

JAERI-M
9710

冷却材ボイルオフ時の燃料温度上昇に
関する検討

1981年10月

阿部 清治

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

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

冷却材ボイルオフ時の燃料温度上昇に関する検討

日本原子力研究所東海研究所安全解析部

阿部 清治

(1981年9月10日受理)

ECCSの作動不良による冷却材ボイルオフ事故時の燃料温度上昇について、簡単な計算モデルを用いて解析を行なった。まず標準的計算を設定し、その結果の検討から、ボイルオフ時の燃料温度挙動がどのようになるかを明らかにした。次いで、種々のパラメータについての感度解析計算を行ない、どのようなパラメータが燃料温度挙動に重要な役割を果たすかを調べた。解析の結果、ボイルオフ時の燃料温度には、炉心部の冷却材水位が支配的影響を与えることが判明した。また、被覆管は100%酸化する以前にスランピングもしくは溶融する可能性が強いことが示され、今後、炉心損傷事故の解析のためには、被覆管及び燃料のスランピング及び溶融が実験結果等によってモデル化されることが不可欠であることが判明した。

Estimation of Fuel Temperature Increase during Coolant
Boiloff Accident

Kiyoharu ABE

Division of Reactor Safety Evaluation,
Tokai Research Establishment, JAERI

(Received September 10, 1981)

Fuel rod temperature increase during coolant boiloff accident due to unavailable ECCS was analyzed using a simple time dependent model. A standard case was first selected and its results clarified how is the fuel temperature behavior during the boiloff accident. Then the sensitivity studies for various parameters were performed to know what parameters have important roles. As a result of analyses, it was shown that the coolant mixture level in the core has a dominant effect on the core heatup and that fuel rod claddings will probably slump or melt before its full oxidation.

Keywords: LOCA, Coolant Boiloff, Core Heatup, Severe Core Damage,
Computer Program, Sensitivity Study

目 次

はじめに	1
1. ボイルオフ事故の概要と解析モデル	2
2. 計算例と計算結果についての検討	7
2.1 解析の方法と計算ケースの選定	7
2.2 標準ケース計算結果についての検討	7
2.3 ECCS注入流量の影響	16
2.4 その他のパラメータの影響	26
3. 解析の結論と今後の課題	33
おわりに	34
参考文献	34
付録 炉心露出開始から圧力容器メルトスルーに至るまでの時間の予測	36

C O N T E N T S

INTRODUCTION 1

1. OUTLINES OF BOILOFF ACCIDENT AND MODELS FOR
ANALYSIS 2

2. CALCULATION RESULTS AND DISCUSSION 7

 2.1 METHOD OF ANALYSIS AND SELECTION OF RUNS 7

 2.2 DISCUSSION ON STANDARD RUN 7

 2.3 DISCUSSION ON EFFECT OF ECCS FLOW RATE 16

 2.4 DISCUSSION ON EFFECT OF OTHER PARAMETERS 26

3. FINDINGS AND PROBLEMS 33

ACKNOWLEDGEMENT 34

REFERENCES 34

APPENDIX

 EVALUATION OF TIME FROM BEGINNING OF CORE
UNCOVERY TO MELTTHROUGH OF PRESSURE VESSEL 36

LIST OF FIGURES

- FIG. 1. 1 : OUTLINES OF SYSTEM
 FIG. 1. 2 : HEAT TRANSFER BETWEEN FUEL AND COOLANT
- FIG. 2. 1 : AXIAL DECAY HEAT DISTRIBUTION USED IN STANDARD RUN
 FIG. 2. 2 : FP DECAY FEAT IN STANDARD RUN
 FIG. 2. 3 : MIXTURE LEVEL IN STANDARD RUN
 FIG. 2. 4 : BOILING RATE IN STANDARD RUN
 FIG. 2. 5 : CONVECTIVE HEAT TRANSFER COEFFICIENT IN STANDARD RUN
 FIG. 2. 6 : FUEL TEMPERATURE IN STANDARD RUN
 FIG. 2. 7 : FLUID TEMPERATURE IN STANDARD RUN
 FIG. 2. 8 : OUTLET FLUID TEMPERATURE IN STANDARD RUN
 FIG. 2. 9 : ZIRCONIUM OXIDATION THICKNESS IN STANDARD RUN
 FIG. 2.10 : ZIRCONIUM-WATER REACTION HEAT IN STANDARD RUN
- FIG. 2.11 : MIXTURE LEVEL WHEN ECCS FLOW RATE IS 2.247 KGM/SEC (A1)
 FIG. 2.12 : FUEL TEMPERATURE WHEN ECCS FLOW RATE IS 2.247 KGM/SEC (A1)
 FIG. 2.13 : MIXTURE LEVEL WHEN ECCS FLOW RATE IS 3.745 KGM/SEC (A2)
 FIG. 2.14 : FUEL TEMPERATURE WHEN ECCS FLOW RATE IS 3.745 KGM/SEC (A2)
 FIG. 2.15 : MIXTURE LEVEL WHEN ECCS FLOW RATE IS 4.213 KGM/SEC (A3)
 FIG. 2.16 : FUEL TEMPERATURE WHEN ECCS FLOW RATE IS 4.213 KGM/SEC (A3)
 FIG. 2.17 : ZIRCONIUM OXIDATION THICKNESS WHEN ECCS FLOW RATE IS 3.745 KGM/SEC (A2)
 FIG. 2.18 : ZIRCONIUM-WATER REACTION HEAT WHEN ECCS FLOW RATE IS 3.745 KGM/SEC (A2)
 FIG. 2.19 : ZIRCONIUM OXIDATION THICKNESS WHEN ECCS FLOW RATE IS 4.213 KGM/SEC (A3)
 FIG. 2.20 : ZIRCONIUM-WATER REACTION HEAT WHEN ECCS FLOW RATE IS 4.213 KGM/SEC (A3)
 FIG. 2.21 : MIXTURE LEVEL WHEN FP DECAY HEAT IS 2% AND ECCS FLOW RATE IS 2*4.213 KGM/SEC (A4)
 FIG. 2.22 : FUEL TEMPERATURE WHEN FP DCAY HEAT IS 2% AND ECCS FLOW RATE IS 2*4.213 KGM/SEC (A4)
 FIG. 2.23 : FLUID TEMPERATURE WHEN FP DECAY HEAT IS 1% AND ECCS FLOW RATE IS 4.213 KGM/SEC (A3)
 FIG. 2.24 : FLUID TEMPERATURE WHEN FP DECAY HEAT IS 2% AND ECCS FLOW RATE IS 2*4.213 KGM/SEC (A4)
- FIG. 2.25 : FUEL TEMPERATURE WHEN FP DECAY HEAT IS 1% WITH AXIALLY UNIFORM DISTRIBUTION (B1)
 FIG. 2.26 : FUEL TEMPERATURE WHEN FP DECAY HEAT IS 1% (STANDARD RUN)
 FIG. 2.27 : FUEL TEMPERATURE WHEN FP DECAY HEAT IS 2% (B2)
 FIG. 2.28 : FUEL TEMPERATURE WHEN FP DECAY HEAT IS 3% (B3)
 FIG. 2.29 : MIXTURE LEVEL WHEN VOID FRACTION IS 0.5 (STANDARD RUN)
 FIG. 2.30 : MIXTURE LEVEL WHEN VOID FRACTION IS 0.0 (B4)
 FIG. 2.31 : FUEL TEMPERATURE WHEN VOID FRACTION IS 0.0 (B4)
 FIG. 2.32 : FUEL TEMPERATURE WHEN SYSTEM PRESSURE IS 10 AT (B5)
 FIG. 2.33 : FUEL TEMPERATURE WHEN CONVECTIVE HTC IS DIFFERENT FROM STANDARD (B6)
 FIG. 2.34 : FUEL TEMPERATURE WHEN ZIRCONIUM-WATER REACTION RATE IS 1/4 OF STANDARD (B7)

はじめに

冷却材喪失事故が起きた時に、何らかの原因でECCSが不作動であったり、あるいはその流量が不十分であると、炉心は長時間にわたって冷却材水位上に露出し、燃料棒はヒートアップし、いわゆる炉心損傷事故となる。TMI事故以前は、安全評価の重点はECCSの性能評価としてのLOCA解析に置かれており、炉心損傷から圧力容器メルトスルー、格納容器損壊につながる事故シナリオに対しては、それほど広範かつ詳細な解析はなされなかった。しかしながら、TMI事故以後は、特に米国において、炉心損傷以後の事故に対しても実験・解析を広げる方向になりつつある。日本でもこころばらく、「今後炉心損傷事故をどのように扱うべきか」の議論がなされるであろう。

本報告書で報告するのは、極めて単純なモデルを用いての、炉心露出時の燃料温度計算結果とその検討結果である。本作業の第一の目的は、著者が現在開発中の冷却材喪失からECCSによる炉心冷却あるいは重大炉心損傷に至る過程の熱水力解析コードTHALESの、炉心の発熱・伝熱計算プログラム作成のための予備知識を得るためのものであるが、同時に、今後炉心損傷事故について種々の議論がなされる際に、炉心のヒートアップについて大まかな概念を得るための一資料として役立つことを目指したものである。

計算内容は、炉心の上端露出後、冷却材のボイルオフによる炉心内水位変化と、それから導かれる燃料温度の変化を求めるものである。燃料温度に強く影響しそうな幾つかのパラメータ^{*}についての感度解析も行ったが、特に、炉心露出開始後にECCSの充てんモードによる注水があった場合に、水位及び燃料温度にどのような影響があるかを重点的に調べた。プログラム自体は極めて単純なものであり、他の熱水力計算コードが持っている多くの詳細計算モデルは有していないが、プログラムの対象とする機能は、TOODEE-2コード^[1]に炉心入口流量を与える機能をつけ加えたもの、あるいは、BOILコード^[2]から燃料熔融モデルと輻射伝熱モデルを取り去り、ECC水の注入の炉心水位に対する影響を考慮するモデルをつけ加えたものに相当する。なお、BOILコードを用いて、各種の入力データの感度解析を行った結果が、近く岡崎によって公開される予定である^[3]。この報告も、今後冷却材ボイルオフ時の炉心損傷について議論する際に有用であろう。

本報告書本文では、時間依存の冷却材インベントリの変化と燃料温度変化の計算結果について検討した結果を報告するが、付録に、初期状態と最終状態の熱バランス計算を行うことにより、炉心露出かつ圧力容器ドライアップに至るまでの時間を予測する手法についても紹介する。

*) ECCSが注入モードで作動していれば、減圧沸騰でない限りFP崩壊熱によって冷却材ボイルオフが進むことはないので、ECCSの充てんモードによる注水を考える。ECCS以外の系統からの注入水も合わせて、単に「ECCS注水量」と呼ぶことにする。

1. ボイルオフ事故の概要と解析モデル

冷却材喪失事故時に、ECCSが不作動であったり流量不足だったりすると、炉心はいずれ水位上に露出し、燃料棒のヒートアップが始まる。大破断LOCAの場合には、フラッシング（減圧沸騰）終了時の炉心水位はかなり低くなることが予測され、その後もECCSが作動不良なら、炉心のかなりの部分が一斉に温度上昇し始める。これに対し、小破断LOCA時にECCSが作動不良だと、圧力容器内水位は冷却材ボイルオフ（加熱沸騰による冷却材の減少）によって徐々に低下する。水位が炉心上端より低くなると、燃料棒は水位上に露出した部分から順次温度上昇し始める。

小破断LOCA開始から炉心上端露出に至るまでには、多種多様なシーケンスが想定可能であり、どのようなシーケンスがあり得るか、またそれぞれのシーケンスに対し冷却材及び燃料の挙動がどのようなものになるかは、今後最も重要視される問題のひとつであろう。しかしながら、炉心上端露出までがいかにか異っていても、炉心上端露出後のシーケンス — 冷却材ボイルオフによる燃料温度上昇 — は、途中からのECCS作動などの外からの条件急変がない限り、いずれもかなり似かよったものになることが予測される。しかも、炉型がPWRであろうとBWRであろうと、類似のシーケンスをたどることが予測される。

炉心上端露出時には、シュラウド外水位は炉心水位より低くなるから、コールドレグもホットレグも水位上に露出する。このような条件下では、圧力容器下端の破断事故の場合を除き、炉心でのボイルオフ以外には圧力容器内冷却材インベントリの減少要因はほとんどなくなる。一方、圧力容器外からの冷却材注入は、たとえば精製ポンプ作動による充てんモードによる冷却材注入など、外的条件だけで定め得るものがほとんどである。（この注水量をまとめて、単に「ECCS注入量」と呼ぶ。この注入量がある程度以上だと炉心は十分に冠水されているので、今後そのような場合は考えない。）このように、冷却材インベントリがボイルオフ量だけの関数として求めれば、炉心水位はそれとボイド率だけの関数として求まる。そして、水位の時間変化が求めれば、時間依存の燃料棒温度変化が計算できるのである。

以上述べた理由から、今回の解析では、炉心上端露出に至るシーケンスは考えず、炉心上端が冷却材二相混合体水位上に露出した時を $t=0$ とし、その後の冷却材ボイルオフによる炉心水位の低下と、それに伴う燃料温度の上昇を計算した。計算体系は、Fig. 1.1に示すとおりである。図に示すように、RPV内の炉心下端から炉心上端までの間が解析対象であり、この部分は炉心シュラウド内外2領域（炉心及びアニュラス）に分けて、それぞれの領域で水位を考える。水位は、ボイルオフ及びECCS注入による冷却材の増減と、炉心でのボイド率を考慮して、炉心シュラウド内外での静頭圧が等しくなるように定める。燃料は、炉心内半径方向の発熱分布の違いを考慮せず、全燃料棒の熱的挙動は一樣と仮定する。軸方向には、等長のノードに分割し、各ノードの代表点が水位以下にあれば、水による冷却を考え、代表点が水位以上にあれば、蒸気流による冷却を考える。燃料棒内熱伝導及び燃料棒から外部（構造材・冷却材）への熱伝達は無視している。また、TMI事故以来、ECCS評価基準以上での温度での燃料

挙動について関心が高まっており、たとえば1850°C近くでZr-ZrO₂-UO₂の三元合金の共晶体ができることがHagenの⁽⁴⁾実験で明らかにされているが、今回の解析では、燃料棒の損傷・溶融は一切モデル化していない。以下、項目ごとにモデルの概略を説明する。

冷却材及び燃料の物性値

システムの圧力はトランジェント中一定であると仮定する。従って、冷却材の飽和物性値はトランジェント中一定である。燃料及び被覆管の熱的物性値は、温度に依らず一定であると仮定する。

炉心部発熱量

発熱量としては、FP崩壊熱とジルコニウム - 水反応熱を考える。FP崩壊熱は、時間に依らず一様として、軸方向分布だけを考える。ジルコニウム - 水反応熱は、外面酸化のみを考慮して、Baker-Justの式で計算する。

冷却材のインベントリと水位

アニュラス領域でボイド率0とし、炉心領域でのボイド率 α は時間に依らず一定と仮定する。考えている領域(炉心下端以上)の冷却材インベントリを M_ℓ とすると、 M_ℓ と両領域の水位 Z_{MIX} , Z_{COL} の間には次の関係がある。

$$M_\ell = (Z_{MIX} \cdot \alpha \cdot A_{CORE} + Z_{COL} \cdot A_{ANNU}) \rho_\ell \quad (1)$$

ここで、 A_{CORE} , A_{ANNU} は両領域の流路断面積、 ρ_ℓ は冷却水の密度である。 ρ_ℓ は、温度に依らず一定と仮定している。両領域での静頭圧が等しいと仮定しているので、水位 Z_{MIX} , Z_{COL} の間には次の関係がある。

$$Z_{MIX} \cdot \alpha = Z_{COL} \quad (2)$$

従って、(1)式は次のように書きなおすこともできる。

$$\begin{aligned} M_\ell &= Z_{MIX} \cdot \alpha (A_{CORE} + A_{ANNU}) \rho_\ell \\ &= Z_{COL} (A_{CORE} + A_{ANNU}) \rho_\ell \end{aligned} \quad (1')$$

$t = 0$ でのインベントリは、(1')式で $Z_{MIX} = Z_{TOP}$ (炉心上端高さ)とすれば得られる。トランジェント開始後は、

$$M_\ell^{i+1} = M_\ell^i + (W_{ECCS} - W_{BOIL}) \Delta t \quad (3)$$

によって、各時間ステップ毎に M_ℓ を計算でき、その M_ℓ を(1')式に代入して Z_{MIX} が得られる。ここに、 W_{ECCS} はECCS流量であり、時間に依らず一定と仮定している。 W_{BOIL} は(6)式で計算される沸騰量である。

水位以下の伝熱量と沸騰量

炉心水位以下の各ノードにおける、燃料から冷却材への伝熱量 q_k^{CONV} は次式で計算される。

$$q_k^{CONV} = (T_k - T_k^{BULK}) A_{NODE} H_{WET} \quad (4)$$

ここで、 T_k は k 番ノードの燃料温度、 T_k^{BULK} は流体温度、 A_{NODE} はノードの伝熱面積、 H_{WET} は水位以下での対流熱伝達率である。今回の計算では、水位以下のノードの温度は飽和温度であると仮定している（この仮定は、未飽和の E C C 水が炉心領域にまで入ってくるような場合には正確でなくなる。）また、 H_{WET} は時間その他の量に依存しない一定値であるとする。燃料温度 T_k は、燃料棒内半径方向温度分布を無視することにより、

$$T_k^{i+1} = T_k^i + \Delta t (q_k^{DECAY} - q_k^{CONV}) / C_{ROD} \quad (5)$$

で計算される。ここで、 q_k^{DECAY} は k 番ノードでの崩壊熱、 C_{ROD} は燃料棒の熱容量である。水位以下でのジルコニウム-水反応は考えていない。今回の計算では、 T_k は時間に依らない一定値になる。

水位以下での全沸騰量は、(4)式で得られる q_k^{CONV} を用い、次式で与えられる。

$$W_{BOIL} = \sum_{k=1}^K q_k^{CONV} / (h_g - h_f) \quad (6)$$

ここで、 K は水位下にあるノードの中で 1 番上のノードの番号、 h_g 、 h_f はそれぞれ飽和蒸気、飽和水の比エンタルピである。

水位より上での蒸気による燃料冷却

水位より上の部分では、蒸気流量は高さに依らず一様 ($=W_{BOIL}$) であると仮定し、この蒸気流と燃料の間の熱伝達を考える。(Fig. 1.2 参照。) 伝熱量 q_k^{CONV} は、

$$q_k^{CONV} = (T_k - T_k^{BULK}) A_{NODE} H_{DRY} \quad (7)$$

で与えられる。ここで、 H_{DRY} は水位以上での対流熱伝達率であり、時間その他の量に依存しない一定値と仮定している。

流体温度 T_k^{BULK} は、

$$T_k^{BULK} = T_{k-1}^{BULK} + \frac{Q_{k-1}^{CONV}}{W_{BOIL} \cdot C_{pg}} \quad (8)$$

である。ただし、 $k=K+1$ (水位直上ノード) で、 $T_k = T_{sat}$ と仮定している。

燃料温度 T_k は、(5)式にジルコニウム-水反応熱の項 q_k^{MWR} の項を加え、

$$T_k^{i+1} = T_k^i + \Delta t (q_k^{DECAY} + q_k^{MWR} - q_k^{CONV}) / C_{ROD} \quad (9)$$

で計算される。

燃料の損傷・溶融モデル

計算プログラムは、燃料の損傷・溶融モデルを含んでいない。従って、燃料棒は健全な形状を保ちながら、熱さえ与えられればどのような高温にもなり得ることになる。

なお、今回のプログラムでは、入出力および相関式の引用に、著者の作成した汎用単位換算ライブラリUCL^[5]2を用いている。水と蒸気の物性値計算には、小林らの作成した蒸気表ライブラリSTEAM^[6]を、UCL^[5]2を介して用いている。また、計算結果のプロッター出力には、村松の開発したSPLPACK^[7]を用いている。

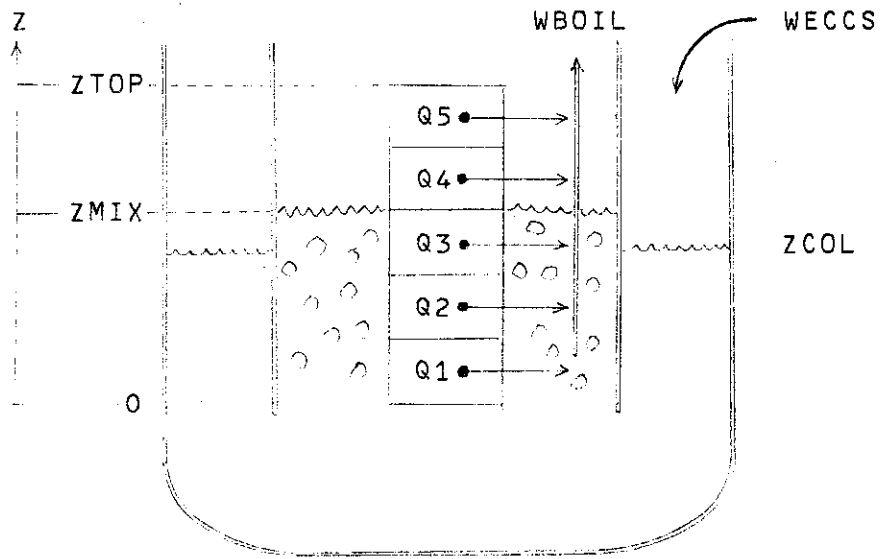


FIG.1.1 OUTLINES OF SYSTEM

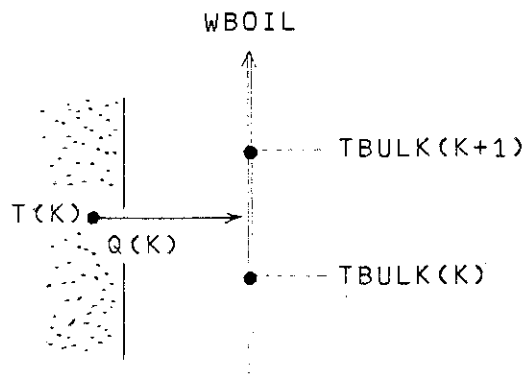


FIG.1.2 HEAT TRANSFER BETWEEN FUEL AND COOLANT

2. 計算例と計算結果についての検討

2.1 解析の方法と計算ケースの選択

今回の解析は、今後の炉心損傷事故詳細解析コードの開発や、重点を置くべき実験項目の選定等に役立てるために、簡単なプログラムを用いて、炉心損傷時の燃料温度挙動にどのような因子が重要であるかを調べたものである。解析の対象としては、3ループのモデルPWRを選んだ。解析の方法としては、まず標準的ケースを選定し、その計算結果に対して検討した後、主要な幾つかのパラメータについて感度解析計算を行い、そのパラメータの重要度を測ると共に、そのパラメータが炉心損傷時燃料挙動にどのようなプロセスで影響を与えるかについて考察を行った。

