

SIMMER-IIIコードを用いたOmega試験解析

1998年6月

動力炉・核燃料開発事業団
大洗工学センター

複製又はこの資料の入手については、下記にお問い合わせ下さい。

〒311-1393 茨城県東茨城郡大洗町成田町4002

動力炉・核燃料開発事業団

大洗工学センター

システム開発推進部・技術管理室

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to : Technology Management Section O-arai Engineering Center, Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation 4002 Narita-chō, O-arai-machi, Higashi-Ibaraki, Ibaraki-ken, 311-1393, Japan

©動力炉・核燃料開発事業団

(Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation) 1998

SIMMER-III コードを用いた Omega 試験解析

山本昌宏¹、飛田吉春¹

要旨

高速炉における仮想的な炉心損傷事象(CDA: Core Disruptive Accident)において、保守的な条件を重畳した場合に想定される炉心膨張過程を模擬した Purdue 大学の Omega 試験を、SIMMER-III を用いて解析した。Omega 試験は装置下部の圧力容器中に蓄えた高圧の気体、液体或いはその混合物を装置上部のカバーガス領域を持った液体プール中に底部から噴出させる試験である。この試験の特徴は、高温高圧の気体の噴出による蒸発凝縮を伴った気泡の膨張試験が行われていることであり、本試験を解析することにより、SIMMER-III の流動モデル及び蒸発・凝縮モデルの検証を行った。また、炉心膨張過程を支配する現象の一つである膨張気泡内及びカバーガス部において気液界面の不安定性からガス中に取り込まれる液滴(エントレインメント液滴)の影響について、SIMMER-III を用いて評価を行った。SIMMER-III はエントレインメントモデルを持っていないため、エントレインメント量の大小を、SIMMER-III を用いた解析ではガスから液滴への熱移行量の大小として模擬した。原子炉容器健全性の評価には、SIMMER-III 解析を用いて算出した冷却材の運動エネルギーとカバーガスの圧縮エネルギーを和したものを機械的エネルギー呼び、機械的負荷の指標として用いている。この炉容器の機械的負荷の評価に現状の SIMMER-III を用いることが妥当かどうかも検討した。その結果、以下のような結論を得た。

- 1)SIMMER-III は気泡の成長挙動をほぼ正しく再現することから、冷却材の運動エネルギーを正しく計算することが出来る。SIMMER-III は、気泡内の気液境界面積を過小評価しているが、このことが気泡の成長挙動に及ぼす影響は小さい。
- 2)カバーガス部においてエントレインメント液滴が多く発生し、ガスか

¹ 大洗工学センター基盤技術開発部リスク評価技術開発室

ら液滴への熱移行量が多いと、カバーガスで発生する圧力のピーク値が大きくなる傾向があることがわかった。SIMMER-III は、カバーガス部において液滴からガスへの熱移行量を過大評価しており、カバーガスのピーク圧力を大きく算出し、カバーガスの圧縮エネルギーを過大評価する。このことから SIMMER-III を用いて算出したカバーガス圧縮エネルギーは保守的な評価となっている。

- 3)原子炉容器の機械的負荷の指標として用いる機械的エネルギーを SIMMER-III を用いて算出すると、主に 2)の原因により過大評価となるが、その程度は約 10%と小さい。従って SIMMER-III を用いて原子炉容器に対する機械的負荷を評価することは妥当である。
- 4)炉心膨張過程の評価の精度をさらに向上させるためには、SIMMER-III にエントレインメントモデルを組み込むことが有効である。

SIMMER-III Analysis of Omega Experiment

Masahiro Yamamoto¹Yosiharu Tobita¹

Abstract

In this study, Omega Experiment performed at Purdue University was analyzed by SIMMER-III. Omega Experiment simulates PDE (Post-Disassembly Expansion) in CDA (Core Disruptive Accident) of LMFBR (Liquid Metal Fast Breeder Reactor). In this experiment, either nitrogen gas at the room temperature or the flashing water at high temperature was injected into the water pool. The fluid-dynamics and vaporization-condensation model in SIMMER-III were verified by this analysis. This study also concentrates on the effect of droplet entrainment created at the bubble and water slug surface, which is one of the dominant phenomena in the PDE phase. SIMMER-III doesn't have the entrainment model, so the effect of entrainment is simulated by changing the heat loss in SIMMER-III analysis. In safety assessment, the mechanical energy, which is defined as the sum of the coolant kinetic energy and the compression energy of the cover gas, is used as the index of mechanical load of reactor vessel. The appropriateness of the mechanical load estimated by SIMMER-III was also evaluated in this study. The major conclusions are summarized below.

- 1) The estimated kinetic energy by SIMMER-III is thought to be correct since SIMMER-III reproduces the bubble growth reasonably. SIMMER-III underestimate the interfacial area in the bubble. However the effect of this underestimation to the bubble growth behavior is small.
- 2) The heat loss to the entrained droplet was found to increase the peak pressure of the cover gas. SIMMER-III overestimates this heat loss, and hence overestimates the peak pressure and the compression energy of the cover gas conservatively.
- 3) The overestimation of the kinetic energy by SIMMER-III due to the mechanisms described in 2) is less than about 10%, and hence the current approach to assess the mechanical load to the reactor vessel by SIMMER-III is judged to be appropriate.
- 4) The introduction of entrainment model into SIMMER-III is thought to be effective in improving the precision of PDE analysis.

¹ Nuclear System Safety and Reliability Research Section, Advanced Technology Division, O-arai Engineering Center

目次

1	はじめに	1
2	OMEGA 試験の概要	2
2.1	試験装置.....	2
2.2	試験マトリックス.....	2
3	計算結果及び検討	8
3.1	解析条件.....	8
3.2	解析結果.....	8
3.2.1	カバーガス部でのエントレインメントの影響について.....	9
3.2.2	CDA 気泡内におけるエントレインメントの影響について.....	12
3.2.3	エントレインメントモデルの必要性.....	15
4	結論	25
APPENDIX A CORRADINIのエントレインメントモデルを用いた気液境界面積等の計算		26
APPENDIX B 本文で引用しなかった OMEGA 試験の解析結果		29
1	I-シリーズの解析結果.....	29
2	IV-シリーズの解析結果（本文で引用しなかったものについて）.....	29
APPENDIX C SIMMER-IIIにおけるエントレインメントモデルの提案		34
参考文献.....		36

図目次

図 2-1 OMEGA 試験試験体 ⁽¹⁾	4
図 3-1 解析体系例 (IV シリーズ)	17
図 3-2 カバーガス圧力推移(IV-12 シリーズ)	18
図 3-3 カバーガス界面上昇挙動 (IV-12 シリーズ)	18
図 3-4 カバーガス部での熱移行量を変えた場合のカバーガス部圧力履歴	19
図 3-5 カバーガス部での熱移行量を変えた場合のカバーガスの温度履歴	19
図 3-6 カバーガス部での液滴径を変えた場合の界面上昇割合の変化	20
図 3-7 簡易モデル	21
図 3-8 実験と CORRADINI のモデルでの気泡表面積の比較	21
図 3-9 実験と CORRADINI のモデルでの気泡体積の比較	22
図 3-10 気泡内エントレインメント比較	22
図 3-11 気泡内における気液境界面面積の比較	23
図 3-12 エネルギー、カバーガス体積の推移 (標準)	23
図 3-13 エネルギー、カバーガス体積の推移 (熱移行量大)	24
図 3-14 エネルギー、カバーガス体積の推移 (熱移行なし)	24
図 B-1 カバーガス界面上昇挙動 (I-4 シリーズ)	29
図 B-2 カバーガス圧力 (I-4 シリーズ)	30
図 B-3 カバーガス界面上昇挙動 (I-7 シリーズ)	30
図 B-4 カバーガス圧力 (I-7 シリーズ)	31
図 B-5 カバーガス界面上昇挙動 (I-8 シリーズ)	31
図 B-6 カバーガス圧力 (I-8 シリーズ)	32
図 B-7 カバーガス界面上昇挙動(IV-16 シリーズ)	32
図 B-8 カバーガス界面上昇挙動(IV-17 シリーズ)	33
図 B-9 カバーガス界面上昇挙動 (IV-18 シリーズ)	33

表目次

表 2-1 OMEGA 試験 I シリーズ試験マトリックス ⁽¹⁾	5
表 2-2 OMEGA 試験 IV シリーズ試験マトリックス ⁽¹⁾	6
表 2-3 OMEGA 試験 V シリーズ試験マトリックス ⁽¹⁾	7
表 3-4 簡易モデルを用いたカバーガス最大圧力及びカバーガス界面到達距離	17

1 はじめに

本評価の目的は、HCDA 時において保守的条件を重畳した場合に想定される炉心膨張過程を模擬した炉外試験である Purdue 大学の Omega 試験を、SIMMER-III を用いて解析することによって、SIMMER-III を検証するとともに、炉心膨張過程を支配する各主要現象の影響を評価することである。

炉心膨張過程を模擬した、液体中への圧縮気体の噴出による気泡の膨張試験としては、Omega 試験の他に、KfK の SGI 試験、日本原子力発電（株）における耐衝撃性試験がある。Omega 試験は、他の二つの試験と比べて、蒸発凝縮を伴った高温高圧気体の常温液体への噴出試験も行われていることに特徴がある。

SIMMER-III を用いて、Omega 試験の解析を行うことにより、SIMMER-III の流動モデルのみならず、以下に挙げるような炉心膨張過程における主要な現象の内、SIMMER-III がモデルを持っている 1)~3)についてはモデルの検証をすることができ、4)については SIMMER-III はモデルを持っていないがパラメータ解析によりその影響を評価することができる。

1)燃料、冷却材間の蒸発凝縮 (FCI)

2)発生した冷却材中の蒸気泡表面における冷却材の蒸発、凝縮

3)冷却材中の蒸気泡による冷却材の加速運動

4)蒸気泡及びカバーガス界面における速度差、加速度差による気体中への液滴の取り込み (エントレインメント)

1)~3)の現象については、上述他の試験解析が SIMMER-III を用いて実施されつつあり、ここでは、特に4)のエントレインメント液滴の効果に着目して SIMMER-III を用いて評価を行う。

2 Omega 試験の概要

2.1 試験装置

Omega 試験は Purdue 大で行われた Crinch River Breeder Reactor の 1/7 スケールモデル試験である。試験装置は図 2-1 に示すようになっており、装置下部の圧力容器に蓄えた物質を圧力容器上部に設置されたダイヤフラムを機械的に破ることにより、試験装置上部のカバーガス領域を持った液体プール中に噴出させる試験である。プールとノズル部の接続部にもダイヤフラムが設置されているが、これはプールを保持する目的でつけられたもので、強度は無視でき、圧力容器内の物質が噴出してきた場合には瞬時に破損する仕組みとなっている。カバーガス部の圧力及びカバーガス界面の上昇挙動について次章で解析との比較を行っているが、前者についてはカバーガス上面の中央で、後者についてはプール側面から高速ビデオカメラを用いて測定されている。また、気泡中のエントレインメント割合は、 $[\text{測定されカバーガス界面上昇距離}]$ を $[\text{測定を元に算出した気泡の体積/プールの断面積}]$ で除すことによって求めている。測定値がどの程度の誤差を持っているかについては、明らかではない。

2.2 試験マトリックス

主要な実験は、次のような 3 種類からなる。

- 1) 室温の高圧 N_2 ガスの室温水プール中への噴出、膨張試験 (I シリーズ)
- 2) 高温、高圧の水、水蒸気の室温水プール中への噴出、膨張試験 (IV シリーズ)
- 3) 高温水の室温メタノールプール中、或いは高温エチレングリコールの室温水プール中への噴出、膨張試験 (V シリーズ)

試験における主要なパラメータは、1) 圧力容器内の圧力、2) 圧力容器内の気体の割合 (IV、V シリーズ)、3) カバーガス高さ、4) バキュームホルダの形状、5) ダイヤフラムの開口割合、6) 炉上部構造物の有無、であ

