

JAERI-M
8653

TMI事故の熱水力学的解析
(第1次～第3次解析の結果)

1980年1月

田辺 文也・下桶 敬則・吉田 一雄・松本 潔

この報告書は、日本原子力研究所が JAERI-M レポートとして、不定期に刊行している研究報告書です。入手、複製などのお問い合わせは、日本原子力研究所技術情報部（茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしてください。

JAERI-M reports, issued irregularly, describe the results of research works carried out in JAERI. Inquiries about the availability of reports and their reproduction should be addressed to Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, Japan.

TMI事故の熱水学的解析
(第1次~第3次解析の結果)

日本原子力研究所東海研究所安全解析部
田辺 文也・下桶 敬則・吉田 一雄
松本 潔

(1979年12月20日受理)

本報告書はTMI事故の全貌を理解する目的で、TMI事故発生後比較的短期間に実施された解析的研究の結果について報告している。

解析は、最初に炉心が露出したと推定される時間帯、すなわち事故発生後3時間の範囲を対象とし、この間の(1)1次系ループ内熱水学的挙動をRELAP4/MOD6/U4/J1コードで、(2)炉心内燃料棒ヒート・アップ現象をTOODEE2コードでそれぞれ解析している。

解析の条件となる事故の経緯データについては、第1次解析はNRCが4月5日発表した事故経過表(IE79-05A)に、第2次解析及び第3次解析は5月17日のNRC本会議に提出された“新”事故経過表(TMI-2 Interim Operational Sequence of Events, as of May 8, 1979)に基づいている。

解析は、改訂を重ねるに従って、一部のプラント量に関して発表されている事故記録データとの一致が改善されてきた。我々の計算は炉心露出開始時刻及び露出深さに関するEPRIの推定値を裏付ける結果となっている。その他、解析コードを使用して初めて詳細を知り得るプラント内諸量及びこれら諸量間の関係について解析の示すところを記述している。

Thermal-Hydraulic Analysis of the TMI Accident

Fumiya TANABE, Takanori SHIMOOKE,
Kazuo YOSHIDA and Kiyoshi MATSUMOTO
Division of Reactor Safety Evaluation,
Tokai Research Establishment, JAERI

(Received December 20, 1979)

Thermal-hydraulic analysis of the TMI accident has been made in order to have an entire picture of the accident. Reported here are the results of preliminary analysis carried out during a rather short period soon after the accident.

Analysis is for first three hours into the accident, during which a series of key events occurred including the supposed first core uncover.

RELAP4/MOD6/U4/J1, a JAERI improved version of the MOD6/Update4, was used for the analysis of thermal-hydraulic behavior, and TOODEE2 for the analysis of fuel heat-up behavior.

Analysis was made three times consecutively; the first analysis with the chronology released on April 5, and the second and the third analysis with the revised chronology released on May 17, by NRC. In the latter two, improvement was also made in input modeling. With repetition of the analysis, the agreement was increased between the calculational results and the plant records.

The behaviors of plant variables and the interrelations among them, which were revealed better by the present analysis, are also described.

Keywords: TMI Accident, Thermal-Hydraulic Analysis, LWR Safety, LOCA, Small Break, Loss of Feedwater, RELAP4/MOD6/U4/J1 Code.

目 次

1	はしがき	1
1.1	背景	1
1.2	TMI解析について	1
1.3	本報告書の構成	2
2	TMI-2号炉の概要とプラント・データ	4
2.1	TMI-2号炉の概要	4
2.2	TMI事故に関連したプラントの特徴	4
2.3	プラント・データ	5
3	解析方法と解析条件	12
3.1	解析コードと使用オプション	12
3.2	解析条件	13
3.3	プラントのモデリング	15
3.4	定常状態のチェック	16
4	第1次解析の結果と考察	19
4.1	0～20秒	19
4.2	20～1000秒	20
4.3	1000～10000秒	21
4.4	事故記録との比較	23
5	第2次解析の結果と考察	55
5.1	系の熱水力学的挙動	55
5.2	燃料棒挙動	56
6	第3次解析の結果と考察	68
6.1	系の熱水力学的挙動	68
6.2	燃料棒挙動	69
7	あとがき	77
	謝 辞	79
	参考文献	79

Contents

1. Introduction	1
1.1 Background	1
1.2 On TMI Accident Analyses	1
1.3 Framework of Report	2
2. Outline of the TMI-2 Reactor and Plant Data	4
2.1 Outline of the TMI-2 Reactor	4
2.2 Plant Features Related to the TMI Accident	4
2.3 Plant Data	5
3. Methods and Conditions of Analyses	12
3.1 Computer Codes and Options Used in Analyses	12
3.2 Conditions of Analyses	13
3.3 Modeling of the Plant	15
3.4 Check of Steady State	16
4. Results and Discussion of the First Analysis (RUN#3020)	19
4.1 First Period (0 - 20 sec)	19
4.2 Second Period (20 - 1000 sec)	20
4.3 Third Period (1000 - 10000 sec)	21
4.4 Comparison with the Plant Records	23
5. Results and Discussions of the Second Analysis (RUN#3510)	55
5.1 Thermal-Hydraulic Behavior of the Reactor Coolant System	55
5.2 Fuel Heat-Up Behavior	56
6. Results and Discussions of the Third Analysis (RUN#3530)	68
6.1 Thermal-Hydraulic Behavior of the Reactor Coolant System	68
6.2 Fuel Heat-Up Behavior	69
7. Afterword	77
Acknowledgement	79
References	79

List of Tables

- Table 4.1 Sequence of Events in 7 Minutes Predicted by the First Analysis
- Table 5.1 Sequence of Events in 7 Minutes Predicted by the Second and the Third Analysis

List of Figures

- Fig. 2. 1 Reactor Coolant System Arrangement-Elevation
- Fig. 2. 2 Reactor Coolant System Arrangement-Plan View
- Fig. 2. 3 Reactor Vessel and Internals-General Arrangement
- Fig. 2. 4 Steam Generator Outline
- Fig. 2. 5 Steam Generator Heating Regions
- Fig. 2. 6 Pressurizer Outline
- Fig. 3. 1 Nodalization for TMI Accident Analysis of Run #3020
- Fig. 3. 2 Nodalization for TMI Accident Analyses of Run #3510 and Run #3530
- Fig. 4. 1 OTSG Outlet Steam Flow and Feedwater
- Fig. 4. 2 OTSG Secondary Side Temperature and Pressure
- Fig. 4. 3 OTSG Secondary Side Bubble Mass and Liquid Mass
- Fig. 4. 4 OTSG Secondary Side Mixture Level
- Fig. 4. 5 Heat Removal Rate from OTSG Reactor Coolant Side
- Fig. 4. 6 Heat Transfer Rate to OTSG Secondary Side
- Fig. 4. 7 OTSG Reactor Coolant Temperature
- Fig. 4. 8 OTSG Reactor Coolant Density
- Fig. 4. 9 OTSG Reactor Coolant Pressure
- Fig. 4.10 Flow Rate from Inlet Plenum to OTSG
- Fig. 4.11 Reactor Coolant Temperature and Density in Hot Leg
- Fig. 4.12 Hot Leg Pressure
- Fig. 4.13 Flow Rate from Surge Line to Pressurizer
- Fig. 4.14 Pressurizer Mixture Level
- Fig. 4.15 Pressurizer Pressure
- Fig. 4.16 Pressurizer Relief Valve Flow Rate
- Fig. 4.17 Pressurizer Coolant Temperature
- Fig. 4.18 Normalized Power
- Fig. 4.19 Main Feedwater and Auxiliary Feedwater Flow Rate
- Fig. 4.20 OTSG Secondary Side Mixture Level
- Fig. 4.21 OTSG Secondary Side Pressure and Temperature

- Fig. 4.22 Heat Transfer Rate to OTSG Secondary Side
- Fig. 4.23 Normalized Power, Normalized Heat Transfer Rate in Core and Normalized Heat Transfer Rate to OTSG Secondary Side
- Fig. 4.24 Reactor Coolant Temperature
- Fig. 4.25 Reactor Coolant Temperature in OTSG
- Fig. 4.26 Flow Rate from Surge Line to Pressurizer
- Fig. 4.27 Pressurizer Mixture Level
- Fig. 4.28 Pressurizer Pressure
- Fig. 4.29 Pressurizer Relief Valve Flow Rate
- Fig. 4.30 Pressurizer Relief Valve Flow Quality
- Fig. 4.31 Reactor Coolant Quality in OTSG
- Fig. 4.32 Reactor Coolant Temperature in OTSG
- Fig. 4.33 Reactor Coolant Density in OTSG
- Fig. 4.34 Reactor Coolant Temperature and Density in Cold Leg
- Fig. 4.35 HPI Flow Rate
- Fig. 4.36 Flow Rate from Surge Line to Pressurizer
- Fig. 4.37 Pressurizer Mixture Level
- Fig. 4.38 Pressurizer Pressure
- Fig. 4.39 Reactor Coolant Pump (RCP) Discharge Flow Rate
- Fig. 4.40 Reactor Coolant Quality in OTSG-B
- Fig. 4.41 Reactor Coolant Quality in OTSG-A
- Fig. 4.42 Core Inlet Flow Rate
- Fig. 4.43 Mixture Level in Shroud Region
- Fig. 4.44 Reactor Coolant Quality in Shroud Region
- Fig. 4.45 Fuel Cladding Temperature
- Fig. 4.46 Reactor Coolant Temperature in B-Loop
- Fig. 4.47 Pressurizer Mixture Level
- Fig. 4.48 Pressurizer Relief Valve Flow Quality
- Fig. 4.49 Pressurizer Relief Valve Flow Rate
- Fig. 4.50 Flow Rate from Surge Line to Pressurizer
- Fig. 4.51 Pressurizer Pressure
- Fig. 4.52 HPI Flow Rate
- Fig. 4.53 Main Feedwater and Auxiliary Feedwater
- Fig. 4.54 Pressure in OTSG-A Secondary Side
- Fig. 4.55 Temperature of OTSG-A Secondary Side
- Fig. 4.56 Mixture Level in OTSG-A Secondary Side

- Fig. 4.57 Heat Transfer Rate to OTSG-A Secondary Side
- Fig. 4.58 Fuel Cladding Temperature of Hottest Assembly (at 11.5 feet high from the bottom)
- Fig. 4.59 Fuel Cladding Temperature of Hottest Assembly (at 9.5 feet high from the bottom)
- Fig. 4.60 Pressurizer Mixture Level
- Fig. 4.61 RCS Pressure
- Fig. 5. 1 Pressurizer Pressure
- Fig. 5. 2 Pressurizer Mixture Level
- Fig. 5. 3 Pressurizer Relief Valve Flow Rate
- Fig. 5. 4 Mixture Level in Shroud Region
- Fig. 5. 5 Pressurizer Pressure
- Fig. 5. 6 Heat Transfer Rate to OTSG Secondary Side
- Fig. 5. 7 RCP Discharge Flow Rate
- Fig. 5. 8 Coolant Temperature in A-Loop
- Fig. 5. 9 Coolant Temperature in B-Loop
- Fig. 5.10 Mixture Level in OTSG-A
- Fig. 5.11 Mixture Level in OTSG-B
- Fig. 5.12 Pressurizer Mixture Level
- Fig. 5.13 OTSG-B Secondary Side Pressure
- Fig. 5.14 OTSG-B Secondary Side Mixture Level
- Fig. 5.15 Fuel Cladding Temperature of Average Rod of Hottest Assembly with Power Distribution at BOL
- Fig. 5.16 Fuel Cladding Temperature of Average Rod of Average Core with Power Distribution at BOL
- Fig. 5.17 Axial Power Shape at BOL
- Fig. 5.18 Fuel Cladding Temperature of Average Rod of Hottest Assembly with Power Distribution at EOL
- Fig. 5.19 Fuel Cladding Temperature of Average Rod of Average Core with Power Distribution at EOL
- Fig. 5.20 Axial Power Shape at EOL
- Fig. 6. 1 Pressurizer Mixture Level
- Fig. 6. 2 Mixture Level in OTSG and RCP Suction Line of A-Loop
- Fig. 6. 3 Mixture Level in OTSG and RCP Suction Line of B-Loop
- Fig. 6. 4 Reactor Coolant Temperature in A-Loop
- Fig. 6. 5 Reactor Coolant Temperature in B-Loop

- Fig.6. 6 Mixture Level in Shroud Region
- Fig.6. 7 Pressurizer Pressure
- Fig.6. 8 Fuel Cladding Temperature of Average Rod of Hottest Assembly with Power Distribution at BOL
- Fig.6. 9 Fuel Cladding Temperature of Average Rod of Average Core with Power Distribution at BOL
- Fig.6.10 Axial Power Shape at BOL
- Fig.6.11 Fuel Cladding Temperature of Average Rod of Hottest Assembly with Power Distribution at BOL
- Fig.6.12 Fuel Cladding Temperature of Average Rod of Average Core with Power Distribution at EOL
- Fig.6.13 Axial Power Shape at EOL

1. は し が き

1.1 背景

1979年3月28日未明、米国ペンシルバニア州ハリスバーグ近郊のスリーマイル・アイランド原子力発電所2号機(TMI-2)に於いて生じた事故、即ち給水系の故障に端を発し、誤操作および機器の故障なども重なって放射性物質が環境に放出されるという、いわゆる「TMI事故」は原子力関係者の間に強い衝撃を与えた。

我国に於いては、最初の外電を報じたラジオ・ニュース以降、ジャーナリズムは云うに及ばず官庁、企業、研究所などの関連機関の情報収集活動が始まり、続いて、或る程度の情報が集まるにつれて人々の関心は事故内容の検討に移っていった。

我々の所属する原子炉データ解析室に於いても上記事情は同様であったが、室の業務そのものが原子力発電所の安全解析であるという観点からも、この事故を看過するわけにはいかず、事故発生後旬日を経ずして(4月9日)、室員の大部分より成る臨時体制が編成され、大型電子計算機を使用したTMI事故の解析的検討が開始された。この時、室内には、

- (1) WH製PWR班
- (2) TMI原子炉班

の2班が設けられ、前者ではWH製PWRについてTMIと同様事故が起こるかどうかが解析的に検討することが課題とされ、後者ではTMI事故そのものを取り上げた解析的検討が始まった。

WH製PWR班の作業は、その後我国に於ける対応策の一つとして原子力安全委員会の指示による大飯原子力発電所1号炉の緊急停止と安全解析の見直しに際して、同委員会の依頼によって原研による独自解析を実施することへと内容が変更され、大飯原子力発電所1号炉のTMI事故にからんだ安全性点検に資することができた。

一方、TMI原子炉班の作業と成果は以下報告書に詳述する如くである。

1.2 TMI解析について

我々(TMI原子炉班)の実施した大型電子計算機によるTMI解析の目的は次の通りである。

- (1) 軽水炉の炉工学的安全性解析技術の現在のレベルで、どの程度迄TMI事故を記述できるか検証すること。そうして
- (2) 或る程度迄記述できた場合は、詳細解析コードで初めて明らかに出来るような事故の部分を解明すること。

この目的に従い実施された解析は

- (1) 1次系ループ内熱水力学的挙動
- (2) 炉心部燃料ヒート・アップ現象

の2種類である。前者においては、事故原因(給水喪失、タービントリップ等)を実際生じた通り

に入力し、プラント条件(例えばHPIポンプの起動又は停止,補助給水の確立など)も実際 TMI-2号炉で操作された通りに電子計算機に入力する。こうして、加圧器水位の低下およびその後の上昇,系統圧力の低下或いは変動,炉心内水位の低下,各部の蒸気発生割合などを計算させるものである。

後者(2)においては,(1)の計算で求められた原子炉崩壊熱,炉心内水位および蒸気流量を与件として,燃料と被覆管の温度上昇,被覆管の変形,水-Zr反応量等を軸方向依存で解析するものである。

現在の所,解析の範囲は,最初に炉心の露出が生じ,何らかの炉心の損傷が始まったと推定されている事故発生後3時間の範囲(加圧器逃し弁を閉じることにより圧力が2200 psig まで高まった時点迄)に限ることとする。

解析は,入手出来る情報が新たになるに従い,或いは解析上のモデルを改善するなどの理由で,第3次解析まで実施した。これらの解析の改訂の様子を次に示す。

第1次解析 (RUN[#]3020)

NRC(原子力規制委員会)が4月5日に発表した事故経過表(IE 79-05A)⁽¹⁾に基づいている。この第1次解析の予備的結果或いは結果の一部は,次の時および場所で発表している。

5月2日 原子力安全委員会

(大飯発電所の安全性点検にからんで)

5月20日 日米規制情報交換会議(於東京,米国側出席者ACRS議長Dr. Lawrosky他)

7月10日 産業技術出版(株)セミナー

8月27日 電気事業連合会-原研懇談会

第2次解析 (RUN[#]3510)

加圧器逃し弁の有効面積をRUN[#]3020の0.00903 ft²から0.0064 ft²に変更した。この値はFSAR⁽²⁾所載の蒸気噴き出し容量に合わせたものである。

また,5月17日NRC本会議に提出された“新”事故経過表(TMI-2 Interim Operational Sequence of Events, as of May 8, 1979)⁽³⁾に従って,解析条件を修正したものである。ACRSの4月16日の会合に発表された事故記録グラフとの一致性が一層改良された。この結果の一部は次の場に発表された。

原子力学会秋の分科会予稿集(昭和54年度)

第3次解析 (RUN[#]3530)

事故発生後加圧器逃し弁が閉じる8280秒迄は第2次解析と同じ結果であるが,8280秒以降,加圧器サージラインの逆流抵抗を大きくなるように修正したものである。

10月25日 原子力学会秋の分科会(昭和54年度)で発表

1.3 本報告書の構成

前節迄に,我々がTMI事故の解析的検討を始めるに至った背景,その目的,さらに現在迄の我々の解析の内容と範囲などに触れた。

次の第2章は,TMI-2号炉の概要と解析に使用したプラント・データについて記述してあ

る。第3章では、解析コードとその使用上のオプション、事故経過を取り入れた解析条件、プラントの(計算用)モデリングなど、我々の解析の方法とその条件について示した。

第4章以下に結果を示し、その考察を加えた。第4章が第1次解析、第5章が第2次解析、第6章が第3次解析に当てられている。

最後に第7章に、以上の結果のまとめと問題点を述べ、更に今後の予定について触れた。

2. TMI-2号炉の概要とプラント・データ

2.1 TMI-2号炉の概要^{(2), (4)}

TMI-2号炉はB&WのCategory 1 Plantとして分類されている。原子炉冷却系は炉心容器、2つの垂直に置かれたOnce-through steam generator (OTSG)、4つの冷却材循環ポンプと、電気ヒーター付の加圧器とそれらを結ぶ配管系より構成されている。系の高さと配置は図2.1, 2.2に示すように、2つの伝熱ループがあって、それぞれ2つの冷却材ポンプと1つのOTSGをもっている。

炉心で加熱された冷却水(ほう酸水)は原子炉容器出口配管(ホット・レグ)を通じてOTSGへと流れる。冷却水はOTSGの入口プレナムへ入るが、これは原子炉容器出口ノズルから約43 ftだけ上にある。それからInconel tubeの中を流れ下りその間に2次側へ熱を伝達して出口プレナムを通過してOTSGを離れる。出口プレナムは原子炉容器入口ノズルより約31 ftだけ下にある。OTSG出口プレナムを出ると流れは2つの配管へと分岐し、それぞれ遠心型ポンプを通過して原子炉容器へと戻る。

図2.3に示すように原子炉容器は炉心支持集合体、プレナム集合体、燃料集合体、制御棒集合体及び炉内計測器を収めておくものである。冷却水は直径28 inの4つの入口ノズルから原子炉容器に入り、ダウンカマをを下り下部プレナムに入る。それから流れ分散板(flow distribution plate)と下部グリッド集合体を通して炉心に入り、プレナム集合体を通して直径36 inの2つの出口ノズルを通過して原子炉容器から出ていく。

TMI-2号炉の炉心領域には15×15配列の177 Mark B燃料集合体が使用されており、それぞれの燃料集合体は208本の燃料棒と16本の制御棒案内管及び1本の炉内計測用の管がある。炉心全伝熱面積は49734 ft²で流路面積は49.17 ft²である。熱出力は2772 MWである。

OTSG 2次側は図2.4, 2.5に示すような構造になっており、tube bundleはバッフル(baffle)板に囲まれており、バッフル板と胴部間の円環部(annulus)を給水がスプレー状に落下して飽和温度まで加熱され、続いて、伝熱管に沿って上昇するにつれて核沸騰、膜沸騰の伝達を経て最後に過熱蒸気となって上部円環部を通過してタービンへ供給される。

加圧器は図2.6に示すように下部の方にヒーターがあり、頂部にスプレーがついている。加圧器頂部には逃し弁が1つ、安全弁が2つ設けられており、過度な圧力上昇を抑制するようになっている。

B&WのCategory 1 plantに属する一群の原子炉は熱出力と流量に若干差異(出力は2452~2772 MWt)がある程度で、殆んど同じ仕様に基づいている。

2.2 TMI事故に関連したプラントの特徴

- 1 SG 2次側の保有水量が同程度の出力のウェスチングハウスの炉の約1/3である。

- 2 SGの位置が低いため自然循環が生じにくい。
- 3 加圧器の逃し弁, 安全弁の容量が小さい。
- 4 ホットレグと加圧器を結ぶサージ管が図 2.1 のようにマノメータ型になっており, そのため加圧器に液相水が存在して, ホットレグ蒸気のみという状態が可能である。

2.3 プラント・データ

(TMI-2号炉と同じCategory 1 plantに属するOconee 1 plant⁽⁵⁾をData Baseとしている)

(1) 熱出力	2568 MW
(2) 1次冷却材流量	
○ 全流量	38306.6 lb/sec
○ 炉心流量	36964.6 lb/sec
○ 炉心バイパス流量	598.0 lb/sec
○ ダウンカム→上部プレナム流量	744.0 lb/sec
(3) 原子炉容器入口温度	554 °F
(4) 原子炉容器出口温度	604.7 °F
(5) 運転圧力 (上部炉心)	2199.05 psia
(6) 炉心流路面積	49.19 ft ²
(7) 炉心有効長	12 ft
(8) 燃料棒	
○ 集合体数	177
○ 全燃料棒数	36816 (208×177)
○ 全伝熱面積	49734.2 ft ²
○ ペレット半径	0.015417 ft (0.185 in)
○ ギャップ幅	0.00029167 ft (0.0035 in)
○ 被覆管厚さ	0.0022083 ft (0.0265 in)
(9) スクラム	
○ スクラム設定値	2369.7 psia
○ スクラム反応度	

(時間: sec) (反応度: \$)

0.0	0.0
0.78	- 0.0826
1.0	- 0.1652
1.22	- 0.2974
1.44	- 0.4956
1.62	- 0.8260
1.83	- 1.4703

	(時間 : sec)	(反応度 : \$)
	1.96	- 2.0485
	2.02	- 3.0397
	2.15	- 4.7082
	2.25	- 7.2688
	2.37	- 7.9048
	2.60	- 8.2600
	1.0 E6	- 8.2600
(10) 高压注入系 (HPI)		
○ 注水温度	110 °F	
○ 注水開始	(压力低) 1614.7 psia	
○ 注水量/台	[HP IW ₀ (p)]	
	(压力 : psia)	(流量 : gpm)
	0.1	581.7
	1000.0	506.7
	2200.0	329.8
	2600.0	218.3
	2800.0	117.3
	2874.0	0.0
(11) 低压注入系 (LPI)		
○ 注水開始	(压力低) 214.7 psia	
(12) Core Flooding Tank (Accumulator)		
○ 个数	2	
○ 压力	614.7 psia	
○ 温度	110 °F	
○ 体積	1410 ft ³	
○ 液相水体積	940 ft ³	
(13) 加压器		
○ 液相水体積	800 ft ³	
○ 蒸气体積	700 ft ³	
○ 運轉压力	2169.7 psia	
(14) 加压器逃し弁		
○ 个数	1	
○ Area	1.3 in ² (0.00903 ft ²) ⁽⁶⁾	
○ 開放压力	2269.7 psia	
○ 閉止压力	2219.7 psia	
(15) 加压器安全弁		
○ 个数	2	

○ Area/個	3.34 in ² (0.02319 ft ²) ⁽⁶⁾	
○ 開放圧力	2464.7 psia	
(16) 蒸気発生器 (OTSG) 伝熱管		
○ 本数	15531 本/OTSG	
○ 長さ	52.115 ft	
○ 内径	0.557 in	
○ 外径	0.625 in	
○ 材質	Inconel	
(17) 蒸気発生器 2 次側		
○ 体積	3412 ft ³	
○ 水量 (液相 + 蒸気相)	5.50 × 10 ⁴ lb	
○ エネルギー	32.0 × 10 ⁹ Btu	
○ 流路面積	44.4 ft ²	
○ 水位 (Mixture Level)	40.65 ft	
(18) 蒸気発生器蒸気逃し弁		
○ 流量		
	(圧力 : psia)	(流量 : lb/sec)
	0.0	0.0
	1077.62	0.0
	1077.63	270.5
	1097.62	270.5
	1097.63	579.7
	1107.62	579.7
	1107.63	966.1
	1117.62	966.1
	1117.63	1507.2
	3000.0	1507.2
(19) 補助給水		
○ 温度	110 °F	
○ 注水量	AFW ₀ (P)	
	(圧力 : psia)	(注水量 : lb/sec)
	0.1	100.34
	812.7	100.34
	1136.2	69.2
	1244.1	55.36

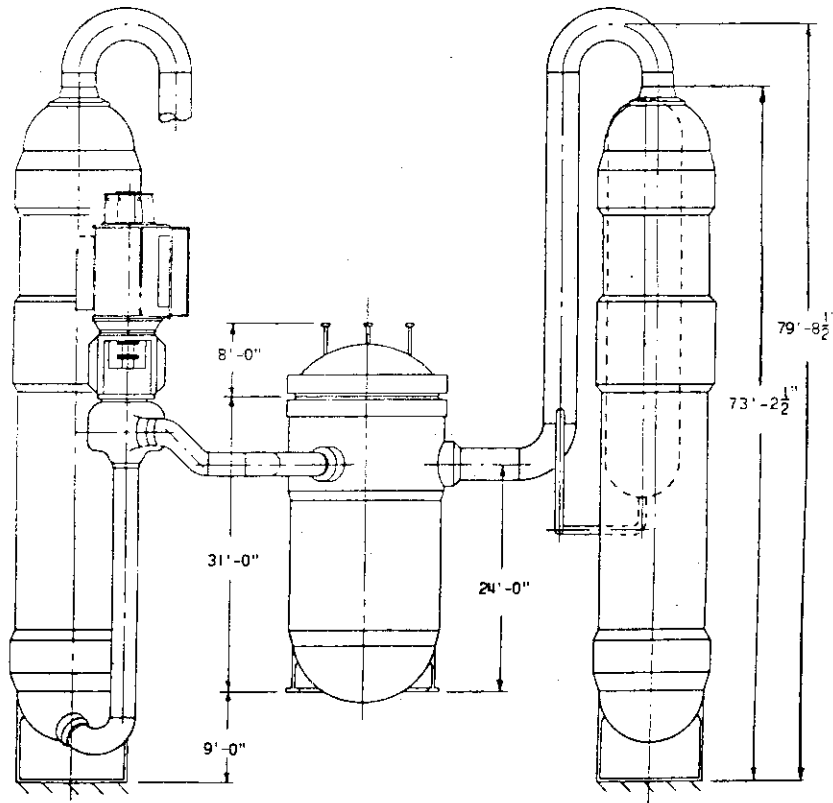


Fig. 2. 1 Reactor Coolant System Arrangement—Elevation

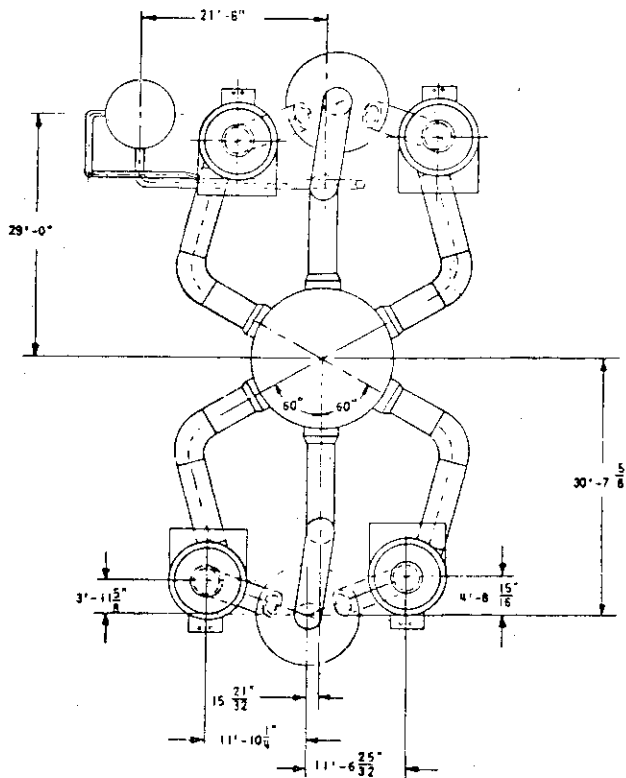


Fig. 2. 2 Reactor Coolant System Arrangement—Plan View

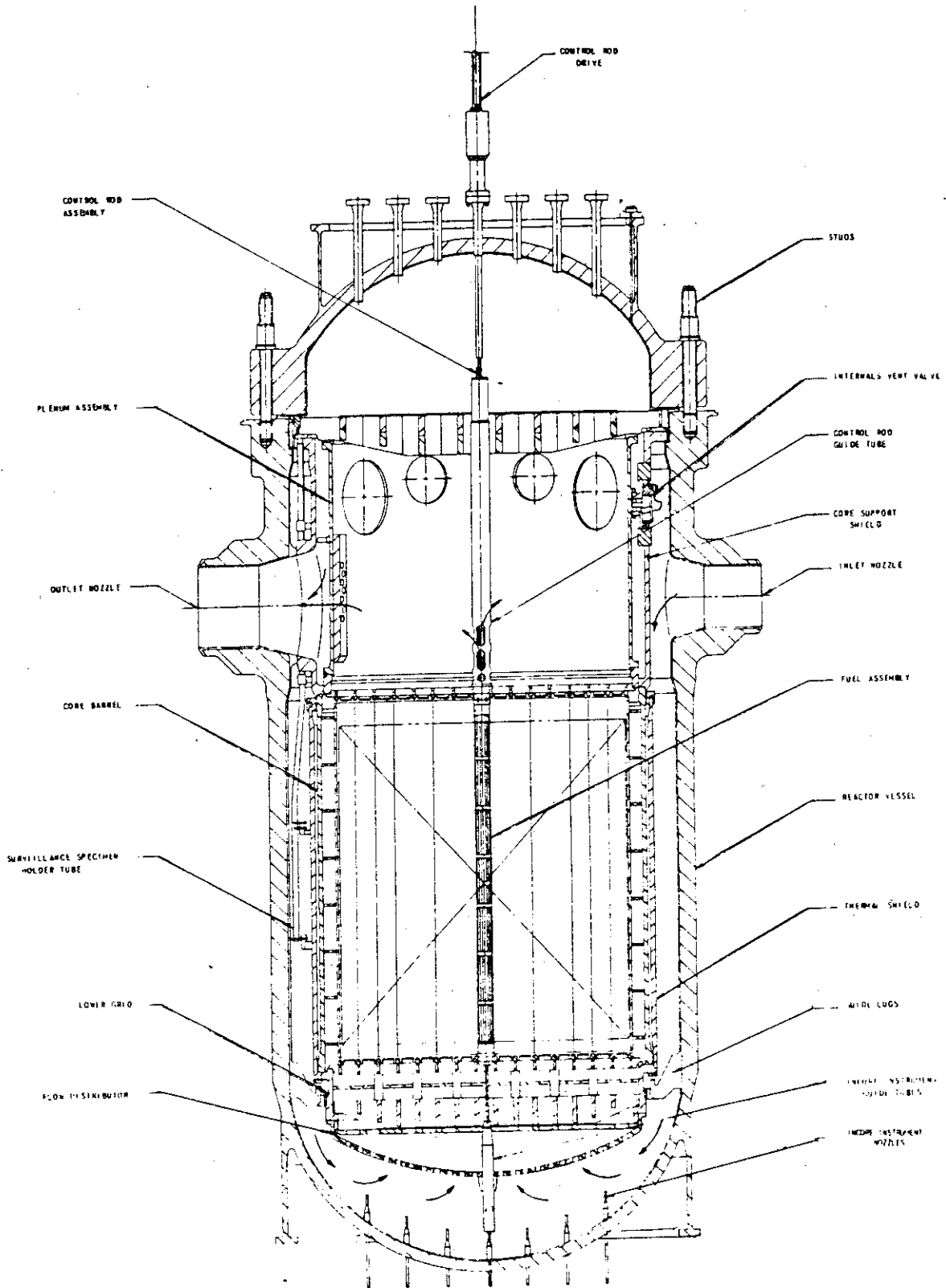


Fig. 2. 3 Reactor Vessel and Internals-General Arrangement

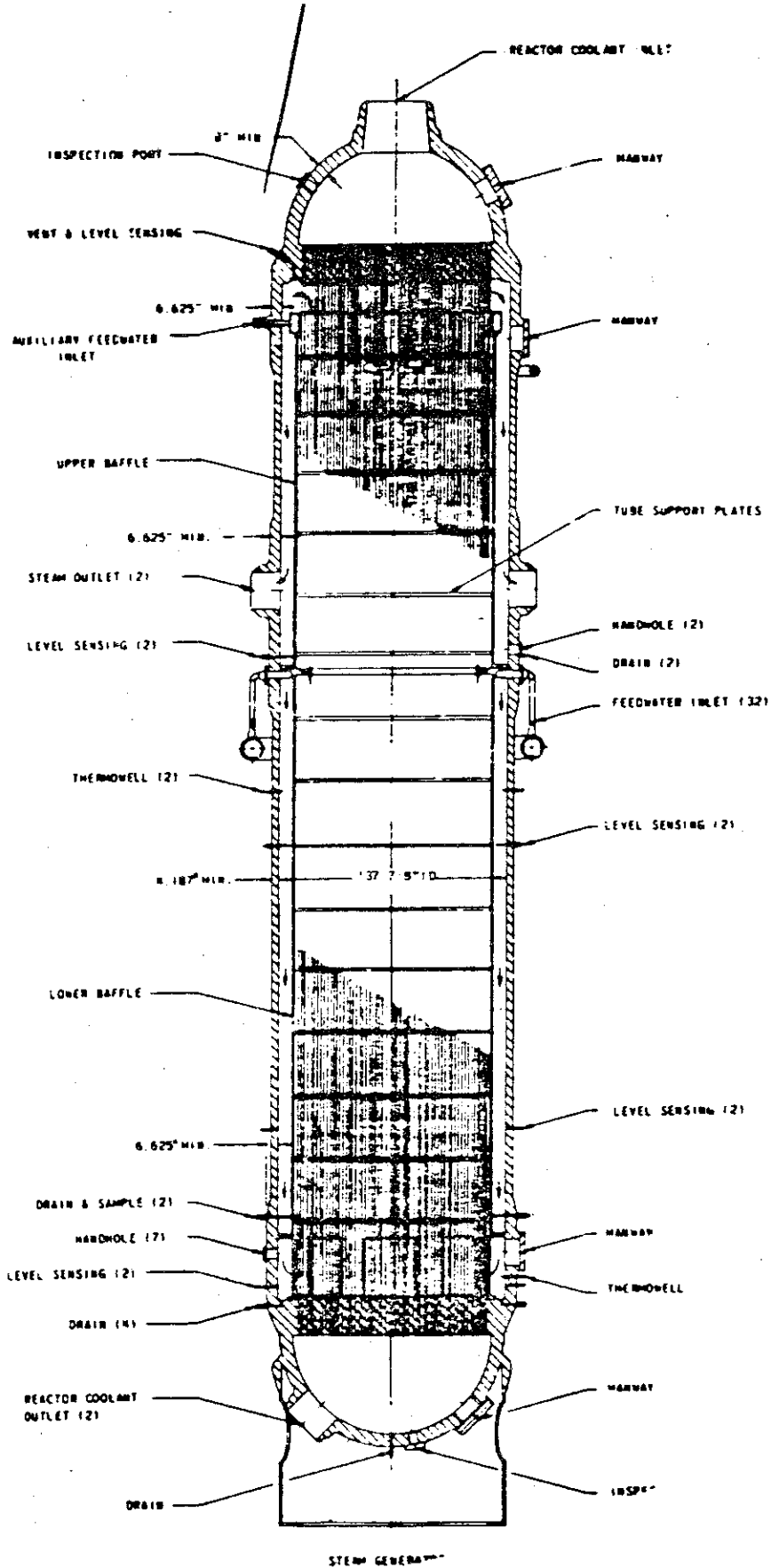


Fig. 2. 4 Steam Generator Outline

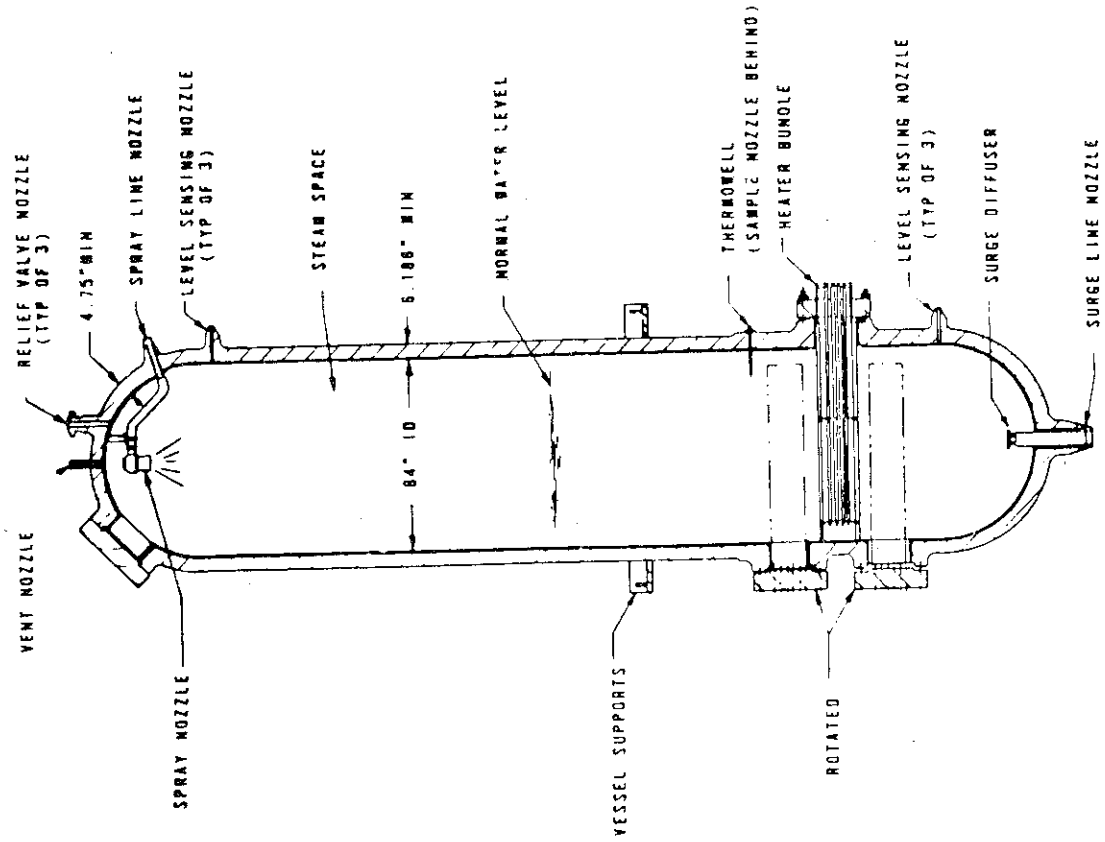


Fig. 2. 6 Pressurizer Outline

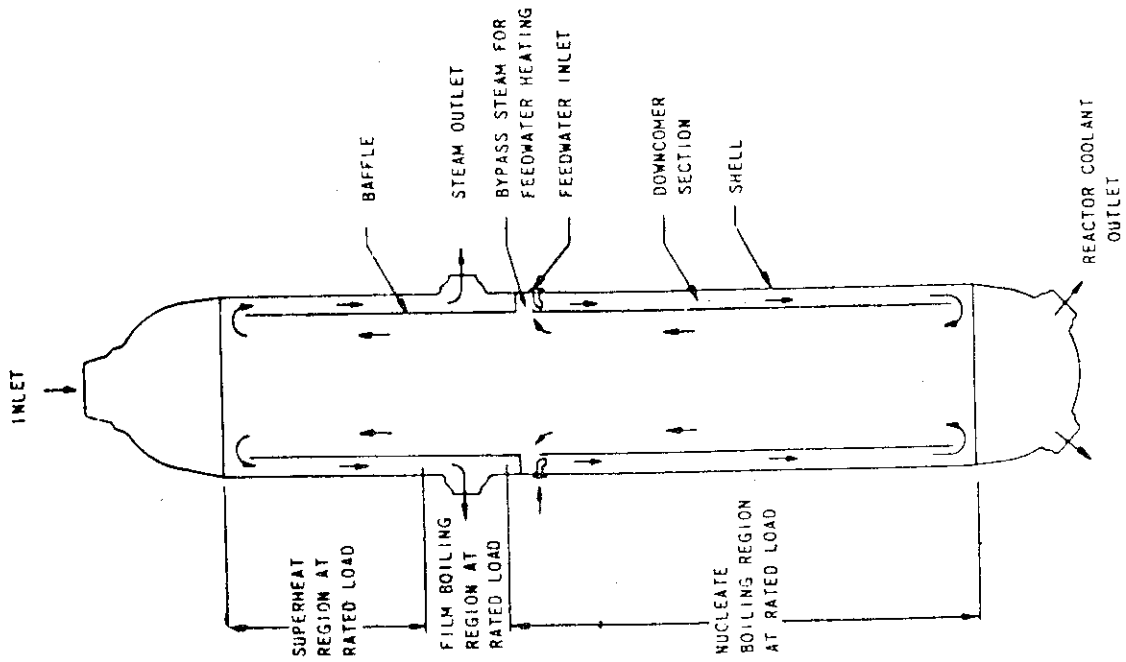


Fig. 2. 5 Steam Generator Heating Regions

3. 解析方法と解析条件

3.1 解析コードと使用オプション

解析に使用したコードはRELAP4/MOD6/U4/J1とTOODEE 2⁽⁸⁾である。前者はRELAP4/MOD6⁽⁷⁾を原研で改良したもので、特に水位計算に関係した計算手法上に数多くの改善などを施したものである。

RELAP4を使用するとき選んだオプションの主要なものを次に記す。先ず第1次解析(RUN[#]3020)の場合について述べる。

(1) 臨界流モデル

未飽和領域 Extended Henry-Fauske Model
(HF)

飽和領域 Homogeneous Equilibrium Model
(HEM)
(過熱蒸気も含む)

