



VICTORIA2.0コードを用いた燃料からの
放射性物質放出に関するVEGA-1及び-3実験解析

2005年2月

日高 昭秀・工藤 保・木田 美津子・更田 豊志

日本原子力研究所
Japan Atomic Energy Research Institute

本レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。

入手の問合わせは、日本原子力研究所研究情報部研究情報課（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村）あて、お申し越しください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-1195 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。

This report is issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Research Information Division, Department of Intellectual Resources, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, 319-1195, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 2005

編集兼発行 日本原子力研究所

VICTORIA2.0 コードを用いた燃料からの放射性物質放出に関する
VEGA-1 及び-3 実験解析

日本原子力研究所東海研究所安全性試験研究センター原子炉安全工学部

日高 昭秀※・工藤 保・木田 美津子・更田 豊志

(2005 年 1 月 4 日受理)

シビアアクシデント時における燃料からの放射性物質の放出機構解明とソースタームの予測精度向上を目的として、VEGA 実験計画を進めている。同計画では、昇温中の核分裂生成物 (FP) の放出並びに移行・沈着現象を把握するため、それらを機構論的モデルに基づいて評価でき、化学反応まで取扱い可能な、米国 NRC が開発整備した VICTORIA2.0 コードを用いて実験解析を実施することにしている。本報では、同コードの VEGA 実験解析への適用性を確認することを目的とし、試験後分析を全て終了している VEGA-1 及び-3 実験について、影響評価上重要な FP であるセシウム (Cs) を対象として行った解析の結果について記述する。

VEGA-1 実験の Cs 放出履歴から求めた UO₂結晶粒内拡散に関する相関式は、燃料最高温度の異なる VEGA-3 実験の Cs 放出割合を適切に再現した。この相関式を VICTORIA2.0 コードに適用して実験装置配管内への Cs 沈着分布を評価したところ、沈着量及びフィルタ捕集量を過少評価した。その原因是、同コードは FP を起源とするエアロゾルのみしか考慮しておらず、エアロゾル化を過小評価するためであった。そこで、FP 以外の微粒子を凝縮核とした不均質核形成によるエアロゾル化と粒成長を考慮することにより、同コードは VEGA 実験における Cs 沈着分布を適切に予測できることを示した。

今後、同コードで予測した Cs 以外の放射性物質の配管内沈着分布を、誘導結合プラズマ原子発光分光分析法 (ICP-AES) を用いた微量または非 γ 線放射性元素分析の事前評価等に役立てる予定である。

東海研究所：〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根 2-4

※内閣府原子力安全委員会事務局に出向中

Analyses of Radio-nuclides Release and Transport in VEGA-1 and -3 Tests with
VICTORIA2.0 Code

Akihide HIDAKA*, Tamotsu KUDO, Mitsuko KIDA and Toyoshi FUKETA

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

(Received January 4, 2005)

The VEGA (Verification Experiments of radionuclides Gas/Aerosol release) program has been performed at JAERI to clarify mechanisms of radionuclides release from irradiated fuel during severe accidents and to improve the source term predictability. In the program, the analyses for the VEGA tests are also being performed with the VICTORIA2.0 code developed by USNRC for comprehensive understanding of radionuclides release and transport phenomena in the test apparatus. The code has the mechanistic models for fission products (FP) release from fuel and transport in reactor cooling system, and can calculate chemical reactions of the released FP based on the theory of thermo-chemical equilibrium. In this report, the behaviors of Cs that is one of the most important nuclides for evaluation of the consequences of nuclear power plants were mainly analyzed and compared with the test data to evaluate the applicability of the code to the VEGA tests. The VEGA-1 and -3 tests conducted under the same conditions except for the maximum fuel temperature and heat up history were chosen for the present analyses, because their post-test analyses had been already completed.

The correlation for Cs diffusion coefficient in the fuel grain obtained from the VEGA-1 test was applied to the release analysis of VEGA-3 test with a different temperature evolution from VEGA-1. The calculated release of Cs agreed well with the measurement. As a next step, the correlation was applied to subsequent Cs transport

* On loan to Secretariat of the Nuclear Safety Commission, Cabinet Office

and deposition analyses. The calculation underpredicted the total mass of Cs deposited onto the test apparatuses because the nucleation of aerosol and its growth were underestimated due to the consideration of aerosol nucleation originated only from released FP in VICTORIA2.0. In order to simulate the heterogeneous nucleation of Cs vapor species with particles other than released FP, several sensitivity analyses were performed taking additional aerosol seeds into account. The sensitivity analyses showed a reasonable agreement with the measured Cs distribution in the apparatuses.

It turned out from the present analyses that additional aerosol seeds besides the released FP be considered when the VICTORIA2.0 code is applied to the VEGA test analyses to simulate the FP release and transport behaviors appropriately. The analytical results of VICTORIA2.0 will be used for the preliminary evaluation for the microanalysis by inductively coupled plasma – atomic emission spectrometry (ICP-AES) to quantify the masses of actinides or FP without emission of γ -rays which are deposited onto the test apparatus.

Keywords: Severe Accident, Radionuclide Release, Source Term, VEGA Program, VICTORIA2.0, Cesium, Aerosol, Deposition, Heterogeneous Nucleation, Diffusion Coefficient

This is a blank page.

目 次

1. はじめに -----	1
2. VEGA 実験の概要-----	2
2. 1 実験装置及び計測の概要-----	2
2. 2 VEGA-1 実験の結果-----	3
2. 3 VEGA-3 実験の結果-----	4
3. 解析手法と解析条件-----	4
3. 1 VICTORIA2.0 コードの概要-----	4
3. 1. 1 FP 放出モデル-----	5
3. 1. 2 FP 移行・沈着モデル-----	8
3. 1. 3 熱化学平衡モデル-----	12
3. 2 解析条件-----	13
3. 2. 1 解析対象及び範囲-----	13
3. 2. 2 境界条件-----	13
3. 2. 3 入力データの作成-----	14
4. 解析結果 -----	18
4. 1 FP 放出挙動 -----	18
4. 1. 1 VEGA-1 実験-----	18
4. 1. 2 VEGA-3 実験-----	19
4. 2 Cs 移行・沈着挙動 -----	22
4. 2. 1 VEGA-1 実験-----	22
4. 2. 2 VEGA-3 実験-----	24
4. 3 Cs 移行・沈着挙動に関する感度解析-----	25
4. 3. 1 VEGA-1 実験-----	25
4. 3. 2 VEGA-3 実験-----	29
5. まとめ -----	32
謝辞 -----	33
参考文献 -----	33
付録 1 : ORIGEN-2 コード入力データ -----	59
付録 2 : VICTORIA2.0 コード入力データ -----	60

Contents

1 . Introduction-----	1
2 . Outlines of VEGA Experiments-----	2
2 . 1 Outlines of VEGA Test Apparatuses and Measurements-----	2
2 . 2 Result of VEGA-1 Test-----	3
2 . 3 Result of VEGA-3 Test-----	4
3 . Analytical Method and Conditions -----	4
3 . 1 Outline of VICTORIA2.0 Code-----	4
3 . 1 . 1 FP Release Model-----	5
3 . 1 . 2 FP Transport and Deposition Model-----	8
3 . 1 . 3 Thermo-chemical Equilibrium Model-----	12
3 . 2 Analytical Conditions-----	13
3 . 2 . 1 Analytical Regions-----	13
3 . 2 . 2 Boundary Conditions-----	13
3 . 2 . 3 Preparation of Input Data-----	14
4 . Analytical Results-----	18
4 . 1 Analyses of FP Releases-----	18
4 . 1 . 1 VEGA-1 Test-----	18
4 . 1 . 2 VEGA-3 Test-----	19
4 . 2 Analyses of Cesium Transport and Deposition-----	22
4 . 2 . 1 VEGA-1 Test-----	22
4 . 2 . 2 VEGA-3 Test-----	24
4 . 3 Sensitivity Analyses for Cesium Transport and Deposition-----	25
4 . 3 . 1 VEGA-1 Test-----	25
4 . 3 . 2 VEGA-3 Test-----	29
5 . Conclusions-----	32
Acknowledgments-----	33
References-----	33
Appendix 1: Input Data for ORIGEN-2 Code-----	59
Appendix 2: Input Data for VICTORIA2.0 Code-----	60

1. はじめに

日本原子力研究所（以下、原研）では、シビアアクシデント条件下における放射性物質の放出機構解明とソースターム（事故時に環境中に放出される放射性物質の量、種類）の予測精度向上を目的として、照射済燃料からの放射性物質放出挙動実験 VEGA (Verification Experiments of radionuclides Gas / Aerosol release) 計画⁽¹⁾を進めている。VEGA 計画では、燃料の融点を超える 3,150K までの高温条件及び最大 1.0MPa までの加圧条件下において、UO₂ または MOX 燃料から放出される放射性物質の放出及び移行挙動を調べている。主な特長は、従来の研究でデータが得られていない圧力が放出に及ぼす影響、並びにデータが少ない低揮発性及び短半減期の核分裂生成物 (FP; Fission Products) やアクチニドに関する放出挙動を評価することである。

VEGA 計画において、2001 年 3 月までに行った 3 回の実験の条件を Table 1 に示す。VEGA-1 実験⁽²⁾は、その後に実施する圧力、温度、雰囲気条件等を変えた実験結果と比較するための参考データを得ることを目的として、大気圧の不活性（ヘリウム）雰囲気において、燃料の融点に近い 2,773K までの温度条件で実施した。VEGA-2 実験⁽³⁾は、約 1.0MPa の加圧条件下において、VEGA-3 実験⁽⁴⁾は燃料の融点を超える 3,123K までの高温条件下において、その他の実験条件を VEGA-1 実験から変えずに実施した。これらの実験及び実験後分析から、FP として重要なセシウム(Cs)の放出割合及び実験装置内沈着分布等を定量評価し、圧力及び燃料最高温度が放射性物質の放出、移行特性に及ぼす影響を明らかにした。

一方、VEGA 計画では、Cs 以外の計測が困難な FP を含む多種の放射性物質の放出及び移行に関する装置全体の挙動を把握することを目的として、機構論的モデルに基づき、様々な雰囲気条件下における FP 放出及び移行挙動を評価できる VICTORIA2.0⁽⁵⁾コードを用いた解析を行うことしている。本報では、その第一段階として、同コードの VEGA 実験に対する予測性能を把握するために行った VEGA-1 及び-3 実験の Cs 放出、並びに装置配管への Cs 沈着に対する解析の結果、同コードの手法をそのまま用いた場合の問題点及び VEGA 実験結果の再現性を向上させるため行った工夫等について記述する。なお、加圧条件の VEGA-2 実験については、別途、圧力が FP 放出挙動に及ぼす影響を検討しており⁽⁶⁾、また、圧力は FP の移行挙動にほとんど影響しないことから本報告の解析対象から除外した。

2. VEGA 実験の概要

2. 1 実験装置及び計測の概要

実験装置は、高周波誘導加熱炉、試験燃料を設置する坩堝及び内管、加熱炉出口部の配管温度の低下を防止するインラインヒータ、水平配管、3系統の温度勾配管 (TGT: Thermal Gradient Tubes) 及びエアロゾルフィルタ、高温高圧型のカスケードインパクタ、コンデンサ、ドライヤ、冷却活性炭を装填した希ガストラップ等から構成される。実験装置⁽⁷⁾の概略を Fig.1 に示す。試験燃料は、実炉で照射した UO₂ または MOX 燃料のペレット最大 6 個であり、タンゲステン製（水蒸気雰囲気の場合、トリア(ThO₂)製）の坩堝及び内管内に設置される。誘導コイルの高周波電流により、タンゲステン製内管の円周方向（水蒸気雰囲気の場合、加熱炉断熱材(カーボンフェルト)の内側に設置された黒鉛サセプタ(図示せず)）に誘導電流が流れ、最高 3,150K まで加熱される。加熱炉下部から内管内にキャリアガス (He, H₂, H₂O 及び Air を供給可能) が流入し、試験燃料から放出される放射性物質とともに加熱炉上部より流出する。内管外側にもキャリアガスと同種類のガスが供給されており、内管は内部ガスと外部ガスの圧力境界を為している。実験中は、内管の外側圧力が内側よりも 0.05MPa だけ高くなるように設定され、内管が万一破損した場合でも、放射性物質が加熱炉外側を汚染するのを防ぐ構造になっている。

加熱炉出口フランジ部は、シールに用いているOリング保護のため、常に 200K 以下に冷却されている。これにより、加熱炉出口配管の温度が低下し、燃料から放出された FP が沈着する恐れがあるため、加熱炉出口と接合する配管にはインラインヒータを設置し、配管温度が約 900K 以上になるように加熱している。インラインヒータの出口から温度勾配管入口までは、揮発性 FP の凝縮やエアロゾルの沈着を防ぐため、一定温度 (1,023K) に保たれている。TGT では、入口から出口に向かって内面がほぼ直線的な温度勾配 (1,023K から 473K まで) に設定されており、揮発性 FP の大部分は凝縮またはエアロゾル化する。TGT を通過したエアロゾル状物質は、エアロゾルフィルタにて捕集される。TGT 及びエアロゾルフィルタは 3 系統 (A, B, C) から構成されるが、実験中に使用するのは 1 系統であり、試験燃料温度が上昇するに従って順次切り替えて用いている。フィルタを通過したガス状ヨウ素は、さらに後段に設置されたコンデンサ(温度 273K)で凝縮捕集され、コンデンサを通過した希ガスは冷却した活性炭(温度 210K)に物理吸着される。また、水平配管の中央部からは、エアロゾル粒径を測定するためのカスケードインパクタへの配管が設けられている。カスケードインパクタは、直径が 0.2~20 μm 程度までのエアロゾルを、ノズル径が異なる 8 枚の分級板で分離捕集する。カスケードインパクタを通過したエアロゾルはバックアップフィルタで捕集される。

実験中は、ゲルマニウム (Ge) 半導体 γ 線検出器を用いて、加熱炉中心、エアロゾルフィルタ、コンデンサ及び冷却活性炭に対して γ 線スペクトルをオンラインで測定している。また、装置各部の温度、圧力、ガス流量及びエアロゾルフィルタの後段におけるキャリアガス中の水素及び酸素濃度をオンラインで測定している。実験後は、坩堝を含む加熱炉中心部をエポキシ樹脂で固定し、オフライン γ 線測定やミクロ組織観察、及び元素を同定するための SEM / EPMA (Scanning Electron Microscope / Electron Probe X-Ray Micro Analyzer) 分析を行う。加熱炉出口からエアロゾルフィルタまでの配管は、実験後にそれらを概ね 20cm 毎に切断し、沈着分布を得るためにオフライン γ 線測定を行う。その後、硝酸液に浸して沈着物を洗い流し、洗净液を γ 線検出器で測定することにより、沈着した FP のマスバランスを評価する。また、カスケードインパクタの各分級板への沈着量の測定結果から、エアロゾルの粒径分布を求める。さらに、ICP-AES (Inductively Coupled Plasma - Atomic Emission Spectrometry) を用いて、酸洗溶液中に溶解している微量元素の種類と濃度を測定し、 γ 線計測からは得られない FP のマスバランスを求める。

2. 2 VEGA-1 実験の結果

VEGA-1 実験⁽²⁾は、今後実施する水蒸気雰囲気、被覆管付きの実験と比較することにより、それらの効果を明らかにするための基本的な放出データを得ることを目的とし、不活性雰囲気、被覆管無しの条件で行った。試験燃料は、燃焼度 47GWd/tU (実験時点での 6 年冷却) の PWR (高浜 3 号炉) 燃料ペレット 2 個 (約 10g) である。試験燃料を加熱炉の坩堝内に設置し、He 大気圧下で、2,773K まで昇温して FP の放出挙動を調べた。VEGA-1 実験の温度、圧力、流量履歴に関する測定値を Fig.2 に示す。昇温速度 (=1K/s) と温度プロト一、キャリアガス流量 (= 約 1NL/分) は、ORNL 実験⁽³⁾を参考にして設定したものである。キャリアガスのレイノルズ数は約 30 以下であり、流れは層流と考えられる。TGT 配管は、2,000K 及び 2,300K の温度プロト一終了時に A から B, B から C の順に切り替えて用いた。また、燃料温度 2,300K (時刻 3,780s)において、3 分間だけカスケードインパクタラインを開放した。その間、キャリアガスは、カスケードインパクタライン及び TGT ラインの両方に流した。

加熱炉出口から TGT 入口までの温度は加熱炉温度に関係なく一定に保たれ、TGT 内温度分布も設定通りに維持された。ただし、ヒータが上下 2 分割式になっているオンラインヒータの下部ヒータが機能せず、加熱炉出口部温度が設定よりも低く (約 470~570K) なった。放射性物質の化学形に大きな影響を与える酸素及び水素濃度は、実験を通して非常に低く、不活性な雰囲気が保たれた。実験は順調に推移したが、終了間近の燃料最高温度 2,773K 到達とほぼ同時にキャリアガス流量が急減した。その約 10 分後に加熱炉表面温度が 353K に達してインターロックが作動したため、加熱炉電源が切れ、実験終了となった。

試験後に装置を解体した結果、インラインヒータの下部に位置する配管（インコネル 600 製、融点；1,609K）が加熱炉中心からの伝熱により溶融し、流路閉塞を生じていたことが明らかになった。VEGA-2 以降の実験においては、2.3 節に示すように溶融した配管部分の設計を変更し、溶融が起りにくく構造とした。

2. 3 VEGA-3 実験の結果

VEGA-3 実験⁽³⁾では、燃料溶融が FP 放出に及ぼす影響を調べることを目的として、試験燃料を UO₂ の融点を超える 3,123K まで昇温した。燃料の温度履歴以外は、VEGA-1 実験とほぼ同条件である。ただし、VEGA-1 実験で溶融したインラインヒータの下部配管長さを、VEGA-1 の 70mm から約 40mm に短縮し、先端を加熱炉中心部から遠ざけることによって溶融しにくくした。VEGA-3 実験の温度、圧力、流量履歴を Fig.3 に示す。VEGA-1 実験と同様に、キャリアガスの流れは層流である。3 段階の温度プラトーを経て昇温するが、VEGA-1 の 2,000K の温度プラトーを省略し、代わりに最高温度 3,123K のプラトーを設定した。TGT 配管は、温度プラトー終了時に A から B, B から C の順に切り替えた。また、カスケードインパクターラインは、燃料最高温度 3,123K プラトーにおいて 3 分間だけ開放し、その間、キャリアガスはカスケードインパクターラインのみに流した。

加熱炉出口から下流側の温度分布は、TGT 内温度分布も含めてほぼ設定通りに維持されたが、VEGA-1 実験と同様にインラインヒータの下部ヒータが機能せず、加熱炉出口部が低温（約 420～550K）となった。酸素及び水素濃度は実験を通して非常に低く、雰囲気は不活性に保たれた。キャリアガス流量は設定流量を確保できているが、燃料温度の上昇につれて緩やかな減少傾向を示した。その原因としては、内管の熱膨張により外部ヘリウムが流入する隙間が狭まることにより、内管外部から内部へのヘリウム流入量が低下したことが考えられる。VEGA-3 実験は、VEGA-1 実験で見られたような流路閉塞は生じず、予定通り終了した。なお、実験後に装置配管を切断して酸洗浄した溶液のうち、中・低揮発性核種の沈着が予想されるインラインヒータ下部配管の洗浄液を ICP-AES により元素分析し、U, Sr 及び Zr の放出割合を評価した⁽⁹⁾。

3. 解析手法と解析条件

3. 1 VICTORIA2.0 コードの概要

VICTORIA2.0 コード⁽⁵⁾は、シビアアクシデント時の燃料からの FP 放出、気体状及びエアロゾル状 FP の原子炉冷却系内の移行・沈着挙動、FP の化学反応を詳細かつ機構論的に解析するために、米国 NRC がサンディア国立研究所 (SNL) に委託して開発した計算コードである。以下に、解析モデルの概要を述べる。

3. 1. 1 FP 放出モデル

VICTORIA2.0 コードは、燃料からの放射性物質放出を、(i)燃料結晶粒内の拡散、(ii)結晶粒界開気孔中の拡散と移流、(iii)ペレット・被覆管間隙(ギャップ)における拡散と移流、及び(iv)ギャップから被覆管外への拡散と移流からなる4段階のプロセスに基づいて計算する(Fig.4 参照)。このうち、燃料結晶粒内の拡散については、固体球内の拡散過程に基づき、1次元球座標を用いた次の拡散方程式を計算する。

$$\frac{\partial}{\partial t} C_i = \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} \left[r^2 D_{Gi} \frac{\partial}{\partial r} C_i \right] \quad (3.1)$$

ここで、 t 時間 (s)

r : 半径方向座標 (m)

C_i : 元素 i のモル濃度(kg·mol/m³) D_{Gi} : 元素 i の拡散係数(m²/s)

ただし、VICTORIA2.0 コードは、(3.1)式を直接、数値的に解く代わりに、結晶粒内の元素 i の初期濃度を一様、結晶粒表面の元素 i の濃度をゼロと仮定した Booth モデル⁽¹⁰⁾の近似解を用いている。その場合、時刻 t (s)における放射性物質の放出割合 f は、拡散の特性時間 τ の関数として以下で与えられる。

$$\begin{cases} f = 6 \left[\frac{\tau}{\pi^3} \right]^{\frac{1}{2}} - 3 \frac{\tau}{\pi^2}, & \text{for } \tau < 1 \\ f = 1 - 6 \frac{\exp[-\tau]}{\pi^2}, & \text{for } \tau \geq 1 \end{cases} \quad (3.2)$$

$$\tau = \frac{\pi^2 D_G [t - t_0]}{a^2} \quad (3.3)$$

ここで、 t_0 は拡散開始時刻(s)、 a は結晶粒半径(m)である。

元素 i の拡散係数 D_{Gi} は、次のアレニウス式から求める。

$$D_{Gi} = D_{0i} \exp[-\theta_i/T] \quad (3.5)$$

D_{0i} は指数関数前係数(m²/s)、 θ_i は格子拡散の活性化温度(K)、 T は絶対温度(K)である。 D_{0i} と θ_i は、入力データで元素ごとに与える。

結晶粒内拡散以外の過程も扱う VICTORIA2.0 コードが、結晶粒内拡散のみを支配的と仮定する Booth モデルを用いた理由は、粒内拡散自身は放射性物質の種類によらず本来備

わったほぼ一定値を取るとする Matzke の研究⁽¹¹⁾に立脚し、放出挙動の差は、粒界に放出された後の放射性物質の化学形の変化とその蒸気圧によって決定されるという考え方に基づいていることによる。つまり、放射性物質の種類によらない粒内拡散を Matzke が求めた拡散係数を用いて計算した後、化学形の変化と蒸気圧を、次節で説明する熱化学平衡計算で予測し、放出挙動の差を、蒸気圧が高くてガス状の揮発性 FP は速やかに燃料外へ放出され、蒸気圧が低くて液体または固体状の中・低揮発性 FP は粒界に留まって放出が遅れるとして説明できるものとしてモデル化が行われた。

VICTORIA 2.0 コードは、ペレット内の開気孔における化学反応を考慮するために熱化学平衡計算を導入し、結晶粒から放出された元素の化学形を予測する。ある温度で液体状または固体状の化合物（凝縮相）は開気孔中に残留し、気体状物質の化合物のみが燃料ペレット表面に到達し得る。考慮する移動機構は、多成分気体中のガス拡散係数 D_i に基づく拡散と、Darcy 則に基づく半径方向流速 u による移流である。開気孔中の気体状化学種 i の半径方向濃度保存式は、

$$\alpha \frac{\partial}{\partial t} C_i = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[r \beta D_i \frac{\partial}{\partial r} C_i - r C_i u \right] + S_{Pi} \quad (3.6)$$

ここで、 α : 燃料ペレットの空隙率 (-)

β : 連結空隙率 (-)

D_i : 気体状化学種 i のガス拡散係数 (m^2/s) u : 径方向流速 (m/s)

S_{Pi} : 開気孔に流入した元素からなる

気体状化学種 i のモル濃度 ($kg \cdot mol/m^3$)

である。燃料ペレットの空隙率 α は、燃料の理論密度に対するペレット密度の比を 1.0 から差し引いた値である。連結空隙率 β は、VICTORIA2.0 コードの検証計算から、経験的に 0.0001 とされている。 β は、温度上昇とともに燃料表面の泡立ち (Frothing) を考慮し、燃料温度に依存して 0.0011 まで増加する。開気孔に流入した元素及びそれから生成された化合物のうち気体状の化学種 i の濃度 S_{Pi} は、前述の Booth モデルによる結晶粒からの FP 放出割合と、化学平衡計算により決定される化学種 i の揮発割合から求められる。

開気孔中の多成分混合ガス中の化学種 i のガス拡散係数 D_i は、混合ガスを構成する成分 j 中の化学種 i の拡散係数 D_{ij} から求める。 D_{ij} は、Chapman-Enskog の理論⁽¹²⁾により、次式で計算される。

$$D_{ij} = \frac{0.18824 \sqrt{T^3 \left(\frac{1}{M_i} + \frac{1}{M_j} \right)}}{P \sigma_{ij}^2 \Omega_{D,ij}} \quad (3.7)$$

$$\sigma_{ij} = \frac{1}{2} (\sigma_i + \sigma_j) \quad (3.8)$$

$$\Omega_{D,ij} = f(\kappa_B T / \sqrt{\varepsilon_i \varepsilon_j}) \quad (3.9)$$

ここで、 M_i : 化学種 i の分子量 (kg/kg-mol)

P : 混合ガスの圧力 (Pa)

σ_i : 化学種 i の特性直径に関する Lennard-Jones パラメータ (Å)

ε_i : 化学種 i の自己反応の特性エネルギーに関する

Lennard-Jones パラメータ (-)

$\Omega_{D,ij}$: 化学種 i と j との拡散に関する衝突積分 (-)

κ_B : ボルツマン定数 ($\approx 1.38 \times 10^{-23}$ J/K)

Lennard-Jones パラメータ σ_i 及び ε_i は文献(5)に、(3.9)式の関係は文献(12)にテーブルで与えられている。混合ガス中のガス拡散係数 D_i は、 D_{ij} を用いて次式で表される。

$$\frac{1-x_i}{D_i} = \sum_{j,(i \neq j)} \frac{x_j}{D_{ij}} \quad (3.10)$$

ここで、 x_i : 混合ガス中の化学種 i のモル分率 (-)

なお、混合ガスを形成する成分 j として、存在する全ての気体状化学種（ただし、モル分率 0.1%以上）を考慮するオプションと、3 種類のガス（水蒸気、水素、ヘリウム）のみを考慮するオプションのいずれかを選択できる。