る。I、IV、Vシリーズの各試験のパラメータについてそれぞれ表 2-1、表 2-2、表 2-3に示す。Iシリーズは蒸発凝縮を伴わない気泡の上昇挙動であり、この試験を解析することにより、SIMMER-IIIの流体力学部を検証することが出来る。IVシリーズは蒸発凝縮を伴った気泡の上昇挙動であり、流体力学部のみならず、1)水、蒸気間の蒸発凝縮、2)蒸気泡による水の加速運動、3)蒸気泡及びカバース界面における速度差、加速度差による気体中への液滴の取り込み（エントレインメント）についてSIMMER-IIIを検証することが出来る。

解析は、I-4、7、8、IV-12、16、17、18試験について実施した。本文では特にIV-12試験について報告するとにし、他試験についての解析結果は、巻末に添付する。

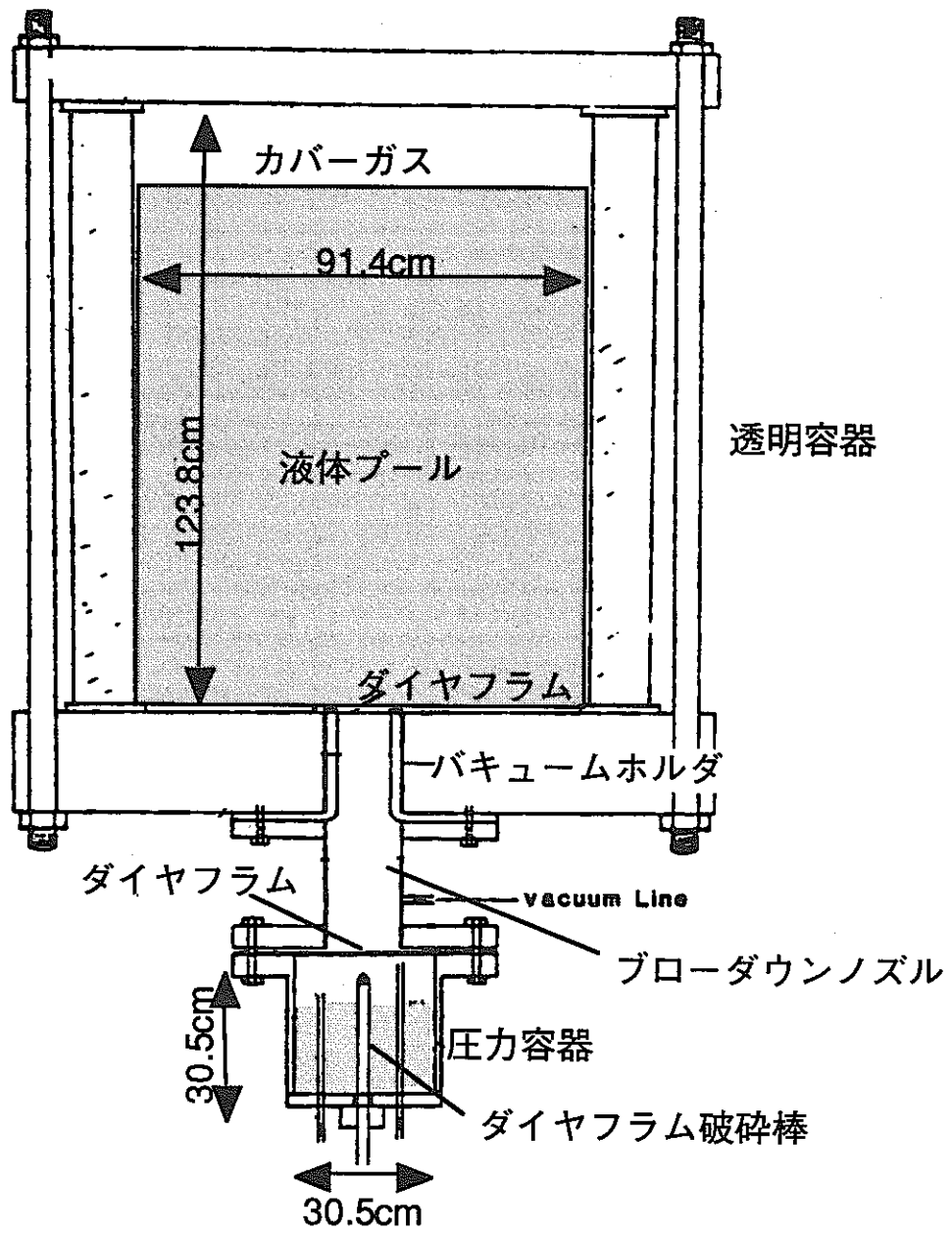


図 2-1 Omega 試験試験体⁽¹⁾

表 2-1 Omega 試験 I シリーズ試験マトリックス⁽¹⁾

Run Number	Initial Pressure (MPa)	Air Gap (cm)	Vacuum Holder	Diaphragm Opening Area (%)
*I-4	0.775	4.5	VH1	100
*I-5	1.456	4.5	VH1	100
*I-6	1.456	4.5	VH1	100
*I-7	1.456	4.5	VH1	100
*I-8	2.136	4.5	VH1	100
*I-9	1.456	9.5	VH1	100
I-10	0.775	0.0	VH2	100
I-11 ^{††}	1.456	4.5	VH2	50
I-12	2.136	9.5	VH1	100
I-13	2.136	4.5	VH1	50
I-14	2.136	4.5	VH1	50
*S-I-1	1.456	9.5	VH1	100
*S-I-2	1.456	9.5	VH1	100
*S-I-3	1.456	9.5	VH1	100
DS-I-1	2.481	9.5	VH1	50
DS-I-2	1.800	9.5	VH1	100

*Experimental runs reported previously.

††Water-filled blowdown nozzle (upper half full only).

Air gapとはカバーガス厚さを示す。

VH1とVH2はBlowdown Nozzle上部に取り付けられるVacuum Holderの種類であり、内直径はそれぞれ14.94cm、11.43cmである。

IV-SERIES EXPERIMENTAL CONDITIONS
- Steam-Water Discharges into Water -

Run Number	Initial Pressure (MPa)	Air Gap (cm)	Vacuum Holder	Nozzle Region	Initial Void Fraction (%)	Preboil	Diaphragm Opening Area (%)
*IV-9†	2.136	9.5	VH1	Air	16.7	Vent	100
*IV-10	2.136	9.5	VH1	Air	9.7	Vent	100
*IV-11†	2.136	9.5	VH2	Air	16.7	Vent	100
*IV-12	2.136	9.5	VH2	Air	16.7	Vent	100
*IV-13	2.136	9.5	VH2	Vac	9.7	None	100
*IV-14	2.136	9.5	VH1	Vac	9.7	None	100
*IV-15	2.136	9.2	VH1	Vac	9.7	Vent	100
*IV-16	2.136	9.5	VH1	Vac	9.7	Vent	100
*IV-17	2.136	9.5	VH1	Air	9.7	Vent	100
*IV-18	1.456	9.5	VH1	Vac	46.2	Vent	100
*IV-19	2.136	9.5	VH2	Vac	9.7	Vent	100
*IV-20	2.136	4.5	VH2	Air	9.7	Vent	100
*IV-21††	2.136	9.5	VH2	Air	9.7	Vent	100
IV-22†††	2.136	5.3	VH2	Air	9.7	Vent	50
IV-23	2.136	9.5	VH1	Air	20.0	None	100
IV-24	2.136	9.5	VH1	Air	20.0	Vent	100
*S-IV-1	2.136	9.5	VH2	Air	9.7	None	100
*S-IV-2	2.136	9.5	VH1	Vac	9.7	None	50
DS-IV-1	2.136	9.5	VH1	Vac	9.7	Vent	100
DS-IV-2	2.481	9.5	VH1	Vac	9.7	Vent	100

*Experimental runs reported previously.

†With CIS, 36 aluminum rods.

††Water-filled blowdown nozzle (upper half full only).

†††Equipped with 4 cm blowdown nozzle extension.

表 2-2Omega 試験 IV シリーズ試験のトリックス①

表 2-3 Omega 試験 V シリーズ試験ヤトリックス⁽¹⁾

V-SERIES EXPERIMENTAL CONDITIONS

- Steam-Water Discharges into Methanol (W/M) -
or
- Ethylene Glycol Discharges into Water (EG/W) -

Run Number	Initial Pressure (MPa)	Air Gap (cm)	Vacuum Holder	Nozzle Region	Initial Void Fraction (%)	Preboil	Diaphragm Opening area (%)	Fluids
V-1	2.136	9.5	VH1	Air	9.7	None	100	W/M
V-2	2.136	9.5	VH1	Vac	9.7	Vent	50	W/M
V-3	2.136*	9.5	VH1	Vac	20.0	Vent	50	EG/W
V-4	1.868	9.5	VH1	Vac	20.0	Vent	50	EG/W
S-V-1	1.456	9.5	VH1	Vac	9.7	None	100	W/M
DS-V-1	2.481	9.5	VH1	Vac	9.7	Vent	100	W/M
DS-V-2	2.481	9.5	VH1	Air	9.7	Vent	50	W/M

*Traces of volatile component present. Not saturated conditions.

3 計算結果及び検討

3.1 解析条件

本解析では、図 3-1 に示すように、実験体系を 24×64 の R-Z2 次元体系でモデル化した。1 メッシュの幅は約 4mm～約 4cm とし、圧力容器 16×12 、液体プール 24×31 (或いは 30) とした。その他、以下のような仮定及び設定を用いた。解析に用いた SIMMER-III のバージョンは 2.E である。

- 1) 圧力容器内が、高温 2 相状態の場合、容器内は飽和状態にあり、また、液体と気体は均質に分布している。
- 2) プールとノズル接続部にあるダイアフラムは瞬時破損とし、計算体系上無視する。
- 3) 構造材は剛体とし、周囲への熱損失も無視出来るものとする。
- 4) 液滴の半径は 0.05mm～1mm の範囲で流動状況に応じて変動する。
- 5) カバーガス及びノズル部に気体が存在する場合は、窒素ガスとしてモデル化する。

3.2 解析結果

カバーガス界面上昇挙動とカバーガス部圧力について、SIMMER-III を用いた解析結果と Omega 試験の測定値を比較して図 3-2、図 3-3 に示す。図 3-3 に示した、カバーガス界面上昇割合とは、時刻 0 のカバーガス界面の位置を 0、時刻 0 のカバーガス界面から容器上面までの距離を 1 とした場合の、各時刻におけるカバーガス界面の位置を示している。ただし、SIMMER-III は気液の界面という明確な定義を持たないため、カバーガス部 (初期に設定したカバーガス領域) における気体の体積率からカバーガス部における気体の体積を求め、その体積の減少分だけ、カバーガス界面が上昇したと定義することにした。

カバーガス界面上昇挙動は実験と解析で良く一致している。カバーガス界面は、圧力容器から噴出した気泡の成長によって押し上げられるこ

とから、SIMMER-III は気泡の成長挙動は正しく評価できていると考える。しかしながら、カバーガスの圧力については、最大値に達する時刻はほぼ一致しているものの、その最大値については SIMMER-III は過大評価している。

カバーガスの圧力に影響を与えているものとしては、

- 1)高温、高圧水の蒸発凝縮挙動
- 2)蒸気泡の気液界面での凝縮挙動
- 3)蒸気による気泡の成長挙動、水スラグの加速運動
- 4)カバーガス部におけるエントレインメントの発生挙動
- 5)気泡内におけるエントレインメントの発生挙動

