

JAERI - M

82-184

多目的高温ガス炉とガス冷却高速炉からなる
共存エネルギー・システムの研究 (IV)

—ガス冷却高速炉の事故解析と安全性評価—

1982年12月

飯島 進・吉田 弘幸・田中 良信*

仁熊 義則*・小林 武司*

日 本 原 子 力 研 究 所
Japan Atomic Energy Research Institute

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 Section, Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

©Japan Atomic Energy Research Institute, 1982

編集兼発行 日本原子力研究所
印刷 刷 株式会社高野高連印刷

多目的高温ガス炉とガス冷却高速炉からなる
共存エネルギー・システムの研究 (N)

—ガス冷却高速炉の事故解析と安全性評価—

日本原子力研究所東海研究所原子炉工学部

飯島 進・吉田 弘幸・田中 良信*

仁熊 義則*・小林 武司*

(1982年11月10日受理)

ガス冷却高速炉と多目的高温ガス炉の共存システムによりエネルギー需要を賄うことを目的とし、このシステムに適合する1000MWe ガス冷却高速炉の概念設計を進めて来た。本報では核設計および熱流動特性解析の結果に基づき、原子炉事故時の過渡特性解析を行いガス冷却高速炉の安全性評価を行った。1次冷却系破損による冷却材減圧事故および制御棒引抜きによる反応度印加事故について解析した。解析ではガス冷却高速炉用に新しく開発した核熱結合動特性計算コードMR-Xを使用した。

ガス冷却高速炉の過渡特性においては、燃料ペレットおよび被覆管温度が最も重要な問題である。解析の結果、炉心破損に発展することなく事故を終息させるためには原子炉停止系および緊急冷却系の信頼性を保証することが最も必要であることが明らかになった。そして原子炉停止および緊急冷却系作動が確実に行なわれることにより、事故の発生から終息までの間、燃料の健全性が保たれ、ガス冷却高速炉の安全性は保障されることを立証した。

* 川崎重工業株式会社

Evaluation of Symbiotic Energy System Between Gas-Cooled
Fast Breeder Reactor (GCFR) and Multi-Purpose Very High
Temperature Reactor (VHTR) (IV)
- GCFR Transient Analysis and Safety Performance Evaluation -

Susumu IJIMA, Hiroyuki YOSHIDA, Ryokichi TANAKA*
Yoshinori NIGUMA* and Takeshi KOBAYASHI*

Division of Reactor Engineering, Tokai Research Establishment, JAERI
(Received November 10, 1982)

The conceptual design study of 1000MWe gas-cooled fast breeder reactor (GCFR), which is used in the GCFR-VHTR symbiotic energy system, has been performed.

In this report, the transient response of the GCFR core to accident events has been analyzed and safety performance of the 1000MWe GCFR has been evaluated considering the analyses.

A depressurization accident caused by failure of a primary coolant system and a reactivity insertion accident due to withdrawal of a control rod have been analyzed using nuclear and thermo-hydraulic coupled program MR-X developed for kinetics analysis of gas-cooled fast breeder reactors.

The maximum fuel and cladding temperatures are most important problem to be analysed during a transient of a gas-cooled fast breeder reactors.

The analyses show that reliable reactor shutdown and emergency cooling systems are most important to achieve successful cold shutdown well before leading to core damage and also that no severe failures of fuel pin and cladding occurs by working above mentioned safety systems well during the accidents.

Keywords : Gas-cooled Fast Breeder Reactor, Very High Temperature Reactor, Symbiotic Energy System, Depressurization Accident, Reactivity Insertion Accident, Computer Code, Transient Analysis Safety Performance Evaluation, Conceptual Design

* Kawasaki Heavy Industries, Ltd.

目 次

1. はじめに	1
2. 減圧事故	2
2.1 解析条件	2
2.2 90%圧力検知スクラムによる計算と解析	3
2.3 温度検知スクラムにおける計算と解析	6
2.4 減圧事故のまとめ	6
3. 反応度印加事故解析	22
3.1 事故事象の設定と解析条件	22
3.2 計算結果と検討	23
3.3 反応度印加事故のまとめ	24
4. 安全性評価	30
5. 核熱結合動特性コードFMR-Xの概要	31
5.1 計算の概略	31
5.2 定常計算	32
5.3 非定常計算	32
5.4 計算手順	39
謝 辞	46
参考文献	46
Appendix A 被覆管許容温度の検討	47
Appendix B 減圧事故解析条件設定根拠の検討	50

Contents

1. Introduction	1
2. Coolant Depressurization Accident	2
2.1 Calculation Condition	2
2.2 Analyses for Reactor Scrum by Detecting 90% Depressurization	3
2.3 Analyses for Reactor Scrum by Detecting 115% Coolant Temperature Increase	6
2.4 Summary	6
3. Reactivity Insertion Accident	22
3.1 Calculation Condition	22
3.2 Calculation Results and Discussions	23
3.3 Summary	24
4. Summary of GCFR Safety Performance	30
5. Outline of Nuclear and Thermo-Hydraulic Coupled Calculation Program, MR-X	31
5.1 Introduction	31
5.2 Steady State Calculation	32
5.3 Transient Calculation	32
5.4 Calculation Flow	39
Acknowledgement	46
References	46
Appendix A Investigation of the Thermal Capacity for Cladding Material	47
Appendix B Evaluation of the Calculation Condition for Depressurization Accident	50

1. はじめに

GCFR-VHTR 共存システムに適合する 1000MWe のガス冷却高速炉の概念設計の一環として、原子炉事故時の炉心過渡特性解析を行い、ガス冷却高速炉の安全性評価を行う。設計を進めているガス冷却高速炉は冷却材として高圧ヘリウムを使用し、多目的高温ガス炉 (VHTR) との統一を図っている。ヘリウムは LMFBR におけるナトリウムより熱除去能力が劣るため、ガス冷却高速炉では炉心燃料に課せられる熱的条件が厳しいものとなる。特に原子炉事故時の燃料の熱的過渡特性はガス冷却高速炉の安全性評価を行う上で最も重要な問題となる。

燃料温度が最も厳しい状態になる 2 つの事故事象を想定し、燃料の過渡特性解析を行いガス冷却高速炉の安全性について評価検討を行った。

最初に想定した事故事象は減圧事故と呼ばれるものであり、定格出力運転中 1 次冷却系が破損しヘリウムが流出する。冷却材の圧力低下と流量減少により、燃料温度が上昇する。

もう一つの事象は反応度印加事故とよばれるもので、定格出力運転中炉心に正の反応度が印加され、その結果核分裂反応が増加し燃料温度の上昇とそれに伴う出力増を引き起す印加反応度としては制御棒 1 本が引抜かれることを想定した。

過渡特性においては原子炉スクラムと緊急冷却系作動を考慮した計算を行った。計算はガス冷却高速炉用に開発した核熱結合計算コード MR-X⁽¹⁾を使用した。

安全性評価は燃料温度に関する設計基準値を用いて行い、1000MWe ガス冷却高速炉の熱流動特性解析⁽²⁾により決定した以下に示す値を用いた。

- (i) 燃料ペレット最高温度 : 2200℃以下 (公称値)
- (ii) 被覆管最高温度 : 700℃以下 (公称値)

ただしきわめて短時間については被覆管の構造強度が保証される 800℃以下とする。

本編では 2 章および 3 章で減圧事故および反応度印加事故の解析を行い、4 章で解析のまとめと、安全性評価を行う。続いて 5 章で解析に用いた計算コード MR-X の計算式と計算フローについて述べる。

なお、被覆管材料の検討および事故事象を想定する根拠とした検討項目については巻末の Appendix に示した。

2. 減圧事故

ガス冷却高速炉の1次冷却系圧力バウナグリ破損により冷却材ヘリウムが流出し、1次冷却系が減圧した場合を想定し、炉心の熱挙動、特に燃料ピン温度および被覆管温度の上昇に主眼を置き解析を行った。

原子炉スクラムおよび緊急冷却系(ECCS)の作動を考慮した計算を行い^{*}、破損口の大きさ、冷却材循環機停止速度および緊急冷却系流量を解析パラメータとした。

計算はガス冷却高速炉用核熱カップリング解析コードMR-Xを使用した。このコードの内容は5章で述べる。

安全性評価は燃料ペレットおよび被覆管の健全性が保たれることを基準として検討した。

(i)被覆管温度(公称値)を定格運転時の制限温度700℃以下とする。ただし、きわめて短時間であれば被覆管材料(SUS316L)にまだ構造強度に余裕のある800℃まで許容する。SUS316Lの構造強度の検討結果はAppendix Aに述べる。

(ii)主炉停止系によるスクラムに失敗し、後備炉停止系によるスクラムの場合でも被覆管温度をSUS316Lの融点1400℃から十分な余裕をみた1200℃以下に抑える。

(iii)燃料ペレット最高温度(公称値)を2200℃以下に抑える。

解析では減圧事故発生直後から発熱量と除熱量がバランスし炉心が安定状態となる600秒後までの燃料の熱挙動変化を計算した。

2.1 解析条件

減圧事故の解析において想定した事象と計算条件は以下のとおりである。

- (1) 原子炉は定格出力運転中であり、燃料の燃焼状態は平衡サイクルにおいて熱的に最も厳しいと考えられる平衡炉心初期を想定する。定格出力時の運転条件は以下の値とする。
 - 熱出力: 2,857 MWth
 - 冷却材入口温度: 260℃
 - 冷却材出口温度: 560℃
 - 冷却材圧力: 9.0 Kg/cm²a
- (2) 1次冷却系が何らかの理由により破損し、冷却材ヘリウムが流出し、冷却材圧力は次第に格納容器内圧力まで低下する。破損口として100 cm²、200 cm²および400 cm²の3つの大きさを想定する。
- (3) 冷却材圧力が定格の90%に低下したことを検知し、原子炉はスクラムする。スクラムと同時に冷却材循環機の動力が切れ停止する。スクラムから停止するまでの時間をパラメータとして計算に取り入れ20秒、30秒および40秒の3点とする。
- (4) 原子炉スクラム後60秒で緊急冷却系が作動し、その流量は定格流量の2%、2.5%および3%の3点について検討する。(Appendix B 参照)。

* GBRAの設計になる1200 MWe GBR-4および600 MWe GCFRでは、健全ループによる除熱を考えているが、冷却等の流量確保の観点からは、解析結果はいずれの場合も適用できる。

冷却材圧力検知による主炉停止系のスクラムに失敗した場合を仮定し、後備炉停止系によるスクラムの場合も解析した。この場合、後備炉停止系は冷却材出口温度の上昇を検知し作動することとした。

なお、定格出力運転中の冷却材流量配分は炉心3、径方向ブランケット2の合計5つのオリフィス領域を設定し各領域の混合ガス温度が一定となるよう決定した。

計算手順は最初に定格運転時の出力分布を計算し、これを入力データとして燃料温度を計算する。出力分布は燃料の六角形状を考慮した3次元体系を用い拡散計算により求めた。計算体系の120°対称中心断面図をFig. 2.1に示す。図中の体系区分はオリフィス領域を示す。燃料温度の計算は各オリフィス領域の平均出力チャンネルと最高出力チャンネルで行った。温度計算を行った燃料チャンネルモデルをFig. 2.2に示す。

1次系冷却材圧力Pは、破損発生時間を0とすると、それからの経過時間tの函数として次式で表すことができる。

$$P(t) = 88.0 \exp\left(-\frac{t}{\tau_1}\right) + 2.0 \quad \text{Kg/cm}^2 \cdot a \quad (2.1)$$

この式の定数2.0は事故後の格納容器内圧を2.0Kg/cm²・aと想定したことによる。

τ_1 は冷却系破損口の大きさに対応する減圧の時定数であり、破損口100cm²、200cm²、400cm²に比例してそれぞれ200秒、100秒、50秒の値をとる(Appendix B参照)。

冷却材圧力が定格時の90%に低下したことを検知し原子炉はスクラムする。その時間は破損口の大きさによって異なる。スクラムしてから60秒後に緊急冷却系が作動し、その流量はステップ状に立上がるものとする(Appendix B参照)。緊急冷却系の流量は解析上のパラメータとし、定格流量の2%、2.5%および3%を想定した。冷却材温度は150℃と主冷却系の入口温度より低い値に設定した。温度の異なる冷却材は原子炉入口で完全に混合するものとした。冷却系破損後、冷却材重量流量は次式に従って変動する。

$$W(t) = \frac{P(t)}{P_0} \exp\left(-\frac{t'}{\tau_2}\right) + \text{緊急冷却系流量} \quad (2.2)$$

P_0 : 定格出力運転時の冷却材圧力

t' : 原子炉スクラムからの経過時間

τ_2 はスクラムと同時に冷却材循環機の動力が切れ、循環機が停止するが、その際の循環機減速の時定数である。この時定数も解析のパラメータとし、20秒、30秒および40秒を使用した。

原子炉スクラム後の崩壊熱による熱出力はANS Standard (Shureの式)の値の20%増を採用した。解析に用いた崩壊熱による出力を、定格出力との比としてFig. 2.3に示す。

冷却材の減圧時定数 τ_1 、冷却材循環機の減速時定数 τ_2 および緊急冷却系流量をパラメータとし、これらを組合せて減圧事故時の燃料の熱挙動を計算した。計算条件を整理しTable 2.1に示す。円の中の番号は各ケースの識別番号を表わす。

2.2 90%圧力検知スクラムにおける計算と解析

冷却材圧力が定格出力運転時の90%に低下したことを検知し原子炉がスクラムした場合の燃料の熱挙動を計算した。

冷却材圧力は最大破損口 400 cm^2 を想定した場合でも、比較的ゆるやかに低下し、60秒後に約 3.0 Kg/cm^2 を保っている。そして90%まで圧力が低下したことを検知し、原子炉がスクラムするのは破損発生から約5.5秒後である。破損口が小さいと当然のことながら圧力低下はさらにゆるやかになり 100 cm^2 の場合スクラムは2.26秒後となる。

冷却材流量は破損発生後急激に低下し、原子炉スクラム後は循環機が停止するためさらに急な低下を示す。破損口を 100 cm^2 および 400 cm^2 とした場合の冷却材圧力と冷却材流量の経時変化をFig. 2.4とFig. 2.5に示す。

緊急冷却系の入口温度を主冷却系温度より低く設定したことにより、緊急冷却系作動後、冷却材入口温度は定格運転時より低い値となり最終的には緊急冷却系の温度付近に落ち着く。冷却材の入口温度の変化と冷却材流量の変化を対比しFig. 2.6に示す。

以上の条件のもとで減圧事故時の燃料ピン被覆管および冷却材温度について、その最高温度の経時変化を計算し、合せて燃料およびその周辺温度の空間分布について詳細な計算を行った。最初に熱的に最も厳しいと考えられる被覆管温度について検討する。

被覆管最高温度の時間的変動をタイムステップごとに追跡すると冷却材が流出し除熱能力が低下したことにより、破損直後から急激な温度上昇を示す。そして原子炉がスクラムし出力が零になることにより上昇は止まる。スクラムの時点ではまだ十分な冷却材が残っており、その除熱能力は残留熱と崩壊熱による発熱量を大幅に上まわるため、被覆管最高温度はスクラム直後にピーク値を示しその後急激に下降する。

スクラムと同時に冷却材循環機の動力が切れ冷却材流量が急激に減少し、冷却材圧力も低下するため、被覆管最高温度はしばらく下降した後再び上昇に転ずる。

被覆管温度が下降から上昇に転ずるころ緊急冷却系が作動する。下降から上昇に転ずるあたりの温度は、循環機減速時定数の採り方により大きく変動し、時定数を短くするほど上昇に転ずる温度点が高くなり、温度の立上り方が急になる。

再度上昇に転じた後の温度変化は緊急冷却系流量の設定条件により異なるが、一般的な傾向は再び上昇に転じた温度はゆるやかなピークを作り、冷却系破損発生後約500秒経過すると、発熱量と除熱能力がバランスした状態へと移行する。

ピークの値は循環機減速時定数と緊急冷却系流量の採り方により大きく異なり、厳しい値を設定した場合にはスクラム直後のピーク値を上まわる被覆管最高温度を示す。

破損口を 100 cm^2 、 200 cm^2 および 400 cm^2 とした場合の被覆管最高温度の変化をFig. 2.7～Fig. 2.9に示し、スクラム直後の温度、下降から上昇に転ずる点（最低温度）およびピーク値をTable 2.2に示す。

原子炉スクラム時の鋭いピーク値はいずれのケースにおいても制限温度 800°C 以下であり90%圧力検知スクラムの信頼性を高めることが安全上重要となる。

減圧事故発生後300秒から500秒の間に現れるゆるやかなピーク値はいくつかのケースで制限温度を超える。これらのケースでピーク値を制限温度以下に押えるためには、緊急冷却系流量を増すことが最も有効である。

被覆管温度に引き続いて冷却材出口温度を検討する。冷却材出口温度は破損発生と同時に鋭く上昇し原子炉スクラムによって下降しその様子は被覆管最高温度と良く似た変動である。その後ゆるやかな上昇を示すがその上昇カーブは破損口の大きさにより大きく異なり、その

後、緊急冷却系が作動すると、被覆管最高温度と同様に平衡状態へと移行する。出口温度のピーク値は原子炉スクラム直後に現れ破損口の大きさはピーク値の現れる時間遅れに関係するが、ピーク値の絶対値には関係せず各ケース共約660℃である。

冷却材出口温度の経時変化をFig. 2.10に示す。

次に時間経過に伴う燃料およびその周辺温度の詳細な空間分布の変動を径方向および軸方向について解析した。

径方向分布は燃料ピン、被覆管および冷却材の3領域で計算した。冷却系破損発生と同時に定格出力時の温度分布の形を保ったまま上昇し、局所的な温度上昇点は現れない。原子炉がスクラムしたことにより、それまでの発熱源であった燃料ピン領域の核分裂による発熱が止まり、残留熱と崩壊熱だけとなるため径方向温度分布は次第に平坦な分布へと移行し、約60秒後には燃料ピン中心から冷却材までほぼ平坦な温度分布となる。その過程において特に急激な温度変化を示す点は現れない。被覆管温度が最高になる位置および燃料ピン中心温度が最高となる位置での径方向温度分布をFig. 2.11とFig. 2.12に示す。

軸方向温度分布は燃料中心、被覆管内壁面および冷却材についてそれぞれ計算した。各領域の熱伝達率が異なることから温度分布とその時間的変動はそれぞれに特徴を持ったものとなる。定格出力時の燃料ペレット中心の軸方向分布は炉心部上端から $\frac{1}{3}$ 程の位置に大きなピークを持ち、上部ブランケットではほぼ平坦になる。冷却系破損の発生により、炉心部のピークはさらに盛り上り原子炉スクラム時に最大となる。原子炉スクラム後、残留熱と崩壊熱だけとなりペレットの熱は外側に伝達され除去されるためピークが急激に下ると共にその形も次第に平坦な分布へと移行する。原子炉スクラム後約15秒程度で軸方向分布は平坦になる。燃料ペレット中心の軸方向温度分布をFig. 2.13に示す。

被覆管内面温度は定格出力運転中炉心と上部ブランケット境界で最高となる。冷却系破損による温度の上昇割合は炉心上部に行く程大きくなる。これは冷却材流量が減少したことによりその熱除去能力が炉心上部に行く程小さくなるためである。また破損発生後30秒から60秒の過渡状態では炉心部から上部ブランケットへの熱の移動が激しく、上部ブランケットの温度が炉心の温度を上まわる現象が現われる。全体的には軸方向分布の変動は比較的滑らかであり、急激な温度変化は現われず、最終的に発熱量と除熱能力がバランスした状態では、定格出力運転時の温度分布を下方に平行に移動した分布となる。ただし上部ブランケットでは炉心部から流れて来る冷却材温度に比べブランケットの温度が低いいため、上部に行くにつれて低い温度となる。被覆管温度の軸方向分布をFig. 2.14に示す。

冷却材ヘリウムの軸方向分布は被覆管温度分布と良く似た挙動を示す。結果をFig. 2.15に示す。

以上の結果を整理し各部の軸方向分布を比較しFig. 2.16とFig. 2.17に示す。

今回の解析ではパラメータとして緊急冷却系流量、冷却材減圧時定数および冷却材循環機減速時定数を使用した。各パラメータと被覆管最高温度の関係について検討する。

まず緊急冷却系流量と被覆管最高温度の関係について検討する。緊急冷却系流量を定格流量の2%~3%として計算したが、被覆管最高温度は他の2つのパラメータをどの様に組合せたケースでも約200℃変化し、緊急冷却系流量が被覆管最高温度に及ぼす影響が大きいことがわかる。結果をFig. 2.18に示す。

次に冷却系破損口の大きさに対応する冷却材減圧時定数と被覆管最高温度の関係を検討した。時定数を0秒から200秒と振った場合、原子炉がスクラムするまでの時間遅れは生じるが、その時の被覆管最高温度のピーク値にはほとんど差が生じない。温度が一度下降し再び上昇した際のピーク値に対してもこのパラメータはほとんど影響しない。これは減圧の時定数に対して緊急冷却系作動遅れの時間が約16秒と短いためであり、今回解析した破損口の大きさの範囲では、減圧スクラムの作動と緊急冷却系の作動によって被覆管最高温度を抑えることができることを示している。

冷却材循環機減速時定数と被覆管最高温度の関係を次に示す。減速時定数は20秒から40秒の範囲で振ったが、その時定数が短いため減圧の時定数に比べ被覆管最高温度への影響は大きい。減速時定数を大きめに設計することにより減圧事故時の被覆管冷却に余裕を持たせることができる。結果をFig. 2.20に示す。

