

JAERI - M  
86-135

流量低下時の過渡バーンアウトに関する研究

1986年9月

岩村 公道

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

JAERI-M reports are issued irregularly.

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

©Japan Atomic Energy Research Institute, 1986

編集兼発行 日本原子力研究所  
印 刷 いばらき印刷(株)

流量低下時の過渡バーンアウトに関する研究

日本原子力研究所東海研究所原子炉安全工学部

岩村 公道

(1986年8月20日受理)

軽水炉の流量低下事故時における燃料棒のバーンアウト現象の特性を調べるため、実験及び解析的研究を実施した。実験は、加熱長さ 800 mm の一様加熱垂直円管と環状流路テスト部を用い、実験範囲は系圧力 0.1 ~ 3.9 MPa, 熱流束 2.160 ~ 3.860 kW/m<sup>2</sup>, 流速減少率 0.44 ~ 770 %/s である。流量低下過程での局所流動条件を求めるため、分離流モデルによる計算を行った。さらに、加熱面上の液膜挙動を解析するため、二相三領域熱水力コード COBRA/TRAC による計算も行った。

本研究により以下のような知見が得られた。

流速減少率の大きい場合の流量低下バーンアウトの発生は、加熱面上の液膜ドライアウトに起因する。流速減少率があるしきい値を超えると、流量低下バーンアウト時の入口質量速度は定常バーンアウト時よりも減少した。これは、急激な流量低下時には、沸騰境界の移動が入口流量の急激な減少に追従できないため、入口流量が定常バーンアウト流量に達してからも蒸気流量は増加を続け、その結果生じる蒸気と液膜間の界面せん断力の作用により、液膜流量が保持されることによる。

系圧力が高くなると、蒸気の比体積が減少し、蒸気流速が低下するため、バーンアウト発生時の入口質量速度の定常時のそれからのずれは小さくなった。

流量低下時においても、出口クォリティが定常バーンアウトクォリティに約10%以内で一致した時に、バーンアウトが発生し、局所流動条件バーンアウトモデルが過渡時にも近似的に適用できることが明らかになった。

本モデルに基づき、一様加熱流路において、流量低下開始からバーンアウト発生に至る時間を予測する計算方法を導出した。本方法によるバーンアウトに至る時間の計算値は、本研究の実験のみならず、Cumoら及びMoxonらによる実験結果とも良い一致を示した。

Study of Transient Burnout under Flow  
Reduction Condition

Takamichi IWAMURA

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

( Received August 20, 1986 )

Transient burnout characteristics of a fuel rod under a rapid flow reduction condition of a light water reactor were experimentally and analytically studied. The test sections were uniformly heated vertical tube and annulus with the heated length of 800 mm. Test pressures ranged 0.5 ~ 3.9 MPa, heat fluxes 2,160 ~ 3,860 KW/m<sup>2</sup>, and flow reduction rates 0.44 ~ 770 %/s. The local flow condition during flow reduction transients were calculated with a separate flow model. The two-fluid/three-field thermal-hydraulic code, COBRA/TRAC, was also used to investigate the liquid film behavior on the heated surface.

The major results obtained in the present study are as follows:

The onset of burnout under a rapid flow reduction condition was caused by a liquid film dryout on the heated surface.

With increasing flow reduction rate beyond a threshold, the burnout mass velocity at the inlet became lower than the steady-state burnout mass velocity. This is explained by the fact that the vapor flow rate continues to increase due to the delay of boiling boundary movement and the resultant high vapor velocity sustains the liquid film flow after the inlet flow rate reaches the steady-state burnout flow rate.

The ratio of inlet burnout mass velocities between flow reduction transient and steady-state became smaller with increasing system pressure because of the lower vapor velocity due to the lower vapor specific volume.

Flow reduction burnout occurred when the outlet quality agreed with

the steady-state burnout quality within 10 %, suggesting that the local condition burnout model can be used for flow reduction transients.

Based on this model, a method to predict the time to burnout under a flow reduction condition in a uniformly heated tube was developed. The calculated times to burnout agreed well with some experimental results obtained by the Author, Cumo et al., and Moxon et al.

Keywords: Burnout, Transient Two-phase Flow, Flow Boiling, Power-cooling-mismatch, CHF Correlation, Annular Flow, Liquid Film Dryout, Flow Reduction, Reactor Safety

## 目 次

1. 緒 言 .....	1
1.1 本研究の背景 .....	1
1.2 従来の研究 .....	1
1.3 本研究の目的と概要 .....	2
1.4 本論文の構成 .....	3
2. 常圧大気開放ループによる実験 .....	6
2.1 序 .....	6
2.2 実験装置 .....	6
2.3 実験方法 .....	7
2.4 管内流路による流量低下バーンアウト実験 .....	7
2.4.1 実験条件と結果 .....	7
2.4.2 考 察 .....	8
2.5 環状流路による流量低下バーンアウト実験 .....	9
2.5.1 実験条件と結果 .....	9
2.5.2 考 察 .....	9
2.6 まとめ .....	10
3. 高圧過渡沸騰試験装置による実験 .....	24
3.1 序 .....	24
3.2 実験装置 .....	24
3.3 実験方法 .....	25
3.4 バーンアウト検出の時間遅れの評価 .....	25
3.5 実験条件と結果 .....	26
3.6 考 察 .....	26
3.6.1 定常バーンアウト熱流束測定値と限界熱流束相関式との比較 .....	26
3.6.2 バーンアウト発生時入口質量速度と流速減少率との関係に及ぼす系圧力の効果 .....	27
3.7 まとめ .....	27
4. 分離流モデルによる流量低下時の沸騰二相流挙動の解析 .....	37
4.1 序 .....	37
4.2 計算方法 .....	37
4.2.1 計算上の仮定 .....	37
4.2.2 水単相流の基礎式と沸騰境界移動過程の計算 .....	38
4.2.3 沸騰二相流の基礎式と特性曲線法による解法 .....	39
4.3 流量低下バーンアウト実験の場合の沸騰二相流計算 .....	41
4.3.1 テスト部出口と入口の質量速度差 .....	41

4.3.2	バーンアウト発生時出口質量速度と流速減少率との関係 (系圧力の効果).....	41
4.4	指数関数状流量低下の場合の沸騰二相流計算 .....	42
4.4.1	計算方法 .....	42
4.4.2	計算結果 .....	42
4.5	まとめ .....	44
5.	流量低下バーンアウト発生メカニズム .....	55
5.1	序 .....	55
5.2	流量低下時の沸騰境界の移動とバーンアウト発生遅れ .....	55
5.3	COBRA/TRACコードによる流量低下過程の計算 .....	56
5.3.1	COBRA/TRACコードの概要 .....	56
5.3.2	ノーディングモデルと境界条件 .....	56
5.3.3	計算結果と考察 .....	57
5.4	局所流動条件バーンアウトモデルの検討 .....	58
5.4.1	局所流動条件バーンアウトモデル .....	58
5.4.2	COBRA/TRACコードと分離流モデルとの計算結果の比較 .....	58
5.4.3	局所バーンアウトクオリティと流速減少率との関係 .....	58
5.5	まとめ .....	59
6.	局所流動条件モデルに基づく流量低下バーンアウト発生の予測 .....	66
6.1	序 .....	66
6.2	予測方法 .....	66
6.3	ステップ状流量低下時におけるバーンアウト発生時間の解析的表現 .....	67
6.4	実験結果との比較 .....	69
6.5	まとめ .....	70
7.	結論 .....	75
	謝辞 .....	76
	参考文献 .....	77
	記号表 .....	79
付録 A	2章及び3章で用いた限界熱流束相関式 .....	81
A.1	Becker の式 .....	81
A.2	Thompson-Macbeth の式 .....	82
付録 B	4章の計算方法の検討 .....	84
B.1	エネルギー保存式における圧力変化項とエネルギー逸散項の評価 .....	84
B.2	物性値の圧力依存性の評価 .....	85
B.3	スリップ比の影響 .....	85

## Contents

1. Introduction .....	1
1.1 Backgrounds .....	1
1.2 Previous Studies by Other Investigators .....	1
1.3 Objectives and Outline of Present Study .....	2
1.4 Constitution of the Report .....	3
2. Experiments under Atmospheric Pressure .....	6
2.1 Introduction .....	6
2.2 Experimental Facility .....	6
2.3 Experimental Procedure .....	7
2.4 Transient Burnout Experiment under Flow Reduction	
Conditions using Tube Test Sections .....	7
2.4.1 Experimental Conditions and Results .....	7
2.4.2 Discussions .....	8
2.5 Transient Burnout Experiment under Flow Reduction	
Conditions using Annular Test Sections .....	9
2.5.1 Experimental Conditions and Results .....	9
2.5.2 Discussions .....	9
2.6 Conclusions .....	10
3. Experiments under Elevated Pressure .....	24
3.1 Introduction .....	24
3.2 Experimental Facility .....	24
3.3 Experimental Procedures .....	25
3.4 Evaluation of Delay Time for Burnout Detection .....	25
3.5 Experimental Conditions and Results .....	26
3.6 Discussions .....	26
3.6.1 Comparison of Measured Steady-State Burnout Heat	
Flux with CHF Correlations .....	26
3.6.2 Effect of System Pressure on Relation between	
Burnout Mass Velocities and Flow Reduction Rates .....	27
3.7 Conclusions .....	27
4. Analysis of Boiling Two-Phase Flow under Flow Reduction	
Transient with Separate Flow Model .....	37
4.1 Introduction .....	37
4.2 Calculation Method .....	37
4.2.1 Hypotheses for Calculation .....	37



4.2.2	Basic Equation of Single-Phase Flow and Calculation of Boiling Boundary Movement .....	38
4.2.3	Basic Equations of Boiling Two-Phase Flow and Calcula- tion Procedure with Method of Characteristics .....	39
4.3	Calculation of Boiling Two-Phase Flow for Flow Reduction Experiments .....	41
4.3.1	Difference in Mass Velocities at Inlet and Outlet of Test Section .....	41
4.3.2	Relation between Burnout Outlet Mass Velocities and Flow Reduction Rates (Effect of System Pressure).....	41
4.4	Calculation of Boiling Two-Phase Flow under Exponential Flow Reduction Conditions .....	42
4.4.1	Calculation Method .....	42
4.4.2	Calculated Results .....	42
4.5	Conclusions .....	44
5.	Mechanism of Flow Reduction Burnout .....	55
5.1	Introduction .....	55
5.2	Movement of Boiling Boundary under Flow Reduction Condition and Delay of Burnout .....	55
5.3	Calculation of Boiling Two-Phase Flow under Flow Reduction Conditions with COBRA/TRAC Code .....	56
5.3.1	Outline of COBRA/TRAC Code .....	56
5.3.2	Noding Model and Boundary Conditions .....	56
5.3.3	Calculated Results and Discussions .....	57
5.4	Evaluation of Local Condition Burnout Model .....	58
5.4.1	Local Condition Burnout Model .....	58
5.4.2	Comparison of Calculated Results with COBRA/TRAC code and Separate Flow Model .....	58
5.4.3	Relation between Local Burnout Qualities and Flow Reduction Rates .....	58
5.5	Conclusions .....	59
6.	Prediction of Time to Burnout under Flow Reduction Conditions Based on Local Condition Hypothesis .....	66
6.1	Introduction .....	66
6.2	Prediction Method .....	66
6.3	Analytical Expression of Time to Burnout under Stepwise Flow Reduction Condition .....	67
6.4	Comparison with Experimental Results .....	69

6.5	Conclusions .....	70
7.	Conclusions .....	75
	Acknowledgments .....	76
	References .....	77
	Nomenclature .....	79
Appendix	A CHF Correlations used in Chapters 2 and 3 .....	81
	A.1 Becker Correlation .....	81
	A.2 Thompson-Macbeth Correlation .....	82
Appendix	B Discussions on Calculation Method in Chapter 4 .....	84
	B.1 Evaluation of Pressure and Energy Dissipation Terms in Energy Equation .....	84
	B.2 Evaluation of Pressure Dependency of Material Properties .....	85
	B.3 Effect of Slip Ratio .....	85

List of Tables

- Table 1.1 Experimental conditions for previous and present flow reduction burnout experiments
- Table 2.1 Range of parameters for flow reduction transient burnout experiments under atmospheric pressure (Tube test section)
- Table 2.2 Range of parameters for flow reduction transient burnout experiments under atmospheric pressure (Annular test sections)
- Table 2.3 Flow channel dimensions in tube and annular test sections
- Table 3.1 Characteristics of transient boiling experiment loop
- Table 3.2 Measuring items
- Table 3.3 Range of parameters for flow reduction transient burnout experiments under elevated pressure
- Table 4.1 Dimensionless parameters used in analysis
- Table 4.2 Parameters for calculation of exponential flow reduction
- Table 6.1 Test conditions for calculations of time to burnout
- Table B.1 Effects of slip ratio on calculated results

## List of Figures

- Fig. 1.1 PCM accidents in PWR and BWR.
- Fig. 1.2 Experimental ranges of liquid/vapor density ratio and flow reduction transient time for previous and present flow reduction burnout experiments.
- Fig. 2.1 Schematic of experimental loop under atmospheric pressure.
- Fig. 2.2 Tube test section.
- Fig. 2.3 Annular test section (Flow shroud).
- Fig. 2.4 Annular test section (Heated rod).
- Fig. 2.5 Measurement and recording system of atmospheric pressure loop.
- Fig. 2.6 Typical transient histories for flow reduction transient burnout experiments under atmospheric pressure (Tube test section).
- Fig. 2.7 Comparison of measured burnout heat flux under atmospheric pressure with Thompson-Macbeth correlation.
- Fig. 2.8 Comparison of measured burnout heat flux under atmospheric pressure with Becker correlation.
- Fig. 2.9 Increase of inlet pressure just before burnout vs. flow reduction rate.
- Fig. 2.10 Ratio of transient to steady state burnout mass velocities at inlet vs. flow reduction rate (Tube test section under atmospheric pressure).
- Fig. 2.11 Typical transient histories for flow reduction transient burnout experiments under atmospheric pressure (Annular test section; gap = 2mm).
- Fig. 2.12 Steady state burnout heat flux vs. inlet mass velocity (Tube and annular test sections).
- Fig. 2.13 Steady state burnout heat flux vs. outlet quality (Tube and annular test sections).
- Fig. 2.14 Ratio of transient to steady state burnout mass velocities at inlet vs. flow reduction rate (Annular test section; gap = 2 mm, under atmospheric pressure).
- Fig. 2.15 Ratio of transient to steady state burnout mass velocities at inlet vs. flow reduction rate (Annular test section; gap = 1.4 mm, under atmospheric pressure).
- Fig. 3.1 Schematic of transient boiling experiment loop.

- Fig. 3.2 Test section.
- Fig. 3.3 Control method of flow reduction pattern.
- Fig. 3.4 Data processing system.
- Fig. 3.5 Typical transient histories for flow reduction transient burnout experiments at elevated pressures.
- Fig. 3.6 Comparison of measured burnout heat flux under elevated pressure with Thompson-Macbeth correlation.
- Fig. 3.7 Comparison of measured burnout heat flux under elevated pressure with Becker correlation.
- Fig. 3.8 Ratio of transient to steady-state burnout mass velocities at inlet vs. flow reduction rate, with system pressure as a parameter.
- Fig. 3.9 Ratio of transient to steady-state burnout mass velocities at inlet vs. system pressure, with flow reduction rate as a parameter.
- Fig. 3.10 Effects of inlet subcooling and initial mass velocity on ratio of transient to steady-state burnout mass velocities vs. flow reduction rate.
- Fig. 4.1 Transients of mass velocities at inlet and outlet of test section in flow reduction burnout experiments with different system pressures.
- Fig. 4.2 Ratio of transient to steady state burnout mass velocities at outlet of test section vs. flow reduction rate, with different system pressures.
- Fig. 4.3 Calculated results under exponential flow reduction condition (1) (Base case/0.25 MPa).
- Fig. 4.4 Calculated results under exponential flow reduction condition (2) (Base case/15 MPa).
- Fig. 4.5 Calculated results under exponential flow reduction condition (3) (Effects of flow decay constant 0.25 MPa).
- Fig. 4.6 Calculated results under exponential flow reduction condition (4) (Effects of final flow velocity/0.25 MPa).
- Fig. 4.7 Calculated results under exponential flow reduction condition (5) (Effects of initial enthalpy/0.25 MPa).
- Fig. 4.8 Calculated results under exponential flow reduction condition (6) (Effects of system pressure).

- Fig. 5.1 Transient of boiling boundaries for exponential and stepwise flow reduction cases.
- Fig. 5.2 COBRA/TRAC noding model for transient two-phase flow under flow reduction condition.
- Fig. 5.3 Typical transients of mass flow rates of each phase, total mass flow rate and wall temperature calculated with COBRA/TRAC code.
- Fig. 5.4 Typical transients of the interfacial drag coefficient and void fraction calculated with COBRA/TRAC code.
- Fig. 5.5 Comparison of mass velocities and void fractions calculated with COBRA/TRAC code and separate flow model.
- Fig. 5.6 Ratio of burnout qualities between flow reduction transient and steady-state vs. flow reduction rate (obtained from COBRA/TRAC calculations).
- Fig. 5.7 Ratio of burnout qualities between flow reduction transient and steady-state vs. flow reduction rate (obtained from author's experiment using separate flow model).
- Fig. 6.1 Transients of boiling boundary and fluid particle trajectory under stepwise flow reduction.
- Fig. 6.2(a),(b) Comparison of measured and predicted times to burnout for flow reduction burnout experiments (predicted from inlet condition and local condition).
- Fig. 6.3(a),(b) Comparison of measured and predicted times to burnout for Cumo et al.'s and Moxon et al.'s experiments (predicted from inlet condition and local condition).
- Fig. A.1 Coefficients for Becker's CHF correlation.
- Fig. B.1 Example of experimental data and calculated results at 0.53 MPa.
- Fig. B.2 Example of experimental data and calculated results at 3.0 MPa.
- Fig. B.3 Relation between slip ratio and pressure proposed by Thom.

# 1. 緒 言

## 1.1 本研究の背景

軽水炉において、異常な出力上昇や流量低下などが生じた場合、原子炉出力と冷却材による除熱能力が不均衡になる状態が考えられ、このような熱的不整合が生じる異常状態を出力-冷却不整合 (Power-Cooling-Mismatch ; PCM) と称している。

加圧水型 (PWR) および沸騰水型 (BWR) 原子力発電所の設置許可申請時安全解析の想定事故のうち、PCMとみなせる起回事象と過渡変化の速さを Fig. 1.1 に示す。一般に PCM 事故では、冷却材喪失事故 (LOCA) のような配管破断に伴う減圧は考えず、また出力上昇の場合も、反応度事故 (RIA) と比べてはるかに長い過渡変化時間 (数秒以上) を持つものとして定義されている<sup>(1)</sup>。Fig. 1.1 に見られるように、PCM 事故は LOCA や RIA に比べて、極めて広い流量低下率と出力上昇率の範囲を有しており、その発生確率も LOCA や RIA よりかなり高いと考えられる。

PCM 時には、その起回事象が何であれ、燃料棒から冷却材への熱流束は限界熱流束を超え、いわゆるバーンアウトが発生する可能性がある。そしてこのような場合には、被覆管温度の急上昇による強度低下や、FP ガスの急激な放出による内圧上昇、および条件によっては燃料や被覆管の溶融をもたらす、最終的には燃料の破損に至る可能性がある。

このように、発生確率もかなり高く重大な燃料破損事故に至る可能性があることから、PCM 時の燃料挙動の解析は、軽水炉の安全上重要な問題である。このため米国では PBF (Power Burst Facility) を用いた出力上昇および流量低下による PCM 炉内実験が実施された。しかしながら、炉内実験では実際の核燃料の挙動が調べられる利点はあるが、実験回数が少なく、計測点や試験パラメータ範囲などの制約のため、現象の物理的理解の向上のための十分なデータは得られない。特に PBF では実験装置上の制約から、急激な流量低下実験が行えない欠点がある。これに対して、炉外実験では広範囲なパラメータ範囲で多くのデータが得られる利点がある。従って、炉内実験と炉外実験は相互に補完的な役割を持っている。

本研究では、PCM 炉外実験の一環として流量低下事故を対象とし、過渡バーンアウト挙動の特性を調べるため、実験および解析的検討を実施した。

## 1.2 従来の研究

定常状態におけるバーンアウト実験は、従来水冷却原子炉の開発に関連して、極めて活発に行われ、多くの実験式や半理論式が提案されている。また、定常状態の実験で得られたバーンアウト相関式が、流量低下過渡時にも適用できるか否かを評価するため、これまで各種の流路形状や実験条件のもとで、流量低下バーンアウト実験がなされてきた。<sup>(2)~(8)</sup> これらの過渡バーンアウト研究のレビューが Leung<sup>(9)</sup> により報告されている。Table 1.1 に、従来の主要な流量低下バーン

アウト実験の実験条件を示す。また、Fig. 1.2 に、主要な実験について、液/蒸気の密度比と流量低下時間のパラメータ範囲を示す。

既存のバーンアウト相関式の多くは、バーンアウト熱流束を局所的な質量速度、クォリティ等の流動条件の関数として表現した式（局所条件の式）と、上流側の条件、例えばサブクール度と流路長さの関数として表現した式（システム条件の式）に分類される。局所条件に基づく代表的な式としては、Becker<sup>(10)</sup>、CISE<sup>(11)</sup>、Biassi<sup>(12)</sup>、W-3<sup>(13)</sup>、およびB&W-2<sup>(14)</sup>等の式があり、システム条件に基づく代表的な式としては、Macbeth<sup>(15)</sup>、Thompson-Macbeth<sup>(16)</sup>、Modified Barnett<sup>(17)</sup>、および甲藤<sup>(18)</sup>等の式がある。

ところで、流量低下過渡時には、バーンアウト発生点における質量速度変化は、流路入口における質量速度変化よりも遅れ、流速減少率が大きいほどバーンアウト発生点と入口における質量速度の差は拡大すると考えられる。従来の研究では、流量低下によるバーンアウトの発生は、バーンアウト発生点における局所流動条件（質量速度、クォリティ等）を用いて、定常バーンアウト相関式を適用することにより予測できるとした結論が多く見られる<sup>(9)</sup>。しかしながら、従来の実験では系圧力と流速減少率または流量低下時間などの変化範囲が狭く、このようなパラメータが流量低下バーンアウト発生条件に及ぼす影響についての系統的な研究はほとんど行われていない。また、局所流動条件を求めるには、流量低下過渡時の沸騰二相流の計算を行う必要があるが、計算方法や計算精度が研究者ごとに異なっているので、流量低下バーンアウトが、定常バーンアウトの場合と同一の局所流動条件下で発生するか否かについては、必ずしも確定的な結論が得られているとは言えない。

### 1.3 本研究の目的と概要

本研究の目的は、軽水炉の異常な流量低下事故時におけるバーンアウト発生の予測に寄与するため、流量低下時の過渡バーンアウト発生の特性とそのメカニズムを明らかにすることである。

このため、本研究ではまず系圧力および流速減少率を広範囲に変化させて、流量低下バーンアウト実験を実施した。本実験における実験条件の範囲も Table 1.1 と Fig. 1.2 に示す。本来軽水炉のPCM事故時には一次系圧力の減圧は生じないので、10~15 MPa 程度の原子炉運転圧力下での実験が望ましいが、実験装置上の制約もあり、本実験では大気圧から4 MPa の圧力下で実施した。ところで、系圧力が沸騰現象に及ぼす影響は主として蒸気と水の密度比の変化に基づくと考えられるが、この密度比は大気圧から4 MPa までに40倍変化するのに対し、4 MPa から加圧水型原子炉の運転圧力16 MPa までの変化は7.3倍にすぎない。従って、本実験により得られる系圧力の効果を外挿することにより、実炉での流量低下バーンアウト挙動をある程度評価できると思われる。

次に、流量低下過程での沸騰二相流挙動を調べ、流量低下バーンアウト実験における局所流動条件を求めるため、分離流モデルによる計算を行った。また、流量低下バーンアウト発生のメカニズムを明らかにし、定常バーンアウト発生条件と比較するため、加熱面上の液膜挙動が計算できるCOBRA/TRACコード<sup>(19)</sup>による計算も実施した。

以上のような実験的および解析的な検討結果に基づき、流量低下バーンアウト現象の特性とバ



ーンアウト発生メカニズムについて考察した。そして、現在軽水炉安全評価計算コードで用いられている局所流動条件バーンアウトモデル、すなわち、流量低下時の局所流動条件が定常バーンアウト発生条件に一致した時にバーンアウトが発生するという仮定の検証を行った。また以上の検討結果の応用例として、一様加熱流路において定常バーンアウト発生条件が既知の場合に、流量低下開始からバーンアウト発生までの時間を予測する方法を提案した。この方法によるバーンアウト発生時間の計算値を、本実験結果および他の研究者の実験結果と比較した。

#### 1.4 本論文の構成

本論文は以下の構成からなっている。

2章では、常圧大気開放ループを用いた管内流路<sup>(20),(21)</sup>、および環状流路<sup>(22),(23)</sup>による流量低下バーンアウト実験の内容と考察結果について述べる。

3章では、高圧過渡沸騰試験装置を用いて、主として系圧力をパラメータとして実施した流量低下バーンアウト実験<sup>(24),(25),(26)</sup>の内容と考察結果について述べる。

4章では、分離流モデルに基づいて、流量低下過程での沸騰二相流挙動を計算する方法を示し、指数関数状流量低下の場合と、3章の実験を対象とした計算を行って、結果を検討する。

5章では、2,3章の実験結果、4章の解析結果、及びCOBRA/TRACコード<sup>(19)</sup>による解析結果に基づいて、流量低下バーンアウト発生のメカニズムを考察し、さらに局所流動条件バーンアウトモデルを検証する。

6章では、局所流動条件バーンアウトモデルに基づき、一様加熱流路において定常バーンアウト条件が既知の場合について、流量低下開始からバーンアウト発生に至る時間を予測する方法を導出し、実験結果と比較して検証を行う。

7章では、本研究により得られた結論をまとめる。

また、付録Aには、実験で得られた定常バーンアウト熱流束と比較するのに使用した限界熱流束相関式を収録する。付録Bでは、4章の分離流モデルに基づく二相流計算方法の妥当性の検討を行う。

Table 1.1 Experimental conditions for previous and present flow reduction burnout experiments

Investigators (Ref.)	Fluid	Test Section Geometry	Pressure (MPa)	Initial Mass Velocity (kg/m <sup>2</sup> ·s)	Heat Flux (kw/m <sup>2</sup> )	Transient Type	Trans- ient Time (sec)
W. Kastner et al. (2)	water	4-rod 1.9m long 9-rod 1.0m long	6.9 "	460-1600	800-1550 (estimated)	Flow decay (step)	-
B.S. Shiralkar* et al. (3)	water	Anular 2.75m long 9-rod 1.83m long 16-rod 3.66m long	6.9 " "	270-1360 340-1360 "	660-1800 85-1580 60-1000	High-low-high Flow decay; ON/OFF/ON "	about 0.5
R.A. Smith, and* P. Griffith (4)	Freon-113	tube 2.44m long	1.38	3400	30-140	Flow reversal	-
M. Cumo et al. (5)	Freon-12	tube 7.8mm dia 2m long	1.1-1.8	760-900	29-75	Flow decay	0.7-3.2
T. Asada, and T. Kobori (6)	water	28-rod 3.7m long	3.0	1400-1700	-	Flow decay (Ramp)	0.3-2.0
D. Moxon et al. (7)	water	tube 11 mm dia 3.66m long 37-rod 3.66m long	6.9	2370-2710	845-1150	Flow decay (Exponential)	<0.5
G.P. Gaspari et al. (8)	water	18+1 rod 4m long	5.9	1200-2300	Power 2.1-3.3MW	Flow decay	0.1
Present work	water	tube 8 and 10mm dia 0.8m long	0.1-3.9	500-3050	760-3860	Flow decay (linearly)	0.06-83

\* summarized by J.C.M. Leung (9)

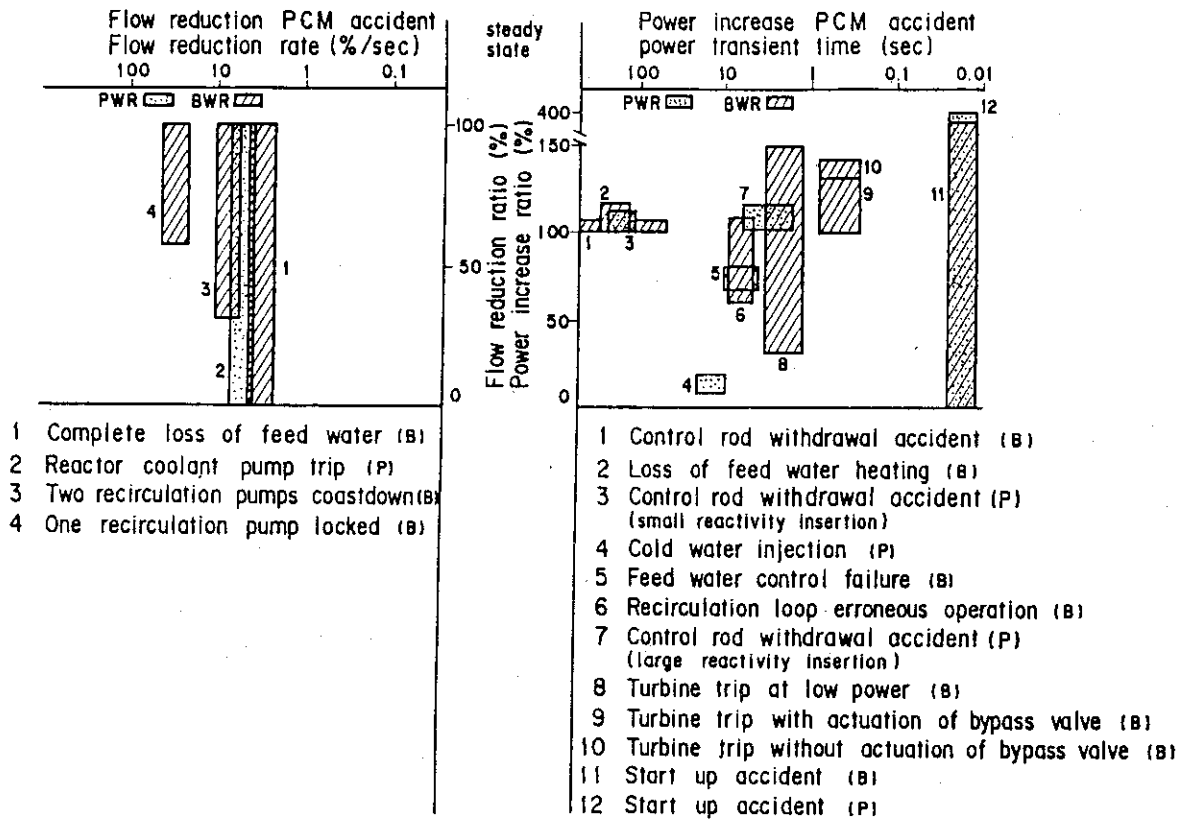


Fig. 1.1 PCM accidents in PWR and BWR.

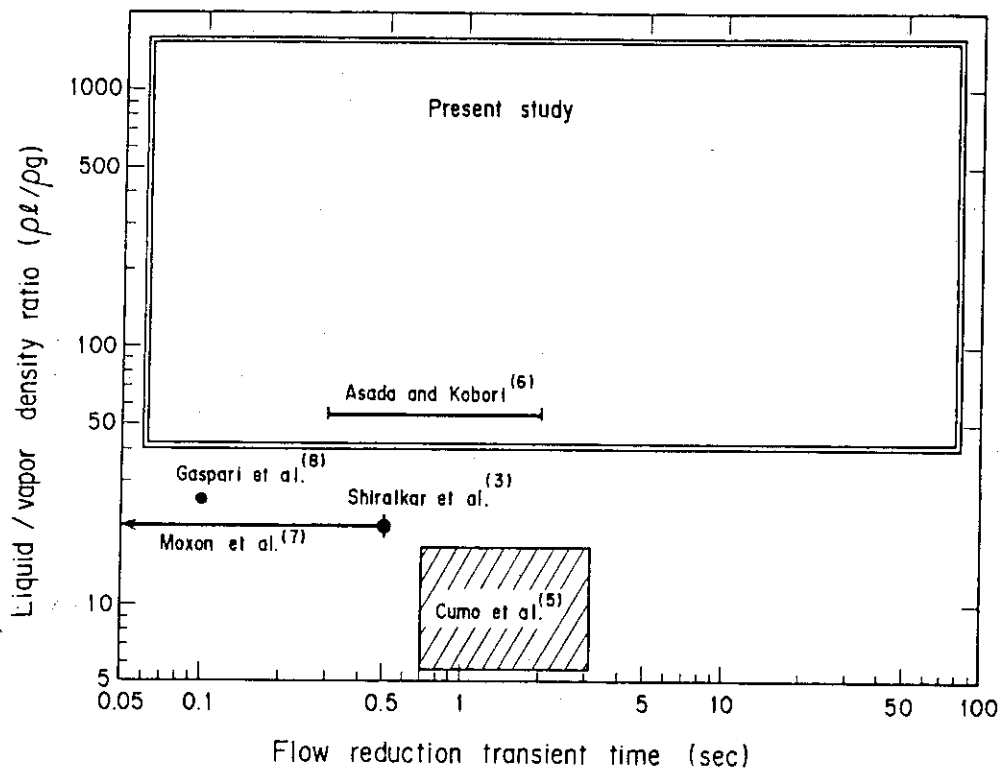


Fig. 1.2 Experimental ranges of liquid/vapor density ratio and flow reduction transient time for previous and present flow reduction burnout experiments.