が挙げられる。1)については、Edwards Pipe 及び Vectors 試験解析、2)については液滴への凝縮、気泡表面への凝縮試験、3)については等温系での気泡成長試験及び各種 Benchmark 試験の SIMMER-III を用いた解析が実施されており、これらの現象に対する SIMMER-III のモデルはほぼ検証されていると考える。したがって、ここでは、エントレインメントモデルを持っていない SIMMER-III が気泡内及びカバーガス内の液滴発生挙動と伝熱挙動を正しく計算できているか検討を進めるとともに、カバーガス部及び気泡内でのエントレインメントの効果について評価することにする。

3.2.1 カバーガス部でのエントレインメントの影響について

炉心膨張過程において、発生した気泡の膨張により、カバーガス界面は上昇し、カバーガスが最大限圧縮される付近で急速に減速される。この結果、カバーガス界面に流体力学的不安定性が発生し、カバーガス中にエントレインメント液滴が発生する。Omega 試験において、カバーガス界面が上昇する過程で、カバーガス界面の乱れが観測されていることから、試験においてもカバーガス部において、エントレインメント液滴が発生したと予想される。カバーガス部でのエントレインメントの影響と

して、ガスからエントレインメント液滴への熱移行によるカバーガスの冷却効果あると考える。

カバーガス部に発生したエントレインメント液滴の量が多い場合はガスからエントレインメント液滴への熱移行量が多く、エントレインメント液滴の量が少ない場合は熱移行量も少ないと考え、SIMMER-IIIにおいては、前者の状態をカバーガス部における液滴径を小さくすることによって熱移行量を増加させることにより、後者の状態をガスと液滴間の伝熱をカットすることによって熱移行量を0とすることにより、模擬することにした。SIMMER-IIIでガスから液滴への熱移行量を多くした場合には、カバーガスの冷却効果により、カバーガスの圧力が低くなり、熱移行量を0とした場合にはその逆でカバーガス圧力が高くなると予想した。

カバーガス部での熱移行量を標準の値とした場合、大きくした場合、0とした場合について、カバーガス部の圧力、カバーガス温度、カバーガス界面上昇割合の計算結果を実験値と比較して図 3-4、図 3-5、図 3-6 に示す。SIMMER-IIIでガスから液滴への熱移行量を増加させると、予想通りカバーガス部の温度は低下した。熱移行量を0とした場合には、その逆でカバーガス温度は上昇した。しかしながら、ガスから液滴への熱移行の増加によりカバーガス部の温度変化が低下すると、カバーガス界面はさらに上方まで上昇することになり、初期の予想に反して、カバーガス部のエントレインメント液滴の量が多いと、カバーガス圧力が高くなる傾向があり、エントレインメント液滴が少ないとカバーガス圧力が低くなる傾向があることがわかった。このことから、SIMMER-IIIがカバーガス部の圧力を過大評価する原因の一つが、カバーガス部におけるガスから液滴への熱伝達量の過大評価であることがわかった。カバーガス部において熱移行0とした場合にも、圧力のピーク値をSIMMER-IIIが過大評価している一因として、実験における偏心効果の可能性がある

と考える。

カバーガス部でのガスから液滴への熱伝達量が増えれば、カバーガス圧力が上昇するという結果は、当初の予想と反していたため、このような傾向の真偽を、簡易なモデルを作って検討した。図 3-7に示すようなカバーガス領域を持った水スラグが、下方から一定圧力で押されていくモデルを考える。ここで、カバーガス部の状態方程式は、

$$P_0 V_0^n = PV^n = PA^n (l_0 - x)^n$$

P_0 : カバーガス初期圧力 P : カバーガス圧力

P_b : 気泡内圧力

V_0 : カバーガス初期体積 V : カバーガス体積

A : カバーガスの断面積 l_0 : カバーガス初期厚さ

x : 水スラグの上昇距離

n : ポリトロープ指数

水スラグの運動方程式は、

$$M\ddot{x} = A(P_b - P) = AP_b - \frac{PV_0^n}{A^{n-1}(l_0 - x)^n}$$

M : 水スラグの質量

となる。これら 2 式から、

$$AP_b x + \frac{A^{n-1} P_0 V_0^n}{n-1} (l_0 - x)^{1-n} - \frac{A^{1-n} P_0 V_0^n l_0^{1-n}}{n-1} = 0$$

となり

カバーガス部の圧力推移は、

$$P = \left(\frac{l_0}{l_0 - x} \right)^n P_0$$

で表される。この式中の n は、ポリトロープ指数と呼ばれ、断熱変化では 1.6 に、等温変化では 1.0 となる。カバーガス中にエントレインメント液滴が多い場合にはカバーガスから液滴への熱伝達が多くなるため等温変化に、エントレインメント液滴が少ない場合にはカバーガスか

ら液滴への熱伝達が少なくなるので断熱変化に近くなる。本簡易モデルを用い、ポリトロップ指数 n を断熱変化に近い 1.6 近傍から等温変化に近い 1.0 近傍まで変化させた場合の、カバーガス界面上昇距離 x 及びカバーガス圧力 P の計算値を表 3-4 に示す。 $A=0.0656\text{m}^2$ 、 $l_0=0.045\text{m}$ 、 $P_b=1.0\text{E}+05\text{Pa}$ 、 $P_c=8.0\text{E}+05\text{Pa}$ とした。この簡易モデルの計算結果から、カバーガス部にエントレインメント液滴が少なく断熱変化に近い場合には、カバーガス部の圧縮量が小さいため、カバーガス部のピーク圧力も低く、カバーガス部にエントレインメント液滴が多く等温変化に近い場合には、カバーガス部の圧縮量が多くカバーガス部の圧力が大きくなることがわかった。

このように、カバーガス部における熱損失の影響は、炉心膨張過程におけるカバーガス圧力の最大値に対して影響が大きく、カバーガス圧力挙動を適切に評価するためには、エントレインメント液滴の量、液滴径、液滴への熱伝導挙動を把握しておくことが重要と考える。

3.2.2 CDA 気泡内におけるエントレインメントの影響について

CDA 気泡内における気液境界面積は、気泡内における蒸発、凝縮挙動に対して大きな影響を及ぼす。したがって、気泡内における気液境界面積は、気泡の膨張挙動に影響を及ぼし、最終的にはカバーガス部の圧力挙動にも影響を及ぼす。Omega 試験においては、気泡内におけるエントレインメント液滴の割合は測定結果から計算されているが、気液境界面積は不明である。そこでまず、気液界面の Rayleigh-Taylor 不安定性に基づいたエントレインメント発生モデルである Corradini のエントレインメントモデル^④を用いて、Omega 試験の気泡内における気液境界面積を推定し、その推定した気液境界面積と SIMMER-III における気泡内の気液境界面積と比較することにより、SIMMER-III が気泡内における気液境界面積を正しく計算しているかどうか評価することにした。

3.2.2.1 Corradini のエントレインメントモデル

気液界面からエントレインメントが発生する機構としては、Rayleigh-Taylor 不安定性と Kelvin-Helmholz 不安定性に基づくものがあるといわれている。しかし、これまでの実験的研究からは、気泡界面でのエントレインメント発生がどちらの不安定性によるものか明らかになっていない。EXCOBUL 試験においては、R-T 不安定性に基づいた Corradini のモデルによって気泡の成長挙動が適切に再現されたとの報告⁽¹²⁾があり、FAST 試験においてはエントレインメントが発生しないと考えた方が実験結果をよく説明できるとの報告⁽¹³⁾がある。一方 FZK で行われた SGI 試験⁽¹⁴⁾においては、気泡の成長初期で気泡内のエントレインメント割合が大きく、その割合は時間経過とともに減少し、一定値に近づく傾向が観測されており、初期が R-T 不安定性、後期が K-H 不安定性に基づくエントレインメント発生と定性的に説明できると報告されている。Omega 試験においても、気泡内のエントレインメント割合について、同様の傾向が観測されており、エントレインメント発生は実際には R-T、K-H 両不安定性の共存した複雑な現象であると予想できる。本解析においては、現象論的モデルで取り扱うのが容易であり、また従来の研究でも適用されてきている R-T 不安定性に基づいた Corradini のモデルを用いた評価を行う。

Corradini のエントレインメントモデルとは、気泡へのエントレインメントの取り込み速度、取り込み加速度、気泡の成長加速度との関係を示した半経験式であり、

$$u_e = 4.65 \sqrt{(\ddot{R}_b - \dot{u}_e) \lambda_{crit}}$$

$$\lambda_{crit} = 2\pi \sqrt{\frac{\sigma}{(\ddot{R}_b - \dot{u}_e) \rho}}$$

と表される。また、気泡の膨張挙動を表す Rayleigh 方程式は、

$$\ddot{R}_b = \frac{1}{R} \left[\frac{\Delta P}{\rho} - \frac{3}{2} \dot{R}_b^2 + u_e \left(\dot{R}_b + \frac{1}{2} u_e \right) \right] + \dot{u}_e$$

R_b : 気泡半径 \dot{R}_b : 気泡半径成長速度

\ddot{R}_b : 気泡半径成長加速度

u_e : 気泡へのエントレインメント液滴の取り込み速度

\dot{u}_e : 気泡へのエントレインメント液滴の取り込み加速度

ΔP : 気泡内外の圧力差 ρ : 液体の密度

σ : 液体の表面張力

λ_{crit} : R-T 不安定性の臨界波長 ($\lambda_{crit}/4$ をエントレインメントの液滴径とした)

と表される。

これら、3式を連立させて解くと（詳しくは巻末参照）、気泡内外の圧力差 ΔP から、気泡内への液滴取り込み速度 u_e 、液滴径 $\lambda_{crit}/4$ 、気泡半径が求まる。図 3-8、図 3-9 に示すように、実験で観測されている気泡の体積及び表面積を再現するように ΔP を設定した。このようにして、設定した ΔP を用いて Corradini のモデルを用いて求めた気泡内におけるエントレインメント体積を実験値と比較して図 3-10 に示す。実験と Corradini のモデルとでエントレインメント体積は 0.06s 程度まではほぼ一致している。0.01s 付近では、実験値と Corradini のモデルとの差が大きくなっているが、これは実験でカバーガス界面が乱れており、カバーガス界面の上昇挙動の測定精度が落ち、そこから導出されたエントレインメント液滴の体積の不確かさが大きいと考えられる。Corradini のモデルを用いて実験のエントレインメント体積がほぼ推定できたことから、Corradini のモデルから推定した実験における気泡中の気液界面の面積と SIMMER-III を用いて計算した気泡中の気液界面の面積を比較することにした。SIMMER-III は、気泡の界面という明確な定義を持たないため、気体の体積率が 50% 値以上になった計算メッシュを気泡と見なすこ

とにした。

気泡内の液滴の体積、気液境界面積について SIMMER-III、Corradini のモデル及び実験値を比較した結果を図 3-10、図 3-11に示す。これらから、SIMMER-III は気泡内の液滴の体積及び気泡内の気液境界面積を過小評価していることがわかる。気泡内の気液境界面積は、気泡内での気体から液滴への熱伝達量に対して重要な要素であり、気泡の成長挙動に対して大きな影響を及ぼすものの一つである。SIMMER-III は気泡内における気液境界面積を 30~40%程度に、過小評価するものの図 3-6に示したように、気泡の成長挙動は実験をよく再現する。この原因として、

- 1)CDA 気泡内に取り込まれた液滴への水蒸気の凝縮が気泡表面より少し内側のみで生じ、気泡の成長挙動に対して、気泡表面付近の気液境界面積の影響が小さい。
- 2) 蒸気の供給速度が、気泡界面での凝縮速度に対して十分大きく、液滴への凝縮が気泡の成長挙動に与える影響が小さい。
- 3)SIMMER-III の気泡境界の定義の任意性が大きい。

の3つが考えられる。3)の影響を調べるため、CDA 気泡と見なす計算メッシュの気体の体積率を 50、10、1%以上とした場合の CDA 気泡内の気液境界面積を図 3-11に示す。気泡境界の定義の差による気泡内の気液境界面積の差は、0.01s 以降の時間で大きくなるものの、0.01s より短い時間で SIMMER-III が Corradini のモデルより過小評価になっていることに違いはない。このことから、3)の影響は小さいと考える。

