

JAERI-M

6703

冷却材喪失事故における ROSA-III  
と BWRとの相似性の検討  
(ROSA-IIIの予備解析)

1976年9月

田坂完二・傍島真

鈴木光弘・斯波正誼

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.

## 冷却材喪失事故における ROSA-III と BWRとの相似性の検討

( ROSA-IIIの予備解析 )

日本原子力研究所東海研究所安全工学部

田坂完二・傍島 真・鈴木光弘

斯波正誼

( 1976年8月16日受理 )

沸騰水型軽水炉の ( BWR ) の冷却材喪失事故 ( LOCA ) の模擬実験装置である ROSA-III による実験の予備解析を RELAP-4J プログラムを使って行った。今回の予備解析の目的は ROSA-III が実炉における冷却材喪失事故を充分よく模擬できる設計になっているかどうかを検討することにある。解析の結果以下の点が明らかとなった。

1. BWRのLOCAに於て重要な位置を占める下部プレナムフラッシングは下部プレナムの沸騰にともない炉心入口流量が急激に増加する現象である。沸騰を開始するのは通常、ダウンカマー水位が破断孔に到達した後であり、その順序が逆転している場合には炉心入口流量の時間変化は大きく異なる。
2. 燃料棒と ROSA-III の模擬燃料である電気ヒータとでは蓄積熱が大きく異なり、出力の時間変化を同一とした場合には LOCA 過程に大きな差を生ずる。
3. ROSA-III の電気ヒータの出力が定格出力に対応する値である 9 MW に達していなくても、その 40% 以上あれば、下部プレナムフラッシングにともなう炉心入口流量の時間変化をかなりよく模擬することができる。この場合、破断後しばらく出力を一定に保ち、以後核沸騰を仮定した場合の燃料棒から水への伝熱量の時間変化に従い出力を変化させることが必要である。
4. 被覆管表面温度は計算条件のわずかなちがいによっても大きな影響を受け、電気ヒータ模擬燃料棒で実際の燃料棒の場合の LOCA にともなう被覆管表面温度の時間変化を模擬することは容易ではない。

Study on the Similarity between ROSA-III Experiment and BWR LOCA  
(Pre-analysis of ROSA-III)

Kanji TASAKA, Makoto SOBAJIMA, Mitsuhiro SUZUKI  
and Masayoshi SHIBA

Division of Reactor Safety, Tokai, JAERI

(Received August 16, 1976)

The ROSA-III apparatus was designed for mock-up experiment of a loss-of-coolant accident (LOCA) in a boiling water reactor (BWR). The loss-of-coolant accident in ROSA-III has been studied with computer code RELAP-4J to examine the similarity between ROSA-III experiment and BWR LOCA. The following were revealed.

1. In the lower plenum flashing, important in BWR LOCA, the core-inlet flow increases abruptly due to the boiling of coolant in the lower plenum. The boiling starts after the water level in the down-comer has reached the break in the recirc. loop. If the boiling begins before the level reaches the break however, the core-inlet flow largely differs.
2. The stored energy of a fuel differs much from that of an electric-heater mock-up fuel, so large difference results in the LOCA process between these two in the same decay curve of power.
3. To simulate the core-inlet flow transient in lower plenum flashing, the power supply to the electric heaters must be larger than 40 % of the rated power (9MW) in ROSA-III. The power is thus kept constant for a while after rupture of the pipe, and then decreased following the convection rate from fuel to coolant assuming the nucleate boiling.
4. It is not easy to simulate the temperature transient of cladding of the fuel rod during LOCA with an electric heater, because the cladding temperature is affected even by minor changes of the calculational conditions.

## 目 次

1. はじめに .....	1
2. 解析モデルおよび計算体系 .....	2
2.1 解析モデル .....	2
2.1.1 解析モデルの概要 .....	2
2.1.2 RELAP-4J の入力形式 .....	2
2.2 計算体系 .....	3
2.2.1 BWR の計算体系 .....	4
2.2.2 ROSA-III の計算体系 .....	6
3. 解析結果 .....	8
3.1 BWR 体系の解析 .....	9
3.1.1 BWR 基準ケース .....	9
3.1.2 気泡離脱モデルに於ける離脱速度に Wilson の実験式を使った場合 .....	14
3.1.3 二相臨界流に対する放出係数 $C_D$ を 0.6 に固定した計算 .....	14
3.1.4 破断後下部プレナムに水位が形成されるとした解析 .....	15
3.1.5 一次系駆動ポンプが逆転不可であるとした解析 .....	16
3.1.6 一次系駆動ポンプの時定数を 1 秒とした解析 .....	16
3.1.7 原子炉の出力を定格の 1.6 倍とした解析 .....	18
3.1.8 蒸気系配管の閉鎖に時間遅れを考慮した解析 .....	19
3.1.9 給水停止に時間遅れを考慮した解析 .....	20
3.2 ROSA-III の解析 .....	22
3.2.1 発熱体は燃料棒, 出力 9 MW, 出力減衰曲線は BWR と同じ, ポンプ時定数は 1 秒とした解析 .....	22
3.2.2 発熱体は電気ヒータ, 出力 9 MW, 出力減衰曲線は BWR と同じ, ポンプ時定数は 1 秒とした解析 .....	23
3.2.3 発熱体は電気ヒータ, 出力は 2.24 MW で 18.7 秒まで一定に保ち, 以後核沸騰を仮定した伝熱量の時間変化にともない減衰させた解析 .....	23
3.2.4 発熱体は電気ヒータ, 出力は 3.58 MW で 18.7 秒まで一定に保ち, 以後核沸騰を仮定した伝熱量の時間変化にともない減衰させた解析 .....	25
3.2.5 発熱体は電気ヒータ, 出力は 4 MW で 18 秒まで一定に保ち, 20 秒まで一次式で減衰させ, 以後核沸騰を仮定した水への伝熱量の時間変化に従い減衰させた解析 .....	26
4. まとめ .....	27
謝 辞 .....	30
参考文献 .....	31

## List of Tables

- TABLE 2.1 Primary Characteristics of BWR 6 and ROSA-III
- TABLE 2.2 Listing of Input Data of LOCA Analysis for BWR 6
- TABLE 2.3 Listing of Input Data of LOCA Analysis for ROSA-III
- TABLE 3.1 Comparison of Specific Times

## List of Figures

- Fig.2.1 Schematic Representation of BWR immediately after a LOCA (referred from Ref. (6))
- Fig.2.2 BWR Fluid System Model for RELAP-4J Calculations
- Fig.2.3 Schematic Representation of ROSA-III
- Fig.3.1 Break Flow from Recirculation Loop for BWR Standard Case
- Fig.3.2 Break Quality from Recirculation Loop for BWR Standard Case
- Fig.3.3 Break Flow from Vessel for BWR Standard Case
- Fig.3.4 Break Quality from Vessel for BWR Standard Case
- Fig.3.5 Pressure in Lower Plenum for BWR Standard Case
- Fig.3.6 Core Inlet Flow for BWR Standard Case
- Fig.3.7 Mixture Level in Lower Downcomer for BWR Standard Case
- Fig.3.8 Saturation Temperature in Lower Plenum for BWR Standard Case
- Fig.3.9 Quality in Lower Plenum for BWR Standard Case
- Fig.3.10 Total Mass of Water in Lower Plenum for BWR Standard Case
- Fig.3.11 Reactor Power for BWR Standard Case
- Fig.3.12 Average Cladding Surface Temperature in Lower Core for BWR Standard Case
- Fig.3.13 Average Cladding Surface Temperature in Center Core for BWR Standard Case
- Fig.3.14 Average Cladding Surface Temperature in Upper Core for BWR Standard Case

- Fig.3.15 Heat Transfer Coefficient in Lower Core for BWR Standard Case
- Fig.3.16 Heat Transfer Coefficient in Center Core for BWR Standard Case
- Fig.3.17 Heat Transfer Coefficient in Upper Core for BWR Standard Case
- Fig.3.18 Average Quality in Lower Core for BWR Standard Case
- Fig.3.19 Average Quality in Center Core for BWR Standard Case
- Fig.3.20 Average Quality in Upper Core for BWR Standard Case
- Fig.3.21 Heat Transfer Rate to Coolant in Lower Core for BWR Standard Case
- Fig.3.22 Heat Transfer Rate to Coolant in Center Core for BWR Standard Case
- Fig.3.23 Heat Transfer Rate to Coolant in Upper Core for BWR Standard Case
- Fig.3.24 Jet Pump Drive Flow Rate of Unbroken Loop for BWR Standard Case
- Fig.3.25 Jet Pump Suction Flow Rate of Unbroken Loop for BWR Standard Case
- Fig.3.26 Jet Pump Exit Flow Rate of Unbroken Loop for BWR Standard Case
- Fig.3.27 Jet Pump Drive Flow Rate of Broken Loop for BWR Standard Case
- Fig.3.28 Jet Pump Suction Flow Rate of Broken Loop for BWR Standard Case
- Fig.3.29 Jet Pump Exit Flow Rate of Broken Loop for BWR Standard Case
- Fig.3.30 Break Flow from Recirculation Loop calculated by using Wilson Correlation for Bubble Rise Velocity
- Fig.3.31 Break Quality from Recirculation Loop calculated by using Wilson Correlation for Bubble Rise Velocity
- Fig.3.32 Break Flow from Vessel calculated by using Wilson Correlation for Bubble Rise Velocity
- Fig.3.33 Break Quality from Vessel calculated by using Wilson Correlation for Bubble Rise Velocity
- Fig.3.34 Pressure in Lower Plenum calculated by using Wilson Correlation for Bubble Rise Velocity
- Fig.3.35 Core Inlet Flow calculated by using Wilson Correlation for Bubble Rise Velocity
- Fig.3.36 Average Cladding Surface Temperature in Lower Core calculated by using Wilson Correlation for Bubble Rise Velocity

- Fig.3.37 Average Cladding Surface Temperature in Center Core calculated by using Wilson Correlation for Bubble Rise Velocity
- Fig.3.38 Average Cladding Surface Temperature in Upper Core calculated by using Wilson Correlation for Bubble Rise Velocity
- Fig.3.39 Break Flow from Recirculation Loop calculated by fixing Discharge Coefficient  $C_D$  constant to be 0.6
- Fig.3.40 Break Quality from Recirculation Loop calculated by fixing Discharge Coefficient  $C_D$  constant to be 0.6
- Fig.3.41 Break Flow from Vessel calculated by fixing Discharge Coefficient  $C_D$  constant to be 0.6
- Fig.3.42 Break Quality from Vessel calculated by fixing Discharge Coefficient  $C_D$  constant to be 0.6
- Fig.3.43 Pressure in Lower Plenum calculated by fixing Discharge Coefficient  $C_D$  constant to be 0.6
- Fig.3.44 Core Inlet Flow calculated by fixing Discharge Coefficient  $C_D$  constant to be 0.6
- Fig.3.45 Mixture Level in Lower Downcomer calculated by fixing Discharge Coefficient  $C_D$  constant to be 0.6
- Fig.3.46 Saturation Temperature in Lower Plenum calculated by fixing Discharge Coefficient  $C_D$  constant to be 0.6
- Fig.3.47 Average Cladding Surface Temperature in Lower Core calculated by fixing Discharge Coefficient constant to be 0.6
- Fig.3.48 Average Cladding Surface Temperature in Center Core calculated by fixing Discharge Coefficient constant to be 0.6
- Fig.3.49 Average Cladding Surface Temperature in Upper Core calculated by fixing Discharge Coefficient constant to be 0.6
- Fig.3.50 Break Flow from Recirculation Loop calculated by assuming Mixture Level in Lower Plenum
- Fig.3.51 Break Quality from Recirculation Loop calculated by assuming Mixture Level in Lower Plenum
- Fig.3.52 Break Flow from Vessel calculated by assuming Mixture Level in Lower Plenum
- Fig.3.53 Break Quality from Vessel calculated by assuming Mixture Level in Lower Plenum
- Fig.3.54 Pressure in Lower Plenum calculated by assuming Mixture Level in Lower Plenum
- Fig.3.55 Core Inlet Flow calculated by assuming Mixture Level in Lower Plenum



- Fig.3.56 Average Cladding Surface Temperature in Lower Core calculated by assuming Mixture Level in Lower Plenum
- Fig.3.57 Average Cladding Surface Temperature in Center Core calculated by assuming Mixture Level in Lower Plenum
- Fig.3.58 Average Cladding Surface Temperature in Upper Core calculated by assuming Mixture Level in Lower Plenum
- Fig.3.59 Break Flow from Recirculation Loop calculated by assuming Recirculation Pump to be irreversible
- Fig.3.60 Break Quality from Recirculation Loop calculated by assuming Recirculation Pump to be irreversible
- Fig.3.61 Break Flow from Vessel calculated by assuming Recirculation Pump to be irreversible
- Fig.3.62 Break Quality from Vessel calculated by assuming Recirculation Pump to be irreversible
- Fig.3.63 Pressure in Lower Plenum calculated by assuming Recirculation Pump to be irreversible
- Fig.3.64 Core Inlet Flow calculated by assuming Recirculation Pump to be irreversible
- Fig.3.65 Average Cladding Surface Temperature in Lower Core calculated by assuming Recirculation Pump to be irreversible
- Fig.3.66 Average Cladding Surface Temperature in Center Core calculated by assuming Recirculation Pump to be irreversible
- Fig.3.67 Average Cladding Surface Temperature in Upper Core calculated by assuming Recirculation Pump to be irreversible
- Fig.3.68 Jet Pump Drive Flow of Unbroken Loop calculated by assuming Time Constant of Recirculation Pump to be 1 sec
- Fig.3.69 Jet Pump Suction Flow of Unbroken Loop calculated by assuming Time Constant of Recirculation Pump to be 1 sec
- Fig.3.70 Jet Pump Exit Flow of Unbroken Loop calculated by assuming Time Constant of Recirculation Pump to be 1 sec
- Fig.3.71 Break Flow from Recirculation Loop calculated by assuming Time Constant of Recirculation Pump to be 1 sec
- Fig.3.72 Break Quality from Recirculation Loop calculated by assuming Time Constant of Recirculation Pump to be 1 sec
- Fig.3.73 Break Flow from Vessel calculated by assuming Time Constant of Recirculation Pump to be 1 sec
- Fig.3.74 Break Quality from Vessel calculated by assuming Time Constant of Recirculation Pump to be 1 sec

- Fig.3.75 Pressure in Lower Plenum calculated by assuming Time Constant of Recirculation Pump to be 1 sec
- Fig.3.76 Core Inlet Flow calculated by assuming Time Constant of Recirculation Pump to be 1 sec
- Fig.3.77 Average Cladding Surface Temperature in Lower Core calculated by assuming Time Constant of Recirculation Pump to be 1 sec
- Fig.3.78 Average Cladding Surface Temperature in Center Core calculated by assuming Time Constant of Recirculation Pump to be 1 sec
- Fig.3.79 Average Cladding Surface Temperature in Upper Core calculated by assuming Time Constant of Recirculation Pump to be 1 sec
- Fig.3.80 Quality in Lower Core calculated by multiplying Reactor Power 1.6 times the Standard Value
- Fig.3.81 Quality in Center Core calculated by multiplying Reactor Power 1.6 times the Standard Value
- Fig.3.82 Quality in Upper Core calculated by multiplying Reactor Power 1.6 times the Standard Value
- Fig.3.83 Break Flow from Recirculation Loop calculated by multiplying Reactor Power 1.6 times the Standard Value
- Fig.3.84 Break Quality from Recirculation Loop calculated by multiplying Reactor Power 1.6 times the Standard Value
- Fig.3.85 Break Flow from Vessel calculated by multiplying Reactor Power 1.6 times the Standard Value
- Fig.3.86 Break Quality from Vessel calculated by multiplying Reactor Power 1.6 times the Standard Value
- Fig.3.87 Pressure in Lower Plenum calculated by multiplying Reactor Power 1.6 times the Standard Value
- Fig.3.88 Core Inlet Flow calculated by multiplying Reactor Power 1.6 times the Standard Value
- Fig.3.89 Average Cladding Surface Temperature in Lower Core calculated by multiplying Reactor Power 1.6 times the Standard Value
- Fig.3.90 Average Cladding Surface Temperature in Center Core calculated by multiplying Reactor Power 1.6 times the Standard Value
- Fig.3.91 Average Cladding Surface Temperature in Upper Core calculated by multiplying Reactor Power 1.6 times the Standard Value
- Fig.3.92 Break Flow from Recirculation Loop calculated by considering Time Delay in closing the Steam Line
- Fig.3.93 Break Quality from Recirculation Loop calculated by considering Time Delay in closing the Steam Line

- Fig.3.94 Break Flow from Vessel calculated by considering Time Delay in closing the Steam Line
- Fig.3.95 Break Quality from Vessel calculated by considering Time Delay in closing the Steam Line
- Fig.3.96 Pressure in Lower Plenum calculated by considering Time Delay in Closing the Steam Line
- Fig.3.97 Core Inlet Flow calculated by considering Time Delay in closing the Steam Line
- Fig.3.98 Average Cladding Surface Temperature in Lower Core calculated by considering Time Delay in closing the Steam Line
- Fig.3.99 Average Cladding Surface Temperature in Center Core calculated by considering Time Delay in closing the Steam Line
- Fig.3.100 Average Cladding Surface Temperature in Upper Core calculated by considering Time Delay in closing the Steam Line
- Fig.3.101 Break Flow from Recirculation Loop calculated by considering Time Delay in closing Steam Line and Feed Water Line
- Fig.3.102 Break Quality from Recirculation Loop calculated by considering Time Delay in closing Steam Line and Feed Water Line
- Fig.3.103 Break Flow from Vessel calculated by considering Time Delay in closing Steam Line and Feed Water Line
- Fig.3.104 Break Quality from Vessel calculated by considering Time Delay in closing Steam Line and Feed Water Line
- Fig.3.105 Pressure in Lower Plenum calculated by considering Time Delay in closing Steam Line and Feed Water Line
- Fig.3.106 Core Inlet Flow calculated by considering Time Delay in closing Steam Line and Feed Water Line
- Fig.3.107 Average Cladding Surface Temperature in Lower Core calculated by considering Time Delay in closing Steam Line and Feed Water Line
- Fig.3.108 Average Cladding Surface Temperature in Center Core calculated by considering Time Delay in closing Steam Line and Feed Water Line
- Fig.3.109 Average Cladding Surface Temperature in Upper Core calculated by considering Time Delay in closing Steam Line and Feed Water Line
- Fig.3.110 Jet Pump Drive Flow in ROSA-III Recirculation Loop calculated by assuming Nuclear Heating and Rated Power of 9MW
- Fig.3.111 Break Flow from Recirculation Loop of ROSA-III calculated by assuming Nuclear Heating and Rated Power of 9MW
- Fig.3.112 Break Quality from Recirculation Loop of ROSA-III calculated by assuming Nuclear Heating and Rated Power of 9MW
- Fig.3.113 Break Flow from Vessel of ROSA-III calculated by assuming Nuclear Heating and Rated Power of 9MW

- Fig.3.114 Break Quality from Vessel of ROSA-III calculated by assuming Nuclear Heating and Rated Power of 9MW
- Fig.3.115 Pressure in Lower Plenum of ROSA-III calculated by assuming Nuclear Heating and Rated Power of 9MW
- Fig.3.116 Core Inlet Flow Rate of ROSA-III calculated by assuming Nuclear Heating and Rated Power of 9MW
- Fig.3.117 Average Cladding Surface Temperature in Lower Core of ROSA-III calculated by assuming Nuclear Heating and Rated Power of 9MW
- Fig.3.118 Average Cladding Surface Temperature in Center Core of ROSA-III calculated by assuming Nuclear Heating and Rated Power of 9MW
- Fig.3.119 Average Cladding Surface Temperature in Upper Core of ROSA-III calculated by assuming Nuclear Heating and Rated Power of 9MW
- Fig.3.120 Heat Transfer Rate to Coolant in Lower Core of ROSA-III calculated by assuming Electric Heating and Rated Power of 9MW
- Fig.3.121 Break Flow from Recirculation Loop of ROSA-III calculated by assuming Electric Heating and Rated Power of 9MW
- Fig.3.122 Break Quality from Recirculation Loop of ROSA-III calculated by assuming Electric Heating and Rated Power of 9MW
- Fig.3.123 Break Flow from Vessel of ROSA-III calculated by assuming Electric Heating and Rated Power of 9MW
- Fig.3.124 Break Quality from Vessel of ROSA-III calculated by assuming Electric Heating and Rated Power of 9MW
- Fig.3.125 Pressure in Lower Plenum of ROSA-III calculated by assuming Electric Heating and Rated Power of 9MW
- Fig.3.126 Core Inlet Flow of ROSA-III calculated by assuming Electric Heating and Rated Power of 9MW
- Fig.3.127 Average Cladding Surface Temperature in Lower Core of ROSA-III calculated by assuming Electric Heating and Rated Power of 9MW
- Fig.3.128 Average Cladding Surface Temperature in Center Core of ROSA-III calculated by assuming Electric Heating and Rated Power of 9MW
- Fig.3.129 Average Cladding Surface Temperature in Upper Core of ROSA-III calculated by assuming Electric Heating and Rated Power of 9MW
- Fig.3.130 Break Flow from Recirculation Loop of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 2.24 MW to 18.7 sec
- Fig.3.131 Break Quality from Recirculation Loop of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 2.24 MW to 18.7 sec
- Fig.3.132 Break Flow from Vessel of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 2.24 MW to 18.7 sec

- Fig.3.133 Break Quality from Vessel of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 2.24 MW to 18.7 sec
- Fig.3.134 Pressure in Lower Plenum of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 2.24 MW to 18.7 sec
- Fig.3.135 Core Inlet Flow of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 2.24 MW to 18.7 sec
- Fig.3.136 Average Cladding Surface Temperature in Lower Core of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 2.24 MW to 18.7 sec
- Fig.3.137 Average Cladding Surface Temperature in Center Core of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 2.24 MW to 18.7 sec
- Fig.3.138 Average Cladding Surface Temperature in Upper Core of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 2.24 MW to 18.7 sec
- Fig.3.139 Break Flow from Recirculation Loop of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 3.58 MW to 18.7 sec
- Fig.3.140 Break Quality from Recirculation Loop of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 3.58 MW to 18.7 sec
- Fig.3.141 Break Flow from Vessel of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 3.58 MW to 18.7 sec
- Fig.3.142 Break Quality from Vessel of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 3.58 MW to 18.7 sec
- Fig.3.143 Pressure in Lower Plenum of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 3.58 MW to 18.7 sec
- Fig.3.144 Core Inlet Flow of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 3.58 MW to 18.7 sec
- Fig.3.145 Average Cladding Surface Temperature in Lower Core of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 3.58 MW to 18.7 sec
- Fig.3.146 Average Cladding Surface Temperature in Center Core of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 3.58 MW to 18.7 sec
- Fig.3.147 Average Cladding Surface Temperature in Upper Core of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 3.58 MW to 18.7 sec
- Fig.3.148 Break Flow from Recirculation Loop of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 4 MW to 18 sec and Time Constant of Recirculation Pump to be 5 sec
- Fig.3.149 Break Quality from Recirculation Loop of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 4 MW to 18 sec and Time Constant of Recirculation Pump to be 5 sec
- Fig.3.150 Break Flow from Vessel of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 4 MW to 18 sec and Time Constant of Recirculation Pump to be 5 sec

- Fig.3.151 Break Quality from Vessel of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 4 MW to 18 sec and Time Constant of Recirculation Pump to be 5 sec
- Fig.3.152 Pressure in Lower Plenum of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 4 MW to 18 sec and Time Constant of Recirculation Pump to be 5 sec
- Fig.3.153 Core Inlet Flow of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 4 MW to 18 sec and Time Constant of Recirculation Pump to be 5 sec
- Fig.3.154 Average Cladding Surface Temperature in Lower Core of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 4 MW to 18 sec and Time Constant of Recirculation Pump to be 5 sec
- Fig.3.155 Average Cladding Surface Temperature in Center Core of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 4 MW to 18 sec and Time Constant of Recirculation Pump to be 5 sec
- Fig.3.156 Average Cladding Surface Temperature in Upper Core of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 4 MW to 18 sec and Time Constant of Recirculation Pump to be 5 sec

## 1. はじめに

軽水型原子力発電所の安全性評価の基準となる最大想定事故としては一般に一次冷却系配管の破断による冷却材喪失事故 (Loss of Coolant Accident, 略して LOCA) が考えられている。一次冷却系配管が破断するとまず、(1)破断孔から冷却材が流出し圧力容器内の圧力が低下する、(2)そしてポンプ電源ストップ、炉心入口流量の低下にともない除熱能力は低下し、被覆管表面温度の上昇、燃料要素の一部溶融または破損が起る、(3)すると溶けた燃料中の FP は一次冷却系を通り格納容器内に流出する、(4)そして格納容器内の FP の一部分は大気中に漏洩し、公衆に災害を及ぼす可能性がある。この事故の波及を防止するために各種の工学的安全施設が設けられている。非常炉心冷却系 (Emergency Core Cooling System, 略して ECCS) はこのような安全防護装置の 1 つであって、冷却材喪失事故の際に一次冷却系の各所に冷却水を注入することにより燃料の過熱を防ぎ、溶融や破損を起さないようにするものである。

LOCA に対する安全評価の信頼を増すためには、事故現象と ECCS の実験的検証、ならびに解析コードの実験データとの比較による改良および信頼性の向上、の両面が必要となる。実規模の商用炉で LOCA 実験を行うのは事実上不可能であり、実験は普通模擬体系で行われる。この軽水炉冷却材喪失事故の模擬体系による実験的研究の一環として日本原子力研究所に於ては ROSA-I<sup>(1)</sup> (Rig of Safety Assessment-I), ROSA-II<sup>(2)~(4)</sup> 計画が行われ、次に ROSA-III 計画が準備されている。ROSA-I は LOCA に於ける過渡現象を実規模に近い装置で解明しようとするものであり、着目する現象の範囲は圧力容器の内部に限定された。ROSA-II に於ては PWR に対して圧力容器内のみでなく、一次冷却系および ECCS を考慮した総合実験が行われた。一方、ROSA-III は沸騰水型軽水炉 (BWR) に対する総合実験をめざしたものである。BWR 体系に於てはジェットポンプがあり事故発生前にも定常的に炉心に於て蒸気が発生しており、LOCA 過程は PWR 体系と大きな差がある。

BWR の模擬体系である ROSA-III による実験データを解析することにより LOCA の解析コードの適用性を調べるわけであるが、実際の BWR 体系に於ける解析コードの信頼性を向上するためには ROSA-III 体系はできるだけ実際の BWR をよく模擬していることが望ましい。与えられた条件の範囲内で、重要な特性値に関し実炉をよく模擬しているかどうか ROSA-III の設計を検討し必要な場合には修正するのが本稿に於ける予備解析の目的である。今回の予備解析の目的がおもに ROSA-III のハードウェアの検討にあつたため、解析は再循環系配管の両端破断にともなうブローダウン過程に限定し ECCS は考慮しなかつた。また炉心は平均出力チャンネルで代表した。実長の燃料 1 チャンネルを模擬した LOCA 実験がすでに TLTA<sup>(5)</sup> (Two Loop Test Apparatus) で行われているため、ROSA-III は 4 チャンネルとしチャンネル間の相互作用も調べられるようにした。ROSA-III の模擬の基準となつたのは GESSAR<sup>(6)</sup> に記載されている熱出力 3800 MW の BWR/6 (251-848) 体系である。ROSA-III の解析にさきだち BWR の LOCA の事故過程ならびにそれに大きな影響を与える因子を調べるため、計算条件をかえて BWR 体系の LOCA 解析を行った。

なお ROSA-III の実験計画の検討のためにはさらに詳しい予備解析が必要であり、それは別稿に於て述べる予定である。

## 2. 解析モデルおよび計算体系

### 2.1 解析モデル

#### 2.1.1 解析モデルの概要

現在、原研で利用可能な軽水炉のLOCA (Loss of Coolant Accident) の解析コードとしては、我国で開発した<sup>(7)</sup>ものとしてALARM-B1 (BWR専用)があり、米国から導入した<sup>(8)</sup>ものとしてはRELAP-3とRELAP-4<sup>(9)</sup>などが有名である。いずれも原子炉系またはその模擬装置を流路 (junction) により結合された一連の流体ボリューム (fluid control volume) によって表わし、一次系配管の破断によって起ると考えられる減圧過程に於ける各流体ボリューム内の流体の状態は、各流体ボリュームの質量、エネルギーおよび運動量の保存式を数値計算により解くことにより求められる。

ALARM-B1はBWRのLOCAの<sup>10</sup>評価の為に開発されたコードであり、現状に於てはBWRのLOCAの模擬実験を目的とするROSA-IIIの解析に不十分な面がある。最も問題となるのは炉心の燃料を取扱わず、炉心領域の流体への伝熱量を入力で与える点である。燃料から流体への伝熱量は流体の条件に大きく依存し、独立に与えると大きな誤差を生ずることがある。ある時点に於て炉心のクオリティーが1.0となると熱伝達係数が急激に小さくなり流体への伝熱量も低下するはずであるが、ALARM-B1では伝熱量を入力として与えるため流体の温度が異常に上昇し、以後の計算結果は信頼できなくなる。そこで今回のROSA-IIIの予備解析に於てはRELAP-4を改良したRELAP-4J<sup>10</sup>コードを使うこととした。

RELAP-4JはRELAP-4にモデルの内容に於て2点、取扱い方に於て1点の改良を加えたものである。いずれの改良点も計算に際しての採否はオプションにより選択できる。モデルの改良点の1つは二相臨界流量に対する放出係数 $C_D$ に原研におけるROSA-I実験の結果等から得た次の相関式を採り入れたことである。

$$C_D = 0.57 + \frac{0.002}{x} \quad (21)$$

ここで $x$ は破断個所から流出する流体のクオリティーである。もう1点のモデル上の改良点は、気泡離脱モデルに於ける離脱速度 $V_B$ にWilson<sup>(11)</sup>の実験式を一定の仮定のもとに採り入れたことである。また取扱い方の改良点は単位系を入出力ともft-lb系をあらためMKS系で取替える様にしたことである。これらの改良モデルを使用した解析結果は従来のRELAPによる解析結果と比較してROSA-I実験や日立製作所<sup>(12)</sup>に於ける実験の圧力変化および圧力容器内水量の変化などの実験データとより良く一致することが認められている。

#### 2.1.2 RELAP-4Jの入力形式

RELAP-4Jの入力形式の大部分はRELAP-4<sup>(9)</sup>と同じである。ただし単位は以下で述べるUnit Option Cardの入力に従わなければならない。RELAP-4Jの入力形式がRELAP-4と異なるのは以下の3点のみである。入力はいずれもフリーフォーマットで行われ、W1,W2等は個々のカードに入力するデータの順序を示す。またIは整数を表わし、Rは実数を表わしている。



## 1. Unit Option Card 010003

Problem Constants Card 010002の次に入力する。

W1-I IU1 = Input unit option

0 = ft-lb unit

1 = MKS unit

W2-I IU2 = Output unit option

0 = ft-lb unit

1 = MKS unit

## 2. Bubble Data Cards 06×××1

NBUB投入力, ただし×××=001, 002, …… , NBUB。気泡離脱速度にWilsonの式を使う場合以外は在来のフォーマットと同じである。Wilsonの式を使うことができるのは1枚のBubble Data Cardのみであり, そのフォーマットは次のようになっている。

W1-R ALPH = Bubble-gradient parameter

W2-R VBUB = (-1) × (Bubble velocity) (ft/sec)

W3-I IR = Volume number to print out bubble velocity

## 3. Junction Data Cards 08×××Y

NJUN組のカードを入力する必要がある。ただしXXX=001, 002, …… , NJUN。Yはそれぞれの組に対するカードの通し番号であり, 1から始まる連続した数である。放出係数 $C_D$ に(2.1)式の相関式を使わない場合は在来のフォーマットと同じであり, 使う場合には次のようにフォーマットは変る。ただし変化した部分のみ示す。

W16-R CONCO = Contraction coefficient

= 0.57

W19-I ICD = Option for  $C_D$  correlation

= 1

## 2.2 計算体系

BWRまたはその模擬装置に於ける冷却材喪失事故をRELAP-4Jコードで解析する為には, まず体系を流路により結合された一連の流体ボリュームとして表わさなければならない。そして各流路および流体ボリュームに対してその幾何学的形状, 熱水力学的特性, および初期条件を入力する必要がある。

RELAP-4Jに於ては流体ボリュームはいずれも垂直の円筒に変換して入力する必要があり, ボリュームの記述に必要な幾何学的データは流体の体積, 長さ, 基準点からの高さ, 流路面積, および流体と熱交換を行う機器の表面積と体積である。この流体と熱交換を行う機器には熱交換器のみならず炉心の燃料棒および発熱体としての構造材などが含まれる。熱水力学的特性として入力する必要があるのは流動抵抗, 発熱体の熱発生量, および発熱体の熱特性である。発熱体として炉心燃料を考えた場合には原子炉の熱出力の時間変化を入力するか, または動特性方程式を解いて熱出力の時間変化を計算するもとなる情報, すなわち動特性定数, スクラム曲線, および密度と温度に関する反応度係数を入力する必要がある。発熱体の熱特性として問

題となるのは熱伝導率，比熱，および熱膨張係数である。またボリュームの初期条件として入力する必要があるのは，圧力，温度，およびクオリティである。

流路の幾何学的形状として問題となるのは流路断面積と基準点からの高さであり，水力学的データとしては水力学的等価直径，等価慣性 ( inertia ) ，および縮小拡大抵抗係数である。初期条件として入力する必要があるのは流量である。

ボリュームおよび流路のデータ以外で必要となるのはポンプ特性，気泡離脱モデル，および流れのチョーキングのモデルである。

熱出力 3800 MW の BWR および ROSA-III に対する RELAP-4J の入力データについて以下で述べる。

### 2.2.1 BWR の計算体系

基準として考えた BWR 体系は GESSAR<sup>(6)</sup> に記載されている BWR/6 ( 251-848 ) という体系であり，熱出力は 3800 MW，燃料要素の本数は 848 本である。体系の主要な設計値および運転特性値を ROSA-III と対比して Table 2.1 に示す。またその概念図を Fig 2.1 に示す。再循環系は 2 ループであり，それぞれに 12 本，合計 24 本のジェットポンプがついている。想定した LOCA は 1 ループの再循環系配管の両端破断にもとづくものである。

RELAP-4J で解析する為，この BWR 体系を模擬した計算体系を Fig 2.2 に示す。ボリューム数は 19 であり，流路数は 27 である。炉心領域は軸方向に 3 つのボリュームに分割して表わされ，それぞれに燃料棒を模擬した発熱体が取付けられている。炉心に平行して炉心バイパスが考慮された。下部プレナム，上部プレナム，気水分離器，および蒸気ドームはそれぞれ 1 つのボリュームで表わされた。ダウンカマーは給水により未飽和に保たれている下部ダウンカマー，と飽和で水位を形成している上部ダウンカマーの 2 つに分割して取扱われた。再循環系ループはポンプボリュームを中心としその前後の配管ボリュームからなる 3 ボリュームで構成されている。ただし破断ループではダウンカマーから配管の破断位置までの配管ボリュームを 1 つ考慮し，合計 4 ボリュームとなっている。破断位置はダウンカマーとポンプの間にとられた。破断流路は 26 と 27 であり，26 はポンプ側 27 はダウンカマー側の破断流路である。また流路 23 と 24 はそれぞれ蒸気ラインおよび給水ラインに対応し，その流量を破断後の時間の関数として入力し，蒸気タービン系そのものは解析上考慮されなかった。

気水分離器からは本来，蒸気と水はある分離効率で分離されて出てくるはずであるが，解析コード上の制約により気水分離器は水と蒸気が均質に混合したボリュームとし，その最上部の流路から均質混合体が上部ダウンカマーへ流入すると仮定した。上部ダウンカマーでは既に水位が形成されており，その蒸気相に流入した均質混合体のうち蒸気相は蒸気相へ，液相は液相へと完全に分離される。従ってこの取扱い方は上部ダウンカマーの水位が気水分離器の上端以下なら気水分離器の分離効率が 100% ，以上なら 0% であるとする仮定に対応する。

それぞれのループに対応する 12 基のジェットポンプはまとめて 1 つのボリュームとして取扱われた。従ってその体積および流路断面積は 1 基のジェットポンプに対応する値の 12 倍となっている。駆動ノズル流路の断面積は  $0.54 \text{ ft}^2$  ，サクシオン流路の断面積は  $3.0 \text{ ft}^2$  とした。また駆動流路およびサクシオン流路とも定常運転時に対応する正流に対する縮小拡大抵抗係数は 0.0 とし，逆流に対してはそれぞれ 6.8 および 1.17 とした。

一次系ループの駆動ポンプの特性として入力する必要があるのは規格化された完全特性曲線および定格運転時に於ける回転数、流量、水頭、トルク、および慣性モーメントである。RELAP-4Jに於ては完全特性曲線として单相流に対するものだけでなく二相流に対するものも入力する必要がある。あるクオリティーの二相流状態に於ける特性曲線は单相流特性曲線と二相流特性曲線の加重平均として表わされ、その重みはボイド率の関数として入力される。ポンプの特性曲線はプログラムに組込まれている Bingham Pump Company のポンプに対するものを使った。解析したBWRの一次系駆動ポンプの回転数、流量、水頭、トルク、および慣性モーメントは以下のようにになっている。

$$\begin{aligned} \text{回転数} \quad n &= 1,485 \text{ rpm} \\ \text{流量} \quad Q &= 48,300 \text{ gal/min} = 6,456 \text{ ft}^3/\text{min} \\ \text{水頭} \quad H &= 805.2 \text{ ft} \\ \text{水力トルク} \quad T_h &= 26,000 \text{ lb}_f \cdot \text{ft} / \text{rad} \\ \text{摩擦トルク} \quad T_f &= 2,600 \text{ lb}_f \cdot \text{ft} / \text{rad} \\ \text{慣性モーメント} \quad I &= 29,000 \text{ lb}_m \cdot \text{ft}^2 / \text{rad}^2 \end{aligned}$$

摩擦トルクは水力トルクの10%とし、水力トルクは流量、水頭、および回転数から次式で求められた。

$$\begin{aligned} T_h &= \frac{\rho Q H}{\omega} \\ &= \frac{(47.17 \text{ lb}_f / \text{ft}^3)(48300 \times 0.1337 / 60 \text{ ft}^3 / \text{sec})(805.2 \text{ ft})}{(1485 \times 2\pi / 60 \text{ rad/sec})} \\ &= 263 \times 10^4 \text{ lb}_f \cdot \text{ft} / \text{rad} \end{aligned}$$

また慣性モーメントはポンプの時定数  $\tau$  が5秒であることから次式で求められた。

$$\begin{aligned} I &= \frac{g_c \tau T}{\omega} \\ &= \frac{(3217 \text{ ft/sec}^2)(5 \text{ sec})(26000 + 2600) \text{ lb}_f \cdot \text{ft} / \text{rad}}{(1485 \times 2\pi / 60 \text{ rad/sec})} \\ &= 296 \times 10^4 \text{ lb}_f \cdot \text{ft}^2 / \text{rad}^2 \end{aligned}$$

大部分のボリュームでは水と蒸気は均質に混合していると仮定し、水位の形成が考慮されたのはダウンカマーと蒸気ドームのみである。これらのボリュームに於ける気泡離脱モデルのパラメータは次のようになっている。気泡離脱速度  $V_B$  はいずれのボリュームに於ても  $3 \text{ ft/sec}$  とした。また気泡密度の勾配係数  $C_x$  は下部ダウンカマーおよび蒸気ドームに於ては  $0.8$  であり、上部ダウンカマーでは  $0.0$  とした。

破断孔流路に於ける放出係数  $C_D$  には2.1節の(2.1)式の相関式を使った。また運動量の保存式に於ける運動量フラックスの項はすべての流路に於て考慮された。とくにジェットポンプ・ボリュームに流入する駆動流流路とサクション流路の間では運動量の混合が問題となるが、それはプログラムの中で正しく考慮されている。

BWR体系のLOCAのRELAP-4Jによる解析の為の入力データのリストをTable 2.2に示す。これは後に3章の3.1.1項で述べるBWR基準ケースに対応する入力データである。

## 2.2.2 ROSA-IIIの計算体系

ROSA-IIIはBWRの冷却材喪失事故（LOCA）を模擬実験するための装置であり、基準とした体系は2.2.1項で述べたBWR/6（251-848）である。ROSA-IIIの研究目的および装置設計上の制限条件と基本方針は以下の如くなっている。

（研究目的）

1. 安全解析上想定されている事故現象の推移を確認し、それに及ぼす影響因子を明らかにする。
2. ECCSの効果を確認し、それに及ぼす影響因子を明らかにする。さらにより有効なECCSを提案する。
3. 実験結果を解析することにより、LOCAの解析コードのBWR体系に対する適用性を調べ、必要な場合にはコードの改良および開発を行う。

（制限条件）

1. ROSA-IIを撤去した後に設置する為、装置の高さは約10m程度以下でなければならない。
2. 電源容量は2.24MWである。<sup>\*</sup>これはROSA-IIの電源をそのまま使う為である。

（基本方針）

1. 炉心は4チャンネル分を円筒形シュラウド内に配置する。そのうち1チャンネルは計測チャンネルとして実断面形とする。
2. 各部体積割合を実炉に合せる。
3. 炉心出入口の高さと、ジェットポンプ吸込部、ディフューザ部出口、および再循環系配管等の高さの比率は実炉に合せる。
4. ジェットポンプは外置きとし、吸込み部近傍の面積は可変とする。
5. 炉心部と炉心バイパス部の流路面積の比は実炉に合せる。
6. 各部圧力損失は、定常運転時を基準に実炉にあわせる。

以上の制限条件および基本方針をもとに検討を行った結果、

1. 炉心は4チャンネルとも実断面形とする、
2. 炉心の発熱部の長さは実炉の1/2とする、

ことが決った。

ROSA-IIIの基本フローシートをFig 2.3に示す。このROSA-IIIのRELAP-4Jによる計算体系はBWRの計算体系とは完全な対応づけがなされており、その流体ボリュームおよび流路の構成はFig.2.1のBWR体系と同じである。流体ボリュームおよび流路の基本的特性値はTable 2.1に示されている。気水分離器およびジェットポンプの取扱いもBWR体系と同じである。一次系ループの駆動ポンプの完全特性曲線もBWRの場合と同じく、プログラムに組込まれているBingham Pump Companyのポンプに対するものを使った。ただしポンプの時定数はBWRの場合の5秒に対してROSA-IIIでは1秒を標準の場合とした。ポンプの定格運転時に対応する回転数、流量、水頭、トルク、および慣性モーメントは以下のようにになっている。

\* 電源容量は本予備解析の結果をふまえて4.2MWに増加された。

回転数  $n = 1,485 \text{ rpm}$

流量  $Q = 114 \text{ gal/min}$

水頭  $H = 778.5 \text{ ft}$

水力トルク  $T_h = 58 \text{ lb}_f \cdot \text{ft} / \text{rad}$

摩擦トルク  $T_f = 5.8 \text{ lb}_f \cdot \text{ft} / \text{rad}$

慣性モーメント  $I = 12.8 \text{ lb}_m \cdot \text{ft}^2 / \text{rad}^2$

また、気泡離脱モデルおよび流れのチョーキングモデルもBWRの場合と同じにした。

ROSA-III体系のLOCAのRELAP-4Jによる解析の為の入力データのリストをTable 2.3に示す。これは後に3章の3.2.2項で述べる出力を9MWとしたROSA-III体系の入力データに対応する。

ROSA-IIIはBWRのLOCAをできるだけよく模擬できるように考えられた装置ではあるが、上で述べた制約条件その他の理由によりどうしても模擬が不十分な面がある。それらのうちLOCA現象に大きな影響を与えうると考えられる点を以下に列挙する。

1. 炉心発熱部の長さが実長の1/2であるのを始めとして各部分の長さは必ずしも実長にあわせてないので各部の水頭が実炉とちがう。
2. 実炉の定格出力を模擬するのに必要な電源が9MWなのに対して、利用可能な電源は2.24 MWしかない。
3. 燃料棒を電気ヒータで模擬した為その熱特性が異なる。
4. 発熱体としての構造材の体積比が実炉より大きい。
5. ポンプ特性が異なる。

### 3. 解析結果

ROSA-III装置がBWRのLOCA現象を充分模擬できるように設計できているかどうかを確かめる為、BWRとROSA-IIIの両体系のLOCAを解析し、比較検討を行った。BWRの基準体系として考えたのは2.2.1項で述べた如くGESSARに記載されているBWR/6(251-848)という体系である。またBWR体系では基準ケースの計算のみでなく以下に列挙する合計10ケースにつき解析を行った。これらはBWRのLOCAがおもにどのようなパラメータに大きく依存するかを定性的に理解する為に行った解析であり、BWRのLOCAで重要な位置をしめる下部プレナムフラッシングに大きな影響を与えると考えられる計算モデル上のパラメータおよび計算条件を変えて行った計算である。

#### BWR体系の計算ケース

- (1) BWR基準ケース
- (2) 気泡離脱モデルに於ける離脱速度 $V_B$ としてWilsonの実験式を使う(基準ケース： $V_B$ は3 ft/secで一定)
- (3) 二相臨界流量に対する放出係数 $C_D$ を0.6に固定する(基準ケース： $C_D$ は2.1節の(2.1)式の相関式で与える)
- (4) 破断後下部プレナムに水位が形成されるとする(基準ケース：下部プレナムは均質混合体である)
- (5) 二相臨界流としてMoody chokingとsonic chokingの両方を考える(基準ケース：Moody chokingのみ)
- (6) 一次系駆動ポンプの逆転は不可とする(基準ケース：逆転可)
- (7) 一次系駆動ポンプの時定数を1秒とする(基準ケース：5秒)
- (8) 原子炉の出力を6080MWとする(基準ケース：3800MW)
- (9) スティームラインは3秒から閉じ始め5秒で閉じ終るとする(基準ケース：破断直後から閉じ始め0.5秒で閉じ終る)
- (10) (9)に加えてさらに給水配管が1秒から閉じ始め4秒で閉じ終るとする(基準ケース：破断直後から閉じ始め0.5秒で閉じ終る)

以上の(2)~(10)は基準ケースと異なっている点のみを書いてあり、基準ケースの場合の条件は括弧内に示されている。

またROSA-III体系についても2.2.2項で述べたBWRとROSA-III体系の差を考慮し、以下のケースについて解析した。

#### ROSA-III体系の計算ケース

- (1) 出力9MW, 出力減衰曲線はBWRと同じ, 発熱体は燃料棒で核加熱, ポンプの時定数は1秒。
- (2) 出力9MW, 出力減衰曲線はBWRと同じ, 発熱体は電気加熱のヒーター棒。
- (3) 出力2.24MW, 出力減衰曲線はBWRと同じ, 発熱体は電気加熱のヒーター棒。
- (4) 出力は2.24MWで18.7秒まで一定に保ち以後核沸騰を仮定した水への伝熱量の時間変化に従い減衰させる。発熱体は電気加熱のヒーター棒。

- (5) 出力は 3.58 MW で 18.7 秒まで一定に保ち以後核沸騰を仮定した水への伝熱量の時間変化に従い減衰させる。発熱体は電気加熱のヒーター棒。
- (6) 出力は 4 MW で 18 秒まで一定に保ち、20 秒まで一次式で減衰させ、以後は核沸騰を仮定した水への伝熱量の時間変化に従い減衰させる。発熱体は電気加熱のヒーター棒。一次系駆動ポンプの時定数は 5 秒。

上記のケース(1)と(2)とは ROSA-III の発熱体が実炉の燃料ピンと異なり電気加熱のヒーター棒であることの影響をみる為考えられたものである。またケース(2)と(3)とはヒーターの電源容量が 9 MW 必要なのに対して 2.24 MW しかないことによる影響をみる為考えられたものである。以上のケース(1), (2), (3)で一応予備解析は完了する予定であったが、ケース(1)と(2)の計算結果の差があまり大きくしかも基本的な点で異なっていた為、実際にはケース(3)の解析は行わずケース(4)以下の解析を追加した。ケース(1)と(2)の差は燃料ピンと電気ヒーターピンとの熱特性とくに蓄積熱量の差におもよっている。そこでこの蓄積熱量の効果を考慮する為、ケース(4), (5), (6)では出力を 2.24, 3.58, 4.0 MW とパラメトリックに変え、ある一定の時間まで出力を一定に保った場合の解析を行った。

以下の 3.1 節では BWR 体系の解析結果を述べ、3.2 節では ROSA-III 体系の解析結果について述べる。

### 3.1 BWR 体系の解析

#### 3.1.1 BWR 基準ケース

2.2.1 項で述べた BWR 体系に於ける再循環系配管の両端破断事故の RELAP-4J コードによる解析結果を Fig 3.1~3.2.9 に示す。図に示されている番号は以下の時間に対応する。

- $t_1$  (=1.4 sec) = 上部ダウンカマの水位が零になった時間,
- $t_2$  ( $\approx$ 3.4 sec)  $\approx$  下部ダウンカマの水位が低下し始める時間,
- $t_3$  (=7.2 sec) = 下部ダウンカマの水位がジェットポンプのサクションに到達した時間
- $t_4$  (=14.0 sec) = 水位が再循環系配管の破断孔の高さに到達した時間,
- $t_5$  (=17.9 sec) = 下部プレナムのフラッシング開始時間,
- $t_6$  ( $\approx$ 22 sec)  $\approx$  下部プレナムのフラッシングがほぼおさまったと考えられる時間。

下部ダウンカマの水位は低下し始めた初期に於て逆に一時的に上昇することがあり、 $t_2$  は一意的に水位が低下し始める時間として定義される。また下部プレナムのフラッシング終了時間の  $t_6$  は一応の目安としての時間であり、本稿に於ては明確には定義されていない。水位が破断孔の高さに到達する時間  $t_4$  にも破断孔の直径に対応する不確かさがある。しかし水位の低下曲線の直線部分の延長線の破断孔到達後の平衡水位との交点として  $t_4$  を定義すればその不確かさはわずかである。図には水位が破断孔の上端に到達した時間と、上で定義した  $t_4$  の 2 種類の  $t_4$  が与えられている。また下部ダウンカマの水位が低下し始める時間  $t_2$  も本ケースに於ては水位の振動に応じた 4 点の時間で示されている。

Fig 3.1 には再循環系配管の破断孔のうちの駆動ポンプに近い方の破断孔(ポンプ側破断孔と以後略す)からの流出流量の時間変化が示されている。破断と同時に流出流量は急激に増加し、約 0.1 秒後に最大値 6,890 kg/sec に到達し、以後また急激に小さくなる。そして 1 秒

後にはほぼ一定の流量となる。破断孔を通しての流れは解析した時間範囲に於て、常に臨界流である。流出流量が最大値に到達後急激に小さくなるのは一次冷却系の体積が比較的小さく、その圧力が破断による水の流失にともない急に低下することによっている。1秒後に流出流量がほぼ一定となるのは一次冷却系内の圧力分布が流出流量とバランスしたことによっており、その流量はジェットポンプの駆動ノズルからの逆流流量にほぼ対応している ( Fig 3.27 参照 )。下部ダウンカマの水位がジェットポンプのサクシヨンの高さまで低下すると ( $t_3$ ), ジェットポンプの駆動ノズルを通しての流れのクオリティーは 1.0 となり、それに応じて駆動ノズルを通しての逆流の流量は急に小さくなる ( Fig 3.27 参照 ), そして破断孔からの流出流量もそれに応じて小さくなり、駆動ノズルを通しての逆流流量に対応する値におちつく。水位がサクシヨンの高さに到達した直後に破断孔からの流出流量が一時的に少し増加してピークをもつのは、駆動ノズルを流れるクオリティーが 1 となりダウンカマの圧力が直接、一次冷却系に伝播しその圧力が一時的に上昇したことによっていると考えられる。駆動ノズルに近いボリュームほど圧力上昇が大きいことが確かめられている。またジェットポンプ・ボリュームと一次冷却系ボリュームの圧力差が比較的小さく、駆動ノズルにおいては臨界流にならない点に注意する必要がある。

Fig 3.2 にはポンプ側破断孔からの流れのクオリティーの時間変化が示されている。破断と同時に蒸気が発生し、一次系内の圧力分布および流出流量が破断後約 1 秒でおちつくのに対応して、流出クオリティーも約 0.2 におちつく。下部ダウンカマの水位がジェットポンプのサクシヨンの位置まで低下すると ( $t_3 = 7.2 \text{ sec}$ ), ダウンカマからジェットポンプの駆動ノズルを通しての逆流は蒸気流となり、破断孔からの流出クオリティーも急に上昇して 1 に近づく。破断後 1.15 秒でクオリティーは 0.94 に達し、以後ほぼ一定であるがわずかながら増加し破断後 50 秒に於て 0.98 となる。クオリティーが完全に 1.0 にならないのは一次系駆動ポンプを逆転させる為、流体のエンタルピーが低下することによっている。

Fig 3.3 には再循環系配管の破断孔のうちのダウンカマに近い方 ( ダウンカマ側破断孔と以後略す ) からの流出流量の時間変化が示されている。破断とともに流出流量は急激に増加し、 $8,000 \text{ kg/sec}$  以上になる。破断孔からの流れは解析した時間範囲に於ては常に臨界流である。上部ダウンカマの水位が零となる  $t_1 = 1.4$  秒まではほとんど蒸気の発生は無く ( Fig 3.4 参照 ), 2.1 節の ( 2.1 ) 式で与えられる如く二相臨界流に対する放出係数  $C_D$  が大きい値に保たれている為、この時間範囲に於ける流出流量はかなり大きくなっている。破断後 0.3 秒まで一時的に流量が低下するのは蒸気の一時的な発生によっている。上部ダウンカマの水位が零になるまで流出流量がわずかながら上昇しているのはダウンカマの圧力上昇によっている。破断側の一次冷却系以外に於ては体系内の圧力差はわずかであり、ダウンカマの圧力も Fig 3.5 に示された下部プレナムの圧力で近似される。上部ダウンカマの水位が零となると未飽和の下部ダウンカマが飽和に達する  $t_2$  まで系の圧力は低下し ( Fig 3.5 参照 ), 水位は一定に保たれる。上部ダウンカマの水位が零になると下部ダウンカマが飽和に達する前に流出クオリティーは零でなくなり ( Fig 3.4 参照 ), それに応じて放出係数  $C_D$  は小さくなり、流出流量も低下して一定値におちつく。水位がジェットポンプのサクシヨンの高さになってもポンプ側破断孔の場合と異なり流出流量には大きな変化はない。下部ダウンカマの水位が破



断孔の上端に達すると ( $t_4$ ) ダウンカマーからの流れがおもに蒸気流となる為、流出流量は急に小さくなり約 47% の値となる。その後やゝ流量が増加するのはフラッシングにともない流出クオリティーが低下することによっている。しかし流出クオリティーはまた徐々に上昇し、それに応じて流出流量も徐々に低下する。

Fig 3.4 にはダウンカマー側破断孔からの流出クオリティーの時間変化が示されている。上部ダウンカマーの水位が零となるとともに零から上昇しはじめ、下部ダウンカマーが飽和して水位を低下し始めると一定の値におちつく。下部ダウンカマーの水位が破断孔の上端に達するとダウンカマーから蒸気が流出する為、クオリティーは急上昇し最大約 40% となる。そして下部プレナムがフラッシングを開始すると ( $t_5$ ) またクオリティーは低下する。約 12% の最低クオリティーになった後は系内の水の減少につれまた徐々にクオリティーは上昇する。

Fig 3.5 には下部プレナムの圧力の時間変化が示されている。破断側の一次冷却系以外の圧力差は小さく Fig 3.5 は体系の圧力変化と考えることも出来る。スチームラインのバルブは破断直後に閉じ始め 0.5 秒で完全に閉じ終る。すると、破断孔からの流出のクオリティーは低く、重量流量が大きくても体積流量は小さく、破断前のスチームラインからの体積流量を下まわり、体系の圧力は上昇する。上部ダウンカマーの水位が零になると上部ダウンカマーの蒸気が直接、下部ダウンカマーに入り凝縮するようになり体系の圧力は低下する。この傾向は蒸気の流入による凝縮加熱と圧力降下による飽和温度の低下により下部ダウンカマーが飽和温度に達する  $t_3$  まで持続する。下部ダウンカマーが飽和温度に到達し蒸気を発生するようになるとそれまで一定に保たれていた水位も低下し始める ( Fig 3.7 参照)。また蒸気が凝縮しなくなる為系の圧力は再び上昇する。そして下部ダウンカマーの水位がジェットポンプのサクシヨンの高さまで到達すると ( $t_3$ ) ポンプ側破断孔からの流れが蒸気流となる為、体積流量が増大して系の圧力上昇は停止する。この時点から水位が破断孔に到達するまでの間は炉心での蒸気発生と両破断孔からの体積流出流量がほぼバランスしており、系の圧力はほぼ一定に保たれる。水位が破断孔の高さまで低下すると ( $t_4$ ) ダウンカマーの蒸気が直接流出するようになりダウンカマー側破断孔からの体積流出流量が急に大きくなり、それに応じて系の圧力も急に低下する。圧力降下に応じて下部プレナムの飽和温度が低下し沸点に達すると ( $t_5$ ) 下部プレナムはフラッシングを開始して激しく蒸気を発生する。それに応じて系の圧力降下速度も遅くなる。

Fig 3.6 には炉心入口の流量の時間変化が示されている。破断直後に一時的に流量が増えるのは減圧によるすい出し効果である。その後下部プレナムへのジェットポンプからの流入が減少するにともなう下部プレナムから炉心への流量も急減する。そして下部ダウンカマーの水位が低下しはじめると ( $t_2$ )、下部プレナムの圧力も上昇し ( Fig 3.5 )、それにつれて炉心への流量もやゝ増加しほゞ一定の値におちつく。ダウンカマーの水位がジェットポンプのサクシヨンの高さまで低下すると健全ループのサクシヨン流が蒸気になる為その流量が激減し ( Fig 3.25 参照)、それにつれて下部プレナムから炉心への流量も減少する。水位が破断孔の位置まで低下するとダウンカマーの蒸気が流出するようになり、系の圧力は急低下し ( Fig 3.5 参照) それにともない炉心への流量も一時的にやゝ増加する。圧力の低下により下部プレナムが飽和に達すると ( $t_5$ )、下部プレナムは激しく沸騰し炉心への流量は急激に増加する。この下部プレナムの沸騰により炉心への流量が急激に増加する現象を下部プレナムフラッシン

グと呼ぶ。ピークに於ける流量は破断前の定格流量の半分以上に達する。以後振動しながら流量は徐々に減っていく。

Fig 3.7 には下部ダウンカマの水位が示されている。上部ダウンカマの水位が零となり ( $t_1$ ) 下部ダウンカマが飽和するまで一定に保たれた水位は再び低下し始める ( $t_2$ )。そして水位がジェットポンプのサクシヨンの高さまで低下すると、ポンプ側破断孔からの流出流量が減少する為 (Fig 3.1 参照) 水位の低下速度はやゝ遅くなる。一次系配管は本解析ではダウンカマの下端に接して置かれておりその直径は 2 ft である。それに対してダウンカマの水位は完全に零にはならず約 0.7 ft ( $\approx 0.2$  m) の位置におちつく。従って以後のダウンカマ側破断孔からの流出クオリティーはポンプ側破断孔と比較して低い。

Fig 3.8 には下部プレナムの温度がその飽和温度と比較して示されている。飽和温度の時間変化は圧力の時間変化と同傾向である。一方実際の下部プレナム水の温度は破断後下部ダウンカマの飽和した 2 相流が流入するにつれて徐々に上昇する。そしてそれが飽和曲線とぶつかった点 ( $t_5$ ) が下部プレナムフラッシングの開始時点である。以後下部プレナムの温度は飽和曲線にそって低下する。

Fig 3.9, 3.10 にはそれぞれ下部プレナム水のクオリティーと質量が示されている。これらの図からも下部プレナムフラッシングが下部プレナムの沸騰現象であることがよく分る。 $t_5$  以前には蒸気の発生はなく、 $t_5$  以後は圧力降下にもない沸騰は持続し、クオリティーは上昇する。また下部プレナムが飽和に達するまでほぼ一定であった下部プレナムの水の質量もフラッシング開始 ( $t_5$ ) とともに急に減少し始める。

Fig 3.11 には燃料の発熱量の時間変化が示されている。スクラム遅れが 0.9 秒ありそれまで出力は定格値に保たれる。0.9 秒以後は出力は急に小さくなる。考慮されたのは即発および遅発中性子による核分裂と核分裂生成物による崩壊熱である。アクチニド核種の崩壊熱は RELAP-4J プログラムでは考慮されていない。

Fig 3.12, 3.13, 3.14 には燃料の被覆管表面温度が示されている。炉心は軸方向に 3 等分に分割され、Fig 3.12, 3.13, 3.14, はそれぞれ下部炉心、中央部炉心、上部炉心の被覆管表面温度を表わしている。下部炉心の被覆管表面温度は系の飽和温度の時間変化とほぼ同じ傾向であり、それより数度高くなっているにすぎない。このことは下部炉心領域では核沸騰が維持されていることを示している。中央部炉心および上部炉心ではそれぞれ 1 回と 2 回、被覆管表面温度が飽和温度よりかなり高くなる時間領域がある。最初の 5 秒近傍のピークは中央部および上部炉心に共通しており、これは炉心の流量低下にともなうクオリティーの上昇によっていと考えられる。下部ダウンカマの水位が低下し始めると ( $t_2$ ) 炉心への流量はやゝ増加しほぼ一定に保たれる (Fig 3.6 参照)。それに対して炉心での水への伝熱量は低下するため炉心部のクオリティーはまた低下する。それにもない被覆管表面温度も低くなる。そして水位がジェットポンプのサクシヨンまで下ると ( $t_3$ ) 炉心への流量は再び低下を始め (Fig 3.17 参照)、それにもない上部炉心の被覆管表面温度が上昇する。そして下部プレナムがフラッシングすると炉心部の流量が急増し上部炉心の被覆管温度の上昇はおさえられる。以上の議論はいずれも平均出力チャンネルに対するものであり、最高出力チャンネルに対してはクオリティーの上昇もより大きく、被覆管表面温度の上昇もより大きく長い時間範囲にわたるようにな

る。

Fig 3.15~3.17には下部，中央部，および上部炉心に於ける熱伝達率の時間変化が示されている。また Fig 3.18~3.20にはクオリティの時間変化，Fig 3.21~3.23には冷却材への熱伝達量の時間変化が示されている。これらの図は被覆管表面温度の時間変化を理解する為示したものであり，クオリティがある限界値以上に上昇すると急に熱伝達率が低下し，それにともない被覆管表面温度の上昇，および熱伝達量の変化が起ることをよく表わしている。冷却材への熱伝達量の時間変化のうち滑らかな部分は核沸騰熱伝達に対応する。特に炉心の下部では解析した時間範囲に於て常に核沸騰が維持されている。炉心に於ける発熱量が Fig 3.11に示される如く 0.9秒以後急激に低下するのに対して，冷却水への伝熱量は比較的ゆっくり低下する。このことは燃料の蓄積熱が伝熱量に大きく寄与することを表わしている。

Fig 3.24, 3.25, 3.26には健全側ループのジェットポンプ駆動流，サクシヨン流，および下部プレナムへの流入流量をそれぞれ示している。また Fig 3.27~3.29には破断側ループに対する結果が示されている。健全側ループの駆動流量は破断後は $\Delta 5$ 秒の特定数に従って減少する。ダウンカマの水位が破断孔の位置まで低下すると，一次系ループの流れも2相流となり，ポンプも2相流特性を示し，駆動流量は振動しつつ減少する。健全側ループのサクシヨン流は破断後一時的に流量が増加する。これは破断孔からの流出にともない下向の運動量が増加する効果におもよっていると考えられる。その後健全側ジェットポンプの駆動流の減少にともないサクシヨン流も減少する。そして下部ダウンカマが飽和に達して( $t_2$ )蒸気を発生するとサクシヨン流は急激に減少し $\Delta$ 一定値におちつく。そしてダウンカマの水位がサクシヨンの高さまで低下すると流量はさらに減少しほとんど零になる。以後健全側ループのサクシヨン流の流量は多少の振動はあるが $\Delta$ 零のまま保たれる。健全側のジェットポンプから下部プレナムへの流量は駆動流とサクシヨン流を加えあわせたものである。流量の多くの割合はサクシヨン流により占められ，サクシヨン流の $t_3$ に於ける急減につれて下部プレナムへの流量も急減するが，破断後長い期間にわたって健全側ジェットポンプから下部プレナムへの流れは正に保たれる。

一方，破断側ループのジェットポンプの駆動流は破断後0.5秒程度の短い時間で逆流となり(Fig 3.27参照)，ポンプ側破断孔からの流出流量に近い流量におちつき $\Delta$ 一定となる。そしてダウンカマの水位がサクシヨンの高さまで低下するとサクシヨンから駆動ノズルへの流れが蒸気流となるため駆動ノズルの逆流流量は急激に減少し蒸気流に対応する値におちつく。破断側ループのジェットポンプのサクシヨン流(Fig 3.28参照)も破断後急に小さくなり，一時的に逆流するが約5秒以後は直接駆動ノズルへ流入するようになる。5秒以前の駆動ノズルへの逆流はおもに下部プレナムから破断側ジェットポンプへの逆流によっている(Fig 3.29参照)。破断側ループのジェットポンプから下部プレナムへの流れも破断後急に減少して逆流となり，5秒以後はまた小さな正流となり，水位が破断孔まで低下した( $t_4$ )以後はほとんど零となる。水位がサクシヨンの高さになった時，破断ループのジェットポンプの駆動流およびサクシヨン流が急激に変化し，その影響でジェットポンプから下部プレナムへの流れも正に大きく振動する。破断側ループのジェットポンプのサクシヨン流とジェットポンプから下部プレナムへの流れはおもに駆動ノズルの逆流によって支配される。

### 3.1.2 気泡離脱モデルに於ける離脱速度にWilsonの実験式を使った場合

BWR体系の基準ケースに於ては気泡離脱モデルの離脱速度 $V_B$ としては一定値3 ft/sec がとられた。しかし $V_B$ は本来、圧力、ボイド率、および水力等価直径に依存する。そこで離脱速度 $V_B$ にWilsonの実験式を使い解析結果にどれ位影響するかを調べた。Wilsonの実験式を適用したのは下部ダウンカマールだけであり、上部ダウンカマールの $V_B$ は基準ケースのまゝ3 ft/secの一定値とした。

解析結果 (Fig 3.30~3.38 参照) は基準ケースとほとんど差がなかった。ある程度の差がみいだされるのは被覆管の表面温度ぐらいで、中央部炉心および上部炉心に於ける最高温度がそれぞれ3°Cおよび14°C高くなっている。また下部プレナムフラッシング開始 ( $t_5$ ) から終了 ( $t_6$ ) までの炉心入口流量の振動の幅がやゝ大きくなっている。

離脱速度にWilsonの式を使えばダウンカマールの水位の低下速度が変化した解析結果にかなりの影響があるのではないかと予想したが、水位低下速度も含めて解析結果には大きな差はでなかった。離脱速度 $V_B$ の値そのものは基準ケースと大きく異なっている。基準ケースの3 ft/secに対してWilsonの式を使った場合には大体1 ft/secの一定値であり、下部ダウンカマールの水位が低下し始めた ( $t_2$ ) 後、3秒から4秒の時間範囲にわたって1 ft/secから最大2.3 ft/secの値をとる。 $V_B$ が小さくなったにもかかわらずダウンカマールの水位低下速度がほとんど変らなかったということは、水位の低下がおもに炉心に於ける発熱による蒸気発生によっており、ダウンカマール自身の蒸気発生はあまり寄与していないことを表わしている。事実、水位がジェットポンプのサクシヨンの高さまで低下するまでは圧力は上昇傾向であり、ダウンカマールに於ける蒸気の発生はほとんどない。

### 3.1.3 二相臨界流に対する放出係数 $C_D$ を0.6に固定した計算

BWR基準ケースに於ては放出係数 $C_D$ は2.1節の(2.1)式の相関式でクオリティーの関数として与えた。この相関式を使うことにより破断後短い時間に於ける破断孔からの流出流量の傾向がよく表わせることが、LOFT Semiscale Test 1011の実験解析を通じて確認されている。今回の解析結果が $C_D$ を一定として取扱う在来の方法による解析結果とどれ位の差があるかを調べる為、 $C_D$ を0.6に固定した解析を行った。

おもな解析結果を基準ケースと比較してFig 3.39~Fig 3.49に示す。Fig 3.39, Fig 3.40にはポンプ側破断孔からの流出流量および流出クオリティーが与えられているが、基準ケースとほとんど同じ結果である。ただしダウンカマールの水位がジェットポンプのサクシヨンの高さまで低下する時間 ( $t_3$ ) がやゝ遅くなっている。これはダウンカマール側破断孔からの流出流量 (Fig 3.41 参照) が3.5秒以下の短い冷却時間に於て基本ケースと比較して小さいことによっている。下部ダウンカマールが飽和に達する ( $t_2$ ) まではダウンカマール側破断孔からの流出クオリティーは非常に小さく (Fig 3.42 参照)、2.1節の(2.1)式の相関式を使った場合の放出係数 $C_D$ は0.6よりかなり大きくなり、流出流量に大きな差を生じている。しかし $t_2$ 以後はクオリティーが高くなり両ケースに於ける $C_D$ の差は小さく、流出流量の差も小さい。 $t_2$ までの流出流量が小さいことがおもにきき、3.1.1項で述べた $t_1 \sim t_6$ の時間はすべて遅れる。これらの時間を基準ケースと比較してTable 3.1に示す。

Fig 3.43 には下部プレナムの圧力の時間変化が示されている。ダウンカマー水位がサクシオンに到達してから ( $t_3$ ) 破断孔まで低下する ( $t_4$ ) までの間に於て基準ケースと比較して約 2 気圧圧力が低くなっている。またフラッシング開始 ( $t_5$ ) 後フラッシング流量の変動に応じて圧力もわずかに変化している。

Fig 3.44 には炉心入口流量が示されている。基準ケースと  $t_1 \sim t_6$  の時間が遅くなっている以外は大差ない。ただしフラッシング開始 ( $t_5$ ) 後、基準ケースに於ては炉心入口流量は一度落ち込んだ後徐々に減少したのに対して、本ケースに於ては 2 度落ち込み、2 度目の流量低下は非常に大きくなっている。

Fig 3.45 には下部ダウンカマーの水位の時間変化が示されている。基準ケースと比較して水位の低下はスムーズであり、振動は少ない。またサクシオンに到達した後の水位の低下速度は基準ケースと比較して遅くなっている。このことは  $t_3 \sim t_4$  の間に於て炉心のクオリティーが高く、熱伝達率が低いため蒸気発生量が少ないことによっている。破断孔からの流出流量が基準ケースよりやや小さいのに対して、炉心に於ける蒸気発生量がかなり少ない為、 $t_3 \sim t_4$  の時間範囲に於ける系の圧力は基準ケースより低く (Fig 3.43 参照)、それによってダウンカマーの水位低下速度も遅くなっている。

Fig 3.46 には下部プレナムの温度が飽和温度と比較して示されているが、大体は基準ケースと同傾向である。飽和温度が  $t_3$  から  $t_4$  の間で基準ケースより約 1.5℃低いのは下部プレナムの圧力 (Fig 3.43 参照) の場合と同じ原因によっている。

Fig 3.47, Fig 3.48, Fig 3.49 にはそれぞれ下部炉心, 中央部炉心, 上部炉心に於ける被覆管表面温度の時間変化が示されている。下部炉心に於ては核沸騰が維持されており、被覆管表面温度の時間変化も基準ケースとほぼ一致している。一方、中央部炉心および上部炉心に於ては基準ケースよりクオリティーが大きく、熱伝達率も小さい。その為、被覆管表面最高温度も基準ケースと比較して中央部および上部炉心に於てそれぞれ 15℃と 39℃だけ高くなっている。特に上部炉心に於ては  $t_2$  と  $t_6$  の間が 1 つのピークとなり、基準ケースの場合には水位がサクシオンに到達した ( $t_3$ ) 後一度表面温度が下ると比較して大きく相異している。燃料の発熱量が減少し、 $t_3$  以後は流量がほぼ一定に保たれているにもかかわらず被覆管表面温度が下らなかったのは、クオリティーが高く熱伝達率が低かったことによっている。クオリティーの差が比較的小さいにもかかわらず熱伝達率の差は非常に大きい点に注意する必要がある。臨界熱流束を越えるかどうかで被覆管表面温度の時間変化には大きな差が生じる。

#### 3.1.4 破断後下部プレナムに水位が形成されるとした解析

激しい減圧過程であるブローダウン期間中は下部プレナムに安定した水位が形成されるとは考えられず基準ケースに於ては下部プレナムは均質混合体として取扱われた。しかし再冠水過程に於ては水位が形成されると考えられ、安全解析上はブローダウン期間中にも水位の形成を仮定する場合がある。そこで下部プレナムにブローダウン期間中にも水位が形成されると仮定して解析し、基準ケースとの差を調べた。

おもな解析結果が基準ケースと比較して Fig 3.50 ~ Fig 3.58 に示されている。下部プレナムが飽和に達してフラッシングを開始する  $t_5$  以前は基準ケースとまったく同一結果である。下部プレナムフラッシング開始直後は炉心へは水が流入し、Fig 3.55 に示された炉心入口の

流量も基準ケースとほとんど同じである。しかし下部プレナムに水位が形成されると下部プレナムから炉心への流れは蒸気流となり、それにつれて流量も基準ケースと較べて急に小さくなる。炉心入口の流れが蒸気流となりその流量が減少することにより、ダウンカマー側破断孔からの流出クオリティーもフラッシング終了 ( $t_6$ ) 後基準ケースと比較して大きく増大し、流出流量は逆に低下する (Fig 3.52, Fig 3.53 参照)。また  $t_6$  以後系の圧下降下速度は大きくなる (Fig 3.54 参照)。炉心への流量が低下する結果下部プレナムの残存水量は大きく、破断後 50 秒に於て基準ケースに於ては初期値の 15% だった残存水が下部プレナムに水位を仮定した場合には初期値の 60% と 4 倍に増えている。

