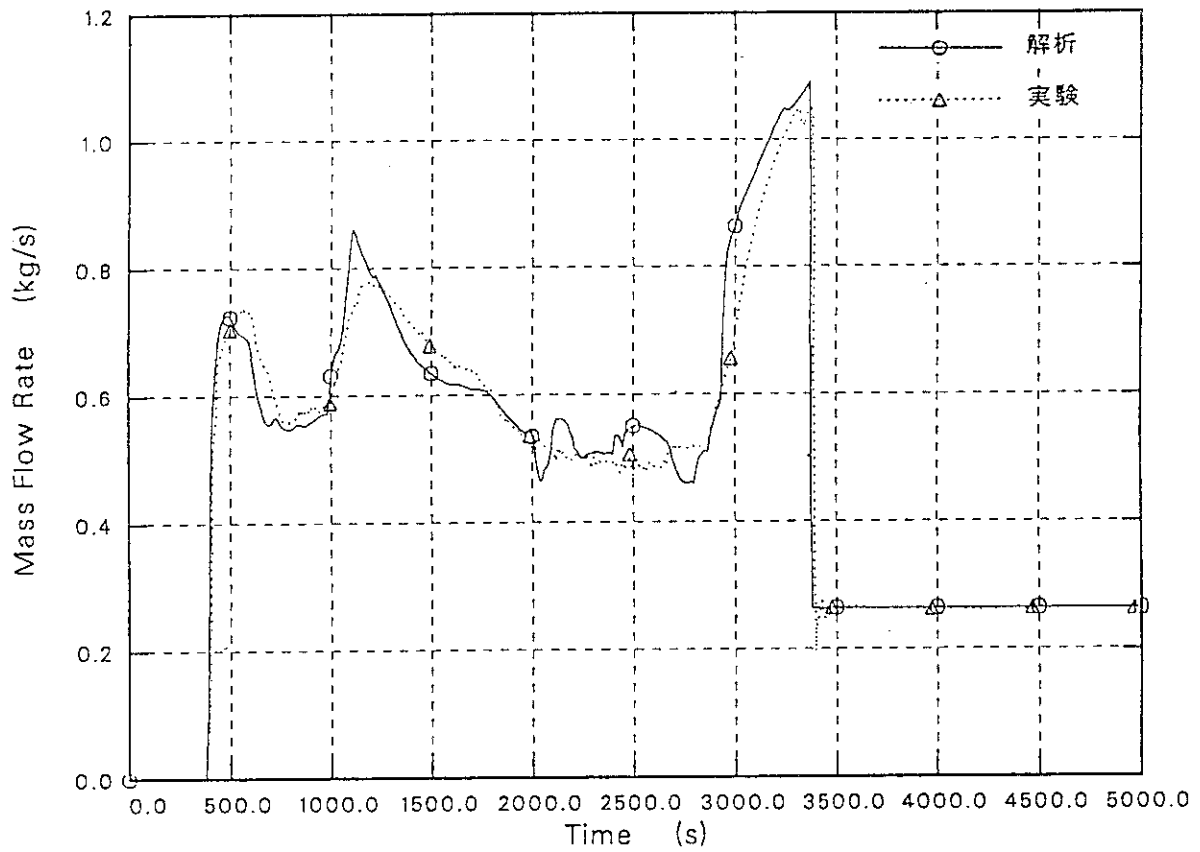


図6 コールドレグECCS注入流量

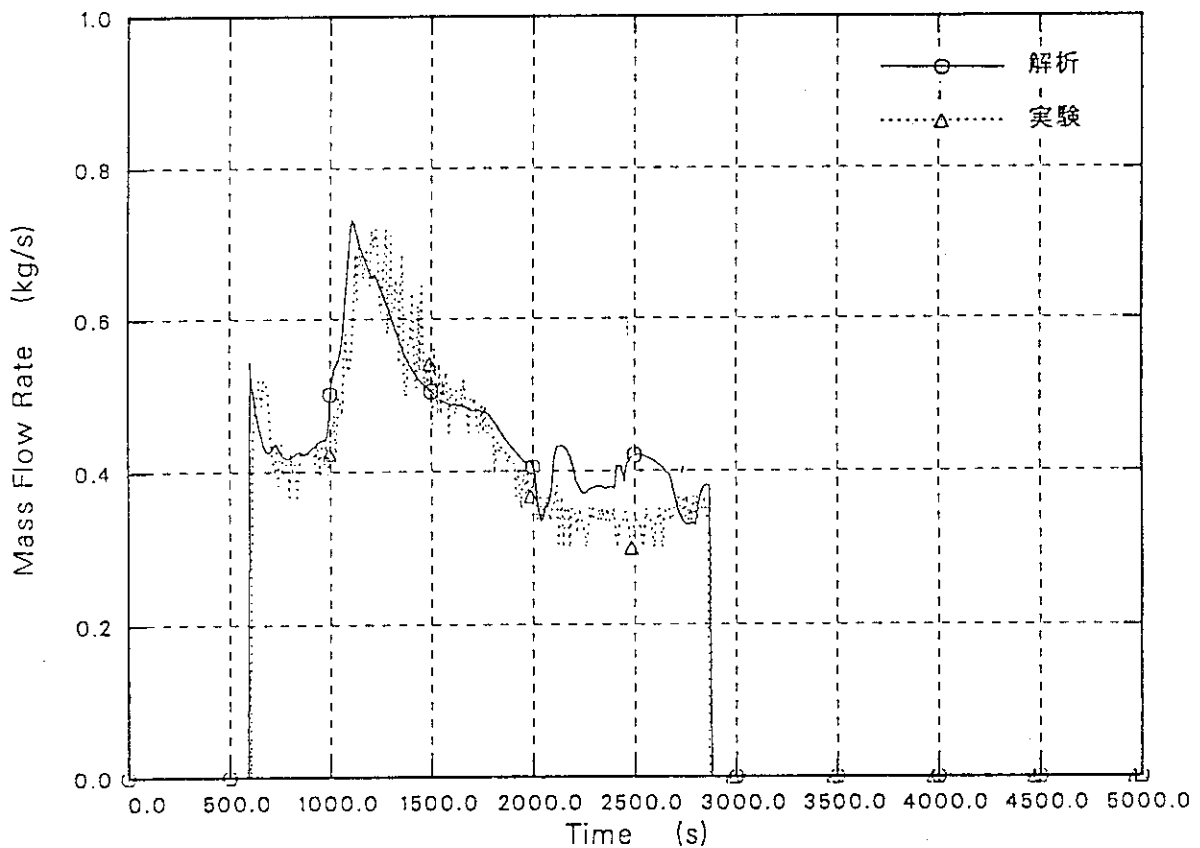


図7 上部プレナムECCS注入流量

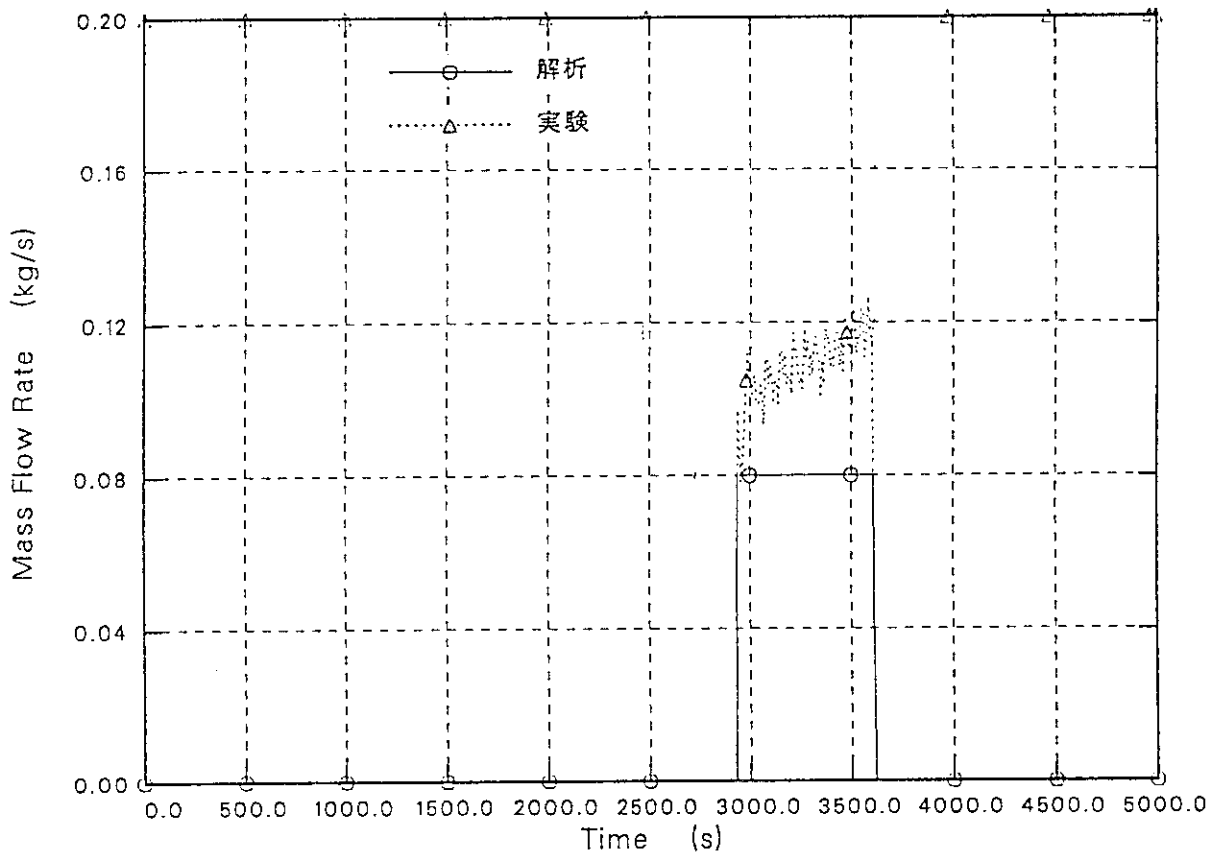


図8 加圧器補助スプレィ注入流量

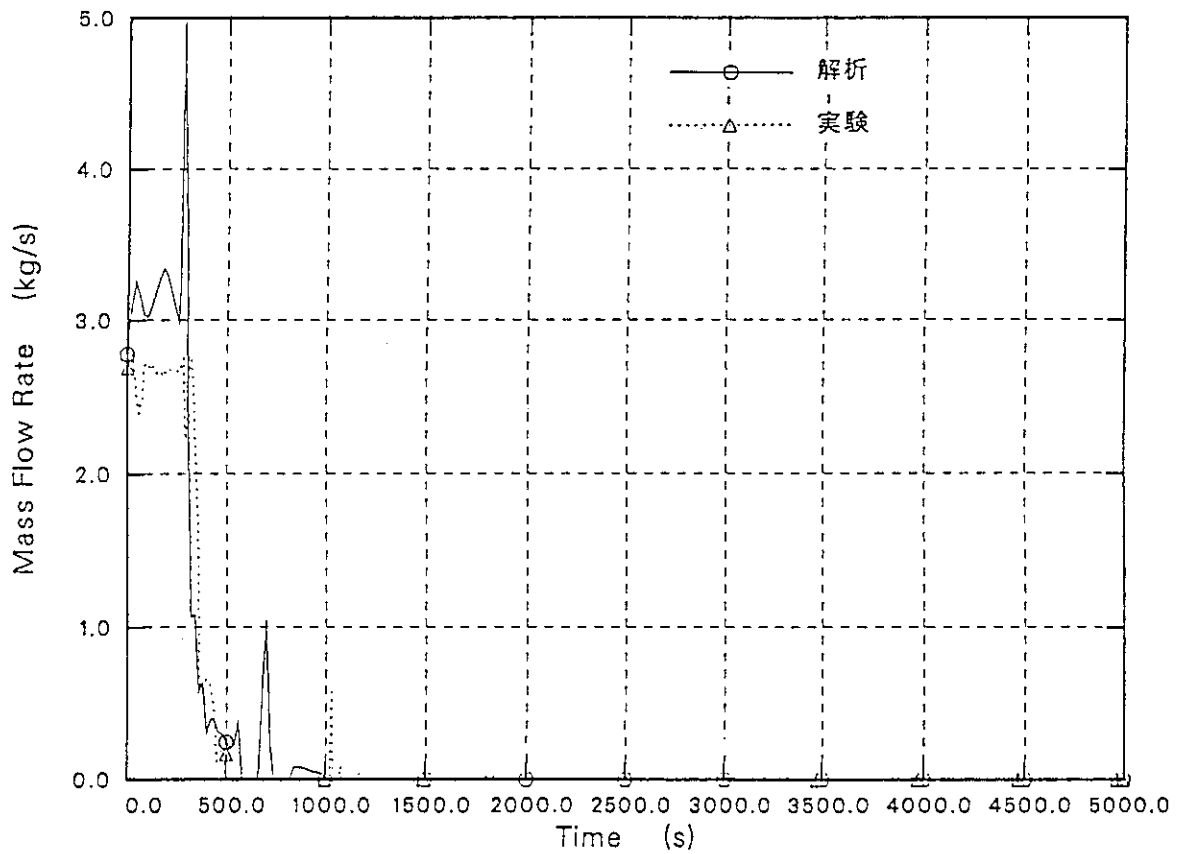


図9 健全側主蒸気管蒸気流量

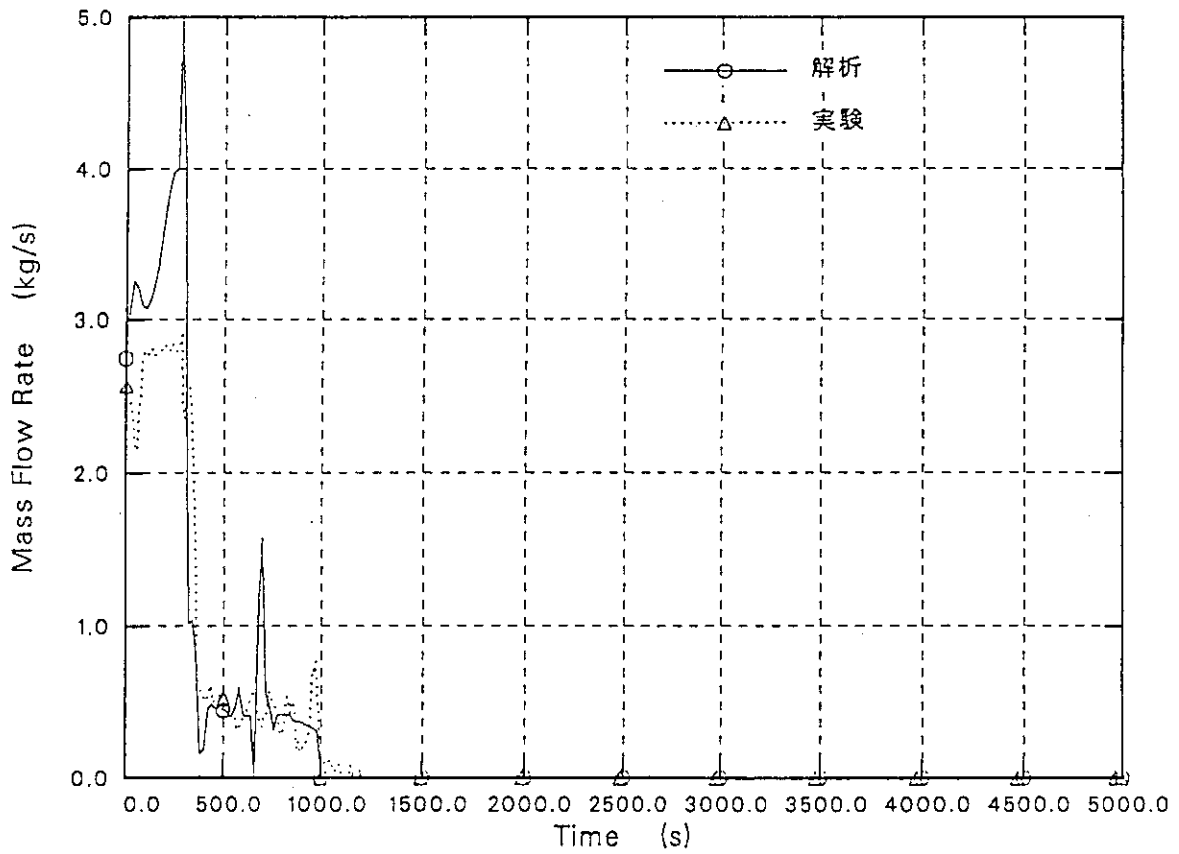