被覆管付燃料の場合には、燃料ペレット表面に到達した放射性物質は、被覆管-ペレット間のギャップに放出される。ギャップ中の移動機構は、結晶粒界開気孔中の移動と同様である。ただし、ギャップでは、径方向だけでなく軸方向の拡散及び移流を取り扱い、放射性物質の保存式は、

$$\alpha \frac{\partial}{\partial t} C_i = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[r \beta_r D_i \frac{\partial}{\partial r} C_i - r C_i u \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\beta_z D_i \frac{\partial}{\partial z} C_i - C_i v \right] \quad (3.11)$$

である。ここで、ギャップの空隙率 α 、半径方向及び軸方向の連結空隙率 β_r, β_z は、すべて 1.0 である。また、 z は燃料の軸方向座標、 v は Darcy 則に基づく軸方向流速である。

ギャップ中から被覆管外への放射性物質の移動は、結晶粒界開気孔中の移動と同様に (3.6)式で記述される。その場合の連結空隙率 β は、被覆管が健全な状態では 0.0 であるが、入力で設定した被覆管破損温度 (VEGA-1 及び-3 実験では被覆管無しの燃料を用いているため、解析時刻 0s における燃料温度 1,023K より小さい 1,000K に設定) または溶融温度に達すると 1.0 に切り換わる。以上のプロセスを経て、放射性物質は燃料からキャリアガス中に放出される。

3. 1. 2 FP 移行・沈着モデル

キャリアガス中に放出された放射性物質は、原子炉冷却系内を気体状またはエアロゾル状で移行する。これらの現象は、熱水力条件に依存するため非常に複雑である。このため、VICTORIA2.0 コードは、ひとつの解析ノードを複数のサブ領域に分割して取扱う。サブ領域分割の例を Fig.5 に示す。図示した燃料棒境界層、構造物境界層、バルクガス層の他に、制御棒境界層を含めて最大 4 つのサブ領域で構成する。燃料棒境界層、構造物境界層、制御棒境界層（以下、3 つの層を総称して境界層と呼ぶ）の厚さは、熱伝達と物質伝達とのアナロジにより、熱伝達境界層厚さから求める。バルクガス層の体積には、解析ノードの体積から各境界層の体積を差し引いた残りを割り当てる。各サブ領域は個別の温度条件であり、燃料棒境界層を除くサブ領域に化学平衡計算を独立に適用する。

(1) 気体状物質の移行

気体状物質はキャリアガス流速で下流側へ運ばれるが、その一部は凝縮または化学反応による凝縮相の形成により、配管内面またはエアロゾル表面に沈着する。境界層内で気体状物質が凝縮する場合、全相変化量が構造物（または制御棒）表面に凝縮する。一方、バルクガス層内で気体状物質が凝縮する場合は、全てエアロゾルの形成（または成長）に寄与する。エアロゾル化するガスの量は化学平衡計算により決定され、次式の Fuchs-Sutugin のモデル⁽¹³⁾で求められるエアロゾル粒径ごとの凝縮率に応じて配分される。

$$\zeta_i = 4\pi D_i r_a [c_\infty - c_{a,i}] \left(\frac{1 + K_n}{1 + 1.71K_n + 1.33K_n^2} \right) \quad (3.12)$$

ここで、 ζ_i : 半径 r_a のエアロゾルに凝縮する化学種 i の凝縮率 (kg/s)

r_a : エアロゾルの半径 (m)

c_∞ : エアロゾルから無限遠での化学種 i の質量濃度 (kg/m³)

c_a : エアロゾル表面での化学種 i の質量濃度 (kg/m^3) K_n : エアロゾルのクヌーセン数

クヌーセン数 K_n は、エアロゾル半径に対する気体中の平均自由行程の比である。(3.12)式は、広範囲の K_n に適用できる近似式である。

気体状化学種 i の解析ノード間の移行は、バルクガス層について次式で記述される。

$$\frac{\partial}{\partial t} c_i = \frac{1}{A_r} \frac{\partial}{\partial r} \left[A_r D_i \frac{\partial}{\partial r} c_i - A_r u c_i \right] + \frac{1}{A_z} \frac{\partial}{\partial z} \left[A_z D_i \frac{\partial}{\partial z} c_i - A_z v c_i \right] + \frac{S_F + S_C + S_S}{V_B} \quad (3.13)$$

ここで、 t : 時間 (s) A_r : 径方向流路面積 (m^2) c_i : 化学種 i の質量濃度 (kg/m^3) A_z : 軸方向流路面積 (m^2) r : 径方向座標 (m) u : 径方向流速 (m/s) z : 軸方向座標 (m) v : 軸方向流速 (m/s) S_F : 燃料棒境界層からバルクガス層への化学種 i の物質伝達量 (kg/s) S_C : 制御棒境界層からバルクガス層への化学種 i の物質伝達量 (kg/s) S_S : 構造物境界層からバルクガス層への化学種 i の物質伝達量 (kg/s) V_B : バルクガス層の体積 (m^3)

拡散係数 D_i は、燃料結晶粒界開気孔中の拡散係数と同様に、Chapman-Enskog の理論から求められる。径方向及び軸方向流速 u, v は、実験データまたは流動解析により別途求めて、入力データで与える必要がある。境界層からバルクガス層への気体状物質伝達量 S_F, S_C, S_S は、濃度差に基づく物質伝達計算により決定される。

(2) エアロゾル状物質の移行

VICTORIA2.0 コードでは、ガス中のエアロゾルを離散化した粒径グループに分けて計算する。エアロゾルの最大及び最小粒子グループの代表粒子の重量と、粒径グループ数または粒径（重量）の間隔を入力で指定する。エアロゾルソースを設定する場合には対数正規分布を持つ粒子群を発生することができ、質量中央径 (MMD; Mass Median Diameter) 及び幾何標準偏差を入力で与える。エアロゾルソースの構成成分として、複数の凝縮相化学種とその成分比率を与えることが出来る。また、エアロゾルの質量流量を時間の関数として与えることが可能であるが、成分比率は一定値である。なお、質量中央径 MMD は、粒径分布において、MMD 以下の粒径群重量とそれ以上の粒径群重量が等しく（全エアロゾル重量の 1/2 に）なる直径 d_m であり、次式で定義される。

$$\frac{1}{2} = \left[\int_0^{m_m} N(m) dm \right] / \left[\int_0^{\infty} N(m) dm \right] \quad (3.14)$$

$$\hat{m}_m = \frac{\pi}{6} \rho_a d_m^3 \quad (3.15)$$

ここで、 $N(m)$ は質量 m (kg)の粒子の数密度($/m^3$)、 ρ_a は粒子の密度(kg/m^3)である。また、MMDに対する幾何標準偏差 σ は、

$$[\ln(\sigma)]^2 = \left[\int_0^{\infty} \left\{ \ln \left(m / \hat{m}_m \right) \right\}^2 N(m) dm \right] / \left[\int_0^{\infty} N(m) dm \right] \quad (3.16)$$

である。

ガス状化学種の凝縮によるエアロゾルの形成機構は、蒸気分子相互の結合により凝縮核が形成される均質核形成と、既に存在する微粒子を凝縮核とする不均質核形成がある。シビアアクシデント時においては不均質核形成が支配的と考えられることから、VICTORIA2.0 コードは不均質核形成のみを取り扱う。ただし、バルクガス層内にエアロゾルが存在しない場合には、凝縮ガスの全てを最小粒径グループのエアロゾルに置き換え、これを核とする。エアロゾルは次に述べる凝集により直ちに成長するため、最小エアロゾル粒径が最終的な粒径分布に及ぼす影響は小さいことが確認されている⁽⁵⁾。

エアロゾルの保存式は次式で記述される。

$$\frac{\partial}{\partial t} N(m) = \frac{1}{2} \int_0^m \Phi(\omega, m - \omega) N(\omega) N(m - \omega) d\omega - N(m) \int_0^{\infty} \Phi(\omega, m) N(\omega) d\omega - R(m) + S(m) \quad (3.17)$$

ここで、 $\Phi(\omega, m)$ は、質量 ω (kg)の粒子と質量 m (kg)の粒子との凝集率 ($m^3/kg \cdot s$)を表している。右辺第1項は、質量 ω (kg)の粒子と質量 $m - \omega$ (kg)の粒子との凝集による質量 m (kg)の粒子の生成量、第2項は、凝集による質量 m (kg)の粒子の消滅量、第3項は、沈着による質量 m (kg)の粒子の消滅量、第4項は、凝縮による質量 m (kg)の粒子の生成量である。エアロゾルの凝集機構としては、以下の4つを半経験的モデルにより考慮している。

- ・ プラウン運動: Φ_B

- エアロゾルのプラウン運動による凝集

- ・ 重力沈降: Φ_G

- エアロゾル粒径（重量）の違いに基づく重力沈降速度差に起因する凝集

- ・ 乱流せん断: Φ_S

乱流による凝集

- ・乱流慣性: Φ_I

乱流中のエアロゾル粒径（重量）の違いに基づく慣性力の差に起因する凝集

(3.17)式中の ϕ は、これらを合計した次式の値である。

$$\Phi = \Phi_B + \Phi_G + \sqrt{\Phi_S^2 + \Phi_I^2} \quad (3.18)$$

エアロゾルは、バルクガスとともに解析セル間を移動する。エアロゾル流速の解析セル軸方向成分 v_a (m/s) は、

$$v_a = v + F_g v_g \quad (3.19)$$

で表される。 v は入力で与えられるキャリアガス流速の軸方向成分(m/s)、 v_g は重力沈降速度(m/s)、 F_g は速度の方向を表す符号であり上昇流では-1、下降流では+1、水平流では0である。エアロゾルは、解析セル内に構造物が存在する場合、その表面に様々な機構により沈着する。VICTORIA2.0 コードでは、以下の沈着機構をエアロゾル流速の解析セル径方向成分 u として考慮している。

- ・重力沈降: u_g

エアロゾルにはたらく重力による沈着

- ・乱流沈着: u_t

乱流による沈着

- ・拡散沈着(層流沈着): u_d

エアロゾルのブラウン運動による沈着

- ・熱泳動: u_T

構造物表面近傍のバルクガス温度勾配に起因する沈着

- ・慣性沈着: u_b

原子炉冷却系に見られる種々の流路形状変化 (90° 曲がり、流路面積の急激な縮小、気水分離器、蒸気乾燥器) における粒子の慣性による沈着

これらの沈着速度を面方向が異なる以下の3つの構造物表面ごとに分けて合計する。

$$\left. \begin{array}{l} \text{天井面 (重力方向に向いた面)} : u_c = -u_g + u_t + u_d + u_T \\ \text{壁面 (重力方向に平行な面)} : u_w = u_t + u_d + u_T + u_b \\ \text{床面 (重力方向に対向する面)} : u_f = u_g + u_t + u_d + u_T \end{array} \right\} \quad (3.20)$$

(3.17)式の沈着による質量 m (kg)の粒子の消滅量 $R(m)$ (/m³·s)は、

$$R(m) = \frac{u_c A_c + u_w A_w + u_f A_f}{V_B} N(m) \quad (3.21)$$

ここで、
 A_c : 天井面の面積 (m²)

A_w : 壁面の面積 (m²)

A_f : 床面の面積 (m²)

V_B : バルクガス層の体積 (m³)

$N(m)$: 質量 m (kg)の粒子の数密度 (/m³)

である。なお、VICTORIA2.0 コードでは、乱流によるエアロゾルの再浮遊を計算オプションとして選択できる。ただし、本オプションは、乾いた粉体の実験データをフィッティングしたものであり、濡れた面やエアロゾルの物理化学的な粘着性を考慮していない。

3. 1. 3 热化学平衡モデル

VICTORIA2.0 コードは、化学反応を考慮するため 26 元素、288 化学種の熱化学平衡状態を取り扱うことができる。ここでは、同一の化学形でも気体と凝縮相（液体及び固体）は別化学種扱いであり、凝縮相は液体と固体の区別無く、单一相扱いである。ただし、計算オプションとして、凝縮相を金属相・酸化物相・ヨウ化物相の 3 相に区別して取扱うことができる。たとえば、ガス状化学種 A, B, C から凝縮相 D が生成される化学反応、



において、化学平衡状態は次式により記述される。

$$K = \exp\left(-\frac{\Delta G}{RT}\right) = \frac{x_D}{p_A^a \cdot p_B^b \cdot p_C^c} \quad (3.23)$$

ここで、
 K : 平衡定数 (atm^{-(a+b+c)})

ΔG : (3.22)式の化学反応におけるギブス自由エネルギーの最小変化量

(kg·m²/s²·kg·mol·K)

R : 気体定数 (kg·m²/s²·kg·mol)

T : 絶対温度 (K)

x_D : 凝縮相化学種 D のモル分率 (-)

p_i : ガス状化学種 i の分圧 (atm)

凝縮相が单一相扱いの場合には、モル分率 x_D は凝縮相化学種の全モル濃度に対する比率であり、3 相扱いの場合には、化学種 D が属するいずれかの相における全モル濃度に対する比率である。化学平衡計算は、前述のように、結晶粒界開気孔、燃料ギャップ及び被覆管、制御棒境界層、構造物境界層、バルクガス層に、それぞれ独立に適用される。化学平衡状態は瞬時に達成されると仮定する。

なお、VICTORIA2.0 コードは、 UO_2 の酸化が化学平衡状態に及ぼす影響を考慮するための Blackburn モデル⁽¹⁴⁾をオプションとして持つ。また、化学平衡を仮定しない反応として、燃料被覆管の酸化、被覆管へのテルル (Te) の化学吸着、ステンレス構造材への水酸化セシウム (CsOH) の吸着に関するモデルを有する。ここでは、これらについての詳細な記述は省略する。

3. 2 解析条件

3. 2. 1 解析対象及び範囲

本報告では、放射性物質の放出割合及び装置配管内移行挙動の解析結果を実験と比較するため、試験後分析データが既に得られている VEGA-1～-3 実験のうち、大気圧条件の VEGA-1 及び-3 実験を解析対象とした。VICTORIA2.0 コードが取扱い可能な 26 元素のうち、事故影響評価上重要な次の 15 元素を解析対象とし、まず、燃料からの放出割合解析結果を γ 線計測及び ICP-AES から求めた実験結果と比較した。

Ba、Cs、Eu、I、Kr、Mo、O、Ru、Sb、Sn、Sr、Te、U、Xe、Zr

なお、VICTORIA2.0 コードは VEGA-1 実験で評価したセリウム(Ce)や、VEGA 実験で調べる項目の一つであるプルトニウム(Pu) は取扱い対象外であるため、U で模擬する等、別途、考慮することとした。次に、気体状物質を除くほぼ全ての放射性物質が沈着するエアロゾルフィルタまでの実験装置配管を解析領域として、装置内の沈着分布が実験から得られている Cs について移行沈着挙動を解析し、実験結果と比較した。

3. 2. 2 境界条件

VEGA 実験解析に用いた熱水力境界条件を Table 2 に示す。キャリアガスの圧力及び流量は、Fig.2 及び 3 に示した実験条件から決定した。ガス流速は、ガス温度と圧力条件から、理想気体の状態方程式で計算したガスの密度と流量条件から求めた。燃料及び配管温度は、光高温計及び熱電対による実測値を用いた。ガス温度は、層流熱伝達を仮定し、3.2.3 節(4)に示す計算式により決定した。また、エアロゾル粒径分布は、粒径グループの代表粒子質量 $10^{-22} \sim 10^{-10} \text{ kg}$ の範囲内で、10 倍の質量ごとに 13 のグループを設定した。

3. 2. 3 入力データの作成

(1) ORIGEN-2 コードによるインベントリ計算

VICTORIA2.0 コードの入力データとなる放射性核種のインベントリは、燃料の燃焼及び冷却期間における放射能蓄積量と放射性核種の崩壊による減少量を計算できる ORIGEN-2 コード⁽¹⁵⁾を用いて求めた。VEGA 実験では、同コードによる燃料ペレット内の元素インベントリ解析値を、放出に関するマスバランス解析や実験後分析等にも使用している。VEGA-1 及び-3 実験で用いた試験燃料は、燃焼度 47GWd/tU (VEGA-1 実験時点で 6 年冷却) の PWR (高浜 3 号炉) 燃料ペレット 2 個 (約 10g) である。燃料中における、解析対象元素 (Ba、Cs、Eu、I、Kr、Mo、O、Ru、Sb、Sn、Sr、Te、U、Xe、Zr) のインベントリ解析値(kg·mol/m³)を Table 3 に示す。VEGA-1 実験と-3 実験との間には約 1 年の冷却期間の差があるが、上記元素インベントリの大部分を安定核種が占めるため、両実験燃料中の元素インベントリを近似的に等しいと仮定した。なお、参考のため、本解析に使用した ORIGEN-2 コードの入力データを、付録 1 として末尾に添付する。

(2) VICTORIA2.0 コードの Booth モデルで使用する拡散係数の値

VICTORIA2.0 コードの FP 放出に関する 2 段階拡散モデル (3.1.1 節参照) では、燃料結晶粒内における放射性物質の拡散過程の計算に Booth モデル⁽¹⁰⁾を用いている。しかしながら、モデル作成の基本的な考え方から、Booth モデルの拡散係数として、本来、放射性物質毎に与えられるみかけの拡散係数ではなく、Matzke が求めた放射性物質に依存しない粒内拡散係数⁽¹¹⁾ (3.1.1 節参照) を使用すべきである。一方、VICTORIA2.0 のコードマニュアル⁽⁵⁾によると、Matzke の拡散係数を用いた場合、揮発性 FP を除き、既存の実験結果を適切に再現できないことが多いため、実用上は、実験で得られた核種別のみかけの拡散係数を使用することが推奨されている。また、本解析で対象とした VEGA-1 及び-3 実験は、大気圧条件で実施され、開気孔中の拡散速度は結晶粒内に比べて十分速いと考えられること⁽⁶⁾、また、同実験では被覆管を除いた燃料を用いていることから、本解析では結晶粒内の拡散時間に比べてそれ以後の拡散過程に要する時間は無視できるほど小さいと考えられる。このため、VICTORIA2.0 の Booth モデルで用いる拡散係数として、大気圧条件で実施された FP 放出実験結果に基づくみかけの拡散係数を近似的に使用することとし、この影響については 4.1.2 節で評価した。

本解析では、Booth モデルの係数として、代表的なみかけの拡散係数である ORNL-Booth モデル⁽⁸⁾の値を使用した。同モデルは、ORNL (Oak Ridge National Laboratory) が実施した HI (Horizontal Induction-Heated) 及び VI (Vertical Induction-Heated) 実験結果をもと

に整理されたものであり、元素 i の拡散係数 D_{Gi} は、(3.5)式で記述される。指標関数前係数 D_{0i} (m^2/s) は、実験の雰囲気条件（初期状態[不活性雰囲気]、酸化雰囲気、還元雰囲気）に対応して 3 セット用意されている。VEGA-1 及び-3 実験は、不活性なヘリウム雰囲気条件のため、基本的に初期状態の D_{0i} を用いた。ただし、初期状態の D_{0i} は、酸化していない被覆管内面への Te, Sb, Sn の吸着を考慮しており、これらの元素の放出率を過少評価することが考えられた。Te, Sb, Sn は十分に酸化した被覆管には吸着されないため、被覆管無しの VEGA-1 及び-3 実験燃料における Te, Sb, Sn の拡散係数には、酸化雰囲気の D_{0i} を用いることとした。解析対象元素に対する D_{0i} を Table 3 に記載した。格子拡散の活性化温度 θ_i (K) は、全ての元素及び雰囲気条件に対して共通の値である。なお、(3.4)式で用いる結晶粒半径 a は実際の結晶粒の半径ではなく、初期状態で結晶粒界に存在する放射性物質の影響や、結晶粒表面から開気孔までの粒界上の拡散速度の影響等を包含した値として、(3.5)式の D_{0i} と θ_i を実験データから決定する際に仮定として用いられた値 ($6 \mu\text{m}$) を与えた。

Cs の拡散係数については、VEGA-1 実験結果から求めたアレニウス型の実験相関式⁽²⁾が利用可能である。本報告書 4.2 節「Cs 移行・沈着挙動」以降の解析においては、より実験に近い Cs 放出を模擬するため、この実験相関式を使用する。VEGA-1 実験相関式の D_0 及び θ 値を、ORNL-Booth モデルのパラメータとともに、Table 3 の Cs 欄に併記した。

(3) ノード分割

本報告では、試料燃料からエアロゾルフィルタまでの区間を解析領域とした。VEGA-1 及び-3 実験解析用の解析領域のノード分割を Fig.6 に示す。図中の番号はノード番号であり、径方向 1 分割の軸方向 14 ノードで構成する。実験装置の TGT は 3 系統あるが、ガスが流れるのは常に 1 系統であることから、解析上は 1 系統のみを取り扱った。また、カスクードインパクターラインは、開放時間が短いため沈着計算を行わなかった。坩堝は、試験燃料が存在するノード 1 と燃料上部のノード 2 に 2 分割した。内管は坩堝上端からインラインヒータ下端までの区間とし、ノード 3 とした。インラインヒータは、配管温度が大きく異なる下部配管（ノード 4）、下部ヒータ（ノード 5）、上部ヒータ（ノード 6）に 3 分割した。ここで、ノード 1 からノード 4 までが加熱炉内に位置する。1,023K の等温配管は、垂直部（ノード 7 及び 9）と水平部（ノード 8）に分割した。TGT は、ノード 10～13 までの 4 分割とした。TGT からフィルタまでの接続配管をノード 14 とした。

VEGA-3 実験解析用のノード分割では、ノード 3 及び 4 の軸方向長さのみが VEGA-1 実験解析用と異なる。すなわち、2.3 節で述べたように、VEGA-1 のインラインヒータ下部配管 70mm に対して、VEGA-3 では溶融を避けるため 40mm としており、その分 VEGA-3 の内管長さが VEGA-1 より 30mm 長くなっている。

(4) 装置配管及びガス温度分布

VEGA-1 実験解析における燃料温度は、Fig.2 の昇温履歴を模擬した Fig.7(a)の履歴とした。燃料が 1,000K を超えた時点を時刻の原点とし、最高温度プラトー（2,773K）終了時点（時刻 $T_D=5,700$ 秒）までを解析の範囲とした。ただし、4.2 節以降の Cs 移行沈着挙動解析においては、流路閉塞が発生した 2,773K 到達時点（時刻 $T_E=5,100$ 秒）で計算を打ち切った。加熱炉の内管内（Fig.6 のノード 1, 2, 3 まで）は、配管及びガスとともに燃料温度に等しいと仮定した。

各温度プラトーの終了時刻 (T_A, T_B, T_C, T_D) におけるインラインヒータ（ノード4）より下流側の配管及びガス温度分布を Fig.7(b) に示す。図中の数字は、Fig.6 のノード番号に対応する。VEGA-1 実験では、インラインヒータの下部ヒータが機能していなかったため、ノード5 の配管温度は 500K 前後の低温であった。インラインヒータの下部配管（ノード4）は、付け根部分が低温の下部ヒータに接続され、先端部が内管内で高温ガスに晒されていたため、軸方向に大きな温度勾配を有したと考えられる。しかし、下部配管温度は測定されておらず、温度分布が不明であることから、一次元フィンの温度分布形⁽¹⁶⁾を模擬した次の指數関数分布を仮定した。

$$\frac{T_g - T_w}{T_g - T_{w0}} = \exp\{-m(l-x)\} \quad (3.24)$$

ここで、 T_w : 配管内壁温度 (K)

T_{w0} : 配管付け根（ノード5）の温度 (K)

T_g : 内管（ノード3）のガス温度 (K)

l : 下部配管長さ (m)

x : 下部配管先端からの軸方向距離 (m)

m : 分布定数 (m^{-1})

燃料最高温度 2,773K 到達時に下部配管先端が溶融したことから、内管ガス温度 2,773K のとき、配管先端温度がインコネル 600 の融点 1,609K に達するように分布定数 m を設定し、(3.24)式の温度分布を軸方向に積分平均した値をノード4 の配管温度とした。

VEGA-1 及び-3 実験ともに、キャリアガスの流れは層流と考えられる（レイノルズ数 ≤ 30）。配管内の流速分布を管壁からの径方向距離の 2 次式で表し、プロファイル法により温度分布を 3 次式で近似した場合の円管内層流の温度分布⁽¹⁷⁾に基づいて、解析セル内のガス温度を以下の式により計算した。

$$\frac{T_w - T_m}{T_w - T_0} = \frac{4}{4 + (\delta_t/r_0)} \cdot \left\{ 1 + \frac{1}{4} \left(\frac{\delta_t}{r_0} \right) - \frac{4}{5} \left(\frac{\delta_t}{r_0} \right)^2 + \frac{1}{5} \left(\frac{\delta_t}{r_0} \right)^3 + \frac{4}{35} \left(\frac{\delta_t}{r_0} \right)^4 - \frac{1}{28} \left(\frac{\delta_t}{r_0} \right)^5 \right\} \quad (x \geq 0.02417 R_e P_r d) \quad (3.25)$$

$$\frac{T_w - T_m}{T_w - T_0} = \frac{102}{175} \cdot \exp \left(0.3981 - 16.47 \frac{x/d}{R_e P_r} \right) \quad (x \leq 0.02417 R_e P_r d) \quad (3.26)$$

ここで、
 T_w : 配管内壁温度 (K) δ_t : 温度境界層厚さ (m)
 T_m : ガスの混合平均温度 (K) r_0 : 円管内半径 (m)
 T_0 : 解析セル入口のガス温度 (K) d : 円管内径 (m)
 x : 解析セル入口からの軸方向距離 (m)
 R_e : レイノルズ数 ($= u d / \nu$, u : ガス流速(m/s), ν : 動粘性係数(m^2/s))
 Pr : プラントル数 ($= \nu / \kappa$, κ : ガスの温度伝導率(m^2/s))

このとき、(3.25)式における温度境界層厚さ δ_t と、解析セルの軸方向距離 x との関係は次式で与えられる。

$$\frac{105}{1408} \frac{x/d}{R_e P_r} = -\ln \left\{ 1 + \frac{1}{4} \left(\frac{\delta_t}{r_0} \right) \right\} + \frac{1}{4} \left(\frac{\delta_t}{r_0} \right) - \frac{1}{32} \left(\frac{\delta_t}{r_0} \right)^2 + \frac{3}{352} \left(\frac{\delta_t}{r_0} \right)^3 - \frac{25}{11264} \left(\frac{\delta_t}{r_0} \right)^4 - \frac{7}{28160} \left(\frac{\delta_t}{r_0} \right)^5 + \frac{5}{33792} \left(\frac{\delta_t}{r_0} \right)^6 \quad (3.27)$$