(2) 水位モデル

	Co	V _{BUB}
加圧器 (32~37)	0.0	Wilson, 水位は1つ
下部プレナム, 炉心, 上部プレナム (5~8, 10)	0.0	Wilson, 水位は1つ
バイパス	0.0	Wilson
ダウンカマ	0.0	Wilson, Pump Aトリップから適用
OTSG 2次側 (1, 2)	1.0	21.5337 ft/sec
格納容器	0.0	1.0×10 ⁶ ft/sec
CFT	0.0	1.0×10 ⁶ ft/sec

(3) 鉛直方向のスリップ・モデル採用ジャンクション

ダウンカマ→下部プレナム J4
下部プレナム→炉心→上部プレナム J5~J8
下部プレナム→バイパス→上部プレナム J9~J10
加圧器 J36~J40

第2次解析, 第3次解析に際しては, 上記の条件に以下の追加又は, 変更を実施している。

(4) 2相流ポンプ・オプションを使用しない。

これはポンプ出口流量が体積流量を常に保存させるためである。

(5) OTSG 1次側で水位計算させる。

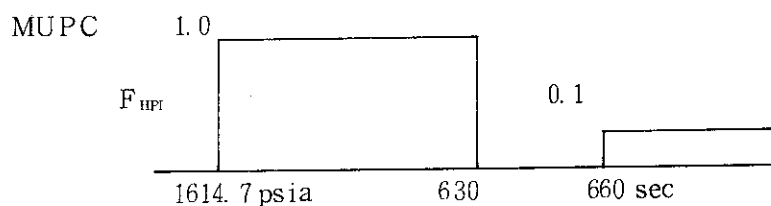
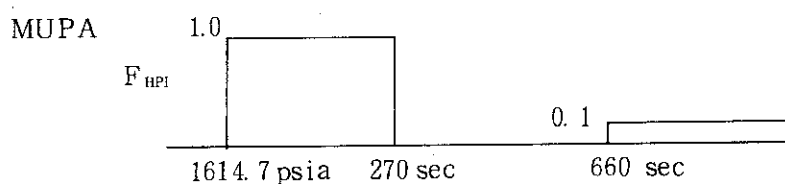
OTSG-A 水位計算 6000 秒以降 (ポンプAトリップ)
OTSG-B 水位計算 4440 秒以降 (ポンプBトリップ)

3.2 解析条件

3.2.1 第1次解析 (RUN # 3020) の解析条件

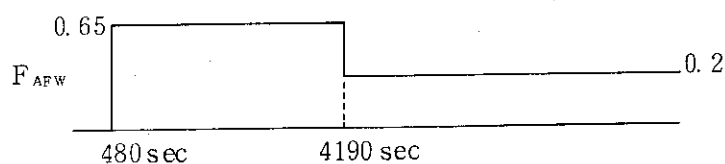
- (1) 主給水喪失開始 0 秒
完全喪失 5 秒
- (2) タービン・トリップ 4 秒
- (3) 補助給水注水開始 480 秒 (8分)
- (4) 加圧器逃し弁は閉止圧力 2219.7 psia 以下になっても閉じない。
加圧器逃し弁閉止 8280 秒 (2.3 hr)
- (5) HPI 流量

$$\text{HPI flow} = F_{\text{HPI}} \cdot \text{HPI}W_0(p)$$

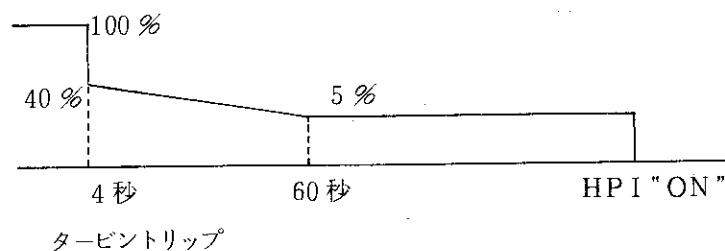


(6) 補助給水流量

$$\text{Aux. Feedwater} = F_{\text{AFW}} \cdot \text{AFW}_0(p)$$



(7) Steam Outlet Flow (この仮定は便宜的なもの)



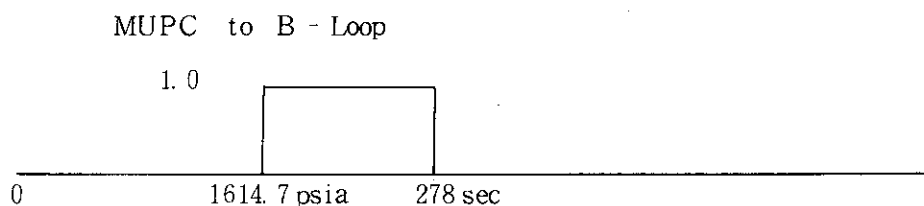
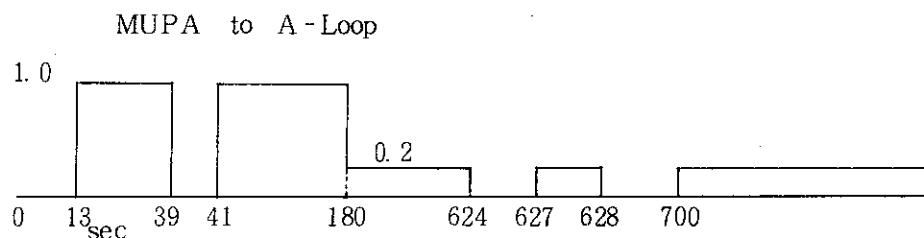
(8) ポンプ・トリップ

- Pump B 4500 秒
- Pump A 6000 秒

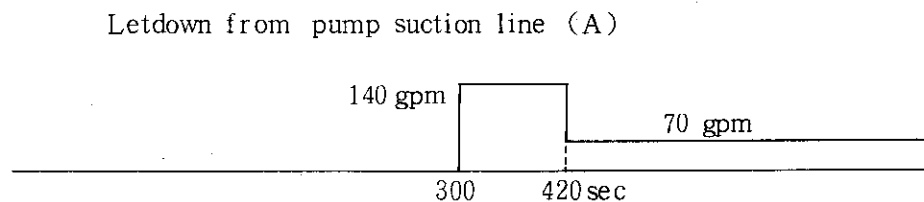
以上は基本的に1979年4月段階に入手したChronologyに基いている。

3.2.2 第2次解析 (RUN #3510) の解析条件

- (1) 主給水喪失開始 0秒
完全喪失 5秒
- * (2) タービン・トリップ 0秒** (4秒)
- (3) 補助給水注入開始 480秒
- (4) 加圧器逃し弁は閉止圧力 2219.7 psia 以下になっても閉じない。
加圧器逃し弁閉止 8280秒
- * (5) HPI 流量



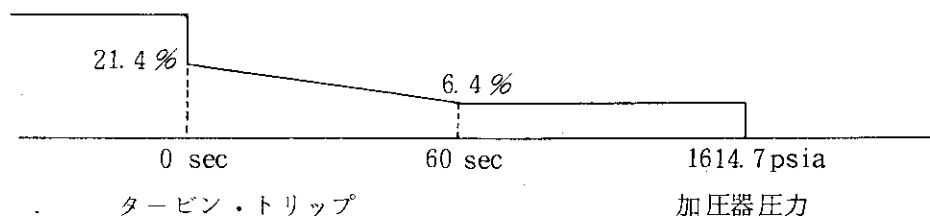
* (6) Letdown 流量



* (7) 補助給水流量

OTSG 2次側の水位を 2 ft に保つ流量調節

* (8) Steam Outlet Flow



(9) ポンプ・トリップ

Pump B trip 4440秒** (4500秒)

Pump A trip	6000 秒
*⑩ 加圧器逃し弁有効面積	0.0064 ft ² ** (0.00903 ft ²)

(この値はFSAR記載の steam capacity 112000 lb/hr に合わせた値である)

以上の変更のうち運転員の操作によるものは、“新”事故経過表(TMI-2 Interim Operational Sequence of Events, as of May 8, 1979)に従ったものである。

3.2.3 第3次解析 (RUN#3530) の解析条件

- (1) 加圧器逃し弁閉止後，加圧器サージ管→加圧器の逆流抵抗係数を $K = 10^6$ とすることによって，加圧器からホット・レグへの流出を防ぐ。
- (2) 1次冷却材循環ポンプのサクシオン・ラインで加圧器逃し弁閉止後，水位計算をする。

3.3 プラントのモデリング

3.3.1 第1次解析 (RUN#3020) のモデリング

系全体を38ボリュームに分割し，流路としては54ジャンクションで表現している(図3.1)。(ボリューム③とジャンクションJ3はDummyである。)加圧器を6分割(⑳~㉓)することによって，その熱的非平衡を模擬した。加圧器頂部に逃し弁(J1)と安全弁(J55)を表わすジャンクションを設けており，逃し弁はチェックバルブ付きのノーマルジャンクション，安全弁はフィルジャンクションで表わした。加圧器サージラインは1つのボリューム(㉔)とした。加圧器のついているループをA-Loop，他方をB-Loopとしてそれぞれのループを別々にとっている。A-Loopについて述べると，ホット・レグは圧力容器から最高位置までをひとつのボリューム(㉕)とし，最高位置からのホット・レグとOTSG入口プレナムをひとつのボリューム(㉖)としている。OTSGの伝熱部は鉛直方向に3等分(㉗~㉙)としている。ひとつのOTSGから2つのクロス・オーバー・レグ，ポンプ，コールド・レグへ分岐しているが，これらはそれぞれひとつにまとめている。OTSG出口プレナムからポンプ吸込配管の最低位置までをボリューム㉚，最低位置からポンプ入口までをボリューム㉛，ポンプをボリューム㉜とし，コールド・レグは2分割(㉝,㉞)している。ダウンカマーはボリューム④，下部プレナムはボリューム⑤とした。炉心は鉛直方向に3等分(⑥~⑧)し，それと平行してバイパス(⑨)をとっている。上部ヘッド，上部プレナム，上部プレナム出口円環部はひとつのボリュームにまとめて上部プレナム⑩とした。OTSG2次側はそれぞれのループでひとつのボリュームで表わし，それに主給水，補助給水，蒸気出口のそれぞれのジャンクションを設けている。また2次側の安全弁をフィルジャンクションとして設けている。

ECCSとしては，Core Flooding Tank ⑳，それからダウンカマーへの流路をジャンクションJ2，LPIはジャンクションJ48，HPIはジャンクションJ49～J52である。ジャンクションJ11はB&W Plant 特有のもので上部プレナムに設けられているVent Valveである。

ヒート・スラブの入力モデルは次の通りとした。即ち，燃料棒を鉛直方向に3分割した他，

脚注) 米印のついたものが第1次解析(RUN#3020)からの変更点である。米印の次の()の中の数字がRUN#3020で使用した条件である。

特にOTSG 伝熱管については鉛直方向に16分割して2次側水位の変化に応じて水位の上下で熱伝達モードが変化するようにした。したがって合計35 ヒート・スラブである。

3.3.2 第2次および第3次解析 (RUN# 3510, RUN# 3530) のモデリング

図 3.2 にノード分割法をかかげているが、第1次解析 (RUN# 3020) からの変更は次の2点である。

- (1) HPI のジャンクションをそれぞれのループに対して1つとした。
- (2) A-Loop の Pump suction line に Letdown のジャンクションを設けた。

3.4 定常状態のチェック

計算開始後の10秒間(物理時間)は定格状態であるとして、計算コードに定格状態の模擬をさせ、計算結果が定格状態近傍で落ち付いていることを確認した。これは、入力したプラント・モデルおよびデータの整合性を検証するものである。したがって事故発生時刻は計算上10.0秒に仮定されている。

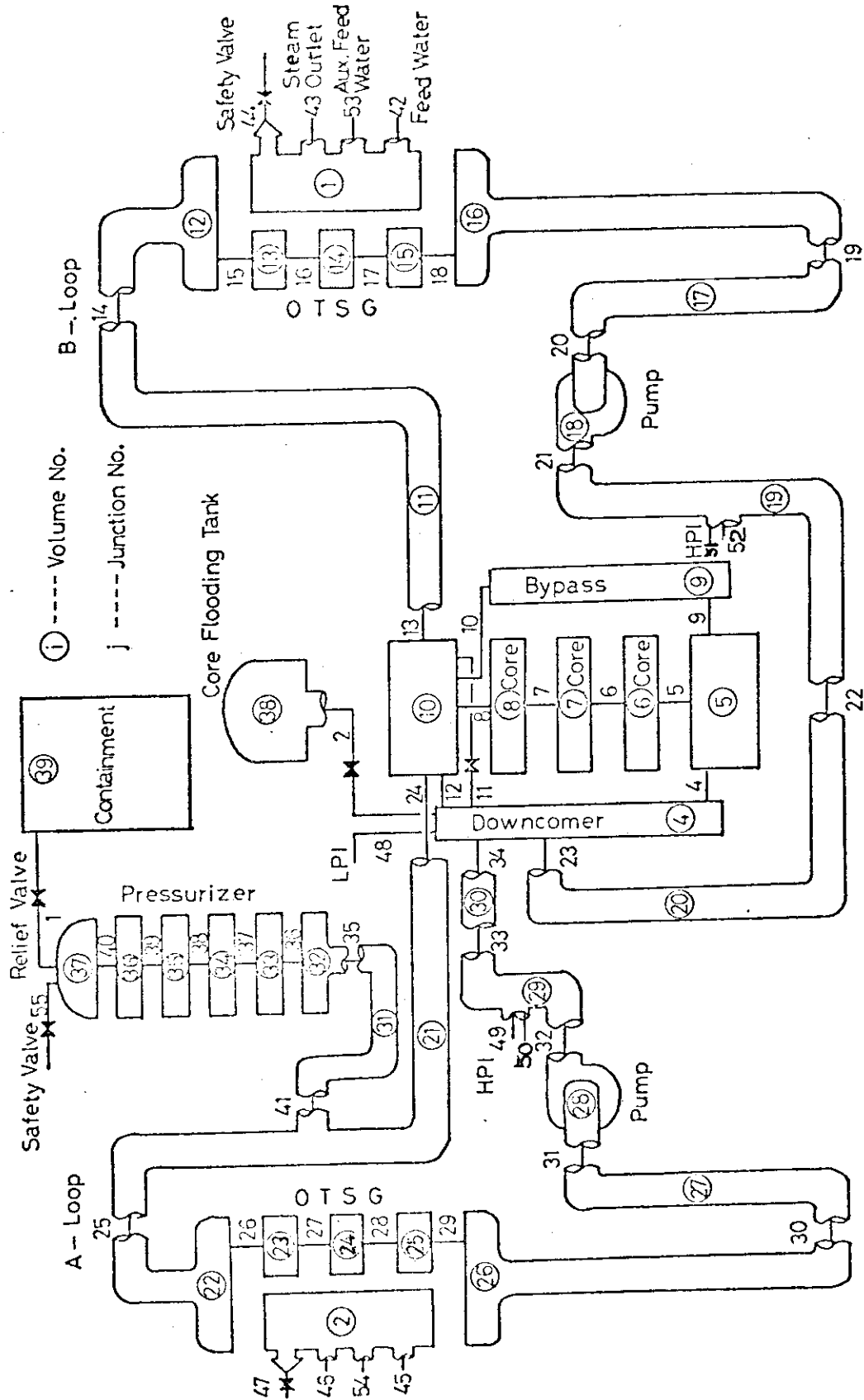


Fig. 3. 1 Nodalization for TMI Accident Analysis of Run #3020

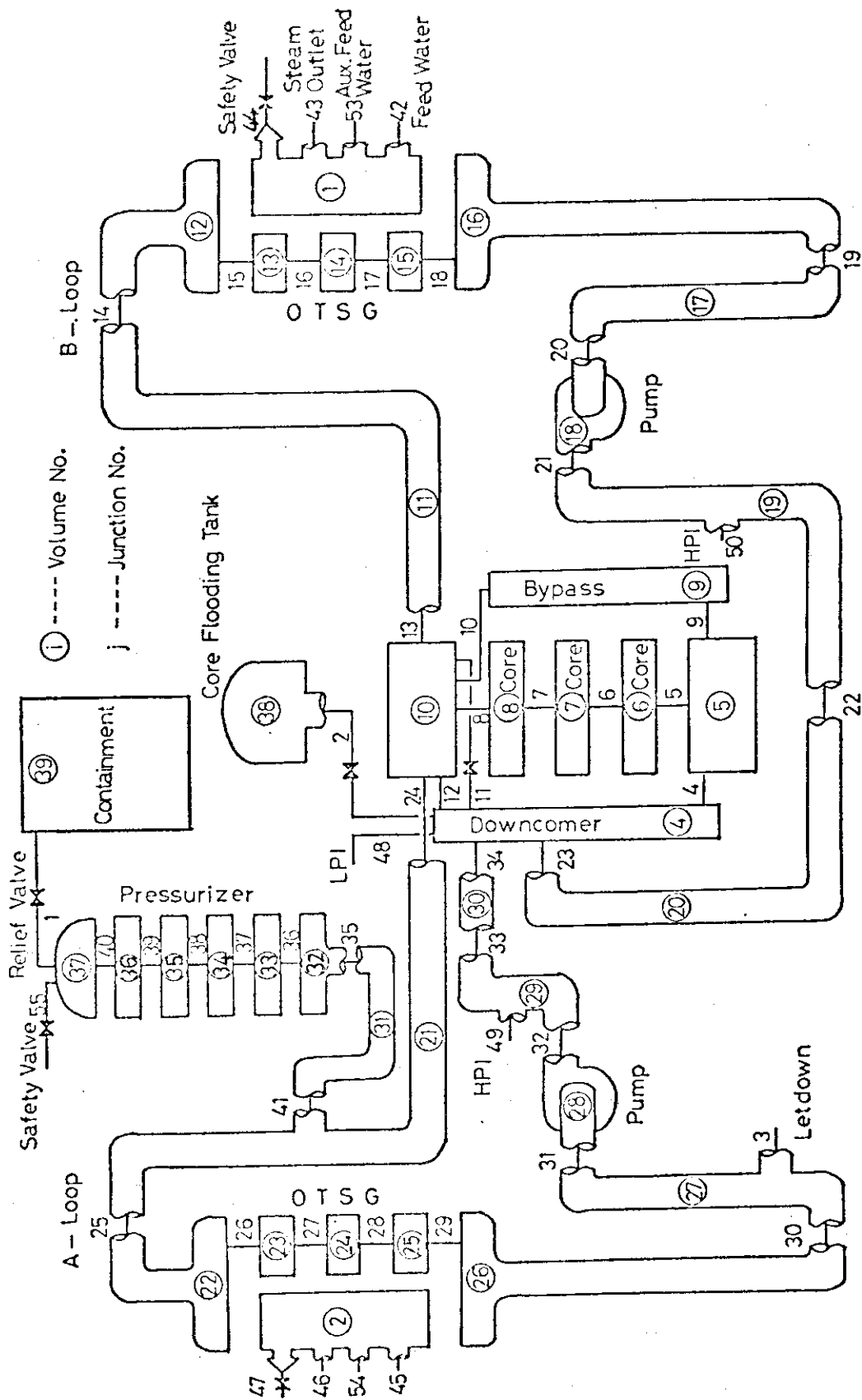


Fig. 3. 2 Nodalization for TMI Accident Analyses of Run #3510 and Run #3530

4. 第1次解析の結果と考察

計算結果は次の3つの期間に分けて整理する。即ち

(1) 主給水ポンプ・トリップ後0~20秒

この期間ではタービン・トリップ後どのようにして加圧器逃し弁が噴くに至るか、最高圧力がいくらになるかが主たる問題点である。

(2) 20~1000秒

ここでは加圧器の圧力と水位のふるまい、及び蒸気発生器2次側ドライアウトの効果等が主たる問題事項である。

(3) 1000~10000秒

この期間では加圧器の水位のふるまい、1次冷却材系における蒸気泡の増大、そして1次冷却材ポンプ停止後は圧力容器の水位のふるまいと圧力挙動が主たる注目点である。

4.1 0~20秒

4秒のタービン・トリップによって図4.1のごとく蒸気発生器(OTSG)2次側からの蒸気流量が瞬時的に40%に減少するので、2次側の圧力は図4.2に示すようにタービン・トリップ時の920 psiaから11秒の1100 psiaまで上昇する。2次側はひとつのボリュームで模擬しているために、液相水が存在するかぎり冷却材温度は飽和状態にあるので温度は534°Fから556°Fまで上がる。更に圧力が上がると飽和水のエンタルピーが上昇するので混合相内の蒸気泡が減少する。そのため11秒における混合相内のボイド率はタービン・トリップ時(4秒)の約1/3となり(図4.3参照)、かつ液相水量が減少することもあって水位は図4.4に示すようにタービン・トリップ後5秒間で40 ftから26.6 ftまで急減する。

OTSG 2次側の水位が低下することによってOTSG 2次側における核沸騰伝熱面積が減少し、かつ2次側冷却材温度も上昇するので2次側への熱伝達率は約1/2になってしまう(図4.5, 図4.6参照)。そのため図4.7に示したようにOTSG 1次側の冷却材温度が上昇し、熱膨張して図4.8のように冷却材密度は減少する。OTSG 1次側の冷却材が熱膨張することによりOTSG 1次側の圧力が上昇し(図4.9参照)、OTSG入口プレナム→OTSG直管部への流れが図4.10のように阻害されてホット・レグに質量が蓄積されて行く(図4.11参照)。こうしてホット・レグ圧力が図4.12のように上昇してホット・レグから加圧器へ冷却材が流入する(図4.13参照)。そのため加圧器水位が図4.14に示すように上昇していき加圧器圧力も図4.15に示すように上昇する。6.9秒に2269.7 psiaに達して加圧器逃し弁が開き、図4.16に示したように43.9 lb/secの割合で蒸気が噴き出す。逃し弁が開くと圧力上昇の勾配はゆるくなるが上昇は続き、11秒に2369.7 psiaに達して原子炉スクラム信号が発せられ、原子炉がスクラムする。

原子炉がスクラムすると、炉心で燃料棒から冷却材に与えられる熱量が急減してホット・レグにおける冷却材温度が低下して冷却材の体積収縮が起こり、加圧器圧力が13.5秒に最高圧力

2429.1 psia に達した後は急減する。

タービン・トリップによる加圧器圧力の急上昇のふるまいにおいて、加圧器における熱的非平衡が本質的な役割を果たしている。本解析ではこの熱的非平衡を模擬するために加圧器を鉛直方向に6個のボリュームに分割した。加圧器内での鉛直方向の温度分布を図4.17に示す。蒸気相のみのボリュームではタービン・トリップ後、圧縮されて過熱蒸気状態となり、液相水のみの下3つのボリュームは未飽和状態となって、飽和温度となっているのは水位が存在している近傍のみである。加圧器をひとつのボリュームで表わして熱的平衡が常に保たれているようにすると加圧器が満水となって、はじめて圧力が急上昇することになり、圧力の急上昇開始が遅れるとともに最高圧力もより高い結果を与える。

4.2 20～1000秒

11秒に原子炉がスクラムすると原子炉出力は図4.18のように急激に減衰するが、約30秒以降減衰は比較的ゆるやかであり、これにポンプ発熱量を加えたものが全発熱量である。

一方、OTSGにおける除熱量は主冷却材ポンプ(RCP)が動いているかぎりには2次側の条件でほぼ規定されてしまう。図4.19に示すように主給水は5秒に完全に喪失し、補助給水は480秒に注入開始となる(これは解析条件である)。OTSG 2次側水位は図4.20のようなふるまいをし、190秒に液相水が無くなって完全にドライ・アウトしてしまい、2次側は過熱蒸気のみとなる。その温度は補助給水注入直前には589°Fにまで達するが、補助給水注入後はまもなく飽和温度となる(図4.21参照)。補助給水注入後は水位もわずかながら存在している。OTSG 2次側が以上のようなふるまいを示すので2次側への熱伝達率は図4.22に示したようになる。140秒にステップ状に急減しているのはここで最下端のヒート・スラブにおける熱伝達モードが核沸騰から強制対流蒸発流のモードに変化するからである。190秒から480秒までは過熱蒸気となるので熱伝達率は極度に低下する。

加圧器を含めて1次系のふるまいは発熱量と除熱量の大小関係でほぼ規定されている。図4.23に規格化炉出力と規格化された炉心冷却材への熱伝達率、および規格化されたOTSG 2次側への熱伝達率を比較のために示した。11秒に原子炉がスクラムすると炉出力が急激に低下するため炉心冷却材への熱伝達率も追隨して急減する。そして15秒からはOTSG 2次側への熱伝達率が炉心熱伝達率よりも大きくなる、即ち発熱量よりも除熱量の方が大きくなり、1次冷却材は図4.24と4.25に示したように温度が低下して体積収縮する。そのために加圧器からホット・レグへ冷却材が流れ出し(図4.26参照)、加圧器の水位は低下する(図4.27参照)。又圧力も図4.28に示したように急減する。

しかしながらOTSG 2次側の水位が段々と低下するために2次側への熱伝達率が低下していき、90秒以降は炉心における熱伝達率よりも小さくなってしまふ。即ち発熱量の方がOTSGによる除熱量よりも大きい。従ってこれ以降1次冷却材の温度は図4.24、4.25に示すように除々に上昇していき熱膨張するのでホット・レグから加圧器へ冷却材が図4.26に示すように流入していき、加圧器の水位はゆるやかに上昇していく。230～252秒の間に、RCP吸込配管、OTSG出口プレナム、OTSG直管部、入口プレナムの順序で飽和して(図4.31参照)、

蒸気泡が発生するため1次冷却材の体積膨張が急激に起こる(図4.33で冷却材密度が急減しているのがこれを意味する)。そのためホット・レグから加圧器への流量が図4.26に示すように約2倍となり、加圧器の水位上昇も図4.27に示すように急になる。こうして292秒に水位が加圧器頂部に達して加圧器は満水となる。

加圧器圧力は図4.28に示したように1次系に蒸気泡が発生する約240秒時点まで減少し続けて1254.9 psiaに達する。約240秒以降、圧力はゆるやかに増加していくが、292秒に加圧器が満水になると加圧器逃し弁流は図4.30に示すように液相水となり、質量流量は図4.29のようにステップ状に24.7 lb/secから92.8 lb/secへと増加するけれども、体積流量が8.38 ft³/secから2.09 ft³/secに急減するので圧力の増加率が大きくなる。加圧器は292～655秒の間、未飽和水で満たされている。480秒に補助給水がOTSG 2次側に注入されると2次側は飽和温度となり2次側への熱伝達率は10⁸ Btu/hr/SGに回復するので未飽和状態にあるコールド・レグから炉心までの冷却材の温度が下がり体積収縮する(図4.34参照)。そのために1次系の圧力が下がり、飽和状態にある冷却材は温度が下がる。約650秒に加圧器に蒸気泡が発生した後は1次系の減圧速度はゆるやかになる。

高圧注入系(HPI)流量は図4.35に示したが、90秒に圧力低(1614.7 psia)の信号で2台ともに注入が開始され、1台は270秒(4分30秒)に停止して660秒(11分)から1/10にしぼって再開、もう1台は630秒(10分30秒)に停止して660秒から1/10にしぼって再開している。このHPIの1000秒までの効果は以下のごとくである。図4.36に加圧器サージライン→加圧器の流量をHPIの有無の2ケースについて比較した。90秒にHPIが注入されると、それによる体積増加の効果でHPIが無いときよりも加圧器への流入量が大きくなる。従って加圧器の水位の上昇もHPIがない場合よりも急である(図4.37参照)。しかしながらHPIによって冷却材のエンタルピーが下げられるので1次系に蒸気泡が発生する時間がHPIによって190秒から50秒だけ遅らされる。そのため蒸気泡発生による体積膨張に帰因する加圧器への流入量の増加開始点が50秒だけ遅れる。それ故に190秒以降はHPIが無いとした場合の方が水位上昇は急であり、加圧器が満水になるのもHPIが無ければ270秒、HPIがあれば292秒となって、HPIのために22秒だけ遅れている。圧力の比較は図4.38にしてあり、補助給水注入開始直前の圧力ピーク値がHPIのために約250 psiaだけ低められる。

4.3 1000~10000 秒

図4.39にRCP出口流量を示す。480秒までは冷却材の熱膨張又は蒸気泡発生による密度の低下に応じて流量が減少し、480～1410秒の間はほぼ一定である。1410秒から急激に減少し、そのために炉心入口流量も急減する(図4.42参照)。それは図4.43に示す如く、圧力容器内水位が1410秒にホット・レグ入口上端にまで低下して、それ以降上部プレナムからホット・レグへ流れる冷却材のクオリティが大きくなってホット・レグからコールド・レグに至る部分のクオリティが大きくなるからである(図4.40, 4.41参照)。Bループ主冷却材ポンプ(RCP-Bと略)のトリップ時(4500秒)におけるRCP-B出口流量は初期値の24%であり、トリップ後急減しておよそ零となってしまうので同時に炉心流量も急減する。RCP-A・トリップ時(6000秒)

におけるRCP-A出口流量は初期値の9.2%であり、炉心流量は初期値の4.6%である。RCP-A・トリップによって両ポンプともに停止してしまったので、それ以降圧力容器内における流れも、ホット・レグからコールド・レグに至る流れも停滞してしまう。

流れが停滞すると蒸気-水・混合相で相分離が起こり、蒸気は上方へ、液相水は下方へと蓄積する。RCP-B・トリップ時におけるBループのクォリティは0.059～0.068であり、トリップ後はOTSG中央より下に液相水が蓄積していき、コールド・レグ、OTSG下部、OTSG出口プレナム+配管、RCP吸込側配管とRCPがそれぞれ4600秒、4895秒、5060秒、5265秒に液相水のみとなってしまふ。OTSG中央より上ではクォリティが増大していき、RCP-A・トリップ後の6600秒にはホット・レグが蒸気のみとなってしまふ。RCP-A・トリップ時(6000秒)におけるAループ内のクォリティは0.283～0.299であるが、トリップ後圧力容器内水位が急激に低下してホット・レグ入口が完全に蒸気中に露出することもあり、RCP-Aトリップ後、Aループクォリティは急増して6600秒にはホット・レグからOTSG上部まで完全に蒸気のみとなり、OTSG中央部からコールド・レグまでもボイド率は殆んど1.0に近い。

加圧器サージ・ラインも6115秒に蒸気のみとなる。

圧力容器内水位は図4.43に示すようにRCP-A・トリップ時には炉心頂部よりも3.8 ft高い位置にあり、炉心上部、中央部、下部におけるクォリティはそれぞれ0.092、0.078、0.077であり、炉心平均ボイド率は約0.6である。RCP-A・トリップによって圧力容器の流れは停滞して蒸気が上方へ蓄積することとなり、圧力容器内水位は急激に低下して6090秒に燃料棒は上端から3.7 ft露出する。ちなみにこの時点(6090秒)での炉心の水位以下のボイド率は約0.2である。ステップ状に水位が低下し、若干もちなおした後はゆっくりと低下していき、加圧器逃し弁を閉じた直後(約8300秒)に炉心のほぼ半分が露出して、それ以降は一度回復するが再び低下していく。燃料棒被覆管温度はこの炉心水位の変化に応じて上部の4 ftの部分だけが高温になる。図4.46にBループにおけるホット・レグとコールド・レグの冷却材温度を示す。RCP-A・トリップ後コールド・レグ温度はHPI注入水が停滞して存在するために降下する。ホット・レグ温度は水位が炉心の上端から4 ft以上露出して炉心出口流が過熱蒸気となってはじめて上昇する。加圧器逃し弁を閉じた後にホット・レグ温度が下がるのは逃し弁を閉じたために加圧器からホット・レグへ冷却材が流れこんでホット・レグが飽和温度になるからである。

加圧器水位は図4.47に示すようにRCP-Aトリップ後500秒までは加圧器頂部にはりついており、逃し弁からの流れはそれまで2相流であったが(図4.48参照)、6500秒から水位が低下し始めると逃し弁からの流れは蒸気流となる。逃し弁からの流量は図4.49に示すようなふるまいをし、概ねクォリティの増大につれて減少している。蒸気単相流になると、圧力も大きく変動していないためにほぼ一定流量を保つ。

図4.50に加圧器サージ・ラインから加圧器への流量を示す。逃し弁を8280秒に閉じるまでサージ・ラインから加圧器へと流れ込み、逃し弁を閉じて以降は流れは振動しており流れの向きさえ安定していない。

図4.51に加圧器圧力を示す。2300秒近傍での減圧速度の増大はOTSG2次側水位が上昇したためであり、又4200秒に1040 psiaから急に上がるのは補助給水量を約1/3にしたためにOTSG2次側の圧力が上昇し、それに伴って温度が上昇するためOTSGにおける除熱が悪く

なるためであり、いずれも解析上の便宜的な条件から発生したものである。6000秒にRCP-Aがトリップし、ループ内の流れが停滞してOTSG1次側のクォリティが大きくなり、流れも極度に小さくなるので2次側への伝熱量が小さくなる。そのために1次系の圧力が上がるが、約40 psi 上昇してからはゆっくりと減圧していく。これは加圧器逃し弁流が蒸気单相流となって1次系から体積流量が増大し、かつ炉心の一部が露出したことによって蒸気発生量も減少するからである。8280秒(2.3時間)に逃し弁が閉じると、1次系からのエネルギー喪失はOTSGによる除熱以外はなくなるので小さくなり、圧力は上昇する傾向となる。しかしながらOTSG伝熱管1次側の熱伝達係数があまり小さくならないためにこの計算では逃し弁閉止後の圧力上昇は小さい。

最後に図 4.58, 4.59 にホット・アッセンブリ燃料棒の温度挙動を参考のために附す。

4.4 事故記録との比較

表 4.1 にタービン・トリップ後初期の主要事象シーケンスについて事故記録との比較を示す。また図 4.60, 4.61 でそれぞれ加圧器水位と圧力を比較してある。これらから分かるようにタービン・トリップ後の圧力上昇によって起きる事象(加圧器逃し弁開放, 原子炉スクラム)の時間は非常によく一致している。しかしながらスクラム以降の減圧によって起きる事象については計算の方がかなり早く起きている。この原因は加圧器逃し弁からの放出流量を計算が過大に見積もって減圧が速くなっているためと考えられる。即ち本計算で使用した加圧器逃し弁の有効面積 1.3 in^2 (0.00903 ft^2) は大きすぎるものと思われる。

RCP-Bトリップ時のポンプ出口流量は本計算では定格値の24%であり、事故記録の60%よりかなり小さい。これの原因として上に述べたように流失量を過大に計算したこととポンプモデルの問題などが考えられる。RCP-A・トリップ後の系の圧力挙動もかなり差異が大きいが、これはOTSG2次側の状態が事故記録と異っていることなどに問題があると思われる。

Table 4.1 Sequence of Events in 7 Minutes Predicted by the First Analysis

	Time after Turbine Trip	
	Calculated Result (RUN 3020)	plant Record
Relief Valve Open	2.9 sec	3~6 sec
Reactor Scram	7.0 sec	8.0 sec
HPI "on"	86 sec	124 sec
Pressurizer Solid	288 sec	360 sec

