

LEAP改造予備設計

(動力炉・核燃料開発事業団 契約業務報告書)

1994年3月

株式会社 日立製作所

複製又はこの資料の入手については、下記にお問い合わせください。

〒311-13 茨城県東茨城郡大洗町成田町4002

動力炉・核燃料開発事業団

大洗工学センター システム開発推進部・技術管理室

Enquires about copyright and reproduction should be addressed to: Technology Management Section O-arai Engineering Center, Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation 4002 Narita-cho, O-arai-machi, Higashi-Ibaraki, Ibaraki-ken, 311-13, Japan

動力炉・核燃料開発事業団 (Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation)

1994年 3月

LEAP改造予備設計

熊坂勝行(*), 岡部綾夫(**), 石井孝信(**), 藤又和博(**)

要 旨

次期大型炉蒸気発生器（SG）伝熱管の合理的設計基準水リーク率（DBL）の選定にあたって、高温ラプチャによる破損伝播の可能性を定量的に評価する必要がある。

本予備設計では、高温ラプチャを含む破損伝播挙動を適切に評価し、合理的なDBLを選定するために必要となる a) 高温ラプチャモデル（構造／破壊力学的モデル）、 b) 非定常熱伝導解析モデル、 c) プローダウン解析モデル、 d) 反応領域温度分布解析モデル等に関する全体の開発計画の設計を行った。また、プローダウン解析モデルに対しては、高温ラプチャを評価するために必要となる解析モデルの設計を行うとともに、このモデルの設計を基に、開発に必要なコードの構成要素、要素間のつながり等に関するコードの設計を行った。なお、コードの設計にあたっては、将来的にLEAPへのカップリングが容易に行えるよう十分に配慮した設計とした。

本報告書は、（株）日立製作所が動力炉・核燃料開発事業団との契約により実施した業務の成果である。

契約番号：05-C-5130

事業団担当部課室及び担当者：大洗工学センター 機器構造開発部 機器システム開発室 仲井 信

* : 日立工場 原子力開発部 原子炉計画G r

** : 日立エンジニアリング（株）電力エンジニアリング第2部 原子力プラント計画G r

PNC-TJ9124 94-009

MARCH,1994

Preliminary study on modification of LEAP

Katsuyuki Kumasaka(*), Ayao Okabe(**),
Takanobu Ishii(**), Kazuhiro Fujimata(**)

Abstract

In selecting the reasonable DBL on steam generator, it is indicated that the possibility of failure propagation due to overheating should be evaluated.

In this study, the general plan for the next models to evaluate the reasonable DBL have been designed; a) overheating tube bursting models (structural/fractural dynamics), b) unsteady heat conduction analysis models, c) blow down analysis models and d) reaction zone temperature distribution analysis models. Then blow down analysis models were developed to evaluate the overheating tube bursting and analysis code was preliminarily designed in which the module construction of this code and link of each modules were described. Furthermore, easy coupling of this code and LEAP in future was fully considered.

Work performed by Hitachi,Ltd. under contract with Power Reacter and Nuclear Fuel Development Corporation.

PNC Liaison: Satoru Nakai, FBR Components Development Section,
Systems and Components Division, Oarai Engineering Center

* : Advanced Reacter & Nuclear Fuel Cycle Dept., Hitachi Works

**: Nuclear Power Plant Engineering Dept., Hitachi Engineering Co. ,Ltd.

目 次

1.	目的	1-1
2.	L E A P 改造の概要	2-1
2. 1	改造の目的	2-1
2. 2	改造の内容	2-1
2. 3	改造の方針	2-1
3.	予備設計内容	3.1-1
3. 1	モデルの設計	3.1-1
3. 1. 1	モデル化項目の検討	3.1-1
3. 1. 2	解析モデルの設計	3.1-4
(1)	解析モデルの整理	3.1-4
a.	流動計算モジュール	3.1-4
(a)	流動基本方程式	3.1-4
(b)	基本方程式の変形	3.1-5
b.	ヘッダ計算モジュール	3.1-10
c.	構造材熱容量計算モジュール	3.1-12
d.	ナトリウム計算モジュール	3.1-14
(2)	計算方法等の整理	3.1-16
a.	流動計算モジュール	3.1-16
(a)	特性曲線法による基本方程式の常微分化	3.1-16
(b)	常微分方程式の解法	3.1-17
(c)	常微分方程式の積分法	3.1-39
b.	ヘッダ計算モジュール	3.1-52
(a)	基本式の解法	3.1-52
(b)	ヘッダ計算部への数値解法の適用	3.1-57
c.	構造材熱容量計算モジュール	3.1-58
(a)	構造材熱容量計算	3.1-58
(b)	初期定常計算	3.1-60
(c)	熱伝達に関する関係式	3.1-62
d.	ナトリウム計算モジュール	3.1-70
3. 2	コードの設計	3.2-1
(1)	コードの構成要素（モジュール）の選定	3.2-1
(2)	計算フローの検討	3.2-1
(3)	データ授受の設計	3.2-2
3. 3	開発計画の設計	3.3-1
3. 3. 1	開発全体構想の検討	3.3-1
3. 3. 2	モデル概念の検討	3.3-18
3. 3. 3	開発工程の検討	3.3-41
4.	まとめ	4-1
5.	あとがき	5-1
6.	謝辞	6-1
7.	参考文献	7-1

[付録]

- 付録- 1 ; 熱流動関連計算コードと数値計算上の特徴
- 付録- 2 ; ブラフボディ周りの予混合燃焼の数値シミュレーション
- 付録- 3 ; 新型転換実証炉安全評価手法の開発と実証
- 付録- 4 ; A T R実証炉の安全解析手法（3）
- 付録- 5 ; A T R実証炉の安全解析手法（4）
- 付録- 6 ; 流体分野における複合現象解析
- 付録- 7 ; Flameletモデルを用いたブラフボディ廻りの乱流予混合火災の数値解析
- 付録- 8 ; 水素、空気及び蒸気混合気の燃焼解析

表一覧表

- 表3.1.2-1 単相流動基本方程式（定常計算）
- 表3.1.2-2 二相流動基本方程式（定常計算）
- 表3.1.2-3 単相流動基本方程式（過渡時）
- 表3.1.2-4 二相流動基本方程式
- 表3.1.2-5 行列の変数
- 表3.1.2-6 Thom による二相流摩擦損失係数
- 表3.2-1 メインコントロールモジュールの構成要素
- 表3.2-2 定常計算モジュールの構成要素
- 表3.2-3 リザーバ計算モジュールの構成要素
- 表3.2-4 流動計算モジュールの構成要素
- 表3.2-5 構造材熱容量計算モジュールの構成要素
- 表3.2-6 水と蒸気の状態量計算ルーチン群
- 表3.3.2-1 L E A P開発計画の策定
- 表3.3.2-2 L E A P開発計画の策定
- 表3.3.2-3 L E A P開発計画の策定
- 表3.3.2-4 L E A P開発計画の策定
- 表3.3.2-5 L E A P開発計画の策定
- 表3.3.3-1 L E A P全体開発計画工程表（案）

図一覧表

- 図3.1.1-1 プローダウン解析モデルの設計フロー
- 図3.1.2-1 構造材熱伝達計算モデル
- 図3.1.2-2 スリップ比（圧力 30 Kg/cm²）
- 図3.1.2-3 Henry-Fauske, 小笠原モデルと理論式による臨界流量
- 図3.1.2-4 Henry-Fauske, Moody モデルと理論式による臨界流量
- 図3.1.2-5 Henry-Fauske, 小笠原, Murdock&Bouman モデルによる臨界流量
- 図3.1.2-6 Bernoulli モデルによる放出流量（全領域）
- 図3.1.2-7 エンタルピ積分法
- 図3.1.2-8 流動計算フロー
- 図3.1.2-9 エネルギー伝播速度計算フロー
- 図3.1.2-10 圧力・流量分布計算フロー
- 図3.1.2-11 ヘッダからの流出モデル
- 図3.1.2-12 レイノルズ数-抑制率曲線
- 図3.2-1 プローダウン計算メインフロー
- 図3.2-2 入力制御部処理フロー
- 図3.2-3 初期計算制御処理フロー
- 図3.2-4 過渡計算制御処理フロー
- 図3.2-5 過渡計算における各モジュール間のデータ相関図
- 図3.3-1 開発計画の設計に関する検討フロー
- 図3.3.1-1 実証炉の破損伝播シナリオ
- 図3.3.1-2 L E A P 開発に関する全体構想
- 図3.3.1-3 高温ラプチャの有無によるD B L評価コード体系の考え方
- 図3.3.1-4 実証炉用破損伝播解析コードL E A P の開発計画相関図（案）
- 図3.3.1-5 C O T H A A 試験装置
- 図3.3.1-6 ガス冷却試験装置の概念

1. 目的

蒸気発生器（S G）伝熱管の合理的設計基準水リーク率（D B L）の選定は、実証炉プラントにおける安全性確保の重要な一項目である。このD B Lは、水リーク時のナトリウム一水反応現象及びその時の S G状況を可能な限り忠実に模擬した解析により選定する必要がある。本予備設計は、D B Lの選定に深く係わると予想される水／蒸気系の解析モデルの開発及び本モデルの伝熱管破損伝播解析コード（L E A P）への適用を予備的に設計するものである。

2. L E A P 改造の概要

2.1 改造の目的

1987年の英國P F R過熱器大リーク事故では、高温ラプチャ（ナトリウム一水反応熱により機械的強度が低下し、破損する現象）により多数の伝熱管が破損した。高温ラプチャは伝熱管の寸法・材質を始めとするSGの設計や運転条件（特にプローダウン時の水／蒸気状態）に強く影響されるため、設計によっては実証炉では高温ラプチャを無視できなくなる可能性がある。従って、実証炉SGの設計・運転条件を忠実に考慮した上で、高温ラプチャを含む破損伝播挙動を評価する必要がある。

2.2 改造の内容

実証炉SGのD B L評価に際しては、従来のウェステージ型破損伝播モデルに基づくL E A Pの積極的な活用が可能である。そのため、現コードに以下のようなモデルを組み込む計画である。本予備設計は、これらの全体の開発計画とプローダウン解析モデルの開発に関するものである。

- ①高温ラプチャモデル（構造／破壊力学的モデル）
- ②非定常熱伝導解析モデル
- ③プローダウン解析モデル
- ④反応領域温度分布解析モデル

高温ラプチャ解析では、水／蒸気系のプローダウン時におけるプラント状態を適切に評価する必要がある。汎用の巨大コードでは入力データの作成や計算が非常に複雑となるため、小回りのきく小規模のプローダウン解析モデルを開発し、L E A Pに反映すること等が必要となる可能性がある。

2.3 改造の方針

2.3.1 モデルの設計

ここでは、解析対象とする実証炉2次冷却系の設計（SG構造、水／蒸気系統、ナトリウム系統、及びそれらの運転条件も含む）等に関する調査を行い、モデル化すべき項目を整理する。

その上で、高温ラプチャ評価を行うために必要となる解析モデル及び最適な計算方法等の整理、設計を行うと共に、必要に応じてその設定根拠をまとめる。モデル

の設計においては、ナトリウム側の条件の扱い及びより効率的なモデル化に関する検討も含める。

2.3.2 コードの設計

前節の解析モデルを基に、コードの開発設計を行う。具体的には、流動計算モジュール、臨界流量計算モジュール、物性値計算モジュール等の開発に必要なコードの構成要素（モジュール）の選定、識別を行う。次に、主要な計算モジュールの計算手順を検討して、計算コードのフローをまとめる。また、各モジュールの入出力、及び各モジュールの間のつながり等を明らかとするためのデータ授受の設計を行う。

コードの設計にあたっては、開発するコードはLEAPとは独立した形で計算できるものを基本とするが、将来的にLEAPへのカップリングが容易に行えるよう十分に配慮した設計とする。

2.3.3 開発計画の設計

高温ラブチャを含む破損伝播挙動を評価する解析コードを開発するための全体計画を策定する。具体的には、関連する類似コードの調査結果を参考とし、その適用の可否及び改修性（カップリング方法も含む）を検討して、新規にコードを開発する場合と類似コードを適用する場合について、開発期間を踏まえて最適な開発方法を選定する。

3. 予備設計内容

3.1 モデルの設計

3.1.1 モデル化項目の検討

解析対象とする実証炉 2 次冷却系の設計（SG構造、水／蒸気系統、ナトリウム系統、及びそれらの運転条件も含む）等に関する調査の結果並びに 3.3 の開発計画の設計における全体構想及びモデル概念の検討結果を受けて、図 3.1.1-1 の手順に従いプローダウン解析モデルの開発にあたって、モデル化すべき項目を整理した。

（1）水蒸気側流動計算

実証炉の SG は、一体貫流型 SG であり Na 水反応が発生した場合には、事故を抑制するため SG の出入り口両側より水蒸気ブローが行われるため、SG の出入り口両側にブロー弁モデルを設置する必要がある。また、多数本の伝熱管破損に対する安全裕度向上方策として伝熱管入り口へのオリフィスの設置等が対策例として検討されていることから、これらへの適用も踏まえ幅広く活用するためにはこのオリフィスをモデル化しておこことが望ましい。SG 伝熱管内の状態はサブクール域、二相域、過熱蒸気域が存在することからこれらの流動様相に応じた圧損計算等のモデル化及び臨界流量のモデル化が必要となる。定格運転時の水蒸気側圧力は約 175～190 atm、温度は 240～500°C 程度である。しかし、Na・水反応による反応熱の影響で Na 側が 1200°C 程度の高温となることやブローの影響で、圧力・温度が定格時の値を超えることが考えられ、これに対応できる蒸気表モデルが必要となる。なお、これらのモデル化にあたっては、現在の LEAP コードのモデルとの連続性等についても留意する必要がある。

以上の水蒸気側流動計算にあたって必要となる主要なモデル化項目をまとめると以下の通りである。

- ・ブロー弁モデル
- ・オリフィスモデル
- ・二相流流動計算モデル
- ・臨界流モデル
- ・蒸気表モデル

(2) 非定常熱伝導計算

高温ラプチャの評価を行うためには、過熱された伝熱管内の流動を適切に評価することが必要であり、このためにはNa側からの伝熱管壁を通しての熱伝達及び熱伝導を考慮する必要がある。このためには、管内の水蒸気の状態量に応じた管内の水蒸気と伝熱管内壁表面との熱伝達率計算モデルを作成する必要がある。また、伝熱管壁内の熱伝導計算モデル及びNaと伝熱管外壁表面との熱伝達率計算モデルが必要となる。リークジェットによる過熱管の反応部回りのNa温度及びNa側熱伝達率は、実験値等から保守的な条件を境界として設定することが考えられるが、反応領域以外の伝熱管あるいは反応域後流の伝熱管部での熱交換計算のため、Na側流動条件、温度条件により熱伝達率を計算してやることが必要となる。

また、高温ラプチャを評価するための伝熱管壁温度の目安を得るため、伝熱管壁温度自体を計算することが必要となる。

以上をまとめると必要なモデル化項目は以下の通りとなる。

- ・管内熱伝達率計算モデル
- ・Na側流動、熱伝達率計算モデル
- ・伝熱管壁熱伝導、温度計算モデル

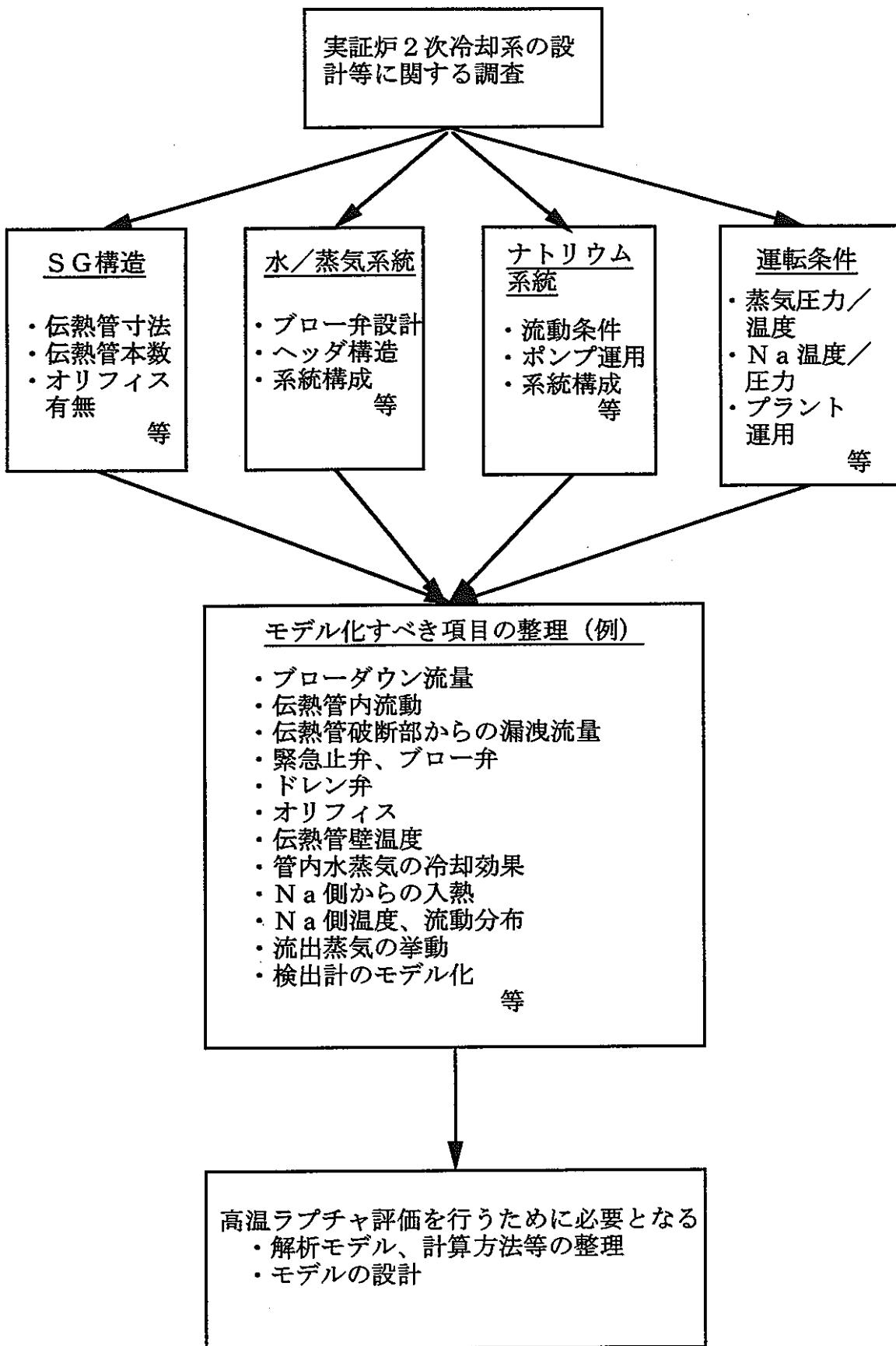


図 3.1.1-1 プローダウン解析モデルの設計フロー

3. 1. 2 解析モデルの設計

(1) 解析モデルの整理

a. 流動計算モジュール

(a) 流動基本方程式

管内の流動計算にはdensity-wave法を基礎とする解法を用いる。density-wave特性曲線の一種で、流動の主要なパラメータである流速、圧力、エネルギーのうち、前二者が無限の速さで伝播し、エネルギーは流速程度で伝播すると仮定し解析するものである。

したがって、流速と圧力については準定常の仮定を用いる。

①单相流についての基本式

一次元流体の方程式は次のように与えられる。

・連続の式

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial Z} (\rho v) = M$$

・運動方程式

$$\frac{1}{g} \frac{\partial}{\partial t} (\rho v) + \frac{1}{g} \frac{\partial}{\partial Z} (\rho v^2) + \frac{\partial P}{\partial Z} = K$$

・エネルギーの式

$$\left\{ \rho \left(H + \frac{v^2}{2g} \right) \right\} + \frac{\partial}{\partial Z} \left\{ \rho v \left(H + \frac{v^2}{2g} \right) \right\} - \frac{\partial P}{\partial t} = U$$

上記の式の右辺M, K, Uは外部から流体に加えられる質量、運動量、エネルギーをあらわし、漏出、壁面マサツ、重力、加熱等に起因するものである。

②二相流についての基本式

二相流の方程式のボイド率 α を用いて次のように与えられる。

・連続の式

$$\frac{\partial}{\partial t} \left\{ \alpha \rho_g + (1 - \alpha) \rho_t \right\} + \frac{\partial}{\partial Z} \left\{ \alpha \rho_g v_g + (1 - \alpha) \rho_t v_t \right\} = M$$

・運動の方程式

$$\frac{1}{g} \frac{\partial}{\partial t} \left\{ \alpha \rho_g v_g + (1 - \alpha) \rho_t v_t \right\} + \frac{1}{g} \frac{\partial}{\partial Z} \left\{ \alpha \rho_g v_g^2 + (1 - \alpha) \rho_t v_t^2 \right\} + \frac{\partial P}{\partial Z} = K$$

・エネルギーの式

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial Z} \left\{ \alpha \rho_g \left(H_g + \frac{v_g^2}{2g} \right) + (1 - \alpha) \rho_t \left(H_t + \frac{v_t^2}{2g} \right) \right\} \\ & + \frac{\partial}{\partial Z} \left\{ \alpha \rho_g v_g \left(H_g + \frac{v_g^2}{2g} \right) + (1 - \alpha) \rho_t v_t \left(H_t + \frac{v_t^2}{2g} \right) \right\} - \frac{\partial P}{\partial t} = U \end{aligned}$$

上記の式の右辺は単相流の場合と同じである。

ここで

v : 流体	g : 重力加速度
P : 壓力	M : 外部から流体に加えられる質量
H : エンタルピ	K : 外部から流体に加えられる運動量
α : ボイド率	U : 外部から流体に加えられるエネルギー
ρ : 密度	(添字)
Z : 長さ	g : 飽和蒸気
t : 時間	l : 飽和水

(b) 基本方程式の変形

単相流、二相流の基本方程式を仮定

- (i) 壓力と流速の伝播速度を無限大とする。この仮定により、圧力と流速は配管の両端における状態（境界条件）によって決まる。
- (ii) エネルギーの伝播速度を流速程度（厳密にはボイド率の伝播速度）とする。この仮定により、エネルギーはボイド率の伝播速度に見合って前タイムステップの状態及び上流端の境界条件によって決まる。
- (iii) 二相流に対しスリップ比S

$$S = S(\alpha, P) = \frac{v_g}{v_t}$$

を導入し、 $V_g = S v_t$ とおく。

のもとで変形し、単相流H, P, v、二相流は α , P, v_t の微分方程式として整理する。その結果を行列形式で表わせば下記のようになる。

①单相流

$$\underline{A_1 \cdot \frac{\partial}{\partial t} \phi_1 + B_1 \cdot \frac{\partial}{\partial Z} \phi_1 = \xi_1}$$

②二相流

$$\underline{A_2 \cdot \frac{\partial}{\partial t} \phi_2 + B_2 \cdot \frac{\partial}{\partial Z} \phi_2 = \xi_2}$$

上記の式において時間的な定常状態を仮定すると各々左辺等1項（下線部）が省略でき、 ϕ_1 , ϕ_2 に関する軸方向のみの常微分方程式となる。

$A_1, B_1, \phi_1, \xi_1, A_2, B_2, \phi_2, \xi_2$ の各々について定常、非定常の場合の値を

表3.1.2-1, 3.1.2-2 及び 3.1.2-3, 3.1.2-4 に示す。

表3.1.2-1 単相流動基本方程式（定常計算）

項目	内 容
仮 定	圧力と流速の変化は、無限大の速度で伝播する。
基 本 式	<p>ここで</p> $B_1 \frac{\partial \phi_1}{\partial Z} = \xi_1$ $B_1 = \begin{bmatrix} v \left(\frac{\partial p}{\partial H} \right)_p & v \left(\frac{\partial p}{\partial H} \right)_H & p \\ \frac{v^2}{g} \left(\frac{\partial p}{\partial H} \right)_p & \frac{v^2}{g} \left(\frac{\partial p}{\partial H} \right)_H + 1 & \frac{2}{g} \rho v \\ v \left\{ p + \left(H + \frac{v^2}{2g} \right) \left(\frac{\partial p}{\partial H} \right)_p \right\} & v \left(H + \frac{v^2}{2g} \right) \left(\frac{\partial p}{\partial P} \right)_H & \rho \left(H + \frac{3v^2}{2g} \right) \end{bmatrix}$ $\phi_1 = \begin{bmatrix} H \\ P \\ v \end{bmatrix}$ $\xi_1 = \begin{bmatrix} 0 \\ K \\ U \end{bmatrix}$

表 3.1.2-2 二相流動基本方程式（定常計算）

項目	内 容
仮 定	圧力と流速の変化は、無限大の速度で伝播する。
基 本 式	<p>ここで</p> $B_2 \frac{\partial \phi_2}{\partial Z} = \xi_2$ $B_2 = \begin{bmatrix} v_i \left[\rho_s \left\{ S + \alpha \left(\frac{\partial S}{\partial \alpha} \right)_i \right\} \right] - p_i & v_i \left\{ \alpha S \frac{\partial p_s}{\partial p} + (1-\alpha) \frac{\partial p_i}{\partial p} + \alpha \rho_s \left(\frac{\partial S}{\partial p} \right)_a \right\} & \alpha \rho_s S + (1-\alpha) p_i \\ \frac{v_i^2}{g} \left[\rho_s \left\{ S^2 + 2\alpha S \left(\frac{\partial S}{\partial \alpha} \right)_i \right\} - p_i \right]_p & \frac{v_i^2}{g} \left[\alpha \left\{ S^2 + 2\alpha S \left(\frac{\partial S}{\partial p} \right)_a \right\} + (1-\alpha) \frac{\partial p_i}{\partial p} \right] + 1 & \frac{2v_i}{g} \left\{ \alpha \rho_s S^2 + (1-\alpha) p_i \right\} \\ v_i \left\{ \rho_s S \left(H_s + \frac{S^2}{2g} v_i^2 \right) \right. & v_i \left[\alpha S \left(\left(H_s + \frac{S^2}{2g} v_i^2 \right) \frac{\partial \rho_s}{\partial v} \right. & \alpha \rho_s S \left(H_s + \frac{3}{2g} S^2 v_i^2 \right) \\ \left. + \alpha \rho_s \left(H_s + \frac{3}{2g} S^2 v_i^2 \right) \left(\frac{\partial S}{\partial \alpha} \right)_i \right. & \left. + (1-\alpha) \left(H_i + \frac{v_i^2}{2g} \right) \frac{\partial p}{\partial p} + p_i \frac{dH}{dp} \right\} & \left. + (1-\alpha) p_i \left(H_i + \frac{3}{2g} v_i^2 \right) \right. \\ \left. - p_i \left(H_i + \frac{v_i^2}{2g} \right) \right\} & \left. + \alpha \rho_s \left(H_s + \frac{3}{2g} S^2 v_i^2 \right) \left(\frac{\partial S}{\partial p} \right) \right] \\ \phi_2 = \begin{bmatrix} \alpha \\ p \\ v_i \end{bmatrix} & \\ \xi_2 = \begin{bmatrix} 0 \\ K \\ U \end{bmatrix} & \end{bmatrix}$

表 3.1.2-3 単相流動基本方程式（過渡時）

項目	内 容
仮 定	圧力と流速の変化は、無限大の速度で伝播する。
基 本 式	<p>ここで</p> $A_1 \frac{\partial \phi_1}{\partial t} + B_1 \frac{\partial \phi_1}{\partial Z} = \xi_1$ $A_1 = \begin{bmatrix} \left(\frac{\partial p}{\partial H} \right)_P & \left(\frac{\partial p}{\partial H} \right)_H & 0 \\ \frac{v}{g} \left(\frac{\partial p}{\partial H} \right)_P & \frac{v}{g} \left(\frac{\partial p}{\partial P} \right)_H & \frac{v}{g} \rho \\ \rho + \left(H + \frac{v^2}{2g} \right) \left(\frac{\partial p}{\partial H} \right)_P & \left(H + \frac{v^2}{2g} \right) \left(\frac{\partial p}{\partial P} \right)_H - 1 & \frac{v}{g} \rho \end{bmatrix}$ $B_1 = \begin{bmatrix} \left(\frac{\partial p}{\partial H} \right)_P & \left(\frac{\partial p}{\partial H} \right)_H & \rho \\ \frac{v^2}{g} \left(\frac{\partial p}{\partial H} \right)_P & \frac{v^2}{g} \left(\frac{\partial p}{\partial P} \right)_H + 1 & \frac{2}{g} \rho v \\ v \left\{ \rho + \left(H + \frac{v^2}{2g} \right) \left(\frac{\partial p}{\partial H} \right)_P P \right\} & v \left(H + \frac{v^2}{2g} \right) \left(\frac{\partial p}{\partial P} \right)_H & \rho \left(H + \frac{3v^2}{2g} \right) \end{bmatrix}$ $\phi_1 = \begin{bmatrix} H \\ P \\ v \end{bmatrix} \quad \xi_1 = \begin{bmatrix} M \\ K \\ U \end{bmatrix}$

表3.1.2-4 二相流動基本方程式（過渡時）

項目	内 容		
仮 定	圧力と流速の変化は、無限大の速度で伝播する。		
	$A_2 \frac{\partial \phi_2}{\partial t} + B_2 \frac{\partial \phi_2}{\partial Z} = \xi_2$ <p>ここで</p> $\begin{aligned} & \rho_g - \rho_l \\ & \alpha \left(\frac{\partial p_g}{\partial p} \right)_{Hg} + \left((1-\alpha) \frac{\partial p_l}{\partial p} \right)_{Hg} \\ & \frac{v_1}{g} \left[\rho_g \left\{ S + \alpha \left(\frac{\partial S}{\partial \alpha} \right)_t \right\} - p_l \right]_p \quad \frac{v_1}{g} \left[\alpha \left\{ S \left(\frac{\partial p_g}{\partial p} \right)_{Hg} + p_g \left(\frac{\partial S}{\partial p} \right) \right\} + (1-\alpha) \left(\frac{\partial p_l}{\partial p} \right)_H \right] \quad \frac{1}{g} \{ \alpha \rho_g S + (1-\alpha) p_l \} \\ A_2 = & \rho_g \left\{ H_g + \frac{S v_1^2}{2g} \left(S + 2\alpha \left(\frac{\partial S}{\partial \alpha} \right) \right) \right\} \quad \alpha \left\{ \left(H_g + \frac{S^2}{2g} v_1^2 \right) \left(\frac{\partial p_g}{\partial p} \right)_{Hg} + p_g \left(\frac{\partial H_g}{\partial p} \right) \right\} \quad \frac{v_1}{g} (\alpha \rho_g S^2 + (1-\alpha) p_l) \\ & - \rho \left(H_l + \frac{v_1^2}{2g} \right) \quad + (1-\alpha) \left\{ \left(H_l + \frac{v_1^2}{2g} \right) \left(\frac{\partial p_l}{\partial p} \right)_{Hg} + p_l \left(\frac{\partial H_l}{\partial p} \right) \right\} \\ & + \frac{\alpha}{g} \rho_g S v_1^2 \left(\frac{\partial S}{\partial p} \right)_\alpha - 1 \end{aligned}$		
基 本 式	$\begin{aligned} & v_1 \left[\rho_g \left\{ S + \alpha \left(\frac{\partial S}{\partial \alpha} \right)_t \right\} - p_l \right] \quad v_1 \left\{ \alpha S \frac{\partial p_g}{\partial p} + (1-\alpha) \frac{\partial p_l}{\partial p} + \alpha p_g \left(\frac{\partial S}{\partial p} \right)_\alpha \right\} \quad \alpha \rho_g S + (1-\alpha) p_l \\ & \frac{v_1^2}{g} \left[\rho_g \left\{ S + \alpha \left(\frac{\partial S}{\partial \alpha} \right) \right\} - p_l \right] \quad \frac{v_1^2}{g} \left[\alpha \left\{ S^2 + 2\alpha S \left(\frac{\partial S}{\partial p} \right)_\alpha \right\} + (1-\alpha) \frac{\partial p_l}{\partial p} \right] + 1 \quad \frac{2v_1}{g} \{ \alpha \rho_g S^2 + (1-\alpha) p_l \} \\ B_2 = & \rho_g \left\{ H_g + \frac{S v_1^2}{2g} S + 2\alpha \left(\frac{\partial S}{\partial \alpha} \right) \right\} \quad \alpha \left\{ \left(H_g + \frac{S^2}{2g} v_1^2 \right) \left(\frac{\partial p_g}{\partial p} \right)_{Hg} + p_g \left(\frac{\partial H_g}{\partial p} \right) \right\} \quad \alpha \rho_g S \left(H_g + \frac{3}{2g} S^2 v_1^2 \right) \\ & - \rho \left(H_l + \frac{v_1^2}{2g} \right) \quad + (1+\alpha) \left\{ \left(H_l + \frac{v_1^2}{2g} \right) \frac{dp_l}{dp} + p_l \frac{dH_l}{dp} \right\} \quad + (1-\alpha) p_l \left(H_l + \frac{3}{2g} v_1^2 \right) \\ & + \alpha p_g \left(H_g + \frac{3}{2g} S^2 v_1^2 \right) \left(\frac{\partial S}{\partial p} \right)_\alpha \end{aligned}$		
	$\phi_2 = \begin{bmatrix} \alpha \\ P \\ v \end{bmatrix} \quad \xi_2 = \begin{bmatrix} M \\ K \\ U \end{bmatrix}$		

b. ヘッダ計算モジュール

ヘッダについては各配管からの流入出による注入を考慮して次の質量バランス、エネルギーバランス式を適用する。

・質量バランス

$$\frac{dW}{dt} = \sum G_{in} - \sum G_{out}$$

・エネルギーバランス

$$\frac{dE}{dt} = \sum G_{in} \cdot h_{in} - \sum G_{out} \cdot h_{out} + Q_{WL}$$

ここで

G_{in} : 系内への流入流量

G_{out} : 系外への流入流量

h_{in} : 流入流体のエンタルピ

h_{out} : 流出流体のエンタルピ

Q_{WL} : 壁からの流入熱量

・単一容器内における状態方程式（二相飽和又は過熱蒸気）

$$P, T = f(W, E)$$

ここで

W : 系内の全重量 ($= \int \frac{dW}{dt} dt$)

E : 系内の全内部エネルギー ($= \int \frac{dE}{dt} dt$)

・単一容器内における状態方程式（サブクールの場合）

基本式より得られた $\frac{dW}{dt}, \frac{dE}{dt}$ 及び、サブクール流体の非圧縮性による計算の不安定を避けるため、ヘッダの弾性を考えた下式をもとに状態量 p (圧力), h (エンタルピ) を求める。

$$\frac{1}{V} \frac{dV}{dt} = a \frac{dp}{dt}$$

ここで

V : ヘッダ体積

a : ヘッダの弾性率

p : ヘッダの圧力

ヘッダの状態量は W , E , V , $\frac{dW}{dt}$, $\frac{dE}{dt}$, $\frac{dV}{dt}$ が与えられたとき

$$p = p (W, E, V)$$

$$h = h (W, E, V)$$

$$v = v (p, h)$$

として

$$F (p, h, v, u) = v (p, h) - v = 0$$

$$G (p, h, v, u) = u + \frac{vp}{426.8} - h = 0$$

を満足する p , h を求める。ここで

$$u = E / W$$

$$v = V / W$$

C. 構造材熱容量計算モジュール

構造材壁を厚さ方向にいくつかのノードに分割すると、図3.1.2-1において、1番目ノードにおける非定常熱伝導基本式は次のとおりである。

$$C_i \rho_i V_i \frac{dT}{dt} = Q_{i,IN} - Q_{i,OUT} + Q_{i,g} V_i = A_i F_{i-1,i} \{T_{i-1} - T_i\} - A_i F_{i,i+1} \{T_i - T_{i+1}\} + Q_{i,g} V_i$$

ここで

T	: 構造材温度	(°C)
C_i	: I ノード比熱	(kcal/kg°C)
ρ_i	: I ノード比重量	(kg/m³)
V_i	: I ノード体積	(m³)
$Q_{i,IN}$: I ノードへ入ってくる熱量	(kcal/s)
$Q_{i,out}$: I ノードから出てゆく熱量	(kcal/s)
$Q_{i,g}$: I ノード内部単位体積当たり発熱量	(kcal/sm³)
A_i	: I ノード表面積	(m²)

また、定常熱伝導基本式は上記の式の左辺時間変化項が0となり次式となる。

$$0 = Q_{i,IN} - Q_{i,OUT} + Q_{i,g} V_i = A_i F_{i-1,i} \{T_{i-1} - T_i\} - A_i F_{i,i+1} \{T_i - T_{i+1}\} + Q_{i,g} V_i$$

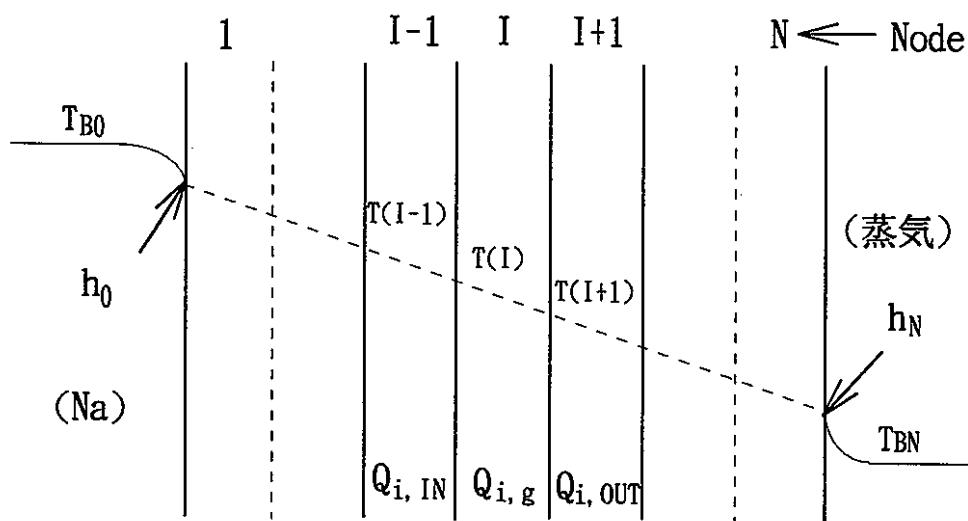
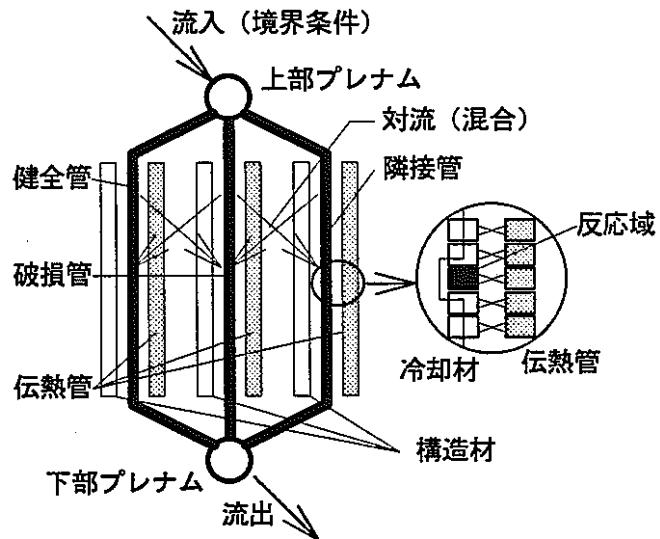


図3.1.2-1 構造材熱伝達計算モデル

d. ナトリウム計算モジュール

蒸気発生器のナトリウム側は基本的には単相流である。ナトリウム側のモデルとして、以下のモデルを想定する。



ナトリウム側は単相流であり密度の温度、時間に対する変化は極めて小さいため、流動計算と温度計算は関係しあっているものの連立して解く必要はない。そこで、流動計算と温度計算を分離して解くことができる。

まず、流動に関しては伝熱管に沿って3つのナトリウム流路（健全管／破損管／隣接管）を想定した場合、それぞれの流体ナトリウムに対して運動量保存則は密度 ρ 、流速 u 、圧力 P 、重力加速度 g 、等価直径 D を使用して次式で表わされる。

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho u) = -\frac{\partial}{\partial x} P - \rho g \sin \theta - \frac{\lambda}{2D} \rho u |u|$$

これを、流量 W の関数として展開すると次式となる。

$$\frac{1}{A} \frac{\partial W}{\partial t} = -\frac{\partial}{\partial x} P - \rho g \sin \theta - \frac{\lambda}{2DA^2\rho} W |W|$$

ここで、流れ方向に対して座標 x で積分し、次の仮定をおいて展開すると次式となる。この仮定はナトリウムに対する流動がピストン流で、流路のいずれの点においても流量が同じことを意味している。

$$(仮定) : \text{冷却材の流量方向の密度差は無視できる。} \frac{\partial \rho}{\partial x} = \frac{\partial W}{\partial x} = 0$$

$$\frac{x}{A} \frac{\partial W}{\partial t} = P_{in} - P_{out} - g \Delta h \rho - \frac{\lambda x}{2DA^2\rho} W |W|$$

ここで、ナトリウムに対しては密度 ρ が冷却材温度 T のみの関数とされているので、冷却材温度が決定されれば未知変数はそれぞれのナトリウム流路の流量 W と上下部プレナム

圧力Pのみとなる。

一方、上下部プレナムに対しては、質量保存則が次式で表わされる。

$$\frac{\partial(v\rho)}{\partial t} = \sum W_i$$

ここで、流体の時間に対する体積変化が小さく、単相状態であるため密度の時間変化が無視できると仮定すると、質量保存則は次式の様な形で表わすことができる。

$$\sum W_i = \sum \frac{\partial W_i}{\partial t} = 0$$

以上求めた運動量保存則と質量保存則を連立して解くことによって各ナトリウム流路の流量を求めることができる。

一方、温度に関しても流動と同様に伝熱管に添ってナトリウム流路を想定した場合、流体ナトリウムに対してエネルギー保存則および質量保存則は比熱C_P、密度ρ、冷却材温度T、流量W、流速u、伝熱量Q、流路面積Aを使用して次式で表わされる。

$$A \frac{\partial(C_P \rho T)}{\partial t} = - \frac{\partial(C_P W T)}{\partial x} - Q$$

$$A \frac{\partial(\rho)}{\partial t} = - \frac{\partial(W)}{\partial x}$$

ここで、（エネルギー保存則－質量保存則×ρT）を計算すると、次に示す熱輸送方程式が得られる。

$$C_P \rho A \frac{\partial T}{\partial t} = C_P W \frac{\partial T}{\partial x} - Q$$

ここに示される、伝熱量Qは次式の熱伝達式で求めることができる。

$$Q = h_{na} A_{tb} (T_{na} - T_{wp}) + h_{st} A_{st} (T_{na} - T_{st})$$

ここで、熱伝達率h_{na}と伝熱管の表面温度T_{wp}は前節の構造材熱容量計算モジュールで求められる。また、伝熱面積A_{tb}は一定であるため、冷却材温度T_{na}が求まれば伝熱量Qも算出できる。さらに、伝熱管以外の構造材熱伝達率h_{st}、伝熱面積A_{st}、構造材温度T_{st}は他のモジュールとの熱交換がないため、本モジュール内で計算する。以上で求めた伝熱量を使用して熱輸送方程式を積分すれば冷却材の変化を求めることができる。

(2) 計算方法等の整理

a. 流動計算モジュール

(a) 特性曲線法による基本方程式の常微分化

(1)(b)(iii)①②の式は特性曲線法により常微分方程式に変換されることができる。

以下にその過程を示す。

$\eta^T = (\eta_1, \eta_2, \eta_3)$ として固有値問題

$$A_1 \eta_i = \lambda_i \beta_1 \eta_i$$

の固有値を λ_i 、固有値ベクトルを F_i とすれば

$$A_1 F_i = \text{diag}(\lambda_i^1, \lambda_i^2, \lambda_i^3) \cdot B_i F_i$$

となる。 $\det(B_i) \neq 0$ ならば B_i の逆行列 B_i^{-1} が存在し、(1) 解析モデルの整理の (b) 基本方程式の変形の①、②の式は

$$\text{diag}(\lambda_i^1, \lambda_i^2, \lambda_i^3) \cdot \frac{\partial}{\partial t} \phi_i + \frac{\partial}{\partial z} \phi_i = B_i^{-1} \zeta_i = \psi_i \quad (i = 1, 2)$$

たなり、これは各 i に対して

$$\lambda_i^j \frac{\partial}{\partial t} \phi_i^j + \frac{\partial}{\partial z} \phi_i^j = \psi_i^j \quad (i = 1, 2, 3)$$

という単独な三つの偏微分方程式になる。時間 (t) 及び軸方向座標 (z) からなる二
次元空間において上記の式を満足する曲線を考える。その曲線の上で ϕ_i^j の全微分は

$$d\phi_i^j = \frac{\partial}{\partial t} \phi_i^j dt + \frac{\partial}{\partial z} \phi_i^j dz$$

で与えられているから、この式と上記の式より

$$\frac{\partial}{\partial t} \phi_i^j (dt - \lambda_i^j dz) - (d\phi_i^j - \psi_i^j dz) = 0$$

が得られる。

ここで、 $dz \neq 0$ として

$$dt - \lambda_i^j dz = 0$$

となるように曲線の接線 dt / dz を定めるならば、この方式において上式は

$$\frac{dt}{dz} = \lambda_i \quad i = 1, 2$$

$$\frac{d}{dz} \phi_i^j = \psi_i^j \quad j = 1, 2, 3$$

の連立常微分方程式に変換される。ここで、固有値 λ の逆数は速度の次元を有して
おり、これは流体のエネルギー、圧力、流速の伝播速度を表している。

(b) 常微分方程式の解法

i 固有値の計算

スリップ比 $S = \frac{v_g}{v_t}$ を導入すること、二相流動基本式

上記の式は、状態変数 α , P , v_t の常微分方程式として、次の行列形式で書ける。

$$A_2 \frac{\partial \phi_2}{\partial t} + B_2 \frac{\partial \phi_2}{\partial z} = \xi_2$$

ここで

$$\phi_2 = \begin{bmatrix} \alpha \\ P \\ v_t \end{bmatrix} \quad A_2 = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} \end{bmatrix} \quad B_2 = \begin{bmatrix} b_{11} & b_{12} & b_{13} \\ b_{21} & b_{22} & b_{23} \\ b_{31} & b_{32} & b_{33} \end{bmatrix} \quad \xi_2 = \begin{bmatrix} M \\ K \\ U \end{bmatrix}$$

仮定により、各ノード点における圧力 (p)、流速 (v_t) は、配管の両端における状態（境界条件）を満足するように決定される。すなわち、配管内の流動抵抗 P が境界の圧力差 (P 入口 - P 出口) に合うよう各ノード点の圧力 P 、流速度 v_t が決定される。

従って、上記の式において $\frac{\partial P}{\partial t}$, $\frac{\partial v_t}{\partial t}$ の項は、両端の境界条件を満足し、タイムステップ間に変化する既知の量として右辺へ移行すると

$$A_2' \frac{\partial \phi_2}{\partial t} + B_2 \frac{\partial \phi_2}{\partial z} = \xi_2'$$

ここで

$$\phi_2 = \begin{bmatrix} \alpha \\ P \\ v_t \end{bmatrix} \quad A_2' = \begin{bmatrix} a_{11} & 0 & 0 \\ a_{21} & 0 & 0 \\ a_{31} & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad B_2 = \begin{bmatrix} b_{11} & b_{12} & b_{13} \\ b_{21} & b_{22} & b_{23} \\ b_{31} & b_{32} & b_{33} \end{bmatrix}$$

$$\xi_2' = \begin{bmatrix} M - a_{12} \frac{\partial p}{\partial t} - a_{13} \frac{\partial v_t}{\partial t} \\ K - a_{22} \frac{\partial p}{\partial t} - a_{23} \frac{\partial v_t}{\partial t} \\ U - a_{32} \frac{\partial p}{\partial t} - a_{33} \frac{\partial v_t}{\partial t} \end{bmatrix}$$

今、 $\det |B_2| \neq 0$ のとき B_2^{-1} なる逆行列が存在するとして上記の式に B_2^{-1} を掛けると

$$(B_2^{-1} \cdot A_2') \frac{\partial \phi_2}{\partial t} + B_2 \frac{\partial \phi_2}{\partial z} = B_2^{-1} \xi_2' = \psi_2$$

ここで

$$B_2^{-1} \cdot A_2' = \begin{bmatrix} \lambda_1 & 0 & 0 \\ 0 & \lambda_2 & 0 \\ 0 & 0 & \lambda_3 \end{bmatrix}$$

とおくと、上記式は

$$\begin{cases} \frac{dt}{dz} = \lambda_i \\ \frac{d\phi_2^i}{dz} = \psi_2^i \end{cases} \quad (i=1,2,3) \quad \phi_2 = \begin{bmatrix} \phi_2^1 \\ \phi_2^2 \\ \phi_2^3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \alpha \\ P \\ v_t \end{bmatrix}$$

と同値である。

上記の上式は、逆数をとると速度の次元をもち、固有値 λ_i の逆数は α , P , v_t の伝播速度となる。上記の式により固有値 λ_i を計算すると

$$\lambda_1 \neq 0, \lambda_2 = \lambda_3 = 0$$

が得られる。後者は圧力と流速の伝播速度が無限大であるという仮定にほかならない。

上記の式を α , P , v_t について具体的に書くと

$$a; \begin{cases} \frac{dt}{dz} = \lambda_1 \\ \frac{d\alpha}{dz} = \psi_2^1 \end{cases} \quad b; \begin{cases} \frac{dt}{dz} = 0 \\ \frac{dp}{dz} = \psi_2^2 \end{cases} \quad u_1; \begin{cases} \frac{dt}{dz} = 0 \\ \frac{dv_t}{dz} = \psi_2^3 \end{cases}$$

よって、ボイド率の伝播速度（エネルギーの伝播速度）は

$$B_2 \frac{dt}{dz} = B_2 \lambda = B_2 \cdot (B_2^1 A_2) = A_2$$

また、 α , P , v_t の軸方向微分値は

$$B_2 \frac{d\phi_2}{dz} = B_2 \psi_2 = B_2 \cdot (B_2^1 \xi_2') = \xi_2'$$

各行列式を解くことにより求めることできる。

ii 圧力、流速、比エンタルピ勾配の計算

(2) a (a)の式の連立常微分方程式を解くことにより、単相流の場合は圧力、流速（液相の）、ボイド率勾配が求められる。二相流の場合、直接算出されるのはボイド率勾配なので、比エンタルピ勾配は次のようにして求める。

二相流の比エンタルピは、クオリティ $X=X(\alpha, P)$ が

$$X = \frac{H - H_t}{H_g - H_t}$$

であることから、

$$H = X H_g + (1-X) H_t$$

で表せる。よって比エンタルピ勾配は

$$\frac{dH}{dz} = (H_g - H_t) \left(\frac{\partial X}{\partial \alpha} \right)_p \frac{d\alpha}{dz} + \left\{ (H_g - H_t) \left(\frac{\partial X}{\partial P} \right)_\alpha + X \frac{dH_g}{dP} + (1-X) \frac{dH_t}{dP} \right\} \frac{dP}{dz}$$