## 2. 常圧大気開放ループによる実験

### 2.1 序

流量低下時におけるバーンアウト発生現象の基本的特性を調べるため、常圧大気開放ループによる実験を実施した。主要な検討項目は、流量低下バーンアウト発生前後のテスト部壁温と流路圧力の挙動、バーンアウト発生時入口質量速度と定常バーンアウト質量速度との関係に及ぼす流速減少率の効果、流路断面積が流量低下バーンアウト発生条件に及ぼす影響、およびバーンアウト発生前後の流動状況観察である。

本実験では、テスト部として、円管の内側を水が流れる場合（管内流路）と、円管と外側のシュラウドとの間隙を水が流れる場合（環状流路）について調べた。本章では以上二種類のテスト部による実験結果を述べる。

### 2.2 実験装置

本装置は常圧大気開放の水ループで、Fig. 2.1 に装置の概要を示す。本装置は、貯水タンク、循環ポンプ、浮子式流量計、タービン流量計、流量調節弁、入口温度制御用ヒータ、テスト部、および気水分離器より構成されている。

Fig. 2.2 に管内流路テスト部の形状と計装取り付け位置を示す。本テスト部は、内径 8 mm、外径 10 mm、発熱長さ 800 mm の SUS 304 ステンレス鋼製であり、直流直接通電方式により加熱した。テスト部外壁には壁温測定用として、直径 0.32 mm の C-A 熱電対 9 本をスポット溶接した。また、テスト部入口と出口の圧力および差圧測定用の圧力検出孔を設置した。さらにバーンアウト発生によるテスト部の損傷を防止するため、温度上昇による電気抵抗変化を利用したブリッジ式バーンアウト検出器のリード線も Fig. 2.2 に示す位置に銀ろう付けした。

Fig. 2.3 と 2.4 に、環状流路シュラウドと発熱体の形状を示す。本テスト部の発熱部も管内流路の場合と同様に、外径 10 mm、肉厚 1 mm、加熱長さ 800 mm の SUS 304 ステンレス鋼製であり、直流直接通電により加熱した。発熱部の外側には、流動状況の観察ができるように、パイレックスガラス管シュラウドを設置した。流路のギャップ幅は 2 mm と 1.4 mm の二種類を用いた。

テスト部にはシース径 0.5 mm、線径 0.1 mm の C-A 熱電対 6 本を、Fig. 2.4 に示す位置に取り付けた。取り付け方法も Fig. 2.4 に示す。また、流路の出口と入口の圧力検出孔やブリッジ式バーンアウト検出器リード線も、それぞれ Fig. 2.3 と Fig. 2.4 に示す位置に設置した。

本実験における計測・記録系の概要を Fig. 2.5 に示す。測定項目は、流量、加熱電流・電圧、入口と出口の圧力、テスト部差圧、入口水温、およびテスト部壁温である。記録装置としては、ペンレコーダと電磁オシログラフを用いた。

## 2.3 実験方法

本装置を用いた流量低下バーンアウト実験の手順は以下のとおりである。

- (1) 各計測器の校正を行う。
- (2) 加熱電力，入口水温，初期流量等の実験条件を設定し，定常状態に保持する。
- (3) テスト部入口流量を減少し，バーンアウト検出により加熱電源を遮断する。
- (4) (2)に戻って再び実験条件を設定する。

なお，流量の減少に際しては，相互比較の便を考慮して，流量ができるだけ直線状に低下するようにした。この場合，流量低下速度を一般的に表現する指標として，次式で定義する流速減少率， $f$ ，を用いた。

$$f = \frac{100 \Delta v}{V_i \Delta t} \quad (\%/s)$$

## 2.4 管内流路による流量低下バーンアウト実験

### 2.4.1 実験条件と結果

管内流路による流量低下バーンアウト実験条件を Table 2.1 に示す。

Fig. 2.6(a)~(d)に，本実験で得られた実験データ例を流速減少率の小さい方から順に示す。これらの図より，流量低下バーンアウト前後の壁温，入口圧力，および入口流速に関して，以下の現象が見られる。

#### (1) バーンアウト前の壁温低下現象

流速減少率が小さい場合には，バーンアウトが近付くと，壁温がステップ状に低下する現象が見られる。この現象はテスト部出口より上流に向かって進行し，壁温低下量は Fig. 2.6(a)の場合で約15°Cである。流速減少率が大きくなると，このような壁温のステップ状低下は見られなくなる。

#### (2) 電力遮断後の壁温挙動

流速減少率が大きくなると，テスト部壁温はバーンアウト発生による電力遮断後もしばらく高温に維持され，その後テスト部下方より順次急冷されている。

#### (3) 圧力挙動

テスト部入口圧力振動の振幅は，バーンアウトが近付くにつれて大きくなっている。また，流速減少率が大きくなると，バーンアウト発生直前に入口圧力振動の周期は長くなる。入口圧力はバーンアウト直前に一度上昇し，再び減少を開始した直後にバーンアウトが発生している。

#### (4) バーンアウト発生時入口流速

流速減少率が大きくなると，バーンアウト発生時の入口流速は減少した。特に Fig. 2.6(d)に見られるように，流速減少率が660%/sと極めて大きい場合には，流量低下終了より約0.5秒遅れてバーンアウトが発生している。

## 2.4.2 考察

### 2.4.2.1 定常バーンアウト熱流束測定値と限界熱流束相関式との比較

本実験条件、特に低圧領域を適用範囲に含む、Thompson-Macbeth の式<sup>(16)</sup>と Becker の式<sup>(10)</sup>によるバーンアウト熱流束計算値と、本実験で得られた定常バーンアウト熱流束測定値との比較を、それぞれ Fig.2.7, 2.8 に示す。各式の内容とその適用範囲は付録 A に示す。

両図より、本実験結果は Becker の式と良く一致するが、Thompson-Macbeth の式より約 30% 小さな値を示していることが分かる。低圧では実験データが分散する傾向にあり、相関式作成に使用したデータ数も少ないことを考慮すると、本装置により得られたバーンアウト熱流束の値は、従来の実験結果と矛盾するものではないと言える。

### 2.4.2.2 バーンアウト発生直前の入口圧力上昇

2.4.1 項で述べたように、流速減少率が大きい場合には、バーンアウト発生直前にテスト部入口圧力が急上昇している。このようなバーンアウト直前の入口圧力上昇幅と流速減少率との関係を Fig.2.9 に示す。同図より、流速減少率が十分小さい場合には、入口圧力はバーンアウト発生まではほぼ一定だが、流速減少率が約 5~10%/s 以上になると、バーンアウト直前に入口圧力が急上昇し、その上昇量は流速減少率増大と共に大きくなるが、やがて一定値に近づく傾向にあることが分かる。

これについては、指数関数状流量低下を仮定した分離流モデルによる計算例 Fig.4.5(b)から次のように定性的な説明ができる。流量低下に伴い初期非沸騰部が沸騰を開始すると、その位置での局所質量速度は一時的に急上昇し、流速減少率が大きいほど局所質量速度上昇量は大きくなる。従って本実験で見られたような流量低下時の入口圧力急上昇の原因は、流路内部における一時的な局所質量速度の急上昇による摩擦及び加速圧力損失の増大によるものと推察される。

なお、Fig.2.9 に見られるように、流速減少率が約 100%/s 以上になると入口圧力の上昇量がほぼ一定となるのは、流速減少率が大きくなると沸騰境界移動速度が一定値 (Fig.6.1 のステップ状流量低下の場合の値) に近づくため、沸騰流路内の過渡的な蒸気発生挙動も同一となるためと考えられる。

### 2.4.2.3 バーンアウト発生時入口質量速度と流速減少率との関係

流量低下バーンアウト発生時の入口質量速度 ( $G_{BO}^{in}$ ) と定常バーンアウト質量速度 ( $G_{BO}^s$ ) との比 ( $G_{BO}^{in}/G_{BO}^s$ ) と、流速減少率との関係を Fig.2.10 に示す。同図に見られるように、流速減少率が約 5%/s 以上の場合には、バーンアウト発生時入口質量速度は定常バーンアウト質量速度にはほぼ等しいが、流速減少率が約 5%/s 以上になると、バーンアウト発生時入口質量速度は定常バーンアウト質量速度よりも小さくなっている。これは、流速減少率が大きくなると、第 4 章で述べるように、テスト部入口と出口の質量速度差は大きくなり、同一の出口質量速度に対応する入口質量速度が小さくなるためである。

## 2.5 環状流路による流量低下バーンアウト実験

### 2.5.1 実験条件と結果

環状流路による流量低下バーンアウト実験条件を Table 2.2 に示す。Table 2.3 には、環状流路（ギャップ幅 2 および 1.4 mm）と管内流路（内径 8 mm）の各場合の流路断面積、熱的等価直径、水力学的等価直径、および流速比の値を示す。

Fig. 2.11 (a)~(d) に、本実験で得られた実験データの例を流速減少率の小さい方から順に示す。これらの実験データを Fig. 2.6 の管内流路の実験データと比較すると、バーンアウト発生による電力遮断後の壁温高温維持現象は両テスト部で共通に見られる。しかしながら、環状流路テスト部では、バーンアウト発生直前の壁温のステップ状低下は測定されず、流速減少率が大きい場合でも、バーンアウト発生直前の入口圧力上昇は管内流路の場合ほど顕著ではない。また本実験では熱電対が伝熱面に近いため、Fig. 2.11 (a) に見られるように、流速減少率が小さい場合には、バーンアウト発生直前に壁温の激しい振動が見られた。

### 2.5.2 考察

#### 2.5.2.1 流動状況観察結果

本テスト部には、ガラス管シュラウドを用いたので、流量低下バーンアウト前後の流動状況が観察できた。その結果、流速減少率が十分小さくて準定常と見なされる条件下では、バーンアウト発生直後のテスト部出口付近には連続液相が存在し、核沸騰離脱（DNB）的なメカニズムでバーンアウトが発生したことを示した。一方、定常バーンアウト実験とほぼ同一の熱流束及び入口サブクール度の条件下での急激な流量低下実験の場合には、バーンアウト発生直前には、テスト部上部は細かい液滴を多数含む環状二相流となり、バーンアウト発生直後には、テスト部出口付近は蒸気相となり、電源遮断後も数秒間はバーンアウト発生位置において連続液相は認められなかった。以上の観察結果より、流速減少率が增大すると、バーンアウトの発生は、DNB 的なメカニズムから、加熱面上の液膜消失（ドライアウト）的なメカニズムに移行したと考えられる。

#### 2.5.2.2 定常バーンアウト熱流束の流路形状依存性

バーンアウト熱流束の流路形状依存性を調べるために、管内と環状流路を用いて得られた定常バーンアウト熱流束と入口質量速度および出口クォリティとの関係を、それぞれ Fig. 2.12 と Fig. 2.13 に示す。Fig. 2.12 に見られるように、環状流路のほうが管内流路に比べて、同一質量速度におけるバーンアウト熱流束は小さくなる。これは、加熱面より非加熱面のほうに液滴が多く付着するため、環状流路のほうがバーンアウトが発生しやすくなるためと考えられる。また、Fig. 2.13 に見られるように、バーンアウト時の出口クォリティは、環状流路のほうが低くなっている。これは上述のように、同一質量速度の場合、環状流路のほうがバーンアウト熱流束が小さいためである。

なお、Fig. 2.12 と 2.13 では、ギャップ幅 2 mm の環状流路について、3 種類のテスト部による測定値を区別して示してある。各テスト部ごとにバーンアウト挙動が少し異なっているのは、テスト部ごとに偏心の程度が異なるためと考えられる。

### 2.5.2.3 バーンアウト発生前後の壁温挙動

Fig. 2.11に見られるように、環状流路でも管内流路の場合 (Fig. 2.6)と同様に、流速減少率が大きくなると、バーンアウト発生による電力遮断後もテスト部壁温が0.1～5秒程度高温に維持されてから急冷されている。これは2.5.2.1で述べたように、本実験での流量低下バーンアウトは加熱面上の液膜ドライアウトにより発生するため、バーンアウト直後には加熱面は蒸気相にさらされ、やがて流入してきた水によりテスト部下方から順次急冷されることによる。

なお、管内流路で見られたような壁温のステップ状低下は、環状流路では見られなかった。

### 2.5.2.4 バーンアウト発生前後の圧力挙動

Fig. 2.11(d)とFig. 2.6(d)の比較より明らかなように、バーンアウト発生直前の入口圧力上昇量は、環状流路の方が小さかった。これについては次のように説明できる。Fig. 2.13に見られるように、バーンアウト発生時の出口クオリティは、管内流路で約0.3～0.7であるのに対し、環状流路では約0.1～0.4とかなり小さくなっている。このため、同一の初期出口クオリティと流速減少率の場合でも、環状流路の方が流量低下に伴う沸騰長さの変化が相対的に短くなる。従って流量低下過程における過渡的な蒸気発生量も少なくなり、流路圧力損失も少なくなると考えられる。

### 2.5.2.5 バーンアウト発生時入口質量速度と流速減少率との関係

Fig. 2.14と2.15に、それぞれギャップ幅2mmと1.4mmの場合について、バーンアウト発生時入口質量速度と定常バーンアウト質量速度の比 ( $G_{BO}^{in}/G_{BO}^s$ )と、流速減少率との関係を示す。両図を比較すると、 $G_{BO}^{in}/G_{BO}^s$ が1より低下し始める流速減少率は、ギャップ幅1.4mmの場合には3～5%/sであるのに対し、ギャップ幅2mmの場合には約1%/sである。一方、Fig. 2.10に示した管内流路の実験結果によると、この流速減少率のしきい値は約5%/sで、ギャップ幅1.4mmの環状流路の場合とほぼ一致している。

ところで、Table 2.3に示したように、管内流路テスト部とギャップ幅1.4mmの環状流路テスト部とは、ほぼ等しい流路断面積を有しているが、ギャップ幅2mmの場合の流路断面積は約1.5倍となっている。従って、流路断面積が大きい程、より小さな流速減少率において、流量低下バーンアウト発生時入口質量速度が定常バーンアウト質量速度よりも低下し始めると言える。

## 2.6 まとめ

常圧大気開放ループを用いた流量低下バーンアウト実験により得られた主要な結論は以下のとおりである。

- (1) 本実験で得られた定常バーンアウト熱流束の値は、Beckerの限界熱流束相関式と良く一致し、他の研究者による従来のバーンアウト実験結果と矛盾しないことが確認された。
- (2) 流動状況の観察により、本実験範囲内での流量低下バーンアウトの発生は、加熱面上の液膜ドライアウトによるものであることが示唆された。
- (3) 流速減少率があるしきい値を超えると、入口流量が定常バーンアウト流量よりもさらに減少してからバーンアウトに至った。このしきい値は、流路断面積が大きくなると小さくなる傾向



を示した。

(4) 流速減少率が約10%/s 以上になると、バーンアウト発生直前に流路入口圧力が急上昇し、その上昇量は流速減少率増大と共に大きくなった。これは、流量低下により沸騰開始点が上流側に移動する際に、流路内の局所蒸気流量が一時的に増大するためである。流速減少率が約100%/s 以上になると、沸騰境界移動速度が一定値に近付くため、入口圧力上昇量もほぼ一定となった。

**Table 2.1** Range of parameters for flow reduction transient burnout experiments under atmospheric pressure (Tube test section)

System pressure ( $P$ )	Atmospheric pressure
Heat flux ( $q$ )	$1.01 \sim 1.93 \times 10^6 \text{ W/m}^2$
Inlet temperature ( $T_{in}$ )	30, 50, 80 °C
Initial velocity ( $V_i$ )	0.5 ~ 1.1 m/s
Initial mass velocity ( $G_i$ )	500 ~ 1100 kg/s·m <sup>2</sup>
Flow reduction time ( $dt$ )	0.07 ~ 70 s
Flow reduction rate ( $f$ )	0.57 ~ 1100 %/s
Burnout mass velocity ( $G_{Bo}$ )	0 ~ 556 kg/s·m <sup>2</sup>
Inlet pressure ( $P_{in}$ )	0.25 ~ 0.46 MPa
Outlet pressure ( $P_{out}$ )	0.14 ~ 0.24 MPa

**Table 2.2** Range of parameters for flow reduction transient burnout experiments under atmospheric pressure (Annular test section)

System pressure ( $P$ )	Atmospheric pressure
Heat flux ( $q$ )	$0.76 \sim 1.58 \times 10^6 \text{ W/m}^2$
Inlet temperature ( $T_{in}$ )	30, 76 °C
Initial velocity ( $V_i$ )	0.66 ~ 1.66 m/s
Initial mass velocity ( $G_i$ )	660 ~ 1660 kg/s·m <sup>2</sup>
Flow reduction time ( $dt$ )	0.1 ~ 68 s
Flow reduction rate ( $f$ )	0.44 ~ 770 %/s
Burnout mass velocity ( $G_{Bo}$ )	0 ~ 797 kg/s·m <sup>2</sup>
Inlet pressure ( $P_{in}$ )	0.14 ~ 0.38 MPa
Outlet pressure ( $P_{out}$ )	0.10 ~ 0.17 MPa
Annular gap	2.0, 1.4 mm

**Table 2.3** Flow channel dimensions in tube and annular test sections

Test section : outer diameter = 10mm, inner diameter = 8mm

Geometry	Run No.	Shroud I.D. (mm)	Flow channel gap (mm)	Flow area (mm <sup>2</sup> )	Heated equivalent diameter (mm)	Hydraulic equivalent diameter (mm)	Relative flow velocity
Annular	530303 530528	14.0	2.0	75.4	9.6	4	0.667
Annular	530606 530607	12.8	1.4	50.1	6.38	2.8	1.003
Tube	520615 520720	-	-	50.3	8	8	1

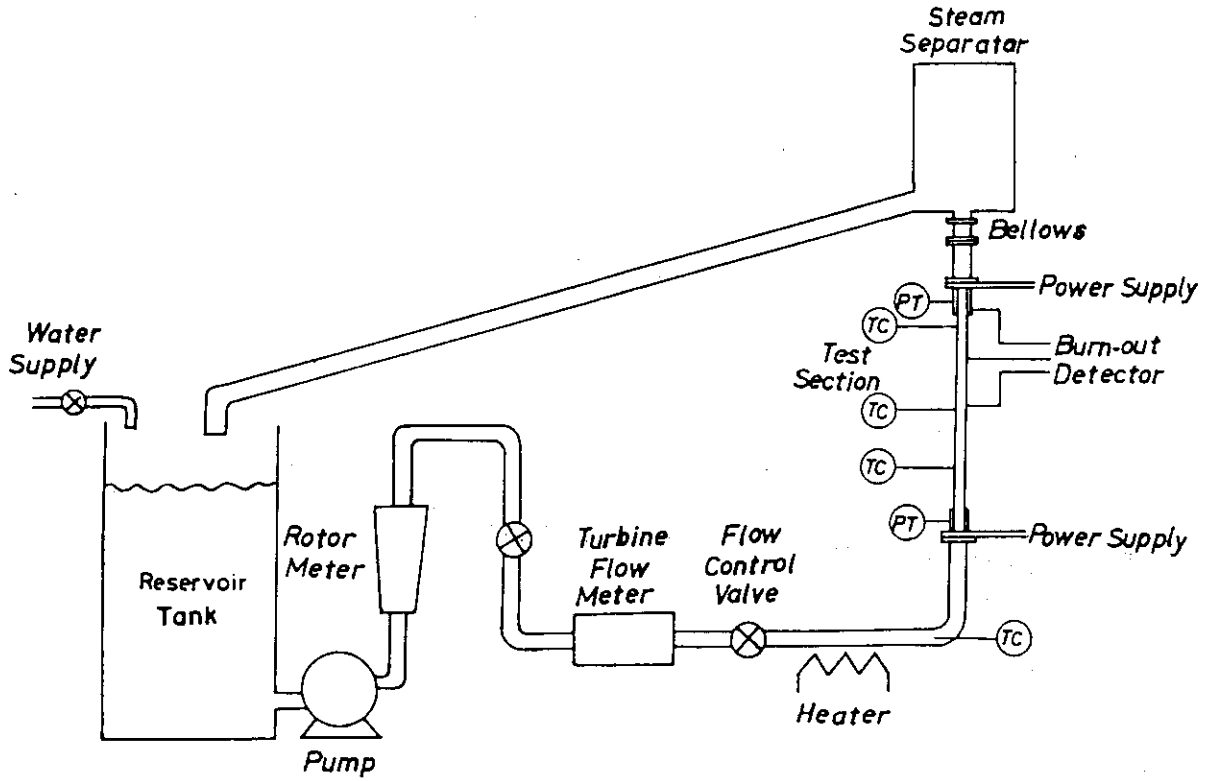


Fig. 2.1 Schematic of experimental loop under atmospheric pressure.

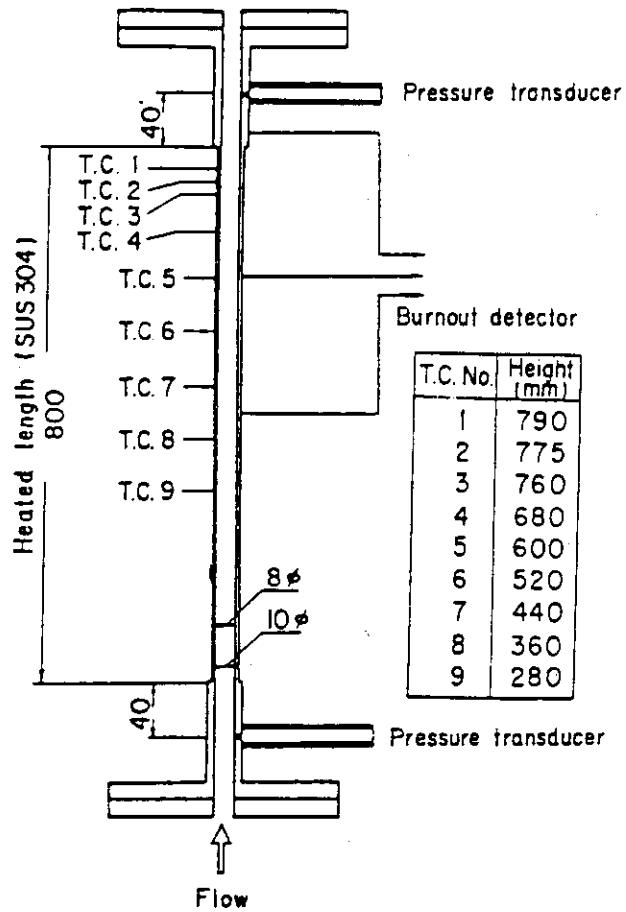


Fig. 2.2 Tube test section.

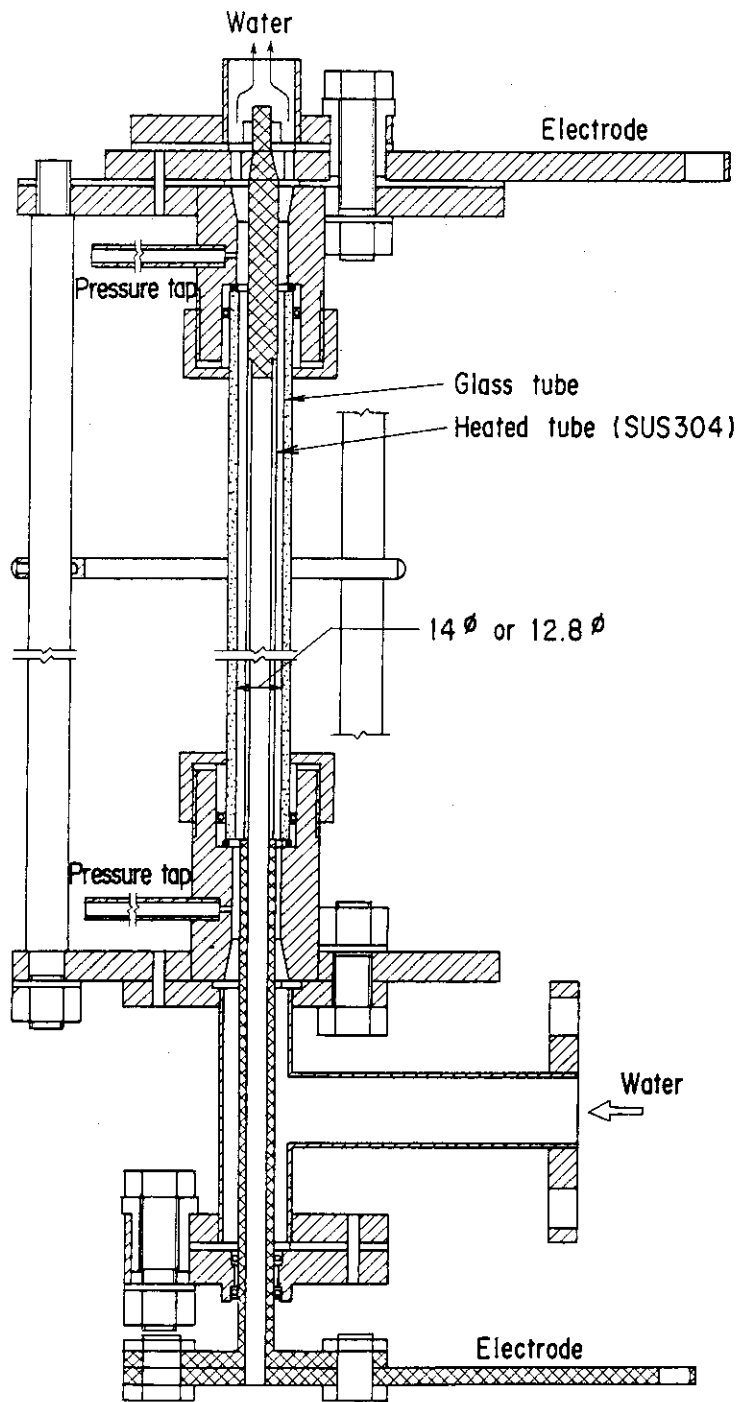


Fig. 2.3 Annular test section (Flow shroud).

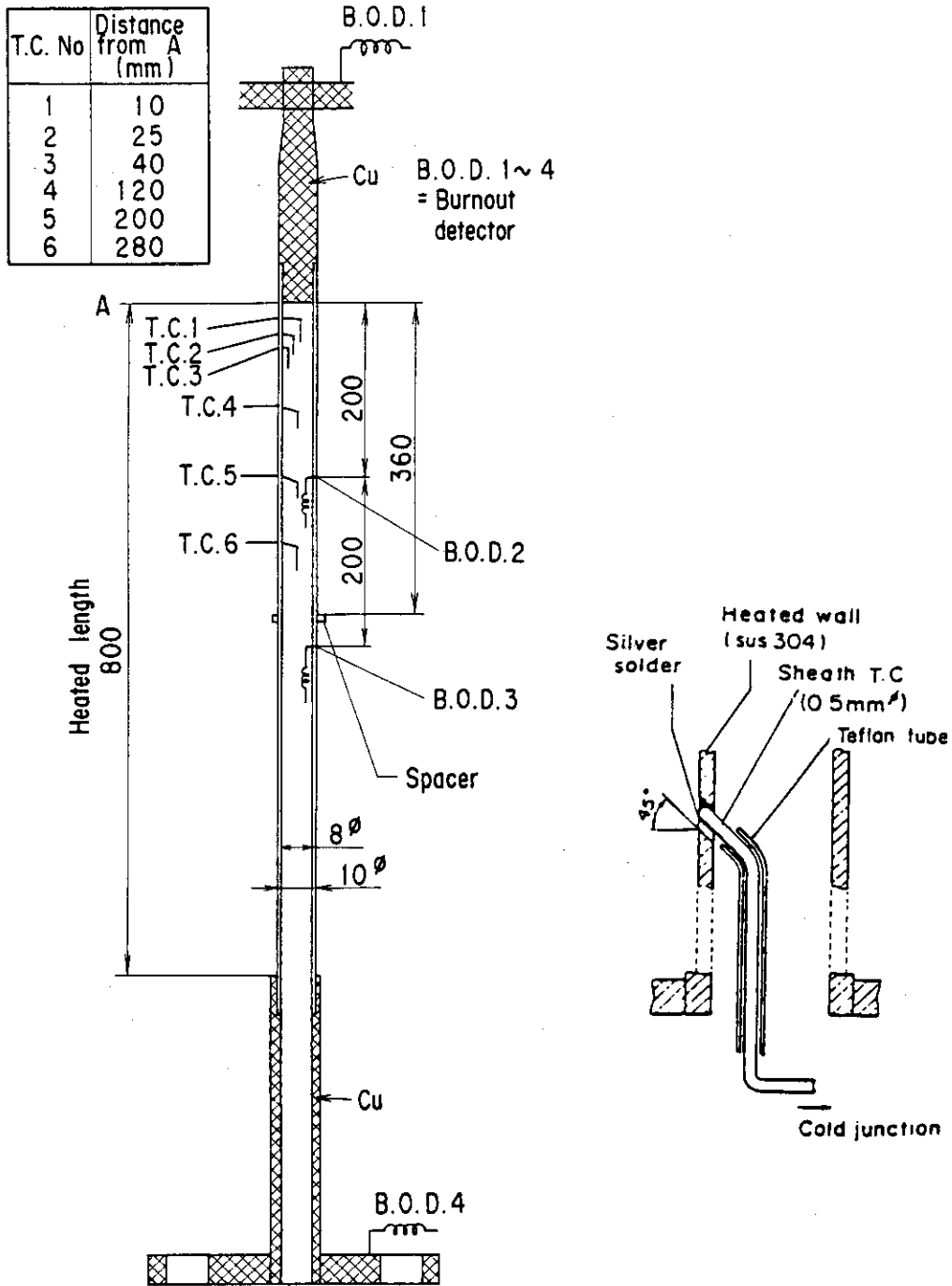


Fig. 2.4 Annular test section (Heated rod).

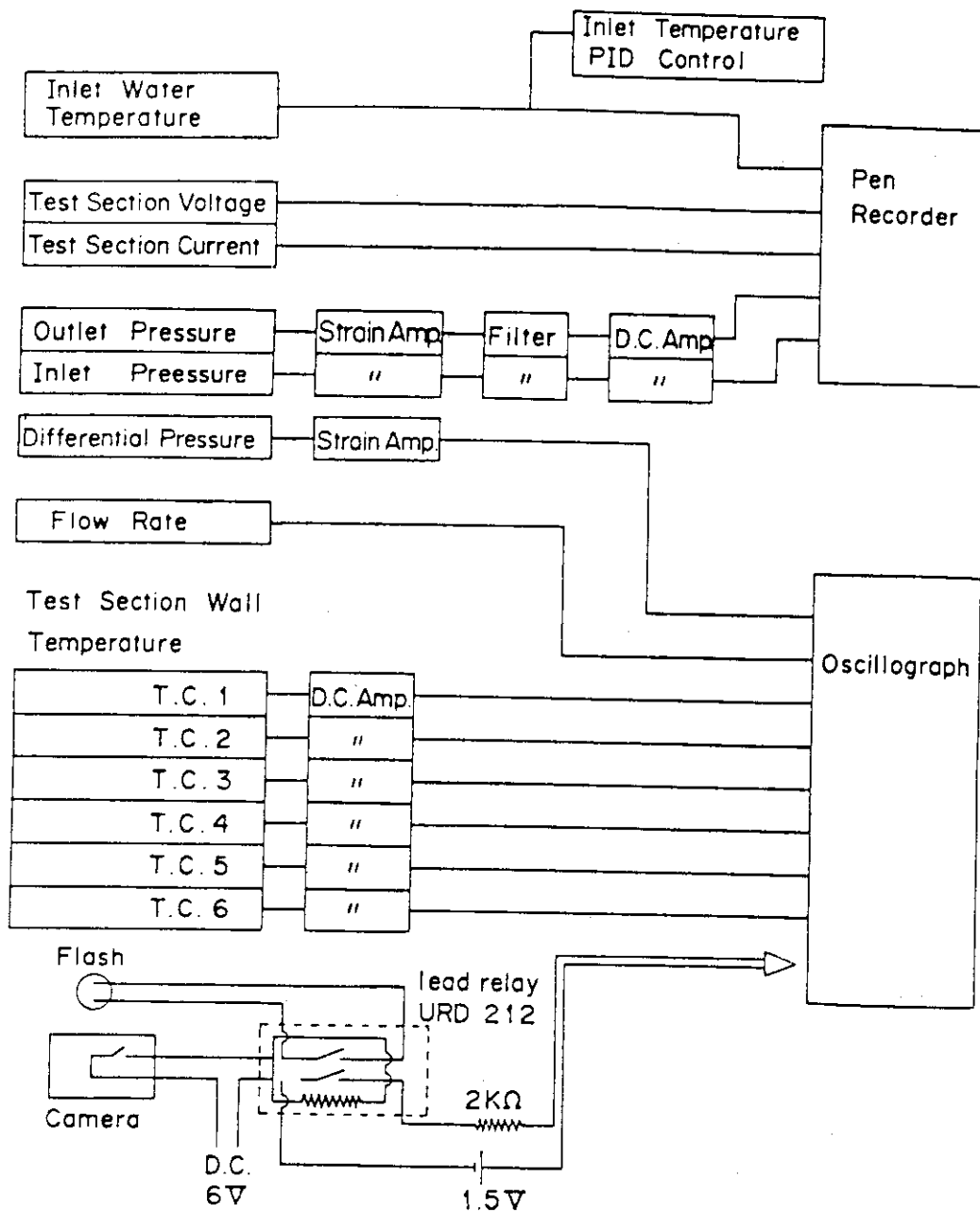


Fig. 2.5 Measurement and recording system of atmospheric pressure loop.

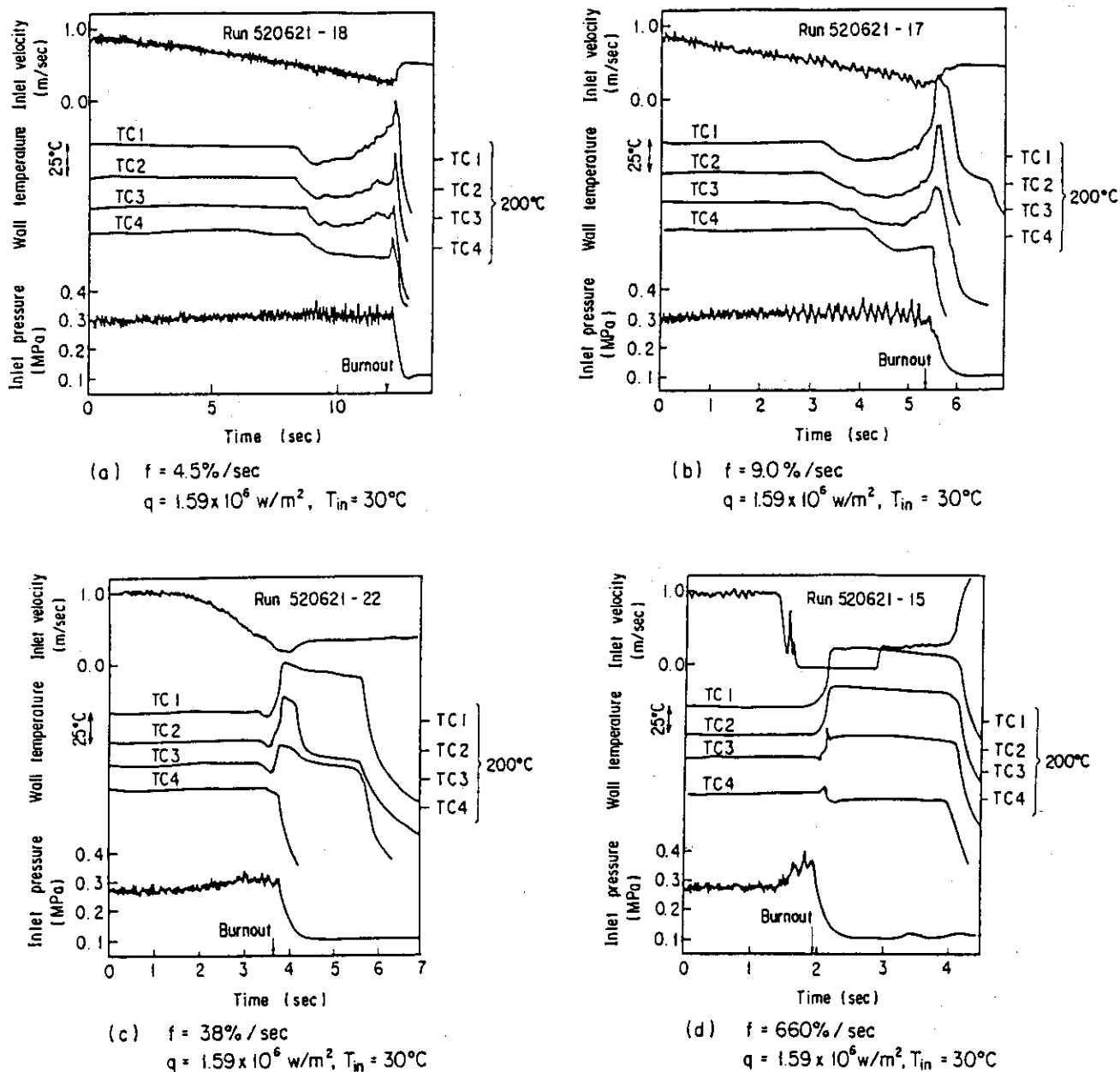


Fig. 2.6 Typical transient histories for flow reduction transient burnout experiments under atmospheric pressure (Tube test section).



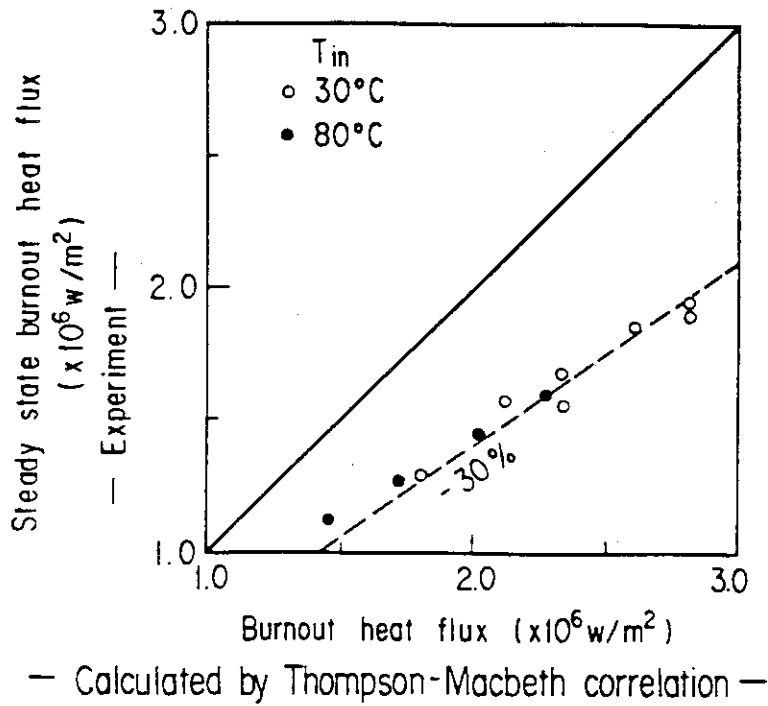


Fig. 2.7 Comparison of measured burnout heat flux under atmospheric pressure with Thompson-Macbeth correlation.

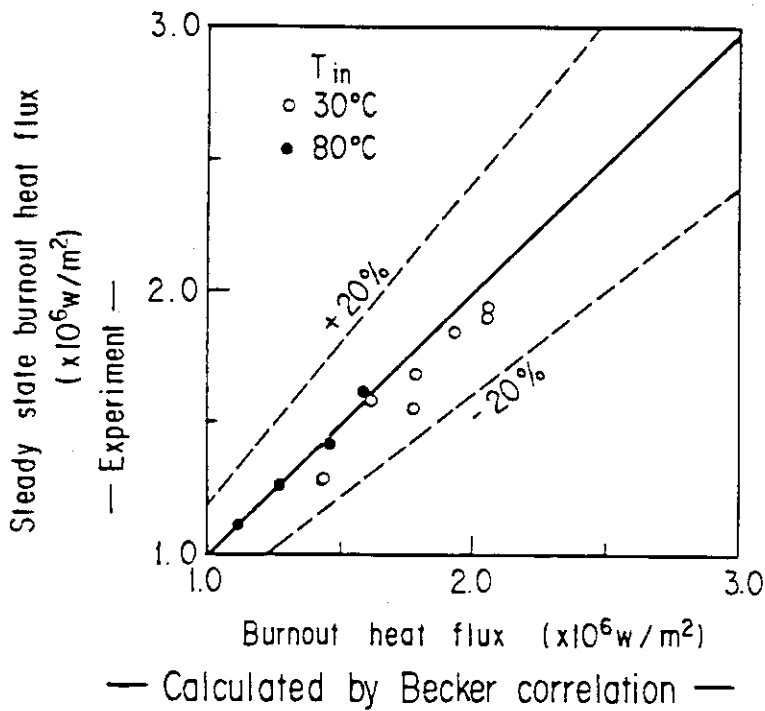


Fig. 2.8 Comparison of measured burnout heat flux under atmospheric pressure with Becker correlation.

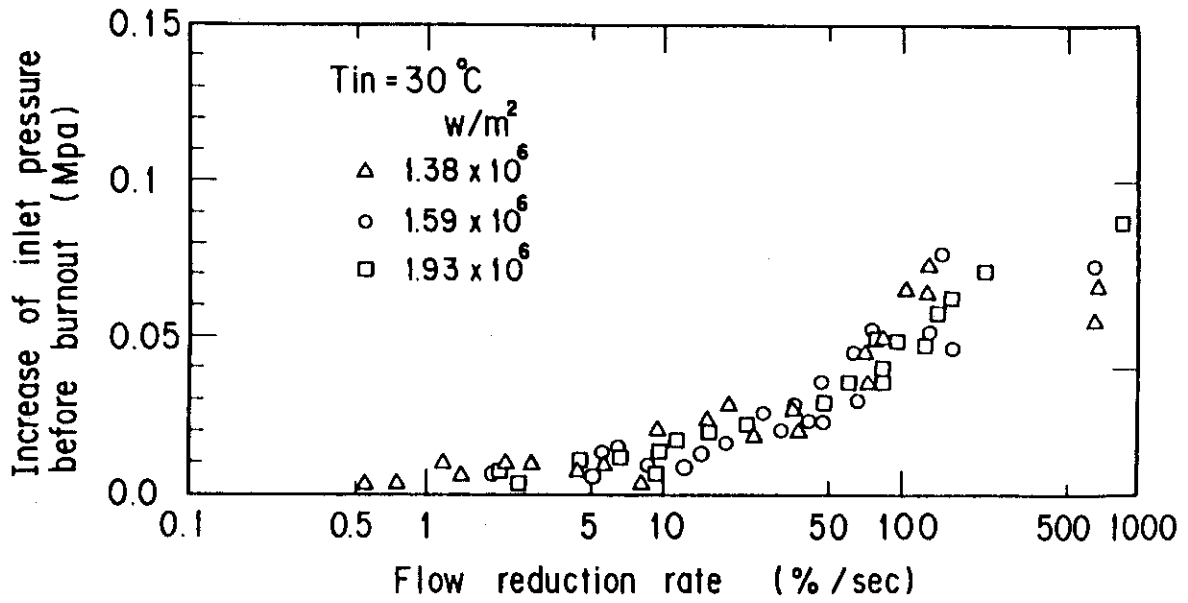


Fig. 2.9 Increase of inlet pressure just before burnout vs. flow reduction rate.