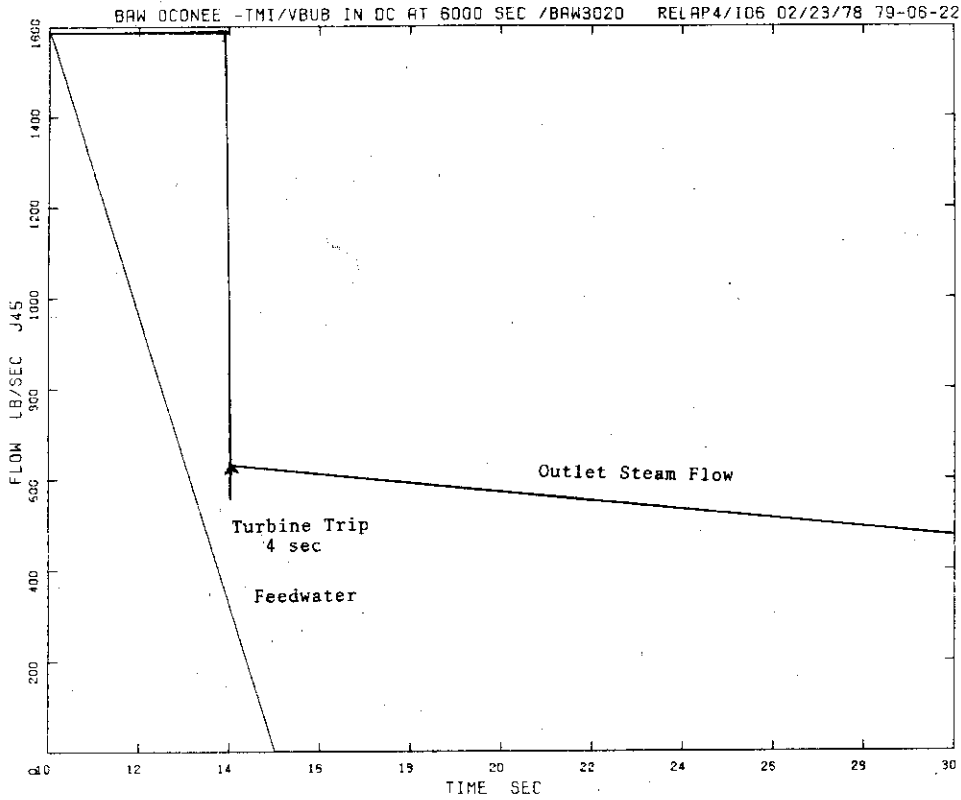


Fig. 4. 1 OTSG Outlet Steam Flow and Feedwater

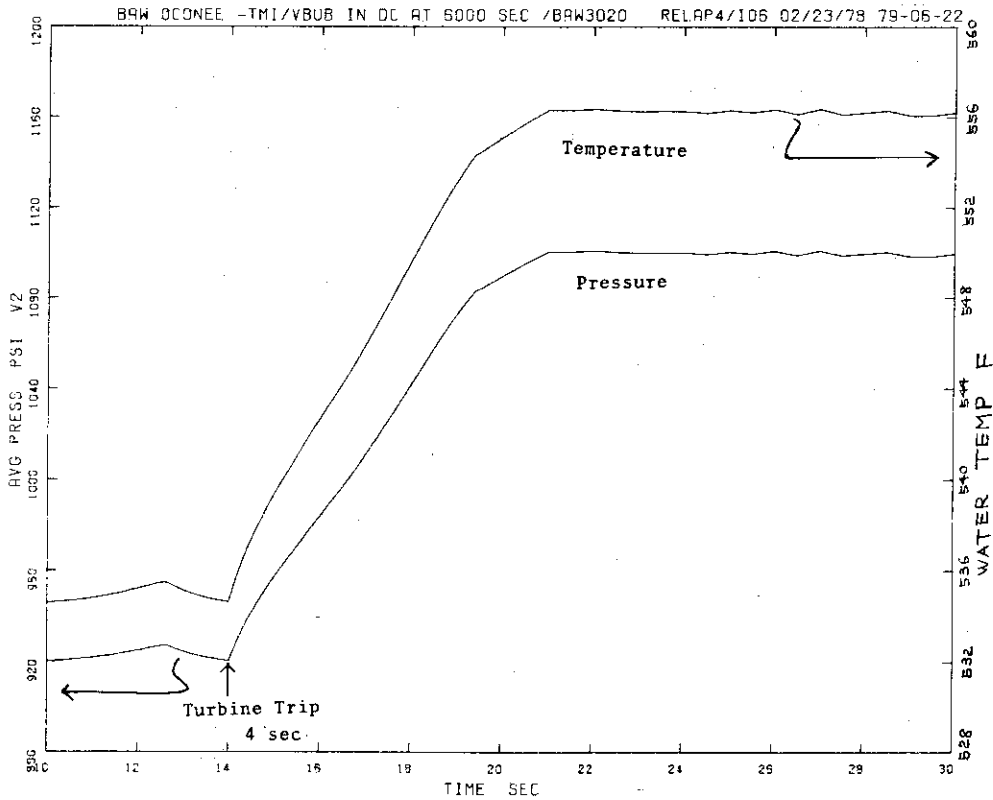


Fig. 4. 2 OTSG Secondary Side Temperature and Pressure

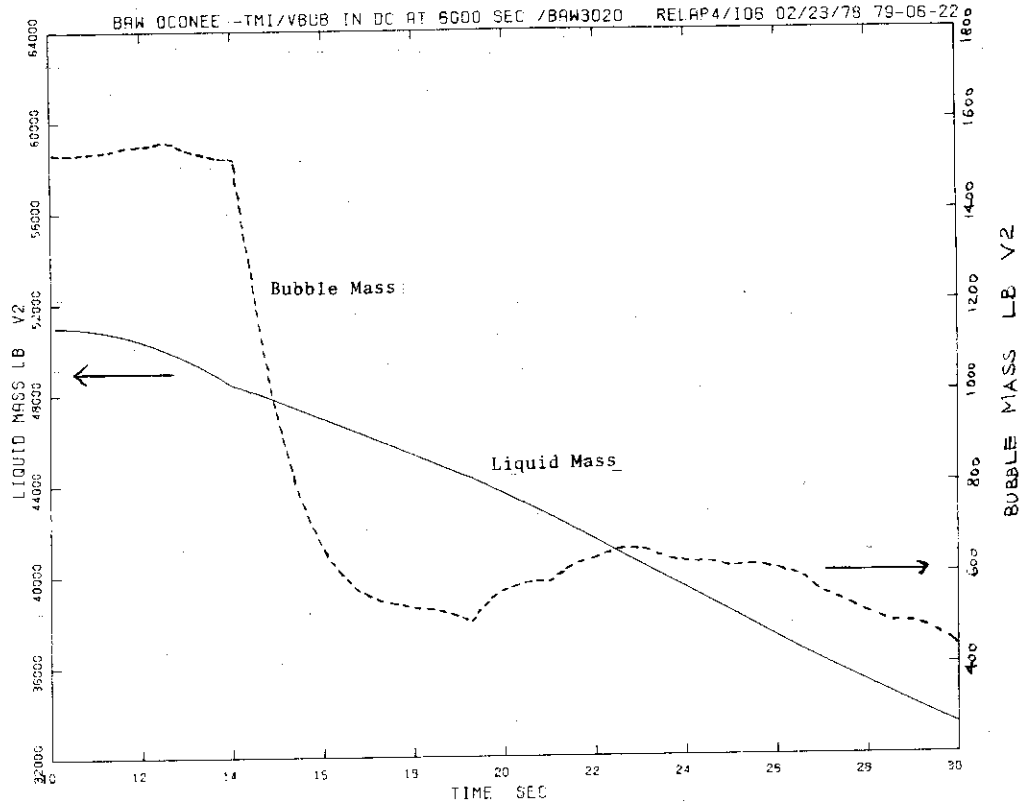


Fig. 4. 3 OTSG Secondary Side Bubble Mass and Liquid Mass

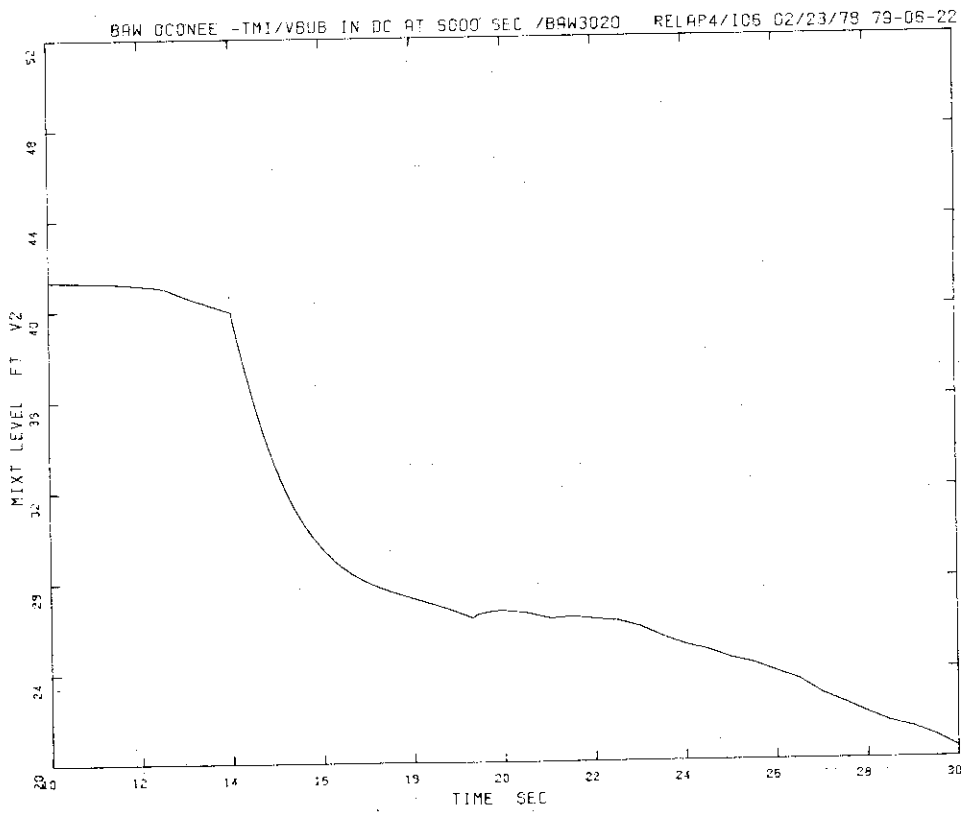


Fig. 4. 4 OTSG Secondary Side Mixture Level

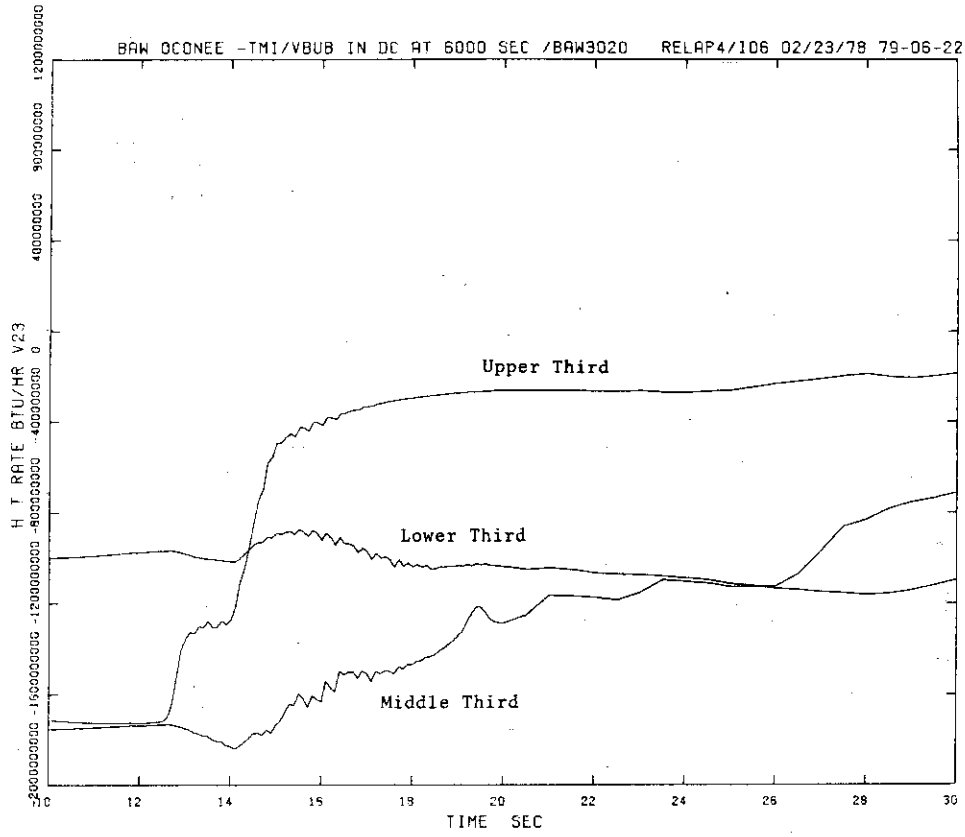


Fig. 4. 5 Heat Removal Rate from OTSG Reactor Coolant Side

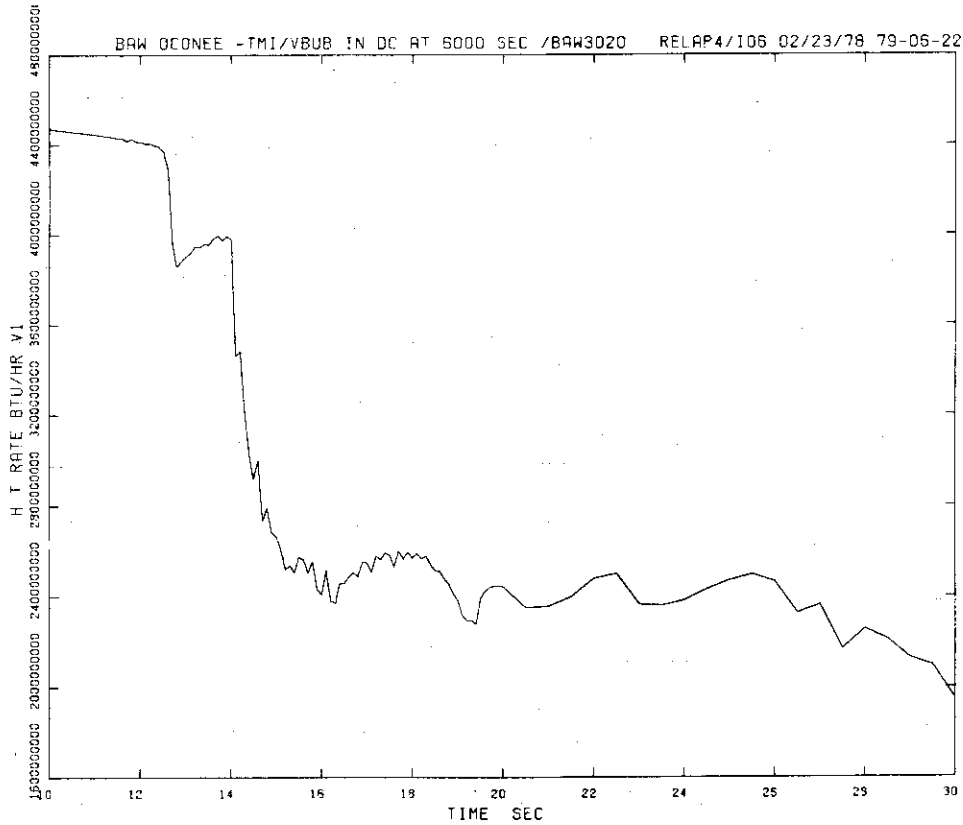


Fig. 4. 6 Heat Transfer Rate to OTSG Secondary Side

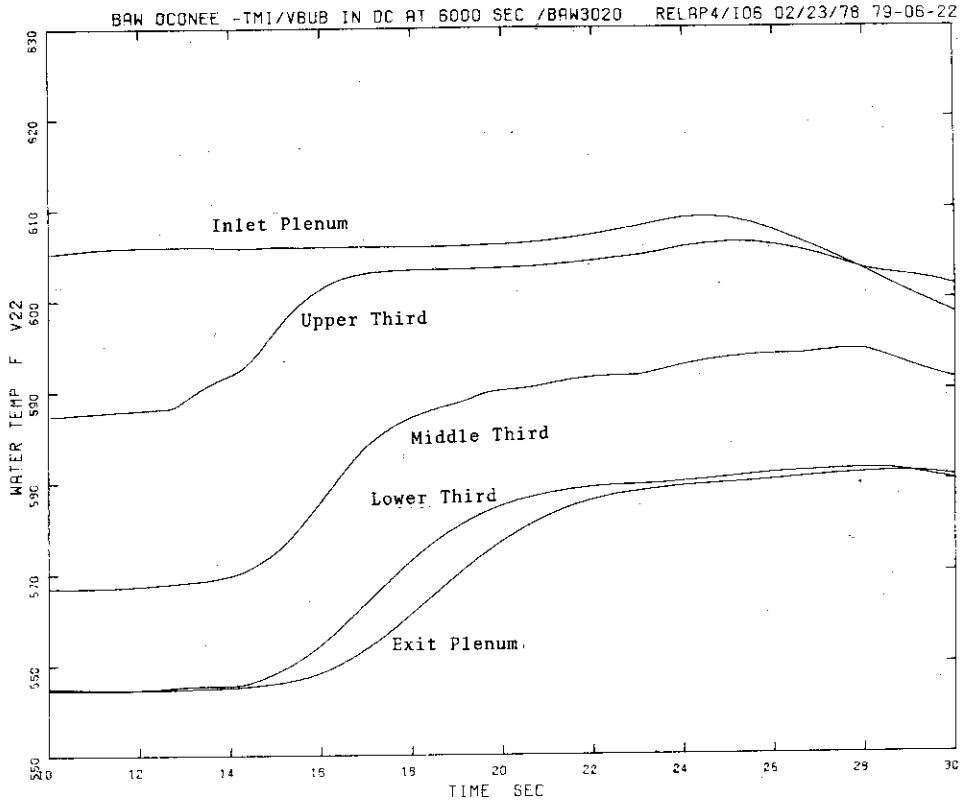


Fig. 4. 7 OTSG Reactor Coolant Temperature

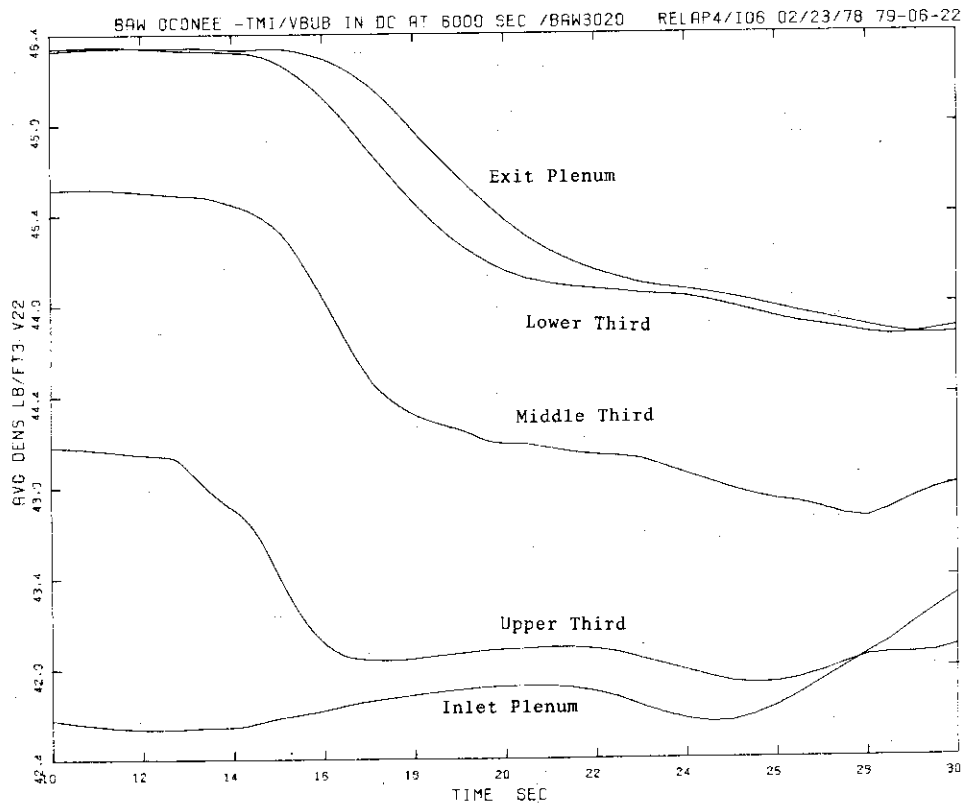


Fig. 4. 8 OTSG Reactor Coolant Density

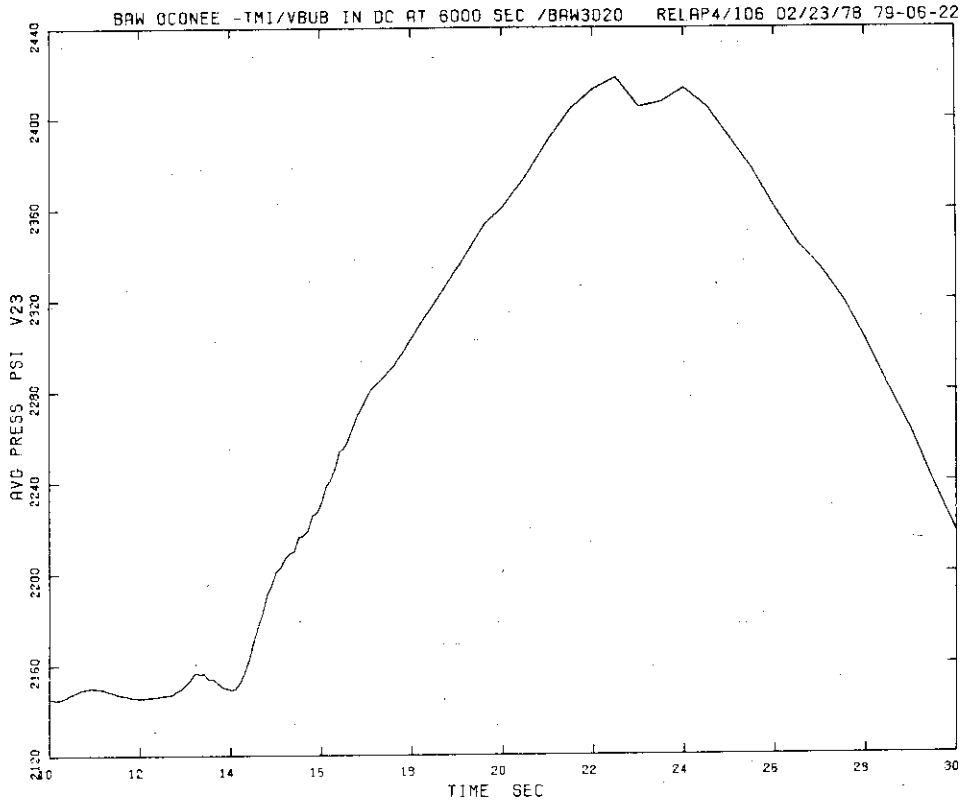


Fig. 4.9 OTSG Reactor Coolant Pressure

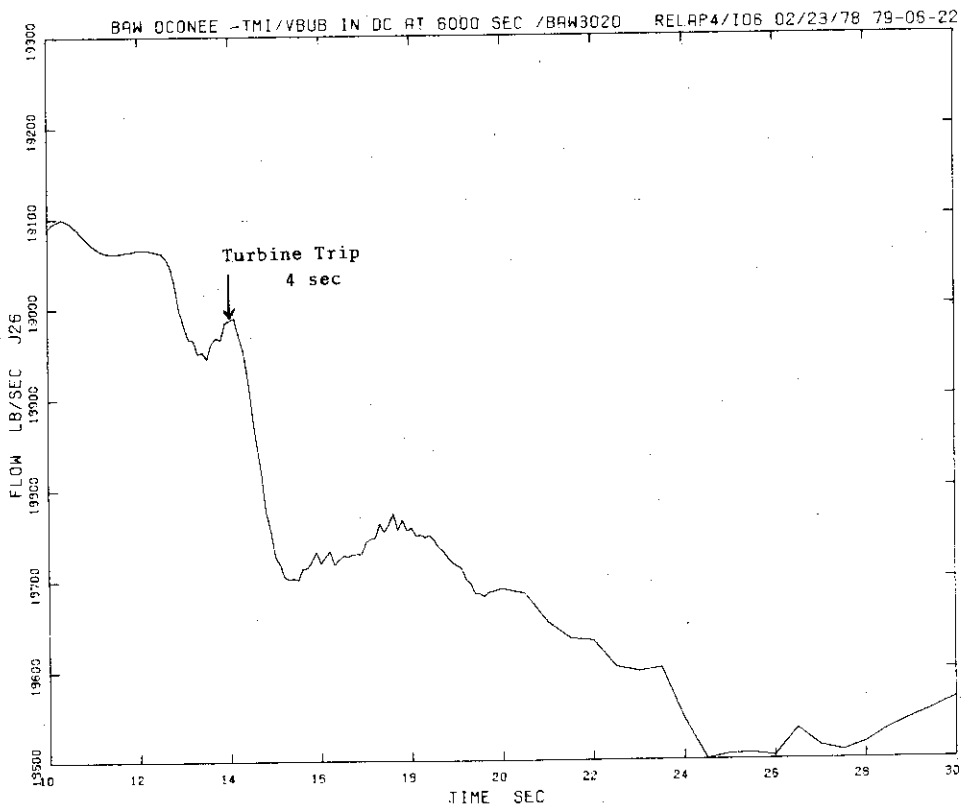


Fig. 4.10 Flow Rate from Inlet Plenum to OTSG

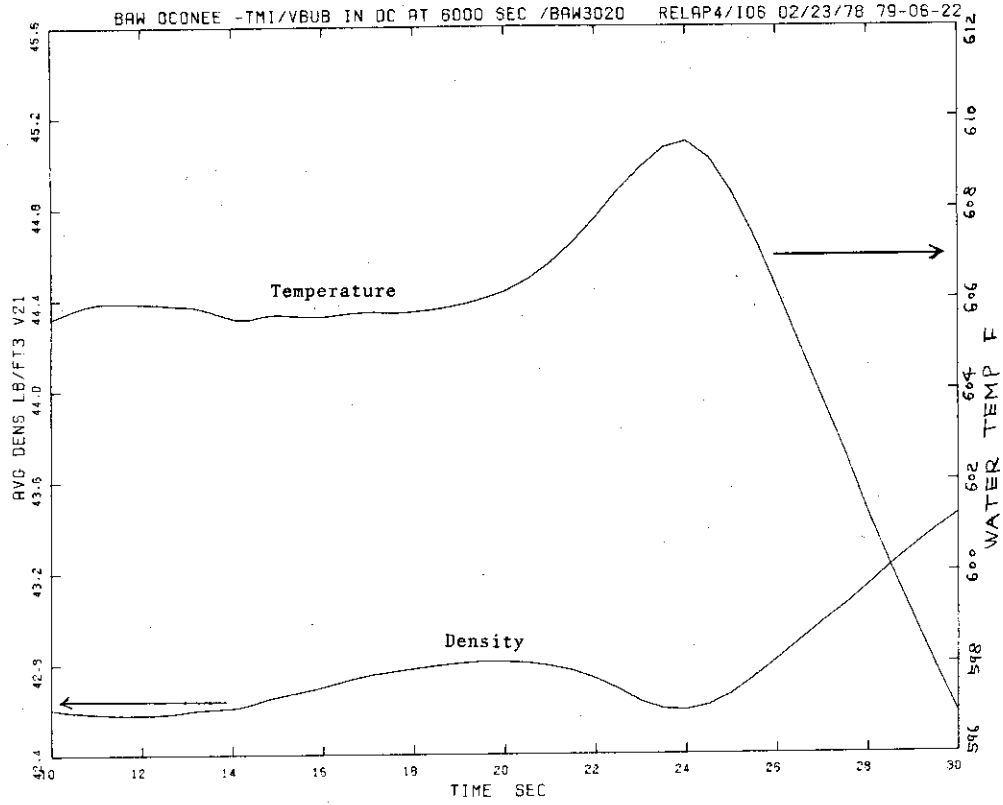


Fig. 4.11 Reactor Coolant Temperature and Density in Hot Leg

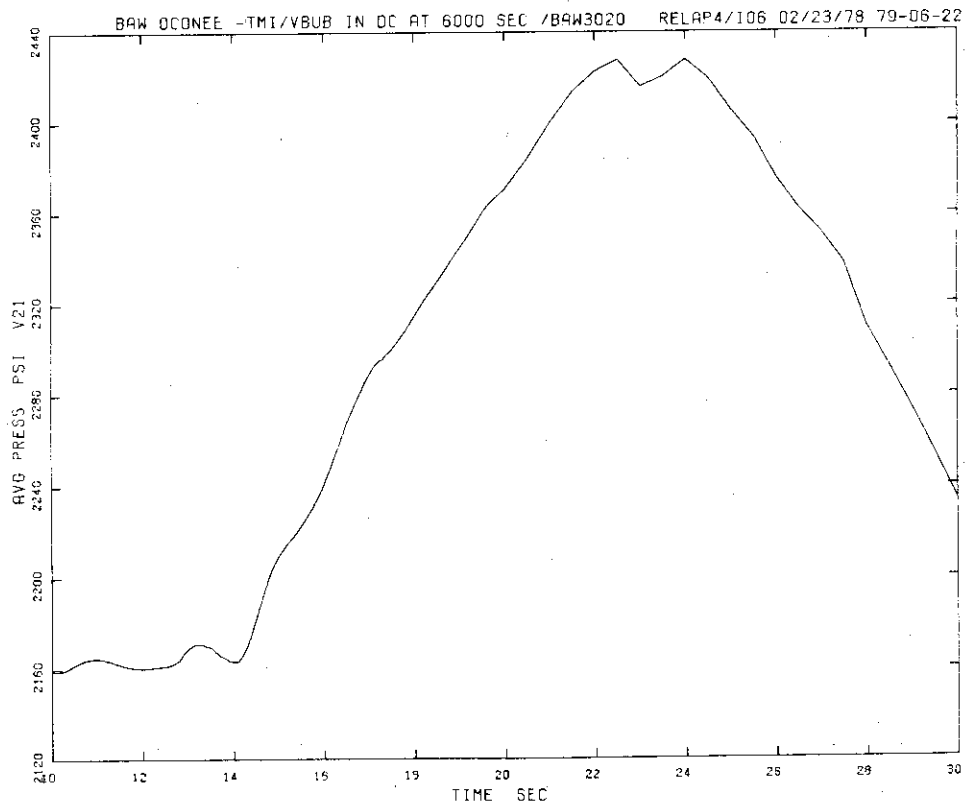


Fig. 4.12 Hot Leg Pressure

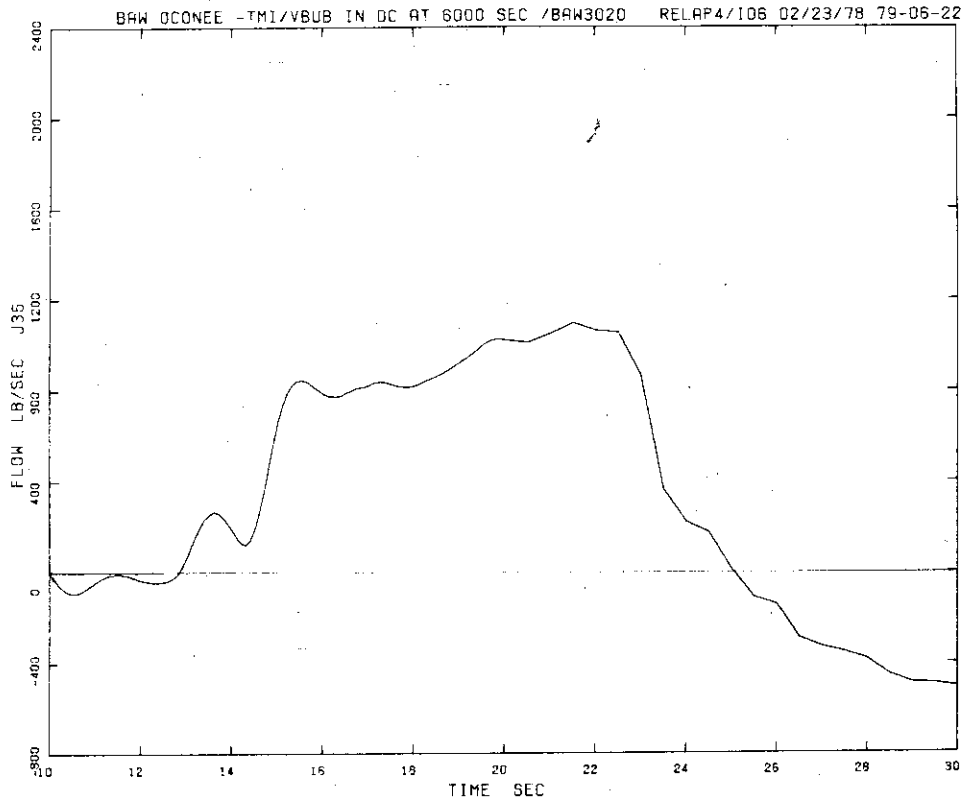


Fig. 4.13 Flow Rate from Surge Line to Pressurizer

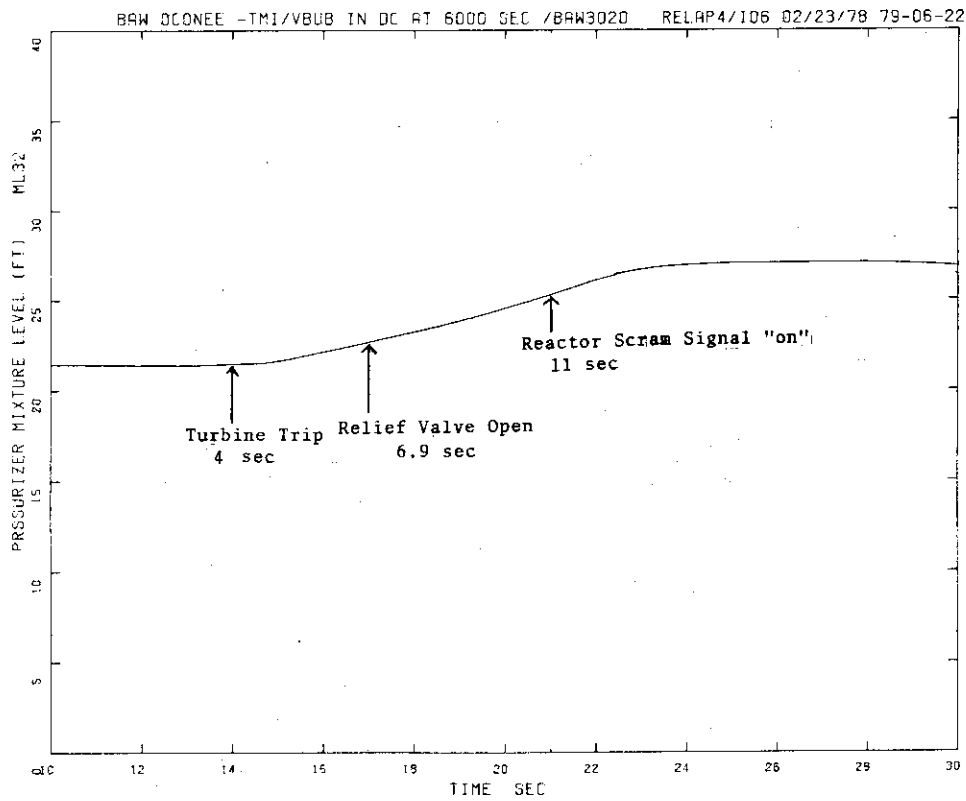


Fig. 4.14 Pressurizer Mixture Level

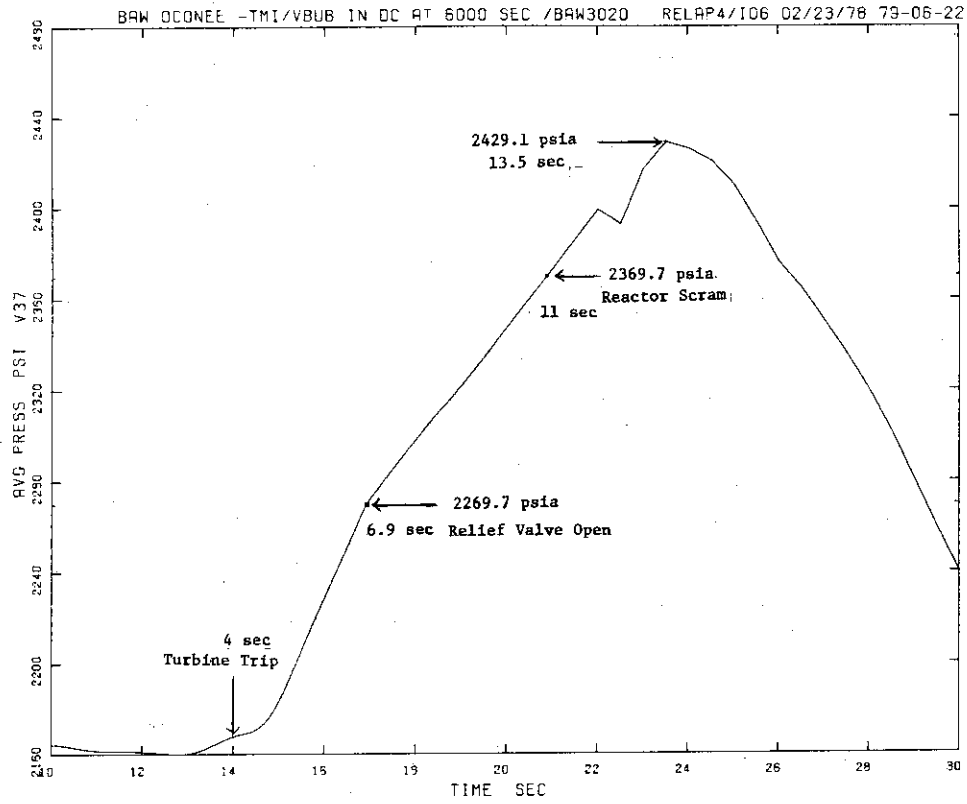


Fig. 4.15 Pressurizer Pressure

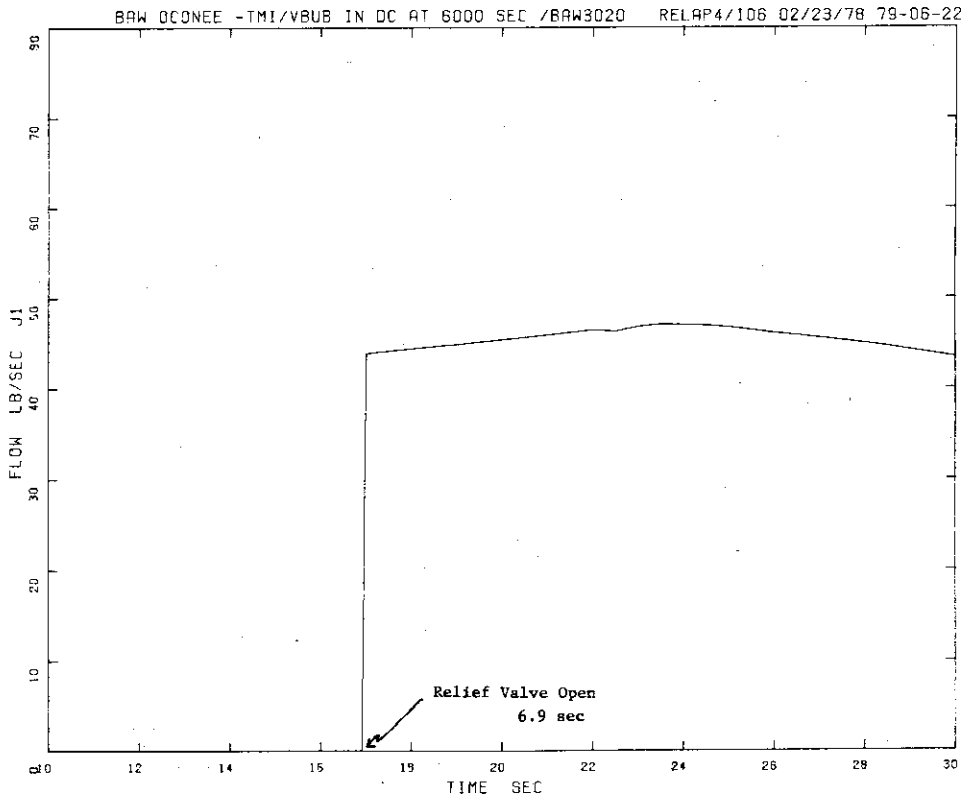


Fig. 4.16 Pressurizer Relief Valve Flow Rate

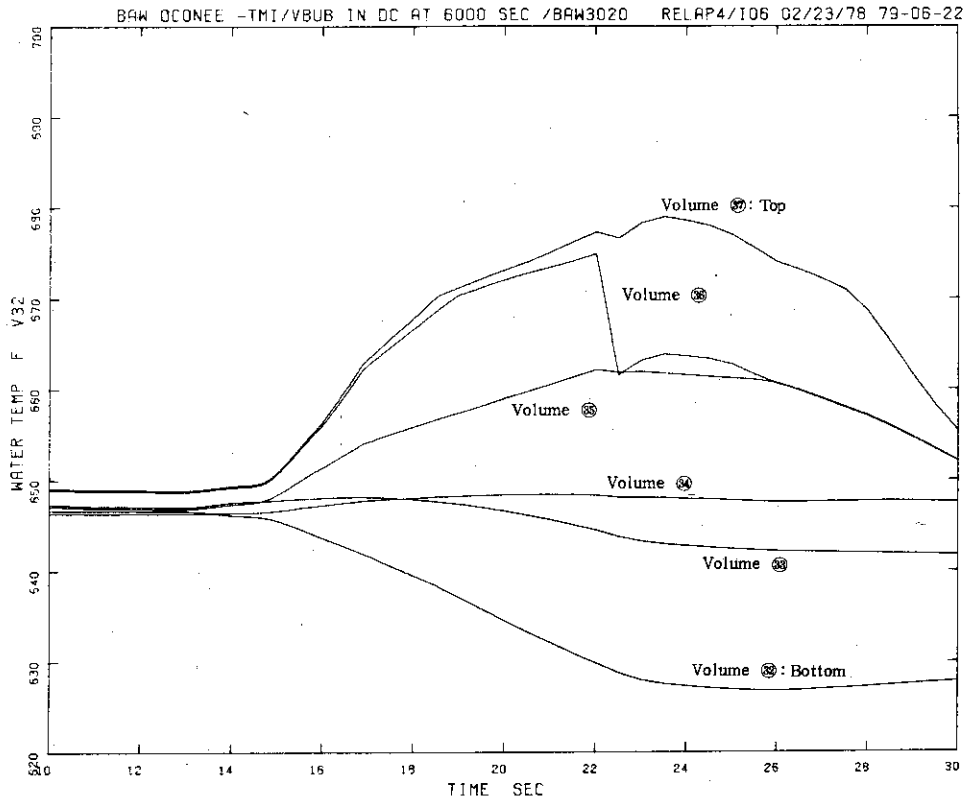


Fig. 4.17 Pressurizer Coolant Temperature

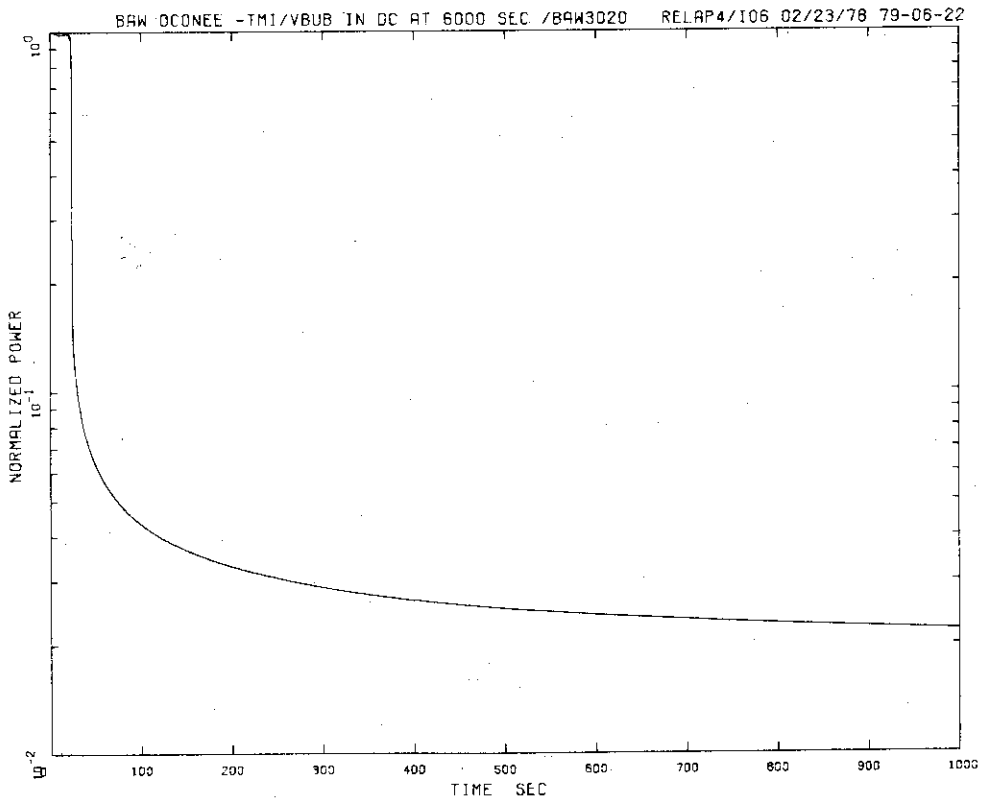


Fig. 4.18 Normalized Power

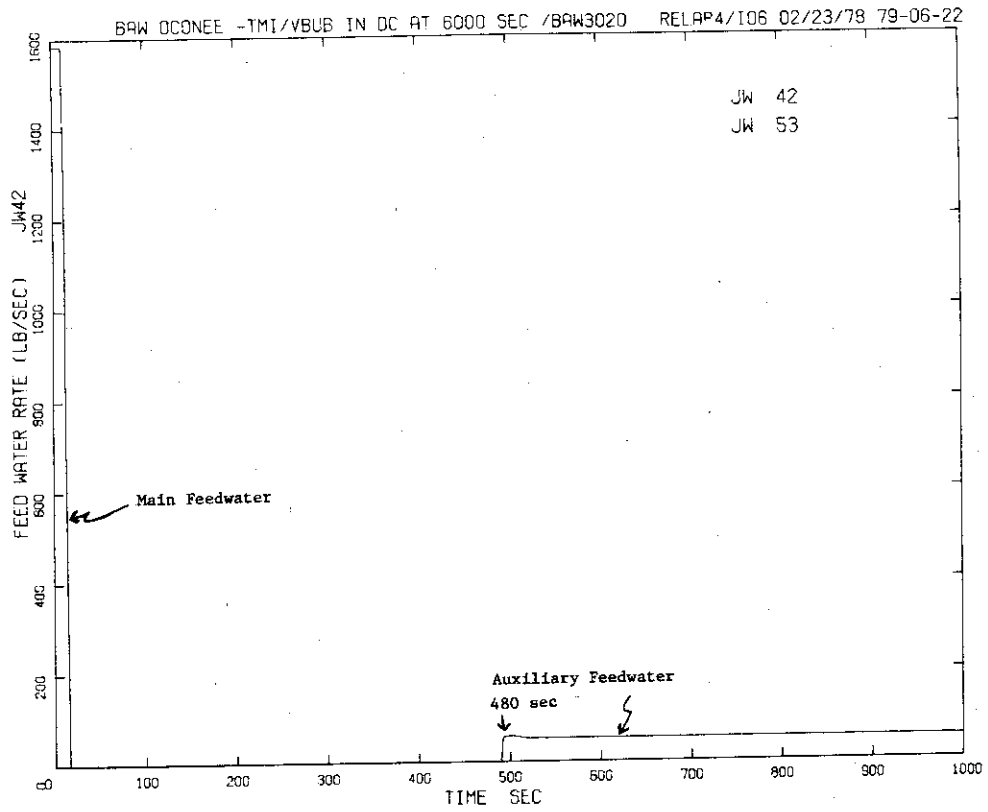


Fig. 4.19 Main Feedwater and Auxiliary Feedwater Flow Rate

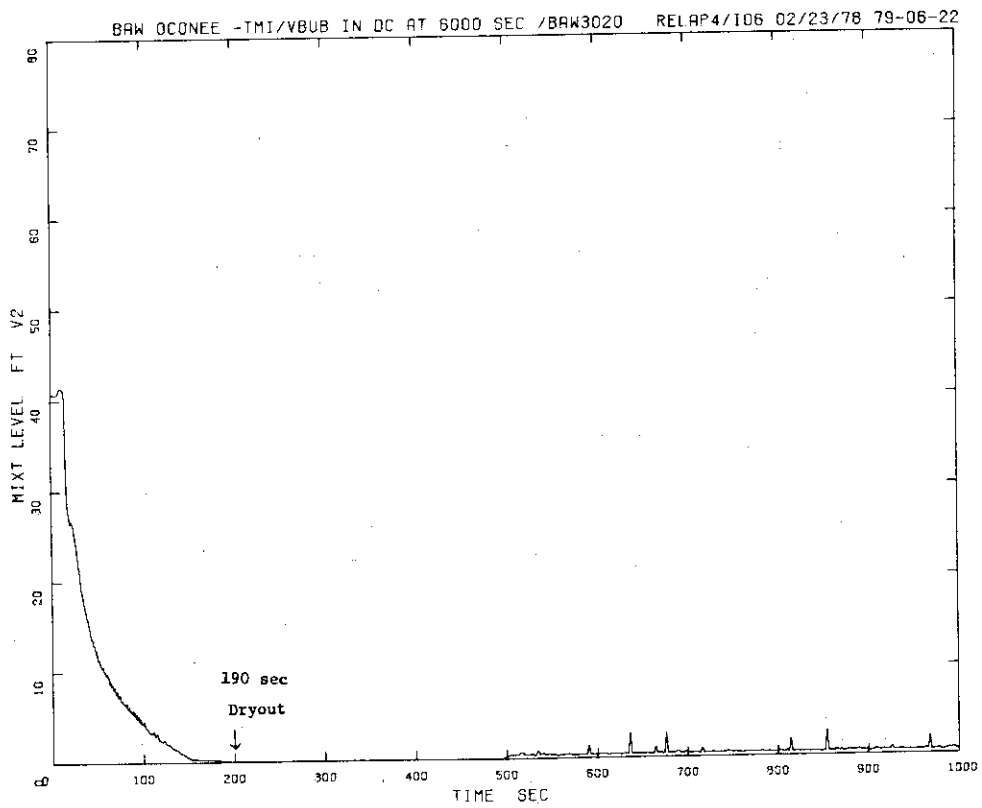


Fig. 4.20 OTSG Secondary Side Mixture Level

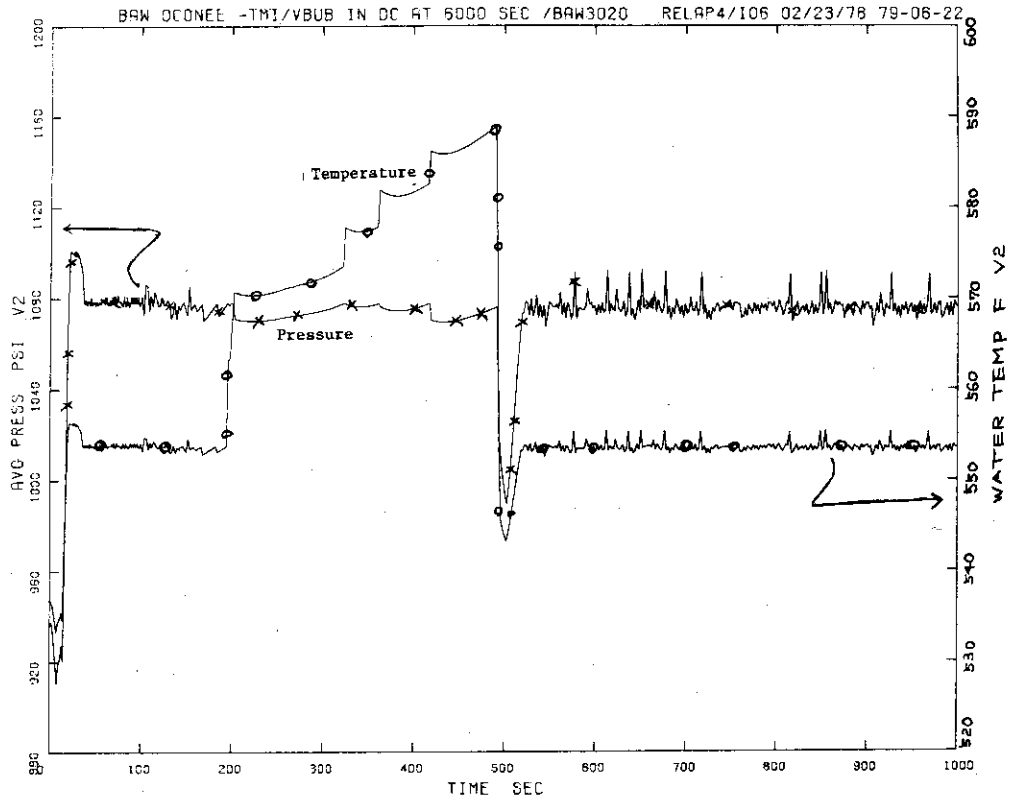


Fig. 4.21 OTSG Secondary Side Pressure and Temperature

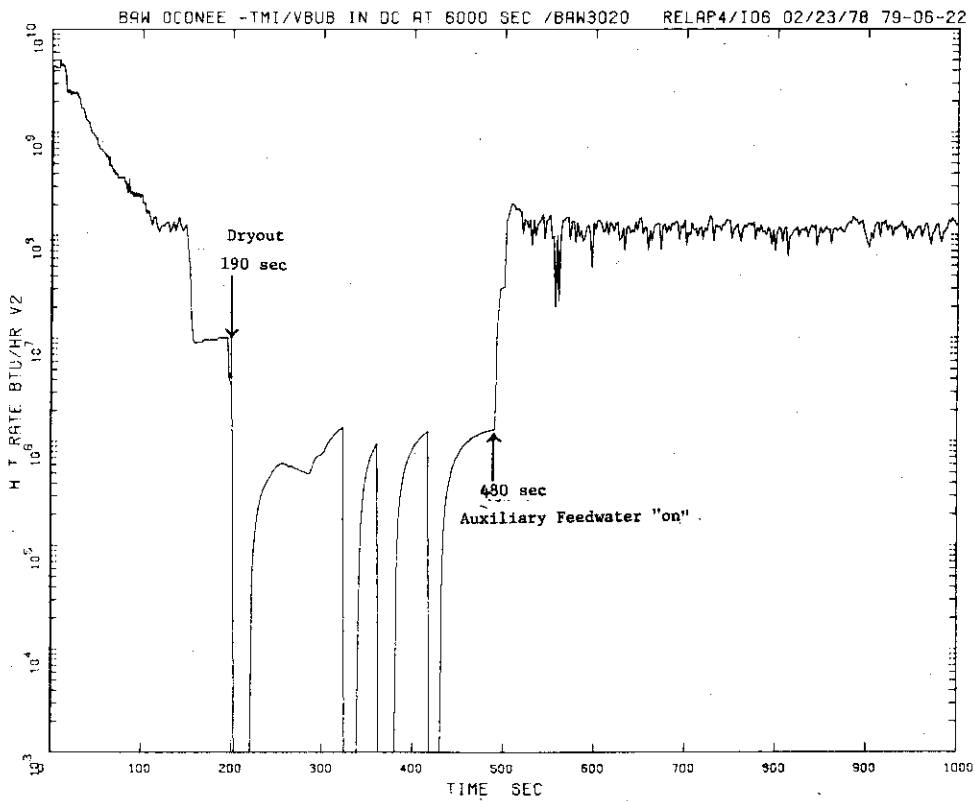


Fig. 4.22 Heat Transfer Rate to OTSG Secondary Side

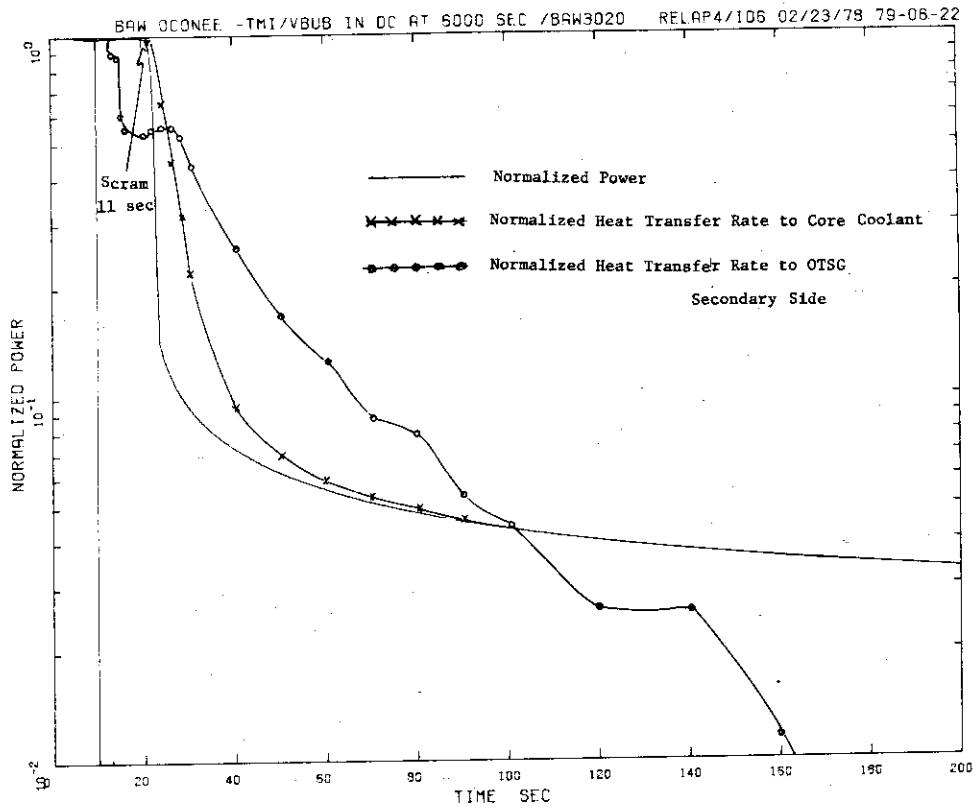


Fig. 4.23 Normalized Power, Normalized Heat Transfer Rate in Core and Normalized Heat Transfer Rate to OTSG Secondary Side