となる。ボイド率の伝播速度でエネルギーが伝播すると仮定して、二相流の場合、上記の式でエンタルピ分布を計算する。又は、単相、二相の判定は比エンタルピ H が与えられることにより、次のように行う。

$H \leq H_l$ ならば 単相（液相）

$H_l < H < H_g$ ならば 二相

$H_g \leq H$ ならば 単相（気相）

(2) a (a)の式の連立常微分方程式を解くことにより、あるいは上記の式により、圧力、流速、比エンタルピ勾配が求められる。表 3. 1. 2-5 にそのとき必要な行列要素中の諸変数を示す。

表3.1.2-5 行列の変数

変 数	意 味 及 び 内 容	参 照
H_t	P の関数として蒸気表を補間 鮫和水のエンタルピ	
H_s	" " 鮫和蒸気のエンタルピ	
$d\rho_t / dp$	" " 鮫和水密度の圧力微分	
$d\rho_s / dp$	" " 鮫和蒸気密度の圧力微分	
dH_t / dp	" " 鮫和水エンタルピの圧力微分	
dH_s / dp	" " 鮫和蒸気エンタルピの圧力微分	
ρ_t	" " 鮫和水密度	
ρ_s	" " 鮫和蒸気密度	
$(\partial \rho / \partial H)_P$	P, H "	密度のエンタルピ偏微分
$(\partial \rho / \partial P)_H$	" "	密度の圧力偏微分
$(\partial X / \partial \alpha)_P$	$\left(\frac{\partial X}{\partial \alpha} \right)_P = \frac{\Delta X}{\Delta \alpha}$ の差分解法により求める。	
$(\partial X / \partial P)_\alpha$	$\left(\frac{\partial X}{\partial P} \right)_\alpha = \frac{\Delta X}{\Delta P}$ の差分解法により求める。	
S	サブプログラムにて計算 スリップ比	
α	" ボイド率	
M	破断及び炉净化系へのブロー等による流体の漏出	
K	管壁との摩擦による圧力損失 重力によるヘッド ポンプによる加圧 慣性によるヘッド	
U	燃料棒による加熱 構造材の熱容量の影響による伝熱 破断によるエネルギーの喪失 ポンプによる入熱	

iii 行列要素に関する諸関係式

表4.1-1に示された諸変数の計算に用いられる関係式は以下のとおりである。

(i) 流量

$$G = \alpha v_g \rho_g + (1 - \alpha) v_t \rho_t = \frac{s \rho_t \rho_g v_t}{x \rho_t + s(1-x) \rho_g} \quad \dots \text{二相流}$$

(ii) 全流量

$$\mathbf{G}_a = \mathbf{A} \cdot \mathbf{G}$$

(iii) 二相流平均密度

$$\rho = \alpha \rho_g + (1 - \alpha) \rho_e$$

(iv) 二相流平均流速

$$v = \frac{G}{\rho}$$

(v) 摩擦壓力損失

1. 单相流

$$(1) \quad F = \frac{fG|G|}{2gDe\rho}$$

$$f = 64 \text{ Re}^{-1} \quad (\text{Re} \leq 2400) \dots \text{層流理論式}$$

$$= 0.3164 \text{ Re}^{-0.25} \quad (2400 < \text{Re} < 1.2 \times 10^5) \quad \cdots \text{Blasiusの式}$$

$$= 0.0032 + 0.221 \text{ Re}^{-0.237} \quad (1.2 \times 10^5 \leq \text{Re}) \quad \cdots \text{ Nikuradseの式}$$

Re = レイノルズ

(口) コールブルックの式

$$\frac{1}{\sqrt{f_K}} = -2 \log \left(\frac{\epsilon / D}{3.71} + \frac{2.51}{Re \sqrt{f}} \right)_K$$

$$Re_K = \left[\frac{DW}{\mu A} \right]_K$$

(八) マルチネリ・ネルソンの式

$$\phi^2 = 1$$

四、二相流

$$F = \frac{fG|G|}{2gDe} \phi^2$$

ϕ^2 ：二相流圧損係数

ϕ^2 ：については次の5つのモデルが選択して使用可能である。

(イ) Martinelle-Nelsonの式

$$\phi^2 = \phi_0^2 (1 - x)^{1.75}$$

ここで

$$\phi_0^2 = (1 - X_{IT}^{-0.636})^{2.75}$$

$$X = \left(\frac{\mu_t}{\mu_g} \right)^{0.143} \left(\frac{\rho_g}{\rho_t} \right)^{0.571} \frac{1 - x}{x}$$

(ロ) Lottes-Flinnの式

$$\phi^2 = \left(\frac{1 - x}{1 - \alpha} \right)^{1.75}$$

ここではスリップ比で用いたボイド率とクオリティの関係を使用する。

(ハ) Homogeneous Model

$$\phi^2 = \frac{1 + x \frac{\rho_t - \rho_g}{\rho_g}}{\left(1 + x \frac{\mu_t - \mu_g}{\mu_t} \right)^{0.25}}$$

(ニ) Thomの式

表3. 1. 2-6に与えられた数表を用いてクオリティと圧力に関して内挿し、増倍係数を得る。

(ホ) コールブルックの式

$$\frac{1}{\sqrt{f_K}} = -2 \log \left(\frac{\epsilon / D}{3.71} + \frac{2.51}{Re \sqrt{f}} \right)_K$$

$$Re_K = \left[\frac{D}{\mu f} (1 - X) \frac{W}{A} \right]_K$$

表3.1.2-6 Thomによる二相流摩擦損失係数

クオリティ	圧 力 (Psia)					
	100	250	600	1250	2100	3000
0.0	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
0.01	2.7	2.12	1.46	1.10	1.00	1.00
0.015	3.7	2.71	1.60	1.16	1.00	1.00
0.02	4.7	3.22	1.79	1.22	1.06	1.00
0.03	6.6	4.29	2.13	1.35	1.11	1.00
0.04	8.4	5.29	2.49	1.48	1.16	1.00
0.05	11	6.29	2.86	1.62	1.21	1.02
0.06	12	7.25	3.23	1.77	1.26	1.03
0.07	13	8.20	3.61	1.92	1.31	1.04
0.08	15	9.15	3.99	2.07	1.37	1.05
0.09	17	10.1	4.38	2.22	1.42	1.06
0.10	18	11.1	4.78	2.39	1.48	1.08
0.15	26	15.8	6.60	3.05	1.75	1.16
0.2	33	20.6	8.42	3.77	2.02	1.24
0.3	51	30.2	12.1	5.17	2.57	1.40
0.4	67	39.8	15.8	6.59	3.12	1.57
0.5	83	49.4	19.5	8.03	3.69	1.73
0.6	100	59.1	23.2	9.49	4.27	1.88
0.7	120	68.8	26.9	10.19	4.86	2.03
0.8	130	78.7	30.7	12.4	5.45	2.18
0.9	150	88.6	34.5	13.8	6.05	2.33
1.0	170	98.86	38.30	15.33	6.664	2.48

1,000 Psiaでの値は、表より内挿し決める。

(vi) スリップ比及びボイド率

スリップ比S及びボイド率 α はクオリティXの関数として次のいずれかの式を用いて計算する。

イ. Homogeneous Model

$$S = 1$$

$$\alpha = \frac{1}{1 + \left(\frac{1}{X} - 1 \right) \frac{\rho_g}{\rho_t}}$$

ロ. Fauskeの式

$$S = \left(\frac{\rho_g}{\rho_t} \right)^{\frac{1}{2}}$$

$$\alpha = \frac{1}{1 + \left(\frac{1}{X} - 1 \right) \frac{\rho_g}{\rho_t} S}$$

ハ. Moody

$$S = \left(\frac{\rho_t}{\rho_g} \right)^{\frac{1}{3}}$$

$$\alpha = \frac{1}{1 + \left(\frac{1}{X} - 1 \right) \frac{\rho_g}{\rho_t} S}$$

二. Smithの式

$$S = e + (1 - e) \left\{ \frac{\frac{\rho_t}{\rho_g} + e \left(\frac{1}{X} - 1 \right)}{1 + e \left(\frac{1}{X} - 1 \right)} \right\}^{\frac{1}{2}}$$

$$\alpha = \frac{1}{1 + \left(\frac{1}{X} - 1 \right) \frac{\rho_g}{\rho_t} S}$$

$$e = 0.4$$

ホ. Ziveの式

$$S = e + (1 - e) \left\{ \frac{\frac{\rho_t}{\rho_g} + e \left(\frac{1}{X} - 1 \right)}{1 + e \left(\frac{1}{X} - 1 \right)} \right\}^{\frac{1}{3}}$$

$$\alpha = \frac{1}{1 + \left(\frac{1}{X} - 1 \right) \frac{\rho_g}{\rho_t} S}$$

$$e = 0.2$$

ヘ. Levyの式

$$S = \frac{x(1-\alpha)}{(1-x)\alpha \frac{\rho_g}{\rho_t}}$$

$$X = \frac{\alpha(1-2\alpha) + \alpha \left[(1-2\alpha)^2 + \alpha \left\{ 2\frac{\rho_t}{\rho_g}(1-\alpha)^2 + (1-2\alpha) \right\} \right]^{\frac{1}{2}}}{2\frac{\rho_t}{\rho_g}(1-\alpha)^2 + \alpha(1-\alpha)}$$

ト. Fujieの式

$$S = \frac{x(1-\alpha)}{(1-x)\alpha \frac{\rho_g}{\rho_t}}$$

$$X = \frac{\alpha(1+\sqrt{\alpha k})}{(1-\alpha)\frac{\rho_t}{\rho_g} + \alpha + \alpha\sqrt{\alpha k}}$$

$$k = \frac{0.7}{P} \left[\sqrt{\alpha} (1 - \sqrt{\alpha})^2 \right]^{-1} \quad (P : \text{kg/cm}^2)$$

チ. Bankoffの式

$$\alpha = \frac{x \cdot (0.71 + P \cdot 1.422 \cdot 10^3)}{x : \left\{ 1.0 - \left(\frac{\rho_t}{\rho_g} \right)^{-1} \right\} + \left(\frac{\rho_t}{\rho_g} \right)^{-1}}$$

$$S = \frac{x \cdot (1-\alpha)}{\alpha \cdot (1-x)} \cdot \frac{\rho_t}{\rho_g}$$

リ. Jonesの式 (修正Bankoffの式)

$$S = \frac{\rho_t}{\rho_g} \cdot \frac{1-\alpha}{\alpha} \cdot \frac{X}{1-X} = \frac{1-\alpha}{K - \alpha + (1-K)\alpha'}$$

$$K = 0.71 + P \cdot 1.286 \cdot 10^3$$

$$\alpha' = 3.53125 - 0.1875 \left(\frac{P}{70.31} \right) + 0.58594 \left(\frac{P}{70.31} \right)^2$$

ヌ. HTLの流量依存式

$$\alpha = \frac{1}{\left\{ 1 + \frac{\rho_g}{\rho_t} \frac{(1-X)}{X} \right\}^n}$$

$$n = 1.0 + f_p \cdot f_g$$

$$f_p = 2.15 \sqrt{|\log(P/P_c)|} + 0.860 |\log(P/P_c)|$$

$$f_g = 1.123 - 2.211 \left(\frac{G}{3000} \right) + 1.502 \left(\frac{G}{3000} \right)^2 - 0.3510 \left(\frac{G}{3000} \right)^3$$

(0 ≤ G ≤ 4500)

$$f_g = 0.0 \quad (G > 4500)$$

ル. Ahmadの式

• $S = (Vg/Vf)^{0.205} (GDe/\mu_f)^{-0.016}$

$G = W/A$

但し、給水ヘッダ部に対しては、次式とする。

$S = (Vg/Vf)^{0.8}$

• 入力する場合

各リンク毎に外部入力データで与える。

ここで

S ; スリップ比

α ; ボイド率

X ; クオリティ

P ; 圧力 (kg/cm²)

ρ_t ; 鮑和水比重 (kg/m³)

ρ_s ; 鮑和蒸気比重 (kg/m³)

G ; 質量速度

P_c ; 臨界圧力

図3.1.2-2に主な関係式のグラフ化したものを示す。

(vii) 絞り部（オリフィス）の圧力損失

イ. 臨界流に達する以前の絞り部圧力計算式

絞り部の局所圧損計算は、以下の2つのモデルがとれる。

(ア) 平均比重量を用いたモデル

絞り部の断面積を A_0 、その両側の流路の断面積、圧力を A 、 P_A （上流側）、 B 、 P_B （下流側）とすれば、圧力の平衡式

$$P_A + \frac{G_a^2}{2 g \rho A} = P_B + \frac{G_a^2}{2 g \rho B^2} + f_0 \frac{G_a^2}{2 g \rho A^2}$$

より

$$P = P_A - P_B = \frac{G_a^2}{2 g \rho} \left(\frac{1}{B^2} + f_0 \frac{1}{A^2} - \frac{1}{A^2} \right)$$

f_0 : 絞り部圧損係数（入力）

ρ : 平均比重量 (kg/m^3)

で圧力損失が与えられる。

圧力係数はすべて上流側配管流路面積基準である。（ただし、上流側がヘッダの場合のみ下流側を使う。）

(ウ) 局所圧損二層増倍係数を用いたモデル

局所圧損二層増倍係数を用い下式により圧力損失が与えられる。

$$\Delta P = P_A - P_B = f_0 \frac{G_a^2}{2 g \rho_t A^2} \phi^2$$

ここで

ΔP ; 局所圧損 (kg/m^2)

P_A ; オリフィス前の圧力 (kg/m^2)

P_B ; オリフィス後の圧力 (kg/m^2)

G_a ; 流量 (kg/s)

A ; 流路面積 (m^2)

ρ ; 液相比重量 (kg/m^3)

g ; 重力加速度 (m/s^2)

f_0 ; 局所圧損係数 (-)

ϕ^2 ; 二層増倍係数 (-)

なお、二層増倍係数 ϕ^2 は、二相摩擦圧損増倍係数と同様に以下に示す5つのモデルを選択できる。

- ① Martinelle-Nelsonの式
- ② Thomの式
- ③ Martinelle-Nelsonの式とThomの式の組み合わせ
- ④ Lottes-Flinnの式
- ⑤ Homogeneousモデル

(ア) 形状圧損係数

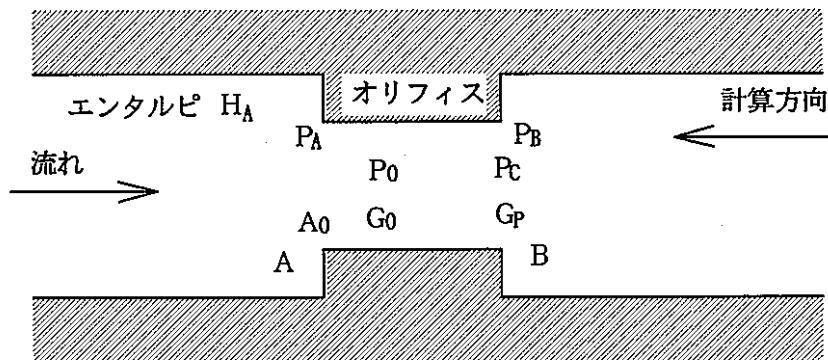
$$\xi = 0.5 \left(1 - A_j / A_i \right) \quad (\text{縮流})$$

$$\xi = \left(1 - A_i / A_j \right)^2 \quad (\text{拡流})$$

但し、 A_i ; 上流側流路断面積

A_j ; 下流側流路断面積

口. 臨界流が発生した場合の絞り部圧損計算式



上図において、 P_B , G_B , G_0 , H_A は既知であるから ハ. で示す臨界流式によって G_0 , H_0 に対応する臨界圧力 P_c を求め下流側圧力 P_B と P_c について大小の比較を行い

(イ) $P_c \leq P_B$ ならば未臨界

(ロ) $P_c > P_B$ ならば臨界

である。

未臨界の場合には イ. により絞り部圧損を計算し、臨界流の場合には臨界現象の付近で圧力勾配が非常に大きくなるため、圧力勾配の積分によらず、オリフィスにおける流量 G_0 と上流側エンタルピ H_A からオリフィス圧力（スタグナント圧力） P_0 を求めこれにより上流側圧力 P_A を次式より求める。

$$P_A = P_0 - \frac{1}{2g} \frac{G_a^2}{\rho A^2} + f_{0c2} \frac{1}{2g} \frac{G_a^2}{\rho A_0^2}$$

f_{0c2} ; 臨界流発生時絞り部圧損係数（入力）

八、臨界流量計算式

(1) 単相流（加熱領域）

① 単相流理論式

$$G_c = \rho \left[\frac{g \rho}{\left(\frac{\partial \rho}{\partial H} \right)_p + \rho \left(\frac{\partial P}{\partial P} \right)_H} \right]^{\frac{1}{2}}$$

② Murdock & Boumanの式

$$G_c = F_z \left(\bar{P}_1 / v_t \right)^{\frac{1}{2}}$$

ここで

G_c ; 臨界流量 ($\ell b / ft^2 \cdot s$)

\bar{P}_1 ; 入口圧力 (Psia)

v_t ; 入口比容積 ($ft^3 / \ell b$)

F_z ; 次表

③ 水単相流 (Henry-Fauskeモデル)

④ 蒸気単相流 (断熱噴流の式)

($P_j \geq P_{ci}$)

$$W_c = A_k C_D \sup \sqrt{2g \frac{K}{K-1} \frac{P_i}{P_j} \left[\left(\frac{P_j}{P_i} \right)^{\frac{2}{K}} - \left(\frac{P_j}{P_i} \right)^{\frac{K+1}{K}} \right]}$$

($P_j < P_{ci}$)

$$W_c = A_k C_D \sup \sqrt{2g \frac{K}{K-1} \frac{P_i}{P_j} \left(\frac{2}{K+1} \right)^{\frac{2}{K-1}} - \left(\frac{2}{K+1} \right)^{\frac{K+1}{K-1}}}$$

$$P_{ci} = \left(\frac{2}{K+1} \right)^{\frac{K}{K+1}} \cdot P_i$$

但し、

K ; 比熱比

C_D ; 流量係数

Pressure	1	100	500	1000	2000	3000	4000	5000
(temp) *1	(180F)	(405F)	(540F)	(615F)	(700F)	(760F)	(800F)	(820F)
(F _z) *2	(45.86)	(45.59)	(45.33)	(45.11)	(44.90)	(45.03)	(44.87)	(45.32)
t ₁ (degF)								
200	45.83							
300	45.71							
400	45.62							
500	45.58	45.52						
600	45.50	45.44	45.34					
700	45.53	45.38	45.31	45.19				
800	45.36	45.31	45.28	45.21	45.09	45.06		
900	45.28	45.24	45.23	45.19	45.13	45.09	45.01	45.30
1000	45.20	45.17	45.18	45.16	45.12	45.11	45.10	45.28
1100	45.12	45.10	45.12	45.11	45.11	45.11	45.13	45.26
1200	45.04	45.03	45.07	45.04	45.09	45.10	45.14	45.23
1300	44.96	44.96	44.99	44.99	45.04	45.08	45.14	45.21
1400	44.87	44.88	44.90	44.91	44.98	45.04	45.14	45.19
1500	44.78	44.78	44.81	44.82	44.87	45.01	45.11	45.16
1600	44.68	44.68	44.69	44.68	44.72	44.96	45.08	45.13

*1 Minimum temperature to limit expansion to superheated vapor region.

*2 Value of F_z corresponding to minimum temperture.

(a)二相流

次のいずれかの式を用いて計算する。

① Fauskeの式

$$G_c = \left(\frac{-gS^*}{X(1-X+S^*X)\frac{dvg}{dp} + \{vg(1+2S^*X-2X) + V_t(2XS^*-2S^*+2XS^{*2}+S^{*2})\}\frac{dX}{dp}} \right)^{\frac{1}{2}}$$

$$\frac{dX}{dp} = -\frac{1}{H_g - H_t} \left\{ \frac{dH_t}{dp} + X \frac{d(H_g - H_t)}{dp} \right\}$$

$$S^* = \left(\frac{\rho_t}{\rho_g} \right)^{\frac{1}{2}}$$

② 固有値法（小笠原の式）

$$G_c = \frac{S \rho_t \rho_g}{X \rho_t + S(1-X) \rho_g} V_t$$

$$(S-1)^2 \{ 1 - X(S+1) \} \xi \left(\frac{V-g}{g} \right)^2$$

$$+ 2 [[\rho_t \{ 1 + 2(S-1)X \} - S \rho_g \{ 2 - S + 2(S-1)X \}] \eta$$

$$+ \{ 1 + (S-1)X \} \xi (H_g - H_t) - M \left\{ [2 + 3(S^2 - 1)X] \frac{1}{2S\rho_g} \right.$$

$$\left. - [3 - S^2 + 3(S^2 - 1)X] \frac{1}{2\rho_t} \right] \frac{V-g}{g} - 2M^2 (H_g - H_t) \frac{1}{S\rho_g \rho_t} = 0$$

$$M = X \rho_t + (1-X) S \rho_g$$

$$\xi = \frac{X \rho_t d\rho_g}{\rho_g dp} + \frac{(1-X) S \rho_g}{\rho_t} \frac{d\rho_t}{dp}$$

$$\eta = X \frac{dH_g}{dp} + (1-X) \frac{dH_t}{dp}$$

③ Moodyの式

$$G_c = \left\{ \frac{2gC}{A(AD + 2BE)} \right\}^{\frac{1}{2}}$$

$$A = V_t S^* + X(V_g - V_t S^*)$$

$$B = S^{-2*} + X(1 - S^{-2*})$$

$$C = - \{ V_t + X(V_g - V_t) \}$$

$$D = f_1 + f_2$$

$$E = (f_3 + f_4 - f_5) + X(f_6 - f_3)$$

$$f_1 = \frac{1}{S_g - S_t} \left\{ \frac{1}{S^2} \frac{dS_g}{dp} - \frac{dS_t}{dp} \frac{1}{S^2} \frac{d}{dp} (S_g - S_t) + \frac{(S_g - S_t)}{S^3} \frac{dS_t}{dp} \right\}$$

$$f_2 = \frac{1}{S_g - S_t} \left\{ \frac{1}{S^2} \frac{d}{dp} (S_g - S_t) + \frac{(S_g - S_t)}{S^3} \frac{dS_t}{dp} - \frac{d}{dp} (S_g - S_t) \right\}$$

$$f_3 = \frac{1}{\rho_t} \frac{dS^*}{dp} + S^* \frac{d}{dp} \left(\frac{1}{\rho_t} \right) - \frac{1}{S_g - S_t} \frac{S^*}{\rho_t} \frac{d}{dp} (S_g - S_t)$$

$$f_4 = \frac{S^*}{\rho_t} \frac{1}{S_g - S_t} \frac{dS_g}{dp}$$

$$f_5 = \frac{1}{(S_g - S_t) \rho_g} \frac{dS_t}{dp}$$

$$f_6 = \frac{d}{dp} \left(\frac{1}{\rho_g} \right) - \frac{1}{(S_g - S_t) \rho_g} \frac{d}{dp} (S_g - S_t)$$

$$S^* = \left[\frac{\rho_t}{\rho_g} \right]^{\frac{1}{3}}$$

(八)サブクール領域

① Henry-Fauskeの式

サブクール領域については、Henry-Fauskeの式を用いる。Henry-Fauskeの式から、流量とエンタルピを与えて臨界圧力、オリフィス圧力（スタグナント圧力）を求める場合には収束計算により求めているので計算時間がかかる。コード内では、計算時間を短縮するために、オリフィス圧力とエンタルピに関して臨界流量、臨界圧力をテーブル化しており、テーブル補間ににより求める。以下に、Henry-Fauskeの式について示す。

オリフィス圧力 P_s 或いは臨界圧力 P_c とクオリティ X_s ($X_c = X_s$) を与えた時、臨界圧力比 η (P_c / P_s) を与える式を連立させて解き、 G_c 及び η を得る。

(单相流)

$$\eta = 1 - \frac{v_{ts} G_c^2}{2 P_s}$$

$$G_c^2 = \left[\left(v_{gc} - v_{ts} \right) \frac{N}{S_{gc} - S_{tc}} \frac{dS_{tc}}{dp} \right]_s^{-1}$$

(二相流)

$$\eta = \left\{ \frac{\frac{1 - \alpha_s}{\alpha_s} (1 - \eta) + \frac{\gamma}{\gamma - 1}}{\frac{1}{2 \beta \alpha^2 c} + \frac{\gamma}{\gamma - 1}} \right\}^{\frac{\gamma}{\gamma - 1}}$$

$$\frac{[(1 - X_s) V_{ts} + Xsvgc]^2}{2} G_c = (1 - X_s) V_{ts} (P_s - P_c) + \frac{X_s \gamma}{r - 1} [Psvgs - Psvgc]$$

ここで

$$\begin{aligned}\eta &= P_c / P_s \\ \beta &= \left[\frac{1}{n} + \left(1 - \frac{v_{ts}}{v_{gc}} \right) \left(\frac{(1 - X_s) N p_c}{X_s (S_{gc} - S_{tc})} \frac{dS_{tc}}{dp} \right)_c - \frac{C_{pg} (1/n - 1/\gamma)}{(S_{gs} - S_{tc})} \right] \\ \alpha_s &= \frac{Xsvgs}{(1 - X_s) v_{ts} + Xsvgs} \\ \alpha_c &= \frac{Xsvgc}{(1 - X_s) v_{ts} + Xsvgc} \\ v_{gc} &= v_{gs} \left(\eta^{-\frac{1}{r}} \right)\end{aligned}$$

$$N = X_c / 0.14 \quad \text{ただし} \quad 0 \leq N \leq 1.0$$

$$n = \frac{(1 - X) C_t / C_{pg} + 1}{(1 - X) C_t / C_{pg} + \frac{1}{\gamma}}$$

(記号の説明)

G ; 流量（単位面積あたり）	P ; 圧力
v ; 比容積	N ; 実験パラメータ
α ; ボイド率	H ; エンタルピ
X ; クオリティ	ρ ; 密度
γ ; 断熱指數	g ; 重力加速度
n ; ポリトロープ指數	V ; 流速
C ; 比熱	
η ; 臨界圧力比	
S, S* ; スリップ比	
S_g ; 飽和蒸気のエントロピ	
S_t ; 飽和水のエントロピ	

(サフィックス)

c ; 臨界部
s ; 上流側スタグナント部
g ; 気相
ℓ ; 液相
P ; 定圧

②Bernoulliの式

$$G_C = \sqrt{2 g \frac{1}{v} (P_1 - P_2)}$$

なお、コード内ではスタグナント圧力、エンタルピを引数にして各モデルにおける臨界流量の値をテーブル化している。

さらに、サブクール領域、二相領域蒸気相領域の計算が連続しておこなえるよう、各モデルの切り換えにあたっては、各モデルによって求まる臨界流量のカーブの交点で連続に接合するようにしている。

こうして、求まった臨界流量の値をグラフ化したものを図3.1.2-3～図3.1.2-6に示す。

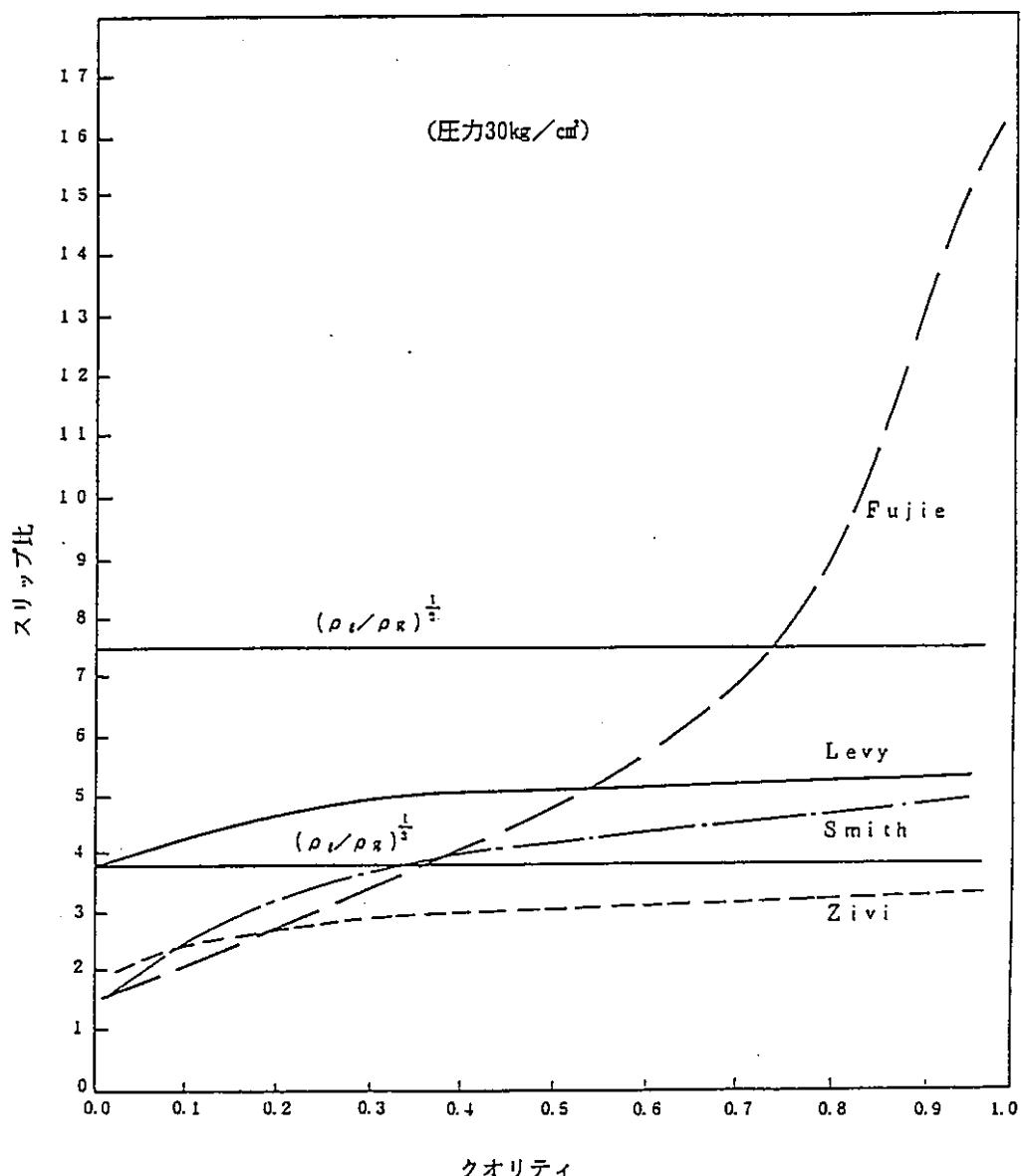


図3.1.2-2 スリップ比 (圧力 30 kg/cm²)

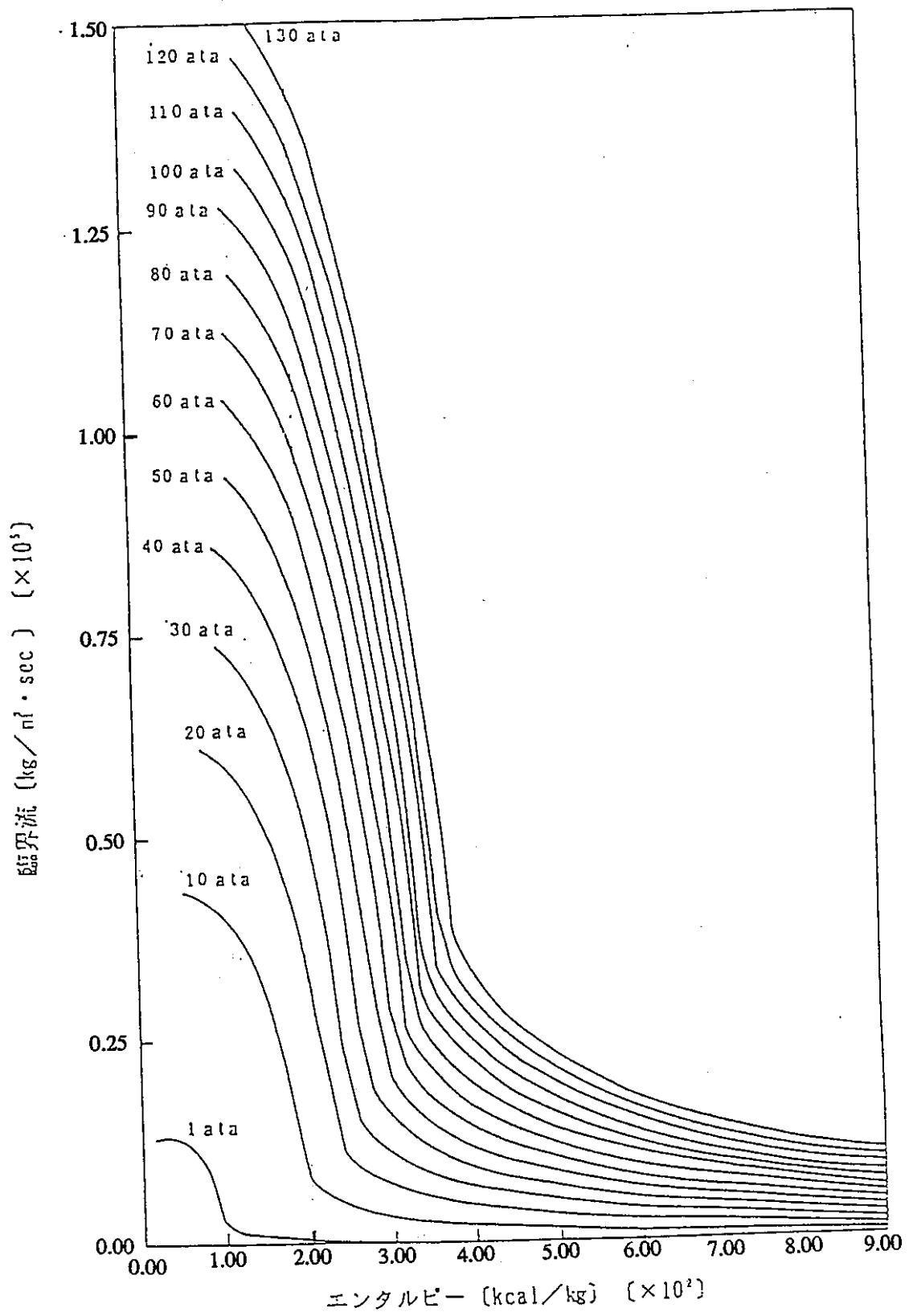


図 3.1.2-3 Henry-Fauske, 小笠原モデルと理論式による臨界流量

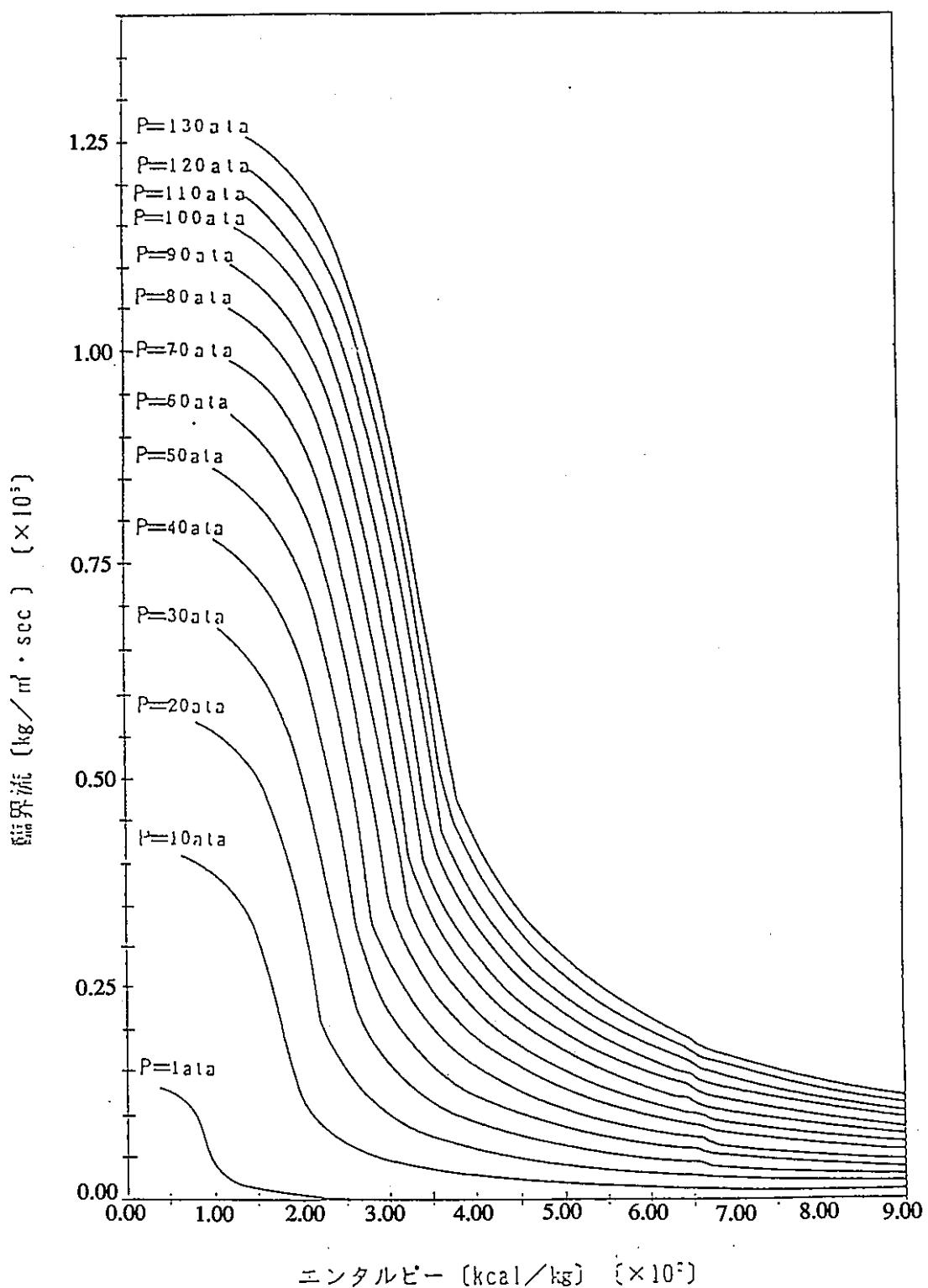


図 3.1.2-4 Henry-Fauske, Moody モデルと理論式による臨界流量

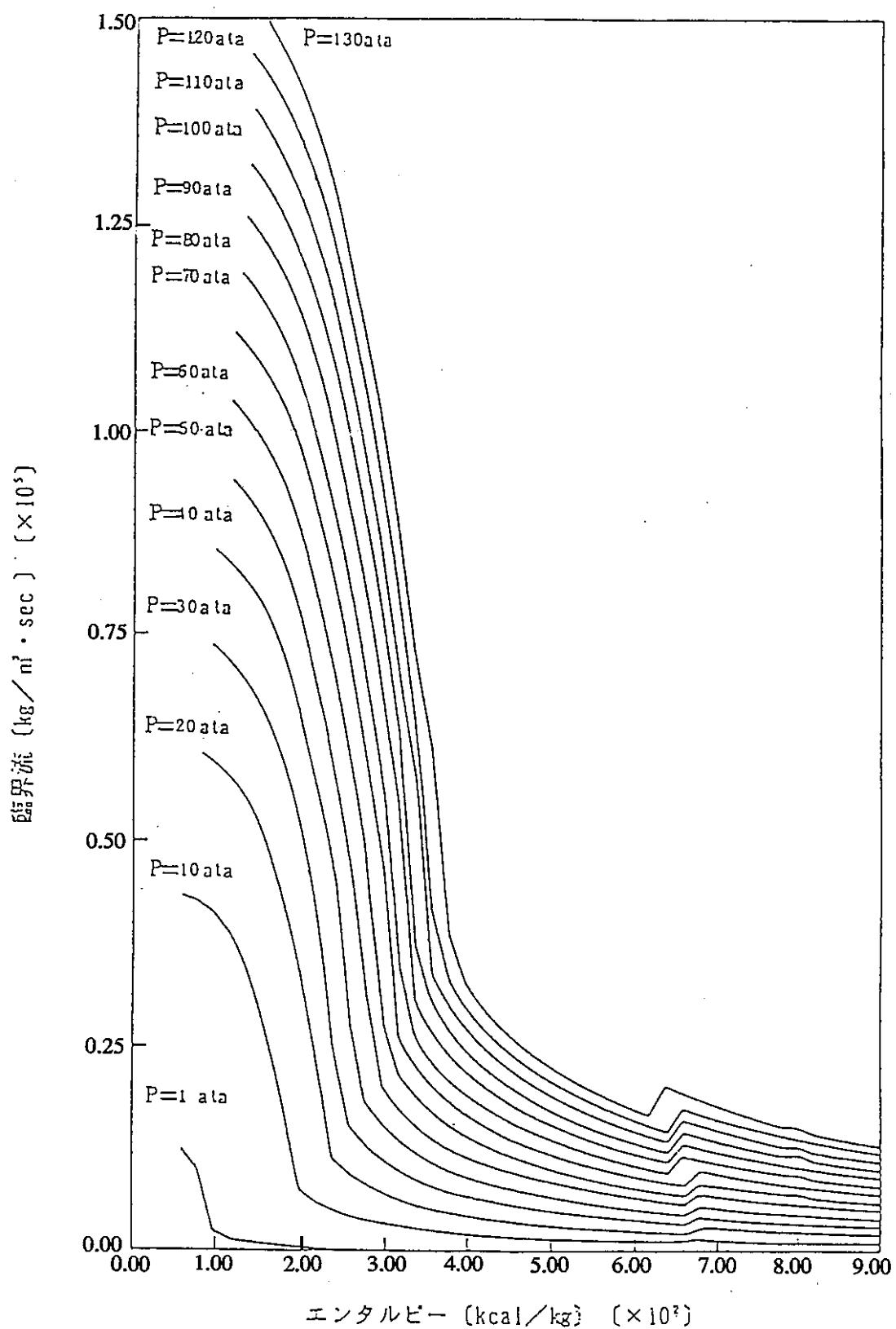


図 3.1.2-5 Henry-Fauske, 小笠原, Murdock & Bouman モデルによる臨界流量

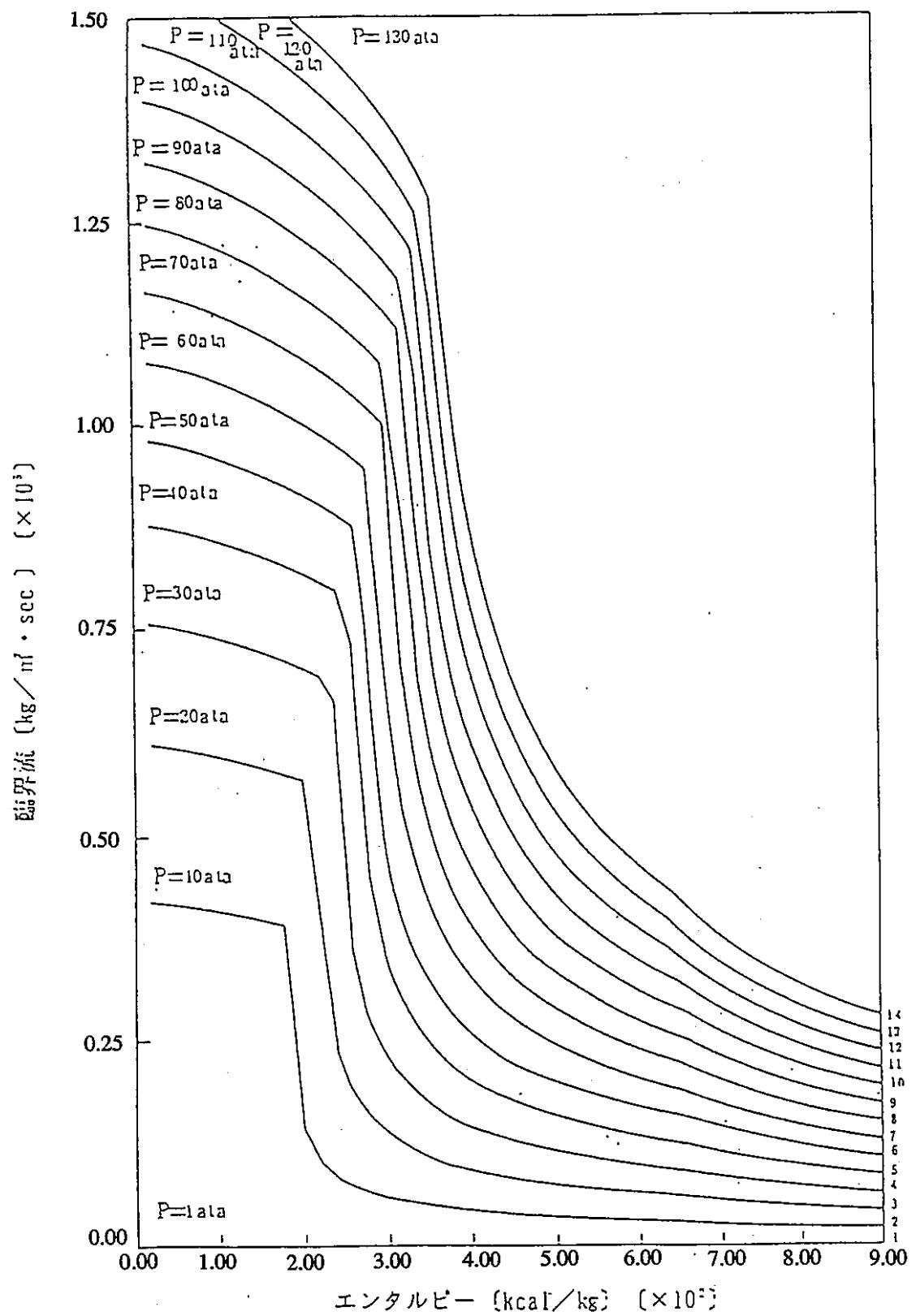


図3.1.2-6 Bernoulliモデルによる放出流量（全領域）

(C) 常微分方程式の積分法

(a) で常微分方程式化された基本式を積分することにより、チャンネル内流動が求められる。その数値計算はオイラー法により行う。

数値計算を行うために、チャンネル法をいくつかのノード点に分割し、さらに、小さなタイムステップの間、流動は定常（準定常）であると仮定する。

(b) (i) の固有値計算の項で示したように、圧力、流速勾配に関しては固有値 λ が零なので積分方向が軸方向座標 (Z) に一致し、かつその伝播速度が無限大であるので小さなタイムステップ内でも、チャンネル出入口の一端より他端まで積分を連続的に行うことができる。それに対し、比エンタルピー勾配に関しては固有値 λ は零ではなく、従って積分方向が時間(t)及び軸方向座標 (Z) の二次元空間の中で一意に決定される。従って、圧力、流速勾配の積分とエンタルピー勾配の積分を同時に扱うことができず、別々に扱わざるを得ない。流動計算フローを図3.1.2-8、図3.1.2-10に示す。

i. 比エンタルピー分布の計算

前のタイムステップにおける流体の移動中に得たエネルギーを加算してやれば今回のタイムステップにおける流体のエネルギーは求まる。そのときの積分方向は固有値 λ によって与えられ、比エンタルピー勾配を固有値 λ で示された方向に流体の移動距離だけ積分すればよい。その様子を図3.1.2-7の模式図に示す。

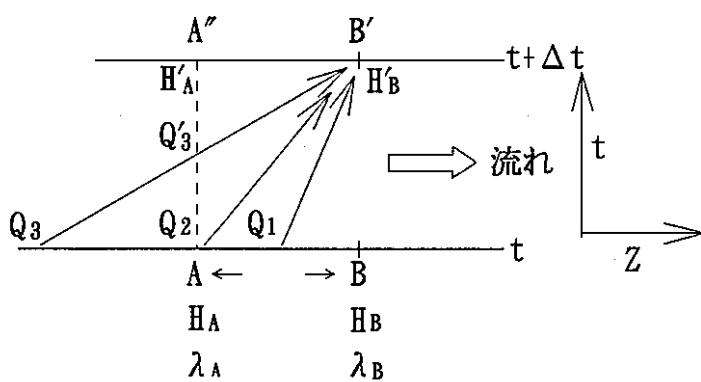


図3.1.2-7 エンタルピー積分法

時刻(t)において、A、B点の比エンタルピー及び固有値が概知であり、時刻(t + Δt)においてA'点の比エンタルピー及び固有値が概知であるとする。時刻(t + Δt)におけるB点の比エンタルピーをA、B、B'点の比エンタルピー H_A 、 H_B 、 $H_{A'}$ 及びA、B点での固有値を用いて算出する。その方法を以下に述べる。

先ず、時刻 ($t + \Delta t$) で B' 点に到達する流体の時刻(t)における比エンタルピーを推定する。次に、その推定値に比エンタルピー勾配の積分値を加算することにより時刻 ($t + \Delta t$) における B' 点の比エンタルピーが定まる。固有値の逆数は比エンタルピーの伝播速度であるから、タイムステップ巾 Δt の間の比エンタルピーの伝播距離は $\Delta t \cdot \lambda^{-1}$ である。A点とB点の距離を ΔZ とすればタイムステップ巾 Δt に応じて、次のイ)、ロ)、ハ) の三つの場合が考えられる。時刻(t)における流体の位置をQとすれば、

イ) $\Delta t \cdot \lambda^{-1} < \Delta Z$

ロ) $\Delta t \cdot \lambda^{-1} = \Delta Z$

ハ) $\Delta t \cdot \lambda^{-1} > \Delta Z$

イ) の場合は Q_1 点に対応し、ロ) の場合は Q_2 点に対応し、ハ) の場合は Q_3 点に対応する。それぞれのQ点での比エンタルピーは、前後の点の比エンタルピーを補間することにより近似する。さらにQ点での他の流動パラメータも同様に補間して近似すればQ点における比エンタルピー勾配を計算することができ、それを比エンタルピーの伝播距離だけ積分して加算することにより時刻 ($t + \Delta t$) における B' 点の比エンタルピーが定まる。ハ) の場合は Q_3 点を $Q_{3'}$ 点で置き代え、 $Q_{3'}$ 点の比エンタルピーは $H_{4'}$ を用いて補間して近似する。さらに、 $Q_{3'}$ 点での比エンタルピー勾配を A点での比エンタルピー勾配を用いることにより近似して、積分距離として ΔZ を用いる。ハ) の場合、物理的には、 Q_3 点が存在しない場合も考えられるので、 $Q_{3'}$ 点で近似するのが現象に合っていると考えられる。積分法としてはオイラー法を用いる。

ii. 圧力分布及び流速分布の計算

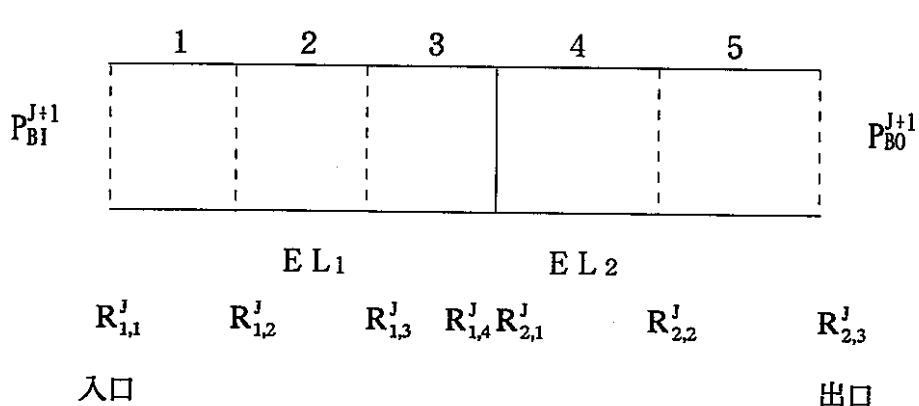
圧力分布及び流速分布はチャンネル出入口の冷却材の状態を境界値として、圧力、流速勾配を積分することにより定められることは前項で述べた。境界値問題の解法は射的法による。