フラッシング終了 ( $t_6$ ) 後炉心のクオリティーは大きく上昇し、それにつれて被覆管表面と水との間の熱伝達率は低下し、被覆管表面温度は基準ケースより高くなり、しかも振動する (Fig 3.56~3.58 参照)。

### 3.1.5 一次系駆動ポンプが逆転不可であるとした解析

基準ケースに於てはポンプは逆転可能であるとし、ポンプの摩擦トルクとしては水力トルクの 10% の値をとった。また実際の BWR の一次系駆動ポンプも逆転可能である。しかし安全解析上はしばしばポンプの逆転は不可であるとして取扱われることがあり、この頃に於てはこの点がどれ位解析結果に影響を及ぼすかを調べる。

おもな解析結果を基準ケースと比較して Fig 3.59~Fig 3.67 に示す。図から明らかなように一次系駆動ポンプの逆転の可不可は解析結果にほとんど影響を与えない。このことは健全側ループの駆動ポンプがブロードダウン期間中は常に正回転であることによっている。一方、破断側ループの駆動ポンプでは破断後 3 秒以下の短い期間で基準ケースでは逆回転となる。その回転数を零とおく本ケースはポンプがオリフィスとして作動していることを意味し、それによりポンプ側破断孔からの流出クオリティーが基準ケースと比較して大きくなる。ダウンカマーの水位がジェットポンプのサクションに到達する前の差は比較的小さいが、それ以後はかなり差が大きく、本ケースに於ては流出クオリティーは 1.0 に漸近しほとんど完全な蒸気流となる。クオリティーが基準ケースより高くなるのはポンプの逆転が不可である為オリフィスとして作用し、流体の運動エネルギーが熱エネルギーに変換される為であると考えられる。ポンプ側破断孔からの流出クオリティーが基準ケースとかなり異なるのに対して、流出流量にはほとんど差がない。

### 3.1.6 一次系駆動ポンプの時定数を 1 秒とした解析

一次系駆動ポンプの時定数は GE 社のデータによれば 5 秒とされている。解析に必要な慣性モーメントは 2.2.1 項に於てこの時定数をもとに定められた。本項に於てはポンプの時定数が解析結果にどう影響するかを調べるため、時定数を 1 秒として解析を行った。

おもな解析結果を基準ケースの結果と比較して Fig 3.68~Fig 3.79 に示す。健全ループのジェットポンプ駆動流は駆動ポンプの時定数が小さい為、当然基準ケースより流量低下が速い (Fig 3.68 参照)。流量低下の時定数が 1 秒より長めなのは流れの慣性モーメントによっている。この効果は基準ケースより大きい。上部ダウンカマーの水位が零となった  $t_1$  ( $= 1.5$  秒) 以後は駆動ポンプの回転数が低くポンプの効果は小さい。従って  $t_1$  以後の各流路の流量はおもに系の圧力分布によって支配される。ジェットポンプのサクションの流量が破断直後一時的

に増加しているのは、破断によりダウンカマーに於ける下向流が大きくなり、流体の下方への運動量が増大したことによっていると考えられる（Fig 3.69 参照）。以後、健全ループのジェットポンプ駆動流の流量低下に応じて急にサクシジョンの流量も低下する。 $t_1 \sim t_2$ の間で健全ループのジェットポンプ駆動流、サクシジョン流、炉心入口流ともにさらに急に流量が低下するのは、この時間範囲に於てはダウンカマーの水位が一定に保たれるため系の各部の圧力差が小さくなることによっていると考えられる。またダウンカマー側破断孔からの流出流量が低下し前述の運動量の効果が小さくなることも寄与している。 $t_1 \sim t_2$ の間の流量低下は、基準ケースに於てはまだ健全ループの駆動ポンプの効果が大きいので、比較的小さい。下部ダウンカマーの水位が低下し始めると（ $t_2$ ）再び系の各部の圧力差は増大し、各流路の流量は破断孔からの流出流量とバランスした、それぞれの流路毎のある一定値に近づく。そしてダウンカマーの水位がジェットポンプのサクシジョンの高さまで低下する（ $t_3$ ）とサクシジョン流量は急激に減少し、それにつれて炉心入口流量も急減する。駆動ポンプがほとんど無効となっている為、炉心入口流量の減少は基準ケースと比較して非常に速い。基準ケースに於ては  $t_3$  に於ける健全ループの流量はなお定格流量の40%ある。本ケースに於ては健全ループの流量は  $t_3$  以後急に小さくなり、以後小さな値に保たれる。また健全ループ側のサクシジョン流量および下部プレナム入口流量は  $t_3$  後、基準ケースに於ては零に近い値に保たれたのに対して、本ケースに於ては逆流となっている。破断ループ側の流量は  $t_3$  以後しばらくたってからは基準ケースと大差なく一定値にたもたれる。

Fig 3.71 にはポンプ側破断孔からの流出流量が示されている。 $t_1$  から  $t_2$  にかけて流出流量が低下するのは流出クオリティー（Fig 3.72 参照）が上昇することにより放出係数  $C_D$  が小さくなることによっている。 $t_1$  から  $t_2$  にかけては下部ダウンカマーの水位は一定に保たれ、蒸気の凝縮にともないそのエンタルピーは上昇する。その為破断孔からの流出クオリティーも上昇するわけである。一方、ポンプの時定数が5秒の基準ケースに於ては下部プレナムへの健全側ループからの流入流量が大きく、 $t_1$  から  $t_2$  の時間範囲に於ては破断側ジェットポンプの逆流は下部プレナムの逆流によっており、サクシジョン流も逆流している。従ってダウンカマーのエンタルピー上昇の影響はなく  $t_1$  から  $t_2$  にかけては流量は変化しない。

Fig 3.73 にはダウンカマー側破断孔からの流出流量が示されている。 $t_2$  以後の流出流量は基準ケースより低くなっていく傾向があり、それにともない水位が破断孔に到達する時刻（ $t_4$ ）も遅くなる。流出流量が  $t_2$  以後基準ケースでは徐々に増大したのに対して本ケースに於て増加しなかったのは、系の圧力が上昇しなかったことによっている（Fig 3.75 参照）。系の圧力が上昇しなかったのは炉心入口流量が少なく、炉心で充分蒸気が発生しなかった為である。系の圧力が上昇しなかった為、 $t_4$  と下部プレナムフラッシング開始時刻  $t_5$  との時間差も基準ケースと比較して短かくなっている（Fig 3.76 参照）。

Fig 3.76 には炉心入口流量が示されている。下部プレナムフラッシング開始（ $t_5$ ）後、流量が基準ケースと比較して大きく振動するのは、 $t_5$  以前の炉心入口流量が小さい為、炉心のクオリティーが高く、被覆管表面温度が上昇していることによっている。下部プレナムフラッシングにより炉心への流量が増加すると炉心で大量の蒸気が急激に発生し、炉心圧力は上昇する。すると炉心への流量は低下し、炉心での蒸気発生量が少なくなり炉心圧力は低下する。す

ると再び炉心入口流量が増加する、……といった過程が繰返される。

Fig 3.77~Fig 3.79には下部、中央部、上部炉心の被覆管表面温度がそれぞれ示されている。上で述べたように炉心のクオリティーが高い為熱伝達率が小さくなり、広い時間範囲にわたって被覆管表面温度が高くなっている。特に中央部炉心での昇温が大きく、下部プレナムフラッシングの効果もあまり大きくない。また下部炉心の被覆管表面温度にもピークがあり、DNBが起っていることを暗示している。

### 3.1.7 原子炉の出力を定格の1.6倍とした解析

基準ケースに於ける炉出力は3,800 MWである。ここでは炉出力がLOCAにどういふ影響を与えるかを調べる為、炉出力を6,080 MWに上げた解析をする。6,080 MWは3,800 MWの1.6倍であり、1.6はピーキングファクターである。従って、本ケースは全炉心をピークチャンネルの出力にした場合にも対応している。ただし定格運転時の炉心流量およびクオリティーも出力に応じて変化するはずであるが、初期圧力分布を与えなおすのが容易でないので炉心流量およびクオリティーの初期値は3,800 MW炉心のまゝとした。しかし破断後すみやかに正しい炉心流量およびクオリティーになるものと考えられる。

おもな解析結果を基準ケースと比較してFig 3.80~Fig 3.91に示す。Fig 3.80, Fig 3.81, Fig 3.82にはそれぞれ下部、中央部、および上部炉心のクオリティーが示されているが、基準ケースと比較すると炉心部に於ける発熱量が大きいため、クオリティーは全般的に高くなっている。下部炉心には直接下部プレナムから未飽和水が流入し、ダウンカマー水位がジェットポンプのサクシヨンの高さに達する( $t_3$ )まではクオリティーは低く保たれる。しかし $t_3$ 以後炉心入口流量が低下して非常に小さい値となるため下部炉心のクオリティーは急上昇する。炉心での発熱量が大きいため、基準ケースよりクオリティーの上昇は非常に大きい。ダウンカマーの水位が破断孔の位置まで低下する( $t_4$ )約1秒前から炉心入口流量はまた増加し、クオリティーは低下しはじめる。そして下部プレナムがフラッシングすると( $t_5$ )クオリティーは急低下し一担零になる。そして以後、炉心入口流量の振動に応じて下部炉心のクオリティーは大きく振動する。中央部炉心および上部炉心のクオリティーの時間変化も基本的には下部炉心の場合と同じである。ただし、下部から中央部、上部炉心と上へ行くに従ってクオリティーは高くなり、ピーク的位置は少しずつ遅れていく。また中央部および上部炉心の、ダウンカマー水位がジェットポンプサクシヨンまで低下する( $t_3$ )以前のクオリティーは、基準ケースと比較して平坦となっている。 $t_3$ に於けるクオリティーの低下割合も基準ケースより大きい。

Fig 3.88には炉心入口の流量が示されている。下部プレナムフラッシング開始前の流量は基準ケースとほぼ同じである。ただしダウンカマー水位が破断孔まで低下した時点( $t_4$ )近傍で流量が増加している。これは健全側ループのジェットポンプから下部プレナムへの流入が $t_4$ 前後で増加したことによっている。下部プレナムフラッシング開始直後の流量の最大値が基準ケースと比較して低いのは中央部炉心に於ける被覆管表面温度が高く(Fig 3.90参照)、炉心圧力が基準ケースより高いことによっている。フラッシング終了( $t_6$ )後の流量の振動が基準ケースと比較して大きいのも、炉心部に於ける発熱が大きく、被覆管表面温度が高く保たれ、クオリティーが高いことと関連している。

Fig 3.87には下部プレナムの圧力が示されている。 $t_3$ 以前の圧力は基準ケースよりかなり



高い。これは炉心部での熱発生が基準ケースより多く、蒸気の発生量が多いことになっている。しかし  $t_3$  以後、炉心のクオリティーは大きく上昇し熱伝達率が低下するため蒸気発生量は少なくなり、系の圧力は流出流量とバランスしほぼ一定となる。ダウンカマー水位が破断孔に到達した ( $t_4$ ) 以後の圧力がゆるやかに振動するのも、炉心入口流量の増減にともなう炉心での蒸気発生量の増減によっている。

Fig 3.83, Fig 3.84 にはポンプ側破断孔からの流出流量および流出クオリティーが示されているが、基本的には基準ケースと同傾向である。ダウンカマー水位がジェットポンプ・サクシオンに到達する時間 ( $t_3$ ) が基準ケースより約 0.8 秒はやく、それ以前の流量がやゝ大きいのは、系の圧力が基準ケースより高いことによっている。

Fig 3.85, Fig 3.86 にはダウンカマー側破断孔からの流出流量とクオリティーが示されている。ダウンカマー水位が破断孔に到達する  $t_4$  以前の挙動は基準ケースと大差ない。 $t_4$  以後、流出流量およびクオリティーが大きく振動するのは炉心のクオリティーの大きな振動によっている。

Fig 3.89, Fig 3.90, Fig 3.91 にはそれぞれ下部、中央部、および上部炉心に於ける被覆管表面温度の時間変化が示されている。下部炉心では基準ケースと同傾向でありほぼ核沸騰が維持されている。ただし  $t_4$  の前でクオリティーが高くなり熱伝達率が低下し、それにともなう被覆管表面温度も少し上昇する。中央部炉心および上部炉心に於ける被覆管表面温度は基準ケースとまったく異った時間変化を示す。下部ダウンカマーの水位が低下し始めてから ( $t_2$ ) 水位がサクシオンに到達する ( $t_3$ ) までの間に中央部および上部炉心に於ては DNB を起し、被覆管表面温度は非常に高くなる。DNB を起した後は熱伝達率は非常に小さく、被覆管表面温度はおもに発熱量に支配されるため上部炉心より中央部炉心に於ける被覆管表面温度の方が高くなっている。解析した時間範囲 ( $\leq 50$  秒) に於ては中央部炉心の沸騰モードは核沸騰にもどらず、被覆管表面温度は高く保たれたままであった。一方、上部炉心に於ては 3.5 秒近傍で核沸騰に復帰し被覆管表面温度は急低下した。

### 3.1.8 蒸気系配管の閉鎖に時間遅れを考慮した解析

蒸気系は基準ケースに於て破断直後から閉じ始め、0.5 秒で完全に閉じるとして取扱われた。しかし実際に蒸気系が閉じるには 3~5 秒の時間遅れがある。そこでここでは蒸気系は 3 秒から閉じ始め 5 秒で閉じ終るとして取扱い、その解析結果に及ぼす影響を検討する。

おもな解析結果を基準ケースと比較して Fig 3.92~Fig 3.100 に示す。Fig 3.96 には下部プレナムの圧力が示されている。基準ケースでは破断直後から蒸気系への配管を閉じ始める為、破断後すぐ圧力は増加したが、本ケースに於ては蒸気系への配管が閉じ始めるまでに 3 秒の時間遅れがあるため、それまで圧力は低下していく。系の圧力が低下しているため上部ダウンカマーの水位が零となつてから ( $t_1$ )、下部ダウンカマーが飽和して水位を低下し始める ( $t_2$ ) までの時間間隔が小さくなっている。 $t_2$  以後の圧力の上昇は基準ケースと比較して小さい。それは系の圧力が低下したため炉心のクオリティーが上昇し、熱伝達率が低下して炉心での蒸気発生が基準ケースより少ないことによっている。とくに中央部炉心では DNB を起し  $t_2$  以後の水への熱伝達量は少ない。ジェットポンプのサクシオンまで水位が低下した ( $t_3$ ) 以後の圧力の時間変化は基準ケースと同傾向である。ただし圧力の絶対値が低くなっているため ( $t_3$  に

於ける基準ケースとの圧力差は  $15 \text{ kg/cm}^2$  に達する), ダウンカマー水位が破断孔に到達してから ( $t_4$ ) 下部プレナムフラッシングを開始する ( $t_5$ ) までの時間間隔は短い。

Fig 3.9 2 にはポンプ側破断孔からの流出流量が示されているが傾向は基準ケースと同じである。ただし系の圧力が基準ケースより低いので、流出流量はやゝ小さくなっている。Fig 3.9 4 にはダウンカマー側破断孔からの流出流量が示されている。破断後、上部ダウンカマーの水位が零となる ( $t_1$ ) まで基準ケースに於ては流出流量が増加したのとは反対に、本ケースに於ては  $t_1$  まで流出流量は低下していく。それは系の圧力低下と、圧力低下にともなう流出クオリティーの上昇にもとづく放出係数  $C_D$  の減少によっている。下部ダウンカマーの水位が低下を開始した ( $t_2$ ) 後も基準ケースより流出流量が小さいのはおもに系の圧力が基準ケースより低いことによっている。流出流量が小さいためダウンカマー水位が破断孔に達する時間 ( $t_4$ ) も遅くなっている。

Fig 3.9 7 には炉心入口流量が示されている。基本的傾向は基準ケースと大差ない。ただし破断直後、基準ケースで流量が一時的に増加したのに対して、本ケースでは流量はいきなり低下している。これは減圧効果がジェットポンプのサクション流量が運動量増加により大きくなる効果をうわまわっているためである。またダウンカマー水位が零となってからフラッシングを開始するまでの時間が短かすぎるため、基準ケースに於いて見られた「ひきあげフラッシング」は本ケースにはあらわれない。フラッシング開始後の一時的な流量低下も基準ケースより大きい。

Fig 3.9 8, Fig 3.9 9, Fig 3.1 0 0 にはそれぞれ下部, 中央部, および上部炉心の被覆管表面温度が示されている。下部炉心に於ては核沸騰が維持されており、被覆管表面温度は飽和温度に従って変化する。一方、中央部炉心に於てはクオリティーの上昇が大きく、 $t_2$  以後 DNB を起して熱伝達率は急激に小さくなり、被覆管表面温度は大きく上昇する。解析した時間範囲では核沸騰への復帰はなく被覆管表面温度は高く保たれたまゝである。上部炉心の被覆管表面温度は基準ケースと同じく 2 度、熱伝達率の低下にともなう温度上昇をする。ただし炉心クオリティーが高いため温度上昇は基準ケースより大きい。

### 3. 1. 9 給水停止に時間遅れを考慮した解析

給水系は電源が切れると同時に停止すると考え、基準ケースに於ては破断と同時に給水系配管の閉鎖を開始し 0.5 秒後に完全に閉じた。しかし給水には慣性があり電源が切れたあともある程度流れ続けるものと考えられる。そこでこの効果を調べるため、給水系配管を破断後 1 秒から閉じ始め 4 秒で完全に閉じると仮定して解析した。なお蒸気系配管の閉鎖にも 3. 1. 8 項と同じ時間遅れを考慮した。

おもな解析結果を基準ケースおよび蒸気系配管の閉鎖のみに時間遅れを考えた 3. 1. 8 項の結果と比較して Fig 3.1 0 1 ~ Fig 3.1 0 9 に示す。

Fig 3.1 0 5 には下部プレナムの圧力が示されている。基本的には蒸気系配管の閉鎖にのみ時間遅れを考慮した 3. 1. 8 項のケースと同じ傾向である。ただし給水系の配管閉鎖に時間遅れを考慮した結果、炉心のクオリティーが 3. 1. 8 項の場合より低く保たれ中央部炉心で DNB を起さなかったため、炉心での蒸気発生量が多く、下部ダウンカマーの水位が低下し始めてから ( $t_2$ ) ジェットポンプのサクションの高さに達する ( $t_3$ ) までの間に於ける圧力上昇が 3. 1. 8

項の場合より大きくなっている。 $t_3$ に於ける両ケースの圧力差は約 $4 \text{ kg/cm}^2$ である。

Fig 3.101, Fig 3.103にはそれぞれポンプ側破断孔およびダウンカマー側破断孔からの流出流量が示されているが、基本的傾向は蒸気系配管の閉鎖にのみ時間遅れを考慮した3.1.8項の結果と大差ない。

Fig 3.106には炉心入口流量が示されているが基本的な挙動は3.1.8項の場合と同じである。ただし $t_3$ ,  $t_4$ ,  $t_5$ の時間は多少前後している。

Fig 3.107, Fig 3.108, Fig 3.109にはそれぞれ下部炉心, 中央部炉心, および上部炉心の被覆管表面温度が示されている。給水系の閉鎖に時間遅れがあるため下部プレナムのエンタルピーが低く, 炉心のクオリティーは給水系の閉鎖に時間遅れを考えない3.1.8項の場合と比較して低く, それにともなって被覆管表面最高温度も低くなっている。とくに中央部炉心に於ては3.1.8項の場合はDNBを起し被覆管表面温度が非常に高くなったのに対して, 本ケースに於ては $t_2 \sim t_3$ および $t_4 \sim t_5$ の間でクオリティーが高くやゝ熱伝達率が低下する以外では核沸騰が維持され, 被覆管表面温度は低く保たれている。ただし上部炉心に於ては3.1.8項の場合と比較して $t_3$ 近傍のクオリティーが高いため熱伝達率が低く,  $t_3$ から $t_5$ まで被覆管表面温度は高く保たれる。

## 3.2 ROSA-Ⅲの解析

### 3.2.1 発熱体は燃料棒，出力9MW，出力減衰曲線はBWRと同じ，

#### ポンプ時定数は1秒とした解析

実際のBWR体系とROSA-Ⅲ体系とは体積比のみならず，発熱体，出力，ポンプなど多くの面で大きな差がある。従って，BWR体系のLOCAの解析結果とROSA-Ⅲの結果がいきなりいい相似性をもつとは考えられない。そこでBWR体系に近い条件から順次ROSA-Ⅲ体系に近い条件から順次ROSA-Ⅲ体系に近づけていき，解析結果の差がおもにどこから生ずるかを調べることにした。本ケースはBWR体系に最も近い体系であり，BWRの燃料棒をそのまま発熱体と考えている。ROSA-ⅢとBWRとの各部の流体の体積比は $1/424$ であり，ROSA-Ⅲに対する必要出力は $3,800\text{MW}/424=9\text{MW}$ となる。一次系駆動ポンプの時定数はBWRに於ては5秒としたが，ここでは1秒として解析した。

おもな解析結果を3.1.1項のBWR基準ケースおよび3.1.6項のポンプ時定数を1秒とした場合の結果と比較してFig 3.110～Fig 3.119に示す。本ケースはBWR体系でポンプの時定数を1秒とした3.1.6項の解析に対応する。

Fig 3.110には健全側ループのジェットポンプの駆動流量が示されている。BWR体系でポンプ時定数を1秒とした3.1.6項の結果と比較すると上部ダウンカマーの水位が零となった以後の流量の時間変化がかなり違っており，ROSA-Ⅲ体系の方が流量変化が単調であり，サクシオンにダウンカマー水位が到達した時の流量の急減もない。また流量が零となる時間もBWR体系より約3秒遅くなっている。流量が零となる時間は早いですが流量の時間変化としては3.1.1項のBWR基準ケースにむしろ近い傾向となっている。

Fig 3.111にはポンプ側破断孔からの流出流量が示されているが，3.1.6項のポンプ時定数を1秒としたBWR体系の結果とよく一致している。Fig 3.113にはダウンカマー側破断孔からの流出流量が示されているが，この場合には流出流量の時間変化はポンプの時定数が5秒の3.1.1項のBWRの基準ケースの結果にむしろ近い傾向である。それは $t_2 \sim t_4$ の時間範囲に於ても中央部炉心に於て熱伝達率があまり大きく低下せず十分な量の蒸気が発生し，系の圧力が上昇したことによっている（Fig 3.115参照）。熱伝達率の低下が小さくおさえられたのは，健全ループのジェットポンプの駆動流がこの時間範囲でかなりの流量をもち，炉心入口流がある程度以上の流量を保持したことによっている。炉心入口流量はFig 3.116に示されているが，基本的傾向は3.1.6項のポンプ時定数を1秒としたBWR体系の結果と一致している。ただしROSA-Ⅲ体系に於ては流体体積がBWR体系と比較して小さく，流量の振動は大きい。

Fig 3.117, Fig 3.118, Fig 3.119にはそれぞれ下部，中央部，および上部炉心の被覆管表面温度が示されている。下部炉心に於ては核沸騰が維持されており被覆管表面温度は飽和温度に従って低下する。中央部炉心に於ては2箇所被覆管表面温度はピークを持つがその高さはあまり大きくなく，3.1.6項の場合とは大きくくいちがっており，むしろ3.1.1項のBWR基準ケースの場合に近い。上部炉心の被覆管表面温度の時間変化は3.1.6項とよく似た結果であり，ピークは1山であり，最高温度も $450^\circ\text{C}$ 位であり，大差はない。

全体的に見ると被覆管表面温度にはかなりの差があるが，炉心入口流量の模擬はよく行われていると考えることが出来る。

3.2.2 発熱体は電気ヒータ，出力9MW，出力減衰曲線はBWRと同じ，

ポンプ時定数は1秒，とした解析

本項に於てはROSA-Ⅲの発熱体が電気加熱のヒータ棒であり，実際の燃料棒と熱特性が異なっている点が解析結果にいかん影響を及ぼすかを調べる。

おもな解析結果を3.1.1項のBWR基準ケースおよび核加熱を仮定した3.2.1項の結果と比較してFig 3.120～Fig 3.129に示す。

Fig 3.120には下部炉心に於て電気ヒータから冷却材への伝熱量の時間変化が示されているが，燃料棒の場合と比較して急に小さくなることが分る。これは電気ヒータと燃料棒の熱特性とくに蓄積熱の差におもよっている。燃料棒の方が温度が高くしかも熱容量が大きいため蓄積熱は電気ヒータと比較して非常に大きい。

炉心での水への熱伝達量が燃料棒の場合より小さいため炉心での蒸気発生量が少なく，Fig 3.125に示された下部プレナムの圧力はダウンカマー水位がジェットポンプのサクションに達した $t_3$ 以後急に低下する。そのため下部プレナムはダウンカマーの水位が破断孔に達する前に飽和点に達しフラッシングを開始する。従ってダウンカマーの水位が破断孔に達した後圧力が急激に低下し，そのため下部プレナムが飽和点に達してフラッシングを開始するというBWRのLOCAの基本的な現象と全々異なる現象となる。炉心入口流量もダウンカマー水位が破断孔に達する前にフラッシングにより急増する。

Fig 3.121, Fig 3.123にはそれぞれポンプ側破断孔およびダウンカマー側破断孔からの流出流量が示されている。ポンプ側破断孔からの流出流量は3.2.1項の核加熱の場合と大差ない。一方，ダウンカマー側破断孔からの流出流量は系の圧力の影響をより直接的に受け，下部ダウンカマーの水位が低下し始めた( $t_2$ )以後の流量は小さくなり，水位が破断孔に到達する時間( $t_4$ )も遅くなっている。水位が破断孔に達した後の流量低下が3.2.1項の燃料棒の場合と比較して小さいのは，水位が破断孔に達する前に下部プレナムがフラッシングを開始しており，流出クオリティーが低くおさえられたことによっている。

Fig 3.127, Fig 3.128, Fig 3.129にはそれぞれ下部，中央部，および上部炉心に於ける被覆管表面温度が示されている。炉心に於ける水への熱伝達量が小さいため，炉心のクオリティーが低くおさえられ，下部および中央部炉心に於ては常に核沸騰が維持され，被覆管表面温度は冷却材の飽和温度と共に低下した。また上部炉心に於ても温度上昇は3.2.1項の核加熱の場合と比較して大幅に低い。クオリティーの上昇により熱伝達率が低下し，被覆管表面温度が上昇したのは $t_3$ までであり，以後は核沸騰に復帰し被覆管表面温度は低下した。

以上見てきたように電気ヒータと燃料棒の熱特性の差はBWRのLOCAに基本的な大きな差を生じ，電気ヒータで燃料棒を模擬するためには出力の減衰曲線を実際のBWRと変えることが必要となる。したがって電気ヒータ加熱で運転出力が定格値の約1/4の2.24MWであり，しかもBWRと同じ出力減衰曲線を使った場合は無意味であり，解析しなかった。

3.2.3 発熱体は電気ヒータ，出力は2.24MWで18.7秒まで一定に保ち，

以後核沸騰を仮定した伝熱量の時間変化にともない減衰させた解析

前項の解析から電気ヒータは燃料棒と比較して蓄積熱が小さく，解析結果に大きな差が生ずることが分った。この点を補正する最も簡単な方法は，電気ヒータの蓄積熱を無視し，燃料棒

から冷却水への熱伝達量にあわせて電気ヒータの出力を減衰させることである。ただし燃料棒と冷却材の間には核沸騰が維持されると仮定する。電気ヒータの出力が9 MWあれば上記の方法をそのまま適用することが可能であるが、ヒータ電源としては2.24 MWが考えられているので、本項に於ては出力は2.24 MWで一定に保ち、燃料棒から冷却水への熱伝達量が2.24 MWに対応する値になった以後は熱伝達量に従って出力を減衰させることとした。

おもな解析結果を3.1.1項のBWR基準ケースおよび3.2.1項の核加熱を仮定したROSA-IIIの結果と比較してFig 3.130~Fig 3.138に示す。

Fig 3.134には下部プレナムの圧力が示されているが、炉心での水への熱伝達量が3.2.1項の核加熱の場合と比較して小さいため、蒸気の発生量が少なく、圧力は低くなっている。18.7秒以後は熱伝達量にほとんど差が無く、3.2.1項の結果との圧力差は小さい。一方、破断後短かい時間に於ては熱伝達量に大きな差があり、それにもなって圧力差も大きくなっている。その為、ダウンカマー水位が破断孔に到達する( $t_4$ )前に、下部プレナムは飽和に達してフラッシングを開始する( $t_5$ )。この点が3.2.1項の場合と大きく異なっている。

Fig 3.135には炉心入口流量が示されている。系の圧力変化が比較的小さい為、3.2.1項の結果と比較して、下部プレナムフラッシング開始前の流量変化は単純な時間変化を示している。ダウンカマー水位が破断孔に到達する( $t_4$ )前に $t_5$ で飽和してフラッシングを開始していることがよく分る。しかしこのフラッシングはすぐ終了し流量は低下し逆流する。これはダウンカマー水位がまだ破断孔まで達していない為、破断孔から蒸気が直接流出せず体積流出流量が小さく、炉心に於ける蒸気発生によっての系の圧力が上昇し(Fig 3.134参照)、下部プレナムが未飽和になることによっている。ダウンカマー水位が破断孔に到達すると( $t_4$ )蒸気流出にともない系の圧力は再び低下を始め、下部プレナムは既に飽和に近くなっているため、時間遅れなしに再びフラッシングをする。9 MWの電気ヒータの出力を原子炉と同じ時間変化で低下させた3.2.2項の場合には最初のフラッシングを開始した時間( $t_5$ )近傍に於ける熱伝達量が本ケースより少なく、炉心での蒸気発生量が低くおさえられ系の圧力が低下し続けたため、本ケースにみられるような流量の低下はみられなかった。

Fig 3.130, Fig 3.132にはそれぞれポンプ側破断孔およびダウンカマー側破断孔からの流出流量が示されている。ポンプ側破断孔からの流出流量は3.2.1項の場合と大きな差はない。一方、ダウンカマー側破断孔は系の圧力の影響をより直接的に受け、本ケースに於ては系の圧力が低いため流出流量は全般的に小さくなっており、ダウンカマー水位が破断孔に到達する時間( $t_4$ )も遅れている。

Fig 3.136, Fig 3.137, Fig 3.138にはそれぞれ下部、中央部、および上部炉心に於ける被覆管表面温度が示されている。下部および中央部炉心に於ては3.2.1項の結果と同傾向である。ただし破断後短時間に於ける炉心での熱伝達量が小さいため、中央部炉心の被覆管表面温度の第1のピークは低い。上部炉心に於てはピークは2つであり、温度上昇も3.2.1項の場合と比較して大幅に小さい。最高温度の差は約140℃である。

3.2.4 発熱体は電気ヒータ，出力は3.58MWで18.7秒まで一定に保ち，

以後核沸騰を仮定した伝熱量の時間変化にともない減衰させた解析

電気ヒータの出力を2.24MWで18.7秒まで一定に保った3.2.3項の解析結果から，2.24MWではBWRのLOCA時の炉心入口流量の時間変化を十分に模擬できないことが分った。そこでここでは出力を2.24MWの1.6倍として解析した。1.6はピーキングファクターに相当する。なお出力の時間変化は3.2.3項の場合と同じ曲線に従い低下させた。

おもな解析結果を3.1.1項のBWR基準ケースおよび3.2.1項の核加熱を仮定したROSA-IIIの結果と比較してFig 3.139～Fig 3.147に示す。

Fig 3.143には下部プレナムの圧力の時間変化が示されている。圧力の絶対値は3.2.1項の燃料ピンの場合より低い但其の傾向はよくあっている。3.2.3項の2.24MWの場合と比較して出力が大きくそれに応じて炉心での蒸気発生量が大きいため，下部ダウンカマの水位が低下しはじめる $t_2$ からジェットポンプのサクションに達する $t_3$ までの圧力上昇が大きく，また水位が破断孔に達する( $t_4$ )まで圧力は高く保たれている。そして $t_4$ 以後破断孔から多量の蒸気が流出して系の圧力は急に低下し，下部プレナムも $t_5$ で飽和してフラッシングを開始する従って $t_4$ まで圧力が高く保たれたため飽和温度も高く，3.2.3項の2.24MWの場合のように $t_4$ 以前に下部プレナムが飽和してフラッシングするといったことはない。

Fig 3.144には炉心入口流量が示されているが基本的傾向は3.2.1項の燃料ピンの場合と同じである。ただしフラッシング開始直後の流量の変動は3.2.1項の場合より小さい。

Fig 3.139, Fig 3.141にはそれぞれポンプ側破断孔およびダウンカマ側破断孔からの流出流量が示されているが基本的には3.2.1項の場合と同傾向である。ただしダウンカマ側破断孔からの流出流量は系の圧力の影響をより直接的に受け，3.2.1項の場合と比較して流出流量はやゝ小さくダウンカマ水位が破断孔に到達する時間( $t_4$ )も遅れている。 $t_4$ 以後の流量はほぼ一致している。

Fig 3.145, Fig 3.146, Fig 3.147にはそれぞれ下部，中央部および上部炉心に於ける被覆管表面温度の時間変化が示されている。下部炉心に於ては核沸騰が維持され，被覆管表面温度は飽和温度に従って低下する。中央部炉心，上部炉心となるに従って水への伝熱量の核加熱の場合との差の影響が大きくあらわれる。核沸騰が維持された場合本ケースで炉心に於ける冷却水への伝熱量は3.2.1項の燃料ピンの場合と比較して，破断後約10秒以内では小さくそれ以上では大きくなっている。それに従って中央部炉心の被覆管表面温度は2回高くなるが，最初のピークは3.2.1項の場合と比較して低く，10秒以後の2番目のピークは逆に高くなっている。上部炉心に於ても破断後10秒以内は比較的被覆管表面温度は低く保たれているが，それ以後上昇し400℃～380℃に保たれる。下部プレナムフラッシングになっても急には低下しない。

炉心入口流量は本方式に従って電気ヒータの出力を変化させることによりかなりよく3.2.1項の燃料ピンの場合を模擬できることが分った。しかし炉心に於けるクオリティーのわずかな差により熱伝達率は大きく変化し，それによって被覆管表面温度は大きな影響をうける。したがって本方式によっても被覆管表面温度の模擬は不十分である。

3.2.5 発熱体は電気ヒータ，出力は4MWで18秒まで一定に保ち，20秒まで一次式で減衰させ，以後核沸騰を仮定した水への伝熱量の時間変化に従い減衰させた解析

本ケースに於ては3.2.4項の3.58MWよりさらに出力を高めて4MWとした場合について解析する。出力の時間変化も3.2.4項の場合とやや異なり18秒から20秒まで一次式で急に低下させる為，20秒以後は3.58MWの場合より出力はむしろ低くなる。また一次系駆動ポンプの時定数も実炉にあわせ1秒から5秒に変更した。

おもな解析結果を3.1.1項のBWR基準ケースおよび3.2.1項の核加熱を仮定したROSA-Ⅲの結果と比較してFig 3.148～Fig 3.156に示す。

Fig 3.152には下部プレナムの圧力の時間変化が示されている。基本的な傾向は3.2.4項の3.58MWの場合と同じであるが，出力の差に応じて系の圧力はやや高くなっている。またダウンカマー水位が破断孔に到達してから( $t_4$ )フラッシングを開始する( $t_5$ )までの時間間隔が3.2.4項の場合と比較して短くなっている。これはおもに一次系駆動ポンプの時定数の差によっている。炉心での冷却水への熱伝達量にはそれ程大きな差はないが，一次系駆動ポンプの時定数が5秒と長くなったため，下部プレナムへの流入流量が大きく，炉心での流体の温度上昇が早く下部プレナムに伝わり，下部プレナムの流体の温度上昇が大きくなった。そのため下部プレナムは3.2.4項の場合と比較して早く飽和してフラッシングを開始し， $t_4$ と $t_5$ との時間間隔が短くなった。

Fig 3.153には炉心入口流量の時間変化が示されているが，基本的には3.2.4項の3.58MWの場合の結果と大差ない。ただし $t_4$ と $t_5$ の間隔が小さく， $t_4$ 直後系の圧力が急低下することともなう流量の増加はみられない。

Fig 3.148, Fig 3.150にはそれぞれポンプ側破断孔およびダウンカマー側破断孔からの流出流量が示されている。ポンプ側破断孔からの流出流量が $t_1 \sim t_3$ の間で大きく変化しないのは一次系駆動ポンプの時定数が5秒と長くなったことによっている。この傾向は実炉と同じである(3.1.1項および3.1.6項参照)。一方，ダウンカマー側破断孔からの流出流量は3.2.4項のポンプ時定数が1秒の場合と同傾向であり大差ない。

Fig 3.154, Fig 3.155, Fig 3.156にはそれぞれ下部，中央部，および上部炉心の被覆管表面温度の時間変化が示されている。下部炉心に於ては他の場合同様核沸騰が維持されており，被覆管表面温度は飽和温度に従って変化している。中央部炉心に於ては3.2.1項の燃料ピンの場合には被覆管表面温度は6秒近傍と16秒近傍の2個所でピークをもっていたが，本ケースに於ては破断後短時間に於ては水への伝熱量が3.2.1項の場合より小さくしかもポンプの時定数が大きくなったため，6秒近傍のピークはなくなっている。上部炉心に於ても同じ原因により被覆管表面温度が上昇しはじめる時間は遅れ，最高温度も低くなっている。また本ケースによる解析結果を3.2.4項の結果と比較すると，出力が3.58MWから4MWに増加した効果より一次系駆動ポンプの時定数が1秒から5秒に延びた効果の方が大きく働いており，被覆管表面温度は3.2.4項の場合より低くなっている。



## 4. ま と め

BWR体系の解析結果から、BWRのLOCAに於て重要な位置を占める下部プレナムフラッシングが、下部プレナムの沸騰にともなう炉心入口流量の急激な増加であることが理解された。系の圧力が破断により低下するにつれて下部プレナムの飽和温度は低下し、下部プレナムの沸騰開始時間は下部プレナムの温度上昇とのかねあいで決まる。ダウンカマーの水位が破断孔（再循環系配管）に到達し圧力容器内の蒸気が破断孔から直接流出することにより系の圧力が急激に低下し、それともなう飽和温度の低下により通常下部プレナムは沸騰を開始する。この場合にはフラッシングは安定している。逆にダウンカマーの水位が破断孔に達する前に下部プレナムが沸騰を開始した場合には、破断孔からの体積流出流量が小さいため、下部プレナムの沸騰にともなう蒸気発生により系の圧力が上昇し、下部プレナムが再び未飽和となりフラッシングが一時的に止まることがある。それともない炉心入口流量も非常に小さくなる。従って下部プレナムが飽和に達する時間とダウンカマーの水位が破断孔に達する時間とどちらが先かが下部プレナムフラッシングに大きな影響を及ぼす。下部プレナムフラッシングに大きな影響を及ぼすパラメータとは結局系の圧力または下部プレナムの温度に大きな影響を及ぼすパラメータと考えることが出来る。

計算モデル上のパラメータおよびLOCAの条件を変えて行った解析から以下の点が明らかとなった。

気泡離脱モデルに於ける離脱速度を3 ft/secの一定値とした場合とWilsonの相関式を使った場合では解析結果にはほとんど差がなかった。これはダウンカマー水位が破断孔まで低下するまで系の圧力低下が小さく、ダウンカマーに於ける蒸気発生が小さかったことによっている。

二相臨界流に対する放出係数 $C_D$ を0.6に固定して解析したところ、予想通り下部ダウンカマーが飽和に達する $t_2$ 以前に於けるダウンカマー側破断孔からの流出流量が小さくなった。この時間範囲に於てはダウンカマー側破断孔からの流出クオリティーは低く基準ケースに於ける $C_D$ は2.1節の(2.1)式で与えられ0.6より大きい。また上部炉心に於ける被覆管表面温度は基準ケースより約40℃高くなり下部プレナムフラッシング開始まで高く保たれる。わずかな条件のちがいで熱伝達率は大きく変化しそれによって被覆管表面温度も大きく変化する点に注意すべきである。

フラッシング開始後下部プレナムに水位が形成されるとした解析に於てはフラッシング開始後短時間で炉心入口流量は再び小さくなる。これは炉心への流れが蒸気流となる為であり、この影響で炉心クオリティーは上昇し被覆管表面温度は基準ケースより高くなる。ダウンカマー側破断孔からの流出クオリティーも高くなり流出流量は低下するが、体積流出流量は逆に増加し系の圧力降下は基準ケースより速くなる。

一次系駆動ポンプが逆転不可であるとしても解析結果にはほとんど影響はなかった。これは健全側ループの駆動ポンプがブローダウン期間中は常に正回転であることによっている。一方、一次系駆動ポンプの時定数を5秒から1秒に変えたところ解析結果には大きな差が生じた。炉心入口流量の低下が速い為炉心のクオリティーは高く、熱伝達率は低くなる。そのため被覆管

表面温度は基準ケースより大幅に高くなる。特に中央部炉心に於ける温度上昇が大きい。また炉心に於ける蒸気発生量が小さくなるためダウンカマー水位が破断孔に到達する前に系の圧力は低下し始める。

炉出力を1.6倍にして解析したところ、破断後短時間に於ては炉心に於ける蒸気発生量が大きく、系の圧力は大幅に上昇する。しかし炉心のクオリティーが上昇するにつれて熱伝達率は低下し被覆管表面温度は大きく上昇する。中央部および上部炉心に於てDNBをおこす。出力の高い中央部炉心に於ける温度上昇がとくに大きい。熱伝達率の低下に応じて炉心に於ける蒸気発生量も少なくなり系の圧力も流出流量とバランスしてほぼ一定となる。下部プレナムフラッシング開始後も炉心の冷却は必ずしも充分でなく、炉心入口流量、炉心クオリティー、と被覆管表面温度は相関しつつ振動する。

蒸気系配管の閉鎖に3秒の時間遅れを仮定した解析に於ては、破断後基準ケースとは逆に系の圧力は約7気圧低下した。圧力低下にともない破断孔からの流出流量が低下し炉心クオリティーは上昇する。そのため熱伝達率が低下し、炉心に於ける蒸気発生が少なくなり、蒸気系配管閉鎖後も系の圧力上昇は低くおさえられている。そのためダウンカマー水位が破断孔に到達してから下部プレナムフラッシング開始までの時間が非常に短くなっている。またこの場合にも中央部炉心に於ける被覆管表面温度の上昇は高い。

蒸気系配管に加えて給水系配管の閉鎖にも時間遅れを考慮して解析した場合、蒸気系配管のみに時間遅れを考慮した場合と比較して炉心に於けるクオリティーの上昇が低くおさえられ、熱伝達率が高く維持されたため、炉心に於ける蒸気発生量は多く下部ダウンカマーの水位が低下し始めてからジェットポンプのサクションに到達するまでの間に於ける圧力上昇が大きくなっている。また炉心に於ける被覆管表面温度も低くおさえられている。蒸気系配管の閉鎖にのみ時間遅れを仮定した場合と比較して中央部炉心に於ける被覆管表面温度がとくに低くなっており、上部炉心に於ては逆にやゝ高くなっている。

以上BWR体系での解析結果から下部プレナムフラッシングに大きな影響を与えるパラメータは今回の解析範囲では、下部プレナムでの水位の形成の有無、一次系駆動ポンプの特定数、炉出力、蒸気系配管および給水系配管の閉鎖の時間遅れであることが分った。気泡離脱速度と一次系駆動ポンプの逆転の不可は炉心入口流量にほとんど影響しない。一方、被覆管表面温度は計算条件のわずかの差によっても大きな影響を受ける場合が多い。被覆管表面温度は出力と冷却材条件のバランスで決まるがここで問題となっているのは被覆管表面温度の大きな上昇および下降であり、それはDNBの発生および核沸騰への復帰にともなう熱伝達率の大幅な下降および上昇にそれぞれ対応している。DNBが発生するか否かは炉心のクオリティーのわずかな差で決りそれにより被覆管表面温度は大きく上昇する。なお本稿に於て取扱ったのは炉心平均チャンネルに於ける被覆管表面温度であり、安全評価上問題となるのはより厳しい最高出力チャンネルに於ける被覆管表面温度である点を注意する必要がある。また圧力容器内の圧力はおもに破断孔からの体積流出流量と炉心での蒸気発生量とのバランスで決る。DNBの発生によって熱伝達率が低下しても被覆管表面温度の上昇により水への伝熱量はある程度補償され、炉心平均での蒸気発生量が問題であることとあいまって、圧力は被覆管表面温度ほど炉心近傍での計算条件の影響を大きく受けない。

ROSA-III体系の各部の体積は実炉の1/424にとられている。炉心は4チャンネルであり、平面上では実寸であるが長さは実際の燃料要素の1/2となっている。その他にもROSA-IIIとBWR体系との間には発熱体、出力密度、ポンプ特性など大きな差がある。従ってBWR体系のLOCAの解析結果とROSA-IIIの結果がいきなりいい相似性をもつとは考えにくい。そこでBWR体系に近い条件から順次ROSA-III体系に近づけていき、解析結果の差がおもにどこから生ずるかを調べた。

ROSA-IIIの発熱体として燃料棒を仮定し、出力は9MW、出力減衰曲線はBWRと同じ、一次系駆動ポンプの時定数を1秒とした解析結果から以下の点が明らかとなった。破断孔からの流出流量および炉心入口流量はポンプの時定数を1秒としたBWR体系の結果とかなりよく一致している。ただし下部および中央部炉心に於ては熱伝達率が高く保たれ被覆管表面温度の上昇は小さくBWR基準ケースに近い傾向である。そのため炉心に於ける蒸気発生量も大きく圧力の時間変化もBWR基準ケースに近い結果である。中央部炉心に於ける被覆管表面温度には大きな差があるが、全体的にみるとBWR体系をよく模擬していると考えられる。

前ケースに於て発熱体を燃料棒から電気ヒータに変えた解析結果から以下の点が明らかとなった。電気ヒータは燃料棒と比較して蓄積熱が大幅に小さく、出力が同じであるにもかかわらず炉心での水への伝熱量は急激に低下する。その為炉心に於ける蒸気発生量が少なく系の圧力は急に低下し、ダウンカマー水位が破断孔に達する前に下部プレナムは飽和に達しフラッシングを開始する。ただしダウンカマー水位が破断孔に達していないため圧力低下速度は小さくフラッシング流量も小さい。発熱体の蓄積熱が小さいため被覆管表面温度は低く保たれる。従って燃料棒と電気ヒータの熱特性には大きな差があり、実炉に於ける下部プレナムフラッシングを模擬するためには出力の時間変化を実炉と変える必要があることが分る。

実炉と出力密度を同一とするためには電気ヒータの電源としては9MW必要であるが、電源の容量は2.24MWしかない。そこで出力は2.24MWで18.7秒まで一定に保ち解析した。18.7秒以後は核沸騰を仮定した伝熱量の時間変化にともない減衰させた。解析の結果、2.24MWで一定に保ってもなお炉心での蒸気発生量が小さく、系の圧力がはやく降下し始めるためダウンカマー水位が破断孔に達するより前に下部プレナムは飽和に達して沸騰を開始し、BWR基準ケースとは基本的にLOCA過程が異なることが明らかとなった。

そこで出力を2.24MWの1.6倍の3.58MWとし前ケースと同様の解析をした。この場合には炉心に於ける蒸気発生が2.24MWの場合より当然大きく、ダウンカマー水位が破断孔に達するまで系の圧力は高く保たれる。そして破断孔に達した後急に圧力は低下し下部プレナムは飽和に達してフラッシングを開始する。従って基本的傾向はBWRのLOCA過程と同一であり、炉心入口流量の時間変化もBWR基準ケースと同じ傾向である。ただし被覆管表面温度は出力の時間変化の影響を受け破断後短時間では基準ケースより低く、時間がたつにつれて高くなる傾向がある。とくに上部炉心に於いては破断後10秒以後に被覆管表面温度は約400℃まで上昇し、下部プレナムフラッシングによっても急には下らない。

電気ヒータの出力を4MWとし一次系駆動ポンプの時定数を5秒とした解析に於ても前ケースとほぼ同傾向の結果がえられた。ただし出力が大きくなった効果よりポンプの時定数が長くなった効果の方が顕著であり、本ケースに於ける方が被覆管表面温度は低く保たれている。

以上の解析から、ROSA-Ⅲの電気ヒータの電源としては2.24 MWでは不充分であるが、3.58 MW～4.0 MWの電源があればBWRのLOCAに於ける炉心入口流量をかなりよく模擬できることが分った。この予備解析の結果をふまえ実際のROSA-Ⅲ装置においては電源容量は4.2 MWにとられた。ただし電気ヒータの蓄積熱が燃料棒と比較して大幅に小さい効果を補償するため、出力は破断後しばらく一定に保ち、その後核沸騰を仮定した場合の実際の炉心での水への伝熱量の時間変化に従い減衰させる必要がある。一方、被覆管表面温度は出力の影響をより直接的に受け本方式によってもBWR体系に於ける結果を充分模擬することは出来ない。とくに炉心出口近傍に於ける差が大きくなっている。ただし破断後20秒以上に於ては炉心での水への熱伝達量はBWR体系に於ける値とよい相似性をもっており、炉心入口流量がほぼよく模擬できていることから、被覆管表面温度の差も時間と共に小さくなると考えられる。

## 謝 辞

本稿をまとめるにあたり懇切に御討論いただいた安全工学第1研究室の安達公道氏に深く感謝致します。

以上の解析から、ROSA-IIIの電気ヒータの電源としては2.24MWでは不充分であるが、3.58MW~4.0MWの電源があればBWRのLOCAに於ける炉心入口流量をかなりよく模擬できることが分った。この予備解析の結果をふまえ実際のROSA-III装置においては電源容量は4.2MWにとられた。ただし電気ヒータの蓄積熱が燃料棒と比較して大幅に小さい効果を補償するため、出力は破断後しばらく一定に保ち、その後核沸騰を仮定した場合の実際の炉心での水への伝熱量の時間変化に従い減衰させる必要がある。一方、被覆管表面温度は出力の影響をより直接的に受け本方式によってもBWR体系に於ける結果を充分模擬することは出来ない。とくに炉心出口近傍に於ける差が大きくなっている。ただし破断後20秒以上に於ては炉心での水への熱伝達量はBWR体系に於ける値とよい相似性をもっており、炉心入口流量がほぼよく模擬できていることから、被覆管表面温度の差も時間と共に小さくなると考えられる。

## 謝 辞

本稿をまとめるにあたり懇切に御討論いただいた安全工学第1研究室の安達公道氏に深く感謝致します。

## 参 考 文 献

1. 島宗弘治, 斯波正誼, 安達公道, 他; "軽水炉冷却材喪失事故時の一次冷却系内の熱水力学的挙動 (ROSA-Iによる模擬試験結果)", JAERI-M 6318 (1975).
2. 斯波正誼, 安達公道, 生田目健, 他; "ROSA-II研究計画", JAERI-M6362 (1976).
3. 斯波正誼, 安達公道, 松本蔵, 他; "ROSA-II試験装置の概要", JAERI-M 6247 (1975).
4. 安全工学第1研究室ROSAグループ: "ROSA-II試験データ報告", JAERI-M 6240 (1975), JAERI-M6241 (1975), JAERI-M6512 (1976), JAERI-M6513 (1976).
5. "BWR Blowdown Heat Transfer, Quarterly Progress Report," GEAP-13317, General Electric Company (1972~).
6. "General Electric Standard Safety Analysis Report, BWR/6," DOCKET-STN-50447-48, G. E. Co. (1975).
7. M. Akimoto, "ALARM-B1, A Computer Program for BWR Blowdown Analysis," to be published in JAERI-M report.
8. W.H. Rettig, et al., "RELAP3-A Computer Program for Reactor Blowdown Analysis," IN-1321 (1970).
9. K.V. Moore and W.H. Rettig, "RELAP4-A Computer Program for Transient Thermal-Hydraulic Analysis," ANCR-1127 (1973).
10. M. Sobajima, "An Analysis of Transients in Experiments on Loss-of-Coolant Accidents," Nucl. Sci. Eng., 60, 10-18 (1976).
11. J.F. Wilson, et al., Trans. Am. Nucl. Soc., 5, 151 (1962).
12. H. Fujie, A. Yamanouchi, et al., "Studies for Safety Analysis of Loss-of-Coolant Accident in Light-Water Power Reactors," NSJ-Tr 112 (1968); translation of J. Jpn. Soc. Mech. Eng., 69, 1068 (1966).

TABLE 2.1 Primary Characteristics of BWR 6 and ROSA-III

## Comparison of Major Design Parameters

	BWR 6 (251/848)	ROSA-III	Ratio ( $\frac{\text{BWR 6}}{\text{ROSA-III}}$ )
Reactor Type	BWR	Simulated BWR	
Number of			
Recirc. Loops	2	2	1
Steam Lines	4	1	4
Jet Pumps	24	2	12
Separators	251	1	251
Core Heat-up	Nuclear Fission	Electric Heater	
Total Power (KW)	$3800 \times 10^3$	4240	896
Active Fuel Length (m)	3.759	1.880	2
Number of Fuel Assemblies	848	4	212
Total Volume (m <sup>3</sup> )	623.2	1.363	457**
Operating Condition			
Pressure (kg/cm <sup>2</sup> ) (in Dome)	72.8	<91	
Core Flow (kg/sec)	15430*	36.4	424
Steam Flow (kg/sec)	2060	4.86	424
Recirc. Pump Flow Rate per 1 Pump (m <sup>3</sup> /sec)	2.97	$7.01 \times 10^{-3}$	424
Feed Water Temperature(°C)	215.6	215.6	1
ECCS			
HPCS Flow (ℓ/min)	26500	58	457
LPCS Flow (ℓ/min)	26500	58	457
LPCI Flow (ℓ/min)	28200(each)	62(each)	457

\* Include 10 % core bypass

\*\* Volume ratio is set to be 424 in the analysis

(TABLE 2.1 Continued)

## Volume Distribution

	BWR 6 (251/848)	ROSA-III	Ratio( $\frac{\text{BWR 6}}{\text{ROSA-III}}$ )
Upper Plenum & Steam Dome			
Steam Part (m <sup>3</sup> )	206.1	0.451	457**
U. Downcomer (m <sup>3</sup> )	123.5	0.162	457**
L. Downcomer (m <sup>3</sup> )		0.108	
Mixing Part & Steam Separator	80.74	0.177	457**
Core	59.95	0.131	457**
Lower Plenum	123.2	0.269	457**
Loops & Jet Pumps	29.71	0.065	457**
Total Volume (m <sup>3</sup> )	623.2	1.363	457**
PV Dimension			
Inner Height (m)	22.3	6.34	0.284
Inner Diameter (m)	6.38	0.600	0.094
Water Level (m)	14.05	4.54	0.323
Jet Pump Suction Level (m)	3.875	2.97	0.765
Lower Core End Level (m)	5.494	1.46	0.265
Recirc. Line Level (m)	8.275	0.803	0.097
Steam Line Pipe I.D. (cm)	71.1	6.90	0.097
Recirc. Loop Pipe I.D. (cm)	61.0	4.74	0.078

\*\* Volume ratio is set to be 424 in the analysis



(TABLE 2.1 Continued)

## Thermal Characteristics

	BWR 6 (251/848)	ROSA-III	Ratio ( $\frac{\text{BWR 6}}{\text{ROSA-III}}$ )
Core Length (m)	4.176	2.088	2
Active Length (m)	3.759	1.880	2
Number of Rods	54272	256	212
Rods Array	8 × 8 square	8 × 8 square	
Fuel Rod O.D. (mm)	12.52	12.52	1
Cladding Thickness (mm)	0.864	0.864	1
Fuel Rod Pitch (mm)	16.26	16.26	1
Total Fuel Heat Transfer Area (m <sup>2</sup> )	8026	18.93	424
Clad Material	Zirconium	Inconel 600	
Average Linear Rod Power (kw/m)	18.2	8.81	2.06
Core Average Heat Flux (Kcal/m <sup>2</sup> hr)	4.03 × 10 <sup>5</sup>	1.93 × 10 <sup>5</sup>	2.09
Core Coolant Flow Rate (kg/sec)	15430*	36.4	424
Core Inlet Flow Speed (m/sec)	2.24	≤2.24	
Total Core Flow Area (m <sup>2</sup> )	8.48	0.04	212
Peaking Factor			
Local P.F.	1.13	1.13	1
Axial P.F.	1.40	1.40	1
Radial P.F.	1.40	-	
Gross P.F.	1.96	-	
Total P.F.	2.22	-	

\* Include 10 % core bypass

(TABLE 2.1 Continued)

## ECCS

	BWR 6 (251/848)	ROSA-III	Ratio( $\frac{\text{BWR 6}}{\text{ROSA-III}}$ )
<b>HPCS</b>			
Number of Lines	1	1	
Injection Flow Rate ( $\ell/\text{min}$ )	62500(80.5 *** 26500(8.6 ***))	13.7 58	456 457
Water Temp. ( $^{\circ}\text{C}$ )	100	<120	
Injection Location	Top of Core	Top of Core	
<b>LPCS</b>			
Number of Lines	1	1	
Injection Flow Rate ( $\ell/\text{min}$ )	26500(8.6 ***)	58	457
Water Temp. ( $^{\circ}\text{C}$ )	100	<120	
Injection Location	Top of Core	Top of Core	
<b>LPCI (RHR)</b>			
Number of Lines	3	( )	
Injection Flow Rate per 1 Pump ( $\ell/\text{min}$ )	28200(1.4 ***)	61.7	457
Water Temp. ( $^{\circ}\text{C}$ )	100	<120	
Injection Location	(Top of Core)		

\*\*\* Pressure difference

TABLE 2.2 Listing of Input Data of LOCA Analysis for BWR 6

LISTING OF INPUT DATA FOR CASE 1

```

1  = BWR(3800MWT) VB=CONST
2  * PROBLEM DIMENSION
3  010001 -2 9 3 5 19 2 0 27 2 1 2 1 3 1 3 3 0
4  * PROBLEM CONSTANT
5  010002 3800.0 1.0
6  010003 0 1
7  * EDIT VARIABLE
8  020000 AP 1 AX 3 ML 9 ML 10 WQ 3 JW 1 JW 27 JW 26 AX 7
9  * TIME STEP
10 030010 1 10 2 0 0.01 0.000001 0.5
11 030020 10 50 2 0 0.005 0.000001 13.0
12 030030 10 50 2 0 0.005 0.000001 50.0
13 * TRIP CONTROL
14 040010 1 1 0 0 50.0 0.0 * END PROBLEM
15 040020 2 1 0 0 3.0 0.0 * CLOSE STEAM LINE
16 040030 3 1 0 0 0.0 0.0 * STOP FEED WATER
17 040040 4 1 0 0 0.0 0.0 * BREAK OF PRIMARY LOOP
18 040050 1 -4 1 0 14.22 0.0 * END PROBLEM ON LOW PRESSURE IN VOL 1
19 * VOLUME DATA
20 050011 0 0 1078.0 535.0 -1.0 4338.0 18.025 18.025 0 105.1 0.620 0.0
21 050021 0 0 1073.0 -1.0 0.021 417.0 4.56 4.56 0 91.3 0.043 18.025
22 050031 0 0 1068.0 -1.0 0.081 417.0 4.57 4.57 0 91.3 0.043 22.585
23 050041 0 0 1062.0 -1.0 0.141 417.0 4.57 4.57 0 91.3 0.043 27.155
24 050051 0 0 1068.0 535.0 -1.0 860.0 13.7 13.7 0 61.7 0.11 18.025
25 050061 0 0 1057.0 -1.0 0.1485 989.0 5.0 5.0 0 237.0 17.4 31.725
26 050071 0 0 1053.0 -1.0 .1485 1854.0 13.92 13.92 0 133.2 0.67 36.725
27 050081 2 0 1040.0 535.0 -1.0 5580.0 20.0 0.0 0 343.6 4.2 52.915
28 050091 1 0 1045.0 -1.0 0.0 2408.0 10.33 3.50 0 122.0 0.54 42.585
29 050101 2 0 1051.0 535.0 -1.0 3619.0 32.585 32.585 0 117.0 1.33 10.0
30 050111 0 0 1070.0 535.0 -1.0 146.0 17.2 17.2 0 10.0 1.0 10.0
31 050121 0 0 1070.0 535.0 -1.0 146.0 17.2 17.2 0 10.0 1.0 10.0
32 050131 0 0 1043.0 535.0 -1.0 149.2 32.17 32.17 0 3.14 2.0 -20.17
33 050141 0 0 1172.0 535.0 -1.0 42.4 2.0 2.0 0 3.14 2.0 -20.17
34 050151 0 0 1279.0 535.0 -1.0 185.4 47.87 47.87 0 3.14 2.0 -20.17
35 050161 0 0 1043.0 535.0 -1.0 106.8 32.17 32.17 0 3.14 2.0 -20.17
36 050171 0 0 1172.0 535.0 -1.0 42.4 2.0 2.0 0 3.14 2.0 -20.17
37 050181 0 0 1279.0 535.0 -1.0 185.4 47.87 47.87 0 3.14 2.0 -20.17
38 050191 0 0 1045.0 535.0 -1.0 42.4 2.0 2.0 0 3.14 2.0 10.0
39 * BUBBLE DATA
40 060011 0.0 3.0
41 060021 0.8 3.0
42 * JUNCTION DATA
43 080011 1 2 0 0 3.4030E+4 91.3 18.025 0.11 0.0 0.0 0 1 0 0.0 0.0 1 2
44 080021 2 3 0 0 3.4030E+4 91.3 22.585 0.05 0.0 0.0 0 1 0 0.0 0.0 1 3
45 080031 3 4 0 0 3.4030E+4 91.3 27.155 0.05 0.0 0.0 0 1 0 0.0 0.0 1 3
46 080041 4 6 0 0 3.4030E+4 91.3 31.725 0.036 0.0 0.0 0 1 0 0.0 0.0 1 1
47 080051 1 5 0 0 3.4000E+3 61.7 18.025 0.20 0.0 0.0 0 1 0 0.0 0.0 1 0
48 080061 5 6 0 0 3.4000E+3 61.7 31.725 0.12 0.0 0.0 0 1 0 0.0 0.0 1 0
49 080071 6 7 0 0 3.7430E+4 133.2 36.725 0.15 0.0 0.0 0 1 0 0.0 0.0 1 0
50 080081 7 9 0 0 3.7430E+4 133.2 50.645 0.12 0.0 0.0 0 1 0 0.0 0.0 1 0
51 080091 9 8 0 0 4.5400E+3 343.6 52.915 1.00 0.0 0.0 0 1 0 0.0 0.0 1 0
52 080101 9 10 0 0 3.2890E+4 122.0 42.585 0.131 0.0 0.0 0 1 0 0.0 0.0 1 0
53 080111 10 13 0 0 4.9450E+3 3.14 11.0 0.0 0.0 0.0 0 2 0 0.0 0.0 1 0
54 080121 13 14 -2 0 4.9450E+3 3.14 -19.17 0.0 0.0 0.0 0 3 0 0.0 0.0 1 0
55 080131 14 15 2 0 4.9450E+3 3.14 -19.17 0.0 0.0 0.0 0 3 0 0.0 0.0 1 0
56 080141 15 11 0 0 4.9450E+3 0.54 27.2 0.0 0.6.8 0 1 2 2 0.57 1 0 1
57 080151 10 11 0 0 1.3770E+4 3.0 27.2 3.89 0.1.17 0 0 0 2 0.0 0.0 1 0
58 080161 11 1 0 0 1.8715E+4 16.2 10.0 0.0 0.0 0.0 0 2 0.0 0.0 1 0
59 080171 19 16 0 1 4.9450E+3 3.14 11.0 0.0 0.0 0.0 0 2 0.0 0.0 1 0
60 080181 16 17 -1 0 4.9450E+3 3.14 -19.17 0.0 0.0 0.0 0 3 0.0 0.0 1 0
61 080191 17 18 1 0 4.9450E+3 3.14 -19.17 0.0 0.0 0.0 0 3 0.0 0.0 1 0
62 080201 18 12 0 0 4.9450E+3 0.54 27.2 0.0 0.6.8 0 1 2 2 0.57 1 0 1
63 080211 10 12 0 0 1.3770E+4 3.0 27.2 3.89 0.1.17 0 0 0 2 0.0 0.0 1 0
64 080221 12 1 0 0 1.8715E+4 16.2 10.0 0.0 0.0 0.0 0 2 0.0 0.0 1 0
65 080231 10 19 0 0 4.945E+3 3.14 11.0 0.0 0.0 0.1 1 3 0 0.0 0.0 1 0
66 080241 8 0 1 0 4.54E+3 17.1 54.415 0.029 0.0 0.0 0 1 0 0.0 0.0 1 0
67 080251 0 10 1 0 4.5400E+3 2.1795 40.585 0.089 0.0 0.0 0 0 0.0 0.0 1 0
68 080261 16 0 2 0 0.0 3.14 11.0 0.0 1.5 0 1 3 0 0.0 0.57 1 0 1
69 080271 19 0 2 0 0.0 3.14 11.0 0.0 1.5 0 1 3 0 0.0 0.57 1 0 1
70 *
71 * PUMP CURVE INPUT INDICATOR
72 *
73 100000 0 0 0 0
74 *
75 * PUMP DESCRIPTION
76 *

```

```

77 090011 1 4 1 1 1485, 1.0 48300, 805.2 2.6E+4 2.9E+4 0.0 2.6E+3
78 090021 1 4 1 1 1485, 1.0 48300, 805.2 2.6E+4 2.9E+4 0.0 2.6E+3
79 *
80 * PUMP HEAD MULTIPLIER
81 *
82 091000 4 .0 .0 .1 .0 0.3 1.0 1.0 1.0
83 *
84 * PUMP TORQUE MULTIPLIER
85 *
86 092000 4 .0 .0 .1 .0 0.3 1.0 1.0 1.0
87 * VALVE DATA
88 110010 4 0.0 0.0 0.0 0.0 * PRIMARY LOOP (J17)
89 * LEAK TABLE
90 120100 -4 2 1035. 0.0 1.0 0.5 0.0 1.5 0.0 50.0 0.0
91 120200 -3 4 14.22 0.0 0.0 0.1 1.0 50.0 1.0
92 * FILL TABLE
93 130100 -4 3 0 0 1055, 420, 0.0 2083, 0.5 0. 1.5 0.0 50.0 0.0
94 *
95 * KINETIC CONSTANTS
96 *
97 140000 2 120.0 0.0
98 *
99 * SCRAM TABLE
100 *
101 141000 -5 4 0.0 0.0 0.9 0.0 1.25 -1.0 3.24 -20.0 100.0 -20.0
102 * DENSITY REACTIVITY TABLE
103 142000 0
104 * DOPPLER TABLE
105 143000 0
106 * REACTIVITY COEFFICIENT
107 140010 0.0 0.0 0.0 0.0
108 140020 0.0 0.0 0.0 0.0
109 140030 0.0 0.0 0.0 0.0
110 * HEAT SLAB
111 150011 0 2 1 0 0.0 26776. 275.0 0.0 0.043
112 150021 0 3 1 1 0.0 31488. 323.4 0.0 0.043
113 150031 0 4 1 1 0.0 26776. 275.0 0.0 0.043
114 * CORE SECTION
115 160020 2 1 4 9 4.57 0.00283 0.053 0.470
116 160010 1 1 4 9 4.56 0.00283 0.053 0.265
117 160030 3 1 4 9 4.57 0.00283 0.053 0.265
118 * SLAB GEOMETRY
119 170101 2 3 1 3 0.0 0.0173 1.0
120 170102 1 2 2 0.000375 0.0
121 170103 0 3 3 0.00283 0.0
122 * THERMAL CONDUCTIVITY
123 180100 20 * UO2
124 180101 100. 5.00256 300. 3.996 500. 3.3282
125 180102 700. 2.85408 900. 2.50128 1100. 2.22948
126 180103 1300. 2.01528 1500. 1.84356 1700. 1.7046
127 180104 1900. 1.5516 2100. 1.4652 2300. 1.386
128 180105 2500. 1.3356 3000. 1.2708 3500. 1.2384
129 180106 3700. 1.2384 4000. 1.26 4300. 1.314
130 180107 4700. 1.404 5100. 1.5048
131 180200 5 32.0 .0895 752.0 .158 1472.0 .212 2192.0 .250 3272.0 .298
132 180300 15 * ZIRCALLOY
133 180301 100. 7.9092 300. 8.2224 500. 8.676
134 180302 700. 9.27 900. 10.0 1100. 10.872
135 180303 1300. 11.8872 1500. 13.0356 1700. 14.328
136 180304 1800. 14.652 2000. 16.02 2200. 17.892
137 180305 2500. 21.132 2900. 26.28 3300. 32.22
138 * VOLUMETRIC HEAT CAPACITY
139 190100 20 * UO2
140 190101 100. 57.79 300. 65.4 500. 69.14
141 190102 700. 71.43 900. 73.06 1100. 74.35
142 190103 1300. 75.43 1500. 76.39 1700. 77.28
143 190104 2500. 79.70 2700. 81.0 3000. 85.0
144 190105 3200. 89.7 3500. 99.0 3800. 111.6
145 190106 4100. 126.5 4400. 140.3 4600. 147.4
146 190107 4800. 153.0 5100. 156.2
147 190200 1 32.0 0.00833
148 190300 11 * ZIRCALLOY
149 190301 100. 14.248 300. 43.908 500. 46.158
150 190302 700. 47.886 900. 49.368 1100. 50.73
151 190303 1300. 52.014 1500. 53.256 1700. 54.468
152 190304 1800. 52.2 3300. 52.2
153 * LINEAR EXPANSION COEFFICIENT
154 200100 1 32.0 5.6E-6
155 200200 1 32.0 0.0
156 200300 1 32.0 3.3E-6
157