今回報告する解析の内容は、大別して次の3つである。

- (1) 標準ケース計算結果についての解析
- (2) ECCS注入流量の与える影響についての解析
- (3) その他のパラメータの与える影響についての解析

これらの解析のために行った計算ケースそれぞれの計算条件は、Table 2.1に示すとおりである。なお、標準ケースの軸方向発熱分布はBOIL-1のサンプル計算例から採ったものであり、Fig. 2.1に示すとおりである。

2.2 標準ケース計算結果についての検討

Fig. 2.2 ~ Fig. 2.10は、標準ケースについての計算結果を示すものである。これらの図では、繁雑を避けるために、軸方向各ノードごとの量の表示においては、最上端ノード(#24)、ほぼ $\frac{3}{4}$ 高さのノード(#18)、ほぼ $\frac{1}{2}$ 高さのノード(#12)、及び最下端ノード(#1)の4点についてだけプロットしている。

Fig. 2.2は、計算に用いた崩壊熱を示すものである。図に示すように、崩壊熱は時間に依らず一定であり、この計算では定常時熱出力の1%と仮定している。崩壊熱の軸方向分布はFig. 2.1に示すとおりである。

Figs. 2.3, 2.4は、崩壊熱による冷却材のボイルオフに基づく、炉心水位の変化と沸騰量の変化を示すものである。炉心水位は、計算開始時点で炉心上端にあり、冷却材ボイルオフによって単調に低下する。炉心水位が高い時には、水位下の発熱量が大きいので、沸騰量も大きく、水位の低下速度は早い。炉心水位が低くなると、水位下での発熱量が小さくなり、沸騰量も小さくなるので、水位の低下速度は遅くなる。

水位が最終的にどの高さに近づくかは、ECCSの注入量と密接な関係があるが、これについては2.3節で説明する。標準計算例では、ECCSの注入量はゼロであり、この場合の炉心水位は炉心下端に漸近していく。ただし、これは今回のプログラムが、燃料部の熱を燃料領域

より下方の水に伝えるモデルを全く含んでいないためである。燃料棒に沿っての軸方向熱伝導、燃料から冷却材への輻射熱伝達、溶融燃料の水位下への落下モデル等を採用すれば、水位の低下速度は今回の計算結果より速くなり、最終的水位も炉心下端で停らず更に低下し続けることになるであろう。

Fig. 2.5は、燃料棒から冷却材への対流熱伝達率を示すものである。今回の計算では、水位下、水位上に、それぞれ1つの熱伝達率を仮定している（標準計算では、 200 及び $10 \text{ Btu/hr}\cdot\text{ft}^2\cdot\text{degF}$ ）ので、図には2つの値しか現われていない。水位があるノード高さを通すれば、表面熱伝達率は水位上の値から水位下の値にスイッチされるが、この時刻は図中の縦線で表わされている。

今回の計算の熱伝達率計算モデルは極めて粗いものであるが、熱伝達率は冷却材ボイルオフによる炉心損傷事故時の燃料棒温度変化にはほとんど影響しないものと思われる。これについては、2.4節で説明する。

Fig. 2.6は、燃料温度の上昇を示すものである。図に示すように、燃料棒は水位上に露出した時から温度上昇を始める。燃料温度が 1000°C に到達するまでの温度の上昇速度に対しては、各ノードの崩壊熱が支配的影響を持っている。 1000°C を越えると、燃料温度は指数関数的に上昇しているが、これはジルコニウム-水反応による発熱が激しくなるためである。今回の計算には、燃料棒の破損・溶融モデルがないので、燃料温度は融点以上にまで上昇している。ノードの被覆管全量が酸化した後では、ジルコニウム-水反応熱がなくなり、燃料温度上昇（実際には、溶融燃料に加えられる熱量）は再び崩壊熱に支配されるようになる。

燃料棒がジルコニウム-水反応によってどの程度温度上昇し得るかは、次式によって推定できる。

$$\Delta T = \frac{Q_{\text{MWR}}}{C_{\text{ROD}}} = \frac{A_{\text{CLAD}} \cdot \rho_{\text{CLAD}} \cdot q_{\text{MWR}}}{A_{\text{CLAD}} \cdot \rho_{\text{CLAD}} \cdot C_{\text{CLAD}} + A_{\text{PELLET}} \cdot \rho_{\text{PELLET}} \cdot C_{\text{PELLET}}} \quad (10)$$

ここで、 Q_{MWR} は単位長の被覆管が全量酸化した時の反応熱、 C_{ROD} は燃料棒の単位長あたりの熱容量である。 A 、 ρ 、 C は、それぞれペレット及び被覆管の断面積、密度、熱容量であり、 q_{MWR} は単位質量のジルコニウムが出す酸化反応熱である。(10)式に、今回の計算で用いた値

$$\begin{aligned} A_{\text{CLAD}} &= 0.1967 \text{ cm}^2 \\ A_{\text{PELLET}} &= 0.6778 \text{ cm}^2 \\ \rho_{\text{CLAD}} &= 6.55 \text{ gm/cm}^3 \\ \rho_{\text{PELLET}} &= 10.40 \text{ gm/cm}^3 \\ C_{\text{CLAD}} &= 0.086 \text{ cal/gm}\cdot^\circ\text{C} \\ C_{\text{PELLET}} &= 0.090 \text{ cal/gm}\cdot^\circ\text{C} \\ q_{\text{MWR}} &= 1.54 \times 10^3 \text{ cal/gm} \end{aligned}$$

を代入すると、 ΔT は次のようになる。

$$\Delta T = 2.7 \times 10^3 \text{ }^\circ\text{C} \quad (11)$$

すなわち、ジルコニウム-水反応熱がすべてそのノードに加わったとすると、そのノードの温度上昇はそれだけで 2700°C 程度になる。ジルコニウム-水反応が効いてくるのが 1000°C

以上であるから、燃料温度は4000°C近くに達することになる。これはジルコニウム及び UO_2 の融点以上であり、炉心損傷時には、もし燃料及び被覆管が健全な形状を保ったままであれば、被覆管が全量酸化する以前に被覆管及び燃料は溶融してしまう可能性が強いことを暗示している。

Figs. 2.7, 2.8は、各ノード及び炉心出口での蒸気温度を示したものである。Figs. 2.9, 2.10は、ジルコニウム-水反応による酸化厚と反応熱を示したものである。

TABLE 2.1 DESCRIPTION OF SAMPLE RUNS

STANDARD RUN

DIMENSIONS OF PV, CORE AND FUEL ROD	3 LOOP MODEL PWR (REF.8)
THERMAL PROPERTIES OF FUEL ROD	SCORCH-B2 SAMPLE RUN (REF.9)
DENSITY OF CLADDING	6.55 GM/CM3
DENSITY OF PELLET	10.4 GM/CM3
SPECIFIC HEAT CAPACITY OF CLADDING	0.09 CAL/GM.DEGC
SPECIFIC HEAT CAPACITY OF PELLET	0.086 CAL/GM.DEGC
SYSTEM PRESSURE	2.0 AT
THERMAL PROPERTIES OF STEAM AND WATER	'STEAM' (REF.6)
FISSION PRODUCT DECAY HEAT	1% OF 1650 MW (REF.8)
ZIRCONIUM-WATER REACTION RATE	BAKER-JUST (REF.10)
VOID FRACTION IN CORE REGION	50%
HTC UNDER MIXTURE LEVEL	200 BTU/HR.FT2.DEGF
HTC OVER MIXTURE LEVEL	10 BTU/HR.FT2.DEGF
AXIAL HEAT GENERATION DISTRIBUTION	BOIL-1 SAMPLE RUN (REF.2)
AXIAL NODALIZATION	24 NODES
TIME STEP SIZE	0.1 SEC
ECCS INJECTION RATE	NO INJECTION

PARAMETRIC RUNS

NO.	ITEM(S) CHANGED FROM STD.	VALUE(S) CHANGED FROM STD.
A1	ECCS INJECTION RATE	2.247 KGM/SEC
A2	ECCS INJECTION RATE	3.745 KGM/SEC
A3	ECCS INJECTION RATE	4.213 KGM/SEC
A4	ECCS INJECTION RATE & FP DECAY HEAT	2*4.213 KGM/SEC 2*STD. (2% OF STEADY STATE)
B1	AXIAL POWER DISTRIBUTION	UNIFORM
B2	FP DECAY HEAT	2*STD. (2% OF STEADY STATE)
B3	FP DECAY HEAT	3*STD. (3% OF STEADY STATE)
B4	VOID FRACTION IN CORE	0%
B5	SYSTEM PRESSURE	10 AT
B6	HTC UNDER MIXTURE LEVEL & HTC OVER MIXTURE LEVEL	1000 BTU/HR.FT2.DEGF 5 BTU/HR.FT2.DEGF
B7	ZIRCONIUM-WATER REACTION RATE	25% OF STD.

