

JAERI - M
88 - 001

EUREKA-2コードによるJRR-3改造
炉の炉心流路閉塞事故解析(1)

1988年1月

神永 雅紀・村山 洋二・大西 信秋

JAERI-Mレポートは、日本原子力研究所が不定期に公開している研究報告書です。
入手の問い合わせは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしてください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Division, Department of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1988

編集兼発行 日本原子力研究所
印 刷 (株)原子力資料サービス

EUREKA-2コードによるJRR-3改造炉の
炉心流路閉塞事故解析 (1)

日本原子力研究所東海研究所研究炉管理部
神永雅紀・村山洋二・大西信秋

(1988年1月5日 受理)

本報告は、JRR-3改造炉の炉心流路閉塞事故について、EUREKA-2コードを用いて行った炉心流路閉塞事故時における炉心の熱水力挙動の解析結果について述べるものである。炉心流路閉塞事故は、原子炉の定格出力運転中に原子炉プールに異物が落下して炉心内の冷却材流路を閉塞し、その流路の冷却材流量が減少して燃料板の温度を上昇させ、その結果燃料板が破損して、核分裂生成物が1次冷却材中に放出される事故である。

解析では、JRR-3改造炉の安全評価で想定した重大事故と同様に閉塞する流路として標準型燃料要素1体を仮定した。

その結果、燃料芯材温度が400℃を越えると燃料が破損すると仮定した場合、燃料要素の約16.7%が破損することが明らかとなった。

Accident analysis of flow blockage to coolant channels
of upgraded JRR-3, using EUREKA-2 code (1)

Masanori KAMINAGA, Youji MURAYAMA and Nobuaki OHNISHI

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

(Received January 5, 1988)

This report describes the results about thermo-hydraulic behavior in the accident of flow blockage to coolant channels of upgraded JRR-3. Analysis was carried out using EUREKA-2 code.

Flow blockage to coolant channels accident occur by some extra-neous things which come from outside of the reactor pool, may block the coolant flow channels of the core. If flow blockage to coolant channels would occur, fuel temperature will increase due to flow rate decrease of coolant channels. And at last, fission products will be released from inside of fuel plates to the primary cooling system due to failure of fuel plates.

In the analysis, one standard type fuel element was supposed as flow blockage channels, in the same way sa one of credible accidents, which postulated in the JRR-3 safety assessment.

From the results, it was shown that about 16.7% of the fuel element which was supposed as flow blockage channels, would fail, assuming that fuel plates might fail when the fuel meat temperatures riseover 400°C.

Keywords: Flow Blockage, Channel Blockage, Research Reactor, JRR-3,
EUREKA-2, Blister Temperature, Safety Assessment,
Credible Accident, Plate Type Fuel, Design Basis Event

目 次

1. 序	1
2. 解析内容	2
2.1 JRR-3 改造炉の炉心構造	2
2.2 炉心出力分布とフィードバック反応度	2
2.3 解析に使用した計算コード	3
2.4 解析モデル	3
2.5 解析ケース	4
3. 解析結果	11
3.1 定常状態解析結果	11
3.2 炉心流路閉塞事故解析結果	12
4. 結 言	35
謝 辞	35
参考文献	36

Contents

1. Introduction	1
2. Analysis	2
2.1 Core Configuration of Upgraded JRR-3	2
2.2 Power Distribution and Feedback Reactivity	2
2.3 Computer Code Used in Analysis	3
2.4 Model of Analysis	3
2.5 Analysis Case	4
3. Analysis Results	11
3.1 Analysis Results of Steady State Condition	11
3.2 Analysis Results of Flow Blockage to Coolant Channels Accident	12
4. Concluding Remarks	35
Acknowledgments	35
References	36

1. 序

本報告は、JRR-3改造炉の炉心流路閉塞事故時における炉心の熱水力挙動の解析結果について述べたものである。

JRR-3改造炉は、最大熱出力20MWの軽水減速・冷却、重水反射体付のプール型研究炉である。燃料は、20%濃縮ウランを用いたETR型で、ウラン・アルミニウム分散型合金芯材をアルミニウムで被覆したものである。炉心における冷却材の流れは、炉心の上から下へ流れる下向流である。

JRR-3改造炉で想定した炉心流路閉塞事故は、原子炉の定格出力運転中に原子炉プールに異物が落下して、炉心内の冷却材流路を閉塞し、その流路の冷却材流量が減少して燃料板の温度を上昇させ、その結果燃料板が破損して、核分裂生成物が1次冷却材中に放出される事故である。

JRR-3改造炉の安全評価のための設計評価事象(Design Basis Event, DBE)の中で選定した炉心流路閉塞事故の解析では、閉塞する流路として標準型燃料要素の1サブチャンネルを仮定し事故が起こると瞬時に燃料板は最高温度に達するとして定常状態の解析を行った。また、立地評価における想定事故(Credible accident)のうち重大事故(Major accident)では、炉心流路閉塞事故が発生した際の炉心の熱水力挙動などを全く考慮せず、事故の発生と共に閉塞を仮定した標準型燃料要素1体に内蔵する核分裂生成物が全量放出されるものとした。これは、非常に保守的な仮定である。

そこで本報告では、想定事故のうち重大事故と同様に閉塞する流路として標準型燃料要素1体を仮定し、炉心流路閉塞事故時における炉心の熱水力諸量、特に燃料板温度、及び原子炉出力の過渡変化に着目して解析を行った。

2. 解析内容

2.1 JRR-3 改造炉の炉心構造

解析に先立ち、JRR-3 改造炉の炉心構造の概要について述べる。Fig. 2.1 に JRR-3 改造炉の炉心配置断面図を示す。燃料領域は、32体の燃料要素から成る。その外側にベリリウム反射体領域と重水領域があり、燃料領域を径方向に囲んでいる。炉心は、26体の標準型燃料要素と6体のフォロワ型燃料要素（制御棒要素）及び5体の照射筒要素から成る。

標準型燃料要素の水平断面を Fig. 2.2 に示す。標準型燃料要素は ETR 型燃料板 20 枚及びそれを固定する燃料側板から成り、燃料板間を冷却材（軽水）が上部から下部に向かって流れる。燃料板間の冷却材流速は約 6.2 m/s である。フォロワ型燃料要素の水平断面を Fig. 2.3 に示す。フォロワ型燃料要素は ETR 型燃料板 16 枚及び燃料側板から成り、制御棒案内管の中に中性子吸収体と共に制御棒要素として設置される。フォロワ型燃料要素の燃料板間の冷却材流速は約 5.6 m/s である。

燃料板は、Fig. 2.2、Fig. 2.3 に示すように U・Al 分散型合金の芯材を Al 合金 (AG3NE、又は相当品) で被覆したものである。燃料芯材の U・Al 合金は、密度 6.80 g/cm^3 の U・Al₃ と 6.06 g/cm^3 の U・Al₄、及び Al から成る。²³⁵U 濃縮度は 19.75 wt % である。燃料側板は、Al 合金 (AG3NE、又は相当品) でできている。燃料芯材の軸方向の長さは 75 cm である。

2.2 炉心出力分布とフィードバック反応度

炉心出力分布は、通常運転時の制御棒パターンのもとで、燃料領域内及びベリリウム反射体内の照射筒にそれぞれ Al 製及び Be 製のプラグを挿入した標準炉心で、かつ、燃焼による燃料交換を考慮して最大ピーキング係数を与える場合のものとした。この分布は第 9 サイクル燃焼炉心に対応するものである。Fig. 2.4 にこの燃焼サイクルの半径方向出力分布因子 (f_r) 及び軸方向出力分布因子 (f_z) を示す。解析では、ホットチャンネルを 1 燃料要素とした。ホットチャンネルの決め方は、燃料要素毎の f_r と f_z と燃料要素内局所出力分布因子 (f_l) の積が最大となる要素とした。ただし、今回の解析においては燃料要素内局所出力分布因子 (f_l) を考慮しなかった。

燃料要素毎の f_r と f_z と f_l の積の最大値 f_n は、燃焼による炉心の違いを考慮すると、燃料装荷位置 B 6 に現われ、それぞれの値は次のとおりである。

*) AG3NE は「NE 型」と呼ばれる原子力級アルミニウム合金で、MTR 型燃料用にフランス原子力庁 (CEA) と Pechiney 社との共同で開発したものである。フランス規格 (NF) 等によって規格化されていないが、各国の研究炉に広く使用されている。

$$f_r = 1.23$$

$$f_s = 1.42$$

$$f_1 = 1.51$$

$$f_n = 2.63$$

解析には以上の他に、特殊な制御棒パターンや照射用実験物の装荷による出力ピーキング係数の変化を、出力ピーキング係数の誤差因子の中で考慮した。出力分布の計算誤差を総合した出力ピーキング係数の誤差因子は1.18である。

フィードバック反応度については、減速材温度効果、ドップラー効果、ボイド効果について考慮した。また、フィードバック反応度の空間分布を考慮するため、重み因子として中性子束と随伴中性子束の積（インポートランス）を用いた。ドップラー効果に対しては共鳴中性子束の重み関数を、減速材温度効果及びボイド効果に対しては熱中性子束の重み関数を用いた。なお、インポートランス分布も上記出力分布と同じ第9サイクル燃焼炉心のものを用いた。

2.3 解析に使用した計算コード

炉心流路閉塞事故の解析には、EUREKA-2⁽¹⁾コードを用いた。EUREKA-2は、多領域核熱水力結合動特性解析コードである。核的には、中性子の空間分布が時間的に変化しないとした1点近似動特性方程式を解いて原子炉出力を得る。動特性方程式に寄与する反応度として、スクラムや外乱による時間依存反応度及び各炉心領域の空間依存性を考慮したフィードバック反応度から成る。内部発熱のある燃料及び被覆材から成るヒートスラブは平行平板で、スラブ内熱伝導は1次元非定常熱伝導方程式によってモデル化する。ヒートスラブと冷却材の接面での表面熱流束は、冷却材流動条件・表面温度によって使い分ける熱伝達相関式で与えられる。冷却材流動は、質量、エネルギー、運動量の保存式を軸方向1次元均質熱平衡の仮定に基づいて解く。

2.4 解析モデル

解析モデルは、出力密度に応じて燃料領域を半径方向に5チャンネルに分割したものをを用いる。第1チャンネルをホットチャンネルとし、出力ピーキング係数 f_n の最も大きい標準型燃料要素とする。第2～第4チャンネルは、標準型燃料要素の平均チャンネルとし、要素毎の発熱割合の大きい順に3分割したものである。第5チャンネルは、フォロー型燃料要素である。Fig. 2.5に炉心断面図と各燃料要素番号（Region Number）を示す。Table 2.1にチャンネル番号とそれぞれのチャンネルに含まれる燃料要素の番号を示す。各チャンネルの軸方向ノード分割、ヒートスラブ分割をFig. 2.6に示す。閉塞するチャンネルは、ホットチャンネルとする。ヒートスラブは、軸方向に10分割した。

計算モデルでは、炉心流路閉塞事故を模擬するためにホットチャンネルの流路入口側にバルブを設け、これを閉じることにより冷却材の流れを止める。

2.5 解析ケース

解析は、以下に示す4ケースについて行った。特に明記しない限り出力分布は、核計算によるSRACコードシステムの空間依存燃焼コードCOREBNを用いて求めたものを使用した。⁽²⁾

1. CASE1 : ホットチャンネルの軸方向出力分布一様(ただし、燃料要素当たりの出力割合は核計算から求めた値である。)、ペリオドによるスクラム無し。
2. CASE2 : ホットチャンネルの軸方向出力分布一様(ただし、燃料要素当たりの出力割合は核計算から求めた値である。)、ペリオドによるスクラム有り。
3. CASE3 : ペリオドによるスクラム有り。
4. CASE4 : ペリオドによるスクラム無し。

ペリオドによるスクラムは、ペリオドが3秒以下になった場合、0.1秒のスクラム遅れの後に原子炉はスクラムするものとする。

上記CASE1及びCASE2は、COREBNを用いて求めたホットチャンネルの軸方向出力分布を入力した場合、事象が厳しくなることにより計算時間が長くなるため、まず、炉心流路閉塞事故の概要を知るために行ったものである。

なお、本解析においては、解析を簡単にするため全ケースについて反応度外乱に対する制御棒の応答について考慮しないものとした。上記解析ケースのうちCASE4が本解析の中では最も現実に近いものであるが、ここで述べたように反応度外乱に対する制御棒の応答を考慮していないため、必ずしも実際の事故事象を模擬したものとはなっていない。しかし、後述のように事故の概要を把握する上では十分なものであると考えられる。

一般に炉心流路閉塞事故が起こった場合、流路閉塞の程度により違いはあるもの、冷却材(減速材)の温度効果、燃料板の温度上昇によるドップラー効果、冷却材の沸騰により発生した蒸気によるボイド効果により負の反応度が添加され原子炉出力が低下する。また、通常、原子炉は定格出力に達した後、自動制御運転状態となっている。このため、炉心流路閉塞事故が発生し、負のフィードバック反応度が添加され出力が低下すると、自動制御系は出力を一定に保つために制御棒を引抜く操作を行う。

本解析で想定した1標準型燃料要素の流路閉塞では、「3.2 炉心流路閉塞事故解析結果」に示すように、短時間のうちに燃料温度は上昇し、事故発生から約0.7～1.0秒程度で流路内は蒸気で満たされてしまう。このため事故発生直後は、冷却材(減速材)の温度効果及びドップラー効果による比較的ゆるやかな負のフィードバック反応度の添加であるが、蒸気の発生と共に急激な負のフィードバック(最大約 $7.4 \times 10^{-3} \Delta k/k$)が添加される。

JRR-3の出力自動制御系の反応度応答解析⁽³⁾では、即発中性子寿命 ℓ と実効遅発中性子割合 β_{eff} を燃焼度、炉心温度及び制御棒位置について種々の条件を仮定して求め、その結果に基づきステップ状及びランプ状の反応度外乱に対する自動制御系の応答特性を解析し微調整棒駆動速度を30 cm/minと定めた。これにより実験物の炉心挿入及び取り出し時に添加される最大の反応度外乱($\pm 7.3 \times 10^{-4} \Delta k/k$ ステップ状及び $\pm 3.0 \times 10^{-4} \Delta k/k/s$ ランプ状) に対し

て、自動制御系は速やかに応答し、所定の原子炉出力制御ができることを確認している。

しかしながら、反応度外乱が添加され所定の原子炉出力に静定するまでには、数秒～10秒程度の時間を要する。このため、本解析で想定した炉心流路閉塞事故の場合、前述のように短時間のうちに事故が進展すること、及び自動制御系の応答解析で想定しているよりも大きな負の反応度（最大約 $7.4 \times 10^{-3} \Delta k/k$ ）が添加されることにより、制御棒の応答はあまり期待できない。但し、事故発生後の負のフィードバック反応度の添加により出力を一定に保つために制御棒が引抜かれることから、実際には制御棒の応答を考慮したほうが厳しい結果となることが考えられる。

