



JAEA-Review

2007-057

高温ガス炉を用いた核熱利用システム及び
その安全性評価に関する研究
(学位論文)

Study on the Nuclear Heat Application System with a High Temperature Gas-cooled
Reactor and its Safety Evaluation
(Thesis)

稲葉 良知

Yoshitomo INABA

大洗研究開発センター

照射試験炉センター

Neutron Irradiation and Testing Reactor Center
Oarai Research and Development Center

March 2008

Japan Atomic Energy Agency

日本原子力研究開発機構

JAEA-Review

本レポートは日本原子力研究開発機構が不定期に発行する成果報告書です。
本レポートの入手並びに著作権利用に関するお問い合わせは、下記あてにお問い合わせ下さい。
なお、本レポートの全文は日本原子力研究開発機構ホームページ (<http://www.jaea.go.jp/index.shtml>)
より発信されています。このほか財団法人原子力弘済会資料センター*では実費による複写頒布を行っ
ております。

〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根 2 番地 4
日本原子力研究開発機構 研究技術情報部 研究技術情報課
電話 029-282-6387, Fax 029-282-5920

* 〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根 2 番地 4 日本原子力研究開発機構内

This report is issued irregularly by Japan Atomic Energy Agency
Inquiries about availability and/or copyright of this report should be addressed to
Intellectual Resources Section, Intellectual Resources Department,
Japan Atomic Energy Agency
2-4 Shirakata Shirane, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-1195 Japan
Tel +81-29-282-6387, Fax +81-29-282-5920

© Japan Atomic Energy Agency, 2008

高温ガス炉を用いた核熱利用システム 及びその安全性評価に関する研究 (学位論文)

日本原子力研究開発機構
大洗研究開発センター 照射試験炉センター
稲葉 良知

(2007年12月26日受理)

高温ガス炉を用いた核熱利用システムの実現に向けて、核熱利用システムの全体評価、高温ガス炉と化学プラントの接続技術（火災・爆発に対する安全評価や制御技術）及び高温ガス炉の炉容器冷却システムに関する研究開発を行った。

核熱利用システムの全体評価では、核熱を利用したアンモニア製造システムについて検討し、高温ガス炉に化学プラントを接続することによって生じる技術的課題を抽出した。これを受けて、安全上の重要課題である火災・爆発に対する原子炉への影響評価手法、原子炉への熱外乱緩和技術及び炉容器冷却システムによる炉心冷却について考察した。火災・爆発に関しては、その影響評価手法を確立し、火災・爆発解析コードシステムを開発した。熱外乱緩和技術に関しては、化学プラントの反応器下流側に蒸気発生器を設置することによって、化学プラントから原子炉への熱外乱を緩和できることを実証した。また、原子炉本体の事故時における安全性を高めるため、高温ガス炉における受動的間接炉心冷却システムの熱伝達特性について調べ、システム設計のための熱放射と自然対流が共存した場における熱伝達式を作成した。

これらにより、核熱利用システムにおける安全上の技術的課題を解決することができた。

本報告書は、日本原子力研究開発機構の施設等を用いて得られた成果を学位論文としてとりまとめ、2007年5月に九州大学により認定されたものである。

大洗研究開発センター：〒311-1393 茨城県東茨城郡大洗町成田町 4002

Study on the Nuclear Heat Application System with a High Temperature Gas-cooled Reactor
and its Safety Evaluation
(Thesis)

Yoshitomo INABA

Neutron Irradiation and Testing Reactor Center
Oarai Research and Development Center
Japan Atomic Energy Agency
Oarai-machi, Higashiibaraki-gun, Ibaraki-ken

(Received December 26, 2007)

Aiming at the realization of the nuclear heat application system with a High Temperature Gas-cooled Reactor (HTGR), research and development on the whole evaluation of the system, the connection technology between the HTGR and a chemical plant such as the safety evaluation against the fire and explosion and the control technology, and the vessel cooling system of the HTGR were carried out.

In the whole evaluation of the nuclear heat application system, an ammonia production system using nuclear heat was examined, and the technical subjects caused by the connection of the chemical plant to the HTGR were distilled. After distilling the subjects, the safety evaluation method against the fire and explosion to the reactor, the mitigation technology of thermal disturbance to the reactor, and the reactor core cooling by the vessel cooling system were discussed. These subjects are very important in terms of safety. About the fire and explosion, the safety evaluation method was established by developing the process and the numerical analysis code system. About the mitigation technology of the thermal disturbance, it was demonstrated that the steam generator, which was installed at the downstream of the chemical reactor in the chemical plant, could mitigate the thermal disturbance to the reactor. In order to enhance the safety of the reactor in accidents, the heat transfer characteristic of the passive indirect core cooling system was investigated, and the heat transfer equation considering both thermal radiation and natural convection was developed for the system design.

As a result, some technical subjects related to safety in the nuclear heat application system were solved.

Keywords: Nuclear Heat Application System, HTGR, Chemical Plant, Connection Technology
Safety Evaluation, Fire and Explosion, Control Technology, Thermal Disturbance,
Passive Indirect Core Cooling System

This report was accepted as a doctoral thesis by Kyushu University.

目 次

第1章 序 論	1
1.1 地球温暖化解決に向けて	1
1.2 高温ガス炉とその核熱利用	2
1.2.1 高温ガス炉の構造	2
1.2.2 高温ガス炉の特長	3
1.2.3 高温ガス炉を用いた核熱利用	3
1.2.4 各国で検討されてきた高温ガス炉熱利用システムの概要	4
1.3 HTTR 水素製造システム	5
1.3.1 全体構成	6
1.3.2 HTTR	7
1.3.3 水素製造プラント	8
1.3.4 火災・爆発に対する安全設計	9
1.4 本研究の目的及び構成	10
参考文献	12
第2章 アンモニア製造のための核熱利用石炭ガス化システムの検討	21
2.1 緒 論	21
2.2 石炭ガス化	22
2.2.1 ガス化方式	22
2.2.2 ガス化炉形式	23
2.2.3 ガス化条件	23
2.3 核熱利用石炭ガス化アンモニア製造プラントのプロセス概要	24
2.3.1 原子炉系	24
2.3.2 石炭ガス化系	24
2.3.3 生成ガス精製系及びアンモニア合成系	24
2.3.4 蒸気発生系及び発電系	25
2.4 アンモニア製造のための核熱利用石炭ガス化システムの有効性	25
2.4.1 システムの特長	26
2.4.2 二酸化炭素発生削減量	26
2.4.3 システム適用による利点	27
2.5 核熱利用システム実現への技術的課題	27
2.5.1 核熱利用システム共通の技術的課題	28
2.5.2 核熱利用石炭ガス化システムの技術的課題	28
2.6 結 論	29
参考文献	30

第3章 核熱利用システムの火災・爆発に対する安全評価—その1	
—高温ガス炉水素製造システムで想定される火災・爆発事象の数値解析—	37
3.1 緒論	37
3.2 高温ガス炉水素製造システムで想定される火災・爆発事象	38
3.2.1 原子炉建家外部の開放空間における火災・爆発事象	39
3.2.2 原子炉建家内部の密閉空間における火災・爆発事象	39
3.2.3 選定した火災・爆発事象のシナリオ	40
3.3 P2Aの構造及びP2Aを用いた火災・爆発事象解析の手順	41
3.3.1 P2Aを構成する汎用数値解析コード	42
3.3.2 P2Aの構造	42
3.3.3 P2Aを用いた火災・爆発事象解析の手順	43
3.4 P2Aを用いた火災・爆発事象解析	43
3.4.1 シナリオ1(原子炉建家外部の開放空間における蒸気雲爆発)の解析	43
3.4.1.1 PHOENICSによるガス漏洩・移流拡散解析	44
3.4.1.2 AutoReaGasによるガス爆発解析	46
3.4.2 シナリオ2(原子炉建家外部の大規模液面火災)の解析	50
3.4.2.1 PHOENICSによる液面火災解析	50
3.4.2.2 PHOENICSによる気流変動解析	51
3.4.3 シナリオ3(原子炉建家内部の密閉空間におけるガス爆発)の解析	52
3.4.3.1 PHOENICSによるガス漏洩・移流拡散解析	53
3.4.3.2 AUTODYNによる爆ごう及び構造物への衝撃解析	54
3.5 結論	55
記号表	56
参考文献	57
第4章 核熱利用システムの火災・爆発に対する安全評価—その2	
—準開放空間における天然ガス及びメタンの爆発特性—	77
4.1 緒論	77
4.2 ガス爆発実験	77
4.2.1 実験装置	78
4.2.2 実験ケース	78
4.2.3 センサー及び着火点の位置	79
4.2.4 実験結果及び考察	80
4.3 ガス爆発実験を模擬した数値解析	81
4.3.1 解析モデル	82
4.3.2 解析結果及び考察	83
4.4 結論	84
参考文献	86

第5章 高温ガス炉と化学プラントの接続技術開発	
－実規模単一反応管試験装置を用いた化学反応変動試験－	103
5.1 緒論	103
5.2 HTTR 水素製造システムの制御技術に関する開発課題	104
5.2.1 原子炉への外乱抑制	104
5.2.2 反応管の健全性確保	105
5.3 実規模単一反応管試験装置の概要	105
5.4 化学反応の変動に対するシステム可制御性試験	106
5.4.1 試験の目的	106
5.4.2 試験の方法及び条件	107
5.4.3 試験結果及び考察	107
5.5 熱物質収支解析コード HAMBAC の検証	109
5.5.1 HAMBAC の解析モデル	109
5.5.2 HAMBAC で使用される基礎式	110
5.5.3 解析結果及び考察	111
5.6 結論	112
記号表	113
参考文献	114
第6章 高温ガス炉における受動的間接炉心冷却システムの熱伝達特性	127
6.1 緒論	127
6.2 実験の概要	127
6.2.1 実験装置の概要	128
6.2.2 実験方法及び条件	128
6.3 数値解析の概要	128
6.3.1 解析手法	129
6.3.2 解析モデル及び条件	129
6.4 実験結果及び考察	129
6.4.1 実験結果の整理	129
6.4.2 放射伝熱量の割合	130
6.4.3 Ra と Nu の関係	130
6.4.4 強制循環水冷実験と自然循環空冷実験の比較	131
6.5 解析結果及び考察	132
6.5.1 実験結果との比較	132
6.5.2 Ra と Nu に関する考察	132
6.6 式 (6.10) の HTTR への適用	133
6.7 結論	134
記号表	136

参考文献	137
第7章 総括と展望	147
7.1 第1章から第6章までのまとめ	147
7.2 今後の展望	148
謝 辞	151
付録A 離隔距離の簡易評価方法	153
A.1 Pasquill の式	153
A.2 Multi-Energy 法	153
記号表	155
参考文献	155
付録B 爆発関連用語の説明	156
付録C 汎用数値解析コードの概要	158
C.1 汎用熱流体解析コード PHOENICS の概要	158
C.1.1 PHOENICS の機能及び特徴	158
C.1.2 PHOENICS の基礎式及び数値解法	159
C.2 ガス爆発・爆風解析コード AutoReaGas の概要	161
C.2.1 AutoReaGas の機能及び特徴	161
C.2.2 AutoReaGas ガス爆発解析の基礎式、燃焼モデル及び数値解法	162
C.3 衝撃解析コード AUTODYN の概要	164
C.3.1 AUTODYN の機能及び特徴	165
C.3.2 AUTODYN の Lagrange と Euler の方法による定式化及び材料モデル	166
C.4 汎用熱流体解析コード FLUENT の概要	168
C.4.1 FLUENT の機能及び特徴	168
C.4.2 FLUENT の基礎式及び数値解法	169
記号表	170
参考文献	173
付録D 特性曲線法の概要	175
付録E 本研究で使用した数値解析コードの一覧	176

Contents

1. Introduction	1
1.1 For Solution of Global Warming	1
1.2 High Temperature Gas-cooled Reactor (HTGR) and the Nuclear Heat Application	2
1.2.1 Structure of HTGR	2
1.2.2 Characteristics of HTGR	3
1.2.3 Nuclear Heat Application with HTGR	3
1.2.4 Outline of HTGR Nuclear Heat Application System Researched in Each Country	4
1.3 HTTR Hydrogen Production System	5
1.3.1 Whole Structure	6
1.3.2 HTTR (High Temperature engineering Test Reactor)	7
1.3.3 Hydrogen Production Plant	8
1.3.4 Safety Design for Fire and Explosion	9
1.4 Objective and Structure of Thesis	10
References	12
2. Investigation of Coal Gasification System with Nuclear Heat for Ammonia Production	21
2.1 Introduction	21
2.2 Coal Gasification	22
2.2.1 Gasification Method	22
2.2.2 Gasifier Type	23
2.2.3 Gasification Conditions	23
2.3 Process outline of Coal Gasification Ammonia Production Plant with Nuclear Heat	24
2.3.1 Reactor System	24
2.3.2 Coal Gasification System	24
2.3.3 Product Gas Refining and Ammonia Synthesis Systems	24
2.3.4 Steam and Power Generation Systems	25
2.4 Usefulness of Coal Gasification System with Nuclear Heat for Ammonia Production	25
2.4.1 Characteristics of System	26
2.4.2 Reduction of Carbon Dioxide Generation	26
2.4.3 Advantages by Application of System	27
2.5 Technical Subjects for Realization of Nuclear Heat Application System	27
2.5.1 Common Technical Subjects of Nuclear Heat Application System	28
2.5.2 Technical Subjects of Coal Gasification System with Nuclear Heat	28
2.6 Conclusions	29
References	30

3.	Safety Evaluation against Fire and Explosion in Nuclear Heat Application System—Part 1	
	—Numerical Analysis on Fire and Explosion Phenomena	
	Assumed in HTGR Hydrogen Production System—	37
3.1	Introduction	37
3.2	Fire and Explosion Phenomena Assumed in HTGR Hydrogen Production System	38
3.2.1	Unconfined Fire and Explosion Phenomena Outside Reactor Building	39
3.2.2	Confined Fire and Explosion Phenomena Inside Reactor Building	39
3.2.3	Scenarios of Selected Fire and Explosion Phenomena	40
3.3	Structure of P2A and Procedure of Fire and Explosion Analysis with P2A	41
3.3.1	General-purpose Numerical Analysis Codes Composing P2A	42
3.3.2	Structure of P2A	42
3.3.3	Procedure of Fire and Explosion Analysis with P2A	43
3.4	Fire and Explosion Analysis with P2A	43
3.4.1	Analysis of Scenario 1 (Unconfined Vapor Cloud Explosion Outside Reactor Building)	43
3.4.1.1	Gas Leakage and Dispersion Analysis with PHOENICS	44
3.4.1.2	Gas Explosion Analysis with AutoReaGas	46
3.4.2	Analysis of Scenario 2 (Large-scale Pool Fire Outside Reactor Building)	50
3.4.2.1	Pool Fire Analysis with PHOENICS	50
3.4.2.2	Atmospheric Current Analysis with PHOENICS	51
3.4.3	Analysis of Scenario 3 (Confined Gas Explosion Inside Reactor Building)	52
3.4.3.1	Gas Leakage and Dispersion Analysis with PHOENICS	53
3.4.3.2	Detonation and Impact Analysis with AUTODYN	54
3.5	Conclusions	55
	Nomenclature	56
	References	57
4.	Safety Evaluation against Fire and Explosion in Nuclear Heat Application System—Part 2	
	—Explosion Characteristics of Natural Gas and Methane in Semi-open Space—	77
4.1	Introduction	77
4.2	Gas Explosion Experiment	77
4.2.1	Experimental Facility	78
4.2.2	Experimental Cases	78
4.2.3	Locations of Sensors and Ignition Point	79
4.2.4	Experimental Results and Discussions	80
4.3	Numerical Analysis Modeled on Gas Explosion Experiments	81
4.3.1	Analytical Model	82
4.3.2	Analytical Results and Discussions	83
4.4	Conclusions	84

References	86
5. Technology Development for Connection of HTGR and Chemical Plant	
—Fluctuation Test of Chemical Reaction with Mock-up Test Facility—	103
5.1 Introduction	103
5.2 Development Subjects on Control Technology of HTTR Hydrogen Production System	104
5.2.1 Mitigation of Thermal Disturbance to Reactor	104
5.2.2 Assurance of Structural Integrity of Reaction Tubes	105
5.3 Outline of Mock-up Test Facility	105
5.4 System Controllability Test for Fluctuation of Chemical Reaction	106
5.4.1 Test Objective	106
5.4.2 Test Method and Conditions	107
5.4.3 Test Results and Discussions	107
5.5 Validation of Heat and Mass Balance Code ; HAMBAC	109
5.5.1 Analytical Model of HAMBAC	109
5.5.2 Basic Equations Used in HAMBAC	110
5.5.3 Analytical Results and Discussions	111
5.6 Conclusions	112
Nomenclature	113
References	114
6. Heat Transfer Characteristics of Passive Indirect Core Cooling System in HTGR	127
6.1 Introduction	127
6.2 Outline of Experiment	127
6.2.1 Outline of Experimental Apparatus	128
6.2.2 Experimental Method and Conditions	128
6.3 Outline of Numerical Analysis	128
6.3.1 Analytical Method	129
6.3.2 Analytical Model and Conditions	129
6.4 Experimental Results and Discussions	129
6.4.1 Arrangement of Experimental Data	129
6.4.2 Ratio of Thermal Radiation	130
6.4.3 Relationship between Ra and Nu	130
6.4.4 Comparison of Forced Water Cooling with Natural Air Cooling	131
6.5 Analytical Results and Discussions	132
6.5.1 Comparison of Analytical Results with Experimental Results	132
6.5.2 Discussion on Ra and Nu	132
6.6 Application of Eq. (6.10) to HTTR	133

6.7	Conclusions	134
	Nomenclature	136
	References	137
7.	Summary and Prospects	147
7.1	Summary from Chapter 1 to Chapter 6	147
7.2	Future Prospects	148
	Acknowledgements	151
	Appendix A Simplified Evaluation Method of Safe Distance	153
A.1	Pasquill's Equation	153
A.2	Multi-Energy Method	153
	Nomenclature	155
	References	155
	Appendix B Explanation of Terms Related to Explosion	156
	Appendix C Outline of General-purpose Numerical Analysis Codes	158
C.1	Outline of General-purpose Heat and Fluid Flow Analysis Code ; PHOENICS	158
C.1.1	Functions and Characteristics of PHOENICS	158
C.1.2	Basic Equations and Numerical Solution of PHOENICS	159
C.2	Outline of Gas Explosion and Blast Analysis Code ; AutoReaGas	161
C.2.1	Functions and Characteristics of AutoReaGas	161
C.2.2	Basic Equations, Combustion Model and Numerical Solution of Gas Explosion Analysis	162
C.3	Outline of Impact Analysis Code ; AUTODYN	164
C.3.1	Functions and Characteristics of AUTODYN	165
C.3.2	Formulation by Lagrange and Euler Methods and Material Model of AUTODYN	166
C.4	Outline of General-purpose Heat and Fluid Flow Analysis Code ; FLUENT	168
C.4.1	Functions and Characteristics of FLUENT	168
C.4.2	Basic Equations and Numerical Solution of FLUENT	169
	Nomenclature	170
	References	173
	Appendix D Outline of Characteristic Curve Method	175
	Appendix E List of Numerical Analysis Codes Used in Thesis	176

第1章 序論

1.1 地球温暖化解決に向けて

今日の環境問題の多くは、我々一人一人の日常の社会経済活動に起因している。環境の悪化が進んでしまうと、地球全体や将来の世代にまでその影響が及ぶことになる。特に、化石燃料を中心としたエネルギー消費は、温室効果ガスである二酸化炭素の排出量を増大させ、それに起因する地球温暖化という環境問題を増進させてしまうことになる。

原子力エネルギーの利用は、化石燃料使用による二酸化炭素排出問題を解決する手段として有力なもの1つであり、長期的には不可欠な技術である。2004年度において、日本における発電電力量の構成比は、原子力29%、天然ガス26%、石炭24%、石油10%、水力10%、地熱及び新エネルギー1%となっており⁽¹⁾、全発電電力量の約3割が原子力（軽水炉）による発電によってまかなわれている。電力の分野では、こうした原子力エネルギーの活用により、エネルギーのベストミックスと共に化石燃料の使用が抑えられ、二酸化炭素の排出低減化が図られている。しかしながら、現在のエネルギー利用の約60%は、電力以外の熱エネルギー利用で占められており、そのほとんどが化石燃料に依存している。さらに一層の二酸化炭素排出量削減のためには、原子力エネルギーの熱利用面における拡大が重要な課題となっている。

原子力エネルギーの熱利用（核熱利用）としては、軽水炉を用いた地域暖房、魚の養殖、温室栽培及び海水淡水化の例がある。ただし、軽水炉で利用できる温度は高々250°C程度であるため、熱エネルギー源として直接産業利用する目的に適しているとは言えない。ヘリウムガスを原子炉冷却材とし、原子炉から約1,000°Cの熱を取り出すことができる高温ガス炉（High Temperature Gas-cooled Reactor : HTGR）は、化学プロセス産業用の熱エネルギー源として適していると言える。これまで世界各国（日本を始め、米国、ドイツ、ロシア、中国、インドネシア等）において、石油精製、石油化学、石炭改質、製鉄、海水淡水化、アルミニウム精錬、重油回収等、多岐にわたる高温ガス炉を用いた核熱利用システムに関する検討が行われてきた⁽²⁾。

近年、化石燃料に代わる21世紀の新エネルギーとして、二酸化炭素を排出しないクリーンな水素エネルギーが、注目を浴び始めている。水素は、将来有望なエネルギー媒体であり、その利用は、二酸化炭素排出量の増大に伴う地球温暖化問題を緩和する最良の手段の一つである。従来からあるアンモニア等の化学製品の原料、石油精製用の脱硫材及び還元製鉄の還元剤としての他、近年その進展が著しい自動車用・家庭用燃料電池の燃料として、水素の需要は今後益々増加していくと考えられる。しかしながら、水素は天然に存在しないため、水素を含む原料にエネルギーを加えて、水素を人工的に製造しなければならない。原料としては、メタン（CH₄）等の化石燃料（C_nH_m）や水（H₂O）といった水素の化合物が用いられる。作り出すエネルギーとしては、電気、熱、放射線、光等が用いられる。

こうした中、水素製造のエネルギー源として、二酸化炭素排出量を削減しつつ、量的に十分な供給が可能な原子力エネルギーが世界的に注目を浴びている。その中でも、1,000°C近い高温の熱を取り出すことができる高温ガス炉を用いた水素製造は、最も有望な製造方法であり、各国でそ

の研究開発が進められている。日本では、独立行政法人 日本原子力研究開発機構（以下、原子力機構）において、高温ガス炉及びその核熱を利用した水素製造に関する研究開発が行われている。米国では、エネルギー省（Department of Energy : DOE）の原子力研究イニシアチブ（Nuclear Energy Research Initiative : NERI）計画の中で、原子力水素に関する研究開発が行われている。フランスでは、フランス原子力庁（French Atomic Energy Commission : CEA）が最終的にはガス高速炉を目指し、まず発電及び水素製造用高温ガス炉に関する研究開発を開始している。

1.2 高温ガス炉とその核熱利用

黒鉛減速、ヘリウムガス冷却型熱中性子炉を、高温ガス炉という。高温ガス炉は、燃料にセラミックスで四重に被覆した被覆燃料粒子、減速材と炉心構造材に黒鉛、冷却材にヘリウムガスを使用しているため、極めて固有の安全性が高い原子炉である。また、 900°C を超える高温の熱を炉外に取り出すことが可能なため、経済性の向上や利用分野の拡大を図ることができる。

本節では、高温ガス炉の構造と特長、高温ガス炉を用いた核熱利用及び各国で検討されてきた高温ガス炉熱利用システムの概要について述べる。

1.2.1 高温ガス炉の構造

(1) 燃料

高温ガス炉の燃料には、被覆燃料粒子が用いられる。被覆燃料粒子は、直径約 1 mm の黒い球状の粒で、ウランの酸化物 (UO_2) やウラン及びトリウムの混合酸化物 ($\text{UO}_2 + \text{ThO}_2$) を燃料核として、その外側をセラミックスの一種である熱分解炭素 (PyC) 及び炭化ケイ素 (SiC) の薄い層で四重に包んだものである。熱分解炭素や炭化ケイ素の被覆は、ウランを保護すると共に、ウランの核分裂により発生する核分裂生成物を閉じ込める役目を果たしている。また、金属被覆よりも熱に強い（炭化ケイ素の熱分解温度：約 $2,400^{\circ}\text{C}$ ）、 $1,000^{\circ}\text{C}$ 以上の高温でも破れることがない。この燃料粒子を集合した燃料要素（燃料体）の型式には、被覆燃料粒子と黒鉛粉末を混合して、円筒状に成型した燃料コンパクトを黒鉛ブロックに装填するブロック型と球状（直径 60 mm ）に成型するペブルベッド型がある。ブロック型には、細棒に成形した燃料コンパクトを六角柱状黒鉛ブロックの多数の穴に装填し封入するマルチホール・ブロック型燃料と、環状ペレットに成形した燃料コンパクトを黒鉛スリーブに挿入して燃料棒とし、これを六角柱状黒鉛ブロックに装着するピン・イン・ブロック型燃料がある。ピン・イン・ブロック型燃料は、原子力機構の高温工学試験研究炉（High Temperature Engineering Test Reactor : HTTR）⁽³⁾ で採用されている。Fig. 1.1 に、高温ガス炉のペブルベッド型燃料及びブロック型（ピン・イン・ブロック型）燃料の構造を示す。

(2) 減速材及び炉心構造材

高温ガス炉の減速材及び炉心構造材には、黒鉛が用いられる。黒鉛は、中性子の吸収が少なく、放射線に強く、高温でも強度が低下せず、熱伝導が良いという、炉心材料として極めて優れた性

質を持っている。燃料を保持する機能と、核分裂で発生した高速中性子を減速し、連鎖反応を維持する役目を果たす。

(3) 冷却材

原子炉から熱を取り出す冷却材には、ヘリウムガスが用いられる。ヘリウムガスは、化学的に不活性であり、高温でも燃料や構造材と化学反応を起こすことがない。原子炉内での放射化の問題も少なく、極めて安定性が高く、さらに冷却効果も高いといった優れた性質を持っている。

1.2.2 高温ガス炉の特長

高温ガス炉は、燃料に被覆燃料粒子、減速材と炉心構造材に黒鉛、冷却材にヘリウムガスを使用していることから、次のような特長を持っている。

(1) 高い固有の安全性

燃料被覆材にセラミックス、炉心構造材に黒鉛を用いているので、万一事故が起こって炉心が高温になっても、炉心溶融することはない（黒鉛の融点は約 3,500°C であり、燃料被覆層の1つを形成する炭化ケイ素は約 2,400°C まで熱分解しない。）。また、黒鉛を用いた炉心は、熱容量が大きく出力密度も小さいため、炉心の持つ固有の自己制御性により、反応度の異常な上昇や冷却能力の異常な低下が生じて、炉心温度の変化が極めて緩やかである。そのため、万一の事故に際しても緊急炉心冷却系を用いることなく、原子炉圧力容器表面から、熱放射と自然対流により、炉心の残留熱を間接的かつ受動的に除去することができ、運転員が適切な措置を講ずるための時間的余裕も十分にある。

(2) 高い燃料燃焼度

黒鉛は、中性子の吸収が少なく、ヘリウムガス中で腐食することがない。このため、燃料を長い間燃焼させることができ、より有効にエネルギーを取り出すことができる。

(3) 高いプラント熱効率

ヘリウムガスによって高温の熱を取り出すことができるため、高い熱効率で熱を供給することができる。

1.2.3 高温ガス炉を用いた核熱利用

高温ガス炉では、900°C を超える高温の熱を炉外へ取り出せるため、高効率の発電が可能となるばかりでなく、工業プロセス等、軽水炉と比べて広範囲の温度領域において多目的に核熱エネルギーを利用することができる。

高温ガス炉の発電への利用では、原子炉出口温度 850°C の高温ヘリウムガスを直接利用したガスタービン発電において、45%を超える高い発電効率を得ることができる⁽⁴⁾。

高温ガス炉の電力以外への利用では、各種産業の熱供給源として期待されている。高温ガス炉を熱源とした高温ヘリウムガスを用いれば、①鉄鉱石を還元して固体の還元鉄を得るための還元ガスの製造と加熱、②石炭のガス化・液化、③水の熱化学分解、高温水蒸気電解、天然ガスや石炭の水蒸気改質等による水素製造、④アンモニア製造における石炭のガス化やエチレン製造におけるナフサの熱分解等を行うことができる。また、高温ヘリウムガスから高温蒸気を作れば、粘度の高い原油（重質油）の回収と品質改良を行うことができる。

高温ガス炉は、電力と蒸気の併給にも優れている。化学プラント、製鉄プラント等、エネルギーを大量に消費する産業では、自工場内にパワーユニットを設け、工場内で必要な電力及び蒸気を供給している。また、各種産業が集中したコンビナートでは、共同火力による電力及び蒸気の供給が行われている。高温ガス炉を工場やコンビナートに隣接して立地し、パワーユニットや共同火力発電所を高温ガス炉で置き換えれば、産業用の電力及び蒸気を直接工場やコンビナートへ供給することができる。

以上のように、高温ガス炉は、発電以外にも高温の熱エネルギーを産業用熱源として利用できる。さらに、高温を必要とするプロセスでの熱利用の後、蒸気発生等の中温プロセスに利用し、低温となった熱を、海水淡水化や地域暖房、農業、漁業等にも段階的に利用する、という熱のカスケード利用を行えば、核熱エネルギーの利用効率は、飛躍的に高められる。

このような高温ガス炉を用いた核熱利用システムが実現すれば、化石燃料の使用は大幅に減少し、地球温暖化の原因である二酸化炭素の排出量も大幅に削減できる。

1.2.4 各国で検討されてきた高温ガス炉熱利用システムの概要⁽²⁾

各国（米国、ドイツ、ロシア、中国、インドネシア及び日本）でこれまでに検討されてきた、高温ガス炉を用いた核熱利用システムの概要について述べる。

(1) 米国

米国では、1970年代に原子炉出口温度 700°C の高温ガス炉から蒸気発生器を用いて 540°C 程度の蒸気を発生させ、この蒸気を様々な熱利用プラントへ供給するコージェネレーションシステムの設計が行われた。最近では、原子炉出口温度 850°C のモジュラー型高温ガス炉を用いた、直接サイクル高効率ガスタービン発電プラント GT-MHR（Gas Turbine-Modular Helium Reactor）の設計研究が行われている。

(2) ドイツ

ドイツでは、ペブルベッド型燃料の高温ガス炉を用いた核熱利用開発を目的として、1975年以降、PNP（Prototype Nuclear Process Heat）計画の下に、様々な開発実証が行われてきた。原子炉熱出力 200 MW の HTR-Module（High Temperature Reactor-Module；ドイツで考案されたモジュラー型高温ガス炉）を適用し、700°C のヘリウムガスから 530°C の蒸気を発生させ、これを熱利用プラントへ供給するコージェネレーションシステムの設計が行われた。また、原子炉熱出力 170 MW、原子炉出口冷却材温度 950°C の HTR-Module を適用し、水蒸気改質器や中間熱交換器を利用して

石炭や天然ガスからメタノールや水素等の2次エネルギーを生産するシステムの開発が行われた。さらに、これらのシステムに必要な様々なコンポーネント（熱交換器や高温流体機器）の実証試験も実施された。

（3）ロシア

ロシアにおける核熱利用は、地域暖房用の低温熱利用から始まったが、過去数年間、石炭ガス化・液化プロセスへの高温ガス炉適用検討を始め、高温ガス炉の産業利用に関する多くの検討が行われた。その結果、ロシア内の各種産業における高温ガス炉熱利用マーケットの規模は、総計熱出力 200 GW 前後であることが示された。

（4）中国

中国では、重油回収や石油化学工業用の熱源として、高温ガス炉の核熱利用開発が進められている。また、ペブルベッド型燃料の高温ガス炉実験炉 HTR-10 を用いた高温熱利用試験（石炭ガス化試験等）も計画されている。

（5）インドネシア

インドネシアでは、高温ガス炉を用いた核熱利用の候補として、プロセス蒸気と電力併給のコージェネレーション（石油の3次回収、石油化学及び石油精製）及びプロセス・ヒート供給（石炭のガス化による合成ガス生成、石炭の液化、アンモニア製造、鉄鉱石の還元、メタノール合成及び熱化学法による水からの水素製造）が検討されている。これらのうち、石油の3次回収への適用について予備的フィージビリティスタディーが実施され、石炭のガス化・液化についても予備フィージビリティスタディーを実施中である。

（6）日本

日本では、コージェネレーションプラントの概念設計、石炭ガス化プロセス、水素製造システム等の高温ガス炉を用いた核熱利用に関する研究が広範囲にわたって実施されてきた。

1973年から、製鉄の分野に高温ガス炉の核熱を利用する研究が、旧通商産業省の下で実施された。この研究では、水蒸気改質器実験プラントの運転、還元ガス製造技術の開発及び直接製鉄パイロットプラントの概念設計が行われた。

日本原子力研究所（現原子力機構）では、高温ガス炉の熱利用系として将来有力な候補である熱化学法、高温水蒸気電解法、水蒸気改質法（天然ガスや石炭を利用）による水素製造及び原子炉から熱利用系までの高効率・高密度の熱エネルギー輸送技術に関する研究が進められてきた。また、高温ガス炉に熱利用系（化学プラント）を接続することにより生じる技術的課題解決のために、天然ガスの水蒸気改質法を用いた HTTR 水素製造システムの設計研究等が行われてきた。

1.3 HTTR 水素製造システム

原子力機構では、我が国初の高温ガス炉である HTTR を用いた水素製造システムの研究開発を

進めている。高温ガス炉の核熱を利用した水素製造システム（高温ガス炉水素製造システム）を実用化するための大きな技術的課題は、

- ① 安全で安価な核熱を供給できる原子炉の開発
- ② 原子炉と水素製造プラントを安全に接続する技術の開発
- ③ 水を分解（熱化学分解）して二酸化炭素を排出せずに水素を製造する熱化学法（IS プロセス⁽⁵⁾）の開発

である。③の熱化学水素製造法は、高温で反応熱を吸収しながら進行する化学反応及び低温で反応熱を放出しながら進行する化学反応を組み合わせ、水を水素及び酸素に分解する方法である。熱化学法の1つである IS（Iodine-Sulfur）プロセスは、ヨウ素（I）化合物と硫黄（S）酸化物を循環物質とする3つの化学反応（ブンゼン反応、ヨウ化水素分解反応及び硫酸分解反応）を組み合わせたものである。現在、原子力機構では、HTTRにISプロセスを用いた水素製造プラントを接続したシステム（HTTR-IS システム）の研究開発を行っている。

本節では、②を目的として設計研究が実施された、HTTRにその核熱を利用した天然ガス（主成分：メタン）の水蒸気改質による水素製造プラントを接続したシステム（HTTR 水素製造システム）⁽⁶⁾の構成や火災・爆発に対する安全設計について述べる。

HTTR 水素製造システムでは、早期にHTTRへ水素製造プラントを接続して実証試験を行うため、水素製造法として確立した技術であり、工業界で最も大量に水素が製造されている天然ガス（メタン）の水蒸気改質法を採用している。また、熱応答の異なる原子炉と水素製造プラントを調和させる運転制御技術、可燃性ガスの火災・爆発に対する原子炉の安全対策、原子炉からの熱を直接利用した化学反応技術、水の熱化学分解や石炭のガス化等、他の核熱利用システムにも適用できる汎用性の高い技術の開発・実証が行われる⁽⁷⁾。

1.3.1 全体構成

HTTR 水素製造システムは、HTTRからの核熱を利用して天然ガスを水蒸気改質し、水素を製造するシステムで、2次冷却系を有しており、HTTR及び水素製造プラントから構成される。

Fig. 1.2に、HTTR 水素製造システムの鳥瞰図を示す。また Fig. 1.3に、HTTR、水素製造プラント及びHTTRの中間熱交換器（Intermediate Heat Exchanger：IHX）と水素製造プラントを接続する高温二重配管の系統構成を含むHTTR 水素製造システムの概略系統図を示す。さらに、HTTRの基本仕様をTable 1.1に、IHXの基本仕様（2次ヘリウムガス出口温度905°Cの場合）をTable 1.2に、HTTR 水素製造システム（水素製造プラント）の基本仕様をTable 1.3に示す。

原子炉で950°Cに加熱された1次ヘリウムガスは、IHXで2次ヘリウムガスへ熱交換されて（熱交換量10 MW）、水素製造のための反応器である水蒸気改質器（Steam Reformer：SR）、水素製造に必要な水蒸気を生成する蒸気発生器（Steam Generator：SG）等に、熱源として供給される。また、SGをSRの下流に設置し、SRで生じる熱過渡変化をSGで緩和して、原子炉への外乱を抑制する仕組みとなっている。このシステム構成は、HTTRのみならず将来の商用炉にも適用可能なこと、さらに、高温ヘリウムガスを吸熱反応の熱源及び蒸気発生熱源として使用することから、石炭の改質や熱化学法による水素製造等にも応用できる汎用性を有している。

1.3.2 HTTR

日本では初めて、世界では6番目の高温ガス炉であるHTTRは、低濃縮二酸化ウラン被覆粒子燃料、黒鉛減速、ヘリウムガス冷却型原子炉で、定格原子炉熱出力は30 MWである。この熱により原子炉冷却材（1次ヘリウムガス）は、原子炉出口で定格運転時において850°C（原子炉冷却材流量12.4 kg/s）に、高温試験運転時において950°C（原子炉冷却材流量10.2 kg/s）に昇温される。以下では、HTTR原子炉本体の構造及びHTTRの冷却設備について述べる。

(1) HTTR原子炉本体の構造

Fig. 1.4に、HTTR原子炉本体の構造を示す。燃料としては、六角柱状の黒鉛ブロックに被覆燃料粒子を内蔵した燃料棒を挿入したピン・イン・ブロック型を採用している。制御棒は、二重円筒ベント型で、炭化ホウ素と黒鉛の混合焼成体を中性子吸収体としている。反射体や、炉心の主要構造物には黒鉛が用いられている。原子炉本体を納める原子炉圧力容器は、外径5.7 m、高さ約13 mの円筒形鋼製容器である。

(2) HTTRの原子炉冷却設備

Fig. 1.5に、HTTRの冷却系統図を示す。HTTRの冷却設備は、通常運転時に原子炉を冷却する主冷却設備、工学的安全施設で原子炉スクラム等の異常時に原子炉の残留熱を除去する補助冷却設備及び炉容器冷却設備から成る。

・主冷却設備

主冷却設備は、1次冷却設備、2次ヘリウム冷却設備及び加圧水冷却設備から成る。本設備は、原子炉で発生した熱を、最終的には加圧水冷却設備の加圧水空気冷却器により大気中へ放散する。1次冷却設備は、IHXと1次加圧水冷却器（Primary Pressurized Water Cooler：PPWC）を並列に設置し、原子炉で発生した熱を、最終的には加圧水冷却設備の加圧水空気冷却器により大気中へ放散する。2次ヘリウム冷却設備は、IHXを介して1次冷却材から2次冷却材へ伝達された熱を、2次加圧水冷却器（Secondary Pressurized Water Cooler：SPWC）を介して加圧水冷却設備に伝達する。加圧水冷却設備は、PPWC及びSPWCを介して加圧水に伝達された熱を、加圧水空気冷却器により大気中へ放散する。

HTTRの運転モードには、PPWCで約20 MW及びIHXで約10 MWの除熱を行う並列運転モードと、IHXは使用せず、PPWCのみで約30 MWの除熱を行う単独運転モードがある。水素製造プラントは、HTTRの運転モードが高温試験運転並列運転モードの時に運転される。並列運転時において原子炉からの冷却材（1次ヘリウムガス）は、二重管の内管内を通り、途中の分岐で流量比約2：1で分配され、約3分の2がPPWCに、残りの約3分の1がIHXに導かれる。PPWC及びIHXで冷却された冷却材は、ガス循環機で昇圧された後、PPWC及びIHXの二重管の内・外筒環状部を通り、さらに二重管の環状部を経て分岐部で再び合流し、定格出力時には395°Cで原子炉に戻る。この結果IHXでは、定格出力時に約10 MWの熱が冷却材から2次ヘリウムガスに伝達される。この2次ヘリウムガスは、IHX伝熱管の最高使用温度が955°Cであるため、IHX出口で定格出力時に905°Cまで昇温可能である。現在、2次ヘリウムガスに伝達された熱は、

SPWCにより除熱されているが、核熱利用系が接続された場合には、核熱利用系の熱源として利用されることになる。

- ・ 補助冷却設備

補助冷却設備は、補助ヘリウム冷却系及び補助冷却水系から成る。本設備は、原子炉がスクラムしたときに、炉心からの核分裂生成物の崩壊熱及び他の残留熱を、補助冷却器 (Auxiliary Heat Exchanger: AHX) を介して補助冷却水に伝達し、補助冷却水空気冷却器により大気中へ放散する。

- ・ 炉容器冷却設備

炉容器冷却設備は、原子炉圧力容器を取り囲むコンクリート製の1次遮へい体表面に設置された水冷式のパネル (水冷管パネル) や、冷却器、冷却水循環設備等から成る。Fig. 1.6 に、水冷管パネルの構成を示す。水冷管パネルは、上部冷却パネル、下部冷却パネル及び側部冷却パネルで構成される。本設備は、減圧事故、1次冷却設備の二重管破断事故等、補助冷却設備により1次冷却材を炉心に強制循環させて冷却できない事故時に、原子炉圧力容器表面から、熱放射と自然対流により、間接的かつ受動的に炉心の残留熱を除熱することができる。なお、原子炉の通常運転時には、1次遮へい体を冷却するために稼動する。また、原子炉圧力容器周囲の側部冷却パネル内側に、4枚の熱反射板を設置し、熱放射による除熱量を抑制する。さらに、最内側の熱反射板に除熱量調節パネルを設置し、除熱量の調節を行う。

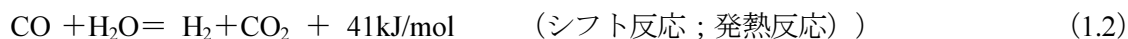
炉容器冷却設備は独立した2系統を持ち、除熱量が定格運転時：2系統作動 0.6 MW 以下、事故時：1系統作動 0.3 MW 以上、となるように設計されている。

1.3.3 水素製造プラント

水素製造プラントは、Fig. 1.3 に示したように、2次ヘリウムガス系において、水蒸気改質器を起点としたヘリウムガス冷却器に接続する単管とその高温二重配管との接続部まで、並びにこの範囲内の2次ヘリウムガス系機器の2次側及びその下流の設備 (LNG 供給タンクを含める) の総称である。原料ガスである天然ガス (メタン) と水蒸気を反応させて水素を製造するための化学反応器である水蒸気改質器 (SR)、天然ガスと反応させるための水蒸気を生成する蒸気発生器 (SG)、熱供給媒体であるヘリウムガスを SR や SG 等に供給する2次ヘリウムガス循環系、SR に天然ガスを供給する天然ガス供給系、SR に SG で生成した水蒸気を供給する水蒸気供給系、起動及び停止時にプロセスガス (天然ガスと水蒸気の混合気及び反応後の生成ガスの総称) に代わって SR に圧力を保持するための不活性ガスを供給する窒素ガス供給系、SR で製造された水素等の生成ガスを燃焼処分する後処理系、計測制御系、電気設備等で構成される。SG 上部には、温度変動吸収により SG で発生した余剰水蒸気を冷却して水に戻すための放熱器が設置される。

HTTR は、1次ヘリウムガス系内の IHX へ、10 MW の核熱 (温度 950°C) を供給する。核熱は、2次ヘリウムガス系へ IHX を通して伝達され、水素製造に利用される。SR 入口での2次ヘリウムガス温度は、高温二重配管を通る間の放熱あるいは高温・低温2次ヘリウムガス間の熱交換に伴う熱損失によって、IHX 出口2次ヘリウムガス温度よりも降温し、IHX 出口温度が 905°C の場合に対して、SR 入口で 880°C まで降下すると予測している。SR 内には、水蒸気改質反応を行わせるために、触媒を充填した 30 本の反応管 (触媒管) が設置され、反応管の外側を2次ヘリウム

ガス（圧力 4.1 MPa、SR 入口温度 880°C）が流れ、反応管の内側をプロセスガス（圧力 4.5 MPa、SR 入口温度 450°C）が流れて、熱交換を行う。SR 内では、原料の天然ガス（メタン主成分）と水蒸気が 2 次ヘリウムガスによってもたらされる核熱により、以下のように反応し、水素が生成される。



HTTR 水素製造システムの定格運転状態において、天然ガスは LNG 供給タンクから SR へ 1,400 kg/h の割合で供給され、4,246 Nm³/h の割合で水素が製造される。LNG 供給タンクは、約 100 トンの容量があり、火災・爆発事故の影響を考慮し、HTTR 原子炉建家から数百メートル離して設置される。なお、製造した水素を含む生成ガスは、後処理系に設置されるフレアスタックにおいて燃焼処分される。

1.3.4 火災・爆発に対する安全設計^{(8) (9)}

HTTR 水素製造システムを始めとする高温ガス炉水素製造システムでは、原子炉に水素製造プラントを接続し、原子炉近傍において多量の可燃性流体を取り扱うことになるが、これによって原子炉の安全性が低下することがあってはならず、特に火災・爆発事故対策は安全上最も重要な課題の 1 つである。そこで、高温ガス炉水素製造システムで想定される火災・爆発事象に対して、以下のような安全設計を行うことにする。

原子炉建家外部で発生する火災・爆発に対しては、原子炉に接続する水素製造プラントを基本的に一般化学プラントと同等の安全レベルで設計し、深層防護の概念（事故の発生防止、拡大防止及び影響緩和）に基づく安全対策を化学プラントの安全基準で行うことにする。さらに、原子炉に影響を及ぼすことが想定される火災・爆発事象に対しては、その事象の発生要因となる水素製造プラント機器と原子炉建家との間に十分な離隔距離を取り、水素製造プラントで発生した火災・爆発の影響を軽減することにより原子炉の安全性を確保することにする。

原子炉建家内部で発生する火災・爆発に対しては、深層防護の概念に基づく安全対策のうち、発生防止に重点を置くことにする。その具体的な対策として、ヘリウムガス圧力境界を形成する機器及び配管（水蒸気改質器（反応器）及び 2 次ヘリウムガス配管）に対しては、原子炉設備の安全基準を適用して設計を行い、その破損を防止することにする。この場合、高い信頼性を確保するように機器及び配管の安全機能重要度を PS（Prevention System：異常発生防止系）-3（一般の産業施設と同等以上の信頼性を確保し、維持するクラス）とすると共に、耐震設計においては耐震重要度を C(S₂) クラスとし、十分な耐震性を有するように設計する。異常発生防止系とは、異常状態の発生を防止する機能を有するものである。また、C(S₂) クラスの施設では、静的地震力に耐えるよう耐震設計されるが、基準地震動 S₂ をもたらす地震（設計用限界地震）に対して気密性を維持できることを確認する。

なお、設計基準外事象（Beyond Design Basis Event：BDBE）への対策として、可燃性ガス漏洩

を早期に検知するため、適切な場所に漏洩検知装置を設置すると共に、原料供給配管や原料貯蔵タンクに緊急遮断弁を、原子炉格納容器を貫通する2次ヘリウム配管に原子炉格納容器隔離弁を設置することにする。

1.4 本研究の目的及び構成

本節では、本研究の目的及び構成について述べる。

高温ガス炉の核熱を利用した化学製品製造システムは、二酸化炭素排出量を極力抑制できる産業システムとして、今後益々実現への期待が高まっていくと予想される。特に、自動車用燃料等として、広く需要拡大が見込まれる水素の製造に核熱を利用することは、地球温暖化を抑制する観点から重要である。しかしながら、原子炉（高温ガス炉）に化学プラントを接続し、化学製品を製造するという試みは、これまで実際に行われた例は無く、技術開発も充分に行われてきたとは言えない。そこで本研究では、高温ガス炉を用いた核熱利用システム実現のために行った安全性に関する技術開発の成果について述べる。

本研究は、（1）核熱利用システムの全体評価、（2）原子炉近傍で可燃性流体を取り扱う核熱利用システムの安全性評価、（3）熱応答の異なる高温ガス炉と化学プラントの接続技術及び（4）需要地近接立地のための高温ガス炉の高度化、に分けることができる。（1）のような核熱利用システム成立のためには、（2）、（3）及び（4）の技術開発が必要であるという観点から、「高温ガス炉を用いた核熱利用システム及びその安全性評価に関する研究」としてまとめる。

本論文は7章で構成されており、各章の概要は以下のとおりである。

第1章「序論」では、二酸化炭素排出による地球温暖化問題に対する核熱利用システムの優位性、高温ガス炉を用いた核熱利用、HTTR 水素製造システムの概要及び本論文の目的と意義を述べる。

第2章「アンモニア製造のための核熱利用石炭ガス化システムの検討」では、原子力エネルギーを電気としてだけでなく、熱エネルギー源として直接産業利用するシステムについて考え、高温ガス炉の核熱を利用した、アンモニア製造プラントにおける石炭ガス化システムの検討を行う。また、この検討により得られた核熱利用システム実現のための課題を整理する。

第3章「核熱利用システムの火災・爆発に対する安全評価—その1—高温ガス炉水素製造システムで想定される火災・爆発事象の数値解析—」では、核熱利用システム実現のために必要な火災・爆発事故に対する安全評価として、高温ガス炉水素製造システムで想定される火災・爆発事象を抽出し、その事象推移と影響を詳細に解析するための解析コードシステム P2A の開発を行う。また、システムで想定される火災・爆発事象のシナリオに沿って P2A による解析を行い、P2A が核熱利用システムの火災・爆発事故に対する安全評価に有用なツールであることを示す。

第4章「核熱利用システムの火災・爆発に対する安全評価—その2—準開放空間における天然ガス及びメタンの爆発特性—」では、天然ガス及びメタンの爆発実験を行い、HTTR 水素製造システムで水素の原料となる可燃性ガスの基本的な爆発特性を調べる。また、得られた実験データを用いて、P2A を構成するガス爆発・爆風解析コードの検証を行う。

第5章「高温ガス炉と化学プラントの接続技術開発—実規模単一反応管試験装置を用いた化

学反応変動試験」では、熱応答の異なる高温ガス炉と化学プラントの接続技術確立のために行った、HTTR 水素製造システムのモックアップ試験装置である実規模単一反応管試験装置を用いたシステム制御特性試験について述べる。これにより、原子炉と化学プラントを接続する核熱利用システムを、安定に運転制御できることを示す。

第6章「高温ガス炉における受動的間接炉心冷却システムの熱伝達特性」では、高温ガス炉の高度化（核熱利用システムの需要地近接立地を目指したより安全性の高い高温ガス炉開発）のために行った、高温ガス炉における受動的間接炉心冷却システムに関する実験と数値解析について述べる。高温ガス炉の原子炉圧力容器と炉容器冷却設備（側部冷却パネル）を模擬した実験装置を用い、熱放射と自然対流が共存する場合の、鉛直環状密閉空間内における熱伝達特性を調べる。また、実験を模擬した数値解析を行い、実験結果と数値解析結果との比較等を行う。実験と数値解析の結果から、鉛直環状密閉空間内における面間の熱放射と自然対流による熱伝達を統一的に取り扱うことができる熱伝達相関式を提案する。

第7章「総括と展望」では、本論文のまとめと今後の展望を述べる。

参考文献

- (1) 電気事業連合会 ;
「「原子力・エネルギー」図面集 2005－2006」、
原子力文化振興財団、(2006)。
- (2) 稲葉 良知、文沢 元雄、菱田 誠、井出 朗、竹中 豊、殿河内 誠 ;
「核熱の産業利用に関する検討」、
JAERI-Tech 96-057、(1997)。
- (3) Japan Atomic Energy Research Institute ;
‘Present Status of HTGR Research & Development’,
Japan Atomic Energy Research Institute, (2004)。
- (4) 高田 昌二、滝塚 貴和、國富 一彦、Xing Yan、片西 昌司、小杉山 真一、
皆月 功、三好 保行 ;
「高温ガス炉ガスタービン発電システム (GTHTR300) の発電系設計」、
日本原子力学会和文論文誌、1-4 (2002)、pp. 341－351。
- (5) S. Kubo, H. Nakajima, S. Higashi, T. Masaki, S. Kasahara, M. Nomura, S. Ishiyama, K. Onuki
and S. Shimizu ;
‘R&D Program on Thermochemical Water-Splitting Iodine-Sulfur Process at JAERI’,
Proc. of GENES4/ANP 2003, Kyoto, Japan, No. 1072 (2003)。
- (6) 西原 哲夫、清水 明、稲垣 嘉之、谷平 正典 ;
「HTTR 水素製造システムの系統構成および制御性」、
日本原子力学会和文論文誌、2-4 (2003)、pp. 517－524。
- (7) Y. Inagaki, T. Nishihara, T. Takeda, K. Hayashi, Y. Inaba and H. Ohashi ;
‘Research and Development Program on HTTR Hydrogen Production System’,
Proc. of GENES4/ANP 2003, Kyoto, Japan, No. 1062 (2003)。
- (8) 西原 哲夫、羽田 一彦、塩沢 周策 ;
「高温ガス炉－水素製造システムの安全設計の考え方の提案(火災・爆発事故を中心に)」、
JAERI-Research 97-022、(1997)。
- (9) 西原 哲夫、清水 明、谷平 正典、内田 正治 ;
「HTTR に接続する水素製造システムの系統及び機器設計」、
JAERI-Tech 2002-101、(2003)。

Table 1.1 Major specifications of HTTR

Items	Specifications
Reactor thermal power	30 MW
Reactor coolant	Helium gas
Reactor outlet coolant temperature	850°C* / 950°C**
Reactor inlet coolant temperature	395°C
Primary coolant pressure	4.0 MPa
Primary coolant flow rate	12.4 kg/s* / 10.2 kg/s**
Core material	Graphite
Core height	2.9 m
Core diameter	2.3 m
Average power density	2.5 MW/m ³
Fuel	Low enriched UO ₂
Fuel assembly type	Pin-in-block type
U-235 enrichment	3~10 wt% (average 6 wt%)
Reactor pressure vessel (RPV) ; material	2 1/4 Cr-1 Mo steel
RPV ; maximum service temperature	440°C
RPV ; maximum service pressure	4.7 MPa

* : Rated operation

** : High-temperature test operation

Table 1.2 Major specifications of IHX

Items	Specifications
Heat capacity	10 MW
Secondary helium gas outlet temperature	905°C*
Secondary helium gas inlet temperature	150°C*
Secondary helium gas pressure	4.1 MPa
Secondary helium gas flow rate	2.52 kg/s*
Heating surface area	244 m ²
Heat transfer tube ; maximum service temperature	955°C
Heat transfer tube ; maximum service pressure	0.29 MPa (differential pressure)
IHX ; main material	2 1/4 Cr-1 Mo steel Hastelloy XR

* : Conditions for the hydrogen production plant in operation

Table 1.3 Design specifications of HTTR hydrogen production system

Items	Specification
Pressure	
Process gas / Secondary helium gas	4.5 MPa / 4.1 MPa
Temperature at steam reformer inlet	
Process gas / Secondary helium gas	450°C / 880°C
Temperature at steam reformer outlet	
Process gas / Secondary helium gas	580°C / 585°C
Natural gas feed	0.39 kg/s
Steam feed	1.56 kg/s
Circulating helium gas flow rate	2.52 kg/s
Mole ratio of steam to carbon (S/C)	3.5
Stored LNG	96 t
Hydrogen production rate	4,246 Nm ³ /h
Heat source	Reactor (10 MW)

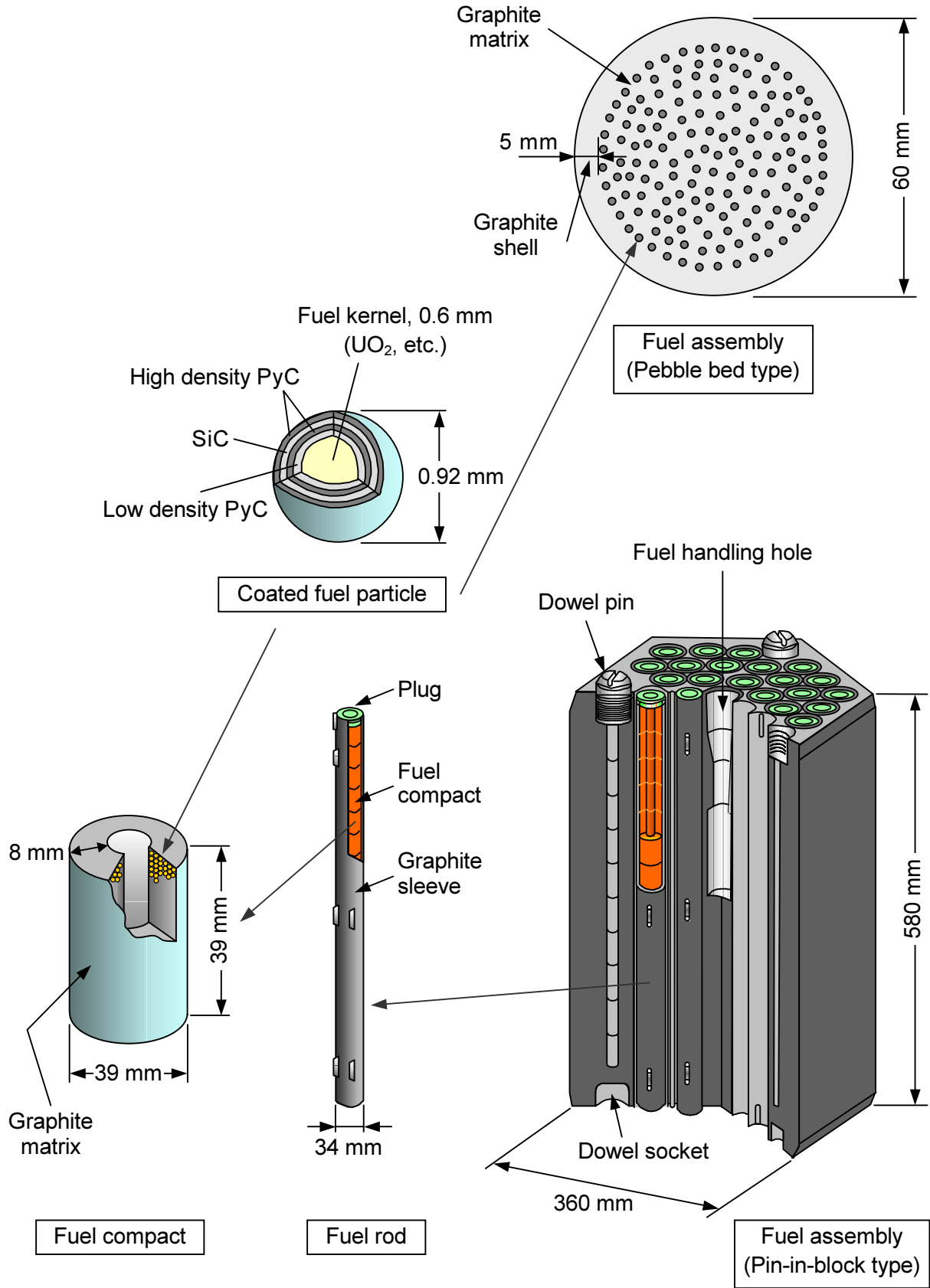


Fig. 1.1 Structure of HTGR fuel assembly.

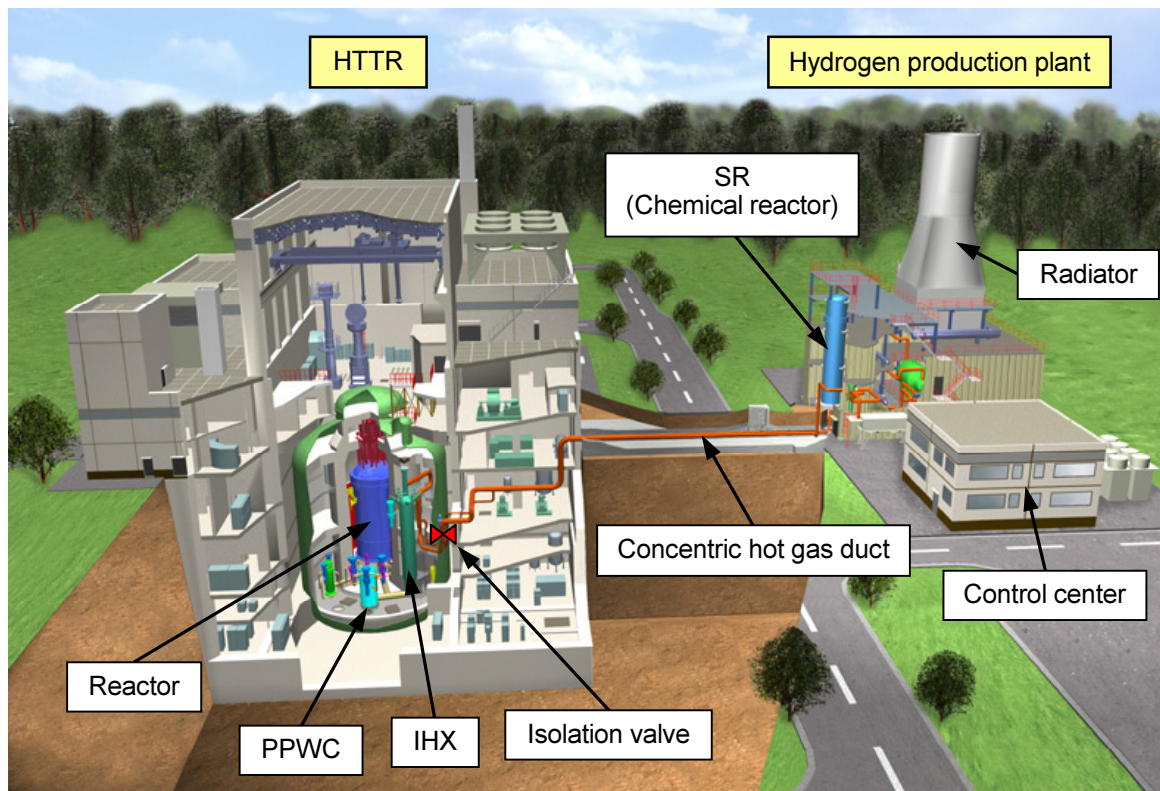


Fig. 1.2 Bird's-eye view of HTTR hydrogen production system.

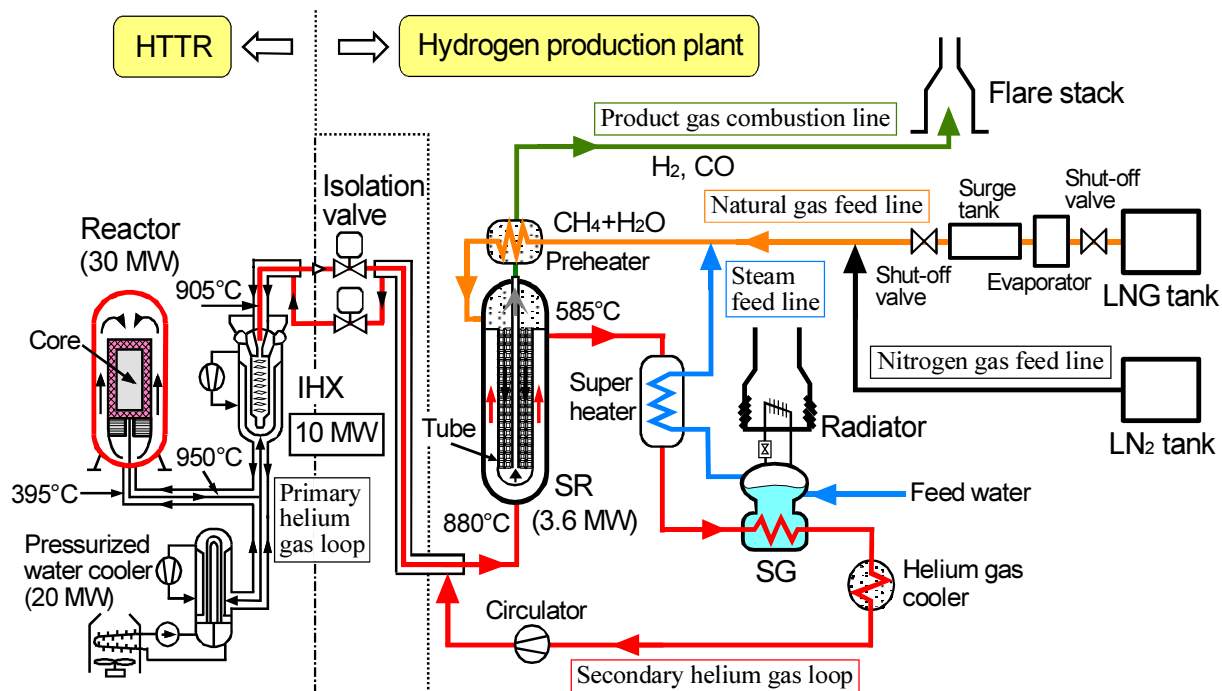


Fig. 1.3 Schematic flow diagram of HTTR hydrogen production system.