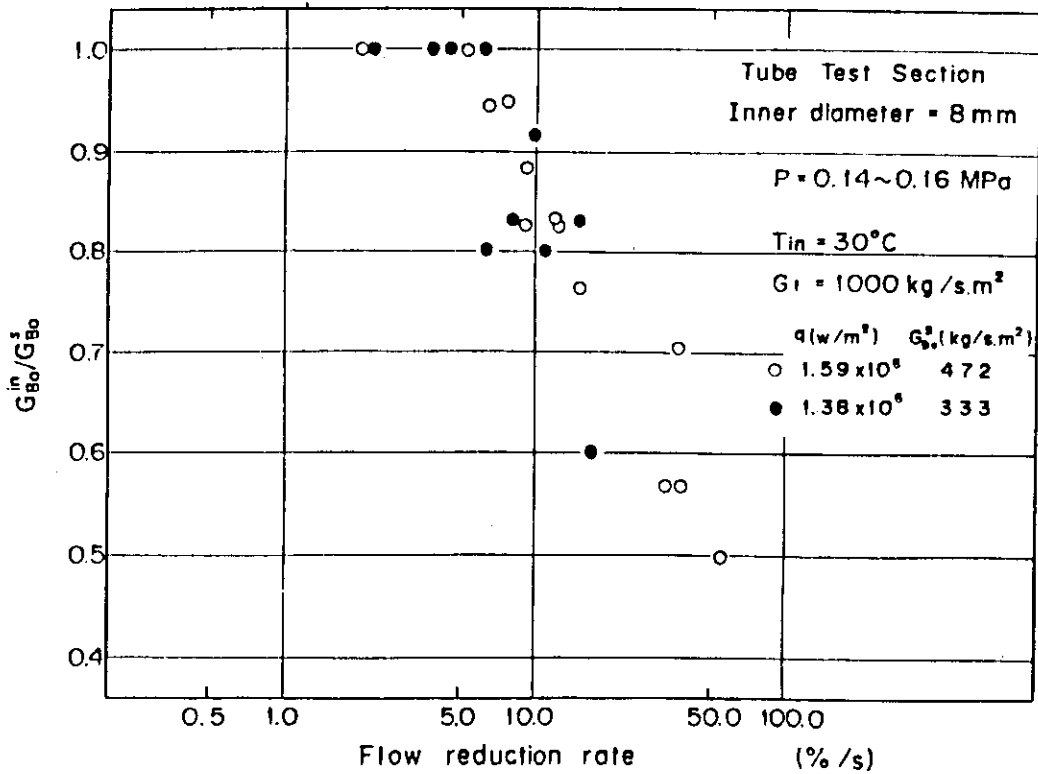


Fig. 2.10 Ratio of transient to steady state burnout mass velocities at inlet vs. flow reduction rate (Tube test section under atmospheric pressure).

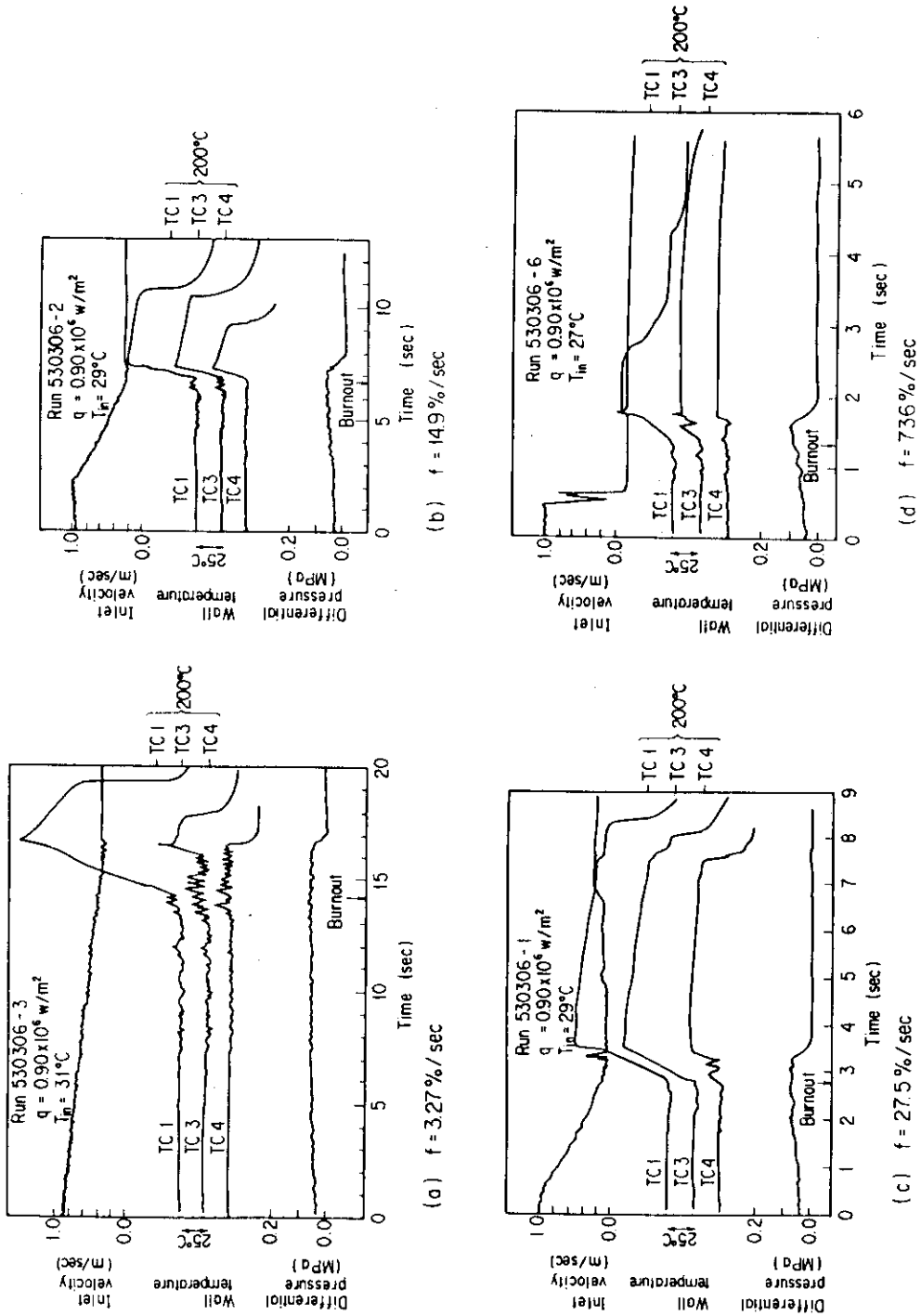


Fig. 2.11 Typical transient histories for flow reduction transient burnout experiments under atmospheric pressure (Annular test section; gap = 2.0 mm).

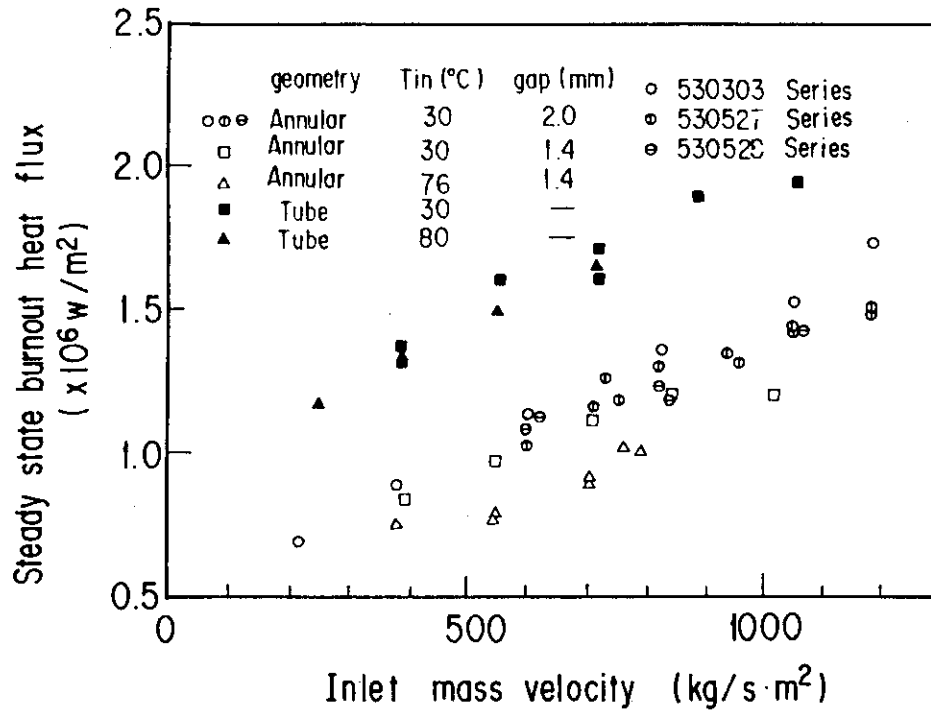


Fig. 2.12 Steady state burnout heat flux vs. inlet mass velocity (Tube and annular test sections).

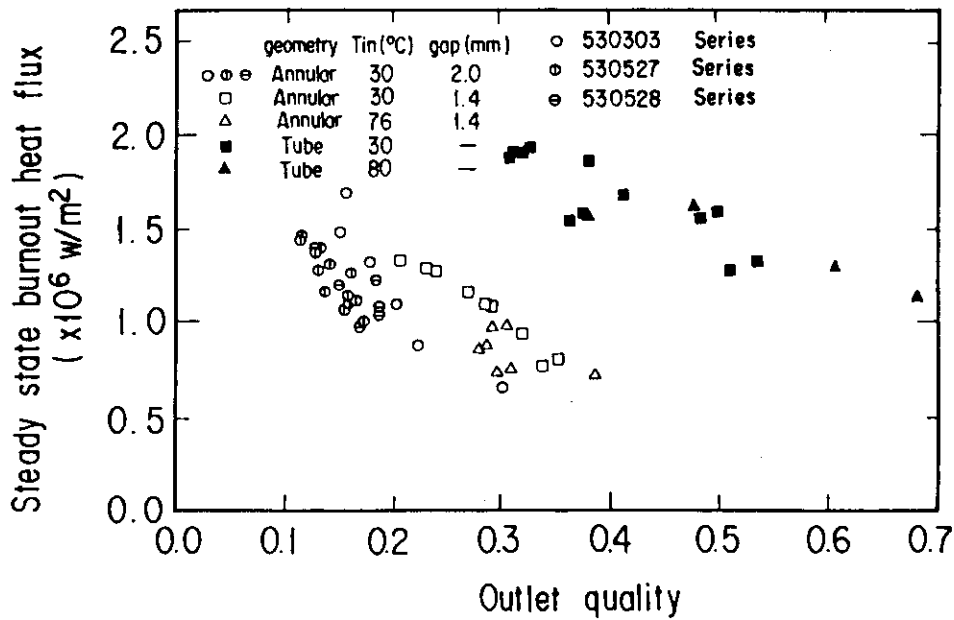


Fig. 2.13 Steady state burnout heat flux vs. outlet quality (Tube and annular test sections).

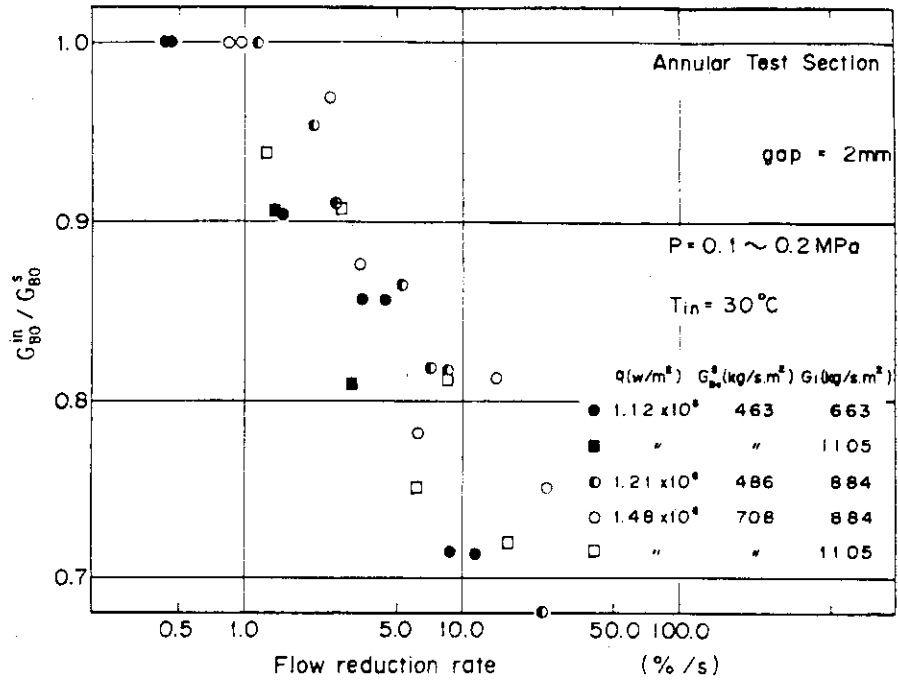


Fig. 2.14 Ratio of transient to steady state burnout mass velocities at inlet vs. flow reduction rate (Annular test section; gap = 2 mm, under atmospheric pressure).

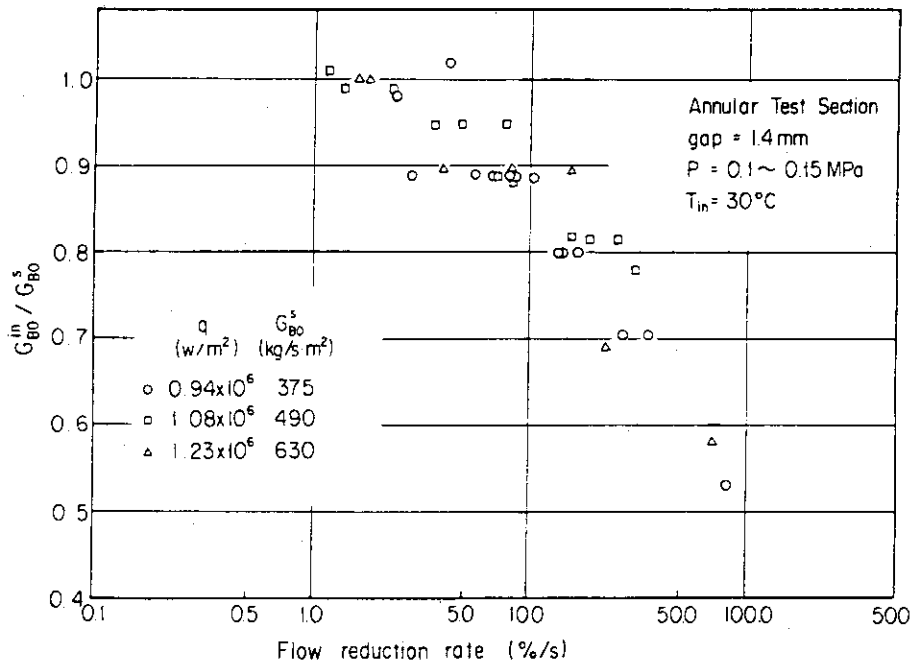


Fig. 2.15 Ratio of transient to steady state burnout mass velocities at inlet vs. flow reduction rate (Annular test section; gap = 1.4 mm, atmospheric pressure).

### 3. 高圧過渡沸騰試験装置による実験

#### 3.1 序

前章で述べた常圧大気開放ループによる実験では、流量低下バーンアウト現象の基本的特性は把握できたが、実炉のPCM事故時のような高圧下での流量低下バーンアウトの特性を解明するためには、圧力の影響を調べる必要がある。また、系圧力が高いと、蒸発に伴う比体積変化が小さいので、4章で述べる圧力変化項を無視した二相流基礎式からも局所質量速度が比較的精度よく計算できるという利点がある。さらに高圧下でのバーンアウト実験データの数が多いので、相互比較に便利である。

以上の観点より、最高使用圧力4 MPaの高圧過渡沸騰試験装置を用いて、系圧力をパラメータとする流量低下バーンアウト実験を実施した。

本章では、本実験により得られた結果と考察について述べる。

#### 3.2 実験装置

過渡沸騰試験装置の概要をFig. 3.1に示し、本装置の主要性能をTable 3.1に示す。本装置は、給水系、循環ポンプ、流量計、流量調節弁、入口温度制御用ヒータ、テスト部、気水分離器、圧力制御系（減圧タンクと圧力逃し弁等）、蒸気凝縮器、加圧器（ヒータ内蔵）、冷却器、および高圧ガス系から構成されている。

本実験で使用したテスト部の形状と計装取り付け位置をFig. 3.2に示す。テスト部は内径10mm肉厚1mm、加熱長さ800mmのSUS 304ステンレス鋼製管内流路であり、最高100 kW（50 V、2000 A）の直流電源により直接通電加熱を行った。テスト部外壁には、直径0.32 mmのC-A熱電対6本をスポット溶接した。またテスト部の入口と出口には、圧力検出孔を設置した。さらにバーンアウトによるテスト部損傷を防止するため、ブリッジ式バーンアウト検出器の検出端線もFig. 3.2に示す位置に取り付けた。

本実験では、系統的な相互比較を可能とするため、直線状流量低下が実現できるように、弁の作動特性も考慮してあらかじめ設定した関数信号により流量調節弁を作動させた。本制御方式の概要と、制御信号と流量変化の実例をFig. 3.3に示す。なお、流量低下時間が1秒以内の急激な過渡変化の場合には、上記の制御方式では直線状流量低下が実現できないので、手動弁または急速作動弁を用いて流量を低下させた。

本実験における標準的な計測項目と測定点数をTable 3.2に示す。計測項目は、流量、加熱電流・電圧、入口と出口の圧力、加圧器と定圧タンクの圧力、テスト部差圧、入口と出口の水溫、テスト部壁温およびバーンアウト検出器信号等である。計測器としては、テスト部壁温用として0.32φ C-A熱電対（スポット溶接）、水溫用として1.6φ非接地型C-Aシース熱電対を用いたほか、タービン流量計、電流・電圧計、ひずみ式圧力計、ひずみ式差圧計等を使用した。

データ集録システムの概要は Fig. 3.4 に示す。本システムは小型計算機 PANAFACOM U-300 を使用し、最大集録チャンネル数は 32 で、集録速度は  $2 \sim 8 \text{ ms} / 32 \text{ ch}$  である。実験終了後大型計算機を用いて作図や解析作業を行うため、集録した実験データは磁気テープに転送した。

### 3.3 実験方法

本装置を用いた流量低下バーンアウト実験の実施手順は以下のとおりである。

- (1) 計測器の校正を行う。
- (2) 初期条件を設定し、定常状態に保持する。初期条件としては、系圧力、加熱電圧、初期流量および入口温度である。
- (3) 3.2 節で述べた方法により、テスト部入口流量を低下させる。同時にデータ集録を開始する。
- (4) バーンアウト発生により、テスト部壁温が設定値以上となると、小型計算機からの指令により、加熱用電源を遮断する。なおテスト部保護のため、バーンアウト検出器信号による電源遮断機能も併用する。
- (5) 実験データのチェック用作図を行う。
- (6) 実験条件を変更して、(2)～(5)を繰り返す。
- (7) 一連の実験終了後、データを磁気テープに転送する。
- (8) 大型計算機により、データ整理と作図を行う。

### 3.4 バーンアウト検出の時間遅れの評価

本実験では、バーンアウト検出器により、テスト部の温度上昇による電気抵抗の急変化を検出した時点をも、バーンアウト発生時刻と定義した。この時刻は、テスト部外壁にスポット溶接した  $0.32 \phi$  C-A 熱電対により、温度上昇開始を検出した時刻とほとんど一致している。ところで、実際には、バーンアウトが発生すると、流体に接する加熱面の温度は急上昇するが、テスト部自体の熱容量のため、テスト部断面全体の温度が十分上昇するまでには、ある程度の時間がかかる。従って、本実験で定義したバーンアウト発生時刻は、実際のバーンアウト時刻よりも遅れている可能性がある。バーンアウト発生時刻の判定は、バーンアウト時の入口質量速度やバーンアウトに至る時間を求める上で重要なので、以下ではこのようなバーンアウト検出の時間遅れの程度を評価する。

非定常熱伝導計算によると、<sup>(27)</sup> 厚さ 1 mm の SUS 304 ステンレス鋼製無限平板の一方の面が断熱で、他方の面において時刻 0 である一定温度の上昇があり、その温度に保持された場合に、断面平均温度が最終温度の  $1/2$  に達するのに要する時間は 0.045 秒である。この時、断熱面の温度は最終温度の 0.22 倍に達している。バーンアウト発生によるテスト部内面温度の上昇速度は極めて急速なので、以上の検討結果より、バーンアウト発生後 0.045 秒の時点では、バーンアウト検出器出力信号の変化もテスト部外壁温度の上昇開始も十分検出されていると考えられる。また、実際にグラフ上でバーンアウトを判定する際にも、最大約  $\pm 0.01$  秒程度の誤差が生じる可能性がある。

以上の結果より、テスト部熱容量の影響とデータの読み取り誤差を考慮すると、バーンアウト検出の時間遅れは最大でも約 0.055 秒程度で、実際には大部分のデータにおいて約 0.04 秒以下と評価される。これはバーンアウトに至る時間が 1 秒以下の急激な流量低下実験では、必ずしも無視できない値である。従って、本論文におけるバーンアウト発生時の質量速度やバーンアウトに至る時間に関する定量的な議論の際には、流速減少率が 50%/s 以上の急激な流量低下時のデータは使用しなかった。

### 3.5 実験条件と結果

本実験の実験条件範囲を Table 3.3 に示す。本実験では、系圧力を 0.5～3.9 MPa と変化させ流速減少率は 1%/s 以下から約 160%/s の範囲で実施した。また、入口温度、熱流束、初期流量もパラメータとした。

Fig. 3.5(a)～(d)に、本実験で得られたテスト部壁温、出口圧力、テスト部差圧、および入口質量速度の測定例を示す。同図(a),(b)は系圧力 1 MPa で流速減少率はそれぞれ 5.21 と 35.0%/s の場合であり、(c),(d)は系圧力 3.9 MPa で流速減少率はそれぞれ 3.93 と 33.4%/s の場合である。なお、Fig. 3.5 に点線で示した沸騰境界、出口におけるボイド率、質量速度、クオリティ等は 4 章で述べる分離流モデルによる計算により得られた値である。バーンアウト発生時刻は 3.4 節で述べたように、バーンアウト検出器信号の急変化時刻とした。これは Fig. 3.5 で示すようにテスト部出口近くの壁温急上昇開始時刻にほとんど一致している。

Fig. 3.5 に見られるように、系圧力が高いと、圧力および差圧の振動周波数は高くなり、振幅は小さくなる。系圧力が高くなると、2.4.2.2 で述べたようなバーンアウト発生直前の入口圧力上昇は見られなくなる。これは、高圧では蒸気の比体積が小さくなるので、流量低下時の過渡的な蒸気発生量が同一でも蒸気流速は遅くなり、流路圧力損失も小さくなるためである。

バーンアウト発生前後の壁温挙動については、系圧力の影響は特に認められなかった。一部の実験では、第 2 章で述べた低圧での実験の場合と同様に、バーンアウト発生直前に壁温が約 10°C 程度ステップ状に低下する現象が見られたが、この現象の発生も系圧力には依存せず不規則的であった。

### 3.6 考察

#### 3.6.1 定常バーンアウト熱流束測定値と限界熱流束相関式との比較

本装置で得られたバーンアウト熱流束の値の妥当性を確認するため、定常バーンアウト熱流束測定値と、Thompson - Macbeth の式<sup>(16)</sup> および Becker の式<sup>(10)</sup> による計算値とを比較した結果をそれぞれ Fig. 3.6 と 3.7 に示す。各相関式と適用範囲は付録 A に示してある。両式とも本実験条件範囲をその適用範囲内に含んでいる。Fig. 3.6 および 3.7 より、定常バーンアウト熱流束の実験値は、Becker の式による計算値より約 20% 高くなっているが、Thompson - Macbeth の式とは ± 20% 以内ではほぼ一致しており、本装置による結果は、従来の多くのバーンアウト実験データと矛盾しないことが確認された。なお、定常バーンアウト熱流束は系圧力増大と共に大き



くなる傾向が認められる。

### 3.6.2 バーンアウト発生時入口質量速度と流速減少率との関係に及ぼす系圧力の効果

Fig. 3.8 に、流量低下バーンアウト発生時入口質量速度 ( $G_{BO}^{in}$ ) と定常バーンアウト質量速度 ( $G_{BO}^s$ ) との比と、流速減少率との関係を、系圧力をパラメータとして示す。同図に見られるように、 $G_{BO}^{in}/G_{BO}^s$  は、流速減少率が小さいと 1 に等しいが、流速減少率があるしきい値を超えると、 $G_{BO}^{in}/G_{BO}^s$  は 1 より小さくなっている。系圧力が高くなると、この流速減少率のしきい値も大きくなり、例えば系圧力 0.5 MPa の場合は 1~2%/s であるのに対し、系圧力が 3.9 MPa の場合は 3~5%/s となっている。

流速減少率が同じなら、 $G_{BO}^{in}/G_{BO}^s$  の減少割合は系圧力増加と共に小さくなるが、2 MPa 以上になると系圧力の影響は低下する。 $G_{BO}^{in}/G_{BO}^s$  と系圧力の関係を、流速減少率をパラメータとして Fig. 3.9 に示す。同図の斜線部分はデータの分散範囲を示す。同図に見られるように、流速減少率が約 2.5%/s の場合には、 $G_{BO}^{in}/G_{BO}^s$  は系圧力 2 MPa 以上で約 0.97~1.0 となり、系圧力 0.5 MPa では約 0.9~1.0 の範囲にある。流速減少率が 5%/s, 10%/s と増加すると、1 MPa 以下での  $G_{BO}^{in}/G_{BO}^s$  の低下率は顕著となり、2 MPa 以上でも  $G_{BO}^{in}/G_{BO}^s$  の低下が認められる。流速減少率が約 25%/s となると、 $G_{BO}^{in}/G_{BO}^s$  は系圧力 2 MPa 以上で約 0.92~0.96 であるのに対し、系圧力 1 MPa では約 0.84~0.88, 系圧力 0.5 MPa では約 0.7~0.8 となっている。このように、系圧力が高いほど、バーンアウト発生時の入口質量速度と定常バーンアウト質量速度との差が小さくなる理由については、5.2 節で考察する。

次に、系圧力以外のパラメータの影響について調べてみる。まず、Fig. 3.10 に入口サブクール度と初期流量が  $G_{BO}^{in}/G_{BO}^s$  に及ぼす影響を示す。同図より、系圧力が約 3 MPa の場合、これらのパラメータの影響はほとんど認められないことが分る。

本装置による実験結果 (Fig. 3.8) と、2 章で述べた常圧大気開放ループによる実験結果 (Fig. 2.10, 2.14 および 2.15) とを比較すると、常圧ループの場合の流速減少率増大時の  $G_{BO}^{in}/G_{BO}^s$  の低下率は、本実験における最も低圧の場合 (0.5 MPa) よりもさらに大きく、本実験で得られた系圧力の効果をさらに低圧まで延長した結果に対応していることが分る。

## 3.7 まとめ

高圧過渡沸騰試験装置を用いた流量低下バーンアウト実験により得られた主要な結論は以下のとおりである。

- (1) 本実験装置で得られた定常バーンアウト熱流束の値は、Thompson-Macbeth の式と良く一致し、本実験結果は従来のバーンアウト実験結果と矛盾しない。
- (2) 流量低下過渡時と定常時のバーンアウト発生時入口質量速度比 ( $G_{BO}^{in}/G_{BO}^s$ ) は、流速減少率があるしきい値を超えると 1 より小さくなった。系圧力が高い程、この  $G_{BO}^{in}/G_{BO}^s$  の低下率は小さくなり、流速減少率のしきい値は大きくなった。このような系圧力の効果は低圧では顕著だが、2 MPa 以上の高圧では小さくなった。
- (3) 系圧力が約 3 MPa 以上では、本実験範囲内での入口サブクール度、初期流量等のパラメータが流速減少率増大時の  $G_{BO}^{in}/G_{BO}^s$  の低下率に及ぼす影響はほとんど認められなかった。

**Table 3.1** Characteristics of Transient Boiling Experiment Loop

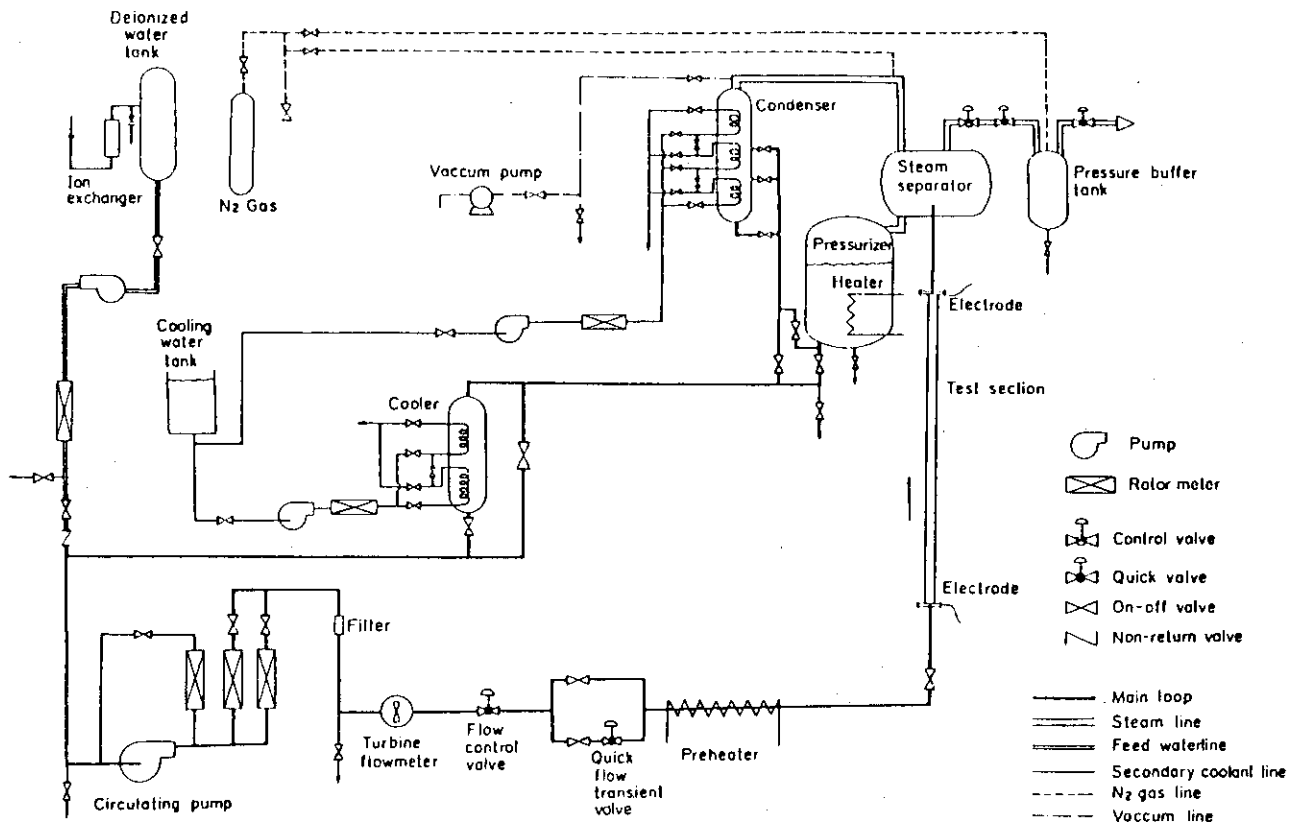
Loop	Pressure	4.0	MPa (Max.)
	Flow rate	50	ℓ/min (Max.)
	Pump head	100	m
	Inlet temperature	250	°C (Max.)
	Flow transient time	0.5	sec (Min.)
Main Component	Steam separator	200	ℓ
	Pressurizer	300	ℓ (Heater 22 kW)
	Condenser	162	ℓ (Condensing power 150 kW (Max.))
	Cooler	100	ℓ (Cooling power 100 kW (Max.))
	Pressure buffer tank	100	ℓ
	Deionized water tank	1200	ℓ
	Cooling water tank	280	ℓ
Test Section	Heating power	100	kW (Max.)
	Geometry	Tube	
	Maximum length	2	m

**Table 3.2** Measuring items

item	points
Flow rate	1
Test section heating voltage	2
Test section heating current	1
Inlet pressure	1
Outlet pressure	1
Test section differential pressure	1
Constant pressure tank pressure	1
Pressurizer pressure	2
Inlet water temperature	1
Outlet water temperature	1
Test section wall temperature	6
Burnout detector signal	1
Load cell	1
Flow control signal	1
Spare channels	11
Total	32 points

**Table 3.3** Range of parameters for flow reduction transient burnout experiments under elevated pressure

Pressure ( $P$ )	0.50~3.9 (MPa)
Burnout heat flux ( $q$ )	$2.16 \sim 3.86 \times 10^6$ (W/m <sup>2</sup> )
Inlet temperature ( $T_{in}$ )	66~201 (°C)
Initial mass velocity ( $G_0$ )	1240~3050 (kg/s·m <sup>2</sup> )
Initial outlet quality ( $X_{out}^{in}$ )	-0.03~0.38
Flow transient time ( $\Delta t$ )	0.35~83 (s)
Flow reduction rate ( $f$ )	0.6~160 (%/s)



**Fig. 3.1** Schematic of transient boiling experiment loop.

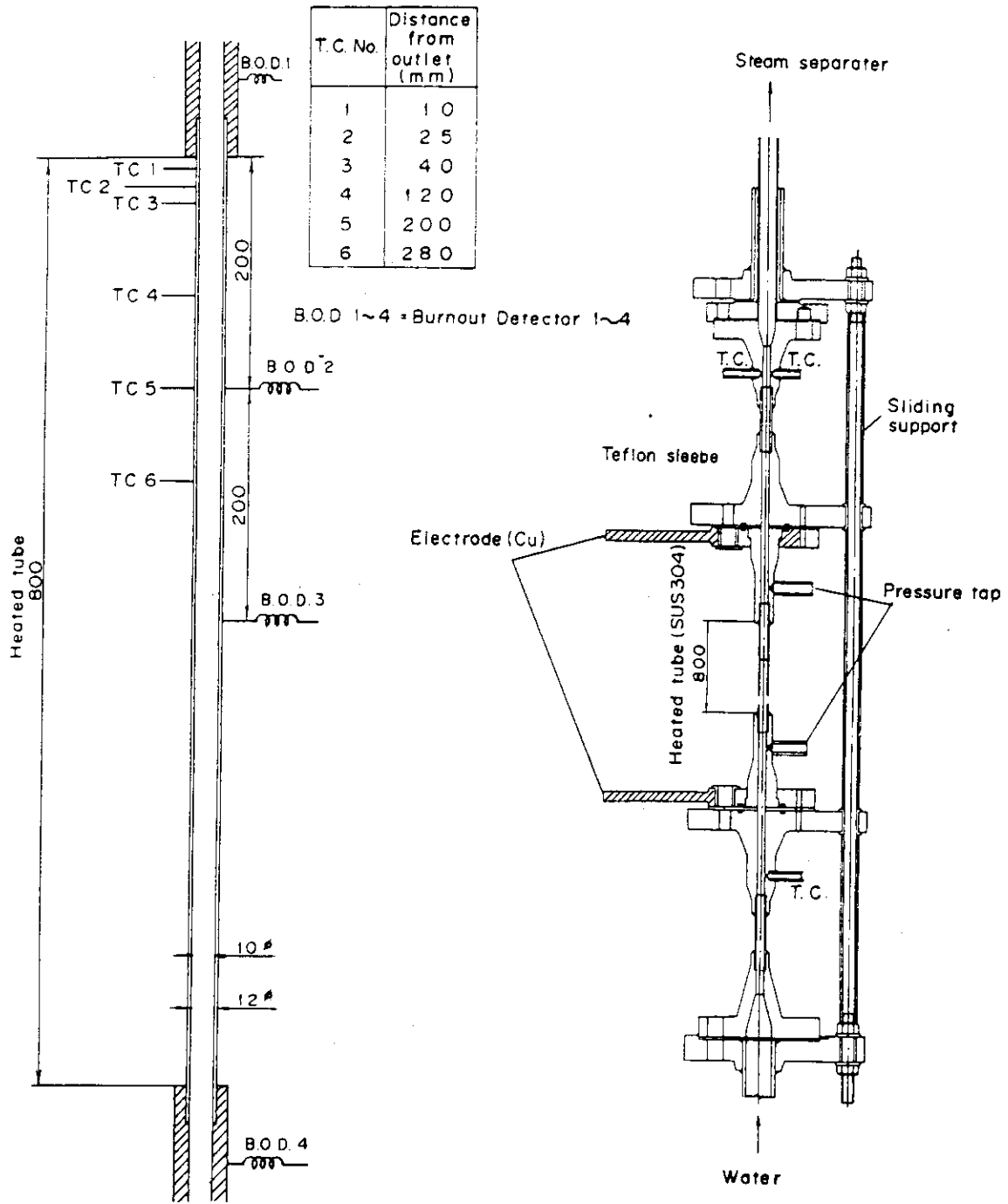
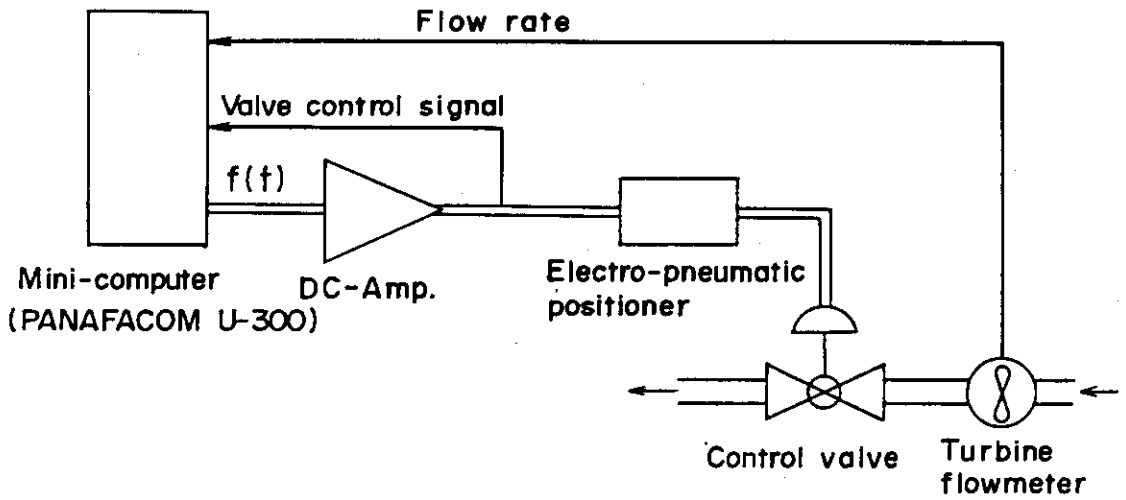


Fig. 3.2 Test section.



