

JAERI-M
84-217

RETRAN-02/RRコードによるJRR-3改造炉の
安全解析 (その1)
(研究炉用コードの開発)

1985年1月

浅香 英明・井川 博雅・前田 俊哉*
福地 実*・藪下 幸久**・宮本 啓二**

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

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

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1985

編集兼発行 日本原子力研究所
印刷 日立高速印刷株式会社

RETRAN-02/RRコードによるJRR-3改造炉の安全解析(その1)
(研究炉用コードの開発)

日本原子力研究所東海研究所研究炉管理部

浅香 英明・井川 博雅・前田 俊哉*・福地 実*
藪下 幸久**・宮本 啓二**

(1984年11月2日受理)

本報告書は、研究炉用安全解析コードRETRAN-02/RRの開発について述べたものである。本コードの開発の目的は、研究炉の異常な過渡変化および事故の解析に使用できる信頼性のある多機能な熱水力コードを用意することである。この目的を達成するために、軽水炉用過渡解析コードRETRAN-02を調査し、改良した。

主な改良点は、低圧下の数値解法および物理モデルについてである。コード改良の説明に加えて、コードを構成する方程式およびモデルの理論についても説明する。

* 日本エナジー(株)

** 日本鋼管(株)

JAERI-M 84-217

Safety Analysis of Upgraded JRR-3 by RETRAN-02/RR Code (Part1)
(Development of Safety Analysis Code for Research Reactor)

Hideaki ASAKA, Hiromasa IKAWA, Toshiya MAEDA*
Minoru FUKUCHI*, Yukihiisa YABUSHITA** and Keiji MIYAMOTO**

Department of Research Reactor Operation,
Tokai Research Establishment, JAERI

(Received November 2, 1984)

This report describes the development of the safety analysis code RETRAN-02/RR for research reactors. The objective of this development work is to provide a versatile and reliable thermohydraulic code which could be used for accidents and operational transients analyses for research reactors. To meet this objective, light water transient analysis code RETRAN-02 were reviewed and improved.

The major improvements include the numerical calculation method and some physical models under the low pressure range. In addition to description of the code modifications, the theoretical bases of the equations and the model which comprise the code are presented.

Keywords: Research Reactor, Computer Code, RETRAN, JRR-3, Safety Analysis, Thermohydraulic Code, Transient Analysis

* Nippon Energy Inc.

** Nippon Kohkan K.K.

目 次

1. 序	1
2. RETRAN-02 計算コードの概要	2
2.1 RETRAN コードの特徴	2
2.2 計算モデル	3
2.2.1 物理モデル	3
(1) 水力学モデル	4
(2) 熱発生モデル	16
(3) コンポーネントモデル	19
2.2.2 数値解法	25
(1) 有限差分法	25
(2) 計算のフロー	26
3. RETRAN-02/RRの開発	28
3.1 研究炉の安全解析に必要な機能と性能	28
3.1.1 研究炉の熱水力学の特徴	28
3.1.2 コード開発の課題	28
3.2 計算コードの改良	29
3.2.1 熱伝達パッケージ	29
(1) 熱伝達相関式の概要	29
(2) 熱計算モジュールの構成	35
(3) 解法手順	40
(4) 熱伝達パッケージの組み込み	40
3.2.2 蒸気表精度の改良	41
(1) RETRAN-02 コードの Steam Table Functions	41
(2) サブクール比体積の計算精度の改良	42
3.2.3 臨界流モデル	52
3.2.4 壁面摩擦相関式	52
3.2.5 初期定常設定機能	54
(1) RETRANの初期定常設定機能	54
(2) 定常設定機能の改良	58
3.2.6 エンタルピー・トランスポートモデル	58
(1) エンタルピー・トランスポートモデルの概要	58
(2) JRR-3 改造炉への適用上の問題点	61
3.2.7 エネルギー保存式の収束判定値	62
3.2.8 大気開放炉プールモデル	67

4. RETRAN-02 コードの検証	68
4.1 コード検証の概要	68
4.2 低圧条件下におけるコード検証例	73
4.2.1 定常熱伝達実験解析	73
4.2.2 蓄圧注入系の実験解析	73
4.3 コード検証結果	84
5. 結 言	85
謝 辞	85
参考文献	85
付 録	86
A. 蒸気表多項式の係数の導出	86

Contents

1. Introduction	1
2. Outline of RETRAN-02 Code.....	2
2.1 General Description	2
2.2 Models of Calculation	3
2.2.1 Physical Models	3
(1) Hydraulic Model	4
(2) Heat Generation Model.....	16
(3) System Component Model	19
2.2.2 Numerical Solution Methods.....	25
(1) Finite Difference Methods	25
(2) RETRAN Solution Sequence	26
3. Development of RETRAN-02/RR	28
3.1 Required Functions and Capabilities for Analysis of Research Reactor ...	28
3.1.1 Thermohydraulics of Research Reactor.....	28
3.1.2 Items of Code Development	28
3.2 Modifications of RETRAN-02 Code	29
3.2.1 Heat Transfer Package for Research Reactor	29
(1) Outline of Heat Transfer Correlations	29
(2) Structure of Heat Calculation Module	35
(3) Numerical Solution Scheme	40
(4) Coupling between RETRAN and Heat Transfer Package	40
3.2.2 Modification of Steam Table Function Error	41
(1) Outline of RETRAN-02 Steam Table Functions	41
(2) Modification of Subcooled Specific Volume Functions	42
3.2.3 Critical Flow Models	52
3.2.4 Wall Friction Correlations	52
3.2.5 Steady-State Initialization of RETRAN Code	54
(1) Outline of RETRAN Steady-State Initialization Function	54
(2) Modification of RETRAN Steady-State Initialization Function	58
3.2.6 Enthalpy Transport Model	58
(1) Outline of Enthalpy Transport Model	58
(2) Problem on the Application of Enthalpy Transport Model to Upgraded JRR-3	61
3.2.7 Convergence Criteria for Energy Equation	62
3.2.8 Open Pool Model	67

4. Verification of RETRAN-02 Code.....	68
4.1 Outline of Code Verifications	68
4.2 Verifications under the Low Pressure Range.....	73
4.2.1 Steady-State Heat Transfer Experiments.....	73
4.2.2 Analysis of Accumulator Discharge.....	73
4.3 Results of Code Verifications	74
5. Concluding Remarks	85
Acknowledgement.....	85
References	85
Appendix	86
A. Derivation of Coefficients for Steam Table Function	86

List of Figures

- | <u>No.</u> | |
|------------|--|
| 2.1 (a) | Geometry for the RETRAN Equations |
| 2.1 (b) | Geometry for the RETRAN Momentum Equation With a Variable Area |
| 2.2 | Modified Bennett Flow Regime Map |
| 2.3 | NRC Containment Systems Branch Position 6-1 Condensing Heat Transfer Regime |
| 2.4 | Enthalpy Associated with Energy Exchanger |
| 2.5 | Range of Applied Model |
| 2.6 | Range of Applied Model |
| 2.7 | Four-Quadrant Pump Characteristic Curves |
| 2.8 | Single-Phase Head Curves for 1-1/2 Loop MOD-1 Semiscale Pumps |
| 2.9 | Two-Phase Homologous Head Curves for 1- 1/2 Loop MOD-1 Semiscale Pump |
| 2.10 | Flow Diagram for Explicit Solution |
| 3.2.1.1 | Single Phase Liquid Forced Convection Heat Transfer for Down Flow |
| 3.2.1.2 | Single Phase Liquid Forced Convection Heat Transfer for Up Flow |
| 3.2.1.3 | Example of ONB for Down Flow |
| 3.2.1.4 | Nucleate Boiling Chen Correlation |
| 3.2.1.5 | DNB Heat Flux Correlations |
| 3.2.1.6 | Heat Transfer Mode |
| 3.2.1.7 | Program Structure for Heat Conduction Calculation in the Original RETRAN-02 Code |
| 3.2.2.1 | Specific Enthalpy vs. Temperature (ASME & RETRAN-02) |
| 3.2.2.2 | Specific Enthalpy vs. Specific Volume (ASME & RETRAN-02) |
| 3.2.2.3 | Pressure vs. Saturated Steam Enthalpy (ASME & RETRAN-02) |
| 3.2.2.4 | Pressure vs. Saturated Liquid Enthalpy (ASME & RETRAN-02) |
| 3.2.2.5 | Specific Enthalpy vs. Pressure (Modified RETRAN-02) |
| 3.2.2.6 | Specific Enthalpy vs. Specific Volume (ASME & Modified RETRAN-02) |
| ~3.2.2.9 | |

- 3.2.4.1 Wall Friction Factor Using by RETRAN-02 /RR
- 3.2.5.1 RETRAN Initial Value Estimation Scheme
- 3.2.5.2 Modified RETRAN Steady-State Iteration Scheme
- 3.2.6.1 Enthalpy Associated with Energy Exchange
- 3.2.7.1 RETRAN Transient Iteration Scheme
- 3.2.7.2 System Normalized Power
- 3.2.7.3 Natural Circulation Mass Flow
- 3.2.7.4 Bulk Temperature
- 3.2.7.5 Fuel Surface Temperature
- 4.2.1 Comparison of Data and RETRAN Analyses for Annular Run Q-2
- 4.2.2 Comparison of Data and RETRAN Analyses for Annular Run C-6
- 4.2.3 Comparison of Data and RETRAN Analyses for Annular Run C-31
- 4.2.4 Comparison of Data and RETRAN Analyses for Annular Run C-39
- 4.2.5 Comparison of Data and RETRAN Analyses for Annular Run C-63
- 4.2.6 Comparison of Data and RETRAN Analyses for Annular Run C-85
- 4.2.7 Accumulator No.3 - Safety Injection System
- 4.2.8 Accumulator Blowdown System
- 4.2.9 Average Pressure in Accumulator No.3
- 4.2.10 Accumulator No.3 Depressurization
- 4.2.11 Uncorrected Accumulator Pressure
- 4.2.12 Corrected Accumulator Pressure

List of Tables

<u>No.</u>	
2.1	RETRAN Values of The Modified Baroczy Two-Phase Friction Multiplier
2.2	Beattie Two-Phase Friction Multipliers
3.2.1.1	Heat Transfer Correlations for Modified JRR-3
3.2.2.1	Specific Volume (Modified RETRAN-02)
3.2.2.2	Constant Coefficients in Expressions for Subcooled Liquid
4.1.1	RETRAN Consistent Applications - Analytical
4.1.2	RETRAN Consistent Applications - Experiment
4.1.3	Some System Effect Tests Performed by RETRAN-01 and RETRAN-02
4.1.4	Large Plant Validation Test Available

1. 序

日本原子力研究所は、研究用原子炉（以下研究炉と称する）の性能向上の要請や供給核燃料の低濃縮化に対応するために、JRR-3 (Japan Research Reactor-3) の改造に着手した。この改造に係わる国の安全審査に資するために、THYDE-PコードおよびRETRAN-02/RRコードにより同改造炉の安全解析を行った。

RETRAN-02による安全解析は、次の一連の作業を通じて成された。すなわち、研究炉用コードの開発（報告書-その1）、そして運転時の異常な過渡変化及び事故解析（報告書-その2）である。本報告書は、上に述べた安全解析作業のうち、研究炉用コードRETRAN-02/RRの開発について記述したものである。

RETRAN-02は、商用軽水炉の熱水力解析用に開発された計算コードである。特に過渡変化解析コードとして、原子炉のコンポーネントモデルや安全保護系などの制御機器を模擬するためのツールが用意されている。さらには、小さな過渡変化を正確に計算するために、プラントの厳密な初期定常設定値を計算する自動初期定常設定機能も有する。このようにRETRAN-02は、多くの機能をもった計算コードであるが、開発の主目的が商用軽水炉の解析用にあるため、常温・常圧近傍で運転される研究炉に対して、十分に使用できるとは限らない。したがって、たとえばJRR-3改造炉への適用の際は、予め計算コードの特徴や適用限界を把握しておく必要がある。そこで、本報告書の第2章のRETRAN-02コードの概要の中で、開発の目的、経緯、基本方程式の導出、数値解法および各種機能を詳しく述べた。また、RETRAN-02コードのように多機能、大型化したシステム計算コードにとってコードの検証は、そのコードの妥当性を決定づける重要な意味をもつ。そこで、RETRAN-02コードの開発に伴い実施した検証の結果を第4章で述べた。次に、過渡変化解析時に生じる問題点を把握するために、予備計算も実施した。

上に述べたコード調査検討と予備計算の結果をもとに、RETRAN-02コードを研究炉用に改良を行った項目は次に示す通りである。

1. 研究炉（JRR-3改造炉）解析用熱伝達パッケージの組み込み
2. 低温・低圧領域における蒸気表精度の改良
3. 低温・低圧の研究炉を考慮した臨界流モデル
4. 平行平板間の矩形流路を考慮した壁面摩擦相関式
5. 低温・低圧領域における初期定常設定機能の改良
6. エンタルピー・トランスポートモデルの取扱の変更
7. エネルギー保存式の収束判定値の変更
8. 大気開放炉プールモデルの改良

なお、具体的な改良作業の内容については第3章で述べる。

以上、RETRAN-02コードの改良を行い研究炉用コードRETRAN-02/RR (Research Reactor) を整備した。

2. RETRAN-02 計算コードの概要

2.1 RETRAN コードの特徴

RETRANコードパッケージは、軽水炉の運転時の過渡変件事象および事故の解析を行うために、WREM (Water Reactor Evaluation Model) のコードの1つとして米国原子力規制委員会 (NRC: Nuclear Regulatory Commission) によって公開された RELAP4/003 UPDATE 85を基に、実験およびそれに関連した解析等から得られた結果を取り入れて開発された RELAP/E と RETRAN (RELAP4 TRANSIENT) の2つのコードを結合して完成した熱水コードである。

具体的には RELAP4 に対して次の点に関して修正、改善が施されている。

- 数値解法
- 反復計算による定常状態初期設定
- 両側境界熱伝導モデル
- 注水系の圧力、エンタルピーを時間依存に入力できる機能
- 摩擦損失係数
- 二相流増倍係数
- 流動様式図
- 定数熱伝達係数オプション
- 非熱伝導熱交換器改良モデル
- 二相流熱伝達相関式
- トリップ論理モデル
- 制御系モデル
- 輸送遅れモデル
- 非平衡加圧器モデル
- 補助 DNB モデル

次に上記修正項目も含めて本コードパッケージの主な特徴を述べる。本コードでは、RELAP4同様、1次元均質平衡流の流体微分方程式ならびに状態方程式をノード&ジャンクション法を用いて解いている。微分方程式の数値解を求める際にスペース・マトリクスにおける逆行列を作る手法の改良により、計算時間が短縮された。ノード&ジャンクション法において、流路は、入力モデルとして用いた系のボリュームおよびジャンクションの個数を増減する必要が生じる場合には、インプット・データを完全に作り直すことなくその個数を変更することができる。

従来の事故および過渡変化解析を行うほとんどのコード (RELAP4 etc.) では安全審査の対応上、種々の厳しめな仮定を用いたモデルを使用しているため、結果が“厳しめ”となる傾向があるが、RETRANコードではこれらの仮定を取り除き“最適予測”解を与えるように設計されている。

熱交換器は、種々のモデル化を行うことができる。例えば、両側境界熱伝導モデルは、蒸気発生器内のU字型チューブの様に1次側と2次側の流体パターンを考慮する必要がある場合に有用である。上記の熱交換器モデルに加えて、1次冷却系流体とポンプの間の相互作用を計算するポンプモデル、単純なバルブ、チェックバルブおよび慣性バルブ等をモデル化できるバルブモデル、加圧器の気液各相における熱力学的状態量をその相内の質量およびエネルギー・バランスから決定する非平衡加圧器モデル等がシステム・コンポーネント・モデルとして使用することができ、冷却系の各機器のモデル化を簡便にしている。更に本コードでは、長い配管等の流動に関しては、輸送遅れモデル、DNBRを決定するためにホット・サブ・チャンネルを別途モデル化して解析できる補助DNBモデル、種々のトリップ制御、制御系モデルが用意されており、原子炉を運転する上で主要な制御系を詳細に模擬することが可能である。

RETRANコードの開発における首尾一貫した開発思想は、計算機利用の効率化、信頼性の向上、解の精度向上等のコードの開発保守を統一的に管理することであり、その開発段階においては、その各バージョンと検証解析例は必ず対応がとれており、バージョンの多発化を防いでいる。このコードの統一的な保守管理システムはRETRANコードの特徴の1つとなっている。

2.2 計算モデル

2.2.1 物理モデル

RETRANコードの代表的なモデルは次の3種類に大別される。

- 水力学モデル
- 熱発生モデル
- コンポーネントモデル

本節では、これらのモデルを説明する。ここで使われる主な変数は、以下に示す通りである。

- A_i = ボリューム i の流路断面積 (ft²)
- C = 音速 (ft/sec)
- e_v = 形状変化による圧力損失係数(-) (正流のみ)
- e_v^* = 形状変化による圧力損失係数(-) (正流, 逆流)
- F = 壁面摩擦による圧力損失 (lbf)
- G = 質量束 (lbm/ft²-hr)
- g = 重力加速度 (= 32.174 ft/sec²)
- h_j = ジャンクション j のエンタルピー (Btu/lbm)
- h_{gs} = 飽和蒸気エンタルピー (Btu/lbm)
- h_{is} = 飽和水エンタルピー (Btu/lbm)
- L = 流路長さ (ft)
- M = 流体の質量 (lbm)
- P = 圧力 (lbf/ft²)
- Q_w = 壁面での伝熱量 (Btu/sec)
- S_w = 伝熱面積 (ft)

T	= 流体温度 (°F)
Δt	= 時間刻み巾 (sec)
U	= 内部エネルギー (Btu)
u	= 比内部エネルギー (Btu/lbm)
V	= 検査体積 (ft ³)
v	= 平均流速 (ft/sec)
W	= 流量 (lbm/sec)
W_i	= ボリューム i 内平均流量 (lbm/sec)
x	= クオリティ (-)
α	= 蒸気体積率 (-)
μ_g	= 気相の粘性係数 (lbm/ft·sec)
μ_l	= 液相の粘性係数 (lbm/ft·sec)
ρ	= 密度 (lbm/ft ³)
ρ_g	= 気相の密度 (lbm/ft ³)
$\bar{\rho}_i$	= ボリューム i 内平均流体密度 (lbm/ft ³)
ρ_l	= 液相の密度 (lbm/ft ³)
τ	= 遅れ時間 (sec)
ρ_{gs}	= 飽和蒸気密度 (lbm/ft ³)
ρ_{ls}	= 飽和水密度 (lbm/ft ³)
ϕ	= 重力ポテンシャル (lb _f ·ft)
ϕ_{tp}^2	= 二相流増倍係数 (-)

添字

g	= 気相
i	= ボリューム番号
j	= ジャンクション番号
k	= ボリューム番号
l	= 液相
s	= 飽和
K, L	= ボリューム番号
$-$	= ボリューム内平均値
$ $	= 絶対値

(1) 水力学モデル

RETRANの水力学モデルは、流体の局所的保存式の体積積分によって得られる巨視的保存式から構成されている。局所的方程式から巨視的方程式を導く過程は、コードの取り扱いマニュアル（参考文献1）の説明にゆずり、ここでは代表的な幾何学的計算体系に対する巨視的保存方程式の定式化について述べる。

① 巨視的バランス方程式

巨視的バランスの方程式を Fig. 2.1 を参照しつつ考えていく。ここで、ボリューム K, K+1 は、質量とエネルギーがボリュームの中心の値で代表できるような体積要素である。この2つのボリュームを半分づつ囲むボリューム K' は、流量がボリュームの中心の値で代表できる体積要素とする。このとき、質量保存式、運動量保存式およびエネルギー保存式は次のように定式化される。

• 質量保存式

質量保存式は簡単に次式で書ける。

$$\frac{dM_k}{dt} = \sum_i W_i \quad (2.2.1.1)$$

• 運動量保存式

運動量保存式は、次式で書ける。

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} \int_{V_i} \rho v dV = & \bar{\rho}_k v_k^2 A_k - \bar{\rho}_{k+1} v_{k+1}^2 A_{k+1} - F_{w,i} + P_k A_k \\ & - P_{k+1} A_{k+1} - \bar{M}_i g_z \end{aligned} \quad (2.2.1.2)$$

この式の左辺の積分については、 $\rho v = \rho_i v_i$ という平均値を使って

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} (\rho_i v_i V_i) = & \bar{\rho}_k v_k^2 A_k - \bar{\rho}_{k+1} v_{k+1}^2 A_{k+1} - F_{w,k} + P_k A_k \\ & - P_{k+1} A_{k+1} - \bar{M}_i g_z \end{aligned} \quad (2.2.1.3)$$

ここで、 A_k は定数、 V_i は

$$V_i = A_k \left(\frac{L_k}{2} + \frac{L_{k+1}}{2} \right)$$

であり、これと W を使って (2.2.1.3) 式を書き直すと、 $A_k = A_{k+1}$ であるから、

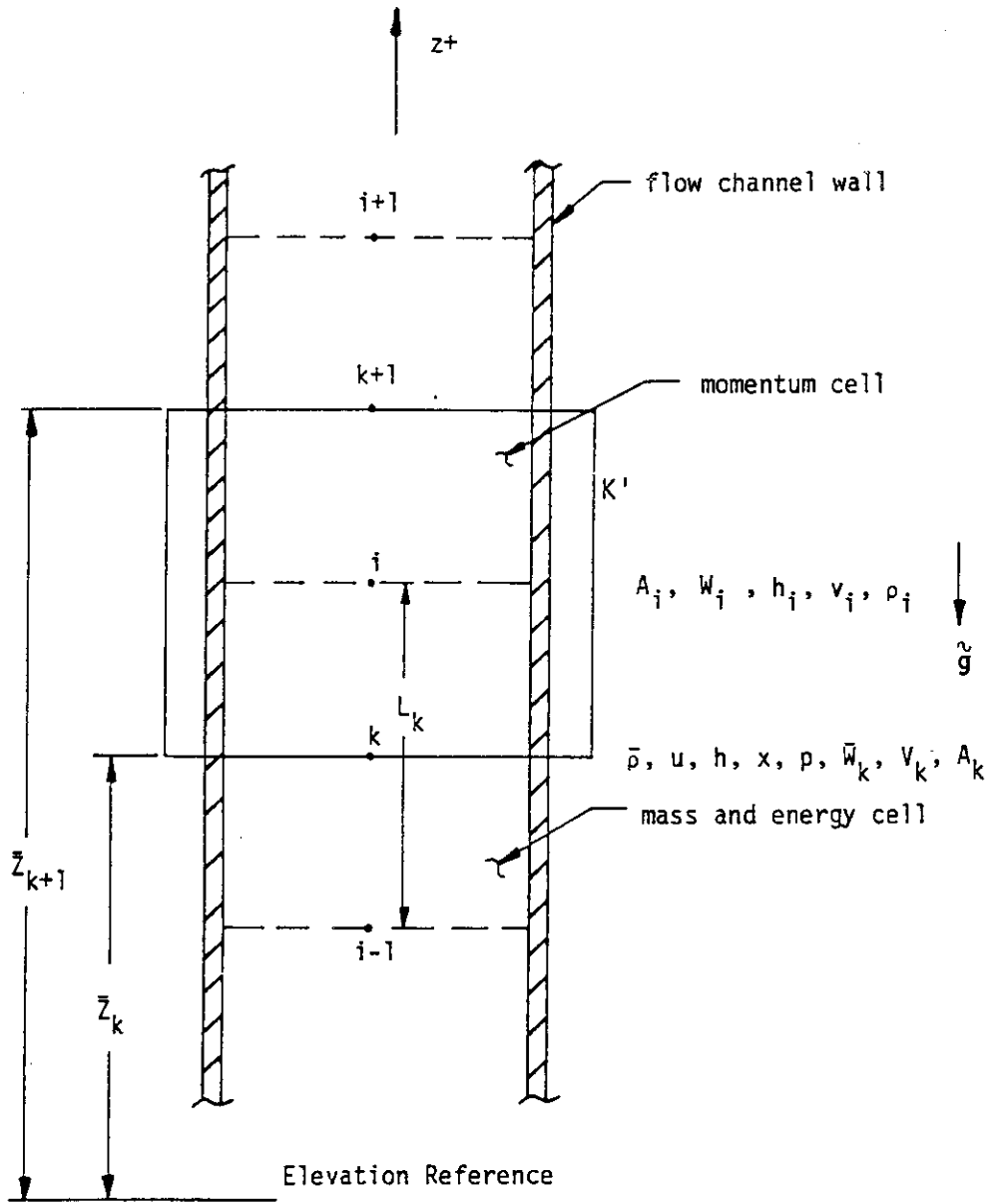


Fig. 2.1(a) Geometry for the RETRAN Equations

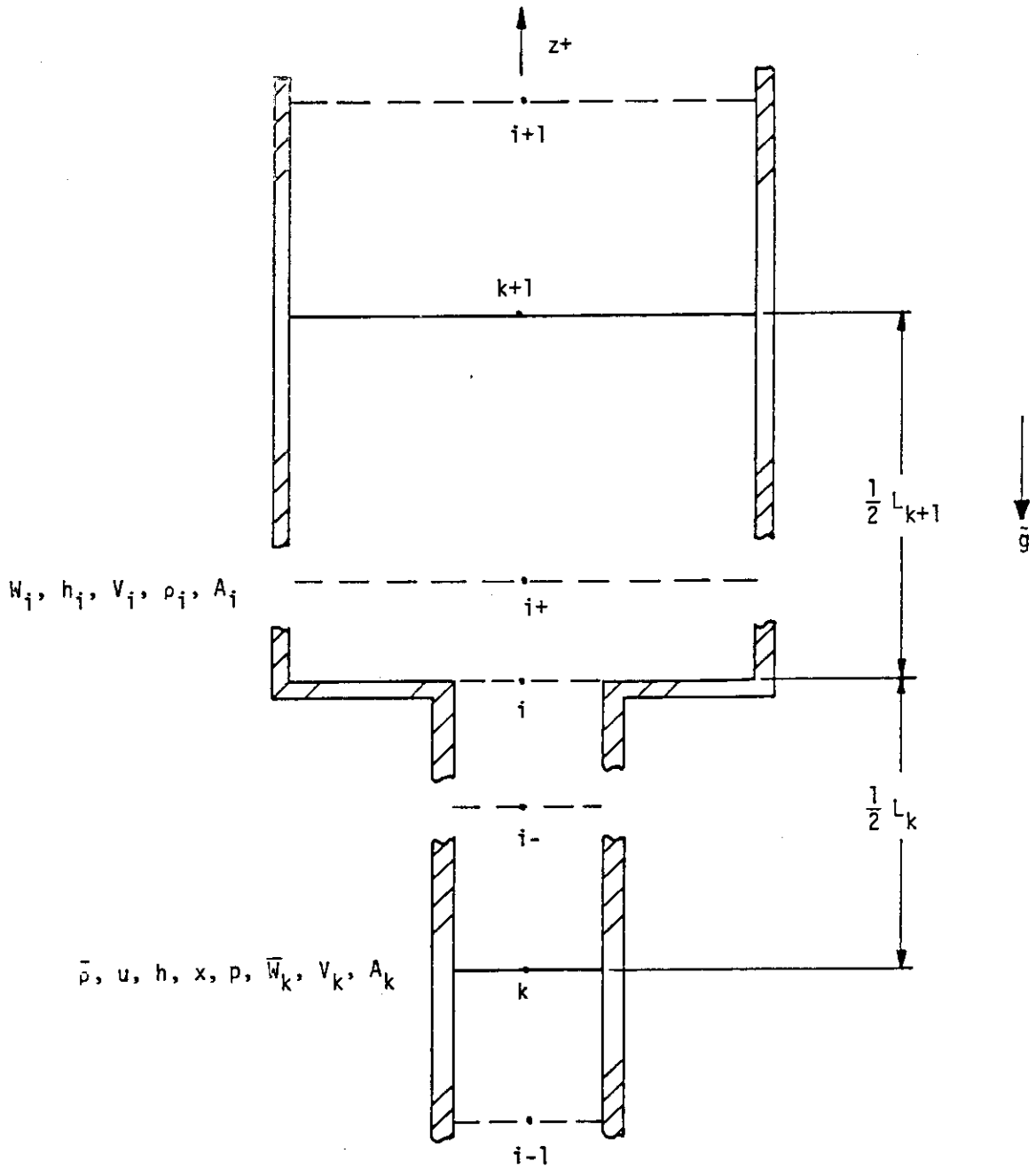


Fig.2.1(b) Geometry for the RETRAN Momentum Equation With a Variable Area

$$\frac{1}{2} (L_k + L_{k+1}) \frac{d}{dt} \left(\frac{W_i}{A_k} \right) = \frac{\bar{W}_k^2}{\bar{\rho}_k A_k^2} - \frac{\bar{W}_{k+1}^2}{\bar{\rho}_{k+1} A_{k+1}^2} - \frac{1}{A_k} F_{w,k} + P_k - P_{k-1} - \frac{\bar{M}_i}{A_k} g_z \quad (2.2.1.4)$$

この式は流路の面積変化がない時は明らかに成り立っている。そこで、流路の面積変化

がある場合（但し、非圧縮性の流体）には、(2.2.1.2) 式の左辺の積分範囲を Fig. 2.1 (b)に示すように、上半分、下半分に分割し

$$\begin{aligned} \frac{1}{A_k} \frac{d}{dt} \int_{1/2} V_k \rho v dV &= \bar{\rho}_k v_k^2 - \rho_i^- (v_i^-)^2 - \frac{1}{A_k} F_{w,k} + P_k \\ &\quad - P_i^- - \frac{1}{A_k} \bar{M}_{1/2} V_k g_{z,k} \end{aligned} \quad (2.2.1.5)$$

$$\begin{aligned} \frac{1}{A_{k+1}} \frac{d}{dt} \int_{1/2} V_{k+1} \rho v dV &= \rho_i^+ (v_i^+)^2 - \bar{\rho}_{k+1} v_{k+1}^2 - \frac{1}{A_{k+1}} F_{w,k+1} \\ &\quad + P_i^+ - P_{k+1} - \frac{1}{A_{k+1}} \bar{M}_{1/2} V_{k+1} g_{z,k+1} \end{aligned} \quad (2.2.1.6)$$

(2.2.1.5) 式と (2.2.1.6) 式を加え

$$\frac{1}{2} \rho [(v_i^-)^2 - (v_i^+)^2] + P_i^- - P_i^+ = \frac{1}{2} \rho (v_i^+)^2 e_v$$

を使うと

$$\begin{aligned} &\frac{1}{A_k} \frac{d}{dt} \int_{1/2} V_k \rho v dV + \frac{1}{A_{k+1}} \frac{d}{dt} \int_{1/2} V_{k+1} \rho v dV \\ &= \bar{\rho}_k v_k^2 - \bar{\rho}_{k+1} v_{k+1}^2 + P_k - P_{k+1} \\ &\quad - \frac{1}{A_k} F_{w,k} - \frac{1}{A_{k+1}} F_{w,k+1} - \frac{1}{A_k} \bar{M}_{1/2} V_k g_{z,k} - \frac{1}{A_{k+1}} \bar{M}_{1/2} V_{k+1} g_{z,k+1} \\ &\quad + \frac{1}{2} \frac{W_i^2}{\rho_i} \left[\frac{1}{A_{k+1}^2} - \frac{1}{A_k^2} \right] - E_v \end{aligned} \quad (2.2.1.8)$$

ここで使われる E_v は

$$E_v = \frac{1}{2} \rho_i (v_i^+)^2 e_v = \frac{1}{2} W_i |W_i| \frac{e_v^*}{\rho_i A_i^2} \quad (2.2.1.9)$$

であり左辺の積分項は $\frac{1}{2} \left(\frac{L_k}{A_k} + \frac{L_{k+1}}{A_{k+1}} \right) \frac{dW_i}{dt}$ で表わせるので、更に書き直すと

$$\begin{aligned} \frac{1}{2} \left(\frac{L_k}{A_k} + \frac{L_{k+1}}{A_{k+1}} \right) \frac{dW_i}{dt} &= \frac{\bar{W}_k^2}{\bar{\rho}_k A_k^2} - \frac{\bar{W}_{k+1}^2}{\bar{\rho}_{k+1} A_{k+1}^2} + P_k - P_{k+1} - \frac{1}{A_k} F_{w,k} \\ &\quad - \frac{1}{A_{k+1}} F_{w,k+1} - \frac{1}{A_k} \bar{M}_{1/2} V_k g_{z,k} - \frac{1}{A_{k+1}} \bar{M}_{1/2} V_{k+1} g_{z,k+1} \end{aligned}$$

$$+ \frac{1}{2} \frac{W_i^2}{\rho_i} \left[\frac{1}{A_{k+1}^2} - \frac{1}{A_k^2} \right] - \frac{1}{2} W_i |W_i| \frac{e_v^*}{\rho_i A_i^2} \quad (2.2.1.10)$$

となる。これらの非圧縮性流体に関する式を導く上で、様々な仮定を入れてきた。その仮定は

$$W_{\bar{i}} = W_{\dagger}, \quad \rho_{\bar{i}} = \rho_{\dagger} \quad (2.2.1.11)$$

であるが、これ以降圧縮性流体を扱う時の仮定を記述する。局所的な速度は $0.3C$ を越えない。(C:音速) そこで

$$P_{\dagger} - P_{\bar{i}} = C^2 (P_{\dagger} - P_{\bar{i}}) \quad (2.2.1.12)$$

とおくと、(2.2.1.5), (2.2.1.6) 式を結合した時に表われる項は

$$\rho_{\dagger} v_{\dagger}^2 + P_{\dagger} - \rho_{\bar{i}} \bar{v}^2 - P_{\bar{i}} = P_{\dagger} (v_{\dagger}^2 + C^2) - P_{\bar{i}} (\bar{v}^2 + C^2) \quad (2.2.1.13)$$

となる。ここで、等エントロピー流については

$$dP + \rho v dv = 0 \quad (2.2.1.14)$$

が成り立っているので

$$\frac{\rho_{\dagger}}{\rho_{\bar{i}}} = \exp \left[-\frac{v_{\dagger}^2 - \bar{v}^2}{2C^2} \right] \quad (2.2.1.15)$$

として与えられる。

• エネルギー保存式

エネルギー保存式は検査体積 V_k で次のように定式化される。

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} \int_{V_k} \rho (e + \phi) dV = - \sum [\rho v (e + \phi + \frac{P}{\rho})]_i A_i \cos \alpha_i \\ + Q_{w,k} + W_{p,k} \end{aligned} \quad (2.2.1.16)$$

この式で、 $e = u + \frac{1}{2} v^2$ である。左辺の ϕ は時間依存ではないので、残りの項について

$$\frac{d}{dt} \int_{V_k} \left(\rho u + \frac{1}{2} \rho v^2 \right) dV = \frac{d}{dt} \int_{V_k} \rho u dV + \frac{d}{dt} \int_{V_k} \frac{1}{2} \rho v^2 dV \quad (2.2.1.17)$$

と書き直せる。ここで右辺第1項は体積 V_k の内部エネルギーの時間微分であり、第2項に ρv の平均値を使うと

$$\text{右辺} = \frac{dU_k}{dt} + \frac{1}{2} \frac{d}{dt} \frac{\bar{W}_k^2}{\rho_k A_k^2} L_k A_k \quad (2.2.1.18)$$

となる。また (2.2.1.16) 式の右辺を流量 W_i とエンタルピー h_i で表現する。

$$h_i = u_i + p_i / \rho_i \quad (2.2.1.19)$$

$$\begin{aligned} \frac{dU_k}{dt} = & - \frac{1}{2} \frac{L_k}{A_k} \frac{d}{dt} \left(\frac{\bar{W}_k^2}{\rho_k} \right) - \sum_i W_i \left[h_i + \frac{1}{2} v_i^2 + g(z_i - \bar{z}_k) \right] \\ & + Q_{w,k} + \dot{W}_p \end{aligned} \quad (2.2.1.20)$$

流量 W_i は運動量の方程式から得られる。 $Q_{w,k}$ と \dot{W}_p はそれぞれ系に加えられる熱量とポンプの仕事量である。最後に圧力と温度は次式で与えられる。

$$P_k = P_k \left(\frac{M_k}{A_k}, \frac{U_k}{M_k} \right), \quad T_k = T_k \left(\frac{M_k}{V_k}, \frac{U_k}{M_k} \right) \quad (2.2.1.21)$$

② コード内計算モデル

ここでは運動量保存式とエネルギー保存式の重要な“項”について具体的な計算式を記述する。さらに、限界熱流束、凝縮熱伝達、ジャンクション・エンタルピーおよび臨界流モデルについて述べる。

a. 運動量保存式

運動方程式の中の壁面による摩擦損失を考えると、

$$\frac{F_{w,i}}{A_k} = \frac{1}{A_k} S_{wf,i} B_{wfk} \bar{v}_k \quad (2.2.1.22)$$

であり、 B_{wfk} は次式で定義される。

$$B_{wfk} = \frac{1}{2} \bar{\rho}_k |v_k| f_{w,k} \phi_{tp,k}^2 \quad (2.2.1.23)$$

$S_{wf,i}/A_k$ の面積比率は等価直径 $D_{hy,k}$ を使用して

$$\frac{S_{wf,i}}{A_k} = \frac{L_k}{2} \left(\frac{4}{D_{hy,k}} \right) \quad (2.2.1.24)$$

と書き直せる。これらを使うと最終的には

$$\frac{F_{w,i}}{A_k} = \frac{L_k}{D_{hy,k}} \bar{\rho}_k v_k |v_k| f_{w,k} \phi_{tp,k}^2 \quad (2.2.1.25)$$

となる。ここで

$f_{w,k}$: fanning 摩擦係数

$\phi_{tp,k}$: 二相流増倍係数

であり、 $f_{w,k}$ はレイノルズ数の関数として与えられる。また、 $\phi_{tp,k}^2$ は以下の如く様々なモデルが準備されている。

i. 均質補正

$$\phi_{tp,k}^2 = 1 + x \left(\frac{\rho_{ls}}{\rho_{gs}} - 1 \right) \quad (2.2.1.26)$$

ii. Baroczy 補正

次式で与えられる Γ とクオリティ x と質量束 G の関数として与えられ、具体的には Table 2.1 の形で組み込まれ、内挿される。

$$\Gamma = \left(\frac{u_{ls}}{u_{gs}} \right)^{0.2} \frac{\rho_{gs}}{\rho_{ls}} \quad (2.2.1.27)$$

iii. Beattie 補正と Bennett の Regime map

このオプションでは流動様式と直接結びついている Beattie 補正を使用する。

Bennett の流動様式図ではクオリティと質量束の関数で表わされているが、本コードでは、ボイド率 α と mass flux の関数で表わした Fig. 2.2 を使用している。またこの流動様式と関連した Beattie 補正での $\phi_{tp,k}^2$ は、Table 2.2 に示す。

次に局所的な損失を考える。これは (2.2.1.10) 式での e_v^* で考慮されており、数値としては、Handbook of Hydraulic Resistance AEC-TR-6630, 1960 等の値を表にしている。但し、これについての二相流効果は本コードのモデルに含まれていないので、二相流増倍係数はインプットで与えられる。

b. エネルギー保存式

エネルギー保存式 (2.2.1.20) における Q_{wk} に対するモデルが必要である。このために、本コードには二相流の熱伝達に関するモデルが組み込まれており、

$$Q_w = h_c \cdot A_w (T_w - T_b) \quad (2.2.1.28)$$

で与えられている。ここでの h_c , A_w , h , T_w , T_b はそれぞれ熱伝達係数、伝熱面積、壁面温度、流体温度である。このうち熱伝達係数 h_c は flow regime に依存した量である。

c. 限界熱流束

限界熱流束を得るための相関式としては以下の式を用いる。

P : 圧力 (psia)

$p > 1500$

B & W-2

$1500 \geq p \geq 1300$

Interpolation between B&W-2 and Barnett

$1300 > p > 1000$

Barnett

$1000 \geq p \geq 725$

Interpolation between Barnett and Modified Barnett

$725 > p$

Modified Barnett.