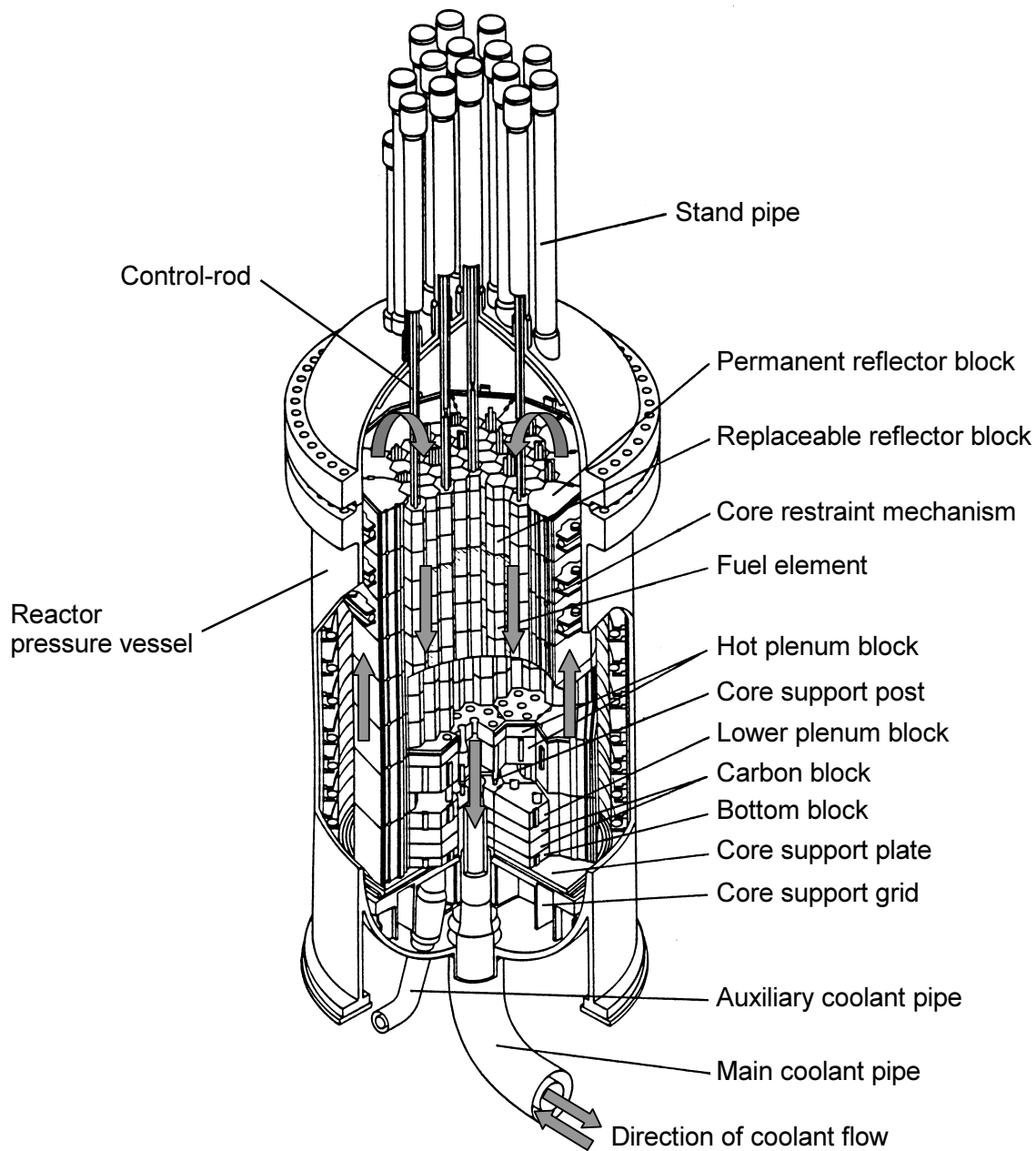


Fig. 1.4 Cutaway view of the reactor pressure vessel and core of HTTR.

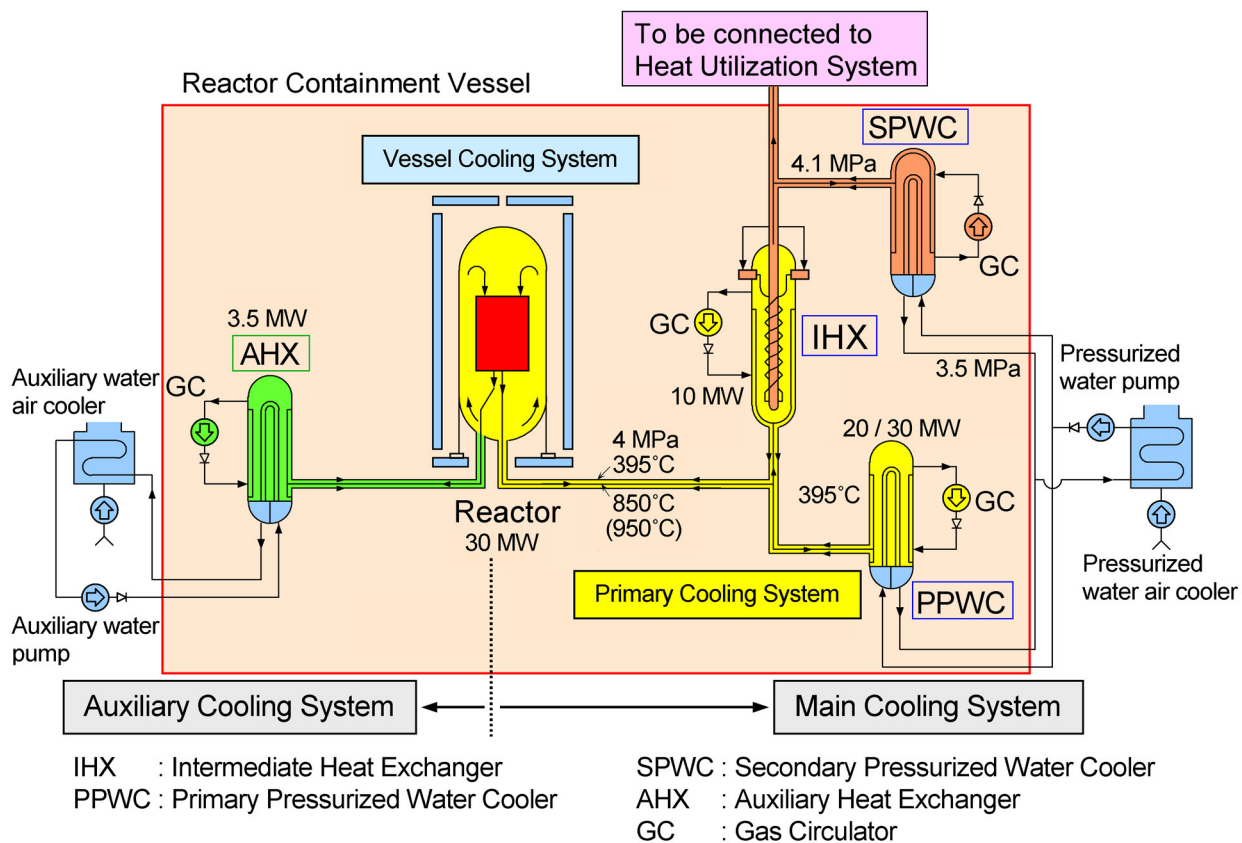


Fig. 1.5 Cooling system of HTTR.

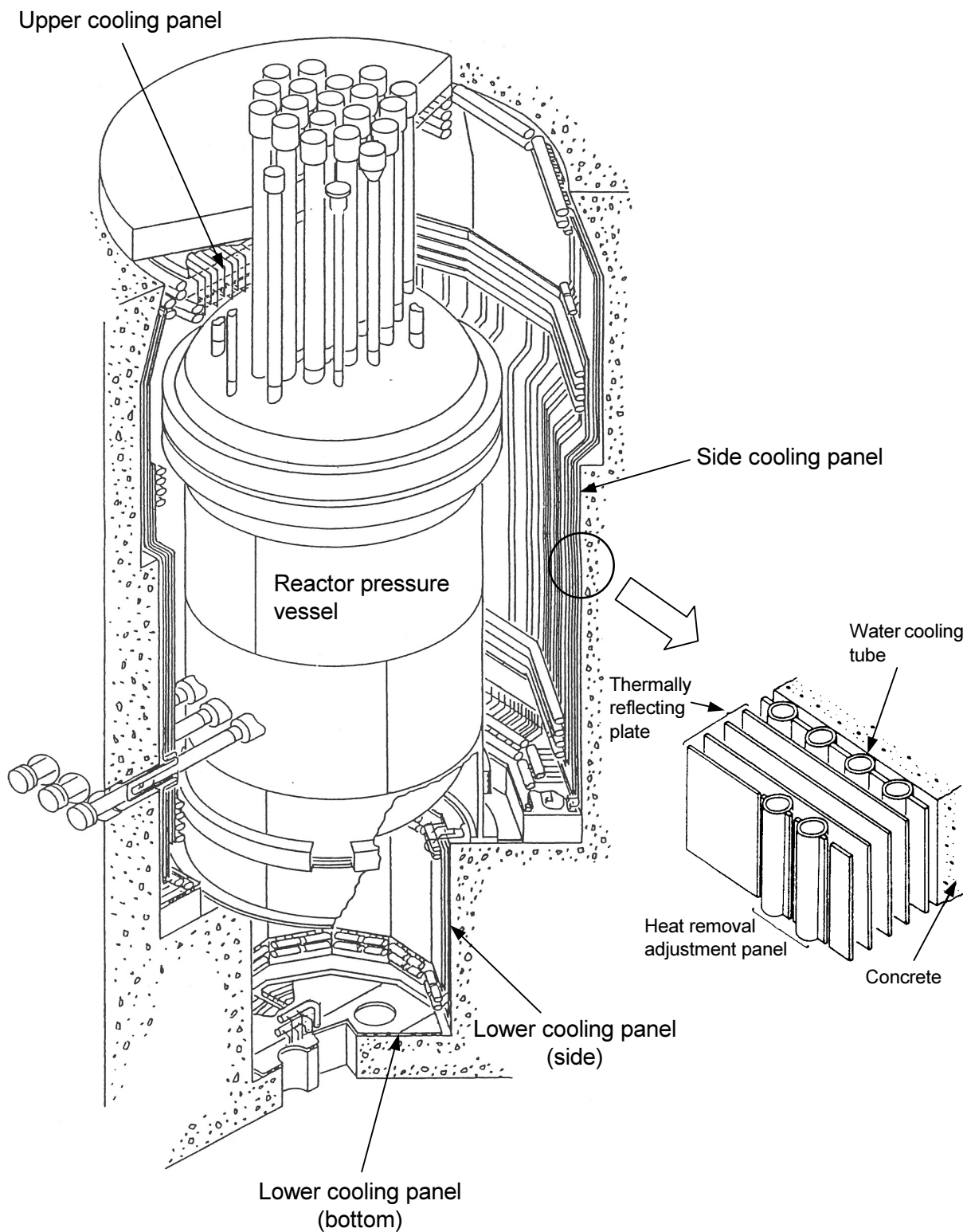


Fig. 1.6 Cooling panels of the vessel cooling system around the reactor pressure vessel.

This is a blank page.

第2章 アンモニア製造のための核熱利用石炭ガス化システムの検討

2.1 緒 論

二酸化炭素 (CO₂) による地球温暖化は、近年、地球規模で問題となっており、早急に二酸化炭素排出量を削減する必要があるが出てきている。原子力エネルギーの利用は、化石燃料による二酸化炭素問題を解決する手段として有力なもの1つであり、長期的に見ると不可欠である。しかしながら現在、全エネルギー利用の3分の2以上は、電力以外の熱エネルギー利用で占められており、世界全体の二酸化炭素排出量抑制のためには、原子力の熱利用面における拡大が重要となってくる。

そこで、原子力エネルギーを電気としてだけでなく、熱エネルギー源として直接産業利用するシステムを考える。特に、熱利用炉として注目され、高温の核熱を取り出すことができる高温ガス炉を用いた産業システムについて、既存の化学プラントの熱源を高温ガス炉に置き換えるという観点から検討する。高温ガス炉の核熱を利用した産業システムについての検討は、これまで米国⁽¹⁾やドイツ⁽²⁾を中心として行われてきた。

本章で検討対象とする産業システムとして、以下の点を考慮し、水素製造工程を基幹工程に持つアンモニア製造を取り上げる。

- ・水素は、第1章で述べたように、将来有望なクリーンエネルギーとして期待されている。ただし、既存の産業システムでは、化学製品の原料として利用されていることが多い。
- ・水素製造は、水素を製造するだけでなく、同時に生成する一酸化炭素やその他の改質成分を中間原料として、アンモニアやメタノール等の付加価値の高い最終製品を製造するプロセスの前段階に共通する基幹工程である。
- ・アンモニアは、窒素と水素の合成によって製造されるが、水素を得るための主反応が吸熱反応で熱負荷が大きく、高温の熱を必要とする(水の電気分解によって水素を得る場合を除く。)
- ・アンモニアの需要は比較的大きく、日本における生産量は年間約130万トン(2005年度)である。これは、日産1,500トン規模のアンモニア製造プラント約3基分に相当する。従って、アンモニア製造プラントの熱源を高温ガス炉に置き換える場合、ある程度、高温ガス炉の需要が見込める。

アンモニア合成に必要な水素を得る方法には、水の電気分解、石炭のガス化(部分酸化・水蒸気分解)、炭化水素の分解(天然ガスやナフサの水蒸気改質等)等がある。世界各地に広く分布し、膨大な埋蔵量によって安定供給を期待できる石炭を、効率良く、クリーンに利用することは重要である。そこでここでは、石炭有効利用及び高温核熱利用の観点から、石炭のガス化による水素製造工程を選定する。

熱源を高温ガス炉に置き換える対象プラントは、水素製造工程に部分酸化法による石炭のガス化を採用し、既存の石炭ガス化システムとして実績のある国内の代表的アンモニア製造プラント⁽³⁾とする。本章では、その石炭ガス化工程の熱源に、既存の化石燃料を使った加熱源に代えて、高温ガス炉の核熱を利用するシステムについて検討を行った結果⁽⁴⁾⁽⁵⁾について述べる。また、

この検討を通して、高温ガス炉を利用した核熱利用システム共通の技術的課題を整理した結果⁽⁴⁾についても述べる。

2.2 石炭ガス化

本節では、既存のアンモニア製造プラントと最も大きく異なる石炭のガス化について、ガス化方式、ガス化炉形式及びガス化条件の選定を行う。

2.2.1 ガス化方式

ここでは、既存の石炭ガス化方式と対比させて、核熱利用の石炭ガス化方式を検討する。

既存の部分酸化法を用いた石炭ガス化工程では、石炭・水スラリー (Coal Water Slurry : CWS) 及び酸素を原料とし、炭素の部分酸化反応による発熱反応及び炭素と水蒸気との水性ガス反応による吸熱反応を同時に起こさせ、高温において石炭をガス化する。

石炭ガス化の基本反応式は、以下のとおりである⁽³⁾。



式 (2.6) は CO シフト (転化) 反応であり、反応は高温下では右から左に、低温化では左から右に進む。

部分酸化法の場合、石炭のガス化温度 (約 1,350°C) を維持する熱源は式 (2.1) 及び式 (2.2) による供給酸素を用いた石炭の燃焼熱であり、外部からの熱供給を必要としない。これに対し、核熱を利用した石炭ガス化工程では、酸素を供給せず外部から熱供給を行う水蒸気改質法により石炭をガス化する方式を採用した。この場合、式 (2.3) 以降の反応式を主として反応が進むため、吸熱反応となる。

Fig. 2.1 に、アンモニア製造プラントにおける部分酸化法 (既存型) 及び水蒸気改質法 (核熱利用型) の石炭ガス化工程の比較を示す。既存型では、石炭ガス化炉に酸素を供給して直接加熱により石炭のガス化を行うが、核熱利用型では、酸素の供給を行わず、高温ガス炉からの 2 次ヘリウムガスを供給して間接加熱により石炭のガス化を行う。核熱の利用を考える場合、2 次ヘリウムガスの利用可能温度領域において、その総熱量を効率的に有効利用する必要がある。

2.2.2 ガス化炉形式

石炭ガス化炉形式として、下記の点を考慮し、流動床炉を採用した。また、石炭ガス化工程における2次ヘリウムガスの熱利用率を向上させるため、運転温度の異なる上段と下段を持つ2段式の石炭ガス化炉とした。2段式石炭ガス化炉については、2.3.2節及び2.4.1節を参照のこと。

- ・ 間接加熱が容易な構造で、さらに伝熱係数が高いため伝熱面をコンパクトにできる。
- ・ ヘリウム温度に制限があるため、低温ガス化が要求される。従って、流動媒体として触媒を用い、均一な温度制御が可能である流動床炉が有利となる。

2.2.3 ガス化条件

水蒸気改質法を用いた石炭ガス化炉の石炭ガス化条件に関するプロセス因子は、(1) ガス化温度、(2) ガス化圧力、(3) 蒸気/炭素比及び(4) ガス化効率であり、これらを次のとおりに設定した。なお、Fig. 2.2、Fig. 2.3 及び Fig. 2.4 のガス組成は、式 (2.1) から式 (2.7) の平衡定数を用い、平衡計算により求めた。

(1) ガス化温度

Fig. 2.2 に、ガス組成に及ぼすガス化温度の影響を示す。ガス化温度が高いほど水素 (H_2) 及び一酸化炭素 (CO) の比率が大きくなり、平衡上有利である。しかし、核熱利用においては循環ヘリウムガス (2次ヘリウムガス) の石炭ガス化炉入口温度に $900^{\circ}C$ という制限があるため、ガス化セクション (上段) 出口ヘリウムガス温度を $800^{\circ}C$ に設定し、ガス化温度を $750^{\circ}C$ とした。

(2) ガス化圧力

Fig. 2.3 に、ガス組成に及ぼすガス化圧力の影響を示す。ガス化圧力が低いほど水素及び一酸化炭素の比率が大きくなり、改質は進む。しかし、後工程のアンモニア合成で昇圧が必要であり、許容される最低圧力として 10 atm (1.013 MPa) を採用した。

(3) 蒸気/炭素比

Fig. 2.4 に、ガス組成に及ぼす蒸気/炭素比の影響を示す。蒸気/炭素比が大きくなるにつれて、水素及び一酸化炭素の比率も大きくなる。しかし、蒸気/炭素比がある値以上になって平衡状態に達すると、水素及び一酸化炭素の比率は一定値に収束している。そこで、蒸気/炭素比については、3付近より生成ガス濃度に大きな変化がなくなってくることを考慮し、代表値として3を採用した。

(4) ガス化効率

ガス化効率を評価する炭素転換率については、ガス化炉特性によって大きく左右される値であり、参照データのない現状においては 100% と仮定した。

2.3 核熱利用石炭ガス化アンモニア製造プラントのプロセス概要

Fig. 2.5 に、検討を行った石炭ガス化に核熱を利用したアンモニア製造プラント（核熱利用石炭ガス化アンモニア製造プラント）の系統図を示す。図中の SSH は Steam Super Heater（蒸気過熱器）を、WHB は Waste Heat Boiler（廃熱ボイラー）を示している。また、Table 2.1 に、Fig. 2.5 の各位置（①、②及び③）におけるプロセスガスの組成を示す。核熱利用石炭ガス化アンモニア製造プラントは、以下のような系統から構成されている。

2.3.1 原子炉系

原子炉系は、原子炉定格熱出力 170 MW、原子炉出口冷却材温度 950°C、出口冷却材温度 300°C のモジュラー型高温ガス炉（HTR-M）⁽⁶⁾ 4 基及び中間熱交換器（IHX）4 基から成り、高温の核熱を IHX 通して石炭ガス化炉へ送る。原子炉及び IHX は、それぞれ円筒状のコンクリート容器内に収められており、それらは地中に埋設されている。4 基の原子炉及び IHX を収納した原子炉建家に隣接して、原子炉補助建家、ヘリウム貯蔵建家、使用済燃料中間貯蔵建家、電源設備建家等がある。これら 4 基の原子炉は、全て共通の運転制御室により運転される。また、原子炉と IHX は、短い二重管クロスダクトで接続され、サイドバイサイドに配置される。2 次ヘリウムガス系の IHX 出口及び入口温度は、900°C 及び 200°C である。

2.3.2 石炭ガス化系

石炭ガス化系は、2 次ヘリウムガスの熱を用い、石炭を水蒸気改質法によりガス化して、水素及び一酸化炭素を得る工程である。石炭をガス化する石炭ガス化炉は、4 基並列に設置され、4 基常時稼働とする。

Fig. 2.6 に、本システムで採用した 2 段式石炭ガス化炉の概要を示す。ガス化炉本体は 2 段構造になっており、下段が石炭のフィード及び熱分解、上段が石炭のガス化（改質）の役目を担っている。

石炭ガス化炉下段は 550°C で運転され、石炭の熱分解及び揮発分の改質が行われる。改質に必要な蒸気は、下部の分散板から炉内へ均一分散され、石炭を流動化する。流動媒体として触媒を用い、反応を促進させる。ガス化ガス、石炭チャー及び未改質ガスは、ガス化炉上段へ送られる。また、一部の触媒も抜き出され、蒸気と共に上段のガス化炉に送られる。

石炭ガス化炉上段は 750°C で運転され、仕上げの改質が行われる。その結果、水素及び一酸化炭素を主成分とする改質ガスが生成する。

なお、上段・下段共に、触媒を流動媒体にした流動床型ガス化炉である。

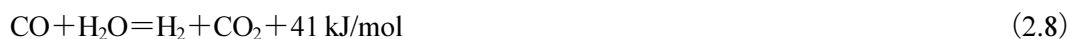
2.3.3 生成ガス精製系及びアンモニア合成系

生成ガスは、廃熱ボイラーによる熱回収で蒸気を発生させた後、カーボンスクラバーにおいて

発生カーボンを除去され、一般的なガス精製工程及びアンモニア合成工程に入る。これらの工程は既存の技術であるが、操作の手順を述べる。

- ・CO 転化工程

CO 転化器にて、石炭ガス化炉出口ガス中の一酸化炭素を、



の反応（シフト反応）により、水素に転化する。

- ・酸性ガス除去工程

酸性ガス吸収塔にて、原料ガス中に含まれる二酸化炭素（石炭ガス化工程及びCO 転化工程で発生）及び硫化水素（原料石炭中に含まれる硫黄分から発生）を、低温メタノールにて吸収・除去し、精製された水素を次の工程に送る。

- ・メタネーション工程

メタネーターにおいて、次のアンモニア合成工程の触媒毒となる水素中の残留一酸化炭素及び二酸化炭素をメタンに転化し、無毒化する。



- ・アンモニア合成工程

空気分離機から得られる窒素を導入し、水素及び窒素を主体とするアンモニア合成ガスを圧縮機で昇圧する。さらに、循環合成ガスと混合された後、アンモニア合成器に導入され、



の反応により、アンモニアを合成する。アンモニアを含む製品ガスは低温冷却され、アンモニアが液化分離されると共に、未反応の合成ガスは再び圧縮機により昇圧されて循環再利用される。アンモニアは、63 t/h（1,500 t/d）の割合で製造される。

2.3.4 蒸気発生系及び発電系

石炭ガス化工程を出た 650°C の 2 次ヘリウムガスは、改質に必要なプロセス蒸気の発生及び給水の予熱または所内動力用の高圧蒸気の発生に利用され、200°C まで熱を回収された後、IHX に戻る。

2.4 アンモニア製造のための核熱利用石炭ガス化システムの有効性

本節では、アンモニア製造のための核熱利用石炭ガス化システムの特長、システム適用によりアンモニア製造プラント全体で削減できる二酸化炭素発生量及びシステム適用による利点について述べる。

2.4.1 システムの特長

Table 2.2 に、既存の石炭ガス化システムを用いたアンモニア製造の原単位を示す。この表から、単位のアンモニアを製造するために必要なエネルギー（熱量）は、原料石炭、燃料石炭及び電力を合わせて 6,830 kWh/t-NH₃ である。また、表中の原料石炭に示された熱量換算率とは、単位の石炭を石炭ガス化反応（吸熱反応）によりガス化するために必要な熱量であり、水蒸気改質法では外部から与える必要がある熱量である。原料石炭に対する熱量換算の原単位（2,980 kWh/t-NH₃）は、必要全体熱量（6,830 kWh/t-NH₃）の 44%を占めており、核熱の利用を考える場合、この熱量に対して核熱をどう利用できるかが最も重要な点となる。従って、2次ヘリウムガスの使用可能な熱量のうち、44%を石炭ガス化工程において利用できれば、理想的なプロセスとなる。しかしこのままでは、2次ヘリウムガスの供給温度に 900°C という制限があり、石炭の水蒸気改質にも 750°C 以上は最低限必要という制限があるため、ガス化工程を出る 2次ヘリウムガスの温度を下げるできない。

核熱利用石炭ガス化システムでは、以上の問題点を是正するために、運転温度の異なる 2 段式の石炭ガス化炉を設け、2次ヘリウムガスの熱を石炭ガス化工程において最大限に利用できるようにした所に大きな特長がある。Fig. 2.7 に、2次ヘリウムガスの熱利用状況の代表例として、2次ヘリウムガスのエンタルピー線図を示す。また、Table 2.3 に、IHX への戻り分も含めた 2次ヘリウムガス全体の各工程における熱利用割合を示す。仮に 1 段式ガス化炉とした場合、改質に必要な温度（750°C）を得るためには、2次ヘリウムガスのガス化工程出口温度を約 800°C にしなくてはならず、ガス化工程における 2次ヘリウムガスの熱利用率（IHX 出入口温度差に対する各工程出入口温度差の割合）は 14%に留まる。このため、アンモニア 1 トン当りの製造に必要な 2次ヘリウムガス量が増加してしまう。これに対し 2 段式ガス化炉では、ガス化炉を上段（石炭のガス化領域）と下段（石炭の熱分解領域）の 2 段に分けることにより、2次ヘリウムガスの低温側の熱を有効に利用し、2次ヘリウムガスのガス化工程出口温度を 650°C まで下げることができる。その結果、ガス化工程での熱利用率は 36%に上がり、さらに廃熱利用による必要蒸気の回収及び発電を加えれば、約 80%の熱利用率となる。

2.4.2 二酸化炭素発生削減量

既存の部分酸化法による石炭ガス化炉において必要な燃料石炭による熱エネルギー及びアンモニア製造プラント（生産量 63 t/h）において必要な電気エネルギーを、石炭火力で発生させる場合に必要な年間の石炭量と二酸化炭素発生量は、以下のとおりである。

石炭ガス化の熱源として必要な石炭量は、Table 2.2 の燃料石炭に対する原単位（290 kg/t-NH₃）を用いて、

$$(\text{必要石炭量})_{\text{熱源}} = 63 \text{ t/h} \times 290 \text{ kg/t-NH}_3 = 18.3 \text{ t/h}$$

となる。また、アンモニア製造プラントの運転に必要な電力を石炭火力で発生させるのに必要な石炭量は、Table 2.2 の電力に対する熱量換算の原単位（1,560 kWh/t-NH₃）及び燃料石炭に対する

熱量換算率 (28,470 kJ/kg-Coal) を用い、1 kWh=3,600 kJ であり、石炭火力でのボイラー効率を 0.92 とすると、

$$(\text{必要石炭量})_{\text{電力}} = 1,560 \text{ kWh/t-NH}_3 \times 3,600 \text{ kJ/kWh} \times 63 \text{ t/h} \div 0.92 \div 28,470 \text{ kJ/kg} = 13.5 \text{ t/h}$$

となる。よって、全体に必要な石炭量は、

$$(\text{必要石炭量}) = 18.3 \text{ t/h} + 13.5 \text{ t/h} = 31.8 \text{ t/h}$$

となる。さらに、二酸化炭素発生量は、石炭中の炭素分が約 60% であるので、

$$(\text{二酸化炭素発生量}) = (18.3 \text{ t/h} + 13.5 \text{ t/h}) \times 0.6 \times (44 \div 12) = 70.0 \text{ t/h}$$

となる。稼働率を 84% とすれば、年間運転時間は 7,358.4 時間となるので、年間に必要な石炭量は 23.4 万トン、二酸化炭素発生量は 51.5 万トンになる。従って、化石燃料を用いない核熱利用石炭ガス化アンモニア製造プラントでは、年間約 50 万トンの二酸化炭素発生量を削減することが可能である。

文献 (7) によれば、2003 年における全世界の二酸化炭素排出量は 252 億トンであり、そのうち日本の排出量は 4.9% (12.35 億トン) を占めている。従って、日本の二酸化炭素排出量に対する 50 万トン (核熱利用石炭ガス化アンモニア製造プラントで削減可能な二酸化炭素発生量) の割合は、0.04% となる。

2.4.3 システム適用による利点

核熱利用石炭ガス化アンモニア製造プラントは、既存の化石燃料を使用したアンモニア製造プラントと比較して、以下のような利点を有している。

- ・核熱利用により、燃料石炭及び電力購入が不要となるため、燃料及び電力のエネルギーを削減できる。
- ・アンモニア合成の原料である窒素を製造する空気分離機より副生する酸素が不要となるため (既存の石炭ガス化炉では、部分酸化にこの酸素を利用)、酸素の全量を別用途に利用できる。
- ・化石燃料を使用せず、必要なエネルギー (石炭ガス化の熱源及び電力) を全て核熱でまかなうため、二酸化炭素の発生量を年間約 50 万トン削減できる。

2.5 核熱利用システム実現への技術的課題

化学製品を製造する核熱利用システムは、基本的に原子炉 (高温ガス炉) 及び化学プラントから構成され、高温ガス炉からの核熱は、IHX を通して 2 次ヘリウムガスにより、原子炉側から化学プラント側へもたらされる。化学プラントでは、化学反応器 (石炭ガス化炉や水蒸気改質器) において、核熱を用いて原料を化学反応させることにより、水素等の生成を行うことになる。本章で検討したアンモニア製造のための核熱利用石炭ガス化システムや第 1 章で説明した HTTR 水素製造システムも、その基本構成に変わり無く、実用化のための技術的課題も多くが共通化し

ている。

本節では、アンモニア製造のための核熱利用石炭ガス化システムに関する検討を通して明らかとなった、核熱利用システムを実現に移すために解決が必要な技術的課題について、核熱利用システム共通のものと核熱利用石炭ガス化システム固有のものに分けて述べる。

2.5.1 核熱利用システム共通の技術的課題

(1) 核熱利用システムの火災・爆発事象に対する安全評価

核熱利用システムでは、原子炉近傍において可燃性流体（水素やメタン等）を取扱うことになるため、火災・爆発事象に対する安全上の考え方に関して詳細検討を行い、想定される火災・爆発事象に対して原子炉の安全性を評価する必要がある。これについては、第3章及び第4章で検討を行う。

(2) 原子炉と化学プラントのインターフェイス設計

原子炉と化学プラントは、熱的挙動が大きく異なるため、両者を接続するためのインターフェイス設計の具体的検討を行う必要がある。これについては、第5章で検討を行う。

(3) 原子炉設計

モジュラー型高温ガス炉等、化学プラントに適した原子炉設計（原子炉出口温度、出力）を行う必要がある。また、核熱利用システムは、製品の輸送等の観点から需要地に近接して設置した方が経済的であり、そのためのより一層安全性の高い原子炉設計を行う必要がある。これについては、第6章で検討を行う。

(4) 安全システムの確立

主に原子炉側との安全面での双方向インターロックの確立及び化学プラントと原子炉とのフェイルセーフレベル統一のための検討を行う必要がある。

(5) プラント合理化と製品コストの低減

建設費、製品コストの低減を図るための最適化及び合理化の検討を行う必要がある。

2.5.2 核熱利用石炭ガス化システムの技術的課題

(1) 最適改質触媒の開発

石油精製に用いられている FCC（Fluid Catalytic Cracking：流動接触分解）触媒に近い形で、より高温強度が高い触媒の開発を行う必要がある。流動床ガス化炉の場合、触媒は有効成分を担持させたセラミック系流動媒体とすることが望ましい。

(2) 石炭ガス化システムの確立

所定のガス組成を得るための温度及び圧力条件については、上記の触媒活性による所が大きいので、開発した触媒のデータをプロセスにフィードバックした検討を行う必要がある。

(3) 最適石炭ガス化炉の開発

採用する石炭ガス化炉は、既存の石炭ガス化炉とは全く異なった形式のものであるため、装置寸法の決定から構造検討、材料選択及び強度計算に至るまで、詳細な検討を行う必要がある。

(4) 付帯設備の開発

石炭のドライフィード方法（固体ハンドリングにおける圧力シールの方法等）の確立、石炭ガス化炉内生成チャー及びタールの抜き出し方法（触媒再生方法等）確立のための検討を行う必要がある。

2.6 結 論

原子力エネルギーの利用拡大と二酸化炭素の排出量抑制のため、原子力エネルギーを電気としてだけでなく、熱エネルギー源として直接産業利用するシステムについて、既存の化学プラントの熱源を高温ガス炉に置き換えるという観点から考えた。置き換えを行う対象は、石炭のガス化による水素製造工程を持つアンモニア製造プラントとし、特に石炭ガス化（水素製造）工程において核熱を有効利用する方法を検討した。

既存の石炭ガス化工程では、酸素を用いた部分酸化法により石炭をガス化するが、核熱を利用した石炭ガス化工程では、高温ガス炉からの2次ヘリウムガスを用いた水蒸気改質法により石炭をガス化することにした。また、石炭ガス化工程において2次ヘリウムガスの熱利用率を向上させるために、石炭ガス化炉として運転温度の異なる2段式の流動床炉を採用した。これにより、石炭ガス化工程での熱利用率を、大幅に改善することができた。二酸化炭素問題に関しては、化石燃料を用いる必要がないことから、その発生量を既存のアンモニア製造プラントと比較して年間約50万トン削減できることを示した。最後に、アンモニア製造のための核熱利用石炭ガス化システムの検討を通して明らかとなった技術的課題について、核熱利用システム共通のものと核熱利用石炭ガス化システム固有のものに分けて整理した。

なお、核熱を利用した2段式石炭ガス化炉は、水素を原料とするアンモニア以外の化学製品製造や、単独の水素製造にも活用できる。

次章以降では、核熱利用システム共通の技術的課題の解決に向けて行った検討と、その結果について述べることにする。

参考文献

- (1) General Atomic Company ;
‘HTGR-Process Steam / Cogeneration and HTGR Steam Cycle Program’,
GA-A 16239, (1981).
- (2) W. Jäger, I. Weisbrodt and H. Hörning ;
‘Nuclear Process Heat Applications for Modular HTR’,
Nucl. Eng. Des., 78 (1984), pp. 137–145.
- (3) 日本エネルギー学会ガス化委員会 ;
「石炭の高温ガス化とガス化発電技術」、
(株) アイピーシー、(1994)、pp. 356–368.
- (4) 稲葉 良知、文沢 元雄、殿河内 誠、竹中 豊 ;
「アンモニア製造のための核熱利用石炭ガス化システム」、
エネルギー・資源、19-6 (1998)、pp. 558–563.
- (5) Y. Inaba, M. Fumizawa, M. Tonogouchi and Y. Takenaka ;
‘Coal Gasification System Using Nuclear Heat for Ammonia Production’,
Applied Energy, 67-4 (2000), pp. 395–406.
- (6) U. Leuch and W. Steinwar ;
‘Modular High Temperature Reactor for Various Applications’,
Kerntechnik, 52-2 (1988), pp. 96–100.
- (7) (財) 日本エネルギー経済研究所 計量分析ユニット ;
「EDMC／エネルギー・経済統計要覧 (2006 年版)」、
(財) 省エネルギーセンター、(2006).

Table 2.1 Process gas composition at each position

Gas species	Position ①		Position ②		Position ③	
	Flow rate (Nm ³ /h)	Concentration (Vol %)	Flow rate (Nm ³ /h)	Concentration (Vol %)	Flow rate (Nm ³ /h)	Concentration (Vol %)
H ₂	153,725	32.50	188,151	61.29	181,834	68.47
CO	35,664	7.54	1,238	0.40	0	0.00
CO ₂	59,456	12.57	93,882	30.58	0	0.00
CH ₄	21,711	4.59	21,711	7.07	22,949	8.64
H ₂ O	199,180	42.11	2,001	0.65	33	0.01
N ₂	0	0.00	0	0.00	60,611	22.82
The other gases	3,264	0.69	0	0.00	150	0.06
Total	473,000	100	306,983	100	265,577	100

Table 2.2 Unit requirement of ammonia production using coal gasification

Items	Source	Unit requirement	Conversion rate to heat	Unit requirement converted to heat
Raw material	Coal	1,280 kg-Coal/t-NH ₃	*8,374 kJ/kg-Coal	2,980 kW _t h/t-NH ₃
Fuel	Coal	290 kg-Coal/t-NH ₃	28,470 kJ/kg-Coal	2,290 kW _t h/t-NH ₃
Power	Electricity	625 kW _e h/t-NH ₃	2.5 kW _t h/kW _e h	1,560 kW _t h/t-NH ₃
			Total	6,830 kW _t h/t-NH ₃

* : This figure shows the thermal energy required for coal gasification with indirect heating.

Table 2.3 Heat utilization ratio of secondary helium gas at each process

Use items	Ratio (%)
Coal gasification	27.8
Steam generation	16.2
Electric power generation	33.8
Return	22.2
Total	100

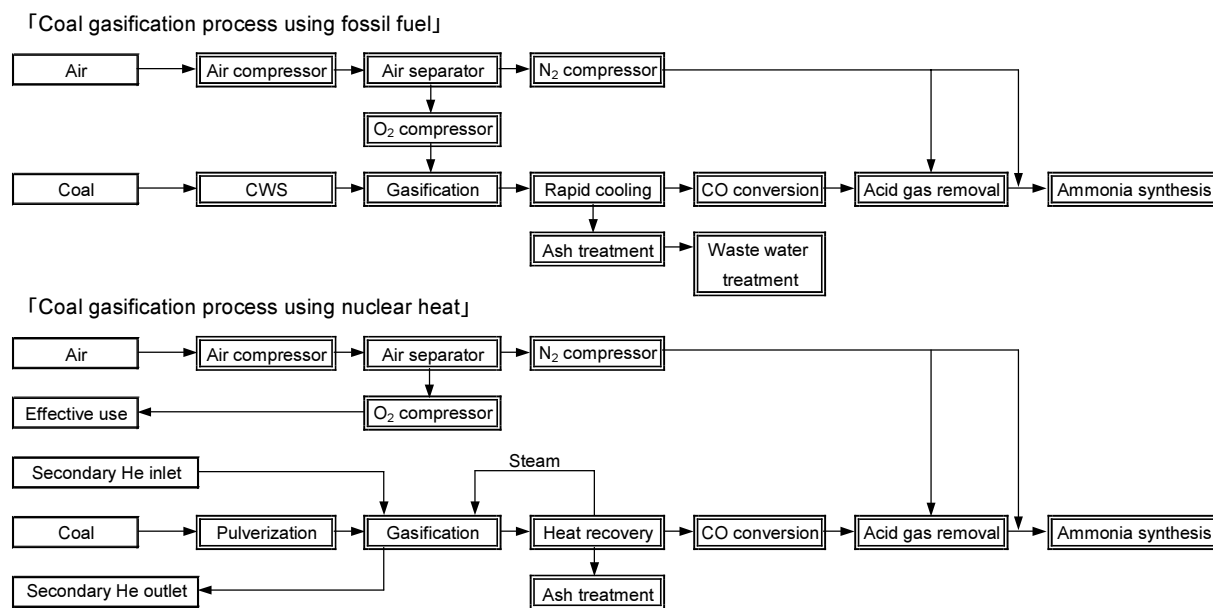


Fig. 2.1 Comparison of coal gasification processes for ammonia production.

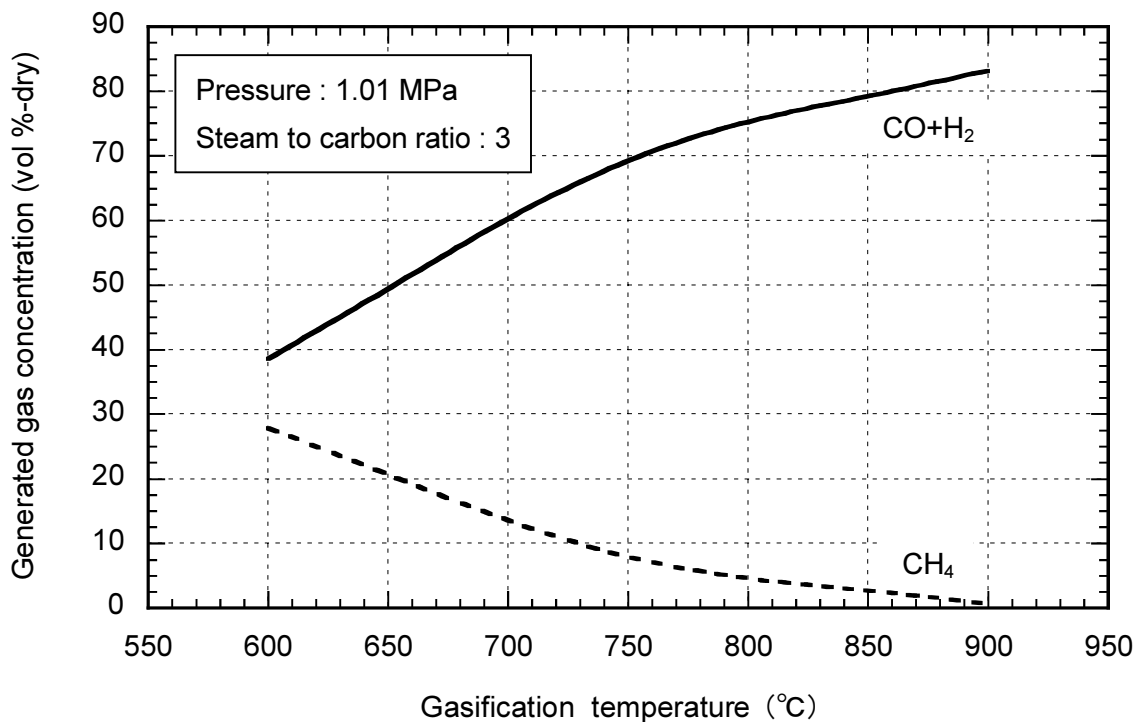


Fig. 2.2 Effect of gasification temperature on gas composition.

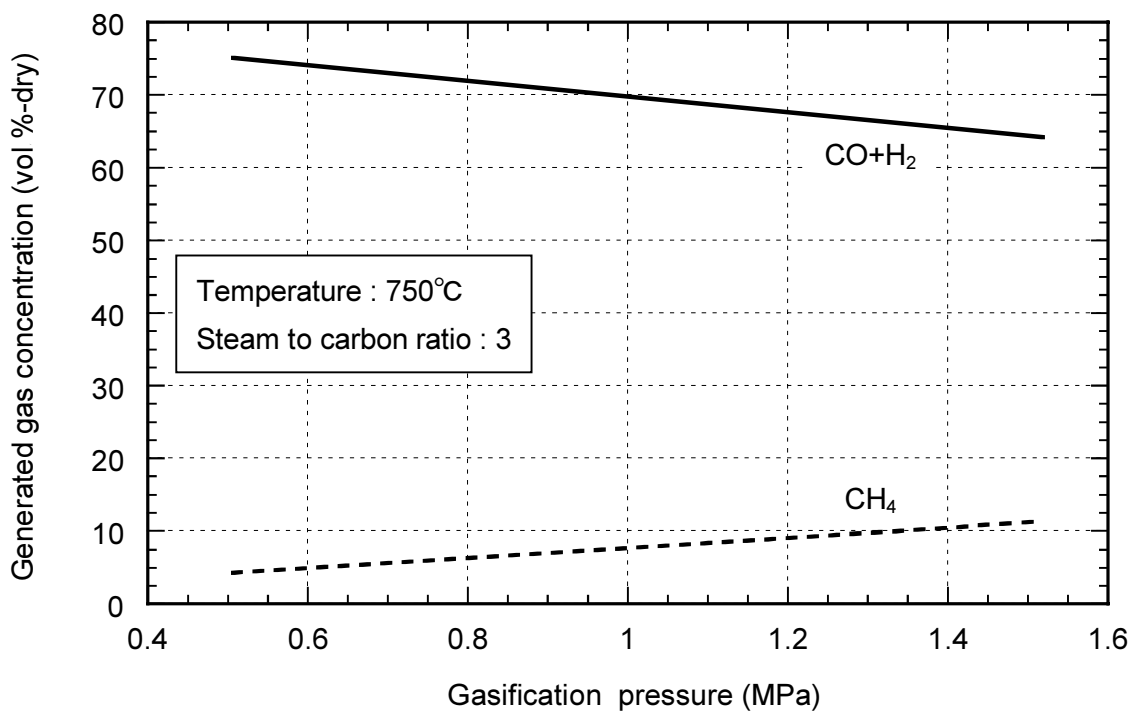


Fig. 2.3 Effect of gasification pressure on gas composition.

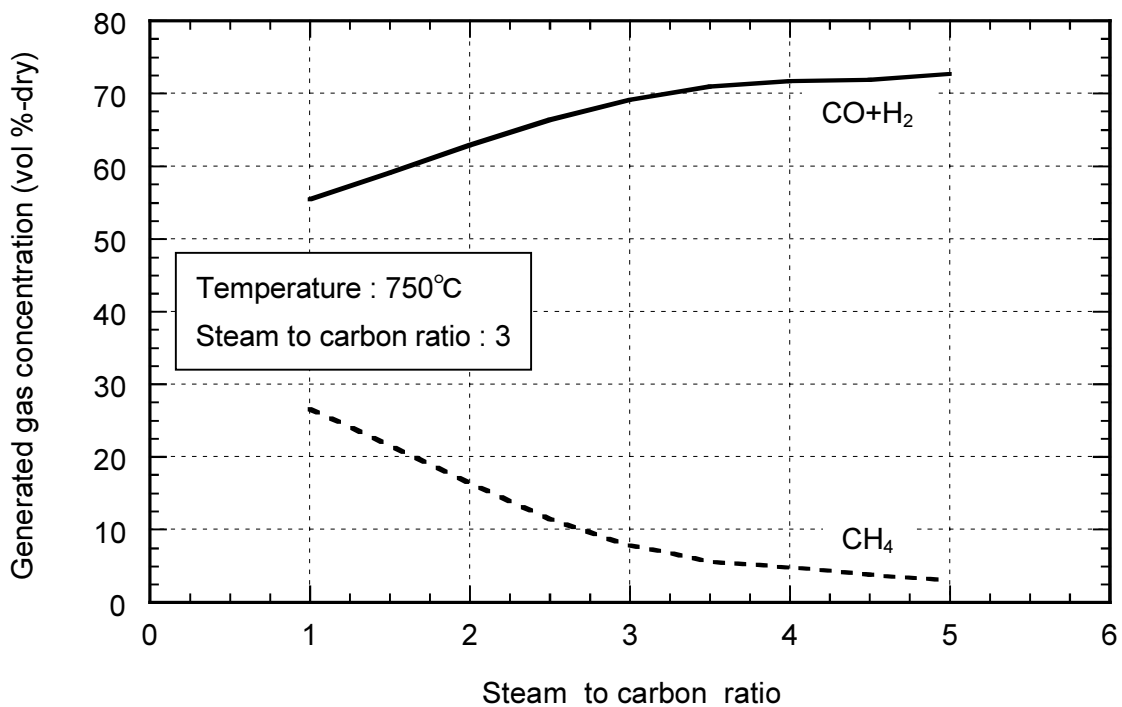


Fig. 2.4 Effect of steam to carbon ratio on gas composition.

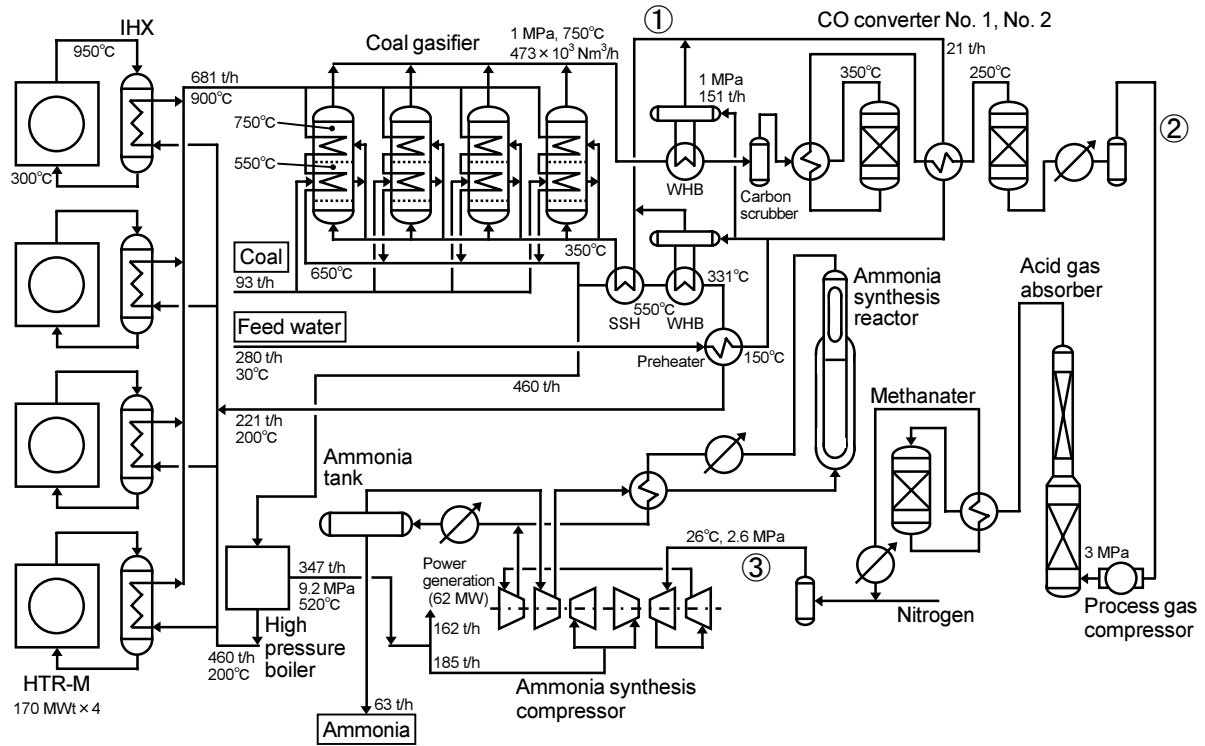


Fig. 2.5 Flow diagram of the ammonia production plant with the coal gasification system using nuclear heat.

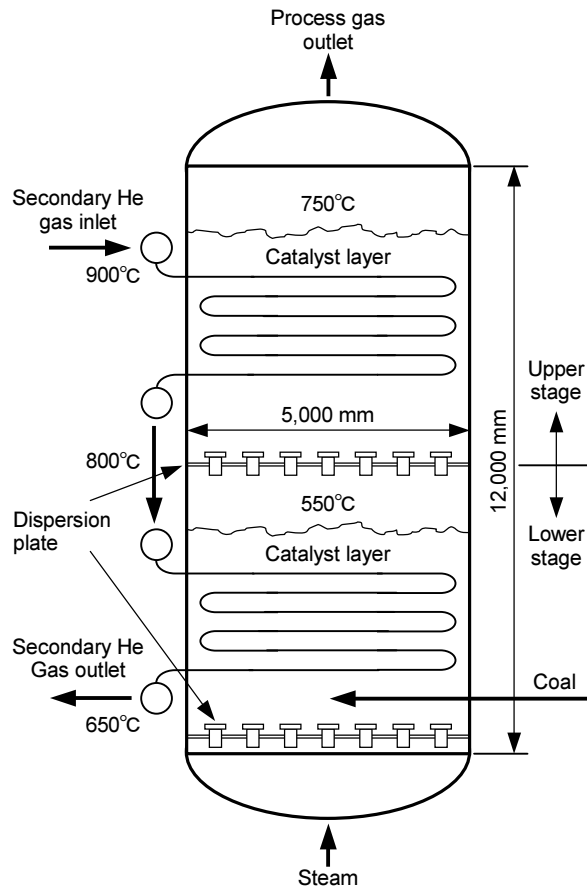


Fig. 2.6 Schematic diagram of two-stage coal gasifier.

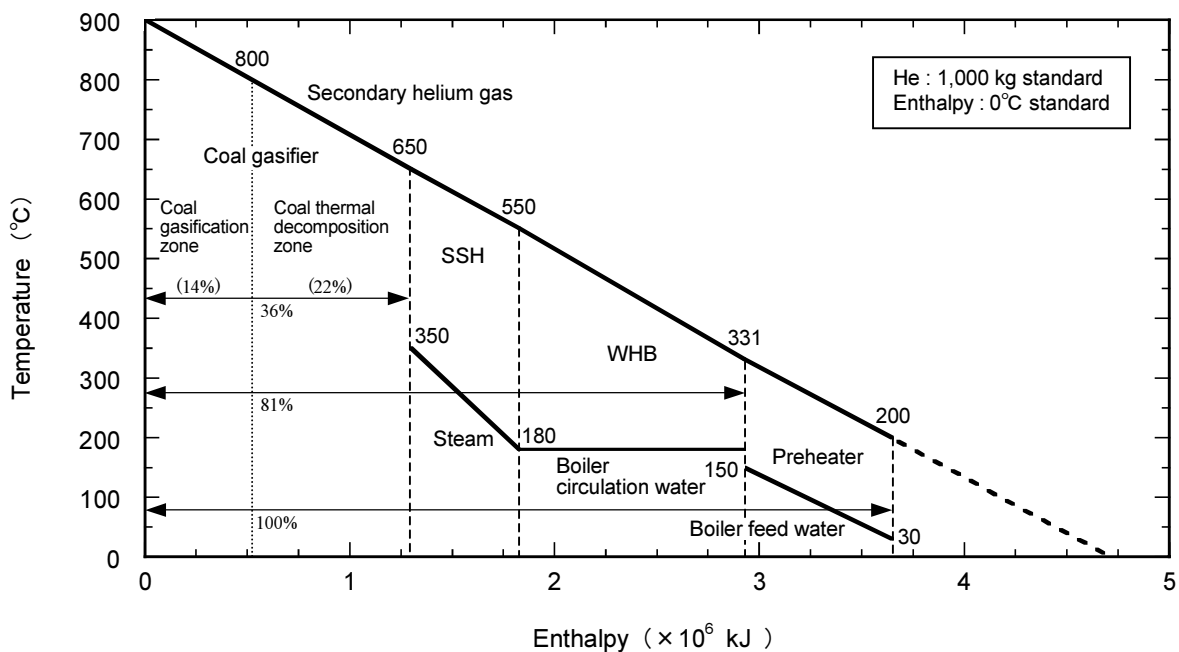


Fig. 2.7 Enthalpy diagram of secondary helium gas.

This is a blank page.

第3章 核熱利用システムの火災・爆発に対する安全評価—その1

—高温ガス炉水素製造システムで想定される火災・爆発事象の数値解析—

3.1 緒論

水素が地球温暖化問題を緩和する最適なエネルギー媒体であることは、広く認められているところであり、その需要は、近い将来大きく増加すると予想される。しかしながら、二酸化炭素の排出量を低減化する一方で、経済的にかつ大量の水素を製造する方法が問題となってくる。高温ガス炉（HTGR）の核熱を利用した水素製造は、その解決策の1つである。

高温ガス炉の核熱を利用した水素製造システム（高温ガス炉水素製造システム）では、原子炉に水素製造プラントを接続し、原子炉近傍において多量の可燃性流体を取り扱うことになるが、これによって原子炉の安全性が低下することがあってはならず、特に火災・爆発事故対策は安全上最も重要な課題の1つである。

日本原子力研究所（現原子力機構）では、高温工学試験研究炉（HTTR）に天然ガスの水蒸気改質法を用いた水素製造プラントを接続したシステム（HTTR 水素製造システム）の設計研究を行った。その中で、商用ベースの実用規模高温ガス炉水素製造システム（本章では、HTTR 水素製造システムと同様に、2次冷却系を有し、水素製造法として水蒸気改質法を採用するシステムを検討対象とする。）への適用までを視野に入れた火災・爆発事故対策を検討した。まず、高温ガス炉水素製造システムにおける火災・爆発発生箇所を、原子炉建家内部における火災・爆発と原子炉建家外部における火災・爆発とに大別した。原子炉建家内部での火災・爆発に関しては、設計基準事象（Design Basis Event：DBE）として起こり得ないようにするための対策（発生防止策）を提案した⁽¹⁾。また、原子炉建家外部における火災・爆発に関しては、火災・爆発の原因となる機器等と原子炉の安全上重要な機器・構造物との間に十分な離隔距離を取ることを優先させることにし、原子炉施設の安全性を確保するために必要な離隔距離を簡易的に評価する方法を提案した⁽¹⁾。

ここで、離隔距離に関する簡易評価方法の概念図を、Fig. 3.1 に示す。簡易評価方法において、原子炉建家と可燃性ガス漏洩箇所との必要離隔距離は、漏洩ガスの移流拡散による移動距離（蒸気雲の移流拡散に対する離隔距離）と漏洩ガスの爆発に伴う爆風圧が許容値以下になる低減距離（爆風圧に対する離隔距離）との和として求められる。移流拡散による移動距離は、蒸気雲のガウス分布を仮定する Pasquill の式で、許容爆風圧以下になる低減距離は、半球状の蒸気雲形成を仮定する Multi-Energy 法で算出される⁽¹⁾。可燃性ガスの放出に関しては、保守的に瞬時放出が仮定される。Pasquill の式及び Multi-Energy 法に関しては、付録Aを参照のこと。

原子炉建家外部での火災・爆発において、離隔距離に関する簡易評価方法では、既存の簡易評価方法の中で最も保守的な評価方法を採用しているため、過剰な安全裕度が含まれている。試算によると、HTTR 水素製造システムでは約 350 m（300 kg のメタンガス漏洩を仮定した場合）、商用規模と考えられる 300 MW 規模の高温ガス炉水素製造システムでは数 km の離隔距離が必要

との結果が得られている。熱損失を少なくし、より経済性の高い高温ガス炉水素製造システム実用化のためには、この離隔距離を低減し、できるだけ原子炉施設と水素製造プラントとを近接して設置する必要がある。そのためには、詳細解析によって離隔距離に関する評価を行い、簡易評価方法によって得られた離隔距離を再検討し、合理的な安全裕度を設定することが必要である。

一方、原子炉建家内部での火災・爆発については、原子炉に大きな影響を及ぼしうる事象であるが、DBE より発生頻度が低い設計基準外事象（Beyond Design Basis Event : BDBE）とすることによって安全評価は不要となる。しかしながら、最近の軽水炉や高速増殖炉分野においては、BDBE 以上の事象についてもシステムの安全性を確保し、原子炉施設に影響を及ぼさないとの見通しを解析によって得ておくことが必要と考えられている。従って、高温ガス炉水素製造システムにおいても同様に、万が一原子炉建家内部で火災・爆発事故が起こっても、原子炉の安全機能が損なわれない見通しを得るための解析が必要になると予想される。

上記のような背景から、将来の実用規模高温ガス炉水素製造システムで想定される火災・爆発事象に対して、現象を把握して原子炉への安全性を評価し、離隔距離の低減化等を行うために、事象推移と影響を詳細に解析できるコードシステム P2A の開発・整備を行うことにした。コードシステムの開発・整備に当たっては、検証等の観点から、既存の汎用数値解析コードを組み合わせ、各コード間のデータ受け渡しを行うためのインターフェイスを整備することにした⁽²⁾。詳細解析に必要な解析機能とその解析機能を有する汎用数値解析コードについて調査・検討した結果、汎用熱流体解析コード、ガス爆発（爆燃）・爆風解析コード及び衝撃（爆ごう）解析コードを組み合わせたコードシステムにより詳細解析を行うことにした（3. 3. 1節参照）。

本章では、核熱利用システムでの火災・爆発事象に対する安全評価の手法を、天然ガスの水蒸気改質法を用いた高温ガス炉水素製造システム（HTTR 水素製造システム）を例にして示す。高温ガス炉水素製造システムで想定される火災・爆発事象とそのシナリオ^{(2) (3)}、想定される火災・爆発事象を数値解析する P2A コードシステムの構造^{(2) (3)}、P2A を用いた数値解析の手順^{(2) (3)}及び火災・爆発事象のシナリオに基づいた数値解析の結果^{(2) (3) (4)}について述べる。

3. 2 高温ガス炉水素製造システムで想定される火災・爆発事象

本節では、高温ガス炉水素製造システムで想定される火災・爆発事象について検討し、P2A による解析対象事象を選定する。また、選定した事象のシナリオについて説明する。

Fig. 3.2 に、高温ガス炉水素製造システムで想定される火災・爆発事象と設備位置との関係を示す。Area 1 には沸騰液膨張蒸気爆発（Boiling Liquid Expanding Vapor Explosion : BLEVE）防止のために地下埋設貯蔵式を採用した LNG（Liquefied Natural Gas : 液化天然ガス）タンク及び LNG ポンプが、Area 2 には LNG 蒸発器、サージタンク及び脱硫器が、Area 3 には水蒸気改質器のような主要機器が設置される。なお、Fig. 3.2 中における原子炉建家から水素製造プラントまでの距離 30 m は、HTTR 水素製造システムの例である。火災・爆発発生箇所は、原子炉建家外部の開放空間（Area 1、Area 2 及び Area 3（一部密閉空間））と原子炉建家内部の密閉空間（Area 4）に、大きく分類することができる。さらに、原子炉建家外部における火災・爆発発生箇所に関しては、原子炉建家の近傍（Area 3）と遠方（Area 1 及び Area 2）に分類することができる。このうち、

原子炉建家近傍（Area 3）に関しては、原子炉建家から数十メートルと比較的に近い位置のため、配管の二重管化、地下埋設化、検知器や遮断弁の設置等により可燃性ガスの大規模漏洩を無くし、確実に火災・爆発の発生を防止する。従って、高温ガス炉水素製造システムにおいて、原子炉安全に影響を及ぼすと想定される火災・爆発事象は、次のとおりである。

3.2.1 原子炉建家外部の開放空間における火災・爆発事象

水素製造プラントのような化学プラントでは、一般的に多くの配管、弁等が使用されている。これらは、材料の強度劣化、外的加重による破損及び誤操作により、可燃性流体の漏洩を引き起こす可能性を持っている。従って、仮に水素製造プラントを原子炉並の安全水準で設計したとしても、配管や弁の破損確率をゼロにすることはできず、可燃性流体の漏洩に起因する火災・爆発が発生する可能性がある。

原子炉建家外部（Area 1 及び Area 2）で発生する可能性のある火災・爆発は、以下に示す3つの事象である。

- ・ 蒸気雲爆発

（可燃性流体が地上に漏洩し、空気と混合しながら白雲状に拡散したときに起こる爆発で、特に大規模で激しい爆発状態に至るもの）

- ・ 液面火災

（可燃性流体が流れ出して地上にプールを作り、それが燃える火災）

- ・ ファイアーボール

（揮発しやすい可燃性流体が大量に流出し、直後に火がついたとき、または可燃性流体のタンクが外部火災で加熱されて内圧が上昇し、容器の壁の一部に孔が開いて、そこから内部の可燃性流体が蒸気爆発（蒸発的爆発）を起こしたときに空中で生じる火球）

これらのうち、特に影響が大きい事象は、蒸気雲爆発とファイアーボールである。しかし、ファイアーボールに関しては、既存の化学プラント等で採用されている地下埋設常圧貯蔵方式 LNG タンクによって、その発生の可能性を十分低く抑えることができる。一方、液面火災に関しては、原子炉建家への直接的な影響は小さいと考えられるものの、大規模な火災が長時間継続して発生した場合には、大規模開放空間での循環流が形成され気象条件が変化し、従来の被爆評価結果に影響を及ぼす（事故時における核分裂生成物（Fission Product：FP）の飛散状況が変化する）可能性がある。

以上より、原子炉建家外部の開放空間における火災・爆発に関しては、次の2つの事象を解析対象とする。

- (1) 開放空間における蒸気雲爆発（Area 1 及び Area 2 の LNG タンク及び天然ガス供給配管周辺）
- (2) 開放空間における大規模液面火災（Area 1 の LNG タンク周辺）

3.2.2 原子炉建家内部の密閉空間における火災・爆発事象

原子炉の核熱を利用する場合、水素製造プラントの運転圧力は、原子炉側から放射性物質が流

入るのを防ぐため、原子炉の運転圧力より高く設定される。従って、反応器の伝熱管（反応管）が破損すると、プロセスガスが2次ヘリウムガス中に流入する。これと同時に、原子炉建家内の2次ヘリウムガス配管が破損すると、ヘリウムガス中に含まれるプロセスガスが原子炉建家内部に放出される。このプロセスガスには、反応器で生成された水素が大量に含まれると共に、原料として可燃性物質を使用する場合には、この可燃性物質も含まれるため、大量の可燃性物質が原子炉建家内部に流入することになる。これが、何らかの原因で着火すると火災・爆発が発生し、原子炉に大きな影響を及ぼすことになる。

上記を考慮し、水蒸気改質器（反応器）及び2次ヘリウムガス配管については、安全機能の重要度をPS-3とし、高い信頼性を維持すると共に、耐震設計の耐震重要度をC(S₂)クラスとし、設計用限界地震（S₂地震）を想定しても、これらの機器及び配管の気密性が維持されるよう設計する⁽¹⁾。従って、水蒸気改質器反応管及び2次ヘリウムガス配管の同時破損による原子炉建家内への可燃性ガス浸入は、BDBEとしている。しかしながら最近では、シビアアクシデントが万が一発生しても、公衆被爆に至らないという見通しを得ておくことが必要とされている。このような情勢から、原子炉建家内部において火災・爆発事故が起こっても、原子炉の安全機能が損なわれない見通しを得るための解析を実施する必要がある。

原子炉建家内部の各コンパートメントには様々な機器及び配管が設置されているが、この中で安全上重要な機器が爆発によって著しい影響を受けてはならない。特に、原子炉格納容器内における爆発に対しては、格納容器本体、1次冷却設備、補助冷却設備、炉容器冷却設備等の原子炉の安全性を担保する機器の健全性を確保する必要がある。そのため、HTTR水素製造システムの場合、万一原子炉建家内部に水素製造プラント側から可燃性ガスが流入しても、これを早期に検知し、流入量を抑制する対策を取ることによって、大規模な火災・爆発の発生を防止することになっている。従って、事象推移を現実的に解析し、漏洩検出器の感度や安全設備の動作時間等を設定する必要がある。