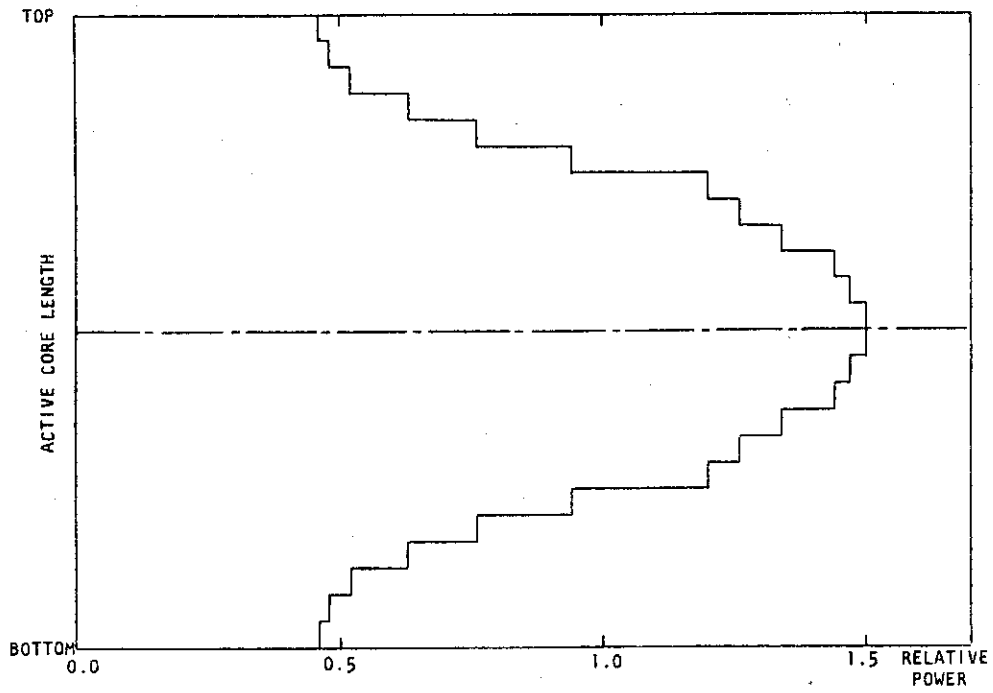


Fig. 2.1 AXIAL DECAY HEAT DISTRIBUTION USED IN STANDARD RUN

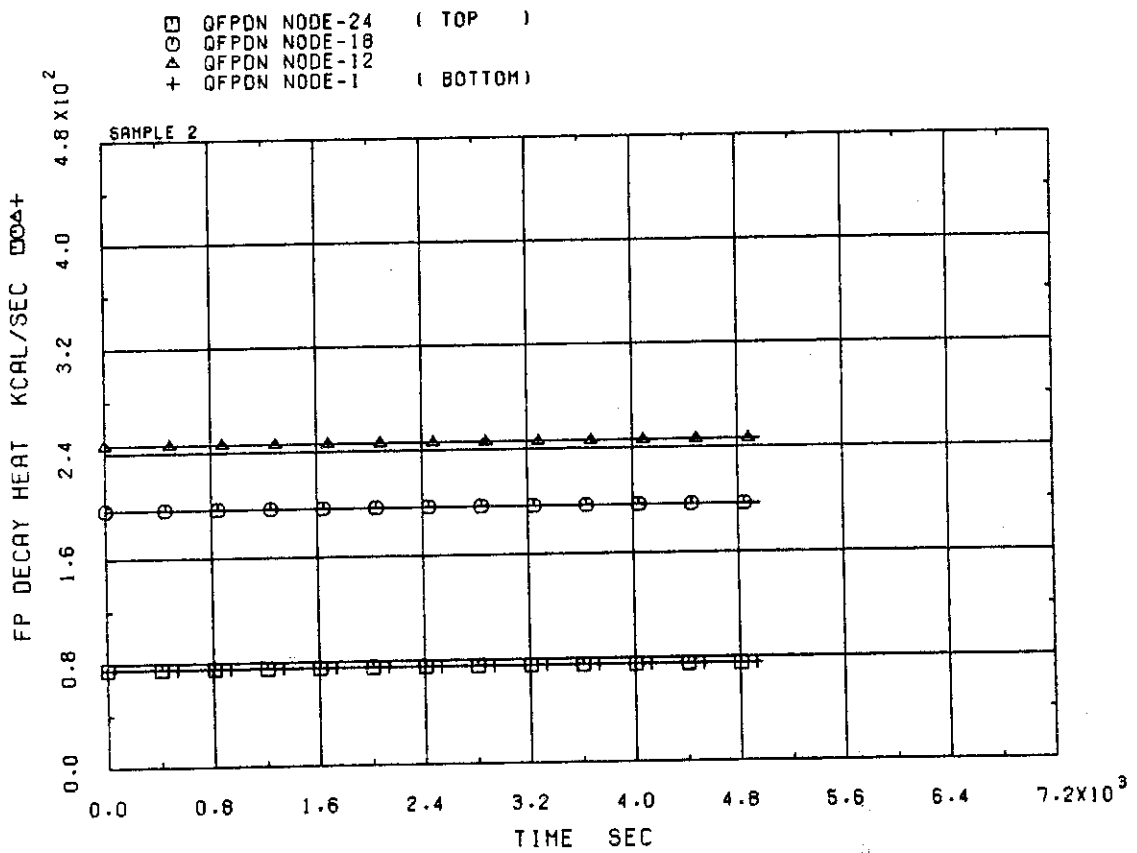


Fig. 2.2 FP DECAY HEAT IN STANDARD RUN

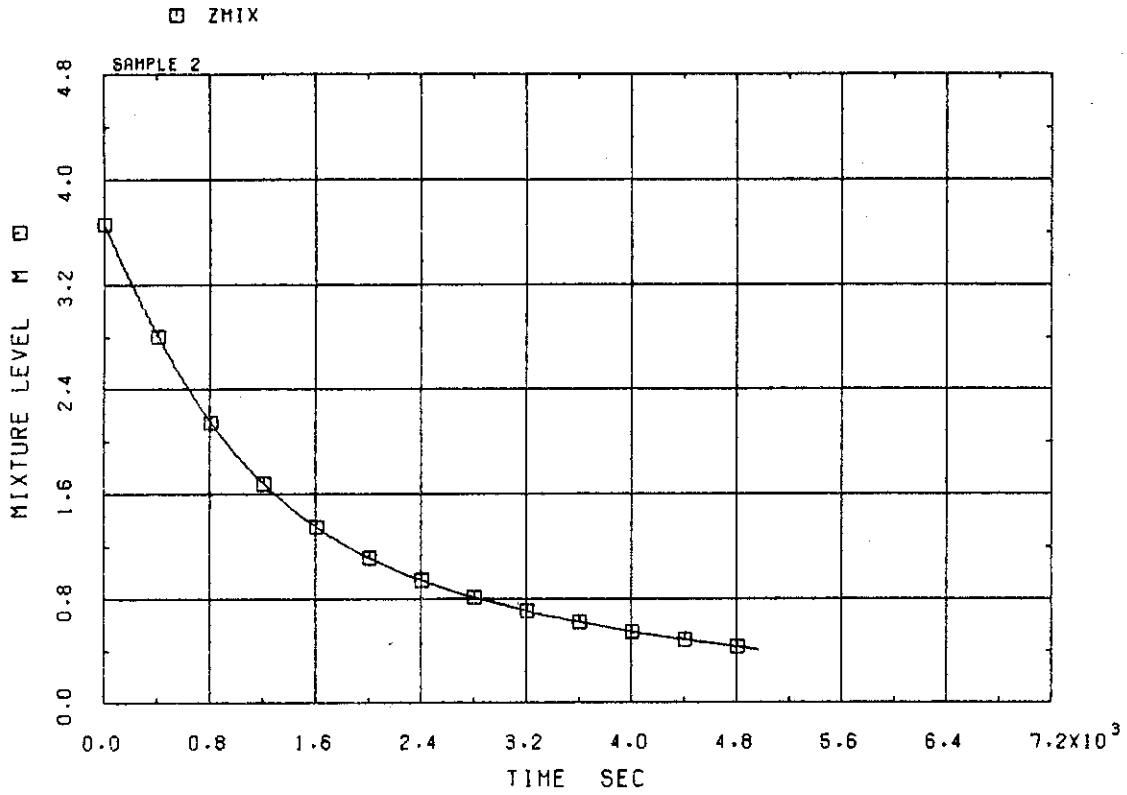


Fig. 2.3 MIXTURE LEVEL IN STANDARD RUN

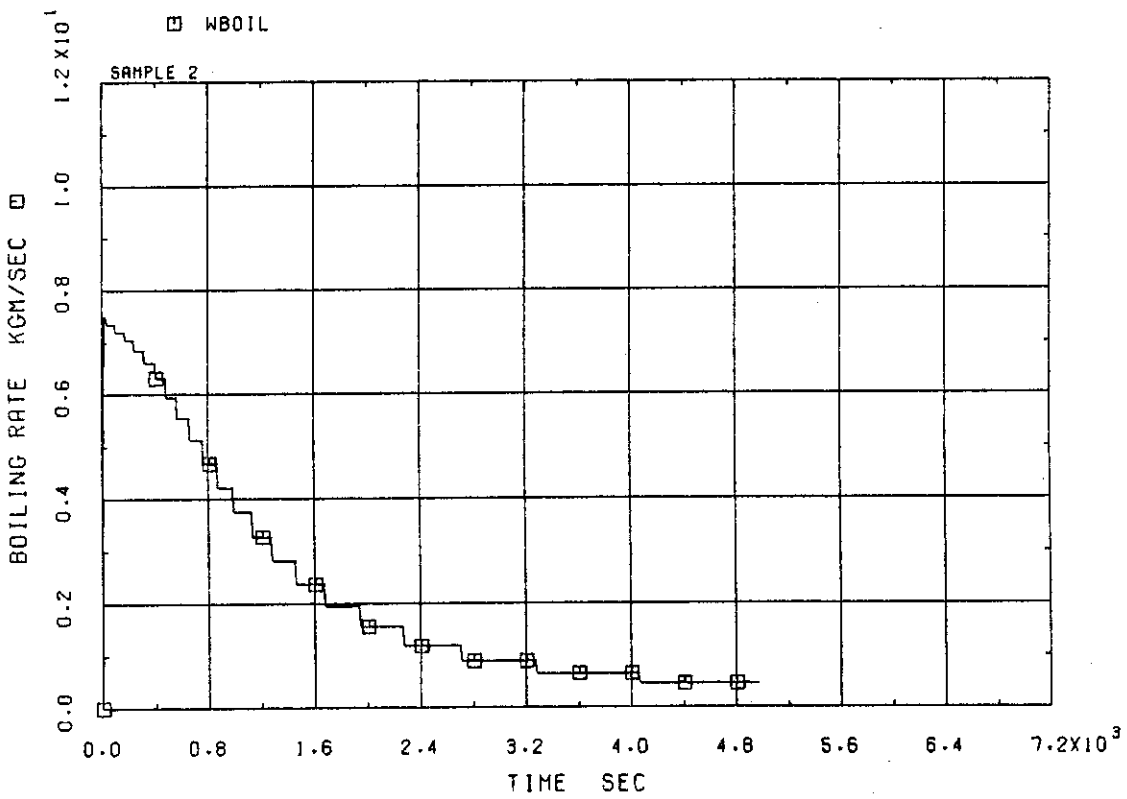


Fig. 2.4 BOILING RATE IN STANDARD RUN

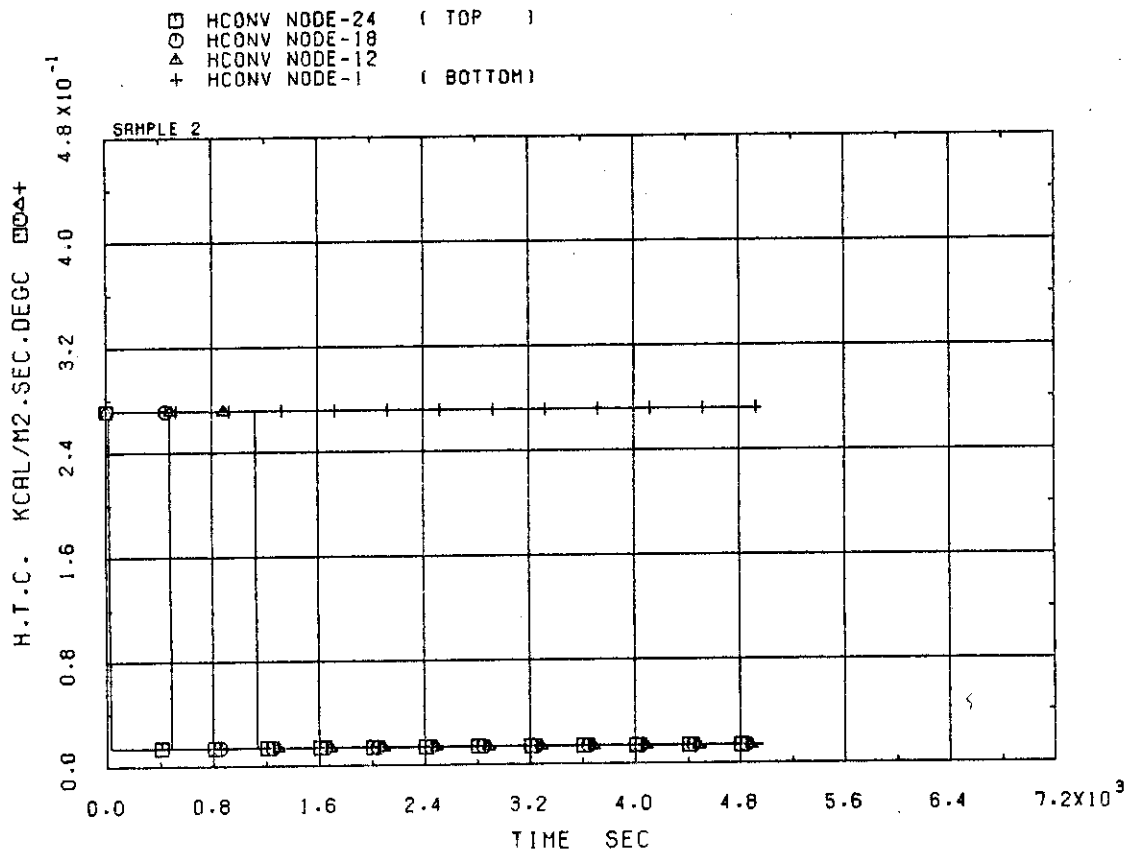


Fig. 2.5 CONVECTIVE HEAT TRANSFER COEFFICIENT IN STANDARD RUN

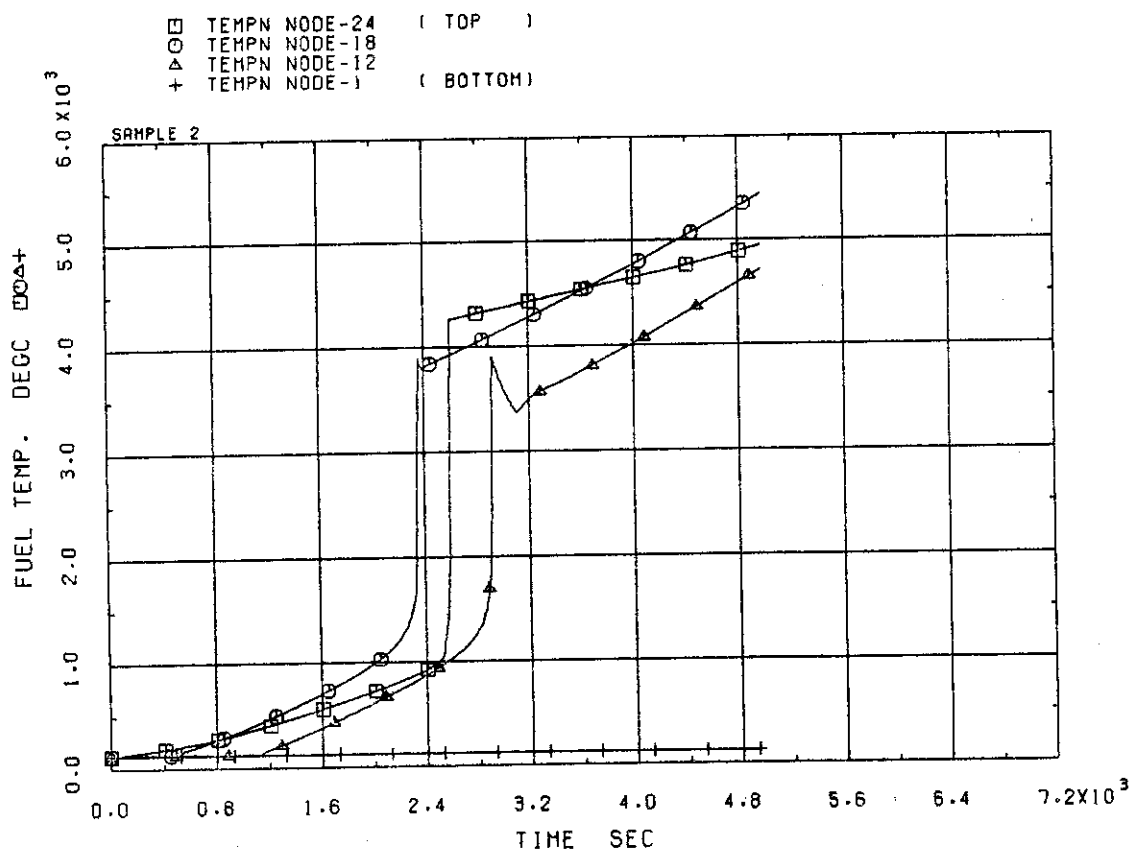


Fig. 2.6 FUEL TEMPERATURE IN STANDARD RUN

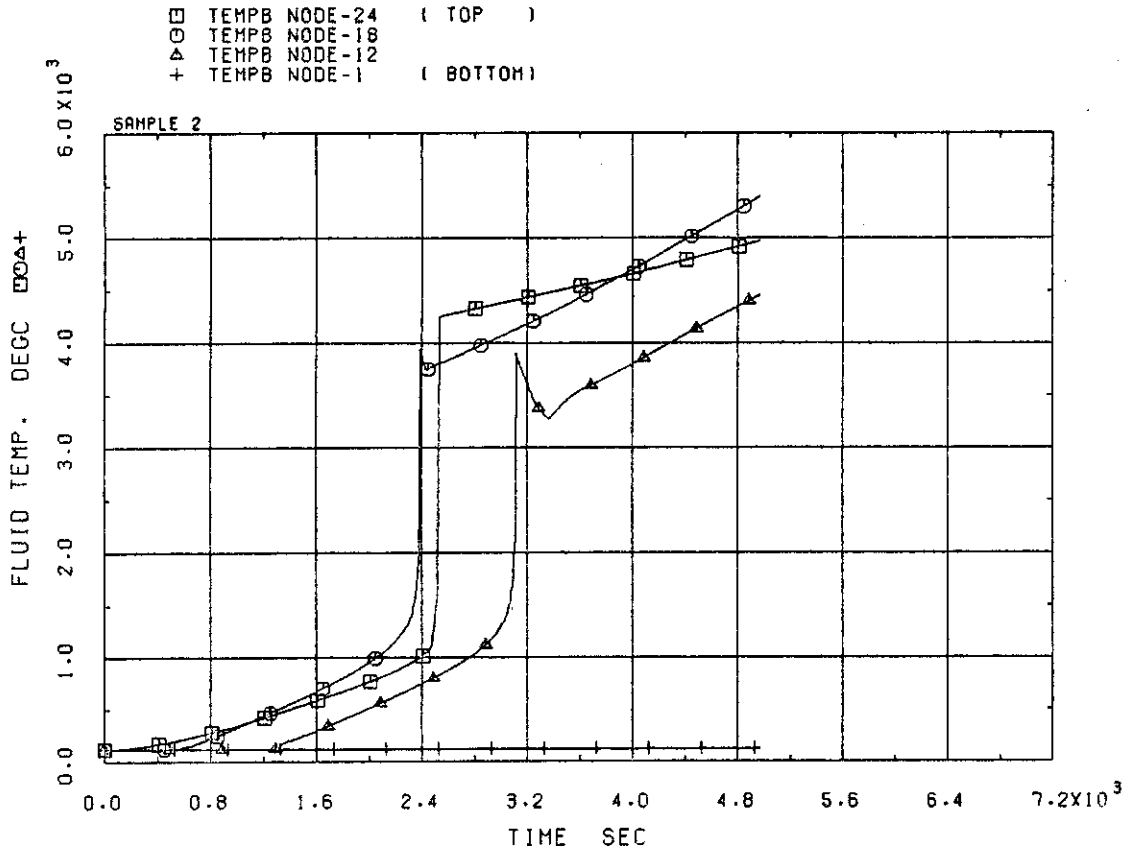


Fig. 2.7 FLUID TEMPERATURE IN STANDARD RUN

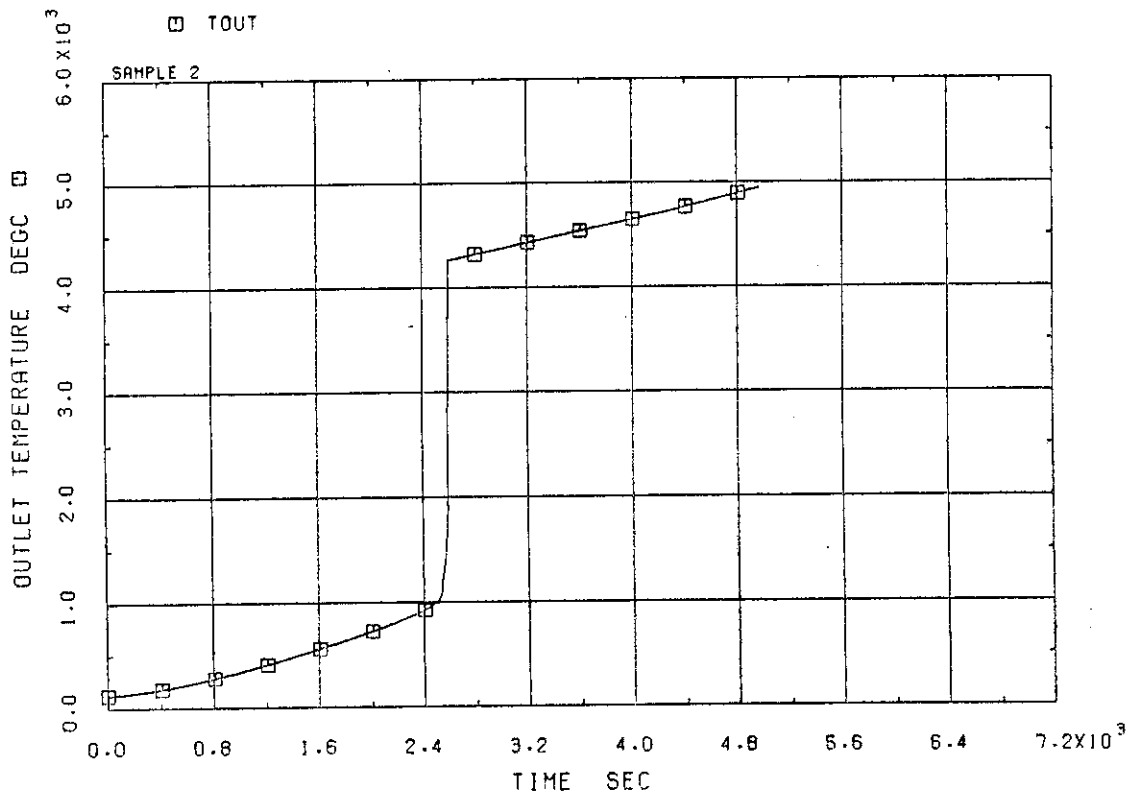


Fig. 2.8 OUTLET FLUID TEMPERATURE IN STANDARD RUN

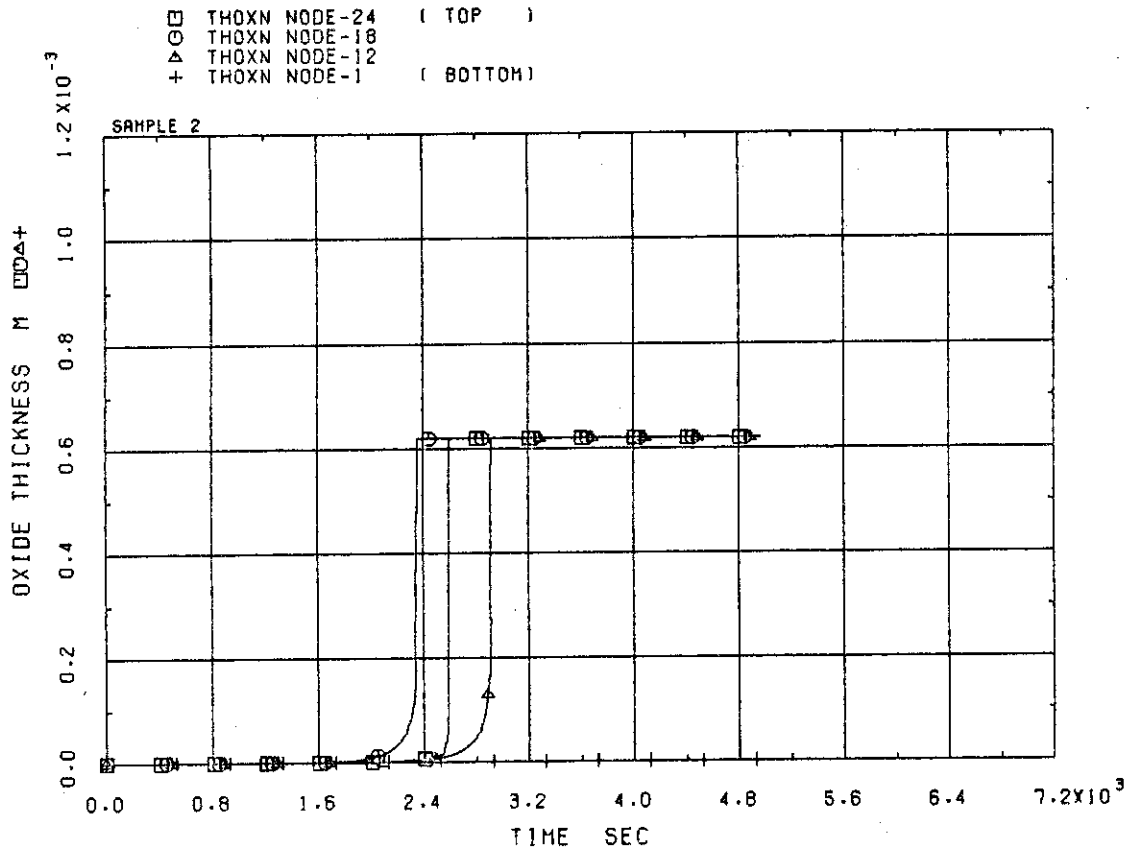


Fig. 2.9 ZIRCONIUM OXIDATION THICKNESS IN STANDARD RUN

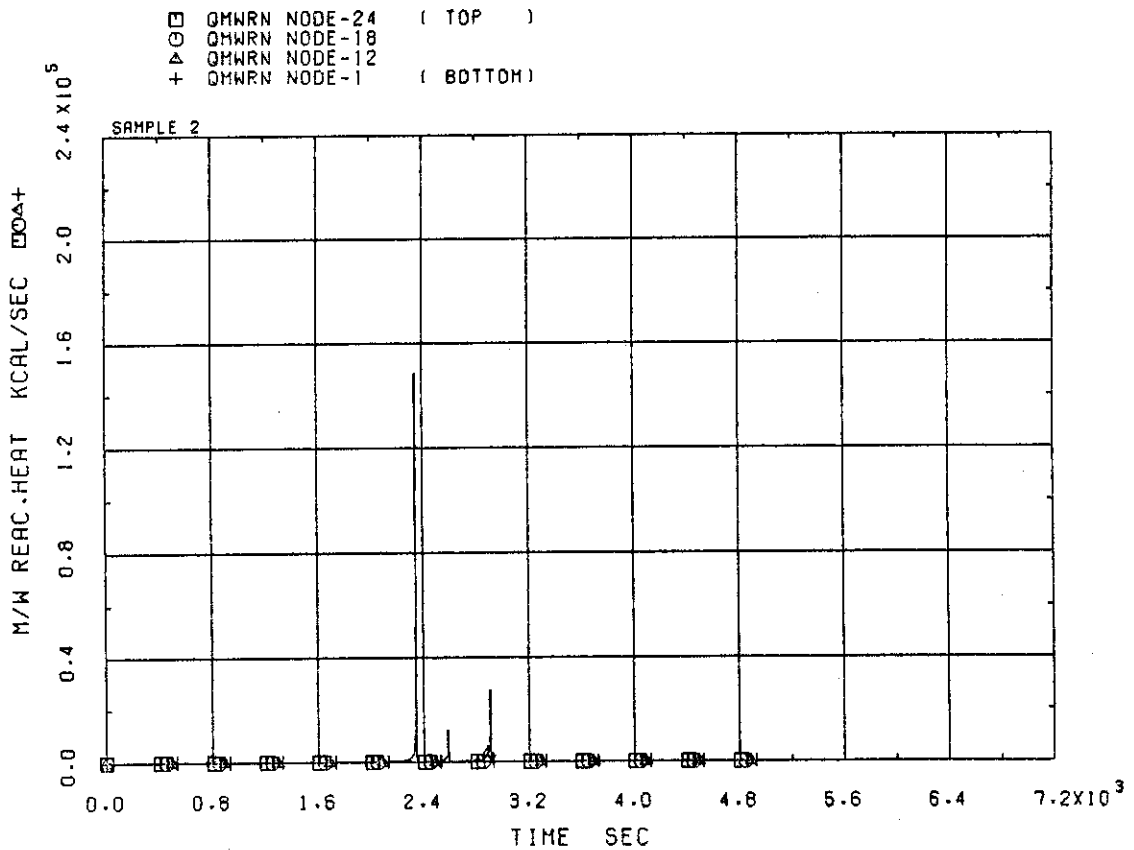


Fig. 2.10 ZIRCONIUM-WATER REACTION HEAT IN STANDARD RUN

2.3 ECCS 注入流量の影響

ECCS の注入流量は、冷却材 ボイロオフ による燃料温度の上昇に、著しく大きな影響を与える。本節では、ECCS の注入流量（炉心上端露出後一定と仮定）についての感度解析計算結果に基づいて、ECCS 水の与える影響について解析する。

Figs. 2.11, 2.12, Figs. 2.13, 2.14, 及び Figs. 2.15, 2.16 は、それぞれ、ECCS 注入水量を 2.247, 3.745, 4.213 kgm/sec と仮定した時の、炉心水位及び燃料温度の変化を示したものである。これらの図と、Figs. 2.3, 2.6（標準計算：ECCS 注入なし）を比較することにより、以下のような点が判る。

- ・ ECCS 注入水量が大きいと、水位の低下速度は遅くなる。水位は、いずれの計算例でも最終的安定水位に漸近していくが、この安定水位は ECCS 注入水量が大きいくほど高くなる。
- ・ ECCS 注入水量が大きいくほど、燃料の露出時刻が遅れ、燃料温度上昇時刻も遅れる。また、露出後の温度上昇速度も遅くなる。
- ・ ECCS 注入水量が大きいくほど、被覆管が 100% 酸化するノードの数は少なくなる。ECCS がある程度以上の流量になれば、たとえ炉心はいつまでも再冠水しなくとも、燃料温度は 1000°C 以下で安定する。

冷却材水位が時間の経過と共にある安定水位に漸近していく理由は、2.2 節で述べたように、軸方向への伝熱あるいは燃料棒の溶融落下がない限り水位が低下すると沸騰量も低下するので、沸騰量が ECCS 流量に等しくなると、もはや水位が低下しなくなるためである。沸騰量 W_{BOIL} は、水位下での伝熱量 Q_L （水位下での発熱量と考えて良い）と飽和蒸気・飽和水のエンタルピ h_g, h_f を用い、

$$W_{BOIL} = \frac{Q_L}{h_g - h_f} \quad (12)$$

で表わされる。冷却材水位が炉心上端以下にある場合には、ホットレグ、コールドレグとも水位以上になるから、圧力容器下部にリークがある場合か、エントレインメントがある場合を除き、圧力容器内の水が外部に出るのは蒸発によるしかない。従って、沸騰量 W_{BOIL} と ECCS 流量が釣り合うと、水位はその高さで安定になるのである。

ところで、ジルコニウム-水反応による影響を無視して考えると、水位上に露出した燃料は次第に温度上昇するが、水位が安定水位に達した後、ある定常温度に近づいていく。この定常温度が、ジルコニウム-水反応が激しくなる温度よりも低ければ、燃料は大規模な損傷・溶融に達することはないであろうから、定常温度がどの程度になるか予測しておくことは重要である。いま、水位以下での発熱量を Q_L 、水位以上での発熱量を Q_U とすると、蒸発量 W_{BOIL} は (12) 式で表わされる。水位上の燃料はこの蒸気流で冷却されるわけだから、定常状態を仮定しての蒸気の出口温度 T_{out}^{BULK} は次式で計算される。

$$T_{out}^{BULK} = T_{sat} + \frac{Q_U}{W_{BOIL} C_{pg}} \quad (13)$$

ここで C_{pg} は蒸気の定圧比熱である。(12式)を(13式)に代入すると、 T_{out}^{BULK} と Q_U 、 Q_L の関係

$$T_{out}^{BULK} = T_{sat} + \frac{Q_U}{Q_L} \cdot \frac{h_g - h_l}{C_{pg}} \quad (14)$$

が得られる。一方、定常状態を仮定してのある水位上ノードの燃料温度 T_k は、そのノードの流体温度 T_k^{BULK} とそのノードでの熱流束 ϕ の関数として、

$$T_k = T_k^{BULK} + \frac{\phi}{H_{DRY}} \quad (15)$$

と表わされる。 $T_k^{BULK} \leq T_{out}^{BULK}$ であるから、 T_k は最終的に次式で与えられる。

$$T_k \leq T_{sat} + \frac{Q_U}{Q_L} \cdot \frac{h_g - h_l}{C_{pg}} + \frac{\phi}{H_{DRY}} \quad (16)$$

この式で、 $(h_g - h_l)C_{pg}$ の値はかなり広い圧力範囲でおよそ 1000 ($^{\circ}\text{C}$) 程度である。また、 ϕ/H_{DRY} の値は、 $H_{DRY} = 10 \text{ Btu/hr} \cdot \text{ft}^2 \cdot \text{deg F}$ 、 $\phi = 1.35 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{sec} \cdot ^{\circ}\text{C}$ (標準計算の平均熱流束) と仮定すると約 100°C 程度である。このことから、 Q_U/Q_L の値がある値 (0.8 程度) 以下であれば、燃料温度は 1000°C まで上昇しないことが判る。軸方向発熱分布が一様なら、 $Q_U/Q_L = 0.8$ は炉心有効長の約 55% が水位下にあることに匹敵する。通常での正弦分布を仮定しても、この値はあまりかわらない。特徴的なことは、この条件が水位だけで決り、出力レベルによらないことである。水位がこれより低くなると、蒸気発生量が減る一方、その蒸气流で冷却しなければならない部分が増えるので、炉心上端部の温度は急速に高くなる。そして、温度が 1000°C を越えるようになると、ジルコニウム-水反応による発熱が加わり、燃料温度は急上昇して、燃料棒の損傷・溶融となるのである。

ここで再び計算結果に戻ってみよう。Figs. 2.11, 2.12 は、安定水位が炉心有効長の約 $1/3$ 程度になるような ECCS 注入をした場合の例である。この場合は、炉心のかなりの部分が損傷・溶融し得ることが判る。Figs. 2.13, 2.14 は、安定水位が炉心有効長の 50% になるような ECCS 注入をした場合の例である。この場合は、炉心の上端部だけが損傷・溶融し得るのであろう。また、Figs. 2.15, 2.16 は、安定水位が炉心有効長の約 55% になるような計算例である。この場合は、前述したように、炉心のどの部分でも 1000°C を越えておらず、従って、被覆管は破裂しても、炉心の重大損傷には至らないであろう。なお、 50% 水位と 55% 水位の場合の差を明らかにするために、Figs. 2.17~2.20 に、両ケースのジルコニウム-水反応酸化厚と反応熱を示す。 55% 水位の場合には、反応熱は最初温度上昇によって上昇するが、酸化層が厚くなるにつれて減少に転じており、もはや燃料温度を上昇させる要因がなくなったことを示している。