```

TABLE 2.3 Listing of Input Data of LOCA Analysis for ROSA-III  
 LISTING OF INPUT DATA FOR CASE 1

```

1  = ROSA-3 (9 MW HEATER)
2  * PROBLEM DIMENSION
3  010001 -2 9 3 5 19 2 0 27 2 1 2 1 3 1 3 3 0
4  * PROBLEM CONSTANTS
5  010002 9.0 1.0
6  010003 0 1
7  * EDIT VARIABLE
8  020000 AP 1 AX 3 ML 9 ML 10 PO 0 JW 1 TM 1 JW 26 JW 27
9  * TIME STEP
10 030010 1 10 2 0 0.01 0.000001 0.5
11 030020 10 50 2 0 0.005 0.000001 13.0
12 030030 10 50 2 0 0.005 0.000001 50.0
13 * TRIP CONTROL
14 040010 1 1 0 0 50.0 0.0 * END PROBLEM
15 040020 2 1 0 0 0.0 0.0 * CLOSE STEAM LINE
16 040030 3 1 0 0 0.0 0.0 * STOP FEED WATER
17 040040 4 1 0 0 0.0 0.0 * BREAK OF PRIMARY LOOP
18 040050 1 -4 1 0 14.22 0.0 * END PROBLEM ON LOW PRESSURE IN VOL 1
19 * VOLUME DATA
20 050011 0 0 1078.0 535.0 -1.0 10.231 4.783 4.783 0 2.139 1.650 0.0
21 050021 0 0 1075.0 -1.0 0.021 0.9835 2.283 2.283 0 0.431 0.043 4.783
22 050031 0 0 1070.0 -1.0 0.081 0.9835 2.283 2.283 0 0.431 0.043 7.066
23 050041 0 0 1065.0 -1.0 0.141 0.9835 2.284 2.284 0 0.431 0.043 9.349
24 050051 0 0 1070.0 535.0 -1.0 2.0283 6.850 6.850 0 0.245 0.559 4.783
25 050061 0 0 1060.0 -1.0 0.1485 2.3325 1.142 1.142 0 2.042 1.612 11.633
26 050071 0 0 1058.0 -1.0 0.1485 4.3726 3.173 3.173 0 1.378 1.325 12.775
27 050081 2 0 1050.0 535.0 -1.0 13.1604 4.324 0.0 0 3.044 1.969 16.467
28 050091 1 0 1053.0 -1.0 0.0 5.6792 2.356 0.798 0 2.411 1.752 14.111
29 050101 2 0 1055.0 535.0 -1.0 8.5354 11.952 11.952 0 0.597 0.872 2.159
30 050111 0 0 1073.0 535.0 -1.0 0.3443 7.211 7.211 0 0.025 0.260 2.159
31 050121 0 0 1073.0 535.0 -1.0 0.3443 7.211 7.211 0 0.025 0.260 2.159
32 050131 0 0 1040.0 535.0 -1.0 0.3519 18.054 18.054 0 0.0183 0.153 -15.42
33 050141 0 0 1169.0 535.0 -1.0 0.1000 1.0 1.0 0 0.0183 0.153 -15.42
34 050151 0 0 1278.0 535.0 -1.0 0.4373 25.00 25.00 0 0.0183 0.153 -15.42
35 050161 0 0 1040.0 535.0 -1.0 0.2519 18.054 18.054 0 0.0183 0.153 -15.42
36 050171 0 0 1169.0 535.0 -1.0 0.1000 1.0 1.0 0 0.0183 0.153 -15.42
37 050181 0 0 1278.0 535.0 -1.0 0.4373 25.00 25.00 0 0.0183 0.153 -15.42
38 050191 0 0 1047.0 535.0 -1.0 0.1000 1.0 1.0 0 0.0183 0.153 2.634
39 * BUBBLE DATA
40 060011 0.0 3.0
41 060021 0.8 -3.0 10
42 * JUNCTION DATA
43 080011 1 2 0 0 80.259 0.431 4.783 0. 0. 0. 0 2 0 0. 0. 1 2
44 080021 2 3 0 0 80.259 0.431 7.066 0. 0. 0. 0 2 0 0. 0. 1 3
45 080031 3 4 0 0 80.259 0.431 9.349 0. 0. 0. 0 2 0 0. 0. 1 3
46 080041 4 6 0 0 80.259 0.431 11.633 0. 0. 0. 0 2 0 0. 0. 1 1
47 080051 1 5 0 0 8.026 0.245 4.783 0. 0. 0. 0 2 0 0. 0. 1 0
48 080061 5 6 0 0 8.026 0.245 11.633 0. 0. 0. 0 2 0 0. 0. 1 0
49 080071 6 7 0 0 88.285 1.378 12.775 0. 0. 0. 0 2 0 0. 0. 1 0
50 080081 7 9 0 0 88.285 1.378 15.948 0. 0. 0. 0 2 0 0. 0. 1 0
51 080091 9 8 0 0 10.708 3.044 16.467 0. 0. 0. 0 2 0 0. 0. 1 0
52 080101 9 10 0 0 77.577 2.411 14.111 0. 0. 0. 0 2 0 0. 0. 1 0
53 080111 10 13 0 0 11.665 .019 2.634 0.0 0.0 0.0 0 2 0 0. 0. 1 0
54 080121 13 14 -2 0 11.665 .019 -15.42 0.0 0.0 0.0 0 2 0 0. 0. 1 0
55 080131 14 15 2 0 11.665 .019 -15.42 0.0 0.0 0.0 0 2 0 0. 0. 1 0
56 080141 15 11 0 0 11.665 1.3-3 9.37 0.0 0.0 6.8 0 1 2 2 0. .57 1 0 1
57 080151 10 11 0 0 32.478 7.1-3 9.37 0.0 0.0 1.17 0 0 2 2 0. 0. 1 0
58 080161 11 1 0 0 44.143 .0382 2.159 0.0 0.0 0.0 0 0 2 0 0. 0. 1 0
59 080171 19 16 0 1 11.665 .019 2.634 0.0 0.0 0.0 0 0 2 0 0. 0. 1 0
60 080181 16 17 -1 0 11.665 .019 -15.42 0.0 0.0 0.0 0 0 2 0 0. 0. 1 0
61 080191 17 18 1 0 11.665 .019 -15.42 0.0 0.0 0.0 0 0 2 0 0. 0. 1 0
62 080201 18 12 0 0 11.665 1.3-3 9.37 0.0 0.0 6.8 0 1 2 2 0. .57 1 0 1
63 080211 10 12 0 0 32.477 7.1-3 9.37 0.0 0.0 1.17 0 0 2 2 0. 0. 1 0
64 080221 12 1 0 0 44.142 .0382 2.159 0.0 0.0 0.0 0 0 2 0 0. 0. 1 0
65 080231 10 19 0 0 11.665 .019 2.634 0.0 0.0 0.0 1 1 2 0 0. 0. 1 0
66 080241 8 0 1 0 10.708 .0403 16.993 0.0 0.0 0.0 0 0 2 0 0. 0. 1 0
67 080251 0 10 1 0 10.708 .0051 13.337 0.0 0.0 0.0 0 0 2 3 0. 0. 1 0
68 080261 16 0 2 0 0.0 7.4-3 2.634 0.0 1.0 0.5 0 1 2 0 0. .57 1 0 1
69 080271 19 0 2 0 0.0 7.4-3 2.634 0.0 1.0 0.5 0 1 2 0 0. .57 1 0 1
70 *
71 * PUMP CURVE INPUT INDICATOR
72 *
73 100000 0 0 0 0
74 * PUMP DESCRIPRION
75 090011 1 4 1 1 1485, 1.0 114.0 778.5 58.00 12.8 0.0 5.8
76 090021 1 4 1 1 1485, 1.0 114.0 778.5 58.00 12.8 0.0 5.8
    
```

```

77 *
78 * PUMP HEAD MULTIPLIER
79 *
80 091000 4 .0 .0 .1 .0 0.3 1.0 1.0 1.0
81 *
82 * PUMP TORQUE MULTIPLIER
83 *
84 092000 4 .0 .0 .1 .0 0.3 1.0 1.0 1.0
85 * VALVE DATA
86 110010 4 0.0 0.0 0.0 0.0 * PRIMARY LOOP (J17)
87 * LEAK TABLE
88 120100 -4 2 1035.0 0.0 1.0 0.5 0.0 1.5 0.0 50.0 0.0
89 120200 -3 4 14.22 0.0 0.0 0.1 1.0 50.0 1.0
90 * FILL TABLE
91 130100 -4 3 0 0 1055.0 420.0 0.0 2100.0 0.5 0.0 1.5 0.0 50.0 0.0
92 * KINETIC CONSTANTS
93 *
94 140000 2 120.0 0.0
95 *
96 * SCRAM TABLE
97 *
98 141000 -5 4 0.0 0.0 0.9 0.0 1.25 -1.0 3.24 -20.0 100.0 -20.0
99 * DENSITY REACTIVITY TABLE
100 142000 0
101 * DOPPLER TABLE
102 143000 0
103 * REACTIVITY COEFFICIENT
104 140010 0.0 0.0 0.0 0.0
105 140020 0.0 0.0 0.0 0.0
106 140030 0.0 0.0 0.0 0.0
107 * HEAT SLAB
108 150011 0 2 1 0 0.0 63.151 0.6486 0.0 0.043
109 150021 0 3 1 1 0.0 74.264 0.7627 0.0 0.043
110 150031 0 4 1 1 0.0 63.151 0.6486 0.0 0.043
111 * CORE SECTION
112 160010 1 1 4 8 2.283 0.00 0.053 0.265
113 160020 2 1 4 8 2.283 0.00 0.053 0.470
114 160030 3 1 4 8 2.284 0.00 0.053 0.265
115 * SLAB GEOMETRY
116 170101 2 4 1 3 0.0 0.01002 0.0
117 170102 0 2 1 0.00262 1.0
118 170103 0 1 1 0.00275 0.0
119 170104 0 3 3 0.00511 0.0
120 * THERMAL CONDUCTIVITY
121 180101 8 212.0 12.1 392.0 11.1 752.0 10.4 1112.0 9.41 1472.0 8.94
122 180102 2192.0 8.74 3272.0 8.47 5432.0 8.20
123 180201 3 68.0 10.1 212.0 8.00 4712.0 6.72
124 180301 5 68.0 8.53 400.0 10.1 800.0 11.4 1600.0 16.6 3200.0 20.8
125 * VOLUMETRIC HEAT CAPACITY
126 190101 3 212.0 31.2 1832.0 43.7 5432.0 74.9
127 190201 3 68.0 57.4 212.0 55.6 4712.0 57.4
128 190301 6 68.0 55.6 400.0 61.2 1000.0 68.7
129 190302 1400.0 74.9 1600.0 81.2 3200.0 93.6
130

```

TABLE 3.1 Comparison of Specific Times

Time (sec)	$t_1^*$	$t_2$	$t_3$	$t_4$	$t_5$	$t_6$
BWR/6 (251-848)						
(1) Standard Case	1.4	3.4	7.2	14.0	17.9	21.8
(2) $V_B = \text{Wilson}$	1.4	3.5	7.2	14.0	18.2	22.3
(3) $C_D = 0.6$	1.5	3.3	7.6	14.7	18.4	23.6
(4) Mix. Level in L. Plenum	1.4	3.4	7.2	14.0	17.9	22.5
(5) Pump = Irreversible	1.4	3.4	7.1	13.9	18.0	23.2
(6) $\tau(\text{pump}) = 1 \text{ sec}$	1.5	3.4	7.2	15.4	17.0	23.4
(7) Power = 6080 MW	1.8	3.4	6.5	13.9	18.6	22.2
(8) Steam Line Close Delay	3.0	3.9	7.4	15.7	16.8	21.5
(9) Feed Water Stop Delay	3.2	3.6	7.9	15.3	17.6	19.6
ROSA-III						
(1) 9MW, Nuclear Heating	2.3	3.1	6.6	12.8	17.0	21.0
(2) 9MW, Electric Heating	2.3	3.1	6.1	14.3	12.0	-
(3) 2.24MW to 18.7 sec	1.2	1.6	6.6	15.1	13.0	-
(4) 3.58MW to 18.7 sec	1.5	2.0	6.9	14.5	16.8	20.2
(5) 4MW to 18 sec	1.3	1.8	6.5	14.3	15.4	16.3

\*)  $t_1$  = Zero Mixture Level in Upper Downcomer

$t_2$  = Mixture Level in Lower Downcomer begins to decrease

$t_3$  = Mixture Level in Lower Downcomer reaches Jet Pump Suction Level

$t_4$  = Mixture Level in Lower Downcomer reaches Break Level

$t_5$  = Start of Lower Plenum Flashing

$t_6$  = End of Lower Plenum Flashing

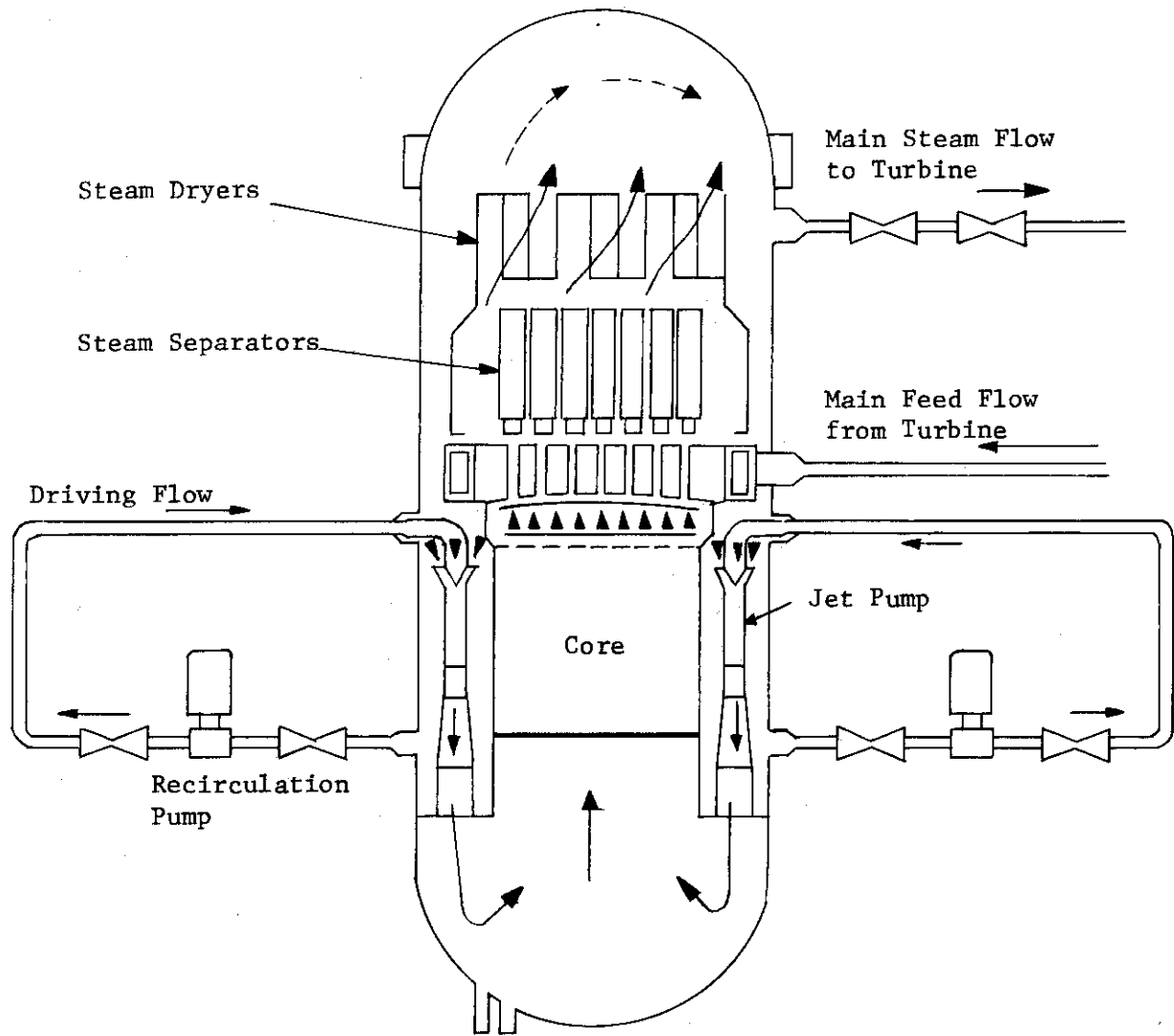


Fig.2.1 Schematic Representation of BWR immediately after a LOCA (referred from Ref. (6))



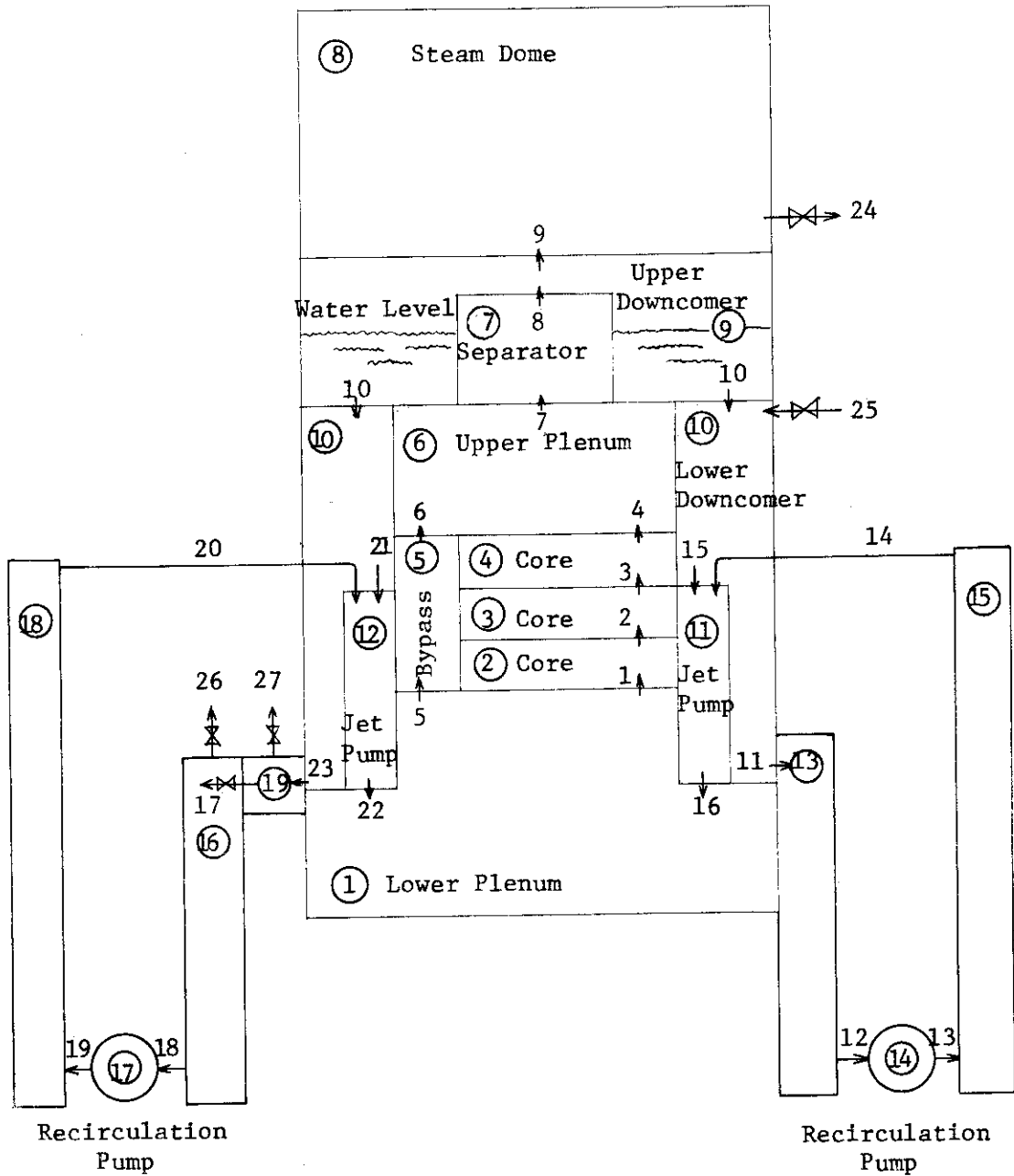


Fig.2.2 BWR Fluid System Model for RELAP-4J Calculations

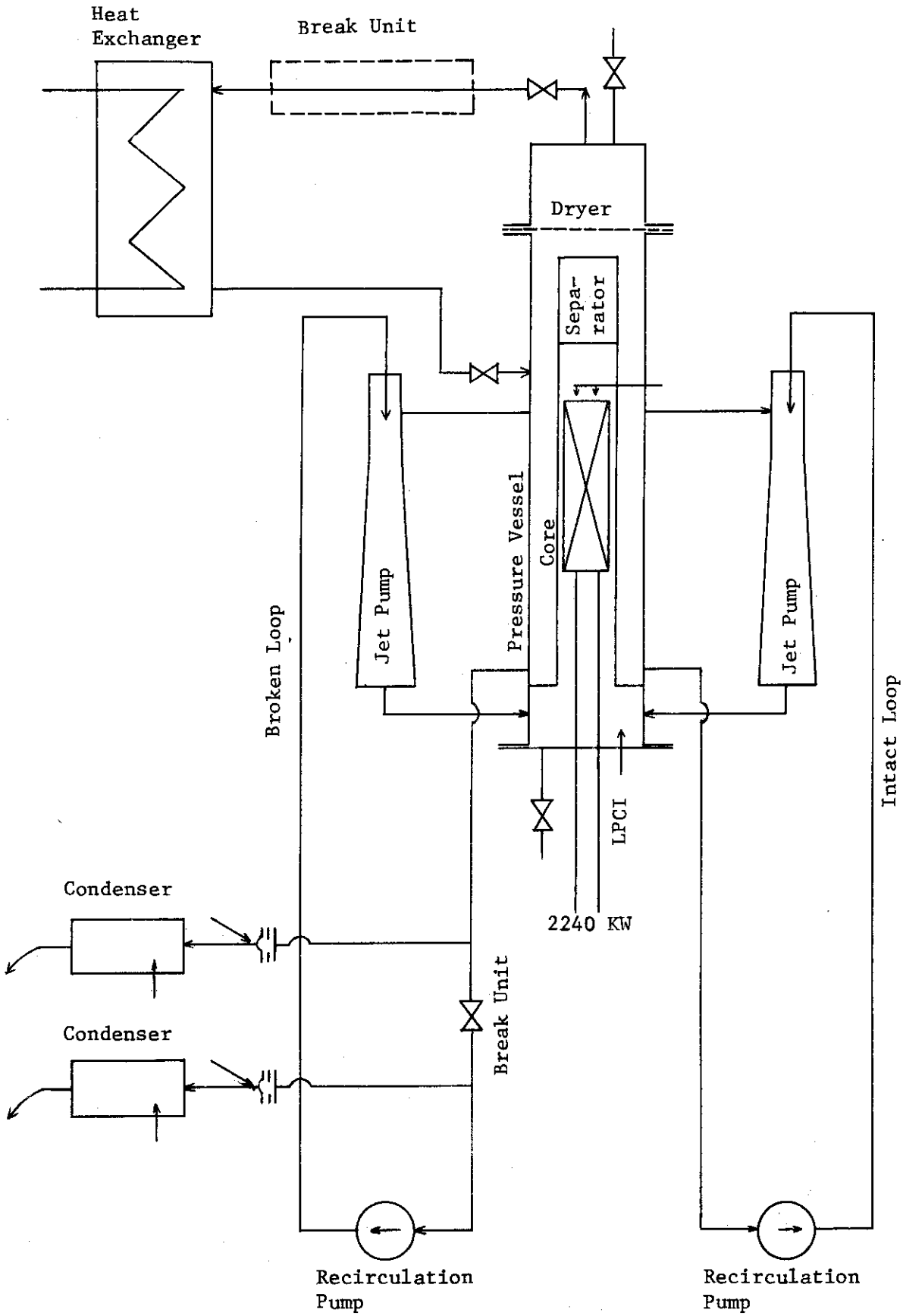


Fig.2.3 Schematic Representation of ROSA-III

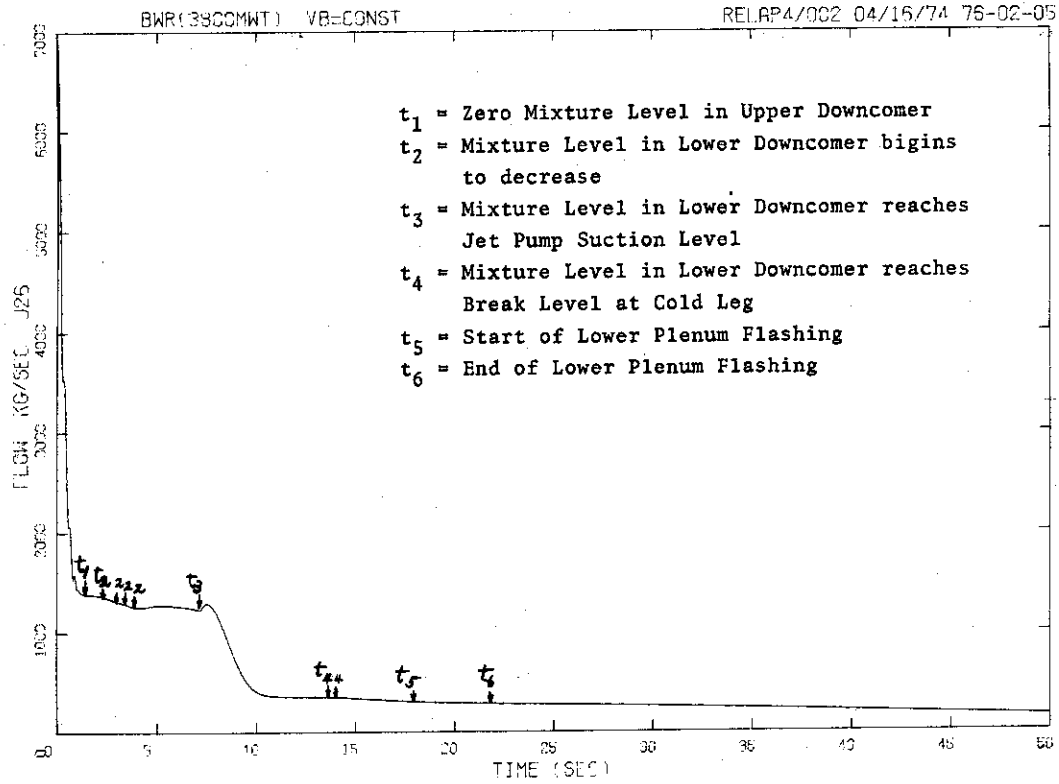


Fig.3.1 Break Flow from Recirculation Loop for BWR Standard Case

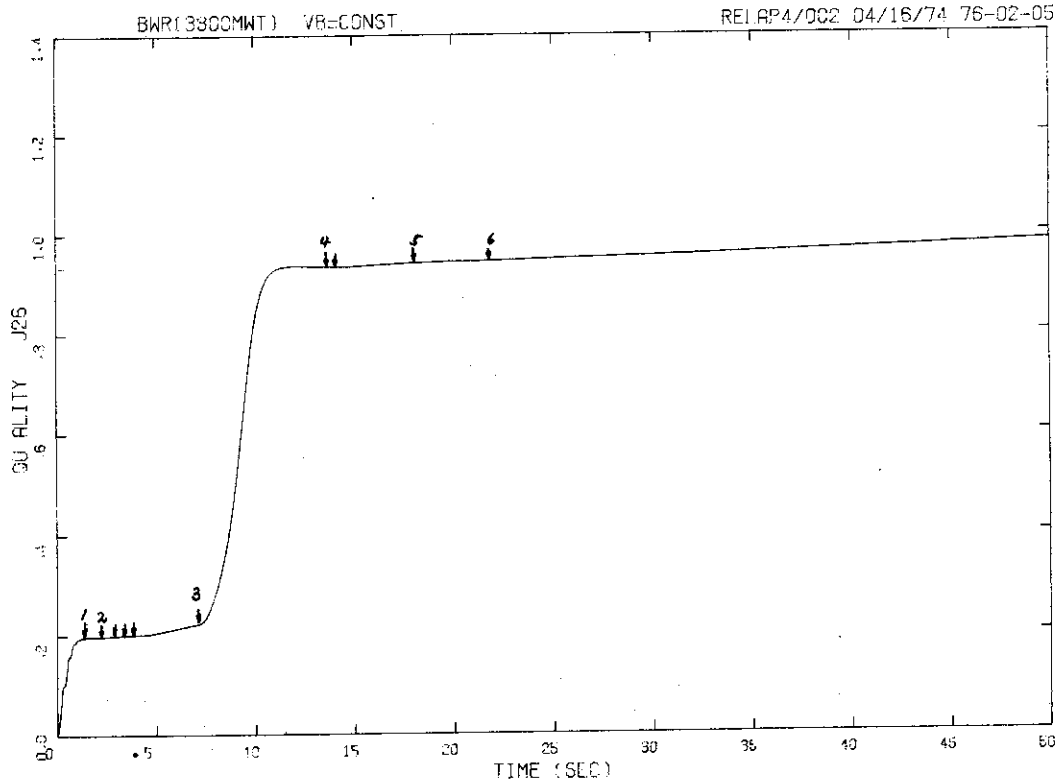


Fig.3.2 Break Quality from Recirculation Loop for BWR Standard Case

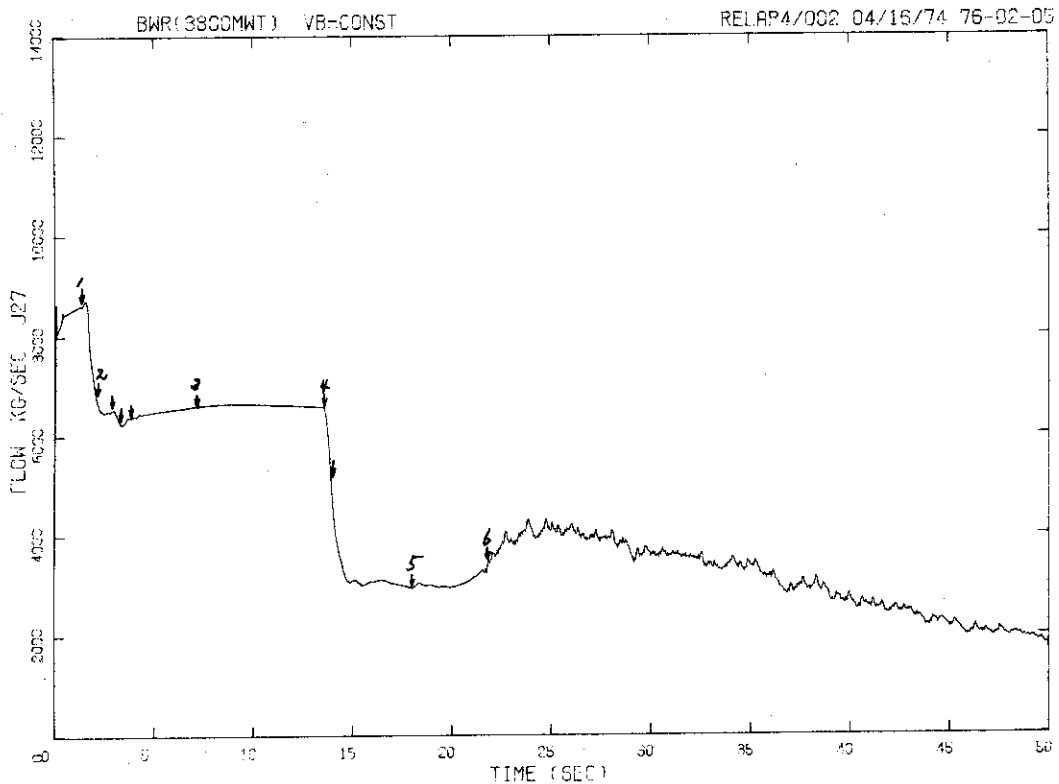


Fig.3.3 Break Flow from Vessel for BWR Standard Case

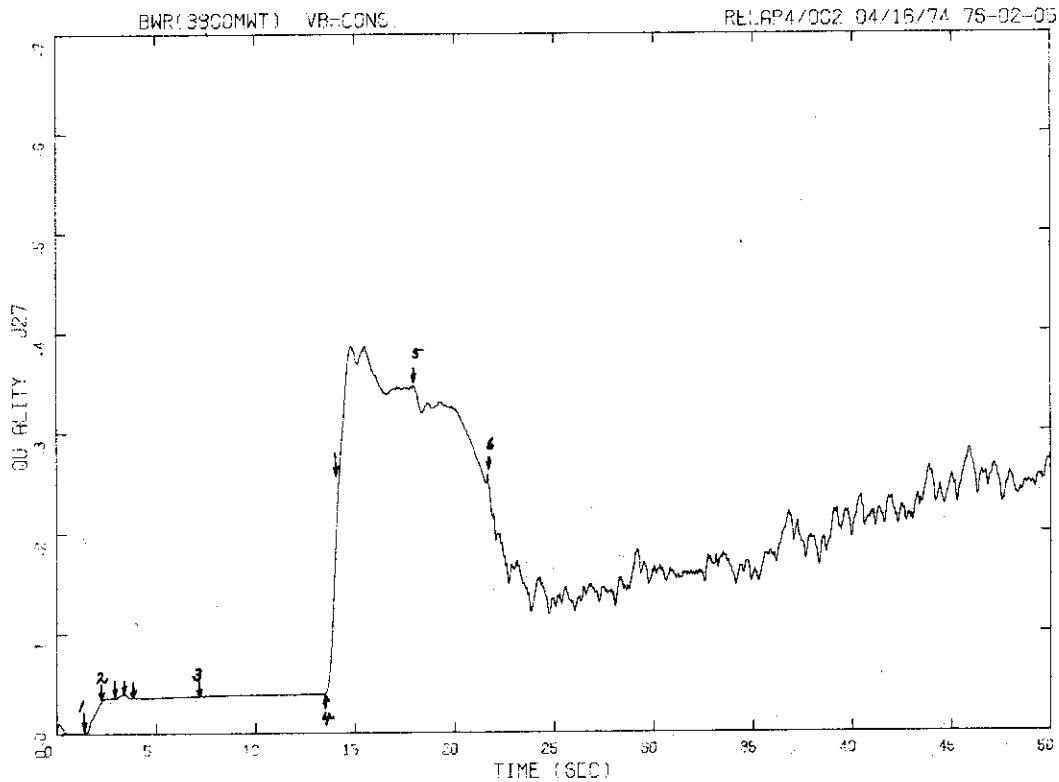


Fig.3.4 Break Quality from Vessel for BWR Standard Case

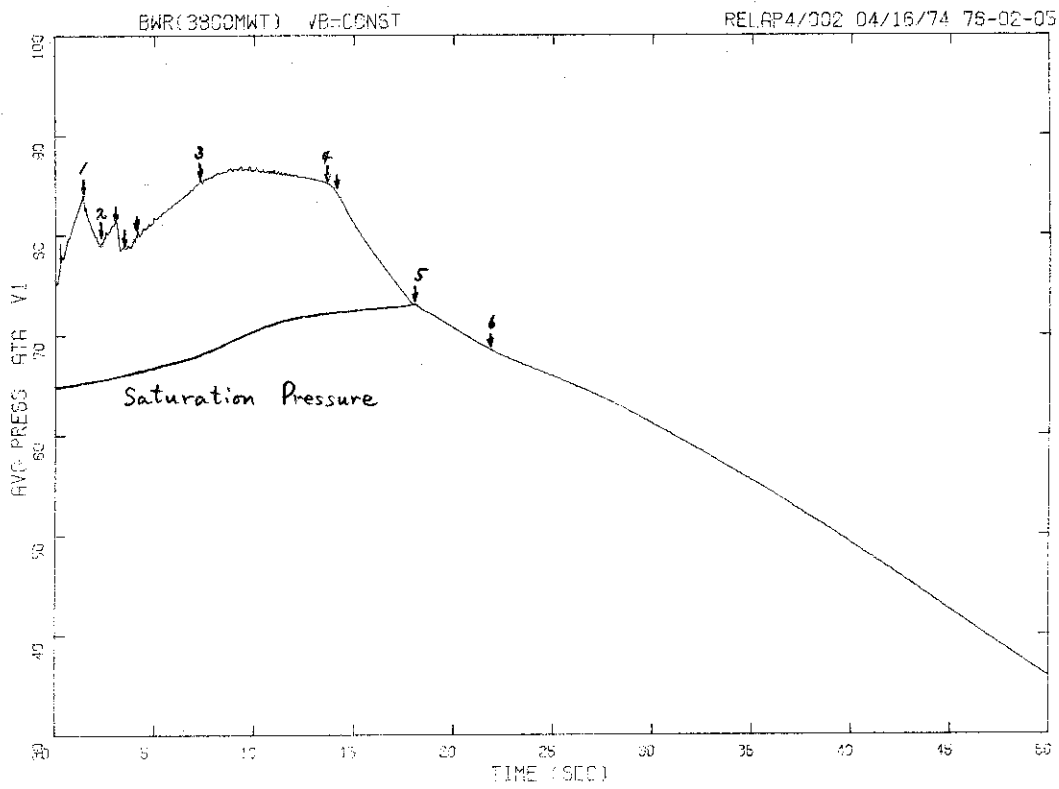


Fig.3.5 Pressure in Lower Plenum for BWR Standard Case

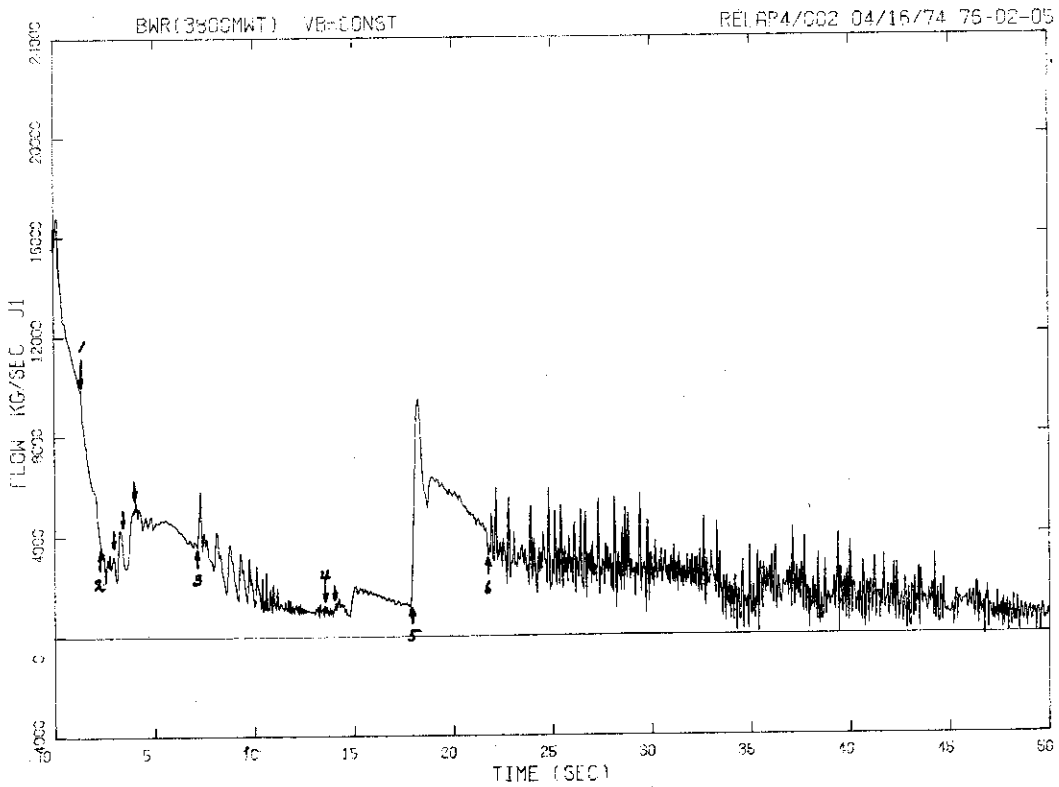


Fig.3.6 Core Inlet Flow for BWR Standard Case

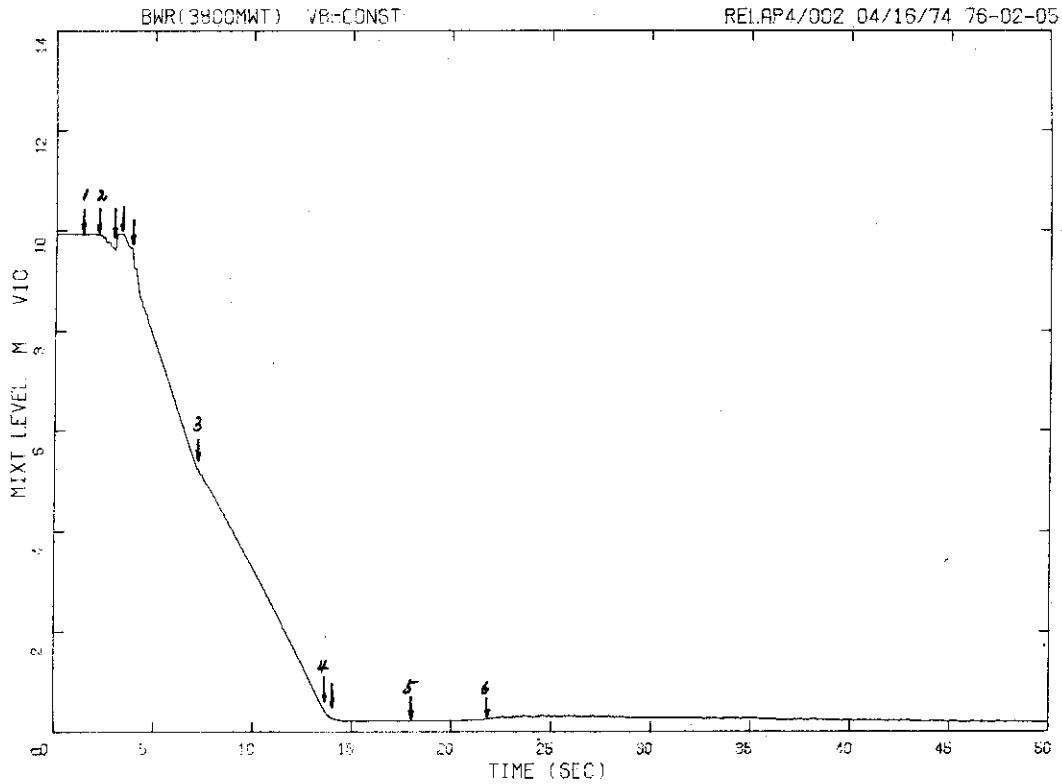


Fig.3.7 Mixture Level in Lower Downcomer for BWR Standard Case

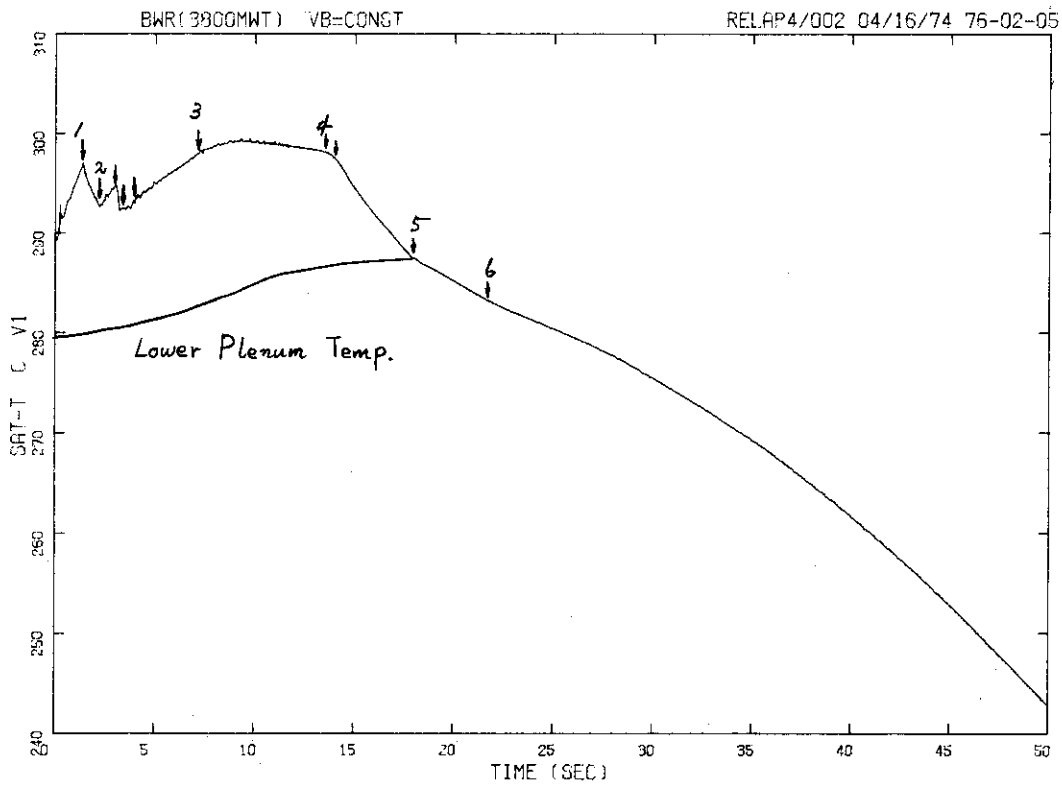


Fig.3.8 Saturation Temperature in Lower Plenum for BWR Standard Case

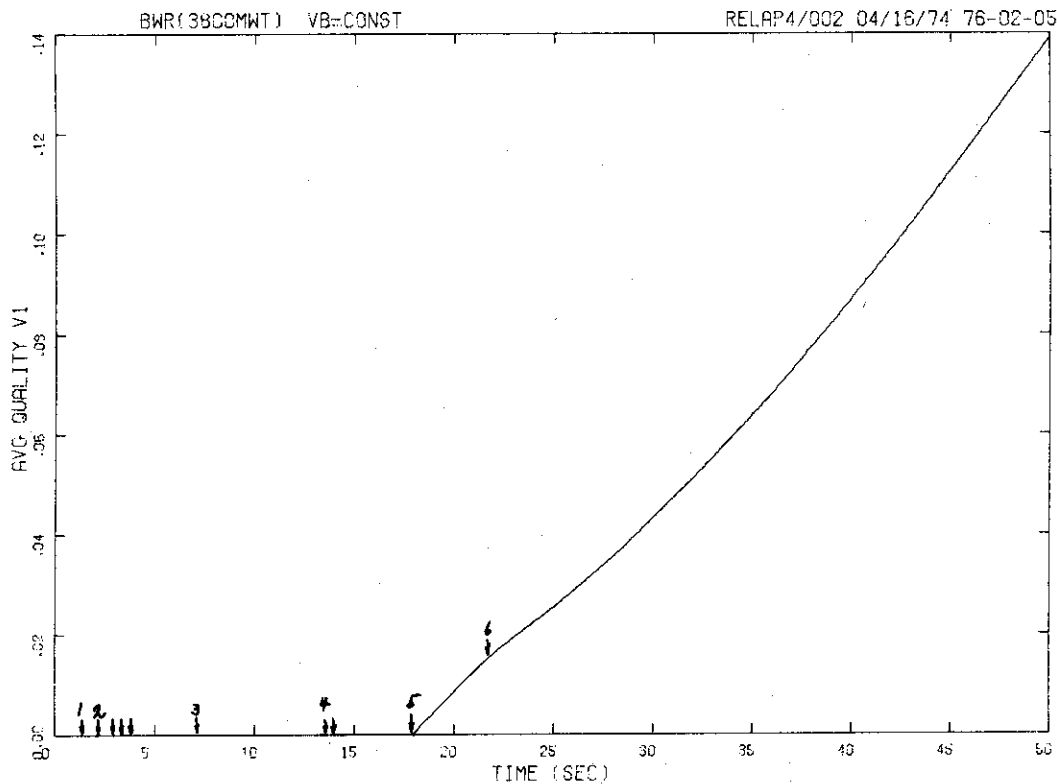


Fig.3.9 Quality in Lower Plenum for BWR Standard Case

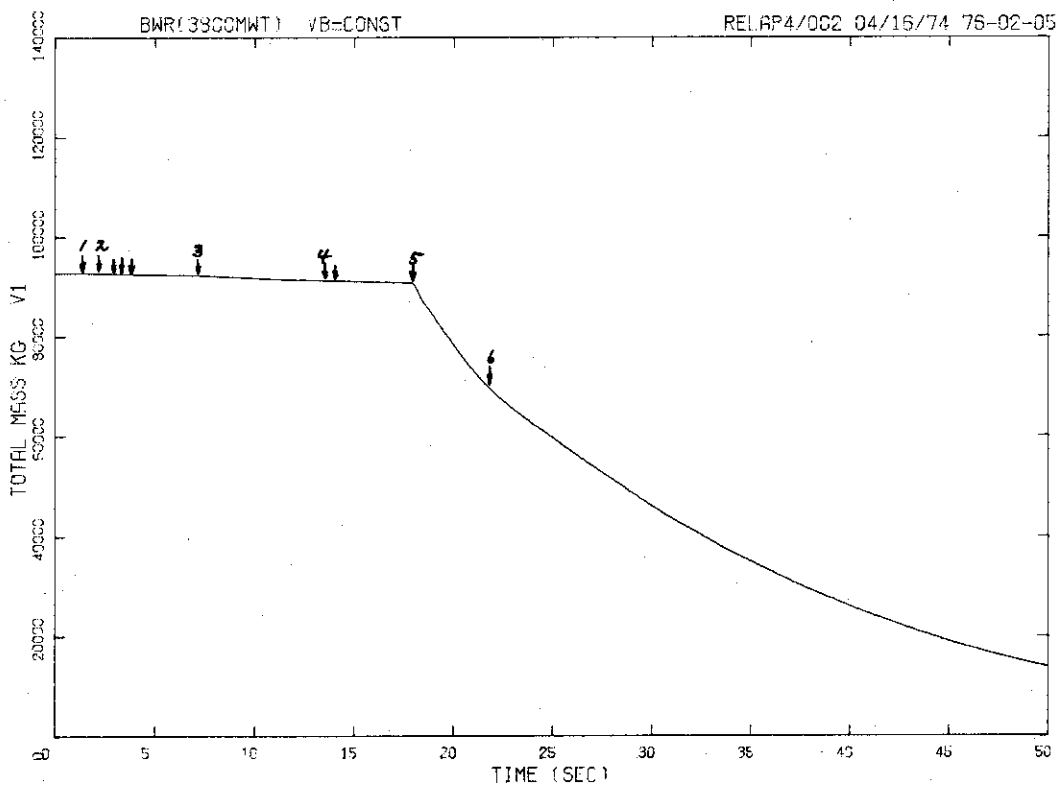


Fig.3.10 Total Mass of Water in Lower Plenum for BWR Standard Case

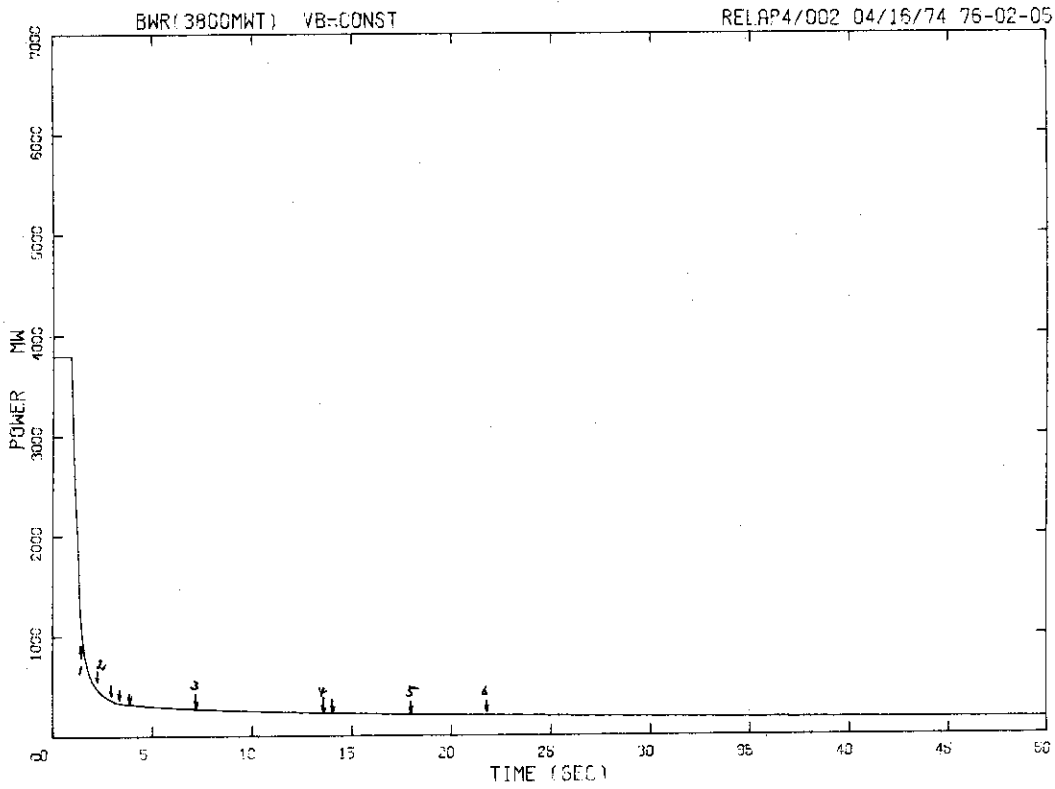


Fig.3.11 Reactor Power for BWR Standard Case

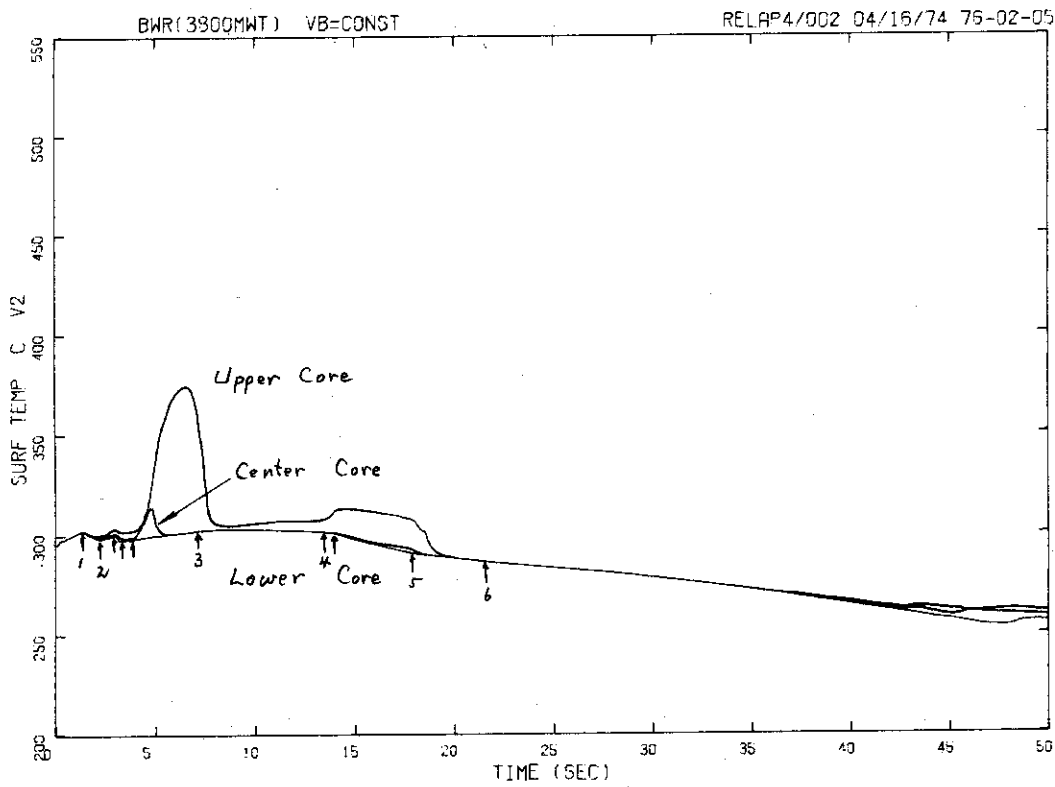


Fig.3.12 Average Cladding Surface Temperature in Lower Core for BWR Standard Case



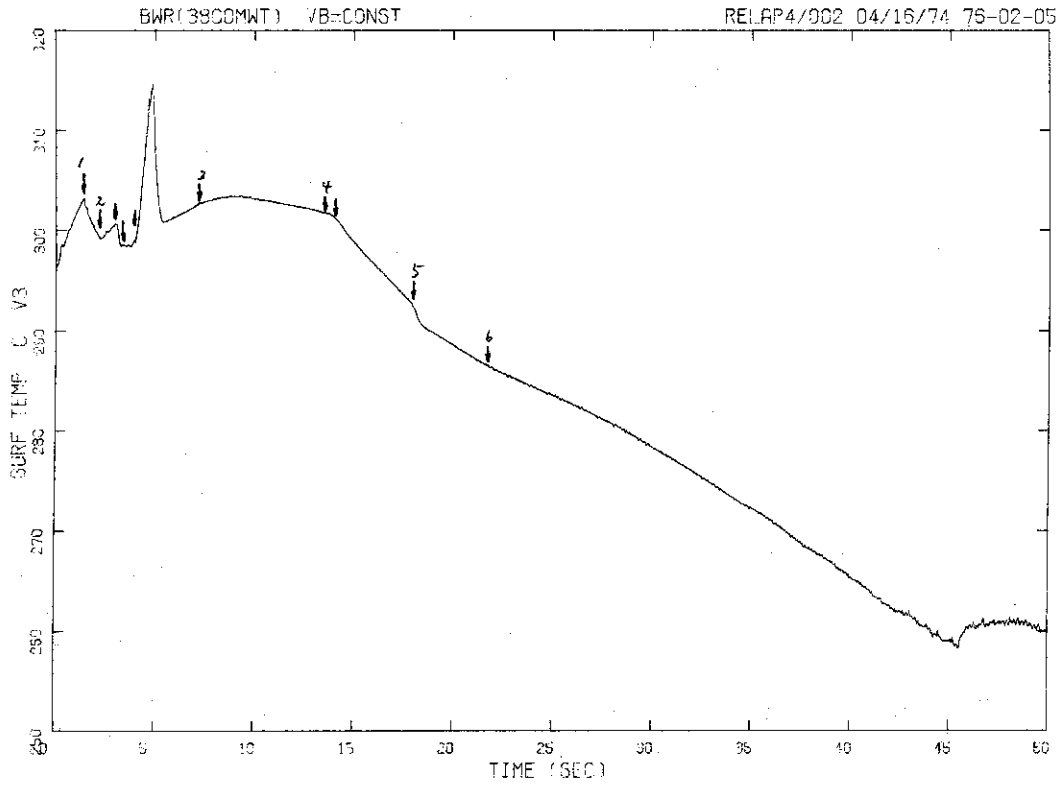


Fig.3.13 Average Cladding Surface Temperature in Center Core for BWR Standard Case

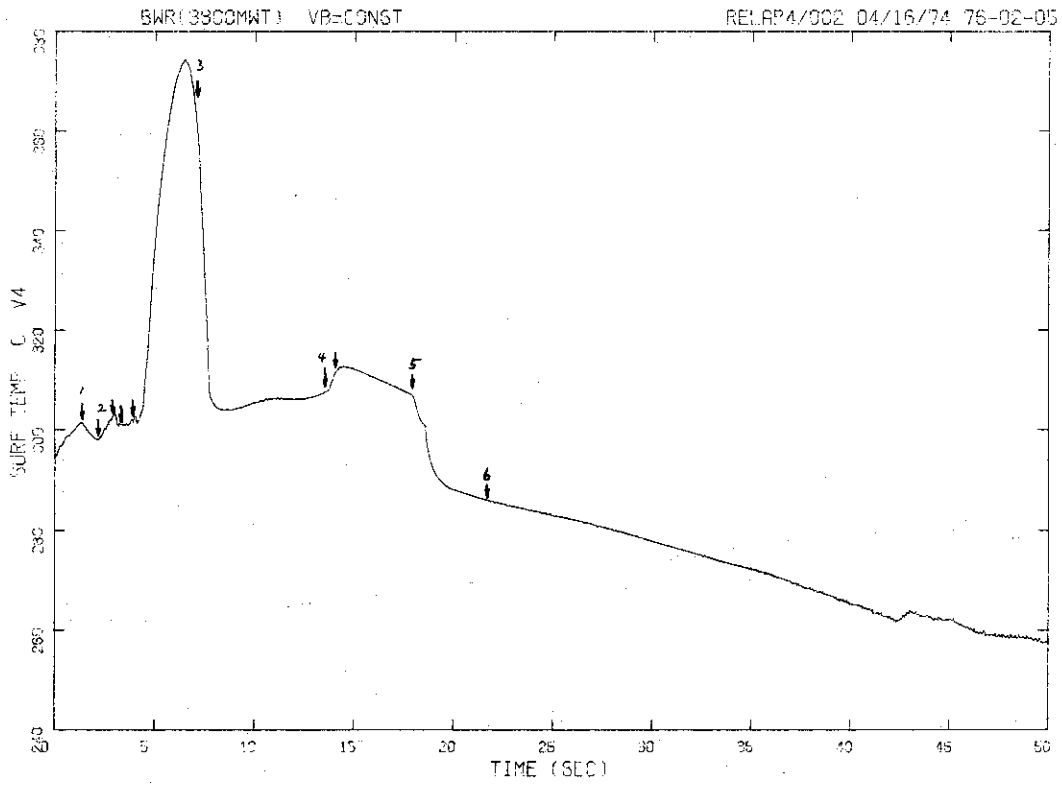


Fig.3.14 Average Cladding Surface Temperature in Upper Core for BWR Standard Case