Table 2.1 Channel division of the Core

Channel number	Fuel element number	Region	Number of fuel plats	fr x fz
1	6	B-6	20	1.74
2	9	C-4	140	1.89
	14	D-5		1.68
	19	E-5		1.68
	1	A-4		1.65
	17	E-3		1.59
	10	C-5		1.58
3	2	A-5	180	1.56
	13	D-3		1.55
	12	D-2		1.54
	3	B-2		1.51
	4	B-3		1.47
	24	F-6		1.43
	8	C-3		1.43
	5	B-5		1.39
11	C-7	1.39		
4	23	F-5	180	1.34
	18	E-4		1.32
	25	G-3		1.28
	15	D-6		1.24
	20	E-7		1.24
	22	F-3		1.24
	16	E-1		1.20
	21	F-2		1.18
	7	C-1		1.15
26	G-4	1.13		
5	27	B-4	96	0.94
	28	F-4		0.87
	31	C-6		0.67
	32	E-2		0.62
	29	C-2		0.55
	30	E-6		0.54

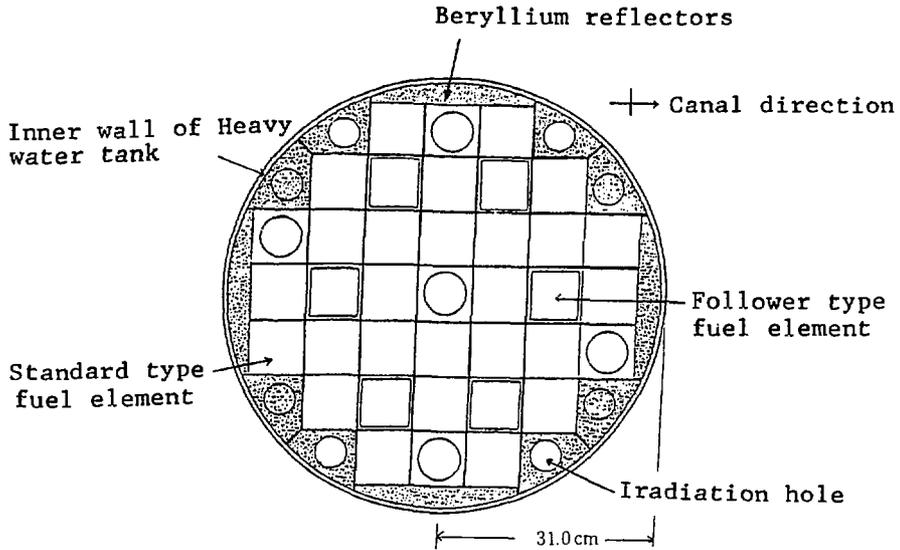


Fig. 2.1 Configuration of the Core

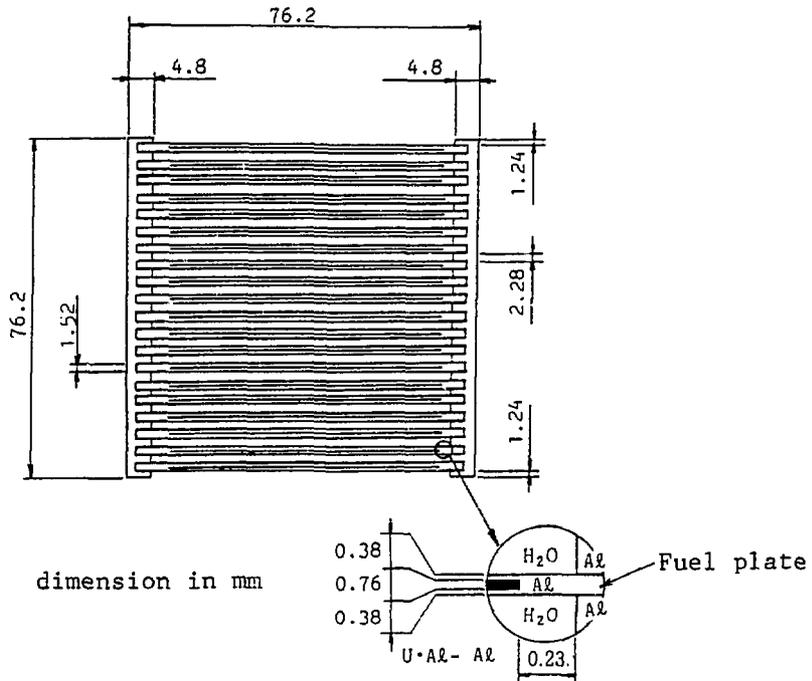


Fig. 2.2 Cross-sectional view of Standard type Fuel Element

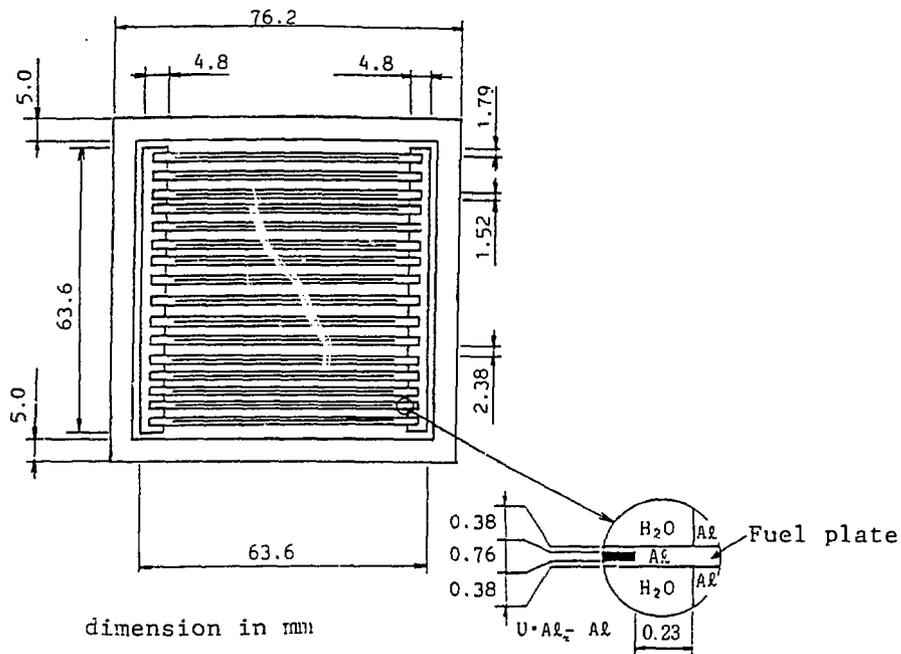


Fig. 2.3 Cross-sectional view of Follower type Fuel Element

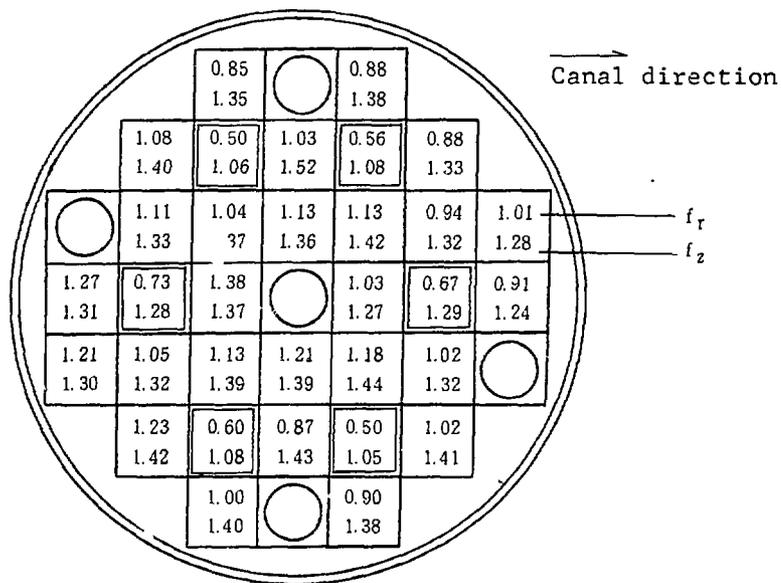


Fig. 2.4 Radial peaking factor(f_r) and Axial peaking factor(f_z) at the 9th cycle B.O.C

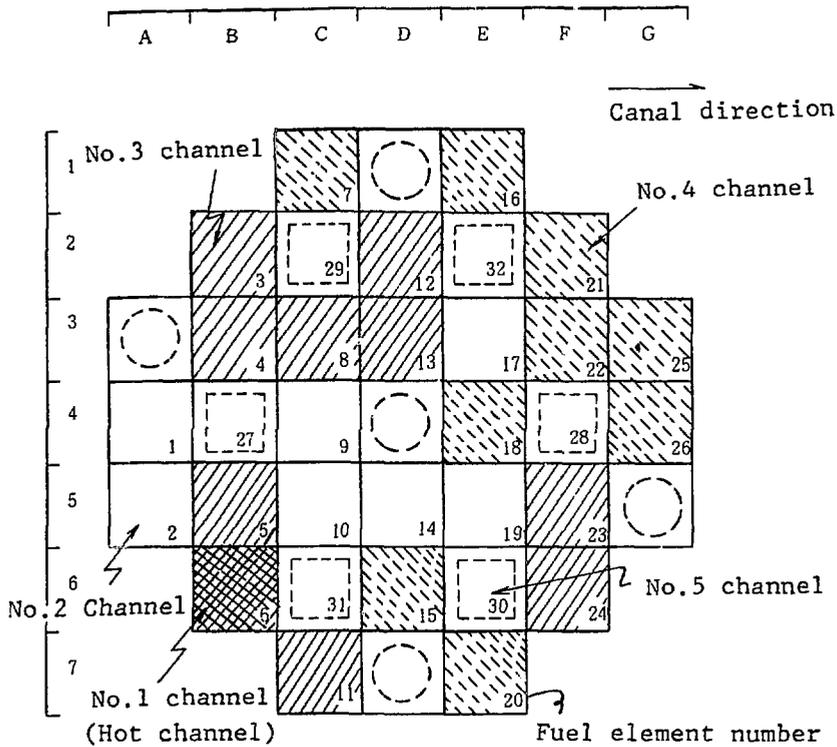


Fig. 2.5 Cross-sectional view of the Core and Channel division

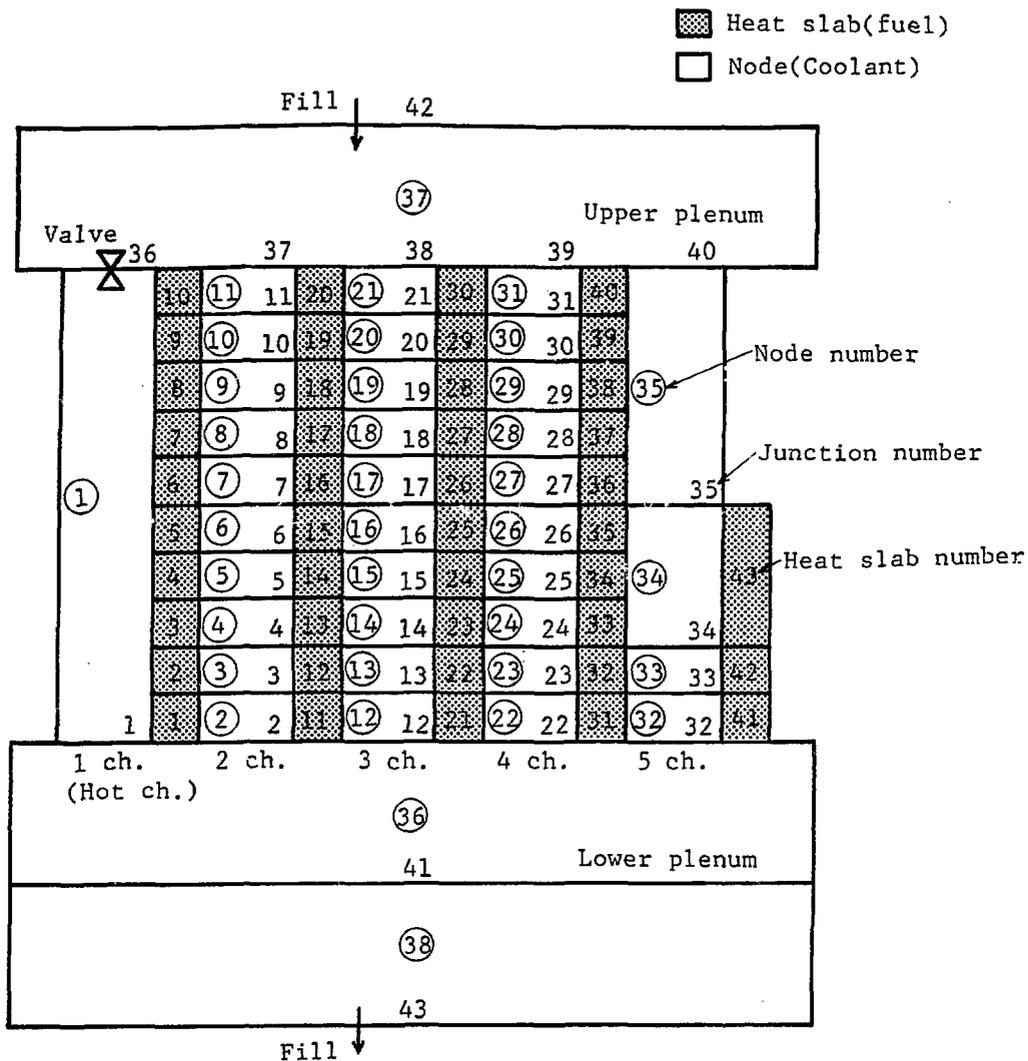


Fig. 2.6 Node, Heat slab and Junction of the Core (Model of Analysis)

3. 解析結果

3.1 定常状態解析結果

炉心流路閉塞事故解析に先立って EUREKA-2 コードによる炉心定常状態の計算結果を、研究炉の熱水力計算コード COOLOD の計算結果と比較・検討した。

COOLOD コードによる計算では、EUREKA-2 による計算と同様に局所出力分布因子 $f_i = 1.51$ を考慮していない。

Fig. 3.1 及び Fig. 3.2 に平均チャンネルの定常状態の比較を示す。Fig. 3.1 は、燃料板表面温度及び冷却材バルク水温の炉心軸方向の分布を示したものである。EUREKA-2 の解析モデルは、「2.4 解析モデル」で示したように平均チャンネルを要素毎の発熱割合の大きい順に 3 分割（第 2～第 4 チャンネル）した。COOLOD コードでは、それらを 1 つにまとめて考えている。そこで、COOLOD コードの計算結果と比較するに際して、EUREKA-2 で用いた 3 つの平均チャンネルの中で、さらに平均的であると考えられる第 3 チャンネルの計算結果と比較したものである。Fig. 3.1 から、平均チャンネルにおいては、燃料板表面温度、冷却材バルク水温ともよい一致を示している。なお、燃料芯材温度についてもよい一致を示すことを確認している。