以上の推論をより確かにするために、ここで、出力は標準計算の 2 倍だが、安定水位は Figs. 2.15, 2.16 に示したと同じ 55% になるような計算例について見てみよう。(この場合は、ECCS 注入量は 2 倍になる。) Figs. 2.21 及び 2.22 がその結果としての水位及び燃料温度である。水位は、その低下の速さは異なるものの、安定水位は等しくなっている。また、燃料温度は、途中でジルコニウム-水反応により幾分高くなっているところがあるが、やはり 1000

°C以下に留まっていることが判る。なお、Fig. 2.16とFig. 2.22で最終燃料温度が多少異なるのは、(10)式第3項の ϕ の値がFig. 2.22では2倍になっているためである。Fig. 2.23とFig. 2.24は、両ケースにおける冷却材温度を示したものであるが、2つのケースの冷却材温度は全く同じ値に落ちついている。

以上のように、炉心損傷時の水の温度は炉心水位に極めて強く影響される。また、水位が55%以上あれば、出力レベルにほとんど関係なく、燃料温度最高値は1000°C以下となる。ただし、この55%という結論は、炉心を1流路と仮定した時の結論であり、炉心内に半径方向発熱分布を考え、蒸気領域でクロスフローを考えると、高出力燃料棒の水位以下の部分で発生した蒸気が水位以上では低出力部に逃げることも考えられるので、実際にはこれより多少高い水位でないと燃料温度最高値を1000°C以下に押さえることはできないであろう。なお、炉心水位は圧力容器内の水のインベントリと炉心部ボイド率の関数であるが、ボイド率の影響については2.4節で検討する。

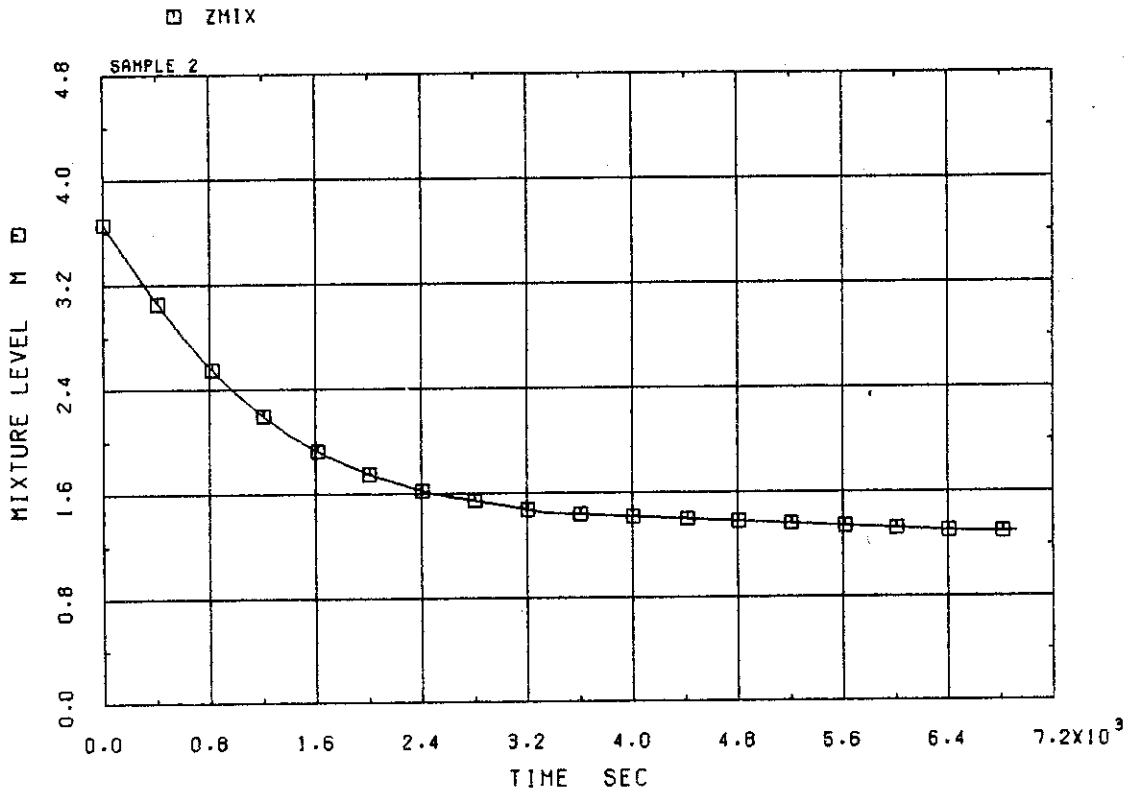


Fig. 2.11 MIXTURE LEVEL WHEN ECCS FLOW RATE IS 2.247 kgm/sec (A1)

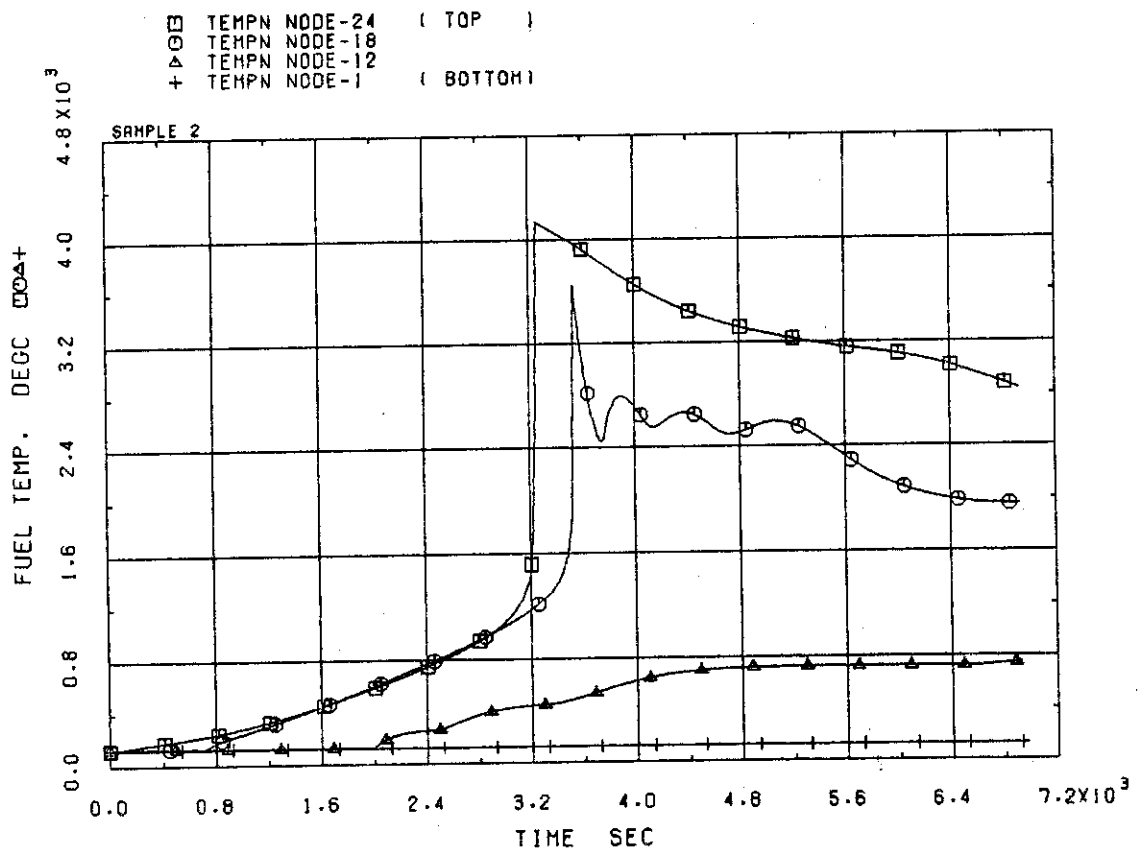


Fig. 2.12 FUEL TEMPERATURE WHEN ECCS FLOW RATE IS 2.247 kgm/sec (A1)

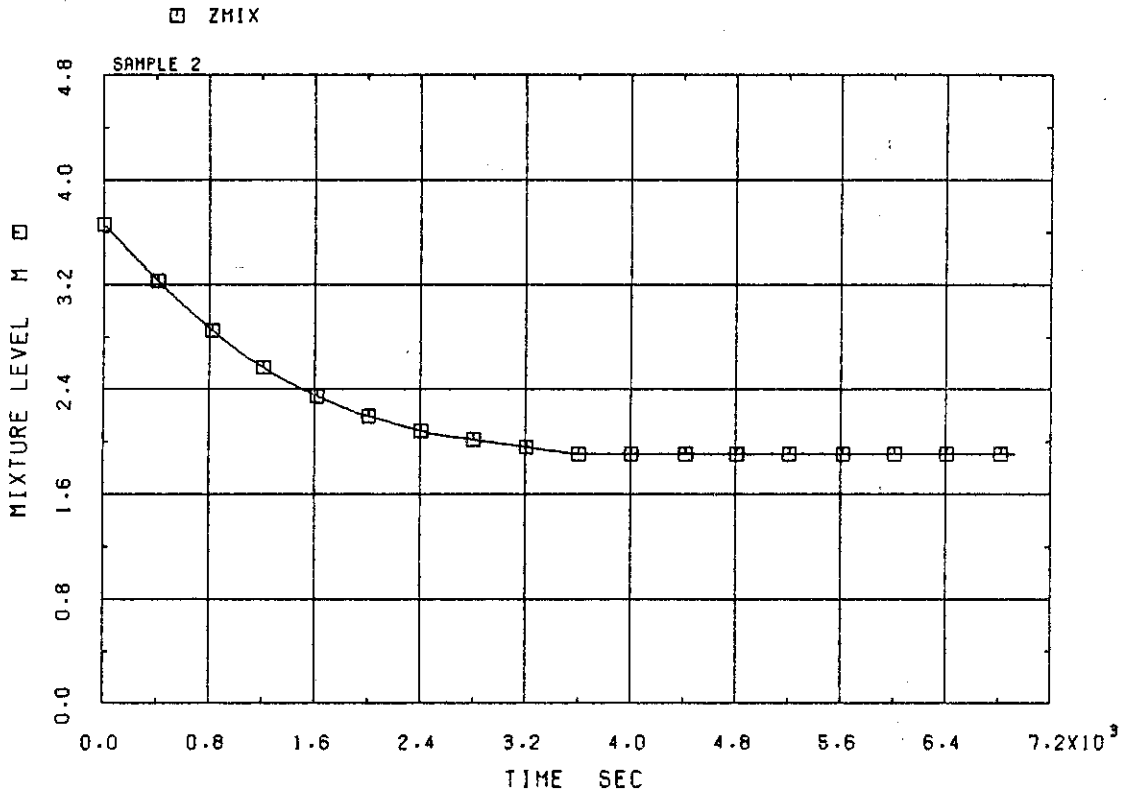


Fig. 2.13 MIXTURE LEVEL WHEN ECCS FLOW RATE IS 3.745 kgm/sec (A2)

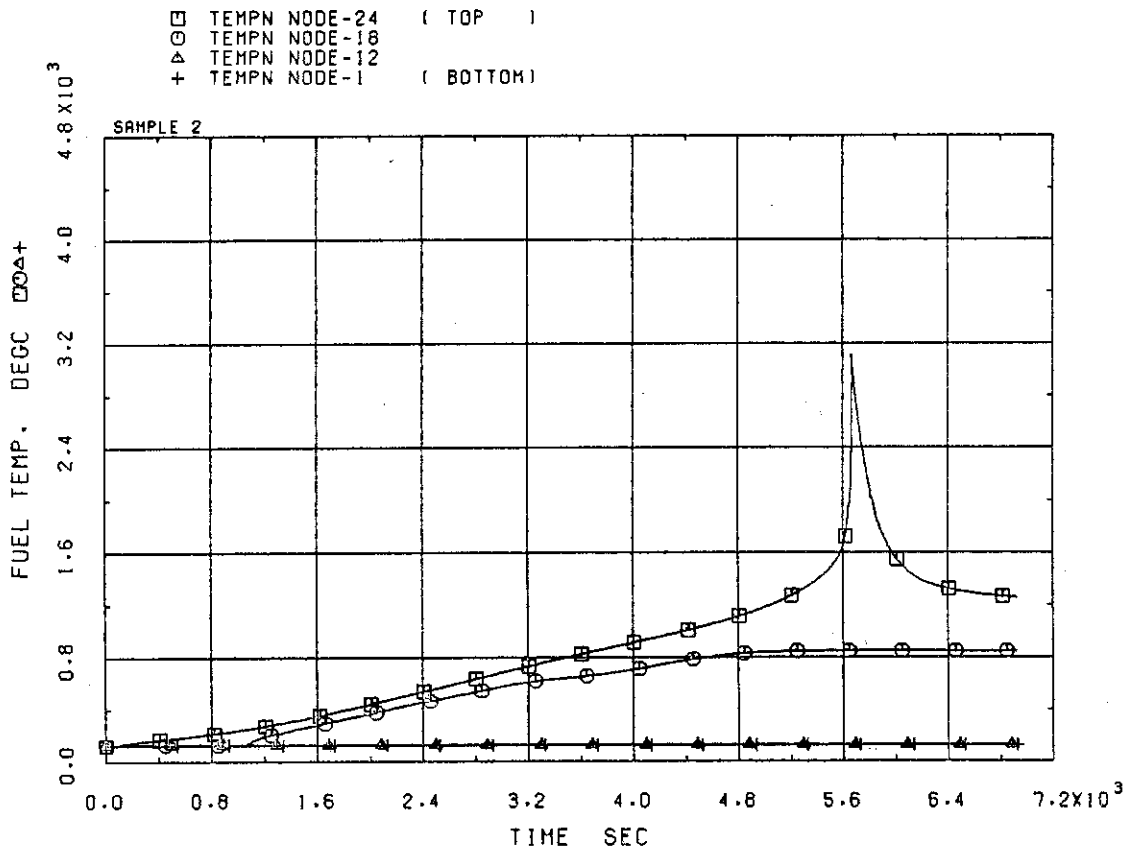


Fig. 2.14 FUEL TEMPERATURE WHEN ECCS FLOW RATE IS 3.745 kgm/sec (A2)

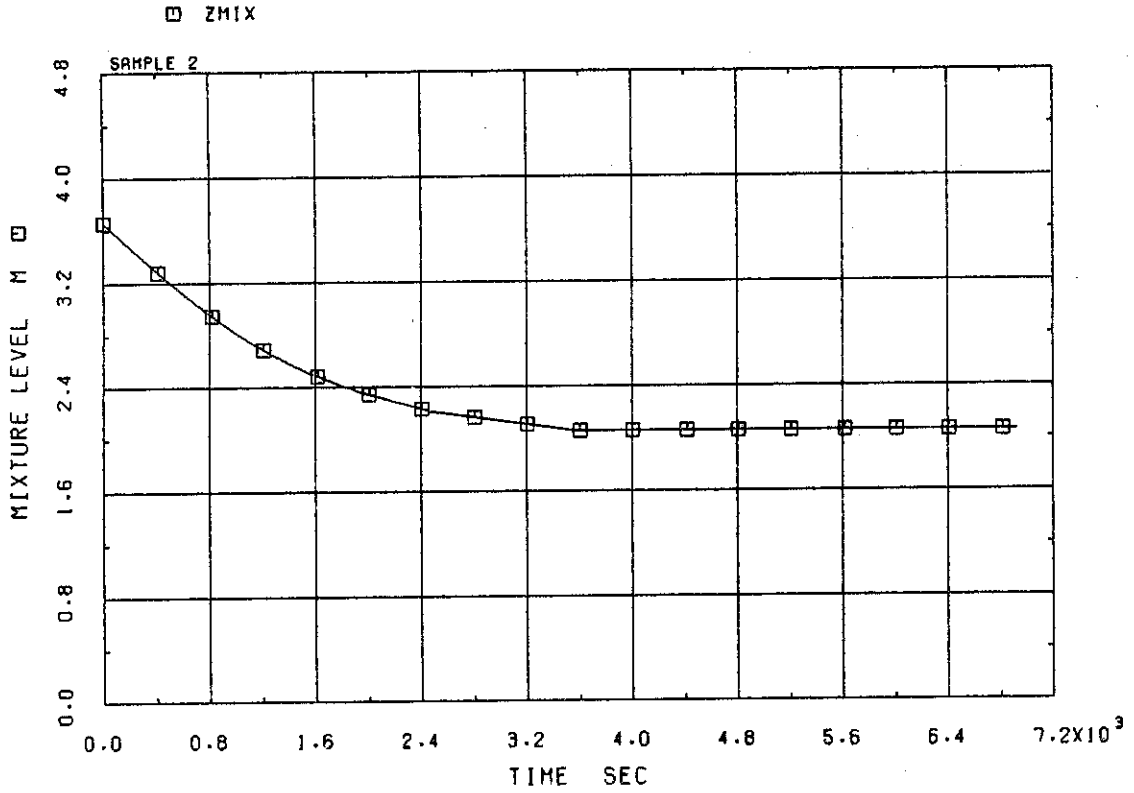


Fig. 2.15 MIXTURE LEVEL WHEN ECCS FLOW RATE IS 4.213 kgm/sec (A3)

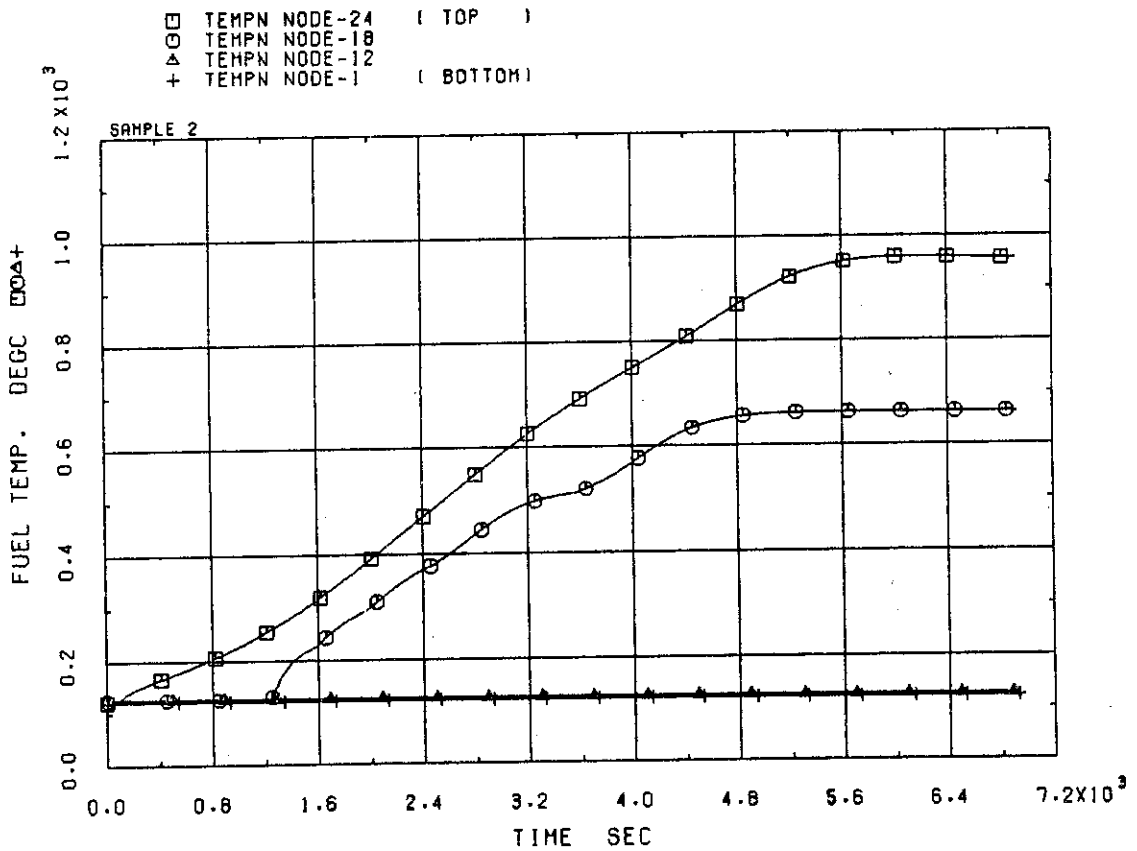


Fig. 2.16 FUEL TEMPERATURE WHEN ECCS FLOW RATE IS 4.213 kgm/sec (A3)

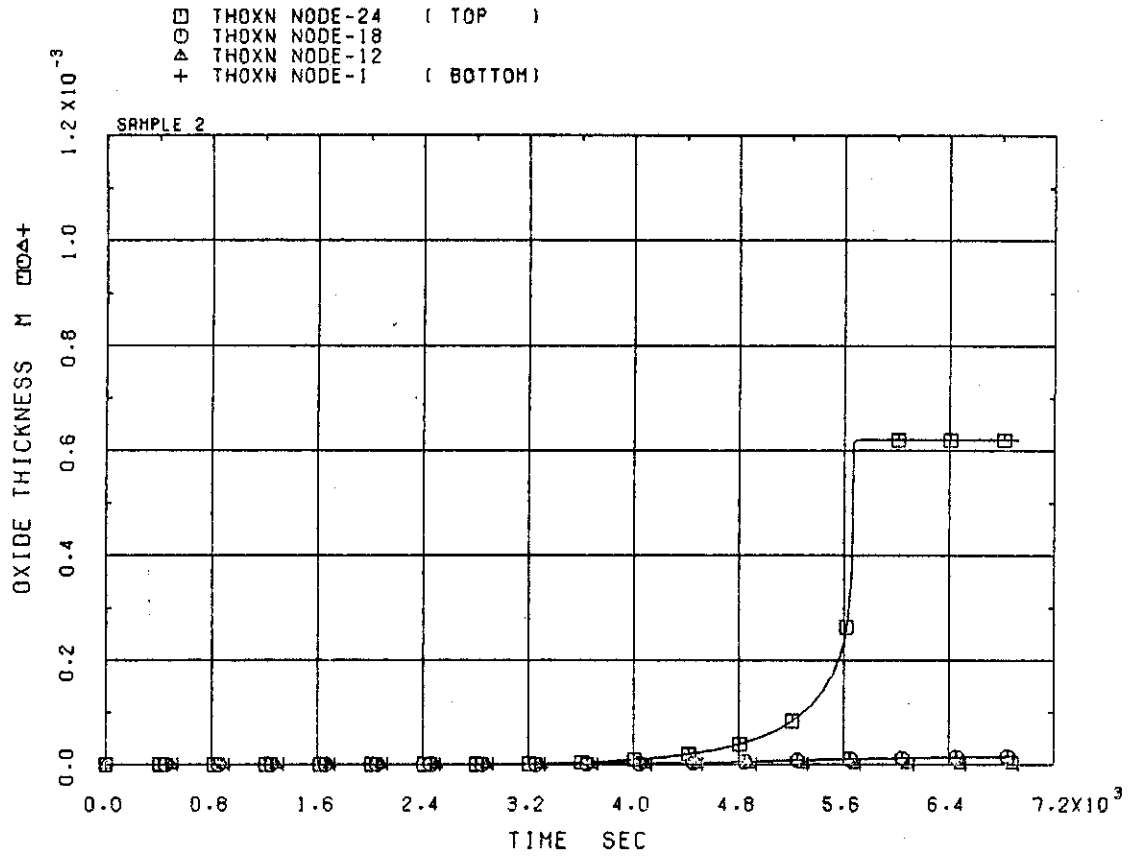


Fig. 2.17 ZIRCONIUM OXIDATION THICKNESS WHEN ECCS FLOW RATE IS 3.745 kgm/sec (A2)

