

JAERI-M
9156

RELAP4Jコードを用いたROSA-III
実験RUN704の感度解析

1980年11月

安部 信明*・田坂 完二

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.

RELAP4 Jコードを用いたROSA-III実験RUN704の感度解析

日本原子力研究所東海研究所安全工学部

安部 信明*・田坂 完二

(1980年10月6日受理)

ROSA-III実験RUN704は沸騰水型原子炉の再循環ポンプ吸込側配管の200%両端破断を模擬し、すべての緊急炉心冷却系を作動させた標準実験である。RELAP4 Jコードは冷却材喪失時故事の熱水力現象を解析するコードであり均質平衡の二相流モデルを仮定している。

RUN704実験についてRELAP4 Jコードを用い感度解析を行なった。その結果、炉内圧力変化およびヒータ表面での沸騰遷移発生時刻はジェットポンプ吸込部の逆流抵抗に大きく影響される事がわかった。さらに、ヒータ表面でのクエンチ過程は単純な気水分離モデルに基づく水位計算では解析が容易でない事、ヒータ表面でのリウエット過程を解析するには下部プレナムフラッシングによる炉心入口流量の増加および炉心内水位変化の模擬が必要である事がわかった。

炉心内水位変化とヒータ表面温度変化には密接な関連があり、ヒータ表面温度変化を正確に計算するには炉心内の水位計算を正しく行なう必要がある。そのためには現在の気水分離モデルに基づく水位計算のみでは不十分であり、炉心出入口におけるCCFL(Counter Current Flow Limiting)および気液間のスリップを直接考慮できるようにRELAP4 Jコードを改良する事が必要である。

* 外来研究員・日本原子力事業団

Sensitivity Analysis of ROSA-III Test RUN 704 Using RELAP4J Code

Nobuaki ABE^{*} and Kanji TASAKA

Division of Reactor Safety
Tokai Research Establishment, JAERI

(Received October 6, 1980)

The ROSA-III test RUN 704 is a standard BWR LOCA test, simulating a double-ended break in the recirculation pump inlet pipe with the whole emergency core cooling system activation. RELAP4J is a computer code developed to analyze thermal-hydraulic phenomena during a loss of coolant accident, assuming homogeneous equilibrium two-phase model.

Sensitivity analysis using RELAP4J code has been done for the test RUN 704. Transient system pressure and boiling transition times are strongly dependent upon the reverse flow form loss coefficient at the jet pump suction. Analysis of quenching process at the heater surface by the mixture level rise based on the simple phase separation model calculation is by no means easy. Simulations of increase of core inlet flow and core mixture level due to lower plenum flashing are necessary to analyze the rewetting process at the heater surface.

There is a strong correlation between mixture level transient in the core and the heater surface temperature transient. An accurate calculation of the heater surface temperature requires an accurate calculation of the core mixture level. The RELAP4J code has to be improved to take into account the counter current flow limiting at both inlet and outlet side of the core and the slip between vapor and liquid in order to calculate the core mixture level transient accurately.

Keywords: RELAP4J-Code, BWR, LOCA, Sensitivity Analysis, Boiling Transition, Quench, Counter Current Flow Limiting, Slip, Phase Separation

* On leave from Nippon Atomic Industry Group Corporation

目 次

1. 緒 言	1
2. ROSA-Ⅲ実験 RUN704 の実験結果	2
3. 解析条件	5
4. 感度解析結果	10
4.1 炉内圧力変化および沸騰遷移発生時刻に対する各パラメータの効果	11
4.1.1 炉心の気水分離モデルの効果	11
4.1.2 炉心入口逆流抵抗の効果	11
4.1.3 炉心ジャンクションの慣性の効果	11
4.1.4 炉心入口エンタルピーの効果	12
4.1.5 タイムステップの効果	12
4.1.6 ジェットポンプ吸込部の逆流抵抗の効果	12
4.2 ヒータ表面のクエンチ過程の解析	13
4.2.1 限界熱流速相関式の効果	13
4.2.2 熱伝達相関式の効果	14
4.3 ヒータ表面のリウェット過程の解析	16
4.3.1 ジェットポンプまわりの逆流抵抗の効果	16
4.3.2 下部プレナム1ボリュームの効果	17
5. 結 論	38
謝 辞	38
参考文献	39

CONTENTS

1. INTRODUCTION	1
2. EXPERIMENTAL RESULTS OF ROSA-III TEST RUN 704	2
3. CALCULATION CONDITIONS	5
4. CALCULATION RESULTS	10
4.1 Effect of Each Parameter on System Pressure Transient and Boiling Transition Time	11
4.1.1 Effect of Phase Separation Model in the Core.....	11
4.1.2 Effect of Reverse Flow Form Loss Coefficient at the Core Inlet...	11
4.1.3 Effect of Inertias of the Core Junctions	11
4.1.4 Effect of Core Inlet Enthalpy.....	12
4.1.5 Effect of Time Step.....	12
4.1.6 Effect of Reverse Flow Form Loss Coefficient at the Jet Pump Suction	12
4.2 Analysis of the Quenching Process of the Heater Rods.....	13
4.2.1 Effect of Critical Heat Flux Correlations	13
4.2.2 Effect of Heat Transfer Correlations	14
4.3 Analysis of the Rewetting Process of the Heater Rods	16
4.3.1 Effect of Reverse Flow Form Loss Coefficient of the Jet Pump ...	16
4.3.2 Effect of Modeling Lower Plenum by Single Volume	17
5. CONCLUSIONS	38
ACKNOWLEDGEMENT	38
REFERENCES	39

LIST OF TABLE

Table 3.1 Comparison of Calculation Conditions of Sensitivity Analysis

LIST OF FIGURES

Fig. 2. 1	Measured System Pressure Transient
Fig. 2. 2	Measured Liquid Level inside Shroud
Fig. 2. 3	Measured Heater Surface Temperature
Fig. 3. 1	Node and Junction Representation of ROSA-III
Fig. 3. 2	Core Nodalization
Fig. 3. 3	Main Steam Flow
Fig. 4. 1	Calculated Lower Plenum Pressure Transient, Case A1
Fig. 4. 2	Calculated Heater Surface Temperature at Position 3 , Case A1
Fig. 4. 3	Calculated Lower Plenum Pressure Transient , Case A2
Fig. 4. 4	Calculated Heater Surface Temperature at Position 3 , Case A2
Fig. 4. 5	Calculated Core Quality , Case A1 and Case A2
Fig. 4. 6	Calculated Lower Plenum Pressure Transient , Case A3
Fig. 4. 7	Calculated Heater Surface Temperature at Position 3 , Case A3
Fig. 4. 8	Calculated Core Inlet Flow , Case A3
Fig. 4. 9	Calculated Lower Plenum Pressure Transient , Case A4
Fig. 4.10	Calculated Heater Surface Temperature at Position 3 , Case A4
Fig. 4.11	Calculated Core Inlet Flow , Case A4
Fig. 4.12	Calculated Lower Plenum Pressure Transient , Case A5
Fig. 4.13	Calculated Heater Surface Temperature at Position 3 , Case A5
Fig. 4.14	Calculated Lower Plenum Pressure Transient , Case A6
Fig. 4.15	Calculated Heater Surface Temperature at Position 3 , Case A6
Fig. 4.16	Calculated Core Inlet Flow , Case A6
Fig. 4.17	Calculated Lower Plenum Pressure Transient , Case A7
Fig. 4.18	Calculated Lower Plenum Pressure Transient (Long Time), Case A7
Fig. 4.19	Calculated Core Inlet Flow , Case A7
Fig. 4.20	Calculated Heater Surface Temperature at Position 3 , Case A7
Fig. 4.21	Calculated Heater Surface Temperature at Position 3 , Case A7
Fig. 4.22	Calculated Axial Heater Surface Temperature , Case A7
Fig. 4.23	Calculated Lower Plenum Pressure Transient , Case B1
Fig. 4.24	Calculated Heater Surface Temperature at Position 3 , Case B1
Fig. 4.25	Calculated Axial Heater Surface Temperature , Case B1

- Fig. 4.26 Calculated Heat Transfer Coefficient at Position 3 , Case B1
- Fig. 4.27 Calculated Heater Surface Temperature at Position 3 , Case B2
- Fig. 4.28 Calculated Axial Heater Surface Temperature , Case B2
- Fig. 4.29 Calculated Core Quality , Case B2
- Fig. 4.30 Correlation between Void Fraction and Quality
- Fig. 4.31 Calculated Axial Heater Surface Temperature , Case B3
- Fig. 4.32 Calculated Core Quality , Case B3
- Fig. 4.33 Calculated Lower Plenum Pressure Transient , Case C1
- Fig. 4.34 Calculated Heater Surface Temperature at Position 6 , Case C1
- Fig. 4.35 Calculated Heater Surface Temperature at Position 7 , Case C1
- Fig. 4.36 Calculated Core Inlet Flow , Case C1
- Fig. 4.37 Calculated Core Mass , Case C1
- Fig. 4.38 Calculated Core Inlet Flow , Case C2
- Fig. 4.39 Calculated Heater Surface Temperature at Position 6 , Case C2
- Fig. 4.40 Calculated Heater Surface Temperature at Position 7 , Case C2

1. 緒 言

軽水冷却型原子炉 (LWR) の冷却材喪失事故 (LOCA) 時の熱水力的現象を解析するコードとして RELAP4 J¹⁾ コードがある。RELAP4 J コードは米国で開発された RELAP4/MOD2 コードに ROSA-I ~ II 計画の実験解析を通じて改良を加えてきたものである。RELAP4 J コードは現在 ROSA-III 実験の予備解析および実験後解析に用いられており、^{2)~13)} 実験後の実験結果との比較検討から RELAP4 J コードの予測能力の評価が行なわれ、また、予測能力の向上のために今後の改良すべき点が指摘されている。

RELAP4 J コードは他の RELAP4/MOD5¹⁴⁾、RELAP4/MOD6¹⁵⁾ コードと同様に、軽水冷却型原子炉システムをボリューム、ジャンクション、ヒートスラブ、ポンプ、弁などでモデル化し、二相流が均質であり二相間が熱力学的平衡であるという仮定に基づき熱水力の保存則を解き、圧力、流量、被覆管表面温度などを計算するものである。RELAP4/MOD2 コードから MOD5、MOD6 コードへ改良されるにつれて、再冠水モデルなどが加えられコードの計算能力は改善されている。しかしながら、RELAP4/MOD5、MOD6 コードで LOCA 解析を行なうには多大な計算時間を必要とする。RELAP4 J コードは計算速度が速いという特徴をもって予備解析および実験後解析に広く用いられている。

ROSA-III 実験は沸騰水型原子炉 (BWR) の LOCA 時の伝熱流動現象を把握し、LOCA 解析コードの評価および改良を行なう事を目的としている。ROSA-III 実験 RUN704 は再循環ポンプ吸込側配管の 200% 両端破断を模擬し、すべての緊急炉心冷却系 (ECCS) を作動させた BWR LOCA の標準模擬実験である。¹⁶⁾ RUN704 のヒータ表面温度変化において、沸騰遷移 (Boiling Transition) による急上昇、下部プレナムフラッジングによるリウエット、露出による再上昇、LPCI 作動後の炉心下部からの再冠水によるクエンチなど興味ある現象が観測された。これらのヒータ表面温度の時間変化は水位変化と密接な関連がある。

RELAP4 J コードを用いた RUN704 の実験後解析¹²⁾ により、炉内圧力変化は実験結果とほぼ一致するが、炉心内の気水分離の表現が不十分であり、ヒータ表面温度変化の軸方向分布は実験結果と定性的に異なる事がわかった。また、ジェットポンプまわりを含む配管各部および圧力容器内各部の正流・逆流の抵抗係数は計算結果に大きな影響を及ぼし、より良い計算結果を得るためにはこれらの入力値を検討する必要がある事が指摘された。

本解析は RUN704 の実験後解析を引き継ぎ、あわせてジェットポンプ特性実験結果¹⁷⁾ を考慮し、RUN704 実験で得られたヒータ表面温度変化の感度解析を行なうものである。RELAP4 J コードの特徴である均質平衡の二相流モデルにより RUN704 実験での炉心内の熱水力挙動をどの程度解析可能であるかを把握し、また均質平衡の二相流モデルの問題点を指摘する事により、RELAP4 J コードの LOCA 解析上の限界を評価するものである。

2. ROSA-Ⅲ 実験RUN704の実験結果

ROSA-Ⅲ 実験 RUN704 の実験結果の詳細はデータレポート¹⁶⁾により既に報告されている。ここでは本解析の対象である炉心内の伝熱流動現象、特に炉心内の水位変化およびヒータ表面温度変化について簡単に記述する。

RUN704 実験での炉内圧力変化を Fig. 2.1 に示す。破断と同時に主蒸気系が定常用から非定常用に切り替わって蒸気流量が増大し、さらに破断口からの流出の効果とも合わさって炉内圧力は急激に減少する。破断後約 5 秒で主蒸気隔離弁 (MSIV) が閉止すると炉心内の蒸気発生のため炉内圧力は上昇する。破断後約 11 秒でダウンコマ水位が再循環入口配管高さまで低下すると破断クオリティが急増し体積流量が増大するので炉内圧力は再び急低下する。ほぼ同じ時期に炉心のかなりの部分で沸騰遷移が生じヒータ表面温度が上昇し炉心内の流体への伝熱量が減少するので、これもまた炉内圧力を低下させる要因となる。破断後約 17 秒で下部プレナムフラッシングが生じると圧力容器内の蒸気発生量が増加し減圧速度は緩和する。破断後 27 秒で高圧炉心スプレー系 (HPCS) が作動する。さらに炉内圧力が低下し、破断後 66 秒で低圧炉心スプレー系 (LPCS), 破断後 80 秒で低圧注入系 (LPCI) が作動し、炉心下部からの再冠水により破断後約 100 秒で炉心は完全に冠水し、さらに破断後約 120 秒でヒータ表面はすべてクエンチする。

RUN704 実験でのシュラウド内水位変化を Fig. 2.2 に示す。破断後約 9 秒でジェットポンプサクショ部が露出すると炉心入口流量は急激に減少するので炉心内の水位は低下する。下部プレナムフラッシング直前に炉心下部 (Pos. 5 と Pos. 6 の間) まで低下した炉心内水位は下部プレナムフラッシングによりやや上昇する。しかしながら、下部プレナムフラッシングがおさまると炉心内水位は再び低下する。破断後 80 秒に LPCI が作動すると LPCI 水が炉心バイパス部を通して炉心下部へ注入される。LPCI 水による炉心下部からの再冠水は破断後約 100 秒に終了する。炉心内の水位変化とヒータ表面温度変化には密接な関連がある。

RUN704 実験でのヒータ表面温度変化を Fig. 2.3 に示す。破断後約 10 秒で炉心内水位が低下するとヒータ表面が露出しヒータ表面温度は上昇する。下部プレナムフラッシングにより炉心内水位が回復すると炉心中央部の Pos. 5, Pos. 4 のヒータ表面がリウエットする。その後の炉心内水位の低下により Pos. 4 のヒータ表面が露出し温度が上昇する。破断後 80 秒での LPCI 作動により炉心下部から再冠水が開始しヒータ表面温度は冠水後若干の時間遅れを伴ないクエンチし最終的に破断後約 120 秒ですべてのヒータ表面はクエンチする。この間、炉心下部の Pos. 6, 7 では冠水したままであるのでヒータ表面温度はシステムの飽和温度にしたがって変化する。

RUN704 実験においては主蒸気流量の完全な測定値が得られていないが、RUN703 実験結果などから推定できる。また、RUN704 実験において炉心入口流量は測定されていないが、下部プレナムと上部プレナム間の差圧のデータから推定すると下部プレナムフラッシング時に炉心入口流量のかなりの増加があったと考えられる。

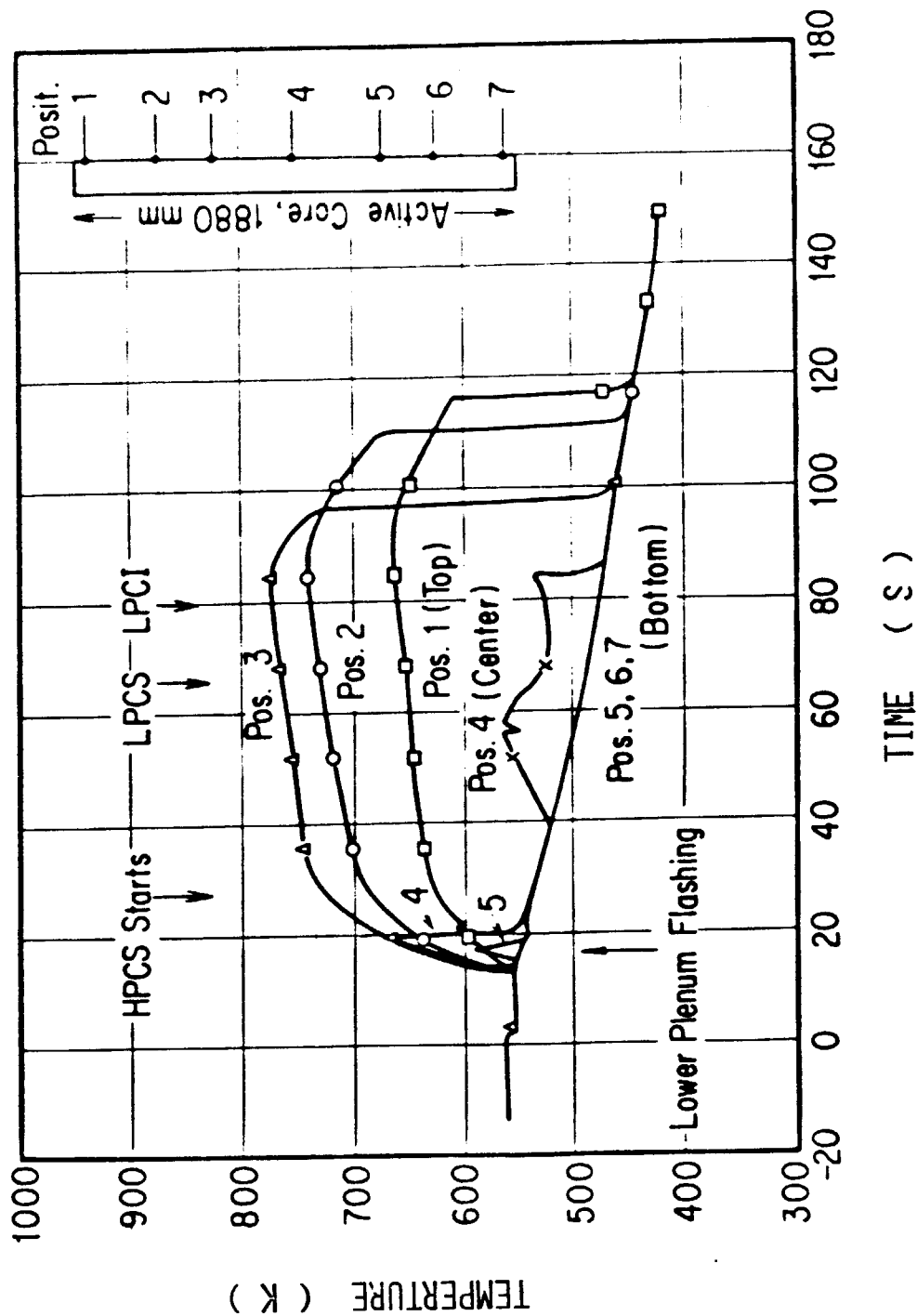


Fig. 2. 3 Measured Heater Surface Temperature

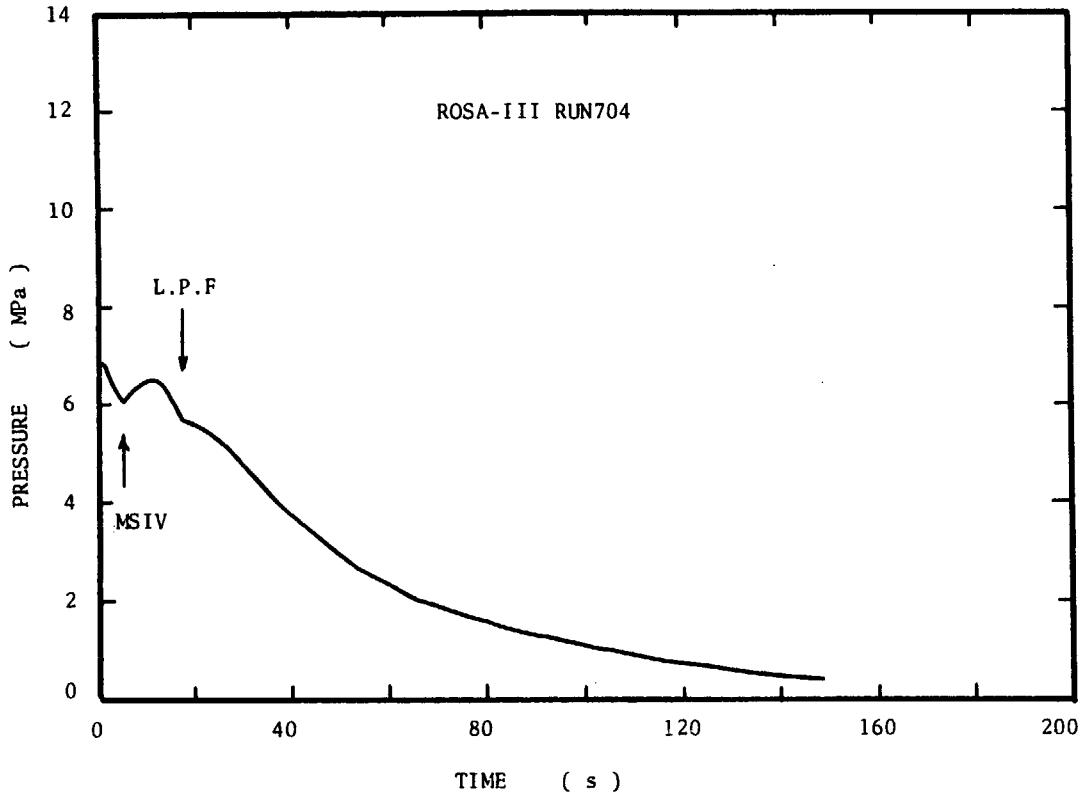


Fig. 2. 1 Measured System Pressure Transient

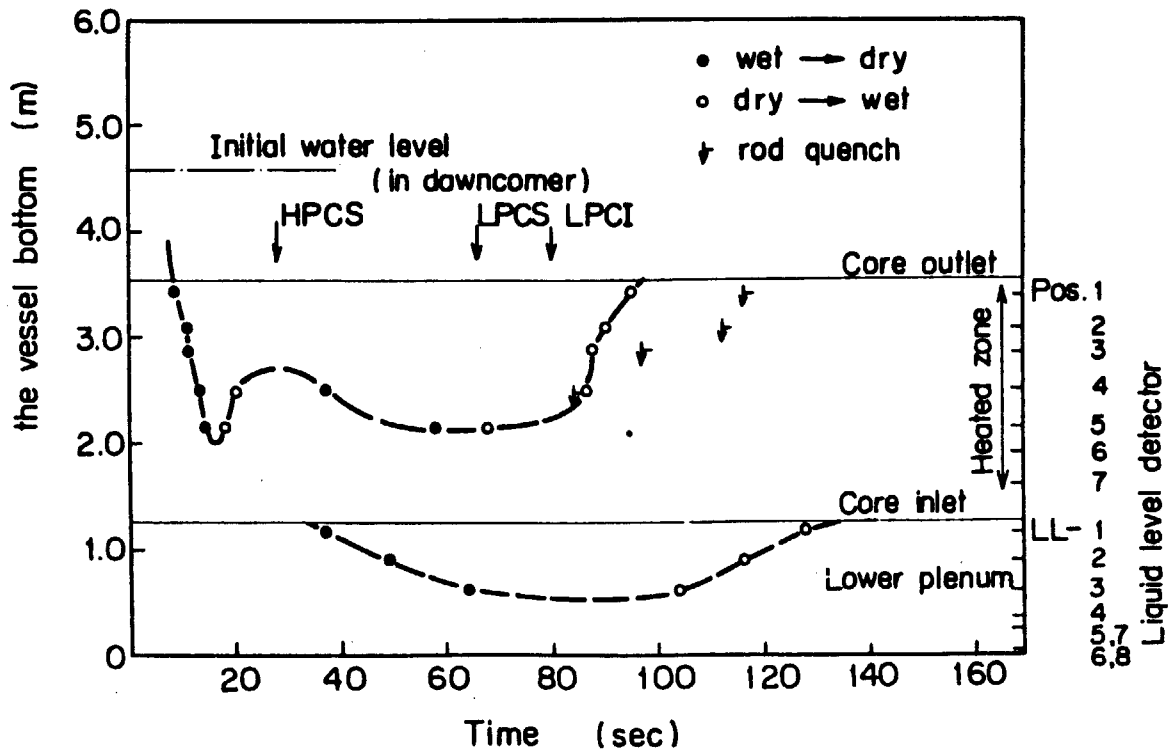


Fig. 2. 2 Measured Liquid Level inside Shroud

3. 解析条件

ROSA-III実験RUN704に対しRELAP4Jコードを用い12ケースの感度解析を行なった。各ケースの解析条件をTable 3.1に示す。

各ケースとも実験後解析で用いた入力データ¹²⁾をベースにした。ここでは実験後解析で用いた入力データと感度解析で用いた入力データの違いについて簡単に述べる。

ボリューム、ジャンクション、ヒートスラブの分割方法をFig. 3.1に示す。炉心部のノーディングを除くと実験後解析で用いたノーディングと同じである。炉心部のノード分割を熱電対位置とともにFig. 3.2に示す。炉心部ボリュームは軸方向7ヶ所に設置されている熱電対の位置に合わせて7ボリュームに分割し、それにあわせて炉心部ヒートスラブも7個に分割した。