Fig. 3.2 は、炉心軸方向の圧力分布を示したものである。圧力分布についても、EUREKA-2 コードによる計算結果は COOLOD コードの計算結果とほぼ一致している。但し、EUREKA-2 コードと COOLOD コードでは、主に流速及び流体密度計算法に違いがあるためわずかな差異が現われることが考えられる。COOLOD コードでは、全メッシュで流速及び流体密度を一定としているのに対し、EUREKA-2 コードでは、それらは保存方程式の解として得られ、定常時には、質量流量は一定となるが流速、流体密度は一定とはならない。

Fig. 3.3 及び Fig. 3.4 にホットチャンネルの定常状態の比較を示す。Fig. 3.3 は、燃料板表面温度及び冷却材バルク水温の炉心軸方向の分布を示したものである。本計算モデルでは、ホットチャンネルのノードを Fig. 2.6 に示したように 1 分割としているために、冷却材バルク水温は COOLOD コードによる冷却材バルク水温の流路出口温度とほぼ同一の温度で一定となっている。EUREKA-2 コードによる燃料板表面温度計算結果は、図中に 2 本示してある。軸方向に一定となっているものは、CASE 1 及び CASE 2 の定常状態における燃料板表面温度を示したものである。もう一方は、軸方向の出力分布を模擬した CASE 3 及び CASE 4 のものである。CASE 1 及び CASE 2 の燃料板表面温度は、軸方向の出力が一定であること及び冷却材バルク水温が一定であるため一定となっている。そのため、燃料板表面最高温度は、COOLOD コードによる計算結果を下回っている。しかし、CASE 1 及び CASE 2 は、「2.5 解析ケース」で述べたように、炉心流路閉塞事故の概要を知るために行ったものでありこの点については特に問題としない。

CASE 3 及び CASE 4 の燃料板表面温度は、COOLOD コードによる計算結果を上回るも

のとなっている。これは、先に述べたように、ホットチャンネルのノードを1分割としたことにより冷却材バルク水温が軸方向で一定となっているためである。これらのことから、本定常状態を基にして計算するCASE 3及びCASE 4の炉心流路閉塞事故計算結果は、燃料板温度に関しては厳しい評価となる。しかし、減速材（冷却材）の温度、ボイド及びドップラー効果による負の反応度フィードバックに関しては、過大に評価することになる。そこで、本解析においては、それぞれの反応度フィードバックを0.8倍したものをを用いることとした。

Fig. 3.4 は、炉心軸方向の圧力分布を示したものである。EUREKA-2コードによる圧力計算結果は、ノードを1分割としたことにより軸方向に一定であり、COOLODコードによる軸方向圧力分布のほぼ平均値に一致する。

3.2 炉心流路閉塞事故解析結果

CASE 1からCASE 4までの計算結果をFig. 3.5～Fig. 3.20に示す。以下、それぞれのケースについての解析結果を述べる。いずれのケースも0～5.1秒までは、EUREKA-2コードで定常状態を得るための時間であり、5.1秒で炉心流路閉塞事故が発生するものとした。

(1) CASE 1

CASE 1の計算結果をFig. 3.5～Fig. 3.7に示す。CASE 1は、ホットチャンネルの軸方向出力分布を一様とした場合のものである。Fig. 3.5に示すように、炉心流路閉塞発生後、冷却材の流れが止まったことにより燃料板表面からの熱伝達が低下し、このため直ちに燃料板表面温度が上昇し始める。流路内の冷却材は、流れが止まったことにより徐々に温度が上昇する。その後、冷却材は沸騰し、蒸気が流路内に急激に発生することにより流路内の圧力が高まり冷却材は流路外に押し出される。本解析においては、冷却材流路入口、即ち燃料要素の上部を完全に塞いでいるため流路内で蒸気が発生しても流路の上部から外へ出ることはない。そのため、蒸気が発生すると流路の下部から、流路内の冷却材が排除される。この時、一時的に冷却材が流れること及び、次に述べるように原子炉出力が低下することにより燃料板表面温度は、わずかに低下する。また、原子炉出力は、冷却材（減速材）の温度上昇及び沸騰による冷却材の温度効果、ボイド効果及び燃料板の温度上昇によるドップラー効果によって炉心に負の反応度が添加され低下する。これらの中で、最も大きな負の反応度を与えるものは、ボイドによるものである。Fig. 3.6に炉心内の反応度変化を示す。冷却材が流路外に排除された後、流路内の圧力は、急激な冷却材の排除、蒸気の凝縮及び燃料板の温度が低下したことにより低下し、下部プレナムから冷却材が流入する。Fig. 3.7に上部プレナム、下部プレナム及びホットチャンネル内の圧力変化を示す。しかし、冷却材が下部プレナムより流入することにより、流路内の冷却材の温度が低下すること、及びボイド（蒸気）が減少するため冷却材の温度効果、ボイド効果、及びドップラー効果による負の反応度フィードバックが急激に減少し、わずかに正の反応度が添加されることにより（Fig. 3.6参照）原子炉出力は再び上昇する。燃料板表面温度は、前述のように流路閉塞発生と同時に上昇し始めるが、負の反応度フィードバックによる原子炉出力の低下、冷却材の沸騰により発生した蒸気による冷却材の流路内からの流出（流路の上端の完全なる閉塞を仮定しているため、蒸気の発生に伴い冷却材は流路下端から押し出

される。)及び蒸気の凝縮による流路内への冷却材の流入により低下する。しかし、燃料板表面温度は再び原子炉出力が上昇することにより、原子炉出力の上昇から少し遅れて上昇し始める。

以後の燃料板表面温度、原子炉出力の変化はFig. 3.5に示すように、以上述べたことの繰り返しである。ただし、燃料板表面温度の最大値については、冷却材が流路内へ流入した際の冷却が十分でないため、1回目に現われる最大値よりは、2回目に現われる最大値のほうが高くなる。燃料板表面温度の最大値は、1回目が約200°C、2回目が約245°Cであり、ホットチャンネルの出力分布が一様であると仮定した場合においては、燃料は破損しないものと考えられる。しかし、前述のように燃料板表面温度の最大値は、1回目よりは2回目、2回目よりは3回目のほうが高くなる傾向にあり、最終的にはある一定の温度に落ち着くと考えられるが、以上の結果からだけでは燃料が破損しないとは断言できない。しかし、次に述べるように、実際にはペリオドによりスクラムするので本ケースにおいては計算を以上述べた範囲までとした。

(2) CASE 2

JRR-3改造炉は、原子炉のペリオドが3秒以下となった場合にスクラムする。この時のスクラム遅れは約0.1秒である。そこで、ペリオド短によりスクラムするとした場合の原子炉出力及び燃料板表面温度等の挙動を把握するために行ったものがCASE 2である。

CASE 2の計算結果をFig. 3.8～Fig. 3.10に示す。Fig. 3.8に示すCASE 2の場合も原子炉がスクラムするまでの原子炉出力及び燃料板表面温度の変化は、CASE 7 とほぼ同じである。CASE 2の場合、流路閉塞発生後の原子炉出力の変動が不安定になり(なめらかな変化でなく、多少振動しながら低下している。CASE 1も同じ。)その過程においてスクラムしている。しかし、実際にこの過程においてスクラムすると考えることは、必ずしも妥当ではない。このことについては、後でCASE 4において説明するが、実際には冷却材が流路内に流入することにより、負の反応度フィードバックが急激に減少し、わずかに正の反応度が添加されることにより、再び原子炉出力が上昇する過程においてスクラムするものと考えられる。スクラム後の原子炉出力及び燃料板表面温度の変化は、Fig. 3.8に示すとおりである。この図から、ホットチャンネルの出力分布が一様であると仮定した場合、燃料温度は400°Cを越えることはなく燃料が破損することはない。Fig. 3.9にCASE 2の炉心内の反応度変化を、Fig. 3.10に上部プレナム、下部プレナム及びホットチャンネルの圧力変化を示す。

(3) CASE 3

CASE 3の計算結果をFig. 3.11～Fig. 3.15に示す。ホットチャンネルの出力分布として核計算により得られた軸方向出力分布を用いたものである。CASE 1及びCASE 2は、ホットチャンネルの燃料要素当たりの出力はCOREBNにより求めたものであるが、ホットチャンネルの軸方向の出力分布は模擬していなかった。但し、ホットチャンネル以外は軸方向の出力分布を模擬している。そこで、CASE 3及び次に示すCASE 4では、ホットチャンネルの軸方向の出力分布も模擬し、より現実的な解析とした。原子炉出力、燃料板表面温度及び炉心内の反応度の変化については、時間的なずれはあるがFig. 3.11に示すようにCASE 1と同様な傾向を示す。また、これらの値の時間的な変化の理由は、CASE 1で述べたとおりである。Fig. 3.12に炉心内の反応度変化を、Fig. 3.13に上部プレナム、下部プレナム及びホットチャ

ネルの圧力変化を示す。しかし、軸方向の出力分布がある場合においては、その最大発熱密度を与える位置での燃料板表面温度が非常に高くなる。1回目の最大値は約376℃であり、流路閉塞後約0.76秒後に現れる。2回目の最大値は、CASE1の説明で述べたように、冷却材がチャンネル内に流入した時の冷却が十分ではないために、1回目の最大値よりもさらに高く、約475℃である。この時の燃料芯材温度は約479℃である。2回目の最大値は、流路閉塞発生後約1.56秒後に現れる。これらの結果から、軸方向の出力分布がある場合には、燃料芯材温度が400℃を越え、燃料が破損する可能性がある。

JRR-3改造炉では、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において、燃料板が温度上昇によって損傷を受けないよう燃料芯材温度を、ブリスト発生温度未満になるよう設計している。このため、判断基準として燃料芯材最高温度約400℃を設けている。この判断基準は、Fig. 3.21に示すウラン・アルミニウム分散型燃料のブリスト発生温度を基に、安全予裕をみて約400℃と定めたものである。しかし、実際にはFig. 3.21に示すようにブリストは、燃料芯材温度が約500℃以上にならないと発生しない。これらのことから、燃料芯材温度が400℃を越えても必ずしも燃料板が破損するとは限らない。

Fig. 3.14及びFig. 3.15に流路閉塞発生から1.9秒後までのホットチャンネル（流路閉塞した流路）の軸方向の各位置における燃料板表面温度の変化を示す。図中に示した番号は、Fig. 2.6に示した計算モデルのヒートスラブ番号を表わす。これらの図から、流路閉塞が発生しても閉塞した燃料要素全体の温度が400℃を越えるのではなく、400℃を越えるのは燃料要素の一部であることがわかる。燃料板表面温度が400℃を越えるのは、軸方向の発熱密度が高い部分であり、CASE3ではヒートスラブ番号で示せば③～⑥の部分であり、標準型燃料要素1体の約23.3%に相当する。（標準型燃料要素全体の約0.9%に相当）この時の燃料芯材温度は、燃料板表面温度に対して約3～4℃高である。また、先に述べたように燃料板のブリスト発生温度が約500℃程度であるとすれば、CASE3で計算した範囲内（流路閉塞発生から1.9秒まで）では、燃料は破損しないと考えられる。

(4) CASE4

CASE4の計算結果をFig. 3.16～Fig. 3.20に示す。CASE4は、ホットチャンネルの出力分布はCASE3と同じで、ペリオド短でスクラムするようにした場合である。Fig. 3.16に示したように、スクラムするまでの原子炉出力、燃料板表面温度及び炉心内の反応度変化は、CASE3と同一である。しかし、流路内に下部プレナムから冷却材が流入し始めると、それに従って負の反応度フィードバックが急激に減少し、わずかに正の反応度が添加されることにより原子炉出力が上昇する。この時に、ペリオドが3秒以下となりスクラムする。スクラム遅れが約0.1秒ある^{*}ので、スクラムは流路閉塞後約1.02秒後に開始する。CASE4では、1回目に現れる燃料板表面温度の最大値はCASE3と同じであるが、スクラムすることにより2回目の最大値は約415℃でありCASE3より低い。この時の燃料芯材温度は約418℃である。CASE4においても、燃料芯材の温度は400℃を越えており、燃料破損の可能性はある。

*）スクラム遅れとは、スクラム信号が発生してから実際に制御棒が落下し始めるまでの時間である。制御棒は、落下開始から0.9秒で80%挿入される。

Fig. 3.19及びFig. 3.20にCASE 4と同様に、流路閉塞発生から1.9秒後までのホットチャンネル（流路閉塞した流路）の軸方向の各位置における燃料板表面温度の変化を示す。図中の番号は、Fig. 2.6に示した計算モデルのヒートスラブ番号である。これらの図から、燃料板表面温度が400℃を越えるのは、ヒートスラブ番号③～⑤の部分であり、標準型燃料要素1体の約16.7%に相当する。（標準型燃料要素全体の約0.6%に相当）この時の燃料芯材温度は、燃料板表面温度に対して約3℃高である。CASE 4においては、燃料板のプリスタ発生温度が500℃であるとすれば、燃料は破損することはないと考えられる。

CASE 4は、1燃料要素が流路閉塞すると仮定した場合に制御棒の反応度外乱に対する応答を考慮していない点を除けば最も近い現実に近い計算である。CASE 4の解析結果から、燃料芯材温度が400℃を越えると燃料板が破損すると考えた場合、流路閉塞したホットチャンネルの1標準型燃料要素の約16.7%が破損することが明らかとなった。本解析で想定した1燃料要素の流路閉塞は、重大事故で想定したように1燃料要素の全ての燃料板が破損すると仮定した場合には、1燃料要素の部分的な流路閉塞、例えば、1サブチャンネルの流路閉塞を考えた場合よりも厳しくなる。しかし、実際には部分的な流路閉塞を考えたほうが結果は厳しくなるものと考えられる。その理由は、本解析においては1燃料要素の流路閉塞を仮定しているため、流路閉塞が発生すると炉心内で大量のボイド（蒸気）が発生することにより、主としてボイドによる負の反応度が添加され原子炉出力が急激に低下する（本解析においては、定格出力の約52%程度まで出力が低下している）。このため、燃料板の温度上昇が抑制されている。一方、1燃料要素の部分的な流路閉塞、例えば、1サブチャンネルの流路閉塞を考えた場合、ボイドによる負の反応度フィードバック（ボイドによる負の反応度フィードバックだけではないが、ボイドによるものが大きい。）は小さくなり、原子炉出力の低下もそれほど大きなものとはならないと考えられる。その結果、燃料板の温度上昇は、1燃料要素の全流路が閉塞した場合よりも大きくなるものと考えられる。また、本解析では、原子炉出力が一度低下した後上昇し、この時ベリオド短によりスクラムしている。しかし、部分的な流路閉塞が発生した場合、ベリオドが本解析のように非常に短くなる⁽⁴⁾とは限らない。Oak Ridge Research Reactor (ORR)での炉心流路閉塞事故⁽⁴⁾では、流路閉塞により燃料板1枚の1/5程度が溶融したが（どの程度流路閉塞したかは不明。文献には、燃料要素の1つの上端がネオブレン・ガasketにより閉塞したとある。）、この時のベリオド計の指示のふらつきは50秒程度である。以上のことから、部分的な炉心流路閉塞事故については、今後さらに検討する必要がある。

