

再処理施設における仮想的急激燃焼事象に
対するセル換気系の安全性実証試験

1993年1月

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

日本原子力研究所研究成果編集委員会

委員長 吉村 晴光（理事）

委 員

阿部 哲也	（核融合工学部）	新藤 雅美	（燃料・材料工学部）
荒 克之	（原子炉工学部）	数土 幸夫	（高温工学試験研究炉開発部）
新井 英彦	（環境・資源利用研究部）	田島 保英	（企画室）
飯田 浩正	（原子力船研究開発室）	館盛 勝一	（燃料安全工学部）
岩本 昭	（物理部）	立川 圓造	（化学部）
数又 幸生	（物理部）	土橋敬一郎	（原子炉工学部）
菊地 章	（ホット試験室）	永井 士郎	（材料開発部）
工藤 博司	（アイソトープ部）	平林 孝園	（バックエンド技術部）
鴻坂 厚夫	（原子炉安全工学部）	平松 伸章	（技術情報部）
古平 恒夫	（研究炉部）	前田 彦祐	（炉心プラズマ研究部）
小林 義威	（環境安全研究部）	松井 浩	（保健物理部）
斎藤 実	（材料試験炉部）	武藤 康	（高温工学部）
佐伯 正克	（化学部）	山本 巧	（核融合装置試験部）

Japan Atomic Energy Research Institute

Board of Editors

Harumitsu Yoshimura (Chief Editor)

Tetsuya Abe	Katsuyuki Ara	Hidehiko Arai
Takakuni Hirabayashi	Nobuaki Hiramatsu	Hiromasa Iida
Akira Iwamoto	Yukio Kazumata	Akira Kikuchi
Yoshii Kobayashi	Atsuo Kohsaka	Tsuneo Kodaira
Hiroshi Kudo	Hikosuke Maeda	Hiroshi Matsui
Yasushi Muto	Siro Nagai	Masakatsu Saeki
Minoru Saito	Yukio Sudo	Masami Shindo
Enzo Tachikawa	Shoichi Tachimori	Yasuhide Tajima
Keiichiro Tsuchihashi	Takumi Yamamoto	

JAERI レポートは、日本原子力研究所が研究成果編集委員会の審査を経て不定期に公刊している研究報告書です。

入手の問合わせは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11 茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI reports are reviewed by the Board of Editors and issued irregularly.

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

©Japan Atomic Energy Research Institute, 1993

編集兼発行 日本原子力研究所
印 刷 いばらき印刷(株)

再処理施設における仮想的急激燃焼事象に 対するセル換気系の安全性実証試験

日本原子力研究所東海研究所燃料安全工学部
鈴木元衛, 西尾軍治, 高田準一, 塚本導雄, 小池忠雄

(1992年3月4日受理)

要　旨

再処理施設のセル内で溶媒火災にともなう急激燃焼、あるいは溶媒のニトロ化反応による急激燃焼が想定上発生した場合でもセル換気系の安全性が確保されることを実証する目的で、再処理施設のセル換気系を模擬した大型試験装置を用い、4種類の実証試験を実施し、急激燃焼によって発生する圧力と温度のパルスがセル・ダクト構造により効果的に緩和されることを明らかにした。

ボイルオーバー燃焼試験においては、燃焼皿表面積を主要パラメータとしてセル内溶媒燃焼実験を実施し、ボイルオーバー燃焼を規定する要因に関する分析を行った。その結果、ボイルオーバー燃焼の強度は、セル内酸素と溶媒蒸気の蓄積量及びそれらの相対的比率に強く依存することを見いだした。

穏やかな爆発試験においては、急激燃焼源として固体ロケット火薬を燃焼させ、発生した圧力と温度のパルスがセル、ダクト系によって効果的に減衰され、換気系の健全性は保持されることを見いだした。

排風機健全性試験においては、定格の約6倍の流量の空気を遠心型ターボ排風機に吹き込み、過渡応答特性を調べ、排風機の健全性が維持されることを確認した。

風圧上昇試験においては、圧縮空気をセル内に吹き込み、装置内に発生した穏やかな過渡状態を観測した。その結果、解析コードの検証および改良に用いられる広範なデータを取得することに成功した。

いづれの試験においても、過渡的な過負荷によるHEPA フィルターの損傷は生じなかった。また、排風機モーターへの過負荷は、伝動ベルトのスリップや、ピーク流量に対するプロアファンの回転加速によって回避された。

Demonstration Test on the Safety of a Cell Ventilation System during a Hypothetical Explosive Burning in a Fuel Reprocessing Plant

Motoe SUZUKI, Gunji NISHIO, Junichi TAKADA,
Michio TSUKAMOTO, and Tadao KOIKE

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

(Received: March 4, 1992)

Abstract

To demonstrate the safety of an air ventilation system of cells in a fuel reprocessing plant under a postulated explosive burning caused by solvent fire or by thermal decomposition of nitrated solvent, four types of demonstration tests have been conducted using a large-scale facility simulating a cell ventilation system of an actual reprocessing plant, thus revealing effective mitigation by cell and duct structures on the pressure and temperature pulses generated by explosive burning.

In boilover burning tests, solvent fire in a model cell was observed with various sizes of burning surface area as a main parameter, and analysis was performed on the factors dominating the magnitude of boilover burning, revealing that the magnitude strongly depends on accumulated amounts and their relative ratio of oxygen and solvent vapor present in the cell.

In deflagration tests, solid rocket fuel was burned in the cell to simulate the explosive source. The generated pressure and temperature pulses were effectively declined by the cell and duct structures and the integrity of the ventilation system was kept.

In blower tests, a centrifugal turbo blower was imposed by a lump of air with a larger flow rate than the rated one by about six times to observe the transient response of the blower fan and motor. It was found that integrity of the blower was kept.

In pressure transient tests, compressed air was blown into the cell to induce a mild transient state of fluid dynamics inside the facility, and a variety of data were successfully obtained to be used for the verification and improvement of a computer code.

In all the tests, transient overloading of gas caused no damage on HEPA filters, and overloading on the blower motor was avoided either by the slipping of transmission belt or by the acceleration of blower fan rotation during peak flow.

Keywords: Demonstration Test, Reprocessing Plant, Solvent Fire, Ventilation System, Explosive Burning, Boilover Burning, Deflagration, Cell, Duct, HEPA Filter, Blower, Damper

This work was carried out by the Japan Atomic Energy Research Institute under contract with the Science and Technology Agency of Japan.

目 次

1. 序 論	1
2. 試験装置の設計	2
2.1 対象事象	2
2.1.1 ボイルオーバー燃焼	2
2.1.1.1 事象の概要	2
2.1.1.2 試験装置のスケールの設定	2
2.1.2 穏やかな爆発	4
2.1.2.1 事象の概要	4
2.1.2.2 規模の選定	4
3. 試験の目的と方法	9
3.1 目的と方法	9
3.2 試験装置	9
3.3 センサー及びデータ収録・処理系	18
3.4 試験方法	18
3.4.1 ボイルオーバー燃焼試験	18
3.4.2 穏やかな爆発試験	19
3.4.2.1 固体ロケット燃料の性質	19
3.4.2.2 試験の手順	20
3.4.3 排風機健全性試験	21
3.4.4 風圧上昇試験	21
4. 結果と考察	24
4.1 条件と目的	24
4.1.1 ボイルオーバー燃焼試験	24
4.1.2 穏やかな爆発試験	24
4.1.3 排風機健全性試験	27
4.1.4 風圧上昇試験	27
4.2 ボイルオーバー燃焼試験	28
4.2.1 結果（代表例）	28
4.2.2 結果の特徴	29
4.2.3 考 察	32
4.2.3.1 ボイルオーバー燃焼の定義	32
4.2.3.2 燃焼の挙動	32
4.2.3.3 ボイルオーバー燃焼の規模	33
4.2.3.4 ボイルオーバー燃焼の規模を規定する要因	34
4.3 穏やかな爆発試験	47
4.3.1 結果（代表例）	47

4.3.2 結果の特徴	48
4.3.3 考 察	50
4.3.3.1 圧力・温度のセル、ダクト系による減衰	50
4.3.3.2 排風機の過渡応答	52
4.4 排風機健全性試験	63
4.4.1 結果（代表例）	63
4.4.2 考 察	64
4.4.2.1 旧排風機と新排風機の差	64
4.4.2.2 大流量における過渡変化の解析	65
4.4.2.3 穏やかな爆発試験との比較	66
4.4.2.4 排風機特性	68
4.5 風圧上昇試験	77
4.5.1 結果（代表例）	77
4.5.2 結果の特徴	77
4.5.3 考 察	78
4.5.3.1 圧力、温度減衰プロフィールの全体的特徴	78
4.5.3.2 風圧上昇試験と穏やかな爆発試験のエネルギー比較	80
5. 結 論	86
謝 辞	87
引用文献	87
Appendix	88
A1 流量データの補正計算	88
A1.1 アニューバ式流量計測方法	88
A1.2 FT 4 データの補正方法	89

Contents

1. Introduction	1
2. Design of Test Facility	2
2.1 Objective Phenomena	2
2.1.1 Boilover Burning	2
2.1.1.1 Features of Phenomena	2
2.1.1.2 Scaling Design of Facility	2
2.1.2 Deflagration	4
2.1.2.1 Features of Phenomena	4
2.1.2.2 Postulation of Magnitude	4
3. Objectives and Methods of Test	9
3.1 Objectives and Methods	9
3.2 Test Facility	9
3.3 Sensors and Data Acquisition System	18
3.4 Test Procedure	18
3.4.1 Boilover Burning Test	18
3.4.2 Deflagration Test	19
3.4.2.1 Properties of Solid Rocket Fuel	19
3.4.2.2 Test Process	20
3.4.3 Blower Test	21
3.4.4 Pressure Transient Test	21
4. Results and Discussion	24
4.1 Test Conditions and Objectives	24
4.1.1 Boilover Burning Test	24
4.1.2 Deflagration Test	24
4.1.3 Blower Test	27
4.1.4 Pressure Transient Test	27
4.2 Boilover Burning Test	28
4.2.1 Results of Representative Case	28
4.2.2 Features of Results	29
4.2.3 Discussion	32
4.2.3.1 Definition of Boilover Burning	32
4.2.3.2 Burning Behavior	32
4.2.3.3 Magnitude of Boilover Burning	33
4.2.3.4 Factors Dominating the Magnitude of Boilover Burning	34
4.3 Deflagration Test	47
4.3.1 Results of Representative Case	47

4.3.2	Features of Results	48
4.3.3	Discussion	50
4.3.3.1	Decline of Pressure and Temperature by Cells and Ducts	50
4.3.3.2	Transient Response of Blower	52
4.4	Blower Test	63
4.4.1	Results of Representative Case	63
4.4.2	Discussion	64
4.4.2.1	Difference between New and Old Blowers	64
4.4.2.2	Analysis on Behavior during Overloading	65
4.4.2.3	Compariosn with Deflegration Test	66
4.4.2.4	Blower Characteristics	68
4.5	Pressure Transient Test	77
4.5.1	Results of Representative Case	77
4.5.2	Features of Results	77
4.5.3	Discussion	78
4.5.3.1	General Features of Profilles of Perssure and Temperature	78
4.5.3.2	Energy Comparison between Pressure Transient Test and Deflagration Test ..	80
5.	Conclusions	86
Acknowledgement	87
References	87
Appendix	88
A1	Revision Calculation of Flow Rate Data	88
A1.1	Flow Rate Measurement by Anyuba Sensor	88
A1.2	Revision Method of FT 4 Data	89

List of Tables

Table 2.1	Comparison of the Test Facility and Reference Reprocessing Plant
Table 3.1	Comparison of Major Specification of Old and New Blowers
Table 3.2	Specification of Major Sensors Used in the Demonstration Test
Table 3.3	Rocket Fuel Properties
Table 4.1	Major Parameters and Conditions of Boilover Burning Test
Table 4.2	Major Parameters and Conditions of Deflagration Test
Table 4.3	Major Parameters and Conditions of Blower Test
Table 4.4	Major Parameters and Conditions of Pressure Transient Test
Table 4.5	Test Condition of BOIL5001
Table 4.6	Summary Results of Boilover Burning Test
Table 4.7	Test Condition of EXPL5001
Table 4.8	Test Condition of BLOW4001
Table 4.9	Test Condition of BLOW5001
Table 4.10	Energy and Volume of the Air Released from the Accumulator Tank in Blower Test
Table 4.11	Energy and Gas Generation of Solid Rocket Fuel
Table 4.12	Energy, Volume, and Power of the Air Released from the Accumulator Tank in Pressure Transient Test
Table 4.13	Test Condition of PRES5003

List of Figures

- Fig. 3.2.1** Bird's eye view of the test facility.
- Fig. 3.2.2** Schematic of the test facility.
- Fig. 3.2.3** Size of the first model cell, and location of sensors.
- Fig. 3.2.4** Size of the first duct and the second model cell, and location of sensors.
- Fig. 3.2.5(I)** Size of the 50m-long second duct (long type), and location of sensors.
- Fig. 3.2.5(II)** Size of the 10m-long second duct (short type), and location of sensors.
- Fig. 3.2.6** Location of sensors, and dimension and configuration of the mixer, third duct, filter chamber, exhaust duct, and diluting duct.
- Fig. 3.2.7** Schematic of the fan, motor and transmission belt of a centrifugal turbo blower.
- Fig. 3.2.8** Structure of a check damper installed in the diluting air duct.
- Fig. 3.2.9** Dimension and structure of the facility used in the blower test.
- Fig. 3.2.10** Dimension and structure of the conduit pipe layout and accumulator tank used in the pressure transient test.
- Fig. 3.4.1** Schematic of solvent fire on the burning pan placed in the first model cell in the boilover burning test.
- Fig. 3.4.2** Comparison of burning surface area of the burning pan placed in the first model cell for 1 to 9 equivalent stage burning pans.
- Fig. 3.4.3** Sites of solid fuel burners in the first model cell in the deflagration test.
- Fig. 3.4.4** Schematic of the test facility used in the blower test and pressure transient test.
- Fig. 4.2.1** Evaluated mass transport rates by burning and evaporation of solvent vapor and smoke in the boilover burning test BOIL5001 conducted with 5 equivalent-stage pan.
- Fig. 4.2.2** Oxygen concentration in the gas sampled at the outlet of the first model cell.
- Fig. 4.2.3** Carbon-dioxide concentration in the gas sampled at the outlet of the first model cell.
- Fig. 4.2.4** Carbon-monoxide concentration in the gas sampled at the outlet of the first model cell.
- Fig. 4.2.5** Temperature of water layer under burning solvent in 5 equivalent-stage pan in BOIL5001.
- Fig. 4.2.6** Gas pressures measured in the first model cell (PT2), in the first duct (PT3), and at the inlet(PT4) and outlet (PT5) of the second model cell in BOIL5001.
- Fig. 4.2.7** Gas temperatures measured in the first model cell (TC4A, TC20B), first duct (TC26), second model cell (TC30), second duct (TC32), and filter chamber (TC47,TC49) in BOIL5001.
- Fig. 4.2.8** Temperatures of facility walls of the first model cell (TC3, TC4, TC5, TC6, TC7), and the second duct (TC38, TC39) in BOIL5001.
- Fig. 4.2.9** Gas temperatures measured in the HEPA filter chamber in BOIL5001.
- Fig. 4.2.10** Gas flow rates in the air intake duct (FT1), second duct (FT2A), diluting air duct (FT3), and exhaust duct (FT4) in BOIL5001.
- Fig. 4.2.11** Pressure drops across the front (DPT5) and rear (DPT6) stages, and across the two stages (DPT4) of HEPA filters in BOIL5001.

- Fig. 4.2.12** Evaluated rate of solvent evaporation during the steady-state burning period in the various boilover burning tests.
- Fig. 4.2.13** Evaluated rate of steady-state burning of solvent in the various boilover burning tests.
- Fig. 4.2.14** Evaluated rates of solvent evaporation (\circ), burning (\bullet), and burning efficiency (\triangle) as a function of the number of equivalent stages of burning pan in the boilover burning test.
- Fig. 4.2.15** Gas pressures in the first model cell measured in the various boilover tests.
- Fig. 4.2.16** Height (\circ , \triangle) and time-integral (\bullet , \blacktriangle) of pressure pulses generated in the first model cell at boilover burning.
- Fig. 4.2.17** Flow rates of gas in the second duct measured in the various boilover burning tests.
- Fig. 4.2.18** Peak height (\circ , \triangle) of flow rate at the second duct and net gas generation (\bullet , \blacktriangle) in the first model cell in boilover burning.
- Fig. 4.2.19** Gas temperatures measured in the first duct in the various boilover burning tests.
- Fig. 4.2.20** Gas temperature measured at the inlet of the first duct.
- Fig. 4.2.21** Gas temperature measured at the inlet of the first duct.
- Fig. 4.2.22** Gas temperature measured at the inlet of the first duct.
- Fig. 4.2.23** Gas temperature measured at the inlet of the first duct.
- Fig. 4.2.24** Gas temperature measured at the inlet of the first duct.
- Fig. 4.2.25** Gas temperature measured at the inlet of the first duct.
- Fig. 4.2.26** Gas temperature measured at the inlet of the first duct.
- Fig. 4.2.27** Gas temperature measured at the inlet of the first duct.
- Fig. 4.2.28** Gas temperatures measured in the HEPA filter chamber in the various boilover burning tests.
- Fig. 4.2.29** Increase in pressure drop across the front stage of HEPA filters in the various boilover burning tests.
- Fig. 4.2.30** Increase in pressure drop across the front stage of HEPA filters as a function of cumulative mass weight of evaporated solvent per unit area of filter media in the various boilover burning tests.
- Fig. 4.2.31** Increase in pressure drop across the front stage of HEPA filters as a function of cumulative mass weight of burned solvent per unit area of filter media in the various boilover burning tests.
- Fig. 4.2.32** Oxygen concentration in the gas sampled at the outlet of the first model cell just before the outbreak of boilover burning in the various boilover burning tests.
- Fig. 4.3.1** Pressure pulses generated in the first model cell (PT2), first duct (PT3), second model cell (PT4), and second duct (PT5) by solid fuel burning in the deflagration test EXPL5001.
- Fig. 4.3.2** Pressure pulses generated in the second duct (PT6, PT7, PT8), third duct (PT9, PT11) and exhaust duct (PT12) by solid fuel burning in the deflagration test EXPL5001.
- Fig. 4.3.3** Temperature of gas (TC6A, TC24A) and inner wall (TC4, TC5, TC6, TC7) of the first model cell in EXPL5001.
- Fig. 4.3.4** Temperature of gas in the second duct in EXPL5001.
- Fig. 4.3.5** Temperature of gas in the third duct in EXPL5001.
- Fig. 4.3.6** Temperature of gas in the HEPA filter chamber in EXPL5001.
- Fig. 4.3.7** Flow rate of air in the inlet duct in EXPL5001.
- Fig. 4.3.8** Flow rate of gas in the second duct in EXPL5001.
- Fig. 4.3.9** Flow rates of gas and air in the exhaust duct and diluting duct in EXPL5001.

- Fig. 4.3.10** Pressure drop across the HEPA filters in EXPL5001.
- Fig. 4.3.11** Differential pressure across the inlet and outlet of the blower, and pressure inside the blower casing in EXPL5001.
- Fig. 4.3.12** Rotational speeds of the blower fan and motor, and torque of the blower shaft in EXPL5001.
- Fig. 4.3.13** Electric currents and effective electric power consumption of the blower motor in EXPL5001.
- Fig. 4.3.14** Decline of pressure peak heights with distance from the bottom of the first model cell in the various deflagration tests.
- Fig. 4.3.15** Schematic of location of pressure sensors in the facility.
- Fig. 4.3.16** Decline of temperature peak heights with distance from the bottom of the first model cell in the various deflagration tests.
- Fig. 4.3.17** Decline of pressure peak heights with distance from the bottom of the first model cell in the various deflagration tests.
- Fig. 4.3.18** Decline of temperature peak heights with distance from the bottom of the first model cell in the various deflagration tests.
- Fig. 4.3.19** Decline of pressure peak heights with distance from the bottom of the first model cell in the deflagration test performed with the HEPA filters clogged by smoke in the boilover burning test.
- Fig. 4.3.20** Decline of temperature peak heights with distance from the bottom of the first model cell in the deflagration test performed with the HEPA filters clogged by smoke in the boilover burning test.
- Fig. 4.3.21** Peak pressure drop across the front and rear stages of HEPA filters in the deflagration test.
- Fig. 4.3.22** Experimental data of pressure drop across the HEPA filter generated by a steady-state flow.
- Fig. 4.3.23** Response of the old blower fan and motor by burning gas flow in the deflagration test EXPL3003.
- Fig. 4.3.24** Response of the new blower fan and motor by burning gas flow in the deflagration test EXPL5001.
- Fig. 4.4.1** Pressures of air at the inlet (PT15) and inside (PT16) of the new blower, and differential pressure (PT7) across the inlet and outlet of the blower in the blower test BLOW4001.
- Fig. 4.4.2** Flow rate (FT5) of air released from the accumulator tank, and pressure (PT12) in the air conduit pipe in BLOW4001.
- Fig. 4.4.3** Rotational speeds of the blower fan and motor in BLOW4001.
- Fig. 4.4.4** Currents and effective electric power consumption of the blower motor in BLOW4001.
- Fig. 4.4.5** Pressure of air at the inlet (PT15) and inside (PT16) of the blower, and differential pressure (DPT 7) across the inlet and outlet of the blower in BLOW5001.
- Fig. 4.4.6** Flow rate (FT5) of air released from the accumulator tank, and pressure (PT12) in the air conduit pipe in BLOW5001.
- Fig. 4.4.7** Rotational speeds of the fan and motor of the new blower, and torque of the fan shaft in BLOW5001.
- Fig. 4.4.8** Currents and effective electric power consumption of the blower motor in BLOW5001.
- Fig. 4.4.9** Comparison of the accumulator tank pressures and flow rates of released air in the blower test BLOW3001 with the old blower and in BLOW4001 with the new blower.
- Fig. 4.4.10** Comparison of the rotational speeds of blower fan and motor in the blower test BLOW3001 with the old blower and in BLOW4001 with the new blower.
- Fig. 4.4.11** Comparison of the effective electric power consumptions of blower motor in the blower test BLOW 3001 with the old blower and in BLOW4001 with the new blower.

- Fig. 4.4.12** Response of the new blower to a large amount of air loading in BLOW5001. Torque of the blower fan shaft is described in an arbitrary scale.
- Fig. 4.4.13** Comparison of gas flow rates and effective power consumptions of the blower motor in the deflagration test EXPL3004 and blower test BLOW5001.
- Fig. 4.4.14** Comparison of steady-state characteristics of the old and new blowers.
- 1) Measurement on the blower isolated from the test facility:
 - : head pressure and efficiency of the new blower,
 - : head pressure and efficiency of the old blower,
 - ▲— : fan power of the new blower,
 - ▲-- : fan power of the old blower, and
 - △— : motor power of the new blower.
 - 2) Measurement on the blower installed in the test facility:
 - , ◎: head pressures of the new and old blowers, and
 - , ▽: effective electric power consumptions of the motors of new and old blowers.
- Fig. 4.4.15** Pressure and motor power consumption of the new blower tested at five different rotational speeds (50~100% of the rated speed) for a wide range of flow rates.
- Fig. 4.4.16** Comparison of rotational speed change of the new blower fan tested at five different rotational speeds (50~100% of the rated speed) for a wide range of flow rates.
- Fig. 4.5.1** Pressure in the accumulator tank (PT13), in the air conduit pipe (PT14), and at the inlet (PT15) and inside (PT2) of the first model cell in the pressure transient test PRES5003.
- Fig. 4.5.2** Pressure pulses generated in the first duct (PT3), in the second model cell (PT4), in the second duct (PT5, PT6, PT7, PT8), in the third duct (PT9, PT11), and in the exhaust duct (PT12) in PRES 5003.
- Fig. 4.5.3** Temperature of air in the first model cell in PRES5003.
- Fig. 4.5.4** Temperature of air in the first duct (TC25), second model cell (TC31), third duct (TC44), filter chamber (TC49), and exhaust duct (TC50) in PRES5003.
- Fig. 4.5.5** Flow rate of air released from the accumulator tank into the first model cell in PRES5003.
- Fig. 4.5.6** Flow rate of air in the second duct (FT2B), diluting air duct (FT3), and exhaust duct (FT4) in PRES5003.
- Fig. 4.5.7** Pressure drop across the HEPA filters in PRES5003.
- Fig. 4.5.8** Pressure peak heights with distance from the bottom of the first model cell in the pressure transient test with a 50m-long second duct.
- Fig. 4.5.9** Temperature peak heights with distance from the bottom of the first model cell in the pressure transient test with a 50m-long second duct.
- Fig. 4.5.10** Pressure peak heights with distance from the bottom of the first model cell in the pressure transient test with a 10m-long second duct.
- Fig. 4.5.11** Temperature peak heights with distance from the bottom of the first model cell in the pressure transient test with a 10m-long second duct.
- Fig. 4.5.12** Peak pressure drop across the front and rear stages of HEPA filters in the pressure transient test.

Fig. A.1 Comparison and correlation of flow rate data measured at the second duct and at the exhaust duct in the deflagration test and pressure transient test.

●, ○: data of low-speed response flow rate sensor.
◎, ◯: data of high-speed response flow rate sensor.

1. 序 論

『再処理施設安全審査指針』では、再処理施設の安全性の判断にあたり、施設の設計の基本方針に多重防護の考え方方が適切に採用されていることを確認するために、設計基準事象を選定し評価する。

この方法に基づき安全性が確保されていると評価されるためには、再処理施設は、仮に異常が発生したとしてもその波及、拡大の抑制、異常事象の回避を行う設計、さらに異常の影響を緩和して周辺公衆を保護するための設備が施される設計が要求される。このため、再処理施設では、放射性物質の閉じこめに関する安全対策として、万一事故が起きた場合でも放射性物質が環境に漏洩しないように多重の防護施設が備えられている。

これらの防護施設の一つとして、使用済燃料を取り扱うセルには、セル内を負圧に保ちつつ換気をする「セル換気系」と呼ばれる給排気系（換気系）が設置されている。この換気系は、セル相互を結ぶダクトとバルブからなり、さらにおよびには、放射性物質を環境に放出させないための障壁として高性能粒子エアフィルタ（HEPA フィルタ）が備えられ、また吸引排気用の排風機が備えられている。

したがって、万一の事故の場合にこのセル換気系の正常な機能が確保され、また HEPA フィルタの健全性が維持されることとは、再処理施設の安全性を評価する上で重要な因子である。

再処理施設の通常運転時における異常な過渡変化を超える事象として安全評価上想定される主要な設計基準事象には、有機溶媒の火災、溶媒のニトロ化反応による急激燃焼（あるいは爆発）がふくまれている。こうした事象によって発生した圧力パルスやガス流は、換気系内の放射性物質の移行、排風機や HEPA フィルタの健全性に影響を及ぼす可能性がある。

セル換気系におけるこのような過渡的ガス流挙動に関する研究は、これまでロスアラモス国立研究所、ニューメキシコ州立大学^{1), 2)}、カールスルーエ原子核研究所³⁾において大型試験装置を用いてなされている。

原研においては、放射性物質閉じこめ障壁として重要な機能を発揮する HEPA フィルタに関して「再処理施設の有機溶媒火災事故時における（HEPA）排気フィルタの安全性に関する実証試験」（以下、「フィルタ安全性試験」と略）が既に実施され、異常事象条件下的広範囲な圧力、流速、および温度に対する耐久性が評価されている⁴⁾。また、溶媒火災事故における換気系およびフィルターの健全性に関しても、大型試験装置を用いて実証試験が行われている⁵⁾。さらに、HEPA フィルタの苛酷条件下での性能に関しても評価が行われ、十分な安全裕度をもつことが実証されている⁶⁾。

ただしこれらの実証試験で想定されたのは、長時間ほぼ一定の反応速度で持続する有機溶媒火災であり、したがってたとえば急激燃焼にともなう温度や圧力の過渡的変化の大きなガス流挙動がセル換気系に与える影響については、未解明であった。

本研究は、従来のこうした経過をふまえ、再処理施設のセル内で溶媒火災にともなう急激燃焼、溶媒のニトロ化反応による急激燃焼⁷⁾、あるいは高レベル廃液貯槽における放射線分解により生成した水素の急激燃焼⁸⁾が発生した場合でもセル換気系が所定の性能を保ち、その安全性が確保されることを実証する目的で「セル換気系安全性実証試験」として実施したものである。本研究において得られた知見のあらましは既に公開されているが⁹⁾、本報告は試験の全体について包括的に述べたものである。

なお、本研究は、科学技術庁からの委託により、特別会計受託研究として日本原子力研究所が実施したものである。

2. 試験装置の設計

2.1 対象事象

本試験においては、セル換気系の健全性に及ぼす影響を評価するうえで重要と考えられる事象として、以下に示す溶媒の火災による急激燃焼や溶媒と硝酸のニトロ化反応による穏やかな爆発を想定する。

『再処理施設安全審査指針』との関連でみれば、その「指針 3. 安全評価」において設計基準事象が 7 項目指定され、その 2 項目の「被覆材等の金属微粒子、有機溶媒等による火災・爆発」に本試験における以下の 2 種の想定事象が含まれているという位置づけである。

すなわち、

- (1) 有機溶媒のボイルオーバー燃焼
- (2) 溶媒のニトロ化化合物による穏やかな爆発

次に、これらの事象の概要とその想定規模について説明する。

2.1.1 ボイルオーバー燃焼

2.1.1.1 事象の概要

溶媒火災が長時間続いた場合、溶媒層の下にある水相が火炎からの熱によって加熱され、ある時間経過した時点で突然の沸騰をおこす。この沸騰により発生した水蒸気に同伴して、多量の溶媒蒸気がセル空間に放出される。このとき、水蒸気によって火炎はセルの上部にまで吹き上げられるが、セル内に酸素が十分存在して溶媒ガスと空気の混合気が爆発雰囲気に達すれば、溶媒ガスの一部に着火してセル内の急激燃焼が発生する可能性がある。また、沸騰により火炎が吹き上げられ、吹き消されても、セル内壁やセル出口のダクト内の壁面は n-ドデカンの自然発火点(約 230°C)以上の温度になっており、また液面燃焼を継続してきた溶媒容器近傍にはホットスポットも存在しているので、これらが溶媒ガスの着火源になり、やはり急激燃焼が発生する可能性がある。

これは、ボイルオーバー燃焼と呼ばれる⁵⁾。この急激燃焼はセル内部ガス圧力を高め、それまで外気を導入していた給気ダクトの逆止弁を閉じるので、外気の導入は一旦停止する。したがってセル内の酸素は急速に消費され、セル内の混合気体の組成は燃焼限界以下になるので、この燃焼は短時間で自己鎮火する。同時に、逆止弁にかかるセル内圧の作用で、燃焼に伴ってセル空間に存在した小量の放射性物質が逆止弁を通じて外側に漏れる可能性がある。

「フィルタ安全性試験」では、ボイルオーバー燃焼が観察されている⁴⁾。本現象の規模はセルに通じる給気ラインからの空気の供給量および水相の沸騰量に関係があると推定されているものの、発生する圧力パルスや高温のガス流の大きさを決める要因及びそれらがセル換気系に及ぼす影響などについては、いまだ十分に解明されていない。そのため本実証試験では、現象の規模を規定する要因の把握を主眼とし、同時に、発生するガス流のセル換気系に及ぼす影響などを調べる。

2.1.1.2 試験装置のスケールの設定

セル換気系安全性実証試験では、試験装置として「フィルタ安全性試験」で使用した装置を基本的に引き継ぎ、部分的に修正して用いる。

「フィルタ安全性試験」では、参考とした小型の再処理施設（以下、参考プラントと呼ぶ）の、抽出器と希釈剤

Table 2.1 Comparison of the Test Facility and Reference Reprocessing Plant

Component	Test Facility	Ref. Reprocessing Plant	Scale Factor and Comments
First model cell	19 m ³ , cylindrical	80 m ³ , rectangular	1 / 4 scale
First duct	5 m long	~ 6 m	1 : 1 scale
Second model cell	6 m ³ , cylindrical	~ 30 m ³	1 / 4 scale
Second duct	either 10 m or 50 m long	~ 70 m long	Inner diameter of test duct is about 1 / 3 scale.
HEPA filter	1 filter chamber containing 6 half-size units x 2 stages or 3 full-size units x 2 stages	18 filter chambers	Flow velocity normal to filter surface is identical.
Burning pan simulating mixer settler extractor	Surface area: 0.0768 m ² for one equivalent stage of mixer settler	0.307 m ²	Depths of free-board of mixer settler and solvent/water phases are identical.