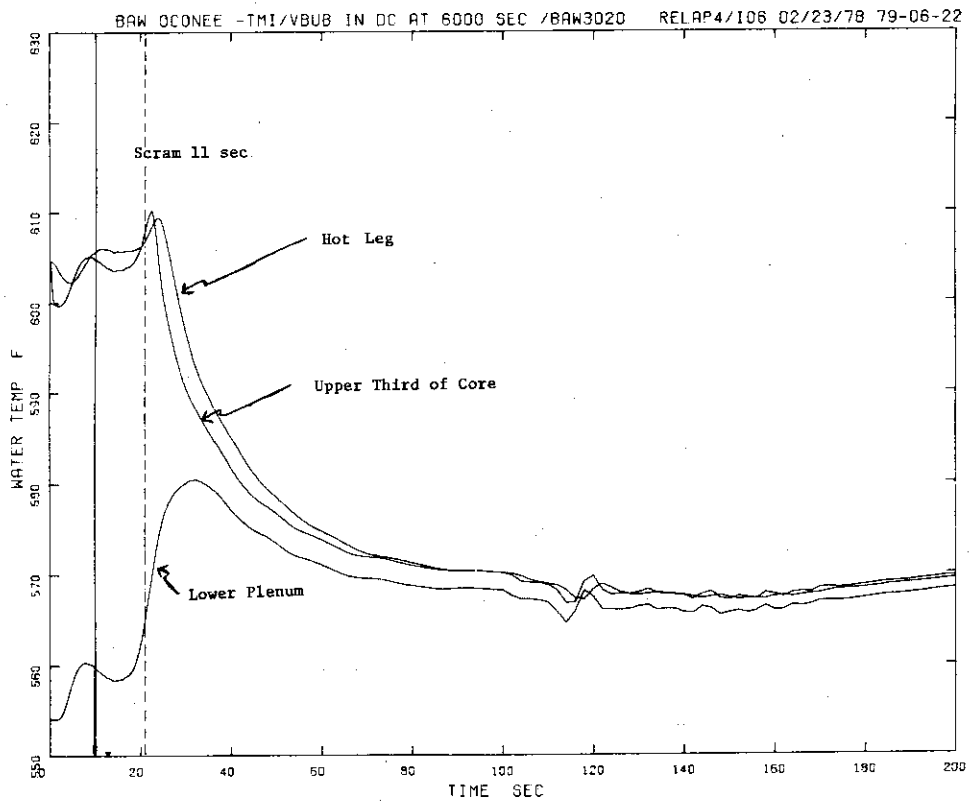


Fig. 4.24 Reactor Coolant Temperature

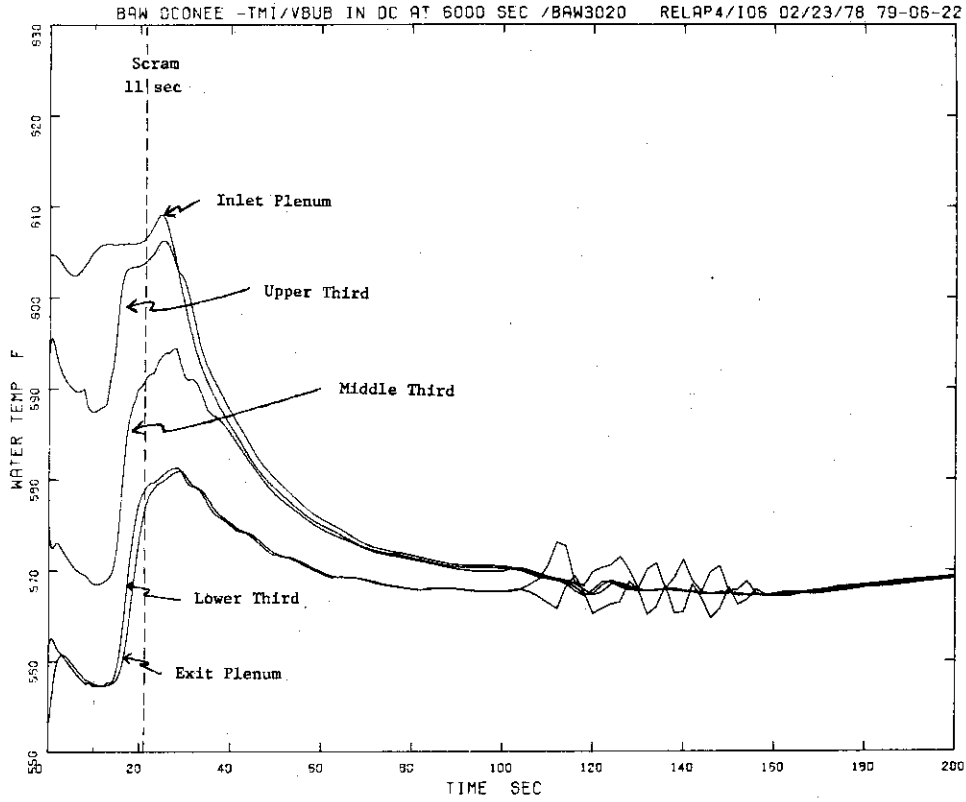


Fig. 4.25 Reactor Coolant Temperature in OTSG

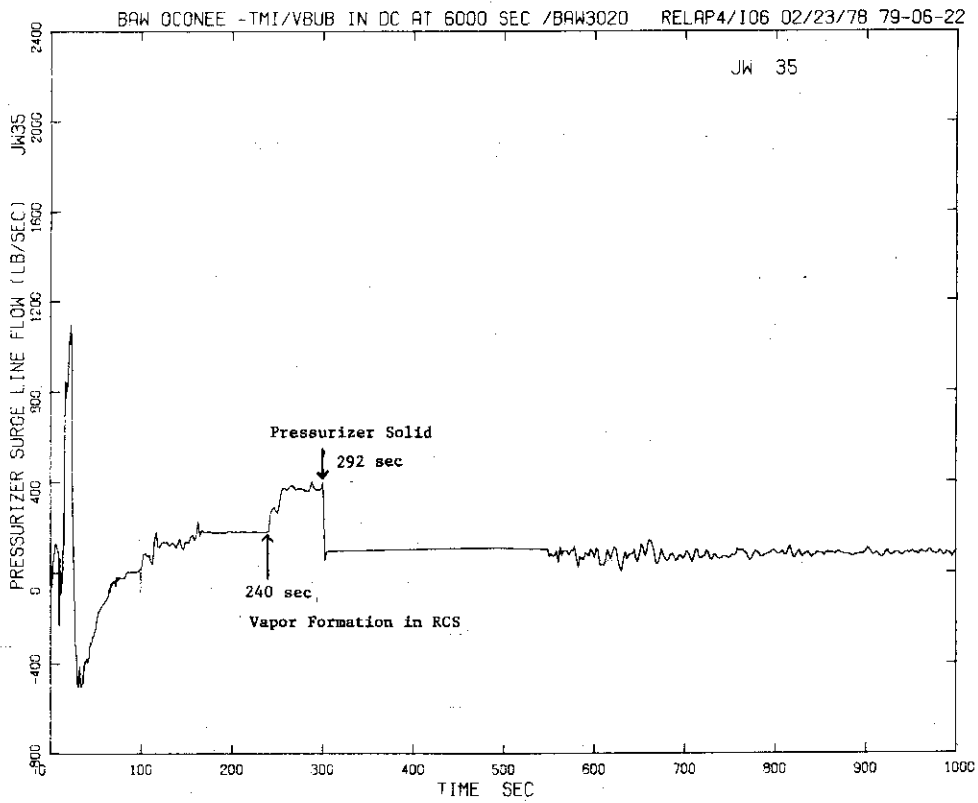


Fig. 4.26 Flow Rate from Surge Line to Pressurizer

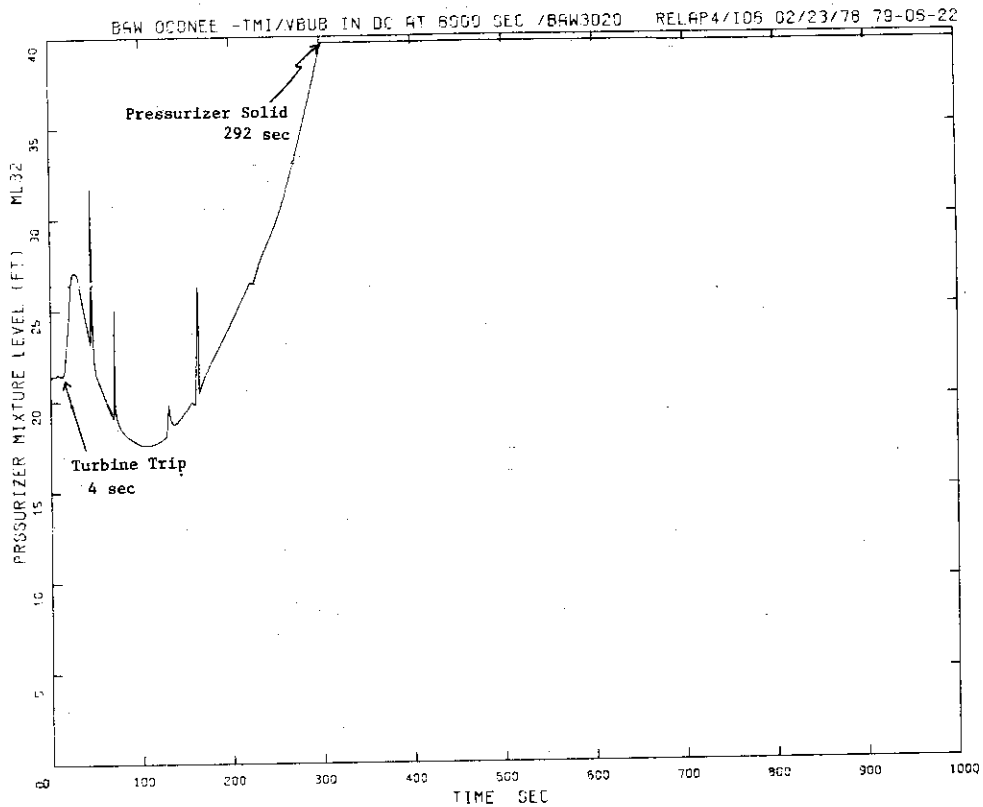


Fig. 4.27 Pressurizer Mixture Level

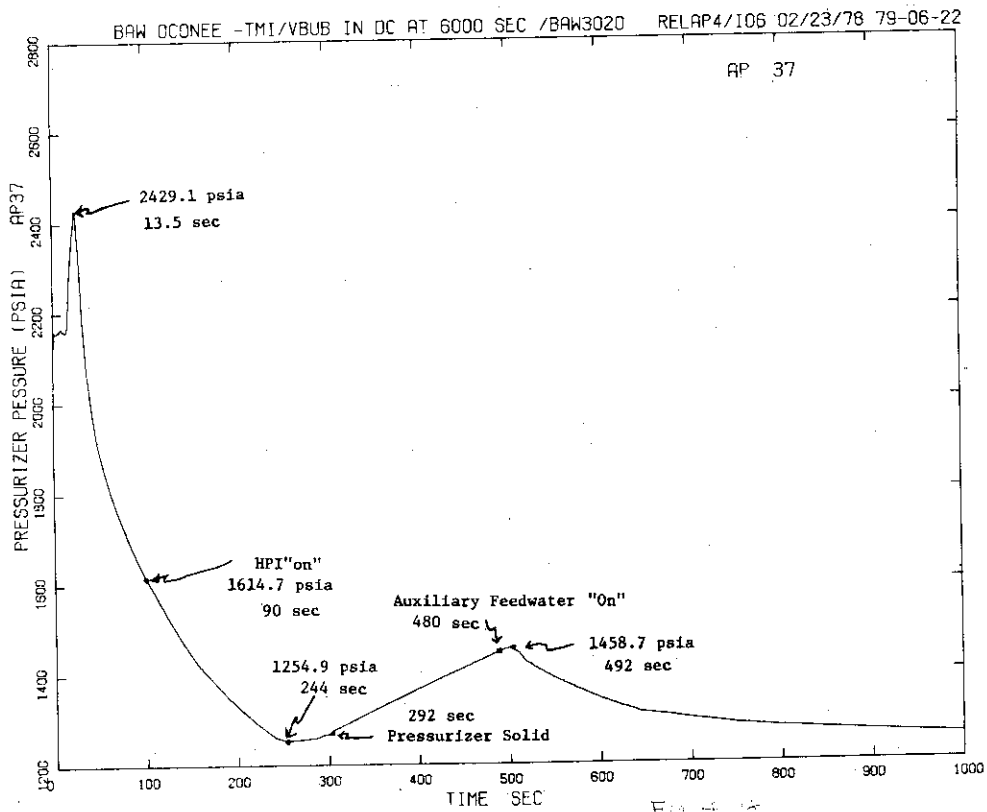


Fig. 4.28 Pressurizer Pressure

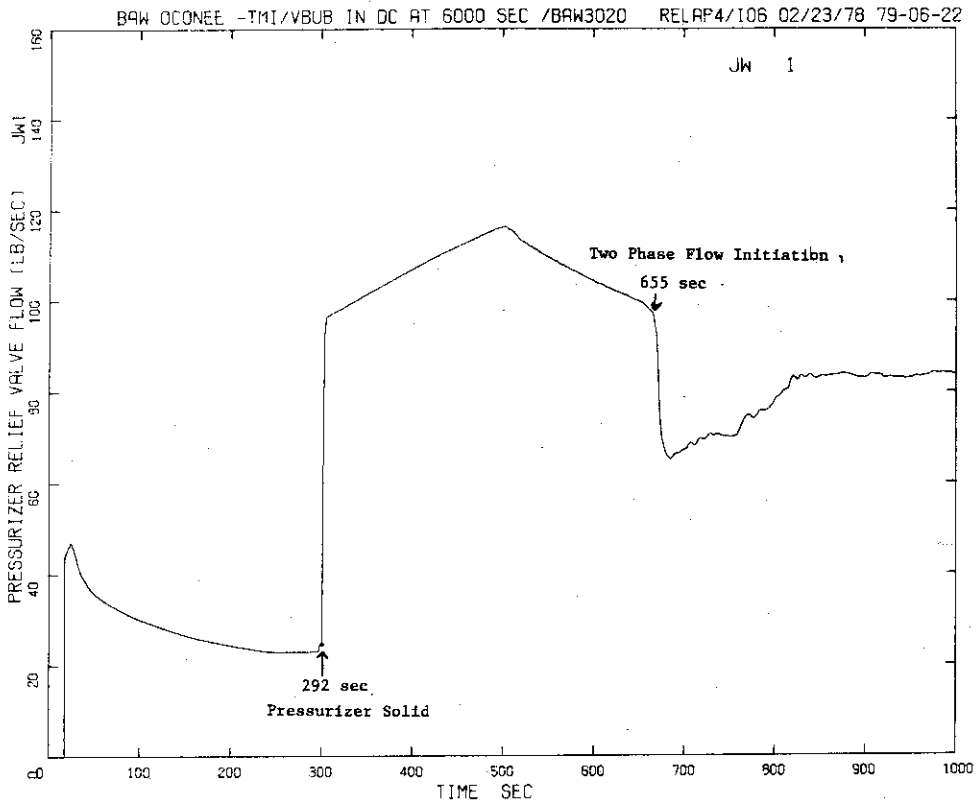


Fig. 4.29 Pressurizer Relief Valve Flow Rate

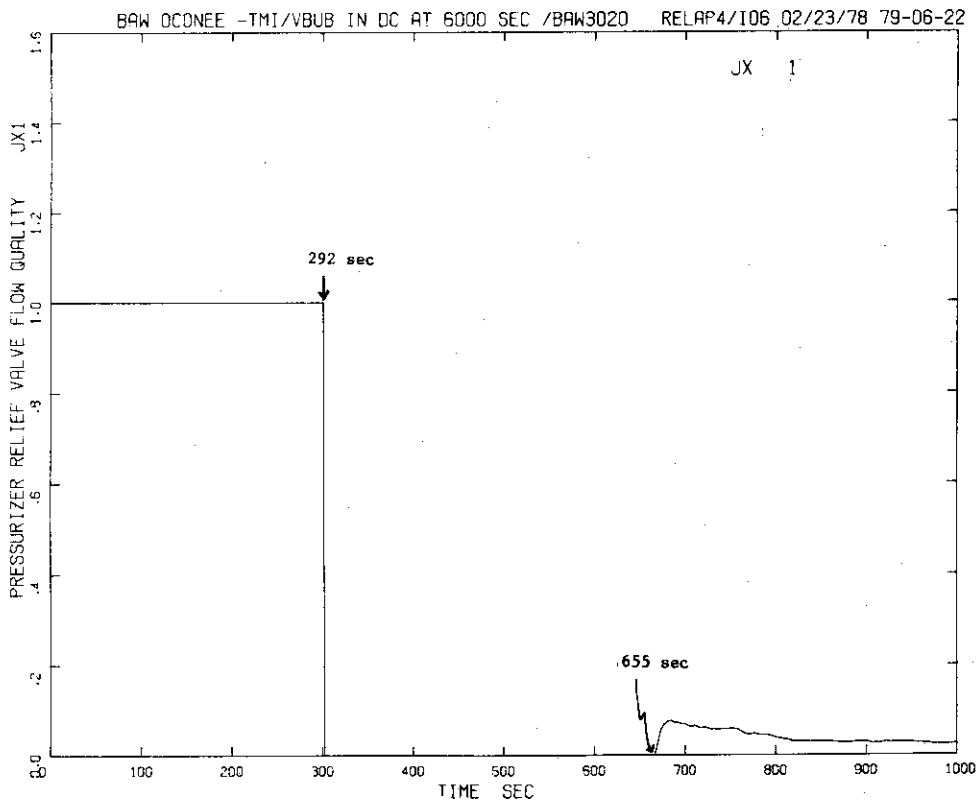


Fig. 4.30 Pressurizer Relief Valve Flow Quality

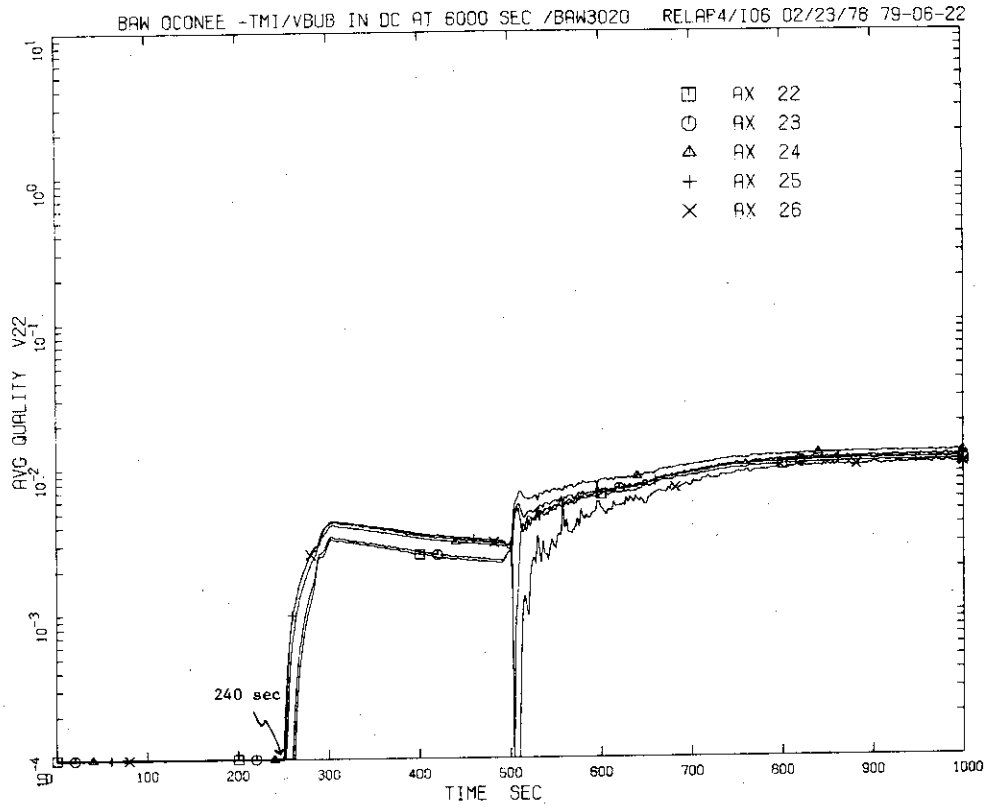


Fig. 4.31 Reactor Coolant Quality in OTSG

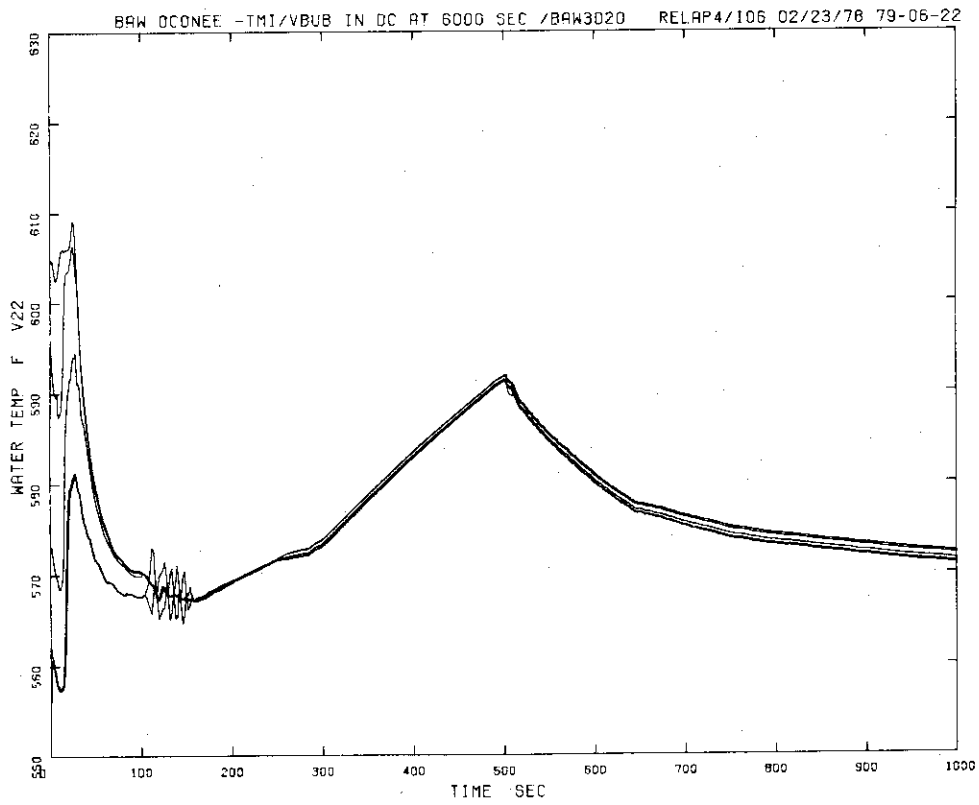


Fig. 4.32 Reactor Coolant Temperature in OTSG

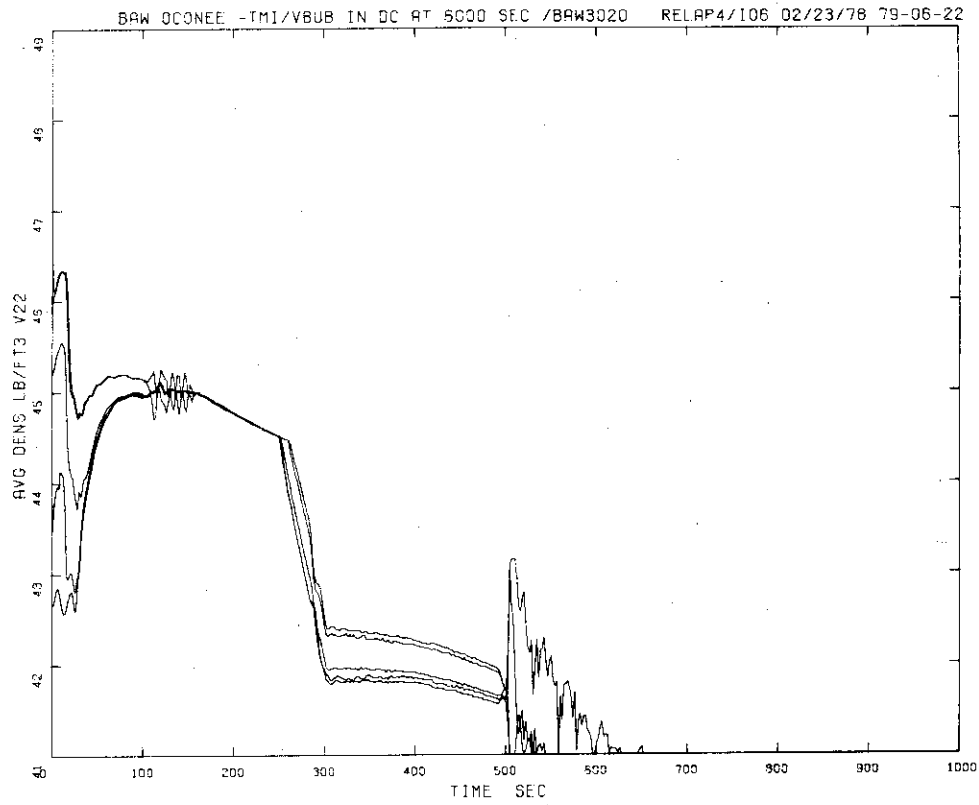


Fig. 4.33 Reactor Coolant Density in OTSG

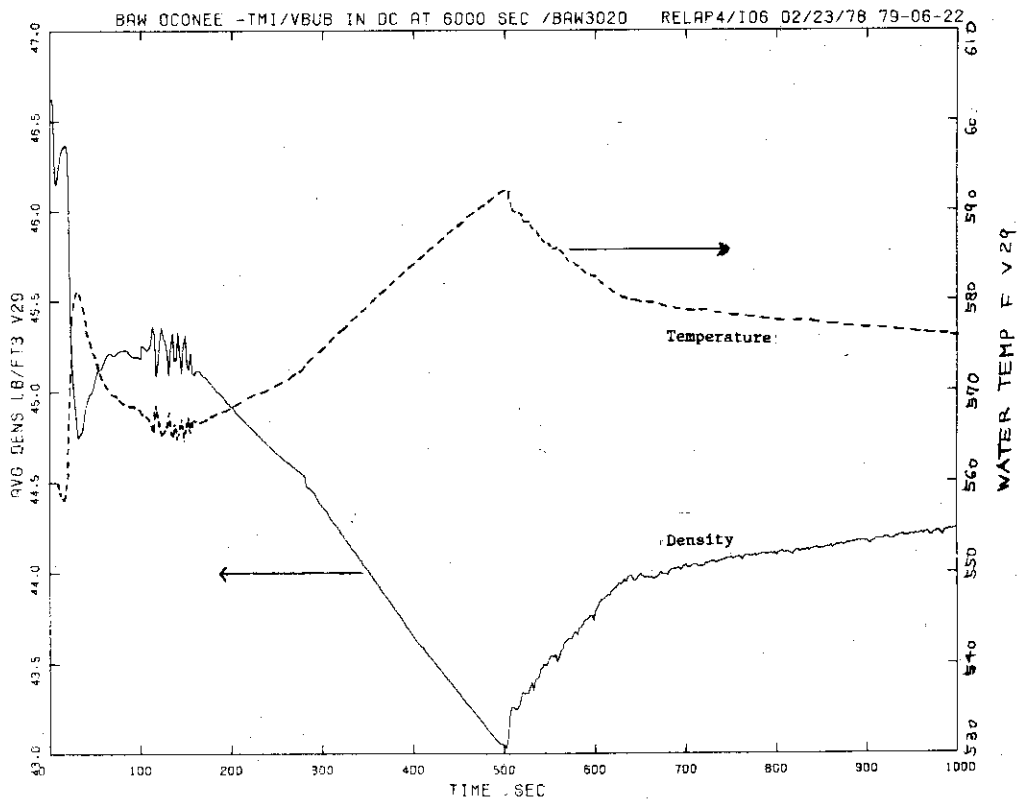


Fig. 4.34 Reactor Coolant Temperature and Density in Cold Leg

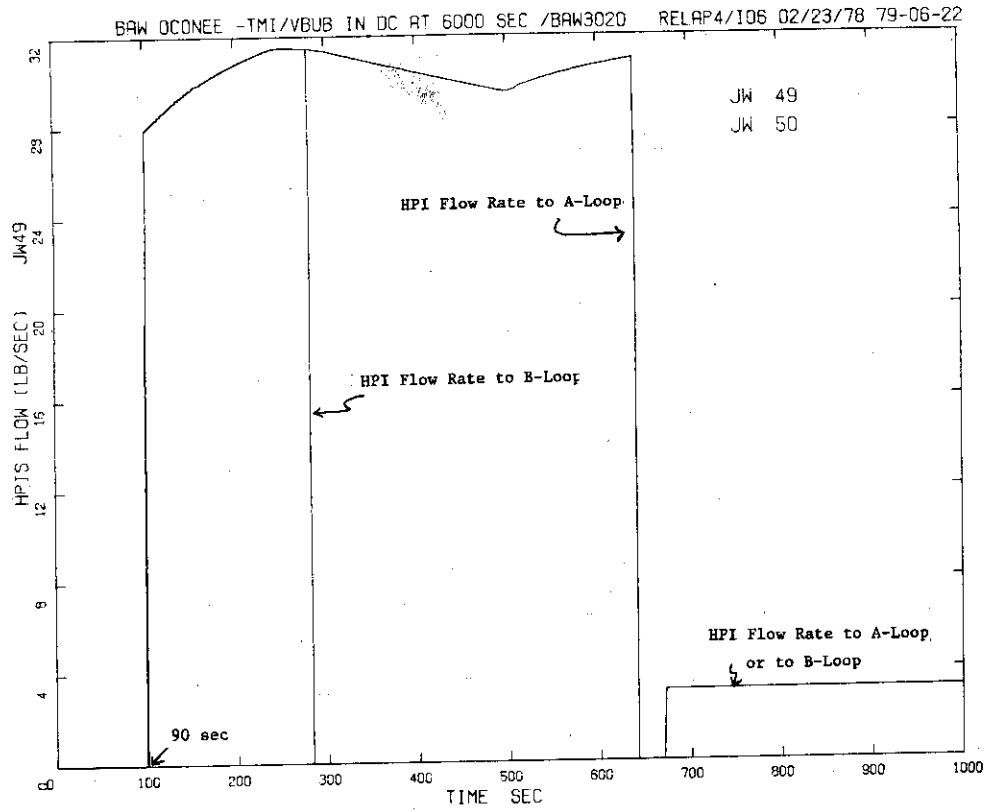


Fig. 4.35 HPI Flow Rate

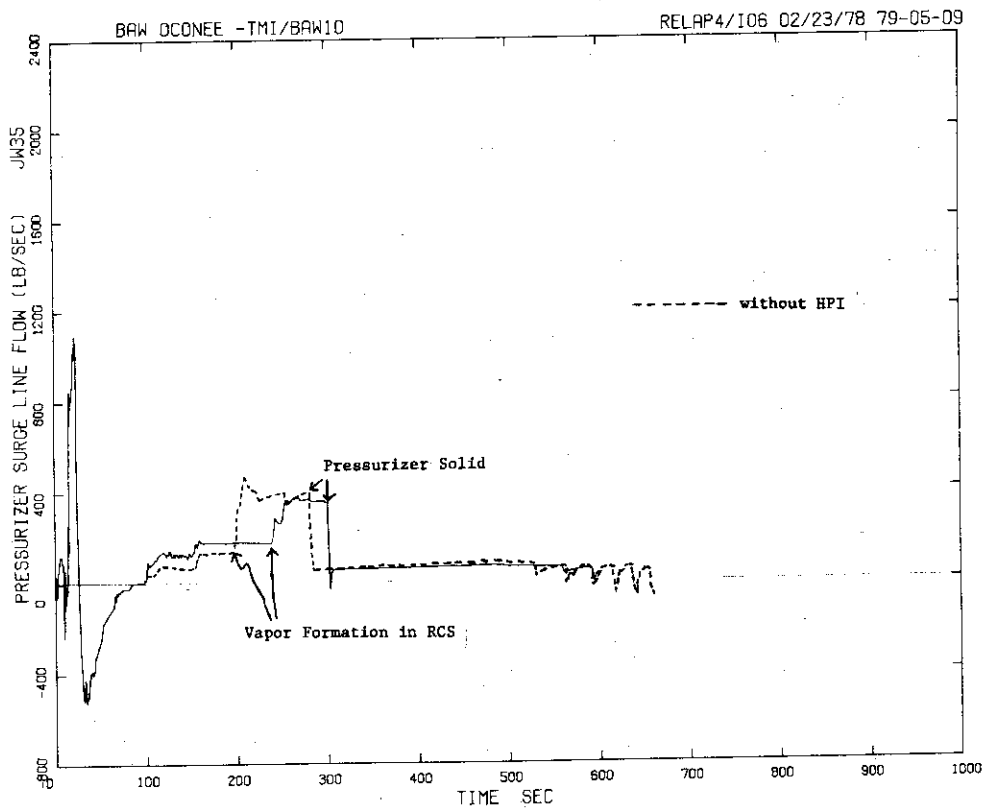


Fig. 4.36 Flow Rate from Surge Line to Pressurizer

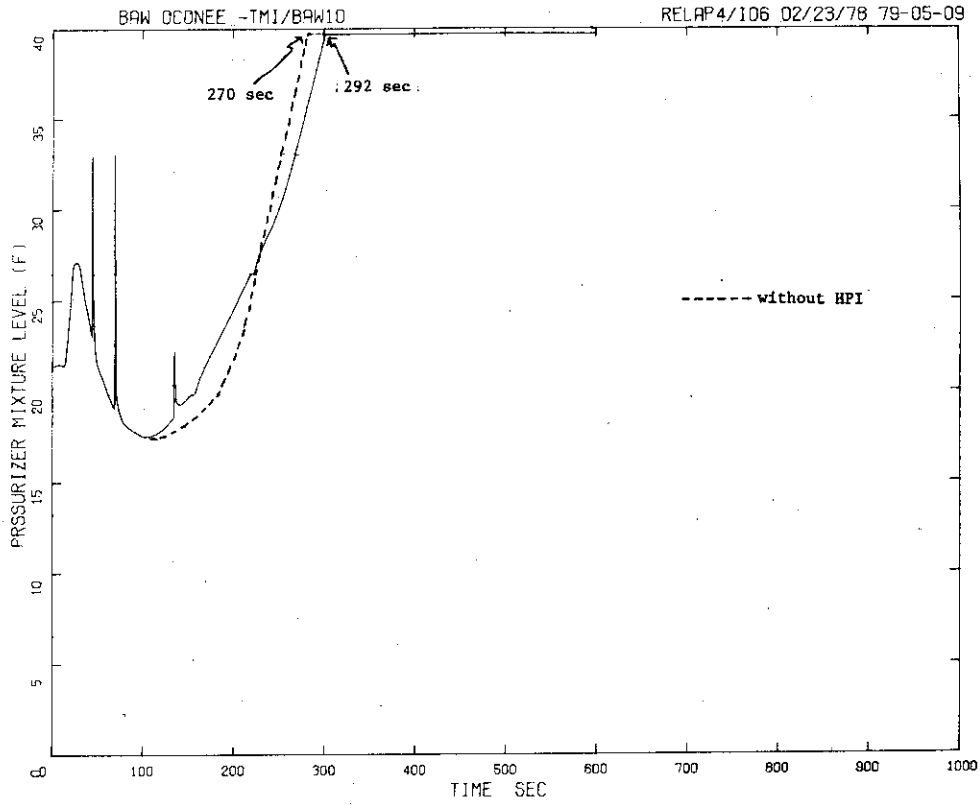


Fig. 4.37 Pressurizer Mixture Level

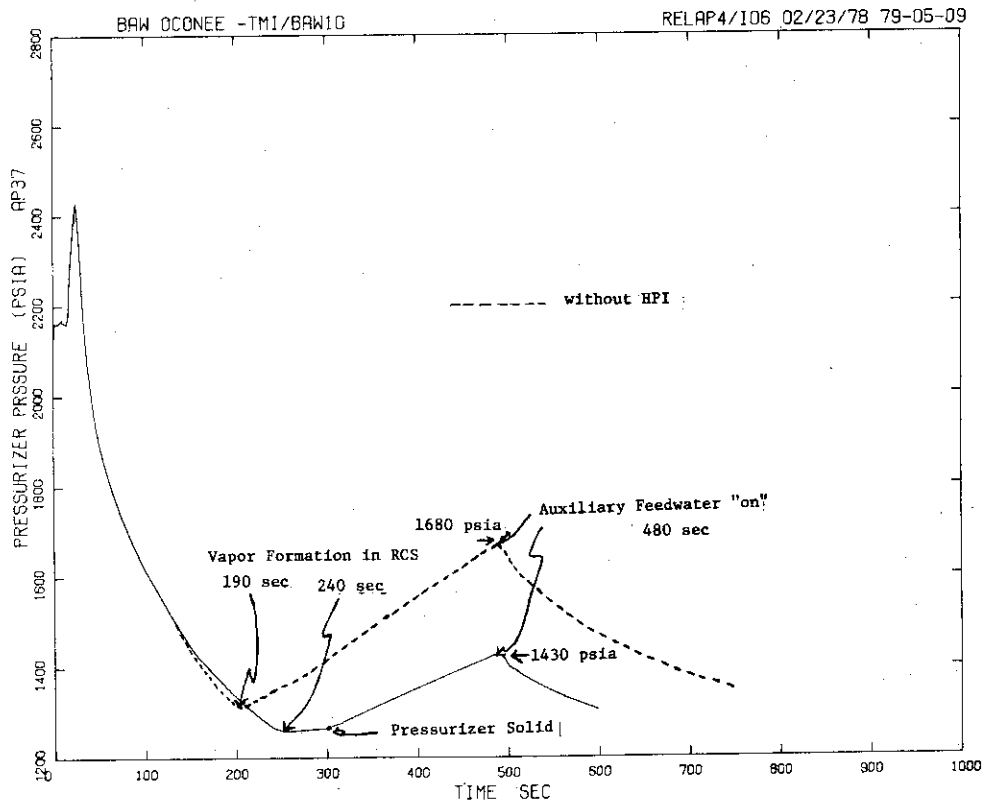


Fig. 4.38 Pressurizer Pressure

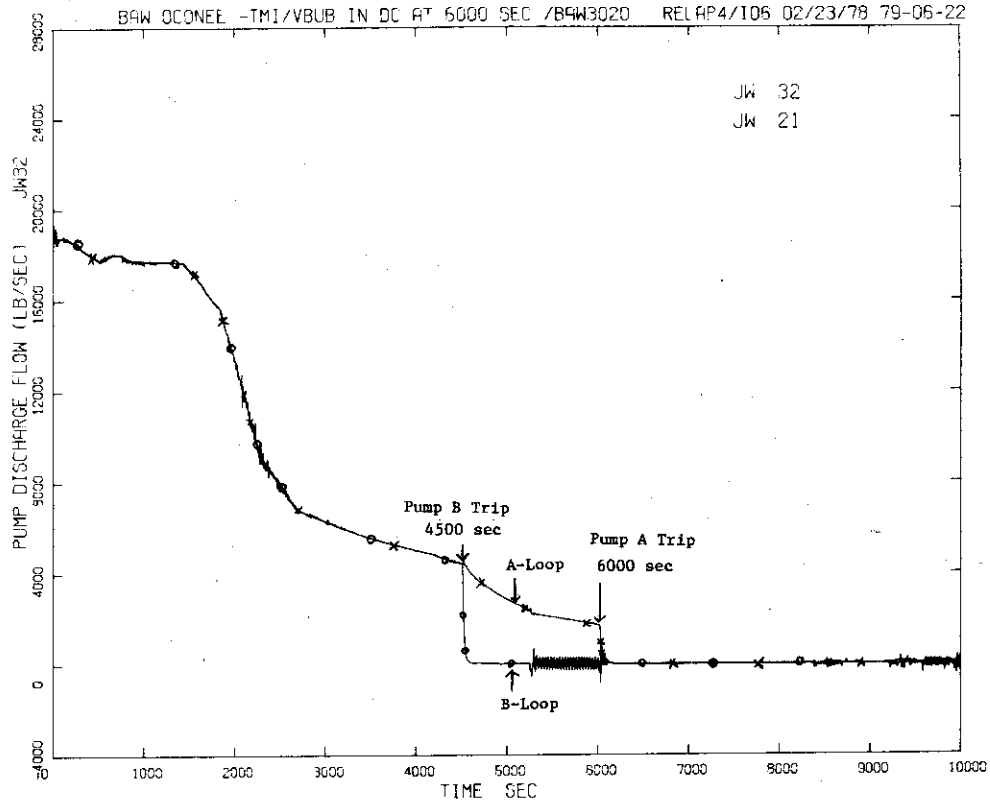


Fig. 4.39 Reactor Coolant Pump (RCP) Discharge Flow Rate

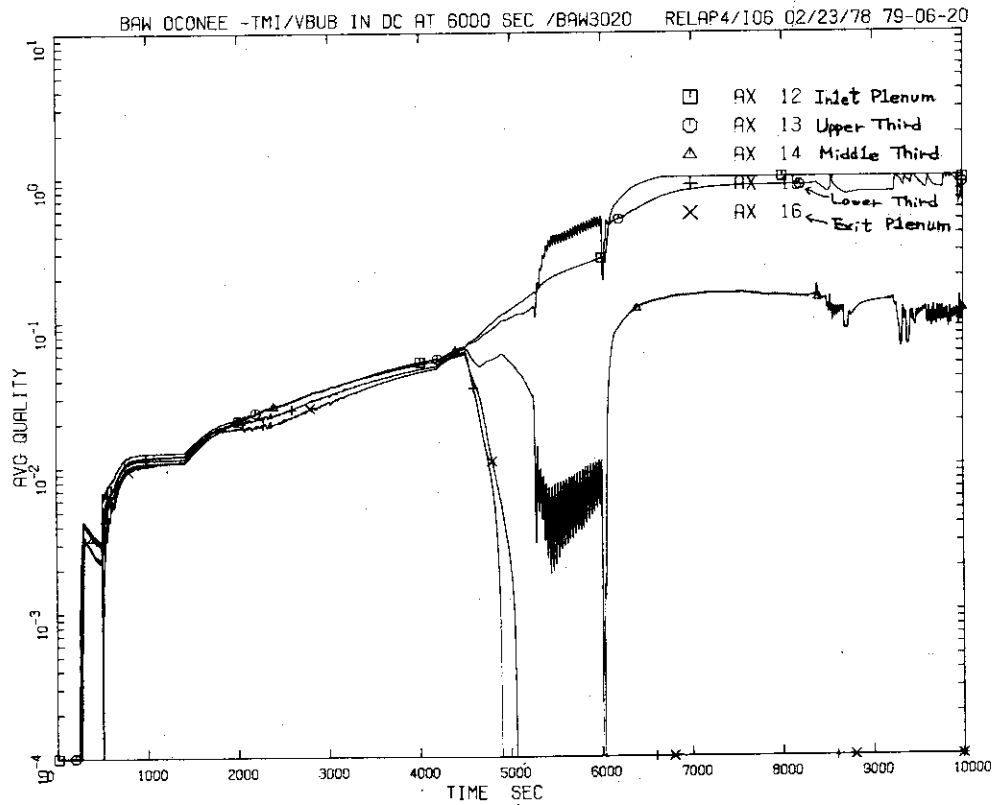


Fig. 4.40 Reactor Coolant Quality in OTSG-B

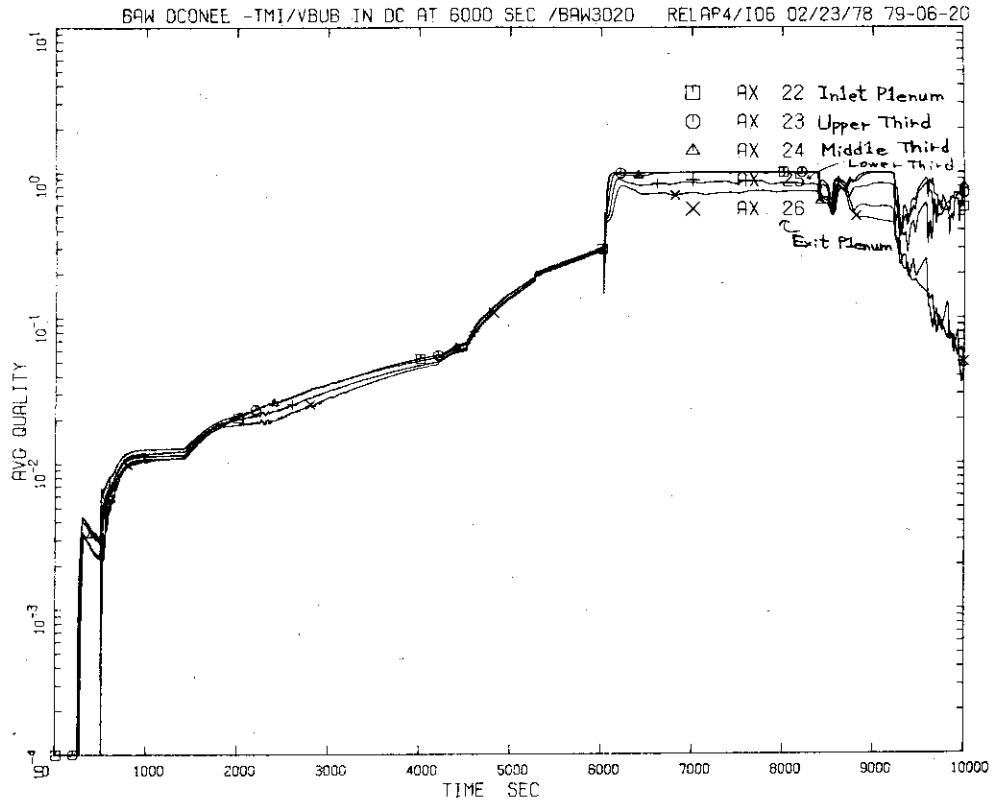


Fig. 4.41 Reactor Coolant Quality in OTSG-A

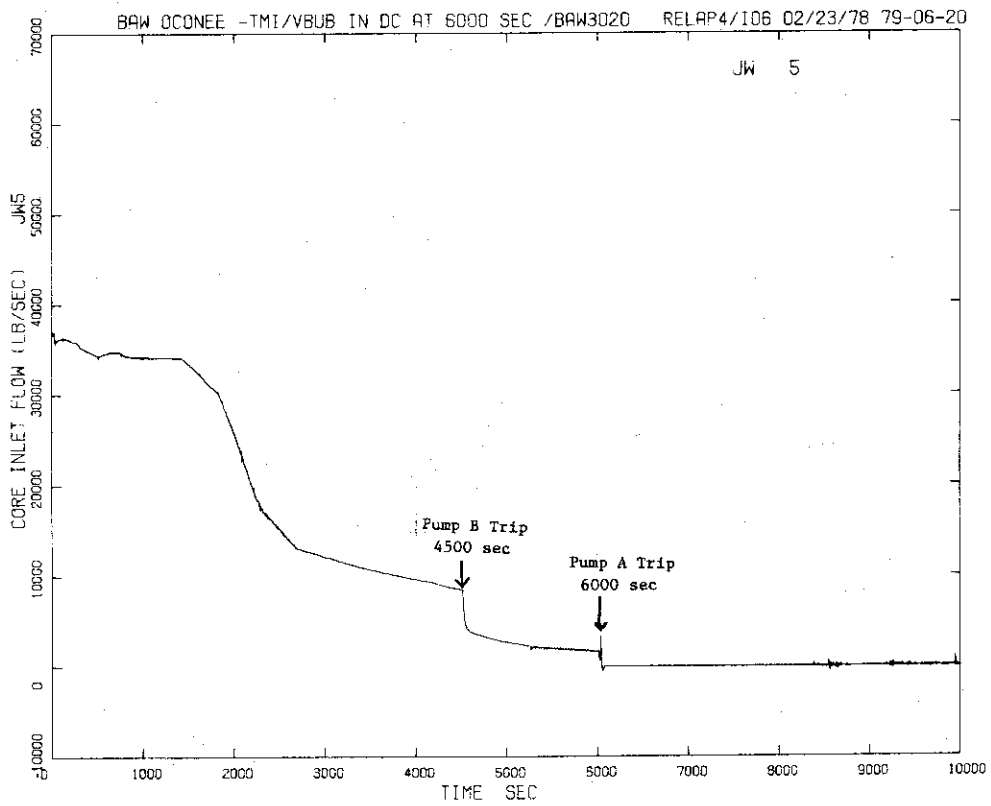


Fig. 4.42 Core Inlet Flow Rate

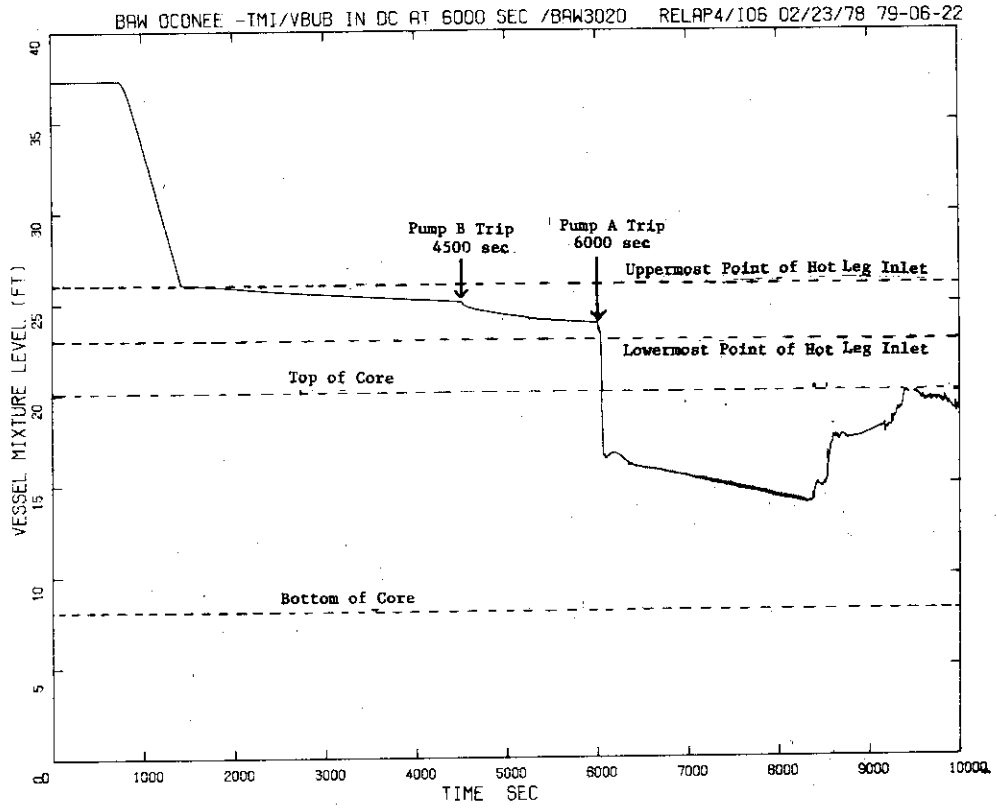


Fig. 4.43 Mixture Level in Shroud Region

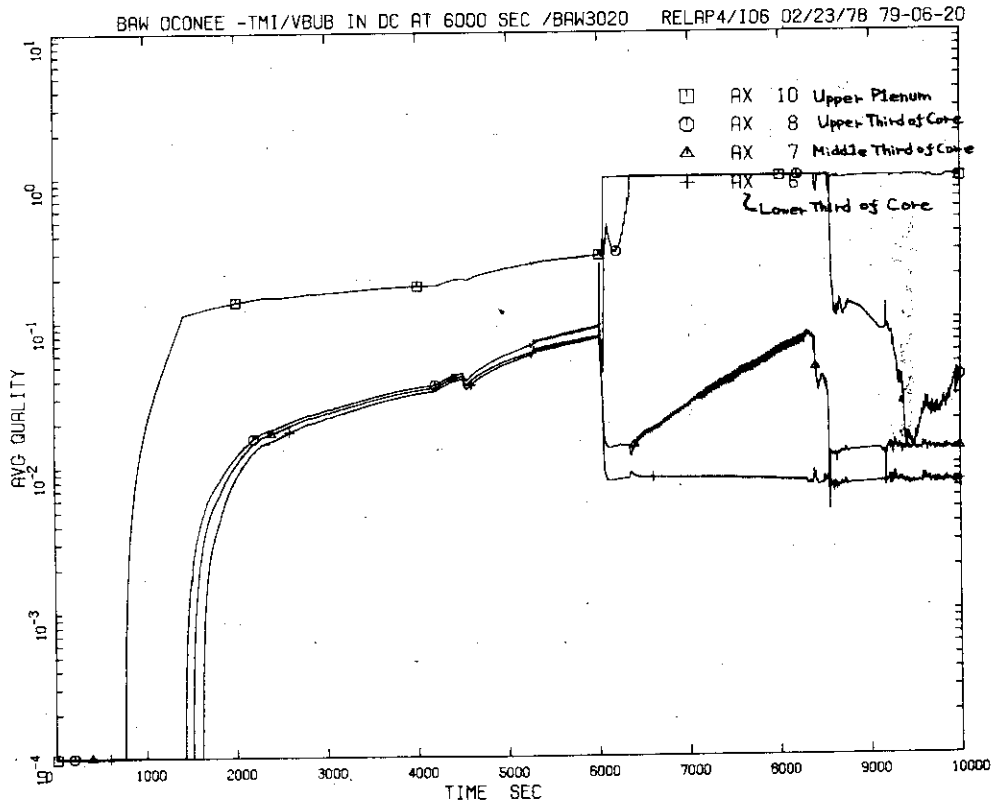


Fig. 4.44 Reactor Coolant Quality in Shroud Region

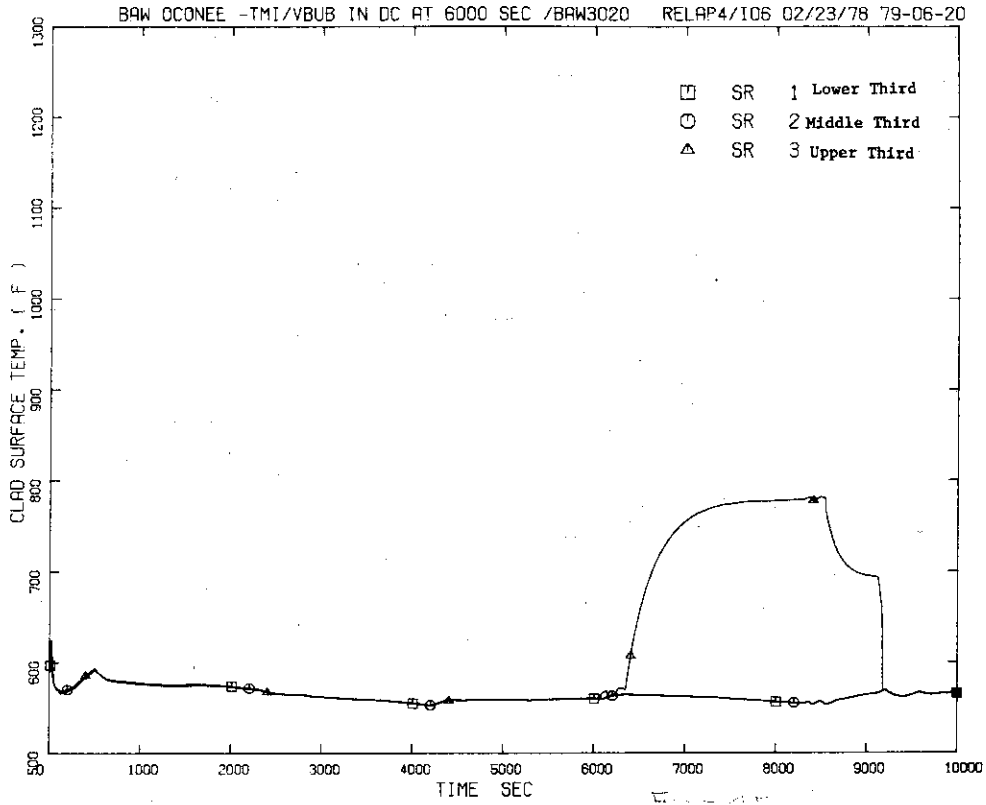


Fig. 4.45 Fuel Cladding Temperature

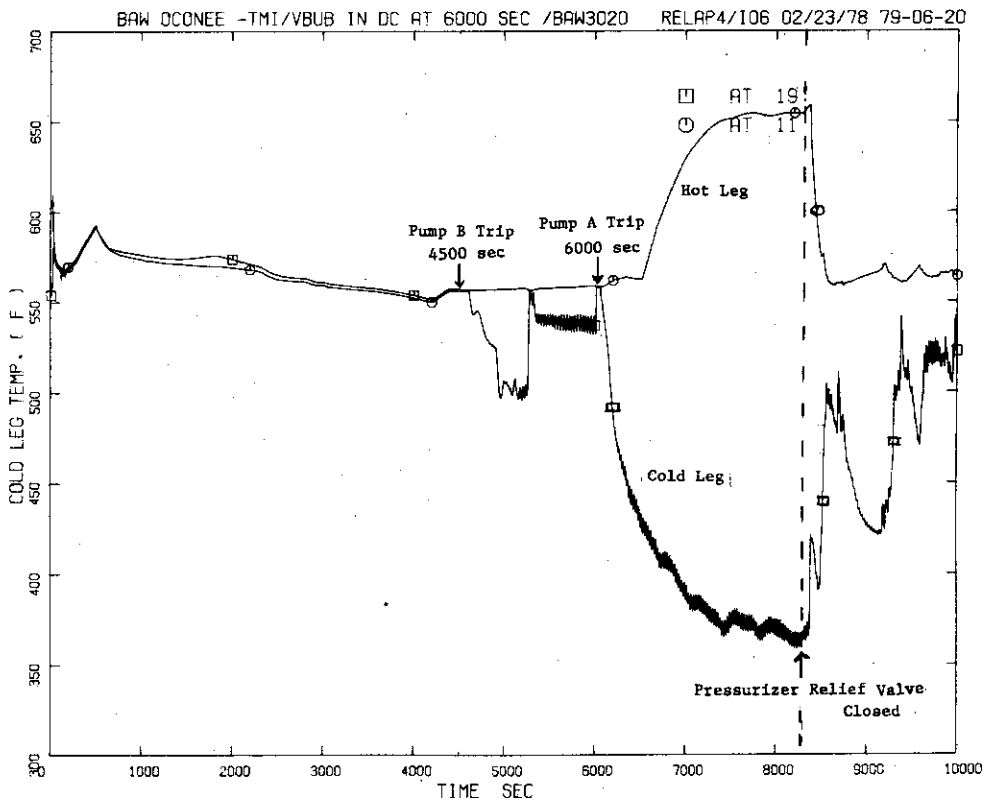


Fig. 4.46 Reactor Coolant Temperature in B-Loop

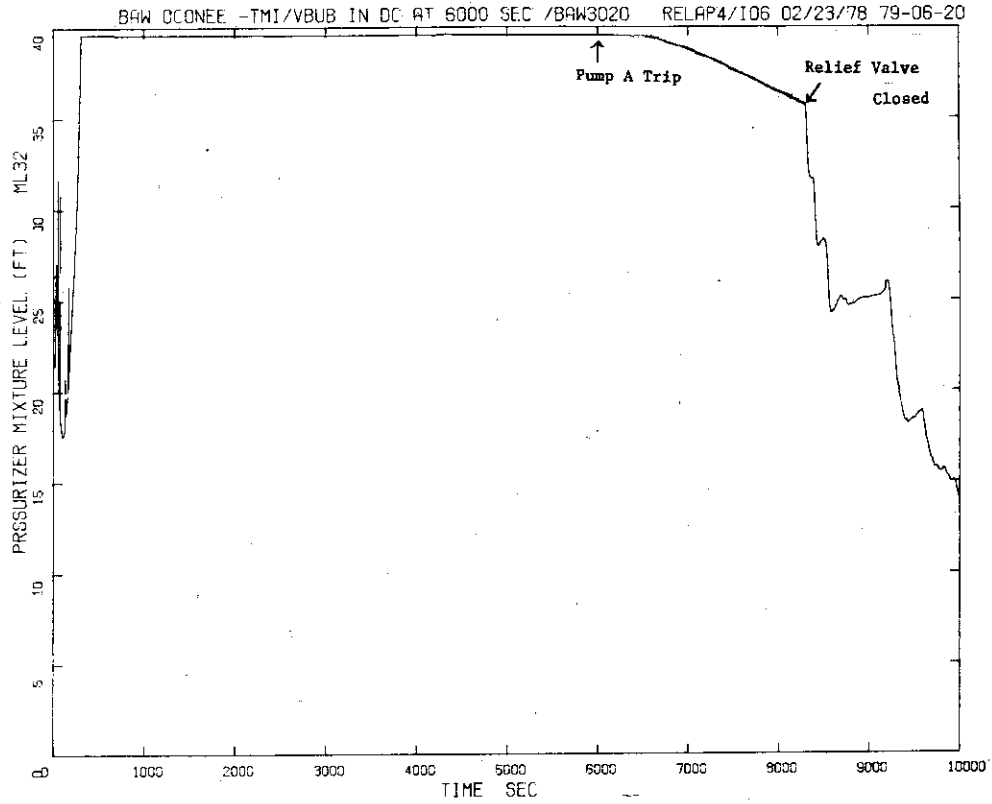


Fig. 4.47 Pressurizer Mixture Level

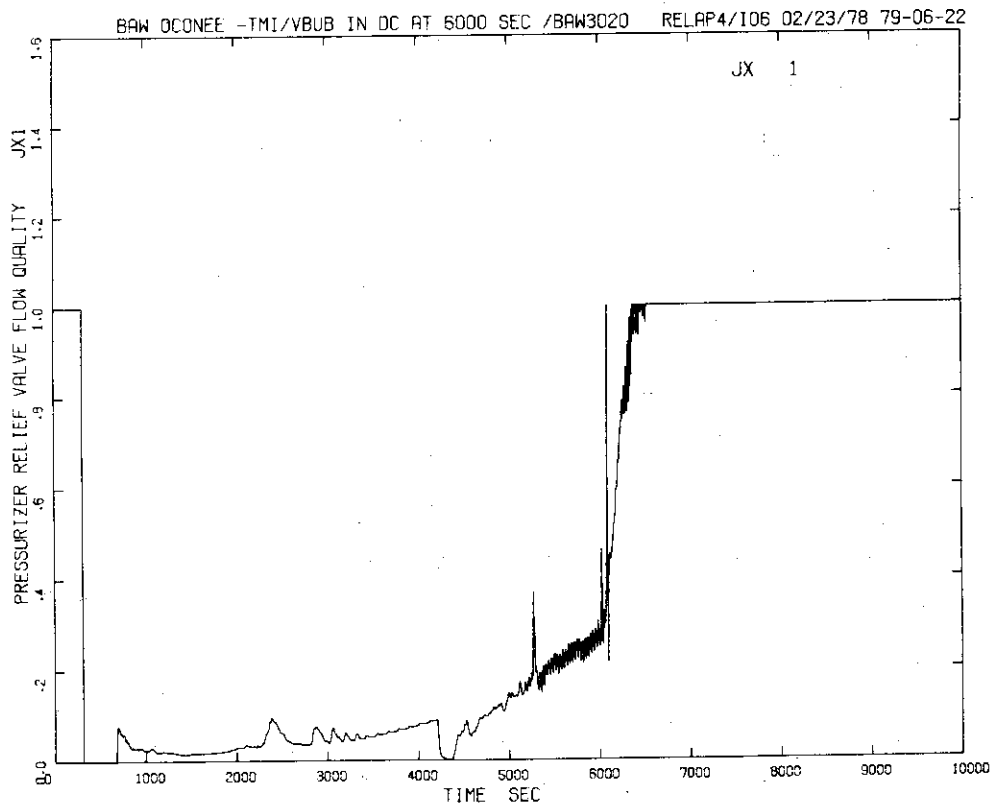


Fig. 4.48 Pressurizer Relief Valve Flow Quality

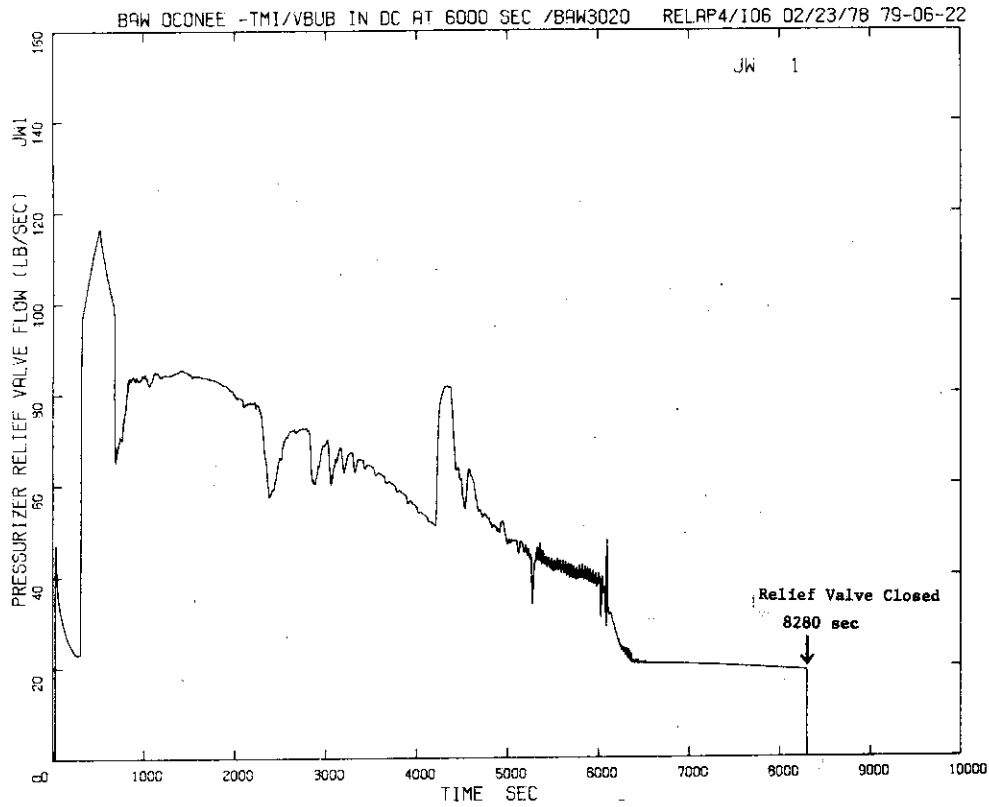


Fig.4.49 Pressurizer Relief Valve Flow Rate

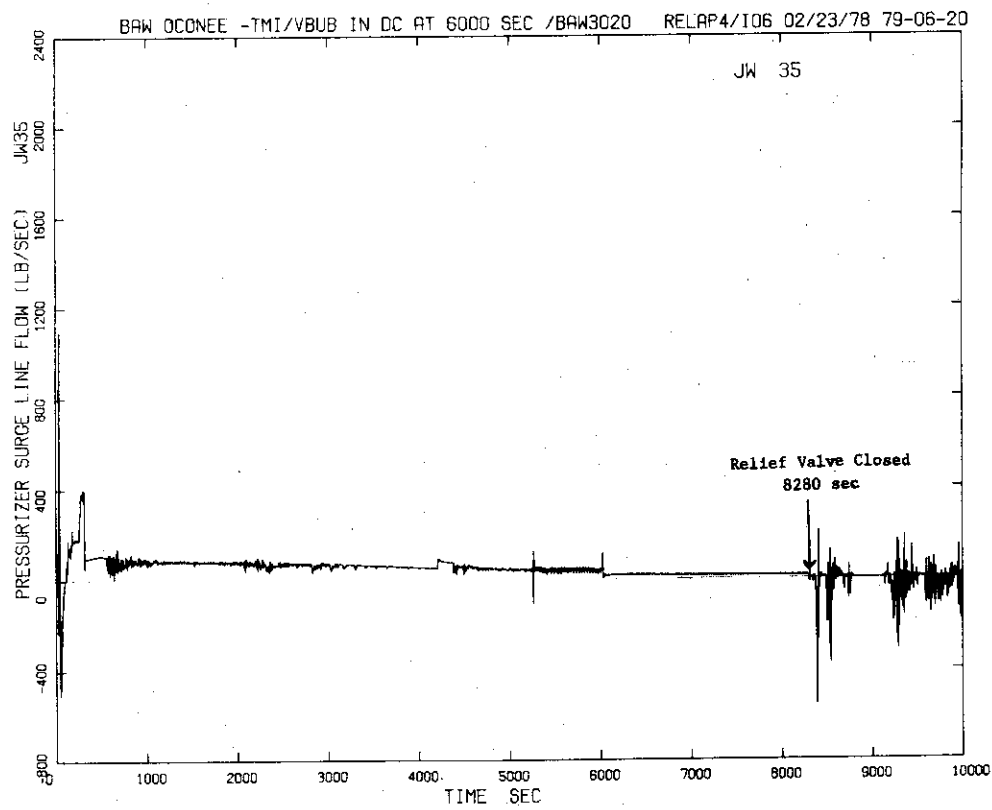


Fig.4.50 Flow Rate from Surge Line to Pressurizer

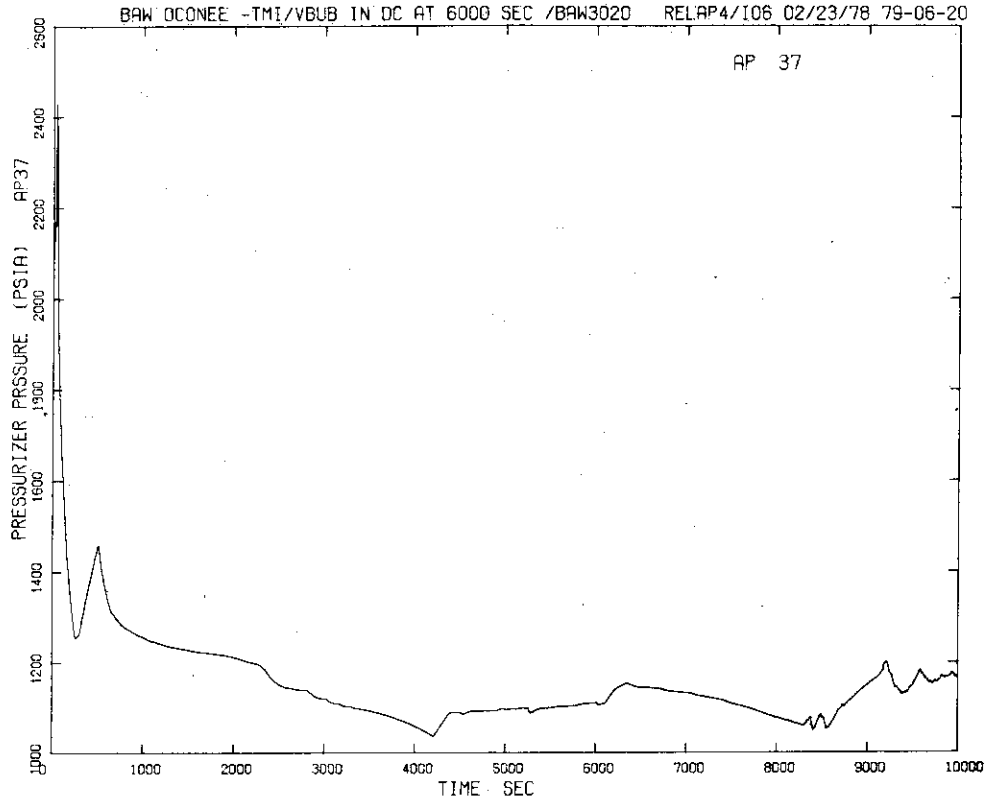


Fig. 4.51 Pressurizer Pressure