最後に冷却材重量流量と被覆管最高温度の関係をFig. 2.21に示す。流量減少の時定数は(2.2)式から明らかなように $(\frac{1}{\tau_1} + \frac{1}{\tau_2})$ で表わすことができる。

2.3 温度検知スクラムにおける計算と解析

圧力検知による原子炉スクラムに失敗し、後備炉停止系により原子炉がスクラムする場合を想定して解析した。この場合、後備炉停止系は冷却材出口温度が定格時の115%に達したことを検知し作動する。減圧および循環機減速時定数あるいは原子炉スクラム後の緊急冷却系作動等の計算条件は全て前述の圧力検知スクラムの場合と同じである。

スクラム後の温度挙動は圧力検知の場合とほとんど変わらないので、ここでは冷却系破損発生から原子炉スクラムまでの間の被覆管最高温度について検討する。圧力検知の場合、原子炉は破損発生後6秒から22秒でスクラムするのに対し、温度検知の場合は14秒から40秒後とかなりの時間遅れがあるため、その間燃料温度は上昇を続ける。原子炉スクラム時の被覆管最高温度は825℃から840℃に達し、制限温度を上まわる。結果をFig. 2.22に示す。温度検知スクラムによる場合の被覆管最高温度は制限温度800℃を上まわるが、被覆管の融点を考慮して決定した基準温度1,200℃は十分下まわるので、主炉停止系によるスクラムに失敗し、後備炉停止系によりスクラムさせた場合でも、燃料の健全性は保障されるといえる。

2.4 減圧事故のまとめ

冷却系が破損し冷却材ヘリウムが流出した場合の燃料の温度挙動を解析した。この事故では被覆管最高温度が最も厳しい状態におかれ、安全特性評価基準として定格出力運転の制限温度700℃(ただしきわめて短時間の場合は800℃)とSUS316Lの融点を考慮した1,200℃の2つの値を用いた。

定格出力運転中冷却系破損が生ずると燃料温度は急速に立上る。この温度は90%減圧検知スクラムを作動させることにより制限温度に達する以前に下降する。減圧検知スクラムに失敗し冷却材出口温度検知スクラムにより原子炉を停止した場合、被覆管最高温度は840℃

まで上昇するが被覆管融点までは十分余裕がある。減圧事故発生直後の温度上昇を抑え、被覆管の健全性を保つためには、原子炉停止系の確実な作動が必要である。そして、減圧事故においては冷却系破損発生からスクラム作動までにかなり時間的余裕がある。冷却系破損口の大きさは破損発生直後のピーク温度にほとんど影響しない。原子炉スクラム後、燃料は残留熱と崩壊熱による発熱を続け冷却材流量は減少するため被覆管温度は再び上昇する。この温度上昇は緊急冷却系を作動させることにより抑えることができ、炉心は発熱量と除熱能力がバランスした状態へと導かれる。この際の被覆管最高温度のピーク値は緊急冷却系流量を定格流量の2%から3%と変えることにより最大約200℃と大きな変化を示す。

燃料とその周辺の径方向および軸方向温度分布の時間的変動についても検討した。発生から終息までを通じて局所的に激しい温度変化を示す所は現われず、比較のおだやかな変動を繰り返す。

冷却系に100㎤、200㎤および400㎤の破損口が生じ、冷却材ヘリウムが流出した場合を想定し燃料の熱挙動について解析した。いずれの場合においても原子炉スクラムの信頼性を保障し、緊急冷却系流量を確保することによって、燃料の健全性を保つ範囲内で十分に事故を終息させることができることが明らかになった。また減圧事故全体を通じ時間的あるいは空間的に急激な温度変化を示す現象は現れず、比較的緩やかな温度変化を示すことが明らかとなった。

Table 2.1 Calculation Conditions for the Depressurization Accidents

Coolant Depressurization Time Constant τ_1	Slowdown Time Constant τ_2		40 sec		30 sec		20 sec	
	Total Time Constant	ECCS Flow Rate	Total Time Constant	ECCS Flow Rate	Total Time Constant	ECCS Flow Rate	Total Time Constant	ECCS Flow Rate
200 sec Failure Hole 100 cm ²	33.33 sec	① 3.0 % ② 2.5 % ③ 2.0 %	26.09 sec	④ 3.0 % ⑤ 2.0 %	18.18 sec	⑥ 3.0 % ⑦ 2.5 % ⑧ 2.0 %		
100 sec Failure Hole 200 cm ²	28.57 sec	⑨ 3.0 % ⑩ 2.0 %	23.08 sec		16.67 sec			
50 sec Failure Hole 400 cm ²	22.22 sec	⑪ 3.0 % ⑫ 2.0 %	18.75 sec		14.29 sec	⑬ 3.0 % ⑭ 2.5 % ⑮ 2.0 %		

○; Identification Number for the Calculation Case

Table 2.2 Maximum Cladding Temperature at the Three Points of Time

Slowdown Time Constant τ_2		40 sec			30 sec			20 sec		
Coolant Depressurization Time Constant	ECCS Flow Rate (%)	No.	First Peak Temperature	Second Peak Temperature	No.	First Peak Temperature	Second Peak Temperature	No.	First Peak Temperature	Second Peak Temperature
200 sec	3	①	780	602 (380)*	④	780	640 (300)	⑥	780	675 (260)
	2.5	②	780	685 (410)				⑦	780	758 (290)
	2	③	780	793 (470)	⑤	780	818 (420)	⑧	780	860 (360)
100 sec	3	⑨	770	642 (300)						
	2.5									
	2	⑩	770	814 (440)						
50 sec	3	⑪	760	673 (270)				⑬	760	728 (210)
	2.5							⑭	760	815 (230)
	2	⑫	760	853 (380)				⑮	760	924 (290)

* Number of parenthesis represents the time reaching maximum temperature

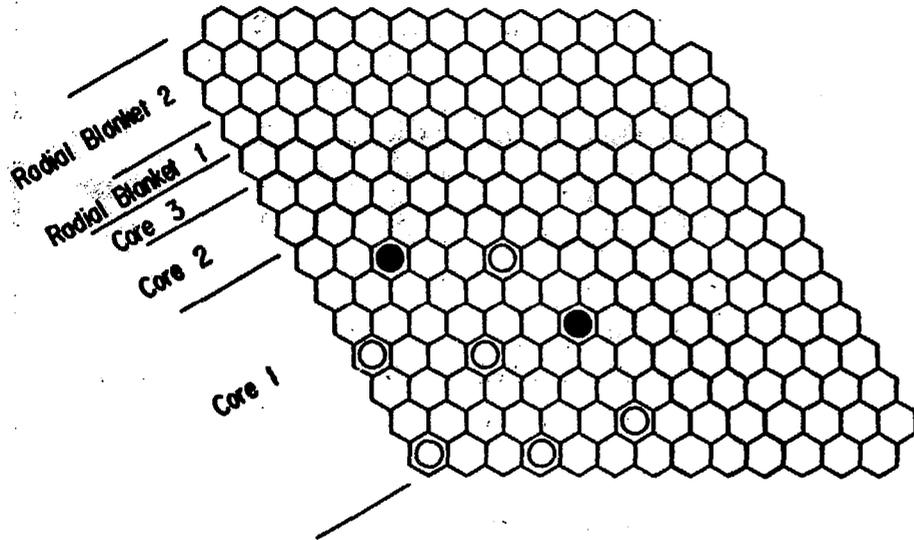


Fig. 2.1 Core Layout of 1000MWe GCFR

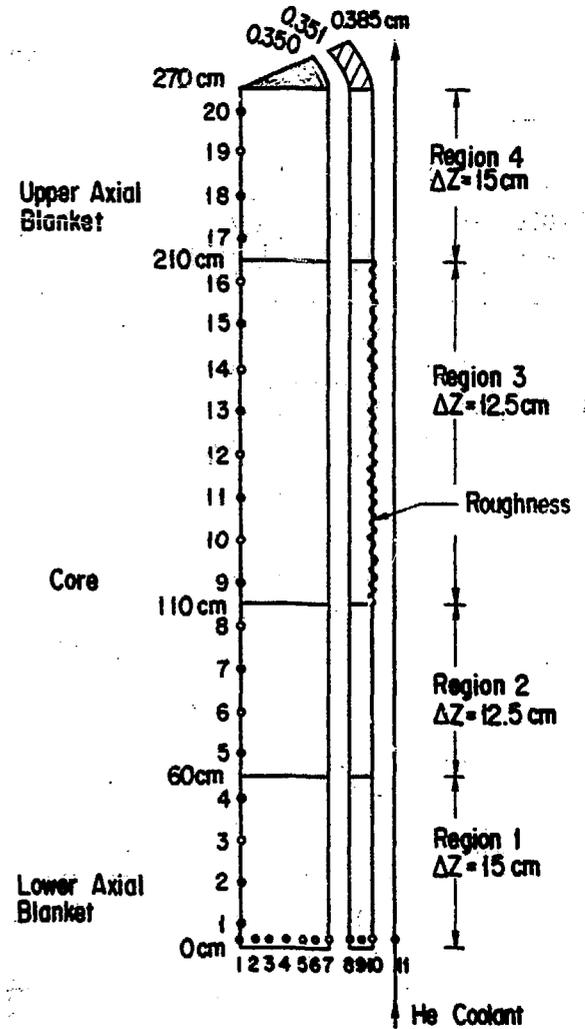


Fig. 2.2 Channel Model of the Core Fuel

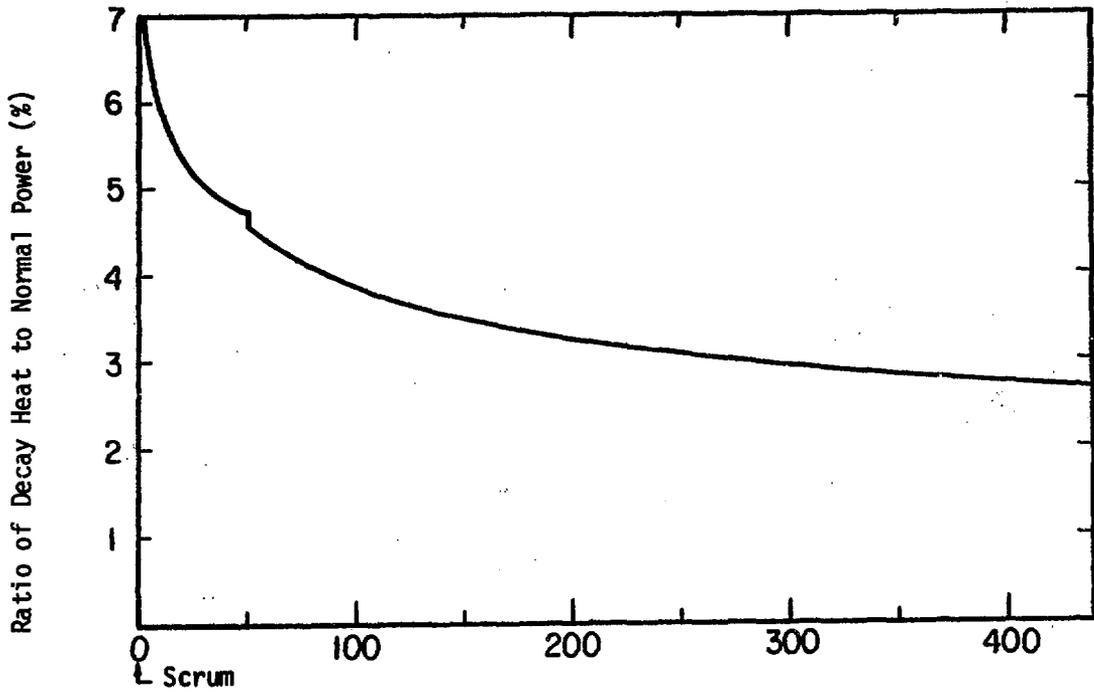


Fig. 2.3 Decay Heat (Multiply Shure's Value by 1.2)

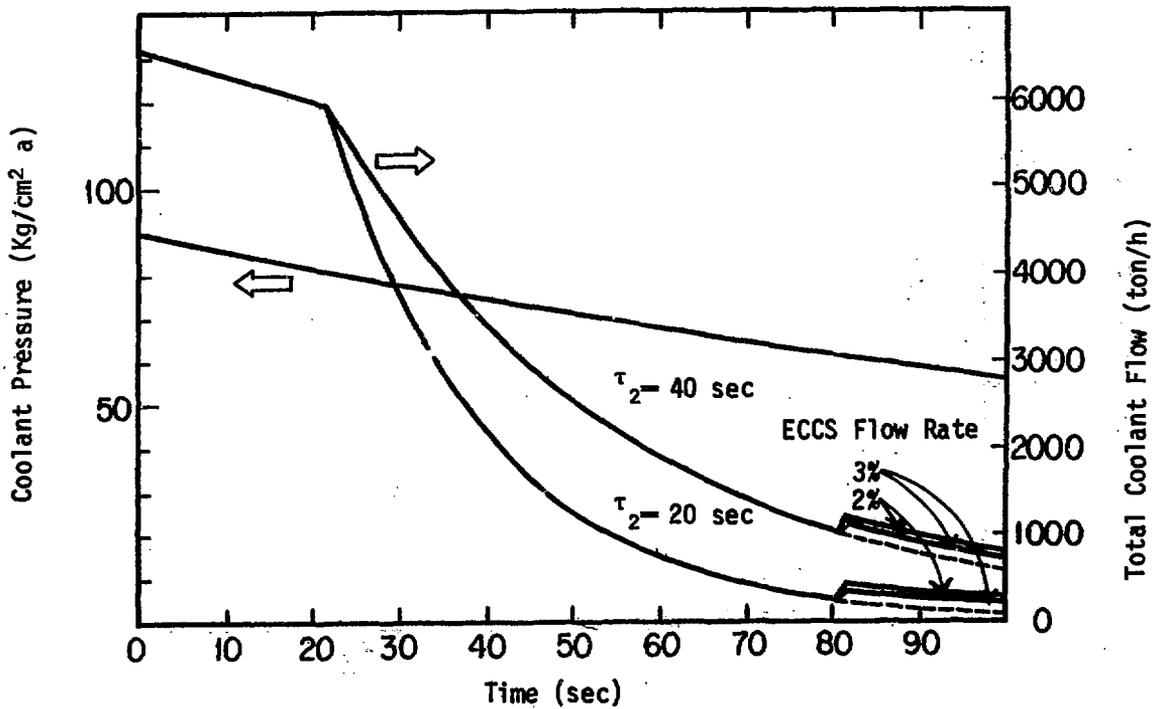


Fig. 2.4 Coolant Pressure and Flow ($\tau_1 = 200$ sec)

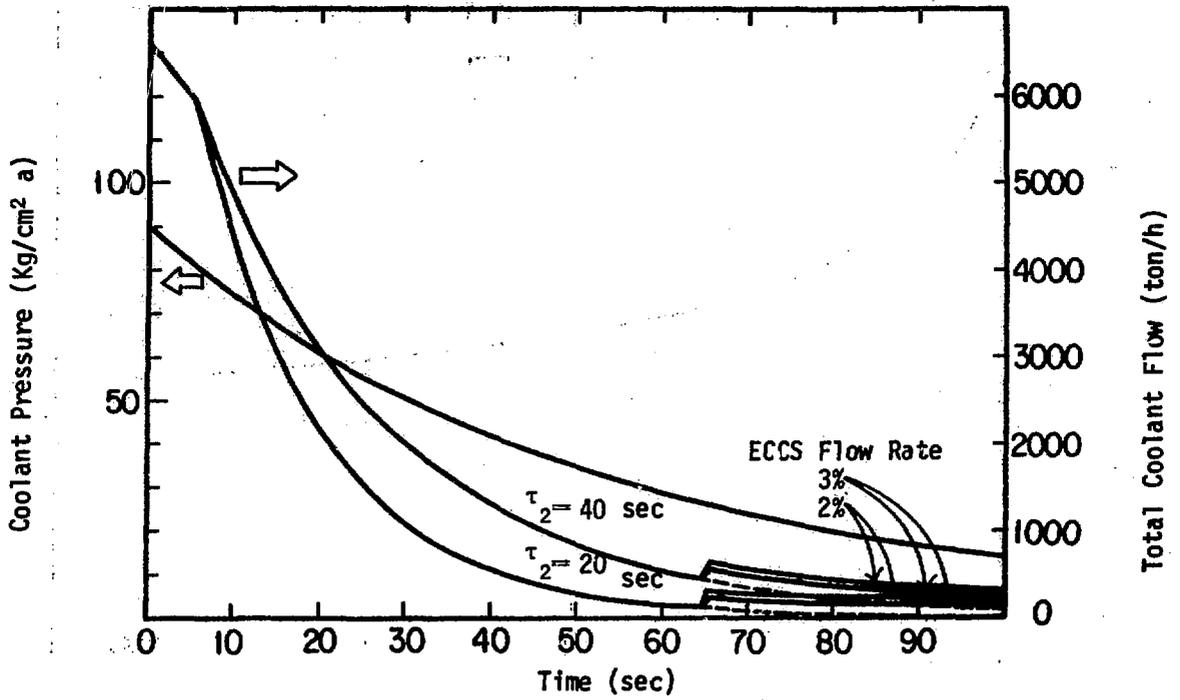


Fig. 2.5 Coolant Pressure and Flow ($\tau_1 = 50$ sec)

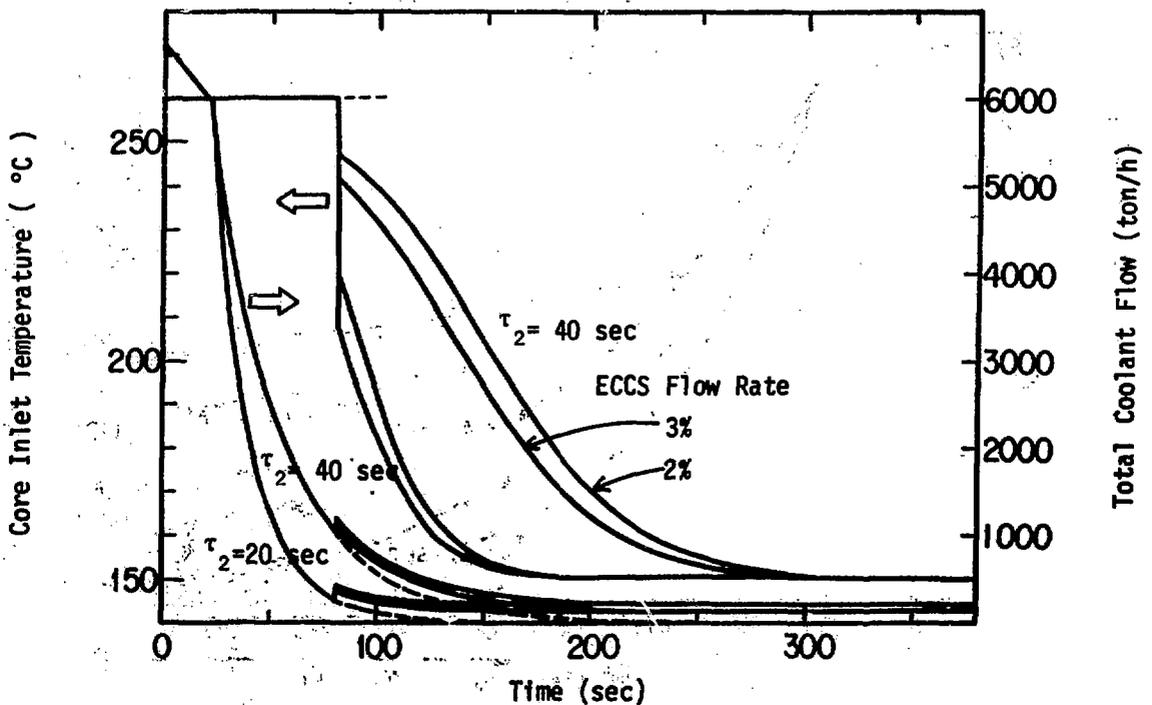


Fig. 2.6 Core Inlet Temperature and Coolant Flow ($\tau_1 = 200$ sec)

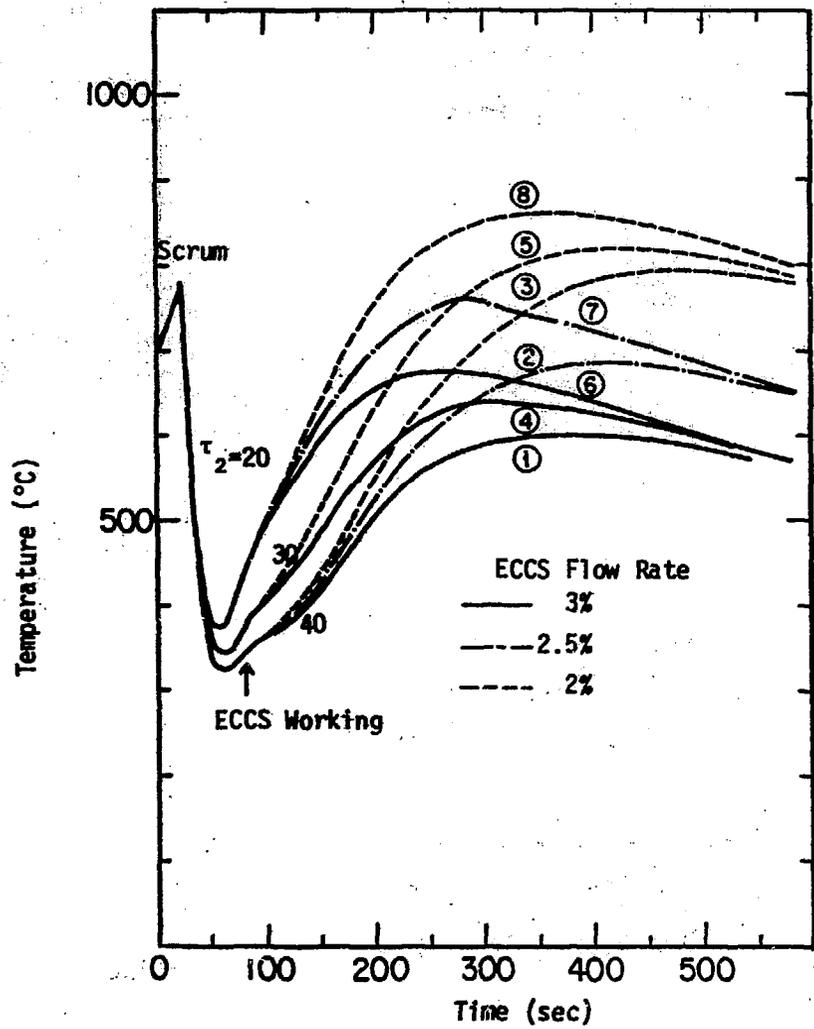


Fig. 2.7 . Maximum Cladding Temperature ($\tau_1 = 200$ sec)

