

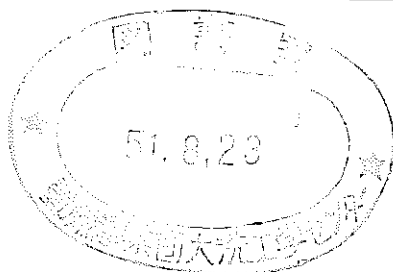
PNC^T N241-69-47

区 分 交 更	
変更後資料番号	1111
決議年月日	平成 13 年 7 月 31 日

「SEFOR」

才 2 部 SEFOR 安全解析

技術資料コード	
開示区分	レポート No.
	N241 69-47
この資料は 図書室保存資料です 閲覧には技術資料閲覧票が必要です	
動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センター技術管理室	



昭和 44 年 12 月

動力炉・核燃料開発事業団

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村大字村松4番地49
核燃料サイクル開発機構
技術展開部 技術協力課

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to:
Technical Cooperation Section,
Technology Management Division,
Japan Nuclear Cycle Development Institute
4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki, 319-1184
Japan

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)

Southwest Experimental Fast Oxide
Reactor (SEFOR) の安全解析

ま え が き

本資料は米国の高速実験炉「SEFOR」に関する一連の資料の第2部として題記の如く安全解析を中心にまとめたものである。この安全解析は、AECのRLD (Reactor Licensing Division) に対し、SEFORの運転許可を申請する際にGEが中心となつて行なつた評価で、高速炉の安全性に対する考え方と云う点で多分に参考となる点があると思う。

尚、本資料ではSEFOR plant全体の構成等に関しては説明が足りない点が多いと思うがこの点は第1部「SEFOR plantの概要」を参照されたい。また、続報として第3部に、SEFORに関する追加情報として安全性と関連のある問題点を断片的ではあるがやゝ詳細にまとめた。

これらの資料は下記に示す文献から得られたものであるが、以上の内容をまとめるに当り、時間的に制約されながら間欠的に作業を進めてきたため、多分に統一性を欠いているし、重要な点で不満足な所や、表現が間違っている所もあると思うが御容赦願いたい。お気付の点は筆者まで御連絡いただければ幸いである。

- Facility Description and Safety Analysis Report, SEFOR Vol. I, & II (1968)
- Additional Information on SEFOR plant Docket-50231-Supplement
1~24 (1968~9)
- ANS 100 (1965)
- ANS 101 (1967)

高速増殖炉開発本部研究員

福 島 穰

第 2 部 目 次

I 緒 言	1
II 安全解析	1
1. 正の反応度挿入	1
1.1 反射体制御棒による反応度挿入	1
1.2 冷却部による反応度挿入	4
1.3 初期燃料装荷と燃料交換中の反応度挿入	4
1.4 炉心への減速機の添加	9
1.5 炉心の形状変化	10
1.6 FRED の誤動作	11
1.7 オシレータ棒による反応度挿入	11
2. 冷却材流量喪失	11
2.1 ポンプ電源の喪失	11
2.2 N_a 冷却系の機械的事故	13
3. 格納容器設計基準解析	27
3.1 最大仮想事故の解析	28
3.2 放射線障害解析	42
4. ナトリウム化学反応	53
4.1 解析のモデル	53
III 結 言	59

I 緒 言

SEFORの安全上の特徴を簡単にまとめると次の様になる。まづ、核的な特性としてドブラー係数が負(即効性)であること、熱膨脹係数が負であること、局所的なNaポイド係数は数セントの正となるが全体のポイド係数は負であること等があげられる。また、構造上の特徴としては、以下のことが考慮されている。炉容器の外側には安全容器があり、炉心からNaが流出して冷却不能になることを防止している。炉容器の入口および出口ノズルの位置は1次冷却系の何処が破損漏洩しても炉心からNaが喪失しない様に配置されている。また補助冷却系は、それが破損しても主冷却系の運転に支障がないように設計されている。また補助系は燃料交換中とか、主冷却系保守中等の炉停止中の冷却に使用される。炉の温度はNa沸点より十分低いし、圧力もほとんど大気圧に近い状態で運転されるので、系の破断による冷却材喪失があっても格納容器内の温度と圧力が上昇することはない。格納容器内の温度圧力が上昇するとすれば核暴走による急速なエネルギー放出とNaの化学反応である。1次格納容器内でのNaと空気の化学反応の効果は窒素雰囲気によって抑制されており、また1次格納容器壁は400 MW-secの爆発的なエネルギー放出に耐えうる。2次格納容器壁は、保守中で、1次2次格納容器が共に空気雰囲気になっているときにNa火災が生じたとき想定したときの圧力温度に耐えるよう設計されている。

II 安全解析

1 正の反応度挿入

熱移送計算に用いた定数はTable 1に示したが主なものとして、燃料と被覆管のギャップの熱伝達係数は $1,000 \text{ Btu/h-sqft-}^\circ\text{F}$ を、Naと被覆管の熱伝達係数は $8,400 \text{ Btu/sqft-}^\circ\text{F}$ を用いている。燃料棒中の燃料は2つの部分に分けられており、軸方向の熱膨脹を吸収することによってドブラー実験の精度を上げている。温度に依存する主要な反応度効果としては炉心の半径方向膨脹と軸方向燃料被覆管膨脹とNa密度変化がある。解析に使用したドブラー係数としては、理論計算とZpR-3の実験結果から得られた値の半分より少し小さい -0.004 を用いており、事故解析に安全上の余裕をもたせている。スクラム時の反応度変化をFig. 1に示す。この曲線はZpR-3の試験から得られたものである。事故解析に用いたのは、図に点線で示すランプ状挿入で、実際よりも約0.2 sec遅れ全挿入量も10%としている。

1.1 反射体制御棒による反応度挿入

制御用反射体は原子炉安全容器のすぐ外側にあるNaガス冷却の円環部を駆動する。反応度の増加には、重力とスクラム用のアキュムレータ圧力に抗して上方へ駆動され、スクラム時には、アキュムレータ圧力と重力で反射体が落下する。解析としては起動時と出力時において $10\%/sec$ のランプ状反応度挿入を想定する。この $10\%/sec$ の率は安全棒(粗調整棒)の最大価値の1本の約2倍となっている。スクラムは定格出力の120%(2.4 MWt)で中性子束高によ

TABLE 1

SUMMARY OF FUEL THERMAL CALCULATIONS

Core Power Density (kW/ft)		
Standard rod		
Average		11.3
Peak		21.0
Spiked rod (maximum)		25.0
Fuel Temperatures ($^{\circ}\text{F}$)		
Standard rod		
Core average		2000
Peak centerline		4550
Spiked rod (peak centerline)		5000
Heat Transfer Coefficients ($\text{Btu/h-ft}^2\text{-}^{\circ}\text{F}$)		
Fuel-to-cladding gap, h_g		
Average core position		1000
Center of core		2000
Spiked rods		2000
Cladding-to-coolant film, h_f		8400
Fuel Cladding Temperature ($^{\circ}\text{F}$)		
Standard rod		
Maximum		1000
Average		800
Spiked rod		
Maximum		1050
Average		850
Power Peaking Factors		
Axial peak-to-average		1.24
Radial peak-to-average		1.47
Local peaking factor		1.01

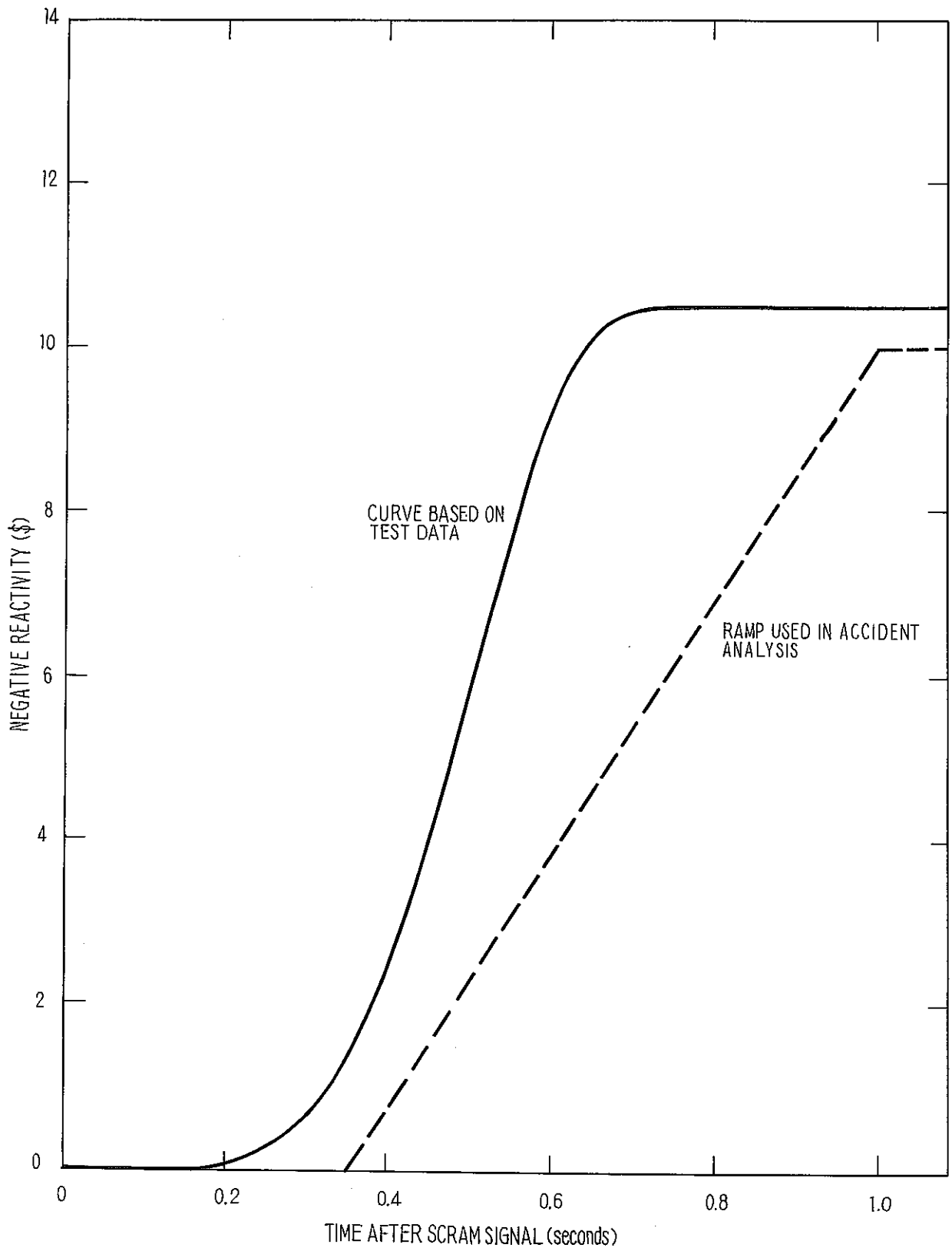


FIGURE 1 REACTOR SCRAM REACTIVITY (FROM 20 MWt OPERATION)

って作動する。Fig 2に定格出力時の反応度挿入事故の出力と平均燃料温度の変化を示す。出力はほぼ26 MWtまで上昇する。(スクラム信号は24 MWtで発する。)一方、燃料温度の上昇は無視し得る。Fig 3は起動時(線源レベル)の反応度挿入事故の出力と平均燃料温度の変化を示す。スクラムは、現実には炉週期短がまず作動するであろうが解析ではこれを無視し120%の中性子高によるものとする。このとき平均燃料温度はやゝ増加するが問題とはならない。この事故は冷却材流量が無いときのものであり、流量低のトリップが作動しなかったものとする。

1.2 冷却系による反応度挿入(冷Na事故)

1次冷却系のNa温度の低下は炉心に正の反応度を与える。この様な温度低下は、系を自然循環で運転していたときに、1次系ポンプが突然作動した場合に相当する。こゝでは出力10 Wtで崩壊熱0.5 MWtを自然循環で除去していたと想定する。このとき炉入口温度700°F、出口温度820°Fとなる。反応度フィードバックとしてはドブラー係数、Na密度と炉心構造物の熱膨脹効果を考え、それぞれつぎの3つのケースについて計算を行なった。

- (I) 全ての温度フィードバック係数を理論値の半分とした場合
- (II) ドブラー係数はそのままとし、他の温度係数は半分とした場合
- (III) ドブラー係数を半分とし、他の温度係数はそのままとした場合

この条件で、現実にはまず炉週期低スクラムが作動するはずであるが、計算上は全てのトリップがミスしたとする。Fig 4と Fig 5はこの結果を示す。いずれも炉心や冷却系に損傷を与えるような事態には至らない。

1.3 初期燃料装荷と燃料交換中の反応度挿入

燃料取扱機構は燃料交換セルの実物大モックアップを使って、ドライ(空气中)試験とウエット(Na中)試験を行ないその信頼性が確認された。こゝでは次の2つのケースについて解析が行なわれた。なお、SEFORの設計基準として炉心廻りで取扱われる物は1\$以下の反応度値に制限している。

(1) 燃料取扱い事故

燃料取扱い中に、炉心に燃料が落下した場合を取扱う。炉心が未臨界なら当然核暴走に至ることはないし、たとえ臨界にあったとしても炉安全系によってスクラムする。解析の想定は(1)燃料が落下するとき炉心は丁度臨界で、(2)炉はスクラムしなかったとする。燃料1本の最大価値は0.39\$, 燃料交換中の炉心温度は約350°Fである。ドブラー係数は理論値の約半分($T^{dk}/dT=0.004$)を用いると、この事故で生ずる燃料最高温度は890°Fとなる。初期装荷中の炉心は全装荷状態ではないので燃料1本当たりの反応度値は0.39\$から0.46\$に増加する。