Figure 7(b)に示したガス温度は、(3.25)-(3.27)式から求められた各解析セル内の混合平均温度 T_m 分布の軸方向積分平均値である。ここで、ガス温度条件と、3.2.2 節で述べたガス流速条件は相互に依存する関係であるため、両者の解を収束計算により求めた。

VEGA-3 実験解析に用いる温度分布を、Fig.8(a), (b)に示す。燃料が 1,000K を超えた時点を時刻の原点とし、最高温度プラトー (3,123K) 終了時点 (時刻 $T_D=7,320$ 秒) までを解析の範囲とする。インラインヒータの下部ヒータがやはり機能していなかったため、配管温度分布は VEGA-1 と同様の傾向である。ノード 4 の配管温度は、VEGA-1 の場合と同様の温度分布を仮定して求めた。このとき、燃料最高温度においても配管先端温度が融点に達しないことを確認した。なお、TGT の温度勾配は、ヒータの一部が断線したため直線から若干ずれている。

(5) VICTORIA 計算における仮定

本解析における、その他の仮定及び入力オプションを以下に列挙する。

- ・凝縮相の取扱いは、単一相とする。
- ・エアロゾルの再浮遊は無視する。
- ・燃料の酸化は無視する。
- ・流路形状に起因するエアロゾルの慣性沈着は無視する。
- ・構造材と放射性物質との化学反応は無視する。
- ・燃料の崩壊熱は無視する。
- ・燃料ペレット中及びキャリアガス中における気体状化学種の拡散係数計算では、多成分ガス中の全気体成分（ただし、モル分率 0.1%以上）を考慮する。

参考のため、本解析で使用した VEGA-1 実験解析用の入力データを、付録 2 として末尾に添付する。

4. 解析結果

4. 1 FP 放出挙動

4. 1. 1 VEGA-1 実験

(1) 放出履歴

VEGA-1 実験に対して計算された FP 放出割合の結果を、燃料温度条件とともに Fig.9 に示す。FP 放出割合は、燃料ペレット内の初期インベントリのうち、放出された量の割合である。燃料温度の増加とともに、放出割合は増加する。希ガス(Kr, Xe)と揮発性の高い Cs, I, Te, Sb 及び Sn は、燃料温度が約 1,600K を超えると顕著に放出し始め、燃料最高温度 2,773K プラト一終了時には、Kr, Xe, Cs, I, Te は 100%、Sb と Sn は 90%以上放出された。中揮発性の Mo は約 2,000K を超えてから、Ba は約 2,600K を超えた付近から放出を開始し、それぞれ最終的に約 2%及び 5%放出された。中揮発性の Sr と低揮発性の Ru, Eu, Zr 及び U は 0.2%以下の放出割合であった。

VICTORIA2.0 コードでは、燃料からの FP 放出について結晶粒内の拡散過程と、それに続く粒界開気孔中の拡散及び移流過程を考慮している。開気孔中では、放射性核種の化学平衡計算の結果から、気体状で存在する化学種のみが移動する。このため、Mo と Sr の拡散係数は同じであるにもかかわらず、開気孔中における揮発性の違いから、Mo の放出割合が Sr よりも大きくなっている。解析結果によると、揮発性が低い SrUO₄ が開気孔中に蓄積し、Sr の開気孔中残留率が Mo よりも高いことが明らかになった。

(2) 最終放出割合

実験前後における試験燃料の γ 線計測から求めた Cs-137, Sb-125, Ru-106 の最終放出割合と VICTORIA2.0 コードによる解析値との比較を Table 4 に示す。解析値は、Cs 及び Sb の放出割合を約 10%過大評価している。これは、Cs 及び Sb の拡散係数として、ORNL-Booth モデル⁽⁸⁾の酸化雰囲気の D_0 値を用いているため（Cs の D_0 値は、初期状態、酸化雰囲気、還元雰囲気ともに同一）と考えられる。ORNL-Booth モデルのデータベースである HI 及び VI 実験は、被覆管付きの試験燃料を用いてジルカロイと UO₂ との共晶反応が起こる 2,000-2,800K の温度範囲で実施されており、同モデルはそれによる FP の放出促進を考慮している。一方、低揮発性の Ru については、解析ではほとんど放出せず、実験結果を過少評価しているが、 γ 線計測の誤差を考慮すると、この差は有意ではないと考える。

(3) 実験結果との比較

実験中の燃料に対するオンライン γ 線計測から求めた Cs 放出割合履歴と VICTORIA2.0 コードによる解析値との比較を Fig.10 に示す。実測値は、燃料温度の増加とともに単調に増加しており、最高温度 2,773K の温度プラトー終了時に約 86% に達した。1 分ごとの γ 線カウント数にはらつきが見られるのは、加熱炉の高周波誘導電流の影響等により、Ge 半導体検出器のカウント数が 10%程度変動するためである⁽¹⁸⁾。解析値としては、ORNL-Booth モデルの拡散係数を使用した場合と、先に述べた VEGA-1 実験結果から求めたアレニウス型の実験相関式⁽²⁾を使用した場合の 2 種類をプロットした。ORNL-Booth モデルの場合は、Fig.9 中の (Kr, Xe, Cs) の放出割合と同一であり、燃料温度が 2,000K を超えると急激に放出割合が上昇し、高温域で Cs の放出割合を過大評価した。これは、前段落で述べたように、同モデルが燃料の酸化及びジルカロイと UO₂ との共晶反応による FP 放出促進を考慮しているためである。4.2 節以降の実験装置配管内の Cs 移行・沈着挙動解析では、実験における Cs の放出挙動を精度良く模擬する目的で、VEGA-1 実験結果から求めた Cs の拡散係数相関式を使用する。Cs 以外の核種については、実験における放出割合履歴とそれに基づく拡散係数が得られていないため、ORNL-Booth モデルをそのまま用いることとする。

4. 1. 2 VEGA-3 実験

(1) 放出履歴

VEGA-3 実験に対する FP 放出割合の解析結果を、燃料温度条件とともに Fig.11 に示す。燃料温度 2,773Kまでの放出挙動は、VEGA-1 実験の場合とほぼ同様である。既にほぼ 100% 放出した Kr, Xe, Cs, I 及び Te に加え、2,773K の温度プラトー終了時には Sb 及び Sn の放

出割合も 100%に達した。最高温度 3,123K のプラト一終了時には、Ba は 27%、Mo は 8% 放出した。Sr は、約 3,000K を超えた付近から放出が始まり、最終的に Mo を上回る 12% 放出した。これは、燃料の融点を超える高温において、開気孔中に蓄積していた SrUO₄ が SrO 等の揮発性のある物質に変換し、開気孔外へ放出されたためである。U, Ru, Eu 及び Zr については、0.4%以下の放出割合であった。

(2) Booth モデルと VICTORIA2.0 モデルの比較

次に、3.1.1 節及び 3.2.3 節 (2)で述べたように、Booth 単体モデルと VICTORIA2.0 コードの放出モデルには違いがあることから、ORNL-Booth の拡散係数値を両モデルに適用した場合の差について検討した。ORNL-Booth の拡散係数値を Booth モデル単体に適用した場合の FP 放出割合の計算結果を Fig.12 に示す。揮発性の高い Kr, Xe, Cs, I, Te, Sb, Sn は、開気孔中への蓄積量を無視できるため、VICTORIA2.0 コードによる解析結果 (Fig.11) とほとんど差は無く、2,300K の温度プラト一終了時刻 (3,900s) における両放出割合の差は 1%以下であった (Fig.13)。

一方、中揮発性の Ba, Sr, Mo の放出割合は、同コードによる解析結果よりも若干大きかった。その理由は、VICTORIA2.0 コードでは、Ba は Sr と同様に主に BaUO₄ として、Mo は主に単体で開気孔中に蓄積したためである。BaUO₄ や SrUO₄ は高温において揮発性のある BaO や SrO 等に変換したため、Ba と Sr の最終放出割合 (Fig.14) については、VICTORIA2.0 と Booth モデルによる解析結果に大きな差は見られなかった。これに対して、単体で蓄積する Mo は、融点が高く高温においても開気孔中の蓄積量があまり減少しないため、最終放出割合に約 2 倍の差が見られた。

低揮発性の U, Zr, Ru, Eu については、両モデルで相対的に大きな差が見られた (Fig.14) が、ORNL-Booth の拡散係数値が元々小さく、最終放出割合も 1%以下のため、この差は重要でないと考えられる。以上の結果から、VICTORIA2.0 コードによる FP 放出割合解析結果は、中・低揮発性核種について Booth モデル単体による解析結果をやや過少評価するものの、本計算で対象とする高揮発性 FP の放出挙動の解析結果は概ね一致することが明らかになった。

(3) 最終放出割合

γ 線計測及び ICP-AES 分析から最終放出割合が求められている核種について、VICTORIA2.0 コードによる解析値と比較した結果を Table 5 に示す。ほぼ 100%放出した Cs 及び Sb と、ほとんど放出が無かった Ru の解析結果は、実験結果と良く一致した。一方、

Sr, Zr, U の放出割合は、中・低揮発性核種の沈着が予想されるインラインヒータ下部配管の酸洗液を ICP-AES により分析した結果から求めたものであり⁽⁹⁾、同配管への沈着量を燃料からの全放出量と仮定して求めた放出割合であるにもかかわらず、解析値はこれらを過少評価した。ICP-AES による分析結果では約 30%の誤差を見込んでいること⁽⁹⁾や、前述の開気孔中への FP の蓄積等を考慮すると、Sr と U の放出割合に関する実験と解析の差は必ずしも有意とは言えないと考える。これに対して、Zr の放出割合の実験と解析との差は大きく、有意と考える。Zr の放出割合実測値は解析結果の約 800 倍（開気孔中の Zr の残留割合を放出割合に加算しても約 40 倍）となっており、試験燃料から被覆管を脱ミートする際に、切断した被覆管の粉末状切り屑が試験燃料に付着していたことが原因と考えられる。なお、燃料が溶融しない 2,800Kまでの放出データに基づく ORNL-Booth モデルでは、U の拡散係数の温度依存性を他の FP 核種と同じと仮定しているため、燃料の融点近くで UO_2 結晶粒表面から直接蒸発する U の放出に関して実験データとの誤差が大きいことが指摘されている⁽⁸⁾。このため、同モデルは燃料の融点を超える高温域において、直接蒸発を含む U の放出割合を過少評価する可能性があると考えられる。

（4）実験結果との比較

Cs 放出割合履歴の実測値と VICTORIA2.0 コードによる解析値との比較を Fig.15 に示す。実測値は、燃料温度の増加とともに増加し、最終的にはほぼ 100%に達した。ORNL-Booth の拡散係数を用いた解析値は、VEGA-1 実験の解析結果と同様に、燃料温度が 2,000K を超えると放出割合が急激に上昇し、高温域で著しく過大評価した。

これに対し、VEGA-1 実験から求めた拡散係数相関式を用いた解析値は、VEGA-1 実験と温度履歴が異なるだけの VEGA-3 実験における Cs 放出割合実測値の傾向を、温度 2,300K のプラトーまではよく模擬しているが、温度 2,300K 以降は約 10%過大評価している。これは、VEGA-3 実験では、2,000K の温度プラトーを設げずに燃料温度を 1,623K から 2,300K まで一気に上昇させたため、一時的に燃料結晶粒内における粒表面近傍の FP 濃度が減少したことが原因と思われる。その後、2,800K を超えると燃料の泡状化が始まり、Cs が急激に放出されて、最高温度到達とほぼ同時に VEGA-1 実験相関式を用いた結果に一致したと考えられる。しかしながら、加熱炉の高周波誘導電流の影響等により必ずしも測定精度が良くないオンライン・線計測の誤差を考慮すれば、VEGA-1 実験結果から求めた拡散係数相関式は VEGA-3 実験の Cs 放出割合をほぼ良好な精度で予測できていると言える。したがって、次節以降の VEGA-3 実験装置配管内 Cs 移行・沈着挙動解析においても、Cs の拡散係数としてこの相関式を使用する。

4. 2 Cs 移行・沈着挙動

4. 2. 1 VEGA-1 実験

(1) 装置配管内ガス中 Cs 濃度

燃料から放出された Cs について、実験装置配管内の移行及び沈着挙動を解析した。VEGA-1 実験で流路閉塞が発生した時刻 (5,100s)において、配管内に浮遊するガス状またはエアロゾル状 Cs の濃度分布解析結果を Fig.16 に示す。図の横軸は実験燃料からの距離であり、シンボル位置は解析ノード点を表している。燃料ペレットから放出された Cs は、高温の加熱炉内 (ノード 1~3) ではガス状であるが、インラインヒータ下部配管 (ノード 4) に流入すると、温度低下のため配管内面に凝縮またはエアロゾル化する。インラインヒータの下部ヒータ (ノード 5) ではさらにガス温度が低下し、大気圧における Cs の沸点 (952K) より低くなるため、ガス状 Cs 濃度が減少し、エアロゾル状 Cs 濃度が急増する。図において、ノード 4 のガス状 Cs 濃度が一時的に増加しているのは、温度低下によりガスの体積が急減したためと考える。その後、インラインヒータの上部ヒータ (ノード 6) を経て 1,023K の等温配管 (ノード 7~9) へ移行すると、配管内面に沈着したエアロゾルや配管内に浮遊するエアロゾル表面から Cs が蒸発してガス状 Cs 濃度が増加し、エアロゾル状 Cs 濃度が減少する。TGT 内 (ノード 10~13) では、ガス温度の低下にともないガス状 Cs が配管内面またはエアロゾル表面に凝縮し、エアロゾル状 Cs 濃度が増加する。

(2) Cs エアロゾルの粒径と沈着速度

次に、エアロゾル粒径分布測定のためにカスケードインパクタラインを開放した時刻 3,750s におけるエアロゾルの沈着速度解析結果を Fig. 17(a) に示す。キャリアガスの流れが層流である VEGA-1 実験においては、エアロゾルの沈着機構として、主に拡散沈着 (層流沈着)、熱泳動、重力沈降の 3 種類が作用する。層流沈着は高温の加熱炉内で高い沈着速度を示すが、ここにはエアロゾルがほとんど存在しないため、これによる沈着量はごく小さいと考えられる。他方、熱泳動は配管とガスに温度差が生じるインラインヒータ下部 (ノード 4,5) と TGT 配管 (ノード 10~13) において高い沈着速度を示し、重力沈降は上向き面が存在する水平配管 (ノード 8) においてのみ、沈着速度が現れている。エアロゾル質量中央径 (MMD) の解析結果と実測値との比較を Fig. 17(b) に示す。カスケードインパクタラインは水平配管の途中から分岐しているため、MMD 実測値を水平配管位置 (ノード 8) にプロットした。MMD 実測値 $3.1 \mu\text{m}$ (カスケードインパクタ分級板の γ 線計測結果から求めた、Cs を含むエアロゾルの MMD) に対して、解析値は $0.19 \mu\text{m}$ であり、解析結果は MMD を約 1/16 に過小評価した。このときの幾何標準偏差 (GSD) は、実測値 7.75 に対して解析値 3.55 であったことから、解析結果は実験におけるエアロゾル粒径分布の分散を全体的に過小評価している。これらの理由により、Fig. 17(a) に示した重力沈降による沈着速度解析結

果が非常に小さい値になったと考えられる。

(3) 装置配管壁への Cs 沈着分布

流路閉塞が発生した時刻 (5,100s) における、装置配管への Cs の沈着密度（配管内面の単位面積あたりに沈着した Cs 重量）解析結果を Fig.18 に示す。図中の菱形及び丸印のシンボルは、それぞれエアロゾル状 Cs の沈着量とガス状 Cs の凝縮量（凝縮量－蒸発量）を示しており、実線はそれらの合計である。Cs 沈着密度分布は、配管温度分布、ガス状及びエアロゾル状 Cs 濃度分布に強く依存している。配管温度が 1,000K より低いインラインヒータ下部（ノード 4,5）では、ガス状 Cs の凝縮量が多い。また、熱泳動による沈着速度が大きく、エアロゾル状 Cs 濃度も高いため、エアロゾル沈着量も多くなっている。一方、配管温度が 1,023K 一定に保たれている等温配管部（ノード 7,8,9）ではガス状 Cs の凝縮量が少なく、エアロゾルの MMD を過小評価していることにより、重力沈降によるエアロゾル沈着量も少ない。再び配管温度が低下する TGT（ノード 10-13）では、ガス状 Cs の凝縮量が増加し、熱泳動による沈着量も増加する。TGT 内では、より低温の下流側ほどエアロゾル濃度が高くなるため、下流へ行くほどエアロゾル沈着量も増加している。ガスの凝縮量が TGT 中間部のノード 11 及び 12 で多くなっているのは、解析結果から、この位置（温度）においてヨウ化セシウム(CsI)の凝縮が顕著になっているためである（4.3.1 項(2)及び Fig.29(c)参照）。

(4) 装置内 Cs の質量バランス

試験燃料内の Cs の初期インベントリに対する配管要素ごとの Cs 沈着割合の解析値を、実験後における配管酸洗浄液の γ 線計測から求めた質量バランスと比較した結果を Fig.19 に示す。ここで、VEGA-1 実験では、燃料最高温度 2,773K 到達時刻 (5,100s) とほぼ同時にインラインヒータ下部配管が溶融し、流路が閉塞したため、流路閉塞後に燃料から放出されたと思われる Cs が、加熱炉出口の配管溶融部に多量に付着した。流路閉塞後の溶融部付近の状況や流れの様子は不明確であるため、解析では、流路閉塞後は溶融部よりも下流側への Cs 流出は無かったと仮定し、5,100s から燃料最高温度プラトーの終了時刻 5,700s までの間に放出された Cs は、全て配管溶融部（ノード 4）に沈着したものとした。エアロゾルフィルタへの Cs 沈着量は、ここを通過しようとするエアロゾルの 98%⁽¹⁹⁾が付着捕集されたとして求めた。残り 2% のエアロゾルはフィルタを通過したと仮定し、ガス状でフィルタへ到達した Cs とともに、系外へ流出したと見なした。解析では燃料結晶粒内の Cs の拡散係数として VEGA-1 実験結果から得られた相関式を用いているため、燃料内の Cs 残留割合は実験結果とほぼ完全に一致している。しかし、フィルタを通過するガス状 Cs の割合が約 50% に達し、インラインヒータ部及び水平配管部への沈着割合を著しく過少評価した。

これは、燃料から放出された FP によるエアロゾル形成のみを扱う VICTORIA2.0 コードは、キャリアガス中に存在する FP 以外の微粒子を凝縮核とする不均質核形成を考慮していないため、VEGA 実験における Cs のエアロゾル化及び粒成長を過少評価したことが原因と考えられる。解析では、インラインヒータ部におけるエアロゾル状 Cs 濃度を過少評価していると考えられることから、熱泳動による沈着量を過少評価し、また、水平配管部における MMD を非常に小さく予測したため、重力沈降による沈着量を過少評価したと考えられる。

実験後燃料の SEM/EPMA 分析結果から、加熱炉の断熱材として用いている黒鉛（グラファイト）から発生したと思われる炭素が検出されている⁽²⁾。内管と加熱炉とのシール部には、内管の熱膨張等を考慮して寸法に若干余裕を持たせてあるため、実験中は高圧側の外部ガスが低圧側の内管内部に流入している。このため断熱材から発生した微量のグラファイトが外部ガスとともに内管内に混入し、これを核とした不均質核形成により、エアロゾルの成長を促進した可能性が考えられる。実炉のシビアアクシデント時においても、炉心構造材などから飛散するエアロゾルが雰囲気中に多量に存在すると考えられることから、FP によるエアロゾル形成のみを考慮する VICTORIA2.0 コードは、実炉における FP のエアロゾル化及び粒成長を過少評価する可能性が考えられる。

4. 2. 2 VEGA-3 実験

(1) 装置配管内ガス中 Cs 濃度

燃料最高温度 3,123K のプラトー終了時刻 (7,320s) における、実験装置配管内の Cs 濃度分布に関する解析結果を Fig.20 に示す。Cs 濃度の定性的傾向は、VEGA-1 実験の解析結果 (Fig.16) とほぼ同様である。ただし、VEGA-3 実験の場合、最高温度到達後まもなく Cs の放出割合が約 100% に達するため、最高温度プラトー終了時刻においては Cs が放出し尽した状態である。したがって、配管内に浮遊するガス状及びエアロゾル状 Cs 濃度は、VEGA-1 実験の解析結果に比べて約 1/100 以下となっている。

(2) Cs エアロゾルの粒径と沈着速度

カスケードインパクタラインを開放した時刻 6,750s におけるエアロゾルの沈着機構別の沈着速度解析結果を Fig.21(a) に示す。VEGA-3 実験における配管内の流れも層流であり、沈着速度の傾向も VEGA-1 実験の解析結果 (Fig.17(a)) とほぼ同様である。Fig.21(b) に示すエアロゾルの MMD 解析値と実測値との比較から、実測値 $1.3 \mu\text{m}$ に対して解析値は $0.21 \mu\text{m}$ であり、約 1/6 に過小評価している。また、幾何標準偏差 (GSD) は、実測値 5.30 に対して解析値 3.69 であったことから、解析結果は実験におけるエアロゾル粒径分布を全体的に過小評価している。これらにより、Fig.21(a) に示した水平配管部における重力沈降に

よる沈着速度が小さくなつたと考えられる。

(3) 装置配管壁への Cs 沈着分布

燃料最高温度 3,123K のプラトー終了時刻 (7,320s) における、装置配管への Cs の沈着密度解析結果 (Fig.22) についても、VEGA-1 実験の場合(Fig.18)と同様の傾向であるが、VEGA-1 実験の時刻 5,100s における燃料からの Cs 放出割合が約 73% であったのに対して、VEGA-3 実験の時刻 7,320s における Cs 放出割合は約 100% であるため、全体的に VEGA-3 実験の沈着密度の方が大きくなっている。

(4) 装置内 Cs の質量バランス

配管要素ごとの Cs の沈着割合解析値を、実験から得られた質量バランスと比較した結果を Fig.23 に示す。VEGA-3 実験結果では、VEGA-1 実験結果 (Fig.19) で見られた流路閉塞に起因したインラインヒータ部への極端に多量の沈着は無く、代わりに TGT 及びフィルタへの沈着割合が増加した。これは、VEGA-3 実験では流路閉塞が起きなかつたことに加えて、燃料から Cs が全量放出されたためである。一方、ガス状のままフィルタを通過した Cs の割合が約 50% に達し、インラインヒータ部及び水平配管部への沈着割合を著しく過少評価する傾向は、VEGA-1 実験の解析結果と同様であった。

以上の解析結果から、VICTORIA2.0 コードは燃料から放出された FP のみによるエアロゾル核形成を考慮しているため、VEGA-1 及び-3 実験における Cs のエアロゾル化及び粒成長を過少評価することが明らかになった。このため、ガス状のままフィルタを通過した Cs の割合を過大評価し、インラインヒータ部及び水平配管部への Cs の沈着割合を過少評価したと考えられる。VEGA 実験や実炉においては、FP 以外の微粒子を核とした不均質核形成によるエアロゾル形成と粒成長が起きると予測されることから、次節では、付加的なエアロゾルソースを混入させ、それを凝縮核としたエアロゾル粒成長を模擬したエアロゾル粒径に関する感度解析を実施し、VICTORIA2.0 コードのエアロゾル移行沈着モデルの VEGA 実験への適用性を評価した。

4. 3 Cs 移行・沈着挙動に関する感度解析

4. 3. 1 VEGA-1 実験

(1) 下流側配管内 Cs 沈着分布

VICTORIA2.0 コードは、付加的なエアロゾルソースを任意のノードから投入できる。本来ならば、VEGA 実験における不純物と推定されるグラファイトの混入を模擬した感度

解析を実施すべきところであるが、VICTORIA2.0 コードは炭素及びその化合物を取扱えないため、別の元素で代用することとした。代用元素としては、VICTORIA2.0 コードが解析対象とする 26 元素のうち、融点及び沸点ともに最も高く、化学的に比較的安定なモリブデン (Mo) を選択した。Mo 粒子を、グラファイトの混入が考えられる加熱炉出口部（インラインヒータ下部配管位置）に投入し、水平配管部におけるエアロゾルの MMD と装置配管への Cs 沈着割合を調べた。Mo 投入以外の解析条件は、前節の解析と同様である。

実験前後の TGT 配管、エアロゾルフィルタ及びカスケードインパクタの重量測定結果から、時刻 5,100s までにそれらに沈着した不純物量は約 5.8g であった。実験における Cs の沈着分布から、インラインヒータ及び水平配管部への不純物の沈着量を考慮し、不純物の全混入量を約 14.5 g と推定した。温度プラトーごとに切り替えて使用した TGT-A, -B 及び-C 配管の重量増加に大きな差が見られなかったことから、不純物の混入流量は実験中ほぼ一定であったと考え、時刻 5,100s までの不純物の時間平均混入量 ($2.84 \times 10^{-6} \text{kg/s}$) を Mo 粒子の投入流量とした。

不純物として Mo を用いた場合とグラファイトが混入した場合とでは、エアロゾルの密度が異なる。このため、エアロゾル粒径だけを実験結果と合わせても、エアロゾルの重量が異なるため、沈着挙動を十分に模擬できないと考える。前節の解析結果から、VEGA-1 及び-3 実験におけるエアロゾルの主要な沈着機構は、熱泳動と重力沈降であった。このうち熱泳動はエアロゾル粒径にほとんど依存せず、また、等温配管部では配管とガスに温度差が無いことから、本感度解析では水平配管部における重力沈降による沈着速度を模擬することとした。VICTORIA2.0 コードにおいて、質量 $m(\text{kg})$ のエアロゾルの重力沈降による沈着速度 $u_g(\text{m/s})$ は、重力加速度 $g(\text{m/s}^2)$ 及びエアロゾルの移動度 $B(\text{s/kg})$ を用いて、

$$u_g = mgB \quad (4.1)$$

と表される。エアロゾルの移動度 B は、

$$B = \frac{C_n}{6\pi\chi_d\mu r_a} \quad (4.2)$$

ここで、 C_n : カニンガムの補正係数 (-)

χ_d : エアロゾルの形状係数 (球の場合 1.0) (-)

μ : キャリアガスの粘性係数 (kg/ms)

r_a : エアロゾルの半径 (m)

であり、カニンガムの補正係数 C_n は、3.1.2 項で述べたクヌーセン数 K_n の関数として、

$$C_n = 1 + 1.25K_n + 0.41K_n \cdot \exp(-0.88/K_n) \quad (4.3)$$

と表される。エアロゾルを球形と仮定すると、質量 m はエアロゾルの密度 ρ_a を用いて、

$$m = \rho_a \frac{4}{3} \pi r_a^3 \quad (4.4)$$

であることから、(4.2)及び(4.4)式を(4.1)式に代入すると、沈着速度 u_g は、

$$u_g = \left(\frac{2g}{9\chi_d \mu} \right) \cdot \rho_a r_a^2 C_n \quad (4.5)$$