L P C I水は実験後解析では上部プレナム部へ注入されるものとしたが、感度解析では炉心バイパス部へ注入されるものとした。

各ボリュームの圧力、温度、ジャンクション流量などの初期流体条件は実験後解析と同様にできるだけ実験データに合わせた。

RUN704実験データによれば破断条件は瞬時両端破断でなくポンプ側破断が2秒遅れて生じている。しかし、感度解析においてこの影響は小さいので瞬時両端破断とした。

炉心出力変化、給水流量およびE C C S流量変化、ポンプ特性もすべて実験後解析と同じ値を用いた。

主蒸気流量は測定されていない。実験後解析ではRUN703実験結果を基にして推定している。感度解析ではさらにM S I V閉時刻までの炉内圧力変化を実験結果と一致させるため、実験後解析で用いた流量変化と若干異なっている (Fig. 3.3)。

臨界流モデルは実験後解析と同様に薄刃オリフィスに対して推奨されるRELAP4Jコードのオプションをすべて用いた。すなわち、サブクール領域で修正Zaloudekの式、飽和領域でMoodyモデルと C_D 関係式を用い、それらの接続も流量がなめらかに変化するようにした。さらに、高クオリティ(0.8以上)領域ではMoody式による流量と音速による臨界流量のうち大きい方をとった。

各ジャンクションの抵抗係数は実験後解析と同様に幾何学的形状から求めた。ただし、ジェットポンプまわりの抵抗係数として特性実験で得られた測定値を用いたケースもある。

気水分離モデルは水位計算を行なう際に重要である。気水分離モデルを採用するボリュームにおいて、気泡勾配係数 α はいずれも0.8とし気泡離脱速度は0.91m/sで一定とした。

RELAP4Jコードを用いRUN704実験の感度解析を行なう際のパラメータとしては、炉心ボリュームに対する均質もしくは気水分離モデル、炉心入口タイプレートでの逆流抵抗、炉心ジャンクションの慣性、炉心入口エンタルピー、タイムステップ、ジェットポンプまわりの逆流抵抗、限界熱流速(CHF)相関式および熱伝達相関式を考慮した。

Table 3.1 Comparison of Calculation Conditions of Sensitivity Analysis

CASE	Core Model	Reverse K_f at Core Inlet	Inertia of Core Junction	Core Inlet Enthalpy	Time Step	Reverse K_f at Jet Pump	CHF Correlations	Heat Transfer Correlations
A1	phase separation	calculated	calculated	measured	large	calculated	original	original
A2	homogeneous	"	"	"	"	"	"	"
A3	phase separation	increased	"	"	"	"	"	"
A4	"	calculated	increased	"	"	"	"	"
A5	"	"	calculated	increased	"	"	"	"
A6	"	"	"	measured	small	"	"	"
A7	"	"	"	"	large	revised (suction)	"	"
B1	"	"	"	"	"	revised (suction)	Biasi&Zuber	"
B2	"	"	"	"	"	"	"	modified (Schrock&Grossman)
B3	"	"	"	"	"	"	"	"
C1	"	"	"	"	"	revised	original	original
C2	"	"	"	"	"	"	"	"

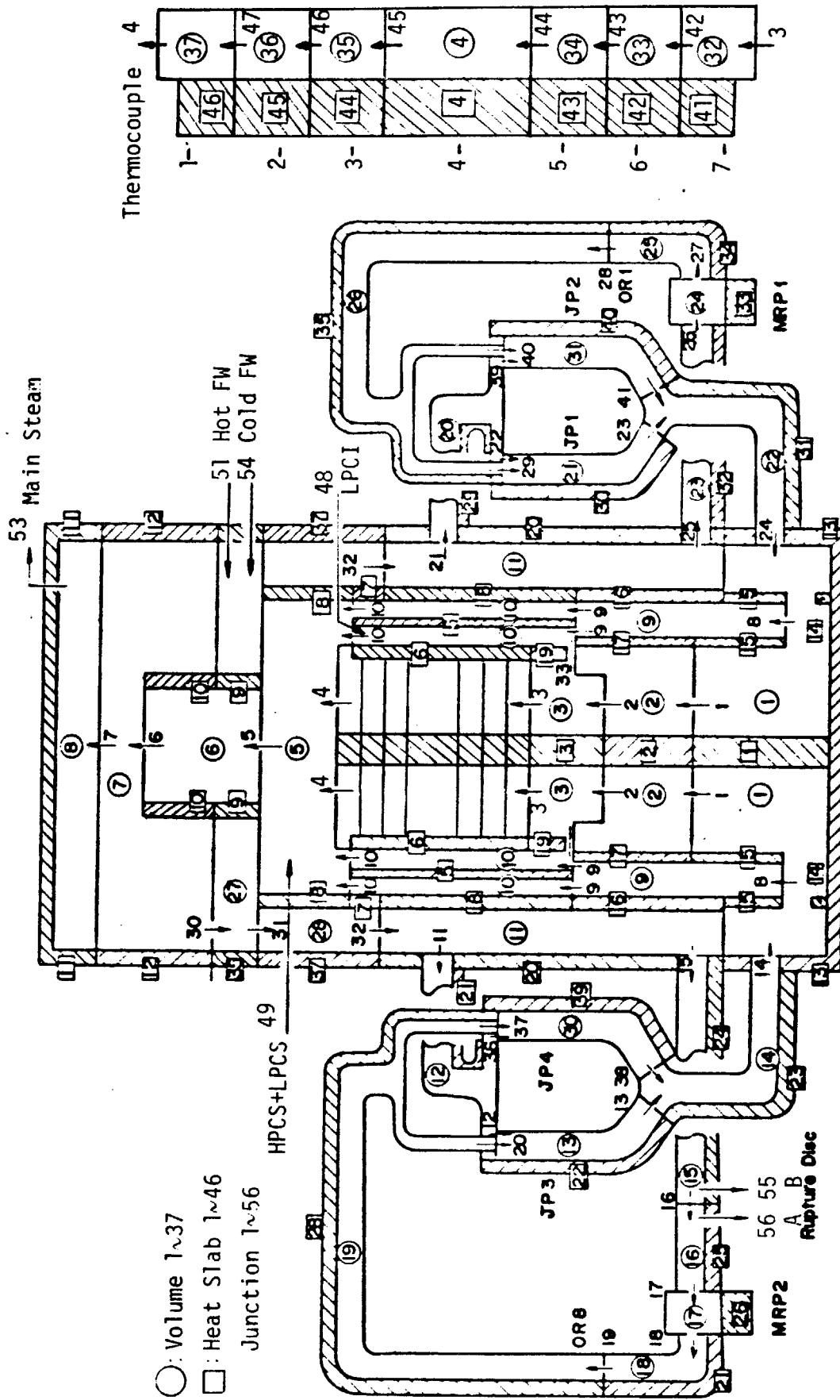
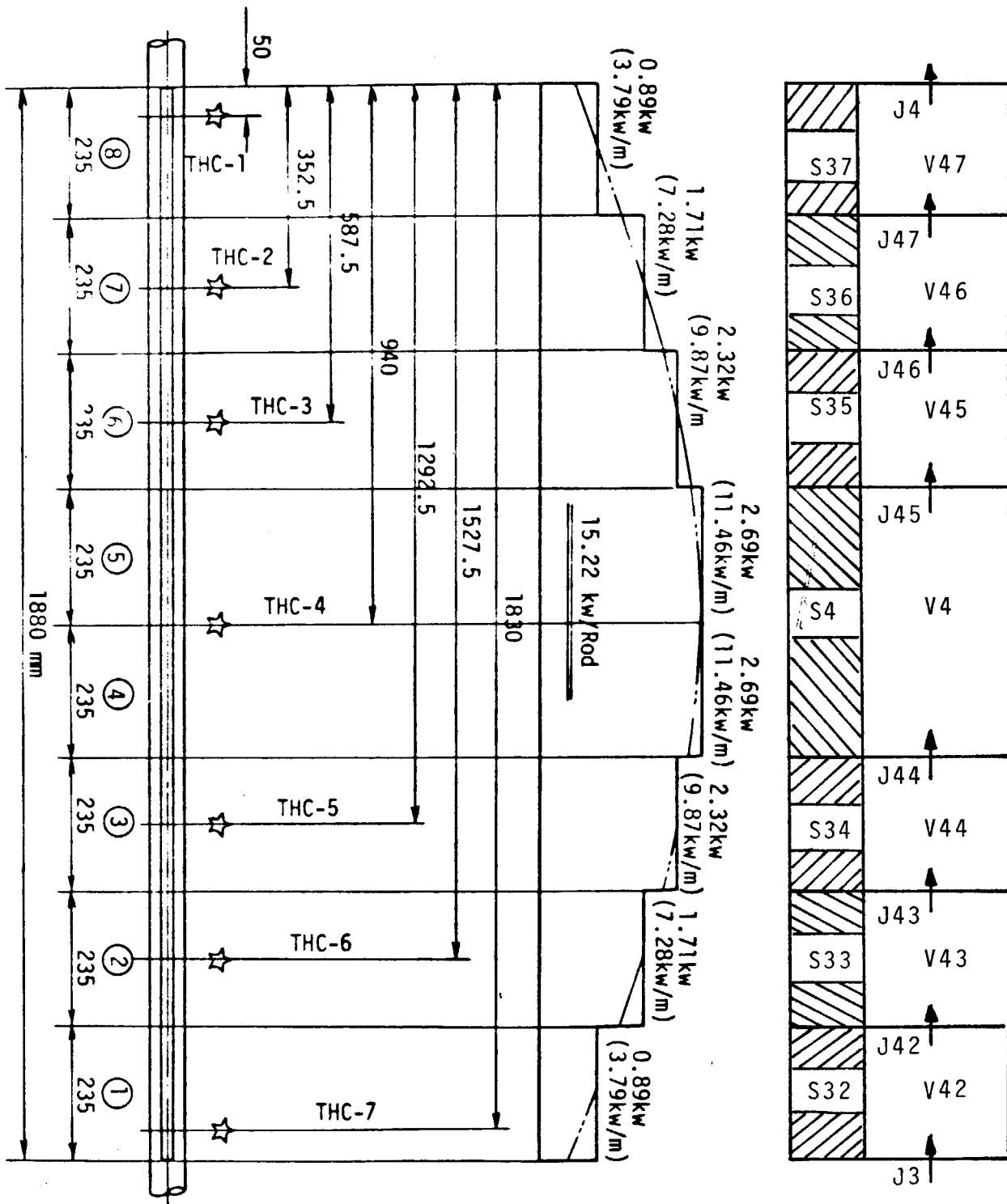


Fig. 3. 1 Node and Junction Representation of ROSA-III



☆ indicates position of thermocouple

Fig. 3. 2 Core Nodalization

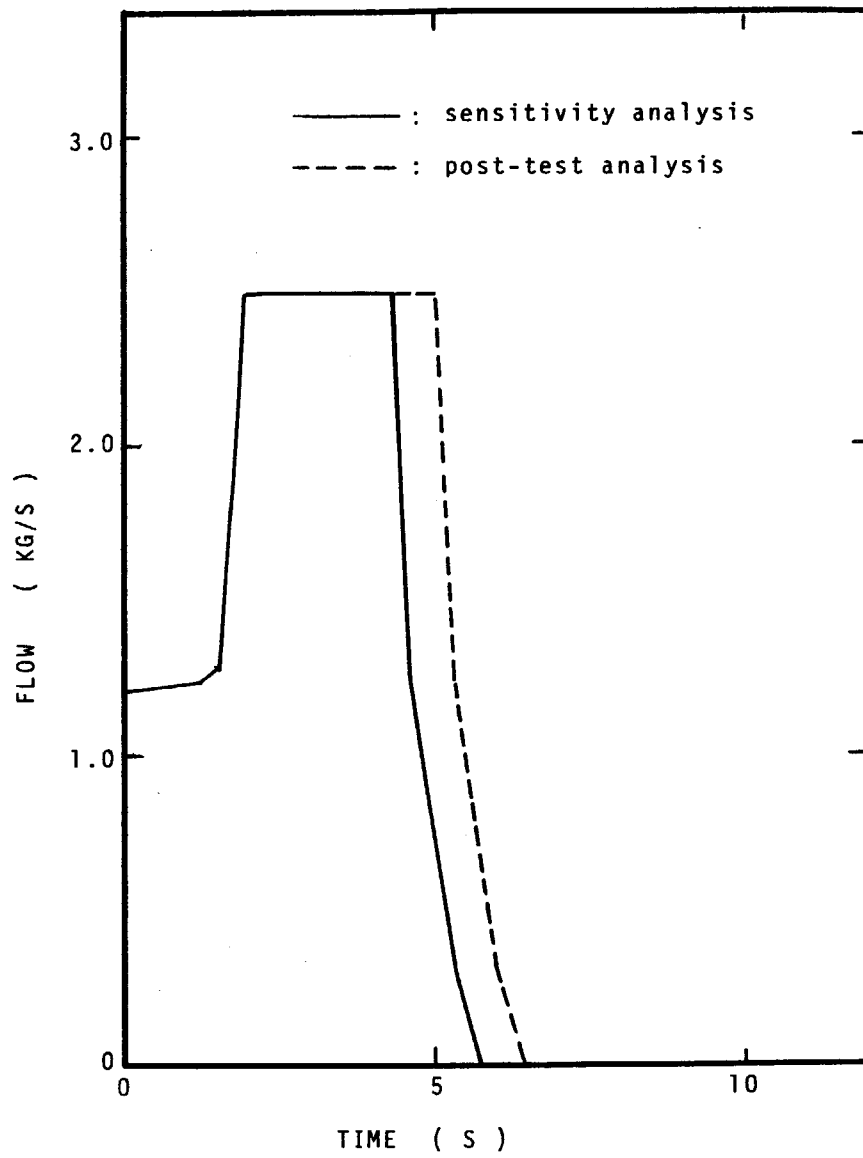


Fig. 3. 3 Main Steam Flow

4. 感度解析結果

解析結果とRUN704実験で得られた炉心内の熱水力現象との比較を、特に炉内圧力変化、炉心内水位変化およびヒータ表面温度変化（沸騰遷移による急上昇、下部プレナムフラッシングによるリウェット、露出による再上昇、L P C I水による炉心下部からの再冠水によるクエンチ）に注目して行なった。

計算は12ケース行なったが、次のA、B、Cの3ケースに大別される。

ケースA：実験後解析で用いた入力データをベースにして破断初期の炉内圧力変化、沸騰遷移発生時刻に対する各パラメータの効果を解析する。

ケースB：ジェットポンプ吸込部の逆流抵抗値として特性実験で得られた値を用いたケースをベースにして、熱伝達相関式、限界熱流束相関式を変更する事により炉心下部からの再冠水によるヒータ表面のクエンチ過程を解析する。

ケースC：ジェットポンプまわりの逆流抵抗値として特性実験で得られた値を用いたケースをベースにして、下部プレナムフラッシングによるヒータ表面のリウェット過程を解析する。

4.1 炉内圧力変化および沸騰遷移発生時刻に対する各パラメータの効果

各パラメータの効果を解析する場合、基準となるのはケースA1（Table 3.1参照）である。また、沸騰遷移発生時刻は実験での最高温度を記録したPos. 3（炉心上端から5875mm）での結果を基準にした。

ケースA1での炉内圧力変化およびヒータ表面温度変化をFig. 4.1, 4.2に示す。実験においてMSIV（Main Steam Isolation Valve）閉以後炉心内の蒸気発生により炉内圧力は上昇するが、破断後約11秒で破断口が露出し破断流が二相流となるため、また、破断後約13秒で炉心上半分で沸騰遷移が生じ炉心内の熱伝達が低下するため炉内圧力は減少する。破断後17秒で下部プレナムフラッシングが生じると圧力容器内の蒸気発生量が増加するため、炉内圧力の減圧はゆるやかになる。解析においてMSIV閉以降の炉内圧力の上昇は計算されているが、破断後約9秒以降炉内圧力は減少する。これはFig. 4.2からわかる様にヒータ表面で沸騰遷移が生じ炉心内の熱伝達が低下し炉心内の蒸気発生量が減少するためである。したがって、炉内圧力変化が実験と一致するためには沸騰遷移発生時刻が実験と一致し炉心内の蒸気発生量が同じになる必要がある。

以下に、主として炉内圧力変化、沸騰遷移発生時刻に対する各パラメータの効果について述べる。

4.1.1 炉心の気水分離モデルの効果

炉心の気水分離モデルの効果は炉心ボリュームを均質としたケースA2と炉心ボリュームに

気水分離モデルを適用したケースA1を比較する事により得られる。

ケースA2での炉内圧力変化およびヒータ表面温度変化をFig. 4.3, 4.4に示す。ケースA2ではMS I V閉以降の炉内圧力の上昇が計算されていない。これはFig. 4.4からわかる様にヒータ表面で沸騰遷移が早く生じ(ケースA1では約10秒であるのにケースA2では4~5秒)、炉心内の冷却材への伝熱量が減少したためである。

炉心に気水分離モデルを適用した場合、炉心内のクオリティ変化は著しく異なる。ケースA1とケースA2での炉心内クオリティをFig. 4.5に比較する。ケースA1では炉心内クオリティは破断後約10秒までゆるやかに増加するが、ケースA2では破断後直線的に増加する。RELAP4Jの熱伝達ロジックにおいて、ボイド率が0.8以上になると熱伝達モードが核沸騰モード(mode2)から強制対流蒸発モード(mode3)へ移行し沸騰遷移が生じる。ボイド率0.8は6MPaにおいてクオリティ14%に対応し7MPaにおいてはクオリティ16%に対応する。炉心部に気水分離モデルを適用した方が炉心内クオリティの上昇が遅く、そのため沸騰遷移発生時刻も遅れる。

4.1.2 炉心入口逆流抵抗の効果

炉心入口での逆流抵抗をパラメータとして選んだのは以下の理由による。実験において下部プレナムフラッシングが生じる時刻まで下部プレナム内流体温度がほぼ一定である事、ブローダウン後半においても炉心にかなりの水が残存している事などを考慮すると、炉心入口での逆流抵抗が大きく逆流が生じにくいと考えられる。しかしながら、解析においてはジェットポンプサクシオン部が露出すると炉心入口流量は大きく逆流し実験と大きく異なる。

ケースA3では炉心入口タイプレート(ジャンクション3)の逆流抵抗値を幾何学的形状から求めた0.879から100に増加させその感度を解析した。

炉心入口逆流抵抗の効果はケースA3とケースA1を比較する事により得られる。ケースA3での炉内圧力変化およびヒータ表面温度変化をFigs. 4.6, 4.7に示す。ケースA3ではMS I V閉後の炉内圧力の上昇が大きく実験値にかなり近くなり、ヒータ表面での沸騰遷移発生時刻もやや遅くなる。炉心入口流量変化をFig. 4.8に示す。炉心入口逆流抵抗を増加させると炉心入口流量の振動は小さくなるが破断後約8秒で逆流が生じる。この逆流のため下部プレナムフラッシングによる流量回復、リウエット、炉心下部での残存水の模擬が良くできない。また炉心入口での逆流抵抗を増加させた場合、炉心上部に水が残存しやすくなるという矛盾した結果となり炉心下部でのヒータ表面温度は高くなる。

4.1.3 炉心ジャンクションの慣性の効果

解析において炉心入口流量が激しく変化するので炉心ジャンクションの慣性を増加させその効果について評価した。

ケースA4は幾何学的形状から求まる炉心ジャンクションの慣性を10倍および50倍に増加させた2つのケースであり、炉内圧力変化をFig. 4.9にヒータ表面温度をFig. 4.10に示す。炉心ジャンクションの慣性は炉内圧力変化にあまり影響しないが、ヒータ表面温度変化に大きな影響を与える。炉心ジャンクションの慣性を増加するとヒータ表面温度は著しく増加する。

炉心ジャンクションの慣性を10倍にしたケースA4での炉心入口流量変化をFig. 4.11に示す。炉心入口流量の振動は減少するが逆流も依然として生じ下部プレナムフラッシングも顕著でない。

4.1.4 炉心入口エンタルピーの効果

RUN704の炉心入口サブクール度は約14Kである。下部プレナム内の温度の非均一性などを考慮して炉心入口サブクール度を変化させその影響を調べた。

ケースA5は炉心入口サブクール度を実炉と同じ10Kにしたケースである。ケースA5の炉内圧力変化およびヒータ表面温度変化をFig. 4.12, 4.13に示す。炉心入口サブクール度の炉内圧力変化および沸騰遷移発生時刻への影響は非常に小さい事がわかる。

4.1.5 タイムステップの効果

解析において炉心入口流量の振動が激しいのでタイムステップを小さくしその効果について評価した。

ケースA6はタイムステップの最大値をケースA1の $\frac{1}{5}$ にしたケースである。ケースA6での炉内圧力変化、ヒータ表面温度変化、炉心入口流量変化をFigs. 4.14, 4.15, 4.16に示す。炉内圧力変化、沸騰遷移発生時刻への影響は小さいが、ヒータ表面温度は若干高くなる。ジェットポンプサククション部露出時刻までの炉心入口流量の振動がなくなり、流量変化はなめらかとなっている。

4.1.6 ジェットポンプ吸込部の逆流抵抗の効果

ケースA1からケースA6までの解析においてジェットポンプ吸込部露出にともない炉心入口流量が大きく逆流する。一方、実験では下部プレナム内流体温度から判断すると炉心入口流量の逆流はほとんど無いものと考えられる。この不一致はジェットポンプ部の逆流特性によると考えられる。解析における炉心入口流量の大きな逆流は下部プレナムから破断側および健全側ジェットポンプの吸込部を逆流しダウンコマへ流出する流れによっている。

そこでジェットポンプ吸込部の逆流抵抗値を特性実験¹⁷⁾より求めた。ジェットポンプ吸込部の逆流抵抗の測定値は吸込部の流路断面積で評価すると

$$K_R = 7.920 \quad (A = 8.37 \times 10^{-4} \text{ m}^2)$$

であり幾何学的形状から求めた逆流抵抗値 $K_R = 1.763$ の約4.5倍となっている。

ケースA7はジェットポンプ吸込部の逆流抵抗値として特性実験で得られた値を用いたケースである。

ケースA7での炉内圧力変化をFig. 4.17に示す。MS I V閉以降の炉内圧力の上昇が精度よく計算されている。長時間にわたる炉内圧力変化をFig. 4.18に示す。炉内圧力変化の計算結果は実験とかなり良く一致している事がわかる。炉心入口流量変化をFig. 4.19に示す。ジェットポンプサククション部での逆流抵抗値を増加させる事によりやや小さくなるものの、なお炉心入口流量の逆流が生じる。そのため顕著な下部プレナムフラッシングは計算されていない。ヒータ表面温度変化をFigs. 4.20, 4.21に示す。沸騰遷移発生時刻は実験とかなり良く一致し