したがって、1)または2)が主な原因と考えられるため、今後パラメトリック解析、エントレインメントモデルの組み込みによって、気液境界面積と気泡の成長挙動の因果関係を明らかにしていく必要がある。

3.2.3 エントレインメントモデルの必要性

本節では、Omega 試験解析の結果わかった SIMMER-III へのエントレイ

ンメントモデルの組み込みの必要性について述べる。エントレインメントモデルの具体的な組み込み案に関しては、巻末に添付することにする。

3.2.3.1 カバーガス領域に関して

Omega 試験解析の結果、SIMMER-III はカバーガス領域でのガスから液滴への熱移行量を過大評価し、その結果カバーガス領域の圧力ピーク値を過大評価することがわかった。保守的に評価するという観点からは現状のモデルで十分と考えられるが、現象を機構論的に正しく解くことによって安全裕度の適切化を図るという観点から、カバーガス領域にエントレインメントモデルを組み込むことが望ましい。

ただし、現在の炉容器健全性評価には、カバーガス圧力を直接用いずに、カバーガス圧縮エネルギーと冷却材（本試験解析では水スラグ）の運動エネルギーを足し合わせたもの（「機械的エネルギー」と呼ぶ）を用いている。前出の様にカバーガスから液滴への熱伝達量を変え、結果的にカバーガスの最大圧力が変わった場合でも、図 3-12、図 3-13、図 3-14 に示すように機械的エネルギーの差は小さい。したがって、エントレインメントモデルを組み込むことによって、現在の炉容器健全性評価の結果が大きく変わるものではない。

3.2.3.2 気泡領域に関して

Omega 試験解析の結果、SIMMER-III は CDA 気泡内の液滴体積及び気液界面の面積を過小評価していることがわかった。CDA 気泡内のエントレインメントは、1)気泡内のガスの凝縮を促進し気泡の成長を低減するため気泡による冷却材の押し上げを低減する、2)気泡内の炉心物質との FCI を促進し冷却材の押し上げを促進する、という炉容器健全性評価に対して正負二つの効果があると考えられる。このようなエントレインメントの影響を機構論的に正しく評価するために、SIMMER-III にエントレインメントモデルを組み込む必要がある。

表 3-4簡易モデルを用いたカバーガス最大圧力及びカバーガス界面到達距離

n	x(m)	P(MPa)
断熱	1.6	0.04234
	1.4	0.04365
	1.2	0.04459
	1.1	0.04487
等温	1.01	0.04497

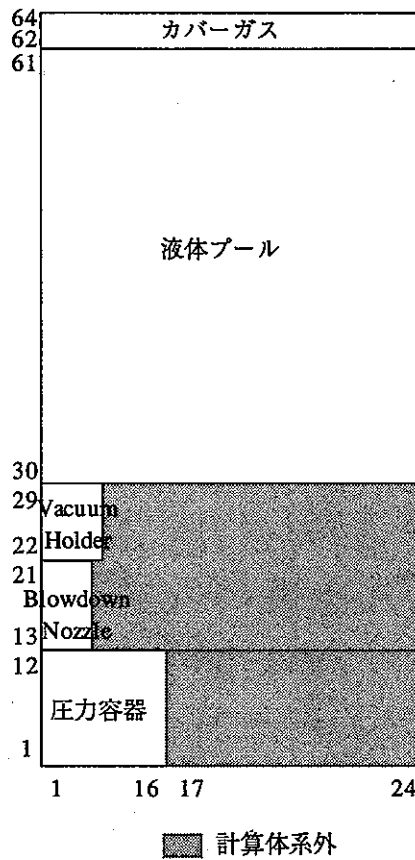


図 3-1解析体系例 (IV シリーズ)

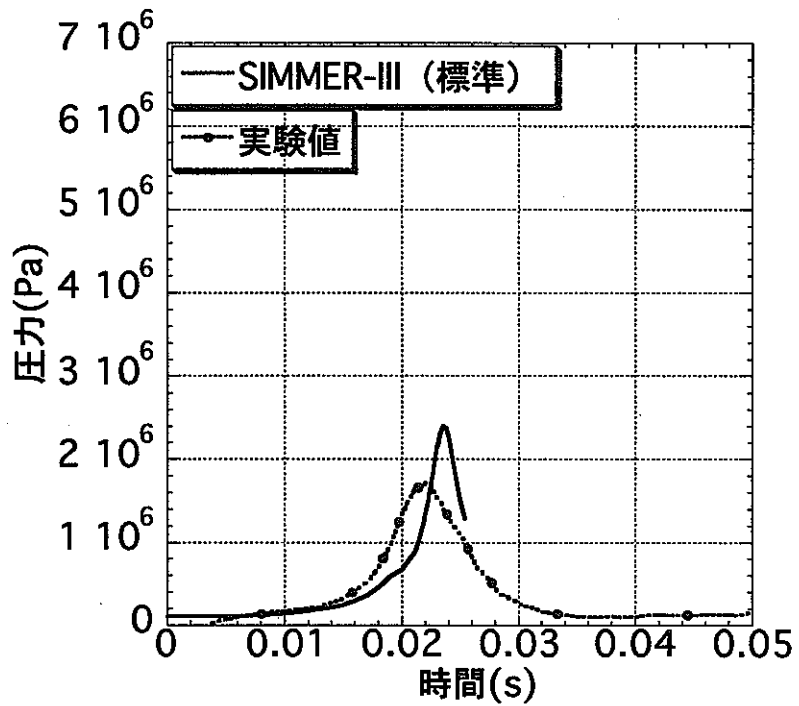


図 3-2カバークラス圧力推移(IV-12シリーズ)

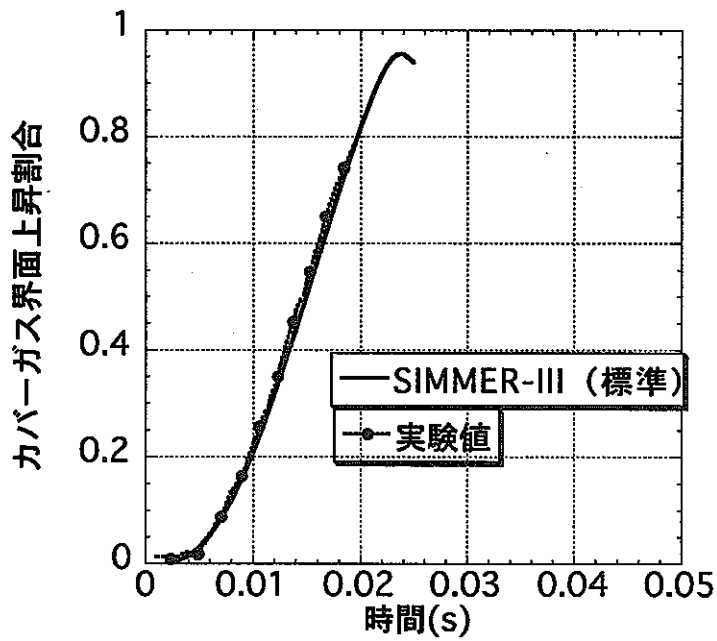


図 3-3カバークラス界面上昇挙動 (IV-12シリーズ)