(i) 計算(積分)方向の決定

積分は流れ方向下流から積分される。

J 2 ;

J 3 ;



$$(P_{BI}^{J+1} - P_{BO}^{J+1} - DP_{GRAV}^J - DP_{PUMP}^J) > 0 ; \text{ 正流 (配管出口から計算)}$$

$$(P_{BI}^{J+1} - P_{BO}^{J+1} - DP_{GRAV}^J - DP_{PUMP}^J) < 0 ; \text{ 逆流 (配管入口から計算)}$$

ここで、

P_{BI}^{J+1} ; 配管入口境界圧力

P_{BO}^{J+1} ; 配管出口境界圧力

DP_{GRAV}^J ; 重力ヘッド

DP_{PUMP}^J ; ポンプヘッド

E L ; エレベーション

R ; メッシュ点比重量

J ; 計算ステップ

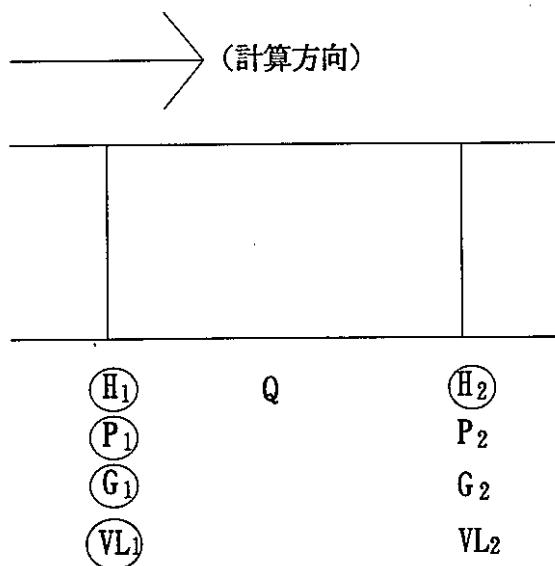
J 2 ; 配管セクション番号

J 3 ; メッシュ番号

$$DP_{GRAV}^J = \sum_{J2} \sum_{J3} \frac{R_{J2,J3}^J + R_{J2,J3+1}^J}{2} \cdot \frac{EL_{J2}}{N}, \quad N = \text{メッシュ数}$$

(ii) 圧力・流量計算

イ. メッシュ内で相変化がない場合



○印は既知

計算の流れは次のとおりである。

① メッシュ内平均エンタルピー

$$H = \frac{H_1 + H_2}{2}$$

② P_1 , H からのメッシュ内平均物性値計算

$$\rho, \rho_t, \rho_g, H_t, H_g, X, \alpha, S$$

③ メッシュ内平均液相流速計算

- ・(単相の場合)

$$V_t = \frac{G_1}{\rho}$$

- ・(二相の場合)

$$V_t = \frac{G_t \cdot \{X \cdot \rho_t + S \cdot (1-X) \cdot \rho_g\}}{S \cdot \rho_g \cdot \rho_t}$$

④ メッシュ内管摩擦圧損計算

⑤ 連続の式、運動方程式、エネルギー保存式を解き圧力勾配(DP)、液相流速勾配(DVL)を求める。

⑥ 行列式を解くことにより、DP、DVLが求まる。

$$P_2 = P_1 + DP$$

$$VL_2 = VL_1 + DVL$$

⑦ P_2 , H_2 からの上流側メッシュ点物性値計算

$$\rho, \rho_t, \rho_g, H_t, H_g, X, \alpha, S$$

⑧ 上流側メッシュ点流量計算

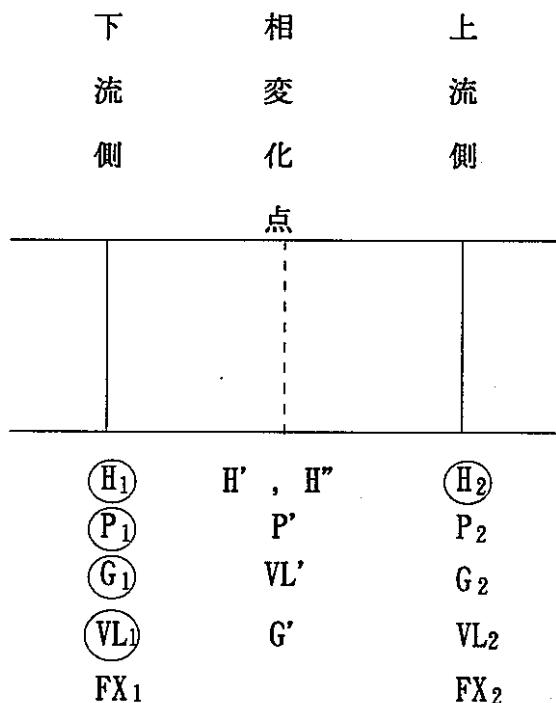
- ・(单相の場合)

$$G_2 = \rho \cdot VL_2$$

- ・(二相の場合)

$$G_2 = \frac{S \cdot \rho_t \cdot \rho_g \cdot VL_2}{X \rho_t + S \cdot (1-X) \cdot \rho_g}$$

□. メッシュ内で相変化が存在する場合



計算の流れは次のとおりである。

① 下流側メッシュ点におけるクオリティ計算

$$FX_1 = \frac{H_1 - H_t}{H_g - H_t}$$

② メッシュ内で相変化がない場合の①～⑥と同様にして上流側メッシュ点圧力 P_2 を求め
る。

③ P_2, H_2 から物性値計算

$$H_t, H_g$$

④ 上流側メッシュ点におけるクオリティ計算

$$FX_2 = \frac{H_2 - H_t}{H_g - H_t}$$

⑤ 相変化点 (f_x) と相変化点におけるエンタルピー計算

- ・ (サブクール) → (二相)

$$f_x = \frac{-FX_2}{-FX_1 + FX_2}$$

$$H' = H_{t1}$$

- ・ (二相) → (サブクール)

$$f_x = \frac{FX_1}{FX_1 - FX_2}$$

$$H' = 0.00001 \cdot H_{g1} + (1.0 - 0.00001) \cdot H'_t$$

- ・ (スーパーヒート) → (二相)

$$f_x = \frac{FX_1 - 1.0}{FX_1 - FX_2}$$

$$H' = H_{g1}$$

- ・ (二相) → (スーパーヒート)

$$f_x = \frac{1.0 - FX_1}{FX_2 - FX_1}$$

$$H' = 0.99999 \cdot H_{g1} + (1.0 - 0.99999) \cdot H'_t$$

⑥ 下流側メッシュ点から相変化点までの平均エンタルピー

$$H = \frac{H_1 + H'}{2}$$

⑦ 下流側メッシュ点から相変化点までの平均物性値、平均液相流速、管摩擦圧損計算

⑧ (2)(b)iの行列式を解き、下流側メッシュ点から相変化点までの $D P'$ 、 $D V'$ を
求める。

⑨ よって相変化点の圧力、液相流速は、

$$P' = P_1 + DP'$$

$$VL' = VL_1 + DV' \quad \text{となる。}$$

⑩ 相変化点の物性値 ρ'_t , ρ'_g , H'_t , H'_g 計算

⑪ 相変化点の流量、エンタルピー H'' を求める。

- ・ (サブクール) → (二相)

$$G' = \rho'_t \cdot VL'$$

$$H'' = 0.00001 \cdot H'_g + (1.0 - 0.00001) \cdot H'_t$$

- ・ (二相) → (サブクール)

$$G' = \rho'_t \cdot VL'$$

$$H'' = H'_t$$

- ・ (スーパーヒート) → (二相)

$$G' = \rho'_g \cdot VL'$$

$$H'' = 0.9999 \cdot H'_g + (1.0 - 0.9999) \cdot H'_t$$

- ・ (二相) → (スーパーヒート)

$$G' = \rho'_g \cdot VL'$$

$$H'' = H'_t$$

⑫ 相変化点から上流側メッシュ点までの平均エンタルピー

$$H = \frac{H'' + H_2}{2}$$

⑬ 相変化点から上流側メッシュ点までの平均物性値、平均液相流速、管摩擦圧損を、

P' , H , G' から求める。

⑭ (2)(b)iの行列式を解き、相変化点から上流側メッシュ点までの DP'' , DV'' を求める。

⑮ 上流側メッシュ点の圧力、液相流速は

$$P_2 = P' + DP''$$

$$VL_2 = VL' + DV''$$

⑯ P_2 、 H_2 から上流側メッシュ点物性値計算

$$\rho, \rho_t, \rho_g, H_t, H_g, X, \alpha, S$$

⑰ 上流側メッシュ点流量計算

- ・ (单相の場合)

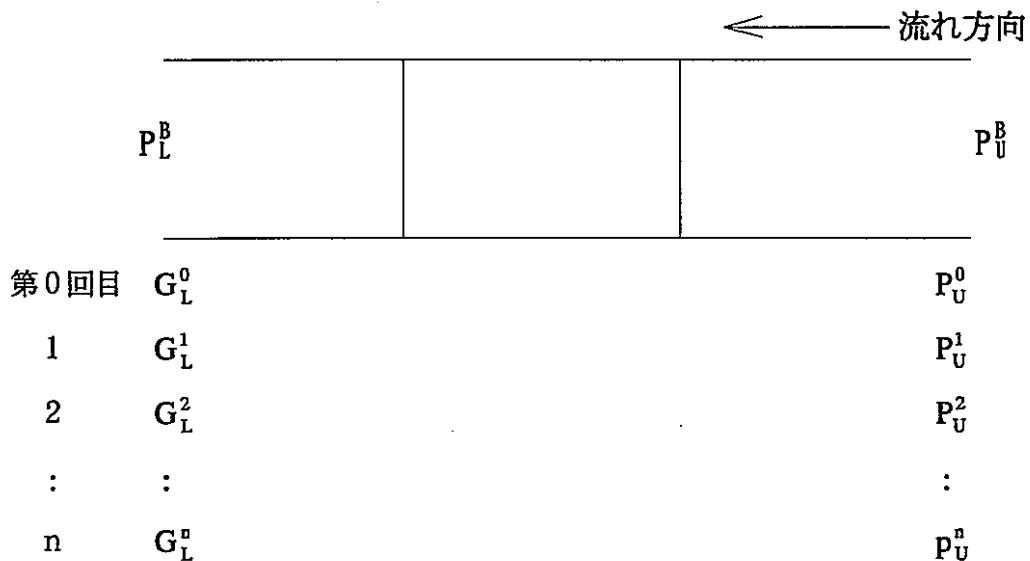
$$G_2 = \rho \cdot VL_2$$

- ・ (二相の場合)

$$G_2 = \frac{S \cdot \rho_g \cdot \rho_t \cdot VL_2}{X \cdot \rho_t + S \cdot (1-X) \cdot \rho_g}$$

(iii) 下流境界流量仮定

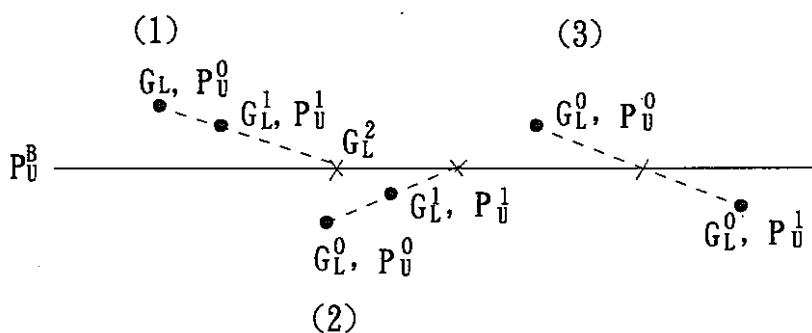
下流境界流量は次のように与える。



- ① 収束0回目；前ステップの下流側流量を G_L^0 として計算
- ② 収束1回目； G_L^0 に対する上流側計算境界圧力 P_U^0 が求まっているので、上流境界圧力 P_L^B と P_U^0 とを比較して G_L^1 を決定する。

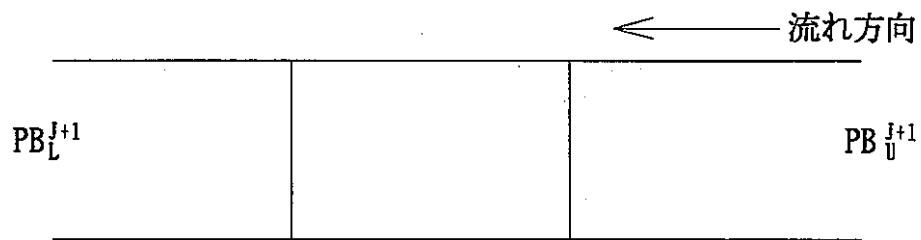
$$\begin{cases} P_U > P_U^0 & \cdots \cdots \cdots G_L^1 = (1.0 - FGACOR) \cdot G_L^0 \\ P_U < P_U^0 & \cdots \cdots \cdots G_L^1 = (1.0 - FGACOR) \cdot G_L^0 \end{cases}$$

ここで、FGACORは収束計算流量補正係数であり入力
(通常FGACOR=0.01)
- ③ 収束2回目； G_L^0 、 P_L^0 、 G_L^1 、 P_U^1 から G_L^2 を仮定する。



- ④ 収束3回目以降；Tray and Error法により G_L を仮定する。

(iv) 収束判定



① 収束誤差圧力

$$DP_{LU} = | PB_U^{J+1} - PB_L^{J+1} - DP_{GRAV}^J - DP_{PUMP}^J |$$

(0.5ata \leq DP_{LU} \leq 10.0ata)

$$P_{OK} = DP_{LU} * \text{ERROR}$$

② 収束判定

$$\begin{cases} | PB_U^{J+1} - PB_U' | \leq P_{OK} & ; \text{収束} \\ | PB_U^{J+1} - PB_U' | > P_{OK} & ; \text{未収束} \end{cases}$$

ここで

PB_U^{J+1} ; 上流境界圧力

PB_L^{J+1} ; 下流境界圧力

DP_{GRAV} ; 前ステップ重力ヘッド

DP_{PUMP} ; 前ステップ・ポンプ・ヘッド

DP_{LU} ; 差圧

ERROR ; 収束判定誤差 (入力、通常ERROR=0.05)

P_{OK} ; 収束圧力誤差

PB_U' ; 計算上流境界圧力

iii. 不連続点に対する対処

チャンネル内は直管部とそれらに介在する絞り部より構成されるものとした。絞り部での圧損は局部的なものであるから、絞り部のあるところでは、3.1.2 の基本式より導かれた圧力、流速、比エンタルピー勾配が不連続となってしまう。このような点では、オリフィスの後の状態を定め、そこから再度積分を開始する。

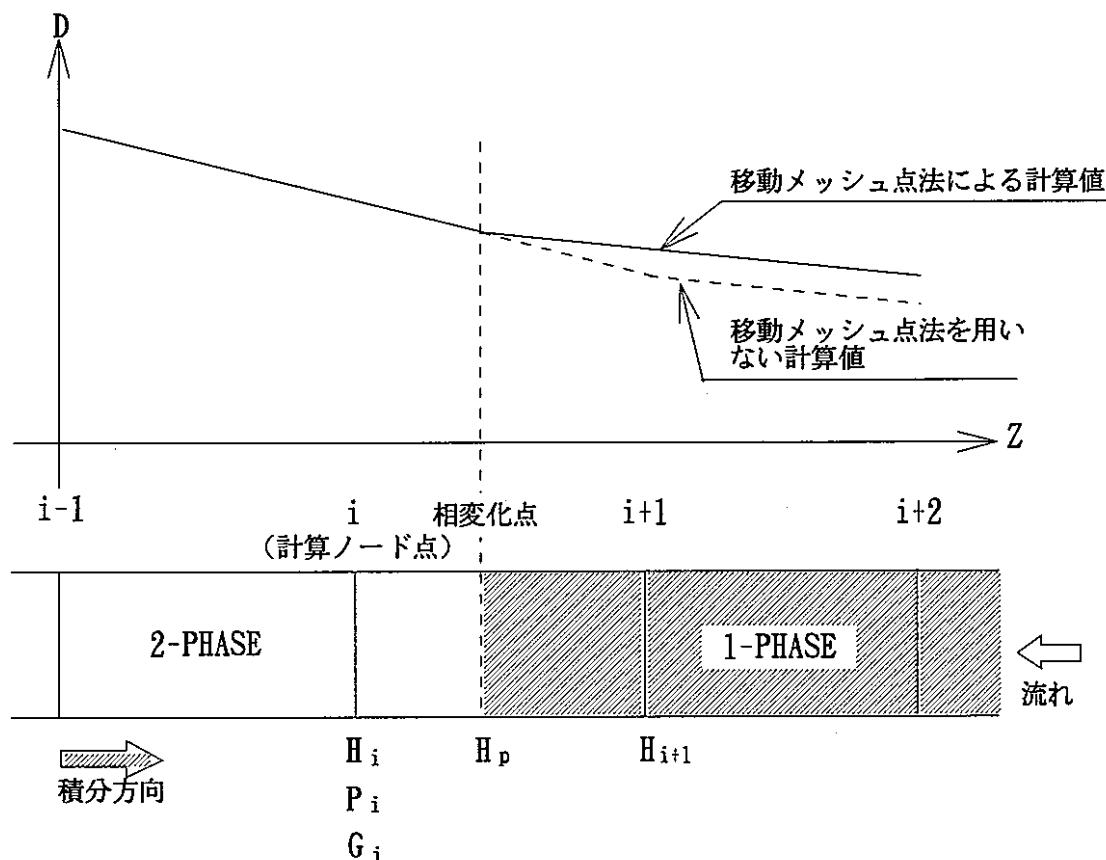
iv. 臨界現象が起こる場合の計算

(b) iii (vii) ロ の「絞り部（オリフィス）の圧力損失」で示したように絞り部で臨界流が発生した場合、臨界圧力の計算は絞り部の下流側圧力を用いて行う。従って、圧力、流速勾配の積分は下流側から上流側に向かって行わなければならない。プローダウン現象において臨界流の発生が予想されるためチャンネルの出口から入口に向かって積分を行う。

V. 移動メッシュ点法

圧力、流量分布を計算するとき、ノード内で相変化が存在する場合、基本方程式が単相、二相に分かれしており、ノード点で基本式を解いているため計算誤差を生じる。計算誤差を少なくするために移動メッシュ点法を用いている。

移動メッシュ点法とは、ノード内で相変化が存在している場合、計算ノード点状態と次のノード点エンタルピーから相変化点の位置を推定し、その点に新たに積分点を設けて計算誤差を小さくする方法である。



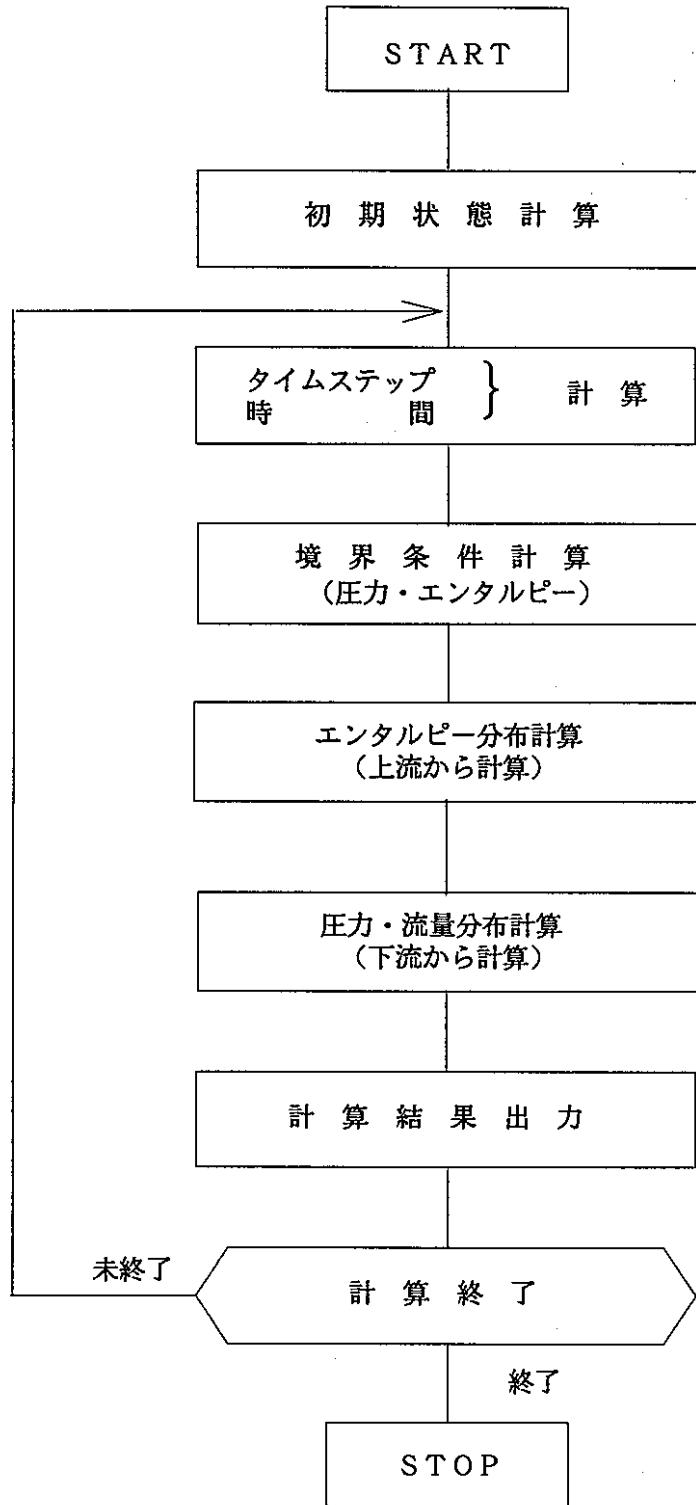


図3. 1. 2-8 流動計算フロー

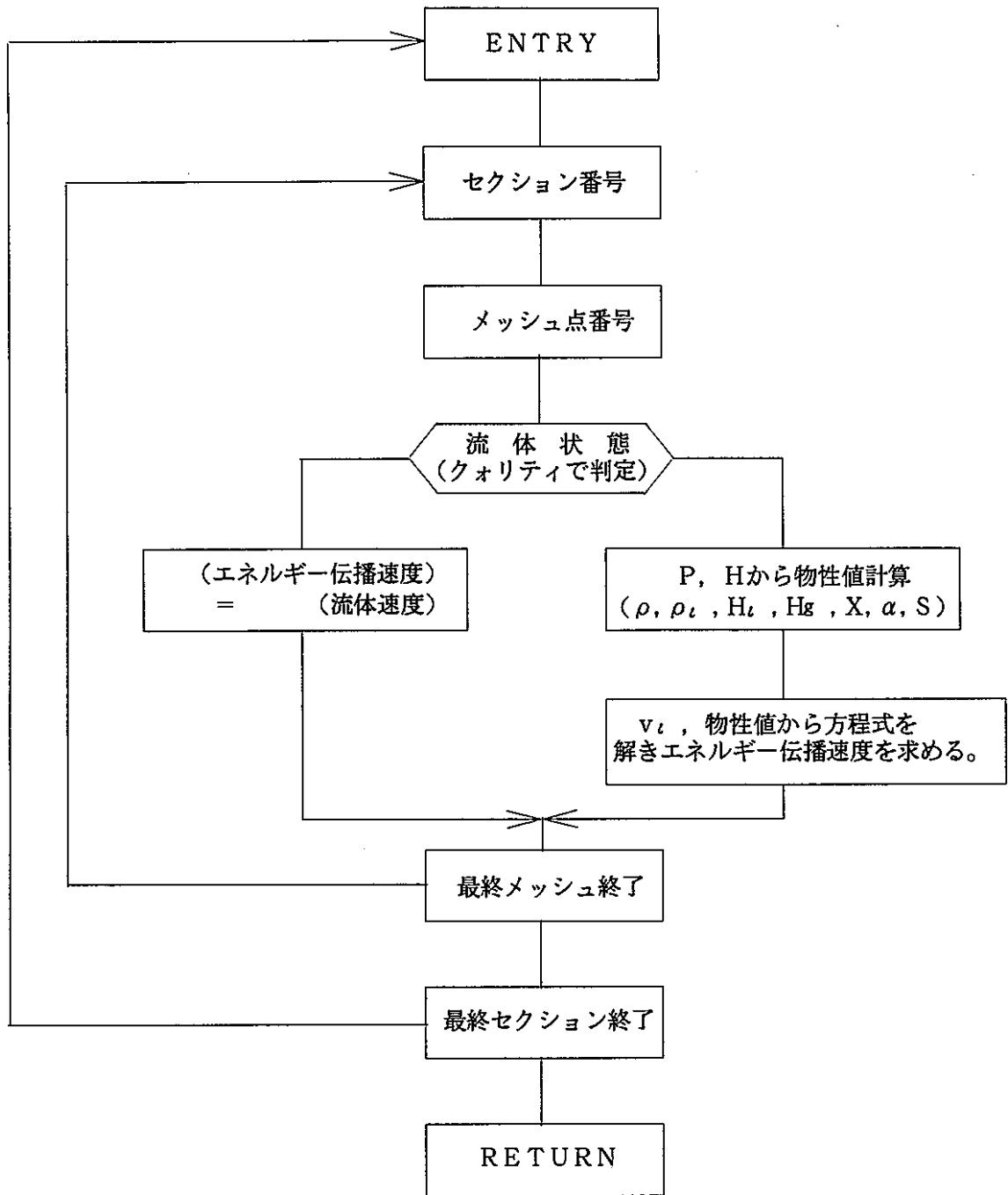


図3. 1. 2-9 エネルギー伝播速度計算フロー

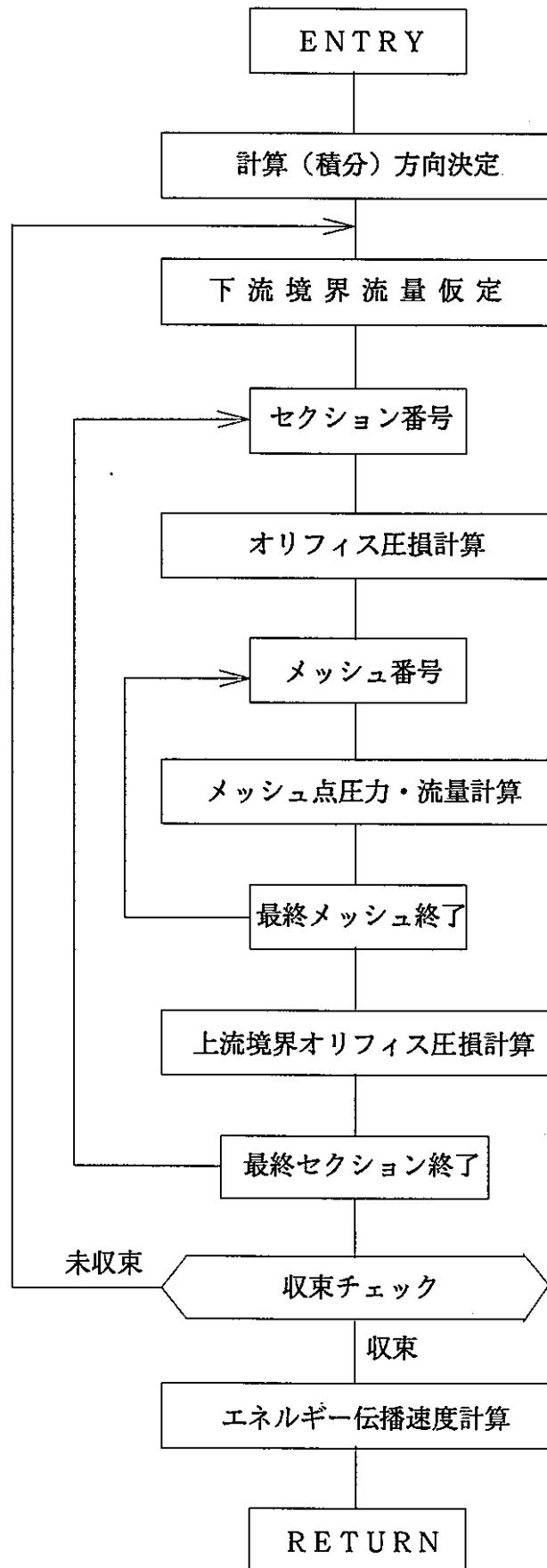


図3.1.2-10 圧力・流量分布計算フロー

b. ヘッダ計算モジュール

ヘッダとしては蒸気ドラムと1～5個のヘッダを考慮する。各ヘッダとも示したように熱的平衡を仮定し、内部圧力は一様とする。ヘッダについては均質モデルと気水分離モデルを用いることができる。均質モデルについてはサブクール状態を扱うことができる。

(a) 基本式の解法

i. 飽和体系又は過熱蒸気した場合の方法

(1) b の式を微小時間 Δt について差分近似すると

$$W^{K+1} = W^K + \left(\sum G_{in} - \sum G_{out} \right) \cdot \Delta t$$

$$E^{K+1} = E^K + \left(\sum G_{in} h_{in} - \sum G_{out} h_{out} + Q_{WL} \right) \cdot \Delta t$$

各ステップにおけるヘッダ内の保有重量、保有エネルギーは各配管への流出入、構造材との熱授受より上記の式で与えられる。ヘッダ内の圧力クオリティは次式により与えられる。

$$v = V_{RV} / W^{K+1}$$

$$e = E^{K+1} / W^{K+1}$$

とすると、

$$X = \frac{v - v_t}{v_g - v_t} = WUW$$

また

$$X = \frac{e - e_t}{e_g - e_t} = WUS$$

上式を等置して

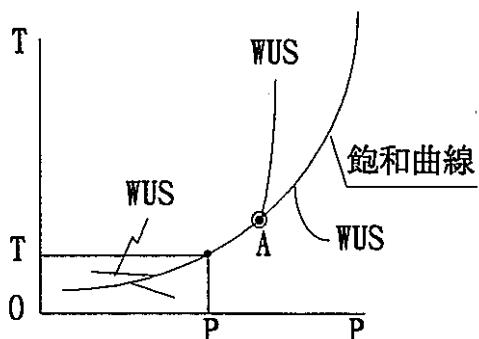
$$\frac{e - e_t}{e_g - e_t} = \frac{v - v_t}{v_g - v_t}$$

上記の式は圧力をパラメータとする値であるので、平均のエネルギーと質量がわかっていれば、数値的に上記の式を満たす圧力が求められる。圧力が求められれば平均クオリティが得られる。

以下で $W_{UW} = W_{US}$ なる圧力、温度の求め方を示す。

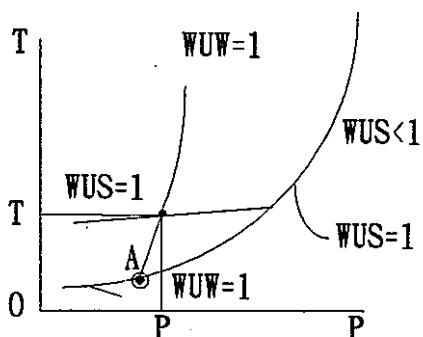
$W_{US} = W_{UW}$ なる T, P の求め方

(i) $W_{US}, W_{UW} < 1$ なる場合



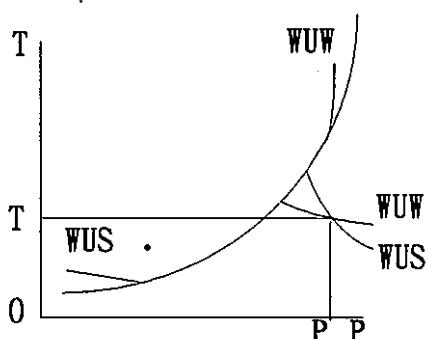
これは飽和状態にあることを示しており、解は飽和曲線上にある。

(ii) $W_{US}, W_{UW} \geq 1$ なる場合



これは飽和線より上にある。すなわち蒸気が過熱状態にあることを示している。
 W_{UW} は 1.0 となり、従って、 $W_{US} = 1.0$ の点を見出せばよい。

(iii) $W_{US}, W_{UW} < 0$ なる場合



これは飽和線より下に交点がある。すなわちサブクール状態にあることを示している。
 W_{UW} は 0.0 となり、従って $W_{US} = 0.0$ の点を見出せばよい。

ii. サブクールの場合

圧力の時間微分値は次式で与えられる。

$$\begin{aligned}\frac{dp}{dt} &= \left(\frac{\partial p}{\partial W} \right) \frac{dW}{dt} + \left(\frac{\partial p}{\partial u} \right) \frac{du}{dt} + \left(\frac{\partial p}{\partial v} \right) \frac{dv}{dt} \\ &= \left[\left(\frac{\partial p}{\partial W} \right) - \frac{E}{W^2} \left(\frac{\partial p}{\partial u} \right) \right] \frac{dW}{dt} + \frac{1}{W} \left(\frac{\partial p}{\partial u} \right) \frac{dE}{dt} + \left(\frac{\partial p}{\partial v} \right) \frac{dV}{dt}\end{aligned}$$

右辺第1項は、質量増分による項、第2項はエネルギー増分による項及び第3項はヘッダの剛性を考え、ヘッダ体積が変化することによる項である。

このうち、第3項はヘッダ剛性に関する基本式より

$$\begin{aligned}\left(\frac{\partial p}{\partial V} \right) \frac{dV}{dt} &= \left(\frac{\partial p}{\partial v} \right) \left(\frac{\partial v}{\partial V} \right) \frac{dV}{dt} \\ &= \frac{1}{W} \left(\frac{\partial p}{\partial v} \right) \cdot aV \frac{dp}{dt} \quad (\because v = V/W) \\ &= av \left(\frac{\partial p}{\partial v} \right) \frac{dp}{dt}\end{aligned}$$

よって式は、

$$\left[1 - av \left(\frac{\partial p}{\partial v} \right) \right] \frac{dp}{dt} = \left[\left(\frac{\partial p}{\partial W} \right) - \frac{E}{W^2} \left(\frac{\partial p}{\partial u} \right) \right] \frac{dW}{dt} + \frac{1}{W} \left(\frac{\partial p}{\partial u} \right) \frac{dE}{dt}$$

となる。

上記の式の各項の係数は、基本式を満足する陰関数F, Gの微分により得られる。すなわち、一般に陰関数

$$F(p, h, v, u) = 0, \quad G(p, h, v, u) = 0, \quad v = v(p, h), \quad u = u(p, u)$$

の微分は次のように与えられる。

$$J = \begin{vmatrix} \frac{\partial F}{\partial p}, & \frac{\partial F}{\partial h} \\ \frac{\partial G}{\partial p}, & \frac{\partial G}{\partial h} \end{vmatrix} = - \left(\frac{\partial v}{\partial p} + \frac{v}{426.8} \frac{\partial v}{\partial h} \right)$$

とおいて、

$$\left(\frac{\partial p}{\partial v} \right) = \frac{1}{J} \begin{vmatrix} \frac{\partial F}{\partial h}, & \frac{\partial F}{\partial v} \\ \frac{\partial G}{\partial h}, & \frac{\partial G}{\partial v} \end{vmatrix} = \frac{1}{J} \left(\frac{p}{426.8} \frac{\partial v}{\partial h} - 1 \right)$$

$$\left(\begin{array}{c} \frac{\partial p}{\partial u} \\ \end{array} \right) = \frac{1}{J} \left| \begin{array}{cc} \frac{\partial F}{\partial h}, & \frac{\partial F}{\partial v} \\ \frac{\partial G}{\partial h}, & \frac{\partial G}{\partial v} \\ \end{array} \right| = \frac{1}{J} \frac{\partial v}{\partial h}$$

上記の式を用いて各項係数は次のようになる。

$$1 - av \left(\begin{array}{c} \frac{\partial p}{\partial v} \\ \end{array} \right) = 1 - av \frac{1}{J} \left(\frac{P}{426.8} \frac{\partial v}{\partial h} - 1 \right)$$

$$= \frac{W \cdot \frac{\partial v}{\partial p} + \frac{V}{426.8} \frac{\partial v}{\partial h} + aV \left(\frac{P}{426.8} \frac{\partial v}{\partial h} - 1 \right)}{W \cdot \frac{\partial v}{\partial p} + \frac{V}{426.8} \frac{\partial v}{\partial h}}$$

$$\left(\begin{array}{c} \frac{\partial p}{\partial W} \\ \end{array} \right) - \frac{E}{W^2} \left(\begin{array}{c} \frac{\partial p}{\partial u} \\ \end{array} \right) = \left(\begin{array}{c} \frac{\partial p}{\partial v} \\ \end{array} \right) \left(\begin{array}{c} \frac{\partial v}{\partial W} \\ \end{array} \right) - \frac{E}{W^2} \left(\begin{array}{c} \frac{\partial p}{\partial u} \\ \end{array} \right)$$

$$= - \frac{v}{W} \left(\begin{array}{c} \frac{\partial p}{\partial v} \\ \end{array} \right) - \frac{U}{W} \left(\begin{array}{c} \frac{\partial p}{\partial u} \\ \end{array} \right) \quad (\because v = V/W)$$

$$= - \frac{1}{WJ} \left[\left(\begin{array}{c} \frac{\partial v}{\partial h} \\ \end{array} \right) \left(\frac{up}{426.8} + u \right) - v \right]$$

$$= \frac{h \left(\begin{array}{c} \frac{\partial v}{\partial h} \\ \end{array} \right) - v}{W \frac{\partial v}{\partial p} + \frac{V}{426.8} \frac{\partial v}{\partial h}}$$

$$\frac{1}{W} \left(\begin{array}{c} \frac{\partial p}{\partial u} \\ \end{array} \right) = \frac{1}{WJ} \frac{\partial v}{\partial h} - \frac{\frac{\partial v}{\partial h}}{W \frac{\partial v}{\partial p} + \frac{V}{426.8} \frac{\partial v}{\partial h}}$$

上記の式を代入して

$$\left[W \frac{\partial v}{\partial p} + \frac{V}{426.8} \frac{\partial v}{\partial h} - aV \left(\frac{P}{426.8} \frac{\partial v}{\partial h} - 1 \right) \right] \frac{dp}{dt}$$

$$= \left[h \left(\begin{array}{c} \frac{\partial v}{\partial h} \\ \end{array} \right) - v \right] \frac{dW}{dt} - \frac{\partial v}{\partial h} \frac{dE}{dt}$$

$$\frac{dp}{dt} = \frac{\left[h \left(\begin{array}{c} \frac{\partial v}{\partial h} \\ \end{array} \right) - v \right] \frac{dW}{dt} - \left(\begin{array}{c} \frac{\partial v}{\partial h} \\ \end{array} \right) \frac{dE}{dt}}{W \left(\begin{array}{c} \frac{\partial v}{\partial p} \\ \end{array} \right) + \frac{V}{426.8} \left(\begin{array}{c} \frac{\partial v}{\partial h} \\ \end{array} \right) + aV \left[\frac{P}{426.8} \left(\begin{array}{c} \frac{\partial v}{\partial h} \\ \end{array} \right) - 1 \right]}$$

上記の式がヘッダの剛性を考慮した圧力の時間微分値であり、分母第3項がヘッダの剛性による項である。

上記の式を時間メッシュ Δt で積分して、各時刻での圧力 p が求まる。ヘッダのエンタルピーは、求まった圧力 p より次式で与えられる。

$$h = (E + V \cdot P / 426.8) / W$$

ここで、(1) b 式により、ヘッダは次式のように収縮する。

$$V' = V + \frac{dV}{dt} = V \left(1 + a \frac{dP}{dt} \right)$$

保有水の比重量

$$\rho = \frac{W_M}{V'}$$

ここで、ヘッダは1タイムステップ毎に元の体積にもどすため

$$W_T = \rho \cdot V$$

となり、次のような保有水量の誤差(Correction Mass)が発生する。

$$W_{\text{CORE}}^{J+1} = W_{\text{CORE}}^J + W_T - W_M$$

(記号の説明)

P	； 圧力	(kg / m^2)
W	； 質量	(kg)
V	； 体積	(m^3)
v	； 比容積	(m^3 / kg)
E	； エネルギー	$(kcal)$
u	； 質量当たりエネルギー	$(kcal / kg)$
h	； エンタルピー	$(kcal / kg)$
t	； 時間	(s)
a	； ヘッダの弾性率	(m^2 / kg)
V'	； ヘッダが収縮した時の体積	(m^3)
ρ	； 比重量	(kg / m^3)
W_T	； ヘッダ内質量バランスから求めた保有水量	(kg)
W_M	； ヘッダを元の体積にもどした時の保有水量	(kg)
W_{CORE}	； Correction Mass	(kg)

(b) ヘッダ計算部への数値解法の適用

i. ヘッダに対する差分近似式

各ヘッダに対する重量バランス、エネルギーバランスは、次のように与えられる。

$$W_{HD}^{K+1} = W_{HD}^K + \left(\sum G_{in} - \sum G_{out} \right) \cdot \Delta t$$

$$E_{HD}^{K+1} = E_{HD}^K + \left(\sum G_{in} h_{in} - \sum G_{out} h_{out} + Q_{WLHD} \right) \cdot \Delta t$$

ヘッダの圧力は二相状態の場合には、平均エネルギーと平均比容積が矛盾なく与えられる
クオリティ、圧力を求めることにより得られるが、サブクール状態となる場合には圧力が大き
く変動しやすいため、ヘッダの剛性を考慮した式により求める。

C. 構造材熱容量計算モジュール

(a) 構造材熱容量計算

ノード I - 1, I 間の熱抵抗は

$$R_{i-1,i} = \frac{1}{\frac{\ell (I-1)}{2K(I-1)} + \frac{\ell (I)}{2K(I)}}$$

また、ノード I, I + 1 間の熱抵抗は

$$R_{i,i+1} = \frac{1}{\frac{\ell (I)}{2K(I)} + \frac{\ell (I+1)}{2K(I+1)}}$$

境界では、

$$F_{0,1} = \frac{1}{\frac{1}{h_0} + \frac{\ell (1)}{2K(1)}}$$

$$F_{N,N+1} = \frac{1}{\frac{\ell (N)}{2K(N)} + \frac{1}{h_N}}$$

$$\left. \begin{array}{l} T(0) = T_{BO} \\ T_{(N+1)} = T_{BN} \end{array} \right\}$$

ここで、

ℓ ; ノード厚さ

K ; ノード熱伝導率

h ; 表面熱伝達率

T_{BO} ; 冷却材側境界温度

T_{BN} ; ナトリウム側境界温度

F ; ノード間熱抵抗

いま、

$$\frac{A_i F_{i-1,i}}{C_i \rho_i V_i} = COEF(I,1)$$

$$\frac{A_i F_{i,i+1}}{C_i \rho_i V_i} = COEF(I,2)$$

$$\frac{Q_{ig} V_i}{C_i \rho_i V_i} = COEF(I,3)$$

とおくと、上記の式は次のようになる。

$$\begin{aligned}\frac{dT(I)}{dt} &= COEF(I,1) \{ T(I-1) - T(I) \} \\ &- COEF(I,2) \{ T(I) - T(I+1) \} \\ &+ COEF(I,3)\end{aligned}$$

上記の式により、壁各ノードの温度分布を求めることができる。構造材各ノードの温度分布が求まると、各部の表面熱伝達率を用いて、構造材の伝熱量が計算できる。

$$Q_{LW} = A_j h_j (T_B - T_j)$$

ここで、

Q_{LW} ; 構造材 J への伝熱量 (kcal/s)

A_j ; 構造材 J の表面積 (m^2)

T_B ; 冷却材側（ナトリウム側）境界温度 (°C)

T_j ; 構造材 J の壁面温度 (°C)

h_j ; 表面熱伝達率 (kcal/ $m^2 s^\circ C$)

(b) 初期定常計算

初期定常計算モデルとしては

i. ナトリウム側への放熱はないものとする。従って、初期の構造材壁の温度は構造材に接する冷却材温度と同一となる。

ii. ナトリウム側への放熱を考慮し定常の構造材内温度分布を求める。

以下に、ナトリウム側への放熱を考慮した時の定常の構造材内温度分布計算について示す。

配管よりの全放熱量 Q_{Loss}^{Total} を入力データで与え、構造材壁熱伝導計算を行う各配管セクション毎の放熱量分布は次式で与えられるものとする。

$$Q_{LOSS,j,k} = \frac{Q_{Loss}^{Total} - SA_{j,k}}{\sum SA_{j,k}}$$

ここで $SA_{j,k}$; 配管セクション j, k の伝熱面積

次にセクション毎の放熱量 $Q_{LOSS,j,k}$ より

$$Q_{HFX,j,k} = Q_{LOSS,j,k} / SA_{j,k}$$

で各構造材ノード間の熱流束が与えられる。各ノード間の熱抵抗を F とし、ノード内の発熱量は無いとすれば、各ノードの熱いバランスより、定常状態では

$$\begin{aligned} Q_{i,IN} &= Q_{i,out} = Q_{HFX,j,k} \\ F_{i-1,i} (T_{W,i-1} - T_{W,i}) &= F_{i,i+1} (T_{W,i} - T_{W,i+1}) = Q_{HFX,j,k} \end{aligned}$$

が成り立つ。ここで

$$\begin{aligned} F_{i-1,i} &= \frac{1}{\frac{\Delta\ell_{i-1}}{2k_{i-1}} + \frac{\Delta\ell_i}{2k_i}} \\ F_{i,i+1} &= \frac{1}{\frac{\Delta\ell_i}{2k_i} + \frac{\Delta\ell_{i+1}}{2k_{i+1}}} \end{aligned}$$

ただし、境界では

$$\begin{aligned} F_{0,i} &= \frac{1}{\frac{1}{h_0} + \frac{\Delta\ell_i}{2k_i}} \\ F_{N,N+1} &= \frac{1}{\frac{\Delta\ell_N}{2k_N} + \frac{1}{h_N}} \end{aligned}$$

従って、冷却材温度 T_{B0} 、冷却材との熱伝達率 h_0 は配管内の流動状態より算出でき、構造材壁外部の温度 T_{BN} も入力データとして与えられるから、構造材セクション j, k において $Q_{LOSS,j,k}$ の放熱状態における構造材壁の温度分布及び外壁面熱伝達率 h_N は以下の手順で求まる。

温度分布は

$$T_{W,i} = T_{BO} - Q_{HFX,j,k} / F_{O,i} \quad \text{ただし } i = 1$$

$$T_{W,i} = T_{W,i-1} - Q_{HFX,j,k} / F_{i-1,i} \quad \text{ただし } i = 2, N$$

で、また外壁面熱伝達率 h_N は

$$F_{N,N+1} = \frac{Q_{HFX,j,k}}{(T_{W,N} - T_{BN})} = \frac{1}{\frac{\Delta \ell_N}{2k_N} + \frac{1}{h_N}}$$

$$h_N = \frac{\frac{1}{(T_{W,N} - T_{BN})} - \frac{\Delta \ell_N}{2k_N}}{Q_{HFX,j,k}}$$

にて求められる。

ここで、外壁面伝達率 h_N は過渡計算時においても定常計算値を用いるものとする。

(C) 热伝達に関する関係式

i. 热伝達率計算式(水／蒸気側)

H_f は液体の平均温度と、伝熱管表面温度に関する熱伝達率であり、次のように与えられる。

(i) 液体単相流

イ. Dittus-Boelter (強制冷却熱伝達)

Dittus-Boelterの式によりNusselt数は

$$Nu = 0.023 \cdot Re^{0.8} \cdot Pr^{0.4}$$

従って流体の熱伝導率 λ を用いて

$$H_f = Nu \cdot \lambda / De$$

ロ. 修正Chenの式 (サブクール沸騰熱伝達)

$$H_f = H_{mic} + H_{mac}$$

ここに、

$$h_{mac} = 0.00122 \cdot \left(\frac{K_f^{0.79} \cdot C_p^{0.45} \cdot P_f^{0.49} \cdot g_c^{0.25}}{\sigma^{0.5} \cdot \mu_f^{0.29} \cdot h_{fg}^{0.24} \cdot \rho_g^{0.24}} \right) \cdot \Delta T_{sat}^{0.24} \cdot \Delta P^{0.75} \cdot S$$

$$h_{mic} = 0.023 \cdot \frac{K_f}{De} \cdot P_f^{0.4} \cdot Re_f^{0.8}$$

H_f ; 热伝達率(Btu/hr-ft²!F)

K ; 热伝導率(Btu/hr-ft•!F)

De ; 等価直径(ft)

Pr ; プラントル数

Re ; レイノルズ数

C_p ; 等压比热(Btu/lbm•F)

μ ; 粘性(lbm/ft/hr)

S ; 抑制率(-)

ρ ; 密度(lbm/ft³)

g_c ; 重力係数(lbm•ft/lbf•sec²)

σ ; 表面張力(lbf/ft)

h_{fg} ; 潜熱(Btu/lbm)

ΔT_{sat} ; $T_w - T_{sat}$

T_w ; 表面温度(!F)

T_{sat} ; 鮑和温度 ($^{\circ}\text{F}$)

ΔP ; ΔT に相当する蒸気圧力差 (lbf/ft^2)