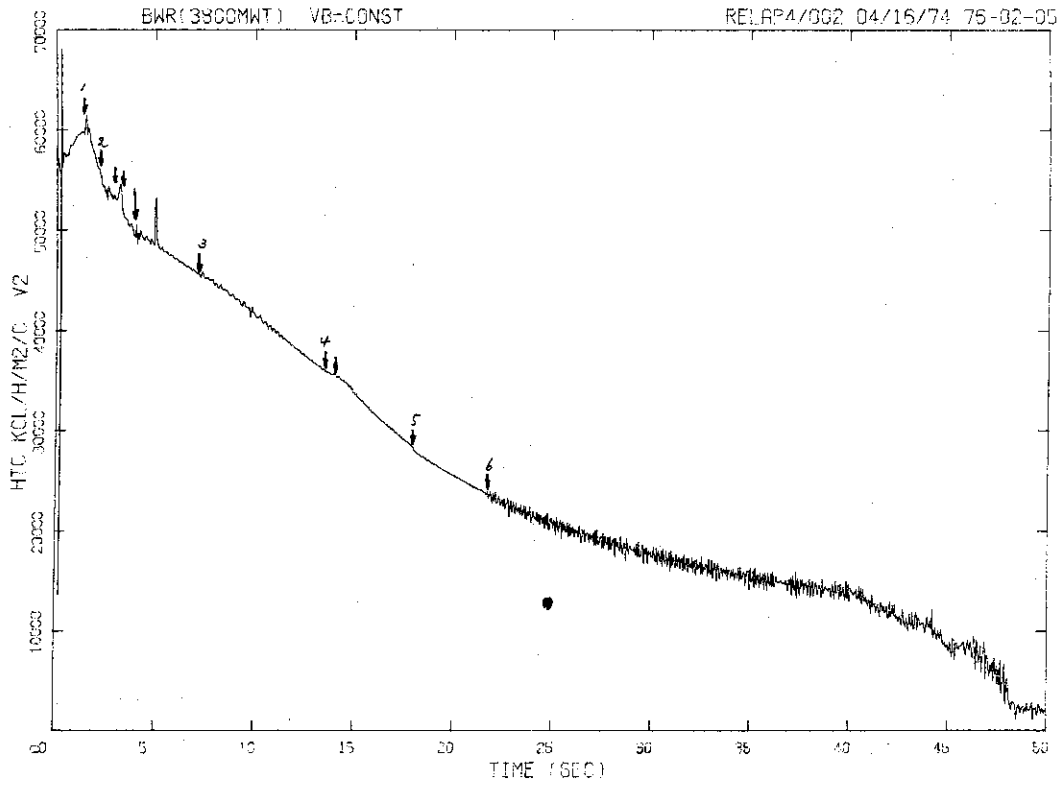


Fig.3.15 Heat Transfer Coefficient in Lower Core for BWR Standard Case

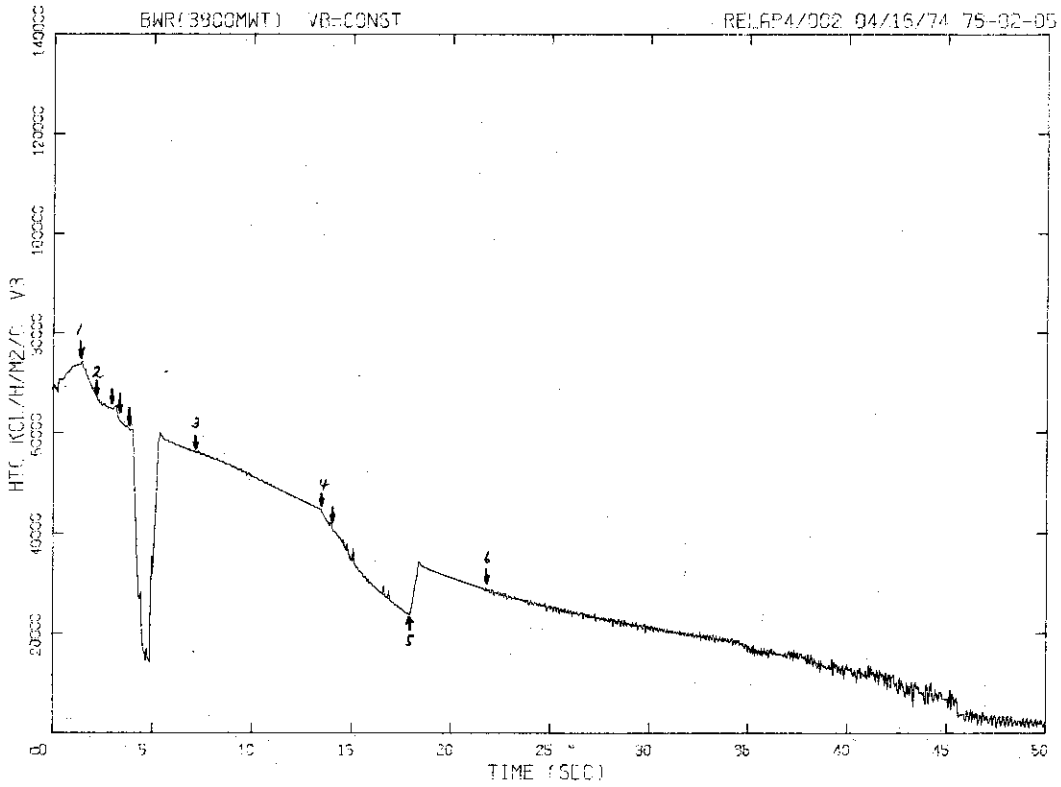


Fig.3.16 Heat Transfer Coefficient in Center Core for BWR Standard Case

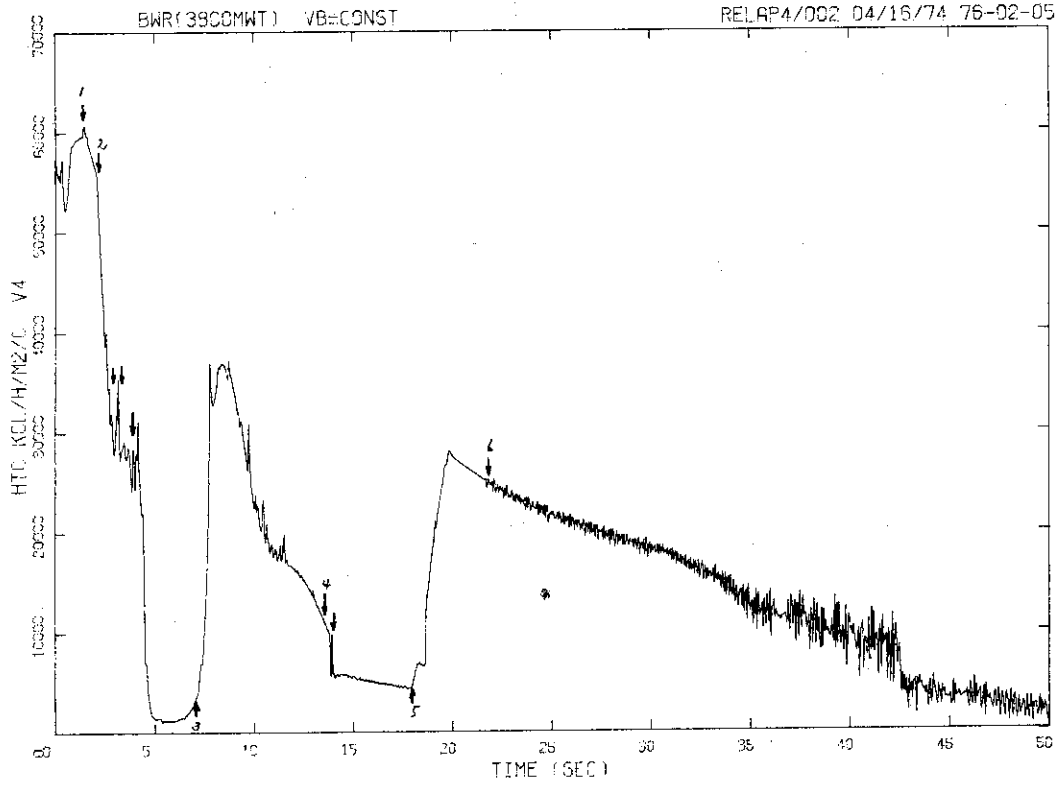


Fig.3.17 Heat Transfer Coefficient in Upper Core for BWR Standard Case

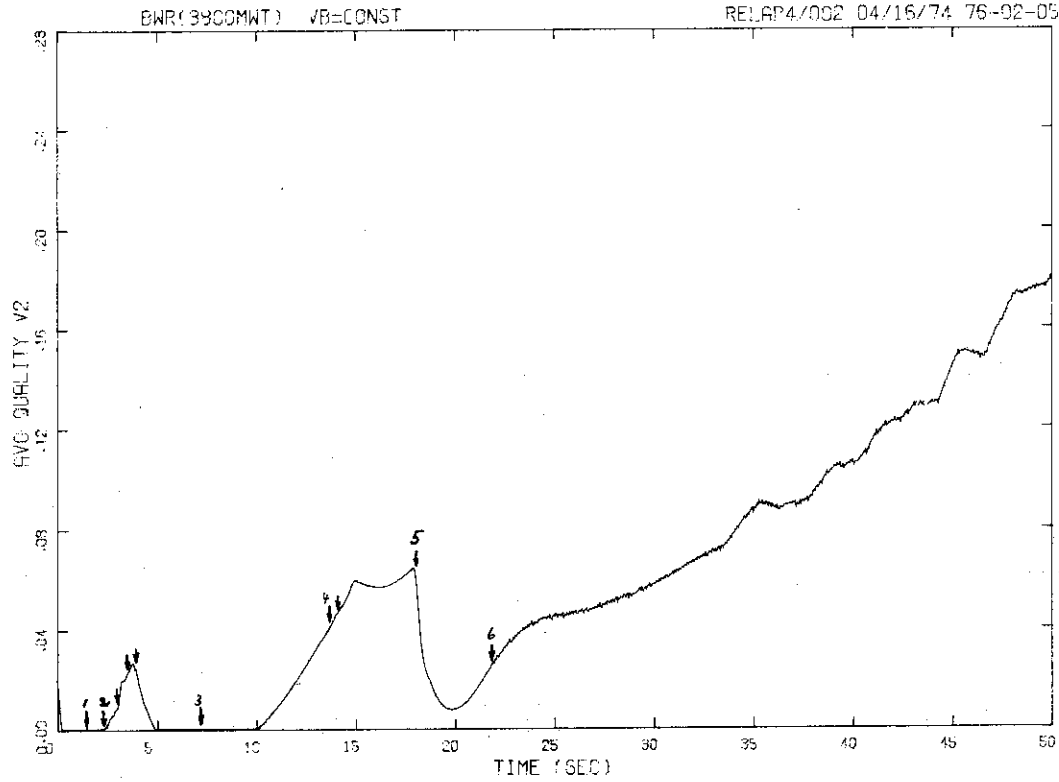


Fig.3.18 Average Quality in Lower Core for BWR Standard Case

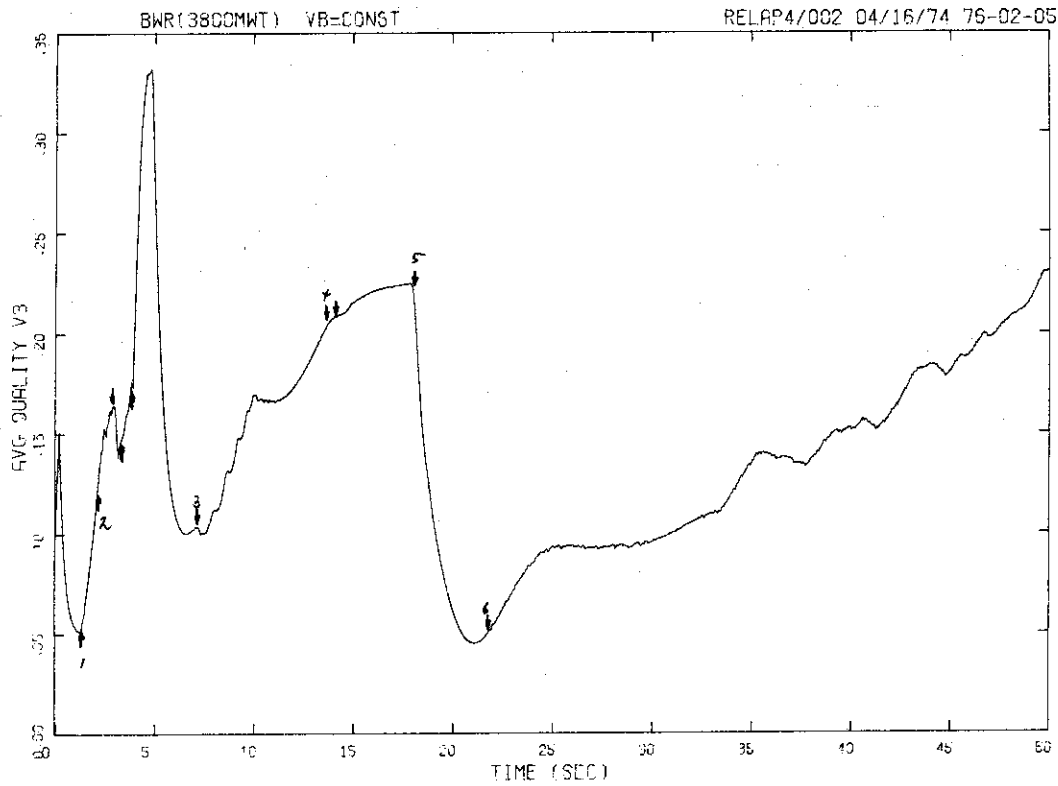


Fig.3.19 Average Quality in Center Core for BWR Standard Case

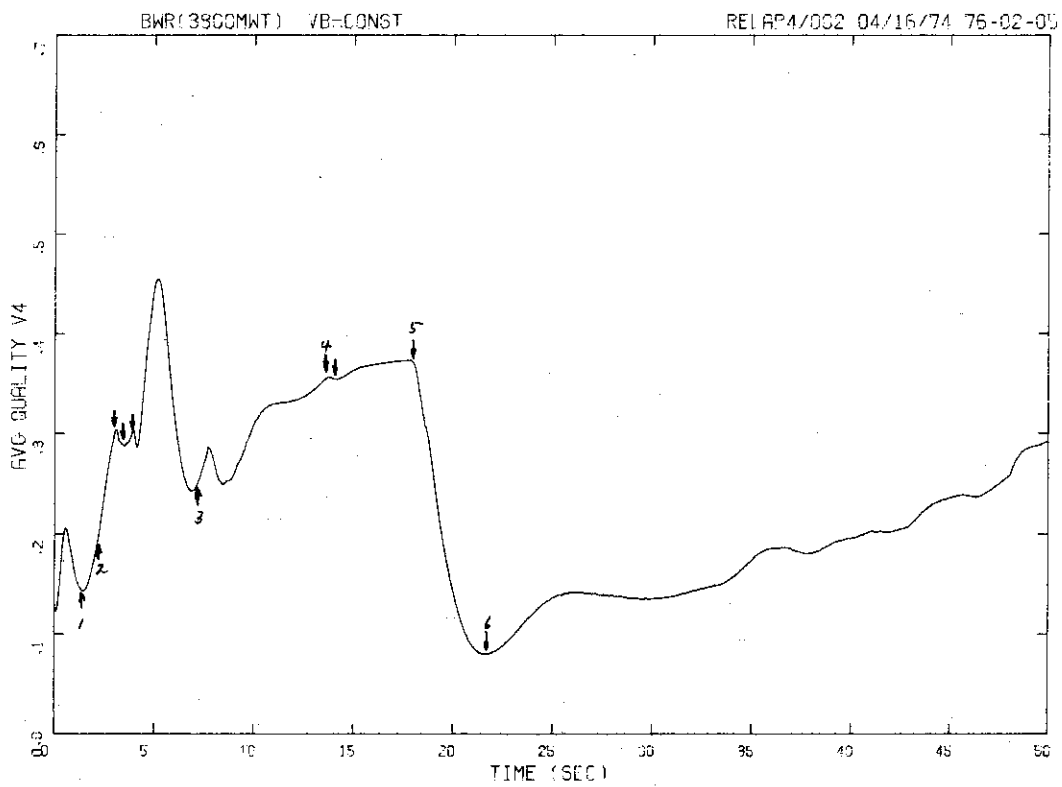


Fig.3.20 Average Quality in Upper Core for BWR Standard Case

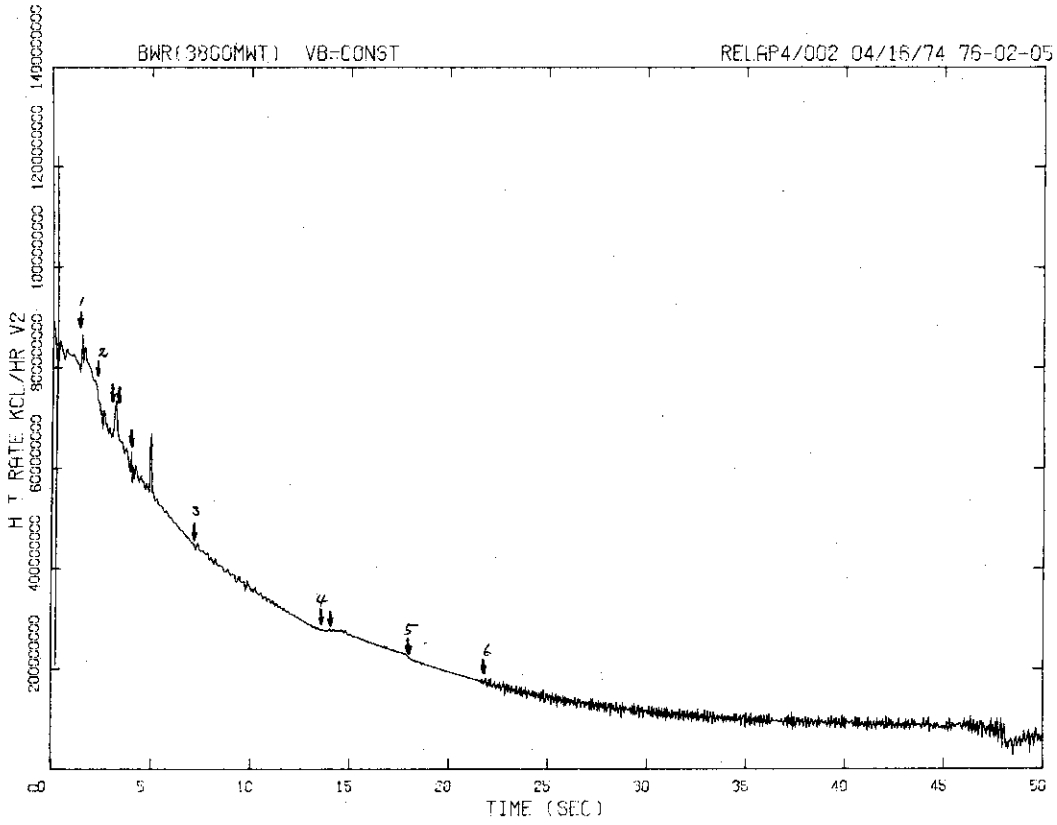


Fig.3.21 Heat Transfer Rate to Coolant in Lower Core for BWR Standard Case

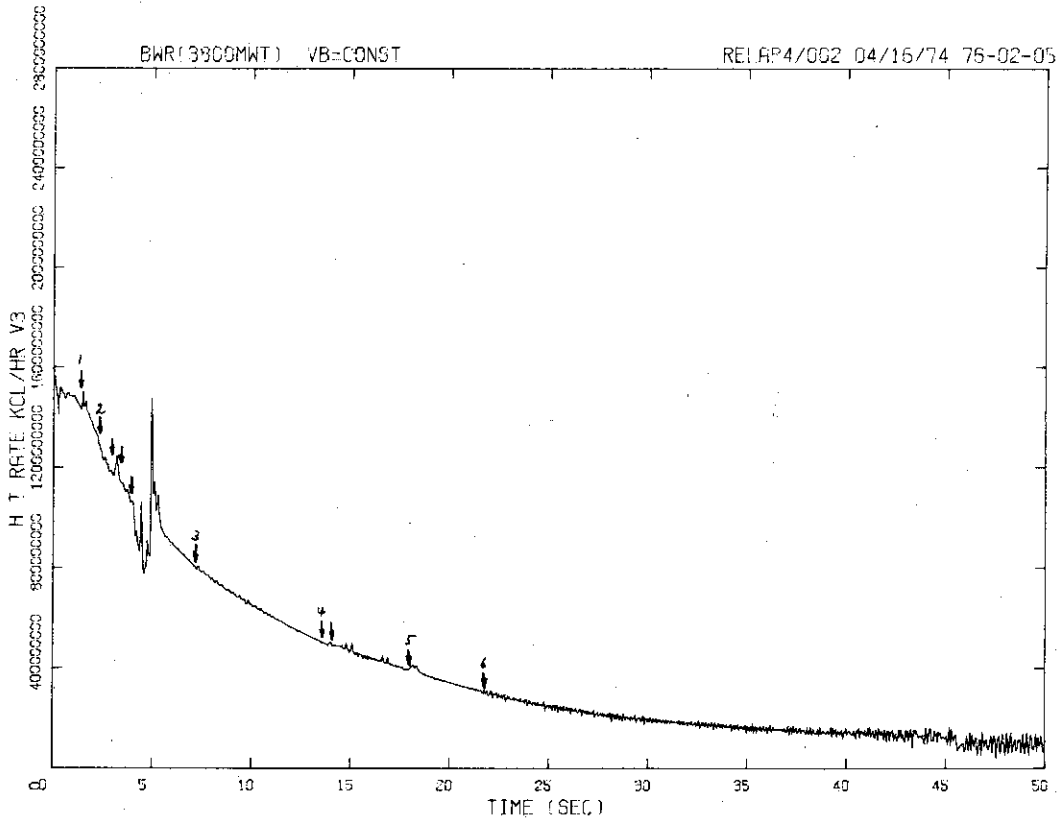


Fig.3.22 Heat Transfer Rate to Coolant in Center Core for BWR Standard Case

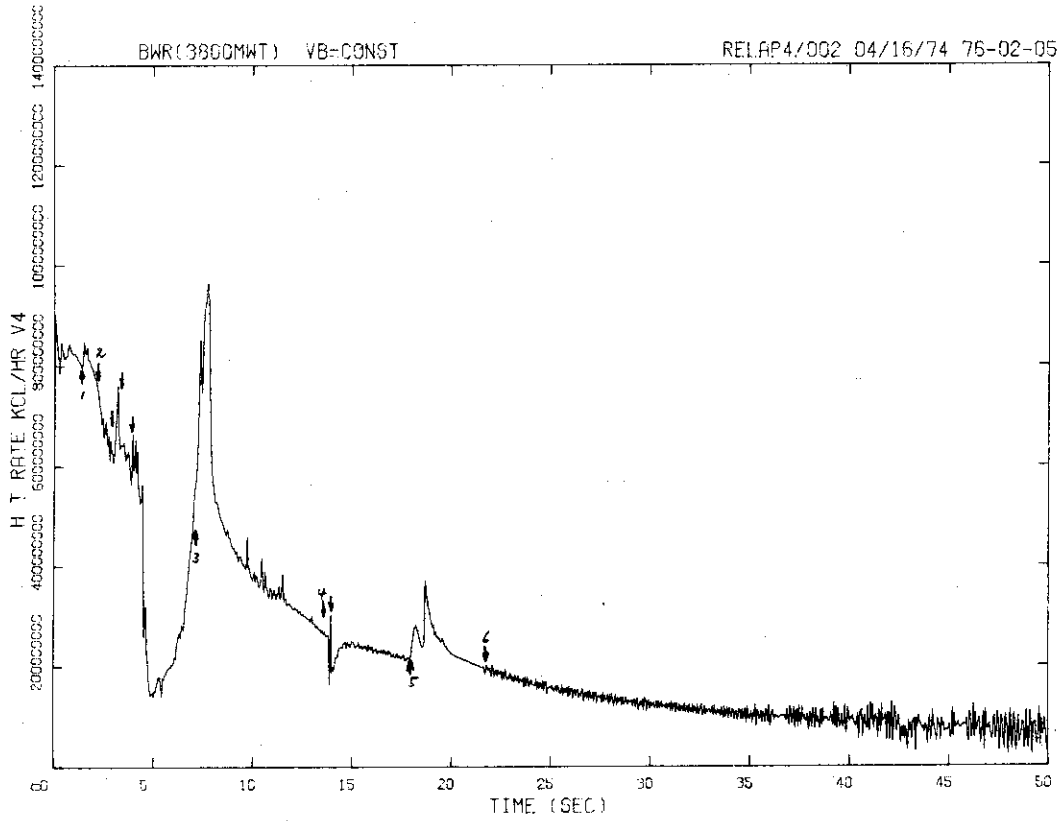


Fig.3.23 Heat Transfer Rate to Coolant in Upper Core for BWR Standard Case

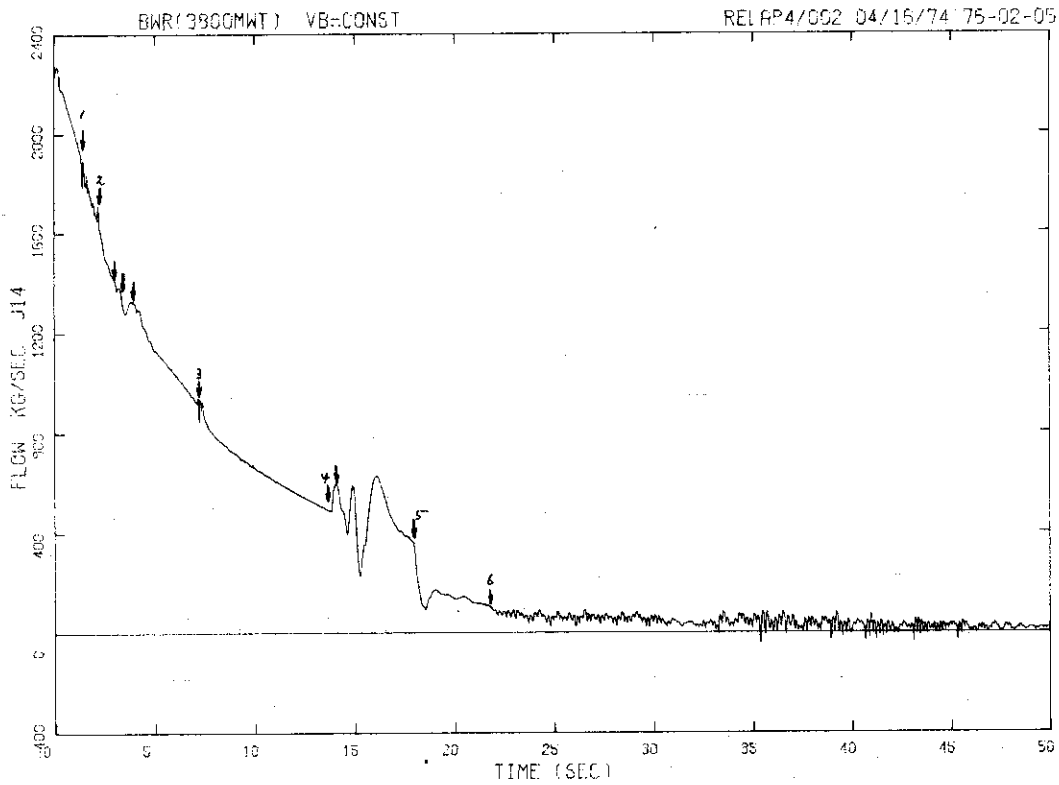


Fig.3.24 Jet Pump Drive Flow Rate of Unbroken Loop for BWR Standard Case

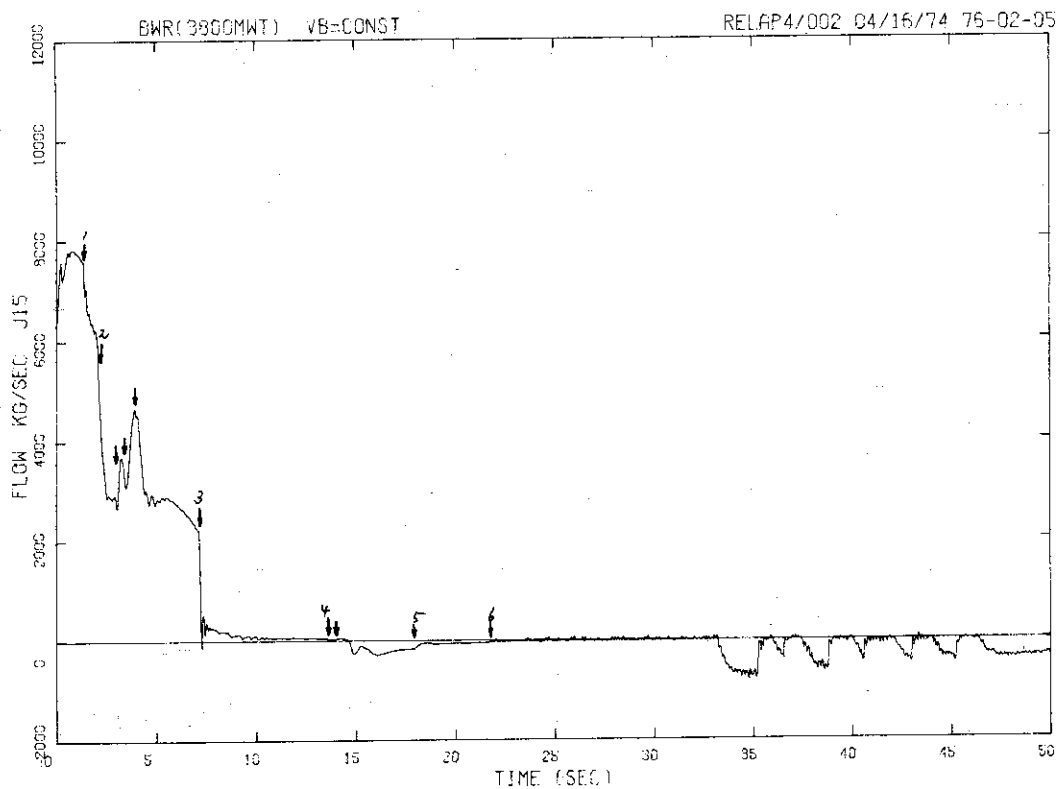


Fig.3.25 Jet Pump Suction Flow Rate of Unbroken Loop for BWR Standard Case

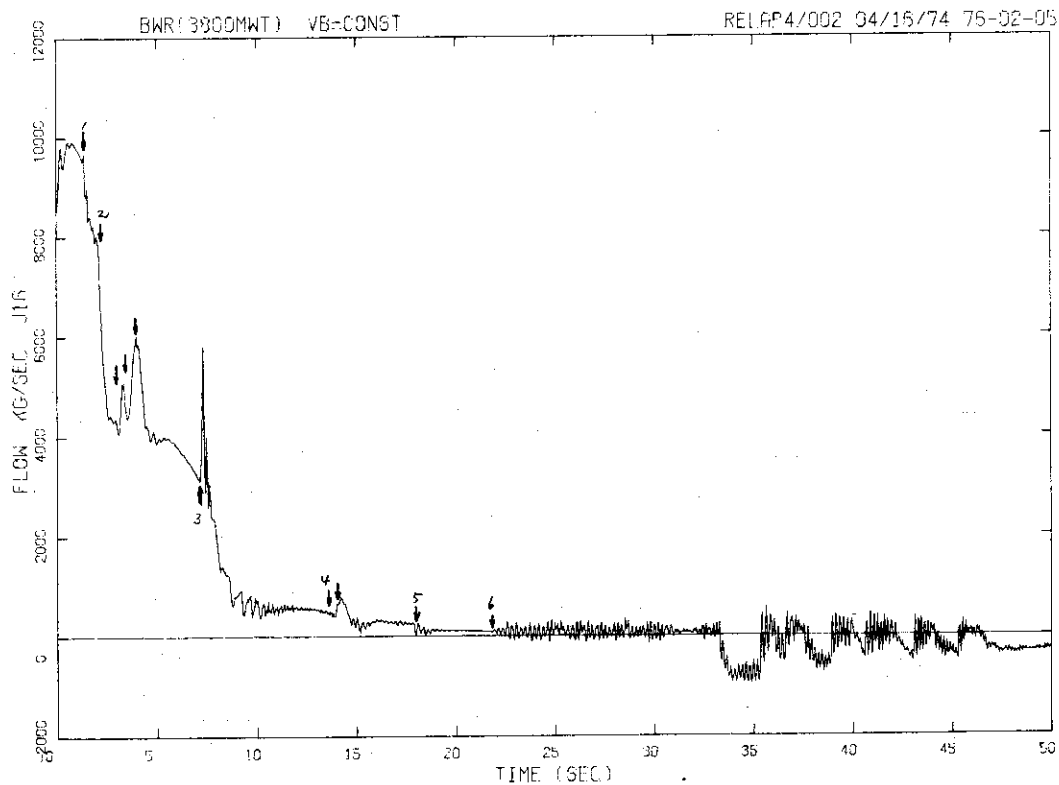


Fig.3.26 Jet Pump Exit Flow Rate of Unbroken Loop for BWR Standard Case

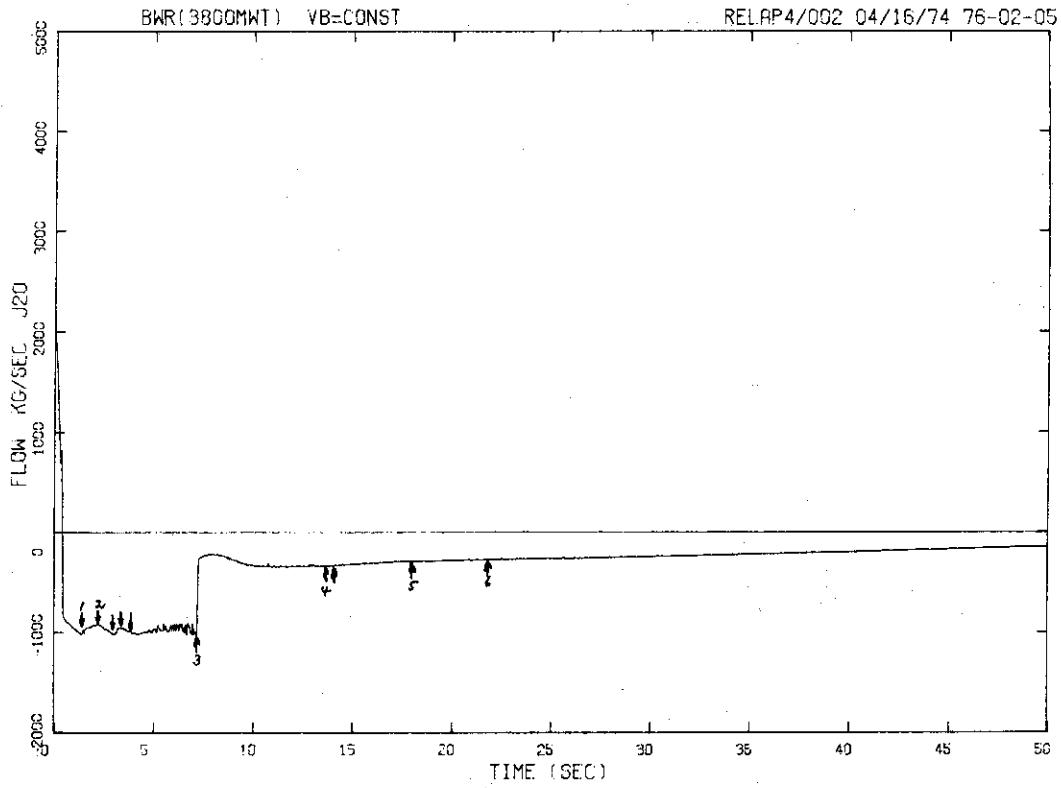


Fig.3.27 Jet Pump Drive Flow Rate of Broken Loop for BWR Standard Case

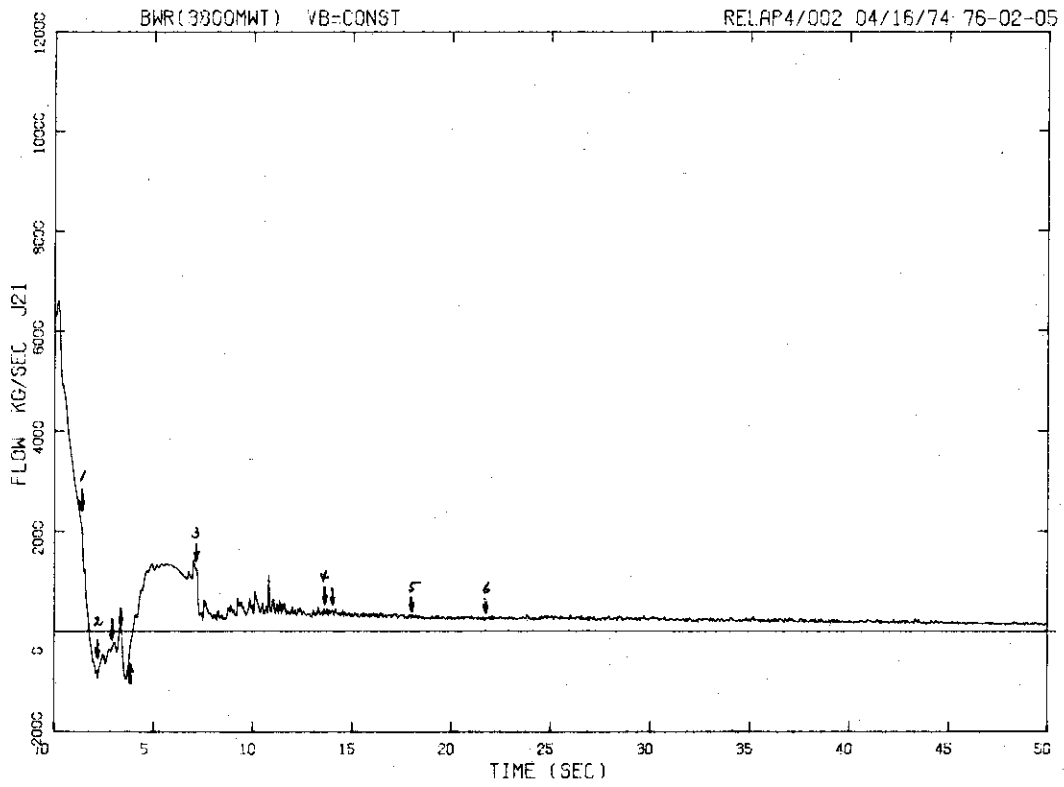


Fig.3.28 Jet Pump Suction Flow Rate of Broken Loop for BWR Standard Case



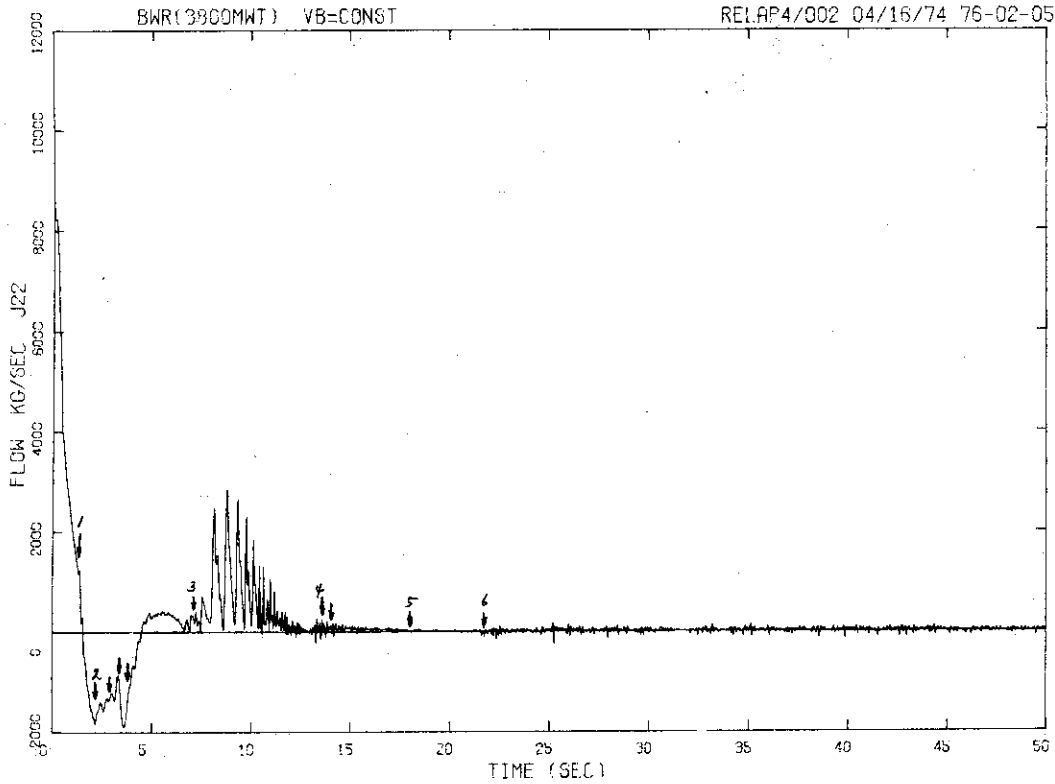


Fig.3.29 Jet Pump Exit Flow Rate of Broken Loop for BWR Standard Case

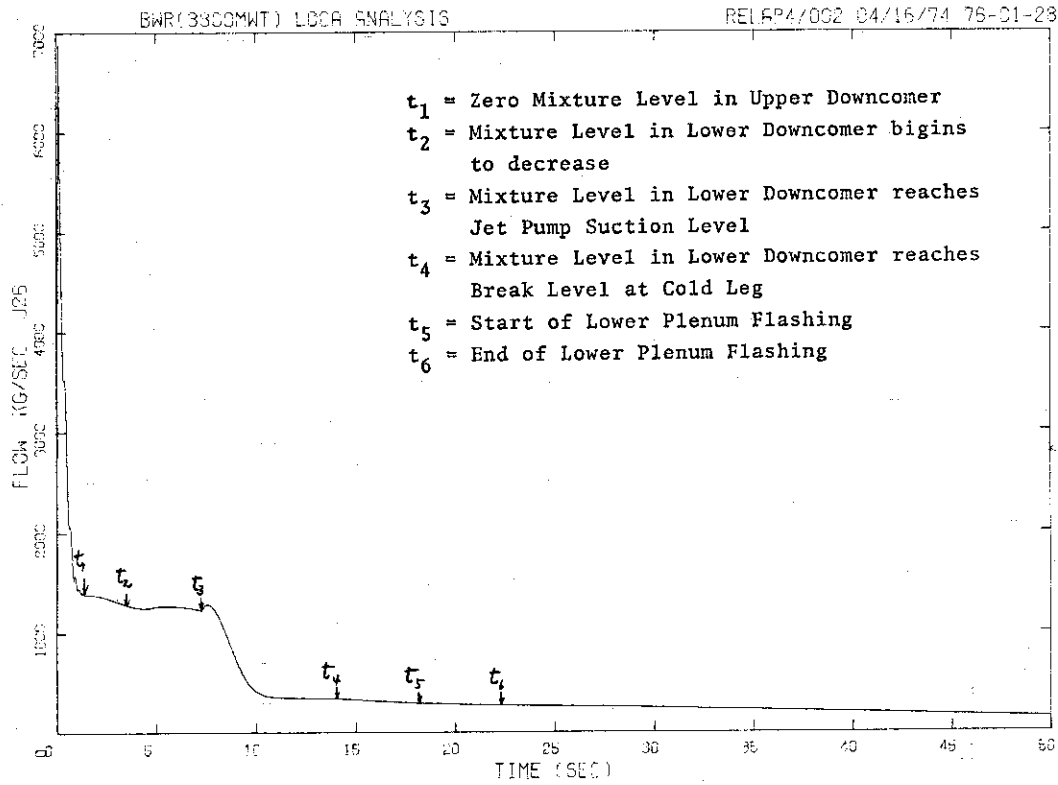


Fig.3.30 Break Flow from Recirculation Loop calculated by using Wilson Correlation for Bubble Rise Velocity

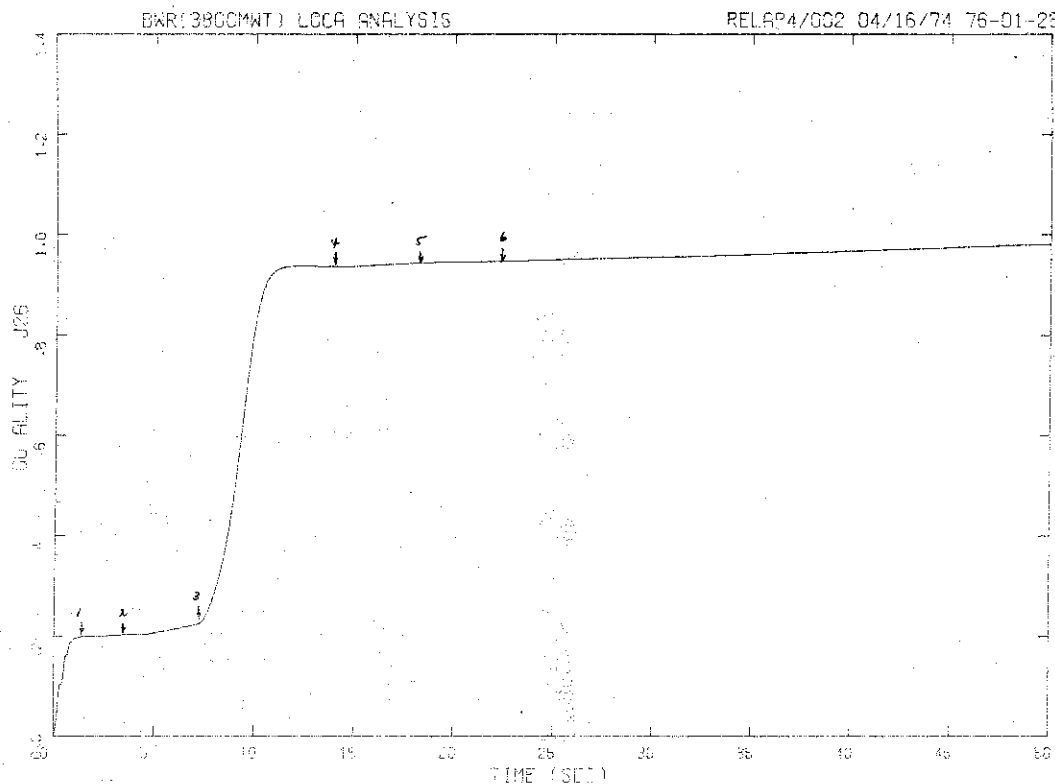


Fig.3.31 Break Quality from Recirculation Loop calculated by using Wilson Correlation for Bubble Rise Velocity

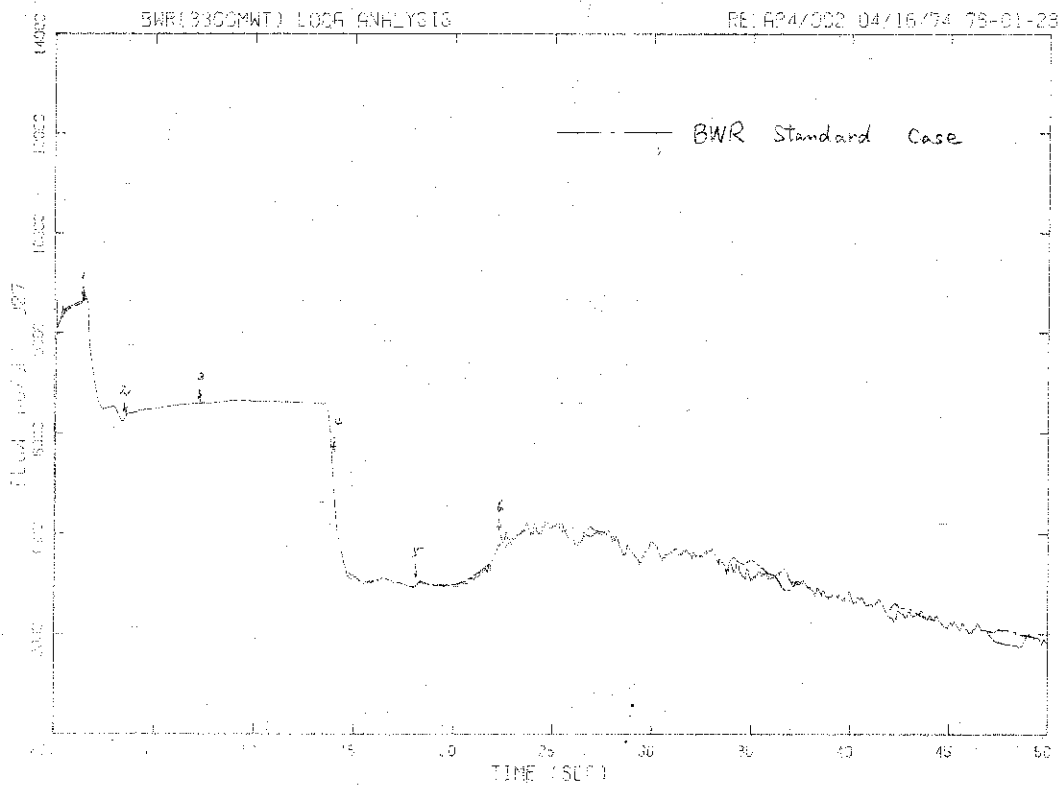


Fig.3.32 Break Flow from Vessel calculated by using Wilson Correlation for Bubble Rise Velocity

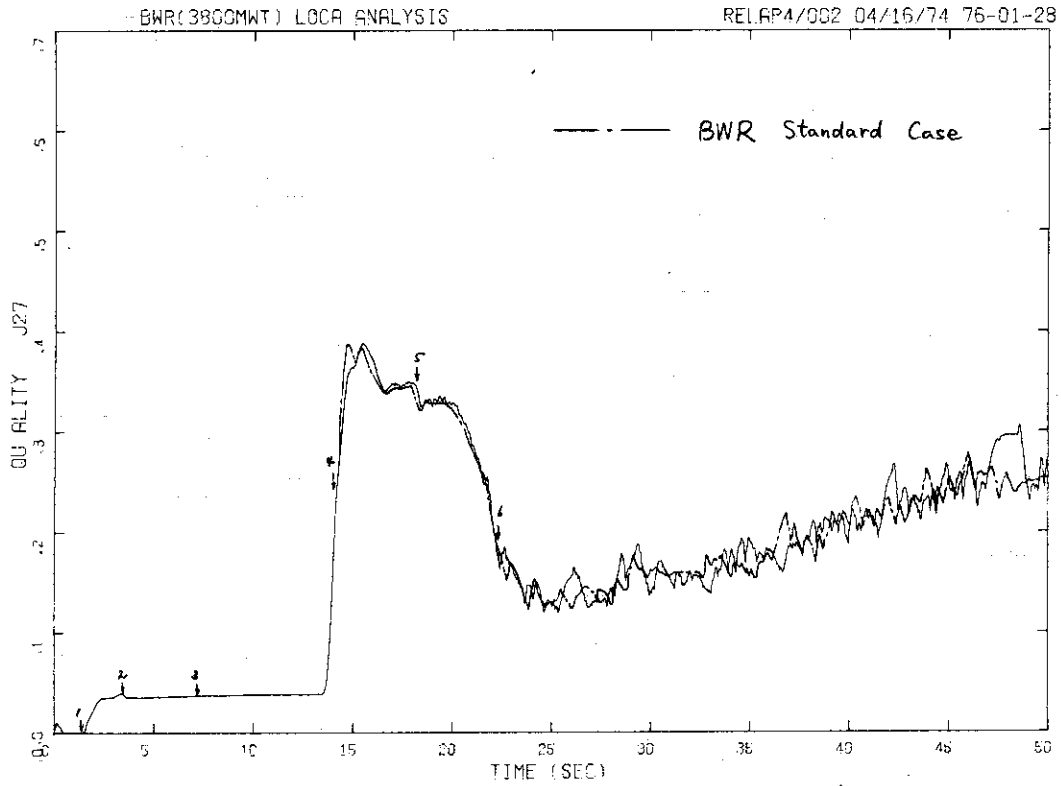


Fig.3.33 Break Quality from Vessel calculated by using Wilson Correlation for Bubble Rise Velocity

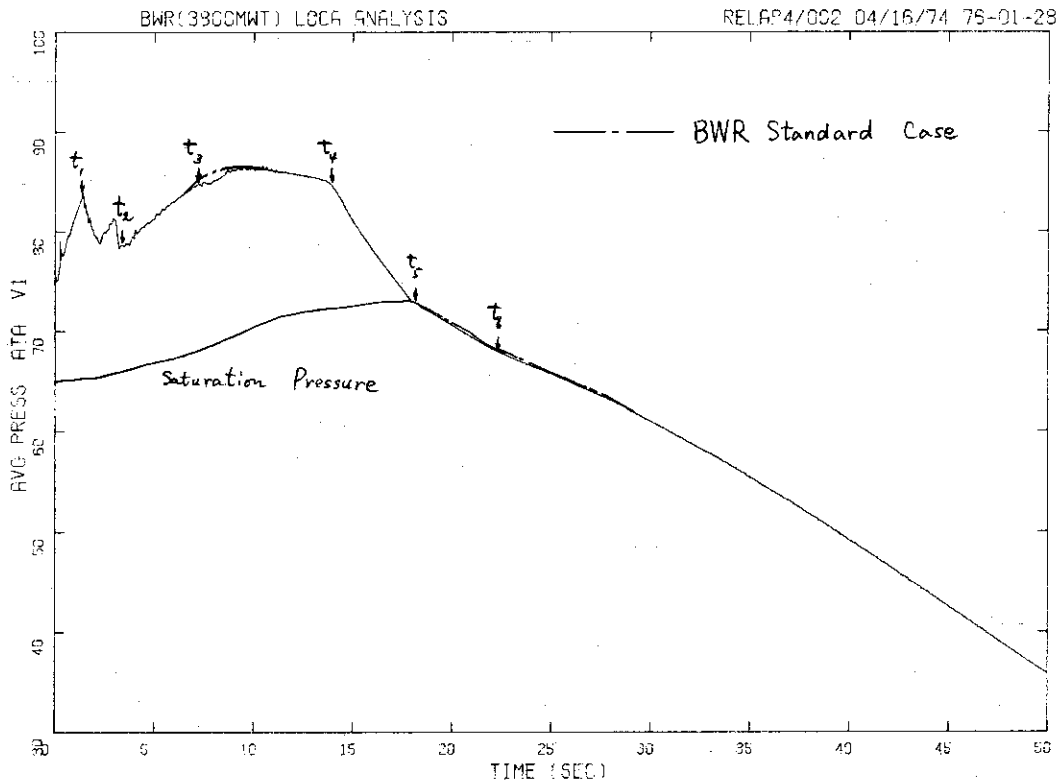


Fig.3.34 Pressure in Lower Plenum calculated by using Wilson Correlation for Bubble Rise Velocity

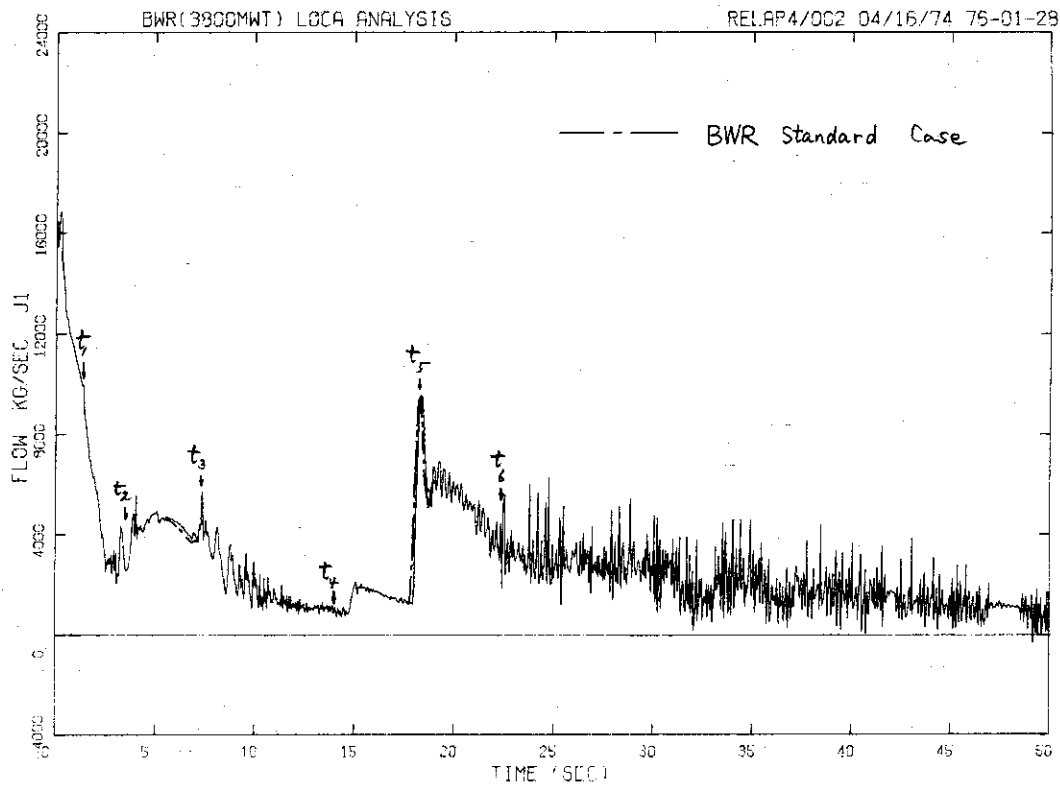


Fig.3.35 Core Inlet Flow calculated by using Wilson Correlation for Bubble Rise Velocity

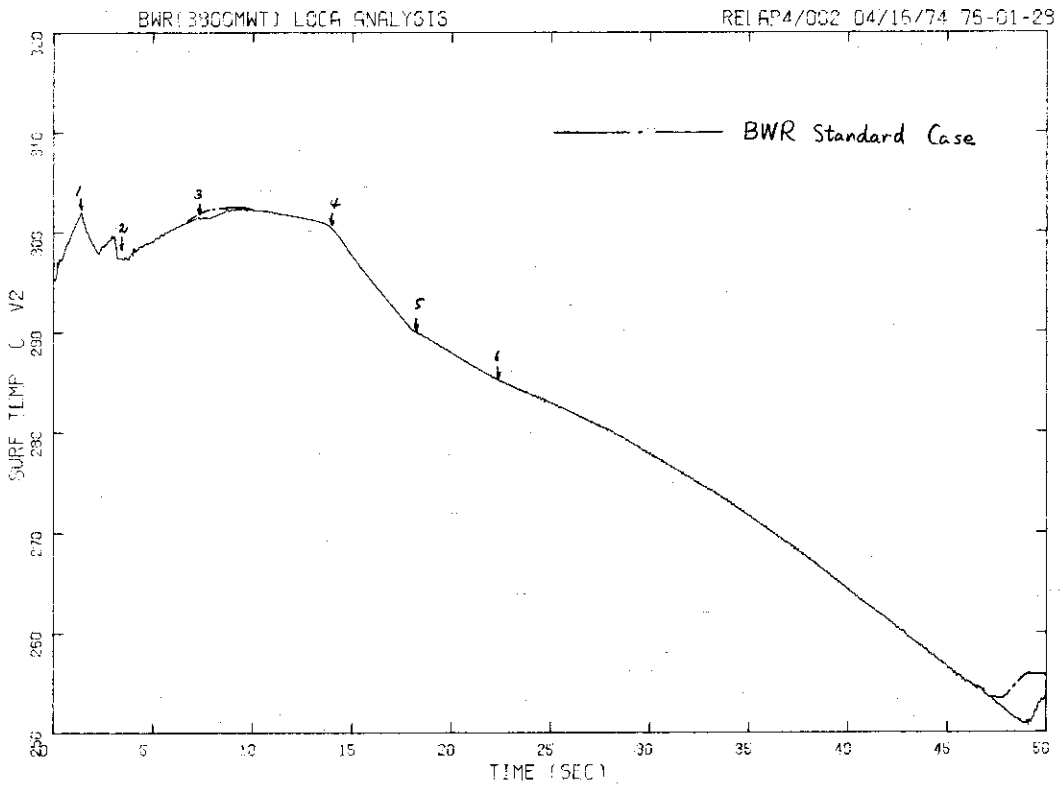


Fig.3.36 Average Cladding Surface Temperature in Lower Core calculated by using Wilson Correlation for Bubble Rise Velocity

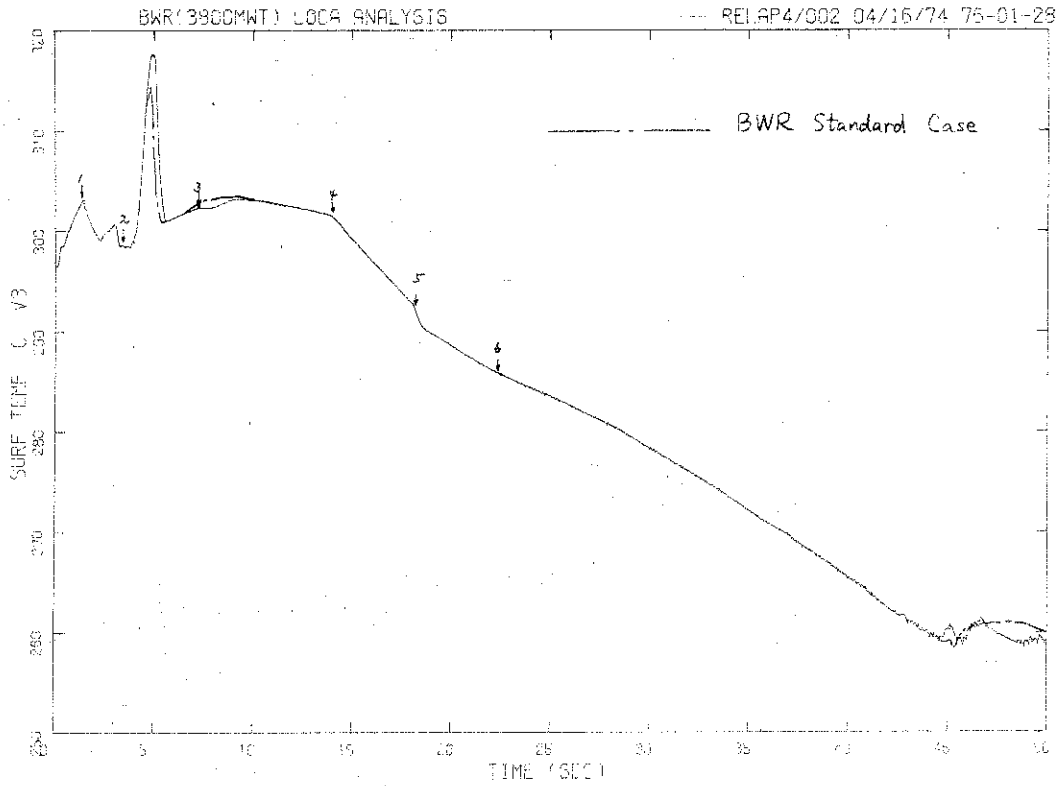


Fig.3.37 Average Cladding Surface Temperature in Center Core calculated by using Wilson Correlation for Bubble Rise Velocity.

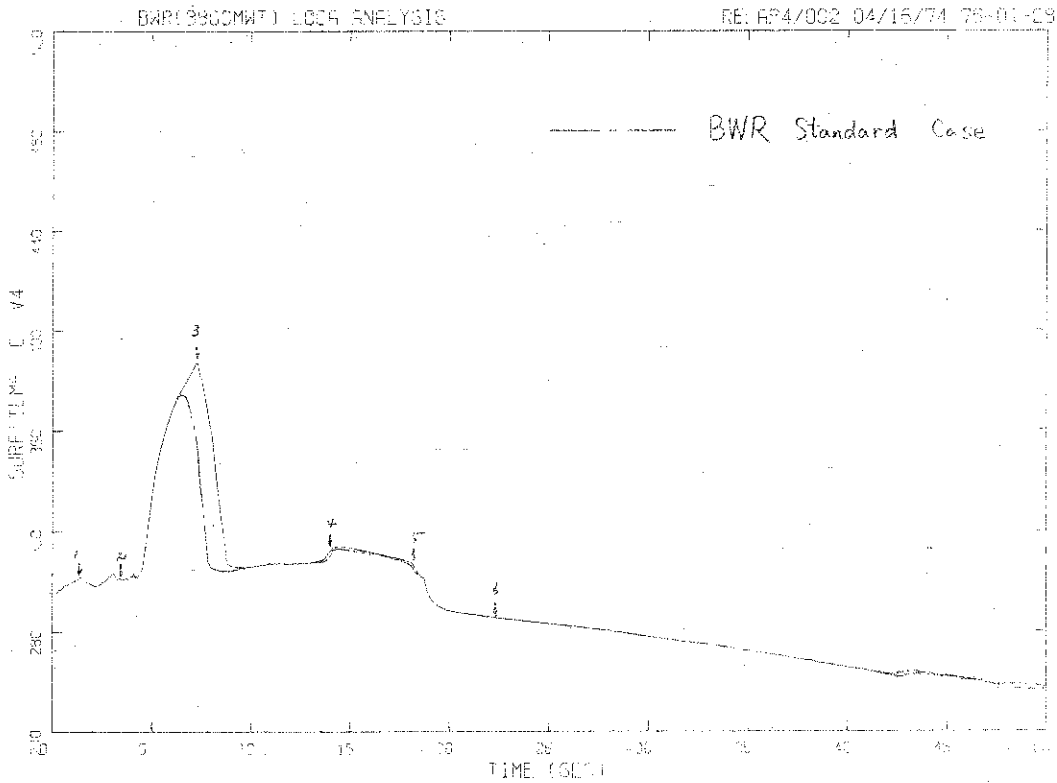


Fig.3.38 Average Cladding Surface Temperature in Upper Core calculated by using Wilson Correlation for Bubble Rise Velocity.

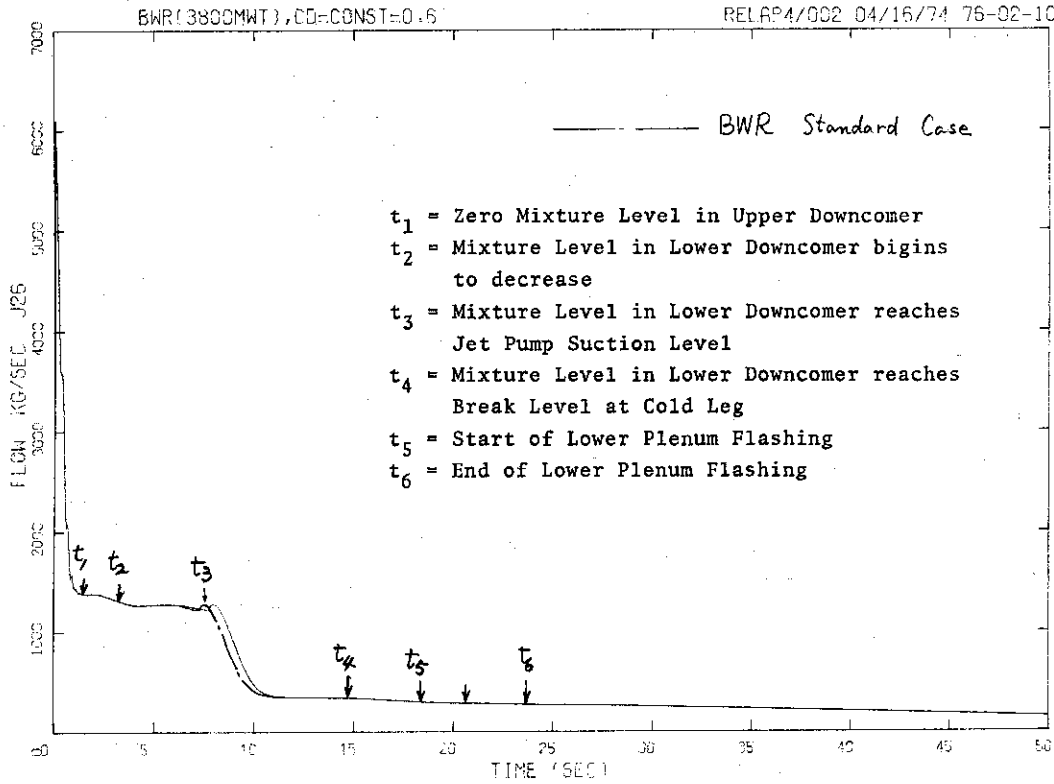


Fig.3.39 Break Flow from Recirculation Loop calculated by fixing Discharge Coefficient  $C_D$  constant to be 0.6

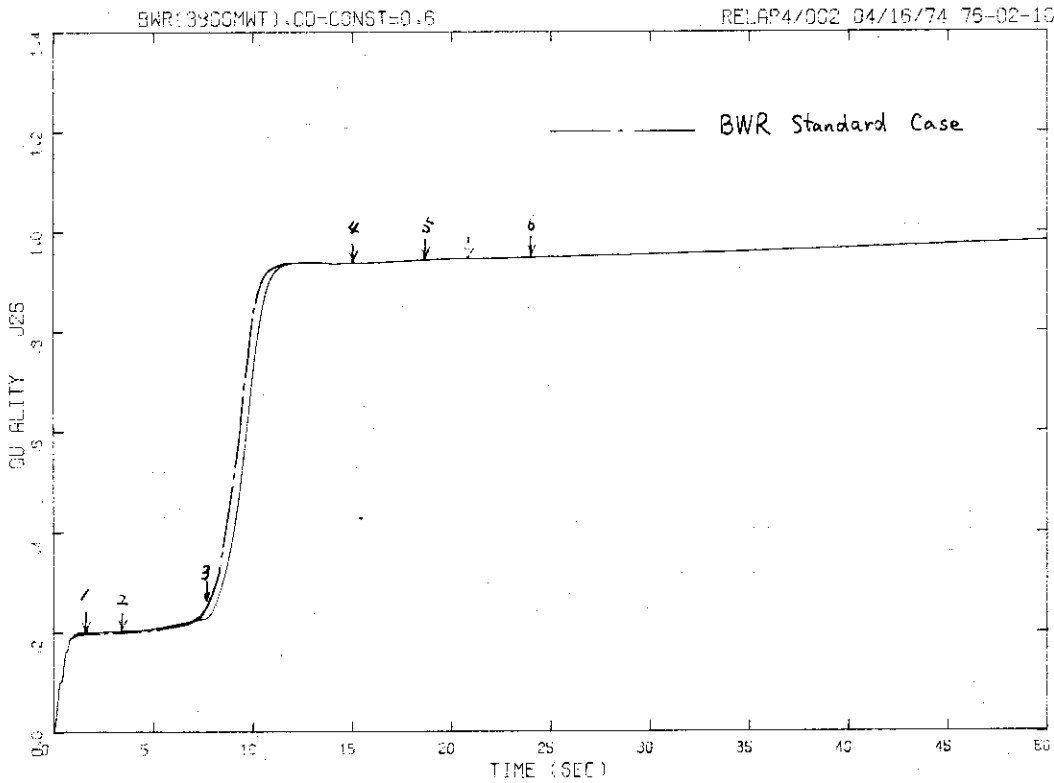


Fig.3.40 Break Quality from Recirculation Loop calculated by fixing Discharge Coefficient  $C_D$  constant to be 0.6

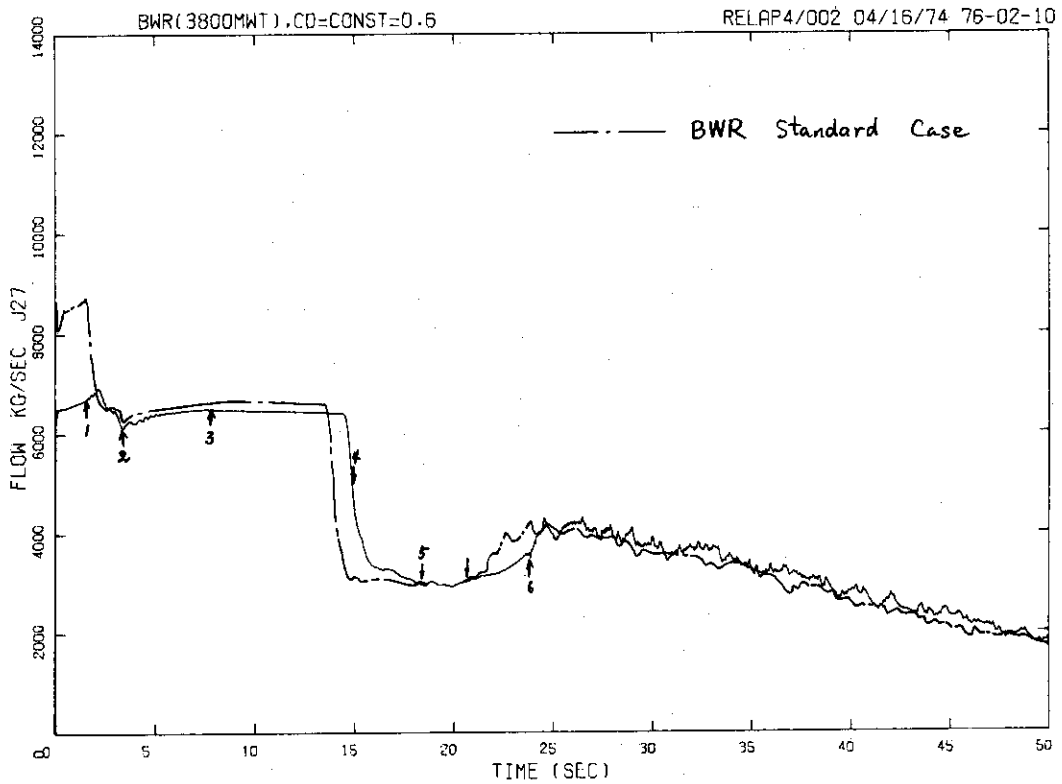


Fig.3.41 Break Flow from Vessel calculated by fixing Discharge Coefficient  $C_D$  constant to be 0.6

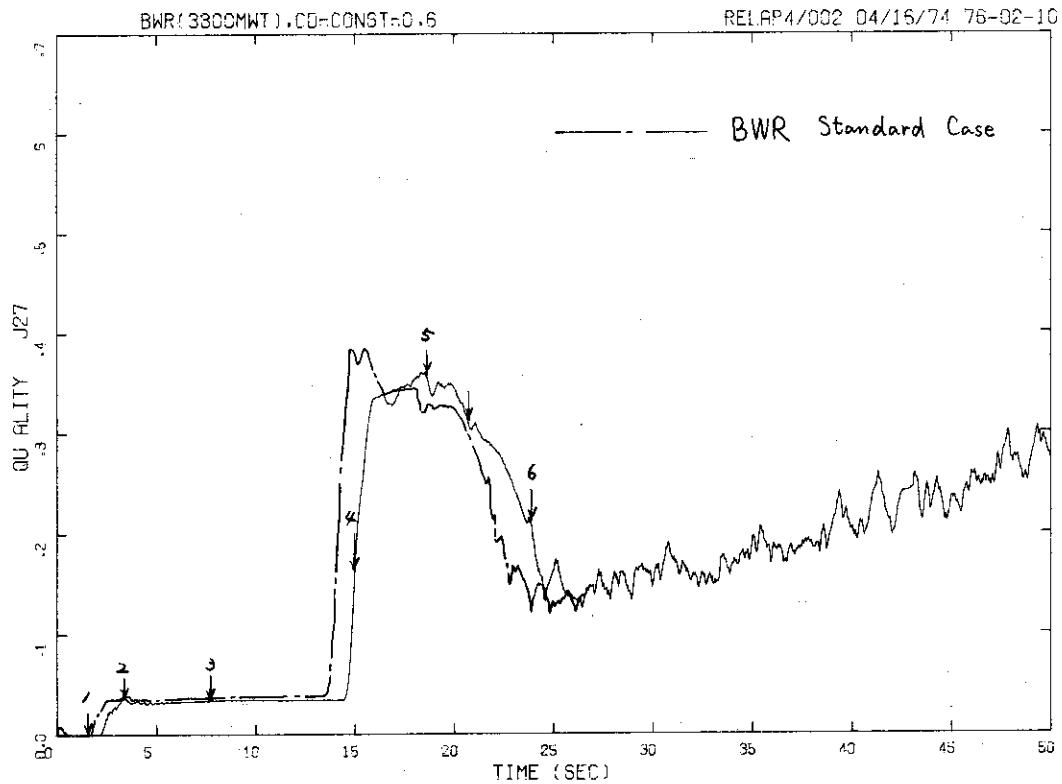


Fig.3.42 Break Quality from Vessel calculated by fixing Discharge Coefficient  $C_D$  constant to be 0.6

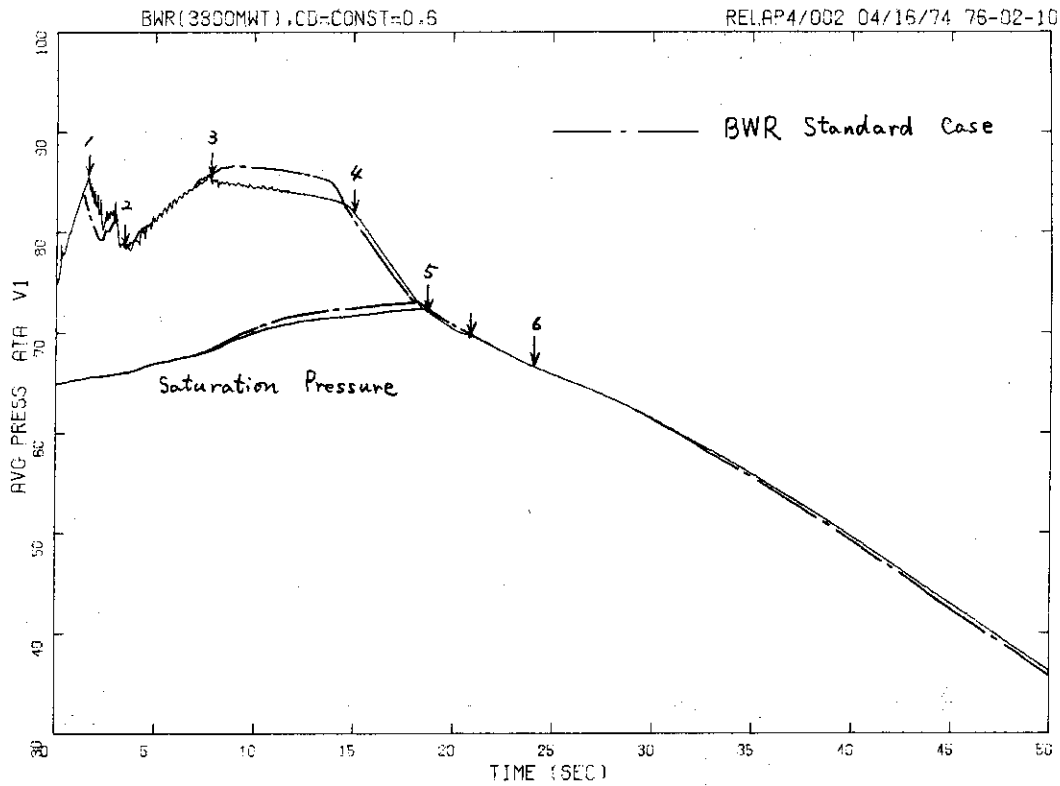


Fig.3.43 Pressure in Lower Plenum calculated by fixing Discharge Coefficient  $C_D$  constant to be 0.6

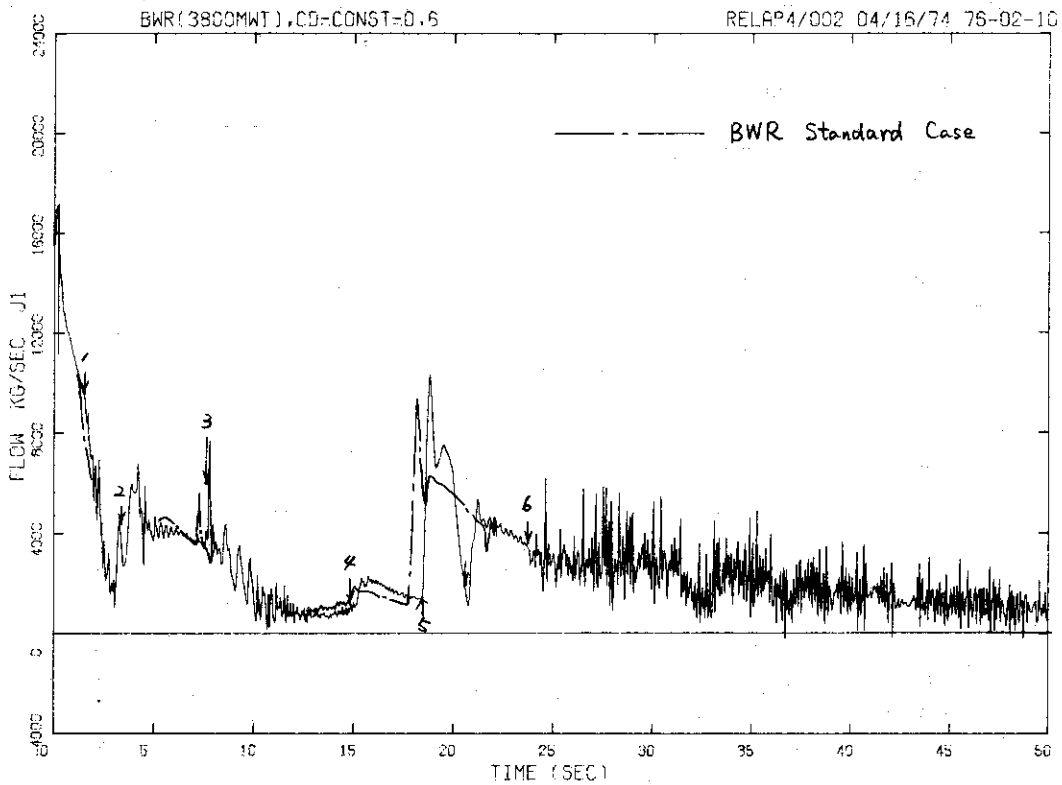


Fig.3.44 Core Inlet Flow calculated by fixing Discharge Coefficient  $C_D$  constant to be 0.6



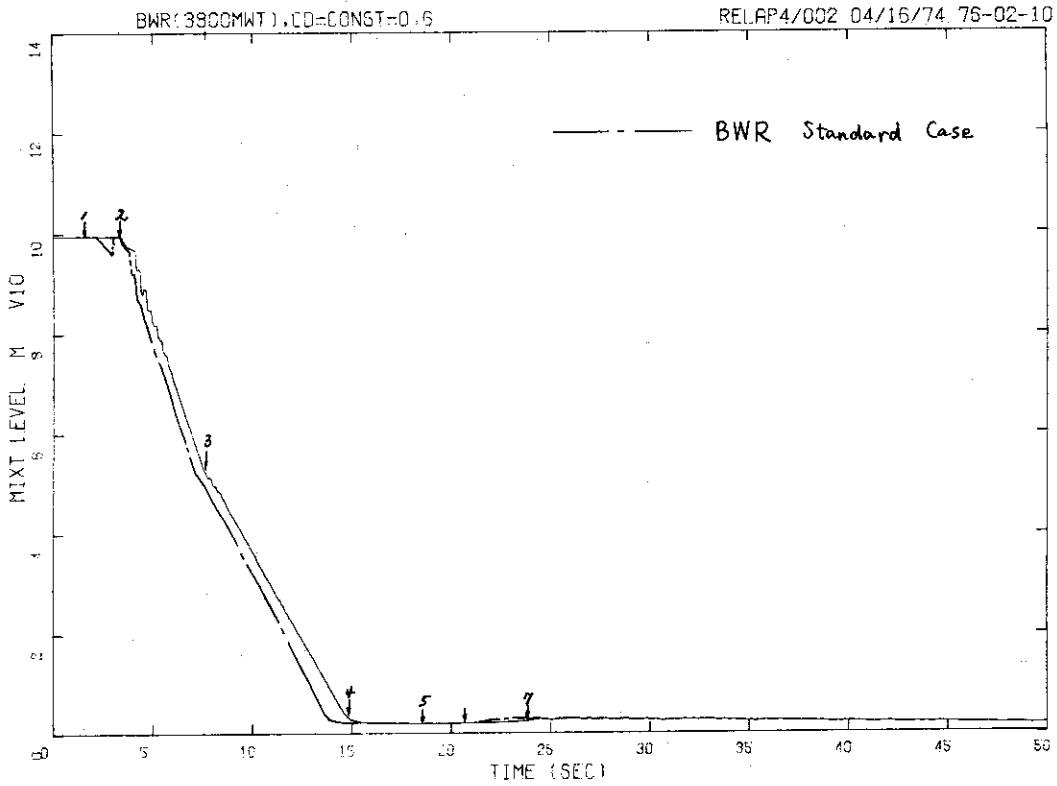


Fig.3.45 Mixture Level in Lower Downcomer calculated by fixing Discharge Coefficient  $C_D$  constant to be 0.6

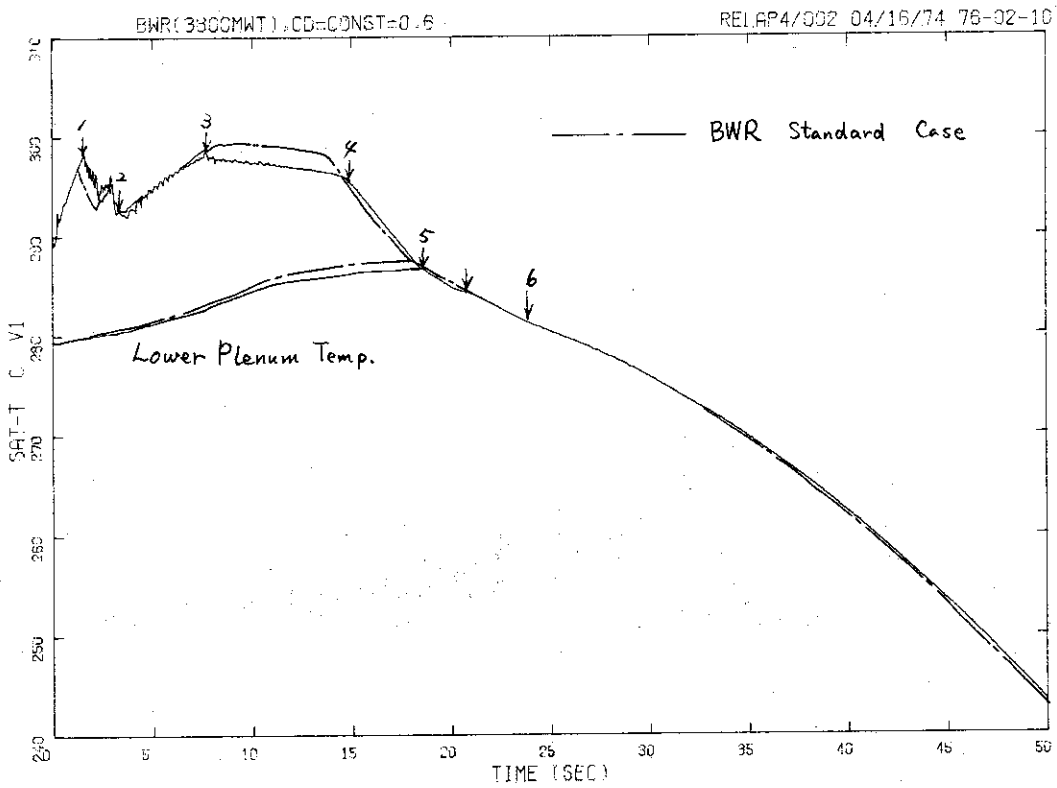
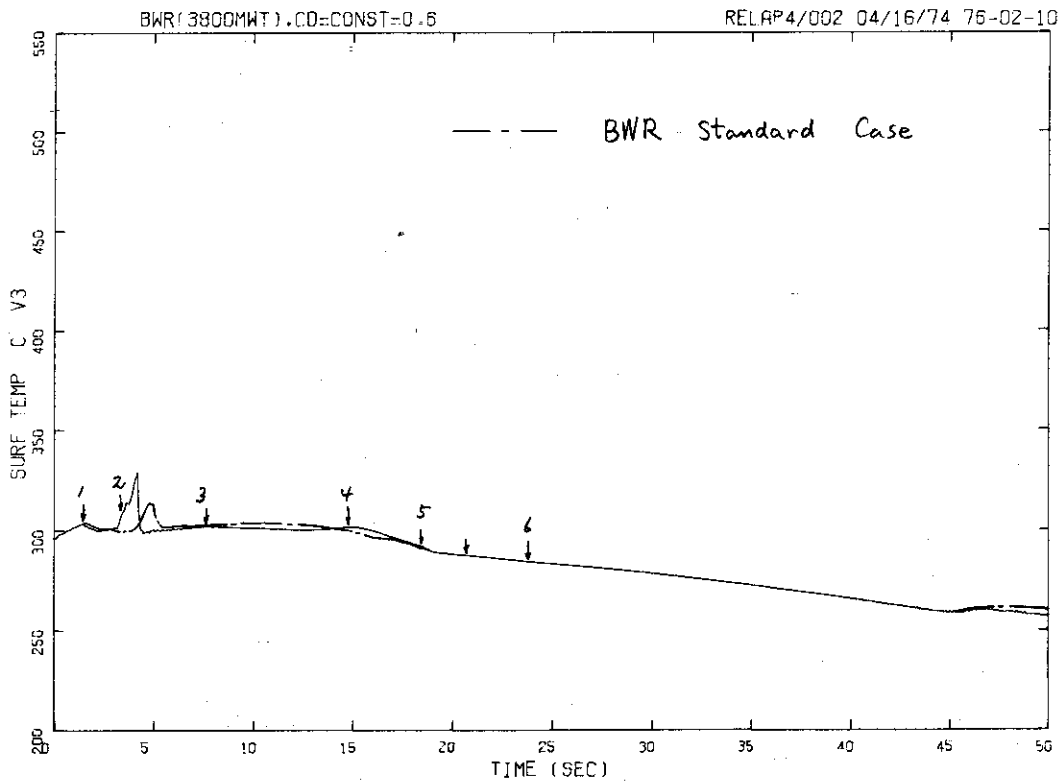
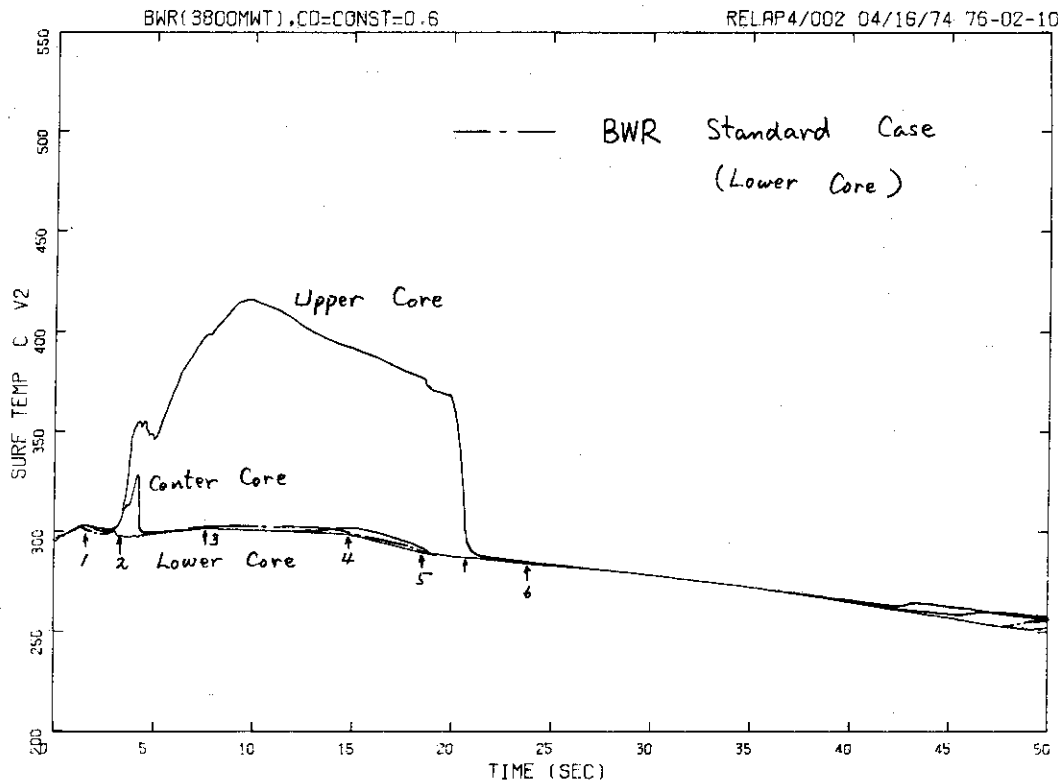