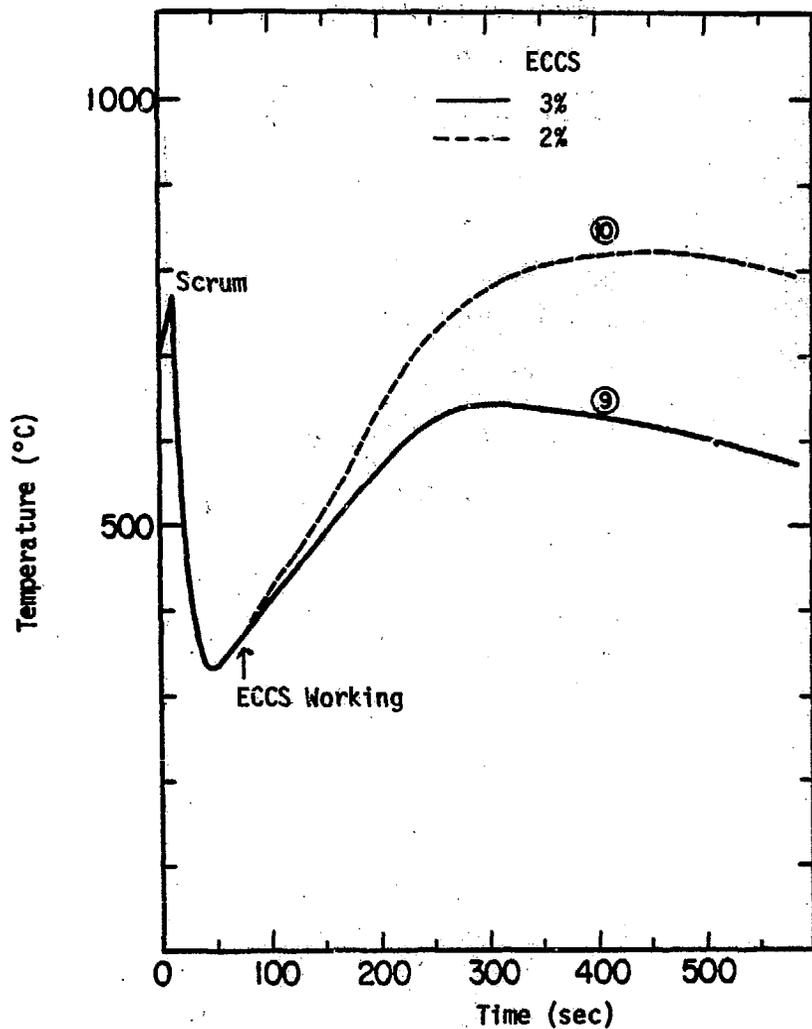


Fig. 2.8 Maximum Cladding Temperature ($\tau_2 = 100$ sec)

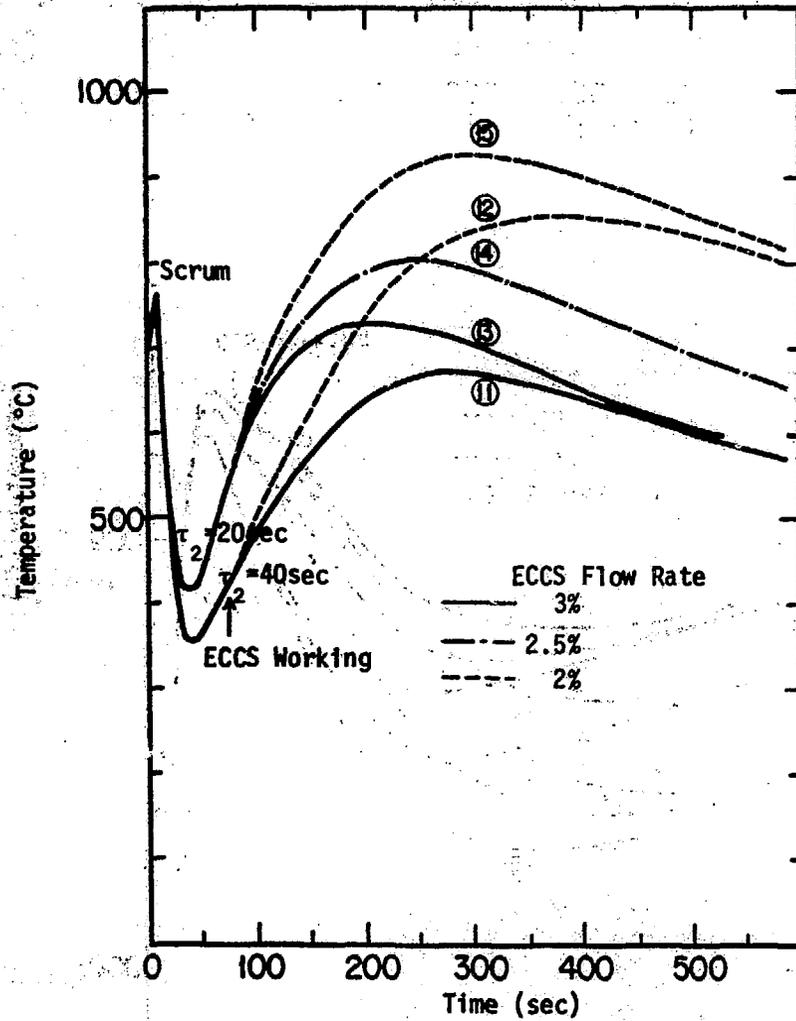


Fig. 2.9 Maximum Cladding Temperature ($\tau_1 = 50 \text{ sec}$)

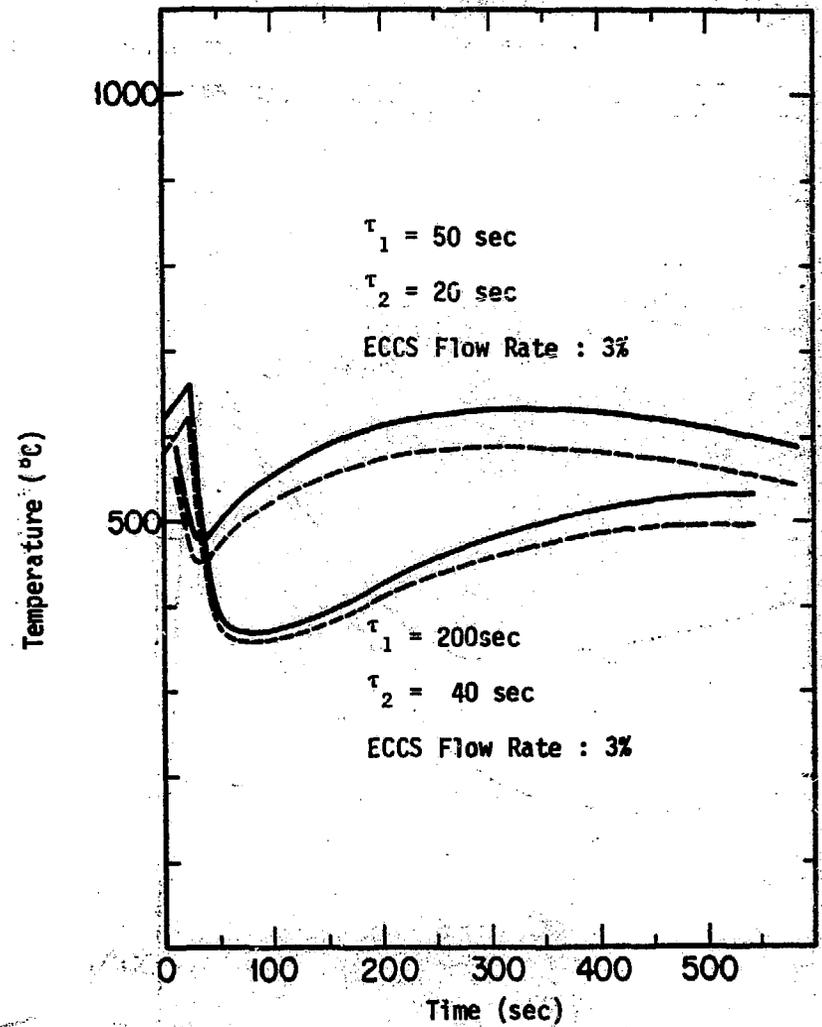


Fig. 2.10 Coolant Outlet Temperature

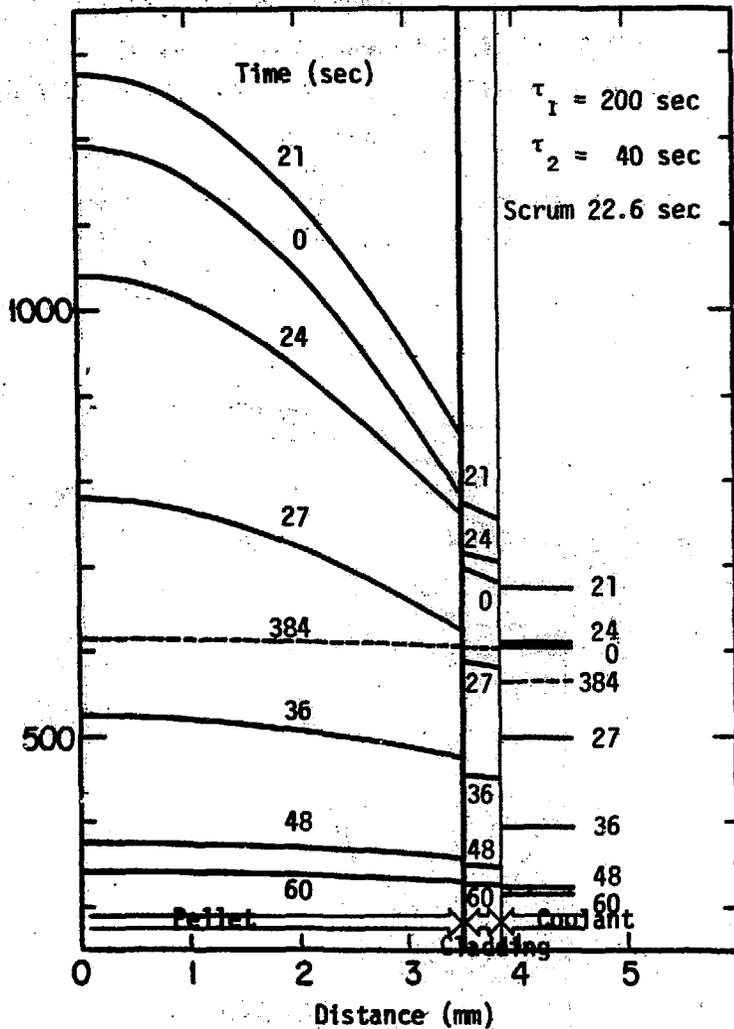


Fig.2.11 Radial Temperature Distributions in the Fuel Pin at the Point of Maximum Cladding Temperature

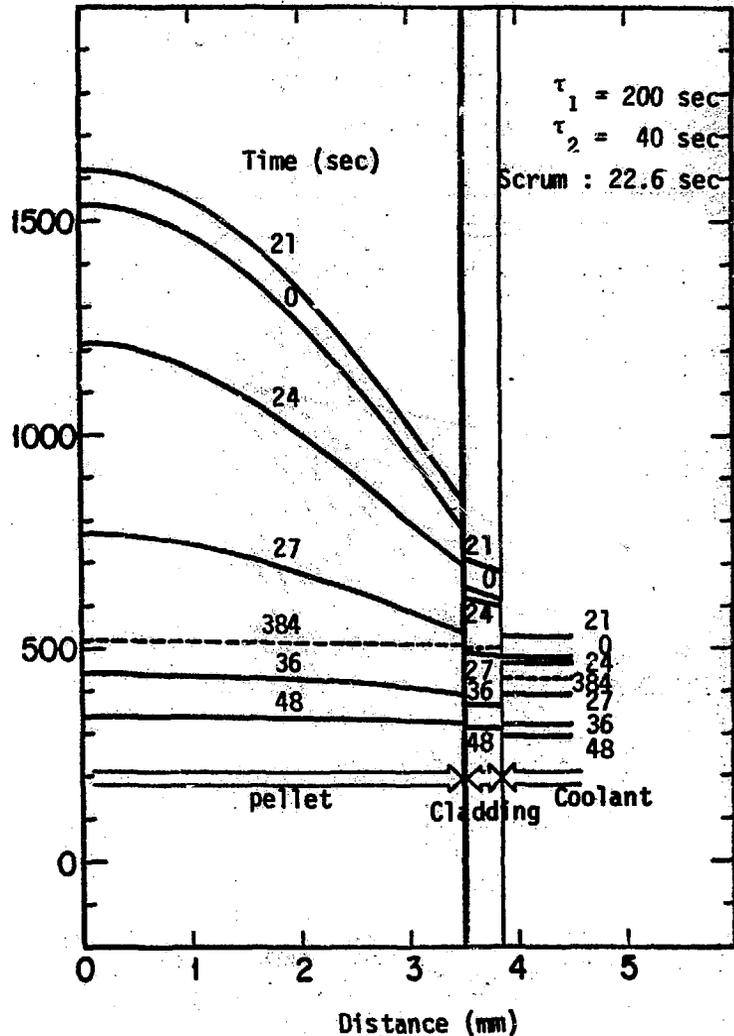


Fig.2.12 Radial Temperature Distributions in the Fuel Pin at the Position of Maximum Pellet Temperature

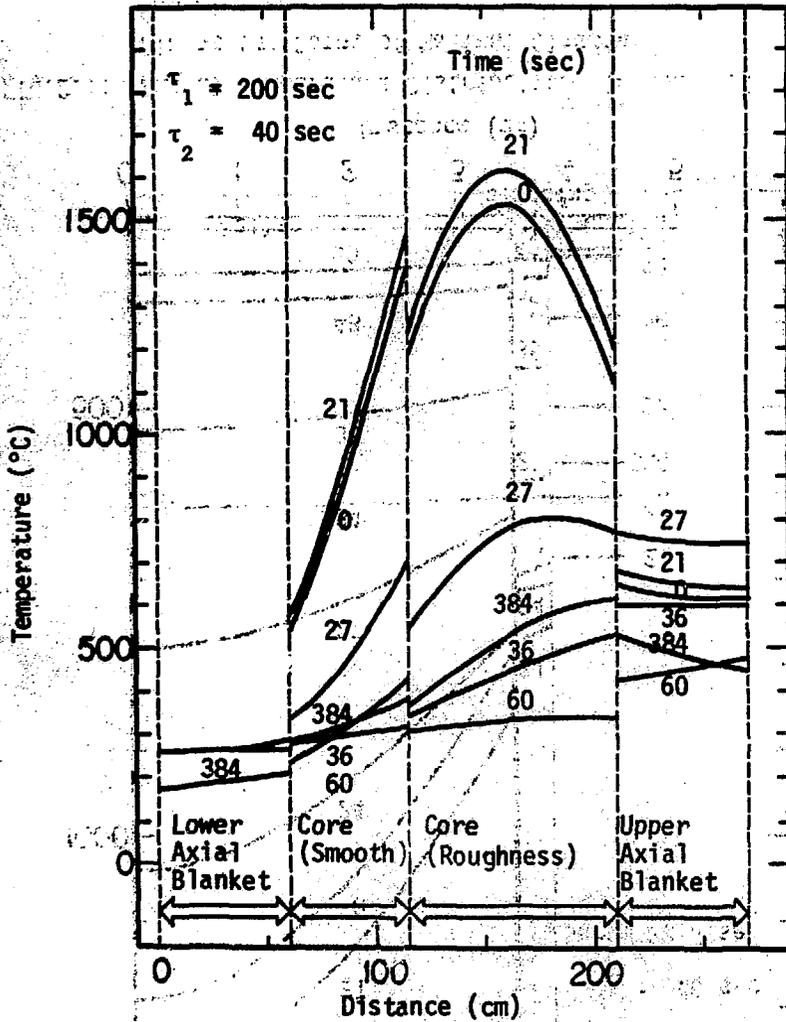


Fig.2.13 Axial Temperature Distributions along the Center Axis of the Fuel Pellet at the Maximum Power Channel