図10 破断側主蒸気管蒸気流量

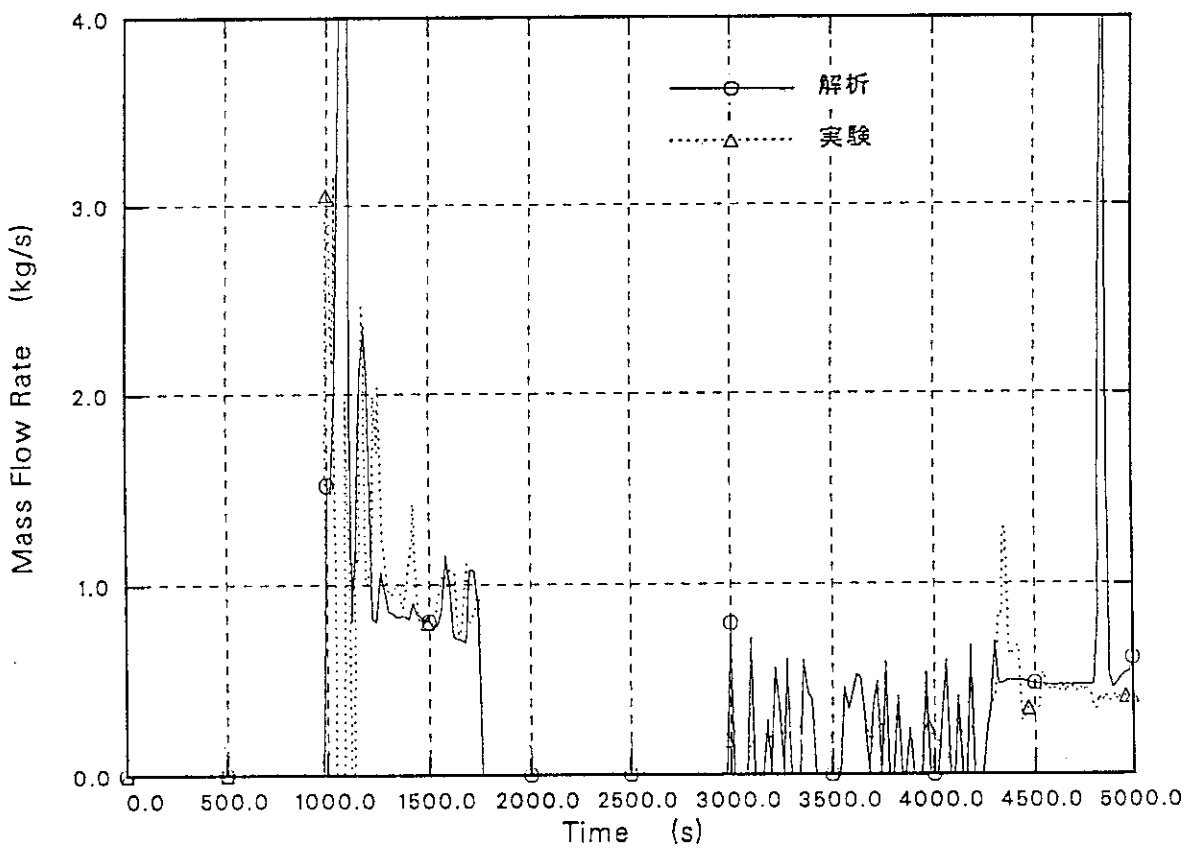


図11 健全側SG主蒸気逃し弁流量



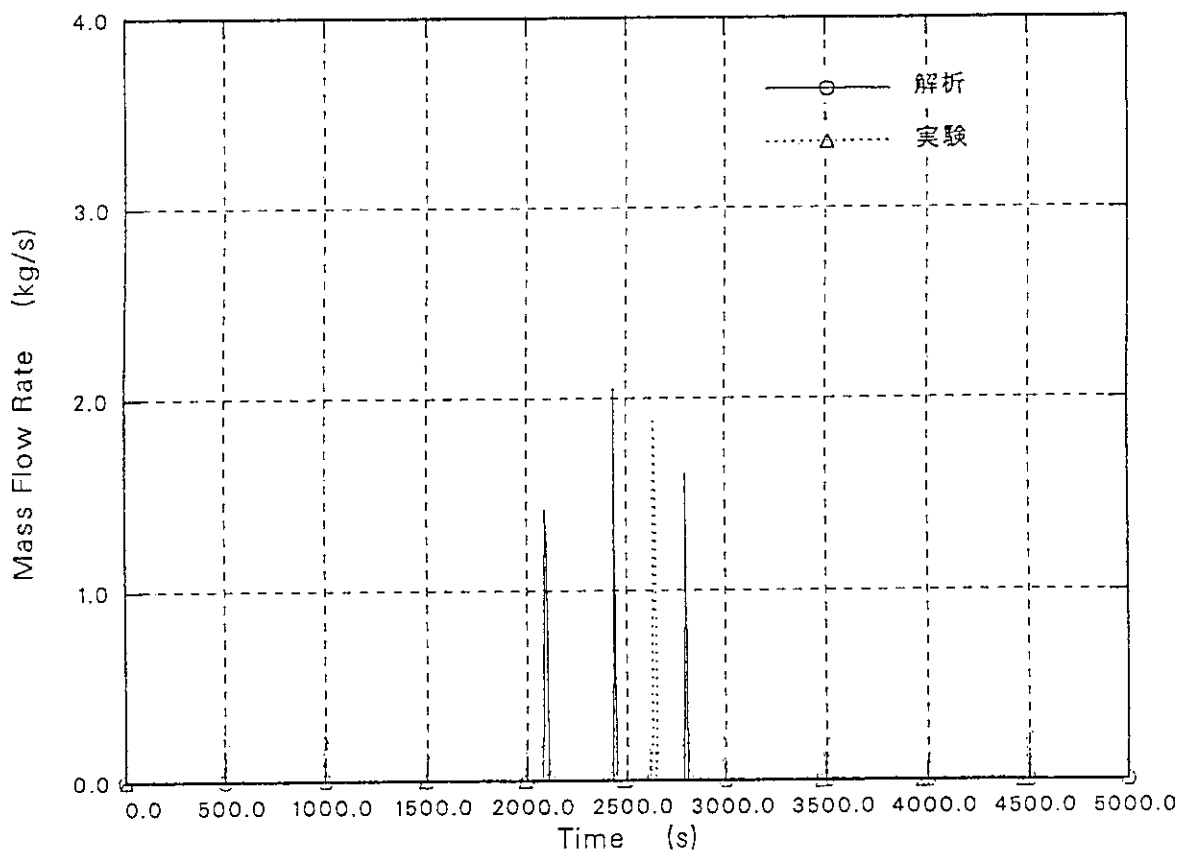


図12 破断側SG主蒸気逃し弁流量

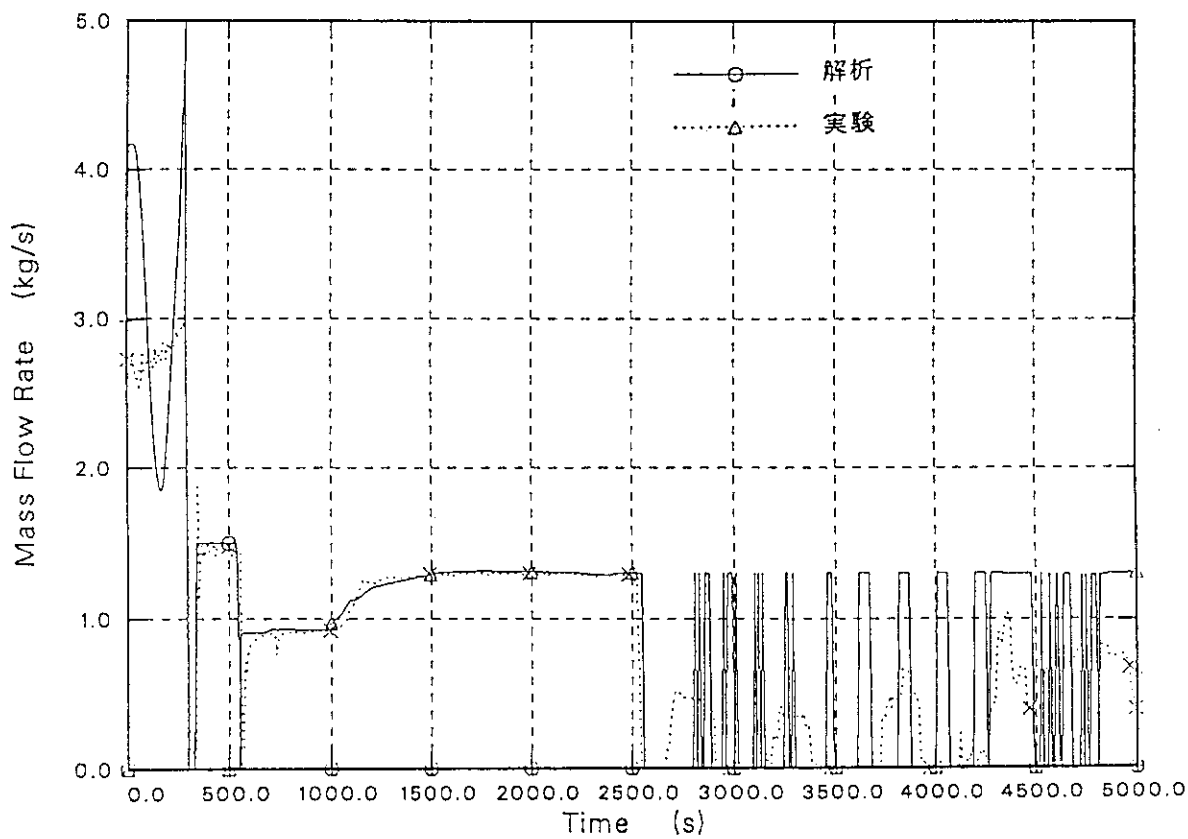


図13 健全側SG給水流量

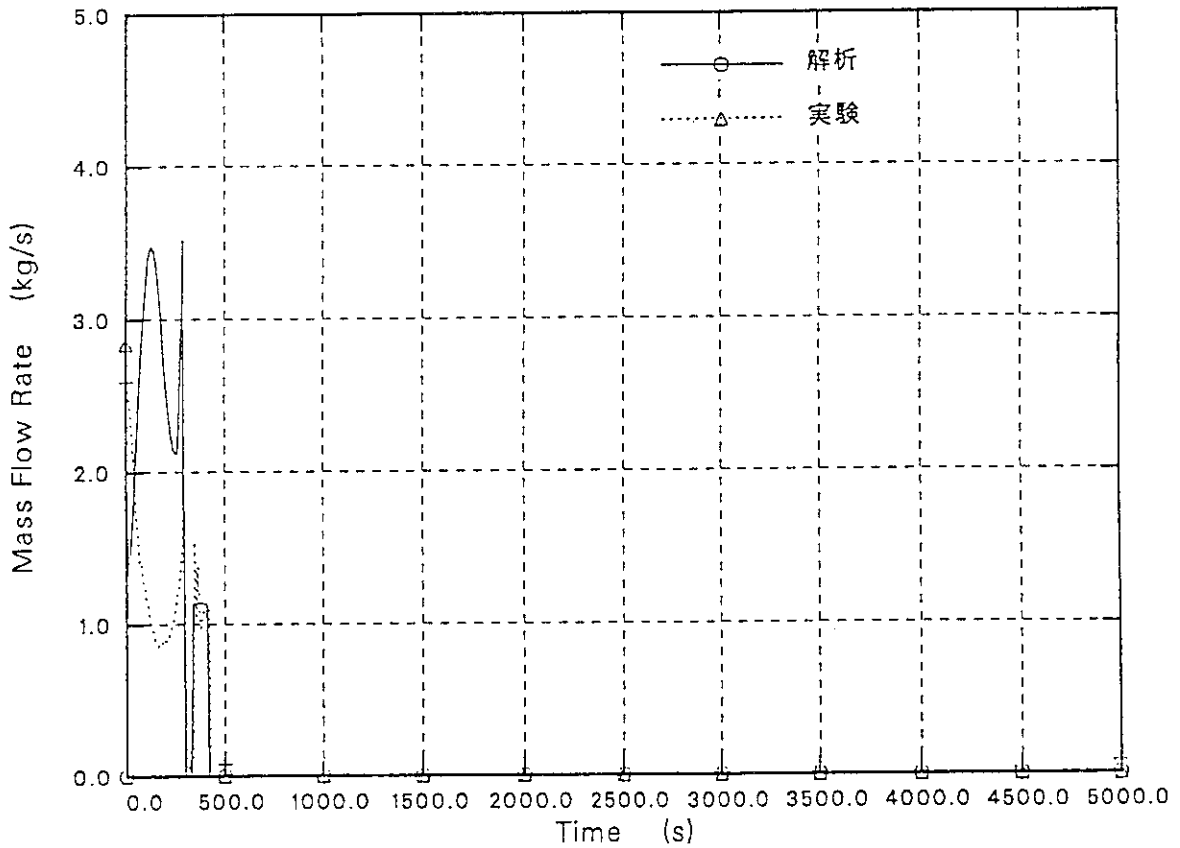


図14 破断側SG給水流量

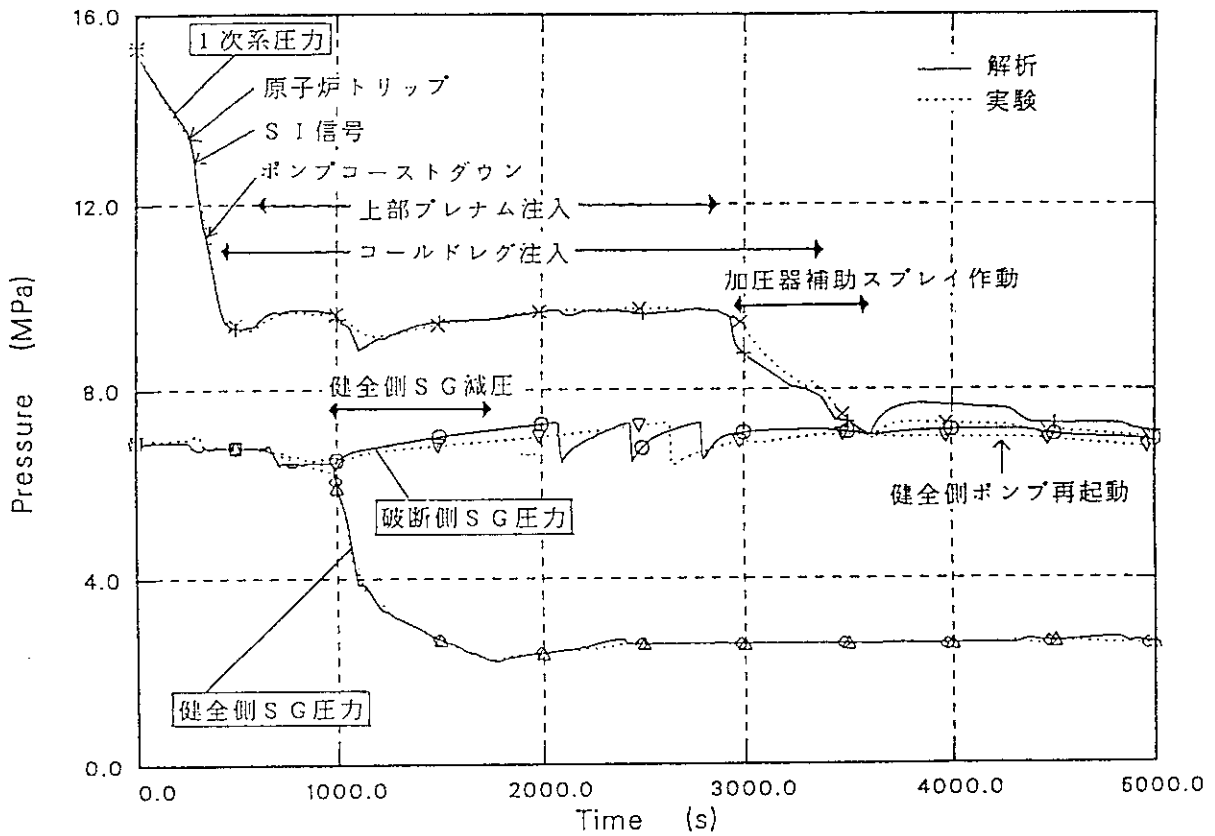