Fig.3.46 Saturation Temperature in Lower Plenum calculated by fixing Discharge Coefficient  $C_D$  constant to be 0.6



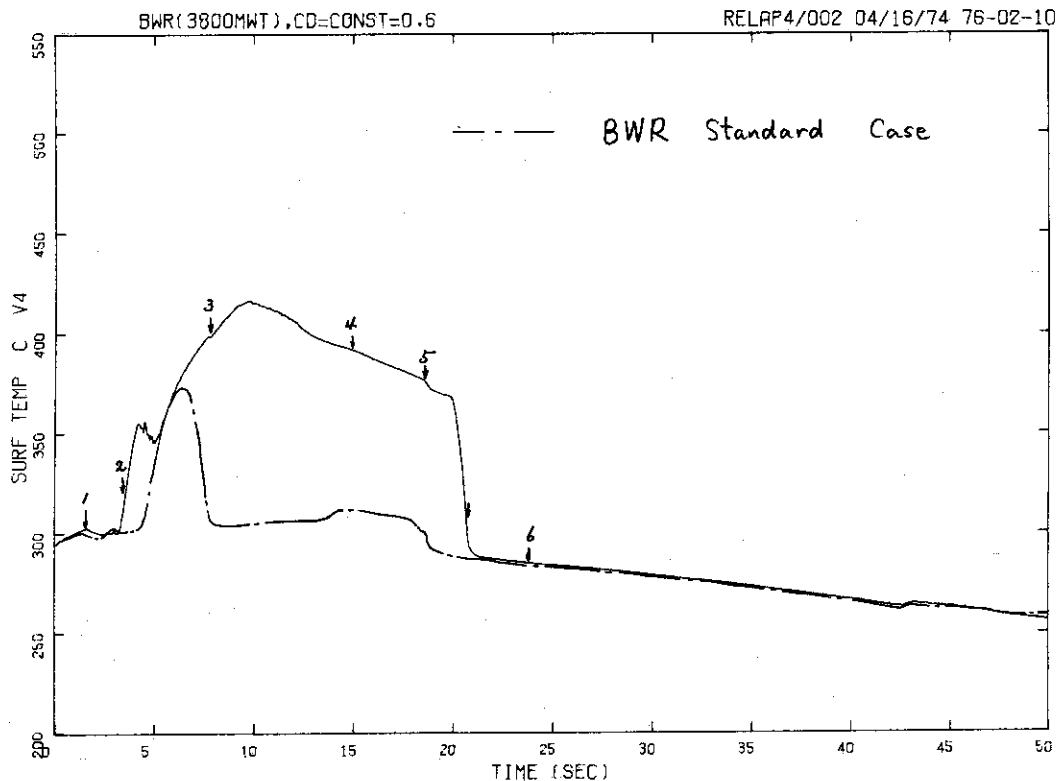


Fig.3.49 Average Cladding Surface Temperature in Upper Core calculated by fixing Discharge Coefficient constant to be 0.6

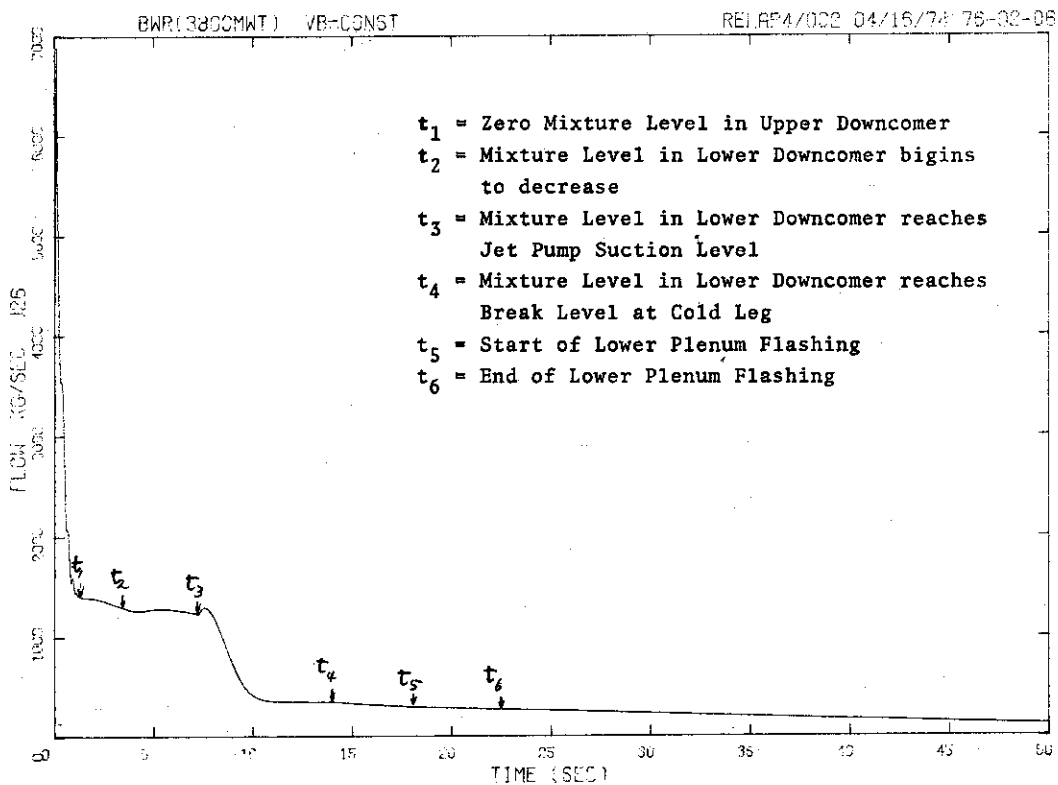


Fig.3.50 Break Flow from Recirculation Loop calculated by assuming Mixture Level in Lower Plenum

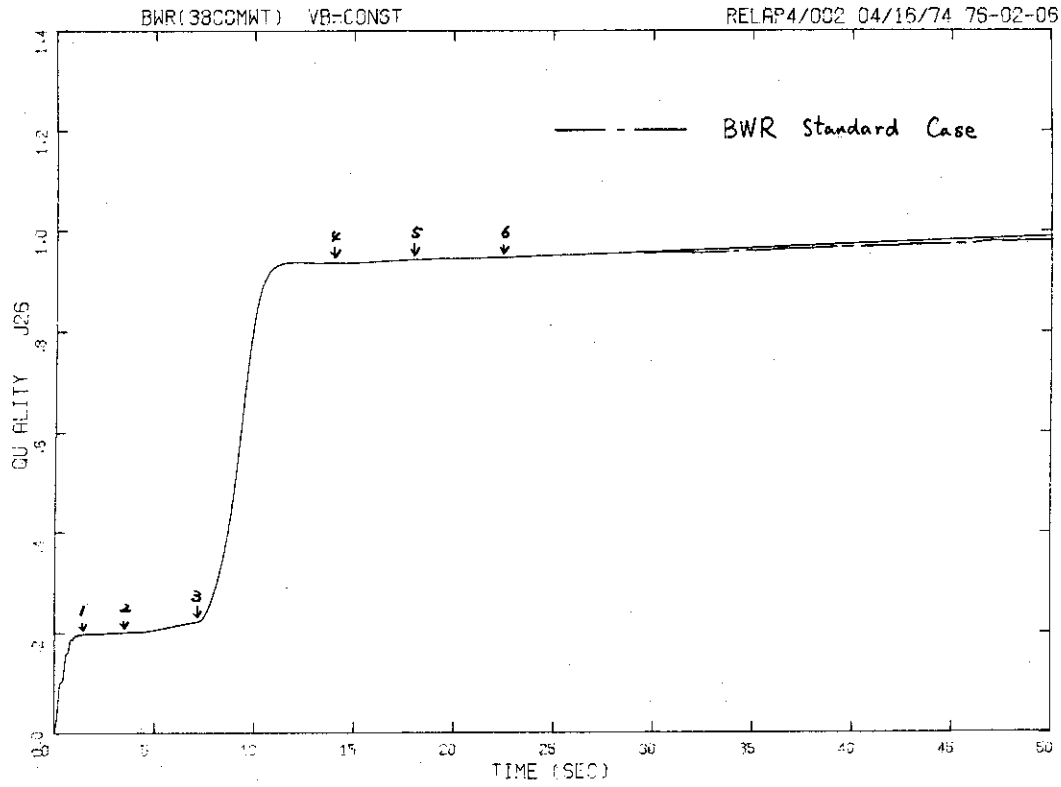


Fig.3.51 Break Quality from Recirculation Loop calculated by assuming Mixture Level in Lower Plenum

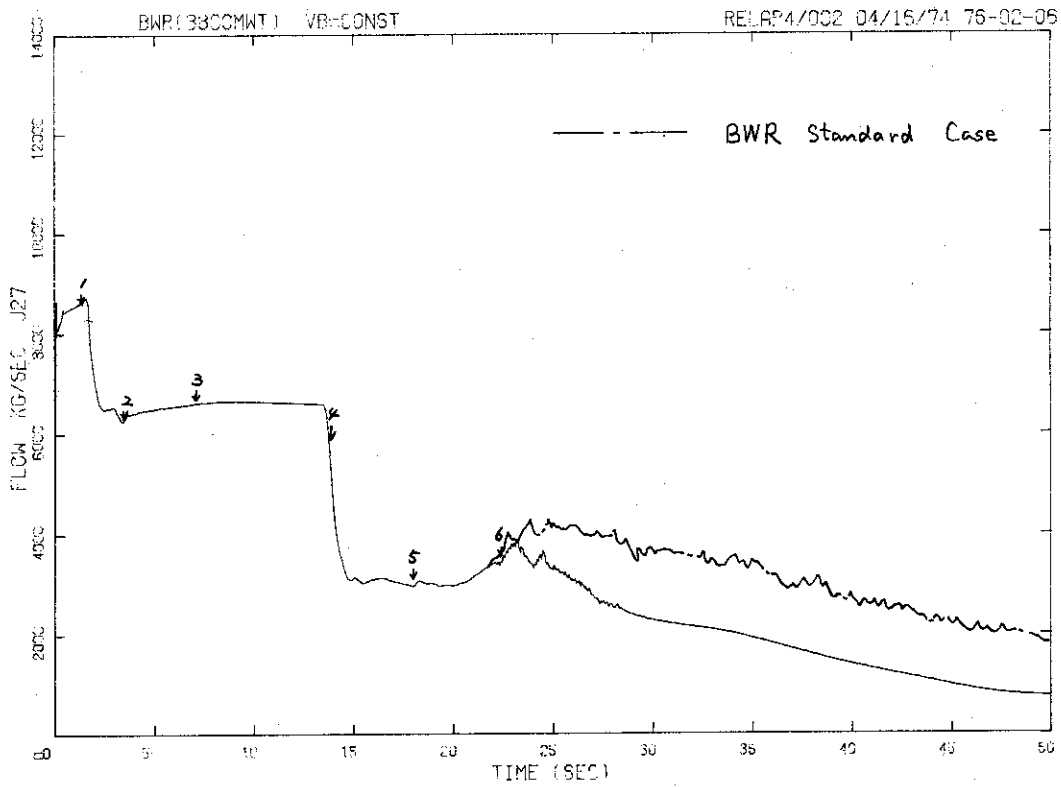


Fig.3.52 Break Flow from Vessel calculated by assuming Mixture Level in Lower Plenum

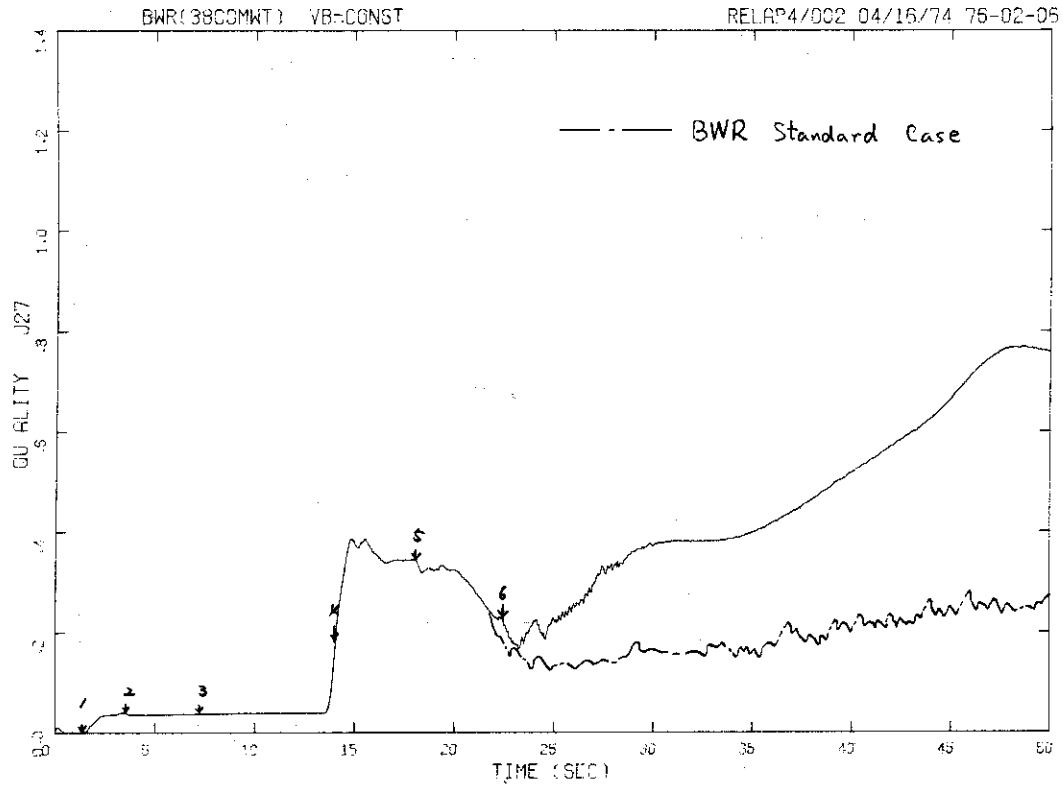


Fig.3.53 Break Quality from Vessel calculated by assuming Mixture Level in Lower Plenum

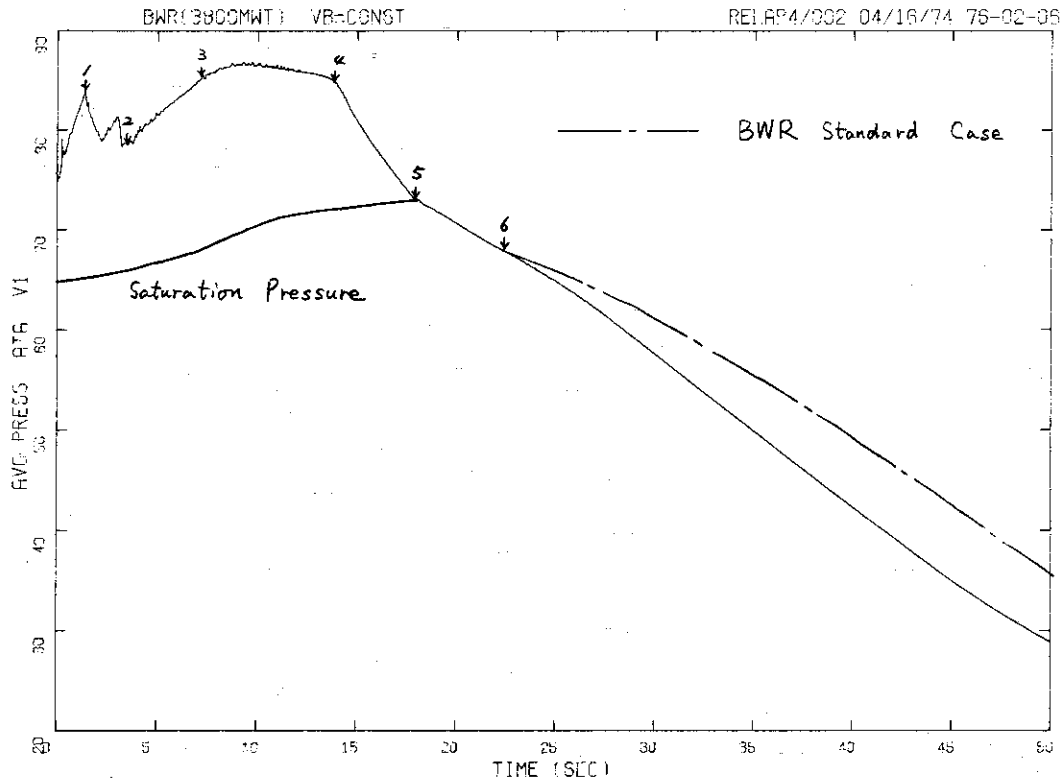


Fig.3.54 Pressure in Lower Plenum calculated by assuming Mixture Level in Lower Plenum

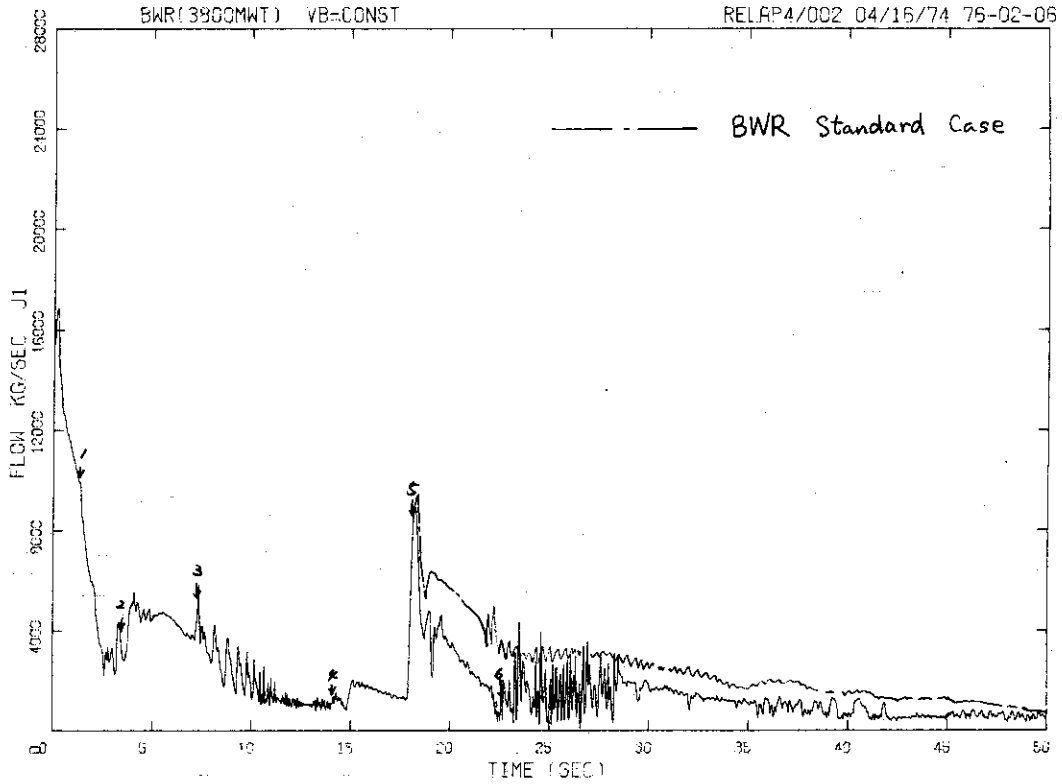


Fig.3.55 Core Inlet Flow calculated by assuming Mixture Level in Lower Plenum

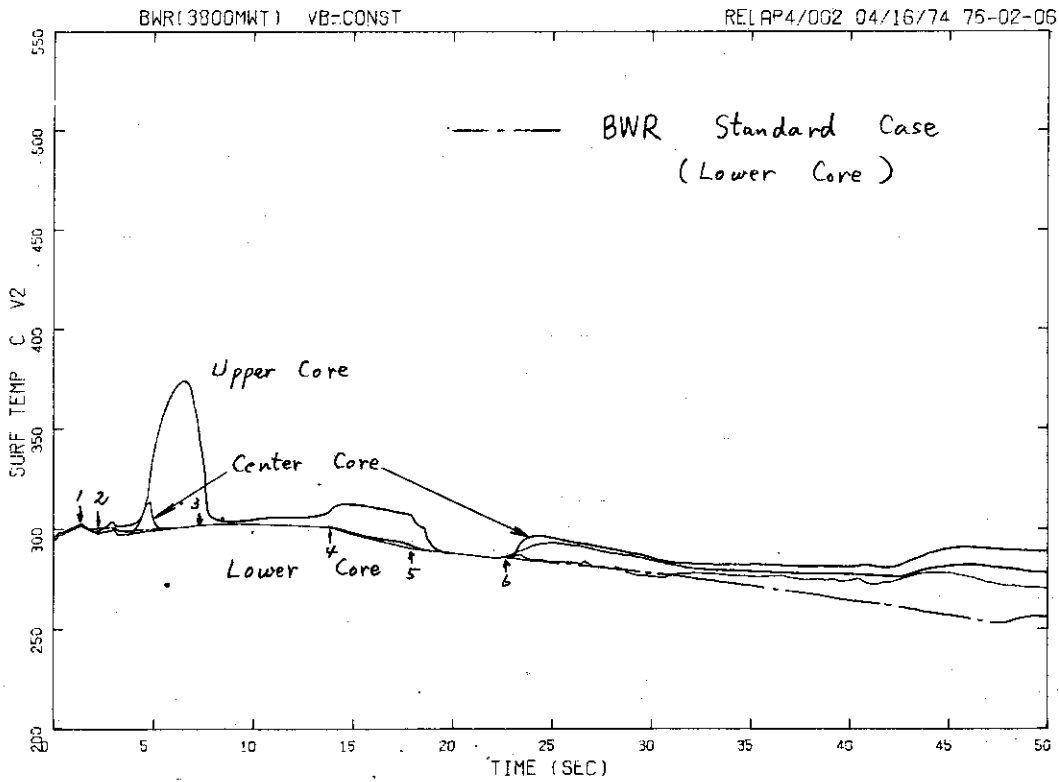


Fig.3.56 Average Cladding Surface Temperature in Lower Core calculated by assuming Mixture Level in Lower Plenum

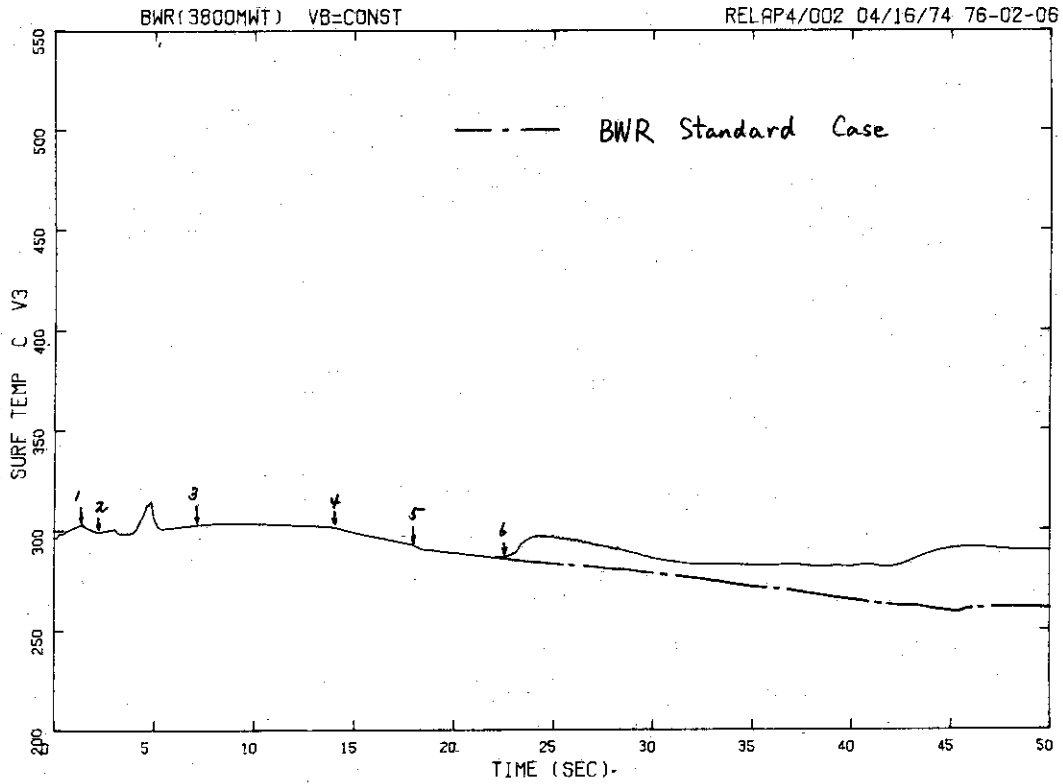


Fig.3.57 Average Cladding Surface Temperature in Center Core calculated by assuming Mixture Level in Lower Plenum

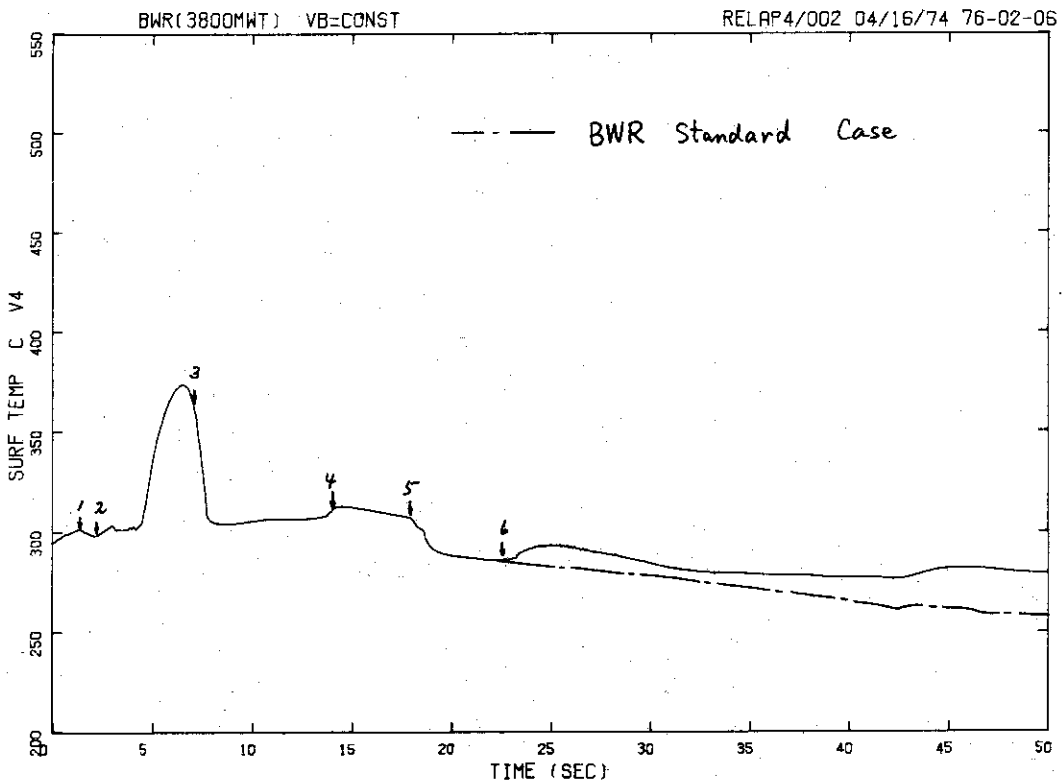


Fig.3.58 Average Cladding Surface Temperature in Upper Core calculated by assuming Mixture Level in Lower Plenum

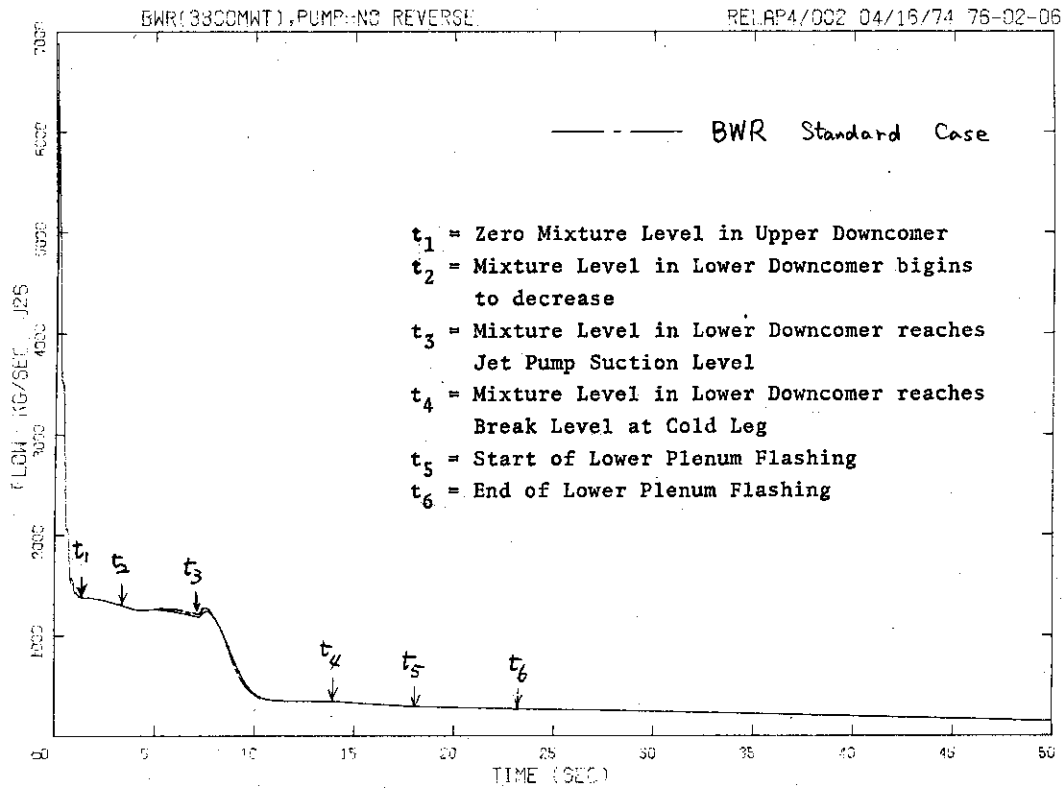


Fig.3.59 Break Flow from Recirculation Loop calculated by assuming Recirculation Pump to be irreversible

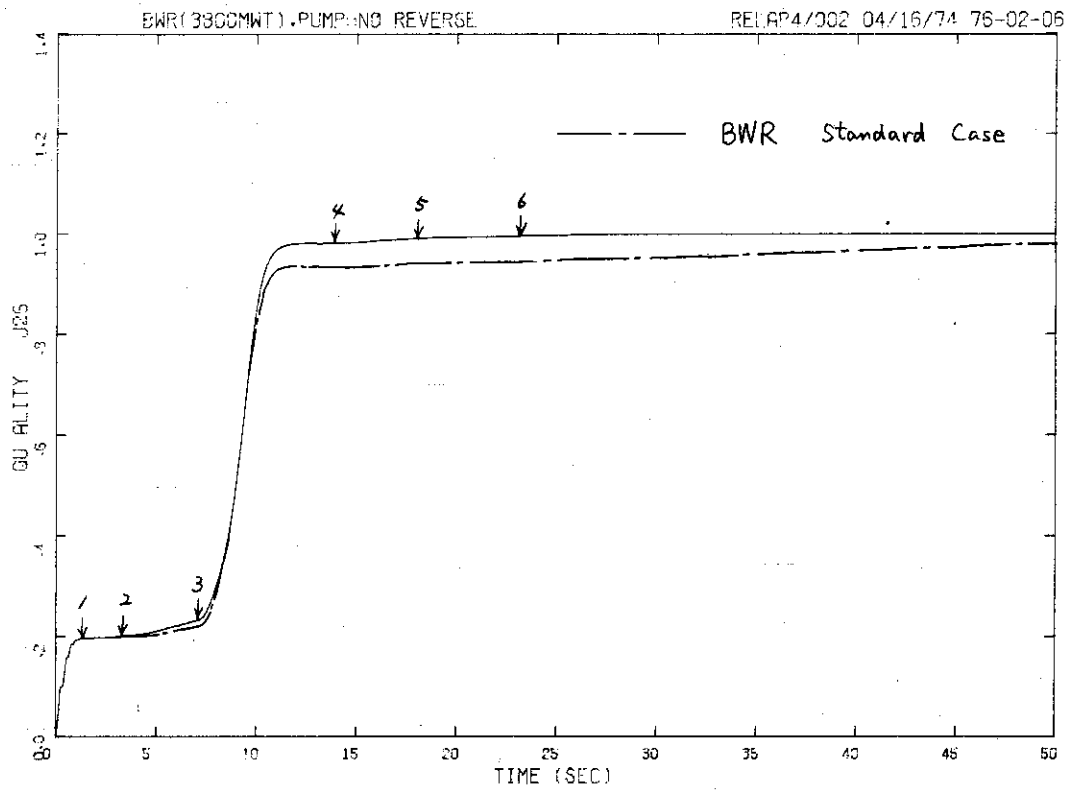


Fig.3.60 Break Quality from Recirculation Loop calculated by assuming Recirculation Pump to be irreversible



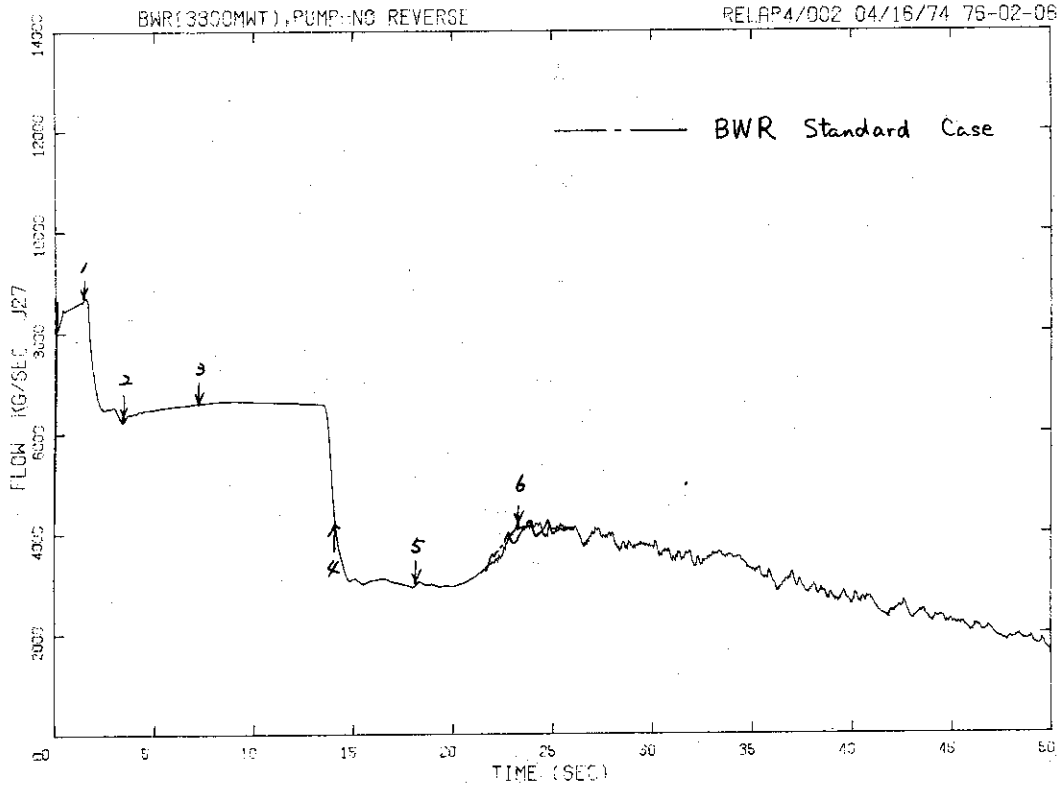


Fig.3.61 Break Flow from Vessel calculated by assuming Recirculation Pump to be irreversible

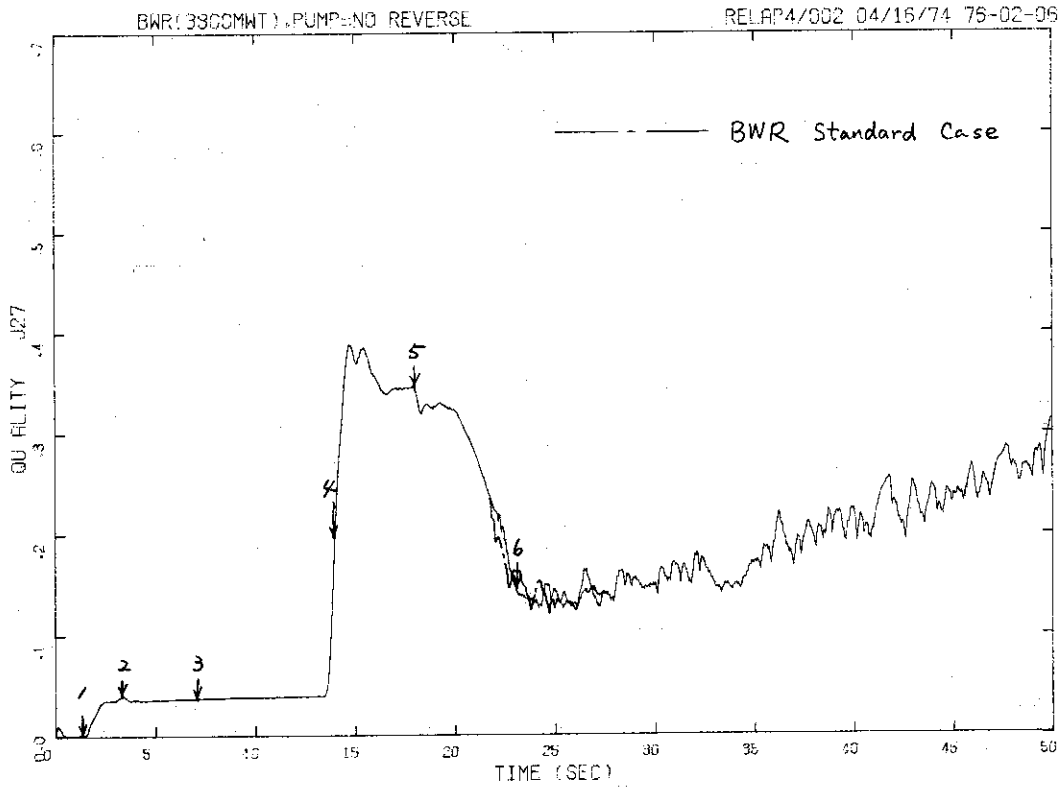


Fig.3.62 Break Quality from Vessel calculated by assuming Recirculation Pump to be irreversible

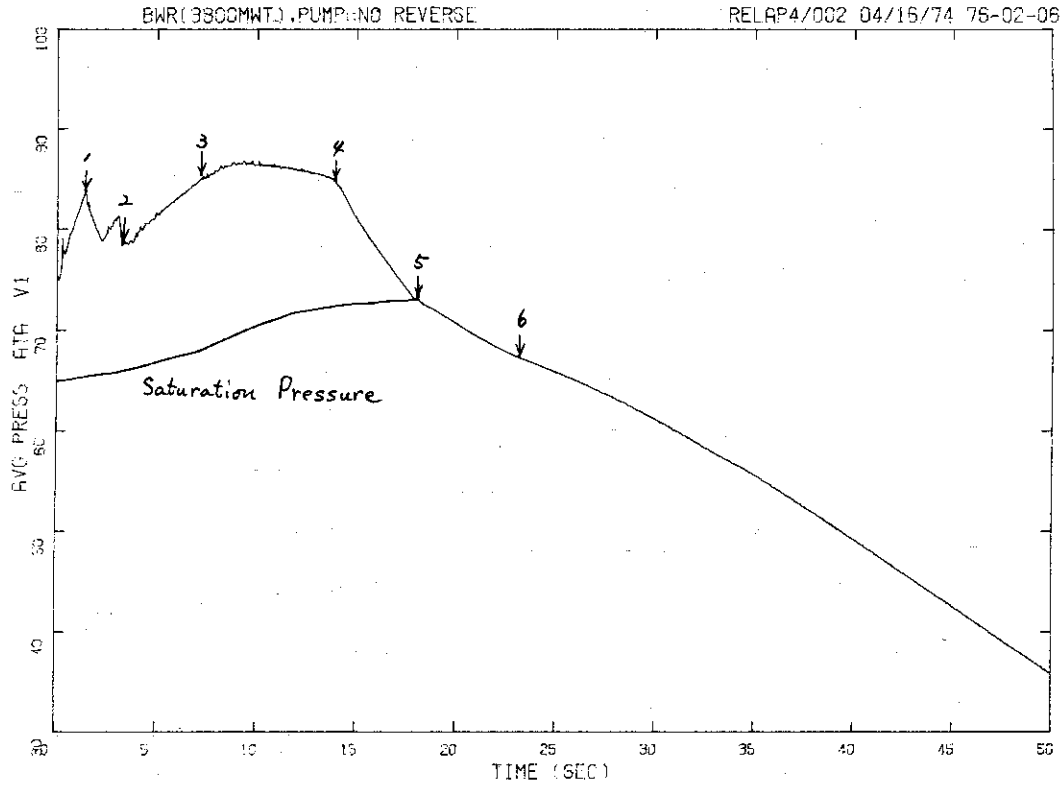


Fig.3.63 Pressure in Lower Plenum calculated by assuming Recirculation Pump to be irreversible

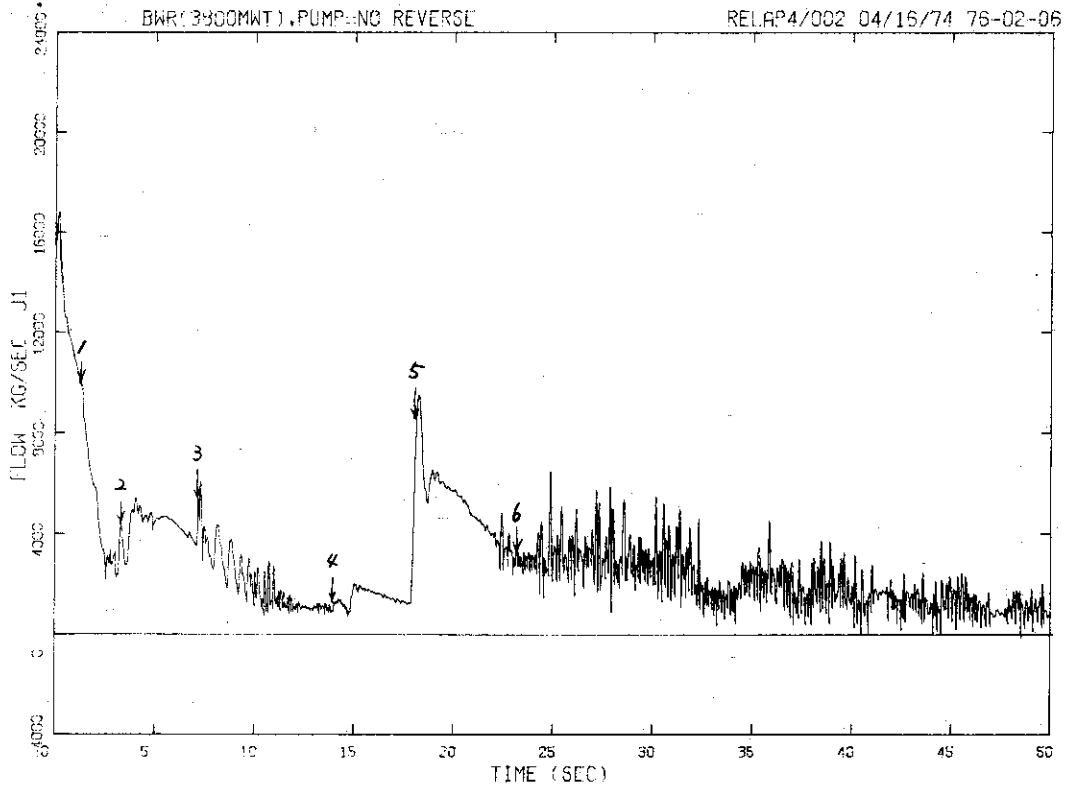


Fig.3.64 Core Inlet Flow calculated by assuming Recirculation Pump to be irreversible

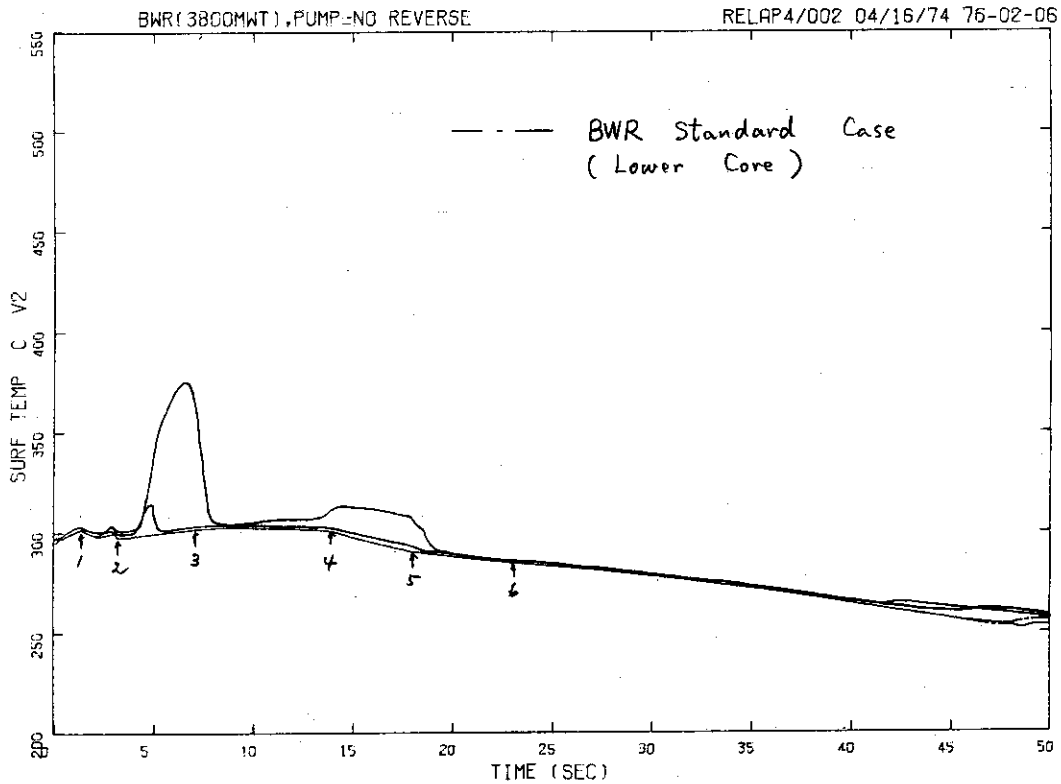


Fig.3.65 Average Cladding Surface Temperature in Lower Core calculated by assuming Recirculation Pump to be irreversible

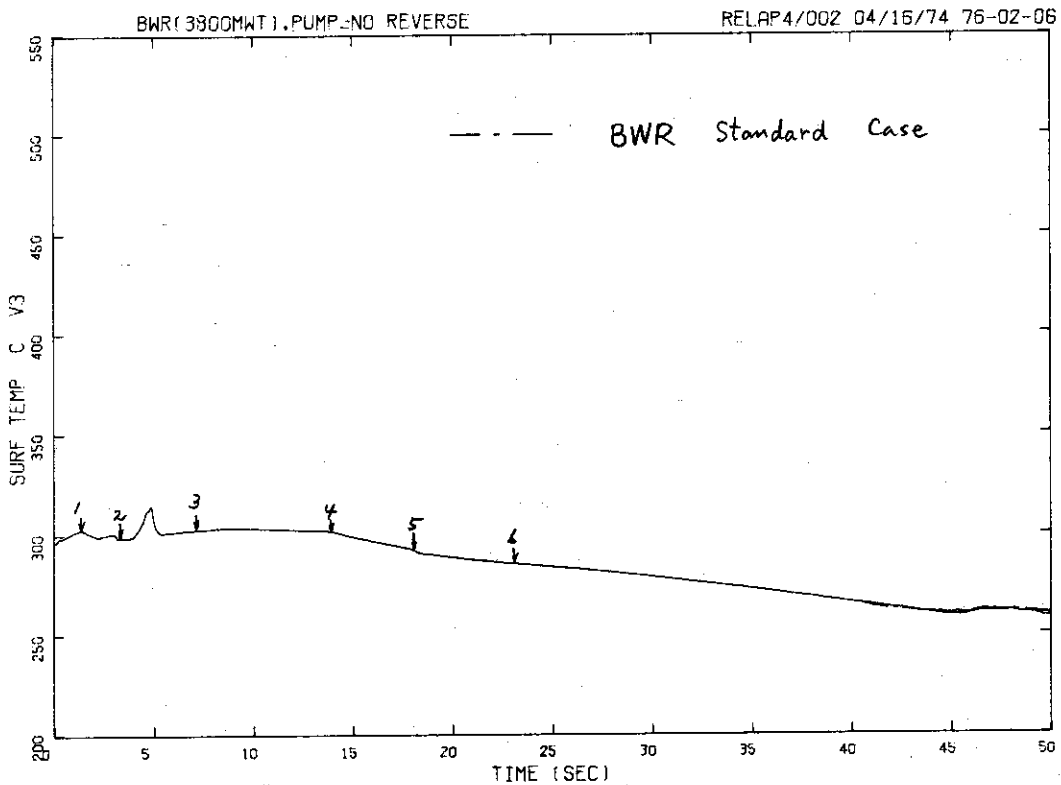


Fig.3.66 Average Cladding Surface Temperature in Center Core calculated by assuming Recirculation Pump to be irreversible

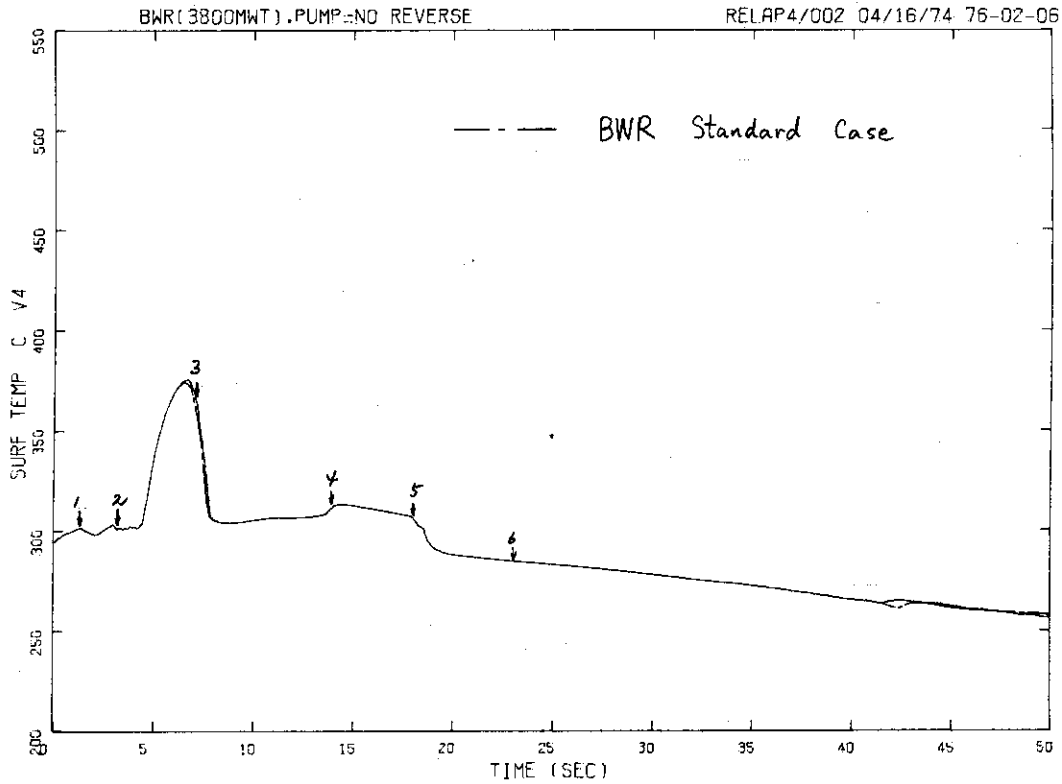


Fig.3.67 Average Cladding Surface Temperature in Upper Core calculated by assuming Recirculation Pump to be irreversible

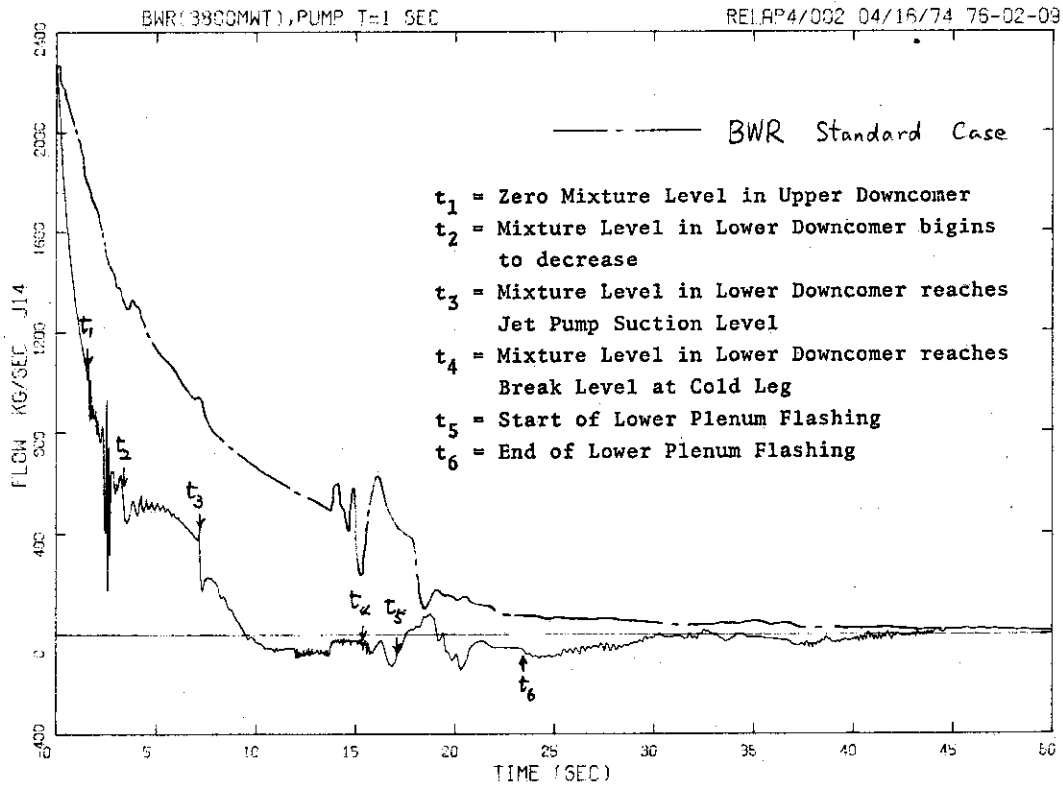


Fig.3.68 Jet Pump Drive Flow of Unbroken Loop calculated by assuming Time Constant of Recirculation Pump to be 1 sec

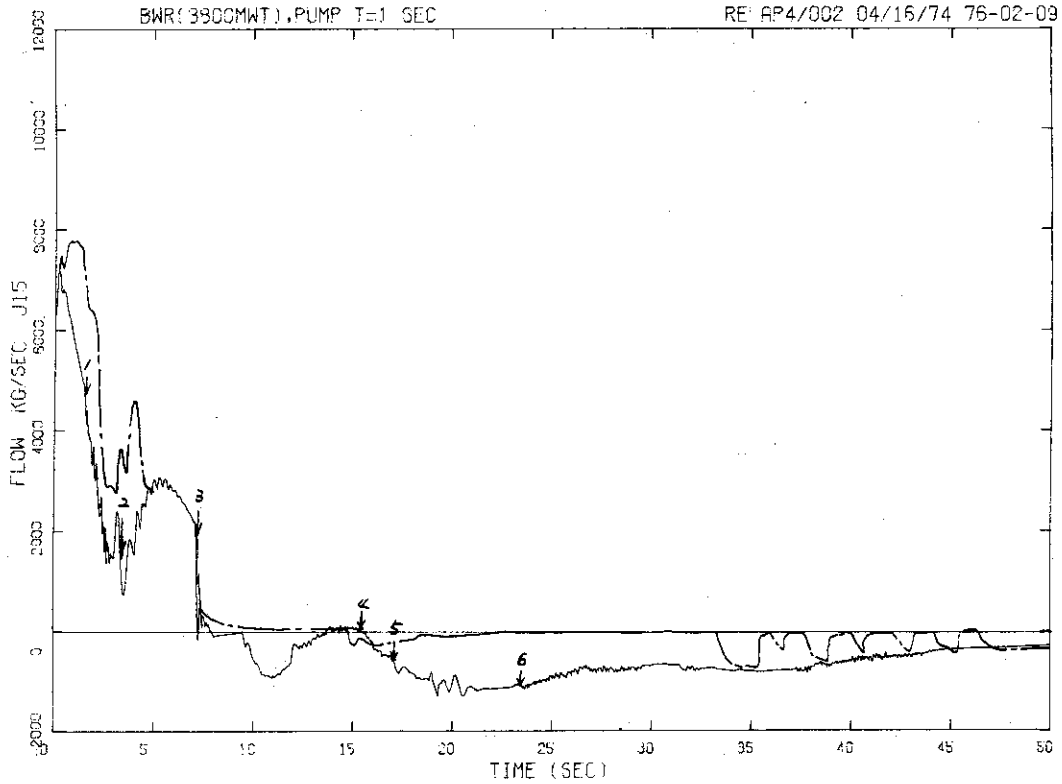


Fig.3.69 Jet Pump Suction Flow of Unbroken Loop calculated by assuming Time Constant of Recirculation Pump to be 1 sec

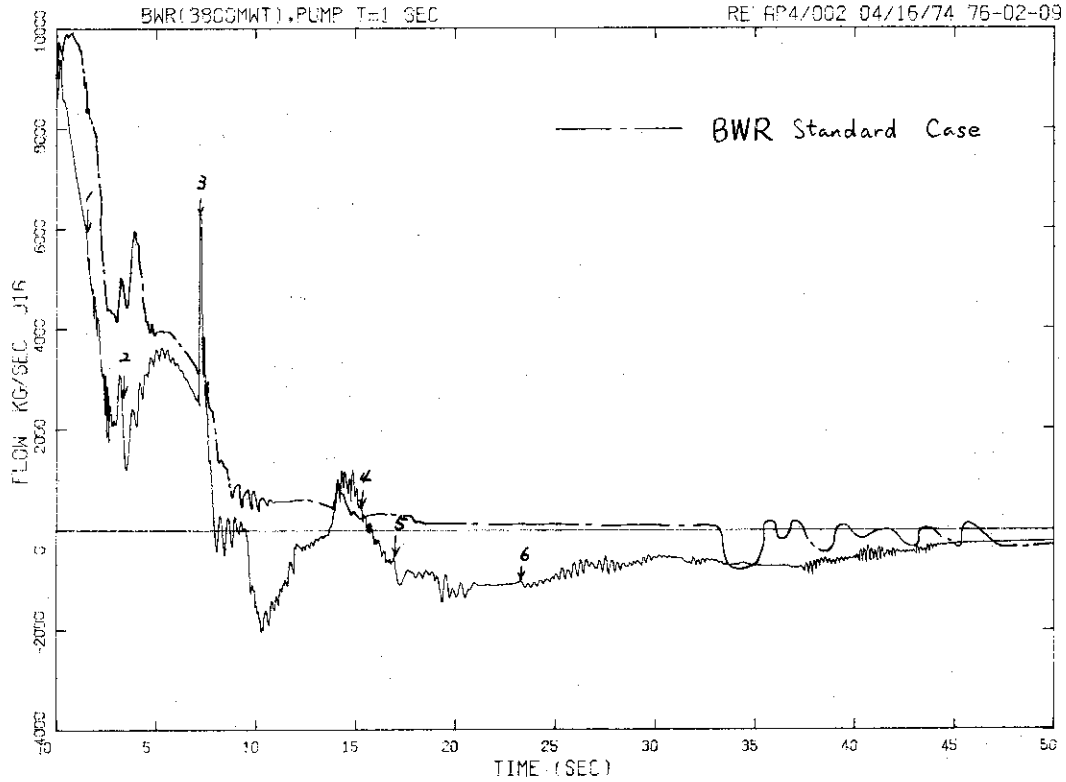


Fig.3.70 Jet Pump Exit Flow of Unbroken Loop calculated by assuming Time Constant of Recirculation Pump to be 1 sec

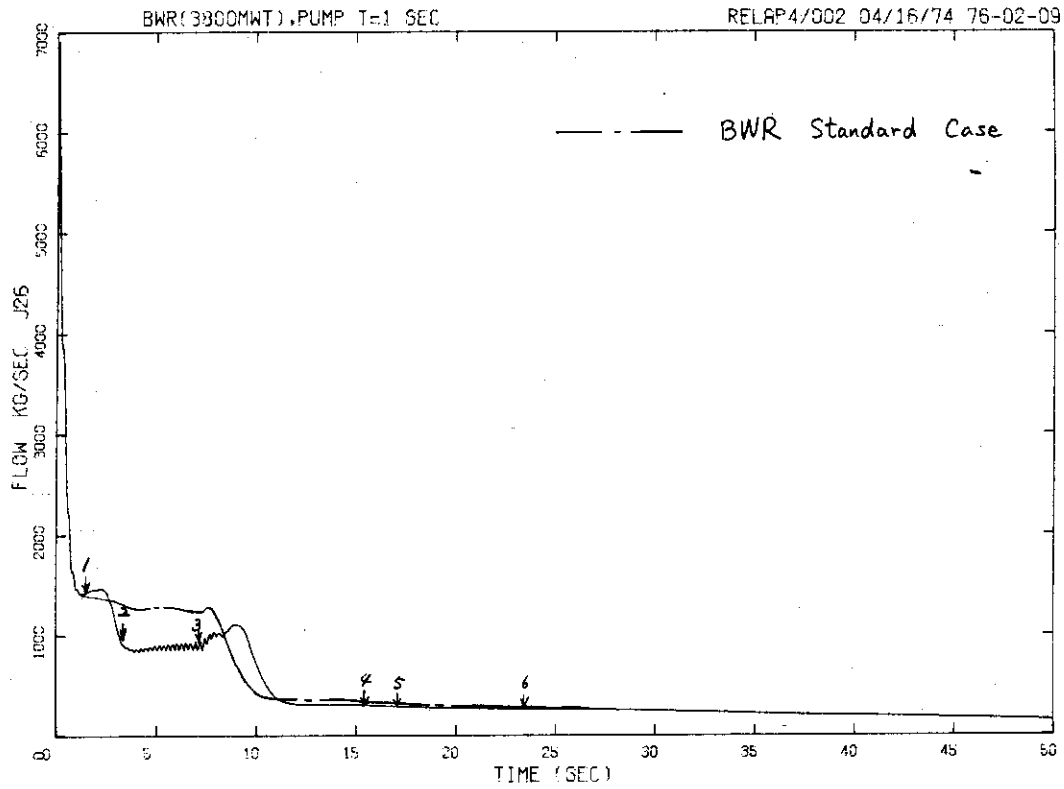


Fig.3.71 Break Flow from Recirculation Loop calculated by assuming Time Constant of Recirculation Pump to be 1 sec

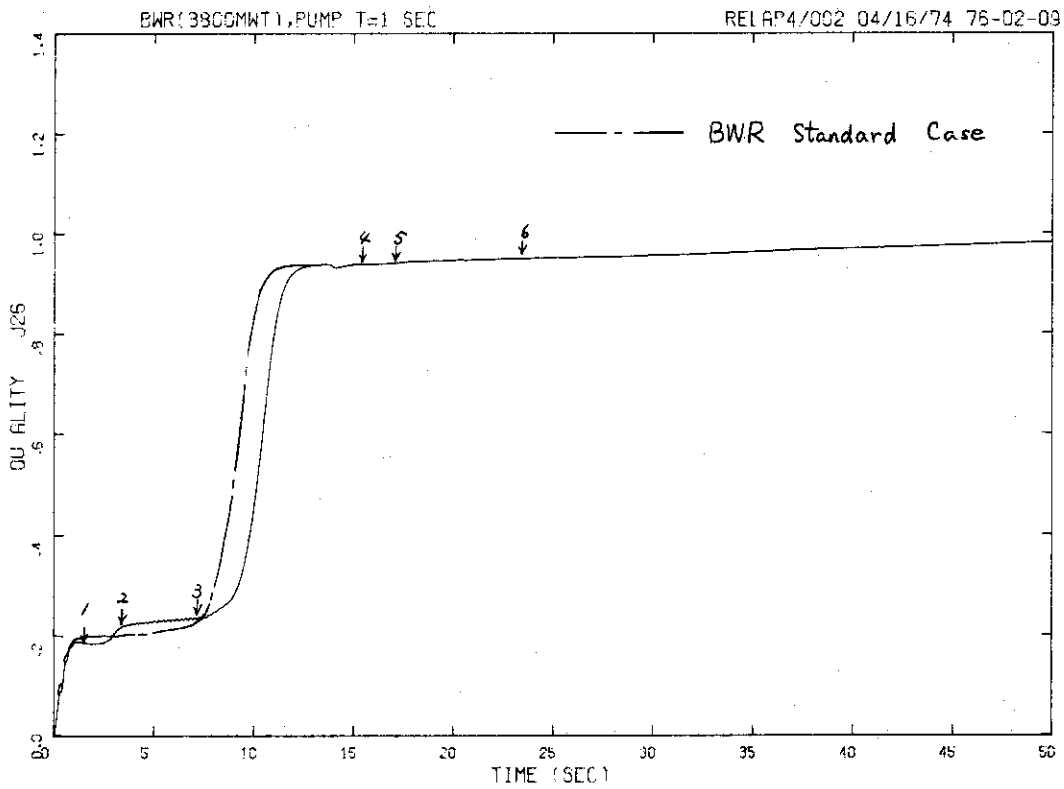


Fig.3.72 Break Quality from Recirculation Loop calculated by assuming Time Constant of Recirculation Pump to be 1 sec

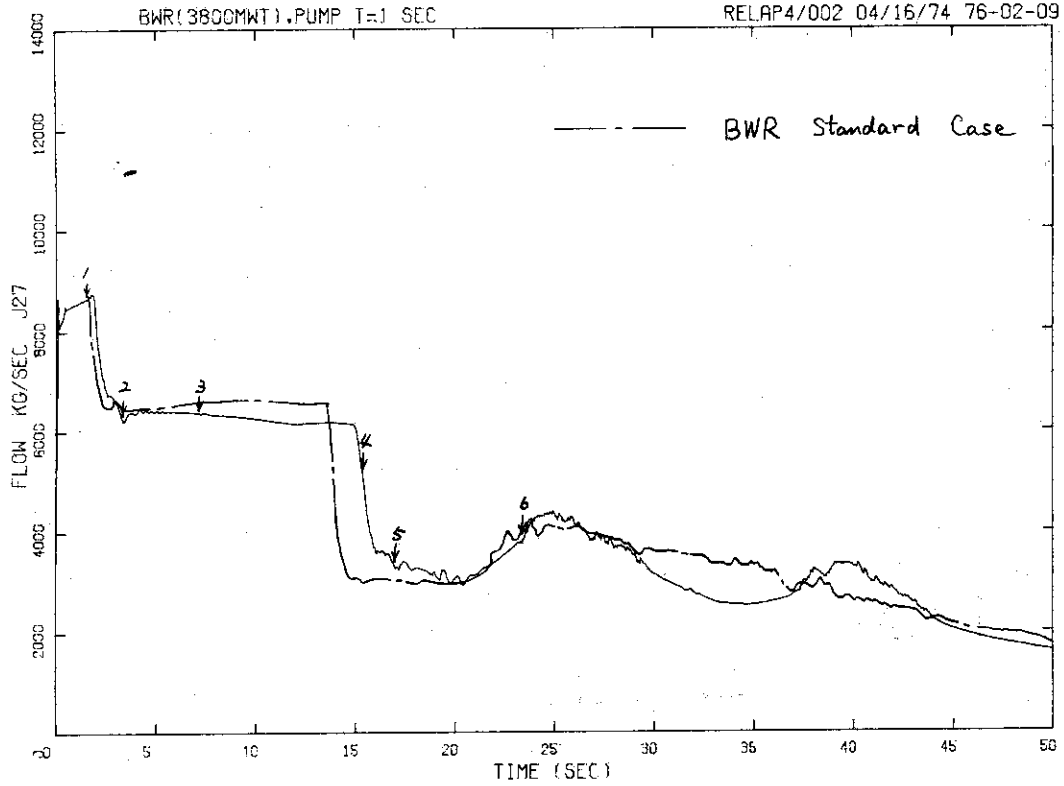


Fig.3.73 Break Flow from Vessel calculated by assuming Time Constant of Recirculation Pump to be 1 sec

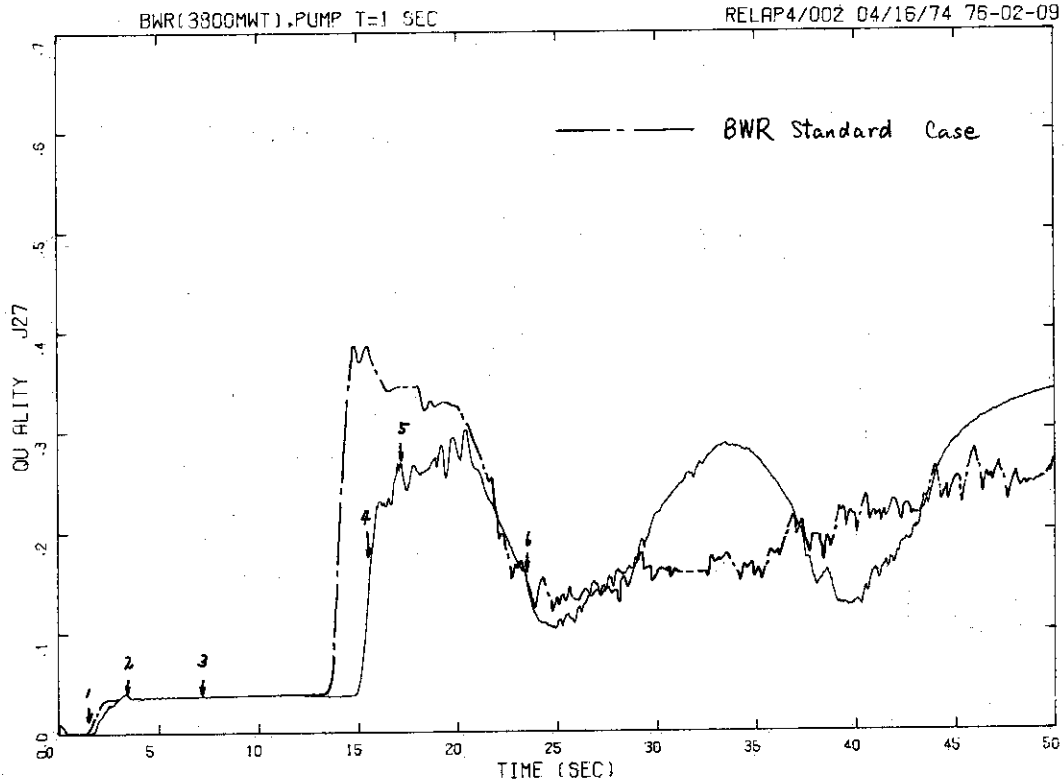


Fig.3.74 Break Quality from Vessel calculated by assuming Time Constant of Recirculation Pump to be 1 sec

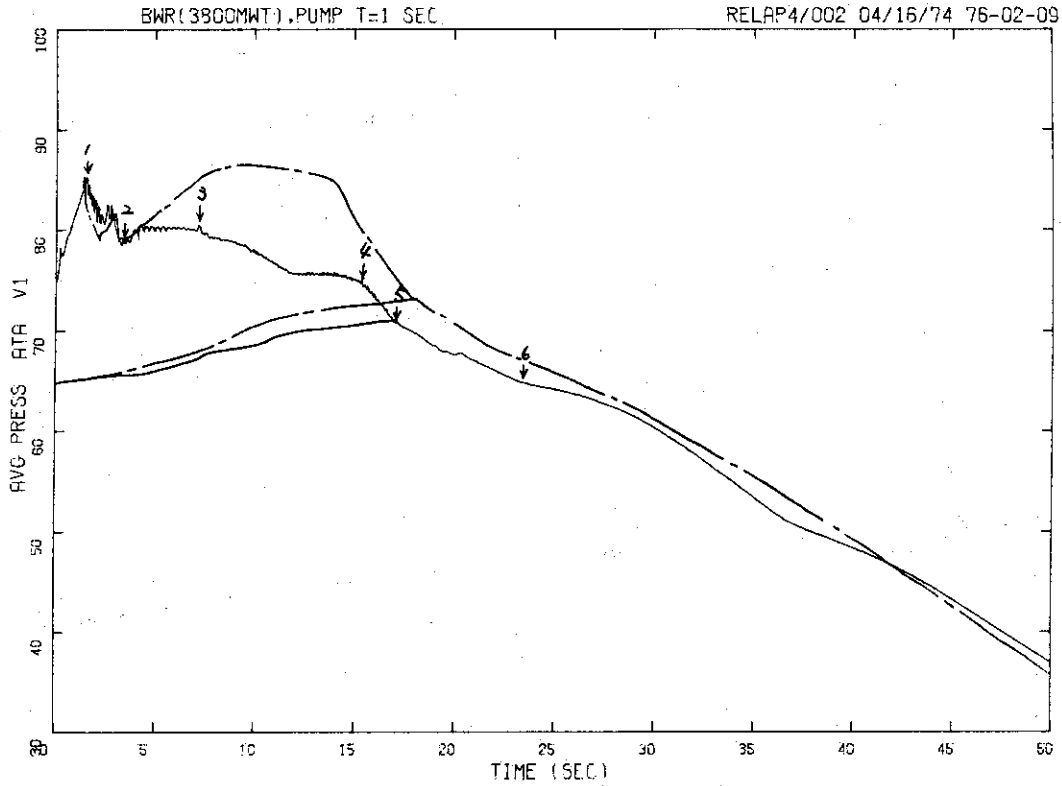


Fig.3.75 Pressure in Lower Plenum calculated by assuming Time Constant of Recirculation Pump to be 1 sec