TABLE 2.1 RETRAN VALUES OF THE MODIFIED BAROCZY TWO - PHASE FRICTION MULTIPLIER

$$AT G = 1.0 \times 10^6 \text{ lb}_m/\text{hr-ft}^2$$

Property Index (a) Γ	Thermodynamic Quality													
	0.001	0.010	0.020	0.050	0.10	0.15	0.20	0.30	0.40	0.50	0.60	0.70	0.90	1.00
0.001	2.11	8.8	15.0	33.5	68	108	150	233	330	500	690	880	1080	1000
0.002	2.09	8.5	14.2	29.5	50	73	96	141	190	276	360	470	580	500
0.003	2.02	8.1	13.2	26.2	41	58	73	105	138	195	255	322	390	333
0.005	1.97	7.1	11.2	22	31	43	53	72	91	125	160	202	243	200
0.007	1.83	5.9	9.1	17.2	25	35	42	56	68	93	116	148	172	143
0.008	1.77	5.5	8.2	15.7	23	32	39	51	62	83	102	130	152	125
0.009	1.69	5.1	7.6	14	21	29.5	35.7	46.5	56	75	93	117	136	111
0.010	1.60	4.7	7.0	12.8	19.2	27.5	33	43	51.5	69	84	106	121	100
0.020	1.24	2.5	3.6	6.6	11	15.8	19	25	29.5	38	44	54	57.5	50
0.03	1.14	1.88	2.55	4.6	7.6	11	13.2	17.8	20.5	27	30	35.5	38	33.3
0.05	1.10	1.50	1.89	3.15	4.6	6.6	8.2	11	13	16.3	18.5	21	22.2	20
0.07	1.08	1.35	1.68	2.55	3.6	4.8	5.8	7.8	9.3	12	13.3	15	15.7	14.3
0.08	1.08	1.31	1.60	2.4	3.25	4.2	5.1	6.8	8.1	10.5	11.8	13	13.6	12.5
0.09	1.07	1.28	1.55	2.25	3.05	3.85	4.5	6.1	7.2	9.4	10.4	11.3	12.0	11.1
0.10	1.07	1.26	1.51	2.12	2.82	3.55	4.2	5.5	6.6	8.5	9.4	10.2	10.8	10.0
0.20	1.04	1.15	1.31	1.61	1.95	2.23	2.55	3.0	3.34	4.2	4.8	5.1	5.25	5.0
0.3	1.02	1.10	1.21	1.40	1.63	1.8	1.92	2.2	2.5	2.9	3.2	3.35	3.42	3.33
0.5	1.02	1.06	1.11	1.20	1.31	1.40	1.45	1.55	1.64	1.82	1.93	2.0	2.02	2.0
0.7	1.01	1.03	1.05	1.10	1.15	1.20	1.22	1.24	1.28	1.34	1.40	1.42	1.43	1.43
0.8	1.01	1.02	1.03	1.06	1.10	1.12	1.13	1.14	1.15	1.20	1.22	1.24	1.25	1.25
0.9	1.00	1.01	1.01	1.02	1.04	1.05	1.06	1.07	1.07	1.08	1.09	1.11	1.11	1.11

$$(a) \text{Property Index, } \Gamma = \left(\frac{\mu_{ls}}{\mu_{gs}} \right)^{0.2} \frac{\rho_{gs}}{\rho_{ls}}$$

where μ = dynamic viscosity

ρ = density

l = liquid

g = gas

s = saturation

Table 2.2 BEATTIE TWO-PHASE FRICTION MULTIPLIERS

Flow regime	Two-Phase Multiplier, $\phi_{tp,k}^2$
Bubble	$\left[1 + x(\rho_{ls}/\rho_{gs} - 1)\right]^{0.8} \left[1 + x\left(\frac{(3.5\mu_g + 2\mu_l)\rho_{ls}}{(\mu_g + \mu_l)\rho_{gs}} - 1\right)\right]^{0.2}$
Froth, slug	$\left[1 + x(\rho_{ls}/\rho_{gs} - 1)\right]^{0.8} \left[1 + x(3.5\rho_{ls}/\rho_{gs} - 1)\right]^{0.2}$
Annular	$\left[1 + x(\rho_{ls}/\rho_{gs} - 1)\right]^{0.8} \left[1 + x\left(\frac{\mu_g\rho_{ls}}{\mu_l\rho_{gs}} - 1\right)\right]^{0.2}$
Dispersed (Post CHF)	$\left(\frac{\mu_g}{\mu_l}\right)^{0.2} \left(\frac{\rho_{gs}}{\rho_{ls}}\right)^{0.8} \left[1 + x\left(\frac{\rho_{ls}}{\rho_{gs}} - 1\right)\right]^{1.8}$

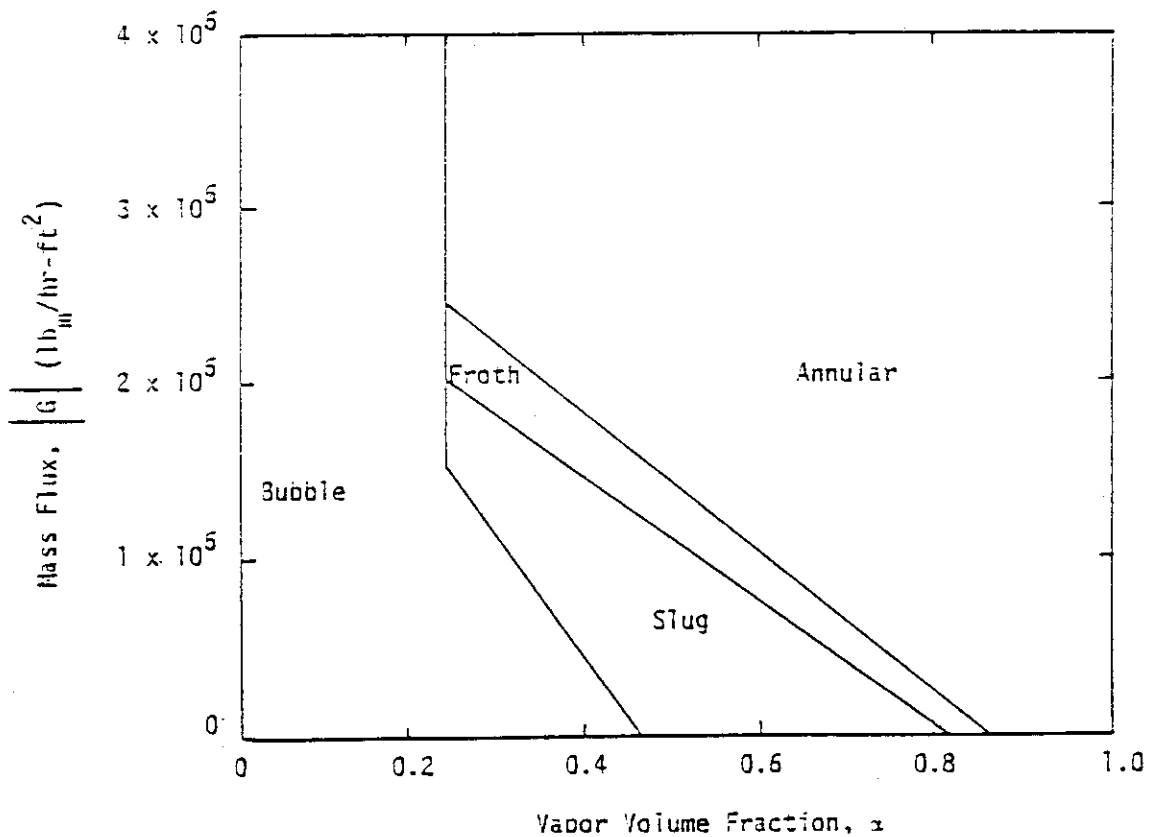


Fig. 2.2 Modified Bennett Flow Regim Map

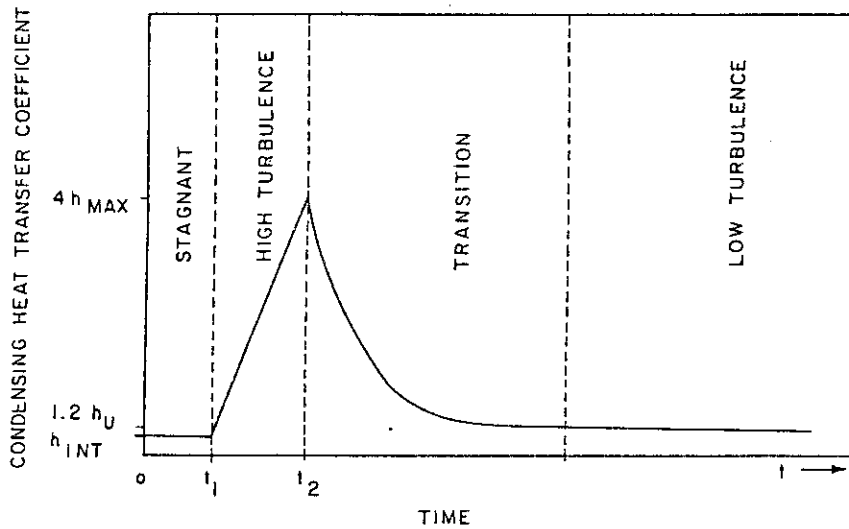


Fig.2.3 NRC CONTAINMENT SYSTEMS BRANCH POSITION 6-1 CONDENSING HEAT TRANSFER REGIME

e. ジャンクションでのエンタルピー

h_{ik} はジャンクション i で定義されるエンタルピーであり、次式の様に表現される。

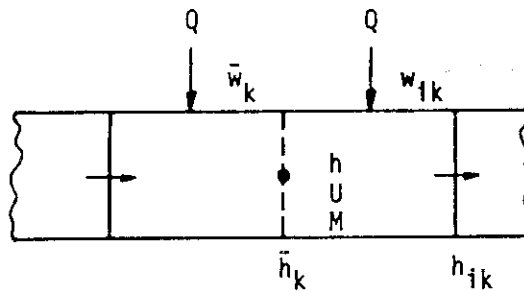


Fig.2.4 ENTHALPY ASSOCIATED WITH ENERGY EXCHANGE

$$h_{ik} = \bar{h}_k + \frac{1}{2} \left(\frac{\bar{W}_k}{\rho_k A_k} \right)^2 + Z_k - \frac{1}{2} \left(\frac{W_i}{\rho_i A_i} \right)^2 + Z_i + \Delta h_{s,Q_{i,k}} \quad (2.2.129)$$

この式で $\Delta h_{s,Q_{i,k}}$ はそれぞれ相の分離、エネルギー交換によるエンタルピー変化であり、より詳しくは $\Delta h_{s_{ik}}$, $\Delta h_{Q_{ik}}$ と別々に扱う。

i. 相分離によるエンタルピー変化

$$\begin{aligned} \Delta h_{s_{ik}} = & h_g (X_i - X_k) + h_f (\bar{X}_k - X_i) + \frac{1}{2} \left(\frac{W_i}{\rho_i A_k} \right)^2 - \frac{1}{2} \left(\frac{\bar{W}_k}{\rho_k A_k} \right)^2 \\ & + Z_i - Z_k \quad (2.2.130) \end{aligned}$$

この式を (2.2.129) 式に代入すると次式が得られる。

$$h_{ik} = \bar{h}_k + h_g (X_i - \bar{X}_k) + h_f (\bar{X}_k - X_i) \quad (2.2.131)$$

ii. エネルギー変化によるエンタルピー変化

$$\Delta h_{Q_{ik}} = (h_{ik}(0) - \bar{h}_k) e^{-\frac{\Delta t}{\tau}} + \frac{\tau Q_{w,ik}}{M_k} (1 - e^{-\frac{\Delta t}{\tau}}) \quad (2.2.132)$$

この式を (2.2.129) 式に代入すると

$$h_{ik} = \bar{h}_k + \frac{1}{2} \left(\frac{\bar{W}_k}{\bar{\rho}_k A_k} \right)^2 + Z_k - \frac{1}{2} \left(\frac{W_i}{\rho_i A_i} \right)^2 + Z_i \\ + (h_{ik}(0) - \bar{h}_k) e^{-\frac{\Delta t}{\tau}} + \frac{t Q_{w,k}}{M_k} (1 - e^{-\frac{\Delta t}{\tau}}) \quad (2.2.133)$$

となる。ここで、 $\tau = \frac{M_k}{W_k + W_{ik}}$ である。

f. 臨界流

本コードでは臨界流モデルとして、次の3つのモデルがある。すなわち、

- 1) EXTENDED HENRY-FAUSKE (サブクール水)
- 2) MOODY (二相流, 加熱蒸気)
- 3) ISOENTHALPIC EXPANSION (0.1 ~ 6,000 psia)

である。これらのモデルは、入力データ (Choking Index) によりその使用が規定される。以下に各 Choking Index の適用範囲とモデル間の遷移を示す。

(i) Choking Index = 0

この場合、モデルの適用範囲は Fig. 2.5 に示す通りである。ここで、

① EXT - HEF + MOODY

$$h_s = \sum_0^q A_n P^n \quad (A_n = \text{Const}) \quad (2.2.134)$$

$$Y_{(p,h)} = \frac{h - h_s(P)}{h_f - h_s(P)} \quad (h_f : \text{Saturation Line}) \quad (2.2.135)$$

$$G_{CRIT} = Y_{(p,h)} G_{CRIT}^{MOD} + (1 - Y_{(p,h)}) G_{CRIT}^{HEF} \quad (2.2.136)$$

② EXT - HEF + ISE - EXP

$$Z(P) = \frac{P - 2960}{3000 - 2960} \\ G_{CRIT} = Z(P) G_{CRIT}^{ISE} + (1 - Z(P)) G_{CRIT}^{HEF} \quad (2.2.137)$$

③ EXT - HEF + MOODY + ISE - EXP

$$G_{CRIT} = Y_{(p,h)} G_{CRIT}^{MOD} + (1 - Y_{(p,h)}) G_{CRIT}^{HEF} \quad (2.2.138)$$

$$G_{CRIT} = Z(P) G_{CRIT}^{ISE} + (1 - Z(P)) G_{CRIT} \quad (2.2.1.39)$$

④ MOODY + ISE - EXP

$$G_{CRIT} = Z(P) G_{CRIT}^{ISE} + (1 - Z(P)) G_{CRIT}^{MOD} \quad (2.2.1.40)$$

(ii) Choking Index = 1

この場合、圧力とエンタルピーの範囲に制限はなく、全領域にわたって、

・ ISOENTHALPIC EXPANSION

で計算される。

(iii) Choking Index = 2

この場合、モデルの適用範囲は、Fig. 2.6 に示す通りである。ここでは、MOODY のモデルは使われない。ここで、

① EXT - HEF + ISE - EXP

$$G_{CRIT} = Y_{(p,h)} G_{CRIT}^{ISE} + (1 - Y_{(p,h)}) G_{CRIT}^{HEF} \quad (2.2.1.41)$$

以上、本コードの臨界流の計算方法、および補間方法について述べた。

(2) 熱発生モデル

本コードにおけるエネルギー源は1番目としては燃料での核分裂によるものであり、2番目は金属-水反応からのものである。そして最後にPMH (Prompt moderator heating) 効果がある。

① 核分裂

核分裂により生成されるエネルギーは次に示す一点近似動特性方程式

$$\frac{d}{dt} n(t) = \frac{R(t) - 1}{\ell} n(t) - \sum_i \lambda_i C_i(t) + S(t) \quad (2.2.1.42)$$

$$\frac{d}{dt} C_i(t) = \frac{\beta_i n(t)}{\beta \ell} - \lambda_i C_i(t) \quad (2.2.1.43)$$

で表わされる。ここで

$$\ell = \lambda / \beta \quad \lambda : \text{中性子寿命}$$

$$\beta : \text{遅発中性子割合}$$

$$R(t) = \rho(t) / \beta \quad \text{反応度} (\$)$$

$$n(t) = \text{炉心の中性子束または出力レベル}$$

$$S(t) = \text{中性子源}$$

である。

a. 核分裂による熱

出力レベルは(2.2.1.42)式における反応度の項で制御される。反応度にはスクラムによる挿入反応度、燃料と減速材の変化からのフィードバック反応度が含まれる。すなわち、

$$R(t) = R_0 + [R(t) - R(0)]_{\text{exp}} + \sum_i R_i(t) - \sum_i R_i(0) \quad (2.2.1.44)$$

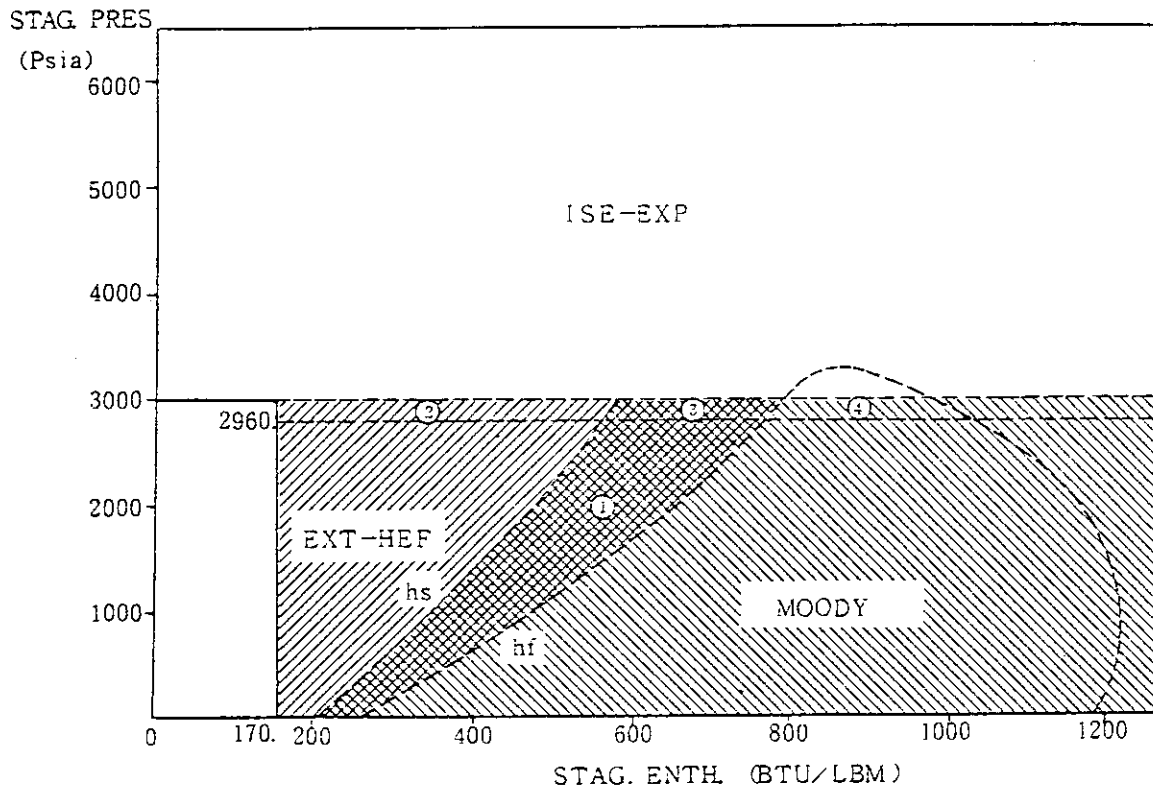


Fig. 2.5 Range of applied model

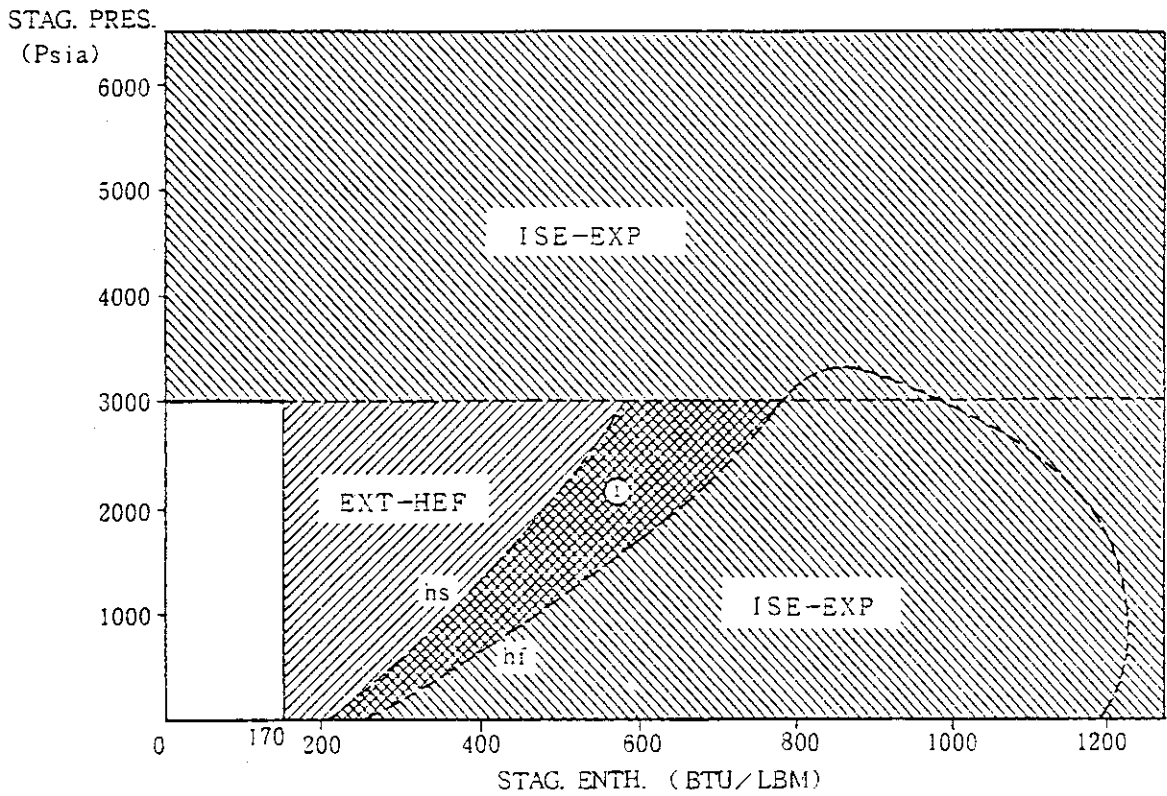


Fig. 2.6 Range of applied model

この式で

R_0 : 初期反応度 (定常状態で0)

R_{exp} : 反応度の関数

R_i : i 番目の空間ノードからのフィードバック反応度

であり、特に R_i については減速材密度、燃料温度、水の温度からのフィードバック効果を考えている。

b. 核分裂生成物の崩壊

炉心における熱発生は核分裂がなくなっても FP の崩壊によって続く。本コードにおける FP の崩壊熱のモデルは遅発中性子モデルと類似しており、崩壊熱源は β と γ 崩壊で表わされる。崩壊熱は11群を考慮している。即ち、

$$\Gamma_d = \sum_{j=1}^{11} E_j e^{-\lambda_j t} \quad (2.2.1.45)$$

である。但し、 $\Gamma_d(0) = 0.07$ であり、(2.2.1.45) 式での各変数は

Γ_d : FP の崩壊エネルギー

E_j : j 番目の項の強さ

λ_j : j 番目の項の崩壊定数

t : 炉停止からの経過時間

遅発中性子を組分けした様に、FP について11群に分類し、それぞれの濃度を $r_j(t)$ とすると、

$$\frac{dr_j(t)}{dt} + \lambda_j r_j(t) = E_j n(t) \quad (2.2.1.46)$$

となる。

$$r_{j0} = E_j / \lambda_j$$

こうすると炉心の全出力は次の様に書ける。

$$P(t) = P_0 \left\{ n(t) \cdot E_f + \sum_{j=1}^{11} \lambda_j r_j \right\} \quad (2.2.1.47)$$

ここで E_f は崩壊熱のある時は 0.93 であり、ない時は 1.0 である。

c. アクチニドの崩壊

FP の崩壊熱と同様に重要なものとして、アクチニドの崩壊による熱を考慮しなければならない。

$$\Gamma_{act} = \sum_{j=1}^2 E_{jaet} e^{-\lambda_j t} \quad (2.2.1.48)$$

この式が FP の場合と同様に使われ、(2.2.1.46)、(2.2.1.47) 式の中に含まれる。

② 金属-水反応

被覆材 Zr の温度が高く、蒸気中にある場合には発熱反応である金属-水反応が起こる。反応式は



である。十分な蒸気がある時は Baker - Just の式に従うとする。しかし蒸気量が十分でない時は次の関係式を使う。

$$-\frac{dr}{dt} = \left(\frac{0.0615}{R_0 - r} \right) \exp \left(- \frac{41200}{T} \right) \quad (2.2.1.50)$$

ここで

r : 酸化金属の半径 (inch)

R_0 : 初期の半径

T : 酸化金属の温度 (R)

t : 時間 (sec)

タイム・ステップの間に反応を起こす Zr の質量を MZR とすると、反応で生じる熱 QMWR は

$$QMWR = \frac{2800 \cdot MZR}{\Delta t} \quad (2.2.1.51)$$

である。

③ 減速材の直接加熱

この効果は即発的なものと遅発的なものに分けられる

$$P_{mk}(t) = P_0 \cdot QFRAC_k \cdot f(\rho_k) [QPMOD_k \cdot n(t) E_p + QDMOD_k \sum_{j=1}^{11} \lambda_j r_j] \quad (2.2.1.52)$$

ここで

QFRAC : ノード K での出力割合

QPMOD : 即発割合

QDMOD : 遅発割合

$$f(\rho_k) = \rho_k(t) / \rho_k(0) \quad (2.2.1.53)$$

であり、 $P_k(0)$ 、 $P_k(t)$ はそれぞれ $t = 0$ 、 $t = t$ 、でのノード K の減速材密度である。この $f(\rho_k)$ については減速材密度の関数となる。

(3) コンポーネントモデル

本コードにはコンポーネントモデルとして、ポンプ、バルブ、熱交換器、トリップ制御、タービン、加圧器、コンデンサー、気水分離器等が完備されているが、ここでは研究炉の解析で重要と思われるものについて以下に示す。

① ポンプ

このモデルはポンプと一次系流体との相互作用を表わすものであり、ポンプ特性を表すグラフを使ってポンプの振る舞いを計算する。ポンプ特性の曲線は Fig. 2.7 に示す様に流量とポンプ速度の関数としてのヘッドとトルクの応答を定義する。また、このポンプ・モデルは気泡もしくは二相流による劣下の効果を考慮する為のオプションも用意されている。

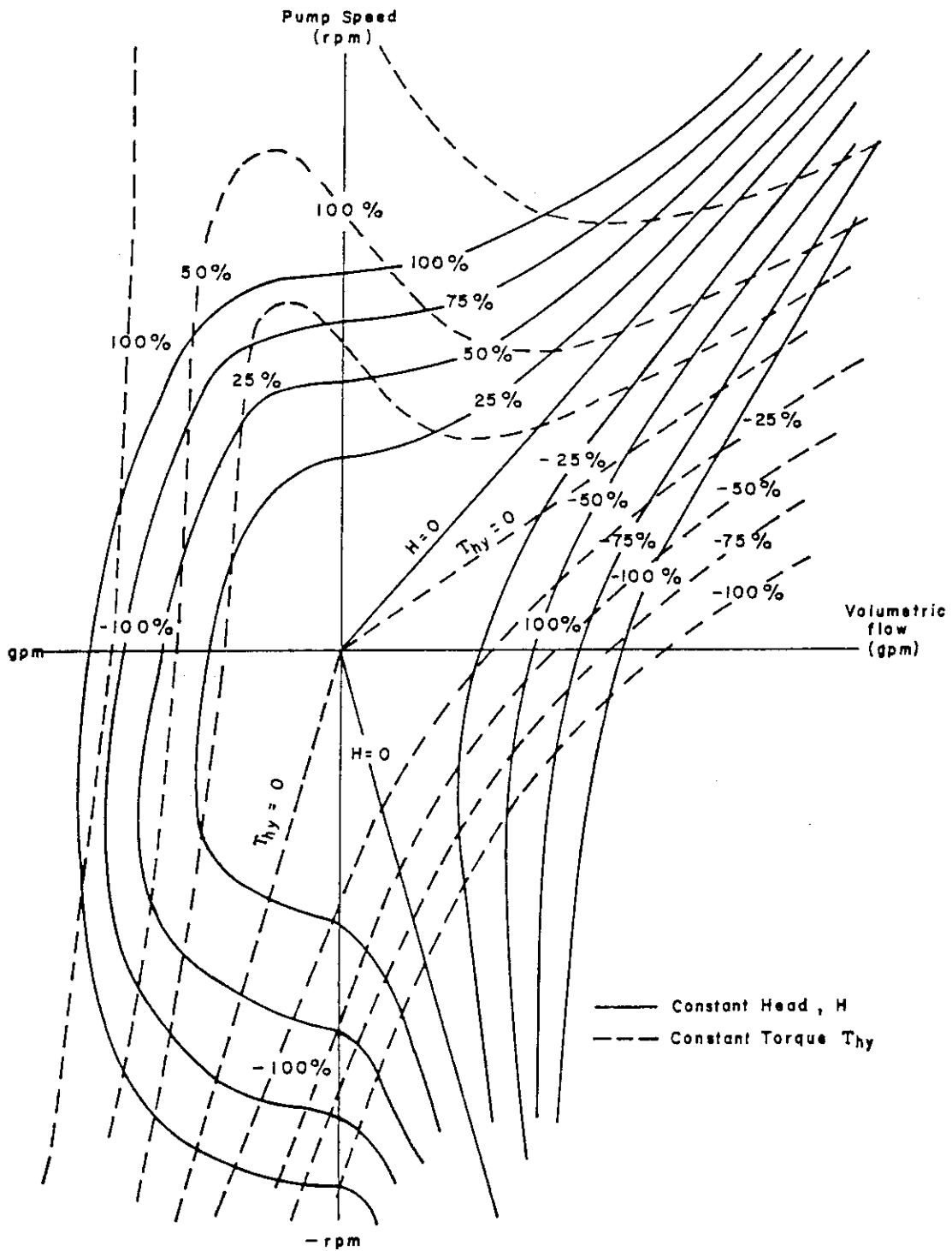


Fig. 2.7 Four - Quadrant Pump Characteristic Curves

Semiscale と Westinghouse Canda Limited (WCL) からのポンプ・データが RELAP 4 の二相流ポンプデータの開発に使われ、本コードにも同じデータが使われている。

このモデルで使用している仮定は

- ポンプの正常な操作域に対して経験的に決められたヘッド増倍係数 $M(\alpha)$ は他の操作域における補間のファクターとして有効である。
- 小型ポンプの単相の振舞いに対する二相の関係は大きなポンプにも適用できる。

という 2 点である。

セミスケールで得られた単相と二相の場合のポンプ特性を Fig. 2.8, 2.9 に示す。本コードにおけるポンプモデルはヘッドとトルクを以下の様に計算する。

$$H = H_1 - M(\bar{\alpha})(H_1 - H_2) \quad (M: \text{二相流水頭乗数}) \quad (2.2.1.54)$$

ここで

$$H_1 - H_2 = \left(\frac{h}{a^2} \Big|_1 - \frac{h}{a^2} \Big|_2 \right) a^2 H_R$$

または

$$H_1 - H_2 = \left(\frac{h}{V^2} \Big|_1 - \frac{h}{V^2} \Big|_2 \right) V^2 H_R \quad (2.2.1.55)$$

であり、トルクは

$$T = T_1 - N(\bar{\alpha})(T_1 - T_2) \quad (N: \text{二相流トルク乗数})$$

で表わされる。ポンプを通ることでの圧力変化 ΔP_p は、ヘッドの値と密度に依存しており

$$\Delta P_p = \bar{\rho} H \quad (2.2.1.56)$$

となる。またトルクはポンプが停止した後の速度を計算するのに使われ、次の式によって速度を得る。

$$I \frac{d\omega}{dt} = T \quad (2.2.1.57)$$

ここで I , ω はそれぞれ、慣性項、角速度である。ポンプのトルクはポンプ特性を表わす曲線による水力学的なトルク T_{hy} , 摩擦によるトルク T_{fr} , そしてモーターによるトルク T_m の合計である。

$$T = -T_{hy} - T_{fr} + T_m \quad (2.2.1.58)$$

② バルブ

本コードでのバルブのモデルは単純な ON-OFF バルブ, チェック・バルブ, 慣性バルブに対するものがある。但し, ON-OFF バルブはトリップ条件で開閉される。運動方程式の中でバルブを通ることによる圧力降下は次のいずれかで扱う。