添字 f ; 鮑和水

g ; 鮑和蒸気

ここで、抑制率 S は $R e_f$ の関数である。

また、この時表面熱流速 q は、次の式で与えられる。

$$q = h_{mic} \cdot \Delta T_{sat} + h_{mac} (T_w - T_f)$$

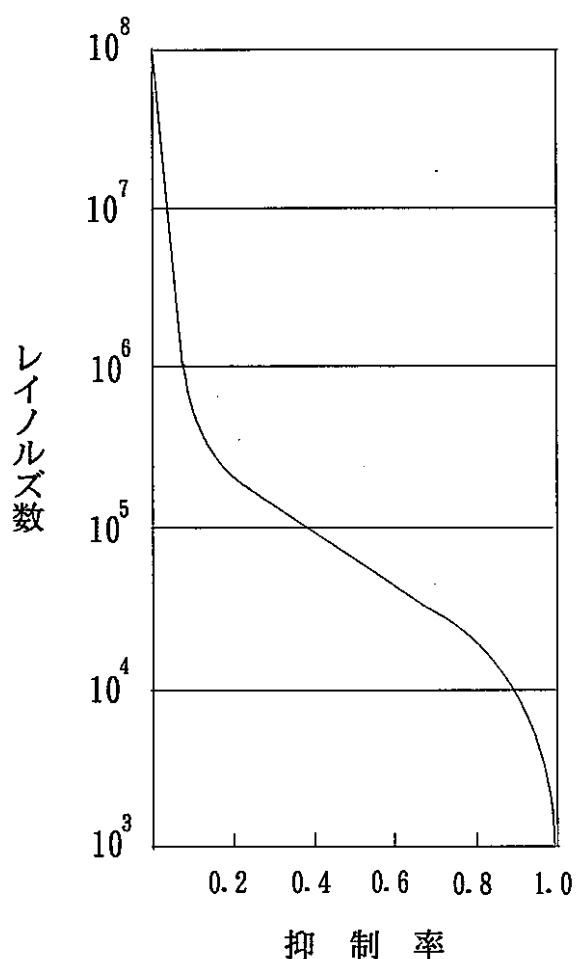


図3.1.2-12 レイノルズ数ー抑制率曲線

ハ. 管束部水単相領域（森・中山の液相の式）

$$Nu = \frac{1}{41} \frac{Pr}{Pr^{0.6} - 0.062} Re^{\frac{5}{6}} \left(\frac{di}{D} \right)^{\frac{1}{12}} \left[1 + \frac{0.061}{\left\{ Re \left(\frac{di}{D} \right)^{2.5} \right\}^{\frac{1}{6}}} \right]$$

$$\alpha_w = \frac{\lambda}{di} \cdot Nu$$

(ii) 二相流

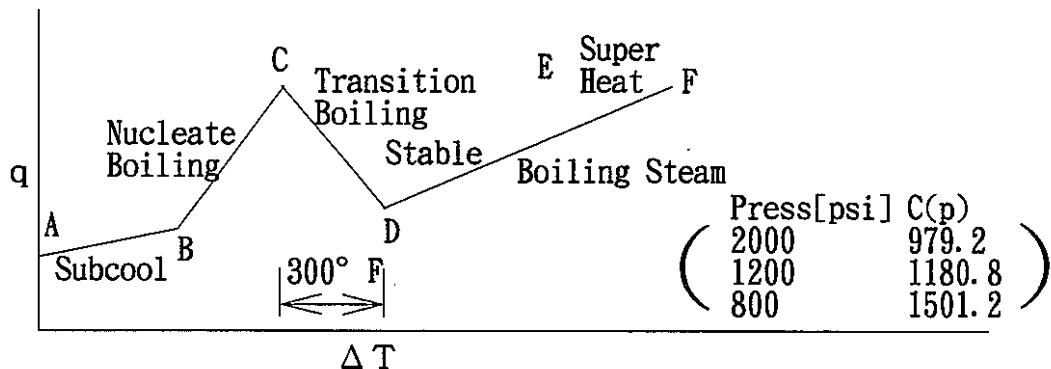
イ. 核沸騰のときJens-Lottesの式を用いる。

$$\Delta T_s = 0.82 \cdot q^{0.25} \cdot e^{-(P/63)}$$

$$\text{従って、 } H_f = q / \Delta T_s = \frac{1}{0.82} \cdot q^{0.75} \cdot e^{(P/63)}$$

ロ. 遷移沸騰のとき、McDonough, Milch, and Kingの式を用いる。

$$q = q_{CHF} - C(P) \cdot (T_w - T_{w,CHF})$$



ハ. 膜沸騰のとき、次の6式より選択することができる。

(イ) Heineman

$$H_f = \frac{\lambda_s}{De} \cdot (0.0133 \cdot Re^{0.84} \cdot Pr^{0.333})$$

(ロ) Groeneveld

$$H_f = \frac{\lambda_s}{De} \cdot 0.052 \cdot \left[Re_s \cdot \left(x + \frac{\gamma_s}{\gamma_t} \cdot (1 - x) \right) \right]^{0.688} \cdot Pr_w^{1.26} \cdot Y^{-1.06}$$

$$Y = 1 - 0.1 \cdot \left(\frac{\gamma_t}{\gamma_s} - 1 \right)^{0.4} \cdot (1 - x)^{0.4}$$

(ハ) Rohsenaw-Dougall

$$H_f = \frac{\lambda_s}{De} \cdot (0.023 \cdot Re^{0.8} \cdot Pr^{0.4})$$

(二) • $X \leq 0.95$ のときGroenveveld

• $0.95 < X < 1.0$ のときGroeneveldとRohsenaw-Dougallの補間

$$H_f = (10 - x) \cdot \frac{1}{0.05} \cdot H_{fGV} + (x - 0.95) \cdot \frac{1}{0.05} \cdot H_{fR-D}$$

• $1.0 \leq X$ のときRohsenaw-Dougall

(木) . 水／蒸気側

・沸騰領域 (Rohsenowの式)

$$C_{Boil} = \frac{U_f \cdot hfg}{\sqrt{\frac{\sigma}{\gamma_f - \gamma_g}}} \left[\frac{Cpf}{0.013 \cdot hfg \cdot Prf^{1/7}} \right]^3$$

$$\alpha_w = C_{Boil} \cdot (T_{Scale} - T_{sat})^2$$

(ヘ) . 二相領域 (Schrock Grossmanの式)

$$\alpha_{HSW} = 0.0575 \cdot \frac{\lambda}{De} \cdot Prf^{0.4} \cdot \left\{ Re f \cdot (1 - x) \right\}^{0.8} \\ \times \left\{ \left(\frac{x}{1 - x} \right)^{0.9} \cdot \left(\frac{\mu g}{\mu f} \right)^{0.1} \cdot \left(\frac{Vg}{Vf} \right)^{0.5} \right\}^{0.75}$$

ここで、

H_f ; 热伝達率 (kcal/m²h°C)

λ ; 热伝導率 (kcal/mh°C)

De ; 流路等価直径 (m)

q ; 表面熱流束 (kcal/m²h)

ΔT ; 冷却材と壁の温度差 (°C)

P ; 壓力 (kg/cm²)

X ; クオリティ

T_w ; 壁の温度 (° K)

T_b ; 冷却材の温度 (° K)

Nu ; ヌッセルト数

Pr ; プラントル数

Re ; レイノルズ数

添字

S ; 鮑和蒸気

ℓ ; 鮑和水

b ; 冷却材

(iii) 蒸気単相流

過熱領域は次の3式より選択できる。

イ. Dittus-boelter

ロ. McEligot

$$H_f = 0.021 \cdot \frac{\lambda}{De} \cdot Pr^{0.4} \cdot Re^{0.8} \cdot \left(\frac{T_K}{T_b} \right)^{0.5}$$

ハ. 管束部過熱蒸気領域（森・中山の気相の式）

$$Nu = \frac{1}{26.2 \cdot \frac{Pr}{Pr^{2/3} - 0.074}} \cdot Re^{4/5} \cdot \left(\frac{di}{D} \right)^{1/10} \cdot \left[1 + \frac{0.098}{\left\{ Re \cdot \left(\frac{di}{D} \right)^2 \right\}^{1/5}} \right]$$

$$\alpha_w = \frac{\lambda}{di} \cdot Nu$$

ii. 限界熱流束計算式

熱流束が限界熱流束を越えた時、膜沸騰に移行する。

次の5つの式を選択して使用することができる。

(i) HTL実験式

$$q_{BO} = (2.2 - 3X) \times 10^6 \quad (\text{kcal/m}^2\text{h})$$

(ii) HTL実験式(改良式)

$$q_{BO} = (1.52 - 1.34X) \times 10^6 \quad (30\text{ata以上})$$

$$= 1.45 \cdot (1 - X) \times 10^6 \quad (10\text{ata})$$

$$= 1.20 \cdot (1 - X) \times 10^6 \quad (5\text{ata以下})$$

$$(\text{kcal/m}^2\text{h})$$

(iii) Griffith²の式

$$q_{BO} = \frac{1}{41.5} \cdot F \left(\frac{P}{P_c} \right) \frac{\{ H_g - (XH_g - (1 - X) \cdot H_t) \}}{P_g}$$

$$\times (g_v)^{\frac{1}{3}} \cdot Pr''^{\frac{2}{3}} \cdot \frac{(\rho'' - \rho_g)}{\rho''} \cdot (1 + Re'' \times 10^{-6})$$

$$P_c ; \text{ 臨界圧力 } (225.6 \text{ kg/cm}^2)$$

(iv) Mcphersonの式

$$q_{BO} = 5.2992 \times 10^4 \cdot G^{0.5473} - 33.9417 \cdot G^{0.6907}$$

$$\cdot \{ XH_g + (1 - X) \cdot H'' \}$$

$$G ; \text{ 軸方向流体流量 } (\text{kg/s} \cdot \text{m}^2)$$

(v) HTL実験式(圧力依存の式)

イ. 70ata以上の時(70ataを含む)

$$q_{BO} = (2.2 - 3X) \times 10^6$$

ロ. 30ataの時

$$q_{BO} = (1.52 - 1.34X) \times 10^6$$

ハ. 50ataの時

$$q_{BO} = 1.45 \cdot (1 - X) \times 10^6$$

ニ. 5ata以下の時

$$q_{BO} = 1.20 \cdot (1 - X) \times 10^6$$

一方、エンタルピークオリティによって状態量を切り替えるモデルも用意する。

$$X = \frac{H - H_t}{H_g - H_t} \quad \text{エンタルピークオリティ}$$

$X < 0$; サブクール

$0 < X < 1$; 二相

$X > 1$; スーパーヒート

iii. 热伝達率計算式（ナトリウム側）

ナトリウム側の热伝達率 α_N は以下で計算する。

$$\alpha_N = \frac{\lambda_N}{d_o} \cdot Nu$$

ここで、 λ_N : ナトリウム热伝導度

d_o : 伝热等価直径

Nu : ヌッセルト数

Nu に関しては、次のオプションを用意し選択することができる。

(i) Hoeの式

$$Nu = 4.03 + 0.028 \cdot (Re_N \cdot Pr_N)^{\frac{2}{3}}$$

(ii) Seban-Simazakiの式

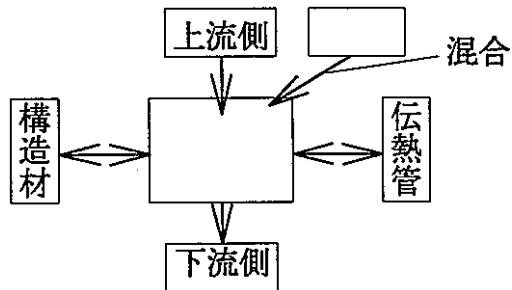
$$Nu = 5.0 + 0.025 \cdot (Re_N \cdot Pr_N)^{0.8}$$

(iii) 入力

$$\alpha_N = \text{入力値}$$

d. ナトリウム計算モジュール

ナトリウム計算において、蒸気発生器のナトリウム側を伝熱管に添った3つの流路に分離して考えたが、実際に個々のナトリウム流路についてモデル化すると次のようになる。



まず、流動については上部プレナムに流入する冷却材流量を伝熱管部の流路面積で荷重配分して与えることを仮定すると流動に関しては運動量保存則を解くまでもなく、流入流量に依存して伝熱管部の流量は決定される。なお、こうした仮定をした場合、上下部プレナム部の圧力は水・蒸気側とは異なり物性値計算に使用しないのでここでは求める必要はない。

一方、温度に関しては、1つの流路に対して伝熱対象の伝熱管とその他の構造材及びナトリウム水反応領域についての反応熱を考慮する必要があるので熱輸送方程式は次のように変形できる。

$$C_p \rho A \frac{\partial T}{\partial t} = C_p W \frac{\partial T}{\partial x} - Q_1 - Q_2 + Q_R$$

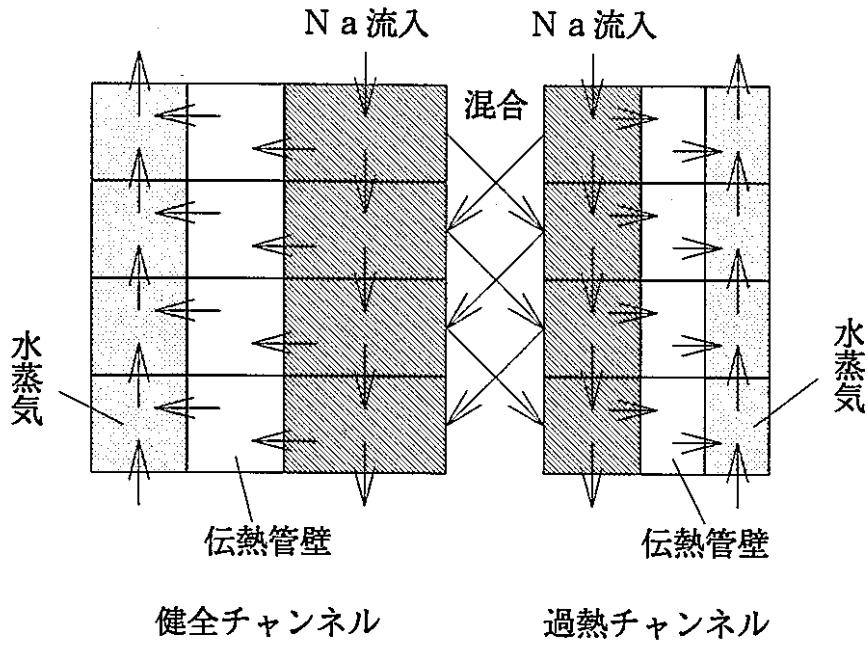
$$\text{伝熱管} \quad Q_1 = h_{na} A_{tb1} (T_{na} - T_{wp1})$$

$$\text{その他の構造材} \quad Q_2 = h_{na} A_{tb2} (T_{na} - T_{wp2})$$

$$Q_R = \text{ナトリウム水反応に伴う発熱量}$$

ただし、ナトリウム水反応領域の場合は熱伝達率 h_{na} 及び冷却材(反応ガス)温度 T_{na} は入力で与え、それ以外の領域では $h_{na3} = h_{na}$, $T_{na3} = T_{na}$ として計算された平均熱伝達率、平均温度を使用する。

実際の温度挙動計算では、ナトリウム流路を流れ方向に次図のようにメッシュ分割したモデルを想定する。



まず定常状態に関しては、あるメッシュに着目した場合、そのメッシュの質量dMと流量W、入口温度Ti、出口温度To、伝熱管からの伝熱量Q1、Q2の間には次式が成り立つ。

$$T_o - T_i = \frac{-(Q_1 + Q_2)}{C_p W}$$

これは、熱輸送方程式の温度に対する時間依存項を0とおいた場合の変形にすぎない。これを用いて初期定常状態のナトリウム側の温度分布は計算できる。

熱輸送方程式を平均冷却材温度Taに関する微分方程式で整理すると下式に展開できる。ここで、右辺第1項は伝熱に関する効果を示し第2項は輸送に関する効果を示している。

$$\frac{dT_a}{dt} = \frac{-(Q_1 + Q_2)}{dMC_p} - \frac{(T_o - T_i)C_p W}{dMC_p}$$

$$T_a = \frac{1}{2}(T_i + T_o)$$

なお、Tiはあるメッシュに流入する冷却材温度を示しているが、流路が単にピストン流である場合は、Tiは上流側メッシュの出口温度Toで与えられるが、実際には他の流路との混合も考えなければならない。そこで、混合率f_fを仮定して、

$$T_i(i) = T_o(i-1) \times (1-f_f) + T_o'(i-1) \times f_f$$

To(i-1) : 当流路上流側

To'(i-1) : 他流路上流側

として求めることとする。

ここで、微少時間幅 dt を想定し、 $dTo = dTa$ とおいて To について解けば、

$$\frac{dTo}{dt} = \frac{\text{TiCpW} - (Q_1 + Q_2) + Q_R}{dMCp} - \frac{W}{dM} To$$
$$\frac{dTo}{dt} + \frac{W}{dM} To - \frac{\text{TiCpW} - (Q_1 + Q_2) + Q_R}{dMCp} = 0$$

といった微分方程式に書き直せる。

一方、微分方程式 $\frac{dX}{dt} + \tau X - \alpha = 0$ の一般解は $X' = \frac{\tau - 0.5dt}{\tau + 0.5dt} X + \frac{dt}{\tau + 0.5dt} \alpha$ であることが知ら

れているので、これを適用して所定の微分時間幅 dt 経過後の冷却材温度は

$$To' = \frac{\tau - 0.5dt}{\tau + 0.5dt} To + \frac{dt}{\tau + 0.5dt} \alpha$$

ただし、 $\tau = \frac{W}{dM}$, $\alpha = \frac{\text{TiCpW} - (Q_1 + Q_2) + Q_R}{dMCp}$

で計算できる。初期のナトリウムの温度分布と蒸気発生器に流入する冷却材温度が与えられているので、これを時間ごとに流れの上流方向から順次計算することでナトリウム温度の時間変化は求めることができる。

上下部プレナム温度挙動は流体の完全混合モデル、伝熱管以外の構造材は熱容量モデルを使用して温度挙動を求める。

3.2 コード設計

(1) コードの構成要素(モジュール)の選定

LEAPコードに水蒸気系のプローダウン機能を追加するために必要な計算モジュールの検討を行い以下のモジュールを選定した。

a. メインコントロールモジュール

プローダウン機能のコントロールを行う機能を有する。詳細な構成要素は表 3.2-1 に示す。

b. 定常計算モジュール

解析初期定常状態の計算機能を有する。詳細な構成要素は表 3.2-2 に示す。

c. ヘッダ計算モジュール

SGの給水、蒸気ヘッダの圧力及び状態量の計算機能を有する。詳細な構成要素は表 3.2-3 に示す。

d. 流動計算モジュール

SG伝熱管内の流動及び状態量の計算機能を有する。詳細な構成要素は表 3.2-4 に示す。

e. 構造材熱容量計算モジュール

SG伝熱管内の伝熱挙動の計算機能を有する。詳細な構成要素は表 3.2-5 に示す。

f. 水と蒸気の物性値関数

水と蒸気の状態量の物 SG 伝熱管内の伝熱挙動の計算機能を有する。詳細な構成要素は表 3.2-6 に示す。

(2) 計算フローの検討

LEAPコードに水蒸気系のプローダウン機能を追加するために必要なものとして選定した計算モジュールの処理フローについて検討を行う。

図 3.2-7 にはプローダウン計算のメインフローを示した。プローダウン計算では計算の準備を行い、データの入力、計算実行の判定、初期定常状態計算、過渡計算及び結果の出力をを行う。

図 3.2-8 には入力制御部の処理フローを示した。入力制御ではカードイメージの入力データの読み込み、必要な場合のリスタートファイルの入力、及びリスタートデータに対するデータの修正のためのカードイメージ入力データの読み込みを行う。

図3.2-9には初期定常状態計算部の処理フローを示した。初期定常状態計算では過渡計算に必要な計算回数等の設定、ヘッダの初期状態の設定、配管の初期状態の設定及び構造材熱容量の初期状態の設定を行う。

図3.2-10には過渡計算部の処理フローを示した。過渡計算では、まずタイムステップの計算、ヘッダ部の状態量計算、配管部の流動・状態量計算、構造材熱容量の伝熱特性計算を実施し計算結果の出力を行う。これを必要な時間繰り返すことによって過渡特性を模擬する。この繰り返し計算が所定の時間を行った後に、最終状態のプリント出を行い、リストアートファイルを出力する。

(3) データ授受の設計

以上のコードの「構成要素(モジュール)の選定」及び「計算フローの検討の検討」の結果、実際の過渡計算に使用する計算モジュールは「流動計算モジュール」、「ヘッダ計算モジュール」、「構造材熱容量計算モジュール(ナトリウム側流動、温度計算を含む)」の3つであることが整理できた。これらのモジュール間のデータ授受の相関関係を図3.2-11にまとめた。

流動計算モジュールの計算に必要な伝熱量Qは構造材熱容量計算モジュールより、圧力P及びエンタルピHはヘッダ計算モジュールより授受されるものとする。

ヘッダ計算モジュールの計算に必要な伝熱量Qは構造材熱容量計算モジュールより、流量G及びエンタルピHは流動計算モジュールより授受されるものとする。

最後に構造材熱容量計算モジュールの計算に必要な圧力P、流量G、クオリティX、比重量ρは流動計算モジュールより、温度Tは接続する部位に対した両モジュールより授受されるものとする。なお、ナトリウム側の条件は構造材熱容量モジュール内のデータ授受で処理されるため、他の計算モジュールとのデータ交換は発生しない。

表3.2-1 メインコントロールモジュールの構成要素

ルーチン名	ルーチンの機能	備 考
MNMAIN	ブロードダウン計算全体の制御	
MNINPT	データ入力制御	
MNINIT	初期計算制御	
MNTRNS	過渡計算制御	
MNPRNT	計算結果のプリント出力制御	
INFIL	リスタートファイルからのデータ入力	
OUTFIL	リスタートファイルへのデータ出力	
SESTEP	タイムステップ計算	
RVSTEP	ヘッダ計算モジュールのタイムステップ	
LGSTEP	流動計算モジュールのタイムステップ	
CTSTEP	自動タイムステップのコントロール	

表3.2-2 定常計算モジュールの構成要素

ルーチン名	ルーチンの機能	備 考
S T E A D Y	定常計算制御	
S T P R E P	定常計算準備	
S T B C N T	定常計算の境界条件設定	
S T J O I N	ヘッダと配管番号テーブル作成	
S T N D M P	接続ヘッダから流出する仮配管数計算	
S T P T B L	配管定常計算制御（テーブル入力の場合）	
S T B R A K	破断管の定常状態設定	
S T A F T R	定常計算の後処理	
S T D S T P	両端の接続部が同じ配管群流量配分	
S T D D M P	仮配管群の流量配分	
S T D F L W	配管群又は仮配管群の各配管流量配分	
S T P I P E	配管内定常計算	
S T P S E C	配管セクション内定常計算	
S T P M S H	配管メッシュ内定常計算	

表3.2-3 ヘッダ計算モジュールの構成要素

ルーチン名	ルーチンの機能	備 考
R V I N I T	ヘッダ初期計算	
R V P R E P	ヘッダ過渡計算の境界条件計算制御	
R V T R N S	ヘッダ過渡計算制御	
R V P R T 1	ヘッダ初期状態プリント	
R V P R T 2	ヘッダ過渡計算結果プリント	
R V B N L G	ヘッダ接続配管の境界条件設定	
R V H E A T	ヘッダ構造材からの伝熱量計算	
R V H D L G	流出流入質量、エネルギー計算	
R V H D T R	ヘッダ過渡計算制御	
R V H P R S	ヘッダ圧力計算	
R V V O I D	ヘッダ内ボイド率計算	
V E S L	飽和状態におけるヘッダ圧力計算	
L E V L	ヘッダ内液面の高さ計算	
S B C O O L	サブクール状態におけるヘッダ圧力計算	
D V B D P	サブクール状態での($\partial V / \partial P$) _H 計算	
D V B D H	サブクール状態での($\partial V / \partial H$) _P 計算	
E C C S	テーブルから流量、エンタルピを補間	

表 3.2-4 流動計算モジュールの構成要素

ルーチン名	ルーチンの機能	備 考
L G I N I T	配管内初期計算	
L G I S P L	スプリット破断初期計算	
L G P R E P	配管境界条件計算制御	
L G H E A T	配管構造材からの入熱量計算	
L G V A L V	配管バルブの断面積、圧損係数計算	
L G B N T B	配管境界条件のテーブル補間	
L G H D B H	ヘッダ接続配管境界エンタルピ計算	
L G E N R G	配管エンタルピ分布計算制御	
L G E N V L	エネルギー伝播速度計算	
L G E D I R	エンタルピ計算方向決定	
L G E S A M	エンタルピ分布計算(同一方向流れの場合)	
L G E S E P	エンタルピ分布計算(分離流の場合)	
L G E C N F	エンタルピ分布計算(合流の場合)	
L G E S T G	エンタルピ分布計算(流れがない場合)	
L G H E N T	方程式を解きエンタルピを計算	
L G T R N S	流動過渡計算制御	
L G T P I P	配管内圧力、流量分布計算制御	

表3.2-4 流動計算モジュールの構成要素

ルーチン名	ルーチンの機能	備 考
L G T D I R	配管内圧力, 流量分布計算方向設定	
L G P A F T	配管内圧力, 流量分布計算後処理	
L G T S C T	配管セクション内状態計算	
L G S P R P	配管セクション内状態計算制御	
L G B U N D	配管収束計算時境界条件設定	
L G E S T M	配管収束計算パラメータ推定制御	
L G E S T 1	入口, 出口圧力境界の場合の境界条件設定	
L G O D R P	配管オリフィスの圧力損失計算	
L G C N V G	配管収束計算の収束チェック制御	
L G C N V 1	入口, 出口圧力境界の場合の収束チェック	
L G T M S H	配管メッシュ内圧力, 流量計算制御	
L G C R P V	メッシュ内相変化存在時の圧力, 流量補正	
L G P H A S	メッシュ内相変化チェック	
L G G S P L	スプリット破断口流出計算	
L G P C H K	配管内圧力の最大値, 最小値チェック	
L G P S G H	相変化点の流量, エンタルピ計算	
L G G F L W	液相流速から流量を計算(単相は流速から)	

表3.2-4 流動計算モジュールの構成要素

ルーチン名	ルーチンの機能	備 考
L G D P D V	メッシュ内の圧力、流速勾配計算	
L G V E N R	方程式を解きエネルギー伝播速度計算	
L G V M K U	($\partial v / \partial t$)による方程式の補正	
L G P M K U	($\partial p / \partial t$)による方程式の補正	
L G M T R X	流動方程式マトリックス計算	
L G M T 2 B	二相流方程式軸方向依存項係数計算	
L G M T 2 A	二相流方程式時間依存項係数計算	
L G M T 1 B	単相流方程式軸方向依存項係数計算	
L G P R T 1	流動初期状態プリント	
L G P R T 2	流動過渡計算結果プリント	
P C R T C L	臨界圧力計算制御	
G C R T C L	臨界流量計算制御	
P C R M D Y	Moodyモデルの臨界圧力計算(テーブル)	
P C R O G A	小笠原モデルによる臨界圧力計算	
G C R O G A	小笠原モデルによる臨界流量計算	
P C R O G T	小笠原モデルによる臨界圧力テーブル補間	
W S P R P 1	流体基本物性計算	

表 3.2-4 流動計算モジュールの構成要素

ルーチン名	ルーチンの機能	備 考
W S P R P 2	流体の偏微分、常微分物性計算	
V L I Q I D	流量及び流体物性から流速計算	
F I N E R T	慣性項計算	
R P R T	$(\partial P / \partial t)$ 計算	
R V R T	$(\partial v / \partial t)$ 計算	
C A L S T	流体物性値計算	
F D P L	オリフィス圧損計算	
F R C L O S	管摩擦圧力損失計算	
F R C O N	管摩擦圧力損失係数計算	
S L I P	クオリティ圧力→スリップ比ボイド率計算	
Q U A L T Y	流体のボイド率と圧力からクオリティ計算	
R S R P A	$(\partial S / \partial P)_a$ 計算	
R S R A P	$(\partial S / \partial \alpha)_a$ 計算	
R X R P A	$(\partial X / \partial p)_a$ 計算	
R X R A P	$(\partial X / \partial \alpha)_a$ 計算	
P C R B E R	ベルヌーイの式による放出圧力を計算	
P C R M U R	Murdock Boumanの式(PCROGTの過熱蒸気域)	

表 3.2-5 構造材熱容量計算モジュールの構成要素

ルーチン名	ルーチンの機能	備 考
WLINIT	構造材熱容量初期計算	
WLTRNS	構造材熱容量過渡計算	
WLPREP	構造材温度計算準備	
WLDTDT	構造材温度変化率計算	
WLTEMP	構造材温度計算	
WLSHLG	配管壁表面熱伝達率計算	
WLSHRV	ヘッダ壁表面熱伝達率計算	
WLQLOS	配管放熱量初期計算	
WLSTDY	配管放熱温度初期計算	
WLNAFL	ナトリウム側の流動計算	
WLNATM	ナトリウム側の温度計算	

表 3.2-6 水と蒸気の状態量計算ルーチン群

関数名	ルーチンの機能	単位
HLS(P)	飽和水のエンタルピー	(kg·m/kg*)
HGS(P)	飽和蒸気のエンタルピー	(kg·m/kg*)
RHOLS(P)	飽和水の密度	(kg*/m ³)
PHOGS(P)	飽和蒸気の密度	(kg*/m ³)
DHLDP(P)	$d/dP\{HLS(P)\}$	(kg·m/kg*)/(kg/m ²)
DHGDP(P)	$d/dP\{HLS(P)\}$	(kg·m/kg*)/(kg/m ²)
DRLD(P)	$d/dP\{RHOLS(P)\}$	(kg*/m ³)/kg/m ²
DRGDP(P)	$d/dP\{RHOLS(P)\}$	(kg*/m ³)/kg/m ²
SMULS(P)	飽和水の動粘性係数	(kg·s/m ²)
SMUGS(P)	飽和蒸気の動粘性係数	(kg·s/m ²)
TEMP(P, H)	水又は蒸気の温度	(°C)
RHO(P, H)	水又は蒸気の密度	(kg*/m ³)
RPF(P, H)	$\{\partial RHO(P, H) / \partial P\}_H$	(kg*/m ³)/(kg/m ²)
RHF(P, H)	$\{\partial RHO(P, H) / \partial H\}_P$	(kg*/m ³)/(kgm/kg*)
HENT(P, H)	水のエンタルピー	(kg·m/kg*)
PSH(P, H)	水の飽和圧力	(kg/m ²)
SMW(T, V)	水又は蒸気の動粘性係数	(kg·s/m ²)

表 3.2-6 水と蒸気の状態量計算ルーチン群

関数名	ルーチンの機能	単位
SKW (T, V)	水又は蒸気の熱伝達率	(kcal/m h°C)
CPLS (Pat, T)	蒸気の比熱	(kcal/kg°C)
CPLW (T)	水の比熱	(kcal/kg°C)
ENTS (Pat, T)	蒸気のエンタルピー	(kcal/kg*)
ENTW (T)	飽和水のエンタルピー	(kcal/kg*)
VOLW(T, Pat**, T**)	飽和水の比容積	(m³/kg)
VOLG (Pat, T)	蒸気の比容積	(m³/kg)
TEMG (Pat)	蒸気の飽和温度	(°C)
PRES (T, Pat**)	蒸気の飽和圧力	(kg/m²)
DEPW (Pat)	$d / d p \{ ENTW(T) \}$	(kcal/kg)/(kg/m²)
DETS (T, Pat)	$\{ \partial ENT S (Pat, T) / \partial T \}_P$	(kcal/kg)/°C
DEPS (T, Pat)	$\{ \partial ENT S (Pat, T) / \partial P \}_T$	(kcal/kg)/(kg/m²)
SNW (T, V)	水又は蒸気の動粘性係数	(m²/s)
DVTS (T, Pat)	$\{ \partial VOLG(T, Pat) / \partial T \}_P$	(m³/kg)/°C
DVPS (T, Pat)	$\{ \partial VOLG(T, Pat) / \partial P \}_T$	(m³/kg)/(kg/m²)
DPTS (T)	$d / d T \{ PRES(T, Pat) \}$	(kg/m²)/°C
SSV (P)	飽和蒸気のエントロピー	(kg·m/K)

表 3.2-6 水と蒸気の状態量計算ルーチン群

関数名	ルーチンの機能	単位
SSL (P)	飽和水のエントロピー	(kg·m/K)
HENTSB (T, Pat)	サブクール水のエンタルピー	(kcal/kg)
VCL (Pat, T, I)	サブクール水の比容積	(m³/kg)
THCL (H, Pat, I)	サブクール水の温度	(°C)
THHV (H, Pat, I)	過熱蒸気の温度	(°C)
RHOCOL (P, H)	サブクール水の密度	(kg*/m³)
RHOHET (P, H)	過熱蒸気の密度	(kg*/m³)
RPFCOL (P, H)	$\{\partial \text{RHOCOL}(P, H) / \partial P\}_H$	(kg*/m³)/(kg/m²)
RHFCOL (P, H)	$\{\partial \text{RHOHET}(P, H) / \partial H\}_P$	(kg*/m³)/kg·m/kg*
RPFHET (P, H)	$\{\partial \text{RHOHET}(P, H) / \partial P\}_H$	(kg*/m³)/(kg/m²)
RHFHET (P, H)	$\{\partial \text{RHOHET}(P, H) / \partial H\}_P$	(kg*/m³)/kg·m/kg*
注記	kg : 重量 kg* : 質量 ** : 出力	

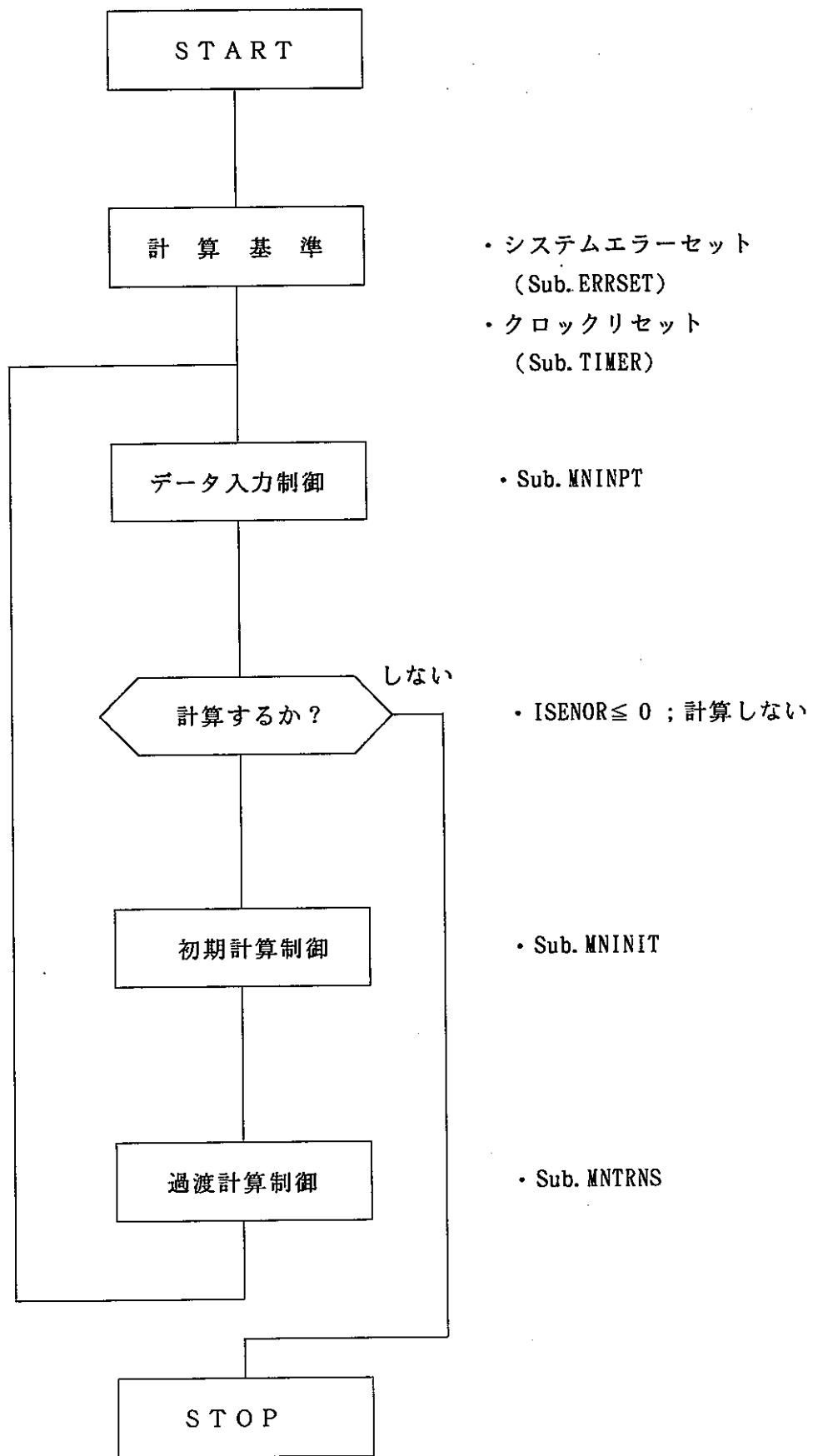


図 3.2-1 プローダウン計算メインフロー

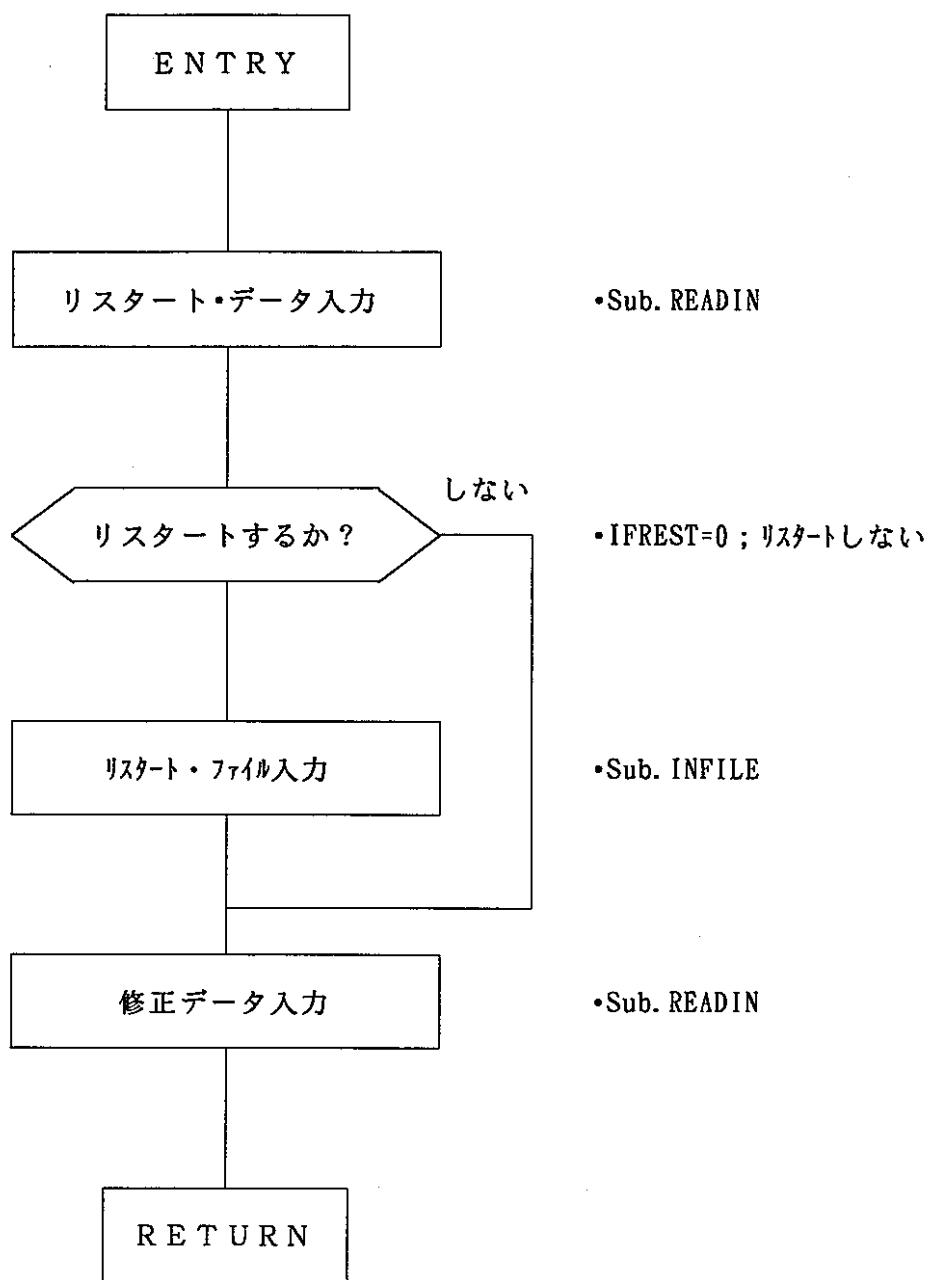


図 3.2-2 入力制御部処理フロー

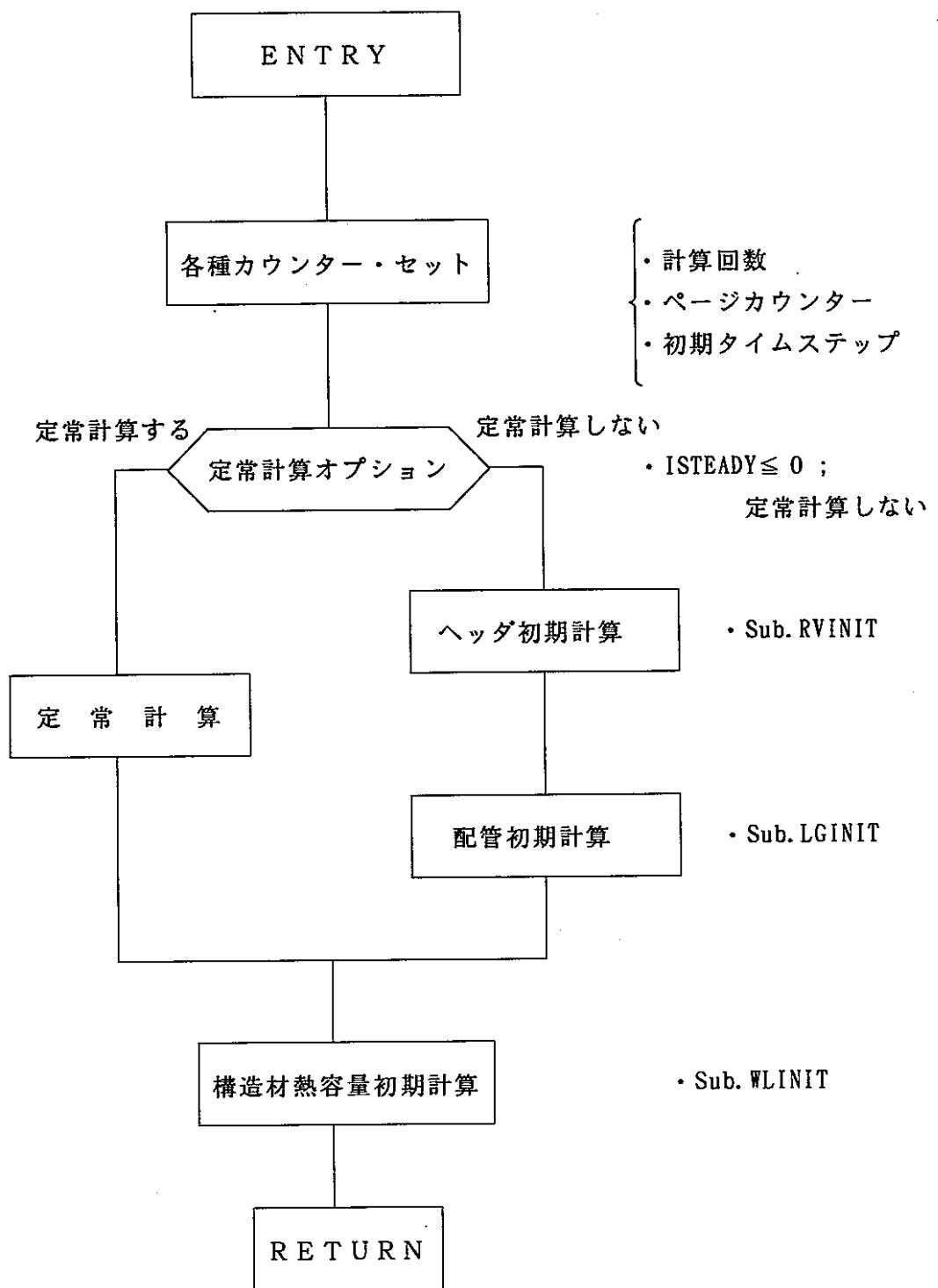


図 3.2-3 初期計算制御処理フロー

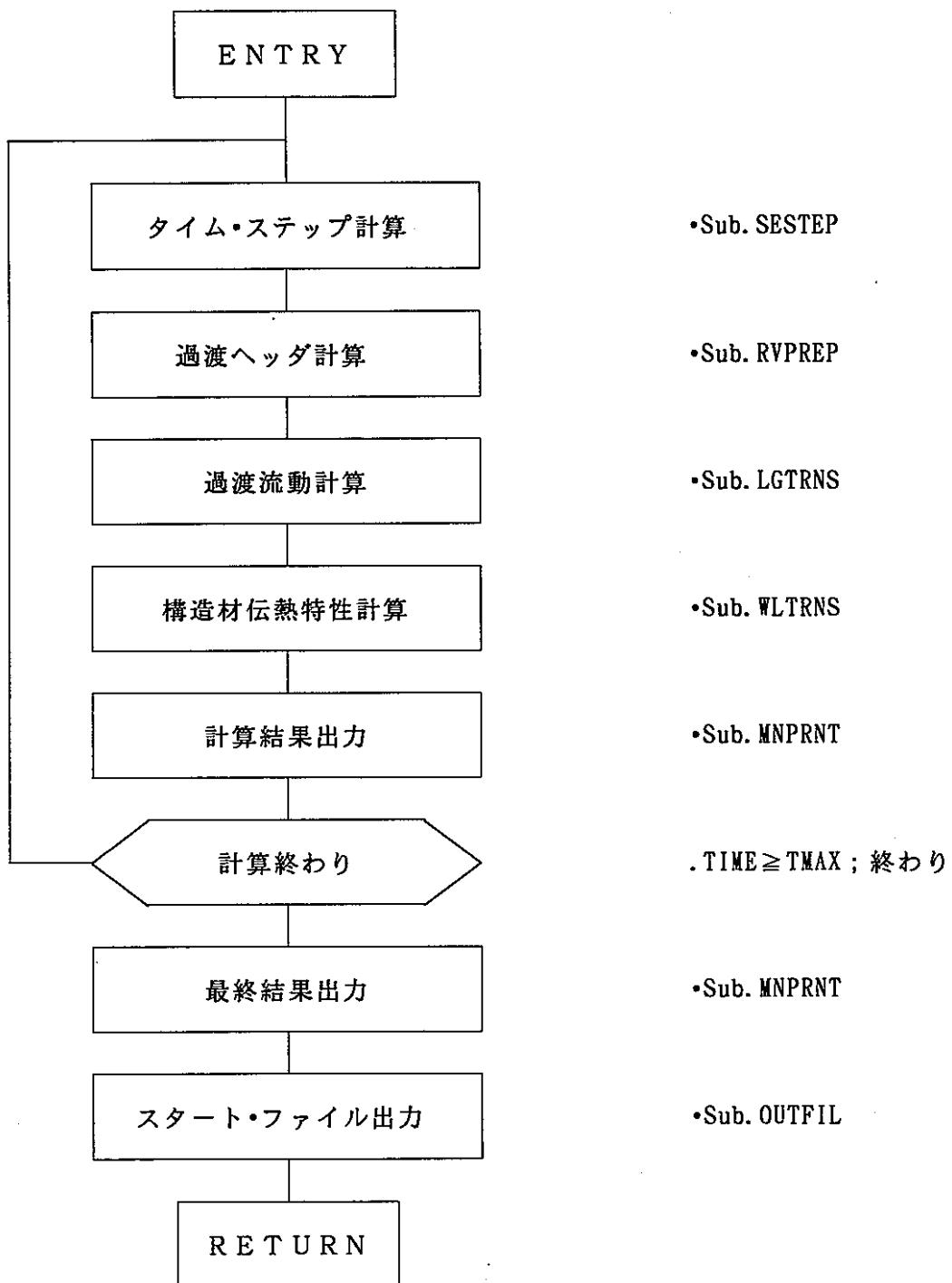
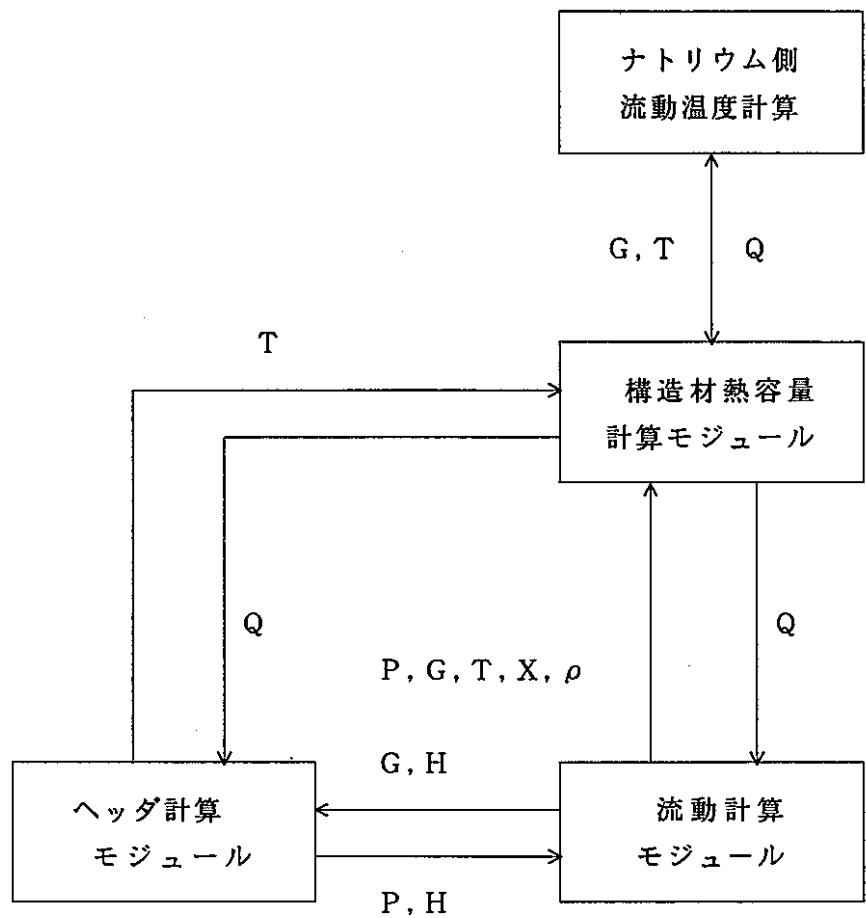


図 3.2-4 過渡計算制御処理フロー



P ; 壓力
 H ; エンタルピ
 G ; 流量
 T ; 温度
 Q ; 伝熱量
 X ; クオリティ
 ρ ; 比重量

図 3.2-5 過渡計算における各モジュール間のデータ相関図

3.3 開発計画の設計

ここでは、高温ラプチャを含む破損伝播挙動を適切に評価し、合理的なD B Lを選定するための評価システムの開発計画の策定の観点から、図3.3-1に示すようにまず開発全体構想の検討として、実証炉の破損伝播評価シナリオを検討し、これに基づきL E A P開発に関する全体構想を検討した。次に、開発する各種解析モデルについて各段階の開発ステップ毎のモデル概念について検討し、最後に開発工程の検討を行った。