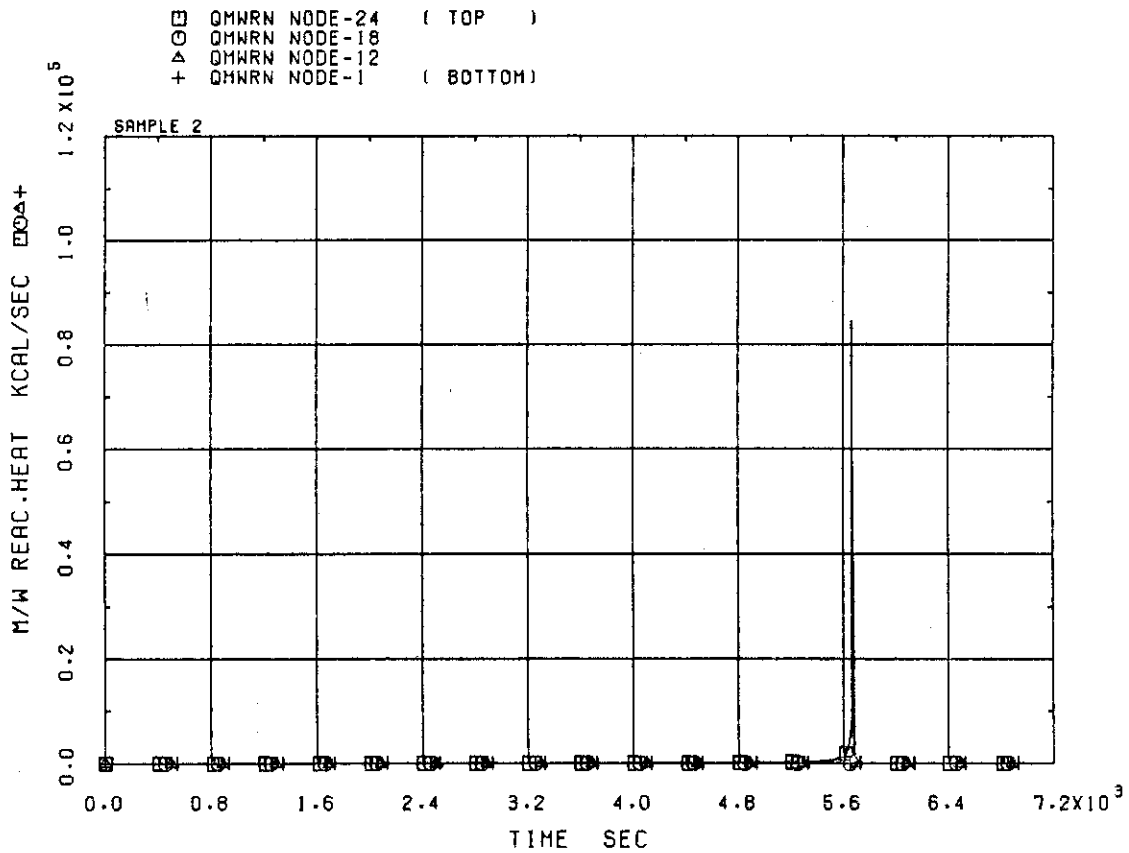


Fig. 2.18 ZIRCONIUM-WATER REACTION HEAT WHEN ECCS FLOW RATE IS 3.745 kgm/sec (A2)

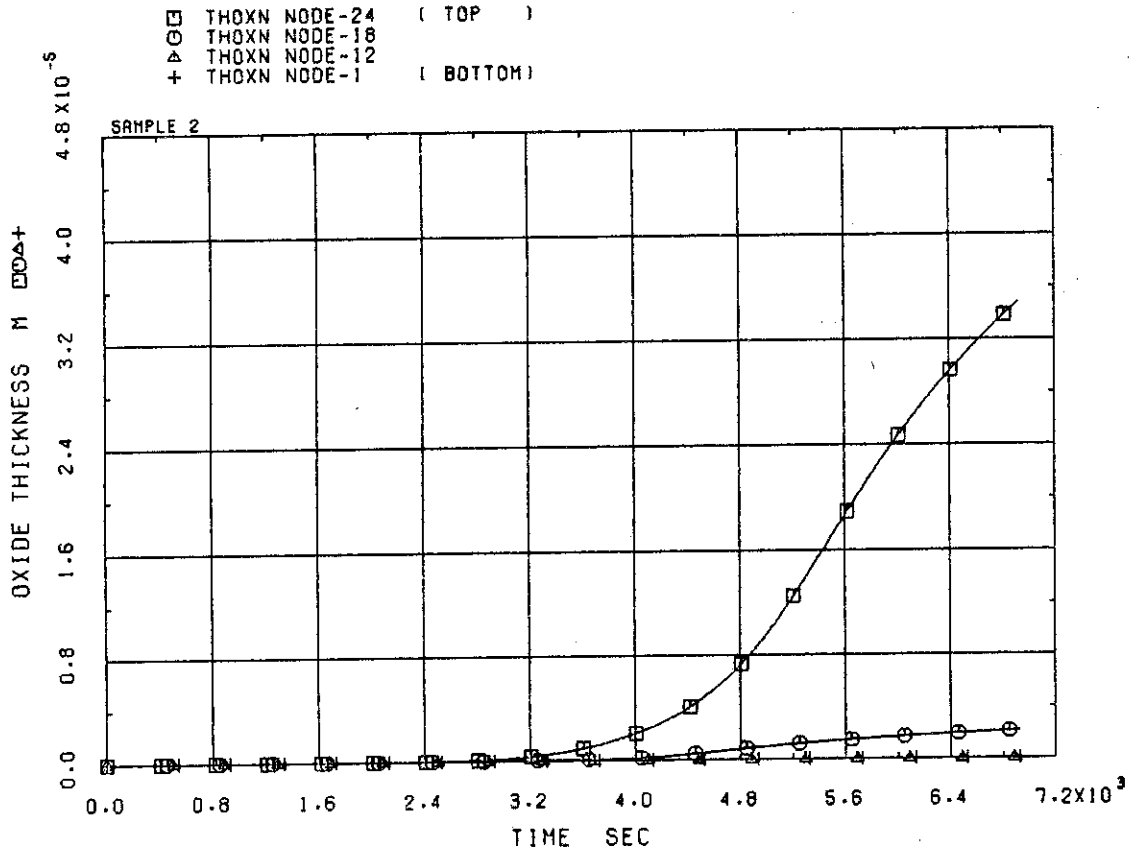


Fig. 2.19 ZIRCONIUM OXIDATION THICKNESS WHEN ECCS FLOW RATE IS 4.213 kgm/sec (A3)

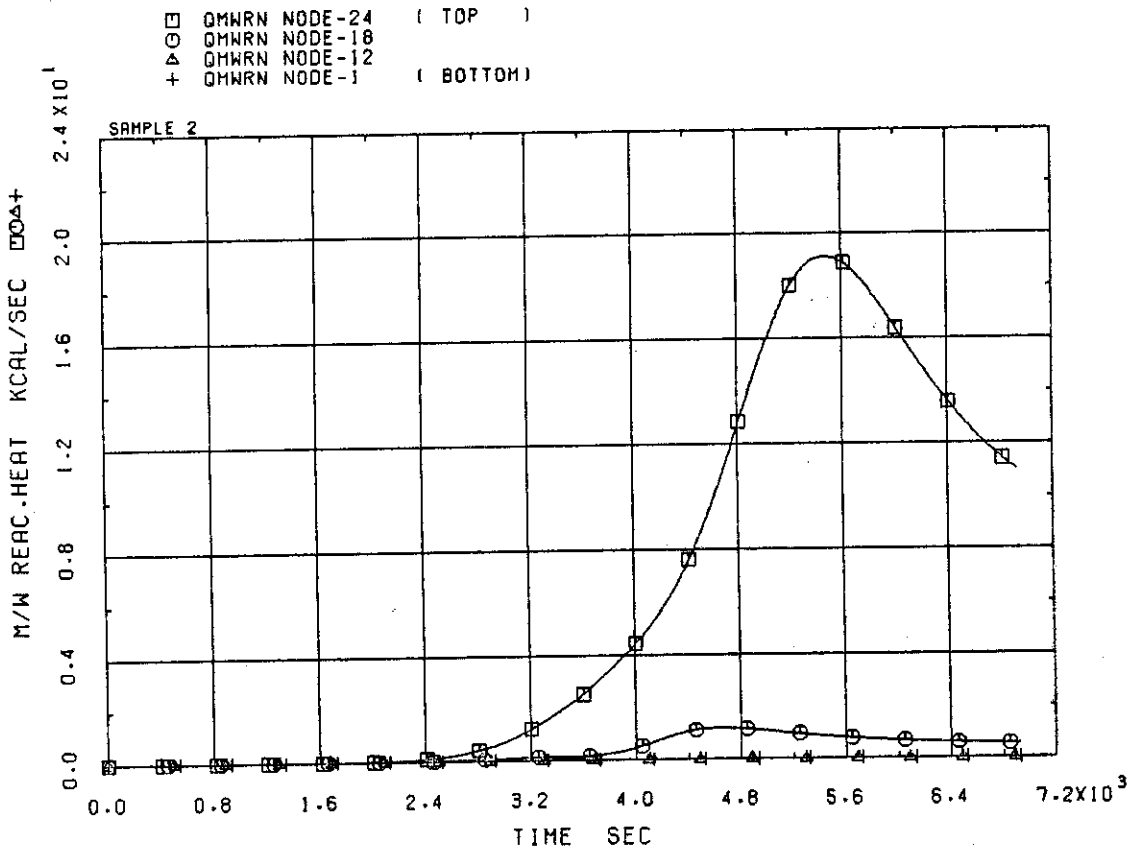


Fig. 2.20 ZIRCONIUM-WATER REACTION HEAT WHEN ECCS FLOW RATE IS 4.213 kgm/sec (A3)

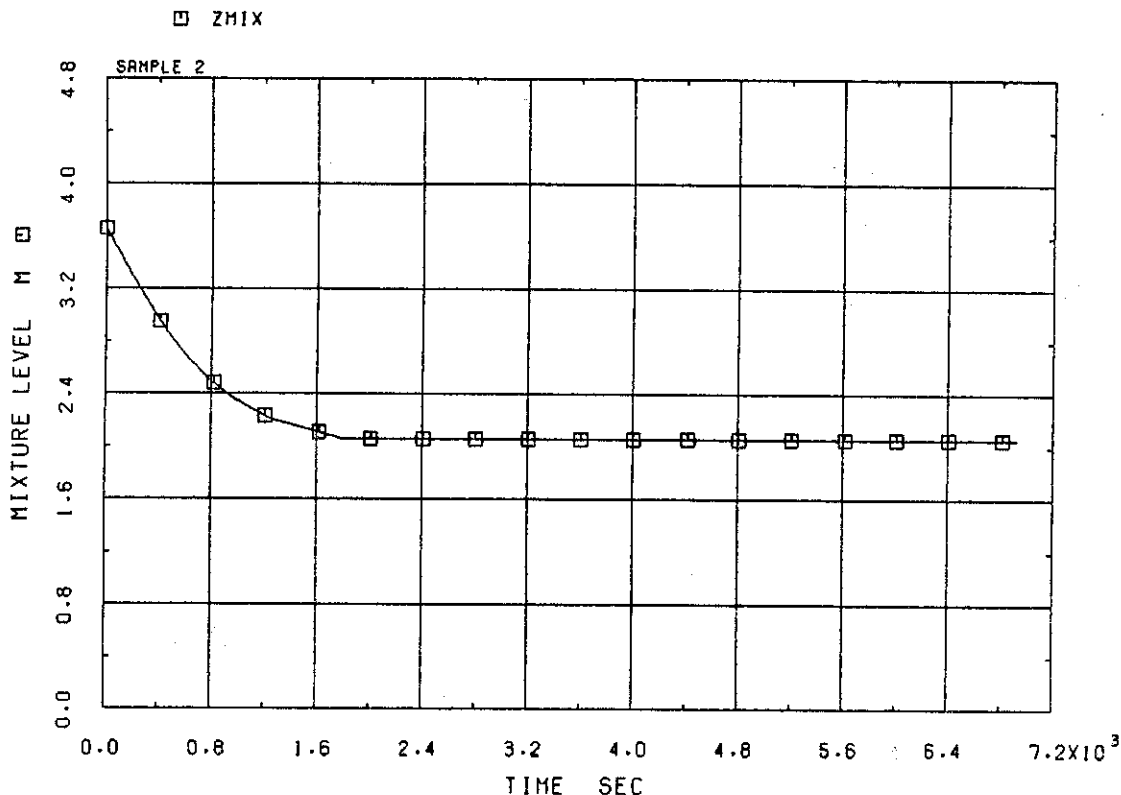


Fig. 2.21 MIXTURE LEVEL WHEN FP DECAY HEAT IS 2% AND ECCS FLOW RATE IS $2 \times 4.213 \text{ kgm/sec (A4)}$

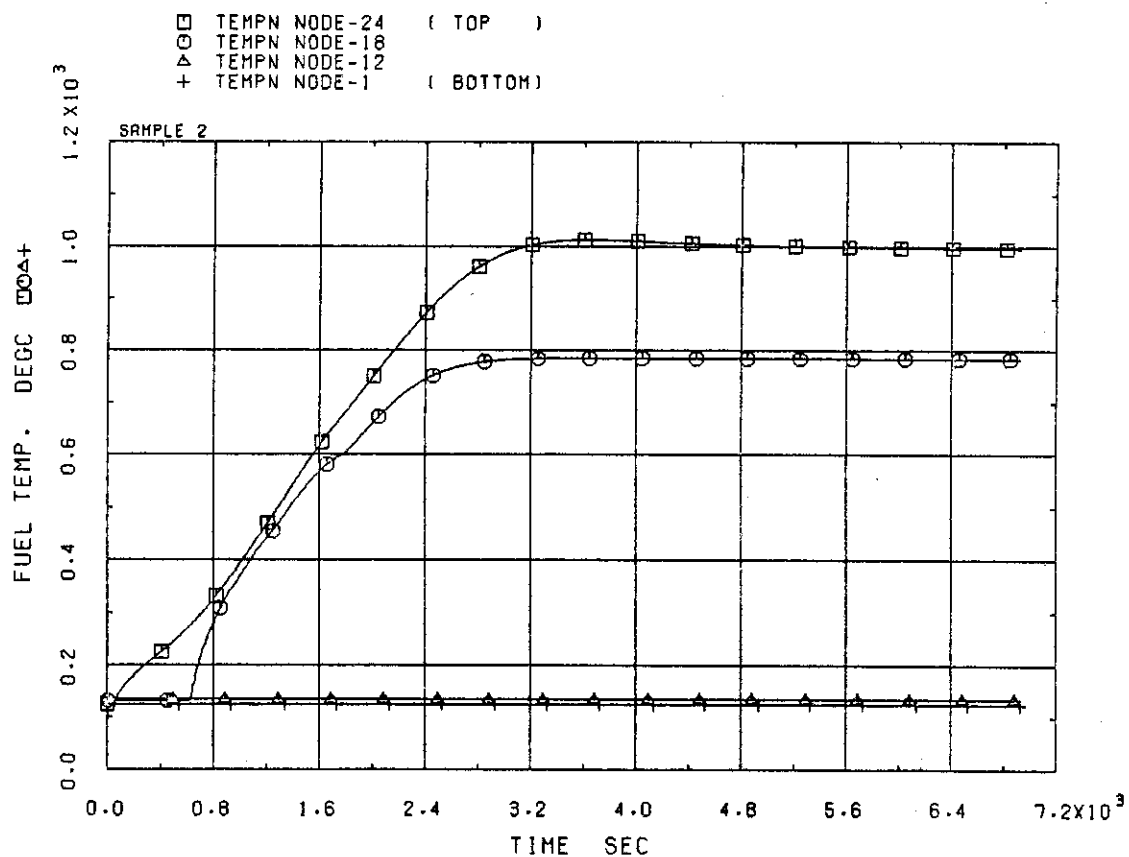


Fig. 2.22 FUEL TEMPERATURE WHEN FP DECAY HEAT IS 2% AND ECCS FLOW RATE IS $2 \times 4.213 \text{ kgm/sec (A4)}$

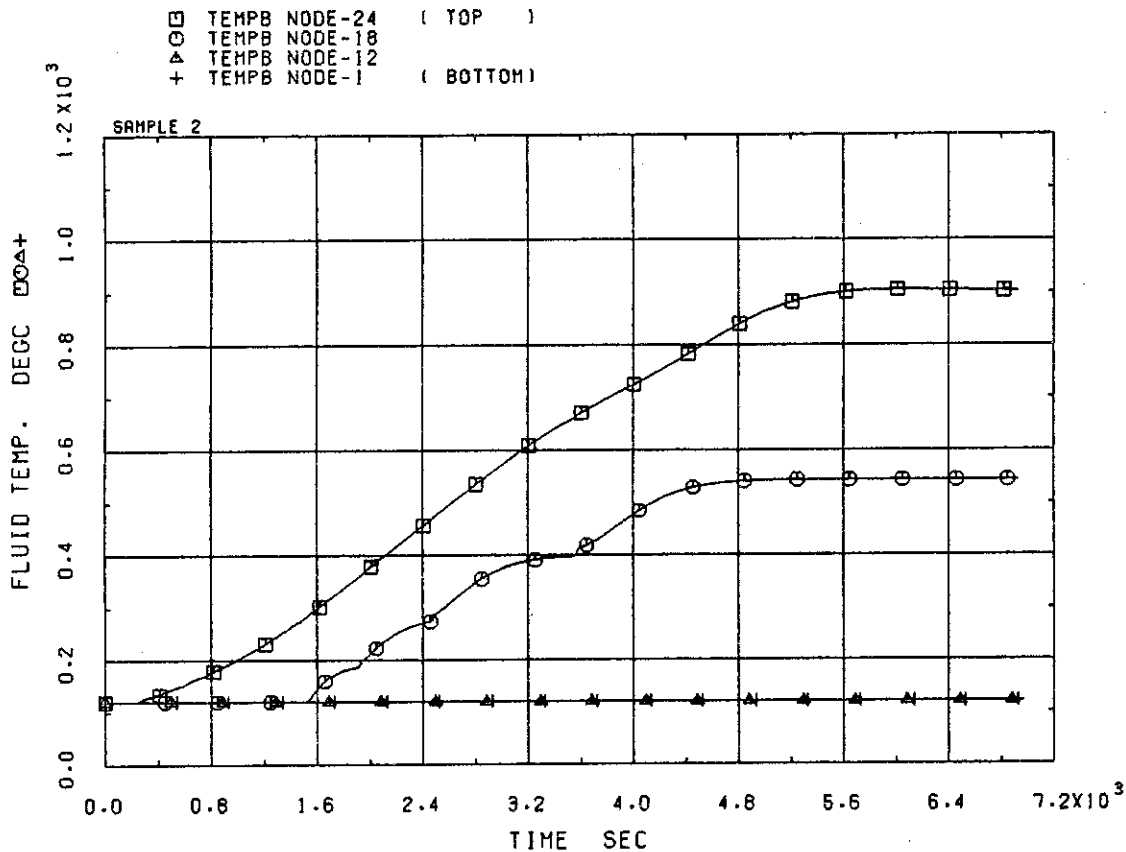


Fig. 2.23 FLUID TEMPERATURE WHEN FP DECAY HEAT IS 1% AND ECCS FLOW RATE IS 4.213 kgm/sec (A3)

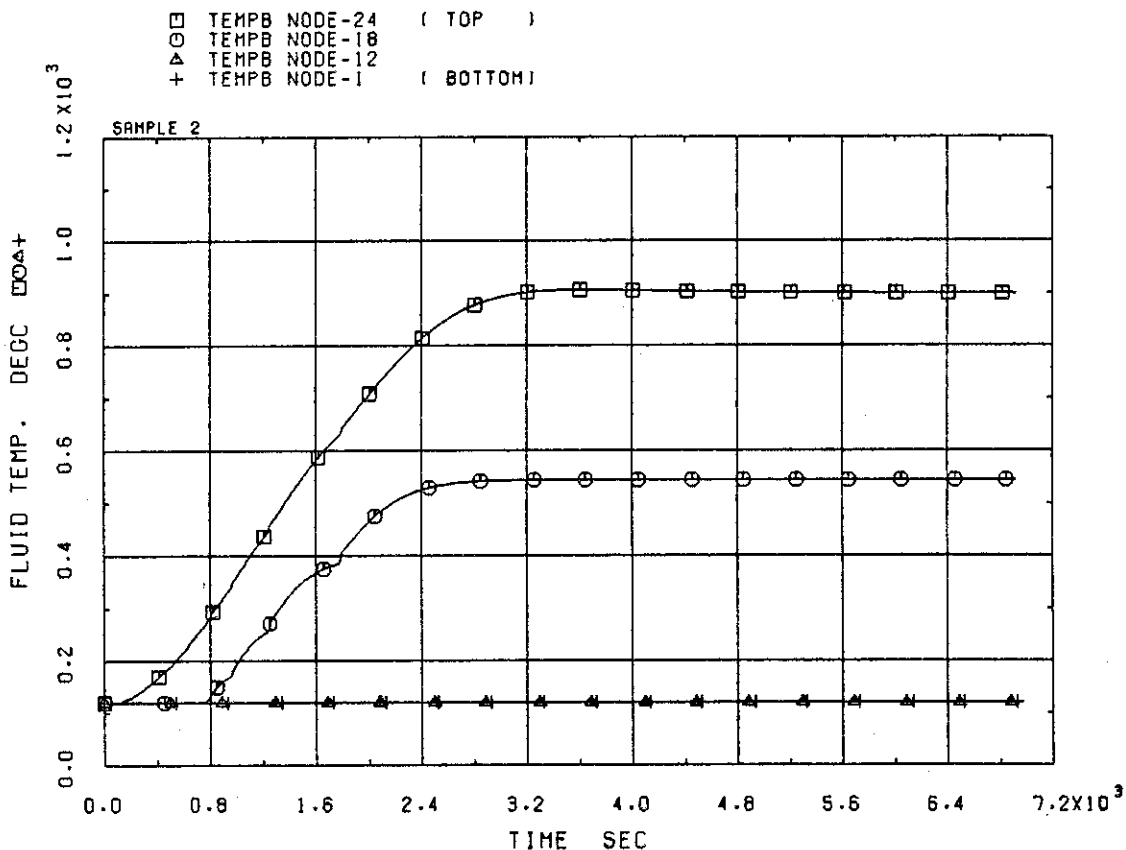


Fig. 2.24 FLUID TEMPERATURE WHEN FP DECAY HEAT IS 2% AND ECCS FLOW RATE IS 2×4.213 kgm/sec (A4)