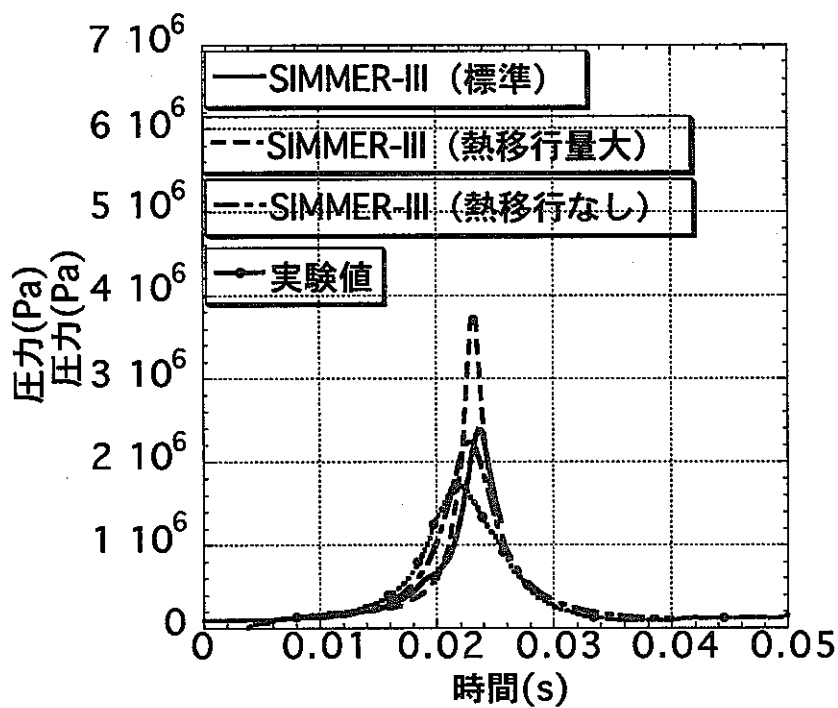


図 3-4カバーガス部での熱移行量を変えた場合のカバーガス部圧力履歴

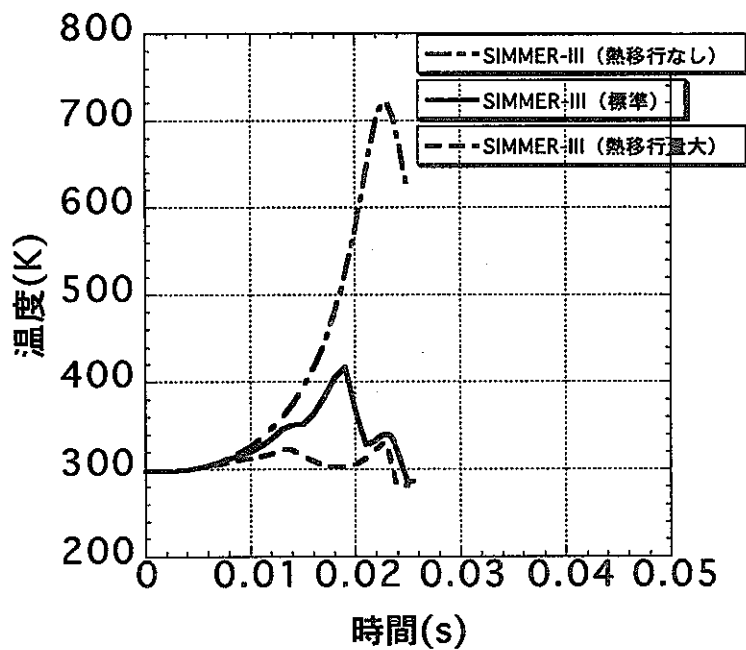


図 3-5カバーガス部での熱移行量を変えた場合のカバーガスの温度履歴

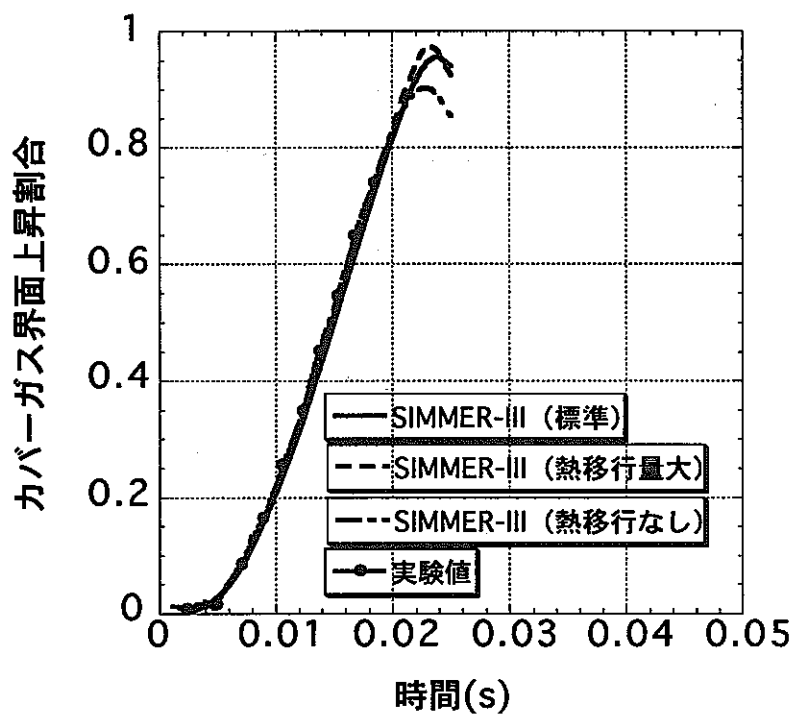


図 3-6カバーガス部での液滴径を変えた場合の界面上昇割合の変化

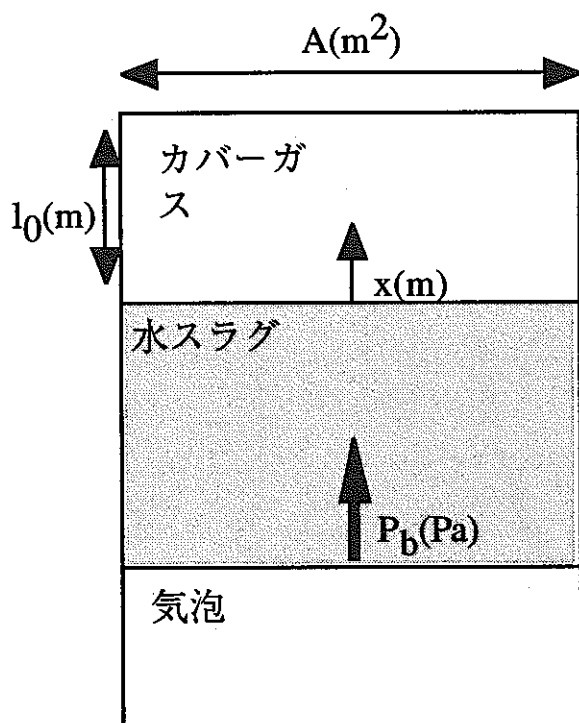


図 3-7簡易モデル

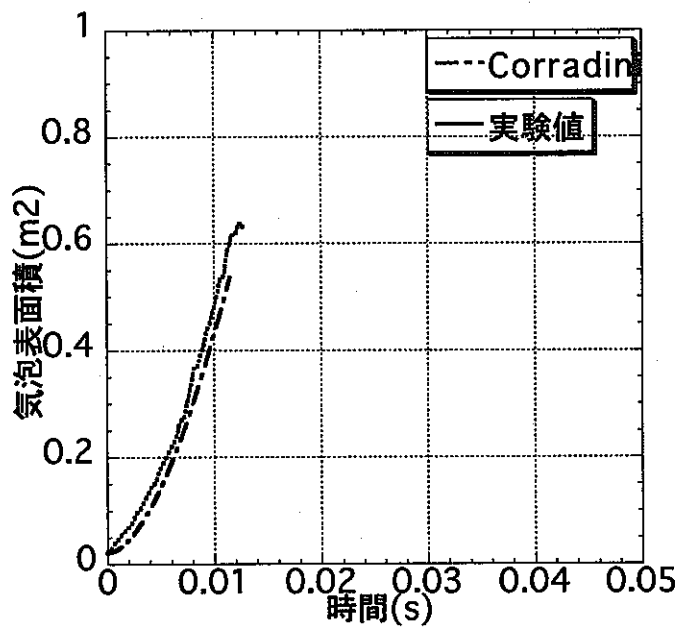


図 3-8実験と Corradini のモデルでの気泡表面積の比較

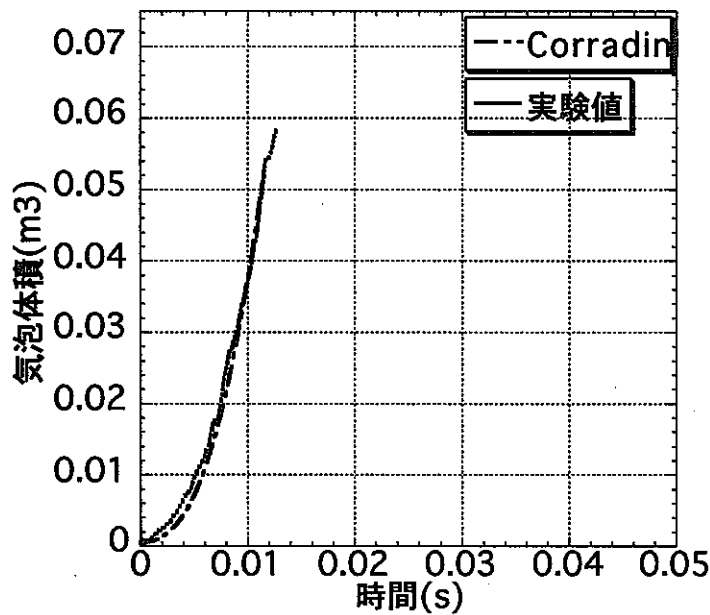


図 3-9 実験と Corradini のモデルでの気泡体積の比較

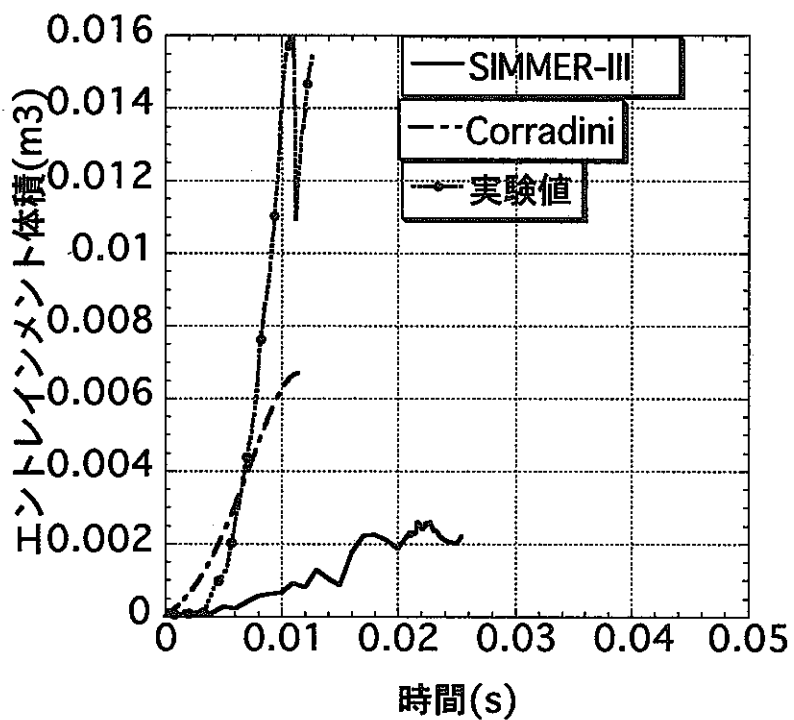


図 3-10 気泡内エントレインメント比較

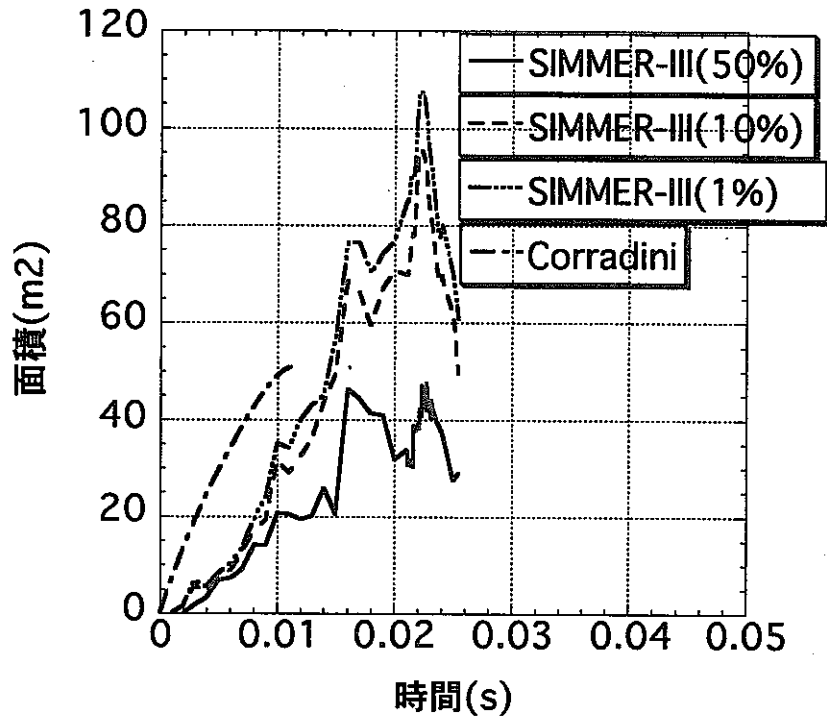


図 3-11気泡内における気液境界目面積の比較

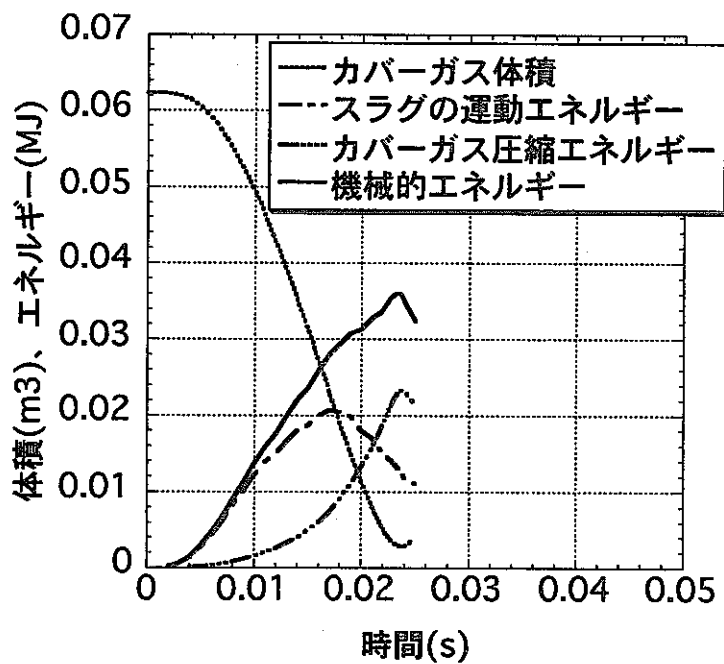


図 3-12エネルギー、カバーガス体積の推移 (標準)

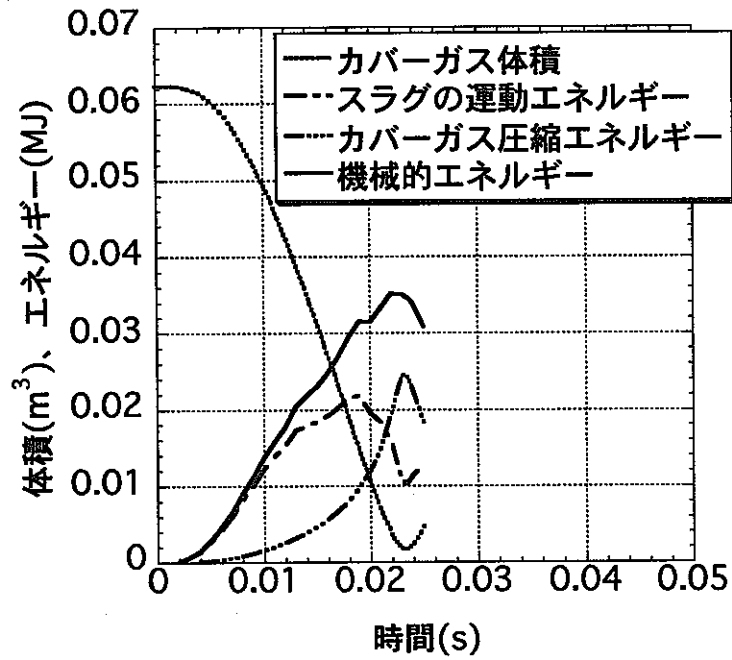


図 3-13エネルギー、カバーガス体積の推移 (熱移行量大)