洗浄器が設置されている分離第1セル内での有機溶媒火災を対象として分離第1セル、第1ダクト、第2セルをその空間体積について1/4に縮小模擬した。また、第2セルまでの垂直方向高さを参考プラントのそれと同一にとった。この理由は、①実機（参考プラント）と同一規模の装置をつくることは無理であること、②試験の重要な観察対象たる有機溶媒火災にともなって発生するエアロゾルの移動、沈着が、第1セル～第2セルの空間で最も顕著なこと、かつ、エアロゾルの振る舞いには高さが最も重要な規定因子になること、であった。

ここで、「参考プラント」とは、実機の中で生じる特定の現象に注目してそれを支配するスケール則にのっとって縮小モデル装置をつくった場合の、モデル装置に対するオリジナルプラントという意味ではない。そうではなく、ある重要な現象に関しては、試験装置の設計をできるだけ実機の空間構造、サイズ、仕様を模擬ないしは一致させたものにするが、全体を必ずしもスケール則には従わせず、ただ概念的に実機の構造を模擬した場合の参考にしたプラントという意味である。

この理由は、「フィルタ安全性試験」も本実証試験も、現実のプラントに直接適用されることを目的とした模擬試験ではなく、あくまで計算コードによる試験結果の一般化を前提とした、しかし個別の分離効果試験を含まない、実機にかなり近い規模での装置による現象の観測を目的とするものであるからである。

ゆえに、「参考プラント」なのであり、また試験装置は参考プラントと部分的に共通の仕様を持ちつつ、そのセル換気系の構造を概念的に反映させたいわば仮想的プラントなのである。

本装置のセル体積は、参考プラントの分離第1セルを1/4に縮小模擬したことにより、抽出器と希釈剤洗浄器を模擬して火災を発生させる燃焼皿の寸法（燃焼表面積）は、Table 2.1に示すように参考プラントとのセル体積縮尺率に等しくした。なお、燃焼皿の高さ、および燃焼皿中の液体（溶媒・水相）と接触していない自由壁面（フリーボードと呼ぶ）の高さは、参考プラントのそれと同じとした。また抽出器は、ミキサとセトラを数段組み合わせた構造であるため、本装置では1段から9段までの段数のものが模擬できるようにした。

すなわち、本実証試験の装置設計の思想としては、ガスの生成ないしは体積膨張が生じる主たる機器空間については1/4スケールとし、ダクトについてはガスの流動に対する効果（流動抵抗）を主に考え、したがってその内径や長さは参考プラントのダクトサイズとは独立に決めた。ただし第1ダクトの高さのみ、参考プラントのそれと同一である。またHEPAフィルタについては、通常運転状態に濾面を垂直に通過するガス流速を参考プラントと同一に、排風機は通常状態での流量負荷が参考プラントの1/4となるようにした。また、第1モデルセルの形状は、参考プラントでは直方体であるが、本試験においては後述するように耐圧設計の都合上、円筒形とした。

2.1.2 穏やかな爆発

爆発現象には大別して、火炎の伝播速度が音速を超えない爆燃と、音速を超える爆轟がある。後者では、火炎面が音速を超えて伝播するので、衝撃波が発生する。本研究では、溶媒蒸気の急激燃焼および熱分解ガスの急激燃焼を衝撃波が発生しない爆燃と想定し、穏やかな爆発と総称する。したがってボイルオーバー燃焼は穏やかな爆発の一つである。

2.1.2.1 事象の概要

再処理施設においてプルトニウムの硝酸水溶液を濃縮する際、溶液にプニトニウムの抽出液であるトリブチルフォスフェイト (tributylphosphate, 以下 TBP と略) が混入した状態で運転条件の温度が異常に上昇すると、TBP と金属硝酸溶液あるいは硝酸との反応で TBP がニトロ化し、ニトロ化合物が急激に熱分解反応をおこす可能性がある。この急激な熱分解は 135°C 以下では起こらないと言われており⁶⁾、実際のプラントでは 135°C 以上にならないように工夫がされている。

しかし、熱分解で生じた熱分解ガスにより槽類が加圧され破損したり、または破損部からセル内に漏洩した熱分解ガスに引火して爆発的に燃焼する事象は、過去に Savannah River プラントで 1953 年と 1975 年の 2 回起きている¹⁰⁾。

しかし、わが国の再処理施設では異常事象の発生を防止するために多重防護の設計思想がとられている上に、仮に異常が発生したとしてもその影響を緩和するための設備が設けられている。このため溶媒のニトロ化反応による急激燃焼を想定してもその影響は極めて低いと考えられるが、このような事象が起きた場合にセル換気系の安全性に及ぼす影響を実証することは、再処理施設の安全裕度を明らかにする上で極めて重要なことである。

2.1.2.2 規模の選定

急激燃焼時のセル換気系の安全性実証試験の試験条件を設定するに当たっては、その燃焼の規模を評価する必要がある。本項では、急激燃焼が起こる条件を現時点で明らかになっている範囲で示し、次にこの条件をふまえて急激燃焼の規模を評価する。ただし、事象が発生すると想定する施設は、「フィルタ安全性試験」および本試験装置の設計において参考とした参考プラントではなく、別の大型の再処理施設とした。

(1) 急激燃焼（穏やかな爆発）が起きる条件

TBP-希釈剤からなる溶媒がニトロ化し、そのニトロ化合物が急激に熱分解する条件としては以下のことが調べられている⁷⁾。

① TBP が存在すること

② 溶媒の温度が 135°C 以上であること。

③ 硝酸または金属硝酸溶液に対して TBP が重量割合で 12% 以上存在すること。これらのことから、槽類の破損あるいは熱分解ガスの着火による急激燃焼の規模は、溶媒中の TBP の量で支配されると考えられる。

(2) 急激燃焼の規模の検討

① 検討条件

急激燃焼をおこす恐れのある工程・機器としてプルトニウム濃縮缶を想定する。ここで、複数の濃縮缶が同時に爆発的な燃焼をおこすことは確率が極めて低いと考えられるので検討の対象にせず、単一の濃縮缶で事象が発生した場合のみを仮定して検討を行った。

規模を評価するためには、濃縮缶に蓄えられた爆発の大きさを左右する TBP の量のほかに、爆発の空間的境界条件である濃縮缶の大きさとセルの大きさが必要である。そこで、大型の再処理施設における年間燃料処理量をまず算定し、次に大型再処理施設の濃縮缶及びセルの容量を、参考プラントの燃料処理量と大型再処理施設の

処理量との比率をとって決めた。

② 想定シナリオ

急激燃焼を検討する際に想定したシナリオは次のとおりである。

(a) プルトニウム濃縮缶には、TBP を 30% 含む有機溶媒と硝酸を含燃料の水溶液（以下、水相と呼ぶ）が流入し、異常な温度の上昇によりプルトニウム濃縮缶内の TBP がニトロ化し、さらに熱分解して生じた熱分解ガスにより濃縮缶が過圧され、濃縮缶が破損するものとし、破損箇所からセル内に漏洩した熱分解ガスに引火して急激燃焼に至ると想定する。

(b) 濃縮缶に流入する溶液組成は TBP を 30% 含む有機溶媒と水の混合溶液とした。実際のプラントにおいては濃縮缶に有機溶媒が流入するのを防止するためのドデカン洗浄器が設置されている。しかしここでは保守的立場に立ち、ドデカン洗浄器による溶媒の洗浄効果を考慮せず、溶媒成分については、容積の十分に大きなプルトニウムパルスカラム内の溶液組成と同じものを仮定した。

(c) ニトロ化合物が熱分解した結果として生じる熱分解ガスの量とその中の可燃性ガス種類およびその量は、Savannah River プラントにおける事故報告書を参考とした¹⁰⁾。すなわち、熱分解の結果生じる代表的な可燃性ガスとしてはブタンを採用した。なお、ニトロ化合物が熱分解することでブタンのほかに CO₂, N₂, NO_x など数種の無機ガスが生成され、これらのガスによってブタンの燃焼限界が変化することが考えられる。しかし、本検討においては以下の理由で他の成分ガスがブタンの燃焼限界に及ぼす影響は考慮しなかった。さらに、発生熱分解ガス中のブタンガス以外の無機ガスを空気として取り扱い評価した。

- ・ニトロ化合物の熱分解ガス組成の信頼できるデータが少ない現時点では、他の生成ガスがブタンの燃焼限界に及ぼす影響を推定して規模の検討をする事は、不測の項目が多すぎ議論を複雑にするだけであること。
- ・窒素などの無機ガスによってブタンガスの燃焼限界は狭められるが、無機ガスを空気として評価することは燃焼限界を広く評価することであり、安全側の検討となっていること。

ただし、不活性ガスである窒素などの混入によって燃焼限界が変化するという現象は念頭におき、ニトロ化合物の熱分解ガス組成などのデータが公表されたときには再評価するものとした。

(3) 検討計算ケース

急激燃焼の規模は、以下のようにして評価した。

① 参考プラントの条件

年間処理量 G_m = 210 t/年

セル容積 Q_m = 50 m³

濃縮缶容積 V_m = 0.05 m³ (濃縮液受槽容量と同じとする)

濃縮缶数量 1 基

② 想定した大型再処理施設の条件

年間処理量 800 t/年

よって、参考プラントと大型再処理施設の処理量比率は、

$$800/210=3.81$$

ゆえに、大型再処理施設セル容積は、

$$V_t=Q_m \times 3.81 = 190m^3,$$

また、このセル内のプルトニウム濃縮缶全容積は、

$$V_m \times 3.81 = 0.190 m^3,$$

となる。

ところで、濃縮缶1個当たりの容量は、セル内に設置される濃縮缶数量によって変わる。

このため、

- ・3基の濃縮缶を仮定すると、1基当たりの容量は $0.190 / 3 = 0.0633 m^3$,
- ・4基の濃縮缶を仮定すると、1基当たりの容量は $0.190 / 4 = 0.0475 m^3$,

となり、参考プラントの $0.05 m^3$ とほぼ同程度となる。ここで、濃縮缶1基当たりの内容積が大であればそれだけ反応エネルギーは大きく、保守的な見積りとなる。したがって、以下の計算では $0.063 m^3$ の内容積を仮定し、この濃縮缶がセル内に3基あってその内の1基でニトロ化反応が生じたと想定して計算を行い、以下の3項目について評価した。

(A) 熱分解ガスがセル内に均一濃度でに充满した場合の急激燃焼（爆燃）の可能性。

(B) 急激燃焼が起こった場合の総エネルギー放出量およびエネルギー放出速度。

(C) セル内の圧力上昇と温度上昇。

(4) 計算方法

① 急激燃焼の可能性

パルスカラム内溶液（=濃縮缶に流入する溶液）の50%が有機溶媒であり、そのうち30%をTBPが占め、またTBPの比重は $970 kg/m^3$ であるので、

$0.063 m^3$ の濃縮缶に流入する溶液中のTBP量 g_1 (kg) は、

$$g_1 = \frac{50}{100} \times \frac{30}{100} \times 0.063 \times 970 kg/m^3 = 9.2 kg$$

となる。

g_1 のTBPがニトロ化することによって生じる熱分解ガス量 V_p (Nm^3) は¹⁰⁾,

$$V_p = g_1 \times 4.5 Nm^3/kg = 41.3 Nm^3,$$

この熱分解ガス中の可燃性ガス、すなわちブタンの量 V_c (Nm^3) は¹⁰⁾,

$$V_c = g_1 \times 0.25 Nm^3/kg = 2.3 Nm^3,$$

よってセル内のブタン濃度 A_c (vol. %) は、熱分解ガス放出初期には

$$Ac = \frac{2.3}{41.3} \times 100 = 5.6\%$$

燃焼の上限界濃度は8.4%であるので¹¹⁾、放出初期から着火する可能性がある。

また、セル内に瞬時に均一のブタンガスが拡散したと仮定した場合、

$$Ac = \frac{2.3}{190 + 41.3} \times 100 = 1.0\% < \text{燃焼の下限界} = 1.8\%^{11)}$$

ゆえに、この場合には、セル内でのガス燃焼は生じない。しかし、ブタンガスがセル内に拡散をする過程で1.8%濃度以下になるまでに着火をおこす可能性が生じる。下限界でのガス占有体積は、

$$2.3 / 0.018 = 128 m^3$$

である。

② 総エネルギー放出量とエネルギー放出速度

総エネルギー放出量 Q_T (J) は、

$$H_U: ブタンの燃焼熱: 127.4 \text{ MJ/Nm}^3,$$

である¹¹⁾。ただしこの燃焼熱は、保守的仮定として燃焼により最大の発熱が発生する条件として、生成物の水が液相状態となることを仮定した場合の値である。すると、

$$V_C: ブタン量 2.3 \text{ Nm}^3,$$

として

$$Q_T = H_U \times V_C = 293 \text{ MJ},$$

となる。セル空間単位体積当たりの発熱量は、 $V_t = 190 \text{ m}^3$ より

$$q_C = \frac{Q_T}{V_t} = 1.54 \text{ MJ/m}^3$$

次に、エネルギー放出速度 Q_1 (J/S) を求めるに当たっては、ブタンガスの燃焼時間が必要となる。

まず、燃焼時間 t_1 (s) は、空気とブタンガスの均一濃度の混合ガスがセル内で球状の空間を占有していると仮定し、燃焼面が点状の燃焼源から球面状に拡大伝播していくと考えて、次式から求める。

$$t_1 = \frac{\left(\frac{3}{4\pi} \times V\right)^{1/3}}{v} \quad (2.1)$$

ここで V : 混合ガスの占有体積、

v : ブタンの火炎伝播最大速度 0.14 m/s ¹¹⁾.

(A) 濃度 5.6 %で燃焼する場合

① 項での計算から $V = 41.3 \text{ Nm}^3$ とすれば、式 (2.1) より

$$t_1 = 5.2 \text{ s}$$

よって、エネルギー放出速度 Q_1 は

$$Q_1 = \frac{Q_T}{t_1} = \frac{293}{5.2} = 56.3 \text{ MJ/s}.$$

(B) 下限界濃度 1.8% で燃焼する場合

①項での計算から $V = 128 \text{ Nm}^3$ とすれば、式 (2.1) より

$$t_1 = 7.6 \text{ s}$$

よって、エネルギー放出速度 Q_1 は

$$Q_1 = \frac{Q_T}{t_1} = \frac{293}{7.6} = 38.6 \text{ MJ/s}.$$

以上より、本試験において想定する急激燃焼(穏やかな爆発)の規模では、燃焼時間は 5.2 ~ 7.6 秒の幅を持つ。

(5) 試験装置セル内での燃焼計算

次に、本試験装置のセル内における燃焼の計算を行う。試験装置の第 1 モデルセルの内容積 Vt' は、表 2.1 に示したように 18.6 m^3 である。よって、この空間内で(4)項に示した大型の再処理施設でのブタンガスの燃焼に相当する燃焼規模を計算すると、以下のようになる。

セル空間単位体積あたりのエネルギー放出量は、上の計算より

$$q_c = 1.54 \text{ MJ/m}^3$$

したがって、全体の放出エネルギーは、これに $Vt' = 18.6 \text{ m}^3$ をかけて

$$1.54 \times 18.6 = 28.6 \text{ MJ}$$

となる。

本実証試験では、急激燃焼の規模として、燃焼時間を後述の固体ロケット燃料の燃焼時間にあわせて 5 秒間と仮定する。これは、上の計算結果の 5.2 ~ 7.6 秒よりやや短く、保守側にたつこととなる。

よって、エネルギー放出速度は

$$Q'_1 = 28.6 / 5 = 5.72 \text{ MJ/s}$$

となる。

以上の評価及び設定は、3.2 節の試験装置の設計および、3.4.2 節の穏やかな爆発試験における試験規模の設定において参考とされる。

3. 試験の目的と方法

3.1 目的と方法

『再処理施設安全審査指針』の「指針3. 安全評価」の示す設計基準事象の評価の判断基準は、「一般公衆に対して著しい放射線被爆のリスクを与えないこと」、すなわち「周辺公衆の全身被爆線量の評価値が発生事象あたり0.5レムをこえないこと」である。また、「指針4. 閉じ込め機能の維持」、および「指針15. 火災・爆発に対する考慮」ではそれぞれ、換気系が放射性物質の閉じ込め機能を維持することを求めている。

本研究においては、以上の要請を具体的に実現する技術的条件を「万一の事故の場合にセル換気系の正常な機能が確保され、またHEPAフィルタの健全性が維持されること」とする前提に立つ。すなわち、セル換気系の損傷が生じなければ、放射性物質が環境に漏洩することはないとの前提に立つ。

したがって、本研究においては、事故事象の過渡条件下で換気系とHEPAフィルタの健全性が維持されることを安全性実証の評価基準とし、実証目的としている。

対象となる事象は、第2章に述べたボイルオーバー燃焼と溶媒のニトロ化による穏やかな爆発の2事象であるが、試験装置を用いて実施する試験としては、これらの事象を模擬するために、目的・条件に応じて以下の4種の試験を行った。

さらに、本試験は、こうした現象を調べることにより、セル、ダクト内熱流動解析コードの検証用データを取得することを目的の一つに含む。

(1) ボイルオーバー燃焼試験

ボイルオーバー燃焼の規模を規定する要因を調べる目的で、溶媒火災およびその後に生じる急激燃焼における温度、圧力、気体流量などを計測した。

(2) 穏やかな爆発試験

セル、ダクト構造が、急激燃焼（穏やかな爆発）により発生した燃焼ガスの圧力および温度を減衰させる効果を調べることを目的として、第1モデルセル内で、急激燃焼源として固体ロケット燃料を燃焼させ、燃焼ガスの圧力、温度の減衰、排風機の過渡変化などを計測した。

(3) 排風機健全性試験

一時的な急激な過負荷に対しても排風機の健全性が維持されることを実証することを目的として、圧縮空気放出によって一時的な過負荷を与え、排風機の過渡応答特性および健全性を調べた。

(4) 風圧上昇試験

風圧上昇試験では、解析コード検証用のデータを取得することを目的として装置内へ圧縮空気を放出し、装置内の圧力、温度、流量変化などを計測した。

3.2 試験装置

Fig. 3.2.1に「セル換気系実証試験装置」の鳥瞰図を示す。Fig. 3.2.2に、試験装置の模式的系統図を示す。全体の構造は参考プラントに倣っている。

第1モデルセルと第2モデルセルの間は第1ダクトで接続され、第2モデルセルからHEPAフィルタ（高性能エアフィルタ）までは、第2ダクトおよび第3ダクトで接続されている。また、希釈空気を流す希釈ダクトは、第3ダクトに接続されている。HEPAフィルタを経た排気ガスは、排気ダクトを経て排風機に流入し、煙突より

大気中に排気される。なお、給気空気は、給気フィルタを介して給気ダクトから第1モデルセルへ供給される。

また、蓄圧タンクからは第1モデルセルと排風機の2方向に圧縮空気放出配管系が設置され、S1, S2のポート（盲フランジ）、およびV1～V3の弁を開閉して試験を行う。

主要な機器構成は以下の通りである。

(1) 第1モデルセル

第1モデルセルは、通常運転状態として決められた給気流量のもとで、固体ロケット燃料の燃焼による模擬的な穏やかな爆発、あるいは溶媒火災に伴うボイルオーバー燃焼を起こさせるセルである。第1モデルセルは参考プラントの共除染工程のセルを模擬したもので、内径3m ϕ 、胴長約2.7m、体積約18.6m³のSUS304製の円筒型容器であり、内表面には耐熱材が張り付けられ、外部を断熱材で保温している。有機溶媒の燃焼時に煤煙が壁面に付着するが、試験後は内部の洗浄が可能である。

本セルは以下のような耐圧設計を行った。第1モデルセル内で想定規模の2倍、55.4 MJのエネルギーが5秒間に放出されたとして、壁の熱伝導および第1ダクトより下流へのガス流出を考慮した現実的条件で、発生するセル内圧の最高値をEVENTコード¹³⁾を用いて試計算したところ、約294 kPaが得られた。また、ダクト、HEPAフィルタなどの昇温や圧力損失の計算値は、本装置の仕様を十分下回るものであった。この結果をふまえ、設計耐圧を約304 kPaとした。このため、本セルは想定規模の2倍までの燃焼エネルギー放出に耐えられることになる。参考プラントにおいてはこのセルは直方体をしているが、本装置においては、耐圧性を得るために円筒形とした。

Fig. 3.2.3に第1モデルセルの寸法および圧力・温度測定センサーの位置を示す。図中PT及びTCは、それぞれ圧力センサーおよび熱電対の記号である。

(2) 第1ダクトおよび第2モデルセル

参考プラントのセルには換気ラインを兼ねた貫通スリーブが設置されており、セルに給気された空気は貫通スリーブを通り第2のセルに入る。第1ダクトはこの貫通スリーブを模擬したものであり、また第2モデルセルはこの第2セルを模擬したものである。

第1ダクトは内径400mm ϕ ×5m高さの煙突状のダクトであり、第2モデルセルは1.6m ϕ ×4m長さの容積7.4m³の横置円筒形容器である。いずれも炭素鋼製で、その外表面を断熱材で保温しており、また内部は煤煙などの沈着物の洗浄が可能である。寸法および圧力・温度測定センサーの位置をFig. 3.2.4に示す。

(3) 第2ダクト

第2ダクトは、第1モデルセル内の急激燃焼で発生した圧力のダクト内伝播・減衰を調べるための炭素鋼製の内径200mm ϕ の円筒配管であり、第2モデルセルから第3ダクトのミキサー合流点までの全長10mおよび50mの2系統から成る。外表面を断熱材で保温しており、また内部は煤煙などの沈着物の洗浄が可能である。寸法および第2ダクト内での圧力・温度測定センサー、および流量センサー(FTで示す)の位置をFig. 3.2.5(I)およびFig. 3.2.5(II)に示す。

(4) 希釈ダクト

参考プラントの排気フィルタには、複数のセルからの排気が同時に合流して流れ込む。希釈ダクトは、試験対象としているセル以外のセルから流れ込む排気流管路を模擬するものである。この希釈ダクトは炭素鋼製の内径600mm ϕ の配管、内圧が高まったガス流体の逆流を防止するための逆流防止ダンパー、およびエアフィルタから構成される。希釈ダクトの寸法と圧力・温度測定センサー、および流量センサー位置、第3ダクトおよび排気ダクトの寸法と圧力・温度の測定センサー位置を合わせてFig. 3.2.6に示す。

(5) 第3ダクト

第3ダクトは、第2ダクトと希釈ダクトの合流点のミキサー部から試験用HEPAフィルタまでの炭素鋼製の

内径 600 mm ϕ 配管である (Fig. 3.2.1, 3.2.6 参照)。

(6) HEPA フィルタ

試験用フィルタ系は、参考プラントと同一寸法のフィルタチェンバおよび HEPA フィルタエレメントから構成されている。

フィルタエレメントは、ハーフサイズとして使用する場合には 1 段当り 6 個、フルサイズとして使用の場合には 1 段当り 3 個取付けられる構造である。なお、フィルタチェンバには前後 2 段のフィルタエレメントを装荷する (Fig. 3.2.1, 3.2.2, 3.2.6 参照)。

なお、定常状態にフィルタチェンバーを流れる気体の総流量は、参考プラントの 1 / 16、フィルタに垂直な流速は、参考プラントと同一である。

主要諸元:

① チェンバー

寸法、材質	2550 × 800 × 2600 mm 炭素鋼
設計流量	4300 m ³ /h
設計圧力	- 5.9 ~ + 49 kPa
設計温度	200°C
フィルタ装填形状	ハーフサイズフィルタ 並列 6 個、上下 2 段 フルサイズフィルタ 並列 3 個、上下 2 段

② フィルタ:

寸法	ハーフサイズ (610 ^L mm × 305 ^W mm × 292 mm ^t) フルサイズ (610 ^L mm × 610 ^W mm × 292 mm ^t)
濾過面積	ハーフサイズ 11.6 m ² /unit フルサイズ 23.2 m ² /unit
外枠およびセパレータ	ステンレス鋼
捕集効率	DOP-0.3 μm エアロゾルテスト [注 1] にて 99.97% 保証
定格風量	850 m ³ /h
最高使用温度	200°C
最高圧力損失 (差圧)	約 10 kPa

[注 1] DOP: ディオチル・フタレイト

(7) 排気ダクト

排気ダクトは、HEPA フィルタと排風機および煙突を結ぶ炭素鋼製の内径 600 mm ϕ の配管である (Fig. 3.2.1, 3.2.6 参照)。

(8) 排風機

排風機は遠心式構造の排風機を採用した。Fig. 3.2.7 に、プロア、モーター、伝動ベルトからなるその模式図を示す。また、Fig. 3.2.6 には排風機の装置内の位置が示されている。この排風機は、本研究途中から新しいものに取り替えられたので、取り替えられる前の排風機を旧排風機、以後のものを新排風機と称する。新旧両排風機の主要な仕様比較を Table 3.1 に示す。

(9) 逆流防止弁

逆流防止弁は、第 2 ダクトからミキサーへ流れ込むガスが、希釈ダクトの上流方向へ逆流することを防止するために、希釈ダクトがミキサーと結合する箇所に取り付けられている。この弁の位置を Fig. 3.2.6 に、この弁の構

**Table 3.1 Comparison of Major Specification
of Old and New Blowers**

	Old Blower	New Blower
Type	Centrifugal turbo blower	
Rated Head Pressure (kPa)	5.88	5.88
Reted Flow Rate (m ³ /min)	100	97
Rated Rotational Speed (RPM)	3350	2970

造を Fig. 3.2.8 にそれぞれ示す。

(10) 蓄圧タンク

蓄圧タンクは高温、高圧の空気を蓄える容器であり、Fig. 3.2.1, Fig. 3.2.9, および Fig. 3.2.10 に示すような内径 2.3 m, 高さ 3.97 m, 内容積 14.8 m³ の炭素鋼製の堅型円筒容器である。本容器の設計圧力は、590 kPa である。容器の外表面にはヒーターが取付けられ、タンク内の空気温度を 350°C まで昇温できる。また、容器の最外表面には断熱材を取付けてある。

ただし、Fig. 3.2.9 は排風機健全性試験の装置を、Fig. 3.2.10 は風圧上昇試験における圧縮空気放出系をそれぞれ示す。

(11) 圧縮空気放出配管系

放出配管は排風機まで (A, Fig. 3.2.9) と、第 1 モデルセルまで (B, Fig. 3.2.10) の 2 系統あり、いずれも内径 150 mm ϕ , 最高使用圧力は 590 kPa, 最高使用温度は 350°C である。

前者は排風機健全性試験に供され、後者は風圧上昇試験に供される。

長さは、配管(A)系が 9.1 m, 配管(B)が 24.1 m である。

配管(A)には、排風機前第 3 ダクトへの放出ノズル直前に、ラプチャーディスクを設置した。また、盲フランジ S1 が設置され、風圧上昇試験の際には配管(A)への空気の流れを完全に遮断できる。

配管(B)は、第 1 モデルセルの床面から 350 mm の位置にあるノズルに接続されている。ラプチャーディスクは、第 1 モデルセルより約 800 mm の位置の放出配管に二重に設置した (Fig. 3.2.10 参照)。また、盲フランジ S2 が設置され、排風機健全性試験の際には配管(B)への空気の流れを完全に遮断できる。

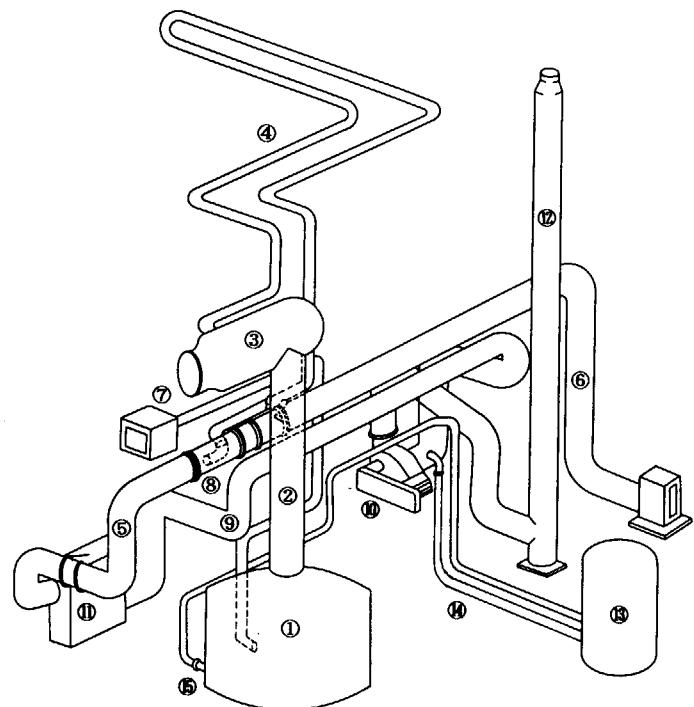
なお、配管(A)および(B)には、断熱材は設けていない。

ラプチャーディスクとしては、試験条件によってアルミニウム製とニッケル製のディスクを使い分ける。

配管系内には放出流量調節のために固定式オリフィス (2 × 5 枚ずつ) を挿入できる。配管内の流量は、蓄圧タンク内の圧力と温度、および配管内に設置したオリフィス口径により調節する。放出量測定のためオリフィス上流に流量計および流量補正のための圧力、温度計を設けた。

(12) 逆止弁

逆止弁 (Fig. 3.2.2 および Fig. 3.2.9 における V 2) は放出配管から流入する圧縮空気が HEPA フィルタ側へ逆流することを防ぐ弁で、第 3 ダクトの排風機入口側配管の、蓄圧タンクからの放出配管との接続部の上流側に設置されている。本逆止弁は、内径 600 mm ϕ とし設計圧力 590 kPa, 設計温度 150°C, 材質はステンレス鋼である。



① First Model Cell	⑥ Diluting Air Duct	⑪ HEPA Filter Chamber
② First Duct	⑦ Air Intake Duct	⑫ Stack
③ Second Model Cell	⑧ Air Mixer	⑬ Accumulator Tank
④ Second Duct	⑨ Exhaust Duct	⑭ Air Conduit Pipe
⑤ Third Duct	⑩ Blower	⑮ Rupture Disk

Fig. 3.2.1 Bird's eye view of the test facility.

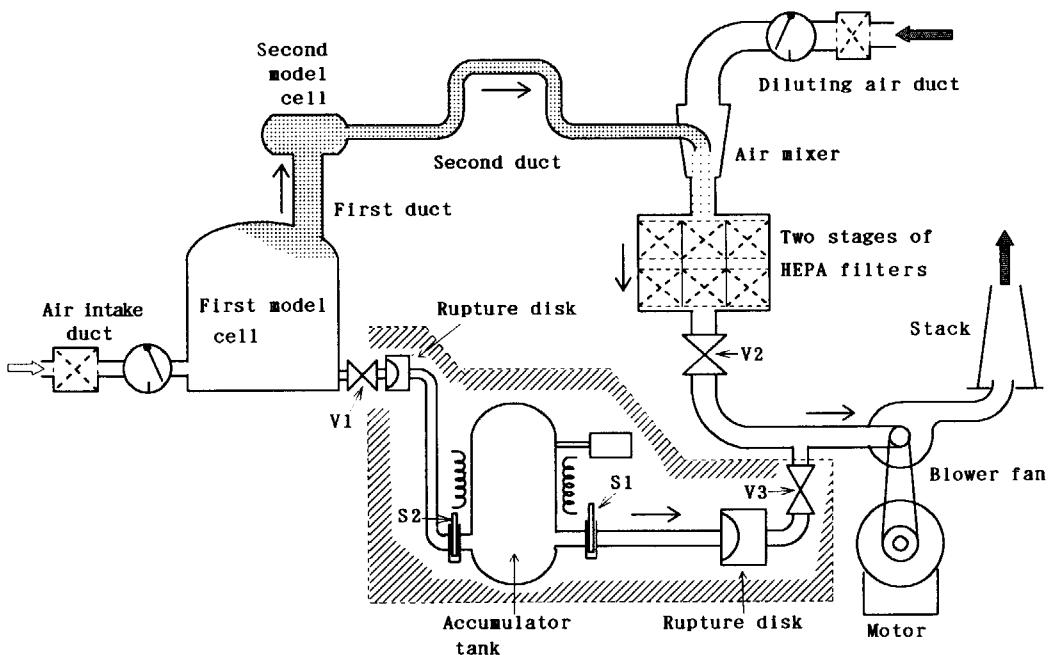


Fig. 3.2.2 Schematic of the test facility. S1 and S2 are blind flanges.