となる。球形エアロゾルだけを考えると、(4.5)式の $(2g/9\chi_d \mu)$ はキャリアガス条件のみに依存する。そこで、本節では、 $(\rho_{ara} r_a^2 C_n)$ を実験結果と一致させる感度解析を実施した。水平配管部における $(\rho_{ara} r_a^2 C_n)$ が、実験結果から求めた値に一致するよう、投入する Mo 粒子の MMD を調節した。このとき、投入 Mo 粒子の粒径分布の幾何標準偏差は、実験から得られた値 (=7.75) を用いた。

感度解析の結果、水平配管部におけるエアロゾルの MMD が約 $1.1 \mu m$ のとき、 $(\rho_{ara} r_a^2 C_n)$ が実験結果と一致した。このケースについて、装置配管要素への Cs 沈着割合を再評価し、実験結果と比較した。Figure 24 には、実験結果 (Fig.19 の実測値、左の縦棒) とともに、Mo を投入しないケース (Fig.19 の解析値、真中の縦棒) と、本解析ケース (Mo を投入したケース、右の縦棒) を並べて表示した。本解析ケースでは、水平配管における Cs 沈着割合が実測値にほぼ等しくなり、インラインヒータ部における沈着量も実測値に近づいた。また、フィルタに捕集されるエアロゾル量が増加し、ガス状のままフィルタを通過した Cs の割合が 2%以下に減少した。これらの結果は、Mo 粒子の投入により、これを核とする不均質核形成によってエアロゾル状 Cs 量が増加し、ガス状 Cs 量が減少したことに起因する。エアロゾル状 Cs の増加により、水平配管部では重力沈降、インラインヒータ及び TGT では熱泳動による沈着量が増加したと考えられる。インラインヒータ部の沈着割合に、なお 10%以上の差が見られるのは、流路閉塞が発生する以前から配管溶融の影響で流路面積の縮小が始まっていたこと等が原因ではないかと推測される。解析結果は、インラインヒータ部への Cs 沈着量を約 10%過小評価している分だけ、エアロゾルフィルタの捕集量を過大評価している。この結果から、VICTORIA2.0 コードは、FP 以外の凝縮核に起因するエアロゾル形成を考慮すれば、VEGA-1 実験の装置配管内 Cs 沈着分布をほぼ再現できる見通しが得られた。

(2) 温度勾配管内 Cs 沈着分布

前項において、Mo 粒子を用いて、不純物（グラファイト）の混入を模擬した解析を実施した。これにより、実験装置配管要素への Cs 沈着分布は実験結果とほぼ一致したが、燃料

から放出された放射性物質の化学形が、Mo の投入により影響を受けた可能性がある。VEGA 実験では、実験後の γ 線スキャンにより、温度勾配管 (TGT) 軸長方向の Cs 沈着分布を詳細に測定している。TGT は、温度勾配に沿って飽和蒸気圧の異なる種々の化学種が凝縮または沈着するため、FP 化学種の同定に有効である。そこで、TGT 配管を 20 ノードに詳細分割した解析を実施し、TGT 配管内の Cs 沈着分布を実験結果と比較することにより、TGT 内に沈着した Cs の化学形について検討した。

TGT のノード分割以外の解析条件は、前項までの解析と全く同様である。解析ケースは、Mo を投入しないケースと、Mo を投入して水平配管部における重力沈降による沈着速度を実験結果と一致させたケースである。Mo を投入しないケースについて、TGT 内のキャリアガス中のガス状またはエアロゾル状 Cs 化合物のモル濃度分布を Fig.25(a),(b) に示す。解析結果の一例として、時刻 4,650s (2,300K の温度プラトー終了時刻) における分布を示した。ガス状 Cs 化学種としては、TGT 全体を通して Cs 単体ガスの濃度が最も高く、Mo を投入しないケースにおいて、ガス状のまま解析領域から流出した Cs の大部分は、Cs 単体ガスであることが分かる。次いで、CsI, Cs₂O ガスの濃度が高いが、これらは TGT 配管内で凝縮するため、出口に向かって減少する。これに対して、沈着物からの蒸発によると考えられる Cs₂ ガスの増加が見られる。エアロゾル状 Cs 化学種としては、CsI 及び Cs₂O ガスの凝縮にともない、これらの化学種濃度が増加している。また、Cs 化合物としては揮発性の低い Cs₂Te, Cs₂MoO₄ の濃度が TGT 配管内を通じて高い。TGT 内に沈着した Cs 化学種の内訳を Fig.26 に示す。Gaseous form はガス状化学種の凝縮量であり、蒸発量を差し引いた量である。Aerosol form はエアロゾル状化学種の沈着量、Total は両者の合計である。凝縮量の大部分は、CsI と Cs₂O が占めており、TGT 管内における、これらのガス濃度の減少に対応する。エアロゾル沈着量の内訳も、エアロゾル状化学種の濃度分布にはほぼ比例している。凝縮と沈着の合計量では、CsI が約 70% を占めており、特に CsI ガスの凝縮量の割合が大きいことが分かる。

Mo を投入したケースについて、時刻 4,650s における TGT 内のガス状またはエアロゾル状化学種中の Cs モル濃度分布を Fig.27(a),(b) に示す。ガス状 Cs 化学種では、やはり Cs 単体ガスが支配的である。ただし、Mo 粒子を核とする不均質核形成により、エアロゾル粒子表面への Cs ガスの凝縮量が増加するため、TGT 出口に近づくにしたがって濃度が低下し、TGT 出口では Mo を投入しない場合に比べて 1/10000 以下となっている。また、CsI 及び Cs₂ ガス濃度も、Mo を投入しない場合に比べて低下している。CsI ガス濃度の低下は、TGT 配管の上流側のインラインヒータ部や水平配管部への CsI 沈着量が増加したためである。エアロゾル状 Cs 化学種としては、Mo を投入しない場合に比べて Cs 単体濃度の増加が顕著であるが、CsI, Cs₂MoO₄, Cs₂Te 濃度が TGT 全体を通じて高いことに変わりはない。ガス状及びエアロゾル状化学種全体について、Mo を投入しない場合との特徴的な差異は、

Cs_2O 等の酸化物濃度が著しく減少していることである。これは、Mo の投入によって Mo 酸化物 (MoO_2 等) が形成され、加熱炉下流側配管内の酸素濃度が低下したため、放射性物質の酸化物濃度が全体的に減少したことが原因と考えられる。TGT 管内に付着した Cs 化学種の内訳を Fig.28 に示す。Cs 単体の凝縮及び沈着が支配的な構成であり、ガス状及びエアロゾル状 Cs 化学種の濃度分布にほぼ対応している。Mo 投入に起因する Cs 酸化物濃度の低下と、上流側配管への主な Cs 化合物の付着のため、TGT 内に流入する Cs の化学形として、揮発性の高い Cs 単体ガスの割合が増加したと考えられる。

Mo を投入しないケースと投入したケースについて、TGT 管内に付着した Cs 分布を実験結果と比較した。Figure 29(a) は、TGT 配管長さに沿った壁温分布の実測値であり、1,023K から 473K までほぼ直線状の温度勾配である。(b) は Cs 付着分布の実測値であり、 $\text{Cs}-137$ の γ 線強度と壁温との関係を示している。800-850K 付近に Cs 付着のピークがあり、このピークは、Cs 化合物の飽和蒸気圧に関する検討から、Cs 化合物の中では比較的揮発性の小さい CsI の凝縮によると推測されている⁽²⁾。Cs の付着密度解析結果と TGT 壁温との関係を (c) に示す。Mo を投入しない場合、TGT-A, -B, -C とともに 700-750K 付近に Cs 付着のピークが現れている。これらのピークは、750K 付近での CsI の凝縮によるピークと 650K 付近の Cs_2O の凝縮によるピークが重畠したものである。この結果から、Mo を投入しない場合の TGT 内 Cs 付着分布解析値は、ピーク位置の壁温に約 100K の差が見られるものの、 CsI の凝縮によるピークをほぼ模擬できていると考える。他方、Mo を投入した場合の Cs 付着分布は、配管温度が約 700K 以下の領域で、配管温度の低下に伴って付着量が増加する傾向を示している。これは、TGT に流入する Cs の化学形として、揮発性の高い Cs 単体のガスの割合が増加した結果、配管温度が約 700K を下回る TGT 中間部より下流側で Cs 単体ガスの凝縮及びエアロゾル化が顕著になるためである。この結果から、Mo を投入したケースでは、TGT 内の Cs の付着分布の傾向が実験結果と異なることが明らかになった。

以上の結果から、燃料から放出された FP 以外の付加的なエアロゾルソースを考慮するために代用物質（ここでは Mo）を投入した場合、Mo の化学反応により TGT 内の Cs の化学形や沈着分布に影響を及ぼすことが明らかになった。しかし、この手法によれば、Cs のエアロゾル化及び粒成長を模擬できるため、装置内の全体的な Cs 沈着分布をほぼ適切に再現できる見通しが得られた。

4. 3. 2 VEGA-3 実験

(1) 下流側配管内 Cs 沈着分布

VEGA-3 実験についても、グラファイト粒子の代わりに Mo 粒子を用いて、エアロゾル粒径に関する感度解析を実施した。実験前後の装置配管の重量測定結果及び実験後の Cs の

マスバランスから、時刻 7,320s までに混入した不純物の全量を約 0.46 g とした。不純物の混入流量は実験中ほぼ一定であったと考え、時刻 7,320s までの時間平均混入量 (6.3×10^{-8} kg/s) を Mo 粒子の投入流量とした。本感度解析においても、重力沈降による沈着速度を模擬することとし、(4.5)式の($\rho_{\text{para}}^2 C_n$)を実験結果と一致させた。このとき、投入 Mo 粒子の粒径分布の幾何標準偏差には、実験から得られた値(=5.30)を用いた。

感度解析の結果、水平配管部におけるエアロゾルの MMD が約 $0.39 \mu\text{m}$ のとき、($\rho_{\text{para}}^2 C_n$)が実験結果と一致した。このときの装置配管要素への Cs 沈着量を実験と比較した結果を、Fig.30 に示す。本解析ケース（右の縦棒）では、水平配管及びインラインヒータ部における Cs 沈着割合が実測値にほぼ等しくなった。また、フィルタに捕集されるエアロゾル量が増加し、ガス状のままフィルタを通過した Cs の割合が約 8%に減少した。これは、VEGA-1 実験の感度解析結果と同様に、投入した Mo 粒子を核とする不均質核形成によって、エアロゾル状 Cs 量が増加し、ガス状 Cs 量が減少したことに起因すると考えられる。この結果から、付加的な微粒子を投入することによって、燃料から放出された FP 以外の凝縮核によるエアロゾル形成と粒成長を模擬する手法により、VICTORIA2.0 コードは VEGA-1 及び-3 実験の装置配管内の全体的な Cs 沈着分布をほぼ再現できることが明らかになった。

(2) 温度勾配管内 Cs 沈着分布

VEGA-3 実験においても、TGT 配管を 20 ノードに詳細分割した感度解析を実施し、Cs 沈着分布の測定結果と比較した。Mo を投入しないケースについて、TGT 内のガス状またはエアロゾル状 Cs 化合物のモル濃度分布を Fig.31(a),(b) に示す。ここでは、Fig.25 に示した VEGA-1 実験の濃度分布より高温条件における Cs 化学種分布を調べるために、2,773K のプラトー終了時刻 (5,700s) における解析結果を示した。この時刻には、試験燃料からの Cs の放出割合は既に 90% を超えており、Cs の放出速度が低下しているため、ガス状 Cs 化学種の濃度は Fig.25 に比べて全体的に小さくなっている。TGT 出口におけるガス状 Cs 化学種濃度は非常に小さく、この時刻において解析領域から流出するガス状 Cs はほとんど無いことが分かる。エアロゾル状 Cs 化学種としては、 Cs_2UO_4 の濃度が最も高く、次いで Cs_2MoO_4 、 Cs_2Te 、 CsI の順になっている。また、2,300K 以下の低温時にはほとんど存在しなかった Cs_2ZrO_3 、 $\text{Cs}_2\text{U}_2\text{O}_7$ 、 $\text{Cs}_2\text{U}_4\text{O}_{12}$ 等の化学種が見られる。TGT 内に沈着した Cs 化学種の内訳を Fig.32 に示す。VEGA-1 実験解析の結果 (Fig.26) で見られた CsI 、 Cs_2O 、 Cs_2MoO_4 、 Cs_2Te 等に加えて、2,300K 以上の高温において顕著に現れる U や Te との酸化物が沈着している。

Mo を投入したケースについて、同時刻における TGT 内の Cs 化合物のモル濃度分布を Fig.33(a),(b) に示す。ガス状 Cs 化学種分布は、VEGA-1 実験の濃度分布 (Fig.27) に類似

しており、Cs 単体ガスが最も多い。また、エアロゾル状 Cs 化学種については、高温のため Cs_2UO_4 及び Cs_2ZrO_3 濃度の増加が見られるが、主なエアロゾル成分が Cs_2MoO_4 , Cs, Cs_2Te , CsI であることに関して、VEGA-1 実験の場合と同様である。この結果からも、Mo 投入が Cs 化学種分布に影響を及ぼしていることが分かる。TGT 管内に沈着した Cs 化学種の内訳を Fig.34 に示す。Cs 化学種濃度分布にほぼ対応して、Cs 単体及び CsI の凝縮及び沈着、 Cs_2MoO_4 及び Cs_2Te の沈着が支配的な構成であり、Mo を投入しないケースで見られた Cs_2UO_4 や Cs_2TeO_4 等の U や Te との酸化物の沈着がほとんど見られなかった。VEGA-1 実験解析の結果 (Fig.28) に比べて Cs 単体の割合が小さいのは、VEGA-3 実験における不純物混入量 (=Mo 投入量) が VEGA-1 実験の約 1/30 であるためと考えられる。

TGT 管内に付着した Cs 分布を実験と比較した結果を Fig.35 に示す。Figure 35(a) の TGT 配管温度実測値は、ヒータ断線のため折線状の温度勾配となっており、特に、約 600-680K の区間において温度勾配が緩やかになっている。これにより、この区間の熱泳動による沈着速度が低下したため、Fig.35(b) の Cs 付着分布実測値では、650K 付近に沈着の谷間が見られる。800-850K 付近のピークは、VEGA-1 実験結果と同様に CsI の凝縮によると考えられるが、500-600K 付近のピークについては、Cs の化学形は明らかでない。Figure 35(c) に示す Cs 付着密度分布の解析値では、Mo を投入しない場合、TGT-A 及び-B において 700-750K 付近に CsI ガスの凝縮によるピークが見られることなどから、実験から得られた Cs 付着分布の形を概略模擬できていると考える。他方、Mo を投入した場合、650K 付近を除いた広い範囲になだらかな付着が見られ、600K 以下の区間においては低温側ほど Cs 単体の凝縮及び沈着が増加する傾向を示しており、実験から得られた Cs 付着分布形とは異なる形になっている。今後、500-600K 付近に付着した Cs の化学形を同定し、解析結果の妥当性を調べる必要がある。なお、TGT-B から C へ切替える時刻 5,700s において、燃料からの Cs 放出割合解析値は 90% を超えており、実測値よりも約 10% 放出が進んでいる (Fig.15) ため、解析結果は TGT-C への Cs 沈着量を過少評価していると考えられる。

以上の結果から、Mo 粒子の投入は TGT 内の Cs の化学形及び沈着分布に影響を及ぼすものの、VEGA 実験における Cs のエアロゾル化と粒成長を模擬できるため、装置内の全体的な Cs 沈着分布をほぼ適切に予測可能とした。このことから、VICTORIA2.0 コードを VEGA 実験解析に適用し、照射済燃料からの FP 放出及び移行挙動を正しく評価するためには、FP 以外の凝縮核を考慮する必要があることが明らかになった。燃料から放出された FP のみによるエアロゾル形成を考慮する VICTORIA2.0 コードは、実炉におけるエアロゾル粒径を過少評価する可能性が考えられることから、本感度解析で用いた手法は、原子炉冷却系内の FP 移行沈着挙動解析の際にも有効であると考える。

5. まとめ

照射済燃料からの放射性物質放出挙動実験（VEGA）計画において、試験後分析が全て終了している実験のうち、参考試験として最初に実施した VEGA-1 実験と、燃料溶融の影響を調べた VEGA-3 実験における放射性物質の放出、並びに主要な核分裂生成物（FP）である Cs の実験装置配管内の移行沈着挙動を、米国 NRC が開発整備した VICTORIA2.0 コードを用いて解析した。放射性物質の放出挙動解析結果を、両実験から得られた放出割合と比較することにより、以下のことが明らかになった。

- (1) VEGA-1 実験の Cs 放出履歴から求めた UO_2 結晶粒内拡散係数の相関式を VICTORIA2.0 コードに入力した場合、燃料最高温度と昇温履歴の異なる VEGA-3 実験の Cs 放出を精度良く予測した。一方、被覆管付ジルカロイと UO_2 が共晶反応を起こした実験データに基づく ORNL-Booth モデルの Cs の結晶粒内拡散係数を VICTORIA2.0 コードに入力した場合は、被覆管無しの VEGA-1 及び-3 実験における Cs 放出履歴を、燃料温度 2,000K 以上の領域で過大評価した。
- (2) ORNL-Booth モデルは、 γ 線計測から求めた VEGA-3 実験の Cs, Sb, Ru の最終放出割合をほぼ適切に予測した。しかしながら、同モデルは、誘導結合プラズマ原子発光分光分析法 (ICP-AES) から求めた VEGA-3 実験の Sr, Zr, U の最終放出割合を 1 衍程度、過少評価した。

燃料からの Cs 放出に対して VEGA-1 実験から得られた Cs の結晶粒内拡散係数を適用し、装置配管内の Cs 沈着分布について計算を行い、実験結果と比較した。その結果、以下のことが明らかになった。

- (3) 燃料から放出された放射性物質のみを起源とするエアロゾル（微粒子）生成を考慮する VICTORIA2.0 コードは、放出後の Cs のエアロゾル化と粒成長を過少評価した結果、Cs の大部分をガス状であると予測したため、下流側装置配管への Cs 沈着量とフィルタへの捕集量を過少評価した。
- (4) VICTORIA2.0 コードの計算において、燃料から放出した放射性物質以外のエアロゾルを凝縮核とした不均質核形成によるエアロゾル生成と成長の促進を模擬することにより、予測される化学形は変化する可能性があるものの、VEGA 実験装置配管内の全体的な Cs 沈着量分布はほぼ適切に予測できた。

以上の結果から、放射性物質以外の微粒子を凝縮核とするエアロゾル化と粒成長も考慮することにより、VICTORIA2.0 コードは VEGA 実験における放射性物質放出と移行挙動を適切に予測できることが明らかになった。この手法は、同コードを実機解析に適用する際にも有効と考える。今後、VICTORIA2.0 コードによる実験解析を通じて、VEGA 実験における種々の放射性物質の放出及び装置全体の沈着・移行現象を把握するとともに、予測した配管内の放射性物質の沈着分布を、誘導結合プラズマ原子発光分光分析法 (ICP-AES) を用いた微量または非 γ 線放射性元素分析の事前評価等に役立てる予定である。

謝 辞

VICTORIA2.0 コードを用いた計算の実施にあたっては、現在、(株) グローバル・ニュークリア・フェュエル・ジャパンに出向復帰した金沢徹氏に多くの技術的支援をしていただきました。ここに、深く感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 日高昭秀、他、「照射済燃料からの放射性物質放出挙動実験 (VEGA) 計画について」、日本工業出版プロダクション「原子力 eye」Vol.46, No.3, pp.79-83 (2000).
- 2) 日高昭秀、他、「シビアアクシデント条件下の照射済燃料からの放射性物質放出挙動 [VEGA-1 実験の結果]」、JAERI-Research 2001-055 (2001).
- 3) T. Kudo, et al., "Influence of Pressure on Cesium Release from Irradiated Fuel at Temperatures up to 2773K," J. Nucl. Sci. Technol. Vol.38, No.10, pp.910-911 (2001).
- 4) A. Hidaka, et al., "Enhancement of Cesium Release from Irradiated Fuel at Temperature above 2,800K," J. Nucl. Sci. Technol. Vol.39, No.3, pp.273-275 (2002).
- 5) N. E. Bixler, "VICTORIA2.0, A Mechanical Model for Radionuclide Behavior in a Nuclear Reactor Coolant System under Severe Accident Conditions," NUREG/CR-6131 (1998).
- 6) A. Hidaka, et al., "Decrease of Cesium Release from Irradiated Fuel in Helium Atmosphere under Elevated Pressure of 1.0MPa at Temperature up to 2,773K," J. Nucl. Sci. Technol. Vol.39, No.7, pp.759-770 (2002).
- 7) 林田烈、他「照射済燃料からの放射性物質放出 (VEGA) 実験装置の運転・保守要領書」、JAERI-Tech 2001-029 (2001).
- 8) R. A. Lorenz, et al., "A Summary of ORNL Fission Product Release Tests with Recommended Release Rates and Diffusion Coefficients," NUREG/CR-6261 (1995).

- 9) 金沢徹、他、「放射性物質を含む酸性溶液からの Cs 分離法の検討及び ISP-AES を用いた元素分析」、JAERI-Tech 2004-050 (2004).
- 10) A. H. Booth, et al., "A Method of Calculating Fission Gas Diffusion from UO₂ Fuel and its Application to the X-2-f Loop Test," Chalk River Report CRDC-721 (1957).
- 11) H. Matzke, "Diffusion in Ceramic Oxide Systems," Advances in Ceramics, Vol.17, pp.1-54 (1986).
- 12) R. B. Bird, et al., "Transport Phenomena," John Wiley and Sons, New York, NY (1960).
- 13) G. M. Hidy and J. M. Brock, "High-Dispersed Aerosols," Topics in Current Aerosol Research, Pergamon Press, Elmsted, NY (1971).
- 14) P. E. Blackburn, "Oxygen Pressures over Fast Breeder Reactor Fuel (I) A Model for UO_{2±x}," J. Nucl. Mater. 46, pp.244-252 (1973).
- 15) A. G. Croff, et al., "ORIGEN-2: A Versatile Computer Code for Calculating the Nuclide Composition and Characteristics of Nuclear Materials," Nucl. Technol. Vol.62(3), pp.335-352 (1983).
- 16) 望月貞成、村田章、「伝熱工学の基礎」、第 1 章 p.38、日新出版、1994.
- 17) 甲藤好郎、「伝熱概論」、第 5 章 p.90、養賢堂、1985.
- 18) 日高昭秀、他、「高温・高圧下における NSRR 再照射燃料からの放射性物質放出挙動 [VEGA-5 実験のガンマ線計測結果]」、JAERI-Tech 2003-009 (2003).
- 19) 日高昭秀、他、「VEGA 実験計画の概要及び CsI を用いた装置の性能確認実験」、JAERI-Research 99-066 (1999).