- form loss

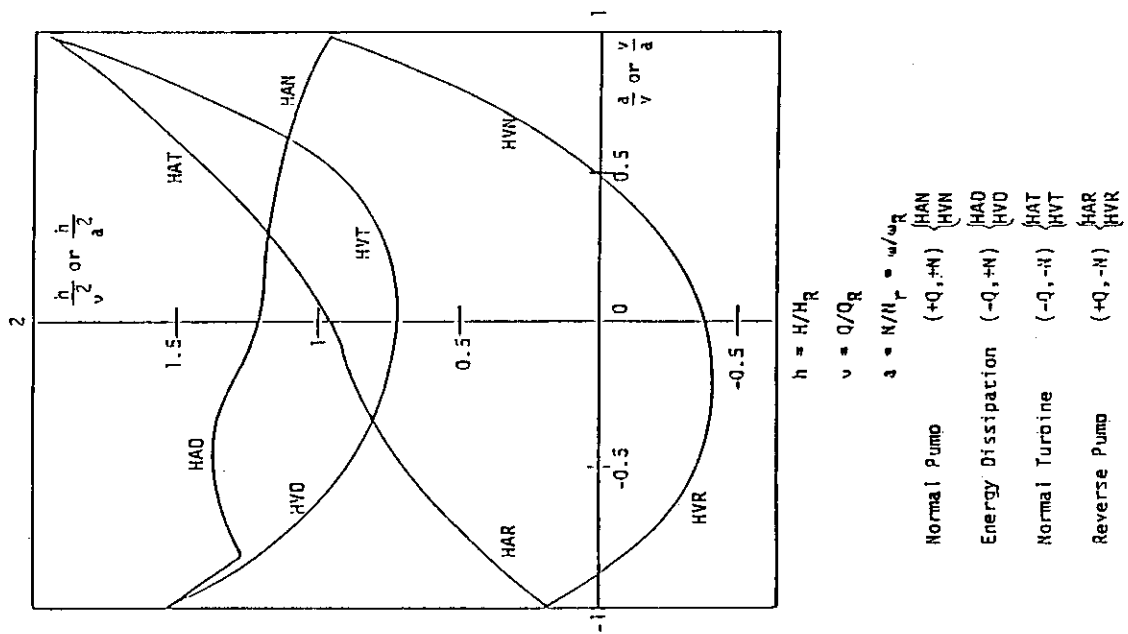


Fig. 2.8 Single-Phase Head Curves for 1-1/2 Loop MOD-1 Semicale Pumps

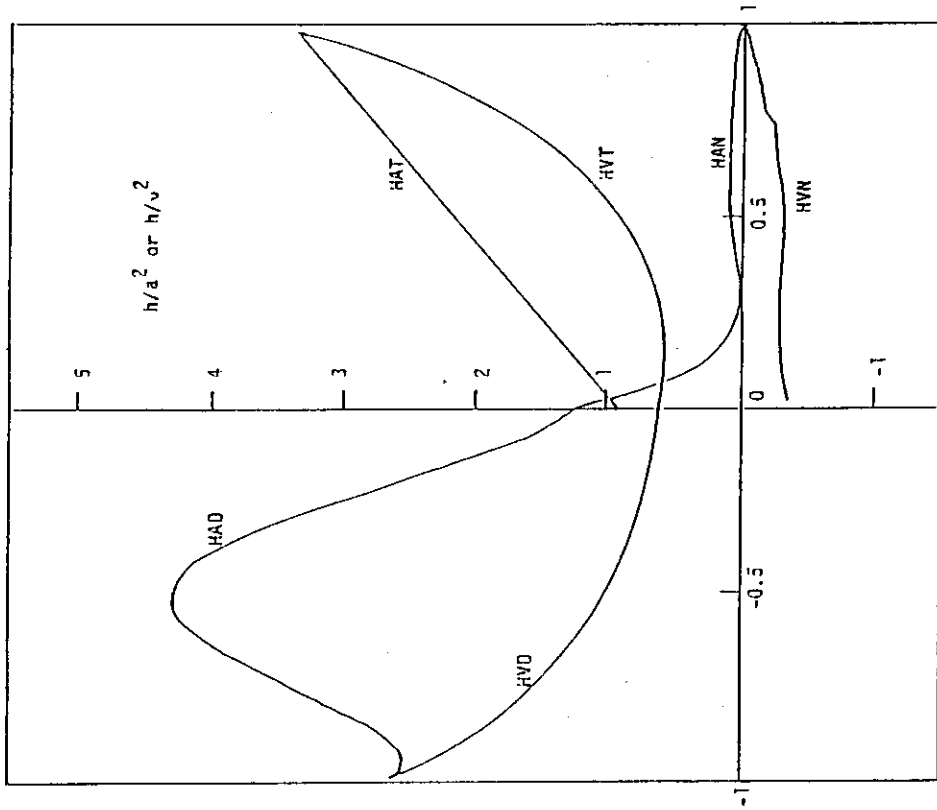


Fig. 2.9 Two-Phase Homologous Head Curves for 1-1/2 Loop MOD-1 Semicale Pump

• friction loss

a. チェック・バルブ

本コードでのチェック・バルブのモデルは2つあり、ヒステリシスの有無で分けられる。但し、両方とも流量に依存した圧力降下で制御され、

$$\Delta P = \frac{(CV)_i W_i |W_i|}{\rho_i} \quad (2.2.1.59)$$

圧力降下が求められる。係数 $(CV)_i$ は3つの値のうち1つが使える、(a)流れの向きに依存 (b)バルブが開いている (c)バルブが閉じている場合が考えられる。また、圧力降下は時間の関数としてのジャンクションの流路面積は次式で求められる。

$$A_i(t) = C(t) A_i(o) \quad (2.2.1.60)$$

ここで

$C(t)$: バルブの開きの割合

$A_i(o)$: 全開でのジャンクションの面積

である。

b. 慣性バルブ

本コードでの慣性バルブは両端が止められていて、中央から開くバルブ・ゲートを示している。バルブでの圧力差はゲートのトルクとして働き、ある時刻でのゲートの角度は運動方程式を積分することで得られる。運動方程式は

$$I \ddot{\theta}(t) = A_p(t) - K \dot{\theta}(t), \quad \omega = \dot{\theta} \quad (2.2.1.61)$$

である。

θ : 開きの角度

I : 慣性項

A : (面積)・(モーメントの軸の長さ)

P : 圧力差

K : ダンピング定数

$$\theta(t) = \theta_o + \omega_o t + \left[\frac{AP(t)}{K} - \omega_o \right] \left[t - \frac{I}{K} \left(1 - e^{-\frac{K}{I} t} \right) \right] \quad (2.2.1.62)$$

運動方程式を解くと、上の式が得られる。実際のジャンクションの流路面積は角度対面積の表から求められる。

③ 熱交換器

熱伝導方程式を解くモデルと解かないモデルが用意されている。

a. 熱伝導を考慮した熱交換器モデル

2次側の温度は

$$T_{\text{sec}} = T_w - \frac{Q_o}{Ah_c} \quad (2.2.1.63)$$

T_{sec} , T_w はそれぞれ 2 次側, 壁面での温度, A は伝熱面積, また Q_o は除去される全熱量であり, h_c は対流熱伝達係数である。

b. 熱伝導を考慮しない熱交換器モデル

様々な除熱および加熱を模擬するために以下のモデルが用意されている。

i. 流量・温度依存の熱交換器

入力データとして, 定数または時間依存の 2 次側の温度 T_{sec} , 熱伝達係数 h_c として除去される熱の割合を入れる。ここから Q_o が計算される。

$$h_c = Q_o \left(\frac{1}{W_o} \right) \left(\frac{1}{T_{\text{prio}} - T_{\text{seco}}} \right) \quad (\text{流量・温度依存})$$

または (2.2.1.64)

$$h_c = Q_o \left(\frac{1}{T_{\text{prio}} - T_{\text{seco}}} \right) \quad (\text{温度依存})$$

いずれかの式で計算され, W , T_{pri} はそれぞれ流量, 温度である。また添字 0 は初期値を意味する。過渡計算では, W , T_{pri} , T_{sec} の更新された値を使って Q をそれぞれの場合に計算する。

$$\begin{aligned} Q &= h_c W (T_{\text{pri}} - T_{\text{sec}}) \\ Q &= h_c (T_{\text{pri}} - T_{\text{sec}}) \end{aligned} \quad (2.2.1.65)$$

ii. 時間依存の熱交換器

このモデルでは熱出力対時間の入力テーブルが必要となる。

④ トリップ制御

システムにおけるトリップ・ロジックを模擬するために, トリップ制御モデルが準備されており, 標準トリップとそれらの組合せからなる OR, AND トリップ等がある。

a. 標準トリップ

このトリップではシグナルがセットポイントに達した時に, ある遅れを伴って作動する。

- 経過時間
- 炉心出力
- 炉周期
- 任意の要素の平均圧力
- 任意の要素の混合水位
- 任意の要素の液位
- 任意の要素の水温
- 任意の燃料要素の平均圧力

- 任意のジャンクションの質量流量
- 任意の熱伝導体ノードの温度
- 制御系の出力

これらの項目についてトリップ制御がされる。またこれらのトリップシグナルによる動作は

- 計算の終了
- 開いているバルブの閉動作
- 閉じているバルブの開動作
- 注水系の作動
- ポンプ停止
- 原子炉スクラム
- 熱交換器のスイッチの ON/OFF

などを模擬できる。

b. ORトリップ

このトリップは様々な条件のうち1つでも生じた時に作動する。

c. ANDトリップ

このトリップは2つの条件の両方が起きた時に作動する。

d. その他のトリップ

制御シグナルの ON/OFF 動作を模擬するためのリセット・トリップがある。

2.2.2 数値解法

(1) 有限差分法

次の常微分方程式を解く。

$$\frac{dY}{dt} = F(Y) \quad (2.2.2.1)$$

$F(Y)$ は初期値 Y_0 に対して線形外挿すると

$$F(Y) = F(Y_0) + J(Y_0)(Y - Y_0) \quad (2.2.2.2)$$

であり、ヤコビアン行列は

$$J(Y_0) = \left(\frac{\partial F_j}{\partial Y_j} \right)_{Y_0} \quad (2.2.2.3)$$

で与えられる。(2.2.2.2) 式を (2.2.2.1) 式に代入すると、

$$\frac{dY}{dt} = F(Y_0) + J(Y_0) \cdot (Y - Y_0) \quad (2.2.2.4)$$

となる。この式の左辺の微分項を差分化すると次の様になる。

$$\frac{Y^{n+1} - Y^n}{t^{n+1} - t^n} = F(Y_0) + J(Y_0) (Y^{n+1} - Y_0) \quad (2.2.2.5)$$

ここでの Y^{n+1} , Y^n はそれぞれ t^{n+1} , t^n での Y の値である。もし、 Y_0 を Y^n とすれば、(2.2.2.5) 式は

$$\frac{Y^{n+1} - Y^n}{t^{n+1} - t^n} = F(Y^n) + J(Y^n) (Y^{n+1} - Y^n) \quad (2.2.2.6)$$

と書き直され、更に $Y^{n+1} - Y^n$ で並べかえると線形方程式

$$\Delta Y^n = Y^{n+1} - Y^n = (t^{n+1} - t^n) \cdot F(Y^n) \{I - (t^{n+1} - t^n) J(Y^n)\}^{-1} \quad (2.2.2.7)$$

となる。ここで Y は W, M, U を要素とする状態ベクトルである。そして I は単位行列である。

(2) 計算のフロー

計算全体の流れの概要を Fig. 2.10 に示す。

- ① 前回のタイムステップ巾を用いて時刻を進める。
 - ② 1点近似動特性方程式 (2.2.1.42) (2.2.1.43) を解いて原子炉出力変化の計算を行う。
 - ③ 求めた熱発生量と冷却材の流動状態を基に熱流束および熱伝達率の計算を行う。熱伝導方程式を解いて燃料棒内の温度分布計算を行う。
 - ④ 以上の結果を基に流動方程式を解いてシステム全体の流量を求める。
 - ⑤ 求められた ΔW の値の変化が収束条件を満足していない場合には、①へ戻り Δt を半分として反復計算を続行する。収束した場合には、
 - ⑥ 状態方程式を用いて、各ボリュームの状態を決定して次の計算ステップへ進む。
- 上記計算に使用する収束条件は入力データで制御することができる。

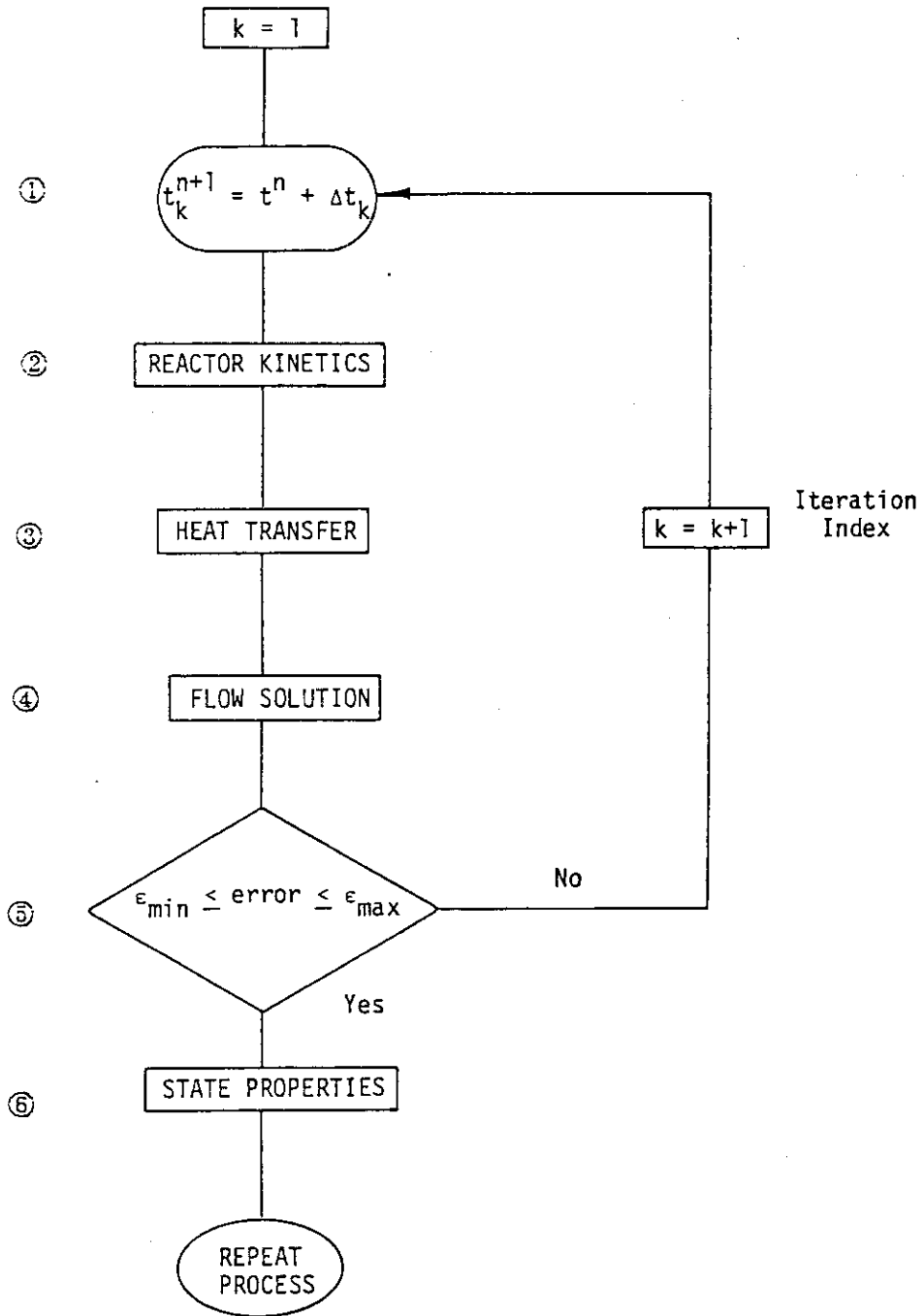


Fig. 2. 10 Flow Diagram for Explicit Solution

3. RETRAN-02/RR の開発

3.1 研究炉の安全解析に必要な機能と性能

3.1.1 研究炉の熱水力学的特徴

一般に研究炉は、商用軽水炉などと比較し、炉出力は小さいうえに冷却材温度、圧力が非常に低くほぼ常温、常圧で運転されるものが多い。照射利用上の面からは、性能を高めるため、できるだけ高い中性子束を得ることが必要である。このため、炉心はコンパクトで出力密度を高くすることが必要となる。一方、基本的設計条件として、炉心のいかなる点においても沸騰を起こさないことが望まれ、出力密度はこれにより制限される。このように、高い中性子束を得るために熱的設計の余裕が小さい研究炉では、いわゆる限界設計が要求されることになる。

研究炉の炉心を、特に冷却系の過渡解析の立場からみた熱水力学的特徴は次のとおりである。

- ① 燃料は板状のものが多い。この場合、炉心は矩形流路である。
- ② 定常状態で炉心の流れは、上昇流と下降流の場合に分けられる。後者の場合、運転時の異常な過渡変化及び事故時の自然循環を評価するとき、流れの逆転が生じる。
- ③ 定常状態で冷却材は低圧、低温である。
- ④ 炉心冷却は、軽水冷却と重水冷却の2つに分けられる。

以上、商用軽水炉と比較し、研究炉の特徴を述べた。

3.1.2 コード開発の課題

3.1.1 で述べたように、熱水力学挙動解析上、問題となる項目としては、

- ① 低温、低圧条件
- ② 表面熱流束が非常に高い。
- ③ 燃料が板状であり、流路が狭路の矩形である。
- ④ 冷却材の駆動力（ポンプ）が停止すると、流れが下向きから上向きに変わる。

がある。

①の項目に対する対策としては、高温高圧条件下で近似されたオリジナル RETRAN コードの蒸気表の修正改良、またシステム中の圧損が小さくなることから、定常設定ルーチンの修正、および DNB 熱流束相関式をこの条件下で適用可能なものに修正すること等がある。

②の項目に対する対策としては、定常時の燃料の健全性についての基本的設計条件が沸騰を生じないことであるから、ONB (Onset Nucleate Boiling) 点の決定機能を持たせること、また過渡時の燃料の健全性を評価するために、DNBR の評価機能を持たせる必要がある。

③の項目に対する対策としては、システムの圧損、特に熱水力的に最も重要である炉心部の圧損が、狭路矩形部の流路形状に適用できる相関式により求められる必要がある。

④の項目に対する対策としては、流量の反転時に完全なスタグナント状態となることから、対流項の評価式（つまりエンタルピートランスポートモデル）の変更修正、また RETRAN コー

ドで使用している反復解法時の収束判定値の最適化、および逆流時の完全なスタグナント状態に適用できる DNB 熱流束相関式の組み込み検討が必要である。

オリジナル RETRAN コードに対し、上記の修正改良を行うことにより、研究炉の安全解析作業に適用可能な RETRAN-02/RR コードの開発整備を行う。

3.2 計算コードの改良

3.2.1 熱伝達パッケージ

RETRAN-02 コードに内蔵された熱伝達相関式は、商用軽水炉への適用を意図して選ばれたものであり、JRR-3 のように低温低圧条件で運転される原子炉の解析に必ずしも適していないことは既に述べた。

日本原子力研究所では JRR-3 改造炉の解析を目的として、同原子炉の運転時や事故時の条件に適用できる熱伝達係数、限界熱流束の相関式とその適用条件を検討し、それに基づく計算機プログラムを開発した。これを熱伝達パッケージと称し、JRR-3 改造炉解析用の各コードで用いることとした。

そこで RETRAN-02/RR コード（以下コードと略記する）でも熱計算の流れや数値解法手順を検討した上で熱伝達パッケージの組み込みを行った。熱伝達相関式の体系と検証の詳細については参考文献 2（JAERI-M 84-066）に譲り、以下では熱伝達相関式の概要とその組み込み作業の内容について記す。

(1) 熱伝達相関式の概要

熱伝達パッケージに採用された熱伝達相関式とその適用条件の概要は次のとおりである。

ここで、下記の記号を用いる。

- A : 流路断面積 (m^2)
- AH : 1 流路当りの加熱面積 (m^2)
- C : 定数 (-)
- CP : 定圧比熱 ($\text{kcal}/\text{kg}^\circ\text{C}$)
- De : 水力等価直径 (m)
- F : 係数 (-)
- G : 質量流束 ($\text{kg}\cdot\text{m}^2/\text{s}$)
- G* : 無次元質量流束 (-)
- g : 重力加速度 (m/s^2)
- h : 熱伝達率 ($\text{kcal}/\text{m}^2\text{h}^\circ\text{C}$)
- h_i : 入り口サブクールエンタルピー (kcal/kg)
- h_{fg} : 蒸発潜熱 (kcal/kg)
- k : 熱伝導率 ($\text{kcal}/\text{m h}^\circ\text{C}$)
- Nu : ヌセルト数 (-)
- P : 圧力 (kg/cm^2)
- Pr : プラントル数 (-)

q	: 熱流束 (kcal/m ² h)
q^*	: 無次元熱流束 (-)
Re	: レイノルズ数 (-)
Re'	: 修正レイノルズ数 (-)
S	: 係数 (-)
T	: 温度 (°C)
W	: 流路幅 (長手方向) (m)
X	: クオリティ (-)
X_e	: 流路出口クオリティ (-)
χ_{tt}	: 二相流パラメータ (-)
α	: ボイド率 (-)
β	: 膨張率 (1/°C)
γ	: 比重量 (kg/m ³)
δ	: 表面張力 (kg/m)
μ	: 粘性係数 (kg·s/m ²)
ν	: 動粘性係数 (m ² /s)
λ	: DNB 熱流束に関する臨界波長 (m)
λ_c	: 膜沸騰における臨界波長 (m)

(添 字)

f	: 飽和水
g	: 蒸気
l	: 水
s	: 飽和
w	: 加熱壁面
DNB	: Departure from Nucleate Boiling
FB	: 膜沸騰
FC	: 強制対流
HN	: Homogeneous Nucleation
ONB	: 沸騰開始
MSFB	: 最小安定膜沸騰
NBS	: サブクール核沸騰
NB	: 飽和核沸騰
TB	: 遷移沸騰
b	: バルク水

① 単相対流熱伝達

水及び蒸気の単相流の対流熱伝達相関式として、(a)強制対流(下降流及び上昇流)と自然対流(上昇流)とに大別し、(b)いずれの場合もレイノルズ数範囲を考慮して次の熱伝達相関式を適用する。

(i) 下降流の強制対流

・層流域 ($Re < 2000$) で $Nu = \frac{hD_e}{k} = 4.0$ (3.2.1.1)

・乱流域 ($Re \geq 2500$) で $Nu = 0.023 \cdot Re^{0.8} \cdot Pr^{0.4}$
(Dittus - Boelter の式) (3.2.1.2)

・遷移域 ($2000 \leq Re < 2500$) で, (3.2.1.1) 式と (3.2.1.2) 式で内挿する。

(ii) 上昇流での強制対流と自然対流

・層流域 ($Re < 2000$) で $Nu = \text{MAX}(\text{Collier の式}, 4.0)$

・乱流域 ($Re \geq 2500$) で (3.2.1.2) 式 (3.2.1.3)

・遷移域 ($2000 \leq Re < 2500$) で, (3.2.1.2) 式と (3.2.1.3) 式で内挿する。

ここで, Collier の式は次式で表される。

$$Nu = 0.17 Re_f^{0.33} Pr_f^{0.43} \left\{ \frac{(Pr)_f}{(Pr)_w} \right\}^{0.25} \left\{ \frac{g \beta D_e^3 (T_w - T_\ell)}{\nu^2} \right\}_f^{0.10}$$

(3.2.1.4)

添字 f は, 物性値を $(T_w + T_\ell) / 2$ の温度で評価することを示す。Fig. 3.2.1.1 と Fig. 3.2.1.2 に上記(i), (ii)の場合について, 系圧力 $P = 1.0 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$, 加熱面温度 $T_w = 80 \text{ }^\circ\text{C}$, バルク水温が $40 \text{ }^\circ\text{C}$ のときの Nu 数と Re 数との関係を例として示す。

② 核沸騰熱伝達

(i) 沸騰開始点の熱流束

強制対流から核沸騰熱伝達への遷移点, すなわち沸騰開始点を Bergles - Rohsenow の式で評価し, 強制対流熱伝達と核沸騰熱伝達領域の境界とする。

$$q_{ONB} = 911 P^{1.156} \left[\frac{9}{5} (T_w - T_s) \right]^P \frac{2.16}{0.0234}$$

(3.2.1.5)

核沸騰開始点の熱流束 q_{ONB} (及び過熱度 $T_w = T_w - T_s$) は, 上記 (3.2.1.5) 式と 3.2 節 (1) の ① 単相対流熱伝達相関式との交点として求める。

Fig. 3.2.1.3 に系圧力 $P = 1.0 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$, バルク水温 $40 \text{ }^\circ\text{C}$, 下向き流束 $u = 0.25 \text{ m/s}$ の時の沸騰開始点を示す。この条件では, $Re \doteq 2650$ であるので乱流域となり, 従って (3.2.1.5) 式と (3.2.1.2) 式の交点として沸騰開始点が得られている。

(ii) サブクール核沸騰熱伝達

サブクール核沸騰熱伝達相関式として Chen の式を用いる。

$$q_{\text{CHEN,NBS}} = 0.023 Re^{0.8} \cdot Pr^{0.4} \frac{k}{D_e} (T_w - T_f)$$

$$+ S \cdot 0.00122 \left\{ \frac{\left(\frac{k_f}{0.86} \right)^{0.79} \cdot (4186 C_{pf})^{0.45} \gamma_f^{0.49}}{(9.8 \sigma)^{0.5} (9.8 \mu_f)^{0.29} (4186 h_{fg})^{0.24} \cdot \gamma_g^{0.24}} \right\}$$

$$\times (T_w - T_s)^{1.24} \cdot \{9.8 \times 10^4 (P_w - P)\}^{0.75} \quad (3.2.1.6)$$

ここで係数Sは修正レイノルズ数 R_e' の関数であって次のように与えられる。

$$R_e' = \frac{|G|D_e}{\mu_f g} \times 10^{-4}$$

$$S = \left\{ \begin{array}{ll} \frac{1}{1 + 0.12 |R_e'|^{1.14}} & |R_e'| < 32.5 \\ \frac{1}{1 + 0.4 |R_e'|^{0.78}} & 32.5 < |R_e'| < 70.0 \\ 0.1 & 70.0 < |R_e'| \end{array} \right\} \quad (3.2.1.7)$$

(iii) 飽和核沸騰熱伝達

Chenの提案した飽和核沸騰熱伝達相関式を用いる。

$$q_{NB} = F \cdot 0.023 \frac{k_f^{0.6} |G(1-x)|^{0.8} C_{pf}^{0.4}}{\mu_f^{0.4} D_e^{0.2}} (T_w - T_s)$$

$$+ S \cdot 6.81 \frac{h_f^{0.79} \cdot C_{pf}^{0.45} \cdot \gamma_f^{0.24}}{\sigma^{0.5} \cdot \mu_f^{0.29} \cdot h_{fg}^{0.24} \cdot \gamma_g^{0.24} \cdot g^{0.24}} \cdot (T_w - T_s)^{1.24} \cdot (P_w - P)^{0.75} \quad (3.2.1.8)$$

(3.2.1.8) 式右辺第1項の係数Fは、二相流パラメータ χ_{tt} の関数であり、次の様与えられる。

$$\frac{1}{\chi_{tt}} \equiv \left(\frac{x}{1-x} \right)^{0.9} \left(\frac{\gamma_f}{\gamma_g} \right)^{0.5} \left(\frac{\mu_g}{\mu_f} \right)^{0.1}$$

$$F = \left\{ \begin{array}{ll} 1.0 & \frac{1}{\chi_{tt}} \leq 0.1 \\ 2.35 \left(\frac{1}{\chi_{tt}} + 0.213 \right)^{0.736} & \frac{1}{\chi_{tt}} > 0.1 \end{array} \right\} \quad (3.2.1.9)$$

又、(3.2.1.8) 式右辺第2項の係数Sは次の様に与えられる。

$$R_e' \equiv \frac{|G(1-x)|D_e}{\mu_{fg}} F^{1.25} \times 10^{-4}$$

$$S = \left\{ \begin{array}{ll} \frac{1}{1 + 0.12 |R_e'|^{1.14}} & |R_e'| < 32.5 \end{array} \right\}$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{1}{1 + 0.42 |R_e'|^{0.78}} \qquad 32.5 \leq |R_e'| < 70.0 \\ 0.1 \qquad \qquad \qquad 70.0 \leq |R_e'| \end{array} \right\} \quad (3.2.1.10)$$

(3.2.1.8) 式を上昇流下降流の両方に適用する。

系圧力 $P = 1.0 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$, $T_1 = 40^\circ\text{C}$, $u = 0.25 \text{ m/s}$ の時のサブクール核沸騰熱伝達相関式 (3.2.1.6) と, $P = 1.0 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$, $u = 0.25 \text{ m/s}$, $x = 0.05$ の場合の飽和核沸騰熱伝達相関式 (3.2.1.8) を Fig. 3.2.1.4 に示す。

(iv) 自然対流核沸騰熱伝達

Rohsenow の自然対流核沸騰熱伝達相関式を適用する。

$$\frac{q}{g \mu_1 h_{fg}} \sqrt{\frac{\sigma}{\gamma_1 - \gamma_g}} = \left\{ \frac{1161}{Pr} \cdot \frac{c_{pl} (T_w - T_s)}{h_{fg}} \right\}^3 \quad (3.2.1.11)$$

上式は, ボイド率 $\alpha > 0.8$, $G > 271 \text{ kg/m}^2\text{s}$ に対して適用することが推奨されている。そこで, 飽和核沸騰熱伝達領域で $G > 271 \text{ kg/m}^2\text{s}$ の時の上昇流の自然対流熱伝達に対して上式を使用する。

③ DNB 熱流束相関式

(i) 上昇流に対する DNB 熱流束相関式

上昇流に対する保守的な DNB 熱流束相関式は無次元質量流束 G^* と無次元熱流束 q^* の関係として次式で与えられる。

$$q_{\text{DNB}}^* = 0.005 G^{*0.611} \quad (3.2.1.12)$$

ここに

$$\left. \begin{aligned} q_{\text{DNB}}^* &\equiv \frac{q_{\text{DNB}}}{h_{fg} \sqrt{\left(\frac{\sigma}{\gamma_1}\right)^{1/2} g \gamma_1 \gamma_g}} \\ G^* &\equiv \frac{G}{\sqrt{\left(\frac{\sigma}{\gamma_1}\right)^{1/2} g \gamma_1 \gamma_g}} \end{aligned} \right\} \quad (3.2.1.13)$$

(3.2.1.12) 式は $G^* < 3000$ に適用できる。 G^* が 0 に近くなると (3.2.1.12) 式は実験値に比べ過小評価することになるので, 対向二相流でのフラッディングで支配される DNB 熱流束評価式を用いる。フラッディング下の DNB 熱流束評価式は次式で与えられる。

$$q_{\text{DNB}}^* = 0.7 \left(\frac{A}{A_H} \right) \frac{\sqrt{w \left(\frac{\gamma_1}{\sigma}\right)^{1/2}}}{\left\{ 1 + \left(\frac{\gamma_g}{\gamma_1}\right)^{1/4} \right\}^2} \quad (3.2.1.14)$$

従って上昇流の DNB 熱流束評価式として、

$$q_{\text{DNB}}^* = \max \{ (3.2.1.12) \text{ 式}, (3.2.1.14) \text{ 式} \} \quad (3.2.1.15)$$

$$0 \leq G^* < 3000$$

を採用する。適用範囲は $G^* = 0$ まで適用可能である。

(ii) 下降流に対する DNB 熱流束相関式

下降流に対する DNB 熱流束相関式として、流路出口の水温が飽和温度になる条件、

$$q_{\text{DNB}}^* = \left(\frac{A}{A_H} \right) \frac{\Delta h_i}{h_{fg}} |G^*| \quad (3.2.1.16)$$

を用いる。但し、 $|G^*|$ が約 30 以下では、(3.2.1.16) 式は実験値に対して、極端に過小評価するので、 $|G^*|$ が小さい時には、対向二相流のフラッシングで支配される DNB 熱流束評価式 (3.2.1.14) を用いる。

一方、 $|G^*|$ の値が 1500 以上の時、同じ $|G^*|$ の値に対し下降流と上昇流との間に無次元 DNB 熱流 q_{DNB}^* には相違は見られず、(3.2.1.16) 式は逆に実験値に対し過大評価する傾向にある。そこで、 $|G^*|$ が大なる時、上昇流で採用した (3.2.1.12) 式を採用する。(3.2.1.16) 式の炉心入口部でのサブクール度を評価するために RETRAN-02/RR コードでは、炉心入口部の圧力をボリュームの平均圧力より水頭差を考慮して求め、その圧力を用いて飽和エンタルピー、サブクール度を決定している。

以上をまとめると、下降流と上昇流の場合の DNB 熱流束評価式は、次のようになる。

$$q_{\text{DNB}}^* = \text{Min} \{ (3.2.1.16) \text{ 式}, (3.2.1.12) \text{ 式} \} \quad (3.2.1.17)$$

この値が (3.2.1.14) 式を下回る時は (3.2.1.14) 式を用いる。Fig. 3.2.1.5 に、下降流と上昇流の場合の DNB 熱流束評価式を、JRR-3 改造炉の条件及び圧力 $P = 1.0 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$ の場合について例示する。

④ Post-DNB 熱伝達相関式

(i) 遷移沸騰熱伝達

遷移沸騰熱伝達評価式として、Bjornard & Griffith の式を用いる。

$$\left. \begin{aligned} q_{\text{TB}} &= \delta q_{\text{DNB}} + (1 - \delta) q_{\text{MSFB}} \\ \delta &\equiv \left(\frac{T_w - T_{\text{MSFB}}}{T_{\text{DNB}} - T_{\text{MSFB}}} \right)^2 \end{aligned} \right\} \quad (3.2.1.18)$$

ここに、 q_{TB} は遷移沸騰熱流束、 q_{MSFB} は次項で述べる最小安定膜沸騰温度点 T_{MSFB} における熱流束、 T_{DNB} は DNB 熱流束点での温度 (加熱表面) である。この式を下降流、上昇流に適用する。

(ii) 最小安定膜沸騰温度点

Henry の提案した安定膜沸騰の最小熱流束点の温度の相関式を用いる。

$$T_{MSFB} = T_{HN} + (T_{HN} - T_1) \sqrt{\frac{(\gamma k c_p)_l}{(\gamma k c_p)_w}} \quad (3.2.1.19)$$

$$T_{HN} = 324^\circ\text{C}$$

ここで THN は流体の Homogeneous Nucleation Temperature と呼ばれる温度で、約 7 kg/cm² abs で 324°C であり圧力が上昇するにつれて臨界温度に近づいていく。JRR-3 改造炉解析用として、 $T_{HN} = 324^\circ\text{C}$ をとった (3.2.1.19) 式を下降流及び上昇流に適用する。

(iii) 膜沸騰熱伝達

膜沸騰熱伝達として修正 Bromley の熱伝達相関式を採用する。

$$q_{FB} = C \left[\frac{3600 k_g^3 \gamma_g (\gamma_l - \gamma_g) h_{fg} (1 - \alpha)}{\mu_g \lambda_c (T_w - T_s)} \right]^{1/4} (T_w - T_s)$$

$$h'_{fg} = h_{fg} \left[1 + 0.5 \frac{c_{pg} (T_w - T_s)}{h_{fg}} \right]$$

$$\lambda_c = 2\pi \left(\frac{\sigma}{\gamma_l - \gamma_g} \right)^{1/2}$$

(3.2.1.20)

ここで、 λ_c は長さの次元を持つパラメーターで加熱面に沿う蒸気膜の安定波長に関するものである。(3.2.1.20) 式中の係数 C として下降流、上昇流に対して、

$$C = 0.62$$

を採用する。

Fig.3.2.1.6 に、下降流の場合のサブクール核沸騰から DNB 点、遷移沸騰領域、最小安定膜沸騰温度点を経過して膜沸騰に至る状況を例示する。

(iv) 蒸気単相対流熱伝達

膜沸騰熱伝達領域を超えた、高温加熱面での蒸気単相冷却に対しては、3.2 節(1)①単相対流熱伝達の相関式を採用する。

⑤ 熱伝達相関式のまとめ

異常な過渡変化及び事故時の解析に用いるべき熱伝達相関式を表にまとめたものを Table 3.2.1.1 に示す。上昇流と下降流とに大別し、各熱伝達様式に対応した熱伝達相関式を示してある。

(2) 熱計算モジュールの構造

RETRAN-02 コードの原子炉燃料要素などのヒートコンダクタの計算を行うモジュールの構造を Fig.3.2.1.7 に示す。サブルーチン SLABHT の制御の下で動く主なサブルーチン機能は次のようになっている。