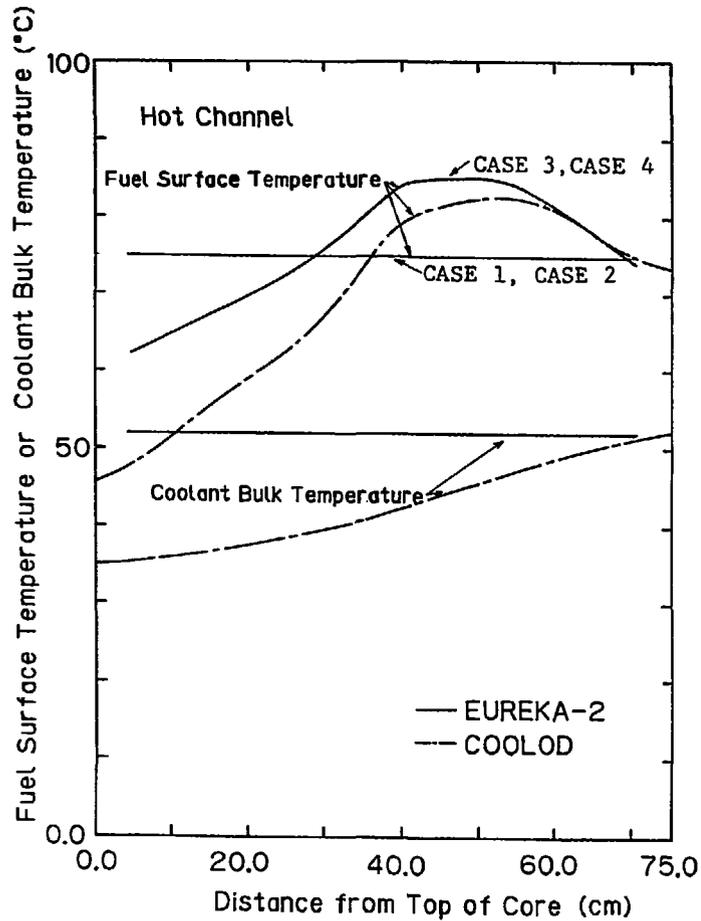


Fig. 3.1 Fuel surface temperature and Coolant bulk temperature distribution (Average Channel)

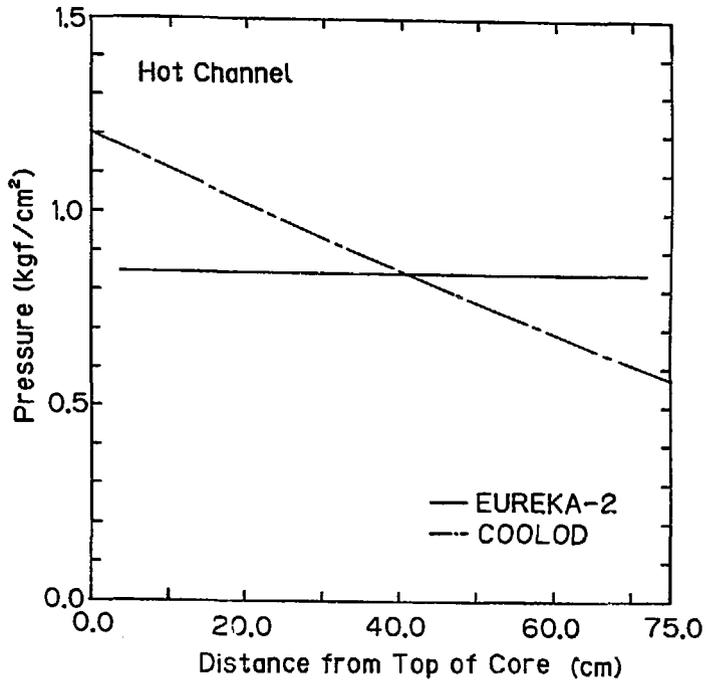


Fig. 3.2 Pressure distribution (Average Channel)

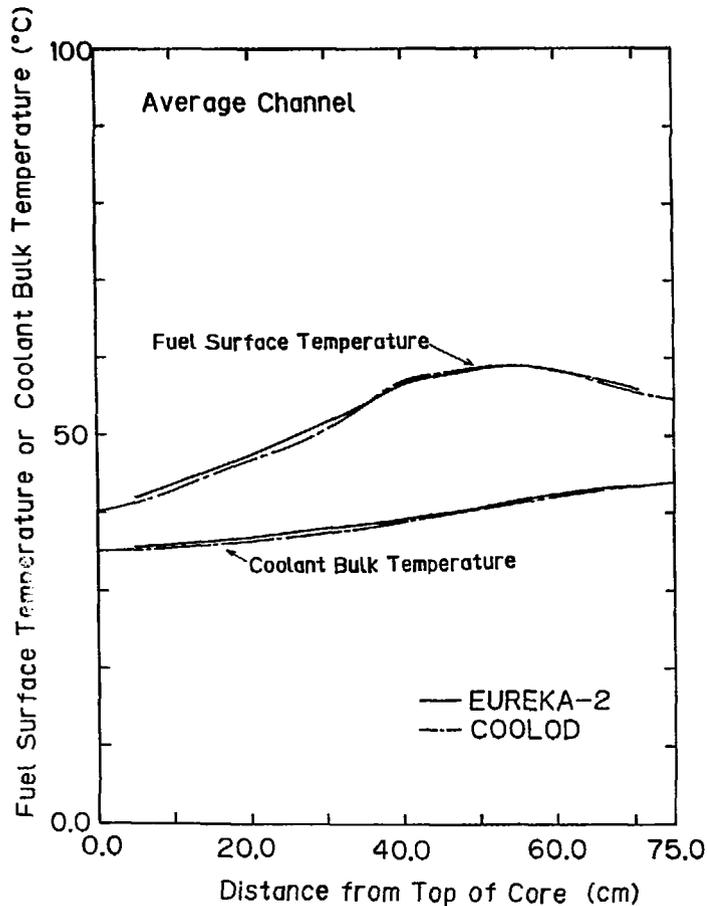


Fig. 3.3 Fuel surface temperature and Coolant bulk temperature distribution (Hot Channel)

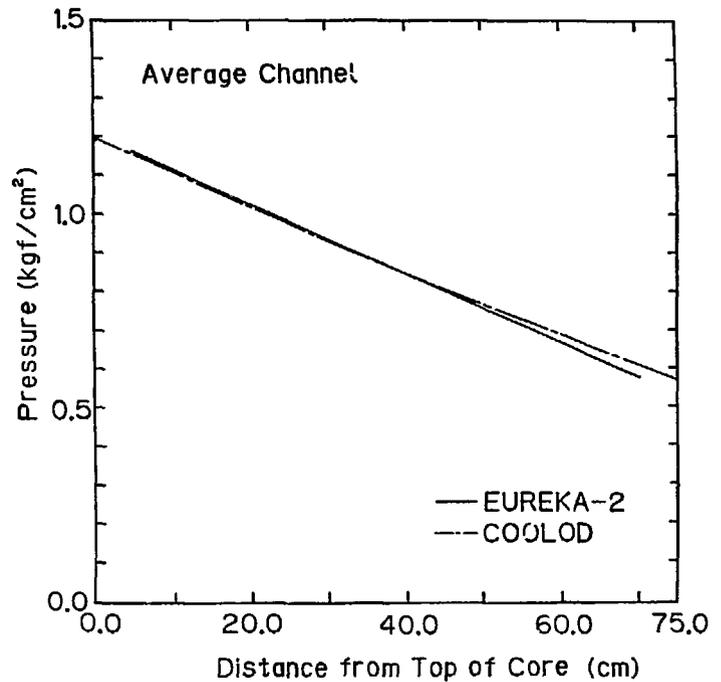


Fig. 3.4 Pressure distribution (Hot Channel)

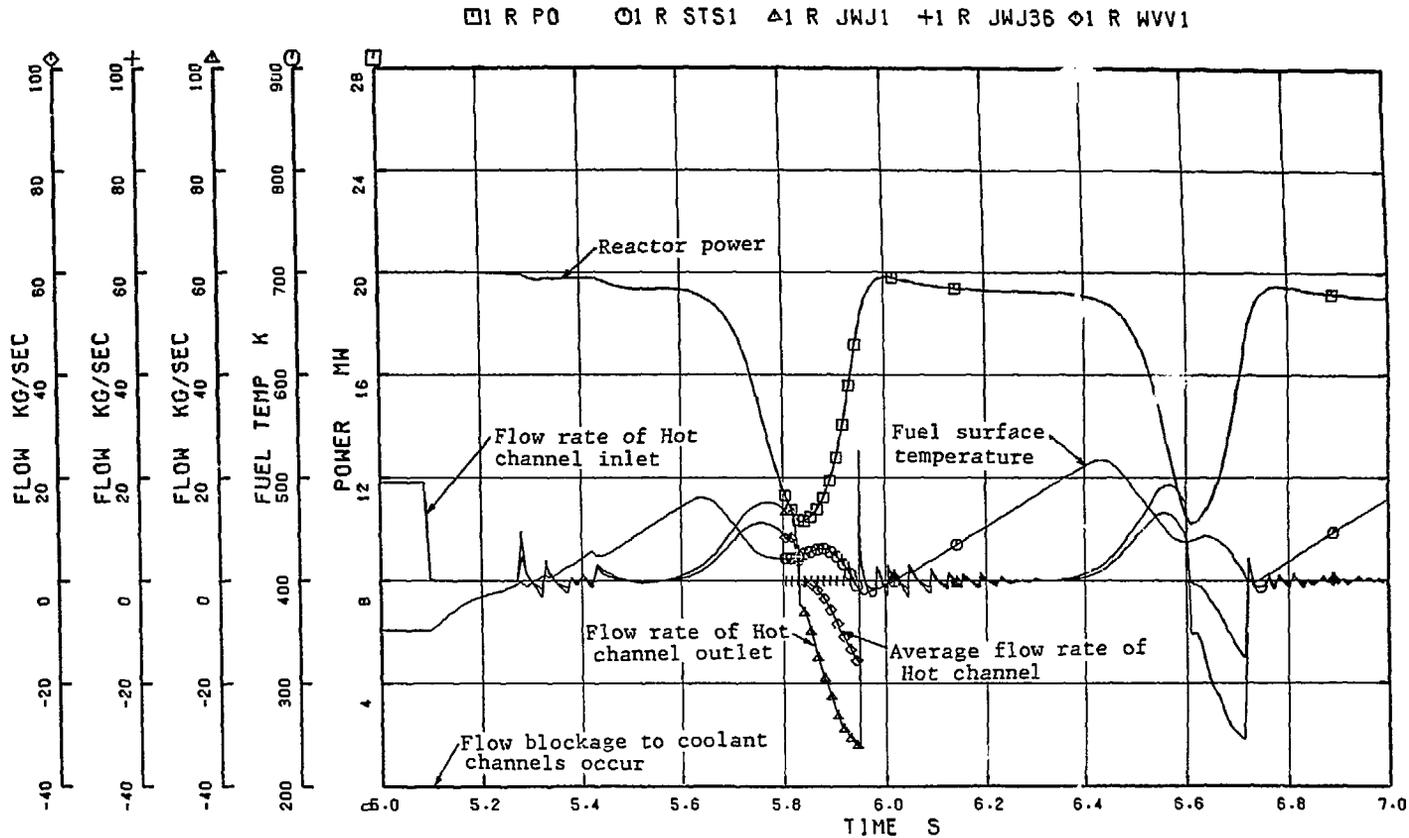


Fig. 3.5 Fuel surface temperature and Flow rate of Hot Channel and Reactor Power (CASE 1)

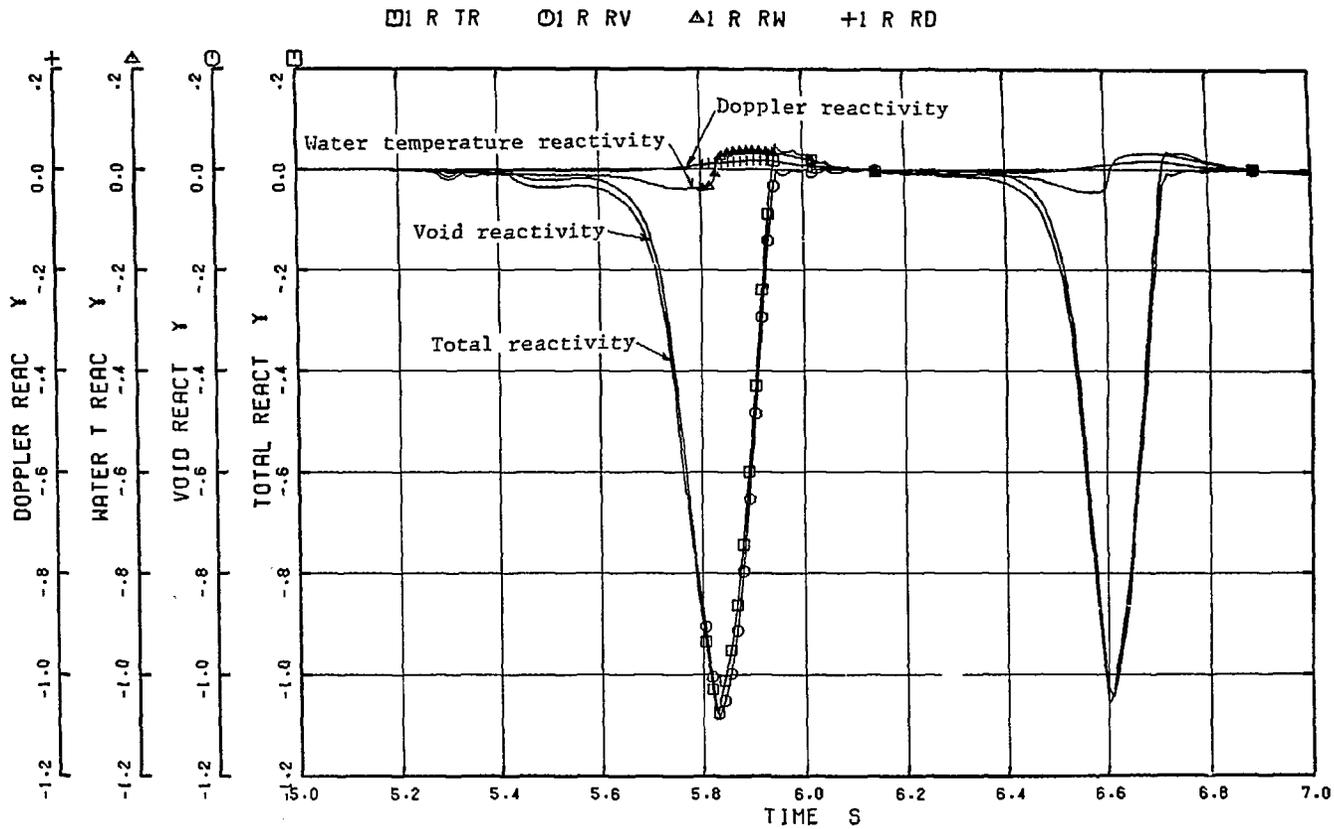


Fig. 3.6 Feedback Reactivity (CASE 1)