図15 1次系, 及び2次系圧力

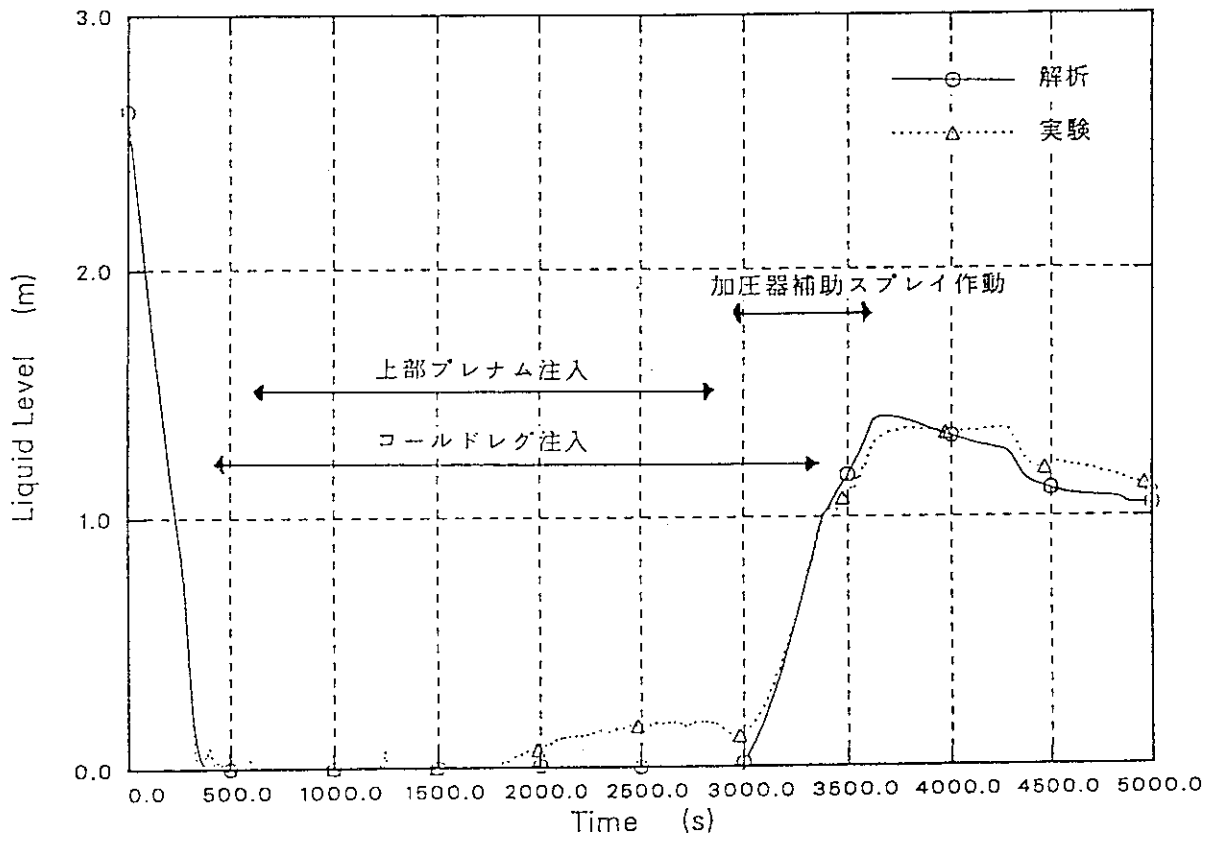


図16 加圧器水位

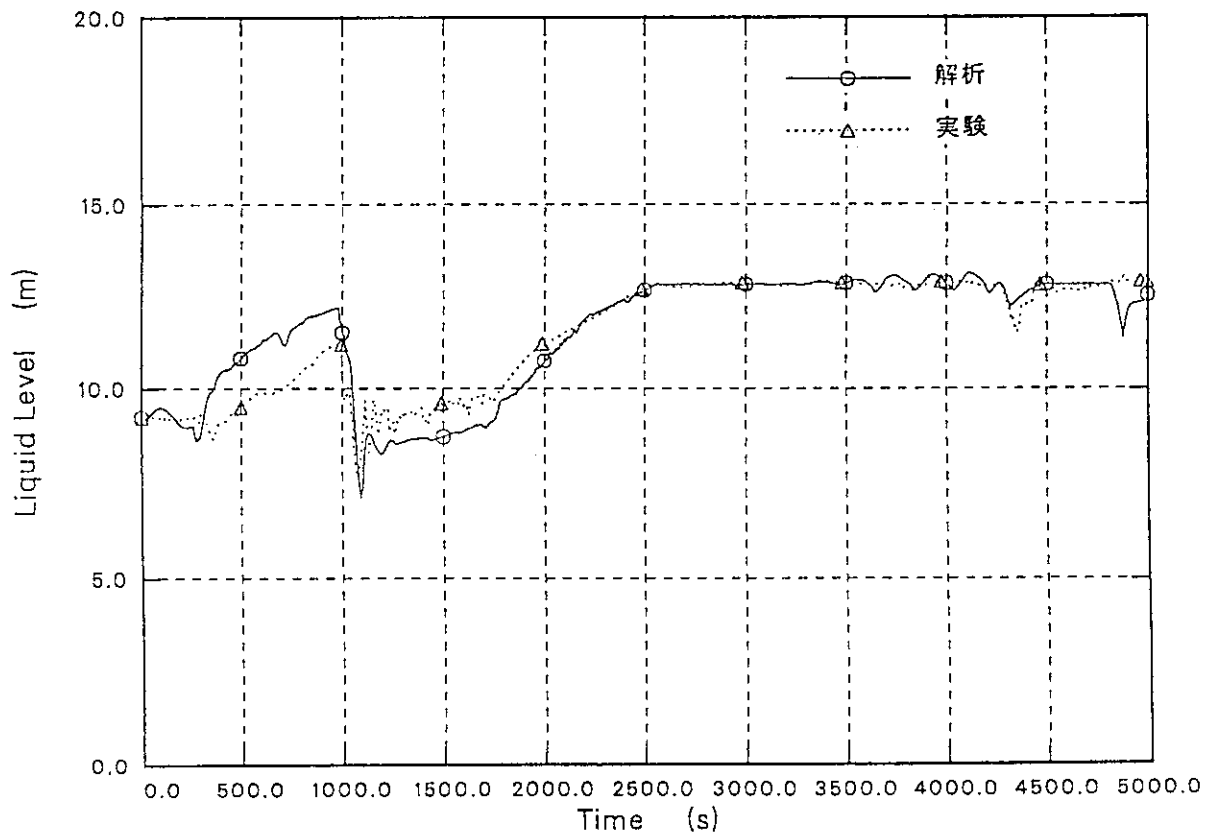


図17 健全側SG 2次側水位

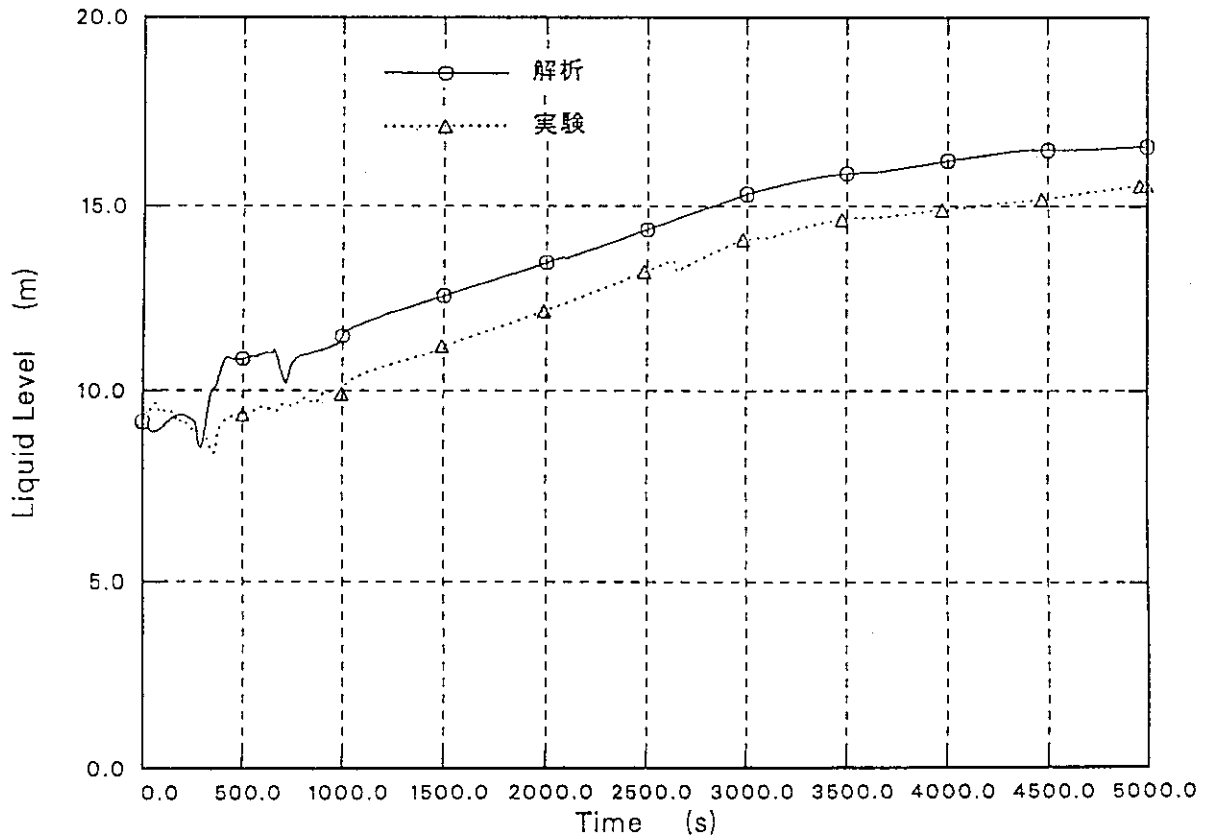


図18 破断側SG 2次側水位

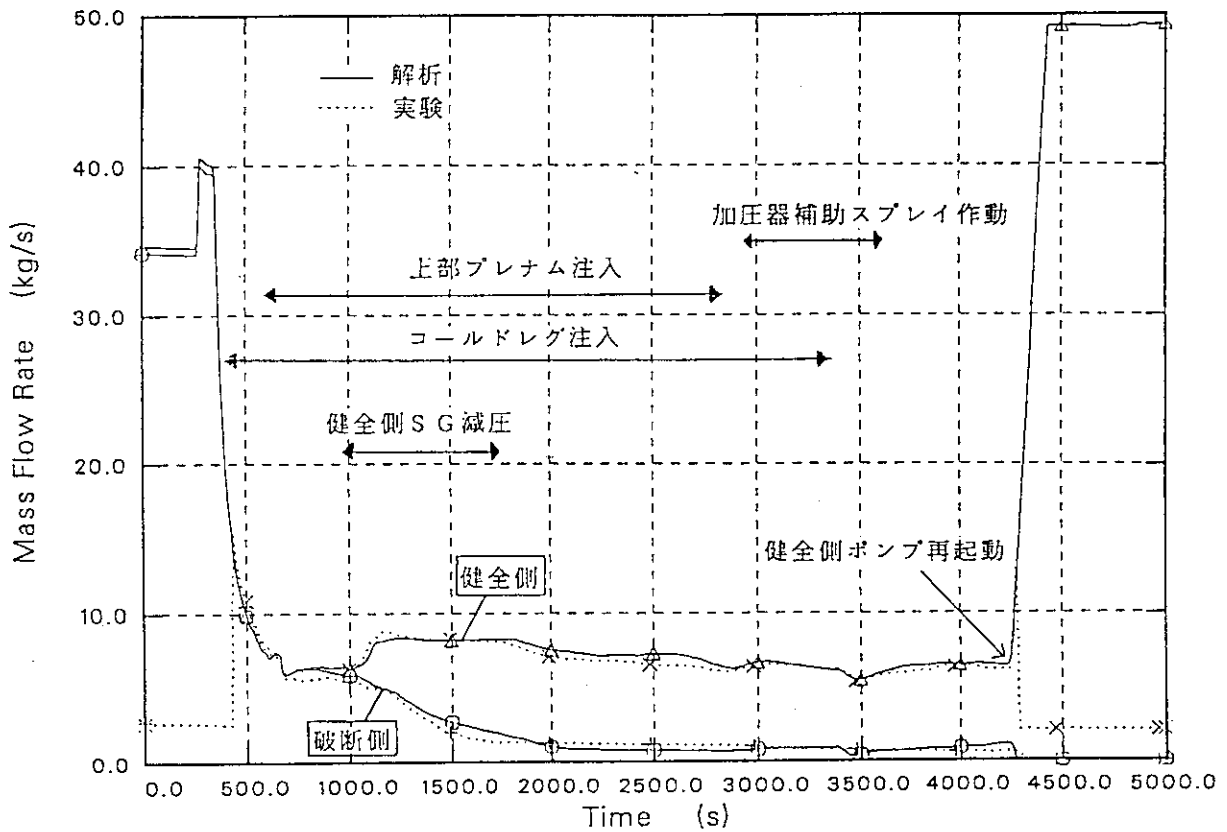


図19 1次系ループ流量

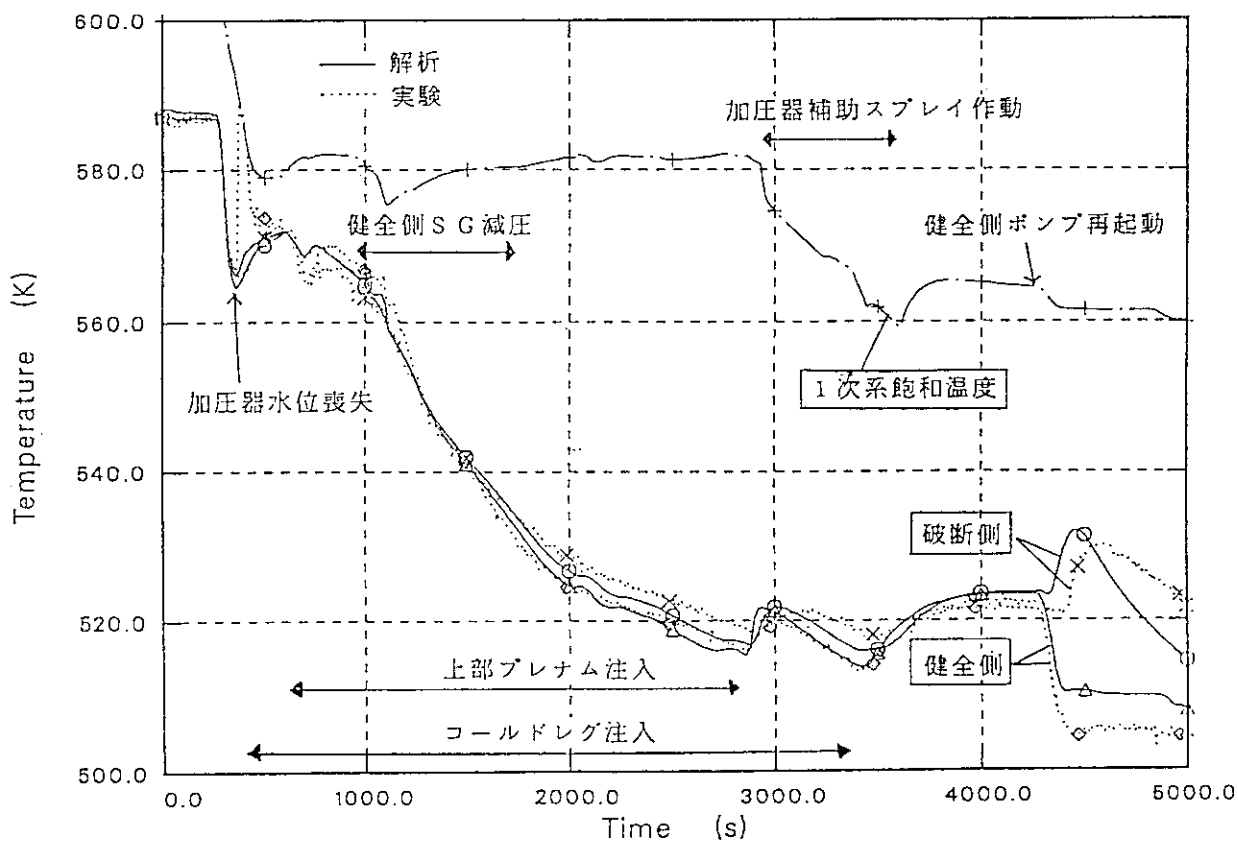