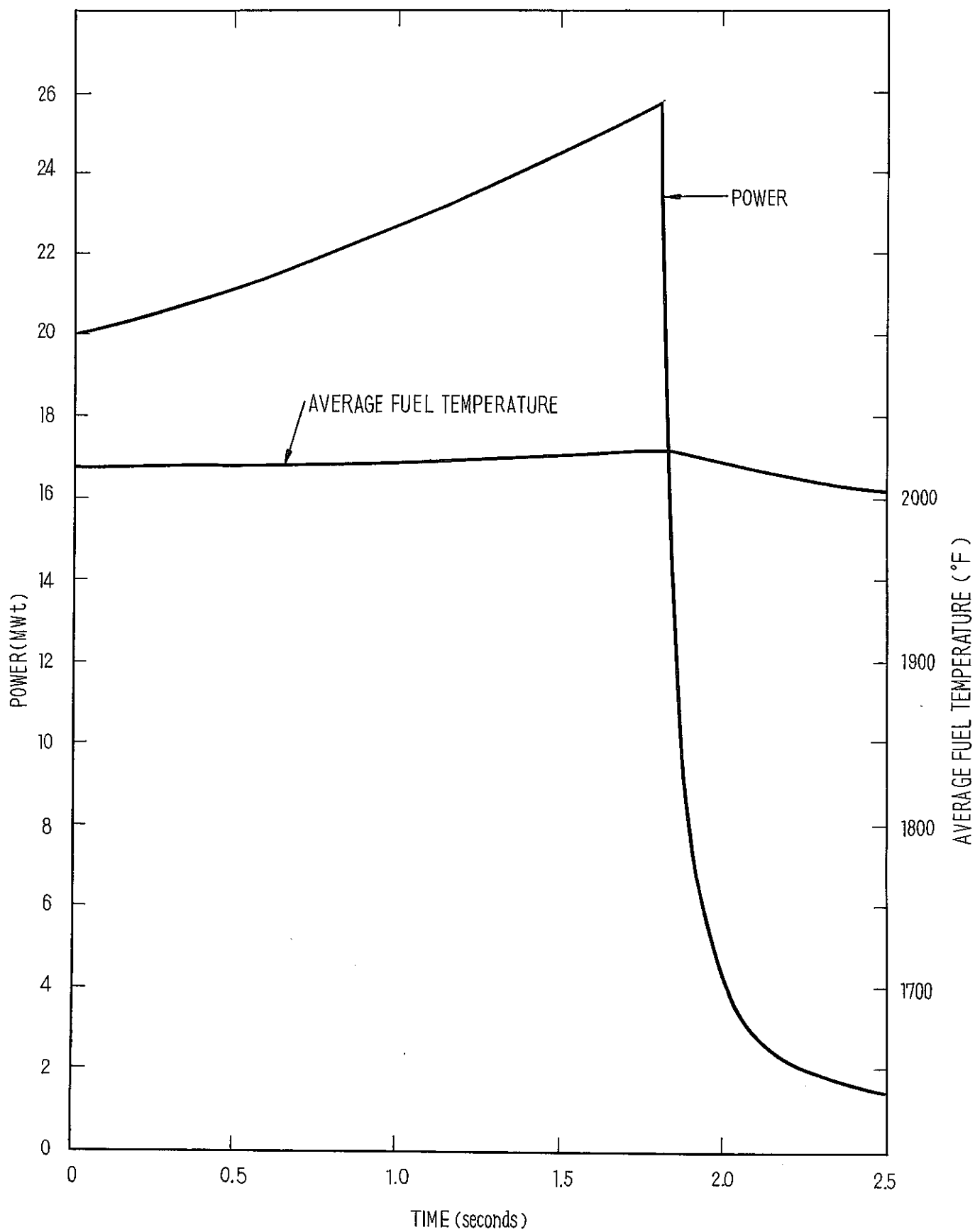


FIGURE 2 REFLECTOR SEGMENT RUN-IN FROM RATED POWER

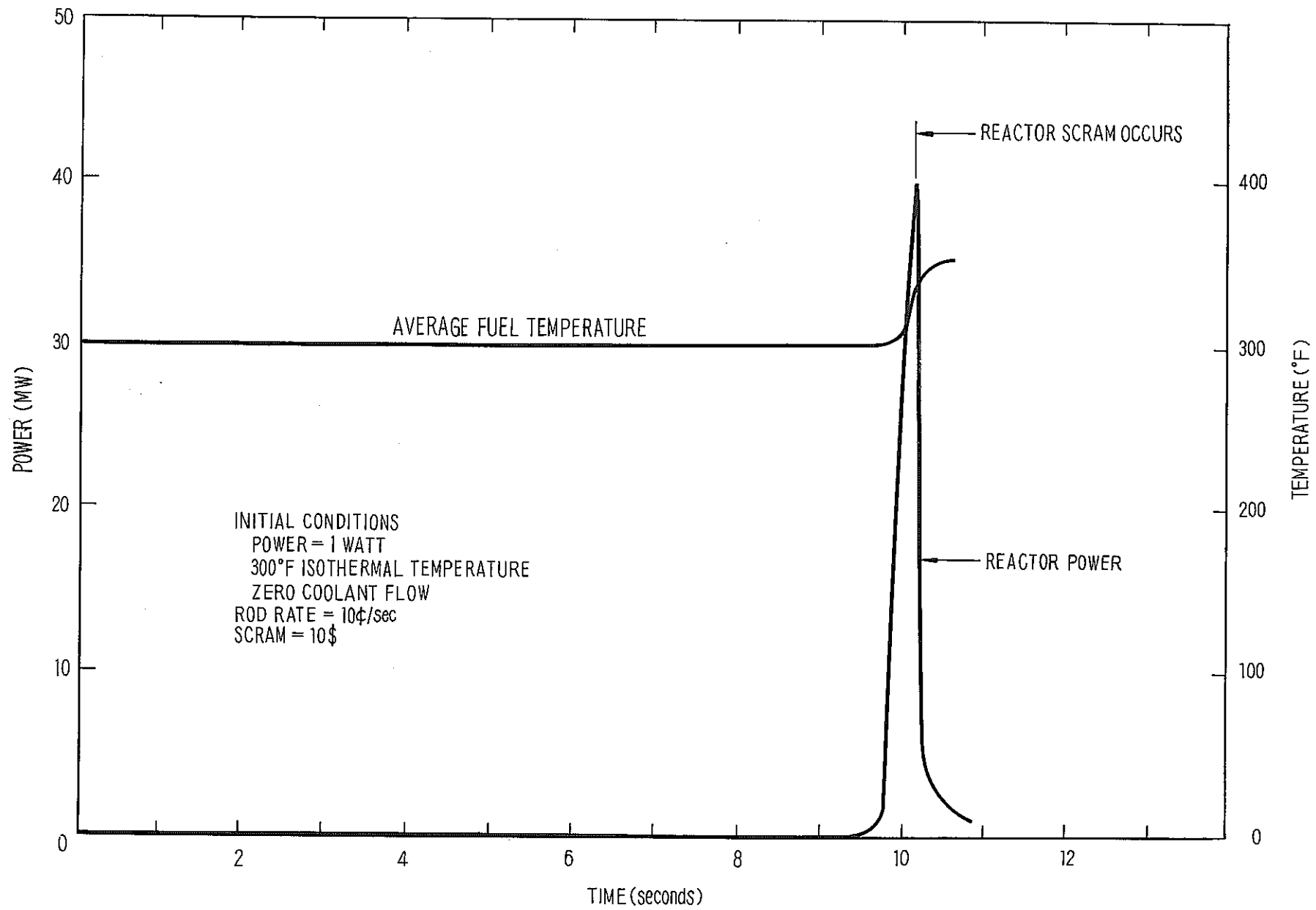


FIGURE 3 REFLECTOR SEGMENT RUN-IN FROM SOURCE LEVEL POWER

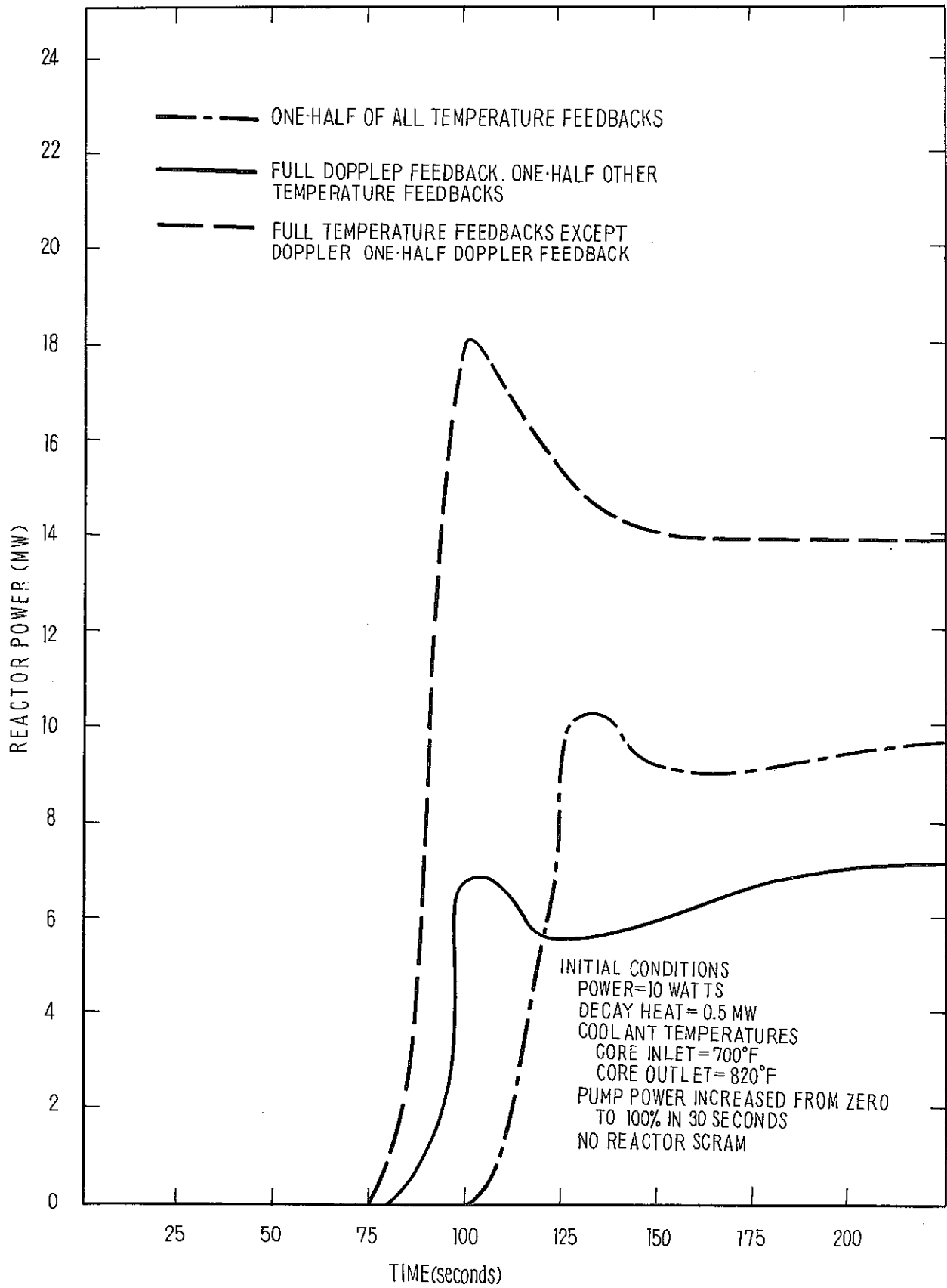


FIGURE 4 PUMP STARTUP FROM SOURCE LEVEL POWER

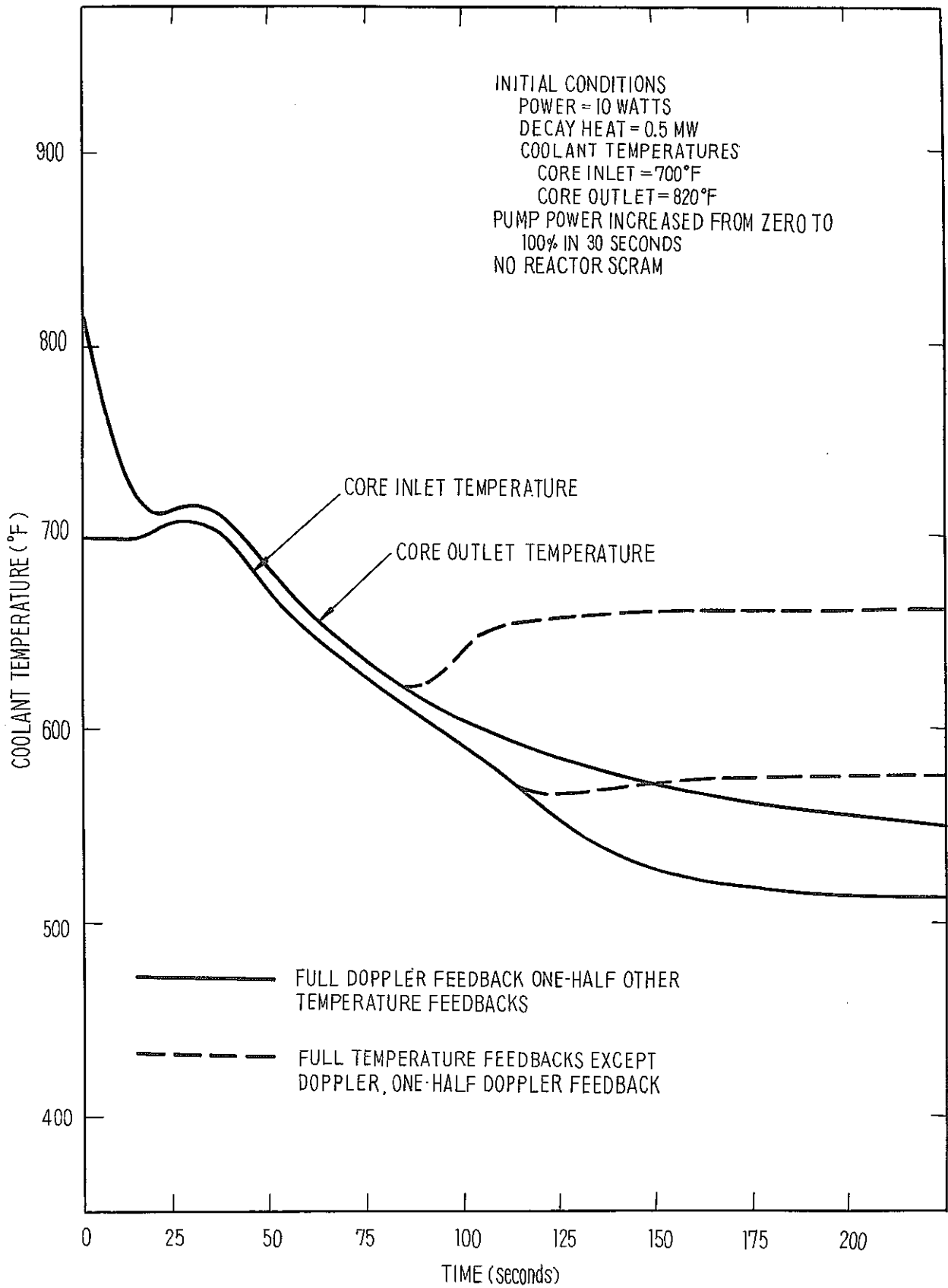


FIGURE 5 PUMP STARTUP FROM SOURCE LEVEL POWER

燃料の最高温度は 1020 °F となる。

(2) 特殊な炉心構成物質の取扱い事故

特殊燃料や B₄C 棒等の誤操作による事故で解析としては前項と同様、ジヤスト臨界で冷却材流量は自然循環のみ、スクラムは作動しないとする。スティール棒や B₄C 棒によって挿入される最大反応度は 0.7 \$ 以下である。Table 2 に計算結果を示す。最高温度は Na の沸騰点より十分低く、燃料や炉心損傷は生じない。

TABLE 2

HANDLING ACCIDENTS WITH SPECIAL CORE ITEMS (T_{initial} 350°F)

<u>I t e m</u>	<u>Maximum Reactivity Worth (\$)</u>	<u>Maximum Fuel Temperature (°F)</u>
Normal Fuel Rod	+0.39	890
Normal Fuel Rod (Wet Critical)	+0.46	1020
Guinea Pig Rods	+0.51	1100
B ₄ C Rods	-0.7	1470

1.4 炉心への減速材の添加

SEFOR は、高濃縮燃料を用い、高速スペクトルの炉心であるから、炉心へ減速材となる物質が挿入されると反応度の増加をきたす。そこで、炉建屋内には、反射体制御用の流体とクレーンのギヤボックス内の油以外には水とか他の水素を含む物質は存在しない。制御用の流体は炉心内へ不注意で流出する可能性を無くするため、制御用駆動機構は下方の炉容器の外側にあり、メタルシールで分離されている。また、上部プラグをはずしたときにクレーンの油が落ちないようにギヤボックスの下には油受皿が取付けられている。

炉心の内部にある中性子遮蔽の材料に炭素が多く含まれているが、これはボロンとの化合物になっており、減速材と同時に吸収材として作用するため、全体の正味の効果としては負の反応度をもたらす。また冷却系には必要なときに炭素除去用のホットトラップの取付けも可能である。

1.5 炉心の形状変化

高速炉炉心の典型として、炉心の大きさが小さくなると反応度が增加する。この効果的なものについて以下に示す。

(1) 燃料棒軸方向移動

燃料棒は垂直方向への移動が可能であり、正常位置から上方、6 in の位置から落下すると、炉心中心の燃料棒で 0.06 \$ の反応度が加わる。故に起動時に炉心から出ていた燃料が運転中に落下するようなことがあれば、正の反応度が挿入される。燃料は垂直方向には自由にスライドでき、支持力となる燃料 1 本当りの自重は約 15 lb である。一方、 N_a の最高流量時の上向の力は約 5.7 lb で、さらに周りの燃料との摩擦力がマージンとしてある。Table 3 にその関係を示す。また、地震力による垂直方向移動は、設計基準地震の垂直方向が 0.1 g であるので無視できる。

TABLE 3

MARGINS ON ROD HOLD-DOWN FOR SEFOR CORE

<u>Type of Rod</u>	<u>Rod Weight (lb)</u>	<u>Upward Force^(a) (lb)</u>
Fuel	15	5.7
B ₄ C	11.9	5.7
Stainless Steel	15.0	5.7
Depleted UO ₂	17.0	5.7
Foil Holder ^(b)	8.6	-
BeO Tightener	10.0	4.7

a. Hydrodynamic loads for rated flow through the core.

b. Used only during wet critical testing.

(2) 燃料棒内の軸方向燃料移動

燃料棒内の燃料は炉心中央部にあるガスキャップをはさんで上下2つの部分からなる。上部の全燃料が落下してこのギャップを埋めるとし 20 MWt 時に 2.9 \$ の反応度挿入となる。しかしこのためには、中央プラグ、ワッシャー、スプリング等が完全に破損する必要があるが、大部分の燃料がこの様なことになることは燃料制作の際の十分な注意によって防ぐことができる。

(3) 炉心半径方向形状変化

基本的な炉心直径は、トーシヨン棒でクランプされた109本の6角の燃料チャンネルで定まる。このクランプは全ゆる運転状態で炉心をタイトに保つようにする。燃料はチャンネル及びチャンネル内燃料棒のボウイングなど広い運転条件で無視し得ることがわかった。炉心直径の変化は燃料チャンネルの温度の関数であり、温度増加に対して負の反応度効果を持つ。

1.6 FREDの誤動作

SEFORには付属実験装置の1つとしてFRED (Fast Reactivity Excursion Device) と称する急速に反応度を挿入できる装置がある。炉はFREDを使った実験が行なえるよう設計されており、事故につながるとすれば炉が異常運転をしているときにFREDが誤動作したときにかざられる。FREDは炉心流量が少くとも90%以上でなければ運転できないようにインタロックが働いている。FREDは炉心からポイズン棒を抜き最大20%/secの反応度挿入率を実現しうるが、プラントの安全性としては最大50%/secまで保ち得る。

1.7 オシレータ棒による反応度挿入

SEFORで計画されているオシレータ試験は炉心の中央チャンネルにあるドライウエル内のポイズン棒の振動によって行なわれる。このポイズンの全価値は0.22%であり、振動は±10%まで得られる。最大挿入率は0.01%/secで、反射体による反応度挿入率10%/secよりもずっと安全側であり、このためオシレータによって重大な事故に発展するとは考えられない。

2 冷却材流路喪失

2.1 ポンプ電源の喪失

ポンプ電源の喪失に関する解析はアナログモデルを用いて行なわれている。

(1) 外部電源喪失

炉運転中に外部電源が喪失したら、主1次冷却系ポンプの2つのコイルに電力を供給している2台のMGが、フライホイールによってゆっくりとコーストダウンを行なう。炉は自動的にスクラムし、1次系流量の変化は設計流量の15%/secで自然循環流量まで減少する。緊急用ディーゼル発電機から補助冷却系に電源が供給され、炉心流量で5%の増加が得られる。2次系はフライホイールがなく、5~10secで自然循環流量になる。しかし、自然循環流量は定格の15%が確保されるし、2次系と接する高温源がなくなるので2次系に加わる熱衝撃は重大ではない。

外部電源喪失で最悪の場合は定格運転中の電源喪失で、このときの炉出力と冷却材炉心出口温度をFig 6に示す。最大出口温度は870°F (通常820°F)まで上昇する。入口

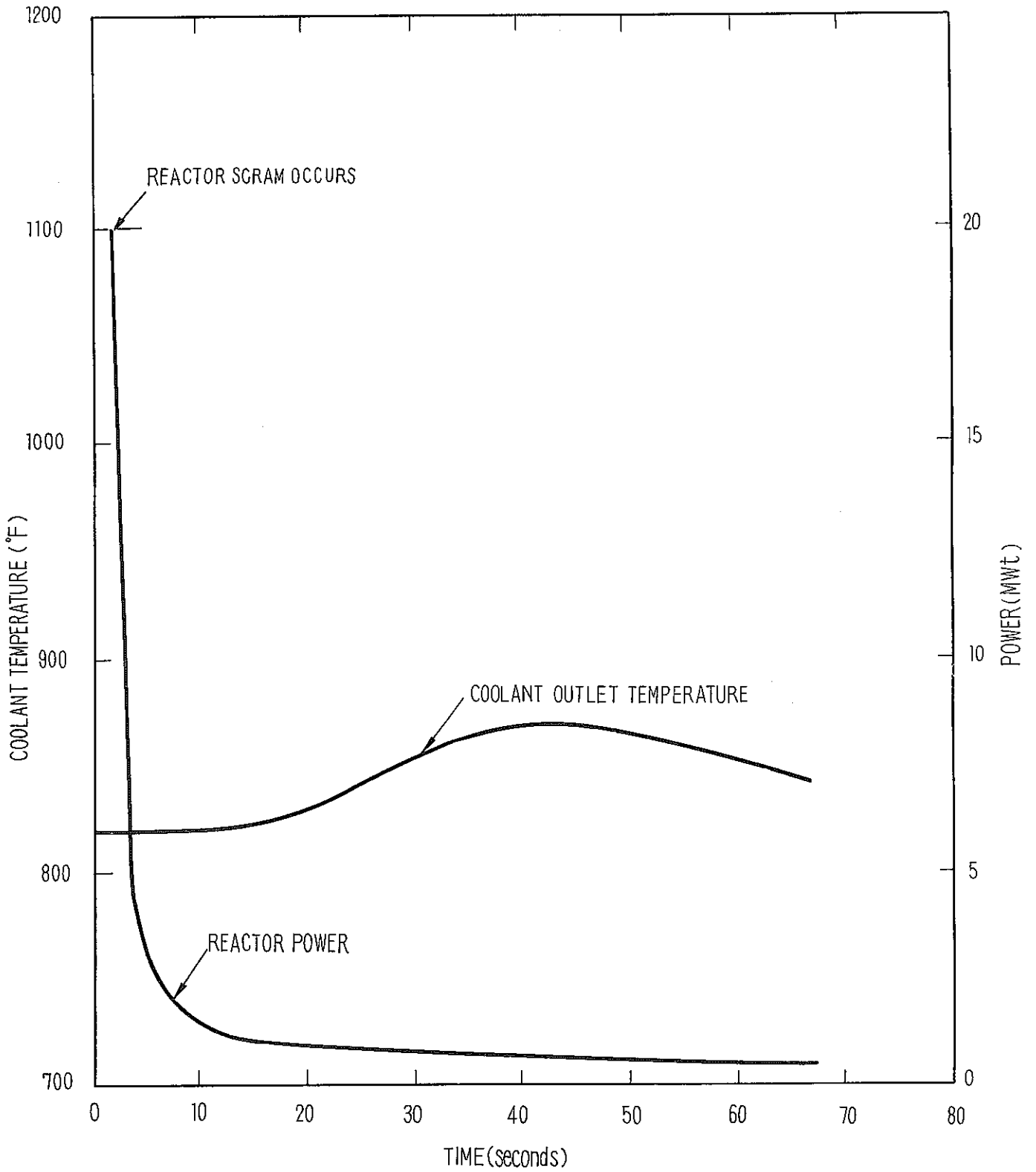


FIGURE 6 LOSS OF EXTERNAL PUMP POWER

温度は通常の700°Fを保ち、燃料温度は定常運転値を越えない。また1次系のコーストダウンによって冷却速度はおそく熱衝撃は問題とならない。

(2) ポンプ電源の誤動作(局部的電源喪失)

主1次系ポンプの電源は2つの独立のコイルをもち、それぞれ別々のMGセットから供給される。もしこの2つの系統のうち一方が故障すると、1次系流量は1~2secで定格の40%に減少する。スクラムは1次系流量低によって行なわれ、このときの4秒後に最大出口温度900°Fとなる。

(3) 2次系ポンプの電源喪失

2次系ポンプには主電源バスから直接供給される。主2次系だけのポンプ電源喪失でも2次系流量低のスクラムで炉は停止される。炉心の出入口温度は共に約40°F上昇し、それから2次系の自然循環による除熱によって徐々に温度低下する。IHXの2次系入口温度は空気冷却器の空気流量を自動的に減少させることによって制御し、2次系流量減少による2次Naの過冷却を防ぐ。

(4) 主冷却器の空気流量喪失

主空気冷却器の空気流量の急激な喪失が生ずると、2次系コールドレグのNa温度がゆっくりと上昇する。空気流量の喪失は運転員へのアラームを発し、運転員の判断で制御棒が操作される。もし運転員が炉の停止にミスをすると、温度上昇が続いて炉容器出口Na温度高またわ2次系コールドレグの熱電対の温度高によって自動的にスクラムする。後は主冷却器の自然循環と補助冷却系によって系の温度は減少する。

(5) 主1次系ポンプの電源全喪失

(1)と(2)は単一故障を取扱ったが、ここでは仮想的に独立な2つの故障を同時に考える。すなわちポンプの2つのコイルへの電源の供給がなくなったとする。このときの炉心出入口温度の変化をFig 7に示す。出口温度のピークは1300°FでNaの沸点にくらべると十分低い。入口温度は700°Fから約550°Fまで下るがこれは2次系と主冷却系は運転がつづけられるからである。

ポンプ電源喪失事故の解析結果をTable 4に示す。またTable 5には解析の条件を示す。

2.2 Na冷却系の機械的事故

設計製作上の配慮から、冷却系の漏洩はまず考えられないのであるが、溶接部や材質に小さな検出不能のヒビがあってそれが発展すると言う可能性は存在する。ここでは配管の破損サイズ約20in²までは炉心冷却に支障がないことを示している。更にギロチン型の破断について

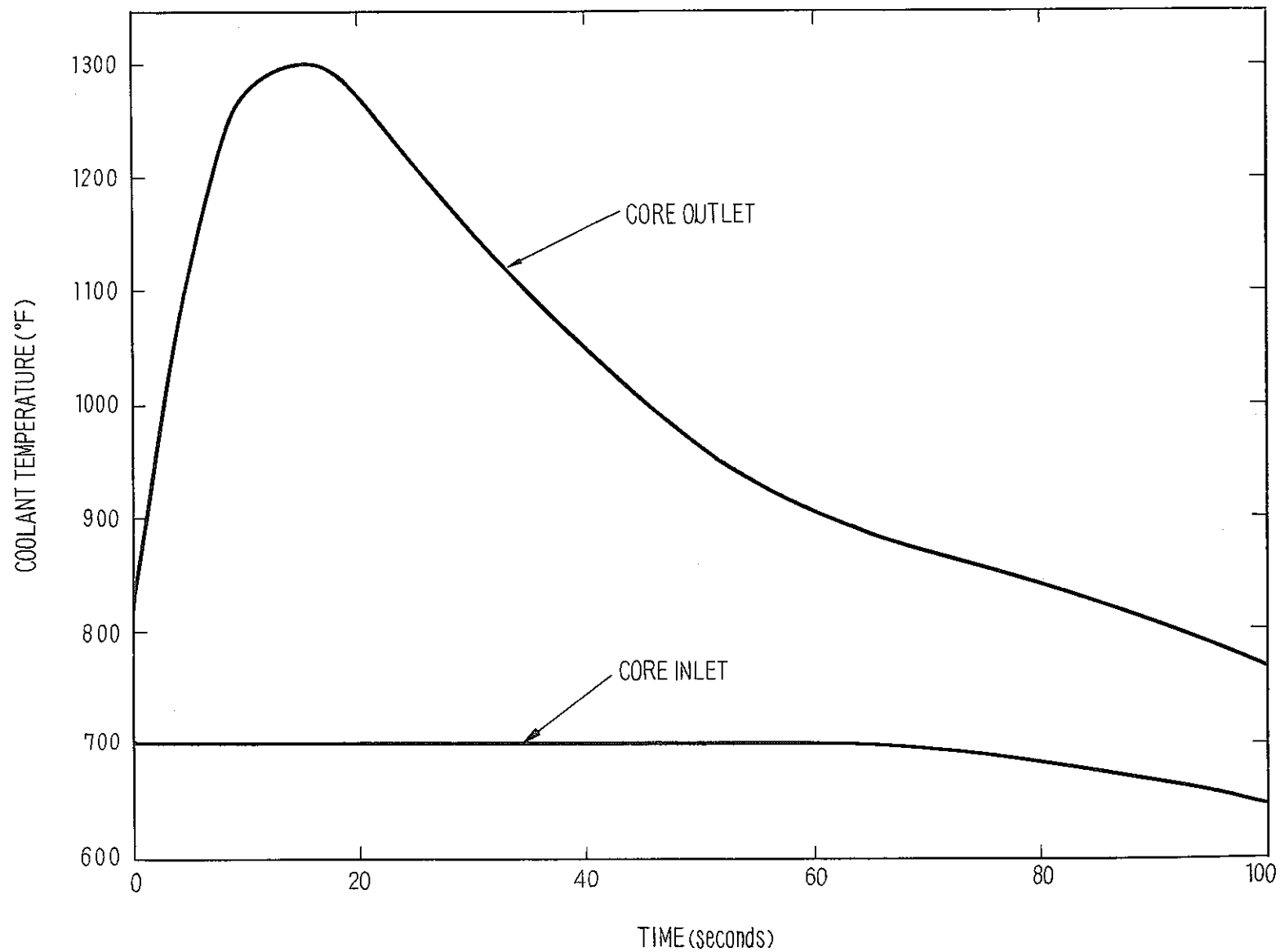


FIGURE 7 COMPLETE LOSS OF MAIN PRIMARY PUMP POWER WITH REACTOR SCRAM

TABLE 4
MAXIMUM COOLANT TEMPERATURES RESULTING FROM
VARIOUS LOSS-OF-COOLANT-PUMPING-POWER ACCIDENTS

Case	Scram	Main Coolant System				Auxiliary Coolant System			Maximum Coolant Temperature (°F)	Time (sec)
		Primary		Second-ary	Air	Primary	Second-ary	Air		
		Fly-wheel	Flow							
1	Yes	Yes	NC	NC	NC	0	-	-	870	10
2	No	Yes	NC	NC	NC	0	-	-	1250	80
3	Yes	No	NC	NC	NC	0	-	-	1450	15
4	No	No	NC	NC	NC	0	-	-	1600	15
5	Yes	No	36	100	100	5	5	5	900	4
6	No	No	NC	100	100	5	5	5	1480	15
7	No	-	100	NC	100	5	5	5	900	150
8	No	-	100	100	NC	5	5	5	900	150
9	No	-	100	100	100	0	5	5	830	2
10	No	-	100	100	100	5	NC	5	820	-
11	No	-	100	100	100	5	5	NC	820	-

Notes:

- a. A flywheel is used only in the Main Primary Coolant System. It increases the flow decay time constant from 1 second to about 40 seconds.
- b. NC indicates natural circulation as determined by hot and cold leg temperatures. The amount varies from 4% to 10% in the main primary loop and from 10% to 18% in the main secondary loop.
- c. Numbers (0, 5, 10, 100) indicate percent of coolant flow, with 100% - design value of coolant flow.
- d. Reactor power and fuel temperatures decrease in every case.