CONDHT	格納容器での凝縮熱伝達を計算する
PCHF	限界熱流束を計算する

Table 3.2.1.1 HEAT TRANSFER CORRELATIONS FOR MODIFIED JRR - 3

		DOWN FLOW ($G < 0$)	UP FLOW ($G > 0$)
SINGLE PHASE LIQUID	$Re < 2000$	Eq. 3.2.1.1	MAX (Eq.3.2.1.1, Eq.3.2.1.4)
	$2000 \leq Re < 2500$	INTERPOLATION OF Eq.3.2.1.1 AND Eq.3.2.1.2	INTERPOLATION OF Eq.3.2.1.4 AND Eq.3.2.1.2
	$Re \geq 2500$	DITTUS-BOELTER (Eq.3.2.1.2)	DITTUS-BOELTER (Eq.3.2.1.2)
NUCLATE BOILING	ONB	BERGLES-ROHSENOW (Eq.3.2.1.5)	BERGLES-ROHSENOW (Eq.3.2.1.5)
	SUBCOOL	CHEN (Eq.3.2.1.6)	CHEN (Eq.3.2.1.6)
	SATURATION	CHEN (Eq.3.2.1.8)	CHEN, ROHSENOW (Eq.3.2.1.8&Eq.3.2.1.11)
DNB HEAT FLUX		Eq. 3.2.1.12 Eq. 3.2.1.14 Eq. 3.2.1.16	Eq. 3.2.1.12 Eq. 3.2.1.14
TRANSITION BOILING		BJORNARD&GRIFFITH (Eq.3.2.1.18)	BJORNARD&GRIFFITH (Eq.3.2.1.18)
TEMPERATURE OF MINIMUM HEAT FLUX		HENRY (Eq.3.2.1.19)	HENRY (Eq.3.2.1.18)
FILM BOILING		MODIFIED BROMLY (Eq.3.2.1.20)	MODIFIED BROMLY (Eq.3.2.1.20)
SINGLE PHASE VAPOR	$Re < 2000$	Eq. 3.2.1.1	MAX (Eq.3.2.1.1, Eq.3.2.1.4)
	$2000 \leq Re < 2500$	INTERPOLATION OF Eq.3.2.1.1 AND Eq.3.2.1.2	INTERPOLATION OF Eq.3.2.1.4 AND Eq.3.2.1.2
	$Re \geq 2500$	DITTUS-BOELTER (Eq.3.2.1.2)	DITTUS-BOELTER (Eq.3.2.1.2)

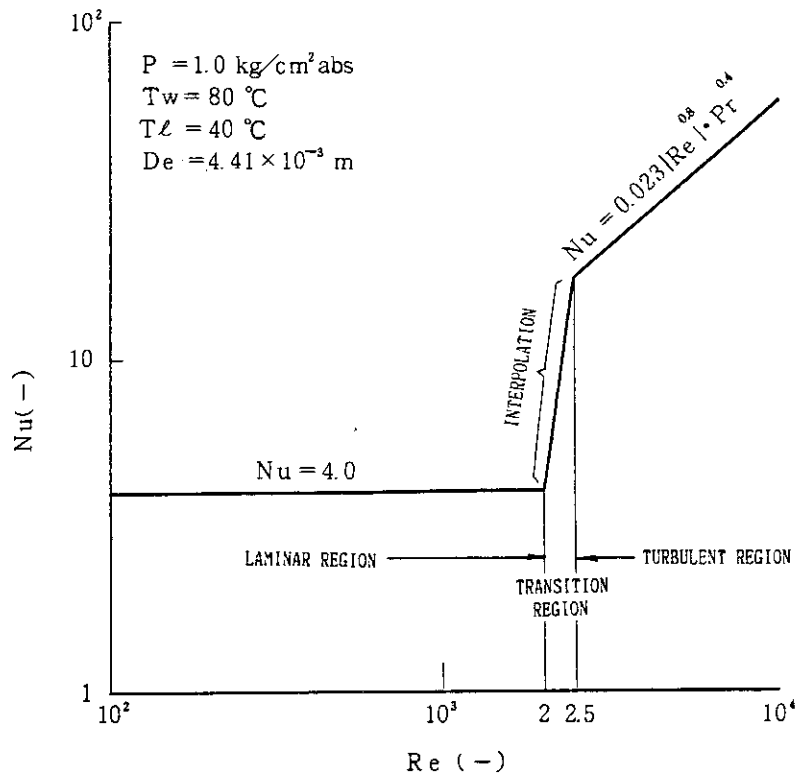


Fig. 3. 2. 1. 1 Single Phase Liquid Forced Convection Heat Transfer for Down Flow

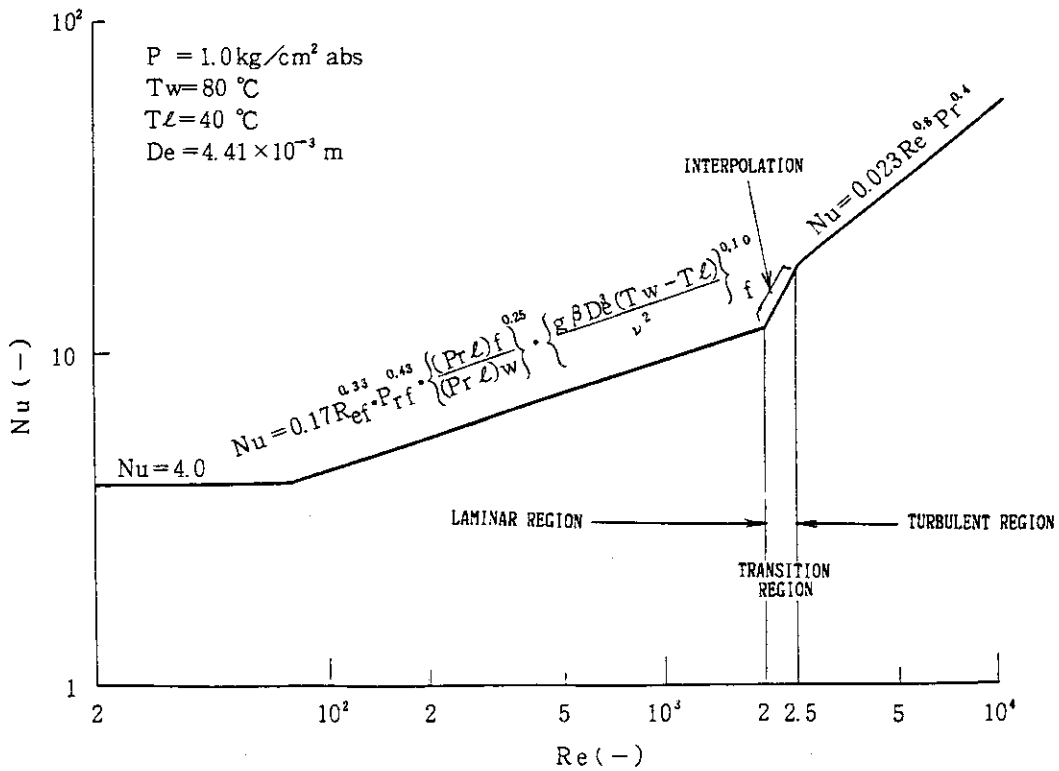


Fig. 3. 2. 1. 2 Single Phase Liquid Forced Convection Heat Transfer for Up Flow

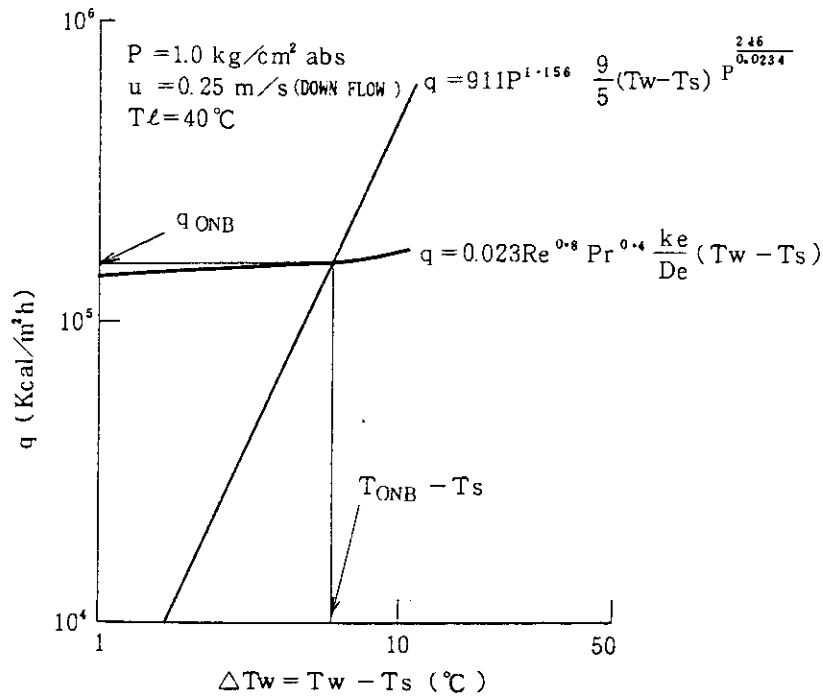


Fig. 3. 2. 1. 3 Ex. of ONB Down Flow

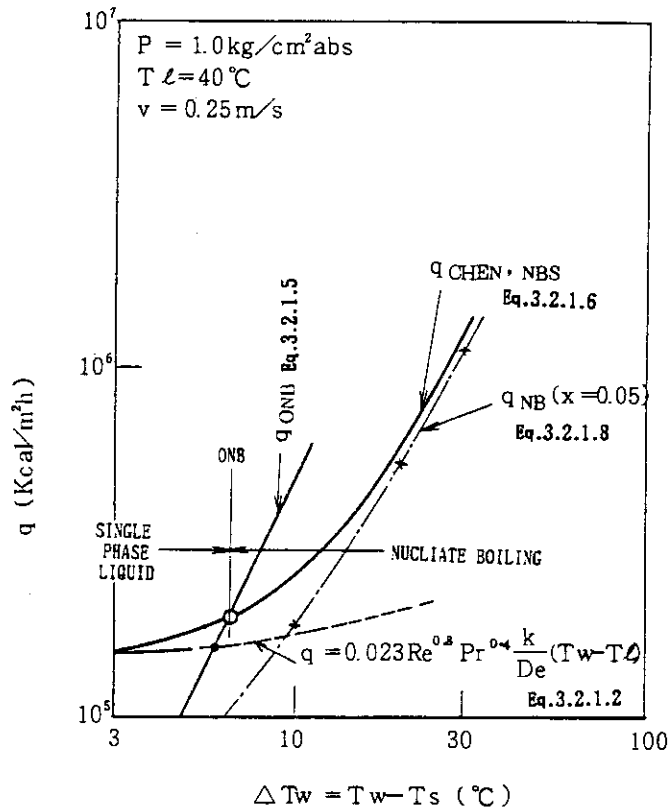


Fig. 3. 2. 1. 4 Nucliate Boiling Chen Correlation

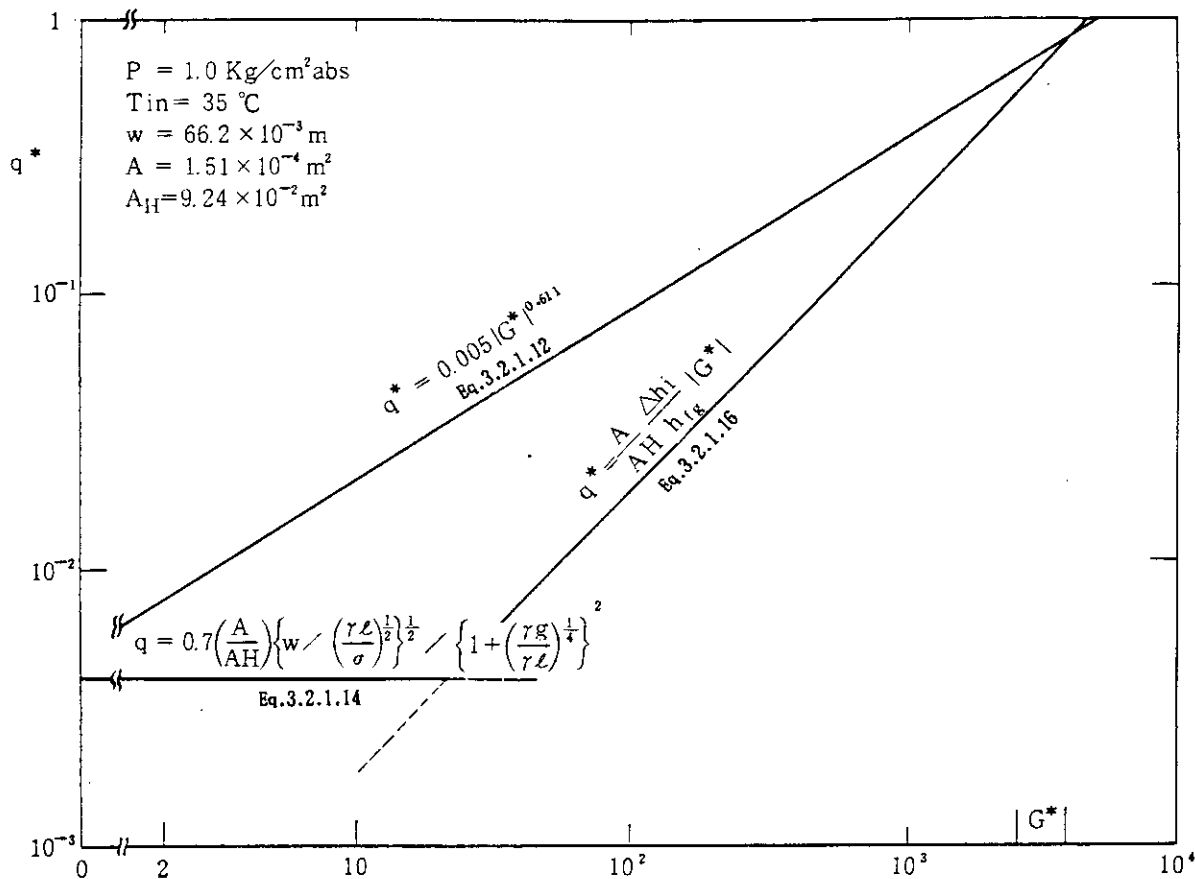


Fig. 3. 2. 1. 5 DNB Heat Flux Correlations

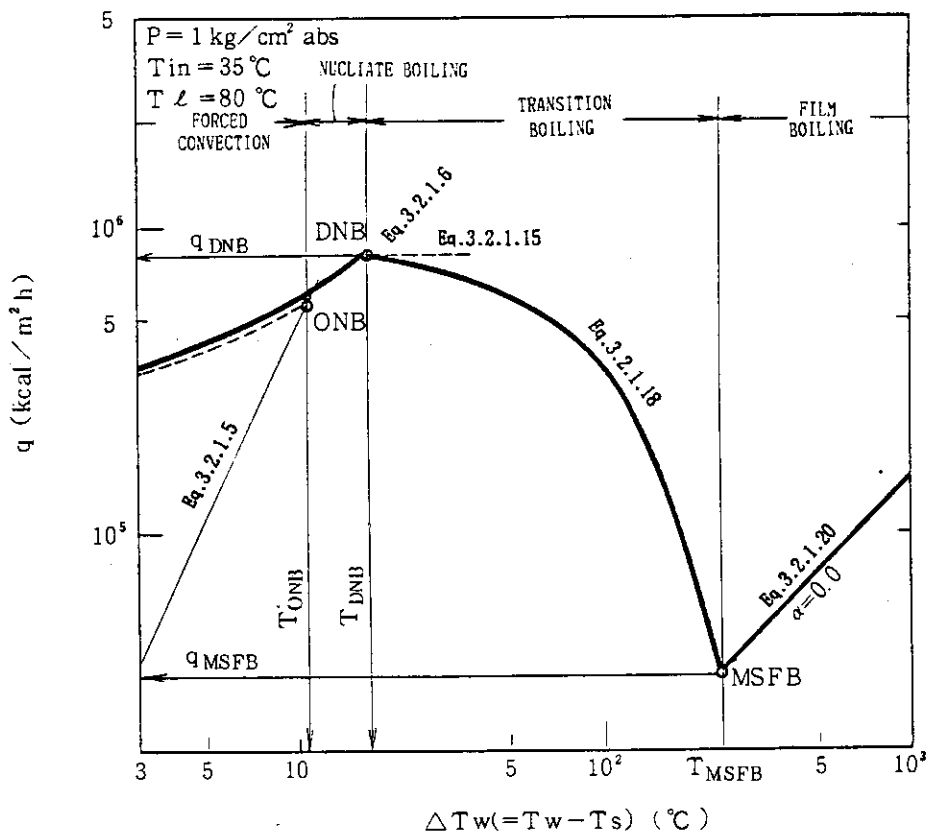


Fig. 3. 2. 1. 6 Heat Transfer Mode

MH2OR	ジルカロイ-水反応熱を計算する
MWR	ジルカロイ-水反応熱を計算する
COND	ヒートコンダクタの発熱量, 温度分布, 熱伝達係数などの計算を制御する
CORQ	燃料要素コンダクタの発熱量を計算する
TKANDC	ヒートコンダクタ材料の熱伝導率, 熱容量を求める
TEMP	ヒートコンダクタの温度分布を計算する
HTRC	冷却材条件や壁温などを考慮して適用すべき熱伝達相関式を定める
QDOT	熱伝達係数を計算する

このうちで, 熱伝達パッケージの機能と重なるものは PCHF, HTRC, QDOT である。

(3) 解法手順

ヒートコンダクタの計算は次の手順で行われる。まずサブルーチン TEMP で, コンダクタ内部から表面へ向う熱流束と, コンダクタ表面温度とを次式により関係づける定数 A, B を定める。

$$q = A \times T_w + B$$

ここで

q : 熱流束 (Btu / ft² - hr)

T_w : コンダクタ表面温度 (°F)

次にサブルーチン HTRC では冷却材条件やコンダクタ表面温度などを考慮して適用すべき熱伝達相関式を決定し, サブルーチン QDOT でその相関式を用いて熱伝達係数を計算するが, その際コンダクタ内部から表面へ向う熱流束とコンダクタ表面から冷却材に伝わる熱流束が等しいという条件を満たすように, すでに定めた定数 A と B を用いてコンダクタ表面温度も同時に定める。この時熱伝達係数の相関式が T_w を独立変数として含む場合は Newton - Raphson の繰り返し法が使用される。

(4) 熱伝達パッケージの組み込み

以上の検討に基づき, コードへのパッケージの組み込みを以下の方法で行った。

- a. 限界熱流束の計算は, 熱伝達パッケージの中で行うので, PCHF の計算結果は使用しないものとした。
- b. HTRC を RETRAN-02 コードと熱伝達パッケージとのインターフェイスとし, 熱伝達パッケージで必要となる変数の受け渡しや RETRAN の使用している英国単位系とパッケージの MKH 単位系との変換などを行うように全面的に書き改めた。
- c. 熱伝達パッケージへ渡す変数として, (2)項で説明した定数 A, B を追加し, パッケージの中では熱伝達係数を決定する時に同時にコンダクタ表面温度も計算するように書き変えた。その際必要な場合には Newton - Raphson 法による繰り返し計算を行うようにパッケージを書き改めた。

これらの変更を行うことにより熱伝達パッケージが RETRAN-02 の解法と整合性のある形で組み込まれた。

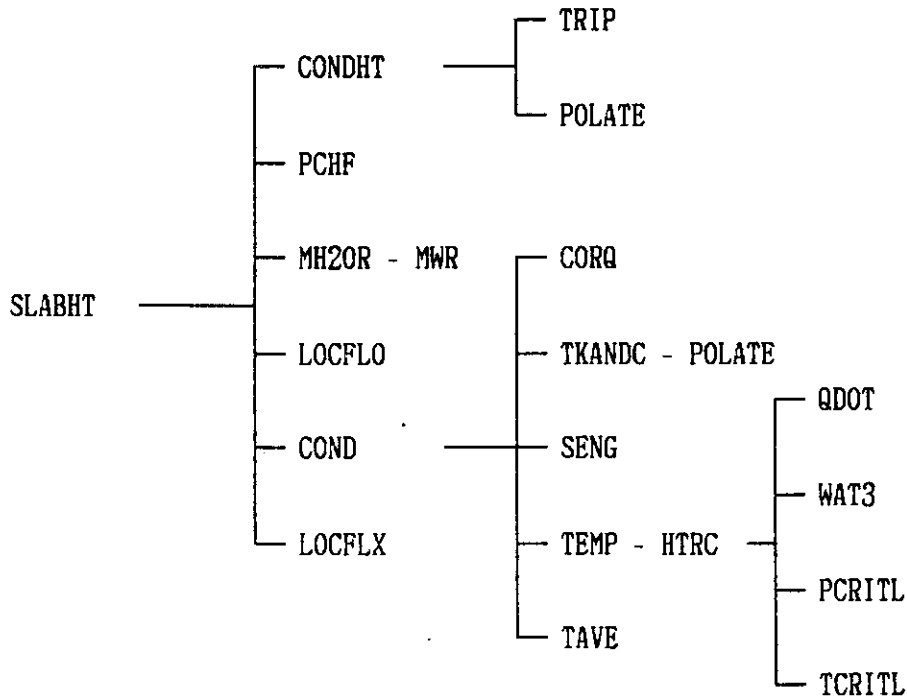


Fig. 3. 2. 1. 7 Program Structure for Heat Conduction Calculation in the Original RETRAN-02 Code

3. 2. 2 蒸気表精度の改良

RETRAN-02 コードの基礎方程式は、2. 2 節で述べた。これらの方程式が“閉じた系”を成すためには、熱伝達相関式で代表される補助方程式と流体の熱力学的状態量を表わす状態方程式が必要である。本節では RETRAN-02 コードにおける状態方程式の取扱いについて述べる。そして、研究炉の安全解析に必要なコード改良について記す。

(1) RETRAN-02 コードの Steam Table Functions

RETRAN コードの蒸気表は、1964年 ASME (American Society of Mechanical Engineers) Steam Table (参考文献 3) に基づいている。RETRAN-01 バージョンは、これをテーブル型式で使用していた。この場合、熱力学状態量やその導関数を求めるために、内挿や差分近似を駆使する必要があった。このような方法は、導関数が不連続となる場合があり数値計算の手法として有利ではない。

そこで、RETRAN-02 バージョンは ASME の Steam Table Functions を多項式で近似することによりこれを改善した。すなわち、次式に示すように比体積と温度は圧力と比エンタルピーの関数とした。また、飽和水と飽和蒸気は、圧力の関数として近似した。

$$V = F_v (P, h) \quad (3. 2. 2. 1)$$

$$T = F_t (P, h) \quad (3. 2. 2. 2)$$

$$H_{sg} = F_{sg} (P) \quad (3. 2. 2. 3)$$

$$H_{sl} = F_{sl} (P) \quad (3. 2. 2. 4)$$

上の多項式において

- V : 比体積 (lbm/Ft³)
 T : 温度 (F)
 H_{sg} : 飽和蒸気エンタルピー (Btu/lbm)
 H_{sl} : 飽和水エンタルピー (Btu/lbm)
 P : 圧力 (Psia)
 h : 比エンタルピー (Btu/lbm)

を意味する。これらの式は ASME の多項式に比べて次数が低い。また、RETRAN コードは商用軽水炉を対象に開発されたものであるため、上記の多項式が低圧、低温条件下において十分な精度を持つものであるか調べる必要がある。Fig. 3.2.2.1 から Fig. 3.2.2.4 に ASME と RETRAN-02 コードとの相違を示す。これらの図から判るように、 T 、 H_{sg} および H_{sl} に関しては、有意な相違は見られない。特に H_{sg} と H_{sl} については ASME のテーブルの値と多くが全桁一致していた。しかし、比体積 V は僅かな差と傾向の違いが見られる。Fig. 3.2.2.2 から判るように比体積の最小値は、約 90 °F (32.2 °C) の所にある。また、図面から判るようにオリジナル RETRAN の状態方程式では比体積の僅かな誤差は、エンタルピー (または温度) に大きな誤差をもたらす。さらに、その微分値 $\left(\frac{\partial v}{\partial h}\right)_p$ は 90 F 近傍で正負逆転する。以上の考察からサブクール比体積 V の多項式は、現在のモデルでは不十分であり、改良の必要がある。

(2) サブクール比体積の計算精度の改善

RETRAN-02 コードのサブクール比体積の多項式は、圧力 P について 2 次式、エンタルピー h について 4 次式である。すなわち、

$$V = Fv(P, h) = \exp\left(\sum_{i=0}^2 \sum_{j=0}^4 C_{ij} P^i h^j\right) \quad (3.2.2.5)$$

$$P < P_{crit} (= 3200 \text{ Psia})$$

$$h \leq H_f(P) \quad H_f : \text{Saturated}$$

C_{ij} : 多項式の係数

3.2.2.5 式は (P, h) 平面上の比体積を 15 個選んで作成したものである。多項式の改良において次数は低い方が、数値計算の上では有利である。しかし、圧力の広範囲にわたり従来の精度を保ち、かつ低圧部の精度改善を図るために、上式より高次の多項式で近似することにした。Fig. 3.2.2.5 は新しく作成した (P, h) 平面の代表点である。また、Table 3.2.2.1 はこれらの代表点の値 (比体積) である。

これを多項式で書くと、次のようになる。

$$V = Fv(P, h) = \exp\left(\sum_{i=0}^5 \sum_{j=0}^6 C_{ij} P^i h^j\right) \quad (3.2.2.6)$$

$$P < P_{crit}$$

$$h \leq H_f(P)$$

C_{ij} : 多項式の係数

ここで、 C_{ij} は未知係数である。以下に C_{ij} を求める手順を示す。3.2.2.6 式の自然対数をとる、左辺 = $\log_e V (= B$ とおく)

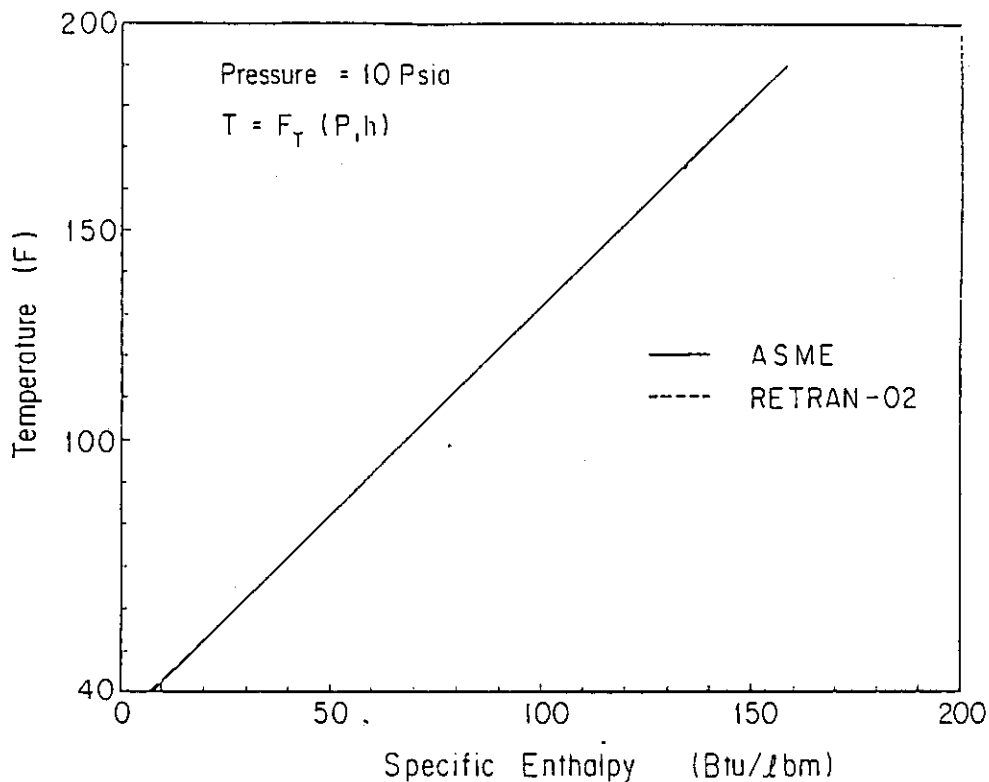


Fig. 3. 2. 2. 1 SPECIFIC ENTHALPY vs. TEMPERATURE

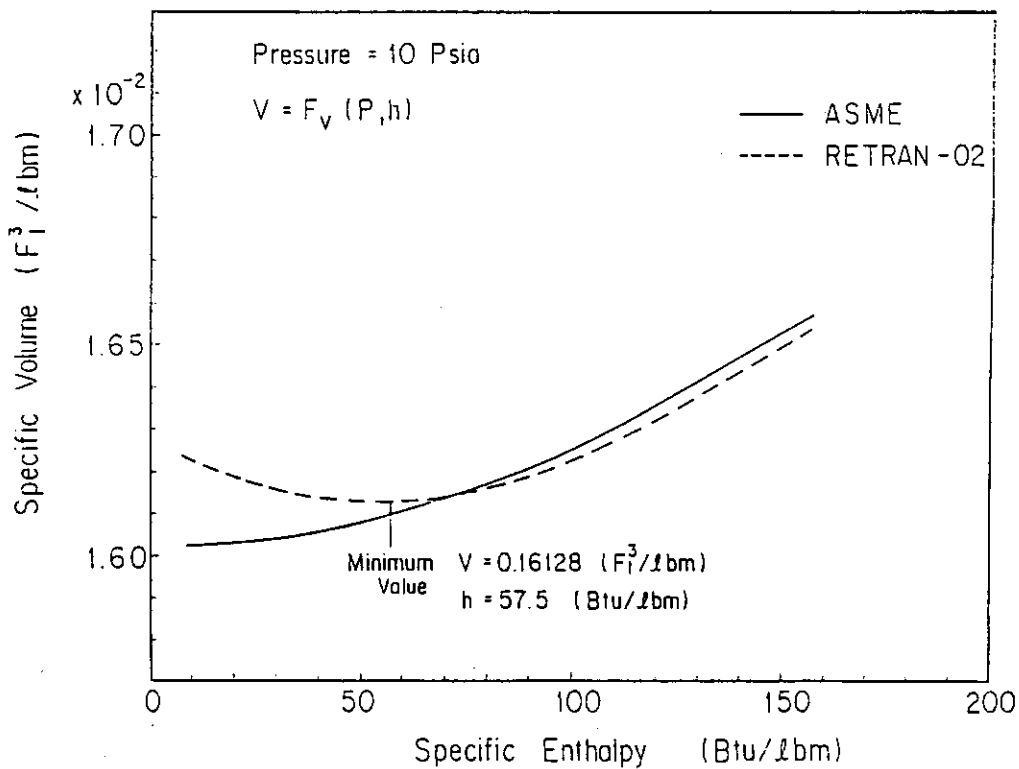


Fig. 3. 2. 2. 2 SPECIFIC ENTHALPY vs. SPECIFIC VOLUME

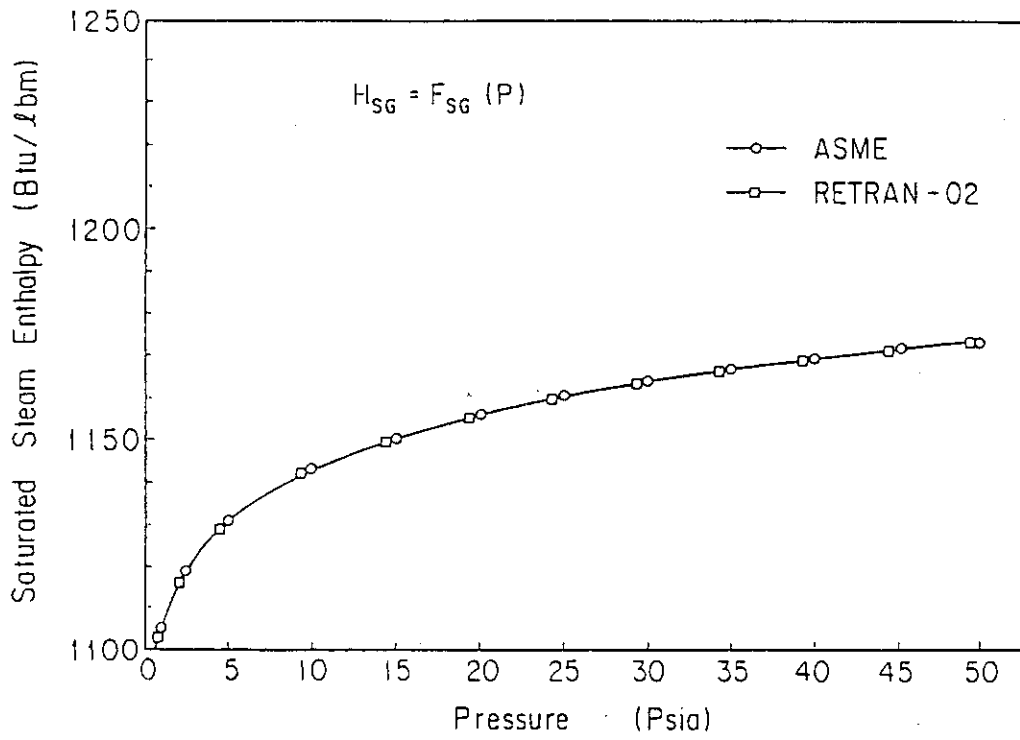


Fig. 3. 2. 2. 3 PRESSURE vs. SATURATED STEAM ENTHALPY

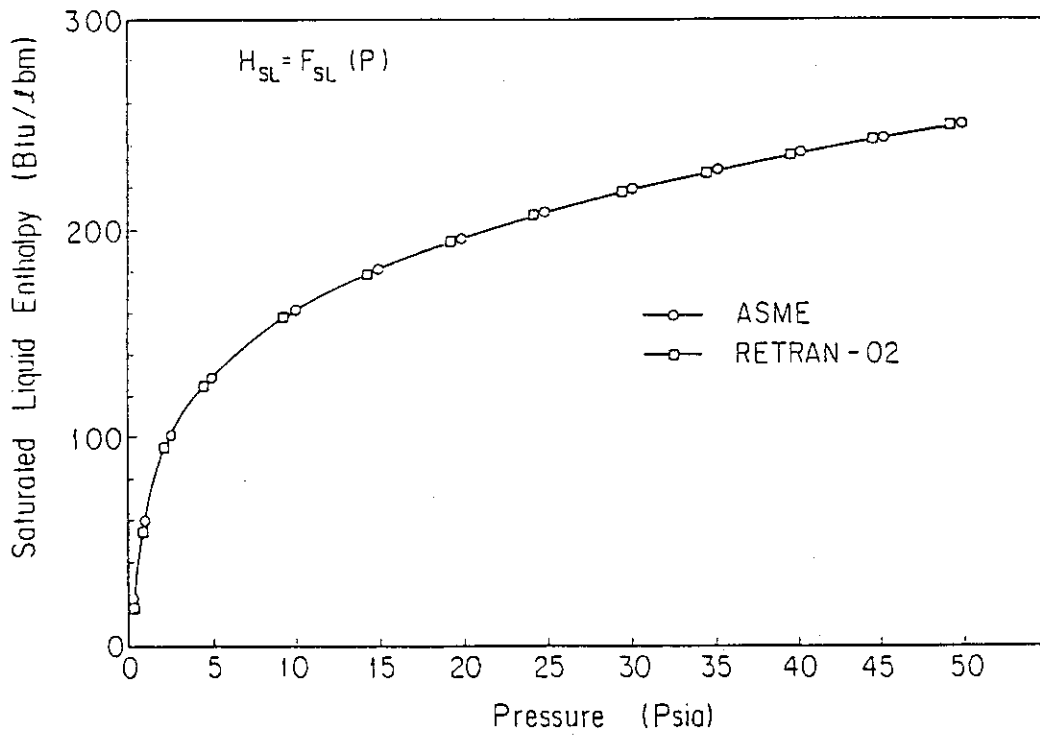


Fig. 3. 2. 2. 4 PRESSURE vs. SATURATED LIQUID ENTHALPY

$$B = \sum_{i=0}^5 \sum_{j=0}^6 C_{ij} P^i h^j \quad (3.2.2.7)$$

3.2.2.7式に42個(6×7)の(P, h)の組を代入すると42組の式が得られる。これを行列表示すると、

$$B = AC \quad (3.2.2.8)$$

なる線型連立方程式に帰着する。

ここで、

$$A = \begin{pmatrix} P_0^0 h_0^0, \dots, P_0^0 h_6^0, P_0^1 h_0^0, \dots, P_0^1 h_6^0, \dots, P_0^5 h_0^0, \dots, P_0^5 h_6^0 \\ P_0^0 h_1^0, \dots, P_0^0 h_6^0, P_0^1 h_1^0, \dots, P_0^1 h_6^0, \dots, P_0^5 h_1^0, \dots, P_0^5 h_6^0 \\ \vdots \quad \quad \quad \vdots \quad \quad \quad \vdots \quad \quad \quad \vdots \quad \quad \quad \vdots \\ P_0^0 h_5^0, \dots, P_0^0 h_6^0, P_0^1 h_5^0, \dots, P_0^1 h_6^0, \dots, P_0^5 h_5^0, \dots, P_0^5 h_6^0 \\ \vdots \quad \quad \quad \vdots \quad \quad \quad \vdots \quad \quad \quad \vdots \quad \quad \quad \vdots \\ P_5^0 h_0^0, \dots, P_5^0 h_6^0, P_5^1 h_0^0, \dots, P_5^1 h_6^0, \dots, P_5^5 h_0^0, \dots, P_5^5 h_6^0 \\ P_5^0 h_1^0, \dots, P_5^0 h_6^0, P_5^1 h_1^0, \dots, P_5^1 h_6^0, \dots, P_5^5 h_1^0, \dots, P_5^5 h_6^0 \\ \vdots \quad \quad \quad \vdots \quad \quad \quad \vdots \quad \quad \quad \vdots \quad \quad \quad \vdots \\ P_5^0 h_6^0, \dots, P_5^0 h_6^0, P_5^1 h_6^0, \dots, P_5^1 h_6^0, \dots, P_5^5 h_6^0, \dots, P_5^5 h_6^0 \end{pmatrix}$$

$$B = \begin{pmatrix} B(P_0, h_0) \\ \vdots \\ B(P_0, h_6) \\ \vdots \\ B(P_5, h_0) \\ \vdots \\ B(P_5, h_6) \end{pmatrix} \quad C = \begin{pmatrix} C_{00} \\ \vdots \\ C_{06} \\ \vdots \\ C_{50} \\ \vdots \\ C_{56} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \text{LAG}(1) \\ \vdots \\ \text{LAG}(7) \\ \vdots \\ \text{LAG}(36) \\ \vdots \\ \text{LAG}(42) \end{pmatrix}$$