以上より、上記BDBEの始まりから終息までのシナリオ作りと設備対応に反映するため、原子炉建家内部の密閉空間における火災・爆発に関しては、次の事象を解析対象とする。

(3) 密閉空間におけるガス爆発（Area 4の原子炉格納容器内）

3.2.3 選定した火災・爆発事象のシナリオ

選定した3つの火災・爆発事象に対するシナリオは、次のとおりである。

(1) シナリオ1（原子炉建家外部の開放空間における蒸気雲爆発；Fig. 3.3参照）

- ① 圧縮天然ガスまたはLNGが、配管破損のために天然ガスまたはLNG供給配管から漏洩する。
- ② (LNGの場合、地表面や大気等からの入熱で気化することにより) 天然ガスの蒸気雲が形成され、空気中で移流拡散する。この時の蒸気雲の移動距離をAとする。
- ③ 着火によって、蒸気雲爆発（爆燃）が生じる。
- ④ 爆発により、圧力波が生じる。このとき発生した圧力波が、基準値以下になる距離（圧力波の低減距離）をBとする。

⑤ 原子炉建家が、爆風圧（圧力波）を受ける。

このシナリオは、原子炉建家と事故地点（水素製造プラント）との間の合理的な離隔距離（A+B）を設定する上で最も重要である。3.3.1節で選定される PHOENICS により①及び②を、AutoReaGas により③～⑤を解析する。ただし、①の LNG 蒸発過程は、モデルの簡易化のため、蒸発率を与えることにする。

(2) シナリオ2（原子炉建家外部の大規模液面火災；Fig. 3.4 参照）

- ① 配管破損により、LNG 配管から LNG が漏洩する。
- ② LNG タンク周りの防液堤内に、漏洩した LNG のプールができる。
- ③ 着火により、堤防内で大規模液面火災が起きる。
- ④ 火災に伴う上昇気流の発生と熱放射により、大規模に大気流動が変化する。

3.3.1節で選定される PHOENICS により①～④を解析する。①及び②の LNG が漏洩してプールが形成される過程は、モデルの簡易化のため、実際には解析されない。

(3) シナリオ3（原子炉建家内部の密閉空間におけるガス爆発；Fig. 3.5 参照）

- ① 水蒸気改質器触媒管及び2次ヘリウムガス配管の同時破損により、原子炉格納容器内に可燃性ガスが漏洩する。
- ② 漏洩したガスが、原子炉格納容器内に移流拡散する。
- ③ 着火により、ガス爆発（爆ごうを仮定）が生じる。
- ④ 爆発により、衝撃波が発生する。
- ⑤ 炉内構造物が、衝撃圧を受ける。

このシナリオでは、最も大きな構造物の損傷を考慮するために爆ごうを仮定し、爆燃から爆ごうへの遷移（Deflagration-to-Detonation Transition：DDT）を考慮しない。3.3.1節で選定される PHOENICS により①及び②を、AUTODYN により③～⑤を解析する。なお、「爆燃、爆ごう及び DDT」等、第3章及び第4章で使用される爆発関連用語に関しては、付録Bを参照のこと。

上で述べた3つのシナリオにある事象（大規模な可燃性流体の漏洩、移流拡散及び火災・爆発）を実験の実施によって評価することは非常に困難であるため、数値解析による評価が必要となる。そこで、これら3つのシナリオに従い、高温ガス炉水素製造システムにおける火災・爆発事象解析コードシステム P2A を用いた数値解析を行う。

3.3 P2A の構造及び P2A を用いた火災・爆発事象解析の手順

本節では、P2A を構成する汎用数値解析コード、P2A の構造及び P2A を用いた火災・爆発事象解析の手順について述べる。P2A は、原子炉建家内外における可燃性ガスの漏洩、移流拡散及び爆燃、爆ごうと液面火災を含む燃焼の過程を解析することができる。Fig. 3.6 に、P2A の構造と P2A による3つの火災爆発事象のシナリオに基づいた解析の手順を示す。

3.3.1 P2A を構成する汎用数値解析コード

P2A は、高温ガス炉水素製造システムで想定される火災・爆発事象を数値シミュレーションするための解析コードシステムである。3.2節で選定された3つのシナリオに基づく火災・爆発事象の評価を行うためには、ガスの移流拡散、大気流動、燃焼（ガス爆発（爆燃及び爆ごう）、液面火災）及び衝撃波を含む圧力波の伝播と構造物への影響を解析できる必要がある。そこで、既存の汎用数値解析コードを有効に活用し、要求される解析機能と、その解析機能を有する既存の汎用数値解析コードについて調査・検討した結果、P2A を構成する汎用数値解析コードとして、汎用熱流体解析コード PHOENICS⁽⁵⁾（移流拡散及び液面火災解析用）を、ガス爆発（爆燃）・爆風解析コード AutoReaGas⁽⁶⁾（ガス爆発及びガス爆発に伴う爆風解析用）を、衝撃解析コード AUTODYN⁽⁷⁾（爆ごう及び爆発に伴う構造物への衝撃解析用）を選定した。各解析コードの概要については、付録Cを参照のこと。

本解析コードシステム P2A と同様に、AutoReaGas や AUTODYN を使用した火災・爆発事象に関する他の解析には、（独）新エネルギー・産業技術総合開発機構の AutoReaGas を使用した開放空間における水素の爆発解析⁽⁸⁾や、（財）原子力発電技術機構の AUTODYN を使用した原子炉シビアアクシデント時の構造バウンダリ健全性評価解析⁽⁹⁾等がある。また、複数の解析コードから成る同様な火災・爆発コードシステムとして、原子炉や水素製造施設等を解析対象としたドイツのユーリッヒ研究センターやカールスルーエ研究センターのコードシステム⁽¹⁰⁾⁽¹¹⁾等がある。ユーリッヒ研究センター及びカールスルーエ研究センターのコードシステムの特徴として、爆燃から爆ごうへの遷移（DDT）判定を含んでいることが挙げられる。

3.3.2 P2A の構造

P2A は、3つの汎用数値解析コード PHOENICS、AutoReaGas、AUTODYN 及び3つのインターフェイスから構成される。PHOENICS は、汎用熱流体解析コードであり、流動・伝熱・物質移動及び化学反応を含む現象を解析可能である。可燃性ガスの漏洩、移流拡散、液面火災及び大気流動を PHOENICS によって解き、ガス濃度分布や速度分布を予測する。AutoReaGas は、ガス爆発・爆風解析コードであり、ガス爆発（爆燃）による圧力波の生成と影響及び周囲への爆風伝播と影響を解析可能である。開放空間におけるガス爆発を AutoReaGas によって解き、圧力分布や温度分布を予測する。AUTODYN は、衝撃解析コードであり、爆ごう及びそれに伴う構造物等への衝撃を解析可能である。密閉空間におけるガス爆発（爆ごう）を AUTODYN によって解き、構造物のひずみ分布や応力分布を予測する。また、各解析コードの入出力データには互換性がないため、コード間のデータ受け渡しを行うためのインターフェイスを新たに開発・整備した。インターフェイスには、PHOENICS の移流拡散解析により求められた可燃性ガス濃度分布（出力データ）を AutoReaGas 用の入力データに変換するもの（Interface 1）、または AUTODYN 用の入力データに変換するもの（Interface 2）及び AutoReaGas のガス爆発解析により求められた圧力分布（出力データ）を AUTODYN 用の入力データに変換するもの（Interface 3）がある。3つの汎用数値解析コード PHOENICS、AutoReaGas 及び AUTODYN については付録Cで説明しているので、

以下では3つのインターフェイスについて、その機能概要を述べる。

- Interface 1

Interface 1 は、PHOENICS によって求めた可燃性ガス濃度分布から、AutoReaGas における解析領域の該当する位置の濃度を算出し、初期濃度分布として設定する機能を有している。

- Interface 2

Interface 2 は、Interface 1 のように可燃性ガス濃度分布をそのまま濃度分布として変換せず、PHOENICS によって求めた可燃性ガス濃度分布から、AUTODYN における解析領域の該当する位置の内部エネルギーを算出し、初期内部エネルギー分布として設定する機能を持っている。AUTODYN は、爆ごうパラメータを初期入力条件とし、爆ごう開始時刻及び点火位置を指定することで、爆ごう物質の入っている各セルが爆ごうし始めてから終了するまでの時間を算出し、その時間内に各セルにおいて化学エネルギーを解放する、というロジックにより爆ごう計算を行っている。この際、圧力の評価は、密度と比内部エネルギーの関数である状態方程式によって行われるため、濃度分布ではなく内部エネルギーの分布が必要となる。

- Interface 3

Interface 3 は、AutoReaGas によって求めた圧力分布から、AUTODYN における解析領域の該当する位置、時刻の圧力を算出し、AUTODYN でモデル化された構造物に圧力境界条件として適用する機能を持っている。

3.3.3 P2A を用いた火災・爆発事象解析の手順

P2A を用いたシナリオ1及びシナリオ3の解析では、PHOENICS の移流拡散解析により可燃性ガスの濃度分布を求め、これをインターフェイス (Interface 1 または Interface 2) によりデータ変換して、AutoReaGas または AUTODYN のガス爆発解析により圧力分布や構造物への影響を求める。Interface 3 は、シナリオ1において、構造物が 10 kPa より大きな爆風圧を受けた場合に使用される。この場合、AUTODYN の衝撃解析により、構造物への圧力波の影響を調べる。10 kPa の基準値については、原子炉建家を構成するコンクリートの設計基準強度及び人体への影響 (鼓膜の破損率) に基づいて設定した。シナリオ2の解析では、PHOENICS の液面火災解析及び移流拡散解析により大気流動変化を求める。各シナリオの解析手順詳細については、3.4節を参照のこと。

3.4 P2A を用いた火災・爆発事象解析

本節では、高温ガス炉水素製造システムの代表例として HTTR 水素製造システムを取り上げ、3.2節で選定された3つの火災・爆発事象のシナリオに基づき、P2A を用いた解析例を示す。

3.4.1 シナリオ1 (原子炉建家外部の開放空間における蒸気雲爆発) の解析

ここでは、シナリオ1に基づいた解析を、P2A を用いて行う。シナリオ1は、3つのシナリオ

の中で最も重要であるので、解析内容の詳細を述べることにする。

HTTR 水素製造システムにおいて、原子炉建家から比較的離れた原料ガス供給配管から天然ガス (Natural Gas : NG) が漏洩し、蒸気雲が形成されて移流拡散した後、着火し爆発が発生した場合の、原子炉建家への爆風圧の影響を評価する。本解析は、PHOENICS による天然ガス (メタン主成分) の漏洩・移流拡散解析と、そこから求まるメタン濃度分布を初期条件とした AutoReaGas によるガス爆発解析の 2 段階に分割して行われる。

なお、天然ガスとメタンの間に大きな物性値の違いは無いため、以下の本章の解析では天然ガスをメタンとして扱う。

3.4.1.1 PHOENICS によるガス漏洩・移流拡散解析

ここでは、3.4.1.2 節のガス爆発解析で使用する可燃性ガスの初期濃度分布を求めるために、PHOENICS による 3 次元非定常のガス漏洩・移流拡散解析を行う。原子炉建家中心から南方向に 200 m 離れた、原料ガス供給配管の破断事故を想定する。漏洩した可燃性ガスが、蒸気雲を形成しながら移流拡散する事象推移を解析する。

(1) 解析領域及びセル分割

ガスの漏洩・移流拡散解析における解析領域及びモデル化した物体を、Fig. 3.7 (3 次元図) 及び Fig. 3.8 (2 次元上面図) に示す。座標系には直交座標系を用い、 x (東方向) - y (北方向) - z (高さ方向) の 3 次元非定常解析とした。解析領域は、 x 方向 (東西) に 360 m、 y 方向 (南北) に 400 m 及び z 方向に 95 m とした。セル分割数は、 x 方向に 100 分割、 y 方向に 100 分割及び z 方向に 50 分割で、合計 500,000 セルとし、ガス漏洩位置、漏洩方向及び地面 (底面) 近傍でセル分割数が多くなるような不等間隔メッシュを採用した。

(2) モデル化した物体

解析領域内の物体として、建造物、林等をモデル化した。モデル化した建造物等の一覧を、Table 3.1 に示す。Table 3.1 の物体番号は、Fig. 3.7 及び Fig. 3.8 中の数字に対応している。林 (高さ 10 m) は、PHOENICS の体積ポロシティー機能を用いてモデル化した。この機能は、設定した領域の質量、運動量、エネルギー等、全ての変数量を規定した割合 (ここでは 0.87 を設定) に減じて扱うものである。Fig. 3.7 及び Fig. 3.8 の白色の部分は湖面を示しており、湖面の z 座標を 0 m、地面の z 座標を 5 m とした。林は、地面から 10 m の高さまで急激に立ち上がっているものとし、湖面は地面から -5 m まで急激に落ち込んでいるものとした。なお、解析領域下部の林と林の間隙間 (幅 2.5 m) は、LNG タンクから水素製造プラントへの天然ガス供給配管の設置路である。

(3) 天然ガス (メタン) 漏洩条件

原料ガス供給配管 (管内径 50 mm) が両端完全破断し、両側の破断面からメタンが漏洩することを想定した。漏洩したメタンは、臨界状態で水平北向き (原子炉建家方向) に流出するものとした。また、原料ガス供給配管そのものはモデル化しておらず、漏洩位置に境界条件として漏洩

条件を与えた。漏洩位置は、HTTR 原子炉建家中心から南方向に 200 m (原子炉建家南面からは 175 m) 離れた地点 ($x=168.75$ m、 $y=26.0$ m、 $z=1.0$ m) であり、その位置を Fig. 3.7 及び Fig. 3.8 に白丸 (○) 及びプラス (+) で示す。

臨界状態のガス温度及び密度は一定とし、臨界流に関する式

$$\frac{p_c}{p_0} = \left(\frac{2}{\kappa + 1} \right)^{\frac{\kappa}{\kappa - 1}} \quad (3.1)$$

$$\frac{T_c}{T_0} = \frac{2}{\kappa + 1} \quad (3.2)$$

$$m_c = A \frac{p_0}{\sqrt{RT_0}} \sqrt{\kappa \left(\frac{2}{\kappa + 1} \right)^{\frac{\kappa + 1}{\kappa - 1}}} \quad (3.3)$$

によって漏洩条件を求めた。式 (3.1)～(3.3) において、添え字 0 で配管内部の状態を、添え字 c で臨界状態を表し、 p : 圧力 (Pa)、 T : 温度 (K)、 m : 質量流量 (kg/s)、 A : 管路断面積 (m^2) 及び κ : 比熱比である。漏洩面積は、配管断面積の 2 倍 (両端破断を想定) であり、配管内部におけるメタンの状態を

$$p_0 = 4.7 \text{ MPa}、T_0 = 273 \text{ K}、\kappa = 1.435$$

として、式(3.1)～(3.3)を用いれば、噴出口 (破断口) における条件は、

$$p_c = 2.46 \text{ MPa}、T_c = 224.23 \text{ K}、m_c = 33.9 \text{ kg/s}$$

となる。漏洩流量に関しては、破断直後から臨界流で噴出し、時間が経つにつれて内部の圧力が下がり、噴出量が減る現象を模擬し、漏洩から 60 秒以後は流量を半減させた。

以上、メタンの漏洩条件をまとめると、以下のようになる。

- ・漏洩ガス温度 : 224.23 K
- ・漏洩ガス密度 : 21.13 kg/m^3 ($\rho = p/RT$ より算出 ; $p = 2.46 \text{ Pa}$ 、 $R = 518.26 \text{ J/(kg}\cdot\text{K)}$)
- ・漏洩面積 : $3.927 \times 10^{-3} \text{ m}^2$ ($= 0.025^2 \times \pi \times 2$)
- ・漏洩方向 : 水平北向き
- ・漏洩流量 : 35 kg/s (0～60 秒まで)、17.5 kg/s (60～660 秒まで)
- ・漏洩速度 : 421.8 m/s (0～60 秒まで)、210.9 m/s (60～660 秒まで)

なお、漏洩流量は、式 (3.3) から求めた値よりも、やや大きめ (総漏洩量が増える方向) に設定した。

(4) 気象条件

PHOENICS には、ユーザーサブルーチンにより、大気安定度に応じた速度分布、温度分布及び圧力分布を考慮できる機能を追加している⁽⁴⁾。気象条件として、大気安定度 F を考慮した。これは、大気安定度が安定に向かう (A(不安定)→D(中立)→F(安定)) に従って、流出ガスがより遠

くまで達するためである。この際、HTTR 原子炉施設周辺地域の代表的な気象条件として、以下のものを使用した。

高さ $z_p = 10 \text{ m}$ において風速 $u(z_p) = 2.5 \text{ m/s}$ 、地表面粗度 $z_0 = 0.01 \text{ m}$ 、地表面の温度 $T_a = 313 \text{ K}$

風向は、原子炉建家中心と漏洩地点とを結ぶ、方位 180° (真南) とした (真南からの風)。これらは、流入及び流出境界条件として設定される。風向が真南なので、北面及び南面に対して流入及び流出境界条件を設定し、東西面に関してはスリップ条件 (鏡像条件) を用いた。

(5) 物性値

気体 (メタン及び空気) の密度に関しては、理想気体の状態方程式から算出し、その他は、常温、常圧における一定値を使用した。

(6) 初期条件

最初に、仮定した大気安定度、気象条件等から、可燃性ガスが漏洩していない状態の大気流動場 (流速、温度、圧力、乱流運動エネルギー及び乱流エネルギーの消散率) の定常計算を行い、解析領域全体に初期値を設定した。

(7) 解析結果及び考察

漏洩開始から 16.14 秒後、60 秒後及び 120.92 秒後の漏洩地点を含む z 断面 ($z = 0.76 \text{ m}$) 及び x 断面 ($x = 168.75 \text{ m}$) におけるメタンの質量分率分布 (2.82~8.87 mass %) を、Fig. 3.9、Fig. 3.10 及び Fig. 3.11 に示す。漏洩後メタンは、東西方向には余り拡散せず、ほぼ林の隙間に沿って林の高さより低い位置で北上し、16.14 秒後には可燃濃度のガス領域が水素製造プラントの前面まで到達した。60 秒後には、可燃濃度のガス領域が水素製造プラントの領域を越え、HTTR 原子炉建家近くまで到達した。60 秒までに漏洩したメタンの総量は、2,100 kg となる (Area 1 及び Area 2 において想定される天然ガス最大漏洩量は約 1,700 kg であり、かなり保守的に漏洩総量を設定した。)。60 秒以後は漏洩ガス流量が半減するため、可燃濃度のガス領域は減衰し、120.92 秒後には水素製造プラントの蒸気発生器及び放熱器 (No. 10) まで減衰した。従って、可燃限界濃度ガスの分布が最も広がるのは、漏洩から 60 秒後であるので、3.4.1.2 節で行う爆発解析の初期濃度分布には、60 秒後の分布を用いることにする。60 秒後の可燃濃度のガス領域は、水素製造プラントを横切っており、ガス爆発解析では燃焼を加速させる要因となる水素製造プラントにおける建家、機器、配管等を移流拡散解析の場合よりも詳細にモデル化することにする。なお、漏洩点近くで、林と林の隙間 (天然ガス供給配管の設置路) を挟んで東西方向に分かれて質量分率の大きい領域ができていますが、これは林の影響であると考えられる。林の隙間の部分では、ガスが抵抗無く通り抜けてしまうが、林ではその抵抗でガスが滞留するためである。

3.4.1.2 AutoReaGas によるガス爆発解析

3.4.1.1 節では、漏洩したメタンの移流拡散解析を PHOENICS により行った。ここでは、3.

4. 1. 1節で得られたガス濃度分布のデータを、PHOENICS から AutoReaGas へのインターフェイス (Interface 1) によって AutoReaGas 用初期データに変換し、これを初期条件として AutoReaGas による 3 次元非定常のガス爆発解析を行う。漏洩した可燃性ガスが着火・爆発し、圧力波が伝播する事象推移を解析する。

(1) 解析領域及びセル分割

ガス爆発解析における解析領域及びモデル化した物体を、Fig. 3.12 (3次元図) 及び Fig. 3.13 (2次元上面図) に示す。座標系には直交座標系を用い、 x (東方向) $-y$ (北方向) $-z$ (高さ方向) の 3 次元非定常解析とした。解析領域は、メタン濃度分布の可燃限界下限値以上の領域と HTTR 原子炉施設群をカバーできるという観点から、 x 方向 (東西) に 240 m、 y 方向 (南北) に 300 m 及び z 方向に 40 m とした。セル分割数は、 x 方向に 80 分割、 y 方向に 210 分割及び z 方向に 17 分割で、合計 285,600 セルである。メタンの可燃濃度を持つ領域を包含する領域については、セル長 1 m の立方体セルを採用し (AutoReaGas のガス爆発解析では、計算精度の観点から、燃焼領域に対して立方体セルを適用することが強く推奨されている。)、この領域の外部では燃焼が起こらないと考えられるため、セル長を徐々に拡張する可変長セル分割とした。

(2) モデル化した物体

解析領域内の物体として、3. 4. 1. 1節の移流拡散解析と同様に、建造物、林等のモデル化した。特に、メタン・空気混合気が形成されるガス流出点風下に存在する水素製造プラントの建家、機器、配管等の物体は、詳細にモデル化した。モデル化した建造物等の一覧を、Table 3.2 に示す。Table 3.2 の物体番号は、Fig. 3.12 及び Fig. 3.13 中の数字に対応している (No. 9~No. 14 の水素製造プラント施設は、再モデル化のため欠番)。これらの建造物は、No. 9~No. 14 を除いて、3. 4. 1. 1節でモデル化したものと同じである。建造物 No. 1~No. 8 は、HTTR に関連した原子炉施設であり、安全評価上で特に重要な建家となる。No. 3 の排気塔は Subgrid、他の建家は Solid としてモデル化した。AutoReaGas によるガス爆発解析では、数値格子より大きな物体を剛体 (Solid) として、小さな物体を Subgrid としてモデル化する。Subgrid で表現した物体は、流れの抵抗と乱流のソースとして考慮される。ポロシティの取り扱いはなされないため、Subgrid 物体を配置してもガス容積は変化しない。物体の Subgrid によるモデル化の詳細については、付録 C. 2. 1 (4) を参照のこと。

ガス爆発解析で再モデル化した水素製造プラントの建家、機器及び配管等の物体を、Fig. 3.14 (3次元図) 及び Fig. 3.15 (2次元上面図) に、再モデル化した主な建造物の一覧を、Table 3.3 に示す。Table 3.3 の建造物番号は、Fig. 3.14 及び Fig. 3.15 中の数字に対応している。水素製造プラントの物体に関しては、No. 22、No. 23、No. 27、No. 32 及び No. 47~No. 51 を Solid、その他の機器、配管等を Subgrid 物体としてモデル化した。これらは、空気・メタン混合気が形成されるガス流出点風下に存在し、流れを乱して燃焼を加速させる障害物となる。

林 (木) については、燃焼加速の観点から、重要な障害物となる。木は Subgrid でモデル化し、直径 2 m、高さ 10 m の円柱として表現した。林は、この木がピッチ 5 m の正方配列で並んでいるものとした。Fig. 3.12 及び Fig. 3.13 に、林の配置を示す。

(3) メタン・空気混合気の初期濃度分布

3. 4. 1. 1節の PHOENICS による移流拡散解析によって求めた空気中のメタン濃度分布（漏洩開始から 60 秒後）を、Interface 1 により AutoReaGas の立方体セルの濃度に変換して使用した。変換後の、地表面における可燃濃度範囲内のメタン初期濃度分布を、Fig. 3.16 に示す。メタン・空気混合気の可燃濃度は、質量濃度（質量分率）で 2.82～8.87 mass %、体積濃度（モル分率）で 5.0～15.0 vol % である。

(4) その他の初期条件及び境界条件

温度の初期分布は解析領域全域で 40°C（3. 4. 1. 1節の解析条件を使用）、圧力の初期分布は解析領域全域で 1.013×10^5 Pa（標準大気圧力）、風速の初期分布は保守的評価のため解析領域全域で 0 m/s とした。

境界条件は、壁面境界を除いて自由換気条件（連続の条件）とした。地面等の壁面境界では、スリップ条件を用いた。

(5) メタン及び空気の物性値

密度に関しては、理想気体の状態方程式から算出し、その他は、AutoReaGas 内蔵のライブラリ一値（標準大気状態における一定値）を使用した。

(6) 着火点位置

3. 4. 1. 1節の移流拡散解析によるガス濃度分布（漏洩開始から 60 秒後）を、AutoReaGas におけるセル長 1 m の立方体セル濃度に変換後、その濃度分布を検討した。その結果、解析領域の南端から北へ約 50 m（原子炉建家の南壁面から南へ約 130 m）までは、混合気の中に濃度が可燃限界上限値を超える部分が存在し、それを取り囲む薄い殻状に可燃濃度の混合気が存在していた（Fig. 3.16 参照）。このため激しい燃焼は、解析領域南端から北へ約 50 m の位置より北側で生じると推測した。そこで、燃焼がある程度まで加速された後でその領域に燃焼が進むよう、着火点位置として、その領域南側の可燃濃度混合気が殻状に存在する位置の地上（座標値： $x=113.75$ m、 $y=40$ m、 $z=0.1$ （漏洩点の北西））を選択した。これは、原子炉建家中心（座標値： $x=119.5$ m、 $y=205$ m）から西へ 5.75 m、南へ 165 m（建家の南面より南へ 140 m）に相当する。Fig. 3.16 に、着火点位置を白丸（○）で示す。

(7) ゲージ点

温度や圧力等を記録するためのゲージ点の配置を、黒丸（●）で Fig. 3.13 に示す。可燃濃度のメタン・空気混合気が分布する領域内の機器や配管による燃焼加速で生じる圧力変化を確認するため、漏洩点近くを通り HTTR 原子炉建家（物体 No. 1）南面に至る南北線上の林中に 2 点（ゲージ点 1 及び 2）、原子炉建家南面に 1 点（ゲージ点 4）を設定した。また、水素製造プラント主要建家（物体 No. 47）の南面に 1 点（ゲージ点 3）を設定した。なお、ゲージ点の高さは、0.1 m である。

(8) 解析結果及び考察

本解析では、生成された圧力波の伝播により主要な建家位置で最大圧力値を記録した後の、着火から 2.7 秒まで計算を行った。

ゲージ点 1~4 における温度の時間変化を Fig. 3.17 に、過圧の時間変化を Fig. 3.18 に示す。また、解析を行った 2.7 秒までに各セルで記録された最大圧力の分布を、Fig. 3.19 に示す。

本解析のような濃度分布がある場合における着火点の位置は、予備解析において「燃焼が加速した後で、理論混合比濃度の領域が燃焼するように着火点位置を設定したケースで大きな圧力が発生した」ため、原子炉建家南面の南 130 m より北側の可燃濃度混合気が豊富な領域でなく、その南側の可燃濃度混合気が燃焼限界上限より濃い混合気の周りに殻状に存在する領域の地上面(林中)に設定した (Fig. 3.16 参照)。着火点近傍では、可燃濃度混合気が薄い殻状に存在し、可燃濃度の混合気が不足し、林が燃焼の加速に寄与する要因であるにもかかわらず、5 kPa 程度の圧力上昇に留まった (Fig. 3.19 参照)。着火点より北東側にあるゲージ点 1 での最大圧力は、着火後 1.86 秒で 11.4 kPa (Fig. 3.18 参照) であり、林による燃焼の加速効果が伺える。その後、燃焼が可燃濃度混合気の豊富な領域に進むと、林による加速効果と相まってさらに加速した。ゲージ点 1 及び 2 の間の火炎伝播速度は 790 m/s に達し、燃焼は爆燃にまで発達した。設定したゲージ点の最大過圧は、ゲージ点 2 において着火後 1.92 秒の 26.6 kPa (Fig. 3.18 参照) であるが、解析領域全体における最大発生圧力は、ゲージ点 2 のやや東側の林中(座標値: $x=127$ m, $y=98$ m, $z=2$ m) において 73.2 kPa である。ゲージ点 2 及び 3 の間では、水素製造プラントまで燃焼加速が起こらないため、林で生成された圧力波の通過による圧力上昇に留まった。水素製造プラント建家前面のゲージ点 3 の過圧は、この圧力波の伝播と建家への衝突によって、着火後 1.98 秒で 20.7 kPa まで増加した (Fig. 3.18 参照)。また、ゲージ点 3 では、着火後 2.06 秒で 14.8 kPa の圧力上昇を生じた (Fig. 3.18 参照) が、これはこの位置での燃焼に伴うものである。Fig. 3.17 を見ると、この時間に急速に温度が上昇していることがわかる。この付近の温度は約 1800 K まで上昇するので、水素製造施設はこの圧力及び温度に基づいて設計する必要がある。着火後最初に発生した圧力波の周囲への伝播の後、水素製造プラント(障害物)での燃焼加速により、着火後 2.23 秒で別の圧力波が発生した (Fig. 3.18 参照)。これに伴いゲージ点 3 の圧力は、4.8 kPa まで上昇した (Fig. 3.18 参照)。この 2 回目の圧力波の伝播・衝突によって、原子炉建家南面(ゲージ点 4) では着火後 2.32 秒で 6.3 kPa まで圧力が上昇した (Fig. 3.18 参照)。水素製造プラント建家を除く他の建家において、これ以上圧力が上昇した箇所はなかった。2 回目に生成された圧力波が 1 回目のものに比べて小さいのは、物体配置と混合気濃度の違いから、燃焼速度が緩やかであるためである。

以上をまとめると、水素製造プラントの建家・機器群の南の林北端境界付近で 73.2 kPa の最大圧力が生じ、水素製造プラントの建家南面(ゲージ点 3) では 20.7 kPa の圧力を記録したが、原子炉建家南面(ゲージ点 4) の圧力は 6.3 kPa に留まったため、原子炉建家及びその周囲の評価上重要な建家(物体 No. 1~No. 8) への構造上の重大な影響はないと判断できる。P2A を用いたシナリオ 1 の解析において、離隔距離は、拡散による爆発下限濃度以上の蒸気雲の移動距離と着火後許容爆風圧 (10 kPa) 以下になる距離を加えたものとして定義される。本解析で設定された原子炉建家南面からガス漏洩位置までの距離 175 m は、安全上十分な距離であったが、正確な離隔距離を求めるためには、可燃性ガスの漏洩位置、蒸気雲の移動距離(移流拡散の条件)、着火点

位置等の検討が必要である。

3.4.2 シナリオ2（原子炉建家外部の大規模液面火災）の解析

ここでは、シナリオ2に基づいた解析を、P2Aを用いて行い、その概要を述べる。

HTTR 水素製造システムの LNG 供給タンク近傍において大規模液面火災が発生した場合において、被爆評価に影響を与えるような大規模大気循環流発生の可能性について評価する。本解析は、PHOENICS による蒸発量と燃焼計算を考慮した液面火災解析と、それから求まる発熱量を熱源とした PHOENICS による気流変動解析の2段階に分割して行われる。

3.4.2.1 PHOENICS による液面火災解析

ここでは、3.4.2.2節の気流変動解析で使用する液面火災による発熱量を求めるために、PHOENICS による2次元定常の液面火災解析を行う。LNG 供給タンク近傍での、LNG 供給配管の破断事故を想定する。漏洩した LNG により形成されたプール上で生じる、液面火災の事象を解析する。

(1) 解析領域及びセル分割

液面火災解析における解析領域を、Fig. 3.20（2次元図）に示す。座標系には円筒座標系を用い、 r （半径方向）- z （高さ方向）の2次元定常解析とした。解析領域は、原点から r 方向に 22.7 m 及び z 方向に 40.2 m とし、 z 軸を対称軸とした。セル分割数は、 r 方向に 40 分割及び z 方向に 40 分割で、合計 1,600 セルとし、液面近傍（ r 軸及び z 軸近傍）でセル分割数が多くなるような不等間隔メッシュを採用した。

(2) モデル化した物体

解析領域内においては、建造物等の物体をモデル化しなかった。

(3) 液面火災の解析モデル

LNG のプールは、原点から r 方向に 3 m の範囲に設定した。この液面上で火災が発生し、定常状態に至った際のメタン蒸発量及び発熱量を求めた。火災は、LNG プール上面に障害物が無い状態でのプール液面火災とし、LNG が蒸発してもその液面位置は変化しないと仮定した。

LNG の蒸発量は、液面における定常時の熱収支式

$$E_m G_m = \frac{\sigma}{\frac{1}{\varepsilon_f} + \frac{1}{\varepsilon_s} - 1} (T_f^4 - T_s^4) + h_t (T_g - T_s) \quad (3.4)$$

から求めた。式(3.4)において、 E_m : LNG の蒸発潜熱 = 5.1×10^5 (J/kg)、 G_m : LNG の蒸発量 ($\text{kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$)、 σ : ステファン・ボルツマン定数 = 5.67×10^{-8} ($\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$)、 ε_f : 火炎面の熱放射率（ここでは、

1 を使用)、 ε_g : 液面の熱放射率 (ここでは、1 を使用)、 T_f : 火炎面の温度 (K) (ここでは、鉛直方向セルにおける最大温度を使用)、 T_s : 液面の温度 (K) (ここでは、飽和温度 111.63 (K) を使用)、 h_l : 乱流熱伝達率 (W/(m²·K))、 T_g : 液面に隣接するガスの温度 (K) である。乱流熱伝達率 h_l を求めるために、乱流域の熱伝達の式⁽¹²⁾

$$Nu = 0.037 Re^{0.8} Pr^{2/3} \quad (3.5)$$

を用いた。式 (3.5) において、 Nu : ヌッセルト数 ($Nu = h_l L / k_g$)、 L : 代表長さ (m)、 k_g : ガスの熱伝導率 (ここでは、メタンの値 0.0858 W/(m·K) を使用)、 Re : レイノルズ数、 Pr : プラントル数 (ここでは、メタンの値 0.739 を使用) である。ここで、代表長さ L に関しては、LNG 液面からの蒸発と燃焼によって全体の流れが駆動され、LNG 液面付近の流れが速いことから、LNG プールの直径 6 m を使用した。

燃焼速度を求めるための乱流燃焼モデルとして、渦消散速度が反応速度を律するとする Magunussen らの渦消散モデル⁽¹³⁾ を用いた。

また、気象条件として、解析領域境界で風速 : 0 m/s、温度 : 3°C 及び圧力 : 0.1013 MPa を設定した。

(4) 解析結果及び考察

Fig. 3.20 に、定常状態における発熱密度分布を示す。なおこの図は、対称部分を合わせた表示にしてある。液面火災中において発熱密度は、上方向に分布し、横方向にはほとんど拡散していないことがわかる。また、本解析により求めた液面火災による LNG の蒸発量及び発熱量は、

LNG の蒸発量 : 0.872 kg/s (360°全体に換算した値)

発熱量 : 4.76×10^7 W (360°全体に換算した値)

である。つまり、LNG が 0.872 kg/s の割合で蒸発し、それが直径 6 m、高さ約 20 m の液面上空領域で燃焼することにより、 4.76×10^7 W の発熱量がその燃焼領域で発生していることになる。

3.4.2.2 PHOENICS による気流変動解析

3.4.2.1 節では、LNG の液面火災解析を PHOENICS により行った。ここでは、3.4.2.1 節で得られた液面火災による発熱量を入力データとして、PHOENICS による 3次元非定常の気流変動解析を行う。LNG の液面火災に伴う発熱により、大気流動が変化する事象推移を解析する。

(1) 解析領域及びセル分割

気流変動解析における解析領域及びモデル化した物体を、Fig. 3.21 (2次元上面図) に示す。座標系には直交座標系を用い、 x (東方向) - y (北方向) - z (高さ方向) の 3次元非定常解析とした。解析領域は、 x 方向 (東西) に 1,100 m、 y 方向 (南北) に 1,500 m 及び z 方向に 1,000 m とした。セル分割数は、 x 方向に 103 分割、 y 方向に 124 分割及び z 方向に 29 分割で、合計 370,388 セルとし、発熱領域でセル分割数が多くなるような不等間隔メッシュを採用した。

(2) モデル化した物体

解析領域内の物体として、3.4.1.1節と同様に、建造物 (Fig. 3.21 の黒色部分) 等をモデル化した。3.4.1.1節と同様に林や、湖もモデル化しているが、Fig. 3.21 には図示されていない。広範囲の大気流動変化を調べるため、HTTR に関連した施設以外に、原子力機構大洗研究開発センター内の JMTR (材料試験炉) 原子炉施設等、他の主要な建造物もモデル化した。

(3) 気象条件

気象条件は、HTTR 原子炉施設周辺の代表的な気象条件を基に設定した。風向は、LNG プールから HTTR 原子炉建家へ向かう方角、つまり南とした。風速は、地表面で 0 m/s、地表から 10 m で 0.5 m/s となる線形分布とした。それより上空では、地表から 80 m で 6.3 m/s となる対数則速度分布とした。温度は、地表面での気温を 3°C とし、高さ方向の気温減率を 100 m 当り 0.2°C とした。圧力は、温度分布から決まる以下の式⁽¹⁴⁾で定義した。

$$p(z) = p_a \left(1 - \frac{\alpha z}{T_a} \right)^{g/\alpha R} \quad (3.6)$$

これらは、初期分布 (条件)、南側入口及び北側出口 (流入流出) 境界における垂直方向分布で考慮した。

(4) 液面火災による発熱量の設定

LNG プールは、HTTR 原子炉建家南面から南へ 475 m の位置に設定した。3.4.2.1節の液面火災解析において、燃焼領域は上空約 20 m まで達していたが、20 m 上空までを発熱領域として 3次元気流計算を行うと、2次元燃焼計算では横風の影響を考慮していないために、不自然な結果となる。従って、3次元気流変動解析では、風の影響が少ない LNG プール液面から 10 m までの領域に、3.4.2.1節で求めた 4.76×10^7 W 相当の発熱が生じるように発熱密度を仮定し、発熱密度を 1.68376×10^5 W/m³ とした。また、発熱領域は、実際には円筒形に近い形状であるが、直交座標系を用いているため、底面を液面の面積 (直径 6 m) と等価面積となる 5.317 m 四方の正方形とし、高さ 10 m の直方体形とした。

(5) 解析結果及び考察

Fig. 3.22 に、火災発生から 240 秒後における風速分布を示す。LNG プール (火災発生箇所) から風下にかけて、燃焼による温度上昇に伴う上昇気流が発生し、上方向に向かう速度の発達が見られる。しかしながら、原子炉建家近傍で大きな風の乱れは無く、今回の解析条件下において、被爆評価に影響を与えるような、大規模な大気流動変化は生じなかった。

3.4.3 シナリオ 3 (原子炉建家内部の密閉空間におけるガス爆発) の解析

ここでは、シナリオ 3 に基づいた解析を、P2A を用いて行い、その概要を述べる。

HTTR 原子炉建家内の密閉された空間において、配管の破断により可燃性ガス (メタン) が漏

洩し、爆発（爆ごう）が発生した場合の、炉内構造物への衝撃圧の影響を評価する。本解析は、PHOENICS によるメタンの漏洩・移流拡散解析と、そこから求まるメタン濃度分布を初期条件とした AUTODYN による爆ごう・構造物への衝撃解析の 2 段階に分割して行われる。

3.4.3.1 PHOENICSによるガス漏洩・移流拡散解析

ここでは、3.4.3.2節の爆ごう及び構造物への衝撃解析で使用する可燃性ガスの初期濃度分布を求めるために、PHOENICS を用いた 3 次元非定常の移流拡散解析を行う。原子炉格納容器内の 2 次ヘリウムガス配管破断事故を想定し、漏洩した 2 次ヘリウムガスに混入した可燃性ガスが格納容器内を移流拡散する事象推移を解析する。

(1) 解析領域及びセル分割

ガスの漏洩・移流拡散解析における解析領域及びモデル化した物体を Fig. 3.23（3 次元図）に示す。座標系には直交座標系を用い、 x （東方向） $-y$ （北方向） $-z$ （高さ方向）の 3 次元非定常解析とした。解析領域は、 x 方向（東西）に 13.15 m、 y 方向（南北）に 16.5 m、 z 方向に 16.9 m の空間内の三日月型の領域とした。セル分割数は、 x 方向に 59 分割、 y 方向に 75 分割、 z 方向に 48 分割で、合計 212,400 セルとし、ガス漏洩位置近傍でセル分割数が多くなるような不等間隔メッシュを採用した。

(2) モデル化した物体

解析領域内の物体として、中間熱交換器（IHX）、1 次加圧水冷却器（PPWC）、2 次加圧水冷却器（SPWC）、補助冷却器（AHX）、1 次ヘリウムガス循環機（Primary Gas Circulator : PGC）、2 次ヘリウムガス循環機（Secondary Gas Circulator : SGC）、補助ヘリウムガス循環機（Auxiliary Gas Circulator : AGC）、主要配管及び螺旋階段をモデル化した。なお、解析領域は、厚さ 1 m のコンクリートで上部と下部の 2 つのコンパートメントに仕切られており、IHX 貫通部の直径 2.8 m の円形の穴と、螺旋階段用に設けられた穴以外は、上部と下部を行き来できないものとした。

(3) メタン漏洩条件

ガスの漏洩位置は、漏洩ガスが格納容器内に広く拡散するように、下部コンパートメント内（2 次ヘリウムガス配管（管内径 220 mm）の貫通部位置で、IHX の近傍）に設定した。漏洩位置を、Fig. 3.23 に丸（○）で示す。漏洩ガスは 100%メタンとし、配管内で 450°C、4.0 MPa のメタンが臨界状態で噴出するものと仮定した。漏洩流量の算出には式 (3.1)～(3.3) を使用し、メタンの漏洩流量を 161.9 kg/s に設定した。

HTTR 水素製造システムでは、格納容器に可燃性ガスが流入しないように、2 次ヘリウムガス配管には格納容器貫通部手前に隔離弁が設置される。水素製造プラント反応器の反応管が破損し、可燃性ガスが 2 次ヘリウムガスに混入した場合、即座に隔離弁が閉じられる。従って、ここでは、格納容器内への可燃性ガス漏洩時間を 0.1 秒間と仮定した。

(4) 解析結果及び考察

Fig. 3.24 に、漏洩開始から 0.1 秒後の x 断面 ($x=3.15$ m) におけるメタンの質量分率分布 (2.82 ~100 mass %) を示す。この図では、漏洩ガスが見えるよう前面の壁を取り除いている。また、IHX は、漏洩ガスの影に隠れて見えなくなっている。0.1 秒までに漏洩したメタンの総量は、16.2 kg となる。配管破断箇所から噴出したメタンは、IHX に当たって、一部は IHX 周囲の隙間から上部へと広がり、一部はコンクリート壁の下面に沿った形で下部の空間に広がり、上部及び下部コンパートメントの両方に拡散していることがわかる。浮力の影響で、全体としては、漏洩位置より上部に向かって広がっている。3.4.3.2 節で行う爆ごう解析の初期濃度分布には、漏洩から 0.1 秒後のメタン濃度分布を用いることにする。

3.4.3.2 AUTODYN による爆ごう及び構造物への衝撃解析

3.4.3.1 節では、漏洩したメタンの移流拡散解析を PHOENICS により行った。ここでは、3.4.3.1 節で得られたガス濃度分布のデータを PHOENICS から AUTODYN へのインターフェイス (Interface 2) によって AUTODYN 用初期データに変換し、これを初期条件として AUTODYN による 3次元非定常の爆ごう解析を行う。漏洩した可燃性ガスが着火・爆発し、爆ごう波 (衝撃波) が伝播する事象推移を解析する。

(1) 解析領域及びセル分割

ガス爆発 (爆ごう) 解析における解析領域及びモデル化した物体を、Fig. 3.25 (3次元図) に示す。(a) が気体の領域を、(b) が (a) 内の構造物を示している。座標系には直交座標系を用い、 x (東方向) $-y$ (北方向) $-z$ (高さ方向) の 3次元非定常解析とした。解析領域は、3.4.3.1 節と同様な三日月型の領域とし、セル分割数は、 x 方向に 37 分割、 y 方向に 55 分割、 z 方向に 62 分割で、合計 126,170 セルとした。

(2) モデル化した物体

解析領域内の物体 (内部構造物) として、3.4.3.1 節とほぼ同様に IHX、PPWC、SPWC 及びこれらを繋ぐ配管を Shell でモデル化した。これらの構造物は、22 mm~55 mm の厚さを持っているが、本解析では保守的な解析結果となるよう一様に 20 mm の厚さとした。また、可燃性ガス及び空気で占められる自由空間を ALE でモデル化し、解析領域を上下に仕切るコンクリート部を固定境界条件の剛壁とした。Shell 及び ALE については、付録 C.3.1 (2) を参照のこと。

(3) メタン・空気混合気の初期濃度分布及び着火点位置

3.4.1.1 節の PHOENICS による移流拡散解析によって求めた空気中のメタン濃度分布 (漏洩開始から 0.1 秒後) を、Interface 2 により AUTODYN 用の初期濃度分布に変換して使用した。変換後の、メタン初期濃度 (内部エネルギー) 分布を Fig. 3.26 に示す。なお、この図では、可燃性ガスの分布状況がわかるように、一部のメッシュを取り去って表示してある。AUTODYN の爆ごうロジックでは、解析セルに燃焼後の内部エネルギーを初期値として与え、それを着火点位置か

らの距離と時間に応じて解放する。

Fig. 3.25 に、着火点位置を白丸 (○) で示す。着火点位置は、3. 4. 3. 1節の移流拡散解析のメタンガス漏洩位置と同じとした。

(4) 解析結果及び考察

Fig. 3.27 に、解析最終時刻 (300 ms) における、モデル化した炉内構造物 (IHX、PPWC、SPWC 及びこれらを繋ぐ配管) の相当塑性ひずみ分布を示す。炉内構造物周辺での最大圧力は約 0.9 MPa であったが、全ての領域において、相当塑性ひずみの発生は見られない。これらより、今回の解析条件下において、炉内構造物の健全性に問題は生じなかった。

3. 5 結 論

高温ガス炉に化学プラントを接続した核熱利用システムの火災・爆発に対する安全評価を、数値解析コードを用いて行うための、次のような手法提案を行った。

- ① 核熱利用システムで想定される火災・爆発事象の選定
- ② 選定した火災・爆発事象のシナリオ作成
- ③ シナリオに沿った数値解析に必要な数値解析コードの開発・整備
- ④ 数値解析コードによるシナリオに基づいた解析
- ⑤ 解析結果による原子炉等への安全評価

これらの手順により、天然ガスの水蒸気改質法を用いた高温ガス炉水素製造システム (HTTR 水素製造システム) を例に、予備的安全評価を行った。

高温ガス炉水素製造システムで想定される火災・爆発事象は、次の3つである。

- ・原子炉建家外部の開放空間における蒸気雲爆発
- ・原子炉建家外部の大規模液面火災
- ・原子炉建家内部の密閉空間におけるガス爆発

上記事象のシナリオを作成し、シナリオに沿った数値解析を行うための解析コードシステム P2A を開発・整備した。P2A を用いて3つのシナリオに基づいた数値解析を行い、P2A により、想定される事象の解析が行えることを示した。さらに、今回行った解析条件下では、火災や爆発が生じて、大気循環、原子炉建家及び炉内構造物に大きな影響を与えないことを確認した。

3つの火災・爆発事象に対する原子炉への影響の最終結論を出すためには、気象条件、可燃性流体の漏洩位置・総漏洩量・移動距離、着火点位置、燃焼時間等を変更した解析を今後行う必要がある。しかしながら、P2A は、高温ガス炉水素製造システムにおける火災・爆発事象を解析するための有用な解析ツールであり、P2A を用いて、高温ガス炉水素製造システムの火災・爆発に対する安全評価を行うことができる見通しを得ることができた。これにより、核熱利用システムの火災・爆発に対する安全評価手法を確立できた。

記号表

A	: 管路断面積	(m^2)
E	: 蒸発潜熱	(J/kg)
G	: 蒸発量	($\text{kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$)
g	: 重力加速度	(m/s^2)
h	: 熱伝達率	($\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$)
L	: 代表長さ	(kg/s)
m	: 質量流量	(kg/s)
p	: 圧力	(Pa)
Pr	: プラントル数	($-$)
R	: 気体定数	($\text{J}/(\text{mol} \cdot \text{K})$)
Re	: レイノルズ数	($-$)
T	: 温度	(K)
T_a	: 表層の温度	(K)
$u(z_p)$: 高さ z_p における風速	(m/s)
z_0	: 地表面粗度	(m)
z_p	: 高さ	(m)
r, x, y, z	: 半径、東、北及び高さ方向の座標	(m)

(ギリシャ文字)

α	: 高さ方向の気温減率	($^{\circ}\text{C}/\text{m}$)
ε	: 熱放射率	($-$)
κ	: 比熱比	($-$)
ρ	: 密度	(kg/m^3)
σ	: ステファン・ボルツマン定数	($\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$)

(添字)

0	: 配管内部
a	: 地表面
c	: 臨界状態
f	: 火炎面
g	: 気体 (ガス)
m	: LNG
s	: 液面
t	: 乱流

参考文献

- (1) 西原 哲夫、羽田 一彦、塩沢 周策 ;
「高温ガス炉—水素製造システムの安全設計の考え方の提案(火災・爆発事故を中心に)」、
JAERI-Research 97-022、(1997).
- (2) 稲葉 良知、西原 哲夫、森山 耕一、中村 正志 ;
「高温ガス炉水素製造システムにおける火災・爆発解析コードシステム P2A の開発」、
JAERI-Data/Code 2002-014、(2002).
- (3) Y. Inaba, T. Nishihara, Y. Nitta ;
‘Analytical Study on Fire and Explosion Accidents Assumed in HTGR Hydrogen Production System’,
Nucl. Technol., 146 (2004), pp. 49–57.
- (4) 稲葉 良知、西原 哲夫 ;
「火災・爆発解析コードシステム P2A を用いた HTTR 水素製造システムにおける可燃性ガスの移流拡散及び爆発に関する感度解析」、
JAERI-Tech 2005-033、(2005).
- (5) CHAM, Ltd ;
POLIS (PHOENICS On-Line Information System), (2000).
- (6) Century Dynamics, Inc. and TNO ;
AutoReaGas Electronic Document Library, (2002).
- (7) Century Dynamics, Inc ;
AUTODYN Electronic Document Library, (2000).
- (8) (独) 新エネルギー・産業技術総合開発機構 ;
「水素利用国際クリーンエネルギーシステム技術 (WE-NET) 第Ⅱ期研究開発 タスク 2 安全対策に関する調査・研究」、
NEDO-WE-NET-0002、(2001).
- (9) (財) 原子力発電技術機構 ;
「平成 10 年度 シビアアクシデント時構造バウンダリ健全性評価に関する報告書 =動的構造応答解析=」、
INS/M98-31、(1999).
- (10) W. Rehm, M. Gerndt, W. Jahn, V. Kutzschebauch and R. Vogelsang ;
‘Reactive Flow Simulations in Complex Geometries with High-Performance Supercomputing at FZJ – A State-of-the-Art Report on Hydrogen Safety’,
FZJ-ISR-IB-3/2000, (2000).
- (11) W. Breitung, C. Chan, S. Dorofeev, A. Eder, B. Gelfand, M. Heitsch, R. Klein, A. Malliakos, E. Shepherd, E. Studer and P. Thibault ;
‘State-of-the-Art Report on Flame Acceleration and Deflagration-to-Detonation Transition in Nuclear Safety’,

OECD report NEA/CSNI/R(2000)7, (2000).

- (1 2) 日本機械学会 ;
「伝熱工学資料」、
日本機械学会、(1986)、p. 47.
- (1 3) 高城 敏美 ;
「乱流火炎のモデリング」、
ケミカルエンジニアリング、32 (1987)、p. 432.
- (1 4) 谷 一郎 ;
「流れ学」、
岩波書店、(1967).

Table 3.1 List of modeled objects in the gas leakage and dispersion analysis

No.	Name of modeled objects	No.	Name of modeled objects
1	Reactor building	9	Steam reformer
2	Spent fuel storage building	10	Steam generator and radiator
3	Exhaust stack	11	Super heater
4	Cooling tower	12	Cooling tower
5	Cooling tower	13	Flare stack
6	Cooling tower	14	Control center
7	Cooling tower	15	HTTR laboratory building
8	Machinery building	16	HTTR development building
		17	Storage house
		18	Storage house
		19	IS laboratory building
		20	Out-of-pile test facility
		21	Attached building

Table 3.2 List of modeled objects in the gas explosion analysis

No.	Name of modeled objects	No.	Name of modeled objects
1	Reactor building	15	HTTR laboratory building
2	Spent fuel storage building	16	HTTR development building
3	Exhaust stack	17	Storage house
4	Cooling tower	18	Storage house
5	Cooling tower	19	IS laboratory building
6	Cooling tower	20	Out-of-pile test facility
7	Cooling tower	21	Attached building
8	Machinery building		

Table 3.3 List of newly modeled objects in the gas explosion analysis

No.	Name of modeled objects
22	Control center
23	Cooling tower
24	Secondary helium gas supply tank
25	Secondary helium gas storage tank
26	Secondary helium gas storage tank
27	Feed water pump house
28	Feed water acceptance tank
29	Demineralized water tank
30	Raw gas heater
31	Separator
32	Water seal tank
33	Flare stack
34	LN ₂ tank
35	LN ₂ tank
36	Evaporator
37	Evaporator
38	N ₂ compressor
39	N ₂ surge tank
40	Water refiner
41	Water refiner
42	Degasifier
43	Chemicals feed tank
44	Feed water tank
45	Air compressor
46	Air storage tank
47	Hydrogen production plant main building (part a)
48	Hydrogen production plant main building (part b)
49	Hydrogen production plant main building (part c)
50	Hydrogen production plant main building (part d)
51	Radiator
52	Grating
53	Water pre-heater
54	Cooler

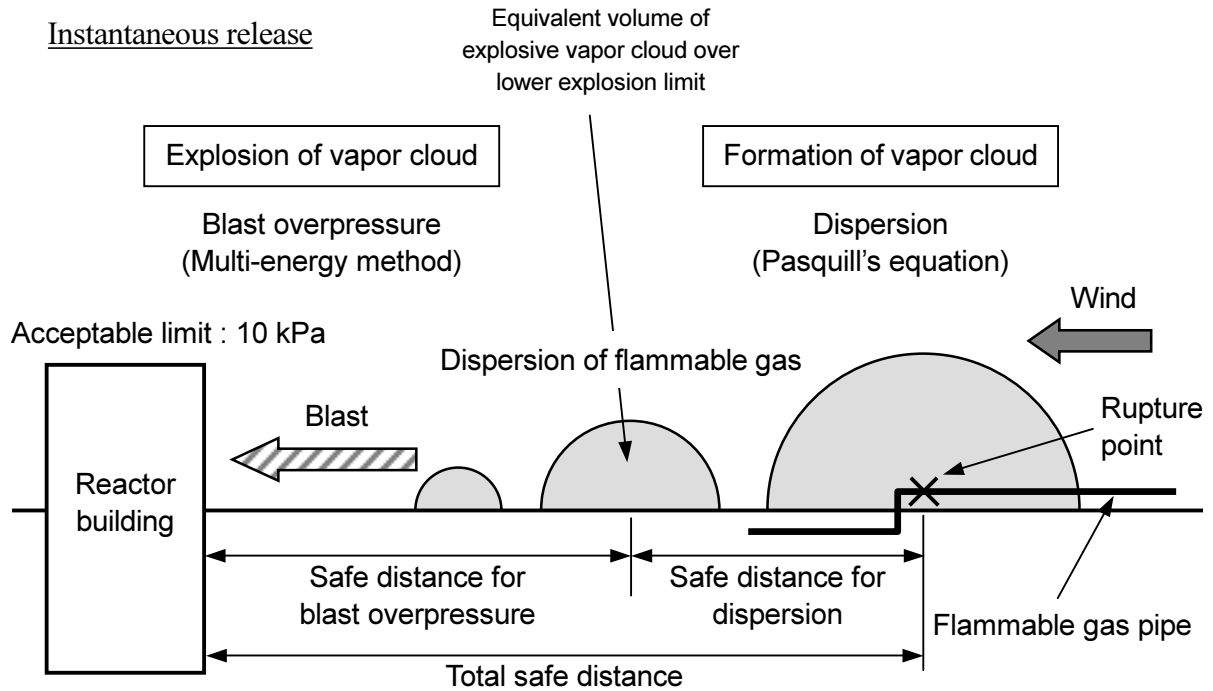


Fig. 3.1 Simplified evaluation method for safe distance.

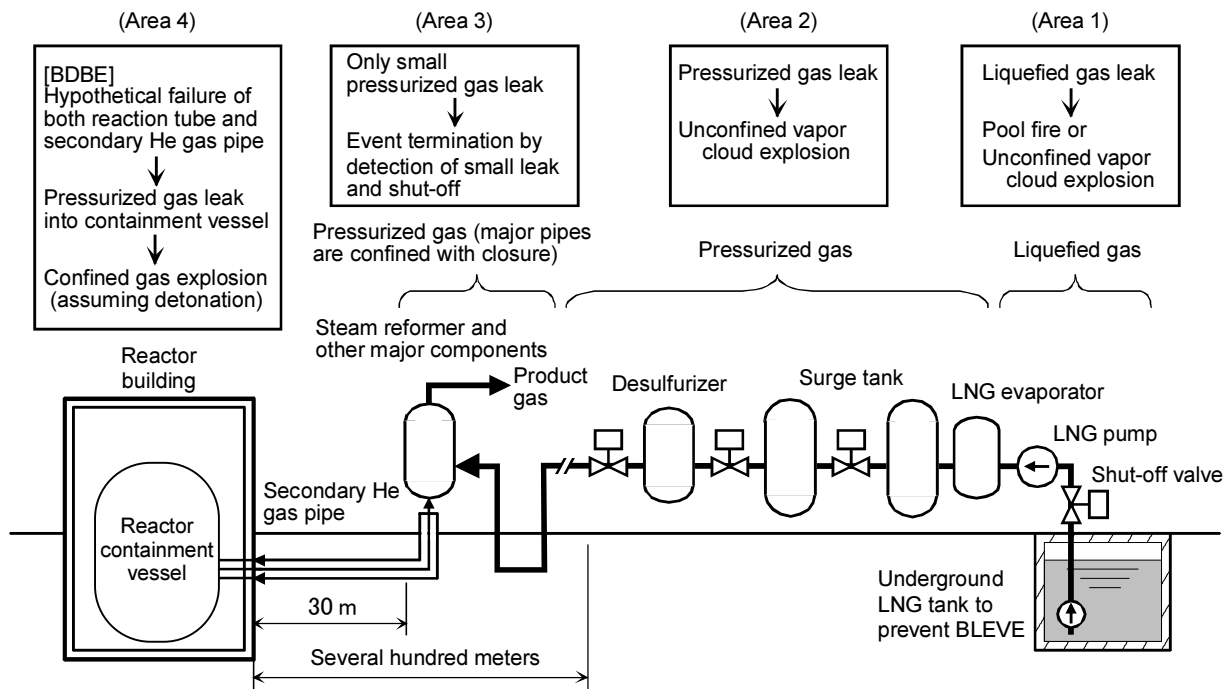


Fig. 3.2 Relationship between the fire and explosion phenomena assumed in a HTGR hydrogen production system and the position of the system components.

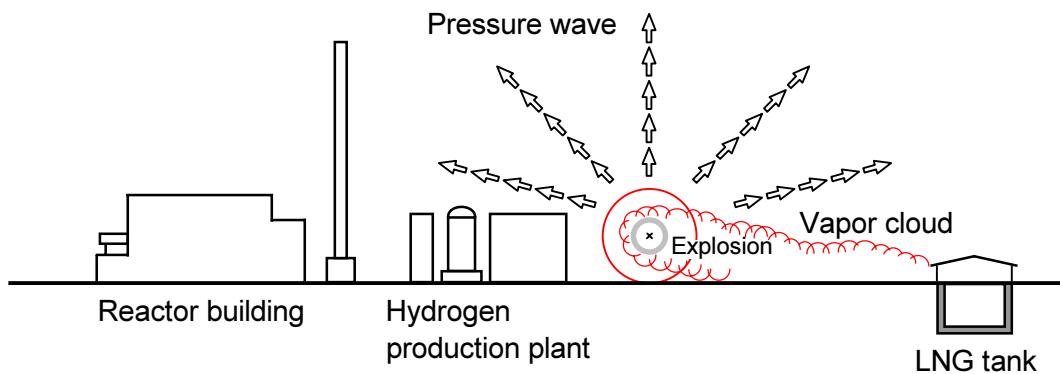


Fig. 3.3 Scenario of unconfined vapor cloud explosion (scenario 1).

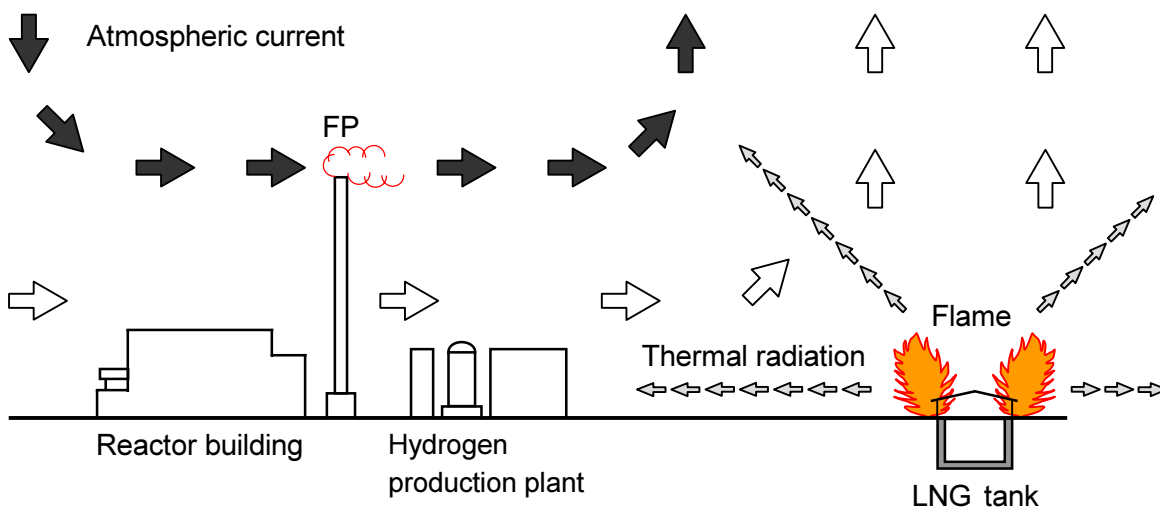


Fig. 3.4 Scenario of large-scale pool fire (scenario 2).

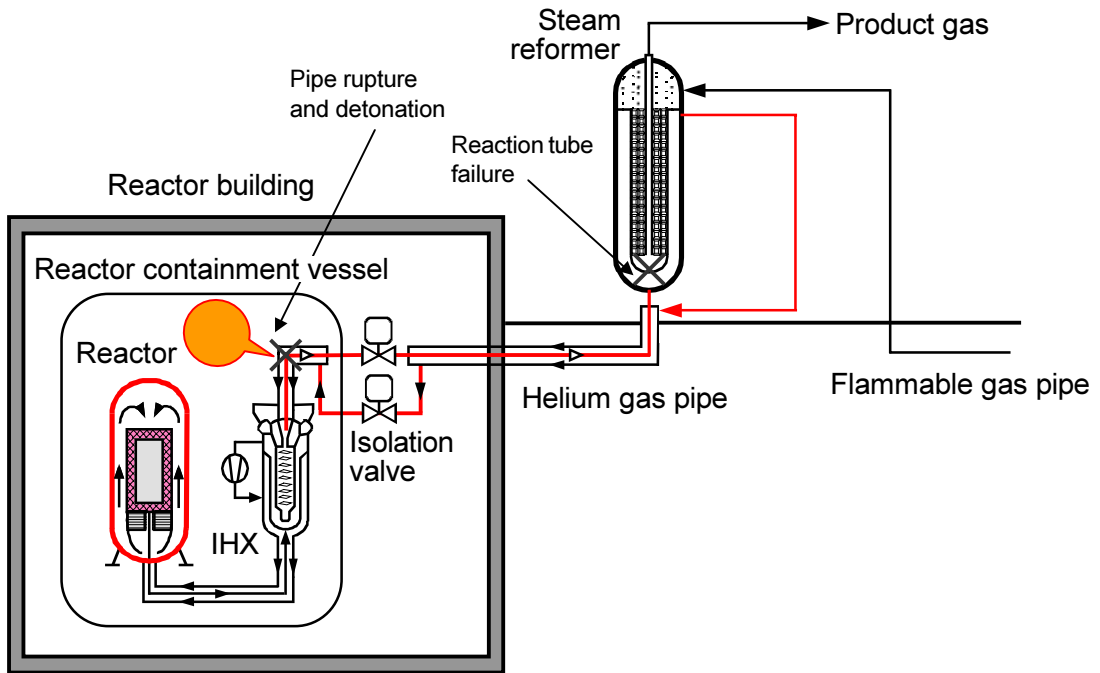


Fig. 3.5 Detonation in the reactor containment vessel (scenario 3).