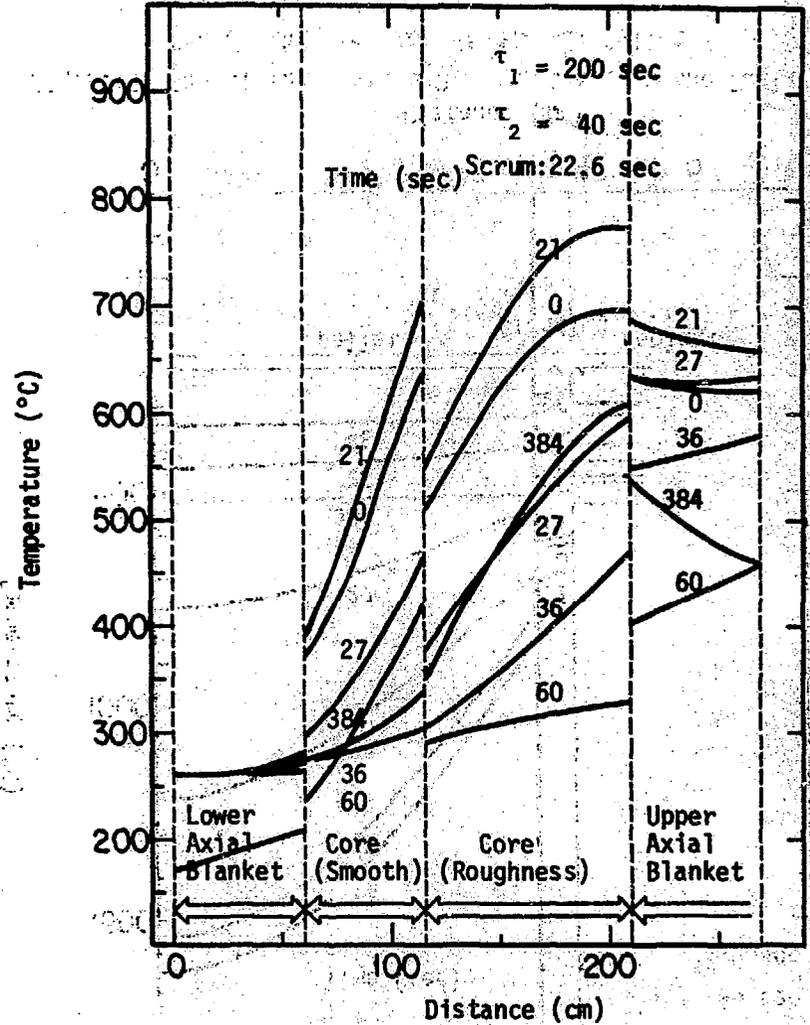


Fig.2.14 Axial Distributions of the Cladding Temperature

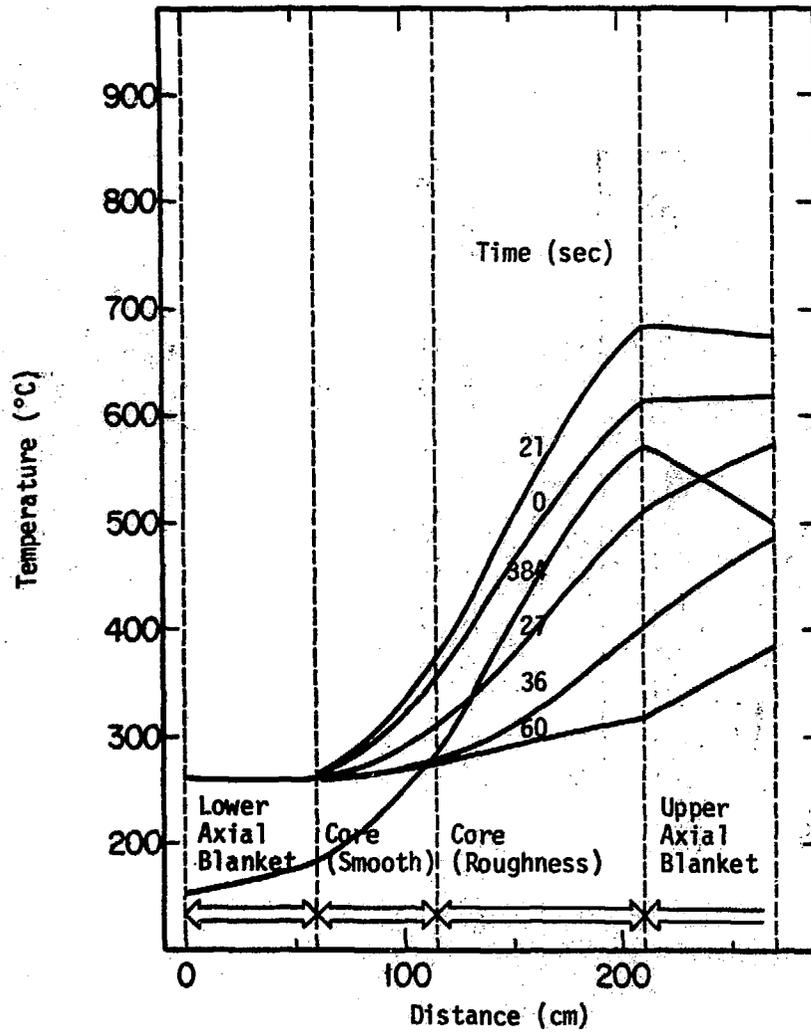


Fig.2.15 Axial Distributions of Coolant Temperature

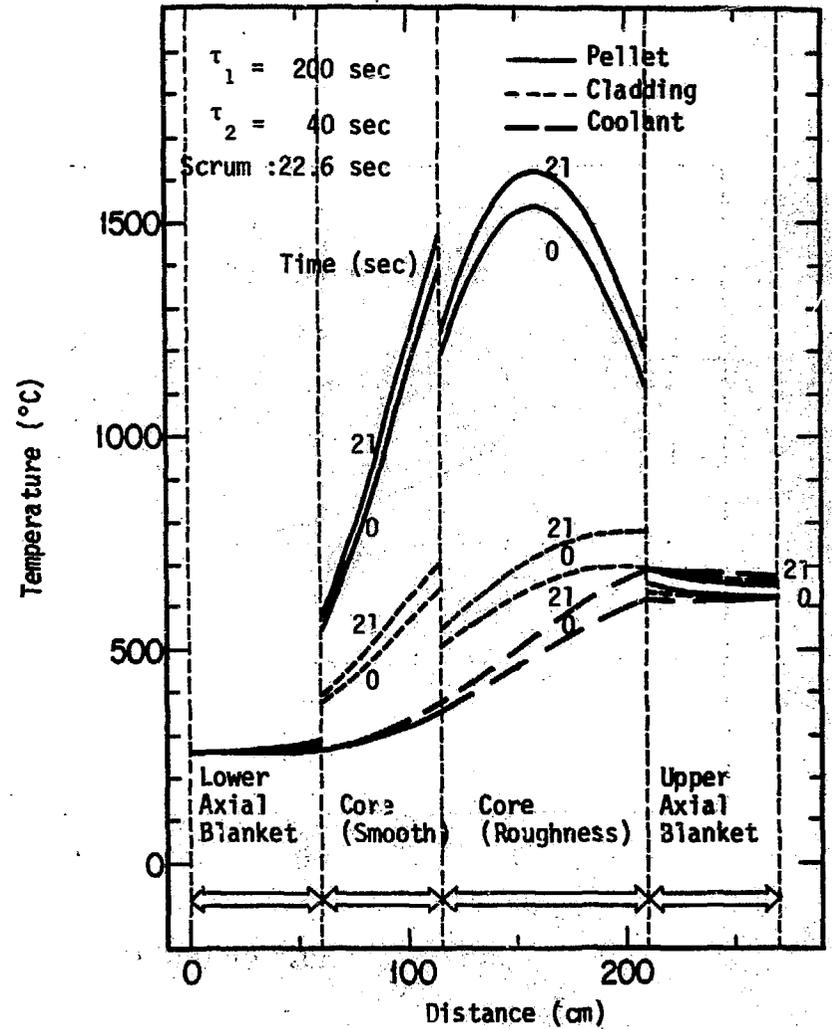


Fig.2.16 Fluctuation of Axial Temperature Distributions in Fuel Pellet, Cladding and Coolant Before The Scrum

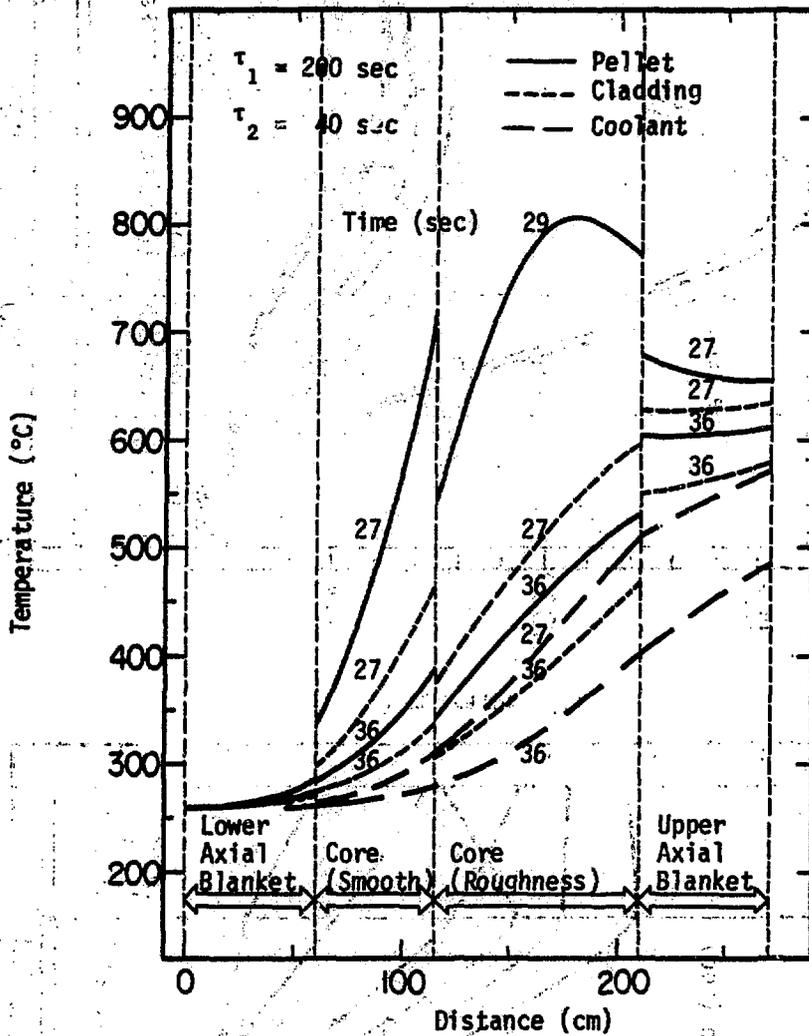


Fig.2.17 Fluctuation of Axial Temperature Distributions In Fuel Pellet, Cladding and Coolant After the Scrum

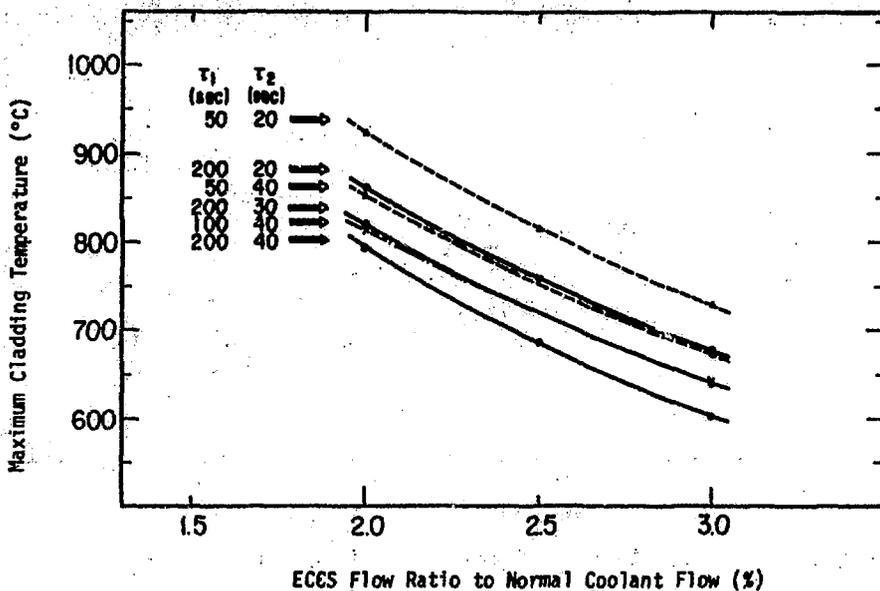


Fig.2.18 Fluctuation of Maximum Cladding Temperature by the difference of ECCS Flow Rate

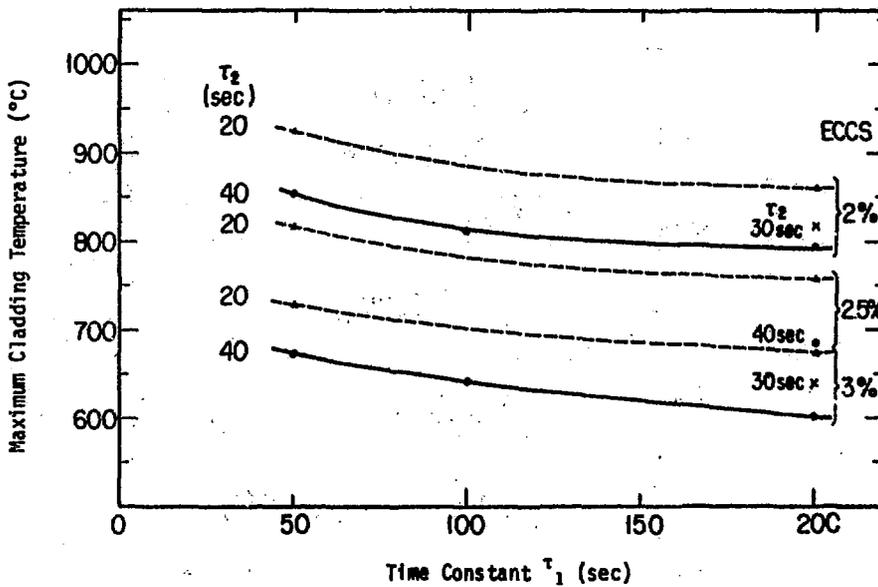


Fig.2.19 Fluctuation of Maximum Cladding Temperature by the difference of Coolant Depressurization Time Constant

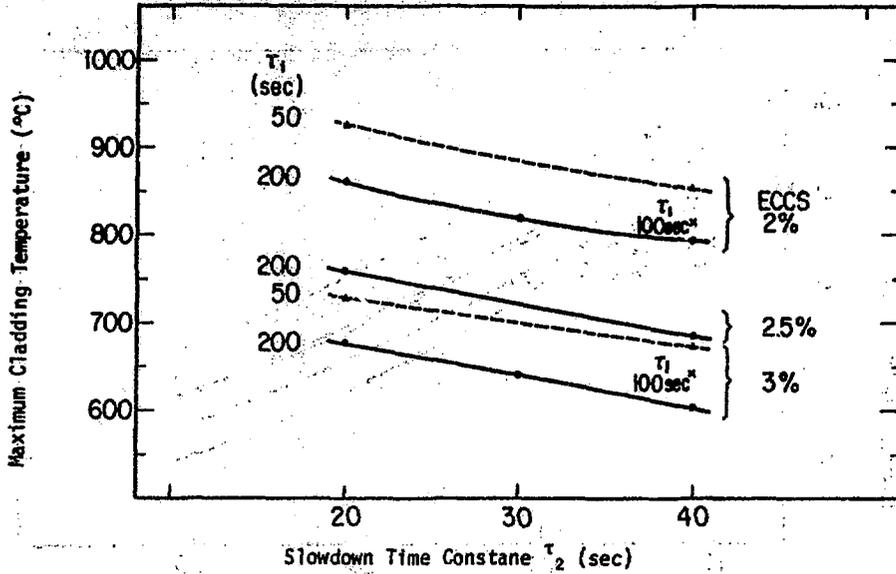


Fig.2.20 Fluctuation of Maximum Cladding Temperatures by the Difference of Slowdown Time Constants of the Main Pump

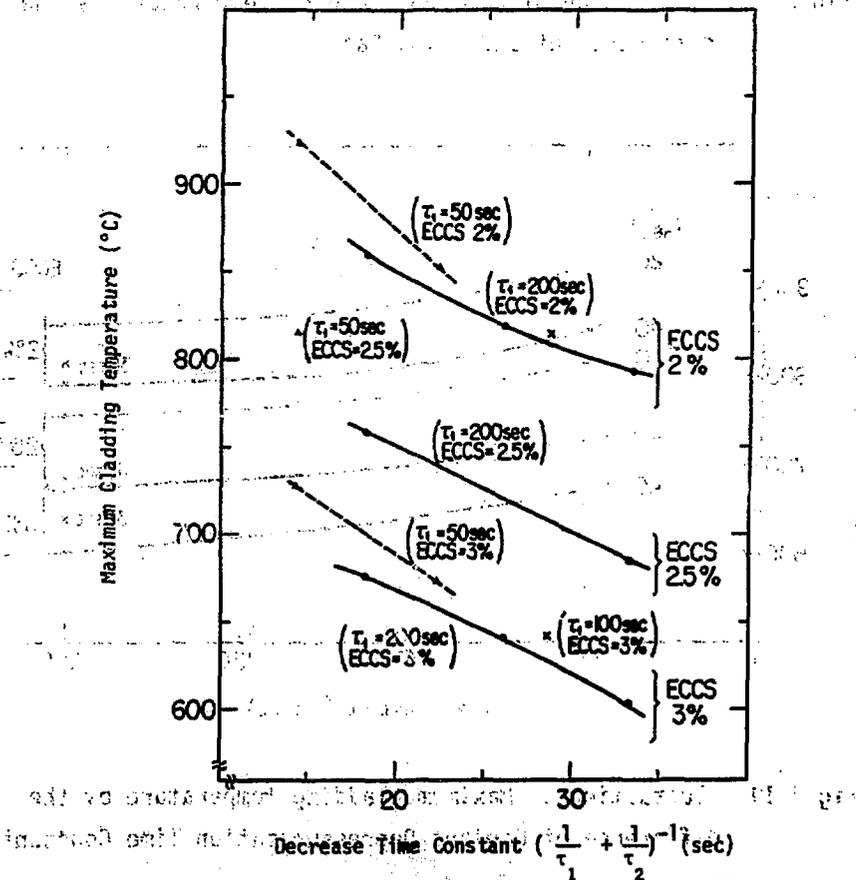


Fig.2.21 Fluctuation of Maximum Cladding Temperature with Decrease Time Constants of Coolant Flow

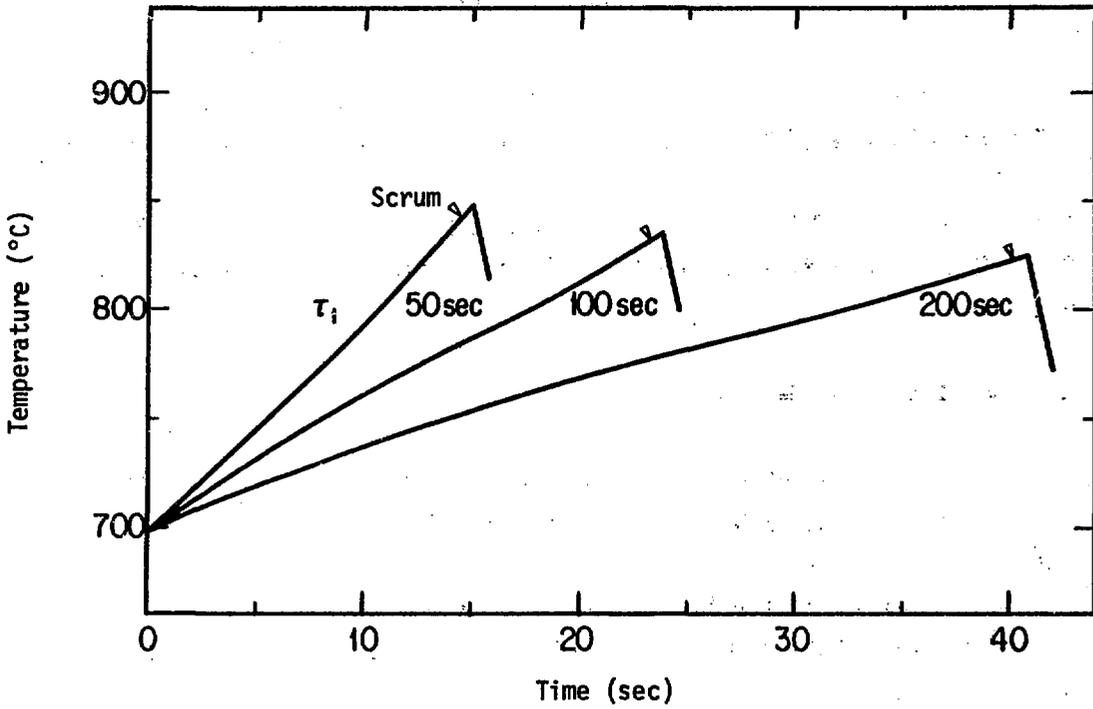


Fig. 2.22 Maximum Cladding Temperature (Coolant Temperature Scrum)

3. 反応度印加事故解析

原子炉が定格出力運転中に、制御棒1本が引抜かれ正の反応度が印加されることを想定し、原子炉の過渡応答と熱的動特性を解析した。計算はガス冷却高速炉用核・熱流動結合計算コードMR-Xにより行った。

安全性評価基準は減圧事故の場合と同様、燃料の健全性を保証することとし、被覆管温度（公称値）が定格出力運転時の制限温度700℃（ただしきわめて短時間の場合には800℃）を超えないこととした。

3.1 事故事象の設定と解析条件

平衡サイクル初期炉心が定格出力運転中、中心制御棒1本が何らかの原因で引抜かれ、原子炉出力が増加することを想定し解析を行った。制御棒引抜き速度をパラメータとして振った計算を行いその効果を検討した。原子炉出力増加に伴ない燃料温度が上昇したことにより、ドブラー-反応度および燃料熱膨張による負の反応度がフィードバックされる。ただし、事故事象の上限を抑えることを目的にこれらの負の反応度がまったくフィードバックされない場合についても検討した。

原子炉出力が定格の115%に達したのを検知し、原子炉はスクラムすることとした。

引抜き反応度：炉心中心制御棒は定格出力運転時、中途挿入状態にあり、これが引抜かれることにより0.1% $\Delta K/K$ の反応度が印加されることを想定した。反応度は時間に正比例したランプ状反応度印加とし、印加速度を計算のパラメータとし、制御棒が1cm引き抜かれることにより生ずる反応度が約2%であることから0.1%/sec, 0.3%/sec, 1.0%/secおよび3.0%/secの4点を選んだ。

動特性パラメータ：定格出力運転時の炉心において計算した次の値を使用した。

即発中性子寿命 $\ell_p = 6.34 \times 10^{-7} \text{sec}$

実効遅発中性子割合 $\beta_{\text{eff}} = 0.00404$

ドブラー-反応度係数：出力増加に対し炉心およびブランケット領域の燃料温度を計算し温度変化に対応する反応度を計算した。反応度単位は $\Delta K/K / ^\circ\text{C}$ である。

(i) 定格出力に対する出力変動比1.0→1.1の範囲

炉心 -7.16×10^{-5} (燃料の平均温度上昇868.0℃→943.7℃)
 軸方向ブランケット -1.48×10^{-5} (燃料の平均温度上昇432.1℃→449.3℃)
 径方向ブランケット -1.05×10^{-5} (燃料の平均温度上昇286.8℃→289.5℃)

(ii) 定格出力に対する出力変動比1.1→1.2の範囲

炉心 -6.65×10^{-5} (燃料の平均温度上昇943.7℃→1021.7℃)
 軸方向ブランケット -1.44×10^{-5} (燃料の平均温度上昇449.3℃→466.5℃)
 径方向ブランケット -1.04×10^{-5} (燃料の平均温度上昇289.5℃→292.2℃)

(iii)定格出力に対する出力変動比 1.2 → 1.3 の範囲

炉心	-6.14×10^{-6} (燃料の平均温度上昇 102.17°C → 110.19°C)
軸方向ブランケット	-1.41×10^{-6} (燃料の平均温度上昇 466.5°C → 483.7°C)
径方向ブランケット	-1.03×10^{-6} (燃料の平均温度上昇 292.2°C → 294.8°C)

燃料膨張による反応度：燃料集合体の炉心部分について燃料ペレットおよび被覆管の軸方向膨張反応度係数を計算した。

燃料ペレット軸方向膨張反応度係数	$-1.61 \times 10^{-6} \frac{\Delta k_k}{k} / ^\circ\text{C}$
被覆管軸方向膨張反応度係数	$+0.218 \times 10^{-6} \frac{\Delta k_k}{k} / ^\circ\text{C}$

冷却材ヘリウム密度減少による反応度係数：温度上昇によりヘリウムが膨張し密度が薄くなったことにより生ずる反応度として炉心の出力増加に合わせて計算した。反応度単位は $\frac{\Delta k_k}{k}$ / °C である。

(i)定格出力に対する出力変動比 1.0 → 1.1 の範囲

炉心	3.18×10^{-6} (冷却材平均温度上昇 413.9°C → 429.3°C)
軸方向ブランケット	8.97×10^{-6} (冷却材平均温度上昇 419.7°C → 435.6°C)
径方向ブランケット	-9.15×10^{-6} (冷却材平均温度上昇 283.2°C → 285.5°C)

(ii)定格出力に対する出力変動比 1.1 → 1.2 の範囲

炉心	3.04×10^{-6} (冷却材平均温度上昇 429.3°C → 444.7°C)
軸方向ブランケット	8.51×10^{-6} (冷却材平均温度上昇 435.6°C → 451.6°C)
径方向ブランケット	-8.88×10^{-6} (冷却材平均温度上昇 285.5°C → 287.8°C)