Table 1 VEGA Test Matrix

Test No.	VEGA-1	VEGA-2	VEGA-3
Test Date	'99/9/9	'00/4/18	'00/10/3
Test Fuel	Two pellets irradiated in Takahama-3 (burn-up 47GWd/t)		
Cladding	w/o	w/o	w/o
Re-irradiation	No	No	No
Max. Temperature	2773 K	2773 K	3123 K
Pressure	0.1 MPa	1.0 MPa	0.1 MPa
Carrier Gas	He	He	He
Remarks	Base case	High-press.	High-temp. (Fuel melting)

Table 2 Thermal-Hydraulic Conditions of VEGA-1 and -3 Tests

System Pressure	0.10 MPa[abs]
Carrier Gas	He gas, Flow Rate = { 1.07 NL/min (VEGA-1) 1.10 NL/min (VEGA-3)}
Gas Velocities	Calculated from flow rate and gas density on assumption of ideal gas
Temperature Distributions	• Fuel & structures; measured • He gas; estimated from laminar heat transfer correlation (as shown in Fig. 7-8)
Aerosol Size Distribution	10 ⁻²² - 10 ⁻¹⁰ kg, (Log normal distribution divided in 13 groups)

Table 3 Element Data

Element	Inventory* (Calculated by ORIGEN-2) [kg-mol/m ³]	ORNL-Booth Model (Initial fuel condition)	
		Diffusion Coefficient D_0 [m ² /s]	Activation Temperature θ [K]
Ba	1.665E-01	4.0E-10	45779
Cs	2.318E-01	1.0E-06	45779
		(VEGA-1 Exp.) 1.16E-11	21670
Eu	1.347E-02	3.6E-15	45779
I	2.382E-02	6.4E-07	45779
Kr	5.391E-02	1.0E-06	45779
Mo	4.575E-01	1.0E-10	45779
Ru	2.919E-01	1.6E-15	45779
Sb	2.108E-03	2.5E-7(oc)	45779
Sn	9.777E-03	1.6E-7(oc)	45779
Sr	1.125E-01	1.0E-10	45779
Te	4.953E-02	6.4E-7(oc)	45779
U	3.428E+01	3.6E-13	45779
Xe	5.214E-01	1.0E-06	45779
Zr	4.962E-01	4.0E-14	45779

*; For VEGA-1 test fuel (PWR, 47GWd/t, 10g, 6 years cooled)

oc; oxidized cladding

Fuel grain radius for ORNL-Booth = 6 μ m

Table 4 Comparison of Final Fractional Releases (VEGA-1)

Nuclides	Exp. (%)	Cal.* (%)
Cs-137	86 ± 0.1	100
Sb-125	89 ± 2.1	98
Ru-106	5 ± 4.1	0

*; Calculated by VICTORIA2.0 with ORNL-Booth model

Table 5 Comparison of Final Fractional Releases (VEGA-3)

Nuclides	Exp. (%)	Cal. **(%)
Cs-137	100 ± 0.01	100
Sb-125	95 ± 2.3	100
Sr	$24 \pm 7.2^*$	12
Zr	$13 \pm 3.9^*$	0.016
U	$1.5 \pm 0.45^*$	0.34
Ru-106	0 ± 5.1	0.004

*; Obtained from ICP-AES analysis

**; Calculated by VICTORIA2.0 with ORNL-Booth model

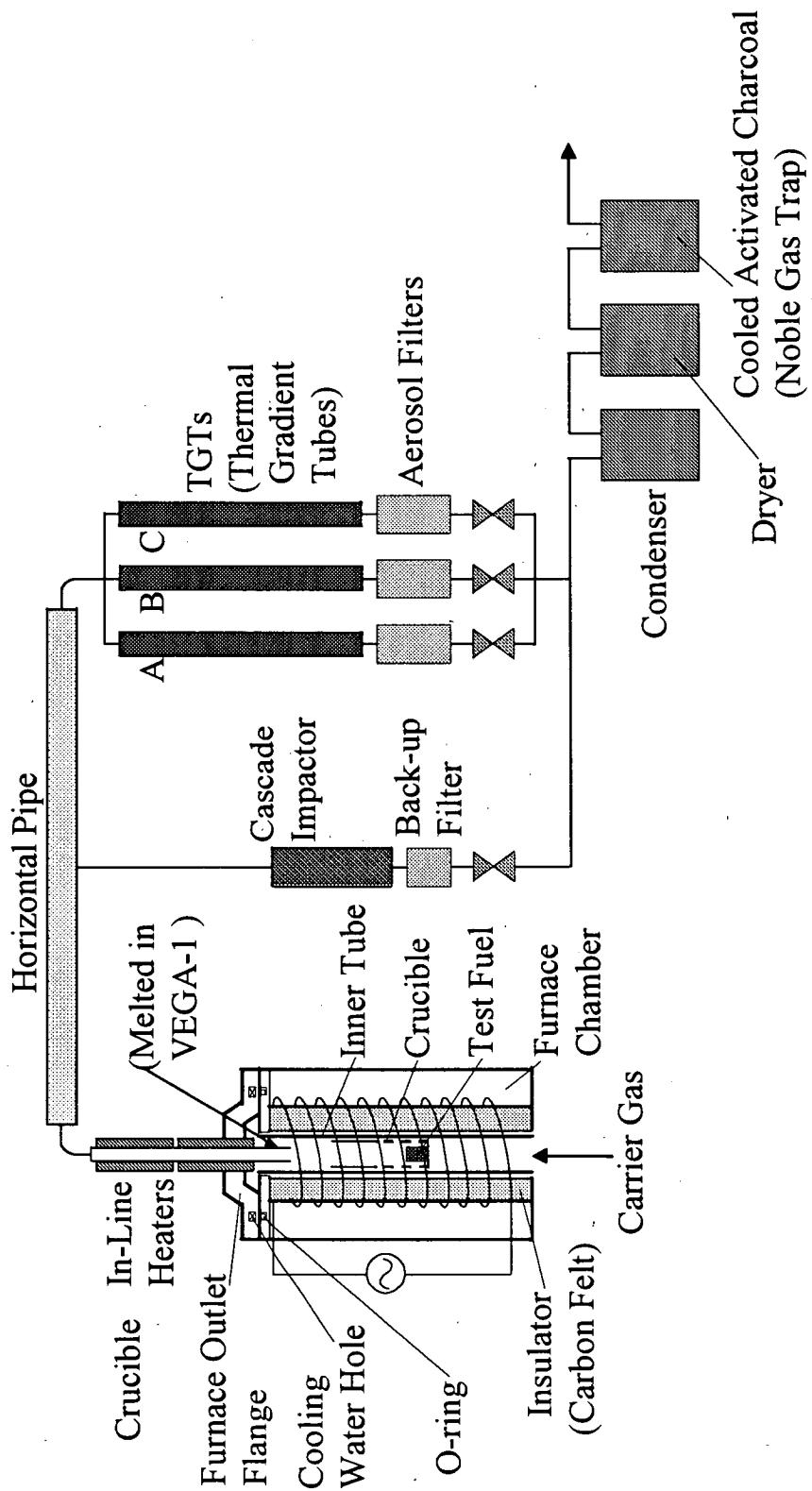


Fig. 1 Schematic of VEGA Test Apparatus

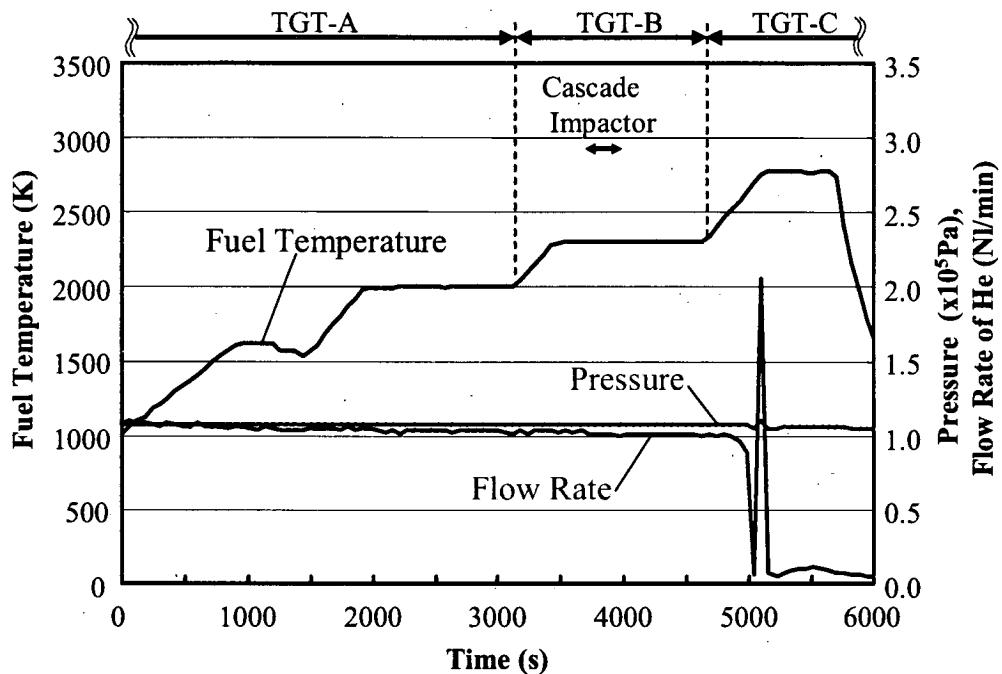


Fig. 2 VEGA-1 Test Conditions

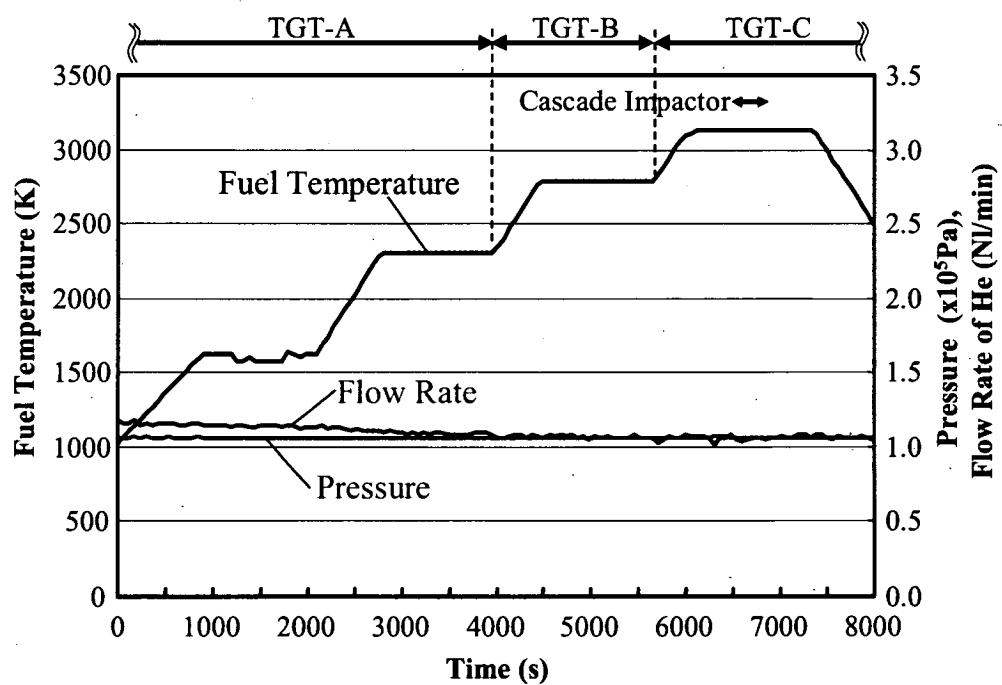


Fig. 3 VEGA-3 Test Conditions

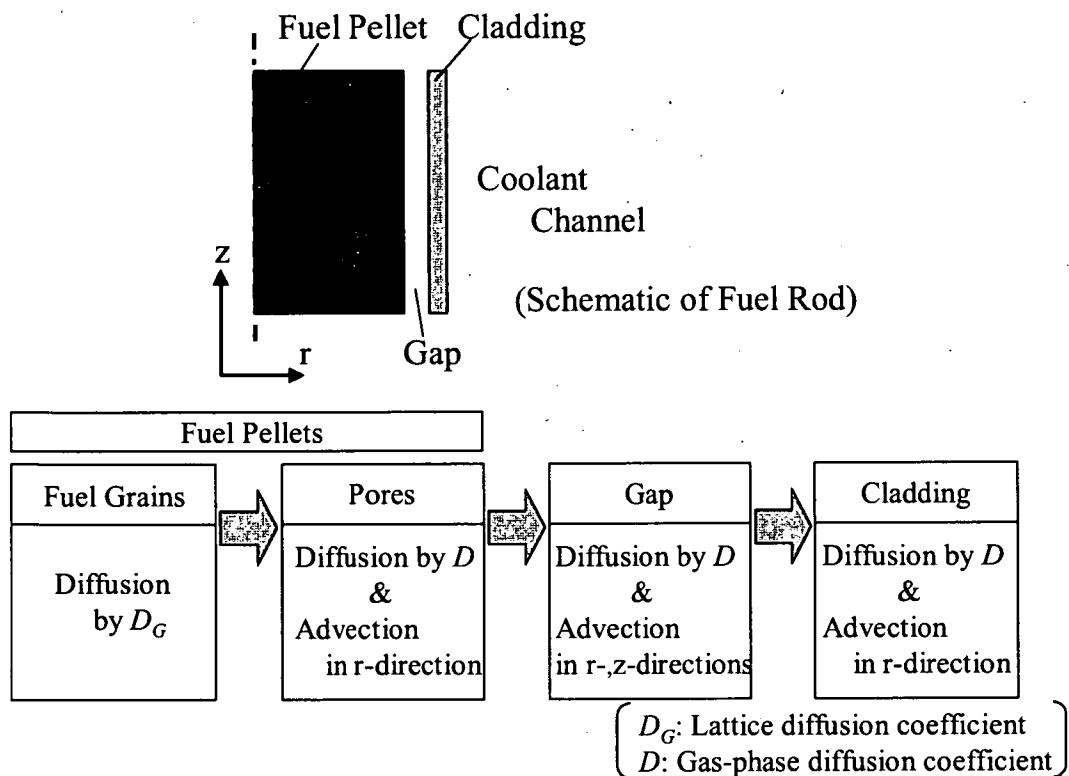


Fig. 4 FP Release Process in VICTORIA2.0

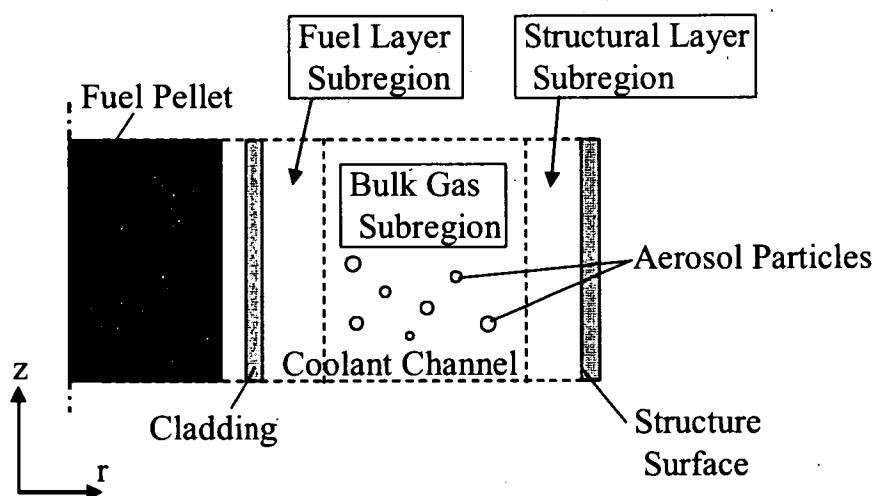


Fig. 5 Illustration of Subregions of a node in VICTORIA2.0

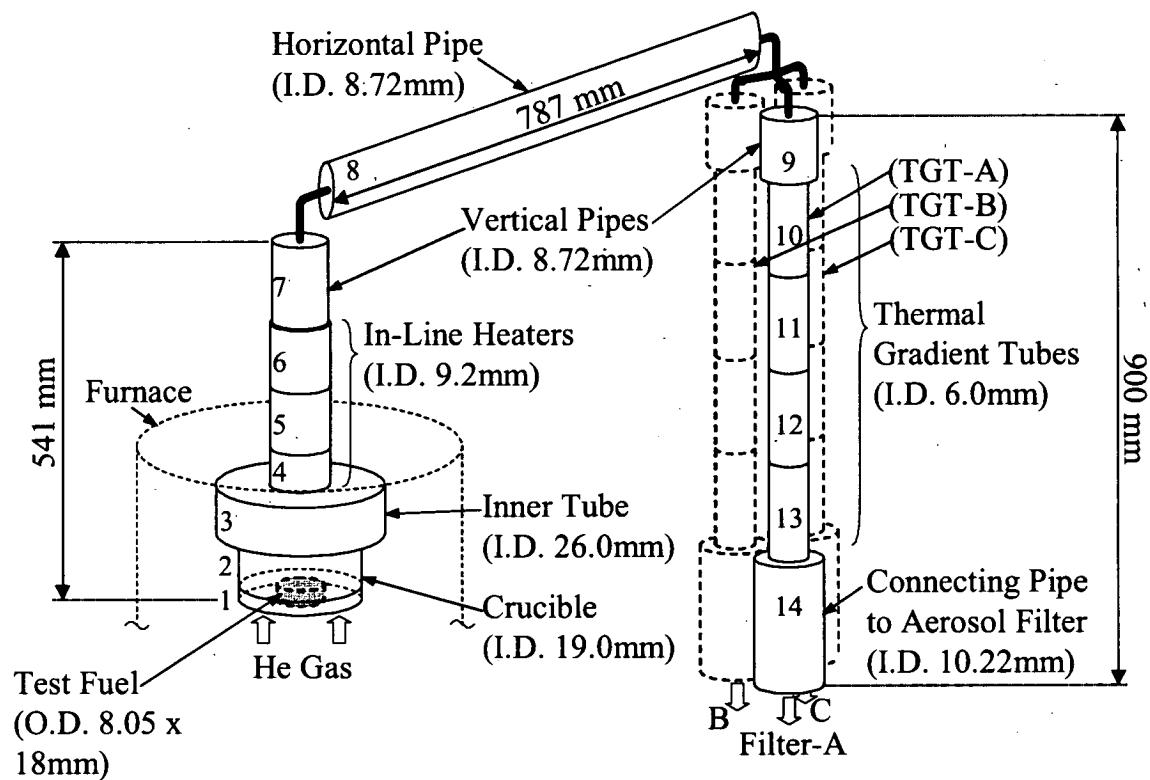


Fig. 6 Nodalization Scheme for VEGA-1 & -3 Tests

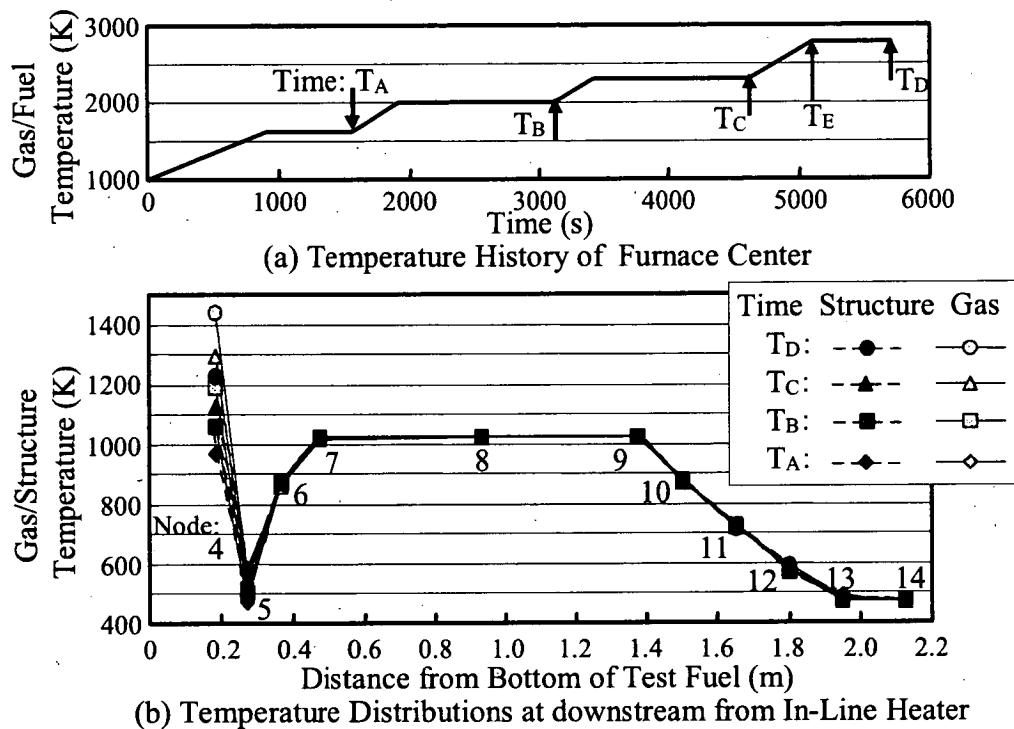


Fig. 7 Temperature History for VEGA-1 Test

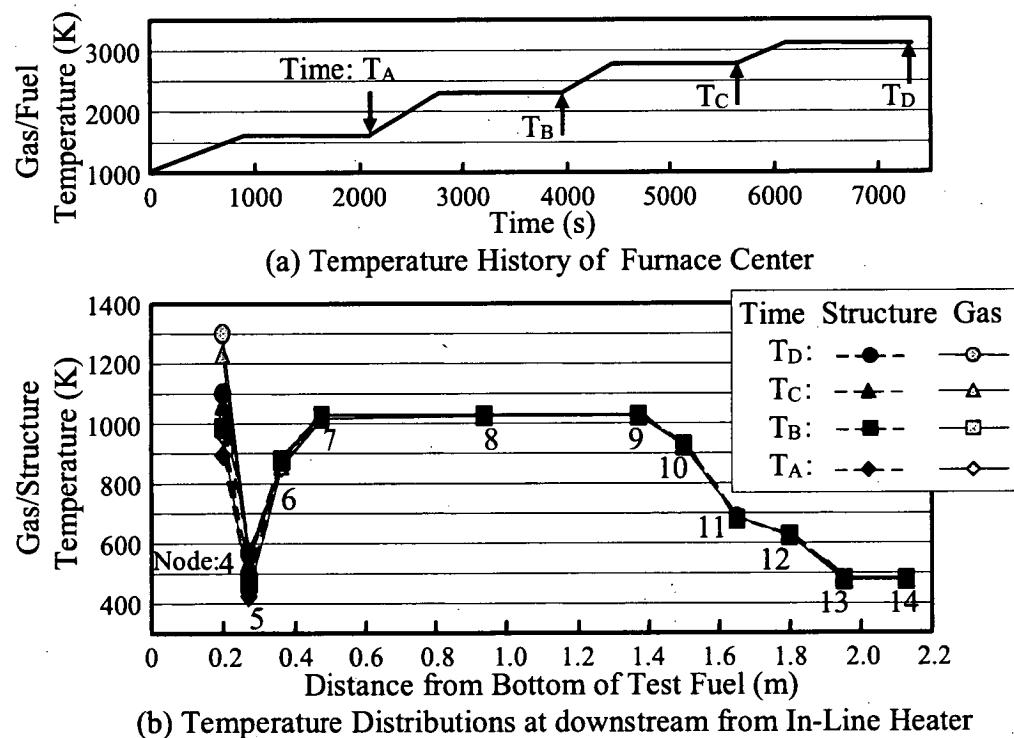


Fig. 8 Temperature History for VEGA-3 Test

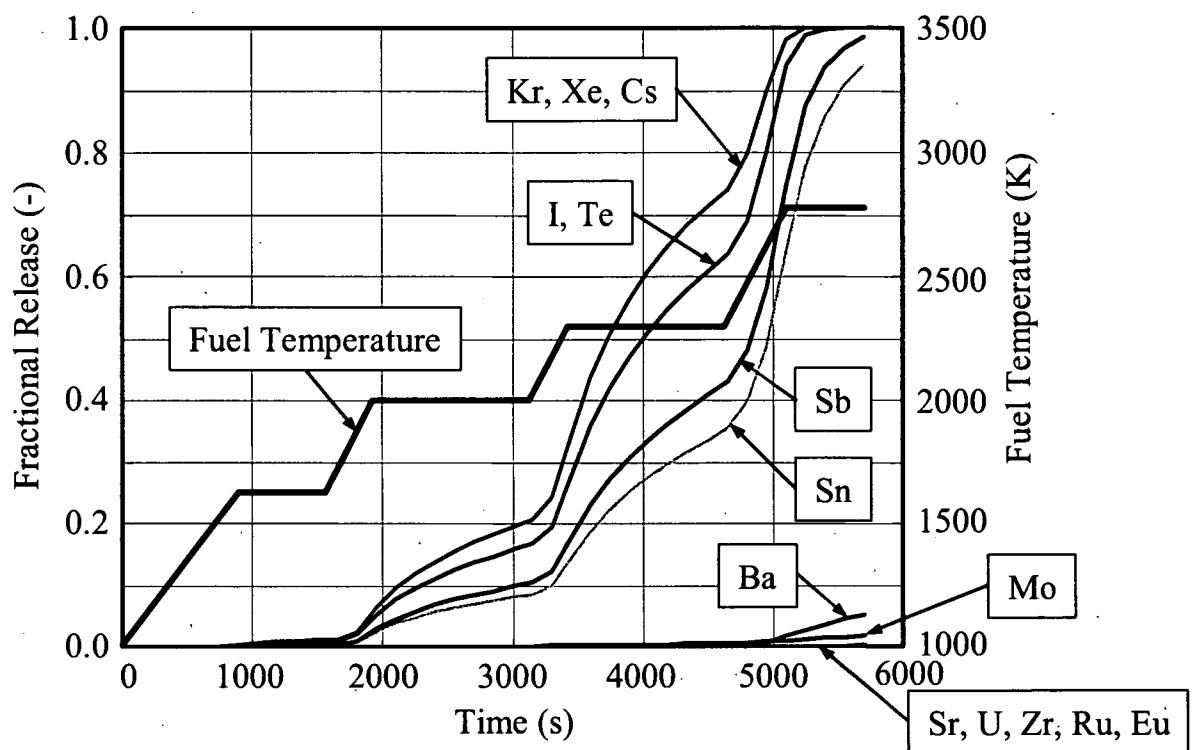


Fig. 9 Fractional Releases Calculated with
VICTORIA2.0 + ORNL-Booth Model (VEGA-1)

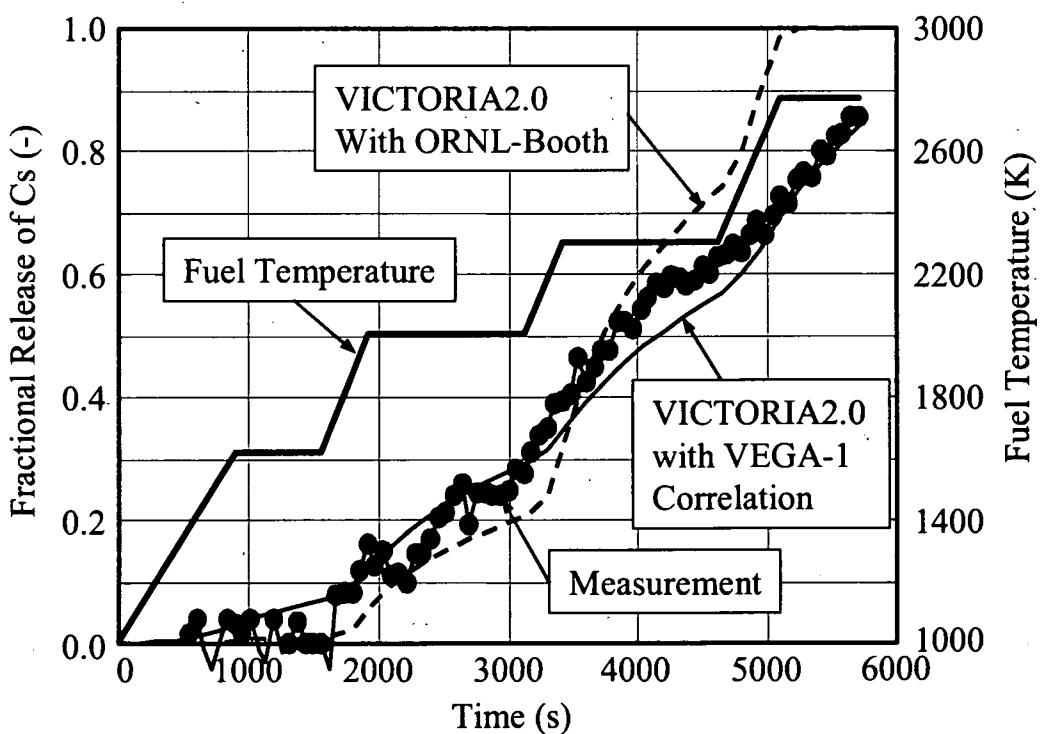


Fig. 10 Comparison of Cs Fractional Releases
between Measurement and Calculation (VEGA-1)