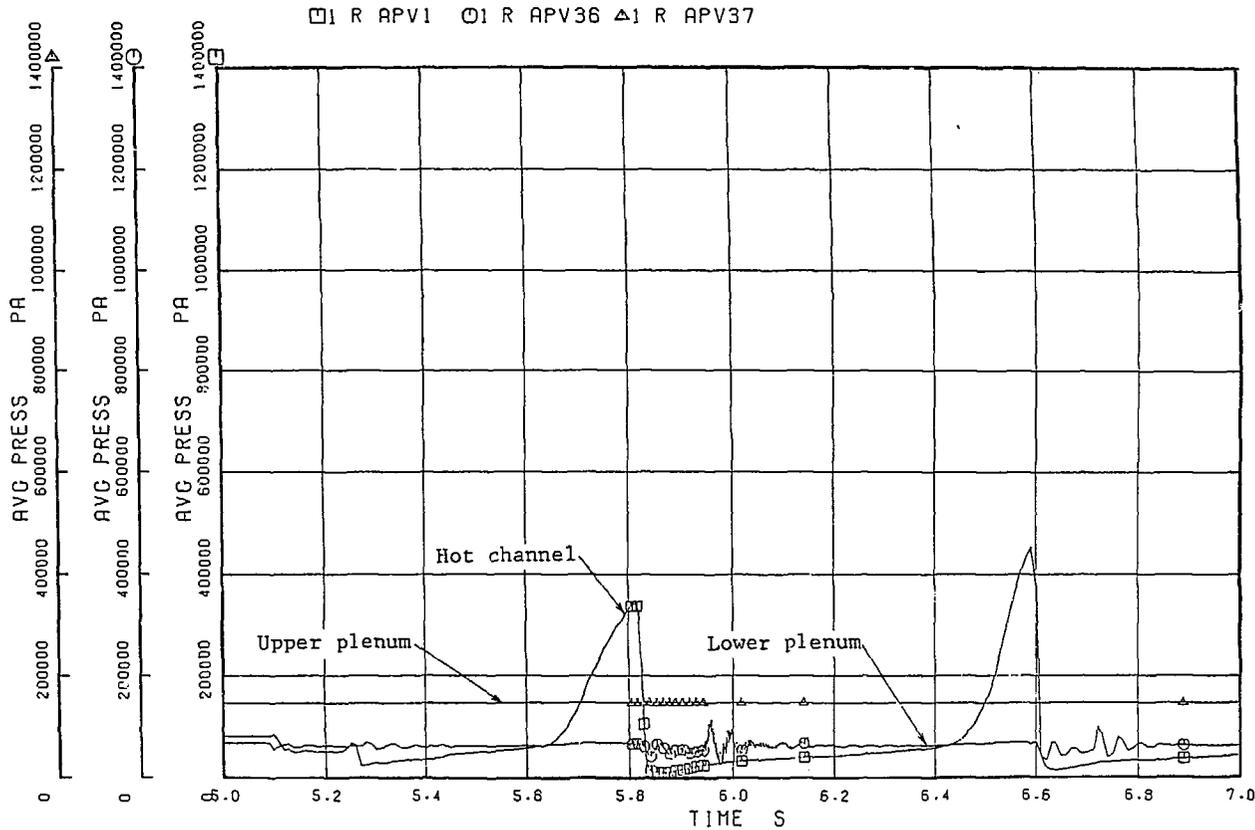


Fig. 3.7 Average Pressure of Upper plenum, Lower plenum and Hot Channel (CASE 1)

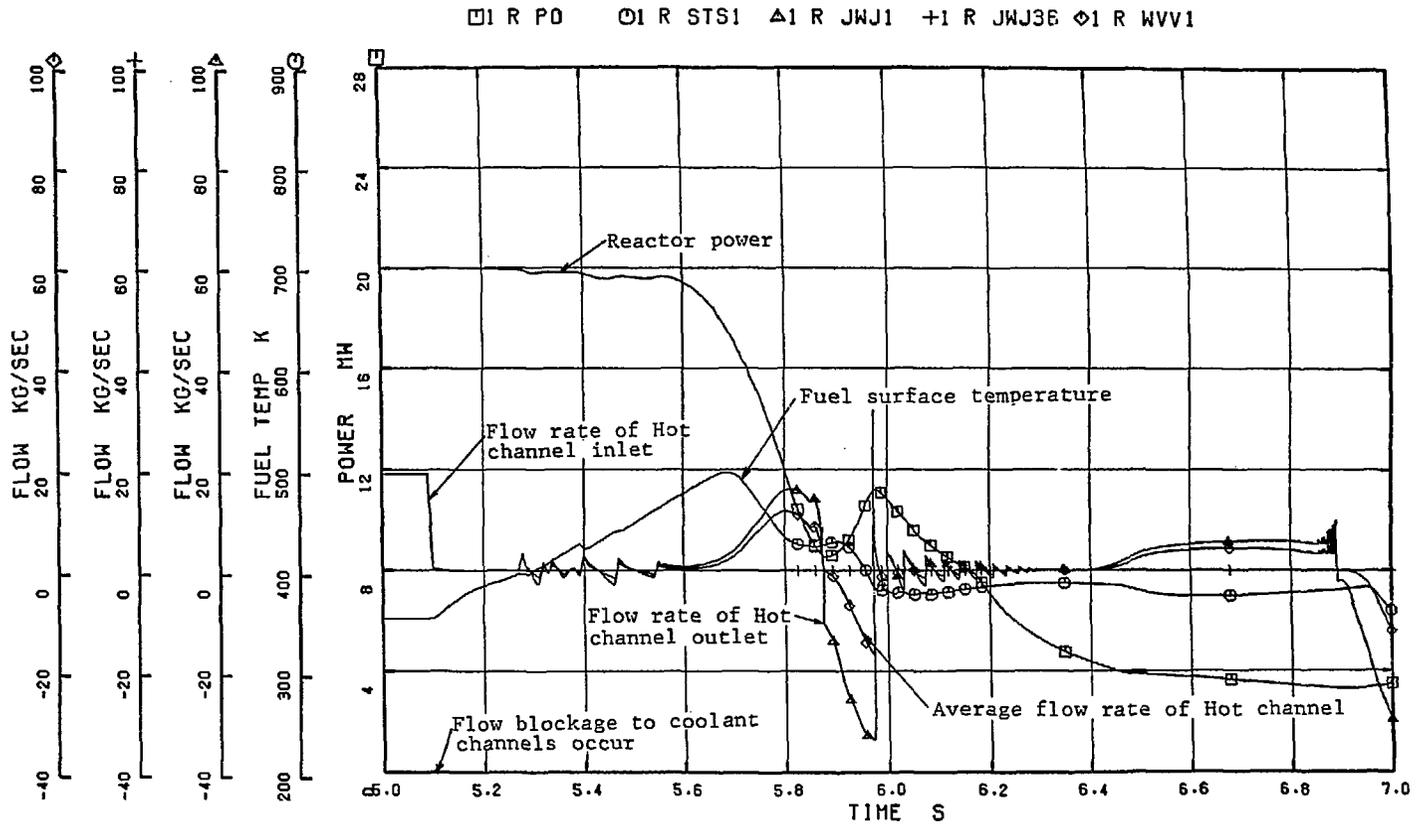


Fig. 3.8 Fuel surface temperature and Flow rate of Hot Channel and Reactor Power (CASE 2)

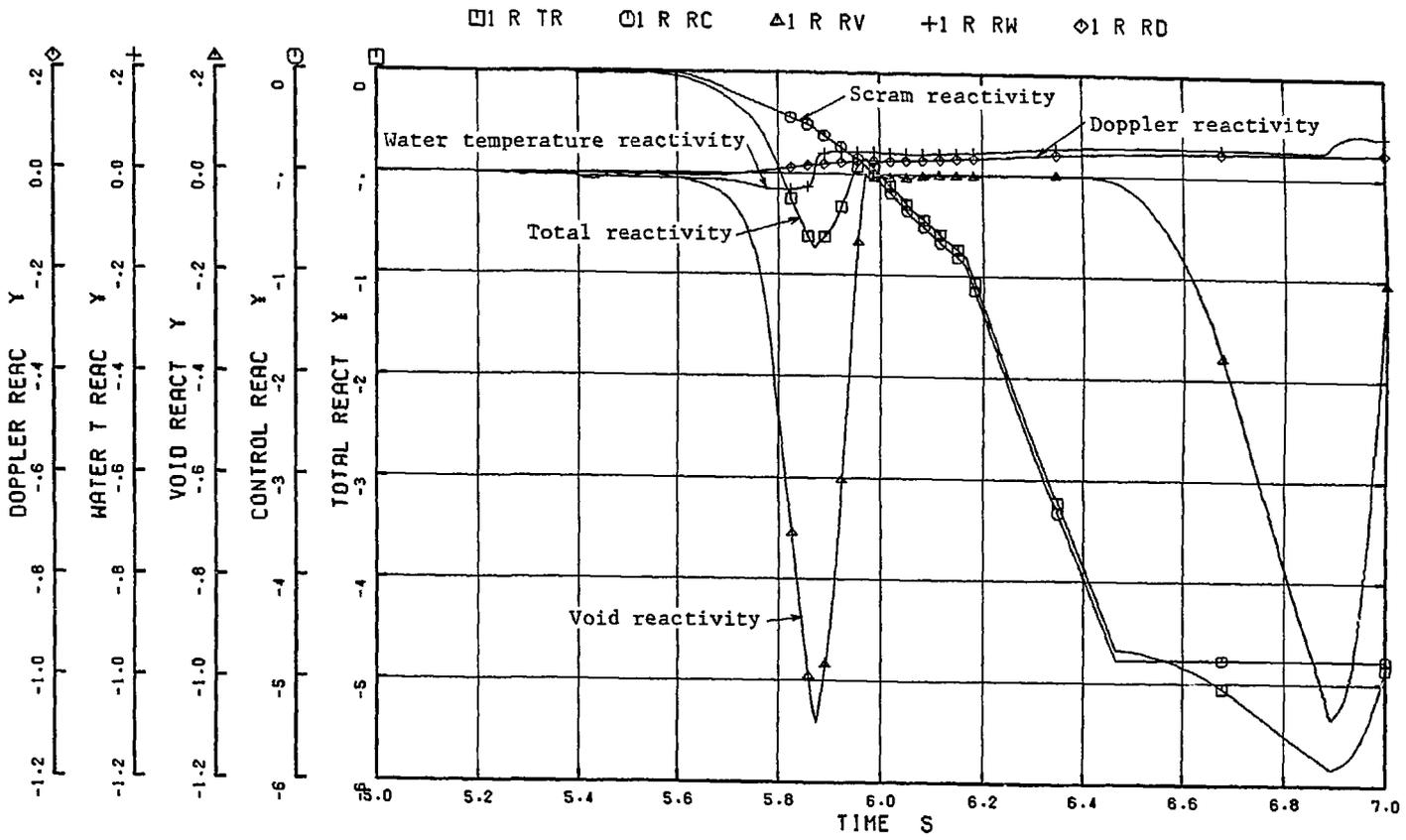


Fig. 3.9 Feedback Reactivity and Scram Reactivity (CASE 2)

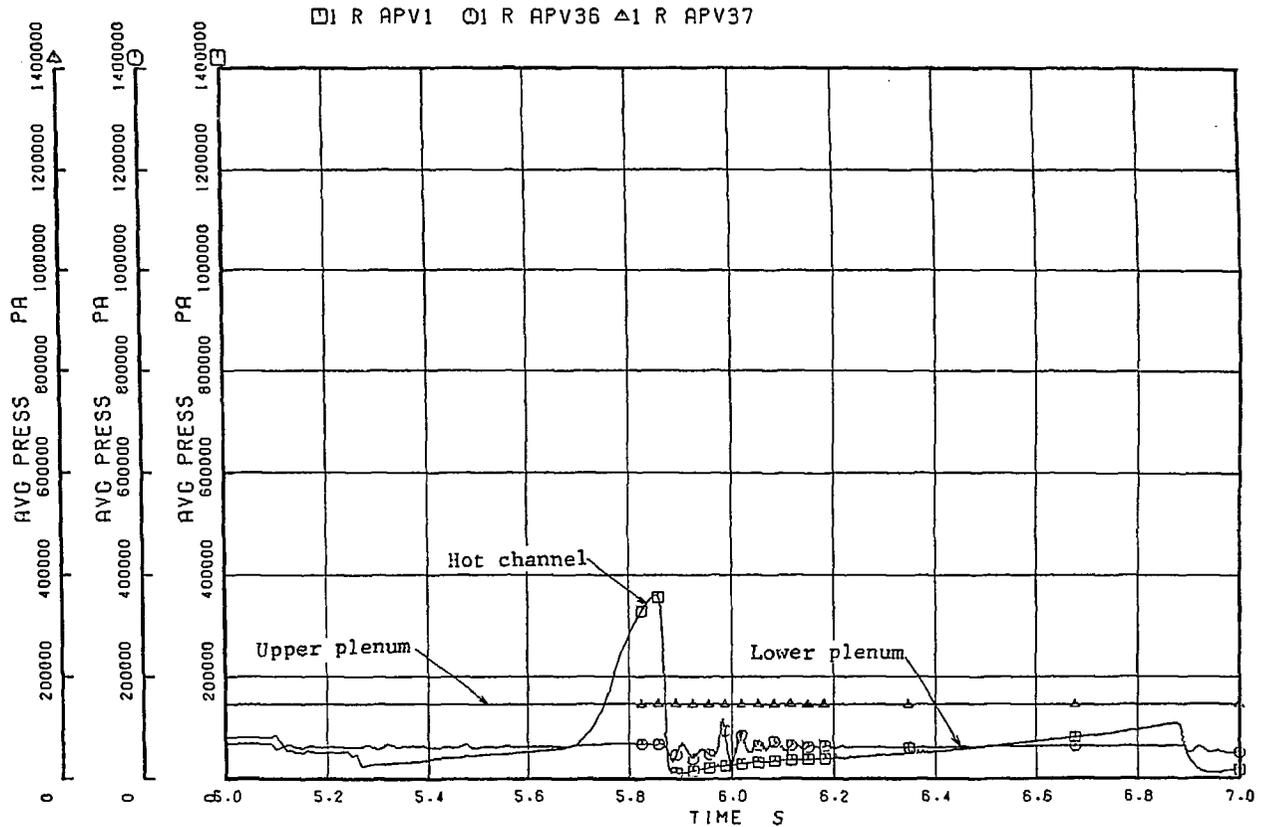


Fig. 3.10 Average Pressure of Upper plenum, Lower plenum and Hot Channel (CASE 2)