(iii)定格出力に対する出力変動比 1.2 → 1.3 の範囲

炉心	2.91×10^{-6} (冷却材平均温度上昇 444.7°C → 460.1°C)
軸方向ブランケット	8.24×10^{-6} (冷却材平均温度上昇 451.6°C → 467.6°C)
径方向ブランケット	-8.60×10^{-6} (冷却材平均温度上昇 287.8°C → 290.1°C)

炉心出力の変動に対しフィードバックされる反応度はほとんど炉心部のドブラー反応度と熱膨張係数により決定する。特にドブラー反応度が全体の約 80% を占める。出力上昇に対しフィードバックされる反応度を比較し Fig. 3.1 に示す。

3.2 計算結果と検討

炉心中心制御棒 1 本が引き抜かれ、反応度が 0.1¢/sec, 0.3¢/sec, 1.0¢/sec および 3.0¢/sec の速度でそれぞれ印加された場合について、燃料の熱挙動を計算した。出力上昇に伴う温度上昇により、負の反応度がフィードバックされる。印加反応度の大部分はフィードバック反応度により打消され正味の反応度は小さくなるため、炉心出力はほぼ直線的に上昇する。印加反応度とフィードバック反応度の比較を Fig. 3.2 に示す。この図で実線は印加反応度そして点線はフィードバック反応度であり、フィードバック反応度は負の値を持ちその絶対値を示した。正味の反応度による出力上昇を Fig. 3.3 と Fig. 3.4 に示す。原子炉出力が定格の 11.5% に上昇したことを検知し原子炉はスクラムし出力は零へと落下する。反応度印加速度が早い場合、検知からスクラム作動までの時間遅れ 0.5 秒の間に出力はさらに上昇する。

出力上昇に対する燃料ペレット最高温度および被覆管最高温度を計算した。燃料ペレットは

炉心第1オリフィス領域最高出力チャンネル中央部のペレット中心温度，そして被覆管は炉心第1オリフィス領域最高出力チャンネル燃料部上端の位置での被覆管内側温度の時間変化を計算した。

燃料ペレット最高温度は反応度印加後数秒間，燃料の熱伝達の遅れにより2次函数的に立上がるがその後ほぼ直線的に上昇する。このことは出力が直線的に上昇することから，予想される結果である。燃料ペレット最高温度は，反応度印加速度が遅い程スクラムまでの時間が長くなり出力上昇による積分出力が増加するためピーク値が高くなり， $0.1\%/sec$ のケースで $1,810^{\circ}C$ に達する。燃料ペレットの設計制限温度は $2,200^{\circ}C$ でありこの値は制限値を満している。結果をFig. 3.5に示す。

被覆管最高温度は燃料ペレットと同様直線的に上昇しピーク値は $0.1\%/sec$ の印加速度の場合最も高く $760^{\circ}C$ に達する。この温度は短時間の被覆管制限温度以下であり，制御棒引抜きによる反応度印加事故は，燃料ペレットおよび被覆管の健全性を脅かすことなく安全性許容基準の範囲内で終息させることができる。

次に仮想的条件であるが，温度上昇の上限を確認するため，フィードバックがまったくかからない場合の制御棒引抜き事故を解析した。出力上昇カーブがフィードバックを考慮した場合に比べて急になり，原子炉出力が定格の 115% に達したことを検知してから原子炉スクラムまでの作動遅れの間に上昇する出力幅が大きくなる。出力上昇カーブをFig. 3.7に示す。燃料ペレット中心の最高温度は $1,760^{\circ}C$ であり，フィードバックを考慮し出力がゆっくり立上る場合よりも，その温度は低くなり燃料の健全性はこの場合でも十分保障される。

制御棒引抜きによる炉心への反応度印加速度と出力上昇および燃料ペレット最高温度の関係を検討した。印加速度を $0.1\%/sec$ から $3.0\%/sec$ まで変化させると原子炉出力のピーク値は定格値の 115% から 116.6% まで変動する。温度フィードバックを考慮しない場合は 119.5% まで上昇する。定格の 115% を超える上昇分はスクラム検知から作動までの時間遅れの間に生ずる。

燃料ペレット最高温度は印加速度が速くなるにつれて低くなる。これは反応度がランプ状に印加され，出力上昇中の出力の積分値が減少するためであり，ステップ状に反応度が印加される場合とはその傾向が異なる。

3.3 反応度印加事故のまとめ

炉心中心の制御棒1本が引抜かれることを想定し，ランプ状反応度印加に対する燃料の熱挙動を解析した。反応度印加速度を計算パラメータとして使用し $0.1\%/sec$ から $3.0\%/sec$ までの4点を選び計算した。計算では温度上昇による負のフィードバックがかかるものとし，また出力が定格の 115% に達したことを検知し原子炉はスクラムすることとした。また事故事象の上限をおさえる観点からフィードバックがまったくかからない場合についても計算した。

制御棒引抜き事故では印加される反応度の大部分はフィードバックに費され，正味の反応度は小さくなる。そのため出力が定格まで上昇するのに $3\%/sec$ の印加速度の場合でも約6秒かかり，熱的には準静的過渡変化となる。燃料ペレットおよび被覆管最高温度はフィードバ

ックの有無にかかわらず制限値を下まわっており、制御棒引抜きによる反応度印加事故は燃料の健全性を損うことなく終息させることができる。

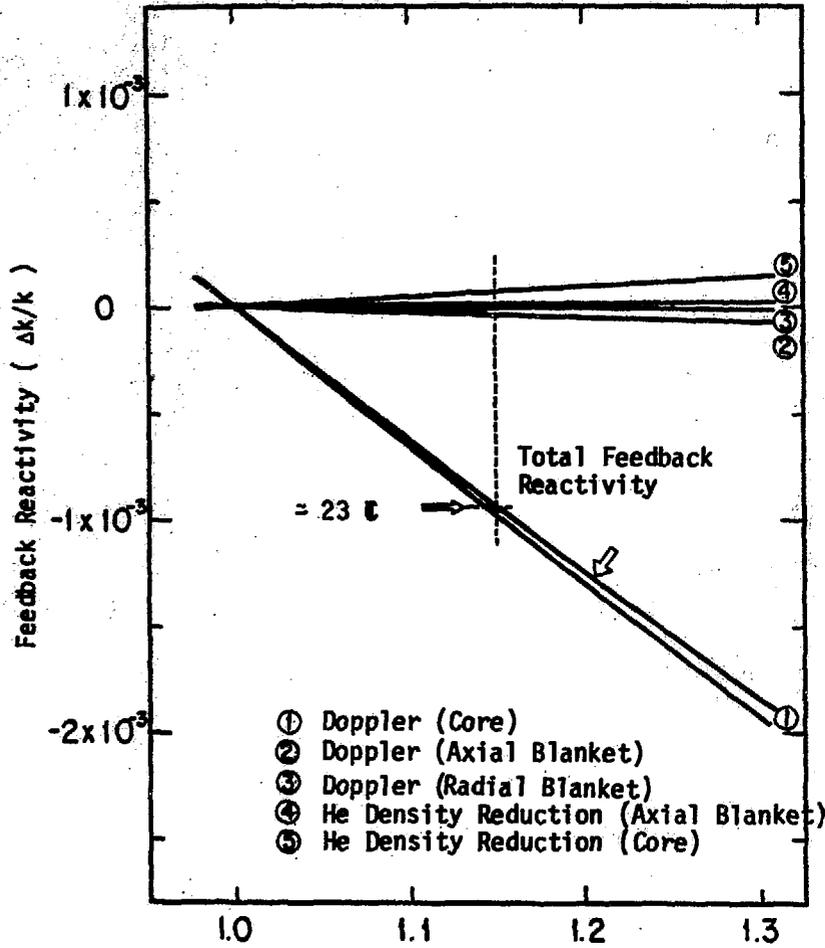


Fig.3.1 Feedback Reactivity caused by Temperature Rising in Over Power Condition

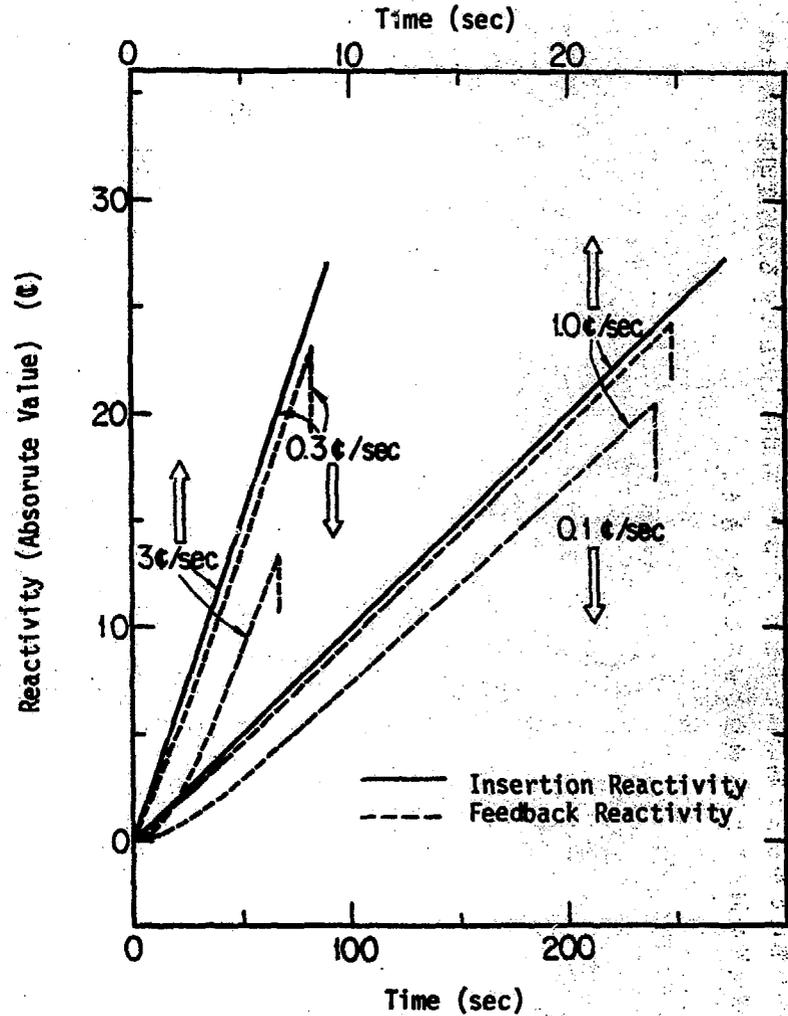


Fig.3.2 Insertion and Feedback Reactivity in the Rod Withdrawal Accident

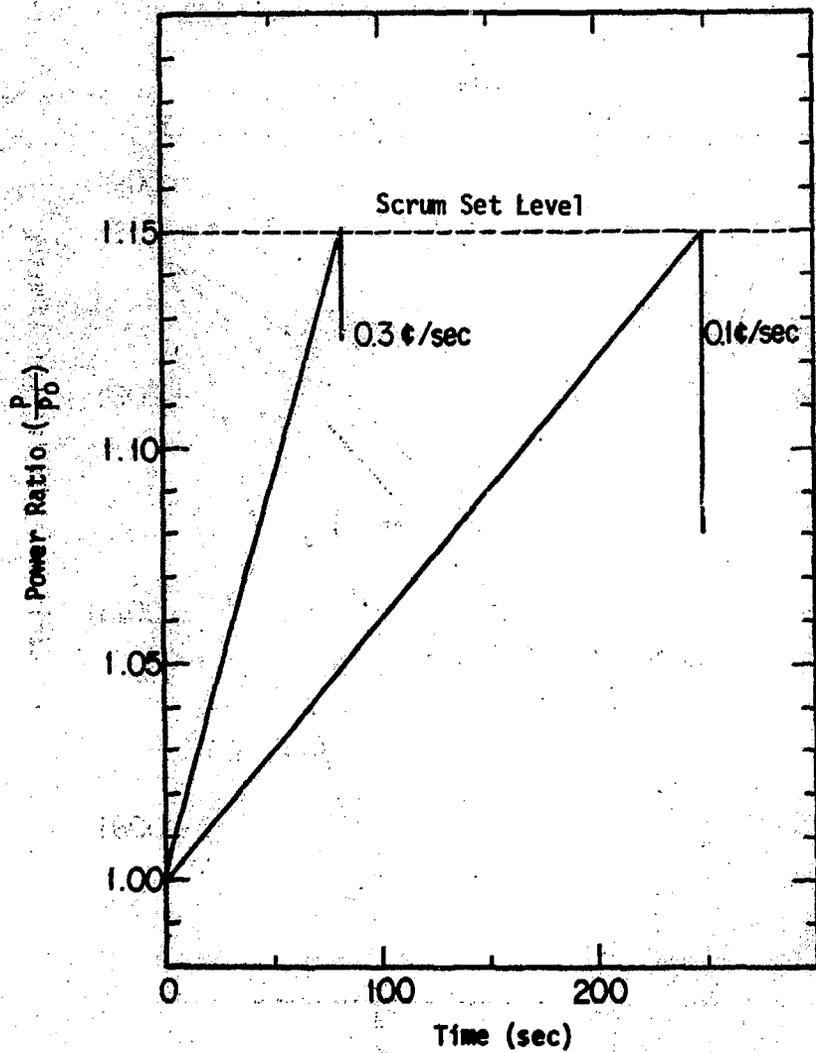


Fig.3.3 Fluctuation of Reactor Power (1)

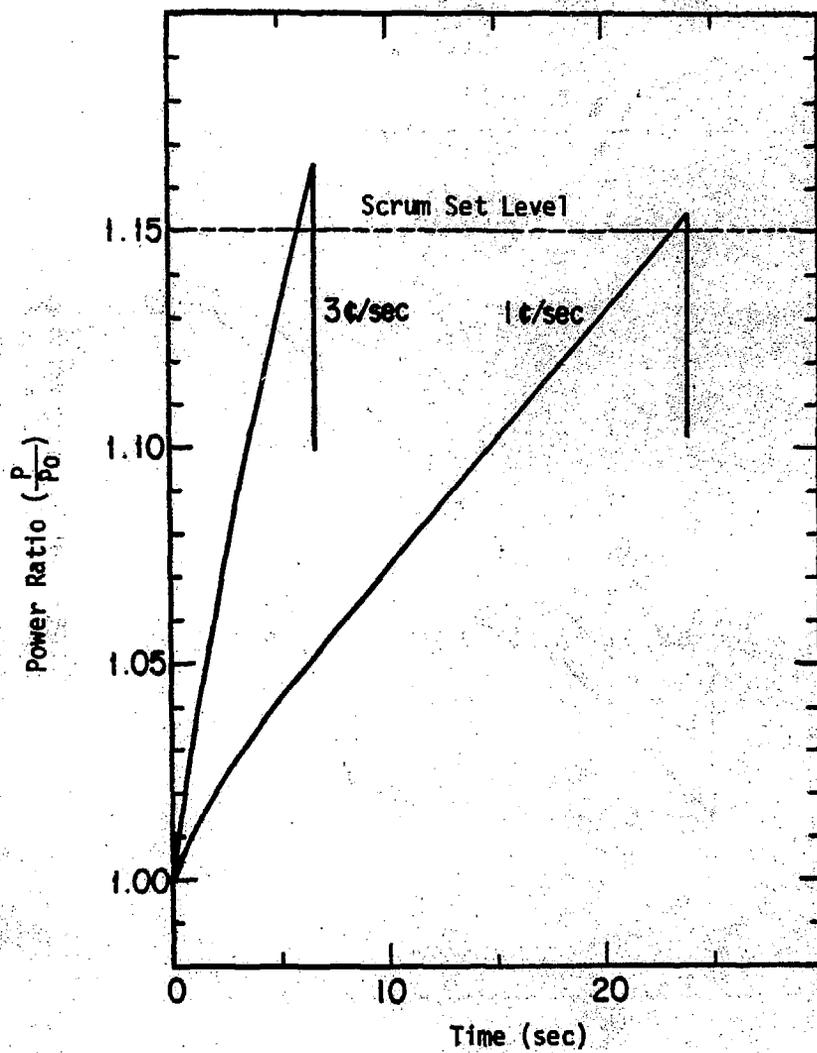


Fig.3.4 Fluctuation of Reactor Power (2)