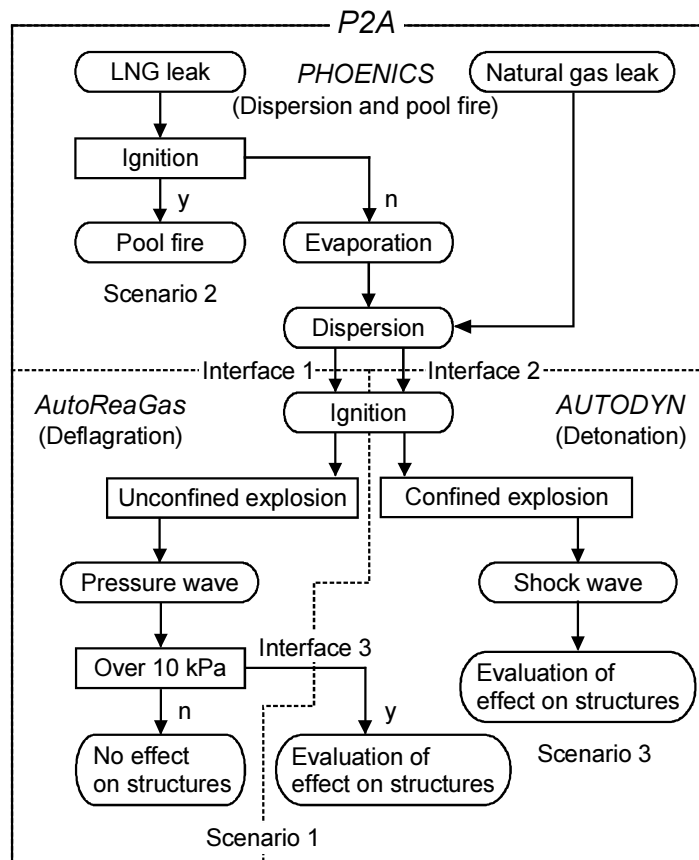


Fig. 3.6 Structure of P2A and procedures of the fire and explosion analyses with P2A based on the three scenarios.

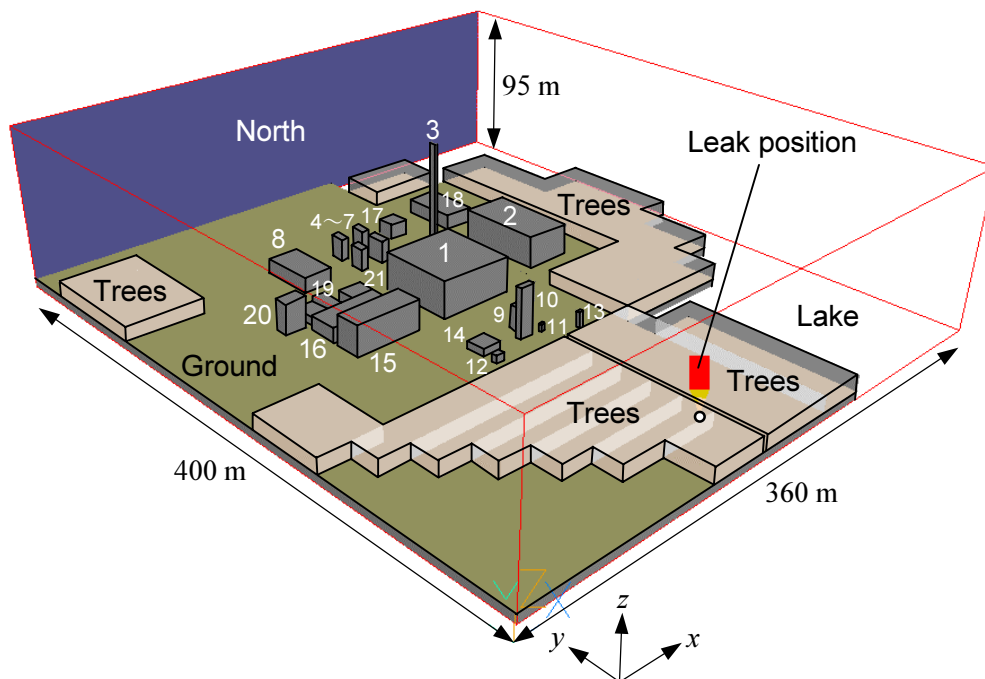


Fig. 3.7 Modeled domain and objects in the gas leakage and dispersion analysis (3D) of scenario 1.

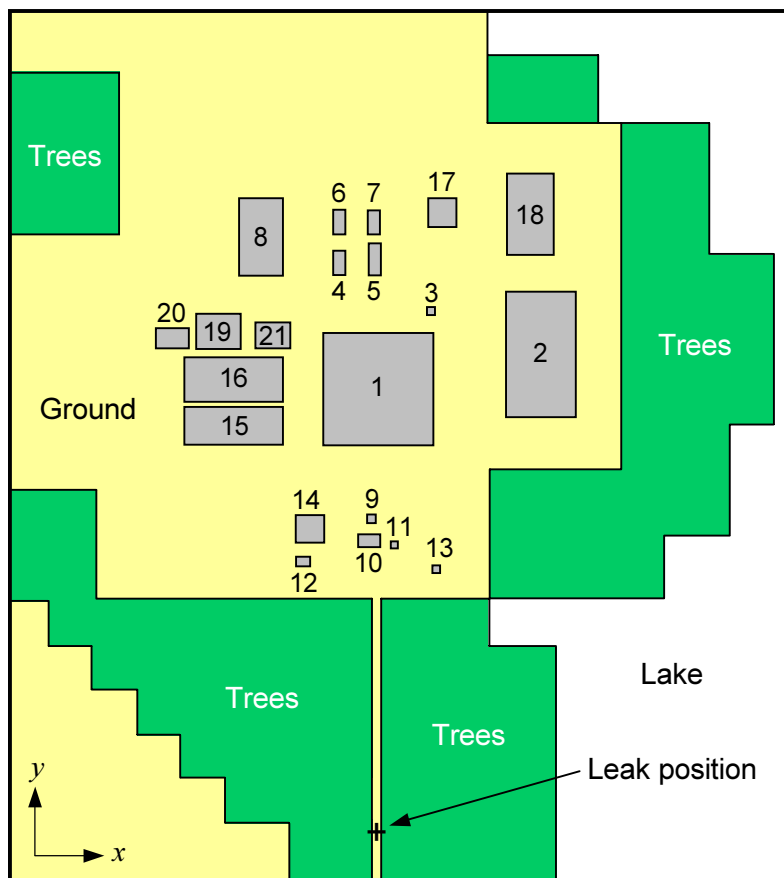


Fig. 3.8 Modeled domain and objects in the gas leakage and dispersion analysis (2D) of scenario 1.

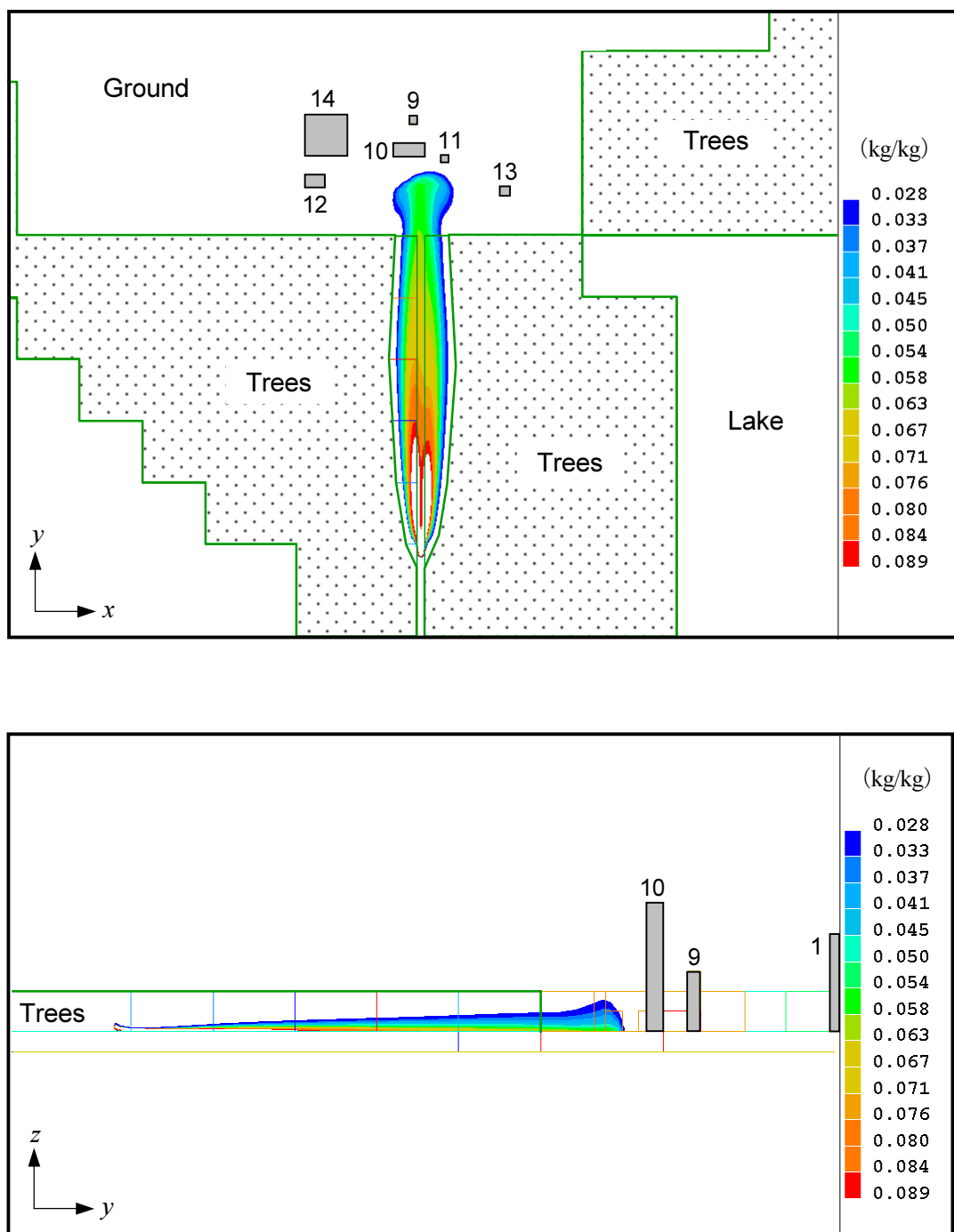


Fig. 3.9 Cross sectional view of the leaked gas concentration distribution at $z = 0.76$ m (upper figure) and $x = 168.75$ m (lower figure) at 16.14 s after the initiation of the leak.

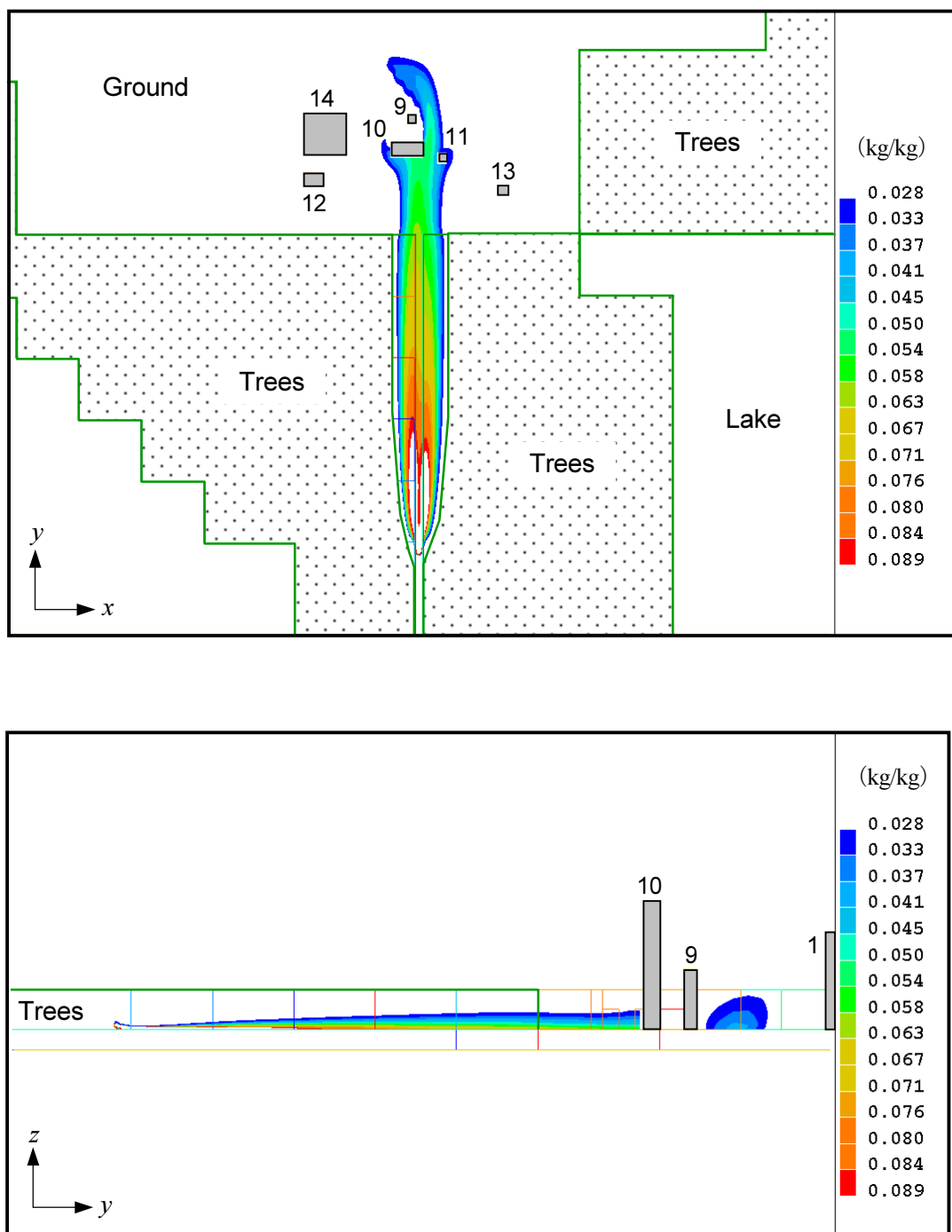


Fig. 3.10 Cross sectional view of the leaked gas concentration distribution at $z = 0.76$ m (upper figure) and $x = 168.75$ m (lower figure) at 60 s after the initiation of the leak.

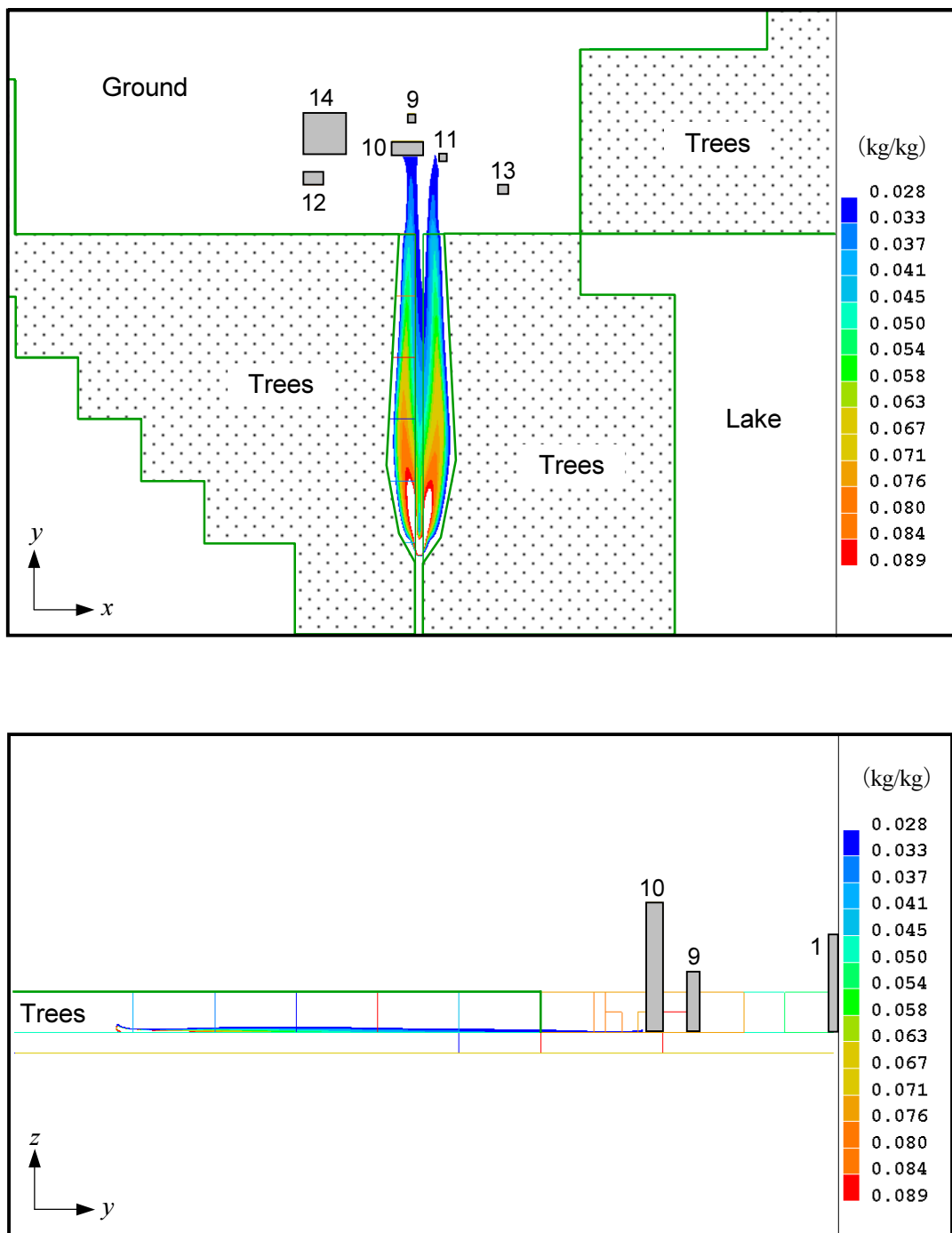


Fig. 3.11 Cross sectional view of the leaked gas concentration distribution at $z = 0.76$ m (upper figure) and $x = 168.75$ m (lower figure) at 120.92 s after the initiation of the leak.

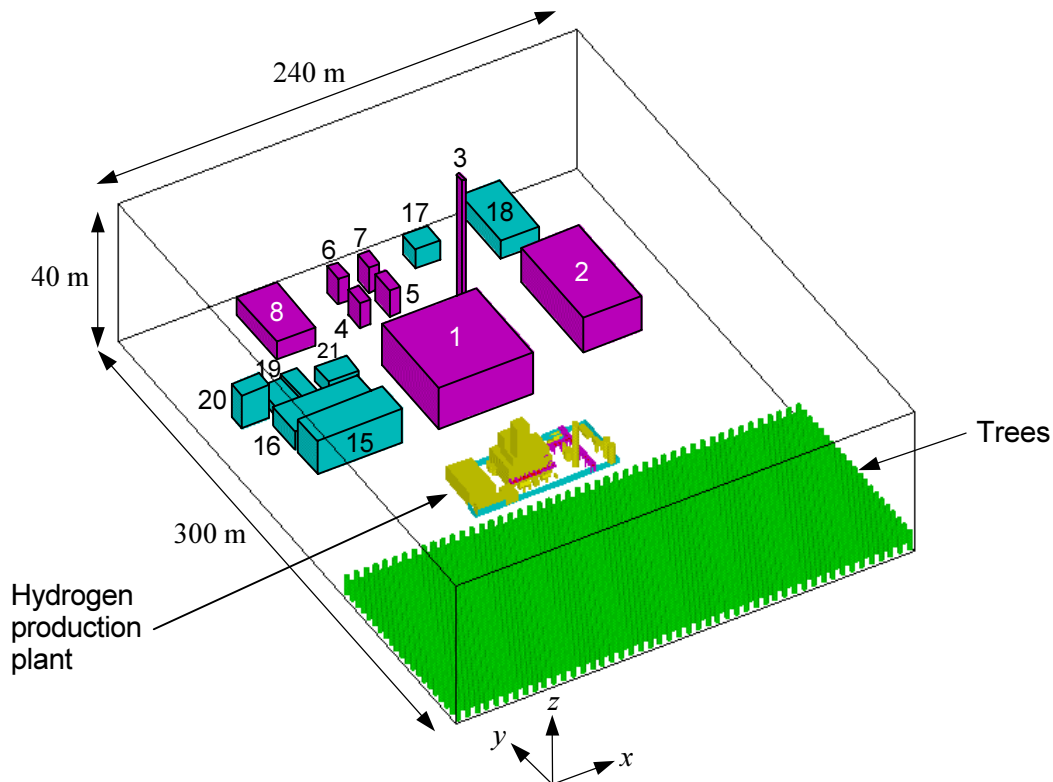


Fig. 3.12 Modeled domain and objects in the gas explosion analysis (3D) of scenario 1.

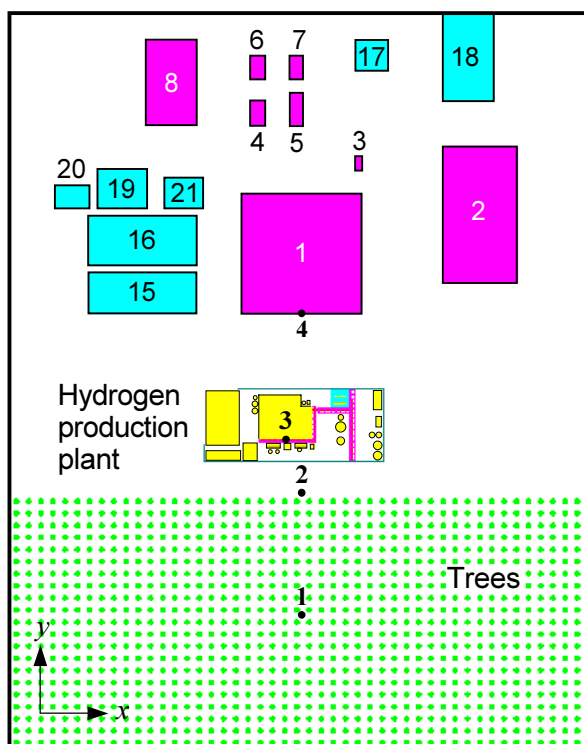


Fig. 3.13 Modeled domain and objects in the gas explosion analysis (2D) of scenario 1.

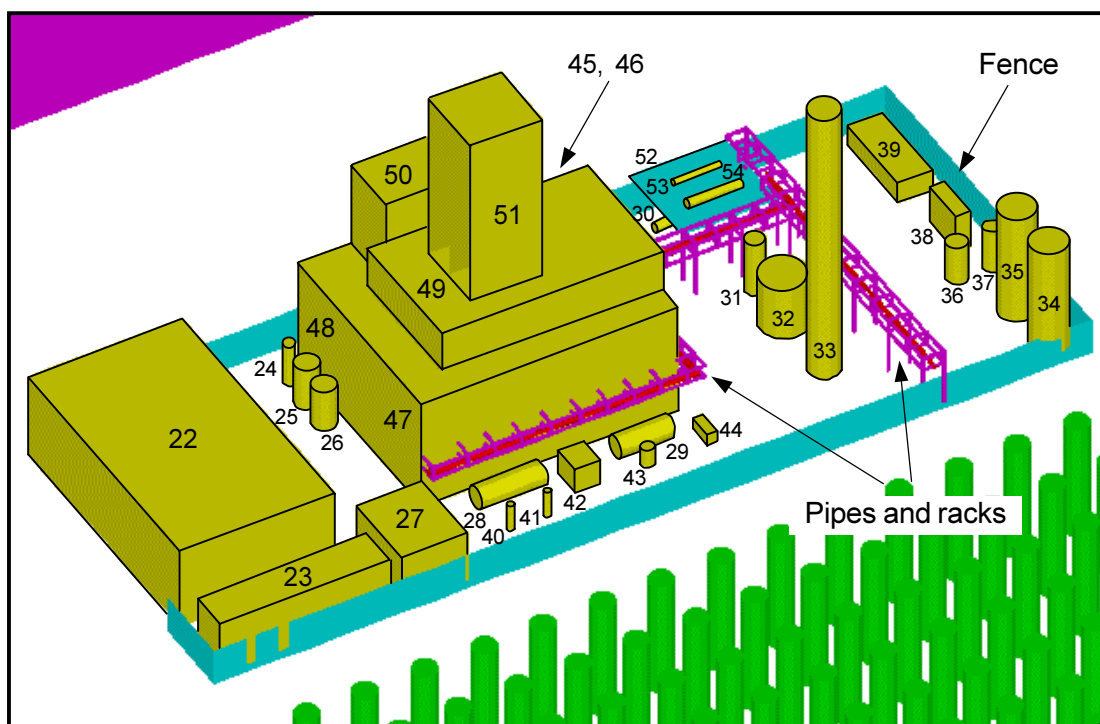


Fig. 3.14 Newly modeled objects in the gas explosion analysis (3D) of scenario 1.

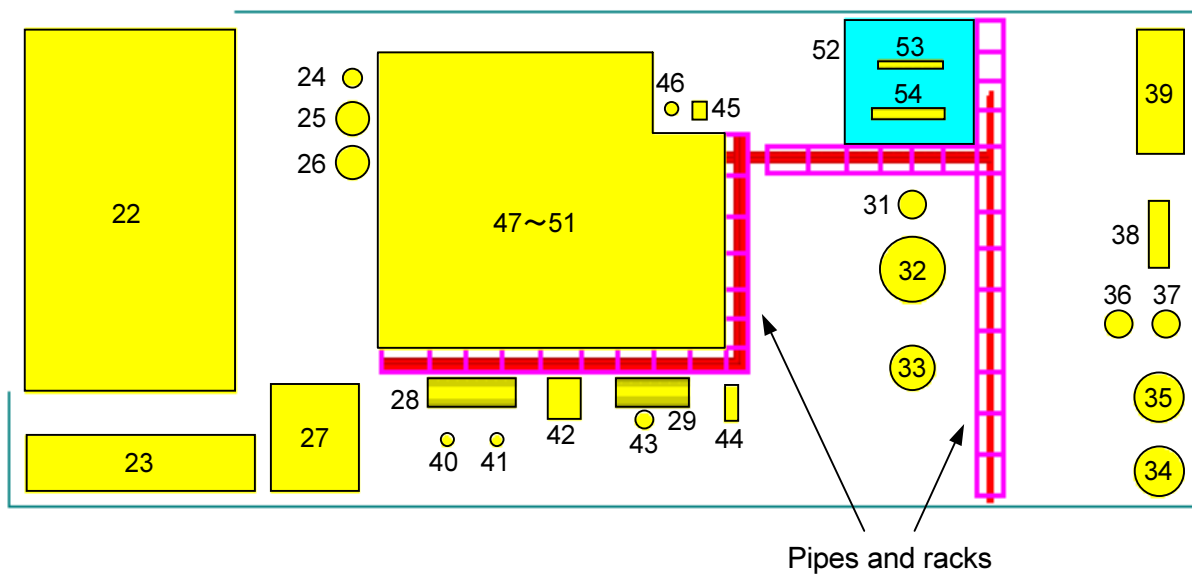


Fig. 3.15 Newly modeled objects in the gas explosion analysis (2D) of scenario 1.

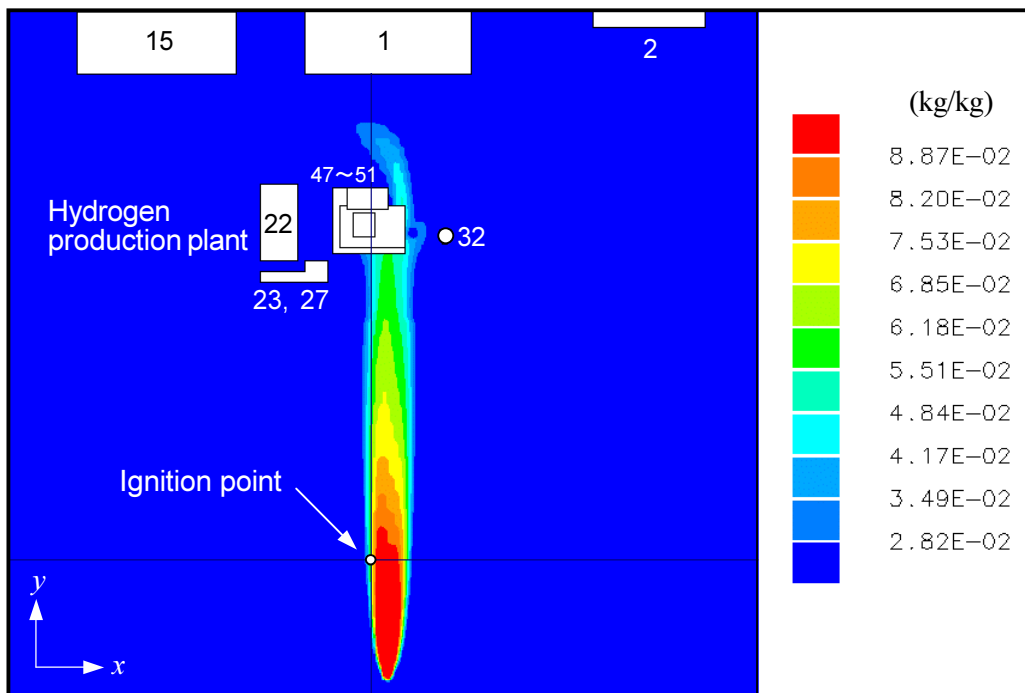


Fig. 3.16 Plan view of the initial concentration distribution of methane-air mixture on the ground and ignition point.

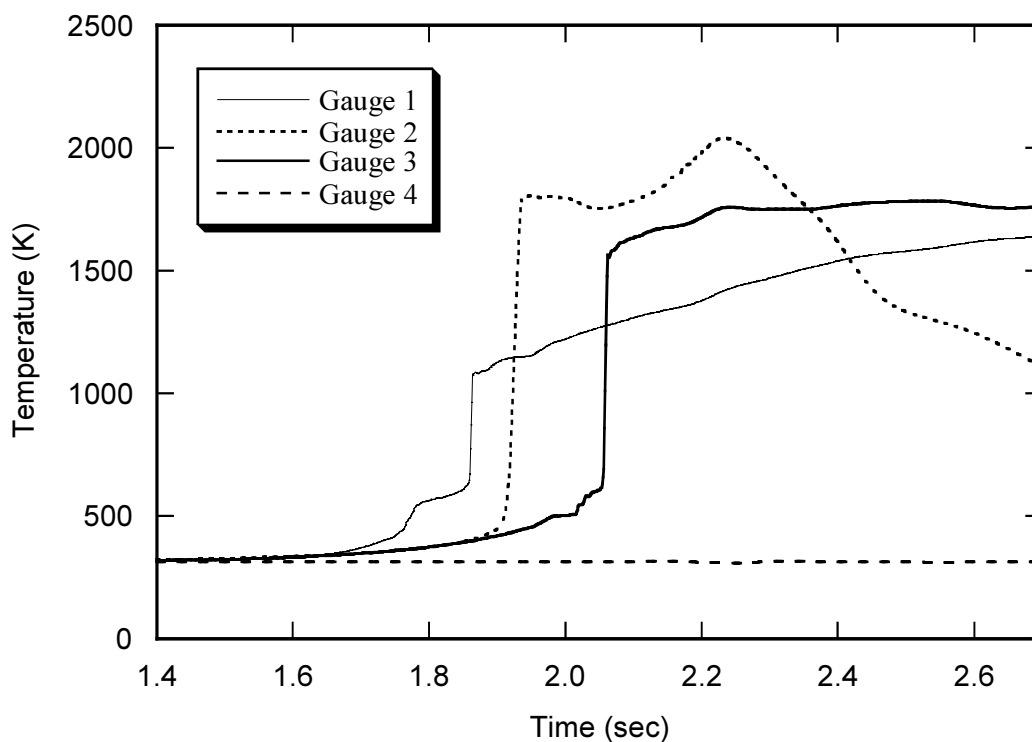


Fig. 3.17 Time history diagram of overpressure at each gauge point.

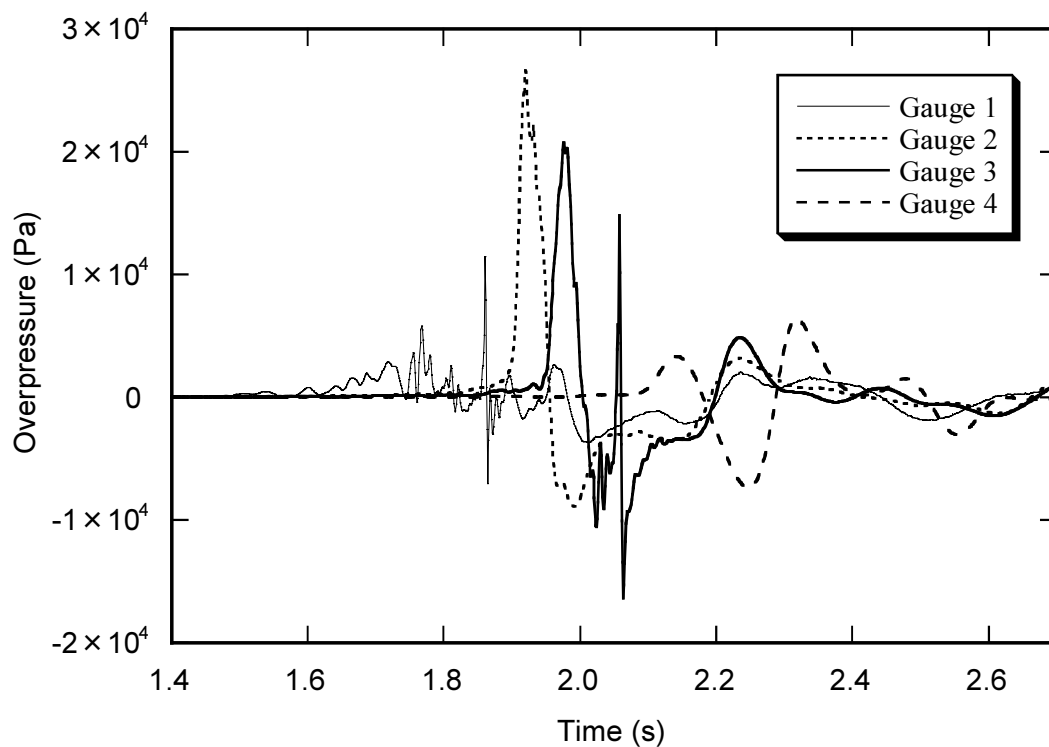


Fig. 3.18 Time history diagram of overpressure at each gauge point.

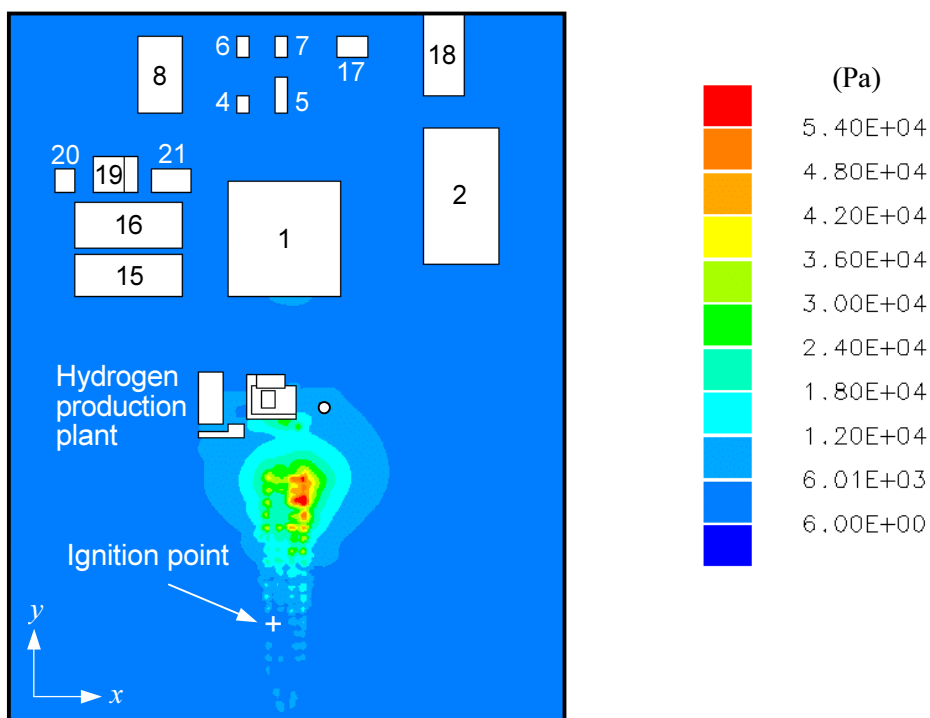


Fig. 3.19 Plan view of the maximum pressure distribution on the ground in each cell obtained through the gas explosion analysis.

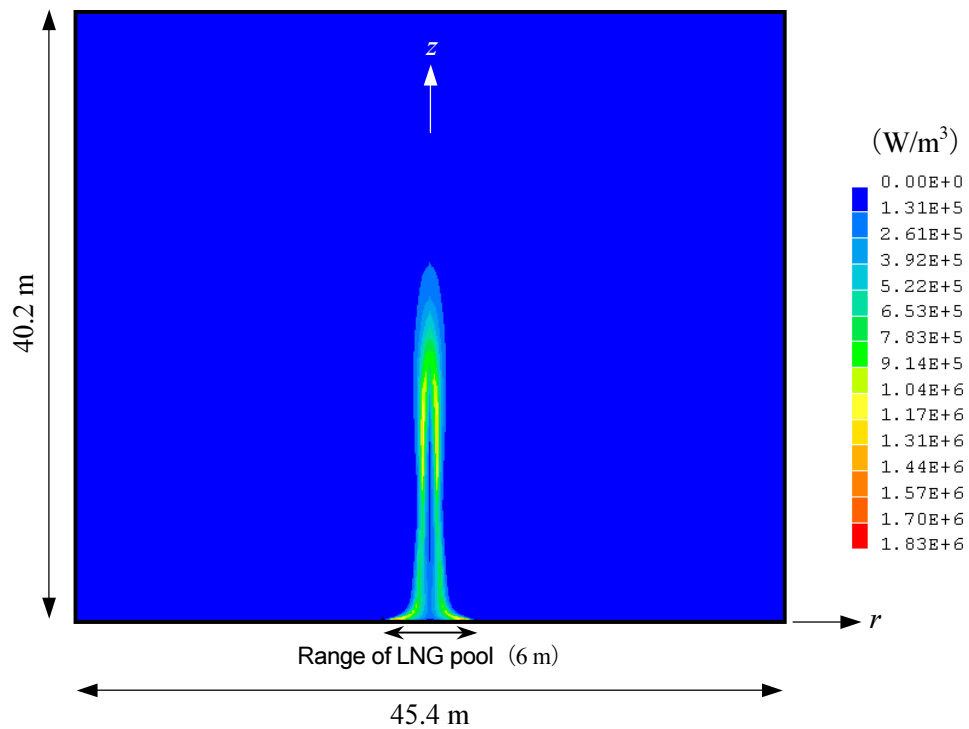


Fig. 3.20 Distribution of heating value.

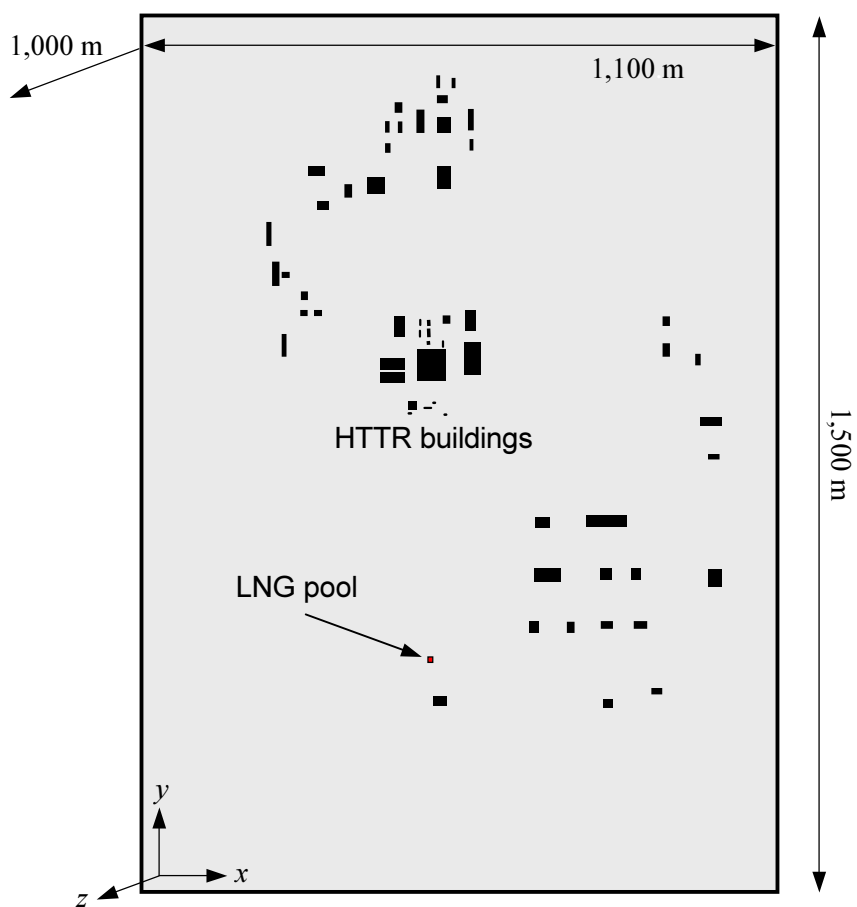


Fig. 3.21 Modeled domain and objects in the atmospheric current analysis of scenario 2.

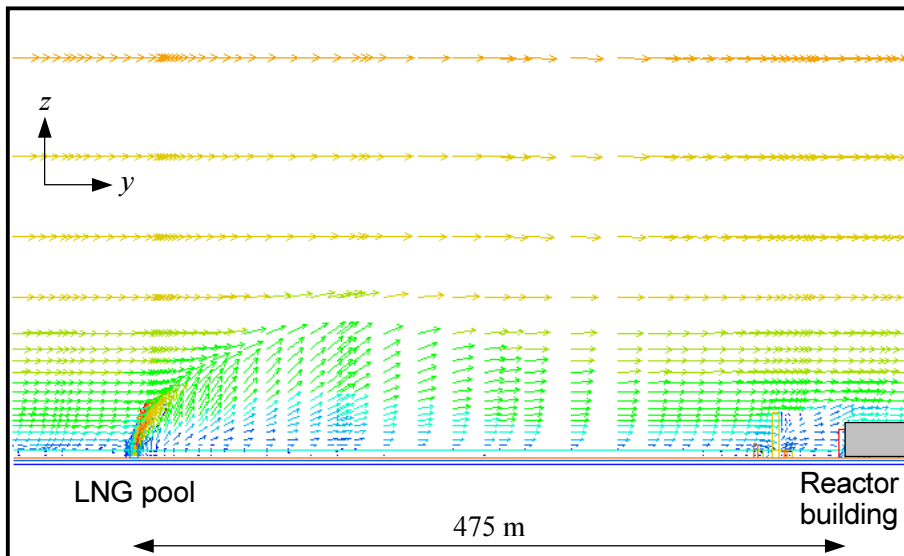


Fig. 3.22 Wind velocity distribution at 240 s after the initiation of the fire, raging from 1.64×10^{-2} to 11.7 m/s.

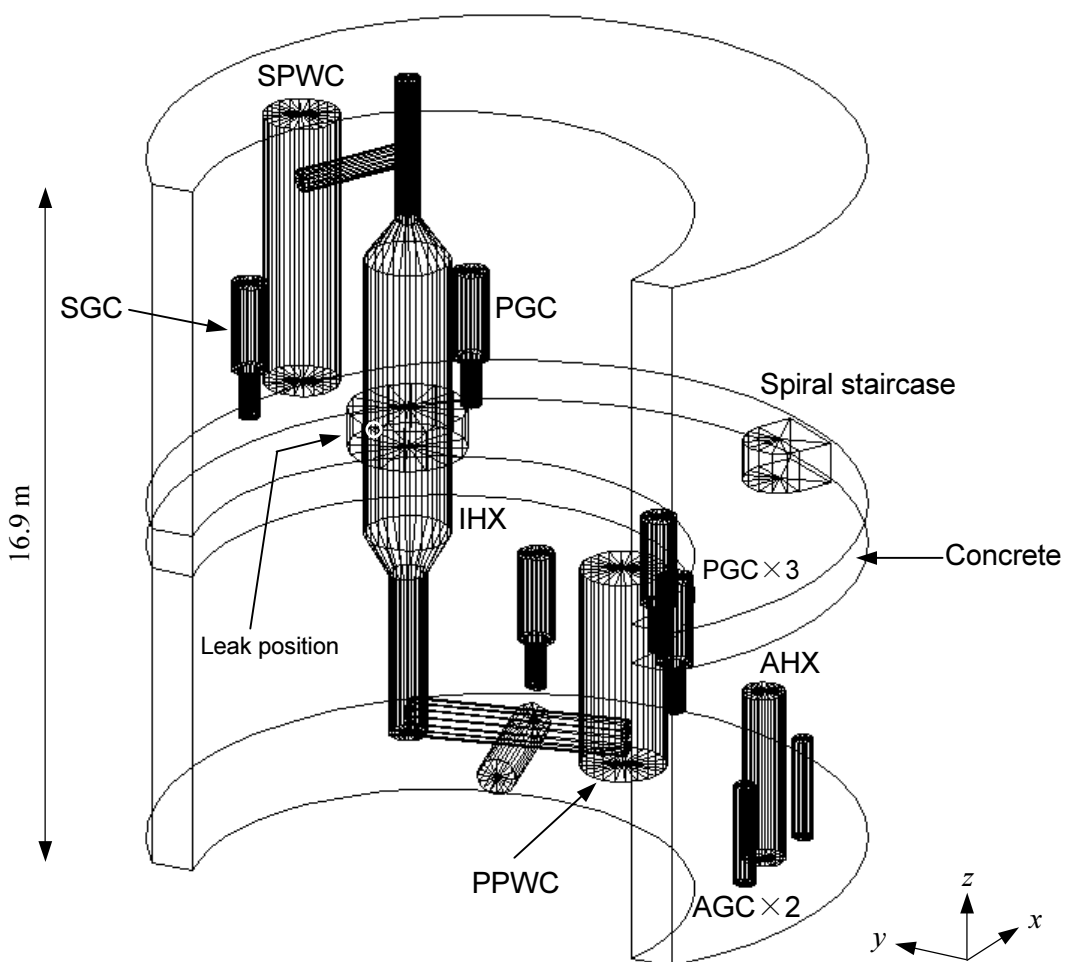


Fig. 3.23 Modeled domain and objects in the gas leakage and dispersion analysis of scenario 3.

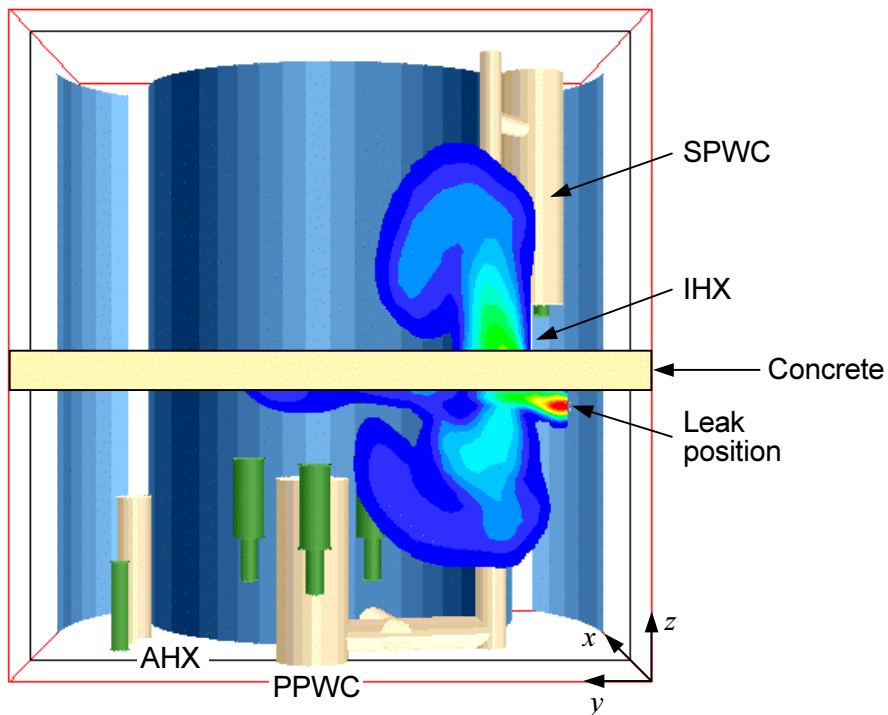


Fig. 3.24 Cross sectional view of the leaked gas concentration distribution at $x = 3.15$ m at 0.1sec after the initiation of the leak, ranging from 2.82 to 100 mass %.

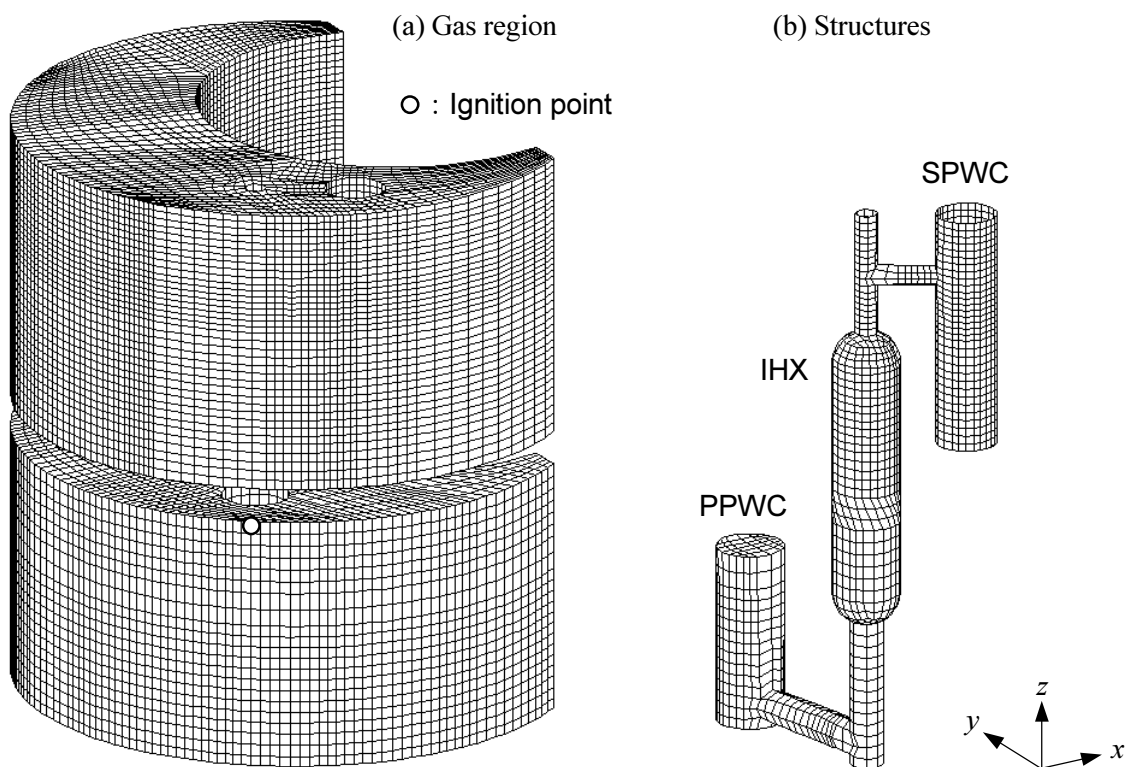


Fig. 3.25 Modeled domain and objects in the gas explosion analysis of scenario 3.

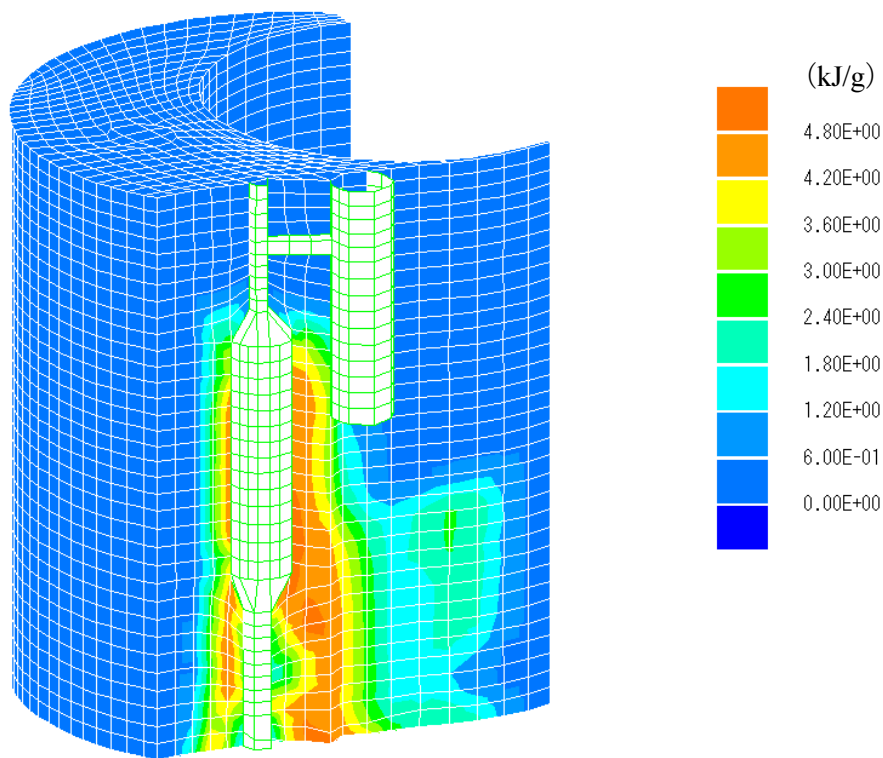


Fig. 3.26 Distribution of the initial concentration (internal energy) of methane-air mixture.

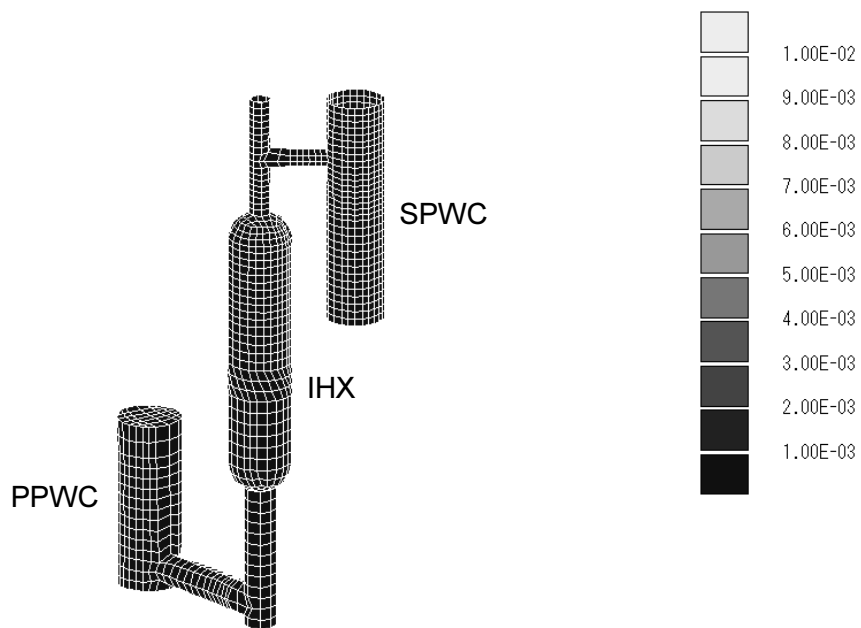


Fig. 3.27 Effective plastic strain distribution of structures in the containment vessel at 300 ms after the ignition.

This is a blank page.

第4章 核熱利用システムの火災・爆発に対する安全評価—その2

—準開放空間における天然ガス及びメタンの爆発特性—

4.1 緒 論

HTTR 水素製造システムのように高温ガス炉を用いた水素製造システムでは、原子炉に水素製造プラントを接続し、原子炉近傍において多量の可燃性流体を取り扱うことになる。しかしながら、これによって原子炉の安全性が低下することがあってはならず、特に火災・爆発事故対策は安全上最も重要な課題の1つである。可燃性ガスの火災・爆発に関する安全対策を講じるためには、第3章で述べたように、想定した火災・爆発事象に対する影響評価が必要となるが、実スケールモデルで実験を行い、影響を評価することは困難なことから、数値解析コードを用いたシミュレーション技術の開発が重要となる。また、信頼性が高いシミュレーション技術が確立できれば、爆発条件（ガス濃度、ガスの総量、存在する物体等）の影響や講じる対策の効果を容易に調べることが可能となる。

HTTR 水素製造システムで取扱う可燃性流体は、水素製造の原料となる天然ガス及び生産ガスの水素である。このシステムでは、水素は貯蔵されず、フレアスタックにおいて燃焼処分されるため、天然ガス及びその主成分であるメタンが主に取扱う可燃性流体となる。

第3章で述べたように、天然ガスを原料とする水蒸気改質法を用いた高温ガス炉水素製造システムでは、天然ガス供給配管破断事故による開放空間における蒸気雲爆発が、想定される爆発事象の一つとして選定されている。しかしながら、そのような大規模爆発事象の実験を行うことは難しいため、事象評価は数値解析に依存することになる。数値的に高精度で原子炉への爆発事象の影響を予測するためには、対象可燃性ガスの小規模爆発実験を実行し、実験によって数値解析コードの検証を行う必要がある。

本章では、第3章に引き続き、核熱利用システムでの火災・爆発事象に対する安全評価として、天然ガス及びメタンの爆発実験を準開放空間において行う。対象ガスの爆発に伴う発生圧力や火炎伝播速度を測定することによって、それらの爆発特性を調査する。実験パラメータは、障害物の有無、着火源、ガスの種類及びガス濃度である。実験に加えて、実験を模擬した数値解析を、ガス爆発・爆風解析コード AutoReaGas を用いて実施し、コードの検証を行う。

4.2 ガス爆発実験

ガス爆発実験では、対象可燃性ガスを屋外に設置した薄膜製のテント中に封入し、着火直前に薄膜を切断・除去して、着火後の爆発に伴う発生圧力や火炎伝播速度を測定し、対象可燃性ガスの爆発特性を調査する。本節では、使用した実験装置、ガス爆発実験の概要及び結果と考察⁽¹⁾について述べる。

4.2.1 実験装置

実験に関連した装置は、ガスの着火操作やデータの記録を行うための遠隔操作制御室、可燃性ガスの注入及び混合装置、障害物を設置することができる試験台等から構成される。可燃性ガスは、試験台上に設置される薄膜のテント中に封入される。

Fig. 4.1 に、ポリエチレン製の薄膜を張るための支持枠（テント枠）と共に試験台上に設置された障害物の上面図及び側面からの断面図を示す。鉄パイプで組まれた矩形の支持枠に薄膜を張り、障害物の周囲を薄膜で被うことによって、可燃性ガスと空気の混合気を着火の直前まで封入しておくことができる。障害物の寸法は、縦横の長さが 1.93 m、高さが 0.97 m である。障害物は内径 15.9 mm、外径 21.3 mm の鉄パイプでできており、鉄パイプの各接合部は溶接されている。鉄パイプは水平及び垂直両方向に 99.1 mm のピッチで等間隔に並べられ、障害物中の空間に対する固体の割合は 10.9% である。パイプの開放端は、プラスチックの栓によって密閉されている。障害物を設置した実験でのテント寸法は、縦 2.22 m、横 2.22 m 及び高さ 1.13 m で、薄膜で覆われた空間の体積は 5.6 m³ である。鉄パイプによって占められる体積は 0.4 m³ であるので、正味のガス体積は 5.2 m³ となる。

Fig. 4.2 に、障害物が無い場合における試験台上に設置されたテント枠の上面図及び側面図を示す。障害物が無い実験でのテント寸法は縦 2.22 m、横 2.22 m 及び高さ 1.05 m で、薄膜で覆われた空間の体積は 5.2 m³ となる。従って、障害物の有無によって、正味のガス体積は変わらない。

なお、混合気を封入しておくための薄膜は、ガスの爆発時の膨張を妨げないように、ガスに着火する直前に切断し、取り除く仕組みとした。

4.2.2 実験ケース

Table 4.1 に、各実験ケースの実験条件を示す。可燃性ガスの種類、ガス濃度、障害物の有無及び着火源（着火エネルギー）を変えて、全 9 ケースの実験を行った。

(1) 可燃性ガスの種類

可燃性ガスとして、天然ガス（Natural Gas : NG）を模擬した都市ガス及びメタンを使用した。使用した天然ガス（都市ガス）の成分組成は、メタン 90 vol %、エタン 6 vol %、プロパン 3 vol % 及びブタン 1 vol % である。

(2) ガス濃度

天然ガス及びメタンの濃度は、9.5 vol % (Case 1~Case 5)、4.5 vol % (Case 6)、7.2 vol % (Case 7)、8.8 vol % (Case 8) 及び 13.1 vol % (Case 9) とした。天然ガスの理論混合比濃度は、8.6 vol % であり、メタンの理論混合比濃度は、9.5 vol % である。なお、水素の理論混合比濃度は、30 vol % である。また、大気圧・室温下での天然ガス（都市ガス）の可燃濃度範囲は 4.5~14.2 vol %、メタンの可燃濃度範囲は 5.0~15.0 vol % である。ガス濃度の測定精度は、Case 1~Case 5 に対して ±1%、Case 6~Case 9 に対して ±0.1% であった。

(3) 障害物

Case 1、Case 2 及び Case 6～Case 9 では、鉄パイプをジャングルジム状に積み上げた障害物を、薄膜中に封じられた可燃性ガスと空気の混合気中に置いた。Case 3～Case 5 では、障害物を使用しなかったが、薄膜中に封じられたガスの体積は障害物がある場合と同じ (5.2 m^3) となるようにした。

(4) 着火点位置及び着火エネルギー

混合気の着火は、容量性の放電装置とブリッジワイヤーを使い、混合気領域底面中心上で電気火花により行った。電気火花による着火のエネルギーは、約 40 J であった。Case 4 及び Case 5 では、より高い着火エネルギー (約 $5.2 \times 10^4 \text{ J}$) を与えるために、起爆剤として爆薬 (10 g の C-4 爆薬) を使用した。

なお、水素に関しては、(独) 新エネルギー・産業技術総合開発機構 (New Energy and Industrial Technology Development Organization : NEDO) の委託を受け、(財) エネルギー総合工学研究所 (The Institute of Applied Energy : IAE) が、本実験と同じ実験装置を用いた爆発実験を行っている⁽²⁾。参考として、IAE が行った水素を用いた爆発実験の条件 (2 ケース) を Table 4.1 に示す。

4.2.3 センサー及び着火点の位置

可燃性ガスを封入したテントの内外における圧力及びテント内における火炎伝播速度を見積もるための火炎先端到着時間 (Time-Of-Arrival : TOA) を測定するため、圧力センサー及びイオンピンを設置した。圧力測定では、高速のセンサー及び記録システムが必要となるが、 500 kHz 以上の周波数帯域のピエゾ型圧力センサー及び高速メモリレコーダを用いた。イオンピンは、静電探針とも呼ばれ、火炎面に生成するイオンを電流として検出するものであり、極めて高速で火炎を捉えることができる。

Fig. 4.2 に、障害物を設置しない実験での圧力センサー (P1～P3)、イオンピン (Ion 1～Ion 3) 及び着火点の位置を示す。Fig. 4.3 に、障害物を設置する実験での圧力センサー (P1～P5)、イオンピン (Ion 1～Ion 7) 及び着火点の位置を示す。Fig. 4.4 の断面図は、障害物中心での断面である。なお、Case 6～Case 9 では、7つのイオンピン (Ion 1～Ion 7) の各位置を、着火点から Fig. 4.4 に示された corner 1 への線に沿った位置に変更した。これは、着火点位置からの直線上にイオンピンを配置し、より精度良く火炎伝播速度を測定するためである。着火点位置は、試験台の中心 (混合気底面中心) 上とした。Fig. 4.4 に、可燃性ガス領域外部の開放空間における圧力測定位置を示す。開放空間における過圧は、テントの中心から外側へ3つの位置 (P6、P7 及び P8) で測定した。Table 4.2 に、着火点位置から圧力センサー (P1～P5) 及びイオンピン (Ion 1～Ion 7) までの距離を示す。

参考として Fig. 4.5 に、試験台上に設置されたテント枠、障害物及び設置された一部のセンサーの実物を示す。

4.2.4 実験結果及び考察

Table 4.3 に、ガス爆発実験から得られた、各測定点での最大ピーク過圧及びインパルス、火炎伝播速度の結果を示す。参考として、IAE が行った水素を用いた爆発実験の結果（2 ケース）も Table 4.3 に示す。

天然ガスの可燃下限界である 4.5 vol % のガス濃度であった Case 6 は、着火しなかった。天然ガスの可燃上限界に近い 13.1 vol % のガス濃度であった Case 9 は、着火はしたものの、弱い燃焼にとどまり、その生成圧力は 0.5 kPa を大きく下回った。両ケース共、有効な圧力データ及び TOA データを取得できなかった。

Fig. 4.6 に、障害物を用い、電気火花で着火した実験である Case 1（天然ガス濃度：9.5 vol %）、Case 2（メタン濃度：9.5 vol %）、Case 7（天然ガス濃度：7.2 vol %）及び Case 8（天然ガス濃度：8.8 vol %）に対する着火点からの距離と最大ピーク過圧との関係を示す。障害物内部の各圧力センサー（P1～P5）で測定された最大ピーク過圧の平均値と、開放空間の各圧力センサー（P6～P8）で測定された最大ピーク過圧を示している。Fig. 4.7 に、同じ 4 つの実験に対する着火点からの距離と最大ピークインパルスとの関係を示す。過圧とインパルスについては、付録 B を参照のこと。障害物内部で測定された最大ピーク過圧の平均値は、Case 1 の場合 33.3 kPa、Case 2 の場合 25.4 kPa、Case 7 の場合 17.2 kPa、Case 8 の場合 37.0 kPa であった。また、障害物内部で測定された最大ピーク過圧は、Case 1 の場合 P4 で 38.4 kPa、Case 2 の場合 P4 で 27.5 kPa、Case 7 の場合 P2 で 18.5 kPa、Case 8 の場合 P2 で 38.6 kPa であった。最大発生圧力は、ほぼ天然ガスの理論混合比濃度である Case 8 で生じた。天然ガスを使った実験（Case 1 及び Case 8）の最大ピーク過圧及びインパルスは、メタンを使った実験（Case 2）のものよりも大きくなった。これは天然ガスが、燃焼エネルギーがメタンよりも大きいエタン、プロパン及びブタンを含んでいるためであると考えられる。また、天然ガス濃度 9.5 ± 1 vol % の Case 1 及び 8.8 ± 0.1 vol % の Case 8 は、最大ピーク過圧及びインパルスに関して、相対的に良く一致していることがわかる。一方、理論混合比濃度よりも低い濃度であった天然ガス濃度 7.2 vol % の Case 7 は、Case 1 及び Case 8 と比べて、低い最大ピーク過圧及びインパルスとなった。