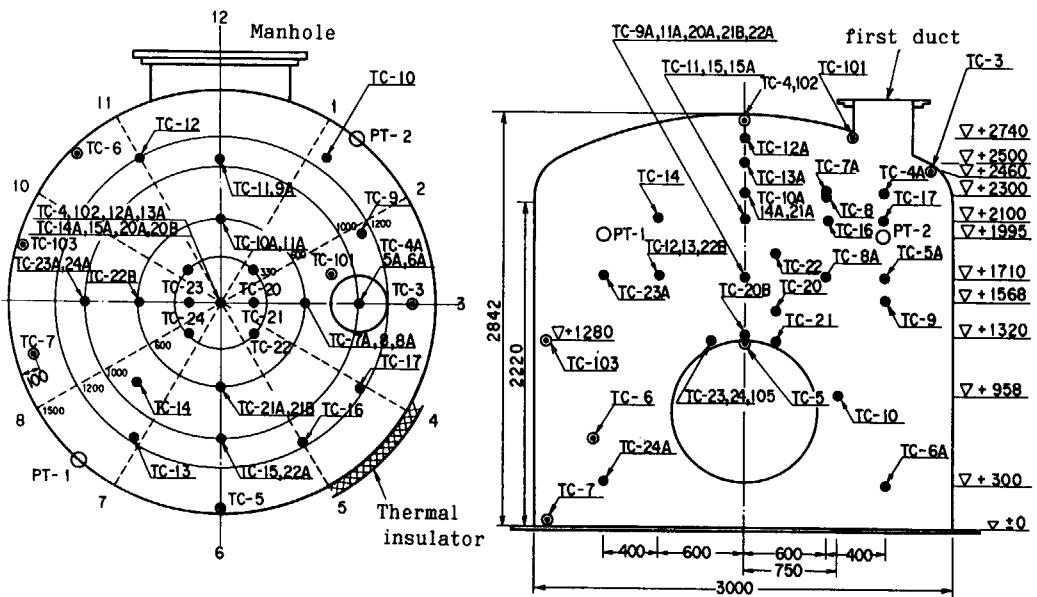


Fig. 3.2.3 Size of the first model cell, and location of sensors.

TC-XXX: thermocouple with label XXX, and PT-X: pressure sensor with label X.

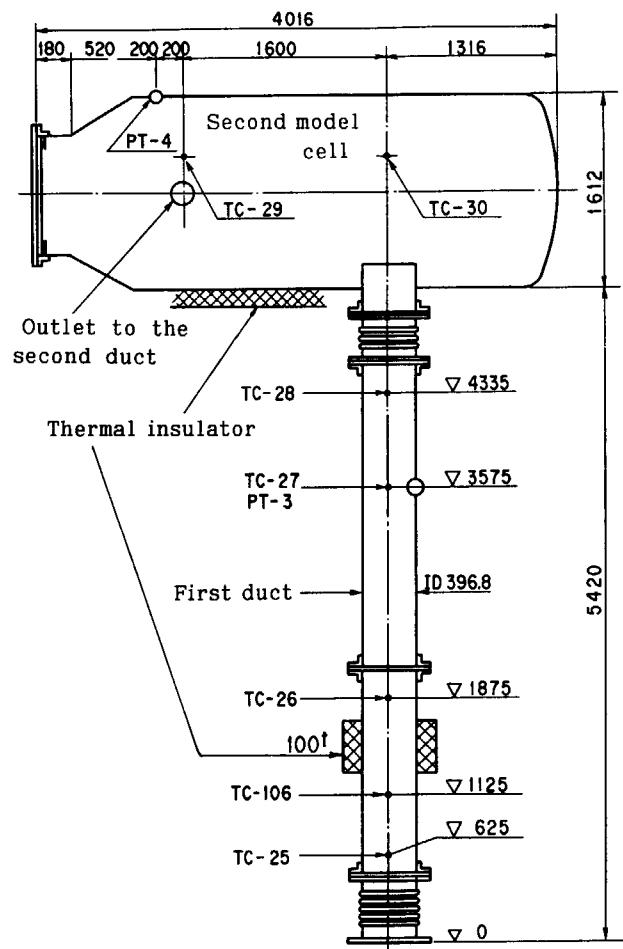


Fig. 3.2.4 Size of the first duct and the second model cell, and location of sensors.

TC – XXX: thermocouple with label XXX, and **PT – X:** pressure sensor with label X.

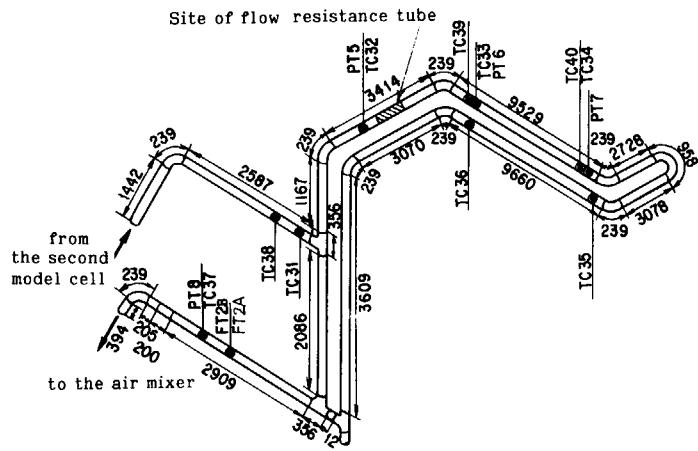


Fig. 3.2.5(I) Size of the 50m-long second duct (long type), and location of sensors.
 TCXXX: thermocouple with label XXX, PRT: pressure sensor with label X,
 and FT2A, 2B: flow rate sensor.

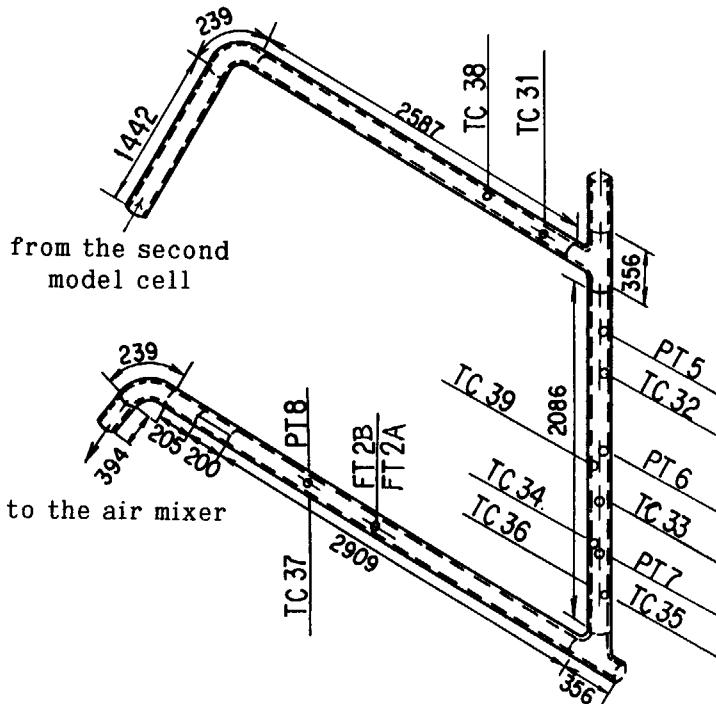
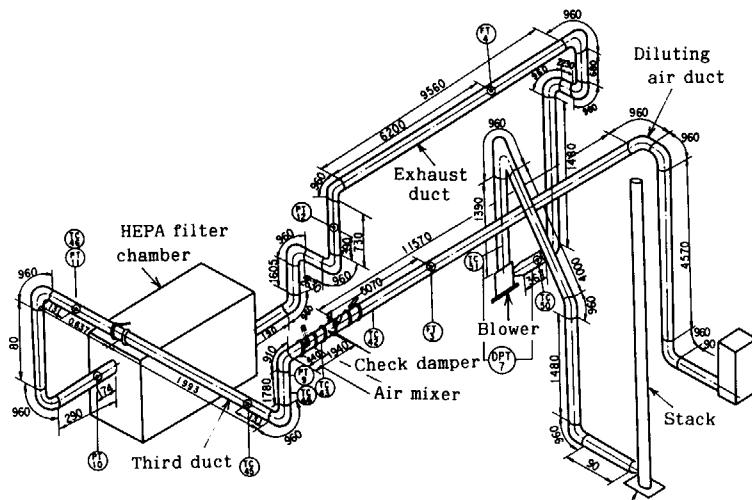


Fig. 3.2.5(II) Size of the 10m-long second duct (short type), and location of sensors.
 TCXXX: thermocouple with label XXX, PTX: pressure sensor with label X,
 and FT2A, 2B: flow rate sensor.



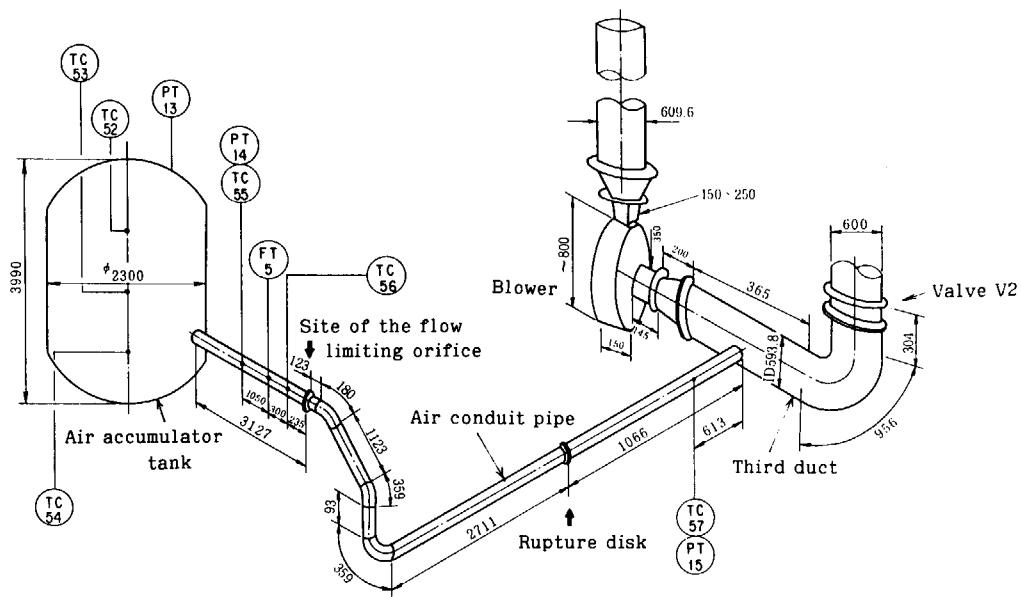


Fig. 3.2.9 Dimension and structure of the facility used in the blower test.
TCXX: thermocouple with label XX, PTXX: pressure sensor with label XX, and
FTX: flow rate sensor with label X.

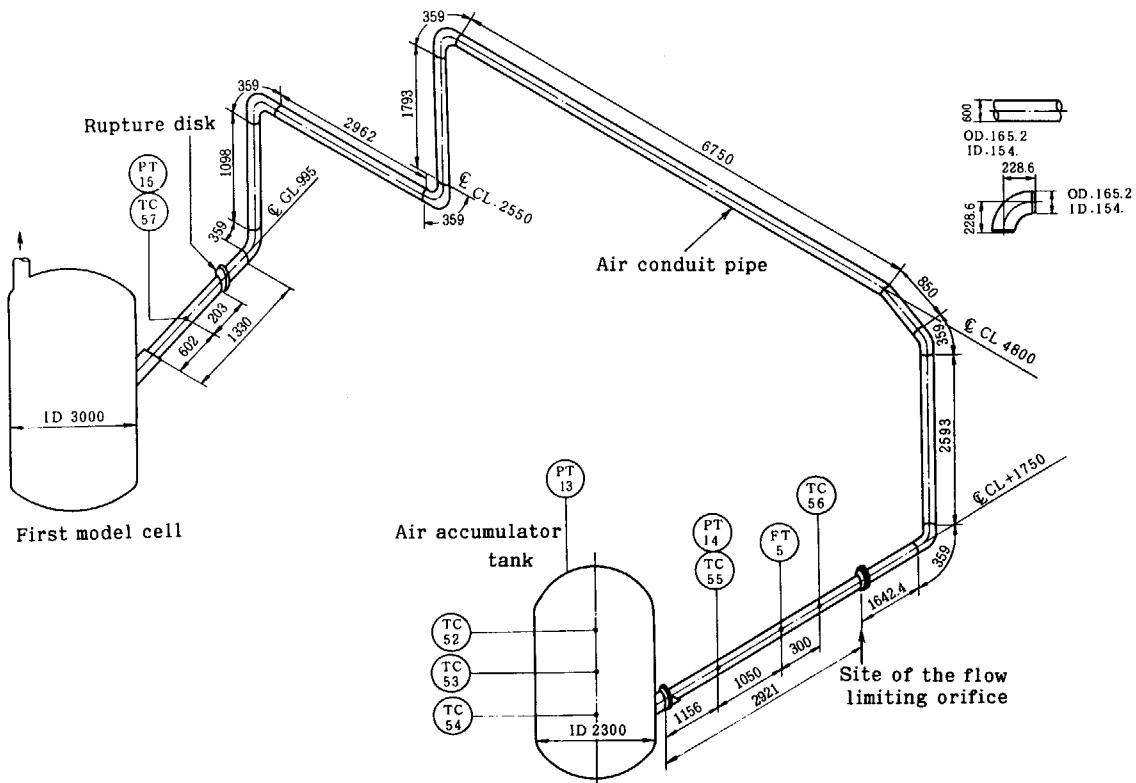


Fig. 3.2.10 Dimension and structure of the conduit pipe layout and accumulator tank used in the pressure transient test.
TCXX: thermocouple with label XX, PTXX: pressure sensor with label XX, and
FTX: flow rate sensor with label X.

3.3 センサーおよびデータ収録・処理系

試験で使用した主なセンサーの仕様を Table 3.2 に示す。応答速度が要求される気相温度計測には、ステンレスシース（シース外径 1.0 mm）の CA タイプ熱電対を用いた。

温度、圧力、流量などのセンサーからの信号は、一旦バッファアンプに入力され、同相ノイズ除去および出力レベルを整えるため增幅され、データロガーに入力される。データロガーにおいては、アンプ出力のアナログ信号は 10 ~ 20 回/秒の速度でサンプリングされ、A/D 変換されて 12 ビットのデジタルデータとして一旦記録される。試験終了後、このデータはそれぞれの物理量に変換処理され、大型計算機のデータ・プール（試験データ格納用データベース）に収納され、計算処理をされた後、最終的に図形出力される。

3.4 試験方法

3.4.1 ボイルオーバー燃焼試験

Fig. 3.4.1 は、ボイルオーバー燃焼試験における第 1 モデルセルから第 2 ダクト入口までの模式図を示す。以下に試験の手順を示す。

(1) フィルタチェンバにハーフサイズの HEPA フィルタを 6 個 × 2 段挿入する。フィルタのエアロゾル捕集効率を DOP エアロゾルの流通試験によってチェックし、試験前のフィルタの除染係数 DF、すなわち濾過前と後のエアロゾル濃度の比率を測定する。（以下、DOP 試験と略）

(2) 第 1 モデルセル内に抽出器を模擬した燃焼皿を 1 基設置し、30% TBP-70% n-ドデカンと水相をそれぞれ等量貯める。参考プラントでは、抽出工程は複数段の抽出器からなっている。したがって、試験ではパラメータとして抽出器の段数を N = 1 から 3, 5, 6, 7 および N = 9 段まで想定し、燃焼皿の燃焼面積をそれぞれの段数における抽出器の容量に対応させた。これを、以後、燃焼皿の相当段数と呼ぶ。すなわち、燃焼皿の相当段数 N は、1, 3, 5, 6, 7 および 9 である。

燃焼皿の底部を外側から電気ヒーターで予備加熱し、溶媒の温度を約 40°C に加熱する。Fig. 3.4.2 に、燃焼皿の各相当段の燃焼表面積、第 1 モデルセル内燃焼皿の設置位置、および給気口と第 1 ダクト接続孔の位置をそれぞれ示す。各燃焼皿の構造は一体型であって、相当段数 1 段ごとを区別する内部の仕切りが付いているわけではない。

Table 3.2 Specification of Major Sensors Used in the Demonstration Test

- (* 1): CA type sheathed thermocouple is used.
- (* 2): In Boilover Burning test (BOIL).
- (* 3): In Deflagration test (EXPL), Blower test (BLOW), and Pressure Transient test (PRES).

Measuring Item	Full Scale Range	Accuracy
Temperature	0 ~ 1240°C (* 1)	± 0.75% of F. S.
Pressure	- 19.6 ~ - 196 kPa	± 0.8% of F. S.
Differential pressure	0 ~ 1.96 kPa	± 1.5% of F. S.
Flow rate	0 ~ 1.11 m ³ /s (* 2) 0 ~ 5.56 m ³ /s (* 3)	~ ± 5 % of reading
Burned gas composition	0 ~ 10% (CO, CO ₂), 0 ~ 25% (O ₂)	± 2.5% of F. S.
Rotational speeds of blower fan and motor	0 ~ 6000 rpm	± 0.02% of F. S.
Effective electric power consumption of motor	0 ~ 20 kW	± 1 % of F. S.

(3) Fig. 3.2.2 に示された弁 V1, V3 を閉じる。排風機を起動し、給気流量を $0.156 \text{ m}^3/\text{s}$ および希釈流量を $1.06 \text{ m}^3/\text{s}$ に設定する。この給気速度は、 19 m^3 の内容積の第 1 モデルセル内の空気を 30 回/時間の率で交換することに相当する。参考プラントにおいては換気率は 6 回/時間であるが、この換気率では燃焼皿の相当段数が大きい場合、酸素不足により溶媒火災が持続しない可能性がある。持続しなければ、当然ボイルオーバー燃焼は発生しない。本試験においては、ボイルオーバー燃焼の挙動を調べることを目的としているので、あえて溶媒火災が持続される条件を優先した。

(4) データ収録システムを作動・調整した後、セル、ダクトおよび排気フィルタなど試験装置の各区間における初期差圧を測定する。

(5) セル内に設置したプロパンバーナーにて有機溶媒に着火する。

(6) 溶媒の着火からボイルオーバー燃焼終了まで、実証試験装置内の温度、圧力、流速、圧力損失等の試験データを測定し、データ計測系にて収録する。

3.4.2 穏やかな爆発試験

3.4.2.1 固体ロケット燃料の性質

穏やかな爆発試験においては、溶媒の急激燃焼を模擬するため、圧力およびガス量の急速な上昇を生じさせる燃焼源として、1回の試験につき $2 \text{ kg} \sim 10 \text{ kg}$ の固体ロケット燃料を燃焼させた。用いたロケット燃料は、ニトロセルロースとニトリグリセリンの混合物からなる固体無煙のダブルベースタイプで、次のような特徴があり、試験用急激燃焼源としては適当である。固体ロケット燃料の特性を Table 3.3 に示す。

Table 3.3 Rocket Fuel Properties

Item		Value
Composition of Solid Fuel	Nitroglycerine	42%
	Nitrocellulose	47%
	Plasticizer	5%
	Others	6%
	Total	100%
Burning Characteristics	Burning pressure	9.81MPa
	Gas temperature inside the burner	2550K
	Gas temperature at the outlet nozzle	2300K
	Molecular weight	24.7
	Generated gas volume	$0.868 \pm 0.017 \text{ m}^3/\text{kg}$
	Heat Generation	3.68MJ/kg
	Burning duration	5s
	Specific weight of generated gas	7.235 kg/m^3 at the outlet nozzle
Generated Gas Composition	CO	39.4mol%
	CO ₂	12.7mol%
	N ₂	12.4mol%
	H ₂ O	23.4mol%
	H ₂	11.1mol%
	Total	100mol%

(1) 燃焼容器ノズル出口における 1 kg 当たりの発熱量、発生ガス量、およびガス成分が一定であり、発生ガスがほとんど煤煙を含まない。

(2) 燃焼の立ち上がりが急速であり、かつガス発生速度および燃焼持続時間が燃焼期間中一定である。

(3) 複数の容器内の燃料に、電気的点火器で同時に容易に点火することができる。

ところで、2.1.2.2 項の急激燃焼の想定規模の計算では、エネルギー放出時間を 5 秒間として、

エネルギー放出量: 28.6 MJ

エネルギー放出速度 (Q_1'): 5.72 MJ/s

とした。

また Table 3.3 より、ロケット燃料のエネルギー放出量(熱)は、3.68 MJ/kg である。

よって、

$$28.6 / 3.68 = 7.77$$

より、ロケット燃料を 7.77 kg 燃焼させれば想定した規模の急激燃焼を模擬できる。実際には、ロケット燃料の燃焼重量は 2 kg 刻みであるので、8 kg 燃焼で想定規模を 3 % ほど上回ることとなる。このとき、エネルギー放出速度は、

$$3.68 \cdot 8 / 5 = 5.89 \text{ MJ/s}$$

であり、当然これも想定規模を上回っている

さらに考慮すべきことは、ロケット燃料から発生したガスは Table 3.3 に示すように水素と一酸化炭素を含み、これら的一部分がセル内で空気と混合して二次燃焼することである。したがって、実際には燃料 1 kg あたりのエネルギー放出量は 3.68 MJ を上回る。すなわち、想定規模のエネルギー発生量に相当するロケット燃料重量は、7.77 kg を有意に下回り、6 kg に近づくと考えられる。

3.4.2.2 試験の手順

(1) フィルターチェンバにハーフサイズの HEPA フィルタを 6 個 × 2 段挿入する。DOP 試験を行い試験前の HEPA フィルタの DF を測定する。

(2) 第 1 モデルセル内の底面上に、固体ロケット燃料を 1 基当たり 2 kg 装填した燃焼容器を設置する。燃焼容器設置数は試験パラメータの一つであり、1 ~ 5 基の範囲で設定される。

第 1 モデルセル内の燃焼容器位置を Fig. 3.4.3 に示す。燃料燃焼量が 2 kg の場合は、燃焼容器はセルの中央の A に置く。4 kg の場合は A と B、6 kg の場合は A, B, C、8 kg の場合は A, B, C, D、そして 10 kg の場合は A, B, C, D, E の位置を燃焼容器が占める。

(3) Fig. 3.2.2 に示された弁 V1, V3 を閉じる。第 1 モデルセルのドアを閉じた後排風機を稼動し、給気流量を $0.0311 \text{ m}^3/\text{s}$ および希釈流量を $1.19 \text{ m}^3/\text{s}$ に設定する。

(4) 計装システムを作動・調整した後、セル、ダクトおよび排気フィルタなど実証試験装置の各区間における初期差圧を測定する。

(5) 燃焼容器の点火薬にて固体ロケット燃料を同時に点火、燃焼させる。

(6) 点火から約 110 秒の間、実証試験装置内の温度、圧力、流速、差圧等の試験データをデータ計測系によって 0.05 秒間隔で測定し、収録する。

(7) 試験終了後、HEPA フィルタの DOP 試験を行い、燃焼ガスの負荷によって起こる HEPA フィルタの除染係数 DF の変化を計測し、健全性の程度をチェックする。

3.4.3 排風機健全性試験

Fig. 3.4.4 は、試験装置の模式的系統図を示す。ただし、図には風圧上昇試験における系統も示されている。

試験の手順を以下に示す。

- (1) 予め蓄圧タンクにコンプレッサーで空気を送り込み、所定の圧力とする。Fig. 3.2.2, Fig. 3.2.9 および Fig. 3.4.4 に示された S2, V2 を閉じ、V3 をあける。V2 の逆流防止弁を全閉にするのは、排風機へ流入した圧縮空気が HEPA フィルターチェンバー方向へ流出できないようにするためである。
- (2) 排風機を起動し、風量がゼロの状態で排風機の回転速度および静圧力を一定のレベルに調節し、その状態で回転を持続する。
- (3) ラプチャーディスクを破り、蓄圧タンクの圧縮空気を配管を通して排風機へ吹き込む。
- (4) ラプチャーディスク破壊の数秒前から系内の流量、圧力などがほぼ原状に復帰する時点まで約 100 秒間、0.05 秒間隔で圧力、流量、モーター回転数、消費電力などを測定し、収録する。

3.4.4 風圧上昇試験

Fig. 3.4.4 は、試験装置の模式図系統図を示す。試験の手順を以下に示す。

- (1) 蓄圧タンクにコンプレッサーにて空気を送り込み、所定の圧力とする。S1, V3 を閉じ、S2, V1 をあける。
- (2) 実証試験装置のフィルターチェンバにハーフサイズの HEPA フィルタを 6 個 × 2 段装填する。DOP 試験を行い試験前の HEPA フィルタの DF を測定する。
- (3) 第 1 モデルセルのドアを閉じた後、排風機を起動し、給気流量および希釈流量を所定の値に設定する。
- (4) データ計装システムを作動・調整した後、セル、ダクトおよび排気フィルタなど実証試験装置の各区間ににおける初期差圧を測定する。
- (5) ラプチャーディスクを破り、蓄圧タンクの圧縮空気を放出配管を通して第 1 モデルセルへ吹き込む。
- (6) ラプチャーディスク破壊の数秒前から系内の流量、圧力などがほぼ原状に復帰する時点まで約 120 秒間、0.05 秒間隔で圧力、流量などを測定し、収録する。
- (7) 試験後、DOP 試験を行い試験後の HEPA フィルタの DF を測定する。

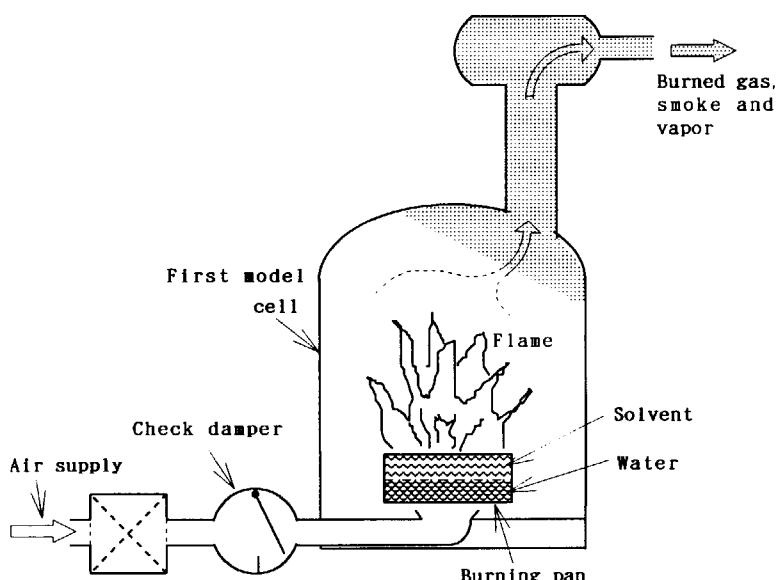


Fig. 3.4.1 Schematic of solvent fire on the burning pan placed in the first model cell in the boilover burning test.

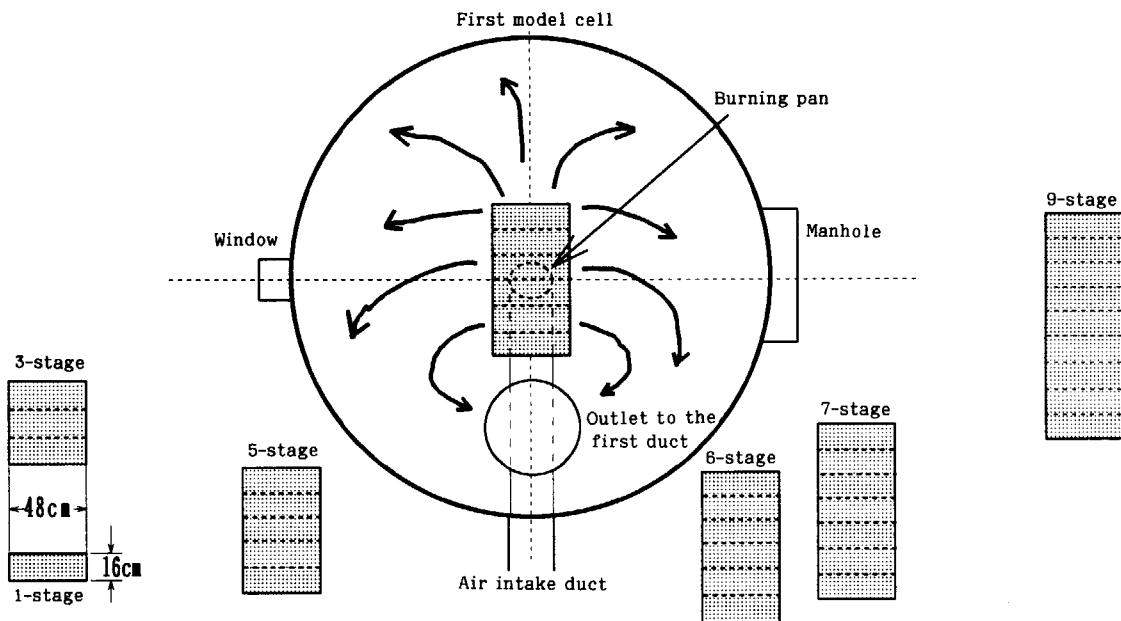


Fig. 3.4.2 Comparison of burning surface area of the burning pan placed in the first model cell for 1 to 9 equivalent-stage burning pans.

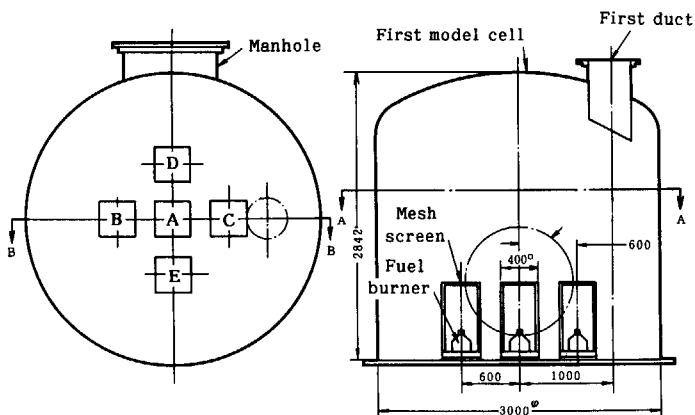


Fig. 3.4.3 Sites of solid fuel burners in the first model cell in the deflagration test. Site A for the test conducted by 2kg fuel, sites A and B for the test by 4kg fuel, sites A, B and C for the test by 6kg fuel, sites A, B, C, and D for the test by 8kg fuel, and sites A, B, C, D, and E for the test by 10kg fuel.