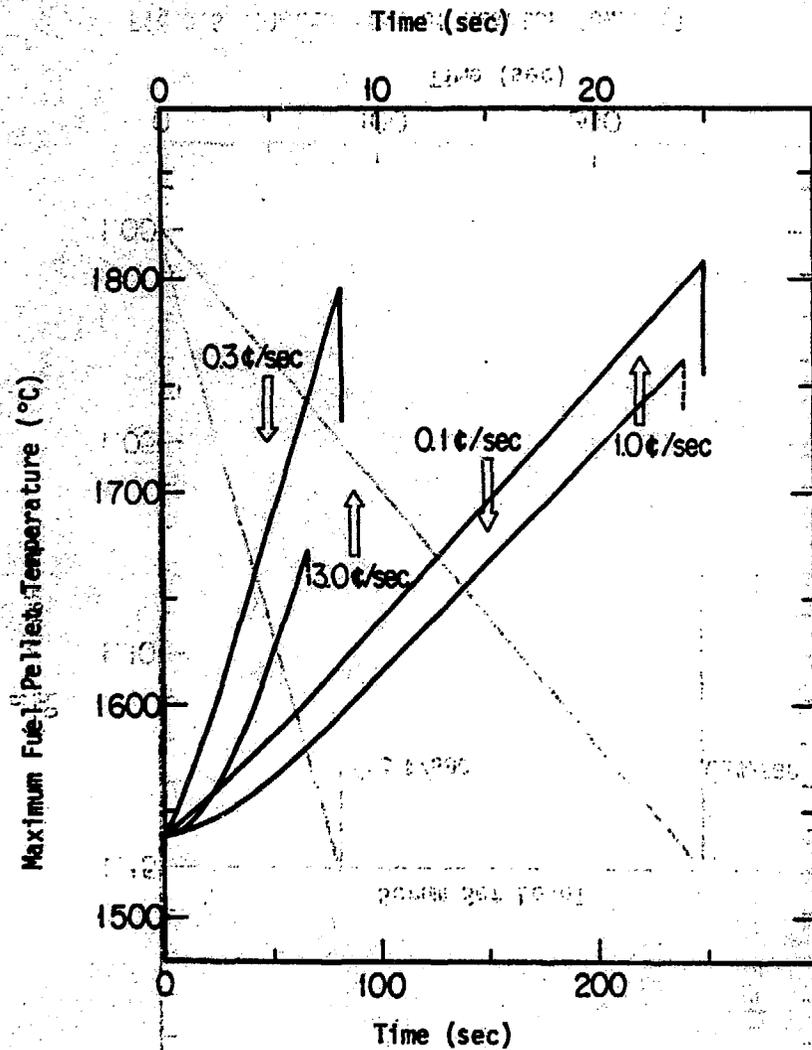


Fig.3.5 Fluctuation of Maximum Fuel Pellet Temperature

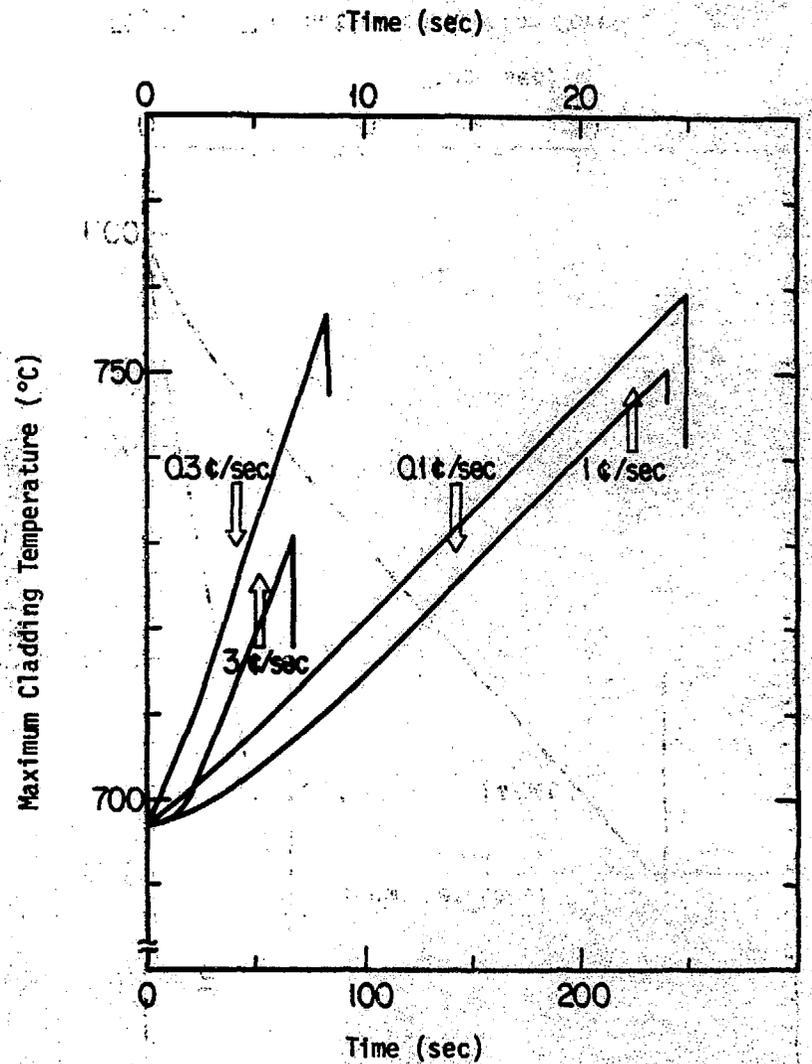


Fig.3.6 Fluctuation of Maximum Cladding Temperature

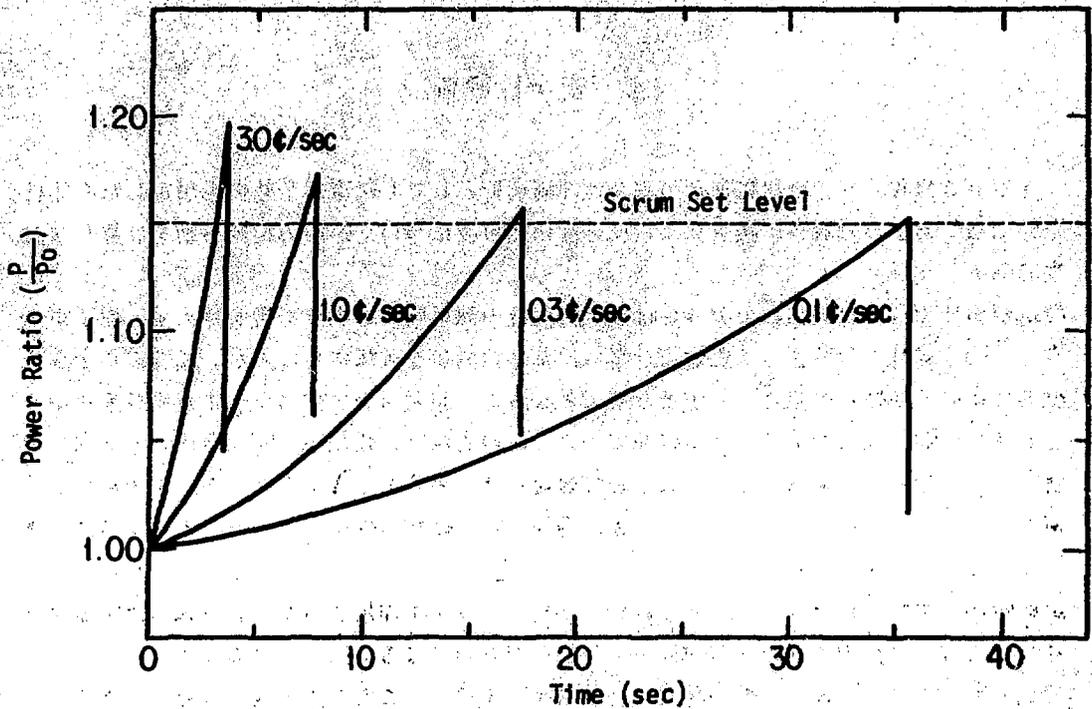


Fig.3.7 Fluctuation of Reactor Power in No Feedback Reactivity Condition

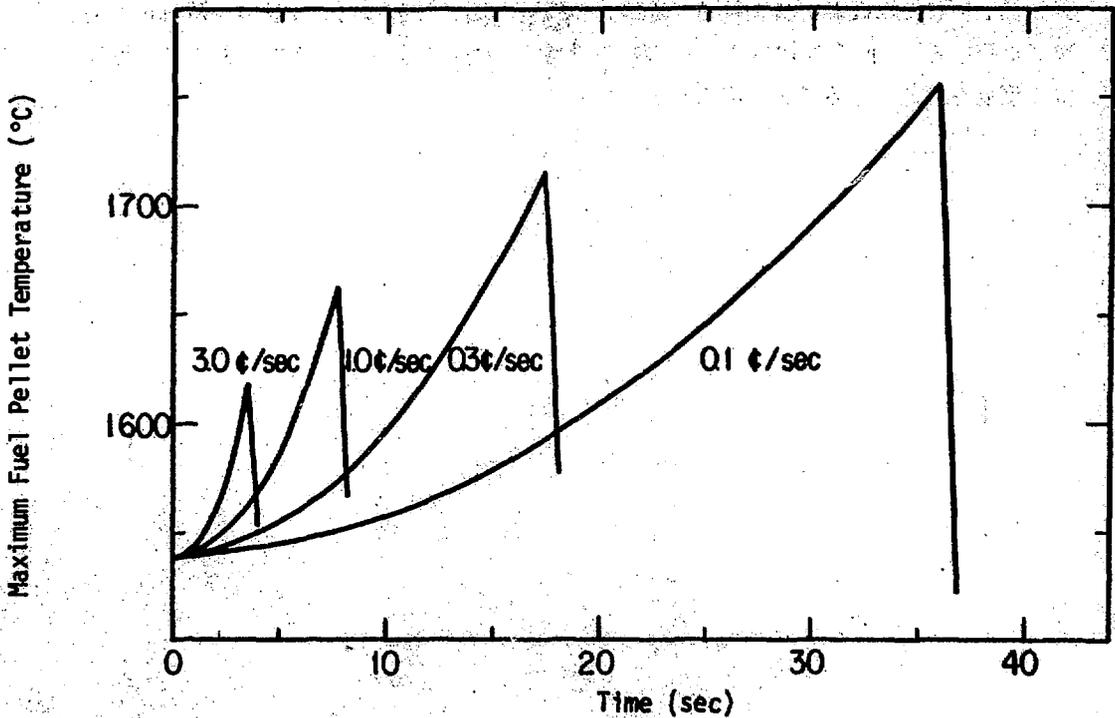


Fig.3.8 Fluctuation of Maximum Fuel Pellet Temperature in No Feedback Reactivity Condition

4. 安全性評価

1,000MWe ガス冷却高速炉の安全性評価解析として1次冷却系破損を想定した冷却材減圧事故、および制御棒引抜きによる反応度印加事故について炉心の核熱挙動を計算し検討を行った。

冷却材減圧事故では破損口の大きさは事故発生後の熱挙動にあまり影響を与えず、原子炉スクラムの信頼性を保障することおよび緊急冷却系の流量を確保することが、燃料の健全性を損うことなく事故を終息させる重要な要因となることが明らかになった。また事故発生から終息までの間、局所的あるいは短時間での激しい熱的溫度変化は現れず、全体に準静的な溫度変化に終始する。最も激しい事象として想定した主炉停止系によるスクラムに失敗し、後備炉停止系により原子炉をスクラムさせた場合でも、燃料の健全性を損うことなく事故を終息できることを確認した。

反応度印加事故では溫度上昇に伴う負のフィードバックが作用するため、正味の反応度は小さな値となり、出力上昇は比較的ゆっくりとしたものになる。定格出力の115%の位置に設定したスクラムにより、燃料溫度が安全基準値を超えることなく事故を終息できることを確認した。

ガス冷却高速炉では冷却材の熱除去能力が液体金属冷却高速炉より劣ることから事故時の燃料の健全性特に被覆管の健全性が炉心設計上重要な問題であった。今回の事故解析を通じ、原子炉停止系および緊急冷却系の信頼性を保障することによって、燃料の健全性を損うことなく事故を終息できることが明らかとなった。

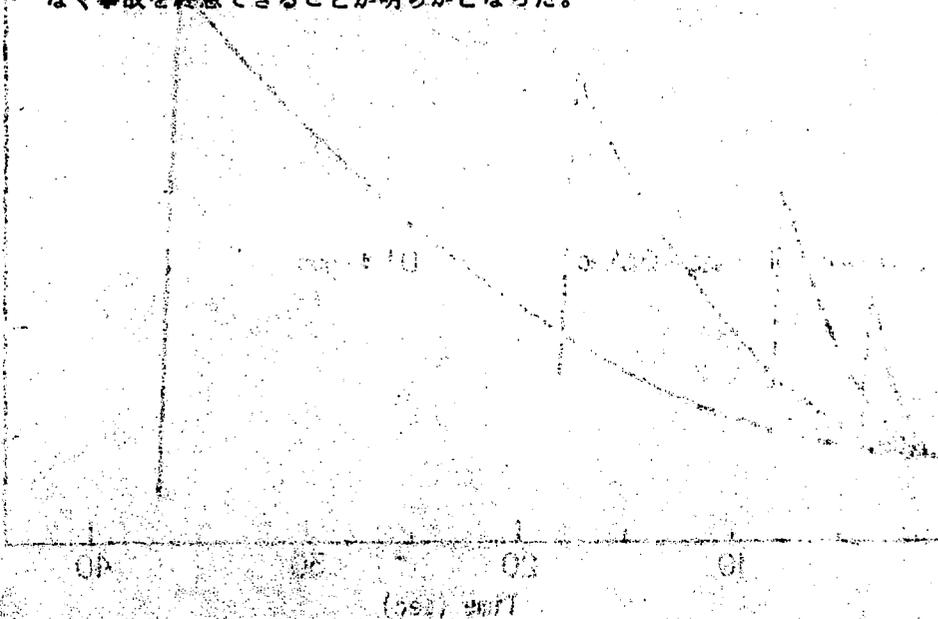


Figure 4.10: Temperature change of the fuel during a pressure reduction accident. The graph shows two curves: a solid line representing the temperature change when the main shutdown system fails and the backup shutdown system is used, and a dashed line representing the temperature change when the main shutdown system is used. Both curves show a decrease in temperature over time, with the dashed line showing a slightly steeper decline after 0.03 seconds.

5. 核熱結合動特性コードMR-Xの概略

本解析は核熱結合動特性コードを用いて炉心の熱挙動を計算した。この計算コードはガス冷却高速炉の解析用に新しく開発されたものでありここでその概要を述べる。

5.1 計算の概略

本コードは、ガス冷却高速炉を対象とした核熱結合の炉心動特性解析コードであり、定常状態および非定常状態の原子炉出力、原子炉内温度分布および流量分布を求める事ができる。定常計算部は熱設計コードとしての機能を持っている。

外乱としては核的および熱流動的な変動を考慮する事ができるが、次に示す様な現象は本コードでは扱っていない。

- (i) 燃料、クラッド等の溶融による相変化
- (ii) 冷却材のクロスフロー効果
- (iii) 燃料ピン間の伝熱効果
- (iv) 温度変化による燃料ピン等の形状寸法変化

本コードの大きな特徴としては次の点が挙げられる。

- (i) 冷却材流れ方向の逆転現象が扱える。

強制循環力が非常に小さくなった場合もしくは、冷却材が喪失した場合に発生する冷却材流れ方向の逆転現象を解析することができる。

- (ii) 異った形状、流動特性、物性値を持ったチャンネルを同時に解析体系に考慮することができる。これにより通常の燃料チャンネルの他に体系内コーナチャンネル、制御棒チャンネル等の挙動も解析可能である。

- (iii) 多チャンネルの計算体系を扱う事が可能である。

プログラミング上可変ディメンジョンの採用および対象とするチャンネル数の計算機容量への影響を小さく抑えている為、詳細な計算体系での解析が可能である。

その他、本コードで採用している主な計算モデルを以下に列挙する。

- ・核的には炉心を1点近似モデルで模擬し、原子炉出力は1点近似的特性方程式に従うものとする。
- ・炉心への外乱としては、制御棒引抜き等による反応度外乱、冷却材圧力変動、循環機停止等による強制循環流量および冷却材入口温度の変動を扱う事ができる。
- ・反応度補償としては、ドップラー効果、密度変化、制御棒挿入効果を考慮する。
- ・熱的には解析の対象とする原子炉を複数の領域（通常は同一オリフィスを有する流量調節領域）に分割し、各領域はその領域を代表する平均チャンネルと複数の領域内サブチャンネル（例、最高出力チャンネル、コーナチャンネル等）で構成されるものとする。
- ・各チャンネルの形状は2次元円筒要素より構成される任意形状とし、チャンネル毎の形状は可変とする。

チャンネルの温度分布は2次元非定常熱伝導方程式より数値的に安定な差分法により求める。

- 冷却材流量分布は各時刻において定常状態にあるものと仮定する。又、冷却材の熱容量は無視する。
- 各チャンネルは上下に共通のプレナムを有するものとして、各流路の圧力損失が等しくなる様に繰返し計算によりチャンネル流量を決定する。圧力損失項としてはオリフィス、摩擦（粗面効果）、加速、出入口、スパーサ、静圧等の効果を考慮する。
- 各チャンネルの物性値、発熱分布、流動特性、境界条件は時間、場所、温度、レイノルズ数等の関数とすることができ、部分負荷運転時の炉内流量の再配分効果も評価できる。
- ギャップ層、冷却材流路での輻射効果は径方向に1次元の扱いで考慮する。

本コードの解析モデルをFig. 5.1からFig. 5.5に示す。

- コードの概略フローチャート Fig. 5.1, Fig. 5.2
- チャンネル要素分割モデル例 Fig. 5.3
- 流量配分流路モデル Fig. 5.4
- オリフィス領域モデル例 Fig. 5.5

5.2 定常計算

核計算により得られた炉内出力分布より炉心内温度および流量の定常分布を求める。この計算部は後述する非定常計算部の初期条件を与えるという意味だけでなく、単独で熱設計コードとしての機能を有しており、次の2種の要求に対する熱流動解析を行う事ができる。

- (1) 原子炉冷却材全流量、各オリフィス領域のオリフィス条件（開度、抵抗係数）が与えられた場合、炉内温度分布、流量分布、圧力損失を計算する。
- (2) 各オリフィス領域の冷却材出口ガス温度が指定された場合、炉内温度分布、流量分布および各オリフィスの持つべき圧力損失（開度）を計算する。

解析に使用している基本計算式、モデル、数値解法等は非定常計算部と同じであり、まとめて後述する。

5.3 非定常計算

非定常計算部は機能的に、①原子炉出力計算部、②炉内温度分布計算部、③炉内流量再配分計算部^(*)より構成されており、与えられた核的、熱流動的外乱に対して原子炉出力、炉内温度分布、流量分布の過渡応答を求める。

外乱

(a) 反応度外乱：時間の関数（ステップ、ランプ、正弦函数等）

(b) 原子炉正味流量：次の4形式の外乱が組込まれている。

① 時間変一形式^(**)

(*) オプションにより過渡時のチャンネル間流量比を定常状態と同一とする事ができる。

(**) 入力関数値は直線内挿。

② 主循環模式

$$G_T = G_T^D \cdot \frac{\gamma_{in}}{\gamma_{in}^D}$$

③ 一定トルク循環模式

$$G_T = G_T^D \cdot \left(\frac{\gamma_{in}}{\gamma_{in}^D} \right)^{0.5}$$

④ 水タービン特性循環模式

$$\left(\frac{G_T}{G_T^D} \right)^{1.85} + \frac{G_T}{G_T^D} - 2 \frac{\gamma_{in}}{\gamma_{in}^D} = 0$$

G_T 原子炉正味流量

G_T^D 循環機設計流量

γ_{in} 原子炉入口冷却材密度

γ_{in}^D 循環機設計密度

(c) 原子炉入口冷却材温度：時間テーブル形式

(d) 原子炉冷却材圧力：次の2形式の外乱が組込まれている。

① Sonic Pressure Equation

$$P = P_q \cdot \exp(K_s \cdot A \cdot t) + P_a$$

② Two Factor Formula ¹⁾

$$P = \frac{1}{\frac{K_c}{T_c} + \frac{K_h}{T_h}}$$

P 原子炉圧力

P_q 原子炉ゲージ圧力

P_a 雰囲気圧力

K_s 音速損失係数

A 破損面積

t 時間

$K_c \cdot h$ 原子炉入口、出口プレナムのイベントリ定数

$T_c \cdot h$ 原子炉入口、出口プレナムの絶対温度

(e) その他の外乱：現在、入力形式では組込まれていないが、圧力損失係数を時間的に変化させる事により、冷却材流路の閉現象も容易に解析する事が可能である。

原子炉出力

(1) 基本式

原子炉出力は1点近似により求める。

$$\frac{dN(t)}{dt} = \frac{\rho(t) - \beta}{\ell} \cdot N(t) + \sum_{i=1}^6 \lambda_i \cdot C_i(t) + S(t) \quad (5.1)$$

$$\frac{dC_i(t)}{dt} = \frac{\beta_i}{L} \cdot N(t) - \lambda_i \cdot C_i(t) ; i = 1, 6 \quad (5.2)$$

$$\rho(t) = \rho_{ex}(t) + \rho_{temp}(T) + \rho_{cR}(t) \quad (5.3)$$

- 但し、 $N(t)$ 原子炉出力
 $\rho(t)$ 正味反応度
 β 遅発中性子割合 $\beta = \sum_{i=1}^6 \beta_i$
 L 即発中性子寿命
 $C_i(t)$ 第 i 群遅発中性子先行核濃度
 λ_i 第 i 群先行核崩壊定数
 $\rho_{ex}(t)$ 外乱反応度
 $\rho_{temp}(T)$ 温度フィードバック, T 温度
 $\rho_{cR}(t)$ スクラム反応度
 t 時間

(5.3) 式の温度フィードバック項は温度計算部で求められ温度変化より評価する。

(5.1), (5.2) 式は E.R.Cohen によって示された修正ルンゲ・クッタ法により数値解を求めている。計算時間幅は計算時間を節約し、かつ良い精度を得る為にコード内で自動的に調節される。尚、遅発中性子群数は最大 6 である。

(2) 崩壊熱

原子炉スクラムにより炉出力が一定値以下になった場合、炉出力は崩壊熱によるものと見做して、ANS 標準値による崩壊熱曲線より炉出力を求める。

$$N(t) = N(o) \cdot f \cdot a \cdot t^{-b}$$

- 但し、 $N(o)$ 定格出力
 f 出力因子 (通常 1.2)
 t 炉停止後時間 (秒)

t sec	a	b
$t \leq 10$	$5.880 \cdot 10^{-2}$	$7.58 \cdot 10^{-3}$
$10 < t \leq 50$	$6.898 \cdot 10^{-2}$	$1.452 \cdot 10^{-1}$
$50 < t \leq 100$	$9.816 \cdot 10^{-2}$	$2.419 \cdot 10^{-1}$
$100 < t \leq 600$	$1.028 \cdot 10^{-1}$	$2.516 \cdot 10^{-1}$
$600 < t$	$1.372 \cdot 10^{-1}$	$2.968 \cdot 10^{-1}$

(3) 温度フィードバック (ρ_{tem})

温度変化による反応度フィードバックは、次の手順で評価する。

$$\rho_{tem} = \sum_{n=1}^N A_n (\bar{T}_n) - \sum_{n=1}^N \rho_n (\bar{T}_n)$$

- 但し、 $\rho_n(T)$ 温度 T と反応度 ρ のテーブル
 最大 10 種のフィードバック ($N^{max} = 10$)
 \bar{T}_n 第 n 種フィードバックを考慮する平均温度, \bar{T}_n^0 初期温度

平均温度 \bar{T}_n は、その指定された領域について次式より計算する。

$$\bar{T}_n = \frac{\sum_{i,j} (T_{i,j} \cdot \Delta V_{i,j} \cdot \phi_f^2)}{\sum_{i,j} \left[\frac{N_{ch}^L \cdot y_L^2}{\sum_{i,j} (\Delta V_{i,j} \cdot \phi_f)} \right]} \cdot \sum_{i,j} (\Delta V_{i,j} \cdot \phi_f)$$

- 但し、 L 第 n 種フィードバックに寄与するチャンネル番号
 i 第 n 種フィードバックに寄与する径メッシュ番号
 j 第 n 種フィードバックに寄与する軸メッシュ番号
 $T_{i,j}$ 温度
 ΔV メッシュの占める体積
 N_{ch}^L 第 L チャンネルが代表するピン本数
 ϕ_f 軸方向出力分布
 y 第 L チャンネルの炉内径方向ピーキング係数

(4) スクラム特性 (ρ_{CR})

炉出力、ペリオド、原子炉正味流量、出口ガス温度が指定値を超えた場合、次式のS字曲線での負の反応度が印加される。

$$\rho_{CR} = -\rho_{CRT} \cdot \left(L - \frac{1}{\pi} \cos \pi L \cdot \sin \pi L \right)$$

- 但し、 ρ_{CRT} スクラム全反応度
 $L = \frac{\text{炉心に挿入されたスクラム棒長さ}(L)}{\text{スクラム棒有効全長}(Lt)}$

$$L = \frac{1}{2} at^2$$

- a 挿入加速度
 t 挿入開始後時間

非定常温度分布計算

解析の対象とするチャンネルは、Fig. 5.3 に示される様な2次元円筒要素の固体領域、ギャップ領域、冷却材領域の組合せでモデル化する。

チャンネル温度分布は、2次元非定常熱伝導方程式(5.4)および冷却材熱平衡式(5.5)を適当な境界条件のもとで連立させる事により得られる。

固体領域

$$C \frac{dT}{dt} = \nabla k \nabla T + Q + W \tag{5.4}$$

冷却材領域

$$dq_w = g_i \cdot C_p \cdot dT_z \tag{5.5}$$

- 但し、 C 熱容量 T 温度
 t 時間 ∇ ラプラス演算子
 k 熱伝導率 Q 体積発熱率
 W 冷却材への移動熱量

- dqw 壁面から冷却材への移動熱量
- g_i チャンネル冷却材流量
- C_p 冷却材定圧比熱
- dTz 冷却材流れ方向温度差

(5.4) 式は分割された各要素に関して次式の様に差分化する。

$$C_{ij}^n \cdot \frac{T_{ij}^{n+1} - T_{ij}^n}{\Delta t} = \theta \cdot \left[\sum_{\ell} K_{\ell j}^n (T_{\ell j}^{n+1} - T_{ij}^{n+1}) \right] + (1 - \theta) \cdot \left[\sum_{\ell} K_{\ell j}^n (T_{\ell j}^n - T_{ij}^n) \right] + \left[\sum_m K_{im}^n (T_{im}^n - T_{ij}^n) \right] + Q_{ij}^{n+1} + W_{ij}^n \quad (5.6)$$

- 但し, i 注目している要素の径方向メッシュ番号
- j 注目している要素の軸方向メッシュ番号
- ℓ 径方向メッシュ
- m 軸方向メッシュ
- n 時間ステップインデックス
- θ 解法パラメータ $0 \leq \theta \leq 1$
- $K_{\ell m}$ メッシュ (ij) とメッシュ (ℓm) 間の等価コンダクタンス
- Δt 計算時間幅