Valve control signal

$$f(t) = \begin{cases} a & t \leq t_i \\ b - (b-a)e^{-\frac{c}{\Delta r} t} & t_i < t < t_i + g\Delta r \\ b - (b-a)e^{-\frac{c}{\Delta r} (t_i + g\Delta r)} + d(b-a)\frac{c}{\Delta r} e^{-\frac{c}{\Delta r} (t_i + g\Delta r)} (t - t_i - g\Delta r) & t \geq t_i + g\Delta r \end{cases}$$

(Example)

$$a = 0.85, b = 0.15, c = 2.30259, d = 1.2, g = 0.6, t_i = 0.15\Delta r$$

$$\Delta r = 5.0 \text{ sec}$$

$$\Delta r = 20.0 \text{ sec}$$

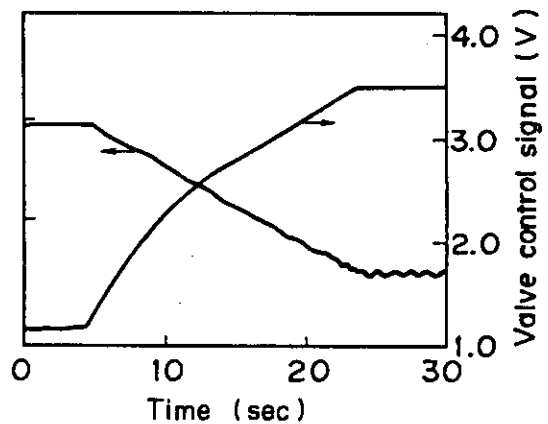
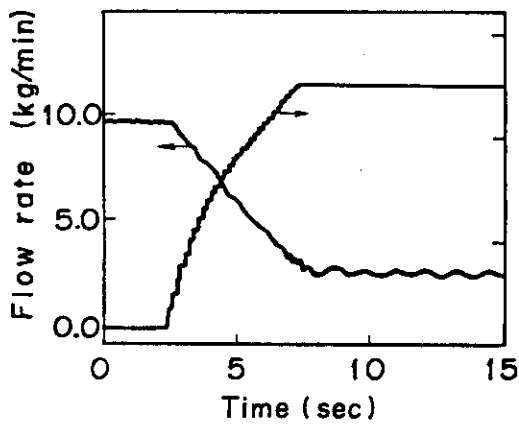


Fig. 3.3 Control method of flow reduction pattern.

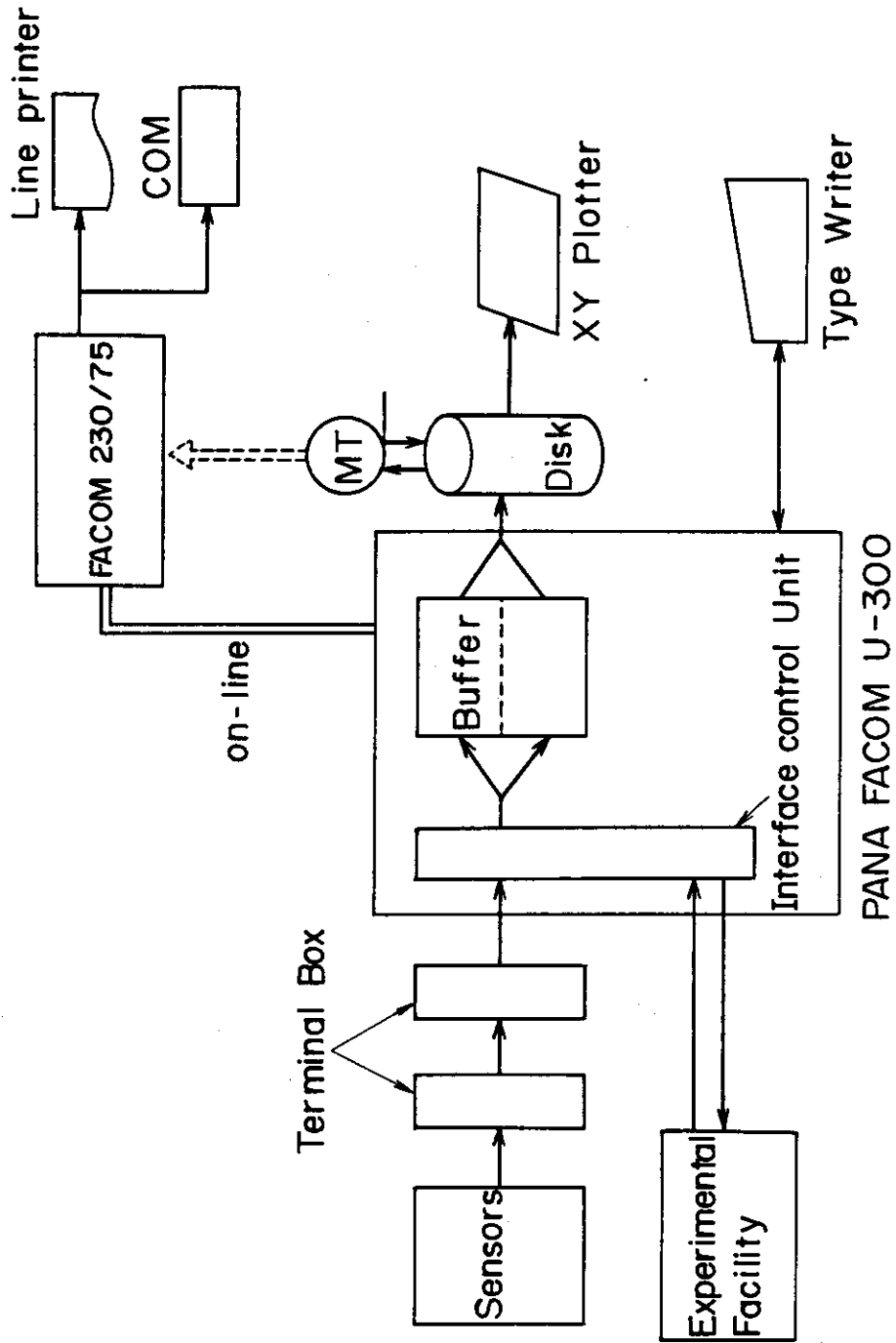


Fig. 3.4 Data processing system.

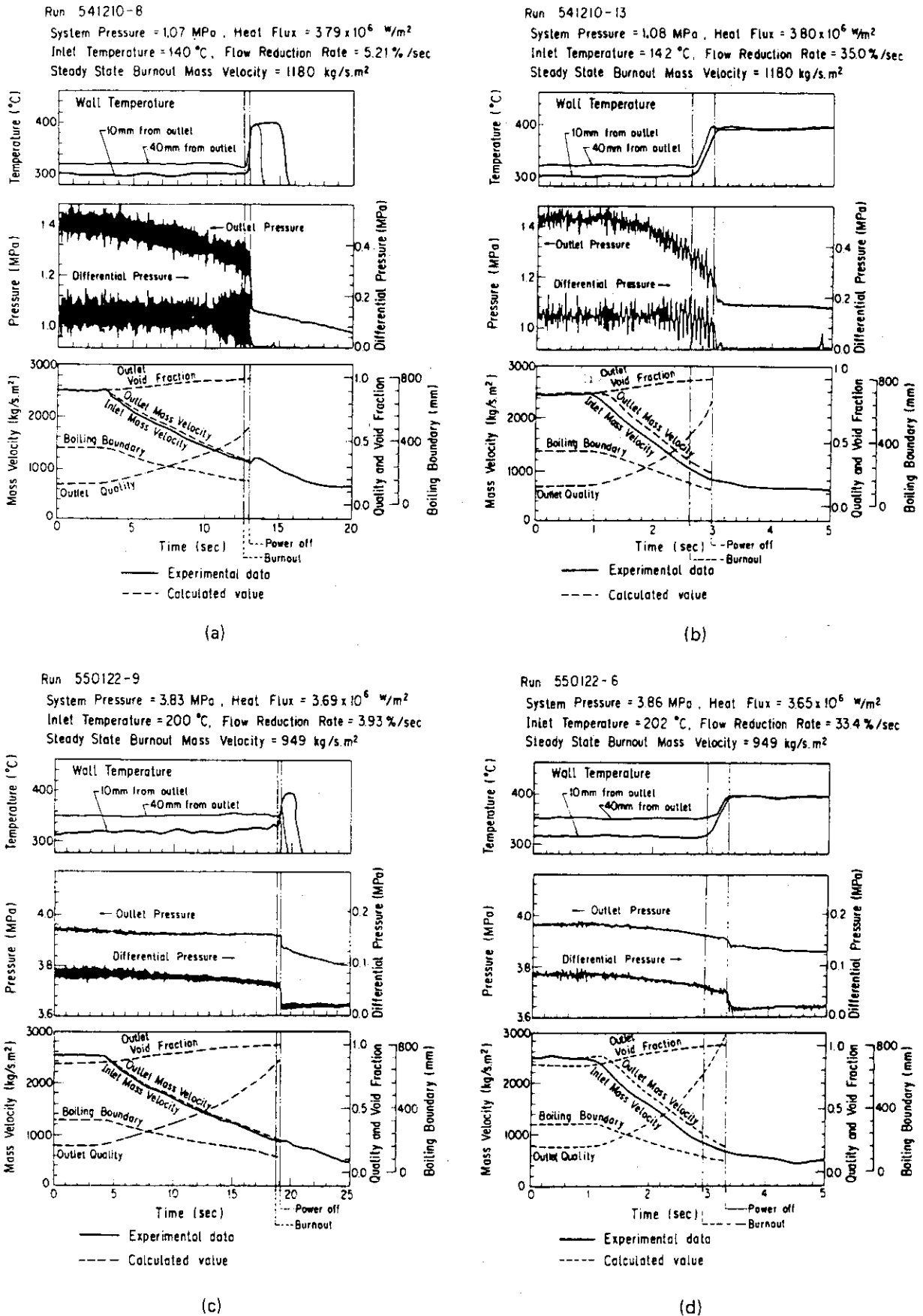


Fig. 3.5 Typical transient histories for flow reduction transient burnout experiments at elevated pressures.

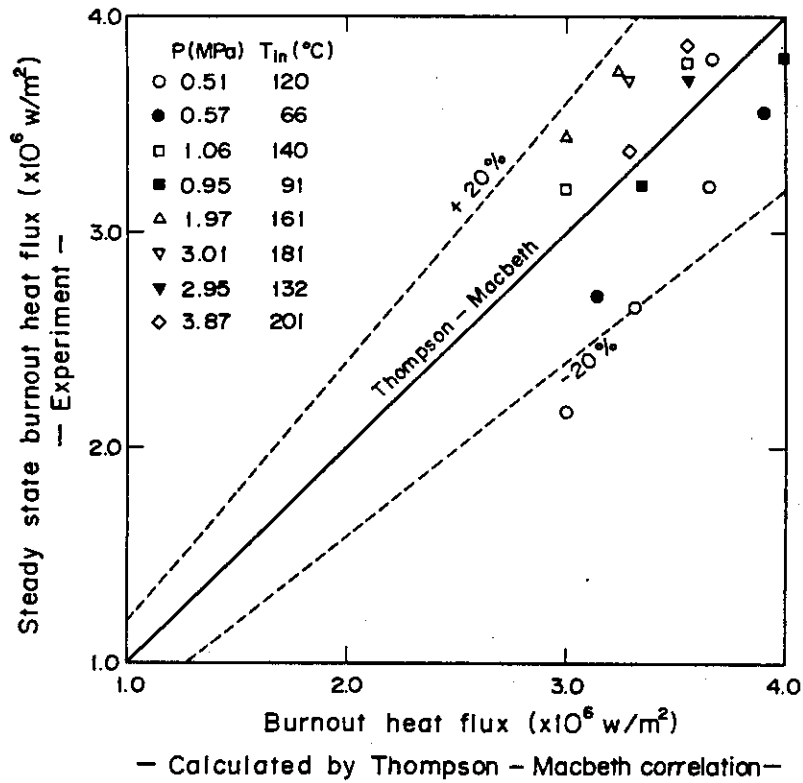


Fig. 3.6 Comparison of measured burnout heat flux under elevated pressure with Thompson-Macbeth correlation.

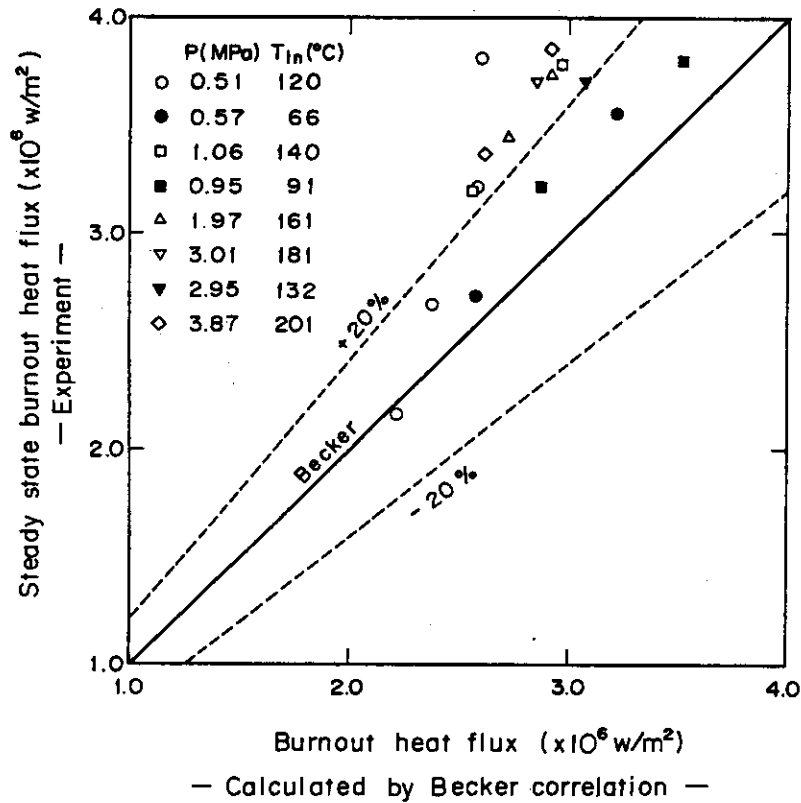


Fig. 3.7 Comparison of measured burnout heat flux under elevated pressure with Becker correlation.



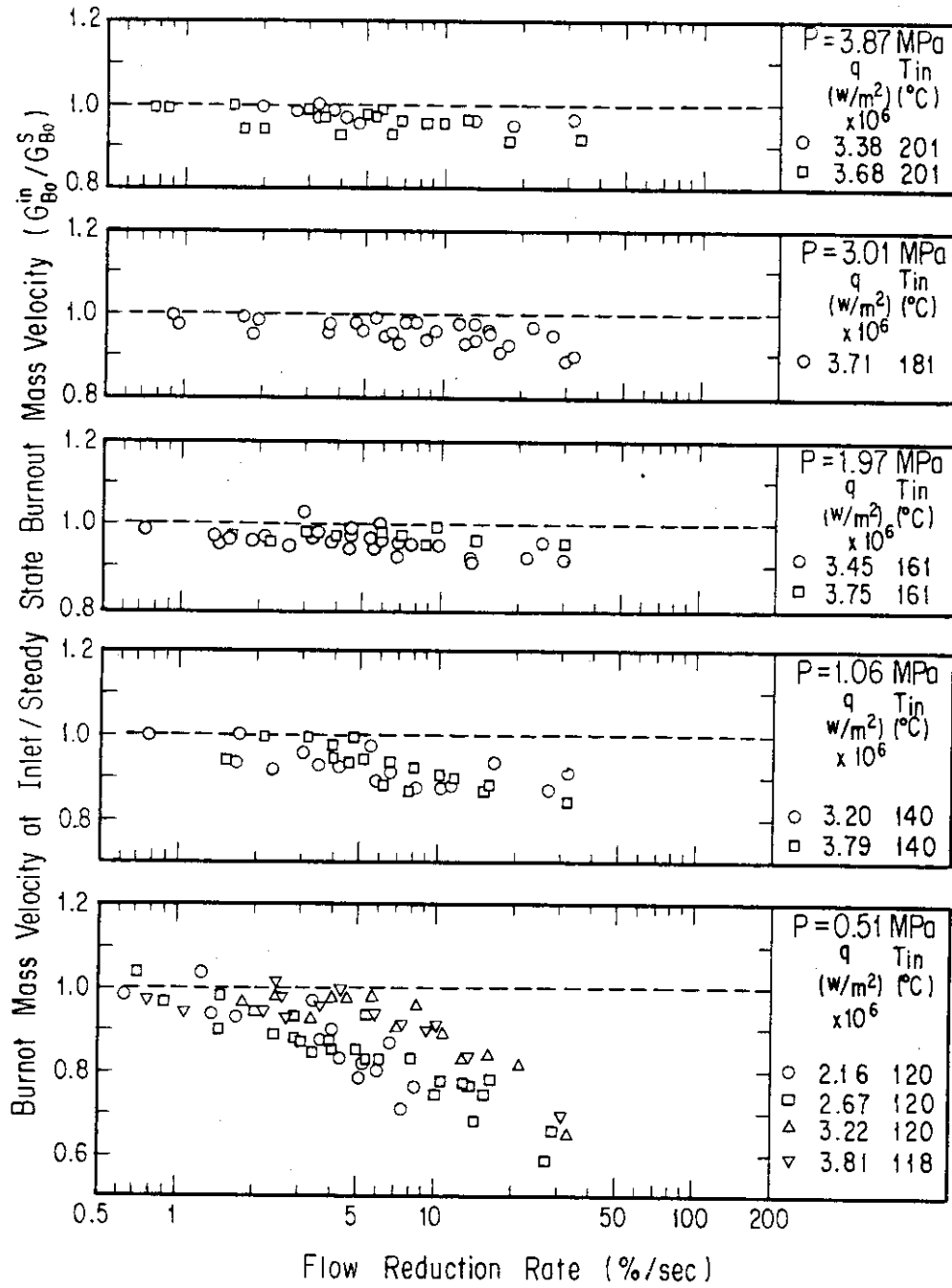


Fig. 3.8 Ratio of transient to steady state burnout mass velocities at inlet vs. flow reduction rate, with system pressure as a parameter.

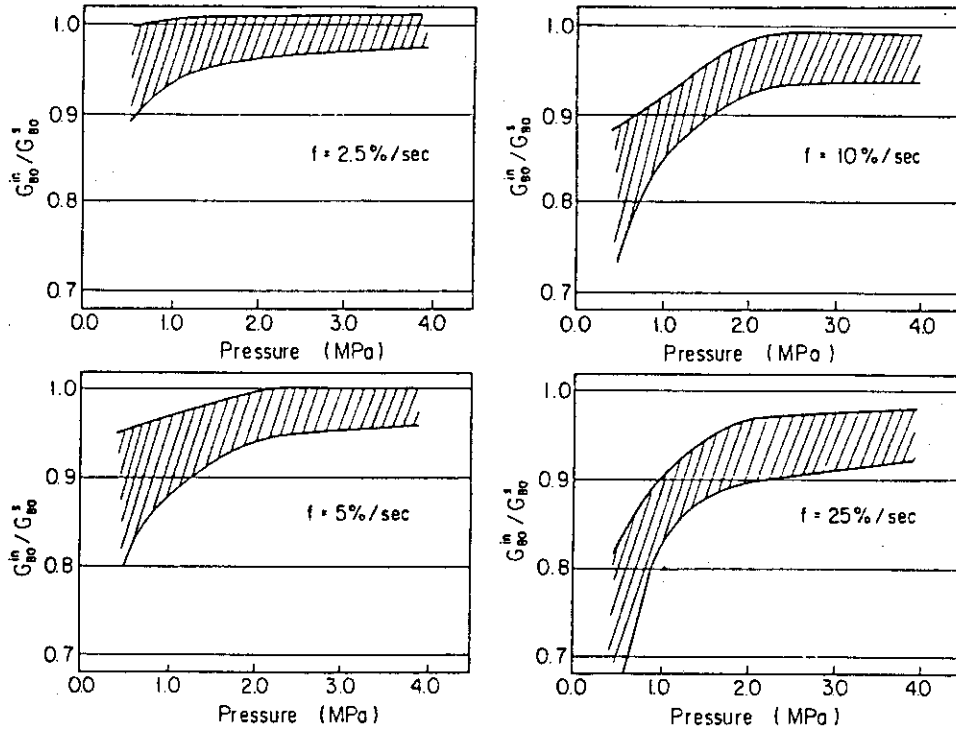


Fig. 3.9 Ratio of transient to steady state burnout mass velocities at inlet vs. system pressure, with flow reduction rate as a parameter.

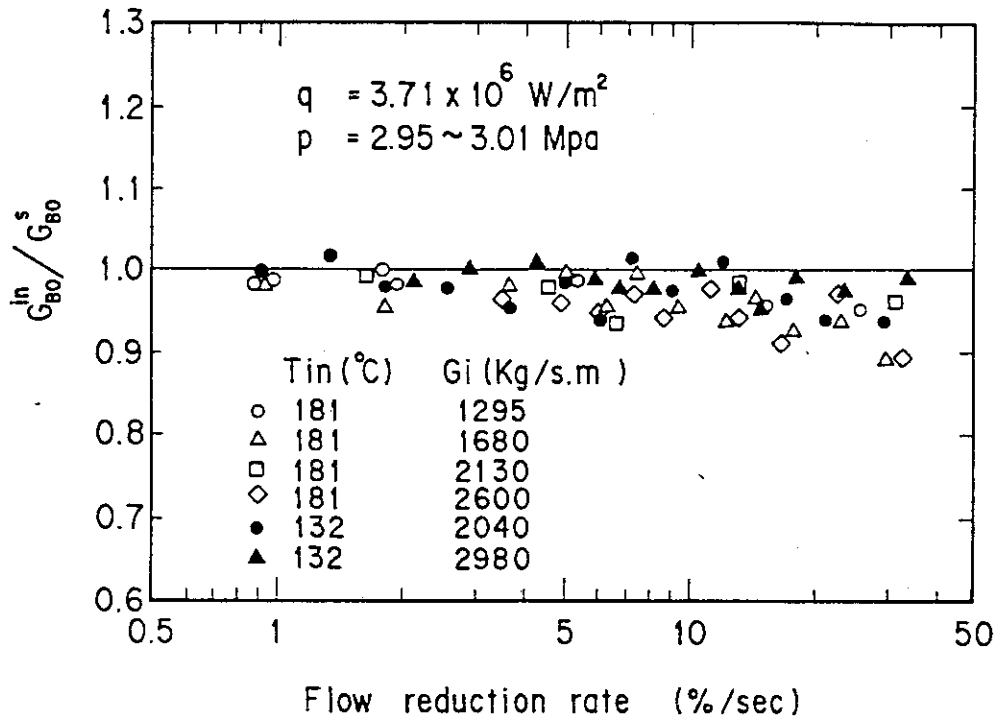


Fig. 3.10 Effects of inlet subcooling and initial mass velocity on ratio of transient to steady state burnout mass velocities vs. flow reduction rate.

## 4. 分離流モデルによる流量低下時の沸騰二相流挙動の解析

### 4.1 序

流量低下バーンアウト現象の特性を明らかにするためには、流量低下時の沸騰二相流諸量、すなわち局所質量速度及び局所クオリティ等の過渡変化が重要である。しかしながら、このような非定常時における二相流諸量を直接測定により求めることは極めて困難なので、測定された境界条件に基づいて計算により求める必要がある。

本章では、比較的簡単なモデルを用いて流量低下時の沸騰二相流特性を明らかにし、実験解析に利用するため、分離流モデルによる計算方法を導出する。本モデルでは液膜挙動を表現できない欠点はあるが、加熱面からの伝熱量として実験値を与えたため熱伝達相関式の不確かさを含まないので、流動計算のみにより流量低下過程での断面平均質量速度やクオリティの変化を計算できる利点を有する。従って、本モデルは実験解析には有効と考えられる。

一方、流量低下時の液膜挙動を明らかにするため、二相三領域モデルに基づく COBRA/TRAC コード<sup>(19)</sup> による解析も行い、第 5 章にその結果を述べる。本コードは液膜挙動を表現できる利点はあるものの、界面摩擦係数や熱伝達の式に多くの実験相関式を組み合わせ用いており、実験結果との一致は必ずしも良好ではない。従って、本章で述べる分離流モデルと第 5 章で述べる三領域モデルはそれぞれ一長一短があるので、両方式を併用することにより、流量低下バーンアウト現象の解明が一層進むものと期待される。

また本章では、分離流モデルによる計算方法を、3 章で述べた流量低下バーンアウト実験結果に適用した結果についても述べる。さらに、実験範囲外の広い範囲にわたって各種パラメータ、特に系圧力や流量低下時定数を変化させ、これらのパラメータが流量低下時の沸騰二相流過渡挙動に及ぼす影響を系統的に調べるため、指数関数状流量低下の場合について計算を行った。

なお、本章で述べる計算結果の一部は、2 章及び 3 章で述べた実験結果の考察に使用される。さらに、5 章及び 6 章においても本章で述べる計算モデルが活用される。

### 4.2 計算方法

#### 4.2.1 計算上の仮定

計算を行うに当たっては、以下の仮定を用いた。

- (a) 二相流部分は分離流モデルを採用
- (b) 熱流束は一様かつ一定とする。
- (c) 入口エンタルピーは一定とする。
- (d) サブクール沸騰は考えない。
- (e) 蒸気と水は熱力学的平衡にある。
- (f) 系圧力に対して流路圧力損失を無視する。

- (g) エネルギー式においてエネルギー逸散項を無視する。  
 (h) スリップ比は一定とする。

バーンアウト発生までは壁温の変化は小さいので、(b)の仮定は妥当である。また実験は入口温度と出口圧力一定の条件下で行ったので、(c)の仮定も成立している。(d)は計算の単純化のためよく用いられる仮定である。(e)の仮定もバーンアウト発生までの流動状態において成立すると考えられる。(f)、(g)、(h)の各仮定の妥当性については、付録Bで別途評価する。

エネルギー保存の一般式(B-1)には圧力変化項が含まれているが、本実験のように高熱流束下での沸騰の場合には、付録B.1で評価するように、圧力変化項の寄与は加熱量に比べて十分小さく、特に高圧の場合には圧力変化項の寄与はほとんど無視できると考えられる。

一方、分離流モデルで二相流諸量を求める際には、気液流速間の関係を知る必要があり、この関係式としては、運動量平衡式を採用する方法と、スリップ関係式を採用する方法とがある。運動量平衡式には二相流摩擦抵抗の項が含まれているが、定常実験により得られた二相流摩擦抵抗係数実験式が、流量低下過渡時にも適用可能かどうかは不明である。さらにスリップ関係式についても同様の不確実性が存在する。従って、流量低下過渡時の気液流速を求める際に、必ずしも過渡条件下で実証されていない実験式に計算結果が依存するという意味では、運動量平衡式とスリップ関係式は同等である。本研究では、以上二つの方法の特長を比較検討した結果、計算の簡便さを考慮してスリップ関係式を採用することにした。なお、実際の計算に当たっては、付録B.3で評価するように、スリップモデルの相違が局所質量速度計算結果に及ぼす影響は小さいので、スリップ比は系圧力のみ関数で、流量低下過程においては一定と仮定した。

#### 4.2.2 水単相流の基礎式と沸騰境界移動過程の計算

水単相流と沸騰二相流の境界(沸騰境界)は、水単相流のエネルギー式を特性曲線法により解いて求められる。

水単相流のエネルギー式は次式で表現できる。

$$\rho \frac{\partial h}{\partial t} + \rho v \frac{\partial h}{\partial z} = \frac{P_e q}{A} \quad (4-1)$$

本式を Table 4.1 に示す無次元パラメータを用いて無次元化すると次式となる。

$$\frac{\partial H}{\partial \tau} + u(\tau) \frac{\partial H}{\partial \eta} = \phi(\eta, \tau) \quad (4-2)$$

この式から特性曲線法により次式を得る。

$$\left. \begin{aligned} \frac{d\eta}{d\tau} &= u(\tau) \\ \frac{dH}{d\tau} &= \phi(\eta, \tau) \end{aligned} \right\} \quad (4-3)$$

今、仮定(b)より $\phi = 1$ である。また、 $\tau < 0$ では $u(\tau) = 1$ である。

過渡状態の初期において、注目する流体成分の存在場所により、次の二通りの場合が考えられる。

- (1)  $\tau = 0$ でテスト部内単相流領域に存在する流体成分については、 $\tau = 0$ で $H = H_i$ 、 $\eta = \eta_i$

とすると, (4-3)式より  $H_i = \eta_i$  となる。次に,  $\tau = \tau_{sat}$  で  $H = H_{sat}$  となるとすると, (4-3)式を積分して次式を得る。

$$\left. \begin{aligned} \tau_{sat} &= H_{sat} - H_i \\ \eta_{sat} &= \int_0^{H_{sat} - H_i} u_{in}(\tau) d\tau + H_i \end{aligned} \right\} \quad (4-4)$$

(2)  $\tau > 0$  でテスト部に流入する液体成分については,  $\tau = \tau_i$  で  $\eta = 0$ ,  $H = 0$  とすると, (4-3)式を積分して次式を得る。

$$\left. \begin{aligned} \tau_{sat} &= H_{sat} + \tau_i \\ \eta_{sat} &= \int_{\tau_i}^{\tau_i + H_{sat}} u_{in}(\tau) d\tau \end{aligned} \right\} \quad (4-5)$$

以上 (4-4) 又は (4-5) 式より, 流体の平均エンタルピが飽和エンタルピに等しくなる時刻と位置 ( $\tau_{sat}$ ,  $\eta_{sat}$ ), すなわち沸騰境界の過渡変化が求められる。

#### 4.2.3 沸騰二相流の基礎式と特性曲線法による解法

4.2.1項の仮定により, 沸騰二相流の一次元分離流モデルに基づく基礎式は次のように書ける。連続の式

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho_g \alpha + \rho_\ell (1-\alpha)) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho_g \alpha v_g + \rho_\ell (1-\alpha) v_\ell) = 0 \quad (4-6)$$

エネルギー保存式

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} (\rho_g \alpha h_g + \rho_\ell (1-\alpha) h_\ell) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho_g \alpha h_g v_g + \rho_\ell (1-\alpha) h_\ell v_\ell) \\ = \frac{P_e q}{A} \end{aligned} \quad (4-7)$$

スリップ比はボイド率の関数とすると,

$$\frac{v_g}{v_\ell} = S(\alpha) \quad (4-8)$$

となる。

ここで, (4-7)式はエネルギー保存の一般式において, 圧力変化項とエネルギー逸散項を無視した結果に対応している。この仮定の妥当性については, 付録B.1で述べる。

次に, (4-6), (4-7)式において物性値の圧力依存性を無視して, ((4-7)式 - (4-6)式  $\times h_\ell$ ) / ( $\lambda \rho_g$ ) 及び (4-7)式 - (4-6)式  $\times h_g$ ) / ( $\lambda \rho_\ell$ ) より, それぞれ次式を得る。

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial z} (\alpha v_g) = \frac{P_e q}{\lambda \rho_g A} \quad (4-9)$$

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} - \frac{\partial}{\partial z} ((1-\alpha) v_\ell) = \frac{P_e q}{\lambda \rho_\ell A} \quad (4-10)$$

なお, 物性値の圧力依存性を考慮した場合の寄与については, 付録B.2で評価する。

(4-9), (4-10), (4-8)式を Table 4.1に示すパラメータを用いて無次元化すると,

以下の3式を得る。

$$\frac{\partial \alpha}{\partial \tau} + \frac{\partial}{\partial \eta} (\alpha u_g) = \frac{-X_{in}}{\nu H_{sat}} \phi \quad (4-11)$$

$$\frac{\partial \alpha}{\partial \tau} - \frac{\partial}{\partial \eta} ((1-\alpha) u_\ell) = \frac{-X_{in}}{H_{sat}} \phi \quad (4-12)$$

$$u_g / u_\ell = S(\alpha) \quad (4-13)$$

(4-11) - (4-12), および (4-13) 式を用いて次式を得る。

$$\frac{\partial}{\partial \eta} [u_\ell (1-\alpha + \alpha S)] = \frac{-X_{in}}{H_{sat}} \cdot \frac{1-\nu}{\nu} \phi$$

時刻  $\tau$  における飽和点位置を  $\eta_{sat}(\tau)$  として上式を積分すると,

$$u_\ell (1-\alpha + \alpha S) - u_{in}(\tau) = \frac{-X_{in}}{H_{sat}} \cdot \frac{1-\nu}{\nu} \int_{\eta_{sat}(\tau)}^{\eta} \phi d\eta \quad (4-14)$$

(4-14) 式を (4-12) 式に代入して次式を得る。

$$\begin{aligned} \frac{\partial \alpha}{\partial \tau} + \frac{\left[ S + \alpha(1-\alpha) \frac{\partial S}{\partial \alpha} \right]}{(1-\alpha + \alpha S)^2} \left[ \frac{(-X_{in})(1-\nu)}{H_{sat} \nu} \int_{\eta_{sat}(\tau)}^{\eta} \phi d\eta \right. \\ \left. + u_{in}(\tau) \right] \frac{\partial \alpha}{\partial \eta} = \frac{(-X_{in})}{H_{sat}} \left[ 1 + \frac{(1-\alpha) \frac{(1-\nu)}{\nu}}{1-\alpha + \alpha S} \right] \phi \end{aligned} \quad (4-15)$$

本式の境界条件は,  $\tau = \tau_{sat}$  で  $\alpha = 0$ ,  $\eta = \eta_{sat}$  で  $\alpha = 0$  となる。

(4-15) 式は特性曲線法により, 以下のような2階連立常微分方程式に変換できる。

$$\frac{\partial \alpha}{\partial \tau} = \frac{(-X_{in})}{H_{sat}} \left[ 1 + \frac{\frac{(1-\nu)}{\nu} (1-\alpha)}{1-\alpha + \alpha S} \right] \phi \quad (4-16)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \eta}{\partial \tau} = \frac{\left[ S + \alpha(1-\alpha) \frac{\partial S}{\partial \alpha} \right]}{(1-\alpha + \alpha S)^2} \left[ \frac{(-X_{in})(1-\nu)}{H_{sat} \nu} \int_{\eta_{sat}(\tau)}^{\eta} \phi d\eta \right. \\ \left. + u_{in}(\tau) \right] \end{aligned} \quad (4-17)$$

(4-16), (4-17) 式の初期条件はそれぞれ,  $\tau = \tau_{sat}$  で  $\alpha = 0$  および  $\eta = \eta_{sat}$  として与えられる。

仮定 (b), (h) より  $\phi = 1$ ,  $S = \text{一定}$  とすると, (4-16), (4-17) 式はそれぞれ次のように簡略化される。

$$\frac{d\alpha}{d\tau} = \frac{-X_{in}}{H_{sat}} \left( 1 + \frac{1-\nu}{\nu} \cdot \frac{1-\alpha}{1-\alpha + \alpha S} \right) \quad (4-18)$$

$$\frac{d\eta}{d\tau} = \frac{S}{(1-\alpha + \alpha S)^2} \left[ u_{in}(\tau) + \frac{-X_{in}}{H_{sat}} \cdot \frac{1-\nu}{\nu} (\eta - \eta_{sat}(\tau)) \right] \quad (4-19)$$

$u_{in}(\tau)$  を与えると, (4-18) 式と (4-19) 式より, 時刻  $\tau$  における  $\alpha$  と  $\eta$  が求まる。

この時、無次元質量速度は次式で求まる。

$$G^* = \frac{1 - \alpha + \nu S \alpha}{1 - \alpha + S \alpha} \left[ u_{in}(\tau) + \frac{-X_{in}}{H_{sat}} \cdot \frac{1 - \nu}{\nu} (\eta - \eta_{sat}(\tau)) \right] \quad (4-20)$$

また、クオリティは次式で与えられる。

$$X = \frac{\nu S \alpha}{1 - \alpha + \nu S \alpha} \quad (4-21)$$

### 4.3 流量低下バーンアウト実験の場合の沸騰二相流計算

本節では、3章で述べた流量低下バーンアウト実験の条件に対して、前節で述べた計算方法を適用し、流量低下過程での二相流諸量の計算を行う。

本節で述べるテスト部出口質量速度は、4.2節の(4-18)式と(4-19)式を解いて求めた $\alpha(\tau)$ と $\eta(\tau)$ の関係を(4-20)式に代入して求めた。ここで沸騰境界の位置( $\tau_{sat}$ ,  $\eta_{sat}$ )は(4-4)式又は(4-5)式により求め、入口流速 $u_{in}(\tau)$ はテスト部入口における測定値を用いた。その他物性値はテスト部入口と出口の平均圧力における値を用い、入口クオリティ $X_{in}$ は入口水温測定値より求めた。

#### 4.3.1 テスト部出口と入口の質量速度差

Fig. 4.1に、系圧力0.5, 1.0, 2.0および3.9 MPaの各場合の実験において、流速減少率が6%/s以下の場合と30%/s以上の場合について、テスト部入口と出口の質量速度の比較を示す。同図に見られるように、流速減少率が小さい場合には、出口と入口の質量速度はほぼ一致しているが、30%/s以上の流速減少率では、出口質量速度は入口質量速度よりも大きくなっている。特に流速減少率が167%/sの場合には、バーンアウト発生時において、出口と入口の質量速度比は2.75と極めて大きくなっている。

#### 4.3.2 バーンアウト発生時出口質量速度と流速減少率との関係(系圧力の効果)

本計算により求めた、流量低下バーンアウト発生時の出口質量速度と定常バーンアウト質量速度との比( $G_{BO}^{out}/G_{BO}^s$ )と、流速減少率との関係を系圧力をパラメータとしてFig. 4.2に示す。同図より、1 MPa以上の圧力では、 $G_{BO}^{out}/G_{BO}^s$ は0.9~1.1の間にあり、流量低下過渡時においても局所質量速度が定常バーンアウト質量速度に一致した時にバーンアウトが発生するとする仮定(局所流動条件モデル)が近似的に成立していることを示唆している。

なお、系圧力が低くなると、本計算方法の前提である圧力変化項を無視する仮定(仮定(f))が必ずしも成立しないので、本計算の精度は悪くなる。従って、Fig. 4.2において、系圧力が約0.5 MPaの場合や、系圧力が約1 MPaで流速減少率が約5~20%/sの場合に、 $G_{BO}^{out}/G_{BO}^s$ が1より小さくなっているのが、局所流動条件バーンアウトモデルが成立しないことによるか、あるいは本計算の精度が悪いためのかの、本図の結果のみからは明らかではない。局所流動条件バーンアウトモデルの妥当性については、5章で詳しく検討する。