LAG(1) ~ LAG(42)は3.2.2.8式を解いて得られた多項式の係数である。これをTable 3.2.2.2に示す。1次元データLAGを用いると3.2.2.7式は次のように整理される。なお、以下の表示方法はRETRAN-02のプログラミングを考慮している。すなわち、コード修正の際は同じ変数名と式でコーディングすればよい。

$$\begin{aligned} SP0 &= \text{LAG}(1) + h (\text{LAG}(2) + h (\text{LAG}(3) + h (\text{LAG}(4) \\ &\quad + h (\text{LAG}(5) + h (\text{LAG}(6) + h \times \text{LAG}(7)))))) \\ SP1 &= \text{LAG}(8) + h (\text{LAG}(9) + h (\text{LAG}(10) + h (\text{LAG}(11) \\ &\quad + h (\text{LAG}(12) + h (\text{LAG}(13) + h \times \text{LAG}(14)))))) \\ SP2 &= \text{LAG}(15) + h (\text{LAG}(16) + h (\text{LAG}(17) + h (\text{LAG}(18) \\ &\quad + h (\text{LAG}(19) + h (\text{LAG}(20) + h \times \text{LAG}(21)))))) \\ SP3 &= \text{LAG}(22) + h (\text{LAG}(23) + h (\text{LAG}(24) + h (\text{LAG}(25) \\ &\quad + h (\text{LAG}(26) + h (\text{LAG}(27) + h \times \text{LAG}(28)))))) \\ SP4 &= \text{LAG}(29) + h (\text{LAG}(30) + h (\text{LAG}(31) + h (\text{LAG}(32) \\ &\quad + h (\text{LAG}(33) + h (\text{LAG}(34) + h \times \text{LAG}(35)))))) \\ SP5 &= \text{LAG}(36) + h (\text{LAG}(37) + h (\text{LAG}(38) + h (\text{LAG}(39) \\ &\quad + h (\text{LAG}(40) + h (\text{LAG}(41) + h \times \text{LAG}(42)))))) \end{aligned}$$

Table 3.2.2.1

	Pressure (Psia)	Specific Enthalpy (Btu/lbm)	Specific Volume lbm/ft ³
a ₁₁	3200.0	18.0	0.015855
a ₁₂	3200.0	118.0	0.016141
a ₁₃	3200.0	258.0	0.017025
a ₁₄	3200.0	358.0	0.018056
a ₁₅	3200.0	500.0	0.020120
a ₁₆	3200.0	700.0	0.026000
a ₁₇	3200.0	1000.0	0.090000
a ₂₁	2000.0	18.0	0.015919
a ₂₂	2000.0	118.0	0.016221
a ₂₃	2000.0	258.0	0.017148
a ₂₄	2000.0	358.0	0.018201
a ₂₅	2000.0	500.0	0.020387
a ₂₆	2000.0	700.0	0.027140
a ₂₇	2000.0	1000.0	0.140000
a ₃₁	1500.0	18.0	0.015945
a ₃₂	1500.0	118.0	0.016252
a ₃₃	1500.0	258.0	0.017199
a ₃₄	1500.0	358.0	0.018263
a ₃₅	1500.0	500.0	0.020500
a ₃₆	1500.0	700.0	0.027620
a ₃₇	1500.0	1000.0	0.162000
a ₄₁	1000.0	18.0	0.015971
a ₄₂	1000.0	118.0	0.016283
a ₄₃	1000.0	258.0	0.017249
a ₄₄	1000.0	358.0	0.018321
a ₄₅	1000.0	500.0	0.020607
a ₄₆	1000.0	700.0	0.028100
a ₄₇	1000.0	1000.0	0.018250
a ₅₁	500.0	18.0	0.015997
a ₅₂	500.0	118.0	0.016314
a ₅₃	500.0	258.0	0.017300
a ₅₄	500.0	358.0	0.018380
a ₅₅	500.0	500.0	0.020721
a ₅₆	500.0	700.0	0.028580
a ₅₇	500.0	1000.0	0.203000
a ₆₁	2.0	18.0	0.016022
a ₆₂	2.0	118.0	0.016344
a ₆₃	2.0	258.0	0.017352
a ₆₄	2.0	358.0	0.018438
a ₆₅	2.0	500.0	0.020825
a ₆₆	2.0	700.0	0.029040
a ₆₇	2.0	1000.0	0.224000

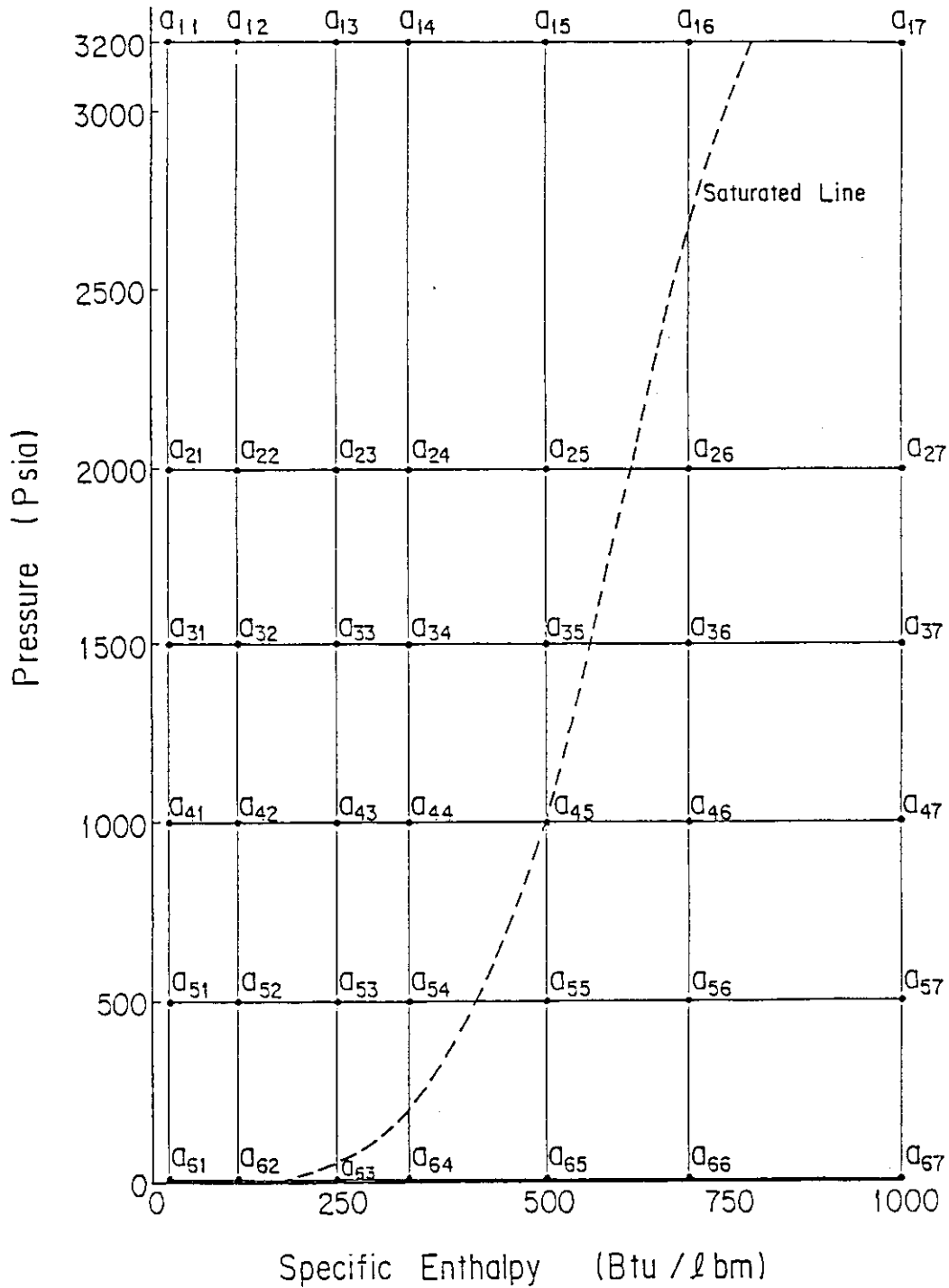


Fig. 3. 2. 2. 5 SPECIFIC ENTHALPY vs. PRESSURE

Table 3.2.2.2 Constant Coefficients in Expressions for Subcooled Liquid

LAG(1) = -0.4134029589D + 01 LAG(2) = -0.2441184054D - 04 LAG(3) = 0.2209870962D - 05
 LAG(4) = -0.6070628894D - 08 LAG(5) = 0.1316350552D - 10 LAG(6) = -0.1522929216D - 13
 LAG(7) = 0.8589240994D - 17 LAG(8) = -0.3421502161D - 05 LAG(9) = 0.5157995569D - 07
 LAG(10) = -0.7610491182D - 09 LAG(11) = 0.3333816472D - 11 LAG(12) = -0.6337446779D - 14
 LAG(13) = 0.5400840762D - 17 LAG(14) = -0.1866330638D - 20 LAG(15) = -0.2182353803D - 08
 LAG(16) = 0.5762274970D - 10 LAG(17) = -0.6869462033D - 12 LAG(18) = 0.3899888586D - 14
 LAG(19) = -0.1073370946D - 16 LAG(20) = 0.1309877667D - 19 LAG(21) = -0.5683523484D - 23
 LAG(22) = 0.2259079893D - 11 LAG(23) = -0.6805783575D - 13 LAG(24) = 0.8026765479D - 15
 LAG(25) = -0.4349228692D - 17 LAG(26) = 0.1157103300D - 19 LAG(27) = -0.1389663618D - 22
 LAG(28) = 0.5988902843D - 26 LAG(29) = -0.9015092027D - 15 LAG(30) = 0.2792720654D - 16
 LAG(31) = -0.3238260469D - 18 LAG(32) = 0.1726010684D - 20 LAG(33) = -0.4584612622D - 23
 LAG(34) = 0.5548851287D - 26 LAG(35) = -0.2422095395D - 29 LAG(36) = 0.1221331859D - 18
 LAG(37) = -0.3818512162D - 20 LAG(38) = 0.4338257722D - 22 LAG(39) = -0.2281516843D - 24
 LAG(40) = 0.6066135172D - 27 LAG(41) = -0.7396337791D - 30 LAG(42) = 0.3260076238D - 33

これより、3.2.2.7式を

$$B = SP0 + P(SP1 + P(SP2 + P(SP3 + P(SP4 + P \times SP5))))$$

と書き代えて、

$$V = e^B \quad (3.2.2.9)$$

とする。3.2.2.9式をもとに比体積Vの導関数 $\left(\frac{\partial V}{\partial P}\right)_h$ 、 $\left(\frac{\partial V}{\partial h}\right)_p$ を求める。 $\left(\frac{\partial V}{\partial P}\right)_h$ については、

$$\begin{aligned} \left(\frac{\partial V}{\partial P}\right)_h &= e^B \times \frac{\partial B}{\partial P} \\ &= V \times (SP1 + P(2 \times SP2 + P(3 \times SP3 + P(4 \times SP4 \\ &\quad + 5 \times P \times SP5)))) \end{aligned} \quad (3.2.2.10)$$

$\left(\frac{\partial V}{\partial h}\right)_p$ はSP1~SP5のhに関する導関数を求めて整理すると、

$$\begin{aligned} SH1 &= LAG(2) + P(LAG(9) + P(LAG(16) + P(LAG(23) \\ &\quad + P(LAG(30) + P(LAG(37)))))) \\ SH2 &= LAG(3) + P(LAG(10) + P(LAG(17) + P(LAG(24) \\ &\quad + P(LAG(31) + P \times LAG(38)))))) \\ SH3 &= LAG(4) + P(LAG(11) + P(LAG(18) + P(LAG(25) \\ &\quad + P(LAG(32) + P \times LAG(39)))))) \\ SH4 &= LAG(5) + P(LAG(12) + P(LAG(19) + P(LAG(26) \\ &\quad + P(LAG(33) + P \times LAG(40)))))) \\ SH5 &= LAG(6) + P(LAG(13) + P(LAG(20) + P(LAG(27) \\ &\quad + P(LAG(34) + P \times LAG(45)))))) \\ SP6 &= LAG(7) + P(LAG(14) + P(LAG(14) + P(LAG(28) \\ &\quad + P(LAG(35) + P \times LAG(42)))))) \end{aligned}$$

これより、

$$\begin{aligned} \left(\frac{\partial V}{\partial h}\right)_p &= e^B \left(\frac{\partial B}{\partial h}\right)_p \\ &= V \cdot (SH1 + h(2 \times SH2 + h(3 \times SH3 + h(4 \times SH4 \\ &\quad + h(5 \times SH5 + 6 \times SH6)))))) \end{aligned} \quad (3.2.2.11)$$

以上により、比体積Vと導関数 $\left(\frac{\partial V}{\partial P}\right)_h$ 、 $\left(\frac{\partial V}{\partial h}\right)_p$ が得られた。Fig. 3.2.2.6~3.2.2.9は新しい多項式で計算された比体積である。これらの図から判るように、RETRANのサブクール比体積は、ASMEとほとんど一致した。また、導関数も同図から得られる勾配と一致した。

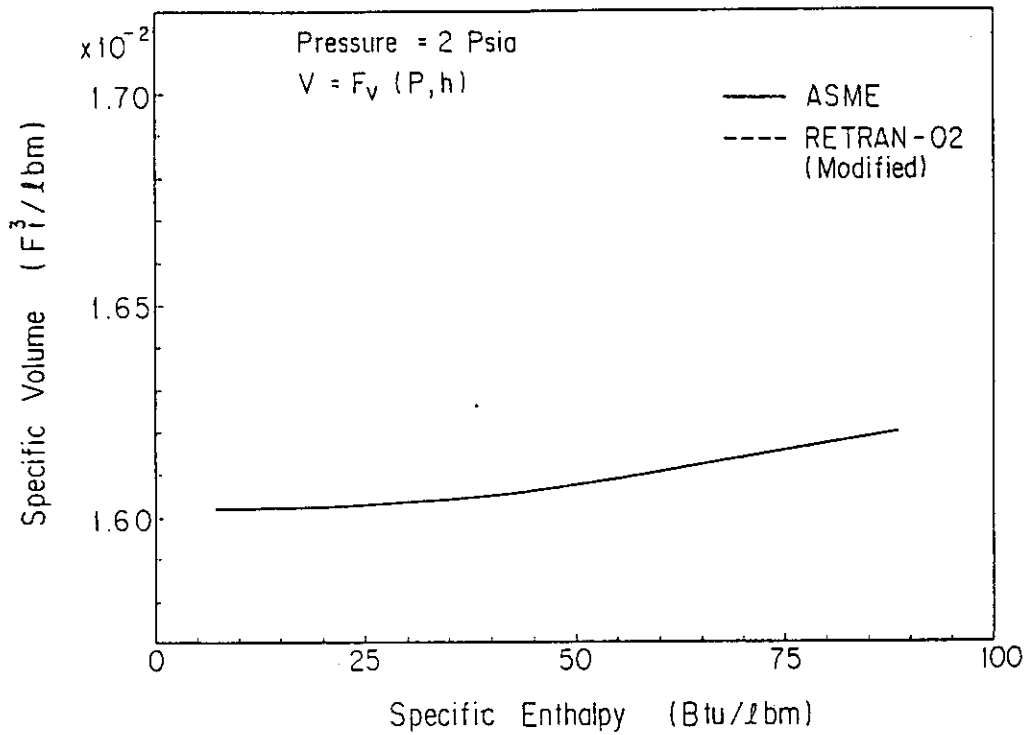


Fig. 3.2.2.6 SPECIFIC ENTHALPY vs. SPECIFIC VOLUME at 2.0 psia (RETRAN-02/RR)

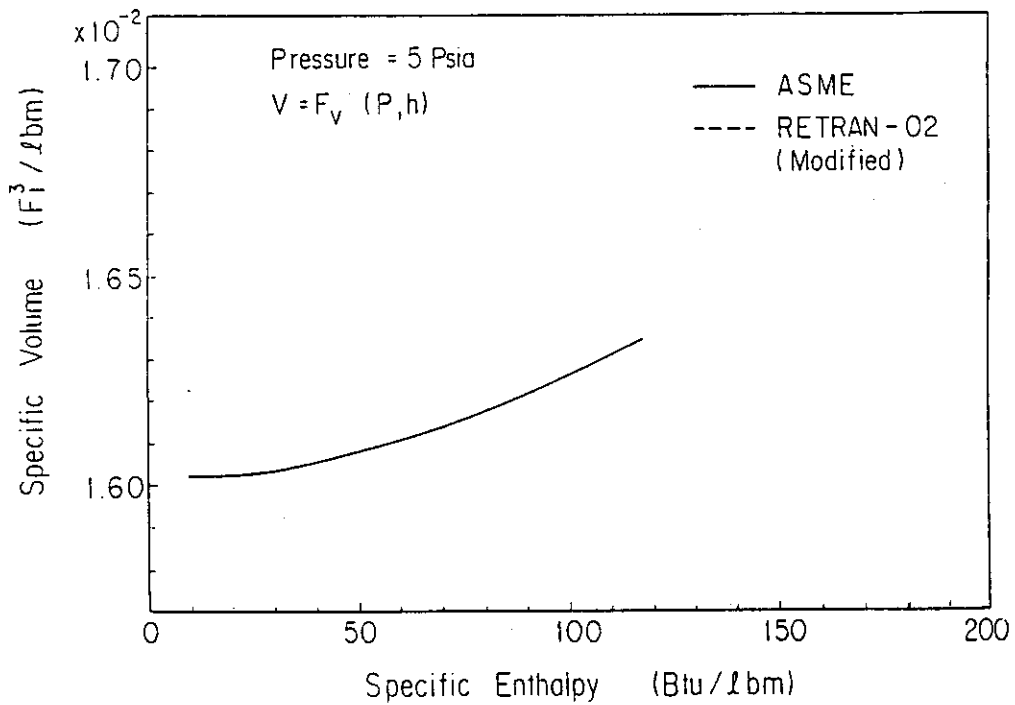


Fig. 3.2.2.7 SPECIFIC ENTHALPY vs. SPECIFIC VOLUME at 5.0 psia (RETRAN-02/RR)

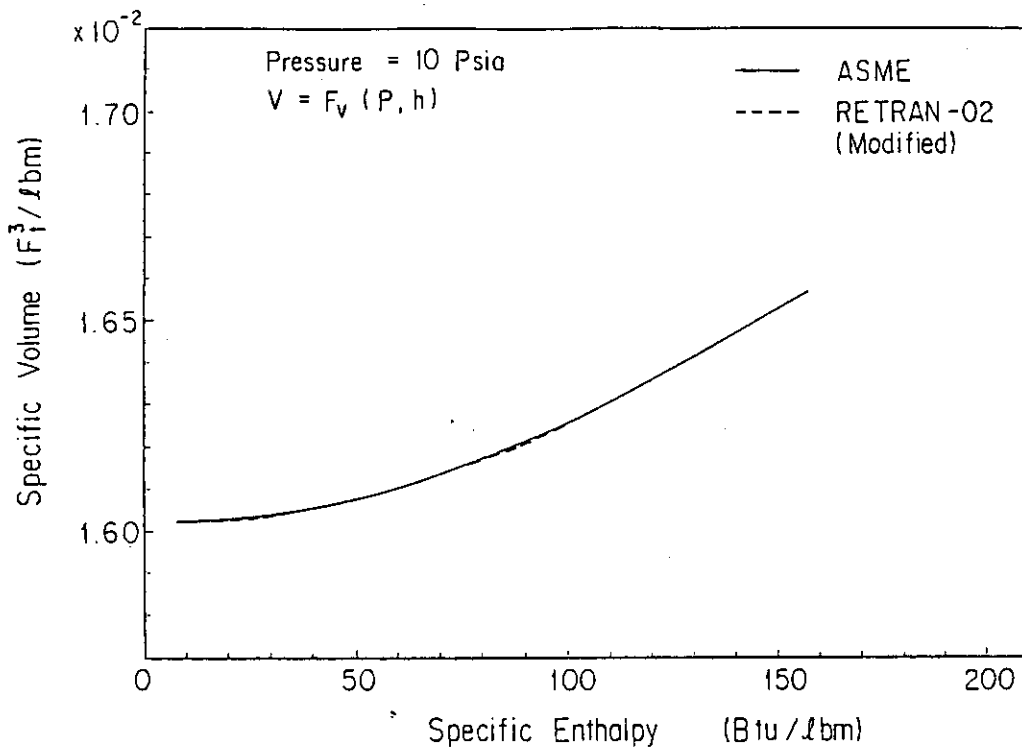


Fig. 3.2.2.8 SPECIFIC ENTHALPY vs. SPECIFIC VOLUME at 10.0 psia (RETRAN-02/RR)

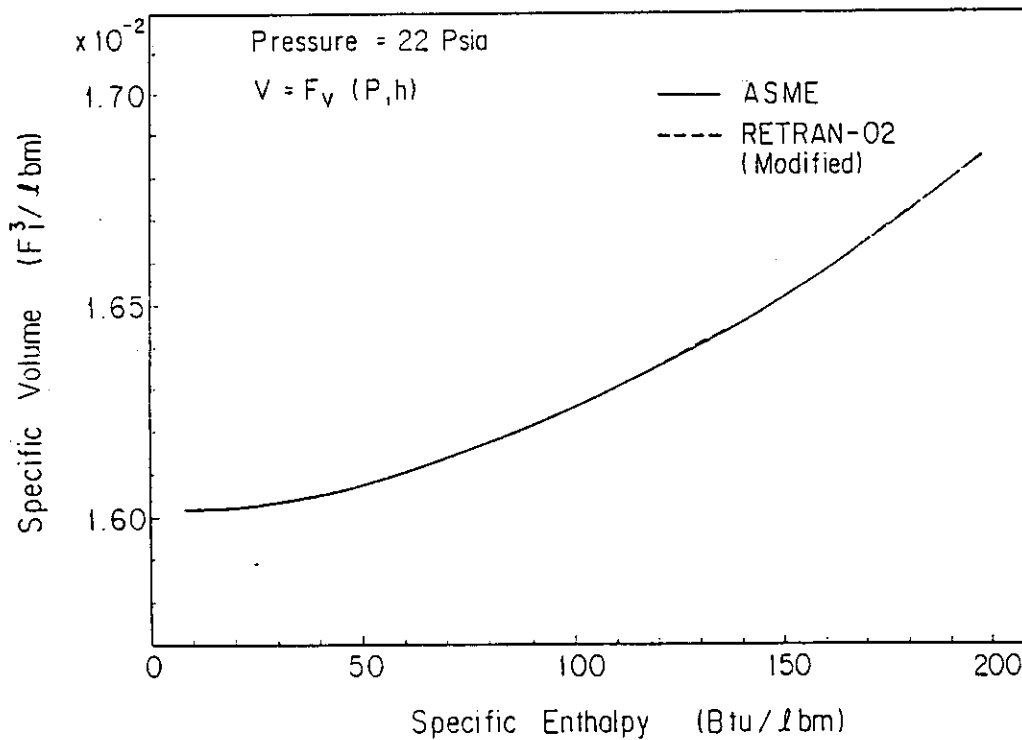


Fig. 3.2.2.9 SPECIFIC ENTHALPY vs. SPECIFIC VOLUME at 22.0 psia (RETRAN-02/RR)

3.2.3 臨界流モデル

オリジナルの RETRAN-02 は、商用軽水炉（PWR, BWR）の過渡事象解析用に開発されたコードである事から、内蔵されている臨界流モデルは高温・高圧条件下の実験により得られたモデルとなっている。これを低温・低圧条件下の研究炉用に改良した。改良した部分は

① 水の単相流では、臨界流にならないものとする。

つまりサブクール度が大きく、破断口で二相流現象が生じない場合は臨界流とはならないモデルとする。

② 水が飽和温度を上回った場合には、Extended Henry 及び Moody の臨界流モデルが用いられる。

③ ①, ②はジャンクション・データの choking option 3 が入力された場合に用いられる。

以上の改良を行った。

3.2.4 壁面摩擦相関式

オリジナルの RETRAN-02 で用いられている壁面摩擦係数 λ は、なめらかな円管の式を用いている。すなわち乱流域ではカルマンニクラウゼの

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = 2 \log (\text{Re} \cdot \sqrt{\lambda}) - 0.8 \quad (3.2.4.1)$$

を、又層流域では

$$\lambda = \frac{64}{\text{Re}} \quad (3.2.4.2)$$

を用いている。層流から乱流へ移行する遷移領域では、上で示した 3.2.4.1, 3.2.4.2 式より得られる λ のうち大きい方を用いている。

RETRAN-02/RR でも炉心燃料部以外では、オリジナルと同じ式を用いるが、燃料板間流路では JRR-3 改造炉の特徴である平行平板間の矩形流路を考慮し、次のような変更を行なう。

i. 層流域 ($\text{Re} < 2000$)

$$\lambda = \frac{64}{\text{Re}} \frac{8 a^2}{(a+b)^2 x} = \frac{90.5}{\text{Re}}$$

$$x = \frac{16}{3} - \frac{1024}{\pi^5} \frac{b}{a} \left(\tanh \frac{\pi a}{2b} + \frac{1}{3^5} \tanh \frac{3\pi a}{2b} \right) \quad (3.2.4.3)$$

ii. 乱流域 ($4000 < \text{Re}$)

オリジナルと同様のカルマンニクラウゼの式

iii. 遷移域 ($2000 \leq \text{Re} \leq 4000$)

$\text{Re} = 4000$ のカルマンニクラウゼの式より得られる λ と、 $\text{Re} = 2000$ での 3.2.4.3 式より得られる λ を Re 数で内挿した値。

以上の関係式を用いる。又 Fig. 3.2.4.1 に Re 数の相関を図で示す。

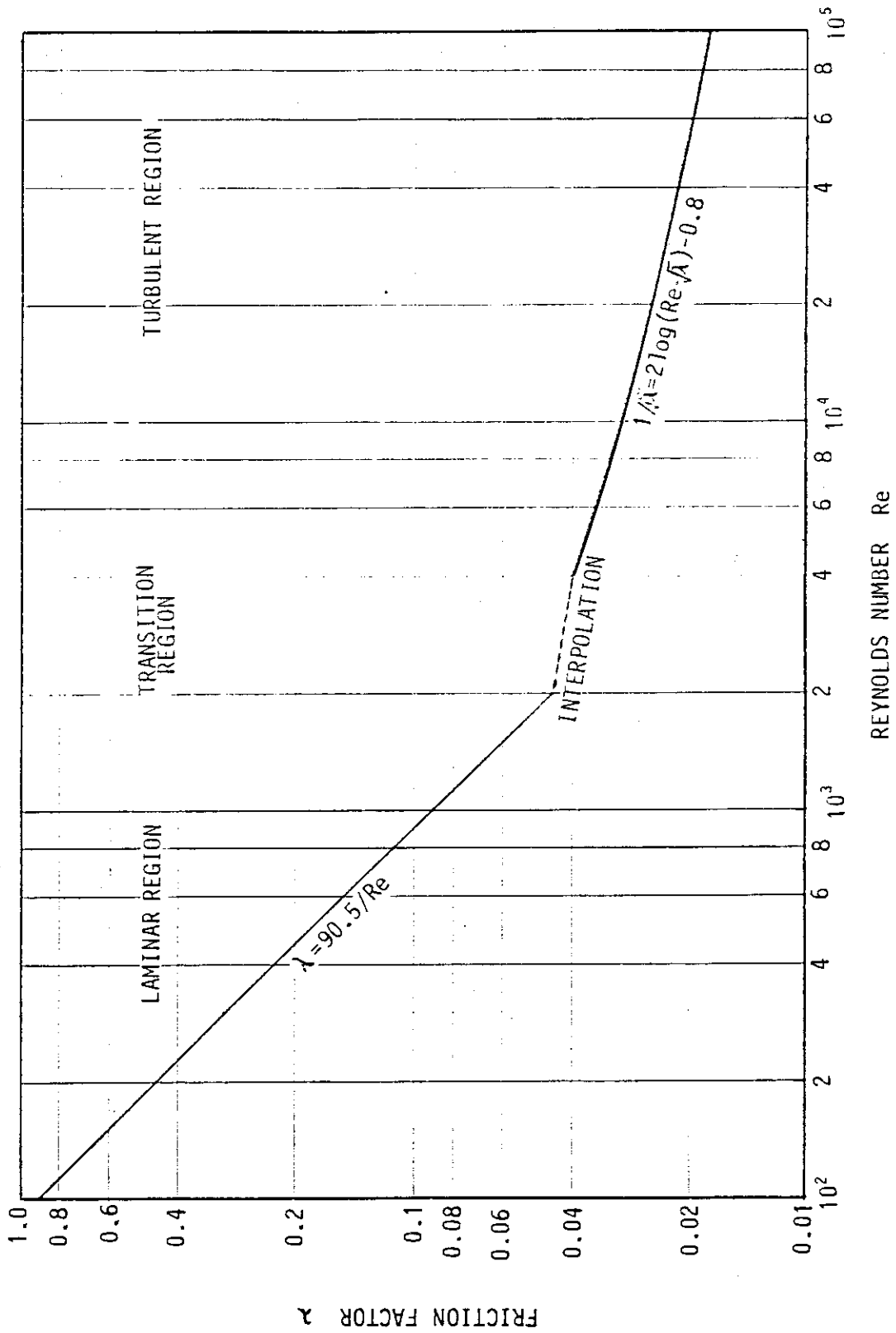


Fig. 3.2.4.1 WALL FRICTION FACTOR USING BY RETRAN - 02 / RR

3.2.5 初期定常設定機能

RETRANコードは入力データ作成の労力軽減と、厳密な定常設定値を得るために（自動）初期定常設定機能がある。しかし、JRR-3改造炉のような低圧、低温状態下ではこの機能が正常に作動しなかった。そこで、今後の解析作業を能率的に進めるために、同機能の改良を行った。本節ではRETRANの初期定常設定機能の概要と改良点について述べる。なお、ここで使用する記号は2.2節で定めた通りである。

(1) RETRANの初期定常設定機能

流体の基本方程式系、熱伝達相関式及びプラントのコンポーネントモデルは状態方程式を通じて関係づけられる。このような関係が定常条件下で矛盾なく与えられたとき、システムは定常状態になる。しかし、大きな計算体系で定常状態を設定するには多大な労力を要する。そのためRETRANは、コード内の繰り返し計算で定常状態の値を求めている。繰り返し計算の前に、質量保存式と圧力とエンタルピーの初期推奨値が計算される。質量保存式は、 $dM/dt = 0$ として、

$$\sum_{j \in IN} W_j - \sum_{j \in OUT} W_j = 0 \quad (3.2.5.1)$$

を各ジャンクションについて計算する。

このとき、収束判定は規格値を評価する。すなわち、

$$\frac{\sum_{j \in IN} W_j - \sum_{j \in OUT} W_j}{\bar{W}} \leq \epsilon_m \quad (3.2.5.2)$$

ここで、

$$\bar{W} = 0.5 \left(\sum_{j \in IN} W_j + \sum_{j \in OUT} W_j \right) \quad (3.2.5.3)$$

- W : 質量流量
- j : ジャンクション
- IN : 流入ジャンクション
- OUT: 流出ジャンクション
- ϵ_m : 質量保存式の収束クライテリア

(3.2.5.2)式が満たされないときは、入力データの流量配分にエラーがあるものとして計算は終了する。流量配分が正しいときは、続いて単純化された運動方程式とエネルギー式により圧力Pとエンタルピーhが得られる。Pとhから以下の繰り返し計算に必要な初期物性値も求められる。以上の流れ図をFig. 3.2.5.1に示す。

Fig.3.2.5.2は定常設定を得るための繰り返し計算の流れ図である。運動方程式は、

$$I \frac{dw}{dt} = 0 \quad (3.2.5.4)$$

を計算する。ここで、ループの圧力分布及び各ジャンクションの形状損失係数は、一方を入力データとして与えれば他方はコード内で計算する。たとえば、各ジャンクションの形状損失係