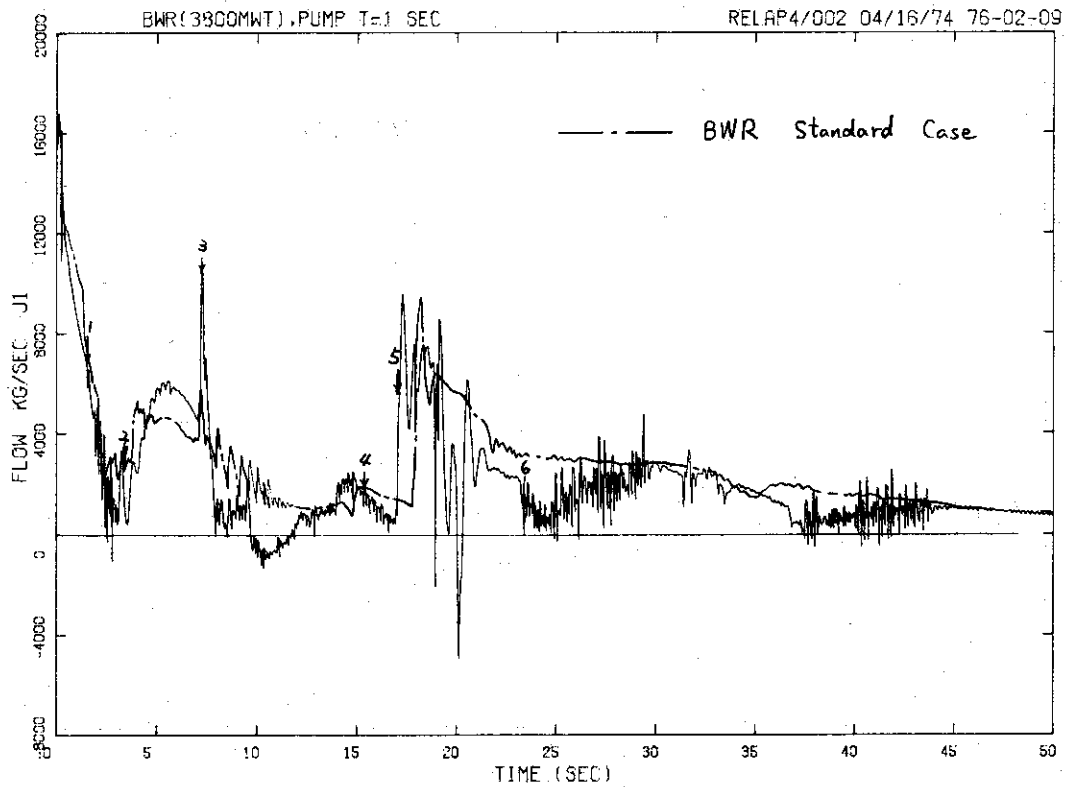


Fig.3.76 Core Inlet Flow calculated by assuming Time Constant of Recirculation Pump to be 1 sec



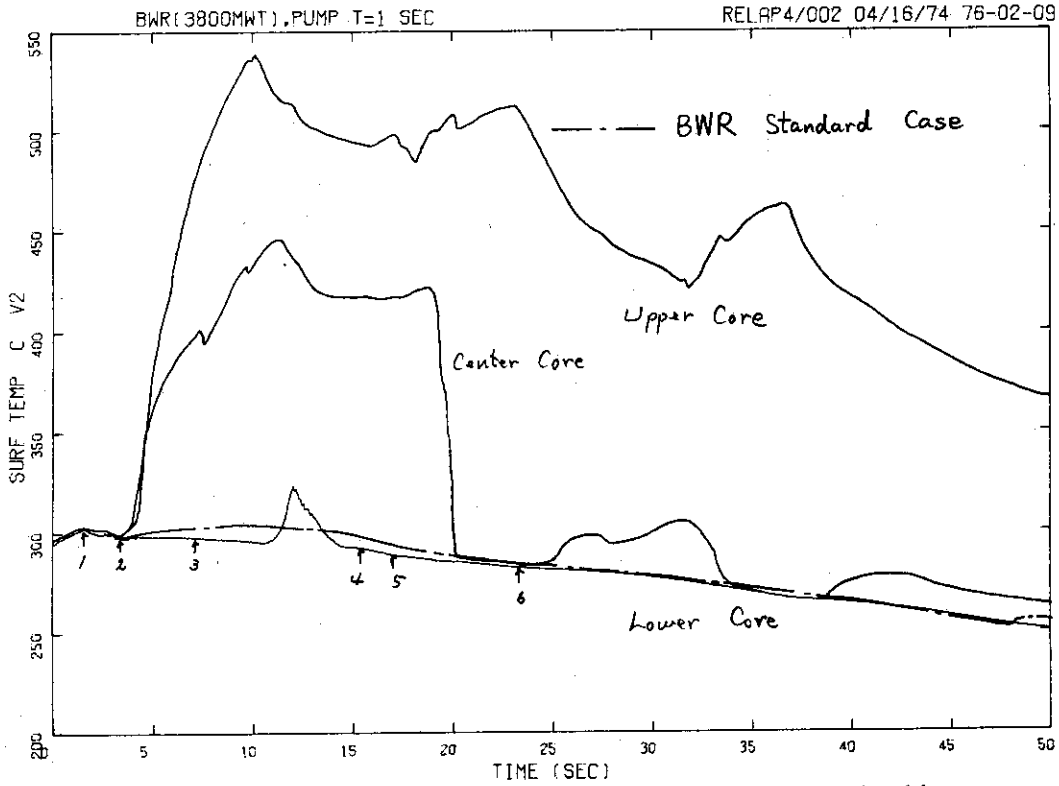


Fig.3.77 Average Cladding Surface Temperature in Lower Core calculated by assuming Time Constant of Recirculation Pump to be 1 sec

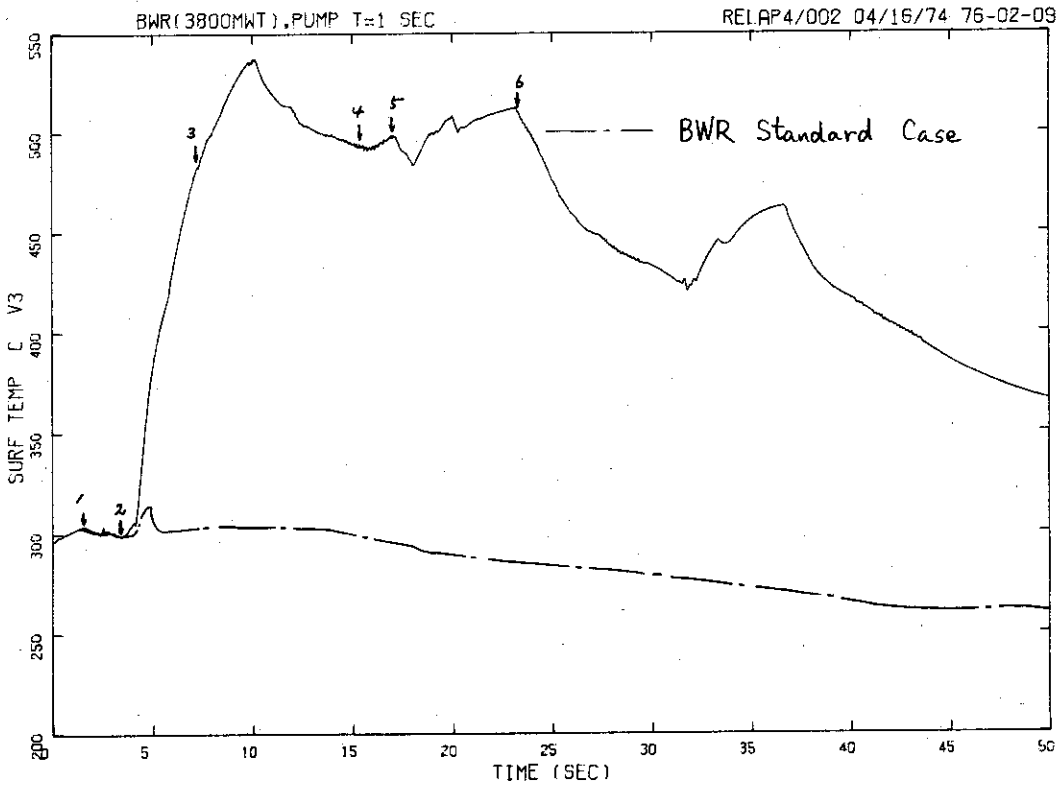


Fig.3.78 Average Cladding Surface Temperature in Center Core calculated by assuming Time Constant of Recirculation Pump to be 1 sec

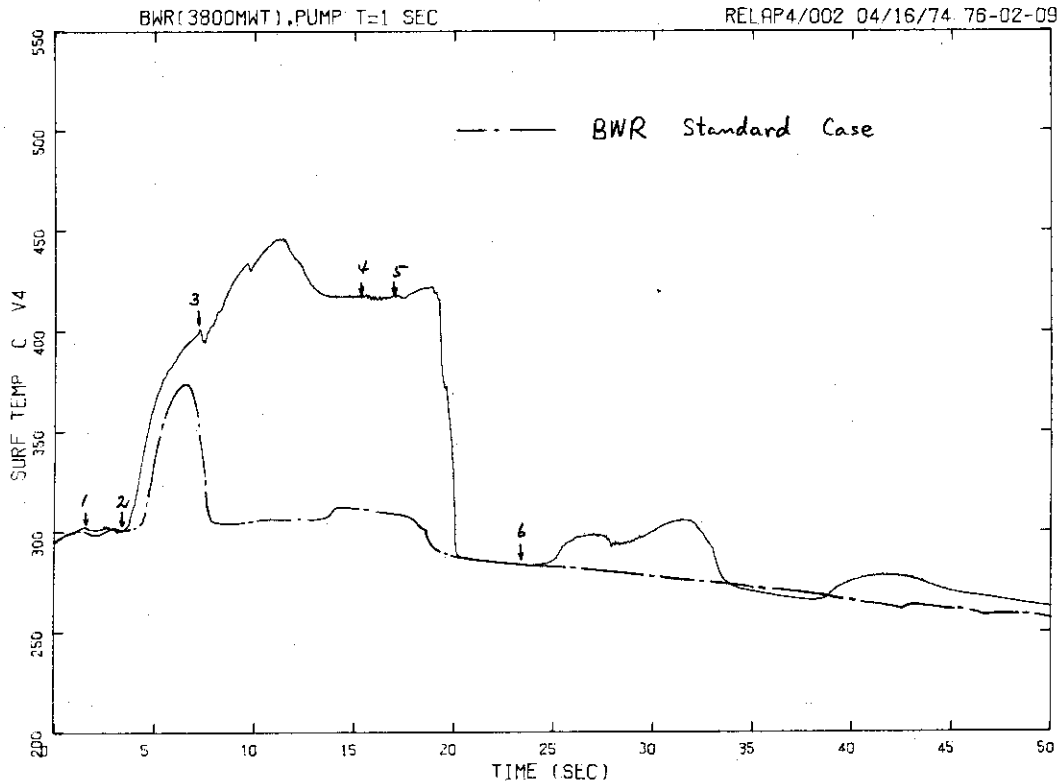


Fig.3.79 Average Cladding Surface Temperature in Upper Core calculated by assuming Time Constant of Recirculation Pump to be 1 sec

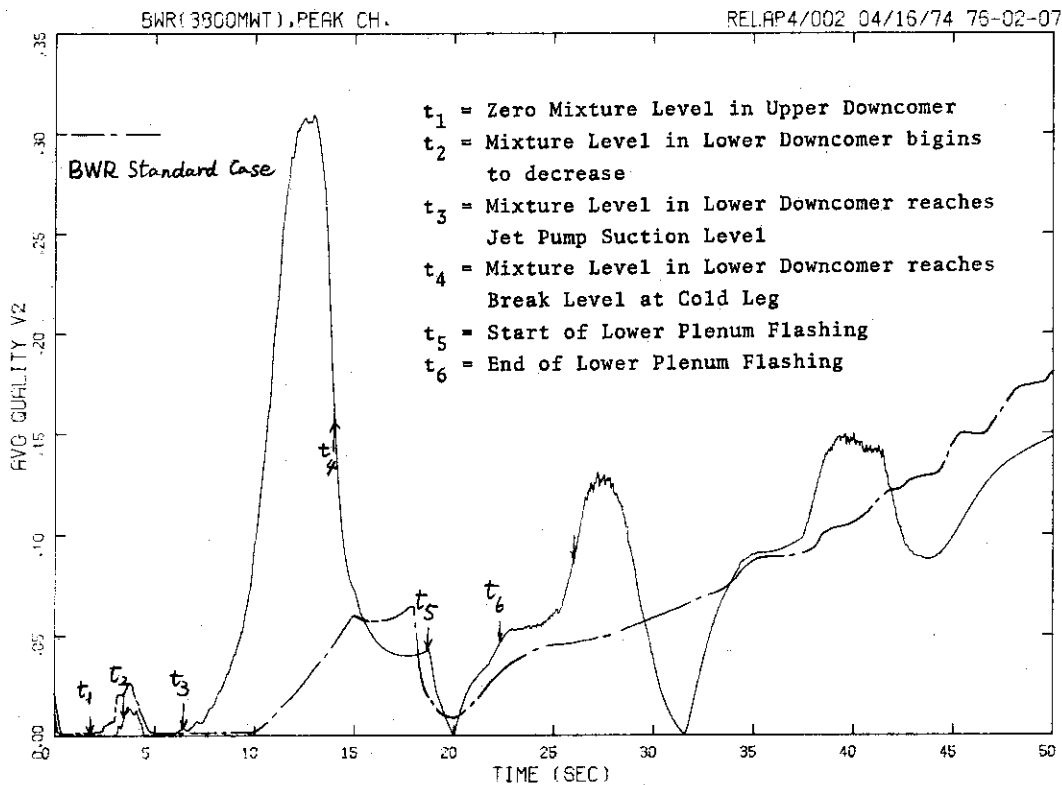


Fig.3.80 Quality in Lower Core calculated by multiplying Reactor Power 1.6 times the Standard Value

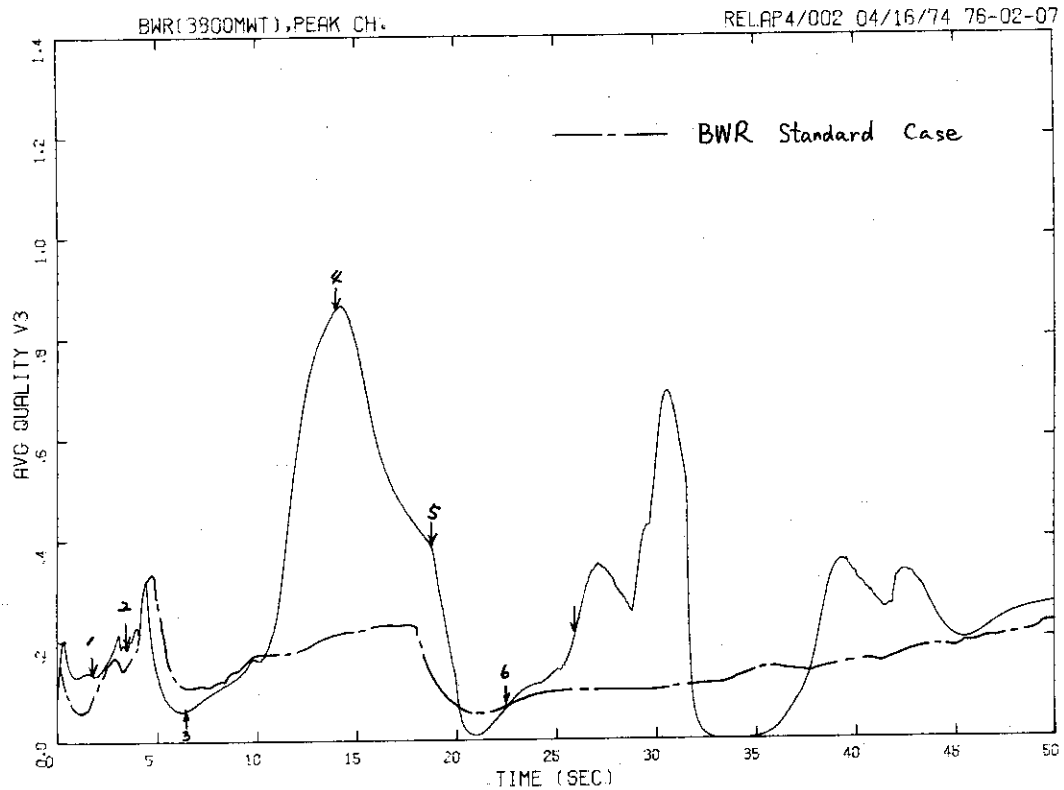


Fig.3.81 Quality in Center Core calculated by multiplying Reactor Power 1.6 times the Standard Value

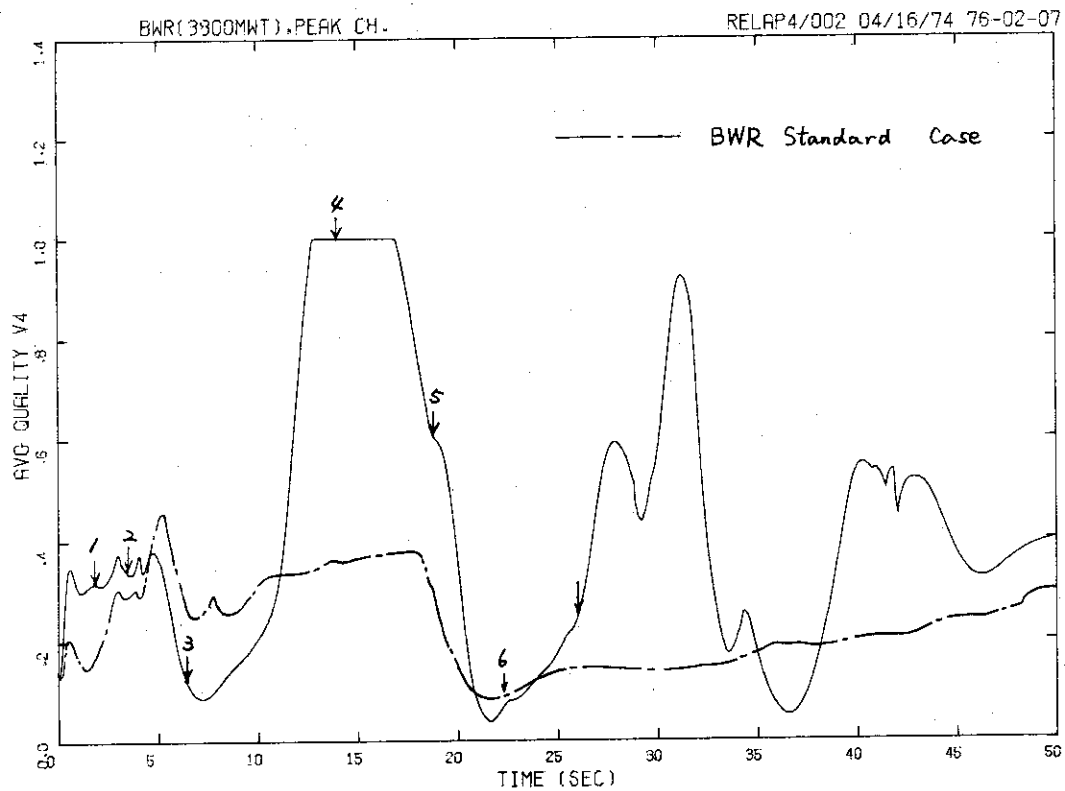


Fig.3.82 Quality in Upper Core calculated by multiplying Reactor Power 1.6 times the Standard Value

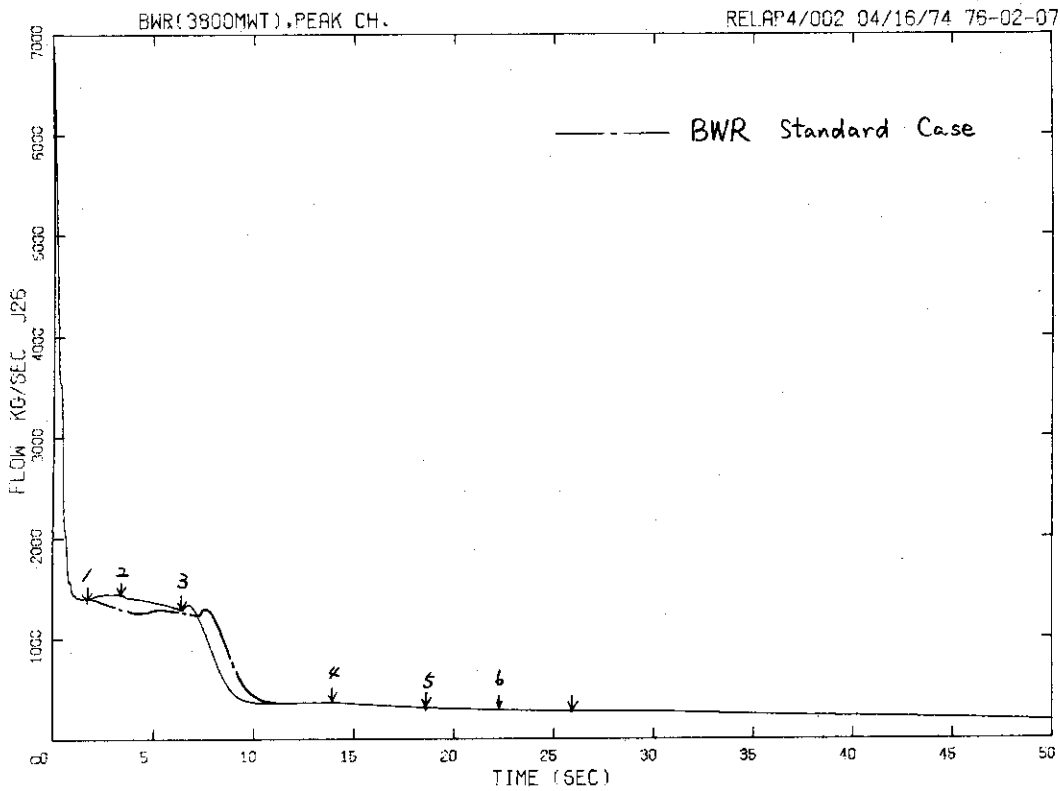


Fig.3.83 Break Flow from Recirculation Loop calculated by multiplying Reactor Power 1.6 times the Standard Value

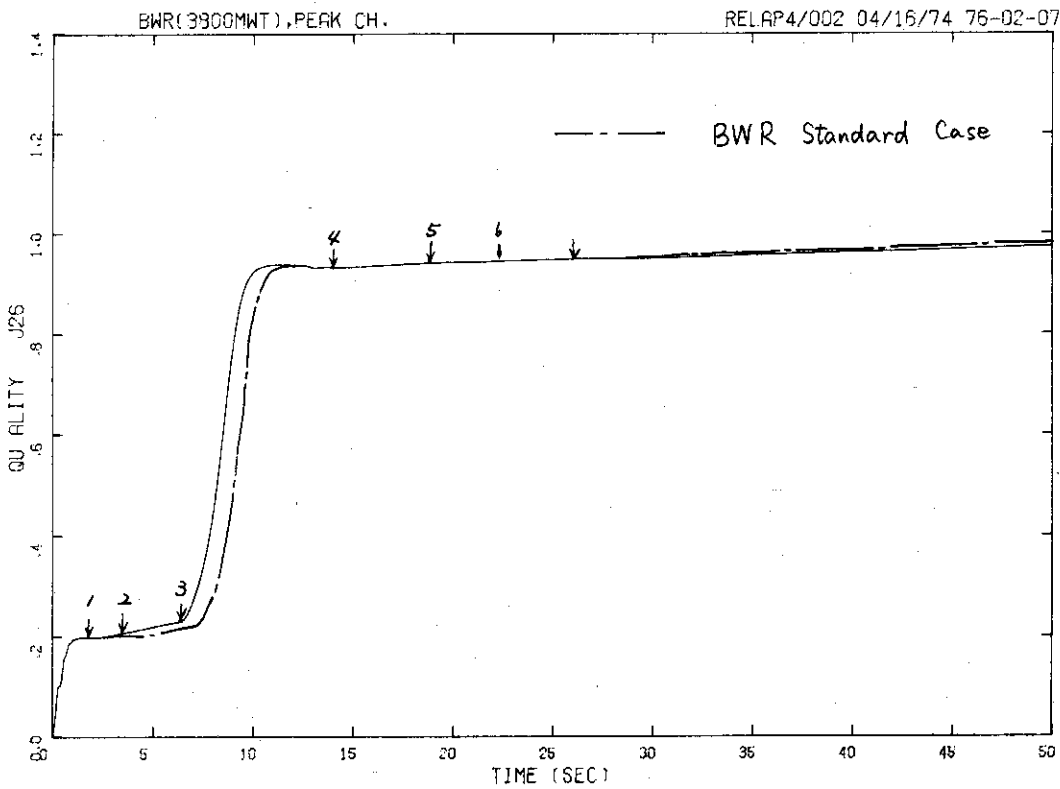


Fig.3.84 Break Quality from Recirculation Loop calculated by multiplying Reactor Power 1.6 times the Standard Value

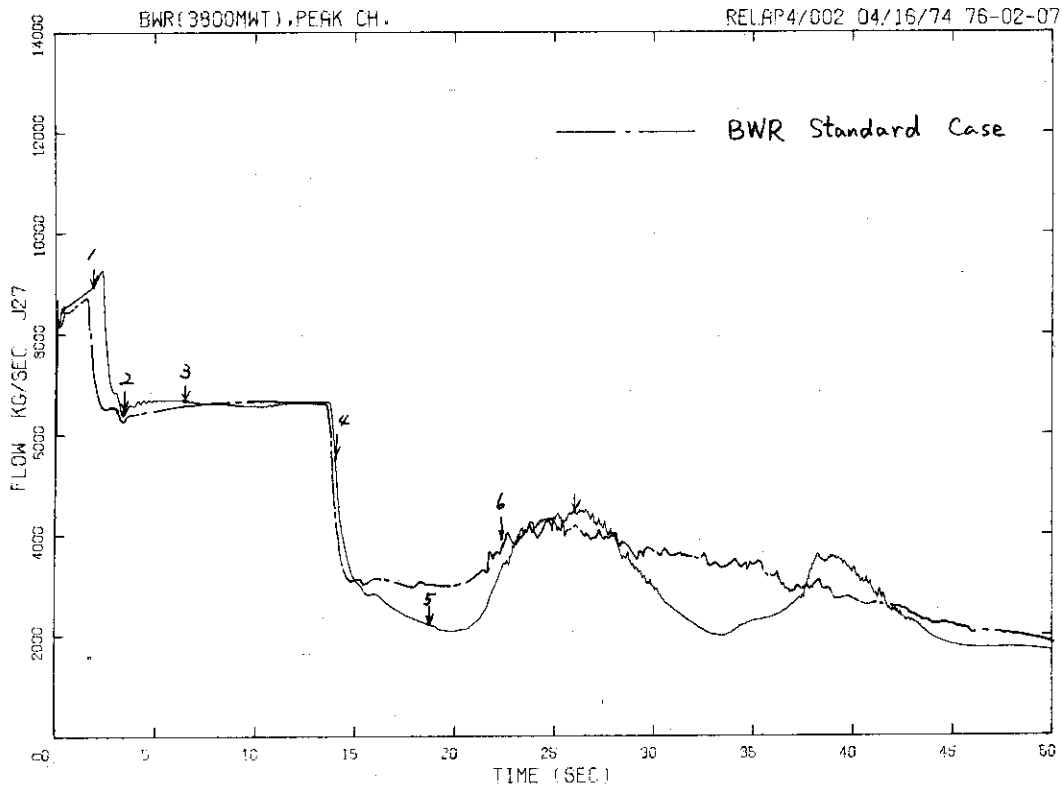


Fig.3.85 Break Flow from Vessel calculated by multiplying Reactor Power 1.6 times the Standard Value

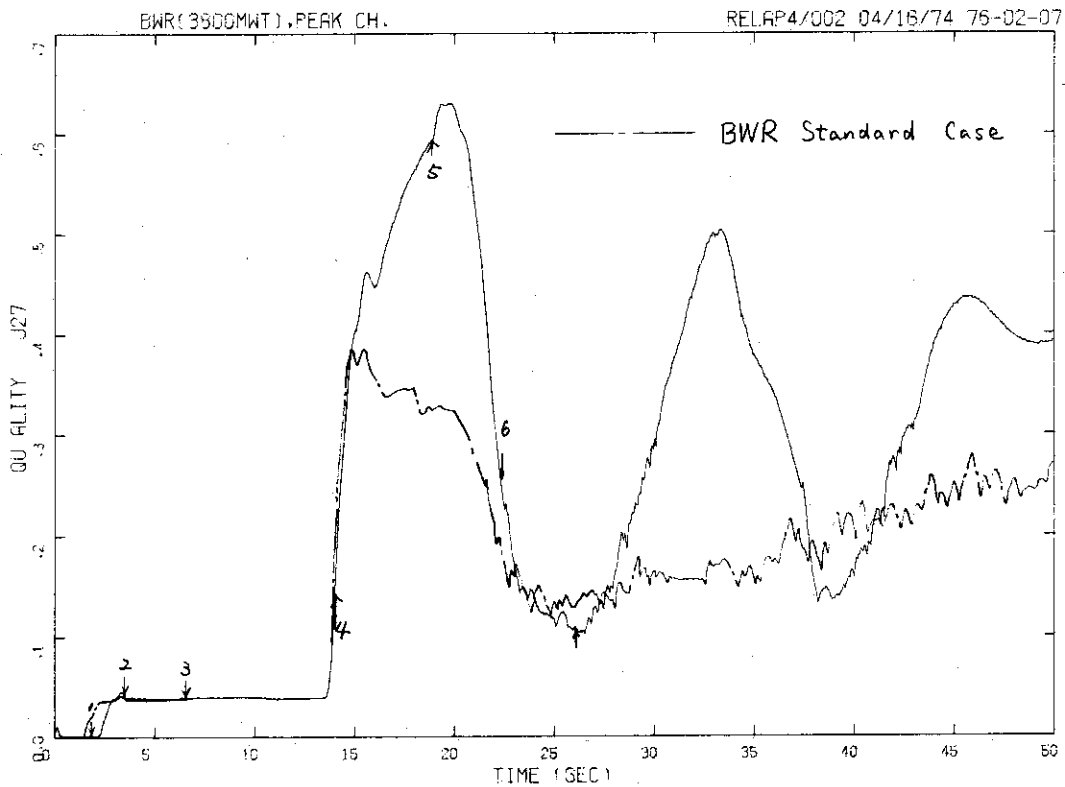


Fig.3.86 Break Quality from Vessel calculated by multiplying Reactor Power 1.6 times the Standard Value

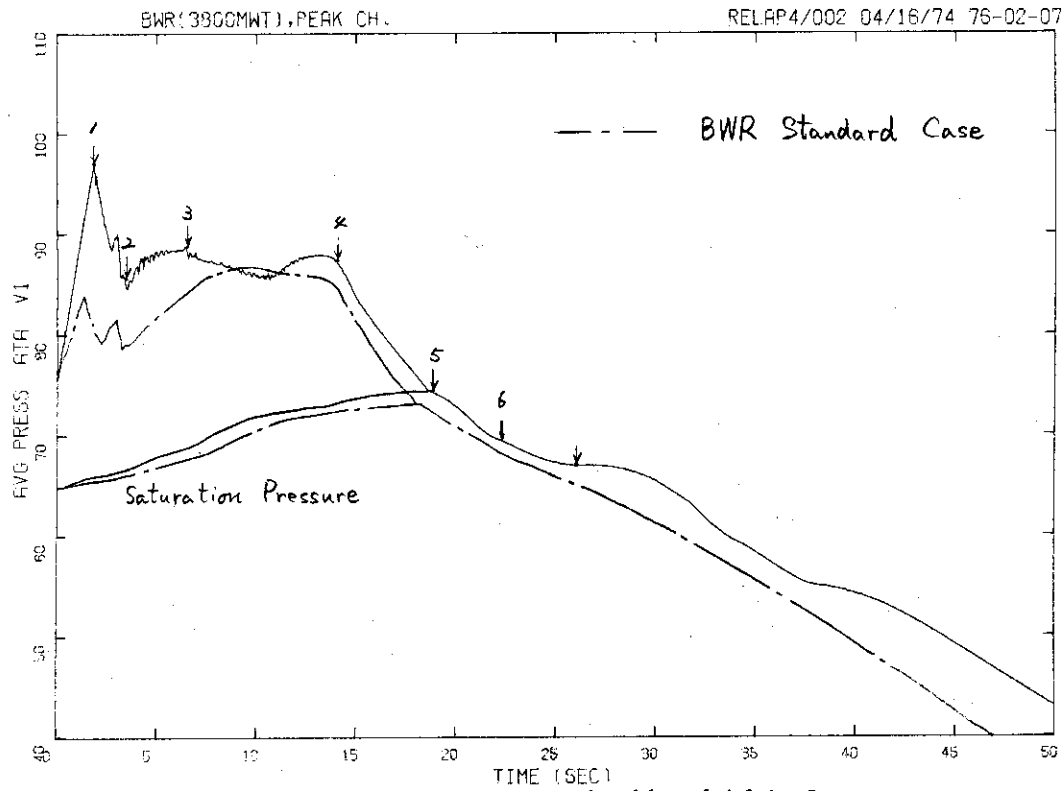


Fig.3.87 Pressure in Lower Plenum calculated by multiplying Reactor Power 1.6 times the Standard Value

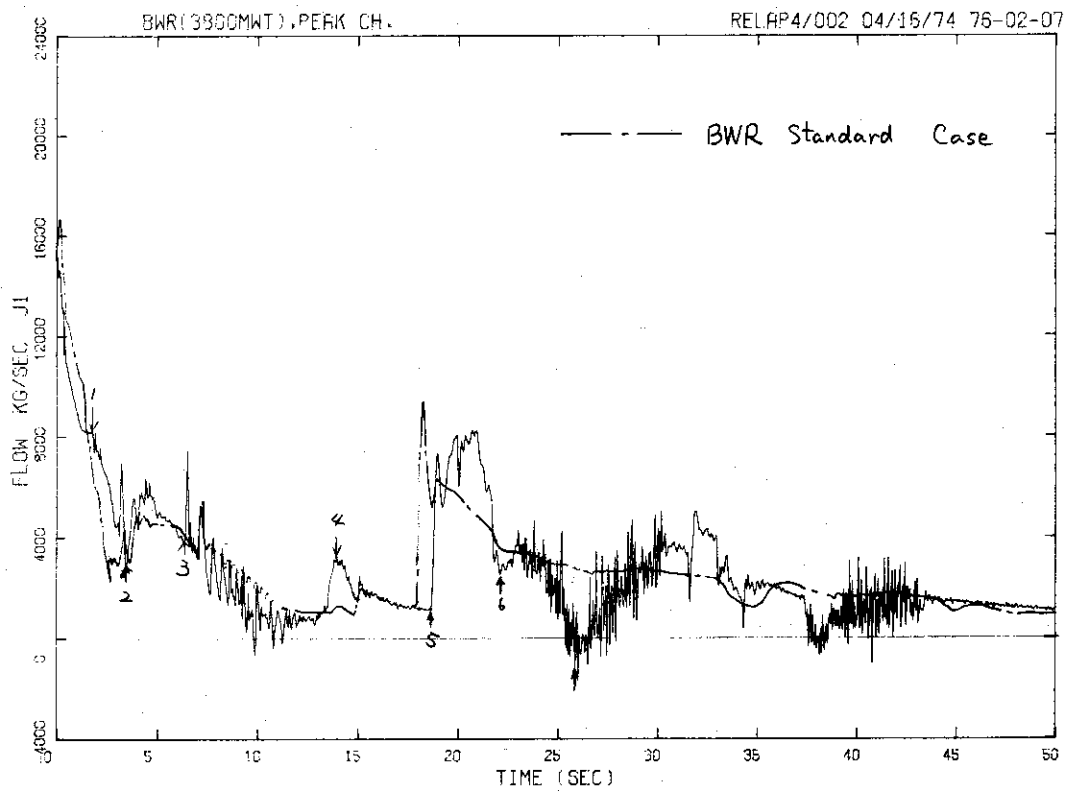


Fig.3.88 Core Inlet Flow calculated by multiplying Reactor Power 1.6 times the Standard Value

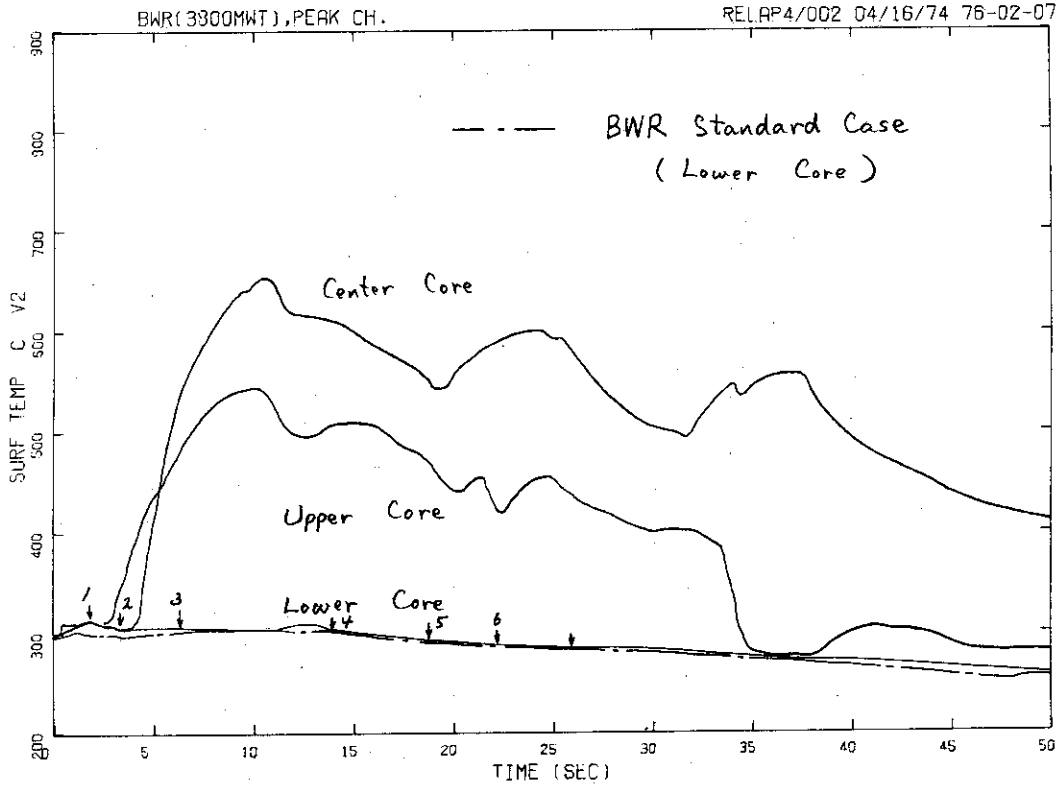


Fig.3.89 Average Cladding Surface Temperature in Lower Core calculated by multiplying Reactor Power 1.6 times the Standard Value

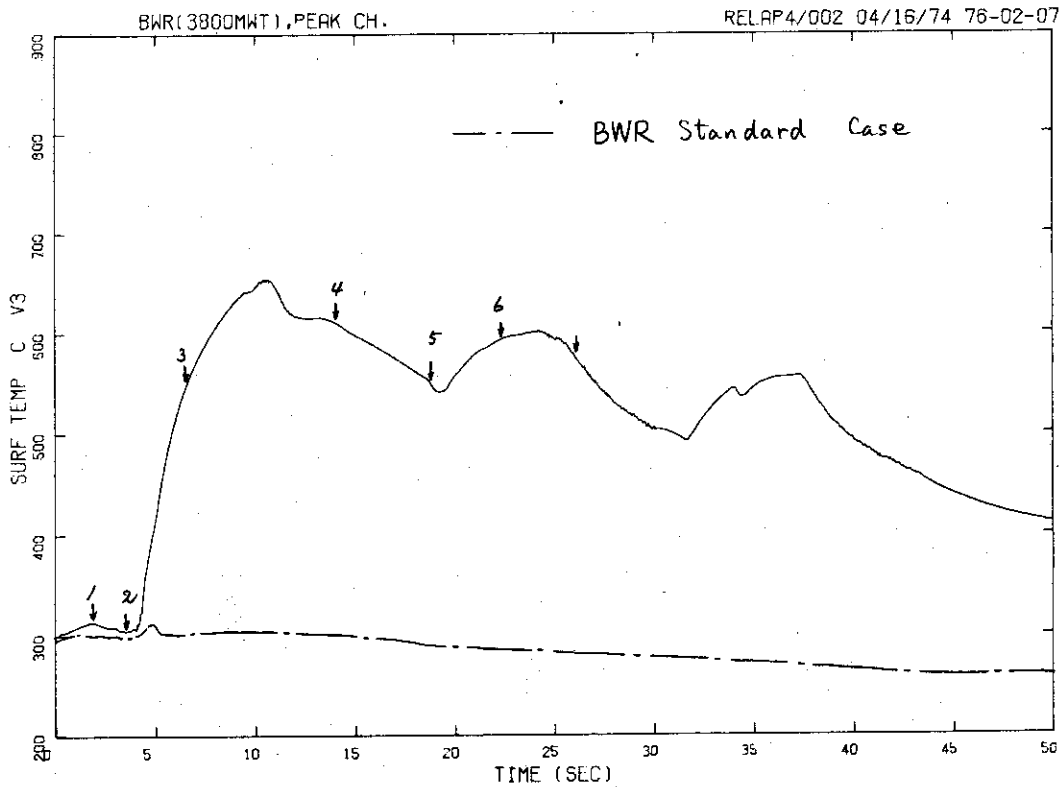


Fig.3.90 Average Cladding Surface Temperature in Center Core calculated by multiplying Reactor Power 1.6 times the Standard Value

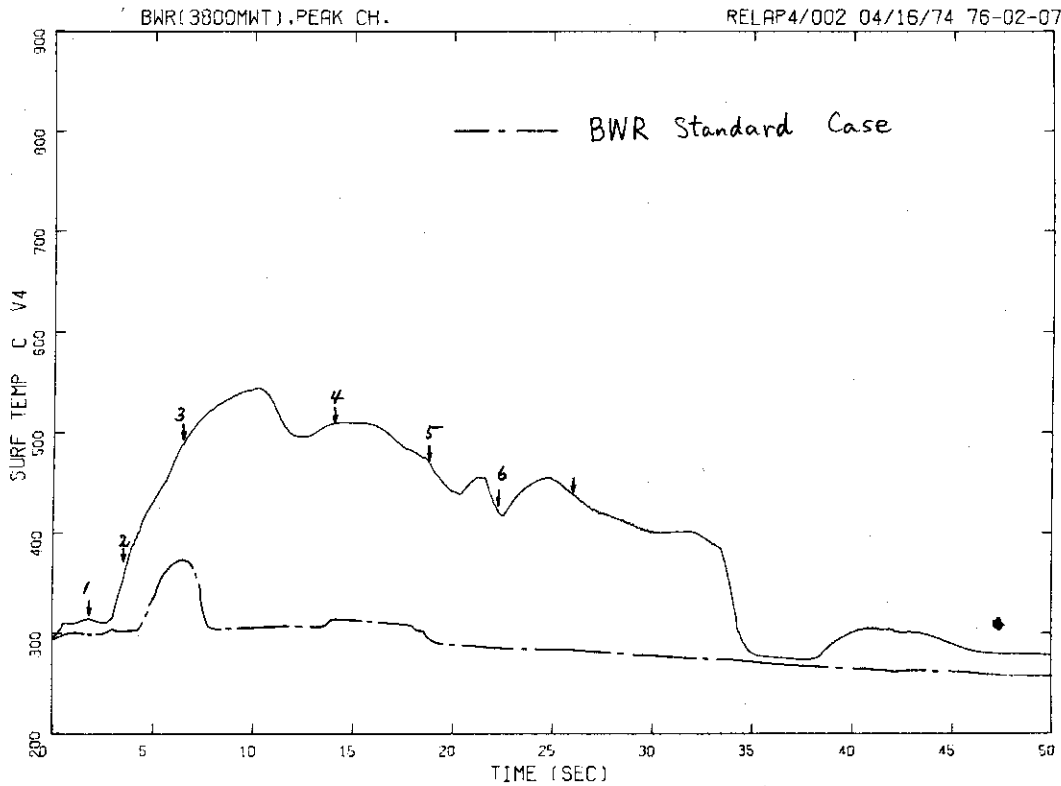


Fig.3.91 Average Cladding Surface Temperature in Upper Core calculated by multiplying Reactor Power 1.6 times the Standard Value

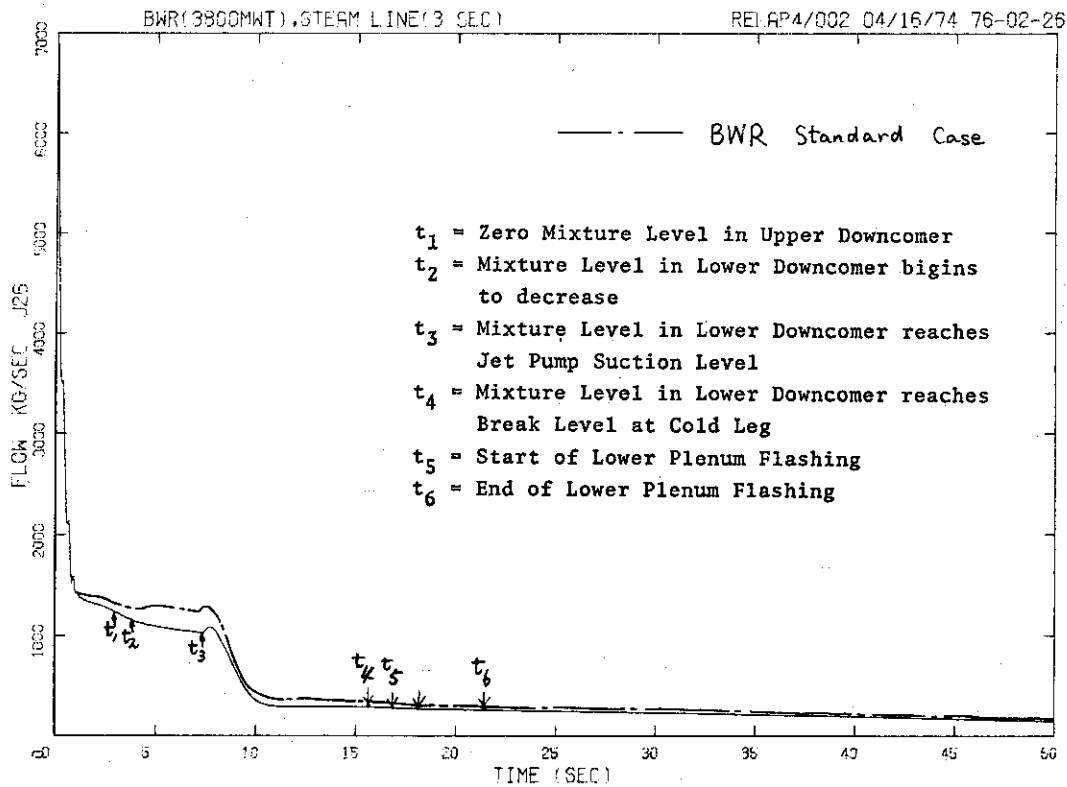


Fig.3.92 Break Flow from Recirculation Loop calculated by considering Time Delay in closing the Steam Line



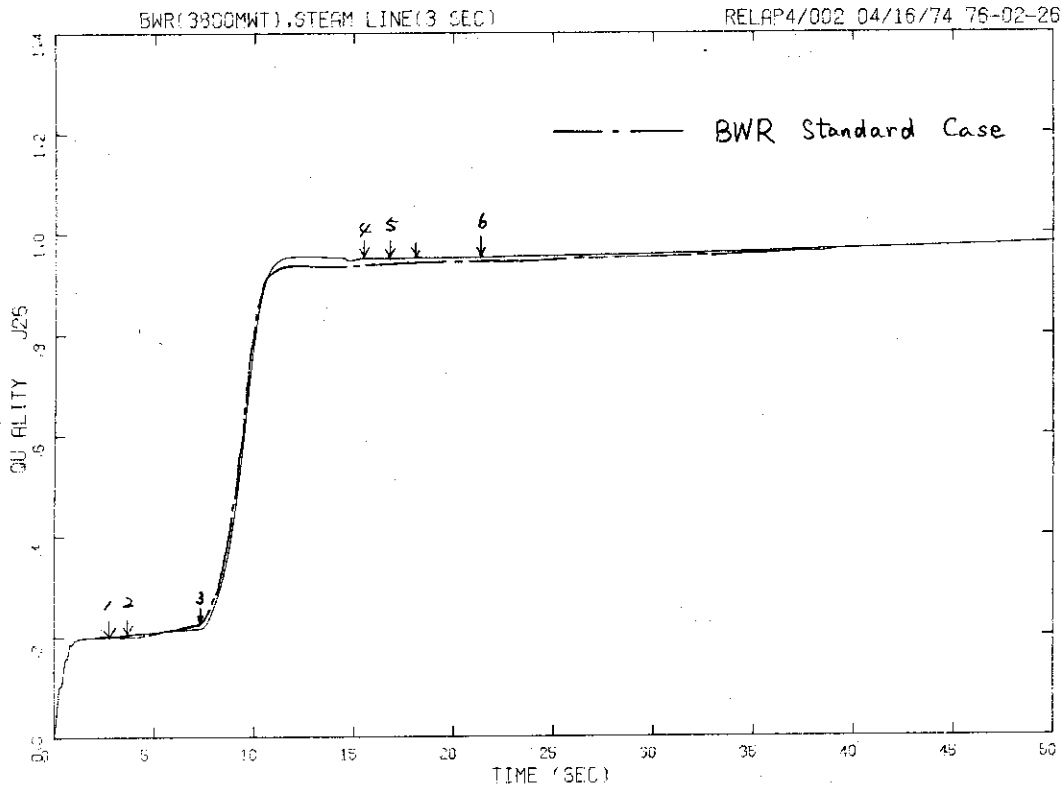


Fig.3.93 Break Quality from Recirculation Loop calculated by considering Time Delay in closing the Steam Line

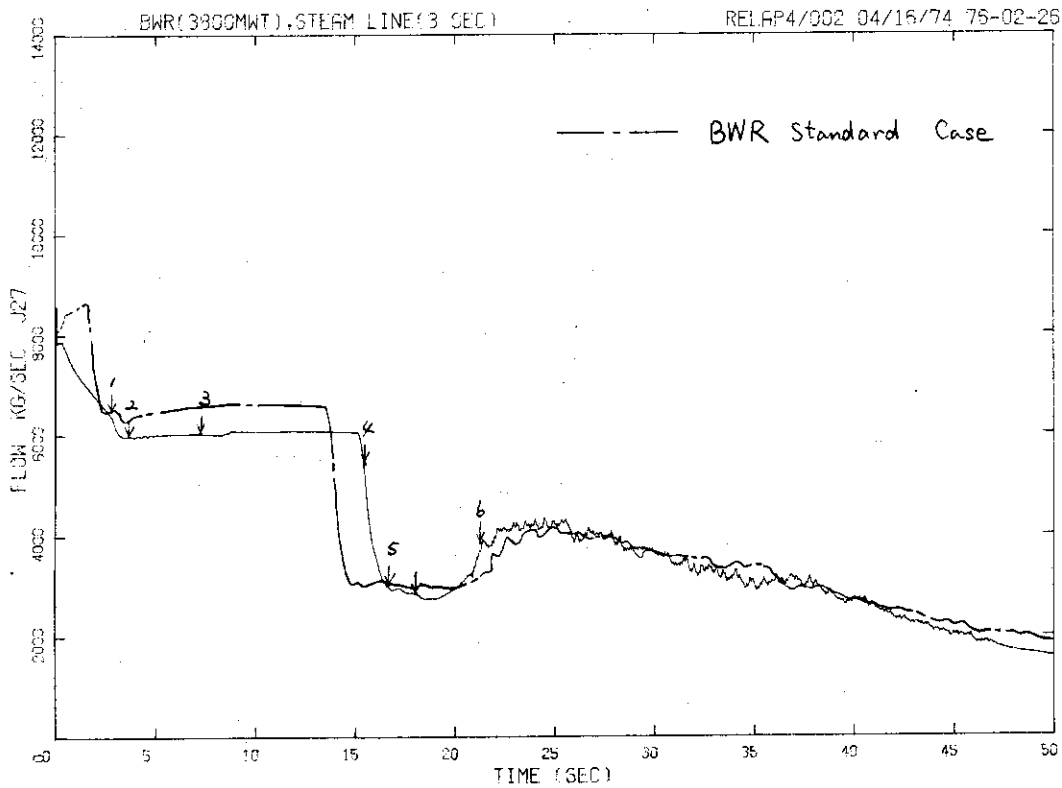


Fig.3.94 Break Flow from Vessel calculated by considering Time Delay in closing the Steam Line

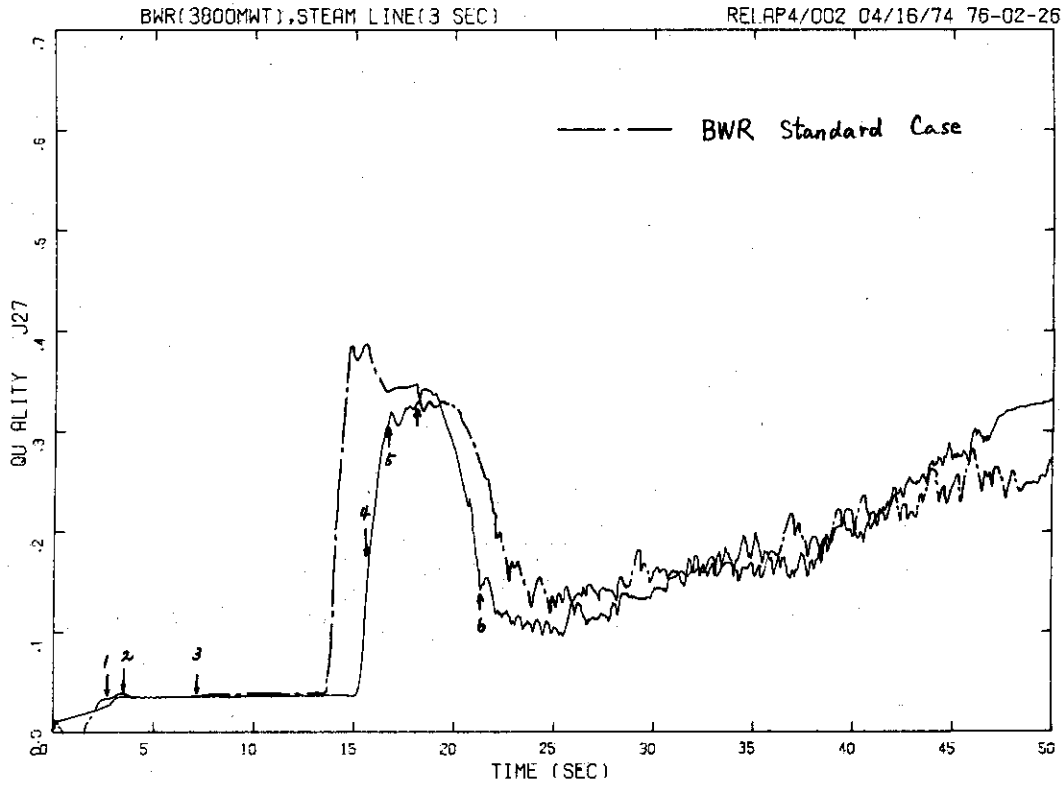


Fig.3.95 Break Quality from Vessel calculated by considering Time Delay in closing the Steam Line

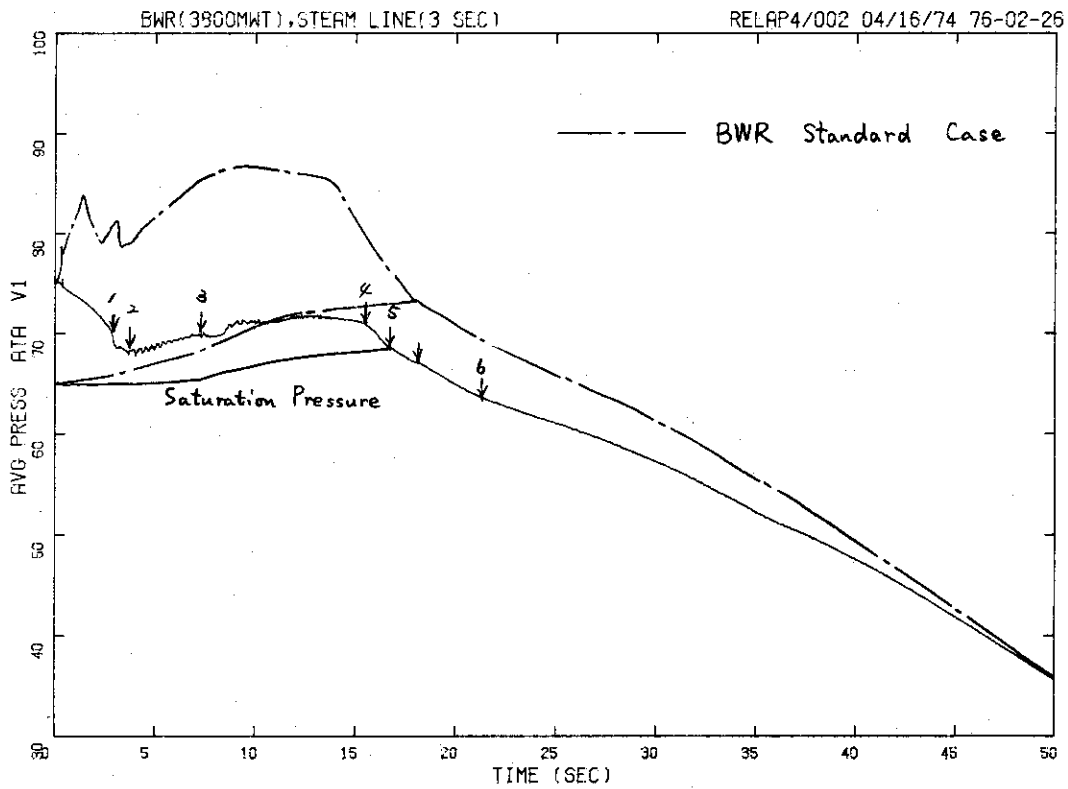


Fig.3.96 Pressure in Lower Plenum calculated by considering Time Delay in Closing the Steam Line

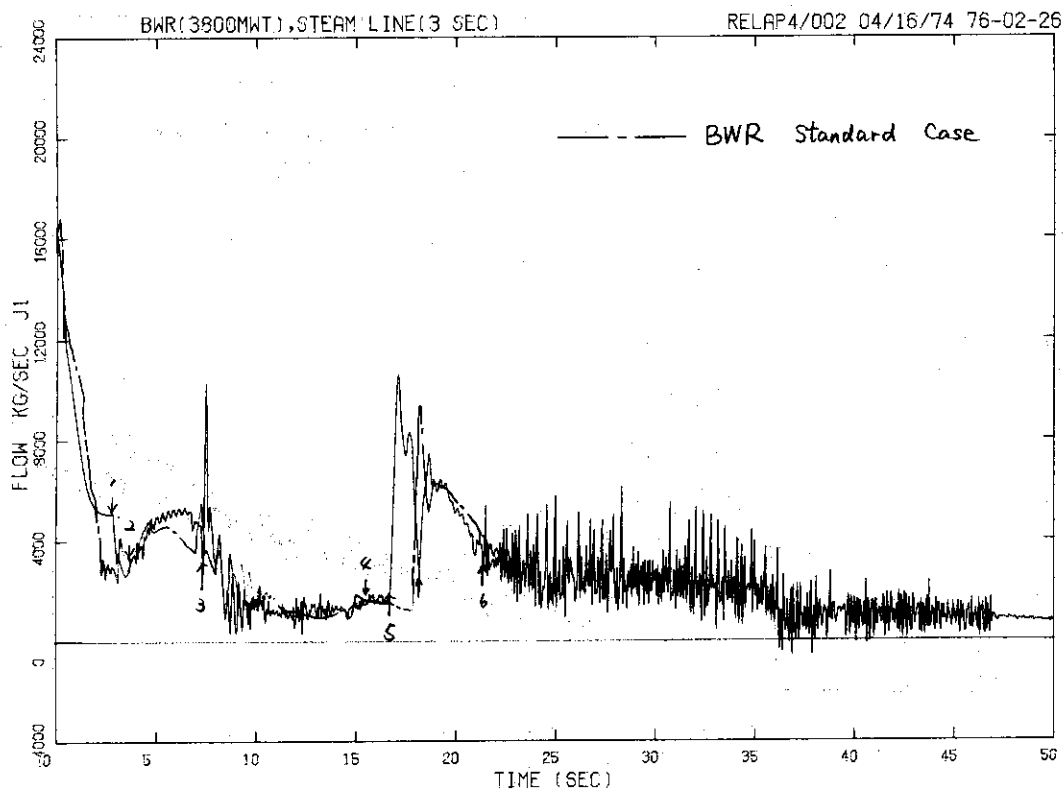


Fig.3.97 Core Inlet Flow calculated by considering Time Delay in closing the Steam Line

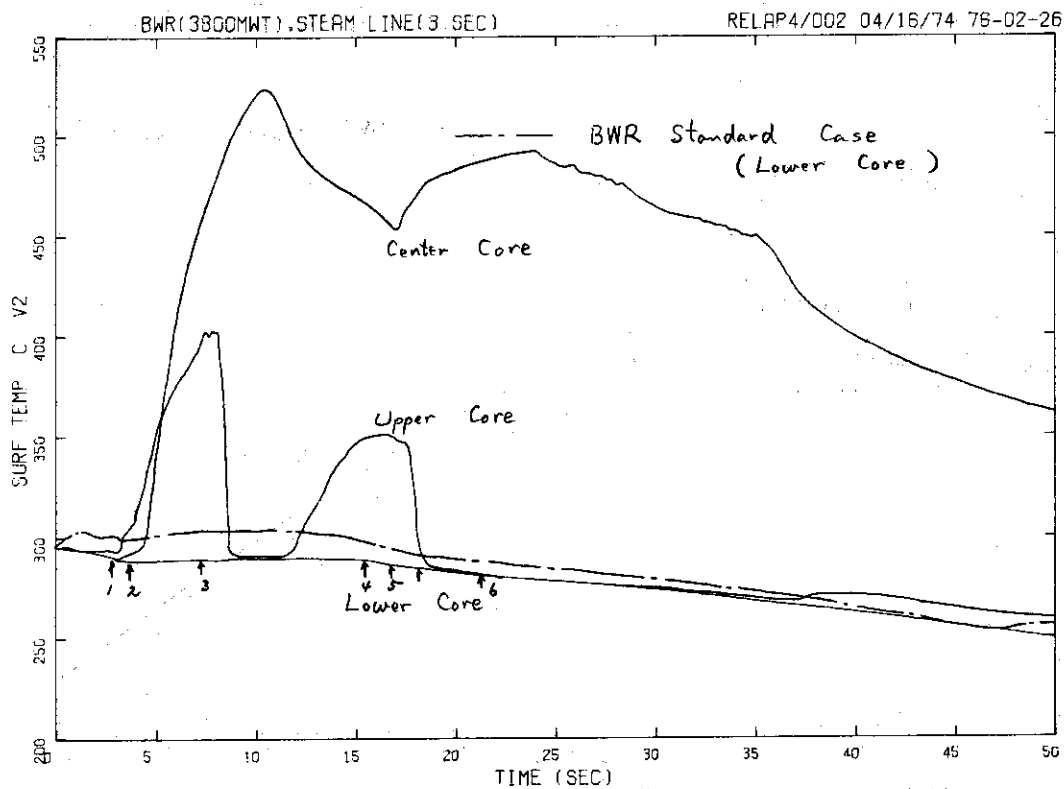


Fig.3.98 Average Cladding Surface Temperature in Lower Core calculated by considering Time Delay in closing the Steam Line

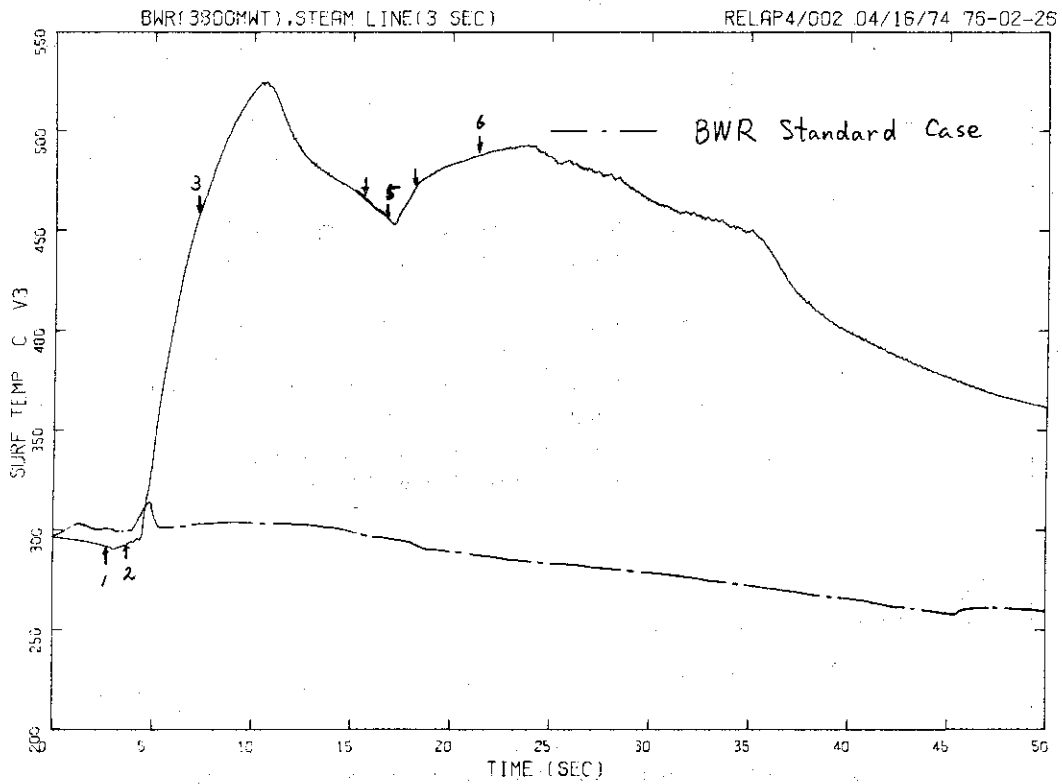


Fig.3.99 Average Cladding Surface Temperature in Center Core calculated by considering Time Delay in closing the Steam Line

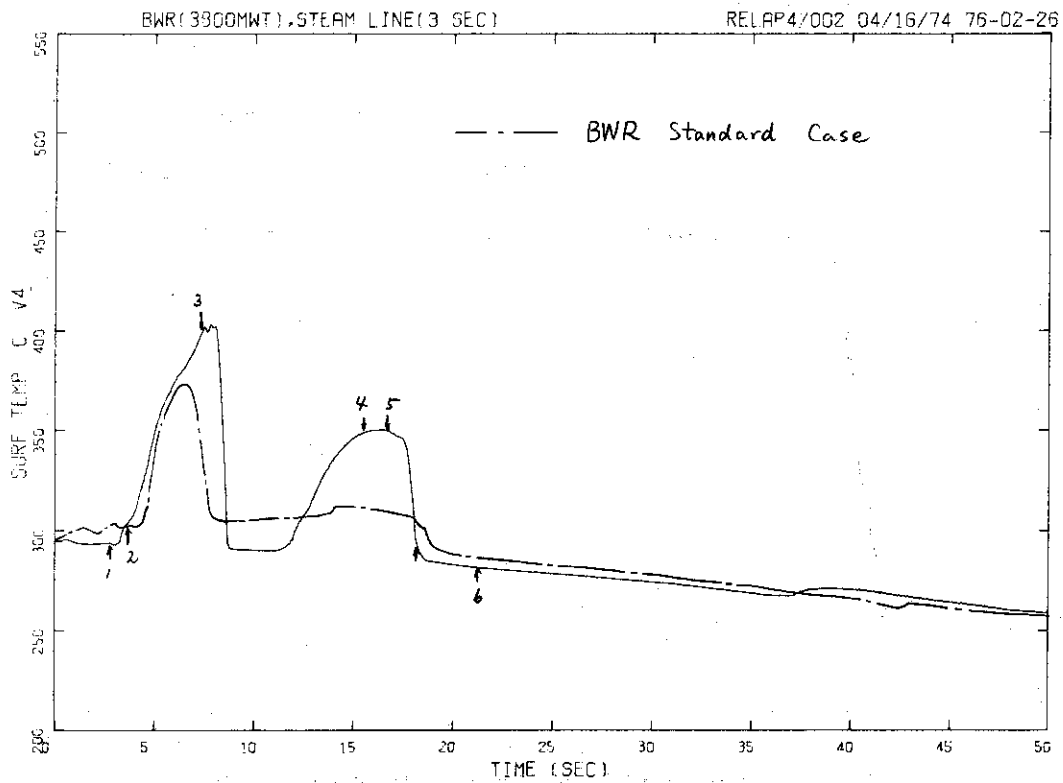


Fig.3.100 Average Cladding Surface Temperature in Upper Core calculated by considering Time Delay in closing the Steam Line

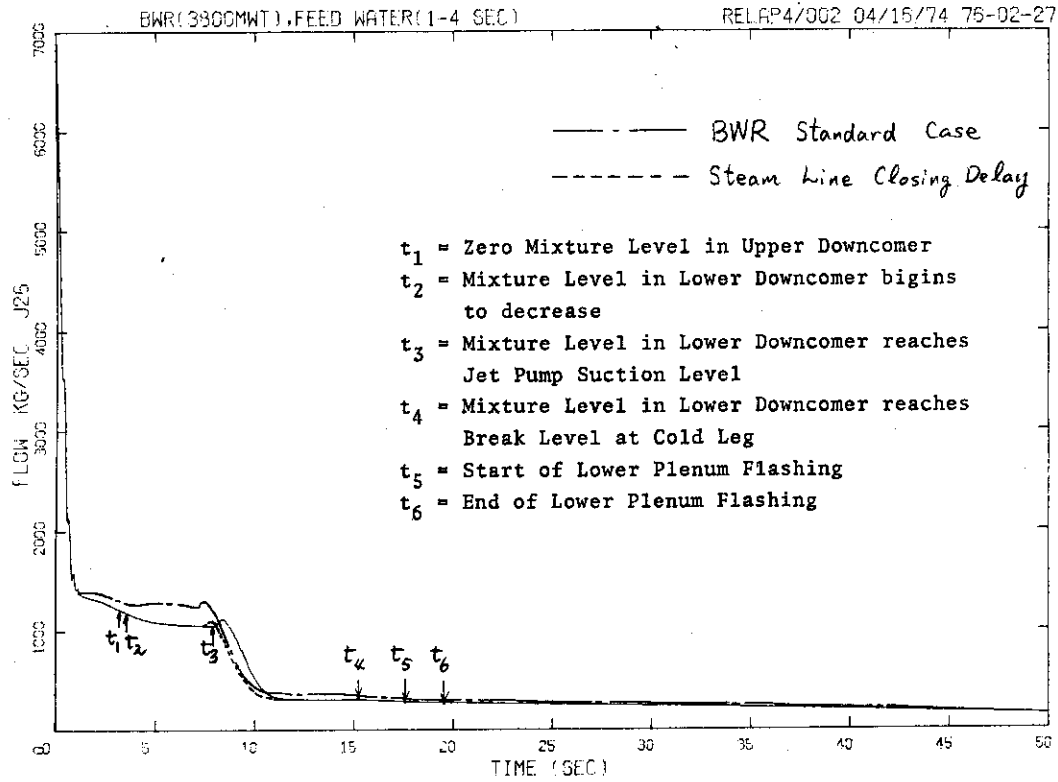


Fig.3.101 Break Flow from Recirculation Loop calculated by considering Time Delay in closing Steam Line and Feed Water Line