TABLE 5

LOSS-OF-COOLANT-PUMPING-POWER ACCIDENTS

<u>Accident Condition</u>	<u>Table 4 Reference (Case)</u>	<u>Comments</u>
1. Loss of Site Power	1, 2, 3, 4	Loss of power results in only a mild transient temperature effect under normal conditions (Case 1) and falls marginally short of sodium boiling under the most severe conditions (Case 4).
2. Loss of 50% of power to main primary pump (one winding out)	5	Moderate increase in coolant temperature.
3. Loss of 100% of power to main primary pump (both windings out)	6	Primary coolant exceeds design temperature of piping, but does not cause pipe failure Reactor scram will reduce peak temperature 150 to 200°F.
4. Loss of power to individual coolant systems	7, 8, 9, 10, 11	Small effect on primary coolant temperature. Reactor scram advisable, but not required for safety.

も検討した。その結果では炉心流量は1時的に妨げられるが大量の燃料破損や melt down や核暴走には到らないことが示された。

(1) 1次冷却系の機械的事故

SEFORの1次冷却系は、現状の他のループ型高速炉の配管が2重管であるのに反し、1重管である。配管のどこかに漏洩が生じてても、その漏洩率が25 gpm以下であれば、1次系ドレンタンクのレベル低のアラームで N_a 供給系ポンプが止められるまでこの N_a 供給系によって炉容器内 N_a レベルは通常位置に確保されている。この間に、破損個所の近くにある漏洩検出器によるアラームが発せられ、運転員によってスクラムされる。もし漏洩が検出されなくても、1次系ドレンタンクのレベル低でアラームが発し、これによっても運転員がスクラムできる。 N_a 供給系が1次系ドレンタンクのレベル低信号によって止まれば、炉容器の N_a のレベルがすぐ低下し始める。もし漏洩率が25 gpmの供給系の容量以上であれば、漏洩の発生と同時に炉容器の N_a レベルは下り始める。炉は漏洩検出器によるアラームで運転員によってスクラムされるか、または運転員がスクラム操作しなくても炉容器 N_a レベル低で自動的にスクラムされる。

(2) 補助1次系の破損

補助冷却系は、主冷却系が大保守とか、破損などで使用できないときに炉心を冷却できるように設計されている。この補助系は、1/2スケールモデルで試験を行ない、たとえ主冷却系が開口状態にあっても、 N_a レベルが補助系入口ノズルの上4~5 in以上あれば、設計流量を得ることができる。補助系はまた燃料交換中とか運転停止中の崩壊熱除去にも用いられる。補助系の入口、出口配管は、主冷却系の炉容器入口、出口ノズルの下約18 inまで延びたディップチューブに取り付けられている。そのため補助系は主冷却系がドレンされても運転できる。この様子をFig 8.9に示す。補助系の炉容器ノズルは、主冷却系ノズルの15 in上にあり、補助系配管から漏洩が生じてても N_a レベルは主冷却系が運転できなくなるほど下ることはない。補助系の全体はサイホン効果を防ぐためにノズルより上に設置されている。

補助系の破損は次に示す2つに分けられる。第1は炉容器出口ノズルからポンプまでの破損であり、第2はポンプから炉容器入口ノズルまでの破損である。この両方の場合について定格出力、定格流量の条件で解析した。補助系出口配管における破損の最悪個所は炉容器近くの一番低いエレベーションの配管である。ここで漏洩が生ずれば、容器内の加圧されたArカバーストラス（最大20 psigによって破損個所から N_a を吹出させる。これによって炉容器内 N_a レベルは約1 ft減少する。炉容器オーバーフロー配管にあるチェックバルブが作動して1次系ドレンタンクから炉容へガスが流入することを防ぐ。ゆえに後は破損個所の静圧によって N_a が流出するだけである。25 gpm以下の小漏洩の場合には N_a 供給源によって N_a レベルは保持できる。大きな漏洩では N_a レベルはすぐ下り始め、炉は自動的にスクラムされる。どちらの場合も、系にガスが入るためにポンプのサクションが失われ、炉容器の N_a レベルは補助系出口ノズル以下

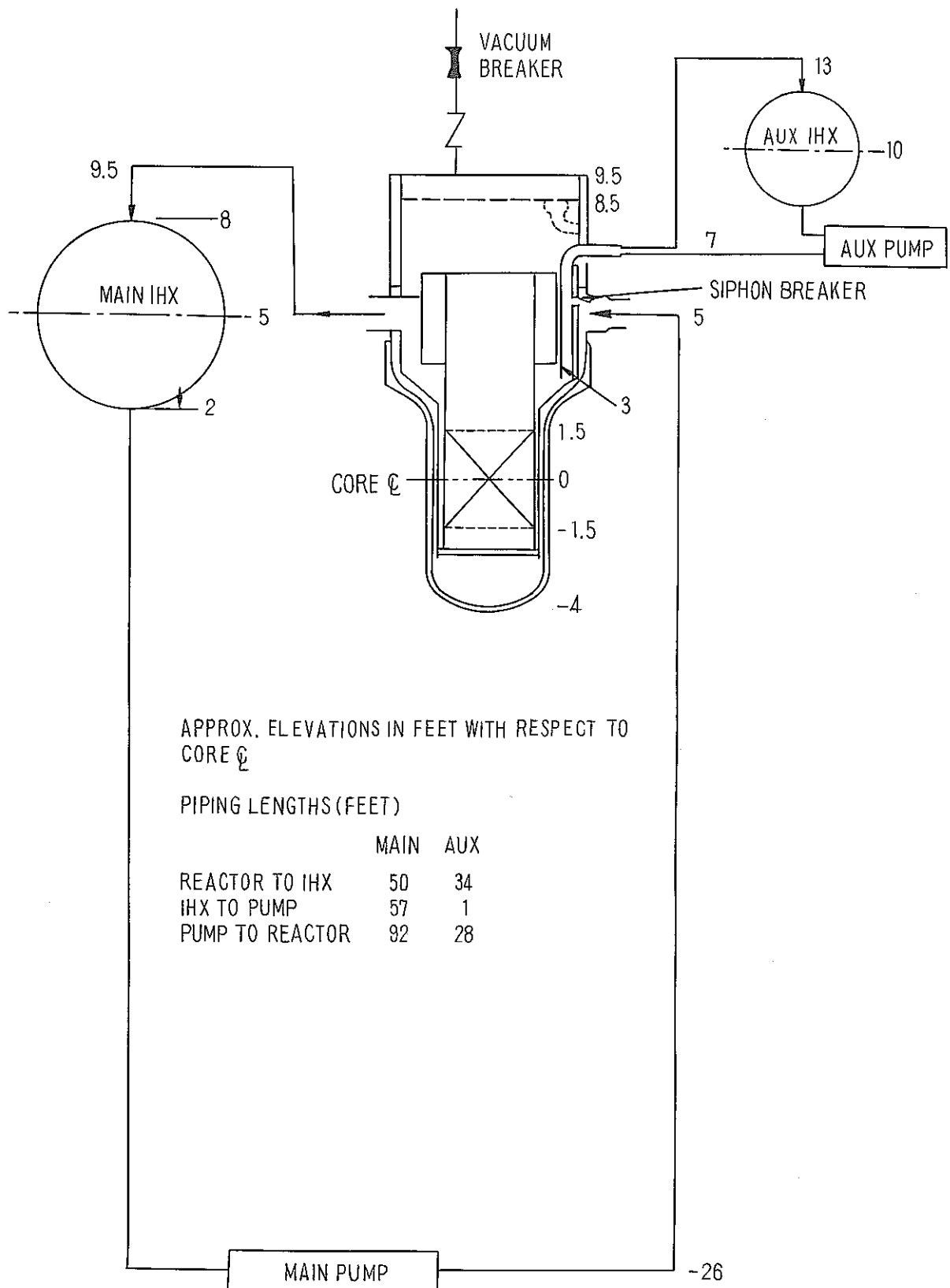


FIGURE 8 SEFOR COOLING SYSTEM, RELATIVE ELEVATIONS IN FEET

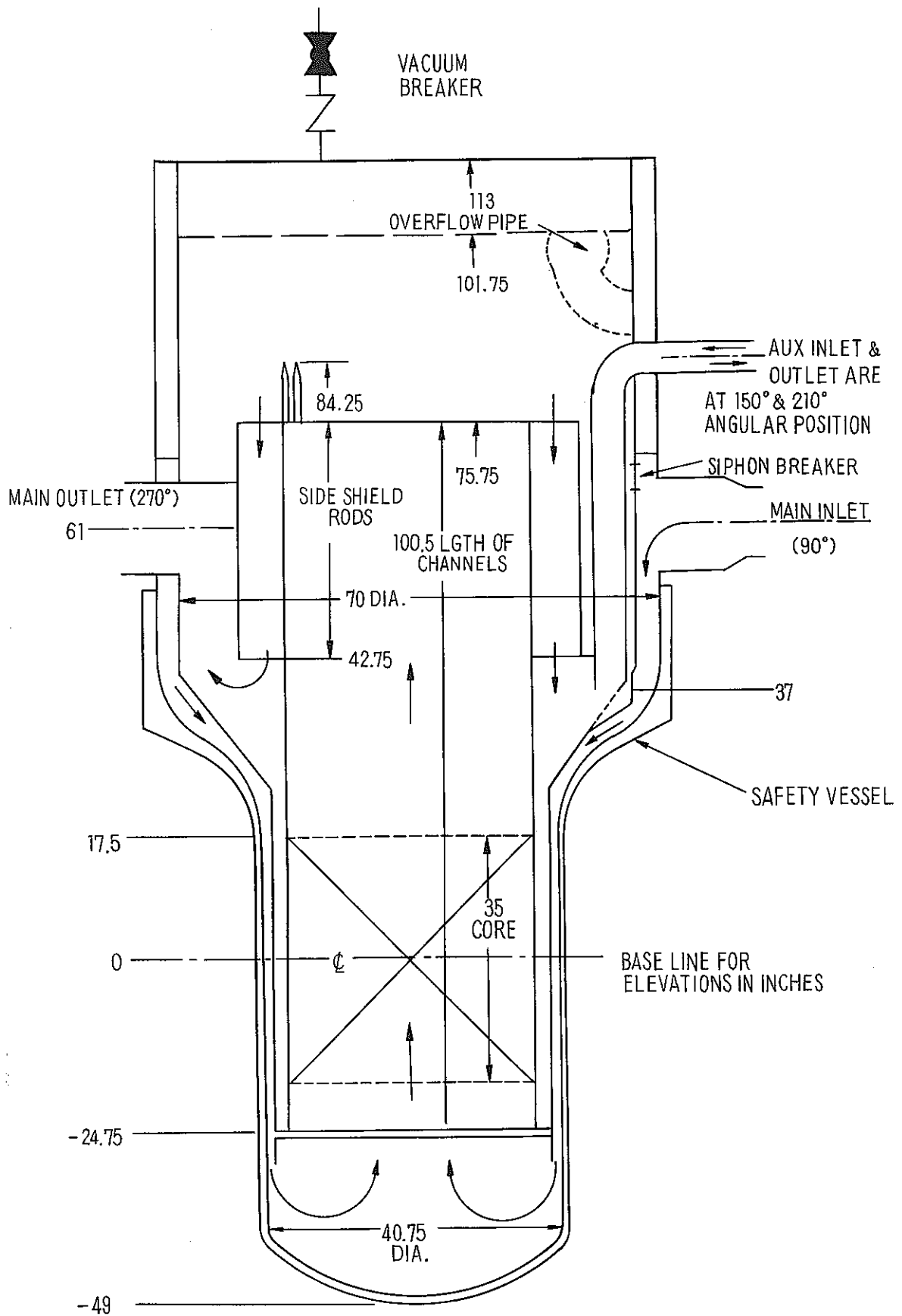


FIGURE 9 SEFOR REACTOR VESSEL, ELEVATIONS IN INCHES

には下らない。主冷却系の N_a 流量は通常のスクラムと同じ率 ($\sim 1.5\%/sec$) でコーストダウンして自然循環に移る。このとき冷却材温度の応答は通常のスクラム停止の場合と同じである。

ポンプと炉容器入口ノズル間での破損も上とだいたい同じであるが、つぎの2つの動作が加わる。

1. 主冷却系ノズル以下に N_a レベルを下げないために補助系ポンプを止める。
2. 補助系入口配管にあるチェックバルブが閉じて、主冷却系のコーストダウン中に補助系入口から逆流して破損部から N_a が流出することを防いでいる。

この補助系ポンプの停止は安全系の1つに入っており、ポンプと炉容器内の配管にそって保温材中に設置されている7ケのスパークプラグ型の漏洩検出器の2つの信号によって自動的に作動する。この事故で作動しなければならない補助系のチェックバルブはオーバフロー系のチェックバルブと同じ設計である。このバルブは高温の N_a 流で十分テストされたものでステイクや摩耗等の問題はない。このバルブの作動は、主ポンプを動かし、補助系ポンプを止めて逆流しないことを補助系の流量計でみると云う方法によって定期的にチェックする。補助系ポンプが止まり、チェックバルブが閉まり、主冷却系がコーストダウンするとき、冷却材温度の応答は、破損部の位置によらずほぼ同じである。補助系から流出した N_a は、コンクリートとの反応を防ぐためにライニングされた1次格納容器の底に落下する。ここは減損空気雰囲気であるため N_a の急激な酸化は生じない。

(b) 主1次冷却系の破損

主冷却系での最大圧力はポンプ出口であり、静圧を加えても50 psi以下である。この圧力はステンレス配管系にとっては全くの低圧である。そのためこの系で漏洩が生じるとすれば、それは配管の局部的なひび(たとえば溶接部等)から生じるものであろう。冷却系が低圧であるために、漏洩を伴う小さなひびが発生しても、漏洩検出によって炉が停止されるまでに、大きな破損に急速に発展することは考えられない。この点は配管の最大の tangential stress が 2,000 psi 以下であるということからも裏付けられよう。しかしながらここでは全くの仮想的な配管破損として後述するような主冷却系のギロチン破断も考えてみた。

主冷却系の破損は補助系のそれに比べて複雑である。系の大部分は炉容器ノズルレベルより下にあり、また主ポンプは電源となるMGにあるフライホイールのため急には止まらない。このことは主1次系の破損はサイホン効果による炉容器 N_a レベルの低下を生じるし、ポンプのコーストダウンは過渡応答の解析を必要とする。

この系は炉容器内シュラウド部に2個の1-3/16 in 径の孔のサイホンブレイカーがあり、この孔を通して入口プレナムと炉容器の出口領域とを直接結合している。サイホンブレイカーは炉容器出口領域から入口プレナムに Ar カバーガスを導入し、炉心より低いエレベーションで系が破損したときサイホン効果を防ぐ。通常運転時にはこの孔を通して入口 N_a 流量の5%が炉心をバイパスしている。Ar ガスは、また補助系の運転をつづけるために、破損事故後もつづけてカバーガスに供給される必要がある。特にカバーガス圧は補助系ポンプの十分なサクション圧を確

保するため 4 psi 以上に保持されねばならない。この操作は、炉上部プラグにあるバキュームブレーカによって行なわれる。このバキュームブレーカはカバーガス圧が負になると開くバルブであり、燃料交換セルから炉容器内に約 2 psi の差圧で Ar ガス 8 scf_h が供給できる。それで補助系から 1 時 Na が抜けても再充填することができる。

主冷却系の破損で最悪の場合は、定格流量運転中のポンプ出口側での破損である。この破損は許容し得る最大の破損面積を決定するためによく検討された。その結果、20 in² までの破損面積は炉心流量が極度に減少することなく耐えられる。この大きさはサービス系の最大配管断面の約 7 倍で、主配管の断面の約 1/5 に相当する。20 in² までの破損では Na 温度変化は通常スクラムの場合とほとんど変わらない。補助系は使用可能であり、崩壊熱はこれで除去できる。

(ギロチン破断)

主系配管のギロチン破断と云う極端な場合についても以下のような解析を行ない、大量の燃料が溶融するようなことは起らないことが確認された。このとき瞬間的には炉心から Na が流出して裸になることは防げないが被覆材温度は 1600 °F を越えることはない。破断個所で最悪のものは炉容器入口ノズル近くである。ギロチン破断が生じたとき、レベル低スクラムが働くまで主ポンプはそのまゝ廻り、その後はコストダウンを行なうが、その間約 12 秒で、1300 gallon の Na が流出する。この現象の初期にはカバーガス圧と破断部での圧力の差によって入口から入る Na の流速は通常速度から減少し、更に逆流が始まる。この時、出口配管からポンプによって高流量で Na が流出されつづけるので、破断箇所までの Na 静圧よりもカバーガスの負圧が大きくなって入口配管中の Na は第 2 の逆流を始めて炉心へ吸込まれる。このときのカバーガスの最低圧は 2.5 sec で 8 psia (- 0.4 Kg/cm²g) となる。第 1 次の逆流後 Na は入口ノズル側の破断部からも流出し、炉容器内 Na レベルはチャンネル上部まで下がる。第二の逆流の間は入口から入った Na は炉内を正流となって流れる。このモデルは Na をスラグとして取扱っており、Na につづいて入口ノズルから吸込まれたガスが炉心中の 2~3 のチャンネルを流れてカバーガス中に混入する。こゝで炉心は再び Na で満される。しかし、仮定としてはスラグ流の条件で、1 部のチャンネルのみにガスが流入するとすることは難しいので炉心全体がボイドになるとした。ガスは破断後約 6 秒で炉心プレートまで達し、その約 2 秒後に炉心から全 Na がなくなる。バキュームブレーカは事故後 3 秒以内に作動する、また約 10 秒間炉心ボイドがつづく。Na が完全に炉心から無くなったとして、再注入に十分な Na 量が主出口ノズル下のプレナムの約 90 gallon と補助系に残っている 490 gallon とから得られる。(補助系の全容量は 540 gallon でこのうち 50 gallon は初期に失われる) このときカバーガス圧は、炉心がボイドになるとすぐに大気圧近くまで回復するので補助系の十分なサクション圧が得られる。故に出口プレナム部からクロスフロー孔を流れて流れ込みと補助系からの 300 gpm の流れ込みで、炉心プレート下の 95 gallon と入口プレナムと炉心中央部までに必要な 60 gallon が炉心ボイド後約 12 秒で回復し、炉心全体の回復は 23 秒で行なわれる。更に約 60 秒後には主冷却系の入口ノズルレベルまで回復する。崩壊熱は初め内部構造物と炉容器内の Na に蓄積される。その後は、補助系が 1 次ドレンタンクの 1000

gallon の Na で満され、この系で熱除去を行なう。

Fig. 10, 11, 12, 13.にはそれぞれ炉心流量の時間変化、炉出力および燃料中心温度の時間変化、炉心出口温度の時間変化、被覆管温度の時間変化を示す。

補助系の回復については次の過程で行なわれる。補助系から Na が炉容器内にダンプして 2~3 分後、補助系への Na 再充填が始まる。この間、Na 供給系は炉容器に 800°F の Na を 12 gpm で供給しつづけており、Na は 12 gpm で炉心を逆流して入口ノズルの破断部から流出している。補助系への Na 充填はまづアルゴンベント真空ポンプでベントタンクを引いた上、Na がポンプに吸込まれてフリーズするのを防ぐためにポンプの前のバルブを閉めてから、補助系とベントタンクとの間のバルブを開く、すると炉容器中の Na が補助系の出入口ノズルから吸込まれる。そこでバルブを閉め再びポンプで真空に引く、これをくり返して補助系 IHX で Na レベルが検出されるまで行なう。このくり返しは Na 補給系による補給を約 2 分間待って 10 回くり返すことになり、全体で約 30 分を要する。

(2) 2 次冷却系の機械的事故

主冷却系と補助冷却系の 2 次系に漏洩が生じると、漏洩検出器によって手動スクラムされるがもし検出されなくても、その系の膨脹タンクのレベル低で自動的にスクラムされる。IHX の漏洩の場合は 1 次系より 2 次系の Na の方が高圧になっているため、2 次系から 1 次系に Na が流れ込み、オーバーフロー系を通して 1 次系のドレンタンクにたまる。もし空気冷却器でチューブからの Na 漏洩が生ずれば出口空気中にある煙検出器で検出される。

(a) 主系中間熱交換器の管破損

この破損では、Na は 2 次系の放射化していないものが差圧によって 1 次系に流れオーバーフロー系を通してドレンタンクに流れる。この事故が発生すると、2 次系の膨脹タンクの Na レベル低によって自動的にスクラムされる。オーバーフロー配管と 1 次系ドレンタンクの大きさは、主中間熱交換器の単管の破断に合わせて決められている。1 次系に流れ込む 2 次系 Na の最大流量は破断した単管の両端から流出するものとして、260 gpm となる。この事故で格納容器の 1 部となる 2 次系配管の設計圧は 50 psi であり、2 次格納容器の設計圧 30psi よりも十分大きい。