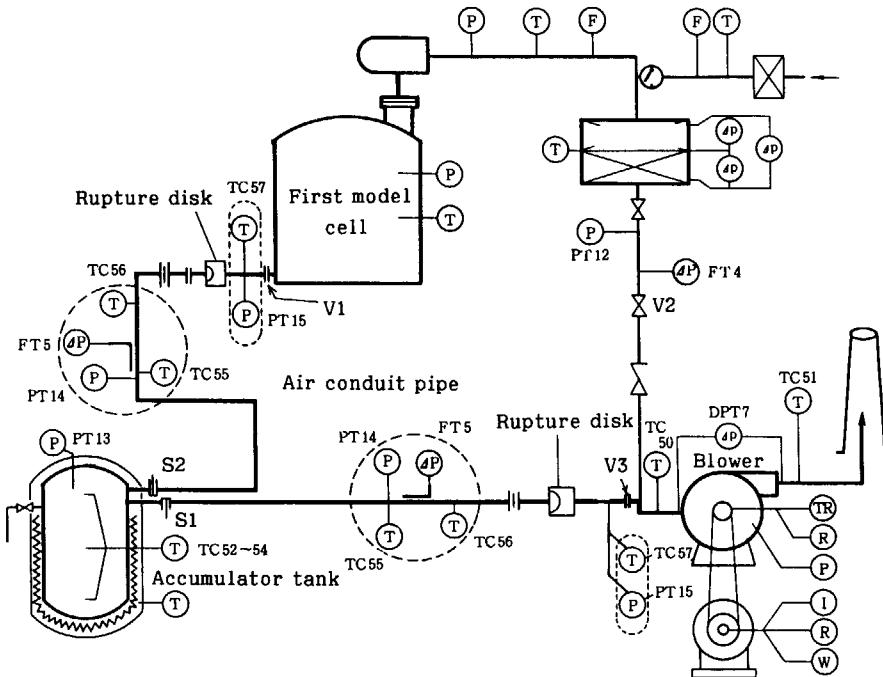


Fig. 3.4.4 Schematic of the test facility used in the blower test and pressure transient test.

[Conditions] In the blower test, flange port S2 and valve V2 are closed, and port S1 and valve V3 are open. In the pressure transient test, port S1 and valve V3 are closed, and port S2 and valve V2 are open.

[Measuring items] T: temperature, P: pressure, ΔP : differential pressure, TR: torque, R: rotational speed, I: current, and W: wattage.

[Sensor labels] TCXX: thermocouple with label XX, PTXX: pressure sensor with label XX, FTX: flow rate sensor with label X, and DPT7: differential pressure sensor.

4. 結果と考察

4.1 条件と目的

4種の試験に共通した目的は、3.1節に、試験装置の詳細は、3.2節に述べた。一方、個々の試験ごとに設定された目的および対応した主要パラメータおよび条件を Table 4.1～Table 4.4 に示し、またその補足説明を以下に示す。

4.1.1 ボイルオーバー燃焼試験

Table 4.1 に示された試験において、

- (1) BOIL20A1は装置やデータ収録系の作動を確認するための予備試験である。
- (2) BOIL20A1～BOIL 4001、およびBOIL 5002は、燃焼皿の表面積を1段から9段相当まで変えて行った一連の試験である。
- (3) BOIL 5003は、BOIL 5002において定常燃焼の途中でインターロックが動作し、ボイルオーバー燃焼が発生する以前に強制鎮火してしまったため、再度BOIL 5002と同条件で実施した試験であり、ボイルオーバー燃焼発生まで燃焼を継続できた。
- (4) BOIL 5004は、6段相当条件のBOIL 3001においてボイルオーバー燃焼の規模が最大になったことをふまえ、再度同程度のボイルドオーバー燃焼が発生することを確認するために実施した。しかし、BOIL 5004においては、ボイルオーバー燃焼はBOIL 3001の場合ほど大きくはならなかった。したがって、再度同じ条件、すなわち6段相当条件で、確認の試験としてBOIL 5005を実施した。

4.1.2 穏やかな爆発試験

Table 4.2 に示された試験において、

- (1) EXPL 2002～20A1は、いずれも装置やデータ収録系の作動を確認するための予備試験である。
- (2) EXPL 2002～EXPL 3004までは、すべて旧排風機を用いた試験であり、EXPL 4001以降はすべて新排風機を用いた試験である。
- (3) EXPL 3001は、HEPA フィルタが大量の燃焼ガスの通過によって異常な振動をおこしたり破損したりする可能性のないことを確かめるための試験である。この試験では、通常はフィルタ室に6枚×2段装填するフィルタを5枚×2段として、開いたスペースに高速度ビデオカメラにつないだファイバースコープの対物レンズをセットし、フィルタ濾材を観察した。
- (4) EXPL 3002、3003、および3004は、燃焼火薬量を変えて実施した試験である。
- (5) EXPL 4001は、排風機のみ新排風機を用い、その他はEXPL 3003と同条件とした、EXPL 3003と比較対照される試験である。
- (6) EXPL 4002は、第2モデルセル内部に第2ダクトと同じ内径の管を挿入し、第1ダクトより第2モデルセルの空間を経ずして直接に第2ダクトにつながるようにした条件の試験であり、第2モデルセルの空間の効果を調べる試験である。
- (7) EXPL 4003は、排風機のみ新排風機を用い、その他はEXPL 3002と同条件とした、EXPL 3002と比較対照される試験である。

Table 4.1 Major Parameters and Conditions of Boilover Burning Test

Test No.	Number of Equivalent Stages of Burning pan	Burning Surface Area (m ²)	Volumes of Solvent and Water (m ³)	Dimension of Burning Pan (W×L×H, cm)	Objective and Comments
BOIL20A1	3	0.2304	0.03/0.03	48×48×40.1	Preliminary tests
BOIL3001	6	0.4608	0.06/0.06	48×96×40.1	Test with a 6-stage equivalent burning pan
BOIL3002	1	0.0768	0.01/0.01	48×16×40.1	Test with a 1-stage equivalent burning pan
BOIL3003	9	0.6912	0.09/0.09	48×144×40.1	Test with a 9-stage equivalent burning pan
BOIL4001	5	0.384	0.05/0.05	48×80×40.1	Test with a 5-stage equivalent burning pan
BOIL5001	5	0.384	0.05/0.05	48×80×40.1	Test to check reproducibility of BOIL4001
BOIL5002	7	0.5376	0.07/0.07	48×112×40.1	Test with a 7-stage equivalent burning pan
BOIL5003	7	0.5376	0.07/0.07	48×112×40.1	Test with a 7-stage equivalent burning pan
BOIL5004	6	0.4608	0.06/0.06	48×96×40.1	Test to check reproducibility of BOIL3001
BOIL5005	6	0.4608	0.06/0.06	48×96×40.1	Test to check reproducibility of BOIL5004

Table 4.2 Major Parameters and Conditions of the Deflagration Test

Test No.	Burned Fuel Weight (kg)	Second Duct Length (m)	Ventilation Rate (times/h)	Number of HEPA Filters	Pre-test Clogging of HEPA Filters	Objectives and Comments
EXPL2002	2	50	6	12	None	Preliminary tests
EXPL2003	4	10	6	12	None	
EXPL20A1	4	50	30	12	None	
EXPL3001	6	50	6	10	None	Observation of movement of HEPA filters by Video-camera
EXPL3002	6	50	6	12	None	Standard test with an old blower
EXPL3003	8	50	6	12	None	Test with 8kg fuel
EXPL3004	10	50	6	12	None	Test with 10kg fuel
EXPL4001	8	50	6	12	None	Comparative test with a new blower
EXPL4002	6	50	6	12	None	Test without the second model cell
EXPL4003	6	50	6	12	None	Comparative test with a new blower
EXPL4004	6	50	6	12	Yes	Test with 6 smoke-clogged filters used in BOIL3002
EXPL4005	6	50	6	12	Yes	Test with 6 smoke-clogged filters used in BOIL3001
EXPL4006	6	50	6	12	Yes	Test with 6 smoke-clogged filters used in BOIL3003
EXPL5001	8	50	6	12	None	Test to check reproducibility of EXPL4001. 3 units of full size HEPA filters are used.
EXPL5002	6	50	6	12	None	Test with 90mmφ flow resistance tube inserted in the second duct
EXPL5003	6	50	6	12	None	Test with 110mmφ flow resistance tube inserted in the second duct
EXPL5004	6	50	6	12	Yes	Test by 6 smoke-clogged filters used in BOIL5004

Table 4.3 Major Parameters and Conditions of Biower Test

Test No.	Initial Pressure of Accumulator Tank (kPa)	Initial Temp. of Air in the Tank (°C)	Ratio of Orifice in Air Conduit Pipe	Objectives and Comments
BLOW201	356	100	0.3	Preliminary test
BLOW202	454	100	0.3	
BLOW3001	356	100	0.3	Low pressure test
BLOW3002	454	100	0.3	Standard test
BLOW3003	562	100	0.3	High pressure test
BLOW4001	356	100	0.3	Comparative test with a new blower
BLOW5001	562	15	0.0	Large air in-flow test. No orifice is installed to limit the flow rate of air running into the blower.

Table 4.4 Major Parameters and Conditions of Pressure Transient Test

Common Condition: ventilation rate = 6times/h.

Test No.	Initial Pressure of Accumulator tank (kPa)	Initial Temp. of Air in the tank (°C)	Length of the second duct (m)	Objective and Comments
PRES2001	454	100	50	Preliminary test
PRES2002	552	100	50	
PRES3001	454	25	10	Standard test with an old blower.
PRES3002	562	25	10	Strong loading test. No orifice is installed in the air conduit pipe to limit the flow rate of air.
PRES30A2	562	26	10	Test to check reproducibility of PRE3002
PRES3003	454	12	10	Test with a new blower (1)
PRES4001	562	18	10	Test with a new blower (2)
PRES4002	562	22	50	Test with a 150mmφ flow-resistance tube in the second duct
PRES4003	562	23	50	Test with a 90mmφ flow-resistance tube in the second duct
PRES4004	562	25	50	Test without the second model cell
PRES40A5	562	25	50	Test with the 50m second duct
PRES40A6	562	18	10	Test with the 10m second duct
PRES4007	562	16	50	Test with a flow resistant orifice in the 50m second duct.
PRES5001	562	16	50	Test with a flow resistant orifice in the 50m second duct. Reproducibility check of PRES4007.
PRES5002	562	18	10	Test with the 10m second duct, without the second model cell.
PRES5003	562	22	10	Test with the 10m second duct. Reproducibility check of PRES40A6.
PRES5004	562	15	50	Test with a 110mmφ flow-resistance tube in the second duct

(8) EXPL 4004, 4005, および 4006 は、いずれもボイルオーバー燃焼試験によって煤煙によって目詰まりした HEPA フィルタを装填した、目詰まりフィルタの効果を調べる試験である。すなわち、EXPL 4004, 4005, および 4006 は、それぞれ、BOIL 3002 (1段), 3001 (6段), および 3003 (9段)において使用した HEPA フィルタをそのまま用いた。この条件は、火災発生中に急激燃焼が生じた場合を想定したものであり、HEPA フィルタが煤煙で目詰まりしている場合のセル、ダクト系における圧力と温度の減衰を調べることが目的である。

(9) EXPL 5001 は、EXPL 4001 における圧力データの一部がセンサー・アンプのレンジ設定が不適切のため、スケールオーバーしてピーク値が測定できなかったことをふまえ、再度 8 kg 燃焼の条件で確認試験を行ったものである。ただし、EXPL 5001 の場合、HEPA フィルタは、ハーフサイズ 6 枚 × 2 段ではなく、フルサイズ 3 枚 × 2 段とし、フルサイズ HEPA フィルタの効果をも観察した。

(10) EXPL 5002 および 5003 は、第 2 ダクト途中に、それぞれ内径が 90 mm ϕ および 110 mm ϕ 、長さ 1.0 m の抵抗管を挿入し、ダクトにおける流動抵抗を高め、この抵抗の効果を調べる試験である。

(11) EXPL 5004 は、EXPL 4005 と同様に、BOIL 5005 試験において煤煙によって目詰まりした HEPA フィルタをそのまま用いた試験であり、目詰まりフィルタの効果に関する確認試験である。

4.1.3 排風機健全性試験

Table 4.3 に示された試験において、

(1) BLOW 201, BLOW 202 は、いずれも装置やデータ収録系の作動を確認するための予備試験である。これらの場合、排風機に最初から余り強い過負荷がかからぬようにするため、排風機とフィルタ・チェンバーの間の仕切り弁を開いて排風機入口に吹き込んだ圧縮空気がある程度フィルタ・チェンバー方向にも逆流する状態にしてあり、データは参考的なものである。

(2) BLOW 3001, 3002、および 3003 は、それぞれ旧排風機による試験であり、排風機とフィルタ・チェンバーの間の仕切り弁を閉じ、排風機入口に吹き込まれた圧縮空気がすべて排風機内に流れる状態での試験である。また、圧縮空気を蓄圧タンクから排風機まで導入する放出管には、絞り比が 0.3 のオリフィスを設け、空気流量を制限した。

(3) BLOW 4001 は、新排風機の試験であり、BLOW 3001 と比較対照されるものである。

(4) BLOW 5001 は、新排風機を用い、最大のピーク流量の空気を吹き込んだ試験である。すなわち、それまでのすべての試験においては初期空気温度は 100°C に加熱されたのに対し、外気温（約 15°C）のままで、かつ、放出管オリフィスをはずした状態で、排風機に吹き込んだ。

4.1.4 風圧上昇試験

Table 4.4 に示された試験において、

(1) PRES 2001, 2002 は、いずれも装置やデータ収録系の作動の確認するための予備試験である。これらの場合、第 1 モデルセルの過渡的圧力上昇をある程度抑えるため、蓄圧タンク内初期空気温度を 100°C に加熱している。

(2) PRES 3001 ~PRES 5004 は、表に示すように各種パラメータの組み合わせを変え、ダクトの流動抵抗などを変えて試験をし、データを取得した。

次に、これらの 4 種の試験のそれぞれの代表的結果を示し、さらに各試験の結果から抽出された一連の特徴を示す。

4.2 ポイルオーバー燃焼試験

4.2.1 結果（代表例）

抽出器 5 段相当を想定して実施した BOIL 5001 の、セル、ダクト内温度、圧力、流量変化の主要結果を以下に示す。

ただし、4.2.3 の考察で詳述するが、本研究ではポイルオーバー燃焼を、水相の沸騰状態での逆止ダンパーの閉動作を引き起こす溶媒蒸気の急激燃焼と定義する。

(1) 試験条件

Table 4.5 に BOIL 5001 試験の条件を示す。

(2) 試験の結果

(a) 燃焼の挙動

図 4.2.1 は溶媒の燃焼挙動、すなわち、溶媒の燃焼皿からの蒸発速度、蒸発した溶媒のうち酸素と反応して燃焼した部分の、反応量の時間変化率である燃焼速度、および煤煙と未燃焼溶媒の単位時間あたりのセルより下流への移行量=移行速度を示す。

ただし、[蒸発速度] = [燃焼速度] + [移行速度] である。

蒸発速度、燃焼速度および移行速度は、試験前後の溶媒量と水相量、給気流量、第 1 モデルセルから流出するガス流量とその成分分析、およびガス（空気）の温度の各データを燃焼計算コードに入力し、評価した値である。ガス成分分析は、第 1 モデルセルを出た直後の第 1 ダクト入口でサンプリングしたガスを分析計に導き、その酸素、二酸化炭素、および一酸化炭素の濃度を測定した。

ここで、第 1 モデルセルから流出するガスは、実際には給気された空気、燃焼した溶媒の生成ガス（=煤煙を含む燃焼ガス）、溶媒蒸気ないしはミスト、および燃焼皿下層にある水相から溶媒層をくぐって発生した小量の水蒸気の混合ガスである。したがって、以後この混合ガスを燃焼混合ガスと呼ぶ。

ポイルオーバー燃焼の発生時には溶媒ガスの急激燃焼により火炎がセル全体に広がり、セル内の圧力や温度が上昇する。この時、セルの給気口に設置された逆止弁が作動してセルに流れ込む空気は停止する（Fig. 3.4.1 参照）。そのため、セル内の酸素が消費され溶媒火災は鎮火する。この変化は急激であるが、一方ガス分析計は追従性が低く、サンプルガスの入力からその分析値の信号出力開始まで約 15 秒の時間遅れがある。したがって、定常燃焼域での緩慢な成分変化には十分追従するが、ポイルオーバー燃焼のような速い過渡変化には追従できない。このため、Fig. 4.2.1 にはポイルオーバー燃焼発生直前までの定常燃焼の経過のみ示す。

Fig. 4.2.2～Fig. 4.2.4 は、第 1 ダクト入口=第 1 モデルセル出口においてサンプリングした燃焼混合ガス中の酸素、二酸化炭素および一酸化炭素濃度の分析データをそれぞれ示す。

ポイルオーバー燃焼が発生すると、酸素濃度が急減し、二酸化炭素および一酸化炭素濃度は急昇している。

Fig. 4.2.5 は、燃焼皿中の溶媒相の下層にある水相の温度上昇を示す。着火後 3040 秒（50.67 分）に水温が急

Table 4.5 Test Condition of BOIL5001

Burning Pan Size: 5 equivalent-stage size (48 cmW × 80 cmL × 40 cmH),
Solvent Volume: 0.05 m ³ (TBP= 30%, n-dodecane= 70%),
Water Volume: 0.05 m ³ ,
Ventilation Rate: 30 times/h (Air Supply Rate 0.156 m ³ /s),
Diluting Air Flow Rate: 1.06 m ³ /s,
Length of the Second Duct: 10 m (short type),
HEPA Filters: 6 half-size unit/stage × 2 stage, totaly 12 units.

昇しており、ボイルオーバー燃焼が発生したことが分かる。

(b) 圧力の変化

Fig. 4.2.6 は第1モデルセル (PT 2), 第2モデルセル入口 (PT 3), 同出口 (PT 4), および第2ダクト (PT 5) の圧力の変化を示す。ただし、圧力はゲージ圧（絶対圧から 1 気圧 = 101.3 kPa を引いた値）で示す。PT 2 ~ PT 5 のセンサー位置は、Fig. 3.2.3, Fig. 3.2.4, および Fig. 3.2.5 (II) に既に示した。

(c) 温度の変化

Fig. 4.2.7 は試験装置内のいくつかの点での気相温度を示す。それらは、第1モデルセル内の火炎温度と気相温度、第1ダクトおよび第2モデルセルの気相温度を含む。火炎の直上にある熱電対 TC 20 B は、定常燃焼中は当然温度が高く、ボイルオーバー燃焼の発生とともにその広がった火炎の内部に入ってしまい、かえって温度は低下する。一方、セル内の他のいくつかの点では、ボイルオーバー燃焼の火炎が当たって温度パルスが生じることが観察された。

Fig. 4.2.8 は第1モデルセルおよび第2ダクトの壁面における温度変化を示す。

第1モデルセル壁面温度は、燃焼末期には 300°C を超えている。

Fig. 4.2.9 はフィルターチェンバー内の気相温度を示す。燃焼混合ガスにより時間とともに昇温しているが、ボイルオーバー燃焼時でも仕様上の上限値 200°C には達していない。

(d) 流量変化

Fig. 4.2.10 は給気ダクト、第2ダクト、希釈ダクトおよび排気ダクト内の流量変化を示す。ボイルオーバー燃焼により、第2ダクト内の流量はパルス的に増大するが、給気流量は、セル内圧の上昇により逆流防止ダンパが閉じたため、逆に極小値を持つ。

(e) フィルタの圧力損失

Fig. 4.2.11 に HEPA フィルターチェンバーに設置した差圧計による前段 (DPT 5), 後段 (DPT 6), および前後 2 段 (DPT 4) のフィルタ圧力損失変化を示す。煤煙の負荷により前段フィルタの圧力損失のみが上昇し、前後 2 段の圧損の合計値 (DPT 4) は、前段と後段のそれぞれの単独の圧損を加えたものとなっている。ボイルオーバー燃焼に起因するパルスのピークは低い。

4.2.2 結果の特徴

(1) 燃焼の挙動

Table 4.6 は、全試験における定常燃焼時の溶媒の蒸発速度と燃焼速度、燃焼効率、1回目のボイルオーバー燃焼の発生時刻、および1回目のボイルオーバー燃焼直前の第1モデルセル出口におけるガス中の酸素濃度を示す。

燃焼効率とは、燃焼皿から蒸発した溶媒の蒸発速度に対する燃焼速度の比率である。

(a) 定常燃焼時の燃焼速度・溶媒蒸発速度・燃焼効率

Fig. 4.2.12 および Fig. 4.2.13 は、燃焼皿の大きさ (抽出器相当段) をパラメータとし、ボイルオーバー燃焼発生直前までの溶媒蒸発速度および溶媒燃焼速度をそれぞれ示したものである。

Fig. 4.2.14 は、Fig. 4.2.12 および Fig. 4.2.13 に示した溶媒蒸発速度、溶媒燃焼速度、および燃焼速度を蒸発速度で割った燃焼効率を、同じく燃焼皿の大きさ (抽出器相当段) の関数として示す。図の●および○のプロットのうち、上に位置するデータは定常燃焼前期における最大値、下方のデータはボイルオーバー燃焼直前の最小値である。

(b) 圧力の変化

Fig. 4.2.15 に第1ダクト内の圧力変化 (ゲージ圧、PT 2) を燃焼皿の大きさ (抽出器相当段) をパラメータと

Table 4.6 Summary Results of Boilover Burning Test

NEQ : number of equivalent stages of burning pan.
 * : Time until just before the occurrence of the first boilover burning.
 ** : data of the gas sampled at the outlet of the first model cell just before the occurrence of boilover burning.
 *** : Fire was forced to be extinguished before boilover burning occurred.

Test No.	NEQ	Solvent Evaporation Rate (g/s)	Solvent Burning Rate (g/s)	Burning Efficiency (%)	Time of Occurrence of Boilover Burning (s) [*]	Oxygen Conc. in Burned Gas [**] (vol. %)
BOIL3002	1	0.94–1.2	0.91–1.2	98	4230	20.5
BOIL20A1	3	3.6–5.3	3.3–4.7	90	4100	17.7
BOIL4001	5	11–13	7.8–9.2	72	2620	9.4
BOIL5001	5	8.9–11	7.6–9.2	84	3040	10.7
BOIL3001	6	10–12	5.0–6.5	54	2790	12.0
BOIL5004	6	9.4–12	7.2–9.2	77	3245	11.6
BOIL5005	6	8.9–12	7.2–9.4	81	3080	11.7
BOIL5002	7	15–17	11–13	76	(2600) [***]	3.5
BOIL5003	7	14–16	10–12	73	2920	5.2
BOIL3003	9	14–20	11–15	75	2500	1.5

して示す。定常燃焼期間中は、セル内は負圧で推移するが、ボイルオーバー燃焼の発生によって鋭いパルスをもって立ち上がる。図を細かく観察すれば、このパルスは相当段数が1, 6, および7段の試験、すなわち、BOIL 3002, BOIL 3001, およびBOIL 5003で2重になっていることがわかる。

Fig. 4.2.16は、圧力パルスの高さとパルスの時間積分値を相当段数に対して示す。ここで、○および△は、Fig. 4.2.15に示したパルスの麓と頂点の差（ピーク高さ）を表し、●および▲はこのパルスの時間積分値を示す。またFig. 4.2.16において、○および●は1回目のボイルオーバー燃焼のデータを示し、△および▲は2回目のボイルオーバー燃焼のデータをそれぞれ示す。

6及び7段相当においては、パルスは1段、3段および5段相當にくらべ大きい。

(c) 流量の変化

Fig. 4.2.17に第2ダクトでFT 2 Aにて測定した燃焼混合ガスの流量を燃焼皿の大きさ（抽出器相当段）をパラメータとして示す。BOIL 3003で定常燃焼期間の流量が漸減しているのは、HEPA フィルタが煤煙によって詰まりして流動抵抗が増加し、排風機の吸引量が低下したためと思われる。

ボイルオーバー燃焼においては流量にはやはりパルスが発生する。

この流量パルスは、燃焼皿の大きさが6段相当のBOIL 3001の場合が最も高い。また流量パルスは、1段、6段および7段相当の試験では2本生じており、Fig. 4.2.15の圧力データと対応している。BOIL20A1においては、このパルスは広いものとなっている。

Fig. 4.2.18は、流量のピーク高さとセル内の正味ガス生成量を示す。後者は、第2ダクトにおける流量と給気ダクトにおける給気流量の差を時間積分したものである。またFig. 4.2.18において、○および●は1回目のボイルオーバー燃焼のデータを示し、一方△および▲は2回目のボイルオーバー燃焼のデータをそれぞれ示す。ピーク高さは5段相当においてかなり減少している。

(d) 温度変化

Fig. 4.2.19 に第 1 ダクト内の燃焼混合ガスの温度変化を燃焼皿の大きさ（抽出器相当段数）をパラメータとして示す。温度の測定位置 (TC 25) は第 1 ダクトの入口であり、この温度は相当段数の増加につれて上昇している。

次に、Fig. 4.2.19 の温度カーブにおけるパルス、すなわち、ボイルオーバー燃焼の前後における燃焼混合ガス温度の変化を、給気ダクトの逆流防止ダンパーの閉動作期間の表示とともに、時間軸を拡大して Fig. 4.2.20～Fig. 4.2.27 に示す。

BOIL20A1, BOIL 3002, および BOIL 3001 における温度パルスのように、給気ダクトのダンパーを閉じる強度の圧力を生み出す燃焼が発生した後に一旦ほとんど鎮火して温度パルスが単純な形を成す場合と、BOIL 5005, BOIL 5003, BOIL 5004, BOIL 3003 の場合のように直ちに鎮火せず、小規模な燃焼が継続して温度パルスの幅が広がったり、小パルスが重なったりするケースがある。また、多くのケースにおいて、ダンパーを閉にするだけの規模はないものの、明らかに検知できる規模で燃焼が断続してパルスが複数発生するのが特徴である。

Fig. 4.2.28 にフィルターチェンバーに流入する燃焼混合ガスの温度 (TC 47) を燃焼皿の大きさ（抽出器相当段）をパラメータとして示す。9 段および 7 段相当の試験では燃焼面積が大きいので、温度パルスはフィルタ位置で 100°C を超えているが、フィルタの耐熱温度 200°C には十分な余裕がある。

(2) HEPA フィルタの圧力損失

Fig. 4.2.29 は、HEPA フィルタの前段の圧力損失（フィルタを挟んだ前後の圧差、DPT 5）の変化を示す。煤煙による目詰まりによる圧力損失の増加速度は、相当段数の増加とともに上昇する傾向がみられる。また、ボイルオーバー燃焼発生時の圧力パルスはフィルタに到達するまでに減衰するので、フィルタの圧力損失パルスはかなり低い値になっている。

Fig. 4.2.30 は、定常燃焼中のフィルタの単位濾過面積当たりの積分溶媒蒸発量に対する圧力損失の増加を、相当段数をパラメータにして示す。

また、Fig. 4.2.31 は、同じく定常燃焼中のフィルタの単位濾過面積当たりの積分溶媒燃焼量に対する圧力損失の増加を、相当段数をパラメータにして示す。積分溶媒燃焼量は、積分溶媒蒸発量に燃焼効率を掛けて算出した。

ここで、フィルタの単位濾過面積当たりの積分溶媒蒸発・燃焼量は、溶媒蒸発速度 (\dot{m}_e)、燃焼速度 (\dot{m}_b) の時間積分を HEPA フィルタフルサイズ 3 台 (=ハーフサイズ 6 台) の濾過面積 $S = 67.8 \text{ m}^2$ で割った値として与えられる。

(3) 酸素濃度

次に、ボイルオーバー燃焼、すなわち 1 回目の急激燃焼直前の燃焼混合ガス中の酸素濃度を Fig. 4.2.32 に示す。このデータはセルの出口での値であるが、セルには絶えず外気が給気口から入っており、セル出口の酸素濃度が溶媒の燃焼限界の 12% 以下になっても、セル空間のかなりの部分で燃焼を継続するだけの酸素濃度 (> 12%) がある。したがって、このデータはボイルオーバー燃焼が発生する直前にセル内に存在する酸素量の相当段数による相対的な差を推定できる情報である。

Fig. 4.2.32 より、相当段数の増加につれ酸素濃度は減少する傾向にあることが示される。また、1 段相当条件では、酸素濃度は給気（外気）のレベルからほとんど低下しておらず、完全燃焼していることが分かる。3 段相当においても、かなり完全燃焼に近い。これは、Fig. 4.2.14 に示した燃焼効率の値とも対応している。

5 段相当条件では、6 段相当よりやや低い値である。このことは、酸素の消費をが、セル内の燃焼・熱流動の状態と、燃焼表面積とセル空間の形状などの空間的境界条件との相互作用によって複雑に変化することを示唆している。

4.2.3 考察

4.2.3.1 ポイルオーバー燃焼の定義

4.2.2 項でのべたように、本研究におけるポイルオーバー燃焼は、水相の沸騰状態での、逆止ダンパーの閉動作を引き起こす溶媒蒸気の急激燃焼と定義される。溶媒蒸気の気相燃焼であっても逆止ダンパーを閉じるに十分な内圧増加を引き起こさない場合、ポイルオーバー燃焼とは見なさない。この理由は、以下のとおりである。

火炎温度の分布の観測データによれば、1回目のポイルオーバー燃焼は、給気ダクトの逆流防止ダンパーが閉じるため酸素不足により急速に鎮静化し、溶媒燃焼はほとんど鎮火するが、しかし Fig. 4.2.20～Fig. 4.2.27 に示されたように、セル内から火炎が全く消滅するとは必ずしも限らない。すなわち、急激な燃焼が消滅した後も、ガスの種類や濃度のセル内3次元的不均一分布により、溶媒蒸気の小規模な燃焼と鎮火がセル内の異なった空間点で繰り返し起こっている場合がある。この場合の着火源は、セル空間に多数分布する高温に熱せられた熱電対やその支持ワイヤー、燃焼容器のフリーボードなどであり、セル空間のどこにおいても着火源は存在するといってよい状況である。

ここで、1回目のポイルオーバー燃焼の勢力が急速に低下すれば、セル内の負圧が回復するので逆止ダンパーは直ちに開き、酸素を含んだ外気がセル内に流入する。また、水相の沸騰と溶媒蒸気の放出は間断なく継続している。このため、溶媒蒸気の小規模な局所的燃焼は繰り返し生じうる。ただし、こうした小規模燃焼によっては逆止ダンパーは閉じない。

もし、小規模燃焼の発生が少なく、未燃焼の溶媒蒸気と外気が十分の量セル内に蓄積して着火すれば、急激燃焼が生じる。この燃焼によってセル内の内圧が再び高まり、給気ダクトの逆止ダンパーが閉じれば、この燃焼を(2回目の)ポイルオーバー燃焼とみなす。なぜなら、ダンパーが閉じることは、給気ダクトにおける外部への一時的な逆流すなわち放射性物質の漏洩を引き起こす可能性があることを意味する。逆に、逆止ダンパーを閉にする程度の機械的エネルギーの発生がなければ少なくともダクト系に損傷を与える可能性はないと思なせる。したがって、この急激燃焼は1回目の急激燃焼と同様な性格を帯びるのである。

Fig. 4.2.16 および Fig. 4.2.18 に示した△および▲印のデータは、上記した定義および考察に基づいている。

なお、2回目のポイルオーバー燃焼も、酸素不足により急速に鎮火または鎮静化する。そして、溶媒火災はこうした急激燃焼、小規模燃焼を経て、次第にセル内温度と溶媒蒸気発生量が低下し、自己鎮火に向かう。

4.2.3.2 燃焼の挙動

(a) 定常燃焼時の燃焼速度・溶媒蒸発速度・燃焼効率

Fig. 4.2.1, Fig. 4.2.12 および Fig. 4.2.13 に示されるように、溶媒の蒸発速度および燃焼速度は、定常燃焼の初期に最大となり、ポイルオーバー燃焼の直前に最小となる。これは、燃焼が継続するにしたがって溶媒中のn-ドデカンが優先的に燃焼し、燃焼皿中により燃焼しにくいTBPが濃縮されるためであると考えられる。

また、Fig. 4.2.12～Fig. 4.2.14 は、以下の特徴を示す。

- ① 燃焼速度、蒸発速度、およびそれらの最大、最小値の差は、相当段数の増加、すなわち燃焼表面積の増加とともに増加する傾向にある。
- ② しかし、6段相当条件においてばらつきが大きく、この傾向から明らかにはずれる。
- ③ 燃焼効率は、相当段数と共に減少する傾向にあるが、6段相当条件の1ケースがほかより著しく低い値となっている。

これらの特徴は、燃焼が燃焼表面積にのみ依存するのではなく、セル内空間における熱流動状態にも依存することを示唆している。すなわち、給気ダクトから流入する外気のセル内流動パターン、燃焼皿表面積の大小に依存した燃焼炎の大きさや方向の差、燃焼ガスのセル出口に向けての流動パターンなどが相互に絡み合い、相当段

数ごとにセル空間全体での準定常的なフローパターンを形成すると思われ、燃焼効率や燃焼速度がこのパターンと相互作用しつつ決められると思われる。6段相当条件の場合は、このセル内熱流動パターンが初期のわずかな偶然的変動によっても以後の燃焼が大きく変わってくる、微妙な条件にある可能性がある。