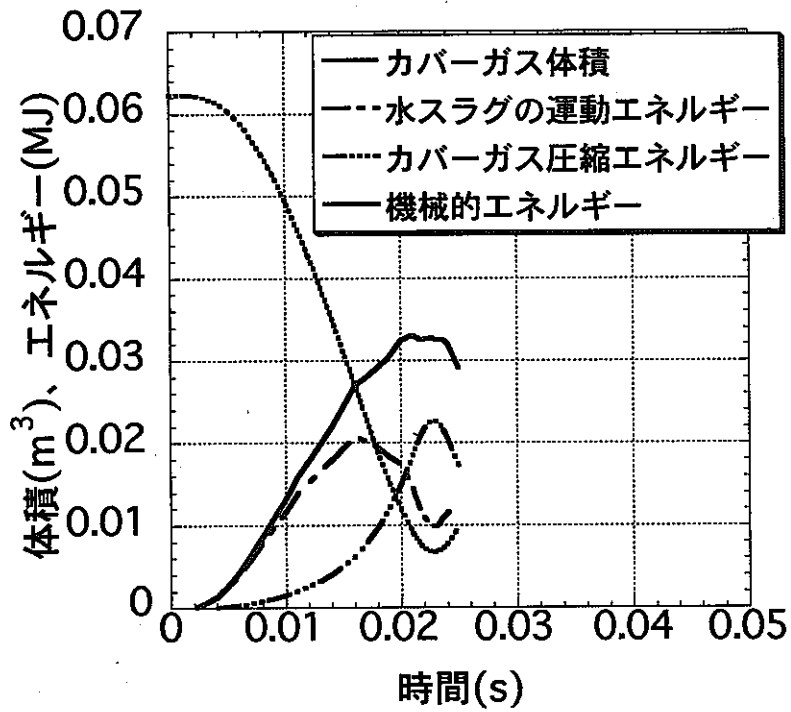


図 3-14エネルギー、カバーガス体積の推移 (熱移行なし)

4 結論

SIMMER-III を用いて、蒸発、凝縮を伴った気泡の膨張試験である Omega 試験の VI シリーズを解析した結果、次のような結果が得られた。

- 1) SIMMER-III は気泡の成長挙動をほぼ正しく再現することから、冷却材の運動エネルギーを正しく計算することが出来る。Omega 試験における気泡中の気液界面の面積を Corradini のモデルを用いて推定し、SIMMER-III の計算値と比較した結果、SIMMER-III は気泡中の気液界面の面積を 30~40%程度に過小評価していることがわかった。しかし、このことが気泡の成長挙動に及ぼす影響は小さい。
- 2) カバーガス部においてエントレインメント液滴が多く発生し、ガスから液滴への熱移行量が多いと、カバーガス部で発生する圧力のピーク値が大きくなることがわかった。SIMMER-III は、カバーガス部において液滴からガスへの熱移行量を過大評価しており、カバーガス圧力のピーク値を大きく算出し、カバーガス圧縮エネルギーを過大評価する。このことから、SIMMER-III を用いて算出したカバーガスの圧縮エネルギーは保守的な評価となっている。
- 3) 原子炉容器の機械的負荷の指標として用いる機械的エネルギー（冷却材の運動エネルギー+カバーガスの圧縮エネルギー）を SIMMER-III を用いて算出すると、主に 2) の原因により過大評価となるがその程度は約 10%と小さい。したがって、SIMMER-III を用いて炉容器に対する機械的負荷を評価することは妥当であると考えられる。
- 4) 今後、カバーガス部の圧力及び気泡の成長挙動の機構論的な評価によって安全裕度の適切化を図るためには、カバーガス及び気泡の挙動に影響を及ぼすエントレインメント液滴の量、液滴径、液滴への伝熱挙動を適切に評価することが重要であり、SIMMER-III にエントレインメントモデルを組み込むことが推奨される。

Appendix A Corradini のエントレインメントモデルを用いた気液境界面積等の計算

Corradini によって導出されている気液境界からのエントレインメント液滴取り込み速度を求める半経験式(1)と界面からのエントレインメントの取り込みを考慮した Rayleigh 方程式(3)を連立させ、ルンゲクッタ法を用いて、エントレインメント液滴の取り込み速度、気泡半径等を用いた。

$$u_e = 4.65 \sqrt{(\ddot{R}_b - \dot{u}_e) \lambda_{crit}} \quad (1)$$

$$\lambda_{crit} = 2\pi \sqrt{\frac{\sigma}{(\ddot{R}_b - \dot{u}_e) \rho}} \quad (2)$$

$$\ddot{R}_b = \frac{1}{R} \left[\frac{\Delta P}{\rho} - \frac{3}{2} \dot{R}_b^2 + u_e \left(\dot{R}_b + \frac{1}{2} u_e \right) \right] + \dot{u}_e \quad (3)$$

R_b : 気泡半径 \dot{R}_b : 気泡半径成長速度

\ddot{R}_b : 気泡半径成長加速度

u_e : 気泡へのエントレインメント液滴の取り込み速度

\dot{u}_e : 気泡へのエントレインメント液滴の取り込み加速度

ΔP : 気泡内外の圧力差 ρ : 液体の密度

σ : 液体の表面張力

λ_{crit} : R-T 不安定性の臨界波長

(1)式の両辺を4乗し、(2)式を代入する。

$$\begin{aligned} u_e^4 &= 4.65^4 (\ddot{R}_b - \dot{u}_e)^2 \lambda_{crit}^2 \\ &= A (\ddot{R}_b - \dot{u}_e) \end{aligned} \quad (4)$$

$$A = \frac{4 \cdot 4.65^4 \pi^2 \sigma}{\rho} \text{ とする。}$$

(4)式に(3)式を代入する。

$$u_e^4 = \frac{A}{R_b} \left[\frac{\Delta P}{\rho} - \frac{3}{2} \dot{R}_b^2 + u_e \left(\dot{R}_b + \frac{1}{2} u_e \right) \right] \quad (5)$$

tで微分する。

$$4u_e^3 \cdot \dot{u}_e = \frac{A}{R_b} \left[\frac{\Delta \dot{P}}{\rho} - 3\dot{R}_b \cdot \ddot{R}_b + \dot{u}_e \left(\dot{R}_b + \frac{u_e}{2} \right) + u_e \left(\ddot{R}_b + \frac{\dot{u}_e}{2} \right) \right] - \frac{A\dot{R}_b}{R_b^2} \left[\frac{\Delta P}{\rho} - \frac{3}{2}\dot{R}_b^2 + u_e \left(\dot{R}_b + \frac{u_e}{2} \right) \right] \quad (6)$$

(5)式を \ddot{R}_b, \dot{u}_e で整理すると、

$$\frac{u_e - 3\dot{R}_b}{\ddot{R}_b} \ddot{R}_b + \left(\frac{\dot{R}_b + u_e}{R_b} - \frac{4u_e^3}{A} \right) \dot{u}_e = \left(\frac{\Delta P}{R_b^2 \rho} + \frac{3}{2R_b^2} \right) \dot{R}_b - \frac{3}{2R_b^2} \dot{R}_b^3 + \frac{u_e}{R_b^2} \dot{R}_b^2 \quad (7)$$

(3)式より、

$$\ddot{R}_b - \dot{u}_e = \frac{1}{R_b} \left[\frac{\Delta P}{\rho} - \frac{3}{2}\dot{R}_b^2 + u_e \left(\dot{R}_b + \frac{1}{2}u_e \right) \right] \quad (8)$$

(7)式と(8)式より、

$$\ddot{R}_b = \frac{1}{\frac{u_e - 3\dot{R}_b}{R_b} + \frac{\dot{R}_b + u_e}{R_b} - \frac{4u_e^3}{A}} \left\{ \left(\frac{\Delta P}{R_b^2 \rho} + \frac{u_e^2}{2R_b^2} \right) \dot{R}_b - \frac{3}{2R_b^2} \dot{R}_b^3 + \frac{u_e}{R_b^2} \dot{R}_b^2 - \frac{\Delta \dot{P}}{R_b \rho} + \frac{1}{R_b} \left(\frac{\dot{R}_b + u_e}{R_b} - \frac{4u_e^3}{A} \right) \left[\frac{\Delta P}{\rho} - \frac{3}{2}\dot{R}_b^2 + u_e \left(\dot{R}_b + \frac{1}{2}u_e \right) \right] \right\} \quad (9)$$

$$\dot{u}_e = \frac{1}{\frac{\dot{R}_b + u_e}{R_b} - \frac{4u_e^3}{A} + \frac{u_e - 3\dot{R}_b}{R_b}} \left\{ \left(\frac{\Delta P}{R_b^2 \rho} + \frac{3}{2R_b^2} \right) \dot{R}_b - \frac{3}{2R_b^2} \dot{R}_b^3 + \frac{u_e}{R_b^2} \dot{R}_b^2 - \frac{\Delta \dot{P}}{R_b \rho} - \frac{u_e - 3\dot{R}_b}{R_b^2} \left[\frac{\Delta P}{\rho} - \frac{3}{2}\dot{R}_b^2 + u_e \left(\dot{R}_b + \frac{1}{2}u_e \right) \right] \right\} \quad (10)$$

ここで求められた、(9)、(10)式を連立させ、ルンゲクッタ法を用いて気泡半径、液滴取り込み速度等を求めた。

(9)、(10)式を連立させてとく場合の初期値として、以下のようにすることとする。

$$R_b = 14.9E-02/2 \quad (\text{気泡放出ノズルの半径})$$

$$\dot{R}_b = 0.0$$

(5)式で $\dot{R}_b = 0.0$ とすると、

$$u_e^4 = \frac{A}{R_b} \left(\frac{\Delta P}{\rho} + \frac{u_e^2}{2} \right)$$

$$u_e^4 - \frac{A}{2R_b} u_e^2 - \frac{\Delta P \cdot A}{\rho R_b} = 0$$

これをといて、

$$u_e = \left[\frac{\frac{A}{2R_b} + \sqrt{\left(\frac{A}{2R_b}\right)^2 + \frac{4\Delta P \cdot A}{R_b \rho}}}{2} \right]^{\frac{1}{2}}$$

\dot{u}_e, \dot{R}_b の初期値については、(9)、(10)式に上記の u_e, R_b, \dot{R}_b の初期値を代入して求めるものとする。

上記のように求めた量を用いて、エントレインメント量、気液界面での境界面積は以下のようにして求めた。

エントレインメント体積

$$V_e = \int_0^T 4\pi R_b^2 u_e dt$$

気液界面での境界面積

$$S_{gl} = \int_0^T \frac{4\pi R_b^2 u_e}{\frac{4}{3}\pi r_d^3} \cdot 4\pi r_d^2 dt$$

$$= \int_0^T \frac{12\pi R_b^2 u_e}{r_d} dt$$

$$r_d = \frac{\lambda}{4} \text{ とする。}$$

Appendix B 本文で引用しなかった Omega 試験の解析結果

1 I-シリーズの解析結果

I シリーズは、室温の高圧 N2 ガスの室温水プール中への噴出、膨張試験試験であり、この試験を解析することによって SIMMER-III の流体力学部を検証することが出来る。SIMMER-III を用いた I シリーズの解析結果を図 B-1～図 B-6に示す。