3.3.1 開発全体構想の検討

蒸気発生器（S G）伝熱管の合理的設計基準水リーク率（D B L）の選定にあたって、高温ラプチャによる破損伝播の可能性が重要な課題として指摘されている。

ここでは、実証炉の破損伝播評価シナリオについて検討し、高温ラプチャを含む破損伝播挙動を適切に評価し、合理的なD B Lを選定するために必要となる①プローダウン解析モデル、②非定常熱伝導解析モデル、③高温ラプチャモデル（構造／破壊力学的モデル）、④反応領域温度分布解析モデル等に関する全体の開発計画の構想を検討した。

（1）実証炉の破損伝播評価シナリオ

実証炉におけるD B Lの選定にあたって、初期リークのリークジェットによるウェステージ型破損伝播挙動については、現在のL E A Pコードにより評価が可能であり、これまでの検討により破損伝播した複数の伝熱管からの総水リーク率は1 + 3 D E G以下にとどまる見通しが得られている。そこで、ここでは高温ラプチャに着目した実証炉の破損伝播評価シナリオについて検討した。

図3.3.1-1にこの実証炉の破損伝播評価シナリオを示す。本図に示すように初期リークが起こると、N a水反応によりN a系内の水素濃度上昇及び圧力・温度上昇が生じるとともに、隣接する健全伝熱管の過熱やウェステージ現象が生じることとなる。ここで、高温ラプチャのポテンシャルが高いと考えられている中リーク（～1 Kg/s程度）を対象に想定すると、その検知時間は水素計で～1 0 0秒、カバーガス圧力計で～5 0秒（音響計で～1 0秒）程度と考えられることから、事故発生から水蒸気ブローが行われるまでには数十秒の時間を要するものと考えられる。また、健全管が高温ラプチャする場合は本数を特定するのが困難であり、ウェステージを受けていない伝熱管の高温ラプチャが起きないことの説明がまず第一に重要

である。

以上から、まず健全管に対して数十秒はブロー無しの定格運転時の水側圧力・温度条件（管内冷却効果考慮）で高温ラプチャが起こらないことを説明する必要がある。この際第一段階として、実験ベースの保守的なNa側温度、熱伝達率での伝熱管壁温度評価を行い、簡易モデルによる高温ラプチャの評価を実施して、高温ラプチャの可能性をする。高温ラプチャが起きないことを説明できない場合は、音響計による検知を前提とした早期ブロー等の要求あるいは非定常熱伝導詳細評価モデルや高温ラプチャの詳細評価モデルの開発が必要となってくるものと考えられる。

定格運転時の条件で高温ラプチャが起きないことが説明できた後は、ブロー中に健全管の高温ラプチャが起きないことを確認する必要がある。この時はブローによる管内冷却効果を考慮した評価による説明が必要となり、プローダウンコードの開発及び非定常熱伝導モデルの開発が必要となる。

ウェステージ管が高温ラプチャする場合は本数が限定されると考えられるが、ウェステージによる減肉の影響で高温ラプチャの可能性増大が懸念されることから、D B Lの設定にあたっては評価が必要である。ウェステージにはある程度時間を要することから、水蒸気ブロー等の防護動作の効果が影響してくる。即ち、ウェステージ管が高温ラプチャするか否かは、ウェステージ速度とブローによる減圧速度の関係に依存する。また、ブローによって伝熱管内の水がなくなることによりドライアウト状態となり、伝熱管内が高温・高圧になるようなことも考えられる。従って、高温ラプチャの可能性がある場合（あるいは不確定の場合）には、LEAPコードとプローダウンモデル、非定常熱伝導計算モデル、高温ラプチャモデル等各種モデルの何等かのリンク方法を検討し、それぞれの相互作用を考慮した評価が必要となってくるものと考えられる。

なお、高温ラプチャの可能性が否定できない場合には、反応域温度分布解析モデルの開発が重要な要素となる。このモデル開発により現実的なNa側温度分布の設定が可能となれば、高温ラプチャ評価におけるNa側条件の緩和が可能となる可能性があり、また万一高温ラプチャが起こるとした場合でも、温度分布の把握により高温ラプチャを起こす可能性のある伝熱管の本数をある程度限定できる可能性が期待される。仮に高温ラプチャのためD B Lが1+3本相当リーク率を超えたとしても、例えば8本破断程度までは設計対策無しにIHX（中間熱交換器）の健全性は

確保されることが考えられことから、反応域温度分布解析モデルの開発はこれらの情報、知見を整備する上でも重要である。

(2) L E A P 開発に関する全体構想

ここでは上述の実証炉の破損伝播評価シナリオを基にして、①プローダウン解析モデル、②非定常熱伝導解析モデル、③高温ラプチャモデル（構造／破壊力学的モデル）、④反応領域温度分布解析モデル、⑤試験・評価に関する全体の開発計画の構想を図3.3.1-2に示す通りステップ毎に展開した。

ステップ1では、健全c h及び過熱c hの2 c h程度の比較的簡易的なプローダウン解析モデル及び非定常熱伝導解析モデルを開発し、見通し解析により水蒸気系内圧、温度及び伝熱管の壁温度を評価する。この際、N a側温度、熱伝達率等は既往実験データ等により保守的な境界条件を設定する。この結果を基に、高温ラプチャの見通し評価を行う。評価にあたっては、材料引張試験データ及び高温ラプチャ基礎試験データ等が必要となる。また、高温ラプチャの見通し評価に関しては、例えば円周応力が $2/3 S_u$ 以下とする簡易モデル（必要に応じ高温クリープの評価を含む）及びAUTODYN等構造解析コードによる詳細モデルによる予備検討を行う。この結果、高温ラプチャの可能性が有る又は不確定な場合にはステップ2の詳細な評価に進むこととする。後者の詳細モデルによる予備検討では、ステップ2でどこまで詳細化を図るかの判断のために、伝熱管壁の全周が過熱された場合と伝熱管壁が局所的に過熱された場合の高温ラプチャへの影響を把握しておくことが重要な課題の一つとなる。ステップ1の比較的簡易的なモデルベースで十分な余裕を持って高温ラプチャが起きないと言える場合には、許認可性向上のための評価へ進む。ここでいう許認可性向上とは、現在のL E A Pベースのウェステージ型破損伝播評価によるD B L評価及びバックアップ用の高温ラプチャ評価のパラメータ解析（この場合は全て別々のコードで対応可）を意味する。但し、現在のL E A Pコードの保守性が高いと考えられる部分についての精度向上等を行うことが必要と考えられる。また、許認可性向上のためには高温ラプチャが起きないことを試験でも確認することが望ましい。

ステップ2では、必要に応じプローダウン解析モデルの詳細化として①局所過熱を考慮した伝熱管内流動、②過熱c hのマルチ化を図るとともに、③初期破損管及

び破損伝播管からの非定常リーク率計算機能を付加する。また、非定常熱伝導解析モデルとしては、必要に応じ一本の伝熱管壁を過熱部と非過熱部又は高温部と低温部に分割する機能を付加する。但し、これはNa側からの入熱条件がプローダウンへ及ぼす影響をより詳細化するための機能の付加であり、伝熱管壁内の詳細な非定常熱伝導解析は、上記の結果を境界条件として、AUTODYN、FINAS等の詳細非定常熱伝導解析コード（モデル）を使用して評価する。次に、この結果を基にしてAUTODYN等構造解析コードにより、高温ラプチャ詳細評価（構造／破壊力学的評価）を行う。この結果、高温ラプチャの可能性が無いと言える場合には、ステップ1と同様、許認可性向上のための評価へ進む。次にこれらのパラメータ解析の結果等を十分に分析した上で、解析だけで十分に許認可性が得られるかを判断する。この結果、試験は不要と判断されれば終了のパスへ移行する。しかし、国内外の動向を踏まえると解析だけで実証炉で高温ラプチャが起きないことを立証し、十分な許認可性を得ることは困難と予想され試験による確認等が必要と考えられる。従って、解析で高温ラプチャが起きないとの見通しを得た後は、要素試験の可能性を検討し可能な場合には各種要素試験を行なう。要素試験が困難な場合にはSWAT-3を用いた実機模擬試験を行ない、実証炉で高温ラプチャが起きないことを試験にて確認する。次にこれらの試験データを用いた各種解析モデル及びコードの実験検証を行ない、検証されたコードを用いて実機評価を実施し、DBLが1+3本相当リーク率以下であることを確認して一連のDBL評価を終了する。なお、実験検証は試験の進捗に応じて要素試験等のデータ等による個別の解析モデルの検証等段階的に進めるのが望ましいと考えられる。

万一、高温ラプチャの可能性が有る場合には、ロー、非定常熱伝導、高温ラプチャ等をリンクして考えることが必要となってくる。また、反応域温度分布解析モデルの開発が必要となるものと考えられる。このためには厳密にはNaと水との化学反応を考慮した流動計算コードを作ることが必要となり一朝一夕には出来ないので、まず予備評価として既往多次元熱流動解析コードによる反応温度分布の簡易評価を実施することが重要と考えられる（ステップ2）。本評価を基にしてNa側条件の見直し（Na側熱伝達率、温度分布条件）を行ない、ステップ2の再評価を実施する。この再評価で高温ラプチャの可能性がある場合には、試験で高温ラプチャが起きないことを示して行くパスと、化学反応を考慮した流動計算のモデル化検討

(ステップ3)、化学反応流動計算コードの開発(ステップ4)により現実的なN_a側条件を再設定してステップ2の更なる再評価を実施して行くパスの2を考えられるが、実質的にはこれら作業を平行して進めて行き、高温ラプチャが起きないことを実験と解析の両方により示して行くことが必要となるものと考えられる。

これらの結果、健全管の高温ラプチャが起こる場合には、高温ラプチャが次々と伝播して行くことが懸念され何本止るかを評価するのは難しい。従って対策が可能か検討し抜本的な設計対策の実施が必要となる。設計対策が出来ない場合には、ブロー、非定常熱伝導、高温ラプチャ、化学反応を考慮した流動計算全てを詳細モデルで一括して計算し、破損伝播挙動を評価することが必要となり(ステップ5)、その結果を受けて高温ラプチャを考慮したDBLへの見直しが必要となるものと考えられる。但し、このパスは現状の技術、計算機の能力では困難と考えられ、このようなパスに至ることは絶対に避ける必要があると言える。

機器構造の健全性評価の現状は、まず熱伝導解析を実施して温度分布(時刻歴)を評価し、次に厳しそうな温度分布を数ケース選定し拘束条件等を考慮して応力解析を行うとの2ステップ(熱伝導解析、応力解析)に分けているのが通例である。時刻歴を考慮した応力解析は膨大な計算時間を要するため行われていないのが現状であり、ブロー、非定常熱伝導、高温ラプチャ、化学反応を考慮した流動計算全てを一括して計算するのは現状では不可能と言える。

次にウェステージ管の高温ラプチャが起こる場合であるが、この場合には範囲が限定されるため、従来のウェステージ型破損伝播によるDBLが1+3本相当リーク率以下に包絡されることも考えられる。そこで、まずDBLが1+3本相当リーク率以下にとどまるかを検討する。その結果1+3本相当リーク率に包絡されない場合には、評価手法の精度向上の可能性を検討し、出来ない場合には抜本的設計対策の実施あるいはウェステージ管の高温ラプチャを考慮したDBLへの見直しが必要となる。精度向上が可能な場合にはLEAPとのリンクの検討のパスへ移行することを考える。

LEAPとブローダウンモデル、非定常熱伝導モデル、高温ラプチャモデルのリンク化については、ステップ1の簡易モデルあるいはステップ2の詳細モデルベースの各種モデルとの2つのケースが考えられる。ステップ4のLEAPコードの総合化にあたっても、簡易モデルあるいは詳細モデルの2つのケースが考えられる。

簡易化の検討にあたっては、高温ラプチャの範囲及び影響はどの程度かが一つの判断条件になるものと考えられる。

初期リーク率、リークの噴出方向等のパラメータが多く解析ケースが膨大となるDBL評価の特殊性を考慮すると、図3.3.1-2(2/2)に示したステップ4: LEAPコードの総合化（簡易モデル）に至る開発パスが現状では現実的なパスと考えられる。但し、高温ラプチャによる破損伝播管からのリーク率も含めた総リーク率を精度良く評価するためには、プローダウンコードをLEAPとリンクした詳細モデルの開発が必要となる。なお、Na側条件は各種試験データあるいは化学反応流動計算コードによる解析結果等を境界条件として引き継ぐという方法が現実的な評価方法と考えられる。

図3.3.1-3は高温ラプチャの有無によるDBL評価コード体系の考え方を示したものである。基本的には前述の考え方と同様のものであるが、本図では一つの判断の目安として健全管及びウェステージ管の高温ラプチャが起こるか否かでパスを選定している。高温ラプチャ無しの場合のDBL評価としては、基本的には現在のLEAPコードでDBL評価が可能であり、高温ラプチャが起きないことを示すためのプローダウン解析、非定常熱伝導解析、高温ラプチャ解析（構造解析）は全て別々のコードで評価が可能と考えられる。高温ラプチャが起こる場合のDBL評価は、健全管で高温ラプチャが起こるのか、ウェステージ管で高温ラプチャが起こるのかで評価コード体系が異なってくる。健全管で高温ラプチャが起こる場合には、全てのモデルをリンクした詳細コードで評価することが必要となり、DBLの見直しも必要となってくることが想定される。ウェステージ管で高温ラプチャが起こる場合には、ウェステージとプローダウン、高温ラプチャ評価等をリンクした評価が必要となってくることが想定され、LEAPと各種モデルのリンク化の検討が必要であり、破損伝播管からの詳細リーク率を評価するか否かにより、LEAPコードの総合化にあたり、簡易モデル体系とするか詳細モデル体系とするかに分かれることになるものと考えられる。

以上の開発計画の検討を基に、現状で現実的と考えられる実証炉用破損伝播解析コードLEAPの開発計画相関図を図3.3.1-4に示す。

(3) LEAPの機能向上

現在の L E A P コードは、これまでの適用例等から判断してかなり保守性の高いものとなっていることが考えられ、精度向上により合理的な D B L の評価が可能するための改良が望まれる。例えば、初期リークが 2 本の伝熱管の真中に向かって起こった場合（千鳥配列での 0 度方向リーク）、破損伝播が対称に進んで行くようなことは、N a 側の流動もある訳で現実的には考え難い。また、リーク規模が大きくなるとフレームの拡がりが大きくなるが、フレームが安定しないこと等によりウェステージ率は小さくなる。極端に言えばこれまでの知見では大リーク域ではウェステージ率はゼロに近い。現在は 9 C r 綱のウェステージ率データは中リークの比較的大きい領域でのデータが不足しており、L E A P コードの精度向上のため今後充実が必要と考えられる。また、この他現在のフレームモデルは、扇型を想定しているがより現実的なフレームに近い形を模擬する等が考えられる。精度向上のために改良が望まれる項目を以下に纏める。

- ・ 0 度方向リーク時の対称性の問題（過剰な保守性）
- ・ 中リーク域（100g/s以上）のウェステージ率の充実
- ・ 反応リークジェットモデル（扇型→フレーム型） 等

また、使い勝手の観点からは、伝熱管の配置の自動入力化等が挙げられる。

（4）必要な試験

上述した全体構想において、D B L 評価手法の妥当性を確認する上で必要と考えられる試験を以下に整理する。

評価手法の妥当性の総合的な確認は S W A T - 3 による大規模な実機模擬試験によらざるを得ないと考えられるが、この実機模擬試験ではあらゆる現象が混在した複雑な事象となることから、より精度の高い評価手法の開発及びその妥当性の確認のためには、個別の要素試験により個々の現象を把握し、個々のモデルを検証していくことが望ましい。許認可等での説得性をより強いものとするためには、このようなステップを踏んだ検証の努力が必要と考えられる。

a. 伝熱管高温引張試験

N a 水反応により反応部近傍は最高 1 2 0 0 ~ 1 3 0 0 °C 程度となるため、高温ラプチャを評価する上でこれらの温度領域における 9 C r - 1 M o 綱の材料引張試験により、応力一歪み線図を策定する必要がある。また、伝熱管の温度上昇

速度の影響を確認する観点から、歪み速度（引張速度）を変えた試験データの取得も行う必要があると考えられる。

b. 伝熱管破裂要素試験

高温ラプチャモデルを開発するにあたっては、伝熱管のラプチャ条件を単管を用いた要素試験を行って確認し、検証用の基礎データを取得することが必要と考えられる。試験としては下記のデータ取得が必要と考えられる（これはまず内部冷却は無しの条件で実施）。

- ・保持温度／保持圧力と破裂時間の関係
- ・伝熱管肉厚の影響

なお、伝熱管内部冷却効果の高温ラプチャへの影響が大きいことが、SWAT-3を用いた原型炉用の破損伝播試験の知見より分かっており、上述したように許認可等での説得性をより強いものとするため、及びコードの検証性を高いものとするため内部冷却効果を考慮した伝熱管破裂要素試験の実施が望まれる。

欧州でも内部冷却を考慮した要素試験が計画あるいは実施されている。図3.3.1-5はCEAのCOTHA A試験装置の例であるが、これは試験体に連結されたWATER TANKをガスで加圧することにより水を供給し、試験体の先に設置された弁を開放して水で内部冷却を行うものである。これと同様に水で冷却する要素試験が一つ考えられるが、水を使わないのでガスで冷却する方法も考えられる。COTHA A試験装置の例をベースとしたガス冷却試験装置の概念を図3.3.1-6に示す。内部冷却効果を確認するための要素試験データは、プローダウンモデル（伝熱管内流動計算、伝熱管壁と内部流体との熱伝達、熱伝導計算）の検証のためのデータとしても活用が可能と考えられる。高温ラプチャとしてはNa側温度の高いSG伝熱管上部が厳しいと考えられ、この位置での伝熱管内部は過熱蒸気となっていることから、熱容量としては水よりもガスに近いと考えられる。ガスの場合熱伝達率が悪く冷却効果が小さくなるが保守側の条件であり、ガスでも流動があれば冷却効果が期待できることが示されれば、有効な基礎データとして活用が可能である。新型転換炉のカランドリア管バースト試験では、内圧の加圧媒体としてシリコンオイルを用いた例があるが、この場合も封じ込めの状態であり、冷却効果を模擬するために流動条件下で試験を行うのには課題がある。水を使って内部冷却を行う場合は、伝熱管へ供給された水が伝熱管の加熱部で高

温の蒸気となることが考えられ、またガスで冷却する場合はガス圧を維持するためのガス供給設備の容量が問題となるものと考えられ、このような要素試験を実施するためには今後詳細な試験計画の検討及び計画立案、装置の設計が必要である。

c. 反応領域温度分布確認要素試験

化学反応を考慮した流動計算コードの開発が必要となった場合には、その検証をいかに行うかが重要な問題となる。実機模擬試験は前述したようにあらゆる現象が混在した複雑な事象となることから、Naと水との化学反応及びNa側温度分布、流動に着目した要素試験により、基本的な現象の確認及びコードの検証を実施することが望ましいと考えられる。このためには、1/10スケール程度のSGの部分モデル（上部1/3～1/2程度、内部構造物はセンターパイプ程度を模擬）を用いた反応領域温度分布確認要素試験の実施が考えられる。燃焼を伴う流動に対するはっきりした相似則はないのが現状である。ガスタービン関連の試験では、1/3～1/4スケールでの要素試験と実スケールでの試験が実施されている。スケールモデルを用いた要素試験では、流速の絶対値、燃空比（燃料と空気の比率）を合わせて試験を行なっている。Na水反応においては、流速（あるいは運動量）やNaと注入される水のvolume比や重量比等を合わせることが必要と考えられるが、詳細には今後の検討が必要である。なお、Naと水との化学反応を考慮した流動の相似則を明らかにするとの観点からは、スケールを変えた試験の実施が考えられる。SG試験体以外は実機模擬試験装置との併用が考えられる。化学反応を伴う流動現象を精度良く模擬するためには、化学反応の形態（反応式、割合）や二相流の流動様相等の把握が重要となる。従って、本要素試験では以下のようなデータの取得が必要となるものと考えられる。

- ・反応域温度分布
- ・反応圧力
- ・反応生成物の割合
- ・反応域周りのボイド率
- ・Na側流動の影響 等

d. 実機模擬試験

SWAT-3試験装置を改造して実証炉SGの1/3スケールモデルを用いた

破損伝播試験を行う。SG試験体の伝熱管材質、直径、肉厚、配列ピッチは実機と同一とする。Na及び水側の温度圧力等の試験条件も実機と同一とする。試験は実機SG相当条件にて、破損伝播上厳しく、高温ラプチャの可能性が相対的に高いと考えられる中リークを初期条件とし、伝熱管内を水・蒸気にて冷却した伝熱管群をターゲットとして破損伝播試験を行う。

本試験により実証炉条件下での高温ラプチャの可能性を評価するとともに、破損伝播過程の挙動を把握する。また、解析コード検証のためのデータを取得する。取得すべきデータとしては以下があげられる。

- ・Na側温度分布
- ・Na側圧力
- ・Na側ボイド率
- ・伝熱管壁温度
- ・Na側熱伝達率
- ・水側温度／圧力（ヘッダ部）
- ・ウェステージ率データ 等

ここで試験パラメータとしては次のものが考えられる。

- ・水リーク率
- ・Na及び水側温度／流量（定格、部分負荷）
- ・水リークの方向
- ・伝熱管配列 等

なお、Na水反応の防護対策に関するその他の有効データの蓄積の観点から以下を合わせて実施することが望ましいと考えられる。

- ・SG試験体の胴部に導波棒 - 音響検出センサを設置し、水リーク時の発生音響データを採取し、音響計開発データとする。
- ・試験装置にNa浸漬型ラプチャディスクを設置し、Na水反応時発生圧力による開放特性データ／使用実績データの蓄積を図る。

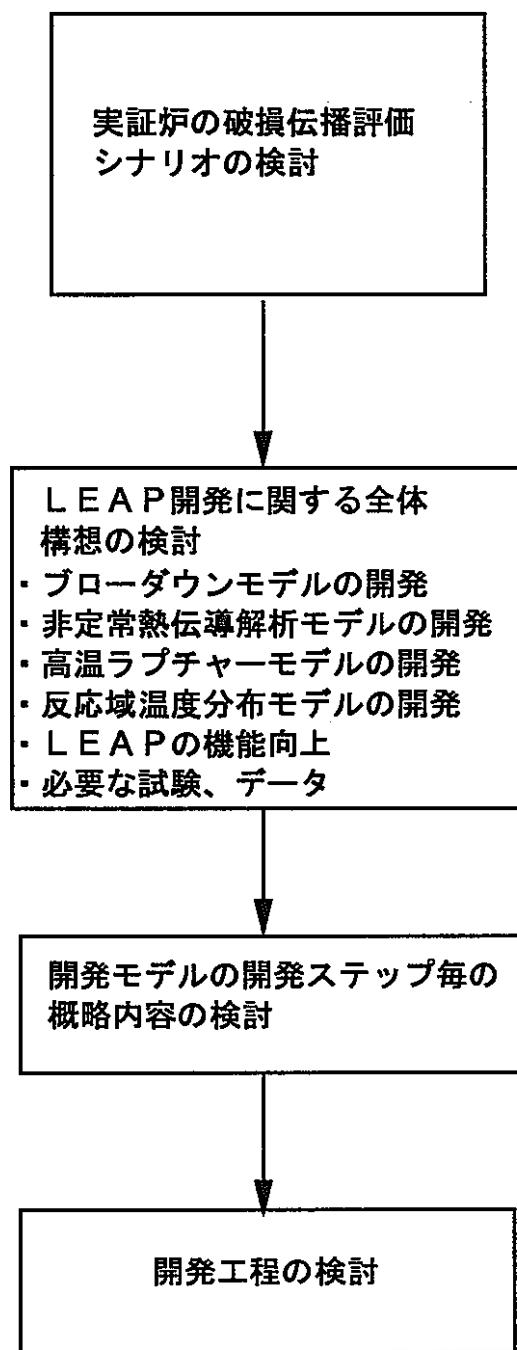


図3.3-1 開発計画の設計に関する検討フロー

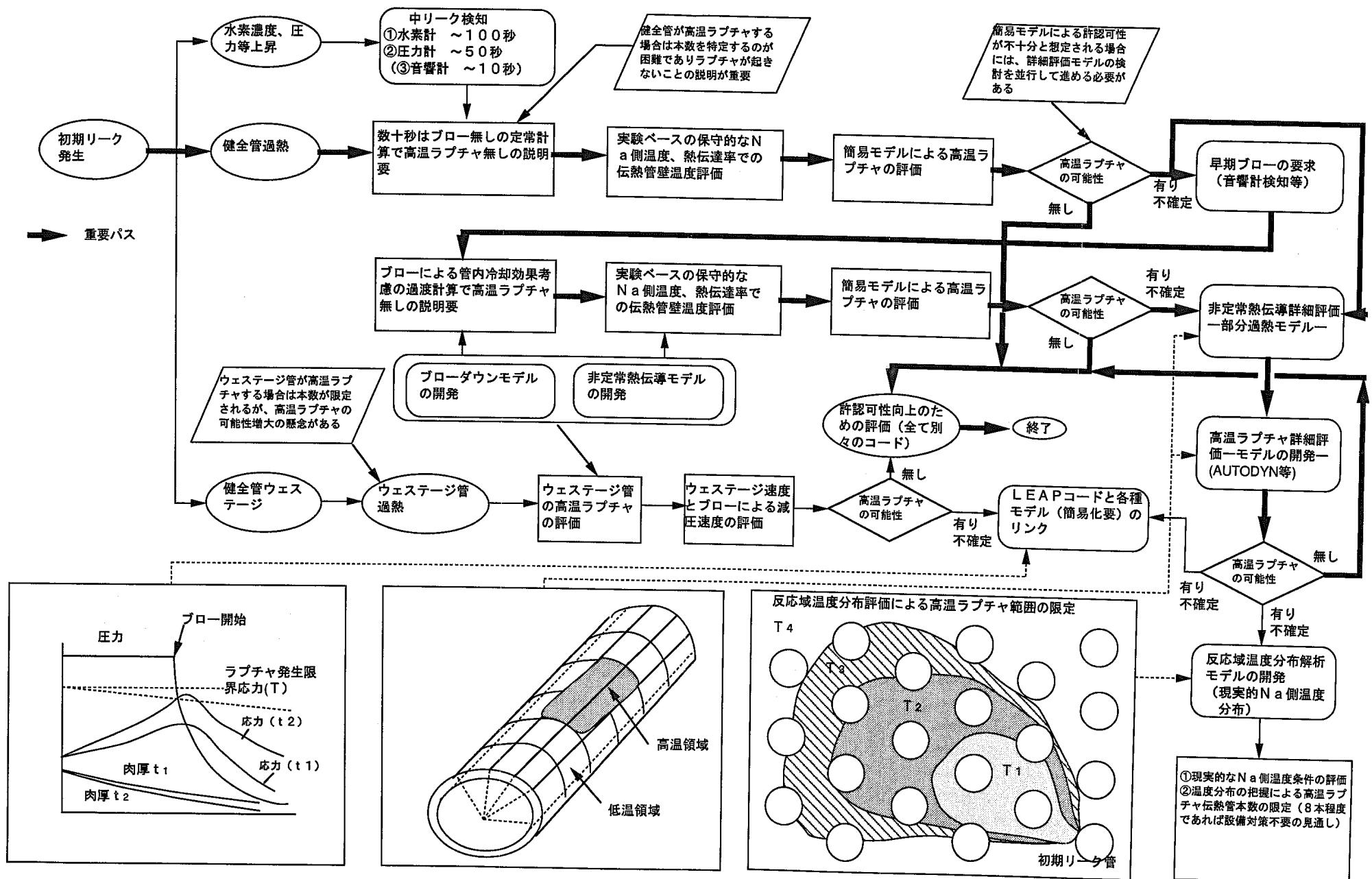


図3.3.1-1 実証炉の破損伝播評価シナリオ

プローダウンモデルの開発

非定常熱伝導解析

高温ラブチャーモデルの開発

反応域温度分布解析

試験・評価

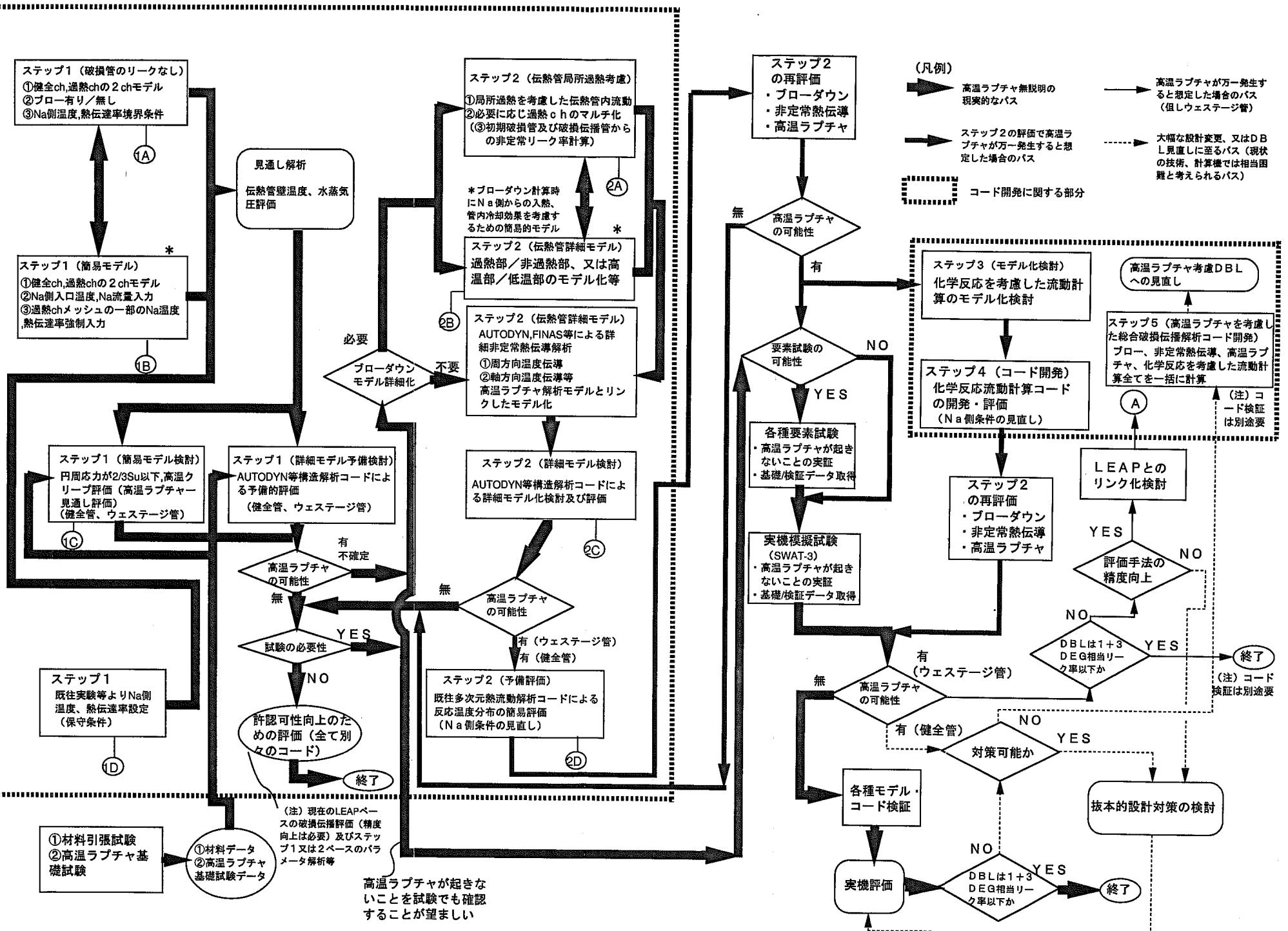


図3.3.1-2 (1/2) LEAP開発に関する全体構想

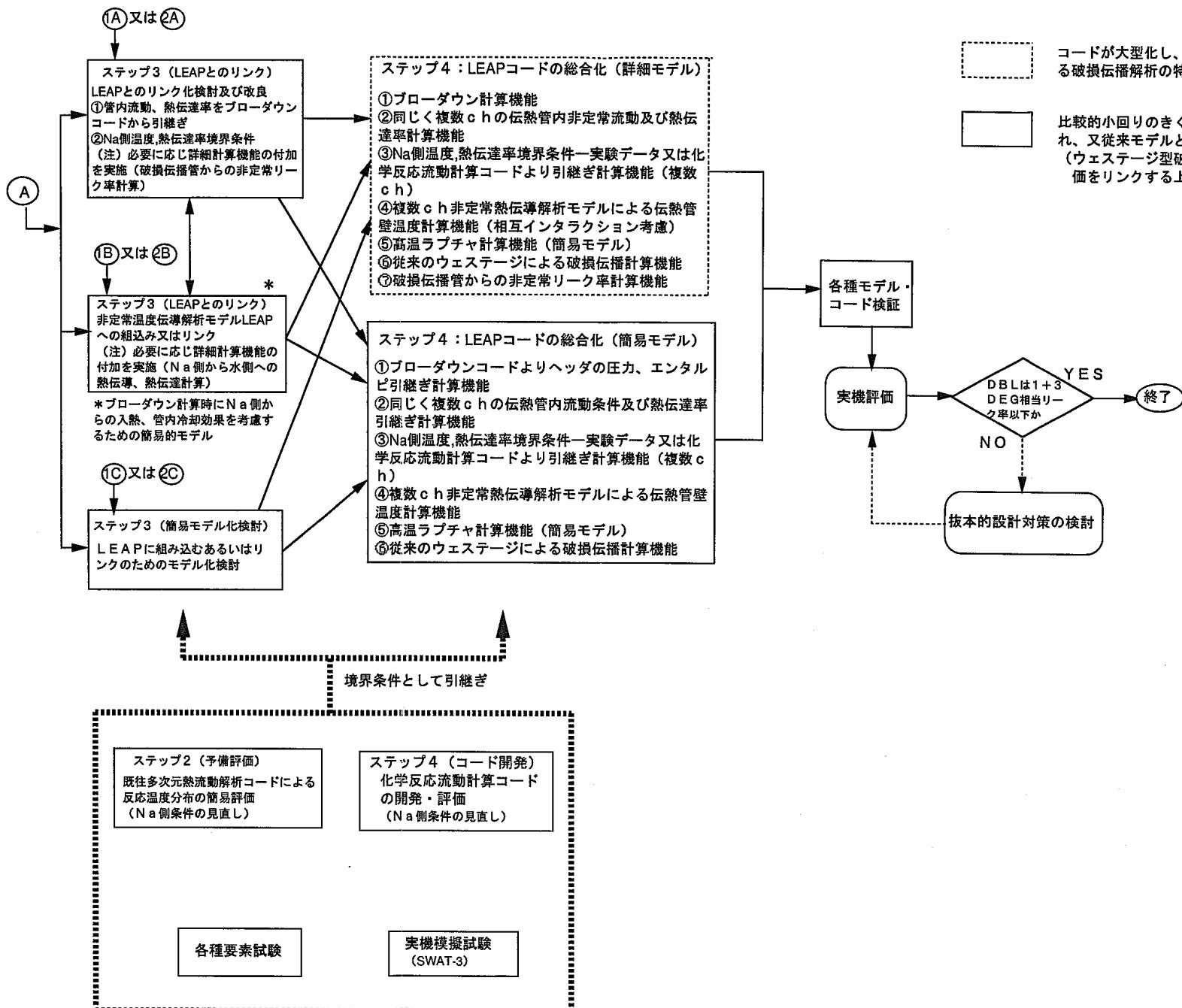
プローダウンモデルの開発

非定常熱伝導解析

高温ラブチャーモデルの開発

反応域温度分布解析

試験・評価



コードが大型化し、膨大な解析ケースとなる破損伝播解析の特徴を考慮すると不向き

比較的小回りのきくコードとできると考えられ、又従来モデルとの連続性の観点で勝る。
(ウェステージ型破損伝播と高温ラブチャーモデルをリンクする上では現実的なベース)

図3.3.1-2 (2/2) LEAP開発に関する全体構想

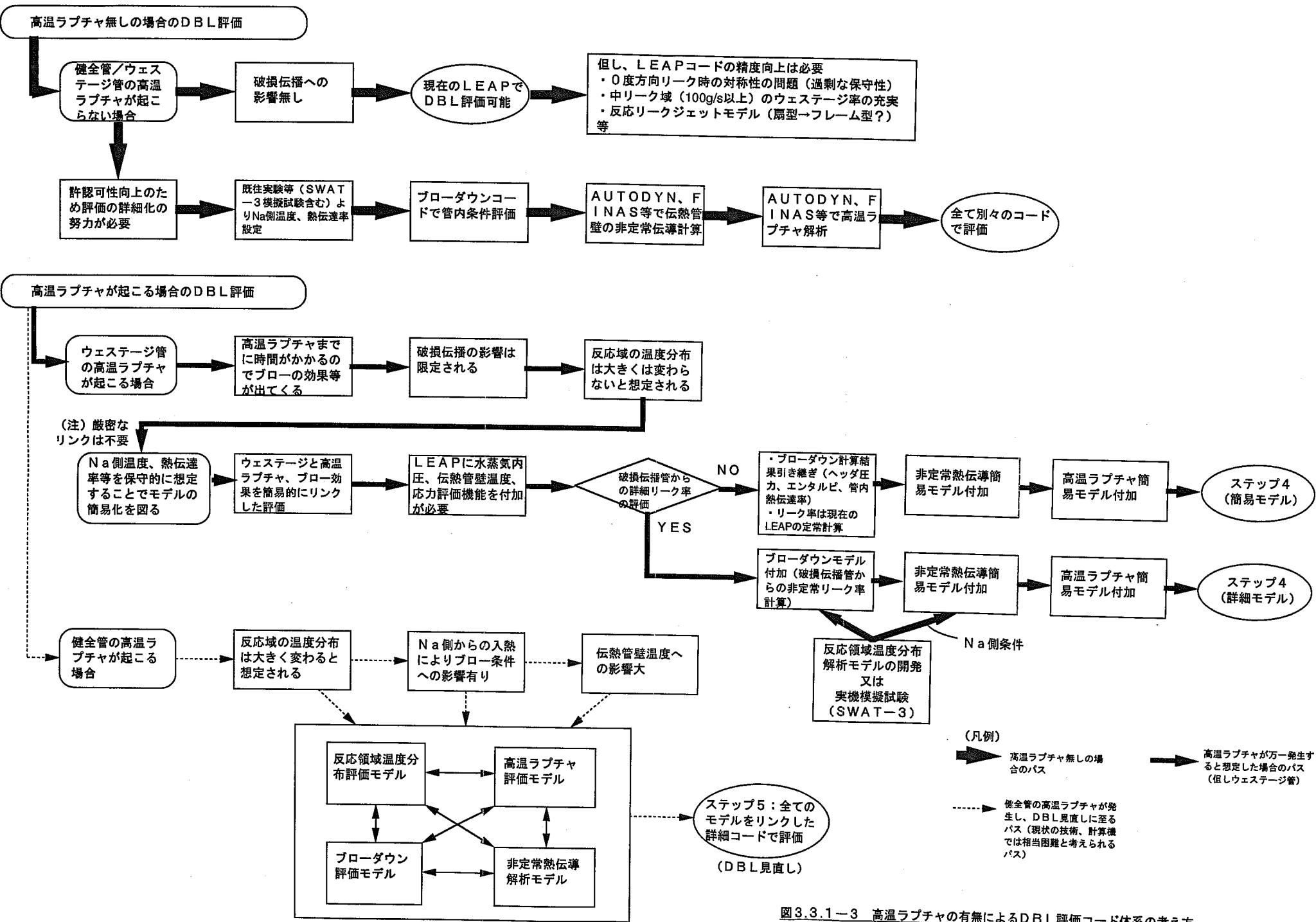


図3.3.1-3 高温ラブチャの有無によるDBL評価コード体系の考え方

実証炉用LEAPコード

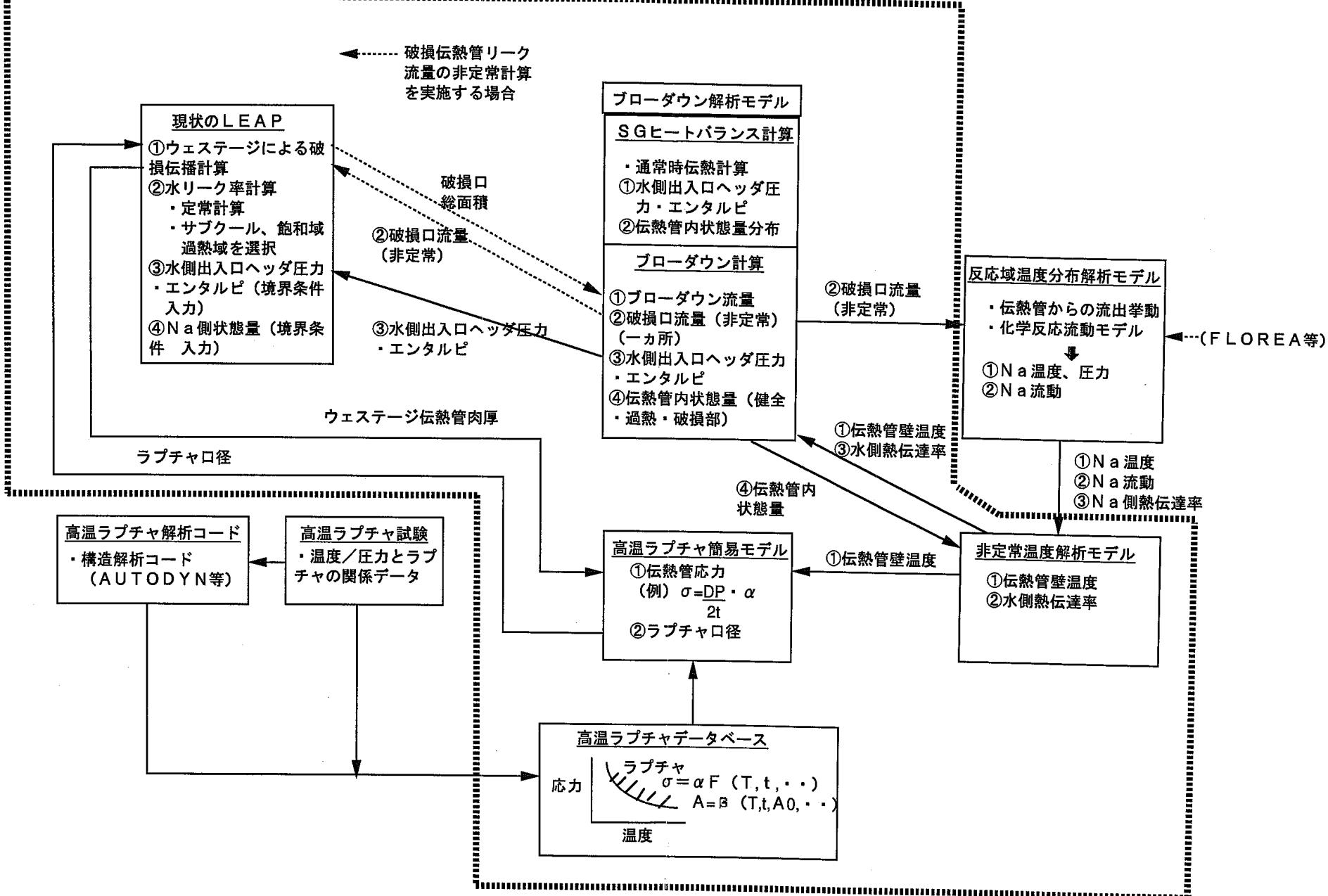


図3.3.1-4 実証炉用破損伝播解析コードLEAPの開発計画相関図(案)

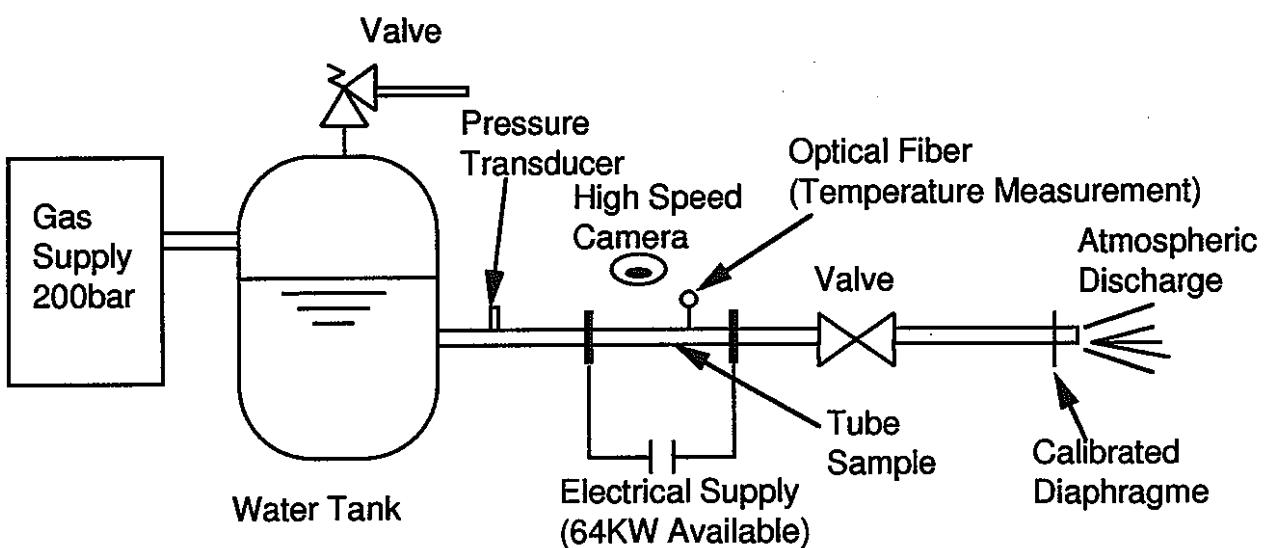


図3.3.1-5 COTHAA試験装置

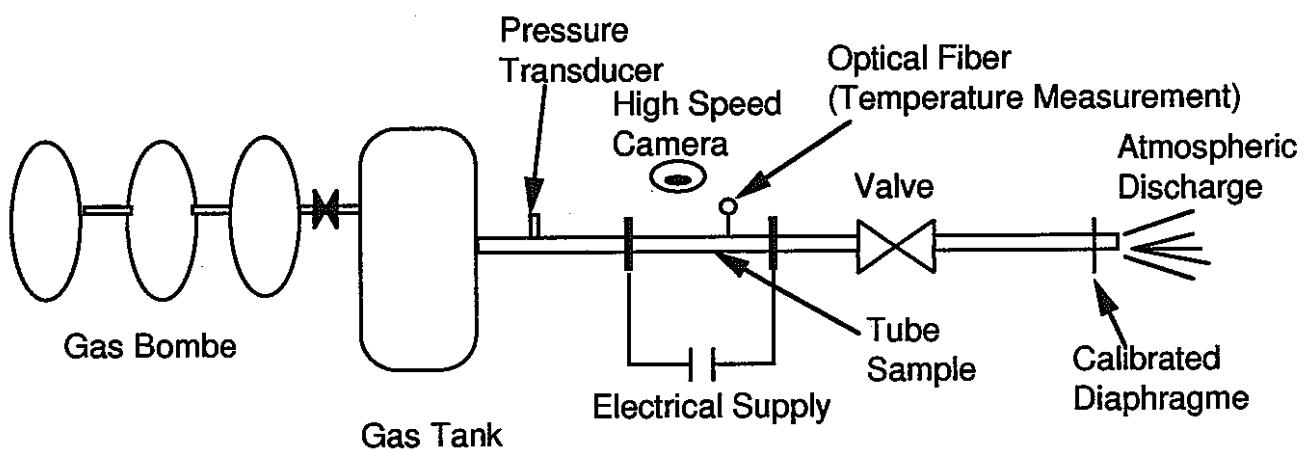


図3.3.1-6 ガス冷却試験装置の概念

3.3.2 モデル概念の検討

ここでは、3.3.1のL E A P開発に関する全体構想の検討結果を受けて、①プローダウン解析モデル、②非定常熱伝導解析モデル、③高温ラプチャモデル（構造／破壊力学的モデル）、④反応領域温度分布解析モデルのそれぞれについて、各ステップ毎のモデルの概念について検討した。

(1) プローダウン解析モデル

プローダウン解析モデルに関する各ステップ毎のモデルの概念を表3.3.2-1

(1/3)～表3.3.2-1 (3/3)に示す。

a. ステップ1（破損管のリーク無し）

(a) 基本的考え方

伝熱管部を健全 $c\ h$ 、過熱 $c\ h$ の $2\ c\ h$ でモデル化する。事故前（プローダウン前）のNa側及び水側のヒートバランスを設定するための定常状態計算機能を付加する。水蒸気のブローはSG出入口の両側から考慮できるようにする。また伝熱管内流動は、非定常熱伝導解析モデルとリンクして、Na側からの入熱を考慮して行えるようにする。

(b) モデル概念

①Na側からの入熱を考慮した伝熱管内並びに水蒸気系配管内の非定常流動計算を行う。

②臨界流量は単相流、二相流が扱えるようにする。二相流の臨界流量はMoodyの式、Fauskeの式等幾つかのモデルを容易し、任意に選択できるようにする。

（現行のL E A Pのモデルとの整合性も配慮する）

③水蒸気のブローはSG出入口の両側から考慮できるようにする。

b. ステップ2（伝熱管局所過熱考慮）

(a) 基本的考え方

ステップ1での開発モデルをベースに、過熱 $c\ h$ の伝熱管壁を過熱部及び非過熱部の2つに分けた場合の伝熱管内流動計算機能を付加する（必要に応じ）。なお、反応域温度分布解析モデルとのリンクを念頭において、過熱 $c\ h$ は高温域、中温域、（低温域）の2（～3） $c\ h$ に拡張する。また、リーク管からの水リーク率を計算する機能を付加する（ブローが同時に行われる場合も想定）。

(b) モデル概念

- ①高温ラプチャは、Na側の温度条件により大きく左右されると考えられる。反応域でも温度分布が付くことが想定されるため、過熱chを2~3ch程度に拡張する。
- ②過熱chの伝熱管内流動をNa側からの入熱を考慮して計算する際、伝熱管を過熱部、非過熱部の2つに分けて行う。

c.ステップ3 (LEAPとのリンク：簡易モデル)

(a) 基本的考え方

ステップ1又はステップ2でのプローダウンモデルをLEAPコードに組み込む。但し、簡易化のためプローダウンの計算結果を引き継ぐ形式とする。即ち、別途計算された3ch程度の水側流量、状態量、ヘッダ圧力、エンタルピ（プロー考慮）等をLEAPに引渡す。破損伝播によるリークの増大は、現行のLEAPの水リーク率計算機能により評価する。破損伝播によるNa側温度への影響、Na側状態が変化することによる水蒸気側への影響は考慮しない。

(b) モデル概念

- ①ウェステージ又は高温ラプチャで破損伝播が生じた場合、破損伝播管からのリーク率は、現行LEAPの定常計算により求める。
- ②但し、ヘッダの圧力、エンタルピ及び伝熱管壁温度計算のための各chの水側流動等は、プローダウンコードとリンクしてデータとして引き継ぐものとする。