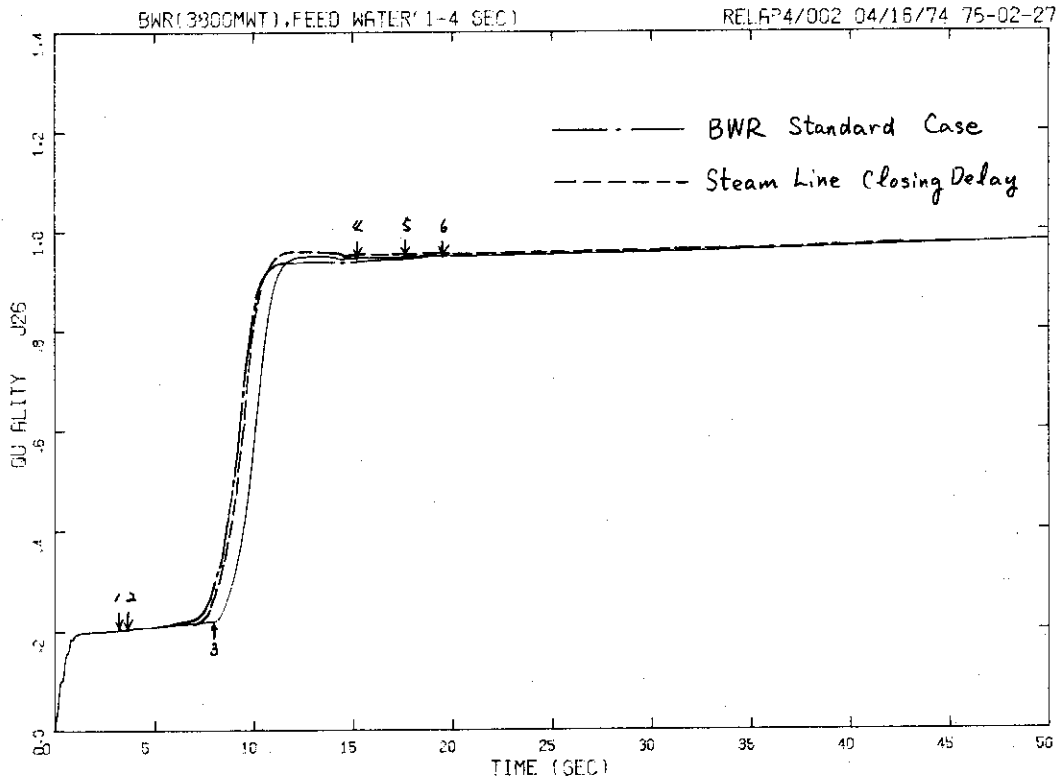


Fig.3.102 Break Quality from Recirculation Loop calculated by considering Time Delay in closing Steam Line and Feed Water Line

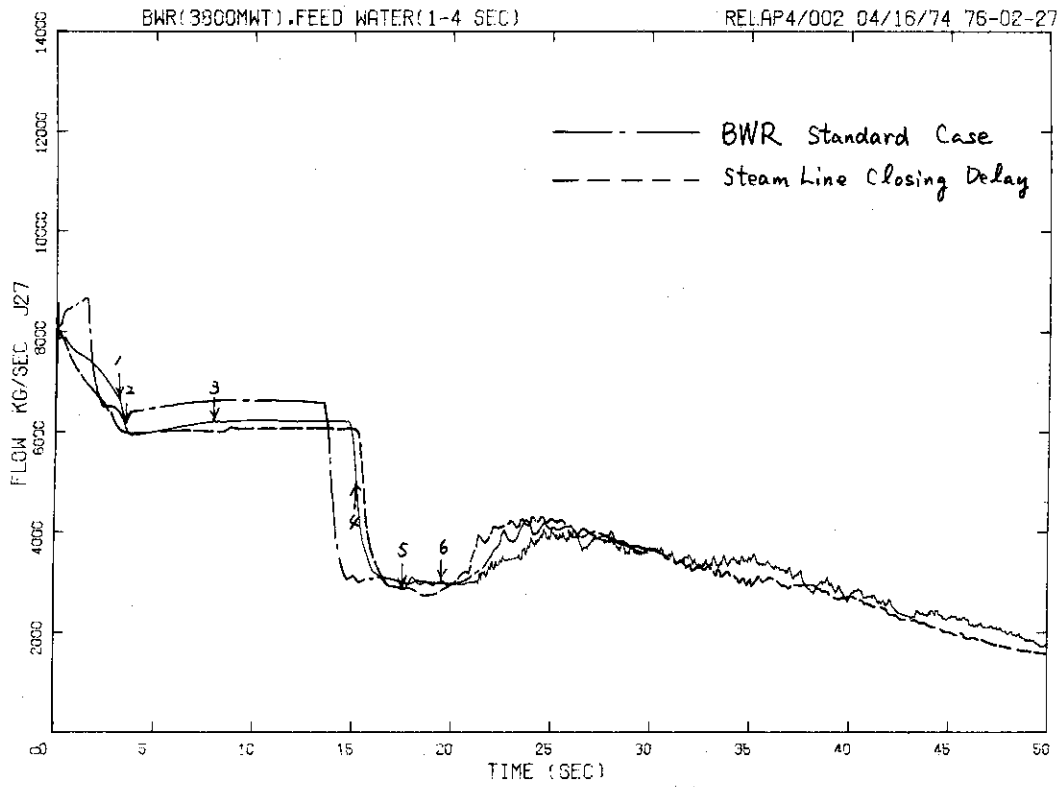


Fig.3.103 Break Flow from Vessel calculated by considering Time Delay in closing Steam Line and Feed Water Line

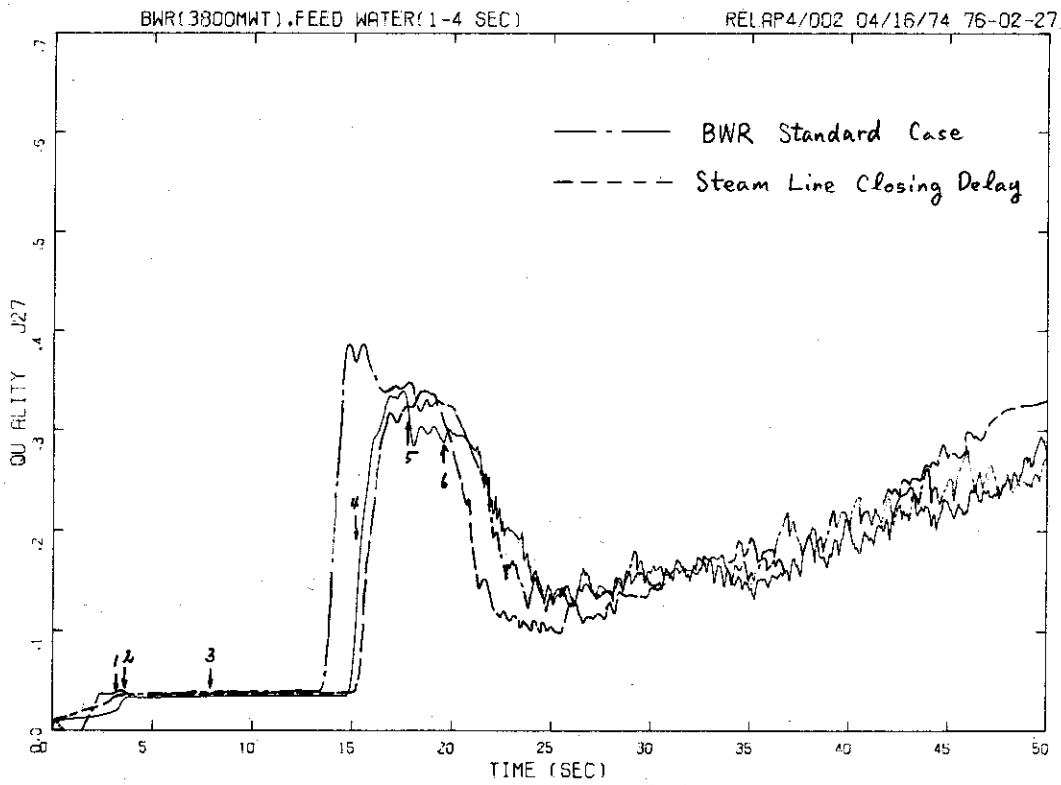


Fig.3.104 Break Quality from Vessel calculated by considering Time Delay in closing Steam Line and Feed Water Line

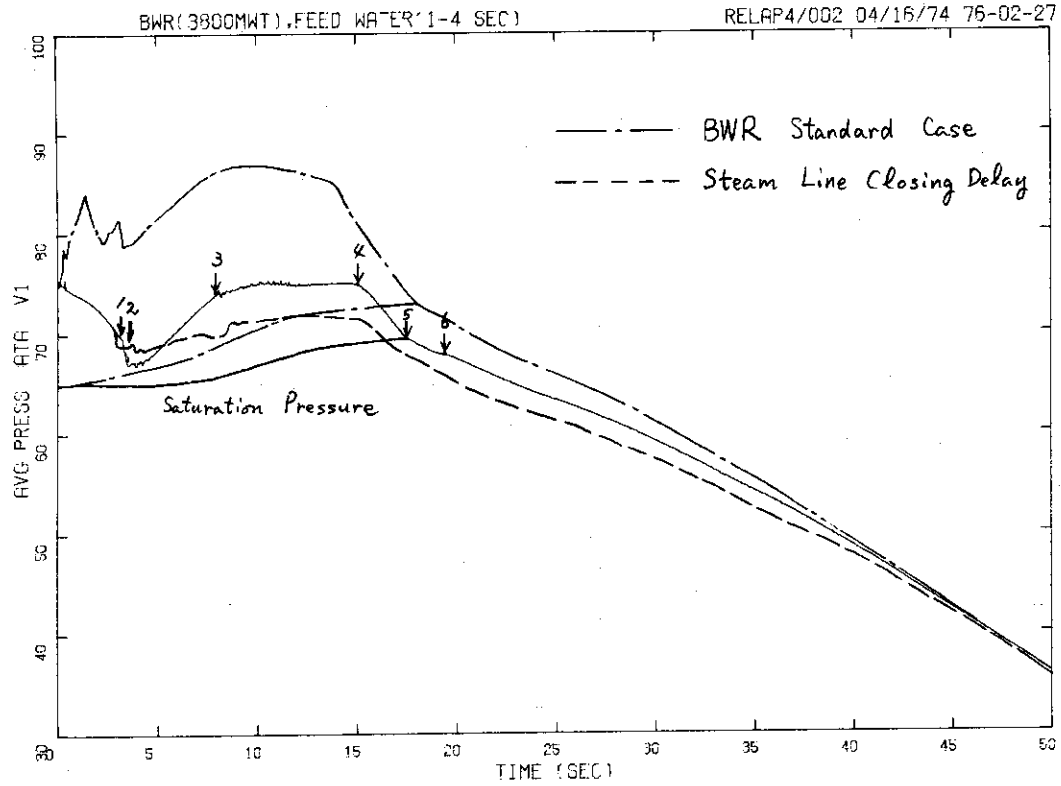


Fig.3.105 Pressure in Lower Plenum calculated by considering Time Delay in closing Steam Line and Feed Water Line

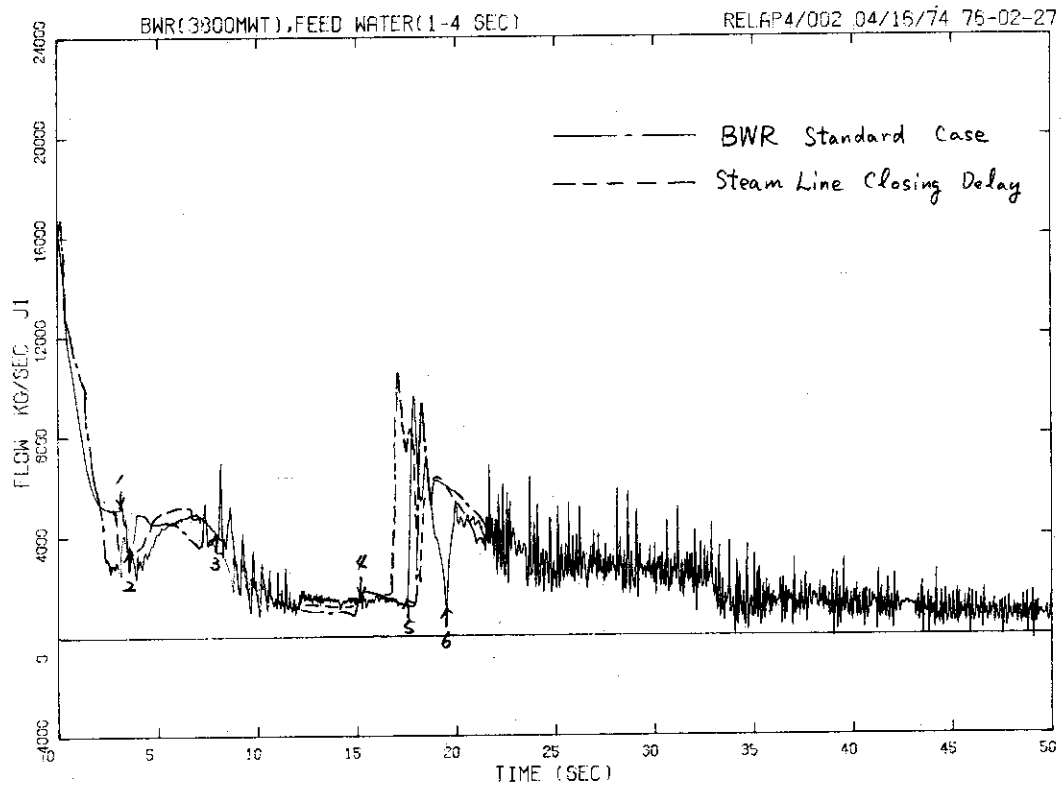


Fig.3.106 Core Inlet Flow calculated by considering Time Delay in closing Steam Line and Feed Water Line

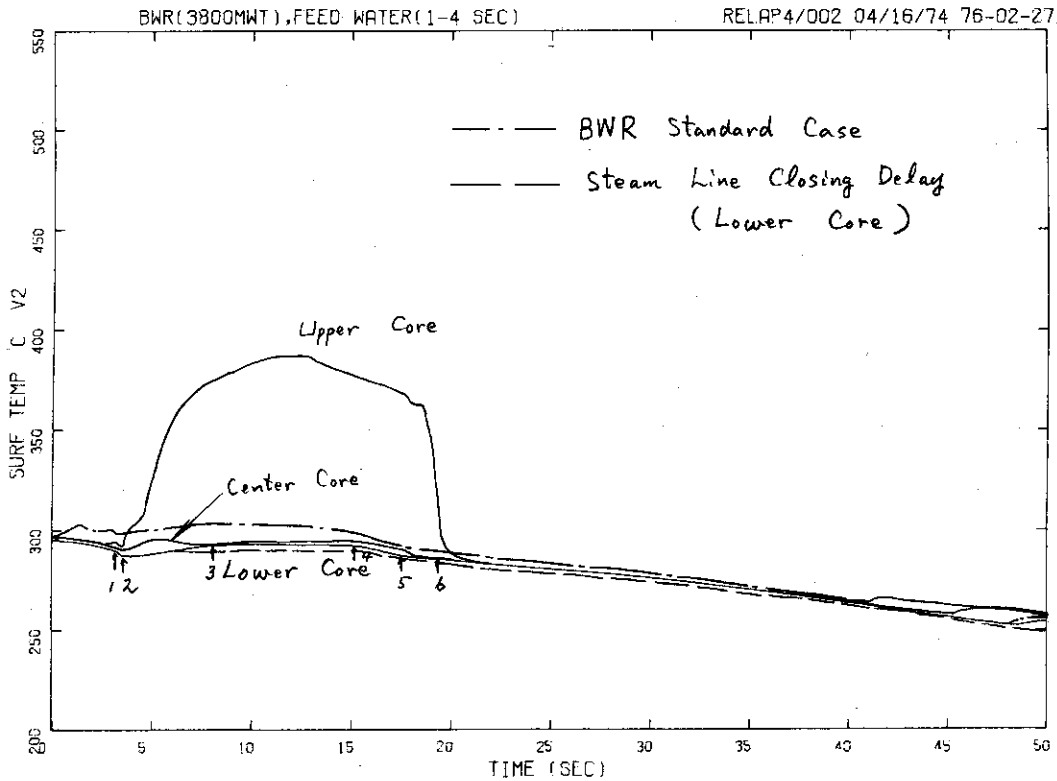


Fig.3.107 Average Cladding Surface Temperature in Lower Core calculated by considering Time Delay in closing Steam Line and Feed Water Line

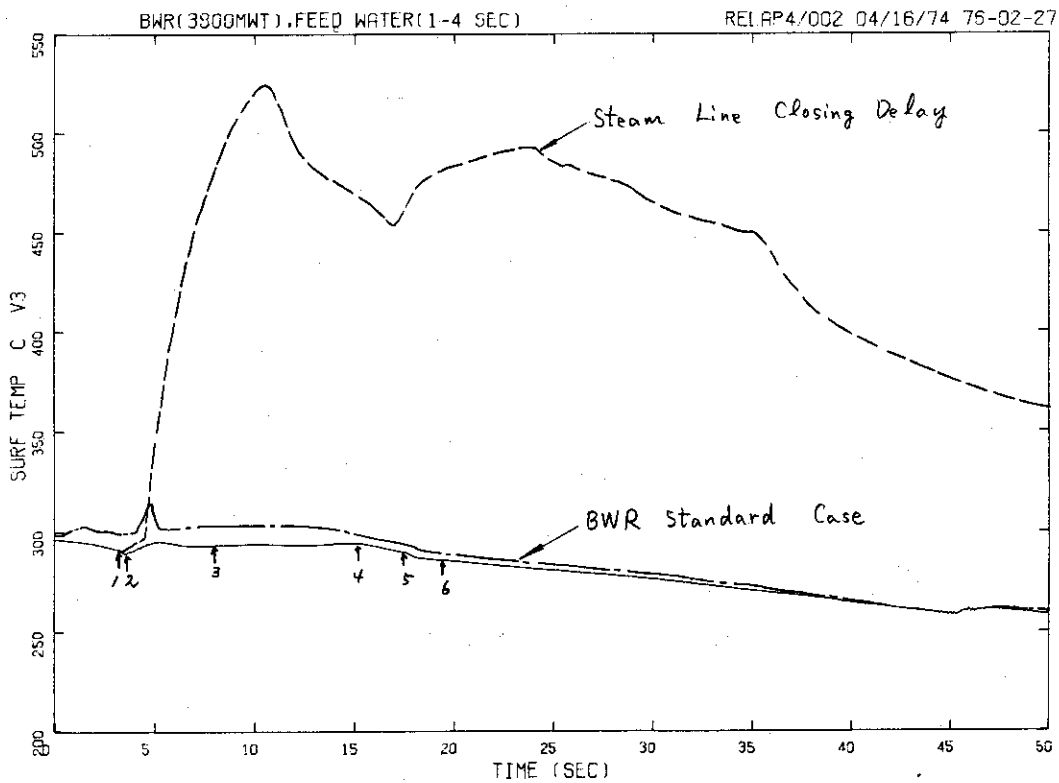


Fig.3.108 Average Cladding Surface Temperature in Center Core calculated by considering Time Delay in closing Steam Line and Feed Water Line



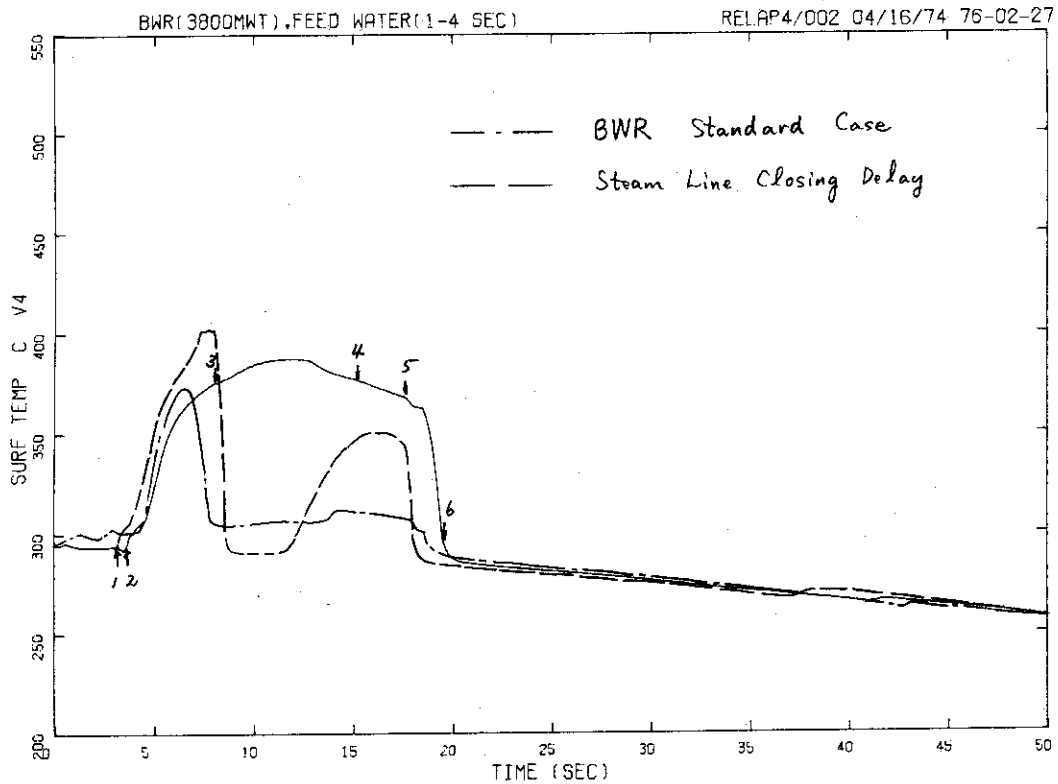


Fig.3.109 Average Cladding Surface Temperature in Upper Core calculated by considering Time Delay in closing Steam Line and Feed Water Line

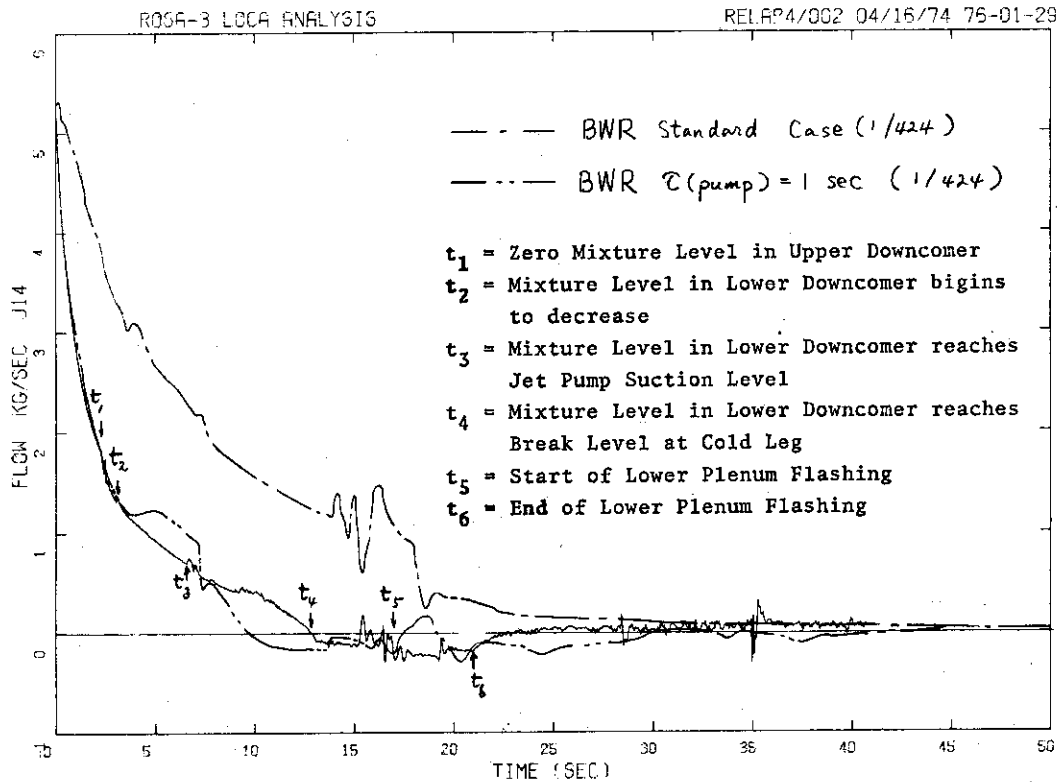


Fig.3.110 Jet Pump Drive Flow in ROSA-III Recirculation Loop calculated by assuming Nuclear Heating and Rated Power of 9MW

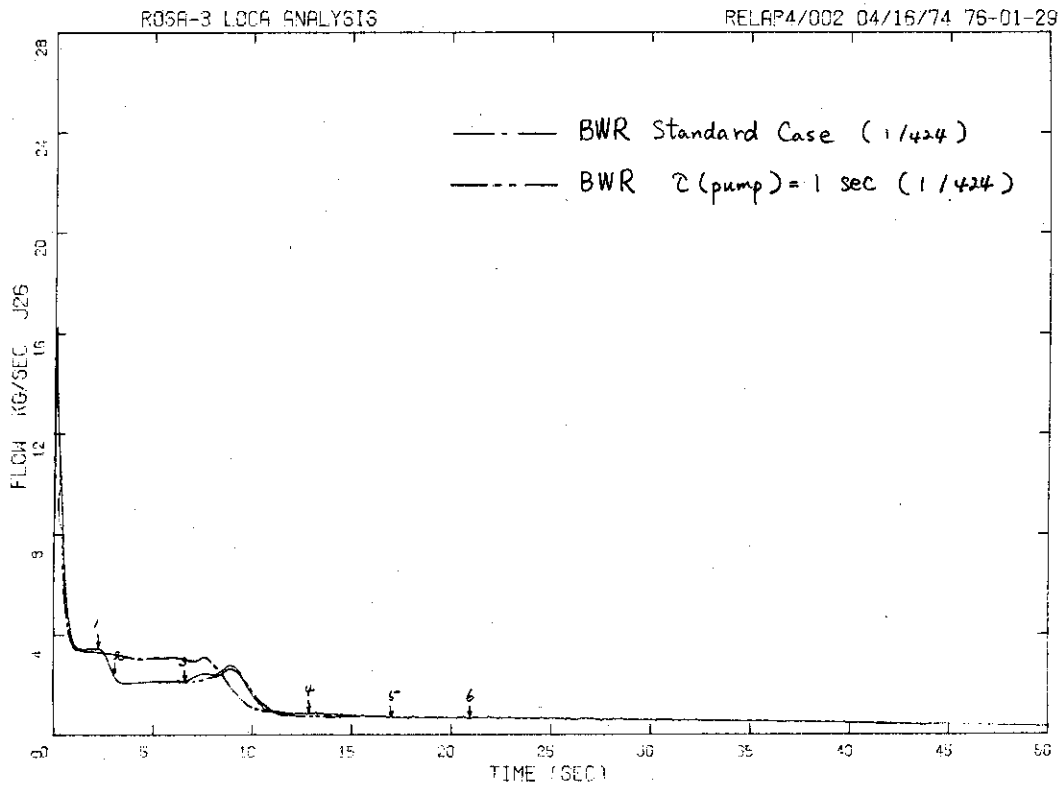


Fig.3.111 Break Flow from Recirculation Loop of ROSA-III calculated by assuming Nuclear Heating and Rated Power of 9MW

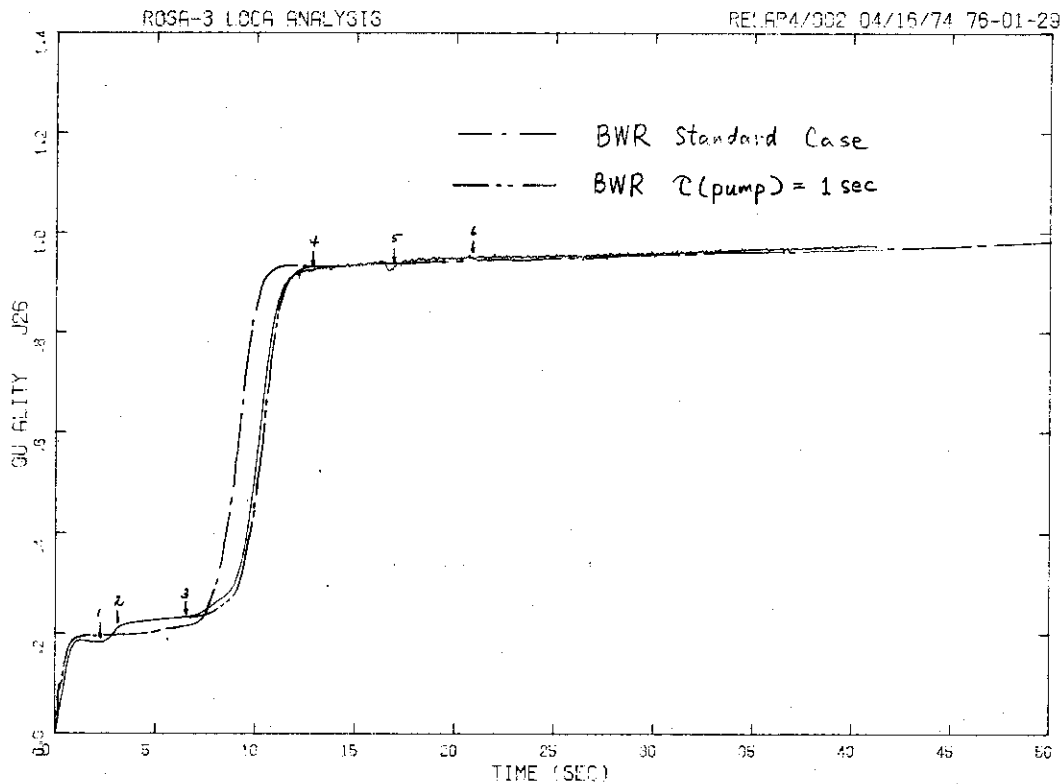


Fig.3.112 Break Quality from Recirculation Loop of ROSA-III calculated by assuming Nuclear Heating and Rated Power of 9MW

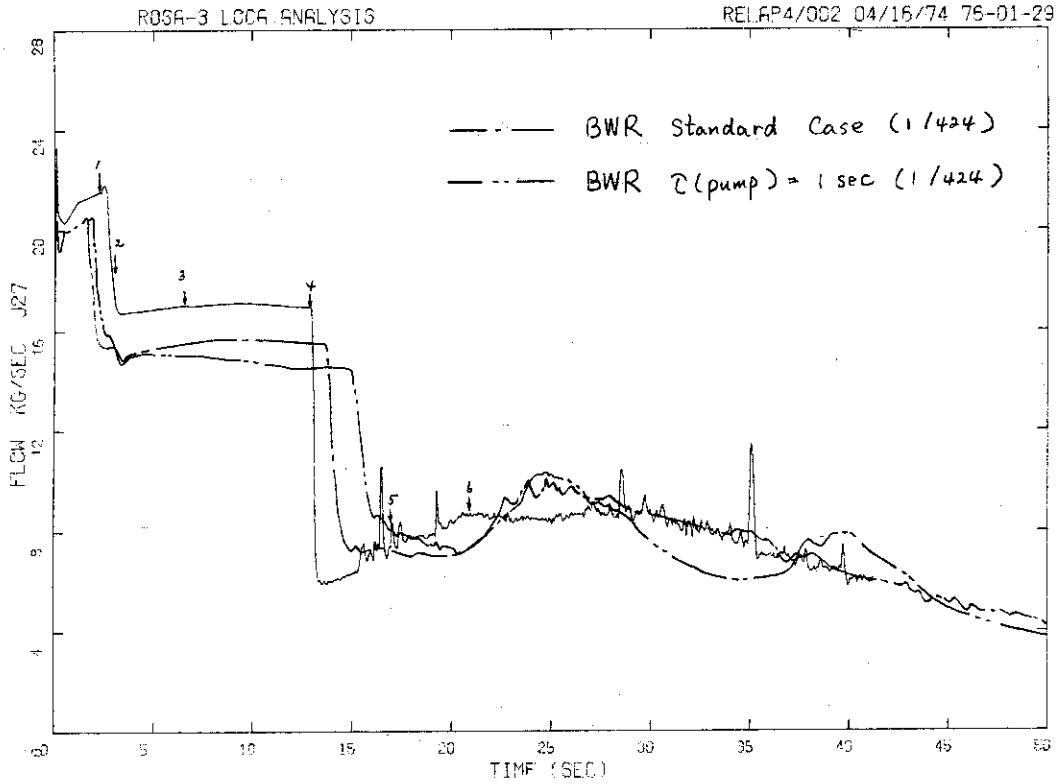


Fig.3.113 Break Flow from Vessel of ROSA-III calculated by assuming Nuclear Heating and Rated Power of 9MW

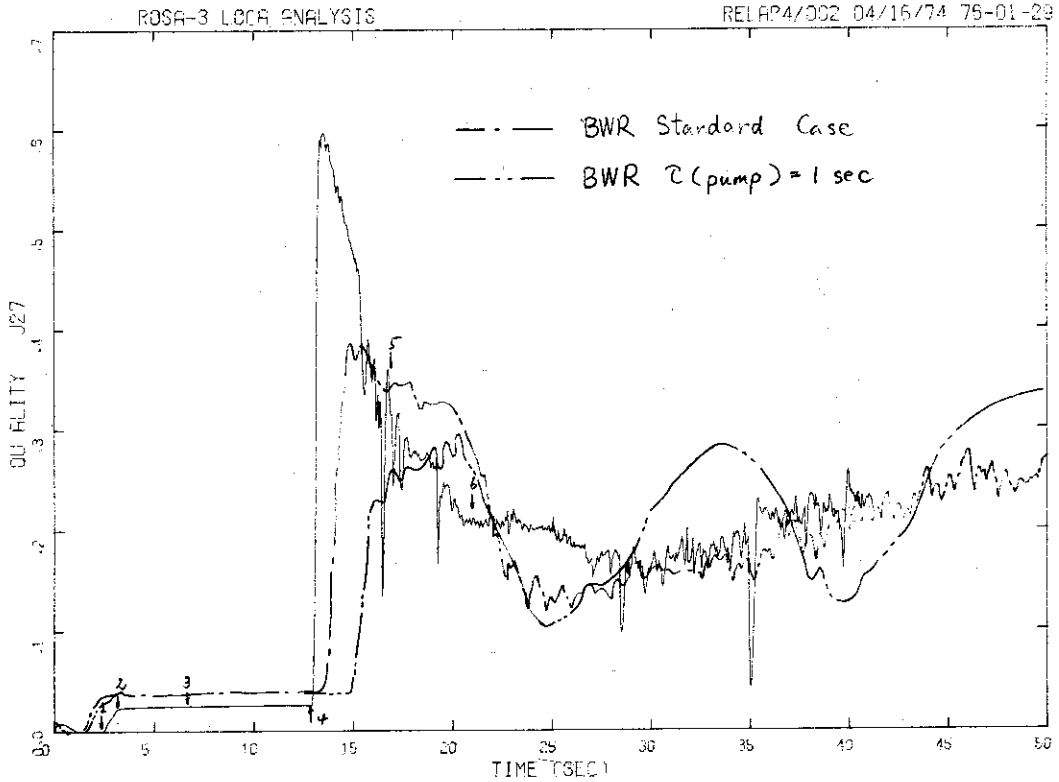


Fig.3.114 Break Quality from Vessel of ROSA-III calculated by assuming Nuclear Heating and Rated Power of 9MW

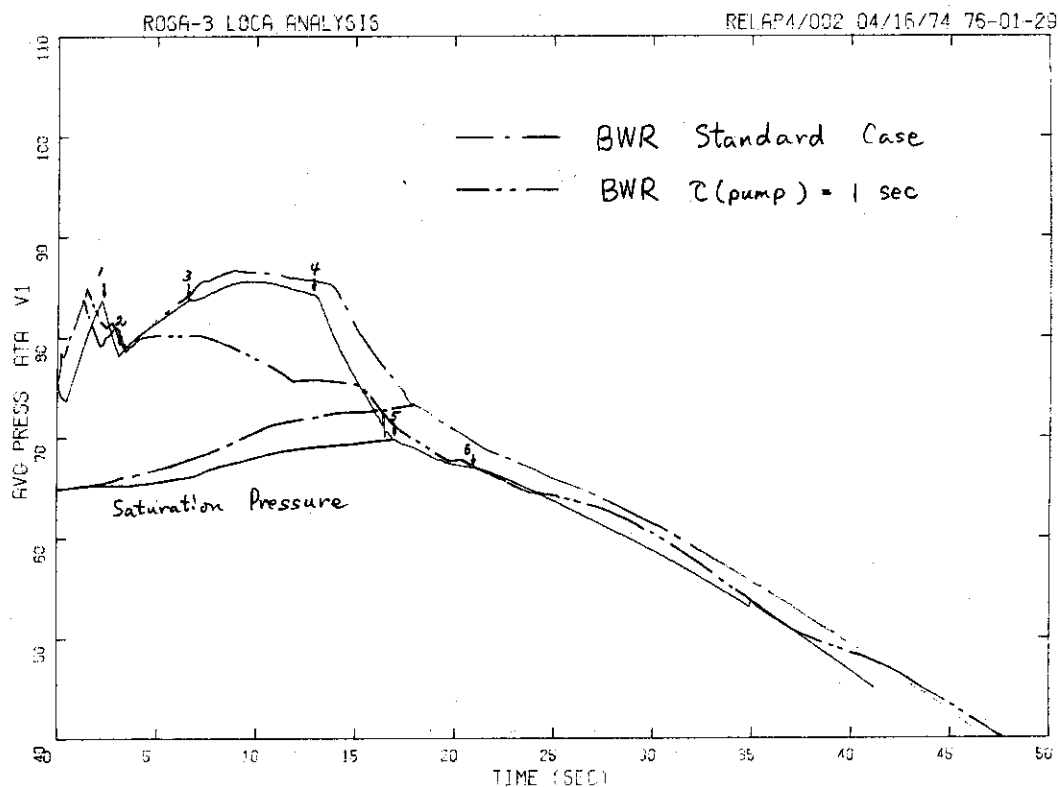


Fig.3.115 Pressure in Lower Plenum of ROSA-III calculated by assuming Nuclear Heating and Rated Power of 9MW

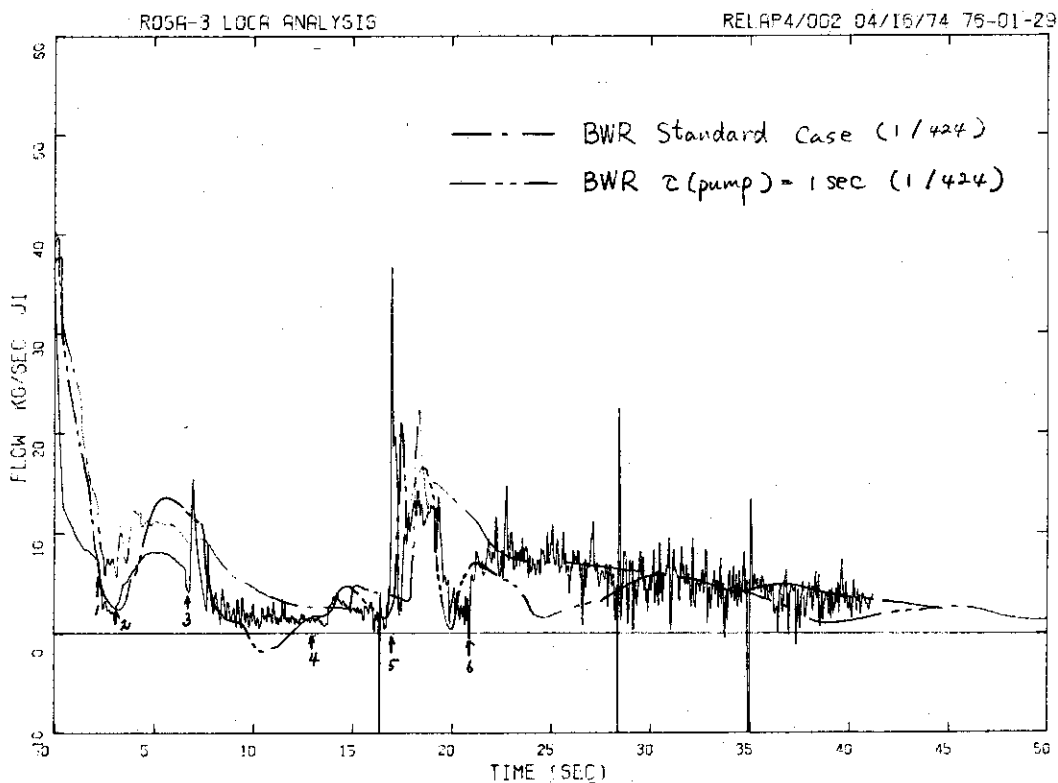
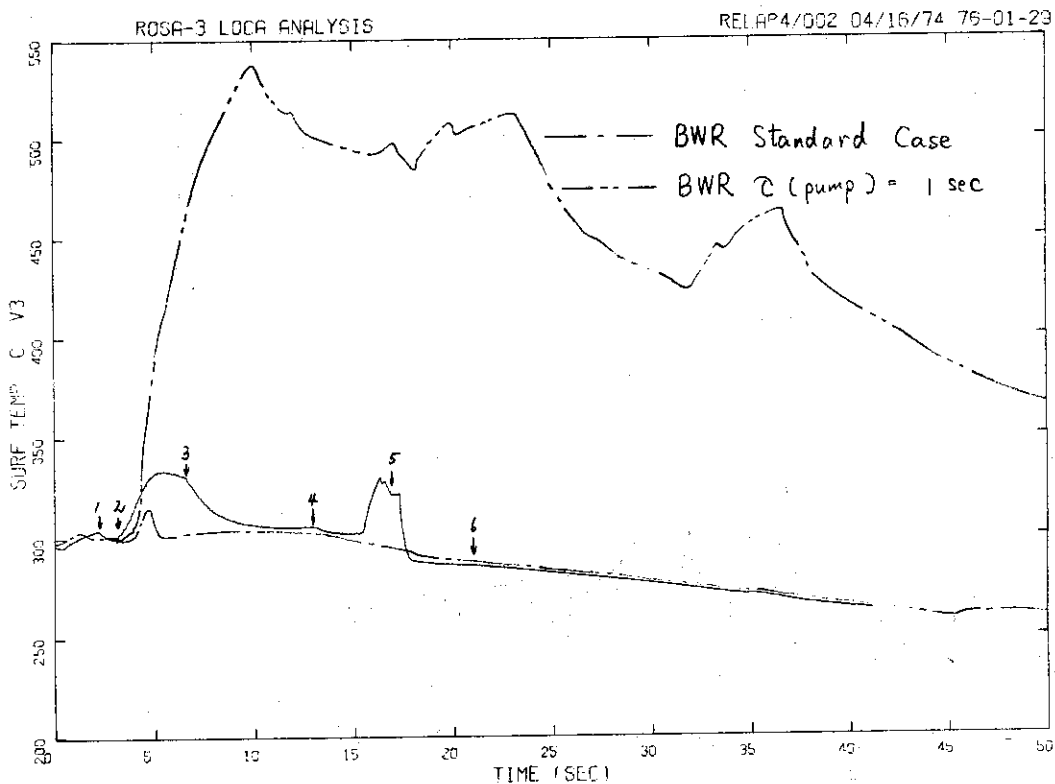
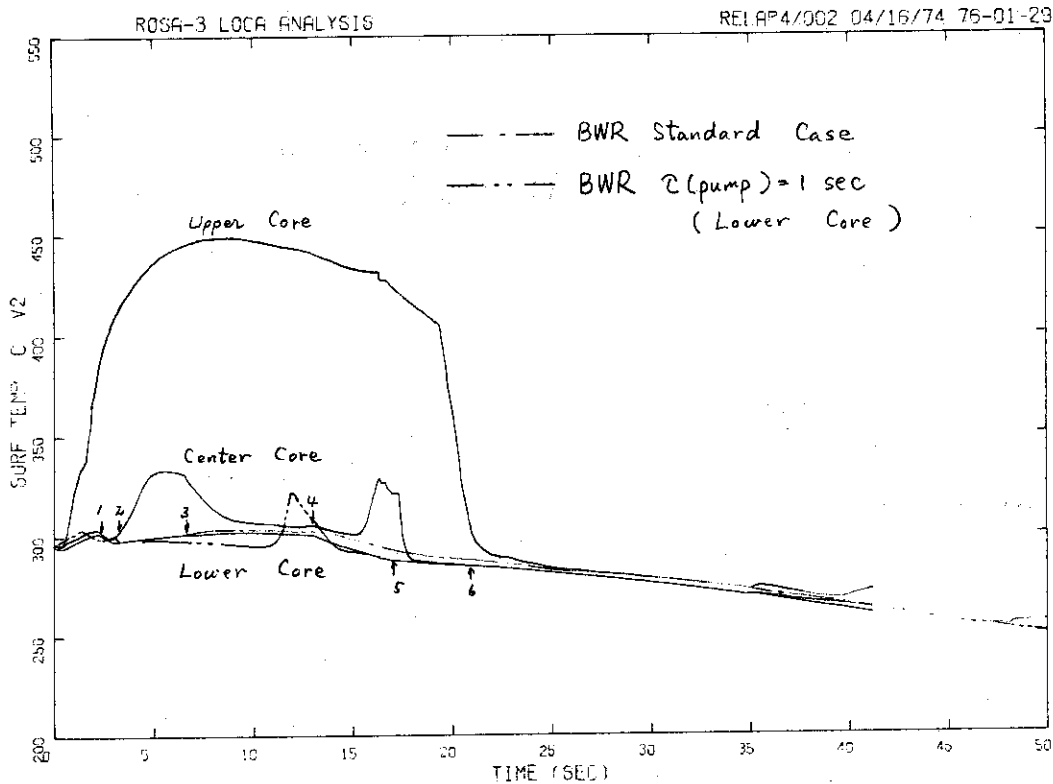


Fig.3.116 Core Inlet Flow Rate of ROSA-III calculated by assuming Nuclear Heating and Rated Power of 9MW



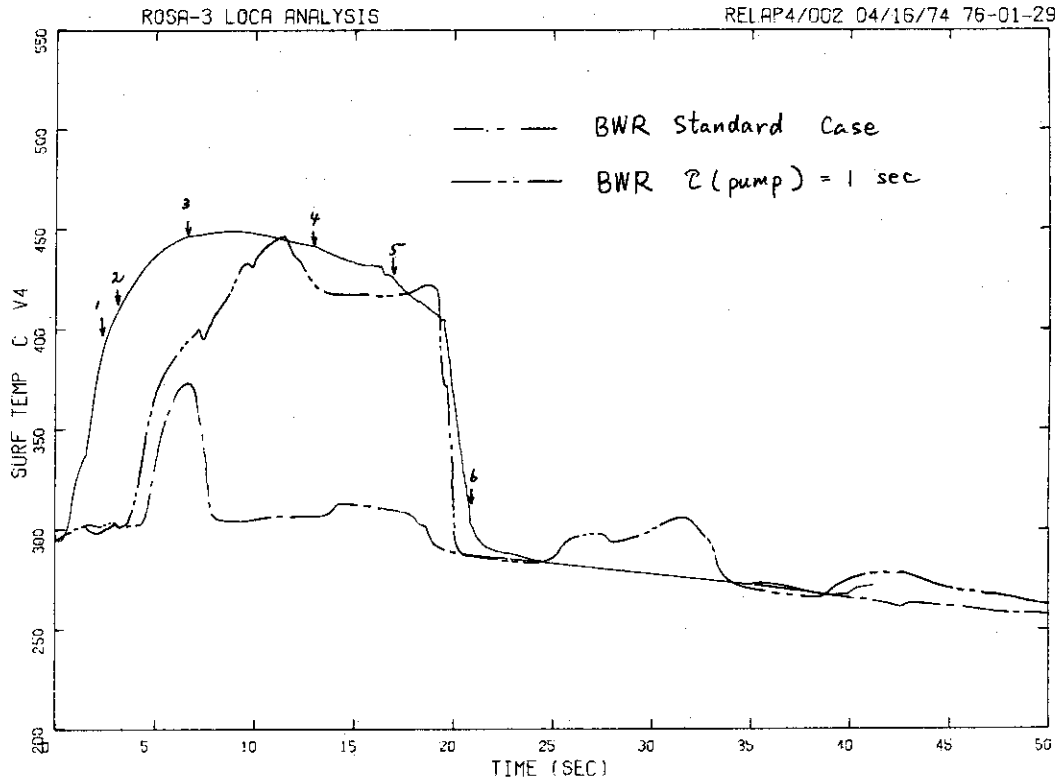


Fig. 3.119 Average Cladding Surface Temperature in Upper Core of ROSA-III calculated by assuming Nuclear Heating and Rated Power of 9MW

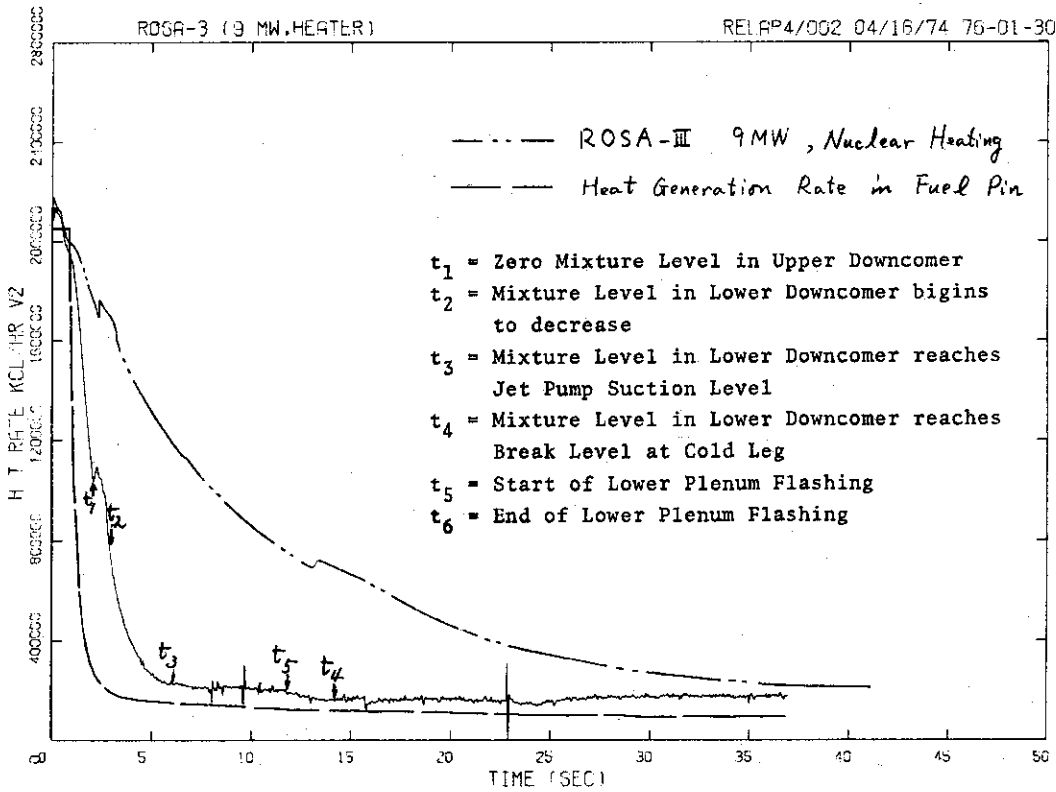


Fig. 3.120 Heat Transfer Rate to Coolant in Lower Core of ROSA-III calculated by assuming Electric Heating and Rated Power of 9MW

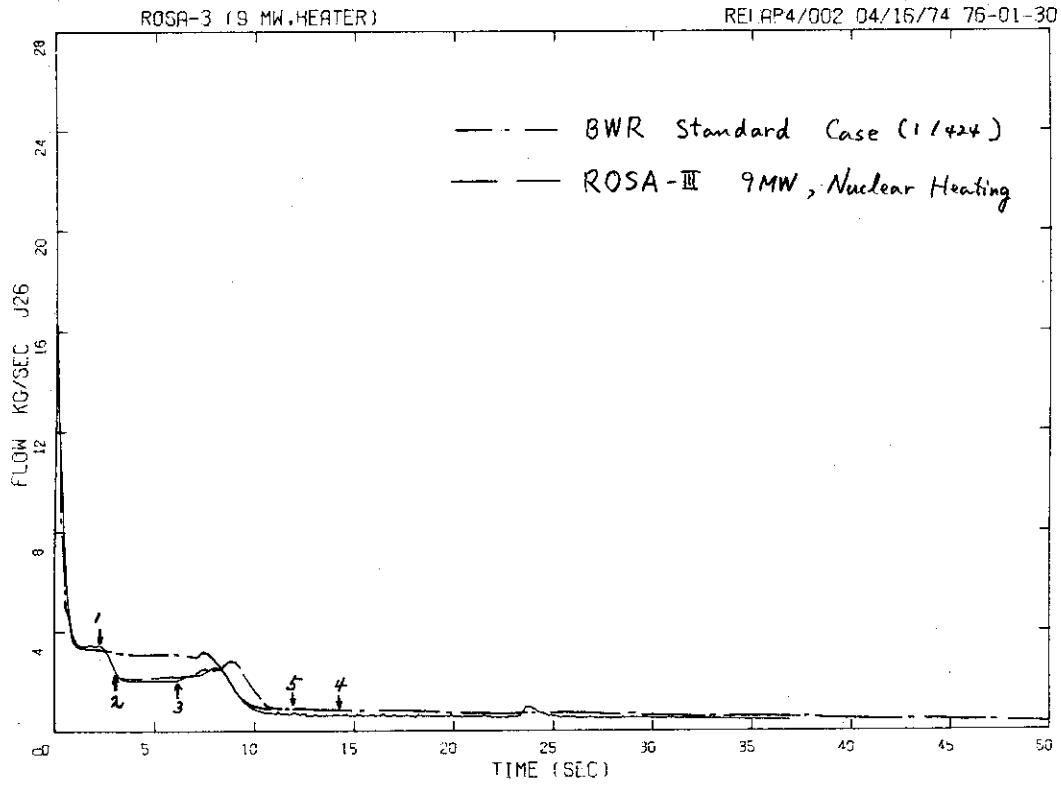


Fig.3.121 Break Flow from Recirculation Loop of ROSA-III calculated by assuming Electric Heating and Rated Power of 9MW

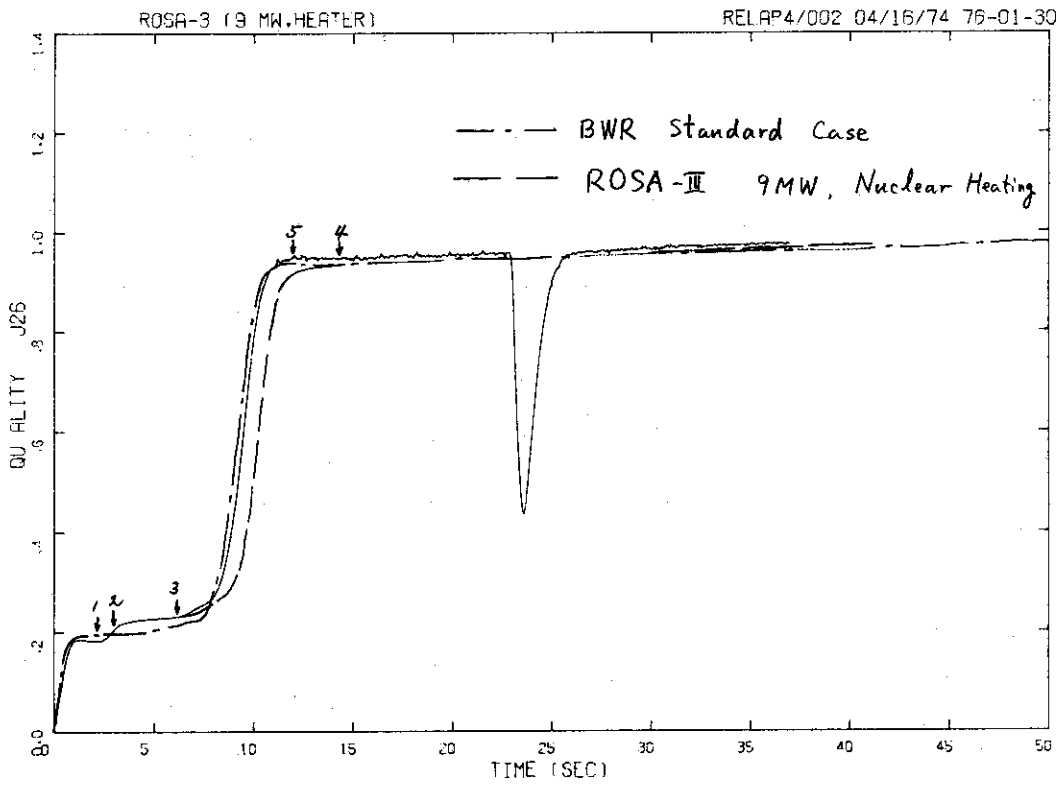


Fig.3.122 Break Quality from Recirculation Loop of ROSA-III calculated by assuming Electric Heating and Rated Power of 9MW

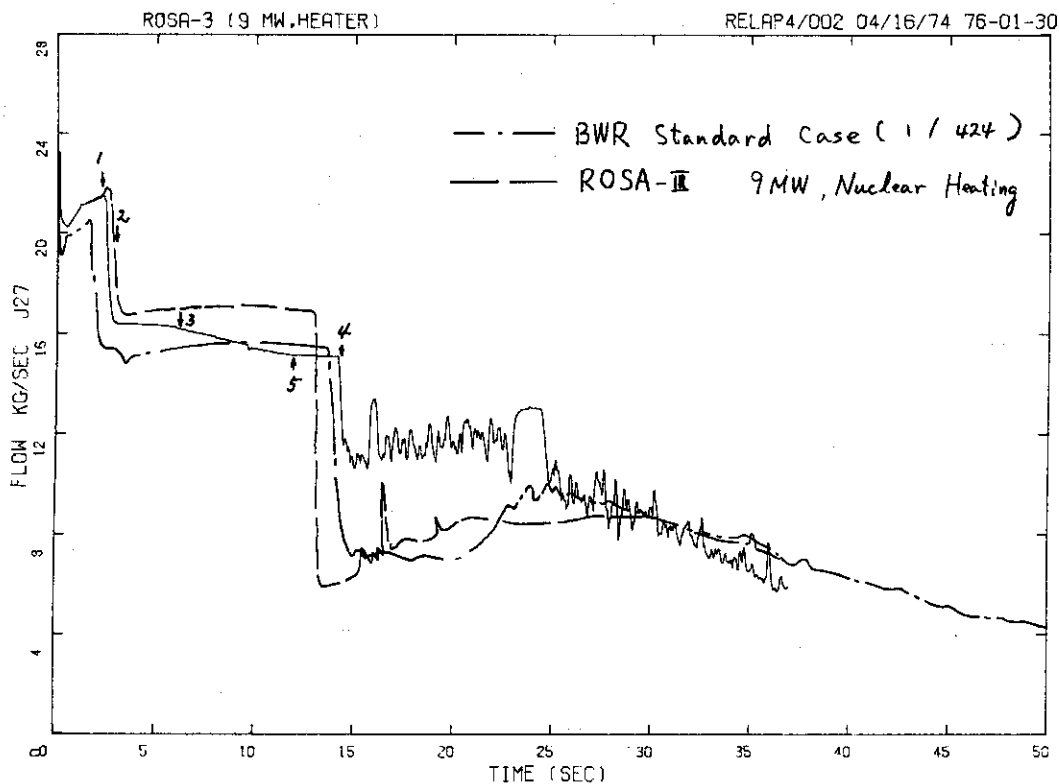


Fig.3.123 Break Flow from Vessel of ROSA-III calculated by assuming Electric Heating and Rated Power of 9MW

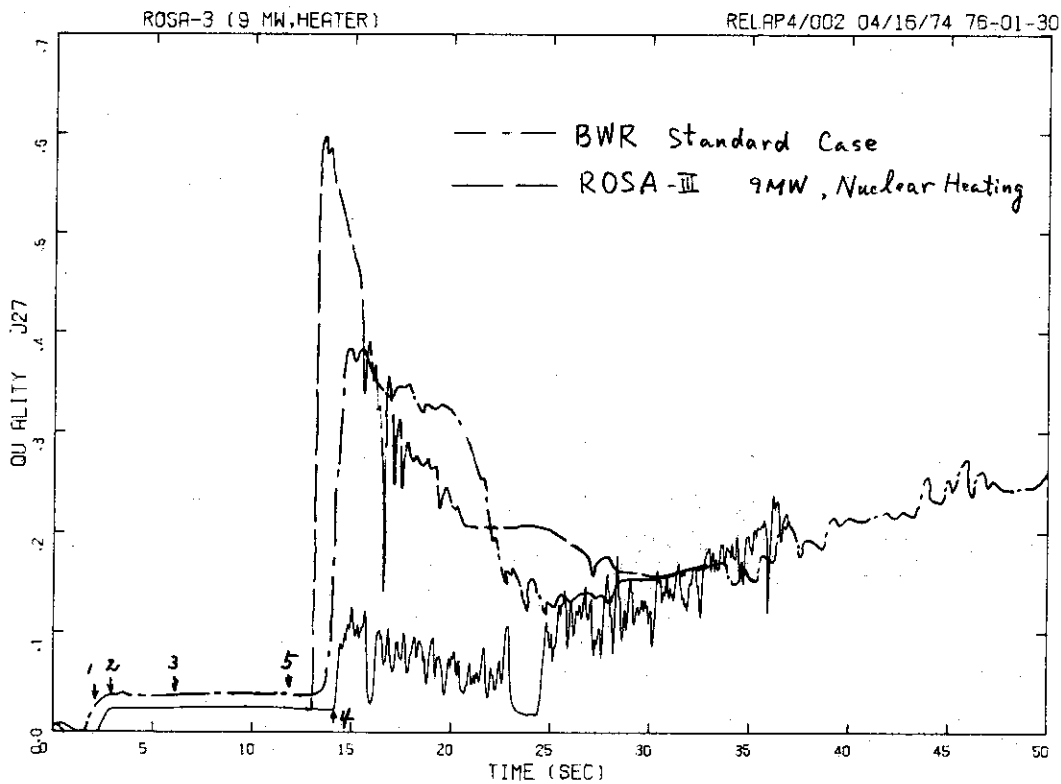


Fig.3.124 Break Quality from Vessel of ROSA-III calculated by assuming Electric Heating and Rated Power of 9MW



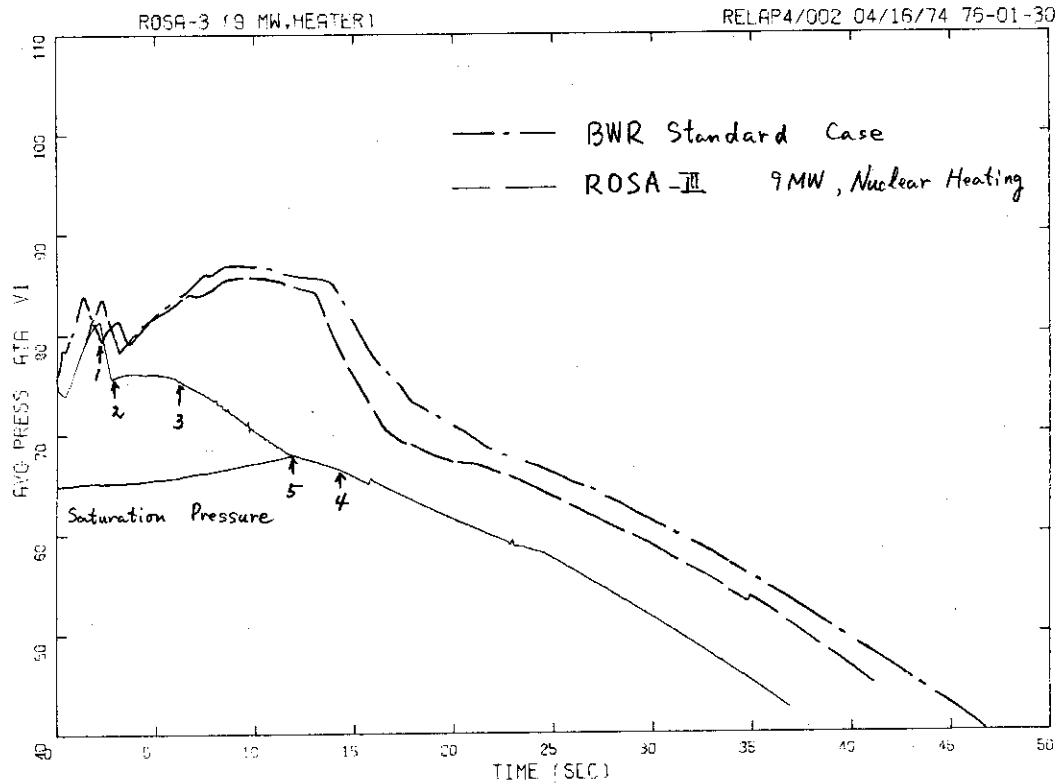


Fig. 3.125 Pressure in Lower Plenum of ROSA-III calculated by assuming Electric Heating and Rated Power of 9MW

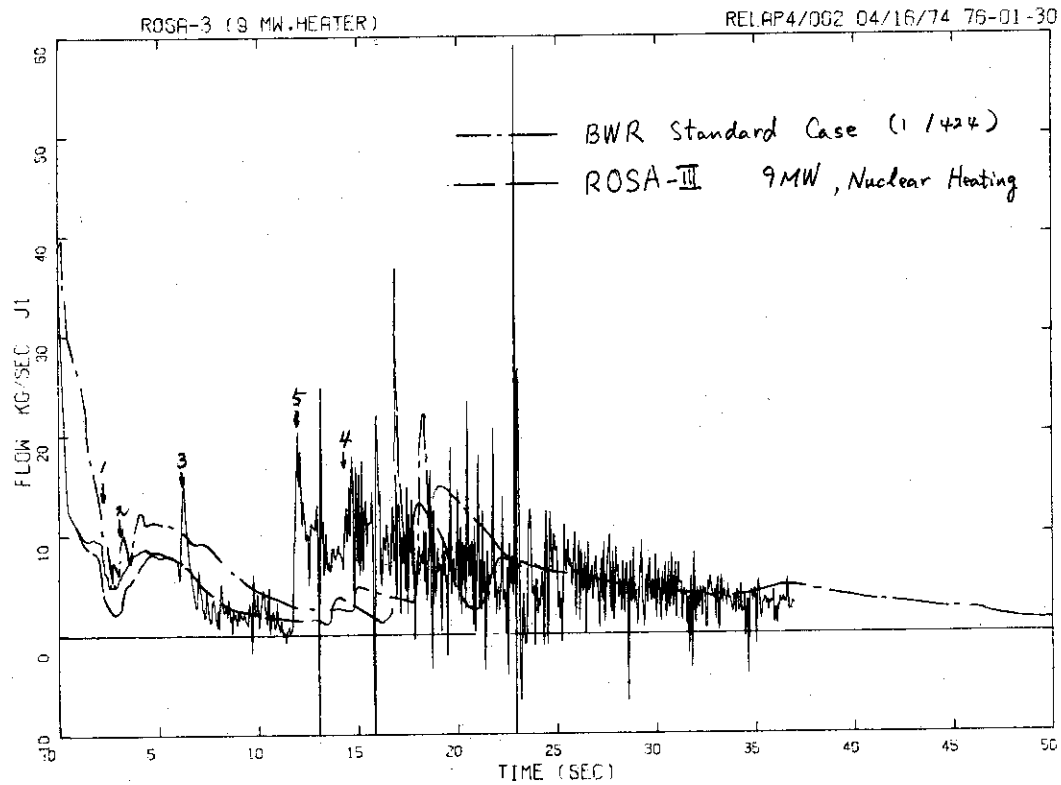


Fig. 3.126 Core Inlet Flow of ROSA-III calculated by assuming Electric Heating and Rated Power of 9MW

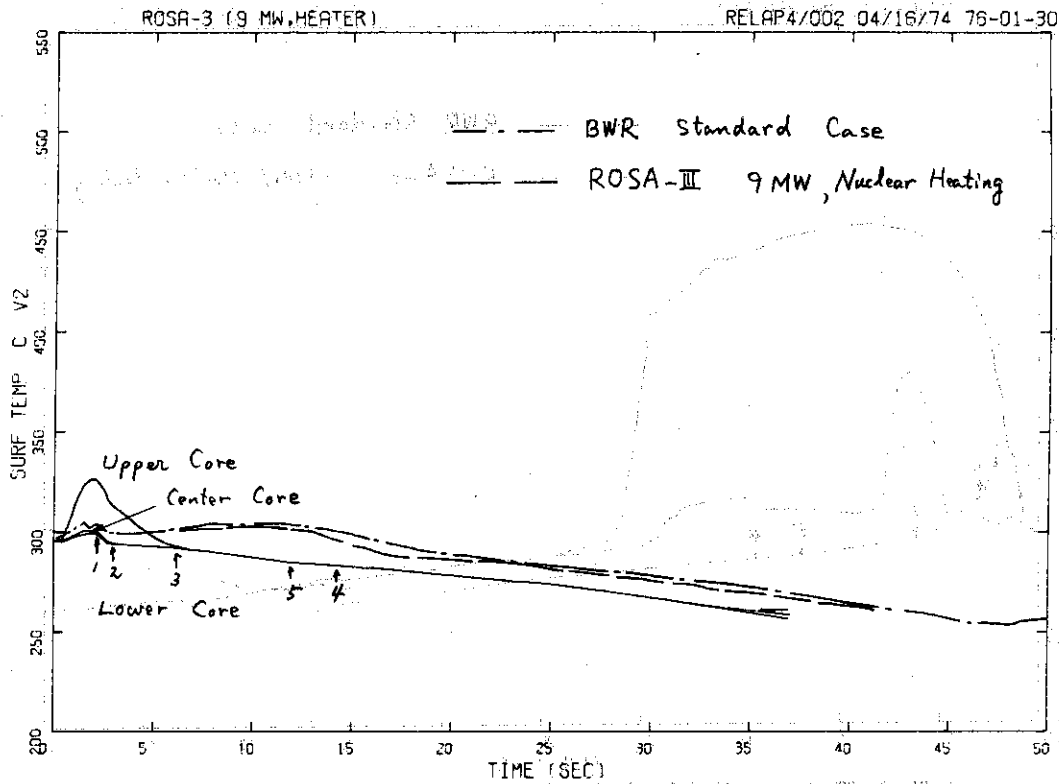


Fig.3.127 Average Cladding Surface Temperature in Lower Core of ROSA-III calculated by assuming Electric Heating and Rated Power of 9MW

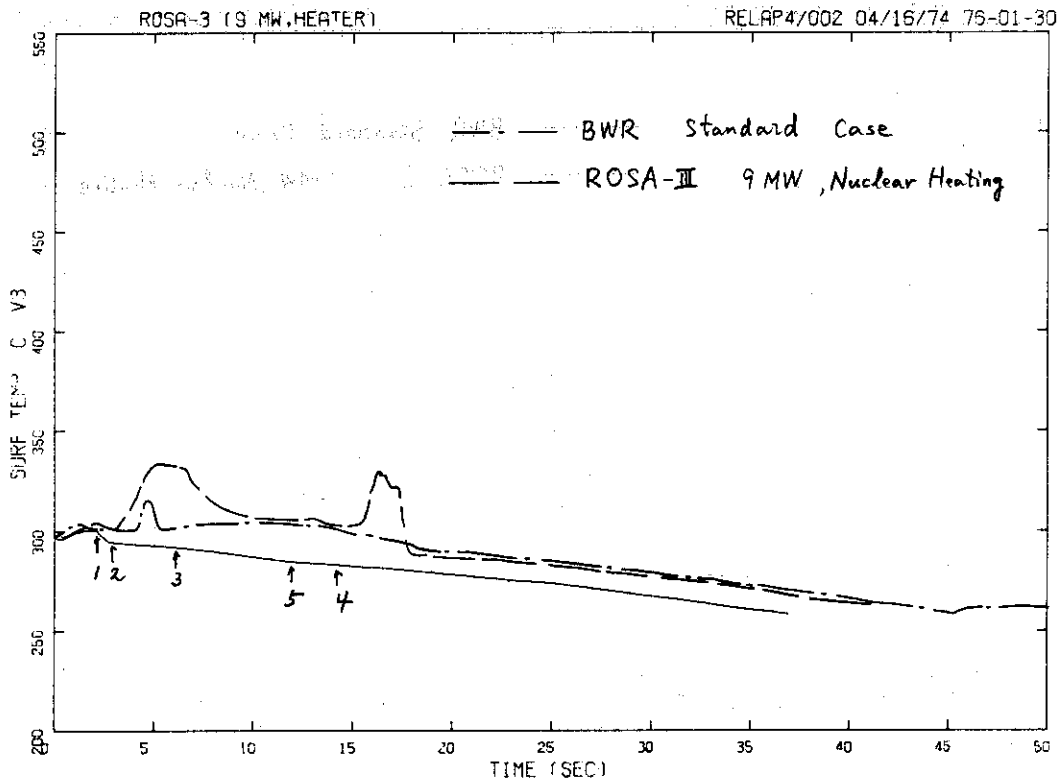
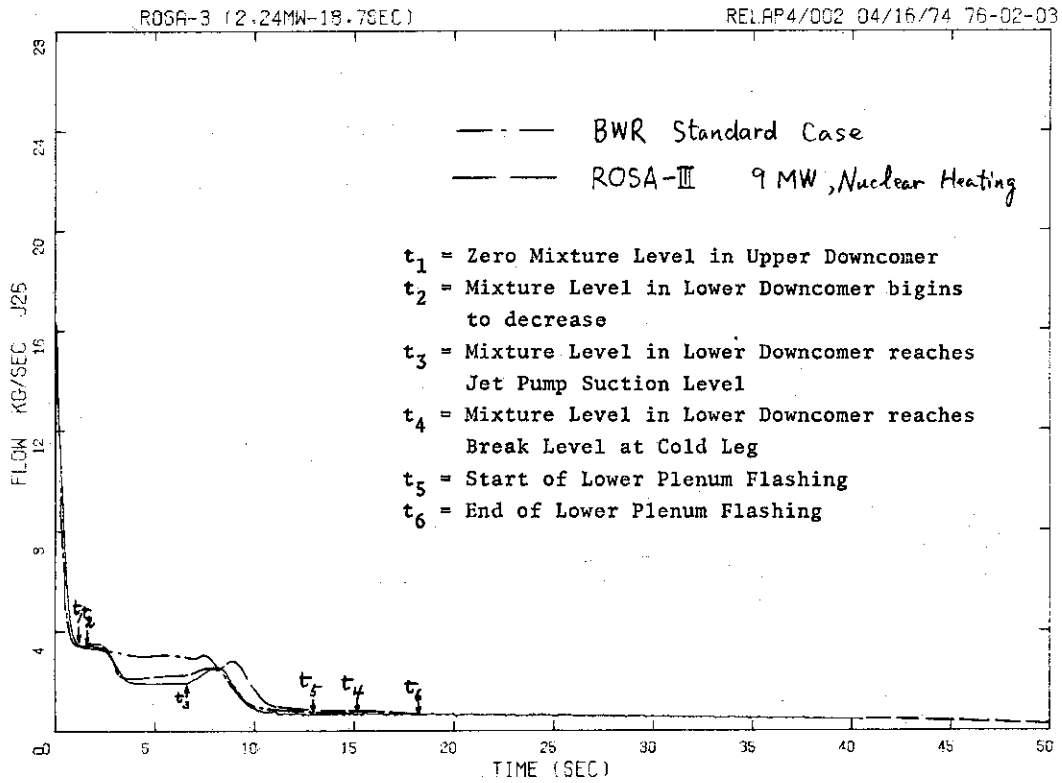
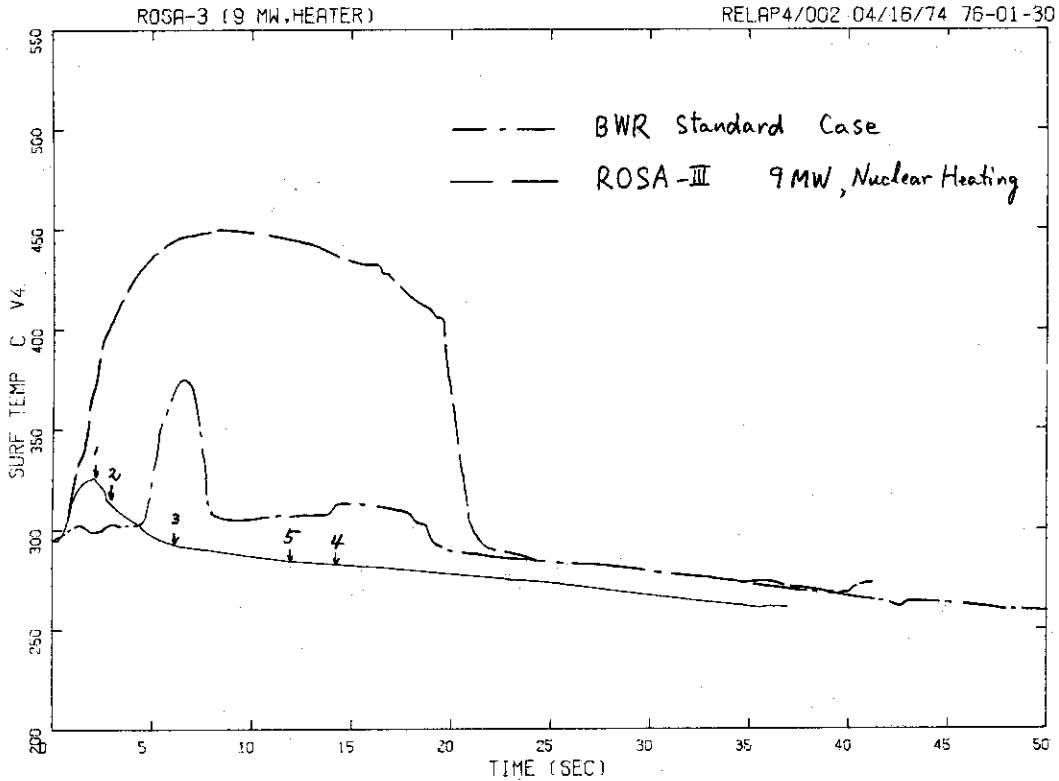