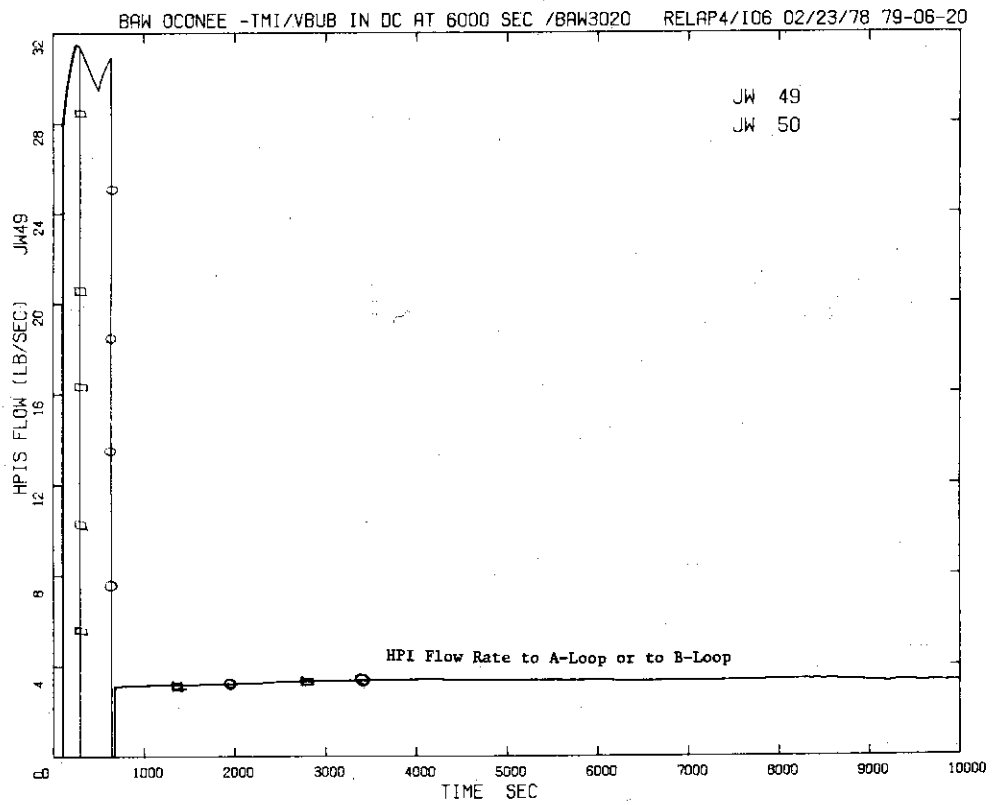


Fig. 4.52 HPI Flow Rate

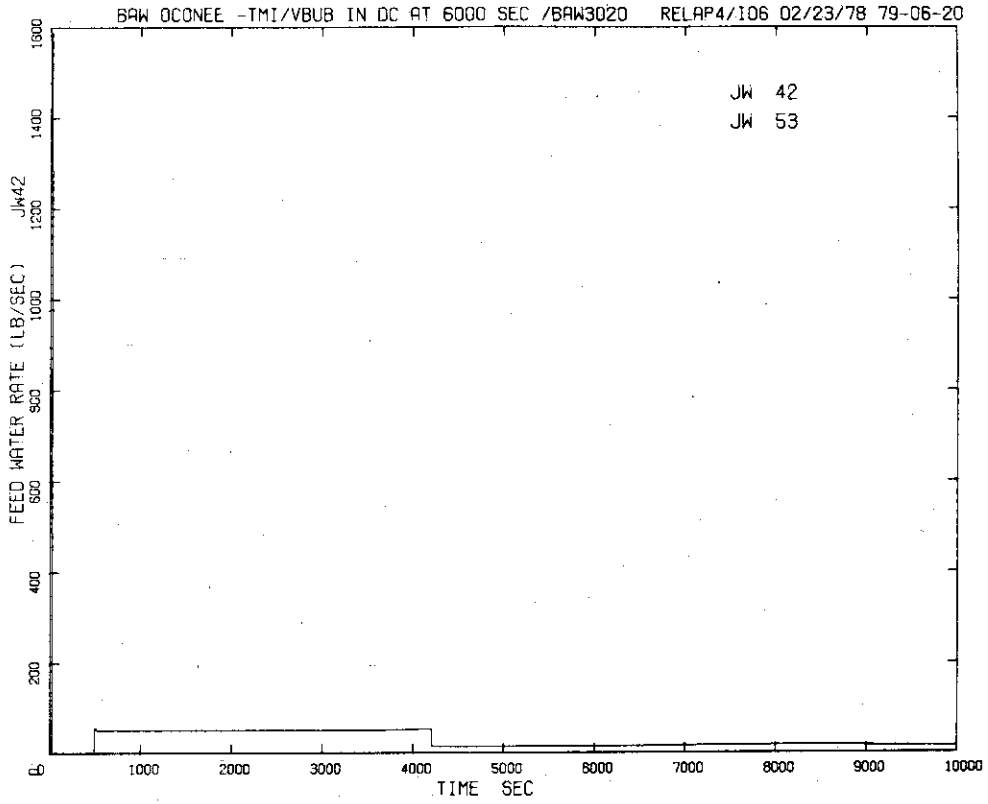


Fig. 4.53 Main Feedwater and Auxiliary Feedwater

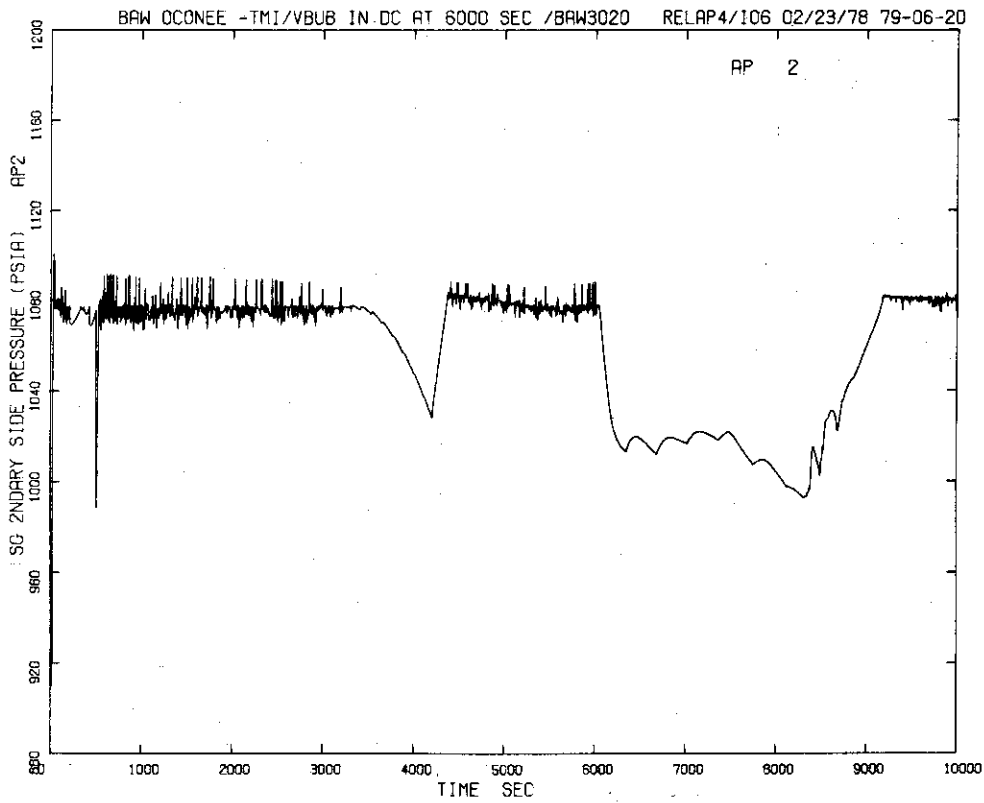


Fig. 4.54 Pressure in OTSG-A Secondary Side

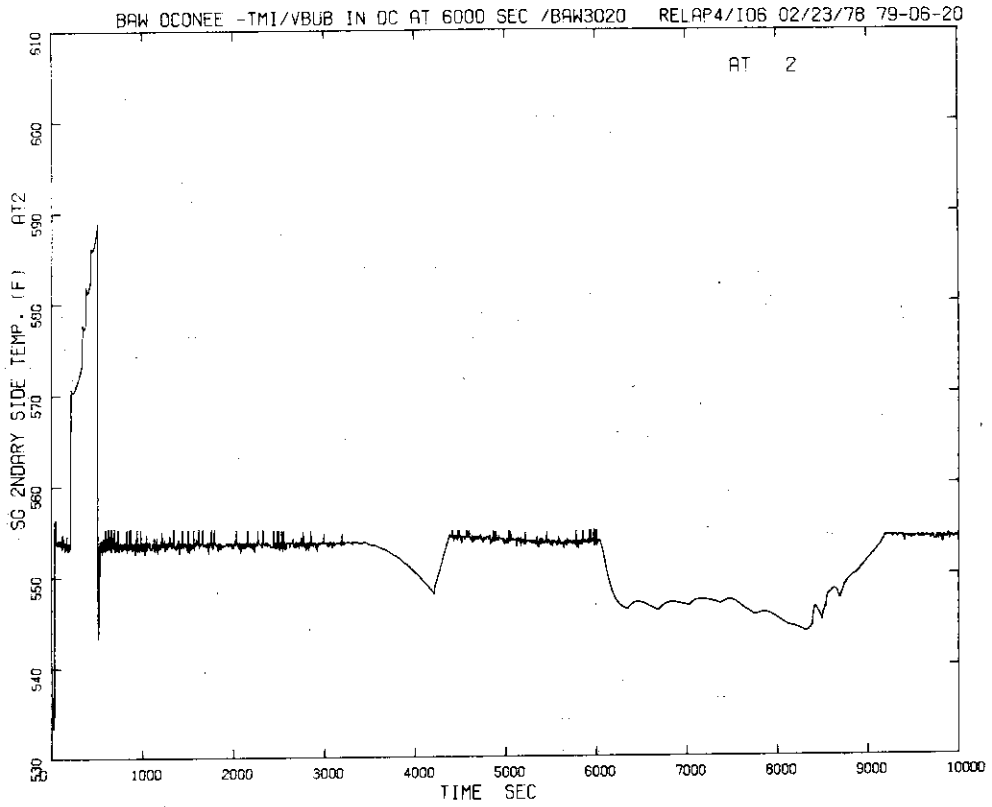


Fig. 4.55 Temperature of OTSG-A Secondary Side

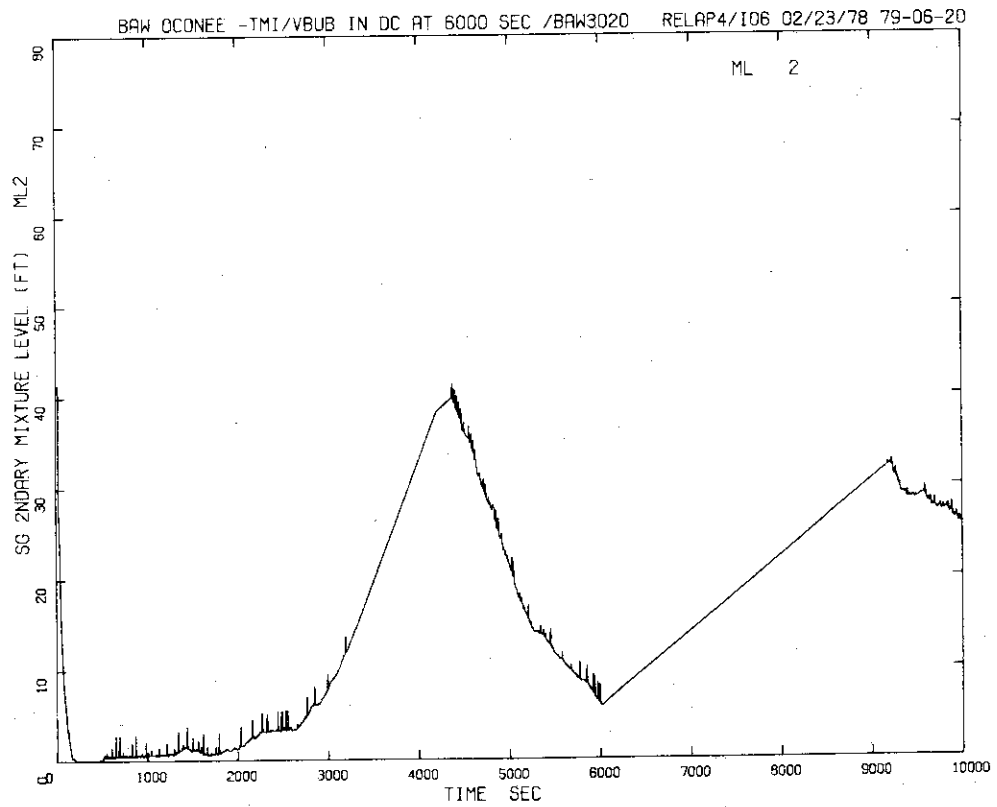


Fig. 4.56 Mixture Level in OTSG-A Secondary Side

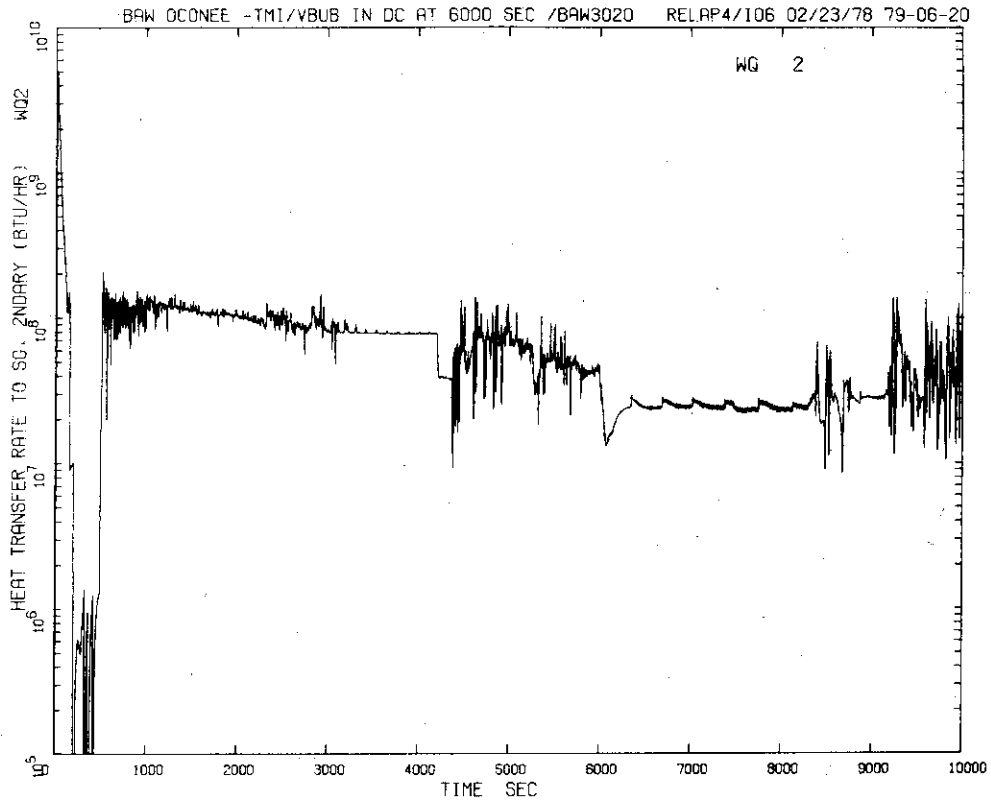


Fig. 4.57 Heat Transfer Rate to OTSG-A Secondary Side

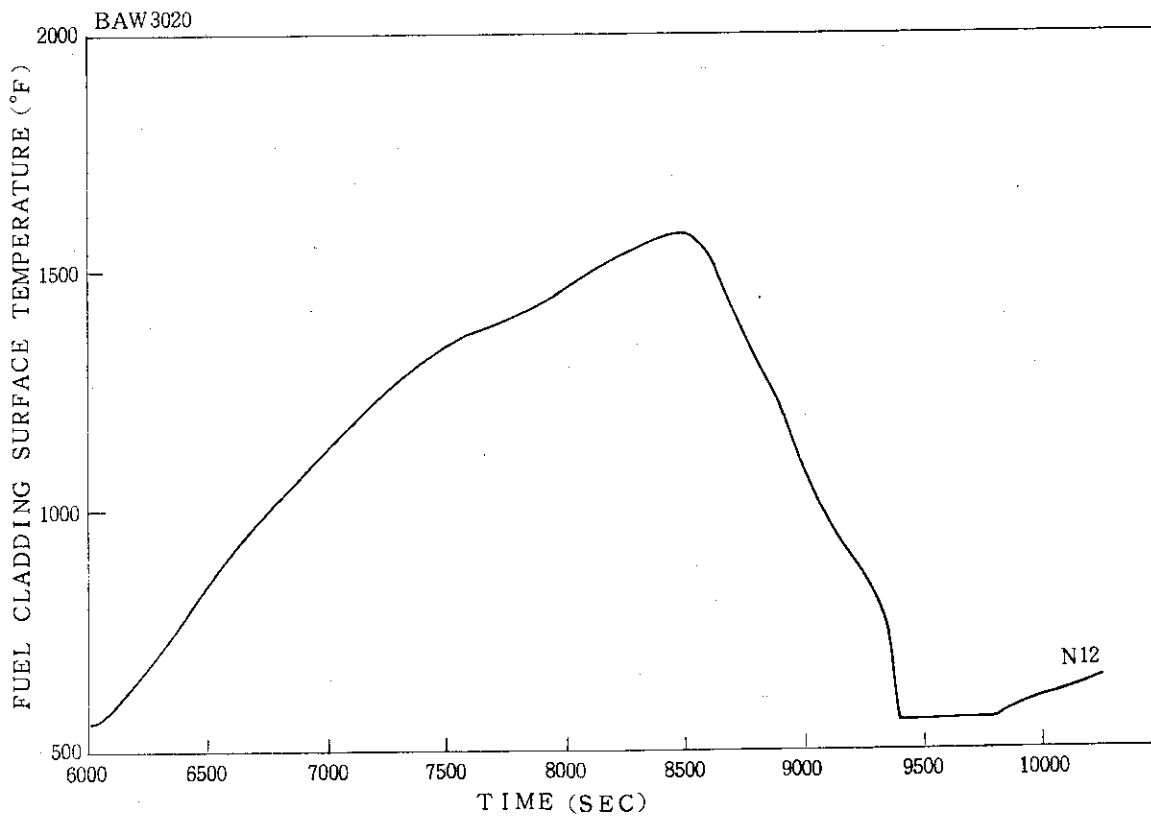


Fig. 4.58 Fuel Cladding Temperature of Hottest Assembly (at 11.5 feet high from the bottom)

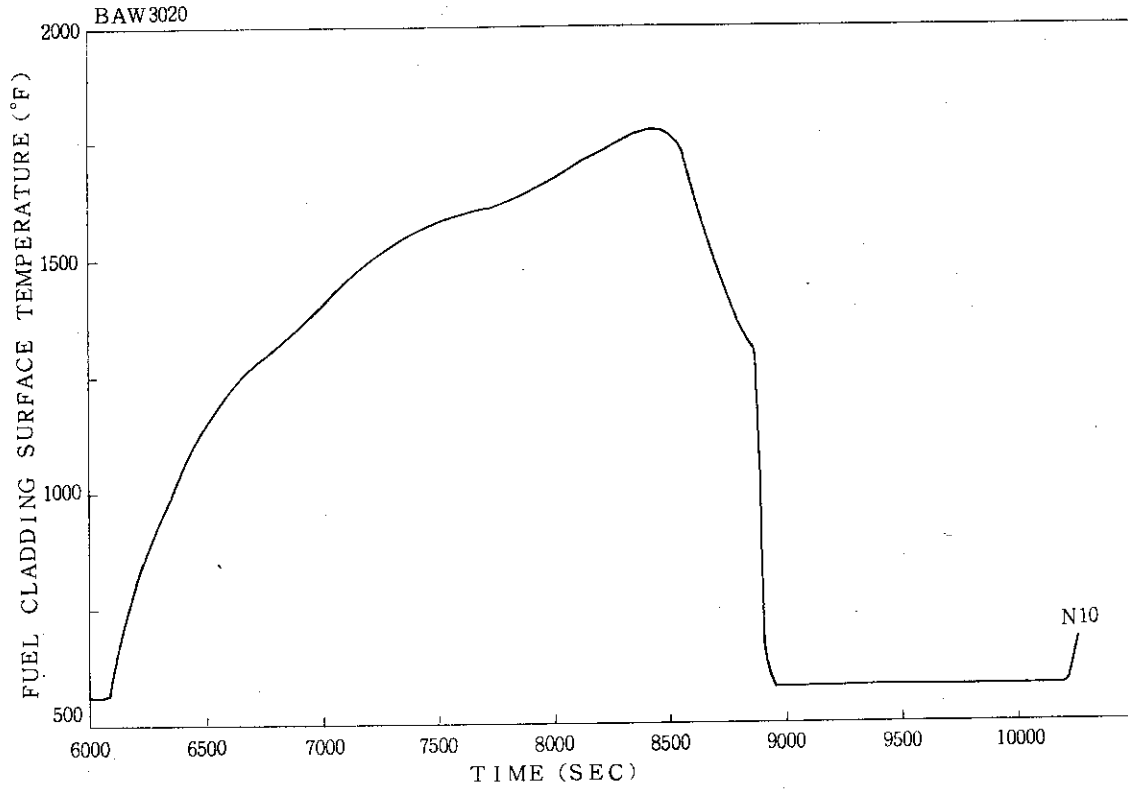


Fig. 4.59 Fuel Cladding Temperature of Hottest Assembly (at 9.5 feet high from the bottom)

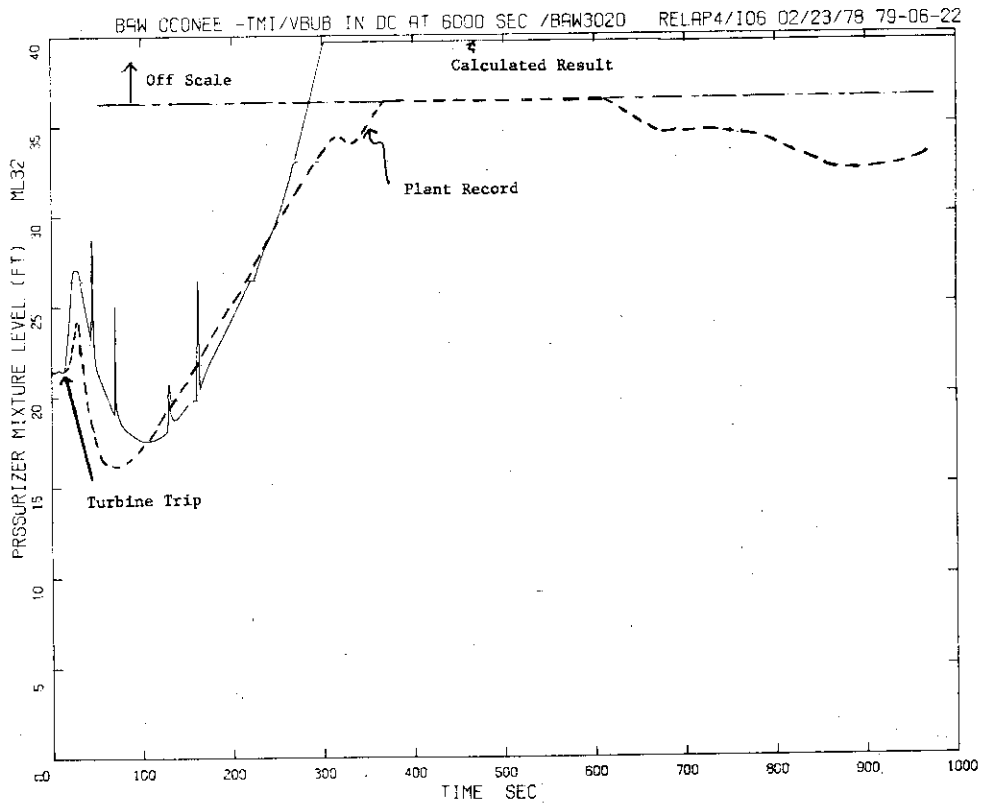


Fig. 4.60 Pressurizer Mixture Level

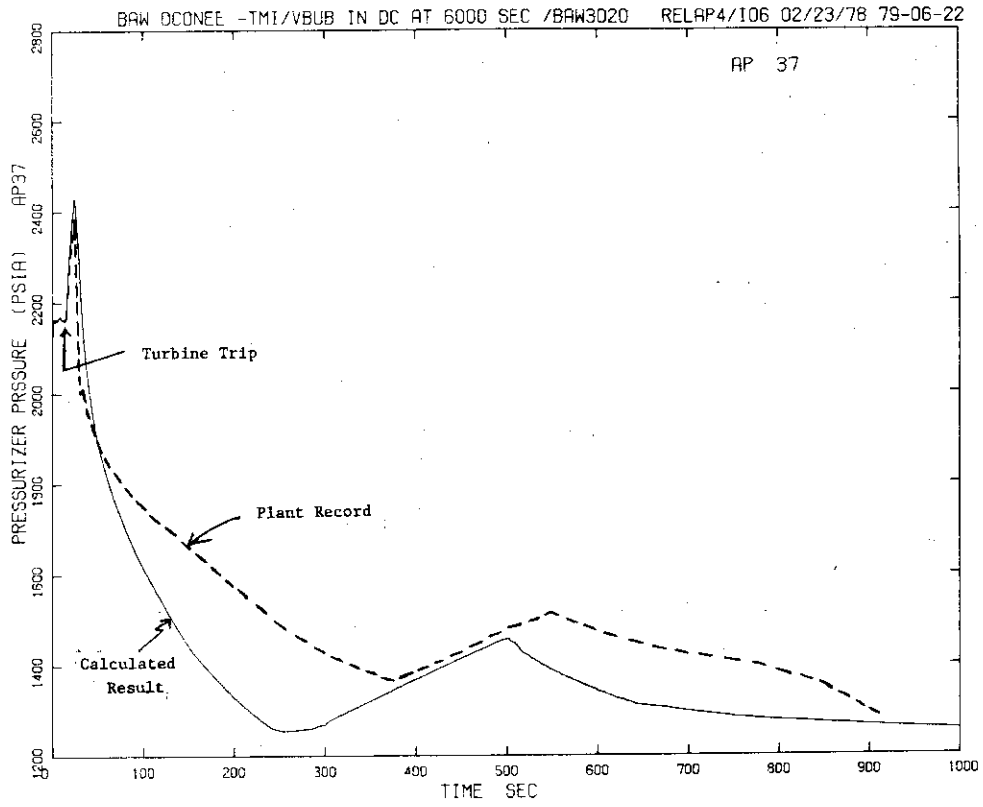


Fig. 4.61 RCS Pressure

5. 第2次解析の結果と考察

この章では、第2次解析、すなわちその諸条件のうち、加圧器逃し弁有効面積については 0.0064 ft^2 を採用した解析を記述するが、比較のために同面積を 0.00903 ft^2 (第1次解析の入力と同じ) とした参考解析の結果も合せ示す。

5.1 系の熱水力学挙動

表 5.1 に約7分までの主要事象シーケンスについて事故記録との比較をする。また図 5.1, 図 5.2 にそれぞれ加圧器圧力と加圧器水位を示してある。Area = 0.0064 ft^2 (RUN 3510) の計算は昇圧および減圧に伴う事象の生起時刻については非常によく一致しているといつてよいであろう。しかしながら図 5.1, 図 5.2 をみるならば約2分以降の圧力が事故記録よりもかなり低くなり、水位が上昇を始める時刻は事故記録よりも遅くなっている。

この原因は OTSG2 次側を 1 ボリュームで扱っているために水位がある限り過熱蒸気になり得ないことと、本計算で OTSG2 次側のドライアウトが 300 秒と遅くなっており、そのために OTSG による除熱が実際よりも過大に見積もられているためと考えられる。

図 5.3 に加圧器逃し弁からの流量を 2 つの計算結果で比較している。6000 秒のポンプ A・トリップまではこの差異は (mass flux) × (Area) の Area の差異によって生ずるものである。この放出流量の差異のためにポンプ A・トリップ時の炉心部のクォリティは Area = 0.0064 ft^2 の場合と Area = 0.00903 ft^2 の場合でそれぞれ $X=0.094$ と $X=0.18$ である。そのために図 5.4 に示したような炉心水位の差異を生ずる。Area = 0.0064 ft^2 の場合には炉心における蒸気発生によって液相水量が減少していくために水位がゆっくりと降下していく。^{*} Area = 0.00903 ft^2 の場合には全炉心が露出してしまふ。そのために炉心における蒸気発生量がなくなるので図 5.5 に示したように急に減圧して約 850 psia までになってしまう。Area = 0.0064 ft^2 のときの圧力はポンプ A・トリップによって OTSG-A における除熱が悪くなるために (図 5.6 参照), ポンプ A・トリップ時の約 1200 psia から 1310 psia まで上昇する。約 8000 秒まではほぼ一定圧力で、それから下がるが 8280 秒に加圧器逃し弁を閉じるので再び圧力が上昇していく。しかしながらこの逃し弁閉による圧力上昇はたかだか 200 psia 弱であり、事故記録の $2200 - 660 = 1540 \text{ psia}$ よりはるかに小さい。この原因としては炉心水位が下がったために炉心における蒸気発生率が減少することと、OTSG 伝熱管の 1 次側表面における蒸気凝縮等の熱伝達の取り扱い等に問題があると考えられる。

図 5.7 に 1 次冷却材循環ポンプ出口流量を示す。ポンプ B・トリップ時における流量は定格

脚注) * 本計算で加圧器逃し弁閉止後も炉心水位が低下していくのは主として加圧器からホットレグに流出するのに誘発されて A ループのコールドレグから OTSG-A へ逆流するために HPI 流が炉心に到達しないためである。この加圧器のふるまいは事故記録と合致しないものである。