破損伝播によるリーク増大によって、Na側の温度分布や水蒸気側温度が大きな影響を受けないと想定する簡易モデルである。健全管が高温ラプチャを生じ反応域が大きく拡大して行くような場合には、伝熱管内流動、水蒸気ヘッダ状態への影響があり、水蒸気側も同時に計算を行うことが必要となることが考えられる。ウェステージ管の破損にとどまるような場合には、反応領域の拡大はある程度限定され、簡易化が可能と考えられる。

(2) 非定常熱伝導解析モデル

非定常熱伝導解析モデルに関する各ステップ毎のモデルの概念を表3.3.2-2

(1/3) ~表3.3.2-2 (3/3) に示す。

a. ステップ1 (簡易モデル)

(a) 基本的考え方

伝熱管部を健全c h、過熱c hの2c hでモデル化する。SGのNa入口温度、Na流量を境界条件入力として、健全c h、過熱c hともNa流路及び伝熱管壁を10メッシュ程度に分割して熱伝達、熱伝導計算を行う。過熱c hは一部(又は任意)のメッシュのNa温度及びNa側熱伝達率を強制入力できるようとする。健全c h、過熱c hのNa流路はお互いに独立として扱う。

(b) モデル概念

反応部近傍のNa側の温度T_{Na}、熱伝達率hを強制入力。後流のメッシュには寄与させない。

(注) 反応熱を入力し、反応部メッシュのエネルギーバランスを計算し、後流のNa側メッシュの温度評価を行う方法も考えられる。

b. ステップ2 (伝熱管詳細モデル)

(a) 基本的考え方

ステップ1での開発モデルをベースに、過熱c hの伝熱管壁を過熱部及び非過熱部の2つに分けた場合の熱伝達、熱伝導計算機能を付加する(必要に応じ)。

(b) モデル概念

高温ラプチャをAUTODYN等の構造解析コードで詳細に評価する場合に、局所過熱の条件で評価することを想定し、管内冷却を考慮した伝熱管壁の熱伝導計算を伝熱管を過熱部、非過熱部の2つに分けて行う。

高温ラプチャ計算モデルの詳細度に依存するため、その検討の進捗に応じてどこまでモデル化するか判断の必要がある。

高温ラプチャの計算方法に依存するが、伝熱管壁の周方向及び軸方向の熱伝導計算機能が必要となる場合には、AUTODYN、FINAS等の詳細な熱伝導計算コードを適用してモデル化及び評価を行う。

c. ステップ3 (LEAPとのリンク: 簡易モデル)

(a) 基本的考え方

ステップ1又はステップ2での非定常熱伝導解析モデルをLEAPコードに組

み込む。但し、簡易化のため非定常熱伝導解析モデルの計算結果を引き継ぐ形式とする。即ち、別途計算された3 c h程度の水側流量、状態量、熱伝達率等をL E A Pに引渡し伝熱管壁温度を計算する。破損伝播によるリークの増大によるN a側温度への影響、N a側状態が変化することによる水蒸気側への影響は考慮しない。

(b) モデル概念

- ①実験又は解析によるN a側温度分布を参考にc h分けして別途計算された水側流量、状態量、熱伝達率等をL E A Pに引渡し伝熱管壁温度を計算できるようになる。従来のウェステージ計算上の伝熱管配置と伝熱管壁温度計算c hの対応付けを行う。
- ②水側流量、状態量、熱伝達率等は、ブローに伴う過渡変化値を受け渡せるようになる。破損伝播によるリーク増大によって、N a側の温度分布や水蒸気側温度が大きな影響を受けないと想定する簡易モデルである。健全管が高温ラプチャを生じ反応域が大きく拡大して行くような場合には、伝熱管内流動、水蒸気ヘッダ状態への影響があり、水蒸気側も同時に計算を行うことが必要となることが考えられる。ウェステージ管の破損にとどまるような場合には、反応領域の拡大はある程度限定され、簡易化が可能と考えられる。

(3) 高温ラプチャーモデルの開発

反応域温度分布解析モデルに関する各ステップ毎のモデルの概念を表3.3.2-3(1/3)～表3.3.2-3(3/3)に示す。

a.ステップ1(簡易モデル検討)

(a) 基本的考え方

材料引張試験及び高温ラプチャーベース試験の結果に基づいて高温ラプチャーモデルを評価するための簡易モデルを検討する。また、ステップ1のブローダウンモデル及び非定常熱伝導解析モデルによる見通し解析の結果得られた、伝熱管壁温度及び水蒸気側圧力等を用いて、簡易モデルによる高温ラプチャの検討を行う。

(b) モデル概念

- ①まず、水蒸気内圧による伝熱管円周応力が、 $2/3 S_u$ (S_u :伝熱管の設計引張強さ) 以下であることを目安とする。なお、必要に応じ高温クリープ

の効果を評価する。

(注) 欧州では、加熱・加圧管におけるクリープ現象の重要性を考慮し、高温ラプチャ解析コードとして開発しているMECTUBコードにクリープ効果を評価するモデルを入れており、日本の実証炉に対する評価においても想定される温度条件を踏まえると、高温クリープの評価が必要になってくるものと考えられる。UKAEAでの高温ラプチャ試験（等温テスト、封入ガス加圧、電気的に加圧）によると破裂時間の実測値は以下の通りとなっている。

温度 (°C)	破裂時間 (s)
1100	3
1075	7
1050	15
1000	64

以上に示すように破裂時間は非常に短く、通常の機械力学モデルでは表せない可能性があり評価手法の検討が今後必要と考えられる。

- ②高温ラプチャ基礎試験等の結果から上記（1）の方法で見通しが得られない場合には、必要に応じ試験結果の整理・分析を行い、簡易モデルを検討する。
- ③モデル化が困難な場合には、高温ラプチャーの見通しについて実験データ等から工学的に判断を行う。

b.ステップ2（詳細モデル検討）

（a）基本的考え方

AUTODYN等構造解析コードによる高温ラプチャーを評価するための詳細モデルを検討する。また、ステップ1あるいはステップ2のプローダウンモデル及び非定常熱伝導解析モデルによる解析の結果得られた、伝熱管壁温度及び水蒸気側圧力等を用いて、詳細モデルによる高温ラプチャの検討を行う。

（b）モデル概念

- ①伝熱管を周方向及び軸方向にメッシュ分割し、各メッシュの内外面の熱伝達

率並びに水蒸気温度、N a 側温度を境界条件として与えて伝熱管壁の温度計算を行う。伝熱管壁の温度計算は、伝熱管壁の肉厚方向の熱伝導のみならず、周方向及び軸方向の熱伝導も模擬する。N a 側温度は必要に応じ温度領域を分けて扱う。

②内圧を与え伝熱管の応力を評価する。

c. ステップ3（簡易モデル化検討）

ステップ1及びステップ2の検討結果を受けて高温ラプチャを評価するための機能をLEAPに付加するための、簡易モデル化の検討を行う。

(4) 反応域温度分布解析モデル

反応域温度分布解析モデルに関する各ステップ毎のモデルの概念を表3.3.2-4(1/3)～表3.3.2-4(3/3)に示す。

a. ステップ1

ステップ1としては、SWAT-3等による原型炉を対象とした既往の破損伝播試験結果から、N a 側温度及び熱伝達率を保守的に設定して、実証炉の高温ラプチャの評価に使用する。

b. ステップ2（予備評価）

(a) 基本的考え方

既往多次元熱流動解析コードによる反応域温度分布の評価を行う。化学反応の計算は行わず、N a 水反応による反応熱と等価な熱量を有する流体が2次N a 側に混入すると仮定した場合の温度分布（等高線）を評価する。この際、伝熱管内の水蒸気による冷却効果は考慮しない。本評価により詳細な反応域温度分布を評価することは困難と考えられるが、一つの目安となるものと考えられる。また、高温域の範囲が明確となれば、万一高温ラプチャが生じるとした場合に、その本数の見通しを得る上で一つの重要な知見と成りうるものと考えられる。

(b) モデル概念

- ①多次元流動解析コードによりSG内の温度分布解析を行う。
- ②N a 側温度、流量及びN a 水反応による反応熱と等価な熱量を有する流体が任意のメッシュ点位置（破損点に対応する位置）より混入するとする。
- ③伝熱管は流動抵抗、流路面積等として考慮し、直接はモデル化しない。

c.ステップ3（モデル化検討）

(a) 基本的考え方

高温ラプチャ評価を行うために必要となるNa側の反応域温度分布解析を行うため、Naと水との化学反応を考慮した流動計算のモデル化に関する検討を行う。

(b) モデル概念

ガスタービンや軽水炉のシビアアクシデント等の分野で検討されている化学反応流動計算コード等を参考として、これらに使用されている手法をNa水反応の分野へ適用するにあたっての課題を検討し、具体的なモデル化を今後検討していくことが必要である。

d.ステップ4（コード開発）

(a) 基本的考え方

高温ラプチャ評価を行うために必要となるNa側の反応域温度分布解析を行うため、Naと水との化学反応を考慮した化学反応流動計算コードの開発を行う。

(b) モデル概念

ガスタービンや軽水炉のシビアアクシデント等の分野で検討されている化学反応流動計算コード等を参考として、これらに使用されている手法をNa水反応の分野へ適用するにあたっての具体的なモデル化を今後検討し、化学反応流動計算コードの開発を実施して行くことが必要である。

(5) LEAPコードの総合化

LEAPコードの総合化に関する各ステップ毎のモデルの概念を表3.3.2-5(1/2)～表3.3.2-5(3/2)に示す。

a.ステップ4（簡易モデル）

(a) 基本的考え方

ステップ1からステップ3までのプローダウンモデル、非定常熱伝導解析モデル、高温ラプチャーモデル、反応域温度分布解析モデルの開発を基にLEAPコードの総合化を図り、高温ラプチャー評価が可能なSG伝熱管破損伝播総合評価コードを開発する。

(b) モデル概念

基本的に、小回りのきくコードとすることを前提に、厳密さは多少欠くが伝熱管内の非定常流動とNa側の相互インタラクション及び破損伝播管からのリークによるヘッダ圧力への影響は考慮しない（伝熱管総本数に対する破損伝播管の本数の比率が小さいとの判断）簡易モデルとする。（下記機能を付加）

- ①プローダウンコードよりヘッダの圧力、エンタルピ引継ぎ計算機能
- ②同じく複数c hの伝熱管内流動条件及び熱伝達率引継ぎ計算機能
- ③Na側温度、熱伝達率境界条件一実験データ又は化学反応流動計算コードより引継ぎ計算機能（複数c h）
- ④複数c h非定常熱伝導解析モデルによる伝熱管壁温度計算機能
- ⑤高温ラプチャ計算機能（簡易モデル）
- ⑥従来のウェステージによる破損伝播計算機能破損伝播によるリーク増大によって、Na側の温度分布や水蒸気側温度が大きな影響を受けないと想定する簡易モデルである。健全管が高温ラプチャを生じ反応域が大きく拡大していくような場合には、伝熱管内流動、水蒸気ヘッダ状態への影響があり、水蒸気側も同時に計算を行うことが必要となることが考えられる。ウェステージ管の破損にとどまるような場合には、反応領域の拡大はある程度限定され、簡易化が可能と考えられる。

b.ステップ4（詳細モデル）

(a) 基本的考え方

ステップ1からステップ3までのプローダウンモデル、非定常熱伝導解析モデル、高温ラプチャーモデル、反応域温度分布解析モデルの開発を基にLEAPコードの総合化を図り、高温ラプチャー評価が可能なSG伝熱管破損伝播総合評価コードを開発する。

(b) モデル概念

伝熱管内の非定常流動とNa側の相互インタラクション及び破損伝播管からのリークによるヘッダ圧力への影響を考慮する。（下記機能を付加）

- ①プローダウン計算機能
- ②同じく複数c hの伝熱管内非定常流動及び熱伝達率計算機能

- ③Na側温度,熱伝達率境界条件一実験データ又は化学反応流動計算コードより引継ぎ計算機能（複数 c h）
- ④複数 c h 非定常熱伝導解析モデルによる伝熱管壁温度計算機能（相互インタラクション考慮）
- ⑤高温ラプチャ計算機能（簡易モデル）
- ⑥従来のウェステージによる破損伝播計算機能
- ⑦破損伝播管からの非定常リーク率計算機能

表 3.3.2-1 L E A P 開発計画の策定 (1 / 3)

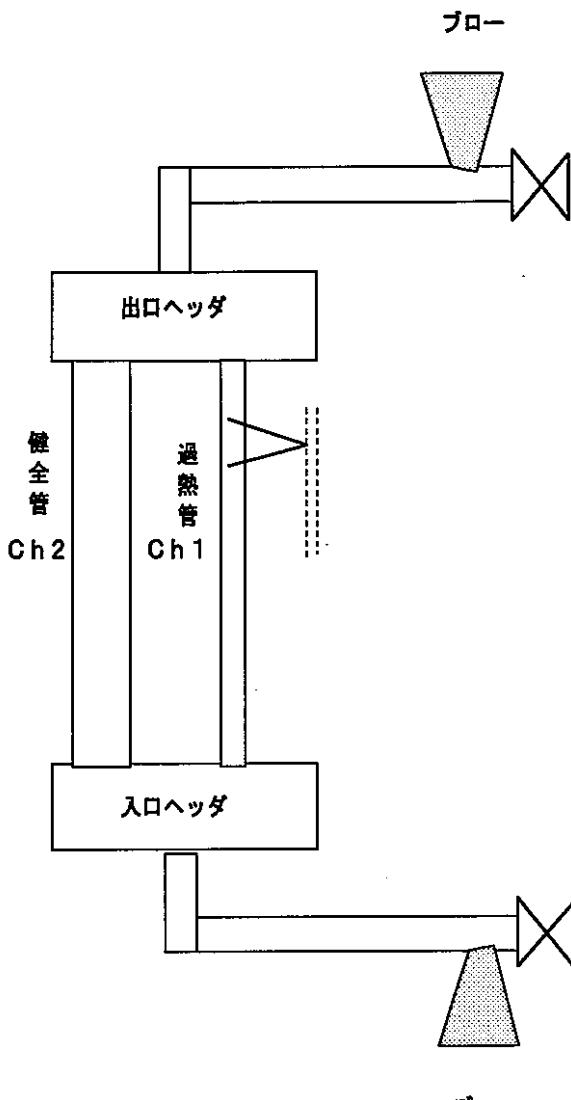
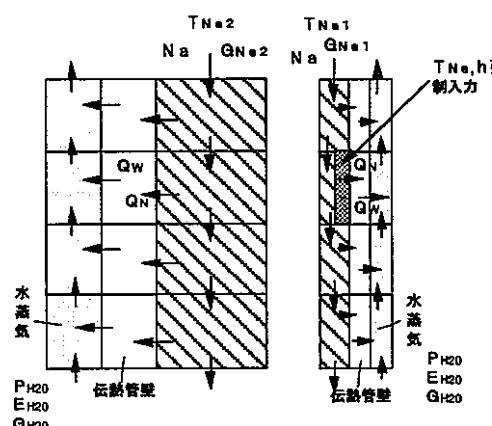
大項目	ブローダウンモデルの開発
小項目	ステップ1 (破損管のリーク無し)
基本方針	伝熱管部を健全 $c\text{ h}$ 、過熱 $c\text{ h}$ の 2 c h でモデル化する。事故前 (ブローダウン前) の Na 側及び水側のヒートバランスを設定するための定常状態計算機能を付加する。水蒸気のブローは SG 出入口の両側から考慮できるようにする。また伝熱管内流動は、非定常熱伝導解析モデルとリンクして、 Na 側からの入熱を考慮して行えるようにする。
モデル概念	 <p>(1) Na 側からの入熱を考慮した伝熱管内並びに水蒸気系配管内の非定常流動計算を行う。 (2) 臨界流量は単相流、二相流が扱えるようにする。二相流の臨界流量は Moody の式、Fauske の式等幾つかのモデルを容易し、任意に選択できるようとする。(現行の L E A P のモデルとの整合性も配慮する) (3) 水蒸気のブローは SG 出入口の両側から考慮できるようにする。</p> 
入出力	入力：伝熱管内壁温度、水側熱伝達率、ブロー弁特性等 出力：ブロー流量、水蒸気側流量、状態量等
備考	伝熱管内流動は健全 $c\text{ h}$ 及び過熱 $c\text{ h}$ ともに 1 本について計算し、それぞれ本数倍することで模擬する。

表3.3.2-1 LEAP開発計画の策定（2/3）

大項目	プローダウンモデルの開発
小項目	ステップ2（伝熱管局所過熱考慮）
基本方針	ステップ1での開発モデルをベースに、過熱 $c\ h$ の伝熱管壁を過熱部及び非過熱部の2つに分けた場合の伝熱管内流動計算機能を付加する（必要に応じ）。なお、反応域温度分布解析モデルとのリンクを念頭において、過熱 $c\ h$ は高温域、中温域、（低温域）の2（～3） $c\ h$ に拡張する。また、リーク管からの水リーク率を計算する機能を付加する（ブローが同時に行われる場合も想定）。
モデル概念	<p>(1) 高温ラプチャは、Na側の温度条件により大きく左右されると考えられる。反応域でも温度分布が付くことが想定されるため、過熱 $c\ h$ を2～3 $c\ h$ 程度に拡張する。</p> <p>(2) 過熱 $c\ h$ の伝熱管内流動をNa側からの入熱を考慮して計算する際、伝熱管を過熱部、非過熱部の2つに分けて行う。</p>
入出力	入力：伝熱管内壁温度、水側熱伝達率、ブロー弁特性等 出力：ブローフロー量、水蒸気側流量、状態量、破損伝熱管からのリーク率等
備考	高温ラプチャ計算モデルの詳細度に依存するため、その検討の進捗に応じてどこまでモデル化するか判断の必要がある。

表3.3.2-1 LEAP開発計画の策定（3/3）

大項目	プローダウンモデルの開発
小項目	ステップ3 (LEAPとのリンク：簡易モデル)
基本方針	ステップ1又はステップ2でのプローダウンモデルをLEAPコードに組み込む。但し、簡易化のためプローダウンの計算結果を引き継ぐ形式とする。即ち、別途計算された3ch程度の水側流量、状態量、ヘッダ圧力、エンタルピ（ブロー考慮）等をLEAPに引渡す。破損伝播によるリークの増大は、現行のLEAPの水リーク率計算機能により評価する。破損伝播によるNa側温度への影響、Na側状態が変化することによる水蒸気側への影響は考慮しない。
モデル概念	<p>(1) ウェステージ又は高温ラプチャで破損伝播が生じた場合、破損伝播管からのリーク率は、現行LEAPの定常計算により求める。</p> <p>(2) 但し、ヘッダの圧力、エンタルピ及び伝熱管壁温度計算のための各chの水側流動等は、プローダウンコードとリンクしてデータとして引き継ぐものとする。</p> <p>T4 : 非過熱領域 T3 : 低温領域 T2 : 中温領域 T1 : 高温領域</p>
入出力	入力：伝熱管内壁温度、水側熱伝達率、水蒸気側流量、状態量等 出力：破損伝熱管からのリーク率等
備考	破損伝播によるリーク増大によって、Na側の温度分布や水蒸気側温度が大きな影響を受けないとの前提による簡易モデルである。健全管が高温ラプチャを生じ反応域が大きく拡大して行くような場合には、伝熱管内流動、水蒸気ヘッダ状態への影響があり、水蒸気側も同時に計算を行うことが必要となることが考えられる。ウェステージ管の破損にとどまるような場合には、反応領域の拡大はある程度限定され、簡易化が可能と考えられる。

表3.3.1-2 LEAP開発計画の策定（1/3）

大項目	非定常熱伝導解析モデルの開発
小項目	ステップ1（簡易モデル）
基本方針	伝熱管部を健全ch、過熱chの2chでモデル化する。SGのNa入口温度、Na流量を境界条件入力として、健全ch、過熱chともNa流路及び伝熱管壁を10メッシュ程度に分割して熱伝達、熱伝導計算を行う。過熱chは一部（又は任意）のメッシュのNa温度及びNa側熱伝達率を強制入力できるようにする。健全ch、過熱chのNa流路はお互いに独立として扱う。
モデル概念	<p>反応部近傍のNa側の温度T_{Na}、熱伝達率hを強制入力。後流のメッシュには寄与させない。</p> <p>（注）反応熱を入力し、反応部メッシュのエネルギーバランスを計算し、後流のNa側メッシュの温度評価を行う方法も考えられる。</p>
入出力	入力：Na側入口温度、流量／水側入口圧力、エンタルピ、流量等 出力：伝熱管壁内／外表面温度、平均温度、水蒸気ヘッダ境界条件
備考	伝熱管壁の厚さ方向のメッシュ分割はしない。伝熱管壁内の軸方向及び周方向熱伝導は計算しない。

表3.3.2-2 LEAP開発計画の策定（2/3）

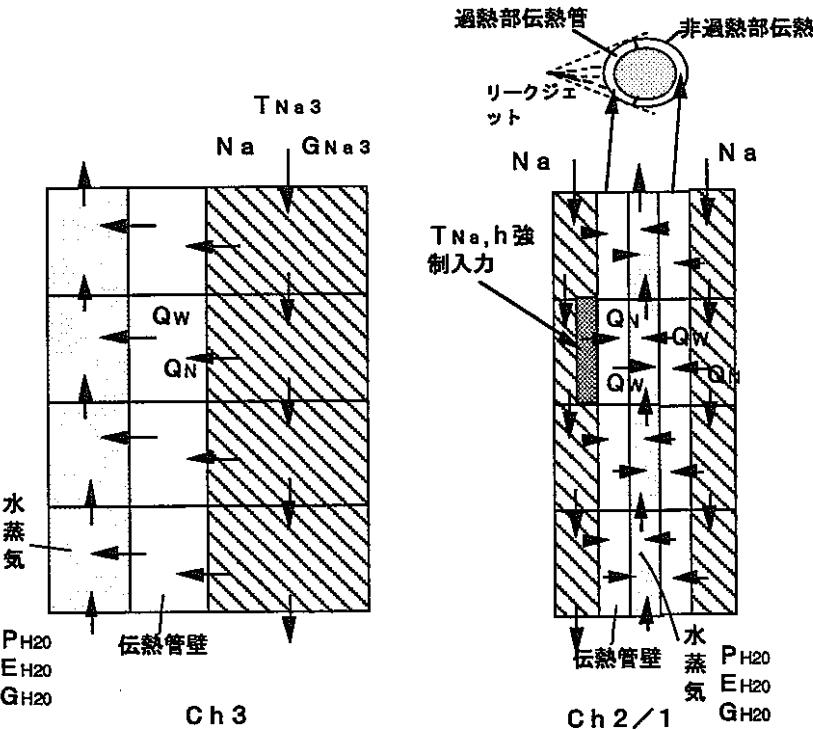
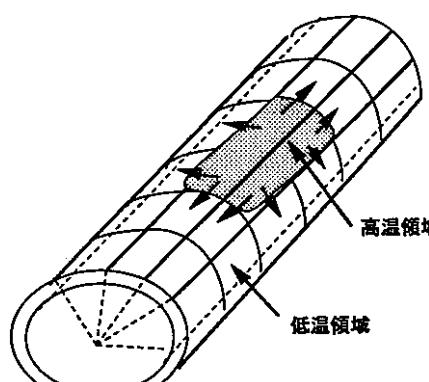
大項目	非定常熱伝導解析モデルの開発
小項目	ステップ2（伝熱管詳細モデル）
基本方針	ステップ1での開発モデルをベースに、過熱部の伝熱管壁を過熱部及び非過熱部の2つに分けた場合の熱伝達、熱伝導計算機能を付加する（必要に応じ）。高温ラプチャの計算方法に依存するが、伝熱管壁の周方向及び軸方向の熱伝導計算機能等が必要となる場合には、ロードダウンコードの結果を条件としてAUTODYN、FINAS等の詳細な熱伝導計算コードを適用してモデル化及び評価を行う。
モデル概念	 <p>過熱部伝熱管 非過熱部伝熱管 リークジャット Na T_{Na3} G_{Na3} Q_w Q_n 水蒸気₃ P_{H2O} E_{H2O} G_{H2O} C h 3 T_{Na,h}強制入力 Q_v Q_w Q_n 水蒸気_{2/1} P_{H2O} E_{H2O} G_{H2O} C h 2 / 1 伝熱管壁 伝熱管壁 水蒸気 P_{H2O} E_{H2O} G_{H2O}</p> <p>高温ラプチャをAUTODYN等の構造解析コードで詳細に評価する場合に、例えば右図に示すような局所過熱の条件で評価することを想定し、管内冷却を考慮した伝熱管壁の熱伝導計算を伝熱管を過熱部、非過熱部の2つに分けて行う。</p> 
入出力	入力：Na側入口温度、流量／水側入口圧力、エンタルピ、流量等 出力：伝熱管壁内／外表面温度、平均温度、水蒸気ヘッダ境界条件
備考	高温ラプチャ計算モデルの詳細度に依存するため、その検討の進捗に応じてどこまでモデル化するか判断の必要がある。

表3.3.2-2 LEAP開発計画の策定（3/3）

大項目	非定常熱伝導解析モデルの開発
小項目	ステップ3 (LEAPとのリンク：簡易モデル)
基本方針	ステップ1又はステップ2での非定常熱伝導解析モデルをLEAPコードに組み込む。但し、簡易化のため非定常熱伝導解析モデルの計算結果を引き継ぐ形式とする。即ち、別途計算された3ch程度の水側流量、状態量、熱伝達率等をLEAPに引渡し伝熱管壁温度を計算する。破損伝播によるリークの増大によるNa側温度への影響、Na側状態が変化することによる水蒸気側への影響は考慮しない。
モデル概念	<p>(1) 実験又は解析によるNa側温度分布を参考にch分けして別途計算された水側流量、状態量、熱伝達率等をLEAPに引渡し伝熱管壁温度を計算できるようにする。従来のウェステージ計算上の伝熱管配置と伝熱管壁温度計算chの対応付けを行う。</p> <p>(2) 水側流量、状態量、熱伝達率等は、ブローに伴う過渡変化値を受け渡せるようとする。</p> <p>T4: 非過熱領域 T3: 高温領域 T2: 中温領域 T1: 低温領域</p>
入出力	入力: Na側入口温度、流量／水側入口圧力、エンタルピ、流量等 出力: 伝熱管壁内／外表面温度、平均温度等
備考	破損伝播によるリーク増大によって、Na側の温度分布や水蒸気側温度が大きな影響を受けないと想定する簡易モデルである。健全管が高温ラプチャを生じ反応域が大きく拡大して行くような場合には、伝熱管内流動、水蒸気ヘッダ状態への影響があり、水蒸気側も同時に計算を行うことが必要となることが考えられる。ウェステージ管の破損にとどまるような場合には、反応領域の拡大はある程度限定され、簡易化が可能と考えられる。

表3.3.1-3 L E A P開発計画の策定（1／3）

大項目	高温ラプチャーモデルの開発
小項目	ステップ1（簡易モデル検討）
基本方針	材料引張試験及び高温ラプチャーベース試験の結果に基づいて高温ラプチャーを評価するための簡易モデルを検討する。また、ステップ1のブローダウンモデル及び非定常熱伝導解析モデルによる見通し解析の結果得られた、伝熱管壁温度及び水蒸気側圧力等を用いて、簡易モデルによる高温ラプチャの検討を行う。
モデル概念	<p>(1) まず、水蒸気内圧による伝熱管円周応力が、$2/3 S_u$ (S_u : 伝熱管の設計引張強さ) 以下であることを目安とする。 すなわち、</p> $\sigma = \frac{P D}{2 t} < \frac{2}{3} S_u$ <p>ここで σ : 円周応力 P : 伝熱管内圧 D : 伝熱管内径 t : 伝熱管肉厚</p> <p>なお、必要に応じ高温クリープの効果を評価する。</p> <p>(注) 欧州では、加熱・加圧管におけるクリープ現象の重要性を考慮し、高温ラプチャ解析コードとして開発しているMECTUBコードにクリープ効果を評価するモデルを入れており、日本の実証炉に対する評価においても想定される温度条件を踏まえると、高温クリープの評価が必要になってくるものと考えられる。</p> <p>(2) 高温ラプチャ基礎試験等の結果から上記(1)の方法で見通しが得られない場合には、必要に応じ試験結果の整理・分析を行い、簡易モデルを検討する。</p> <p>(3) モデル化が困難な場合には、高温ラプチャーの見通しについて実験データ等から工学的に判断を行う。</p>
入出力	入力：Na側／水蒸気側温度及び熱伝達率 出力：伝熱管応力等
備考	

表表 3.3.1-3 L E A P 開発計画の策定 (2 / 3)

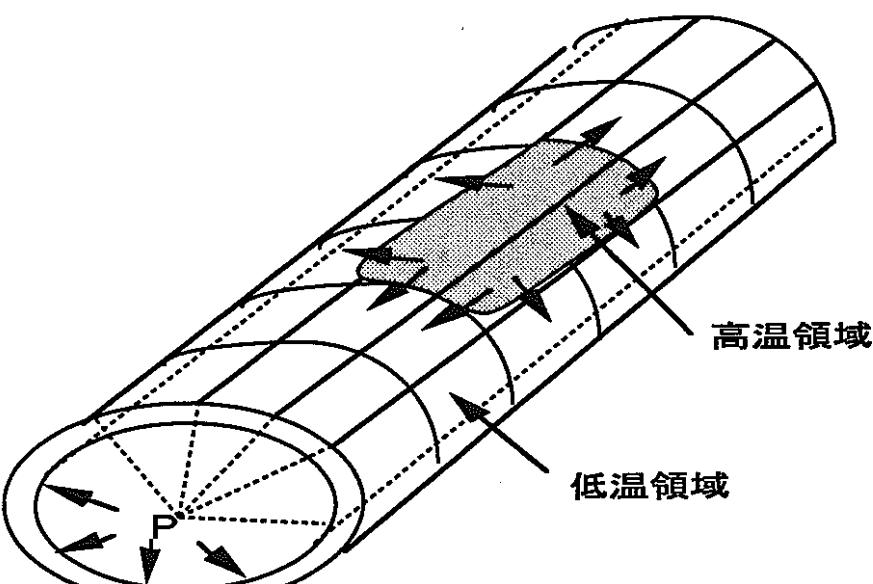
大項目	高温ラプチャーモデルの開発
小項目	ステップ2 (詳細モデル検討)
基本方針	AUTODYN等構造解析コードによる高温ラプチャーを評価するための詳細モデルを検討する。また、ステップ1あるいはステップ2のブローダウンモデル及び非定常熱伝導解析モデルによる解析の結果得られた、伝熱管壁温度及び水蒸気側圧力等を用いて、詳細モデルによる高温ラプチャの検討を行う。
モデル概念	<p>(1) 伝熱管を周方向及び軸方向にメッシュ分割し、各メッシュの内外面の熱伝達率並びに水蒸気温度、Na側温度を境界条件として与えて伝熱管壁の温度計算を行う。伝熱管壁の温度計算は、伝熱管壁の肉厚方向の熱伝導のみならず、周方向及び軸方向の熱伝導も模擬する。Na側温度は必要に応じ温度領域を分けて扱う。</p> <p>(2) 内圧を与え伝熱管の応力を評価する。</p> 
入出力	
備考	

表3.3.1-3 LEAP開発計画の策定（3/3）

大項目	高温ラプチャーモデルの開発
小項目	ステップ3（簡易モデル化検討）
基本方針	ステップ1及びステップ2の検討結果を受けて高温ラプチャーを評価するための機能をLEAPに付加するための、簡易モデル化の検討を行う。
モデル概念	<p>具体的なモデル化については今後検討を実施して行く必要があるが、内部加圧伝熱管の熱・機械力学的挙動を計算するために開発された欧州のMECTUBコードのモデルが一つの参考になるものと考えられる。</p> <p>MECTUBコードの機械力学モデルには、高温(1200°C)までの弾性、塑性、クリープ効果が入っている。クリープ効果は単純なNortonの式により取り入れている。</p>
入出力	
備考	MECTUBコードは、封入ガスで加圧し電気的に加熱されたUKAEAの高温ラプチャ試験で検証が行われている。

表3.3.2-4 LEAP開発計画の策定（1/3）

大項目	反応域温度分布解析モデルの開発
小項目	ステップ2（予備評価）
基本方針	既往多次元熱流動解析コードによる反応域温度分布の評価を行う。化学反応の計算は行わず、Na水反応による反応熱と等価な熱量を有する流体が2次Na側に混入すると仮定した場合の温度分布（等高線）を評価する。この際、伝熱管内の水蒸気による冷却効果は考慮しない。
モデル概念	<p>(1) 多次元流動解析コードにより SG 内の温度分布解析を行う。</p> <p>(2) Na側温度、流量及びNa水反応による反応熱と等価な熱量を有する流体が任意のメッシュ点位置（破損点に対応する位置）より混入するとする。</p> <p>(3) 伝熱管は流動抵抗、流路面積等として考慮し、直接はモデル化しない。</p>
入出力	入力：Na側入口温度、流量／反応熱等 出力：Na側温度分布等
備考	本評価により詳細な反応域温度分布を評価することは困難と考えられるが、一つの目安となるものと考えられる。また、高温域の範囲が明確となれば、万一高温ラプチャが生じるとした場合に、その本数の見通しを得る上で一つの重要な知見と成りうるものと考えられる。

表3.3.1-4 L E A P開発計画の策定（2/3）

大項目	反応域温度分布解析モデルの開発
小項目	ステップ3（モデル化検討）
基本方針	高温ラプチャ評価を行うために必要となるNa側の反応域温度分布解析を行うため、Naと水との化学反応を考慮した流動計算のモデル化に関する検討を行う。
モデル概念	<p>高温ラプチャ時の流動計算に必要な以下のモデルを検討する。</p> <ul style="list-style-type: none"> (1) Na-水蒸気二相流動モデル 均質流モデル、非均質流モデルの妥当性を検討する。 (2) Na-水化学反応モデル Na-水反応面の取り扱い、反応面内での化学反応モデルについて検討する。 (3) 乱流モデル 流体中の乱れが流動及び化学反応に与える影響を評価する。 (4) 発熱モデル 発熱による密度変化、圧縮性の影響について検討する。
入出力	
備考	ガスタービンや軽水炉のシビアアクシデント等の分野で検討されている化学反応流動計算コード等を参考として、これらに使用されている手法をNa水反応の分野へ適用するにあたっての課題を検討し、具体的なモデル化を今後検討していくことが必要である。

表3.3.2-4 LEAP開発計画の策定（3/3）

大項目	反応域温度分布解析モデルの開発
小項目	ステップ4（コード開発）
基本方針	高温ラプチャ評価を行うために必要となるNa側の反応域温度分布解析を行うため、Naと水との化学反応を考慮した化学反応流動計算コードの開発を行う。
モデル概念	<p style="text-align: center;"><u>コードの概略フロー</u></p>
入出力	入力：Na及び水側入口側温度、流量 出力：流速、温度分布の非定常挙動
備考	ガスタービンや軽水炉のシビアアクシデント等の分野で検討されている化学反応流動計算コード等を参考として、これらに使用されている手法をNa水反応の分野へ適用するにあたっての具体的なモデル化を今後検討し、化学反応流動計算コードの開発を実施して行くことが必要である。

表3.3.2-5 LEAP開発計画の策定（1/2）

大項目	LEAPコードの総合化
小項目	ステップ4（簡易モデル）
基本方針	ステップ1からステップ3までのブローダウンモデル、非定常熱伝導解析モデル、高温ラプチャーモデル、反応域温度分布解析モデルの開発を基にLEAPコードの総合化を図り、高温ラプチャーポートが可能なSG伝熱管破損伝播総合評価コードを開発する。
モデル概念	<p>基本的に、小回りのきくコードとすることを前提に、厳密さは多少欠くが伝熱管内の非定常流動とNa側の相互インタラクション及び破損伝播管からのリークによるヘッダ圧力への影響は考慮しない（伝熱管総本数に対する破損伝播管の本数の比率が小さいとの判断）簡易モデルとする。（下記機能を付加）</p> <ul style="list-style-type: none"> ①ブローダウンコードよりヘッダの圧力、エンタルピ引継ぎ計算機能 ②同じく複数c hの伝熱管内流動条件及び熱伝達率引継ぎ計算機能 ③Na側温度、熱伝達率境界条件—実験データ又は化学反応流動計算コードより引継ぎ計算機能（複数c h） ④複数c h非定常熱伝導解析モデルによる伝熱管壁温度計算機能 ⑤高温ラプチャ計算機能（簡易モデル） ⑥従来のウェステージによる破損伝播計算機能
入出力	
備考	破損伝播によるリーク増大によって、Na側の温度分布や水蒸気側温度が大きな影響を受けないとの前提による簡易モデルである。健全管が高温ラプチャを生じ反応域が大きく拡大して行くような場合には、伝熱管内流動、水蒸気ヘッダ状態への影響があり、水蒸気側も同時に計算を行うことが必要となることが考えられる。ウェステージ管の破損にとどまるような場合には、反応領域の拡大はある程度限定され、簡易化が可能と考えられる。

表3.3.2-5 LEAP開発計画の策定（2/2）

大項目	LEAPコードの総合化
小項目	ステップ4（詳細モデル）
基本方針	ステップ1からステップ3までのプローダウンモデル、非定常熱伝導解析モデル、高温ラプチャーモデル、反応域温度分布解析モデルの開発を基にLEAPコードの総合化を図り、高温ラプチャー評価が可能なSG伝熱管破損伝播総合評価コードを開発する。
モデル概念	<p>伝熱管内の非定常流動とNa側の相互インタラクション及び破損伝播管からのリークによるヘッダ圧力への影響を考慮する。（下記機能を付加）</p> <ul style="list-style-type: none"> ①プローダウン計算機能 ②同じく複数chの伝熱管内非定常流動及び熱伝達率計算機能 ③Na側温度、熱伝達率境界条件—実験データ又は化学反応流動計算コードより引継ぎ計算機能（複数ch） ④複数ch非定常熱伝導解析モデルによる伝熱管壁温度計算機能（相互インタラクション考慮） ⑤高温ラプチャ計算機能（簡易モデル） ア従来のウェステージによる破損伝播計算機能 ア破損伝播管からの非定常リーク率計算機能 <p>プロー</p> <p>出口ヘッダ</p> <p>健全管</p> <p>ウェステージ管・過熱管</p> <p>スプリット～ギロチン</p> <p>初期破損管</p> <p>Ch 3</p> <p>Ch 2</p> <p>Ch 1</p> <p>入口ヘッダ</p> <p>プロー</p> <ul style="list-style-type: none"> ・伝熱管内の非定常流動計算を実施 ・破損伝播管の非定常流動計算をどうするかが問題（Ch 2が複数Chとなる） ①貫通したChは高温ラプチャしないとの仮定 <ul style="list-style-type: none"> - 破損伝播Ch専用の流動計算は不要。 - その代わり開口面積の総計を初期破損Chの破損面積に足し込む形で評価 →ヘッダの圧力変化はほぼ正確に模擬する趣旨 →ウェステージ中/未貫通Chの流動はほぼ正確に模擬 ②貫通したChの高温ラプチャ挙動も要考慮の場合 [オプション1] <ul style="list-style-type: none"> 上記モデルにて一度計算したあと、準定常を仮定し、簡易的にCh毎に流量を割り振る。 （実際には穴の大きさにより、正流のみ、正／逆流の混合状態となる可能性があるが、どう扱うか） [オプション2] <ul style="list-style-type: none"> 上記モデルにて一度計算したあと、上下ヘッダを境界条件として、伝播Chの流動計算を準定常を仮定し評価し直す。
入出力	
備考	

3.3.3 開発工程の検討

上述の3.3.1開発全体構想の検討及び3.3.2モデル概念の検討に基づいて、コード検証及び実機評価まで含めた開発工程を検討した。検討した開発工程は表3.3.3-1に示す通りである。なお、本開発工程は現状の知見に基づくものであり、今後の研究の進捗を踏まえ適宜見直しを図りながら、高温ラプチャを考慮した破損伝播評価研究を推進して行くことが重要である。

表3.3.3-1 LEAP全体開発計画工程表（案）

4. まとめ

蒸気発生器（S G）伝熱管の合理的設計基準水リーク率（D B L）の選定に資するため、本予備設計では、高温ラプチャを含む破損伝播挙動を適切に評価し、合理的なD B Lを選定するために必要となる a. 高温ラプチャモデル（構造／破壊力学的モデル）、b. 非定常熱伝導解析モデル、c. ブローダウン解析モデル、d. 反応領域温度分布解析モデル等に関する全体の開発計画の設計と、ブローダウン解析モデルに対するモデルの設計及びコードの設計を行った。本予備設計の成果を以下にまとめる。

(1) モデルの設計

ここでは、解析対象とする実証炉2次冷却系の設計（S G構造、水／蒸気系統、ナトリウム系統、及びそれらの運転条件も含む）等に関する調査を行い、モデル化すべき項目を整理した。

その上で、高温ラプチャ評価を行うために必要となる解析モデル及び最適な計算方法等の整理、設計を行った。また、モデルの設計においては、ナトリウム側の条件の扱い及びより効率的なモデル化に関する検討を行った。

(2) コードの設計

検討した解析モデルを基に、コードの設計を行った。具体的には、流動計算モジュール、構造材熱容量計算モジュール、ナトリウム側流動温度計算モジュール等の開発に必要なコードの構成要素（モジュール）の選定を行った。次に、主要な計算コードのフローをまとめた。また、各モジュールの構成要素（サブルーチン）の設計を行った。

(3) 開発計画の設計

高温ラプチャを含む破損伝播挙動を適切に評価し、合理的なD B Lを選定するための評価システムの開発計画の策定の観点から、まず開発全体構想の検討として、実証炉の破損伝播評価シナリオを検討し、これに基づきL E A P開発に関する全体構想を検討した。次に、開発する各種解析モデルについて各段階の開発ステップ毎のモデル概念について検討し、最後に開発工程の検討を行った。

5. あとがき

本予備設計により、高温ラプチャを含む破損伝播挙動を適切に評価し、合理的な D B L を選定するために必要となる a. 高温ラプチャモデル（構造／破壊力学的モデル）、b. 非定常熱伝導解析モデル、c. ブローダウン解析モデル、d. 反応領域温度分布解析モデル等に関する全体の開発計画を整理するとともに、ブローダウン解析モデルを開発するためのモデルの設計及びコードの設計ができた。

今後は、これらを基にプログラミングを行い、ブローダウン解析コードの開発を行うとともに、高温ラプチャの有無を評価するための伝熱管内の非定常流動を計算を実施し、実証炉 S G 条件における高温ラプチャの見通しを明らかにすることが必要である。また、その結果により今回検討した全体開発構想のどちらの方向で開発を進めて行くかを決定して行くとともに、必要に応じ開発計画の最適化を図って行くことが重要である。

6. 謝辞

本作業の遂行にあたり、動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センター機器システム開発室の田辺裕美氏、仲井悟氏、プラント安全工学室の三宅収氏をはじめ関係各位に御討論、御指導を頂くとともに各種の便宜をはかつて頂くことにより本作業を達成することができました。

ここにあらためて関係各位に対し深甚の謝意を表します。

7. 参考文献

- (1) 原子炉における熱流動数値解析の現状, 日本原子力学会 (1986)
- (2) 稲毛他, ブラフボディ周りの予混合燃焼の数値シミュレーション, No.920-92, 日本機械学会第5回計算力学講演会講演論文集 (1992)
- (3) 新型転換実証炉安全評価手法の開発と実証, 日立評論 VOL.67 No.11(1985-11)
- (4) 望月他, ATR実証炉の安全解析手法 (3), 日本原子力学会「1993春の年会」
- (5) 望月他, ATR実証炉の安全解析手法 (4), 日本原子力学会「1993春の年会」
- (6) 山川他, 流体分野における複合現象解析, 日立評論 Vol 75 No.(1993-5)
- (7) 天野他, Flameletモデルを用いたブラボディ廻りの乱流予混合火炎の数値解析, 第30回燃焼シンポジウム ('92.12・名古屋)
- (8) 稲毛他, 水素、空気及び蒸気混合気の燃焼解析, 日本原子力学会「1991春の年会」

付録一：熱流動関連計算コードと数値計算上の特徴

表2.4 热流動関連計算コ

コード名	開発機関	利川機関	使用経年数	公開/非公開	解析範囲					解析対象		
					定常過渡	圧縮非圧縮	熱計算	構造力学計算	汎用限定	原子力システム	事象	典型的な熱流動現象
ASFRE	PNC	PNC	5	N	B	I	Y	N	S	F(S/A)	事故(LOF, LOHS, 開窓)	FC, NC, 潜環流
BODYFIT	ANL	PNC	0.5	N	S	I	Y	N	G	限定せず	G	G
CANAC-II	MHI	MHI	3	N	T	C	Y	N	S	P(プラント全体)	事故(SBLOCA)	B, 2φ
COBRA-IV-I	PNL	CRC他	8	Y	B	I	Y	N	S	L, F, G(R/B)	G	FC, B
COBRA-BWR	NAIG-東芝	NAIG-東芝	4	N	B	C	Y	N	S	B(R/B)	G	MCPR, BT
COMMIX	ANL	PNC	3	N	B	I	Y	N	G	限定せず	G	G
COMTAC	MHI	MHI	6	N	B	I	Y	N	G	P(機器)	G	G
FIT-III	MHI	MHI	8	N	S	C	Y	N	S	P管群	SG, HT	B-HT
FLORA	日立EL	日立	0.5	N	T	C	Y	N	S	B(か心)	事故(LOCA)	B, 2φ
HAMTAC	KHI	KHI	3	N	B	I	Y	N	G	F(プレナム)	G	G
HIBODY	日立EL	日立	2	N	S	I	Y	N	G	L, F(機器)	G	G
HIJET	日立EL	日立	2	N	T	C	Y	N	G	過渡現象(ショットフロース)	気液/同気二相流	
MAPHY	MHI	MHI	4	N	T	C	Y	N	S	P	LOCA後	混合ガスの対流放散
MARCH	BCL	JAERI	4	Y	T	C	Y	N	S	L	SCD	加熱燃焼送現象
MENUET	日立EL	日立	2	N	B	C	Y	N	S	B(R/B)	G	圧損, BT等

記号説明 (特に説明を要するもの)

(①) Y: 公開
N: 非公開
MHI: 三菱重工
KHI: 川崎重工
BCL: Battelle Columbus
PI: Physics International
NAIG: 日本原子力事業
EL: 日立エレキ
LANL: Los Alamos
IENL: Idaho Engi
(②) I: 邪正解性
S: 限定
G: 洪川
(③) Y: 有
N: 無
F: FER
L: LWR
B: BWR
P: PWR
G: ガスが
R/B: Rod Bundle
S/A: Subassembly
(④) LOF: Loss-of-Flow
LOHS: Loss-of-Heat-Sink
P: General
HT: Heat Transfer
SCD: Severe Core Damage
HICDA: Hydrodynamic core disruptive accident
(⑤) FC: Forced Convection
NC: Natural Convection
B: Boiling一般
2φ: 2回路
G: General
BT: Boiling Transition

ードと数値計算上の特色

数値計算上の特色										備考
項	保存方程式数	次元	座標	空間精度	時間精度	解法	行列解法	乱流	その他	
1	3	2'D	サブチャネル	1	1	修正ニュートン法	SOR2D(GE)	M.C.		
1	3	3D	曲線座標系	1	—	ICE	SOR0	k-ε		
2	d	1D	NW	1	—	—	D(GE)	—		---は不明(以下同様)
1, 2	3s	2'D	サブチャネル	1	1	1, ACE	SOR0GS	M.C.		
2	d	2'D	サブチャネル	1	1	ACE	SOR0	M.C.		
1	3	3D	XYZ rθZ	1	1	1(SIMPLEST)	SOR0	1+eq.		
1	3	3D	XYZ rθ	—	—	FEM ベナルティ法	D(Front法)	なし	対流項: Stream Line Upwind	構造適応
2	3s	3D	XYZ	1	—	ICE	SOR0	—		
2	d	1D	NW	1	1	前進オイラー	D(GE)	なし	熱伝導: Crank Nicolson	
1	3	2D	YZ rZ	1	1	SIMPLE SIMPLER	SOR1	k-ε		ベンソンボイラのガス流动解析にも適用
1	3	3D	曲線座標系	1	—	—	BCG	k-ε	Boundary Fit	
1, 2	3	3D	XYZ	2	1	FLIC (陽解法)	なし	なし		単相はボテンシャル流
1 (多成分)	--	1D	—	1	2	W-2法*	D	なし		* Int. J. Comp. Meth. 9(1981) pp. 81-88
2 (多成分)	—	1D	—	1	1	—	—	なし		
2	5d	2'D	サブチャネル	1	1	修正ニュートン法	—	なし		

(①) 1: 単相
2: 2相
d: drift flux
s: ship model
(②) d: 乱流
s: 半乱流
SI: 半 implicit
MSI: Modified Semi-implicit
E: Explicit
NW: Net work
2'D: 4軸2次元
3D: 4軸6次元
(③) I: 隐れ
SI: 半隠れ
GE: カクタス法
SS: Successive Substitution
GFEM: Galerkin FEM
(④) D: 直接解法
SOR: 点SOR
SOR2: 面SOR
SOR3: 曲面SOR
GE: カクタス法
GS: ガス, ダイアル法
S: スカイライン法
W.F.: ワーブプロット法
PCR: 前処理対角消去法
PHCG: 前処理対角共役勾配法
(⑤) MC: 混合係数モデル
ML: Mixing Lengthモデル
SUO: Skew Upwind Scheme

コード名	開発機関	利用機関	使用機器台数	公開/非公開	解析範囲				解析対象			
					定常過渡	圧縮非圧縮	熱計算	構造力学計算	汎用限定	原子炉システム	事象	典型的な熱流動現象
MINCS	JAERI	JAERI	3	N	B	C	Y	N	G	L	各種事故象	過渡二相流
PHOENICS	CIAM	CRC他	4	Y	B	I, C	Y	N	G	限定せず	G	G
PISCES	PI	PNC	3	N	T	C	Y	Y	G	F	HICDA	衝撃波・構造相互作用
RELAM	JAERI	JAERI	8	Y	S	I	Y	N	S	G	G, HT	乱流・層流 熱伝達
RELAP4/MOD6	EG&G JAERI 他	>10	Y	T	C	Y	N	G	L	過渡・事故 (LOCA他)	プローダウン 再冠水	
RELAP5/MOD1	EG&G JAERI 他	5	Y	T	C	Y	N	G	L	過渡・事故 (LOCA他)	プローダウン 再冠水	
RETRAN-02	EPRI/EI NAIG 他	6	Y	T	C	Y	N	G	L	過渡・事故 (LOCA他)	プローダウン 再冠水, 他	
RETRAN-PR	日本鋼管	日本鋼管	2	N	T	C	Y	N	S	研究が 事故	—	
SABENA	PNC	PNC	3	N	B	C	Y	N	S	F(S/A)	FC, NC-B, CHF, post dryout	
SAFER	東芝・II 立・GE 同左	6	N	T	C	Y	N	S	B	過渡・事故 (LOCA他)	過渡二相流	
SALE	LANSI	CRC他	2	Y	T	C	N	N	G	限定せず	—	
SAS 3D	ANL	PNC	6	N	T	C	Y	燃料ビン Y	G	F	事故 (LOF, TOP, 他)	B, 燃料スラ シビング, クラ ップドロケ ーション等
SEETHE-B	東芝	東芝 (76-78)	N	T	I	Y	N	S	F	事故 (LOF, TOP, 他)	FC, B, 循環流	
SICOII-3D	MHI	MHI	4	N	S	C	Y	N	G	—	ガスターイン, 燃料キャスクラ ンジ定常流れ	FC, NC, 乱流
SIMMER-II	LNL	PNC	5	N	T	C	Y	N	S	F(燃心)	HICDA	燃心物質の 熱流動力学的 運動
SOLA	LNL	NAIG	—	Y	T	I	N	N	G	—	G	—
SOLA-IBM	IBM	IBM	4	N	T	I	Y	N	G	—	G	Na熱流動 ストラテイフ イケーション
SOLA-VOF	LNL	KIII	—	Y	T	C	N	N	G	—	G	配管破断時 の流出挙動
SOR	九州大	九州大	2	Y	S	I	Y	N	S	—	—	NC

数値計算上の特色											備考
相	保存方程式数	次元	座標	空間精度	時間精度	解法	行列解法	乱流	その他		
2	6	1D	Z	1	1	ニュートン法	SOR, D	なし			
1, 2	3, 6 ↓	3D 曲線	XYZ $r\theta Z$	2	1	SIMPLE/ SIMPLER	SOR	k-ε又は ML	対流・拡散： hybrid法		
1	3	2D	rZ	1	1	ICE	SOR	なし			
1	3	1D	Z	1	—	—	D	k-kL, k-ε			
2 (2成分)	3s	1D	—	1	1	FLASH	GS, D	なし			
2 (2成分)	5	1D	Z	1	1	ニュートン法	D	なし			
2	3s	1D	Z	1	1	FLASH	SOR	なし			
2	3s	1D	Z	1	1	FLASH	SOR, D	なし			JRR-3改進版の安 全解析
2	6	2'D	サブチャネル	1	1	ニュートンラ ソルバ	SOR2, D	MC			多次元沸騰詳細解析
2	d	1D	Z	1	1	—	—	—	なし		
1	3	3D	XYZ $r\theta Z$ ラグランジ系	1	1	ALE	—	なし			
2	3+	1D 多チャネル	Z ラグランジ系	1	1	—	D	なし	マルチスラグモ デル	反応度計算 物質移動	
1, 2	3	2D	XY-θ	1	1	ICE	D	なし			沸騰領域は単気流ラ グランジの扱い
1, 固気2相流	3	3D	XYZ $r\theta Z$	—	—	SIMPLE	SOR2	k-ε			燃焼解析 自然対流・輻射
多相 多成分	—	2D	r-Z X-Z	—	1	IMF	SOR1	なし			
1	—	2D	XY rZ	1	1	ICE	SOR0	なし			ブルスウェル解析
1	—	3D	XYZ $r\theta Z$	1	1	ICE	SOR0	なし			
2	—	2D	XY rZ	—	—	SMAC	—	なし			
1	—	3D	rθZ	2	—	SS	GS	なし			環状空間内自然対流 解析

コード名	開 開 機 機 開	利 用 機 機 開	使 用 經 驗 年 数	公 開 ／ 非 公 開	解 析 範 囲					解 析 對 象			
					定常 過渡	非 規 則 性	熱計算	構造力 学計算	汎用 制約	原子 炉 システム	事 象	典型的な 熱流動現象	
SPIRAL	PNC	PNC	0.5	N	S	I	Y	N	S	F(S/A)	—	FC, HT	
SSC-L	BNL	PNC	4	N	B	I	Y	N	G	F (プラント全体)	過渡及び事故事象	プラント動特性	
STANDY	日立EL	日立	3	N	T	I	Y	N	S	B(炉心)	過渡及び動特性	密度波伝播	
STREAM	—	KIII 他	1/4	Y	B	I	Y	N	G	限定せず	G	FC, NC 乱流	
THALES-BM	JAERI	JAERI	1/2	N	T	C	Y	N	S	B(炉心冷却系)	SCD	炉心溶融	
THALES-CV	JAERI	JAERI	1	N	T	C	Y	N	S	格納容器	SCD	“	
THALES-PM	JAERI	JAERI	2	N	T	C	Y	N	S	P(炉心冷却系)	SCD	“	
THERVIS-III	日立EL	日立	4	N	B	I	Y	N	G	限定せず	G	FC, NC 乱流	
TLEPRET	KIII	KIII	3	N	S	I	Y	N	G	G(燃料要素)	G	管内F.C.	
TRAC-PFI	LANL	JAERI	1	N	B	C	Y	N	G	P(炉心冷却系)	LOCA	プローダウン 再冠	
TRAC-BDI/V12	IENL	NAIG	4	N	T	C	Y	N	G	B(炉心冷却系)	LOCA	プローダウン 再冠	
VARR-II	SAI	KIII	7	N	B	I	Y	N	G	限定せず	G	FC, NC 乱流	

その他の

汎用コード	MIII	MIII	8	N	B	I/C	Y	N	G	熱交・ダクト	G	FC, NC 乱流	
ボイラ火かき解析コード	MIII	MIII	5	N	S	C	Y	N	S	ボイラー	G	FC, 亂流	
内燃機関解析コード	MIII	MIII	5	N	T	C	Y	N	S	内燃機関	G	FC, 亂流	
凝縮器解析コード	MIII	MIII	5	N	S	C	Y	N	G	凝縮器	G	FC, 亂流	

数値計算上の特色									備考
組	保有方程式数	次元	座標	空間精度	時間精度	解法	行列解法	基底	
1	—	3D	XYZ	2	—	GFEM	D, CG	0 eq.	分布定数系解析
1	—	NW	—	—	—	予測子・修正子 法	GS	なし	
2	—	1D	—	1	1	—	—	なし	
1	4	3D	FEM BEM	1	1	ニュートンラブ ソン法	S, W, F	k - ε SGS	自由表面 濃度計算
2	—	1D	—	1	1	—	—	なし	
2	—	1D	—	1	1	—	—	なし	
2	—	1D	—	1	1	—	—	なし	
1	3	3D	XYZ rθZ	2	2	SIMPLE	SORO CG	k - ε SUD	
1	3	2D	XY rZ	2	—	単純繰返代入 法	D(GE)	k - ε k - ε NW	燃料ビン温度計算
2	7	NW 3D	rθZ	1	1	ニュートン法	D(GE)	なし	SETS法
2	7	3D	rθZ	1	1	ニュートンラブ ソン法	GS	なし	
1	3	2D	XY rθ	2	2	ICE	SORO PCR PBCG	k - ε	EXQUISITE

1	3	2D	XY rZ	—	—	FEM	—	0 - eq. 2 - eq.	熱交・ボイラ内流れ 検討
1 (air)	3	3D	XYZ	—	—	FEM	—	0 - eq. 2 - eq.	ボイラ火かき内3D流れ 解析
1 (air)	3	3D	rθZ	—	—	FEM	—	0 - eq. 2 - eq.	内燃機関内3D流れ 解析
2	3	2D	XY	—	—	FEM	—	0 - eq.	凝縮を伴う流れの解 析

325. ブラフボディ周りの予混合燃焼の数値シミュレーション

Numerical Simulation of Pre-Mixed Combustion around Bluff Body.