(b) 補助系中間熱交換器の管破損

補助系中間熱交の場合は、主系の場合よりきびしくなることはない。炉は 2 次系のレベル低でスクラムされる。主系のコーストダウンで必要な除熱ができる。

(c) 主 2 次系配管破損

2 次系の配管破損時には、2 次系ループの流量低および 2 次系膨脹タンクのレベル低のどちら

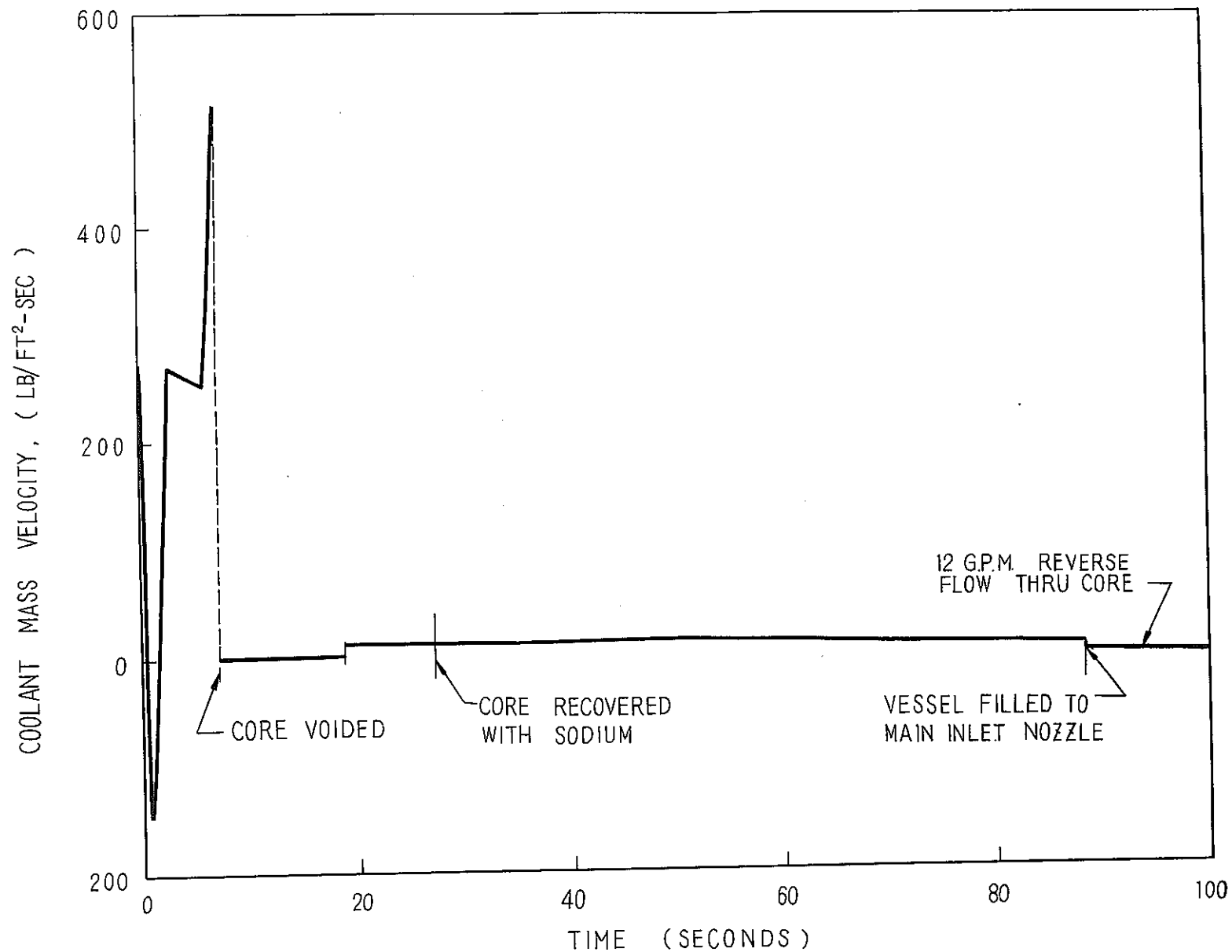


FIGURE 10 CORE COOLANT VELOCITY AT GUILLOTINE PIPE BREAK ACCIDENT
 (NEGATIVE VALUES INDICATE FLOW REVERSAL)

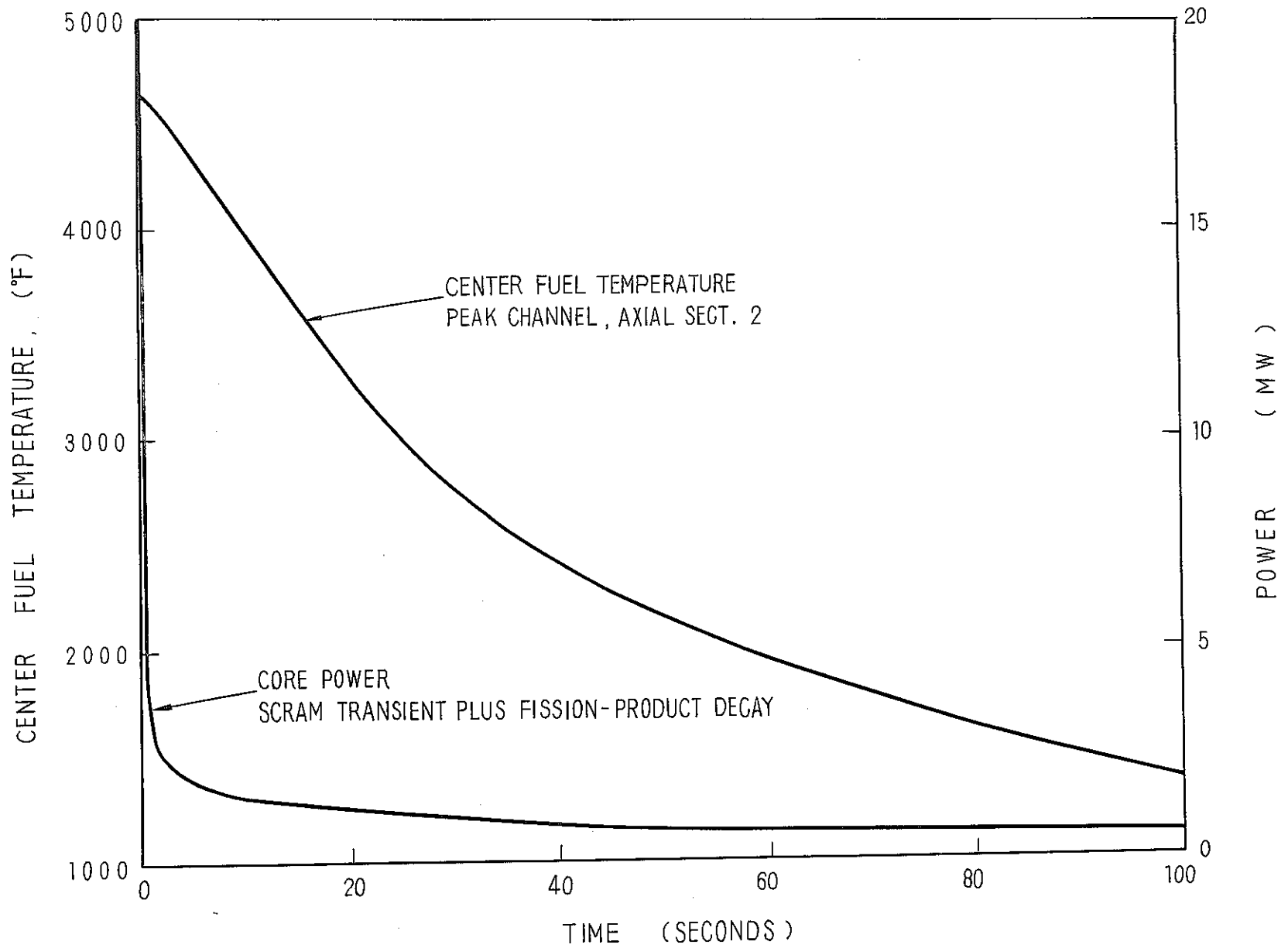


FIGURE 11 CENTER FUEL TEMPERATURE & CORE POWER AT GUILLOTINE PIPE BREAK ACCIDENT

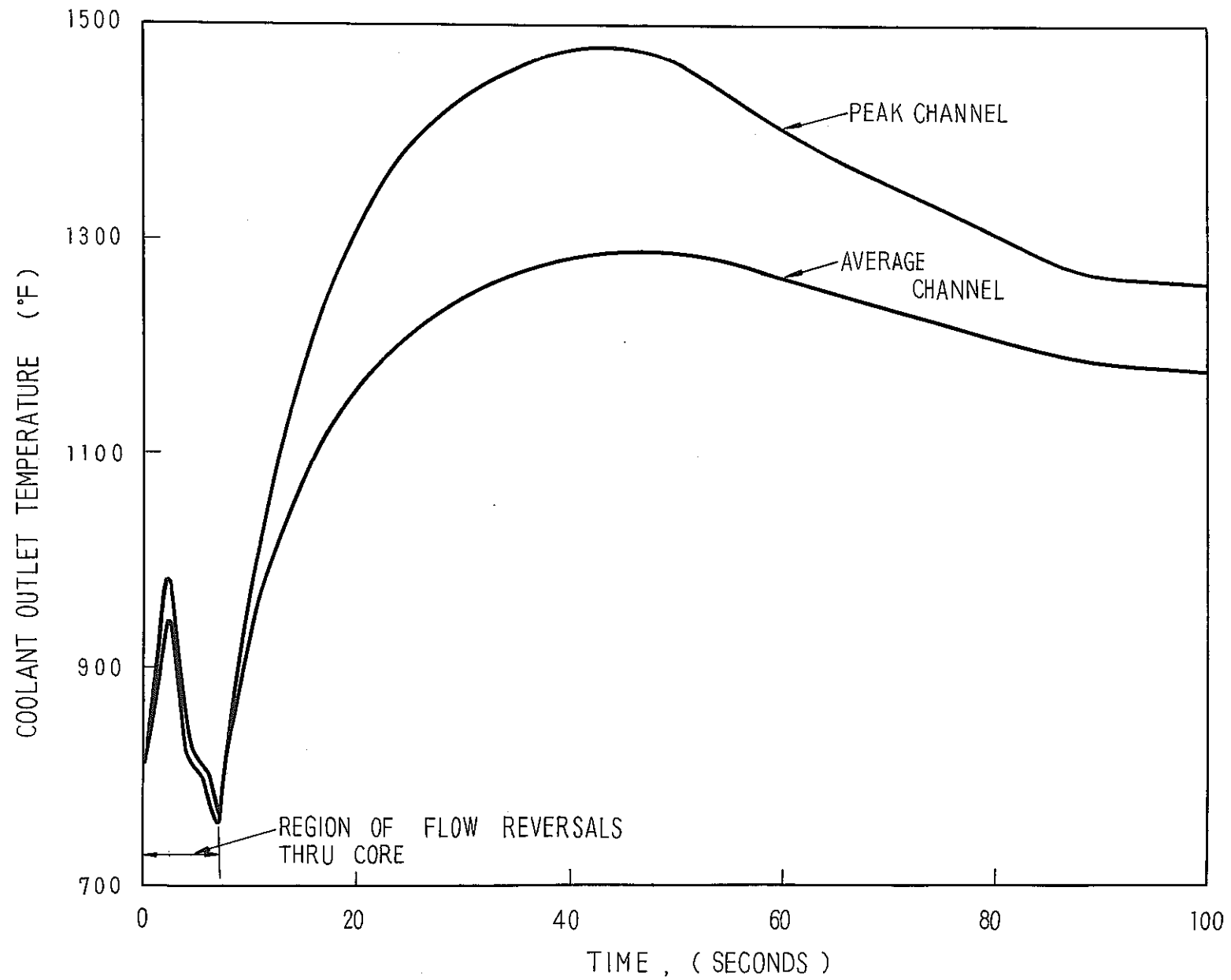


FIGURE 12 COOLANT OUTLET TEMPERATURES AT GUILLOTINE PIPE BREAK ACCIDENT

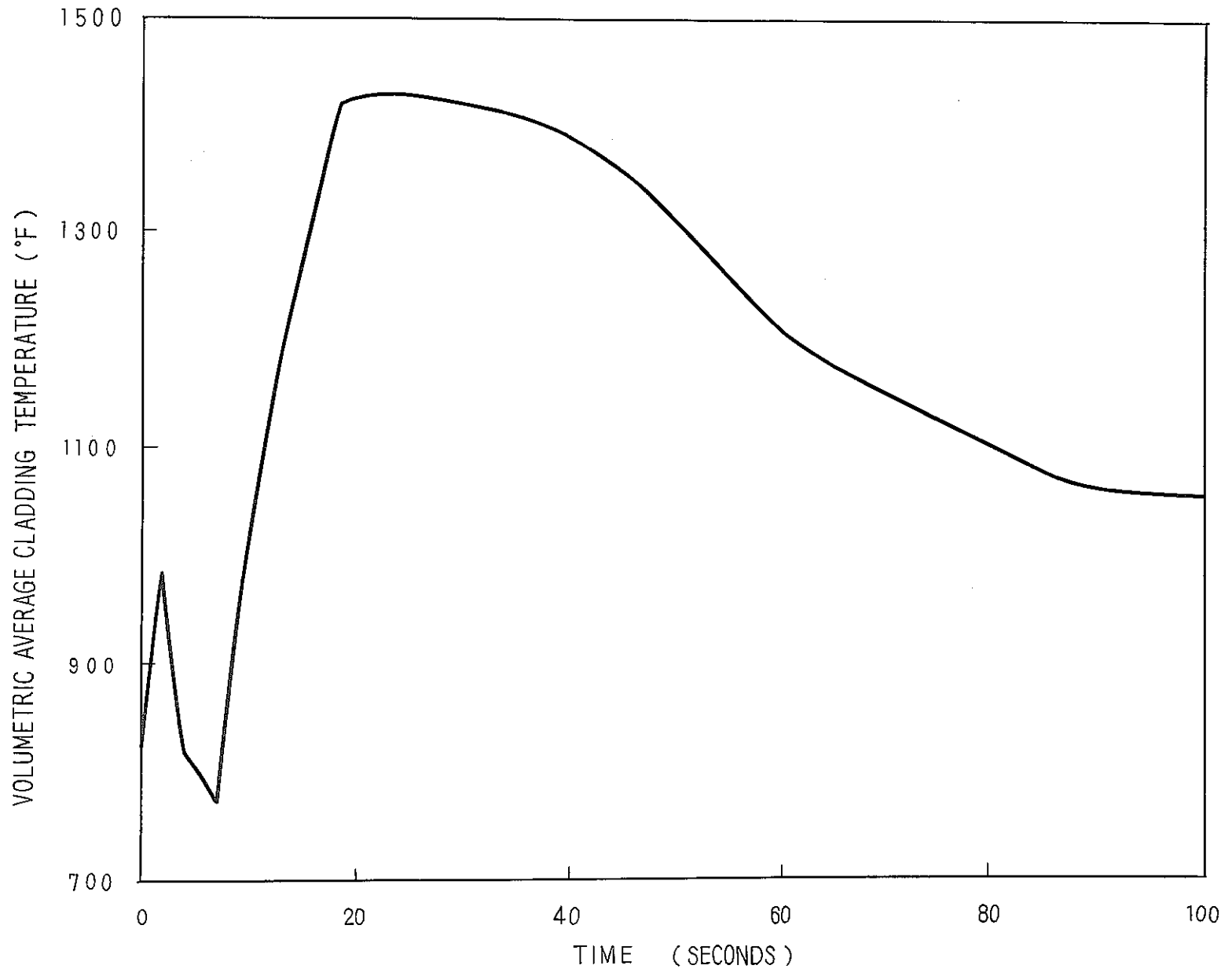


FIGURE 13 AVERAGE CLADDING TEMPERATURE AT GUILLOTINE PIPE BREAK ACCIDENT
(PEAK CHANNEL , AXIAL SECT. 2)

かで炉はスクラムできる。この事故で生ずる 1 次系 N_a の最高温度は、主冷却系による熱除去が完全に無くなったものとして、845°F になる。この温度は通常の冷却材炉心出口温度より 25°F 上昇するにすぎない。ついで N_a 温度は、この事故でも作動可能な補助系による除熱によって減衰する。

(d) 補助 2 次系配管破損

補助 2 次系の破損時には補助 2 次系膨脹タンクのレベル低よって自動的にスクラムされる。炉心の冷却は主冷却系で行なわれる。

(e) 龍巻による 2 次系の破損

2 次系の主要機器は 300 mph の風速に耐える設計である。龍巻特によつて生ずる恐れのあるミサイルに弱い機器、例えば空気冷却器などはグレーチングによつて防護されている。この様な最悪の気象条件では炉は手動でスクラムする。もし、電源が喪失すれば、炉は主 1 次冷却系流量のコーストダウンから自然循環へさらに緊急電源による補助系の強制循環によつて冷却される。緊急用ディーゼルの燃料は常に 10 時間以上が確保されている。主系と補助系の両方の 2 次系からの除熱ができなくなったという苛酷な条件の解析もした。この場合、緊急電源による補助 1 次系が炉心 N_a を循環する。そして配管、炉容器、2 つの中間熱交換器を通して、建屋への熱放散によつて十分な崩壊熱が除去できる。このとき N_a 最高温度は約 1,300°F となる。

3 格納容器設計基準解析

格納容器は最終的な防護施設であるため、技術的に予想される条件を越えた仮想条件で設計されている。このため、各部の設計基準は必ずしも一致してはいないところがある。例えば、1 次格納容器の設計基準として取られた核暴走のエネルギー放出 (400 MW-sec) は、非現実的な悲観的仮定のもとでの放出計算値よりも十分大きくとられている。他方、放射線障害計算の場合には、初期条件として 400 MW-sec の仮定も採らないし、また設計仕様にある様な低い漏洩率も採らない。この計算は格納容器内の圧力変化と、大巾に安全側にとつた漏洩率とに基づいて行なわれている。

つぎに本節で議論する最大仮想事故、格納容器設計基準および放射線障害計算基準の定義を示す。

(I) 最大仮想事故 (MHA)

MHA は、エネルギー放出と放射性物質の放出において物理的に可能な上限を与えるものである。

(II) 格納容器設計基準 (CDB)

CDB は原子炉格納系の建設のための基準であり、直接 MHA との関連はないが MHA より更に安全側に採られている。CDB の要点は次の通りである。

1. 2 重格納壁になっており、内部格納壁は鋼板をライニングした鉄筋コンクリートで、外部格納壁は密封シールされた全溶接鋼板容器である。
2. 内部格納壁は鉄筋の許容応力の 67.5% で 10 psi の内圧に耐え、10psi で 20%/day

の漏洩率とする。(※)

3. 内部格納壁は、400MW-secの爆発エネルギー放出で生ずる衝撃効果を格納能力を損うことなく吸収できる。
4. 外部格納壁はASME-BPVC-Section IIIに従って設計製作する。また30psiの内圧に耐え、30psiで2.5%/dayの漏洩率とする。(※)

㊦ 放射線障害の計算基準 (CBRE)

CBREはMHAやCDBと直接の関係はないが、MHAの結果より荷踏な条件が、またCDBの格納能力よりゆるい条件が想定される。ここでは、炉心の2/3が融点を越え、1次格納容器内の初期圧力は10psi、となるとする。CBREでは、また1次格納容器の漏洩率を10psi、で20%/day、2次格納器の漏洩率を30psiで2.5%/dayとする。これは次の理由にもとづく。

1. 過去の経験からみて、2次格納容器の0.5%/dayと云う設計漏洩率を採用することにはほとんど問題はない、しかしこの低漏洩率は試験感度の限度に近い。この値を試験確認することは困難であろう。SEFOR運転許可で要求されている確認すべき最大漏洩率としては、定期漏洩率試験を容易にするため30psi、で2.5%/dayとしている。
2. 過去の経験からみて、1次格納容器の設計漏洩率を2~3%/day以下にすることも、そう問題はない、しかし内部の格納壁の一部(ライナー)は、建設後、運転開始した時点では接近が極度に困難な場所になる。したがって運転許可では10psi、で20%/dayの最大漏洩率で抑え、放射線障害評価を行なっている。

3.1 最大仮想事故の解析

ここでは核暴走事故の解析が行なわれているが、その仮定としてつぎの2つの型がある。

- (I) 冷却材喪失から炉心の急速溶融、さらに超臨界質量の形成にともなう炉心出力密度の急上昇(炉心溶融事故)と(II)炉心を最大設計温度以上で運転していたときに、FRED^(**)(急速に反応度挿入を行ないうる実験装置)による1%の急激な余剰反応度挿入にともなう炉心出力密度の急上昇である。前者の炉心溶融事故がSEFORの最大仮想事故(MHA)として採られ、FREDの設計基準をこのMHA以内におさまるように採られた。この要求から、FREDでの最大反応度挿入率は、MHAでのそれより小さく、40%の20%/sec以下に設計されている。

(※) 第1部で述べたように実際の初期漏洩率の設計値は内部と外部格納壁でそれぞれ1%/dayと0.5%/dayであるが、運転許可申請には上記の値を出している。

(**) 第1部参照

(1) MHA の状況

MHA は次の順序で起るものとする。

1. 炉心のエネルギーが突然増加し、炉心中心部燃料のエネルギー密度は燃料ピン破損のしきい値になっている。
2. 炉心部から Na が喪失する。
3. 高温燃料ミートから被覆材への熱伝達によって被覆が溶けはじめる。(炉心中心から半径方向に広がる。)
4. 被覆が溶けると燃料は重量により冷却材流路のボイド空間に落下する。
5. この炉心燃料の Compaction により反応度が増加し、核暴走が起るが、炉心の崩壊によって暴走は終息する。

SEFOR のようになりにかなり大きな Doppler 係数をもつ炉では、核暴走時に放出されるエネルギーは初期の燃料温度および反応度挿入率が増す程大きくなる。故に、事故が始まるときの最高燃料温度と事故時に挿入される反応度挿入率の最大値を定める必要がある。

SEFOR の炉心は出力密度が低いし、燃料は大きな熱容量を持っているので、全出力運転中に冷却材がなくなっても、多量の熱料が急速に溶融する可能性はない。今、20 MWt で冷却が突然止っても、炉心中心の燃料棒の燃料が融点に達し、溶解熱を吸収するのに 20 sec 以上を要する。

MHA 解析では、初期のエネルギー密度分布は通常軸方向並びに半径方向炉心中性子束分布をしているものとしている。炉中心で想定された最大エネルギー密度は、燃料棒中央部の温度約 7500°F に相当する。この温度は、Mayer and Wolfe (※) が提出している圧力-温度関係式によれば燃料棒内圧約 300 psi, に相当し、Ackermann (**) の UO₂ 蒸気圧データからの外挿によると 1750 psi に相当している。

(2) MHA での反応度挿入計算

燃料温度が燃料破壊点までステップ状で上昇した直後に、炉心冷却材流量の喪失が起ると想定する。炉心中央面での被覆管平均温度が融点に達する時間を決定するために、炉心の半径方向における熱伝達計算が行なわれた。316 ステンレス被覆管の融点は 2550°F が用いられた。