値の53%で、ポンプA・トリップ時におけるAループ流量は26%であり、事故の記録ではそれぞれ60%、38%で計算値の方が小さい。ポンプが定格回転数で回転している場合はループの体積流量は保存されていると考えられるので、上の質量流量の差異は計算されたループのボイド率が実際よりも大きいことを示していると思われる。ボイド率を過大に計算している主原因は、OTSG2次側の水位を2ftに抑えてそれ以下で核沸騰をするが、水位以上では蒸気冷却のみで計算しており、実際の補助給水がスプレー状に落下するときの熱伝達が過少評価されているためであろう。それは1次系の圧力が高めに計算されていることにも現われている。

図5.8にAループにおけるホットレグ温度とコールドレグ温度を示すが、ポンプA・トリップ(6000秒)後約800秒からホットレグ温度は急上昇していき8400秒には680°F弱まで達する。8400秒からホットレグ温度が急減して飽和温度になるのは8280秒に加圧器の逃し弁を閉じたために加圧器内の水がホットレグへ流出したためである。これはサージ・ラインをひとつのボリュームで表わしているためにサージ・ラインのマノメータ構造をモデル化し得ていないところにも一因があるものと思われる。サージ・ラインのマノメータ構造を上手にモデル化すれば加圧器逃し弁を閉じて加圧器の水のホットレグへの流出は少なくなると期待できる。図5.9にはBループのホットレグ温度とコールドレグ温度を示すが、ホットレグが過熱蒸気のみとなって温度上昇が始まるのはポンプA・トリップ後1200秒後の7200秒であり、8450秒以降ホットレグ温度が大きく上下しているのは加圧器逃し弁を閉じたことでAループのホットレグに流入してきた加圧器からの水がBループのホットレグに流れてきたためである。

図5.10、5.11にそれぞれOTSG-A、OTSG-Bにおける水位を出口プレナム底を基準として図示してある。OTSG-Aの水位はポンプA・トリップ以降に計算されるが、すぐにほとんど零となってしまふ。加圧器逃し弁を閉じてしばらくするとAループ・コールドレグからの逆流等のためOTSG-Aの水位が回復していく。BループのOTSGの水位はポンプB・トリップ以降に計算され、ポンプB・トリップ後すぐに直管部の中央まで低下するが短時間のうちに直管部の2/3まで回復する。ポンプAがトリップすると急低下するがポンプBの吸込側配管が満水しているので、吸込側配管の高さで釣り合う。

図5.12に加圧器水位を図示する。逃し弁閉止後に加圧器からホットレグへ冷却水が流出するので加圧器水位は加圧器高さの半分以下にまで低下してしまう。

図5.13、図5.14にそれぞれOTSG-B2次側の圧力と水位を示す。

5.2 燃料棒挙動

図5.15に最高出力アセンブリの平均出力燃料棒の鉛直方向の数点における被覆管表面温度の変化の様子を示す。これらはTOODEE2による計算値である。なお燃料棒は軸方向に12等分割している。図に示されるように上端から3つめのノード点(N10)において、約8300秒には被覆管が破裂し、その後も被覆管表面温度は上昇し続け、被覆材は溶融してしまう(ジルカロイの溶融点は3375°F)。図5.16に炉心平均出力燃料棒についての被覆管表面温度の変化の様子を示すが、この場合、8700~8900秒の間に同じくノード10が破裂・溶融してしまう。図5.15、図5.16ともにノード10の温度が速く上昇するのは、ノード11、12の出力密度が他のノ

ードより極端に小さいからである。このために、ノード12,ノード11の順で他のノードより早く露出するが温度上昇率が小さくなっている。この燃料棒温度計算は、図5.17に示すような Axial power shape と Radial peaking factor を用いて行なった。これはB.O.L. 時の条件である。

次に図5.18,図5.19にE.O.L.条件下の燃料棒温度挙動を示す。E.O.L.条件下の Axial power shape と Radial peaking factor は図5.20に示してある。図より、E.O.L.条件下でも被覆管は破裂・溶融するが、B.O.L.条件下と比較して、その時刻は最高出力アッセンブリ平均出力燃料棒において約200秒程遅れ、炉心平均出力燃料棒ではほぼ同時刻である。ただし、B.O.L.条件下では、上端から3ft近傍のノード10が早く破裂条件に達するが、E.O.L.条件下では上端のノード12が早く破裂する。これは、図5.17,図5.20を比較してみると明らかであるが、E.O.L.条件下のそれほどに他のノードに比べて、極端な差がないからである。したがって、E.O.L.条件下では、上部から露出した順に温度は上昇していく。いずれの場合も1500°Fを越えたあたりから温度上昇が激しくなるのは、金属・水反応による発熱によるものである。

Table 5.1 Sequence of Events in 7 Minutes Predicted by the Second and the Third Analysis

	Time after Turbine Trip		
	Calculated Results		Plant Record
	RUN 3500 (Area=0.00903ft ²)	RUN 3510 (Area=0.0064ft ²)	
Relief Valve Open	2.9 sec	2.9 sec	3~6 sec
Reactor Scram	6.7 sec	6.2 sec	8 sec
HPI "ON"	86.5 sec	118.0 sec	124 sec
Pressurizer Solid	310.0 sec	386.0 sec	360 sec