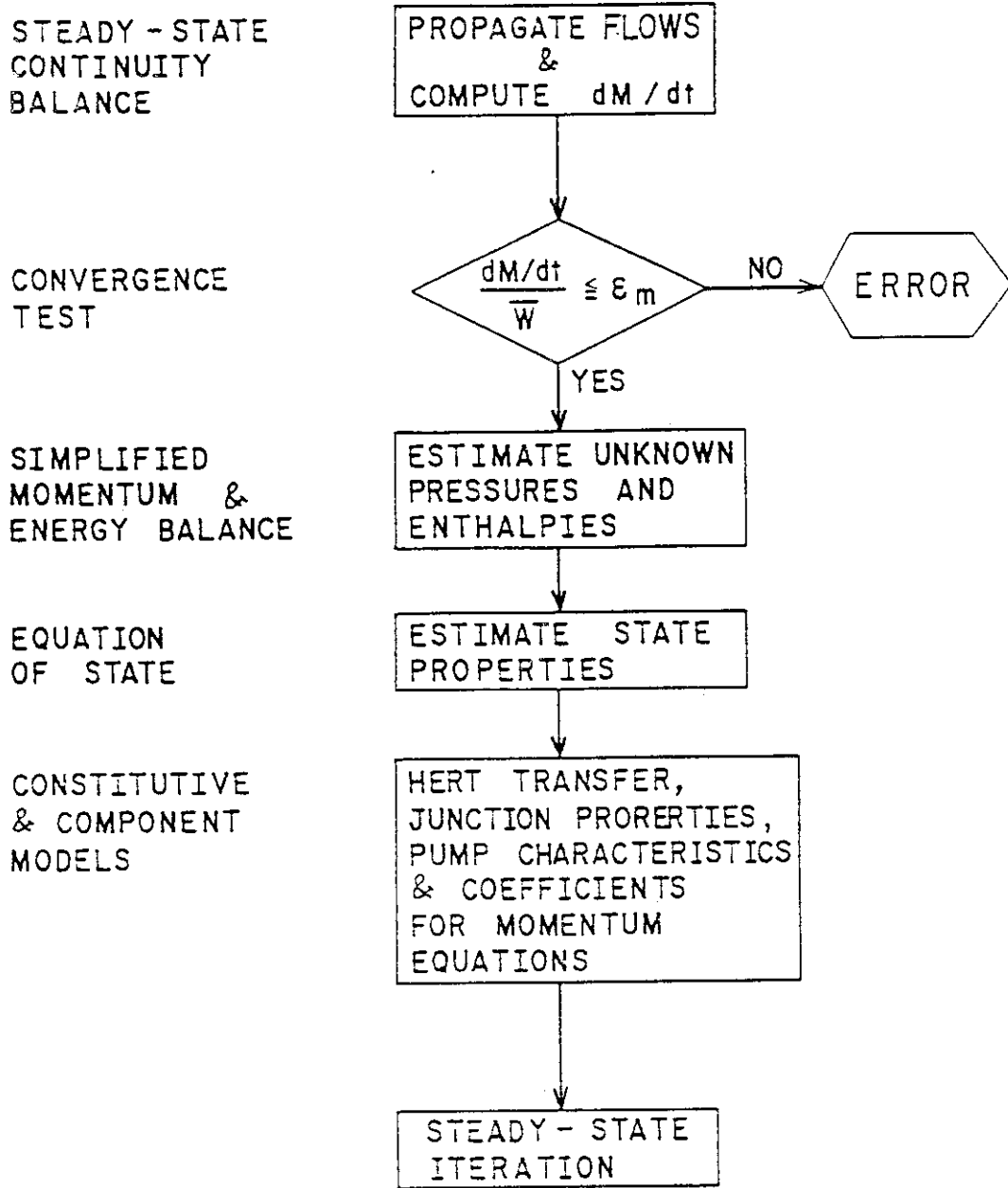


Fig. 3.2.5.1 RETRAN INITIAL VALUE ESTIMATION SCHEME

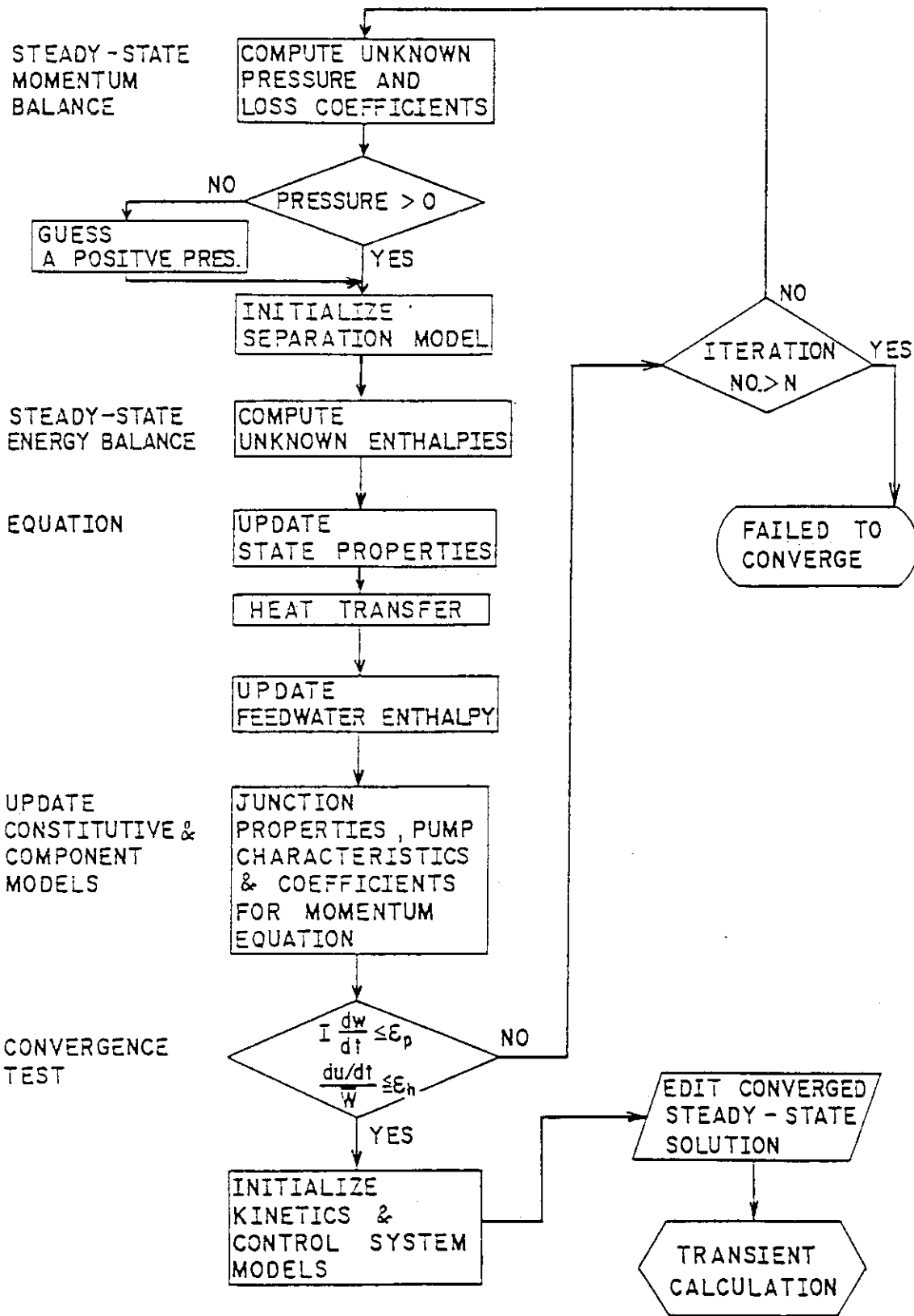


Fig. 3.2.5.2 MODIFIED RETRAN STEADY-STATE ITERATION SCHEME

数を与えるとき、各ノードの圧力は次式で計算する。

$$\begin{aligned}
 P_L = P_K + \frac{\bar{W}_K^2}{\bar{\rho}_K A_K^2} - \frac{\bar{W}_L^2}{\bar{\rho}_L A_L^2} + \bar{\mathcal{F}}_j W_j^2 + g \int_K^j \rho_K dz - \int_j^L \rho_L dz \\
 + \left(\frac{V_{SL} \alpha_L \alpha_g \rho_L \rho_g}{\rho} \right)_K - \left(\frac{V_{SL} \alpha_L \alpha_g \rho_L \rho_g}{\rho} \right)_L \\
 - \bar{F}_{fj} W_j |W_j| - K_j \frac{W_j |W_j|}{2 \rho_j A_j^2} \quad (3.2.5.5)
 \end{aligned}$$

また、各ノードの圧力が与えられたときは、ジャンクションの形状損失係数は、

$$\begin{aligned}
 K_j = \left[(P_K - P_L) + \frac{\bar{W}_K^2}{\bar{\rho}_K A_K^2} - \frac{\bar{W}_L^2}{\bar{\rho}_L A_L^2} + \bar{\mathcal{F}}_j W_j^2 \right. \\
 + \left. \left(\frac{V_{SL} \alpha_L \alpha_g \rho_L \rho_g}{\rho} \right)_K - \left(\frac{V_{SL} \alpha_L \alpha_g \rho_L \rho_g}{\rho} \right)_L - g \int_K^j \rho_K dz - g \int_j^L \rho_L dz \right. \\
 \left. - \bar{F}_{fj} W_j |W_j| \right] / \frac{2 \rho_j A_j^2}{W_j |W_j|} \quad (3.2.5.6)
 \end{aligned}$$

で求める。

次に定常状態のエネルギー保存式は、

$$\frac{dU}{dt} = 0 \quad (3.2.5.7)$$

より求める。すなわち、

$$\sum_{j \in \text{OUT}} W_j \left[h + \frac{1}{2} \left(\frac{W}{\rho A} \right)^2 + Z \right]_j - \sum_{j \in \text{IN}} W_j \left[h + \frac{1}{2} \left(\frac{W}{\rho A} \right)^2 + Z \right]_j = Q_L \quad (3.2.5.8)$$

を解く。ボリューム平均エンタルピー h は

$$h_j = \bar{h}_k + \frac{1}{2} \left(\frac{\bar{W}}{\rho A} \right)_k^2 - \frac{1}{2} \left(\frac{W}{\rho A} \right)_j^2 + Z_k - Z_j + \Delta h_{Q, S_{jk}} \quad (3.2.5.9)$$

より計算する。(3.2.5.9) 式を (3.2.5.8) 式に代入して整理すると、

$$\begin{aligned}
 \sum_{j \in \text{OUT}} W_j \bar{h}_L - \sum_{j \in \text{IN}} W_j \bar{h}_k = \sum_{j \in \text{FILL}} W_j \left[h + \frac{1}{2} \left(\frac{W}{\rho A} \right)^2 + Z \right]_j + Q_L \\
 + \sum_{j \in \text{IN}} W_j \left[\frac{1}{2} \left(\frac{\bar{W}}{\rho A} \right)_k^2 + Z_k + \Delta h_{Q, S_{jk}} \right] - \sum_{j \in \text{OUT}} W_j \left[\frac{1}{2} \left(\frac{\bar{W}}{\rho A} \right)_L^2 + Z_L + \Delta h_{Q, S_{jL}} \right] \quad (3.2.5.10)
 \end{aligned}$$

を得る。(3.2.5.10)式はボリューム平均エンタルピー h の計算に使われる。

以上により、ボリューム圧力とエンタルピーが求まる。続いて熱伝達計算、2次側給水エンタルピーの調整を行い系全体のエネルギーバランスをとる。

Fig.3.2.5.2に示したように、運動方程式とエネルギー式の反復計算は入力で与えた収束判定値で判定され、これが満足されるまで繰り返される。

(2) 定常設定機能の改良

JRR-3改造炉の定常状態設定計算は、各ジャンクションの形状損失係数を入力データで与え、そして系の圧力分布をコード内の自動計算によって求めた。その結果、圧力分布は1部分負 (< 0) となり定常設定値が得られずに繰り返し計算がエラー終了した。

負の圧力分布が計算されるのは、JRR-3改造炉の設計圧力分布が低いこと、加えてRETRANの定常設定計算手法に問題があるためと考えられる。繰り返し計算に使われる最初の推奨値は(1)節で述べたように、簡単化された運動方程式とエネルギー式から計算された値であり、状態量の関数であるような項を省略した式から求めている。たとえば、エネルギー式は運動エネルギー項を省略している。その結果、系の初期圧力は炉プールに与えた圧力 (1気圧) に等しい一様分布になった。このような一様分布を用いて厳密な運動方程式とエネルギー式を解いた結果、負の圧力を計算することがわかった。

適切な初期圧力分布を計算するには、初期状態量を正確に知らなければならない。このことは、データ作成の労力の増大につながる。そこで、(3.2.5.5)式の運動方程式により負の圧力が計算されたとき、これを“適当な正值”で置き換えて繰り返し計算を続行することとした。その結果、定常設定は容易に得られた。“適当な正值”は一定圧力または繰り返し計算で得られた old value でも十分である。JRR-3改造炉の解析は後者による。

3.2.6 エンタルピー・トランスポートモデル

エネルギー保存式の解法において、ジャンクションのエンタルピーは重要な物理量の1つである。RETRANはジャンクション・エンタルピーとして、通常は上流側ボリュームの平均 (中心) エンタルピーを用いる。しかし、その上流側ボリュームの壁面が熱伝達モデル (ヒートスラブモデル) である場合、ボリューム中心から出口までのエンタルピー変化を考慮する事が出来ない。このような矛盾を解消するために、RETRANにはエンタルピー・トランスポートモデルがオプションとして用意されている。エンタルピー・トランスポートモデルは原子炉システムの厳密な定常設定を得るために必要であるが、この機能が過渡変化時においても常に良い近似をもたらすとは限らない。本節では、JRR-3改造炉の安全解析に同オプションを適用する場合の問題点とその対応措置について述べる。ここで使用する記号は、2.2節で定めた通りである。

(1) エンタルピー・トランスポートモデルの概要

下図はエネルギー保存式と質量保存式を解く場合に使われるノードとジャンクションの概念図である。図の長方形はノード、両端の矢印の位置はジャンクションであり、左から右への流れがあることを意味する。

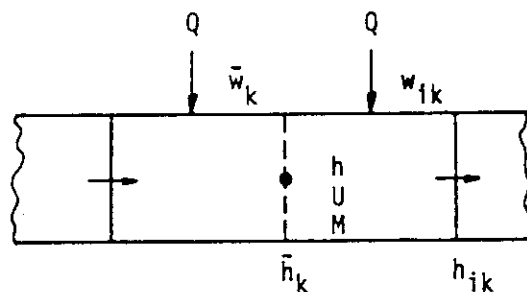


Fig. 3.2.6.1 Enthalpy Associated with Energy Exchange

ジャンクション・エンタルピーは

$$h_{ik} = \bar{h}_k + \frac{1}{2} \left(\frac{\bar{W}_k}{\bar{\rho}_k A_k} \right)^2 + Z_k - \frac{1}{2} \left(\frac{W_i}{\rho_i A_i} \right)^2 - Z_i + \Delta h_{s,Q_{ik}} \quad (3.2.6.1)$$

で計算される。ここで、

\bar{h}_k = ボリューム K の平均エンタルピー

$\bar{\rho}_k$ = ボリューム K の平均密度

A_k = ボリューム K の流路面積

Z_k = ボリューム K の中心の高さ

W_i = ジャンクション i の質量流量

ρ_i = ジャンクション i の流体密度

Z_i = ジャンクション i の高さ

$\Delta h_{s,Q_{ik}}$ = ボリューム K の中心からジャンクション i までの熱力学的エンタルピー変化

$\Delta h_{s,Q_{ik}}$ は一般的なエンタルピー変化項であり、壁面とのエネルギー交換や相変化によるエネルギー変化を含む。ここでは、壁面とのエネルギー交換によるエンタルピー上昇 $\Delta h_{Q_{ik}}$ について述べる。

ジャンクションのエンタルピー変化を計算するために、ボリューム K の右半分についてエネルギー保存式と質量保存式、

$$\frac{dU}{dt} = \bar{W}_k \bar{h}_k - W_{ik} h_{ik} + Q \quad (3.2.6.2)$$

$$\frac{dM}{dt} = \bar{W}_k - W_{ik} \quad (3.2.6.3)$$

を解く。ボリュームの圧力変化率を一定とすれば、

$$\frac{dU}{dt} = h \frac{dM}{dt} + M \frac{dh}{dt} \quad (3.2.6.4)$$

である。(3.2.6.4) 式を用いて (3.2.6.1) 式と (3.2.6.2) 式を整理すると、

$$h(\bar{W}_k - W_{ik}) + M \frac{dh}{dt} = \bar{W}_k \bar{h}_k - W_{ik} h_{ik} + Q \quad (3.2.6.5)$$

を得る。ここで、ジャンクション・エンタルピー h_{ik} を求めるために次のような仮定を置く。

(a) ボリューム K の右半分でエンタルピー変化は線形である。

$$h = \frac{\bar{h}_k + h_{ik}}{2} \quad (3.2.6.6)$$

(b) ボリューム平均エンタルピーとジャンクション・エンタルピーの変化率は等しい。

$$\frac{d\bar{h}_k}{dt} = \frac{dh_{ik}}{dt} \quad (3.2.6.7)$$

(c) ボリューム右半分の質量は全ボリュームの $\frac{1}{2}$ である。

$$M = \frac{M_k}{2} \quad (3.2.6.8)$$

(d) ボリューム右半分に加えられるエネルギーは全ボリュームの $\frac{1}{2}$ である。

$$Q = \frac{Q_{w,k}}{2} \quad (3.2.6.9)$$

これらの仮定から (3.2.6.5) 式は h_{ik} に関する線型方程式、

$$\frac{dh_{ik}}{dt} + \frac{(\bar{W}_k + W_{ik})}{M_k} h_{ik} = \frac{(\bar{W}_k + W_{ik})}{M_k} F_k + \frac{Q_{w,k}}{M_k} \quad (3.2.6.10)$$

でかける。また、

$$\tau = \frac{M_k}{\bar{W}_k + W_{ik}} \quad (3.2.6.11)$$

とすれば、(3.2.6.10) 式の解は 1 タイムステップ Δt にわたり積分するとき、

$$h_{ik} = h_{ik}(0)e^{-\Delta t/\tau} + (\bar{h}_k + \frac{Q_{w,k}}{M_k} \tau) (1 - e^{-\Delta t/\tau}) \quad (3.2.6.12)$$

である。ここで、時定数 τ は、ボリューム K の中心の流体がジャンクションまで移動するのに要する時間である。したがって、エネルギー交換によるエンタルピーの増加分 $\Delta h_{Q_{ik}}$ は

$$\Delta h_{Q_{ik}} = (h_{ik}(0) - \bar{h}_k) e^{-\Delta t/\tau} + \frac{Q_{w,k}}{M_k} \tau (1 - e^{-\Delta t/\tau}) \quad (3.2.6.13)$$

である。これより、エンタルピー・トランスポートを考慮したときのジャクソン・エンタルピーは、

$$h_{ik} = \bar{h}_k + \frac{1}{2} \left(\frac{\bar{W}_k}{\bar{\rho}_k A_k} \right)^2 + Z_k - \frac{1}{2} \left(\frac{W_i}{\rho_i A_i} \right)^2 + Z_i \\ + (h_{ik}(0) - \bar{h}_k) e^{-\Delta t/\tau} + \frac{\tau Q_{w,k}}{M_k} (1 - e^{-\Delta t/\tau}) \quad (3.2.6.14)$$

である。

(2) JRR-3 改造炉への適用上の問題点

定格運転時に炉心内が下降流であることが、JRR-3 改造炉の熱水力学的な特徴となっている。しかし、1次系ポンプが停止するような異常な過渡変化または事故の場合、炉心冷却は最終的には自然循環にたよることもある。このとき、下降流から上昇流への過渡変化を評価しなければならない。このような現象にエンタルピー・トランスポートモデルを適用するときの問題点を検討する。

エンタルピー・トランスポートモデルを導くために、Fig.3.2.6.1のボリューム右半分に関してエネルギー式と質量保存式を設定した。これらの式とその解法のために与えた仮定は、いずれも厳密には定常状態か準定常状態で意味を持つ。したがって過渡変化解析への応用には適用範囲に注意しなければならない。いま、(3.2.6.12)式の第2項について書きかえると、

$$h_{ik} = h_{ik}(0) e^{-\Delta t/\tau} + \left(\bar{h}_k + \frac{Q_{w,k}}{W_k + W_{ik}} \right) (1 - e^{-\Delta t/\tau}) \quad (3.2.6.15)$$

を得る。系が定常状態または準定常状態であるとは、タイムステップ Δt と時間遅れ τ の比 $\Delta t/\tau$ が十分に大きいときである。このとき、(3.2.6.15)式のジャンクションエンタルピーは、

$$h_{ik} \doteq \bar{h}_k + \frac{Q_{w,k}}{W_k + W_{ik}} \quad (3.2.6.16)$$

で近似される。したがって、(3.2.6.16)式が満たされる過渡変化に対してエンタルピー・トランスポートモデルは、ジャンクション・エンタルピーに良い近似を与える。逆に、時間遅れ τ が大きい（流速が小さい）場合は、良い近似を与えるとは限らない。実際、本解析の予備計算として、エンタルピー・トランスポートモデルを用いて JRR-3 改造炉の自然循環解析を試みたところ、次に述べるようにジャンクション・エンタルピーの値は正確に計算されなかった。

自然循環の挙動を調べるために、意図的に1次系ポンプをすべて停止させた。その結果、炉心部の下降流はしだいに小さくなり、やがて流れは止まりゆっくりと上昇流に転じた。上昇流におけるジャンクション・エンタルピーの初期値は、上流側ボリュームの平均値が与えられる。自然循環モードになった直後の約0.5秒間は、比較的緩やかに流れが増加していく。この時間帯は、いわば準定常状態であり、流量の変化率は小さい。そして、ジャンクション・エンタルピーは、ボリュームの平均値よりも大きい。0.5秒を過ぎると炉心下部は飽和状態に近づく、この頃から上昇流は急激に増加してくる。そのため炉心部の除熱能力も増してくる。このよう

に、流速は急激に増加するものの、その過渡変化は依然として低流量域にあることには変わらない。したがって、時定数 τ は相対的に大きくて、ジャンクション・エンタルピーの上昇はボリュームのそれに追従できない。この時間遅れは、1タイムステップ Δt の間に流体がボリュームKの右半分を通過できるまで流速が増しても、ジャンクション・エンタルピーの値が上流側ボリュームの値より小さい、という不合理な結果をもたらした。ジャンクション・エンタルピーが非現実的に小さくおさえられるため、炉心内の蓄積エネルギーは急上昇し、各部で急激な沸騰がおこり計算は停止した。エンタルピー・トランスポートモデルは、低流量域の過渡変化において必ずしも良い近似を与えないことを、上の計算例は示している。

このような矛盾を解消するために、炉心流量が小さいときに同オプションをはずすこととした。流量クライテリアは、単相流と二相流でそれぞれ次のように定めた。すなわち、

$$R_0 \text{ (レイノルズ数)} < 2500 \text{ (単相流)}$$

$$W \text{ (質量流量)} < 2 \times 10^5 \text{ (lb/hr)} \text{ (二相流)}$$

の場合、ジャンクション・エンタルピーの値は、上流側ボリュームの平均エンタルピーとした。レイノルズ数が2500を下回るのは、炉心部のホットチャンネル流量が定格の7%を下回る頃であり、自然循環モードにおいてエンタルピー・トランスポートモデルははずされる。なお、自然循環モードにおける流体挙動を精度よく求めるために、同オプションを外すことに加えて炉心過熱部3分割(予備解析)から5分割モデルとした。

3.2.7 エネルギー保存式の収束判定値

RETRAN-01コード及びRELAP4コードの数値計算法は「Standard Porsching」手法である。RETRAN-02の数値計算は、この手法に改良を行ったものである。主な改良点は、オプションとして「反復解法」手法を追加したことである。その結果、計算精度は向上した。このオプションとRETRANのタイムステップ自動選択機能を併用する場合には、タイムステップ巾の許容範囲(入力データ)を、拡張して与えることができる。その結果として、計算時間は短縮されるという長所が確認された。

本節で「反復解法」の手法の概要を述べる。そして、この手法をJRR-3改造炉の解析に適用する際の問題点を考察する。

(1) RETRAN-02コードの反復解法手法

RETRAN-02コードにおける過渡解析の計算流れ図をFig. 3.2.7.1に示す。質量、エネルギーおよび流量は次の保存方程式系を解いて求められる。

$$\frac{dY}{dt} = F(Y) \quad (3.2.7.1)$$

ここでYは未知ベクトル、Fは関数 F_1, \dots, F_N の列ベクトル、Nは独立変数の数である。

(3.2.7.1)式を差分化すると、

$$\frac{Y^{n+1} - Y^n}{t^{n+1} - t^n} = F^{n+1} \quad (3.2.7.2)$$

$$= F^n + \left(\frac{\partial F}{\partial Y} \right)_n (Y^{n+1} - Y^n) \quad (3.2.7.3)$$

でかける。RETRANの「反復解法」手法は、初めに(3.2.7.3)式を解く。そして、その解について(3.2.7.2)式で評価する。すなわち、

$$\left\| \frac{Y^{n+1} - Y^n}{t^{n+1} - t^n} - F(Y^{k+1}) \right\| < \epsilon \quad (3.2.7.4)$$

が満たされたとき、解が得られるものとする。ここで、 $K+1$ は繰り返し計算によって求められた状態量を意味する。ノルム $\|\cdot\|$ は、たとえば、(3.2.7.4)式の実ベクトルの絶対値の最大値と定義すればよい。

ところで、(3.2.7.4)式の各行は質量保存式、エネルギー式及び運動方程式から構成されている。質量保存式は線型であるから常に上の不等式を満たす。運動方程式の収束は、線型化した圧力勾配の項が支配的である。しかし、圧力勾配は質量とエネルギーが収束するときに収束する。したがって、(3.2.7.4)式はエネルギー保存式のみ評価すれば十分である。

内部エネルギーについて正規化した場合、エネルギー評価式は次のようになる。

$$\left| \frac{\frac{U_i^{k+1} - U_i^n}{t^{n+1} - t^n} - F_{U_i}(Y^{n+1})}{U_i^{k+1}} \right| < \epsilon \quad (3.2.7.5)$$

このような評価を行うには、解とその導関数が連続であることが必要である。このために、例えば飽和圧力とエンタルピーの勾配は、相変化の起こる近傍で線型近似がなされている。

JRR-3改造炉の1次系は、炉心から主ポンプ入口まで負圧になっている。大気圧の近くにおいて、水の状態量は大きな非線型性をもっている。したがって、「反復解法」手法をJRR-3改造炉の解析に適用する際は、(3.2.7.5)式の見直しが必要である。すなわち、状態量の非線型性が強い場合は同式の判定値 ϵ が、十分な解の精度を保証できる値であるか確かめる必要がある。この確認のために ϵ に関する感度解析を行った。感度解析は、JRR-3の予備計算データ(*)を用いて行った。過渡事象は、1次冷却材の流量低下である。RETRAN-02に内蔵された ϵ の値は0.002である。これをCase 1とする。これに対して $\epsilon \times 1/10$ とした場合をCase 2とする。Fig. 3.2.7.2 ~ 3.2.7.5に両者の計算結果を示す。Fig. 3.2.7.2は規格化出力である。出力計算は両者一致している。Fig. 3.2.7.3は自然循環流量である。Case 1は僅かであるが細かな振動が見られる。そして、Case 2はこれらの振動がなくなり、ほぼなめらかな解となった。流れの挙動に対応して炉心部入口ボリュームの平均温度と燃料板表面温度も、同じような結果となった。したがってCase 1の振動は、数値計算上の誤差に起因するものであり、JRR-3改造炉の解析におけるRETRAN-02のエネルギー収束判定値は、 $\epsilon = 0.0002$ とすることとした。

(*) 予備データ

RETRAN-02コードとTHYDE-Pコードの比較を目的に作成されたデータである。主に計算コードのチェックのために使用されたデータであり、本報告書(その2)の計算結果と比較することはできない。

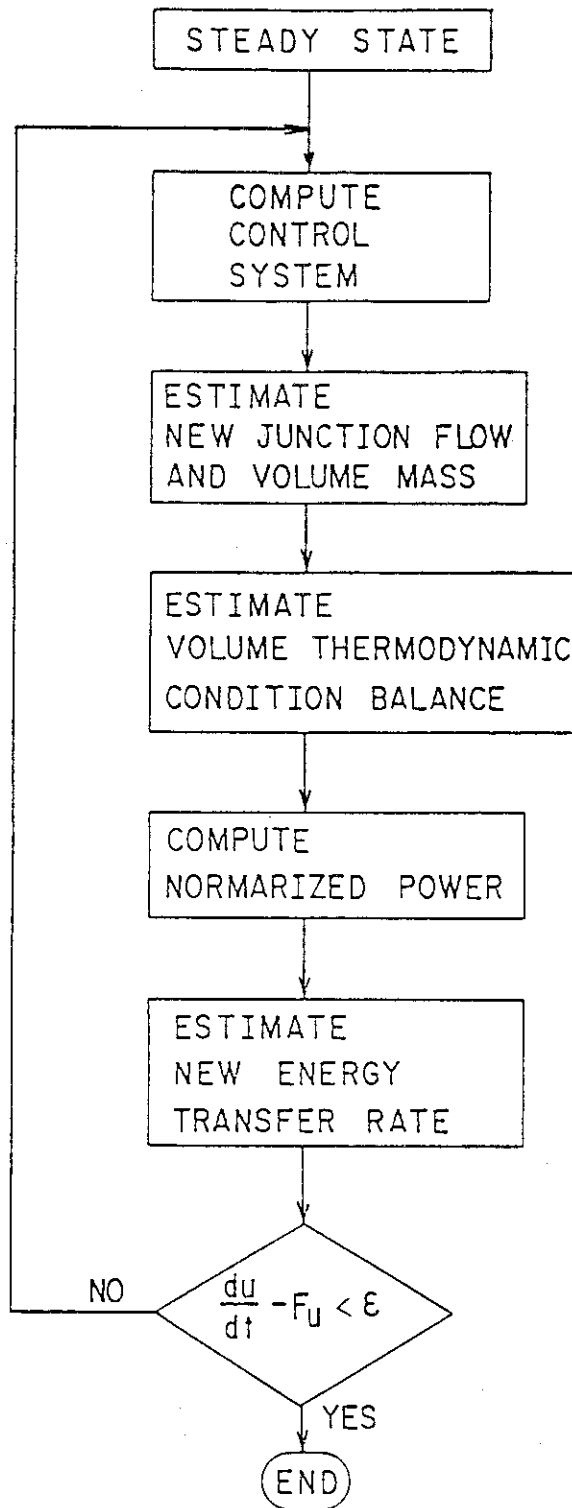


Fig. 3.2.7.1 RETRAN TRANSIENT ITERATION SCHEME

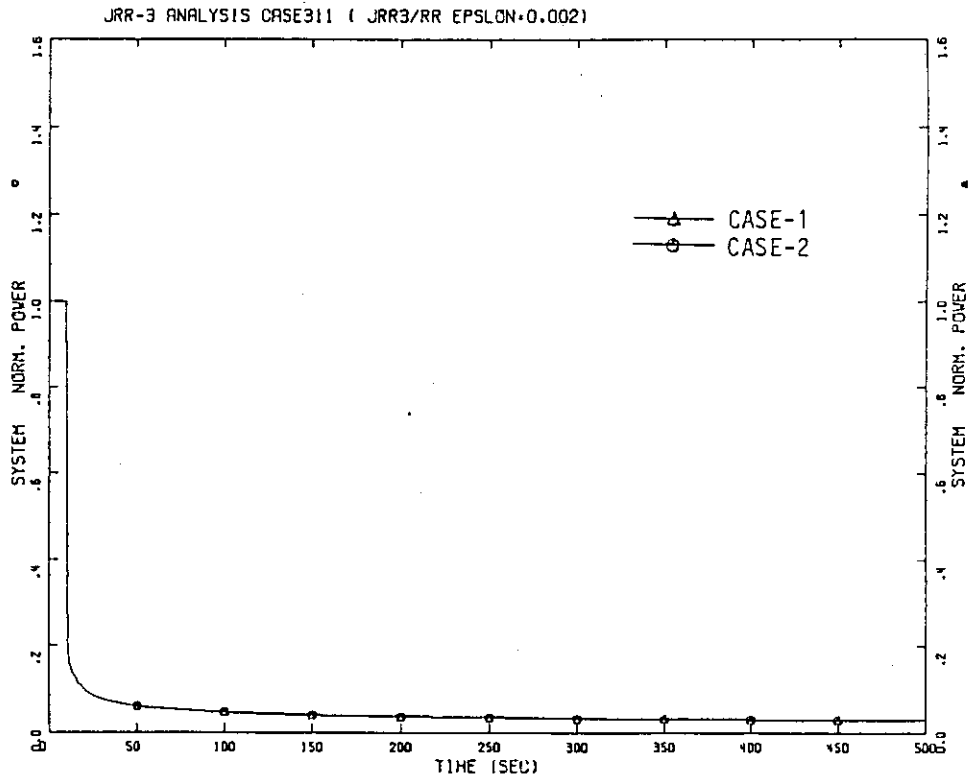


Fig. 3.2.7.2 SYSTEM NORMALIZED POWER

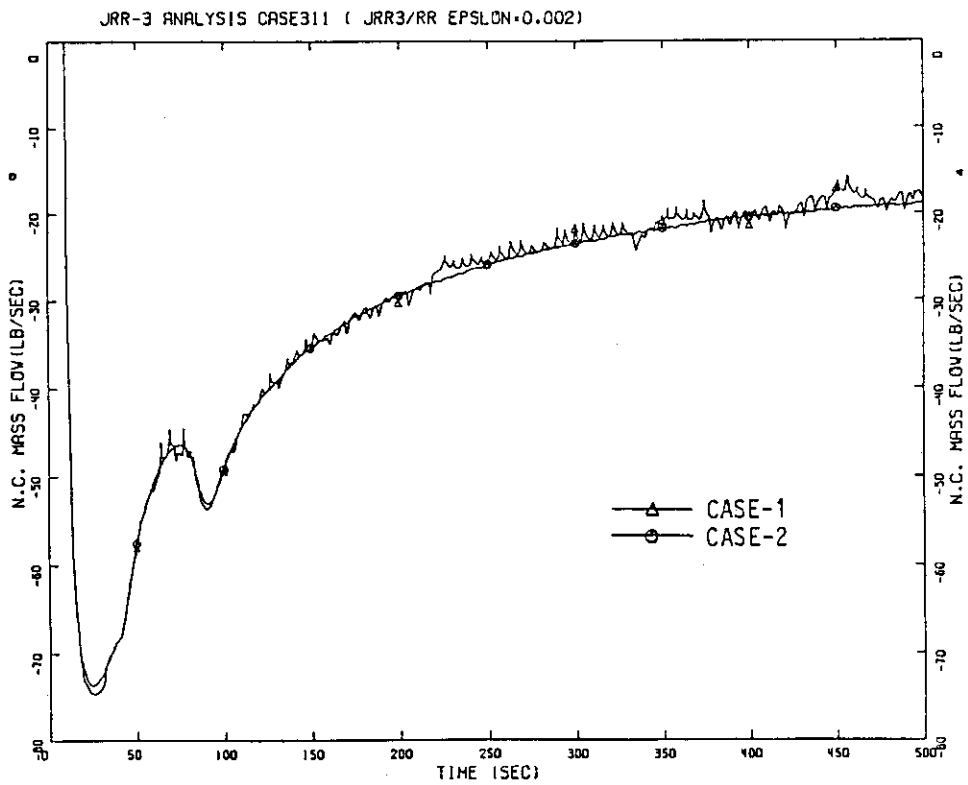


Fig. 3.2.7.3 NATURAL CIRCULATION MASS FLOW

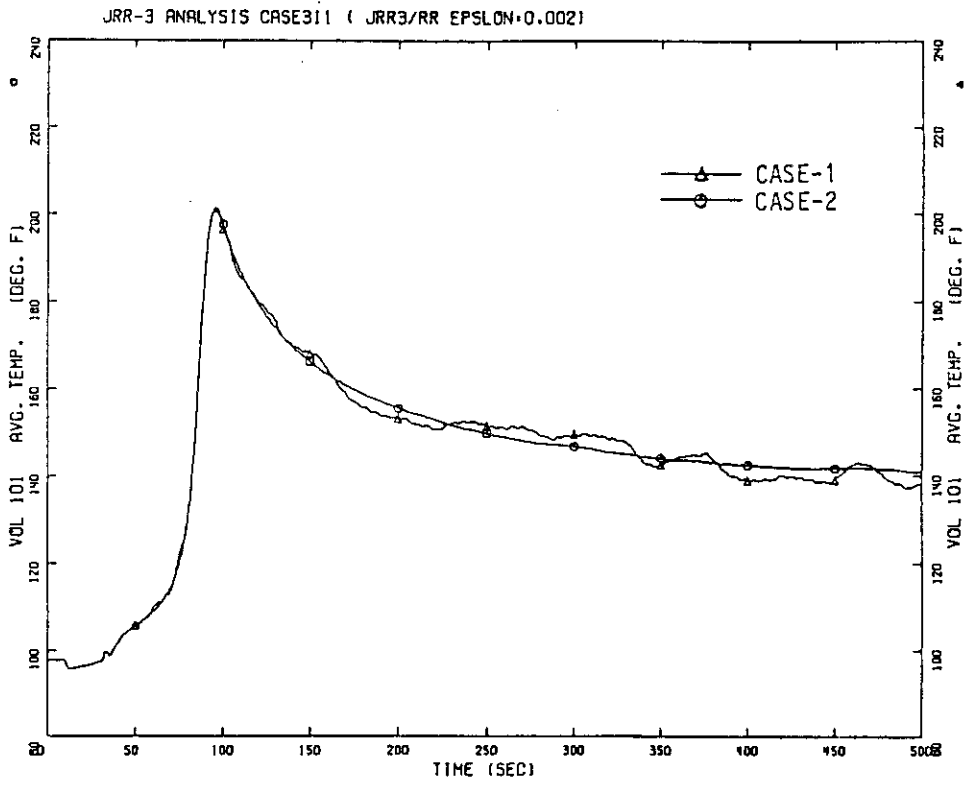


Fig. 3.2.7.4 BULK TEMPERATURE (TOP OF CORE)

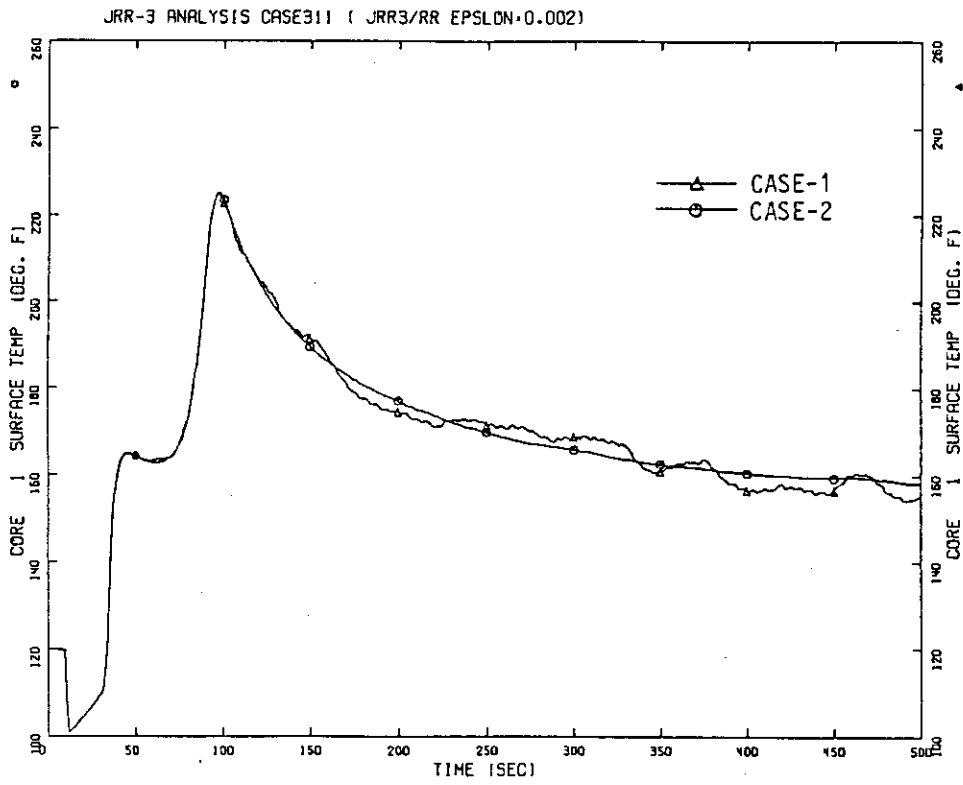


Fig. 3.2.7.5 FUEL SURFACE TEMPERATURE (TOP OF FUEL)