#### 4.4 指数関数状流量低下の場合の沸騰二相流計算

本章では、指数関数状流量低下の場合に4.2節で述べた計算方法を適用し、流量低下時の沸騰二相流挙動に対する、系圧力、流速低下時定数、最終流速および初期条件等の各種パラメータの影響を系統的に調べる。

##### 4.4.1 計算方法

入口流速を次式で与える。

$$u_{in}(\tau) = \beta_1 + (1 - \beta_1) e^{-\beta_2 \tau} \quad (4-22)$$

このとき、(4-4)、(4-5)式より沸騰境界の移動は次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} \eta_{sat} &= H_{sat} - (1 - \beta_1) \left\{ \tau - \frac{1}{\beta_2} (1 - e^{-\beta_2 \tau}) \right\}, \quad \tau \leq H_{sat} \\ \eta_{sat} &= \beta_1 H_{sat} + \frac{(1 - \beta_1)}{\beta_2} (1 - e^{-\beta_2 H_{sat}}) e^{-\beta_2 (\tau - H_{sat})}, \quad \tau \geq H_{sat} \end{aligned} \right\} \quad (4-23)$$

(4-22)式を(4-19)式に代入して数値積分を行うと、流体成分の軌跡 $(\tau, \eta)$ が得られ、この曲線上でのボイド率の変化は(4-18)式の積分より次式で与えられる。

(1)  $\tau_i = 0$ で二相流領域にある流体成分の場合、 $\tau_i = 0$ で $\alpha = \alpha_i$ の流体成分に注目すると、

$$\tau = \frac{-\nu H_{sat}}{(1 - \nu S)(-X_{in})} \left[ (S - 1)(\alpha - \alpha_i) + \frac{S(1 - \nu)}{(1 - \nu S)} \ln \frac{1 - (1 - \nu S)\alpha}{1 - (1 - \nu S)\alpha_i} \right] \quad (4-24)$$

(2)  $\tau_i > 0$ で沸騰境界に達する流体成分の場合、 $\tau = \tau_i$ で $\alpha = 0$ の流体成分に注目すると、

$$\tau = \tau_i - \frac{\nu H_{sat}}{(1 - \nu S)(-X_{in})} \left[ (S - 1)\alpha + \frac{S(1 - \nu)}{(1 - \nu S)} \ln \{ 1 - (1 - \nu S)\alpha \} \right] \quad (4-25)$$

以上の方法により、ある流線に沿ったボイド率変化が得られると、対応する質量速度やクオリティは(4-20)および(4-21)式により計算できる。

ところで、(4-24)および(4-25)式には入口流速 $u_{in}(\tau)$ は含まれておらず、これら両式は $u_{in}(\tau)$ の変化には依存しない。すなわち、流量変化の如何にかかわらず、沸騰境界上でボイド率が0である流体成分が、ボイド率 $\alpha$ となるのに要する時間は(4-25)式から得られる $\tau - \tau_i$ で与えられる。

##### 4.4.2 計算結果

Table 4.2に、本計算のパラメータ一覧表を示す。同表で、 $\beta_1$ は最終流速を、 $\beta_2$ は流速減少時定数の逆数を示す。今、2章や3章で述べた実験の場合のように、加熱長さ800 mmで初期流速が1 m/sの場合を想定すると、 $\beta_2 = 0.1, 1, 10$ はそれぞれ時刻0における流速低下率が6, 60, 600%/sの流速減少率に対応する。またこの場合の $\tau = 1$ は、実時間で0.8秒となる。

以下では計算結果の概要と各パラメータの効果について述べる。



## (1) 系圧力 0.25 MPa の場合の基準ケース (Fig. 4.3)

Fig. 4.3 に見られるように、沸騰流路内部の局所質量速度は入口流速変化に追従できない。例えば、出口質量速度は  $\tau \approx 0.5$  までほとんど低下しておらず、初期非沸騰部 ( $\eta = 0.4, 0.3$  など) では沸騰開始すると、局所質量速度は急上昇し、出口質量速度の値に近付いている。

出口クオリティは  $\tau \approx 0.5$  まではゆっくり増加し、その後急上昇している。

液流速は入口流速低下に伴って増加している。

ボイド率は、初期沸騰領域では過渡期間中の変化は少ないが、初期非沸騰領域が沸騰を開始すると急上昇している。

## (2) 系圧力 15 MPa の場合の基準ケース (Fig. 4.4)

系圧力が 15 MPa の場合 (Fig. 4.4) を 0.25 MPa の場合 (Fig. 4.3) と比較すると、局所質量速度、クオリティ、ボイド率などの変化はいずれも滑らかとなり、最終値に到達する時間も約 1.5 倍となっている。特に初期非沸騰部が沸騰を開始した時の局所質量速度の増加量は少なく、出口液流速は初期値よりも小さくなっている。

## (3) 流速低下の時定数の影響 (Fig. 4.5)

出口質量速度 (Fig. 4.5 (a)) は、 $\tau \lesssim 0.5$  では変化していないが、 $\tau \geq 0.5$  では  $\beta_2$  が大きい程急減少している。

初期非沸騰部 ( $\eta = 0.4$ ) における局所質量速度 (Fig. 4.5 (b)) は、沸騰が開始すると一時的に急上昇し、この上昇量は  $\beta_2$  が小さい程小さくなり、 $\beta_2 = 0.25$  ではほとんど上昇を示していない。

出口と入口の質量速度比 (Fig. 4.5 (c)) は、 $\beta_2$  が大きい程ピーク値は大きくなり、流量低下過程での管内流動様式は  $\beta_2$  の値に依存することを示している。

## (4) 最終流速の影響 (Fig. 4.6)

Fig. 4.6 に見られるように、初期非沸騰部における局所質量速度の上昇量や、出口と入口の質量速度比は、最終流速が小さい程大きなピークに達している。これは最終流速が小さい程、沸騰境界の移動長さが長くなり、過渡変化の程度が大きくなるためである。

## (5) 初期沸騰高さと入口クオリティの影響 (Fig. 4.7)

初期沸騰高さが流路中央 ( $H_{sat} = 0.5$ ) の場合、入口クオリティ  $X_{in}$  が  $-0.1$  の場合と  $-0.05$  の場合を比較すると、出口クオリティには差が生じるが、出口質量速度の差は小さい。一方、 $X_{in} = -0.05$  で  $H_{sat} = 0.5$  の場合と  $H_{sat} = 0.25$  の場合を比較すると、 $H_{sat} = 0.25$  の方が沸騰領域の変化量が小さいため、出口と入口の質量速度差は小さくなっている。

## (6) 系圧力の影響 (Fig. 4.8)

Fig. 4.8 (a) に示すように、系圧力が増加すると、初期においては出口質量速度は小さくなり、出口クオリティは大きくなっているが、最終値に漸近する時間も長くなるため、後期においてはこの関係は逆転している。

Fig. 4.8 (b) に見られるように、 $\eta = 0.4$  における局所質量速度上昇量のピーク値は、系圧力が高い程小さくなっている。

Fig. 4.8 (c) に示す出口液流速は、系圧力増加により著しく減少している。

Fig. 4.8 (d) に見られるように、出口ボイド率および出口と入口の質量速度比のピーク値も系圧力増加と共に小さくなっている。

#### 4.5 まとめ

本章では、流量低下過程の二相流計算方法と、流量低下バーンアウト実験の場合、及び指数関数状流量低下の場合の計算結果について述べた。

主要な結論を以下に述べる。

- (1) 流量低下時の沸騰二相流挙動を計算するため、分離流モデルによる計算方法を導出した。本方法では、エネルギー保存式、連続の式、およびスリップ関係式を基礎式として、特性曲線法により計算する。
- (2) 本計算方式を流量低下バーンアウト実験の場合に適用した結果、流速減少率が大きくなると、テスト部出口質量速度が入口質量速度の変化に追従できなくなることが明らかとなった。また、系圧力が1 MPa 以上の場合には、バーンアウト発生時の出口質量速度は、定常バーンアウト質量速度と10%以内の誤差で一致した。
- (3) 本計算方式を指数関数状流量低下の場合について適用し、系圧力、流速低下時定数、最終流速、入口クオリティ等が、流量低下時の沸騰二相流挙動に及ぼす影響を明らかにした。その結果、系圧力が高くなる程、出口と入口の質量速度比は減少し、二相流諸量の過渡変化が最終値に到達する時間は長くなった。また、系圧力が低いと、流量低下による沸騰開始時に、流路内部の局所質量速度が一時的に上昇する現象が認められた。

Table 4.1 Dimensionless parameters used in analysis

---

$G^*$	: Mass velocity $\equiv G/G_i$
$H$	: Enthalpy $\equiv (h_1 - h_{in}) / (q_i P_e L / A \rho v_i)$
$u$	: Velocity $\equiv v/v_i$
$\beta$	: Final velocity $\equiv v_f/v_i$ (stepwise flow reduction)
$\beta_1$	: Final velocity $\equiv v_f/v_i$ (exponential flow reduction)
$1/\beta_2$	: Flow decay constant
$\eta$	: Height $\equiv Z/L$
$\nu$	: Density ratio $\equiv \rho_g/\rho_l$
$\tau$	: Time $\equiv tv_i/L$
$\tau_i$	: Time when a fluid particle enters into test section
$\tau_{sat}$	: Time when a fluid particle reaches saturation
$\phi$	: Heat flux $\equiv q/q_i$

## Subscripts

$f$	: Final
$g$	: Vapor
$i$	: Initial
$in$	: Inlet
$l$	: Liquid
$out$	: Outlet
$sat$	: Saturation

---

Table 4.2 Parameters for calculation of exponential flow reduction

Objective	Fig. No.	Variables	Parameters						
			P (MPa)	S	$\eta$	$\beta_1$	$\beta_2$	H <sub>sat</sub>	X <sub>in</sub>
Base case/0.25 MPa	4-3(a)	G*, X, $\eta_{sat}$	0.25	2	0.3~1.0	0.5	10	0.5	-0.1
	4-3(b)	G <sub>1</sub> , $\alpha$	0.25	2	0.3~1.0	0.5	10	0.5	-0.1
Base case/15 MPa	4-4(a)	G*, X, $\eta_{sat}$	15	2	0.3~1.0	0.5	10	0.5	-0.1
	4-4(b)	U <sub>1</sub> , $\alpha$	15	2	0.3~1.0	0.5	10	0.5	-0.1
Effects of flow decay constant	4-5(a)	G* <sub>out</sub> , X <sub>out</sub>	0.25	2	1.0	0.5	1,2,5,10	0.5	-0.1
	4-5(b)	G*, $\eta_{sat}$	0.25	2	0.4	0.5		0.5	-0.1
	4-5(c)	G* <sub>out</sub> /G* <sub>in</sub> , U <sub>in</sub> , $\eta_{sat}$	0.25	2	1.0	0.5	0.1,1,10	0.5	-0.1
Effects of final flow velocity	4-6(a)	G*, X <sub>out</sub>	0.25	2	0.3,1	0.25,0.333,0.5	10	0.5	-0.1
	4-6(b)	G* <sub>out</sub> /G* <sub>in</sub> , U <sub>in</sub> , $\eta_{sat}$	0.25	2	1	0.25,0.333,0.5	10	0.5	-0.1
Effects initial enthalpy	4-7	G* <sub>out</sub> , X <sub>out</sub> , $\eta_{sat}$	0.25	2	1	0.5	10	0.25	-0.05
								0.50	-0.05
Effects of system pressure	4-8(a)	G* <sub>out</sub> , X <sub>out</sub>	0.25~15	2	1	0.5	10	0.5	-0.1
	4-8(b)	G*	0.25~15	2	0.4,0.6	0.5	10	0.5	-0.1
	4-8(c)	U <sub>1,out</sub>	0.25~15	2	1.0	0.5	10	0.5	-0.1
	4-8(d)	$\alpha_{out}$ , G* <sub>out</sub> /G* <sub>in</sub>	0.25~15	2	1.0	0.5	10	0.5	-0.1

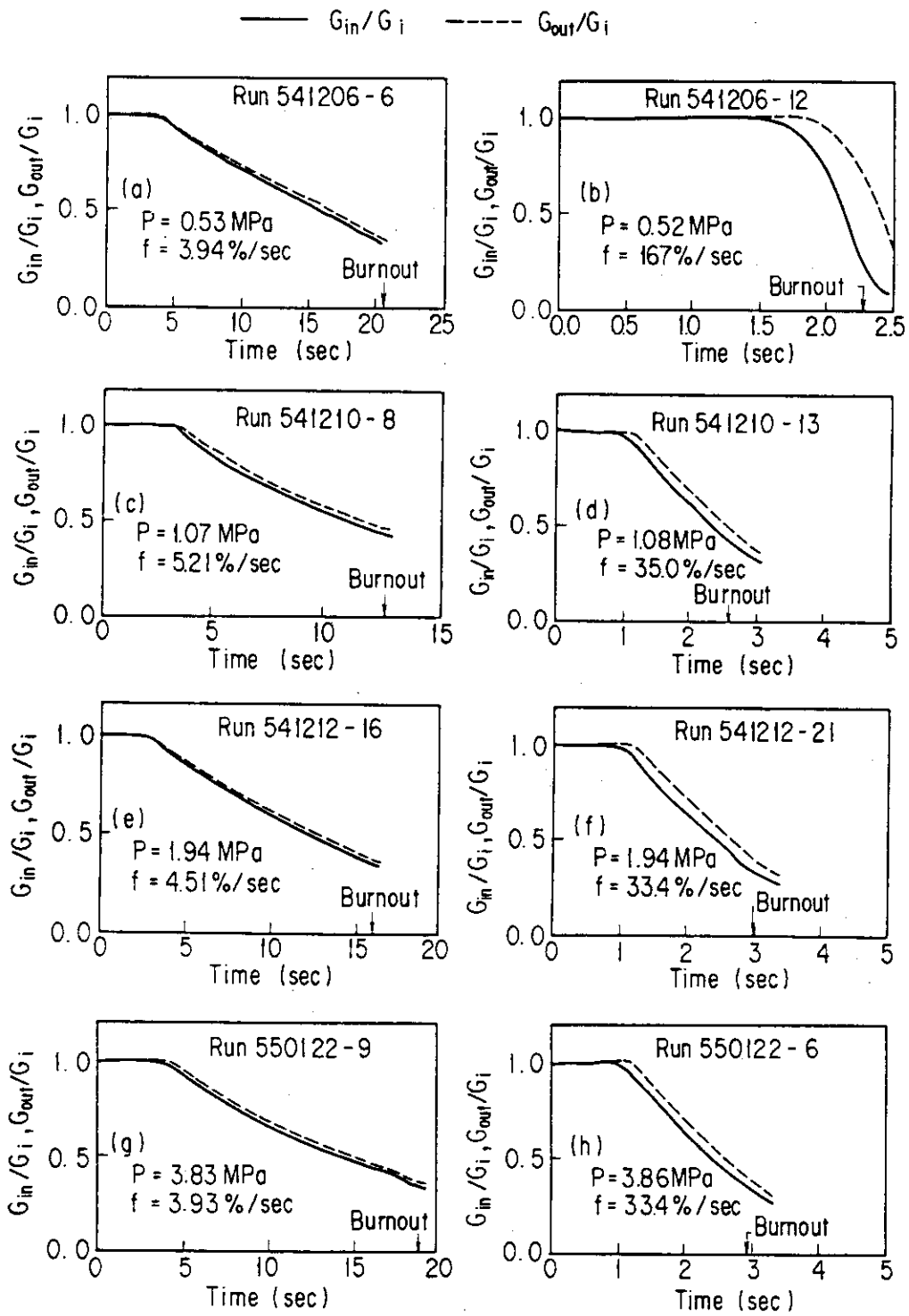


Fig. 4.1 Transients of mass velocities at inlet and outlet of test section in flow reduction burnout experiments with different system pressures.

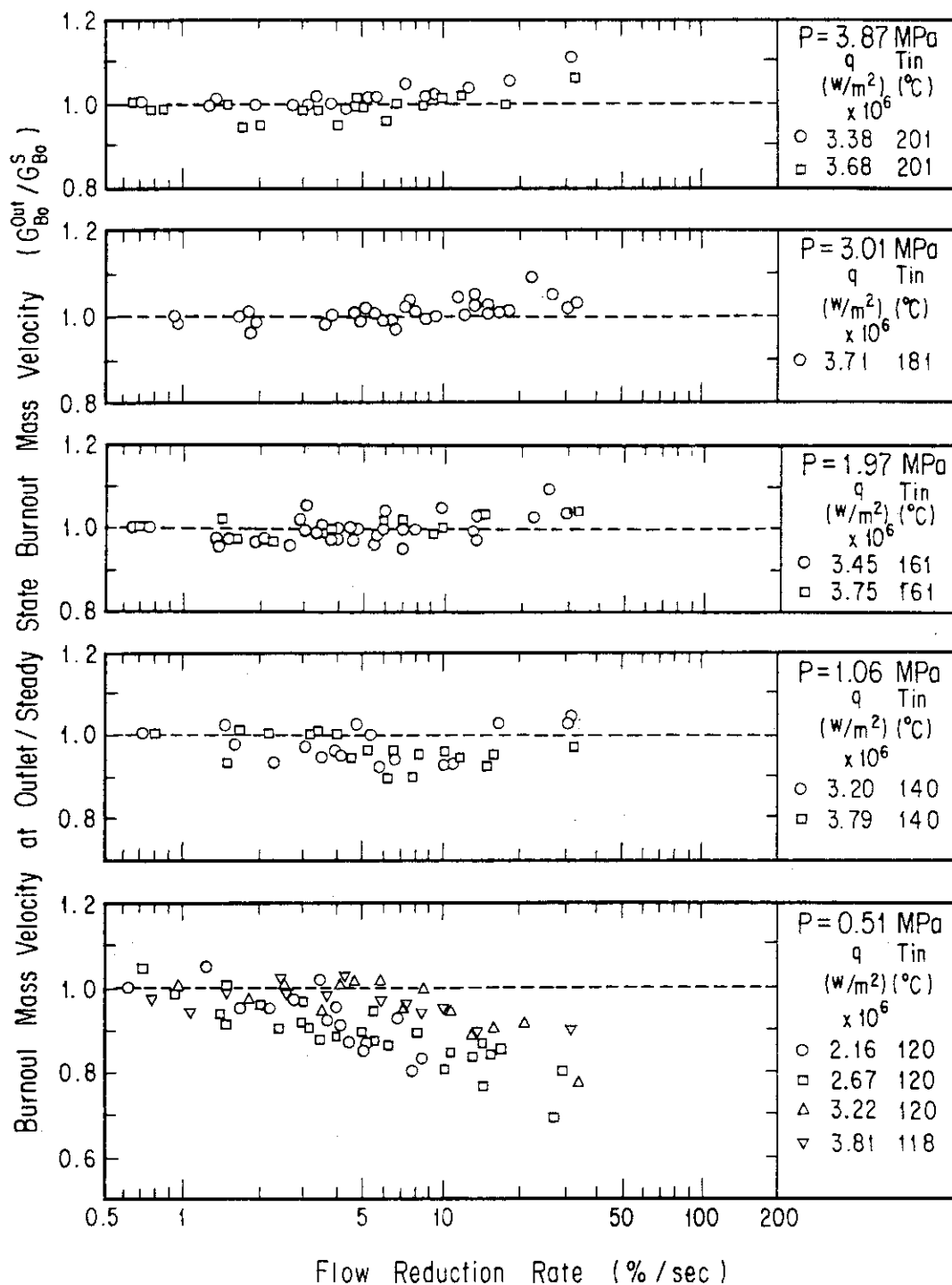


Fig. 4.2 Ratio of transient to steady state burnout mass velocities at outlet of test section vs. flow reduction rate, with different system pressures.

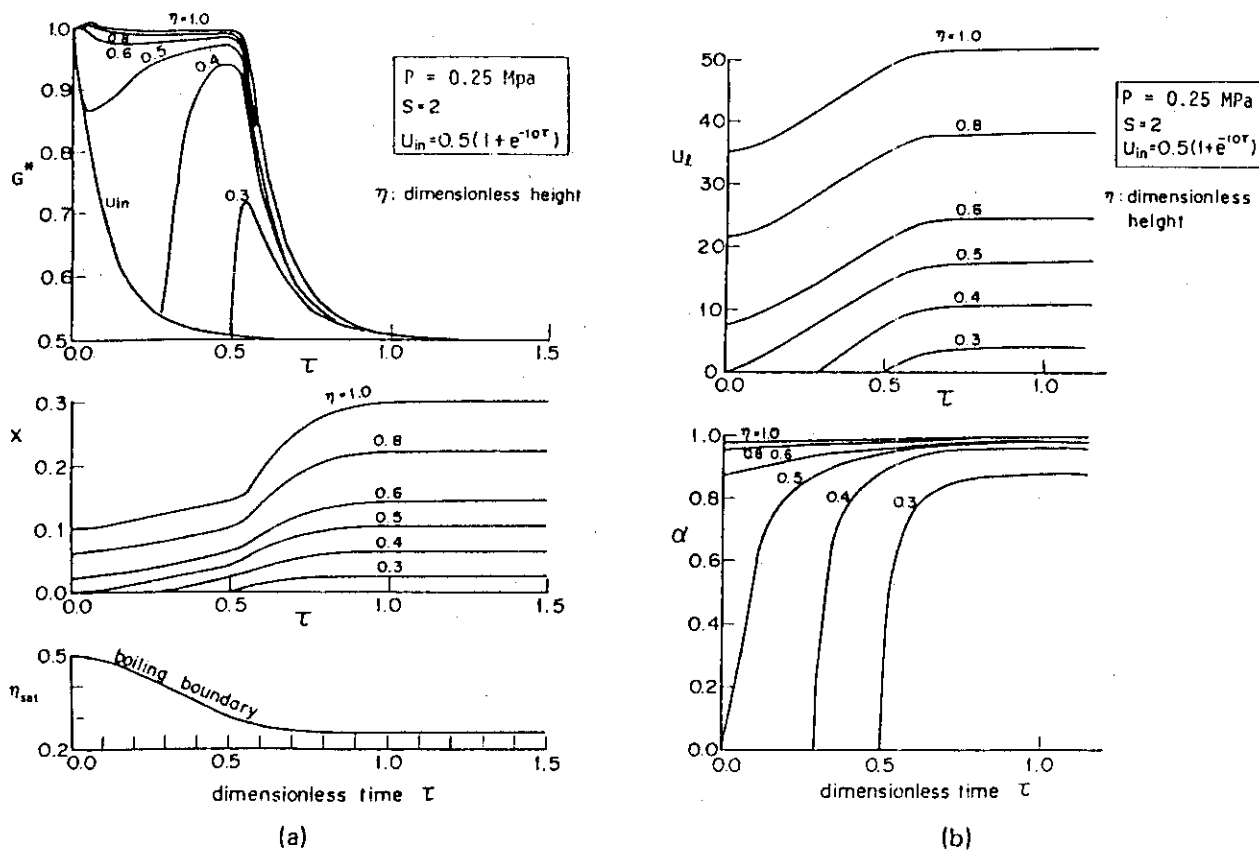


Fig. 4.3 Calculated results under exponential flow reduction condition (1) (Base case/0.25 MPa).

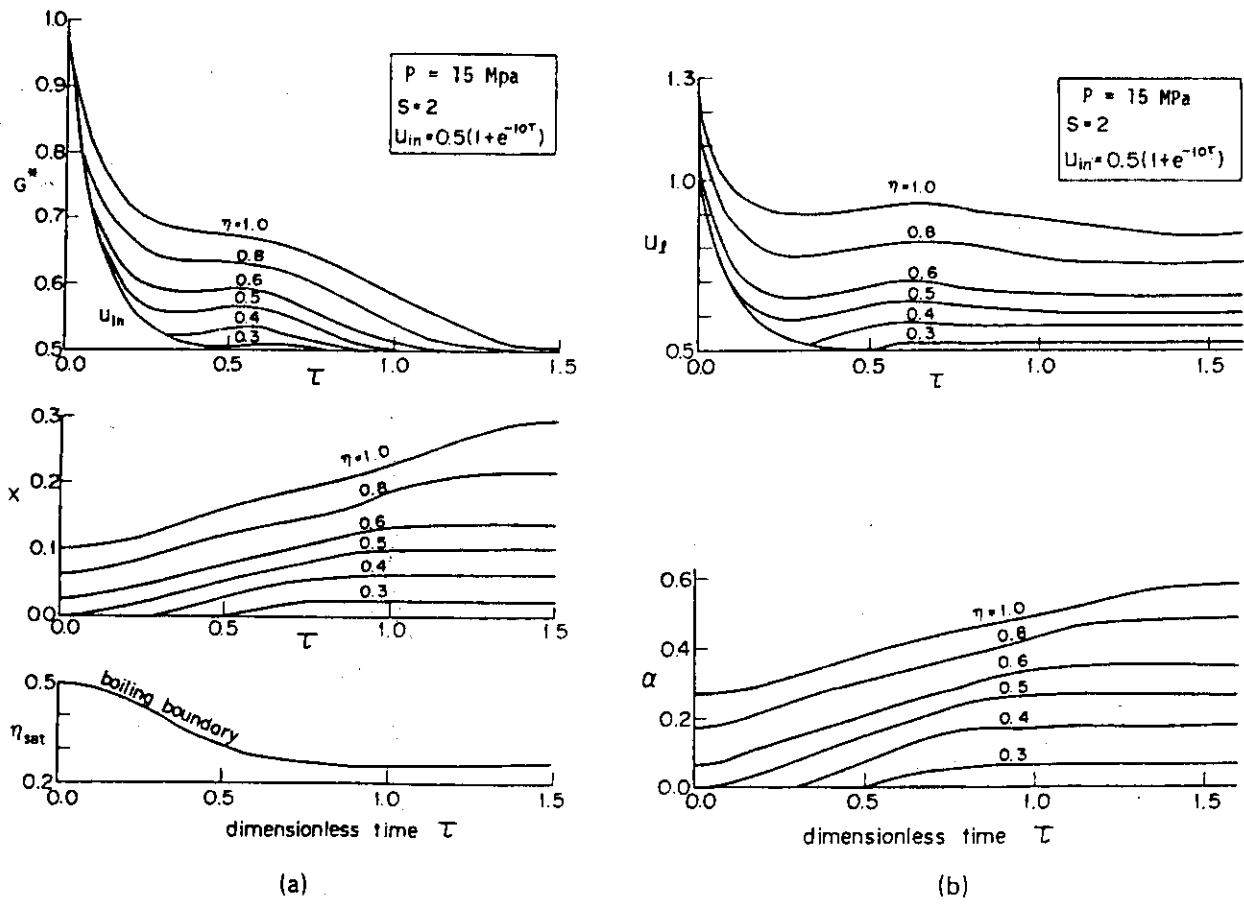


Fig. 4.4 Calculated results under exponential flow reduction condition (2) (Base case/15 MPa).



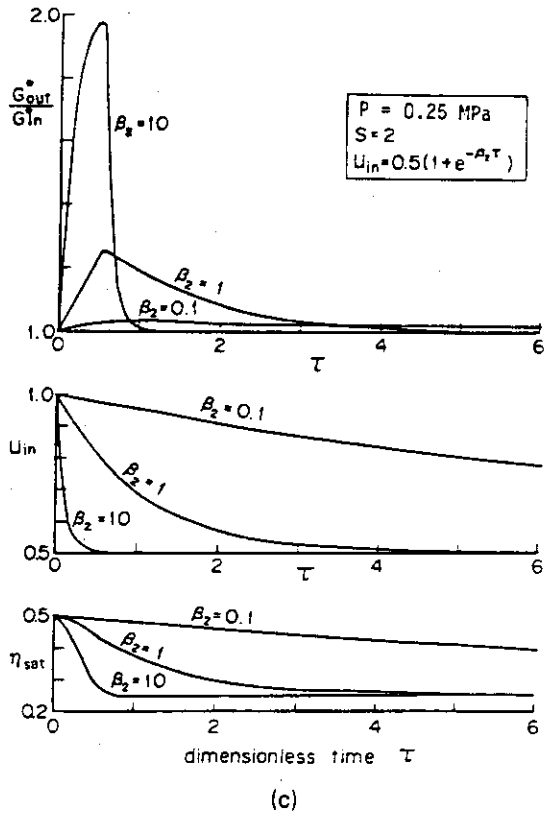
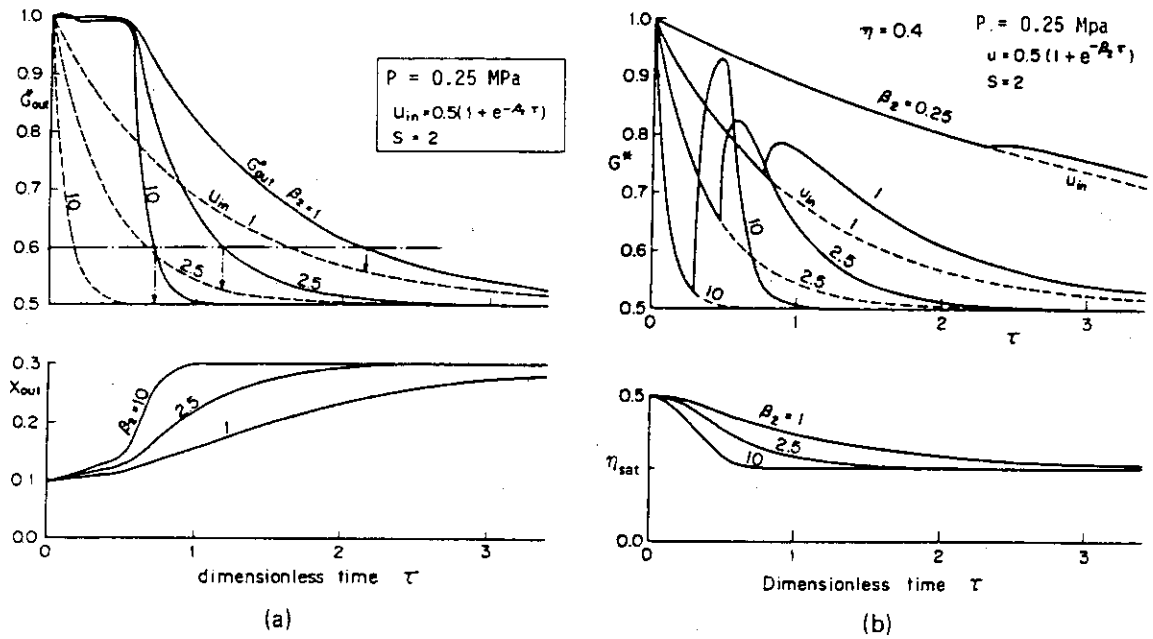


Fig. 4.5 Calculated results under exponential flow reduction condition (3) (Effects of flow decay constant 0.25 MPa).

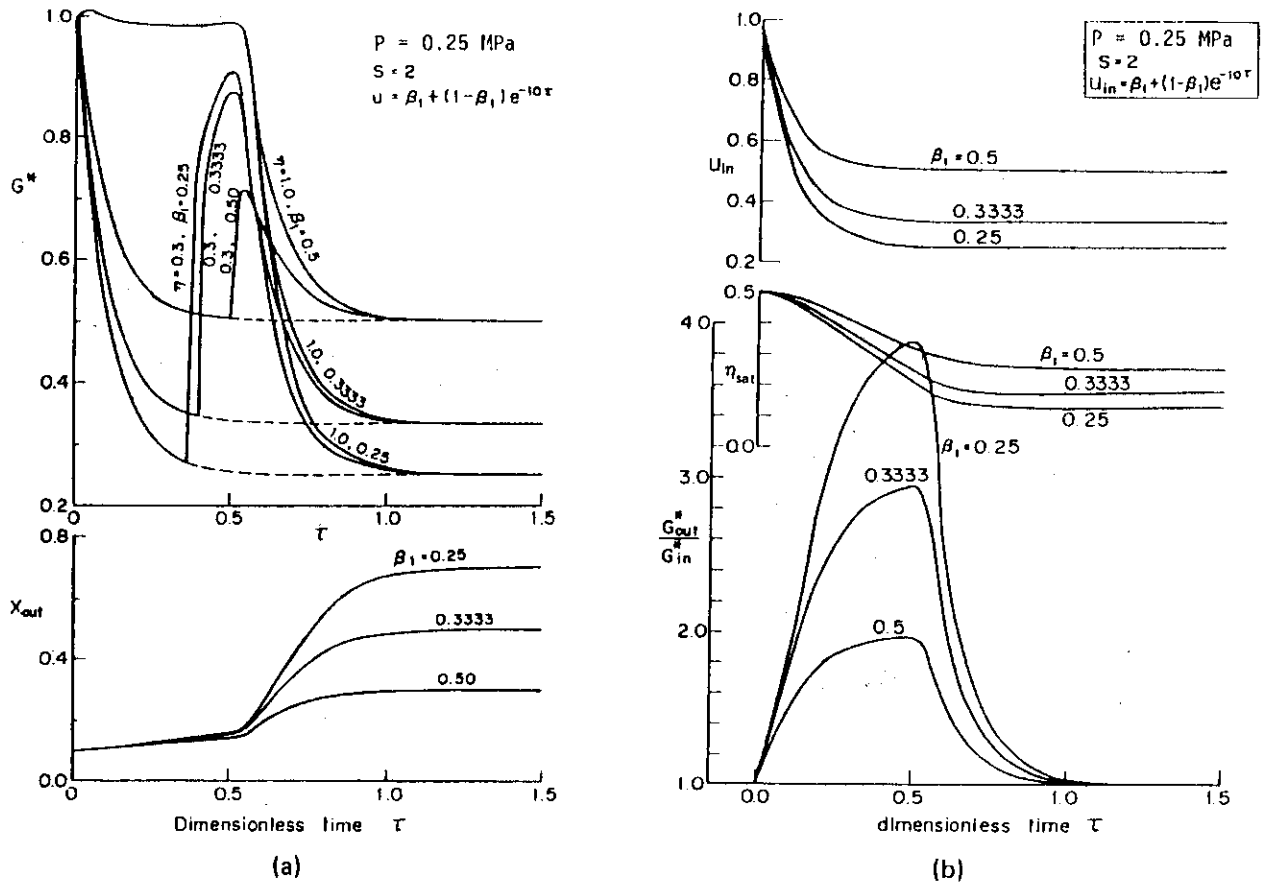


Fig. 4.6 Calculated results under exponential flow reduction condition (4) (Effects of final flow velocity/0.25 MPa).

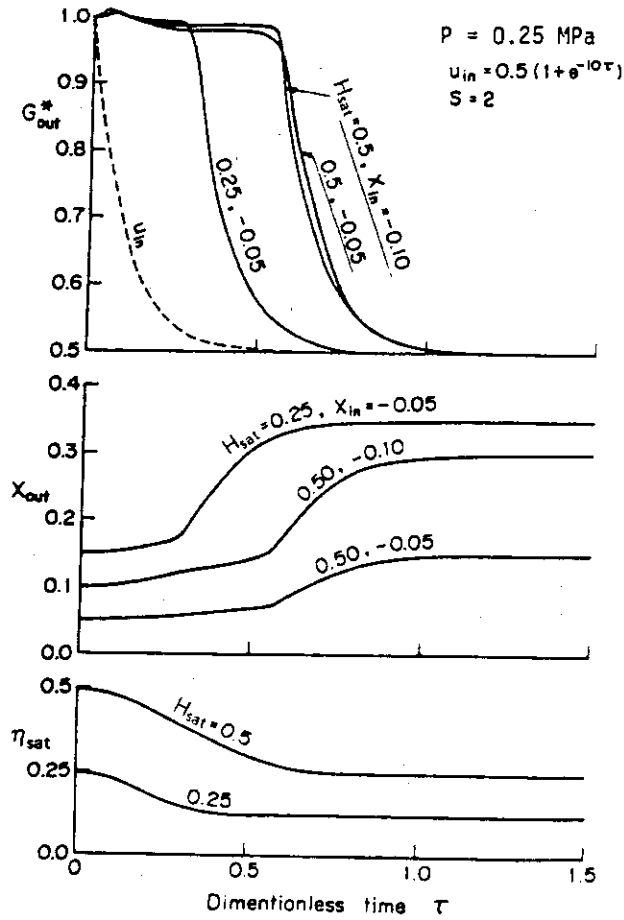


Fig. 4.7 Calculated results under exponential flow reduction condition (5) (Effects of initial enthalpy/0.25 MPa).

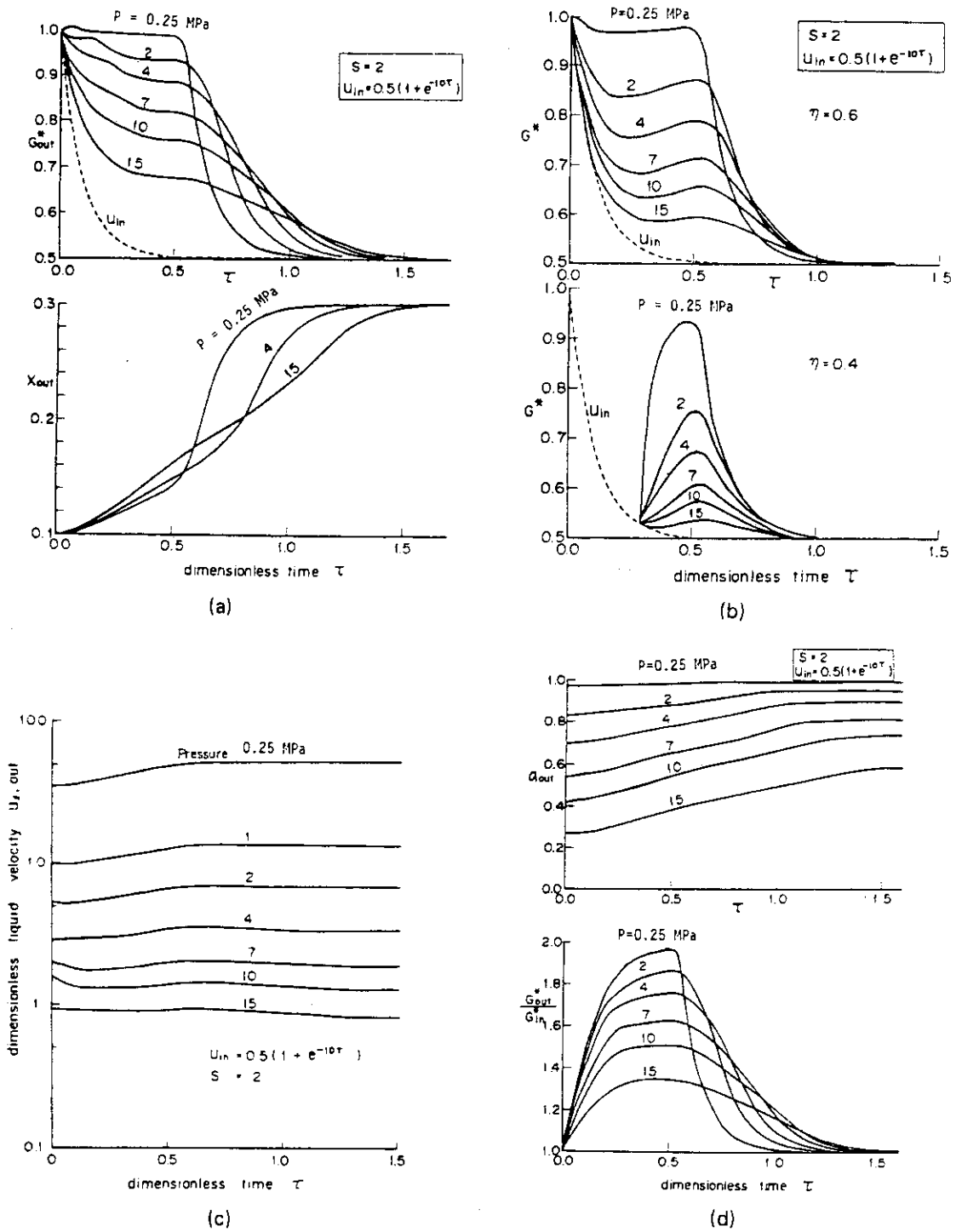


Fig. 4.8 Calculated results under exponential flow reduction condition (6) (Effects of system pressure).