Fig. 4.8 に、Case 1、Case 2、Case 7 及び Case 8 の実験に対する火炎先端到達時間と着火点からの距離との関係を示す。実験から得られた火炎先端到達時間に関するデータを区分的に線形補間し、火炎伝播速度を求めた。火炎が障害物内を伝播するにつれ、Case 1 の場合 223.2 m/s まで、Case 2 の場合 165.3 m/s まで、Case 7 の場合 107.4 m/s まで、Case 8 の場合 155.8 m/s まで加速していることがわかる。天然ガス及びメタンの層流燃焼速度の最大値は 0.463 m/s 及び 0.37 m/s 程度であり、これらの速度は明らかにこれより大きい。これは、火炎が障害物内を伝播することによって乱流燃焼に遷移し、さらに障害物によって流れが乱されたことによって、燃焼の加速が促進されていることを示している。その結果、燃焼は、爆燃へと発達したが、爆ごうへは至らなかった。同じ実験装置を用いた 30 vol % の水素・空気混合気の爆発実験の場合、部分的に爆燃から爆ごうへの遷移が生じた⁽²⁾。Case 1 は、Case 8 の火炎伝播速度 155.8 m/s と比較して、より大きな速度 223.2 m/s を持っているが、Case 1 の最大ピーク過圧及びインパルスは、Case 8 のものよりわずかに小さい。Tang 及び Baker⁽³⁾ によって示されたように、より大きな火炎速度は、より大きな圧

力とインパルスを生成するはずである。Case 1 で用いたイオンピンは、障害物内の様々な位置に設置されており、Case 8 のように着火点へ向けて単一線上に設置されていなかった。これが、2 ケース間の違いの原因である可能性がある。あるいは、その違いは、ケース間のばらつきの結果に過ぎないか、Case 1 の天然ガス濃度 9.5 vol % に対する測定誤差±1%のためかもしれない（誤差を考えると、Case 1 の天然ガス濃度は、より理論混合比濃度に近かった可能性がある。）。

障害物を用いず、電気火花で着火した実験である Case 3（天然ガス濃度：9.5 vol %）で発生した過圧は、実験で使われたセンサーの測定限界近くであり、ノイズと熱的ドリフトが著しく影響した。発生過圧は、天然ガスと空気の混合気内において約 0.6 kPa 以下であった。

Fig. 4.9 に、障害物を用いない、10 g の C-4 爆薬で着火した実験である Case 4（天然ガス濃度：9.5 vol %）及び Case 5（メタン濃度：9.5 vol %）に対する着火点からの距離と最大ピーク過圧との関係を示す。Fig. 4.10 に、同じ実験に対する着火点からの距離と最大ピークインパルスとの関係を示す。Case 4 及び Case 5 で得られた最大ピーク過圧及びインパルスを評価するために、図中に 10 g の C-4 爆薬のみで構成された実験の結果も載せている。燃料・空気混合気内の各圧力センサーで測定された最大ピーク過圧の平均値は、Case 4 の場合 101.0 kPa、Case 5 の場合 80.2 kPa となった。燃料・空気混合気内で測定された最大ピーク過圧は、Case 4 の場合 P1 で 117.8 kPa、Case 5 の場合 P3 で 85.5 kPa であった。10 g の C-4 爆薬で起爆された実験である Case 4 及び Case 5 で測定された最大ピーク過圧及びインパルスは、Fig. 4.9 及び Fig. 4.10 に示されるように、本質的には起爆剤に依存したものであった。しかしながら、最大ピーク過圧及び開放空間の最大ピークインパルスは、10 g の C-4 爆薬のみの実験より大きく、可燃性ガスの付加的寄与が認められた。

Fig. 4.11 に、Case 3、Case 4 及び Case 5 の実験に対する火炎先端到達時間と着火点からの距離との関係を示す。これらの火炎伝播速度は、障害物による加速効果がないために、障害物を用いた実験のものよりもずっと小さくなった。電気火花で着火した Case 3 で生じた燃焼は、混合気床面に沿って約 7.5 m/s の定常火炎伝播速度を作り出した。10 g の C-4 爆薬は、爆発初期に燃焼を加速させる。従って、火炎伝播速度は、着火点から離れるにつれて、Case 4 の場合 18.5 m/s に、Case 5 の場合 10.7 m/s に減衰している。天然ガスを用いた Case 4 及びメタンを用いた Case 5 では、10 g の C-4 爆薬を着火源とした場合でも爆燃から爆ごうへの遷移あるいは直接爆ごうには至らなかったが、30 vol % の水素を用いた場合には、爆ごうが生じた⁽²⁾。

Fig. 4.12 及び Fig. 4.13 に、電気火花で着火した実験の中で、最も大きな圧力が発生した Case 8 の P2（障害物内）及び P6（障害物外）における過圧及びインパルス測定値の時間変化を示す。図からわかるように過圧（圧力波）は、波面が急に立ち上がっており、しばらく正圧部が続いた後、負圧部が変わる。

4.3 ガス爆発実験を模擬した数値解析

ガス爆発・爆風解析コード AutoReaGas を用いて、本実験を模擬した数値解析を行い、過圧及びインパルスを求め、実験結果と比較して、解析結果の妥当性を評価する。AutoReaGas は、可燃性ガスの爆発による圧力波の生成と影響及び周囲への爆風伝播と影響を解析する 3次元 CFD コードであり、爆燃を解析するソルバーと、爆風の伝播、構造物による反射・回折を解析するソル

バーが備わっている（第3章及び付録C.2参照）。本解析は、ガス爆発解析と爆風解析の2段階に分割して行われる。まず、ガス爆発解析により、爆発に伴う混合気領域周辺の圧力分布を求める。次に、求めた圧力分布を初期条件として、より広範囲の領域における爆風（圧力波）の伝播を解析する。本節では、解析の概要及び結果と考察⁽¹⁾について述べる。

4.3.1 解析モデル

(1) 解析領域及びセル分割

Fig. 4.14 に、障害物を用いた実験に対するガス爆発解析及び爆風解析のための解析領域を示す。座標系には直交座標系を用い、 $x-y-z$ の3次元非定常解析とした。

ガス爆発解析に対する解析領域は、 x 方向に 20 m、 y 方向に 20 m 及び z 方向に 10 m とした。セル分割数は、 x 方向に 60 分割、 y 方向に 60 分割及び z 方向に 30 分割で、合計 108,000 セルとし、燃焼の生じる混合気領域（ x 方向 2.4 m、 y 方向 2.4 m 及び z 方向 1.2 m）及びその周囲を立方体セル（セル長 0.15 m）を用いて分割し、その外側領域では、セル長を徐々に拡張するセル配置を採用した。

爆風解析に対する解析領域は、着火点（実験と同じ混合気領域底面中心上）片側の x 方向に 50 m、 y 方向に 40 m 及び z 方向に 10 m とし、ガス爆発解析により求めた圧力分布を初期条件とするため、ガス爆発解析の半分の領域を含んでいる。セル分割数は、 x 方向に 240 分割、 y 方向に 80 分割及び z 方向に 40 分割で、合計 768,000 セルとした。初期に圧力波が存在する領域では、セル長が 0.15 m（ガス爆発解析の最小セル長と同じ）になるようセル分割し、その周囲領域では、セル長を徐々に拡張するセル配置を採用した。

ガス爆発解析のセル長（0.15 m）を決定するに当たり、セル長を変更した解析を数ケース行った。セル長が、短すぎると発生圧力は実験と比べて大きくなり、長すぎると小さくなった。従って、セル長には最適サイズが存在し、実験結果等を基に、個々の解析モデルに適したセルサイズを選択する必要がある。

(2) モデル化した物体

ガス爆発解析では、解析領域内の物体として、ジャングルジム状の障害物（4.2.1節参照）をモデル化し、混合気領域底面中央に配置した。モデル化した障害物は、少なくとも2つの方向でローカルセルサイズより小さいので、流れの抵抗と乱流ソースとしてモデル化する Subgrid 物体とした。

爆風解析では、解析領域内において、物体をモデル化しなかった。

(3) 爆風解析の初期圧力分布

ガス爆発解析によって得られた、適切な時刻における圧力分布を、爆風解析の初期条件として、解析領域に割り当てた。燃焼が終わって発生圧力がこれ以上成長しなくなり、かつ解析領域の境界から圧力のエネルギーが逃げる以前の時刻のガス爆発解析結果を、爆風解析の初期条件とする必要がある。

(4) ゲージ点

解析領域内の過圧等を記録するため、実験で設置された圧力センサー (P1~P8) と同じ位置に、ゲージ点を設定した。また、火炎伝播速度を計算するため、着火点から障害物上角方向にもゲージ点を設定した。

(5) 解析ケース

ガス濃度に関して±0.1%の高い精度を持った実験ケース Case 7 及び Case 8 を模擬した解析を行った。また、解析においても障害物による燃焼加速の効果を確認するため、Case 8 で障害物が無い場合の解析も行った。

4.3.2 解析結果及び考察

Table 4.4 に、Case 7 及び Case 8 を模擬した数値解析から得られた、各測定点 (ゲージ点) での最大ピーク過圧及びインパルス、火炎伝播速度の結果を示す。Fig. 4.15 及び Fig. 4.16 に、Case 7 及び Case 8 に対する実験と数値解析間の最大ピーク過圧及びインパルスの比較を示す。解析による障害物内部の最大ピーク過圧は、ガス爆発解析から得られたものであり、解析による開放空間 (P6、P7 及び P8) の最大ピーク過圧は、爆風解析から得られたものである。

解析による障害物内部の各ゲージ点における最大ピーク過圧及びインパルスの平均値は、Case 7 の場合 15.5 kPa 及び 113.0 Pa·s、Case 8 の場合 34.9 kPa 及び 240.8 Pa·s となった。一方、実験による障害物内部の最大ピーク過圧及びインパルスの平均値は、Case 7 の場合 17.2 kPa 及び 114.5 Pa·s、Case 8 の場合 37.0 kPa 及び 192.4 Pa·s である。解析による開放空間の最大ピーク過圧及びインパルスは、Case 7 の場合 P6 で 2.1 kPa 及び 15.8 Pa·s、P7 で 1.3 kPa 及び 10.3 Pa·s、P8 で 0.9 kPa 及び 7.6 Pa·s、Case 8 の場合 P6 で 6.2 kPa 及び 33.2 Pa·s、P7 で 3.7 kPa 及び 22.6 Pa·s、P8 で 2.3 kPa 及び 17.0 Pa·s となった。一方、実験による開放空間の最大ピーク過圧及びインパルスは、Case 7 の場合 P6 で 3.7 kPa 及び 14.0 Pa·s、P7 で 1.7 kPa 及び 7.2 Pa·s、P8 で 0.9 kPa 及び 3.8 Pa·s、Case 8 の場合 P6 で 9.2 kPa 及び 20.5 Pa·s、P7 で 4.0 kPa 及び 10.8 Pa·s、P8 で 2.0 kPa 及び 6.0 Pa·s である。図から分かるように、実験結果及び解析結果は、特に障害物内部において良く一致している。これは、Subgrid でモデル化した障害物の影響が、効果的に見積もられていることを示している。一方、解析による開放空間の最大ピーク過圧は、P6 において実験によるものより比較的小さく、開放空間の最大ピークインパルスは、特に Case 8 において実験によるものよりも比較的大きい。これは、ガス爆発解析から爆風解析への切り替えのタイミングやセルサイズに影響を受けているものと考えられる。

Fig. 4.17 に、障害物内部での火炎の加速の様子を示す。火炎は、Case 7 の場合 94.1 m/s まで、Case 8 の場合 170.6 m/s まで加速している。解析においても、実験とほぼ同様の速度まで火炎が加速していることがわかる。

Case 8 で、障害物が無い場合の解析を行ったところ、過圧は 0.1 kPa 以下であり、ほとんど圧力上昇は無かった。解析においても、障害物によって発生圧力が増大することが確認できた。本解析において、障害物は Subgrid 物体としてモデル化した。AutoReaGas において Subgrid 物体は、

乱流を誘起するものとしてモデル化されており、それを反映した結果と言える。

Fig. 4.18、Fig. 4.19、Fig. 4.20 及び Fig. 4.21 に、Case 8 の P2 及び P6 における過圧及びインパルスの時間変化の実験値と解析値の比較を示す。過圧及びインパルスのピーク値や波形は、比較的良く一致している。ただし、ピーク値の出現時間は、解析値の方が実験値よりも遅くなっている。この原因として、数値解析では測定開始時刻（着火時刻）が確実に 0 秒であるのに対し、実験では測定系等の誤差により、測定開始時刻にズレが生じたことが考えられる。

以上により、通常安全評価に用いられる最大ピーク過圧に関しては、実験値と解析値は良く一致しており、AutoReaGas によってガス爆発評価を精度良く行えることを確認した。

4.4 結論

可燃性ガスの種類（天然ガス及びメタン）、ガス濃度、障害物の有無及び着火エネルギーを変えて、全 9 ケースのガス爆発実験を行った。実験に加えてガス爆発・爆風解析コード AutoReaGas を用いた数値解析を行った。本章で得られた結論は、次のとおりである。

(1) 可燃性ガスの種類の影響

燃料・空気混合気中の最大ピーク過圧及びインパルスは、メタンの混合気より天然ガスの混合気の方がわずかに大きかった。これは、天然ガスが、メタンより燃焼エネルギーの大きいエタン、プロパン及びブタンを成分として含んでいるためである。

(2) ガス濃度の影響

天然ガスの可燃下限界における実験では、着火せず、可燃上限界における実験では、着火したものの、発生した過圧は、0.5 kPa 以下であった。電気火花によって着火された爆発実験において、発生した過圧は、天然ガスの理論混合比濃度で最大であった。

(3) 障害物の影響

障害物の格子は、乱流を誘導し、火炎伝播速度を加速させ、燃焼を爆燃へと発達させた。しかしながら、爆ごうへは遷移しなかった。障害物を用いた実験に対する火炎伝播速度は、混合気内において 100 m/s を超える一定値へと加速した。障害物を用いなかった天然ガス・空気混合気の爆発は、混合気内部で 0.6 kPa 以下の圧力と、低い一定の火炎伝播速度を作り出した。

(4) 着火エネルギーの影響

天然ガス・空気混合気またはメタン・空気混合気を、少量の爆薬（10 g の C4 爆薬）を用いて着火した場合、測定された過圧及びインパルスは、本質的には爆薬によって作り出されたものであった。火炎伝播速度は、爆薬を用いて着火した実験の場合、爆発初期に加速し、その後一定値へと減速した。準開放空間における天然ガス・空気混合気またはメタン・空気混合気の場合、着火源として爆薬を用いても、爆ごうには至らなかった。

(5) 実験結果及び解析結果の比較

実験結果との比較によって、ガス爆発・爆風解析コード **AutoReaGas** の検証を行った。数値解析の結果は、障害物内部の最大ピーク過圧及びインパルスに対して実験結果と良く一致した。

これらの実験及び解析の結果から、対象ガスの基本的爆発挙動が明らかとなり、また **AutoReaGas** を用いて HTR 水素製造システムにおけるガス爆発事象を精度良く模擬できる見通しを得ることができた。

参考文献

- (1) Y. Inaba, T. Nishihara, M. Groethe and Y. Nitta ;
‘Study on Explosion Characteristics of Natural Gas and Methane in Semi-Open Space for the HTTR Hydrogen Production System’,
Nucl. Eng. Des., 232 (2004), pp. 111–119.
- (2) (独) 新エネルギー・産業技術総合開発機構 ;
「水素利用国際クリーンエネルギーシステム技術 (WE-NET) タスク2 安全対策に関する調査・研究」
NEDO-WE-NET-0102、(2002).
- (3) M.J. Tang and Q.A. Baker ;
‘A New Set of Blast Curves from Vapor Cloud Explosions’,
Process Safety Progress, 18-3 (1999), pp. 235–240.

Table 4.1 Experimental conditions

Case No.	Gas	Gas concentration (vol %)	Configuration	Ignition source
1	NG+Air	9.5±1	With obstacle	Spark
2	Methane+Air	9.5±1	With obstacle	Spark
3	NG+Air	9.5±1	Without obstacle	Spark
4	NG+Air	9.5±1	Without obstacle	10 g C-4
5	Methane+Air	9.5±1	Without obstacle	10 g C-4
6	NG+Air	4.5±0.1	With obstacle	Spark
7	NG+Air	7.2±0.1	With obstacle	Spark
8	NG+Air	8.8±0.1	With obstacle	Spark
9	NG+Air	13.1±0.1	With obstacle	Spark
*1	Air	—	Without obstacle	10 g C-4
*2	H ₂ +Air	30	With obstacle	Spark
*3	H ₂ +Air	30	Without obstacle	10 g C-4

*1 : Explosion of only 10 g C-4.

*2, *3 : H₂ experiments by IAE ⁽²⁾ .

Table 4.2 Distance from the ignition point to sensors

Sensor No.	Distance from ignition point (m)		Sensor No.	Distance from ignition point (m)		
	Case 1, 2, 6, 7, 8, 9	Case 3, 4, 5		Case 1, 2	Case 6, 7, 8, 9	Case 3, 4, 5
P1	0.931	0.75	Ion 1	0.932	0.051	0.8
P2	1.025	0.85	Ion 2	1.025	0.102	0.9
P3	1.025	0.95	Ion 3	1.025	0.254	1.0
P4	1.311		Ion 4	1.312	0.508	
P5	0.926		Ion 5	0.926	0.762	
P6	11		Ion 6	0.537	1.016	
P7	21		Ion 7	1.296	1.524	
P8	41					

Table 4.3 Results of explosion experiments

Case No.	Maximum peak overpressure (kPa)								Maximum peak impulse (Pa·s)								Flame propagation velocity** (m/s)
	Inside fuel-air mixture				Free field				Inside fuel-air mixture				Free field				
	P1	P2	P3	P4	P5	P6	P7	P8	P1	P2	P3	P4	P5	P6	P7	P8	
1	32.90	32.45	34.12	38.38	28.70	7.33	3.63	1.34	185.60	166.81	184.82	137.25	168.96	17.88	9.46	4.49	223.2
2	25.43	25.48	26.57	27.49	22.05	5.18	2.88	1.06	159.33	138.54	150.02	115.27	151.74	15.88	8.50	3.94	165.3
3	0.64	0.56	0.40			0.18	0.09	0.03	—	—	—			—	—	—	7.5
4	117.77	92.42	92.91			2.36	0.97	0.35	32.52	26.27	32.72			2.26	1.11	0.54	18.5
5	81.45	73.70	85.45			1.97	0.92	0.33	24.57	18.08	21.37			1.73	0.93	0.42	10.7
6	No ignition								—	—	—	—	—	—	—	—	—
7	16.72	18.45	17.55	17.08	16.40	3.67	1.68	0.91	122.01	124.66	116.79	92.24	116.90	14.03	7.24	3.75	107.4
8	34.94	38.57	37.82	38.14	35.57	9.20	4.00	2.04	195.77	204.97	198.51	153.11	209.69	20.50	10.76	5.95	155.8
9	Well below 0.5 kPa								—	—	—	—	—	—	—	—	—
*1	62.90	48.54	64.55			1.79	0.77	0.26	29.66	22.80	31.24			1.24	0.66	0.29	—
*2	764			3,270		23	7.3	2.7						42			780
*3					1290	23	7.9	2.7						45			1,980

*1 : Explosion of only 10 g C-4.

*2, *3 : Experimental results by IAE ⁽²⁾ .

** : Flame propagation velocity at the edge of fuel-air mixture.

Table 4.4 Results of explosion analyses

Case No.	Maximum peak overpressure (kPa)								Maximum peak impulse (Pa·s)								Flame propagation velocity** (m/s)		
	Inside fuel-air mixture				Free field				Inside fuel-air mixture				Free field						
	P1	P2	P3	P4	P5	P6	P7	P8	P1	P2	P3	P4	P5	P6	P7	P8			
1																			
2																			
3																			
4																			
5																			
6																			
7	14.82	15.87	18.00	14.93	13.97	2.05	1.31	0.88	121.22	116.22	112.31	96.05	119.83	15.76	10.34	7.61		94.1	
8	31.54	32.89	38.35	39.48	32.03	6.16	3.74	2.26	254.69	246.18	241.07	208.79	252.75	33.19	22.61	17.00		170.6	
9																			
*1																			
*2																			
*3																			

** : Flame propagation velocity at the edge of fuel-air mixture.

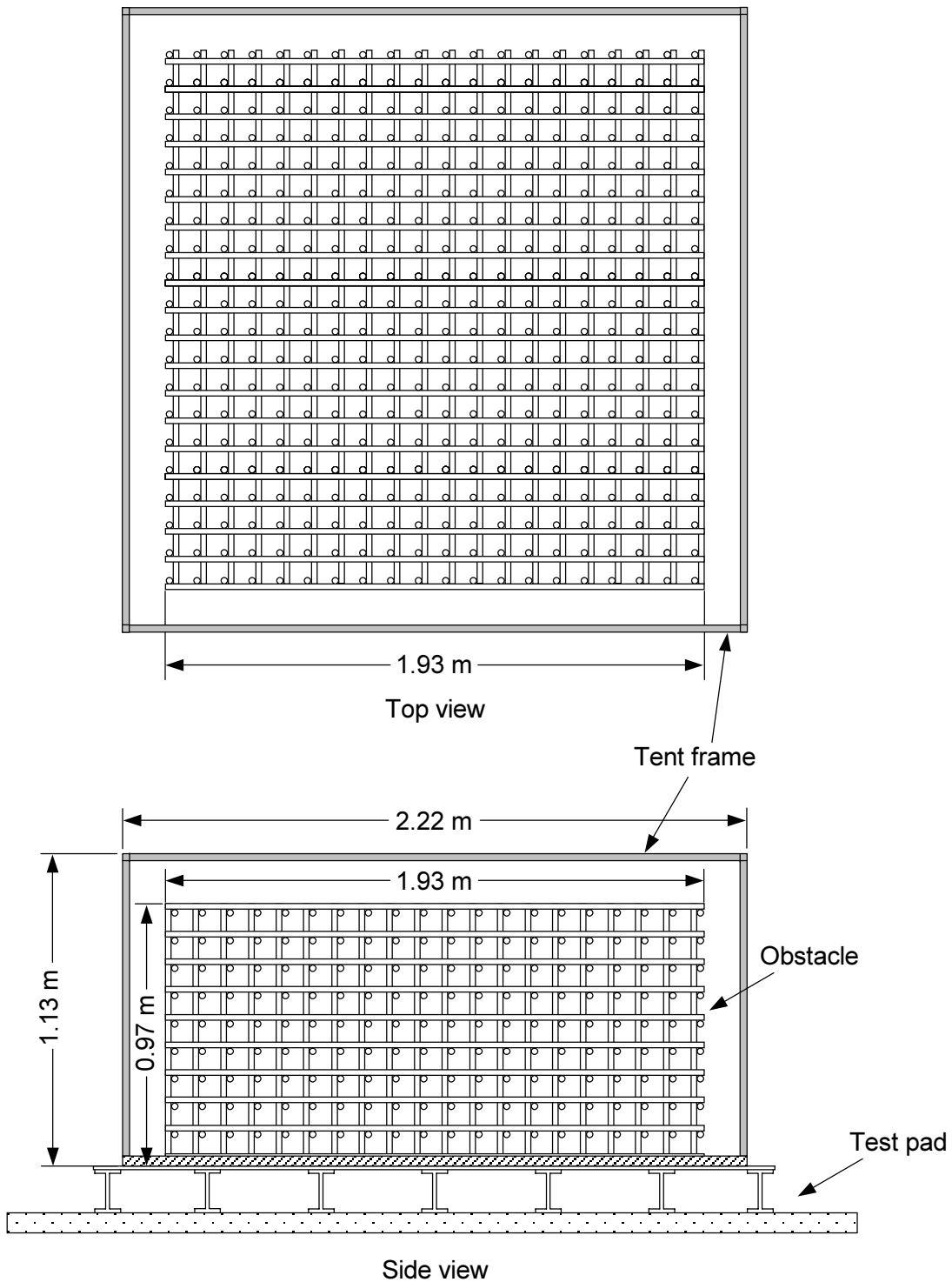


Fig. 4.1 Tent and obstacle design for experiments with the obstacle.

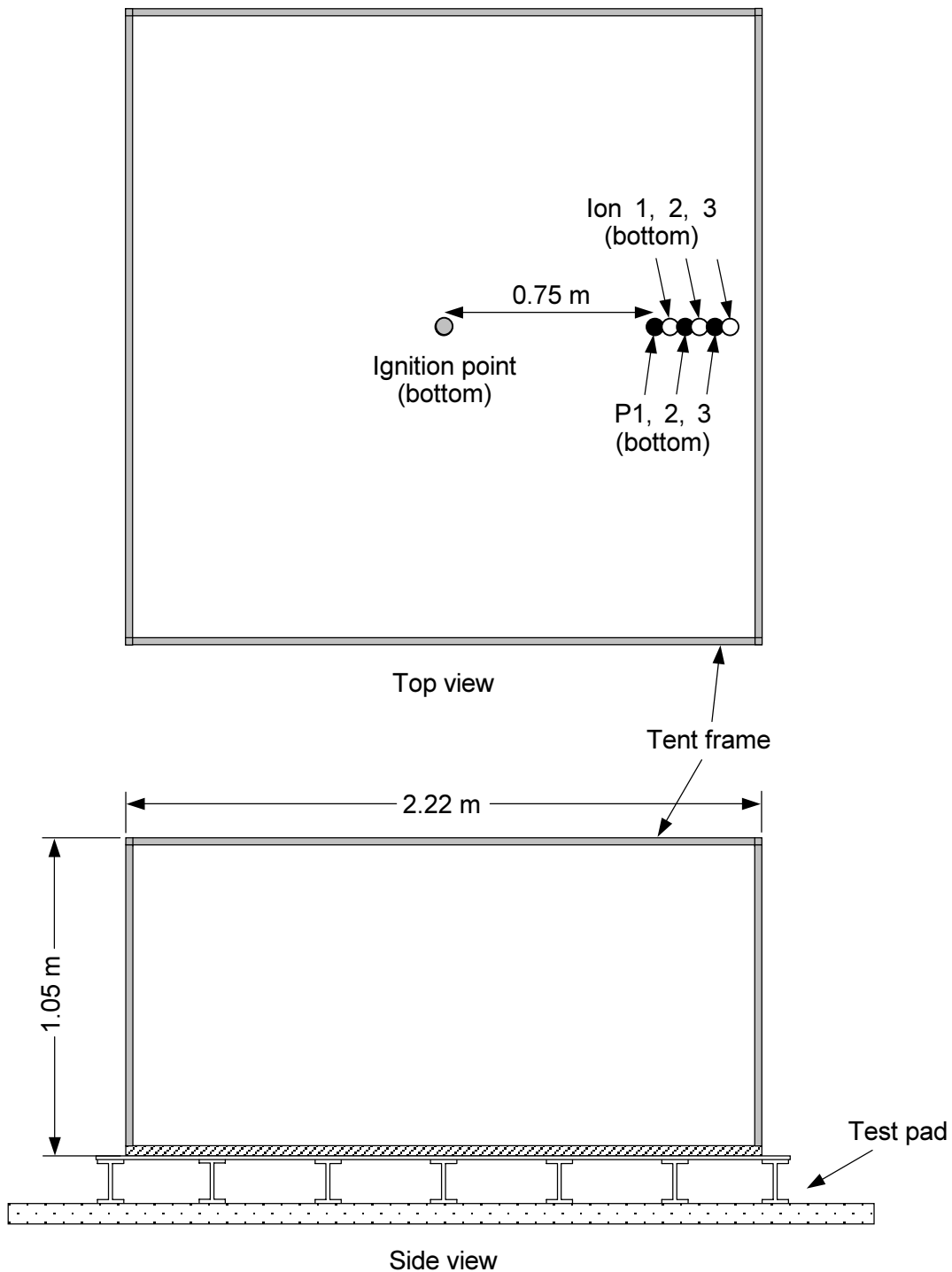


Fig. 4.2 Tent design for experiments without the obstacle, and the locations of sensors and an ignition point.

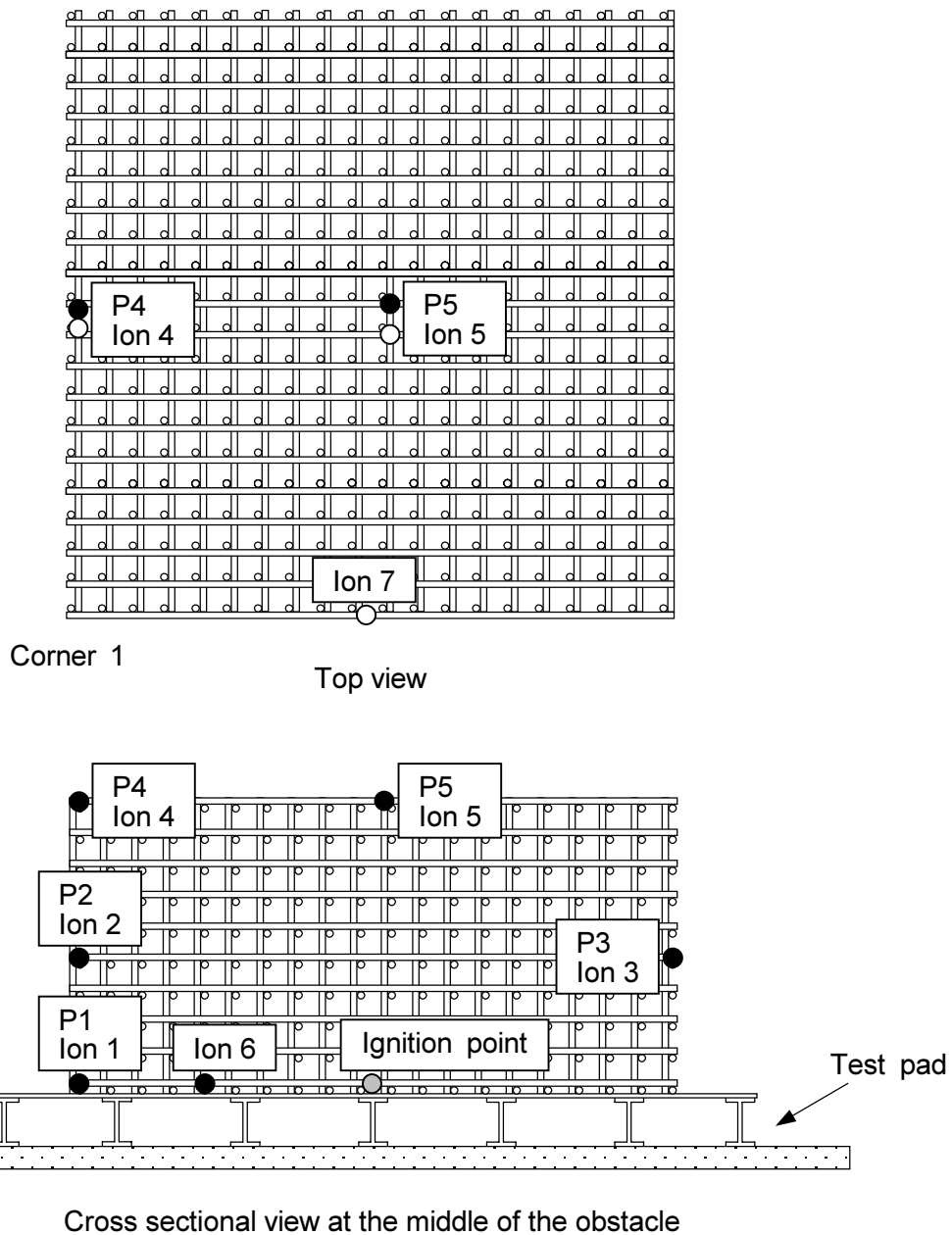


Fig. 4.3 Locations of sensors and an ignition point for experiments with the obstacle.

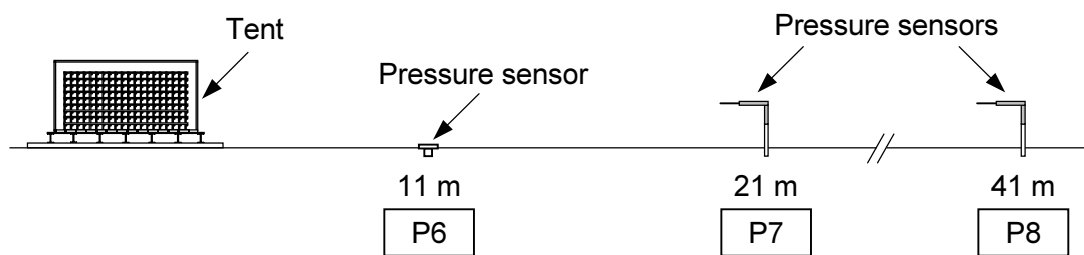


Fig. 4.4 Pressure measurement locations in the free-field.

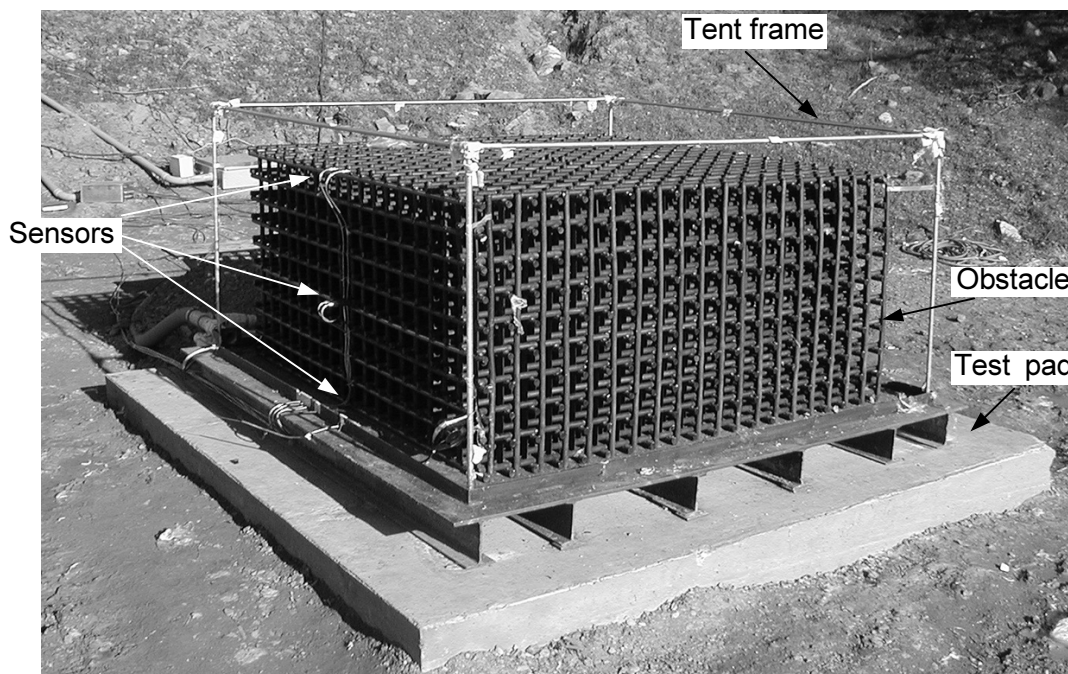


Fig. 4.5 Picture of the obstacle, the tent flame and some sensors on the test pad.

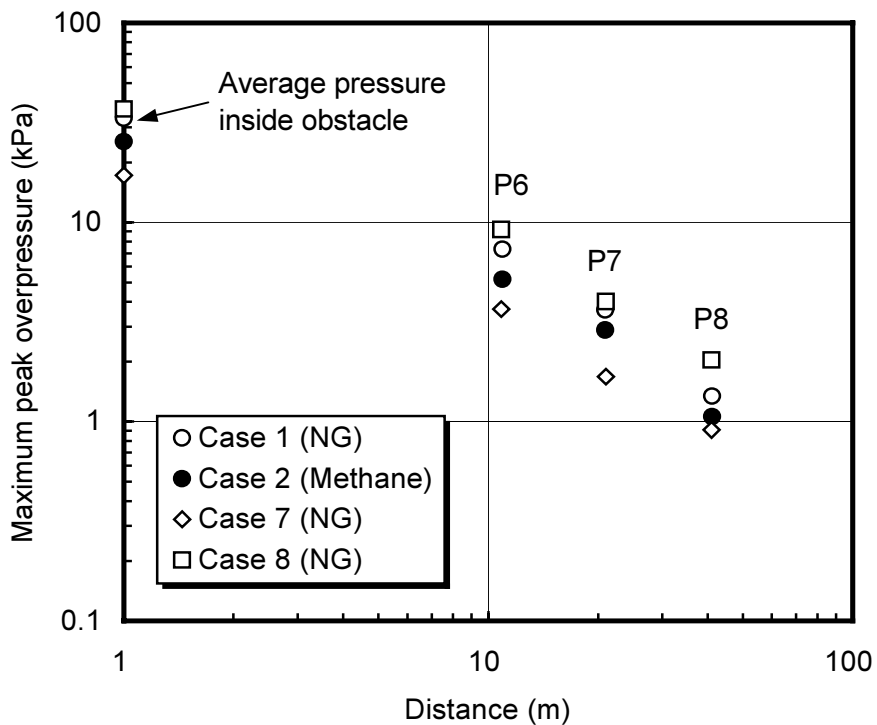


Fig. 4.6 Relationship between distance from the ignition point and maximum peak overpressure for the obstacle experiments ignited with a spark.

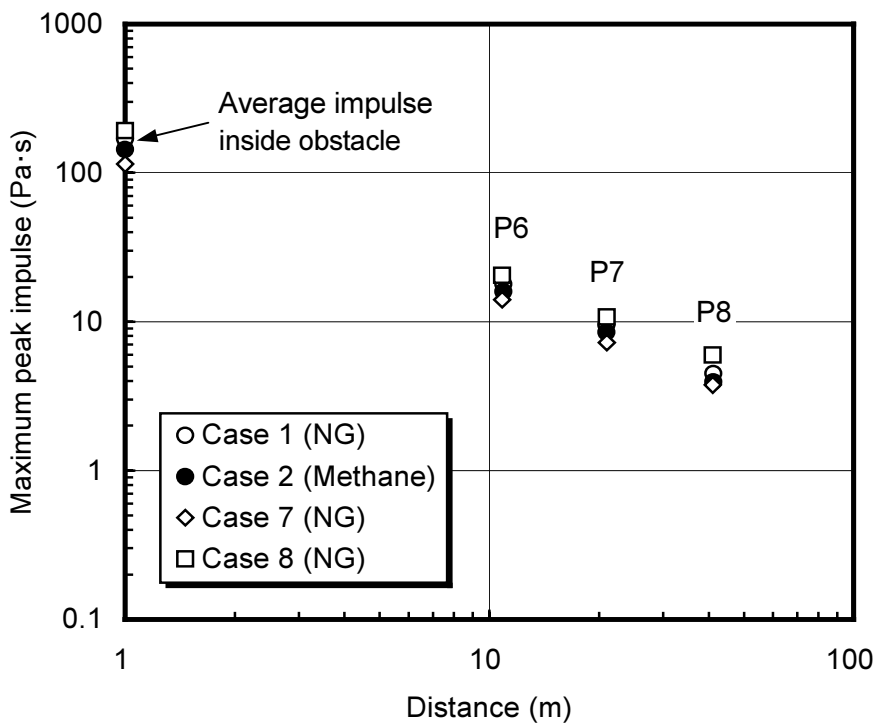


Fig. 4.7 Relationship between distance from the ignition point and maximum peak impulse for the obstacle experiments ignited with a spark.

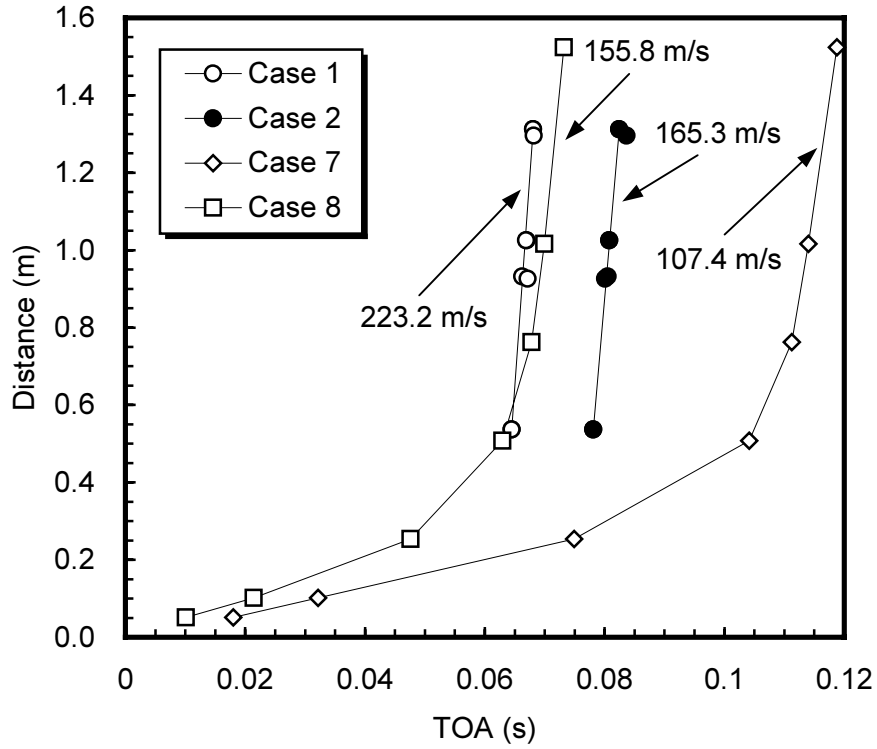


Fig. 4.8 Relationship between distance from the ignition point and TOA for the obstacle experiments ignited with a spark.

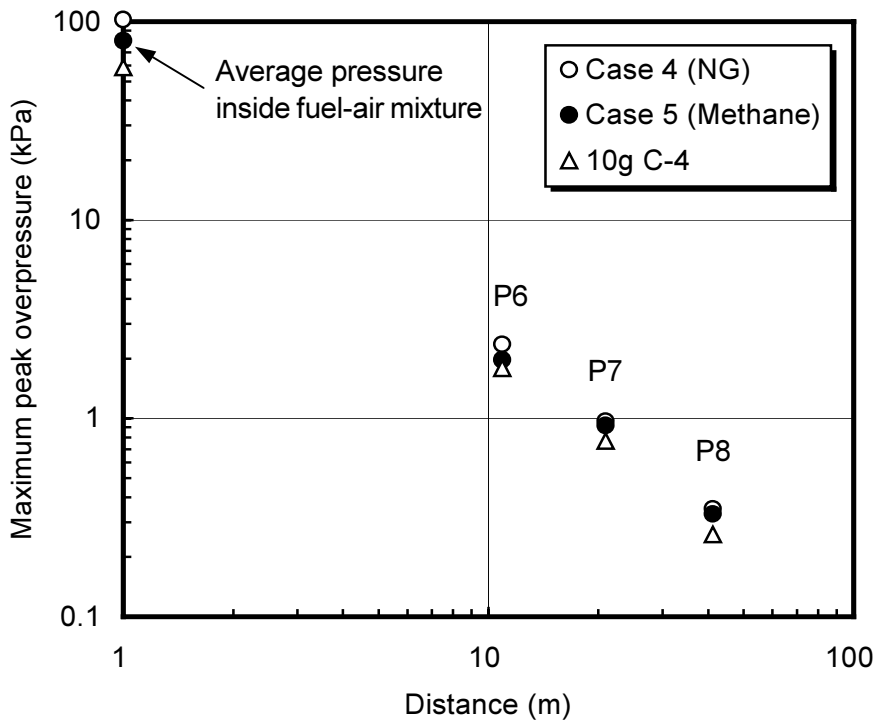


Fig. 4.9 Relationship between distance from the ignition point and maximum peak overpressure for the no-obstacle experiments ignited with a 10 g C-4 explosive.

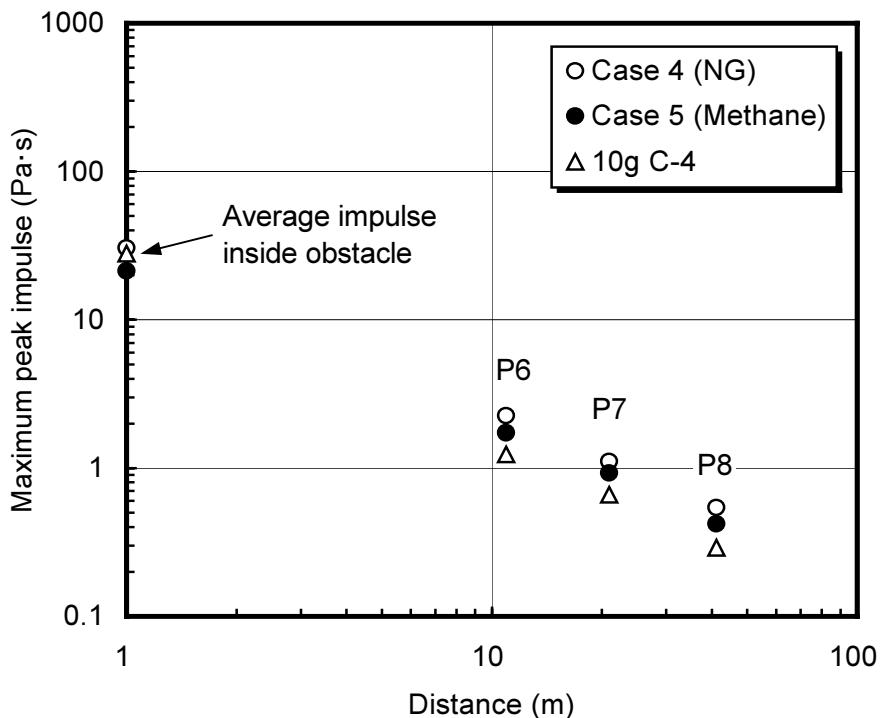


Fig. 4.10 Relationship between distance from the ignition point and maximum peak impulse for the no-obstacle experiments ignited with a 10 g C-4 explosive.

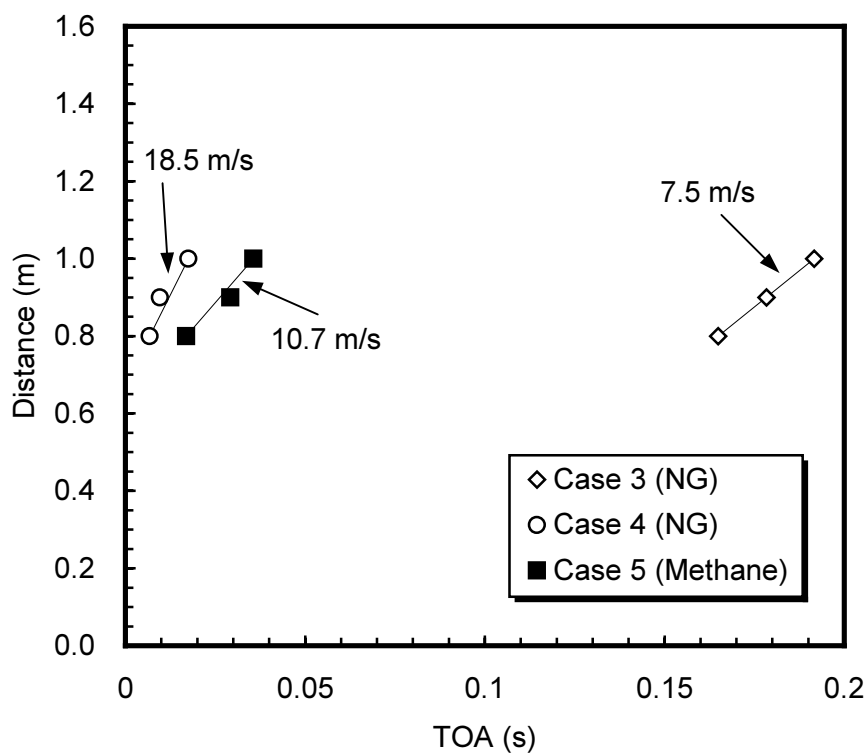


Fig. 4.11 Relationship between distance from the ignition point and TOA for the no-obstacle experiments ignited with a 10 g C-4 explosive.

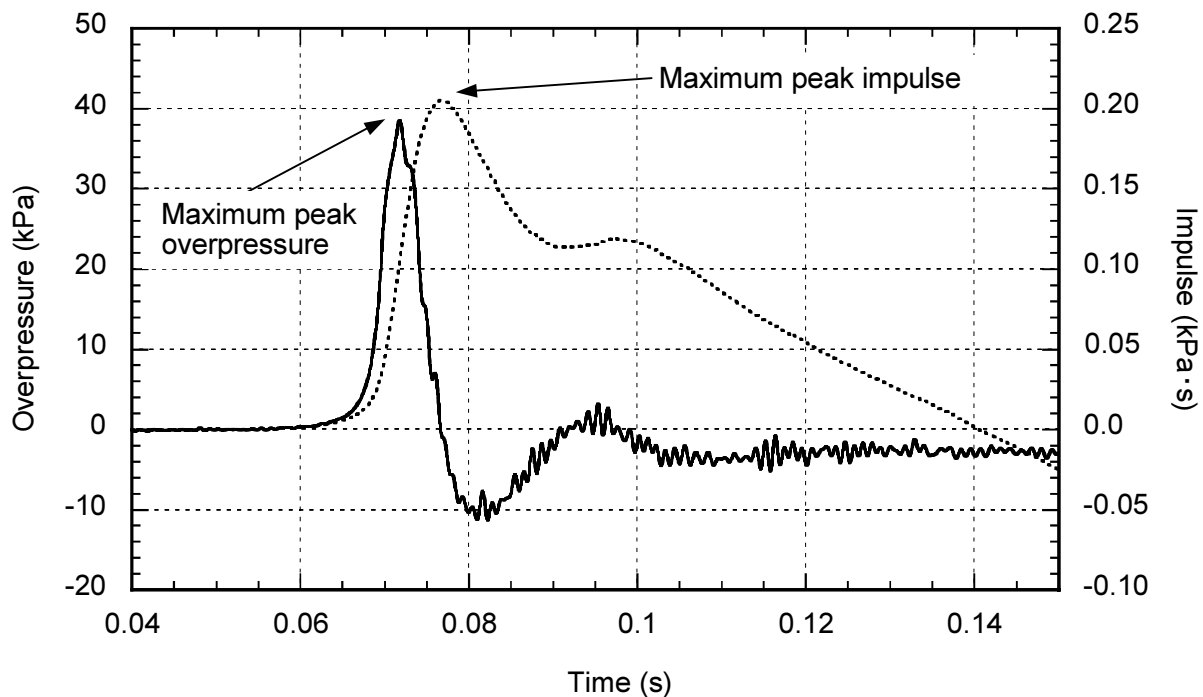


Fig. 4.12 Time history diagram of the overpressure and impulse at P2 of Case 8.

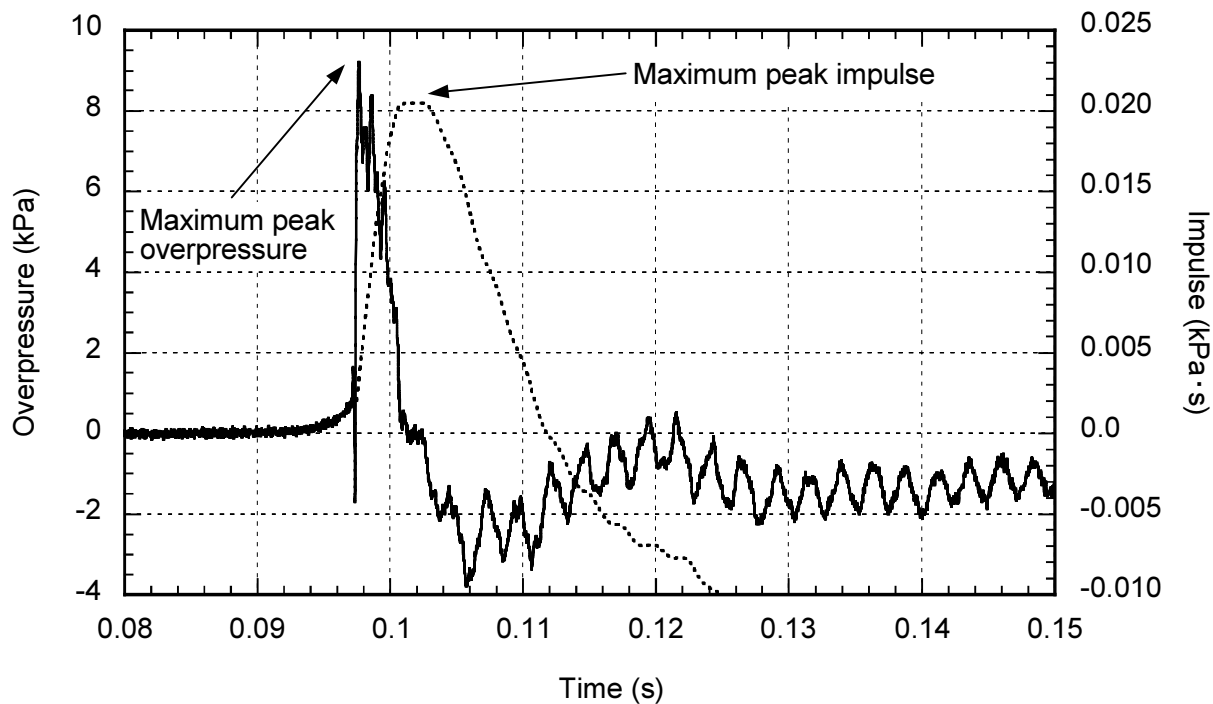


Fig. 4.13 Time history diagram of the overpressure and impulse at P6 of Case 8.

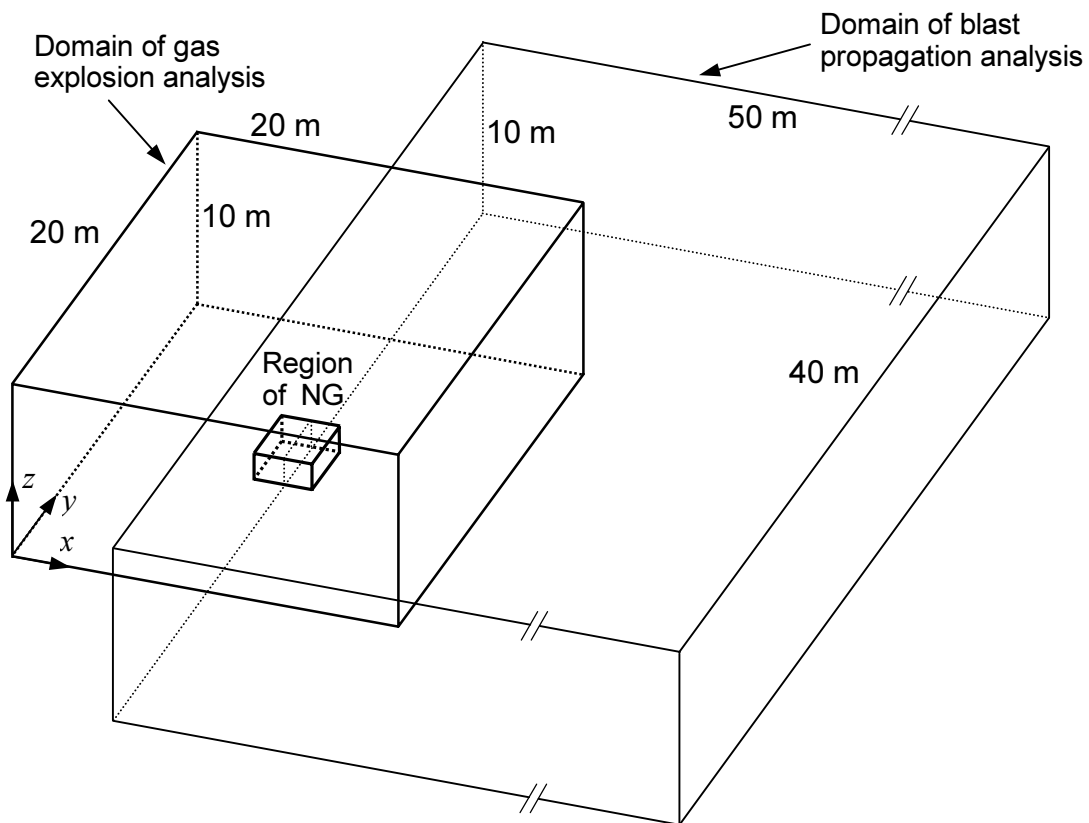


Fig. 4.14 Analytical domains for gas explosion analysis and blast analysis.

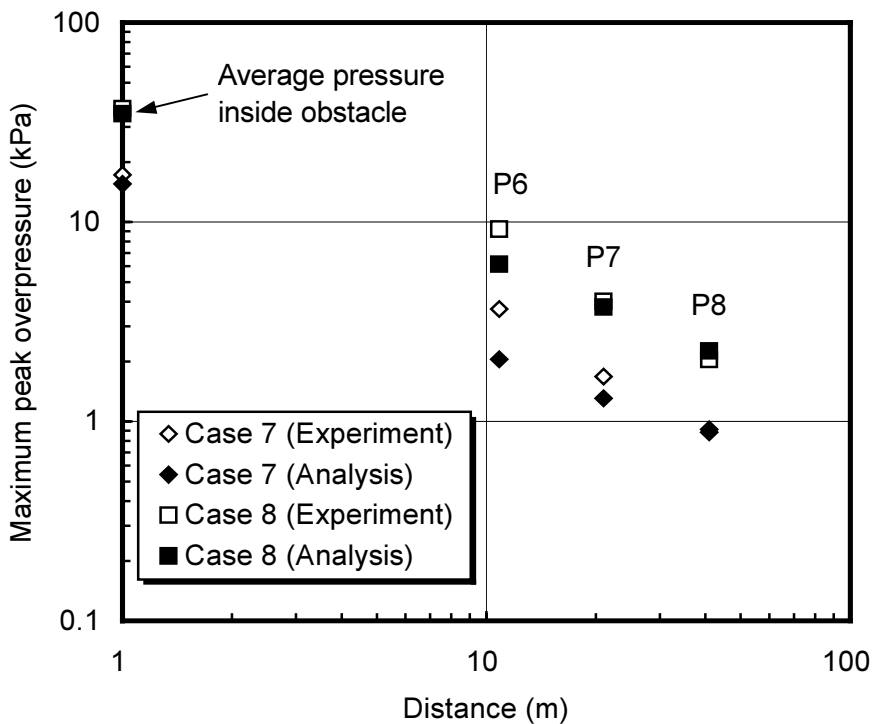


Fig. 4.15 Comparison of experimental results and analytical results for maximum peak overpressure.

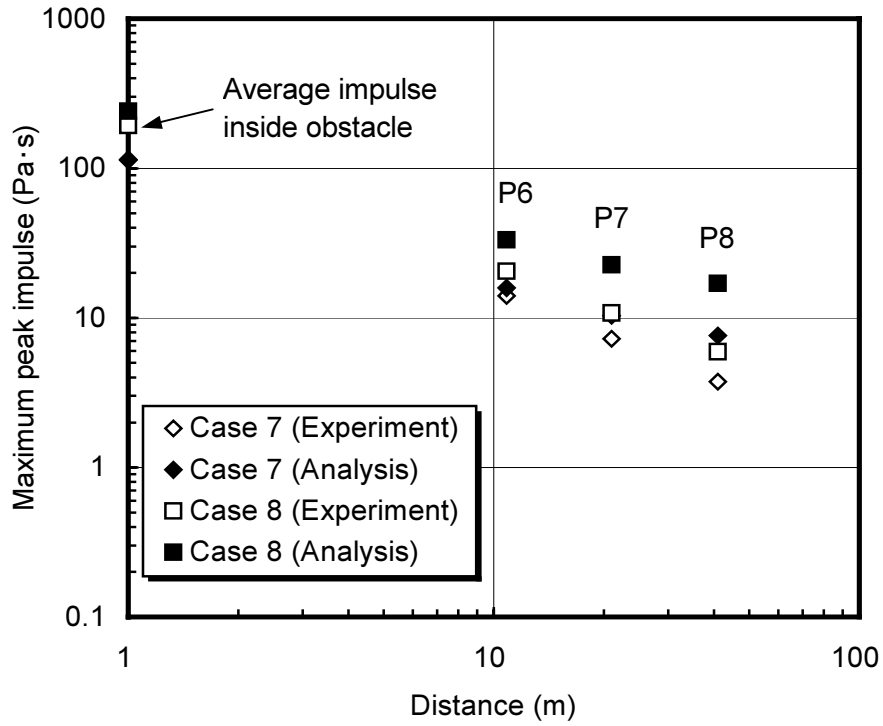


Fig. 4.16 Comparison of experimental results and analytical results for maximum peak impulse.

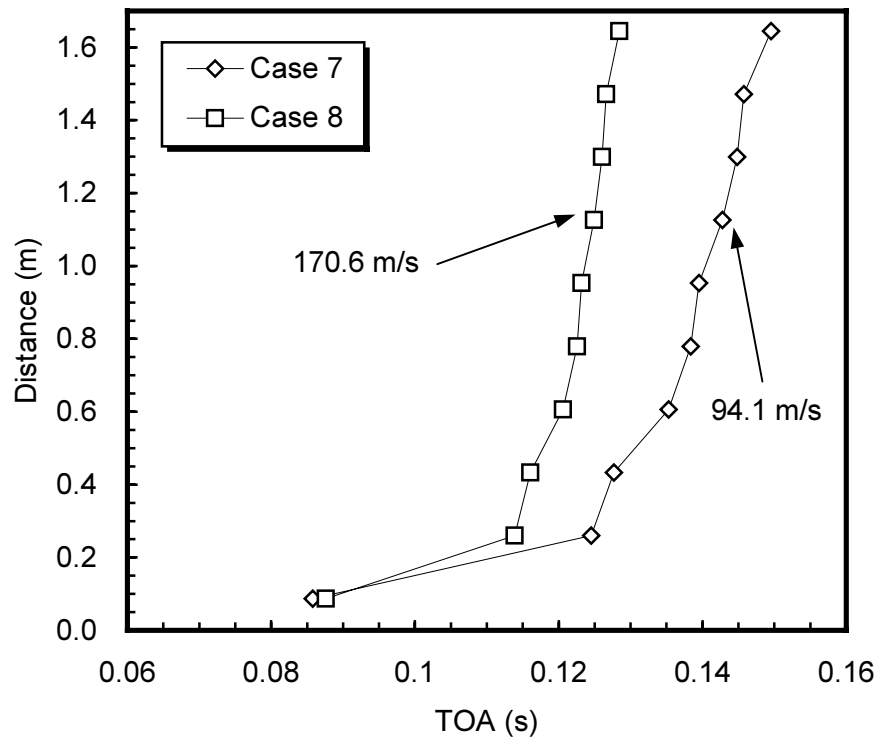


Fig. 4.17 Acceleration of flame speed in the numerical analyses for Case 7 and Case 8.

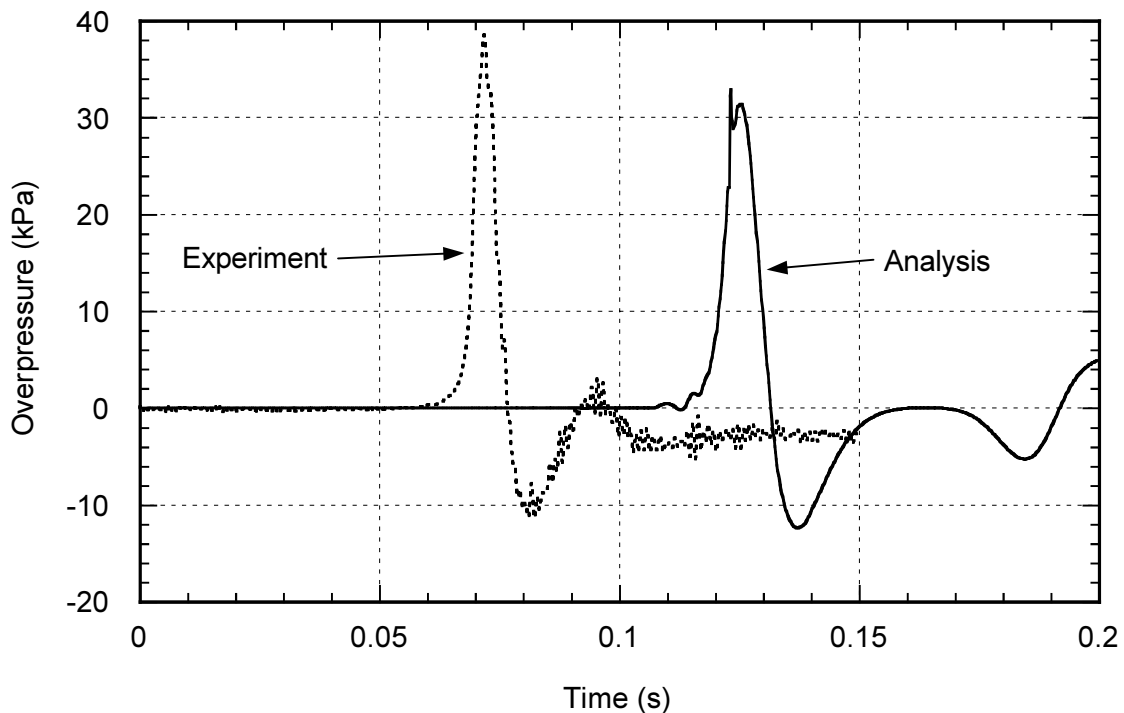


Fig. 4.18 Comparison of experimental results and analytical results for the transient overpressure at P2 of Case 8.