3.2.8 大気開放炉プールモデル

JRR-3 改造炉の特徴である、大気開放の炉プールを模擬するために次のようなモデル化を試みた。

- ① 炉プール上部を巨大な体積を持つボリュームとする。
- ② 炉プール上部をタイム・ディペンデント・ボリュームとする。

上記のうち①は2次冷却材の流量喪失のように、解析時間が長く、1次冷却材の温度上昇がある場合には、プール水温と空気部は熱的平衡である事からプールの圧力が若干上昇する。又②は炉プールの状態が常に一定となり1次冷却材の温度上昇をうまく模擬出来ないという欠点がある。そこで大気開放の炉プールを十分に模擬出来るよう次のようなコード改良を行った。つまり1次系冷却材の温度上昇により膨張した空気の体積増加分及び内部エネルギーの増加分を差し引くことにより炉プール上部のボリュームの中心圧力を常に1気圧に保つ。これにより炉プールの圧力を一定に保ち、水の温度上昇は考慮出来るモデルとなった。

以上、研究炉用解析コードの開発に伴う RETRAN-02 コードの改良点について述べた。RETRAN-02/RR の使用に当っては、RETRAN-02 の取扱マニュアル（参考文献1-Vol.3）に加え、以下の点に注意されたい。

- (1) 大気開放炉プールのボリューム番号は30に固定されている。
- (2) 2次側熱交換器のヒートスラブ番号は200以上の数とする。
- (3) ホットチャンネル流路の入口ボリュームとジャンクションの番号は、いずれも1とする。

4. RETRAN-02 コードの検証

計算コードの検証は、コードの適用範囲、信頼性など性能を把握する上で重要である。特に新しいコードの使用にあたっては、検証作業の内容と結果に注意しなければならない。また、原子力分野における安全解析コードのように多機能、大型化した計算プログラムの検証は、一貫した思想のもとに実施されるべきである。RETRANコードは、多くの検証作業が行われてきたが、既に述べたように本コードの開発の主目的は、商用軽水炉の過渡解析用である。したがって、検証計算は、高圧条件下がほとんどであり、研究炉に該当する低圧条件下のものは十分ではない。また、高圧条件下の検証は膨大な数であることと、本報告書の内容として必ずしもふさわしいものではない。そこで、本節では、RETRANコードの検証作業全般の概要、考え方およびその結果について参考文献(1)の要約を述べるにとどめる。ただし、低圧条件下の検証例は詳しく述べる。

4.1 コード検証の概要

RETRANは、コード開発の一環として検証作業も系統的に実施されてきた。その基本的思想は、RETRANコードに関するすべての資料が、公開されるべきものとして十分であることを確認するところにあった。そのために、100項目に及ぶ主要な物理モデルが選択され、これらのモデルがコード説明資料の中で十分に解説されていること、それぞれの物理モデルと参考文献の整合性がとれていること、およびプログラムのコーディングに誤りがないこと、等が検証計算を実施する前に調査された。検証計算は、最初に物理モデルの中で解析解が得られるものについて10ケース (Table 4.1.1) が選択されて行われた。これにより24項目のコード内計算モデルが、それぞれ1回から最高10回まで、合計144回チェックされた。次に、実験データと比較できる問題が検証させた。その物理モデルは10ケース (Table 4.1.2) であり、これらのほとんどが、二相流効果試験である。そして、比較的小規模な実験で支配的なパラメータを性格に計測できるものである。この実験解析を通じて43項目にわたるコード内計算モデルが、それぞれ1回から最高10回まで合計226回チェックされた。

次の検証は、中規模のシステム効果試験である。すなわち、これまで検証されたそれぞれのモデルが複合されたもので、実験規模はLOFTの2ループクラスである。これらの検証項目をTable 4.1.3に示す。検証計算の中で最も重要な実プラントの解析は、入手データに制限があるために難しい。実プラントの解析は、主にEPRI/Utilityのシステムワーキング・グループ、またはRETRANを所有するすべての利用者により実施されている。これらの解析例をTable 4.2.4に示す。以上、検証計算の詳細は、参考文献(1)に整理されている。

Table 4.1.1 RETRAN Consistent Applications - Analytical

- | | |
|----------------------------------|---------------------------------|
| 1. Steady State Problem | 6. Momentum Flux Calculation |
| 2. Symmetric Perturbation | 7. Conduction Equation Solution |
| 3. Single-phase Friction | 8. Constant Energy Addition |
| 4. Zero Friction | 9. Solar Controller |
| 5. Junction Enthalpy Calculation | 10. Neutron Decay |

Table 4.1.2 RETRAN Consistent Applications - Experiment

1. Ferrel-McGee (Pressure Drop)
2. Bennett et al. (Heat Transfer, Pressure Drop)
3. Schrock-Grossman (heat Transfer)
4. Fauske (Critical Flow)
5. Expansion/Contraction
6. Flow in Manifolds
7. Flow in Tees
8. Edwards Pipe (SP#1)
9. Shipping Port Pressurizer
10. Semiscale Test S-02-8 (SP#5)

Table 4.1.3 Some System Effect Tests Performed by RETRAN-01 and RETRAN-02

Facility/Test	RETRAN-01	RETRAN-02
Semiscale - Large Breaks		
1. S-02-8 (NRC Standard Problem #5)	*	*
2. S-06-3	*	
3. S-06-4	*	
Semiscale - Small Breaks		
1. S-02-6 (NRC Standard Problem #6)		*
2. S-07-10B (External Downcomer)		*
LOFT - Large Breaks		
1. S1-3	*	
2. L1-4	*	
3. L2-2	*	
4. L2-3	*	
LOFT - Small Breaks		
1. L3-1		*
2. L3-5 (Pump off Test)		*
3. L3-6 (Pump on Test)		*
LOFT - Operational Transients		
1. L6-1 (Loss-of-Steam-Load)		*
2. L6-2 (Loss-of-Forced PCS Flow)		*
3. L6-3 (Excessive Load Increase)		*
4. L6-5 (Loss-of-Feedwater)	*	*
5. L9-1		*
Other		
1. TLTA Test 4906 (NRC Standard Problem #4)	*	*
2. TLTA Small Break Test		*
3. Marviken Critical Flow Test	*	*
4. TROJAN Accumulator	*	
5. Shippingport Pressurizer Test	*	*
6. Steam Generator Secondary Dryout(@)	*	
7. Sub Compartment Pressurization(@)	*	
8. Supression Pool Temperature Response(@)	*	

(@) No Data - Analysis Only

* - Has been run with RETRAN

Table 4.1.4 Large Plant Validation Test Available

Plant (Vendor)/Test	RETRAN-01	RETRAN-02
Turkey Point (W)		
1. Pump Coastdown	*	o
Trojan (W)		
1. Pump Coastdown	*	
Indian Point (W)		
1. Pump Coastdown	*	
Praire Island (W)		
1. Steam Tube Break		*
Crystal River (B&W)		
1. Loss of ICS Power		*
TMI (B&W)		
1. Cool Down Incident	*	
2. Turbine Trip Test	*	
3. Accident		*
4. Natural Circulation	*	
5. Overfeed Incident	*	
Oconee (B&W)		
1. Turbine Trip	*	
2. Loss-of-Feedwater and ICS Power	*	
3. Turbine Trip with SG Overfeed	*	
ANO-2 (CE)		
1. Full Rod Drop @ 50% Power		o
2. Partial Rod Drop @ 50% Power		o
3. Pump Trip @ 80% Power		*
4. Turbine Trip @ 100% Power		*

* - Has been run with RETRAN

o Analysis in Progress

Table 4.1.4 Large Plant Validation Test Available (Continued)

Plant (Vendor)/Test	RETRAN-01	RETRAN-02
Peach Bottom (GE)		
1. Turbine Trip (3-Tests)	*	*
2. Stability Tests		*
3. Main Steam Relief Valve Discharge Test	*	*
Browns Ferry (GE)		
1. Recirculation Pump Trip (2-Tests)	*	*
2. Loss-of-Feedwater Flow	*	*
3. Generator Load Rejection	*	*
Hatch-2 (GE)		
1. Load Rejection		*
2. Dual Recirculation Pump Trip		*
Chinshan (GE)		
1. Load Rejection Test	*	
SHGWR		
1. X-Trip		*
Mystic 7		
1. (Steady-State & Null-Transient)		*

* - Has been run with RETRAN

4.2 低圧条件下におけるコード検証例

RETRANコードの検証作業の概要を前節で述べた。この中から、圧力がJRR-3改造炉と同じレベルにある検証例をここに紹介する。

4.2.1 定常熱伝達実験解析

A. W. Bennett, Collier, Pratt および Thorntonによって行われた垂直円筒管における定常熱伝達実験がある(参考文献4)。実験の主目的は、垂直環状流動様式における壁温と圧力降下を調べることである。蒸気と水が円筒管下部から注入され、二相流は非加熱部(混合領域)を通り加熱部にはいる。温度は10点、圧力は6点計測された。他に、入口クオリティ、流量および流体温度も計測された。円筒管の体系は、全長29インチ、内径0.547インチ、外径0.623インチである。

RETRANによる解析は、6つの実験条件について行われた。ボリュームは10分割モデルとし、それぞれにヒートスラブモデルが使われた。境界条件は、円筒管入口流量一定、出口が圧力一定の条件を用いて模擬された。解析は、RETRANの自動定常設定機能を使って実施された。

実験結果とRETRANによる解析結果をFig. 4.2.1～Fig. 4.2.6に示す。流れは環状流であり、ドライアウトはしていない。両者は非常に良く一致している。二相流の摩擦損失の計算にはBaroczyの二相流増倍係数が使用された。RETRAN-02による圧力計算の結果は実験データと良く一致している。一方、RETRAN-01は圧力分布を低く計算する。この相違の理由は明確にされていないが、2つのコードの蒸気表の取扱いの相違、または高ボイド率($0.8 < \alpha < 0.9$)における熱伝達の内挿法の相違による可能性が大きい。

4.2.2 蓄圧注入系の実験解析

RETRANコードのTrojan原子炉への応用は4ケース実施されている。この実験の予備実験として蓄圧注入系の流出テストが行われた。流出テストは、RETRANとRELAP4コードによって解析を行った。

Fig. 4.2.7は蓄圧注入系の概念図である。実験前に蓄圧器内は100%レベルまで水が注入され99.2 Psigまで加圧された。系の温度は80°Fである。圧力容器は内部構造物とヘッドが外され中は空洞とされた。すなわち、放出流が妨げられない体系とした。蓄圧器からの水の流出は、モーターにより隔離弁が開けられて始まる。そして、蓄圧器内の圧力が10 Psigになったところで終了とした。

解析は次の2ヶ所で実施された。1つは、Portland General Electric社による解析であり、もう1つは、Pacific Gas and Electric Companyによる解析である。

(1) Portland General Electric社による解析

Fig. 4.2.8はこの解析のために作成されたRETRANとRELAP4の計算モデル図である。7ボリューム、6ジャンクションで模擬した。

Fig. 4.2.9は両コードによる計算結果と測定値を圧力について比較したものである。初期の20秒間はコードの結果と測定値は±10%以内にある。この時間に蓄圧器の水は、初期の40%ほ

ど放出される。30秒までで減圧は18%以内であるが、蓄圧器内の水は53%放出される。計算値と実験値との差は時間経過とともにわずかずつ広がり、計算結果は実験終了時点で30%ほど大きい。解析に用いた形状損失係数は設計値より20%大きい。そこで、設計値と同じ値で解析を行った（RELAP4コードのみ）。これを Fig. 4.2.10 に示す。

(2) Pacific Gas and Electric Company による解析

ここでも同じ解析が行われた。この解析の特徴は、蓄圧器内のガス膨張による温度効果を考慮していることである。また、ボリューム分割は、パイプ5ボリュームから3ボリュームとした。Fig. 4.2.11は上に述べた温度効果を考慮しないケースである。これは、Fig. 4.2.9と良く似ている。一方、ガス膨張による温度効果を考慮したケースは、Fig. 4.2.12に示すように実験結果とほぼ一致した。

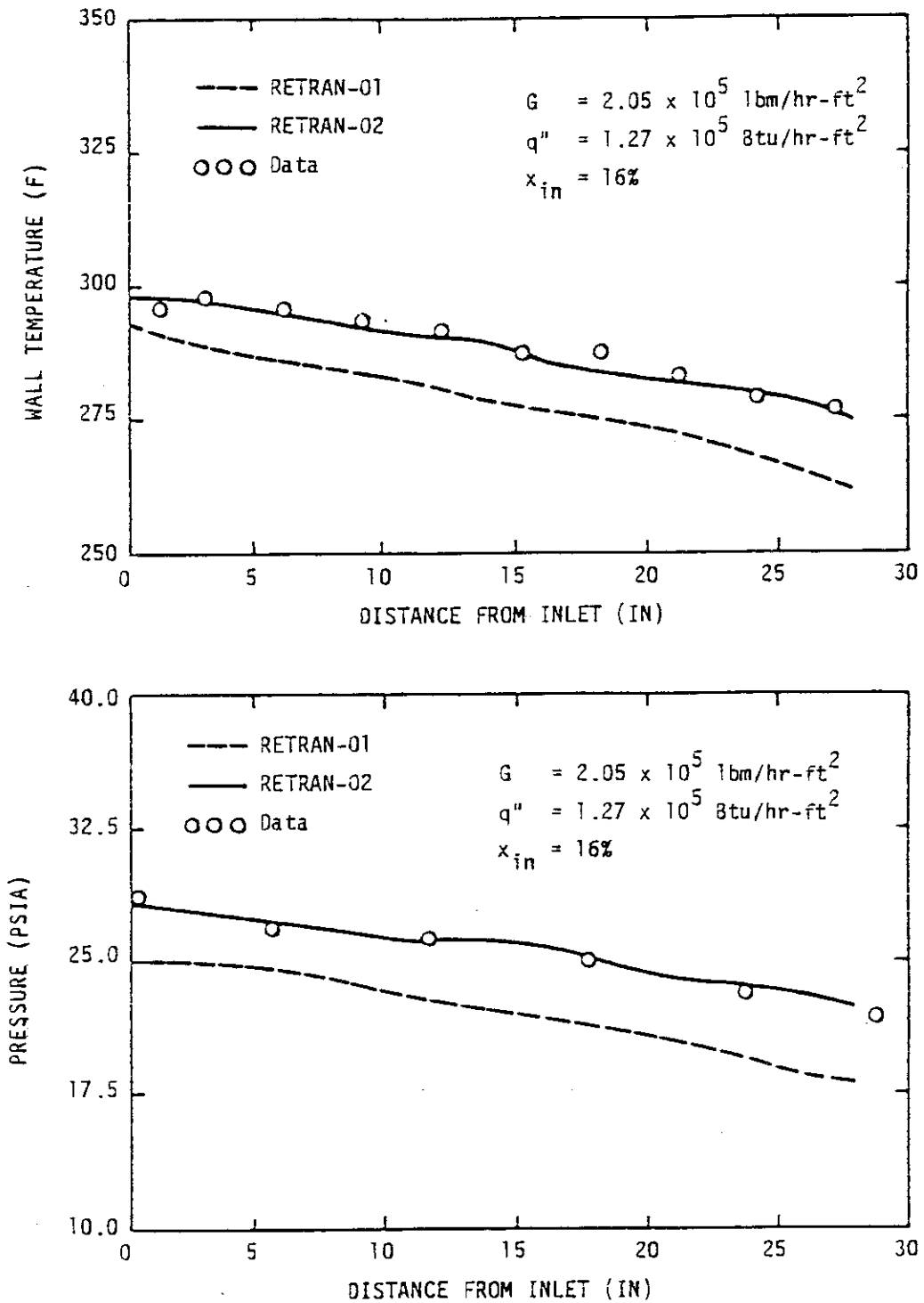


Fig. 4.2.1 Comparison of Data and RETRAN Analyses for Annular Run Q-2

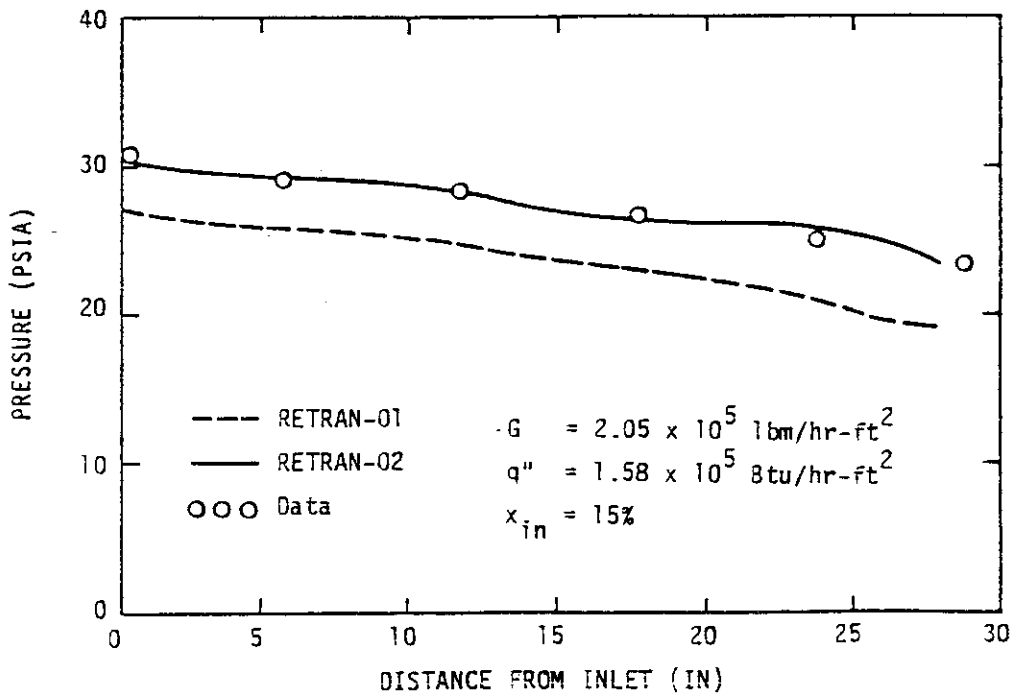
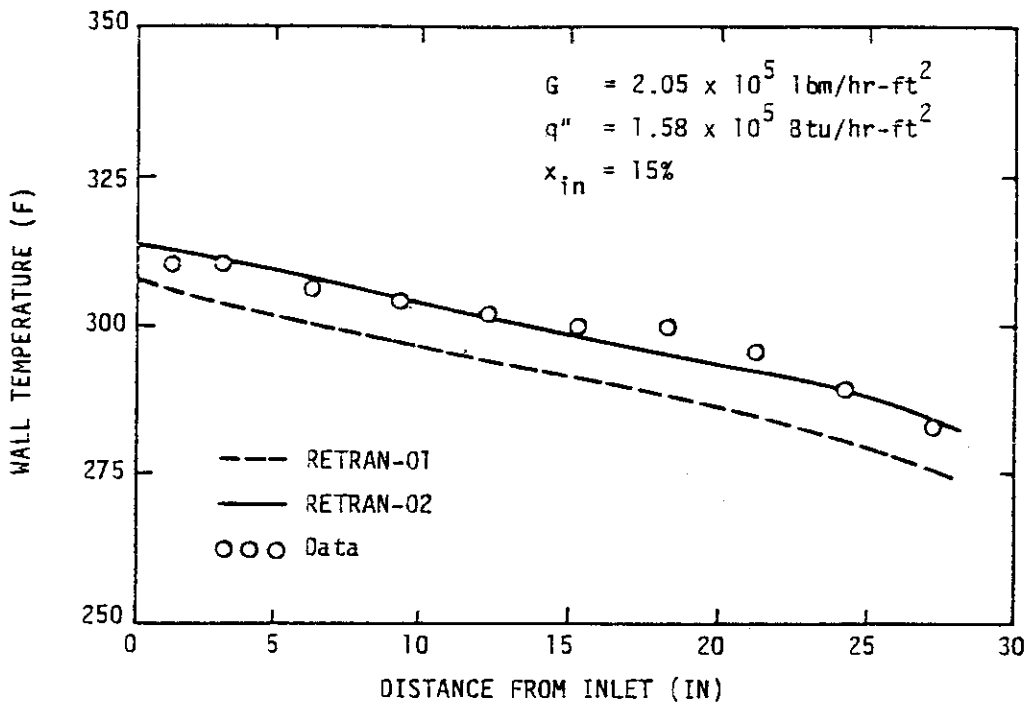


Fig. 4.2.2 Comparison of Data and RETRAN Analyses for Annular Run C-6

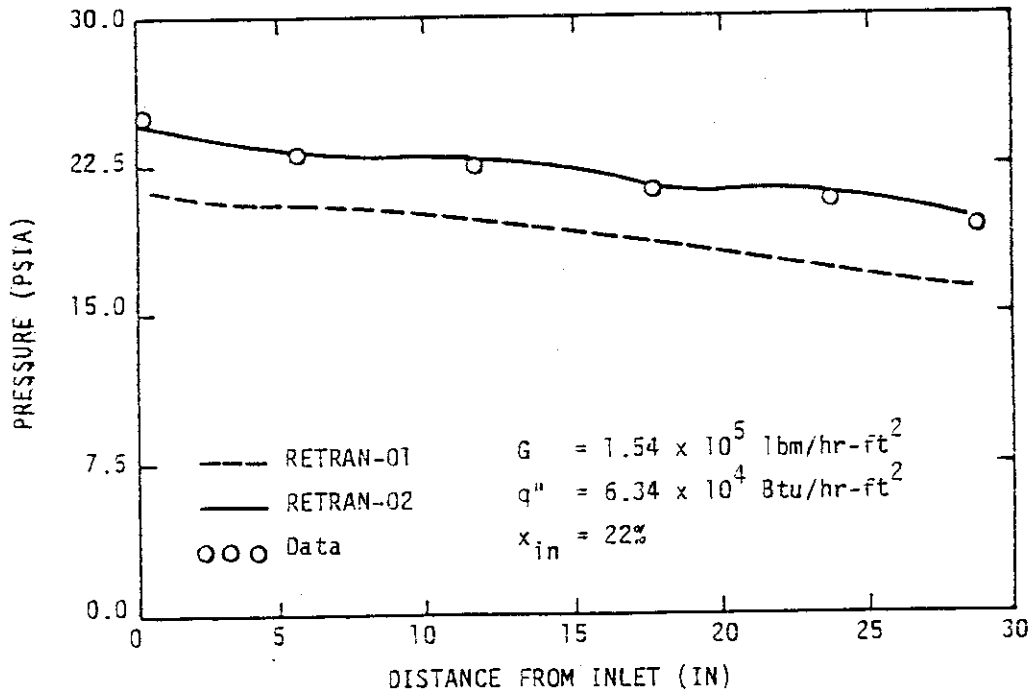
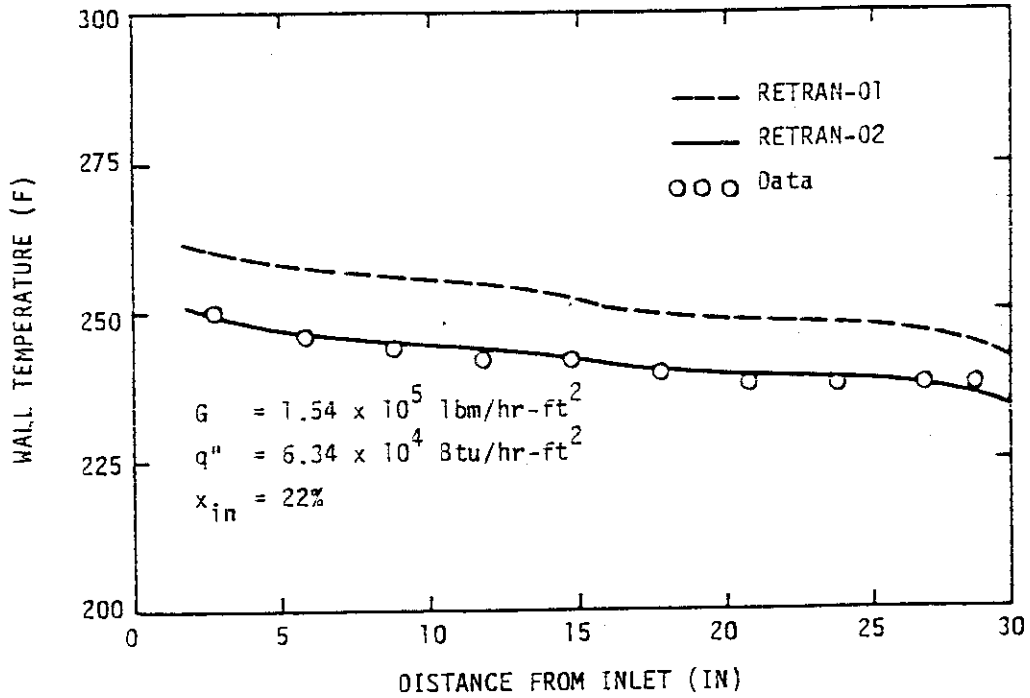