Fig.3.128 Average Cladding Surface Temperature in Center Core of ROSA-III calculated by assuming Electric Heating and Rated Power of 9MW



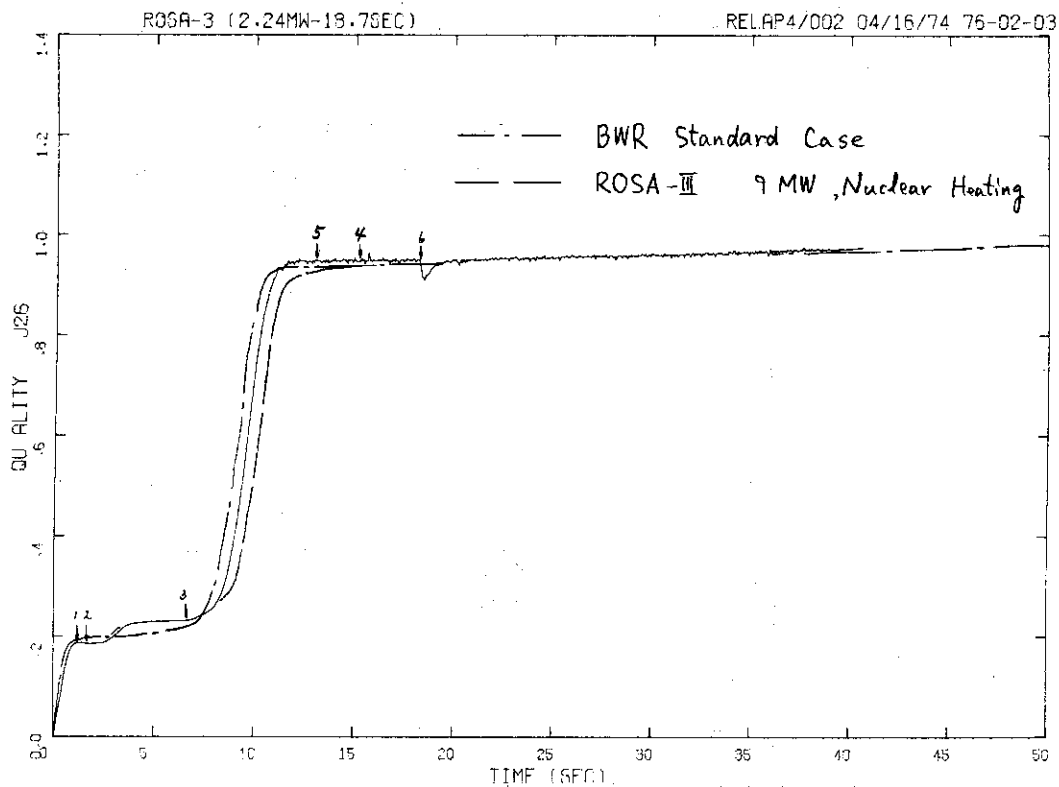


Fig.3.131 Break Quality from Recirculation Loop of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 2.24 MW to 18.7 sec

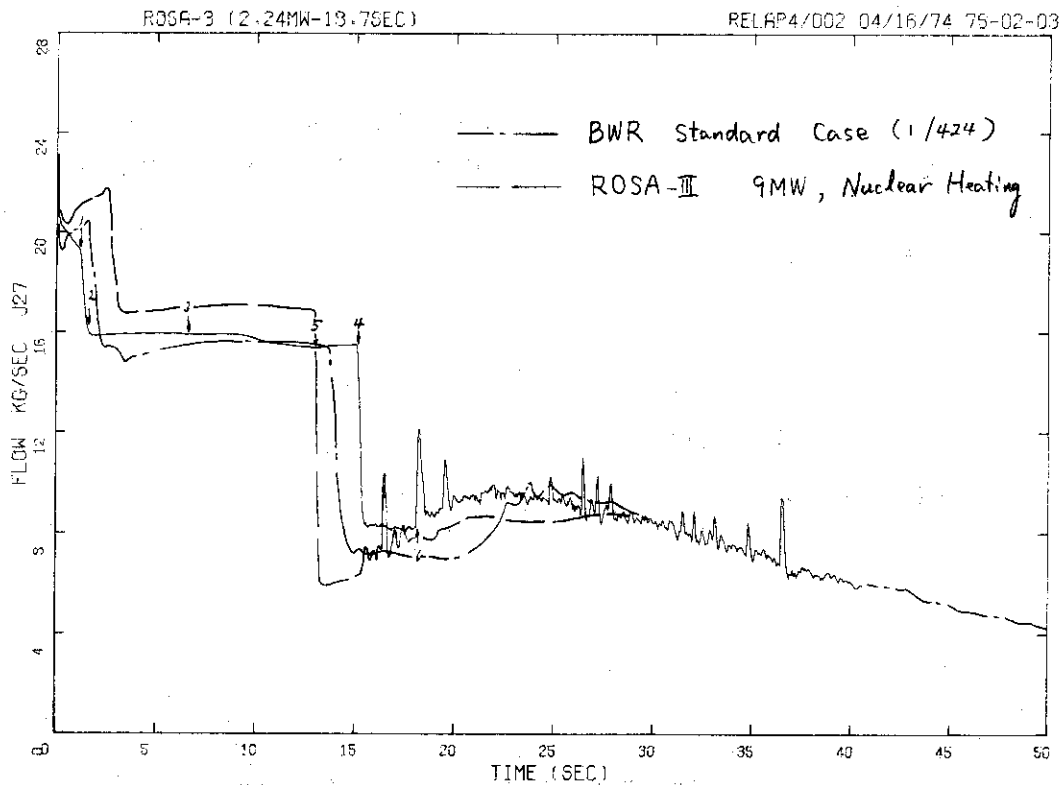


Fig.3.132 Break Flow from Vessel of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 2.24 MW to 18.7 sec

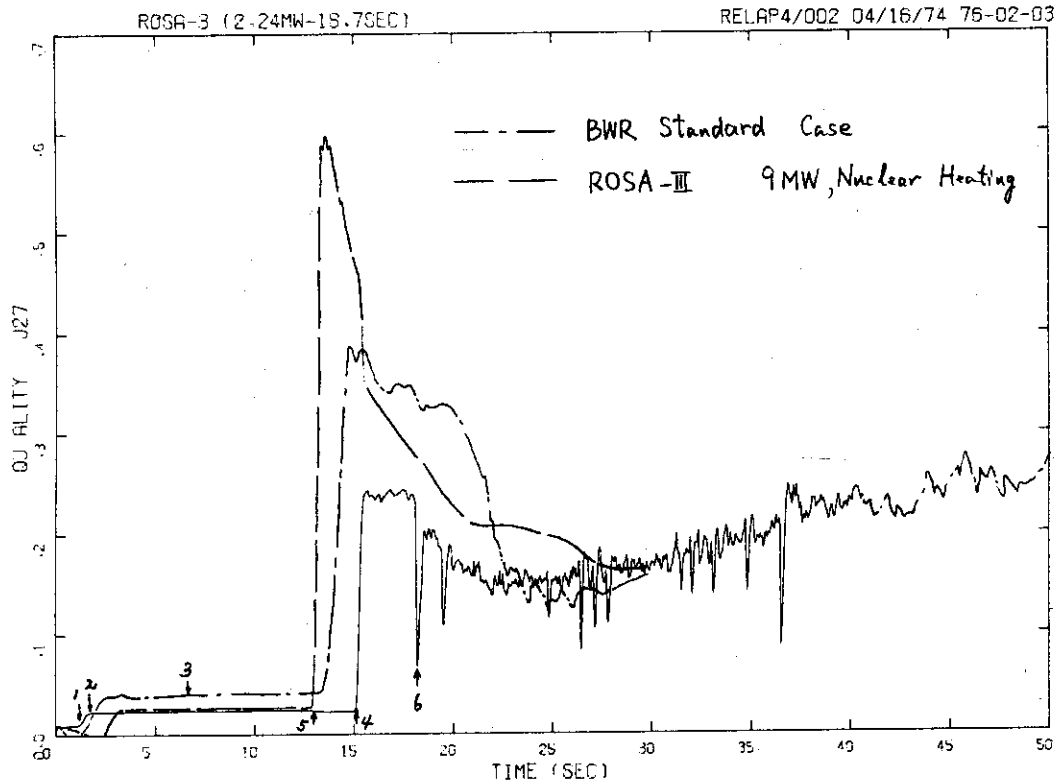


Fig.3.133 Break Quality from Vessel of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 2.24 MW to 18.7 sec

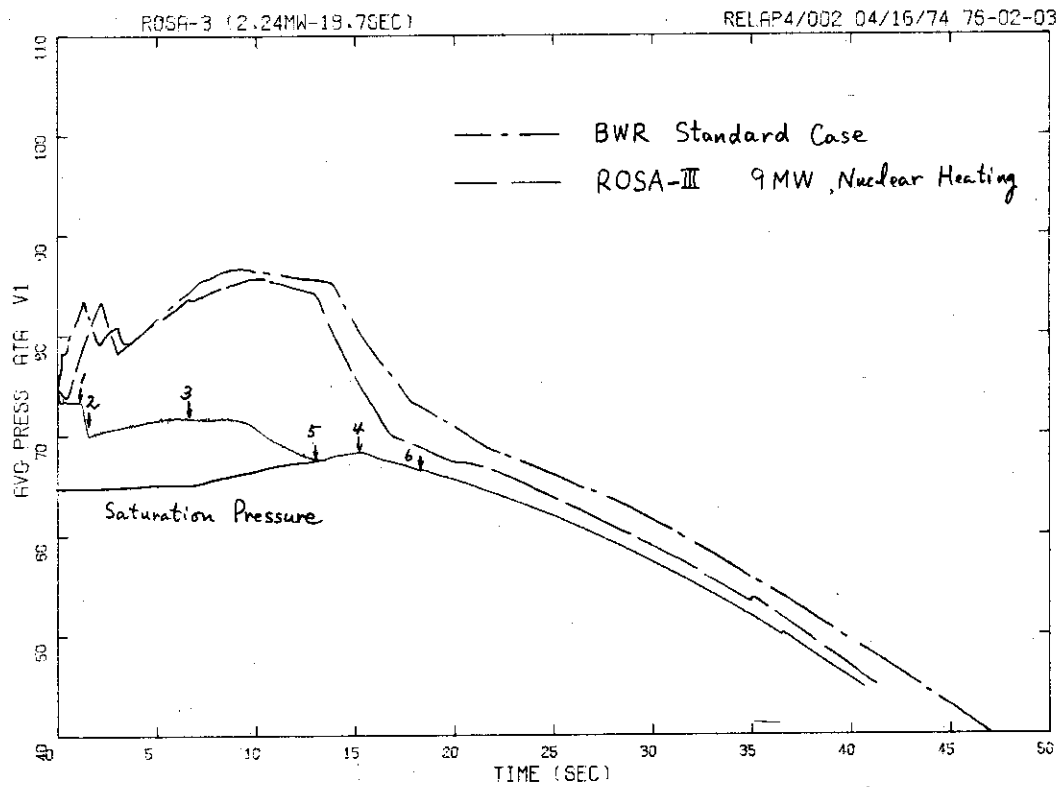
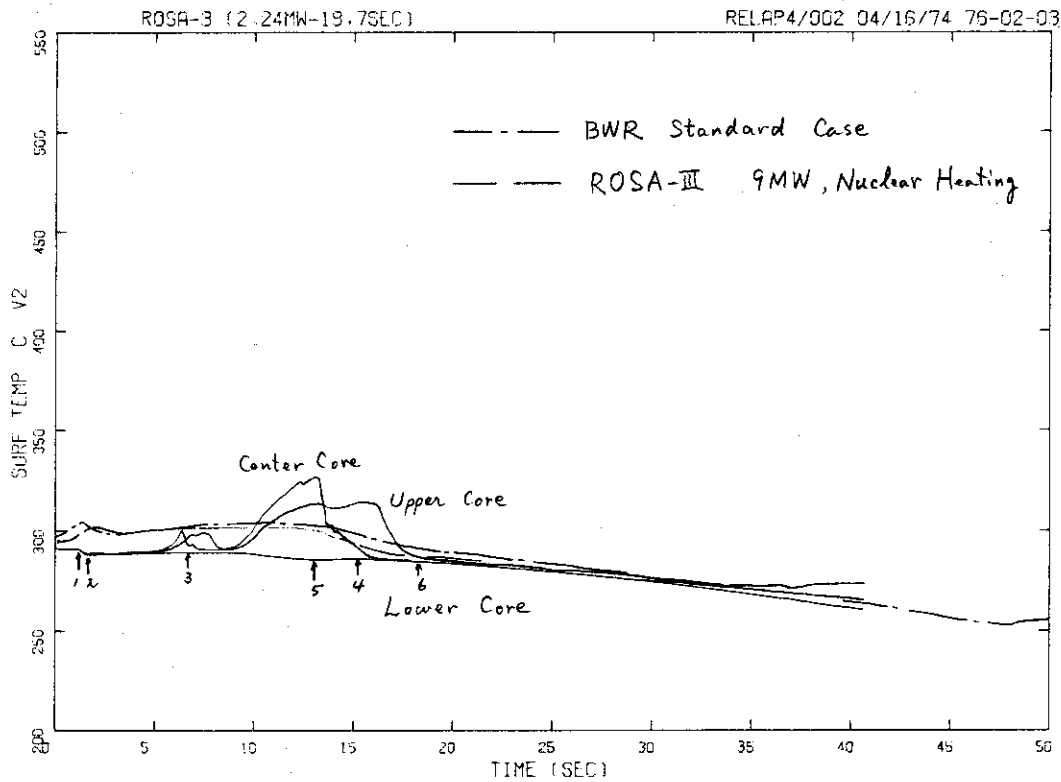
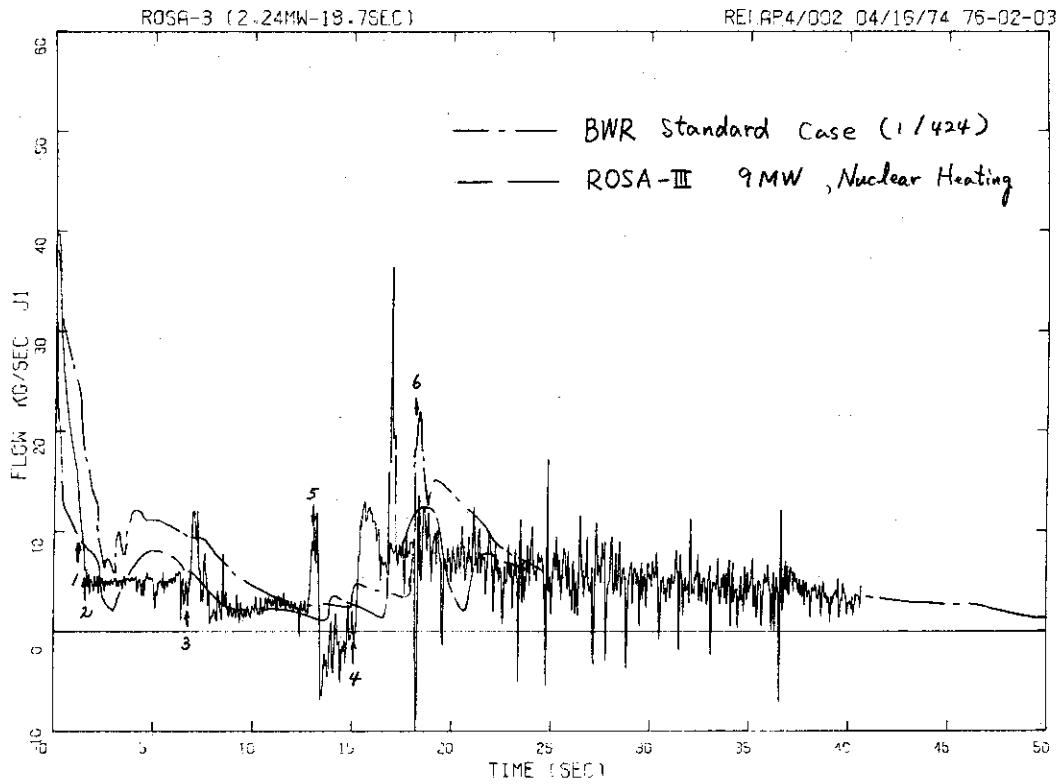


Fig.3.134 Pressure in Lower Plenum of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 2.24 MW to 18.7 sec



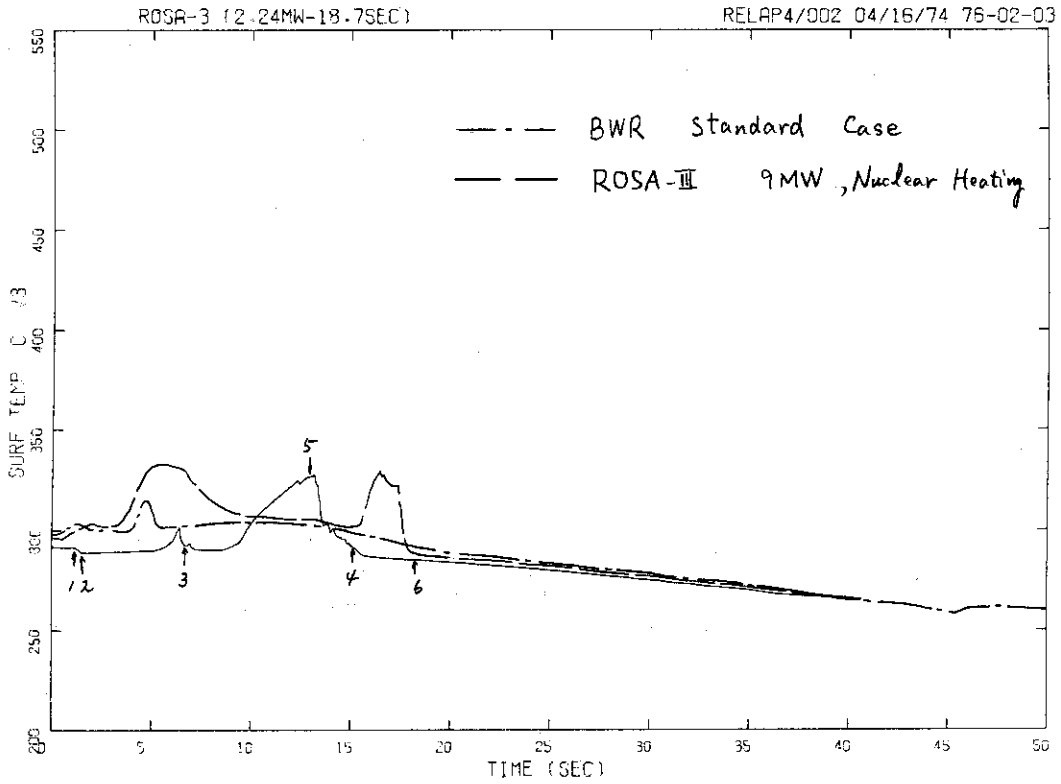


Fig.3.137 Average Cladding Surface Temperature in Center Core of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 2.24 MW to 18.7 sec

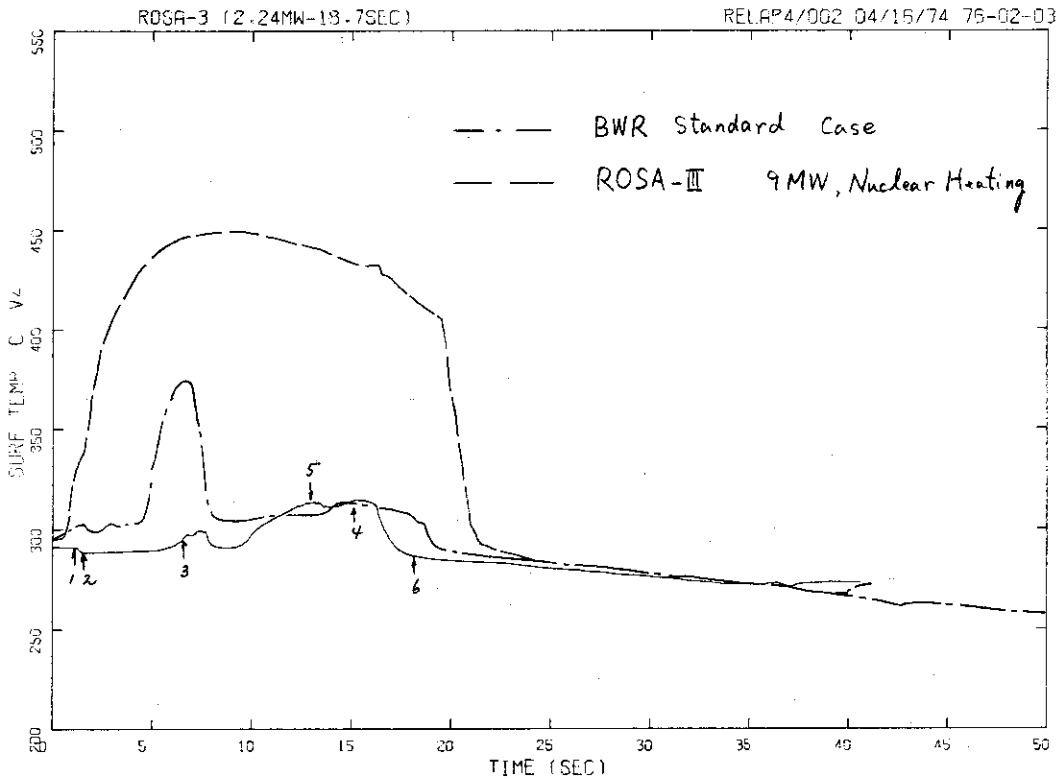


Fig.3.138 Average Cladding Surface Temperature in Upper Core of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 2.24 MW to 18.7 sec

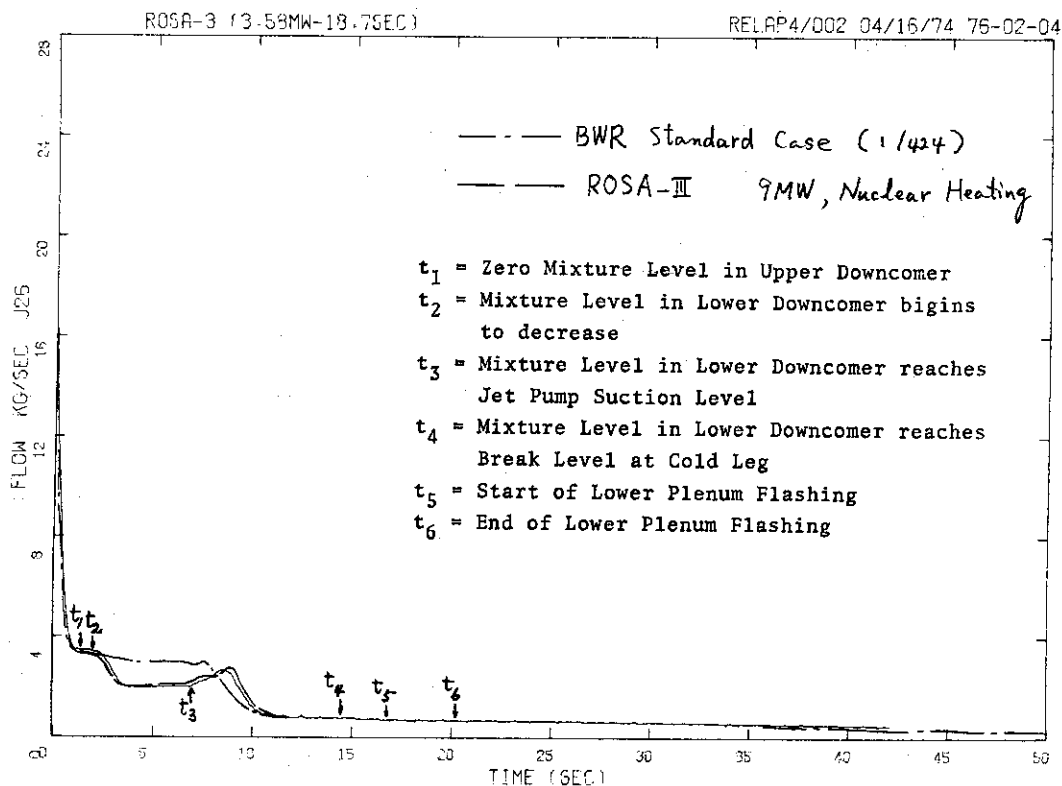


Fig.3.139 Break Flow from Recirculation Loop of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 3.58 MW to 18.7 sec

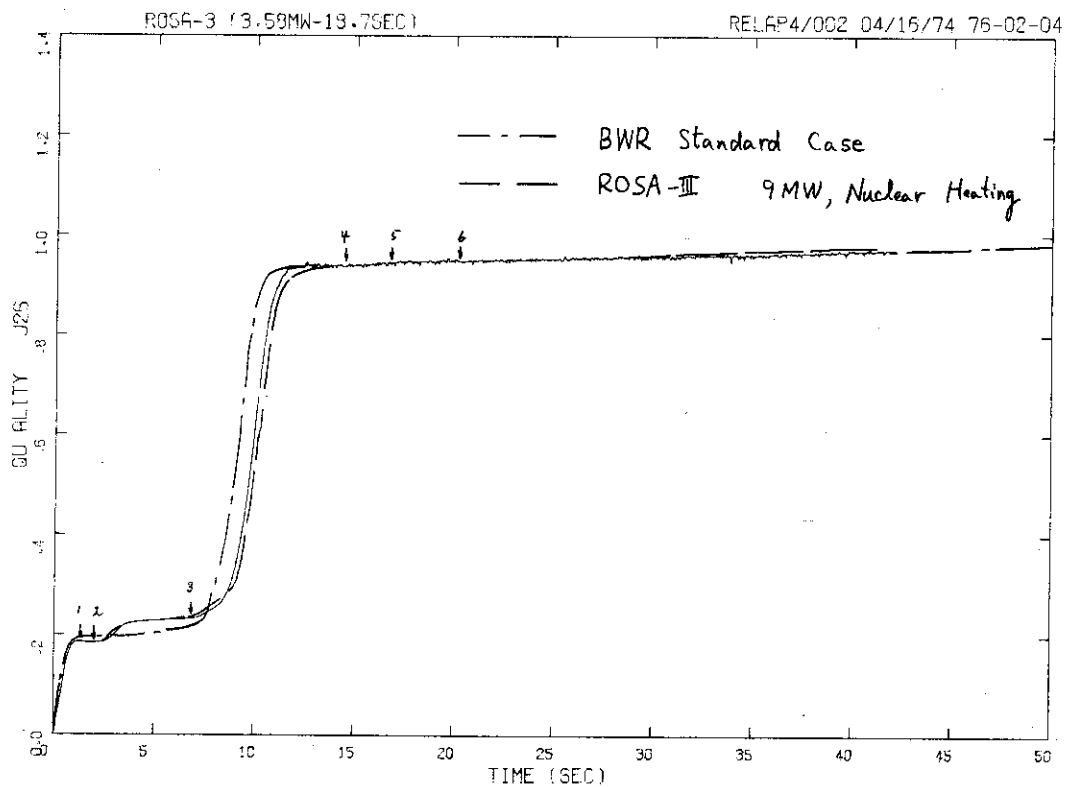
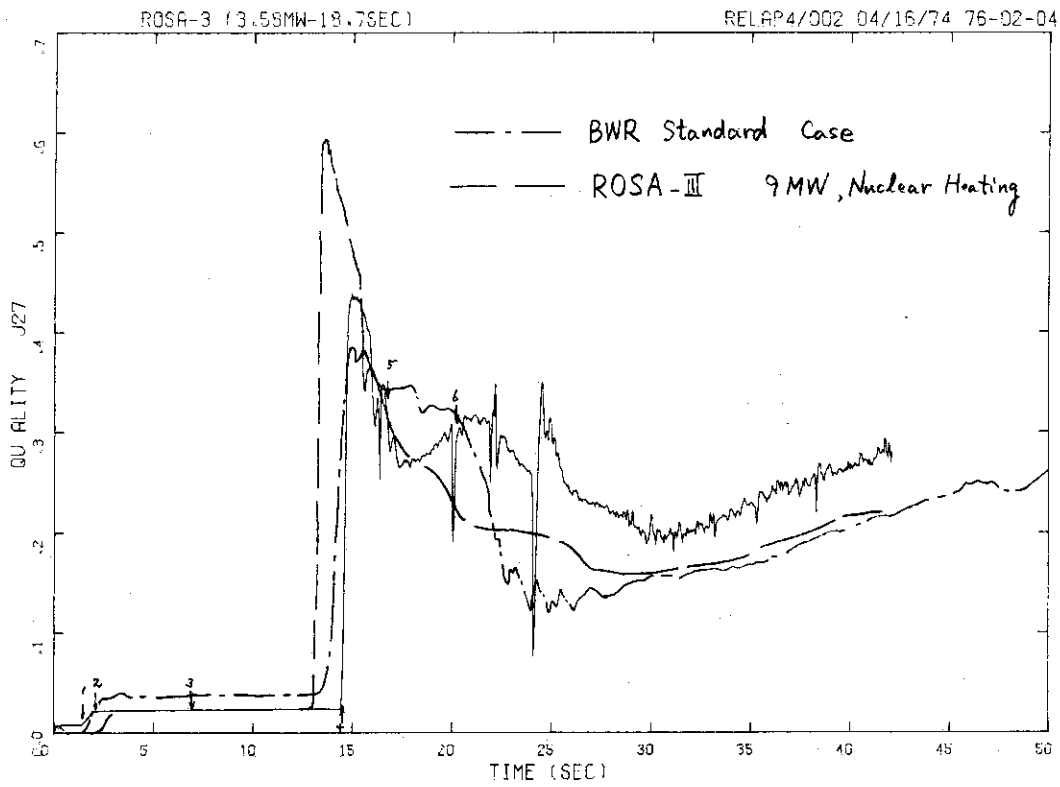
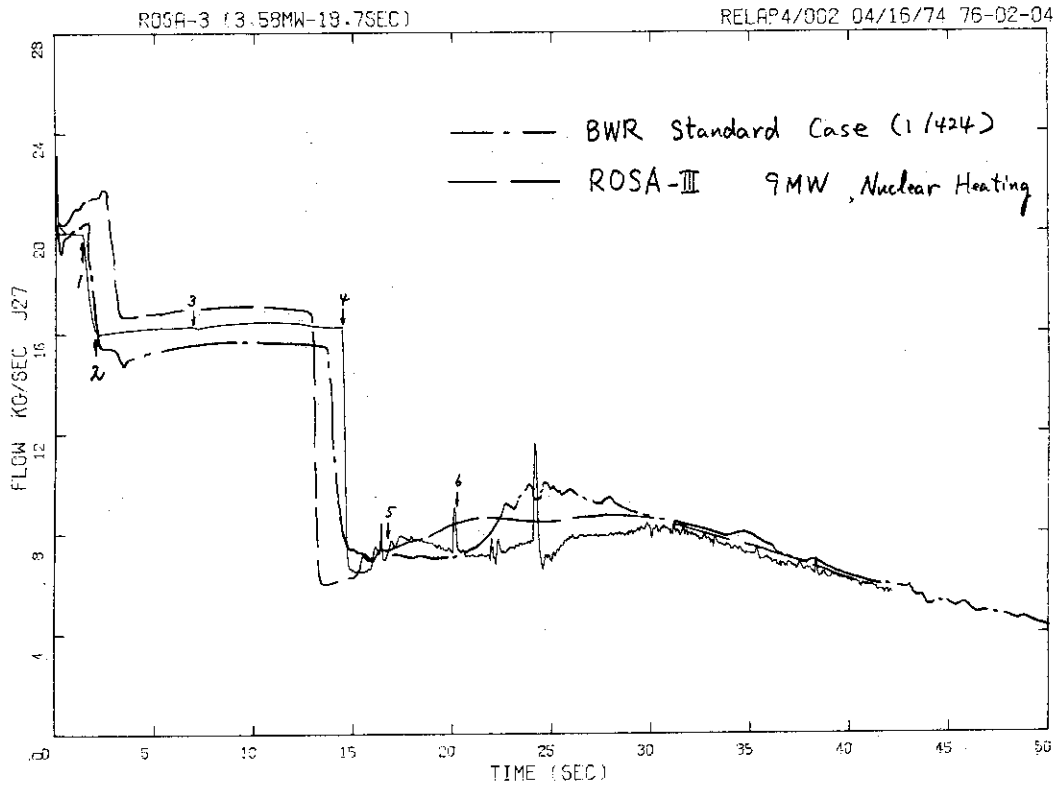


Fig.3.140 Break Quality from Recirculation Loop of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 3.58 MW to 18.7 sec.





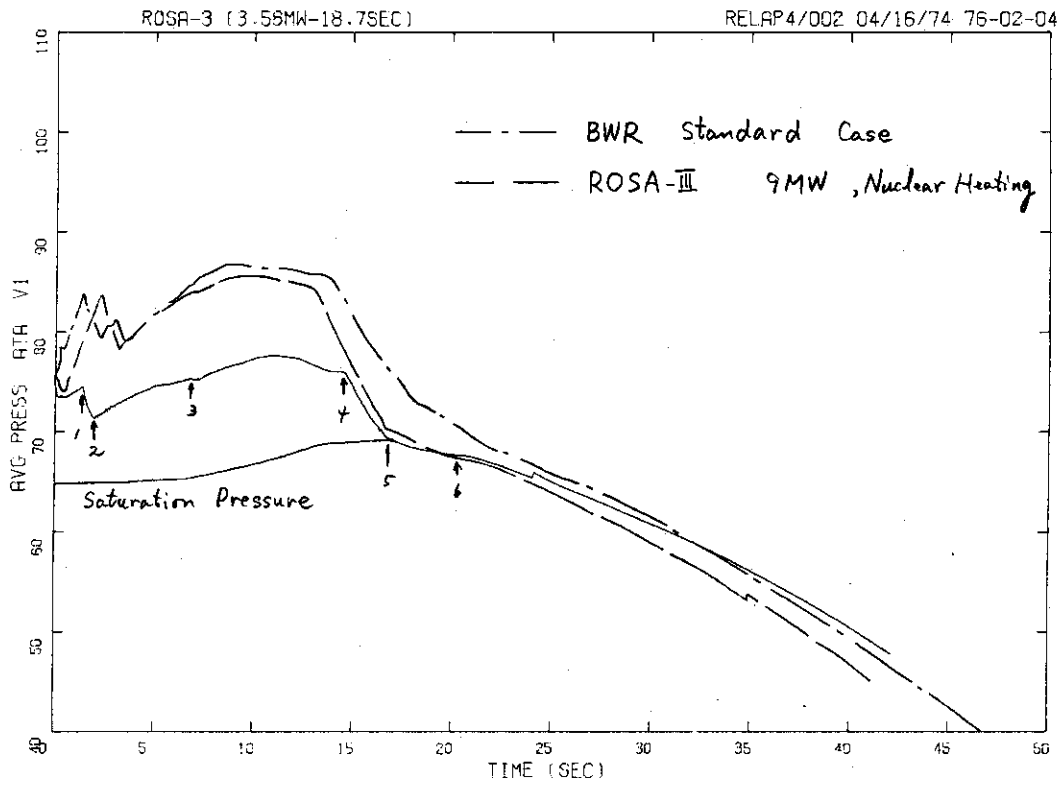


Fig.3.143 Pressure in Lower Plenum of ORSA-III calculated by assuming Constant Power of 3.58 MW to 18.7 sec

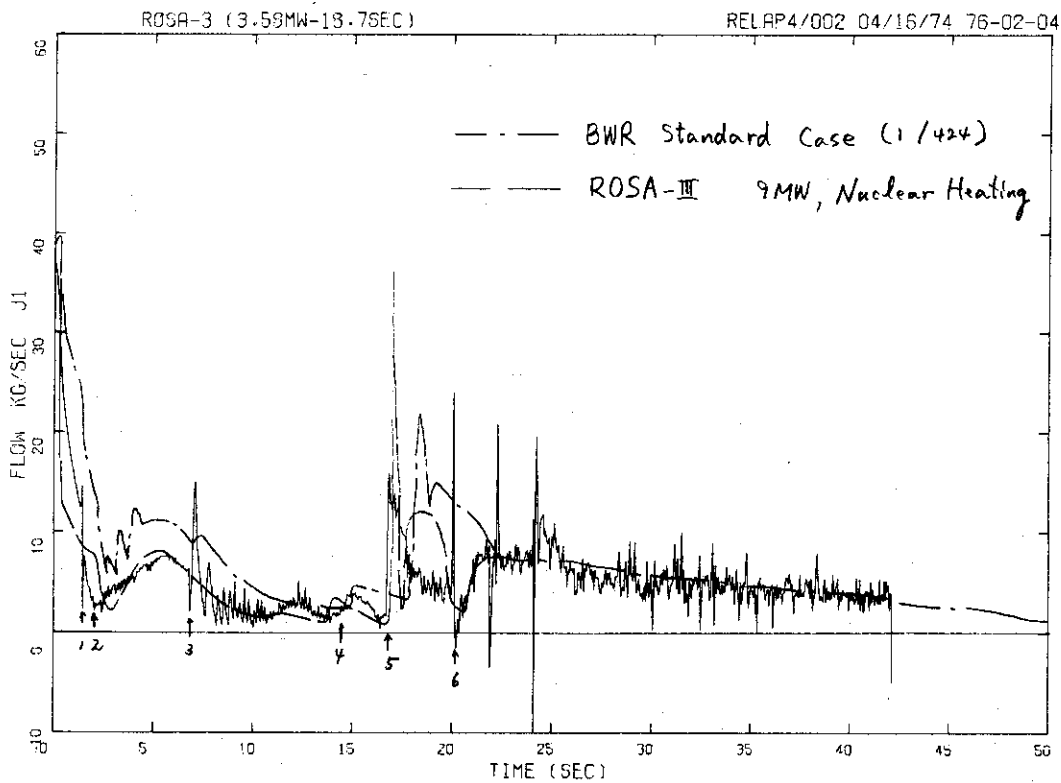


Fig.3.144 Core Inlet Flow of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 3.58 MW to 18.7 sec

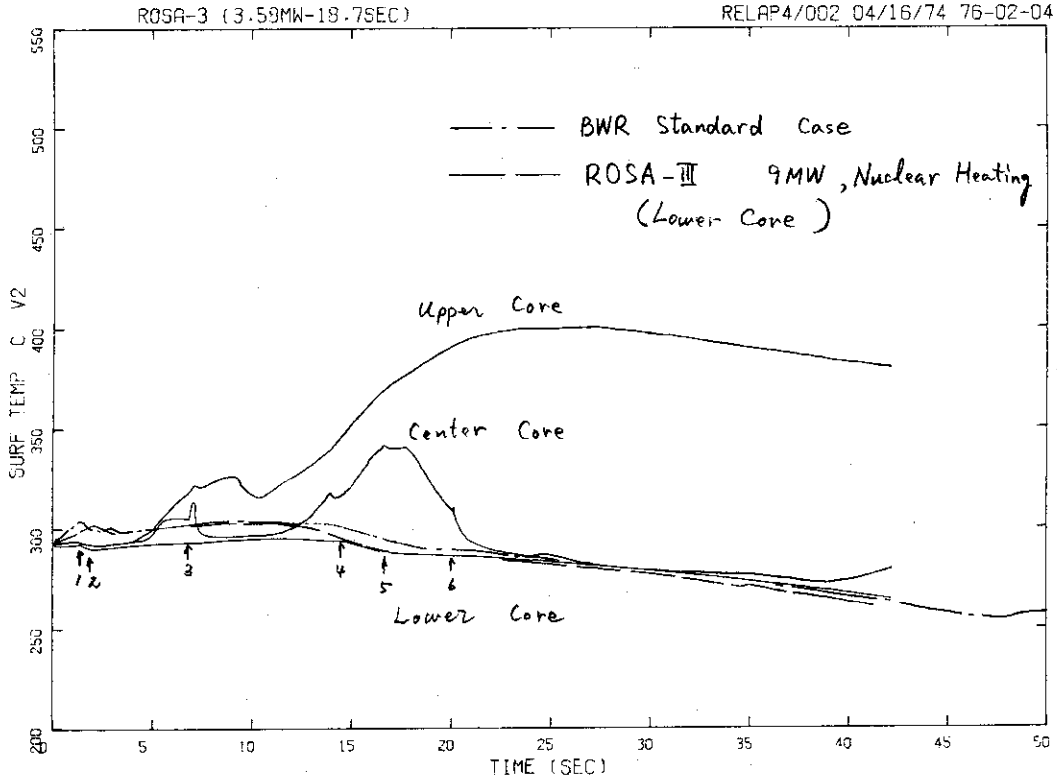


Fig.3.145 Average Cladding Surface Temperature in Lower Core of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 3.58 MW to 18.7 sec

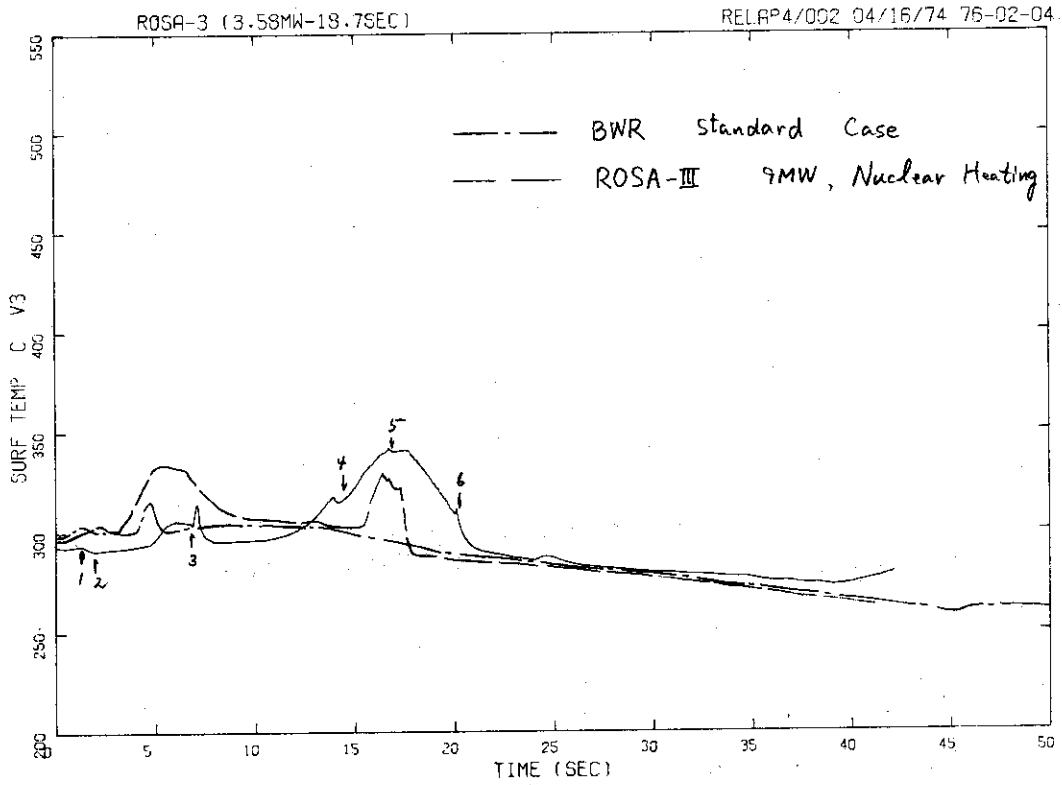


Fig.3.146 Average Cladding Surface Temperature in Center Core of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 3.58 MW to 18.7 sec

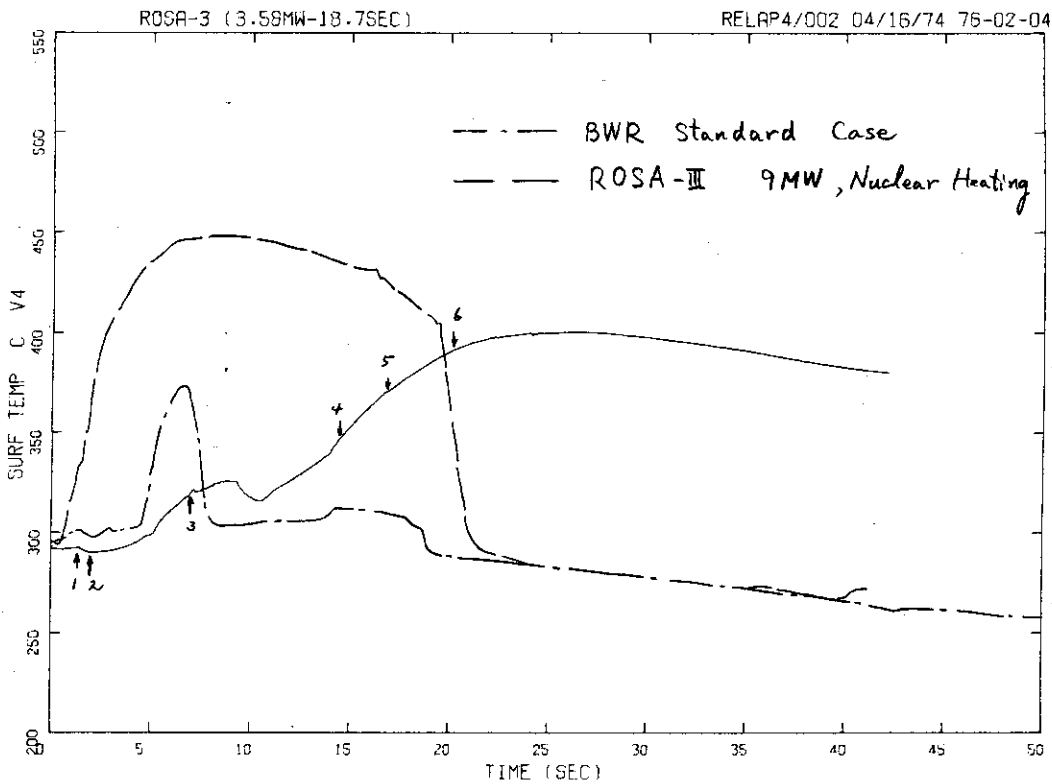


Fig.3.147 Average Cladding Surface Temperature in Upper Core of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 3.58 MW to 18.7 sec

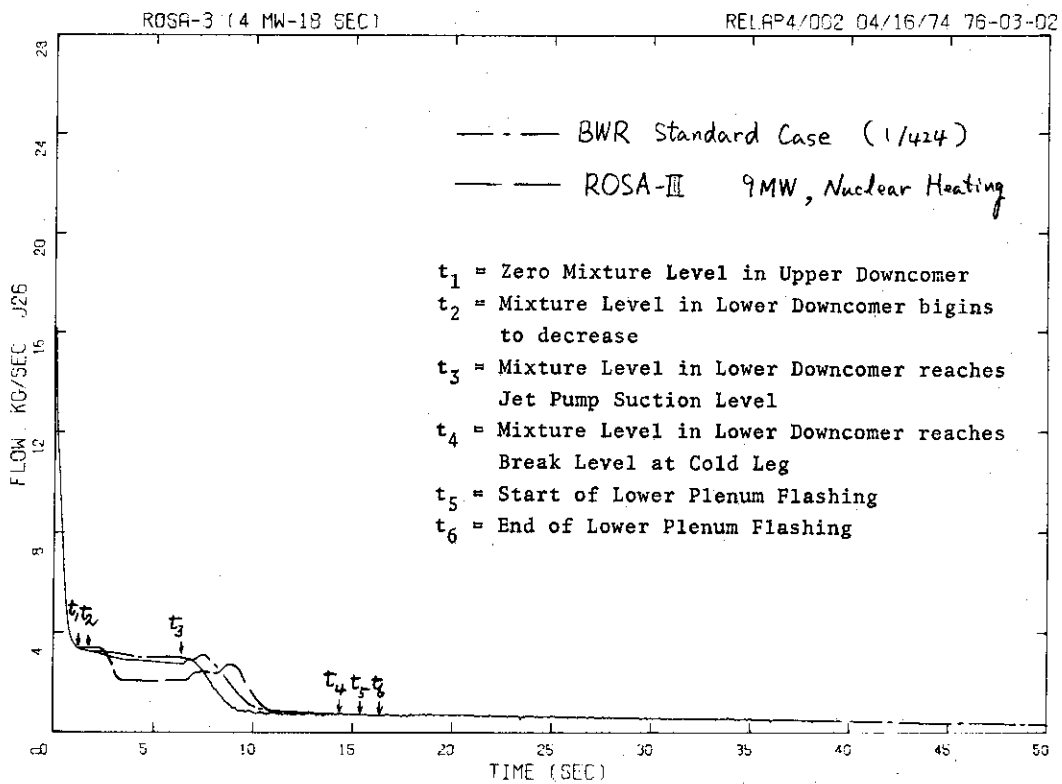


Fig.3.148 Break Flow from Recirculation Loop of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 4 MW to 18 sec and Time Constant of Recirculation Pump to be 5 sec

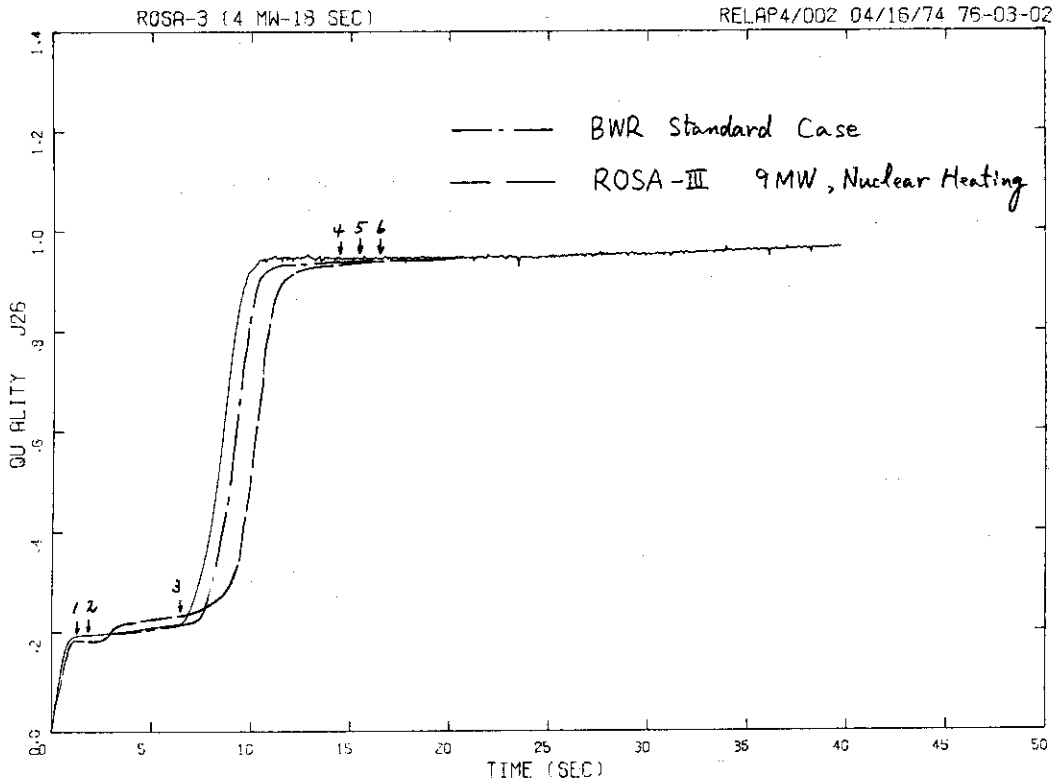


Fig.3.149 Break Quality from Recirculation Loop of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 4 MW to 18 sec and Time Constant of Recirculation Pump to be 5 sec

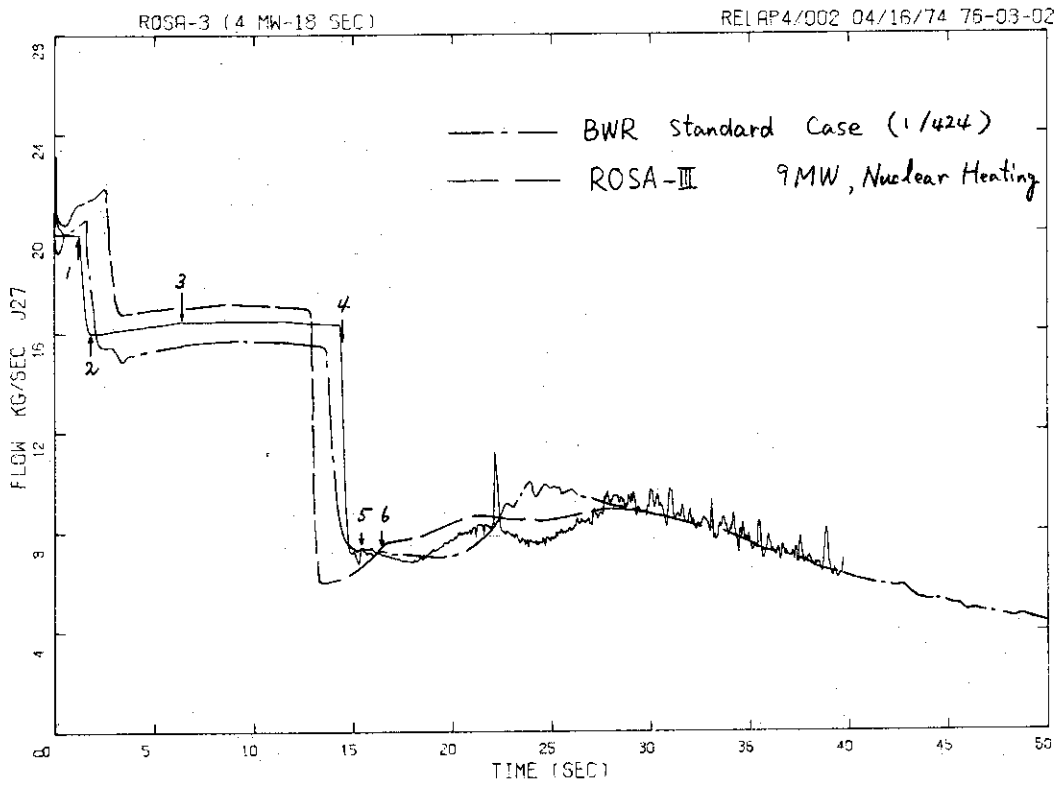


Fig.3.150 Break Flow from Vessel of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 4 MW to 18 sec and Time Constant of Recirculation Pump to be 5 sec

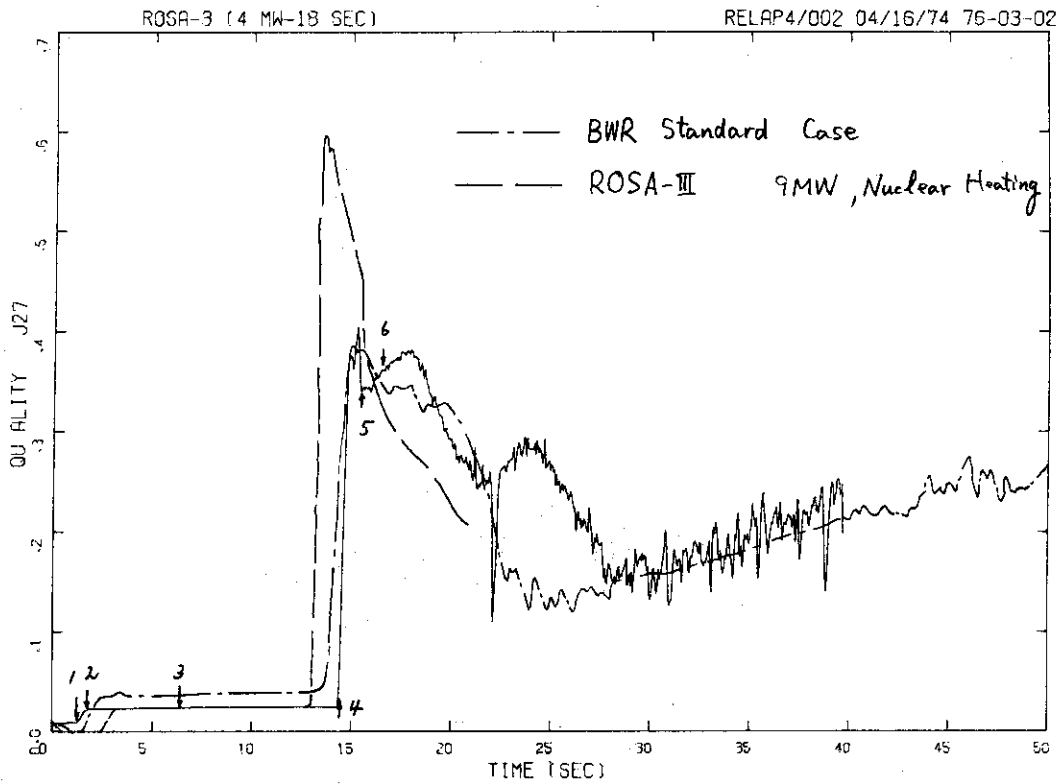


Fig.3.151 Break Quality from Vessel of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 4 MW to 18 sec and Time Constant of Recirculation Pump to be 5 sec

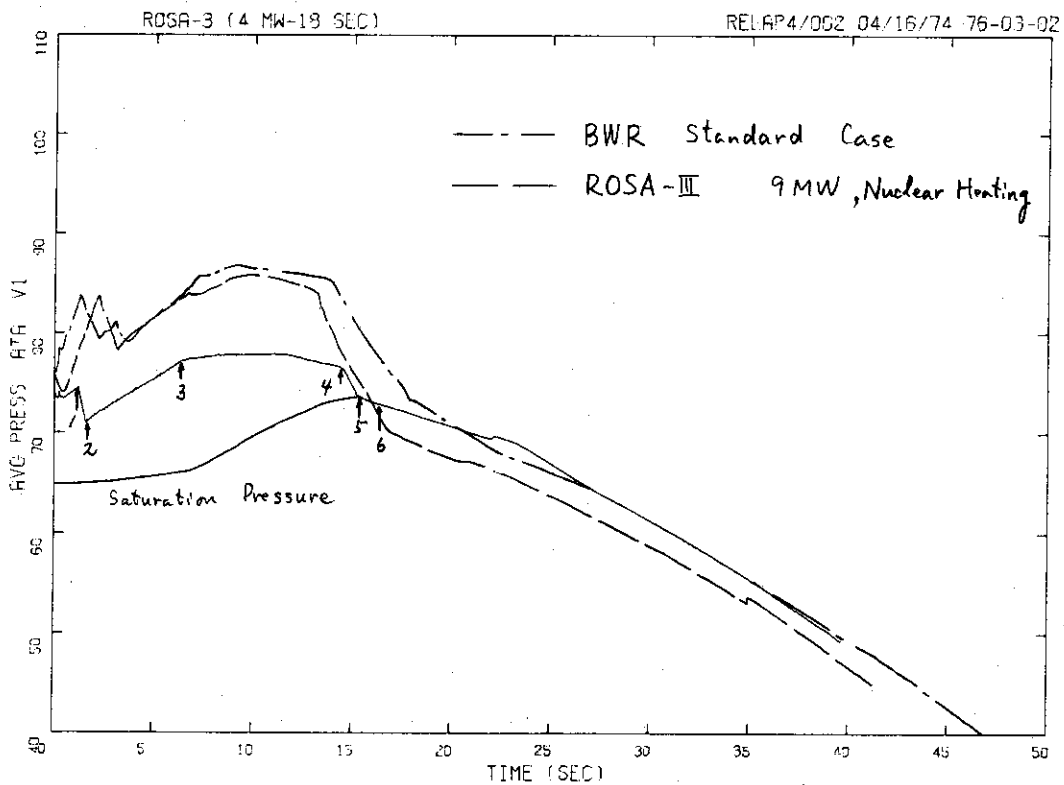


Fig.3.152 Pressure in Lower Plenum of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 4 MW to 18 sec and Time Constant of Recirculation Pump to be 5 sec

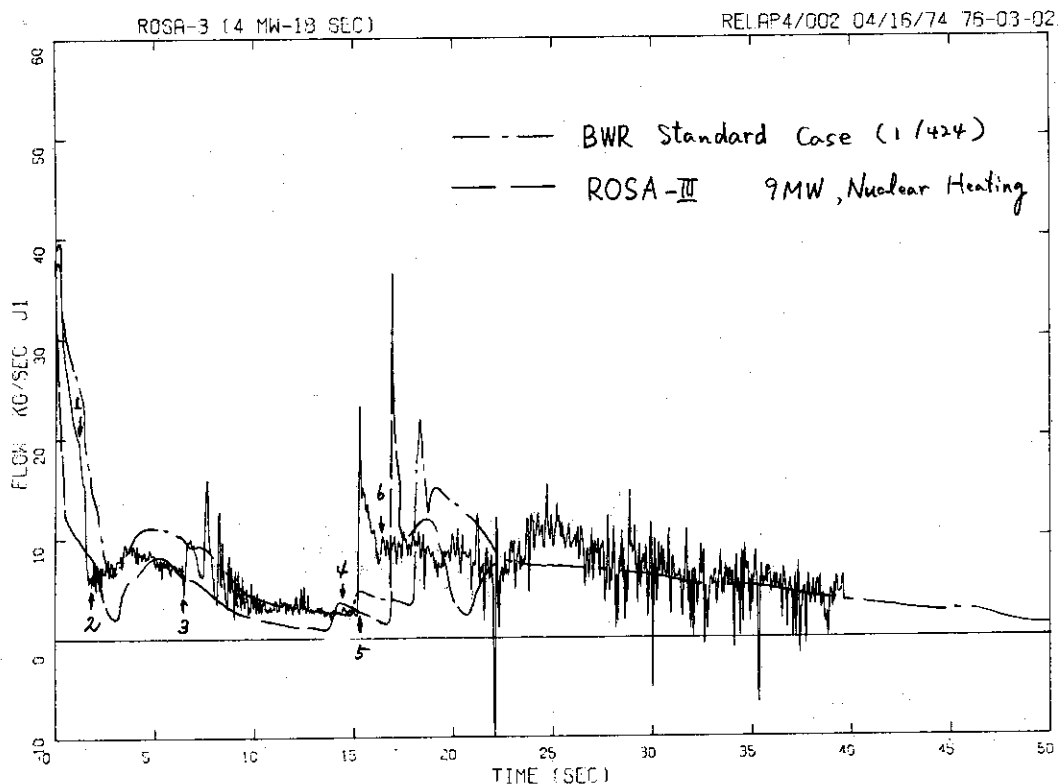


Fig.3.153 Core Inlet Flow of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 4 MW to 18 sec and Time Constant of Recirculation Pump to be 5 sec

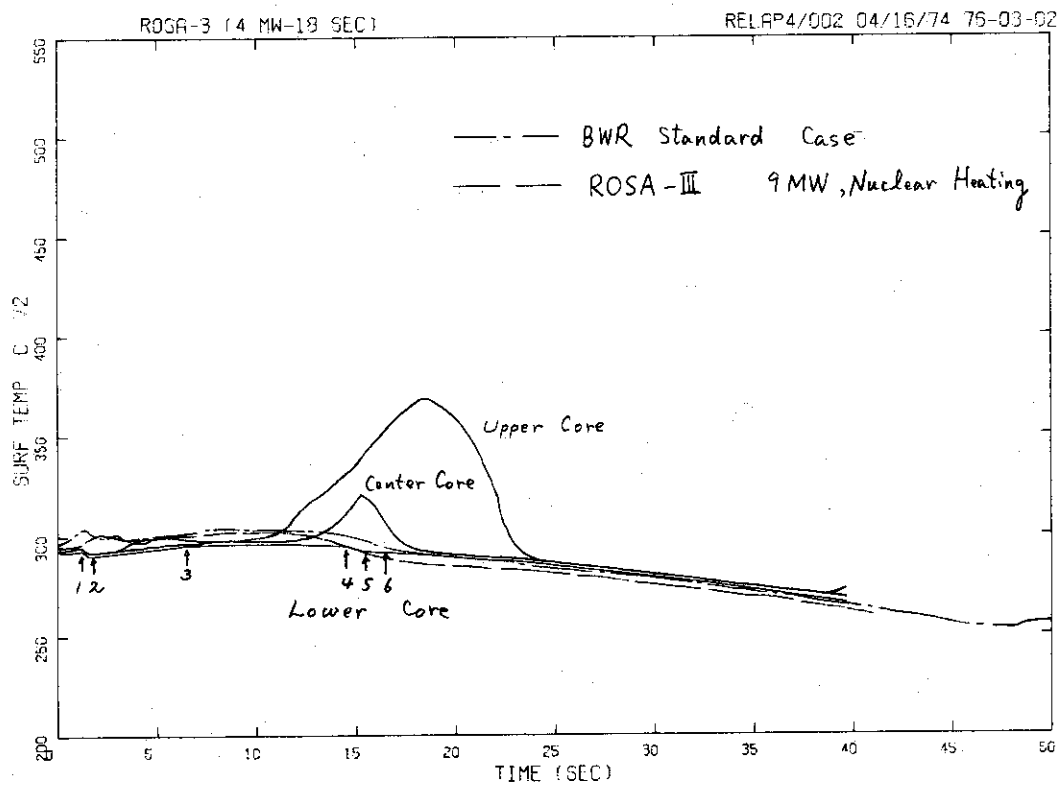


Fig.3.154 Average Cladding Surface Temperature in Lower Core of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 4 MW to 18 sec and Time Constant of Recirculation Pump to be 5 sec

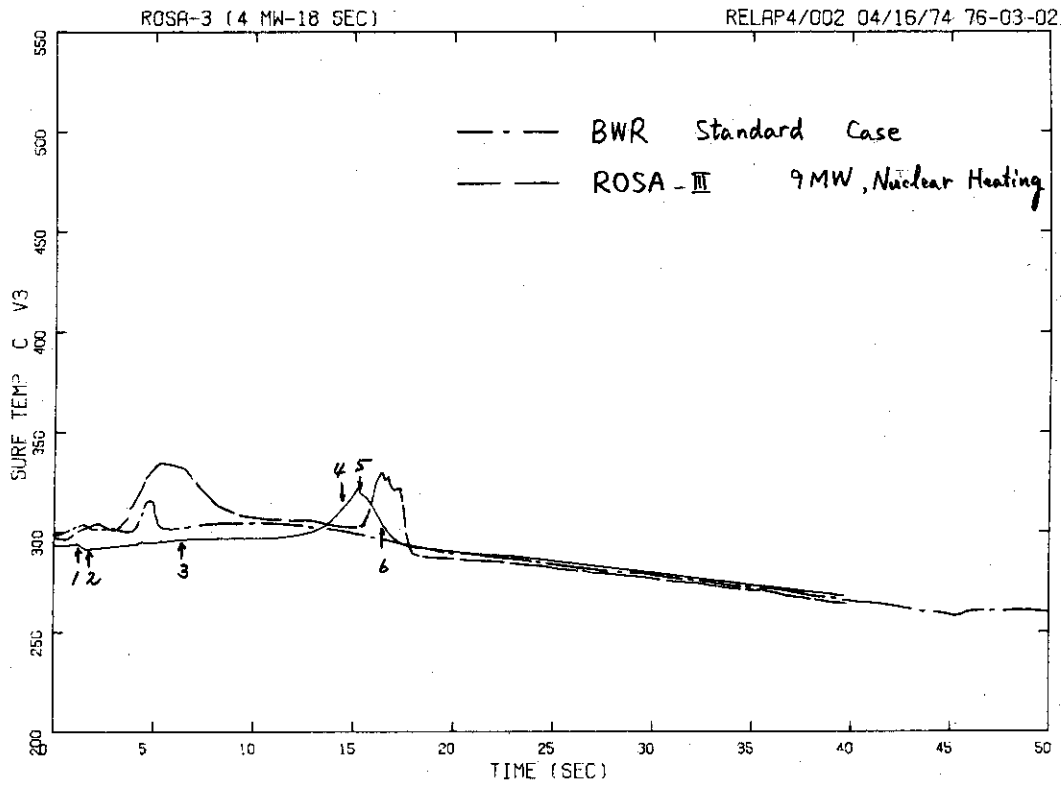


Fig.3.155 Average Cladding Surface Temperature in Center Core of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 4 MW to 18 sec and Time Constant of Recirculation Pump to be 5 sec

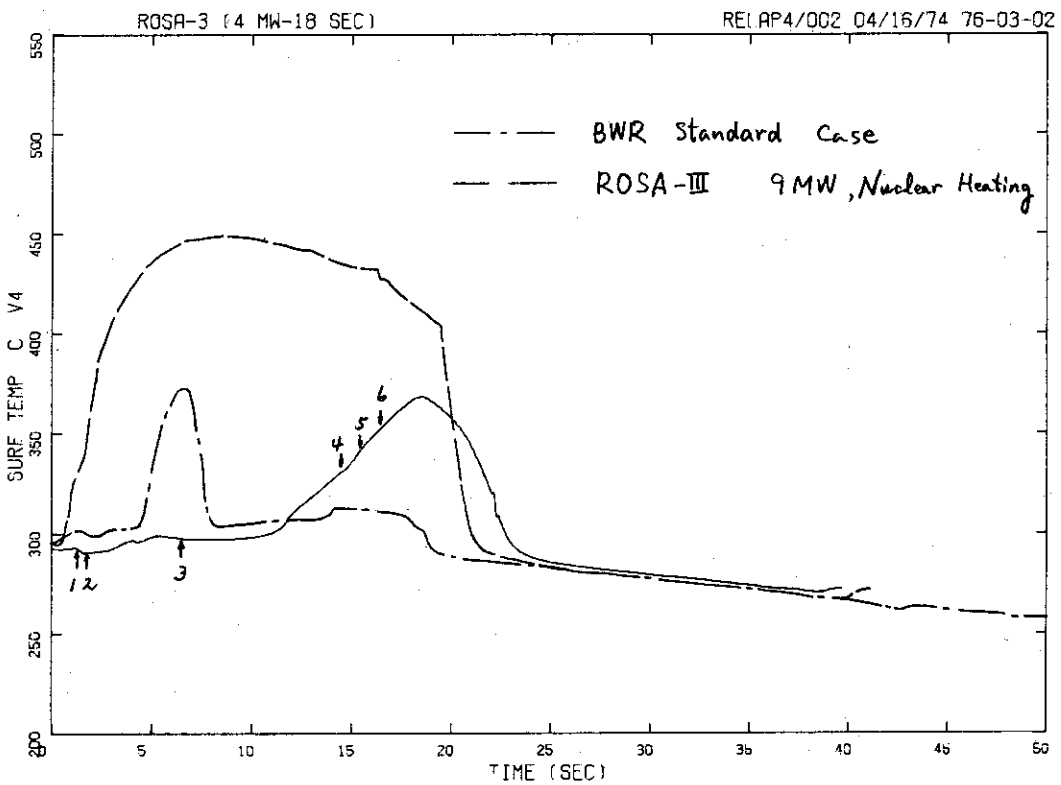


Fig.3.156 Average Cladding Surface Temperature in Upper Core of ROSA-III calculated by assuming Constant Power of 4 MW to 18 sec and Time Constant of Recirculation Pump to be 5 sec