図20 ホットレグ流体及び1次系飽和温度

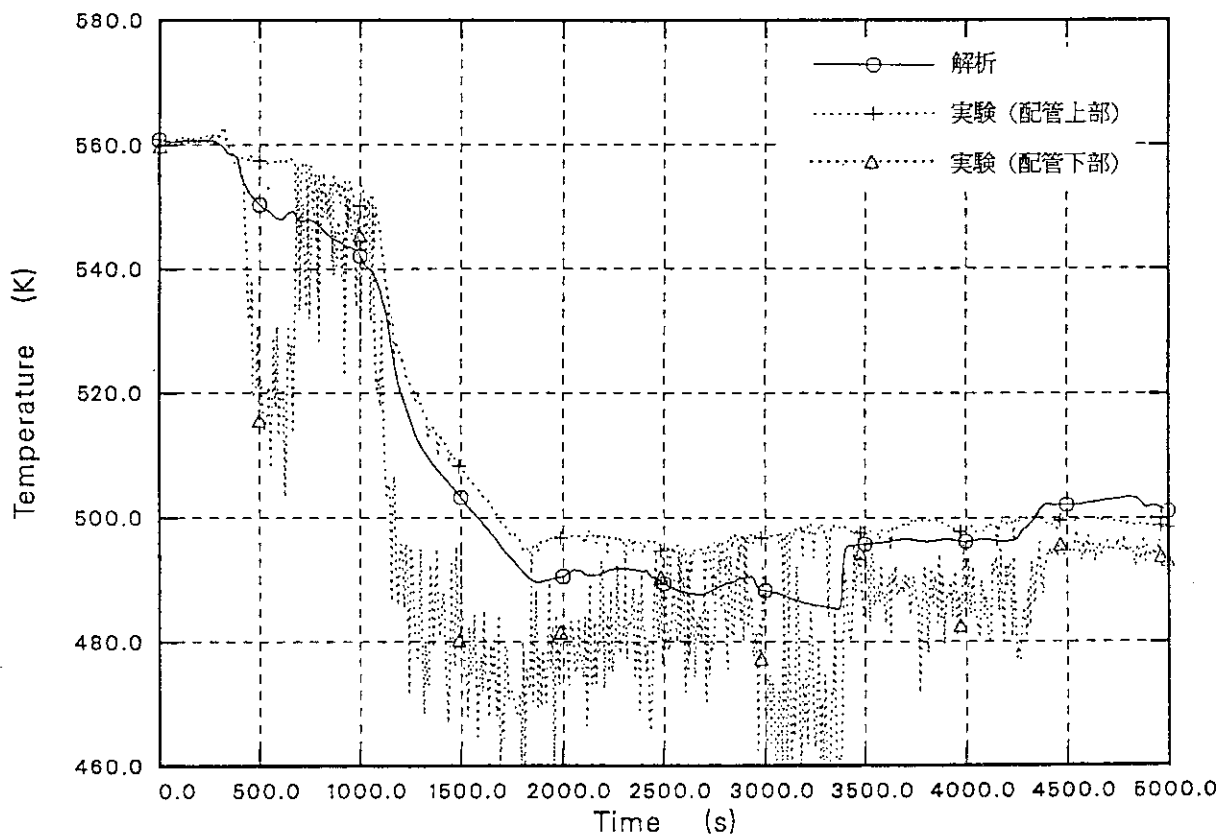


図21 健全側コールドレグ流体温度

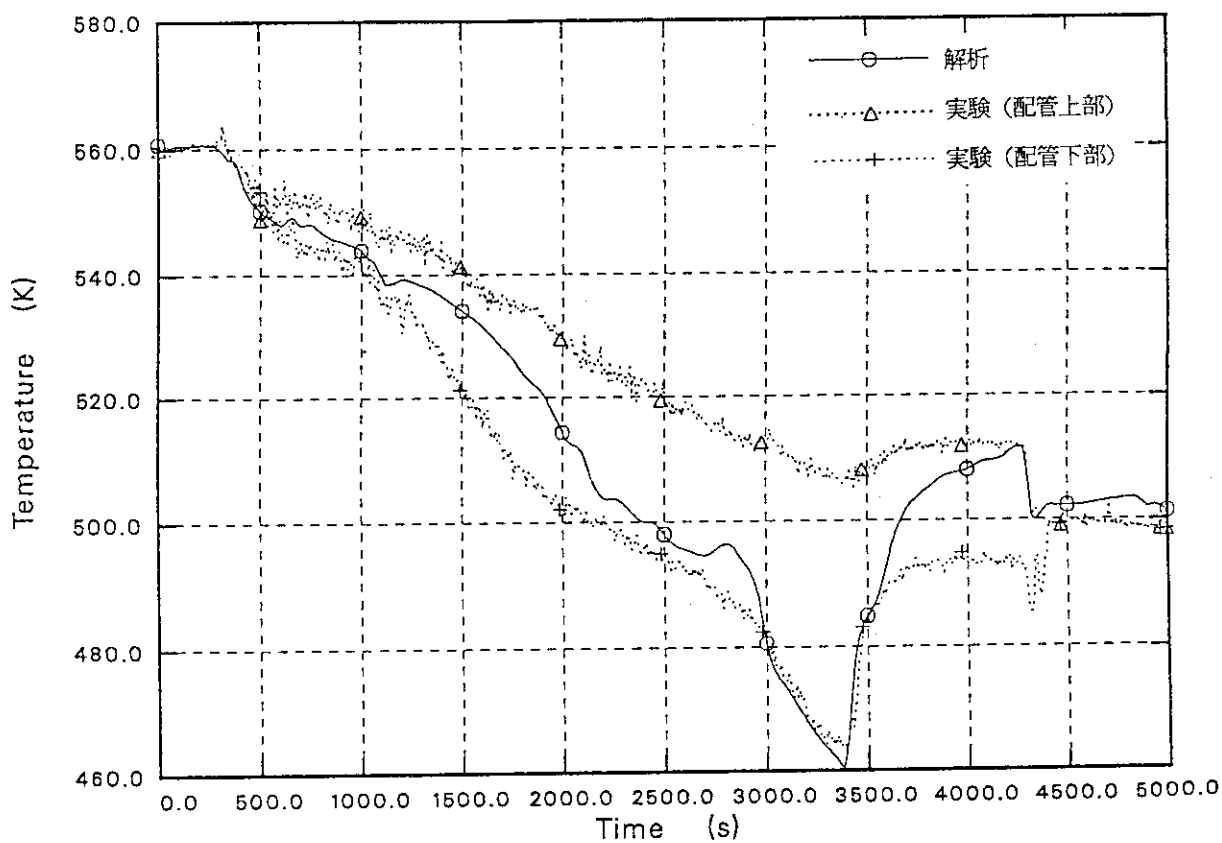


図22 破断側コールドレグ流体温度

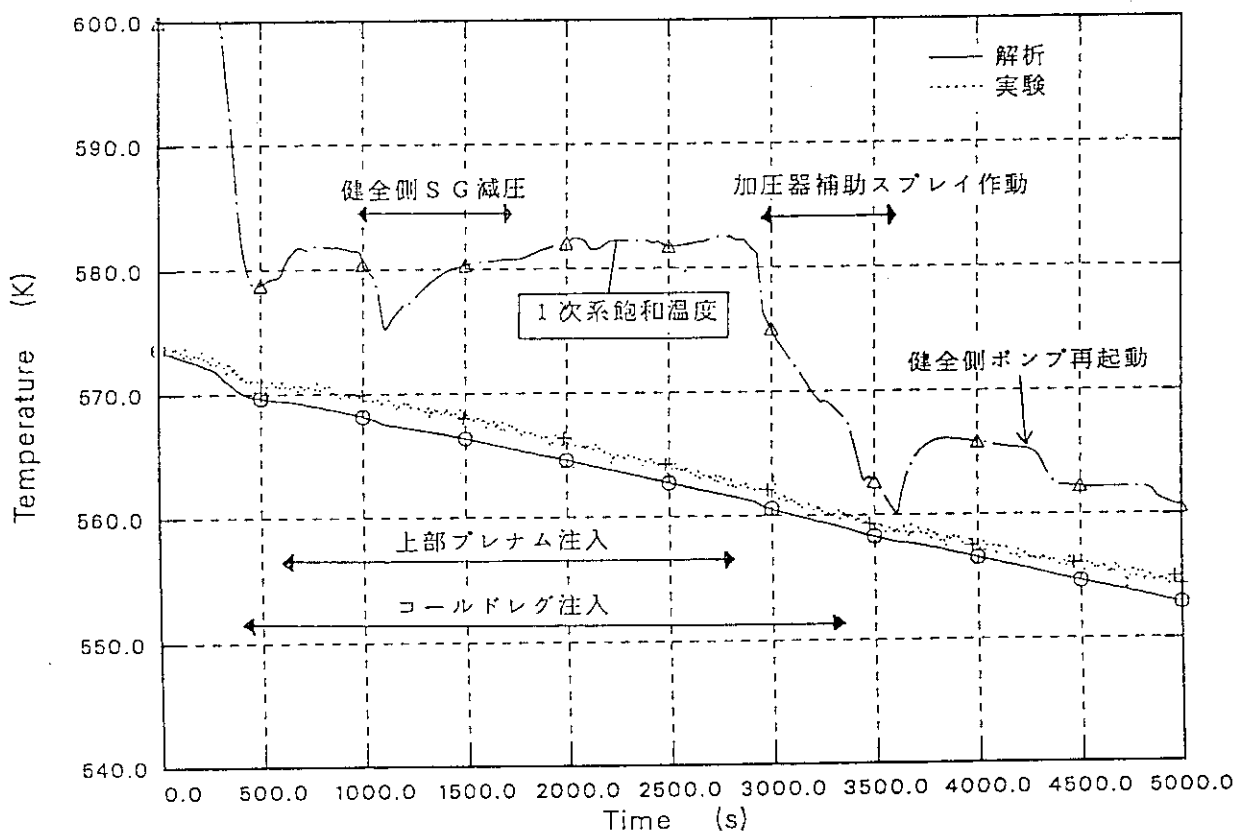


図23 上部ヘッド流体及び1次系飽和温度

## 付録

本実験解析では、解析結果の章で述べたように、SG 隔離後の破断側 SG 2 次側の圧力上昇が過大評価され、そのため実験では 1 回であった主蒸気逃し弁の開閉回数が、解析では 3 回であった。