## 5. 流量低下バーンアウト発生メカニズム

### 5.1 序

2章で述べたように、環状流路テスト部による流量低下バーンアウト過程の観察の結果、流速減少率が大きい場合には、出口クオリティが0.4~0.7程度でも、加熱面上の液膜ドライアウトによりバーンアウトが発生することが示唆された。また、2章及び3章の実験結果より、流速減少率が大きくなると、入口流量が定常バーンアウト流量よりもさらに減少してからバーンアウトに至ることが明らかとなった。本章では、以上のような実験的知見と4章で述べたような分離流モデルによる解析結果に基づき、流量低下バーンアウトの特性について定性的な説明を行う。

まず、沸騰境界の移動速度に着目して、蒸気流量の過渡変化と液膜ドライアウトの遅れについて考察する。次に、流量低下過程における液膜挙動を解析的に調べるため、沸騰二相流を蒸気相、連続液相、及び液滴相の三領域に分割して取り扱える計算コードCOBRA/TRACを用いて、流量低下過程の計算を行った。さらに、バーンアウト発生時の局所流動条件が、本コードによる計算結果と4章で述べた分離流モデルによる計算結果とで矛盾しないことを確認する。最後に、流量低下時のバーンアウトが、定常バーンアウトの場合と同一の局所流動条件下で発生するかどうかについて考察する。

### 5.2 流量低下時の沸騰境界の移動とバーンアウト発生遅れ

流体の平均エンタルピが飽和エンタルピに達する高さを、水単相流と沸騰二相流の境界、すなわち沸騰境界と定義する。流量低下時の沸騰境界の移動は、4.2.2項に述べたように、水単相流のエネルギー式を特性曲線法により解いて求められる。

ここでは流量低下速度が大きい場合の例として、指数関数状及びステップ状の流量低下の場合について4.2.2項の方法により求めた沸騰境界の移動過程の計算結果を、入口流量変化と共にFig. 5.1に示す。本図にある無次元数についてはTable 4.1に定義を示してある。このうち、 $\tau = 1$ は実時間で0.8秒に対応している。Fig. 5.1より明らかなように、沸騰境界高さの低下は入口流量の急激な低下には追従できない。特に、流速減少率が無限大となる極限の過渡変化であるステップ状流量低下の場合においても、沸騰境界の移動には有限の時間( $\tau = H_{sat}$ )がかかることがわかる。

以上の計算結果及び観察実験結果より、流速減少率が增大する程、流路入口でのバーンアウト質量速度が定常バーンアウト質量速度よりも低下する現象は、次のように説明できる。流速減少率が大きい場合には、沸騰境界の上流側への移動が入口流量の急激な低下に追従できないため、入口質量速度が定常バーンアウト質量速度に達した後も、蒸気の発生量は増加を続け、バーンアウトが発生する流路出口での蒸気速度の増加も継続する。このため、入口質量速度が定常バーンアウト質量速度に達してからも、加熱面上の液膜は、比較的高い蒸気流速のため、ある程度の時

間保持されている。すなわち、急激な流量低下時のバーンアウトの発生は、入口流量が定常バーンアウト流量以下になってから、ある程度の時間遅れを持つことになる。

系圧力が流量低下バーンアウト特性に及ぼす効果も、以下のように説明できる。系圧力が増大すると、蒸気の比体積は減少するため、流速減少率が同一であっても、低圧の場合と比べて蒸気流速は減少する。その結果、蒸気流による液膜流の保持時間も短くなって、液膜ドライアウトの発生が早くなる。すなわち、系圧力が増大すると、入口流量が定常バーンアウト流量に達してから実際にバーンアウトが発生するまでの時間が短くなり、バーンアウト発生時入口質量速度と定常バーンアウト質量速度の比も小さくなる。

### 5.3 COBRA/TRACコードによる流量低下過程の計算

#### 5.3.1 COBRA/TRACコードの概要

本節で使用する計算コードCOBRA/TRACは、原子炉事故時の熱水力解析用としてPacific Northwest Laboratoryで開発されたもので、原子炉過渡解析コードTRAC-P1Aのベッセル部を、三次元二相流計算コードCOBRA-TFで置きかえた構造を有している。ただし、本解析では一次ループ部の計算は行わないので、流路内部の二相流計算にはCOBRA-TF部を使用し、TRAC-P1A部は単に流路出口の圧力境界条件を与える部分のみに使用した。なお、本論文で使用したCOBRA/TRACコードは最終版ではなく、未公開の1981年版であり、熱伝達パッケージの一部などが文献(19)の公開版とは異なっている。

COBRA-TFコードは、二相流を二流体三領域モデルで表現している。三領域とは、蒸気相、連続液相、及び液滴相で、各相は三次元的な取り扱いが可能である。ただし、本解析の対象は一次元管内流なので、一次元的な計算のみを行った。本コードは、各相について、質量、運動量、及びエネルギーの保存式と、流体に接する固体壁からの熱伝達及び固体内の熱伝導の各式を、オイラーメッシュを用いたセミインプリシット有限差分法により解いている。

#### 5.3.2 ノーディングモデルと境界条件

COBRA/TRACコードで流量低下時の二相流挙動を計算する際の体系としては、第3章で述べた高圧過渡沸騰試験装置による流量低下バーンアウト実験のテスト部を対象とした。本テスト部は、内径10mm、加熱長さ800mmの一樣加熱垂直管で、流体は管の内部を垂直上向きに流れ、管は直流直接通電により加熱した。Fig.5.2に、本テスト部の形状と、対応するCOBRA/TRACコード用ノーディングモデルを示す。テスト部は一次元的に取り扱い、垂直方向に12分割し、上部のノード長さは下部よりも短くなるようにした。これは、一樣加熱垂直管においては、バーンアウトは流路出口近傍で発生するので、出口付近での二相流挙動を詳細に調べるためである。

流路入口の境界条件としては、テスト部下端において流入する水の流量とエンタルピとを与えた。流路出口の境界条件としては、テスト部上端ノードにTRAC-P1Aの“Pipe”及び“Break”コンポーネントを接続し、“Break”コンポーネントでの圧力が一定となるように、圧力境界条件を与えた。

本計算においては、実験の場合と同様に、系圧力、入口エンタルピ、および加熱管発熱量を一

定に保持し、入口流量を定常バーンアウト流量よりも低い流量まで直線的に低下させた。この流量低下に要する時間が主要な計算パラメータである。系圧力および入口エンタルピは、第3章で述べた流量低下バーンアウト実験の条件に一致させた。ただし、熱流束とそれに対応する定常バーンアウト流量の値は実験値と異っている。これは、COBRA/TRACコードに内蔵する熱伝達相関式と水力学的モデルの組み合わせ（熱伝達パッケージ）が、必ずしも実験で得られたバーンアウト発生条件を正しく予測できないためである。従って、実験結果の定量的な予測に本コードを用いるのは不適當と考えられる。本節では、本コードの計算結果は、流量低下バーンアウト現象の定性的な考察のために使用する。

### 5.3.3 計算結果と考察

計算結果の一例として、入口質量流量の変化と、流路出口ノードの下面（流路出口より33.3 mm）における、蒸気、連続液相、及び液滴相の各質量流量と全質量流量の過渡変化を Fig. 5.3 に示す。この位置での加熱面温度挙動も合せて示す。この計算例では、系圧力 3.85 MPa、入口エンタルピ 861 kJ/kg、及び熱流束 2924 kW/m<sup>2</sup> のもとで、入口質量流量を 0.5 秒間で、初期質量流量の 15% まで直線的に低下させ、その後は一定に保持している。従って流速減少率は 170%/s となる。

Fig. 5.3 に見られるように、本計算例では、入口質量流量が 0.49 秒の時点で定常バーンアウト質量流量に等しくなっているにもかかわらず、バーンアウトは 0.76 秒の時点で発生しており、0.27 秒だけバーンアウトの発生が遅れている。ここで定常バーンアウト質量流量とは、流速減少率の大きい場合と同一の境界条件下において、入口質量流量を 10 秒以上の時間をかけてゆっくりと低下させた場合のバーンアウト発生時入口質量流量である。このようにゆっくりとした過渡変化の場合には、Fig. 5.3 において見られるような出口と入口の質量流量の差は見られなかった。

Fig. 5.3 の場合では、バーンアウト発生時における出口近傍の全質量流量は、定常バーンアウト質量流量にほぼ等しくなっている。このことは、170%/s 程度の急激な流量低下の場合でも局所流動条件が定常バーンアウト発生条件に一致する時にバーンアウトに到るという局所流動条件バーンアウトモデルが成立することを示唆している。

さらに、本計算例においては、出口近傍での連続液相の流量がほとんど 0 に近づいた時にバーンアウトが発生しており、前節で述べたように、本条件下での流量低下バーンアウトは、加熱面上の液膜のドライアウトにより生じることを示している。

Fig. 5.4 には、Fig. 5.3 と同一条件下で、COBRA/TRAC コードにより計算された蒸気と連続液相間の界面ドラッグ係数とボイド率の過渡変化を、入口流量の変化と共に示す。Fig. 5.3 および Fig. 5.4 に見られるように、入口流量低下が終了してからも、流路出口でのボイド率及び蒸気流量は上昇を続け、気液界面ドラッグ係数もなお高い値に保持されている。すなわち、急激な流量低下時において、液膜流が比較的長時間保持される現象は、蒸気と液膜間の界面せん断力の作用によるものと考えられる。

## 5.4 局所流動条件バーンアウトモデルの検討

### 5.4.1 局所流動条件バーンアウトモデル

原子炉安全解析に用いられている既存の大部分の計算コードでは、流量低下過渡時のバーンアウト発生は、定常バーンアウト実験結果に基づいて得られた限界熱流束 (CHF) 相関式を各時刻における局所二相流動条件 (質量速度, クオリティ等) に適用することにより予測できると仮定している。これを局所流動条件バーンアウトモデルと称する。従って、流量低下バーンアウト条件下においても、局所流動条件バーンアウトモデルが適用できるかどうかを調べることは、既存の原子炉安全解析コードの妥当性を検証する上で重要である。

### 5.4.2 COBRA/TRAC コードと分離流モデルとの計算結果の比較

流量低下過程での局所流動条件を求めるため、4章で述べた分離流モデルと、COBRA/TRAC コードの両方法を用いた。COBRA/TRAC コードでは、液膜挙動が計算できる利点があるものの、実験との一致が良くなかったのに対し、分離流モデルでは、壁から流体に伝達される熱量は一定として与えてあるので、熱伝達相関式と流体計算との結合に伴う不確実性は存在しない。従って、本実験におけるバーンアウト発生時の局所流動条件を求める上では、分離流モデルの方が適していると考えられる。本項では、前節で述べた COBRA/TRAC コードによる計算結果との整合性を確認するため、両方法による局所流動条件の計算結果を比較する。

Fig. 5.5 に、同一条件下において、COBRA/TRAC コード及び分離流モデルにより得られた流路出口における質量流量とボイド率の計算結果の比較を示す。同図より、初期の約 0.25 秒間を除けば、両方法による計算結果は比較的良く一致していることが認められる。すなわち、バーンアウトの発生が予想されるような高ボイド率期間においては、4章で導出した比較的簡単な分離流モデルによっても、三領域二相流モデルに基づく熱水力コード COBRA/TRAC とほぼ同等の局所流動条件が計算できることを示唆している。

### 5.4.3 局所バーンアウトクオリティと流速減少率との関係

局所流動条件バーンアウトモデルを検証するため、以下では、流量低下バーンアウト発生時の流路出口クオリティと同一条件下における定常バーンアウト発生時の出口クオリティとの比 ( $X_{BO}^{out}/X_{BO}^s$ ) と、流速減少率との関係を調べる。なお、ここでは一様加熱の管内流路を対象としており、バーンアウトは流路出口近傍で発生するので、上記クオリティは局所バーンアウトクオリティに相当する。

まず広範囲な流速減少率範囲について調べるため、COBRA/TRAC コードを用いて得られた  $X_{BO}^{out}/X_{BO}^s$  の値を流速減少率に対してプロットした結果を Fig. 5.6 に示す。ここで  $X_{BO}^{out}$  は、流路出口ノードの下端位置において、液膜流量が極めて少なくなり、壁温の上昇が開始した時刻におけるクオリティとして定義した。Fig. 5.6 に見られるように、流速減少率が 8.5 から 8500%/s の全領域にわたって、流量低下バーンアウト発生時の出口クオリティは定常バーンアウトクオリティにほぼ一致している。

次に、第3章で述べた高圧過渡沸騰試験装置による流量低下バーンアウト実験においては、



5.4.2項で述べた理由により、分離流モデルを用いてバーンアウト発生時の流路出口クオリティを求めた。その結果得られた流量低下時と定常時のバーンアウトクオリティ比 ( $X_{BO}^{out}/X_{BO}^s$ ) と流速減少率との関係を Fig. 5.7 に示す。同図では、系圧力が 1.06, 1.97 及び 3.85 MPa の各場合の計算結果を、流速減少率 0.7 ~ 34 %/s の範囲について示してある。本図に見られるように、流量低下バーンアウト実験データに基づいて計算された流路出口バーンアウトクオリティは、流速減少率の如何にかかわらず、定常バーンアウトクオリティに±10%以内ではほぼ一致している。これは Fig. 5.6 に示した COBRA/TRAC コードによる計算結果と同様の傾向を示している。

以上 2 種類の計算結果より、急激な流量低下過渡時においても、局所流動条件バーンアウトモデルが近似的に適用でき、実用上大きな誤差は生じないことが明らかとなった。

## 5.5 まとめ

COBRA/TRAC コード及び分離流モデルを用いて、流量低下時の過渡バーンアウト特性を考察した。

主要な結論は以下の通りである。

- (1) 急激な流量低下時のバーンアウト発生は、COBRA/TRAC コードによる計算の結果、加熱面上の液膜のドライアウトによると考えられる。これは流動状況観察実験結果とも一致する。
- (2) 流速減少率が増大するほど流路入口でのバーンアウト質量流量が減少するのは、沸騰境界の移動が入口流量の急激な低下に追従できないので、入口流量が定常バーンアウト流量に達してからも蒸気流量は増加を続け、その結果生じる蒸気と液膜間の界面せん断力の作用により、液膜流が保持されるためである。
- (3) 系圧力が增大すると、定常バーンアウト熱流束は増大するものの、バーンアウト発生時の入口質量流量の定常バーンアウト質量流量からの減少割合は低下する。これは、系圧力が高くなると蒸気の比体積が減少し、同一の蒸気発生量があっても低圧の場合よりも蒸気流速が低下するため、蒸気流による液膜保持能力が低下することによる。
- (4) 流量低下過渡時においても、バーンアウト発生位置での局所二相流動条件が定常バーンアウト発生条件に一致した時に、バーンアウトに至る。すなわち、急激な流量低下の場合でも、局所流動条件バーンアウトモデルが近似的に適用できると考えられる。

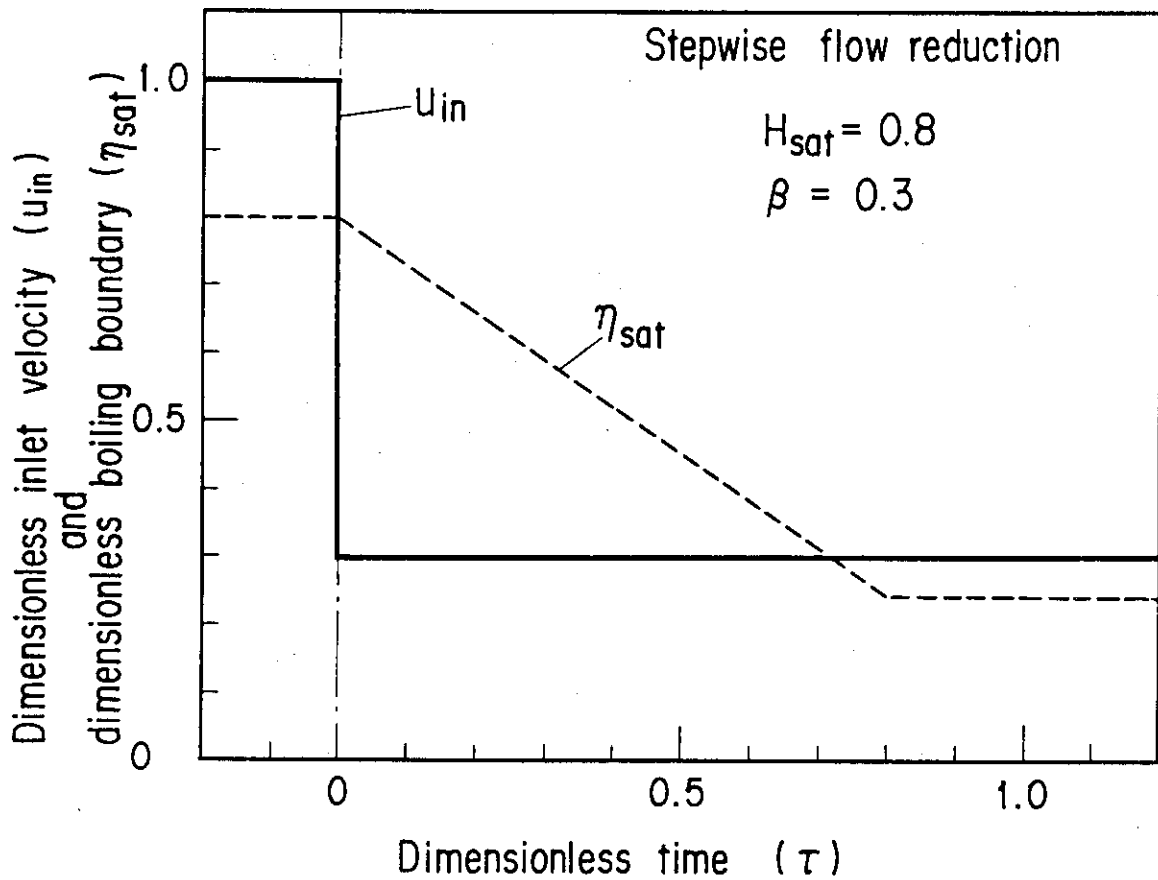
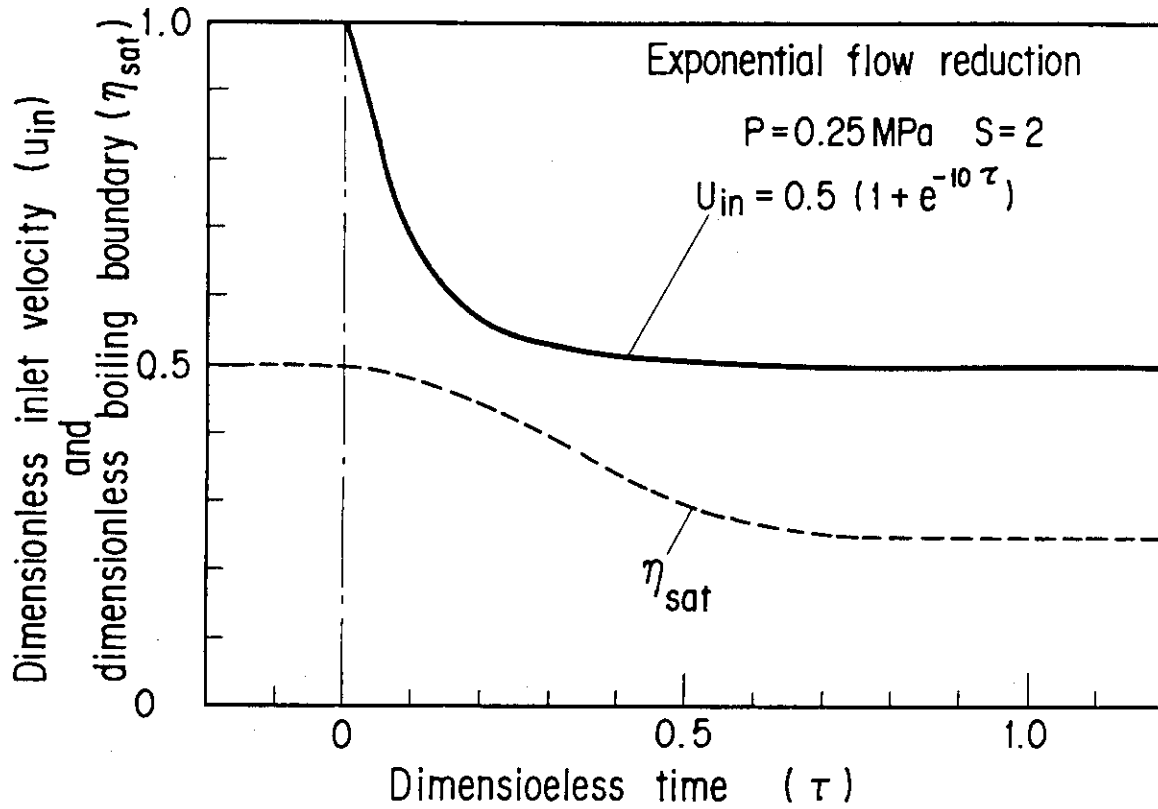


Fig. 5.1 Transient of boiling boundaries for exponential and stepwise flow reduction cases.

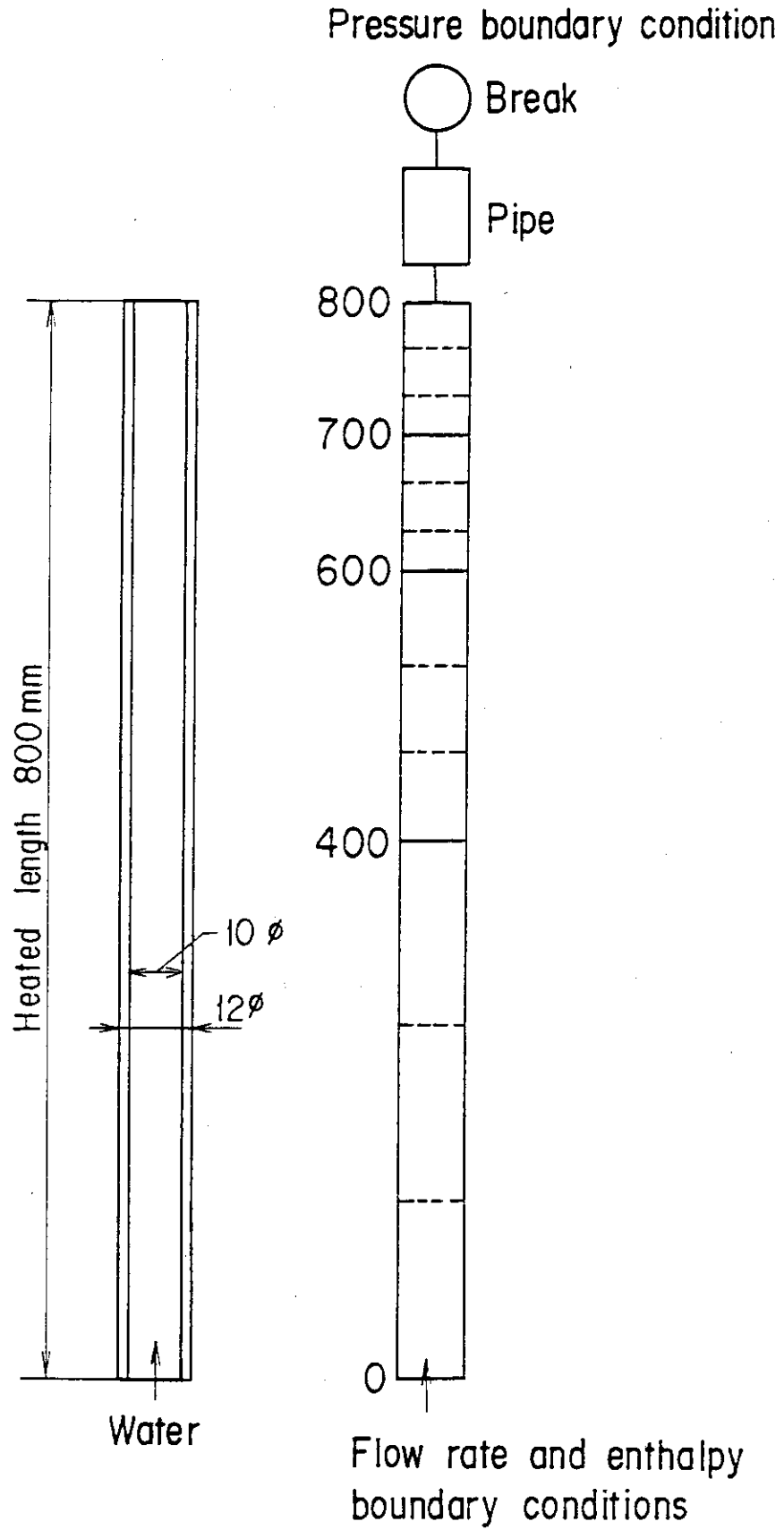


Fig. 5.2 COBRA/TRAC noding model for transient two-phase flow under flow reduction condition.

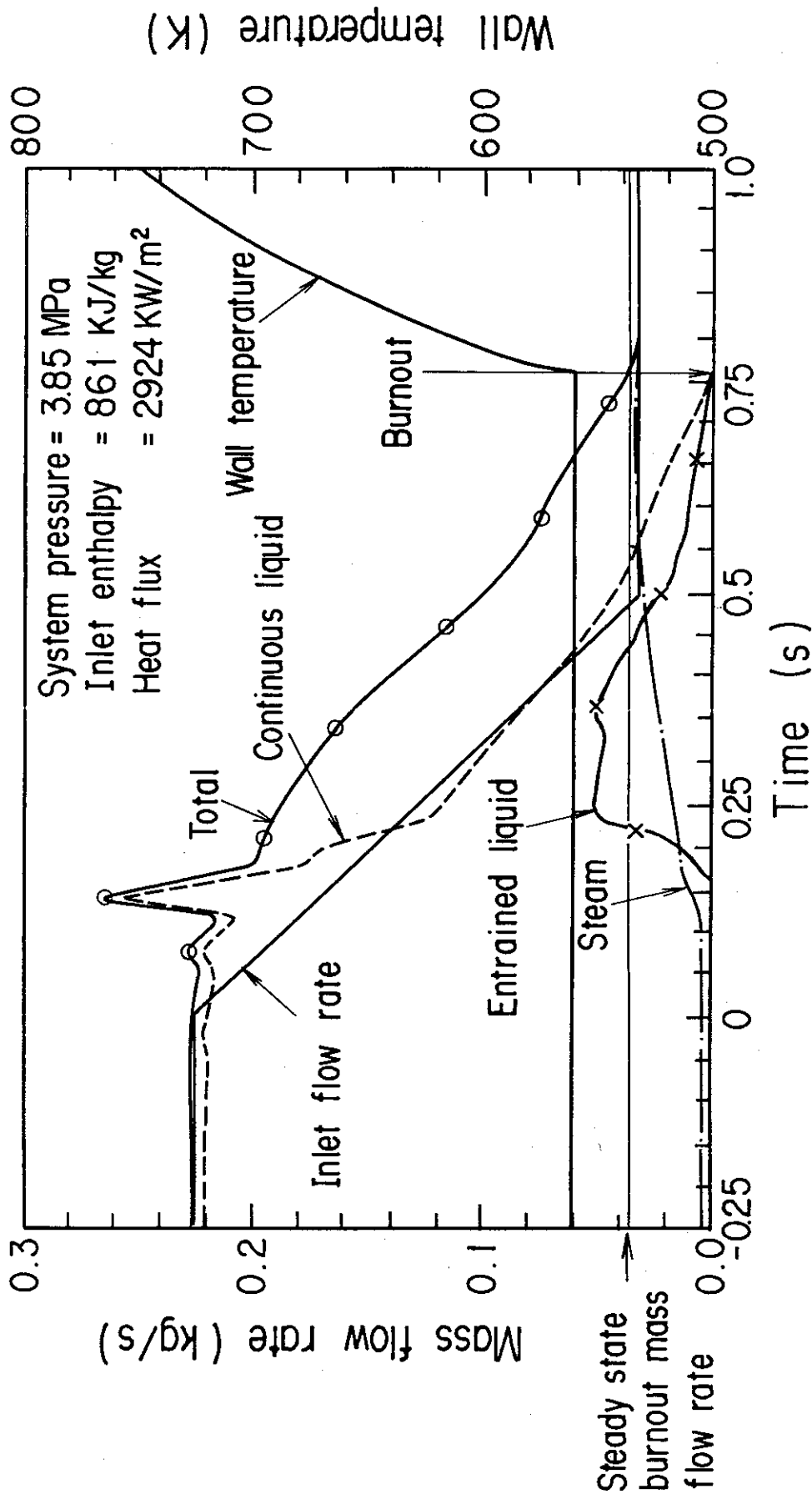


Fig. 5.3 Typical transients of mass flow rates of each phase, total mass flow rate and wall temperature calculated with COBRA/TRAC code.

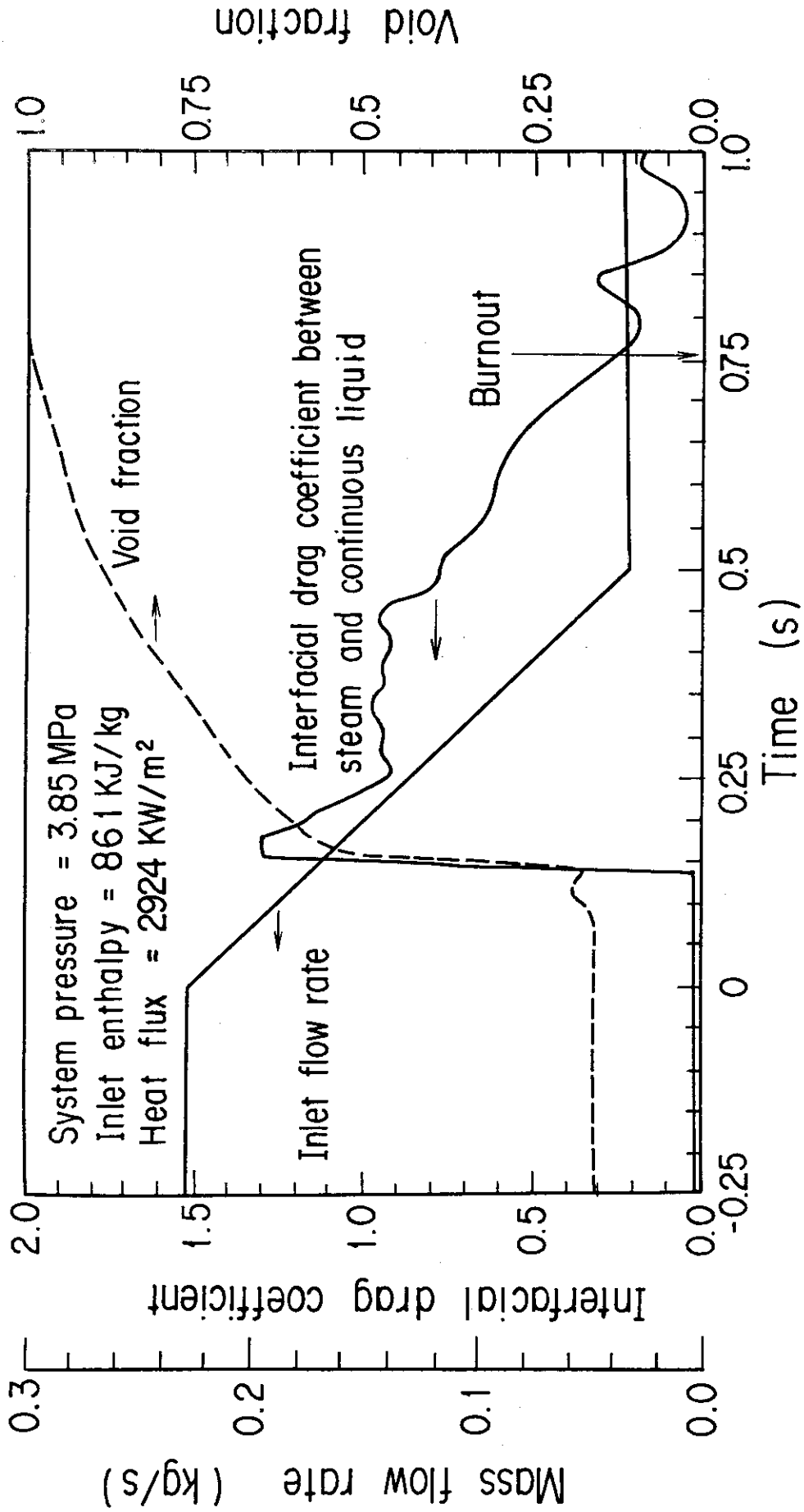


Fig. 5.4 Typical transients of the interfacial drag coefficient and void fraction calculated with COBRA/TRAC code.

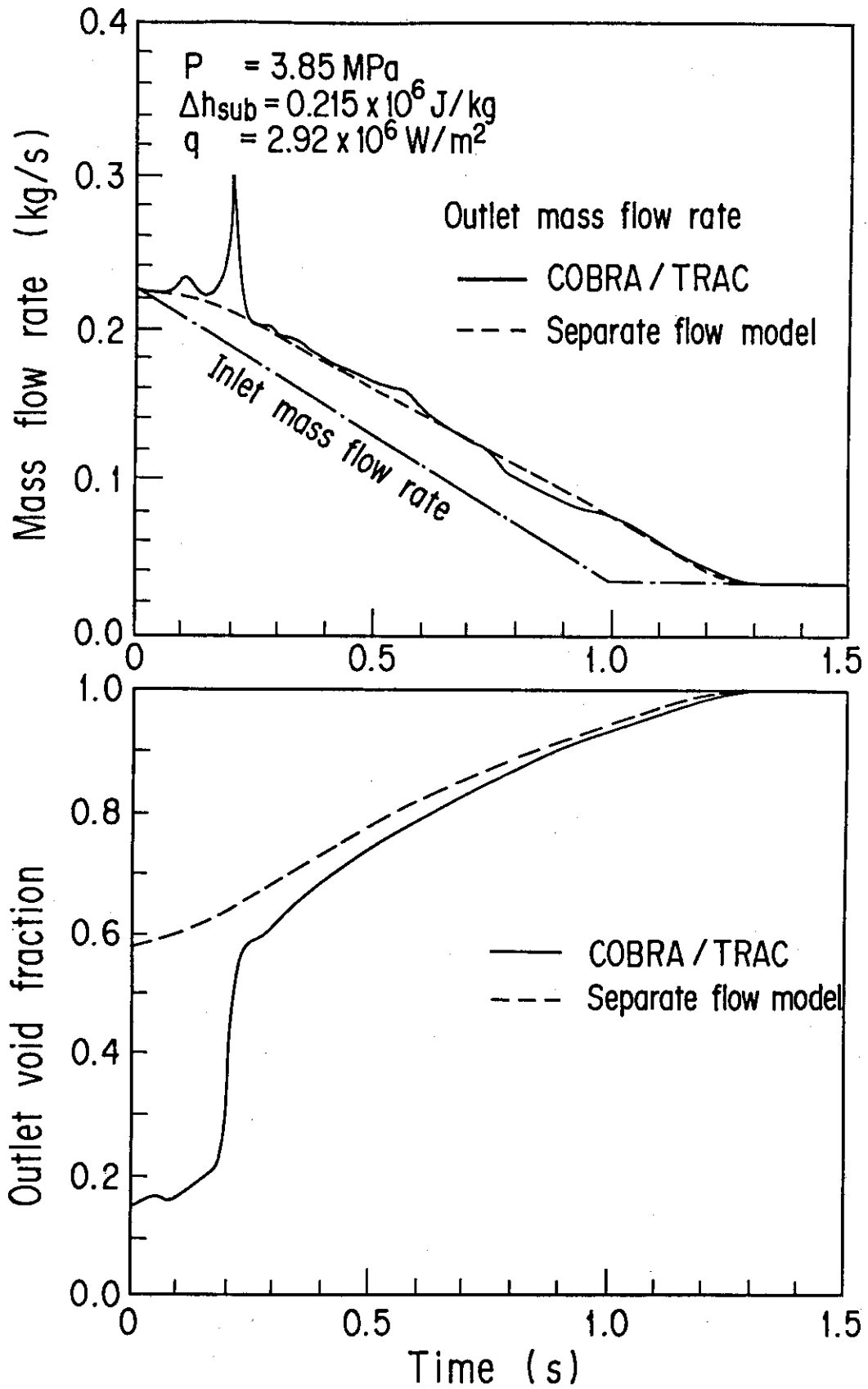


Fig. 5.5 Comparison of mass velocities and void fractions calculated with COBRA/TRAC code and separate flow model.