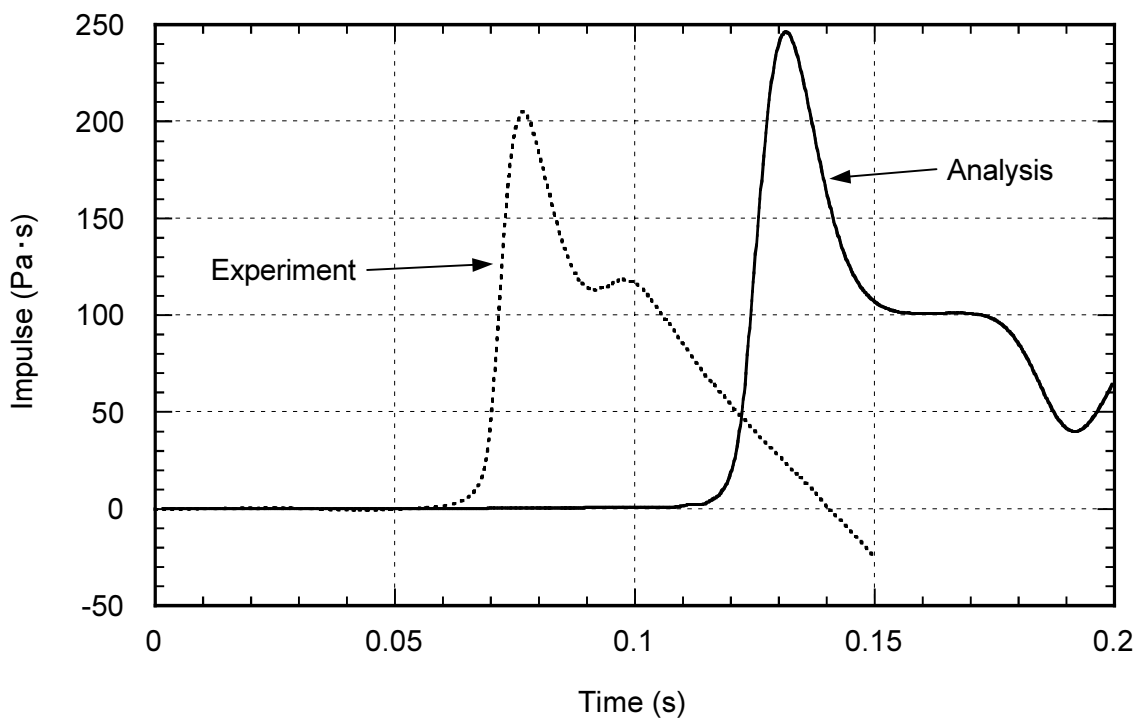


Fig. 4.19 Comparison of experimental results and analytical results for the transient overpressure at P2 of Case 8.

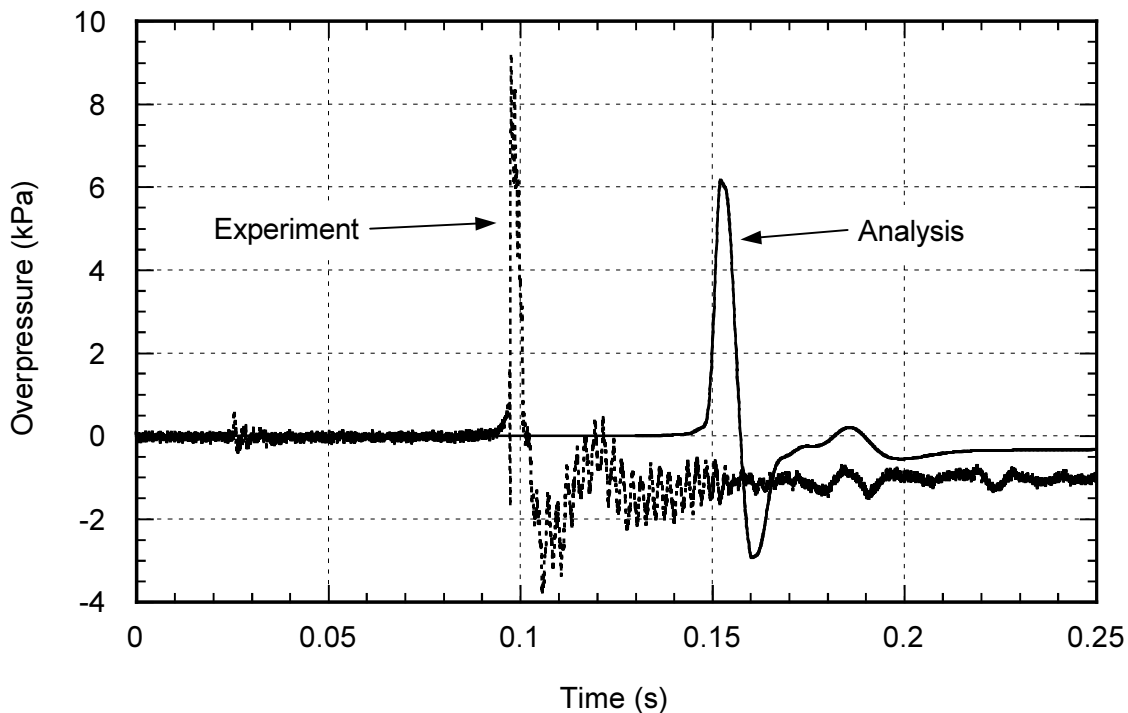


Fig. 4.20 Comparison of experimental results and analytical results for the transient overpressure at P6 of Case 8.

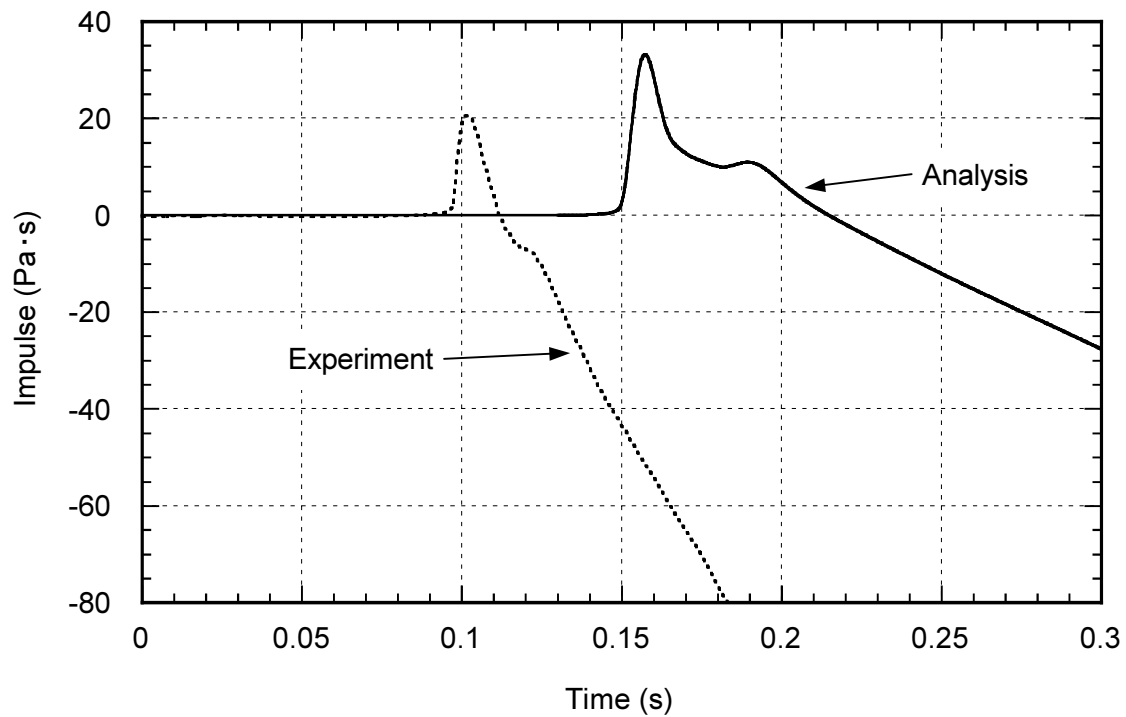


Fig. 4.21 Comparison of experimental results and analytical results for the transient overpressure at P6 of Case 8.

This is a blank page.

第5章 高温ガス炉と化学プラントの接続技術開発

－実規模単一反応管試験装置を用いた化学反応変動試験－

5.1 緒論

地球温暖化を緩和し、化石燃料依存度を低減化するための次世代エネルギーとして、水素に大きな注目が集まっている。その需要は、近い将来、自動車用燃料等として使われることによって、大幅に増加することが予測される。しかしここで、二酸化炭素の排出を抑制しつつ、大量の水素を安価に安定的に生産・供給する方法が問題となる。高温ガス炉の核熱を用いた水素製造は、その解決方法の1つである。

日本原子力研究所（現原子力機構）では、第1章で述べたように、高温工学試験研究炉（HTTR）に接続する天然ガス（メタン）の水蒸気改質による水素製造システム（HTTR 水素製造システム）の研究開発を進めてきた^{(1) (2)}。HTTR 水素製造システムでは、できるだけ早期に HTTR へ水素製造プラントを接続して、核熱による水素製造の実証試験を行うため、水素製造法として、工業界で最も大量に水素が製造され成熟した技術である水蒸気改質法を採用している。HTTR 水素製造システム実現のために行ってきた技術開発の目標は、高温ガス炉に化学プラントを接続するための普遍的な接続技術を確立することであり、水の熱化学分解（IS プロセス⁽³⁾）や石炭のガス化等にも適用できる、汎用性の高い技術が開発・実証される。また、HTTR 水素製造システムにおいて解決すべき技術的課題は、熱応答の異なる原子炉と水素製造プラントを調和させる運転制御方法及び原子炉施設の安全機能を確保するための安全対策（可燃性ガスの火災・爆発に対する原子炉の安全対策、原子炉で生成するトリチウムの製品水素への移行防止及び事故時に原子炉と水素製造プラントを隔離する高温隔離弁の開発）である。

HTTR へ水素製造プラントを接続する前段階として、運転制御技術等の確立のために、水蒸気改質器の反応管1本を実寸大で模擬した HTTR 水素製造システムのモックアップ試験装置（実規模単一反応管試験装置）^{(4) (5)}を用いた試験を実施した。試験は、HTTR 水素製造システム全体の運転制御技術開発に関するシステム特性試験と、高温機器（水蒸気改質器（SR）及び蒸気発生器（SG））の特性及び設計の妥当性を検証する機器特性試験に大別される。さらに、システム特性試験は、次の4つに分類される。

- ① 起動停止試験^{(6) (7)}
- ② 長時間水素製造試験⁽⁷⁾
- ③ 化学反応の変動に対するシステム可制御性試験
- ④ 化学反応の喪失に対するシステム可制御性試験⁽⁸⁾

①では、原子炉の起動・停止に連動した水素製造システムの起動・停止方法を確立する。②では、定格運転を長期間継続し、その間安定に水素を製造できることを実証する。③及び④では、化学反応器において化学反応が変動または喪失した際の、原子炉への外乱抑制技術の確立を行う。本章では、「③ 化学反応の変動に対するシステム可制御性試験」の結果⁽⁹⁾及び試験評価用に開発さ

れた熱物質収支解析コードの検証結果⁽⁹⁾について述べる。

5.2 HTTR 水素製造システムの制御技術に関する開発課題

従来の化石燃料を用いた水蒸気改質による水素製造システム（化石燃料水素製造システム）では、化石燃料の燃焼熱を熱源とし、水蒸気改質器及び蒸気発生器に熱を供給した燃焼ガスを大気へと放出する大気開放型となっている。これと比較して、原子炉からの核熱を熱源とする HTTR 水素製造システムでは、

- ・熱源となる 1 次ヘリウムガスと 2 次ヘリウムガスは、閉サイクルを形成し、各ヘリウムガスは、中間熱交換器（IHX）を通して、原子炉側と水素製造プラント側を循環する。
- ・SR 内の反応管（触媒管）は、2 次ヘリウムガスとプロセスガス（原料である天然ガス、水蒸気及び改質ガスの混合気）間の圧力境界を形成する。

等のような相違点がある。従って、これらの違いから生じる HTTR 水素製造システムの制御システムに関する課題は、Fig. 5.1 に示すように、

- (1) 原子炉への外乱抑制
- (2) 反応管の健全性確保

となる。本節では、これらの概要について述べる。

5.2.1 原子炉への外乱抑制

HTTR 水素製造システムでは、1 次ヘリウムガスと 2 次ヘリウムガスが、IHX を通して閉サイクルを形成するので、水素製造プラント側の 2 次ヘリウムガス系で熱的変動（熱外乱）が生じた場合、IHX を通して原子炉へ戻る 1 次ヘリウムガスの温度変動となって、原子炉へ外乱を与える可能性がある。外乱が大きい場合には、原子炉がスクラム停止となるため、外乱抑制技術が必要となる。HTTR では、2 次ヘリウムガスに関係するスクラム信号として、IHX 出口（原子炉入口）1 次ヘリウムガス温度高があり、定格出力運転時 395°C に対して 410°C（15°C の温度上昇）を超えるとスクラム停止となる。

2 次ヘリウムガス系で外乱の要因となるのは SR であり、SR で反応量が増加することによって、SR 出口でのヘリウムガスの温度変動（原子炉への外乱）及び反応管内でのプロセスガスの圧力変動（反応管内外の差圧変動）が生じる。これらの変動の原因としては、原料ガス供給系や水蒸気供給系の機器（ポンプ、弁等）及び制御系の異常による供給量の変動がある。

原子炉への外乱を抑制し、原子炉のスクラム停止を防止するために、化石燃料水素製造システムではプロセスガス系に設置してある SG を、HTTR 水素製造システムでは、2 次ヘリウムガス系の SR 下流に設置し、SR での反応量変動に伴う SR 出口ヘリウムガスの温度変動を、SG において保有水の熱容量及び蒸発潜熱を利用して吸収できるようにする。原子炉戻り温度となる SG 出口ヘリウムガス温度を SG 内保有水の飽和温度程度に維持するようにし、ヘリウムガスの温度変動を原子炉スクラムが起きない±10°C 以内に緩和する（化学プラント側で許容する必要がある制御幅は、原子炉スクラムを防止するために、原子炉本体で許容される制御幅よりも一般に大きく

とる必要がある。) ⁽¹⁰⁾。SG による温度変動緩和機能を確保するためには、SG の保有水を所定の圧力に保持すること (SG の圧力制御) 及び SG 内に十分な水を保有していること (SG の水位レベル制御) が重要となる。

SG による原子炉への熱外乱緩和技術は、核熱を用いた他の熱化学プロセスにも適用可能である。

5.2.2 反応管の健全性確保

HTTR 水素製造システムの SR 反応管は、2次ヘリウムガスとプロセスガス間の圧力境界を形成する (SR 反応管の外側を 4.1 MPa の 2次ヘリウムガスが、内側を 4.5 MPa のプロセスガスが流れる)。従って、反応管の破壊による原子炉建家外への 2次ヘリウムガス漏洩及び原子炉建家内へのプロセスガス浸入を防止するために、反応管の健全性を確保することは重要である。

化石燃料水素製造システムでは、SR 反応管の外側を大気圧の燃焼ガスが、内側を 2~3 MPa のプロセスガスが流れるため、反応管の設計においては、プロセスガスの圧力 (内圧) のみを考慮すれば良い。一方、HTTR 水素製造システムでは、2次ヘリウムガスが高圧 (4.1 MPa) であるため、反応管の設計においては、その圧力 (外圧) も考慮する必要がある。

SR 反応管の設計において、事故時の最も厳しい想定事象は、プロセスガス圧力が低下して、反応管にヘリウムガス圧力のみがかかる外圧事象である。反応管を外圧で設計した場合には、座屈圧力を考慮しなければならないため、内径 128 mm に対して厚さ 120 mm 以上となり、実用上適切な構造とならない。そこで、反応管内側を流れるプロセスガスの圧力を 4.5 MPa とし、通常は反応管の内圧が外圧よりも 0.4 MPa 高い状態になるよう設定する (HTTR 水素製造システムでは、1次ヘリウムガス圧力よりも 2次ヘリウムガス圧力をより高く、2次ヘリウムガス圧力よりもプロセスガス圧力をより高くして、事故時にも放射性物質が原子炉内から環境に漏れることの無いようにしている)。さらに、反応管を 2次ヘリウムガス圧力 (外圧) とプロセスガス圧力 (内圧) の圧力差に基づいて設計 (差圧設計) し、伝熱性能向上の観点から反応管厚さを 10 mm 程度に低減させる。この場合、反応管内外の差圧を担保するために、差圧を常に監視して、過大差圧及び外圧がかからないように差圧制御を行う必要がある。反応管の健全性を確保する上で、この差圧制御の実証が重要な課題となる。

5.3 実規模単一反応管試験装置の概要

本節では、HTTR 水素製造システムのモックアップ試験装置である実規模単一反応管試験装置の概要を説明する。

HTTR 水素製造システムのモックアップ試験装置である実規模単一反応管試験装置は、原子炉への外乱抑制、反応管における差圧制御等の運転制御技術の確立及び運転技術の習熟のために、HTTR 水素製造システムの IHX から下流側にある SR や SG のような重要な機器構成を模擬している ⁽⁴⁾ ⁽⁵⁾。試験装置の概略系統図を Fig. 5.2 に、基本仕様を Table 5.1 に示す。試験装置は、原料ガスである天然ガスと水蒸気を反応させて水素を製造する水蒸気改質器 (SR)、天然ガスと反

応させるための水蒸気を生成する蒸気発生器（SG）、熱源となるヘリウムガスを SR や SG に供給するヘリウムガス循環系、SR に天然ガスを供給する天然ガス供給系、SR に SG で生成した水蒸気を供給する水蒸気供給系、起動及び停止時にプロセスガスに代わって SR に圧力を保持するための不活性ガスを供給する窒素ガス供給系、SR で製造された水素等の生成ガスを燃焼処分する後処理系、計測制御系、電気設備等で構成される。SG 上部には放熱器が設置され、温度変動吸収により発生した余剰水蒸気を冷却し、水に戻すことができる。原子炉に代わる熱源（ヘリウムガスの加熱源）として電気ヒーターが用いられ、SR 内に HTTR 水素製造システムで用いられる反応管と同じ形状・寸法の反応管 1 本を有しており（HTTR 水素製造システムの SR 反応管は 30 本）、水素製造能力は $110 \text{ Nm}^3/\text{h}$ である。

試験装置には、原子炉への外乱を防止する上で重要な SG の圧力制御系及び水位レベル制御系、SR 反応管の健全性を確保する上で重要な反応管の差圧制御系等を設けた。SR 反応管の差圧制御は、これまで実証された技術がないため、SG の圧力制御及び水位レベル制御と同様に PID 制御とした。SR 反応管の差圧は、SR 出口プロセスガス圧力がヘリウムガス圧力よりわずかに高くなるように圧力差を監視しながら、プロセスガス系の SR 下流に設置した制御弁によって制御される。SR 反応管の設計差圧は、 -0.5 MPa 及び $+1.0 \text{ MPa}$ （外圧が内圧よりも高い状態を－、内圧が外圧よりも高い状態を＋で示す。）であり、差圧制御の設定値は、 $+0.04 \text{ MPa}$ とした。

実規模単一反応管試験装置を用いた試験では、定格運転時の HTTR 水素製造システムと比較して、同じ圧力及び温度、30分の1の流量で試験を行うことができる。試験装置の通常（定格）運転時において、ヘリウムガス循環流量は 91 g/s 、天然ガス流量は 12 g/s 、水蒸気流量は 47 g/s であり、蒸気・炭素比は 3.5 となる。

5.4 化学反応の変動に対するシステム可制御性試験

本節では、実規模単一反応管試験装置を用いた SR における化学反応の変動に対するシステム可制御性試験の結果を示す。

5.4.1 試験の目的

SR における化学反応量変動の原因として、HTTR 水素製造システムの定格運転時におけるプロセスガス系機器（ポンプ、弁等）の故障及び制御系の異常による天然ガス及び水蒸気供給量の変動が考えられる。

化学反応の変動に対するシステム可制御性試験では、軽微な機器及び制御系の故障を想定し、定常運転状態から天然ガスや水蒸気の供給流量を変化させ、システムの過渡応答特性を調べた。これにより、システムに異常が生じて原子炉を停止することなく、安全かつ安定に HTTR 水素製造システムを運転制御する技術（SG によるヘリウムガス温度変動の緩和技術及び SR 反応管の差圧制御技術）を確立する。

5.4.2 試験の方法及び条件

化学反応の変動に対するシステム可制御性試験は、定常状態から天然ガス・水蒸気の供給流量を、ステップ状に変化させる方法によって行った。これにより SR での反応量に変動を与え、水素製造率、圧力及び温度のステップ応答を調べた。SR 入口におけるヘリウムガス及びプロセスガスの圧力及び温度の初期条件は、流量を除いて、定格運転時の HTTR 水素製造システムの条件と同じとした。

Fig. 5.3 に、試験ケースを示す。プロセスガス系における軽度の故障の場合、プロセスガス流量は±10%程度変動すると見積もられるが、試験では約±40%のより大きな負荷変動を与えた。ただし、定常状態における天然ガス及び水蒸気の供給流量は、試験装置の流量制御限界を考慮しつつ、できるだけ大きな変動入力ができるよう、試験装置の定格運転時における供給流量よりも低い 10 g/s 及び 39.3 g/s に設定した。これらの条件は、定格運転時の±10%の変動を十分にカバーできている。試験ケースは、次の3つの項目に分類される。

(1) 天然ガス供給流量のステップ変化 (ケース1)

天然ガス供給流量を、定常状態の 10 g/s から 14 g/s または 6 g/s に、ステップ状に変化させる。この時、水蒸気供給流量は、39.3 g/s で一定に維持される。

(2) 水蒸気供給流量のステップ変化 (ケース2)

水蒸気供給流量を、定常状態の 39.3 g/s から 55 g/s または 33.1 g/s に、ステップ状に変化させる。この時、天然ガス供給流量は、10 g/s で一定に維持される。このケースでは、SR 内での炭素析出を防止するために、水蒸気の最小流量を 33.1 g/s (−16%の変動) に制限した。

(3) 天然ガス及び水蒸気供給流量のステップ変化 (ケース3)

天然ガス供給流量を、定常状態の 10 g/s から 14 g/s または 6 g/s に、水蒸気供給流量を、定常状態の 39.3 g/s から 55 g/s または 23.6 g/s に、ステップ状に同時に変化させる。

5.4.3 試験結果及び考察

Fig. 5.4、Fig. 5.5 及び Fig. 5.6 に、それぞれケース1、ケース2及びケース3に対する供給ガス流量、水素製造率、SR 内のヘリウムガスとプロセスガス間の差圧、SR 及び SG の入口及び出口ヘリウムガス温度のステップ応答を示す。全てのケースにおいて、プロセスガス供給流量のステップ変化前の定常状態では、SR 内の差圧はほぼ+0.033 MPa ~+0.042 MPa の範囲に、SG 出口ヘリウムガス温度は 263.4°C に制御されていた。

ケース1に対する 10 g/s から 14 g/s への天然ガス供給流量の、ケース2に対する 39.3 g/s から 55 g/s への水蒸気供給流量の、ケース3に対する 10 g/s から 14 g/s への天然ガス供給流量及び 39.3 g/s から 55 g/s への水蒸気供給流量のステップ変化 (流量増加) によって、水素製造率 (ステップ変化前後の平均値) は、ケース1の場合 100.6 Nm³/h から 109.2 Nm³/h へ、ケース2の場合

99.3 Nm³/h から 109.1 Nm³/h へ、ケース 3 の場合 101 Nm³/h から 120 Nm³/h (定常値) へ、それぞれ増加した。これらの SR 内におけるプロセスガス流量の増加 (反応量の増加) に依存して、差圧は制御値から、ケース 1 の場合 +0.05 MPa へ、ケース 2 の場合 +0.113 MPa へ、ケース 3 の場合 +0.111 MPa へ、それぞれ増加した。しかしながら、差圧は制御システムによって制御され、急速に制御値に復帰した。一方、SR 内で消費される熱量が、水蒸気改質反応の増加 (プロセスガス流量の増加) と共に増加したため、SR 出口ヘリウムガス温度は、ケース 1 の場合 660.3°C から 644.0°C へ、ケース 2 の場合 660.0°C から 645.2°C へ、ケース 3 の場合 658.3°C から 626.7°C へ、それぞれ下降した。また、SG 入口ヘリウムガス温度は、ケース 1 の場合 575.8°C から 562.1°C へ、ケース 2 の場合 575.8°C から 555.0°C へ、ケース 3 の場合 574.2°C から 539.4°C へ、それぞれ減少した。しかしながら、これらの温度変動は SG によって吸収され、それゆえに、SG 出口ヘリウムガスの温度変動は、ケース 1 の場合 263.4°C の定常値から ±0°C 以内に、ケース 2 の場合 263.4°C の定常値から -0.5°C 以内に、ケース 3 の場合 263.4°C の定常値から -1°C 以内に、それぞれ緩和された。

ケース 1 に対する 10 g/s から 6 g/s への天然ガス供給流量の、ケース 2 に対する 39.3 g/s から 33.1 g/s への水蒸気供給流量の、ケース 3 に対する 10 g/s から 6 g/s への天然ガス供給流量及び 39.3 g/s から 23.6 g/s への水蒸気供給流量のステップ変化 (流量減少) によって、水素製造率は、ケース 1 の場合 97.9 Nm³/h から 80.3 Nm³/h へ、ケース 2 の場合 95.5 Nm³/h から 92.5 Nm³/h へ、ケース 3 の場合 99.0 Nm³/h から 64.4 Nm³/h (定常値) へ、それぞれ減少した。これらの SR 内におけるプロセスガス流量の減少 (反応量の減少) に依存して、差圧は制御値から、ケース 1 の場合 +0.022 MPa へ、ケース 2 の場合 +0.007 MPa へ、ケース 3 の場合 -0.068 MPa へ、それぞれ減少した。しかしながら、差圧は制御システムによって制御され、急速に制御値に復帰した。一方、SR 内で消費される熱量が、水蒸気改質反応の減少 (プロセスガス流量の減少) と共に減少したため、SR 出口ヘリウムガス温度は、ケース 1 の場合 663.4°C から 691.6°C へ、ケース 2 の場合 664.8°C から 673.2°C へ、ケース 3 の場合 660.9°C から 713.0°C へ、それぞれ上昇した。また、SG 入口ヘリウムガス温度は、ケース 1 の場合 578°C から 600.7°C へ、ケース 2 の場合 578.9°C から 591.5°C へ、ケース 3 の場合 575.8°C から 633.4°C へ、それぞれ上昇した。しかしながら、これらの温度変動は SG によって吸収され、それゆえに、SG 出口ヘリウムガスの温度変動は、ケース 1 の場合 263.4°C の定常値から ±0°C 以内に、ケース 2 の場合 263.4°C の定常値から ±0°C 以内に、ケース 3 の場合 263.4°C の定常値から +0.5°C 以内に、それぞれ緩和された。

水素製造率、SR 内差圧及びヘリウムガス温度の変動は、ケース 3 で最も大きく、ケース 1 で最も小さかった。試験における差圧の最大変動幅 (+0.11 MPa ~ -0.068 MPa) は、-0.5 MPa 及び +1.0 MPa の設計差圧範囲内であった。これは、現在の制御システムによって、HTTR 水素製造システムで目標としている値以内に差圧を制御できることを示している。SG 出口ヘリウムガス温度の最大変動幅は、定常値の 263.4°C に対して -1°C から +0.5°C であり、HTTR 水素製造システムでの許容変動幅 (±10°C) 以内であった。Fig. 5.7 に、ケース 3 に対する SG 圧力及び SG 水位の時間変化を示す。SG 圧力及び SG 水位は、適用された制御システムによって、4.51 MPa (ゲージ圧力) 及び 0.7 m のほぼ一定値に制御されている。これらのことは、SG によりヘリウムガスの温度変動 (熱外乱) が十分に吸収・緩和され、原子炉スクラムを防止できることを示している。

これらの SR における化学反応変動に対する試験結果から、実規模単一反応管試験装置と同じ制御システムを備えた HTTR 水素製造システムは、原子炉への影響なく SR での熱外乱に対して安定した可制御性を与えることが実証された。

5.5 熱物質収支解析コード HAMBAC の検証

本節では、熱物質収支解析コード HAMBAC⁽¹¹⁾ (Heat and Mass Balance Analysis Code for HTTR hydrogen production system) の概要を述べ、得られた試験データを用いた HAMBAC の検証結果を示す。

5.5.1 HAMBAC の解析モデル

熱物質収支解析コード HAMBAC は、化学反応器を有するプラントの動特性挙動を解析するために開発したコードであり、入力データによって、機器、配管及び制御系の構成を任意に設定できる汎用性を持っている。HAMBAC のフローチャートを Fig. 5.8 に示す。HAMBAC が有する機能及び特徴は、次のとおりである。

(1) 対象機器

解析の対象となる機器は、化学反応器 (水蒸気改質器)、熱交換器、蒸気発生器 (水-蒸気の二相流の取り扱いが可能)、圧縮機 (循環機、ポンプ等を含む)、配管、弁及び制御系である。

(2) 熱流動の基礎式

熱流動の基礎式は、質量、運動量及びエネルギーの各保存式である。さらに、ガスについては状態方程式、水-蒸気の二相流についてはスリップ比モデルを用いた。

(3) 流れ及び機器のモデル化

配管内の流れは1次元流れとし、分布定数系でモデル化した。一方、化学反応器を除く機器については、集中定数系でモデル化した。なお、解法には、計算時間短縮のために特性曲線法を用いた。特性曲線法に関しては、付録 D を参照のこと。

(4) 制御系のモデル化

制御系は、伝達関数でモデル化し、制御系の応答特性についても解析可能とした。

(5) 化学反応器 (水蒸気改質器) のモデル化

化学反応器については、反応器内外の熱伝達特性、圧力損失特性及び改質反応特性等に関して詳細な評価・検討が行えるように、反応管長手方向に任意に分割可能とした。また、化学反応計算については、その精度を上げるために、化学平衡式ではなく、反応速度式を用いた。

(6) 実規模単一反応管試験装置におけるモデル化領域

Fig. 5.9 に、HAMBAC を用いてモデル化された実規模単一反応管試験装置の解析対象領域を示す。試験装置のほぼ全体をモデル化した。

5.5.2 HAMBAC で使用される基礎式

HAMBAC で使用される基礎式は、次のとおりである。

(1) 配管

①ガス

1次元圧縮流体に関する方程式が、基礎式である。水蒸気が単体あるいは他のガスと混合している場合には、理想気体と見なし、式(5.4)の状態方程式を用いる。

・質量保存式

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u)}{\partial x} = 0 \quad (5.1)$$

・運動量保存式

$$\rho \left(\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} \right) = -\frac{\partial P}{\partial x} - \rho F + \rho g \sin \theta \quad (5.2)$$

・エネルギー保存式

$$\frac{\partial \{ \rho(e + u^2/2) \}}{\partial t} + \frac{\partial \{ \rho u(h + u^2/2) \}}{\partial x} = q - \rho u g \sin \theta \quad (5.3)$$

・状態方程式

$$\frac{P}{\rho} = \Sigma \left(\frac{m_k}{M_k} \right) \times RT \quad (5.4)$$

各管路区分においてガス成分は変化せず、一様とする。

②二相流

気相(水蒸気)と液相(水)の二相流に対しては、気相・液相の流速の差異を考慮したスリップ比モデルを採用した。

・質量保存式

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u)}{\partial x} = 0 \quad (5.5)$$

- ・運動量保存式

$$\rho \left(\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} \right) = - \frac{\partial S(u)}{\partial x} - \frac{\partial P}{\partial x} - \rho F + \rho g \sin \theta \quad (5.6)$$

- ・エネルギー保存式

$$\frac{\partial(\rho e)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho e u)}{\partial x} + P \frac{\partial u}{\partial x} = - \frac{\partial S_1(e)}{\partial x} - P \frac{\partial S_2(e)}{\partial x} + q - \rho u g \sin \theta \quad (5.7)$$

(2) 機器

- ・質量保存式

$$\frac{dM}{dt} = W_i - W_o \quad (5.8)$$

- ・エネルギー保存式

$$\frac{dE}{dt} = W_i h_i - W_o h_o + Q \quad (5.9)$$

(3) 水蒸気改質器

- ・反応速度式

$$r = A \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right) \cdot p \quad (5.10)$$

5.5.3 解析結果及び考察

SR（水蒸気改質器）での化学反応変動が最も大きかった試験ケース3について、HAMBACを用いた数値解析を行った。

Fig. 5.10 に、水素製造率、SR 内におけるヘリウムガスとプロセスガス間の差圧、SR 及び SG（蒸気発生器）の入口及び出口ヘリウムガス温度のステップ応答に関する試験結果と解析結果の比較を示す。水素製造率、SR 出口及び SG 入口ヘリウムガス温度に関しては、ステップ入力後、解析結果は試験結果よりも速く定常状態に達している。これは、HAMBAC が 1 次元のコードであり、機器・配管にも簡略化されたモデルを用いていることから、応答が速くなったと考えられる。SG 入口ヘリウムガス温度の解析結果は、試験結果より 12°C~20°C 程高くなっているが、これは SR と SG 間にある蒸気過熱器に適用した熱伝達率を低め設定したことによるものと考えられる。熱伝達率は、得られた試験データによって較正することになる。差圧に関しては、ステップ入力後、試験の場合、制御値の片側にしか変動していないのに対し、解析の場合、制御値を挟んで両側に

振動している。しかしながら、振動の変動範囲は、試験結果の圧力差とほぼ同じである。

このように概して、解析結果は試験結果と良く一致している。これは、HAMBAC によって試験を数値的に模擬できることを意味する。

5.6 結 論

HTTR へ水素製造プラントを接続する前段階として、熱応答の異なる原子炉と化学プラントの接続に関する制御技術の実証と確立のために、実規模単一反応管試験装置を使った水蒸気改質器における化学反応変動試験を行った。この試験では、水蒸気改質器下流に設置された蒸気発生器による原子炉への熱外乱防止技術（原子炉戻り温度となる蒸気発生器出口ヘリウムガス温度の可制御性）及び水蒸気改質器内のヘリウムガスとプロセスガス間差圧の可制御性に焦点を当てた。試験の結果から、軽微な故障を想定した外乱が生じて、蒸気発生器出口ヘリウムガス温度及び水蒸気改質器内差圧の変動は、HTTR 水素製造システムに対する許容範囲内に制御されていることを確認できた。従って、試験装置と同じ制御システムを有する HTTR 水素製造システムは、原子炉への影響無く、水蒸気改質器における外乱に対して、安定した制御性を持つことを実証できた。また、熱物質収支解析コード HAMBAC が、試験結果を良く予測できることを示した。

記号表

A	: 頻度因子	(mol/(kg·s·atm))
E	: エネルギー	(W)
E_a	: 活性化エネルギー	(J/mol)
e	: 比内部エネルギー	(J/kg)
F	: 単位質量当りの摩擦力	(N/kg)
g	: 重力加速度	(m/s ²)
h	: 比エンタルピー	(J/kg)
M	: 質量	(kg)
M_k	: ガス成分 k の分子量	(kg/mol)
m_k	: ガス成分 k の質量比	(—)
P	: 圧力	(Pa)
p	: 分圧	(Pa)
Q	: 熱量	(W)
q	: 体積発熱	(W/m ³)
R	: 気体定数	(J/(mol·K))
S	: スリップ比を考慮した補正項	
r	: 反応速度	(mol/(kg·s))
T	: 温度	(K)
t	: 時間	(s)
u	: 速度	(m/s)
W	: 質量流量	(kg/s)
x	: 配管軸方向の座標、位置	(m)

(ギリシャ文字)

α	: ボイド率	(—)
ρ	: 密度	(kg/m ³)
θ	: 配管流れ正方向と水平線のなす角度	(rad)

(添 字)

i	: 入口
o	: 出口

参考文献

- (1) Y. Inagaki, T. Nishihara, T. Takeda, K. Hayashi, Y. Inaba and H. Ohashi ;
‘Research and Development Program on HTTR Hydrogen Production System’,
Proc. of GENES4/ANP 2003, Kyoto, Japan, No. 1062 (2003).
- (2) 西原 哲夫、清水 明、稲垣 嘉之、谷平 正典 ;
「HTTR 水素製造システムの系統構成および制御性」、
日本原子力学会和文論文誌、2-4 (2003)、pp. 517–524.
- (3) K. Onuki, H. Nakajima, S. Kubo, M. Futakawa, S. Higashi, G.-J. Hwang, T. Masaki, K. Ikenoya,
S. Ishiyama, N. Akino and S. Shimizu ;
‘Thermochemical Hydrogen Production by Iodine-Sulfur Cycle’,
Proc. of 14th World Hydrogen Energy Conf., Montreal, Canada, Session C1.4 (2002).
- (4) Y. Inagaki, T. Nishihara, T. Takeda, K. Hada and K. Koji ;
‘Out-of-Pile Demonstration Test of Hydrogen Production System Coupling with HTTR’,
Proc. of 7th Int. Conf. on Nucl. Energy, Tokyo, Japan, ICONE-7101 (1999).
- (5) 稲垣 嘉之、武田 哲明、西原 哲夫、羽田 一彦、林 光二 ;
「高温ガス炉 HTTR を用いた水素製造システムの炉外実証試験計画」、
日本原子力学会誌、41-3 (1999)、pp. 250–257.
- (6) 林 光二、大橋 弘史、稲葉 良知、加藤 道雄、会田 秀樹、森崎 徳浩、
武田 哲明、西原 哲夫、高田 昌二、稲垣 嘉之 ;
「HTTR 水素製造システム実規模単一反応管試験装置 平成 14 年度試験運転報告」、
JAEA-Technology 2006-011、(2006).
- (7) 林 光二、森崎 徳浩、大橋 弘史、加藤 道雄、会田 秀樹、武田 哲明、
西原 哲夫、稲葉 良知、高田 昌二、稲垣 嘉之 ;
「HTTR 水素製造システム実規模単一反応管試験装置 平成 15 年度試験運転報告」、
JAEA-Technology 2006-012、(2006).
- (8) H. Ohashi, Y. Inaba, T. Nishihara, T. Takeda, K. Hayashi, S. Takada and Y. Inagaki ;
‘Development of Control Technology for HTTR Hydrogen Production System with Mock-up Test
Facility—System Controllability Test for Loss of Chemical Reaction—’,
Nucl. Eng. Des., 236 (2006), pp. 1396–1410.
- (9) Y. Inaba, H. Ohashi, T. Nishihara, H. Sato, Y. Inagaki, T. Takeda, K. Hayashi and S. Takada ;
‘Study on Control Characteristics for HTTR Hydrogen Production System with Mock-up Test
Facility—System Controllability Test for Fluctuation of Chemical Reaction—’,
Nucl. Eng. Des., 235 (2005), pp. 111–121.
- (10) 羽田 一彦、柴田 大受、西原 哲夫、塩沢 周策 ;
「高温ガス炉—水素製造システムの汎用性を有する安定な制御設計概念」、
日本原子力学会誌、38-10 (1996)、pp. 834–844.

- (1 1) 稲葉 良知、稲垣 嘉之、林 光二、須山 和昌；
「HTTR 熱利用系炉外技術開発試験熱物質収支解析コードの開発」、
JAERI-Data/Code 99-009、(1999)。

Table 5.1 Design specifications of mock-up test facility

Items	Specification
Pressure Process gas / Secondary helium gas	4.5 MPa / 4.1 MPa
Temperature at steam reformer inlet Process gas / Secondary helium gas	450°C / 880°C
Temperature at steam reformer outlet Process gas / Secondary helium gas	600°C / 650°C
Natural gas feed	0.012 kg/s
Circulating helium gas flow	0.091 kg/s
Mole ratio of steam to carbon (S/C)	3.5
Hydrogen production rate	110 Nm ³ /h
Heat source	Electric heater (0.42 MW)

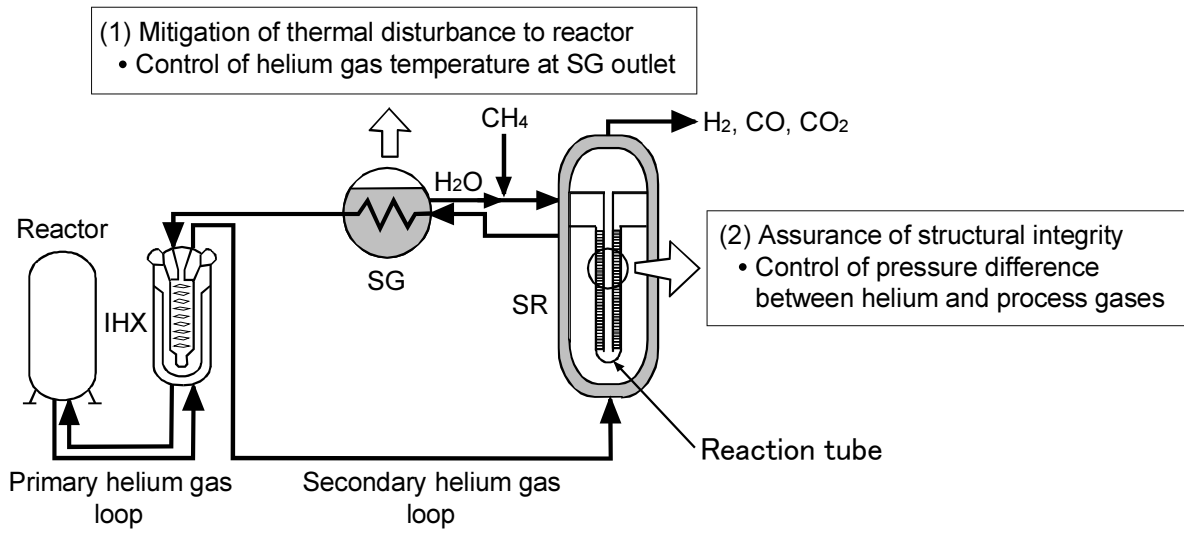


Fig. 5.1 Control technology required for HTTR hydrogen production system.

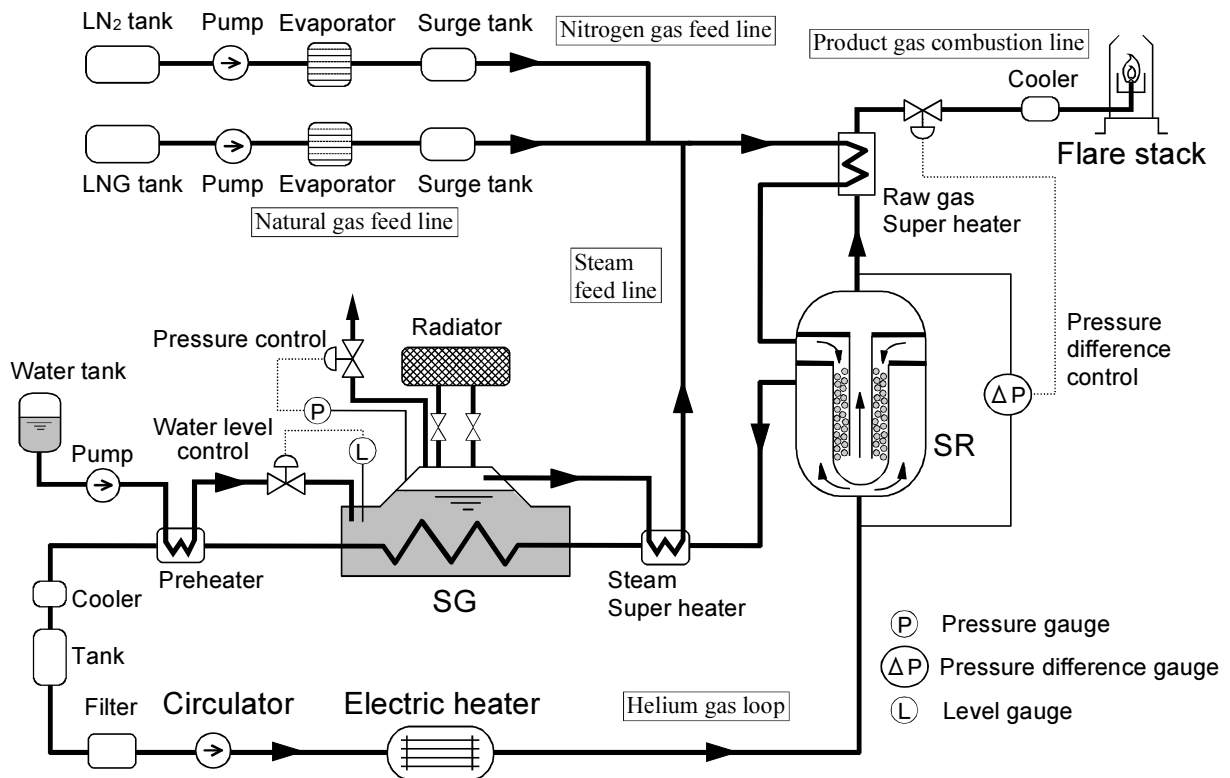


Fig. 5.2 Schematic flow diagram of the mock-up test facility.

Gas	Case 1	Case 2	Case 3
NG			
H ₂ O			

(unit: g/s)

Fig. 5.3 Test conditions of flow rate change by step input.

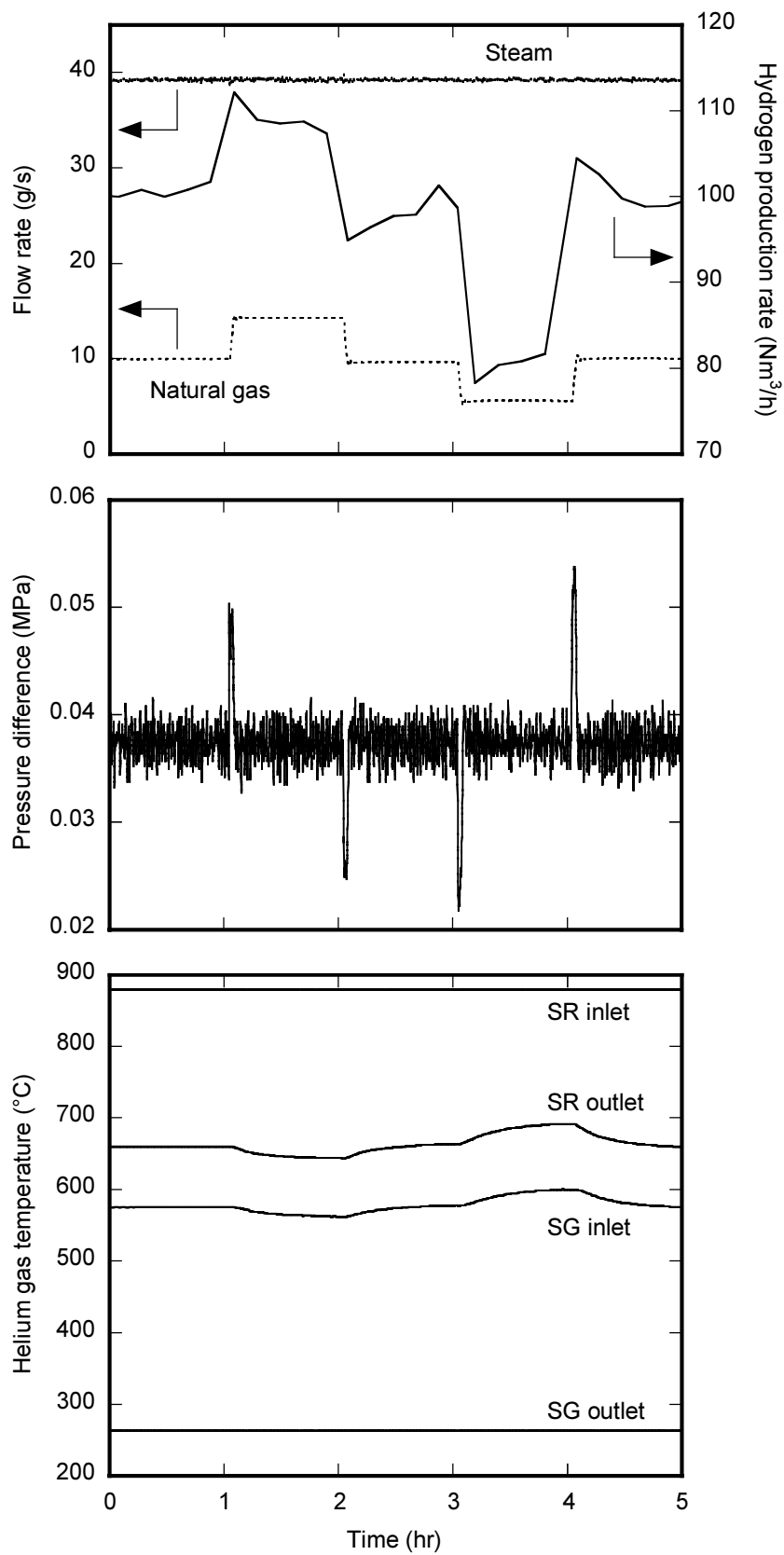


Fig. 5.4 Step responses of flow rates, hydrogen production rate, pressure difference and helium gas temperatures for Case 1.

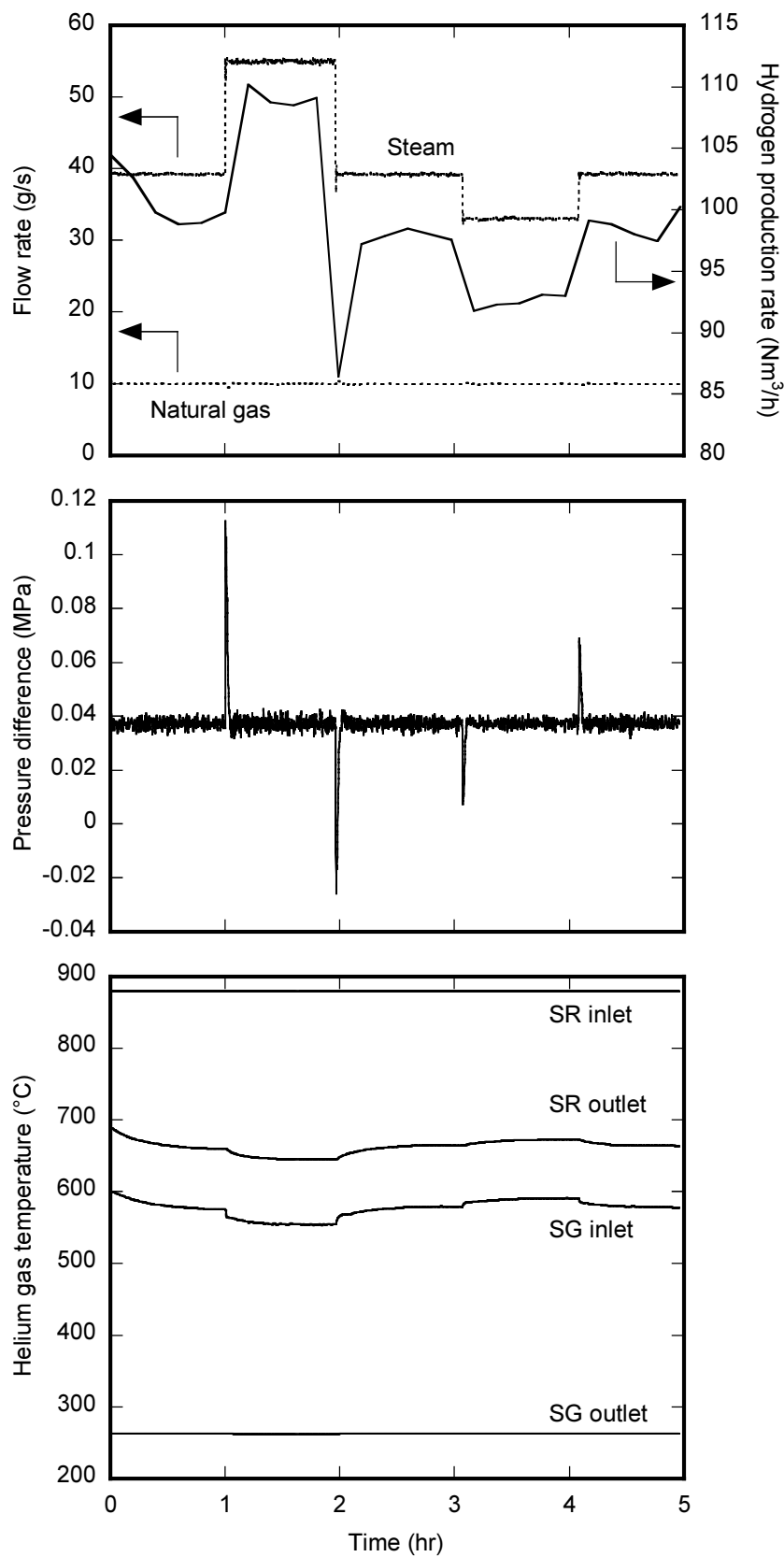


Fig. 5.5 Step responses of flow rates, hydrogen production rate, pressure difference and helium gas temperatures for Case 2.

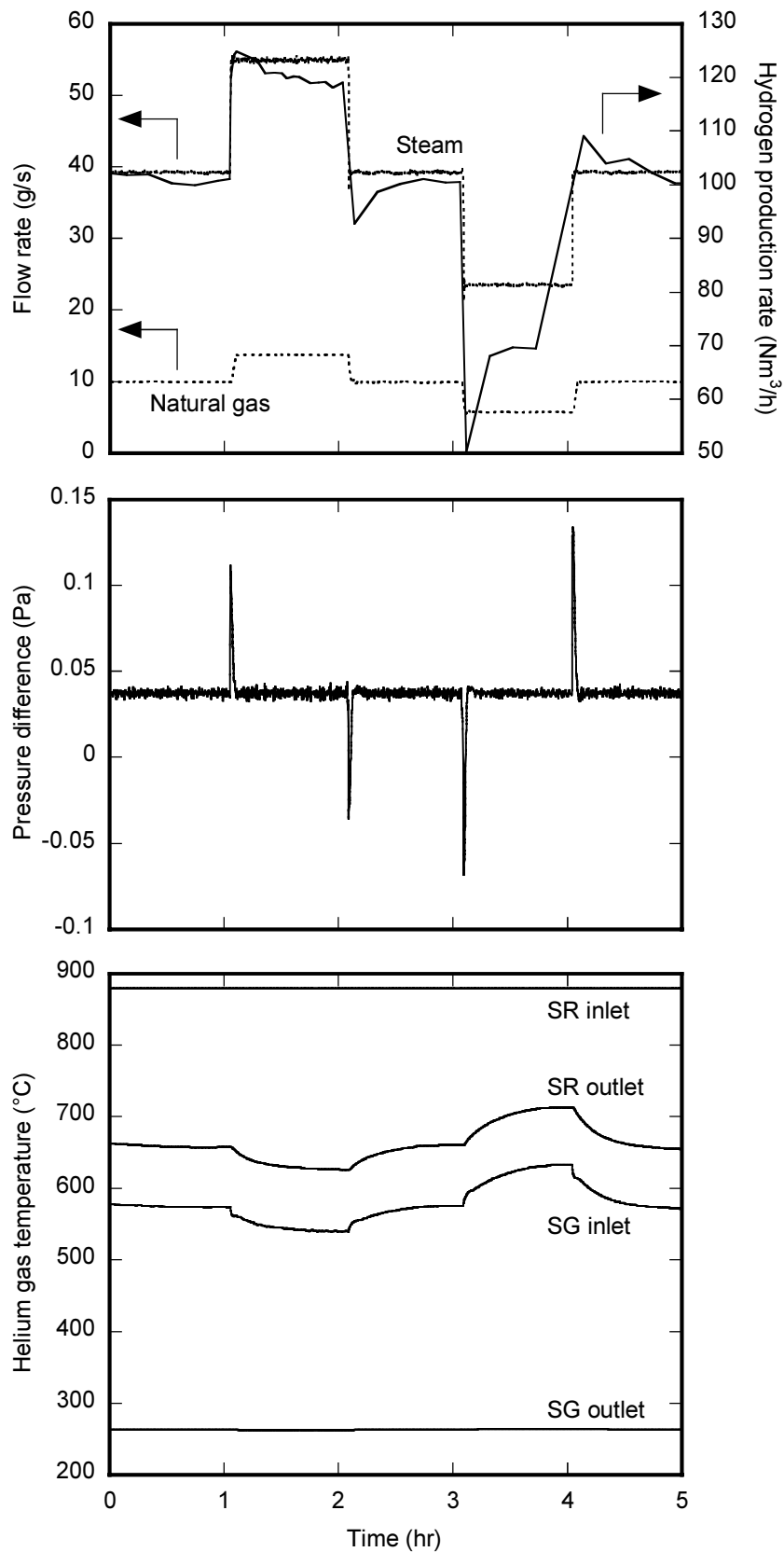


Fig. 5.6 Step responses of flow rates, hydrogen production rate, pressure difference and helium gas temperatures for Case 3.

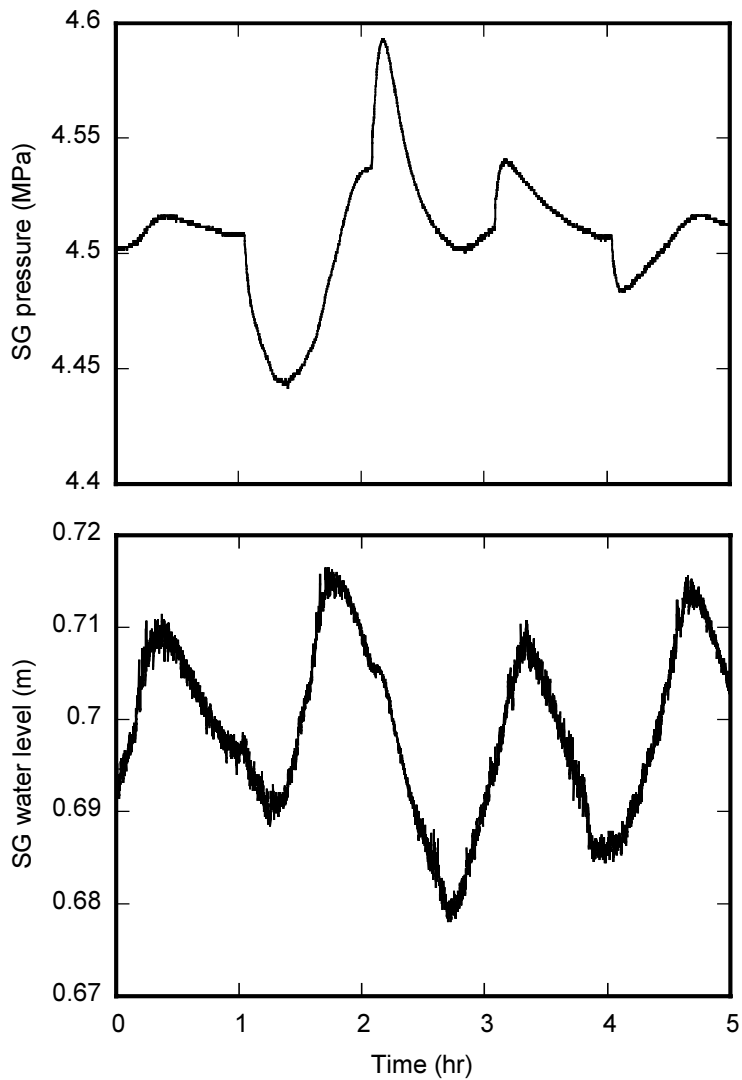


Fig. 5.7 Time history diagram of SG pressure and water level for Case 3.

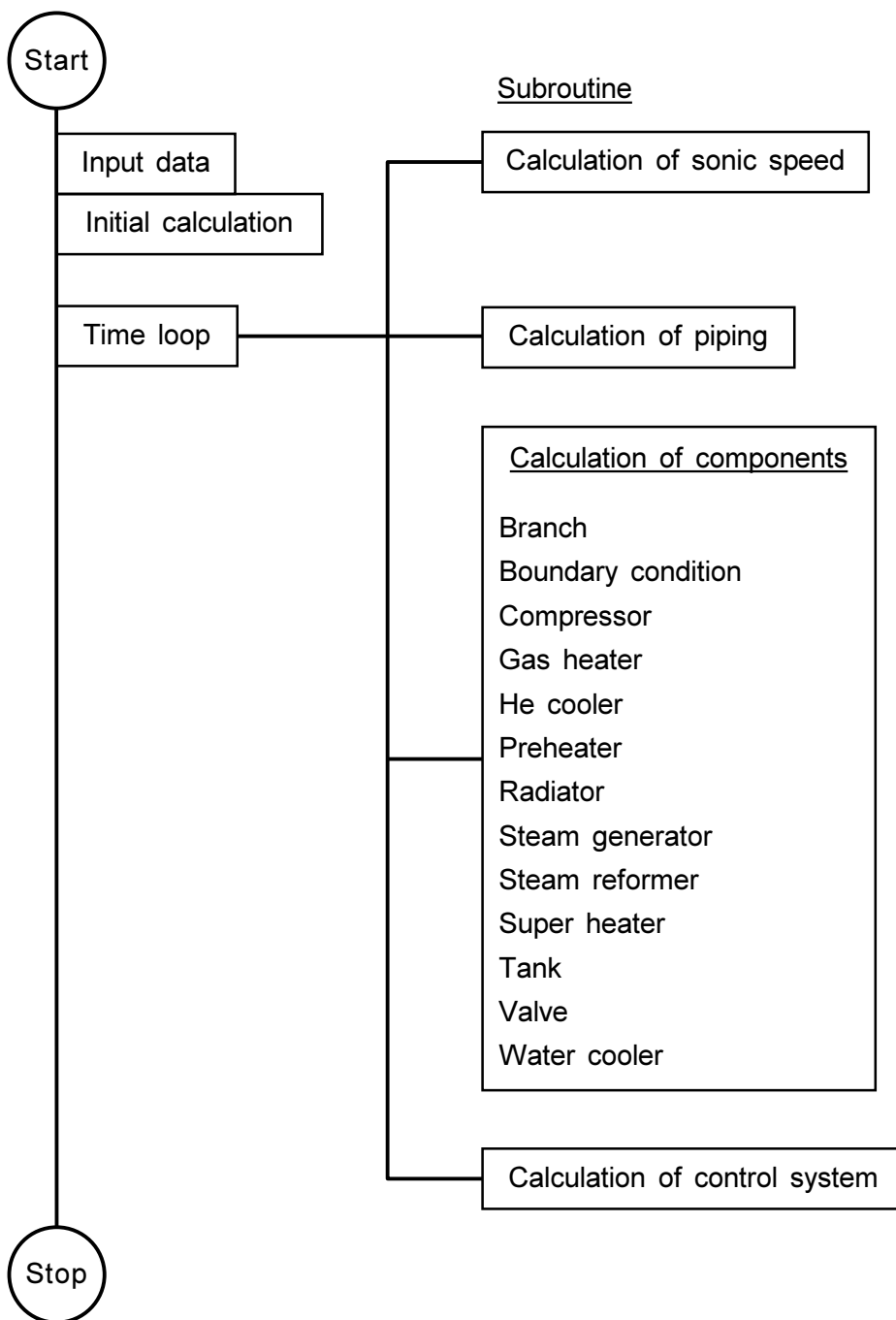


Fig. 5.8 Flow chart of HAMBAC.

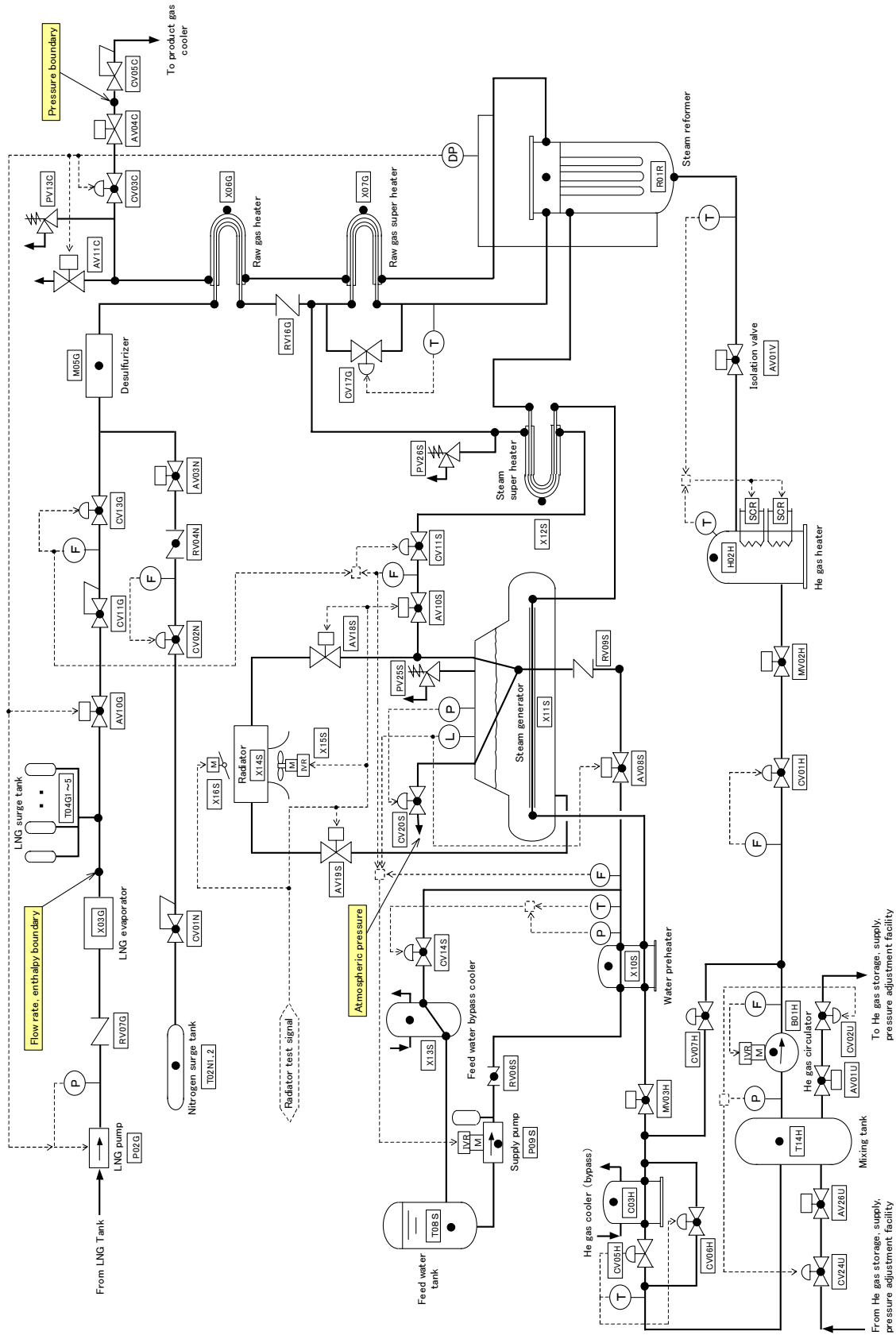


Fig. 5.9 Analytical domain of the mock-up test facility modeled with HAMBAC.