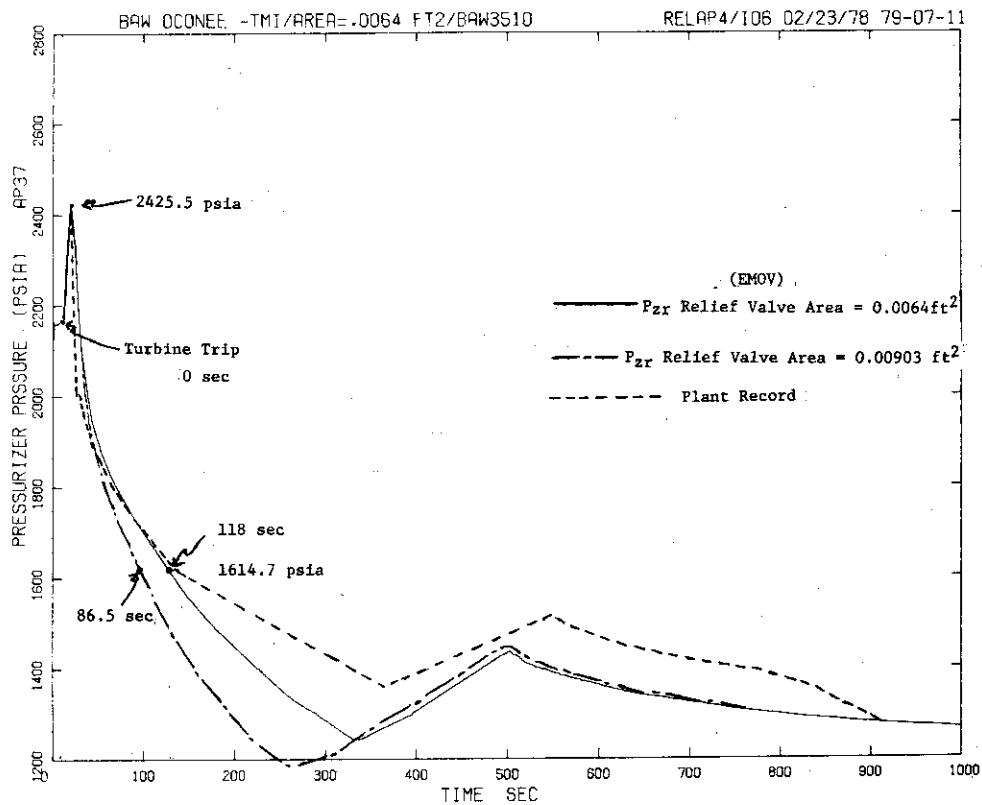


Fig. 5. 1 Pressurizer Pressure

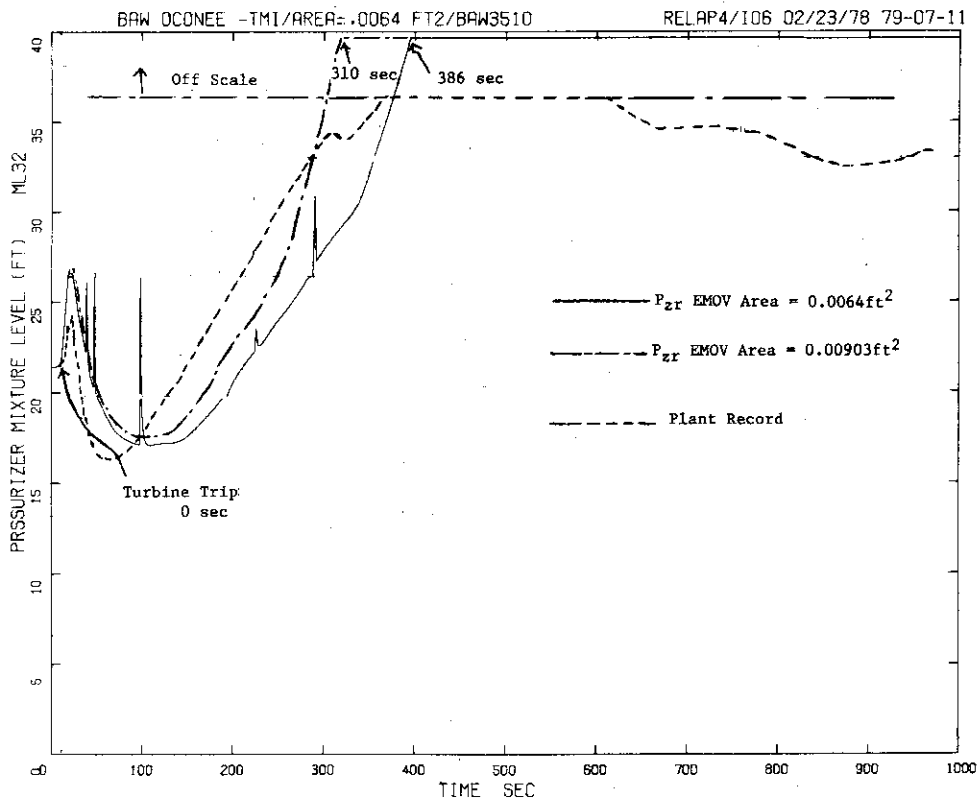


Fig. 5. 2 Pressurizer Mixture Level

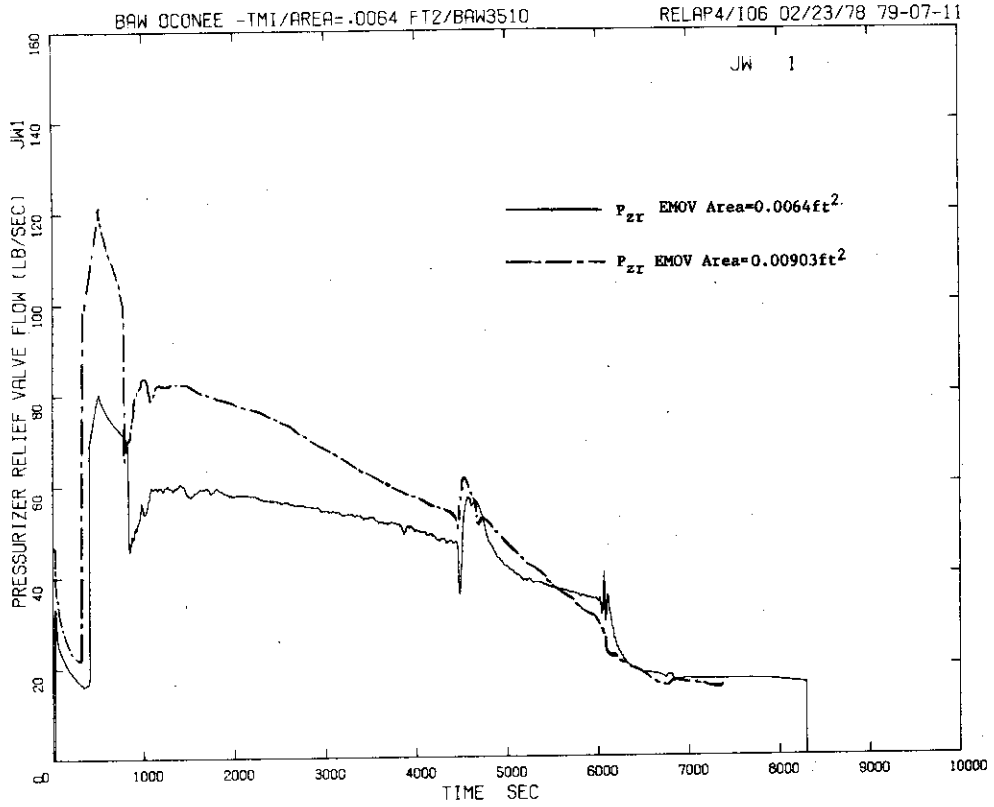


Fig. 5. 3 Pressurizer Relief Valve Flow Rate

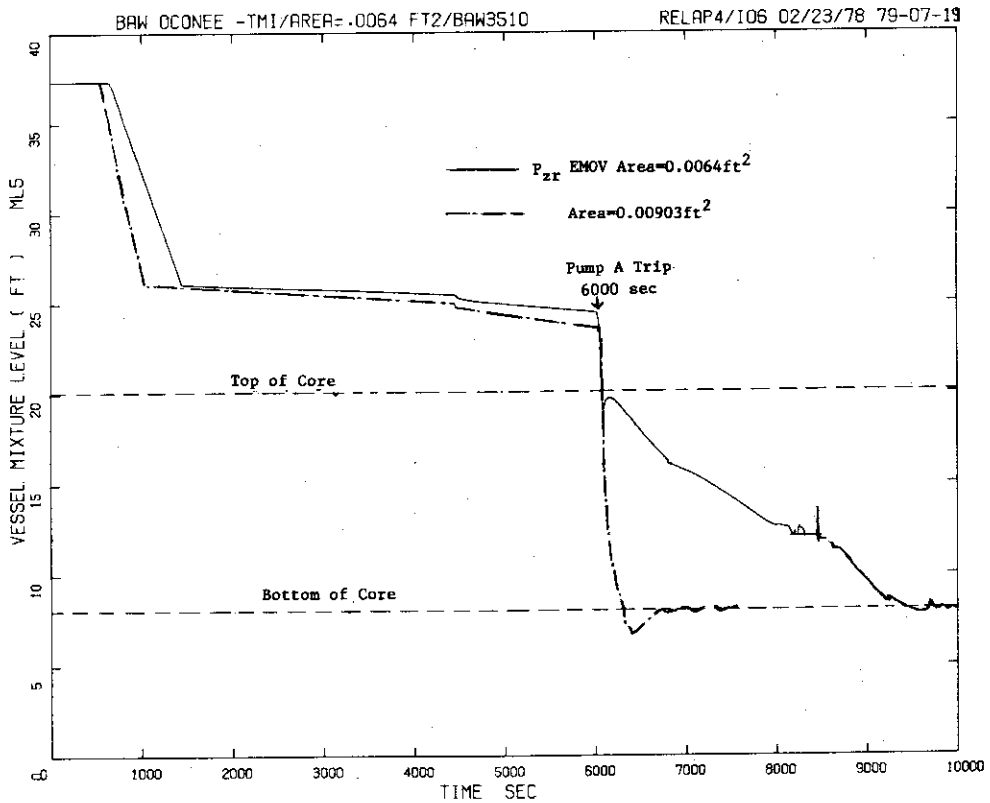


Fig. 5. 4 Mixture Level in Shroud Region

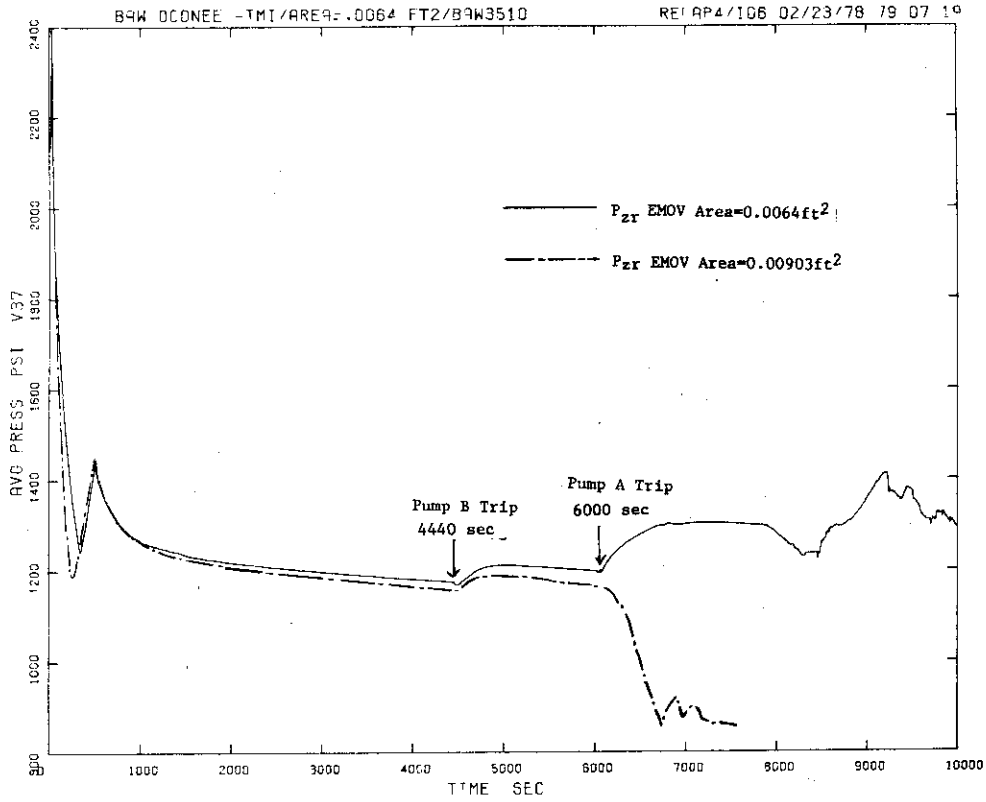


Fig. 5. 5 Pressurizer Pressure

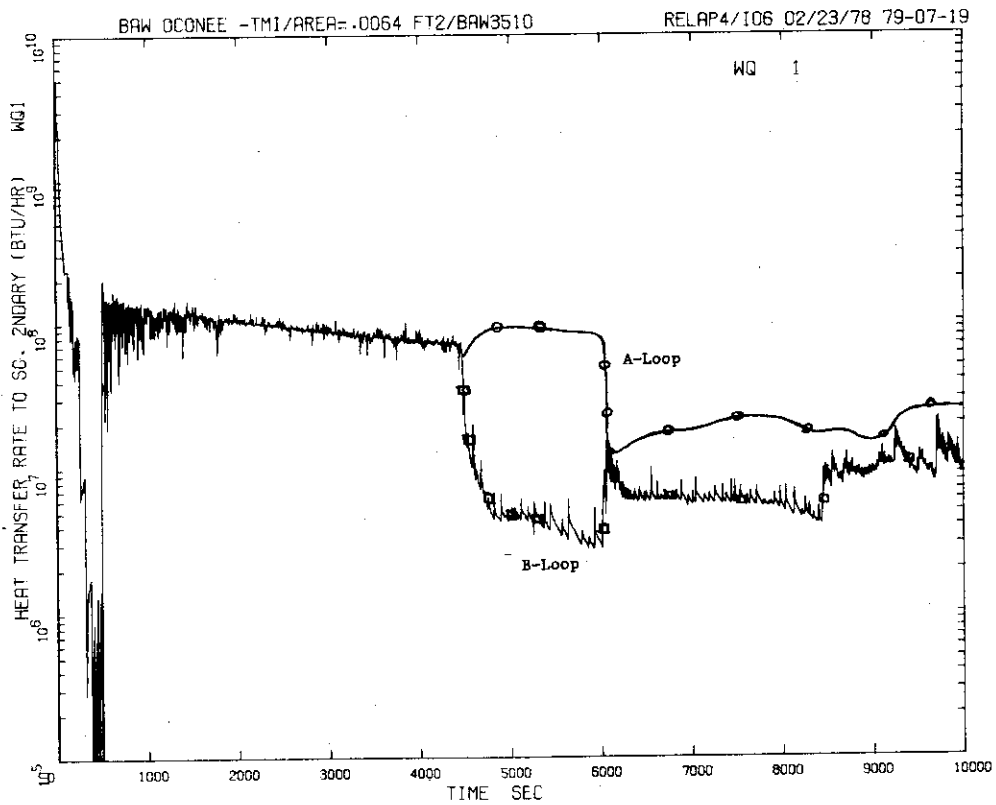


Fig.5. 6 Heat Transfer Rate to OTSG Secondary Side

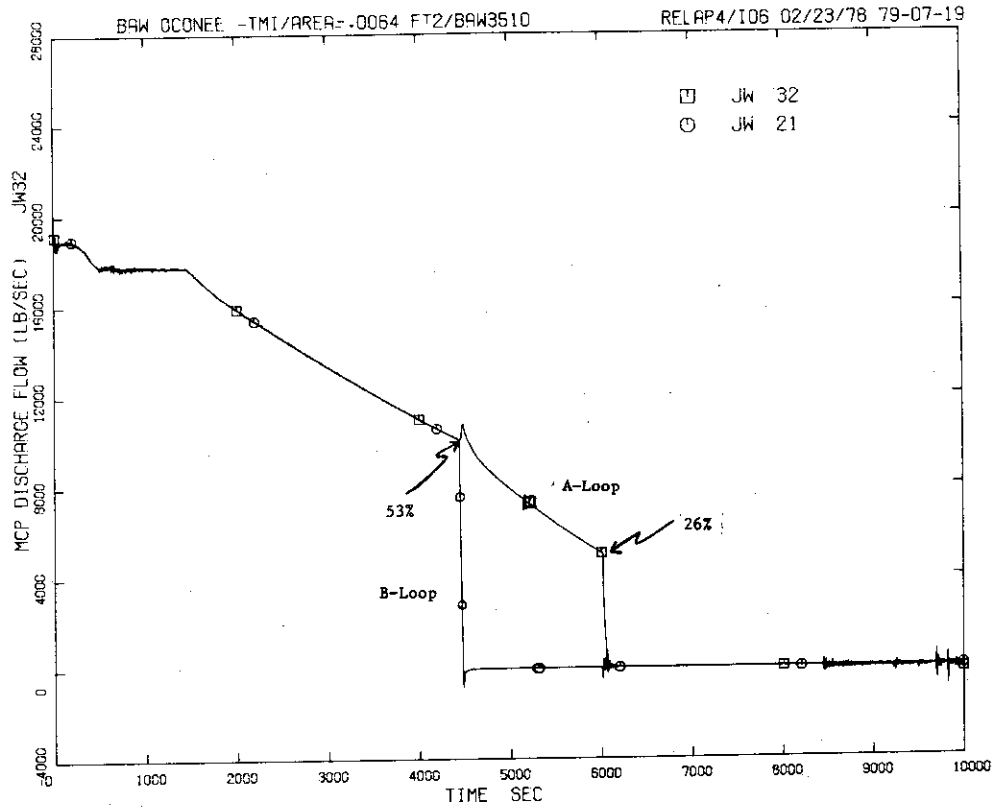


Fig. 5. 7 RCP Discharge Flow Rate

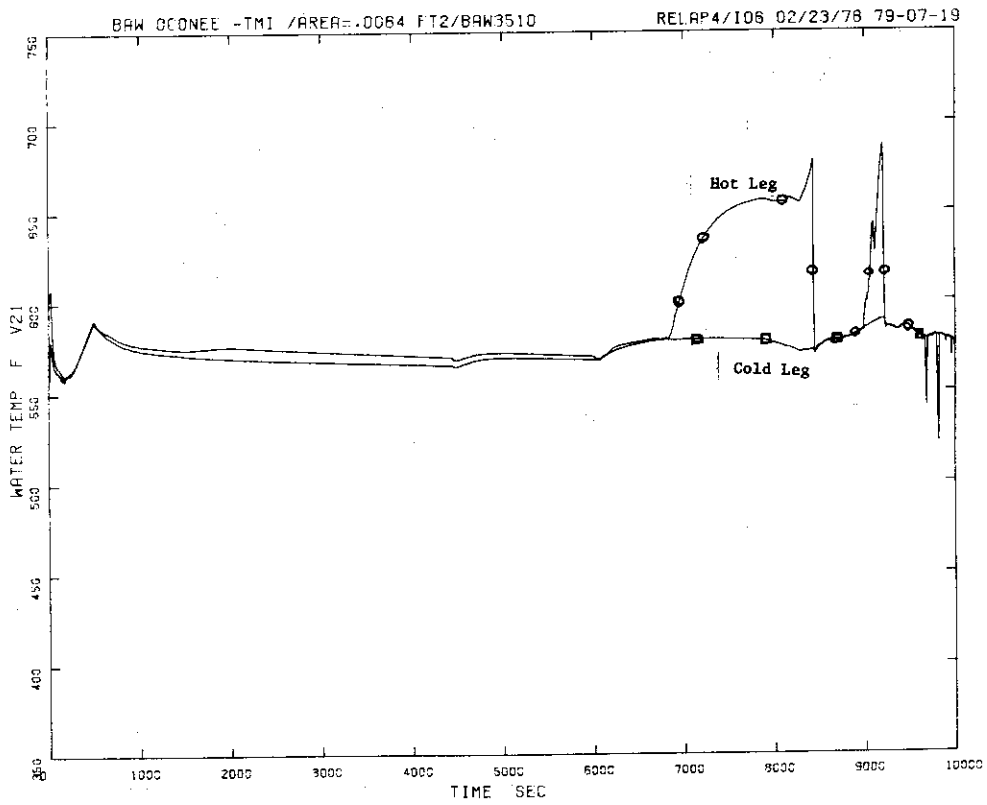


Fig. 5. 8 Coolant Temperature in A-Loop

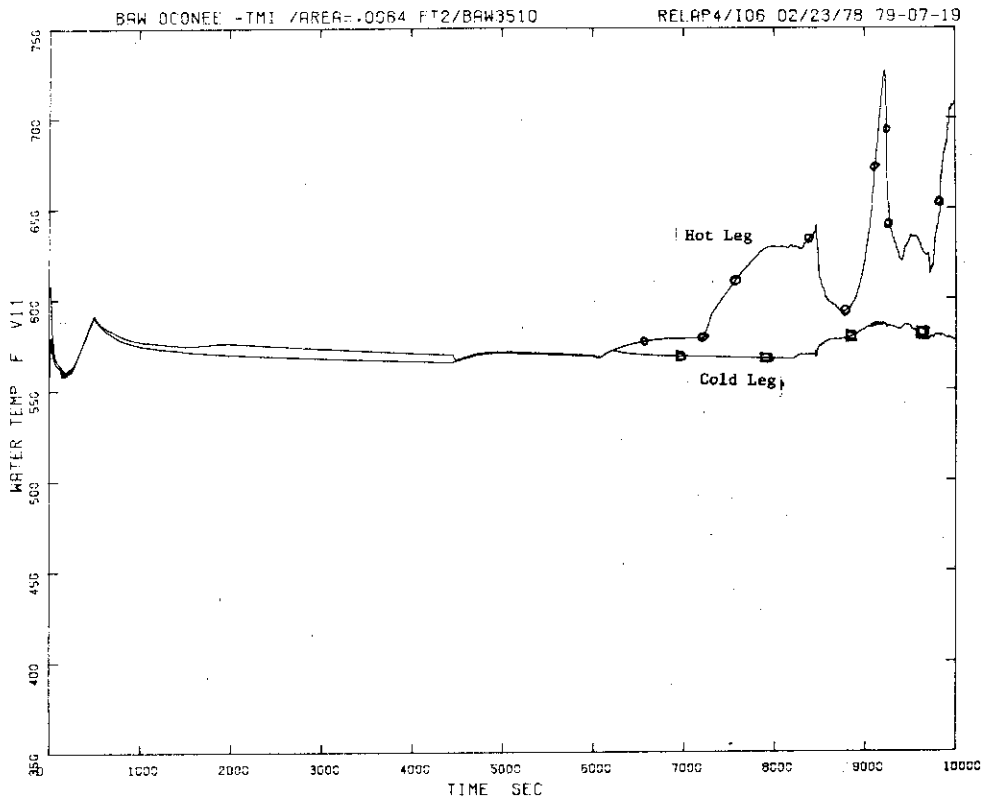


Fig. 5. 9 Coolant Temperature in B-Loop

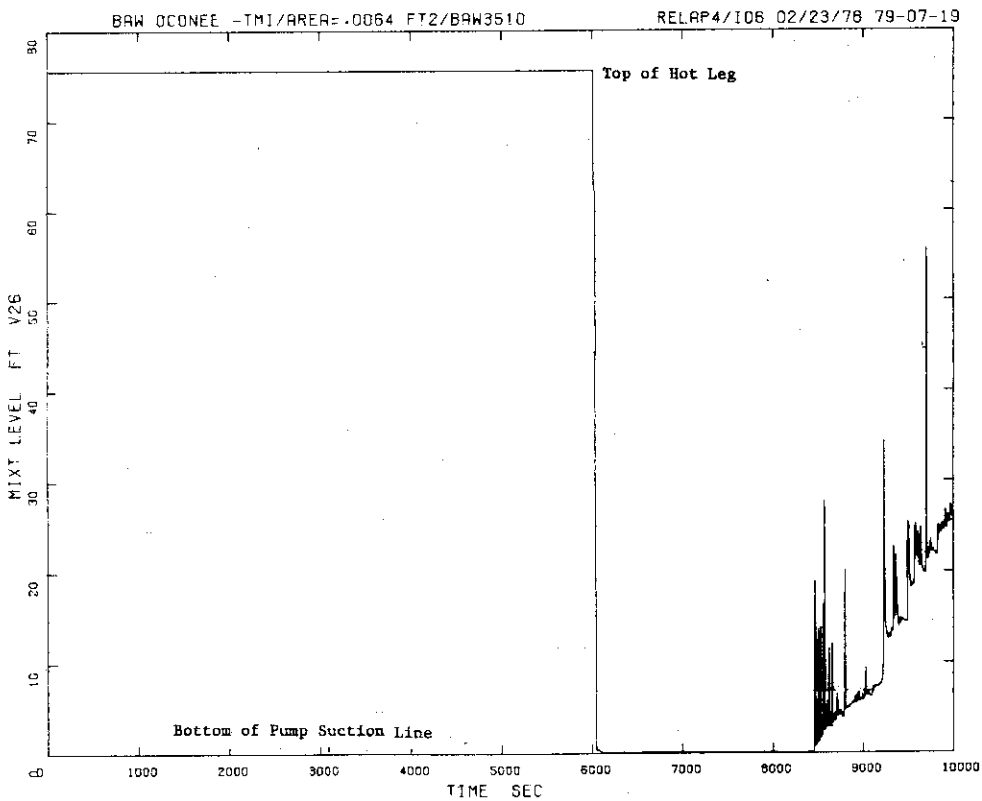


Fig. 5.10 Mixture Level in OTSG-A

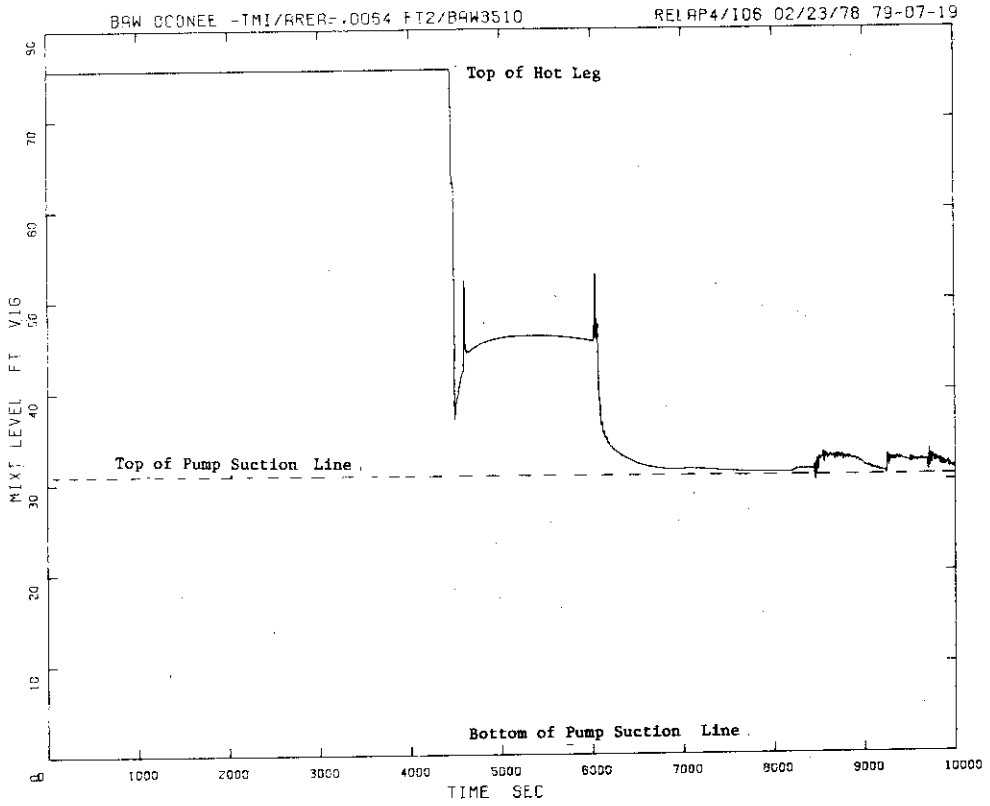


Fig. 5.11 Mixture Level in OTSG-B

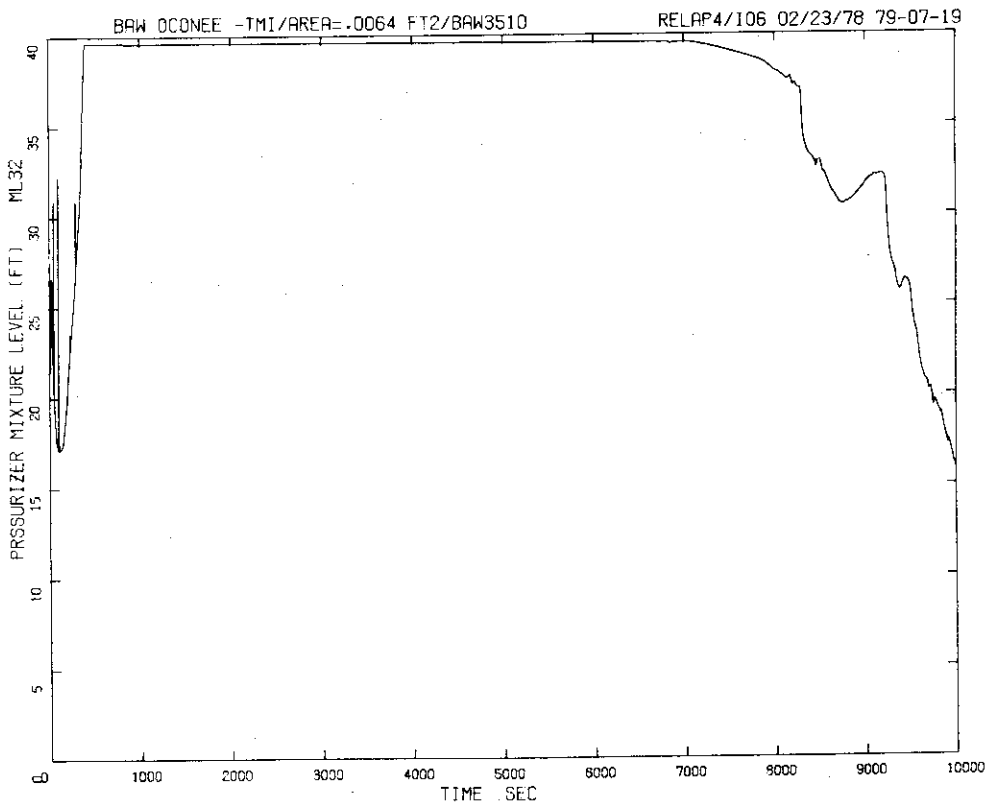


Fig. 5.12 Pressurizer Mixture Level

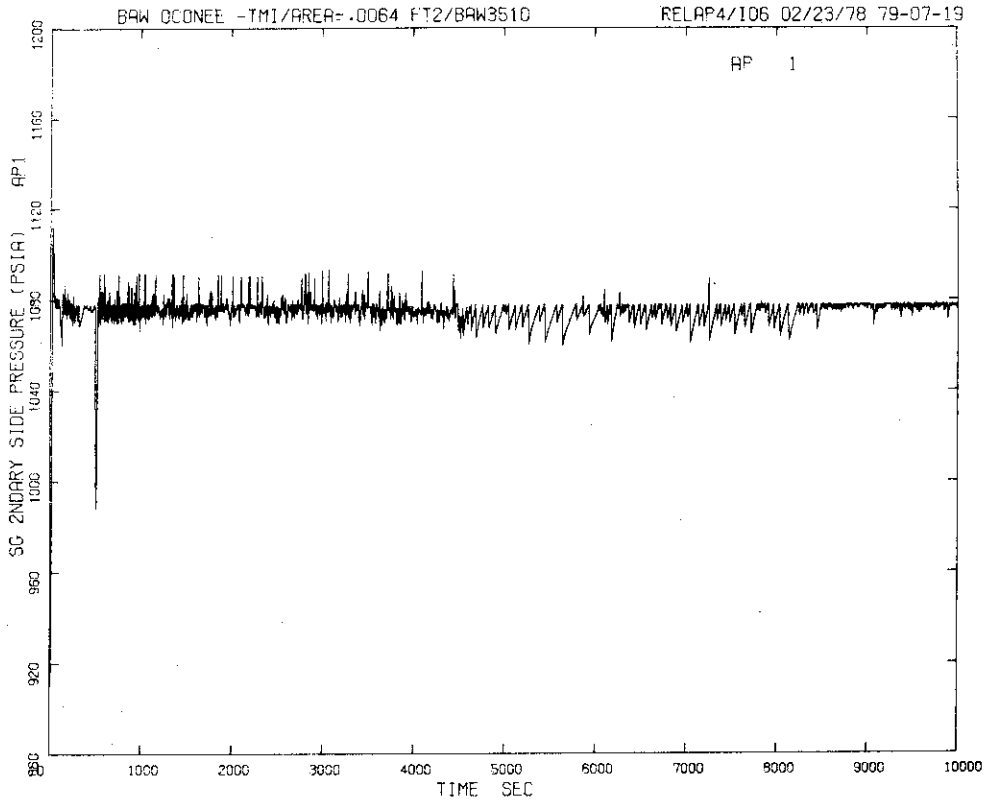


Fig. 5.13 OTSG-B Secondary Side Pressure

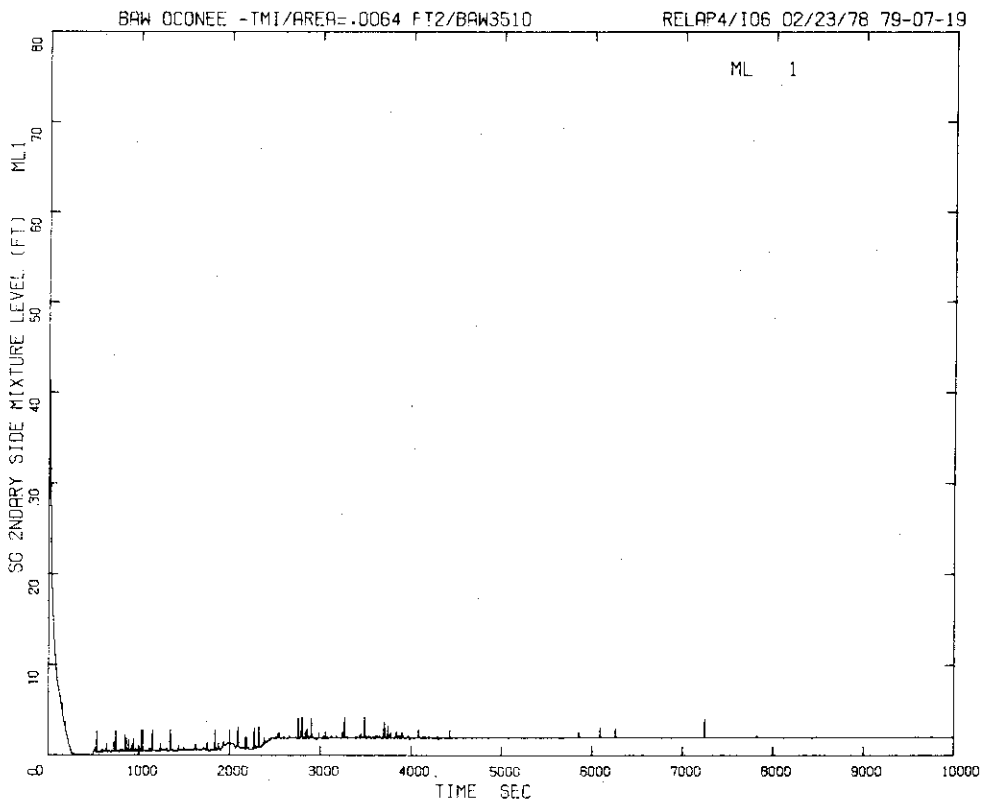


Fig. 5.14 OTSG-B Secondary Side Mixture Level

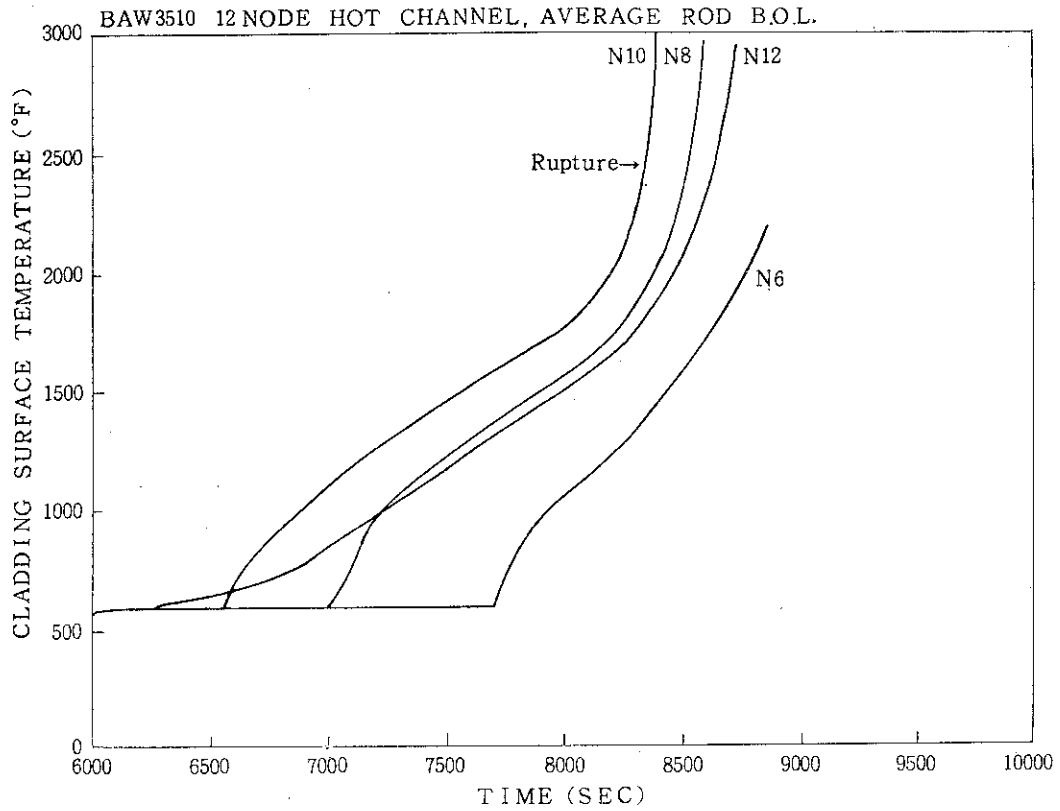


Fig. 5.15 Fuel Cladding Temperature of Average Rod of Hottest Assembly with Power Distribution at BOL

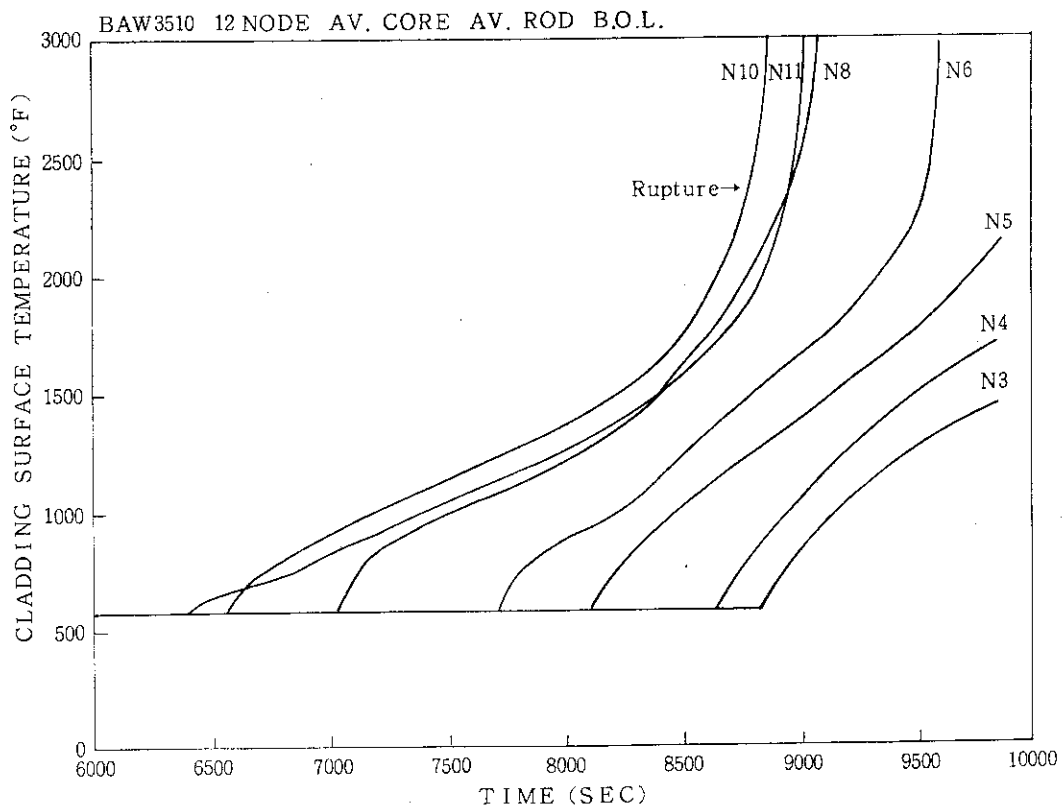


Fig. 5.16 Fuel Cladding Temperature of Average Rod of Average Core with Power Distribution at BOL

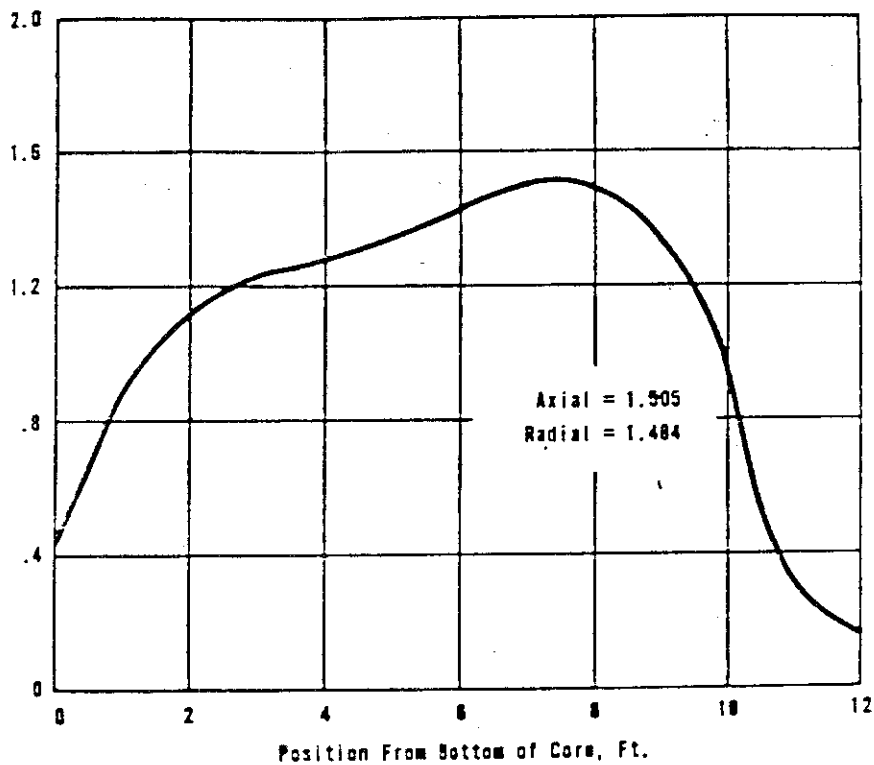


Fig. 5.17 Axial Power Shape at BOL

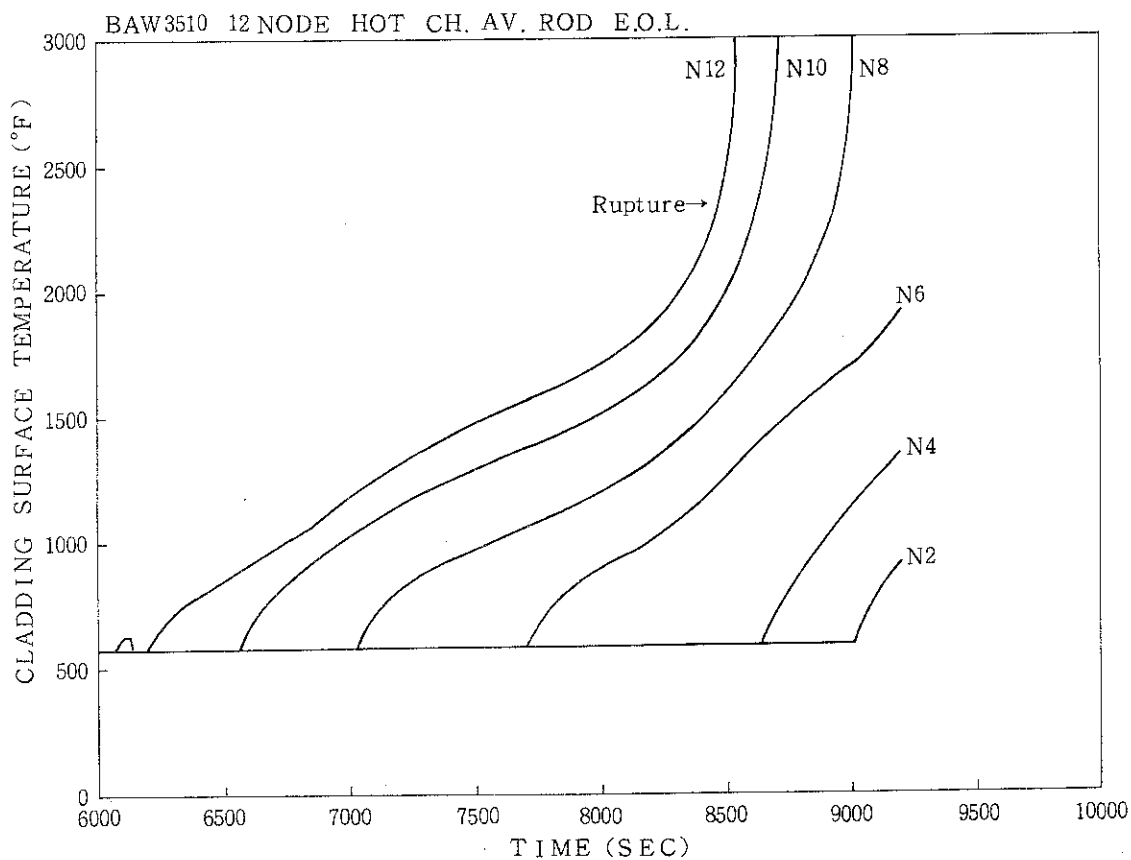


Fig. 5.18 Fuel Cladding Temperature of Average Rod of Hottest Assembly with Power Distribution at EOL

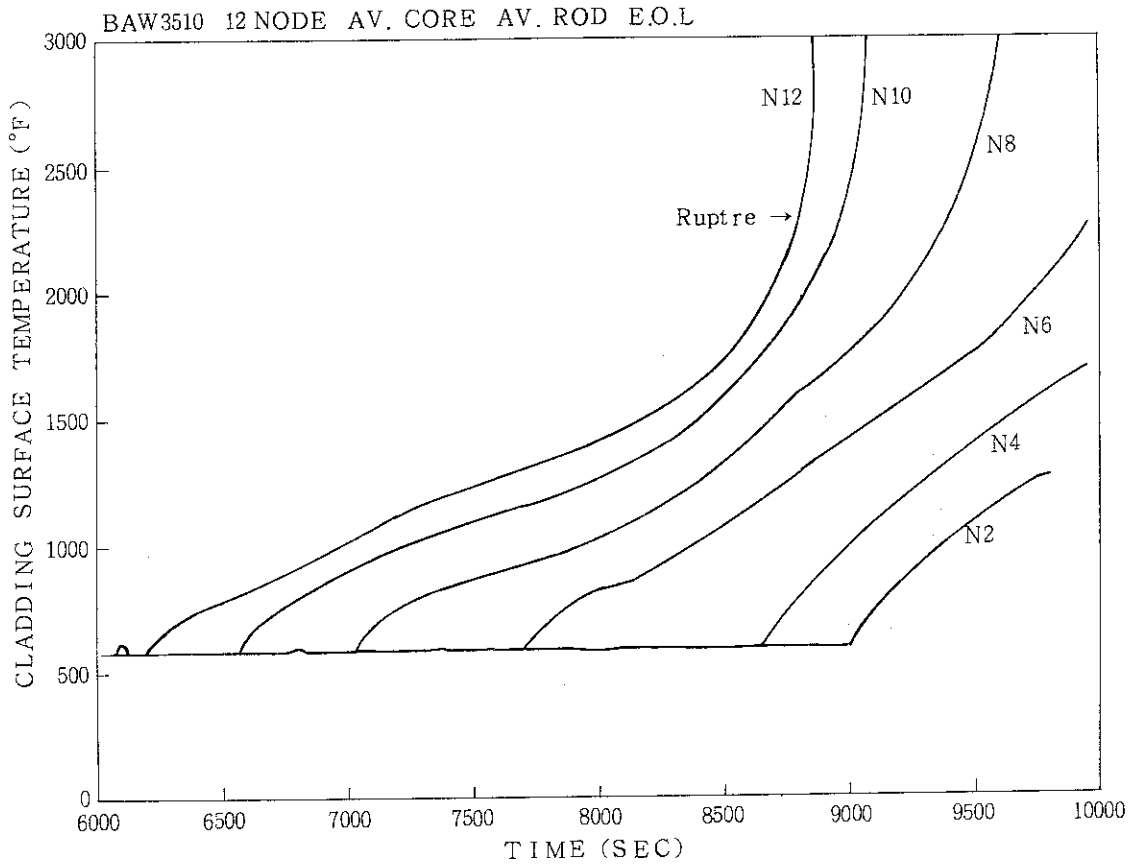


Fig. 5.19 Fuel Cladding Temperature of Average Rod of Average Core with Power Distribution at EOL

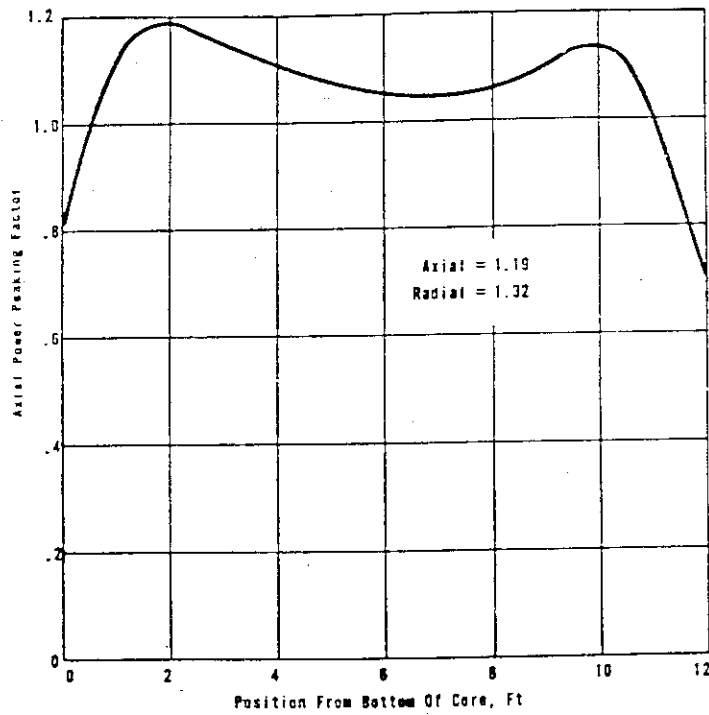


Fig. 5.20 Axial Power Shape at EOL

6. 第3次解析の結果と考察

前章で第2次解析(RUN 3510)の結果を報告したが、そこで事故記録との重大な相異点として加圧器逃し弁閉止後に計算では加圧器からホットレグに冷却水が流出することを指摘した。この重大な所以はこの現象に誘発されてAループコールドレグからOTSG-Aへ逆流が起こりHPI流が炉心にほとんど到達せず、炉心水位が低下し続けることである。事故記録によれば加圧器逃し弁閉止後に加圧器水位が大きく低下することはない。

本章では、加圧器からの逆流を避けるために、加圧器サージラインから加圧器へのジャンクションJ 35の逆流抵抗係数を加圧器逃し弁閉止後 $K_R=10^9$ とした。またRCP出口のジャンクションJ 21, J 31でも同様のことをした。すなわち、このRUN 3530の計算は8280秒の加圧器逃し弁閉止まではRUN 3510と全く同一であり、それ以降のふるまいが異なるだけである。ただし、この計算では8118秒からRCP Suction Lineにおいて水位計算を行っている。

6.1 系の熱水力学の挙動

図 6.1 に加圧器水位を示す。加圧器逃し弁閉止によって加圧器からホットレグへ冷却水が流出することがないので水位がRUN 3510のように低下することなく、逆に蒸気が流入してくるので加圧器内の冷却水質量が増加し続けるために水位も上昇していく。

図 6.2 にAループのOTSG1次側とポンプ吸込側配管の水位を示す。この計算ではコールドレグからOTSGへの逆流がないので水位はほとんどない。すなわちAループではホットレグ入口からポンプ入口まで蒸気のみである。BループのOTSG1次側水位とポンプ吸込側配管の水位は図 6.3 に示すようにRUN 3510とほとんど同じである。すなわち、Bループでは全部のポンプがトリップした後は、OTSGのポンプ吸込側配管の高さからダウンカマ入口まではほぼ液相水のみで満たされており、それ以外の部分は蒸気のみである。

図 6.4 にAループのホットレグとコールドレグにおける冷却水温度を示す。ホットレグは約6800秒から過熱蒸気となり温度は概ね上昇を続ける。コールドレグは飽和温度である。

図 6.5 にBループのホットレグとコールドレグにおける冷却水温度を示す。ホットレグが過熱蒸気となるのは約7200秒であり、それ以降は概ね温度は上昇し続ける。コールドレグは約6200秒から未飽和水で満たされ、そのサブクール度は $10\sim 30^\circ\text{F}$ である。

図 6.6 にシュラウド領域における水位を示す。この計算ではAループにおいてコールドレグからOTSGへ逆流せず、常にAループコールドレグからダウンカマにHPI流を含む冷却水が流入しているためRUN 3510のようにどんどん水位が低下していくことはない。水位が炉心下端から4 ft があると、炉心入口流量と蒸発量がほぼバランスしており、このときの炉心入口流量は $22\sim 25\text{ lb/sec}$ である。ときどき短期的に炉心水位が4 ft 以上になると燃料棒の中央の4 ftの部分からの熱伝達で蒸発量が急増し、そのために図 6.7 に示すように1次系の圧力が増加するが、水位が4 ft 以下になると圧力上昇はなくなる計算結果となっている。

6.2 燃料棒挙動

図 6.8 に B.O.L. 時の出力分布を使用して計算した最高出力アセンブリの平均出力燃料棒の鉛直方向における被覆管表面温度の変化の様子を示す。これらは TOODEE 2 コードによる計算値である。なお、燃料棒は軸方向に 12 等分割している。図に示されるように、上端から 3 つめのノード点(N10)において約 8300 秒には被覆管が破裂し、その後も被覆管表面温度は上昇し続ける。図 6.9 に炉心平均出力燃料棒についての被覆管表面温度の変化の様子を示すが、この場合、約 8900 秒に同じくノード 10 が破裂し、さらに温度が上昇して行く。図 2.8, 図 2.9 ともにノード 10 の温度が先に露出したノード 11, 12 よりも速く上昇するのは、ノード 11, 12 の出力密度が他のノード 10, 9 等よりも極端に小さいので、崩壊熱による温度上昇が小さいからである。このために、ノード 12, 11 は他のノードよりも早く露出しても温度上昇率は小さくなっているが、ある程度まで温度が上昇すると金属・水反応による発熱が大きくなるので、ノード 9, 10 等と温度上昇率は同程度になっている。この燃料棒温度計算は、図 6.10 に示すような Axial Power Shape と Radial Peaking Factor を用いて行なった。これは B.O.L. 時の条件である。

次に図 6.11, 図 6.12 に E.O.L. 条件下の燃料棒温度挙動を示す。E.O.L. 条件下の Axial Power Shape と Radial Peaking Factor は図 6.13 に示してある。図より、E.O.L. 条件下でも被覆管は高温となるが、B.O.L. 条件下の計算結果と比較して、その時刻は最高出力アセンブリ平均出力燃料棒において約 200 秒遅れ、炉心平均出力燃料棒においては、ほぼ同時刻である。ただし、B.O.L. 条件下ではノード 10 が破裂しているが、E.O.L. 条件下では上端のノード 12 が破裂している。これは図 6.10 と図 6.13 を比較してみると明らかなように、E.O.L. 条件下の Axial Power Shape は上端部の出力密度が E.O.L. 条件下のものほど他のノードとの差がないからである。したがって、E.O.L. 条件下では、上部から露出した順序で温度は上昇してゆく。

いずれの場合も、早く露出したノードは 1500~1800°F あたりから金属・水反応による発熱量が大きいため、温度は急激に上昇していく。また、今回の計算では、約 8200 秒から炉心水位が 4 ft におちついてしまうので、ノード 1~4 の表面温度は冷却水とほぼ等しい値になっている。そしてその影響で蒸気流量がある程度保たれるので、水位に近いノードでは温度上昇がおさえられる現象がみられる。ただし、これも、出力密度の大きさ、Axial Power Shape 等の違いにより、温度上昇がおさえられるノードの位置はまちまちである。