ている。また、L P C I 作動後ヒータ表面温度は低下する。ジェットポンプサクシヨンの逆流抵抗は炉心内の熱水力現象に大きな影響を及ぼす事がわかる。

ケース A 7 での軸方向のヒータ表面温度変化を Fig. 4.22 に示す。解析では軸方向すべての位置でヒータ表面温度は上昇する。ヒータ表面温度は炉心上部では解析の方が低めに炉心下部では解析の方が高めになっている。これは上下タイププレートでの C C F L を考慮していない事および気液間のスリップの取扱いが不完全である事による。下部プレナムフラッシングによる炉心入口流量の増加が計算されていないためヒータ表面でのリウエットは計算されていない。L P C I 作動後のクエンチは炉心下部で計算されている。

4.2 ヒータ表面のクエンチ過程の解析

ジェットポンプサクシヨンの逆流抵抗値として特性実験で得られた値を用いたケース A 7 は炉内圧力変化、沸騰遷移発生時刻が実験値と良く一致している。したがって炉心内の熱水力現象をかなり良く模擬している。

本節ではケース A 7 をベースにし、熱伝達相関式、限界熱流束相関式など主として熱的条件を変化させ、そのヒータ表面温度変化、特にクエンチ現象への効果について検討する。

4.2.1 限界熱流速相関式の効果

RELAP 4 J の限界熱流束相関式としては B & W - 2, Barnett Modified Barnett 式があり圧力に依存して選択される。ケース B 1 では限界熱流速相関式として Biasi & Zuber 式^{18, 19)}を用いた。LOFT の L 2 - 2, L 2 - 3 解析において PELAP 4 / MOD 6 の限界熱流束相関式として Biasi & Zuber 式を用いるとブローダウン初期の燃料棒表面のリウエットが計算できた。これは、限界熱流束相関式として Biasi & Zuber 式を用いると最小熱流束時の壁のスーパーヒート (ΔT_{min}) が増加し低クオリティの流体の流入により膜沸騰から遷移沸騰へと移行しやすくなるからである。そこで感度解析の 1 つとして限界熱流束相関式を変更した。

ケース B 1 での炉内圧力変化を Fig. 4.23 に示す。炉内圧力変化はケース A 7 同様、実験値とよく一致している。これは限界熱流束相関式の選択により炉内圧力変化はあまり影響されない事を意味している。ヒータ表面温度変化を Fig. 4.24 に示す。沸騰遷移発生時刻はケース A 7 とほぼ同じであるが L P C I 作動後の温度低下はケース B 1 の方が大きい。

RUN 7 0 4 実験で得られたヒータ表面温度変化は炉心内水位変化と密接な関連がある。すなわち、ヒータ表面が水-蒸気混合物に覆われていれば核沸騰によりヒータ表面温度は上昇しない。しかし、ヒータ表面が蒸気雰囲気中に露出すれば (ドライアウト) ヒータ表面温度は急上昇する。ブローダウン期間中には遷移沸騰や膜沸騰は生じない。

RELAP 4 J コードによるヒータ表面温度の解析の場合、ヒータ表面での熱伝達モードが核沸騰 (mode 2) から強制対流蒸発 (mode 3) へ移行した時に熱伝達係数が激減し沸騰遷移が生じる。限界熱流束相関式として Barnett, Modified Barnett 式を用いた場合、ヒータ表面での熱伝達は核沸騰から強制対流蒸発、プール膜沸騰 (mode 6) を経て蒸気冷却 (mode 8) へ移行し、L P C I 作動後は蒸気冷却からプール膜沸騰を経て強制対流蒸発へ移行する。一方、

限界熱流束相関式として Biasi & Zuber 式を用いた場合、ヒータ表面での熱伝達は核沸騰から強制対流蒸発を経て蒸気冷却へ移行し、LPCI 作動後は蒸気冷却から強制対流蒸発へ移行する。

ケース A7 とケース B1 で沸騰遷移発生時刻が同じであるのは核沸騰から強制対流蒸発への移行が限界熱流束相関式に影響されないためであり、一方、LPCI 作動後のヒータ表面温度低下がケース B1 の方が大きいのは強制対流蒸発の方がプール膜沸騰よりも熱伝達係数が大きいからである。したがって限界熱流束相関式として Biasi & Zuber 式を用いれば、クエンチ過程でのヒータ表面温度低下が大きくなる。

ケース B1 での軸方向のヒータ表面温度変化を Fig. 4.25 に示す。LPCI 作動後の再冠水により炉心下部の Pos. 7, 6, 5 でクエンチしているのがわかる。

4.2.2 熱伝達相関式の効果

RELAP4J の熱伝達相関式を選択ロジックによれば、ボイド率が 0.8 以下で核沸騰モード (mode 2)、ボイド率が 0.9 以上で強制対流蒸発モード (mode 3)、ボイド率が 0.8 から 0.9 の間では両者を内挿する様になっている。ケース B1 での熱伝達係数の変化を Fig. 4.26 に示す。核沸騰モードから強制対流蒸発モードへ移行すると熱伝達係数が激減して沸騰遷移が生じる。

RELAP4J の熱伝達相関式の中で強制対流蒸発モードに用いられている Schrock & Grossman 式²⁰⁾には誤りがある。

本来の Schrock & Grossman 式は、

$$h = (2.50)(0.023) \left(\frac{K_f}{D_e} \right) (Pr_f)^{0.4} Re_f^{0.8} X_{tt}^{-0.75}$$

であるが、RELAP4J コードでの Schrock & Grossman 式は

$$h = (2.50)(0.023) \left(\frac{K_f}{D_e} \right) (Pr_f)^{0.4} [Re_f(1-X)]^{0.8} X_{tt}^{-0.75}$$

である。

ここで、Kf : 熱伝導度

De : 等価直径

Pr : プラントル数

Re : レイノルド数

X : クオリティ

X_{tt}: Lockhart - Martinelli パラメータ

$$= \left(\frac{1-X}{X} \right)^{0.9} \left(\frac{\mu_f}{\mu_g} \right)^{0.1} \left(\frac{\rho_g}{\rho_f} \right)^{0.5}$$

μ : 粘性係数

ρ : 密度

f : 飽和水

g : 飽和蒸気

このため、高クオリティ領域では熱伝達係数を過少評価している。核沸騰モードから強制対流蒸発モードへ移行すると熱伝達係数が減少する事に対し、このSchrock & Grossman式の誤りもその一因となっている。

ケースB2は強制対流蒸発モードの熱伝達相関式として本来のSchrock & Grossman式を用いたケースである。さらにケースB2はケースB1と同様に限界熱流束相関式としてBiasi & Zuber式を用いている。

ケースB2での炉内圧力変化はケースB1と同様に実験値と良く一致している。ケースB2でのヒータ表面温度変化をFig. 4.27に示す。全体的な温度変化はケースB1と同じである。これは熱伝達モードが強制対流蒸発モードである期間が短かく、しかもSchrock & Grossman式の修正による熱伝達係数の増加は比較的高クオリティで顕著になるためである。

ケースB2での軸方向のヒータ温度変化をFig. 4.28に示す。LPCI作動後の再冠水により炉心下部からPos. 7, 6, 5, 4とクエンチしているのがわかる。

ケースB2での炉心内クオリティ変化をFig. 4.29に示す。破断後80秒でLPCIが作動すると上部プレナムから一時的に水が炉心に落下する。その後、炉心バイパスを経て炉心下部からLPCI水による再冠水が行なわれ破断後約130秒で炉心下部のクオリティはほぼ零、炉心上部のクオリティは数%である。非常に低クオリティでも計算上ヒータ表面はクエンチしにくい。

RELAP4Jにおいて流体は均質平衡であると仮定される。均質平衡な流体に対しボイド率とクオリティの関係は以下の通りである。

$$\alpha = \frac{1}{1 + \frac{1-X}{X} \frac{V_f}{V_g}}$$

ここで、 α : ボイド率
 X : クオリティ
 V_f : 飽和水の比容積
 V_g : 飽和蒸気の比容積

Fig. 4.30に均質平衡流体でのボイド率とクオリティの関係を示す。また、Schrock & Grossman式適用範囲もあわせてFig. 4.30に示す。再冠水時では炉内圧力が低く、そのためSchrock & Grossman式が適用される範囲が大きい。前述した様にSchrock & Grossman式で得られる熱伝達係数は核沸騰モードで用いられるThom式の熱伝達係数に比べ非常に小さく、そのためヒータ表面でクエンチしにくくなっている。

ケースB3はSchrock & Grossman式の適用範囲を変更した感度解析である。すなわち、ボイド率が0.95以上でSchrock & Grossman式を用い、ボイド率が0.9から0.95の範囲ではThom式とSchrock & Grossman式を内挿する様にした。

ケースB3での軸方向ヒータ表面温度変化、炉心内クオリティ変化をFigs. 4.31, 4.32に示す。ケースB2と同様、再冠水時において炉心が低クオリティであるにもかかわらず、ヒータ表面はPos. 7, 6, 5, 4しかクエンチしない。

RUN704実験においてLPCI作動時に炉心内水位はPos. 4とPos. 5の間に存在しLPCI

水により Pos. 4, 3, 2, 1 とクエンチしていく。本解析において L P C I 作動時に炉心はほぼ蒸気に覆われている。すなわち、L P C I 作動時までの炉心内水位変化は実験と一致していない。正確な水位計算が必要である。

RELAP4 Jコードによる RUN704 実験の解析の場合、L P C I 作動後計算は極めて不安定であるので炉心上部のヒータ表面がクエンチするまで解析を続行できない。それにもまして、再冠水(クエンチ)時には低圧のため低クオリティであってもボイド率は大きく、均質平衡を仮定している RELAP4 Jコードではヒータ表面のクエンチ過程を計算できないのがわかる。本解析において気泡離脱速度は 0.91m/s で一定としている事もヒータ表面でのクエンチ過程の解析を困難している一因である。RELAP4 Jコードは気水分離モデルに基づく水位計算が可能であるが、それのみによってはクエンチ過程の解析は容易でない。ヒータ表面でのクエンチ過程を解析するには気液間のスリップを正しく考慮し正確な水位計算を行なう必要がある。

4.3 ヒータ表面のリウエット過程の解析

RUN704 実験においては下部プレナムフラッシングにより Pos. 4, 5 のヒータ表面がリウエットした。ヒータ表面のリウエットを解析するには下部プレナムフラッシングおよびそれによる炉心水位の回復を模擬しなければならない。顕著な下部プレナムフラッシングを模擬するにはジェットポンプまわりの逆流抵抗値の評価が重要である。

本節ではジェットポンプまわりの逆流抵抗値として特性実験¹⁷⁾で得られた値を用いヒータ表面のリウエット過程を解析するものである。

4.3.1 ジェットポンプまわりの逆流抵抗の効果

特性実験によりジェットポンプまわりの逆流抵抗値として次の値が得られた。

吐出→吸込 (J 12, 22, 36, 39)

(幾何学的形状から評価した K_R)

$$\text{JP-1} \quad 5.39 \leq K_R \leq 8.00 \quad (K_R = 1.763)$$

$$\text{JP-3} \quad 5.55 \leq K_R \leq 7.26 \quad (K_R = 1.763)$$

$$\text{JP-4} \quad 5.14 \leq K_R \leq 5.47 \quad (K_R = 1.763)$$

吸込→ダウンカマ (J 11, 21)

(幾何学的形状から評価した K_R)

$$\text{JP-1} \quad 39.8 \leq K_R \leq 58.1 \quad (K_R = 1.25)$$

$$\text{JP-3, 4} \quad 42.4 \leq K_R \leq 65.3 \quad (K_R = 1.24)$$

Y字部 (J 13, 23, 38, 41)

(幾何学的形状から評価した K_R)

$$8.83 \leq K_R \leq 16.40 \quad (K_R = 7.859)$$

特性実験から得られた逆流抵抗値はいずれも幾何学的形状から評価した値よりも大きい。

ケース C 1 はこれらの逆流抵抗値の最大値を用いたケースである。

ケースC1での炉内圧力変化をFig. 4.33に示す。破断後10秒以降、炉内圧力が実験よりもやや高めになるが全体的な変化は実験と良く一致している。ケースC1ではヒータ表面での沸騰遷移発生時刻が実験より遅いので炉内圧力が若干高くなる。炉心下部のPos. 6, 7でのヒータ表面温度変化をFigs. 4.34, 4.35に示す。炉心最下部のPos. 7では破断後約30秒までヒータ表面温度は飽和温度のままでありその後の温度上昇も低い。また、Pos. 6では破断後約20秒でヒータ表面温度が一時的に低下する。すなわち、ヒータ表面でのリウエットに近い状態が計算されている。これらのヒータ表面温度変化はケースC1の特徴となっている。ケースC1ではジェットポンプY字部、吸込部、吸込部からダウンカマへの配管部の逆流抵抗が非常に大きく、破断後下部プレナムからダウンカマへの逆流が小さいので炉心内の残存水量が多くなり炉心下部でのヒータ表面温度の上昇が小さくなる。ケースC1での炉心入口流量変化をFig. 4.36に示す。炉心入口流量はかなり振動しているが破断後17秒頃に下部プレナムフラッシングによる流量増加が計算されている。ケースC1での炉心内の残存水量変化をFig. 4.37に示す。下部プレナムフラッシングにより炉心下部で残存水量が増加しているのがわかる。

RUN704実験でヒータ表面のリウエットが生じたのはPos. 4, 5である。一方、本解析でのリウエットはPos. 6でしか計算されていない。これは下部プレナムフラッシングによる炉心入口流量の回復および炉心内水位変化の模擬がまだ不十分である事を示している。

ケースC1では炉心下部での水の保持、下部プレナムフラッシングおよびそれによるヒータ表面でのリウエットが一応計算されている。これらの事は下部プレナムからダウンカマへの流れが炉心内の残存水量を決めるので、その逆流抵抗の評価が残存水量の計算のため重要である事を示している。

4.3.2 下部プレナム1ボリュームの効果

ケースC1では下部プレナムを2ボリュームに分割し各々気水分離モデルを適用している。下部プレナムフラッシングによる炉心入口流量の増加をより顕著にするため、ケースC2では下部プレナムを1ボリュームにした。

ケースC2での炉心入口流量変化をFig. 4.38に示す。炉心入口流量は激しく振動し、予想に反して下部プレナムフラッシングによる炉心入口流量の増加はあまり顕著ではない。炉心下部のPos. 6, 7でのヒータ表面温度変化をFigs. 4.39, 4.40に示す。ケースC1と比較して顕著な下部プレナムフラッシングによる炉心入口流量の増加が計算されていないのでリウエットも計算されていない。また、炉心下部での水の保持が模擬できていないのでヒータ表面温度が高くなっている。

RUN 704 SENSITIVITY ANALYSIS A01

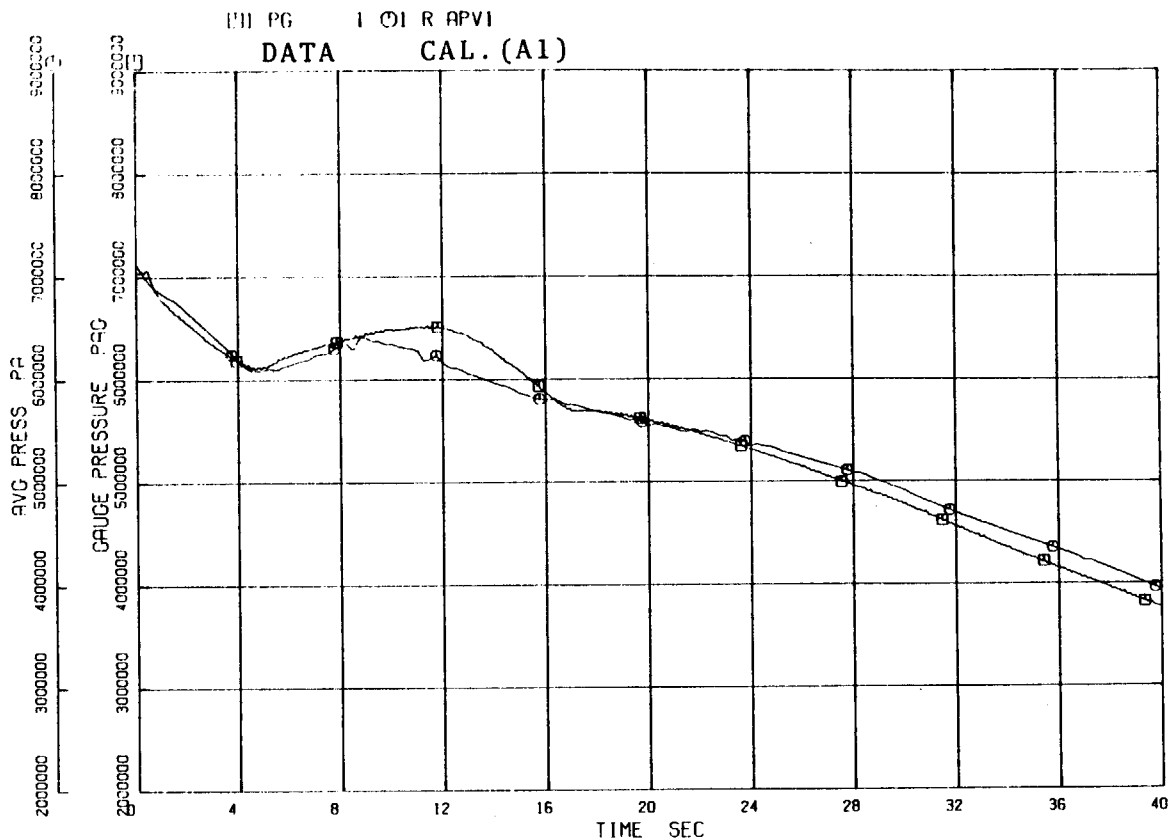


Fig. 4. 1 Calculated Lower Plenum Pressure Transient, Case A1

RUN 704 SENSITIVITY ANALYSIS A01

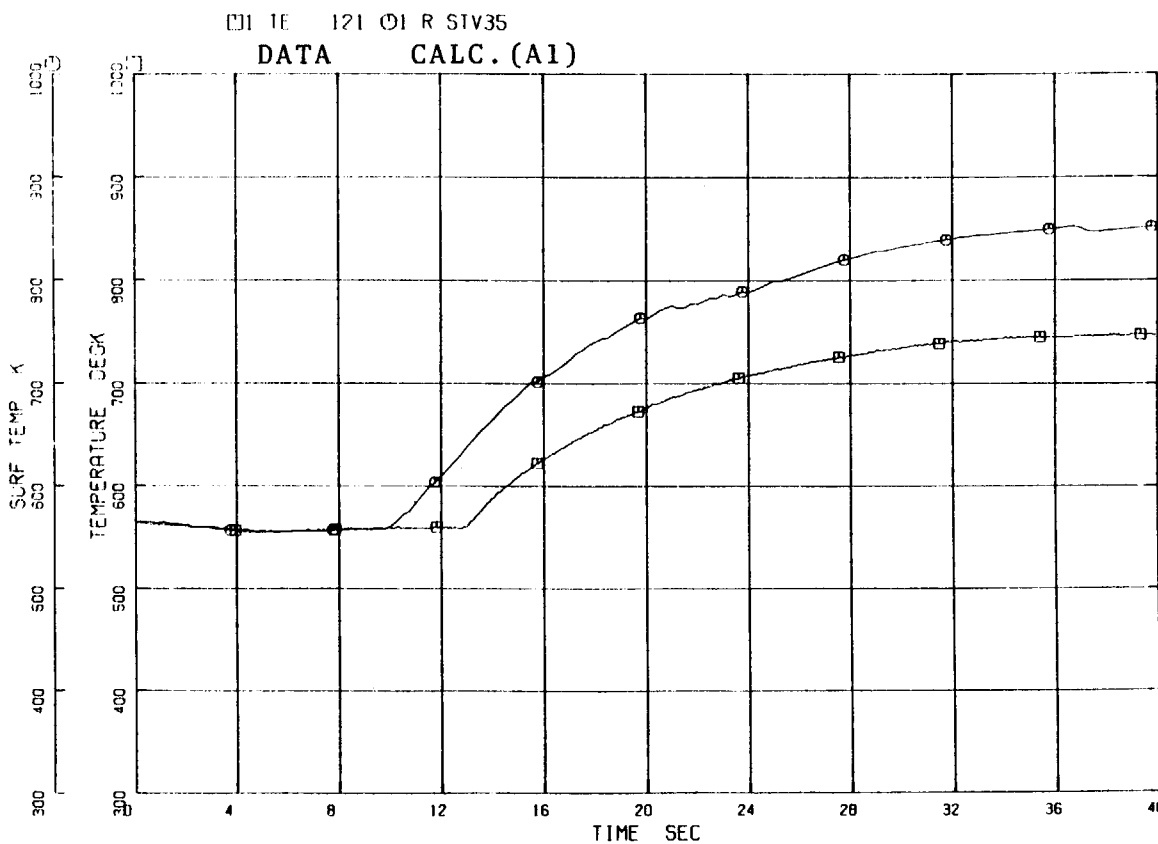


Fig. 4. 2 Calculated Heater Surface Temperature at Position 3 , Case A1

RUN 704 SENSITIVITY ANALYSIS A02

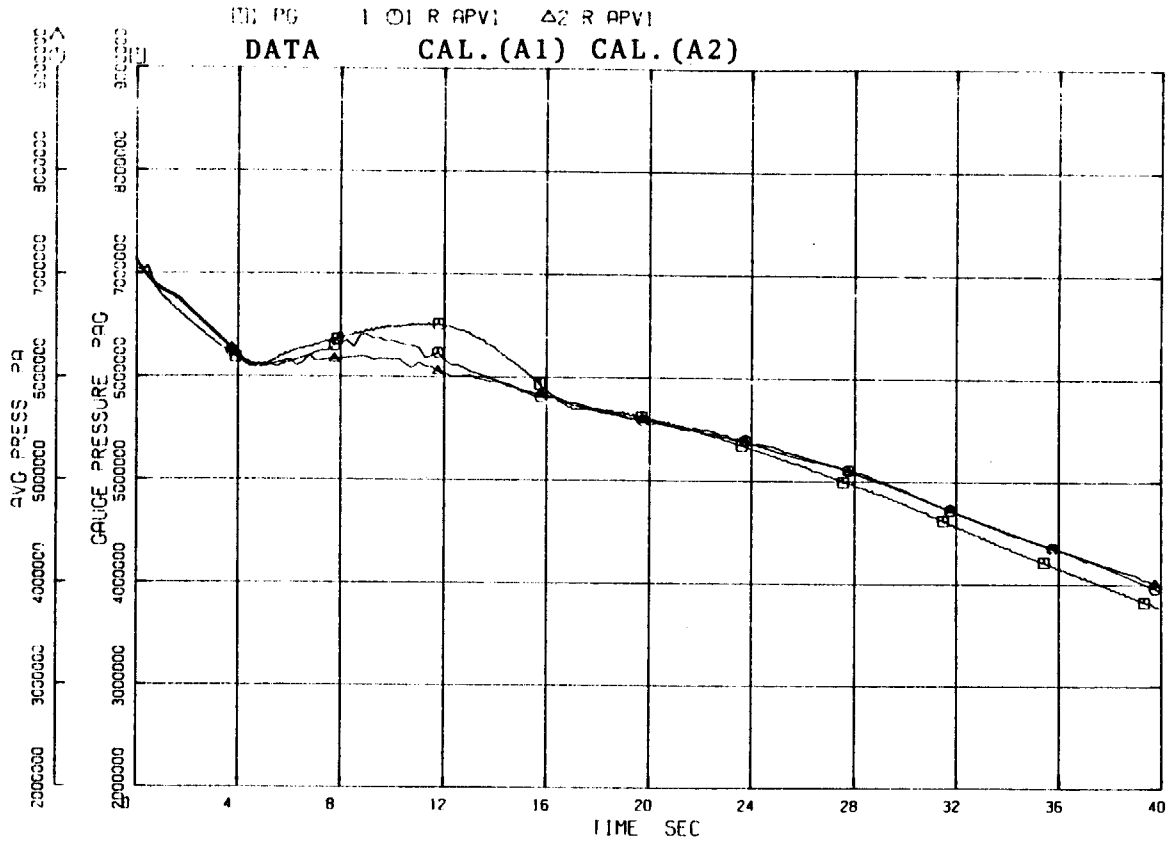


Fig. 4. 3 Calculated Lower Plenum Pressure Transient , Case A2

RUN 704 SENSITIVITY ANALYSIS A02

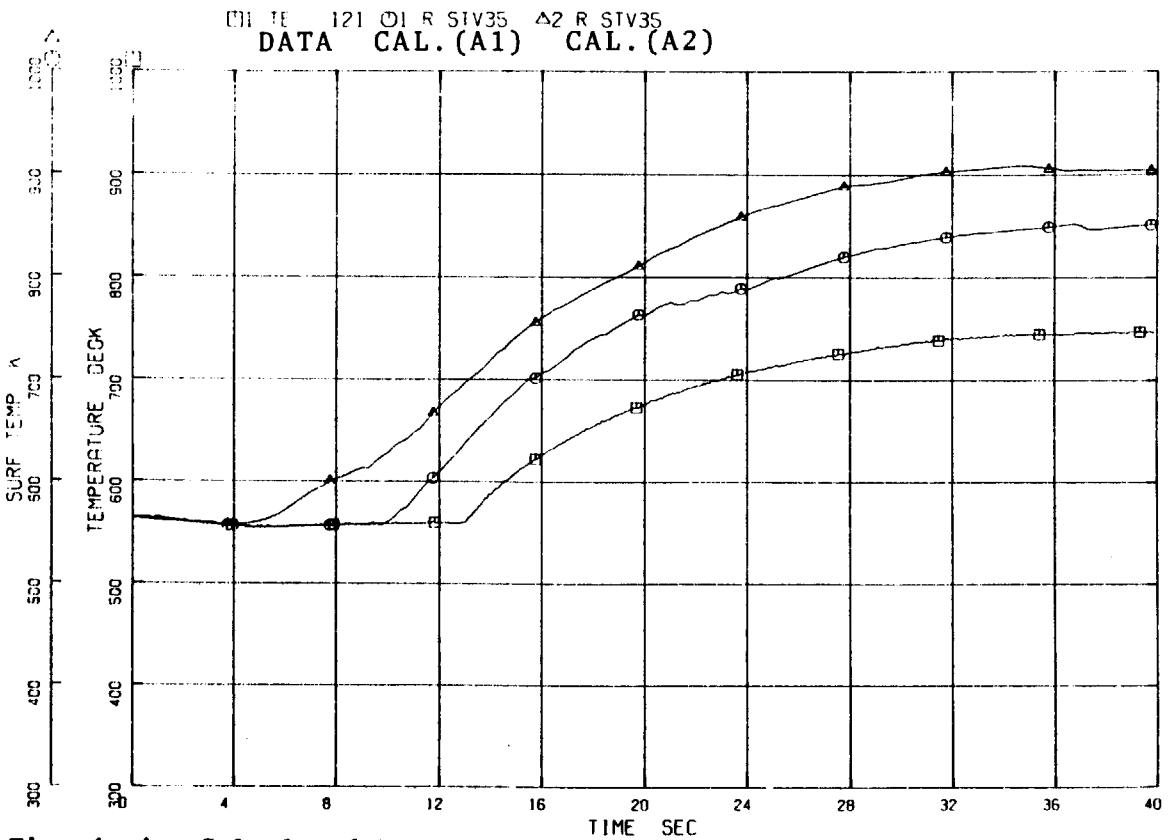


Fig. 4. 4 Calculated Heater Surface Temperature at Position 3 , Case A2

RUN 704 SENSITIVITY ANALYSIS A02

□ R AXV35 ○ R AXV35
CAL. (A1) CAL. (A2)