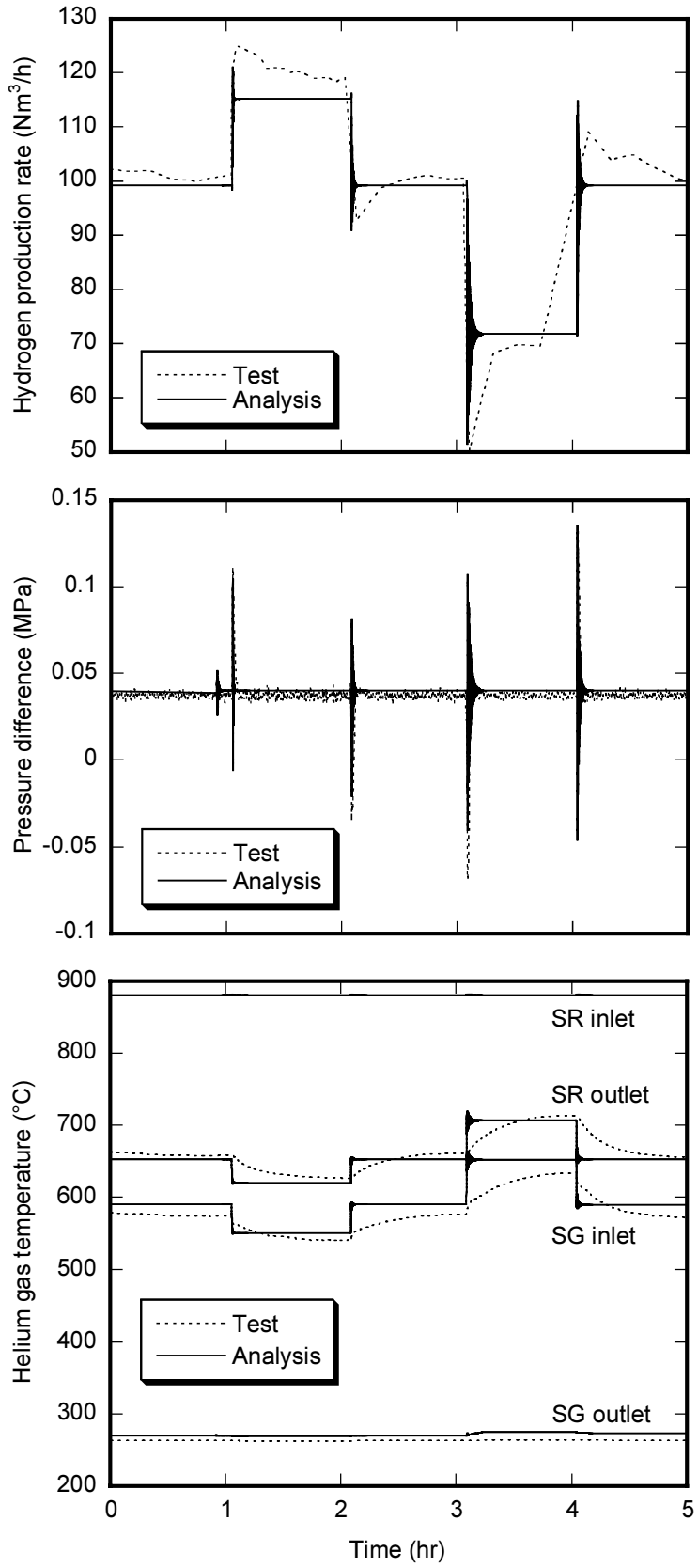


Fig. 5.10 Comparison between test results and analytical results on step responses of hydrogen production rate, pressure difference and helium gas temperatures for Case 3.

This is a blank page.

第6章 高温ガス炉における受動的間接炉心冷却システムの熱伝達特性

6.1 緒論

高温ガス炉では、1次ヘリウムガス系配管の破断による冷却材喪失事故時に、その固有の安全性を生かして、緊急炉心冷却系を用いることなく、原子炉压力容器表面から、熱放射と自然対流により、炉心を間接的かつ受動的に冷却することが可能である。この冷却システムが炉容器冷却設備であり、水の強制循環⁽¹⁾や空気其自然循環⁽²⁾による冷却パネルを用いるものがある。原子力機構の高温工学試験研究炉(HTR)⁽³⁾では水の強制循環方式が採用されており、原子炉压力容器の周囲には水の強制循環による冷却パネルが設置されている(第1章、Fig. 1.6参照)。HTRの安全審査においては、自然対流熱伝達や熱放射による熱移動量を安全側に評価して、冷却パネルによる除熱量を求めてきた。しかしながら、HTRを用いて実施する安全性実証試験の結果を解析により評価する場合には、定量的な解析が要求されるため、自然対流熱伝達や熱放射による熱移動量をより正確に評価しなければならない。また、将来型高温ガス炉の炉容器冷却設備には、より受動的冷却性を高めるため、空気其自然循環による冷却パネルの採用が考えられている。経済性を高めるための合理的設計を行い、HTRに設置されているような熱反射板や除熱量調節パネルを設置しない場合、より一層精度の高い原子炉压力容器表面からの冷却パネルによる除熱量の評価が要求される。

HTRの原子炉压力容器と側部冷却パネルとの間の空間を、内筒を加熱、外筒を冷却した鉛直同心二重円筒容器と見なし、封入された気体の自然対流による熱伝達を考えると、温度の上昇に伴い封入気体の動粘性係数が増大してレイリー数が減少し、高温で浮力の効果が小さくなる場合が考えられる。また、加熱壁面と冷却壁面の温度差が大きくなるため、自然対流熱伝達による熱移動量に対して熱放射による熱移動量の割合が非常に大きくなる。このように、鉛直同心二重円筒の内筒が高温となって内外筒の温度差が大きくなる場合には、気体の物性値や熱放射の影響を考慮しなければ、外筒を通して系外に移動する伝熱量を定量的に評価することが困難である。しかしながら、これまで鉛直同心二重円筒内において、物性値の温度依存性が大きく、熱放射の影響が大きい場合の自然対流熱伝達を取り扱った研究例は、非常に少ない⁽⁴⁾。

そこで本章では、内筒加熱、外筒冷却の鉛直同心二重円筒容器を用い、鉛直環状密閉空間内で内外筒壁面間の熱放射と自然対流が共存する場合の実験を行うと共に、鉛直同心二重円筒容器をモデル化した数値解析を行い、壁面間の熱放射による伝熱量や気体物性値の温度依存性が自然対流熱伝達に与える影響について考察した結果について述べる⁽⁵⁾⁽⁶⁾。これにより、炉容器冷却設備である冷却パネルにおける基本的な熱伝達特性を明らかにし、需要地近接立地が可能な将来型高温ガス炉に必要な受動的間接炉心冷却システムの開発(高温ガス炉の高度化)に資する。

6.2 実験の概要

本節では、実験に用いた装置の概要、実験の方法及び条件について述べる。

6.2.1 実験装置の概要

本研究で用いた実験装置を Fig. 6.1 に示す。実験装置は、電気ヒーターを内蔵した外径 318.5 mm、加熱部高さ 1,000 mm の加熱円柱（内筒；原子炉圧力容器を模擬）、内径 900 mm、高さ 1,140 mm の冷却円筒（外筒；冷却パネルを模擬）及びこれらを密閉する上下部円盤から構成され、試験部内高さは 998 mm である。

加熱円柱は、ヒーター巻き付け部をセラミックスとし、その外側にステンレス円筒を密着させる形で構成した。その表面温度は、最高 700°C まで昇温可能である。また、加熱円柱は、上部から釣り下げ、加熱による下方への伸びを吸収できる構造とした。冷却円筒は、ステンレス製の円筒容器で、その外面に外径 15.9 mm の銅製冷却用円管 179 本を熱伝導セメントで隙間なく取り付けした。水による強制循環冷却方式を採用する場合には、冷却管を 8 系統に分割し、それぞれの系統にヘッダーを取り付け、冷却水を流した。空気による自然循環冷却方式を採用する場合には、これらのヘッダーを取り外して、冷却管の上下端を開放した。上部円盤には、圧力計、真空計等を設けた。上下部円盤の内側には断熱材（ファイナフレックス）を設置し、上下部からの放熱を防止した。試験部内の圧力は、真空から大気圧まで設定可能であり、到達真空度は 0.1 Torr 以下である。温度計測は、データロガーにより、熱電対からの温度信号を取り込むことによって行った。試験空間内には、加熱円柱中心を通る鉛直面内の加熱円柱表面に 9 点、冷却円筒内面に 7 点の熱電対（K 型）を取り付けた。

6.2.2 実験方法及び条件

実験は、試験空間内を真空、または試験空間内に気体を真空置換により充填して圧力を大気圧に設定し、冷却円筒を冷却管により水冷（強制循環冷却）あるいは空冷（自然循環冷却）しながら、加熱円柱内のヒーター出力を所定の値にして行った。封入気体は、自然対流に対する物性値の影響を見るため、ヘリウムガスと窒素ガスを用いた。実験中、加熱円柱表面からの熱流束を、一定に保持した。試験空間内の加熱円柱表面温度（加熱壁面温度）及び冷却円筒内面温度（冷却壁面温度）が安定し定常状態を確認した後、加熱壁面及び冷却壁面の温度を計測した。

実験条件を Table 6.1 に示す。強制循環水冷実験の場合、真空、ヘリウムガス封入及び窒素ガス封入において加熱量を 2.99～14.60 kW までの範囲内で 5 段階に、自然循環空冷実験の場合、真空、ヘリウムガス封入及び窒素ガス封入において加熱量を 0.90～6.95 kW までの範囲内で 6 段階に変化させた。気体封入時の試験空間内の圧力は、大気圧に設定した。自然循環空冷実験の場合、強制循環水冷よりも冷却壁面での除熱性能が劣るため、加熱量を小さく設定した。

6.3 数値解析の概要

本節では、汎用熱流体解析コード FLUENT によって実験装置の体系を模擬した数値解析の手法、モデル及び条件について述べる。

6.3.1 解析手法

数値解析には、汎用熱流体解析コード FLUENT を用いた。FLUENT では、有限体積法に基づき有限差分法された質量、運動量、エネルギーの保存式を解くことができ、離散化された式から反復・線順法により解を求める。また、加熱壁面と冷却壁面間の放射伝熱に関しては、Discrete Ordinates Radiation Model (DO model) ⁽⁷⁾ ⁽⁸⁾ と呼ばれるモデルを使用した。このモデルでは、直接形態係数を計算せず、放射強度の輸送方程式を用いて面間の熱放射による伝熱量を予測する。FLUENT については、付録 C. 4 を参照のこと。

6.3.2 解析モデル及び条件

解析体系及び主な境界条件を Fig. 6.2 に示す。解析は 2 次元軸対称とし、加熱円柱、冷却円筒等、実験装置のモデル化を行った。鉛直同心二重円筒は、円筒は高さ 998 mm とし、厚さ 46.5 mm の加熱円筒、幅 290.8 mm の環状空間及び厚さ 8 mm の冷却円筒で構成される。解析モデルの上下端は断熱条件とし、加熱円柱からの発熱 (加熱量) は体積発熱として与えた。冷却円筒外面には、境界条件として発達した管内層流の熱伝達率を与えた。封入気体は熱放射に透明であると考え、面間の放射伝熱のみを考慮した。また、密度や熱伝導率等の物性値に関しては、温度による多項近似式を用いて求めた。解析メッシュは、流体内では壁面に近づくにつれてメッシュサイズが細かくなる不等間隔メッシュを、固体内では等間隔メッシュを採用した。

数値解析では、まず実験を模擬した解析 (真空を除く) を行い、実験値と比較した。次に、実験を補完するために、実験では行えなかった範囲に加熱量を変化させた解析を行った。加熱量は、ヘリウムガス封入の場合 0.16~48.0 kW まで、窒素ガス封入の場合 0.16~128.0 kW までの範囲内で 11 段階に変化させた。

6.4 実験結果及び考察

本節では、実験で得られたデータの整理方法、実験領域における放射伝熱量の割合、 Ra と Nu の関係及び加熱体の間接冷却に強制循環水冷を用いた実験と自然循環空冷を用いた実験の比較について述べる。

6.4.1 実験結果の整理

各加熱量の測定温度から求めた、加熱壁面及び冷却壁面における平均温度の範囲を Table 6.2 に示す。平均温度の誤差は、最大で $\pm 4^{\circ}\text{C}$ である。

Fig. 6.3 に、水冷実験で 14.60 kW の加熱量を与えた場合の、加熱壁面及び冷却壁面において測定された温度分布を示す。端部を除いて、ほぼ一定の温度分布となっていることがわかる。

実験で得られた加熱壁面及び冷却壁面温度のデータから、試験空間内のレイリー数 Ra 、加熱壁面でのヌッセルト数 Nu 、全伝熱量に対する放射伝熱量の割合等を求めた。一般に環状空間流路の

場合、周方向における温度不均一等の理由から、3次元的な対流が発生すると考えられる。本実験は、高温での実験であり、加熱壁面から冷却壁面への熱移動は、熱放射が支配的となる。また、レイリー数が大きい場合には、自然対流により鉛直方向への熱輸送量が大きくなる。そこでここでは、加熱円柱の中心を通る鉛直平面内には2次元的な対流が発生していると仮定し、3次元的な対流が熱伝達に及ぼす影響は小さい（周方向への熱移動は少ない）と考え、試験空間の鉛直方向における加熱壁面及び冷却壁面の測定温度を用いて、実験結果の評価を行った。

データの整理に当たっては、鉛直壁面の平均温度を使用した。真空実験から求めた放射伝熱量を用いて、加熱円柱のヒーター出力値を校正し、気体を封入した場合の加熱壁面から冷却壁面への総伝熱量を求めた。熱放射率に関しては、700°Cにおける圧延ステンレス鋼の値が0.45とされている⁽⁹⁾が、加熱壁面では予備試験時の加熱による表面の変色を確認しており、冷却壁面においては変色が見られなかったことから $\varepsilon_1=0.7$ 、 $\varepsilon_2=0.5$ とした。放射伝熱量の算出には、無限円筒内の放射伝熱の式

$$Q_r = \frac{A_1 \sigma (T_1^4 - T_2^4)}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \left(\frac{1}{\varepsilon_2} - 1 \right) \frac{A_1}{A_2}} \quad (6.1)$$

を用いた。 T_1 及び T_2 に加熱壁面及び冷却壁面の平均温度を用いた場合、数値解析で使用したDOモデルと式(6.1)によって求められる放射伝熱量はほぼ等しくなることを確認しており(6.5.1節参照)、本実験の有限円筒において式(6.1)を用いることは妥当であると考えている。なお、 ε_1 及び ε_2 が±0.1変化した場合、 Q_r は最大で約±20%変動する。

6.4.2 放射伝熱量の割合

加熱壁面から冷却壁面への全伝熱量に対する放射伝熱量の割合と加熱壁面平均温度の関係をFig. 6.4に示す。放射伝熱量の割合は、加熱量の増加と共に増加し、ヘリウムガス封入の場合、加熱壁面平均温度が513°Cで約78%、窒素ガス封入の場合、加熱壁面平均温度が538°Cで約88%となった。ヘリウムガスの方が窒素ガスよりも熱伝導率が大きいため、同じ加熱量でも壁面の除熱効果が大きく、全伝熱量に対する自然対流による伝熱量の割合も高くなっている。窒素ガスの場合、加熱壁面平均温度が100°C以上で放射伝熱量の割合が50%を超えており、加熱壁面から冷却壁面への熱移動は、対流よりも熱放射によるものが支配的となっている。HTTRの压力容器表面温度は、定格運転時において約360°Cに上昇する。そこで、窒素ガス封入の実験結果から加熱壁面平均温度360°Cにおける放射伝熱量の割合を予想すると、約77%となる。

6.4.3 Ra と Nu の関係

試験空間内高さ l を基準とした試験空間内のレイリー数 $Ra(l)$ 及び加熱壁面でのヌッセルト数 $Nu(l)$ を求めた。後述する式(6.6)との比較のため、代表長さは試験空間の幅 d ではなく l を用いた。ここで、

$$Ra(l) = \frac{Pr \cdot g\beta(T_1 - T_2)l^3}{\nu^2} \quad (6.2)$$

$$Nu_l(l) = Nu_c(l) + Nu_r(l) \quad (6.3)$$

$$= \frac{h_l l}{k} = \frac{(h_c + h_r)l}{k} \quad (6.4)$$

である。式 (6.3) 及び式 (6.4) において、 $Nu_l(l)$ は熱放射と自然対流による複合熱伝達のヌッセルト数を、 $Nu_c(l)$ は自然対流によるヌッセルト数、 $Nu_r(l)$ は熱放射によるヌッセルト数を示す。また、 h_l は熱放射と自然対流による複合熱伝達率を、 h_c は自然対流熱伝達率、 h_r は放射熱伝達率を示す。 $Ra(l)$ を求めるために必要な、封入気体の物性値を評価する代表温度には、

$$T_r = T_1 - 0.38(T_1 - T_2) \quad (6.5)$$

を用いた⁽¹⁰⁾。

封入気体がヘリウムガスの場合の $Ra(l)$ と $Nu(l)$ の関係を Fig. 6.5 に、窒素ガスの場合の $Ra(l)$ と $Nu(l)$ の関係を Fig. 6.6 に示す。Fig. 6.5 及び Fig. 6.6 中には、内筒加熱、外筒冷却の密閉された鉛直環状領域内流体層の自然対流熱伝達に関する従来の相関式として、de Vahl Davis らの計算結果⁽¹¹⁾に基づき、Churchill が提案した次式⁽¹²⁾⁽¹³⁾を実線で表示した。

$$Nu_c(l) = 0.364\{Ra(l)f(Pr)\}^{0.25} (r_o/r_i)^{0.5} \quad (6.6)$$

$$f(Pr) = \left\{1 + (0.5/Pr)^{9/16}\right\}^{-16/9} \quad (6.7)$$

式 (6.6) の適用範囲は、文献 (12) より、

$$10^6 < Ra(l) < 10^9, \quad Pr \approx 1, \quad 5 \leq l/d \leq 15, \quad 1 < r_o/r_i \leq 2$$

とした。本実験では、

$$2.0 \times 10^7 < Ra(l) < 3.5 \times 10^9, \quad Pr \approx 0.7, \quad l/d = 3.43, \quad r_o/r_i = 2.83$$

であり、上記の適用範囲からやや外れるが、外挿して使用した。 $Ra(l)$ の範囲は、ヘリウムガスで $2.0 \times 10^7 < Ra(l) < 5.4 \times 10^7$ 、窒素ガスで $1.2 \times 10^9 < Ra(l) < 3.5 \times 10^9$ となった。気体の実験では、高温になるにつれて動粘性係数が増大し Ra は減少するが、熱放射と自然対流による複合熱伝達のヌッセルト数 $Nu_l(l)$ (○、●) は、 $Ra(l)$ の減少と共に増加している。そこで、これを熱放射の影響と考え、熱放射の影響を除いた $Nu_c(l)$ (△、▲) を求めると、 $Nu_c(l)$ は $Ra(l)$ の増加と共に増加し、従来の相関式 (6.6) とほぼ一致することがわかる。

6.4.4 強制循環水冷実験と自然循環空冷実験の比較

Fig. 6.4 より、封入気体及び加熱壁面温度が同じ場合、全伝熱量に対する放射伝熱量の割合は、水冷と空冷でほぼ同じとなっていることがわかる。Fig. 6.5 及び Fig. 6.6 より、 Ra が同じ場合の

Nu_l は、空冷の方がやや小さいが水冷とほぼ同じ値となっていることがわかる。Fig. 6.7 に、封入気体が窒素ガスの場合の水冷及び空冷実験における加熱量と壁面平均温度の関係を示す。加熱量が約 7 kW までの範囲では、水冷と空冷で加熱壁面温度の上昇度に大きな違いは見られない。Fig. 6.7 において、加熱量が 7 kW の場合における加熱壁面温度を推算すると、水冷の場合で約 383°C、空冷の場合で約 404°C となり、その差は 21°C である。一方、冷却壁面温度は、水冷の場合で約 82°C、空冷の場合で約 153°C となり、その差は 71°C である。加熱量が同程度の場合、加熱壁面及び冷却壁面温度は強制循環水冷より自然循環空冷の方が高くなるが、その違いは冷却壁面温度の方が大きい。これは、加熱壁面からの熱は熱放射によって冷却壁面側へと移動できるが、冷却壁面での除熱性能は水に比べ空気の方が低いことによる。従って、高温ガス炉の冷却パネルに自然循環空冷の適用を考える場合は、加熱壁面温度だけでなく冷却壁面温度の上昇を抑制するために、空気の冷却能力を高める工夫（リブによって伝熱面積を増やす等）が必要となる。現在の HTTR では、冷却パネルに水による強制循環冷却方式が採用されているが、将来型高温ガス炉では空気による自然循環冷却方式を採用することで、減圧事故や冷却材喪失事故時における炉心の完全な受動的冷却が可能となる。

6.5 解析結果及び考察

本節では、まず数値解析結果と実験結果の比較を行い、解析結果の妥当性を評価する。その後、主に数値解析の結果を用いて、鉛直同心二重円筒容器内における Ra と Nu に関する考察を行い、新しい熱伝達相関式の提案を行う。また、提案した新熱伝達相関式の HTTR への適用を試みる。

6.5.1 実験結果との比較

ヘリウムガス及び窒素ガス封入の実験では $Ra(l) < 3.5 \times 10^9$ ($Ra(d) < 8.7 \times 10^7$) であり、乱流遷移の可能性がある。しかし本解析では、鉛直平板に関する研究⁽¹⁴⁾から、試験空間内の流れは層流であると仮定した。

加熱壁面及び冷却壁面における温度分布について、実験値と解析値の比較を行った。Fig. 6.8 に、水冷で加熱量 14.60 kW、窒素ガスを封入した場合における壁面温度分布の比較を示す。実験値と解析値は良く一致し、数値解析により実験を模擬できることがわかった。

次に、放射伝熱量に関して、実験値と解析値の比較を行った。Fig. 6.9 に、水冷時の加熱壁面における放射熱流束の実験値と解析値の比較を示す。放射熱流束の算出には、実験の場合は式 (6.1) を、数値解析の場合は DO model を用いた。実験値と解析値は良く一致し、実験データの整理における放射伝熱量の算出に、式 (6.1) を使用することは妥当であることを確認した。

6.5.2 Ra と Nu に関する考察

環状空間の温度に対する熱放射や物性値の影響をより詳細に調べるため、加熱量をパラメータとし、加熱壁面温度の範囲を実験よりも低温側及び高温側へと拡大して、ヘリウムガスまたは窒

素ガスを封入した場合の解析を行った。加熱壁面平均温度の範囲は、ヘリウムガス封入時に 47.4°C~812.5°C、窒素ガス封入時に 53.2°C~1153.9°C となった。また、冷却壁面平均温度の範囲は、ヘリウムガス封入時に 29.0°C~123.0°C、窒素ガス封入時に 29.0°C~278.2°C となった。解析で得られた加熱壁面及び冷却壁面の平均温度から、環状空間内の Ra 、加熱壁面での Nu を求めた。

封入気体がヘリウムガス及び窒素ガスの場合の $Ra(l)$ と $Nu(l)$ の関係を、Table 6.3 及び Fig. 6.10 に示す。Table 6.3 には、実験から求めた $Ra(l)$ と $Nu(l)$ の関係も示してある。Fig. 6.10 中の、温度は式 (6.5) から求めた環状空間の平均温度を、矢印は環状空間の温度が高温になることに伴う $Ra(l)$ の変化の方向を示す。 $Ra(l)$ の範囲は、ヘリウムガスで $1.2 \times 10^7 < Ra(l) < 6.2 \times 10^7$ 、窒素ガスで $3.0 \times 10^8 < Ra(l) < 3.9 \times 10^9$ である。 $Nu_i(l)$ (○) は、ヘリウムガスの場合 103.7°C 以下、窒素ガスの場合 121.6°C 以下の範囲では、 $Ra(l)$ の増加と共に増加した。その後、さらに温度が上昇すると、気体の動粘性係数が増大するため $Ra(l)$ は減少に転ずるが、面間の熱放射による伝熱量も増大するため $Nu_i(l)$ は増加した。つまり、低温から高温になるにつれて、 $Ra(l)$ と $Nu_i(l)$ の増減が一致する関係が逆転し、1つの $Ra(l)$ に対して低温側と高温側の2つの $Nu_i(l)$ が得られた。また、 $Nu_i(l)$ から熱放射の影響を取り除いた $Nu_c(l)$ (△) を求めたところ、 $Nu_c(l)$ は温度及び $Ra(l)$ の領域に関わらず、従来 of 相関式 (6.6) と一致した。

以上の $Ra(l)$ と $Nu(l)$ の関係に基づき、鉛直環状密閉空間内における面間の熱放射と自然対流による熱伝達は単純和であるとして、両者を統一的に取り扱うことができる熱伝達相関式を作成した。自然対流熱伝達に関する相関式 (6.6) は、実験結果及び解析結果から、その範囲を拡張して $10^7 < Ra(l) < 4 \times 10^9$ ($3 \times 10^5 < Ra(d) < 10^8$)、 $Pr \approx 1$ 、 $3 < l/d \leq 15$ 、 $1 < r_o/r_i < 3$ においても使用できると考えられる。そこで、式 (6.6) を基に、式 (6.1)、式 (6.3) 及び式 (6.4) を用いることにより、面間の熱放射と自然対流による複合熱伝達のヌッセルト数 $Nu_i(l)$ は、

$$Nu_i(l) = Nu_c(l) + Nu_r(l) \quad (6.8)$$

$$= 0.364 \{ Ra(l) f(Pr) \}^{0.25} (r_o/r_i)^{0.5} + \frac{h_r l}{k} \quad (6.9)$$

$$= 0.364 \{ Ra(l) f(Pr) \}^{0.25} (r_o/r_i)^{0.5} + \frac{q_r}{(T_1 - T_2) k} l \quad (6.10)$$

$$(10^7 < Ra(l) < 4 \times 10^9, Pr \approx 1, 3 < l/d \leq 15, 1 < r_o/r_i < 3)$$

と表すことができる。式 (6.10) において、 q_r は放射熱流束を示し、 $q_r = Q_r / A_1$ である。式 (6.10) によって求めた $Nu_i(l)$ と実験値及び解析値を比較した結果を、Fig. 6.11 に示す。式 (6.10) による $Nu_i(l)$ は、実験値及び解析値と良く一致した。

6.6 式 (6.10) の HTTR への適用

本節では、面間の熱放射と自然対流による複合熱伝達の相関式 (6.10) を HTTR に外挿して適用し、定格運転時における HTTR の原子炉圧力容器と冷却パネルで構成される環状空間におけ

るヌッセルト数を求めた。

HTTRの原子炉压力容器と冷却パネルを含む領域の断面図をFig. 6.12に示す。原子炉压力容器と冷却パネル間の気体は大気圧の空気であり、原子炉压力容器胴部表面の温度を360°C、熱放射率を0.79⁽⁹⁾、側部冷却パネル(熱反射板)表面の温度を320°C、熱放射率を0.79⁽⁹⁾とする。環状空間内の平均温度は、式(6.5)より344.8°Cとなる。この時、 $Pr = 0.71$ である。压力容器胴部外側は、ISI(In-Service Inspection: 供用期間中検査) 架台により幾つかの空間に仕切られており、この空間の高さは3,200 mm(代表長さとする。)である。压力容器外径は5,744 mm、側部冷却パネル(熱反射板)の面間距離は7,550.8 mmであるので、 $l/d = 3.54$ 及び $r_o/r_i = 1.31$ となる。これらより、HTTRにおける $Ra(l)$ 、 $Nu_c(l)$ 及び $Nu_i(l)$ は、压力容器胴部表面において、次のようになる。

$$Ra(l) = 4.93 \times 10^9, \quad Nu_c(l) = 84.7, \quad Nu_r(l) = 2440.9, \quad Nu_i(l) = 2525.6$$

$$(h_c = 1.24 \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K)}, \quad h_r = 35.64 \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K)}, \quad h_i = 36.88 \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K)})$$

この場合、 $Ra(l)$ は式(6.10)の適用範囲外であり(Fig. 6.11参照)、乱流状態に遷移している可能性がある。ただし、 $Nu_c(l)/Nu_i(l) = 3.4\%$ であり、压力容器の除熱は、自然対流よりも熱放射によるものが支配的であると予想できる。なお、HTTRの炉容器冷却設備における除熱量評価では、压力容器胴廻りの自然対流熱伝達率として、 $h_c = 3.26 \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K)}$ が使用されている。

式(6.10)は、

$$(\text{熱放射と自然対流による複合熱伝達率}) = (\text{層流の自然対流熱伝達率}) + (\text{放射熱伝達率})$$

の形になっており、乱流域への適用を考えた場合、(層流の自然対流熱伝達率)を(乱流の自然対流熱伝達率)に置き換えることで対応できると予想される。この確認については、今後の課題となる。

HTTRに代表される高温ガス炉压力容器からの除熱に関する数値解析において、計算コストを削減するという観点から、式(6.10)のヌッセルト数を用いることにより、自然対流熱伝達の解析のみで面間の熱放射による伝熱を考慮することが可能である。

6.7 結論

鉛直同心二重円筒内高温気体の自然対流熱伝達に対する熱放射及び物性値の影響を調べるために、ヘリウムガス及び窒素ガスを封入気体とした面間の熱放射を伴う自然対流熱伝達に関する実験と数値解析を行った。その結果、以下のことがわかった。

- (1) 熱放射の影響が小さい低温度領域において、ヌッセルト数 $Nu_i(l)$ は、従来報告されている相関式と同様に、レイリー数 $Ra(l)$ の増加と共に増加した。しかしながら、熱放射の影響が大きい高温領域においては、物性値(動粘性係数)の変化も著しくなり、その結果ヌッセルト数 $Nu_i(l)$ は、従来報告されている相関式とは異なり、レイリー数 $Ra(l)$ の減少と共に増加した。

- (2) 熱放射の影響を除いたヌッセルト数 $Nu_c(l)$ を求めたところ、封入気体がヘリウムガス、窒素ガスの場合共、従来報告されている相関式から求めた値とほぼ一致し、レイリー数 $Ra(l)$ の増減とヌッセルト数 $Nu_c(l)$ の増減が一致した。
- (3) 加熱壁面平均温度が 360°C において、全伝熱量に対する熱放射の割合は、約 77% (窒素ガス封入の場合) となった。
- (4) 加熱量が同じ場合において、加熱壁面温度の上昇度は、水冷及び空冷で同じレベルとなった。しかしながら、冷却壁面温度の上昇度は、水冷に比べ空冷は大きく、空気の冷却性能を高める必要性を示した。
- (5) 本研究によって得られた、鉛直環状密閉空間内における、面間の熱放射と自然対流による複合熱伝達の相関式は、以下のとおりである。

$$Nu_i(l) = 0.364 \{Ra(l)f(Pr)\}^{0.25} (r_o/r_i)^{0.5} + \frac{q_r}{(T_1 - T_2)} \frac{l}{k}$$

$$(10^7 < Ra(l) < 4 \times 10^9, Pr \approx 1, 3 < l/d \leq 15, 1 < r_o/r_i < 3)$$

記号表

A	: 表面積	(m^2)
d	: 加熱壁面と冷却壁面間の距離 = $r_o - r_i$	(m)
g	: 重力加速度	(m/s^2)
h	: 熱伝達率	($\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$)
k	: 熱伝導率	($\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$)
l	: 環状試験空間の高さ	(m)
Nu	: ヌッセルト数	(—)
Pr	: プラントル数	(—)
Q_r	: 放射伝熱量	(W)
q_r	: 放射熱流束	(W/m^2)
Ra	: レイリー数	(—)
r_i	: 同心二重円筒の内半径	(m)
r_o	: 同心二重円筒の外半径	(m)
T	: 平均温度	($\text{K}, ^\circ\text{C}$)
T_R	: 代表温度	($\text{K}, ^\circ\text{C}$)

(ギリシャ文字)

β	: 体膨張係数	($1/\text{K}$)
ε	: 熱放射率	(—)
σ	: ステファン・ボルツマン定数	($\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$)
ν	: 動粘性係数	(m^2/s)

(添 字)

1	: 加熱壁面に関する値
2	: 冷却壁面に関する値
c	: 自然対流に関する値
i	: 内筒に関する値
o	: 外筒に関する値
r	: 熱放射に関する値
t	: 熱放射と自然対流の複合値

参考文献

- (1) 高田 昌二、鈴木 邦彦、稲垣 嘉之、数土幸夫；
「水冷パネルを用いる高温ガス炉の受動的熱除去特性の解析」、
機械学会論文集、B編、65-635 (1999)、pp. 2489–2497.
- (2) A. Saikusa, K. Kunitomi and S. Shiozawa；
‘Advanced Vessel Cooling System Concept for High-Temperature Gas-Cooled Reactors’,
Nucl. Technol., 118 (1997), pp. 89–96.
- (3) 日本原子力研究所；
「高温工学試験研究の現状 1998年」、
日本原子力研究所、(1998).
- (4) 高田 昌二、鈴木 邦彦、稲垣 嘉之、数土幸夫；
「高温ガス炉の空冷パネルを用いる受動的熱除去特性」、
機械学会論文集、B編、65-633 (1999)、pp. 1752–1758.
- (5) 稲葉 良知、張 佑杰、武田 哲明、椎名 保顕；
「鉛直同心二重円筒内高温気体の自然対流熱伝達に関する研究」、
機械学会論文集、B編、70-694 (2004)、pp. 1518–1525.
- (6) Y. Inaba, Y. Zhang, T. Takeda and Y. Shiina；
‘Natural Convection Heat Transfer of High Temperature Gas in an Annulus Between Two Vertical Concentric Cylinders’,
Heat Transfer –Asian Research, 34-5 (2005), pp. 293–308.
- (7) G.D. Raithby and E.H. Chui；
‘A Finite-Volume Method for Predicting Radiant Heat Transfer in Enclosures with Participating Media’,
J. Heat Transfer, 112 (1990), pp. 415–423.
- (8) E.H. Chui and G.D. Raithby；
‘Computation of Radiant Heat Transfer on a Nonorthogonal Mesh Using the Finite-Volume Method’,
Numer. Heat Transfer, Part B, 23 (1993), pp. 269–288.
- (9) 日本機械学会；
「伝熱工学資料」、
日本機械学会、(1986)、pp. 184–185.
- (10) 藤井 哲；
「伝熱工学の進展、第3巻」、
養賢堂 (株)、(1974)、p. 55.
- (11) G. de Vahl Davis and R.W. Thomas；
‘Natural Convection between Concentric Vertical Cylinders’,
Phys. Fluids, 12-12 Suppl. II (1969), pp. II-198–II-207.

- (1 2) S.W. Churchill ;
 ‘Heat Exchanger Design Handbook’,
 Hemisphere Publishing Corporation, (1983), p. 2.5.8-13.
- (1 3) 日本機械学会 ;
 「機械工学便覧」、
 日本機械学会、(1979)、p. A6-127.
- (1 4) 日本機械学会 ;
 「伝熱工学資料」、
 日本機械学会、(1986)、p. 68.

Table 6.1 Experimental conditions

Gas	Heat input (kW)	
	Water cooling	Air cooling
Vacuum He N ₂	2.99	0.90
	4.95	1.69
	7.56	2.67
	10.93	3.86
	14.60	5.22
		6.95

Table 6.2 Range of the average heating and cooling wall surface temperatures

Gas	Average heating wall surface temperature (°C)		Average cooling wall surface temperature (°C)	
	Water cooling	Air cooling	Water cooling	Air cooling
Vacuum	296.2~562.3	168.5~388.5	49.1~133.5	40.6~133.1
He	201.9~513.4	101.8~375.1	46.2~125.1	33.7~142.6
N ₂	258.7~538.1	125.6~403.9	51.5~130.1	34.0~152.2

Table 6.3 Relationship between $Ra(l)$ and $Nu(l)$ for each temperature

	Case No.	T_1 (°C)	T_2 (°C)	T_1-T_2 (°C)	T_R (°C)	$Ra(l)$ (—)	$Nu(l)$ (—)	$Nu_c(l)$ (—)	
(Experiment)									
He Water cooling	1	201.9	46.2	155.7	142.7	5.40×10^7	99.0	56.4	
	2	291.3	66.2	225.1	205.8	4.19×10^7	102.2	44.3	
	3	366.6	82.6	284.0	258.7	3.33×10^7	115.2	41.9	
	4	444.8	103.7	341.1	315.2	2.55×10^7	129.2	37.1	
	5	513.4	125.1	388.4	365.8	2.02×10^7	143.4	31.9	
He Air cooling	6	101.8	33.7	68.1	75.9	5.09×10^7	77.3	47.6	
	7	155.6	51.2	104.5	115.9	4.85×10^7	87.6	50.2	
	8	213.8	70.3	143.5	159.3	4.19×10^7	92.9	46.1	
	9	270.9	92.3	178.6	203.0	3.41×10^7	100.9	42.9	
	10	322.6	116.0	206.6	244.1	2.74×10^7	111.4	41.6	
N ₂ Water cooling	11	375.1	142.6	232.6	286.8	2.17×10^7	124.8	41.1	
	12	258.7	51.5	207.2	180.0	3.04×10^9	402.1	108.2	
	13	323.4	66.8	256.7	225.9	2.47×10^9	498.4	135.7	
	14	398.4	84.8	313.7	279.2	1.95×10^9	578.3	124.1	
	15	474.2	107.8	366.4	335.0	1.50×10^9	667.6	103.3	
N ₂ Air cooling	16	538.1	130.1	408.0	383.0	1.21×10^9	758.8	87.7	
	17	125.6	34.0	91.6	90.8	3.52×10^9	325.0	137.4	
	18	186.9	52.6	134.3	135.9	3.09×10^9	379.7	140.8	
	19	245.9	74.0	171.9	180.6	2.51×10^9	431.1	133.0	
	20	305.2	100.6	204.6	227.5	1.94×10^9	486.1	116.2	
	21	355.6	127.6	228.0	269.0	1.53×10^9	556.9	114.8	
(Analysis)	22	403.9	152.2	251.6	308.3	1.25×10^9	638.7	121.4	
	He Water cooling	1	47.4	29.0	18.4	40.4	2.20×10^7	55.0	31.9
		2	62.0	29.3	32.7	49.6	3.45×10^7	60.4	36.0
		3	98.6	30.3	68.3	72.6	5.33×10^7	68.7	40.7
		4	129.5	31.2	98.3	92.1	6.02×10^7	73.6	42.2
		5	147.7	31.8	115.9	103.7	6.19×10^7	76.2	42.7
		6	223.5	35.0	188.5	151.9	5.94×10^7	86.0	42.5
		7	371.9	44.4	327.4	247.5	4.21×10^7	107.2	38.6
		8	469.0	53.9	415.1	311.2	3.20×10^7	124.9	35.5
		9	601.7	72.8	528.9	400.7	2.19×10^7	155.8	31.3
		10	695.9	91.6	604.2	466.2	1.67×10^7	183.2	28.7
11		812.5	123.0	689.6	550.5	1.18×10^7	224.3	25.8	
N ₂ Water cooling	12	53.2	29.0	24.2	44.0	1.71×10^9	239.9	99.2	
	13	72.7	29.3	43.3	56.2	2.60×10^9	262.8	112.2	
	14	118.9	30.3	88.6	85.2	3.65×10^9	301.3	124.8	
	15	176.6	31.9	144.8	121.6	3.89×10^9	342.2	128.2	
	16	258.8	35.0	223.8	173.8	3.49×10^9	402.0	124.4	
	17	406.5	44.5	362.0	268.9	2.44×10^9	537.7	113.4	
	18	499.6	54.0	445.7	330.3	1.89×10^9	646.2	105.4	
	19	626.4	72.8	553.6	416.0	1.33×10^9	828.7	95.2	
	20	829.3	122.9	706.4	560.9	7.60×10^8	1220.2	80.6	
	21	1050.0	216.6	833.4	733.3	4.07×10^8	1820.0	65.4	
	22	1153.9	278.2	875.6	821.1	3.01×10^8	2180.3	56.8	

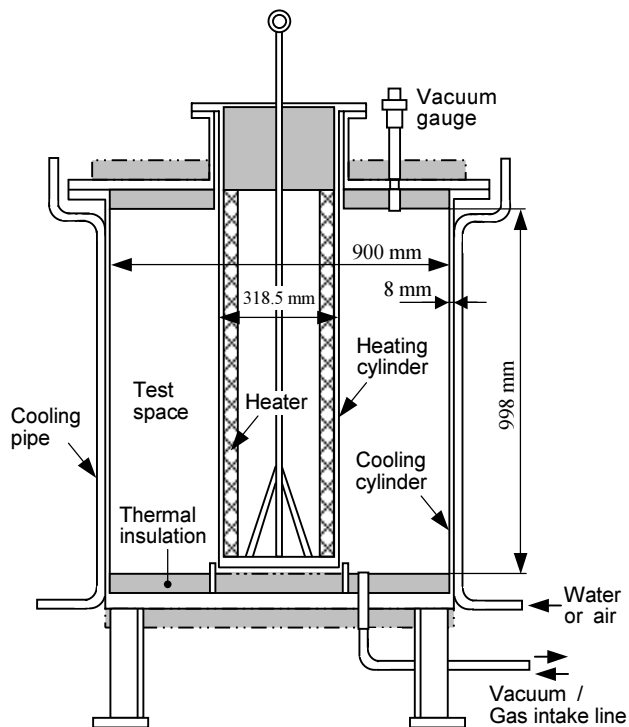


Fig. 6.1 Schematic drawing of the experimental apparatus.

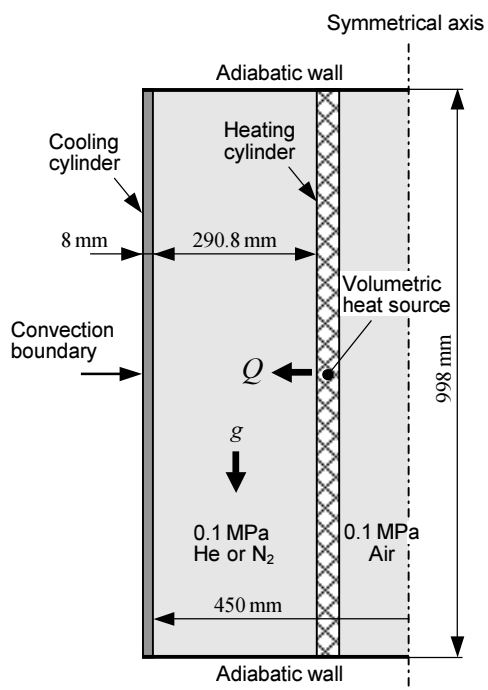


Fig. 6.2 Analytical model and boundary conditions.

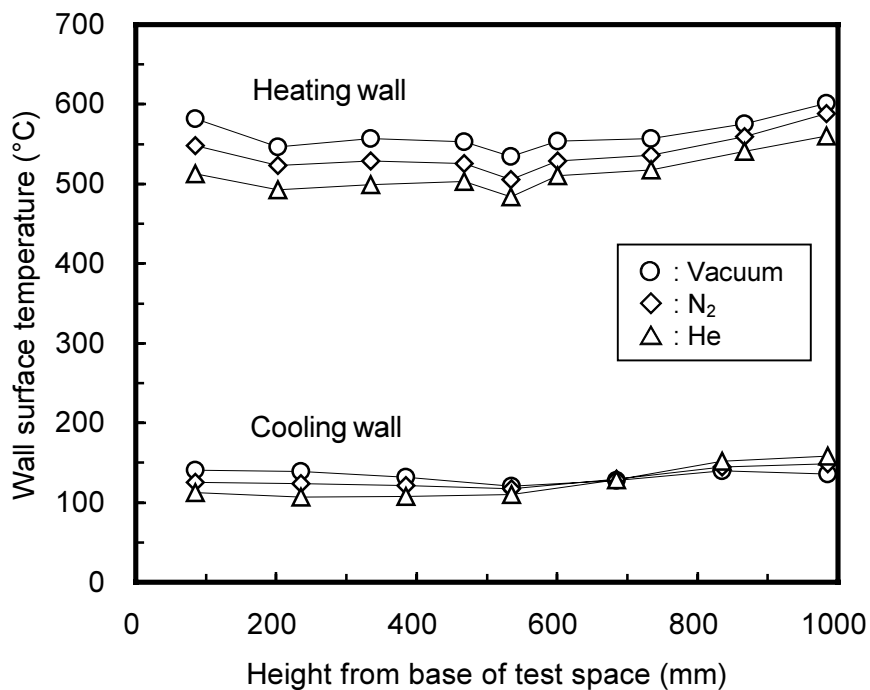


Fig. 6.3 Temperature distributions on the wall surfaces for the experiments with a heat input of 14.60 kW.

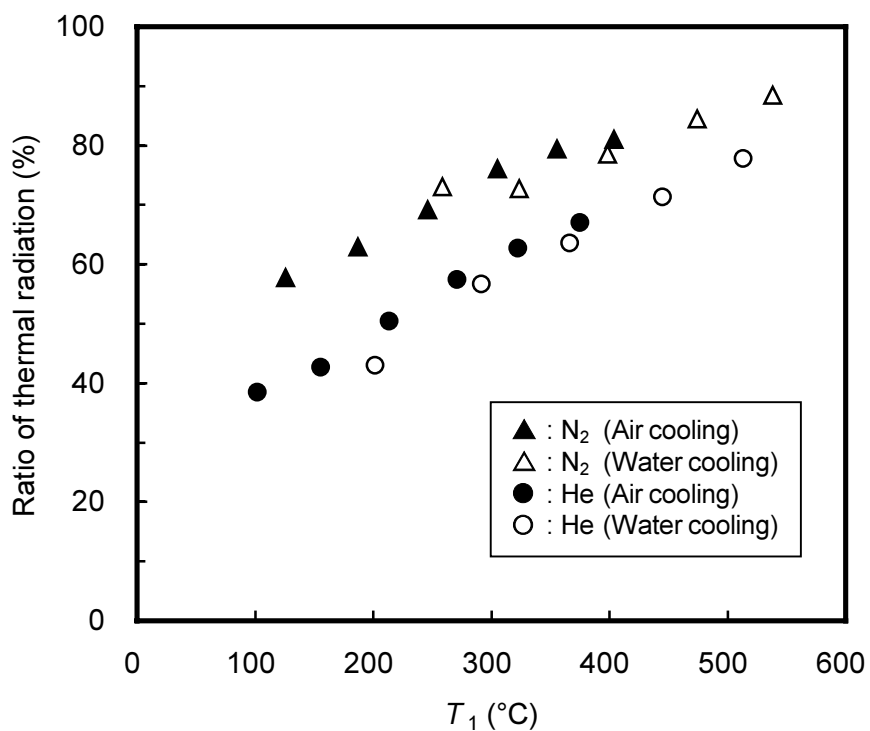


Fig. 6.4 Relationship between average heating wall surface temperature and the ratio of heat transferred by thermal radiation to total heat.

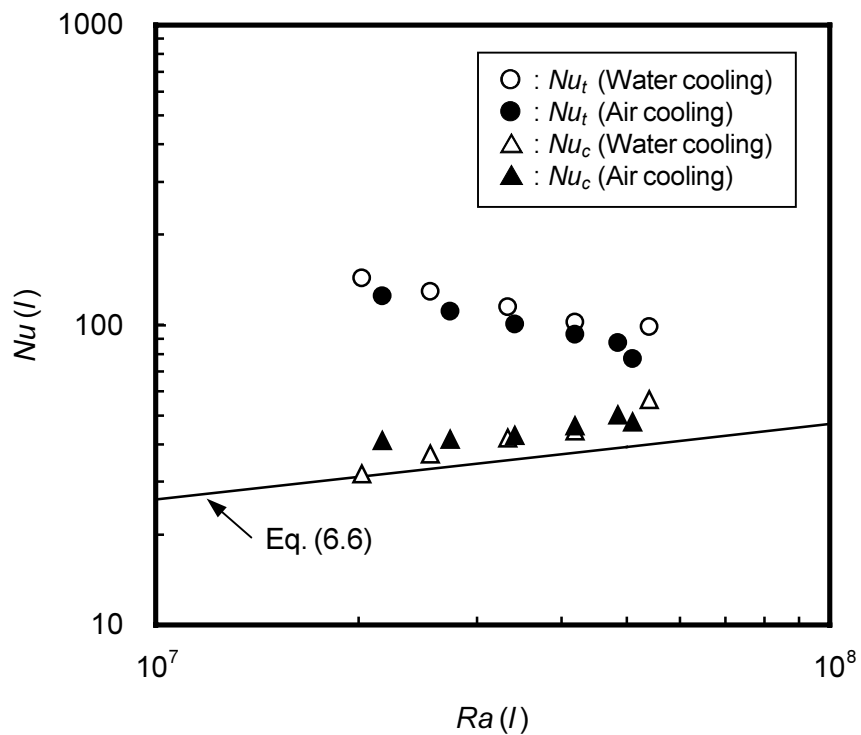


Fig. 6.5 Relationship between $Ra(l)$ and $Nu(l)$ in the experiments with He.

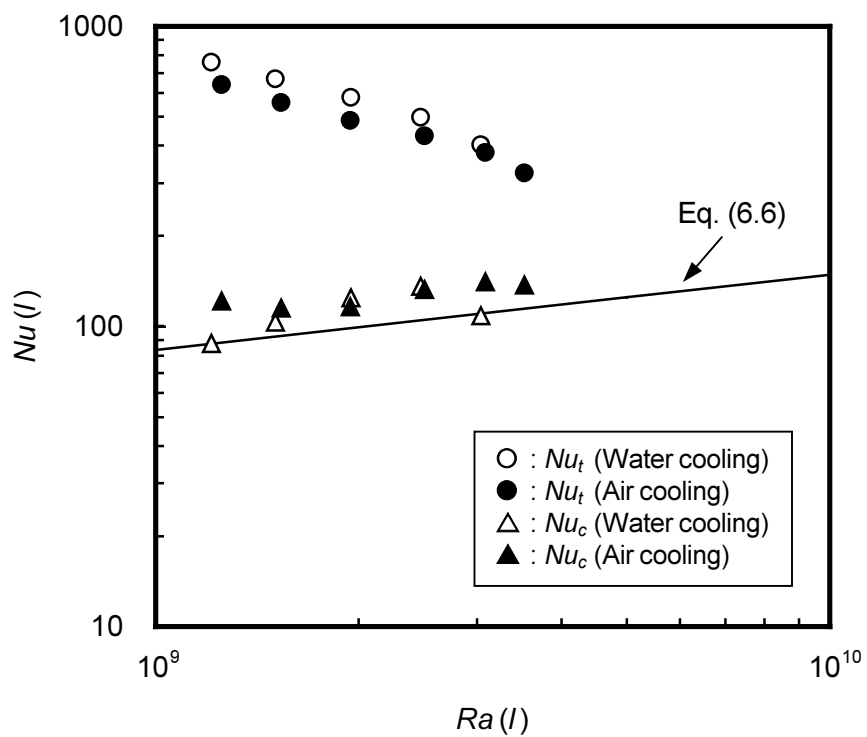


Fig. 6.6 Relationship between $Ra(l)$ and $Nu(l)$ in the experiments with N_2 .

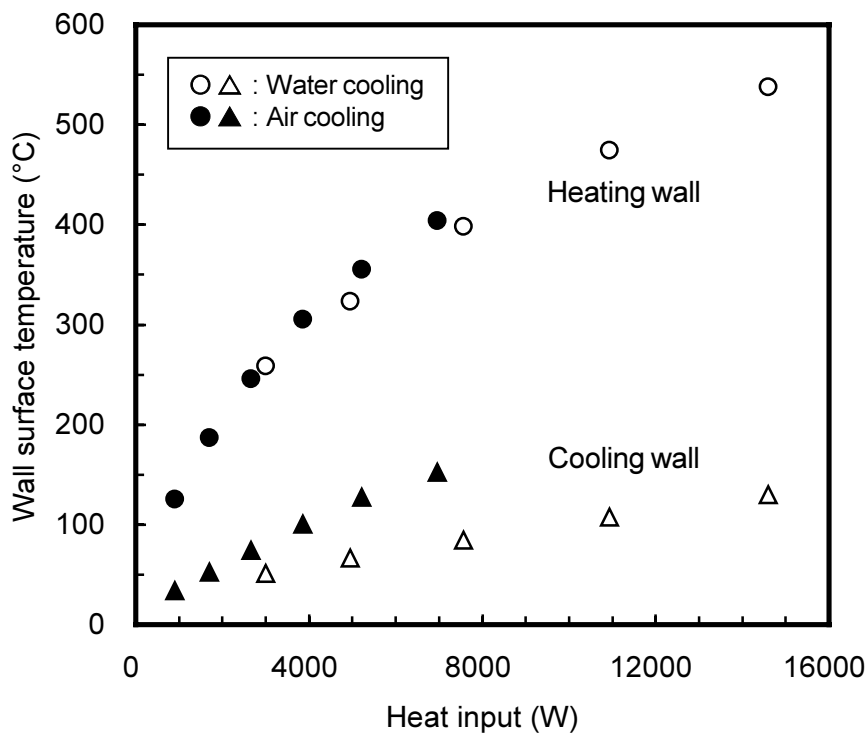


Fig. 6.7 Relationship between average wall surface temperature and heat input in the experiments with N₂.

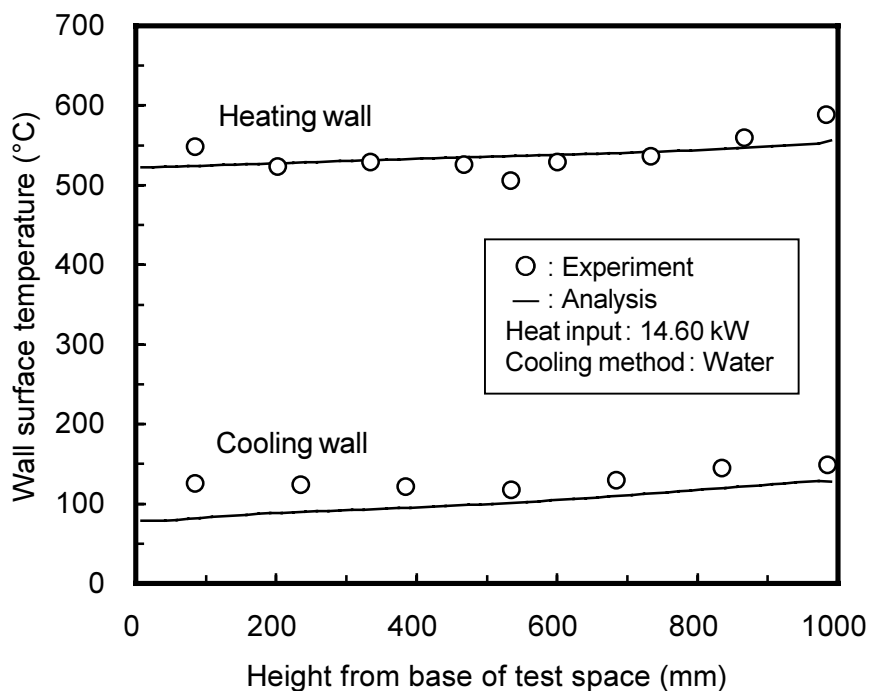


Fig. 6.8 Comparison of the calculated temperature distributions on the heating and cooling wall surfaces with the experimental ones of N₂.

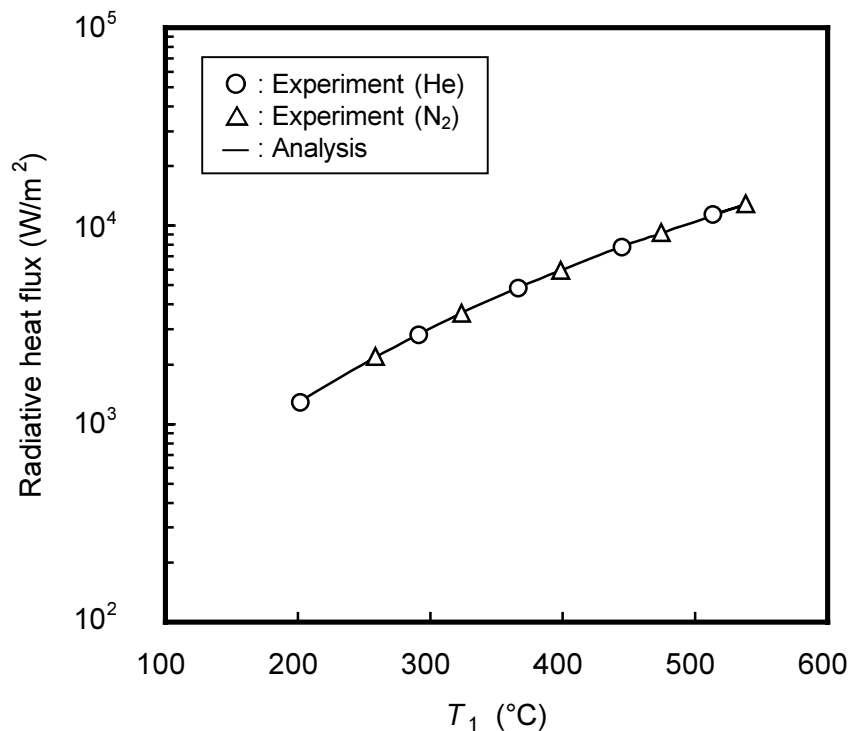


Fig. 6.9 Comparison between the experimental and analytical radiative heat fluxes on the heating wall surface for the water cooling.

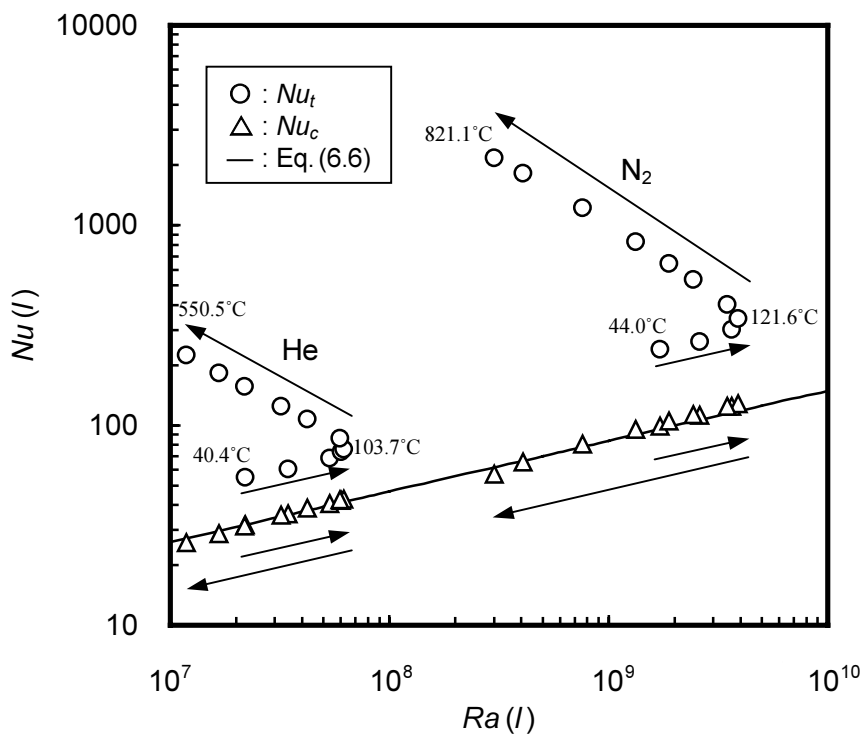


Fig. 6.10 Relationship between $Ra(l)$ and $Nu(l)$ in the numerical analyses.

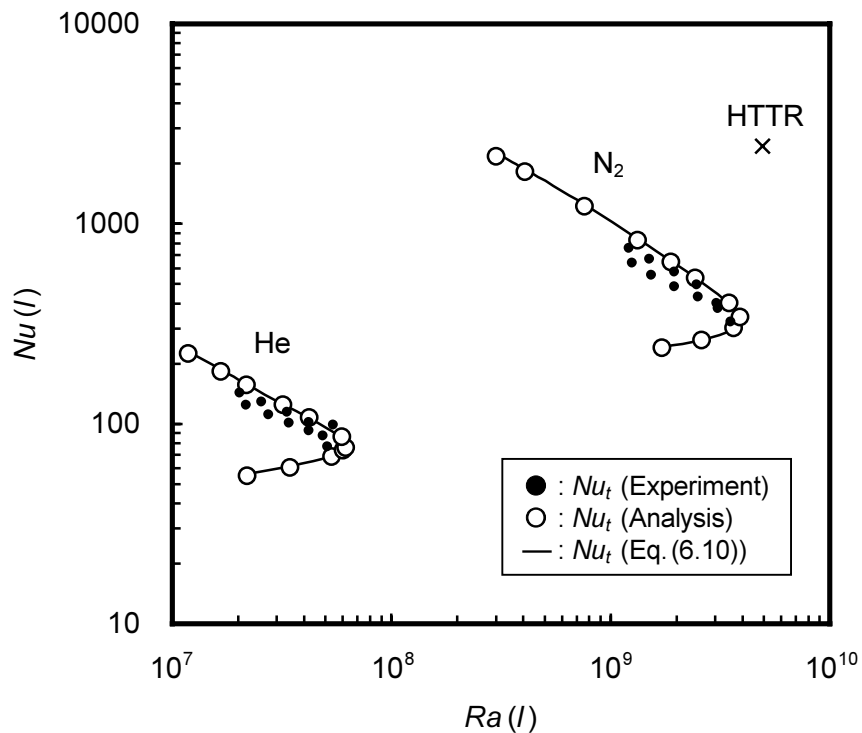


Fig. 6.11 Comparison of $Nu_t(l)$ evaluated from the experiments, the numerical analyses and Eq. (6.10).

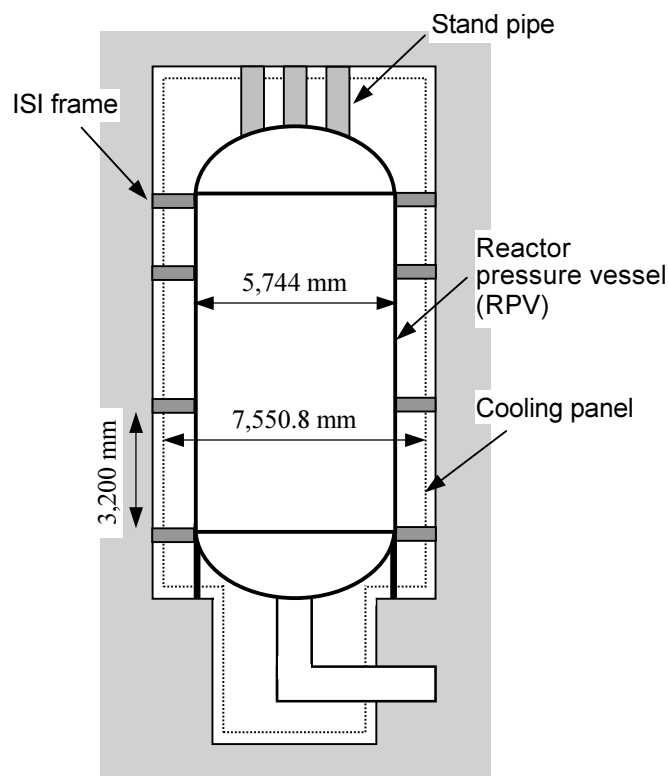


Fig. 6.12 Schematic cross sectional view of the RPV and cooling panel of the HTTR.