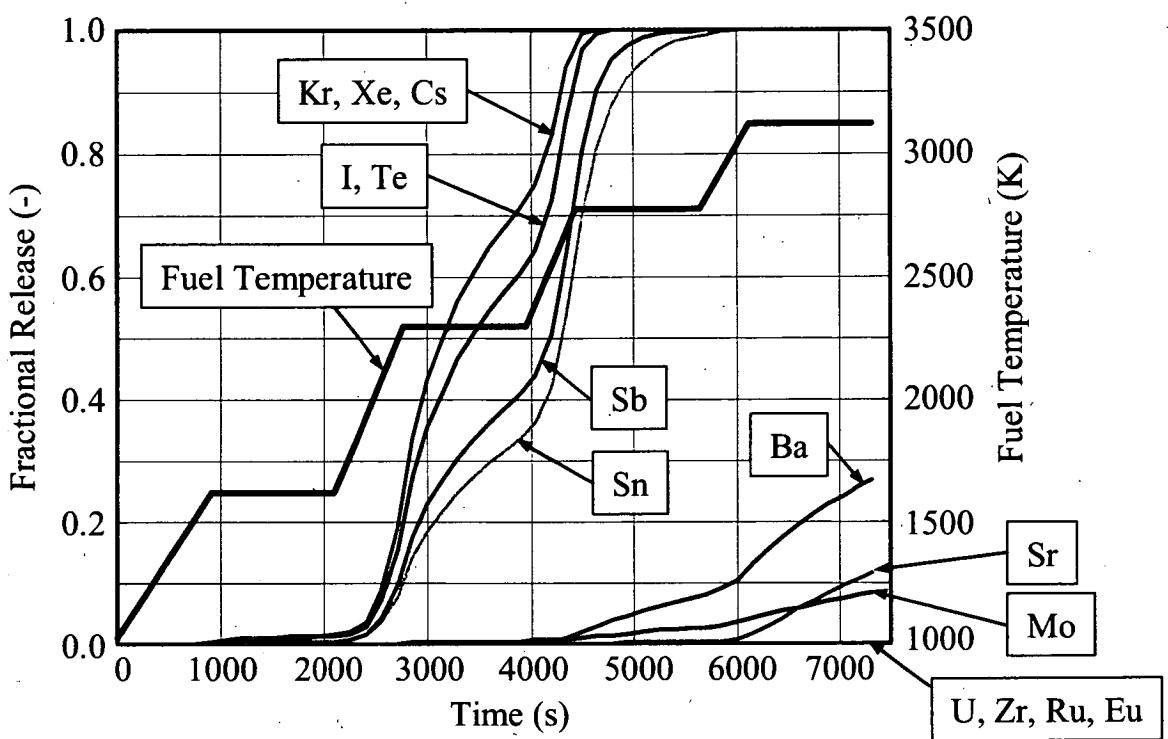


Fig. 11 Fractional Releases Calculated with
VICTORIA2.0 + ORNL-Booth Model (VEGA-3)

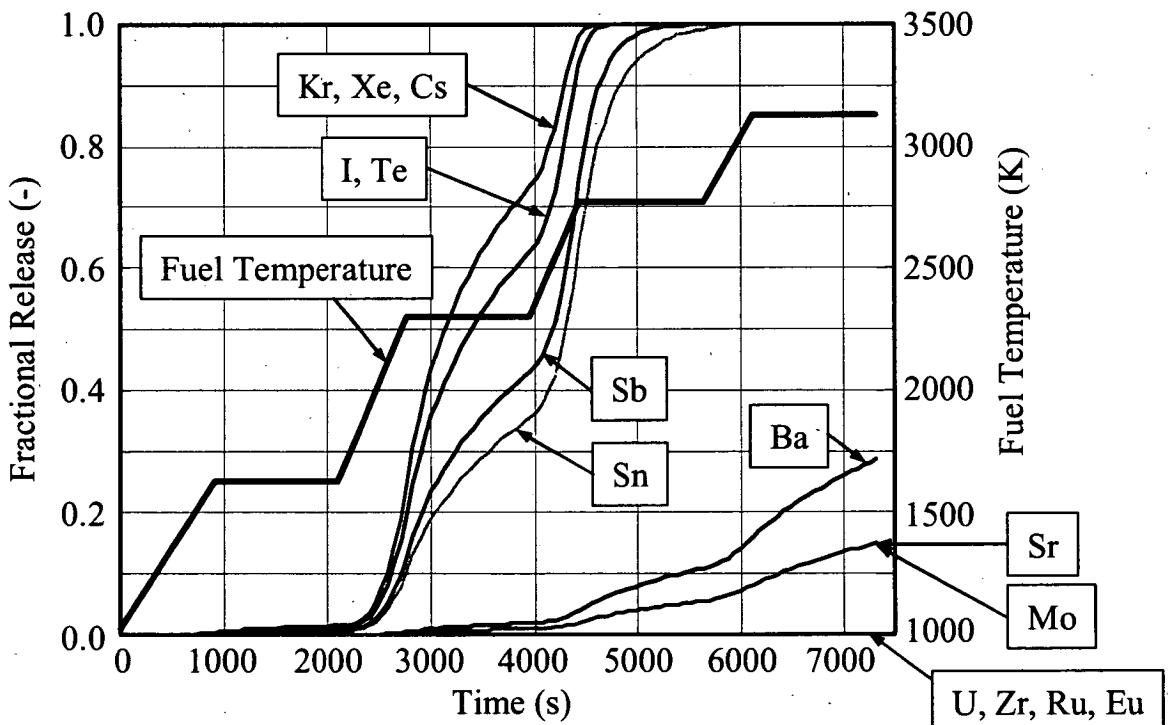


Fig.12 Fractional Releases Calculated with
ORNL-Booth Model (VEGA-3)

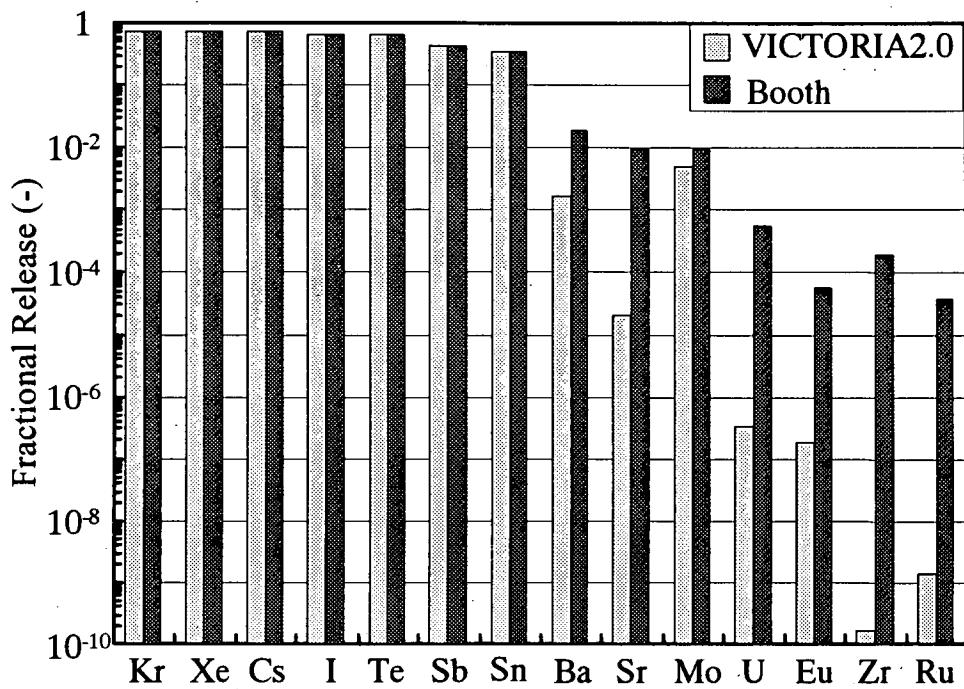


Fig.13 Comparison of Fractional Releases between VICTORIA2.0 and Booth Model (VEGA-3, time=3900s)

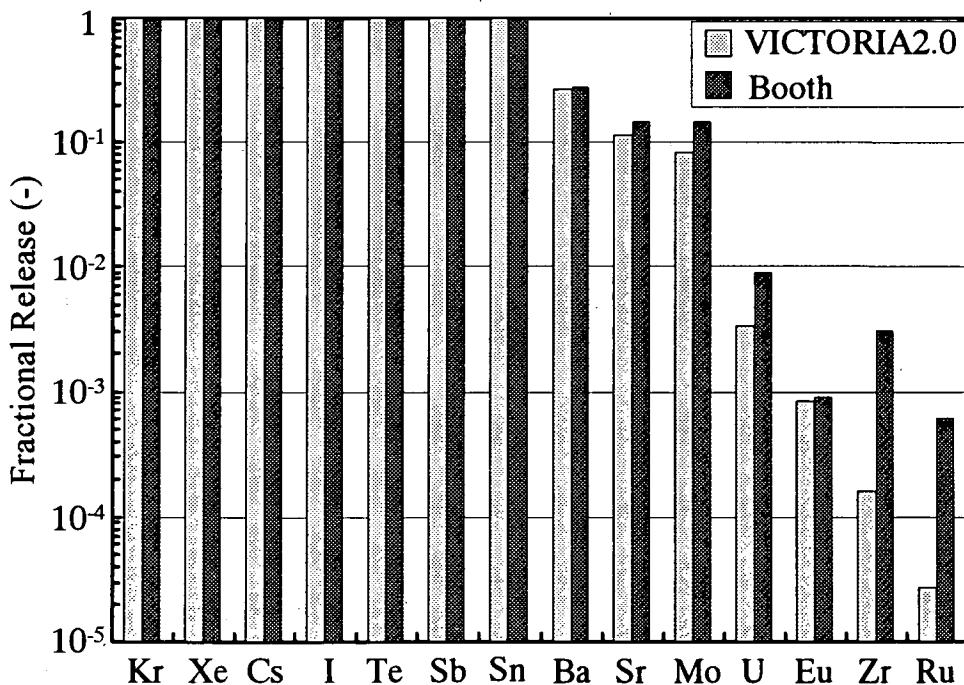


Fig.14 Comparison of Fractional Releases between VICTORIA2.0 and Booth Model (VEGA-3, time=7320s)

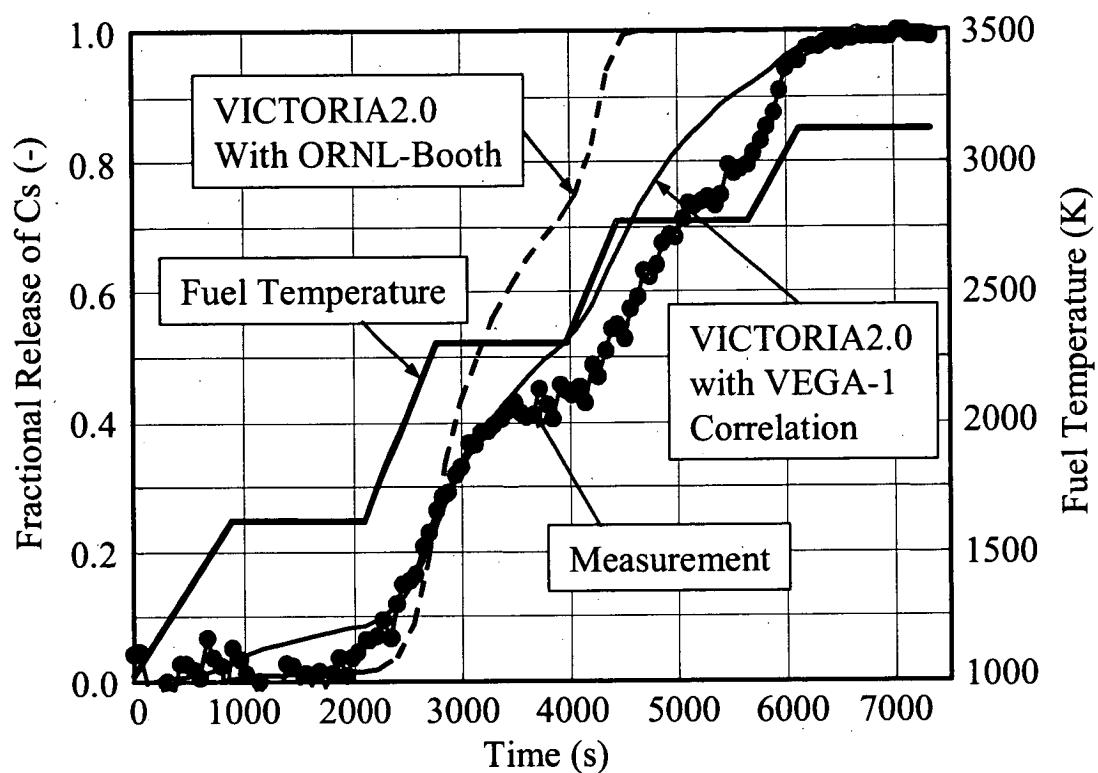


Fig. 15 Comparison of Cs Fractional Releases
between Measurement and Calculation (VEGA-3)

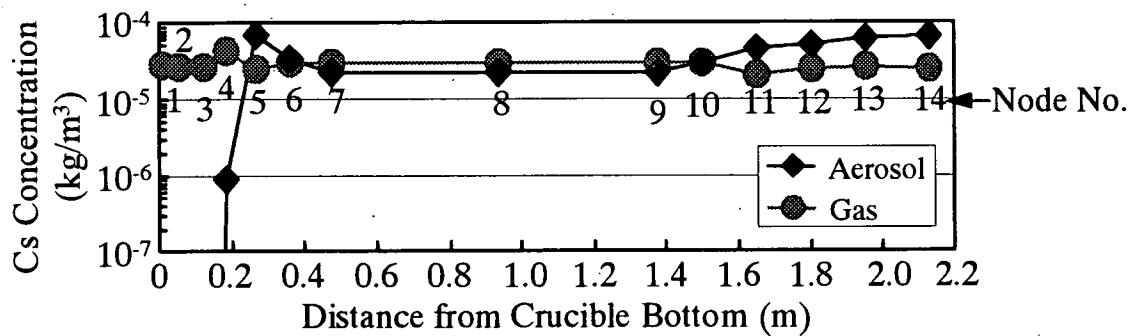
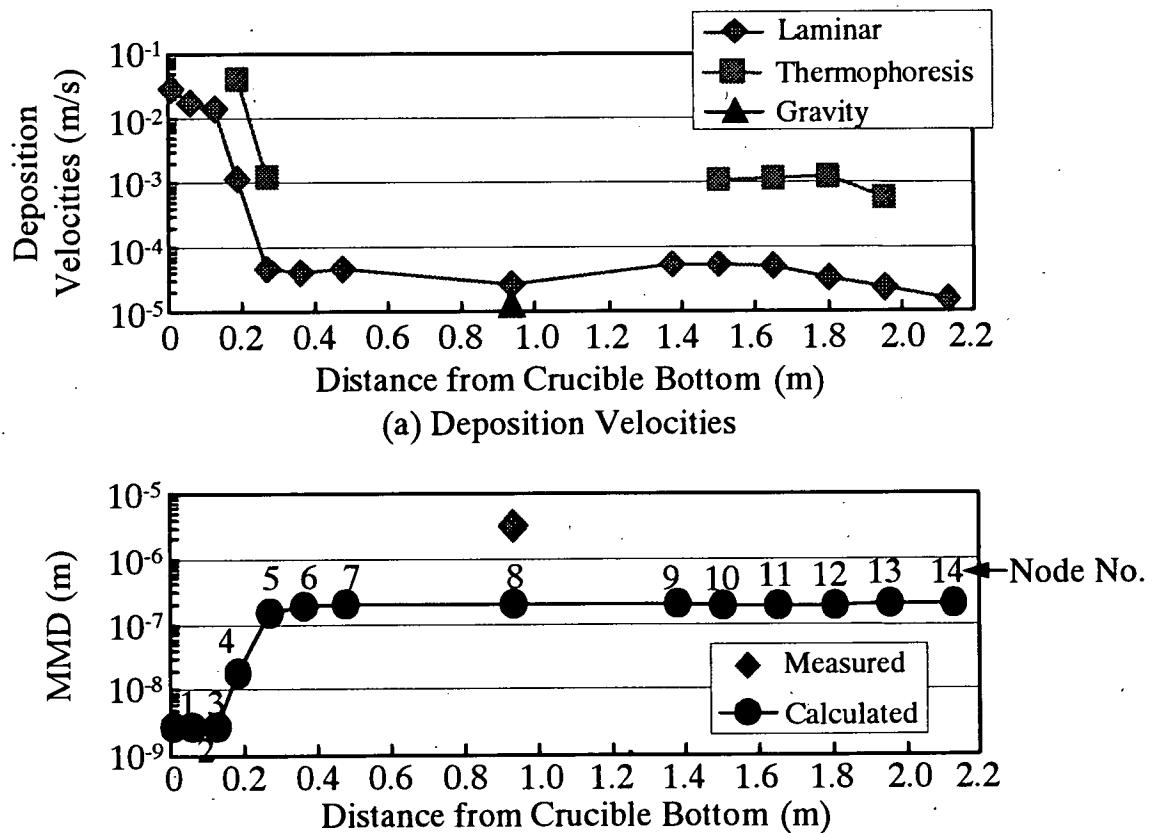


Fig. 16 Cs Concentrations in Bulk Gas (VEGA-1, time=5100s)



(b) Comparison of MMD between Measurement and Calculation

Fig. 17 Deposition Velocities and MMD of Aerosol
(VEGA-1, time=3750s)

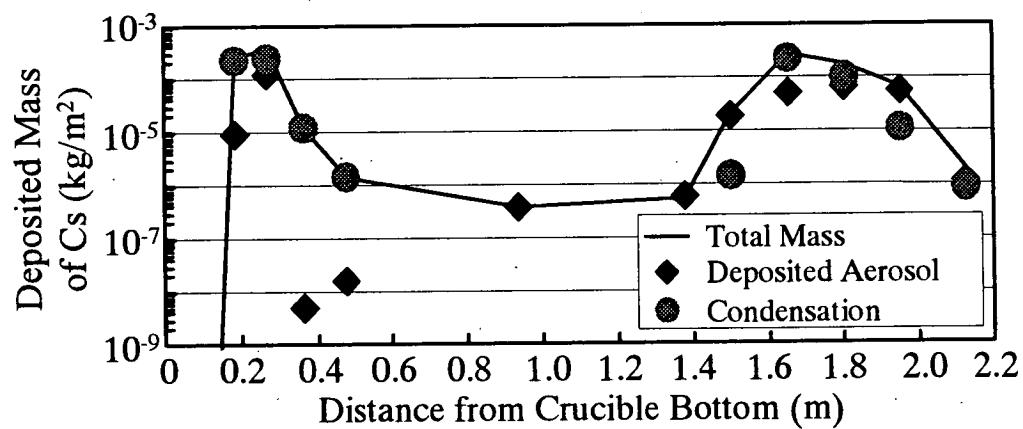


Fig. 18 Mass of Cs Deposited on Structure Surface
(VEGA-1, time=5100s)

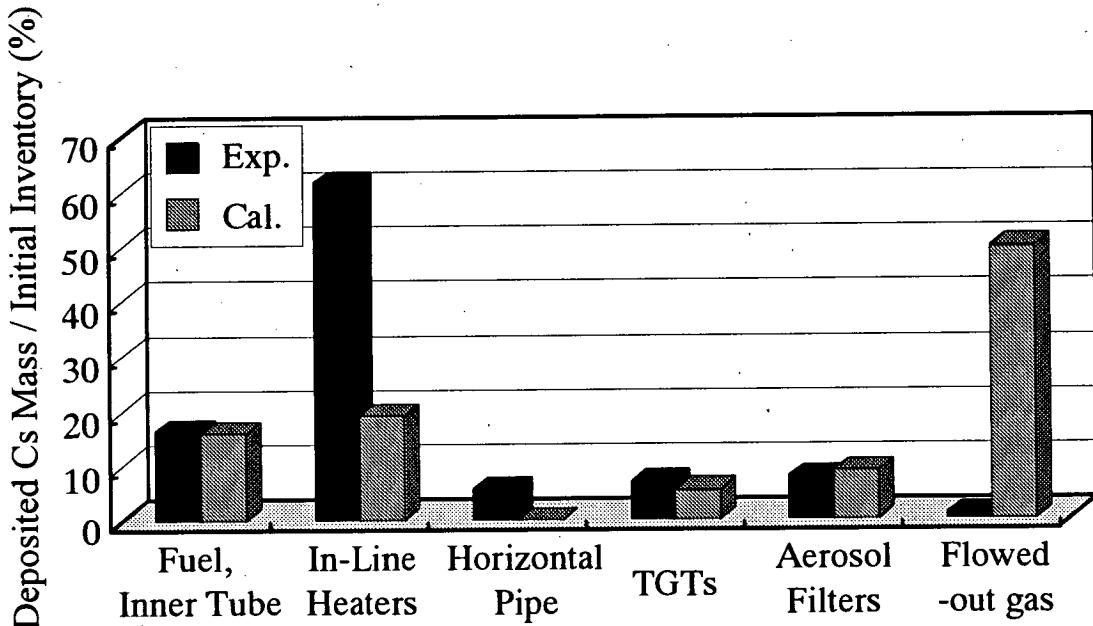


Fig. 19 Comparison of Cs Deposition
between Measurement and Calculation (VEGA-1, time=5700s)

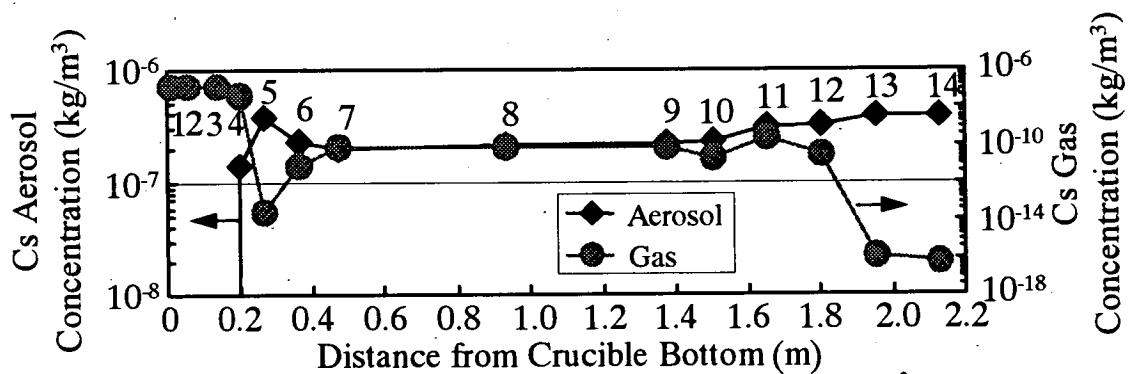


Fig. 20 Cs Concentrations in Bulk Gas (VEGA-3, time=7320s)

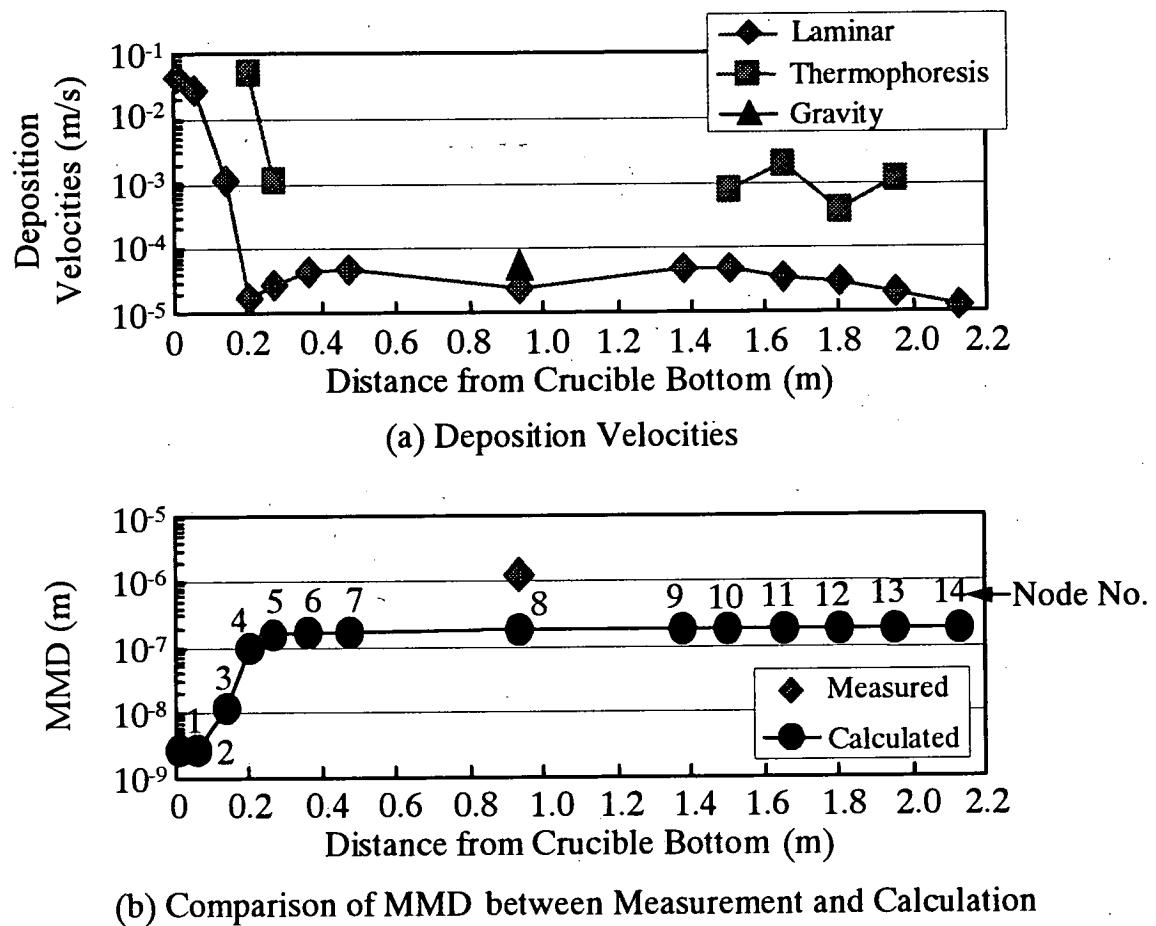


Fig. 21 Deposition Velocities and MMD of Aerosol (VEGA-3, time=6750s)

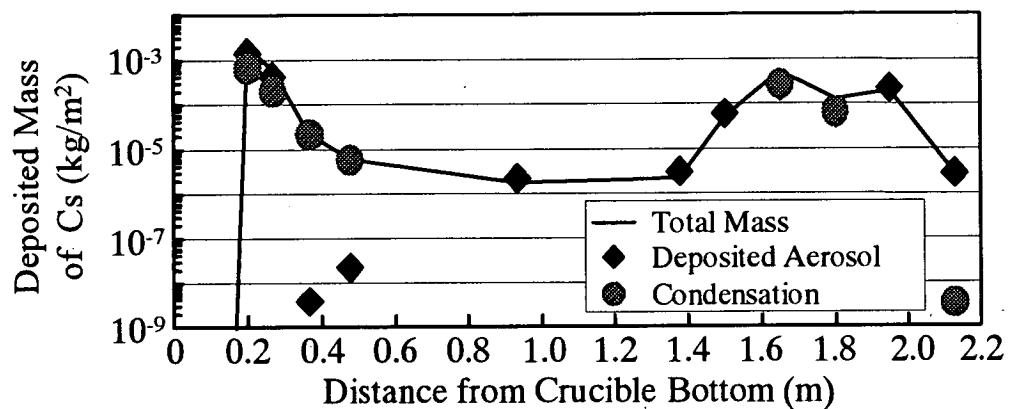


Fig. 22 Mass of Cs Deposited on Structure Surface
(VEGA-3, time=7320s)