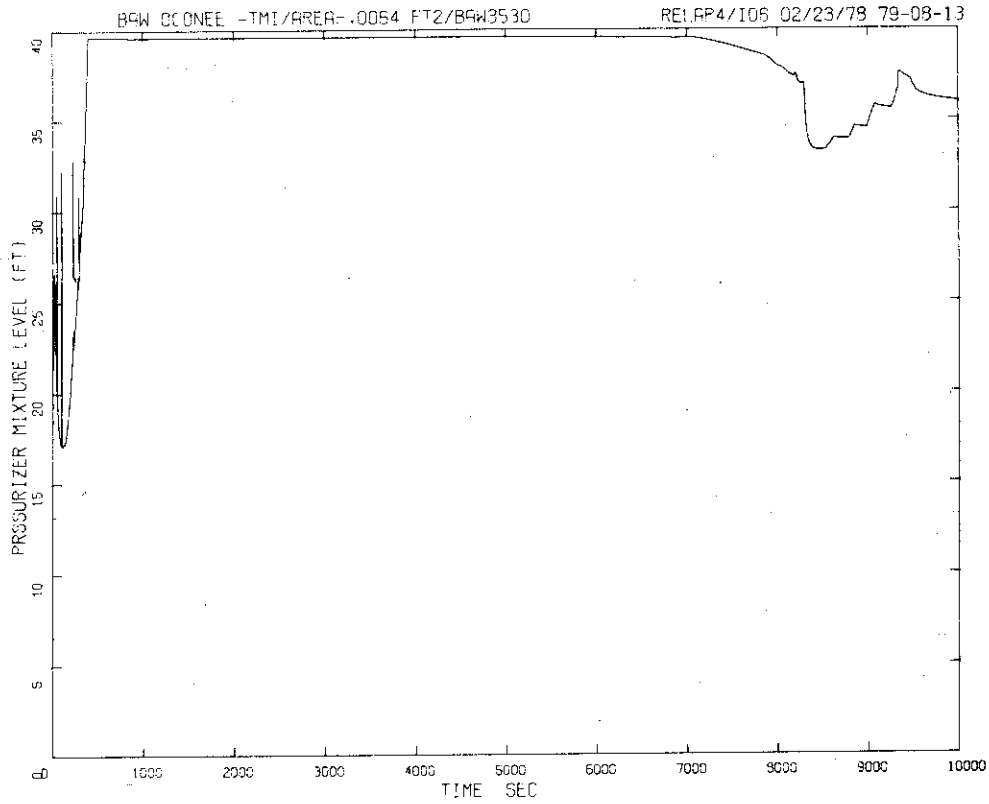


Fig. 6. 1 Pressurizer Mixture Level

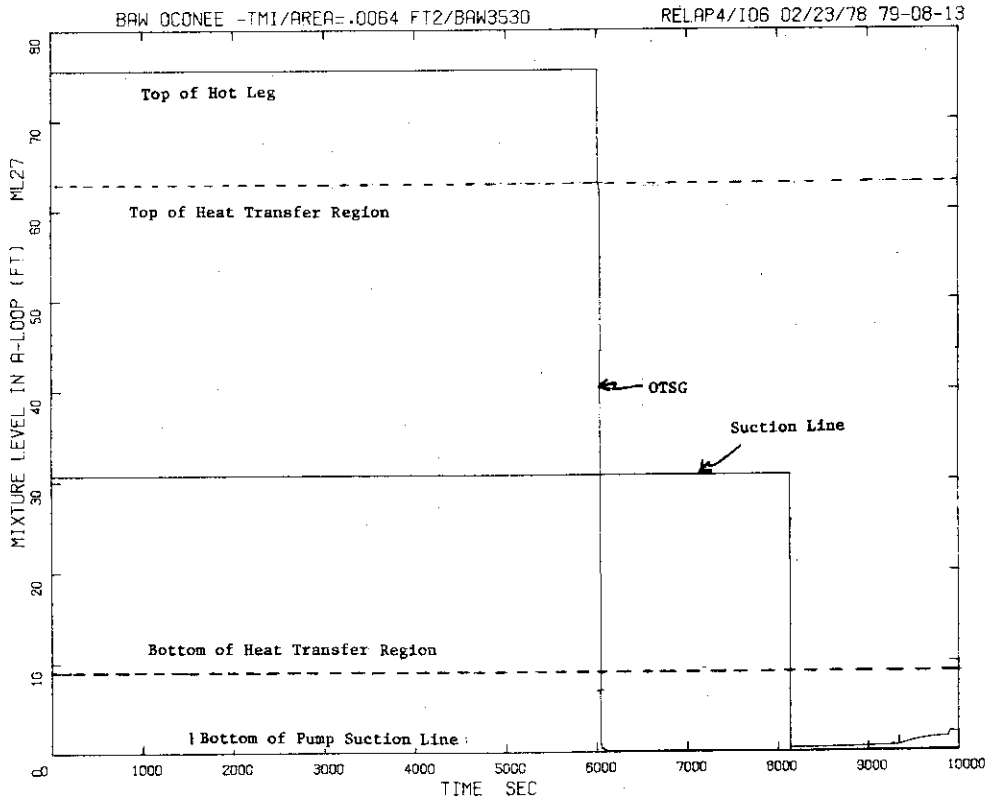


Fig. 6. 2 Mixture Level in OTSG and RCP Suction Line of A-Loop

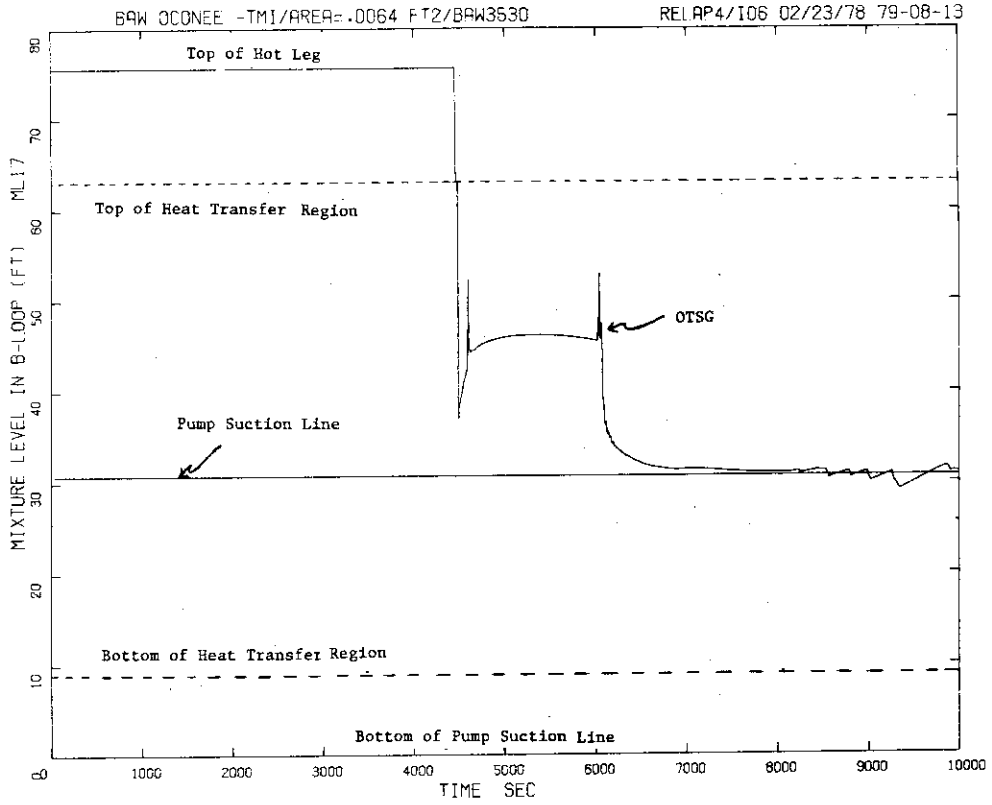


Fig. 6. 3 Mixture Level in OTSG and RCP Suction Line of B-Loop

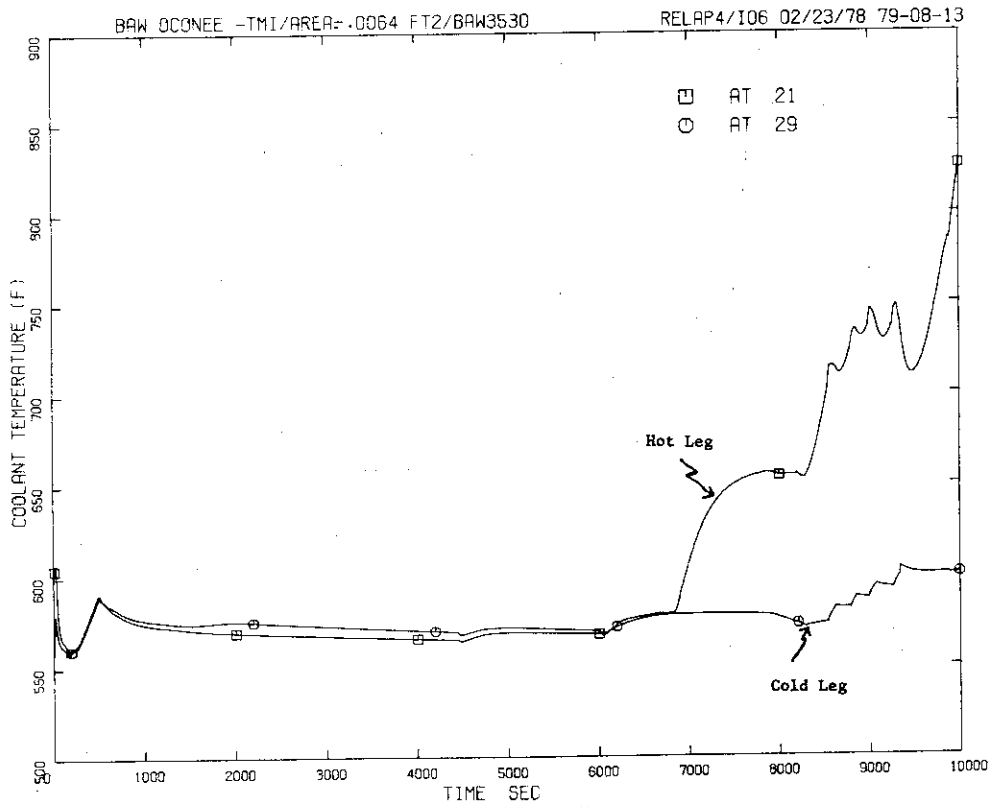


Fig. 6. 4 Reactor Coolant Temperature in A-Loop

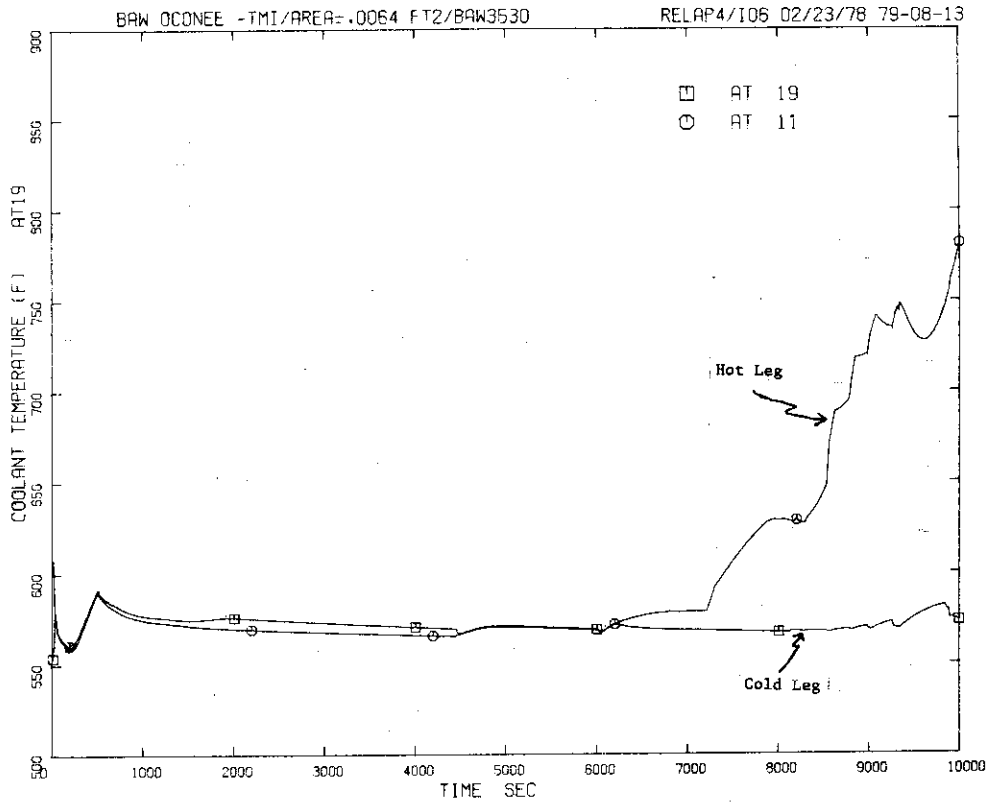


Fig. 6. 5 Reactor Coolant Temperature in B-Loop

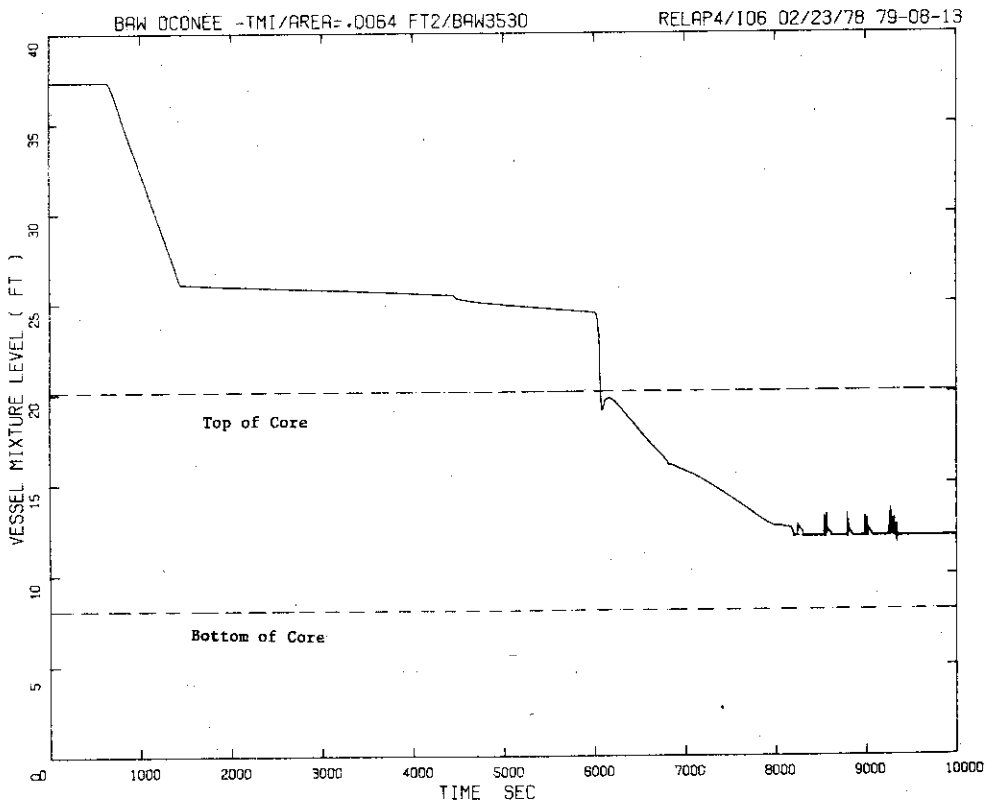
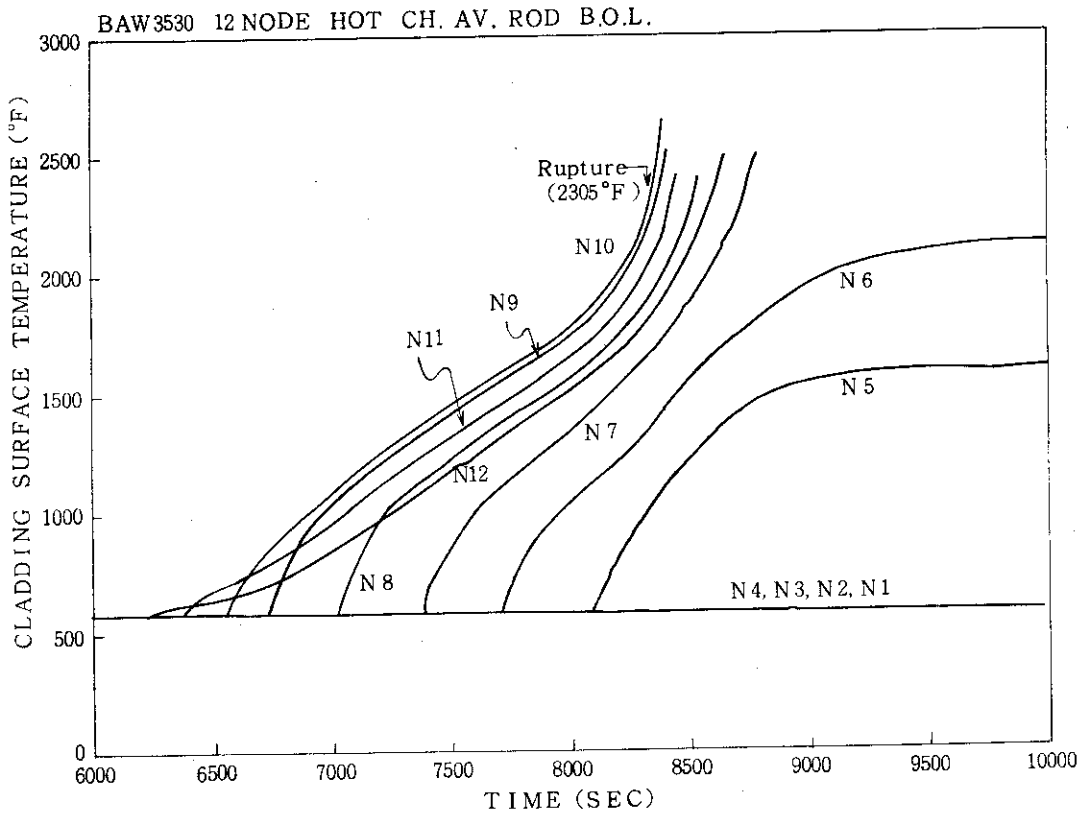
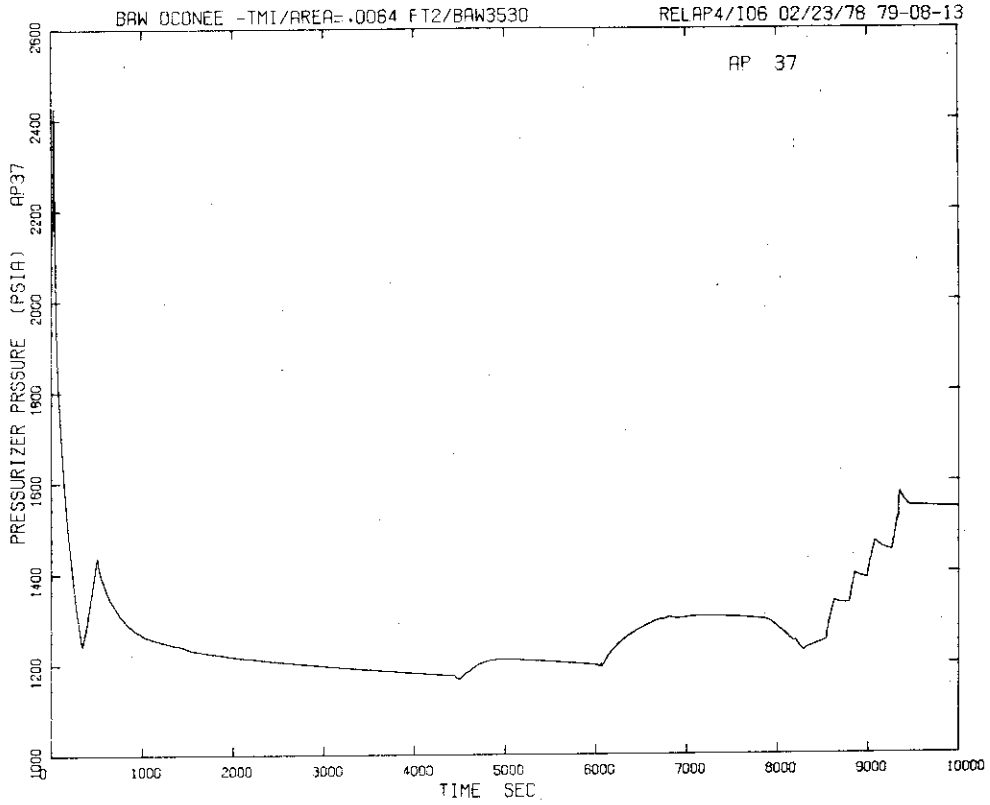


Fig. 6. 6 Mixture Level in Shroud Region



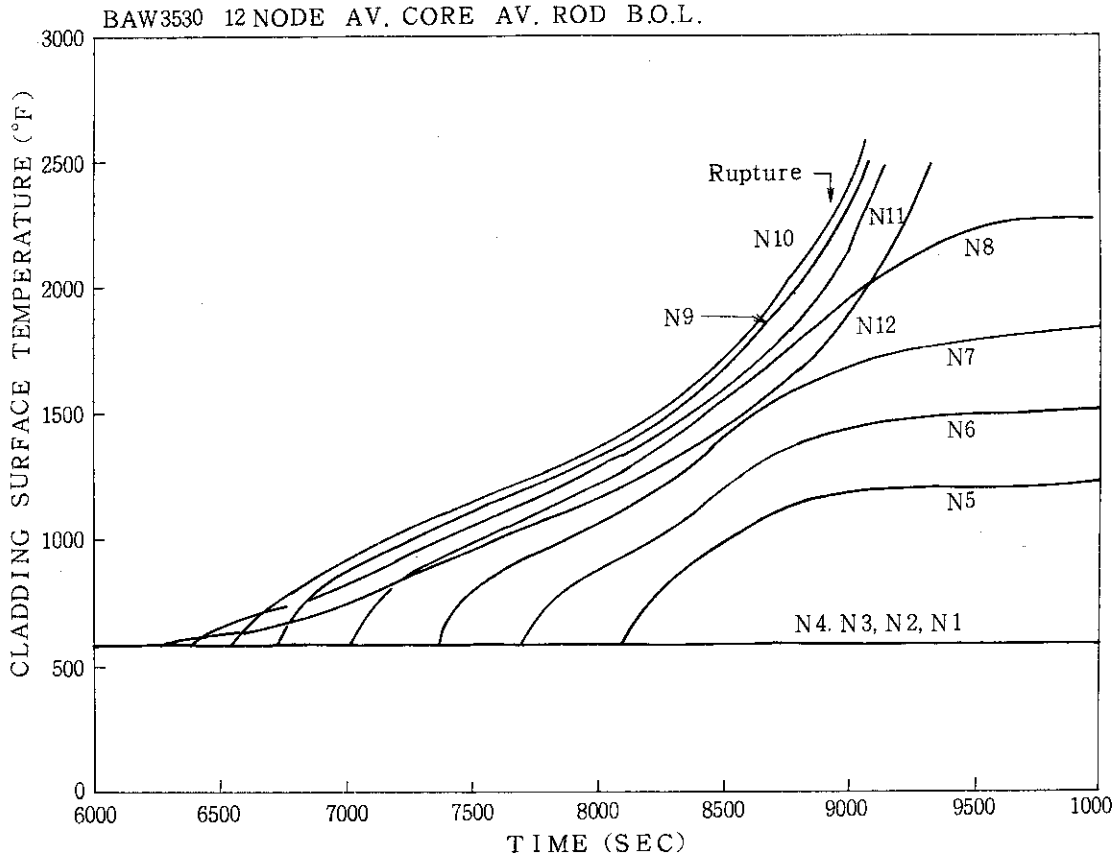


Fig.6. 9 Fuel Cladding Temperature of Average Rod of Average Core with Power Distribution at BOL

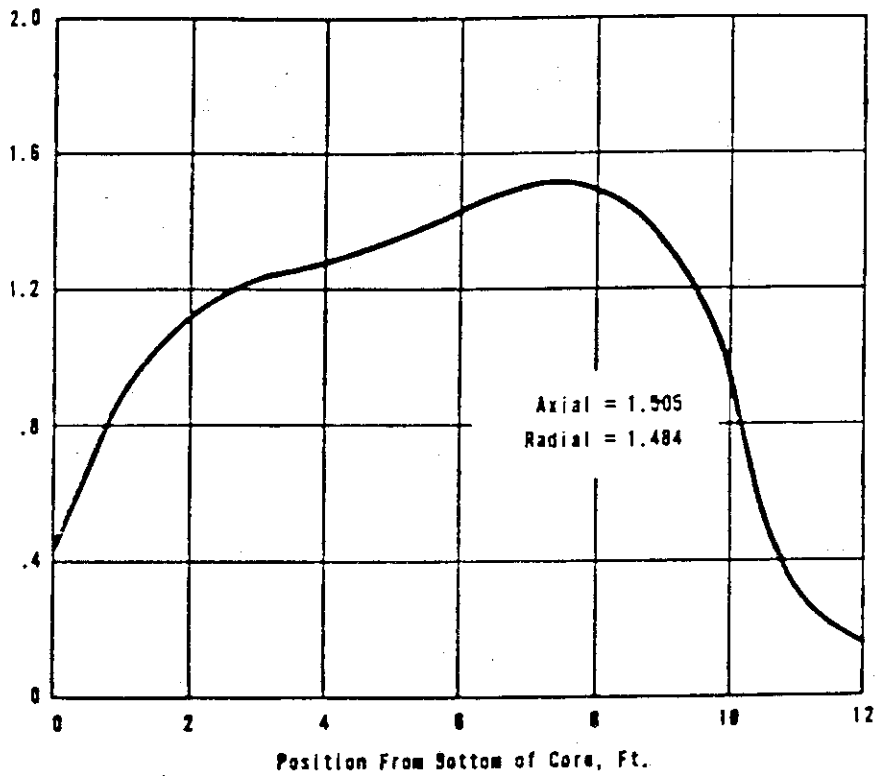


Fig.6.10 Axial Power Shape at BOL

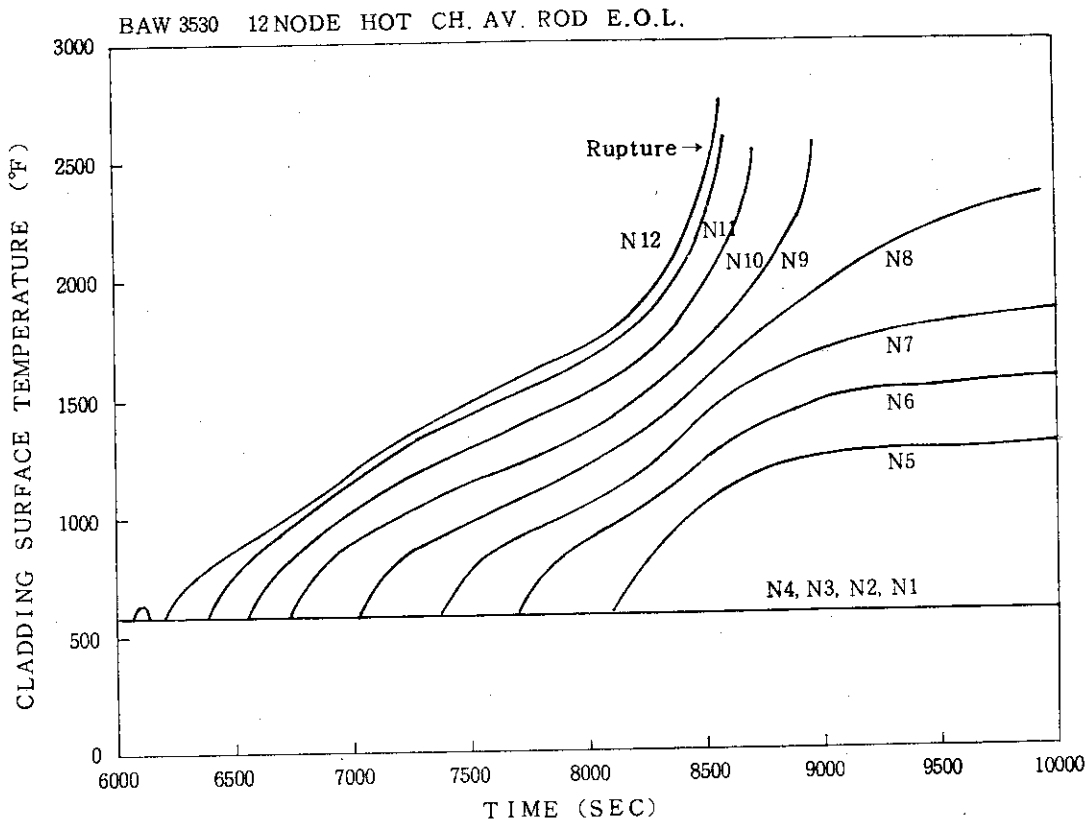


Fig. 6.11 Fuel Cladding Temperature of Average Rod of Hottest Assembly with Power Distribution at BOL

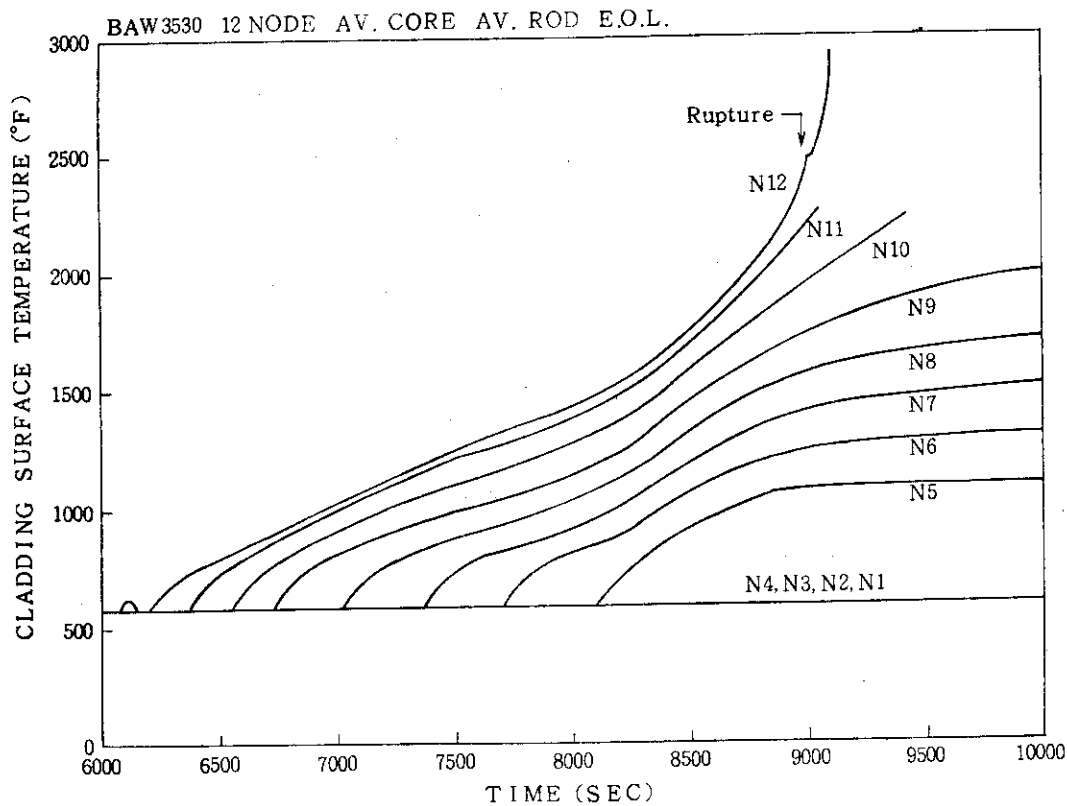


Fig. 6.12 Fuel Cladding Temperature of Average Rod of Average Core with Power Distribution at EOL

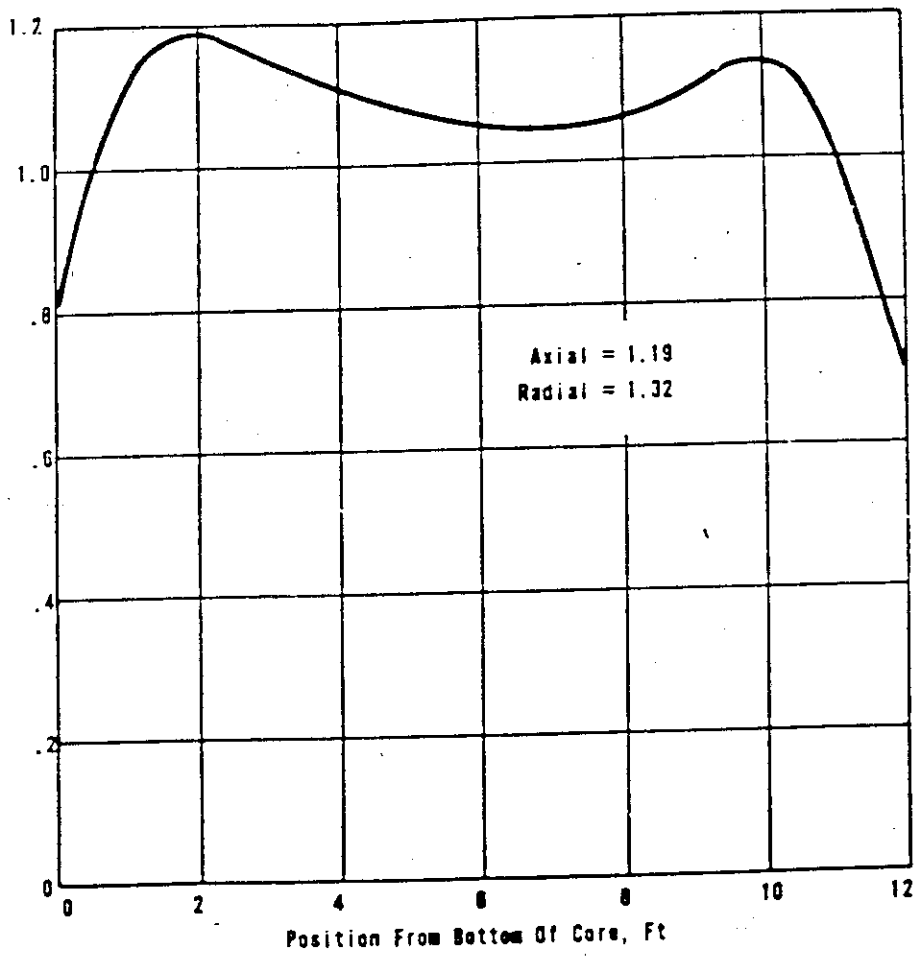


Fig.6.13 Axial Power Shape at EOL

7. あとがき

本報告書では、事故発生後5ヶ月間の期間(8月31日時点)までに我々が実施したTMI事故の解析的研究(第1次～第3次解析)について報告した。

計算コードRELAP4/MOD6/U4/J1とTOODEE2を使用して実施した解析は、事故発生後、最初の炉心露出があったと推定される3時間までの期間の1次系ループの熱水力学的挙動と炉心部燃料ヒートアップ現象を解析の対象としている。

ここに報告されている解析は必ずしも十分な事故の情報に基いていないものも含まれており、したがってそれらは決して確定的なものでもなく、細部は不十分な点もあろう。冒頭1章に述べたごとく我々の解析の目的は、

- (1) 軽水炉の炉工学的安全性解析技術の現在のレベルで、どの程度までTMI事故を記述できるか検証すること。そして
- (2) ある程度まで記述できた場合は、詳細解析コードを採用して始めて可能となるような事故の解明をする。

であったが、本報告書に述べた第3次解析まででこれらの目的を最終的に達成したとはいえない。

しかしながら、我々の実施した第3次解析までの結果でも、TMI事故の解明、その検討のまとめ、あるいはその対応策に幾分参考となるようなものもあると思える。事実、第1次解析の結果は、この報告書に詳細に報告される以前の段階で、上述のような目的に使用されるため結果の一部が口頭であるいは簡単な資料で発表されている。

今後、引続き精度および確定度の高い解析に改訂していくこととして、この段階で中間的なとりまとめをした次第である。これら3次の解析より判ったことを以下に示す。

第1次解析

- (1) タービン・トリップ後の1次系の圧力の急上昇はOTSGにおける熱除去の低下のためであるが、この低下の詳細は次の2点に述べるごとくである。
 - (i) タービン・トリップによって蒸気出口流量が急減、2次側の圧力が急上昇して、混合相内の蒸気泡が急減することによって水位が低下する。そのために伝熱管2次側表面の核沸騰伝熱面積が減少して2次側への熱伝達率が低下する。
 - (ii) 2次側の圧力上昇によって2次側飽和温度が上昇して、1次系からみたヒート・シンク温度が上昇することによって熱伝達率が低下する。
- (2) 最初の加圧器水位の上昇は、以上の要因によるOTSGにおける熱除去の低下によってOTSG1次側の冷却水が熱膨張して、加圧器へ冷却水が流入するために生ずる。
- (3) 初期の1次系の圧力の上昇を正しく記述するためには、加圧器ノードを複数個に分割し、熱的に非平衡であることを取り入れねばならない。
- (4) 2度目の加圧器水位の上昇は基本的には炉心発熱量よりOTSGにおける熱除去量が小さくなるために冷却水が熱膨張し、後には蒸気泡の発生によって体積膨張するのが主た

る原因である。HPI流は初期において水位上昇の開始を早くし、水位上昇を加速する働きをしている。

- (5) 加圧器の混合相水位はAループのポンプ・トリップ後数百秒まで、すなわち六千数百秒まで加圧器頂部にあり、それ以降ゆるやかに低下する。
- (6) Aループのポンプ・トリップ後、圧力容器シュラウド領域の流れが極度に低下して、混合相内の蒸気泡と液相水の分離が起こる。そのために水位が急速に低下して炉心の上部が蒸気中に露出する。
- (7) ホットレグはAループのポンプ・トリップ後数百秒で過熱蒸気のみとなる。
- (8) Aループのポンプ・トリップ後、BループはOTSG下部からダウンカマー入口まで液相水で満たされている。

第2次解析

- (1) 加圧器の逃し弁の蒸気流の容量がFSAR記載の112,000 lb/hr になるように有効面積を0.0064 ft² にすると、初期の減圧挙動は事故記録と一致する。
- (2) Aループのポンプ・トリップ後、Bループのポンプ吸込口より低い部分は液相水で満たされている。
- (3) 事故発生後3時間までの間にほとんどの燃料棒は破損する。

第3次解析

- (1) 加圧器逃し弁閉止後も加圧器からホットレグへ冷却水が流出しなければホットレグは六千数百秒以降3時間までは過熱蒸気で満たされる。
- (2) Aループのコールドレグに注入されたHPI流がOTSG側へ逆流しなければ、加圧器逃し弁を閉じて以降、炉心水位は炉心下端から約4 ftのところではバランスしている。

今後の解析の課題

第3次解析では加圧器サージラインの逆流側抵抗を任意に大きくとり、事故記録が示すように、加圧器逃し弁閉後にも加圧器からホットレグへの流出は無い結果を得ている。実際には逆流側抵抗がこのような大きいとは考えにくいので、逆流を阻害するような要因が他に存在したことになる。この要因の一つに水素発生が考えられる。今後の解析ではこの非凝縮性気体の1次系圧力への寄与を何らかの近似で考慮することが一つの課題である。

また、新“事故経過表”によればトリップされた主冷却水循環ポンプ(RCP)の1台をその後短期間ではあるが再運転させている。この事実は、これまでの解析には考慮されていないので、考慮する必要がある。

またOTSG1次側伝熱表面における水蒸気凝縮、補助給水がない場合の2次側蒸気相部への熱伝達の取り扱いなどOTSGにおける伝熱モデルを改善する必要がある。

最後に、炉心内崩壊熱分布(半径方向および高さ方向共)をある程度詳しく考慮して、水素の全発生量を見積ることも今後の重要な課題となる。

謝 辞

解析の実施に際しては原子炉データ解析室の諸氏より絶え間ざる興味をお寄せいただきました。又、この報告書をまとめるにあたって、安全性コード開発室長佐藤一男氏に有用な資料を提供していただきました。合せて感謝いたします。

参 考 文 献

- (1) "Nuclear Incident at Three Mile Island-Supplement", IE Bulletin 79-05A, U.S. Nuclear Regulatory Commission (Apr. 1979).
- (2) "Final Safety Analysis Report, Three Mile Island Nuclear Station-Unit 2", DOCKET 50-320, Metropolitan Edison Company.
- (3) "TMI-2 Interim Operational Sequence of Events as of May 8, 1979", U.S. Nuclear Regulatory Commission (May 1979).
- (4) "ECCS Analysis of B & W's 177-FA Lowered-Loop NSS", BAW-10103, Rev. 3 (July 1977).
- (5) K.R.KATSMA et al, "RELAP4/MOD5-A Computer Program for Transient Thermal-Hydraulic Analysis of Nuclear Reactors and Related Systems-User's Manual, Volume 3", ANCR-NUREG-1335, Aerojet Nuclear Company (Sept. 1976).
- (6) A.F.MCBRIDE et al, "Babcock & Wilcox Anticipated Transient without Scram Analysis", BAW 10099 Rev.1, Babcock & Wilcox Company (May 1977).
- (7) S.R.FISCHER et al, "RELAP4/MOD6-A Computer Program for Transient Thermal-Hydraulic Analysis of Nuclear Reactors and Related Systems-User's Manual", CDAP-TR-003, EG & G IDAHO Inc. (Jan. 1978).
- (8) G.N.LAUBEN, "TOODEE2: A Two Dimensional Time Dependent Fuel Element Thermal Analysis Program", U.S. Nuclear Regulatory Commission (May 1975).

謝 辞

解析の実施に際しては原子炉データ解析室の諸氏より絶え間ざる興味をお寄せいただきました。又、この報告書をまとめるにあたって、安全性コード開発室長佐藤一男氏に有用な資料を提供していただきました。合せて感謝いたします。

参 考 文 献

- (1) "Nuclear Incident at Three Mile Island-Supplement", IE Bulletin 79-05A, U.S. Nuclear Regulatory Commission (Apr. 1979).
- (2) "Final Safety Analysis Report, Three Mile Island Nuclear Station-Unit 2", DOCKET 50-320, Metropolitan Edison Company.
- (3) "TMI-2 Interim Operational Sequence of Events as of May 8, 1979", U.S. Nuclear Regulatory Commission (May 1979).
- (4) "ECCS Analysis of B & W's 177-FA Lowered-Loop NSS", BAW-10103, Rev. 3 (July 1977).
- (5) K.R.KATSMA et al, "RELAP4/MOD5-A Computer Program for Transient Thermal-Hydraulic Analysis of Nuclear Reactors and Related Systems-User's Manual, Volume 3", ANCR-NUREG-1335, Aerojet Nuclear Company (Sept. 1976).
- (6) A.F.MCBRIDE et al, "Babcock & Wilcox Anticipated Transient without Scram Analysis", BAW 10099 Rev.1, Babcock & Wilcox Company (May 1977).
- (7) S.R.FISCHER et al, "RELAP4/MOD6-A Computer Program for Transient Thermal-Hydraulic Analysis of Nuclear Reactors and Related Systems-User's Manual", CDAP-TR-003, EG & G IDAHO Inc. (Jan. 1978).
- (8) G.N.LAUBEN, "TOODEE2: A Two Dimensional Time Dependent Fuel Element Thermal Analysis Program", U.S. Nuclear Regulatory Commission (May 1975).