機正 *稻毛 真一(日立・エネ研) 天野 研(日立・エネ研)
機正 山川 正剛(日立・エネ研) 化工正 谷口 正行(日立・日研)

S. Inage, K. Amano, M. Yamakawa AND M. Taniguti*
Energy Research Laboratory, Hitachi Ltd.
1168, Moriyama, Hitachi, Ibaraki 316
*Hitachi Research Laboratory, Hitachi Ltd.

Key word : Combustion, turbulence, Numerical Simulation, Combustion Model

1. 緒言

燃焼には、燃料と空気を別々に吹きだし拡散により混合させながら燃焼させる拡散燃焼方式と燃料と空気を予め均一濃度に混合し燃焼させる予混合燃焼方式とがある。予混合燃焼方式は拡散燃焼方式に比べ高負荷燃焼に適するものの、逆火、火炎の吹き飛び等が生じやすく火炎安定燃焼範囲が狭いのが難点である。このため、希薄予混合燃焼方式では、火炎の吹き飛びを如何に抑えるかが課題となる。安定燃焼範囲を広げるために、予混合気中にブラフボディと呼ばれる構造物を設置する手法がよく用いられている⁽¹⁾。このようなブラフボディ形状の最適化等は従来実験に依るところが大きかったが、開発期間の短縮、コスト低減の点から数値解析による評価が強く望まれている。さらに、火炎の吹き飛び等は時間にして数msec程度の現象であるため、その本質を実験的に明らかにすることが困難であった。そこで、本研究では対話型システムを用いた燃焼数値シミュレーションシステムを開発し、ブラフボディ周りの予混合燃焼を解析し、さらに、結果をビジュアル化し、火炎安定化機構及び火炎の吹き飛びのメカニズムについて検討した。

2. 解析対象

解析対象は、文献1の谷口らによる実験体系を用いた。解析体系は、図1に示すように円盤型のブラフボディがバーナー出口の上方に設置されたものである。バーナーからは、メタン-空気混合気が供給され、ブラフボディ上部で燃焼が行われる。解析は、軸対称性を考慮して二次元円筒座標系で行った。メッシュの一例を図2に示す。

3. 解析方法

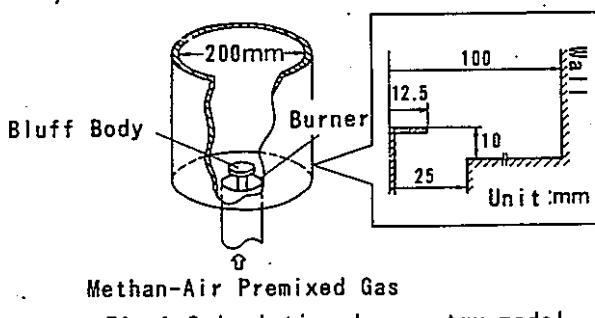
燃焼器内の燃焼は、流速が音速を超えないことから、密度の温度依存性を考慮すれば、非圧縮性(音速無限大)の近似が成立する。基礎式は、質量、運動量、エンタルピー及び化学種の反応進行度に関する各保存式を用いた。基礎式の離散化には、差分法を用いた。特に運動量式の移流項には三次精度の風上差分法を用い、数値誤差の低減を図った。また、乱流モデルには標準

$k - \epsilon$ モデルを用いた。さらに、燃焼モデルには、 Brayらにより提唱されたFlameletモデル⁽²⁾を使用した。Flameletモデルでは、反応速度Wを次式で与える。

$$w = \rho \cdot S_u \cdot G \frac{(1 + \tau) c (1 - c)}{\ell (1 + \tau c)^2} \quad \dots \quad (1)$$

ここに、
 ρ : 密度、
 S_u : 層流燃焼速度、
 c : 反応進行度、
 G : 定数($=3.0$)、
 ℓ : 乱流スケール($=c \cdot k^{3/2} / \epsilon$)
 k : 乱流エネルギー、
 ϵ : k の散逸率

化学反応はメタン-酸素の一段総括反応を考えた。境界条件として流速は壁で壁関数を用い、出口は自由流



Methan-Air Premixed Gas

Fig. 1 Calculational geometry model

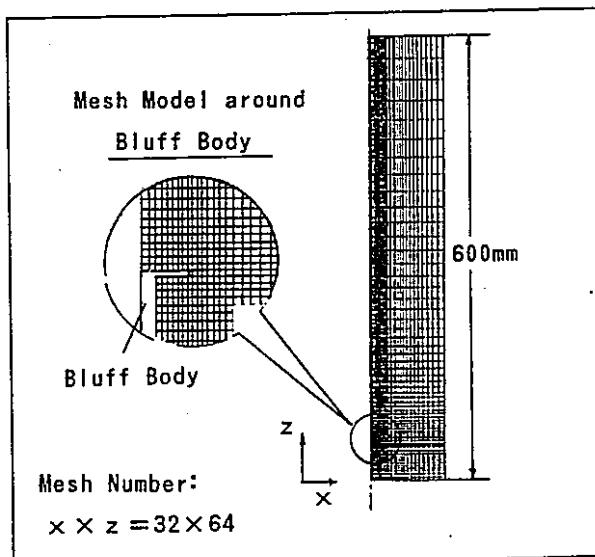


Fig. 2 Mesh model

出とした。また、温度は壁面温度を実験に基づき600°Cとした。なお、輻射効果は6-Fluxモデルを採用した。

4. 解析結果

図3には、入口流速12m/s、入口温度50°C、空気比1.2の場合の温度分布及び流線を示す。流線図より、プラフボディ上及びその周囲に循環流が形成されていることがわかる。プラフボディ上に火炎が安定に存在し、その中心部で約1600°Cとなっている。プラフボディ周囲の循環流は、壁で冷却された約600°Cの既燃気体をバーナー出口に輸送している。このように予混合気中にプラフボディを設置することにより、循環流が形成され火炎の安定化が図られるという従来の知見を確認できた。

図4には、解析結果を動画表示し、火炎の吹き飛びを可視化した様子を示す。初期条件として、入口流速20m/sのときの定常解を与えており。解析条件として、空気比を1.2に固定したまま火炎の吹き飛びが生じるまで、入口流速を段々と増加させた。色で温度の高さを、マーカーの移動により流速の大きさ及び方向を示す。この場合も、火炎中に形成される循環流により流速が30m/s程度までは、火炎が安定に形成されている(図4 a)。流速が早くなるにつれ、周囲の冷却された既燃気体が火炎中に巻き込まれ火炎の温度を低下させる(図4 b)。さらに流速が早くなると、既燃気体の巻き込み量は、さらに増大し火炎の低温化を促進する。その際、既燃気体はプラフボディ上の循環流上側より巻き込まれるため、循環流上側で循環流中の高温部分と上部に向かう高温部分とに分離される(図4 f~g)。火炎温度が十分に下がると燃焼を継続できなくなり、火炎の吹き飛びに至る。下流側に火炎が吹き飛んだ後も、循環流により周囲の気体は、巻き込まれ続け循環流内部を時々冷却する(図4 g~h)。このように、周囲の冷たい気体の巻き込みによる火炎の吹き飛びの機構を明らかにできた。

5. まとめ

標準 $k - \epsilon$ モデルとFlameletモデルに基づく化学反応速度を用いてプラフボディ周りの予混合燃焼の数値解析を行い、以下の結論を得た。

- (1) プラフボディ上部に循環流が形成され、火炎が安定化される機構が確認できた。
- (2) 入口流速の増加とともに、火炎に周囲の気体が巻き込まれ火炎温度が低下し、吹き飛びに至る機構が明らかにできた。

参考文献

1. 谷口ほか：第28回燃焼シンポジウム前刷集、p. 119, 1990.
2. 化学工業協会編、化学工学便覧改定4版、丸善
3. Cant.R.S., Bray,K.N.C.:22nd Symp.(Int.)

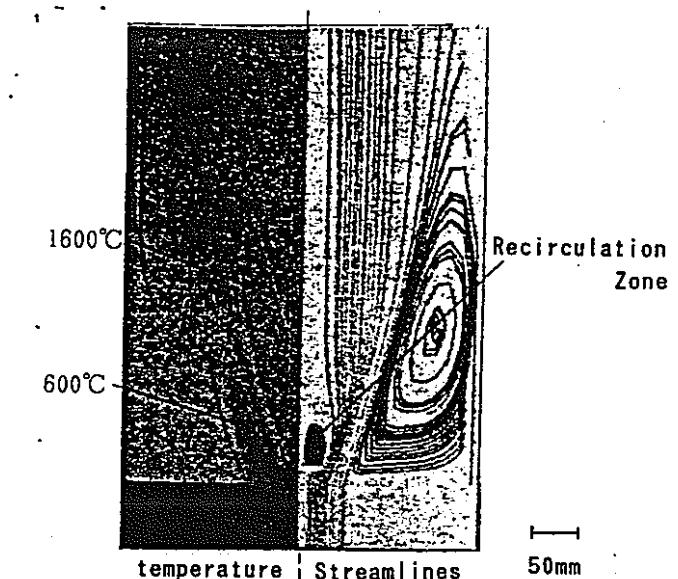


Fig.3 Distribution of temperature and Streamlines

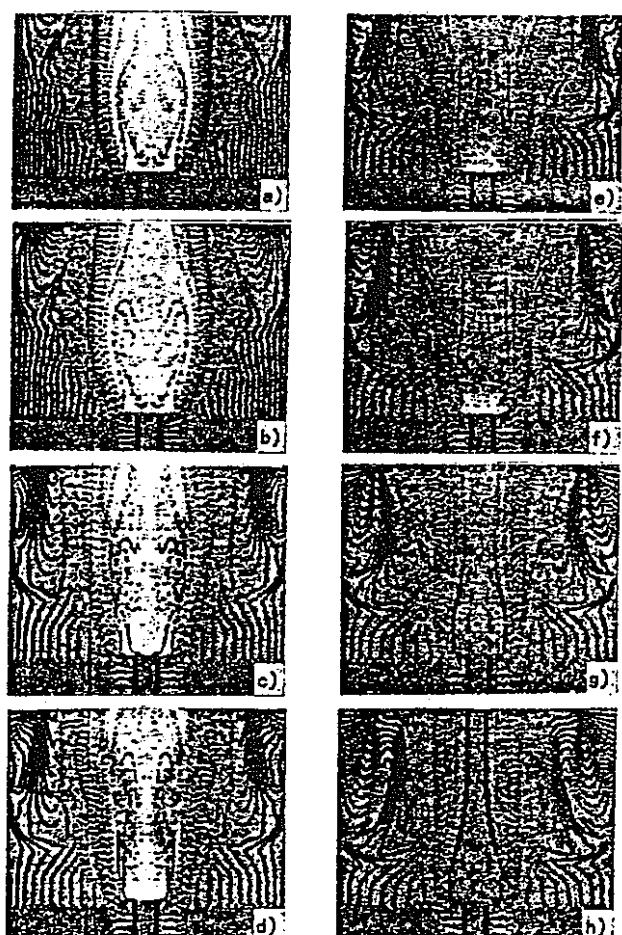


Fig.4 Visualized results of blowoff

新型転換炉実証炉安全評価手法の開発と実証

Development and Verification of Safety Evaluation Methods for the Demonstration Heavy Water Moderated, Boiling Light Water Cooled Reactor

現在、電源開発株式会社を中心に、重水減速沸騰軽水冷却圧力管型の新型転換炉実証炉の設計が進められている。新型転換炉実証炉の安全評価は、炉心部が多数の圧力管群で構成されていることなど軽水炉と異なる点があり、新型転換炉原型炉「ふげん」で開発された安全評価手法をベースに、その後の新しい知見を反映して解析コードの改良・開発が行なわれてきた。

本稿は、新型転換炉実証炉の安全評価手法及びその検証の概要について述べるものである。新型転換炉実証炉の安全評価手法は、実験検証によってその保守性、妥当性が確認されており、また「安全評価指針」や「ECCS性能評価指針」で要求される安全評価に十分に対応できるものである。

遠水義孝* Yoshitaka Hayamizu
大月博** Atushi Ootsuki
真野多喜夫*** Takio Mano
内山仁*** Hitoshi Uchiyama
石井孝信*** Takanobu Ishii

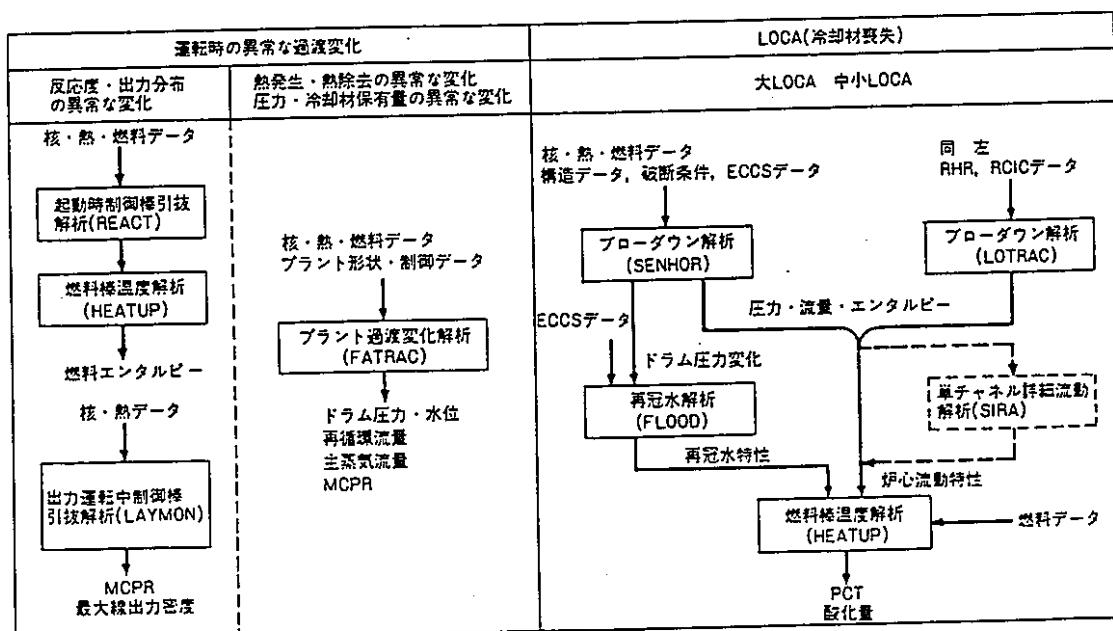
緒 言

現在、電源開発株式会社を中心として、重水減速沸騰軽水冷却圧力管型の新型転換炉実証炉の設計が進められており、日立製作所は安全設計、安全評価を担当している。新型転換炉実証炉は、原子炉冷却材が約 7 MPa の沸騰軽水である点で在来の沸騰水型動力炉(以下、BWRと言ふ。)と類似しているところが多いが、減速材に重水を使用していること、また炉心部が多数の圧力管群で構成されていることなど、BWRと種々異なる特徴をもっており、これらの特徴を考慮した安全評価が必要である。新型転換炉実証炉の安全評価手法は、原型炉「ふげん」(以下、「ふげん」と言う。)で開発された安全評価手法をベースに、その後の動力炉・核燃料開発事業団の試験などによる新しい知見、「ふげん」起動試験結果などを反映し、改良、開発及び検証が行なわれてきた。本稿は、安全評価手法の開発及び検証について紹介するものである。

2 安全評価解析コードシステム

新型転換炉実証炉では、「発電用軽水型原子炉施設の安全評価に関する審査指針について」(以下、「安全評価指針」と言う。)を参考とし、軽水炉と同等の安全評価を行なうこととしている。図1は、新型転換炉実証炉の安全評価に使用する解析コードシステムを示したものであり、「運転時の異常な過渡変化」の解析用コードシステムとLOCA(冷却材喪失事故)解析用のコードシステムとに大別することができる。「運転時の異常な過渡変化」のうち、炉心内の熱発生又は熱除去の異常な変化、原子炉冷却材又は原子炉冷却材保有量の異常な変化となる事象については、プラント過渡変化解析コードFATRACにより解析を行なう。

また、炉心内の反応度、出力分布の異常な変化となる事象については、解析コードREACT、HEATUP及びLAYMONを用いる。このうち前者の二つのコードは、起動時の制御棒



注: 1. REACT, HEATUP, LAYMON, FATRAC, SENHOR, FLOOD, LOTTRAC及びSIRAは解析コード

2. 略語説明
MPCR(Minimum Critical Power Ratio)
RHR(Residual Heat Removal System)
RCIC(Reactor Core Isolation Cooling System)
PCT(Peak Cladding Temperature)

図1 新型転換炉実証炉安全評価コードシステム
各コードは「安全評価指針」及び「ECCS性能評価指針」の要求を満たしている。

引抜解析を、また後者は、出力運転中の制御棒引抜解析を行なうものである。FATRACコードは、圧力管型原子炉用に開発され、「ふげん」の起動試験解析により妥当性が検証されている。更に、その後の動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センターでの実験結果を反映して、精度の向上などが図られている。「事故」の解析の中で中心となるLOCA時の安全解析には、大LOCAに対しては、圧力管型原子炉用に開発したブローダウン解析コードSENHOR、非常用炉心冷却設備(以下、「ECCS」と言う。)による炉心再冠水解析コードFLOOD、及び燃料棒温度解析コードHEATUPを用いる。また、中小LOCAに対しては、長時間のブローダウン挙動の解析が必要となることから、別に開発した長時間ブローダウン解析コードLOTRAC、及び燃料温度解析コードHEATUPを用いる。更に、必要な場合には、解析コードSIRAにより単チャネル内の詳細な流動伝熱挙動が評価される。

運転時の異常な過渡変化の評価手法とLOCAの評価手法について、その詳細を以下に述べる。

3 評価手法及び検証

3.1 運転時の異常な過渡変化の評価

3.1.1 評価手法

運転時の異常な過渡変化の評価に用いる解析コードシステムは、「ふげん」で確立されたものをベースにしており、その後の新しい知見などを反映して改良を加えたものを用いている。その中で中心となるプラント過渡変化解析コードFATRACについて、以下に述べる。

原子炉を含むプラント主要系統全体の過渡変化特性の解析に使用するFATRACコードは、次の特徴をもっているが、このうち(3), (4)は実証炉の評価のために改良を加えたものである。

- (1) 原子炉冷却設備は、二つの独立な冷却ループから構成されており、これを模擬している。
- (2) 原子炉出力変化は、一点近似動特性方程式を用い、制御棒操作量、ボイド体積率、燃料温度及び減速材温度の変化による反応度変化を模擬している。
- (3) 原子炉出力制御系、主蒸気圧力制御系、給水制御系及び安全保護系のモデルは、実証炉のそれを組み込んでいる。
- (4) 動力炉・核燃料開発事業団が大型流動伝熱ループでの試験とともに開発し、妥当性を確認した過渡時の燃料熱的健全性評価手法である最小限界出力比による評価を適用している。

3.1.2 検証

FATRACコードの検証は、これを用いて設計及び評価した「ふげん」での起動試験の結果と、それに対応する解析結果の比較が動力炉・核燃料開発事業団によって起動試験の各過程で行なわれ確認されている。図2に典型的な圧力上昇事象の一つである発電機負荷遮断時の試験結果と解析結果の比較図を、また、図3に冷却材流量減少事象である再循環ポンプ停止時の試験結果と解析結果の比較を示す。解析結果は、圧力の上昇降下時の変化を多少大きめに評価しているが、燃料の冷却性能を示す重要な要素である中性子束及び流量などについては、実機での状態量の挙動を良く模擬しており、本コードの妥当性を示している。

3.2 事故の評価

3.2.1 評価手法

事故の評価手法に関して、「ふげん」で開発された解析コードをベースにして、精度向上のため、動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センターでの実験などによる新知見を反映し

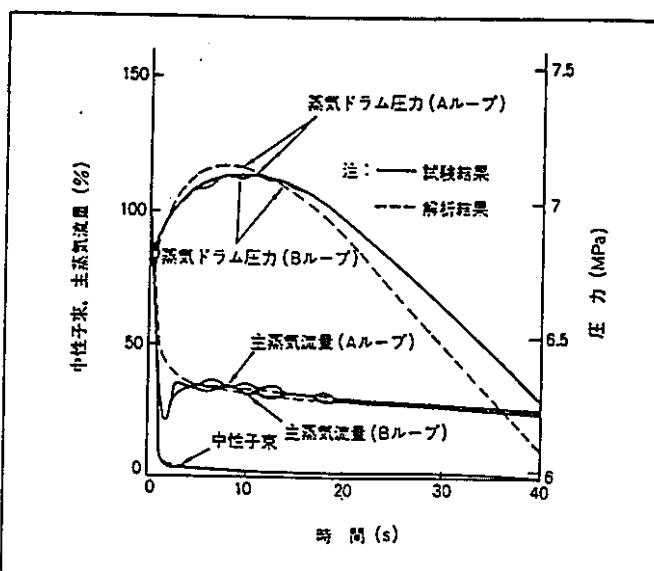


図2 圧力上昇事象時の試験結果と解析結果の比較 「ふげん」の定格出力での発電機負荷遮断時の試験結果と解析結果の比較を示す。発電機負荷遮断により蒸気加減弁が閉鎖し、原子炉はスクラムする。主蒸気流量の減少により圧力が上昇する。解析結果は圧力変化を大きめに評価するが、試験結果と良く一致している。

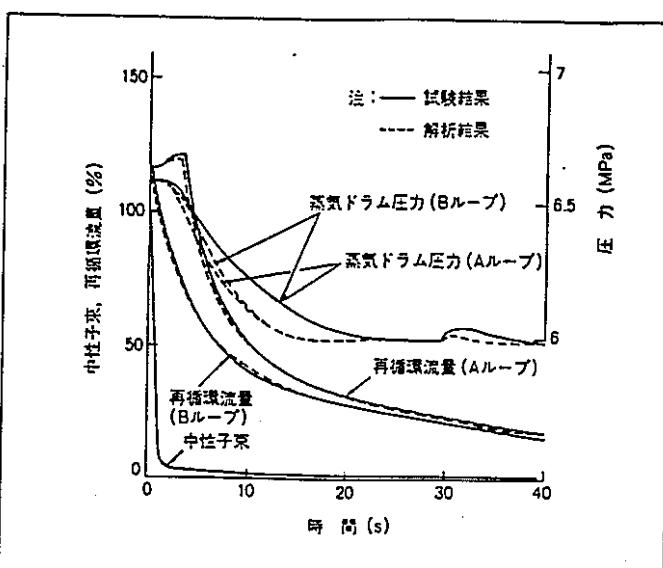


図3 冷却材流量減少事象時の試験結果と解析結果の比較 「ふげん」の定格出力での冷却系Bループの再循環ポンプ2台停止時の試験結果と解析結果の比較を示す。再循環ポンプの停止により原子炉はスクラムし、Aループの再循環ポンプも停止する。再循環流量変化など、試験結果と解析結果は良く一致している。

た評価手法の付加が行なわれている。これらの改良によって、ECCS(Emergency Core Cooling System)容量を合理化することができるようになった。

SENHORコードの流動の基本式では、「ふげん」と同様に以下に示す三つの保存則を基礎としている。

$$\frac{\partial}{\partial t} [\alpha \rho_s + (1-\alpha) \rho_l] + \frac{\partial}{\partial z} [\alpha \rho_s V_s + (1-\alpha) \rho_l V_l] = M \quad (\text{質量保存則})$$

$$\frac{1}{g} \frac{\partial}{\partial t} [\alpha \rho_s V_s^2 + (1-\alpha) \rho_l V_l^2] + \frac{1}{g} \frac{\partial P}{\partial z} = K \quad (\text{運動量保存則})$$

$$\frac{\partial}{\partial t} \left[\alpha \rho_s (H_s - \frac{V_s^2}{2g}) + (1-\alpha) \rho_l (H_l - \frac{V_l^2}{2g}) \right] \\ + \frac{\partial}{\partial z} \left(\alpha \rho_s V_s (H_s - \frac{V_s^2}{2g}) + (1-\alpha) \rho_l V_l (H_l - \frac{V_l^2}{2g}) \right) \\ - \frac{\partial P}{\partial t} = U \quad [\text{エネルギー保存則}]$$

ここで
 V: 流速
 P: 圧力
 H: エンタルピー
 α : ポイド率
 ρ : 密度
 z: 長さ
 t: 時間
 g: 重力加速度
 M: 外部からの流体に加えられる質量
 K: 外部から流体に加えられる運動量
 U: 外部から流体に加えられるエネルギー
 添字 g: 飽和蒸気
 l: 飽和水

以下に、新型転換炉実証炉用に改良した事故の評価手法及びモデルについて述べる。

(1) 二相流体の挙動モデル

大LOCA時のプローダウン評価では、「ふげん」と同様にスリップ比を基礎としたモデルで評価しているが、中小LOCA時のプローダウン評価では、自然循環流量域にも適用できるよう、動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センターで新しく開発した流量依存のポイド相關式を用いている。また、単チャネル内の二相流挙動を詳細に評価できるように、ドリフトフラックスモデルを採用した単チャネル詳細流動評価コードを開発した。以上により、二相相互の流れの様相の影響がより精度良く評価できるようになった。

(2) 热出力モデル

核分裂による出力の変化は、スクラム反応度、ドップラー反応度、ポイド反応度を考慮し空間1点近似特性方程式により計算する。崩壊熱の評価に当たっては、核分裂生成物及びアクチニドによるものを考慮し、図4に示すANSI/ANS(American National Standards Institute, Inc./American National Standards)-5.1-1979に基づいて、保守性を保持し

表1 热伝達率モデル 热伝達率評価式の組み合わせは、式の適用を考慮して、冷却材の状態に応じて使用している。

領域	モデル	式
サブクール領域	Dittus-Boelter	$Nu = 0.023 Re^{0.4} Pr^{0.4}$ $H_f = Nu \cdot \frac{\lambda}{De}$
核沸騰領域	Jens-Lottes	$dTs = 0.82 q + q^2 - \frac{q}{De}$ $H_f = \frac{q}{dT_s} = \frac{1}{0.82} q^2 e^{\left(\frac{q}{De}\right)}$
0.0 < $x < 1.0$ $P \leq 500 \text{ psia}$ の場合	Rohsenow-Dougal	$H_f = 0.023 \frac{\lambda_s}{De} Pr^{0.4} (Re_s(x - \frac{\rho_s}{\rho_l}(1-x)))^{0.8}$
0.0 < $x < 0.95$ $P > 500 \text{ psia}$ の場合	Groeneveld	$Y = 1.0 - 0.1(1-x)^{0.4} (\frac{\rho_l}{\rho_e} - 1)^{0.4}$ $H_f = 0.052 \frac{\lambda_s}{De} Pr^{1.25} w (Re_s(x - \frac{\rho_s}{\rho_l}(1-x)))^{0.444} Y^{-1}$
0.95 < $x < 1.0$ $P > 500 \text{ psia}$ の場合	Groeneveld と McEligot の簡便式*	
スーパーヒート領域	McEligot	$H_f = 0.02 \left(\frac{\lambda_s}{De} \right) Pr b^{0.4} Re b^{0.4} \left(\frac{T_w}{T_b} \right)^{-0.5}$

ここに 実数 H_f : 热伝達率 ($\text{kcal}/\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{C}$)
 λ : 热伝導率 ($\text{kcal}/\text{m} \cdot \text{h} \cdot \text{C}$)
 De : 水路等径断面 (m)
 Pr : プラントル数
 Re : 流路等温断面 (m)
 q : 表面熱流束 ($\text{kcal}/\text{m}^2 \cdot \text{h}$)
 Re_s : 冷却材との温差 (C)
 ρ : 密度 (kg/m^3)
 ρ_s : 蒸気 (kg/m^3)
 ρ_l : 饱和水 (kg/m^3)
 P : 圧力 (kg/cm^2)
 w : 水量
 x : クオリティ
 T : 温度 (K)
 b : 冷却材の比容量 (kg/m^3)
 t : 冷却材の温度 (C)
* クオリティ $x=0.55$ と $z=1.0$ の間を直線で内挿
psia (pound per square inch absolute)

ながらより現実に近い新型転換炉実証炉用の崩壊熱曲線を成した。

(3) 热伝達率モデル

燃料要素表面からの伝热量を計算するために用いる評価データ又はこれらの組合せは、動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センターでの実験により妥当性が確認された表1-1のモデルによる。ドライアウト後の熱伝達率に関しては、「ふげん」に比べてより現実に近いモデルを採用している。

(4) 再冠水モデル

解析での再冠水時の燃料被覆管ターンアラウンド後の熱伝達率については、図5に示すように、動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センターでの実験により得られたデータによることを見込んだ評価式で評価している。実験の結果によると、被覆管温度のターンアラウンド後の熱伝達率はECCS水が炉へ到達した後の再冠水速度に依存している。

3.2.2 検証

解析コード及びモデルの検証は、動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センターでののはば実規模の実験装置による破壊実験結果と解析コードによる計算結果との比較などにより行われている。

(1) 热伝達率モデルの検証

図6は、下降管での大破断実験時の被覆管温度変化の結果と解析結果とを比較したものである。表1に示す熱伝達率モデルを使用した場合は、実験結果に比べて解析結果がうが被覆管温度が高くなり、保守側の評価となる。また、熱とした場合に比べて実験結果に近く、より現実的な評価となる。以上より、同表に示す熱伝達率モデルを使用するは妥当であると考えられる。

(2) SENHORコードの検証

図7に、下降管大破断実験結果とSENHORコードによる解析結果との比較を示す。蒸気ドラムから水が流出するに圧力が徐々に低下し、約15秒後に蒸気ドラム内の水があり蒸気が放出され始めると、圧力の低下が大きくなる。

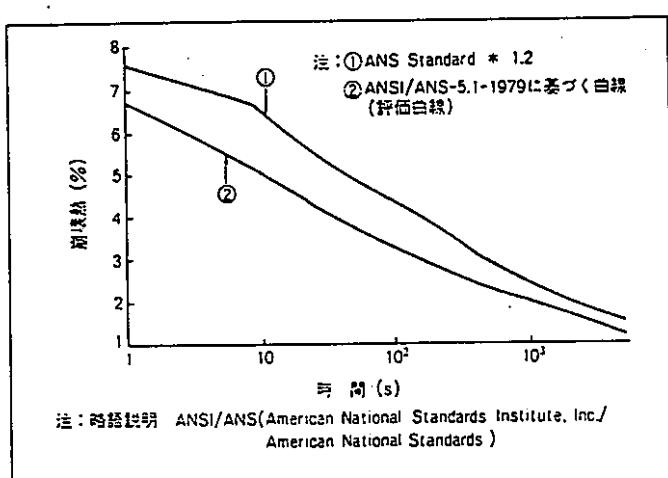


図4 崩壊熱曲線 「ふげん」では、ANS Standard * 1.2の白線を使用していたが、実証炉では、合理化的観点からECCS性能評価指針で使用が認められたANSI/ANS-5.1-1979に基づいた白線を使用している。

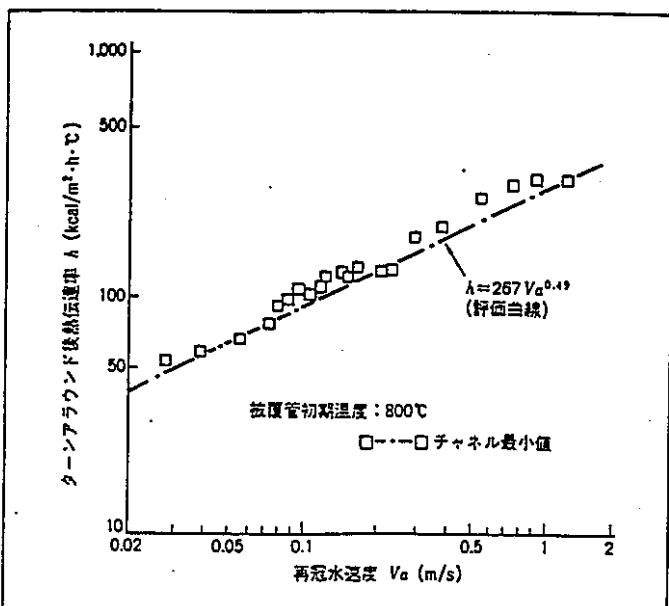


図5 ターンアラウンド後熱伝導率 ターンアラウンド後熱伝導率評価は、実験データに余裕を見込んで作成している。

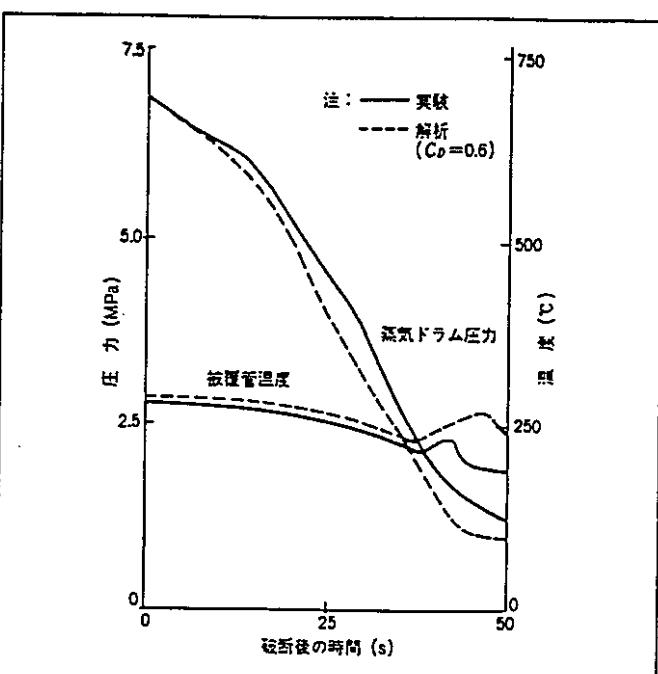


図7 実験結果とSENHORコードによる解析結果との比較(下降管大破断実験) 蒸気ドラム圧力、被覆管温度とも良好な一致を示す。

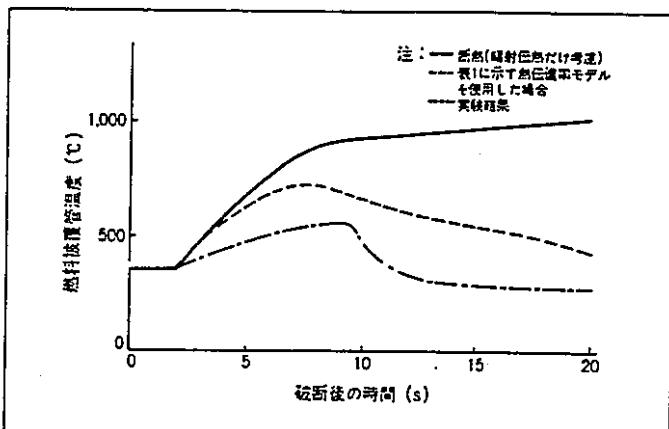


図6 被覆管温度変化の実験との比較 表1に示す熱伝導率モデルを使用すると、実験値に比べ被覆管温度が高く、保守側となっている。

圧により、ウォータードラムからフラッシングしてきた二相流により燃料冷却は維持されるが、減圧に従い炉心流量が低下する。また、ECCSの冷水をウォータードラム内に注水することによりウォータードラム内蒸気が凝縮し、炉心流量が更に低下するため、被覆管がドライアウトして温度上昇が始まる。同図に示すように、蒸気ドラム圧力変化、被覆管温度変化とともに実験結果と解析結果は良く一致している。

(3) LOTRACコードの検証

図8に下降管中小破断実験結果とLOTRACコードによる解析結果との比較を示す。本実験結果は、前述の大破断実験と破断面積が異なるだけではほぼ同様の実験であるため、現象的には同様の結果となっている。同図に示すように、蒸気ドラム圧力変化、被覆管温度変化とともに実験結果と解析結果は良く一致している。

4 結 言

以上に述べたように、新型軽水炉実証炉の安全評価手法は「ふげん」での手法をベースに、動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センターの実験、「ふげん」の起動試験結果などによる新しい知見を反映して開発が続けられてきた。これにより、

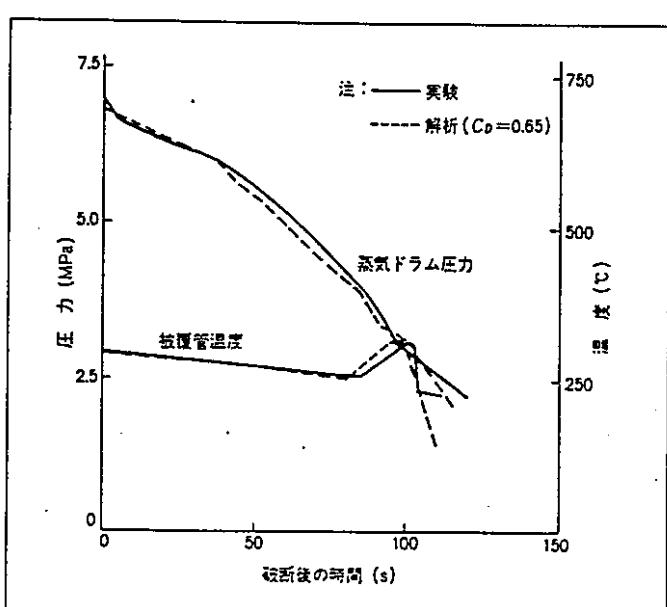


図8 実験結果とLOTRACコードによる解析結果との比較(下降管中小破断実験) 蒸気ドラム圧力、被覆管温度とも良好な一致を示す。

精度が高く、より現実的な評価が可能となり、安全評価の信頼性向上が図られる一方、ECCSなど設備の合理化にも大きく寄与している。新型軽水炉実証炉の安全評価手法の開発に当たって、終始御指導、御援助をいただいた動力炉・核燃料開発事業団及び設計の面から御助言をいただいた電源開発株式会社の関係各位に対し、心からお礼を申し上げる次第である。

参考文献

- 原子力委員会：発電用軽水型原子炉施設の安全評価に関する審査指針(昭和53年9月29日)
- 原子力安全委員会：軽水型動力炉の非常用炉心冷却系の性能評価指針について(昭和56年7月20日)
- 第17回原子力学会予稿集：C36、「ふげん」起動時動特性試験(その3)動特性試験データ処理システムの開発(1979)

（社）日本原子力学会「1993春の年会」（1993年3月27～29日、京都大）

E 11

ATR実証炉の安全解析手法(3)

-大破断プローダウン解析コードの検証-
-ATR Demonstration Plant Safety Analysis Method (3)
-Validation of Large Break Blowdown Analysis Code-

* 動燃 望月弘保* 川又伸弘* 真野多喜夫**
** 日立 Mochizuki Hiroyasu Kawamata Nobuhiro Mano Takio
*** 日立エンジニアリング 石井孝信*** ○越川善雄***
**** 電発 Ishii Takanobu Koshikawa Yoshio

1. 緒言 新型転換炉(ATR)実証炉の冷却材喪失事故解析コードが、ATR実証炉の下降管および主蒸気管の大破断を模擬した実験結果の、伝熱流動及び被覆管温度を保守側に評価することを示す。

2. 実験 実験はATR実証炉を約1/20の容積比で模擬した図1のATR安全試験装置を用いて行い、運転条件は実証炉と同一とした。加熱圧力管は、1チャンネルが、ガドリ入り燃料の最大チャンネル出力(4800kW)の発熱を模擬しており、他の5チャンネルは破断後の流量配分を模擬するため崩壊熱出力相当の200kWとした。破断口径は、実証炉の最大破断時の減圧特性に一致する6インチのラバーティックを選定した。非常用炉心冷却系として蓄圧注水系(APCI)を作動させた。

3. 解析結果 下降管大破断実験の解析結果と実験結果を図2に示す。解析コードは、フローダウン過程をSENHOR、再冠水過程をFLOOD、燃料温度をHEATUPを用いて解析した。蒸気ドーム圧力の減圧速度が、破断後5～7秒以降大きくなるのは、蒸気ドーム水位が低下して放出が蒸気相に変化することによる。解析結果は相変化のタイミングを良く再現している。被覆管温度は、実験では破断直後にドライアウトして数秒後にクエンチするが、解析ではリュエットを考慮しないモデルを用いているため初期ドライアウト後はクエンチせず、被覆管温度が高目に解析された。

主蒸気管大破断実験の解析結果を実験結果と比較して図3に示す。主蒸気管破断では、放出のクオリティが高いため、蒸気ドーム圧力は単調に減少し、解析結果はこのような減圧特性を良く再現している。被覆管温度の解析結果は、実験結果より約1秒早くドライアウトし、伝熱が保守側に計算されているため、ドライアウト後の温度上昇も大きい。

4. 結論 ATR実証炉の「安全評価」に用いている冷却材喪失事故解析コード群は、大破断事故時の伝熱流動を再現できる。また、被覆管最高温度を保守側に評価できる。なお、本研究は通産省委託事業（新型転換炉技術確証試験）により行なわれたものである。

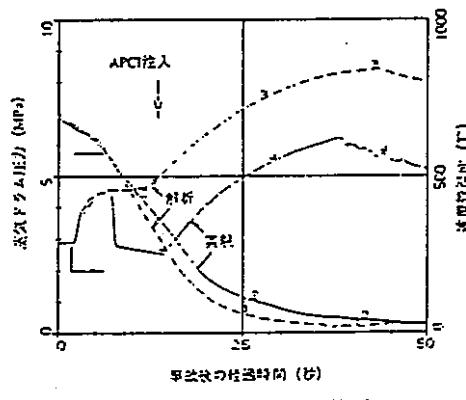
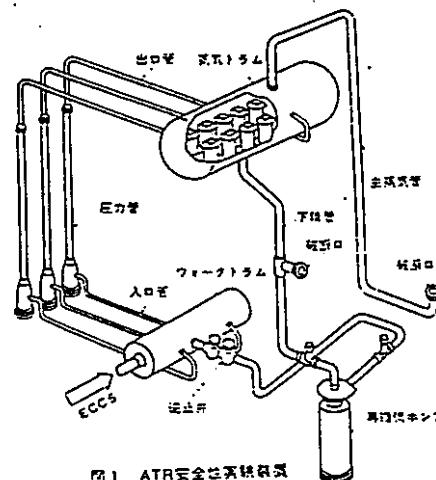


図2 下降管大破断実験の解析結果

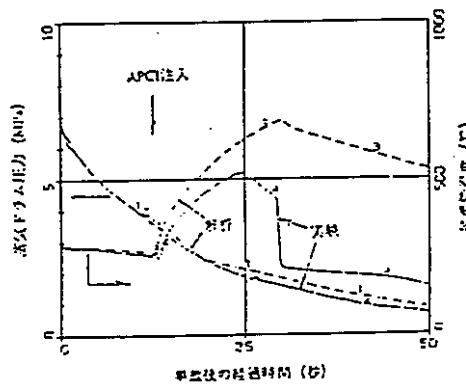


図3 生蒸気管大破断実験の解析結果

(社) 日本原子力学会「1993春の年会」(1993年3月27~29日、京都大)

E12

ATR実証炉の安全解析手法(4)

－中小破断ブローダウン解析コードの検証－

ATR Demonstration Plant Safety Analysis Method(4) -Validation of Small Break Blowdown Analysis Code-

動燃

** 日立

*** 日立エンジニアリング

電発

望月弘保・川又伸弘・

Mochizuki Hiroyasu Kawatata Nobuhiro

◎北野洋一著 王曉敬明翻

水野浩一... 下崎敬明...