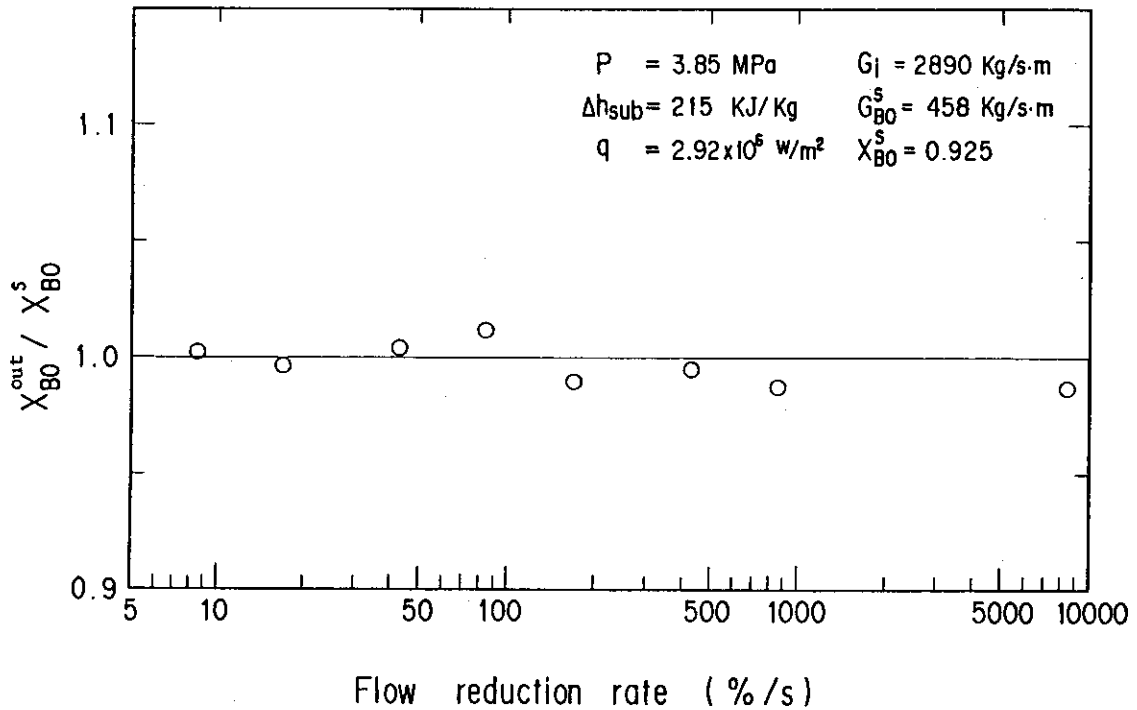


Fig. 5.6 Ratio of burnout qualities between flow reduction transient and steady-state vs. flow reduction rate (obtained from COBRA/TRAC calculations).

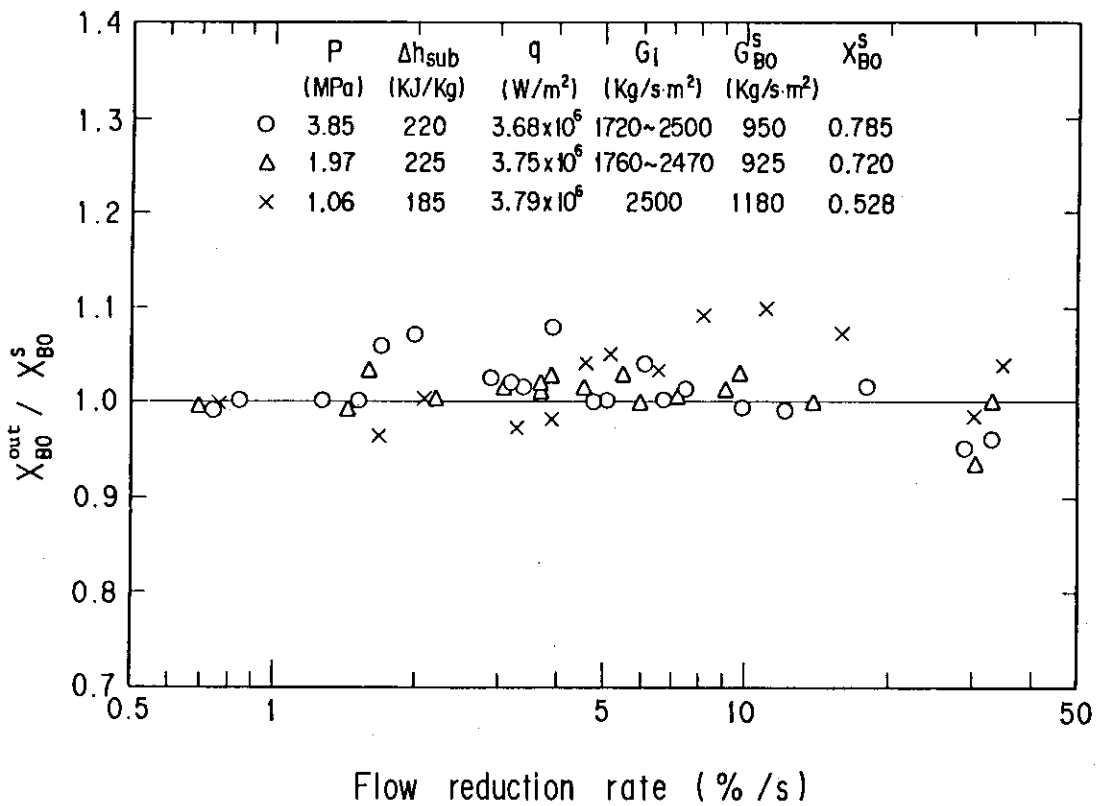


Fig. 5.7 Ratio of burnout qualities between flow reduction transient and steady-state vs. flow reduction rate (obtained from author's experiment using separate flow model).

## 6. 局所流動条件モデルに基づく流量低下バーンアウト発生の子測

### 6.1 序

前章での検討結果より、流量低下バーンアウト発生の子測に、局所流動条件モデルが適用できることが示唆された。本章では、本モデルに基づいて、定常バーンアウト発生条件が与えられた場合に、分離流モデルにより、任意の流量低下パターンにおいて、バーンアウトに至る時間を求める方法を導出した。この簡便な方法を用いれば、複雑な熱水力解析コードを用いなくても、流量低下開始からバーンアウト発生までの時間を予測することができるので、実用上有用と考えられる。次に、この方法をステップ状流量低下の場合について適用し、流速減少率が最大の極めて急激な流量低下の場合について、バーンアウトに至る時間を解析的に表示する式を求めた。さらに、本方法を3章で述べた流量低下バーンアウト実験条件と、Cumora<sup>(5)</sup>及びMoxonら<sup>(7)</sup>の実験条件に適用して、計算により得られたバーンアウト発生に至る時間を、実験値と比較検討し、局所流動条件バーンアウトモデルの妥当性を検証した。

### 6.2 子測方法

局所流動条件バーンアウトモデルを仮定すれば、分離流モデルを用いて、以下の手順により、流量低下開始からバーンアウト発生までの時間を予測することができる。ただし、ここでは一様加熱管内流のみを対象とし、一定の入口流量および入口サブクール度の場合の定常バーンアウト熱流束は、別途に実験又はCHF相関式を用いて得られている場合を考える。

(1) 一様加熱管内流路では、バーンアウトは流路出口で発生するので、定常バーンアウト実験により得られた、 $q_{BO}$ 、 $G_{BO}^s$ 及び $\Delta h_{sub}$ を用いて、定常バーンアウトクオリティは熱バランスにより次式で与えられる。

$$X_{BO} = \frac{1}{\lambda} \left\{ \frac{4L}{G_{BO}^s D} q_{BO} - \Delta h_{sub} \right\}, \quad (6-1)$$

(2) 対応するボイド率は次式で与えられる。

$$\alpha_{BO} = \frac{X_{BO}}{\nu S + (1 - \nu S) X_{BO}}, \quad (6-2)$$

ここで、スリップ比、 $S$ 、は付録Fig.B.3に示すThom<sup>(8)</sup>の相関曲線により系圧力のみ関係で与えられ、計算の過程では一定とする。

(3) 二相流領域で、流体成分が沸騰境界からバーンアウト発生位置まで移動するのに要する無次元時間は、初期条件： $\tau = \tau_{sat}$ で $\alpha = 0$ 、のもとで第4章の(4-18)式を積分して次式で与えられる。



$$\Delta \tau = \tau_{BO} - \tau_{sat}$$

$$= - \frac{\nu H_{sat}}{(1-\nu S)(-X_{in})} \left[ (S-1) \alpha_{BO} + \frac{S(1-\nu)}{(1-\nu S)} \ln \{ 1 - (1-\nu S) \alpha_{BO} \} \right]. \quad (6-3)$$

(6-3) 式で与えられる  $\Delta \tau$  は、入口流量トランジェントには依存しない。

(4) 特性曲線上の流体成分の位置 ( $\tau$ ,  $\eta$ ) は、初期条件:  $\tau = \tau_{sat}$  で  $\eta = \eta_{sat}$  (沸騰境界上) のもとで (4-19) 式を積分して求められる。ここで、沸騰境界の変化は、注目する流体成分の初期存在場所により、(4-4) 式又は (4-5) 式により与えられる。一様加熱管内流路ではバーンアウトは流路出口近傍で発生するので、(4-19) 式の積分より、 $\tau_{BO}$  と  $\tau_{sat}$  の間には、次の関係が成立する。

$$\eta(\tau, \tau_{sat}) \Big|_{\tau=\tau_{BO}} = 1 \quad (6-4)$$

(5) (6-4) 式と (6-3) 式を組み合わせることにより、無次元バーンアウト時刻、 $\tau_{BO}$  が求められる。この値は Table 4.1 の無次元時間、 $\tau$  の定義式を用いて実時間に変換できる。

ただし、流量低下開始前に二相流領域に存在する流体成分が、流路出口で (6-2) 式で与えられるバーンアウトボイド率に達するような場合には、初期ボイド率が未知なので、本方式によりバーンアウト時間を求めることはできない。しかしながら、このような場合においては、流量低下開始からバーンアウトに到る時間は (6-3) 式で与えられる時間よりも短いと言える。

本計算方式は、一様加熱管内流路を対象としたものである。非一様加熱の場合には、バーンアウト発生位置は出力分布と流動条件の組み合わせで決まり、一意的に決定できないので、本計算方式は適用できない。非一様加熱の場合のバーンアウト発生を予測するには、詳細な熱水力解析が必要となる。

### 6.3 ステップ状流量低下時におけるバーンアウト発生時間の解析的表現

入口流量の変化が解析的な関数で表現できる場合には、式 (4-4)、(4-5) 及び (4-19) について解析的な解が得られ、6.2 節の手順に従って、流量低下開始からバーンアウトに至る時間も解析的な関数で表現できる。本節では、流速減少率が極めて大きい極限の場合の例として、入口流量がステップ状に低下する場合について、バーンアウト発生時間の解析的表現を導出する。

無次元入口流速を次式で与える。

$$u_{in}(\tau) = \begin{cases} 1 & (\tau \leq 0) \\ \beta & (\tau \geq 0). \end{cases} \quad (6-5)$$

この時、沸騰境界の移動過程は、(6-5) 式を (4-4) 及び (4-5) 式に代入して、次式で与えられる。

$$\begin{cases} \eta_{sat} = H_{sat} - (1-\beta) \tau_{sat} & (\tau_{sat} \leq H_{sat}) \\ \eta_{sat} = \beta H_{sat} & (\tau_{sat} \geq H_{sat}). \end{cases} \quad (6-6)$$

ステップ状流量低下の場合の、沸騰境界と流体成分の軌跡を Fig. 6.1 に示す。同図より、入口流量がステップ状に低下しても、沸騰境界の移動には、有限の時間、 $H_{sat}$ 、がかかることが分る。

Fig. 6.1 に示すように、流体成分の軌跡は、時刻 0 における流体成分の位置によって、次の三種類に分類できる。

Phase A : 時刻 = 0 において二相流領域に存在する流体成分の場合

Phase B : 時刻 = 0 において单相流領域に存在する流体成分の場合

Phase C : 時刻 > 0 において流路に流入する流体成分の場合

Phase A の場合は、6.2 節で述べたように、二相流領域に存在する流体成分の初期ボイド率が与えられない限りは、本方式でバーンアウト発生を予測することはできない。また、Phase C の場合には、流体成分が沸騰境界に到達した時点において、沸騰境界の過渡変化は終了しており、流体成分が流路出口に到達した時点では二相流領域も定常状態となっているので、Phase C においてバーンアウトが発生することはありえない。従って、Phase B の場合のみに、(6-6) 式の初期条件のもとで(4-19) 式を積分して、バーンアウトの発生時間を求めてみる。ただし本計算においては、解析的表現を単純化するため、 $S = 1$  の均質流モデルを仮定した。なお、スリップ比がバーンアウト発生時の局所質量速度に及ぼす効果が小さいことは、付録 B. 3 に述べてある。

(4-19) 式を(6-6) 式の初期条件のもとで積分した結果に(6-4) 式の関係を用いて得られる式と、(6-3) 式を連立させて、 $\tau_{BO}$  と  $\tau_{sat}$  を未知数として解くと、無次元のバーンアウト発生時間、 $\tau_{BO}$  は次式で表現できる。

$$\tau_{BO} = \frac{\left\{ \frac{\nu H_{sat}}{(1-\nu)(-X_{in})} + 1 - H_{sat} \right\} (1-\nu) \alpha_{BO} - (1-H_{sat})}{(1-\beta) \{ 1 - (1-\nu) \alpha_{BO} \}} \quad (6-7)$$

(6-7) 式は、Fig. 6.1 の Phase B についてのみ成立するので、本式を実際に使用する際には Phase A と B 及び Phase B と C のそれぞれの境界となる出口ボイド率を知る必要がある。これらのボイド率は、それぞれ  $\tau_{sat} = 0$  又は  $\tau_{sat} = H_{sat}$  とおいて、(6-3) 式と(6-4) 式を  $\tau_{BO}$  と  $\alpha_{BO}$  に関して解くことにより求められる。これらの計算結果は、次のような超越方程式で与えられる。

(1) Phase A と Phase B の境界となる出口ボイド率 ( $\alpha_1$ )

$$\ln \frac{1}{1 - (1-\nu) \alpha_1} = \frac{1}{(1-\beta)} \left\{ \frac{1}{1 - (1-\nu) \alpha_1} + \frac{(-X_{in})}{H_{sat}} \frac{1-\nu}{\nu} (H_{sat} - 1) - 1 \right\} \quad (6-8)$$

(2) Phase B と Phase C の境界となる出口ボイド率 ( $\alpha_2$ )

$$\ln \frac{1}{1 - (1-\nu) \alpha_2} = \frac{1}{(1-\beta)} \left\{ \frac{1}{1 - (1-\nu) \alpha_2} + \frac{(-X_{in})}{H_{sat}} \frac{1-\nu}{\nu} (\beta H_{sat} - 1) - 1 \right\} \quad (6-9)$$

従って、バーンアウト発生は、定常バーンアウトボイド率 ( $\alpha_{BO}$ ) の値によって、次の三種類に分類できる。

(1)  $\alpha_{BO} < \alpha_1$  の場合

バーンアウト発生時間は(6-3) 式で  $S = 1$  とおいた値よりも短い。

(2)  $\alpha_1 \leq \alpha_{BO} \leq \alpha_2$  の場合

バーンアウト発生時間は(6-7)式で与えられる。

(3)  $\alpha_2 < \alpha_{BO}$  の場合

バーンアウトは発生しない。

(本方式の適用例)

流路形状 : 内径10mm, 加熱長さ 800 mm の一様加熱円管

系圧力 : 4.0 MPa, 入口サブクール度: 215 KJ/kg,

熱流束 : 2,924 kW/m<sup>2</sup>, 初期質量速度: 2,885 kg/m<sup>2</sup>·s,

最終流量割合: 15% ( $\beta = 0.15$ )

この時無次元量は,  $\nu = 0.0246$ ,  $H_{sat} = 0.668$ ,  $X_{in} = -0.1256$  となる。

(6-8)式及び(6-9)式より  $\alpha_1 = 0.812$ ,  $\alpha_2 = 0.919$  を得る。

すなわち, 上記初期条件のもとで, 定常状態における  $\alpha_{BO}$  が求められているとすると,  $\alpha_{BO} < 0.812$  なら Phase A,  $0.812 \leq \alpha_{BO} \leq 0.919$  なら Phase B,  $\alpha_{BO} > 0.919$  なら  $\beta = 0.15$  のステップ状流量低下時にはバーンアウトに至らない。例えば,  $\alpha_{BO} = 0.9$  と仮定すると, (6-7)式より  $\tau_{BO} = 0.743$  となり, 実時間にすると, 流量低下後 0.165 秒でバーンアウトが発生することを示している。

#### 6.4 実験結果との比較

3章で述べた流量低下バーンアウト実験において, 入口条件から予測したバーンアウトに至る時間と, 実験値との比較を Fig.6.2(a)に示し, 6.2節で述べた方法(局所流動条件バーンアウトモデル)により予測したバーンアウトに至る時間と, 実験値との比較を Fig.6.2(b)に示す。比較に用いた実験データの実験条件範囲を Table 6.1 に示す。両図の比較より明らかなように, 入口条件から求めたバーンアウトに至る時間は実験値よりも短かいのに対し, 局所流動条件バーンアウトモデルにより求めたバーンアウトに至る時間は実験値と約10%以内で一致している。また, 0.5~3.9 MPa の範囲内の系圧力や 7~35%/s の範囲内の流速減少率が, 本モデルの予測性に及ぼす影響はほとんど認められなかった。

次に, Cumo ら<sup>(5)</sup>及び Moxon ら<sup>(7)</sup>による流量低下バーンアウト実験において, 入口条件を用いて予測したバーンアウトに至る時間と実験値との比較を Fig.6.3(a)に示し, 6.2節で述べた方法により求めた予測値と実験値との比較を Fig.6.3(b)に示す。以上の予測を行う際, 定常バーンアウト熱流束は対応する実験条件下での実測値を用いた。本図で比較した実験データの実験条件も Table 6.1 に示してある。Cumo らの実験ではフロン-12が使用され, 蒸気/液体の密度比範囲 0.051~0.093 は, 沸騰水型原子炉(BWR)及び加圧水型原子炉(PWR)の運転圧力に対応している。入口流量は, 0.6~5.7 秒の時間で直線的に半減されている。一方, Moxon らの実験では, 系圧力 6.9 MPa の水が使用されている。そして, 循環ポンプの電源を切ることにより, 入口流量の半減時間が 0.18 秒と, 極めて急激な指数関数状流量低下を実現している。Fig.6.3(a), (b)に見られるように, 両実験とも, 入口条件から求めたバーンアウトに至る時間は実験値よりも極めて短いのに対し, 6.2節の方法により求めたバーンアウトに至る時間は, 実験値と比較的良好一致を示している。

以上の結果より、6.2節で述べた方法は、一様加熱管内流であれば、広範囲な系圧力、流速減少率、及び流量低下パターン条件下における流量低下バーンアウト発生の予測に適用できると言える。また、本方法は局所流動条件バーンアウトモデルに基づいているので、以上の結果は、局所流動条件バーンアウトモデルが、本研究で行った流量低下バーンアウト実験のみならず、Cumoら、及びMoxonらの実験においても成立することを示している。

## 6.5 まとめ

(1) 局所流動条件バーンアウトモデルに基づき、分離流モデルを用いて、一様加熱管内流路の場合の流量低下開始からバーンアウト発生に到る時間を予測する計算方法を導出した。

(2) 本方法をステップ状流量低下の場合に適用し、沸騰境界の移動及びバーンアウトに至る時間を表現する式を求めた。

(3) 本方法を、3章で述べた流量低下バーンアウト実験と、Cumoら、及びMoxonらによる流量低下バーンアウト実験に適用したところ、いずれの場合も、バーンアウトに至る時間の計算値は実験値と良い一致を示した。

(4) (3)の結果より、広範囲な系圧力や流量低下トランジェント条件下で、局所流動条件バーンアウトモデルが適用できることが明らかとなった。

Table 6.1 Test conditions for calculations of time to burnout

Fluid	Iwamura and Kuroyanagi <sup>(26)</sup>		Cumo et al. <sup>(5)</sup>		Moxon and Edwards <sup>(7)</sup>	
	Water	Tube	Freon -12	Tube	Water	Tube
Inner diameter (mm)	10		7.8		10.8	
Heated length (mm)	800		2,000		3,660	
Pressure (MPa)	0.5 ~ 3.9		1.1 ~ 1.8		6.9	
Density ratio: vapor/liquid	0.0032 ~ 0.024		0.051 ~ 0.093		0.048	
Heat flux (kW/m <sup>2</sup> )	2,650 ~ 3,820		40 ~ 76		959	
Inlet subcooling (kJ/kg)	139 ~ 449		22 ~ 48		54	
Initial mass velocity (kg/s·m <sup>2</sup> )	1,740 ~ 3,030		920		2,710	
Time to burnout (s)	0.61 ~ 8.38		1.47 ~ 4.42		0.89	

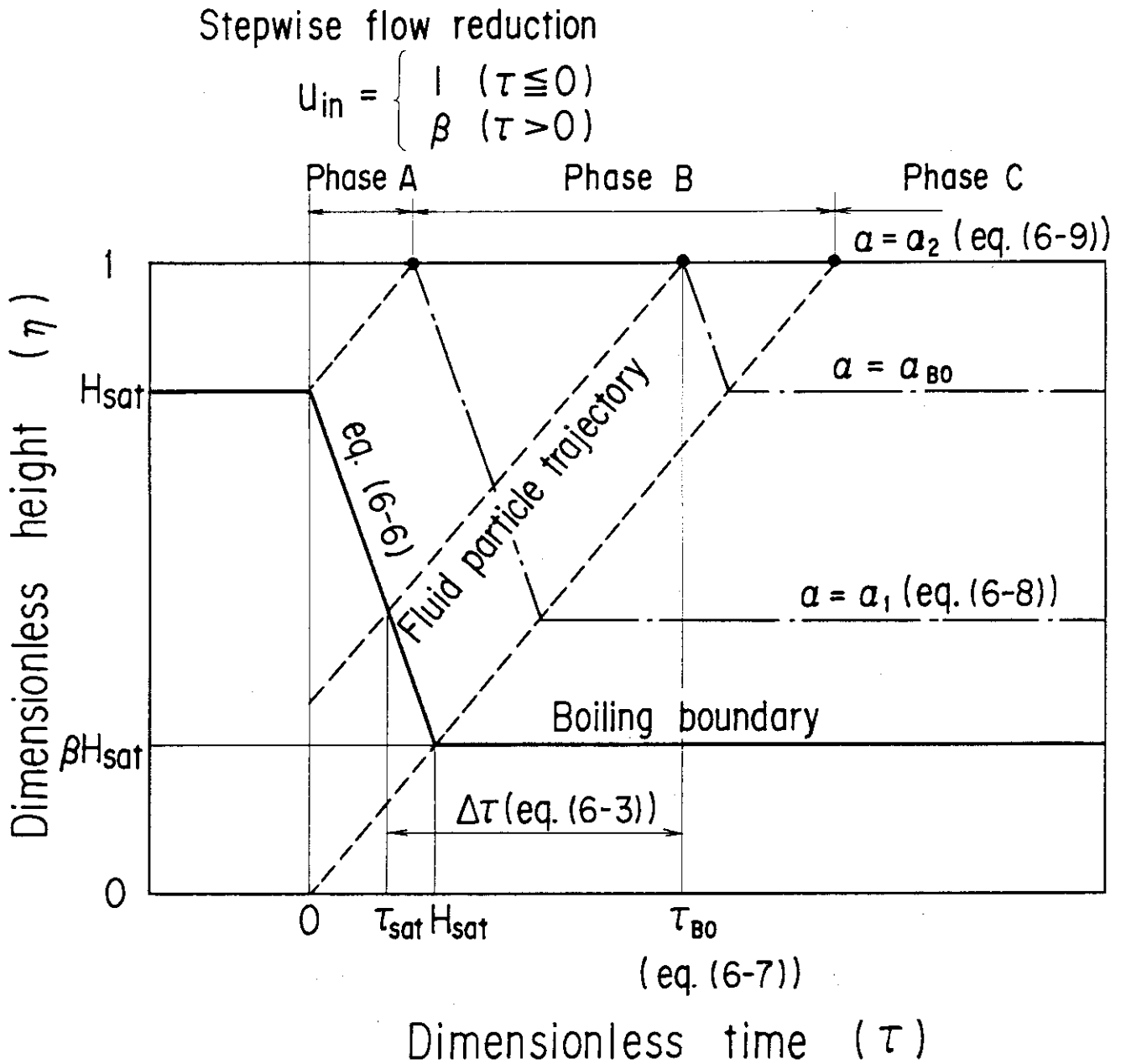


Fig. 6.1 Transients of boiling boundary and fluid particle trajectory under stepwise flow reduction.

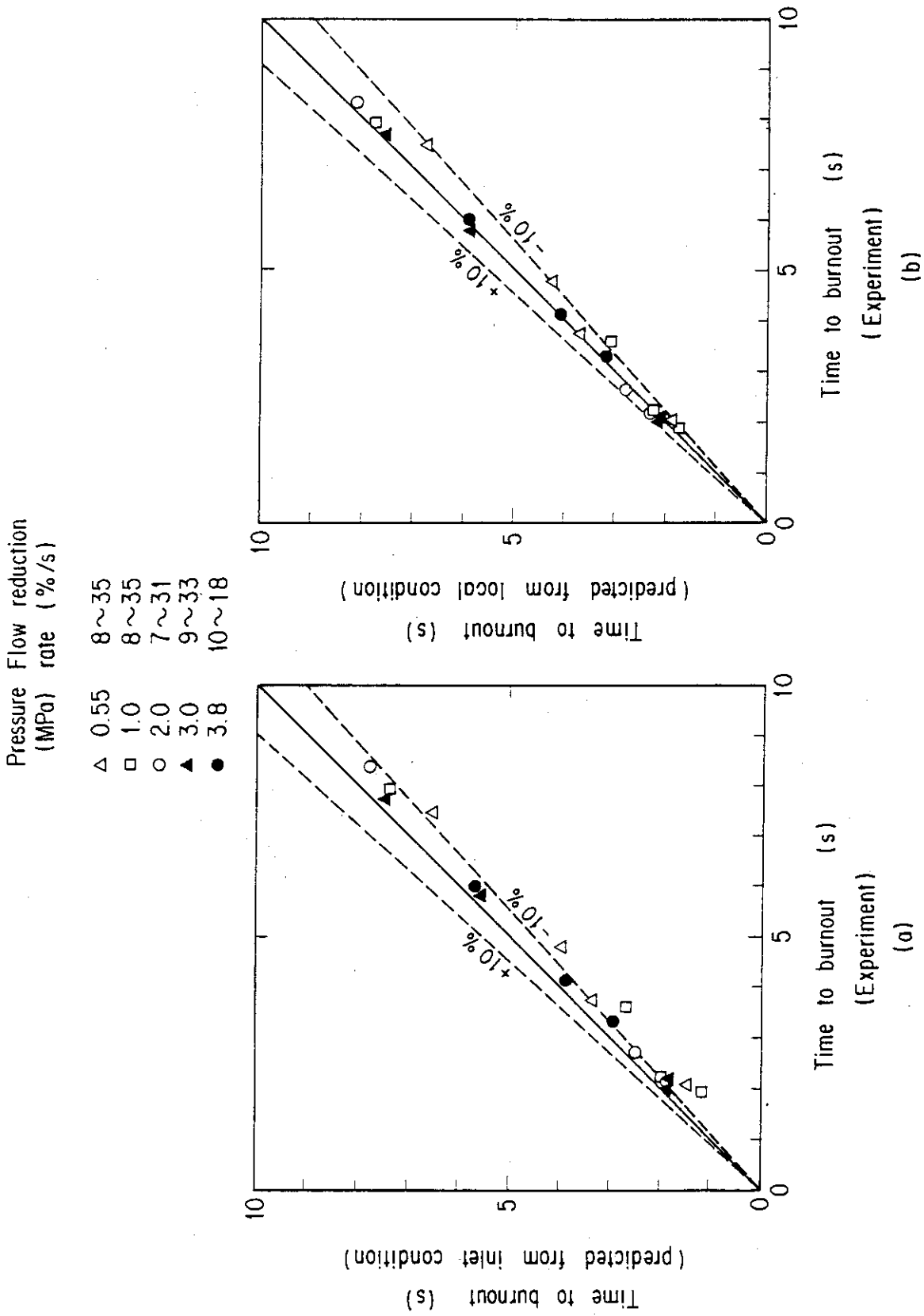


Fig. 6.2(a),(b) Comparison of measured and predicted times to burnout for flow reduction burnout experiments (predicted from inlet condition and local condition).

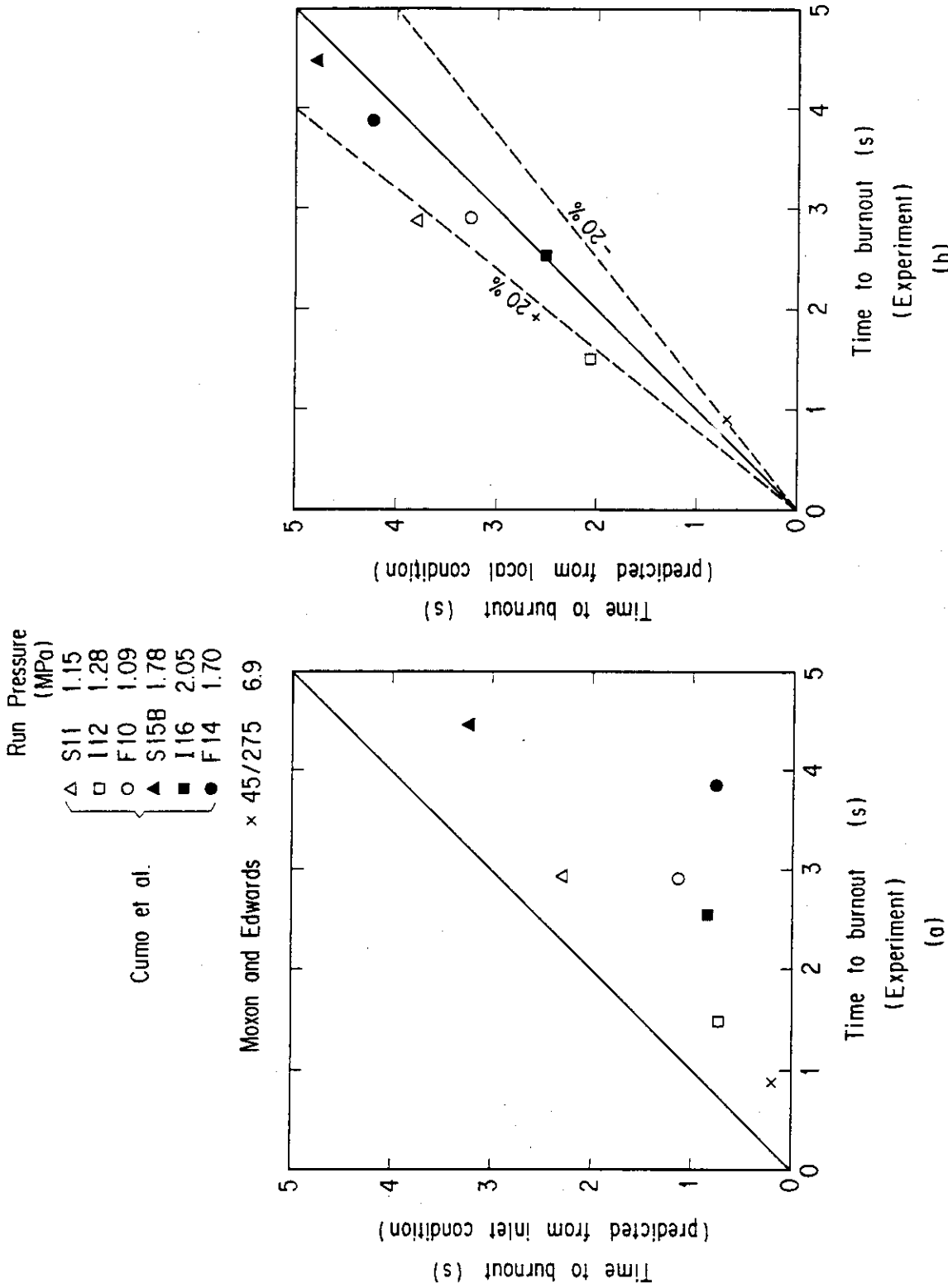


Fig. 6.3(a), (b) Comparison of measured and predicted times to burnout for Cumo et al.'s and Moxon et al.'s experiments (predicted from inlet condition and local condition).



## 7. 結 論

軽水炉の出力-冷却不整合（PCM）事故の一環として、何らかの原因により冷却材流量が低下し、燃料棒から十分な除熱ができなくなり、被覆管温度が急上昇してバーンアウトに至る事故が想定される。このような流量低下過渡時のバーンアウト現象の特性を調べ、軽水炉の安全性研究に資するため、実験及び解析的研究を実施した。本研究により得られた主要な成果を以下にまとめて述べる。

(1) 流動状況の観察及び液膜挙動の解析により、流量低下バーンアウトの発生は、加熱面上の液膜ドライアウトに起因することが明らかとなった。

(2) 流速減少率があるしきい値を超えると、流量低下バーンアウト時の流路入口における質量速度は定常バーンアウト質量速度よりも減少した。これは、流速減少率が增大すると、沸騰境界の移動が入口流量の急激な減少に追従できないため、入口流量が定常バーンアウト流量に達してからも蒸気流量は増加を続け、その結果生じる蒸気と液膜間の界面せん断力の作用により、液膜流量が保持されることによる。

(3) 系圧力が高くなる程、定常バーンアウト熱流束は大きくなるが、流量低下バーンアウト発生時の入口質量速度と定常バーンアウト質量速度との比は小さくなった。このような系圧力の効果は、低圧である程顕著で、2 MPa 以上の高圧では小さくなった。この理由は、系圧力が高くなると、蒸気の比体積が減少し、同一の蒸気発生量があっても低圧の場合よりも蒸気流速が低下するため、流量低下過渡時における液膜保持能力が低下してバーンアウトの発生が早くなることによる。

(4) バーンアウト特性に、流量低下に伴う非定常性が出現する流速減少率のしきい値は、系圧力が高い程大きくなり、流路断面積が大きい程小さくなる傾向にあった。

(5) 系圧力が 0.4 MPa 以下の低圧の場合、流速減少率が約 10%/s 以上になると、バーンアウト発生直前に入口圧力が急上昇し、その上昇量は流速減少率と共に大きくなり、約 100%/s 以上ではほぼ一定となった。これは、急激な流量低下時には、流路内部の局所蒸気流量が一時的に増大するためである。流速減少率が約 100%/s 以上になると、流量低下に伴う沸騰境界の移動速度が一定値に近付くため、入口圧力上昇量もほぼ一定となる。

(6) 流量低下時の沸騰二相流挙動を分離流モデルを用いて計算した結果、急激な流量低下時には流路出口質量速度は入口質量速度の変化に追従できなくなり、系圧力が低い程その差が拡大することが明らかとなった。

(7) 流量低下時の加熱面上液膜挙動を計算するため、二相三領域モデルに基づく COBRA/TRAC コードを使用した。本コードによるバーンアウト発生点近傍での局所流動条件の計算結果は、(6)で述べた分離流モデルによる計算結果と良い一致を示した。

(8) 急激な流量低下時においても、バーンアウト発生位置での局所クオリティが定常バーンアウトクオリティに約 10% 以内の誤差で一致した時に、バーンアウトが発生した。すなわち、原子炉安全解析コードで一般に使用されている局所流動条件バーンアウトモデルが、流量低下過渡時

にも近似的に適用できることが明らかとなった。

(9) 局所流動条件バーンアウトモデルに基づき、分離流モデルを用いて、一様加熱流路において流量低下開始からバーンアウト発生に至る時間を予測する計算方法を導出した。さらに本方法を、流速減少率が最大となるステップ状流量低下の場合に適用し、沸騰境界の移動及びバーンアウト発生時間を表現する式を求めた。

(10) (9)で述べた方法により、本研究で実施した流量低下バーンアウト実験と、Cumora及びMoxonらにより実施された流量低下バーンアウト実験におけるバーンアウトに至る時間を予測したところ、いずれの実験の場合も、予測値と実験値は比較的良好一致を示した。すなわち、実炉条件を含む広範囲な系圧力や流量低下トランジェントの場合にも、局所流動条件バーンアウトモデルが適用できることが確認された。

本研究により、流量低下過渡時のバーンアウト発生に関する基本的特性が明らかとなった。しかしながら、本研究では考察の対象を主として一様加熱管内流に限定したので、実炉における流量低下事故時のバーンアウト発生条件をより精度よく予測するためには、今後以下のような項目について研究を進める必要がある。

(1) 急激な流量低下時における液膜ドライアウトの微視的なメカニズムを調べるための基礎的な実験を行い、解析モデルを作成する。

(2) 非一様加熱の場合について、本論文で述べたような局所流動条件バーンアウトモデルの考え方が適用可能かどうかを調べる。

(3) バンドル形状での流量低下バーンアウト特性を調べる。特に、バンドル形状特有の問題である、スペーサー、非加熱棒、曲がり、局所ブロックage等が流量低下バーンアウトの発生に及ぼす影響を明らかにする。

(4) 高クオリティ領域において、局所質量速度、液膜厚さ、液膜流速、蒸気流速、ボイド率等の局所的な二相流諸量の過渡変化を精度良く測定するための計測器を開発する。

(5) 得られた研究成果を、燃料過渡挙動計算コードの改良に反映させ、原子炉事故時安全解析の精度向上に寄与する。

## 謝 辞

本論文の作成に際し、適切な御助言、御指導をいただきました、東京大学工学部原子力工学科の都甲泰正教授、秋山守教授、斑目春樹助教授に深く感謝いたします。

また、本研究の遂行に際し、終始助言と激励を与えて下さった、日本原子力研究所原子炉安全工学部安全工学第2研究室の村尾良夫室長及び安達公道主任研究員に感謝いたします。

本研究を日本原子力研究所で実施するに当っては、多くの人々の協力が得られた。特に研究計画の立案については、平野見明現燃料安全工学部長に御尽力いただきました。実験の遂行と解析に関しては黒柳利之氏に御指導をいただきました。また、実験装置の製作と測定技術の開発及びデータ集録装置の設計等について、深谷好夫氏、新妻泰氏、及び武田常夫氏に、それぞれ御協力をいただきました。ここに記して深く感謝いたします。

にも近似的に適用できることが明らかとなった。

(9) 局所流動条件バーンアウトモデルに基づき、分離流モデルを用いて、一様加熱流路において流量低下開始からバーンアウト発生に至る時間を予測する計算方法を導出した。さらに本方法を、流速減少率が最大となるステップ状流量低下の場合に適用し、沸騰境界の移動及びバーンアウト発生時間を表現する式を求めた。