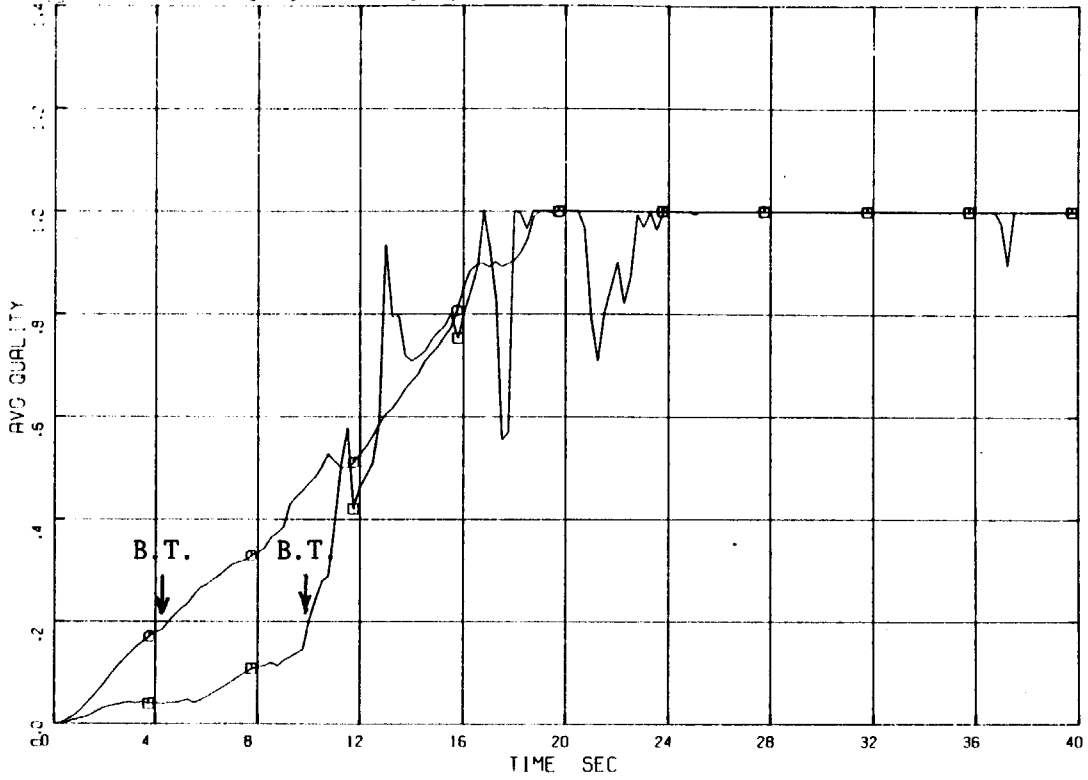


Fig. 4. 5 Calculated Core Quality , Case A1 and Case A2

RUN 704 SENSITIVITY ANALYSIS A03

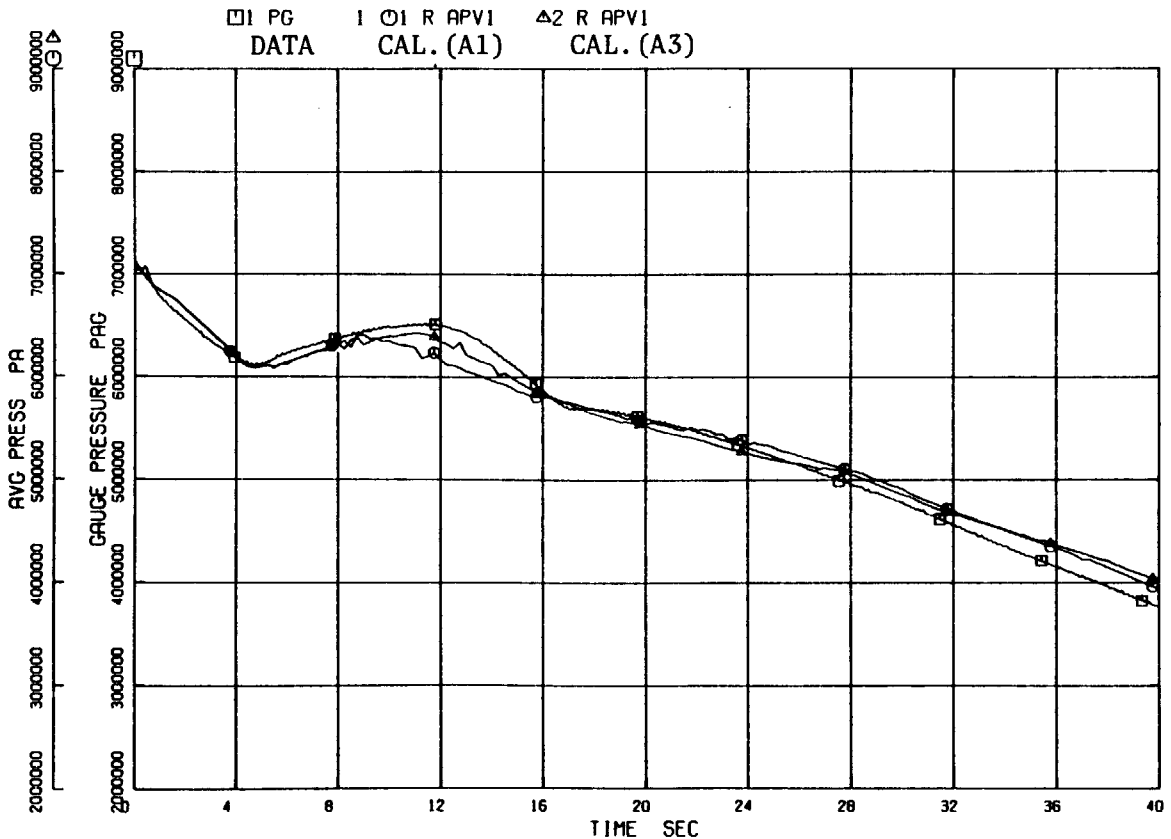


Fig. 4. 6 Calculated Lower Plenum Pressure Transient , Case A3

RUN 704 SENSITIVITY ANALYSIS A03

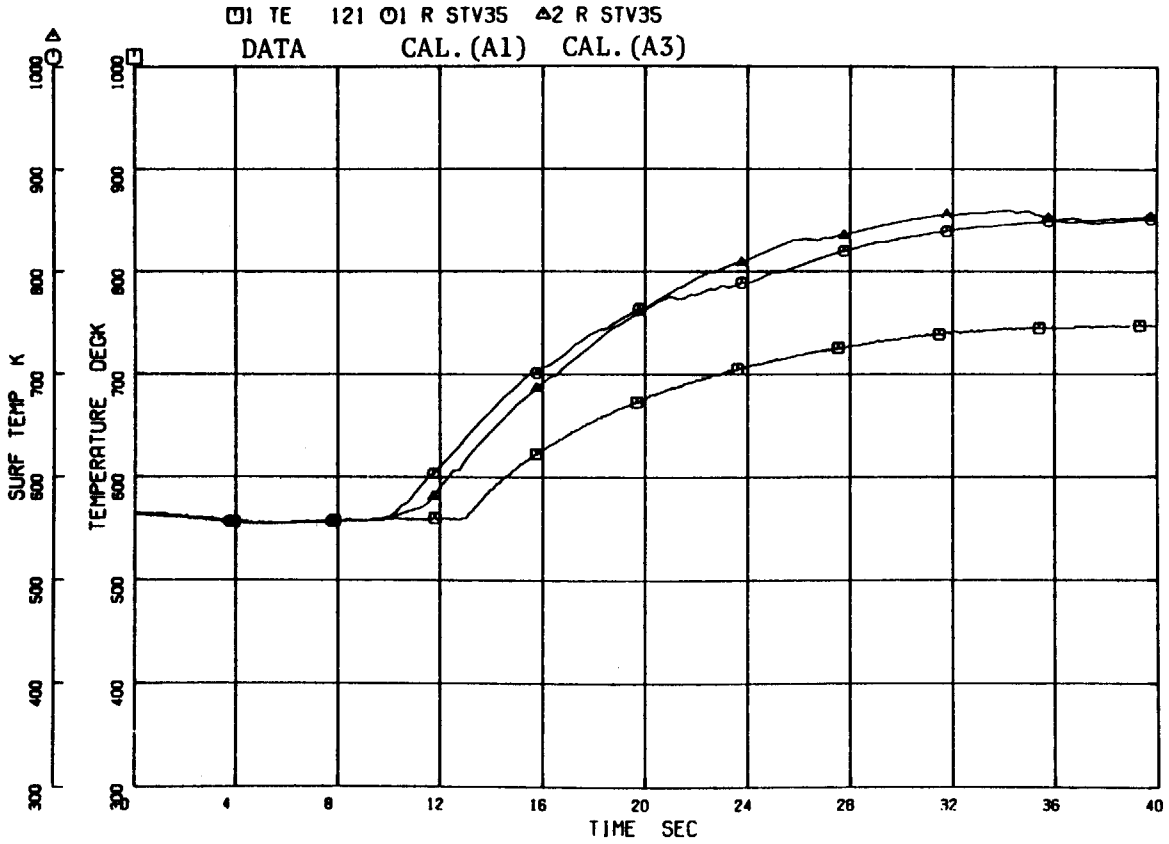


Fig. 4. 7 Calculated Heater Surface Temperature at Position 3 , Case A3
RUN 704 SENSITIVITY ANALYSIS A03