(5.6) 式からも解る様に非定常温度分布の計算には、次の様な前提条件を設定している。

- ・物性値および冷却材への熱移動量は前タイムステップの温度分布により評価する。
- ・軸方向の伝熱量は解法に拘らずに $\theta = 0$ とする。

尚、解法パラメータ θ は、0.0 ~ 1.0 の値を持つ入力値である。

- $\theta =$ Classical Explicit Procedure
- $\theta =$ Crank Nicolson Procedure
- (*) $\theta =$ Classical Implicit Procedure

冷却材の熱伝達率は次の関係式より求める。

層流域 $Nu = a_0 / Re$

乱流域 $Nu = a_1 \cdot Re \cdot Pr$ (平滑部)

- 但し, Nu ヌッセルト数
- Re レイノルズ数
- Pr プラントル数

a_0, a_1, a_2, a_3 定数 (入力値)

粗面効果はオプションにより Stanton 数 Str を求めて評価する。

- ① Str 一定 (入力値)
- ② Dall Donne の整理式⁽⁸⁾
- ③ GBR - 4 評価式

$$Str = 1.0 + 1.16 \cdot \{ 1.0 - \exp \{ -(8.200 - Re) / 1.7000 \} \}$$

(*) 定常計算部では入力に関係なく $\theta = 1.0$ に自動セットされる。

冷却材流量配分計算

チャンネル冷却材流量は、Fig. 5 3 に示したような多並列流路モデルにより求めている。冷却材の流れ方向は垂直流のみとし径方向の冷却材流れは考慮しない。

解析の対象とする全チャンネルは上部および下部に共通のプレナム部を有するものとし全流路の圧力損失は同一である。流路としては、各オリフィス領域を代表する平均チャンネルと、それぞれのオリフィス領域に存在する複数のサブチャンネルを想定する。

平均チャンネルは、次に示される2つの拘束条件を満足する炉心圧力損失 (ΔP_{core})、オリフィス領域流量 (G_l) を収束計算により決定する為に使用される流路であり、サブチャンネル流路はオリフィス領域内の詳細な流量分布を求める為の流路である。

(1) 基本式

拘束条件

$$(i) \text{原子炉全流量 } G_T : \text{固定 } G_T = \sum_l G_l = \sum_l g_l \cdot n_l$$

(G_T は 5.3 節で示したように与えられる。)

$$(ii) \text{全流路の圧力損失} : \text{一定 } \Delta P_{core} = \Delta P_{core}^l = \Delta P_{core}^l \quad (5.7)$$

各流路の流量は次の圧力損失バランス式より求める。

$$f_p^l \cdot \Delta P_{core}^l + f_h^l \cdot \Delta P_h^l = \Delta P_{or}^l + \Delta P_{ig}^l + \Delta P_{in}^l + \Delta P_f^l + \Delta P_{ac}^l + \Delta P_{sp}^l + \Delta P_{ex}^l + P_{og}^l \quad (5.8)$$

但し、 l : チャンネルインデックス

G_T : 原子炉冷却材全流量

G_l : 第 l オリフィス領域の流量 $G_l = g_l \cdot n_l$

g_l : 平均チャンネルの流量

n_l : オリフィス領域内の燃料ピン本数

ΔP_{core} : 炉心圧力損失 (入口プレナム圧力 - 出口プレナム圧力)

ΔP_{or} : オリフィス圧力損失

ΔP_{ig} : 燃料アセンブリ下部構造物の圧力損失

ΔP_{in} : 燃料チャンネル入口圧力損失

ΔP_f : 燃料チャンネル摩擦圧力損失

ΔP_{ac} : 燃料チャンネル加速圧力損失

ΔP_{ex} : 燃料チャンネル出口圧力損失

ΔP_{sp} : スペースによる圧力損失

ΔP_{og} : 燃料アセンブリ上部構造物の圧力損失

ΔP_h : 静圧による圧力損失

f_h : 冷却材の流れ方向オブション (+ 1.0 : 下向流, - 1.0 : 上向流)

f_p : ΔP_{core} に対する流れ方向オブション (+ 1.0 : 正流, - 1.0 : 逆流)

それぞれの圧力損失は次式より求める。

$$\Delta P_{or} = K_{or} \frac{g_{or}^2}{2\bar{g} \cdot \rho_{or} \cdot A_{or}} (*)$$

(*)オリフィス開度 A_{or} は過渡時も初期の状態(入力あるいは定常計算部で求められた開度)に保たれると仮定。

$$\Delta P_{ig} = K_{ig} \frac{g_i^2}{2\bar{g} \cdot \rho_{ig} \cdot A_{ig}}$$

$$\Delta P_{in} = K_{in} \frac{g_i^2}{2\bar{g} \cdot \rho_{in} \cdot A_{in}}$$

$$\Delta P_f = \frac{g_i^2}{2\bar{g} \cdot D_e \cdot A_i^2} \sum_{j=1}^{j_{\max}} \frac{\lambda_j \cdot \Delta Z_j}{\rho_j}$$

$$\Delta P_{ac} = \frac{g_i^2}{\bar{g} \cdot A_i^2} \left(\frac{1}{\rho_{ex}} - \frac{1}{\rho_{in}} \right)$$

$$\Delta P_{sp} = \sum_{n=1}^{n_{sp}} K_{sp} \frac{g_i^2}{2\bar{g} \cdot \rho_n \cdot A_i^2}$$

$$\Delta P_{ex} = K_{ex} \frac{g_i^2}{2\bar{g} \cdot \rho_{ex} \cdot A_i^2}$$

$$\Delta P_{og} = K_{og} \frac{g_{og}^2}{2\bar{g} \cdot \rho_{og} \cdot A_{og}}$$

$$\Delta P_h = \sum_{j=1}^{j_{\max}} \rho_{ij} \cdot \Delta Z_j$$

K_x : 場所 x での圧力損失係数

g_x : 場所 x での冷却材流量

ρ_x : 場所 x での冷却材密度

A_x : 場所 x での流路断面積

or : オリフィス部

ig : アセンブリ下部

in : チャンネル入口部

i : 第 i チャンネル流路

ex : チャンネル出口部

sp : スペーサ部

j : 軸方向第 j メッシュ

og : アセンブリ上部

\bar{g} : 重力加速度

λ_i : 摩擦係数

ΔZ_j : 軸方向メッシュ幅

De : 等価熱水力直径

nsp : スペースの個数

$jmax$: 軸方向メッシュ数

(2) 流量配分計算手順 (逆流現象の取扱い法)

強制循環による冷却材流量が非常に小さい場合、もしくは“0”の場合、浮力効果が
大となり冷却材の逆流現象が起る可能性がある。

本コードではこの様な現象を扱う為、次の様な手順で計算を行っている。

(i) 原子炉正味流量 G_T , 原子炉圧力 P の設定 (5.3節)

(ii) G_T の流れによるオプションの設定 (G_T の流れ方向を“正流”と定義する。)

G_T が上向流の時 $f_p^0 = 1.0$ $f_h^0 = -1.0$

G_T が下向流の時 $f_p^0 = 1.0$ $f_h^0 = 1.0$

$\Delta P_{core} \equiv$ 入口プレナム圧力 - 出口プレナム圧力

(iii) 希望する G_T を得る為に ΔP_{core} を推定

(iv) 温度計算部で求められた各チャンネルの冷却材温度、炉圧力 P および前導返しステ
ップのチャンネル流量 g_l より摩擦係数等の圧力損失係数、静圧 (ΔP_h^0) を評価

(v) 逆流判定

$F_l \equiv f_p^0 \cdot \Delta P_{core} + f_h^0 \cdot \Delta P_h^0$ とすると

$F_l > 0.0$ 正流チャンネル $f_p^l = f_p^0, f_h^l = f_h^0$

$F_l < 0.0$ 逆流チャンネル $f_p^l = -f_p^0, f_h^l = -f_h^0$

(vi) (8)式より各チャンネル流量 g_l を求める。

(vii) (vi)で得られたチャンネル流量より原子炉正味流量を計算。希望する G_T と比較

$$\sum g_l \cdot n_l - G_T < \epsilon \quad (\text{逆流チャンネル } g_l \text{ は負値})$$

(viii) 希望する G_T を満すまで ΔP_{core} を変動させステップ (iii)~(vii)を繰返す。

(ix) 冷却材チャンネル入口温度の設定

正流チャンネル 原子炉入口温度と逆流チャンネル出口ガス温度との混合温度

逆流チャンネル 原子炉混合出口ガス温度

(x) 次タイムステップ

5.4 計算手順

Fig. 5.1のフローチャートに従って、このコードの計算手順を簡単に説明する。

(1) 定常計算部

(i) データ入力、計算体系のオプションを設定、解析対象とするチャンネル要素を分割
して形状係数計算、温度分布、流量分布の初期値設定

(温度分布計算)

(ii) 与えられたチャンネル流量分布、温度分布より物性値、熱伝達率の計算を行う。

(iii) 差分化された(5.4), (5.5)式より全チャンネルの温度分布を計算(時間項=0)

(iv)(iii)で得られた温度分布が(ii)の温度依存性を満足するまで(ii), (iii)を繰り返す。

(流量分布計算)

(v)炉心圧力損失 (ΔP_{core})を推定, (オリフィス領域出口ガス温度を固定した場合は出力分布よりそれを満すオリフィス流量を算出)

(vi)温度計算部で得られた温度分布および推定された流量分布より圧力損失係数を計算

(vii)全チャンネルの圧力損失一定 (ΔP_{core})となる条件で平均チャンネルの流量 (g_L)を(5.8)式より計算, (オリフィス領域出口ガス温度を固定した場合は, その条件を満足するオリフィス圧力損失を計算)

(viii)(vii)で得られた流量分布が(vi)の流量依存性を満足するまで(vi), (vii)を繰り返す。

(ix)(viii)で得られた流量和と希望する炉心全流量との比較を行い, 一致しない場合は, ΔP_{core} を評価して(vi)へ戻る。

(x)収斂した ΔP_{core} より, 各オリフィス領域内サブチャンネルの流量 (g_s)を(5.4)式より計算する。

(xi)温度計算部, 流量計算部で得られた温度分布と流量分布が相互に満足するまで(ii)~(x)を繰り返す。

(xii)温度分布, 流量分布, 圧力損失等の計算結果をプリントする。

(2) 非定常計算部

(i)時刻 t における外乱評価 (II.3.1項)

(ii)前時間ステップの温度分布より反応度フィードバックの評価

(iii)(5.1)~(5.3)式より原子炉出力計算

(iv)前時間ステップの温度分布 T_{ij}^n より物性値評価, 差分化された(5.4), (5.5)式より温度分布計算。

(v)流量配分計算手順に従いチャンネル冷却材流量を計算。

(vi)解析終了時刻まで時間ステップを進めて(i)~(v)を繰り返す。

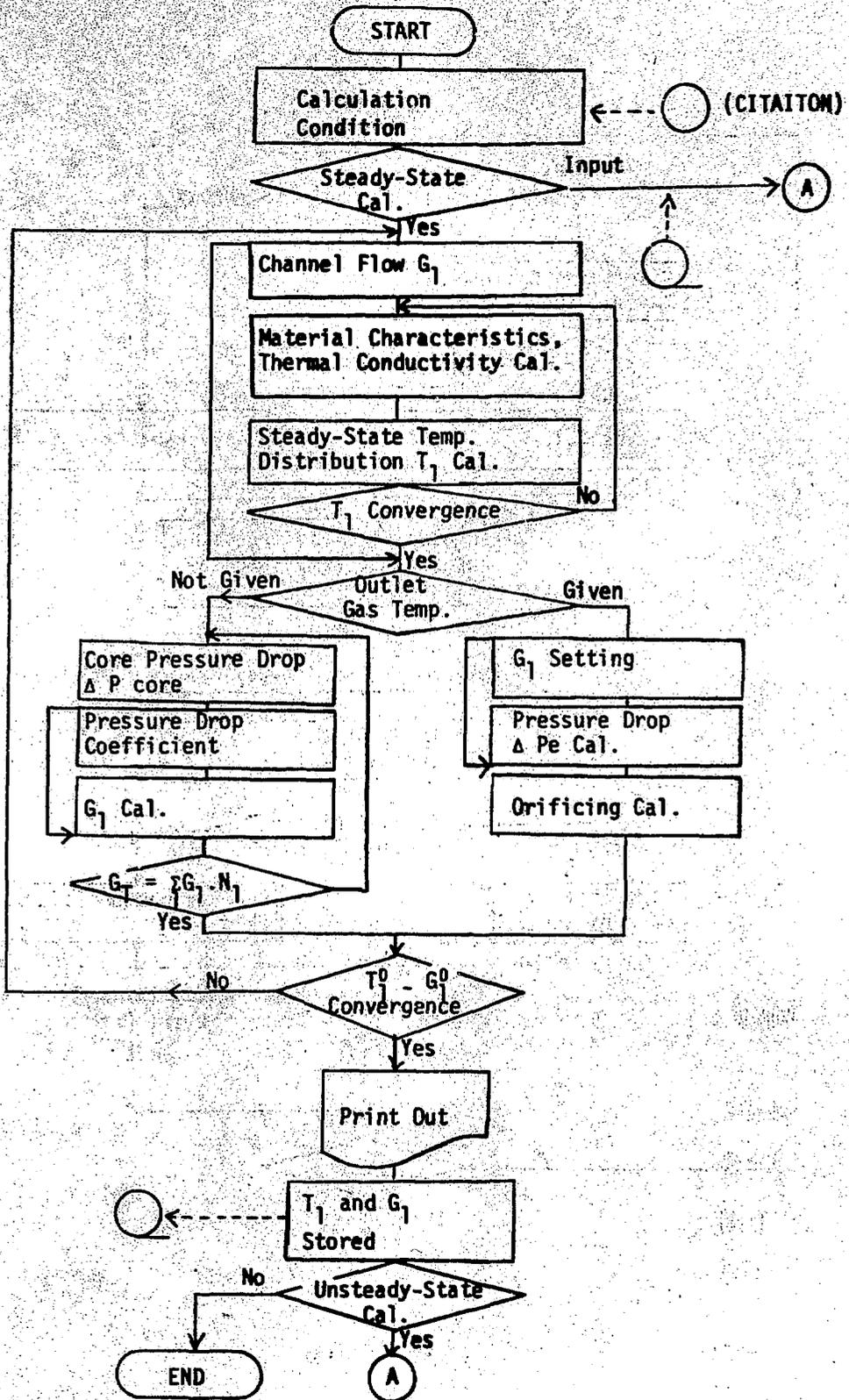


Fig. 5.1 Flow Diagram

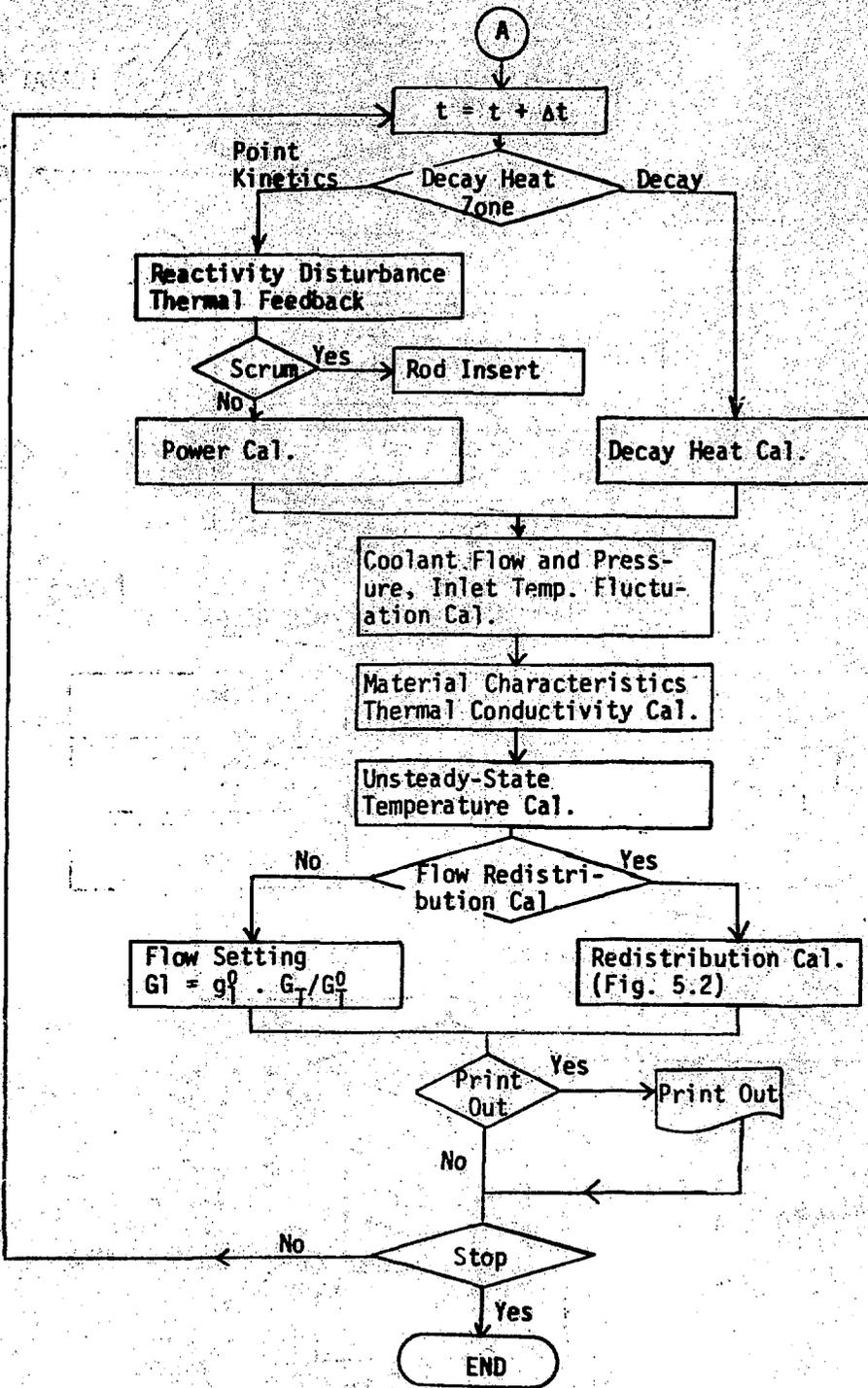


Fig. 5.1 (Cont)

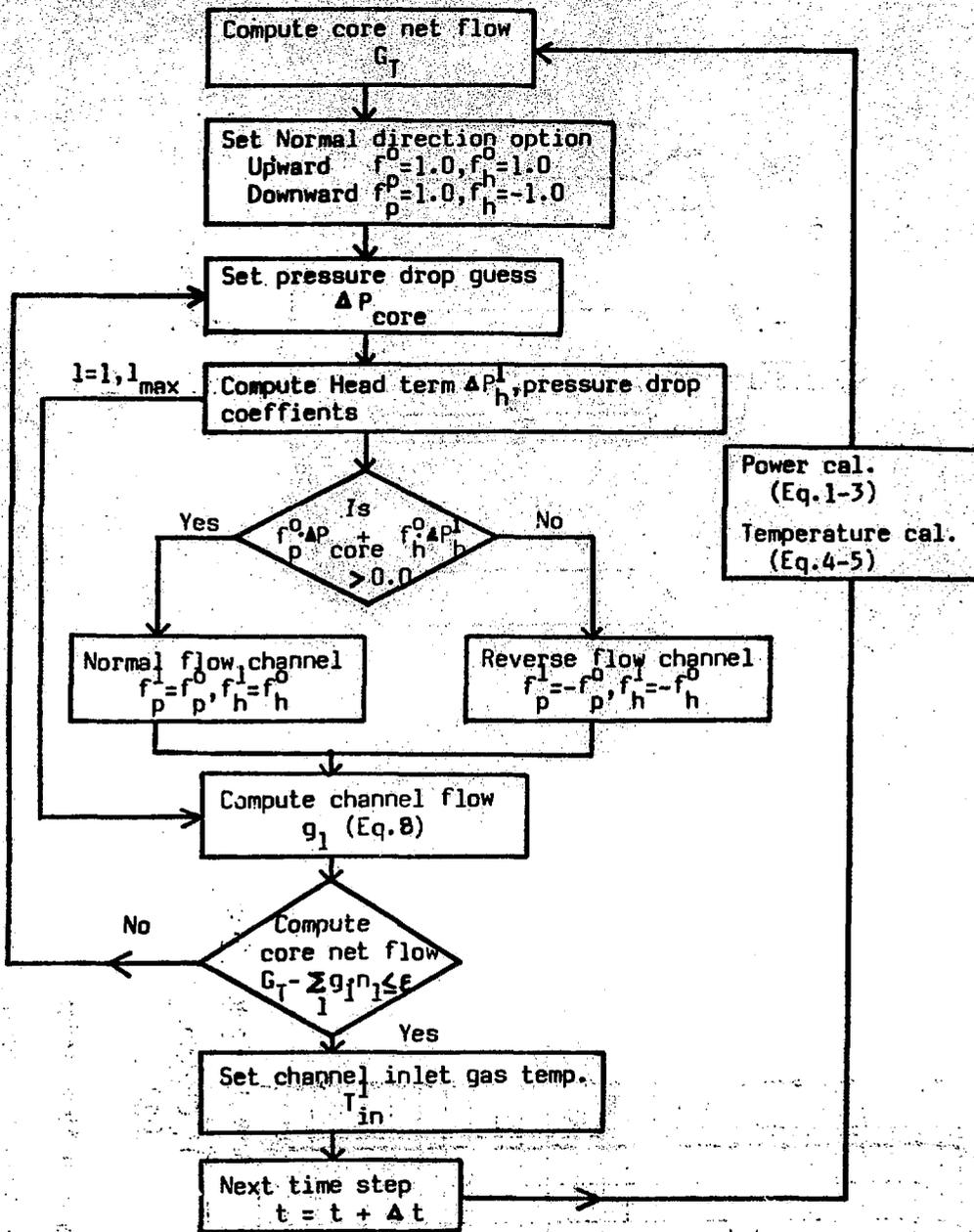
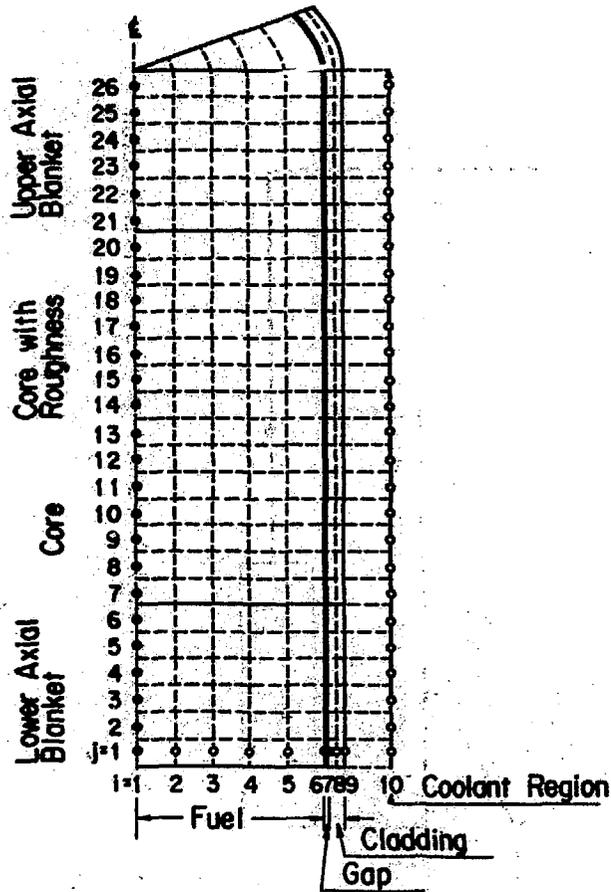