2.4 その他のパラメータの影響

本節では、ECCS注入流量以外のパラメータが、冷却材ボイルオフ時の燃料温度上昇にどのような影響を与えるかについて、感度解析結果をもとに検討する。本節における感度解析計算は、標準計算と1種類だけのパラメータの値が異なる計算を順次行い、標準計算との差を見ることにより、パラメータの感度を知るという方法を採用している。パラメータの選定は、重要度の高そうなものだけ選んだわけではなく、重要でないということを確認するために選んだものもある。また、炉心の損傷・溶融モデルなど、重要であることは予測されていても、プログラムの制約から感度解析できなかつたものもある。以下、それぞれのパラメータごとに検討する。

軸方向発熱分布

Fig. 2.25は、軸方向発熱分布を一様にした場合の結果である。これとFig. 2.26の標準計算の結果(Fig. 2.6とスケールを変えて再掲)を比べると、軸方向ピーキング係数が大きい方が、炉心損傷は早くなっている。

崩壊熱レベル

Figs. 2.26~2.28は、それぞれ崩壊熱が定常出力の1%、2%、3%のときの燃料温度を示すものである。崩壊熱レベルは、炉停止から炉心上端露出時刻までの経過時間の関数であるから、これらの図は露出時刻についての感度解析と考えるも良い。図に見られるように、崩壊熱が2倍、3倍になると、炉心損傷に至るまでの時間はほぼ $\frac{1}{2}$ 、 $\frac{1}{3}$ になっている。

炉心ボイド率

Fig. 2.29は、標準計算(炉心部ボイド率0.5と仮定)における炉心水位(Fig. 2.3の再掲)であり、Fig. 2.30及びFig. 2.31は、炉心部ボイド率を0とした時の炉心水位及び燃料温度である。炉心ボイド率が0.5である計算では、炉心ボイド率が0である計算に比べて、炉心内の水量はもちろん $\frac{1}{2}$ になっているが、炉心部とアニュラス部の静頭圧のつり合いのため、アニュラス部の水量も $\frac{1}{2}$ になっている。結局、計算対象領域全部で二相流の平均密度が $\frac{1}{2}$ になっているのと同じである。従って、ボイド率0.5の場合は、ボイド率0の場合に比べ、 $\frac{1}{2}$ の熱量が加われば同じだけ水位が落ちることになる。Figs. 2.29, 2.30を比べると、水位が同じ高さまで落ちるのに要する時間が、Fig. 2.29の方がFig. 2.30のちょうど $\frac{1}{2}$ になっているのが知られるであろう。

系統圧力

Fig. 2.32は、系統圧を10 atとした時の計算結果である。系統圧力の変化は、冷却材の飽和温度や各物性値の違いとして燃料の温度上昇に影響を与え得る。この図と、Fig. 2.6(標準計算、系統圧2 at)と比べた結果は、圧力の高い方が幾分早く炉心損傷になっているが、圧力はそれほど大きな影響は持っていない。ただし、この結論は、圧力のボイド率に与える影響を考慮していないためのものであり、ボイド率の変化を考えれば多少異った結果となる

であろう。

表面熱伝達率

Fig. 2.33は、水位下及び水位上の燃料表面熱伝達を、それぞれ $1000, 5.0 \text{ Btu/hr}\cdot\text{ft}^2\cdot\text{deg F}$ とした時の計算例である。この図とFig. 2.6(標準計算, 200 及び $10.0 \text{ Btu/hr}\cdot\text{ft}^2\cdot\text{deg F}$)と比べると、結果にはほとんど差がない。これは、水位下の部分については、1%出力程度の発熱量では、燃料と冷却材の間にほとんど温度差ができないためであり、また、水位上の部分については、蒸気の熱容量が小さいため、蒸気は短距離流れただけで燃料温度に等しくなってしまう、結果として熱伝達率は影響しないのである。

ジルコニウム-水反応速度

Fig. 2.34は、ジルコニウム-水反応速度を標準計算の $\frac{1}{4}$ にした時の結果である。この図とFig. 2.6(標準計算)を比べると、ジルコニウム-水反応速度が $\frac{1}{4}$ になると、反応熱が加わるのが遅れるので温度上昇も遅れるが、その影響はさほど大きくないことが判る。これは、ジルコニウム-水反応速度が $\frac{1}{4}$ になっても酸化厚は $\frac{1}{2}$ にしかならないこと、また、 1200°C よりも高いような温度範囲では、考えうるどのような反応速度に対しても燃料温度は極めて短期間に上昇してしまうからである。

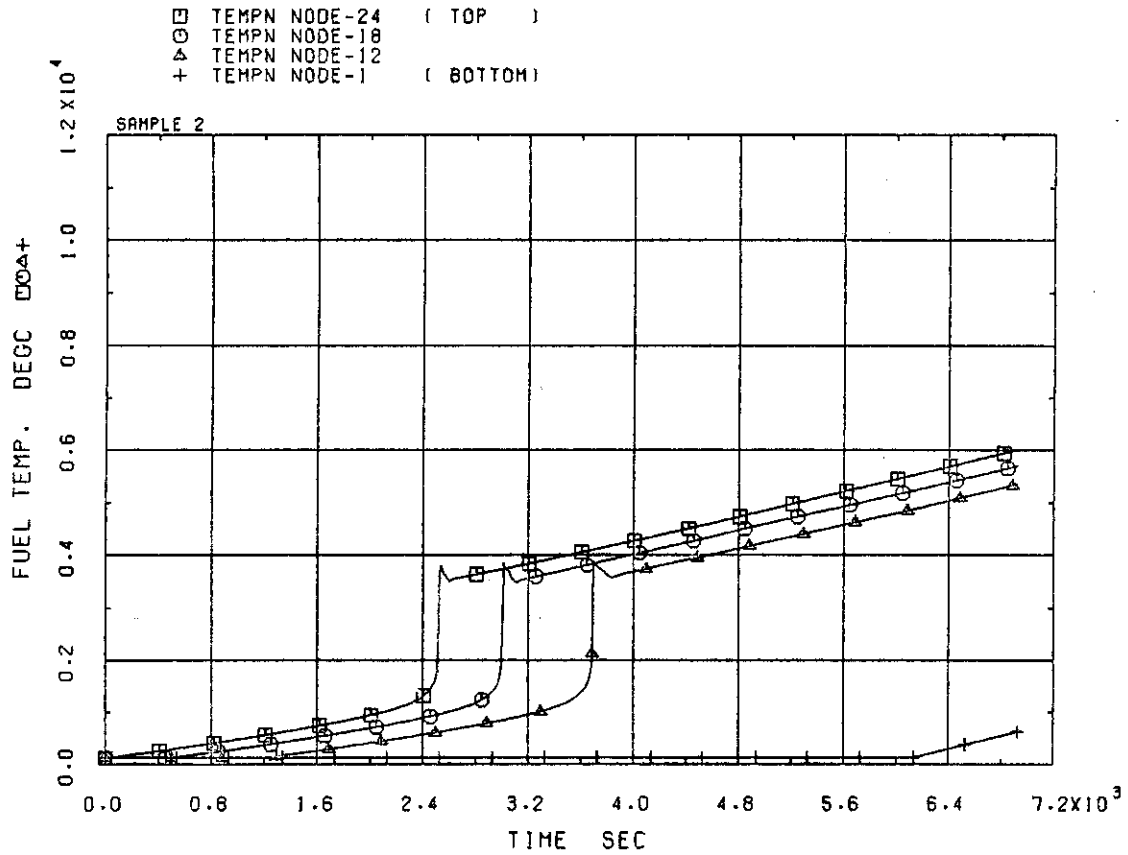


Fig. 2.25 FUEL TEMPERATURE WHEN FP DECAY HEAT IS 1% WITH AXIALLY UNIFORM DISTRIBUTION(B1)

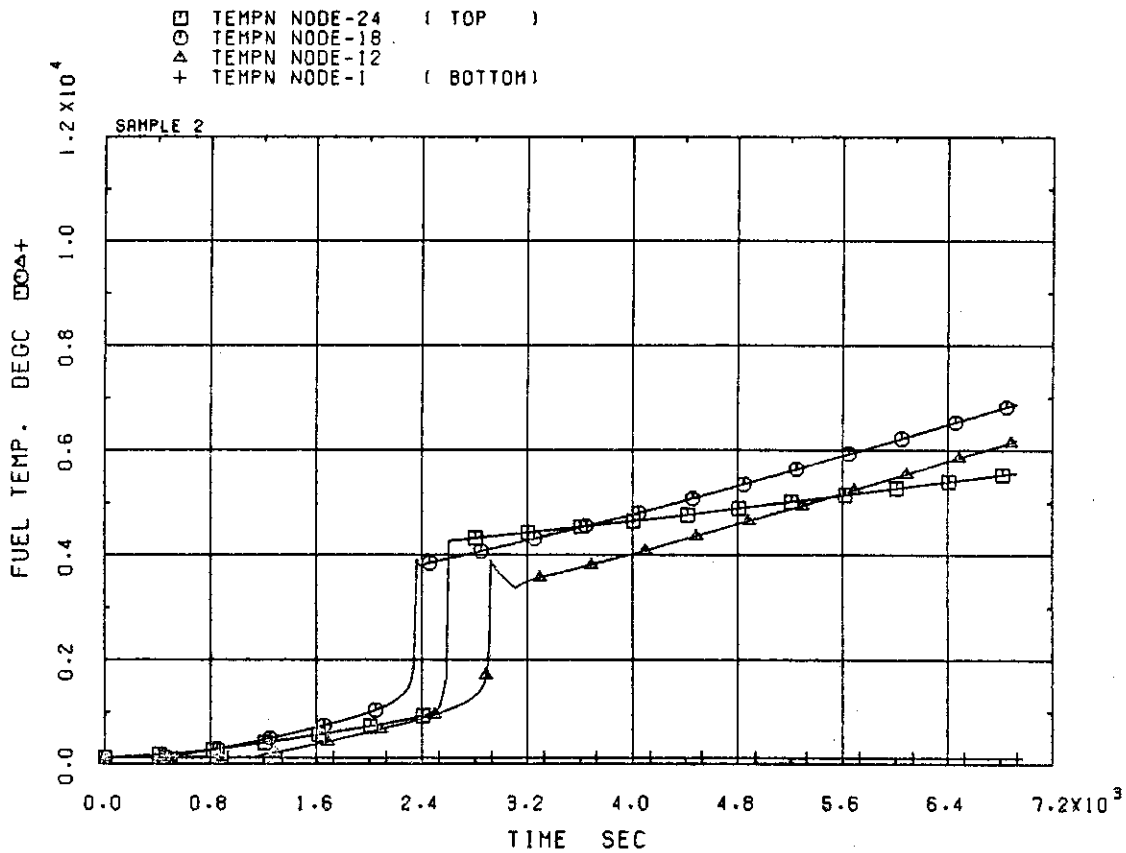


Fig. 2.26 FUEL TEMPERATURE WHEN FP DECAY HEAT IS 1% (STANDARD RUN)

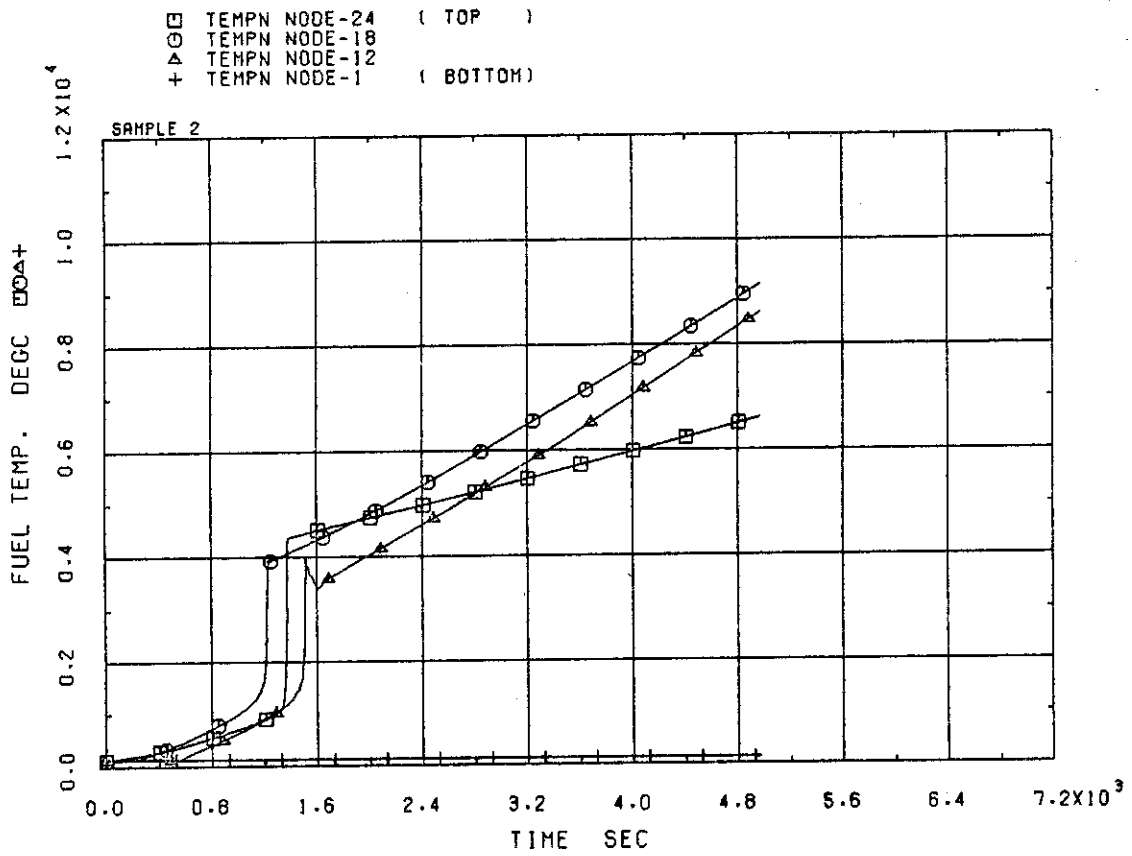


Fig. 2.27 FUEL TEMPERATURE WHEN FP DECAY HEAT IS 2% (B2)

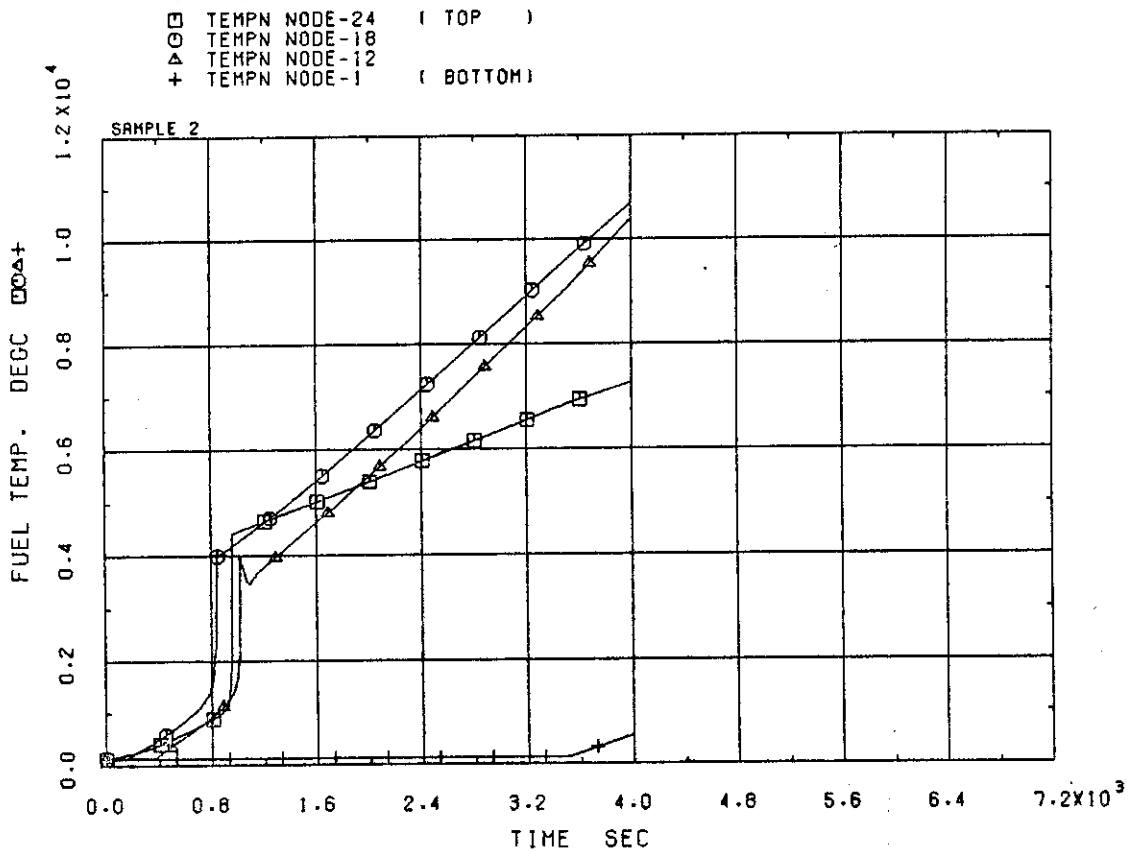


Fig. 2.28 FUEL TEMPERATURE WHEN FP DECAY HEAT IS 3% (B3)

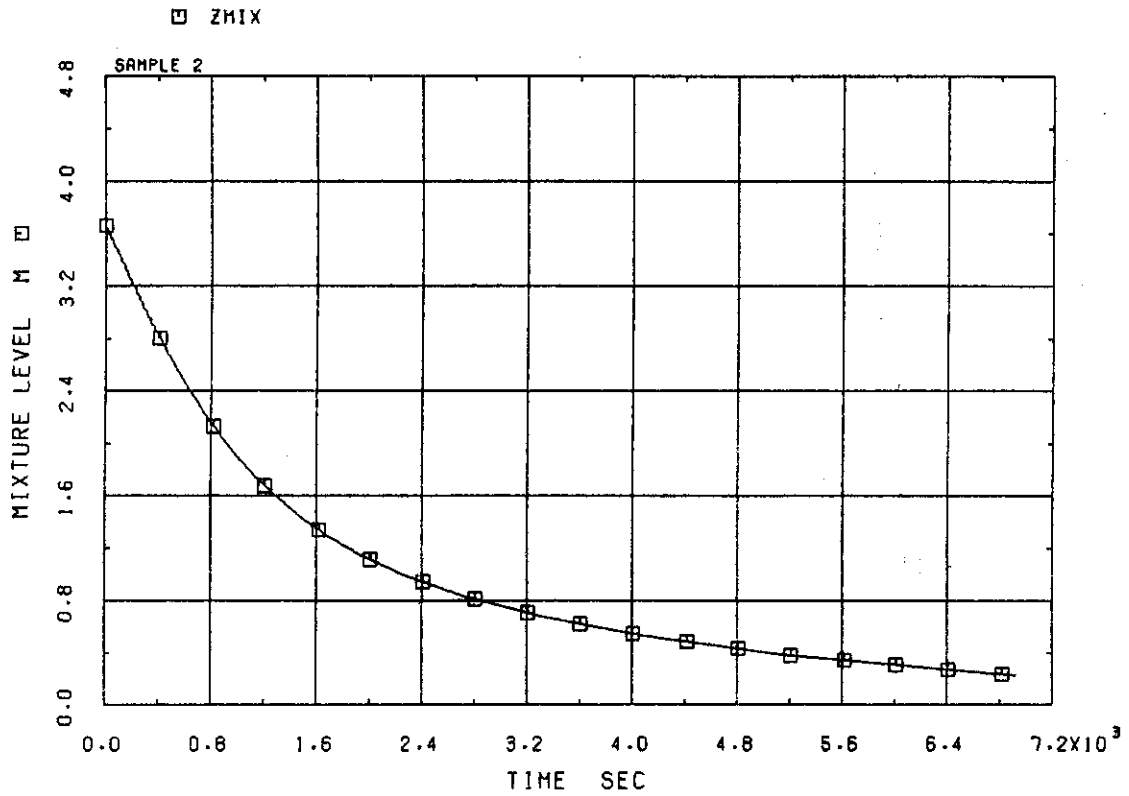


Fig. 2.29 MIXTURE LEVEL WHEN VOID FRACTION IS 0.5 (STANDARD RUN)