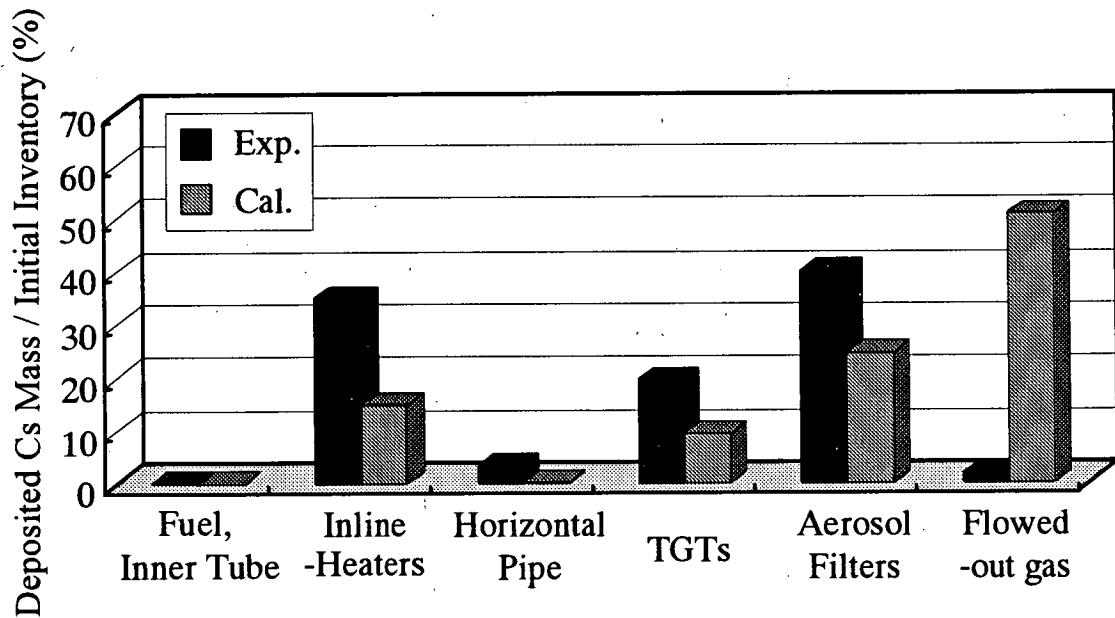


Fig. 23 Comparison of Cs Deposition
between Measurement and Calculation (VEGA-3, time=7320s)

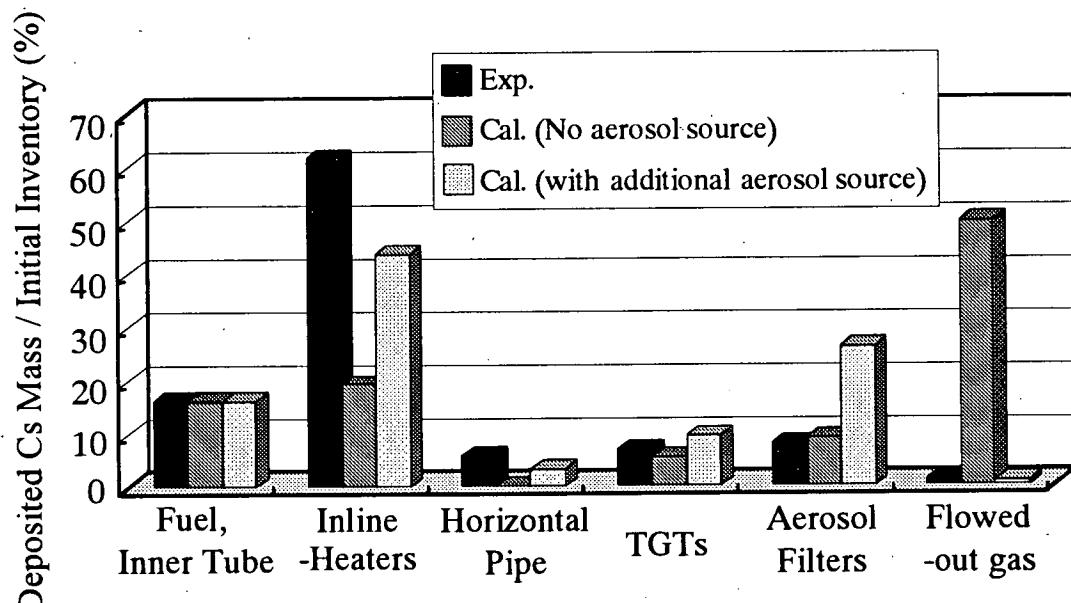


Fig. 24 Comparison Cs Deposition between Measurement and Calculation
(sensitivity analysis for VEGA-1)

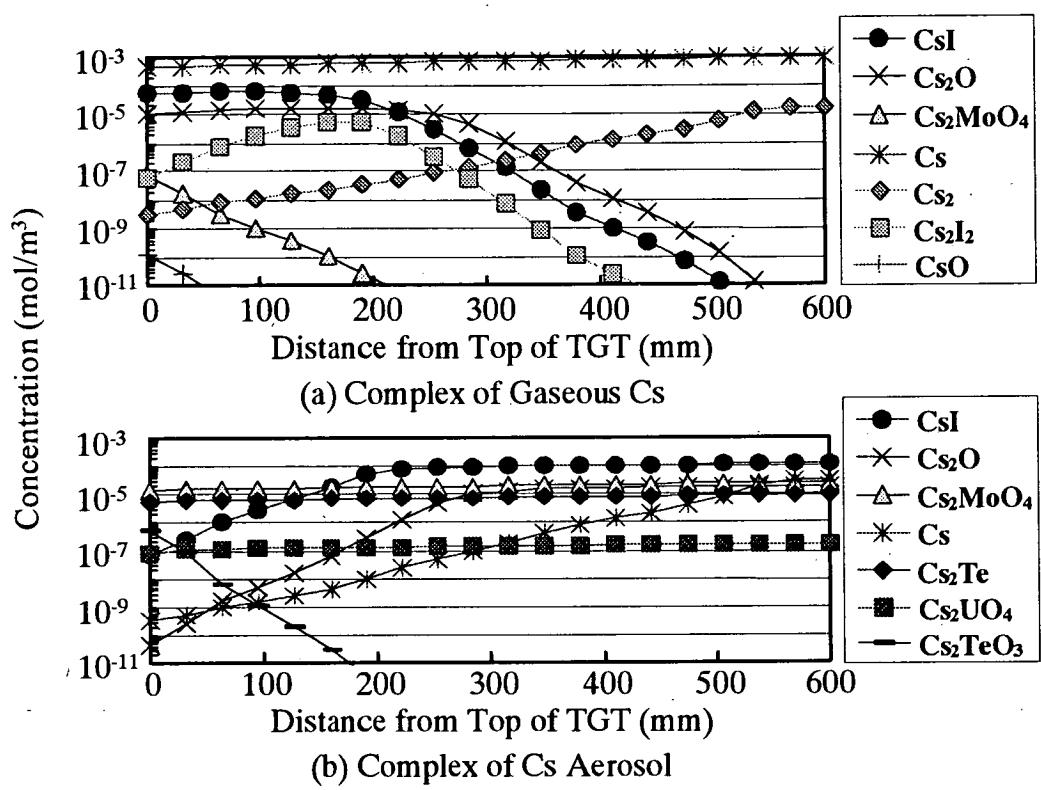


Fig. 25 Distributions of Cs Complex in TGT
(VEGA-1, No aerosol source, time=4650s)

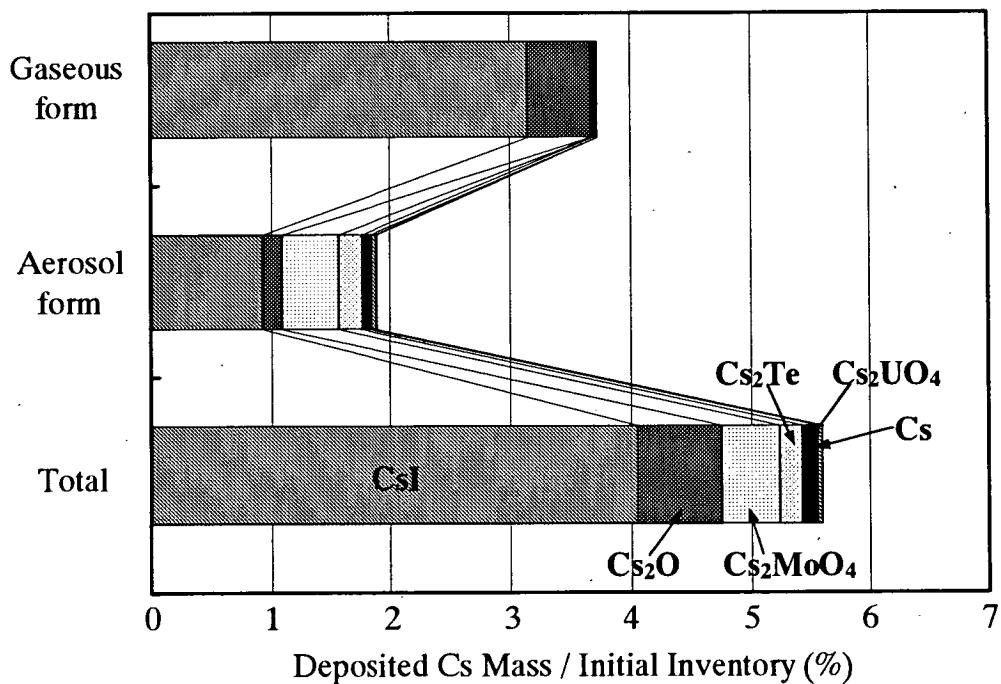


Fig. 26 Chemical Form of Cs Deposited onto TGTs
(VEGA-1, No aerosol source)

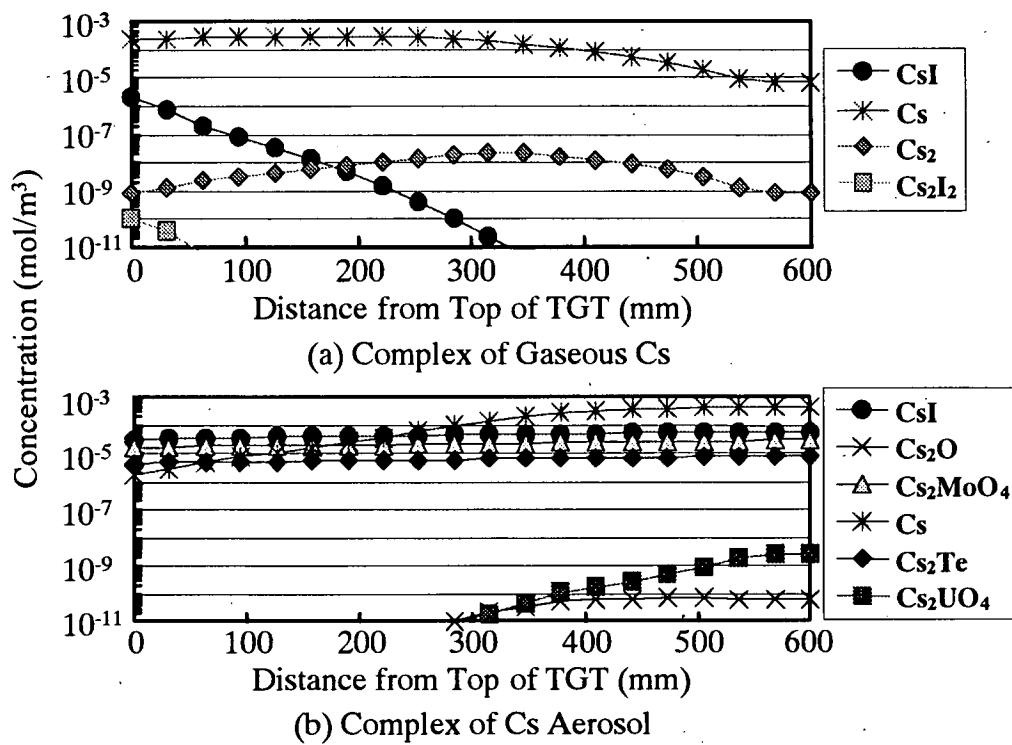


Fig. 27 Distributions of Cs Complex in TGT
(VEGA-1, with additional aerosol source, time=4650s)

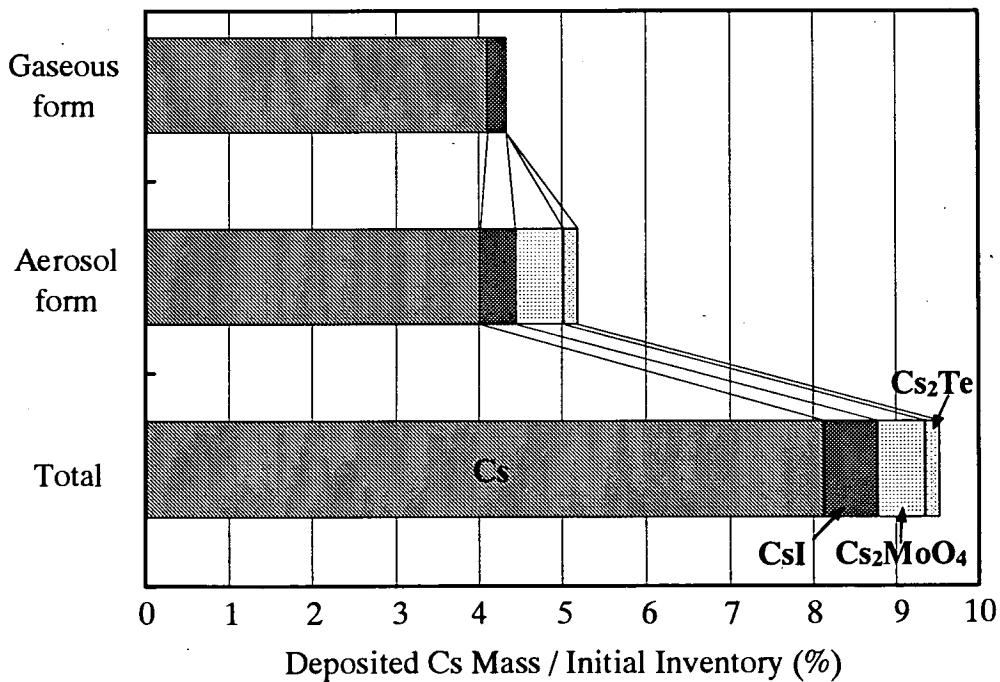


Fig. 28 Chemical Form of Cs Deposited onto TGTs
(VEGA-1, with additional aerosol source)

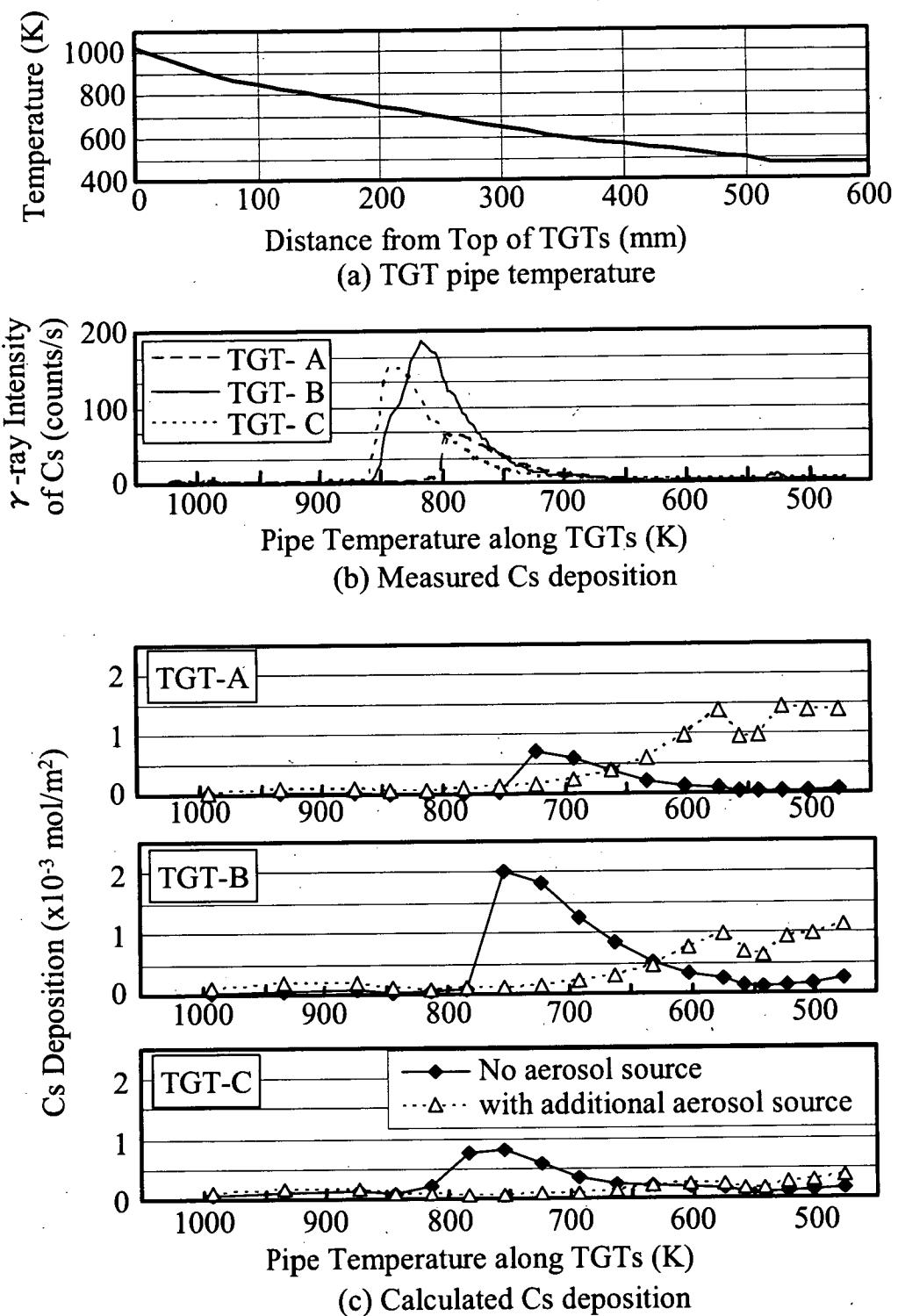


Fig. 29 Comparison of Cs deposition in TGTs
between measurement and calculation (VEGA-1)

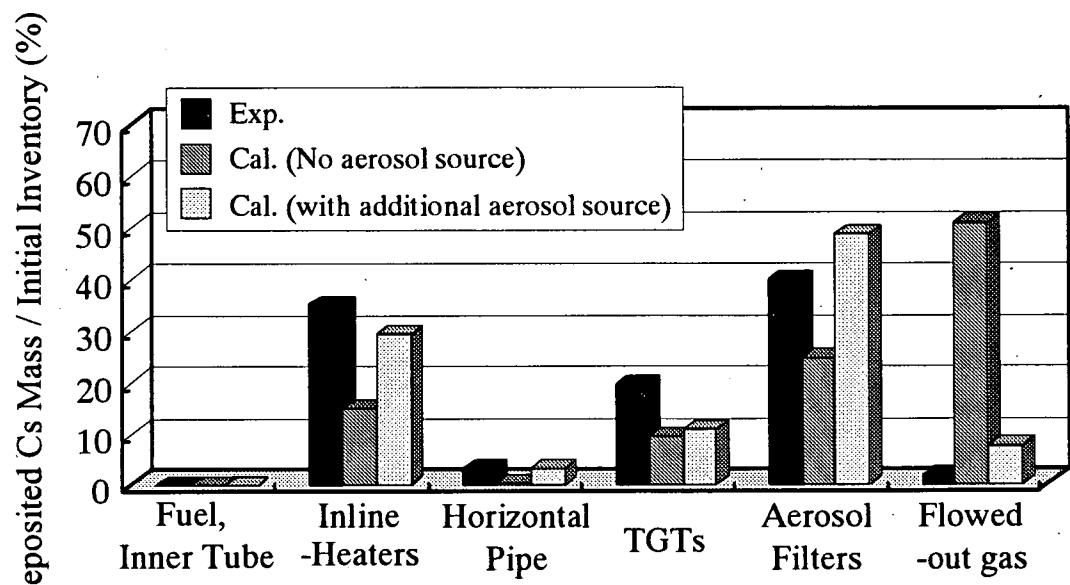


Fig. 30 Comparison of Cs Deposition between Measurement and Calculation
(sensitivity analysis for VEGA-3)

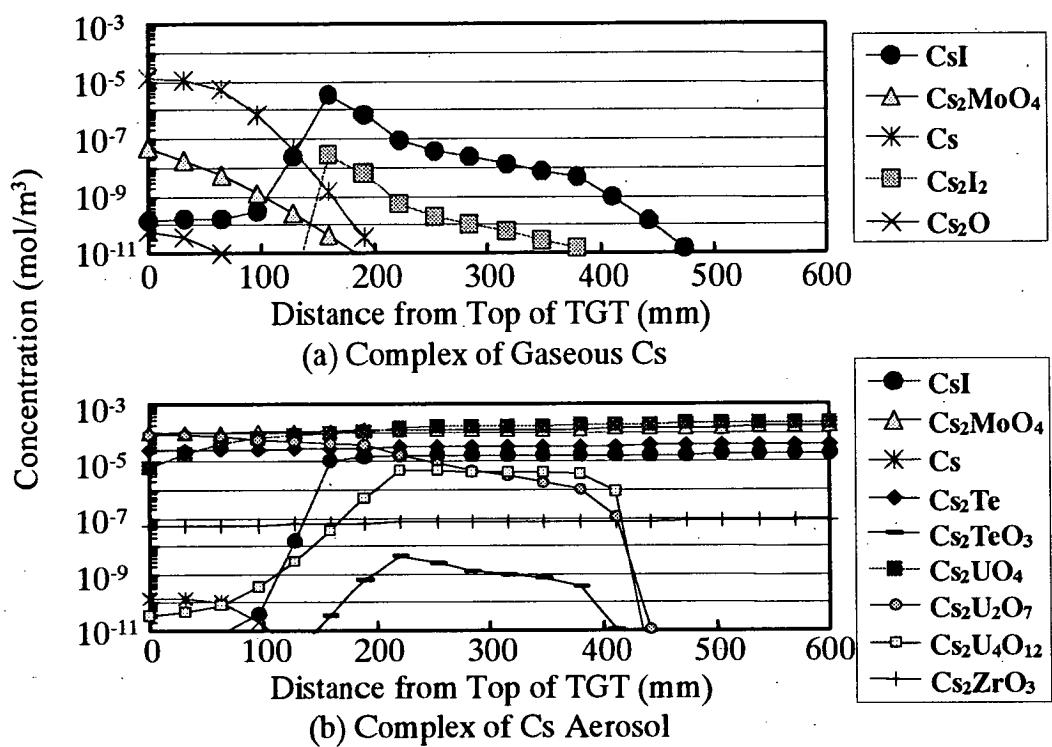


Fig. 31 Distributions of Cs Complex in TGT
(VEGA-3, No aerosol source, time=5700s)

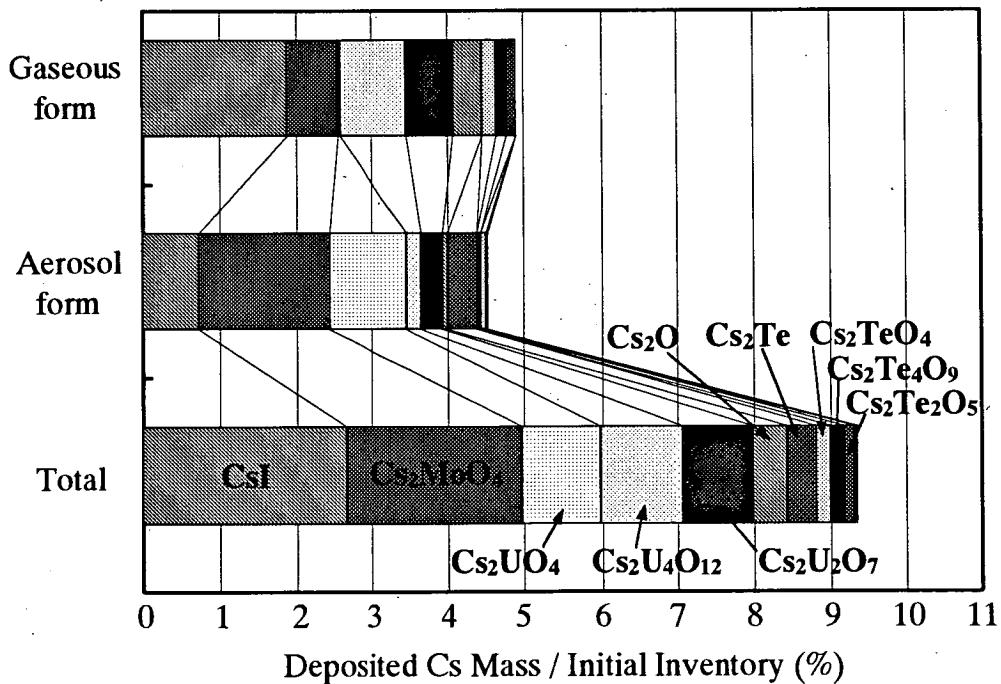


Fig. 32 Chemical Form of Cs Deposited onto TGTs
(VEGA-3, No aerosol source)

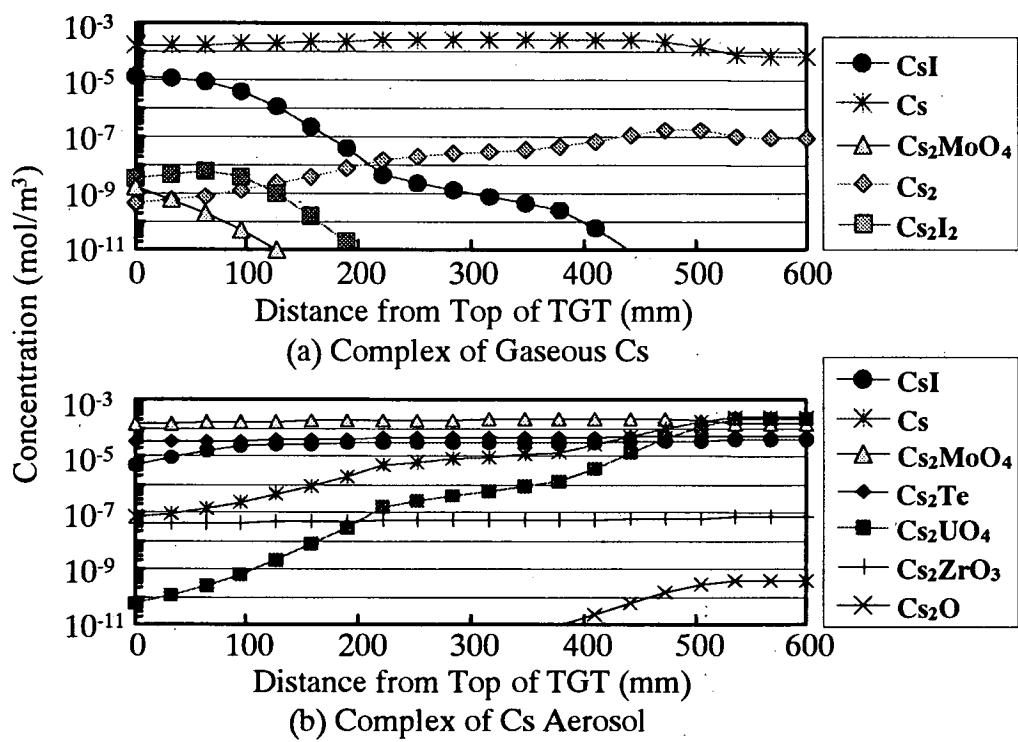


Fig. 33 Distributions of Cs Complex in TGT
(VEGA-3, with additional aerosol source, time=5700s)