コンパクトした燃料の反応度値は、通常は Na が占めている空間を燃料だけが満たすと云う保守的な仮定のもとに決定された。この燃料スランピングによる反応度は、燃料高さの変化 1in 当り約 3 \$ と計算される。

(※) Meyer, R.A. and Wolfe, B. "Temperature Equation of State of Uranium Dioxide", ANS-Trans. 7, 1 (1964)

(**) Ackermann, J. et al., J. Chem. Phys., 25, 1089 (1956)

燃料のコンパクションが始まる時間は炉心半径方向の場所による関数であるので、計算上は炉心を円環状に分けている。各円環状の値は、半径方向中性子束分布(1群)の2乗の重みが付加されている。炉心溶融による反応度付加は、各円環の反応度値と熱伝達計算から得られた被覆管溶融時間とを考え合わせ、さらにその円環内の燃料被覆の融点に達した時間に燃料の重力落下を想定して得られている。この計算結果を Fig. 14 に示す。ここで最大反応度挿入率約 $50 \text{ } \$/\text{sec}$ が炉心溶融開始後 0.2 sec で生じていることがわかる。その後挿入率は約 $25 \text{ } \$/\text{sec}$ の一定値まで減少する。

(3) MHA の放出エネルギー計算

上記の反応度挿入で生ずる炉心破壊は、修正 Bethe-Tait モデルをコード化して計算した。 UO_2 の状態方程式には Meyer and Wolf (4) のデータが用いられた。このデータを Fig. 15, 16 に示した。 UO_2 に関する同様の計算は英国の Menzies^(**) によっても行なわれており、これらと良い一致を示している。 $50 \text{ } \$/\text{sec}$ の最大反応度挿入率によって生ずる核暴走中の全放出エネルギーは 830 MW-sec で、このうち 230 MW-sec が蒸発した燃料中に含まれるエネルギーとなる。 230 MW-sec のうち破壊に有効なエネルギーとなる比率は内部エネルギーから運動エネルギーへの変換の効率で定まる。Jankus^(***) の解析と KIWI 実験^(****) の結果にもとづくこの効率を使うと、MHA で放出される有効破壊エネルギーは 20 MW-sec 以下となる。この効率の理論的な最大値は 100 MW-sec と推定され、この値は燃料の断熱膨脹によって大気圧になるまでの仕事に相当している。

(4) MHA の影響

上記のように SEFOR と MHA では、全放出エネルギー 830 MW-sec 、有効破壊エネルギー 20 MW-sec 以下である。このエネルギー放出は約 3 msec の間に生ずる。Meyer and Wolfe の UO_2 状態方程式を用いれば、炉心のピーク圧力は約 $2,000 \text{ psi}$ である。このエネルギー放出量と圧力値は、炉心まわりの物質の受ける破壊のことも考慮すれば十分安全側と云える。特に、高

(*) 前出

(**) Menzies, D.C., "The Equation of State Uranium Dioxide at High Temperatures and Presures, "TRG Report 1119(D)(1966)

(***) Jankus, V.Z., "A Theoretical Study of Destructive Nuclear Bursts in Fast Power Reactors, "ANL-6512(1966)

(****) Wise, W.K., Jr., and Proctor, J.F. "Explosior Containment Laws for Nuclear Reactor Vessels, "NOLTR 63-140(Aug.1965)

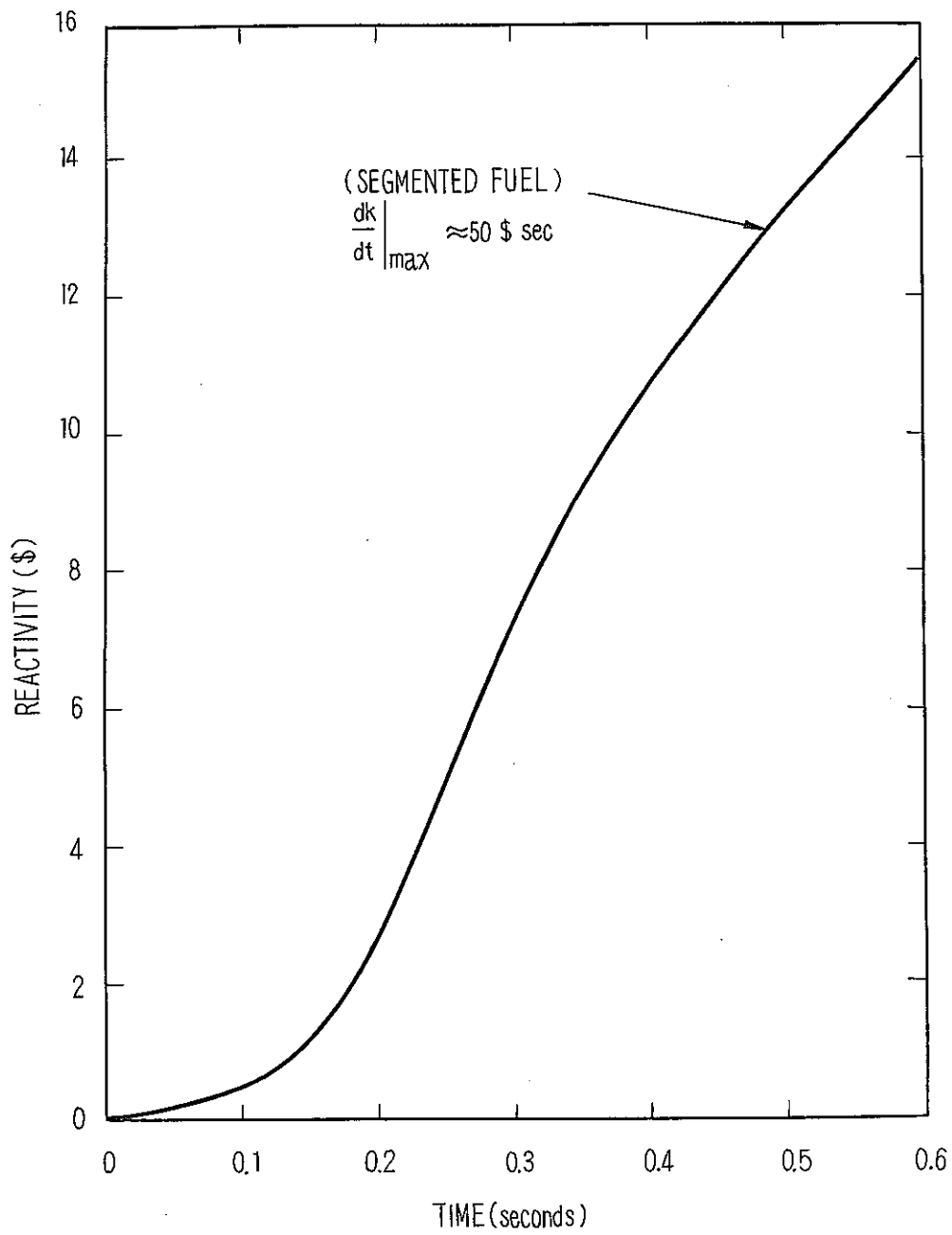


FIGURE 14 REACTIVITY INSERTION BY CORE MELTDOWN

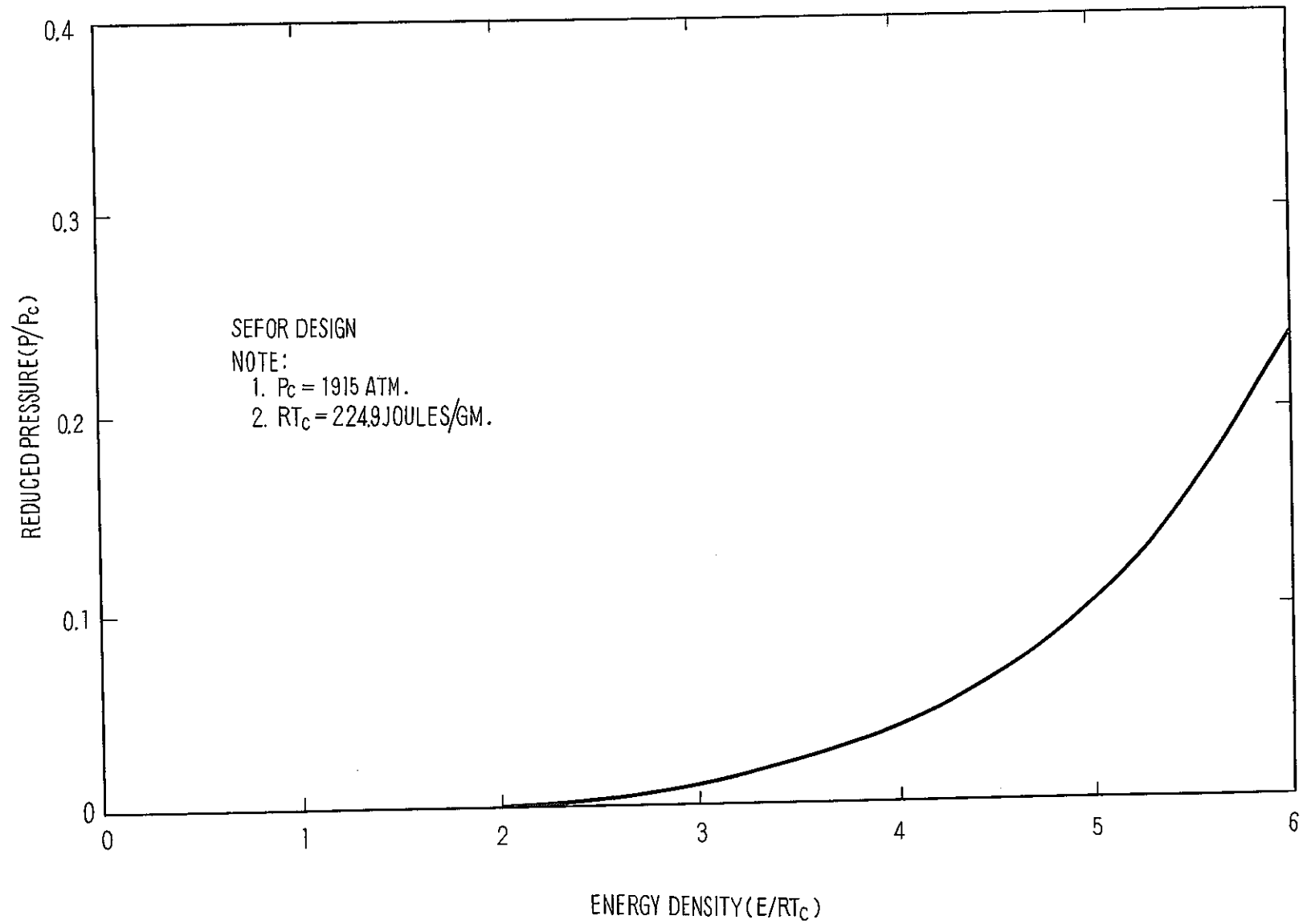


FIGURE 15 PRESSURE ENERGY RELATION FOR UO_2

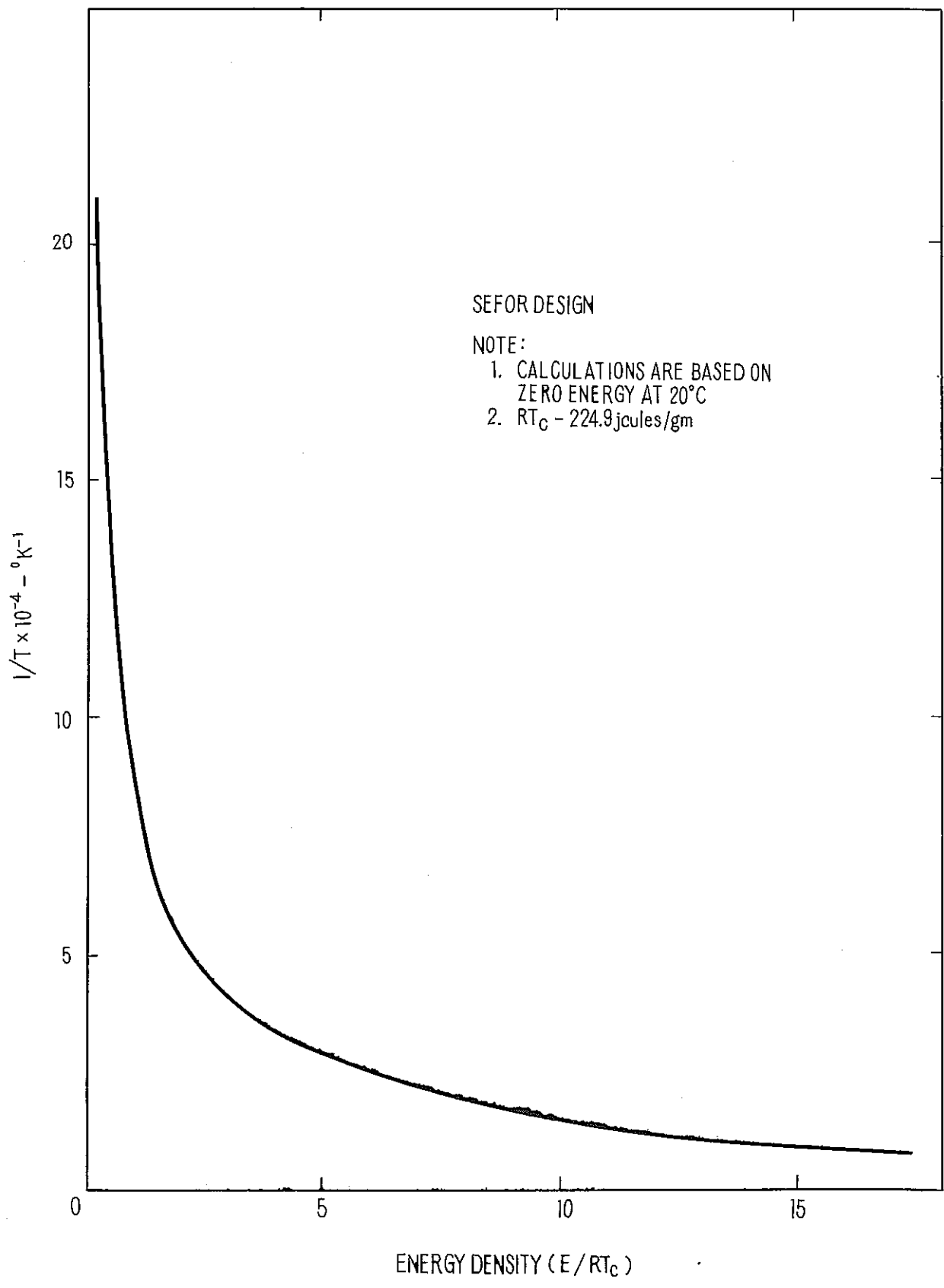


FIGURE 16 TEMPERATURE ENERGY RELATION FOR UO_2

性能火薬に較べて、圧力もエネルギー放出も相当低いため、著しい衝撃波の発生は考えられない。故に潜在する破壊エネルギーの大部分は蒸発した燃料バルブに含まれ、炉容器内の構造材の機械的変形と、燃料蒸気の凝縮によって吸収される。蒸発した燃料は膨脹の過程でその沸点より比較的低い構造材と接して凝縮される。

固体状の燃料と熔融燃料は、構造材や炉容器上部に残っている Na へ熱を失なって冷却される。初期の炉心破壊で、炉心中央部から分散した熔融燃料は炉心上下の冷たい構造材に固置する。燃料が構造材と熱平衡に達した後の炉容器内平均温度は約 1,400 °F となる。原子炉は炉心分散後は十分未臨界となる。

炉心中の燃料（理論密度の 92%）の通常時の体積比は 45% であるので、炉心から散出した燃料が再び臨界になるには、理論密度の 60% 以上のみかけ密度で炉心域に再集合しなければならず、これは次の理由で不可能である。

1. 熔融燃料が固化するときは普通は形状がばらばらで密に詰まるとは考えられない。振動充填法で詰めた粉末燃料でさえ 50~60% 密度程度であり、ここで論ずる様な条件下では例えその時構造材が入らなかったとしても、理論密度の 60% に再集合することは考えられない。
2. 炉心に再集合している物質は燃料以外に BeO, ステンレスまた B₄O 遮蔽体などが混ざって燃料は更に薄められる。

余分の Na が、Na 供給系によって 1 次系ドレンタンクから炉容器に汲み上げられ、崩壊熱は炉心中央部では熱伝導によって、また燃料が棒状で残っている炉心外側では Na の自然対流によって除去される。更に 1 次系ループの循環によって炉容器から除熱される。このように全エネルギーが炉容器内部で吸収されるため、内部格納容器の内圧上昇も、放射性物質が 1 次系から放出されることもない。

(5) MHA の詳細評価

(a) 全放出エネルギー

Bethe-Tail 計算に用いた仮定と基本的なパラメータを変えたパラメータサーベを行なうて、この結果からこの修正 Bethe-Tait 法で計算された全放出エネルギーが安全側であることが結論されている。その結果はドブラーの反応度フィードバックにのみ影響が強い。

事故は燃料中に著しい圧力が発生し始める点から出発とする。ドブラー効果の温度依存性は $1/T$ となるので、ドブラーの表現としては $T \frac{d\kappa}{dT}$ に等しく一定量 α で示す。Fig. 17 は SEFOR に対して得られた結果であり、300 °F の燃料温度から暴走の終息までの全エネルギーを挿入反応度と α の関係として示されている。放出エネルギーはドブラー係数の強い関数であることがわかる。例えば 50 \$/sec (0.165 $\Delta\kappa/K$ /sec) のランプ状反応度挿入に対して、ドブラーが無い場合の全放出エネルギーは 1850 MW-sec ($E_{final} - E_{initial} = 3,700 - 1,850$) となり、 α を -0.004 とすると 830 MW-sec に減少する。SEFOR の第 1 炉心ではドブラーが -0.0085 と計算されているので Fig. 17 から実

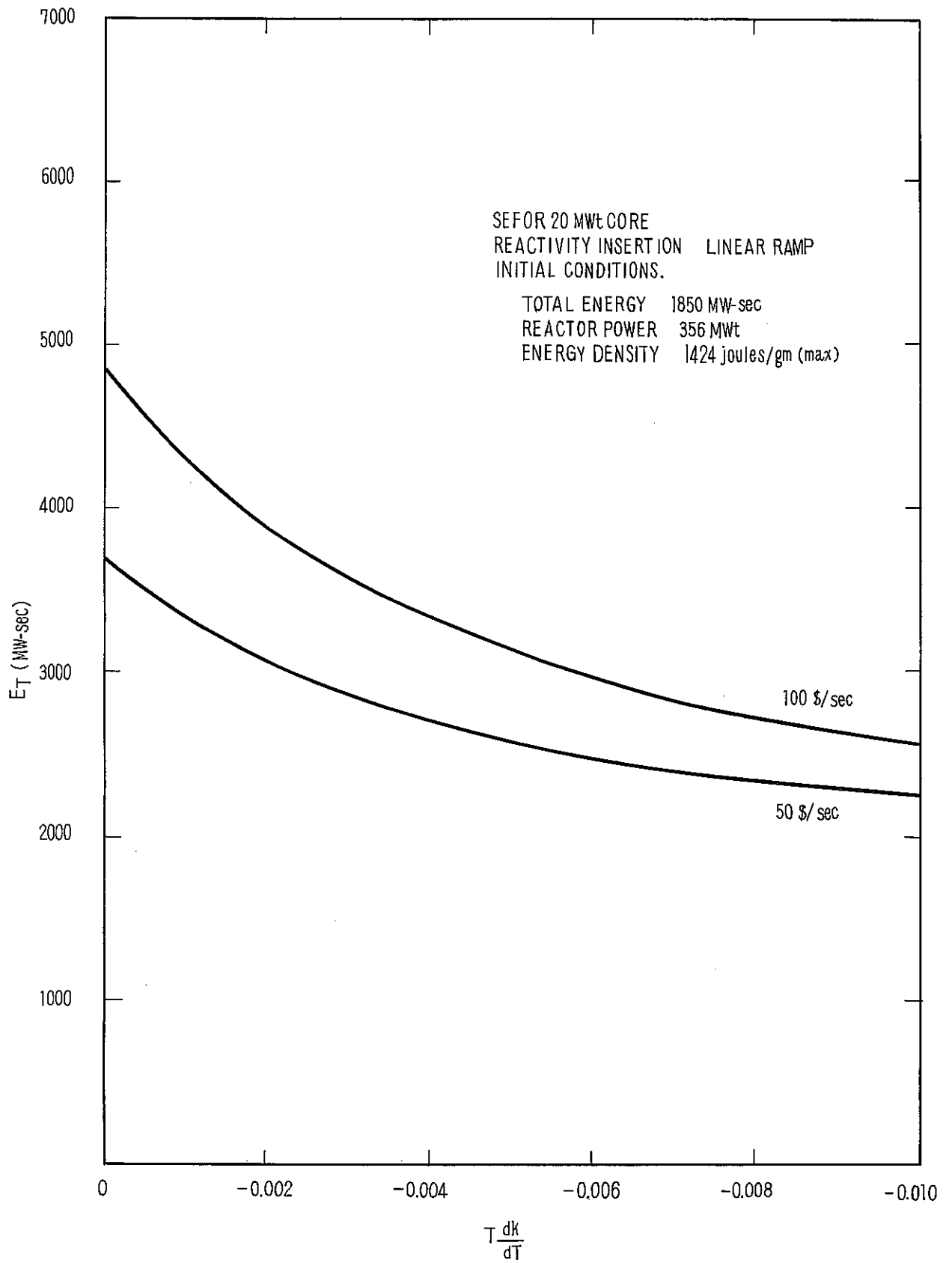


FIGURE 17 TOTAL ENERGY RELEASE

際の全放出エネルギーは450 MW-secとなる。

つぎに主要なパラメータを変えて、結果を与える影響をみる。MHA計算で用いられた圧力-エネルギー関係に適当にファクター10とファクター100だけ小さな圧力での計算が行なわれた。(圧力は低いほど放出エネルギーは高くなる)この結果をFig.18に示すが、 α が-0.004と云う小さなドブラー係数では、圧力-エネルギー関係にあまり変化を与えていないことがわかる。ここに述べられているSEFORの計算では、圧力-エネルギー関係で安全側のものが用いられている。燃料が炉心の空間を満たすために膨脹するとき起る急速な圧力上昇(Fig.19のCase III)を無視している。計算ではFig.19のCase IIの曲線を燃料の飽和蒸気圧曲線として用いており、これはMeyerとWolfeによる対応原理から計算されている。だからSEFORの計算では圧力は低めに、エネルギーは安全側に高めに計算されている。