Fig. 5.2 The Calculational Procedure of Flow Redistribution



o : Temperature Mesh Point

Fig.5.3 Channel Model for Therm-Hydraulic Calculation

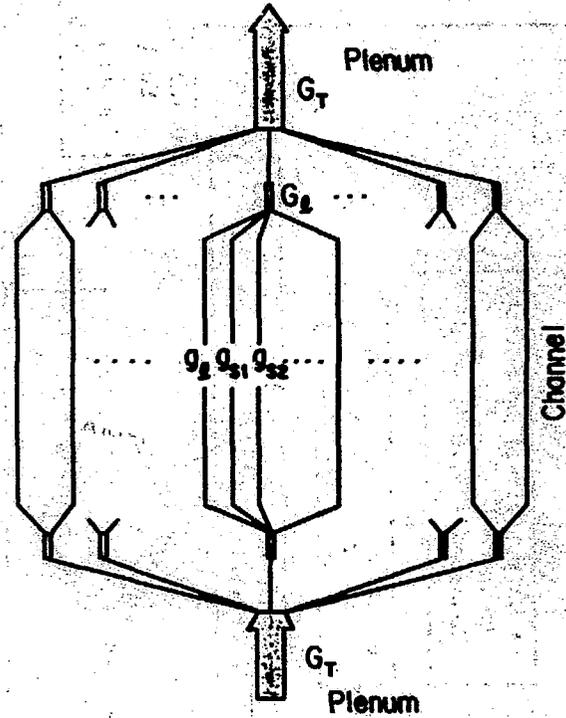


Fig.5.4 Flow Path Model

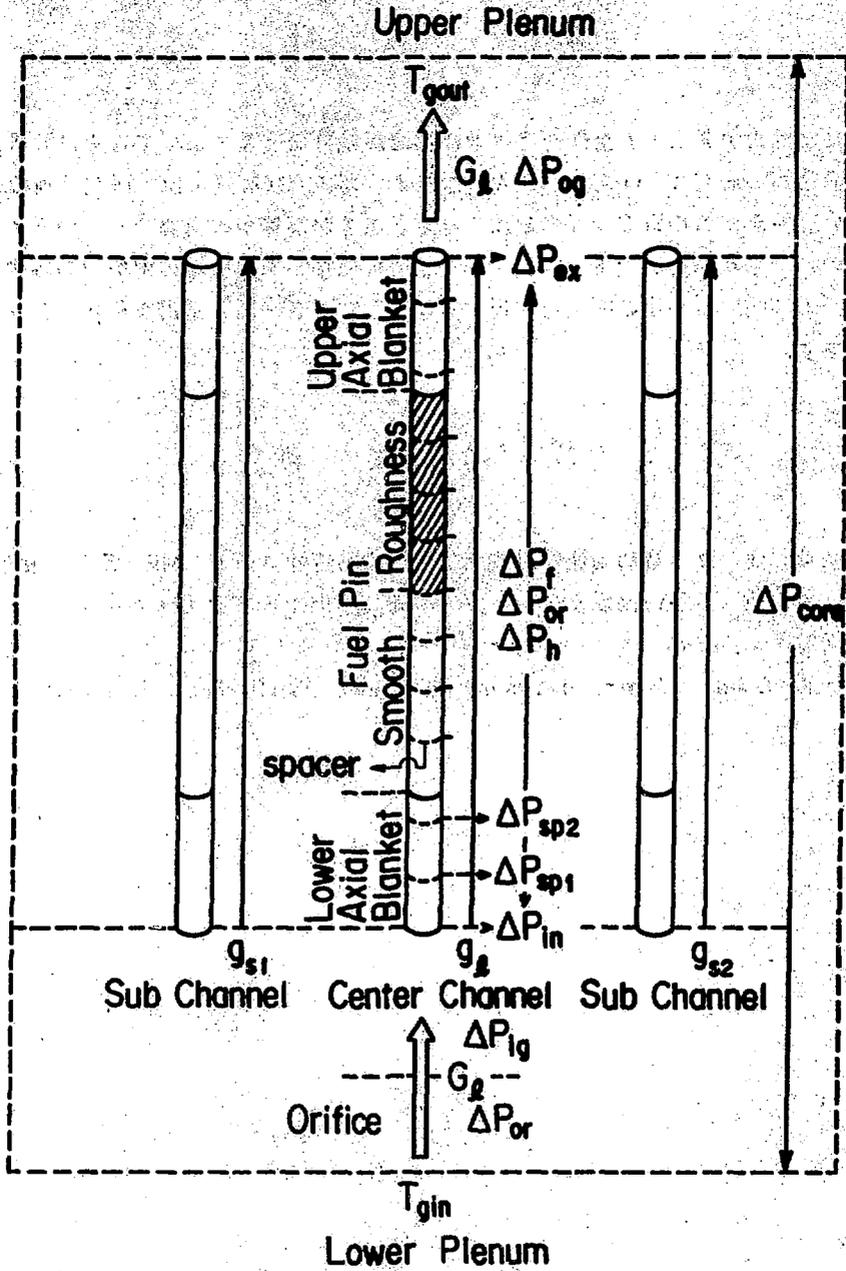


Fig.5.5 Orifice Model

謝 辞

本研究は、動力炉開発・安全性研究管理部高速炉設計研究室においてなされた成果である。ガス冷却高速炉の研究は、OECD/NEAの主催するガス冷却高速炉協力研究計画の成果による所が多い。原研がこの研究計画に参加でき、著者等が高速炉の研究テーマの下に研究を続行できたのは、当時高速炉設計研究室長、現安全解析部長平田実穂氏の御努力の賜物である。共存システムに関する一連の成果を報告するに際し、著者一同、平田実穂氏に深甚の感謝の意を表します。

参 考 文 献

- (1) 吉田弘幸, 他 ガス冷却高速炉用核熱結合炉心動特性コード"MR-X" 私信 1979
- (2) 吉田弘幸, 他 多目的高温ガス炉とガス冷却高速炉からなる共存エネルギー・システムの研究(Ⅲ) JAERI-M 82-183 1982
- (3) M. Dalle Donne "Warmeübergang von rauhen Oberflächen" KFK-2397, 1977

Appendix A 被覆管許容温度の検討

被覆管としてSUS 316Lを用いることとし、ASTM Data series DS 5 S 2のデータに基づいて被覆管許容温度を検討した。データをFig. A 1 ~ Fig. A 4に示す。

定格出力運転時の被覆管制限温度はクリープ破断強度 (Creep Rupture Strength : $\sim 5 \times 10^5$ psi \div 安全係数) に基づいて決定した。これに対し減圧事故あるいは反応度印加事故はきわめて短時間の過渡変化であるため、許容温度はクリープ挙動よりも、引張強さ (Tensile Strength) あるいは降伏強度 (Yield Strength) の温度依存性により設定すべきものである。そのため、事故時の被覆管許容温度は、その時点までにクリープがかなり進んでいても $800^\circ\text{C} \sim 900^\circ\text{C}$ と通常運転時の制限温度より高めに設定した。

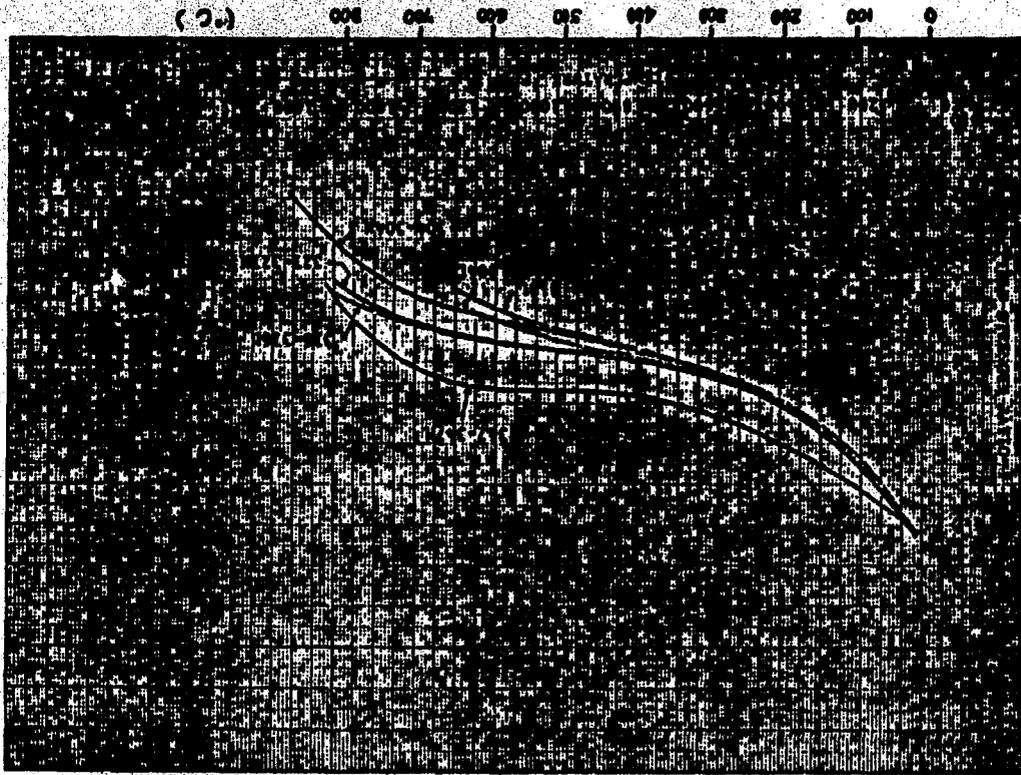


Fig.A.2 - Comparison of yield strength (0.2% offset) trend curves for wrought austenitic stainless steel.

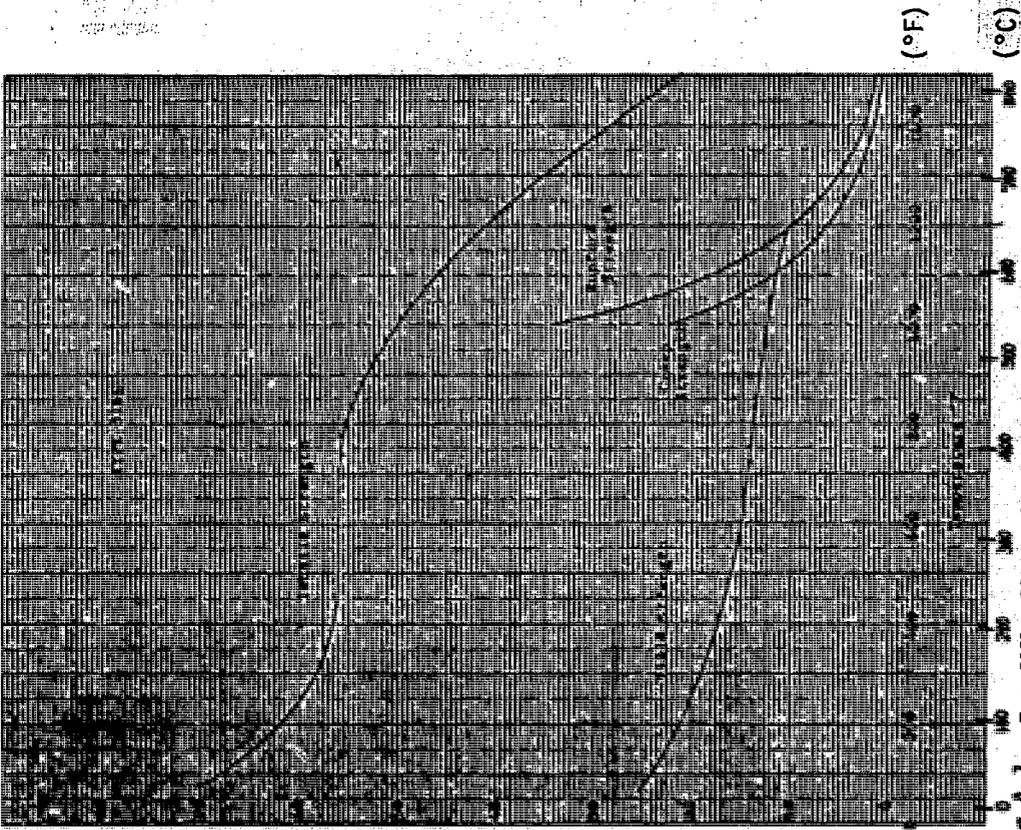


Fig.A.1 - Type 316L. Effect of temperature on yield strength (0.2% offset), tensile strength, average creep strength (0.01% per 1000 hours) and average rupture strength (100,000 hours). Yield and tensile strengths have been adjusted to 25,000 and 70,000 psi at 75°C.

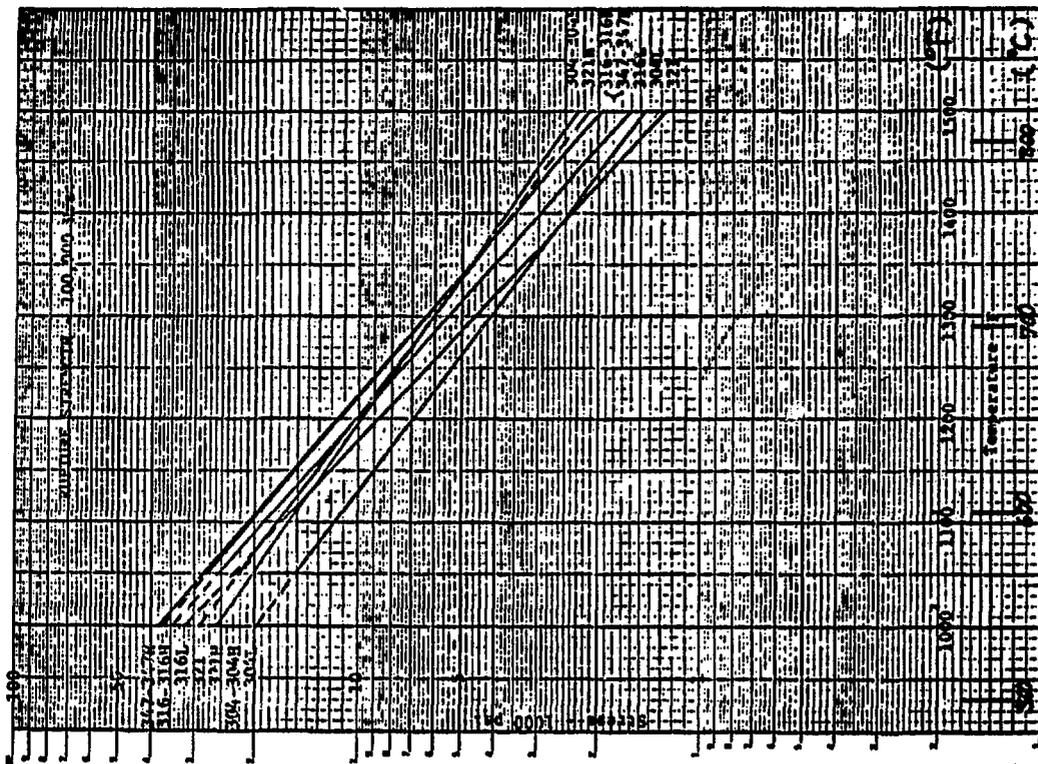


Fig.A.4 - Comparison of average rupture strength (100,000 hours) trend curves.

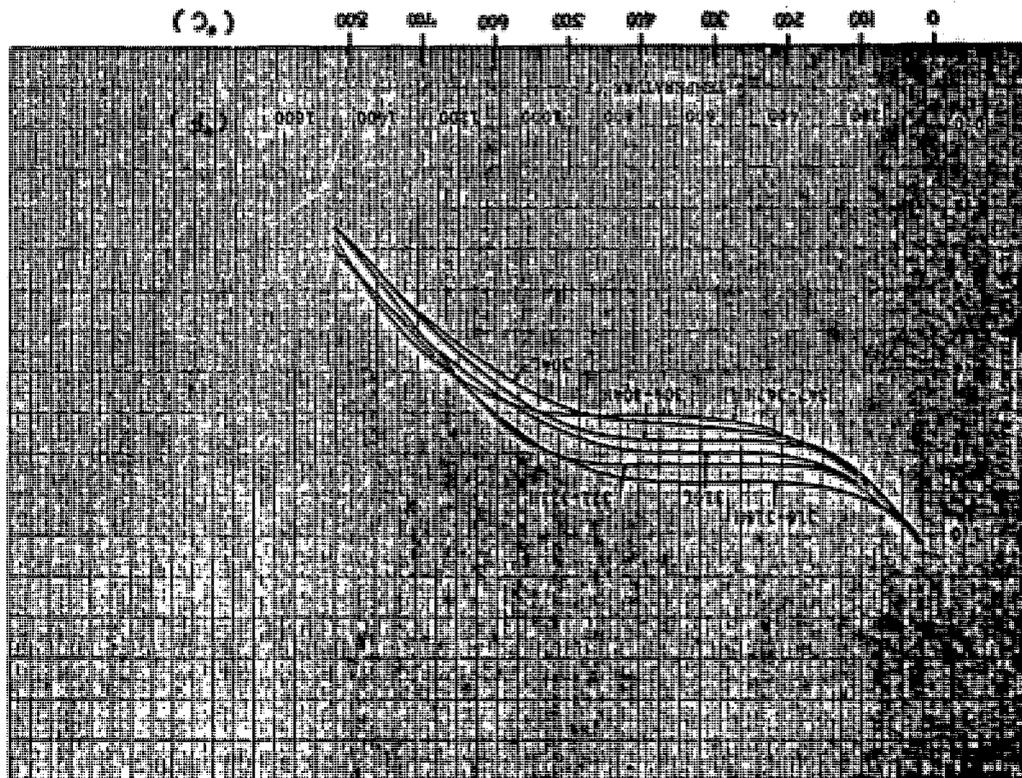


Fig.A.3 - Comparison of tensile strength trend curves for wrought austenitic stainless steel.

Appendix B 減圧事故解析条件の設定根拠

減圧事故解析条件は以下の検討結果から決定した。

(1) 冷却材減圧時定数

ガス冷却高速炉GBR-4の設定値を参考にし、格納容器内空気容積を $70,000\text{ cm}^3$ 、1次系ヘリウムインベントリを15トンとした。これらの値に基づき、ヘリウム流出の際の冷却材減圧時定数を決定した。

(2) 減圧事故後の最終冷却材圧力

格納容器に破損が無いとすると、格納容器の漏洩率は $1\%/day$ 以下と考えられるので、格納容器内温度を 20°C とすると、最終圧力は約 $2.3\text{ kg/cm}^2\cdot\text{a}$ となる。この結果に基づき、 $2.0\text{ kg/cm}^2\cdot\text{a}$ を計算に用いた。

(3) 緊急冷却系起動特性

通常、ガス循環機は起動後10秒程度で全出力になる。循環機の駆動電源を何にするかにもよるが、仮に商用外部電源を用いるとするならば、起動信号発信後30秒あれば、全出力運転が可能である。本解析では循環機の立上りを考慮して、緊急冷却系はスクラム検知後6.0秒でステップ状に立上ることを想定した。

また緊急冷却系流量は流量調整弁等で重量流量が一定となるように制御することを想定した。

(4) 減圧事故時の反応度フィードバック

事故発生によりまず炉心温度が上昇し、反応度への負のフィードバックが考えられる。そのため燃料の温度伝達の時定数程度の周期で出力が変動することが予想され炉心の平均温度は、あまり上昇しないと考えられる。しかし本解析では、最も安全側に条件を設定し、事故発生から原子炉スクラムまでの間、出力を一定とし冷却材減圧による除熱能力の減少分だけ炉心温度が上昇するとした。