その原因はいくつか考えられるが、ここではコードに内蔵される垂直層状流モデルの影響について考察する。

垂直層状流モデルは、流路が水平方向から鉛直方向に大きく傾いており、かつ気液混合相の流速がテイラーの気泡上昇速度より小さい場合に適用される流動様式であり、判定基準は、

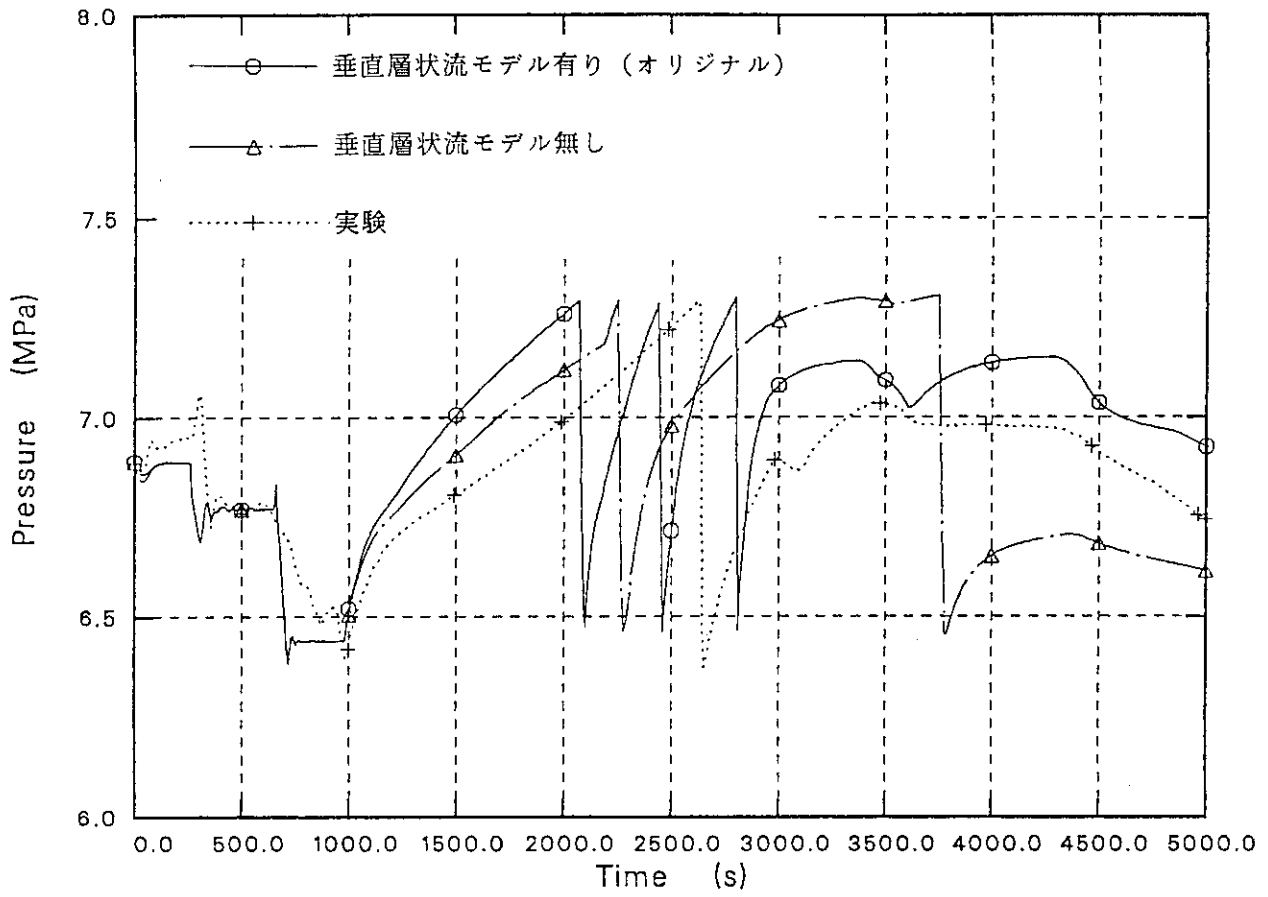
$$\frac{\alpha_f \rho_f u_f + \alpha_g \rho_g u_g}{\alpha_f \rho_f + \alpha_g \rho_g} < 0.35 [gD(\rho_f - \rho_g) / \rho_f]^{1/2}$$