2 IV-シリーズの解析結果（本文で引用しなかったものについて）

IV シリーズについては、本文で引用しなかったものについてのみ、カバーガス界面上昇挙動を解析と実験を比較して、図 B-7～図 B-8に示す。本文に引用したものと比べると、ブローダウンノズル、バキュームホルダ部の空気の有無、圧力容器内での蒸気割合が異なっている。これらの試験においても、SIMMER-III の解析結果と実験はよく一致している。

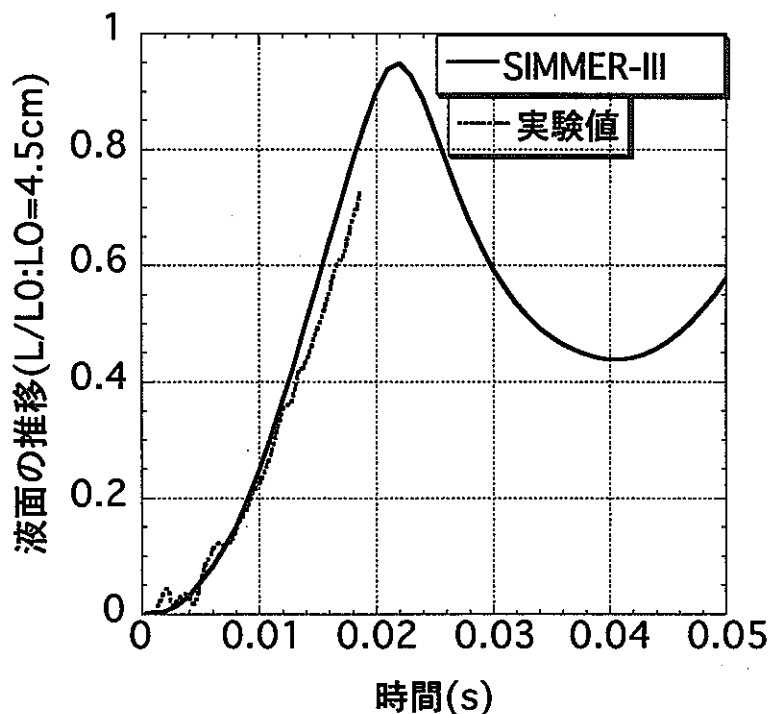


図 B-1 カバーガス界面上昇挙動 (I-4 シリーズ)

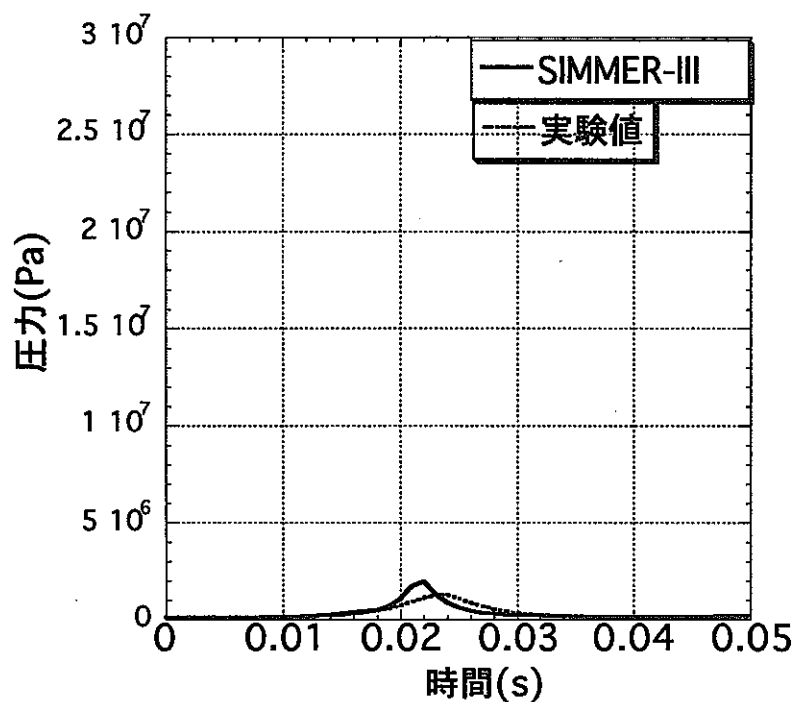


図 B-2カバーガス圧力 (I-4 シリーズ)

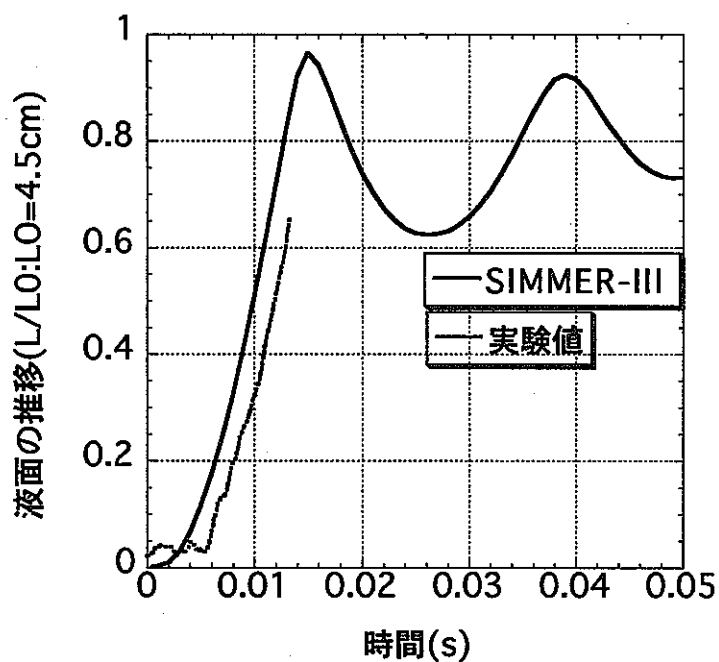


図 B-3カバーガス界面上昇挙動 (I-7 シリーズ)

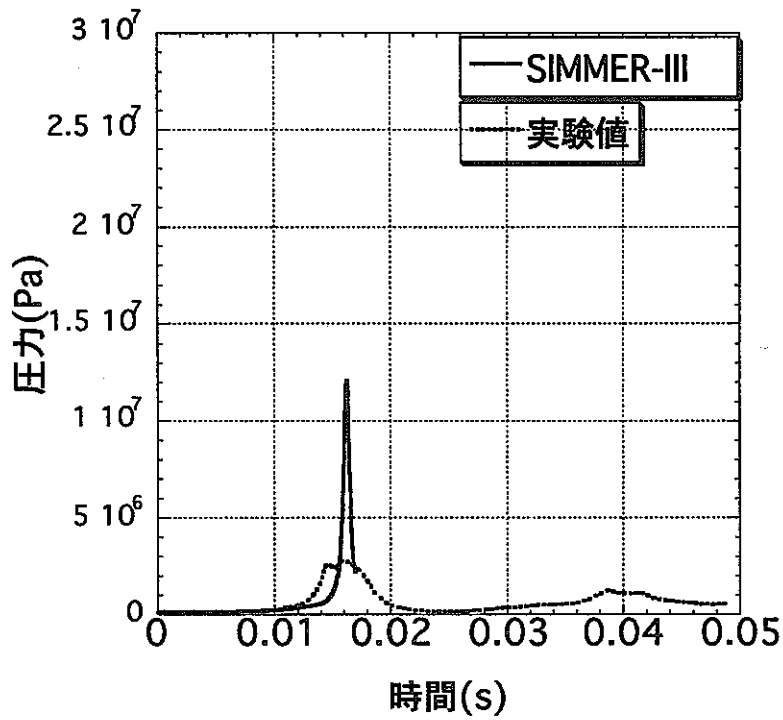


図 B-4カバーガス圧力 (I-7シリーズ)

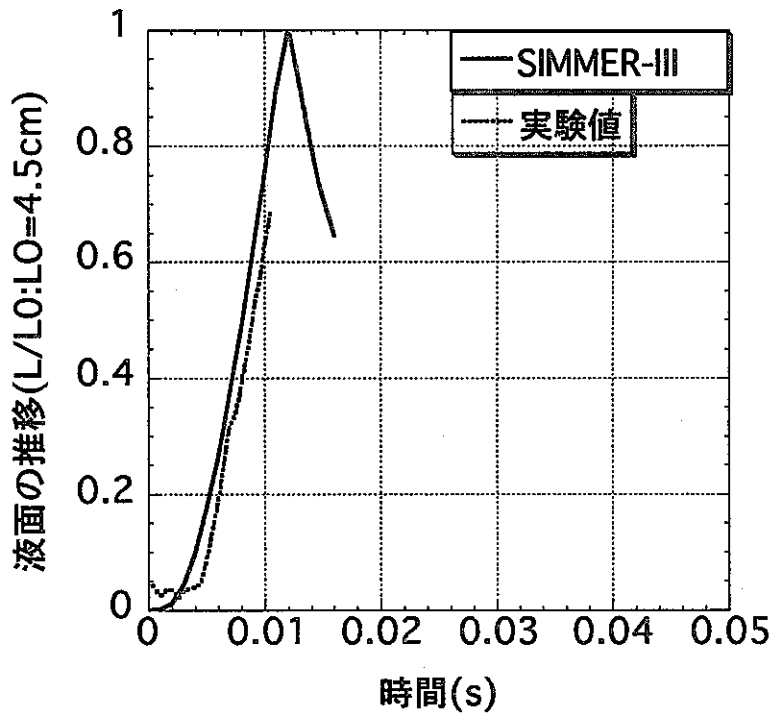


図 B-5カバーガス界面上昇挙動 (I-8シリーズ)

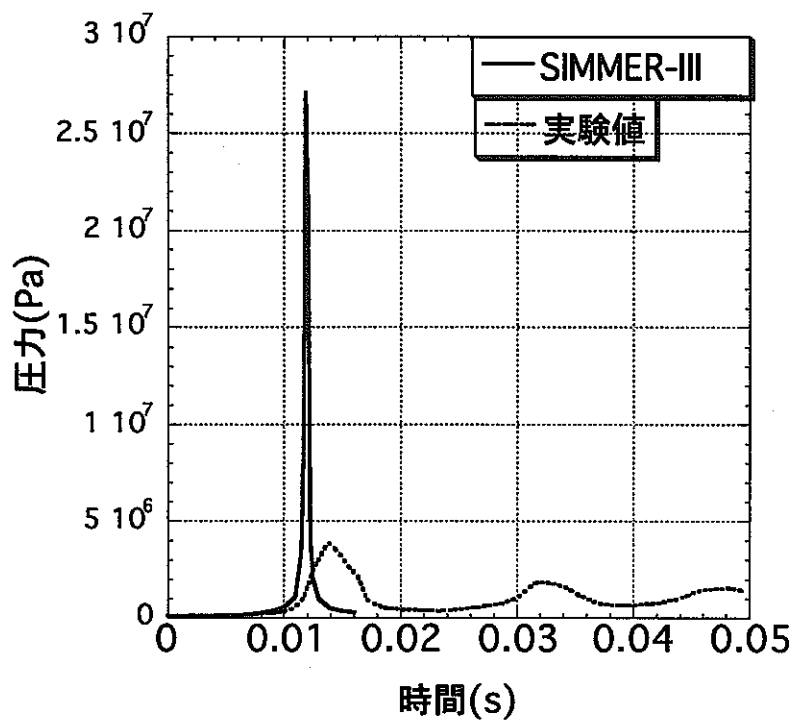


図 B-6カバーガス圧力 (I-8シリーズ)