Fig. 4.2.3 Comparison of Data and RETRAN Analyses for Annular Run C-31

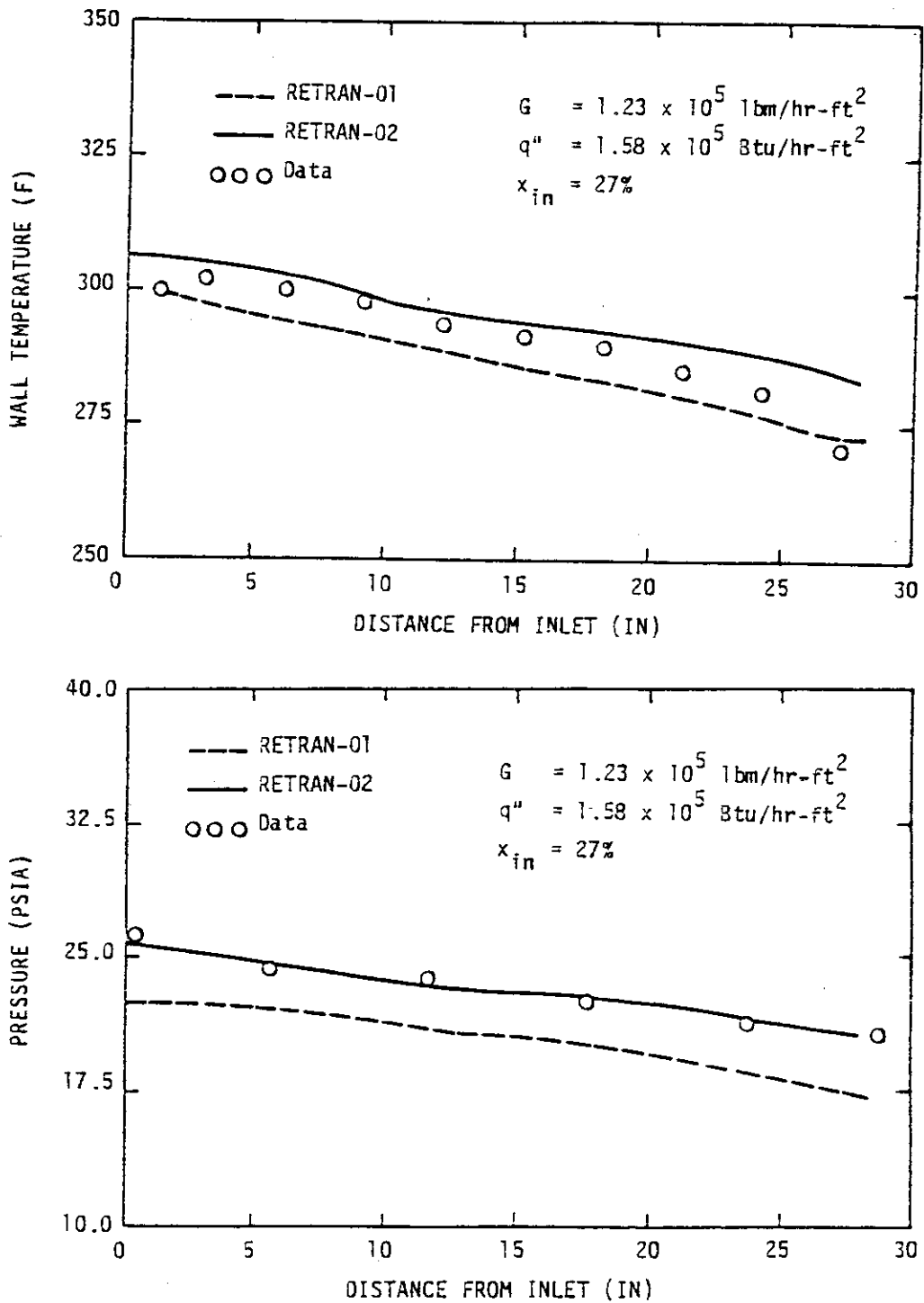


Fig. 4.2.4 Comparison of Data and RETRAN Analyses for Annular Run C-39

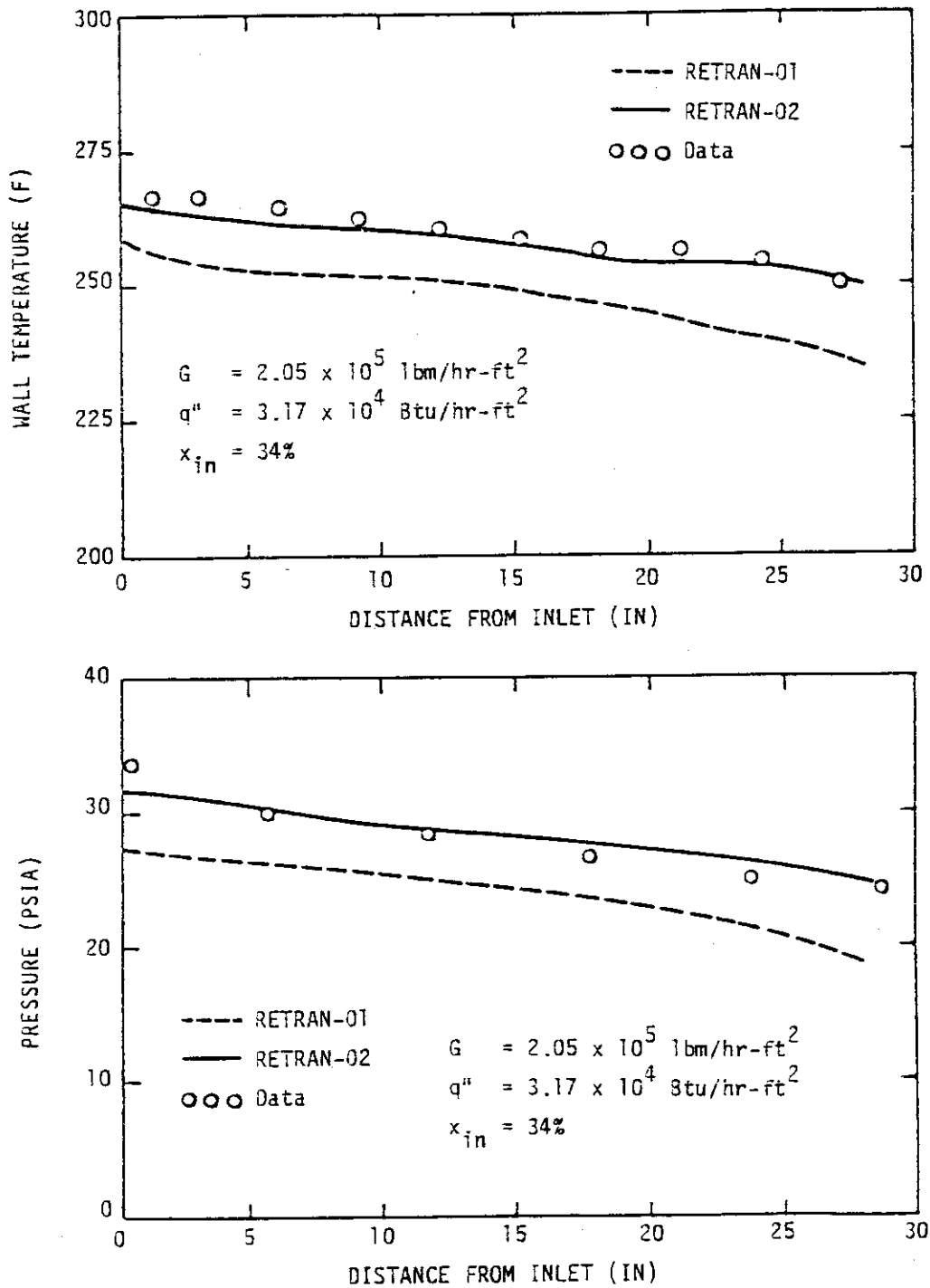


Fig. 4.2.5 Comparison of Data and RETRAN Analyses for Annular Run C-63

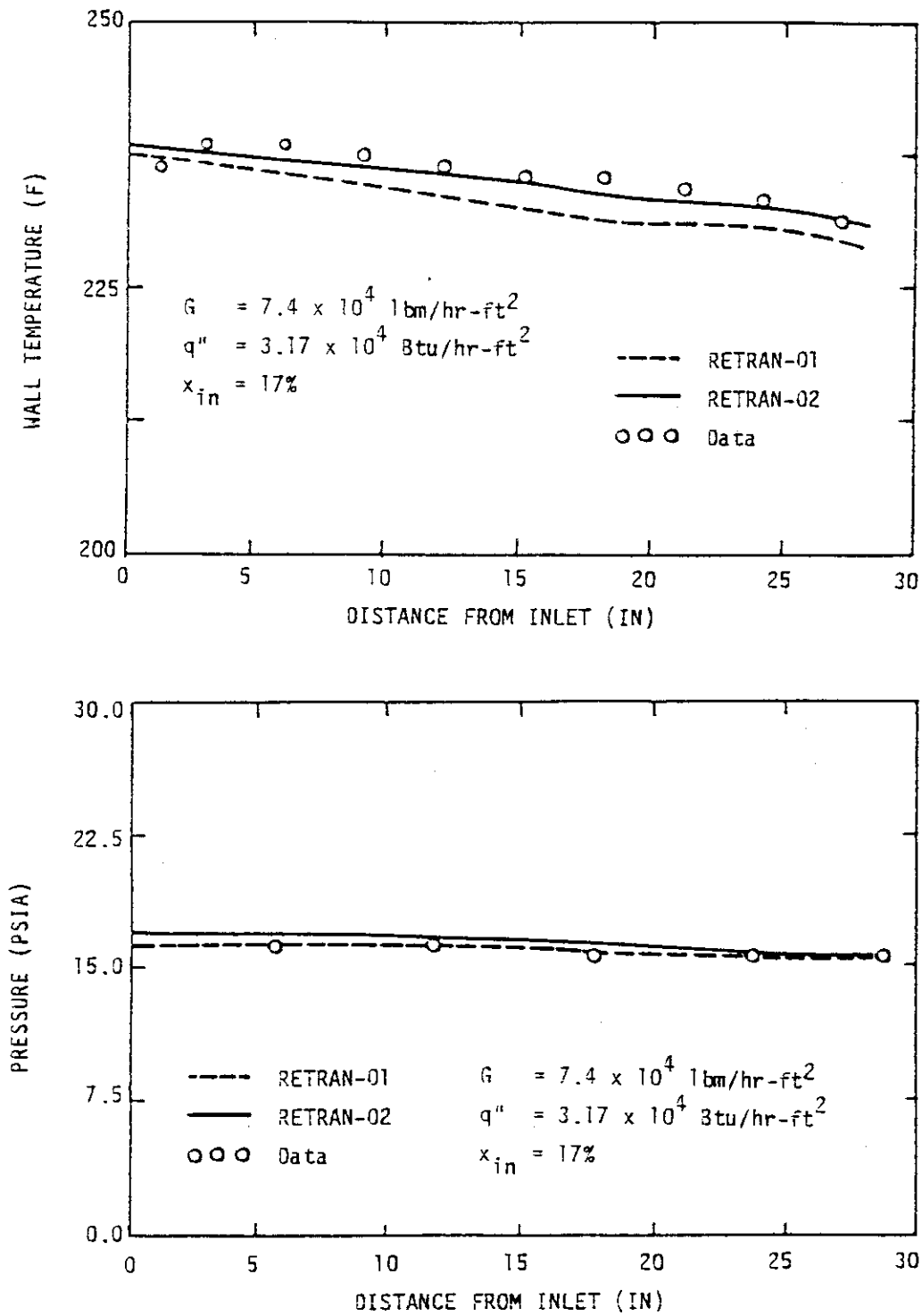


Fig. 4.2.6 Comparison of Data and RETRAN Analyses for Annular Run C-85

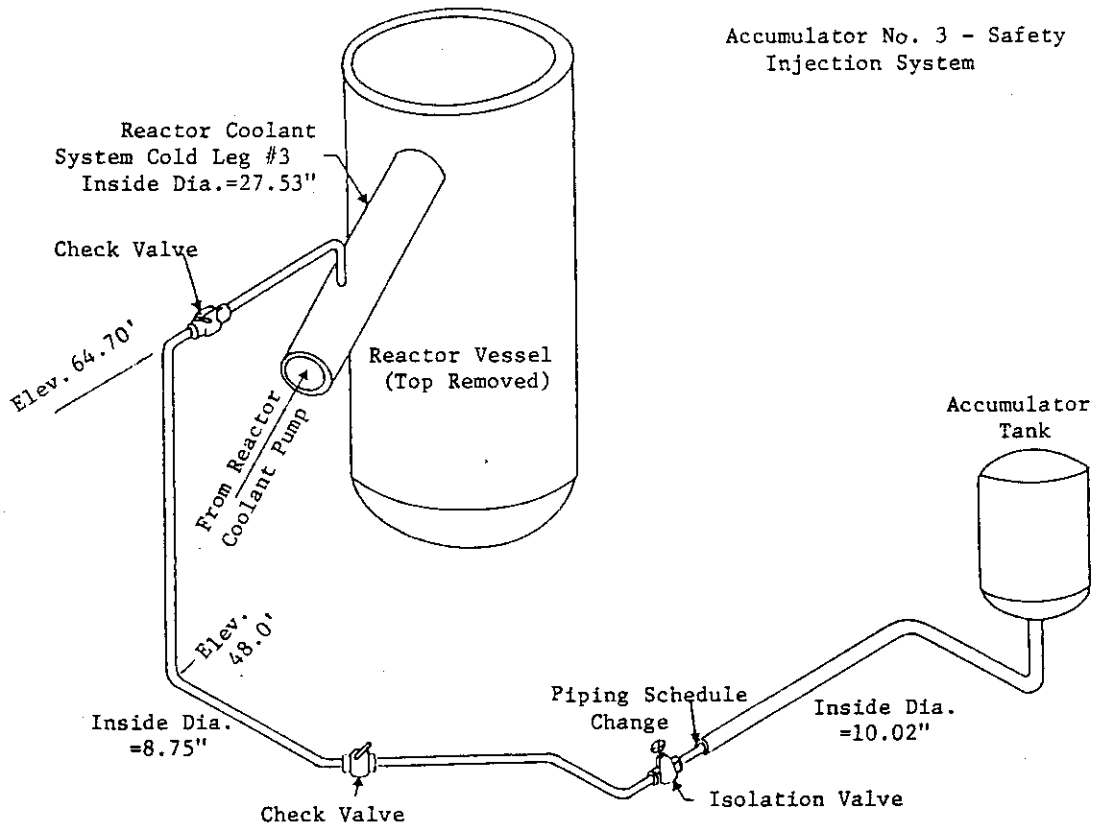


Fig. 4.2.7 Accumulator No.3 - Safety Injection System

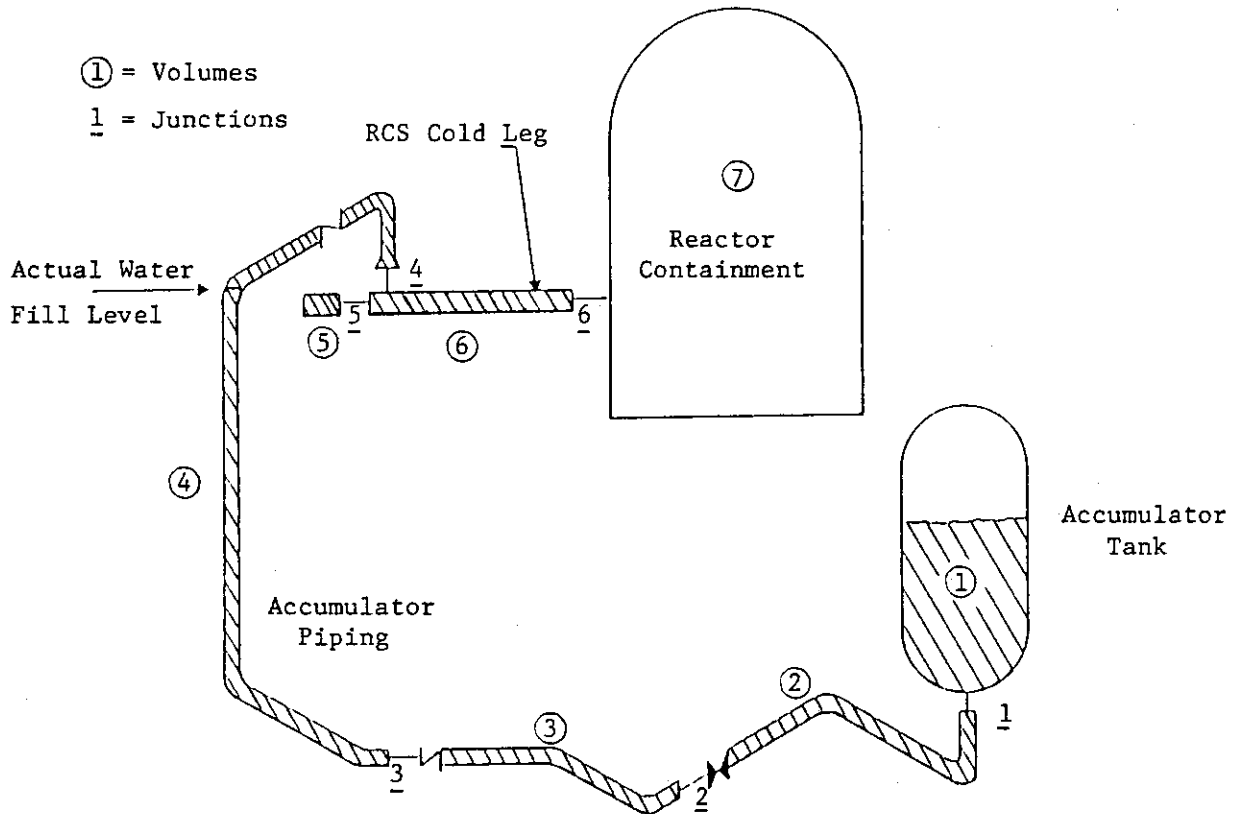


Fig. 4.2.8 Accumulator Blowdown Model

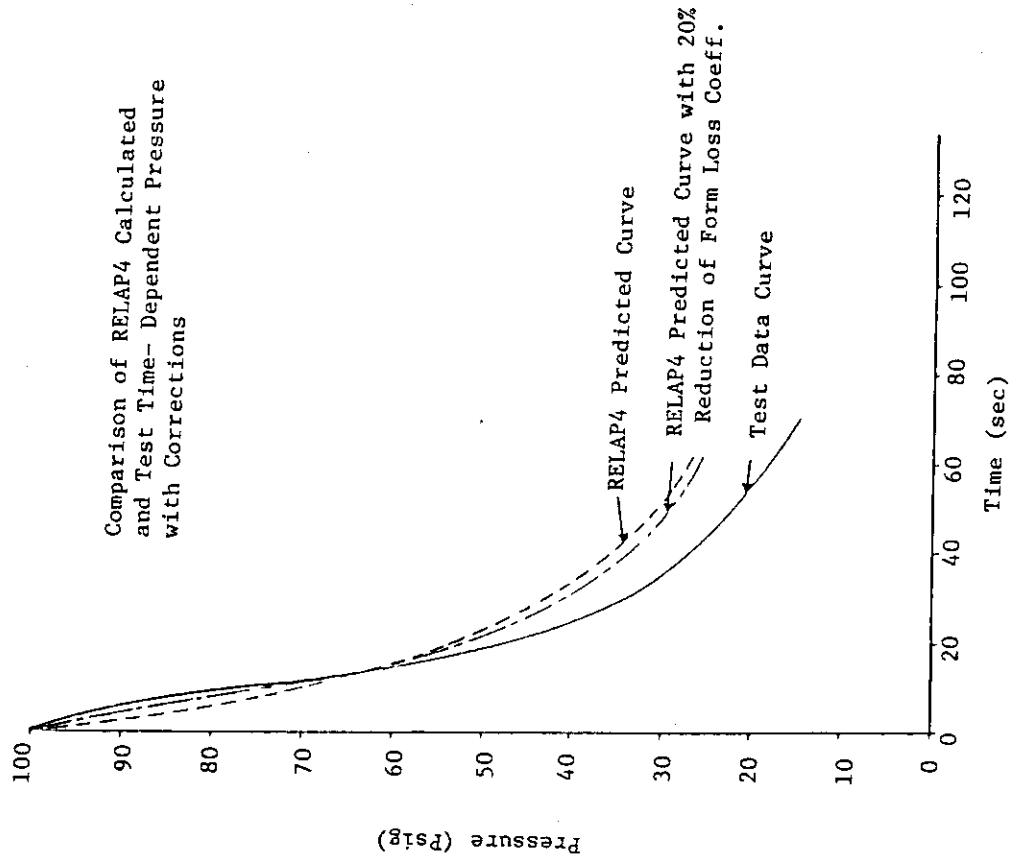


Fig. 4.2.10 Accumulator No. 3 Depressurization

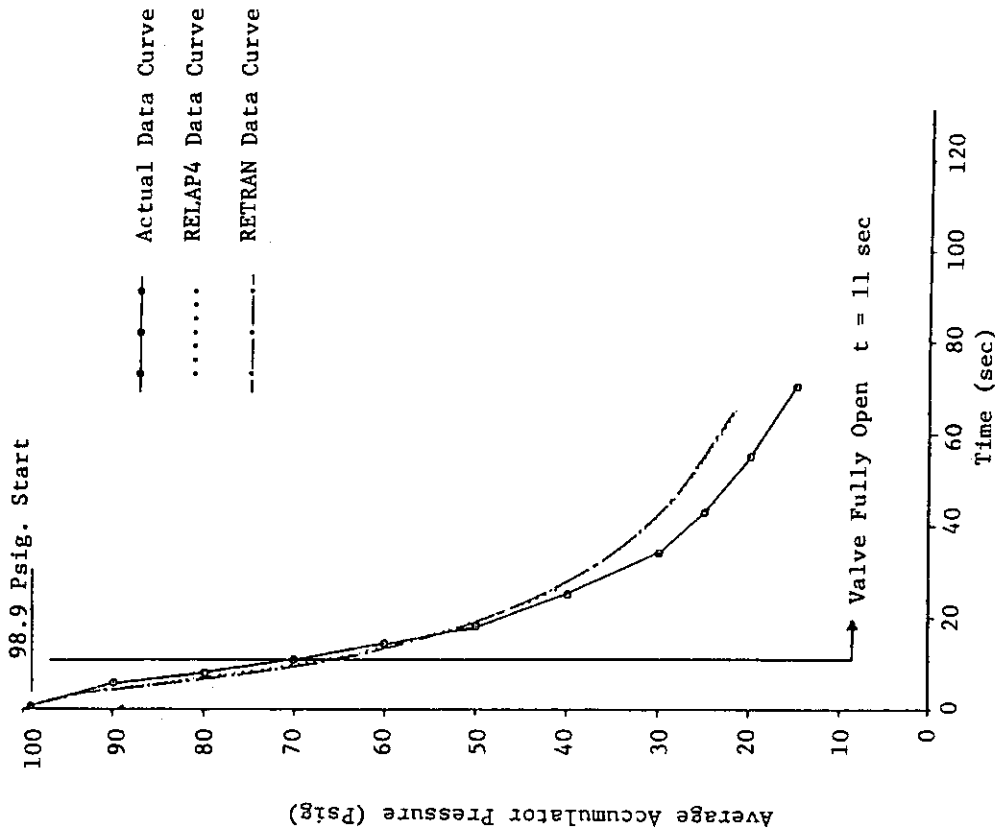


Fig. 4.2.9 Average Pressure in Accumulator No. 3

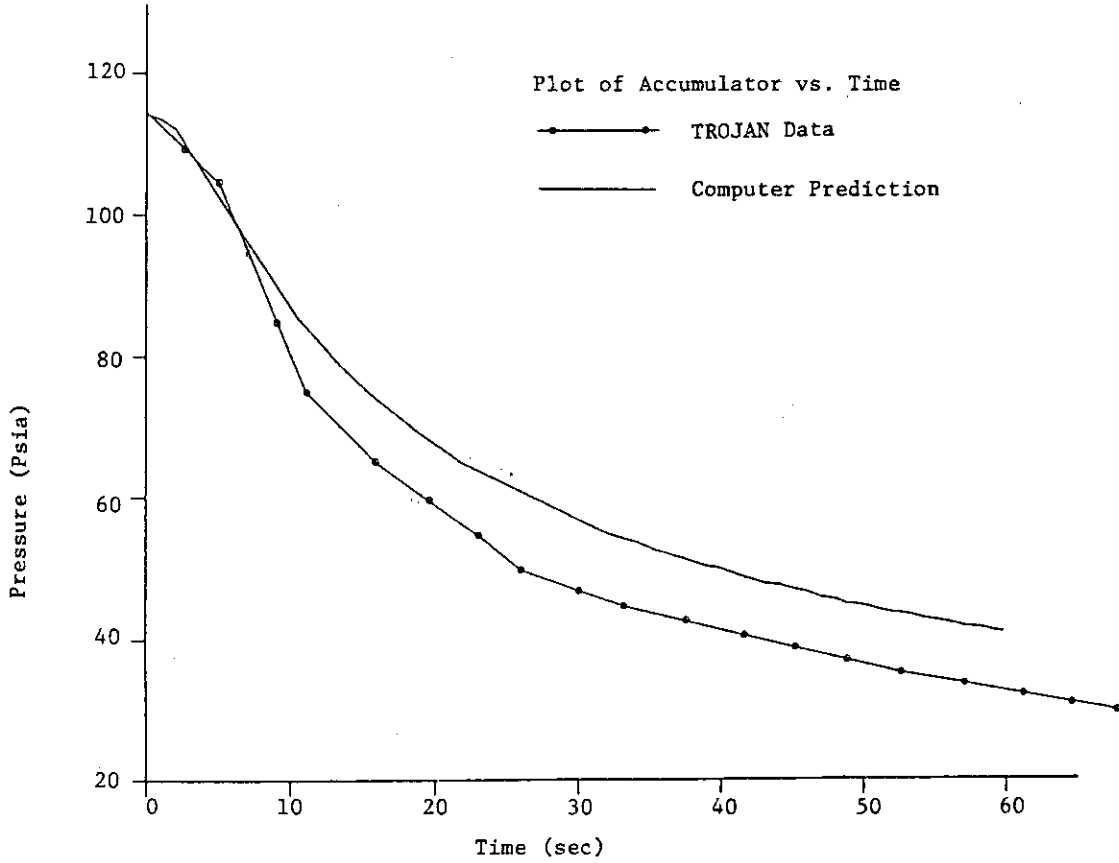


Fig. 4.2.11 Uncorrected Accumulator Pressure

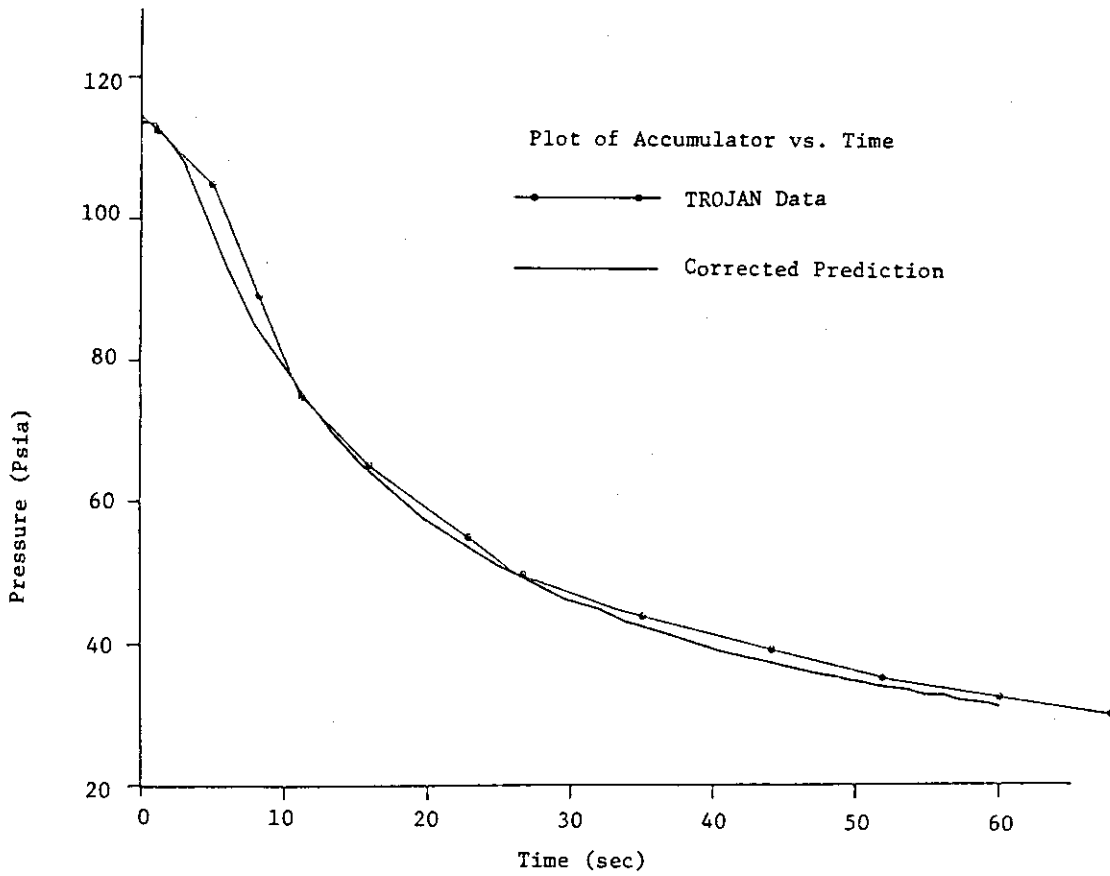


Fig. 4.2.12 Corrected Accumulator Pressure

4.3 コード検証結果

先に述べたようにRETRANコードの検証は、取扱マニュアルの作成、プログラミング、そしてシステム効果試験に至るまで、総合的に実施されてきた。これらの検証は、信頼されるコードの開発という主目的に加えて、利用者の立場から使い易さの向上を図る目的で行われた。

コード検証の中で特に重要と思われる項目として、コード機能のチェックと性能評価がある。コード機能については、コードの開発段階、または実際に使用する段階で十分に検証できる。例えば、原研で実施された原子力船「むつ」原子炉の過渡解析（参考文献5）において、RETRANの制御系モデルや主要計算オプションは、正しく作動することが確認されている。次に計算コードの性能評価（適用可能範囲の把握）の問題がある。これは、基本方程式、数値解法そして使用物理モデルによりある程度評価できるが、システム全体としては、実験解析を通じて評価することになる。RETRANは、加圧器モデルのようなコンポーネントモデルの実験解析や、システム全体の実験解析を通じて評価されている。

多くの実験解析の結果として、RETRANコードの問題点（適用限界）は、次のように整理できる。

(1) 温度平衡モデルのため、二相状態における温度非平衡を考慮できない。

（加圧器モデルを除く）

(2) 二相状態における気液の速度差を考慮したスリップモデルが導入されているが、十分な検証がなされていないため、安全解析には使うのに問題がある。

(3) 非凝縮性ガスのモデルがないため、この効果を計算できない。

(4) 繰り返し計算手法の導入により、解の精度が良くなった反面、物理量の連続性が要請されるために、状態量が急変するような過渡変化は計算できない恐れがある。

(5) 燃料要素の計算モデルは十分ではないため、被覆管のふくれや溶融を計算できない。

研究用原子炉（JRR-3改造炉）の安全解析を行うにあたり、

(6) 熱伝達相関式は、保守的なものであるか検討を要する。

(7) 低圧領域における実験解析例は少ないため、それぞれの計算モデルについて、十分なチェックが必要である。

上に述べた使用限界に注意することにより、RETRANコードは研究用原子炉の安全解析計算に十分に対応できる。

5. 結 言

本報告書は、RETRAN-02コードの概要、検証ならびに研究炉（JRR-3改造炉）解析に必要なコード改良について述べたものである。この改良作業の結果、新しく作成されたRETRAN-02/RRコードは、同改造炉の安全審査解析に十分に使用できる。また、今後同コードに含まれる多くの機能を利用することにより、2次系を含めた全体系の過渡解析やATWS（Anticipated Transients Without Scram）解析も可能である。さらにJRR-3改造炉の安全保護系や制御形ロジックを模擬することにより、出力上昇試験や運転管理に役立てるための現実的な過渡変化解析も可能である。本改良コードは、JRR-3改造炉用に整備されたものであるが、低温・低圧領域における信頼性の向上により、他の同タイプの研究炉の解析に十分適用できる。

以上、RETRAN-02/RRは、研究炉の過渡変化解析コードとして、安全審査計算から現実的な過渡事象解析にわたって広範囲に有効である。

謝 辞

研究炉の安全解析コードRETRAN-02/RRを開発するに当り、終始御便達いただいた研究炉管理部佐藤一男次長、大西信秋主任研究員、数土幸夫副主任研究員に深甚なる謝意を表す。また安藤弘栄氏をはじめとするJRR-3改造計画にたずさわっている関係諸氏には貴重な資料および意見を戴いた。また、作業の遂行にあたり、安全解析部原子炉安全解析室長鴻坂厚夫氏、平野雅司研究員には終始御支援、御協力を戴いた。さらに、日本エナジー株式会社篠津和夫氏には多くの技術支援を戴いた。ここに記し感謝の意を表す。

参考文献

- (1) J. H. McFadden et al., "RETRAN02 A Program for Transient Thermal - Hydraulic Analysis of Complex Fluid Flow System", EPRI NP-1850-CCM (May 1981)
- (2) 数土幸夫, 井川博雅, 平野雅司, 大西信秋, "JRR-3改造炉熱水解析用熱伝達相関式の検討", JAERI-M 84-066 (March 1984)
- (3) Thermodynamic and Transport Properties of Steam comprising Tables and Charts for Steam and Water, The American Society of Mechanical Engineers (1967)
- (4) Bennet, J. A. R., Collier, J. G., Pratt, H. R. C., and Thronton, J. D. T., "Heat Transfer to Two-Phase Gas-Liquid Systems, Part 1: Steam Water Mixtures in the Liquid Dispersed Region in an Annulus", AERE-R 3159, 1959.
- (5) 藤木和男, 浅香英明, "原子力船「むつ」原子炉の過渡変化解析(運転時の異常な過渡変化及び事故に係る解析)", JAERI-M 9398 (March 1981)

5. 結 言

本報告書は、RETRAN-02コードの概要、検証ならびに研究炉（JRR-3改造炉）解析に必要なコード改良について述べたものである。この改良作業の結果、新しく作成されたRETRAN-02/RRコードは、同改造炉の安全審査解析に十分に使用できる。また、今後同コードに含まれる多くの機能を利用することにより、2次系を含めた全体系の過渡解析やATWS（Anticipated Transients Without Scram）解析も可能である。さらにJRR-3改造炉の安全保護系や制御形ロジックを模擬することにより、出力上昇試験や運転管理に役立てるための現実的な過渡変化解析も可能である。本改良コードは、JRR-3改造炉用に整備されたものであるが、低温・低圧領域における信頼性の向上により、他の同タイプの研究炉の解析に十分適用できる。

以上、RETRAN-02/RRは、研究炉の過渡変化解析コードとして、安全審査計算から現実的な過渡事象解析にわたって広範囲に有効である。

謝 辞

研究炉の安全解析コードRETRAN-02/RRを開発するに当たり、終始御便達いただいた研究炉管理部佐藤一男次長、大西信秋主任研究員、数土幸夫副主任研究員に深甚なる謝意を表す。また安藤弘栄氏をはじめとするJRR-3改造計画にたずさわっている関係諸氏には貴重な資料および意見を戴いた。また、作業の遂行にあたり、安全解析部原子炉安全解析室長鴻坂厚夫氏、平野雅司研究員には終始御支援、御協力を戴いた。さらに、日本エナジー株式会社篠津和夫氏には多くの技術支援を戴いた。ここに記し感謝の意を表す。

参考文献

- (1) J. H. McFadden et al., "RETRAN02 A Program for Transient Thermal - Hydraulic Analysis of Complex Fluid Flow System", EPRI NP-1850-CCM (May 1981)
- (2) 数土幸夫, 井川博雅, 平野雅司, 大西信秋, "JRR-3改造炉熱水解析用熱伝達相関式の検討", JAERI-M 84-066 (March 1984)
- (3) Thermodynamic and Transport Properties of Steam comprising Tables and Charts for Steam and Water, The American Society of Mechanical Engineers (1967)
- (4) Bennet, J. A. R., Collier, J. G., Pratt, H. R. C., and Thronton, J. D. T., "Heat Transfer to Two-Phase Gas-Liquid Systems, Part 1: Steam Water Mixtures in the Liquid Dispersed Region in an Annulus", AERE-R 3159, 1959.
- (5) 藤木和男, 浅香英明, "原子力船「むつ」原子炉の過渡変化解析(運転時の異常な過渡変化及び事故に係る解析)", JAERI-M 9398 (March 1981)

5. 結 言

本報告書は、RETRAN-02コードの概要、検証ならびに研究炉（JRR-3改造炉）解析に必要なコード改良について述べたものである。この改良作業の結果、新しく作成されたRETRAN-02/RRコードは、同改造炉の安全審査解析に十分に使用できる。また、今後同コードに含まれる多くの機能を利用することにより、2次系を含めた全体系の過渡解析やATWS（Anticipated Transients Without Scram）解析も可能である。さらにJRR-3改造炉の安全保護系や制御形ロジックを模擬することにより、出力上昇試験や運転管理に役立てるための現実的な過渡変化解析も可能である。本改良コードは、JRR-3改造炉用に整備されたものであるが、低温・低圧領域における信頼性の向上により、他の同タイプの研究炉の解析に十分適用できる。

以上、RETRAN-02/RRは、研究炉の過渡変化解析コードとして、安全審査計算から現実的な過渡事象解析にわたって広範囲に有効である。

謝 辞

研究炉の安全解析コードRETRAN-02/RRを開発するに当たり、終始御便達いただいた研究炉管理部佐藤一男次長、大西信秋主任研究員、数土幸夫副主任研究員に深甚なる謝意を表す。また安藤弘栄氏をはじめとするJRR-3改造計画にたずさわっている関係諸氏には貴重な資料および意見を戴いた。また、作業の遂行にあたり、安全解析部原子炉安全解析室長鴻坂厚夫氏、平野雅司研究員には終始御支援、御協力を戴いた。さらに、日本エナジー株式会社篠津和夫氏には多くの技術支援を戴いた。ここに記し感謝の意を表す。

参考文献

- (1) J. H. McFadden et al., "RETRAN02 A Program for Transient Thermal - Hydraulic Analysis of Complex Fluid Flow System", EPRI NP-1850-CCM (May 1981)
- (2) 数土幸夫, 井川博雅, 平野雅司, 大西信秋, "JRR-3改造炉熱水解析用熱伝達相関式の検討", JAERI-M 84-066 (March 1984)
- (3) Thermodynamic and Transport Properties of Steam comprising Tables and Charts for Steam and Water, The American Society of Mechanical Engineers (1967)
- (4) Bennitt, J. A. R., Collier, J. G., Pratt, H. R. C., and Thronton, J. D. T., "Heat Transfer to Two-Phase Gas-Liquid Systems, Part 1: Steam Water Mixtures in the Liquid Dispersed Region in an Annulus", AERE-R 3159, 1959.
- (5) 藤木和男, 浅香英明, "原子力船「むつ」原子炉の過渡変化解析(運転時の異常な過渡変化及び事故に係る解析)", JAERI-M 9398 (March 1981)

付 録

A. 蒸気表多項式の係数の導出

サブクール状態における圧力 (P) とエンタルピー (h) から比体積を求めるために、P-h 平面に42個の代表点を選び多項式の係数を求めた。以下にその計算プログラムを示す。

```

      FORTRAN 77      V10L20

000001      DIMENSION A(50,50) , P(6) , H(42) , V(42)
000002      DOUBLE PRECISION A , P , H , V

      C
      C
      C          P(1)   P(2)   P(3)   P(4)   P(5)   P(6)
000003      DATA P / 2.00, 500.00, 1000.00, 1500.00, 2000.00 , 3200.00/

      C
      C
      C      H(1...7)P(1)
000004      DATA H / 18.00000000, 118.00000000, 258.00000000,
      *          358.00000000, 500.00000000, 700.00000000,
      *          1000.00000000,
      C      H(1...7)P(2)
      *          18.00000000, 118.00000000, 258.00000000,
      *          358.00000000, 500.00000000, 700.00000000,
      *          1000.00000000,
      C      H(1...7)P(3)
      *          18.00000000, 118.00000000, 258.00000000,
      *          358.00000000, 500.00000000, 700.00000000,
      *          1000.00000000,
      C      H(1...7)P(4)
      *          18.00000000, 118.00000000, 258.00000000,
      *          358.00000000, 500.00000000, 700.00000000,
      *          1000.00000000,
      C      H(1...7)P(5)
      *          18.00000000, 118.00000000, 258.00000000,
      *          358.00000000, 500.00000000, 700.00000000,
      *          1000.00000000,
      C      H(1...7)P(6)
      *          18.00000000, 118.00000000, 258.00000000,
      *          358.00000000, 500.00000000, 700.00000000,
      *          1000.00000000/

      C
      C      -----
000005      V(P1,H1...7)
      DATA V /0.016022000000, 0.016344000000, 0.017352000000,
      *          0.018438000000, 0.020825000000, 0.029040000000,
      *          0.224000000000,
      C      V(P2,H1...7)
      *          0.015997000000, 0.016314000000, 0.017300000000,
      *          0.018380000000, 0.020721000000, 0.028580000000,
      *          0.203000000000,
      C      V(P3,H1...7)
      *          0.015970500000, 0.016283000000, 0.017249000000,
      *          0.018321000000, 0.020607000000, 0.028100000000,
      *          0.182500000000,
      C      V(P4,H1...7)
      *          0.015945000000, 0.016252000000, 0.017199000000,
      *          0.018263000000, 0.020500000000, 0.027620000000,
      *          0.162000000000,
      C      V(P5,H1...7)
      *          0.015919000000, 0.016221000000, 0.017148000000,
      *          0.018201000000, 0.020387000000, 0.027140000000,
      *          0.140000000000,
      C      V(P6,H1...7)
      *          0.015855000000, 0.016141000000, 0.017025000000,
      *          0.018056000000, 0.020120000000, 0.026000000000,
      *          0.090000000000/

      C
      C
000006      DATA IT / 42 /
000007      I = 1
000008      J = 1

```

```

000009      L = 1
C
000010      WRITE(6,500)
C
000011      DO 10 I = 1 , IT
000012      A ( I , 1 ) = 1.0
000013      A ( I , 2 ) = H ( I )
000014      A ( I , 3 ) = H ( I ) * H ( I )
000015      A ( I , 4 ) = A ( I , 3 ) * H ( I )
000016      A ( I , 5 ) = A ( I , 4 ) * H ( I )
000017      A ( I , 6 ) = A ( I , 5 ) * H ( I )
000018      A ( I , 7 ) = A ( I , 6 ) * H ( I )
C
000019      A ( I , 8 ) = P ( J )
000020      A ( I , 9 ) = A ( I , 8 ) * H ( I )
000021      A ( I , 10 ) = A ( I , 9 ) * H ( I )
000022      A ( I , 11 ) = A ( I , 10 ) * H ( I )
000023      A ( I , 12 ) = A ( I , 11 ) * H ( I )
000024      A ( I , 13 ) = A ( I , 12 ) * H ( I )
000025      A ( I , 14 ) = A ( I , 13 ) * H ( I )
C
000026      A ( I , 15 ) = P ( J )**2
000027      A ( I , 16 ) = A ( I , 15 ) * H ( I )
000028      A ( I , 17 ) = A ( I , 16 ) * H ( I )
000029      A ( I , 18 ) = A ( I , 17 ) * H ( I )
000030      A ( I , 19 ) = A ( I , 18 ) * H ( I )
000031      A ( I , 20 ) = A ( I , 19 ) * H ( I )
000032      A ( I , 21 ) = A ( I , 20 ) * H ( I )
C
000033      A ( I , 22 ) = P ( J )**3
000034      A ( I , 23 ) = A ( I , 22 ) * H ( I )
000035      A ( I , 24 ) = A ( I , 23 ) * H ( I )
000036      A ( I , 25 ) = A ( I , 24 ) * H ( I )
000037      A ( I , 26 ) = A ( I , 25 ) * H ( I )
000038      A ( I , 27 ) = A ( I , 26 ) * H ( I )
000039      A ( I , 28 ) = A ( I , 27 ) * H ( I )
C
000040      A ( I , 29 ) = P ( J )**4
000041      A ( I , 30 ) = A ( I , 29 ) * H ( I )
000042      A ( I , 31 ) = A ( I , 30 ) * H ( I )
000043      A ( I , 32 ) = A ( I , 31 ) * H ( I )
000044      A ( I , 33 ) = A ( I , 32 ) * H ( I )
000045      A ( I , 34 ) = A ( I , 33 ) * H ( I )
000046      A ( I , 35 ) = A ( I , 34 ) * H ( I )
C
000047      A ( I , 36 ) = P ( J )**5
000048      A ( I , 37 ) = A ( I , 36 ) * H ( I )
000049      A ( I , 38 ) = A ( I , 37 ) * H ( I )
000050      A ( I , 39 ) = A ( I , 38 ) * H ( I )
000051      A ( I , 40 ) = A ( I , 39 ) * H ( I )
000052      A ( I , 41 ) = A ( I , 40 ) * H ( I )
000053      A ( I , 42 ) = A ( I , 41 ) * H ( I )
000054      A ( I , 43 ) = DLOG( V( I ) )
000055      WRITE(6,1000) P(J) , H(I) , V(I)
000056      L = L + 1
000057      IF ( L .NE. 8 ) GO TO 10
000058      L = 1
000059      J = J + 1
000060      10 CONTINUE
C
000061      CALL GAUELD( A , 50 , 42 , 43 , 1.0D-50,ILL)
C*****

```


***** ILL = 0 *****

COEFFICIENT OF CANONICAL EQUATION FOR SUB-COOLED STATE (VSUB)

-0.4134029589D+01	-0.2441184054D-04	0.2209870962D-05
-0.6070628894D-08	0.1316350552D-10	-0.1522929216D-13
0.8589240994D-17	-0.3421502161D-05	0.5157995569D-07
-0.7610491182D-09	0.3333816472D-11	-0.6337446779D-14
0.5400840762D-17	-0.1866330638D-20	-0.2182353803D-08
0.5762274970D-10	-0.6869462033D-12	0.3899888586D-14
-0.1073370946D-16	0.1309877667D-19	-0.5683523484D-23
0.2259079893D-11	-0.6805783575D-13	0.8026765479D-15
-0.4349228692D-17	0.1157103300D-19	-0.1389663618D-22
0.5988902843D-26	-0.9015092027D-15	0.2792720654D-16
-0.3238260469D-18	0.1726010684D-20	-0.4584612622D-23
0.5548851287D-26	-0.2422095395D-29	0.1221331859D-18
-0.3818512162D-20	0.4338257722D-22	-0.2281516843D-24
0.6066135172D-27	-0.7396337791D-30	0.3260076238D-33