他のパラメータによる影響として、Fig.20に中性子寿命の影響としてファクター10小さくした結果と比較して示した。(事故発生時の中性子寿命は小さいほど放出エネルギーが大きくなる。)また、ドブラー係数が大きなきは中性子寿命の影響はさほど大きくない。このことは次の理由による。ドブラー効果がない時に、反応度を減少させ、暴走を制限する機構は圧力発生による炉心崩壊であり、放出エネルギーはこの圧力発生の速度によって決まる。炉心物質が加速されている間、エネルギーは発生しつづける。一方、ドブラーフィードバックがあるときは初期に炉出力の減少があり、最終的には炉心崩壊で終結する。その様子はFig.21に示すように、負の反応度は炉出力が最大になっているときに、炉心崩壊とドブラー効果とによって挿入される。ドブラー係数が小さい炉では炉心崩壊が主となろうが、ドブラー係数が大きければ、ドブラーフィードバックが逆に主となってくる。

(b) 有効破壊エネルギー

前項において、MHA時の全放出エネルギーが、大きめに見積って830 MW-secであることを示した。更にこの830 MW-secのうち最大230 MW-secが蒸発した燃料中に貯えられていることも述べた。この230 MW-secのうち、燃料蒸気の膨脹中に外圧に対して為す運動エネルギーに変換される割合は20 MW-sec以下であろうと推定される。この計算はJankusの解析とKIWIの実験結果に基づいており、この両者は、蒸発した燃料中に蓄積されているエネルギーの20%以下が運動エネルギーとして寄与することを示している。

有効破壊エネルギーの上限は、内部エネルギーから運動エネルギーへの変換の際、理想的な効率を用いれば得られる。MayerとWolfeによって得られた仕事量とエネルギー密度との関係式(蒸発燃料が断熱等温膨脹して1気圧になると仮定している。)を使えば、MHAから生ずる有効破壊エネルギーは230 MW-secの43%で約100 MW-secとなる。理想的なエネルギー変換に基づくこの値であるが、耐衝撃容器の設計基準としては400 MW-secが用いられておりまだファクター4の安全係数がある。

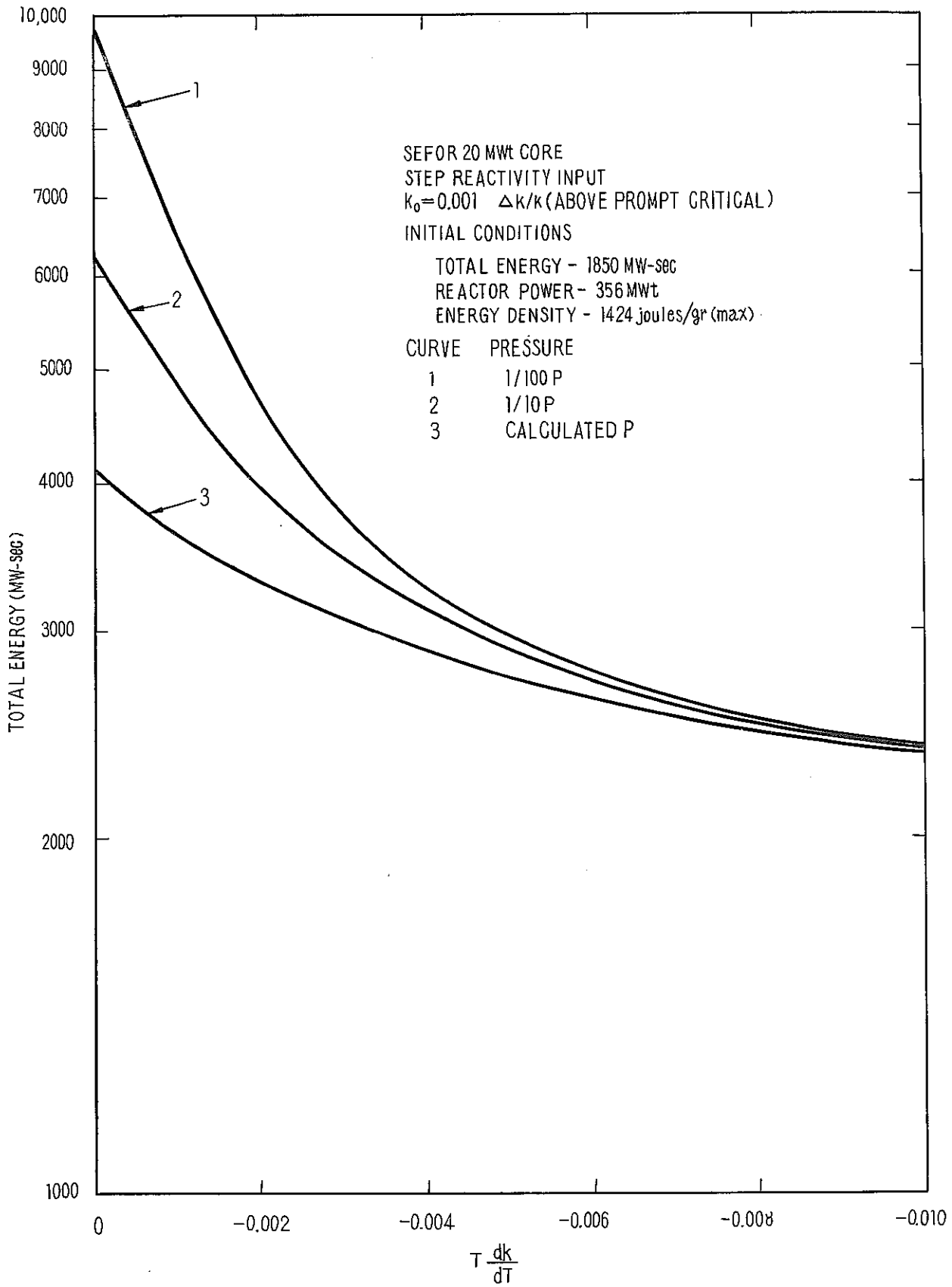


FIGURE 18 EFFECT OF EQUATION OF STATE

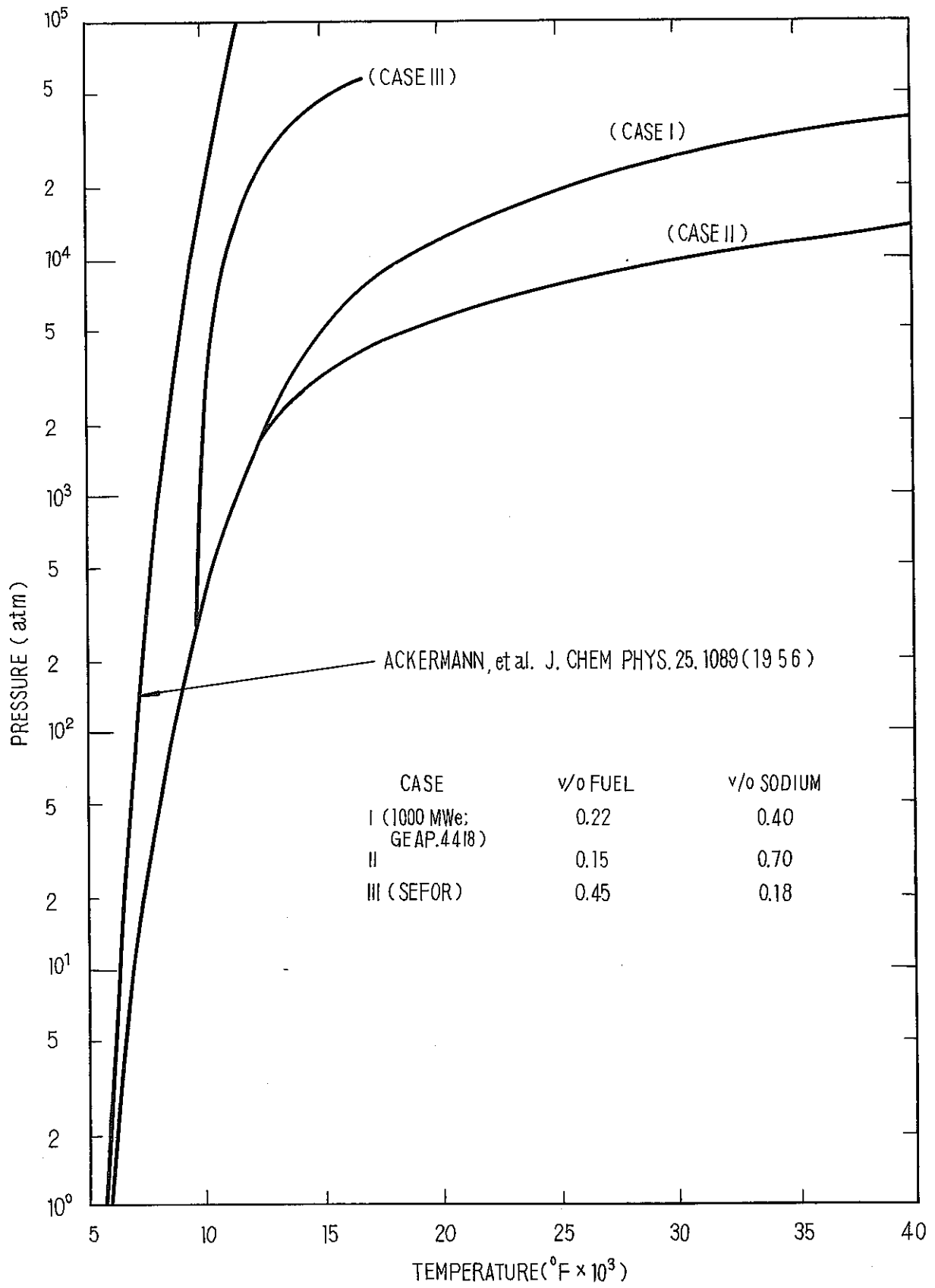


FIGURE 19 PRESSURE - TEMPERATURE RELATION FOR UO₂

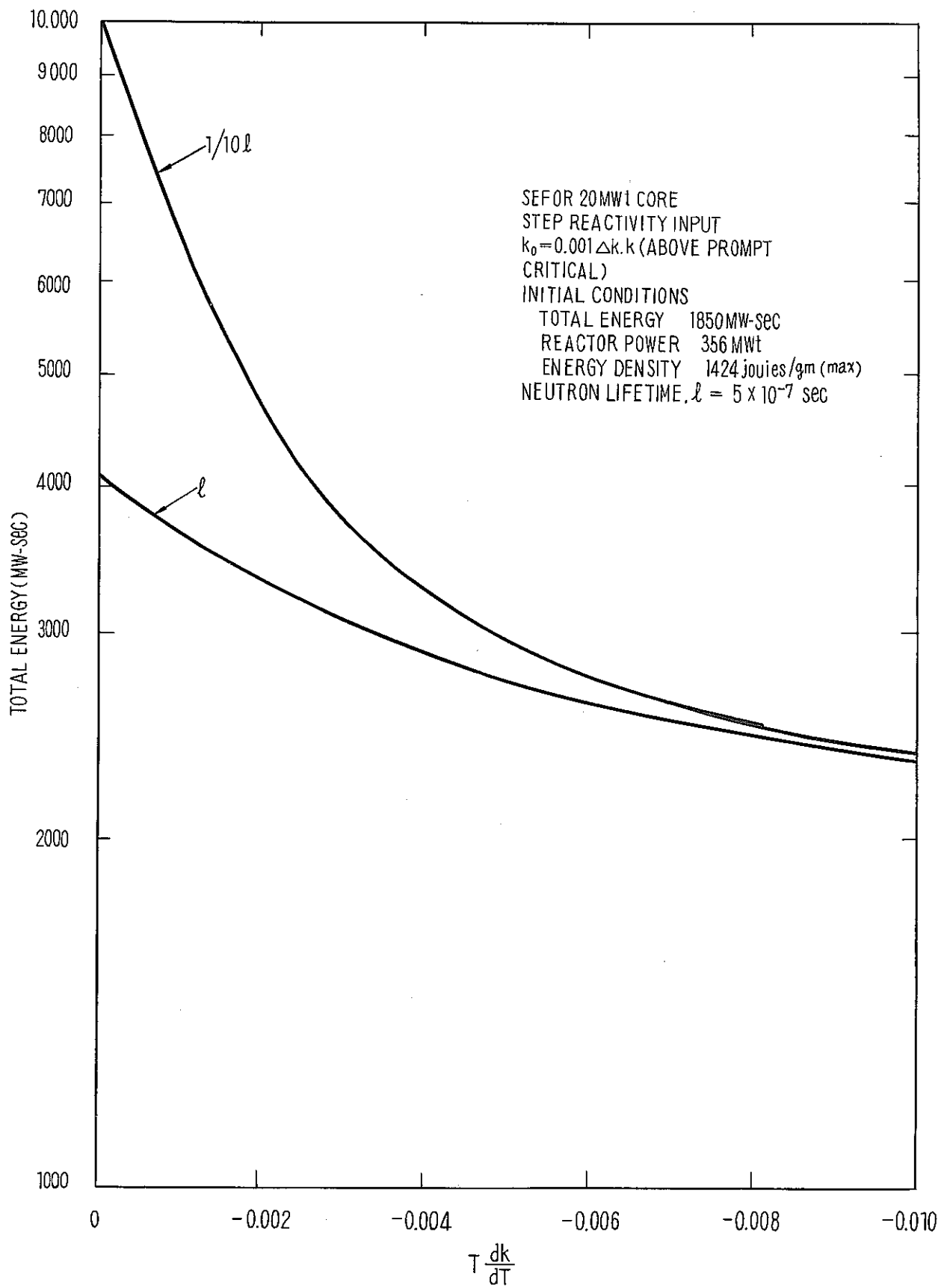


FIGURE 20 CHANGES IN NEUTRON LIFETIME

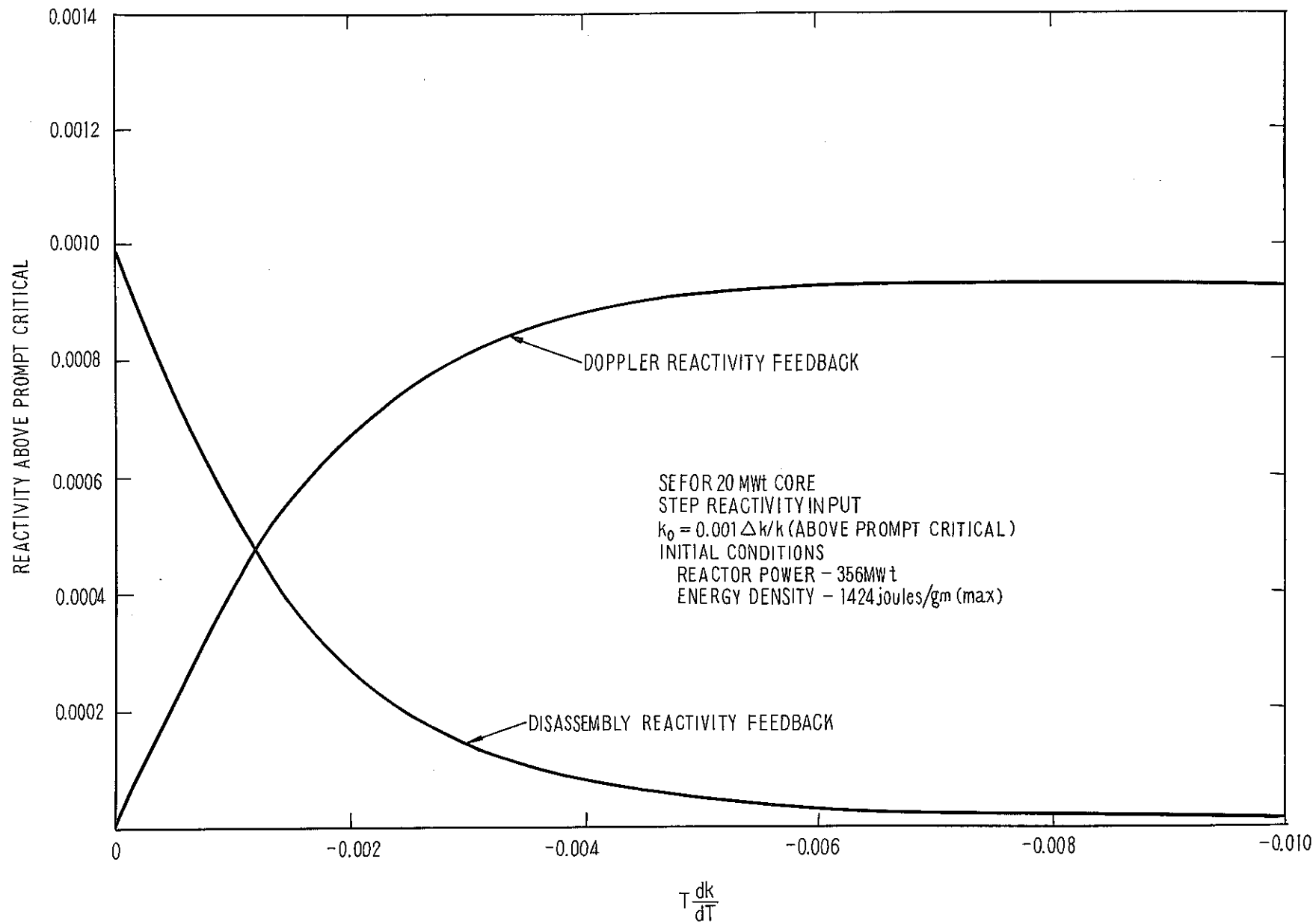


FIGURE 21 REACTIVITY FEEDBACKS

(c) 放出エネルギーの影響

20 MW-secの有効破壊エネルギーによる損傷は、事故の末期の燃料蒸気によるものであるが、重要な点はガス気泡が低圧（高性能火薬に比べて低い）で高温であることと、燃料蒸気が炉心構造材等の温度に比べてかなり高い温度（約4,500°F）で凝縮すると云う事実である。前記の様にエネルギー変換効率の仮定の仕方によって20 MW-secから100 MW-secまで有効エネルギーが増加するが、それによって炉容器内の機械的損傷も増加することになる。

爆圧による損傷の検討は、等価TNT爆発を用いて行なわれている。この方法は、過去の高速炉（EBR-IIやFERMI炉等）耐爆設計に於いても使用されており、2 MW-secのエネルギーを、11bのTNTに等しいとしている。高性能火薬の場合、エネルギー放出時間が20～30 μsecであること（核暴走の場合2～3 msec程度）と、最高圧が750,000 psiのオーダーであること（核暴走の場合2000 psi程度）を考えれば、TNTで近似することは過度に安全側になっていると云える。SEFORの耐爆格納容器の設計では更に400 MW-secのエネルギー（TNT 200 lb）を吸収することになっており、これはMHAの有効破壊エネルギーの4～10倍を採っていることになろう。

(d) 1次格納容器内の圧力上昇

(4)節に記した様に、MHA中に放出されたエネルギーは1次冷却系内に閉じ込められ、窒素冷却系は1次格納容器内の温度を一定に保持するので、MHAが生じた後も、1次格納容器中で圧力上昇は起らない。しかし、前項に記した様な、炉容器や安全容器の破損、1次格納容器内の内圧上昇の可能性がある。この場合次の2つのケースを考える。

第1のケースは、上記2つの容器が共に大きく破損し、Naが炉容器室に噴出する。Naはその酸素（5%）と反応し、炉容器室は約60 psiaになる。この炉容器室のライナーの設計圧は200 psiaであり十分耐える。

第2のケースは、容器が大きく破損し、燃料蒸気が外に出て、炉容器室の雰囲気を加熱するものとする。このとき構造材や遮蔽材の吸熱はないものとする。平衡温度は500°Fとなり、炉容器室の内圧は145 psiaとなる。この極端な条件でも200 psiaのライナー設計圧を越えない。第1次格納容器内の最終的な平衡圧力は6 psigとなり、1次格納容器の設計圧10 psigの6%である。1次格納容器内の各Cellを結ぶ通路は、炉容器室の高温ガスが膨張している間も、常にCell間差圧が10 psig以下になる様に設計されている。

(e) MHA後の冷却

(4)節に記したようなMHA発生後の燃料冷却は、炉容器内の熱吸収と1次冷却系のNaの循環によって行なわれる。また、必要なときには、余分のNaを1次ドレンタンクから炉容器に移すことができる。燃料の崩壊熱は主及び補助冷却系によって除去されるが、もし、1次系が使えないときにはNaは沸騰する可能性がある。Naの補給は1次ドレンタンクから行なえる。

炉容器と安全容器の両方が破損した場合には、Naが、反射体冷却用シュラウドと遮蔽プラグの上部からなる空間へ漏出する。この空間は1つの容器となっておりNaレベルを炉心上部以上

に保ちうる。もし、燃料が炉容器外に出るようなことがあっても、遮蔽ブラグの上部にある ZrO_2 をコーティングした鋼製コーンによって分散され再臨界にはならない。崩壊熱は遮蔽体の吸熱によって除去される。計算によれば、この領域での平均の温度上昇は MHA の 2 日後で $350^\circ F$ にすぎない。更にこの空間壁が破損したとすると、Na は反射体ガイド機構中の窒素冷却系と底部遮ブラグ中へ流れ込む。Na はこれらの構造材（通常 $100^\circ F$ ）の中で固着し、炉心は Na 中に保たれる。燃料の崩壊熱で遮蔽ブラグ中の固着した Na 温度が余々に上昇し、再び溶融する可能性もある。そのとき、Na は炉容器室から、下部の反射体駆動室の底にあるタンクに漏出して貯められる。このときは熱除去が悪くなるが、構造材は十分完全に保ち得る。もし、少量の燃料が複雑な遮蔽ブラグ構造を通して反射体駆動室に落下したとしても、漏出した Na を受けているタンクの中に入るので格納壁に直接接触したり、破損を与えたりする可能性はない。このタンクの容量は 1 次系の全 Na 量を保持し得るし、タンクの底には落下してきた燃料を分散するためのコーンが設置されている。タンクの底と 1 次格納容器壁の間には約 3 in の断熱材がある。計算によれば、事故 2 日後までの全崩壊熱量はタンク周辺への吸熱によって除去され、格納容器壁が破損することはない。

3.2 放射線障害解析

SEFOR plant の格納機能を検討するために、前記格納容器設計基準 (CDB) に用いられた核暴走事故を想定して障害解析が行なわれた。

CDB では核暴走によって生ずる有効破壊エネルギーを $400 \text{ MW}\cdot\text{sec}$ と想定しているが、これは非常にシビアに考えられており、前節に記したように破壊エネルギーとしての理論的上限をとっても $100 \text{ MW}\cdot\text{sec}$ にすぎないので、約ファクター 4 以上の安全率がかかっている。

CDB 事故の結果、平均燃料温度は約 $7,500^\circ F$ となり、炉心の約 $2/3$ の $3,100 \text{ lb}$ の燃料が融点 ($5,100^\circ F$) を越え、最高燃料温度は約 $12,000^\circ F$ となる。

(1) 核分裂生成物 (F.P.) の放出

(a) 1 次格納容器内への F.P. 放出

F.P. 放出解析に用いた想定は次の通りである。

1. 炉は暴走時に 20 MWt で運転していたとする。
2. 燃料は 20 MWt で平均照射時間 500 日であったとする。実際には、予定されている試験プログラム中 7% 負荷効率で運転するのでこれは安全側の想定になっている。時間の関数としての炉心インベントリ (F.P. と Pu) を Table 6 に示す。
3. 融点を越えた燃料から、Na 中へ放出される F.P. は次の率で考える：希ガス 100% 、ハロゲン 100% 、揮発性固体 50% 、他の固体 1% 。Pu の放出については後で述べるような別の取扱いをする。

この解析で想定されている $400 \text{ MW}\cdot\text{sec}$ の破壊エネルギー放出が起ると炉心は分散し、炉容器は破損することになる。冷却材に捕獲されず、プレートアウトもしなかった F.P. が 1 次格納容

TABLE 6

CORE INVENTORY OF FISSION PRODUCTS AND PLUTONIUM

Decay Time	Fission Product Inventory ^(a) (megacuries)				Plutonium Inventory (grams)	
	Noble Gases	Halogens	Volatile Solids	Other Solids	Pu-239	Pu-240
10 m	5.2	4.6	6.0	37.1	390.000	36.000
15 m	4.6	4.3	5.4	34.3		
30 m	4.3	4.3	4.3	31.4		
1 h	3.7	4.0	3.1	28.6		
3 h	3.2	3.4	2.3	23.1		
10 h	2.1	2.5	1.7	17.7		
1 d	1.5	1.7	1.4	14.9		
2 d	0.8	1.0	1.1	12.6		

a. For 500 days irradiation at 20 MWt.