□ 1 R PD ○ 1 R STS4 △ 1 R JWJ1 + 1 R JWJ36 ◇ 1 R WVV1

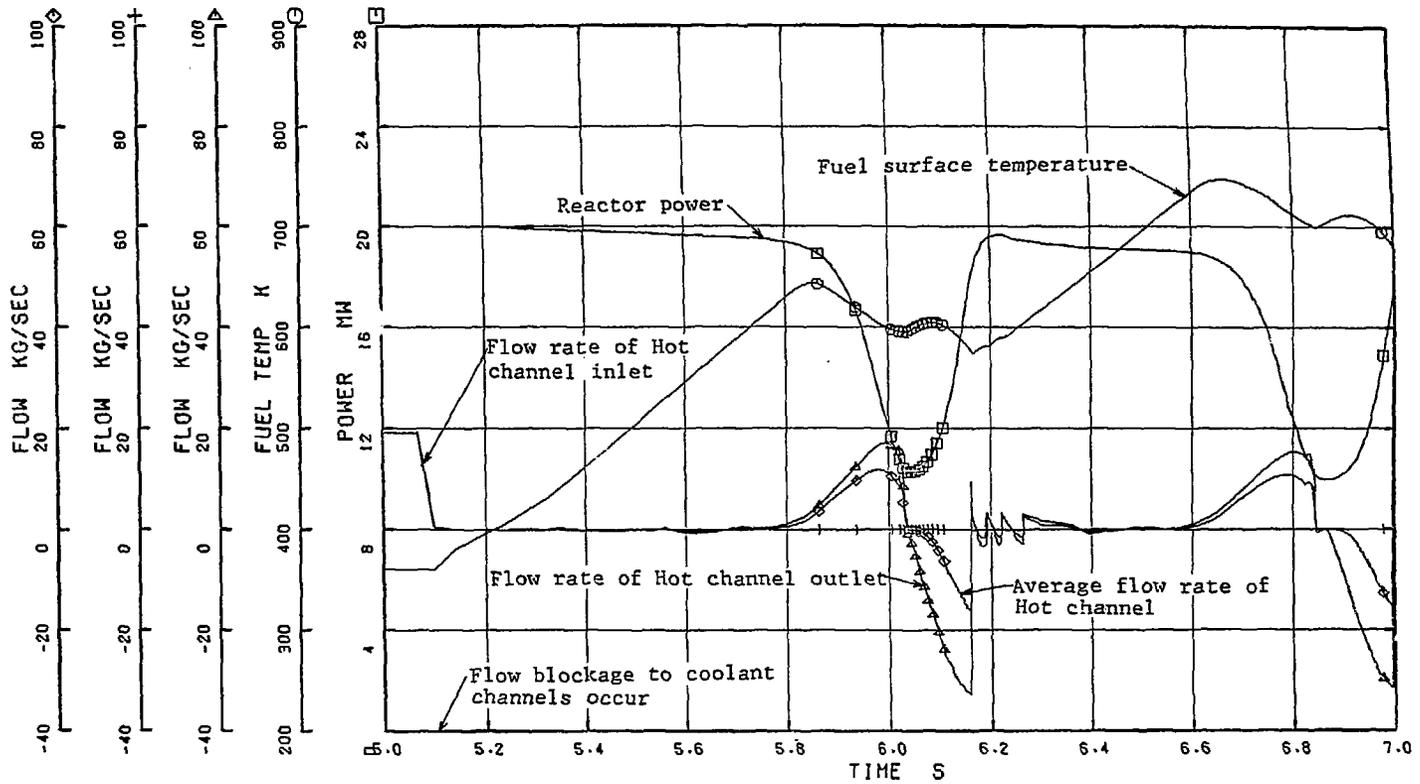


Fig. 3.11 Fuel surface temperature and Flow rate of Hot Channel and Reactor Power (CASE 3)

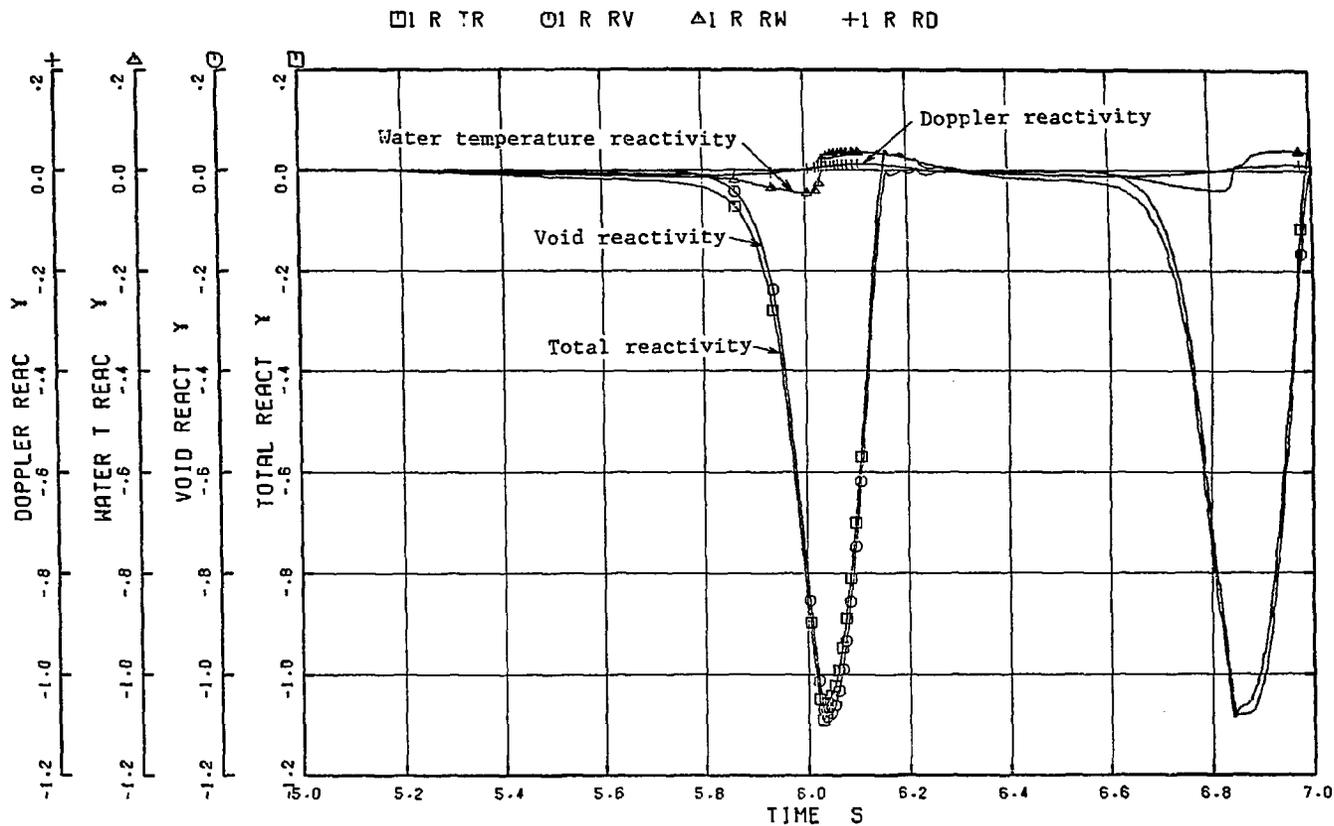


Fig. 3.12 Feedback Reactivity (CASE 3)

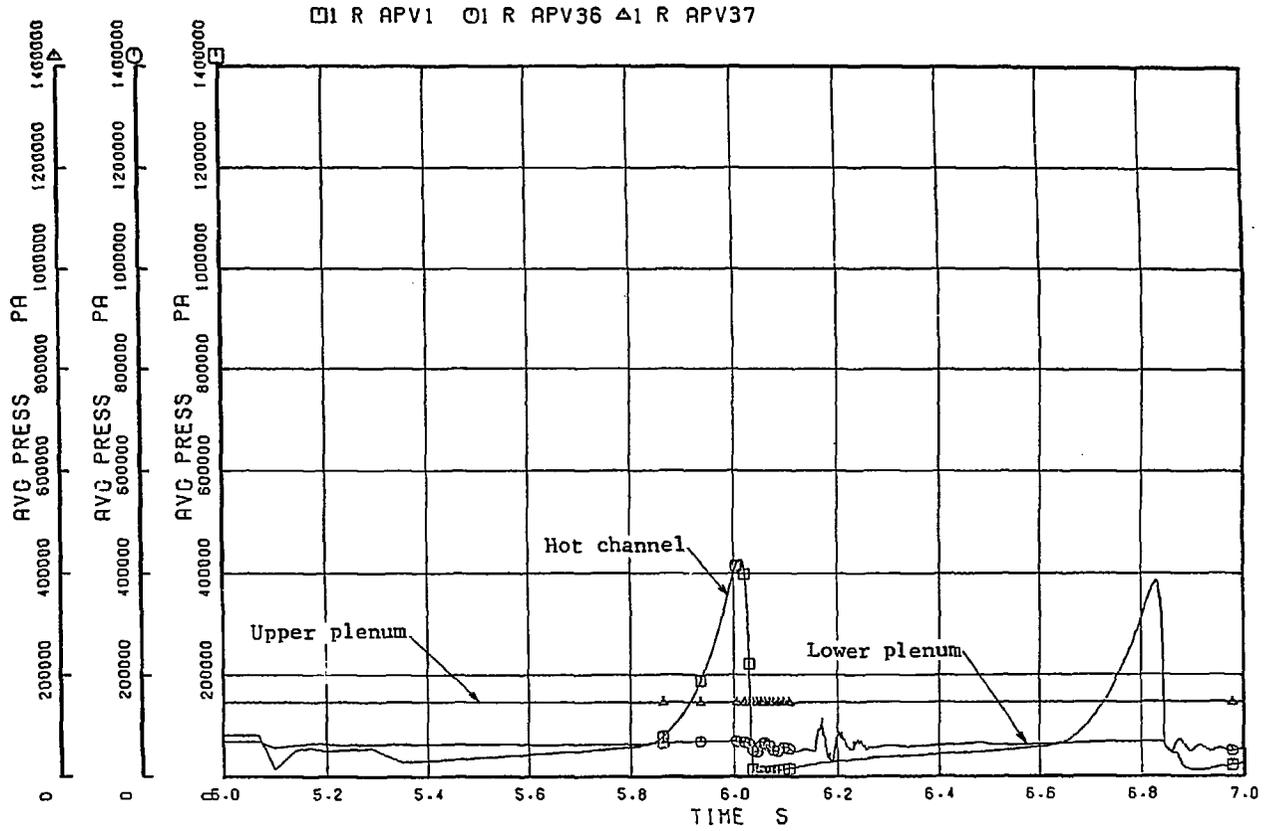


Fig. 3.13 Average Pressure of Upper plenum, Lower plenum and Hot Channel (CASE 3)

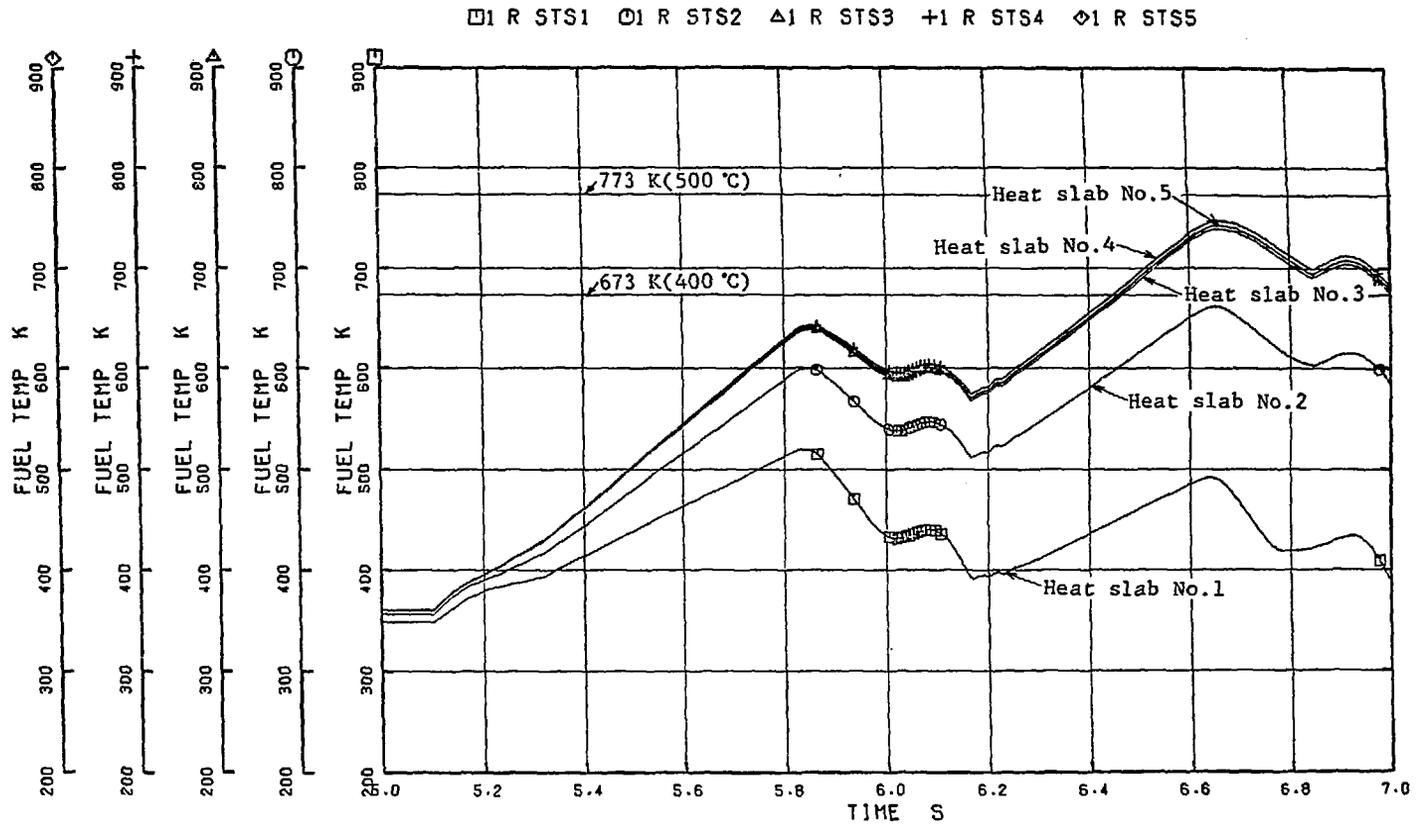


Fig. 3.14 Fuel surface temperature at each Heat slab of Hot Channel
(Heat slab No.1~5, CASE 3)