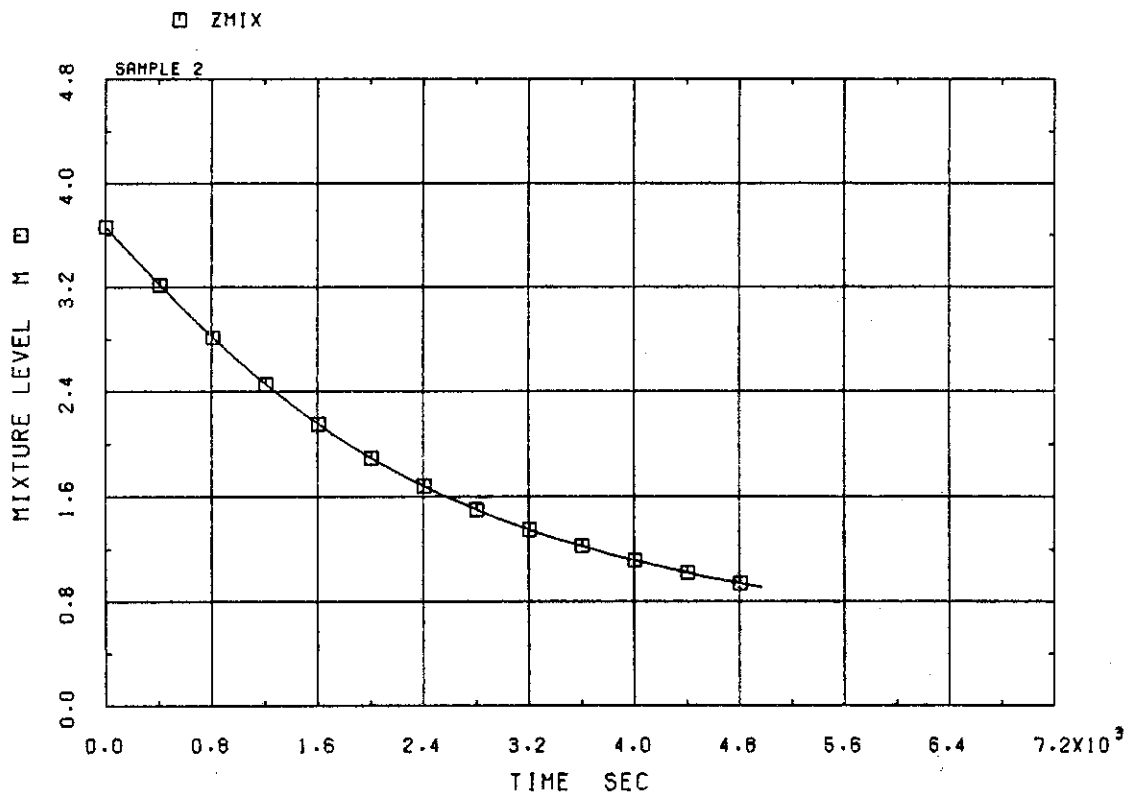


Fig. 2.30 MIXTURE LEVEL WHEN VOID FRACTION IS 0.0 (B4)

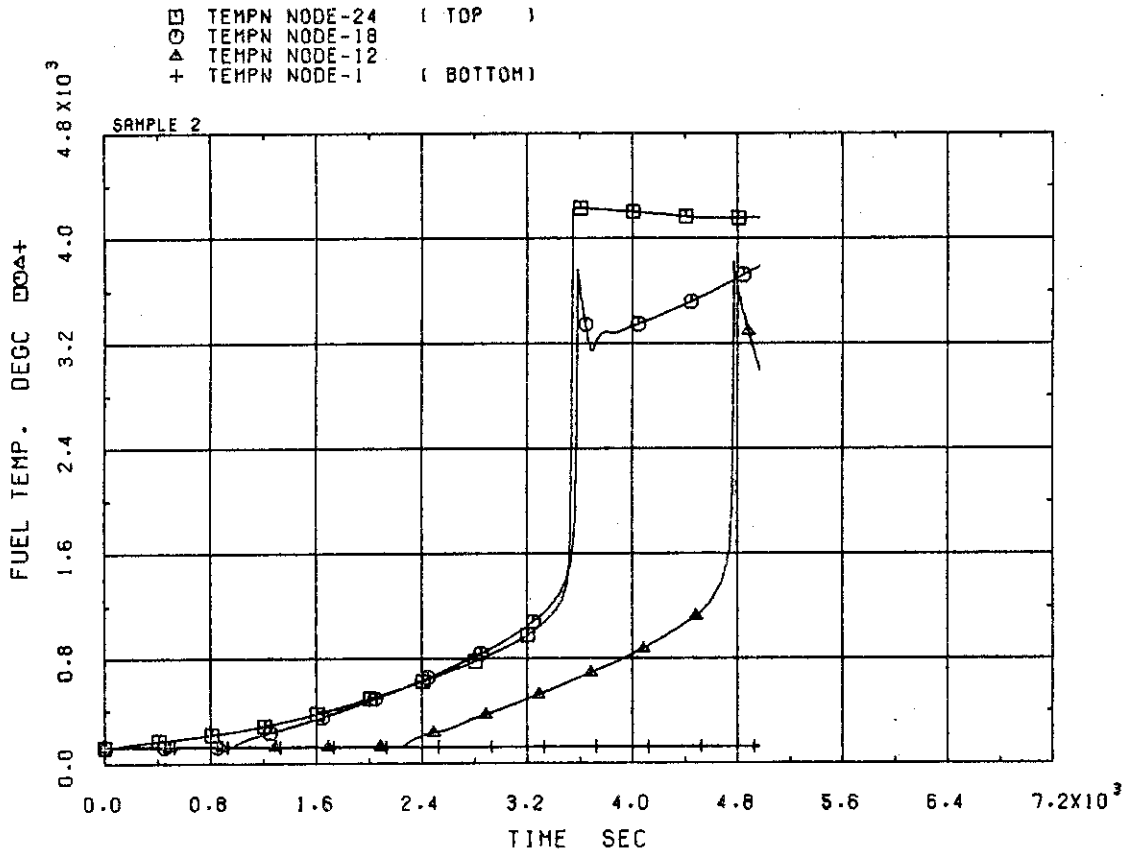


Fig. 2.31 FUEL TEMPERATURE WHEN VOID FRACTION IS 0.0 (B4)

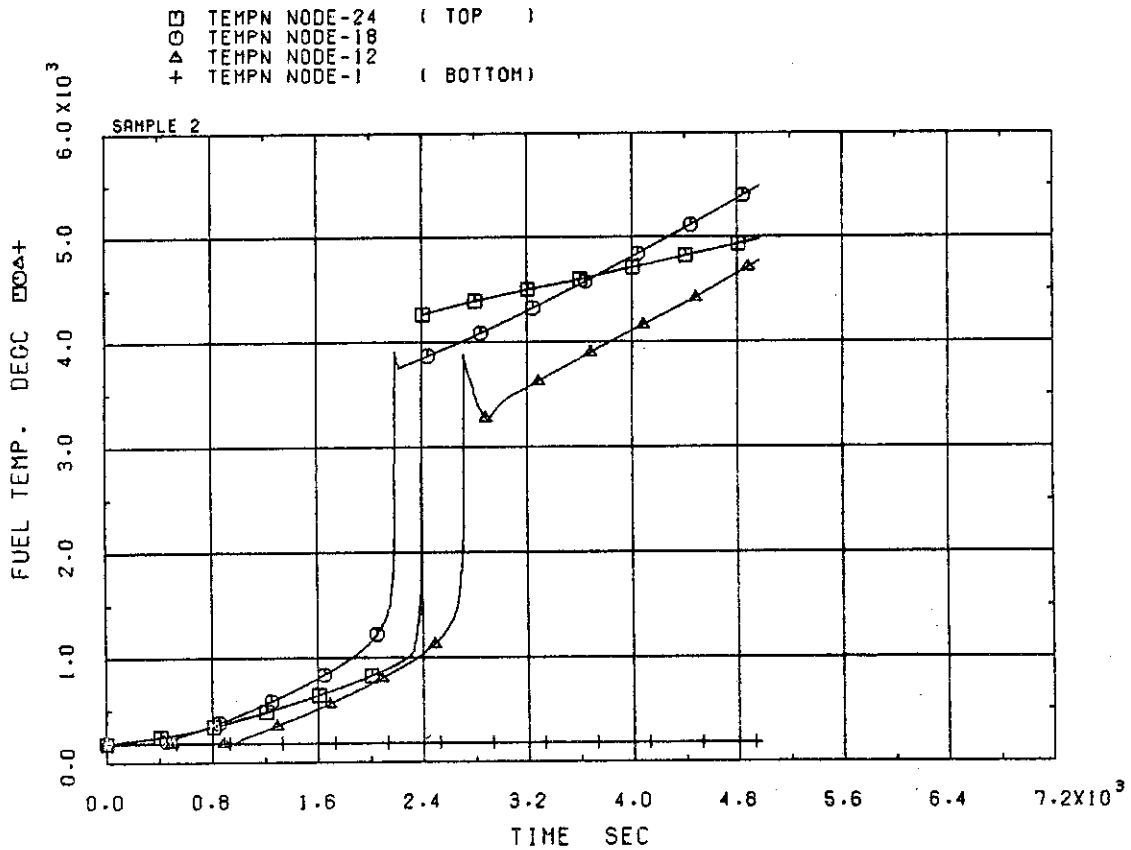


Fig. 2.32 FUEL TEMPERATURE WHEN SYSTEM PRESSURE IS 10 at (B5)

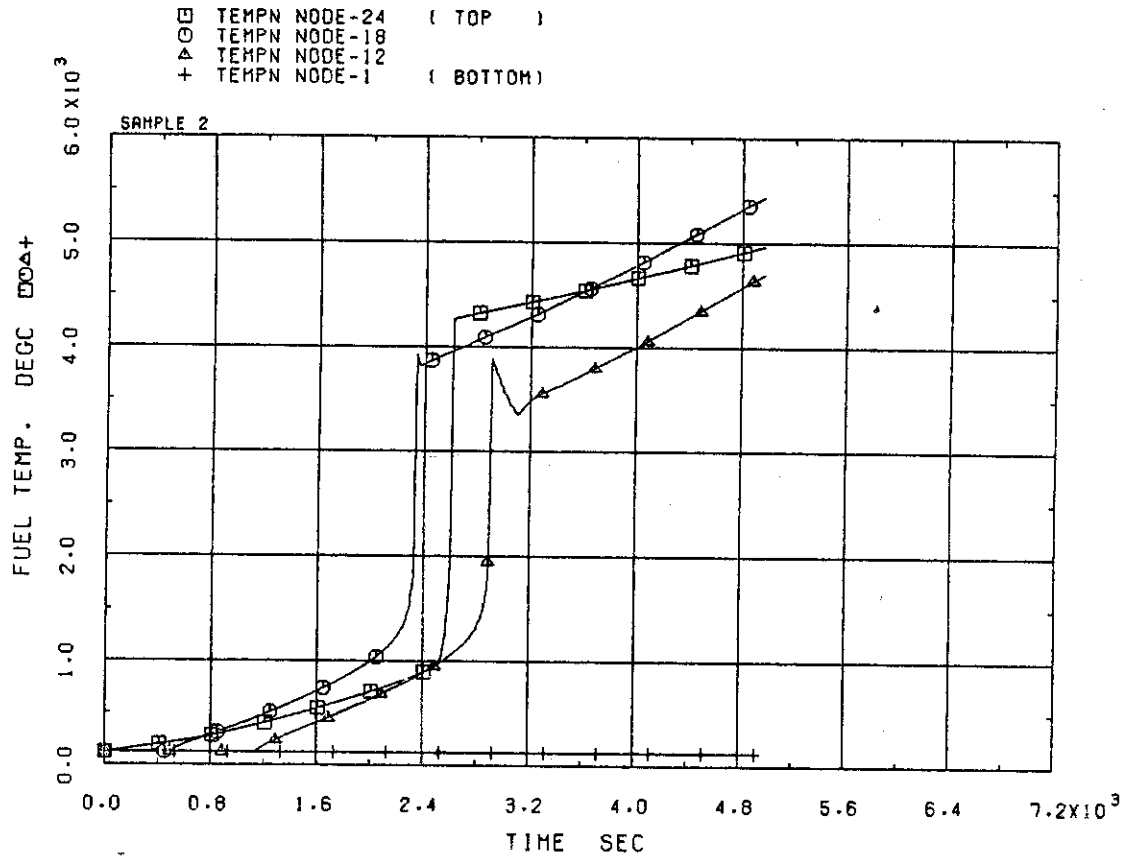


Fig. 2.33 FUEL TEMPERATURE WHEN CONVECTIVE HTC IS DIFFERENT FROM STANDARD(B6)

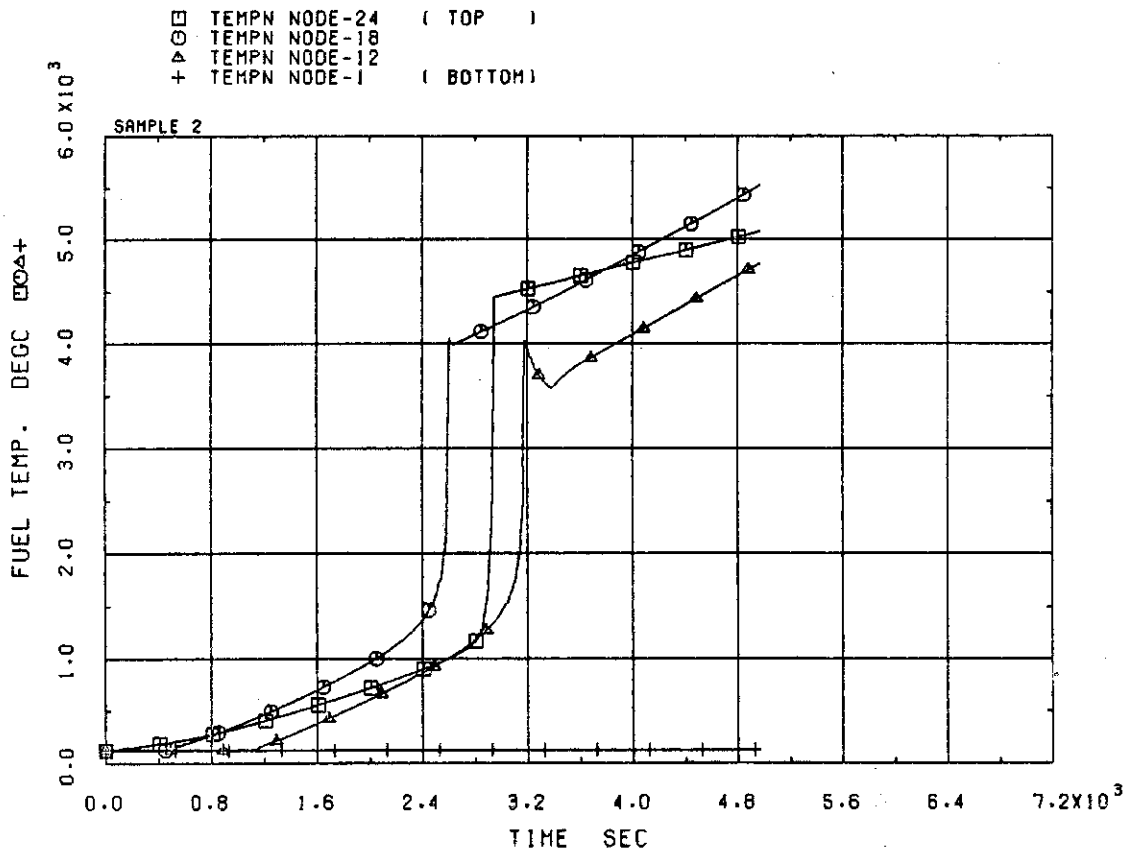


Fig. 2.34 FUEL TEMPERATURE WHEN ZIRCONIUM-WATER REACTION RATE IS 1/4 OF STANDARD(B7)

3. 解析の結論と今後の課題

今回の解析の目的は、簡単な計算モデルを用いて、冷却材ボイルオフ時の燃料温度上昇に、どのようなパラメータがどのような役割を果たすか明らかにすることであった。解析によって得られた主要な結論は次のとおりである。

- (1) 冷却材ボイルオフによる燃料温度上昇には、炉心部の水位が支配的影響を持つ。従って、燃料温度挙動を知るためには、圧力容器内冷却材インベントリを考慮しながら評価することが不可欠である。
- (2) 冷却材水位は、燃料棒の損傷・溶融による冷却材中への落下や軸方向の熱移動を考えない限り、最初は比較的早く、その後は次第にゆるやかに低下して、ある安定水位に漸近する。この安定水位はECCSの注入がなければ炉心下端であり、ECCSの注入があればその注入量とFP崩壊熱レベル及び炉心部ボイド率によって定まる高さになる。
- (3) 炉心部水位がある高さ（炉心内の軸方向・半径方向発熱分布が一様の場合、炉心有効長の約55%）以上あると、出力レベルとほとんど関係なく、燃料温度最高値はほぼ1000℃以下に留まる。
- (4) 燃料棒は、冷却材上に露出した部分から温度上昇し始める。温度上昇の速度は、ECCS注入量、FPの崩壊熱レベル、炉心部ボイド率によってかなり影響される。燃料温度は、1000℃を越えてからは、ジルコニウム-水反応熱により、極めて早い上昇をするようになる。
- (5) 系統圧力、燃料棒表面熱伝達率、ジルコニウム-水反応速度の相違が、冷却材ボイルオフ時の燃料温度上昇に与える影響は小さい。
- (6) 被覆管が100%酸化した時に出す熱量がすべてその部分の被覆管及び燃料の温度上昇に用いられたとすると、それによる温度上昇は2千数百度になる。ジルコニウム-水反応が激しくなり始める温度は1000℃よりも高いから、酸化反応完了時の燃料温度は、被覆管（Zr及びZrO₂）およびペレットの溶融を考えないと、4000℃程度になってしまう。このことは、よほど大きな熱除去メカニズム（軸方向熱伝導、輻射による熱の放散などが考え得る）がない限り、被覆管が全量酸化する以前に被覆管の溶融が起きるであろうことを示唆している。
- (7) 冷却材ボイルオフ時の燃料棒軸方向温度勾配はかなり急なものである。特に、燃料温度が1000℃を越えてジルコニウム-水反応熱を大量に吸収した部分があると、その下方の1000℃以下の部分との間に極めて大きな温度勾配ができ得る。

今回の解析で特に問題点として残ったのは、「燃料温度が1000℃を越えると、それはその後短期間に燃料の融点まで達してしまう」という点である。原子力安全委員会のTMI事故第3次報告書⁽⁷⁾に記載されている、TMI事故に対する燃料温度の推定値は、

NRC 1,750~2,340 °C

ケメニー	2,130~2,500 °C
ロゴピン	2,410 °C

となっており、いずれも二酸化ウランの融点2800°Cに達していない。このような相違が出たのは、主として今回のモデルが被覆管の熔融や燃料破損を考えていないためであると考えられる。被覆管がその融点1850°Cに達するか、あるいは二酸化ウランとの共晶を作ることにより、かなりの量が下方の低温域あるいは冷却水中に落下してしまえば、あるいは、被覆管の15%以上が酸化した燃料棒が何らかの力で破砕してしまえば、もはや酸化反応熱は温度上昇に貢献しなくなり、燃料温度がその後著しく上昇することはなくなるからである。しかしながら、融点に近いところでのジルコニウムの酸化や、熔融開始後のジルコニウムの落下挙動については不明な点が多く、今回モデル化するに至らなかった。

今後の課題としては、まず第一に、高温におけるジルコニウムと二酸化ウランのふるまいを、実験によって明らかにすることであろう。燃料温度評価コード作成上の課題としては、そのような実験で得られた知見を導入することの他、軸方向熱伝導モデルや輻射熱伝達モデルの導入が必要である。

おわりに

今回の報告は、原研内に炉心損傷事故評価第二次タスクフォースが設けられるにあたって、その討議資料としても役立てるために、これまでに行った冷却材ボイルオフ時の燃料温度予測計算結果をまとめたものである。本報告には、燃料棒損傷・熔融に関するモデルが全く入っていないため、燃料温度を十分に予測できるには至っていないが、ボイルオフ時に燃料温度がどのように上昇するかをの概念を把握し、どのようなパラメータが重要な役割を担うかを知るためには、ある程度の役割を果たせたと思う。なお、本報告書作成に当っては、安全解析部安全性コード開発室の飛岡利明副主任研究員及び村松健研究員と広範囲にわたる検討を行い、両氏から多くの貴重な意見をいただいた。また、本報告書のプロッター出力はすべて、汎用プロットング・ライブラリSPLPACKを用いて行ったが、その利用に当っては、開発者である村松氏の援助をいただいた。両氏には心からの謝意を表したい。

参考文献

- (1) Lauben, G.N., "TOODEE-2: A Two Dimensional Time Dependent Fuel Element Thermal Analysis Program" (May 1975)
- (2) Wooton, R.O., "BOIL: A Computer Program to Calculate Core Heatup and Meltdown in a Coolant Boiloff Accident" (Mar. 1975)
- (3) 岡崎俊二, 私信
- (4) Hagen, S., "Experimental Investigation of the Meltdown Behavior of LWR Fuel Elements", KfK-Nach., 7(3) (1975) pp. 45-49
- (5) 阿部清治, "汎用単位換算プログラム・ライブラリUCL2の使用手引" (1981年7月) JAERI-M 9592

ケメニー 2,130~2,500 °C

ロゴピン 2,410 °C

となっており、いずれも二酸化ウランの融点2800°Cに達していない。このような相違が出たのは、主として今回のモデルが被覆管の熔融や燃料破損を考えていないためであると考えられる。被覆管がその融点1850°Cに達するか、あるいは二酸化ウランとの共晶を作ることにより、かなりの量が下方の低温域あるいは冷却水中に落下してしまえば、あるいは、被覆管の15%以上が酸化した燃料棒が何らかの力で破砕してしまえば、もはや酸化反応熱は温度上昇に貢献しなくなり、燃料温度がその後著しく上昇することはなくなるからである。しかしながら、融点に近いところでのジルコニウムの酸化や、熔融開始後のジルコニウムの落下挙動については不明な点が多く、今回モデル化するに至らなかった。

今後の課題としては、まず第一に、高温におけるジルコニウムと二酸化ウランのふるまいを、実験によって明らかにすることであろう。燃料温度評価コード作成上の課題としては、そのような実験で得られた知見を導入することの他、軸方向熱伝導モデルや輻射熱伝達モデルの導入が必要である。

おわりに

今回の報告は、原研内に炉心損傷事故評価第二次タスクフォースが設けられるにあたって、その討議資料としても役立つために、これまでに行った冷却材ボイルオフ時の燃料温度予測計算結果をまとめたものである。本報告には、燃料棒損傷・熔融に関するモデルが全く入っていないため、燃料温度を十分に予測できるには至っていないが、ボイルオフ時に燃料温度がどのように上昇するかをの概念を把握し、どのようなパラメータが重要な役割を担うかを知るためには、ある程度の役割を果たせたと思う。なお、本報告書作成に当っては、安全解析部安全性コード開発室の飛岡利明副主任研究員及び村松健研究員と広範囲にわたる検討を行い、両氏から多くの貴重な意見をいただいた。また、本報告書のプロッター出力はすべて、汎用プロットング・ライブラリSPLPACKを用いて行ったが、その利用に当っては、開発者である村松氏の援助をいただいた。両氏には心からの謝意を表したい。

参考文献

- [1] Lauben, G.N., "TOODEE-2: A Two Dimensional Time Dependent Fuel Element Thermal Analysis Program" (May 1975)
- [2] Wooton, R.O., "BOIL: A Computer Program to Calculate Core Heatup and Meltdown in a Coolant Boiloff Accident" (Mar. 1975)
- [3] 岡崎俊二, 私信
- [4] Hagen, S., "Experimental Investigation of the Meltdown Behavior of LWR Fuel Elements", KfK-Nach., 7(3) (1975) pp. 45-49
- [5] 阿部清治, "汎用単位換算プログラム・ライブラリUCL2の使用手引" (1981年7月) JAERI-M 9592