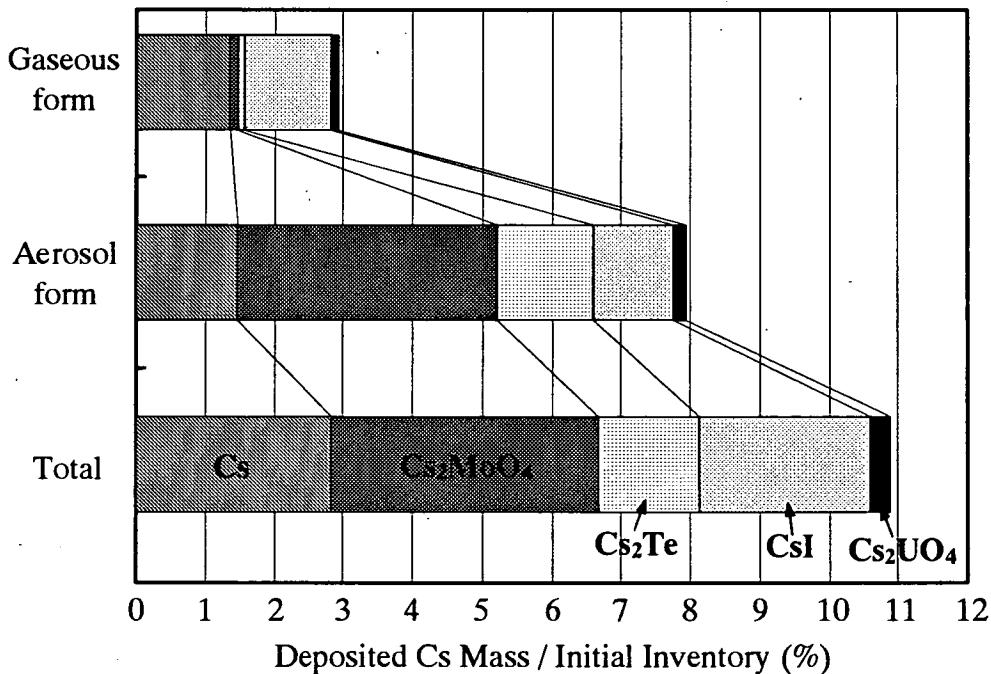


Fig. 34 Chemical Form of Cs Deposited onto TGTs
(VEGA-3 with additional aerosol source)

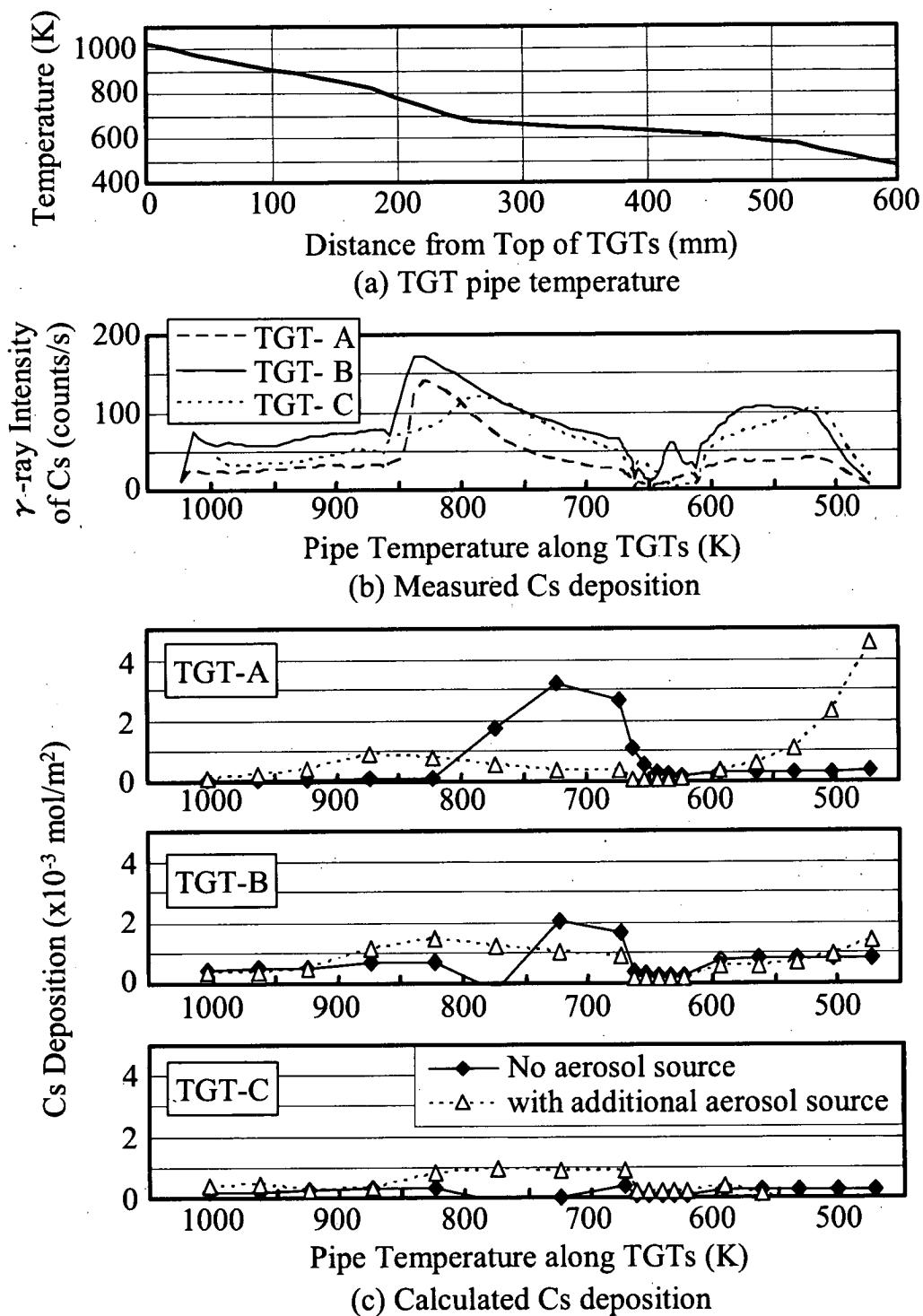


Fig. 35 Comparison of Cs deposition in TGTs
between measurement and calculation (VEGA-3)

付録1：ORIGEN-2 コード入力データ

ORIGEN-2 コード入力データの例として、VEGA-1,3 実験試料燃料内インベントリ計算用のデータを以下に示す。

付録2 : VICTORIA2.0 コード入力データ

VICTORIA2.0 コード入力データの例として、VEGA-1 実験解析（エアロゾルソース無し）のデータを以下に示す。

```

$ ****
$ Input deck for VICTORIA 2.0
$ ****
$ 
$ Computer type :
'Sparc 20'
$ Calculation Description :
'VEGA-1 14 nodes, No Mo 8/5/2002'
$ 
$ restart
0
$ 
$ internal sub-module selection
$ -----
$ chemistry    aerosols    convection    rod release    decay    fuel oxidation
1           1           1           1           0           0
$ 
$ general node input section
$ -----
$ axial ; radial ; fuel radial ; clad radial
14        1           1           0
$ 
$ Geometrical Data
$ -----
$ inner radii
14*0.0
$ node radial width
2*0.0095  0.0130  3*0.0046  3*0.00436  4*0.003  0.00511
$ node height
0.018  0.082  0.052  0.070  2*0.095  0.129  0.787  0.100  4*0.150  0.200
$ 
$ 
**FUEL DATA
$ 
$ Fuel Data
$ -----
$ pellet diam. ; gap thick. ; clad thick. ; Helium pressure ; frac. theor. dens.
8.05e-3      0.0          0.0          0.1013e6      0.95
$ initial clad oxide level
0.0
$ number of fuel rods per radial ring
1*1, 13*0
$ 
$ permeabilities
$ fuel    gap radial    gap axial    cladding radial    film radial
1.0e-15     2*1.0e-12      1.0e-12      1.0e-12
$ 
$ Diffusion coefficients and concentrations

```

\$ ORNL-Booth model (Initial Fuel Condition)
 \$ Concentrations in kg-moles/m**3
 \$
 \$ Number of elements in inventory of grain
 15
 \$
 'U'
 \$ dzero ; theta
 3.6e-13, 45779.0
 \$ Conc.
 3.428E+01
 \$
 'O'
 \$ dzero ; theta
 3.6e-13, 45779.0
 \$ Conc.
 7.342E+1
 \$
 'Cs'
 \$ D0 & Theta from VEGA-1 Experiment
 \$ dzero ; theta
 1.16e-11, 21670.0
 \$ Conc.
 2.318E-01
 \$
 'Ba'
 \$ dzero ; theta
 4.0e-10, 45779.0
 \$ Conc.
 1.665E-01
 \$
 'T'
 \$ dzero ; theta
 6.4e-7, 45779.0
 \$ Conc.
 2.382E-02
 \$
 'Sr'
 \$ dzero ; theta
 1.0e-10, 45779.0
 \$ Conc.
 1.125E-01
 \$
 'Zr'
 \$ dzero ; theta
 4.0e-14, 45779.0
 \$ Conc.
 4.962E-01
 \$
 'Te'
 \$ dzero ; theta
 4.e-10, 45779.0
 \$ Conc.
 4.953E-02

\$
'Kr'
\$ dzero ; theta
1.0e-6, 45779.0
\$ Conc.
5.391E-02
\$
'Xe'
\$ dzero ; theta
1.0e-6, 45779.0
\$ Conc.
5.214E-01
\$
'Mo'
\$ dzero ; theta
1.0e-10, 45779.0
\$ Conc.
4.575E-01
\$
'Ru'
\$ dzero ; theta
1.6e-15, 45779.0
\$ Conc.
2.919E-01
\$
'Eu'
\$ dzero ; theta
3.6e-15, 45779.0
\$ Conc.
1.347E-02
\$
'Sn'
\$ dzero ; theta
4.0e-10, 45779.0
\$ Conc.
9.777E-03
\$
'Sb'
\$ dzero ; theta
4.0e-10, 45779.0
\$ Conc.
2.108E-03
\$
\$ grain diameters
1*12.0e-6
\$
\$
**STRU DATA
\$
\$ flow irregularity flags
14*0
\$
\$ settling flags
7*-1.0, 0.0, 6*1.0

```

$ axial flow areas
  2.326e-4, 2.835e-4, 5.309e-4, 3*6.648e-5, 3*5.972E-05, 4*2.827E-05,
  8.203E-05
$
$ radial flow areas
  14*0.0
$
$ hydraulic diameters
  0.01095, 0.019, 0.026, 3*0.0092, 3*0.00872, 4*0.006, 0.01022
$
$ floor area in node
  7*0.0  6.863e-3  6*0.0
$
$ wall area in node
  1.074e-3, 4.895e-3, 4.247e-3, 2.023e-3, 2*2.746e-3, 3.534E-03, 7.834e-3,
  2.739E-03, 4*2.827E-3, 6.421E-03
$
$ ceiling area in node
  7*0.0  6.863e-3  6*0.0
$
$ structure identification flag
  14*0
$
$ -----
**CONTDATA
$ continuity input section
$ -----
$ initial condition values
$ Number of bulk gas species
  1
$ Species name and phase
  'Heg'
$ Species mass concentrations
  2*0.048271, 0.051317, 0.077020, 0.101236, 0.056868, 0.047817, 2*0.047629,
  0.055570, 0.066991, 0.084293, 0.102183, 0.102994
$
$ -----
**AERODATA
$ -----
$ Definition of Collocation Points
$ -----
$   ncoll      ;    spacing
      0          10.0
$   mlower    ;     mupper
      1.0e-22    1.0e-10
$ -----
$   element number
      2
$ Tolerance Specification
$ -----
$   eps        ;    maxtrys
      1.0e-6      10
$ -----

```

```

$ Aerosol Physics Data
$ -----
$ collision      dynamic      sticking
$ shape factor   shape factor  efficiency
$           1.0          1.0          1.0
$ Cunningham correction factor coefficients
$ ka            kq            kb
$           1.25          0.41          0.88
$ Brock thermophoretic deposition coefficients
$ cm            cs            ct
$           ,           ,           ,
$           1.14         1.17         2.18
$ -----
$ +-----+-----+-----+-----+-----+
$ **NAMELIST
$ 
$ $namest
$ $end
$ 
$ **PAUSE
$ 
$ 
$ **TDEPCHEM
$ 
$ Numerical Control data
$ -----
$ max chem. iterations ; convergence criterion ; max non-limited iterations
$ same vic 2.0 wav4
$           500           1.0e-12          45
$ 
$ gas mixing (0,1,2) ; frozen chemistry flag ; temperature threshold
$ same as in wav4
$           1             0             1000.
$ 
$ 
$ **TDEPFUEL
$ 
$ Thermal Input
$ -----
$ fuel temperature interpolation parameter
$           1.0
$ number of time values for temperature arrays
$           9
$ 
$ time values (s) for fuel temperatures
$           0.0, 900.0, 1560.0, 1920.0, 3120.0, 3420.0, 4620.0, 5100.0, 5700.0
$ 
$ fuel rod centerline temperature array (time,node) (K)
$           1009.55, 2*1623.15, 2*2000.15, 2*2300.15, 2*2773.15,
$           117*0.0

```

```

$ fuel pellet surface temperature array (time,node) (K)
  1009.55, 2*1623.15, 2*2000.15, 2*2300.15, 2*2773.15,
  117*0.0
$ cladding temperature array (time,node) (K)
  1009.55, 2*1623.15, 2*2000.15, 2*2300.15, 2*2773.15,
  117*0.0
$ fuel cladding failure temperature (K)
  1000.0
$ cladding porosity when fully oxidized
  0.05
$ cladding melt temperature
  2500.0
$ **
**TDEPSTRU
$ time values (s) for gas temperatures
  0.0, 900.0, 1560.0, 1920.0, 3120.0, 3420.0, 4620.0, 5100.0, 5700.0
$ gas temperature array (time,node) (K)
  1009.55, 2*1623.15, 2*2000.15, 2*2300.15, 2*2773.15,
  1009.55, 2*1623.15, 2*2000.15, 2*2300.15, 2*2773.15,
  949.6, 1533.9, 1572.8, 1955.2, 1967.6, 2280.0, 2295.4, 2687.3, 2690.2,
  664.0, 901.0, 917.0, 1072.0, 1095.0, 1231.0, 1253.0, 1428.0, 1429.0,
  4*473.2, 503.2, 518.2, 543.2, 2*573.2,
  4*859.0, 2*860.0, 861.0, 2*862.0,
  9*1019.1,
  9*1023.2,
  9*1023.2,
  9*877.0,
  5*727.4, 715.8, 727.4, 720.7, 727.4,
  5*578.1, 536.2, 578.1, 592.9, 575.7,
  5*476.9, 457.9, 476.9, 487.4, 472.8,
  5*473.2, 472.6, 473.2, 473.4, 473.0
$ time values (s) for structure surface temperatures
  0.0, 900.0, 1560.0, 1920.0, 3120.0, 3420.0, 4620.0, 5100.0, 5700.0
$ structure surface temperature arrays (time,node) (K)
$ ceiling
  1009.55, 2*1623.15, 2*2000.15, 2*2300.15, 2*2773.15,
  1009.55, 2*1623.15, 2*2000.15, 2*2300.15, 2*2773.15,
  945.2, 1529.2, 1570.2, 1953.2, 1966.2, 2279.2, 2295.2, 2684.2, 2687.2,
  611.0, 781.0, 793.0, 905.0, 930.0, 1031.0, 1054.0, 1188.0, 1189.0,
  4*473.2, 503.2, 518.2, 543.2, 2*573.2,
  9*873.2,
  9*1023.2,
  9*1023.2,
  9*1023.2,

```

9*873.2,
 5*723.2, 711.2, 723.2, 716.2, 723.2,
 5*573.2, 529.9, 573.2, 588.8, 570.7,
 5*473.2, 455.1, 473.2, 483.5, 469.0,
 9*473.2
\$ wall
 1009.55, 2*1623.15, 2*2000.15, 2*2300.15, 2*2773.15,
 1009.55, 2*1623.15, 2*2000.15, 2*2300.15, 2*2773.15,
 945.2, 1529.2, 1570.2, 1953.2, 1966.2, 2279.2, 2295.2, 2684.2, 2687.2,
 611.0, 781.0, 793.0, 905.0, 930.0, 1031.0, 1054.0, 1188.0, 1189.0,
 4*473.2, 503.2, 518.2, 543.2, 2*573.2,
 9*873.2,
 9*1023.2,
 9*1023.2,
 9*1023.2,
 9*873.2,
 5*723.2, 711.2, 723.2, 716.2, 723.2,
 5*573.2, 529.9, 573.2, 588.8, 570.7,
 5*473.2, 455.1, 473.2, 483.5, 469.0,
 9*473.2
\$ floor
 1009.55, 2*1623.15, 2*2000.15, 2*2300.15, 2*2773.15,
 1009.55, 2*1623.15, 2*2000.15, 2*2300.15, 2*2773.15,
 945.2, 1529.2, 1570.2, 1953.2, 1966.2, 2279.2, 2295.2, 2684.2, 2687.2,
 611.0, 781.0, 793.0, 905.0, 930.0, 1031.0, 1054.0, 1188.0, 1189.0,
 4*473.2, 503.2, 518.2, 543.2, 2*573.2,
 9*873.2,
 9*1023.2,
 9*1023.2,
 9*1023.2,
 9*873.2,
 5*723.2, 711.2, 723.2, 716.2, 723.2,
 5*573.2, 529.9, 573.2, 588.8, 570.7,
 5*473.2, 455.1, 473.2, 483.5, 469.0,
 9*473.2
\$
\$ time values (s) for gas pressures
 0.0, 900.0, 1560.0, 1920.0, 3120.0, 3420.0, 4620.0, 5100.0, 5700.0
\$
\$ gas pressure array (time,node) Pascals
 126*0.1013e6
\$
\$ time values (s) for fluid flow velocities
 0.0, 900.0, 1560.0, 1920.0, 3120.0, 3420.0, 4620.0, 5100.0, 5700.0
\$
\$ radial time-dependent fluid flow velocities
 126*0.0
\$ axial time-dependent fluid flow velocities
 0.28340, 2*0.45564, 2*0.56147, 2*0.64569, 2*0.77847,
 0.23252, 2*0.37385, 2*0.46068, 2*0.52978, 2*0.63873,
 0.1168, 0.1887, 0.1935, 0.2405, 0.2420, 0.2804, 0.2823, 0.3305, 0.3309,
 0.6523, 0.8851, 0.9008, 1.0531, 1.0757, 1.2093, 1.2309, 1.4028, 1.4038,
 4*0.4648, 0.4943, 0.5090, 0.5336, 0.5630, 0.5630,
 4*0.8439, 2*0.8448, 0.8458, 2*0.8468,

```

9*1.11442,
9*1.11881,
9*1.11881,
9*2.02545,
5*1.6801, 1.6533, 1.6801, 1.6645, 1.6801,
5*1.3353, 1.2384, 1.3353, 1.3694, 1.3297,
5*1.1015, 1.0577, 1.1015, 1.1256, 1.0920,
5*0.3767, 0.3763, 0.3767, 0.3769, 0.3766
$  

$  

**TDEPSRCE  

$  

$ Additional Bulk Gas Sources  

$ -----  

$  

$ number of aerosol sources  

0  

$  

$ number of vapor sources  

1  

$ number of time intervals for source  

2  

$ time intervals (sec)  

0.0, 5700.0  

$  

$ vapor species axial level radial ring  

'Heg' 1 1  

$  

$ source rate (kg/s)  

2*3.1824e-06  

$  

$  

**NAMELIST  

$  

$nametr  

tfrth=2370.0  

$end  

$  

$  

**TDEPCTRL  

$  

$ time step control input  

$ -----  

$ start time ; time step ; end time  

0.0 0.02 5100.  

$  

$ Output control  

$ -----  

$ print control ; graphics control ; output type ; write dump flag  

7500 0 0 0  

$  

**COMPUTE  

$  

**END

```

This is a blank page.

国際単位系 (SI) と換算表

表 1 SI基本単位および補助単位

量	名称	記号
長さ	メートル	m
質量	キログラム	kg
時間	秒	s
電流	アンペア	A
熱力学温度	ケルビン	K
物質量	モル	mol
光强度	カンデラ	cd
平面角	ラジアン	rad
立体角	ステラジアン	sr

表 3 固有の名称をもつSI組立単位

量	名称	記号	他のSI単位による表現
周波数	ヘルツ	Hz	s^{-1}
力	ニュートン	N	$m \cdot kg/s^2$
圧力、応力	パスカル	Pa	N/m^2
エネルギー、仕事、熱量	ジュール	J	$N \cdot m$
工率、放射束	ワット	W	J/s
電気量、電荷	クーロン	C	$A \cdot s$
電位、電圧、起電力	ボルト	V	W/A
静電容量	ファラード	F	C/V
電気抵抗	オーム	Ω	V/A
コンダクタンス	ジーメンス	S	A/V
磁束	ウェーバー	Wb	$V \cdot s$
磁束密度	テスラ	T	Wb/m^2
インダクタンス	ヘンリー	H	Wb/A
セルシウス温度	セルシウス度	$^\circ C$	
光束度	ルーメン	lm	$cd \cdot sr$
照度	ルクス	lx	lm/m^2
放射能	ベクレル	Bq	s^{-1}
吸収線量	グレイ	Gy	J/kg
線量等量	シーベルト	Sv	J/kg

表 2 SIと併用される単位

名称	記号
分、時、日	min, h, d
度、分、秒	°, ', "
リットル	L, l
トントン	t
電子ボルト	eV
原子質量単位	u

$$1 \text{ eV} = 1.60218 \times 10^{-19} \text{ J}$$

$$1 \text{ u} = 1.66054 \times 10^{-27} \text{ kg}$$

表 5 SI接頭語

倍数	接頭語	記号
10^{18}	エクサ	E
10^{15}	ペタ	P
10^{12}	テラ	T
10^9	ギガ	G
10^6	メガ	M
10^3	キロ	k
10^2	ヘクト	h
10^1	デカ	da
10^{-1}	デシ	d
10^{-2}	センチ	c
10^{-3}	ミリ	m
10^{-6}	マイクロ	μ
10^{-9}	ナノ	n
10^{-12}	ピコ	p
10^{-15}	フェムト	f
10^{-18}	アト	a

(注)

- 表 1 - 5 は「国際単位系」第5版、国際度量衡局1985年刊行による。ただし、1eVおよび1uの値はCODATAの1986年推奨値によった。
- 表4には海里、ノット、アール、ヘクトールも含まれているが日常の単位なのでここでは省略した。
- barは、JISでは流体の圧力を表わす場合に限り表2のカテゴリーに分類されている。
- E C開催理事会指令ではbar, barnおよび「血圧の単位」mmHgを表2のカテゴリーに入れている。

換算表

力	N($=10^5$ dyn)	kgf	lbf
1	0.101972	0.224809	
9.80665	1	2.20462	
4.44822	0.453592	1	

$$\text{粘度 } 1 \text{ Pa} \cdot \text{s} = 10 \text{ P(ボアズ)}(\text{g}/\text{cm} \cdot \text{s}))$$

$$\text{動粘度 } 1 \text{ m}^2/\text{s} = 10^4 \text{ St(ストークス)}(\text{cm}^2/\text{s})$$

圧力	MPa($=10$ bar)	kgf/cm ²	atm	mmHg(Torr)	lbf/in ² (psi)
1	10.1972	9.86923	7.50062×10^3	145.038	
0.0980665	1	0.967841	735.559	14.2233	
0.101325	1.03323	1	760	14.6959	
1.33322×10^{-4}	1.35951×10^{-3}	1.31579×10^{-3}	1	1.93368×10^{-2}	
6.89476×10^{-3}	7.03070×10^{-2}	6.80460×10^{-2}	51.7149	1	

エネルギー・仕事・熱量	J($=10^7$ erg)	kgf·m	kW·h	cal(計量法)	Btu	ft·lbf	eV	1 cal = 4.18605J (計量法) = 4.184J (熱化学) = 4.1855J (15°C) = 4.1868J (国際蒸気表)
1	0.101972	2.77778×10^{-7}	0.238889	9.47813×10^{-4}	0.737562	6.24150×10^{18}		
9.80665	1	2.72407×10^{-6}	2.34270	9.29487×10^{-3}	7.23301	6.12082×10^{19}		
3.6×10^6	3.67098×10^5	1	8.59999×10^5	3412.13	2.65522×10^6	2.24694×10^{25}		
4.18605	0.426858	1.16279×10^{-6}	1	3.96759×10^{-3}	3.08747	2.61272×10^{19}	仕事率 1 PS(仮馬力) = 75 kgf·m/s	
1055.06	107.586	2.93072×10^{-4}	252.042	1	778.172	6.58515×10^{21}		
1.35582	0.138255	3.76616×10^{-7}	0.323890	1.28506×10^{-3}	1	8.46233×10^{18}		
1.60218×10^{-19}	1.63377×10^{-20}	4.45050×10^{-26}	3.82743×10^{-20}	1.51857×10^{-19}	1.18171×10^{-19}	1		$= 735.499 \text{ W}$

放射能	Bq	Ci
1	2.70270×10^{-11}	
3.7×10^{10}	1	

吸収線量	Gy	rad
1	100	
0.01	1	

照射線量	C/kg	R
1	3876	
2.58×10^{-4}	1	

線量当量	Sv	rem
1	100	
0.01	1	

(86年12月26日現在)

VICTORIA-2コードを用いた燃料からの放射性物質放出に関するVEGA-1及び-3実験解析