器内に放出される。このとき希ガスは全部 1 次格納容器空間に放出されるハロゲンについては Na との化学的な親和性から、その大部分が冷却材中に捕捉される。放出されたハロゲンのうち 99% が Na 中に捕捉され、1% のみがエアボーンとなる。この値は NAA-SR-9163 「In-pile Experiments on Retention of Fission Products in 500° Sodium,」 (1964) の報告にもとづいている。この報告では、前照射した燃料を Na 中に侵し、KEWB 炉の照射で、融点以上に温度上昇させると云うインパイル実験の結果が検討されている。燃料から放出される F・P に対して、Na から放出される (Na に捕捉されない) F・P の率が測定されている。ヨウ素に対して、この比率は 2×10^{-5} となっているが、この報告では、障害解析に使用すべき値として 2×10^{-4} (0.002%) を提示している。

SEFOR の解析に適用する際は、燃料と Na がこの実験の条件ほどうまく接触しないこともあり得ると考え、 10^{-2} の比率 (測定値の 500 倍) を採用している。また、この値は NAA-SR-11766 「Fission Product Retention in Sodium—A Summary of Analytical and Experimental Studies at Atomics International,」 (1966) で報告されているヨウ素気泡試験の結果からも裏付けされている。

SEFOR 炉心の Na は、MHA の結果として蒸発されるが、大部分の Na は燃料と接触した形で残っている。更に燃料から放出された固体の 70% は、炉心の直ぐ近傍に付着し、30% だけが炉外に放出される。

1 次格納容器内 (窒素雰囲気室) にエアボーンとして存在する F・P の量は、エアボーン固体の場合 5 時間のフォールアウト半減期を想定して計算した。この半減期は、NSA-TR-58 「Simulation of a Major Pipe Rupture in a Pressurized Water Reactor Type Plant,」

(1957)で報告されているデータに基いている。AI社でなされた最近のNa火災実験のデータでは、Na 酸化物エアロゾルのフォールアウトとプレートアウトによる平均の半減期は1時間以下であることが示されている。(NAA-SR-12175 [Quarterly Technical Progress Report, Jul.~Sep.1966])

フォールアウトによるエアボーンハロゲンの濃度減衰についても計算されており、フォールアウト半減期として約30分とされている。正確に表現すれば、その時存在するハロゲンの全エアボーンインベントリーが30分毎に半分に減少すると云う率が採られている。これはHarwellで行なわれた実験とAECL-1130「Iodine Containment by Dousing in NPD-II」(1960)に基づいており、前者の実験は1958年10月にDIDO炉で行なわれた7,000 m³の格納容器フルスケールモックアップ試験である。容器内に頂部から30 m CiのI-132を7 mgのヨウ素キャリアーと共に放散させて、エアボーン濃度を測定しているのであるが、最初の1時間で約1/10になり、その後はもっとゆっくりした指数関数に近い形で減衰し1時間後から8時間後までにさらに1/2に減少する。(8時間後に最初の濃度の1/20となる)SEFORに用いた値と英国の結果の比較をFig.22に示すが、SEFORの計算は最初の2時間は非観的で、その後は楽観的になっていることがわかる。しかし、実際にはNaの存在が考えられるので、Naとヨウ素の新和性からみてもプレートアウトが促進されるだろうし、また、ヨウ素の再放出はほとんど考えられない。(Pu障害解析)

Puの放出に関しては、F.Pとは別に検討している。SEFORの第1炉心のPuインベントリーはPu-239が390 kgでPu-240が約36 kgである。このPuの障害解析を行なうには、まづ、事故後に格納壁を漏洩し得るPuの量を出す必要がある。この量は、漏洩するのに十分な時間、エアボーンとして存在し得るPuの量に強く依存する。Pu酸化物は非揮発性であるため、ここで考えている状態では、エアロゾルとしてガス空間に浮遊する固体粒子となっている。問題は空間中に浮遊し得る固体の重量濃度を決定することである。

現象は蒸発した後、凝縮する多数の小粒子固体の問題であり、このとき初期には粒子数は非常に多く、 $10^{14} \sim 10^{16}$ n/cm³程度であろう。しかし、こんなに多くの粒子が、密に存在することは物理的に不可能であるから、この状態は不安定である。拡散やブラウン運動によって粒子が互いに衝突し、凝固して、より大きな粒子を形成する。この様にエアロゾルは、非常に小さな粒子又は非常に大きな粒子が存在するときは不安定になる。安定しているエアロゾルの凝固については多くのデータがあり、次の様な簡単な法則が提唱されている。

$$\frac{1}{n} - \frac{1}{n_0} = K t,$$

こゝで、 n_0 :初期の粒子数

K:凝固係数

t:時間

凝固によるエアロゾル粒子の成長は初期のように粒子が小さいときには、進行がずっと速いので、同じ凝固係数を使うことはできない。Fig.23に示すような粒子成長となると云われている。小粒子は表面力によって付着する。粒子が非常に大きくなると、空間に安定に浮遊することが出来なくなって、Stokesの法則にしたがってフォールアウトする。

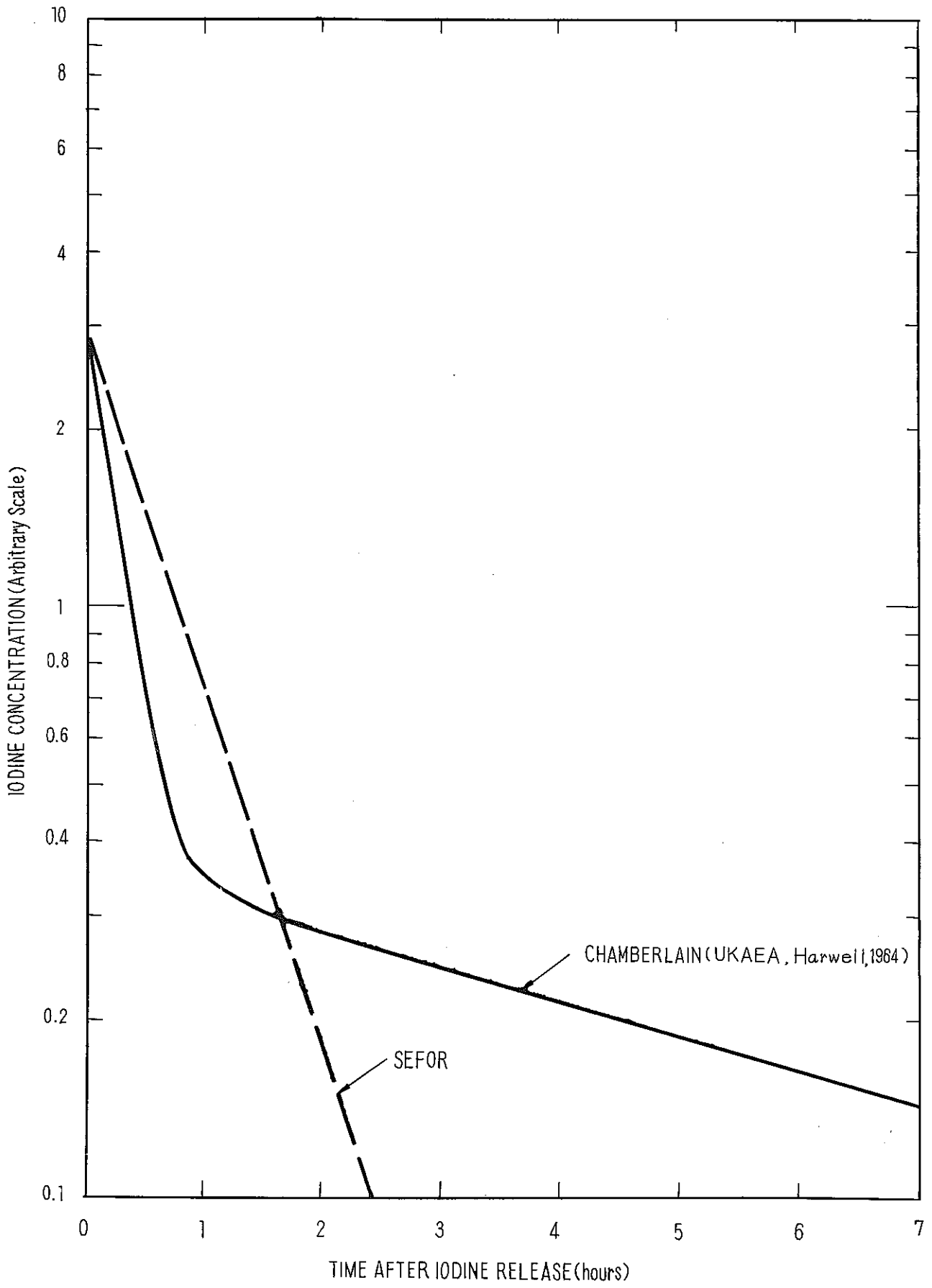


FIGURE 22 IODINE PLATEOUT AS A FUNCTION OF TIME

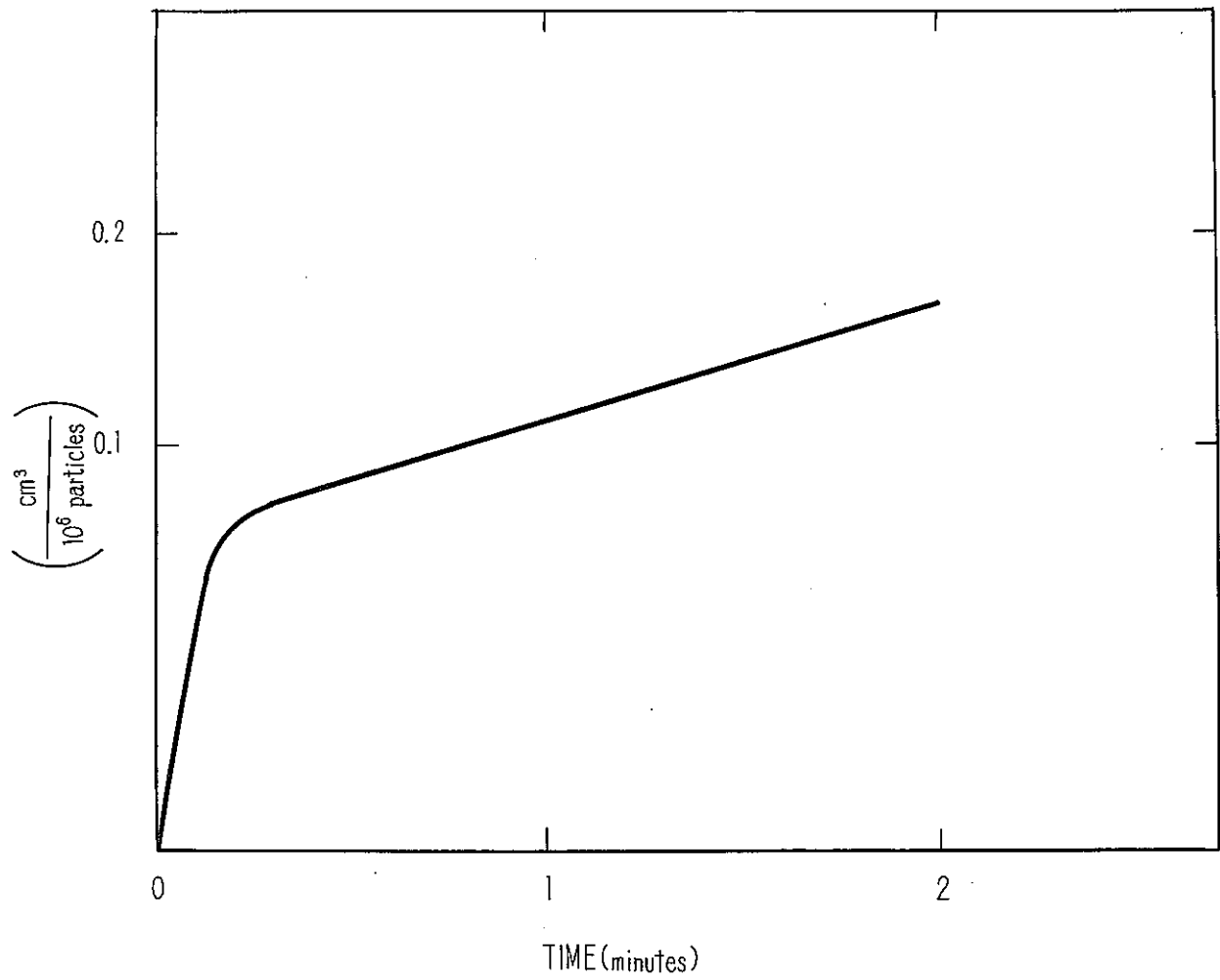


FIGURE 23 PARTICULATE VOLUME GRAPH OF EARLY STAGE OF COAGULATION

エアロゾルとしてエアボーン状態にある物質の量は次のパラメータによつて支配される。

1. 粒径
2. 粒子数濃度 (n / cm^3)
3. 粒子密度

(粒径)

Rodenbush^(*)の言を引用すれば、

「エアロゾルは熱拡散によつて冷表面に付着する。1 μ 以上の直径のエアロゾルが沈着する。」

「大きな粒子は、この沈着でなくなり、非常に小さな粒子も、拡散によつて消滅する。0.1 ~

1.0 μ 径の粒子は、拡散係数が小さく、Stokesの落下率も小さい。一般に、この程度の大きさ

の粒子からなる煙は非常に安定して長時間存在し得る。」

放散の5分後の煙粒子の大きさは次の様になる。

Material	Radius(microns)	Weight Concentration(mg/m ³)
Stannic acid	0.1	15
Resin(blowed)	0.1	15
Resin(unblown)	0.17	15
Ammonium Chloride	0.6	1
Ammonium Chloride	0.13	15
Ammonium Chloride	0.18	60

これ等のデータから、粒子径を0.2 μ に推定した。

(粒子数濃度) (n / cc)

エアロゾル、例えば煙などは、その粒子数濃度が $10^7 n / \text{cc}$ 以上になると、急速な凝固によつて、不安定となる。代表的な例を次に示す。

Ammonium chloride	$(1.0 \sim 1.5) \times 10^6 n / \text{cc}$
Cadmium oxide	$(1.0 \sim 6.7) \times 10^6 n / \text{cc}$

(n は粒子数を表わす。)

この結果粒子濃度を $2.5 \times 10^6 n / \text{cc}$ と推定した。

(粒子密度)

分散した物質の密度は、固体のときの通常の密度よりもかなり小さくなる。エアロゾルの密度と固体の密度の比を、以下の例について示した。

(*) Rodenbush, W.H., 「Handbook on Aerosols, National Defense Research Committee, Chapter 4」.

Material	Normal Density (gm/cc)	Aerosol Density (gm/cc)	Fluffiness Factor
Lead monoxide	9.36	0.83	0.09
Antimony trioxide	5.57	0.63	0.11
Arsenic trioxide	3.74	0.71	0.19
Aluminum oxide	3.70	0.18	0.05
Stannic oxide	6.71	0.32	0.05
Cadmium oxide	6.5	0.51	0.08
Mercuric chloride	5.4	1.27	0.24
Mercury	13.6	1.7	0.12
Magnesium oxide	3.6	0.35	0.10

ここで fluffiness factor とは、通常の固体密度に対するエアロゾル密度の比として定義されている。この値の平均値は 0.11 となり、Pu 酸化物の通常密度は $\sim 10 \text{ gm/cc}$ であるので、エアボーン Pu 酸化物の平均密度は約 1.1 gm/cc

(重量濃度)

$$\begin{aligned}
 W &= \frac{4}{3} \pi (2 \times 10^{-5} \text{ cm})^3 \cdot (1.1 \text{ gm/cc}) \cdot (2.5 \times 10^6 \text{ n/cc}) \\
 &= 9.2 \times 10^{-8} \text{ gm/cc} \\
 &= 0.092 \text{ gm/m}^3
 \end{aligned}$$

SEFOR 解析における空間濃度として上記の 0.1 gm/m^3 が使用された。

この値は、Pu 酸化物だけでなく、蒸発される炉心物質の全てを含んでおり、Pu 酸化物の割合としては、初期炉心の Pu の体積比を用いている。この比率は Pu-239, Pu-240 に対しそれぞれ 0.07 と 0.0064 である。フォールアウト半減期の 5 時間は、下記の文献(※)より得られたもので、これによると代表的なエアロゾルの空間濃度が 50% になる時間は約 4~5 時間であると報告されている。

なお最近の AI 社で行なわれた Na 火災試験のデータ(※※)によると、Na 酸化物煙のフォールアウト半減期は 1 時間のオーダーである。

Pu 障害計算は、この様に炉心内の Pu 存在比にもとずいており、その制約は格納容器の体積によってなされる。

Table 7 に、1 次格納容器内の F・P と Pu の時間変化を示す。

$\text{Na}-24$ の寄与も検討されており、 $\text{Na}-24$ の放射能濃度 0.1 ci/gm , エアロゾル 0.1 gm/m^3 の Na 酸化物として計算されたが無視し得る程度であった。

(※) Shytlaw-Gray, R. and Patterson, H.J., 「Smoke, A Study of Aerosol Dispersion Systems.」 Edward Arnold Company, London (1932)

(※※) Lauben, G.N., 「Initial Experience with Large Sodium Fires (LF-1).」 NAA-SR-12041 (1966)

TABLE 7

AIRBORNE FISSION PRODUCT AND PLUTONIUM INVENTORY
FIRST CONTAINMENT BARRIER

Decay Time	Fission Product Inventory (megacuries)				Plutonium Inventory (grams)	
	Noble Gases	Halogens ^(a)	Volatile Solids	Other Solids	Pu-239	Pu-240 ^(b)
10 m	3.5	0.031	0.60	0.110	9.12	0.84
15 m	3.1	0.028	0.52	0.095	8.94	0.84
30 m	2.9	0.015	0.40	0.090	8.52	0.78
1 h	2.5	0.007	0.28	0.077	7.71	0.72
3 h	2.1	0.003	0.16	0.049	5.16	0.48
10 h	1.4	3.8×10^{-7}	0.04	0.013	1.26	0.12
1 d	1.0		0.006	0.002	0.09	0.007
2 d	0.5				0.0066	0.00006

a. 30-minute fallout half-life used

b. 5-hour fallout half-life used

(b) 格納容器漏洩率

核暴走事故の結果，1次格納容器内雰囲気は加熱され，昇圧される。1次格納壁を漏洩した物質は2次格納容器内に入り，1次格納壁の漏洩によって少し昇圧した2次格納容器から，更にその壁を漏洩して周辺へ放散される可能性がある。

1次格納容器内空間は約 $57,000 \text{ ft}^3$ ，2次格納容器内空間（空気雰囲気のみ）は約 $46,000 \text{ ft}^3$ である。1次格納壁の漏洩率は内圧 10 psig で24時間当り，全容積の20%，2次格納壁は内圧 30 psig で24時間当り，2.5%と想定して障害計算はなされている。またこの障害計算に用いられた1次及び2次格納容器内圧の変化はFig.24に示す通りである。Fig.24は次節に記述する N_a 反応とMHA後に起る 6 psig の初期圧力上昇とから得られたものである。この図からわかるように本計算に用いる漏洩量を得るために使った圧力はMHAの計算値よりも常に大きめにとられているので，MHA時には，このCBREより災害効果は少くなると云える。

漏洩率と内圧の関係は，その漏洩モードをMolecular Flowとして，圧力差に比例する漏洩率が採られている。しかし，SEFORの障害解析は2通りされており，第2の方法はより現実的な気象条件の採り方でされており，この場合の漏洩率の採り方は圧力差の平方根に比例するとしてFig.25を使った解析例もある。