MIZUNO KOUTAHI SHIMIZU HIROYUKI

熊坂勝行³³

Kumasaka Katuyuki

越川善雄著

越川義雄

KOSHIKAWA TOSHIRO

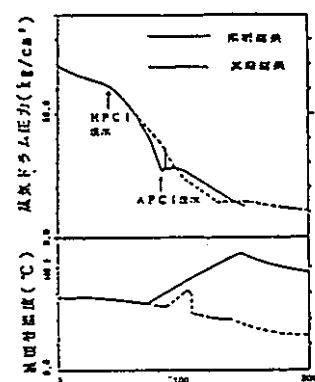
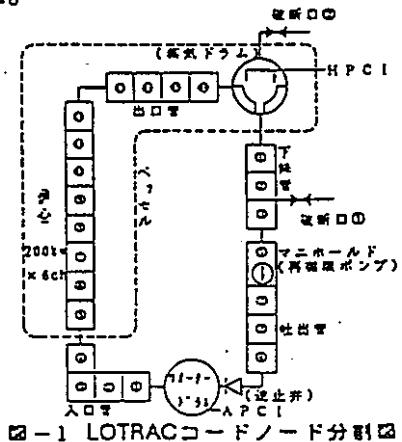
1. 緒言 新型転換炉（ATR）の冷却材喪失事故解析コードをATR実証炉の下降管および主蒸気管の中小破断を模擬した実験結果により検証した。

2. 実験 実験は A T R 安全試験装置を用いて行い、運転条件は実証炉と同一とした。加熱圧力管は崩壊熱出力相当(200kW)の6チャンネル設置されており、そのうちの1チャンネルは、実証炉ガドリニア入り燃料の出力分布を模擬している。破断口径は、実証炉の中小破断時の減圧特性に一致する2インチのラプチャーディスクを選定した。非常用炉心冷却系として高圧注水系及び蓄圧注水系を作動させた。

3. 解析結果 下降管中小破断実験の解析結果と実験結果を図2に示す。解析コードとしてはプローダウン・再冠水評価にはLOTRACを、燃料温度評価にはHEATUPを用いた。蒸気ドラム圧力の減圧速度が、破断後約40秒以降大きくなるのは、高圧注水系が作動して蒸気ドラム内の蒸気が凝縮するためである。実験では注入水がほぼ完全混合していることより凝縮効率を100%とした解析結果は40秒以降の減圧特性を良く再現している。被覆管温度は、水位の低下により炉心が露出するとドライアウトして上昇するが、蓄圧注水系の注水により再冠水されると低下する。解析においては炉心の露出を早く、また、再冠水時間を遅く評価するモデルとしているため、被覆管温度は保守的に評価されることが確認された。

主蒸気管中小破断実験の解析結果と実験結果を図3に示す。主蒸気管破断では、蒸気放出が継続し、蒸気ドラム圧力は単調に減少する。解析結果はこのような減圧特性を良く再現している。被覆管温度の解析結果は、下降中小破断と同様に実験結果より保守側な評価となることを確認した。

4. 結言 ATR実証炉の「安全評価」に用いている冷却材喪失事故解析コード群は、中小破断事故時の伝熱流動を再現できる。また、被覆管最高温度を保守側に評価できる。なお、本研究は通商産業省委託事業（新型転換炉技術確証試験）により行われたものである。



本報の通告等 (1)

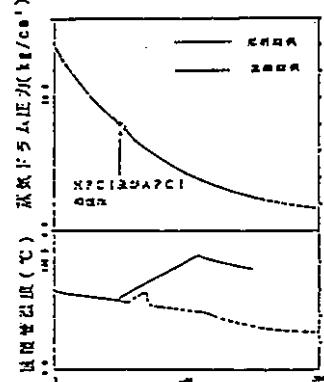
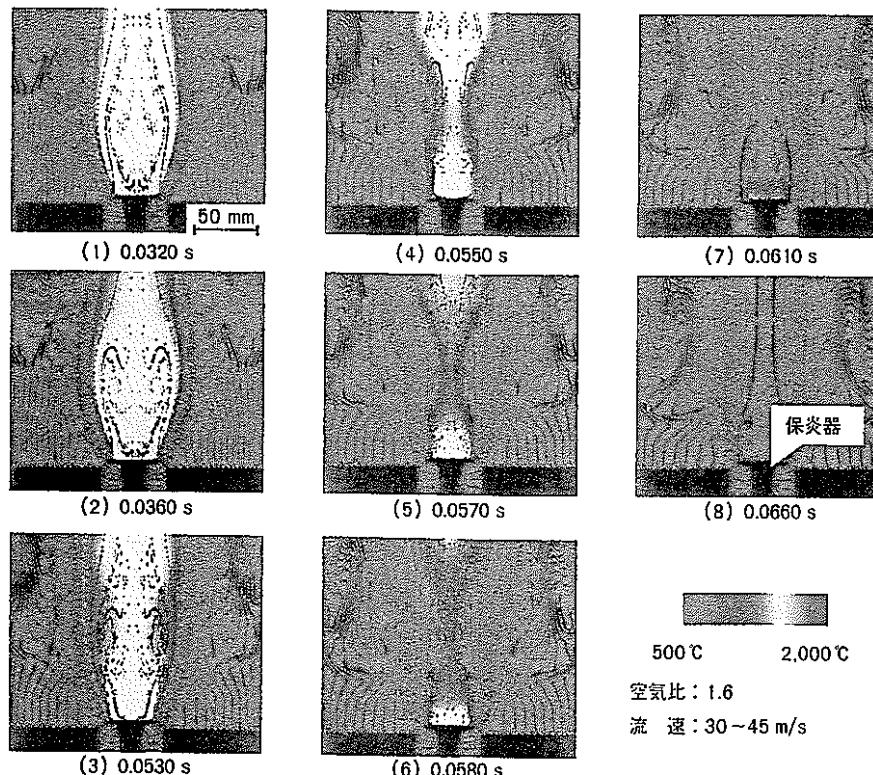


図-3 三蒸気管破断実験

流体分野における複合現象解析

Complex Phenomena Analysis in Fields of Fluid Dynamics

山川正剛* *Masanori Yamakawa*梅垣菊男* *Kikuo Umegaki*河崎照文** *Terufumi Kawasaki*大塚雅哉** *Masaya Ōtsuka*

乱流予混合燃焼の火炎吹き飛びの解析結果 燃焼器に流入するメタン・空気予混合気の流速を増加させたときの各時刻での燃焼状態を非定常解析した。火炎温度の低下に伴って、保炎器の後流に形成される循環流の領域が減少し、やがて火炎が吹き飛ばされている。

近年、スーパーコンピュータの飛躍的な性能向上と数値解析技術の高度化により、従来不可能と思われていたような複雑な現象の解析が実現しつつある。構造物の変形挙動や熱伝導、液体や気体の流れ、物質拡散など、個々の物理現象の解析だけでなく、これらの現象が絡み合い、相互に作用するような複合現象の解析をも可能となってきた。

日立製作所は、(1)流れによって引き起こされる構造物の振動、(2)発熱している構造物の流れによる冷

却、(3)液体と気体が相互に作用する二相流動、(4)流れの中で酸化反応が生じる燃焼、という四つの複合現象の解析技術を開発した。

スーパーコンピュータを利用したこれらの解析は、実験では計測が困難な詳細な情報を提供とともに、複雑な現象のメカニズムを解明する有力な手がかりとなる。今後、製品の設計最適化や新製品を創(つく)り出す有力な手段として、その活用が期待できる。

* 日立製作所 エネルギー研究所 工学博士 ** 日立製作所 エネルギー研究所

■はじめに

最近のスーパーコンピュータの性能の飛躍的な向上と数値解析技術の高度化に伴い、従来不可能と思われていたような複雑な物理現象が解析できるようになり、数値シミュレーションに基づく新しい物理現象の発見・予測や、従来の常識に縛られない革新的な新製品の開発が可能になってきた。特に流れの数値シミュレーションの分野では、乱流現象のモデル化や大規模で複雑な構造に対する数値シミュレーション技術が著しく進歩し、火力、原子力などの重電機器から電子機器、家電機器に至る広い範囲で、製品性能の向上、開発期間の短縮、開発費低減のための手段として普及しつつある。一方、製品が複雑かつ高度になるに従って、流れの問題だけでなく、流れによって構造物の振動が生じる流動振動や、流れの中で化学反応が生じる燃焼といった複合現象の解析が、製品設計の最適化を図る上で不可欠となってきた。

そのため、これまでスーパーコンピュータ用に開発してきた流れの数値シミュレーション技術を基に、上述したような複合現象の数値シミュレーション技術を開発した。ここでは、表1に示す複合現象を対象に、その解析技術と適用例について述べる。

2 流動振動解析

配管系や熱交換器などの熱流体機器では、流路の曲がり、分岐で発生する強い二次流れ、および構造物の後流に生じるはく離渦によって機器が振動する場合がある。このため、機器内の非定常な流動現象とともに、これに

表1 数値シミュレーション技術の概要 スーパーコンピュータ向きに開発した流れを伴う複合現象解析技術の代表例を示す。

物理現象	解 析 技 術	適 用 例
流動振動	●乱流直接シミュレーションに基づく流体・構造連成振動解析	●単管の渦励起振動解析
複合伝熱	●低レイノルズ数型 $k-\epsilon$ モデルに基づく対流・伝導解析	●フィン付き熱交換器の伝熱解析
気液二相流	●噴霧流解析 ●気泡流解析	●自動車エンジン吸気管系の燃料挙動解析 ●発電プラント用給水加熱器の伝熱解析
燃 焼	●レイノルズ応力モデルに基づく乱流燃焼解析	●旋回乱流を伴う拡散燃焼解析 ●予混合燃焼の火炎吹き飛び解析

起因した構造物の振動現象を定量的に解析できる技術が切望されている。しかし、このような乱流に起因した振動現象は、流体を渦なし流れとして近似する従来の解析技術では評価できないため、大規模な乱流解析と構造物の変形・振動応答解析を結合した流動振動解析技術を新たに開発した¹⁾。

この技術では、変動あるいは変形する構造物の形状に沿って各時刻ごとに新たな計算格子を作成し、流路形状の時間変化を正確に取り入れた。また、構造物の振動が流れに与える効果を、流れの基礎式であるナビエ・ストークス方程式に取り込み、乱流を解析した。ここでは、通常問題となる数ヘルツから数十ヘルツの構造物の振動周波数帯に焦点を合わせ、乱れ構造が比較的大きなはく離渦や二次流れなどを解析できる三次風上差分法を用いた乱流の直接シミュレーション技術を採用した²⁾。この乱流解析結果を基に構造物表面に加わる非定常な流体力を算出し、これを外力として構造物の運動方程式を解き、振動応答を求めた。

流れの中に円柱状の単管を配置した場合に、管後流で生じるカルマン渦によって励起される振動(渦励起振動)を解析した例を図1に示す。カルマン渦列によって単管に加わる揚力は同図(b)に示すように変動する。この揚力変動により、管は流れと垂直方向に、同図(c)に示すように振動する。解析による振動周期は、実験結果³⁾と8%の差で一致した。このような流動振動解析技術は、流体機器の流動振動発生要因の解明や発生限界の予測に応用することができる。

3 対流・伝導複合伝熱解析

火力・原子力機器の熱衝撃や電子機器の放熱など、構造物が流体によって加熱あるいは冷却される現象では、流体と構造物の温度が、構造物表面での熱伝達を介して相互に影響する。また、自然対流のように流速が遅い場合には、構造物内の温度分布や熱伝達特性が流速分布にも影響を与える。このような対流と熱伝導が共存する複合伝熱の解析では、流体の運動方程式、エネルギー式だけでなく、構造物のエネルギー式を連立して解く必要があるため、計算時間、記憶容量共に大規模になる場合が多い。

開発した対流・伝導複合伝熱解析技術では、流体と構造物のエネルギー式を計算するための計算格子間隔、およびタイムステップ幅をそれぞれ独立に設定できるようにくふうし、複雑な三次元形状での計算格子数の増大を

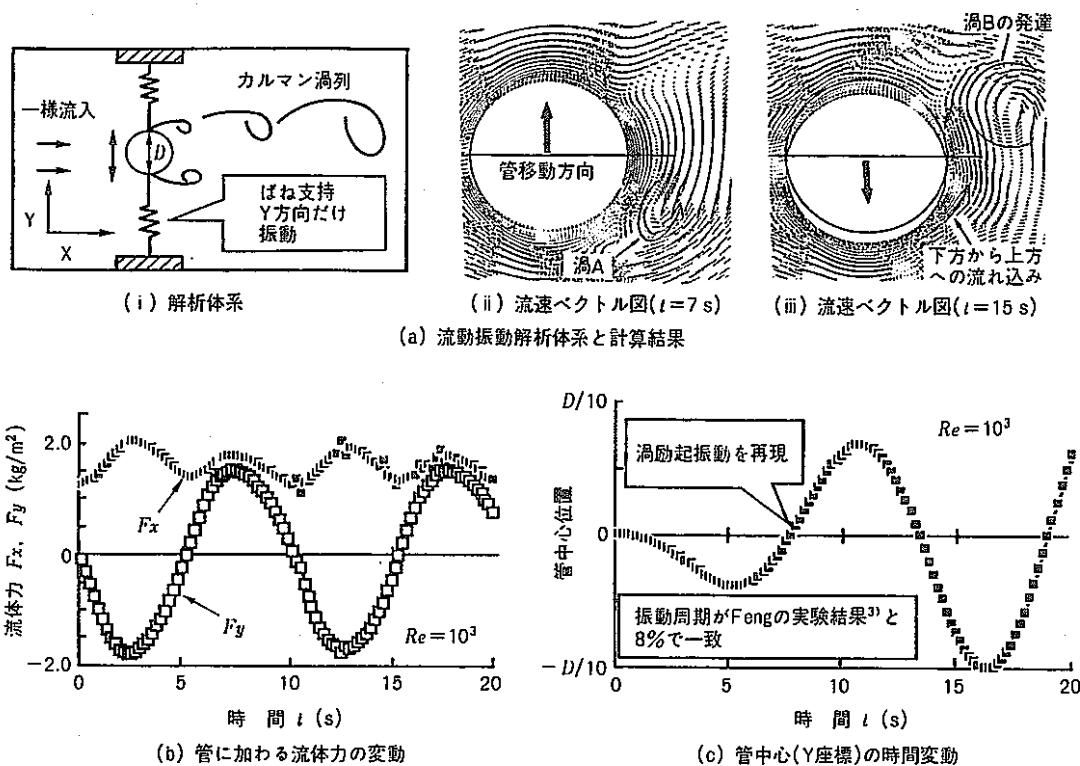


図1 単管の渦励起振動の解析結果 流路形状が変化する流れ場の座標格子を時間依存で自動的に生成し、流体と構造の運動を同時に解析した。(b)に示した周期的な流体力 F_y が管に加わり、管をY方向に振動させる。

抑制するとともに、流体に比べ熱の拡散速度が遅い構造物のエネルギー式の計算を加速できるようにした。さらに、流速の大小によって構造物表面近傍での乱れの減衰特性が変化することを考慮することにより、低レイノルズ数から高レイノルズ数まで広範囲に対流伝熱を解析できるようにした⁴⁾。

フィン付き熱交換器の伝熱解析にこの技術を適用した

結果を図2に示す。高温で流入した空気は、放熱フィンとの熱交換により、流出口に進むに従って冷却される。冷却管背面ではく離の影響でよどみ領域が発生し、熱交換が進まない。フィンの温度分布も気流の対流伝熱の影響を受けている様子がわかる。このような複合伝熱解析技術は、伝熱管の配置やフィンの形状の最適化による熱交換器の高性能化に応用することができる。。

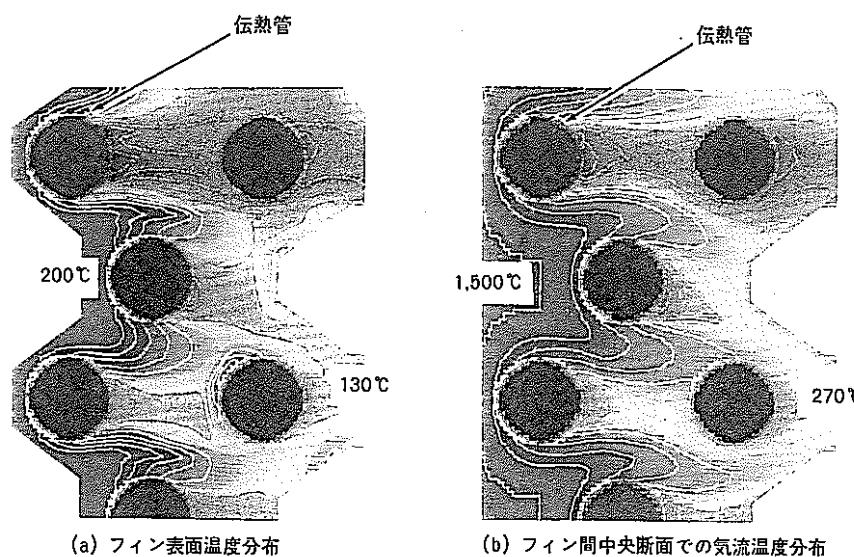


図2 フィン付き熱交換器の伝熱解析結果 伝熱管群を通り抜ける高温の乱流と、フィンおよび伝熱管の熱伝導を同時に解析した。解析によって伝熱管配置およびフィン形状の最適化が可能になった。

4 気液二相流解析

4.1 噴霧流解析

気体と液体との相互作用を伴う気液二相流では、気体と液体の混合割合や流路の形状によって流れの様子が複雑に変化する。気流とともに液滴群が移動する噴霧流では、液滴の直径および速度の違いによって気流の抗力が異なるため、個々の液滴は空間的に異なった挙動を示す。さらに、液滴が加熱された場合や揮発性の高い液滴では、液滴表面からの蒸発に伴って直径が減少する。1個の液滴の挙動が時間的に変化する様子を図3に示す。このように、空間的・時間的に変化する噴霧流の熱流動特性を実験で詳細に評価することは困難なため、噴霧流の三次元解析技術が必要とされている。そこで、気流解析と液滴群の運動解析を連成させ、噴霧流の非定常・三次元流れを解析する技術を開発した^{5),6)}。

この技術では、気体の連続の式、運動量保存式、エネルギー式と液滴のニュートン方程式、およびエネルギー式を基礎式とした。気液相互作用は、気体と液滴との速度差から求まる抗力と、それぞれの温度差から求まる蒸発量を運動方程式とエネルギー式の外力項として取り扱った。また、多面体の計算格子を用いて計算領域を設定することにより、複雑な三次元形形状を精密に取り扱えるようにした。

開発した技術を、自動車エンジンの燃料インジェクタ

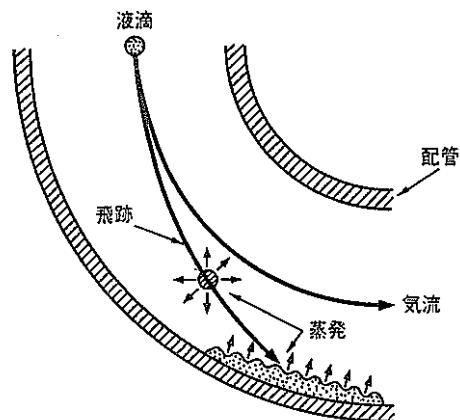
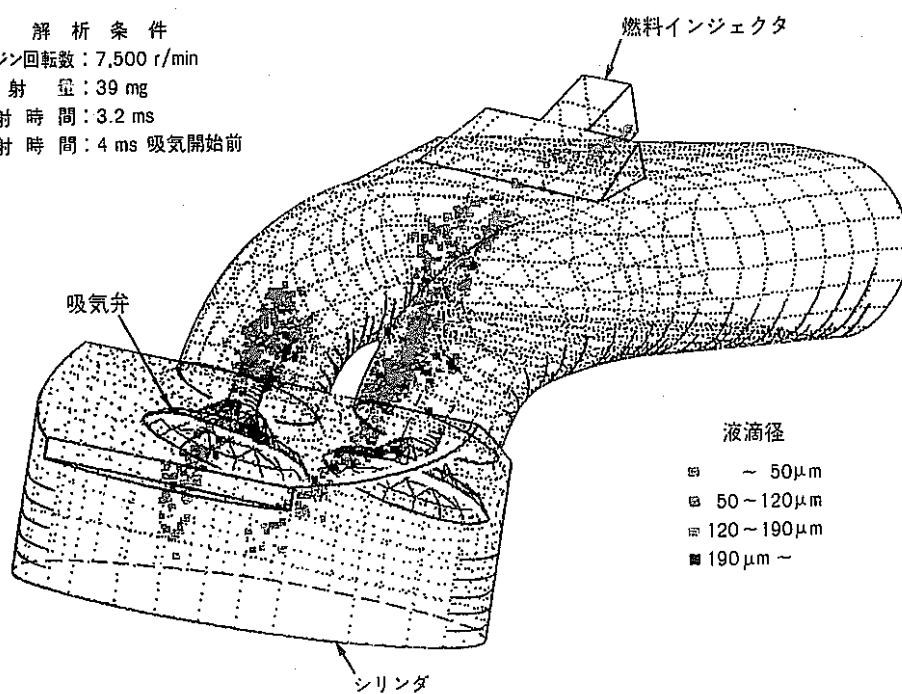


図3 配管内の液滴挙動の概要 配管内の気流中の液滴が気流の抗力を受け、飛跡がカーブする現象および壁面に付着し液膜を形成する様子を模式的に示す。

から噴射されたガソリンの液滴群が吸気管の中を移動する燃料噴霧流の解析に適用した例を図4に示す。燃料は、吸気弁が開く前(空気がよどんだ状態)にインジェクタから吸気弁方向に向かって噴射され、その後、弁が開いて空気がシリンダに吸い込まれる。同図に吸気弁全開時の燃料液滴の位置を示す。青色で示した直径50 μm以下の小さな液滴は、弁が開く前の静止空気の抵抗の影響が大きいためインジェクタと吸気弁の中間の壁にとどまり、黒色で示した直径190 μm以上の液滴は慣性力が大きいため吸気弁まで到達している。一方、直径が50~190 μmの中間の大きさの液滴では、気流とともにシリンダの中



液滴径
 ● ~ 50μm
 ▲ 50~120μm
 ■ 120~190μm
 ▽ 190μm ~

図4 自動車エンジン吸気管における燃料液滴挙動の解析結果 燃料は吸気弁が開く前に噴射され、その後弁が開いて空気がシリンダに吸い込まれる。図は弁全開時の燃料液滴の位置を示す。燃料液滴の運動と気流の同時解析により、燃料噴射タイミングを最適化した。

まで流入しているものがある。このように、直徑の違いによる液滴挙動の変化を定量的に評価することにより、燃料噴射制御の最適化ができるようになった。

4.2 気泡流解析

気液二相流で液体の体積割合が大きいとき、大小さまざまな気泡が含まれる気泡流になる。個々の気泡の運動は互いに異なるため、多数の気泡の運動を一つ一つ詳しく計算するのは困難である。そこで、微小空間の気泡群と液体の運動をそれぞれ平均化して取り扱う二流体モデルを導入し、気泡流の非定常三次元解析技術を開発した。

二流体モデルの基礎式は、気体と液体それぞれの質量、運動量、エネルギー保存に関する10個の連立微分方程式で構成する。沸騰が開始する所では蒸気の体積割合が不連続に増加するので、従来法では微分係数が大きくなつて計算が不安定になることがあるため、安定して計算できる手法が望まれていた。そのため、微分方程式を積分して用いるコントロールボリューム法を採用することによって微分係数の積分精度を高め、計算の安定化と高精度化を図った⁷⁾。

この解析技術を、発電プラントのタービン抽気蒸気や

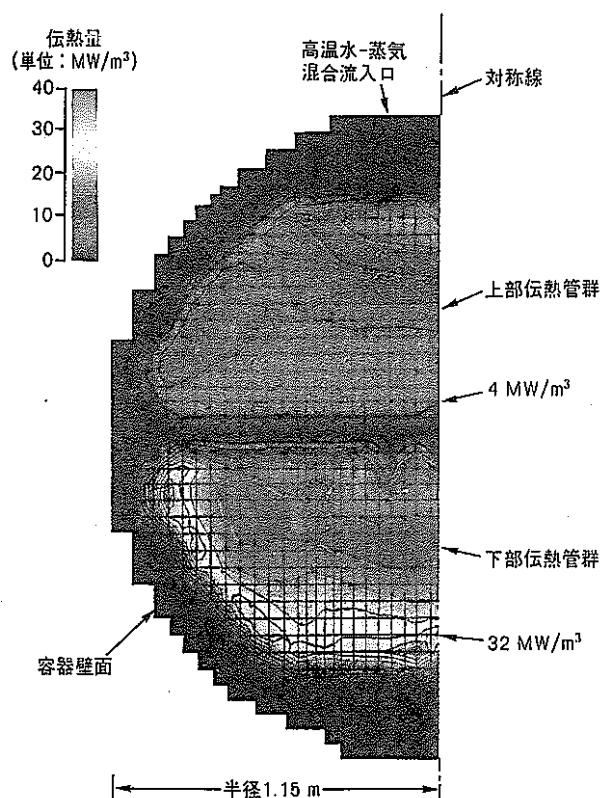


図5 発電プラント熱交換器内伝熱量分布の解析結果
熱交換器断面の左半分を示す。給水が低温である下部伝熱管群で伝熱量が大きく、特に高温二相流の供給が多い伝熱管群の周辺部で顕著である。

高温ドレン水によって給水を加熱する熱交換器の伝熱解析に適用した例を図5に示す。熱交換器内の気体と液体の流速分布計算結果を基に伝熱量を算出した。熱交換器断面の上下の伝熱管群では、給水が低温の下部で伝熱量が大きく、特に高温二相流の供給が多い伝熱管群の周辺部で顕著である。このような解析技術は、伝熱管群や整流板の配置の最適化による熱交換器の高性能化に応用することができる。

5 燃焼解析

気体の燃焼では、燃料は酸化剤と混合し、火炎の内部で化学反応して熱を発生する。このため燃焼の解析では、乱れを伴う流れの中で燃料と空気がどのように混合し化学反応するかを解明し、これを数式で表すことが課題となっている。特に、燃料の混合に影響を与える流体中の乱れは、遠心力や浮力の影響を受けて乱れの大きさが方向によって異なるため、このような乱れの非等方性を考慮に入れた乱流モデルを導入すれば解析精度の向上が期待できる。また、乱れによって揺らぐ火炎の内部では、燃料は空気と混合しながら化学反応するため、燃料と空気の混合と、化学反応を同時に考慮できる化学反応モデルが必要である。

開発した燃焼解析技術は、乱れの非等方性を考慮するために乱流中の応力6成分の輸送方程式を取り扱う乱流モデルを導入し、火炎近傍の流れや旋回を伴う流れの解析精度を向上した⁸⁾。さらに、乱れが起因して生じる火炎のマクロな変形量と、火炎中の微小な渦が起因するミクロな反応を考慮した独自の燃焼モデル⁹⁾を開発し、火炎

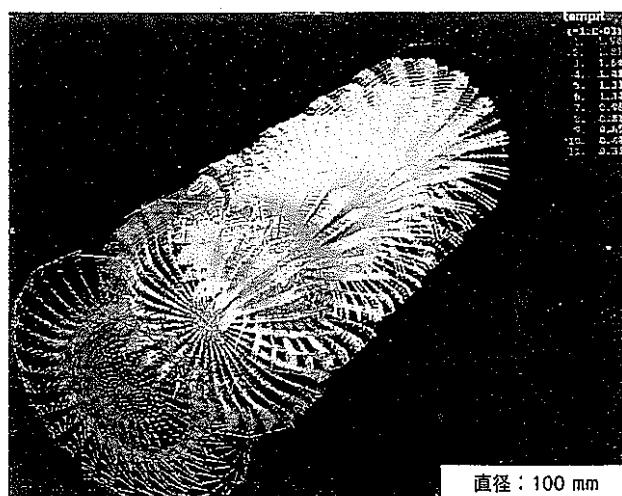
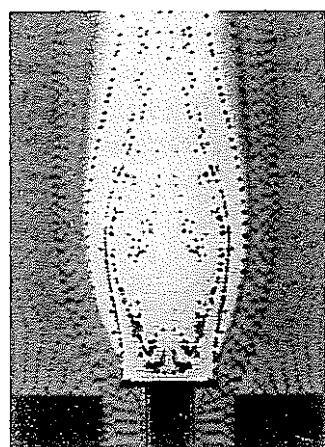
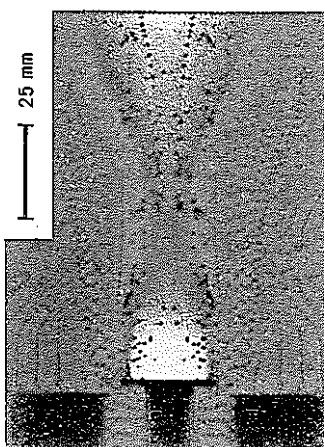


図6 旋回乱流燃焼の解析結果 円筒燃焼器内部の旋回流や、燃焼に伴う温度上昇を解析した。



(a) 入口流速 32 m/s



(b) 入口流速 39 m/s

500°C 2,000°C

図7 火炎吹き飛びの解析結果
流速が増加すると火炎が不安定になり、吹き飛ぶ様子がわかる。

の揺らぎや圧力、温度の影響を考慮した化学反応の解析を可能にした。

燃焼器内での旋回乱流燃焼の解析に適用した例を図6に示す。旋回流は、燃焼と酸化剤の混合や火炎の安定化に有効であり、燃焼器に広く用いられている。乱流の非等方性を考慮することにより、燃焼を伴う旋回流の流速や温度の解析精度が向上できることを確認した。

燃焼器の火炎安定性を解析した結果を図7に示す。入口流速が増加すると、周囲を流れる低温の流体の巻き込み量が増加し、火炎の温度が低下する。これに伴って火炎が細くなり、最後には中間に節ができるで火炎が吹き飛ぶ。解析で得られた吹き飛び限界の空気割合は実験結果とよく一致した。このような燃焼解析によって、これまで実験では詳細な計測が困難であった火炎の吹き飛びな

どの非定常な燃焼現象を理解することができるようになった。

6 おわりに

スーパーコンピュータの飛躍的な発達と高度な数値解析技術は、実際の製品をモデル化した大規模解析という量的拡大とともに、流れの中の構造物の振動などの複合現象の解析という内容の質的向上を可能にしつつある。ここでは、流体分野での複合現象解析のために開発した数値シミュレーション技術の概要と適用例について述べた。スーパーコンピュータを用いたこのような数値シミュレーションは、自然科学での新しい物理現象の発見・予測や、産業界での革新的な新製品の創生などの手段として期待できる。

参考文献

- 1) 定岡, 外: 亂流場における流体・構造連成振動解析手法(第1報: 定式化と強制振動の解析), 日本機械学会論文集, 投稿中
- 2) 梅垣, 外: 曲線座標変換法と部分構造分割法を用いた三次元非圧縮性流体解析手法, 日本機械学会論文集(B), 56-523, 733(1989)
- 3) R. D. Blevins, et al.: Flow-Induced Vibration, VAN NOSTRAND REINHOLD, 60, (1990)
- 4) 山川, 外: 統計理論に基づく $k-\varepsilon$ 乱流モデルの開発とその応用, 日本機械学会論文集(B), 57-544, 4082(1991-12)
- 5) T. Kawasaki, et al.: Analysis of Injected Fuel Droplet Behavior in Intake Manifold of Spark Ignition Engine, Proceeding of 12th International Vienna Motor Symposium, 375, (1991-4)
- 6) T. Kanazawa, et al.: Analysis on Deposition Characteristics of Coolant Droplet in Fuel Assembly, J. Nucl. Sci. Technol., 29(2), 175, (1992)
- 7) A. Minato, et al.: Numerical Analysis Method for Two-Dimensional Two-Fluid Model Using Control Volume Formulation, J. Nucl. Sci. Technol., 25(12), 901, (1988)
- 8) 大塚, 外: レイノルズ応力輸送モデルによる旋回乱流燃焼の解析, 第29回燃焼シンポジウム前刷集, 670(1990-12)
- 9) 稲毛, 外: プラフボディ周りの予混合燃焼の数値シミュレーション, 日本機械学会 第5回計算力学講演会講演論文集, 189(1991-11)

151 Flameletモデルを用いたブラフボディ 廻りの乱流予混合火炎の数値解析

機正 天野 研 (日立)
化工正 谷口 正行 (日立)

機正 稲毛 真一 (日立)
機正 山川 正剛 (日立)

1. まえがき

燃料に対する空気割合を増大した希薄予混合燃焼では、火炎温度が低下するためNO_xの生成が抑えられる利点があるが、温度の低い火炎は吹き飛びを起こしやすく、火炎を安定に保持することが難しい。そのため、希薄予混合燃焼器では保炎器の設計が重要な課題となる。燃焼器の設計にあたっては、燃焼場の流速分布や温度分布を精度よく知る必要があり、試作や実験の役割は大きいが、数値シミュレーションにより燃焼器内の燃焼特性を模擬できれば、試作や実験にともなう開発コストの低減につながり、その効果は大きい。

乱流予混合火炎の実験と数値解析については、香月らの研究例がある。香月らは、ダムケラー数をパラメーターとして化学反応律速型のアレニウスモデルと乱流拡散律速型の渦消散モデルを使い分けるモデルを提案した。

本研究では、乱流予混合火炎の火炎帯構造に注目したBray、CantらのFlameletモデルと、アレニウスモデルを併用し、乱流モデルにはk-εモデルを用いて保炎器廻りの予混合火炎の解析を試みた。さらに、谷口らのメタン-空気を用いたブラフボディ廻りの希薄予混合燃焼の実験を解析し、モデルの適否を検討した。

2. 解析モデル

ガスバーナー燃焼器内の密度は、状態方程式に従って温度とともに大きく変動するが、流速は音速よりも十分に小さく密度と圧力の音響伝播モードは無視できる。従って、流れ場と圧力の解法は、非圧縮性流体解析における格子型方程式の解法と同じである。基礎方程式に現われる物理量に密度荷重平均を施し、差分法により基礎式を離散化する。流速の移流項にはQUICK法、その他のスカラー量の移流項には1次風上法を用いる。

流れ場の乱れ特性を記述するために、流速の揺らぎ強度k_uおよび、その散逸率ε_uを用いる(k-εモデル)。化学反応は総括1段反応式を用いる。この時、各化学種の質量分率は、燃料混合分率fと反応の進行度cの2変数により一意的に決まる。温度はエンタルピーH_aおよび化学種ごとの比熱と質量分率から求められ、密度は温度と圧力を既知量とした状態方程式により導かれる。さらに燃焼場の成分濃度と密度の乱れ特性を補うために燃料混合分率の揺らぎ強度g_uと密度の揺らぎ強度k_ρを導入する。ただし、予混合火炎を対

象とする場合、燃料混合分率fは一定であり、その揺らぎ強度g_uも零とする。また、密度の揺らぎ強度k_ρは、後に述べるFlameletモデルを用いると代数的に求められる。

以上により、輸送方程式に基づいて解かれるスカラーアイゼンは、流速の揺らぎ強度k_u、流速ゆらぎ散逸率ε_u、反応の進行度c、エンタルピーhの4個である。

本研究で用いたK-εモデルは、従来の非圧縮性乱流における標準的モデルを用いている。本来、燃焼場においては、乱流モデルとして、以下のような効果が追加されるべきであろう。

(i) 温度上昇に伴う粘性係数の増加から乱流レイノルズ数が低下し、渦拡散係数の減少をもたらす。いわゆる、壁近傍の低レイノルズ数効果と類似の効果。

(ii) 热膨張に伴う流速の発散div uと密度ゆらぎ強度k_ρが流速ゆらぎ強度k_uの生成を減少させる。

(iii) 密度ゆらぎ強度の勾配grad k_ρが新たなレイノルズ応力と乱流熱流束を発生させる。

本研究では、吉澤に従ってk-εモデルにこれらの効果を取り入れることを試みたが、化学反応モデルや輻射モデルを含めた解析モデル全体の不確定さが大きく、実験との比較において、標準k-εモデルとの間に有意な差がみられなかった。

次に、化学反応モデルについては、アレニウスモデルとFlameletモデルを併用する。反応速度の項は、反応の進行度cの輸送方程式

$$\frac{\partial \tilde{C}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i} (\bar{P} \bar{U}_i \tilde{C}) = \frac{\partial}{\partial x_4} \left(\frac{\bar{P} \bar{U}_c}{\bar{\rho}} \frac{\partial \tilde{C}}{\partial x_4} \right) + w \quad (1)$$

においてcの生成項wとして現われる。ここで、メタントン-空気の総括1段反応式を仮定し、アレニウス型のモデルを

$$w = A [CH_4][O_2] \exp \left(-\frac{E_a}{RT} \right) \times \frac{0.016}{f} \quad (kg/m^3 s) \\ A = 8.9 \times 10^9 (m^3/kg) \cdot E_a = 1.88 \times 10^5 (J/mol) \quad (2)$$

と与える。頻度因子Aと活性化エネルギーE_aの値はSeshadriらにより層流対向拡散火炎の実験に基づいて決められた値である。

アレニウスモデルを直ちに乱流燃焼場に持ち込むことは適当でないと考えられ、従来から、いわゆる乱流拡散律速型の反応モデルとして、渦崩壊モデルや渦消散モデルが用いられている。本研究で用いたFlameletモデルは、渦崩壊モデルや渦消散モデルをさらに詳細

にしたモデルである。

Flameletモデルでは、乱流予混合燃焼場を厚みの薄い層流火炎帯の集まりとみなし、反応の進行度 c の確率密度関数を

$$P(c) = (1-\bar{c})\delta(c) + \bar{c}\delta(1-c) \quad (3)$$

のように仮定する。 $c=0$ は未燃状態を表し、 $c=1$ は既燃状態を表す。従って、燃焼場の熱力学的状態は反応の進行度 \bar{c} 、および、未燃ガスの密度 ρ_R と温度 T_R 、既燃ガスの密度 ρ_P と温度 T_P という2相の状態変数で記述される。

輸送方程式(1)式で解かれるのは、密度荷重平均の \bar{c} であり、これはアンサンブル平均のこととは異なるが、

$$\bar{c} = \frac{\rho_R}{\rho_P} - 1 \quad (4)$$

を定義すると、密度荷重平均の \bar{c} とアンサンブル平均の c の間に $\bar{c} = \frac{(1+\tau)\bar{c}}{1+\tau\bar{c}}$, $1-\bar{c} = \frac{1-\bar{c}}{1+\tau\bar{c}}$ (5)

の関係が成り立つ。このとき平均温度は、

$$\bar{T} = (1-\bar{c})T_R + \bar{c}T_P \quad (6)$$

または、

$$\bar{T} = (1-\bar{c})T_R + \bar{c}T_P \quad (7)$$

と表されるが、実験的に観測されるのは \bar{T} の方であると解釈する。

密度の揺らぎ強度 k_p は c と τ を用いて

$$k_p = \sqrt{\rho_p} = \frac{\bar{\rho}^2 \tau^2 \bar{c} (1-\bar{c})}{1+\tau} \quad (8)$$

で与えられる。

純理論的に断熱火炎のみを考えると τ は常に一定値となるが、実際の燃焼場では輻射や壁からの熱伝導により熱輸送を生じるからエンタルピーハの輸送方程式を解くことが不可欠であり、 τ は空間的に分布をもつ。

Flameletモデルでは(1)式の反応速度 w を層流燃焼速度に基づく単位時間、単位火炎帯面積当たりの反応量 $\rho_R S_u$ に単位体積当たりの全火炎帯面積をかけたものとして与える、BrayとCantはこれを

$$w = \rho_R S_u \cdot \frac{G(1+\tau)\bar{c}(1-\bar{c})}{L(1+\tau\bar{c})^2} I_0(\varepsilon) \quad (9)$$

のようにモデリングしている。ここに、 I_0 は

$$I_0 = \int_{\varepsilon}^{\infty} \frac{d\zeta}{\zeta^2} / \varepsilon, \quad G = 0.09 \quad (10)$$

で与えられる乱流渦のスケールであり、 G は経験定数であって $G=3$ を与えている。本研究でもこの値をそのまま用いた。 $I_0(\varepsilon)$ は、火炎帯の引き伸ばしによる消炎を与える項であるが、本研究では、これを恒等的に1として火炎帯の引き伸ばし効果を無視した。

ところで、Brayらは、(9)式の層流燃焼速度 S_u として実験値を与えるので、反応速度式の中には、アレニウスモデルのような温度依存性は全く含まれていない。実際の燃焼器では壁面や保炎器での冷却により火炎温

度が下がり、火炎が付着しないという場合もあるので、冷却による消炎効果も表現できるモデルであることを望ましい。

ひとつの対策は、(2)式と(9)式の大きさを比較して小さいほうの反応速度を取ることであるが、実験結果において必ずしも良い結果が得られなかった。

本研究では、アレニウス型の反応速度を層流燃焼速度に因縁づけ、(2)式と(9)式を結合した。すなわち、1次元的な火炎帯の伝播速度の考察から、層流燃焼速度 S_u と化学反応速度 w の間には、

$$\rho_R S_u = \sqrt{\lambda w / C_p} \quad \lambda: 热伝導率, \quad C_p: 比热 \quad (11)$$

という関係が成立立つ。(2)式における頻度因子や活性化エネルギーが対向拡散火炎という流体場の影響を含んだ条件での値であるならば、(2)式を(11)式に代入して得られる値は、妥当な層流燃焼速度を再現すると考えられる。本研究で用いた反応速度式を再掲すると

$$w = \sqrt{\frac{\lambda}{C_p} \cdot \frac{0.09}{f} A [CH_4][O_2] \exp(-\frac{E_a}{RT})} \times \frac{G(1+\tau)\bar{c}(1-\bar{c}) \varepsilon}{C_p^{3/4} \tau \varepsilon^{3/2}} \quad (12)$$

となり、温度依存性を与える因子として、いわゆるボルツマン因子を含んでいる。ここで温度には(6)式の \bar{T} を用いた。

3. 解析結果

実験体系を図1に示す。燃焼器は直径200mm、高さ600mmの円筒型で、バナーナーの直径は50mmである。バナーナーの先端から10mm突き出して直径25mmの円板が付いており、ブラフボディ型の保炎器としている。バナーナーからは空燃比1.2のメタン-空気予混合気が入口流速12m/s、温度50°Cで供給される。

解析における境界条件は、出口を大気圧の自由流動条件とし、壁面では流速について対数駆動則を用い、温度については600°C(実測値)で一定とした。また、ブラフボディは断熱条件とした。前節で述べたモデルのほかに、輻射モデルとしてFluxモデルを用いた。

はじめに、反応モデルの相違により温度の解剖構造がどのように変わるかを図2に示す。図2は、ブラフボディから下流へ20mmの位置における温度分布を比較したものである。アレニウスモデルは(2)式、Flameletモデルは(9)式であって層流燃焼速度として $S_u=36cm/s$ を与えた。改良Flameletモデルとは今回工夫を加えた(12)式を指す。

アレニウスモデルは反応速度を大きめに見積り、ラフボディ背後の温度を過大に評価する。頻度因子を単に経験定数とみなせば、本実験に合うようにチューニングすることも可能であるが、本来、乱流拡散燃焼の燃焼場においてアレニウスモデルを用いると反応速

度が過大評価となるのは妥当な結果のように思われる。

Flameletモデルでは反対に反応速度を過小評価しており、これがプラフボディ背面の高温領域が狭くなる結果を与えている。Flameletモデルについても経験定数Gにより反応速度を調整することができるが、Flameletモデルの最大の問題点は、バーナーの出口部分すなわちバックステップの端点に火炎帯が保持されてしまうことである。これが径方向距離35mm付近の温度分布の盛り上がりを与える。実験的にはこの部分では壁面からの冷却効果により火炎は保持されていない。

改良Flameletモデルでは、この点が改善されて温度分布は実験値に比較的よく一致している。反応速度過大評価のみのアレニウスモデルと過小評価のみのFlameletモデルを折衷して妥当な結果になったと解釈されるが、少なくとも、Seshadriらが求めた頻度因子や活性化エネルギーとBrayらが定めた経験定数Gと整合する形でプラフボディ通りの燃焼場を解析できたことになる。

燃焼時の流速分布の実測値と改良Flameletモデルを用いた計算値を図3に示す。流れはプラフボディの背面と壁面側(バックステップ部分)に逆流域を形成するが、解析では、この逆流域が実際よりも過小評価されている。この原因としては、もともと $k-\epsilon$ モデルは等方的な渦粘性モデルに基づいているため、非燃焼場においても逆流域を過小評価する傾向があること、

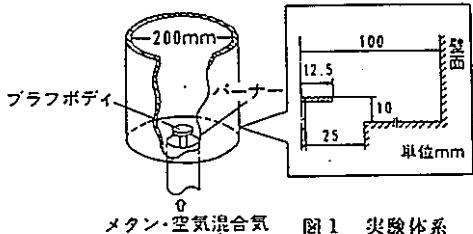


図1 実験体系

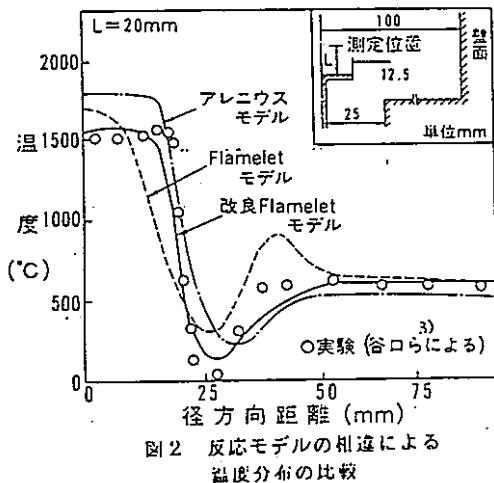


図2 反応モデルの相違による
温度分布の比較

加えて、燃焼場においては、燃焼に伴う熱膨張で流速が加速され、逆流域を押しつぶす効果が働くことが考えられる。改良Flameletモデルにより、温度場が比較的よく一致していることから、今後、熱膨張効果や密度変動に伴う非等方性を考慮した乱流モデルの改良が必要である。

4.まとめ

- (i) $k-\epsilon$ 乱流モデルと、Flameletモデルに火炎の冷却効果まで扱えるように改良を加えた改良Flameletモデルを用いた予混合燃焼解析手法を開発した。
- (ii) 改良Flameletモデルを用いた解析では、アレニウスモデルやFlameletモデルよりも、燃焼場の温度分布は実験とよく一致する結果を得た。
- (iii) 解析ではプラフボディおよびバックステップ背面の逆流域を過小評価する。従って、燃焼場での特性を考慮した乱流モデルをさらに検討する必要がある。

参考文献

- 1) 香月 他2名：第29回燃焼シンポジウム前刷集 214, pp.637-639
- 2) Cant, R.S., Bray, K.N.C.: 22nd Symp. (Int.) on Combustion, (1988) pp.791-799
- 3) 谷口 他3名 化学工学論文集、第17巻 5号 (1991) pp.990-996
- 4) 吉澤: 東京大学 生産技術研究所 所報 生産研究、 Vol.43, No.1, (19) pp.42-44
- 5) Puri, I.K., Seshadri, K.: Combustion and Flame Vol.65, (1986) pp.137-150
- 6) Magnussen, B.F., Hjertager, B.H.: 16th Symp. (Int.) on Combustion (1976) pp.719-729

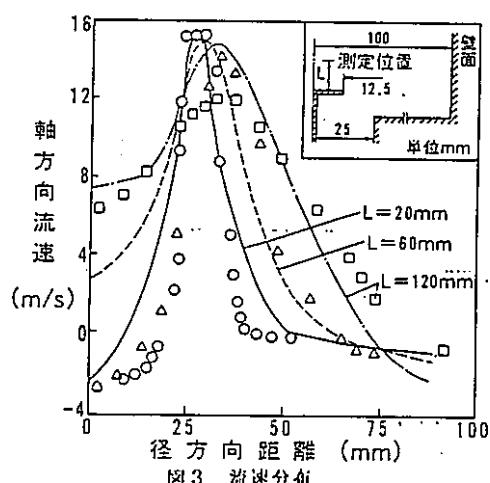


図3 流速分布

(社) 日本原子力学会「1991春の年会」(1991年3月28~30日, 近畿大)

D 4 水素、空気及び蒸気混合気の燃焼解析

Analysis of Combustion Flow of Hydrogen-Air-Steam Mixture

日立・エネ研

○稻毛 真一

大塚 雅哉

INAGE SHIN-ICHI

OOTUKA MASAYA

1. 緒言 各国で大規模な水素燃焼試験が実施されている。その中で、特に水素可燃限界や水素燃焼時の挙動を評価することは重要である。そこで、水素可燃限界特性を数値計算により評価し、既存の実験結果(文献1)と比較を行った。

2. 解析方法 水素燃焼の可燃限界近傍は比較的穏やかな燃焼であり、密度の温度依存性を考慮すれば、非圧縮性(音速無限大)の近似が成立する。基礎式は、質量、運動量、エンタルピー及び化学種の質量分率に関する各保存式を用いた。基礎式の離散化には、差分法を用いた。特に、運動量式の移流項は三次精度の風上差分を用い数値粘性の低減を図った。燃焼は混合気系を解析する必要があるので、基礎式中の粘性係数等は文献2記載の混合気に対する経験式を使用した。また、化学種の反応速度は、アレニウスの式により算出した。解析体系は、軸対称性を考慮して二次元円筒座標系で行った。具体的な体系を図1に示す。上記円筒容器内に水素、酸素、窒素及び水蒸気を充填し点火を行い燃焼が継続するか否かにより可燃限界を評価した。なお、本計算では点火を模擬するために、点火源として解析体系中心2メッシュに1500°Cの温度を初期条件として与えている。

3. 解析結果 各気体成分の質量分率をパラメータとして計算を行い、混合気の燃焼が継続するか否かを求めた。ここで、点火時の火炎が高温状態を保ちつつ、伝播し拡がる状態を燃焼状態とし、また、点火時の温度を維持できず、気体温度が熱拡散により時間と共に下がっていく状態を未燃焼状態とした。図1に解析結果と既存の実験結果との比較を示す。図中、太線内側が実験による燃焼領域である。また、図中、黒丸が燃焼状態を、白丸が未燃焼状態を示す。図より、本計算結果は、実験結果をよく再現できていることがわかる。

4. 結言 非圧縮性流体の燃焼解析技術を開発し水素可燃限界の解析を行った。計算結果は既存の実験結果を良く再現した。

<参考文献>

1) Report WAPD-SC-545 (1957.9)

2) 化学工業協会編、化学工学便覧改訂4版、丸善

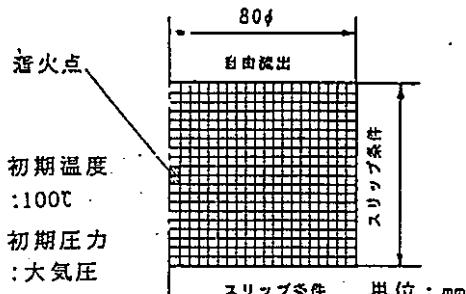


図1 解析体系及び条件

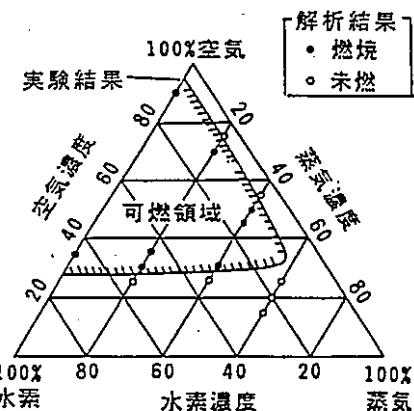


図2 水素可燃限界特性