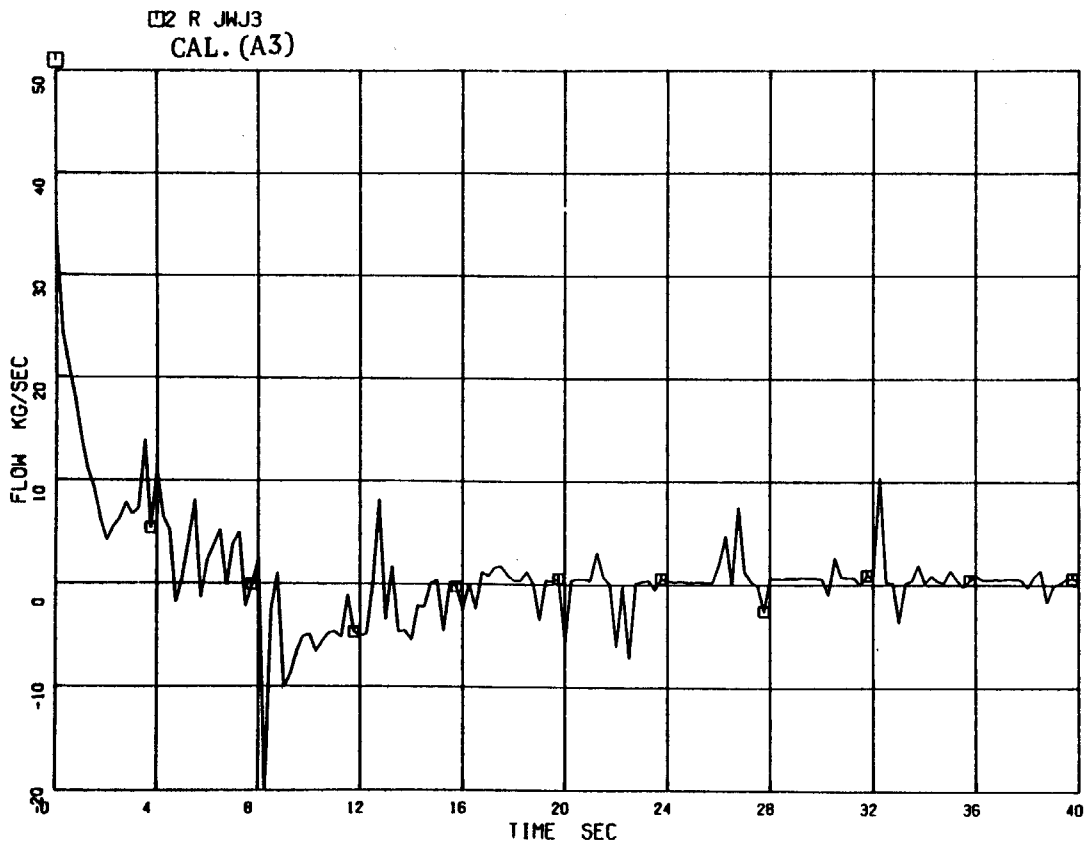


Fig. 4. 8 Calculated Core Inlet Flow , Case A3

RUN 704 SENSITIVITY ANALYSIS A04

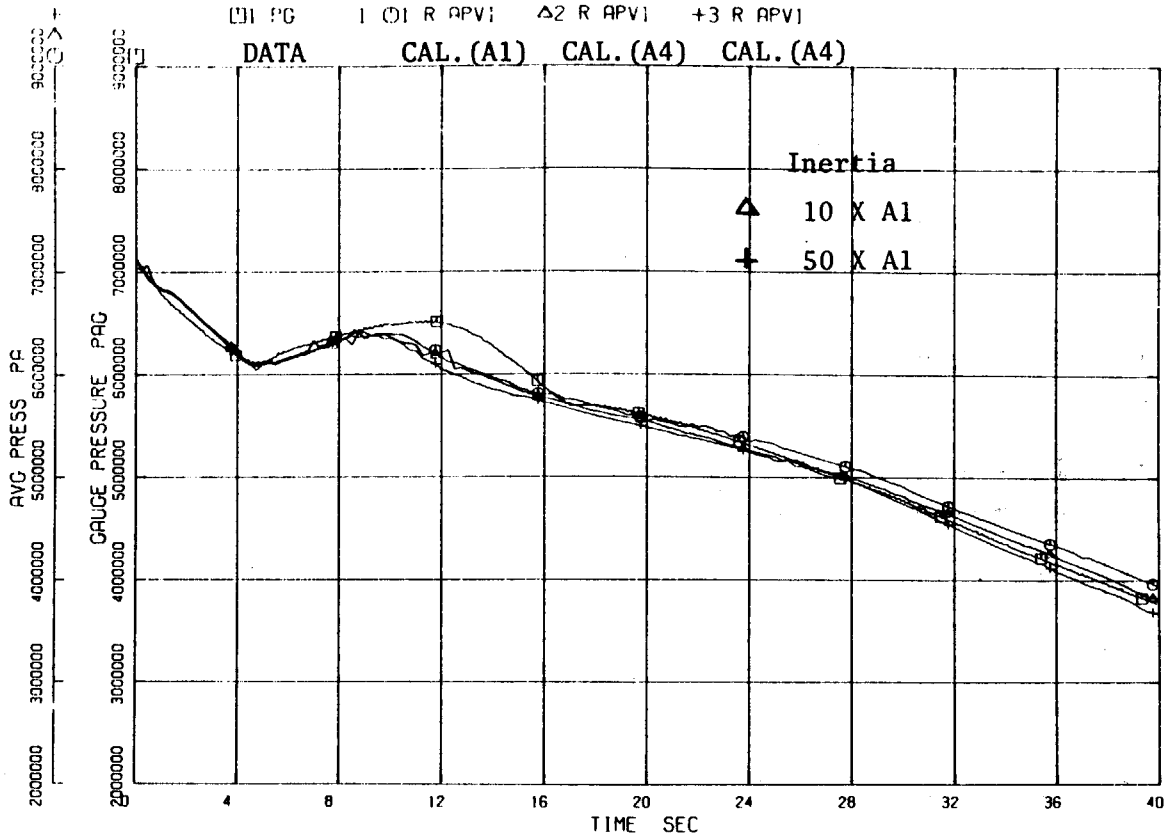


Fig. 4. 9 Calculated Lower Plenum Pressure Transient , Case A4

RUN 704 SENSITIVITY ANALYSIS A04

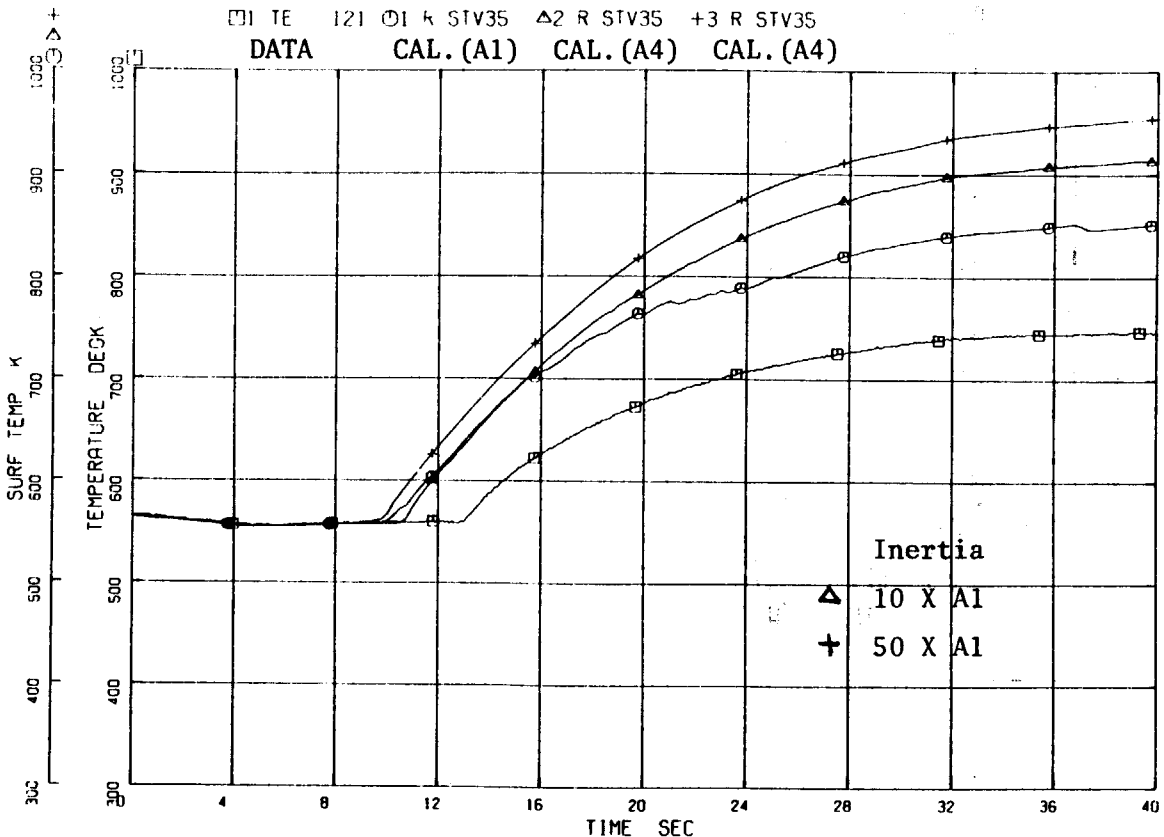


Fig. 4.10 Calculated Heater Surface Temperature at Position 3 , Case A4

RUN 704 SENSITIVITY ANALYSIS A04

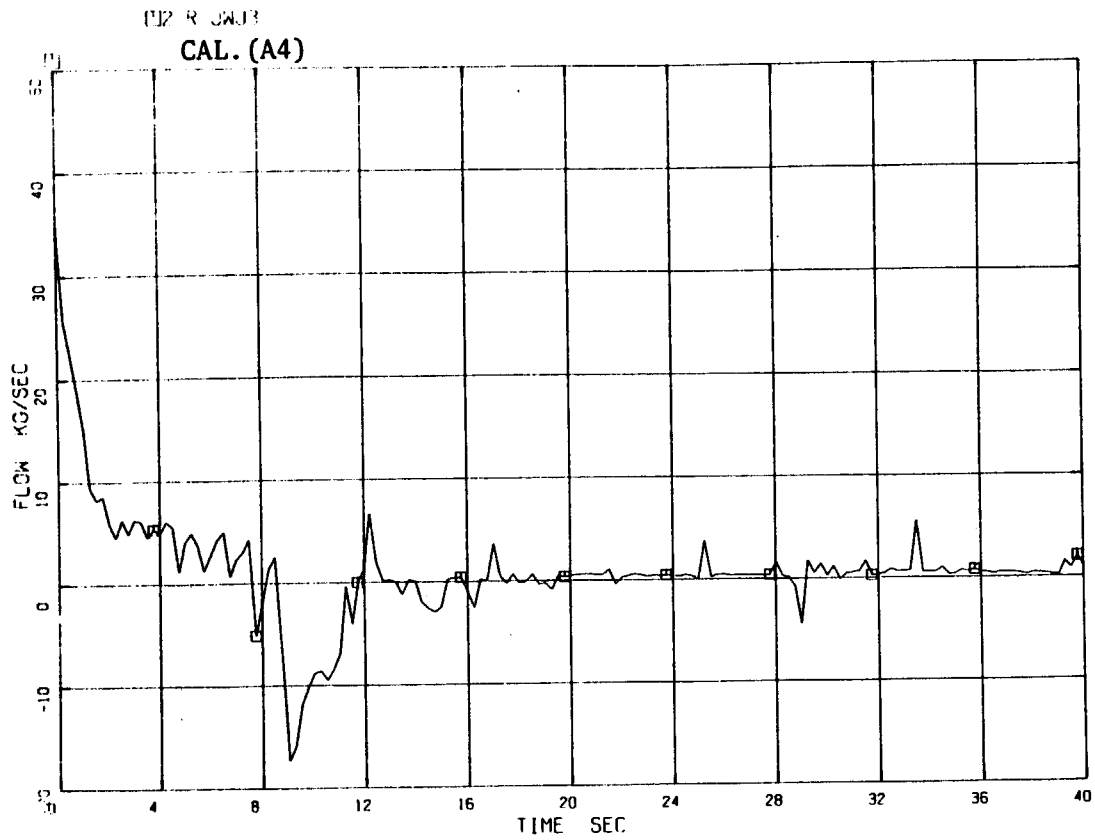


Fig. 4.11 Calculated Core Inlet Flow , Case A4

RUN 704 SENSITIVITY ANALYSIS A05

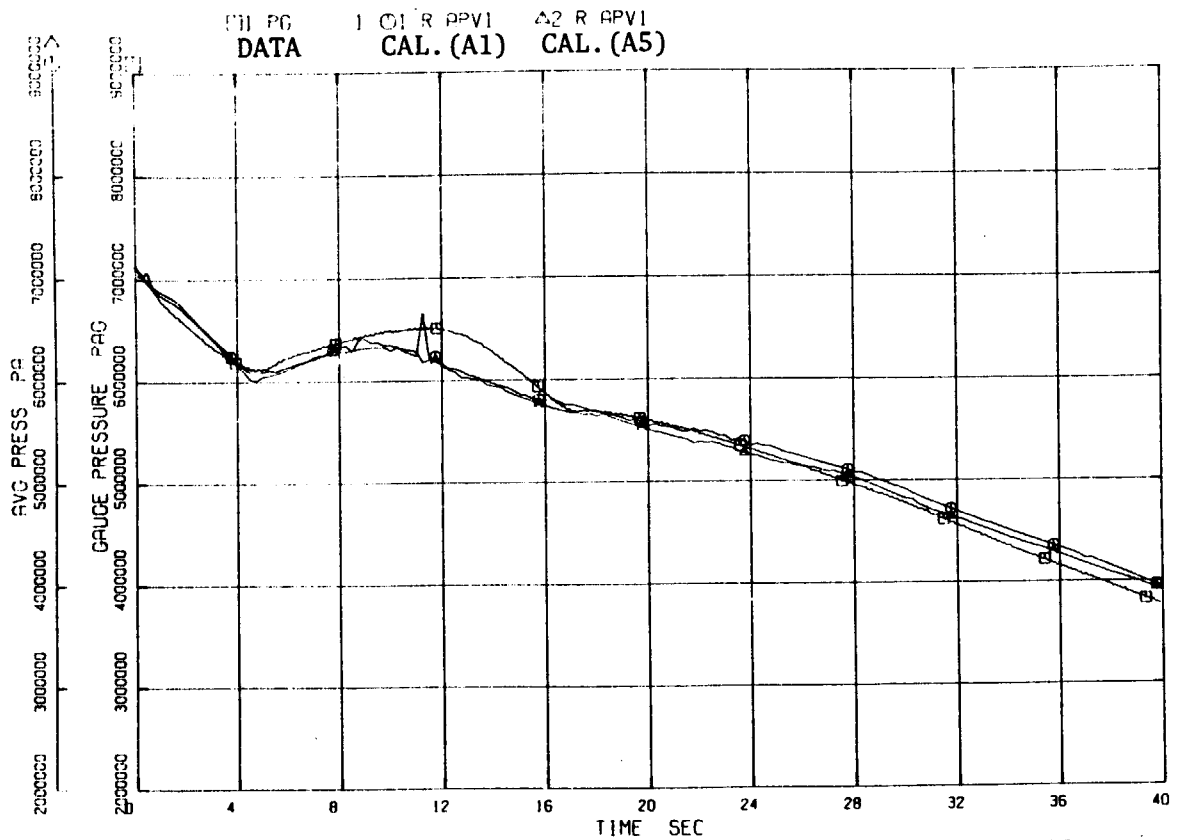


Fig. 4.12 Calculated Lower Plenum Pressure Transient , Case A5

RUN 704 SENSITIVITY ANALYSIS A05

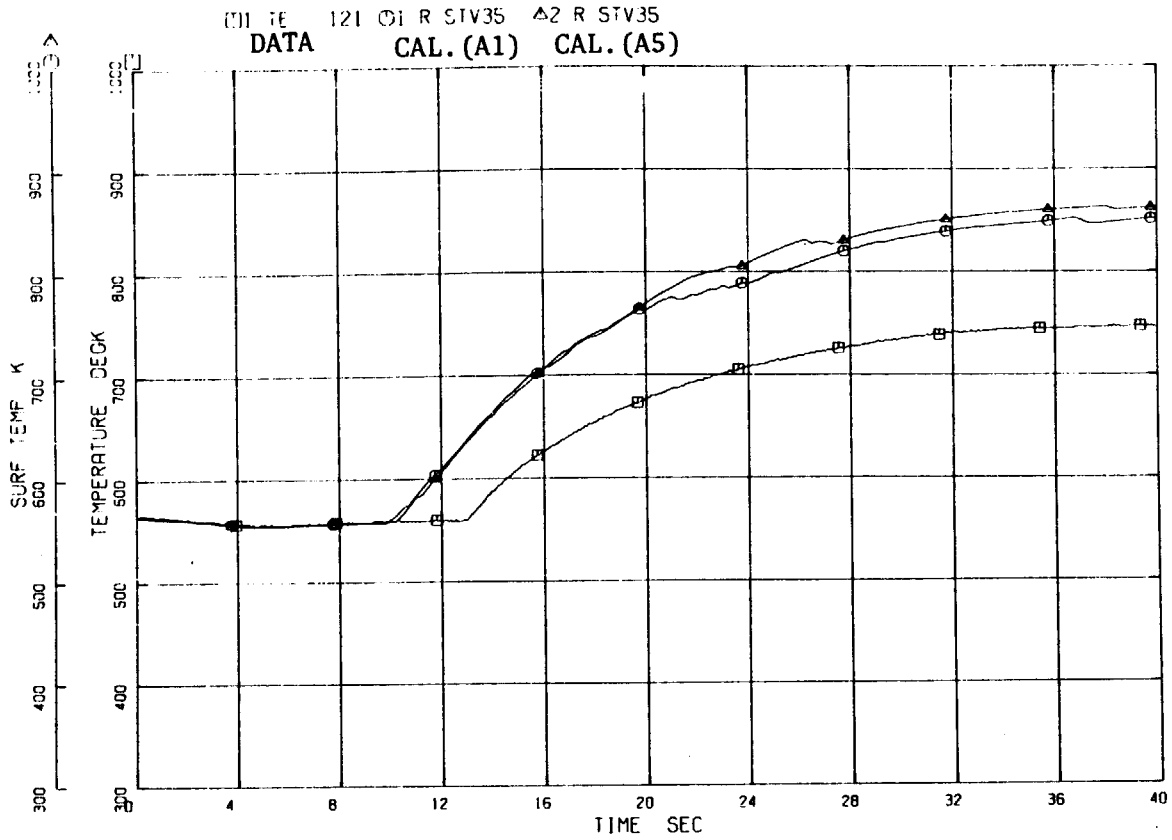


Fig. 4.13 Calculated Heater Surface Temperature at Position 3 , Case A5

RUN 704 SENSITIVITY ANALYSIS A06

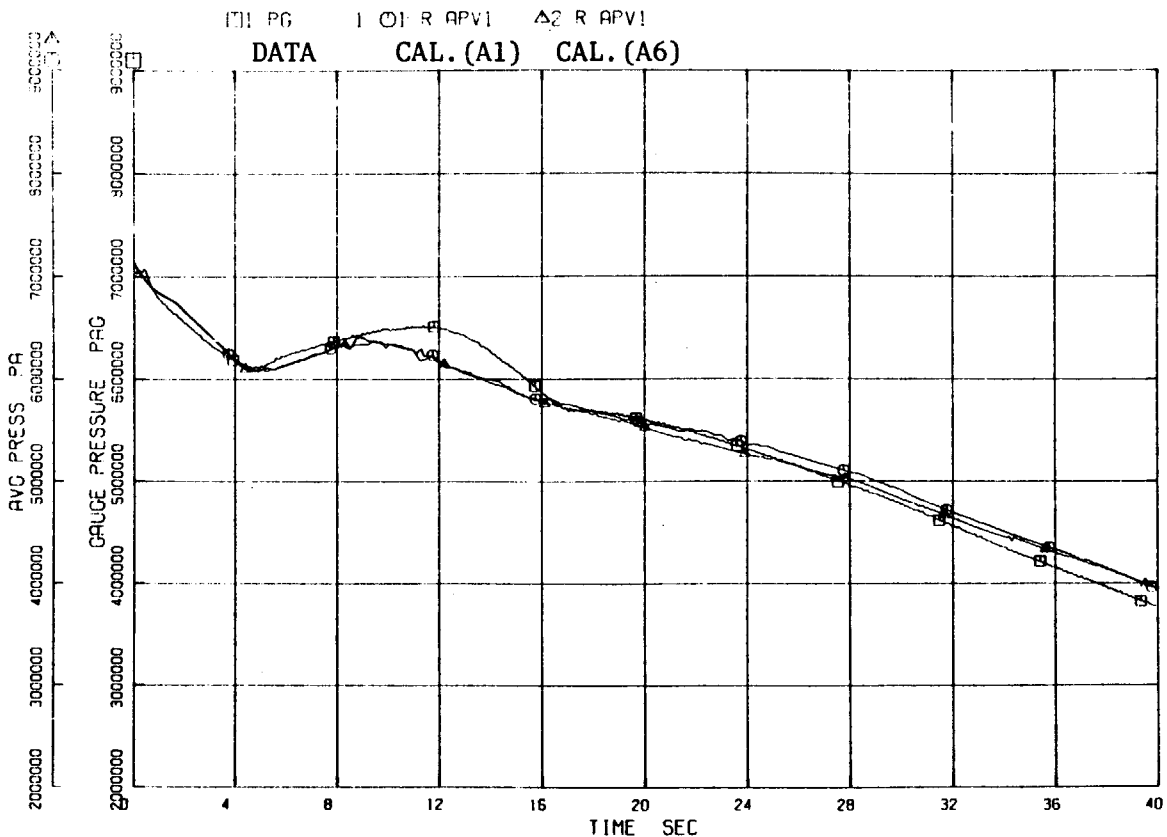


Fig. 4.14 Calculated Lower Plenum Pressure Transient , Case A6

RUN 704 SENSITIVITY ANALYSIS A06

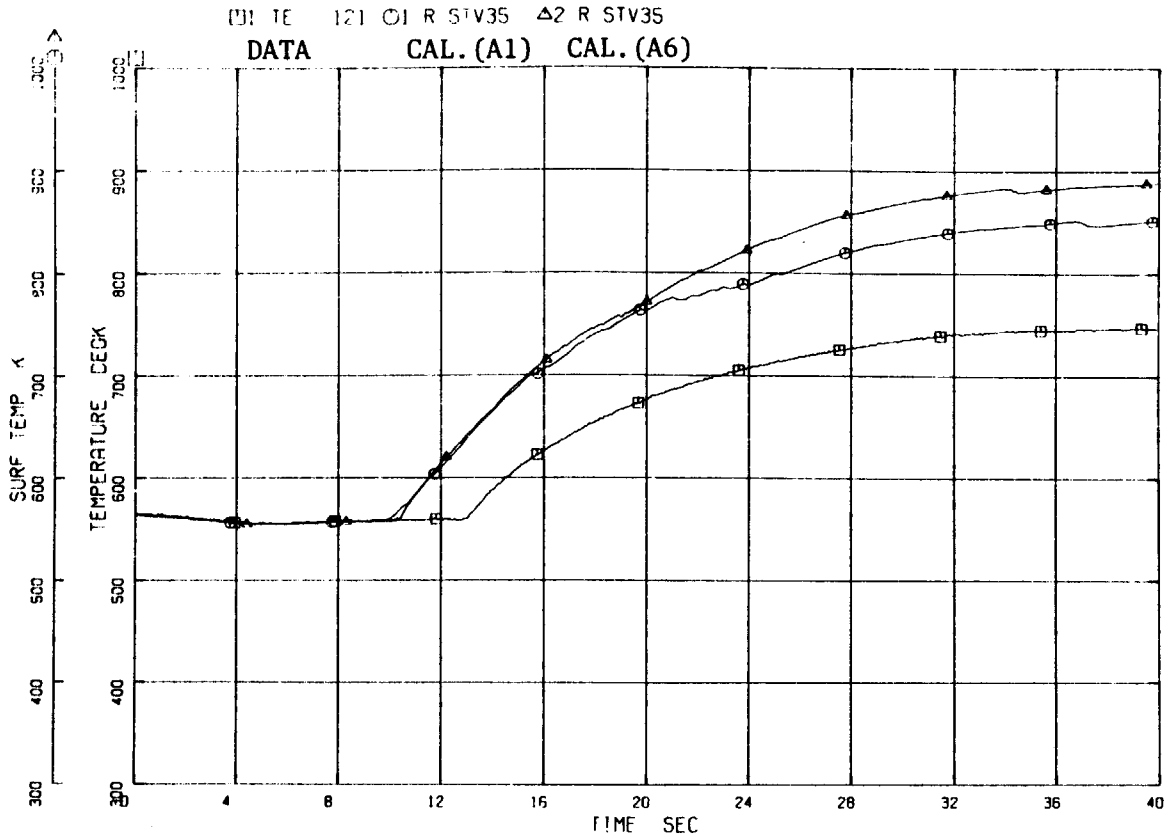


Fig. 4.15 Calculated Heater Surface Temperature at Position 3 , Case A6

RUN 704 SENSITIVITY ANALYSIS A06

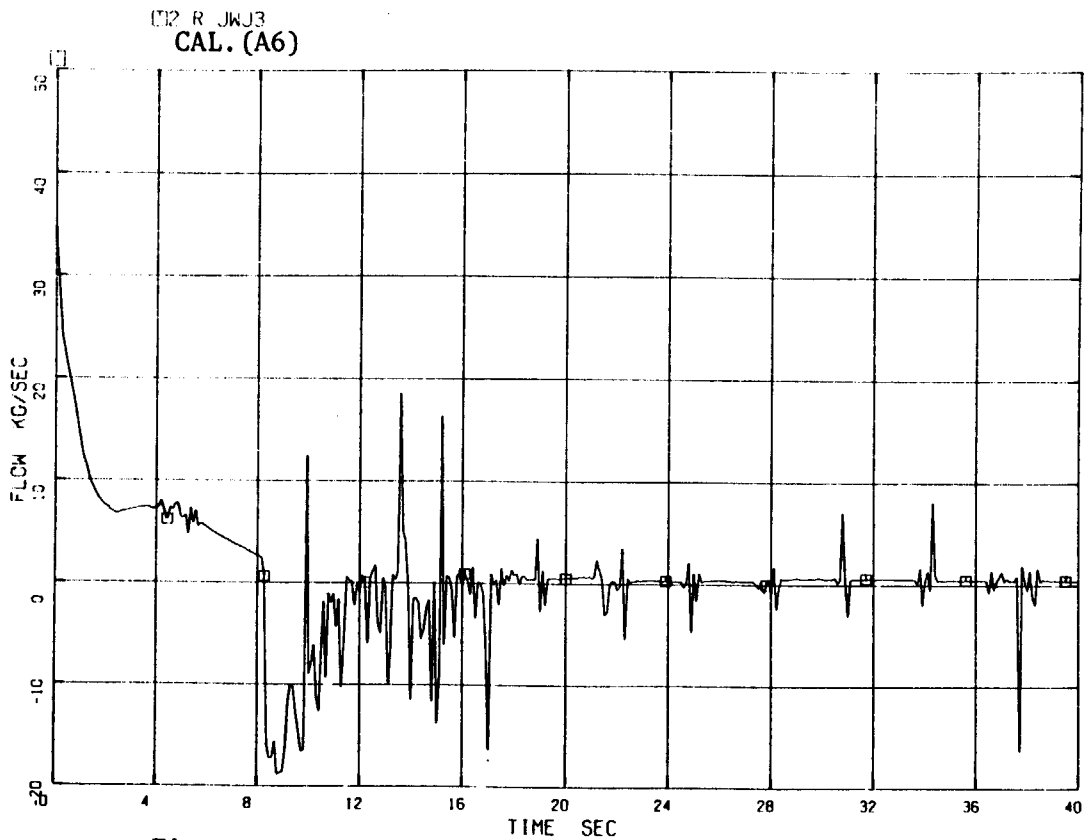


Fig. 4.16 Calculated Core Inlet Flow , Case A6

RUN 704 SENSITIVITY ANALYSIS A07

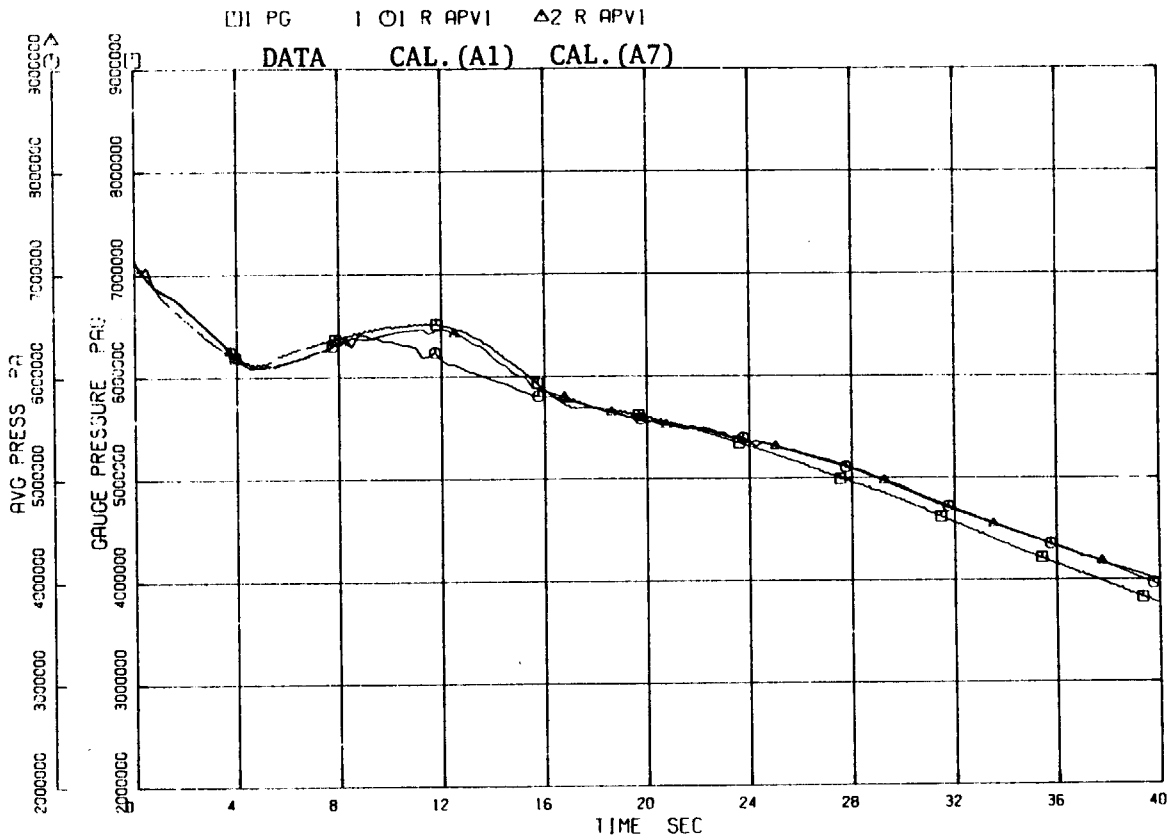


Fig. 4.17 Calculated Lower Plenum Pressure Transient , Case A7

RUN 704 POST-TEST ANALYSIS A11

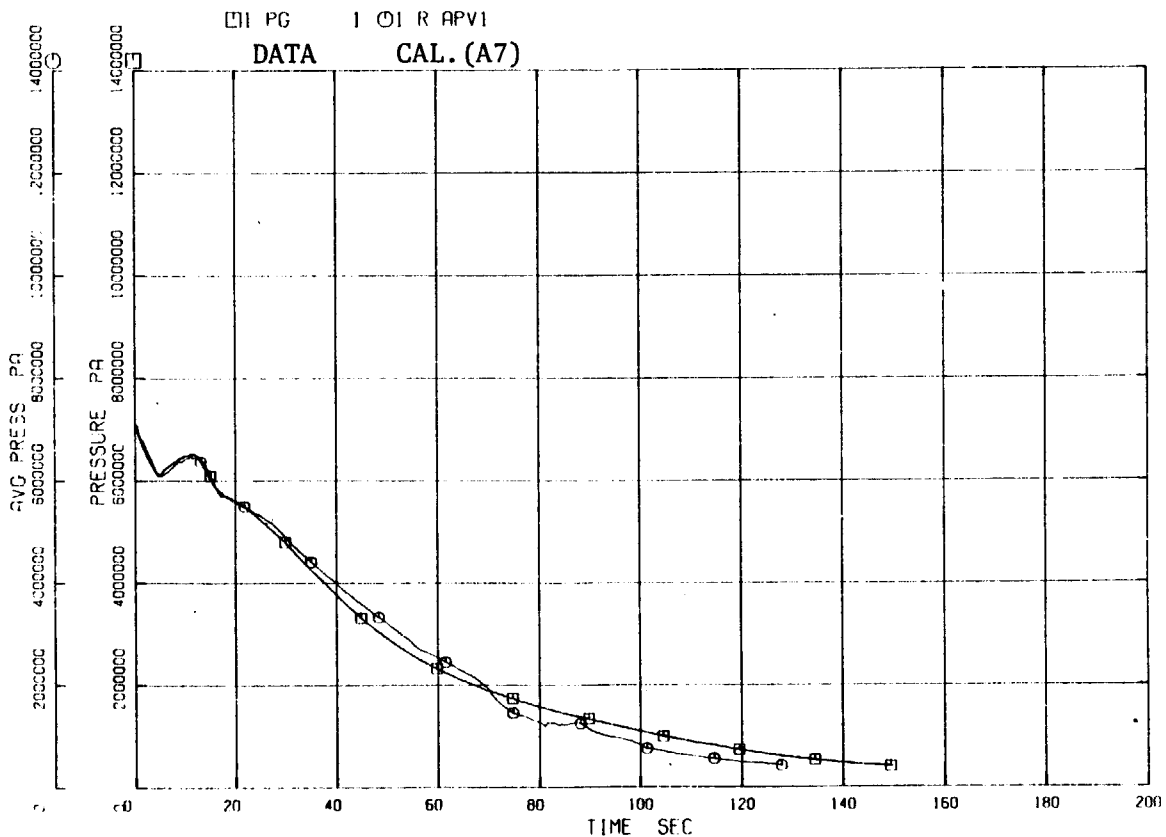


Fig. 4.18 Calculated Lower Plenum Pressure Transient (Long Time), Case A7

RUN 704 SENSITIVITY ANALYSIS A07

012 R JWJ3
CAL. (A7)

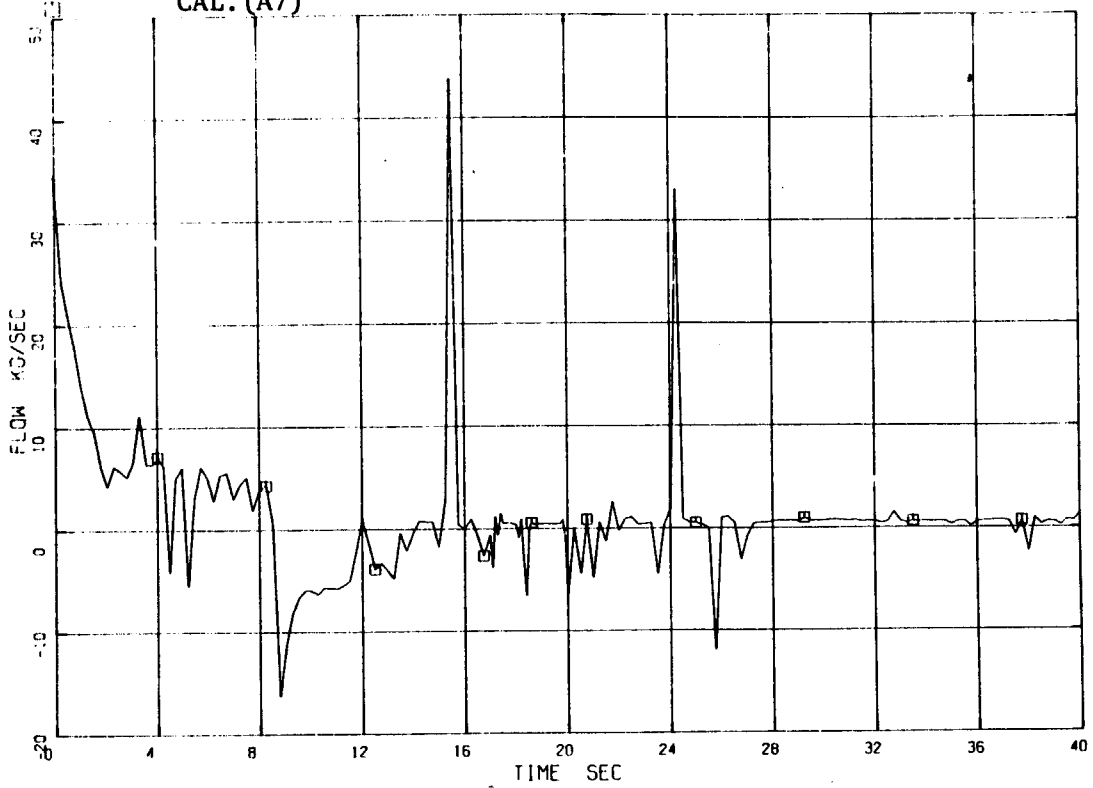


Fig. 4.19 Calculated Core Inlet Flow , Case A7

RUN 704 SENSITIVITY ANALYSIS A07

□1 TE 121 ○1 R STV35 ▲2 R STV35
DATA CAL. (A1) CAL. (A7)