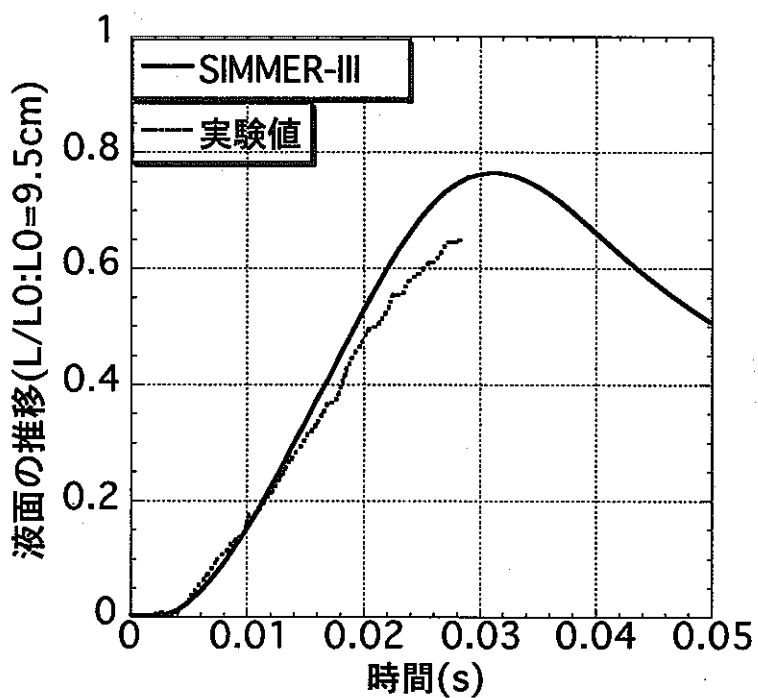


図 B-7カバーガス界面上昇挙動(IV-16シリーズ)

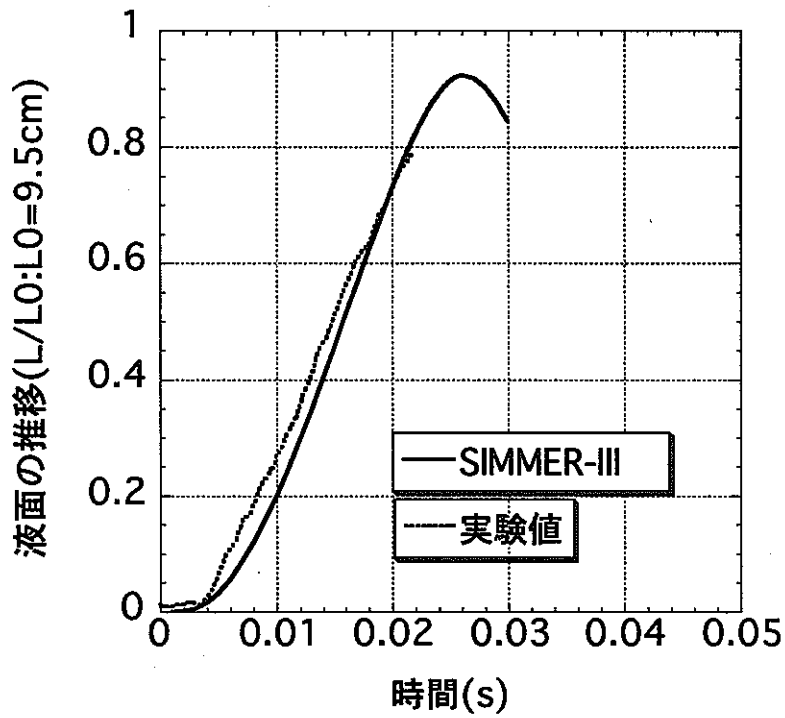


図 B-8カバーガス界面上昇挙動(IV-17シリーズ)

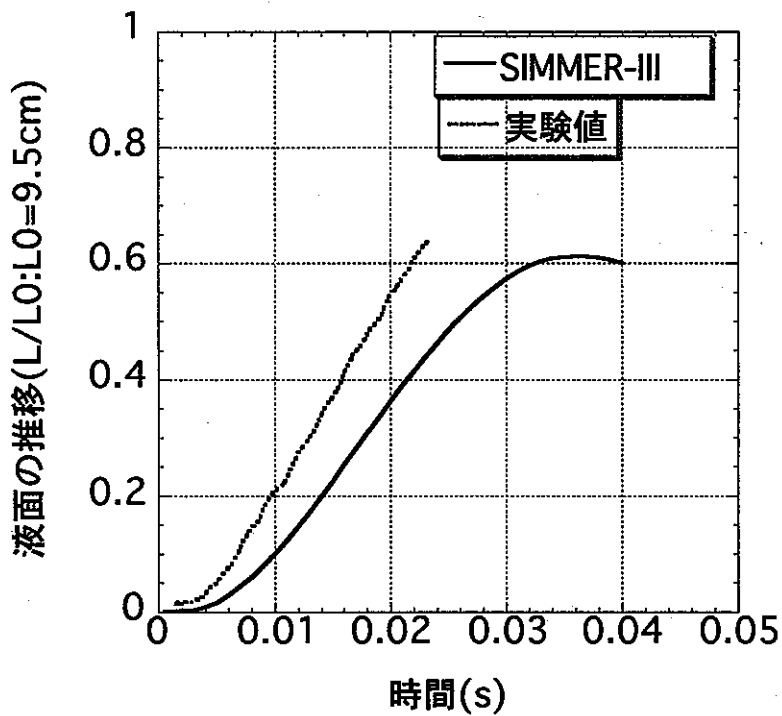


図 B-9カバーガス界面上昇挙動 (IV-18シリーズ)

APPENDIX C SIMMER-III におけるエントレインメントモデルの提案

カバーガス界面でのエントレインメントは発生は、R-T 不安定性によるものと予想されるが、3.2.2.1節で述べたように、気泡界面でのエントレインメント発生は、R-T、K-H 型不安定性が共存した複雑な現象であると予想される。将来の SIMMER-III へのエントレインメントモデルの組み込みにあたっては、最初のステップとして、コードへの組み込みが容易な Corradini の R-T 型不安定性に基づくモデルの組み込みを試み、試験解析による検証研究の結果、K-H 型不安定性のモデルが必要と判断された段階で、Kocamustafaogullari⁽⁴⁵⁾によって提唱されている様な R-T、K-H 不安定性を統合したモデルの導入を検討すべきと考える。したがって、ここでは、R-T 不安定性を基にした Corradini のモデルの組み込み方策についてのみ述べる。

R-T 型エントレインメントモデルでは、気液界面の位置と加速度が必要とされるため、計算の進行に伴う気液界面の位置の時間変化を追跡する必要がある。SIMMER-III はオイラー座標系の有限差分コードであるため、気液界面は数値拡散のために数メッシュにわたってスメアーされる。従って、ここでは液体の体積率が 50% に近く、かつ 50% 以下であるメッシュセルを気液界面を含むセルであると定義する。すなわち、液体の体積率が 50% 以下のメッシュは気泡領域に属し、50% 以上のメッシュは液体スラグに属すると見なす。このように、オイラー座標系を用いたコードでは界面を含むセルを定義することは可能であるが、界面の位置を明確にかつ連続的に定義することができないために、界面の加速度を求めることが容易ではない。ここでは、界面の位置を直接に追跡する代わりに、圧力勾配と質量から加速度を求める方法を採用する。すなわち、界面を含むセルにおける圧力勾配を数値微分によって求め、この圧力勾配をセルに含まれる液体の巨視的密度で除した値を界面の加速度として用いる。この方法では、加速度を精度良く求めることは難しいが、Corradini のモデルではエントレインメント速度が加速度の 1/4 乗に比例するため、加速度の精度は結果にはそれほど影響を与えないと考えられる。

このようにして求めた加速度を用いてエントレインメント発生速度を Corradini の式から求め、1 タイムステップ内に気泡内に取り込まれる液滴の量を求める。気泡内に取り込まれる液滴をどのように気泡内に分布させるかは任意性がある。最も簡易な方法は、気泡領域内に均一に分布させることであるが、この場合、エントレインメント液滴への高温蒸気の凝縮、またはエントレインメント液滴と高温融体との接触による FCI 発生を過大に評価する可能性がある。また、取り込み速度を u_c として気液界面が存在するセルの内側に接するセルに液

滴を移すという複雑ではあるが、現実的な方法も考えられる。どのモデルを用いた場合においても、液滴の持つ運動量・エネルギーは保存されるようにする必要はある。

取り込まれた気泡の液滴径は、単純には Rayleigh-Taylor 不安定性波長の半分程度と考えられるが、初期の線形挙動から液滴の発生するような非線形成長に至ると不安定波形が尖頭状となり、より小さな液滴に分裂することが報告されている。このため、ここでは液滴半径を $c\lambda_c$ (c は入力定数でデフォルト値は 0.2、 λ_c は臨界波長) として入力で制御できるようにする。

取り込まれた後のエントレインメント液滴の挙動は基本的には SIMMER-III の流体力学アルゴリズムによって気液間の抵抗力により評価されるべきであるが、より現実的な評価を行うには、取り込まれた時刻に応じて液滴をグループにわけ、それぞれエネルギー・運動量保存式を解くことが望ましいが、モデルの複雑さを増大させることになるため、現在のところは採用しない方針とする。

参考文献

1. J.D.Simpson, et al., "The Termination Phase of core Disruptive Accidents in LMFBR," PNE-81-151, Purdue University, 1980
2. 近藤悟、他、 "SIMMER-II コードによる Purdue 大学の炉心膨張模擬試験の解析"、PNC TN941 85-44(1985.3)
3. T.G.Theofanous, et al., "The Termination Phase of Core Disruptive Accidents in LMFBRs First Annual Progress Report," PNE-79-146, Purdue University, 1979
4. M.L.Corradini, et al., "The Effect of Sodium Entrainment and Heat Transfer with Two-Phase UO₂ During a Hypothetical Core Disruptive Accident," Nuclear Science and Engineering, 73, 242-258(1980)
5. K.Morita, et al., "SIMMER-III Applications to Key Phenomena of CDAs in LMFR," 8th Int. Top. Mtg. on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics(NURETH-8), Vol.3, 1332-1339, (October 1997).
6. F.Blouanger, et al., "LMFR Accidents: Verification of The SIMMER-III code for The Expansion Phase," 8th Int. Top. Mtg. on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics(NURETH-8), Vol.3, 1349-1380(October 1997).
7. Sa.Kondo, et al., "Status and Achievement of Assessment program for SIMMER-III, a Multiphase, Multicomponent Code for LMFR Safety Analysis," 8th Int. Top. Mtg. on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics(NURETH-8), Vol.3, 1340-1341(October 1997).
8. Y.Tobita, "An Analysis of Boling Fuel Pool Experiment by SIMMER-III," 8th Int. Top. Mtg. on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics(NURETH-8), Vol.3, 1357-1364,
9. 守田幸路、他、 "高速炉安全解析コード SIMMER-III 開発の現状と成果"、動燃技報、No.101 (1997.3)
10. 近藤悟、他、 "高速炉の核熱流動安全解析コード SIMMER-III の開発"、動燃技報、No.89、(1994.3).
11. A.R.Edwards, et al., "Studies of phenomena connected with depressurization of water reactors", J.Brit.Nucl.Energy Soc., 9, p125(1970).
12. M.Amblard , et al, Source Term Studies Relative to HCDA in France, LMFBR Safety Topical Meeting, Lyon, France, July 1982, p.IV-35
13. R.L.Webb and A.B.Reynolds, Analysis of the FAST Under Sodium Tests, Knoxville 1985, p.835
14. L.Meyer, and D.wilhelm, Investigation of the Fluid Dynamics of a Gas Jet Expansion in a Liquid Pool, KfK 5307, March 1994
15. G.Kocamustafaogullari et al., "Unified theory for predicting Maximum fluid particle

PNC TN9410 98-032

size for drops and bubbles, NUREG/CR-4028, 1984