□ R STS6 ○ R STS7 ▲ R STS8 + R STS9 ◇ R STS10

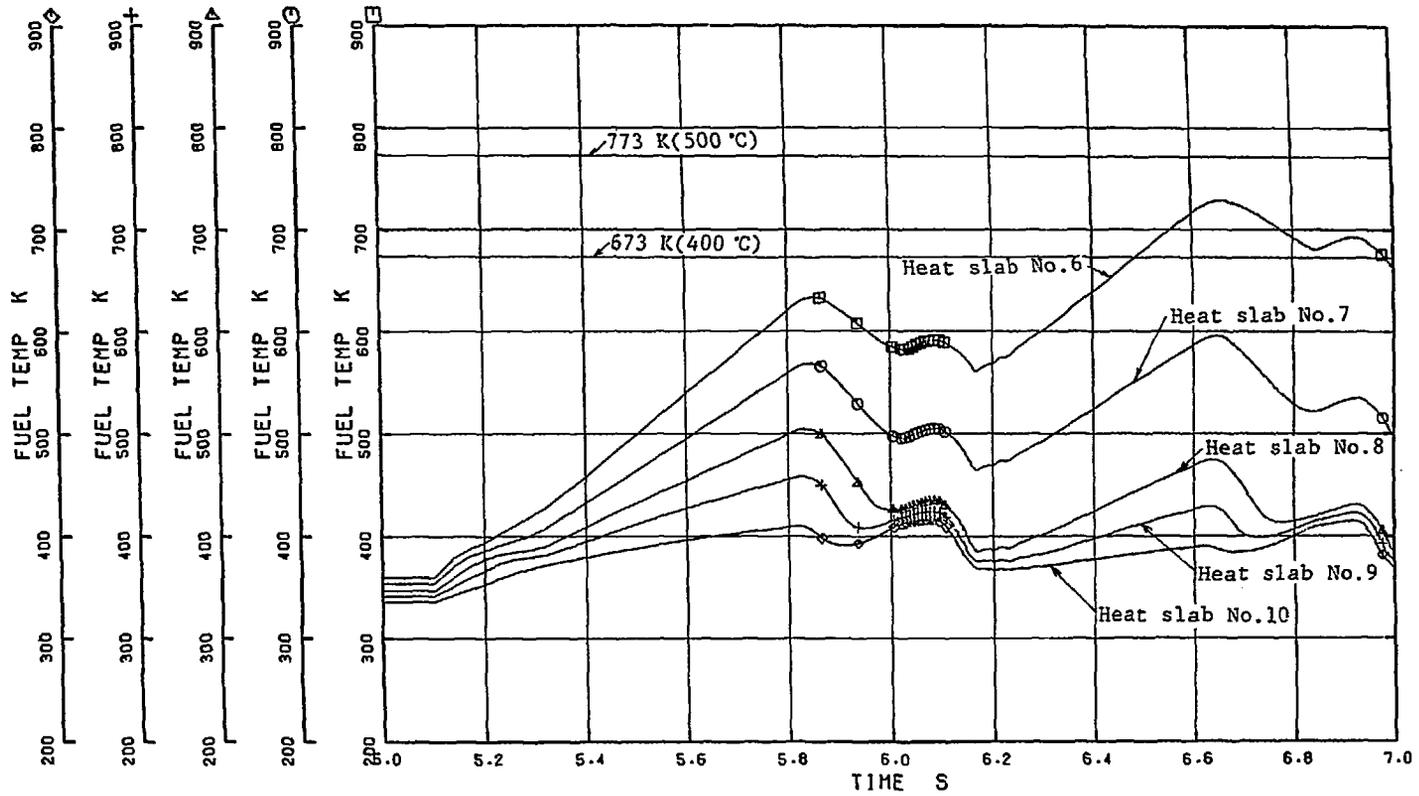


Fig. 3.15 Fuel surface temperature at each Heat slab of Hot Channel
(Heat slab No.6~10, CASE 3)

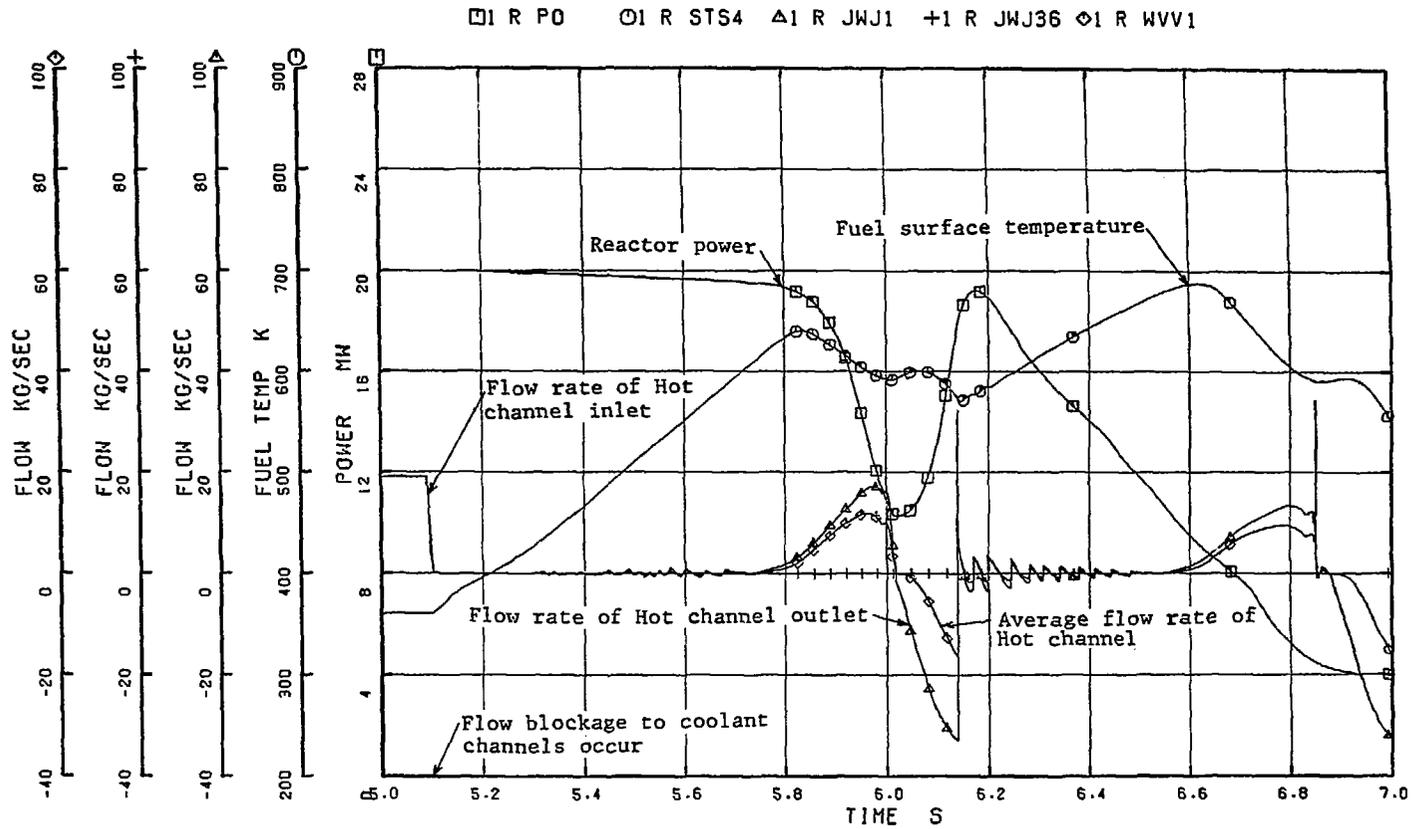


Fig. 3.16 Fuel surface temperature and Flow rate of Hot Channel and Reactor Power (CASE 4)

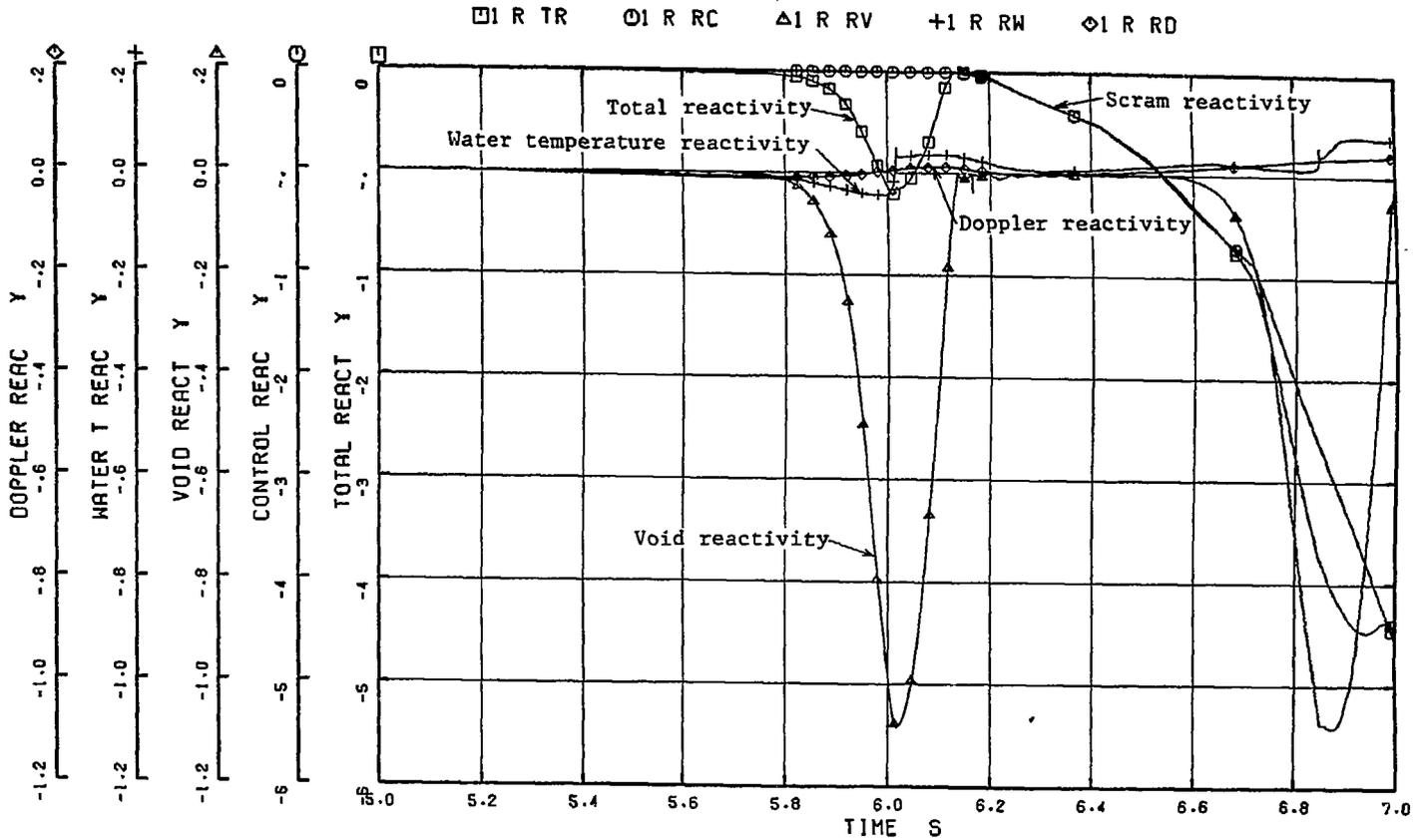


Fig. 3.17 Feedback Reactivity and Scram Reactivity (CASE 4)

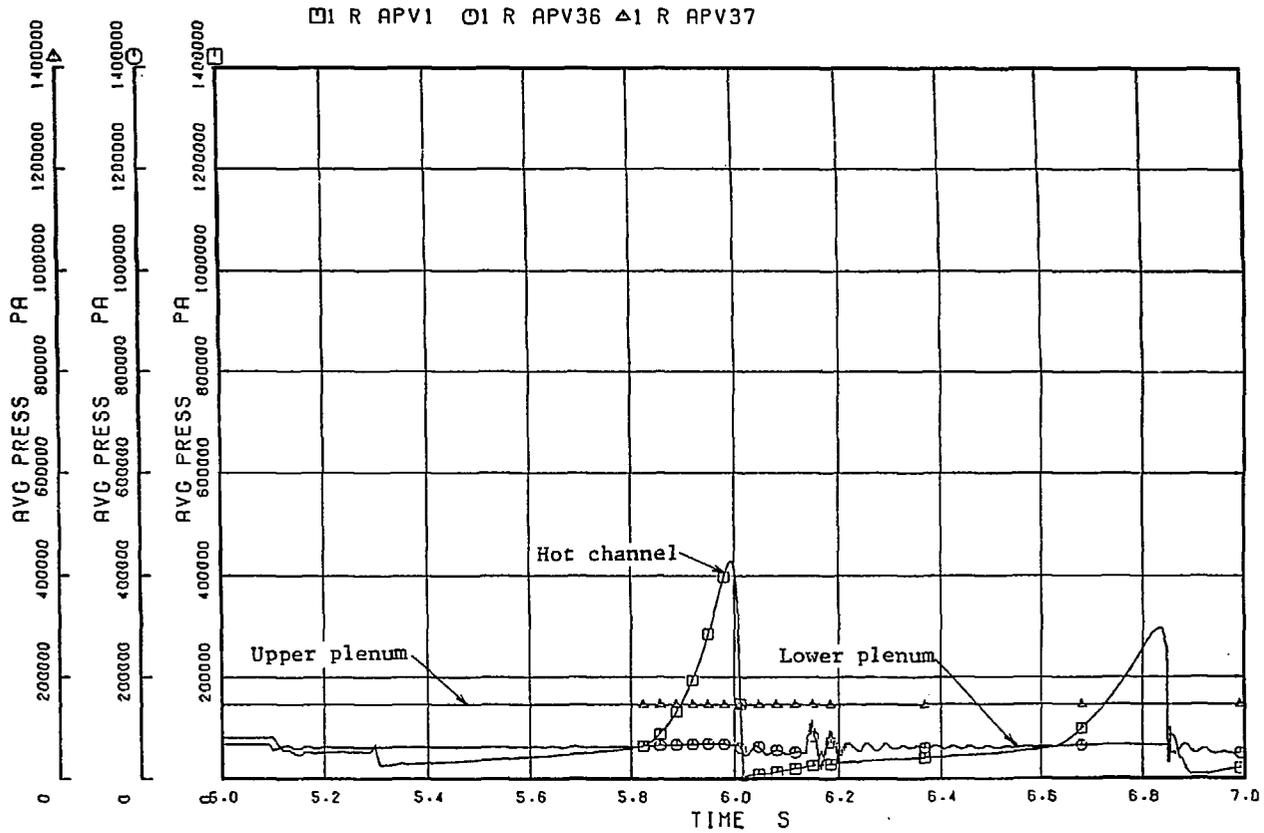


Fig. 3.18 Average Pressure of Upper plenum, Lower plenum and Hot Channel (CASE 4)