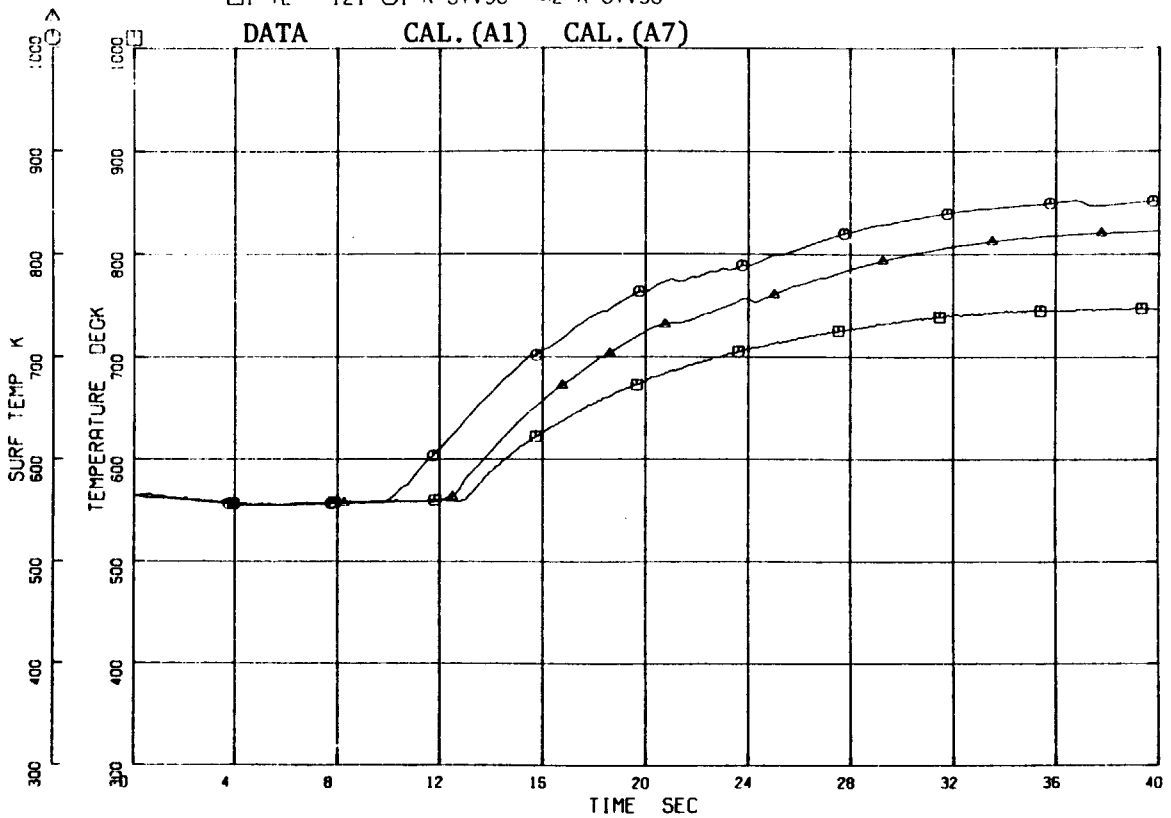


Fig. 4.20 Calculated Heater Surface Temperature at Position 3 , Case A7

RUN 704 POST-TEST ANALYSIS A11

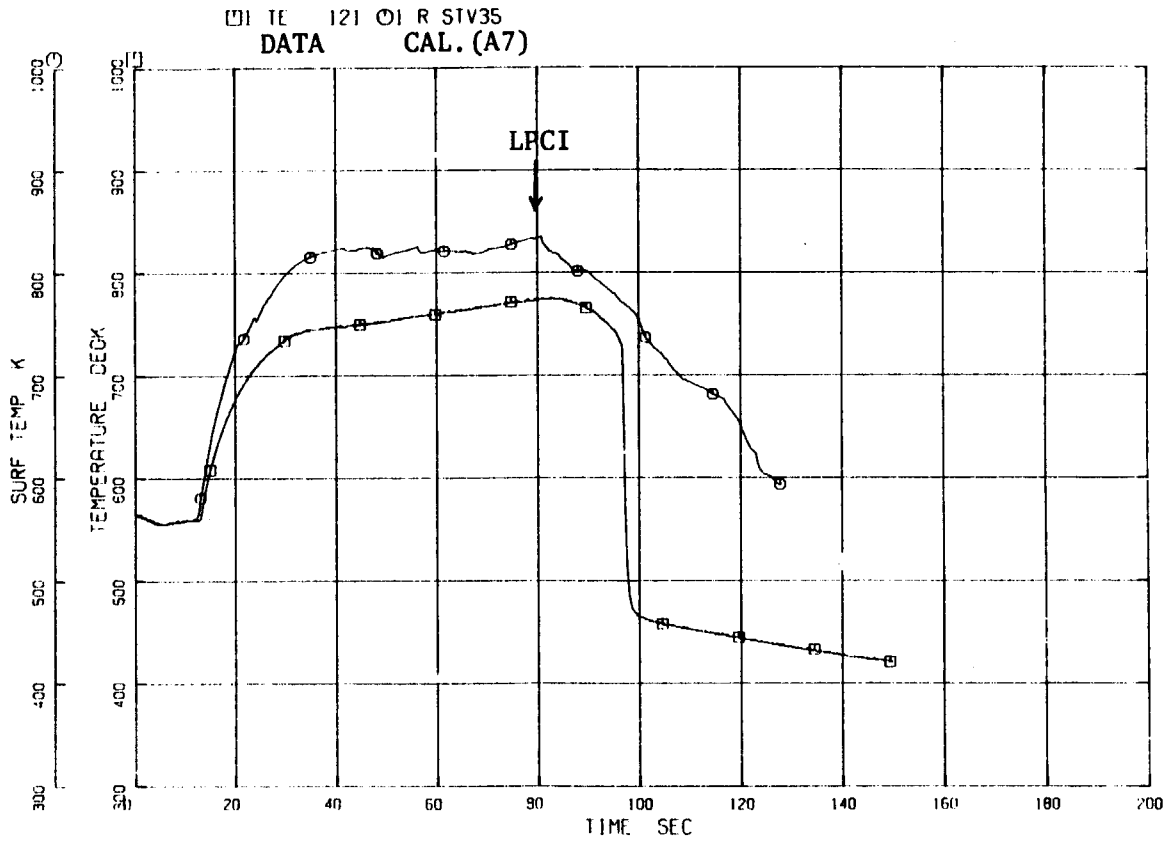


Fig. 4.21 Calculated Heater Surface Temperature at Position 3 , Case A7

RUN 704 POST-TEST ANALYSIS A11

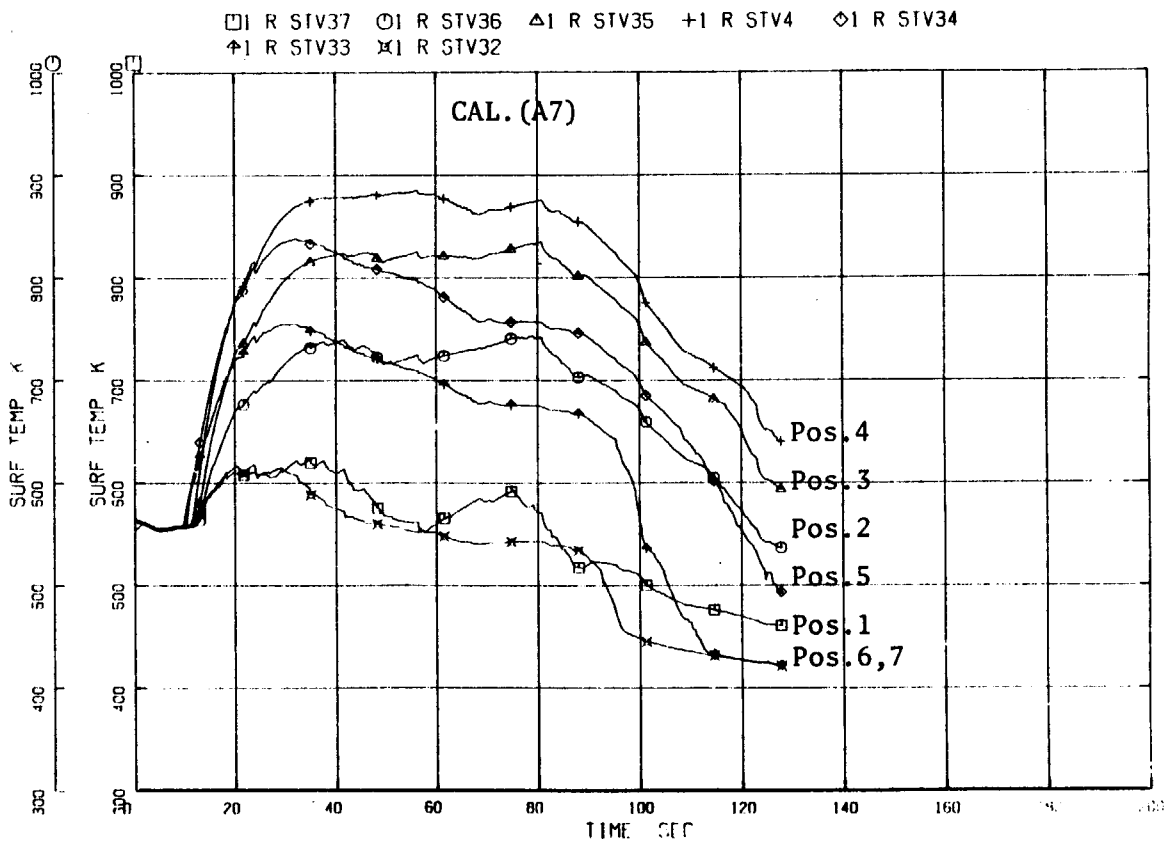


Fig. 4.22 Calculated Axial Heater Surface Temperature , Case A7

RUN 704 POST-TEST ANALYSIS A18

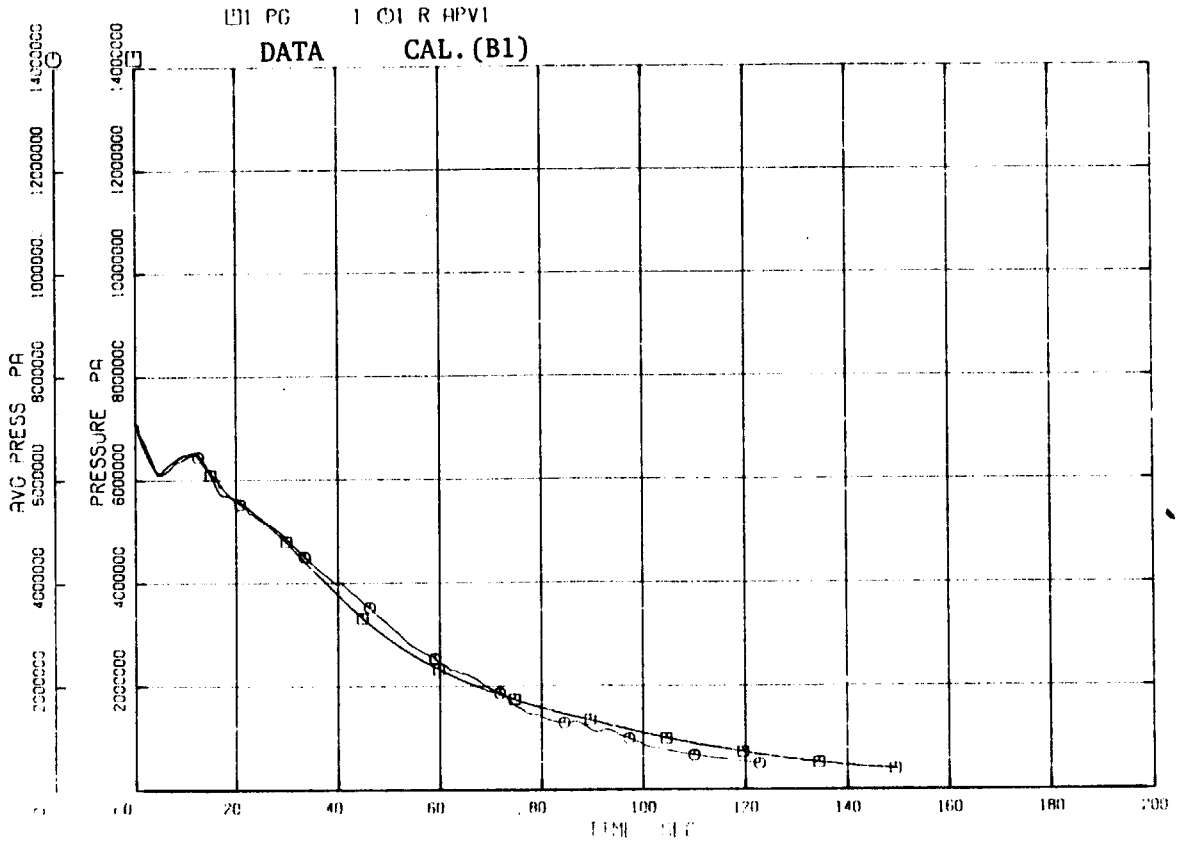


Fig. 4.23 Calculated Lower Plenum Pressure Transient , Case B1

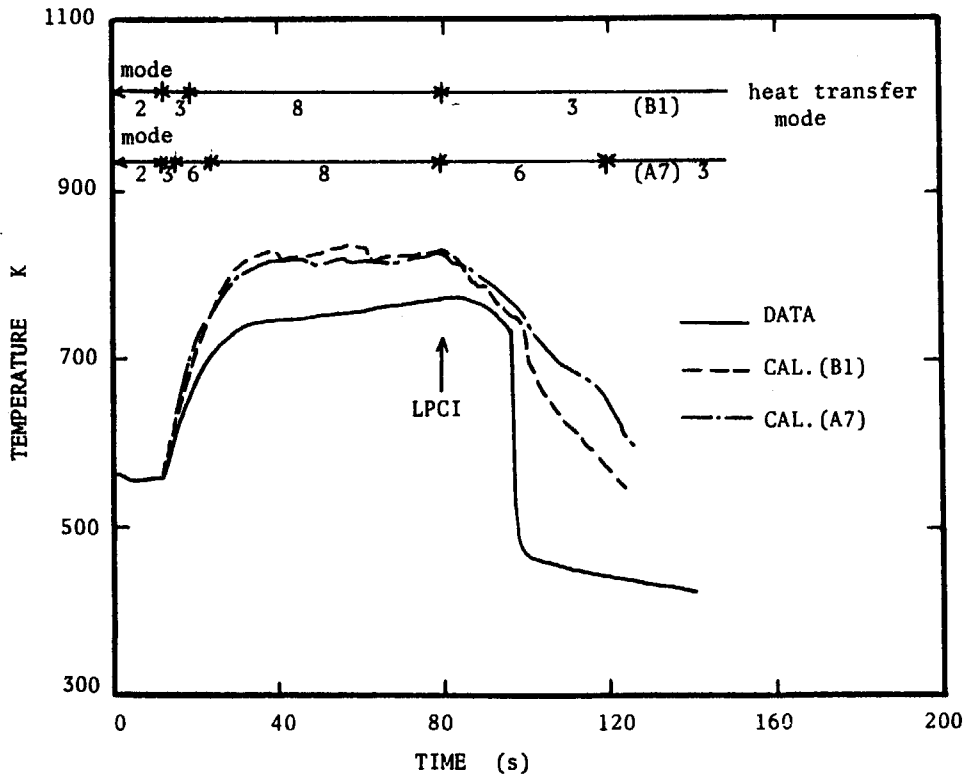


Fig. 4.24 Calculated Heater Surface Temperature at Position 3 , Case B1

RUN 704 POST-TEST ANALYSIS A18

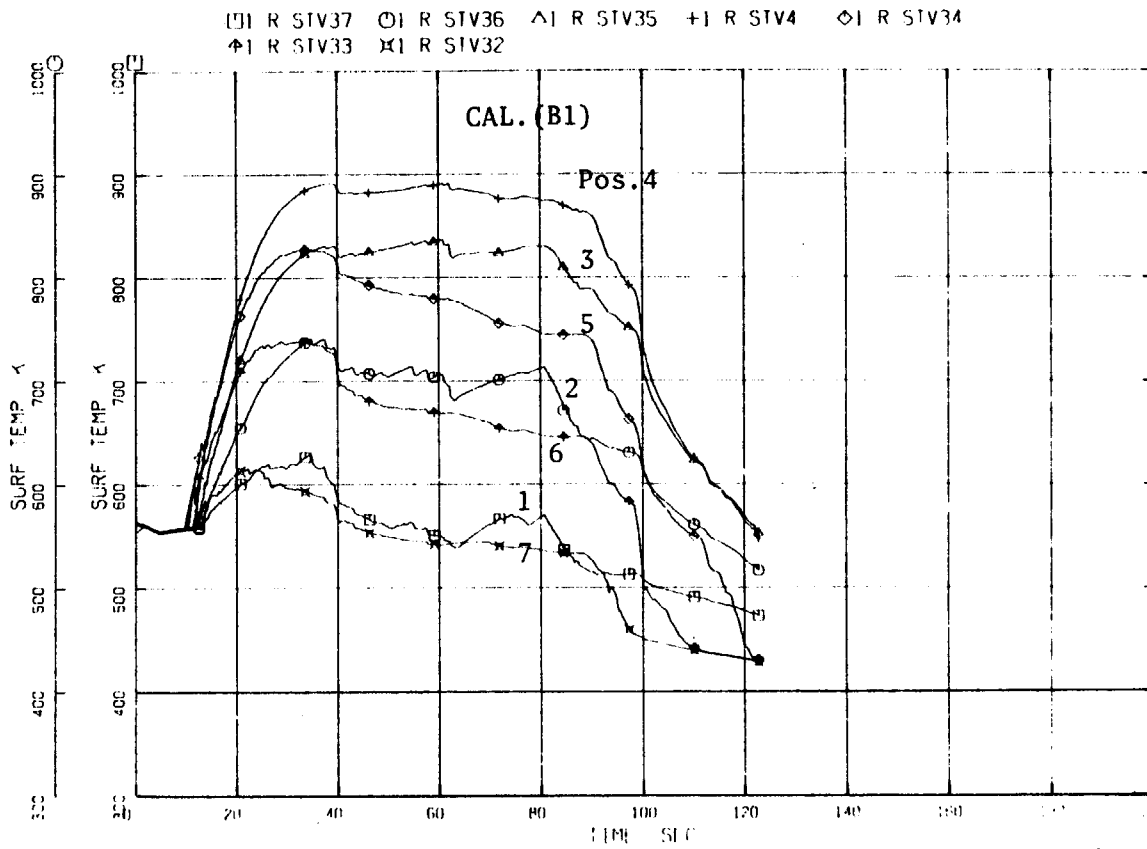


Fig. 4.25 Calculated Axial Heater Surface Temperature , Case B1

RUN 704 POST TEST ANALYSIS A18

PI R HCV4

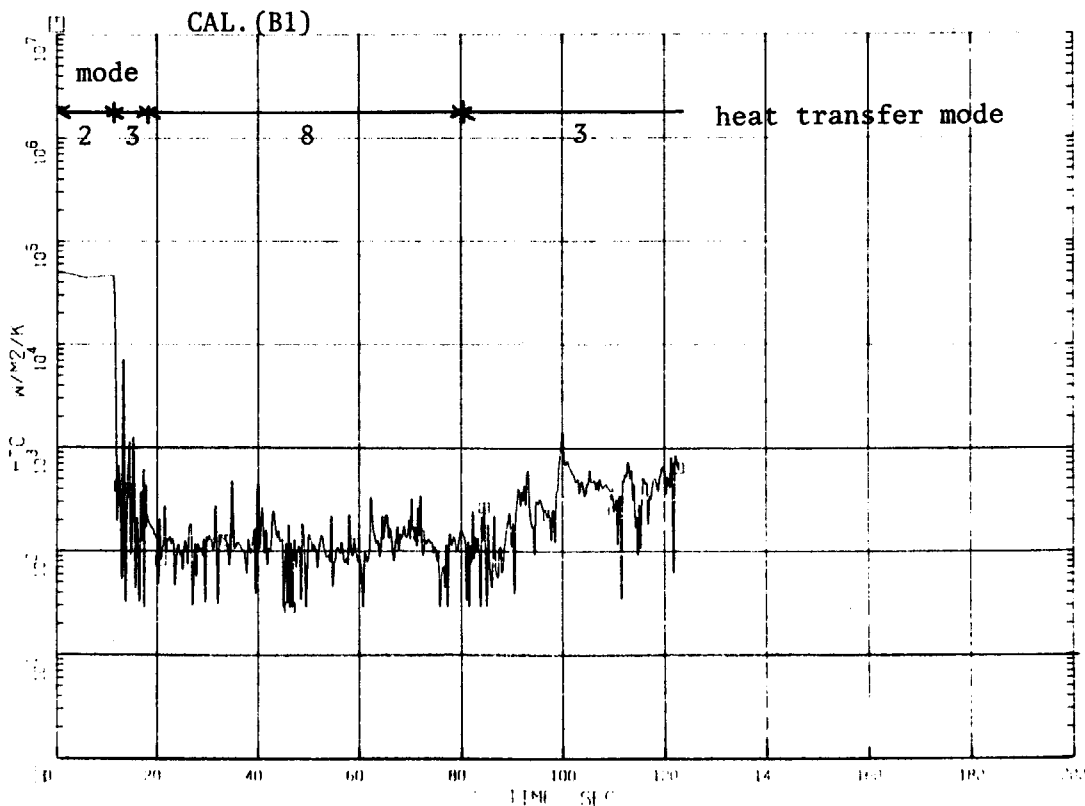


Fig. 4.26 Calculated Heat Transfer Coefficient at Position 3 , Case B1

RUN 704 POST-TEST ANALYSIS A19

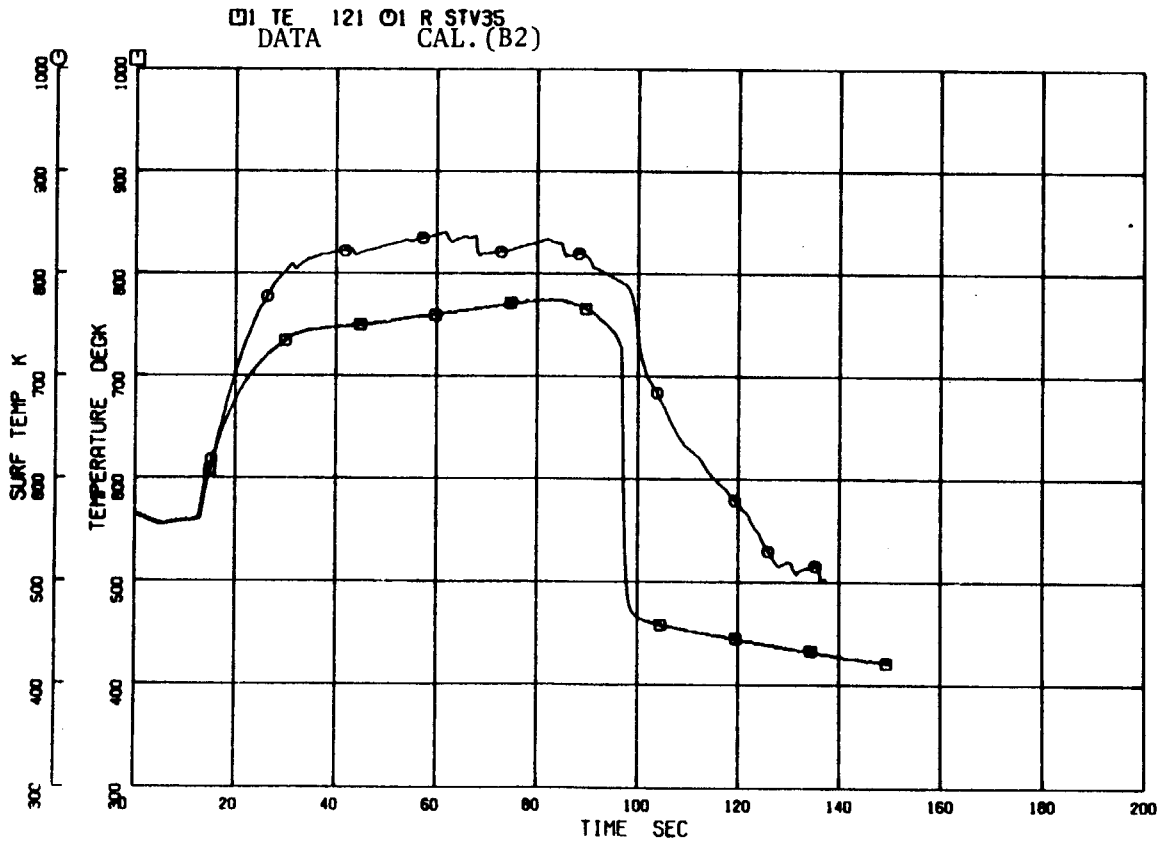


Fig. 4.27 Calculated Heater Surface Temperature at Position 3 , Case B2

RUN 704 POST-TEST ANALYSIS A19

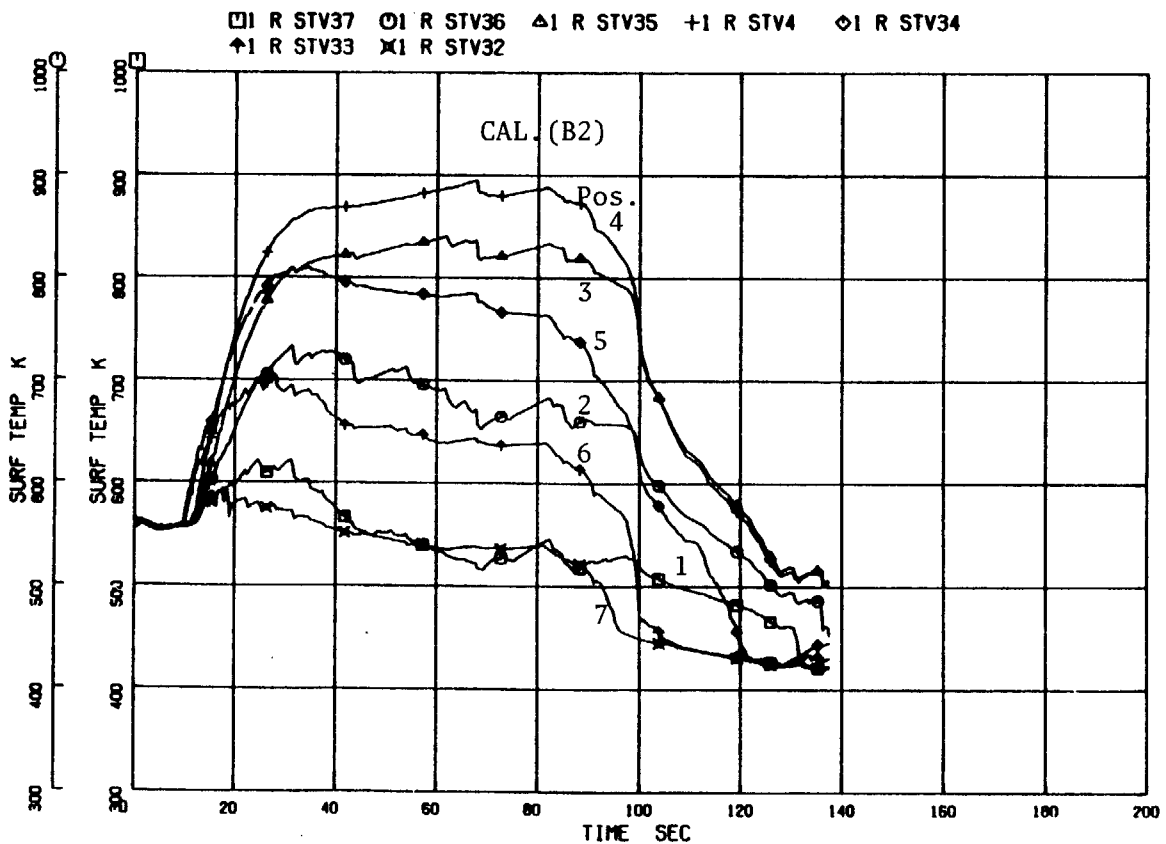