(b) 圧力・流量の時間変化

Fig. 4.2.15において、第1モデルセルの気相圧力は、定常燃焼中は BOIL 4001 のケースを除いていずれも時間とともに漸増傾向にある。

また、Fig. 4.2.17において、定常燃焼中の流量は漸減傾向にある。これらの変化は、後述するように燃焼により HEPA フィルタが目詰まりをおこし、流体抵抗が増加し、排風機による排気吸引が弱まることに起因すると思われる。

(c) 温度変化

Fig. 4.2.19 にみられるように、定常燃焼中の燃焼混合ガスの温度上昇は、燃焼皿の表面積=相当段数の大小にはほぼしたがっている¹⁰⁾。また Fig. 4.2.28 にみられるように、HEPA フィルタチャンバーにおける燃焼混合ガス温度は、セル、ダクトを経た後であるのでかなり低下しており、定常燃焼中で高々 60 度、ボイルオーバー燃焼によるピーク値も、~105°C 程度にしか達していない。

(d) HEPA フィルタの圧力損失

Fig. 4.2.29 にみられるように、煤煙による目詰まりによる圧力損失の増加速度は、相当段数にはほぼしたがっている傾向がみられる。また、ボイルオーバー燃焼発生時の圧力パルスはフィルタに到達するまでに減衰するので、フィルタの圧力損失（差圧）パルスはかなり低くなっている。

HEPA フィルタの目詰まりは、煤煙の捕集沈着、溶媒蒸気と水蒸気の凝結による湿りによって生じる。したがって、圧力損失の増加は、燃焼速度のみならず燃焼効率、外気温などの要因に依存する。溶媒の積算蒸発量および積算燃焼量の関数としての圧力損失の増大と相当段数との相関は、Fig. 4.2.30 および Fig. 4.2.31 に示されるように、明確には観察されない。しかし、6段相当試験の BOIL 3001 (◎) において、圧力損失増加が蒸発積算量に対しては他のケースより低いが、燃焼積算量に対しては高いことは、不完全燃焼により多量の煤煙が発生したためと思われ、燃焼効率の低さを反映していると考えられる。

9段相当の BOIL 3003 (○) では、溶媒の蒸発速度、燃焼速度ともに実施した試験の中では最大であったが、圧力損失の増加は全体の中で低い方に位置する。したがって、目詰まりの増加は目詰まりをおこす物質の発生量、すなわち溶媒の蒸発や燃焼速度の積算量に依存するが、燃焼表面積、すなわち相当段数とは直接の相関を持たないことが分かる。

4.2.3.3 ボイルオーバー燃焼の規模

ボイルオーバー燃焼によって引き起こされた変化は、温度、流量、および圧力の上昇である。このうち、圧力上昇は反応エネルギーの大きさを直接反映する。また、質量流量の増加は燃焼混合ガスが流動抵抗に逆らってダクト内を進行する速度の増加であるので、この増加は急激燃焼のエネルギー量を反映する。もしこのガスの密度変化が燃焼中は無視し得るとすれば、本研究で測定した体積流量は、質量流量に代わってエネルギーの近似的な尺度と見なされる。温度上昇は、セル内のガスの熱容量変化やセル内の対流量・幅射伝熱などが相互に絡み合った結果であるので、圧力および流量の増加と比較すれば、エネルギー量を反映している程度が低いと考えられるので、本考察では評価の対象には入れないこととする。

他方、ボイルオーバー燃焼は、給気ダクトの逆流防止ダンパーを通って放射性物質をセルの外部に漏洩させる危険性を持つ。明らかに、このダンパーを通り抜ける放射性物質の量はセル内気相の圧力と放射性物質濃度に左右される。この濃度は、セル空間に放出された溶媒蒸気と水蒸気の量に依存するが、一方でこれらの量は、ガス

の密度変化が無視し得ると仮定すればセルの出口から流出するガスの体積流量によって評価できる。それゆえ、放射性物質漏洩の可能性は、圧力と体積流量の増加によって評価できる。

ゆえに、Fig. 4.2.16 および Fig. 4.2.18 に示された圧力と流量のピーク高さとパルスの時間積分値および正味ガス生成量をもって、ボイルオーバー燃焼のエネルギー規模および放射性物質漏洩の可能性の相対的な評価が可能となる。

4.2.3.4 ボイルオーバー燃焼の規模を規定する要因

以上のデータと考察をふまえ、Fig. 4.2.16 および Fig. 4.2.18 に示されたボイルオーバー燃焼の規模の相当段数依存性は、以下のように説明される。

(a) 1回目のボイルオーバー燃焼

1段および3段においては、圧力、流量の増大は同程度であり、酸素濃度も高いので、完全燃焼あるいはそれに近い燃焼と考えられる。Fig. 4.2.20, Fig. 4.2.21 に示された燃焼ガス温度のパルスは鋭く、急激に燃焼して鎮火した様子がうかがえる。すなわち、1, 3段では、ボイルオーバー燃焼の規模は放出された溶媒蒸気量によって支配され、この溶媒蒸気量はまた、燃焼皿の表面積に依存する。

5段では、直前の酸素濃度が低下しており、したがって1, 3段にくらべ不完全燃焼の度合いが増して燃焼速度が低下し、圧力、流量のピーク高さは減少した。しかし、溶媒放出量が増えたために、正味ガス生成量は減少していない。

6段では、直前の酸素濃度がやや高く、放出溶媒量も燃焼皿表面積の増加にともなって増加したので、燃焼の規模は増大した。6段の3試験間のばらつきは、最終的に鎮火するまで複数の燃焼の重なりがあり、それらの発生の回数、時刻、大きさが偶然的要因によって変動する性格を持つためである。この様子は Fig. 4.2.23, Fig. 4.2.24, Fig. 4.2.25 の温度パルスの形状に現れている。

7段においては、放出溶媒量が増え、半面酸素濃度は低下したので、不完全燃焼の度合いが進んだ。しかし、溶媒蒸気、水蒸気とも放出量が増加したので、6段に比較して圧力、流量はやや低下したにとどまった。9段においては不完全燃焼の度合いがさらに進み、一方、溶媒および水蒸気放出量が最大となり、この両要因によって6, 7段と比較して圧力はやや減少、流量は有意に変化しなかった。

(b) 2回目のボイルオーバー燃焼

Fig. 4.2.23 および Fig. 4.2.26 に示すように、逆止ダンパーが閉になるだけの2回目の急激燃焼をおこしたケースは、BOIL 3001 および BOIL 5003 のみである。Fig. 4.2.23 および Fig. 4.2.26 をみると、2回目の温度パルスは極めて鋭く立ち上がっている。これは、完全燃焼の度合いが高まって燃焼速度が増加したことによる。BOIL 3001において高いパルスが発生したのは、1回目のボイルオーバー燃焼が鎮火してダンパーが開いてから、セル内に十分の酸素（外気）と溶媒蒸気が充満したためと考えられる。

逆に、他のケース、特に6段において、2回目の急激燃焼が生じなかった理由は、以下のように考えられる。

すなわち、1回目の急激燃焼が終わってダンパーが再開した後、セル内で部分的な小規模な燃焼が続いて生じ、セル内の溶媒蒸気や酸素を消費し、大規模な燃焼をおこすほどの酸素の蓄積がされなかつた。この場合、ダンパーを閉にするだけの強度の燃焼は起きず、ただ、温度パルスや圧力パルスとして観察されるだけの気相燃焼が生じる。例えば、Fig. 4.2.24 や Fig. 4.2.25 に示された BOIL 5004 や BOIL 5005 では、ダンパーの再開後、小規模な燃焼が繰り返し起きたことを示す温度パルスのプロトーや小パルスの連なりが観察される。

ということは、2回目の急激燃焼が発生するか否か、およびその規模は、かなり偶然的である。セル内には着火源となるホットスポットが多数存在するので、溶媒蒸気と酸素を含んだ外気の混合気体が燃焼限界に達すれば、未燃焼溶媒蒸気と酸素のセル内大量蓄積が実現する前に、セル内で容易に局所的小規模気相燃焼が生じる。

もし、セル内の流動条件やホットスポットの空間的分布が小規模燃焼を引き起こさなかったならば、そして、着火のタイミングと蓄積量の関係がうまく合致すれば、2回目の大規模な急燃焼が発生する。

当然、外気を入れる逆止ダンパーの動特性もセル内酸素濃度に影響することになる。

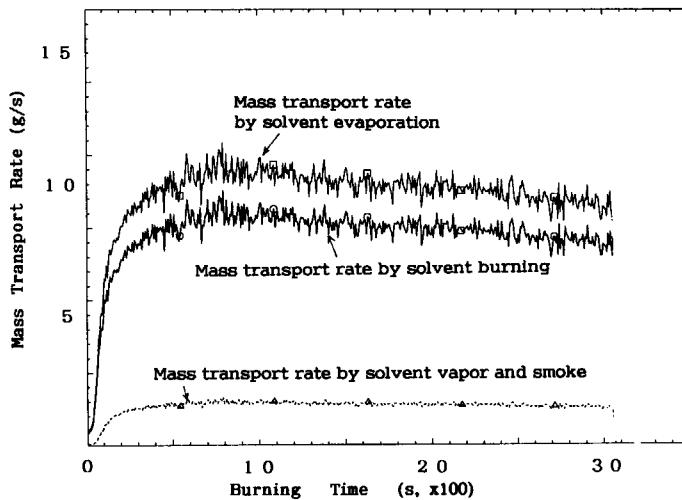


Fig. 4.2.1 Evaluated mass transport rates by burning and evaporation of solvent vapor and smoke in the boilover burning test BOIL5001 conducted with 5 equivalent-stage pan.

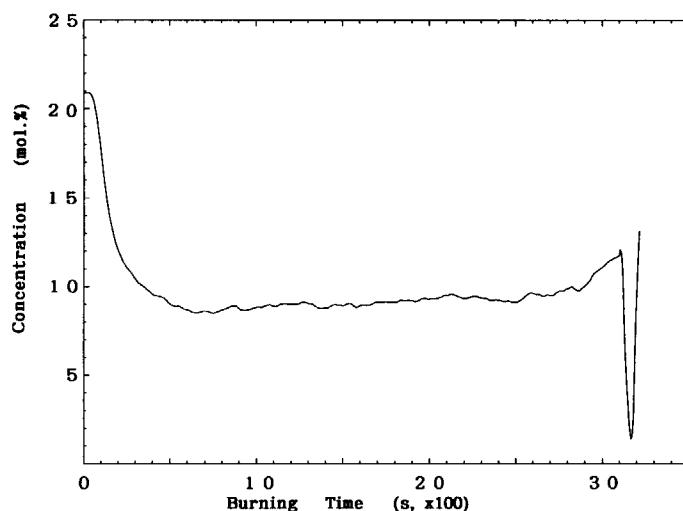


Fig. 4.2.2 Oxygen concentration in the gas sampled at the outlet of the first model cell.

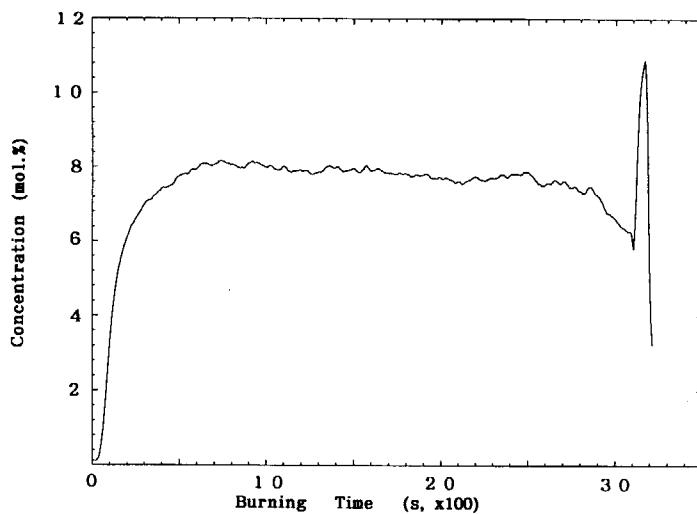


Fig. 4.2.3 Carbon-dioxide concentration in the gas sampled at the outlet of the first model cell.

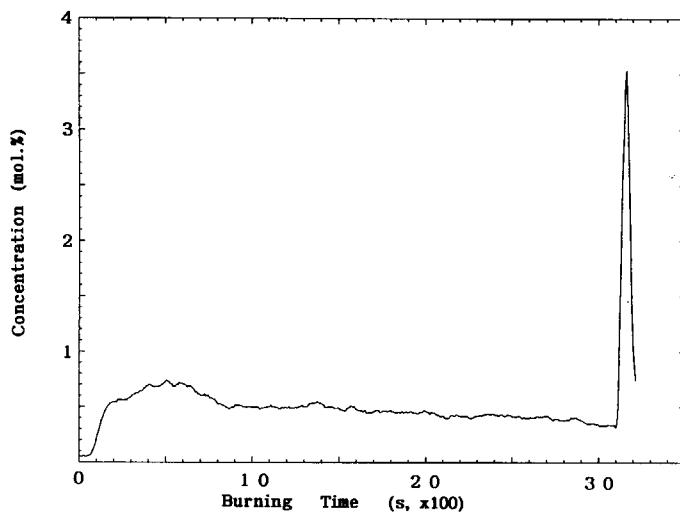


Fig. 4.2.4 Carbon-monoxide concentration in the gas sampled at the outlet of the first model cell.

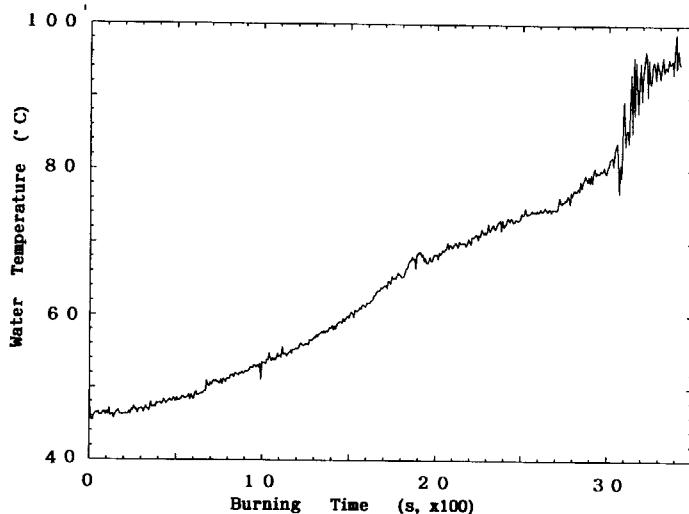


Fig. 4.2.5 Temperature of water layer under burning solvent in 5 equivalent-stage pan in BOIL5001.

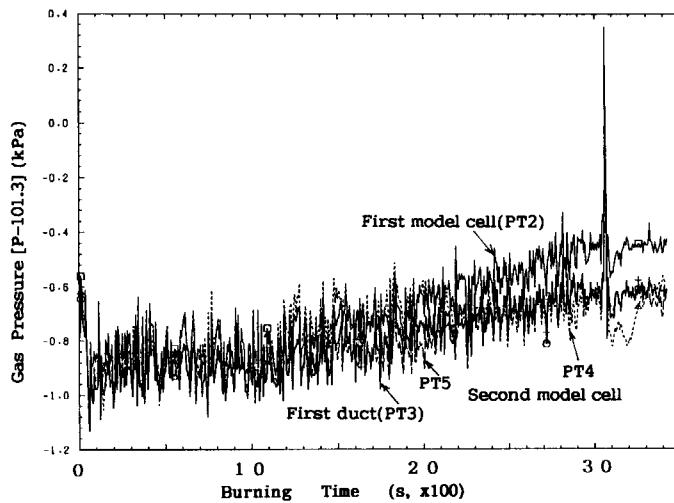


Fig. 4.2.6 Gas pressures measured in the first model cell (PT2), in the first duct (PT3), and at the inlet (PT4) and outlet (PT5) of the second model cell in BOIL5001.

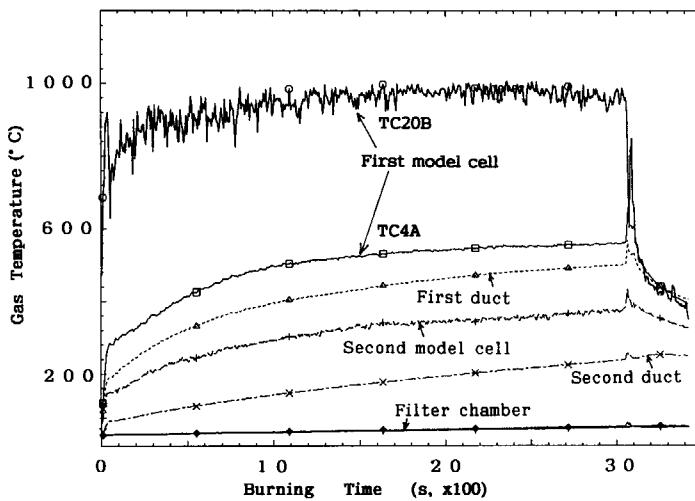


Fig. 4.2.7 Gas temperatures measured in the first model cell (TC4A, TC20B), first duct (TC26), second model cell (TC30), second duct (TC32), and filter chamber (TC47, TC49) in BOIL5001.

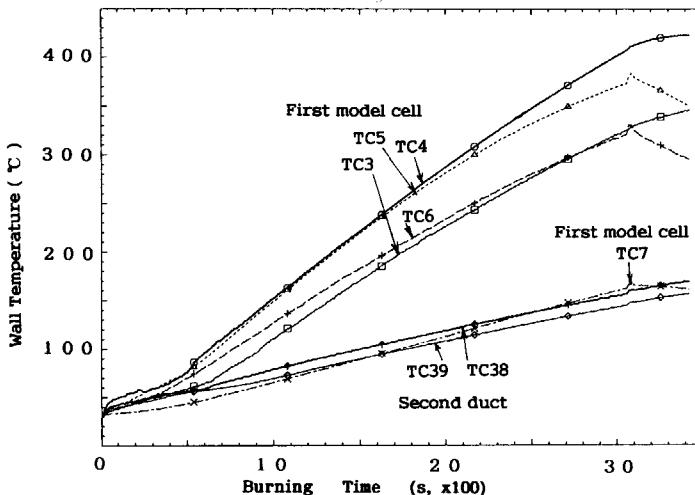


Fig. 4.2.8 Temperatures of facility walls of the first model cell (TC3, TC4, TC5, TC6, TC7), and the second duct(TC38, TC39) in BOIL5001.

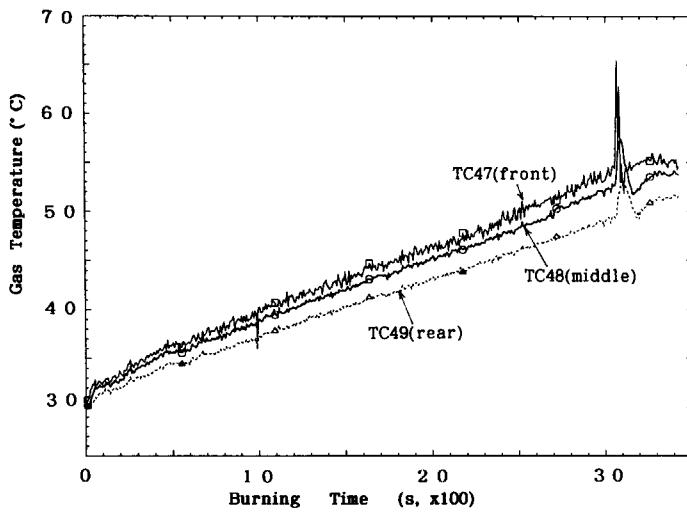


Fig. 4.2.9 Gas temperatures measured in the HEPA filter chamber in BOIL5001.

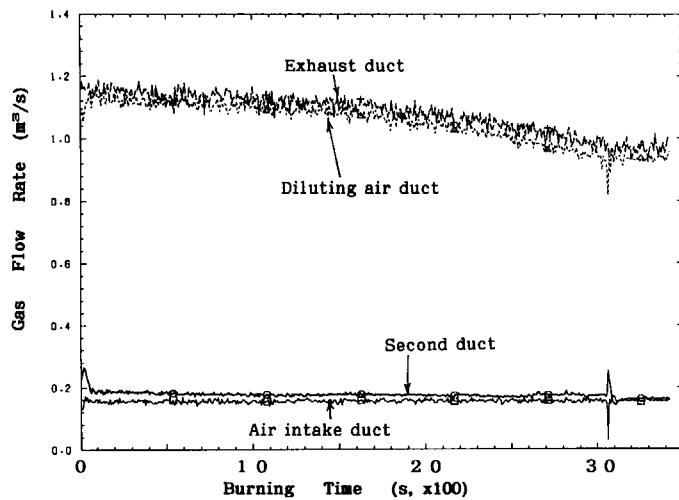


Fig. 4.2.10 Gas flow rates in the air intake duct (FT1), second duct (FT2A), diluting air duct (FT3), and exhaust duct (FT4) in BOIL5001.

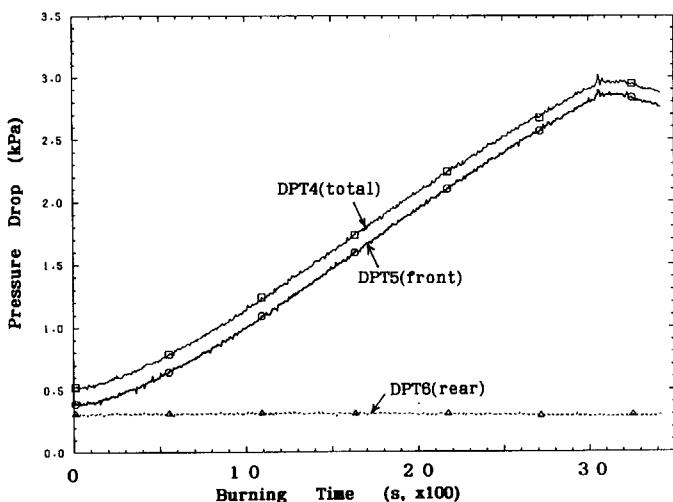


Fig. 4.2.11 Pressure drops across the front (DPT5) and rear (DPT6) stages, and across the two stages (DPT4) of HEPA filters in BOIL5001.

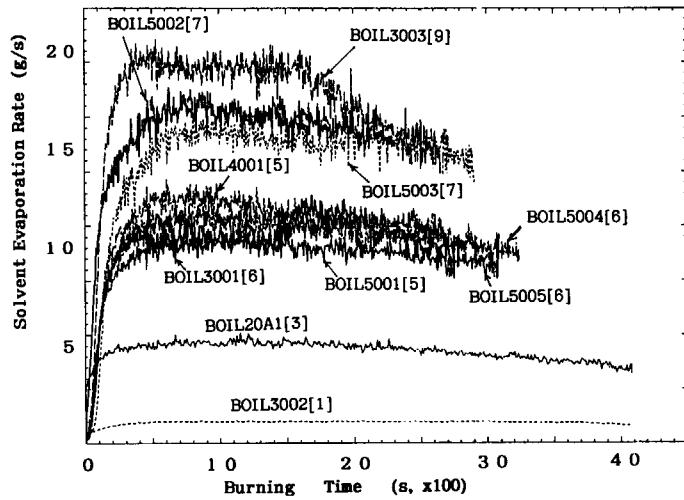


Fig. 4.2.12 Evaluated rate of solvent evaporation during the steady-state burning period in the various boilover burning tests. Numerals in the brackets denote the number of equivalent stages of burning pan.

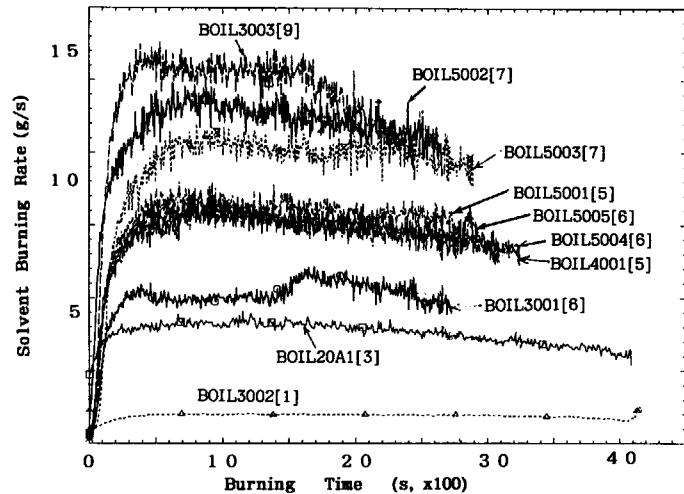


Fig. 4.2.13 Evaluated rate of steady-state burning of solvent in the various boilover burning tests. Numerals in the brackets denote the number of equivalent stages of burning pan.

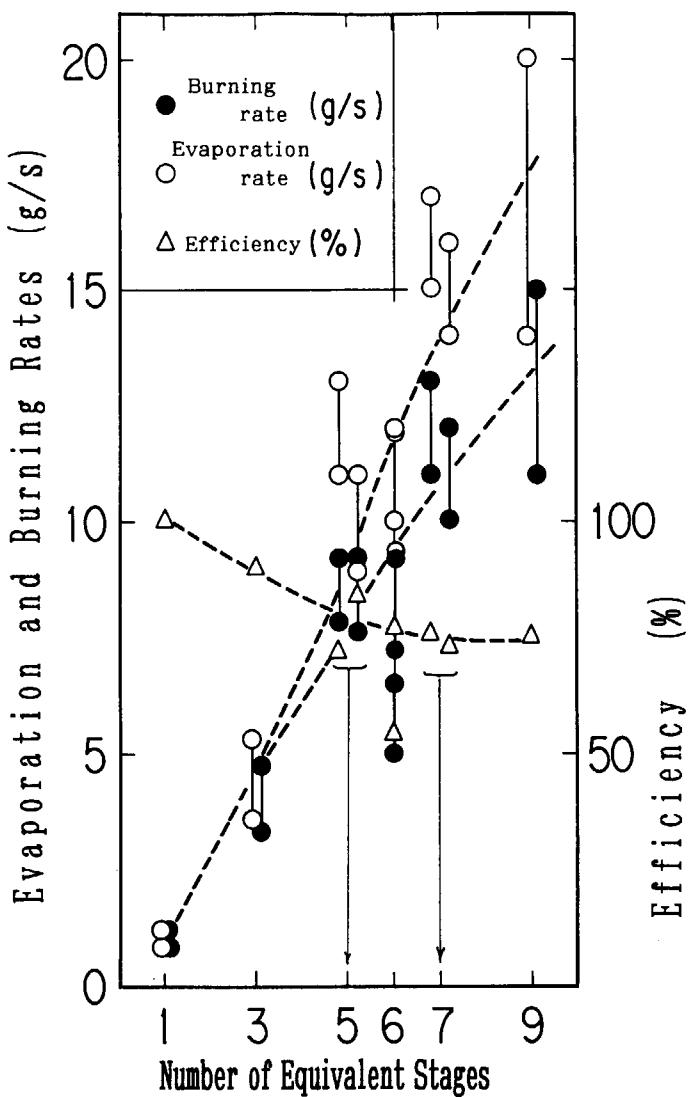


Fig. 4.2.14 Evaluated rates of solvent evaporation(○), burning(●), and burning efficiency(△) as a function of the number of equivalent stages of burning pan in the boilover burning test.

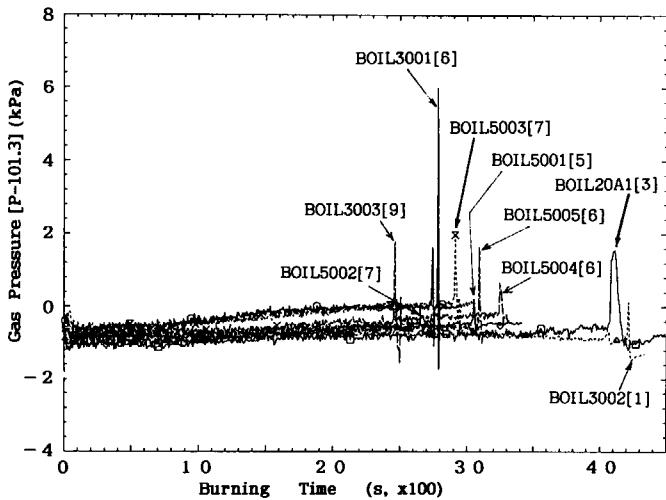


Fig. 4.2.15 Gas pressures in the first model cell measured in the various boilover tests. Numerals in the brackets denote the number of equivalent stages of burning pan.

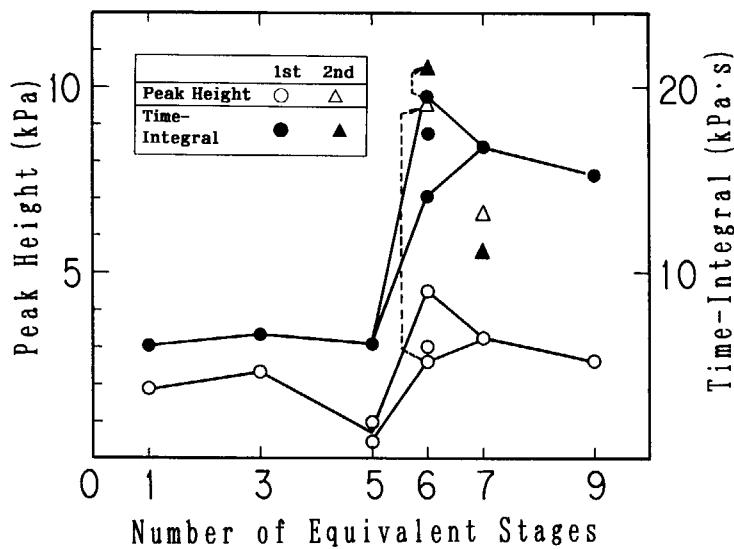


Fig. 4.2.16 Height (○, △) and time-integral (●, ▲) of pressure pulses generated in the first model cell at boilover burning.

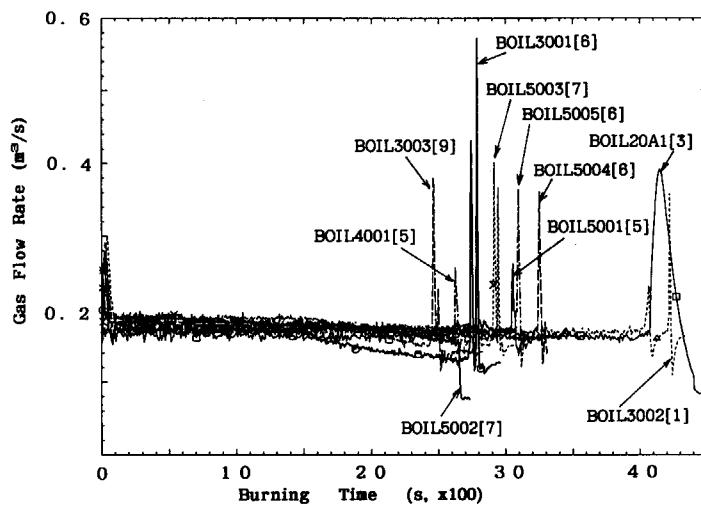


Fig. 4.2.17 Flow rates of gas in the second duct measured in the various boilover burning tests. Numerals in the brackets denote the number of equivalent stages of burning pan.

図図0507

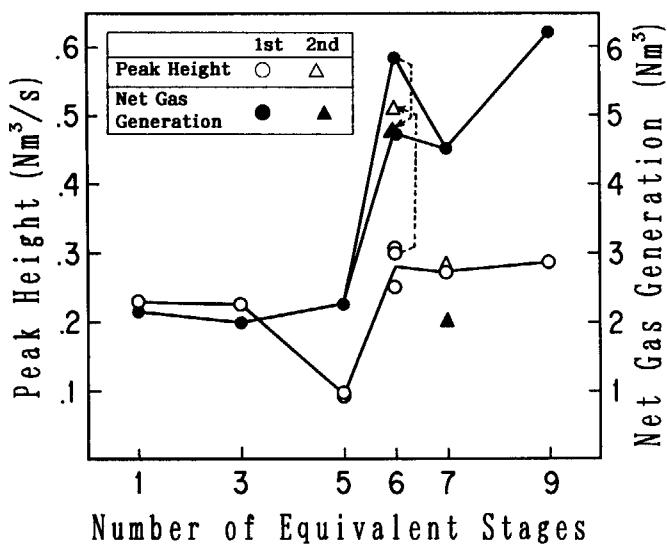


Fig. 4.2.18 Peak height (\circ , \triangle) of flow rate at the second duct and net gas generation (\bullet , \blacktriangle) in the first model cell in boilover burning.