第7章 総括と展望

本論文では、高温ガス炉を用いた核熱利用システム及びその安全性評価に関する研究について述べた。本章では、第1章から第6章までで得られた結果についてまとめると共に、今後の展望について述べる。

7.1 第1章から第6章までのまとめ

第1章「序論」では、二酸化炭素排出による地球温暖化問題に対する核熱利用システムの優位性、高温ガス炉を用いた核熱利用、HTTR 水素製造システムの概要及び本論文の目的と意義を述べた。

第2章「アンモニア製造のための核熱利用石炭ガス化システムの検討」では、原子力エネルギーを電気としてだけでなく、熱エネルギー源として直接産業利用するシステムについて考え、高温ガス炉の核熱を利用した、アンモニア製造プラントにおける石炭ガス化システムの検討を行った。核熱を利用した石炭ガス化システムでは、高温ガス炉からの2次ヘリウムガスを用いた水蒸気改質法により石炭をガス化することにした。また、石炭ガス化炉として2段式の流動床炉を採用することにより、石炭ガス化工程において2次ヘリウムガスの熱利用率を大幅に向上させることができた。二酸化炭素問題に関しては、化石燃料を用いる必要がないことから、その発生量を既存のアンモニア製造プラントと比較して年間約50万トン削減できることを示した。最後に、アンモニア製造のための核熱利用石炭ガス化システムの検討を通して明らかとなった核熱利用システム実現のための技術的課題について整理した。なお、核熱を利用した2段式石炭ガス化炉は、水素を原料とするアンモニア以外の化学製品製造や、単独の水素製造にも活用できる。

第3章「核熱利用システムの火災・爆発に対する安全評価—その1—高温ガス炉水素製造システムで想定される火災・爆発事象の数値解析—」では、核熱利用システム実現のために必要な火災・爆発に対する安全性評価として、高温ガス炉水素製造システムで想定される火災・爆発事象について、事象推移と影響を詳細に解析するための解析コードシステム P2A の開発を行った。また、システムで想定される火災・爆発事象のシナリオに沿って P2A による解析を行い、P2A が火災・爆発事象に対する安全評価に有用なツールであることを示した。

第4章「核熱利用システムの火災・爆発に対する安全評価—その2—準開放空間における天然ガス及びメタンの爆発特性—」では、天然ガス及びメタンの爆発実験を行い、HTTR 水素製造システムで水素の原料となる可燃性ガスの基本的な爆発特性を調べた。その結果、水素では爆ごうに至った条件でも、天然ガスやメタンの場合には、爆ごうには至らなかった。天然ガスとメタンの爆発を比較した場合、天然ガスの方がメタンよりも発生圧力が大きくなった。また、得られた実験データを用いて、P2A を構成するガス爆発・爆風解析コード AutoReaGas の検証を行ったところ、解析値は障害物内の最大ピーク過圧力及びインパルスに対して実験値と良く一致した。これらの実験及び解析の結果から、天然ガスやメタンの基本的な爆発挙動が明らかとなり、また AutoReaGas を用いて HTTR 水素製造システムにおけるガス爆発事象を模擬できる見通しを得る

ことができた。

第5章「高温ガス炉と化学プラントの接続技術開発 –実規模単一反応管試験装置を用いた化学反応変動試験–」では、熱応答の異なる高温ガス炉と化学プラントの接続技術確立のために行った、HTTR 水素製造システムのモックアップ試験装置である実規模単一反応管試験装置を用いた水蒸気改質器における化学反応の変動に対するシステム制御特性試験について述べた。この試験では、水蒸気改質器下流に設置された蒸気発生器による原子炉への熱外乱防止技術（原子炉戻り温度となる蒸気発生器出口ヘリウムガス温度の可制御性）及び水蒸気改質器内のヘリウムガスとプロセスガス間差圧の可制御性に焦点を当てた。試験の結果から、軽微な故障を想定した外乱が生じて、蒸気発生器出口ヘリウムガス温度及び水蒸気改質器内差圧の変動は、HTTR 水素製造システムに対する許容範囲内に制御されていることを確認できた。従って、試験装置と同じ制御システムを有する HTTR 水素製造システムは、原子炉への影響無く、水蒸気改質器における外乱に対して、安定した制御性を持つことを実証できた。また、熱物質収支解析コード HAMBAC が、試験結果を良く予測できることを示した。

第6章「高温ガス炉における受動的間接炉心冷却システムの熱伝達特性」では、高温ガス炉の高度化（より安全性の高い高温ガス炉開発）のために、高温ガス炉の原子炉圧力容器と炉容器冷却設備（側部冷却パネル）を模擬した実験と数値解析を行い、熱放射と自然対流が共存する場合の、鉛直環状密閉空間内における熱伝達特性を調べた。実験と数値解析の結果から、レイリー数とヌッセルト数の関係を明らかにし、鉛直環状密閉空間内における面間の熱放射と自然対流による複合熱伝達の相関式を、次のように提案した。

$$Nu_l(l) = 0.364 \{ Ra(l) f(Pr) \}^{0.25} (r_o / r_i)^{0.5} + \frac{q_r}{(T_1 - T_2) k} \frac{l}{d}$$

($10^7 < Ra(l) < 4 \times 10^9$ 、 $Pr \approx 1$ 、 $3 < l/d \leq 15$ 、 $1 < r_o / r_i < 3$)

7.2 今後の展望

本研究は、（1）第2章の「核熱利用システムの全体評価」、（2）第3章及び第4章の「核熱利用システムの火災・爆発に対する安全評価」、（3）第5章の「高温ガス炉と化学プラントの接続技術」及び（4）第6章の「高温ガス炉の高度化」に分けることができる。さらに（1）のような核熱利用システム成立のためには、（2）、（3）及び（4）のような技術開発が必要であると言えることができる。このような観点から、「高温ガス炉を用いた核熱利用システム及びその安全性評価に関する研究」として、これまでの研究成果をまとめた。

第2章では、選定した核熱利用システムの全体評価を通して、核熱利用システム実現のための技術的課題を整理した。本論文では、この技術的課題のうち、第3章及び第4章の「核熱利用システムの火災・爆発に対する安全評価」、第5章の「高温ガス炉と化学プラントの接続技術」及び第6章の「高温ガス炉の高度化」について述べた。

「核熱利用システムの火災・爆発に対する安全評価」では、核熱利用システムの火災・爆発事象に対する安全評価手法を提案し、高温ガス炉水素製造システムで想定される火災・爆発事象を詳細に評価するための解析コードシステム P2A の開発を行った。本論文では、天然ガスの水蒸気

改質法を用いた高温ガス炉水素製造システムを対象とした火災・爆発事象とその P2A を用いた数値解析、天然ガス及びメタンの爆発実験について述べた。他の水素製造法（IS プロセス等）を用いた高温ガス炉水素製造システムや核熱利用システムにおいても、火災・爆発事象のシナリオを変更することによって、P2A を適用することができる。これにより、数値解析コードを組み合わせ利用した核熱利用システムの火災・爆発事象に対する安全評価手法を確立できた。

「高温ガス炉と化学プラントの接続技術」では、化学プラントを原子炉へ接続したことによる原子炉への熱外乱抑制のための技術開発を行った。反応器の下流側に蒸気発生器を設置することにより、蒸気発生器において反応器での熱外乱を吸収させることができた。この技術は、天然ガスの水蒸気改質法による高温ガス炉水素製造システムだけでなく、他の蒸気発生器を利用する核熱利用システムにおいても適用できる汎用性を持っている。これにより、核熱利用システムにおける原子炉への外乱抑制システムを確立できた。

「高温ガス炉の高度化」では、高温ガス炉の原子炉圧力容器と冷却パネル（炉容器冷却設備）間の鉛直環状密閉空間内における熱伝達特性について調べ、面間の熱放射と自然対流が共存する場合の熱伝達相関式を導出した。この相関式を用いることにより、加熱壁面から冷却壁面への伝熱量を精度良く求めることができる。また、自然対流の解析のみで面間の熱放射の効果を考慮することができるので、計算コストを削減することができる。高温工学試験研究炉（HTTR）では、炉容器冷却設備に水の強制循環方式を用いているが、将来の改良型高温ガス炉では、需要地近接立地のため、より受動的冷却性の高い（安全性の高い）空気の自然循環方式の採用が見込まれる。水から空気へ、強制循環から自然循環へと、冷却媒体及び冷却方式が変わることにより冷却性能は落ちることになるが、本実験結果や相関式を用いることによって、炉容器冷却設備のより適切な設計が可能となり、高温ガス炉の高度化に資することができる。

以上のように、本研究では、高温ガス炉を用いた核熱利用システム実現へ向け、その安全性評価を行う上で必要な解析コードの整備及びデータの取得を行った。本研究で得られた成果が、核熱利用システム実現への一助となれば幸いである。

This is a blank page.

謝 辞

本研究をまとめるにあたり、多くの有益な御助言、御指導を賜りました九州大学大学院工学研究院エネルギー量子工学部門の福田研二教授に厚く御礼申し上げます。また、本論文について、有益な御指摘と御助言を賜りました九州大学大学院工学研究院機械科学部門の高田保之教授、九州大学大学院工学研究院エネルギー量子工学部門の工藤和彦教授及び守田幸路助教授に厚く御礼申し上げます。

本研究は、1995年から日本原子力研究所（現原子力機構）高温工学部（1996年核熱利用研究部に改組）熱利用システム研究室（グループ）において実施した研究の成果に基づくものです。高温工学部（核熱利用研究部）の歴代部長であります宮本喜晟氏（現（財）原子力研究バックエンド推進センター参事）、塩沢周策氏（現原子力機構特別研究員）及び小川益郎氏（現原子力機構核熱応用工学ユニット長）には、本研究推進の御支援を頂きました。熱利用システム研究室（グループ）の歴代室長（グループリーダー）であります菱田誠氏（現千葉大学教授）、数土幸夫氏（現（財）原子力安全技術センター理事）、椎名保顕氏（現原子力機構ガス炉 IS プロセス接続技術開発グループ主任研究員）及び武田哲明氏（現原子力機構高温ガス炉特性・安全性試験グループリーダー）には、本研究についての適切な御助言・御指導を頂きました。熱利用システム研究室（グループ）員でありました文沢元雄氏（現湘南工科大学教授）、西原哲夫氏（現原子力機構コジェネレーション高温ガス炉設計評価グループ主任研究員）及び高田昌二氏（現原子力機構ガス炉 IS プロセス接続技術開発グループ副主任研究員）には、共同研究者あるいはグループの先輩として、有益な御助言・御指導を頂きました。また、実規模単一反応管試験装置を用いた試験では、稲垣嘉之氏（現原子力機構ガス炉 IS プロセス接続技術開発グループリーダー）を始めとする試験グループ員の皆様から、装置の運転、試験方法、データの取得等に関して、有益な御助言・御指導を頂きました。

さらに、原子力機構高温工学試験研究炉部の小森芳廣部長、川崎幸三次長、伊与久達夫研究主席、橘幸男 HTTR 計画課長及び藤本望 HTTR 技術課長には、常に温かい励ましと御助言を頂きました。

ここに明記し、心から感謝の意を表します。

最後に、私を絶えず支えてくれた妻智子に、心から感謝の意を表します。

This is a blank page.

付録A 離隔距離の簡易評価方法

付録Aでは、第3章で述べた蒸気雲の移動距離を評価する Pasquill の式及び蒸気雲爆発の爆風圧を評価する Multi-Energy 法について述べる。

A.1 Pasquill の式⁽¹⁾

Pasquill の式は、ガウシアンルームモデルに基づく評価式（拡散方程式）であり、原子炉施設の被爆評価にも用いられている。この式から、任意位置でのガス濃度を求めることができる。このモデルでは、以下の仮定を用いている。

- ① 空気中における漏洩ガスの浮力を考慮しない。
- ② 風向は一定である。
- ③ 漏洩ガスの拡散による濃度分布は、風向に垂直な面上、水平方向及び垂直方向共に、ガウス分布であるとする。

簡易評価方法では、蒸気雲の移動距離が長く見積もられるように、配管内の全てのガスが瞬時に放出されて移流拡散すると仮定する。ガスの瞬時放出に対する Pasquill の式は、

$$C(x, y, z, t) = \frac{Q}{(2\pi)^{3/2} \sigma_x \sigma_y \sigma_z} \exp\left(-\frac{(x-ut)^2}{2\sigma_x^2}\right) \cdot \exp\left(-\frac{y^2}{2\sigma_y^2}\right) \cdot \exp\left(-\frac{(h-z)^2}{2\sigma_z^2}\right) \quad (\text{A.1})$$

となる。上式により、爆発下限界濃度以上の蒸気雲の移動距離を評価する。

A.2 Multi-Energy 法⁽¹⁾

Multi-Energy 法は、可燃性ガスと空気の混合ガスが半球状の蒸気雲を形成していると仮定し、その蒸気雲の燃焼によるガスの膨張をガス力学に基づき解析して爆風圧を評価する方法である。

Multi-Energy 法では、まず次式により、スケール化距離を求める。

$$r' = \frac{r}{(E/p_0)^{1/3}} \quad (\text{A.2})$$

ここで、 E は燃焼エネルギーであり、蒸気雲の量に燃焼熱 (3.5 MJ/m^3) を乗じて算出する。次に、式 (A.2) から求めたスケール化距離 r' に対応する無次元化過圧 p'_s を、用意されている図から読み取り、次式により任意の距離における爆風のピーク過圧を算出する。

$$p_s = p'_s \cdot p_0 \quad (\text{A.3})$$

Multi-Energy 法では、蒸気雲爆発による爆風圧（過圧）の強さを、蒸気雲内の閉鎖性の度合いによって、次のように分類している。

レベル 10 : 爆ごうによる爆風圧

レベル 7 : 障害物のある空間で過去に発生した蒸気雲爆発の平均的な爆風圧

レベル 3 : 弱い大気の乱れがある状態での爆発に伴う爆風圧

レベル 1 : 障害物の無い平坦な場所での爆発に伴う爆風圧

蒸気雲の各部分毎に爆風圧を評価し、それらの爆風圧を合算して、任意の距離における爆風圧を求めることになる。

記号表

C	: ガス濃度	(m^3/m^3)
E	: 燃焼エネルギー	(J)
h	: 放出口高さ	(m)
p_0	: 大気圧	(Pa)
p'_S	: 無次元化ピーク過圧	(-)
p_S	: 爆風のピーク過圧	(Pa)
r	: 蒸気雲中心からの距離	(m)
r'	: スケール化距離	(-)
t	: 時間	(s)
u	: 風速	(m/s)
x	: 放出源を原点とした座標系で、 風向に平行な水平方向距離	(m)
y	: 放出源を原点とした座標系で、 風向に直角な水平方向距離	(m)
z	: 測定点高さ	(m)

(ギリシャ文字)

σ	: 拡散パラメータ	(m)
----------	-----------	-----

(添 字)

x	: x 方向
y	: y 方向
z	: z 方向

参考文献

- (1) C.J.H. van den Bosch and R.A.P.M. Weterings ;
Methods for the calculation of physical effects ‘Yellow Book’,
Committee for the Prevention of Disasters, (1997).

付録B 爆発関連用語の説明

付録Bでは、主に第3章及び第4章で使用した爆発関連用語の説明を行う。

(1) 爆燃、爆ごう及びDDT

ガス爆発は、急激な燃焼に伴う爆発である爆燃（Deflagration；燃焼速度（混合気内を火炎が伝播していく速度）は亜音速）と、燃焼速度が非常に速く（超音速）、衝撃波を伴う急激な燃焼である爆ごう（Detonation）に分類できる。爆燃では、火炎伝播の前方に圧力波が発生して火炎よりも速く進むが、この圧力波が気体を断熱圧縮して温度を上昇させると燃焼速度が増加して前方への圧力波をより強く、より早く発生させる。このため、前の圧力波に後の圧力波が追いついて圧力波（爆風）は強力に成長する。この圧力波が衝撃波まで成長すると、急激な温度と圧力の上昇によって混合気は衝撃波直後自己着火し、衝撃波と燃焼の反応帯が一緒になって伝播していく爆ごうに遷移する。この衝撃波は、燃焼波の発熱によってその運動が支持される。爆ごうは1度起きると、ガス混合物が同じ条件下で存在する限り、定常的に一定速度で伝播する。これをChapman-Jouguet (CJ) デトネーションといい、その伝播速度は一種の固有値として求められる。爆ごう波の伝播速度は1,000 m/s以上であり、波面の圧力も高い（1～5 MPa）ので、固体面に衝突すると強い衝撃を与える。しかしながら、爆燃から爆ごうへの遷移（Deflagration-to-Detonation Transition：DDT）には、圧力波が衝撃波まで成長する条件（密閉状態の維持等）が保持され続けなければならない。

(2) 火炎の加速

一定圧力のもとで火炎伝播速度が増大する要因として、火炎面の乱れによる乱流燃焼速度の増大及び火炎前方の混合気の加速が考えられる。実際の火炎の加速は、この2つの要因が相互に働くことによって起こる。火炎面の乱れが増大すると乱流燃焼速度が大きくなるので、火炎伝播速度が大きくなる。これにより、火炎前方の可燃性混合気の色度が増大する。その結果、可燃性混合気の乱れが増大し、火炎面の乱れがさらに増大する。この火炎加速の機構を、Fig. B.1に示す。

各現象の増幅には、可燃性混合気の性質、濃度の不均一、圧力の変動、温度の上昇、流れの色度変動、固体壁や外部流体との間に発生する剪断流等が影響する。

(3) 過圧及びインパルス

爆発により発生した圧力波の波形は、一般的に波面が急に立ち上がっており、大気圧に対して正圧部（風は前方向に吹く。）がしばらく続いた後、負圧部（風は逆方向に吹く。）に変わる。この大気圧を基準とした圧力増分または減分を過圧と呼び、正圧部の最大過圧を（最大）ピーク過圧と呼ぶ。また、過圧履歴の時間積分値をインパルス（力積）と呼び、正圧部の最大インパルスを（最大）ピークインパルスと呼ぶ。爆風の強さは、実測値の豊富なピーク過圧で評価するのが普通であるが、圧力の持続時間も破壊効果に関係するので、インパルスも考えた方がよい。

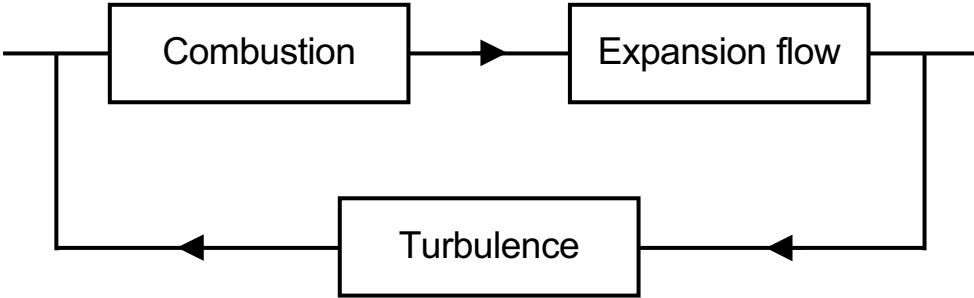


Fig. B.1 Basic mechanism of a gas explosion.

付録C 汎用数値解析コードの概要

付録Cでは、第3章及び第6章で使用した汎用数値解析コードの概要について述べる。

C.1 汎用熱流体解析コード PHOENICS の概要⁽¹⁾ ⁽²⁾

PHOENICS は、英国の CHAM 社により開発されている汎用熱流体解析コードであり、流動・伝熱・物質移動及び化学反応を含む現象を解析することが可能である。本節では、PHOENICS の概要について述べる。

C.1.1 PHOENICS の機能及び特徴

(1) 解析の手法及び特徴

- ・差分法（有限体積法）
- ・SIMPLEST 法（SIMPLE 法の修正版）
- ・完全陰解法（時間方向）
- ・完全陰解法によるタイムステップの増大可能、計算の安定性
- ・線形化された連立方程式の解法（反復法を採用）
- ・変数毎に異なった緩和係数を設定可能
- ・IPSA（Interphase Slip Algorithm）法による2相計算
- ・定常解析または過渡解析

(2) 座標系

PHOENICS は、Euler 法による差分コードであり、1次元、2次元及び3次元までの任意の次元を取り扱うことができ、座標系は、

- ・直交座標 (x, y, z)
- ・円筒座標 (θ, r, z)
- ・境界適合座標（Boundary Fitted Coordinates : BFC）

が選択可能である。また、プログラムは可変ディメンジョン方式であり、計算機の容量が許す限り任意個数のメッシュ数を設定可能である。

(3) 取り扱い可能な流体、流れ及び反応

- ・非圧縮性流体から圧縮性流体まで、構成方程式の調整によって取り扱い可能
- ・2相流体（水-蒸気系、ガス-粒子系等）
- ・層流及び乱流
- ・亜音速、遷音速及び超音速流
- ・化学反応及び任意個の化学種の対流-拡散方程式を計算可能

(4) その他

- ・乱流モデル (k - ε モデル、LVELモデル及びレイノルズ応力モデル)
- ・ポロシティー (ポロシティーと呼ばれる面積、体積の流体占有率を使用することにより、不規則な境界、多孔質内の流れ等を表現可能)
- ・移動境界の扱い

C. 1. 2 PHOENICS の基礎式及び数値解法

(1) 基礎式

流体力学現象を支配している偏微分方程式は、以下の一般型で表すことができる。

$$\frac{\partial}{\partial t}(r\rho\phi) + \frac{\partial}{\partial x_i} \left(r\rho u_i \phi - \Gamma_\phi \frac{\partial \phi}{\partial x_i} \right) = \dot{m}\Phi + rS_\phi \quad (C.1)$$

添字は、通常のテンソル表示方法に従い、総和規約を用いている。PHOENICS は、一般従属変数 ϕ として、以下等の変数を自由に選択して解くことができる。

- ・圧力 (p)
- ・第1相及び第2相の3方向 (x, y, z または θ, r, z) 速度成分 (u_1, v_1, w_1 及び u_2, v_2, w_2)
- ・第1相及び第2相の体積分率 (r_1 及び r_2)
- ・第1相及び第2相のエンタルピー (h_1 及び h_2)
- ・化学種の質量分率 (c_1, c_2, \dots 任意個)
- ・乱流パラメータ (通常は k 及び ε)
- ・放射熱流束 (q_{ri})

式 (C.1) において $\phi=1$ 及び $S_\phi=0$ とおけば、

$$\frac{\partial}{\partial t}(r\rho) + \frac{\partial}{\partial x_i}(r\rho u_i) = 0 \quad (C.2)$$

のように、連続の式(質量保存式)となる。2相問題では、 r_1 及び r_2 について式 (C.1) 及び式 (C.2) が存在し、

$$r_1 + r_2 = 1.0 \quad (C.3)$$

となる。

PHOENICS において、圧力 p は式 (C.2) から、直接求める方法を採用しており、密度 ρ は状態方程式により、

$$\rho = f(p, h, \dots) \quad (C.4)$$

と計算される。また、拡散項にかかる交換係数 Γ_ϕ は、

$$\Gamma_\phi = \rho(v_l / Pr_l + v_t / Pr_t) \quad (C.5)$$

のように、層流拡散係数と乱流拡散係数の和として表される。乱流動粘性係数 ν_t は、 k - ε モデル等の乱流モデル計算により求められる。例えば、 k - ε 乱流モデルでは、

$$\nu_t = C_\mu k^2 / \varepsilon \quad (C.6)$$

となる。

代表的な一般従属変数 ϕ について、直交座標系の式 (C.1) 右辺のソース項 S_ϕ を Table C.1 に示す。PHOENICS では、これら ϕ の保存式 (C.1) 中の時間、対流、拡散及びソース項を自由に省略でき、ソース項として任意の量を追加できる。

(2) 数値解法

① 差分スキーム

直交座標系、円筒座標系及び BFC 共に、速度成分とスカラー成分の代表点がずれた交差グリッド (スタッガードグリッド) 体系を採用しており、格子線で囲まれた領域がコントロールボリューム (セル) となる。偏微分方程式 (C.1) が、セル (コントロールボリューム) P について積分されると、単相 ($r_1=1$ 、 $r_2=0$) の場合、

$$\iiint_V \left\{ \frac{\partial}{\partial t} (\rho\phi) + \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\rho u_i \phi - \Gamma_\phi \frac{\partial \phi}{\partial x_i} \right) \right\} dV = \iiint_V S_\phi dV \quad (C.7)$$

$$\iint_A \left(\rho u_i \phi - \Gamma_\phi \frac{\partial \phi}{\partial x_i} \right) dA = \iiint_V \left\{ S_\phi - \frac{\partial (\rho\phi)}{\partial t} \right\} dV \quad (C.8)$$

となる。式 (C.8) に完全陰解法及び1次風上差分を適用し、離散化・線形化すると、セル P において、

$$a_p \phi_p = a_N \phi_N + a_S \phi_S + a_E \phi_E + a_W \phi_W + a_T \phi_T + a_B \phi_B + a_I \phi_I + c \quad (C.9)$$

の差分連立方程式が、各変数毎に導かれる。式 (C.9) において係数 $a_N \sim a_L$ は対流項と拡散項を含み、 a_I は時間微分を含む。

② 解法手順

式 (C.9) の線形化差分式が、各セル及び各変数毎に成立する。これら各変数毎の連立方程式 (元数=セル総数) は、2次元または3次元の反復法による線形方程式ルーチンによって解かれる。線形連立方程式の解法として、

- ・ Jacobi point by point 法
- ・ Stone's strongly implicit 法 (Alternating Direction Implicit : ADI に近い方法)

が用意されており、選択できる。

PHOENICS の時間方向差分は完全陰解法であり、係数 $a_N \sim a_L$ には未知数 ϕ が含まれており、解法は反復的となる。解法は、SIMPLEST 法と呼ばれる SIMPLE 法の改良版である。SIMPLEST 法と SIMPLE 法の違いは、係数 $a_N \sim a_L$ 内の対流項の取り扱いだけで、基本的には同じである。

C. 2 ガス爆発・爆風解析コード AutoReaGas の概要^{(3) (4) (5)}

AutoReaGasは、米国のCentury Dynamics社とオランダの政府系研究機関TNO-PML (Prins Maurits Lab.) が共同で開発している、爆燃による圧力波の生成と影響及び周囲への爆風伝播と影響を解析する3次元 CFD (Computational Fluid Dynamics : 数値流体力学) コードである。本節では、AutoReaGas の概要について述べる。

C. 2. 1 AutoReaGas の機能及び特徴

AutoReaGas には、充満した可燃性ガスの爆発 (爆燃 : 爆発的な燃焼) を解析するソルバーと、爆風の伝播、構造物による反射・回折を解析するソルバーが備わっている。2つのソルバーは、必要に応じて連続使用される。最初にガス爆発解析により圧力波の生成を解析し、次に解析結果の圧力場を初期条件とし、周囲の広い範囲への爆風解析を行って、距離を隔てて存在する構造物へ加わる圧力荷重を評価することができる。AutoReaGas は、爆燃による圧力波の生成と影響及び周囲への爆風伝播と影響を解析し、DDT 及び爆ごうの解析を行うことはできない。

(1) ガス爆発 (爆燃) 解析の概要

ガス爆発解析では、可燃性ガスの種類 (水素、メタン、プロパン等)、充満領域と濃度、着火点を指定する。ナビエ・ストークス方程式が、 $k-\varepsilon$ 乱流モデル、層流燃焼から乱流燃焼への遷移モデル及び燃焼速度を乱れの強さの関数として計算する Bray の実験相関式⁽⁶⁾ と共に解かれ、燃焼を加速する燃焼・膨張・乱流のフィードバックとそれによる圧力波の生成・成長を伴う急激な燃焼 (爆燃) としてガス爆発の計算を行う。圧力、温度、流速、燃焼率等が評価可能である。

(2) 爆風解析の概要

爆風解析では、ガス爆発解析の結果を自動引き渡し機能により初期値として使用するか、初期圧力分布を指定する。Euler 方程式が、有限差分法、陽解法及び FCT 法 (Flux-Corrected Transport method : フラックス修正法)⁽⁷⁾ を用いて解かれる。FCT 法は、衝撃波面またはその急な空間勾配を差分法で表現する場合に、数値拡散及び数値的に発生する波を同時に抑える手法である。爆風の伝播と構造物による反射、回折が高精度で計算され、構造物周囲の圧力分布と動圧から圧力荷重を評価できる。

(3) 座標系

AutoReaGas で取り扱える座標系は、直交座標系のみである。

(4) 構造物のモデル化

構造物、機器等の物体データは、流れ場の数値格子とは独立に作成して、数値格子 (直交座標系) 上に個別に選択適用できるため、構造物の配置や形状を変更して効果を調べる感度解析や、数値格子の修正等が容易である。

物体データは、直方体、平面及び円筒を組み合わせモデル化し、グループ化して保存管理し、数値格子上に適用することができる。

ガス爆発解析ソルバーでは、数値格子より大きな物体を剛体 (Solid) として、小さな物体を Subgrid としてモデル化する。Subgrid 物体を含むセルでは、以下が考慮される。

- ・抵抗係数 CD

物体の形や向きに依存した抵抗係数 CD を用い、各軸方向流れ上においてサブグリッド物体によって与えられる単位長さ当りの抵抗力として考慮され、運動量保存式にソース項として加えられる。抵抗力は、単位長さ当りの圧力差として、以下のように表現される。

$$\Delta p = CD \cdot \rho u^2 \quad (C.10)$$

形状が円柱の場合、 $CD = 1.2$ が AutoReaGas における推奨値である。

- ・乱流運動エネルギー k のソース

流れの抵抗エネルギーの 100% が、乱流運動エネルギー k に変換される。

- ・乱流の特性距離 L_t

障害物代表長さの 20% を乱流の特性距離 L_t とする。乱流の特性距離 L_t と乱流運動エネルギー k を用い、乱流エネルギーの消散率 ε が、次式から求められる。

$$\varepsilon = C_\mu^{0.75} \frac{k^{1.5}}{L_t} \quad (C.11)$$

抵抗係数、流れの抵抗エネルギーの乱流運動エネルギーへの変換率及び乱流の特性距離は、初期値として推奨値が設定されているが、利用者が与えることもできる。推奨値は、MERGE & EMERGE 及び JIP-2 の実験検証^{(8) (9)}により導出されたものであるが、これらの較正ではセル長 1 m 程度の立方体セルが用いられている。

(5) 多彩な境界条件

境界条件は、固定壁と換気その他、ガス爆発解析ソルバーでは、指定圧力により瞬時開放するパネル (ブローアウトパネル) が使用できる。

(6) ガス爆発解析のためのガス物性データ

可燃性ガスのデータは、炭化水素のデータ (アセチレン、ブタン、エタン、エチレン、水素、メタン、プロパン) を内蔵している他、利用者が与えることもできる。

C. 2. 2 AutoReaGas ガス爆発解析の基礎式、燃焼モデル及び数値解法

(1) 基礎式

ガス爆発 (爆燃) は、基本的に理想気体としてモデル化される。基礎方程式は、以下のようになる。

・質量保存式：
$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i) = 0 \quad (C.12)$$

・運動量保存式：
$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho u_i) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i u_j) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} \quad (C.13)$$

・エネルギー保存式：
$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho E) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i E) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\Gamma_E \frac{\partial E}{\partial x_i} \right) - \frac{\partial}{\partial x_i}(p u_i) + \tau_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \quad (C.14)$$

燃焼は、[燃料 1 kg] + [空気 s kg] → [生成物 (1+ s) kg] (s : 1 kg の燃料燃焼に必要な量論酸素量) の総括反応としてモデル化される。化学反応は含まれておらず、燃焼速度によって反応が進み、その反応速度に対応した発熱が火炎面で生じるとしている。燃料の質量分率及び混合分率(燃料と酸化剤の質量混合割合)に対する保存式は、以下ようになる。

・燃料の保存式：
$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho m_f) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i m_f) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\Gamma_f \frac{\partial m_f}{\partial x_i} \right) + R_f \quad (C.15)$$

・混合分率の保存式：
$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho M) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i M) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\Gamma_{mf} \frac{\partial M}{\partial x_i} \right) \quad (C.16)$$

ここで、

$$M = \frac{b - b_1}{b_1 - b_0} \quad (C.17)$$

$$b = m_f - \frac{m_{O_2}}{s} \quad (C.18)$$

である。

ガス爆発の重要なファクターとなる乱流に関しては、 k - ε 乱流モデルが用いられる。計算初期の段階から、乱流モデルを用いて計算が行われる。

・ k の方程式：
$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i k) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\Gamma_k \frac{\partial k}{\partial x_i} \right) + \tau_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} - \rho \varepsilon \quad (C.19)$$

・ ε の方程式：
$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i \varepsilon) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\Gamma_\varepsilon \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_i} \right) + C_1 \frac{\varepsilon}{k} \tau_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} - C_2 \frac{\rho \varepsilon^2}{k} \quad (C.20)$$

ここで、

・摩擦応力テンソル：
$$\tau_{ij} = \mu_i \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \delta_{ij} \left(\rho k + \mu_i \frac{\partial u_i}{\partial x_i} \right) \quad (C.21)$$

である。

(2) 燃焼モデル

層流燃焼率は、次式により求められる。

$$R_f = C_f \rho \min \left[m_f, \frac{m_{o_2}}{s}, \frac{m_{pr}}{1+s} \right] \quad (C.22)$$

また、層流火炎に対する燃焼速度は、次式で与えられる。

$$S_b = S_l (1 + F_s r_f) \quad (C.23)$$

式 (C.23) の燃焼速度が達成されるように、式 (C.22) の C_f の値が決められる。

乱流燃焼率は、Bray の実験相関式⁽⁶⁾を用いて、次式により求められる。

$$R_f = -C_f \rho \frac{S_l^2}{D_f} \min \left[m_f, \frac{m_{o_2}}{s}, \frac{m_{pr}}{1+s} \right] \quad (C.24)$$

ここで、 S_l は乱流燃焼速度であり、次式で与えられる。

$$S_l = 1.8 u'^{0.412} L_t^{0.196} S_l^{0.784} \nu^{-0.196} \quad (C.25)$$

式 (C.25) が Bray の実験相関式である。

較正定数である C_f 及び F_s は、火炎伝播速度の変化を規定する定数であり、自由に与えることができる。前者を増加させるとピーク圧力が増大し、後者を増加させるとピーク圧力までの時間が短縮する。推奨値として $C_f = 70$ 及び $F_s = 0.15$ が与えられている。層流燃焼モデルと乱流燃焼モデルの切り替えは、両方のモデルで燃焼率を計算し、乱流燃焼率が層流燃焼率を上回った時点で行われる。

(3) 数値解法

これまでに示された質量、運動量、エネルギー、乱流運動エネルギー、乱流散逸、燃料及び混合物の保存式は、従属変数 ϕ に対して、以下の一般型で表すことができる。

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \phi) + \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\rho u_i \phi - \Gamma_\phi \frac{\partial \phi}{\partial x_i} \right) = S_\phi \quad (C.26)$$

この式は、ソース項の影響下で、対流と拡散による ϕ の輸送を述べている。上式は、PHOENICS と同様に、有限体積法及びスタaggerドグリッドを用いて差分化され、三重対角行列線反復（トーマス・アルゴリズム）によって、圧力・速度・密度のカップリングについては SIMPLE 法によって数値的に解かれる。なお時間積分は、陽的に行われる。

C.3 衝撃解析コード AUTODYN の概要^{(10) (11) (12)}

AUTODYN は、米国の Century Dynamics 社と (株) CRC ソリューションズ (現 伊藤忠テクノソリューションズ (株)) が共同で開発している衝撃解析コードであり、高速度領域における衝

撃解析、火薬・可燃性ガスによる爆発（爆ごう）解析等を行うことができる。本節では、AUTODYNの概要について述べる。

C. 3. 1 AUTODYN の機能及び特徴

(1) 数値解法

AUTODYN は、連続体力学に基づいて、質量保存式、運動量保存式及びエネルギー保存式、物質の状態方程式及び物質の構成方程式を連立させて解く。これらの定式化方法として、物質の変形と共に座標系が変化する Lagrange の方法及び座標系が空間に固定される Euler の方法の 2 種類を用いているため、物質の三相（固体・液体・気体）を統一的に取り扱うことができる。これら 2 種類の表示方法による連立偏微分方程式に対して、有限体積法を適用することで離散化し、陽的に解くことによって、微小時間後の解を得ている。AUTODYN では、偏微分方程式の時間積分の方法として、圧力波の伝播が変形挙動に支配的な影響を持つため、急激な現象の解析に適した陽解法が採用されている。

(2) ソルバー

AUTODYN は、Lagrange、Euler、ALE、Shell、Beam 及び SPH の各種ソルバーを有しており、各種ソルバー間の相互作用を取り扱うことができる。以下に、各ソルバーの概要を述べる。

① Lagrange（ラグランジュ）

物質と共に、メッシュが移動・変形する計算方法である。大変形によりメッシュの歪が大きい場合に計算精度の低下を招く場合があるが、エロージョン機能（メッシュの幾何学的歪等のしきい値を設定し、これを超えたメッシュを取り除くことによって、計算精度の低下を防ぐ数値解析上の技法）を用いることで、この問題を克服している。主として、固体に対して適用性がある。

② Euler（オイラー）

メッシュを空間に固定し、このメッシュのセル間で物質が移動する計算方法である。主として、気体及び流体に対して適用性がある。1次精度マルチ・マテリアル法（Multi-Material Euler；2次元のみ）、2次精度マルチ・マテリアル法（Multi-Material Euler；3次元のみ）、FCT法（2次元及び3次元）が用意されている。マルチ・マテリアル法は、複数の物質を取り扱うことができる。FCT法は、単一理想気体のみ適用可能であり、マルチ・マテリアル法と比較して処理速度が速い利点があり、主として爆風問題に適用性を持つ。

③ ALE（Arbitrary Lagrangian-Eulerian）

Lagrange の方法と Euler の方法の中間的な方法で、適用範囲が広い。物質と共にメッシュが移動・変形するラグランジュの方法において、内部セルに対して物質とは別にメッシュを任意に移動させて、メッシュの歪による計算精度の低下を防ぐことができる。

④ Shell（シェル）

薄板シェル要素であり、厚さ方向にメッシュ分割できないような薄肉構造物に対して適用性がある。計算領域を、四辺形（3次元）または線分（2次元）の集合に分割する。体積（密度）変化は、考慮しない。複合材料の設定も可能である。

⑤ Beam (ビーム)

ビーム要素であり、断面をメッシュ分割できないような梁状構造物に対して適用性がある。計算領域を、線分の集合としてグループ化する。3次元的な格子形状を模擬することも可能で、鉄筋コンクリートの鉄筋として良く用いられる。断面形状を設定することができ、円筒やH鋼、スプリングやダンパーを選択することが可能である。

⑥ SPH (Smoothed Particle Hydrodynamics)

メッシュレス解法の一つで、要素間の関係がバネ定数等で定義される DEM とは異なり、個々の粒子は空間的に不連続ではなく、連続的な密度分布を持つ。高速衝突問題等、大変形を伴う解析事例に適用性がある。

(3) 座標系

AUTODYN で取扱える座標系は、2次元では平板体系及び軸対象系、3次元では直交座標系である。

(4) 材料モデル

AUTODYN では、物質の材料特性を、状態方程式、構成則及び破壊則のモデルで定義している。状態方程式は、熱力学的平衡状態における静水圧と内部エネルギー、密度の関係を、構成則は、せん断応力と歪の関係、降伏基準を、破壊則は、物質の破断基準を記述する。さらに、それら材料モデルに対する広範な材料データベースを利用できる。

(5) 爆ごう解析の概要

AUTODYN の爆ごう解析では、爆発安全解析の観点から、予め様に混合された気体（予混合気体）が点火後直ちに爆ごうを起こし、定常的に爆ごう波が伝播し、構造物と相互作用するという過程が用いられている。

気体爆ごう計算の際には、初期入力条件として爆ごう速度、反応気体の比内部エネルギー、反応気体の密度、反応気体の比熱比が必要であり、これらの値は CET93⁽¹³⁾ 等の計算プログラムによって計算可能である。上記物性関連の入力条件に加え、爆ごう開始時刻及び点火位置を入力することで、爆ごう物質の入っている各差分メッシュが燃焼し始めてから終了するまでの時間を算出し、その時間内に各セルにおいて化学エネルギーを開放するというロジックにより、爆ごう計算を行っている。

C. 3. 2 AUTODYN の Lagrange と Euler の方法による定式化及び材料モデル

(1) Lagrange と Euler の方法による定式化

AUTODYN において、基礎方程式は、Lagrange と Euler の方法の2種類によって定式化され、物質の3相（固体・液体・気体）を統一的に取り扱うことができる。Lagrange と Euler の各方法について、質量、運動量及びエネルギーの各保存式は、以下に示すような2階の連立偏微分方程式で表現される。

• Lagrange の方法

$$\frac{D\rho}{Dt} + \rho \frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \quad (\text{C.27})$$

$$\frac{Du_i}{Dt} = f_i + \frac{1}{\rho} \frac{\partial \sigma_{ji}}{\partial x_j} \quad (\text{C.28})$$

$$\frac{DE}{Dt} = f_i u_i + \frac{1}{\rho} \frac{1}{\partial x_j} (\sigma_{ij} u_i) \quad (\text{C.29})$$

• Euler の方法

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho u_i) = 0 \quad (\text{C.30})$$

$$\frac{\partial u_i}{\partial t} + u_j \frac{\partial u_i}{\partial x_j} = f_i + \frac{1}{\rho} \frac{\partial \sigma_{ji}}{\partial x_j} \quad (\text{C.31})$$

$$\frac{\partial E}{\partial t} + u_i \frac{\partial E}{\partial x_i} = f_i u_i + \frac{1}{\rho} \frac{1}{\partial x_j} (\sigma_{ij} u_i) \quad (\text{C.32})$$

(2) 材料モデル

単位面積当りに働く力を表す物理量として、流体の力学では圧力、固体の力学では応力が用いられている。これら2種類の物理量に関連を持たせることによって、両力学を統一することができる。圧力 p が、主応力成分 σ_i の平均値

$$\sigma_0 = \frac{1}{3} \sum_{i=1}^3 \sigma_i \quad (\text{C.33})$$

と、

$$p = -\sigma_0 \quad (\text{C.34})$$

なる関係にあると仮定すれば、全応力テンソル σ_{ij} 、偏差応力テンソル s_{ij} 及び圧力 p の間には、

$$\sigma_{ij} = s_{ij} - p \delta_{ij} \quad (\text{C.35})$$

という関係が成立する。このように表すことによって、流体は偏差応力成分が全て0の状態として固体と同様に扱うことができ、逆に、固体に対しても圧力を導入することができる。

以上の3基礎式に加えて、流体・固体の何れに対しても、圧力の評価式としての状態方程式が、固体に対しては、偏差応力成分の評価式としての構成方程式が連立して解かれる。熱力学的状態量のうち、独立に変化し得るものは2つだけであるため、任意の2つを独立変数にとり、もう1つの任意の状態量を従属変数にとることによって状態方程式は表現できるが、通常、圧力 p を従属変数に、密度 ρ と比内部エネルギー e を独立変数にとり、

$$p = f(\rho, e) \quad (\text{C.36})$$

の形で表現する。

一方、固体に対しては一般に、

$$\sigma_{ij} = g(\varepsilon_{ij}, \dot{\varepsilon}_{ij}, e, K) \quad (C.37)$$

という構成方程式が適用される。右辺の独立変数のうち、 e は熱軟化を模擬するための比内部エネルギー、 K は破壊現象を模擬するための損傷関数である。

C. 4 汎用熱流体解析コード FLUENT の概要⁽¹⁴⁾

FLUENT は、米国の Fluent 社により開発されている汎用熱流体解析コードであり、流動・伝熱・物質移動及び化学反応を含む現象を解析することが可能である。本節では、FLUENT の概要について述べる。

C. 4. 1 FLUENT の機能及び特徴

FLUENT には、以下のような機能及び特徴がある。

(1) 解析手法及び特徴

- ・有限体積法による離散化
- ・3種類のソルバー（分離型陰解法、連成型陰解法及び連成型陽解法）
- ・定常解析または非定常解析
- ・非構造メッシュ

(2) 座標系

FLUENT は、2次元平面、2次元軸対称、旋回を伴う2次元軸対称及び3次元の流れを取り扱うことができ、座標系は、

- ・直交座標 (x, y, z)
- ・円筒座標 (θ, r, z)

となる。

(3) 取り扱い可能な流体、流れ及び反応

- ・非圧縮性流体または圧縮性流体
- ・ニュートン流体または非ニュートン流体
- ・非粘性流、層流及び乱流
- ・あらゆる速度に対応（低亜音速流、遷音速流、超音速流及び極超音速流）
- ・化学種の混合及び反応

(4) その他

- ・ k - ε 、 k - ω 、RSM、DES、LES 等の乱流モデル
- ・自然対流、強制対流及び混合対流を含む熱輸送、固体と流体間の連成熱伝達、熱放射によ

る熱輸送

- ・熱輸送及び化学反応を考慮した自由表面及び混相流モデル
- ・分散相（粒子、液滴または気泡）のラグランジュ式追跡計算
- ・相変化モデル
- ・非等方浸透性、慣性抵抗、固体熱伝導及び空隙率を考慮した速度計算を含む多孔質モデル
- ・1次元ファン、ポンプ、ラジエーター及び熱交換器を対象とした集中定数モデル
- ・慣性（静止）または非慣性（回転）基準座標モデル
- ・動静翼相互作用をモデル化するための接続境界面モデルやスライディングメッシュインターフェイスを含む複数の移動座標
- ・質量、運動量、熱、乱流及び化学種の体積ソース
- ・物性値のデータベース
- ・ユーザ定義関数を使用したカスタマイズ

C. 4. 2 FLUENT の基礎式及び数値解法

(1) 基礎式

FLUENT は、PHOENICS と同様の CFD コードであり、PHOENICS と同様の基礎式 (C.1) を持っている。

(2) 数値解法

3 種類のソルバー（分離型陰解法、連成型陰解法及び連成型陽解法）を選択することができ、全て以下の特色を備えている。

- ・完全非構造格子をベースとした有限体積法
- ・陰的スキームでのアダプティブタイムステップ
- ・動的メモリ割り当て
- ・単精度及び倍精度の実行モジュール

分離型ソルバーでは、圧力・速度カップリングについて、SIMPLE、SIMPLEC 及び PISO という 3 種類の手法が用意されている。

(3) 熱放射の計算法 (DO モデル)

FLUENT は、いくつかの熱放射計算モデルを内蔵している。本研究で使用した Discrete Ordinates (DO) 熱放射モデルでは、方向 \vec{s} の位置 \vec{r} における放射強度の輸送方程式

$$\frac{dI(\vec{r}, \vec{s})}{ds} + (a + \sigma_s) I(\vec{r}, \vec{s}) = an^2 \frac{\sigma T^4}{\pi} + \frac{\sigma_s}{4\pi} \int_0^{4\pi} I(\vec{r}, \vec{s}') \Phi(\vec{s}, \vec{s}') d\Omega' \quad (C.38)$$

の解を求める。左辺の第 2 項は放射の減衰、右辺の第 1 項は再放射、第 2 項は散乱を表す。角分散の精密度は任意に調整でき、方向 \vec{s} と同じ数の輸送方程式が計算される。この方程式の解法は、流れやエネルギー方程式の計算に使用されているものと同じである。

記号表

A	: 2次元の領域	
a	: 係数	
a	: 式 (C.38) の吸収係数	(-)
b	: 式 (C.18) から求まる値	(-)
b_0	: 燃焼流の入口断面における燃料側の b	(-)
b_1	: 燃焼流の入口断面における酸化剤側の b	(-)
C_1, C_2, C_μ	: 経験定数	(-)
C_l	: Rate modeling constant	(1/s)
C_t	: Turbulent combustion modeling constant	(-)
CD	: サブグリッドモデルの抵抗係数	(-)
c	: ソース項に関する値	
c_n	: 化学種 n の質量分率	(-), (mass %)
D	: 乱流拡散係数	(m ² /s)
E	: 比エネルギー	(J/kg)
e	: 比内部エネルギー	(J/kg)
F	: 粘性消散項	(W/m ³)
F_S	: Flame speed factor slope	(1/m)
f	: 単位質量当りの体積力	(N/kg)
G_k	: 乱流運動エネルギー発生項	(W/m ³)
h	: 比エンタルピー	(J/kg)
I	: 放射強度	(W/m ²)
K	: 損傷関数	
k	: 乱流運動エネルギー	(m ² /s ²)
L_t	: 乱流の特性距離	(m)
M	: 混合分率	(-)
m	: 質量分率	(-), (mass %)
\dot{m}	: 2相間物質移動量	(kg/(s·m ³))
n	: 屈折率	(-)
P	: セル	
p	: 圧力、静水圧	(Pa)
Pr	: プラントル数	(-)
q_{ri}	: i 方向の放射熱流束	(W/m ²)
R	: 体積燃焼率	(kg/(s·m ³))
r	: 相体積分率	(-), (vol %)
r_f	: 火炎伝播距離	(m)
\vec{r}	: 式 (C.38) の位置ベクトル	

S	: 発生または消滅を表すソース項	
S_b	: 燃焼速度	(m/s)
S_l	: 可燃混合気の層流燃焼速度	(m/s)
S_t	: 乱流燃焼速度	(m/s)
s	: 量論混合比における燃料に対する酸化剤の質量割合	(-)
s	: 式 (C.38) の経路の長さ	(m)
\vec{s}	: 式 (C.38) の方向ベクトル	
\vec{s}'	: 式 (C.38) の散乱方向ベクトル	
s_{ij}	: 偏差応力テンソル	(Pa)
T	: 温度	(K)
t	: 時間	(s)
u, v, w	: (3方向の) 速度	(m/s)
u'	: 速度変動成分 (乱流強度)	(m/s)
V	: 3次元の領域	
x_i	: i 軸方向の座標	(m)

(ギリシャ文字)

δ_{ij}	: クロネッカーのデルタ	(-)
ε	: 乱流運動エネルギーの消散率	(m ² /s ³)
ε_{ij}	: 歪	(-)
$\dot{\varepsilon}_{ij}$: 歪速度	(1/s)
Φ	: 2相間移動に伴う ϕ の値	
Φ	: 式 (C.38) の位相関数	
ϕ	: 一般従属変数	
μ	: 粘性係数	(Pa·s)
ν	: (可燃混合気の) 動粘性係数	(m ² /s)
ρ	: 密度	(kg/m ³)
Ω'	: 立体角	(sr)
σ	: 応力	(Pa)
σ	: 式 (C.38) のステファン・ボルツマン定数	(W/(m ² ·K ⁴))
σ_s	: 散乱係数	(-)
Γ	: 交換係数、拡散係数	(Pa·s) または (m ² /s)
τ_{ij}	: 摩擦応力テンソル	(Pa)

(添 字)

0	: 平均値
1	: 第1相
2	: 第2相

B	: コントロールボリュームの底面
E	: コントロールボリュームの東面またはエネルギー
f	: 燃料
i	: i 軸方向
j	: j 軸方向
k	: 乱流運動エネルギー
l	: 層流
N	: コントロールボリュームの北面
P	: セル
O_2	: 酸素または酸化剤
pr	: 燃焼生成物
S	: コントロールボリュームの南面
T	: コントロールボリュームの上面
t	: 乱流
W	: コントロールボリュームの西面
ϕ	: 一般従属変数
ε	: 乱流運動エネルギーの消散率

参考文献

- (1) CHAM, Ltd ;
POLIS (PHOENICS On-Line Information System), (2000).
- (2) 伊藤忠テクノソリューションズの科学・工学系情報サイト engineering-eye ;
URL : <http://www.engineering-eye.com/PHOENICS/index.html>
- (3) Century Dynamics, Inc. and TNO ;
AutoReaGas Electronic Document Library, (2002).
- (4) 伊藤忠テクノソリューションズの科学・工学系情報サイト engineering-eye ;
URL : <http://www.engineering-eye.com/AUTOREAGAS/index.html>
- (5) 新田 芳和 ;
「ガス爆発解析ソフトウェア AutoReaGas」、
配管技術、8月号(1997)、pp. 52-56.
- (6) K.N.C. Bray ;
‘Studies of Turbulent Burning Velocity’,
Proc. of Roy. Soc. London, A431 (1990), pp. 315-325.
- (7) J.P. Boris ;
‘Flux-Corrected Transport Modules for Solving Generalized Continuity Equations’,
NRL Memorandum Report 3237, (1976).
- (8) W.P.M. Mercx ;
‘Extended Modelling and Experimental Research into Gas Explosions’,
ESREL '97 International Conference on Safety and Reliability, Lisbon, Portugal, (1997).
- (9) C.J. Hayhurst, N.J. Robertson, K.C. Clegg and G.E. Fairlie ;
‘Gas Explosion and Blast Modelling of an Offshore Platform Complex’,
7th Annual Conference on Offshore Installations, London, England, (1998).
- (10) Century Dynamics, Inc ;
AUTODYN Electronic Document Library, (2000).
- (11) 伊藤忠テクノソリューションズの科学・工学系情報サイト engineering-eye ;
URL : <http://www.engineering-eye.com/AUTODYN/index.html>
- (12) 片山 雅英 ;
「流体と固体の衝撃シミュレーション」、
高圧力の科学と技術、8-4 (1998)、pp. 251-259.
- (13) B.J. McBride, M.A. Reno and S. Gordon ;
‘An Interim Updated Version of the NASA Lewis Computer Program for Calculating Complex
Chemical Equilibria with Applications’,
NASA Technical Reports, NASA-TM-4557, (1994).
- (14) フルーエント・アジアパシフィック (株) ホームページ ;
URL : <http://www.fluent.co.jp/contents/product/fluent/>

Table C.1 Examples of source term S_ϕ in eq. (C.1)

ϕ	Conserved quantity	S_ϕ
1	Mass	0
u, v, w (u_i)	Momentum	$-\frac{\partial p}{\partial x_i}$
h	Enthalpy	$\frac{Dp}{Dt} + F$
k	Turbulent kinetic energy	$G_k - \rho\varepsilon$
ε	Turbulent kinetic energy dissipation rate	$(C_1 G_k - C_2 \rho\varepsilon) \frac{\varepsilon}{k}$
$c_1 \sim c_{10}$	Chemical species concentration	0

付録D 特性曲線法の概要

付録Dでは、第5章で使用した特性曲線法の概要について述べる。

圧力及び流量の微小擾乱は音速に近い速度で近辺に伝播し、エネルギーの微小擾乱は流速に乗って下流に伝播する。特性曲線法は、基礎式をこの事実を示す常微分方程式に変換して解くものである。これにより、偏微分方程式を直接解くよりも、数段処理が簡単になる。

変換の基本的な考え方を、単純な例で示す。 U に関する方程式、

$$\frac{\partial U}{\partial t} + c \frac{\partial U}{\partial x} = b \quad (\text{D.1})$$

を考える。ここで、 t : 時間、 x : 空間座標である。 $dx/dt = c$ で表される $x-t$ 空間の曲線を考えて、この曲線上の U は、

$$U = U(x(t), t) \quad (\text{D.2})$$

となる。従って、 t での微分は、

$$\frac{dU}{dt} = \frac{dx}{dt} \frac{\partial U}{\partial x} + \frac{\partial U}{\partial t} = b \quad (\text{D.3})$$

となり、 U は曲線 $dx/dt = c$ (特性曲線) に沿っての全微分で表されることになる。

付録E 本研究で使⽤した数値解析コードの一覧

本研究で使⽤した数値解析コードの一覧（コード名、基礎式及び数値解法）を下表に示す。

コード名	基礎式	数値解法
PHOENICS	質量保存式 運動量保存式 エネルギー保存式 各種成分の保存式 ($k-\epsilon$ 乱流モデルの式) 状態方程式	陰解法
AutoReaGas	(ガス爆発解析) 質量保存式 運動量保存式 エネルギー保存式 各種成分の保存式 ($k-\epsilon$ 乱流モデルの式) 状態方程式	陽解法
	(爆風解析) 質量保存式 運動量保存式 エネルギー保存式 状態方程式	陽解法
AUTODYN	質量保存式 運動量保存式 エネルギー保存式 状態方程式	陽解法
HAMBAC	質量保存式 運動量保存式 エネルギー保存式 各種成分の保存式 状態方程式	陽解法
FLUENT	質量保存式 運動量保存式 エネルギー保存式 各種成分の保存式 状態方程式	陰解法

国際単位系 (SI)

表1. SI 基本単位

基本量	SI 基本単位	
	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
物質の量	モル	mol
光度	カンデラ	cd

表2. 基本単位を用いて表されるSI組立単位の例

組立量	SI 基本単位	
	名称	記号
面積	平方メートル	m ²
体積	立方メートル	m ³
速度	メートル毎秒	m/s
加速度	メートル毎秒毎秒	m/s ²
波数	毎メートル	m ⁻¹
密度 (質量密度)	キログラム毎立方メートル	kg/m ³
質量体積 (比体積)	立法メートル毎キログラム	m ³ /kg
電流密度	アンペア毎平方メートル	A/m ²
磁界の強さ	アンペア毎メートル	A/m
(物質量の) 濃度	モル毎立方メートル	mol/m ³
輝度	カンデラ毎平方メートル	cd/m ²
屈折率	(数の) 1	1

表5. SI 接頭語

乗数	接頭語	記号	乗数	接頭語	記号
10 ²⁴	ヨタ	Y	10 ⁻¹	デシ	d
10 ²¹	ゼタ	Z	10 ⁻²	センチ	c
10 ¹⁸	エクサ	E	10 ⁻³	ミリ	m
10 ¹⁵	ペタ	P	10 ⁻⁶	マイクロ	μ
10 ¹²	テラ	T	10 ⁻⁹	ナノ	n
10 ⁹	ギガ	G	10 ⁻¹²	ピコ	p
10 ⁶	メガ	M	10 ⁻¹⁵	フェムト	f
10 ³	キロ	k	10 ⁻¹⁸	アト	a
10 ²	ヘクト	h	10 ⁻²¹	ゼプト	z
10 ¹	デカ	da	10 ⁻²⁴	ヨクト	y

表3. 固有の名称とその独自の記号で表されるSI組立単位

組立量	SI 組立単位			
	名称	記号	他のSI単位による表し方	SI基本単位による表し方
平面角	ラジアン ^(a)	rad		m ² ・m ⁻¹ =1 ^(b)
立体角	ステラジアン ^(a)	sr ^(c)		m ² ・m ⁻² =1 ^(b)
周波数	ヘルツ	Hz		s ⁻¹
力	ニュートン	N		m ² ・kg ² ・s ⁻²
圧力, 応力	パスカル	Pa	N/m ²	m ⁻¹ ・kg ² ・s ⁻²
エネルギー, 仕事, 熱量	ジュール	J	N・m	m ² ・kg ² ・s ⁻²
工率, 放射束	ワット	W	J/s	m ² ・kg ² ・s ⁻³
電荷, 電気量	クーロン	C		s ² ・A
電位差 (電圧), 起電力	ボルト	V	W/A	m ² ・kg ² ・s ⁻³ ・A ⁻¹
静電容量	ファラド	F	C/V	m ⁻² ・kg ⁻¹ ・s ⁴ ・A ²
電気抵抗	オーム	Ω	V/A	m ² ・kg ² ・s ⁻³ ・A ⁻²
コンダクタンス	ジーメン	S	A/V	m ⁻² ・kg ⁻¹ ・s ³ ・A ²
磁束密度	ウェーバ	Wb	V・s	m ² ・kg ² ・s ⁻² ・A ⁻¹
磁束	テスラ	T	Wb/m ²	kg ² ・s ⁻² ・A ⁻¹
インダクタンス	ヘンリー	H	Wb/A	m ² ・kg ² ・s ⁻² ・A ⁻²
セルシウス温度	セルシウス度 ^(d)	°C		K
光強度	ルーメン	lm	cd・sr ^(c)	m ² ・m ⁻² ・cd=cd
放射能	ベクレル	Bq	lm/m ²	m ² ・m ⁴ ・cd=m ² ・cd
(放射性核種の) 放射能	ベクレル	Bq		s ⁻¹
吸収線量, 質量エネルギー分与, カーマ線量当量, 周辺線量当量, 方向性線量当量, 個人線量当量, 組織線量当量	グレイ	Gy	J/kg	m ² ・s ⁻²
	シーベルト	Sv	J/kg	m ² ・s ⁻²

- (a) ラジアン及びステラジアンの使用は、同じ次元であっても異なった性質をもった量を区別するときの組立単位の表し方として利点がある。組立単位を形作る際のいくつかの用例は表4に示されている。
 (b) 実際には、使用する時には記号rad及びsrが用いられるが、習慣として組立単位としての記号“1”は明示されない。
 (c) 測光学では、ステラジアンの名称と記号srを単位の表し方の中にそのまま維持している。
 (d) この単位は、例としてミリセルシウス度m°CのようにSI接頭語を伴って用いても良い。

表4. 単位の中に固有の名称とその独自の記号を含むSI組立単位の例

組立量	SI 組立単位		
	名称	記号	SI 基本単位による表し方
粘力のモーメント	パスカル秒	Pa・s	m ⁻¹ ・kg ² ・s ⁻¹
表面張力	ニュートンメートル	N・m	m ² ・kg ² ・s ⁻²
角速度	ニュートン毎メートル	N/m	kg ² ・s ⁻²
角加速度	ラジアン毎秒	rad/s	m ² ・m ⁻¹ ・s ⁻¹ =s ⁻¹
熱流密度, 放射照度	ラジアン毎平方メートル	rad/s ²	m ² ・m ⁻¹ ・s ⁻² =s ⁻²
熱容量, エントロピー	ジュール毎平方メートル	W/m ²	kg ² ・s ⁻³
質量熱容量 (比熱容量), 質量エントロピー	ジュール毎キログラム	J/K	m ² ・kg ² ・s ⁻² ・K ⁻¹
質量エネルギー (比エネルギー)	ジュール毎キログラム	J/(kg・K)	m ² ・s ⁻² ・K ⁻¹
熱伝導率	ジュール毎メートル毎ケルビン	J/kg	m ² ・s ⁻² ・K ⁻¹
体積エネルギー	ワット毎メートル毎ケルビン	W/(m・K)	m ² ・kg ² ・s ⁻³ ・K ⁻¹
電界の強さ	ジュール毎立方メートル	J/m ³	m ⁻¹ ・kg ² ・s ⁻²
体積電荷	ボルト毎メートル	V/m	m ² ・kg ² ・s ⁻³ ・A ⁻¹
電気変位	クーロン毎立方メートル	C/m ³	m ⁻³ ・s ² ・A
誘電率	クーロン毎平方メートル	C/m ²	m ⁻² ・s ² ・A
透磁率	ファラド毎メートル	F/m	m ⁻³ ・kg ⁻¹ ・s ⁴ ・A ²
モルエネルギー	ヘンリー毎メートル	H/m	m ² ・kg ² ・s ⁻² ・A ⁻²
モルエントロピー	ジュール毎モル	J/mol	m ² ・kg ² ・s ⁻² ・mol ⁻¹
モル熱容量	ジュール毎モル毎ケルビン	J/(mol・K)	m ² ・kg ² ・s ⁻² ・K ⁻¹ ・mol ⁻¹
照射線量 (X線及びγ線)	クーロン毎キログラム	C/kg	kg ⁻¹ ・s ² ・A
吸収線量	グレイ毎秒	Gy/s	m ² ・s ⁻³
放射強度	ワット毎ステラジアン	W/sr	m ⁴ ・m ⁻² ・kg ² ・s ⁻³ =m ² ・kg ² ・s ⁻³
放射輝度	ワット毎平方メートル毎ステラジアン	W/(m ² ・sr)	m ² ・m ⁻² ・kg ² ・s ⁻³ =kg ² ・s ⁻³

表6. 国際単位系と併用されるが国際単位系に属さない単位

名称	記号	SI 単位による値
分	min	1 min=60s
時	h	1 h=60 min=3600 s
日	d	1 d=24 h=86400 s
度	°	1°=(π/180) rad
分	′	1′=(1/60)°=(π/10800) rad
秒	″	1″=(1/60)′=(π/648000) rad
リットル	l, L	1 l=1 dm ³ =10 ⁻³ m ³
トン	t	1 t=10 ³ kg
ネーパ	Np	1 Np=1
ベル	B	1 B=(1/2) ln10 (Np)

表7. 国際単位系と併用されこれに属さない単位でSI単位で表される数値が実験的に得られるもの

名称	記号	SI 単位であらわされる数値
電子ボルト	eV	1 eV=1.60217733(49)×10 ⁻¹⁹ J
統一原子質量単位	u	1 u=1.6605402(10)×10 ⁻²⁷ kg
天文単位	ua	1 ua=1.49597870691(30)×10 ¹¹ m

表8. 国際単位系に属さないが国際単位系と併用されるその他の単位

名称	記号	SI 単位であらわされる数値
海里	海里	1 海里=1852m
ノット	ノット	1 ノット=1 海里毎時=(1852/3600)m/s
アール	a	1 a=1 dam ² =10 ² m ²
ヘクタール	ha	1 ha=1 hm ² =10 ⁴ m ²
バール	bar	1 bar=0.1MPa=100kPa=1000hPa=10 ⁵ Pa
オングストローム	Å	1 Å=0.1nm=10 ⁻¹⁰ m
バール	b	1 b=100fm ² =10 ⁻²⁸ m ²

表9. 固有の名称を含むCGS組立単位

名称	記号	SI 単位であらわされる数値
エル	erg	1 erg=10 ⁻⁷ J
ダイン	dyn	1 dyn=10 ⁻⁵ N
ポアズ	P	1 P=1 dyn・s/cm ² =0.1Pa・s
ストークス	St	1 St=1cm ² /s=10 ⁻⁴ m ² /s
ガウス	G	1 G=10 ⁴ T
エルステッド	Oe	1 Oe=(1000/4π) A/m
マクスウェル	Mx	1 Mx=10 ⁻⁸ Wb
スチル	sb	1 sb=1cd/cm ² =10 ⁴ cd/m ²
ホト	ph	1 ph=10 ⁴ lx
ガリ	Gal	1 Gal=1cm/s ² =10 ⁻² m/s ²

表10. 国際単位に属さないその他の単位の例

名称	記号	SI 単位であらわされる数値
キュリー	Ci	1 Ci=3.7×10 ¹⁰ Bq
レントゲン	R	1 R=2.58×10 ⁻⁴ C/kg
ラド	rad	1 rad=1cGy=10 ⁻² Gy
レム	rem	1 rem=1 cSv=10 ⁻² Sv
X線単位	X unit	1 X unit=1.002×10 ⁻⁴ nm
ガンマ	γ	1 γ=1 nT=10 ⁻⁹ T
ジャンスキー	Jy	1 Jy=10 ⁻²⁶ W・m ⁻² ・Hz ⁻¹
フェルミ	fm	1 fermi=1 fm=10 ⁻¹⁵ m
メートル系カラット	carat	1 metric carat=200 mg=2×10 ⁻⁴ kg
トル	Torr	1 Torr=(101 325/760) Pa
標準大気圧	atm	1 atm=101 325 Pa
カロリ	cal	
マイクロン	μ	1 μ=1um=10 ⁻⁶ m