Fig. 4.28 Calculated Axial Heater Surface Temperature , Case B2

RUN 704 POST-TEST ANALYSIS A19

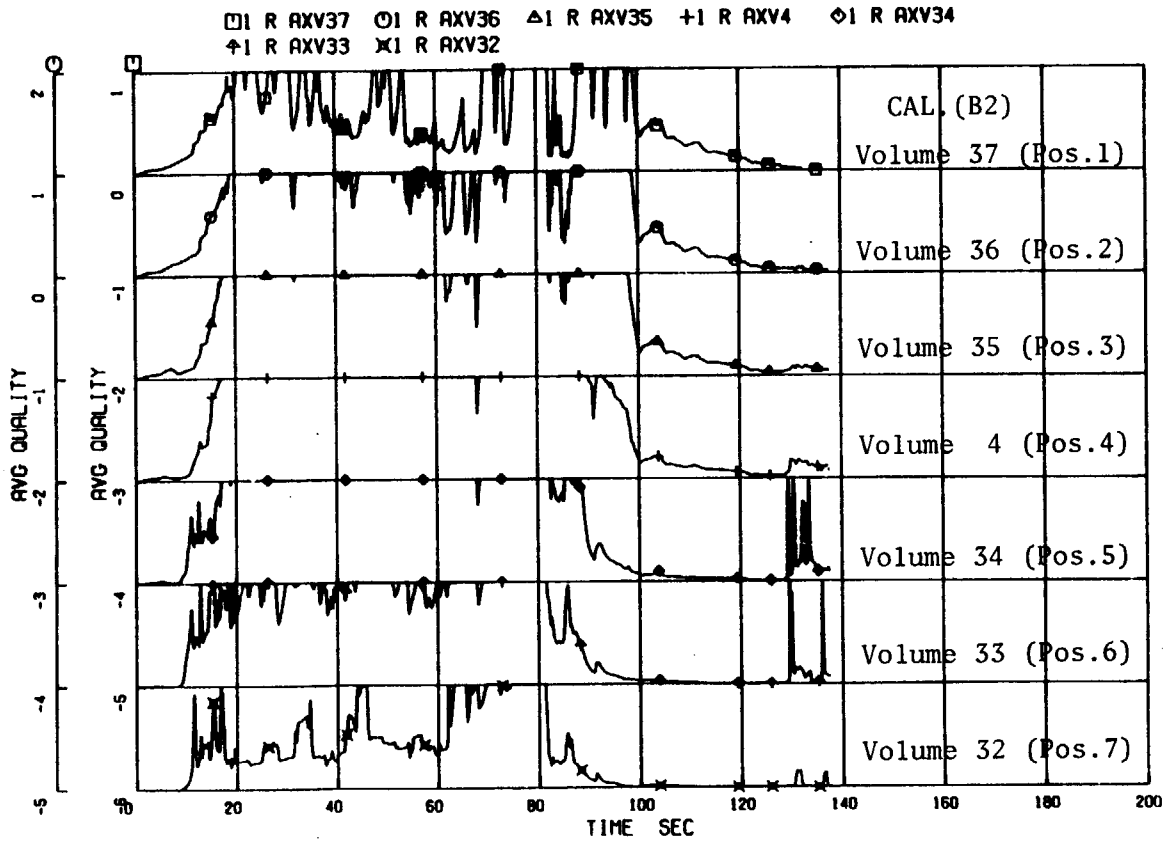


Fig. 4.29 Calculated Core Quality , Case B2

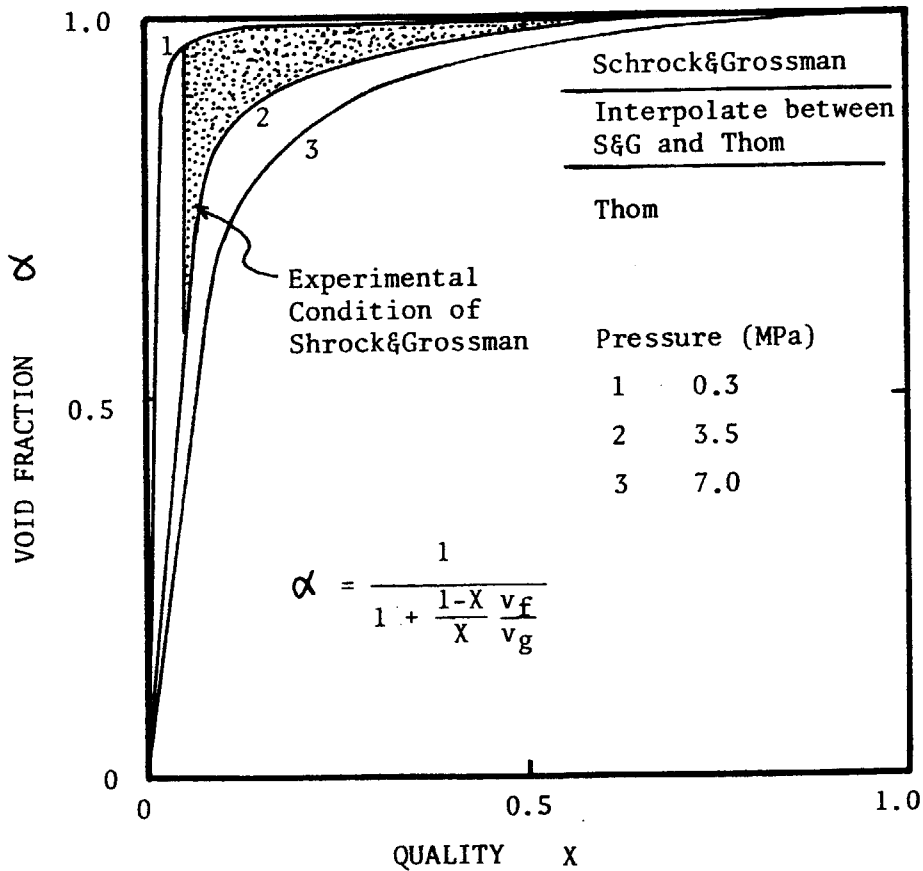


Fig. 4.30 Correlation between Void Fraction and Quality

RUN 704 POST TEST ANALYSIS A30

□ I R SIV37 ○ I R SIV36 △ I R SIV35 + I R SIV4 ◇ I R SIV34
 ↑ I R SIV33 × I R SIV32

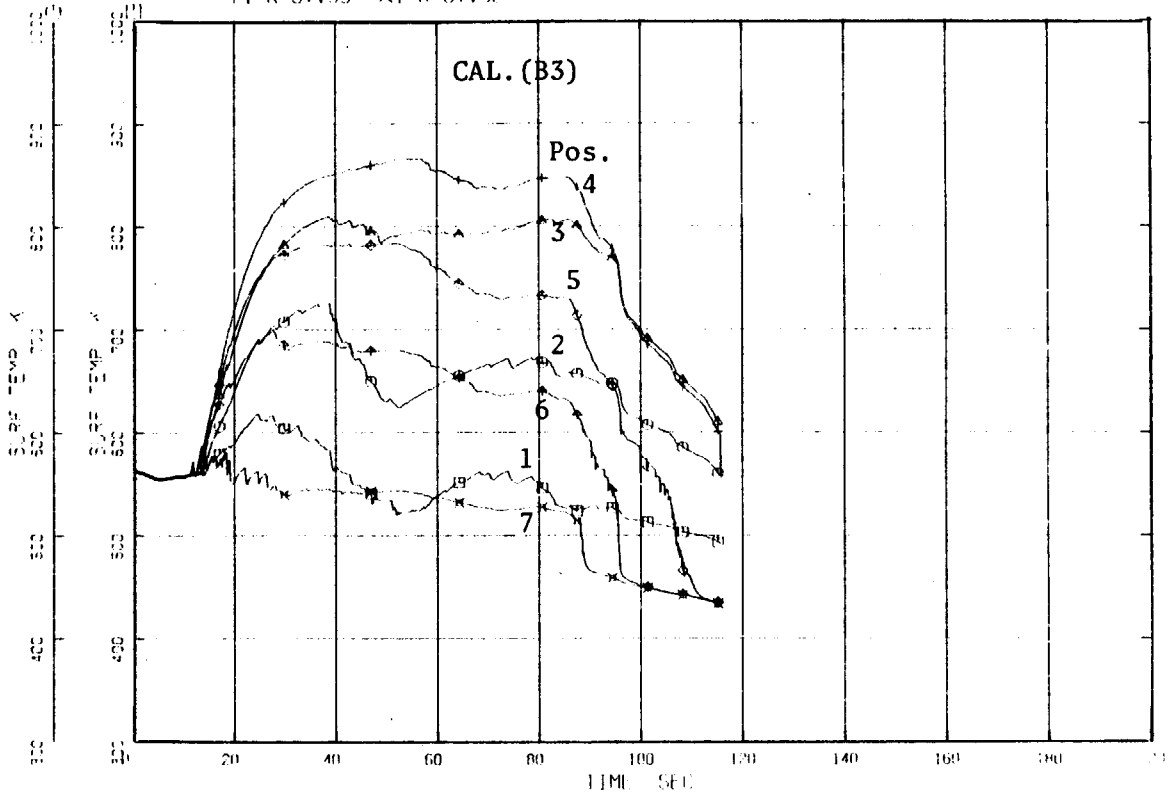


Fig. 4.31 Calculated Axial Heater Surface Temperature , Case B3

RUN 704 POST-TEST ANALYSIS A30

□ I R AXV37 ○ I R AXV36 △ I R AXV35 + I R AXV4 ◇ I R AXV34
 ↑ I R AXV33 × I R AXV32

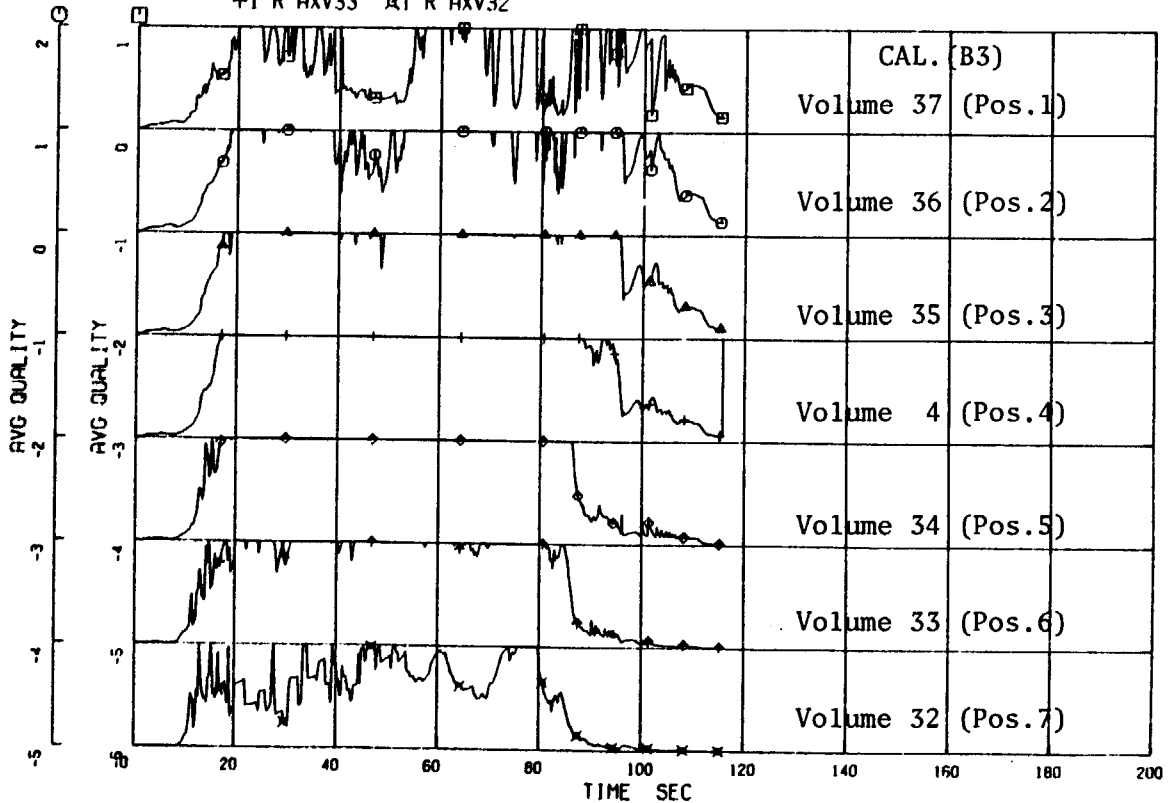


Fig. 4.32 Calculated Core Quality , Case B3

RUN 704 POST TEST ANALYSIS A35

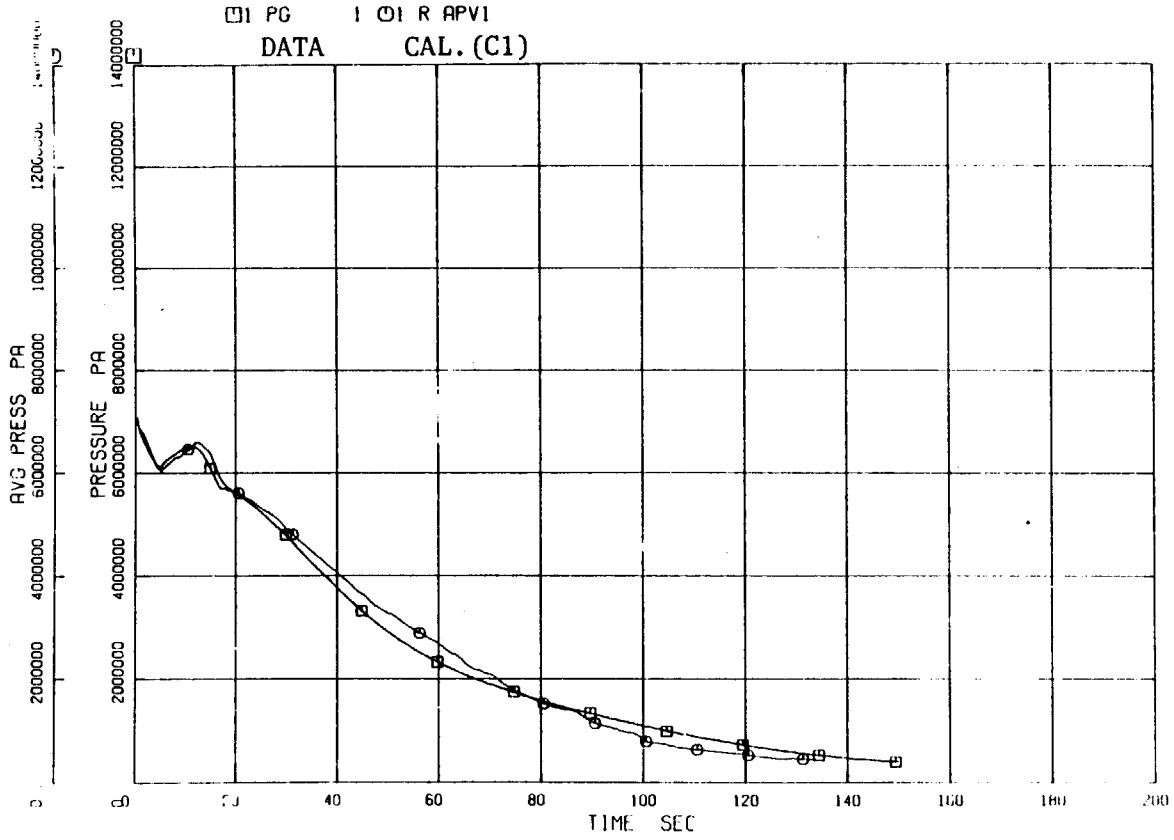


Fig. 4.33 Calculated Lower Plenum Pressure Transient , Case C1

RUN 704 POST-TEST ANALYSIS A35

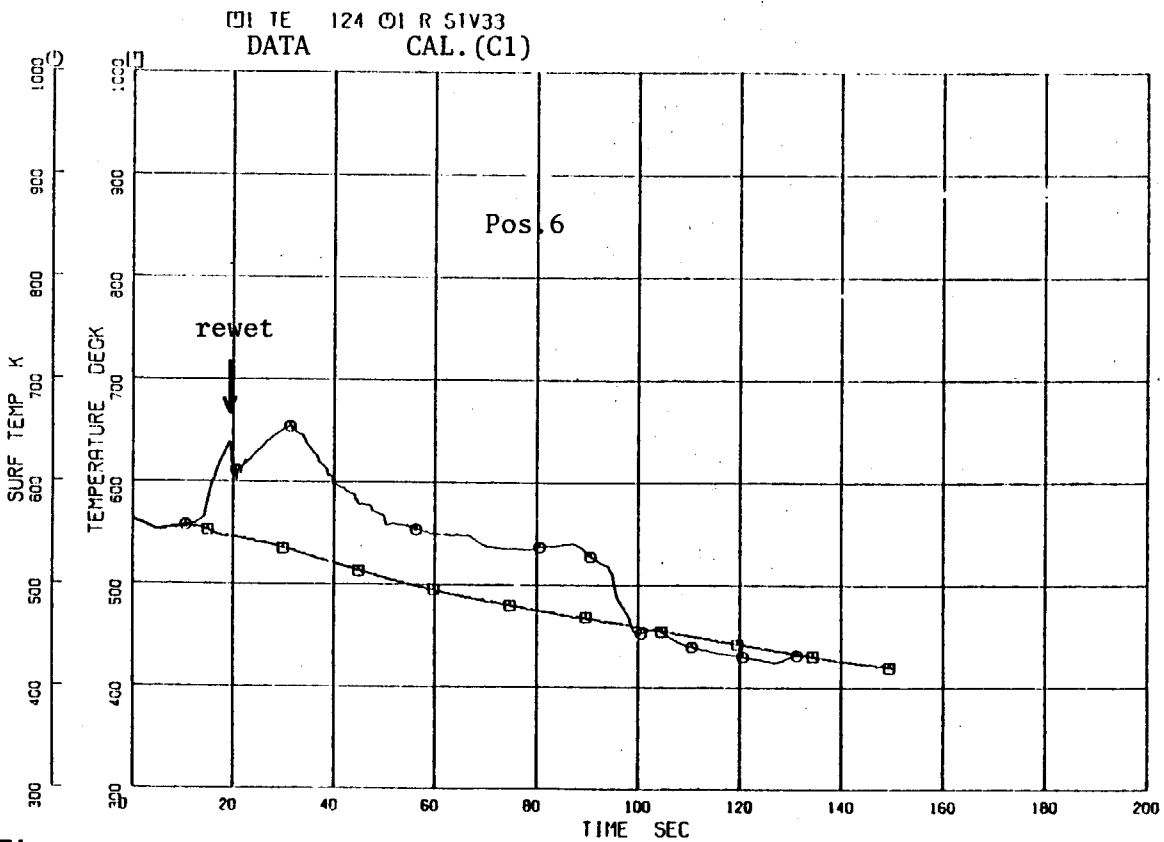


Fig. 4.34 Calculated Heater Surface Temperature at Position 6 , Case C1

RUN 704 POST-TEST ANALYSIS A35

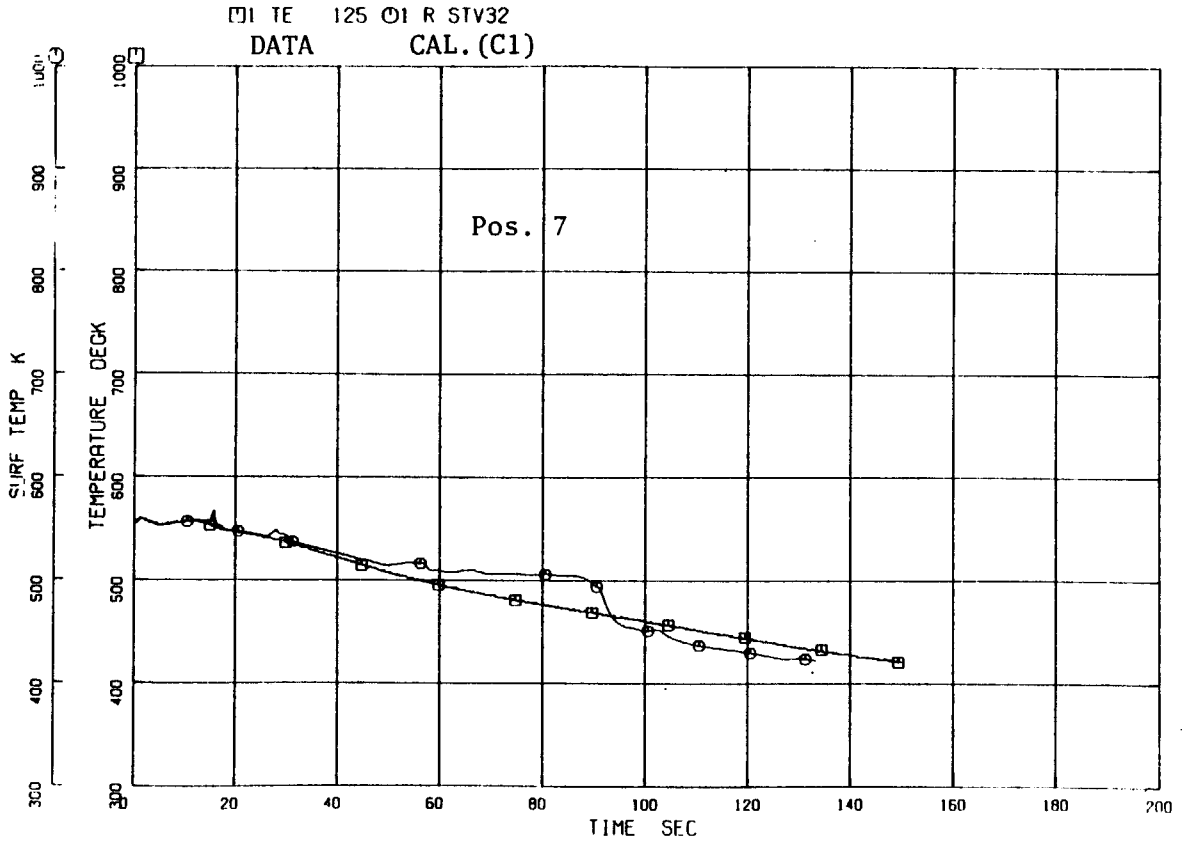


Fig. 4.35 Calculated Heater Surface Temperature at Position 7 , Case C1
RUN 704 POST-TEST ANALYSIS A35