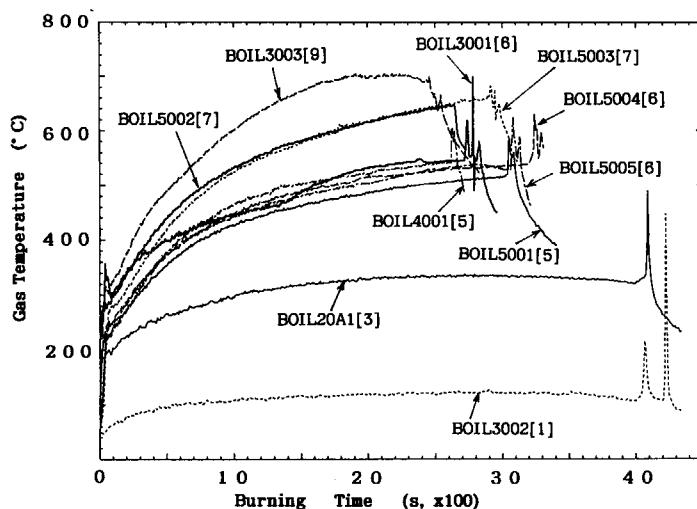


Fig. 4.2.19 Gas temperatures measured in the first duct in the various boilover burning tests. Numerals in the brackets denote the number of equivalent stages of burning pan.

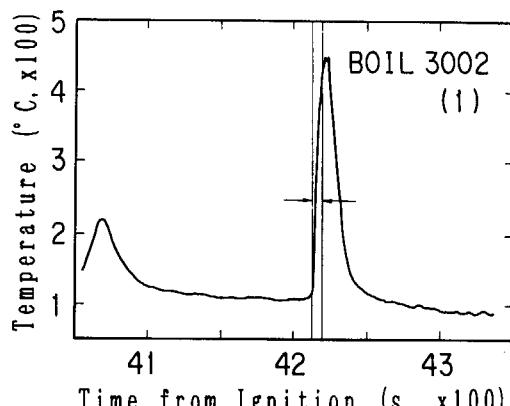


Fig. 4.2.20 Gas temperature measured at the inlet of the first duct. Numeral in the brackets denotes the number of equivalent stages of burning pan. Zone between arrows denotes shut period of the check damper.

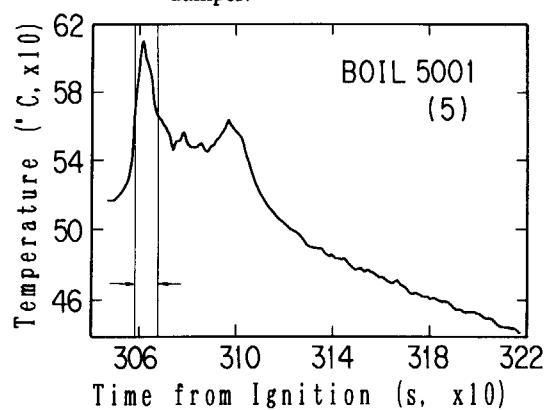


Fig. 4.2.22 Gas temperature measured at the inlet of the first duct. Numeral in the brackets denotes the number of equivalent stages of burning pan. Zone between arrows denotes shut period of the check damper.

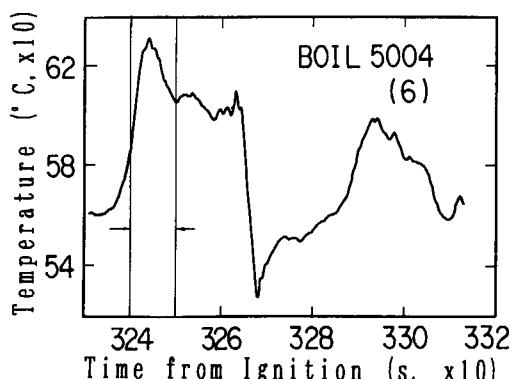


Fig. 4.2.24 Gas temperature measured at the inlet of the first duct. Numeral in the brackets denotes the number of equivalent stages of burning pan. Zone between arrows denotes shut period of the check damper.

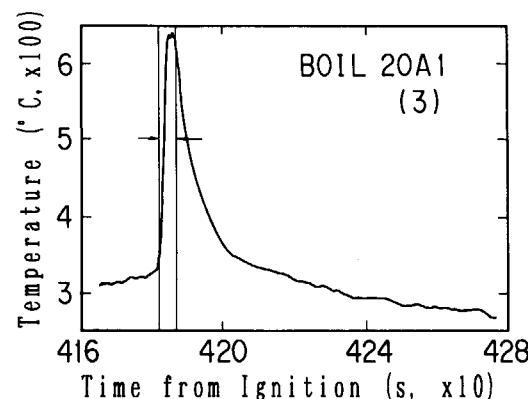


Fig. 4.2.21 Gas temperature measured at the inlet of the first duct. Numeral in the brackets denotes the number of equivalent stages of burning pan. Zone between arrows denotes shut period of the check damper.

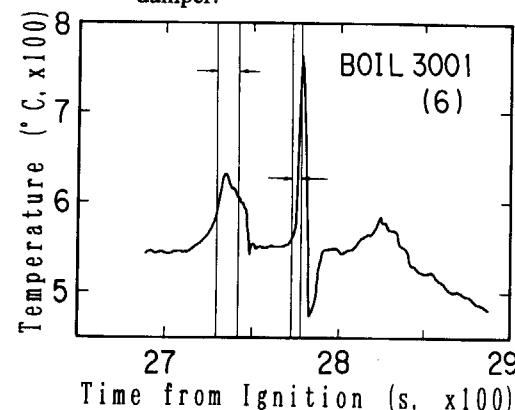


Fig. 4.2.23 Gas temperature measured at the inlet of the first duct. Numeral in the brackets denotes the number of equivalent stages of burning pan. Zones between arrows denote shut period of the check

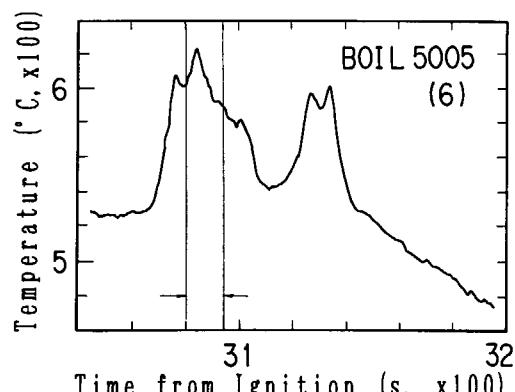


Fig. 4.2.25 Gas temperature measured at the inlet of the first duct. Numeral in the brackets denotes the number of equivalent stages of burning pan. Zone between arrows denotes shut period of the check damper.

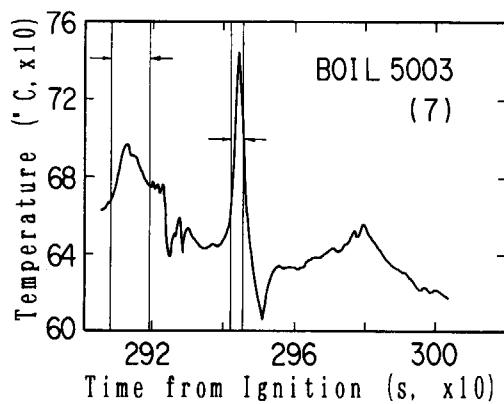


Fig. 4.2.26 Gas temperature measured at the inlet of the first duct. Numeral in the brackets denotes the number of equivalent stages of burning pan. Zones between arrows denote shut period of the check damper.

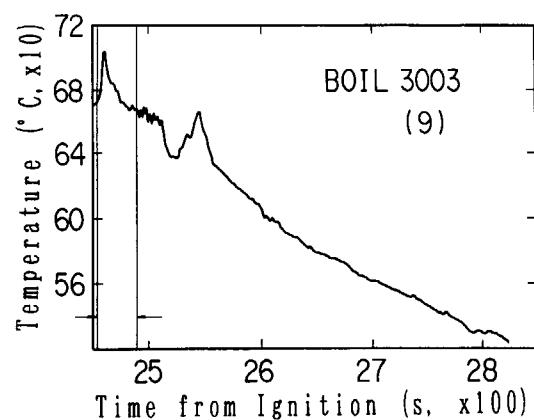


Fig. 4.2.27 Gas temperature measured at the inlet of the first duct. Numeral in the brackets denotes the number of equivalent stages of burning pan. Zone between arrows denotes shut period of the check damper.

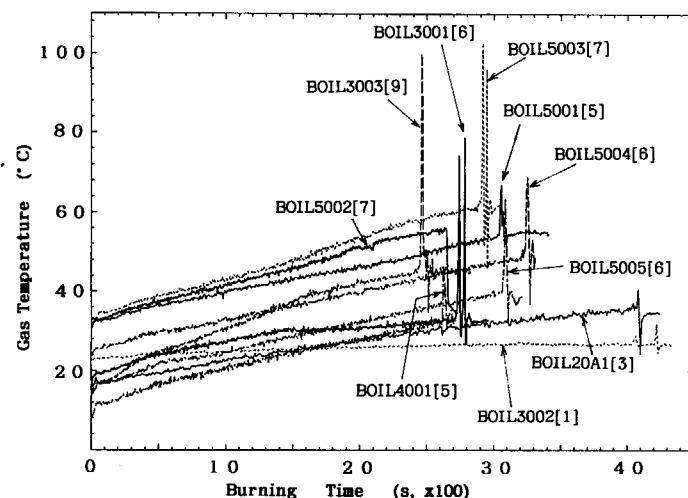


Fig. 4.2.28 Gas temperatures measured in the HEPA filter chamber in the various boilover burning tests. Numerals in the brackets denote the number of equivalent burning pan.

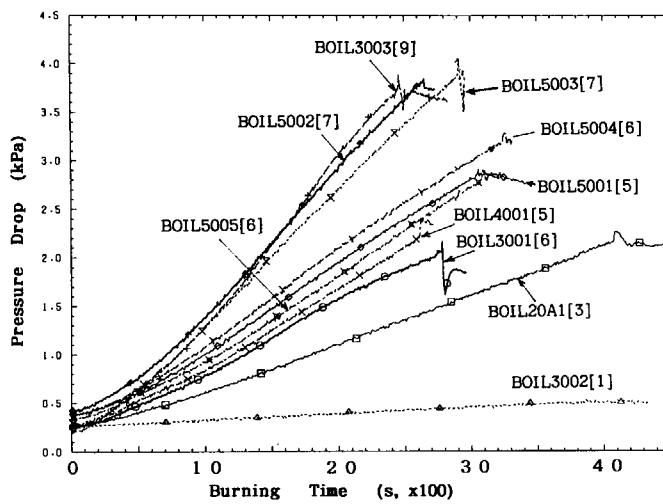


Fig. 4.2.29 Increase in pressure drop across the front stage of HEPA filters in the various boilover burning tests. Numerals in the brackets denote the number of equivalent burning pan.

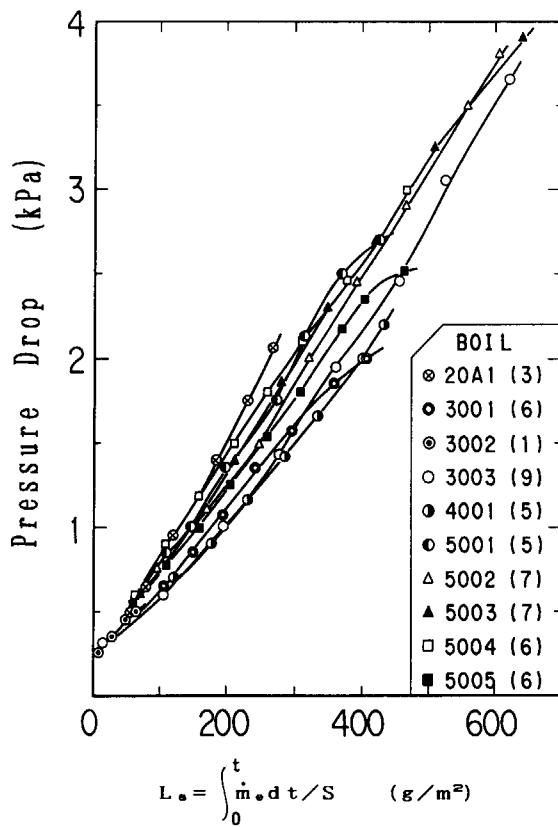


Fig. 4.2.30 Increase in pressure drop across the front stage of HEPA filters as a function of cumulative mass weight of evaporated solvent per unit area of filter media in the various boilover burning tests, where \dot{m}_e is the evaporation rate of solvent and S is the area of filter media. Numerals in the brackets denote the number of equivalent burning pan.

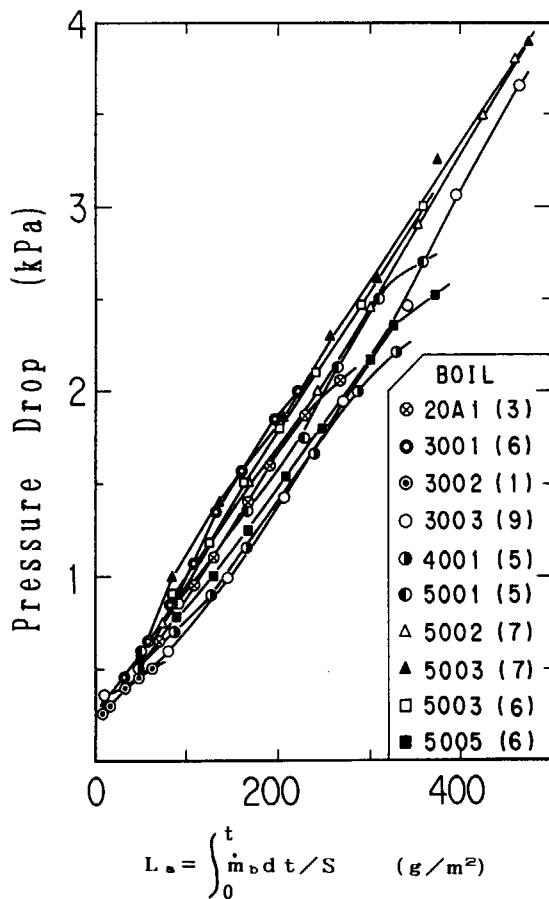


Fig. 4.2.31 Increase in pressure drop across the front stage of HEPA filters as a function of cumulative mass weight of burned solvent per unit area of filter media in the various boilover burning tests, where \dot{m}_b is the evaporation rate of solvent and S is the area of filter media. Numerals in the brackets denote the number of equivalent burning pan.

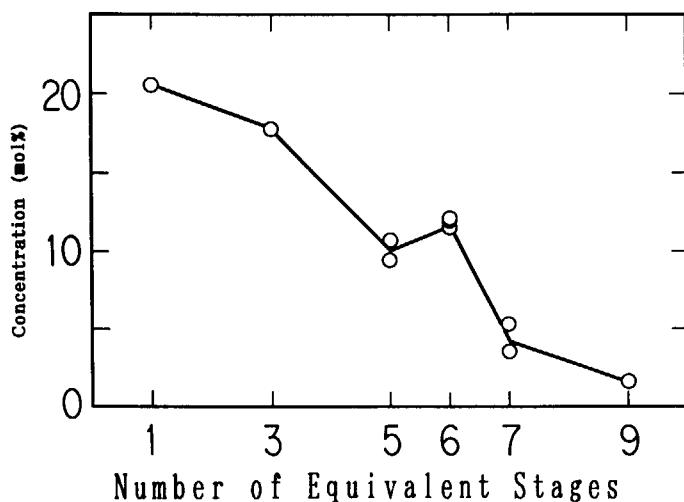


Fig. 4.2.32 Oxygen concentration in the gas sampled at the outlet of the first model cell just before the outbreak of boilover burning in the various boilover burning tests.

4.3 穏やかな爆発試験

4.3.1 結果（代表例）

穏やかな爆発試験の代表例として、8 kg の固体ロケット燃料を燃焼させた EXPL 5001 試験におけるセル・ダクト内圧力、温度、流量の主要結果を以下に示す。また、ボイルオーバー燃焼試験と同様に、燃焼開始後に第 1 ダクトから出していく気体は、ロケット燃料の燃焼生成ガスと空気との混合ガスであるので、燃焼混合ガスと呼ぶ。

(1) 試験条件

EXPL 5001 試験では、HEPA フィルタにフルサイズフィルタを使用したが、フィルタのタイプの違いによる効果は認められなかった。Table 4.7 に試験条件を示す。また、Fig. 3.4.3 に固体燃料燃焼容器の第 1 モデルセル内の位置を示す。

(2) 試験結果

(a) 圧力の変化

Fig. 4.3.1 に第 1 モデルセル、第 1 ダクト、および第 2 モデルセル入口出口の 4 カ所の圧力の変化を示す。燃焼とともに圧力は急昇する。燃焼後は急低下し、その後初期のレベルよりやや低い極小値を経た後、原状に復帰している。この極小値は、燃焼終了後、第 1 モデルセルへの第 1 ダクトから下流のセル、ダクト内の気体の逆流を引き起こす。

Fig. 4.3.2 に第 2 ダクト、第 3 ダクトおよびフィルターチェンバー位置の圧力変化を示す。第 2 ダクト内での圧力パルスは管路下流へ行くにしたがい低下していく。

PT 11 と PT 12 の間は、HEPA フィルタが挿入されている。PT 12 はややスケールオーバーし、ピークが少し欠けているが、ほとんど PT 11 に等しい。

(b) 温度変化

Fig. 4.3.3 に第 1 モデルセル内の内壁および気相温度の変化を示す。TC 4 から TC 7 の温度は、第 1 モデルセルの内部に設けられた熱遮蔽板の裏側のセル耐圧殻壁上で測定した。TC 6 A および 24 A は、セル底面から約 0.3 m のレベルの気相温度変化である。

Fig. 4.3.4 は、第 2 ダクト内の気相温度の変化を示す。第 2 ダクト内の気相温度パルスは流れの方向に対して漸次低下している。

Fig. 4.3.5 はフィルターチェンバー手前の第 3 ダクト内の気相温度変化を示す。ピーク高さは下流方向に行くにしたがい低下している。

Fig. 4.3.6 に HEPA フィルターチェンバー内部の気相温度を示す。

(c) 流量変化

Fig. 4.3.7 に第 1 モデルセルへの給気流量を示す。ロケット燃料燃焼時にセル内の内圧が高まり、給気ダクトの逆流防止ダンパーが閉じ、一時的に給気が停止した。燃焼終了の直後、一時的に大量の給気が生じた。

Fig. 4.3.8 に第 2 ダクト内の流量変化（アニューバ流量計 FT 2 B）を示す。

Fig. 4.3.9 に希釈ダクトおよび排気ダクト内のガス流量変化を示す。排気ダクト内の流量は、固体ロケット燃

Table 4.7 Test Condition of EXPL5001

Weight of Solid Fuel: 8 kg (2 kg × 4 fuel burners),
Ventilation Rate: 6 times/h (0.0311 m ³ /s),
Diluting Air Flow Rate: 1.19 m ³ /s,
HEPA Filters: 3 full-size unit/stage × 2 stages, totally 6 units.

料の燃焼により上昇するが、燃焼直後、やや低下がみられる。一方、希釈ダクトの流量はミキサー部の圧力上昇のために一時的に逆流防止弁が閉じてゼロになるが、燃焼直後、セル内圧力の一時的低下にともない、大量の空気流入が観察される。

(d) 差圧変化

Fig. 4.3.10 に差圧計による HEPA フィルタの圧力損失変化を示す。特徴的なことは、圧力パルスがフィルタを通過した後、圧力損失が一時的に減少すること、すなわち、流量が燃焼前の初期定常状態より低下し、その極小値は負となっている。すなわち、わずかながら逆流が生じている。これは、前段において著しい。

Fig. 4.3.11 に排気プロア出入口間の差圧変化およびプロアケーシング内圧力を示す。差圧は、定常状態では [入口圧力-出口圧力] であるので負であるが、ピーク値は正、すなわち、[入口圧力>出口圧力] となっている。これは、燃焼混合ガスの排気プロアへの流入が排風処理能力（吐出能力）を上回っていることを示している。

(e) 排気プロアおよびモータの挙動

Fig. 4.3.12 に排風機方向への流れの負荷による排気プロアおよび三相誘導モータの回転数の変化、およびプロアシャフトのトルク変化を示す。燃焼混合ガス流入とともに、プロアおよびモーター回転数は若干減少し、2つの極小値を成した後、原状復帰している。プロアシャフトトルクはそれに対し、ちょうど逆のしかもかなり大きな変化をしている。排風機は、伝動ベルトのスリップのない新排風機である。

Fig. 4.3.13 に排風機の三相誘導モータの電流と電力の過渡値を示す。いづれもガス流入直後ふたつのパルスをもって立ち上がり、その後急速に低下した後、原状に復帰している。これらは、Fig. 4.3.12 の結果とよく対応している。

4.3.2 結果の特徴

(1) 圧力の減衰

固体ロケット燃料の燃焼により第1モデルセル内で発生した圧力パルスは、ダクト系を伝播して HEPA フィルタを通り、プロアまで届く間に次第に減衰する。Fig. 4.3.14 は、横軸に第1モデルセル底面からの距離（行程）をとり、縦軸に圧力パルスのピーク値と初期定常値との差=ピーク高さをとり、圧力パルスの減衰を燃焼火薬量（2～10 kg）をパラメータにして示す。ただし、●印は、第2ダクト長が 10 m のケースを示し、他はすべて第2ダクト長が 50 m の試験のデータである。

また、Fig. 4.3.15 に装置と圧力測定点の分布を表わす模式図を示す。

(2) 温度パルスの減衰

燃焼混合ガスは、燃焼容器から噴出した直後は 2000°C 以上の高温であるが、ダクト系を移動するにつれ、モデルセルおよびダクトの壁面への放熱、断熱膨張、希釈ダクトでの外気との混合などによって温度が低下する。

Fig. 4.3.16 は、Fig. 4.3.14 に示した試験を対象に、横軸に第1モデルセル底面からの距離（行程）をとり、縦軸に測定点の燃焼混合ガスの温度ピーク値と初期定常値との差をとってピーク高さの減衰を示す。パラメータは燃焼量であり、2～10 kg までの代表例を比較した。ただし、●印は、第2ダクト長が 10 m のケースを示し、他はすべて第2ダクト長が 50 m の試験のデータである。

(3) 抵抗管および第2モデルセル空間の効果

EXPL 5002 および EXPL 5003 では、第2ダクトにそれぞれ内径 90 mm ϕ および 110 mm ϕ 、軸長 1000 mm の抵抗管を挿入し、また、EXPL 4002 においては、第2モデルセル内に第2ダクトと内径が等しい (200 mm ϕ) 内挿管を設置し、第2モデルセル空間を無くした状態で 6 kg 燃焼の条件とした。

この 3 ケースにおける圧力と温度のパルスの減衰をそれらのピーク高さの減少として、それぞれ Fig. 4.3.17 および Fig. 4.3.18 に示す。ただし、Fig. 4.3.14 および Fig. 4.3.16 に示した同じく 6 kg 燃焼の EXPL 3001,

3002, および 4003 の圧力および温度減衰プロファイルを標準的な比較対象として破線で示す。

(4) 目詰まりフィルタの効果

ボイルオーバー燃焼試験で目詰まりした HEPA フィルタを使用して、6 kg の燃料燃焼条件で実施した試験の圧力と温度のパルスの減衰の様子をそれらのピーク高さの減少として Fig. 4.3.19 および Fig. 4.3.20 に、6 kg 燃焼の標準的試験である目詰まりなしの新品フィルタ使用の EXPL 3001, 3002, および 4003 のプロファイル（破線）を比較対象として、それぞれ示す。

(5) HEPA フィルタ圧力損失

Fig. 4.3.21 は、HEPA フィルタによる圧力損失を一括して示す。ただし、横軸は、

HEPA フィルタチャンバーを通るガス流量=排気ダクトの流量センサー FT 4 の設置位置での流量が成り立つと考えて、排気ダクトで測定した流量（FT 4）をとっている。

ここで、実線と破線の曲線は、Fig. 4.3.22 に示す目詰まりしていない新しい HEPA フィルタの定常流による圧力損失の実測値に対する相関式を示す。

① 破線

破線は Fig. 4.3.22 において、原点、風量 $96 \text{ m}^3/\text{min}$, 差圧 114 mmAq . の点、および風量 $437 \text{ m}^3/\text{min}$, 差圧 1000 mmAq . の 3 点を、放物線で結んだ場合の実験式から導かれたもので、以下のように表される。ただし、 mmAq は水柱圧力を意味し、 $1 \text{ mmAq} = 9.807 \text{ Pa}$ である。

$$\Delta P = K_L \mu v + 0.5 K_T \rho v^2 \quad (4.1)$$

$$= K_L \mu \cdot \frac{Q}{S} + 0.5 K_T \rho \left(\frac{Q}{S} \right)^2 \quad (4.2)$$

ここで、

ΔP : 圧力損失 (kPa)

K_L : $5.80 \times 10^8 \text{ (m}^{-1}\text{)}$

K_T : $7.96 \times 10^4 \text{ (-)}$

μ : 粘性係数 = $1.824 \times 10^{-5} \text{ (Pa} \cdot \text{s)}$

ρ : 気体密度 = $1.024 \text{ (kg/m}^3\text{ at } 20^\circ\text{C})$

v : 気体流速 (m/s)

Q : 気体流量 (m^3/s)

S : ろ過面積 = 67.8 m^2

これらの値を式 (4.2) に代入すると、破線のカーブ

$$\Delta P = 0.156Q + 1.04 \times 10^{-2}Q^2 \quad (4.3)$$

が得られる。

② 実線

実線は、同じく Fig. 4.3.22 における原点と、風量 $96 \text{ m}^3/\text{min}$, 差圧 114 mmAq . の点を直線で結んだ場合の実験式であり、以下のように表される。

$$\Delta P = 0.211 \cdot Q \quad (4.4)$$

Fig. 4.3.21 に示す○および●印はそれぞれ、目詰まりしていない新しい HEPA フィルタに燃焼混合ガスを負荷した場合のピーク流量における前段フィルタおよび後段フィルタの圧力損失を示す。これらのデータは定常相関

曲線を中心として±20%～50%の範囲に分布している。ここで、火薬の燃焼混合ガス流のピークに対する前後の圧力損失が、定常流での値より増大することがわかる。

EXPL 4004～4006、およびEXPL 5004の4ケースにおいては、ボイルオーバー燃焼試験にて煤煙によって目詰まりしたHEPA フィルタを用いた。図中の▽および▲印はそれぞれ、煤煙によって目詰まりしたHEPA フィルタを用いた場合の結果を示す。

また、これらのケースにおいて、▽および△で示したデータは、目詰まりフィルタ試験の初期定常状態(～1.2 m³/s)におけるフィルタ圧力損失である。図中の数字は、そのフィルタを目詰まりさせたボイルオーバー燃焼試験における燃焼皿相当段数を示す。

4.3.3 考察

4.3.3.1 圧力・温度のセル、ダクト系による減衰

(a) 圧力パルスの減衰

Fig. 4.3.14に示された圧力パルス(ピーク高さ)の減衰プロファイルから以下のような知見が得られる。

① 燃焼混合ガスによる圧力パルスは、第2モデルセル出口付近まではほとんど減衰はないが、第2ダクトに入って急速に減衰する。これは、燃焼混合ガスが第2モデルセルの狭い出口を通って第2ダクトへ流入し、管径が200 mm ϕ にせばまって流動抵抗が増加したためである。

② 圧力パルスはミキサーを通過した点で大きく減衰する。この原因は、a) ミキサーにおける常圧気体との混合、b) 内径200 mm ϕ の第2ダクトから600 mm ϕ の第3ダクトに管径が拡大したことによる断熱膨張である。

また、PT 9とPT 11の間の圧力減衰は、PT 9とPT 11の間に設置された流量調節用のダンバの流動抵抗も一因を成していると思われる。

③ いずれのケースにおいても、HEPA フィルタに届くまでに十分減衰している。

④ 燃焼火薬量が8 kgおよび6 kgのケースについては、それぞれ3回の試験を実施したが、それらの結果はほぼ一致しており、再現性は比較的良好である。8 kg燃焼の場合、EXPL 3003が旧排風機、EXPL 4001および5001が新排風機を用いており、6 kg燃焼の場合、EXPL 3001および3002が旧排風機、4003が新排風機を用いた試験であるが、排風機の新旧の差が圧力減衰に及ぼす影響は認められない。新旧の排風機の主要な仕様については、Table 3.1に示した。

EXPL 3001とEXPL 3002は、HEPA フィルタの枚数の相違以外は同一の条件による試験であり、両者のデータはよく一致している。すなわち、試験は再現性がある。

⑤ EXPL 5001においては、フルサイズのHEPA フィルタを用いたが、これによる影響は認められない。HEPA フィルタがハーフサイズ6枚×2段と、フルサイズ3枚×2段との差は、セル・ダクト系の圧力減衰効果に与える影響はないといえる。

⑥ □印で表わしたEXPL 3004のデータは部分的に他のデータと異なった傾向をみせている。ここで、EXPL 3004は、燃焼火薬量を10 kgとし、排風機を新排風機に取り替えて行った試験である。

このケースにおける圧力パルスの減衰は、PT 11においても他ケースより少ない。これは、ミキサー部で外気と混合された燃焼混合ガス中の可燃成分(水素、一酸化炭素)がそこで二次燃焼を起こした結果と思われる。

⑦ EXPL 3003、4001、および5001は、燃焼火薬量が8 kg、EXPL 3004は10 kgであり、発生エネルギーは想定規模を超えているが、いづれのケースにおいても圧力パルスのセル、ダクト系による減衰効果は大きく、HEPA フィルタおよび排風機の健全性への影響はない。

(b) 温度パルスの減衰

Fig. 4.3.16に示された温度パルス(ピーク高さ)の減衰プロファイルは、以下のように評価される。

- ① ガス温度は第2モデルセルの入口までにかなり低下する。これは、高温ガスからの壁面への放射伝熱、対流伝熱によると思われる。
- ② 第2モデルセル出口へ向かう間に急速に低下する。これは、第2モデルセル内で、断熱膨張と壁面への放熱があるためである。
- ③ 第2ダクトへ入って4m程経た点で温度はやや上昇する傾向がみられる。しかし、Fig. 4.3.17に示されたように同じ場所での圧力(PT 6)は低下しているので、断熱圧縮による温度上昇とは考えられない。むしろこれは、第2モデルセル出口の温度センサーのデータが低すぎるという可能性がある。すなわち、出口の温度センサーTC 29は、Fig. 3.2.4に示したように、円筒形のセルの中心軸上からやや上方に片寄って取り付けられているが、この点が流体力学的よどみ点ないしはその近傍になるとすれば、燃焼混合ガスの出口温度を代表していない可能性がある。
- ④ ガス温度は、第2ダクト以降漸次減衰し、距離約16m(TC 31)より下流では、温度は単調に低下していき、フィルタチャンバーでは、ほとんど初期定常状態と同程度となっている。すなわち、燃焼混合ガスはダクト系の最初の部分で大部分の熱を放出してしまい、HEPAフィルタに届くときは高々30°Cの上昇幅にとどまっている。このように、セル、ダクト構造の温度減衰効果=放熱効果は大きく、特に第2モデルセル空間での放熱は効果的である。
- ⑤ 第2モデルセル以降、第2ダクト行程での行程長に対するガス温度低下の効果においては、ダクト長(10mと50m)による差は少ない。すなわち、ダクトの単位長さあたりの放熱量には大きな差はないと言える。第2ダクト長が10mであるEXPL 2003の場合、フィルタへ至るまでにガス温度がほとんど初期定常状態の値近くまで低下したのは、ミキサーや第3ダクトの放熱が大きかったためと思われ、一方50mダクトのケースでは第2ダクトにおいて十分温度低下した後にミキサー以降に入るので、この効果が顕著に現れなかつたためと思われる。
- ⑥ 6kg、8kg燃焼のそれぞれ3ケースにおける温度ピーク高さはほとんど一致しており、この点でも再現性が確認された。
- ⑦ 想定規模を超えた発生エネルギーのケースにおいても、圧力パルスの減衰効果と同様に、温度パルスのセルダクト系による減衰効果は大きく、HEPAフィルタおよび排風機の健全性への影響はない。