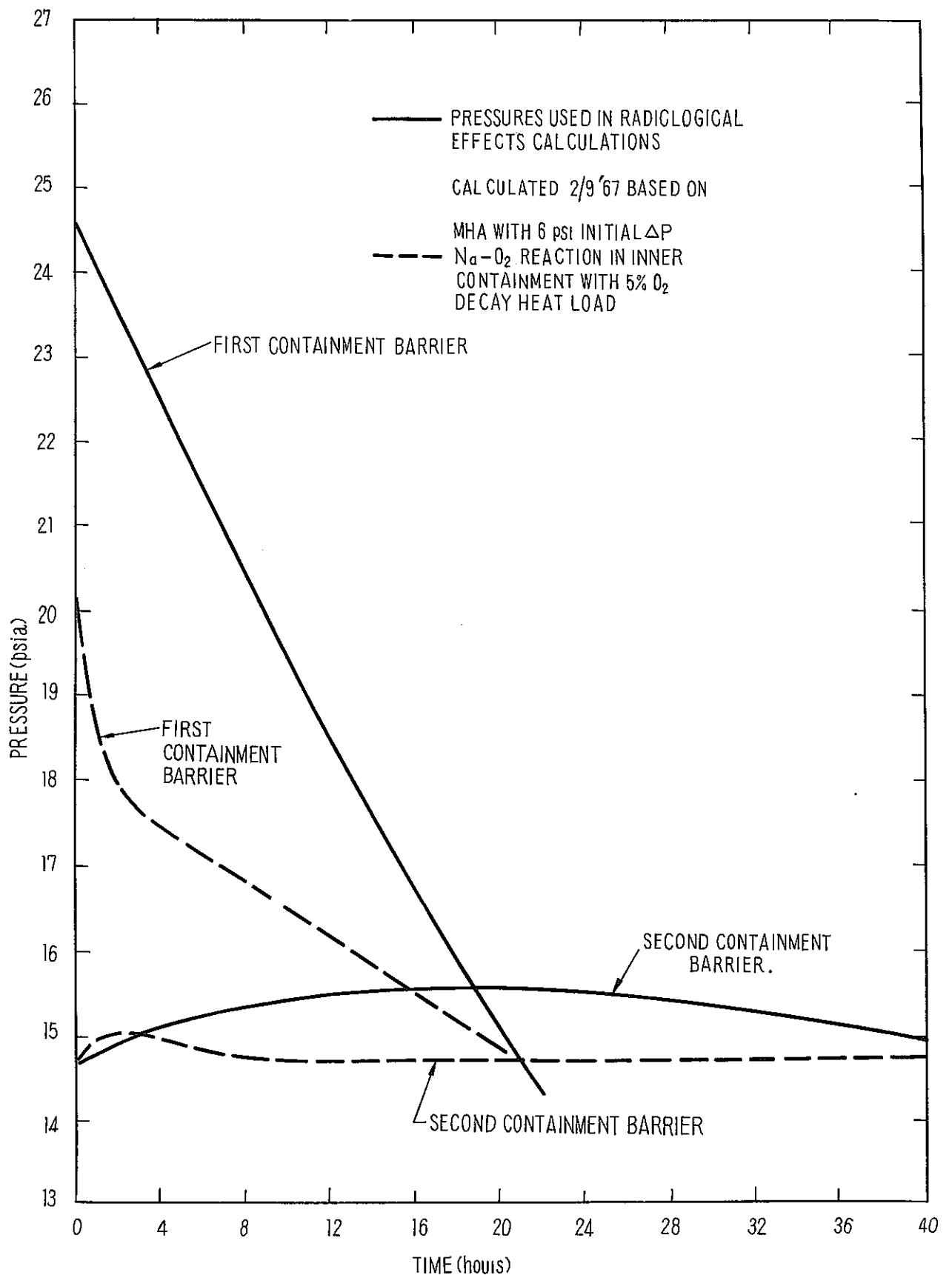


FIGURE 24 PRESSURE VERSUS TIME FOR FIRST AND SECOND CONTAINMENTS (CALCULATIONAL BASIC FOR RADIOLOGICAL EFFECTS)

M-24

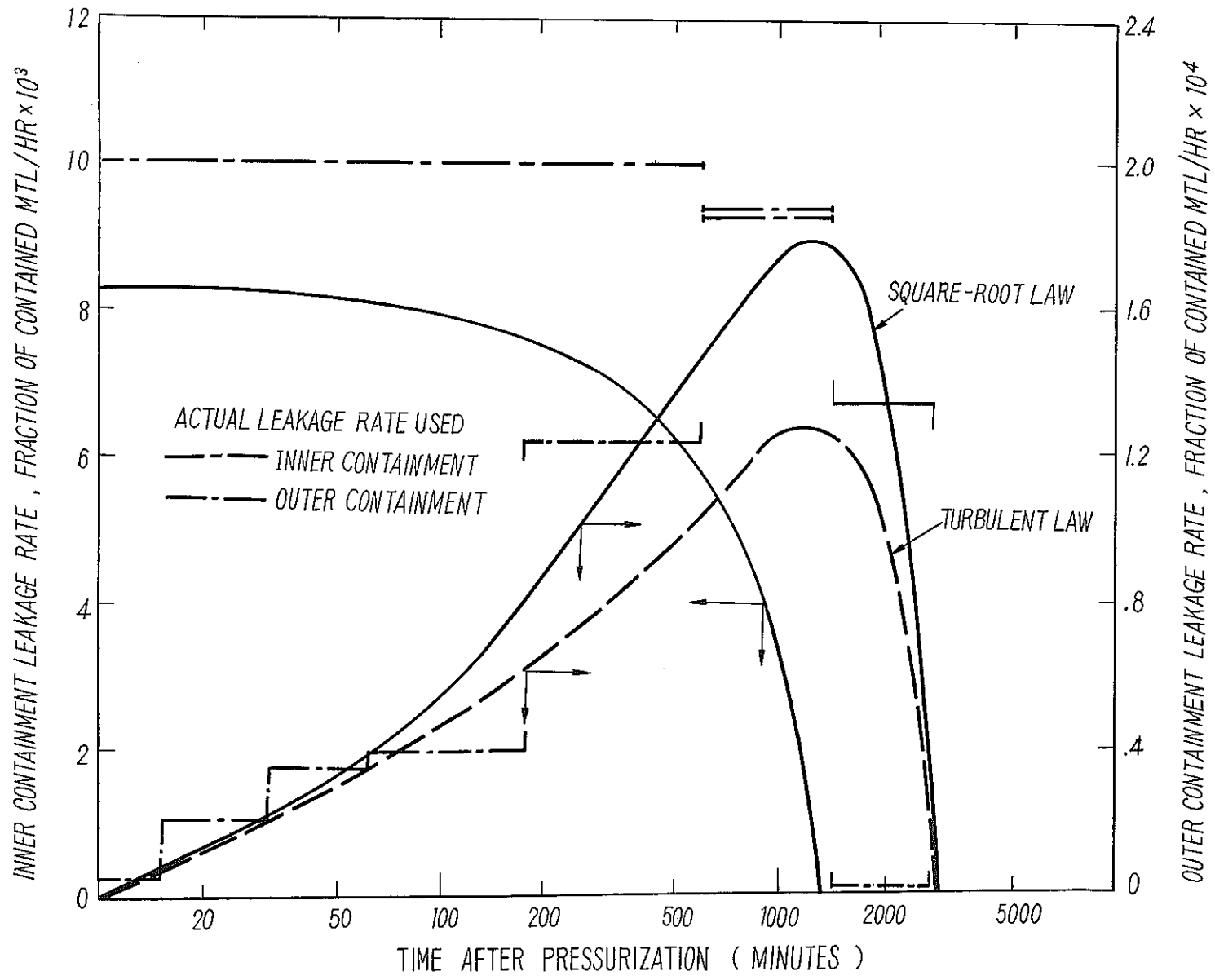


FIGURE 25 CONTAINMENT LEAKAGE RATES

TABLE 8

AIRBORNE FISSION PRODUCT AND PLUTONIUM INVENTORY,
OUTER CONTAINMENT

Decay Time	Fission Product Inventory (curies)				Plutonium Inventory (grams)	
	Noble Gases	Halogens ^(a)	Volatile Solids	Other Solids	Pu-239 ^(b)	Pu-240 ^(b)
10 m	6,300	56	1,000	200	0.017	1.6x10 ⁻³
15 m	9,000	75	1,600	290	0.025	2.3x10 ⁻³
30 m	17,100	96	2,700	530	0.048	4.4x10 ⁻³
1 h	31,100	85	4,200	940	0.09	8.1x10 ⁻³
3 h	78,100	65	7,500	1,940	0.20	18.8x10 ⁻³
10 h	181,100	0.02	9,900	2,730	0.28	25.6x10 ⁻³
1 d	246,100	-	10,200	2,840	0.08	6.4x10 ⁻³
2 h	246,100	-			0.003	0.2x10 ⁻³

a. 30-minute fallout half-life used

b. 5-hour fallout half-life used

TABLE 9

FISSION PRODUCT AND PLUTONIUM LEAKAGE FROM
OUTER CONTAINMENT BARRIER

Time Interval	Fission Product Leakage (curies)				Plutonium Leakage (grams)	
	Noble Gases	Halogens	Volatile Solids	Other Solids	Pu-239	Pu-240
0-10 m					2.9x10 ⁻⁸	2.7x10 ⁻⁹
10-15 m	0.0062	8.95x10 ⁻⁵	0.0019	0.00034	4.4x10 ⁻⁸	4.0x10 ⁻⁹
15-30 m	0.17	1.04x10 ⁻³	0.026	0.0050	2.9x10 ⁻⁶	2.7x10 ⁻⁷
30-60 m	1.0	3.85x10 ⁻³	0.146	0.0311	4.1x10 ⁻⁵	3.8x10 ⁻⁶
1- 3 h	16.0	2.12x10 ⁻²	1.66	0.410	3.8x10 ⁻⁴	3.8x10 ⁻⁵
3-10 h	370	5.25x10 ⁻³	13.8	11.40	7.2x10 ⁻⁴	6.6x10 ⁻⁵
10-24 h	880		40.1	4.95	1.4x10 ⁻⁴	1.2x10 ⁻⁵
1- 2 d	840		18.0	-		

(2) 障害解析

Table 9 に示した放射性物質の放出があるとし、風速、大気安定度、拡散定数などを使う Sutton の方法で大気拡散の計算がされている。この方法は非常に保守的な方法である。日本では英国気象庁方式が一般に採用されており、あまり参考とならないと考え、記述を割愛した。

また P_u の取扱いについても、日本では最近「 P_u に関するめやす線量」が打出されたことで明確になった。

4 N_a 化学反応の解析

1 次格納容器内は通常 5 % 以下の酸素濃度の減損空気にされている。そこに N_a が漏洩したときの N_a 化学反応について検討する。

2 次格納容器内にある N_a 配管は、1 次および 2 次格納壁の間隔がつまっている位置に配置されている。この位置の 2 つの格納壁の間は約 12 in のコンクリートで区分されており、更に配管は約 4 ft、厚さの運転床の下を通過して、床上空気雰囲気とは分離されている。故に、2 次格納容器中の空気と大量の N_a が接するような事故の可能性はほとんどない。

そこで N_a 化学反応の解析は次の 2 つに分類することができる。

- 1 次格納容器雰囲気中の 5 % 以下の酸素との N_a 反応。
- 2 1 次および 2 次格納容器内が共に空気雰囲気中で、通じている時の N_a 反応 (修理保守中等)

第 1 のケースは、通常運転中に発生した配管事故の様な場合の N_a -酸素反応と、MHA 条件下での N_a -酸素反応の影響を含んでいる。更にこれらに加えて、 N_a -フロン反応によるエネルギー付加についても検討された。しかし、フロン系の破損が 1 次系の事故や MHA と同時に起る可能性はほとんどないので、この場合は非常に悲観的な取扱いと言える。フロン系は、鉄筋コンクリート壁によって N_a 系と分離配置されており、単一の原因で両方の系が同時に破損することは考えられない。

第 2 のケースは、1 次格納容器が開扉されて、格納容器全体が空気雰囲気にある場合の N_a 反応のことで、これは、大修理とが大保守が必要となった場合に限られるだろう。

4.1 解析のモデル

(1) 仮定

N_a 反応に対する格納容器の応答を検討するために次の仮定が用いられた。

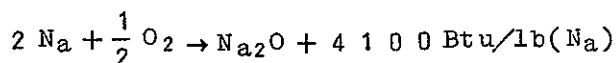
- 1 格納容器構造物とガスの初期温度は 100 °F とし、 N_a の初期温度は 820 °F とする。
- 2 N_a プールの表面は、1 次格納容器の最底部の全床面積と N_a キャッチタンクを考え (全面積 405 ft²)、プールの深さは 2 ft とする。

3. 反応率は窒素中の酸素の拡散に依存するので、反応率は酸素濃度に比例し、窒素の絶対温度の平方根に比例するとした。
4. N_a の酸化反応率は 500 °F の空気で、6 lb/h-ft² とする。
5. N_a とフロンとの反応率は、 N_a - 酸素の反応率に等しいとし、その発生エネルギーについては四塩化炭素および四弗化炭素と N_a の反応の場合に等しいとする。
6. 反応によりガス中へ放出されるエネルギー量は N_a 炎の熱バランスで決定する。熱は対流と輻射によってガスに伝達され、また N_a プールへも炎とプール間のギャップを通しての伝熱と輻射によって伝達されるとする。
7. 核崩壊熱は 20MWt での無限時間照射にもとづき、1次格納容器内ガス中に直接放出されるとする。
8. MHA 時には、そのときのエネルギー放出によって1次格納容器内ガス圧は N_a 反応以前に 6psig まで上昇している。(※)
9. 格納容器内ガスから周辺への熱伝達は自然対流のみによるとする。
10. 格納容器内の温度圧力計算には完全気体の法則を適用する。
11. 格納容器からの漏洩としては Molecular Flow Mode を考え、漏洩率は圧力差に比例するものとする。

(2) エネルギー放出

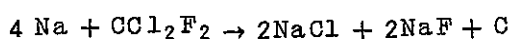
エネルギー放出の機構は、 N_a 化学反応と崩壊熱の2つがある。漏出した N_a は、存在する酸素との反応および1次格納容器雰囲気冷却系のコイル破損事故が重なったとしてフロン (Freon-12: CCl_2F_2) との反応が起り得る。1次系雰囲気の水蒸気量は、40 °F の露点温度にすることで制御し、その N_a 反応効果を防いでいる。

N_a と酸素の反応は次の式を用いている



用いている空気との反応率は、500 °F の N_a に対して 6 lb/h-ft² であり、これは最近の AI 社の実験に基づいている。5% 酸素との N_a 反応率は、空気の酸素量との比率だけ減少すると想定する。

窒素セルの冷却系本体は1次格納容器から外に出ており、冷却コイルだけが中に入っている。1次格納容器内に流出するフロンを制限するために、冷却系は3つの独立した系からなっている。フロンと N_a の反応は、未だ明確ではないが、定性的には、幾分炎を伴ない、濃い黒煙を発生することがわかっている。反応生成物は塩化 Na 、弗化 Na および炭素である。



反応による放出エネルギーはデータがないため、 Na と四塩化炭素、および四弗化炭素との反応から近似して 5630 Btu/lb (フロン12) とした。また、反応率は Na と空気の反応率に

(*) 3.1, (5), (W) 参考

等しいと想定している。

Na の反応率は次の式に従うものとしている。

$$\dot{M} = \dot{M}_0 \times \frac{W}{W_0} \times \left(\frac{T}{T_0} \right)^{1/2}$$

ここで、 \dot{M} は反応率、 W は空気またわフレオンの質量、 T はガスの絶対温度、添字 0 は初期条件を示す。

Na 流出事故時は炉心冷却が失われる可能性があるので、崩壊熱が 1 次格納容器内に伝達されるものとする。崩壊熱は 20 MWt の無限時間照射の場合を想定し、初期熱負荷は 1 MWt とする。燃料中の蓄熱量は、崩壊熱の積分量に比べてずっと小さいので無視できる。ここで述べる計算は全て、Na 反応が起る前に炉はスクラムしていると想定する。

Na 反応が MHA につづいて生ずるとする場合には、1 次格納容器中のガスは約 6 psig に加圧されていることになる。

MHA につづいて 1 次格納容器が破損した場合には、1 次 2 次格納容器内は 2.7 psig まで昇圧される。

(3) 熱伝達モデル

ガス系へのエネルギー放出は Na 炎の熱バランスから決定された。Na 反応はプール表面の少し上で短かい炎を生じ、プールの全表面をこの炎が包っているとする。このとき Na 酸化物が周辺に蓄積されるのは無視する。

熱は対流と輻射によってガス相に、また炎とプール間のキャップを通しての伝熱と輻射によってプール相へ伝達される。このモデルは AI 社で開発されたもので、輻射率や炎とプール間ギャップ等は彼等の研究結果にもとづいている。^(*) Na プールからその下のコンクリート床への熱損とバランスしながら、プール温度を約 900 ~ 1000 °F に維持できるだけの熱量がプールに伝達される。プールの深さは火災の初期に約 2 ft あり、この値は、1 次格納容器にドレンされ得る最大の Na 量 6,000 gallons に相当している。

ガス相の熱バランスを用いて、ガス温度を計算し、更に完全気体の法則を用いてガス圧が計算された。ガス相への熱入力としては、Na 反応と核崩壊熱が含まれている。熱は、自然対流によって格納容器と内部構造物にガスから失われる。熱バランスからガス温度を決定する際、ガス空間に浮遊する Na 酸化物の熱容量は計算マージンとして採られている。

11b の酸素の反応に対して 3.87 lb の Na_2O が放出される。Na 酸化物の熱容量は 0.31 Btu/lb °F である。

ガス相からの熱損失の計算は次の 8 つの熱伝達領域を考えた。

1. 1 次格納容器 (IC) コンクリートから地面へ

(*) Lauben, G.N., "Initial Experience with Large Sodium Fires (LF-1)"

2. IC 内部鋼材
3. IC 内部コンクリート
4. IC - 2次格納容器 (OC) 間コンクリート壁
5. OC 鋼壁から大気へ
6. OC コンクリートから地面へ
7. OC 内部鋼材
8. OC 内部コンクリート

コンクリート壁はそれぞれ3領域に分け、それらの領域はそれぞれ時定数が0.1, 1.0および10.0時間とする。鋼壁については平均厚さが0.5 inであり1つの熱伝達領域として取扱った。自然循環係数としては1次および2次格納容器について、それぞれ0.834 Btu/h·ft²·F とが用いられた。

(4) 格納容器漏洩率

前記のように、格納容器壁の最大許容漏洩率として次の値が用いられた。

1. 1次格納容器：10 psig で20 % / day
2. 2次格納容器：30 psig で2.5 % / day

一方、設計漏洩率を使った計算も行なったが、ガス温度・圧力の結果はほとんど変りなかった。漏洩のモードについてはMacCary等^(*)のデータにもとづいて検討した。考えられるモードは次の通りである。

1. Orifice Flow
2. Turbulent (Rough Passage)
3. Turbulent (Smooth Passage)
4. Molecular Flow
5. Laminar Flow

このうち差圧に比例したmass flowが得られるmolecular flow modeが解析に用いられた。建設および検査技術からみてorifice flow漏洩はまづ生じない。molecular modeはturbulentとlaminar modeの中間的な性格である。

(5) 解析の結果

上に検討した以外の主要な入力をTable 10に示す。また、考えられるケースをTable 11に示す。その結果としてガス圧力、ガス温度のピーク値、コンクリートの最高温度をTable 12に示す。この中でNa反応が通常運転中またはMHAと重なったときの最悪の条件は、それぞれ

(*) MacCary, R.R. et al., "Leakage Characteristics of Steel Containment Vessels and the Analysis of Leakage Rate Determinations" TID-20583

(1964)

Case 1a と Case 1e である。両方のケースとも、最高圧は 10 psig の設計限界内に十分納まり、またコンクリート最高温度もコンクリートの設計限界内に十分納まっている。MHA の場合の圧力の時間変化は前節ですでに記した。

Table 12 の Case 2a は Na 反応に関する第 3 の基本的な設計条件を表わしている。すなわち 1 次および 2 次格納容器が通じていて全体が空気雰囲気であるときの Na 漏洩事故である。このときの最高の圧力差は 2.6 psi となり、2 次格納容器壁の設計圧 30 psi にくらべて十分低い。2 次格納容器の定期的な漏洩試験は設計圧の 30 psi でなく、9 psi で行なう予定であり、上記の事故結果が低圧となることはこの妥当性を示すものである。

TABLE 10

SODIUM REACTIONS (INPUT SUMMARY)

Containment System Parameters

Sodium Released	6,000 gal
Sodium Pool Area	405 sq ft
Inner Containment Gas Volume	46,700 cu ft
Outer Containment Gas Volume	56,800 cu ft
Oxygen in Inner Containment	
5 vol % Oxygen	183 lb
Normal Air	768 lb
Oxygen in Outer Containment (normal air)	936 lb
Freon-12 in Inner Containment Coolers	1,500 lb
Inner Containment Leakage Rate	0.03112 lb _m -sq ft/h-lb _f
Outer Containment Leakage Rate	0.00295 lb _m -sq ft/h-lb _f

Heat Transfer Parameters

<u>Node</u>		<u>Area (sq. ft)</u>	<u>Depth (ft)</u>
1	Inner containment concrete to ground	5,500	3
2	IC internal steel	15,000	0.04
3	IC internal concrete	3,600	3
4	IC-OC concrete barrier	3,550	3
5	OC steel shell to atmosphere	8,810	0.04
6	OC concrete to ground	1,170	3
7	OC internal steel	5,000	0.04
8	OC internal concrete	144	3

TABLE 11

SUMMARY LIST OF SODIUM REACTIONS CONSIDERED

- Mode 1: Sodium reactions confined to inner containment, with 5 vol % oxygen
- a. Sodium-oxygen reaction
 - b. Sodium-oxygen and sodium-Freon-12 reactions
 - c. Sodium-oxygen reaction and nuclear decay heat
 - d. Sodium-oxygen and sodium-Freon-12 reactions with nuclear decay heat
 - e. Sodium-oxygen reaction and nuclear decay heat, initial inner containment pressurization of 6 psi
 - f. Sodium-oxygen and sodium-Freon-12 reactions, initial inner containment pressurization of 6 psi
- Mode 2: Inner and outer containments common to each other and both filled with air
- a. Sodium-oxygen reaction
 - b. Sodium-oxygen and sodium-Freon-12 reactions

TABLE 12
RESULTS OF SODIUM CHEMICAL REACTIONS
IN CONTAINMENT SYSTEM

Case	Maximum Pressure Differential		Maximum Temperature (°F)	
	Barrier	psi	Gas	Concrete
1a	Inner	2.26	206	111
1b	Inner	5.29	349	138
1c	Inner	4.50	296	132
1d	Inner	7.43	444	159
1e	Inner	6.00	329	133
1f	Inner	8.05	239	160
2a	Outer	2.60	201	108
2b	Outer	4.30	270	120

Ⅲ 結 言

高速炉の安全上の philosophy は未だ確立されておらず、これから高速炉開発を進める日本にとっても早急に検討をせまられている重要な問題の1つであろう。例えば、制御系の back up の考え方、1次系配管設計とも関連して配管破損の考え方、FERMI 炉の事故で close up された channel blockage の問題、Na 沸騰現象に対する考え方、M H A の想定の仕事、格納容器の定期漏洩試験の方法、Pu 障害解析に用いるエアロゾルモデル等問題点は山積の感がある。ここに紹介した SEFOR の設計上の考え方は、実験炉と云うことで幾分特殊な感がなきにしもあらずであるが、現在までに建設された炉や現在設計中の幾つかの炉の1例として参考となる点が多分にあると思う。

第1部の「SEFOR plant の概要」および第3部の「SEFOR 追加情報」と合わせて、高速炉に関心を寄せられる方々の一助となれば幸いである。