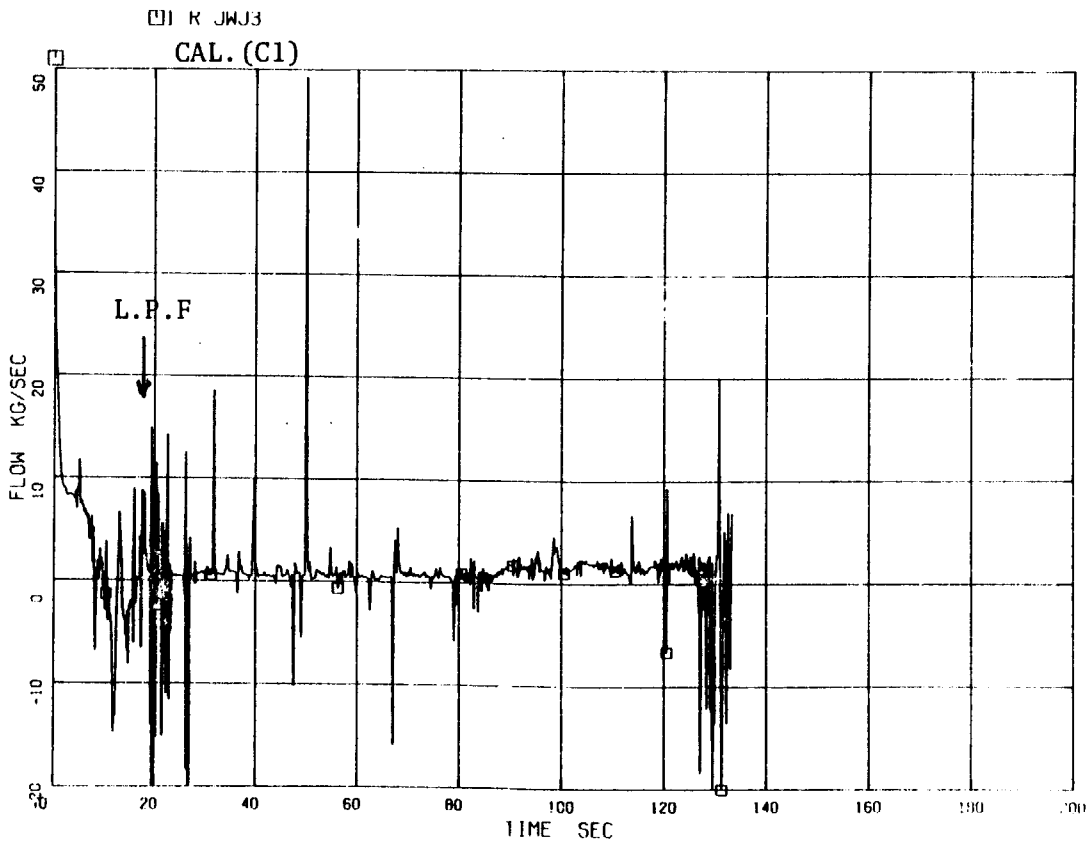


Fig. 4.36 Calculated Core Inlet Flow , Case C1

RUN 704 POST-TEST ANALYSIS A35

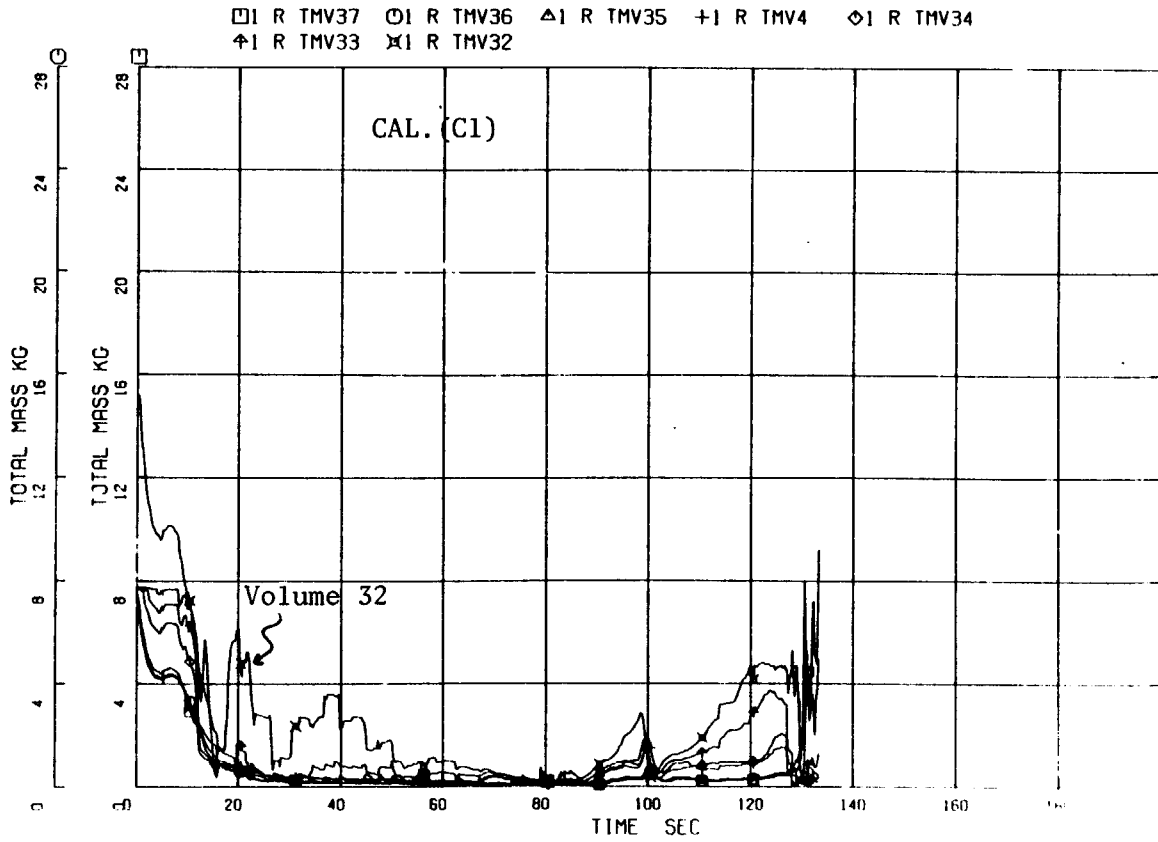


Fig. 4.37 Calculated Core Mass , Case C1

RUN 704 POST-TEST ANALYSIS A56

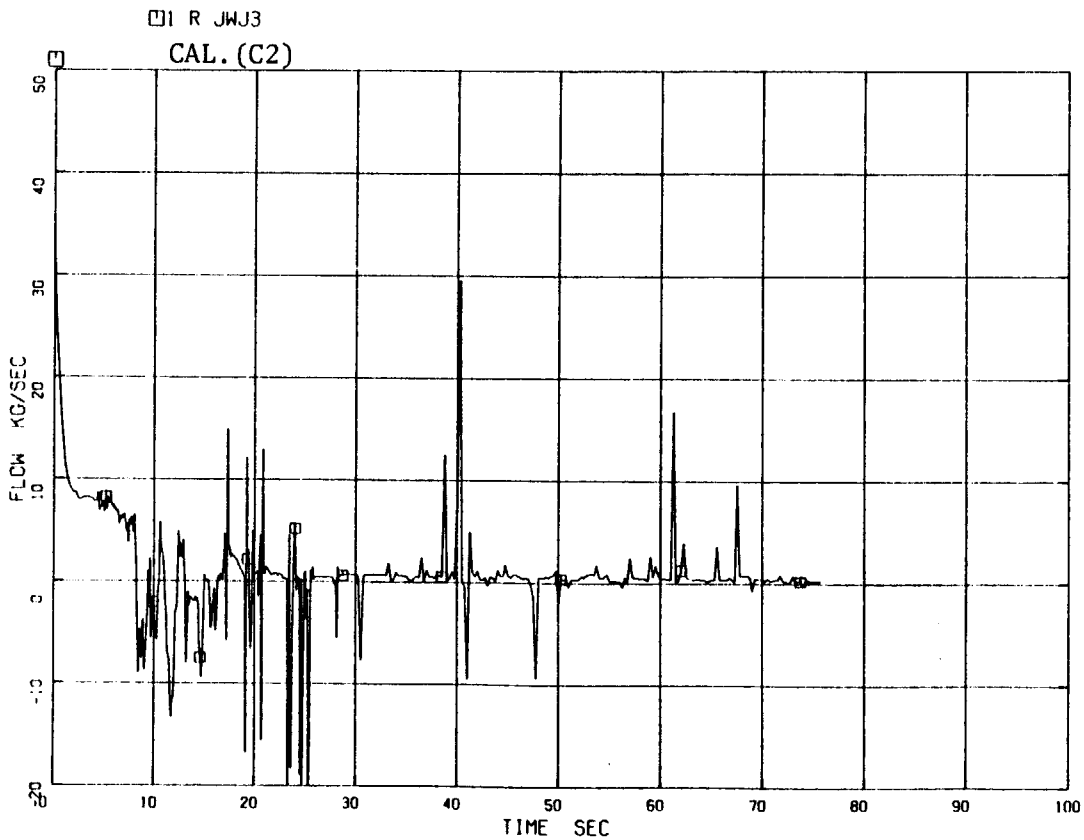


Fig. 4.38 Calculated Core Inlet Flow , Case C2

RUN 704 POST-TEST ANALYSIS A56

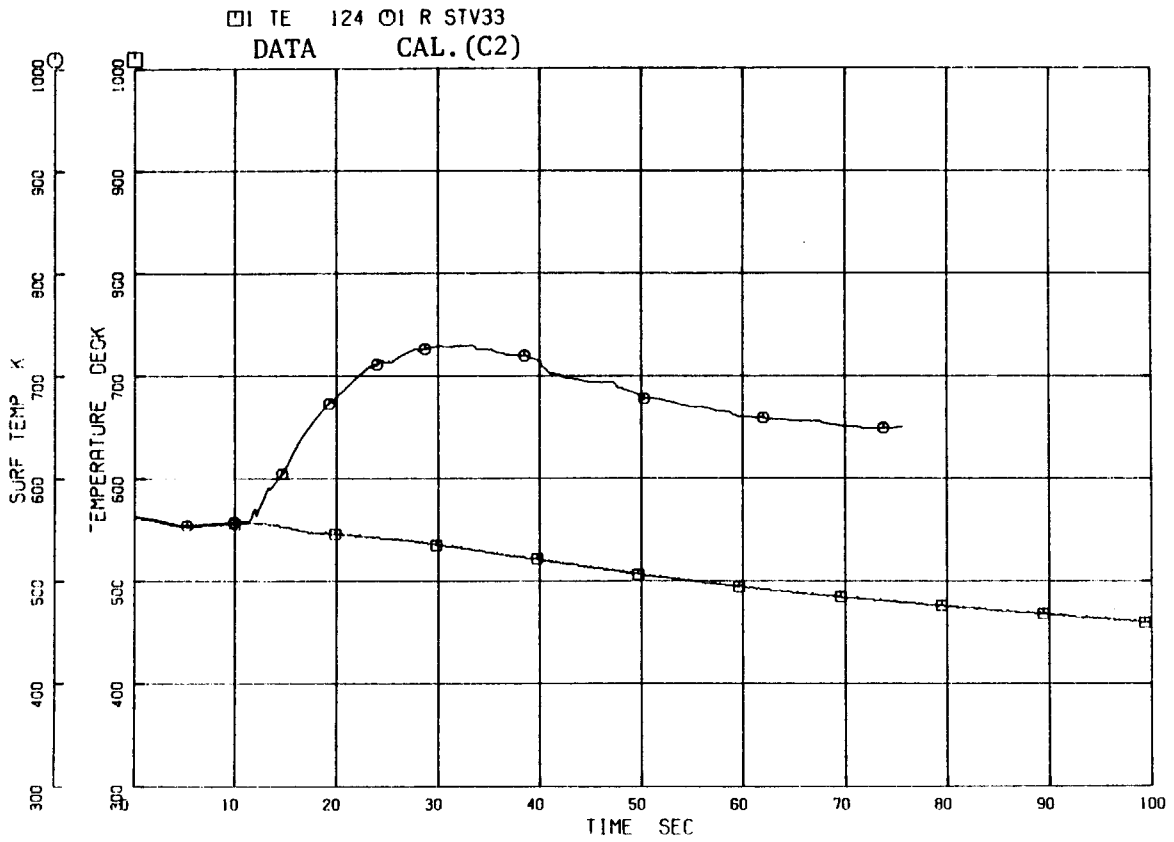


Fig. 4.39 Calculated Heater Surface Temperature at Position 6 , Case C2

RUN 704 POST-TEST ANALYSIS A56

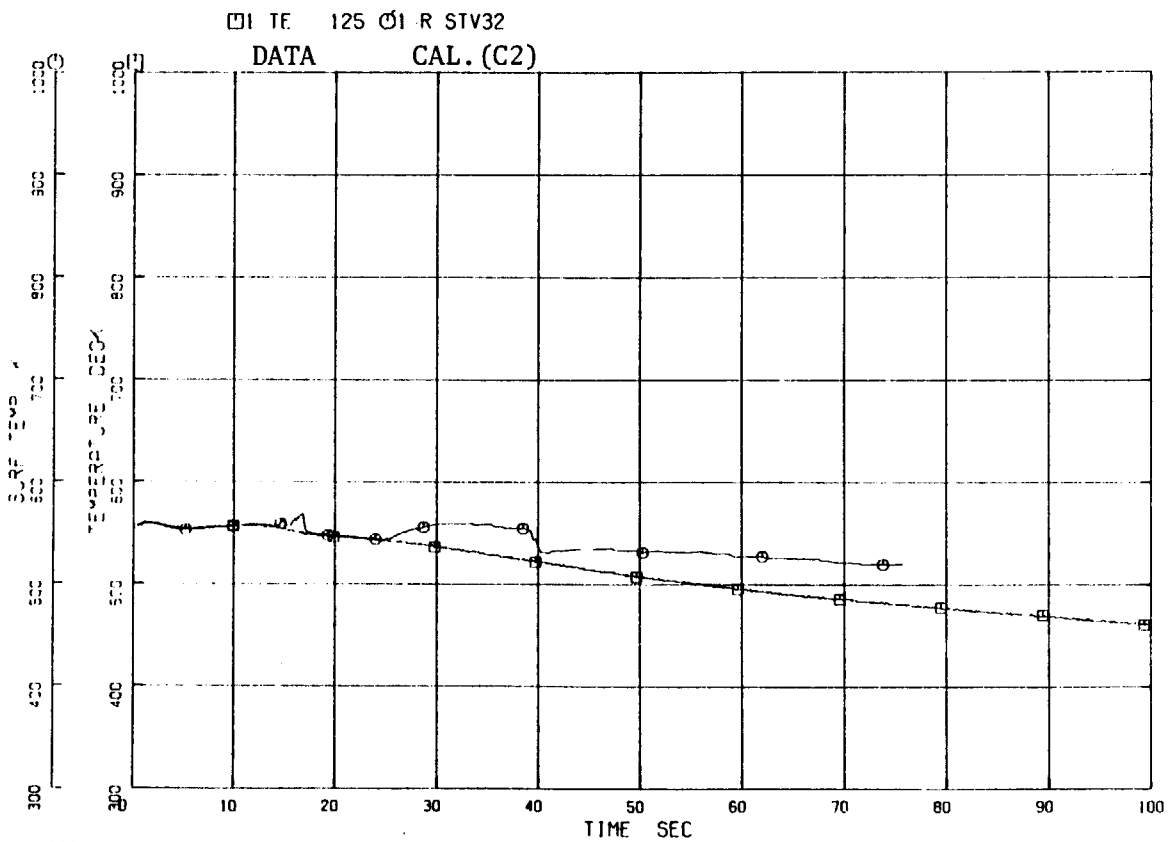


Fig. 4.40 Calculated Heater Surface Temperature at Position 7 , Case C2

5. 結 論

RELAP4 J コードを用い ROS-III 実験 RUN704 の感度解析を行なった。RUN704 実験で得られた炉心内の流動伝熱現象、特に炉内圧力変化、炉心内水位変化およびヒータ表面温度変化（沸騰遷移による急上昇、下部プレナムフラッシングによるリウェット、露出による再上昇、LPCI 水による炉心下部からの再冠水によるクエンチ）に対する各パラメータの依存性について検討した。その結果、次の事がわかった。

- (1) ジェットポンプ吸込部の逆流抵抗は炉内圧力変化およびヒータ表面での沸騰遷移発生時刻に大きな影響を及ぼす。
- (2) 限界熱流束相関式として Biasi & Zuber 式を用いると LPCI 作動後のヒータ表面温度の低下が早くなる。しかし、再冠水時には低圧のため低クオリティであってもボイド率は大きく単純な気水分離モデルに基づき水位計算をする RELAP4 J コードではヒータ表面のクエンチ過程を精度よく計算する事は容易でない。ヒータ表面でのクエンチ過程を解析するには気液間のスリップを正しく考慮し正確な水位計算を行なう必要がある。
- (3) ジェットポンプまわりの逆流抵抗として特性実験で得られた値を用いる事によりヒータ表面でのリウェットを計算できる。しかし、RUN704 実験でヒータのリウェットが生じたのが Pos. 4, 5 であるのに対し、本解析でのリウェットは Pos. 6 である。ヒータ表面でのリウェットを解析するには下部プレナムフラッシングによる炉心入口流量の増加および炉心内水位変化の模擬をより精度よく行なう事が必要である。
- (4) 炉心内水位変化とヒータ表面温度変化には密接な関連がある。ヒータ表面温度変化を正確に模擬するには炉心内の水位計算を正しく行なう必要がある。現在の RELAP4 J コードによる水位計算の精度は不十分である。より精度よく水位計算を行なうには気液間のスリップおよび上下タイプレートでの CCF L の考慮が必要であり、RELAP4 J コードの改良が必要となる。

謝 辞

本稿をまとめるにあたり、安全工学第一研究室斯波正誼室長、小泉安郎氏、日本コンピュータ・ビューローの山野和秋氏より多くの助言、教示、助力を賜りました。ここに深く感謝の意を表わします。

参 考 文 献

- 1) 望月洋志, 他 4 名, “軽水炉のLOCA解析コードRELAP4 J (RELAP4-MOD2 の改定について)”, JAERI-M 7506(2. 1978)
- 2) 田坂完二, 他 3 名, “冷却材喪失事故における ROSAⅢ と BWR との相似性の検討 (ROSAⅢの予備解析)”, JAERI-M 6703(9. 1976)
- 3) 北口秀美, 他 4 名, “ROSAⅢ試験の予備解析〔Ⅱ〕(再循環配管破断)”, JAERI-M 7488(2. 1978)
- 4) 北口秀美, 他 3 名, “ROSAⅢ試験の予備解析〔Ⅲ〕”, JAERI-M 7791(8. 1978)
- 5) 北口秀美, 他 2 名, “ROSAⅢ試験のためのBWR/6 LOCA解析”, JAERI-M 8185(3. 1979)
- 6) SODA, K., “Prediction of ROSAⅢ Experiment RUN701”, JAERI-M 7712(6. 1978)
- 7) 小泉安郎, 他 2 名, “ROSAⅢ RUN702 実験の予測解析”, JAERI-M 7970 (11. 1978)
- 8) 小泉安郎, 他 2 名, “ROSAⅢ RUN703 実験の予測解析”, JAERI-M 8300 (6. 1979)
- 9) SODA, K., “Post Test Analysis of ROSA-Ⅲ Test RUN701”, JAERI-M 8473(10. 1979)
- 10) 菊池治, 他 2 名, “ROSA-Ⅲ RUN703 の実験結果およびその解析”, JAERI-M 8588(12. 1979)
- 11) 小泉安郎, 他 2 名, “ROSA-Ⅲ実験 RUN702 の実験解析”, JAERI-M 8627 (1. 1980)
- 12) 菊池治, 他 3 名, “ROSA-Ⅲ実験 RUN704 の実験解析”, JAERI-M 8729 (3. 1980)
- 13) 小泉安郎, 他 4 名, “ROSA-Ⅲ実験 RUN706 の実験解析”, JAERI-M 8899 (7. 1980)
- 14) Aerojet Nuclear Company, “RELAP4/MOD5 A Computer Program for Transient Thermal-Hydraulic Analysis of Nuclear Reactors and Related Systems User's Manual”, ANCR-NUREG-1335(9. 1976)
- 15) EG & G, “RELAP4/MOD6 A Computer Code Program for Transient Thermal-Hydraulic Analysis of Nuclear Reactors and Related Systems User's Manual”, CDAP-TR-003(1. 1978)
- 16) ANODA, Y. et al., “Experiment Data of ROSA-Ⅲ Test RUN704 (Standard Test with ECCS Actuation)”, (7. 1980)
- 17) 鈴木光弘, 他 1 名, “ROSA-Ⅲ試験装置の特性 (ジェットポンプの正流および逆流特

- 性試験)”, JAERI-M 8670(2. 1980)
- 18) Biasi, L., et. al., “Studier on Burnont : Part 3”, *Energia Nucleare* 14, 530-536(1967)
 - 19) Zuber, N., et. al., “The Hydrodynamic Crisis in Pool Boiling of Saturated and Subcooled Liquids”, *International Developments in Heat Transfer, Part II*, 220-236(1961)
 - 20) Schrock, V.E. and Grossman, L.M., “Forced Convection Boiling Studies, Final Report on Forced Convection Vaporization Project”, TID-14632(1959)