ケメニー	2,130~2,500 °C
ロゴピン	2,410 °C

となっており、いずれも二酸化ウランの融点2800°Cに達していない。このような相違が出たのは、主として今回のモデルが被覆管の溶融や燃料破損を考えていないためであると考えられる。被覆管がその融点1850°Cに達するか、あるいは二酸化ウランとの共晶を作ることにより、かなりの量が下方の低温域あるいは冷却水中に落下してしまえば、あるいは、被覆管の15%以上が酸化した燃料棒が何らかの力で破碎してしまえば、もはや酸化反応熱は温度上昇に貢献しなくなり、燃料温度がその後著しく上昇することはなくなるからである。しかしながら、融点に近いところでのジルコニウムの酸化や、溶融開始後のジルコニウムの落下挙動については不明な点が多く、今回モデル化するに至らなかった。

今後の課題としては、まず第一に、高温におけるジルコニウムと二酸化ウランのふるまいを、実験によって明らかにすることであろう。燃料温度評価コード作成上の課題としては、そのような実験で得られた知見を導入することの他、軸方向熱伝導モデルや輻射熱伝達モデルの導入が必要である。

おわりに

今回の報告は、原研内に炉心損傷事故評価第二次タスクフォースが設けられるにあたって、その討議資料としても役立つために、これまでに行った冷却材ボイルオフ時の燃料温度予測計算結果をまとめたものである。本報告には、燃料棒損傷・溶融に関するモデルが全く入っていないため、燃料温度を十分に予測できるには至っていないが、ボイルオフ時に燃料温度がどのように上昇するかを概念を把握し、どのようなパラメータが重要な役割を担うかを知るためには、ある程度の役割を果たせたと思う。なお、本報告書作成に当っては、安全解析部安全性コード開発室の飛岡利明副主任研究員及び村松健研究員と広範囲にわたる検討を行い、両氏から多くの貴重な意見をいただいた。また、本報告書のプロッター出力はすべて、汎用プロットング・ライブラリSPLPACKを用いて行ったが、その利用に当っては、開発者である村松氏の援助をいただいた。両氏には心からの謝意を表したい。

参考文献

- (1) Lauben, G.N., "TOODEE-2: A Two Dimensional Time Dependent Fuel Element Thermal Analysis Program" (May 1975)
- (2) Wooton, R.O., "BOIL: A Computer Program to Calculate Core Heatup and Meltdown in a Coolant Boiloff Accident" (Mar. 1975)
- (3) 岡崎俊二, 私信
- (4) Hagen, S., "Experimental Investigation of the Meltdown Behavior of LWR Fuel Elements", KfK-Nach., 7(3) (1975) pp. 45-49
- (5) 阿部清治, "汎用単位換算プログラム・ライブラリUCL2の使用手引" (1981年7月) JAERI-M 9592

- 〔6〕 小林健介, 他, “蒸気表サブルーチンSTEAMとその評価”(1977年2月)
JAERI-M 6967
- 〔7〕 村松 健, 私信
- 〔8〕 泉文男, 原山泰雄, “日本における加圧水型原子力発電プラントに関するデータリスト—1980年版—”(1981年8月) JAERI-M 9629
- 〔9〕 阿部清治, 佐藤一男, “SCORCH-B2:LOCA時の原子炉炉心ヒートアップのシミュレーション・コード, BWR用, 第2版”(1976年8月) JAERI-M 6678
- 〔10〕 Baker, L and Just, L.C., “Studies of Metal Water Reactions at High Temperature, III. Experimental and Theoretical Studies of the Zirconium-Water Reaction”(May 1962) ANL-6548
- 〔11〕 原子力安全委員会米国原子力発電所事故調査特別委員会, “米国原子力発電所事故調査報告書(第3次)”(昭和56年5月)

付 録

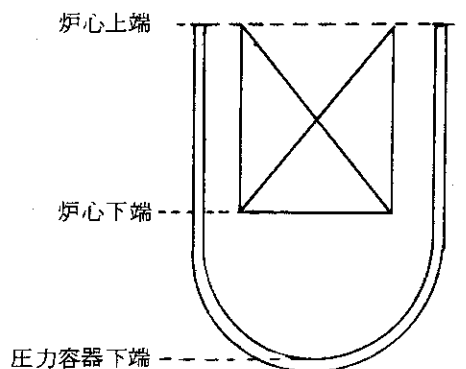
炉心露出開始から压力容器メルトスルーに至るまでの時間の予測

<計算目的>

冷却材喪失事故時に、炉心露出開始から压力容器メルトスルーに至るまでにどの程度の時間がかかるかを、第一次近似として把握すること。

<計算対象>

右図に示すような、压力容器の炉心上端以下の部分について、水と構造材の熱バランスを計算する。



<基本方程式>

計算に用いる熱バランス式は、次のとおりである。

$$(\text{発生熱量}) = (\text{炉心の温度上昇に用いられる熱量}) + (\text{水のエンタルピ上昇に用いられる熱量}) + (\text{構造材の温度上昇に用いられる熱量})$$

<主要仮定>

- ・冷却材圧力は時間に依らず一定である。
- ・構造材の物性値は温度に依らず一定である。構造材としては、 UO_2 ペレット・ジルカロイ被覆管以外は、すべてステンレス鋼とする。
- ・発熱量としては、崩壊熱とジルコニウム-水反応熱を考える。崩壊熱は考える時間領域内で一定とする。
- ・水位以下にある構造材は飽和温度であると仮定し、水位以上にある構造材温度は1点で代表させる。
- ・構造材の融解熱は考えない。
- ・压力容器の温度上昇は考えない。
- ・ジルコニウム-水反応の前後で、被覆管の物性値変化は考えない。

<計算式と記号—一般的表現>

$$Q_D + Q_Z = Q_P + Q_C + Q_S + Q_W$$

Q_D : 崩壊熱による発熱量 (時間当たりでなく、時間積分値)

Q_Z : ジルコニウム-水反応による発熱量

Q_P : ペレットの温度上昇に用いられる熱量

Q_C : 被覆管 "

Q_S : 構造物 "

Q_W : 冷却材のエンタルピ上昇に用いられる熱量

ここで、

$$Q_D = f_D \cdot \dot{Q}_0 \cdot t$$

f_D : 定常出力に対する崩壊熱の割合 [-]

\dot{Q}_0 : 定常炉心熱出力 [Q/T]

t : 経過時間 [T]

$$Q_Z = f_Z \cdot q_Z \cdot \rho_C \cdot V_C$$

f_Z : 水と反応したジルコニウムの割合 [-]

q_Z : 単位質量当りのジルコニウム-水反応熱 [Q/M]

ρ_C : 被覆管の密度 [M/L³]

V_C : 被覆管の全体積 [L³]

$$Q_P = (T_P - T_0) C_P \cdot \rho_P \cdot V_P \cdot f_P$$

T_0 : 飽和温度 (初期温度)

T_P : 水位上に露出している部分のペレット平均温度 [θ]

C_P : ペレットの比熱 [$\theta/M\theta$]

ρ_P : ペレットの密度 [M/L³]

V_P : ペレットの全体積 [L³]

f_P : 水位上に露出しているペレット体積割合 [-]

$$Q_C = (T_C - T_0) C_C \cdot \rho_C \cdot V_C \cdot f_C \quad \left. \vphantom{Q_C} \right\} \text{記号の意味はペレットの場合と同様}$$

$$Q_S = (T_S - T_0) C_S \cdot \rho_S \cdot V_S \cdot f_S$$

$$Q_W = (h_g - h_0) M_W$$

M_W : 水の蒸発量 [M]

h_0 : 飽和水のエンタルピ [Q/M]

h_g : 蒸気のエンタルピ [Q/M]

ここで,

$$M_W = f_W \cdot V_W \cdot \rho_W$$

V_W : 体系内で冷却材が占め得る体積 [L³]

f_W : 経過時間 t の間に蒸発した割合 [-]

ρ_W : 飽和水の密度 [M/L³]

以上まとめた結果は次のようになる。

$$f_D \cdot \dot{Q}_0 \cdot t + f_Z \cdot q_Z \cdot \rho_C \cdot V_C$$

$$= f_P (T_P - T_0) C_P \cdot \rho_P \cdot V_P + f_C (T_C - T_0) C_C \cdot \rho_C \cdot V_C + f_S (T_S - T_0) C_S \cdot \rho_S \cdot V_S$$

$$+ f_W (h_g - h_0) \rho_W \cdot V_W$$

<各体積の表現法>

$$V_{SW1} = \pi R^2 a - V_P - V_C$$

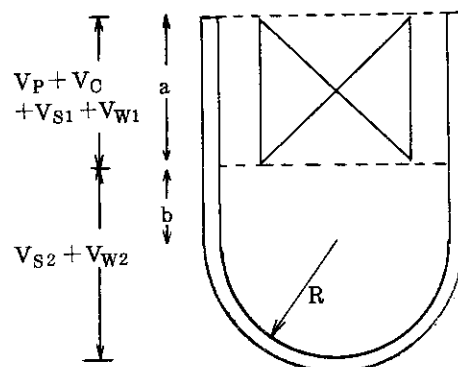
$$V_{SW2} = \pi R^2 b + \frac{2}{3} \pi R^3 \quad \text{として,}$$

$$V_{S1} = f_1 \cdot V_{SW1}$$

$$V_{W1} = (1 - f_1) \cdot V_{SW1}$$

$$V_{S2} = f_2 \cdot V_{SW2}$$

$$V_{W2} = (1 - f_2) \cdot V_{SW2}$$



$$V_P = N \cdot \pi r_P^2 \cdot a$$

$$V_C = N \cdot \pi (r_{CO}^2 - r_{CI}^2) \cdot a$$

< 3ループのモデルPWRについての計算 >

$$V_P = (121 \times 14 \times 14) \times \left(\frac{\pi}{4} \times 9.29^2 \times 10^{-6} \times 3.66 \right)$$

$$= 23716 \times 2.48 \times 10^{-4} = 5.88 \text{ (m}^2\text{)} \quad (\text{実際の燃料棒数は } 21,659 \text{ 本)}$$

$$V_C = (121 \times 14 \times 14) \times \left(\frac{\pi}{4} \times (10.72^2 - 9.48^2) \times 10^{-6} \times 3.66 \right)$$

$$= 23716 \times 0.72 \times 10^{-4} = 1.71 \text{ (m}^2\text{)}$$

$$V_{SW1} = \pi \times 1.72^2 \times 3.66 - V_P - V_C$$

$$= 34.02 - 5.88 - 1.71 = 26.43 \text{ (m}^2\text{)} \quad \left\{ \begin{array}{l} \text{シュラウド内} \quad 9.81 \text{ m}^3 \\ \text{シュラウド} \\ \text{+ アニユラス} \quad 16.62 \text{ m}^2 \end{array} \right.$$

$$V_{SW2} = \pi \times 1.72^2 \times 0.85 + \frac{2}{3} \pi \times 1.72^3$$

$$= 7.90 + 10.66 = 18.56 \text{ (m}^2\text{)}$$

$P = 2.0 \text{ at}$ と仮定する。

$$T_0 = 119.61 \text{ }^\circ\text{C}$$

$$h_0 = 119.92 \text{ kcal/kgm}$$

$$h_{g \text{ sat}} = 646.18 \text{ kcal/kgm}$$

$$h_{800^\circ\text{C}} = 993.1 \text{ kcal/kgm}$$

$$\rho_W = 943.4 \text{ kgm/m}^3$$

$$h_g - h_0 = 873 \text{ kcal/kgm}$$

構造材の物性値は次のとおり

$$C_P = 0.09 \text{ kcal/kgm }^\circ\text{C}$$

$$\rho_P = 1.04 \times 10^3 \text{ kgm/m}^3$$

$$C_C = 0.086 \text{ kcal/kgm }^\circ\text{C}$$

$$\rho_C = 6.55 \times 10^3 \text{ kgm/m}^3$$

ジルコニウム-水反応熱は

$$q_Z = 1.54 \times 10^3 \text{ kcal/kgm}$$

原子炉熱出力は

$$\dot{Q}_0 = 1650 \text{ MW} = 0.394 \times 10^6 \text{ kcal/sec}$$

これらの値を代入すると,

$$Q_D = f_D \cdot 0.394 \times 10^6 \cdot t \text{ (kcal)}$$

$$Q_Z = f_Z \cdot 1.54 \times 10^3 \times 6.55 \times 10^3 \times 1.71 = f_Z \cdot 17.2 \times 10^6 \text{ (kcal)}$$

$$Q_P = f_P \cdot (T_P - 120) \times 0.09 \times 1.04 \times 10^3 \times 5.88 = f_P (T_P - 120) \cdot 5.50 \times 10^3 \text{ (kcal)}$$

$$Q_C = f_C (T_C - 120) \times 0.086 \times 6.55 \times 10^3 \times 1.71 = f_C (T_C - 120) \cdot 0.96 \times 10^3 \text{ (kcal)}$$

$$Q_{S1} = f_{S1} (T_{S1} - 120) \times 0.11 \times 8 \times 10^3 \times f_1 \times 26.43 = f_1 f_{S1} (T_S - 120) \cdot 23.3 \times 10^3 \text{ (kcal)}$$

$$Q_{S2} = f_{S1} (T_{S2} - 120) \times 0.11 \times 8 \times 10^3 \times f_2 \times 1.856 = f_2 f_{S2} (T_S - 120) \cdot 16.3 \times 10^3 \text{ (kcal)}$$

$$Q_{W1} = f_{W1} (h_g - 120) \times 9.43 \times (1 - f_1) \times 2.643 = (1 - f_1) f_{W1} (h_g - 120) \cdot 24.9 \times 10^3 \text{ (kcal)}$$

$$Q_{W2} = f_{W2} (h_g - 120) \times 9.43 \times (1 - f_2) \times 1.856 = (1 - f_2) f_{W2} (h_g - 120) \cdot 17.5 \times 10^3 \text{ (kcal)}$$

(1) 炉心上端露出から炉心下端露出までの時間

$f_1 = 0.2$ と仮定して,

$$f_D \cdot 0.394 \times 10^6 \cdot t_1 + f_Z \cdot 1.72 \times 10^6 \\ = f_P \cdot \Delta T_P \cdot 5.50 \times 10^3 + f_C \cdot \Delta T_C \cdot 0.96 \times 10^3 + f_{S1} \cdot \Delta T_{S1} \cdot 4.66 \times 10^3 \\ + f_{W1} \cdot \Delta h_1 \cdot 1.99 \times 10^3$$

$$\therefore t_1 = \frac{1}{100 f_D} \left[1.39 \frac{f_P \Delta T_P}{1000} + 0.24 \frac{f_C \Delta T_C}{1000} + 1.18 \frac{f_{S1} \Delta T_{S1}}{1000} + 5.05 \frac{f_{W1} \Delta h_1}{1000} - f_Z \cdot 4.36 \right] \times 10^3$$

(2) 炉心上端露出から圧力容器下端露出までの時間

$f_1 = f_2 = 0.2$ と仮定して同様計算をすることにより,

$$t_2 = \frac{1}{100 f_D} \left[1.39 \cdot \frac{f_P \Delta T_P}{1000} + 0.24 \frac{f_C \Delta T_C}{1000} + 1.18 \frac{f_{S1} \Delta T_{S1}}{1000} + 5.05 \frac{f_{W1} \Delta h_1}{1000} - f_Z \cdot 4.36 + 0.83 \frac{f_{S2} \Delta T_{S2}}{1000} + 3.55 \frac{f_{W2} \Delta h_2}{1000} \right] \times 10^3$$

(3) 炉心下端露出から圧力容器下端露出までの時間

(1) の計算と (2) の計算で, $f_D, f_P, \Delta T_P, \dots$ 等が変わらないとすれば,

$$t_2 - t_1 = \frac{1}{100 f_D} \left[0.83 \cdot \frac{f_{S2} \Delta T_{S2}}{1000} + 3.55 \cdot \frac{f_{W2} \Delta h_2}{1000} \right] \times 10^3$$

< 炉心崩壊モードと t_1, t_2 の関係 >

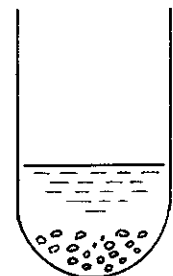
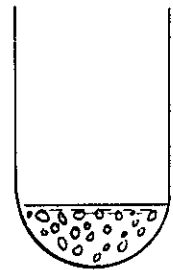
圧力容器下端露出直前 ($t \approx t_2$) の圧力容器内の状態は, 右図に示すように, 圧力容器内のすべての構造物が圧力容器底部にデブリ状となって落下し, それらはまだ水位以下にあって十分冷えているとする。このとき, 前述の t_2 の式で, $f_P = f_C = f_{S1} = f_{S2} = 0$ となるから,

$$t_2 = \frac{1}{100 f_D} \left[5.05 \frac{f_{W1} \Delta h_1}{1000} + 3.55 \frac{f_{W2} \Delta h_2}{1000} - f_Z \cdot 4.36 \right] \times 10^3$$

i) 水位が炉心下端に達した時 ($t = t_1$) までに, 水位上の構造物はすべて水面下に崩落していたと仮定すると, 前述の t_1 の式で $f_P = f_C = f_{S1} = 0$ となるから,

$$t_1 = \frac{1}{100 f_D} \left[5.05 \frac{f_{W1} \Delta h_1}{1000} - f_Z \cdot 4.36 \right] \times 10^3$$

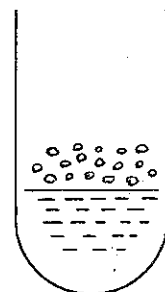
t_1 の式と t_2 の式で $f_{W1}, \Delta h_1$ は定義上同じであり, また,



水面以下ではジルコニウム-水反応は進まないであろうから f_z も変わらない。また、 $t > t_1$ で気相は飽和蒸気となることから、 $\Delta h_2 = 526$ (kcal/kgm)となる。よって、

$$t_2 - t_1 = \frac{1}{100 f_D} \left[3.55 \times \frac{f_{w2} \cdot 526}{1000} \right] \times 10^3$$

- ii) 水位が炉心下端に達した時 ($t = t_1$) にはまだ、すべての構造材はまだ水位上にあり、十分な高温状態にあったと仮定すると、前述の t_1 の式において、 $f_P = f_C = f_{S1} = 1$ となる。かつ、 $\Delta T_P = \Delta T_C = \Delta T_S = 1000^\circ\text{C}$ と仮定すると、



$$t_1 = \frac{1}{100 f_D} \left[\underbrace{1.39 + 0.24 + 1.18}_{2.81} + 5.05 \frac{f_{w1} \Delta h_1}{1000} - f_z \cdot 4.36 \right] \times 10^3$$

ここでさらに、 t_2 の式と t_1 の式で f_z は変わらず、 $\Delta h_2 = 526$ (kcal/kgm) であると仮定すると、

$$t_2 - t_1 = \frac{1}{100 f_D} \left[3.55 \times \frac{f_{w2} \cdot 526}{1000} - 2.81 \right] < 0$$

すなわち、下部グリッドが崩壊して炉心を含む構造物が下部プレナムに落下すると、構造物の有していた熱だけで下部プレナムの水はすべて蒸発してしまい、それ以上の崩壊熱を必要としない。ただし、これは圧力容器内の水がなくなる時間についてのことであり、圧力容器のメルトスルーがただちに起こるわけではない。このモデルでは構造物の温度が飽和温度まで下ってしまっている。メルトスルーを起こすのはそれがかなり高温に戻ってからである。これは、 t_1 、 t_2 の式でとも $f_P = f_C = f_S = 1$ とすることであり、 $t_2 - t_1$ は結果的に i) のモデルと同じ程度の値になる。

なお、 f_z 、 f_{w1} 、 $f_P (= f_C = f_{S1})$ をパラメトリックに変えての t_1 の値を Table A.1 に、 f_z 、 f_{w2} 、 $f_P (= f_C = f_{S2})$ をパラメトリックに変えての t_2 の値を Table A.2 に示す。

TABLE A.1 LOWER GRID UNCOVERY TIME

FZ	$\frac{FW1*DH1}{1000}$	$\frac{FI1*DI1}{1000}$	$\frac{I1}{1000}$	FZ	$\frac{FW2*DH2}{1000}$	$\frac{FI2*DI2}{1000}$	$\frac{I2}{1000}$
0.0	0.2631	0.0	1.3310	0.0	0.5263	0.0	3.2004
0.0	0.2631	1.0000	4.1521	0.0	0.5263	1.0000	7.2013
0.0	0.2631	2.0000	6.9731	0.0	0.5263	2.0000	11.2023
0.0	0.5263	0.0	2.6620	0.0	0.5263	0.0	4.5313
0.0	0.5263	1.0000	5.4830	0.0	0.5263	1.0000	8.5323
0.0	0.5263	2.0000	8.3041	0.0	0.5263	2.0000	12.5333
0.0	0.7894	0.0	3.9929	0.0	0.5263	0.0	5.8623
0.0	0.7894	1.0000	6.8140	0.0	0.5263	1.0000	9.8633
0.0	0.7894	2.0000	9.6351	0.0	0.5263	2.0000	13.8643
0.5000	0.2631	0.0	-0.8539	0.5000	0.5263	0.0	1.0154
0.5000	0.2631	1.0000	1.9671	0.5000	0.5263	1.0000	5.0164
0.5000	0.2631	2.0000	4.7882	0.5000	0.5263	2.0000	9.0174
0.5000	0.5263	0.0	0.4770	0.5000	0.5263	0.0	2.3464
0.5000	0.5263	1.0000	3.2981	0.5000	0.5263	1.0000	6.3474
0.5000	0.5263	2.0000	6.1192	0.5000	0.5263	2.0000	10.3484
0.5000	0.7894	0.0	1.8080	0.5000	0.5263	0.0	3.6774
0.5000	0.7894	1.0000	4.6291	0.5000	0.5263	1.0000	7.6784
0.5000	0.7894	2.0000	7.4502	0.5000	0.5263	2.0000	11.6794
1.0000	0.2631	0.0	-3.0389	1.0000	0.5263	0.0	-1.1695
1.0000	0.2631	1.0000	-0.2178	1.0000	0.5263	1.0000	2.8315
1.0000	0.2631	2.0000	2.6033	1.0000	0.5263	2.0000	6.8325
1.0000	0.5263	0.0	-1.7079	1.0000	0.5263	0.0	0.1615
1.0000	0.5263	1.0000	1.1132	1.0000	0.5263	1.0000	4.1625
1.0000	0.5263	2.0000	3.9343	1.0000	0.5263	2.0000	8.1635
1.0000	0.7894	0.0	-0.3769	1.0000	0.5263	0.0	1.4925
1.0000	0.7894	1.0000	2.4442	1.0000	0.5263	1.0000	5.4935
1.0000	0.7894	2.0000	5.2653	1.0000	0.5263	2.0000	9.4945