(c) 抵抗管および第2モデルセル空間の効果

Fig. 4.3.17およびFig. 4.3.18に示されたプロファイルの特徴は、以下のように分析される。

- ① 抵抗管による流動抵抗は、圧力減衰に顕著に現れている。すなわち、6kgの標準的な結果(破線)と比較すれば、抵抗管の上流では圧力は高く、下流では急激している。温度においても上流側でやや高く、下流側で低くなる傾向がみられる。これらは当然、内径110mm ϕ (EXPL 5003, △)より90mm ϕ (EXPL 5002, ▲)の抵抗管において著しい。
- ② 第2モデルセル空間がないEXPL 4002(▽)の場合、破線と比較して第2モデルセル上流側で圧力はやや高く、第2ダクト以降は点線と同様な減衰傾向を示している。

本来、定常流においては管径の拡大、縮小はそれぞれ流動抵抗を形成する。したがって第2モデルセルがない場合の方が、第2ダクトに入るまでの流動抵抗が少ないので、第1モデルセル、第1ダクトにおける圧力は低下するであろう。

しかし、本試験のような急激な過渡変化においては、第2ダクトという一時的に燃焼混合ガスをためる大きなバッファ空間がないことにより、かえって第1モデルセルおよび第1ダクトにおける圧力上昇が大きくなつたと考えられる。

- ③ 同じく、EXPL 4002における温度ピーク高さは、第2モデルセル空間での大きな放熱が生じなかつたため、第2ダクト前半部でかなり大きい。しかし、後半に移行する間に放熱が進み、HEPAフィルタに届くまでにやはり他のケースとほぼ同様の減衰を示した。

(d) HEPA フィルタ圧力損失

Fig. 4.3.21 に示したように、目詰まりしていない HEPA フィルタにおいて、燃焼混合ガス流のパルスに対する前段での圧力損失が定常流での値より増大する理由は、燃焼混合ガスに若干のエアロゾルが含まれており、これで多少の目詰まりが生じるためと思われる。これは、試験後のフィルタを観察した結果、前段フィルタは薄い褐色に着色しており、後段フィルタは変化がなかったことから裏付けられる。すなわち、単純にガスの通過に対する圧力損失ならば、想定規模を超えた急激燃焼のガス流を含め、過渡変化時でも定常流の圧損のカーブから予測できることを意味する。

目詰まりフィルタを用いた試験結果を示す図 4.3.19 および図 4.3.20 において、EXPL 5004 の圧力が第 1 モデルセル～第 2 ダクトにかけてやや他ケースより高いが、これは固体火薬の燃焼速度のばらつきなどによるものと思われる。HEPA フィルタにおいては、圧力のピーク高さはいずれのケースもほとんど等しくなった。全体として、目詰まりフィルタ使用の場合の減衰のプロファイルは多少のばらつきがあるものの、破線と比較して有意な差がない。したがって、目詰まりフィルタがフィルタ上流の圧力や温度に与える影響は極めて小さく、目詰まりはフィルタにおける圧力損失の増加にのみ現れると考えて良い。

4.3.3.2 排風機の過渡応答

3.2 節にも述べたように、本研究においては旧排風機と新排風機の 2 種の排風機を用いた。新排風機を用いたのは、4 種の試験においてそれぞれ BOIL 4001, EXPL 3004, BLOW 4001 および PRES 3003 から以後であり、それ以前はすべて旧排風機を使用した。(表 3.1 および表 4.1 ～表 4.4 参照)

燃焼混合ガスがフィルタチャンバーを通り、プロアへ流入することにより排風機には過渡的な負荷増大が生じる。このときの排風機の過渡応答特性を、過渡負荷量の大きい EXPL 3003 (8 kg 燃焼、旧排風機) と EXPL 5001 (8 kg 燃焼、新排風機) を典型的な例として、以下に比較検討する。

Fig. 4.3.23 および Fig. 4.3.24 は、それぞれ EXPL 3003 および EXPL 5001 における、ガス流量変化 (Nm^3/s)、プロア回転数 (rpm)、モーター回転数 (rpm) およびモーター有効消費電力 (kW) の変化を示す。ただし、モーター回転数は、プロア回転数との比較を容易にするために、原データを 2.2 倍して示す。

Fig. 4.3.23 (EXPL 3003) では、ガス流量は排気ダクトの流量センサー FT 4 が追従性の悪いタイプのものだったので、第 2 ダクト流量の 92% の値を排風機に流入する風量として近似的に用いた。この理由は Appendix に述べる。

Fig. 4.3.24 (EXPL 5001) においては、FT 4 は追従性の良いタイプを用いたため、排風機流量としては排気ダクト流量をそのまま用いた。

Fig. 4.3.23 に示すように、旧排風機の過渡変化において特徴的なことは、燃焼混合ガスの流入にしたがってプロア回転数が急速に低下し、この低下が伝動ベルトに伝えられるが、ベルトはモータープーリーの円周上でスリップするので、モーター回転数の低下割合はプロア回転数の低下割合の分数の一にとどまることである。したがって、流入するガス量の急速な増加とそれによるプロア回転数の低下にもかかわらず、モーターにおける「すべり (=誘導モーターのローターとステーター回転磁界の位相のズレ)」の増加によるモーター電流および有効消費電力の増加はある程度以上には進まず、逆に伝動ベルトのプーリー上でのスリップが増加してモーター負荷が下がり、極小値を生じる。これは、モーターの過電流が伝動ベルトのスリップによって回避されることを意味する。

一方、Fig. 4.3.24 に示されるように、新排風機の過渡変化において特徴的なことは、燃焼混合ガスの流入とともにプロア回転数が急速に低下するが、ある一定レベル以上の流量増加に対しては逆に回転数が上昇し、さらに流量ピークを過ぎて流入量低下にともない再び回転数はやや減少、その後原状に復帰することである。この増減

履歴と対応してモーター消費電力が上昇→下降、極小→増大→原状へと復帰する。こうした挙動の理由は、以下のように考えられる。

- ① 伝動ベルトのスリップはほとんど無い。すなわち、モーターとプロアファンの回転速度の比は、それぞれのブーリーの直径の逆数に等しいという関係を保っている。
- ② プロアファンは、ガス流入量があるレベル以上になると流入ガスの運動量を受けて回転が加速される特性を持っている。
- ③ ガス流入があるレベル以上に達した期間は、プロアファンの回転加速によって、プロアファンシャフトのトルクが減少し、モーター有効消費電力の増大が抑制され、鋭い2個のパルスおよびそれらに挟まれた極小値が現れた。

このように新排風機を用いた試験では、伝動ベルトのスリップは生じないものの、過渡的な流量過負荷にたいして一時的にプロアの回転数が上がり、結果としてモーター負荷は減少するのでベルトのスリップがなくてもモーターの過電流の恐れは生じない。

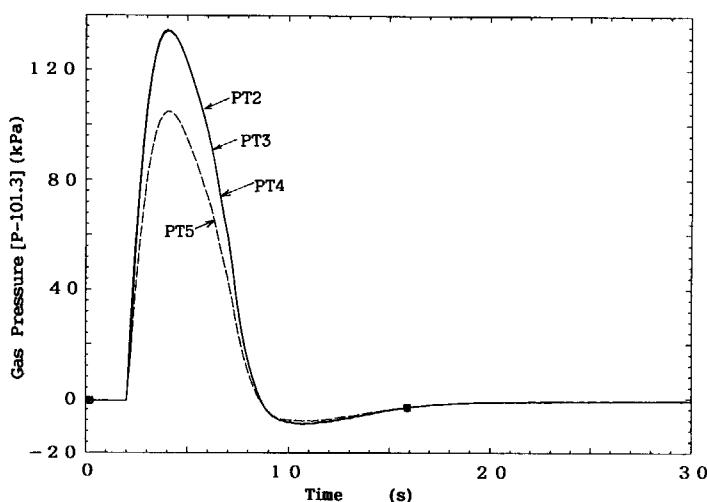


Fig. 4.3.1 Pressure pulses generated in the first model cell (PT2), first duct (PT3), second model cell (PT4), and second duct (PT5) by solid fuel burning in the deflagration test EXPL5001.

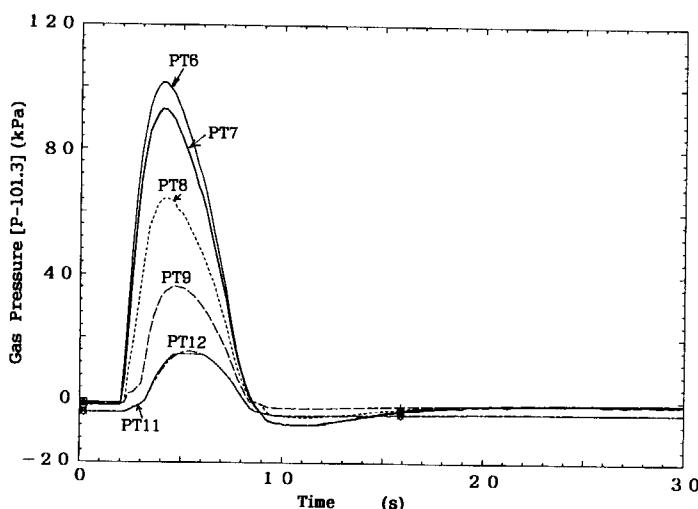


Fig. 4.3.2 Pressure pulses generated in the second duct (PT6, PT7, PT8), third duct (PT9, PT11) and exhaust duct (PT12) by solid fuel burning in the deflagration test EXPL5001.

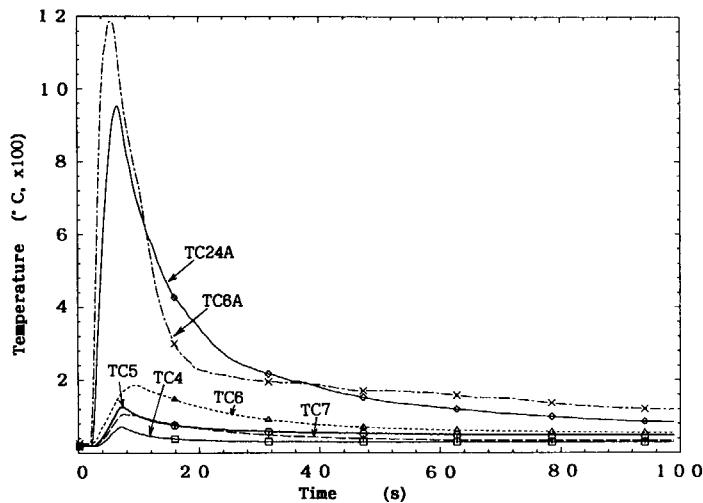


Fig. 4.3.3 Temperature of gas (TC6A, TC24A) and inner wall (TC4, TC5, TC6, TC7) of the first model cell in EXPL5001.

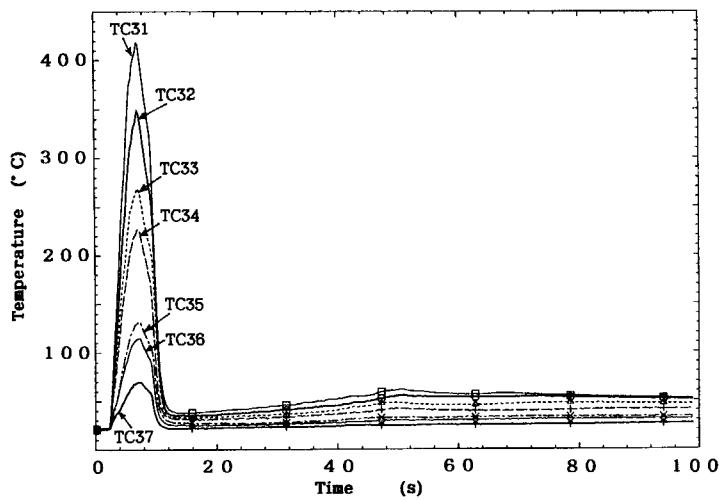


Fig. 4.3.4 Temperature of gas in the second duct in EXPL5001.

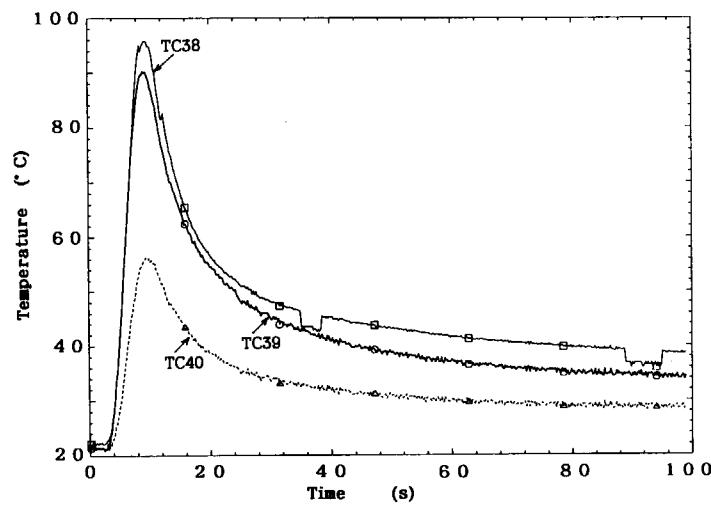


Fig. 4.3.5 Temperature of gas in the third duct in EXPL5001.

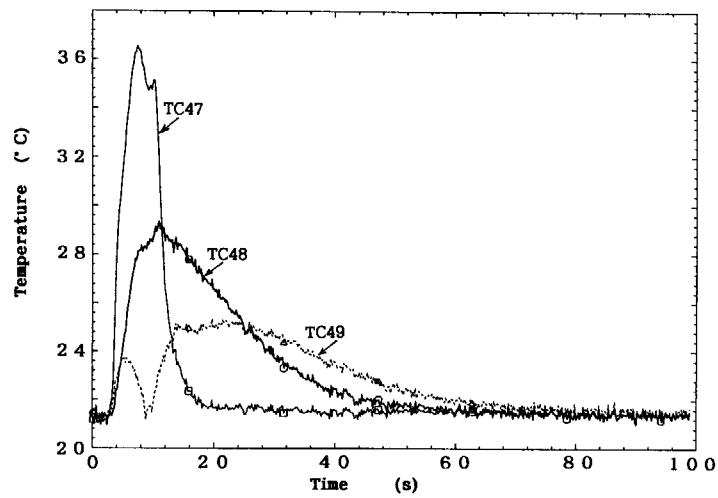


Fig. 4.3.6 Temperature of gas in the HEPA filter chamber in EXPL5001.

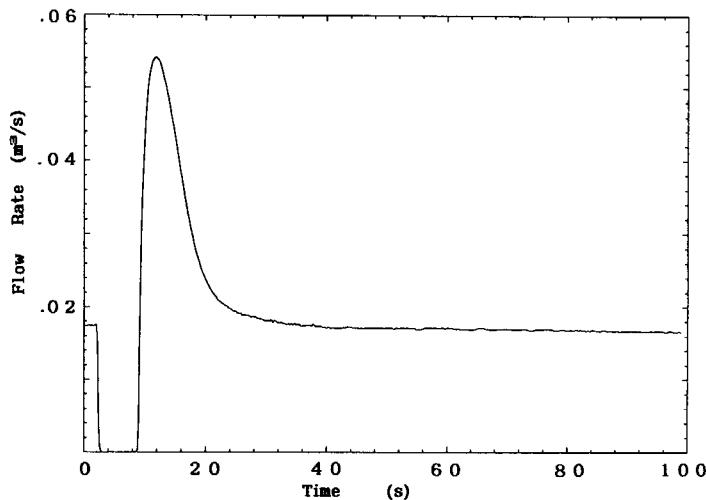


Fig. 4.3.7 Flow rate of air in the inlet duct in EXPL5001.

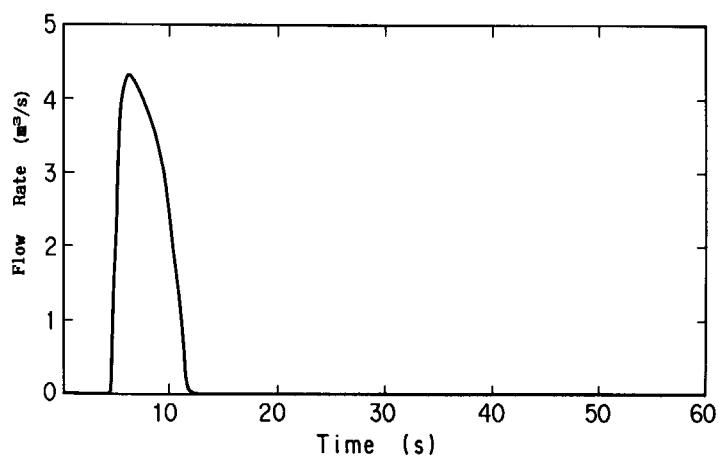


Fig. 4.3.8 Flow rate of gas in the second duct in EXPL5001.

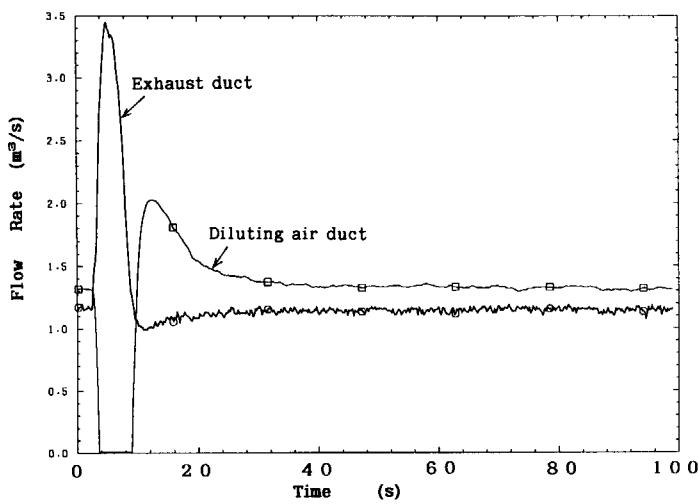


Fig. 4.3.9 Flow rates of gas and air in the exhaust duct and diluting duct in EXPL5001.

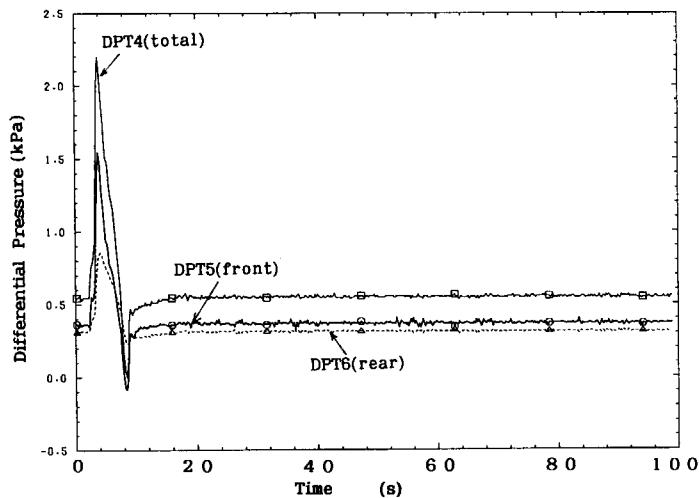


Fig. 4.3.10 Pressure drop across the HEPA filters in EXPL5001.

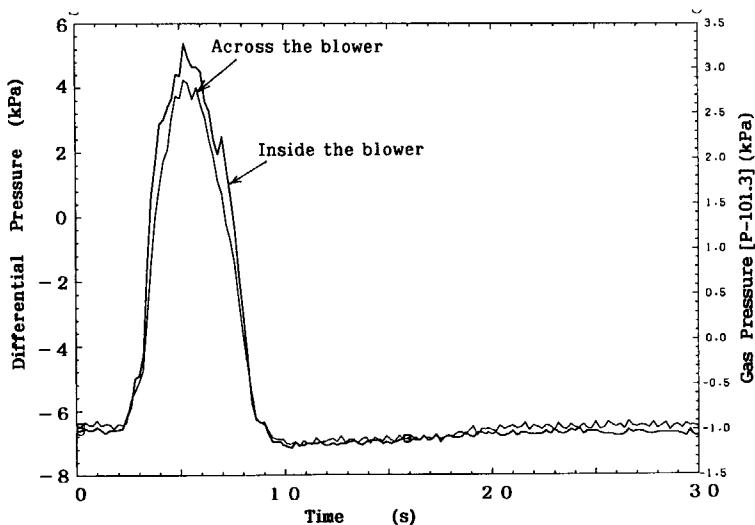


Fig. 4.3.11 Differential pressure across the inlet and outlet of the blower, and pressure inside the blower casing in EXPL5001.

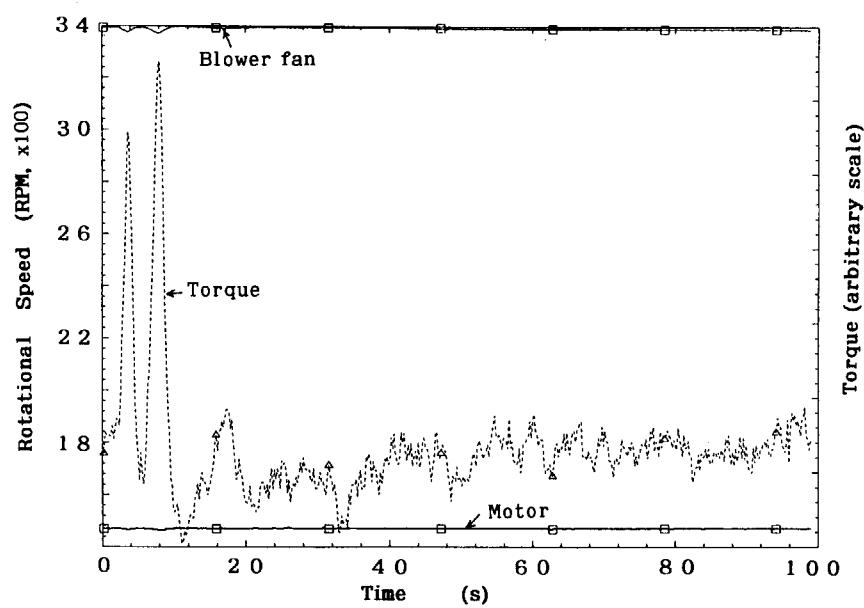


Fig. 4.3.12 Rotational speeds of the blower fan and motor, and torque of the blower shaft in EXPL5001.

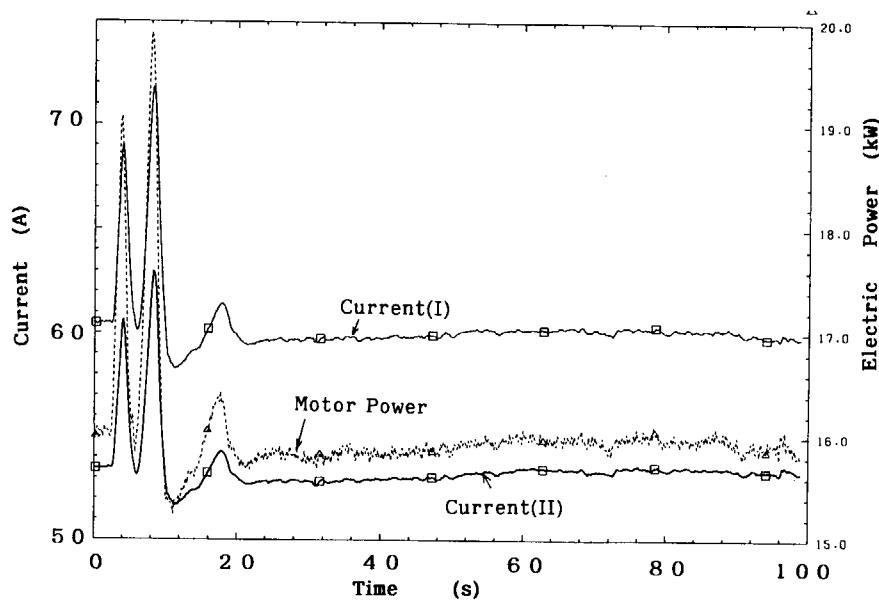


Fig. 4.3.13 Electric currents and effective electric power consumption of the blower motor in EXPL5001.

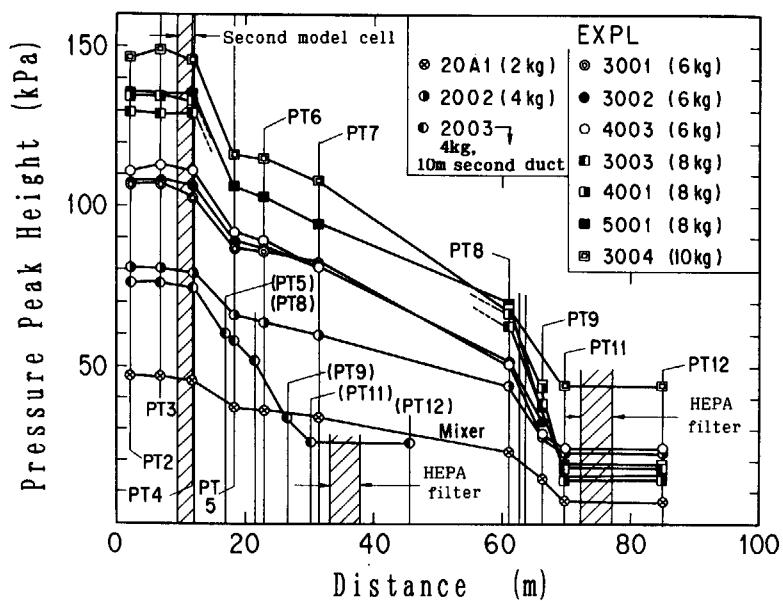


Fig. 4.3.14 Decline of pressure peak heights with distance from the bottom of the first model cell in the various deflagration tests.

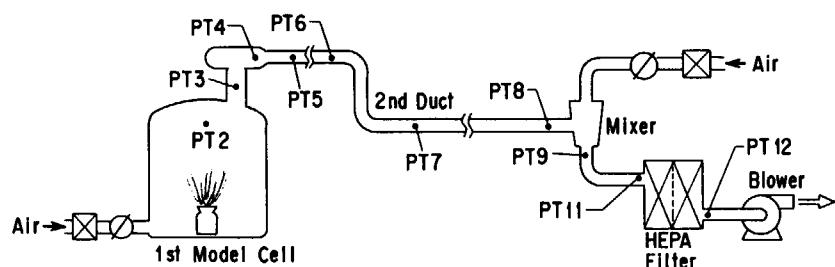


Fig. 4.3.15 Schematic of location of pressure sensors in the facility.

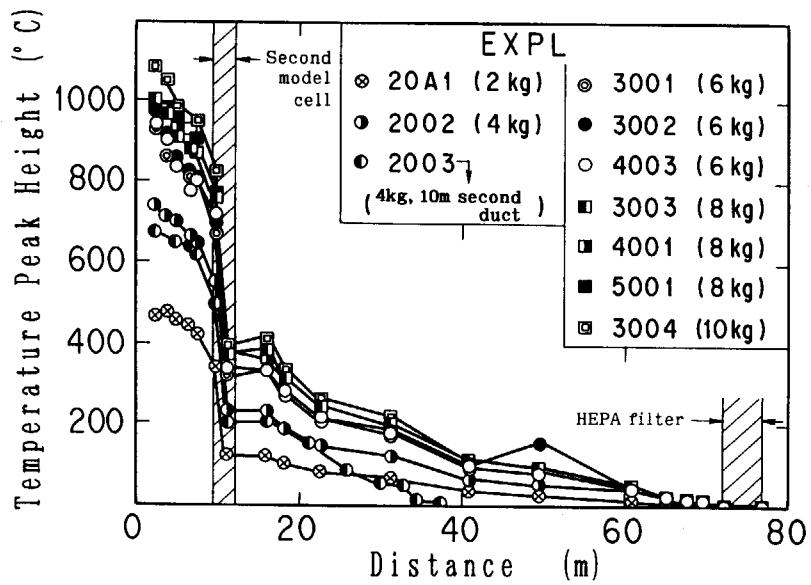


Fig. 4.3.16 Decline of temperature peak heights with distance from the bottom of the first model cell in the various deflagration tests.

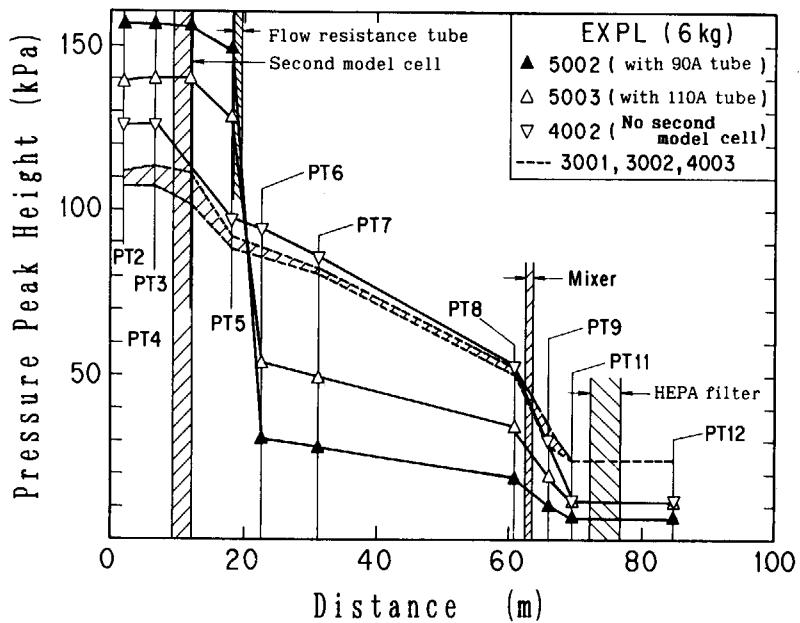


Fig. 4.3.17 Decline of pressure peak heights with distance from the bottom of the first model cell in the various deflagration tests.

▲, △: test with a flow resistance tube in the second duct, and
 ▽: test without the second model cell.

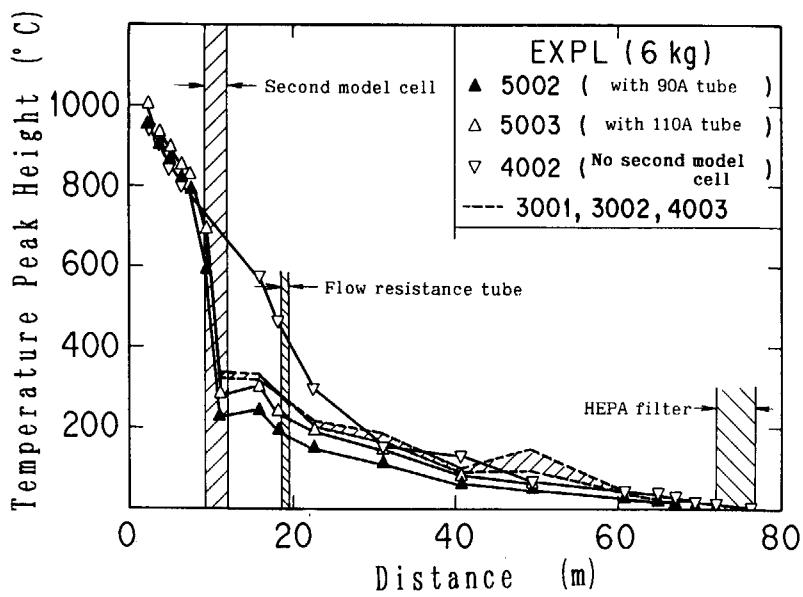


Fig. 4.3.18 Decline of temperature peak heights with distance from the bottom of the first model cell in the various deflagration tests.
 ▲, △: test with a flow resistance tube in the second duct, and
 ▽: test without the second model cell.