(10) (9)で述べた方法により、本研究で実施した流量低下バーンアウト実験と、Cumora及びMoxonらにより実施された流量低下バーンアウト実験におけるバーンアウトに至る時間を予測したところ、いずれの実験の場合も、予測値と実験値は比較的良好一致を示した。すなわち、実炉条件を含む広範囲な系圧力や流量低下トランジェントの場合にも、局所流動条件バーンアウトモデルが適用できることが確認された。

本研究により、流量低下過渡時のバーンアウト発生に関する基本的特性が明らかとなった。しかしながら、本研究では考察の対象を主として一様加熱管内流に限定したので、実炉における流量低下事故時のバーンアウト発生条件をより精度よく予測するためには、今後以下のような項目について研究を進める必要がある。

(1) 急激な流量低下時における液膜ドライアウトの微視的なメカニズムを調べるための基礎的な実験を行い、解析モデルを作成する。

(2) 非一様加熱の場合について、本論文で述べたような局所流動条件バーンアウトモデルの考え方が適用可能かどうかを調べる。

(3) バンドル形状での流量低下バーンアウト特性を調べる。特に、バンドル形状特有の問題である、スペーサー、非加熱棒、曲がり、局所ブロック等が流量低下バーンアウトの発生に及ぼす影響を明らかにする。

(4) 高クオリティ領域において、局所質量速度、液膜厚さ、液膜流速、蒸気流速、ボイド率等の局所的な二相流諸量の過渡変化を精度良く測定するための計測器を開発する。

(5) 得られた研究成果を、燃料過渡挙動計算コードの改良に反映させ、原子炉事故時安全解析の精度向上に寄与する。

## 謝 辞

本論文の作成に際し、適切な御助言、御指導をいただきました、東京大学工学部原子力工学科の都甲泰正教授、秋山守教授、斑目春樹助教授に深く感謝いたします。

また、本研究の遂行に際し、終始助言と激励を与えて下さった、日本原子力研究所原子炉安全工学部安全工学第2研究室の村尾良夫室長及び安達公道主任研究員に感謝いたします。

本研究を日本原子力研究所で実施するに当っては、多くの人々の協力が得られた。特に研究計画の立案については、平野見明現燃料安全工学部長に御尽力いただきました。実験の遂行と解析に関しては黒柳利之氏に御指導をいただきました。また、実験装置の製作と測定技術の開発及びデータ集録装置の設計等について、深谷好夫氏、新妻泰氏、及び武田常夫氏に、それぞれ御協力をいただきました。ここに記して深く感謝いたします。

## 参考文献

- 1) 星蔦雄, 他 "PCM研究の現状", JAERI-M 6927, (1977).
- 2) Kastner W. and Mayinger F. : "Burnout Tests in Connection with Safety Research", AEC-tr 7394 (1970).
- 3) Shiralkar B.S. et al. : "Transient Critical Heat Flux Experimental Results", GEAP-13295 (1972).
- 4) Smith R.A. and Griffith P. : "Critical Heat Flux in Flow Reversal Transients", PB-254 425 (1976).
- 5) Cumo M. et al. : "Transient Critical Heat Flux in Loss-of-Flow-Accidents (L.O.F.A.)", RT/ING (77) 14 (1977).
- 6) 浅田, 小堀, "非定常ドライアウトの研究 (第1報, 流量急減下のドライアウト)", 第14回日本伝熱シンポジウム講演論文集 p. 175 (1977).
- 7) Moxon D. and Edwards P.A. : "Dryout during Flow and Power Transient", AEEW-R 553 (1967).
- 8) Gaspari G.P. et al. : "Transient Dryout in a Modelled CIRENE 18+1 Rod Cluster", CISE-R-379 (1975).
- 9) Leung J.C.M. : "Critical Heat Flux under Transient Conditions, A Literature Survey", NUREG/CR-0056 (1978).
- 10) Becker K.M. : "An Analytical and Experimental Study of Burnout Conditions in Vertical Round Ducts", Nukleonik, Band 9, April, 257-270 (1967).
- 11) Bertoletti S. et al. : "Heat Transfer Crisis with Steam-Water Mixtures", Energia Nucleare, Vol.12, No.3 (1965).
- 12) Biasi L. et al. : "Studies on Burnout Part 3 - A New Correlation for Round Ducts and Uniform Heating and Its Comparison with World Data", Energy Nucleare, Vol.14, No.9 (1967).
- 13) Tong L.S. : "Prediction of Departure from Nucleate Boiling for an Axially Non-Uniform Heat Flux Distribution", J. of Nuclear Energy, 6, 21 (1967).
- 14) Gellerstedt J.S. et al. : "Correlation of Critical Heat Flux in a Bundle Cooled by Pressurized Water", Two-Phase Flow and Heat Transfer in Rod Bundles, 63-71, ASME Winter Meeting, Los Angeles (1969).
- 15) Macbeth R.V. : "Burnout Analysis Part 4 : Application of a Local Conditions Hypothesis to World Data for Uniformly Heated Round Tubes and Rectangular Channels", AEEW-R 267 (1963).
- 16) Thompson B. and Macbeth R.V. : "Burnout in Uniformly Heated Round Tubes : A Compilation of World Data with Accurate Correlations",

- AEEW-R 356 (1964).
- 17) Hughes E.D. : "A Correlation of Rod Bundle Critical Heat Flux for Water in the Pressure Range 150 to 725 psia", IN-1412 (1970).
  - 18) 甲藤好郎, "一様加熱垂直円管内の強制流動沸騰の限界熱流束の無次元整理" 日本機械学会論文集 44 巻 387 号 (1978).
  - 19) Thurgood M.J. et al. : "COBRA/TRAC - A Thermal-Hydraulics Code for Transient Analysis of Nuclear Reactor Vessels and Primary Coolant Systems", NUREG/CR-3046, (1983).
  - 20) 黒柳利之・岩村公道, "流量低下時の圧力および壁温変化(常圧ループによる過渡沸騰実験(Ⅲ))", JAERI-M 7396, (1977).
  - 21) 黒柳利之・岩村公道, "流量低下時のバーンアウト発生(常圧ループによる過渡沸騰実験(Ⅳ))", JAERI-M 7489, (1978).
  - 22) 黒柳利之・岩村公道, "環状流路における流量低下バーンアウト実験データ報告(常圧ループによる過渡沸騰実験(Ⅴ))", JAERI-M 7808, (1978).
  - 23) 黒柳利之・岩村公道, "環状流路における流量低下バーンアウト発生(常圧ループによる過渡沸騰実験(Ⅵ))", JAERI-M 8047, (1979).
  - 24) 黒柳利之・岩村公道, "管内流路における流量低下過渡バーンアウト(1)", JAERI-M 8774, (1980).
  - 25) 岩村公道・黒柳利之, "管内流路における流量低下過渡バーンアウト(2)(局所流動条件の計算による実験結果の解析)", JAERI-M 9012, (1980).
  - 26) Iwamura T. and Kuroyanagi T. : "Burnout Characteristics under Flow Reduction Condition", Journal of Nucl. Sci. and Tech., Vol.19, No.6, pp.438-448 (1982).
  - 27) Garslaw H.S. and Jaeger J.C. : "Conduction of Heat in Solids", Oxford University Press, (1959).
  - 28) Thom J.R.S. : "Prediction of Pressure Drop during Forced Circulation Boiling of Water", Int. J. Heat Mass Transfer, Vol.7, p.709-724, (1964).
  - 29) Clerici G.C. et al. : "A Catalogue of Burnout Correlations for Forced Convection in the Quality Region", EUR 3300.e, (1966).
  - 30) Jones A.B. and Dight D.G. : "Hydrodynamic Stability of a Boiling Channel Part 2", KAPL-2208, (1962).

## 記号表

A	: 流路面積 (m <sup>2</sup> )
D	: 管内径 (m)
E <sub>f</sub>	: エネルギー逸散項 (W/m <sup>3</sup> )
$\Delta E_g^t, \Delta E_g^z, \Delta E_\ell^t, \Delta E_\ell^z$	: エネルギー保存式の圧力依存項 (W/m <sup>3</sup> )
f	: 流速減少率 (%/s)
G	: 質量速度 (kg/s · m <sup>2</sup> )
g	: 重力加速度 (m/s <sup>2</sup> )
h	: エンタルピー (J/kg)
$\Delta h_{\text{sub}}$	: 入口サブクールエンタルピー (J/kg)
L	: 加熱長さ (m)
P	: 圧力 (Pa)
P <sub>e</sub>	: ぬれ縁長さ (m)
q	: 熱流束 (W/m <sup>2</sup> )
S	: スリップ比
T	: 温度 (K)
t	: 時間 (s)
$\Delta t$	: 流量低下時間 (s)
v	: 流速 (m/s)
$\Delta v$	: 流速低下量 (m/s)
X	: クオリティ
Z	: 軸方向長さ (m)
$\alpha$	: ボイド率
$\alpha_1$	: Phase A と B の境界ボイド率 ((6-8) 式で定義)
$\alpha_2$	: Phase B と C の境界ボイド率 ((6-9) 式で定義)
$\lambda$	: 蒸発の潜熱 (J/kg)
$\rho$	: 密度 (kg/m <sup>3</sup> )

添 字

BO : バーンアウト

f : 最終値

g : 蒸 気

i : 初期値

in : 流路入口

*l* : 液

out : 流路出口

s : 定常状態

sat : 飽和 (沸騰境界)

t : 時間

z : 軸方向座標

なお、4章で行った分離流モデルによる解析の際に用いた各種無次元数については、Table 4.1 に定義と共に示す。

付録 A 2章及び3章で用いた限界熱流束相関式

A.1 Becker の式 (文献 (10))

$$\frac{1}{G^{1/2} q_{BO}} = \frac{B \cdot v_{fg}}{b \cdot \lambda}$$

$$B = \frac{-\ell_n(1-X_{BO}) + \ell_n\left(0.98 - \frac{\varepsilon \nu^* B^{1/2}}{X_{BO}^{1/4}(B+1)}\right) - \ell_n\left(1 - \frac{\varepsilon(X_{BO} + \nu^*) B^{1/2}}{(1-X_{BO}) X_{BO}^{1/4}(B+1)}\right)}{\ell_n \frac{X_{BO} + \nu^*}{\nu^*}}$$

$$q_{BO} = \frac{G(\Delta h_{sub} + X_{BO} \lambda)}{4L/D_e} \quad (\text{熱バランス式})$$

$$\varepsilon = \varepsilon(P), \quad b = b(P)$$

関係式中の単位	適用範囲
$q_{BO}$ (kJ/sm <sup>2</sup> )	一様加熱
$G$ (kg/sm <sup>2</sup> )	円管
$v_{fg}$ (m <sup>3</sup> /kg)	$D_e = 3.93 - 25.0$ mm
$\Delta h_{sub}, \lambda$ (kJ/kg)	$L = 400 - 3500$ mm
$L, D_e$ (mm)	$L/D = 40 - 890$
$\varepsilon =$ entrainment coef. (dimensionless)	$P = 2.7 - 101$ kg/cm <sup>2</sup>
$b =$ droplet diffusion coef. (kg <sup>1/2</sup> /s <sup>3/2</sup> )	$G = 120 - 5450$ kg/sm <sup>2</sup>
$\nu^* = v_f / v_{fg}$	$X_{BO} = 0 - 1.0$
	$\Delta T_{sub} = 30 - 240$ °C
	$q_{BO} = 35 - 686$ W/cm <sup>2</sup>

実際の計算には Clerici et al.<sup>(29)</sup> による次の近似式を用いた。 $\varepsilon, b, K_d, a_0, a_1$ 等のグラフは Fig. A. 1 に示す。

$$\varepsilon = \varepsilon(P) \simeq -0.385 \times 10^{-6} P^3 + 2.1867 \times 10^{-4} P^2 - 2.1182 \times 10^{-2} P + 0.5913$$

$$b = b(P) \simeq 1.0677/P - 0.6688 \times 10^{-6} P^3 + 0.199 \times 10^{-3} P^2 - 0.02184 P + 1.0876$$

$$K_d = K_d(D_e) \simeq \begin{cases} 0.9 + 0.29 e^{-4.25(D_e - 0.5)^2} & D_e < 1.2 \\ 1.019 - 0.048 D_e & D_e \geq 1.2 \end{cases}$$

$$a_0 = a_0(P) \simeq -118.505/P^2 + 0.113281 \times 10^{-5} P^3 - 0.196885 \times 10^{-3} P^2 + 1.13773$$

$$a_1 = a_1(P) \simeq 0.196257 \times 10^{-6} P^3 - 0.124829 \times 10^{-2} P + 0.40475$$

ただし,  $P$  (kg/cm<sup>2</sup>),  $D_e$  (cm),  $\varepsilon$  (無次元),  $b$  (kg<sup>1/2</sup>/s<sup>3/2</sup>)



A.2 Thompson - Macbeth の式 (文献 (16))

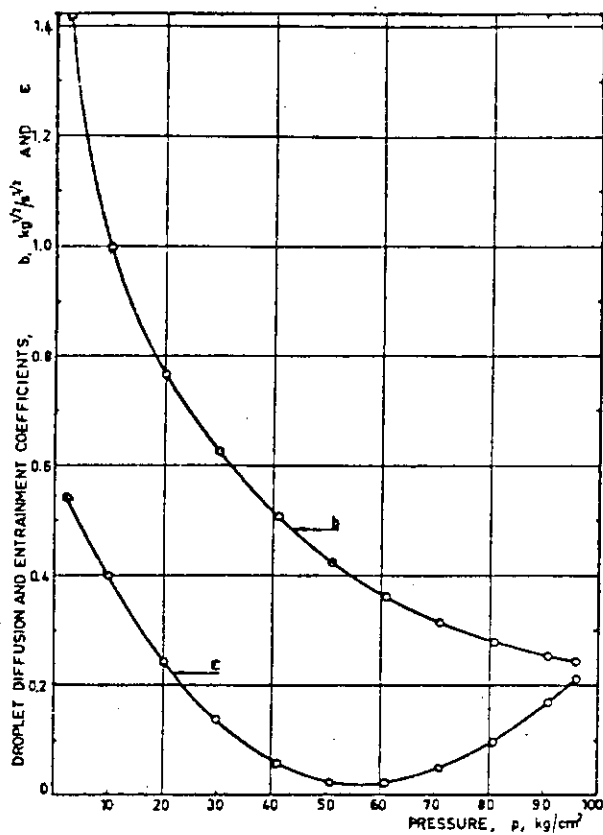
$$\frac{q_{BO}}{10^6} = \frac{A' + \frac{1}{4} D_e (G/10^6) \Delta h_{sub}}{C' + L}$$

$$A' = y_0 D_e^{y_1} (G/10^6)^{y_2} [1 + y_3 D_e + y_4 (G/10^6) + y_5 D_e (G/10^6)]$$

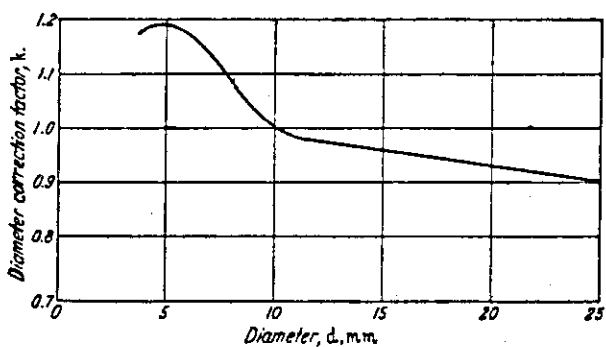
$$C' = y_6 D_e^{y_7} (G/10^6)^{y_8} [1 + y_9 D_e + y_{10} (G/10^6) + y_{11} D_e (G/10^6)]$$

関係式中の単位	適用範囲
$q_{BO}$ (Btu / hft <sup>2</sup> )	一様加熱
$D_e, L$ (in)	円管
$G$ (lb <sub>m</sub> / hft <sup>2</sup> )	$D_e = 0.04 - 1.76$ in (1.0 - 44.7 mm)
$\Delta h_{sub}$ (Btu / lb <sub>m</sub> )	$L = 1 - 137$ in (25 - 3480 mm)
	$P = 15 - 2000$ psia (0.103 - 13.8 MPa)
	$G / 10^6 = 0.0073 - 13.7$ lb <sub>m</sub> / hft <sup>2</sup> (9.9 - 18600 kg / sm <sup>2</sup> )
	$X_{BO} = 0 - 1.0$

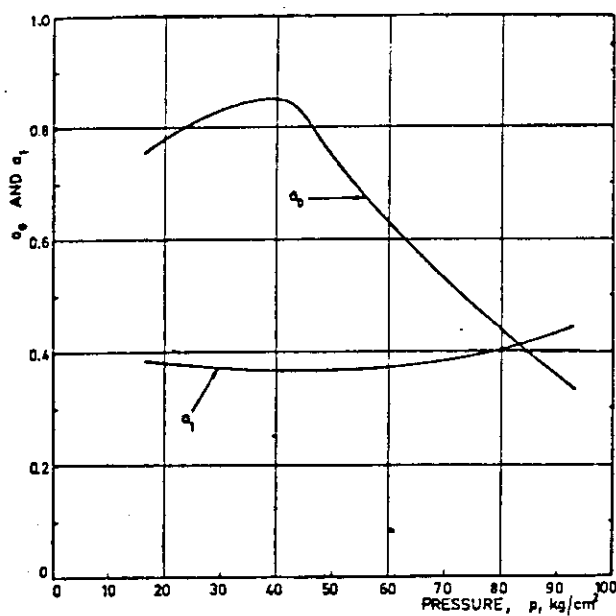
System pressure (psia)	15	250	560	1000	1250	1550	1800	2000
$y_0$	1120	106	237	114	93.3	58.0	194	65.5
$y_1$	1.19	0.847	1.20	0.811	1.10	0.834	2.09	1.19
$y_2$	1.37	0.677	0.425	0.221	0.575	0.224	0.593	0.376
$y_3$	0	0	-0.940	-0.128	0	-0.0336	-0.597	-0.577
$y_4$	0	0	-0.0324	0.0274	0	0.0755	-0.131	0.220
$y_5$	0	0	0.111	-0.0667	0	-0.296	-0.0482	-0.373
$y_6$	1000	60.3	19.3	127	88.5	48.3	231	17.1
$y_8$	1.4	1.4	0.959	1.32	1.46	0.823	1.93	1.18
$y_7$	1.05	0.937	0.831	0.411	1.00	0.121	0.612	-0.456
$y_9$	0	0	2.61	-0.274	0	0	-0.575	1.53
$y_{10}$	0	0	-0.0578	-0.0397	0	0	-0.255	2.75
$y_{11}$	0	0	0.124	-0.0221	0	0	0.110	2.24



$\epsilon, b$



$K_d$



$\epsilon_0, a_1$

Fig. A.1 Coefficients for Becker's CHF correlation.

## 付録 B 4章の計算方法の検討

### B.1 エネルギー保存式における圧力変化項とエネルギー逸散項の評価

エネルギー保存式において、エネルギー逸散項と圧力変化項を無視しない場合は、(4-7)式は以下のように拡張される。

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} (\rho_g \alpha h_g + \rho_l (1-\alpha) h_l) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho_g \alpha h_g v_g + \rho_l (1-\alpha) h_l v_l) \\ & = \frac{P_e q}{A} + E_f + \frac{\partial P}{\partial t} + (\alpha v_g + (1-\alpha) v_l) \frac{\partial P}{\partial z} \end{aligned} \quad (B-1)$$

(B-1)式におけるエネルギー逸散項と圧力変化項の大きさを、Fig. B.1に示した実験データの場合について評価してみる。

Fig. B.1の差圧データの周波数と最大振幅はそれぞれ約 15 Hz および 0.2 MPa なので、圧力振動項の絶対値は最大次の程度である。

$$\left| \frac{\partial P}{\partial t} \right| < 0.2 \times 10^6 \times 15 \times 2 = 6 \times 10^6 \text{ W/m}^3 \quad (B-2)$$

次に、4.2節の方法で計算した沸騰長さ、ボイド率、液および蒸気流速を用いると、圧力損失項の大きさは、以下の程度と評価される。

$$(\alpha v_g + (1-\alpha) v_l) \frac{\partial P}{\partial z} \sim -16 \times 10^6 \text{ W/m}^3 \quad (B-3)$$

エネルギー逸散項  $E_f$  は次式で表現される。

$$E_f = -(\alpha v_g + (1-\alpha) v_l) \left( \frac{\partial P}{\partial z} \right)_f \quad (B-4)$$

ここで、摩擦圧力損失  $\left( \frac{\partial P}{\partial z} \right)_f$  の絶対値は全圧力損失より小さいので (B-3) 式より、

$$|E_f| < 16 \times 10^6 \text{ W/m}^3 \quad (B-5)$$

となる。(B-2)、(B-3)、(B-5)の各評価値より、(B-1)式のエネルギー逸散項と圧力変化項の和は、以下のように評価される。

$$\begin{aligned} & E_f + \frac{\partial P}{\partial z} + (\alpha v_g + (1-\alpha) v_l) \frac{\partial P}{\partial z} \\ & = \begin{cases} 6 \times 10^6 \text{ W/m}^3 & (\text{最大}) \\ -22 \times 10^6 \text{ W/m}^3 & (\text{最小}) \end{cases} \end{aligned} \quad (B-6)$$

Fig. B.1の実験では、単位体積当りの注入エネルギーは、

$$\frac{P_e q}{A} = 1.520 \times 10^6 \text{ W/m}^3 \quad (B-7)$$

である。(B-6)と(B-7)の比は最大でも約 -0.014 となり、これは実験中の加熱電力の変動と同程度である。

以上の結果より エネルギー保存の一般式 (B-1) において、エネルギー逸散項や圧力変化項の寄与は十分小さいとみなせる。これらの項の寄与は、系圧力が高くなるとますます小さくなる。

B.2 物性値の圧力依存性の評価

4.2節の(4-9)式と(4-10)式で、物性値の圧力依存性を考慮すると、それぞれ次式となる。

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial z} (\alpha v_g) + \Delta E_g^t + \Delta E_g^z = \frac{P_e q}{\lambda \rho_g A} \quad (B-8)$$

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} - \frac{\partial}{\partial z} [(1-\alpha) v_\ell] + \Delta E_\ell^t + \Delta E_\ell^z = \frac{P_e q}{\lambda \rho_\ell A} \quad (B-9)$$

ただし、

$$\begin{aligned} \Delta E_g^t &= \frac{\partial P}{\partial t} \left[ \alpha \left( \frac{1}{\rho_g} \frac{\partial \rho_g}{\partial P} + \frac{1}{\lambda} \frac{\partial h_g}{\partial P} \right) + (1-\alpha) \frac{\rho_\ell}{\lambda \rho_g} \frac{\partial h_\ell}{\partial P} \right] \\ \Delta E_g^z &= \frac{\partial P}{\partial z} \left[ \alpha v_g \left( \frac{1}{\rho_g} \frac{\partial \rho_g}{\partial P} + \frac{1}{\lambda} \frac{\partial h_g}{\partial P} \right) + (1-\alpha) v_\ell \frac{\rho_\ell}{\lambda \rho_g} \frac{\partial h_\ell}{\partial P} \right] \\ \Delta E_\ell^t &= \frac{\partial P}{\partial t} \left[ (1-\alpha) \left( \frac{1}{\lambda} \frac{\partial h_\ell}{\partial P} - \frac{1}{\rho_\ell} \frac{\partial \rho_\ell}{\partial P} \right) + \alpha \frac{\rho_g}{\lambda \rho_\ell} \frac{\partial h_g}{\partial P} \right] \\ \Delta E_\ell^z &= \frac{\partial P}{\partial z} \left[ (1-\alpha) v_\ell \left( \frac{1}{\lambda} \frac{\partial h_\ell}{\partial P} - \frac{1}{\rho_\ell} \frac{\partial \rho_\ell}{\partial P} \right) + \alpha v_g \frac{\rho_g}{\lambda \rho_\ell} \frac{\partial h_g}{\partial P} \right] \end{aligned}$$

以上の各項の大きさを、Fig. B. 1とB. 2に示した実験の場合について評価し、(B-8)式と(B-9)式の右辺の大きさと比較してみる。ここで、圧力振動の振幅や周期はバーンアウト発生直前の測定値を用い、 $\alpha$ 、 $v_\ell$ 、 $v_g$ などの値は、Fig. B. 1, B. 2に示す計算値を参考として仮定した。

(1) 系圧力 0.53 MPa の場合 (Fig. B. 1)

$$(\Delta E_g^t + \Delta E_g^z) / \left( \frac{P_e q}{\lambda \rho_g A} \right) \simeq 0.065 \sim 0.12$$

$$(\Delta E_\ell^t + \Delta E_\ell^z) / \left( \frac{P_e q}{\lambda \rho_\ell A} \right) \simeq 0.025 \sim 0.061$$

(2) 系圧力 3.0 MPa の場合 (Fig. B. 2)

$$(\Delta E_g^t + \Delta E_g^z) / \left( \frac{P_e q}{\lambda \rho_g A} \right) \simeq -0.003 \sim 0.023$$

$$(\Delta E_\ell^t + \Delta E_\ell^z) / \left( \frac{P_e q}{\lambda \rho_\ell A} \right) \simeq -0.003 \sim 0.009$$

以上の結果より、(B-8)式、(B-9)式において、物性値の圧力依存性を考慮した項の寄与は、0.53 MPaの低圧では最大12%程度となるが、3.0 MPaの圧力では最大3%程度しかないと云える。従って、第4章の計算の際には、物性値の圧力依存性は考慮しなかった。このことによる誤差は低圧では必ずしも無視できないが、圧力が高くなると誤差は小さくなる。

B.3 スリップ比の影響

分離流モデルによる計算において、スリップ比の値の影響を調べるため、スリップ比を一定(1, 3, 5)とした場合と、修正Bankoffモデル<sup>(30)</sup>を用いた場合について、バーンアウト発生

時のテスト部出口におけるボイド率、クオリティ、質量速度等を計算した。Table B.1に結果の比較を示す。同表より、ボイド率以外の二相流諸量の計算結果に対するスリップ比の影響は十分小さいことが分る。従って、分離流モデルによる流量低下バーンアウト実験の解析の際には、単純化のためスリップ比は一定とした。各圧力下におけるスリップ比の値は、Fig. B. 3に示す Thom<sup>(28)</sup>によるスリップ比と圧力の関係より求めた。

Table B.1 Effects of slip ratio on calculated results

Type of transient	Slow			Fast		
Run No.	541206-16			541206-19		
Flow reduction rate	3.94 %/s			14.5 %/s		
Flow reduction time	16.8 s			4.25 s		
Slip model	Constant slip			Mod.	Mod.	
	S=1	S=3	S=5	Bankoff	S=3	Bankoff
$\alpha_{Bo}^{out}$	0.995	0.986	0.977	0.958	0.991	0.968
$X_{Bo}^{out}$	0.489	0.483	0.485	0.485	0.589	0.589
$G_{Bo}^{out}$ (kg/s·m <sup>2</sup> )	899	914	906	909	797	795
$G_{Bo}^{out} / G_{Bo}^{in}$	1.067	1.085	1.076	1.080	1.172	1.170
$G_{Bo}^{out} / G_{Bo}^s$	0.914	0.930	0.922	0.925	0.810	0.809

Experimental condition :  $P=0.51 MPa$ ,  $T_{in}=120^\circ C$ ,  $q_{Bo}=2.67 \times 10^6$  w/m<sup>2</sup>,  
 $G_i=1740$  kg/s·m<sup>2</sup>

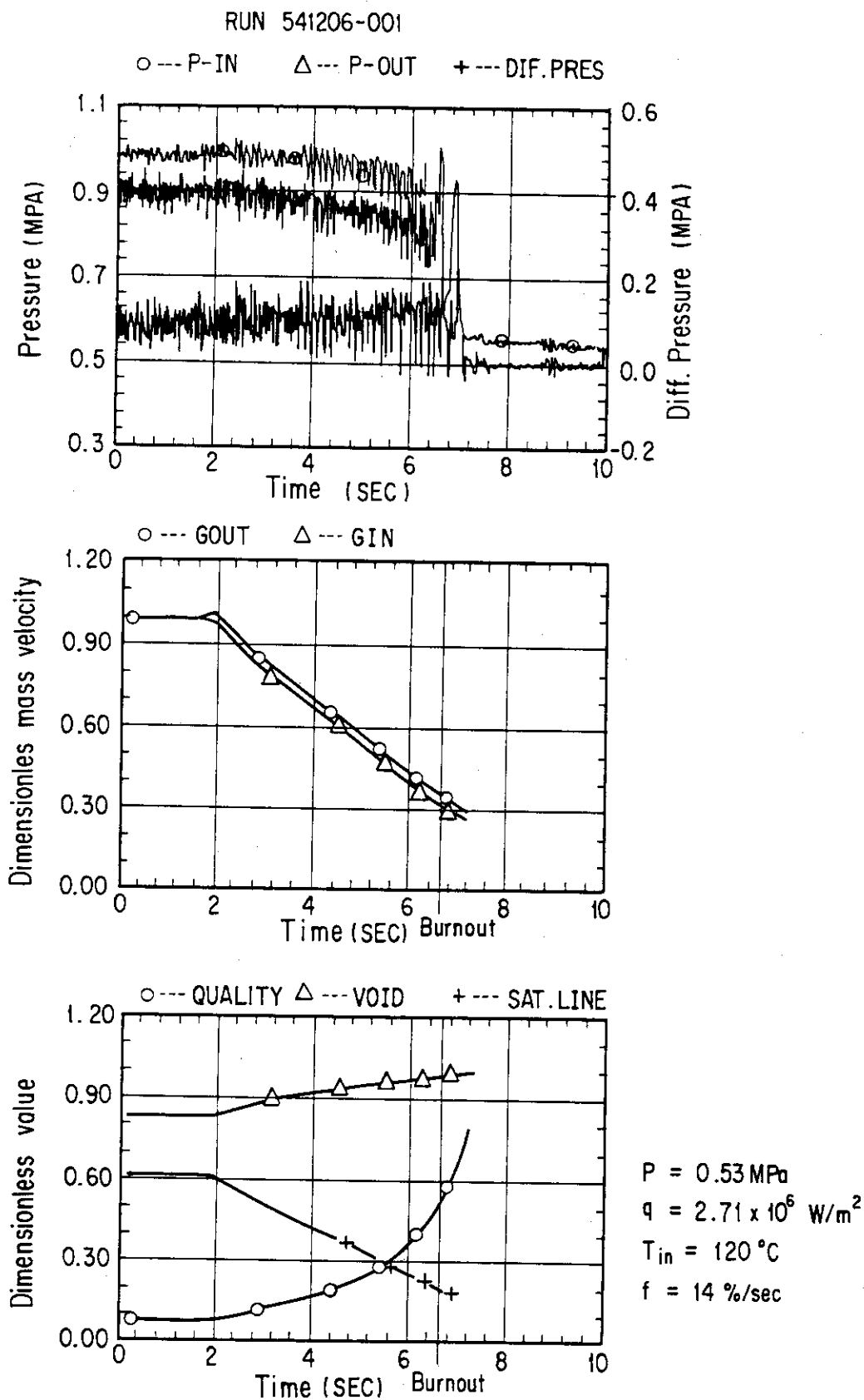


Fig. B.1 Example of experimental data and calculated results at 0.53 MPa.

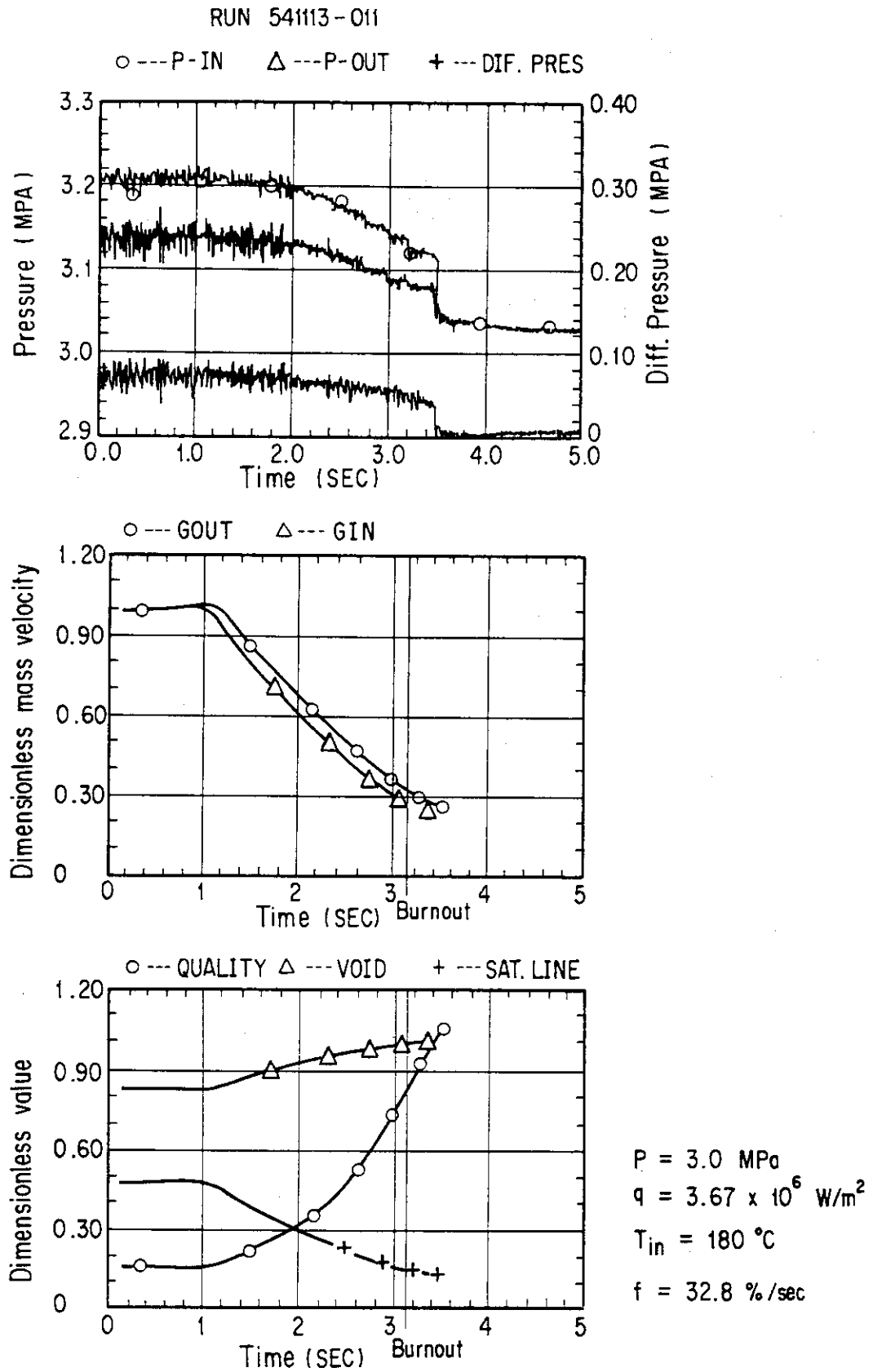


Fig. B.2 Example of experimental data and calculated results at 3.0 MPa.

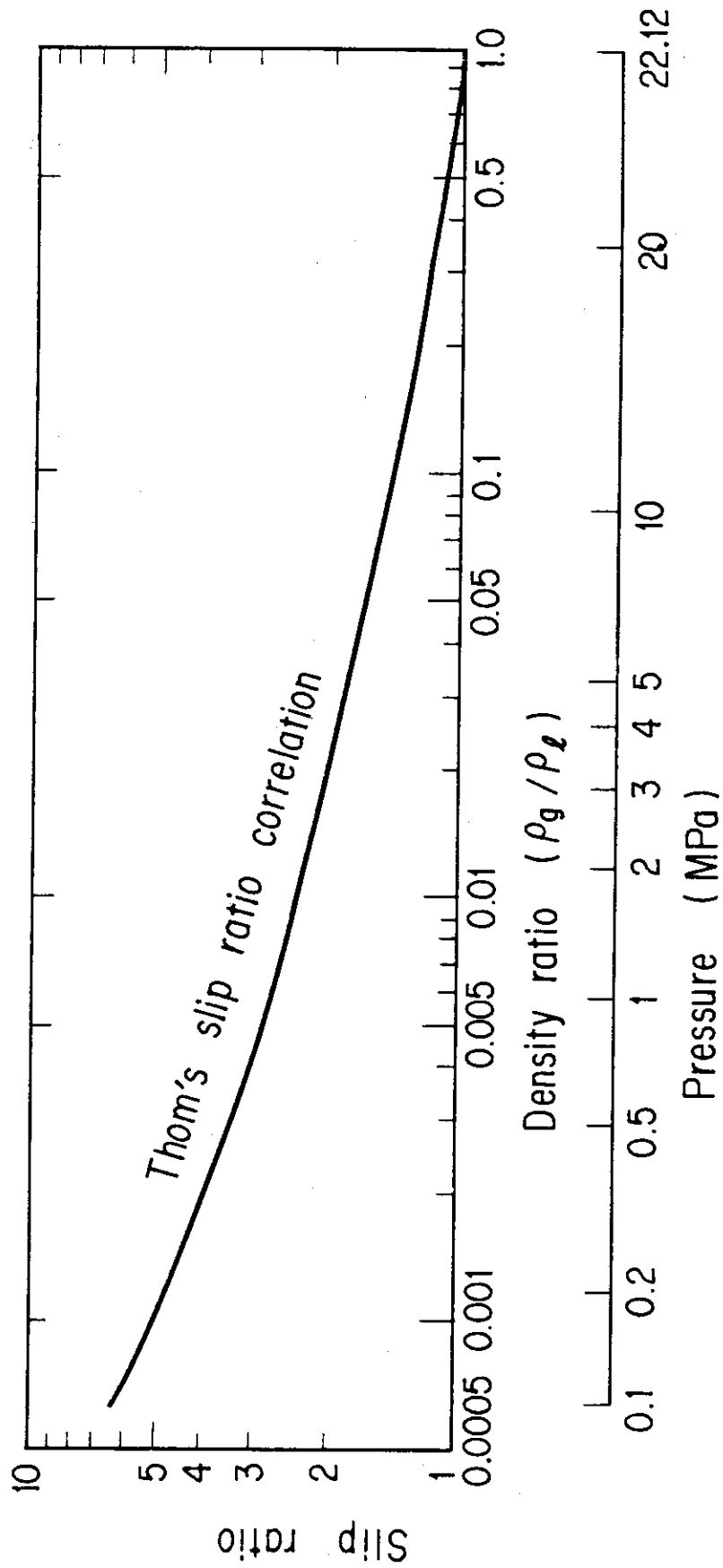


Fig. B.3 Relation between slip ratio and pressure proposed by Thom.