で表される<sup>(7)</sup>。例えば、2180 秒の時点で破断側 SG の水位は 308 番のノードにあるが、上式の左辺は  $1.94 \times 10^{-3} \text{ m/s}$ 、右辺は  $0.494 \text{ m/s}$  となっており、垂直層状流と判定されている。

このモデルが適用されたノードでは、実験に基づく相間熱伝達係数が使用されるが、これは典型的な運転条件の基で約  $7 \text{ W/m}^2/\text{K}$  程度である。流動様式の判定、及び相間熱伝達係数の計算は、サブルーチン PHAINT で行われる。ここでは、計算を行うノードの番号が破断側 SG のものである場合に、垂直層状流の判定を行わないようにサブルーチンを修正した。その他は、実験解析とまったく同じ条件を用いて解析を行った。

破断側 SG の圧力を付録図 1 に示す。SG 隔離後の圧力上昇が緩やかになり、1 回目の主蒸気逃し弁開閉のタイミングが遅れることがわかる。このサブルーチンの修正は、破断側 SG の圧力以外にほとんど影響を及ぼさないため、他の変数については省略する。ただし、主蒸気逃し弁開閉後、充分圧力が上昇した後、加圧器補助スプレイが作動し、1、2 次系の均圧が起こるため、均圧のタイミングがオリジナル計算よりも 60 秒ほど早まっている。また、均圧した圧力が高いため、その後、主蒸気逃し弁の 2 回目の開閉が起こることが示されている。

付録図 1 に示されているように、垂直層状流モデルだけでは圧力上昇の過大評価は解消しない。これ以外の原因としては、SG のノーディング、外部への熱損失、上部構造物のモデル化といった入力上の問題、水位が過大評価されていること、コードに内蔵されている壁面凝縮モデルで使用する相関式の問題等が考えられるが、ここでは垂直層状流モデルの影響を示すにとどめる。



付録図1 破断側SG圧力：垂直層状流モデルの影響