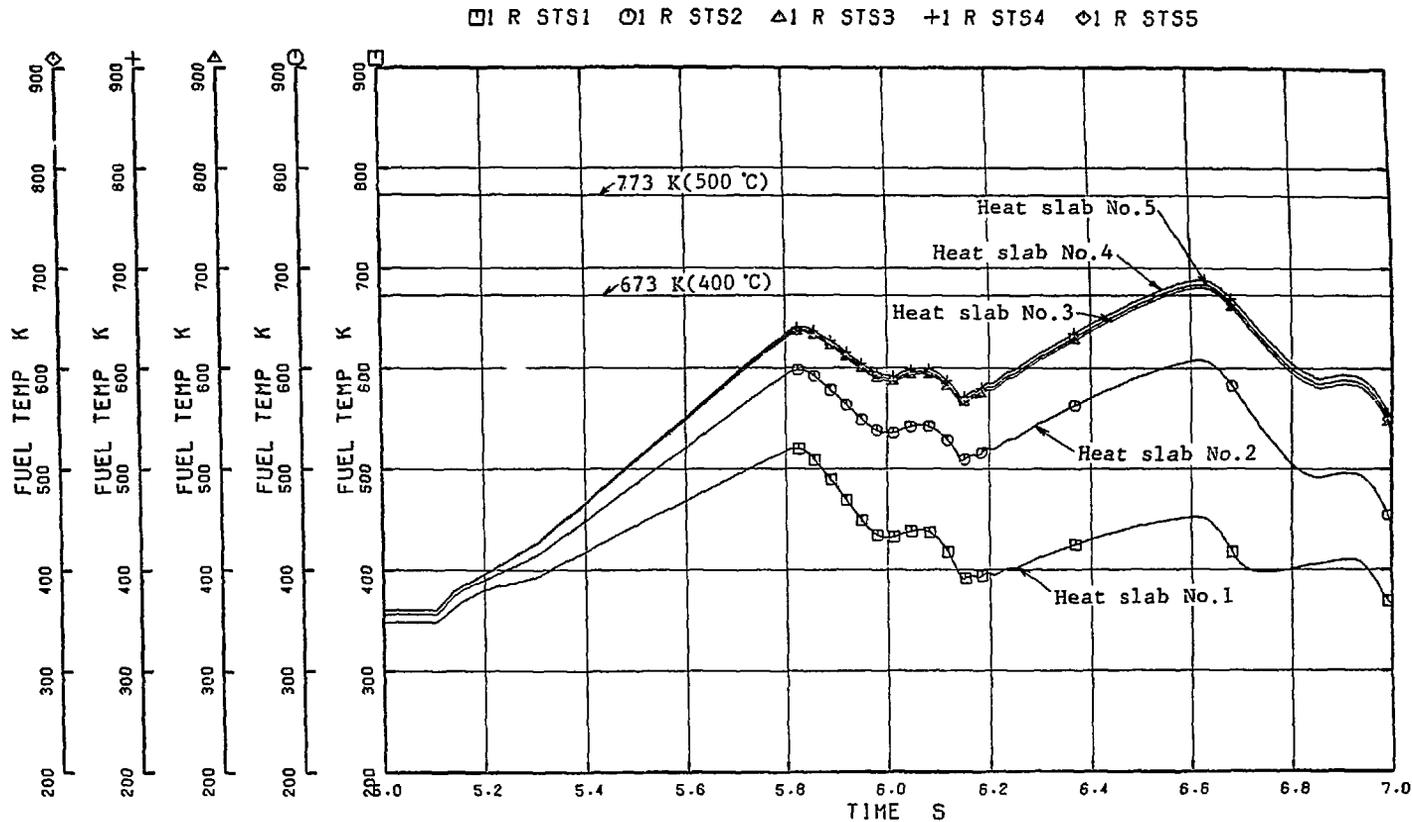


Fig. 3.19 Fuel surface temperature at each Heat slab of Hot Channel (Heat slab No.1~5, CASE 4)

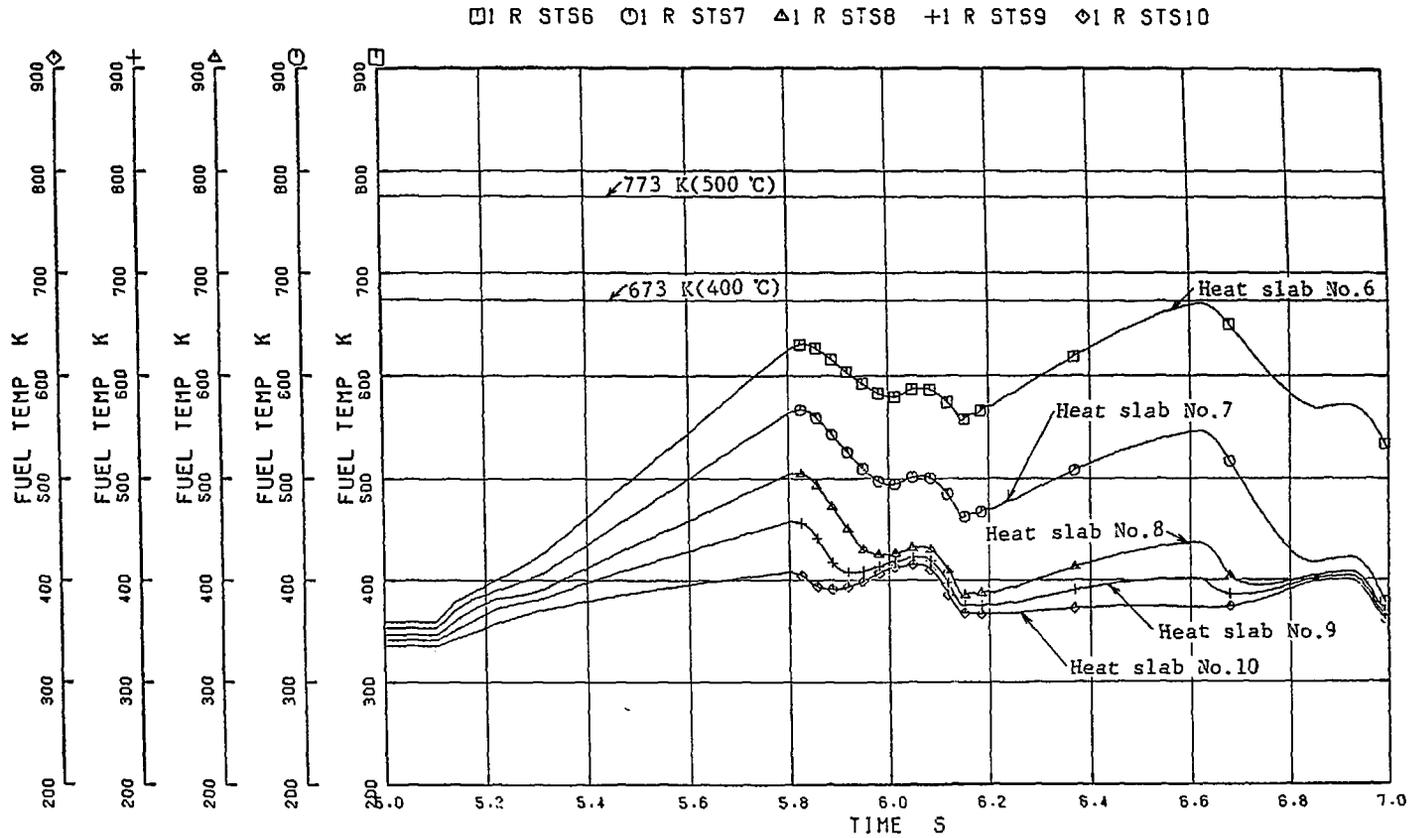


Fig. 3.20 Fuel surface temperature at each Heat slab of Hot Channel
(Heat slab No.6~10, CASE 4)

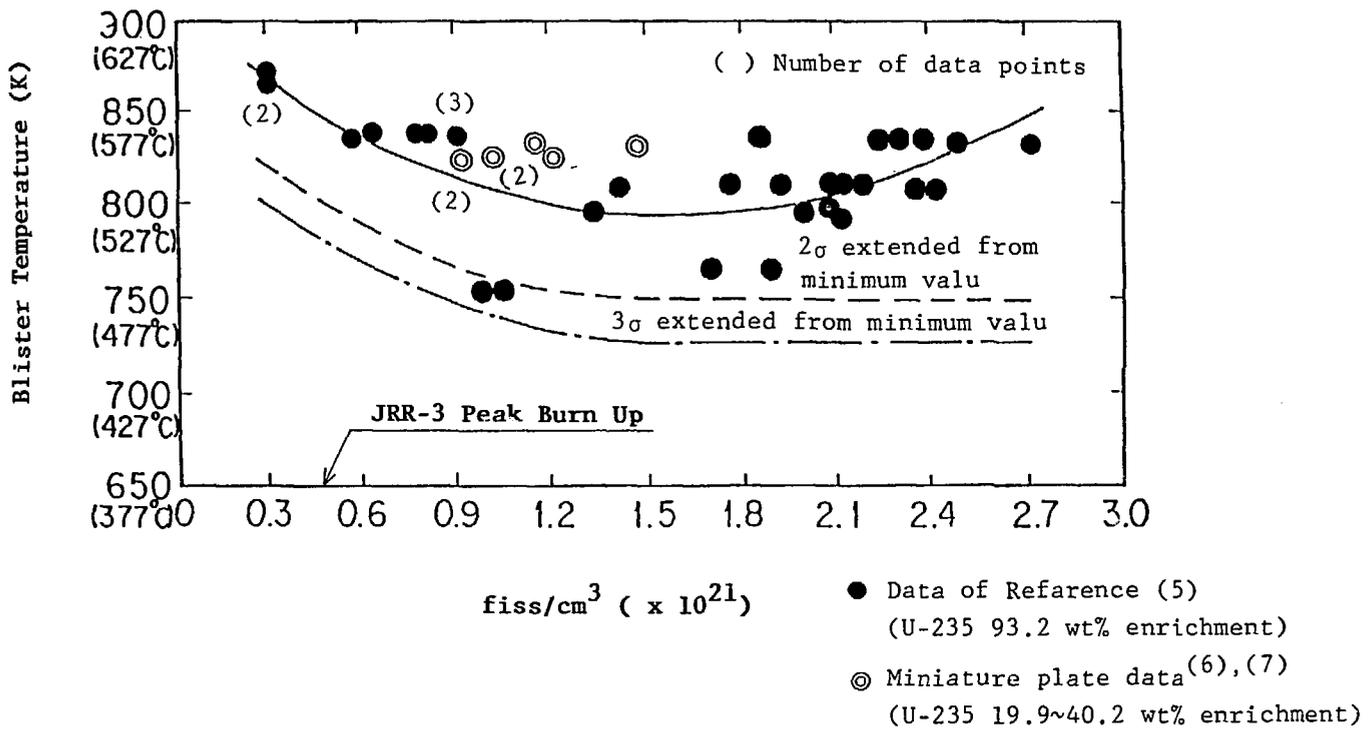


Fig. 3.21 Blister temperature of Uranium-Aluminum dispersion fuel

4. 結 言

炉心流路閉塞事故について、ホットチャンネルの1標準型燃料要素が流路閉塞すると仮定し、ホットチャンネルの出力分布が一樣とした場合、及び核計算から得られた出力分布を用いた場合について、それぞれベリオド短によるスクラム無しの場合とスクラム有りの場合について解析を実施した。その結果、ホットチャンネルの出力分布を一樣とした場合には、スクラム無しの場合であっても燃料は破損しないことが明らかとなった。しかし、ホットチャンネルの出力分布を模擬した場合には、スクラム有り、無しにかかわらず燃料芯材温度は400℃を越え、燃料が破損する可能性があることが明らかとなった。出力分布を模擬し、かつスクラム有りの最も現実に近い場合において、燃料芯材温度が400℃を越えると燃料が破損すると仮定した場合、標準型燃料要素1体の約16.7%が破損することが明らかとなった。さらに、炉心流路閉塞発生後の燃料温度の変化は、反応度投入事象と同様に、0.7～数秒のうちに最大値に達することが明らかとなった。しかし、本解析においては制御棒の反応度外乱に対する応答については考慮していないため、今後、制御棒の反応度外乱に対する応答も考慮した解析が必要である。

謝 辞

本報告書のまとめにあたり、安全性特性解析グループの安藤弘栄グループリーダーには貴重な意見を戴いた。また、作業の遂行及びEUREKA-2コードの使用にあたり原子炉安全工学部リスク評価解析研究室原見太幹副主任研究員には終始御支援、御協力を戴いた。ここに記し感謝の意を表す。

参 考 文 献

- (1) 大西信秋, 原見太幹, 広瀬大久, 植村 睦, “軽水炉の反応度投入事象解析コード EUREKA-2” JAERI-M 84-074, 1984年5月
- (2) 鶴田晴通, 市川博喜, 岩崎淳一, “JRR-3改造炉の核設計”, JAERI-M 84-099, 1984年5月
- (3) 原見太幹, 松崎徳則, 植村 睦, 鶴田晴通, 大西信秋, “JRR-3改造炉の出力自動制御系設計のための反応度応答解析”, JAERI-M 84-118, 1984年6月
- (4) Colomb A.L., Sims T.M.: “ORR fuel failure incident”, Nucl.Safety 5 No2, p203~207 (1963~1964)
- (5) “日本原子力研究所東海研究所原子炉設置変更許可申請書 (JRR-3原子炉施設の変更)”, 1984年4月
- (6) “IAEA Guidebook on the safety and Licensing Aspects of Research Reactor Core Conversions from HEU to LEU Fuels”, September 9-10, 1980
- (7) “IAEA GUIDEBOOK VOLUME 2 (Research Reactor Core Conversion Safety Analysis and Licensing Issues) FUELS, M-6 Description and qualification of some aluminum alloys used by CERCA as cladding materials”, March, 1982