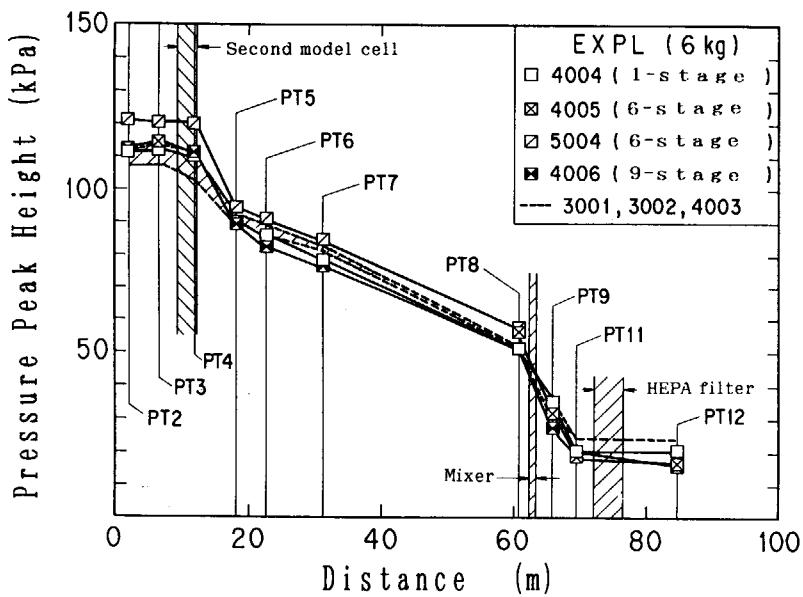


Fig. 4.3.19 Decline of pressure peak heights with distance from the bottom of the first model cell in the deflagration test performed with the HEPA filters clogged by smoke in the boilover burning test. Numerals in the brackets of the legend denote the number of equivalent stages of the burning pan.

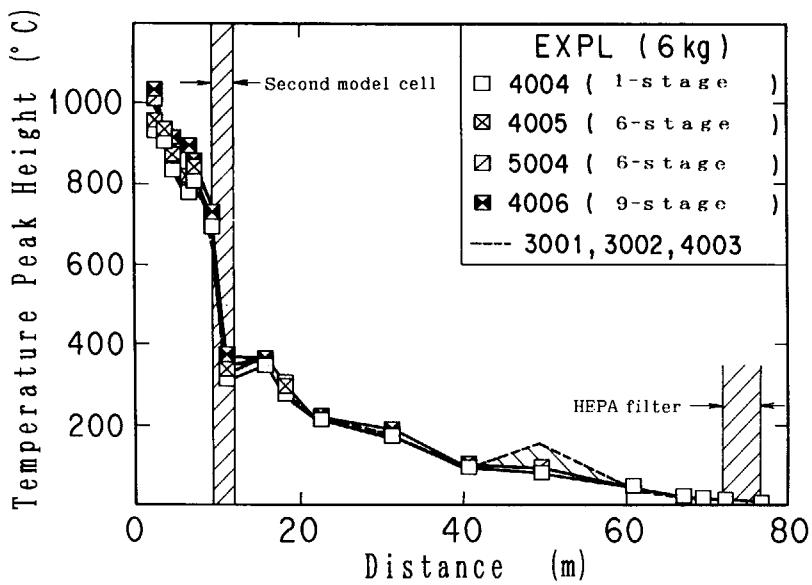


Fig. 4.3.20 Decline of temperature peak heights with distance from the bottom of the first model cell in the deflagration test performed with the HEPA filters clogged by smoke in the boilover burning test. Numerals in the brackets of the legend denote the number of equivalent stages of the burning pan.

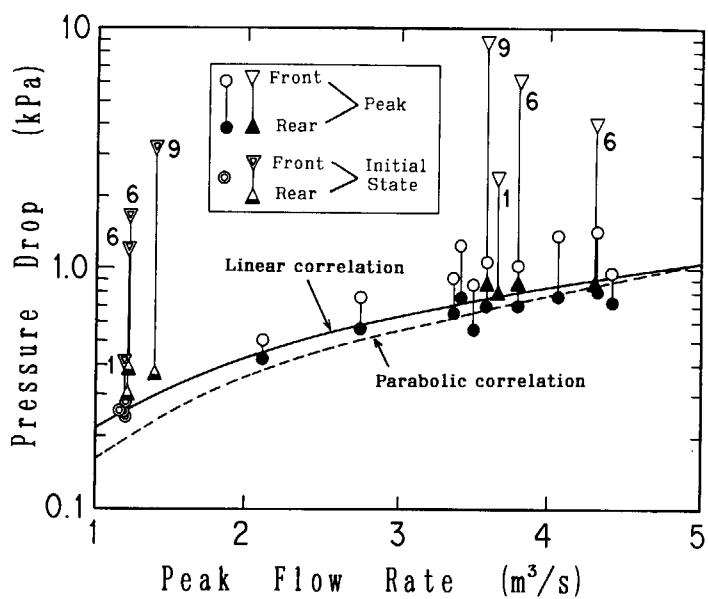


Fig. 4.3.21 Peak pressure drop across the front and rear stages of HEPA filters in the deflagration test.

Circles denote the data of non-clogged fresh filters, and triangles the data of clogged filters by smoke in the boilover burning test. Numerals in the figure indicate the number of equivalent stages of pan in the boilover burning test clogging the filters.

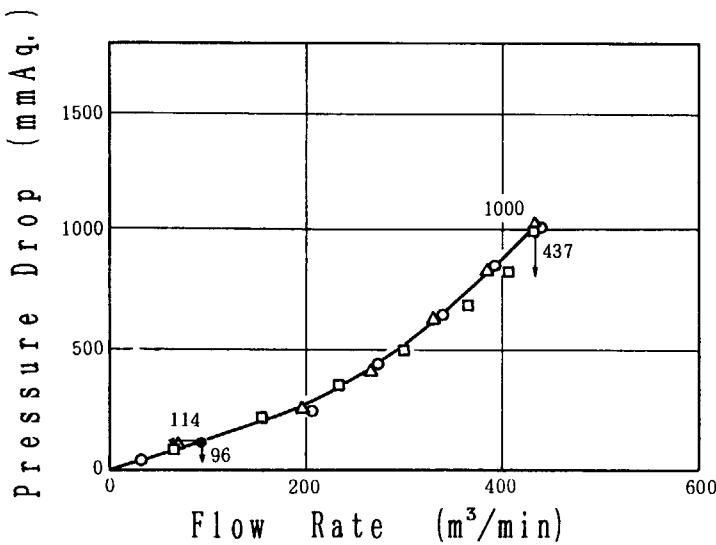


Fig. 4.3.22 Experimental data of pressure drop across the HEPA filter generated by a steady-state flow.

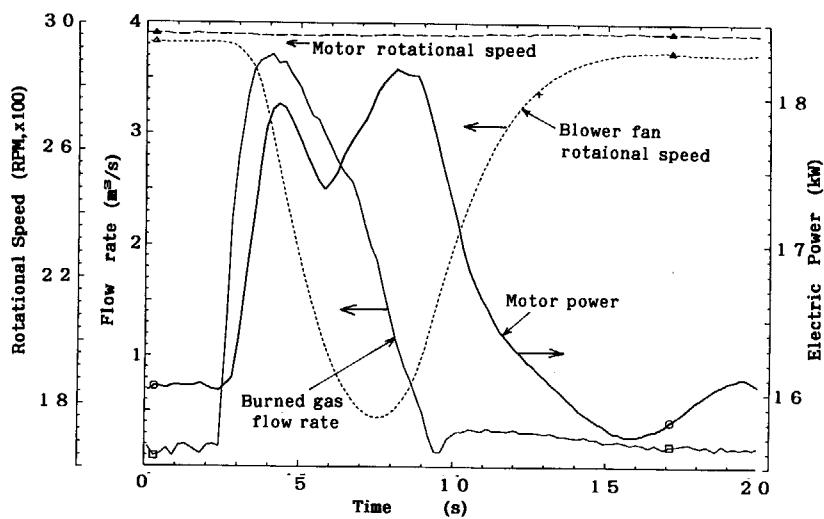


Fig. 4.3.23 Response of the old blower fan and motor by burning gas flow in the deflagration test EXPL3003.

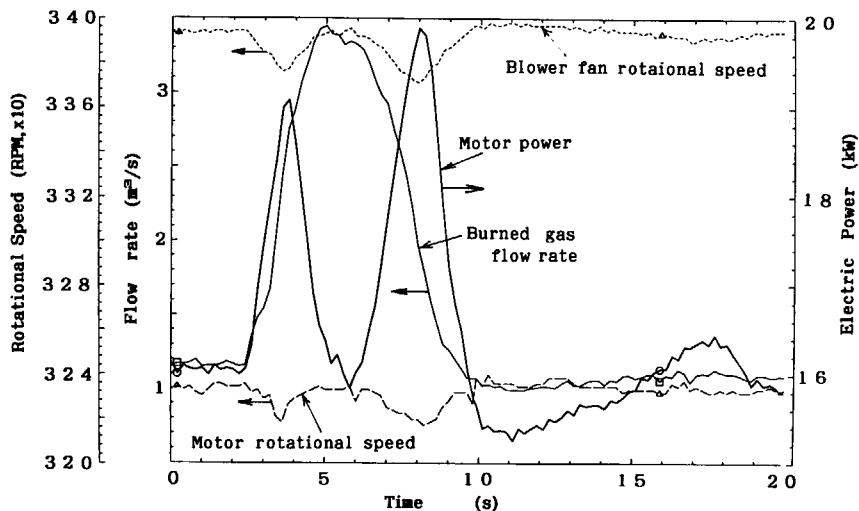


Fig. 4.3.24 Response of the new blower fan and motor by burning gas flow in the deflagration test EXPL5001.

4.4 排風機健全性試験

排風機健全性試験の代表例として、BLOW 4001 試験および BLOW 5001 試験の主要結果を以下に示す。

4.4.1 結果（代表例）

[BLOW 4001]

(1) 試験条件

BLOW 4001 の試験条件を Table 4.8 に示す。

(a) 流量の条件

圧縮空気放出配管におけるオリフィスの絞り比は 0.3 とした。

(b) 蓄圧タンク内空気温度

空気温度は放出されたときの断熱膨張により急速に低下する。ヒーターによるタンク内空気の加熱速度と試験の準備に要する時間とのバランスを考えて、100°C とした。

(2) 試験結果

Fig. 4.4.1 は、排風機プロア直前の圧力 (PT 15)，プロアケーシング内圧力 (PT 16)，およびプロア差圧 (DPT 7) の変化を示す。圧縮空気流入とともにプロア入口（前）圧力および差圧は急昇し、その後原状に復帰した。

Fig. 4.4.2 は、放出された圧縮空気流入の流量 (FT 5) および排気ダクト圧力の変化 (PT 12) を示す。ラップチャーディスクを破った瞬間、FT 5 は鋭いパルスを以て立ち上がる。また、仕切り弁はフィルターチェンバーの直後にあり、したがって排気ダクト圧力は初期状態ではプロアによって吸引された状態にあり、負圧となっているが、圧縮空気流入とともに圧力が上昇し、極大値を経た後、一旦初期値よりやや低下した後原状に復帰している。

Fig. 4.4.3 は、排風機モーターおよびプロアの回転数の変化を示す。これらは、圧縮空気流入の間やや低下し、その後漸次原状に復帰している。

Fig. 4.4.4 は、モーター電流（3 相中の 2 相）、モーター有効消費電力の変化を示す。電流 1、電流 2、および電力とも圧縮空気吹き込みと同時に増大し、その後漸次している。すなわち、Fig. 4.4.3 の変化とはちょうど逆方向の変化である。

[BLOW 5001]

(1) 試験条件

BLOW 5001 の試験条件を Table 4.9 に示す。

Table 4.8 Test Condition of BLOW4001

Initial Pressure inside the Accumulator Tank: 576.3 kPa,
Initial Temperature of Air in the Tank: 100°C,
Ratio of the Flow-limiting Orifice of the Air Conduit Pipe: 0.3,
Blower: New blower.

Table 4.9 Test Condition of BLOW 5001

Initial Pressure inside the Accumulator Tank: 576.3 kPa,
Initial Temperature of Air in the Tank: 14°C,
Blower: New blower,
Flow-limiting Orifice of the Air Conduit Pipe: not installed.

(a) 流量の条件

圧縮空気放出配管にはオリフィスを設けず、放出空気は管路の流動抵抗以外の抵抗を受けずに直接排風機に流入する状態とした。

(b) 蓄圧タンク内空気温度

BLOW 5001 試験では、できる限り大風量を入れるため、ヒーターによるタンク内空気の加熱はせず、外気温のままとした。

(2) 試験結果

Fig. 4.4.5 は、排風機プロア直前の圧力 (PT 15), プロアケーシング内圧力 (PT 16), およびプロア差圧 (DPT 7) の変化を示す。放出空気流入とともにプロア入口 (前) 圧力および差圧は急激に上昇し、その後原状に復帰した。いづれの信号もスケールオーバーしたので、図には一点鎖線でパルスの推定形状を記入した。この推測形状から、PT 15, PT 16, PT 17 のピーク値は、それぞれ 95 kPa, 56 kPa, および 85 kPa と見積られる。

Fig. 4.4.6 は、放出された圧縮空気流入の流量 (FT 5) および排気ダクト圧力の変化 (PT 12) を示す。ラプチャーディスクを破った瞬間、FT 5 は鋭いパルスをなして立ち上がる。FT 5 の流量差圧計測のアニューパンサーがスケールオーバーしたので、流量に換算したカーブも上部ピークが欠けている。推定ピーク値は $16 \text{ Nm}^3/\text{s}$ である。

排気ダクト内はプロアによって吸引された状態にあり負圧となっているが、圧縮空気流入とともに負圧が減少し、ピーク値をとった後負圧が回復し原状に復帰している。

Fig. 4.4.7 は、排風機モーターおよびプロアの回転数、プロアシャフトトルクの変化を示す。モーター回転数は、図面上で変化を強調するために実際の値を 2 倍して示す。プロア回転数、モーター回転数とも圧縮空気流入の瞬間急激に増大して極大値をとり、その後減少し原状に復帰している。モーターシャフトのブーリーとプロアシャフトのブーリーとを結ぶ伝動ベルトのスリップは、[プロア回転数/モーター回転数] の値がほとんど一定であることから、発生していない。

トルクは、一旦ゼロレベルとなった後、急速に増大し、その後原状に復帰している。ただし、トルクセンサーの出力はトルクに比例しているが絶対値は信頼できないので、その相対的变化のパターンに注目する。

Fig. 4.4.8 は、モーター電流 (3 相中の 2 相)、モーター有効消費電力の変化を示す。電流 1, 電流 2 は圧縮空気吹き込みと同時に急激に増大してスケールオーバーし (100 A 以上)、その後急減して極小値をとった後、再度増大してパルスを成し、その後原状に復帰している。(三相誘導モーターのモーター電流は、負荷が減少して回転数が上昇しても、あるレベル以下には低下しない性質をもつ。) しかし、モーター有効消費電力は、電流が最初に急上昇し、次に極小値をとるまでの期間、図面上ではゼロレベルにある。これは、消費電力計測器の特性上ゼロ出力となったのであり、実際にはゼロレベル以下にスケールオーバーしている、すなわち電力消費ではなく発電状態にあると思われる。

4.4.2 考察

4.4.2.1 旧排風機と新排風機の差

新旧両タイプの排風機の差が過渡応答特性に及ぼす変化に注目して結果を検討する。すなわち、蓄圧タンクの初期圧力、初期空気温度が同一である BLOW 4001 (新排風機) と BLOW 3001 (旧排風機) とを比較する。

Fig. 4.4.9 は、両試験における蓄圧タンク内圧変化および放出配管内空気流量を比較したものである。圧力減衰カーブはほとんど一致している。流量は BLOW 3001 の方がやや高い様に見えるが、流量センサーの動作のばらつきにより、見かけの差が出ているに過ぎない。すなわち、新旧両排風機に流入する空気流量変化の履歴はほとんど等しいと思われる。

Fig. 4.4.10 は、モーター回転数とプロアファン回転数とを比較したものである。ただし、比較が容易になるようにモーター回転数のデータは原データを 2.2 倍して表示した。本図より、以下の特徴が明らかになる。

- ① 新排風機のファンは初期定常状態の定格回転数が旧排風機に比べてやや大きく、一方、モーター定格回転数はやや少ない。
- ② 圧縮空気流入によるモーター回転数とプロアファン回転数の変化はいづれの試験においてもほぼ同様であり、その差はわずかである。
- ③ しかし、旧排風機 (BLOW 3001) の場合、モーター回転数の低下は、伝動ベルトがモーターブーリー上でスリップすることにより、プロアファン回転数の低下より少ない。これは、穏やかな爆発試験における Fig. 4.3.23 の説明 (4.3.3.2) と同様に、モーターの過電流が伝動ベルトのスリップによって回避されることを意味する。

これに対し、新排風機 (BLOW 4001) の場合、図より回転数低下はモーターおよびプロアファンとともに同程度であり、伝動ベルトのスリップがわずかであることがわかる。しかし、この程度の過負荷では、以下の有効消費電力にも述べるようにモーターに損傷をもたらすものではない。(これ以上の過負荷に対する反応は、次項「大流量における過渡変化」の項で検討する)

Fig. 4.4.11 に、モーター有効消費電力の変化を示す。圧縮空気流入直後のパルスは新排風機 (BLOW 4001) がより低いものの、定常状態および過渡状態の期間全般にわたって、新排風機の方が旧排風機 (BLOW 3001) よりやや大きい。

以上より、新排風機の過渡応答は、ベルトのスリップがわずかでモーター有効消費電力がやや大きいことを除けば、旧排風機の応答と本質的な差は認められない。また、モーター有効消費電力のピーク値は新排風機の方がやや低く、ベルトのスリップがない状態でも排風機全体としての健全性維持には支障はない。

4.4.2.2 大流量における過渡変化

BLOW 202～BLOW 4001 までの試験においては、放出配管に流量制限オリフィスを設けていた。その結果、圧縮空気の排風機への流入の瞬間のピーク流量は、蓄圧タンクの内圧にかかわらず約 $0.9 \sim 1.0 \text{ m}^3/\text{s}$ であり、内圧の高低は流入持続時間の長短に現れた。これは、放出配管オリフィスでチョーキングが起こっていたためと思われる。流入時間は、60～100 秒程度であった。

したがって、排風機の過渡変化は、Fig. 4.4.2 および Fig. 4.4.3 に示したように、流入の瞬間回転数がやや低下し、モーター電力がやや増加し、その後空気流入量の低下とともに漸減していくという経過を共通にたどった。すなわち、空気流入速度は余り大きくなく、排風機の過渡応答は定常状態から大きくはずれることはなかった。

しかし、BLOW 5001 においては、以下の理由により、放出の瞬間ピーク流量が $12 \text{ m}^3/\text{s}$ (Fig. 4.4.6 のパルス形状の外挿より推定)、流入持続時間が従来 100 秒に対して約 15 秒と、短時間に極めて大きな過負荷が発生した。この原因を以下に示す。すなわち、

- ① 放出配管の制限オリフィスがなく、チョーキングが生じなかった。
- ② 初期空気温度は約 15°C である。すなわち、流入した空気の全質量は、 100°C に加熱した場合と比較すれば、約 30% 多い。
- ③ 圧縮空気初期圧力は 562 kPa であり、BLOW 3003 と同じく、BLOW シリーズの中では最大である。

BLOW 5001 の過渡変化的特徴を分析するために、Fig. 4.4.12 に、その空気流量、モーター回転数、プロアシャフトトルク、モーター電流、モーター有効消費電力の変化を示す。ただし、トルクの表示は任意スケールとし、その相対的变化のパターンのみを検討する。プロア回転速度は図に示していないが、伝動ベルトのスリップはほとんど無いので、終始モーター回転数の約 2.3 倍である。

4.4.1 項でも述べたように、圧縮空気流入の瞬間、モーター回転数は急速に立ち上がり、その後減少している。

これは、激しい空気流入によってプロアの回転が急加速されたことを反映している。この加速期間、トルクはゼロレベルに落ちている。これは、プロアシャフトの負荷による円周方向のねじれが逆転した（逆方向にかかった）ことを意味する。すなわち、通常はシャフトから羽根車に力を伝え、流体に仕事を成すのであるが、流入の瞬間から約4秒間は、逆に流入空気によって羽根車が回転モーメントを与えられた状態となったと思われる。これにより、トルクは正確には負となったが、負のトルクは検出できないセンサーの構造上、約4秒間はゼロレベルに張り付いたのである。

この激しい空気流入のピークが過ぎると、シャフトの回転数は低下し、シャフトのねじれは逆転をやめ通常の方向に復帰し、したがってトルクも正の値が生じるようになる。しかしそまだ空気の流入が続いている間は、回転数は初期無負荷状態よりやや低下し、これに対応してトルクは増大する。こうしてラプチャーディスク破壊後約12秒の時刻に第2のトルク極大値、回転数極小値が生じる。負荷がある程度以下になり初期状態に近づくにつれ、こうした過渡状態はおさまっていく。

以上のような流体力学的な過渡変化と、モーターの電気的反応の対応は、以下のように考えられる。

まず、圧縮空気流入の瞬間から約4秒間は、流入空気によるプロアの回転加速によりモーター回転数は異常に上昇するので、以下に述べるようにモーターは伝動ベルトを通して仕事をされることになる。この仕事は、一部は電気エネルギーとしてモーター電源に流入し、他は銅損（銅導体のジュール発熱）や鉄損（鉄心の渦電流及びヒステリシス損失）となる。すなわち、誘導モーターにおいては、ステーターコイルの交流電圧と交流電流の大きさと位相関係、および有効消費電力は、外部電源のみならず、ローターに発生する誘導起電力と誘導電流による電磁的反作用によって決まる。このとき、通常はローターがステーターの回転磁界にやや遅れて回転するので、位相のズレ（すべり）により外部から入力した電力はローターの回転エネルギーに変換される。しかし、ローターの回転が回転磁界より速くなると、位相のズレが逆となり、ローターからの電磁的反作用は、ステーターに入力以上の電気エネルギーを発生させる。また、ローター、ステーターの電流はいずれも増大する。

Fig. 4.4.4において、電流が急速に増大してスケールオーバー（100 A以上）したのは、電流センサーが交流電流の実効値を測るためにあり、電圧と電流の位相関係を考えれば、この急昇した電流によってモーターから外部電源に電気エネルギーが流出していくと解釈される。このため、有効消費電力は、4秒間は本来負となるはずであるが、負の電力はセンサーの原理上計測不可能なので、ガーブはゼロレベルに張り付いているのである。

そして、この激しい空気流入がピークを過ぎ、モーターの回転数が低下し、トルクも正の値が生じるようになれば、モーターの消費電力は通常の過負荷状態として増大し、その後原状に復帰する。一般的には、こうした激しい過渡変化は、モーターに対し一時的に大きな発熱を与える。しかし、本試験における過渡的負荷の範囲では、モーターの損傷は認められず、この発熱は許容レベル以下であった。

4.4.2.3 穏やかな爆発試験との比較

穏やかな爆発試験においては、燃焼混合ガス流入は、排風機健全性試験（BLOW 5001 を除く）における空気流よりもはるかに大きいが、この過負荷によっても排風機のプロアおよびモーターの損傷は生じなかった。

ここで排風機の過渡応答を EXPL 5001（8 kg 燃焼）と BLOW 5001 で比較する。

Fig. 4.4.13 は、両試験におけるガス（空気）流量とモーター有効消費電力の変化を示す。過渡変化期間の給気流量を比較すると、過渡開始から約4秒間（Aの期間）は BLOW 5001 では EXPL 5001 よりはるかに大きい。したがって、モーター有効消費電力も負（外部電源へ出力）となっている。B の遷移期間を過ぎ、C の期間となると、BLOW 5001 の空気流量は EXPL 5001 のガス流量にほぼ等しいレベルとなり、これに対応して両試験のモーター有効消費電力の値もかなり近づいてくる。

すなわち、8 kg 燃焼のガス負荷よりはるかに大きな負荷に対しては新排風機のモーターは「発電機」となり、

少なくとも約4秒間大電流が流れる。

ここで、この2種の試験におけるエネルギーを以下のように比較する。Table 4.10に、排風機健全性試験の主要ケースにおいて、蓄圧タンクからの放出空気が1気圧の空気が充満していた外部機器、すなわち排風機およびその前後の配管系になす仕事、およびこれに相当するエネルギーを発生するために必要な固体火薬相当量を示す。蓄圧タンク内初期空気温度は、*印(BLOW 5001, 15°C)を除いてすべて100°Cである。

BLOW 5001試験における圧縮空気の仕事率を、Fig. 4.4.6により高い圧力が持続している15秒間で評価すると319 kWとなり、8 kgの火薬が5秒間で燃焼する場合の仕事率5880 kW(次節参照)に比べ、約5.4%にすぎない。また、エネルギーで比較すれば、相当火薬量は約16%である。

こうして、相当火薬量および仕事率がともに少ないにもかかわらず、排風機への負荷が8 kg燃焼の場合より顕著に大きくなったのは、蓄圧タンクの圧縮空気のエネルギーが放出配管でほとんど散逸することなく直接排風機に作用したためである。

言い替えれば、穏やかな爆発試験において8 kgの燃料が燃焼して発生するエネルギーは、第1モデルセル内ではBLOW 5001において蓄圧タンク内に蓄えられた空気のエネルギーの約6倍であっても、燃焼混合ガスが排風機に届くまでにセル、ダクト構造の抵抗やそれらへの放熱によって大幅に減衰するのである。

(a) エネルギー比較の計算方法

Table 4.10に示した値は、以下のようにして算出した。

① 固体ロケット燃料のエネルギー

固体ロケット燃料の燃焼によって火薬燃焼容器から噴出する高温ガスの体積とエネルギー、および仕事率をTable 4.11に示す。ただし、燃料の単位重量当たりのエネルギーと発生ガス体積は、Table 3.3から

- エネルギー: 3.68 MJ/kg

- ガス量 : $0.868 \pm 0.017 \text{ Nm}^3/\text{kg}$

とした。また、仕事率は、エネルギーを火薬燃焼時間の5秒で割ったものと定義する。

② 蓄圧タンクから放出される空気のエネルギー

放出空気のなす仕事量は、以下のようにして概算した。

蓄圧タンク内の空気は、初期状態において温度 T_1 、圧力 P_1 、および体積 V_1 存在したとする。この空気がラブチャーディスクを破って試験装置内に放出され、装置内で断熱膨張したと仮定し、最初に装置内に存在した1気圧の空気を押しのけて行き、最終的に $P_2 = 1$ 気圧(101.3 kPa)になり体積が V_2 になるまでの間に、装置内の空気になした仕事量 W を考える。正確には、装置内には空気の滞留する空間もあり、放出空気によって押し退けら

Table 4.10 Energy and Volume of the Air Released from the Accumulator Tank in Blower Test

(*: BLOW 5001)

Initial Pressure of Air in the Accumulator Tank (kPa)	Initial Temperature of Air (°C)	Volume of Released Air (Nm^3)	Work Done by the Released Air (MJ)	: Energy-Equivalent Weight of Rocket Fuel (kg)
353+101	100	29.2	2.96	: 0.804
461+101	100	36.5	3.70	: 1.00
461+101*	15*	47.3*	4.79*	: 1.30*

Table 4.11 Energy and Gas Generation of Solid Rocket Fuel

Weight of Rocket Fuel (kg)	Energy Generation (MJ)	Power (kW)	Volume of Generated Gas (Nm ³)
2	7.36	1470	1.74±0.34
4	14.7	2940	3.47±0.68
6	22.1	4420	5.21±1.0
8	29.4	5880	6.94±1.4
10	36.8	7360	8.68±1.7

れない空気も存在するが、それは体積が小さいので無視する。すると、以下の式が成り立つ。

$$\text{初期状態: } P_1 V_1 = nRT_1 \quad (4.5)$$

$$\text{断熱膨張終了時: } P_2 V_2 = nRT_2 \quad (4.6)$$

ただし、

$$P_1 V_1^\gamma = P_2 V_2^\gamma, \gamma = 1.4 \quad (4.7)$$

$$P_2 = 101.3 \text{ (kPa)} \quad (4.8)$$

すると、装置内の空気になした仕事量 W は、

$$W = P_2 (V_2 - V_1) \quad (4.9)$$

ここで P_1 , P_2 , V_1 および T_1 は既知、すると (4.5) 式から nR も既知となり、(4.6) ~ (4.9) 式を解いて W が算出される。

4.4.2.4 排風機特性

新排風機と旧排風機の主要な仕様の比較は、Table 3.1 に示したとおりである。いずれも同一形式でほとんど同一の仕様であるが、詳細に特性を測定すると、以下のような差が観察される。

Fig. 4.4.14 に、新旧 2 種の排風機の特性曲線およびそれらの関連データを示す。図において、実線上の●は新排風機における静圧 (= プロア出入口間差圧) と静圧効率 (= 気体がなされる仕事とモーター消費電力との比率) であり、同じく実線上の▲, △印はそれぞれ、排風機の軸動力 (= プロアファンシャフトにモーターから伝達された機械的動力) およびモーター (機械的) 出力である。また、破線上の●は旧排風機の静圧を、同じく破線上の▲印は旧排風機の静圧効率の特性を示す。

さらに、実際に実証試験装置に組み込んだ状態での定常状態の特性の一部を、新排風機については破線上の大の○印 (静圧) に、旧排風機については小の○印で示す。また、モーター有効消費電力についても破線上の大小の□印で示す。

Fig. 4.4.14 より、新排風機は旧排風機より静圧がやや大きく、また、低流量領域でプロア軸動力がやや低いことがわかる。また、新旧排風機に共通して、実証試験装置に組み入れられた状態では、排風機の出入口に接続されたダクトの流動抵抗により静圧がやや低くなることが示されている。

Fig. 4.4.15 に、新排風機の特性を実証試験に供する前に検査して得られたデータを示す。本図は、プロアファン回転数を定格の 100% から 50% の間で変化させた場合の静圧およびプロア軸動力特性曲線を示す。特性データ

タを広範囲に取得するため、検査は、排風機単独、排風機の吸入側に別の排風機により強制的に送風して流量を高めた状態、および排風機の吐出側から別の排風機により強制的に空気を送り込んだ「負の流量状態」の三方法で実施された。

Fig. 4.4.15 より、以下の特徴が観察される。

- ① 流量が負の領域では、静圧、軸動力とも負の流量の絶対値増加とともに増大する。この検査では、ファンの空気の遠心放出を妨げる方向に空気を流しているのであるから、静圧、負荷ともに増加するのは当然である。
- ② 流量が正、すなわち、排風機が通常の動作により吸引、吐出を行っている状態では、流量の増加とともに静圧は低下していく。ただし、静圧がゼロ以下に低下する（符号が逆転する）状態は、吸引側入口に別の排風機を取り付け、強制的に給気を行っている状態である。プロア軸動力は、流量の増加とともに増大するが、極大値をとった後は低下していく。極大値に対応する静圧は、 $-1 \sim -2 \text{ kPa}$ である。極大値をとることは、強制的給気による流量がある程度以上の領域では、それまでの領域での特性とは逆に、流体の力によってプロアとモーターの負荷が減少することを意味している。このようなモーター負荷の減少はモーター回転速度の上昇をもたらす。すなわち、大量の空気を排風機に吹き込むとプロアの回転速度が増加する。これは、旧排風機とは逆の関係である。

次に Fig. 4.4.16 に、流量とプロアの回転速度変化との関係を、プロア回転速度の定格に対するパーセンテイジをパラメータとして示す。全体の特徴として、流量がゼロ、ないし若干の強制逆流の状態で回転速度は最大となり、また、流量の増大とともに極小値をもった後、再び増大する。これは、Fig. 4.4.7 で説明された流量と軸動力との関係と、「モーター負荷が減少すればその回転速度が上昇する」という関係を媒介として、対応している。

以上から、次のように結論することができる。

新排風機の動作上の特徴は、流量がある一定値以上の領域でプロアの負荷が減少を始め、回転速度が増加することである。これは、過渡的な大量空気が排風機に流入することに対してプロアおよびモーターの負荷が一定値以上に増加せず、さらには流量ピーク時に一時的に負荷が減少さえするということを予測させるものである。

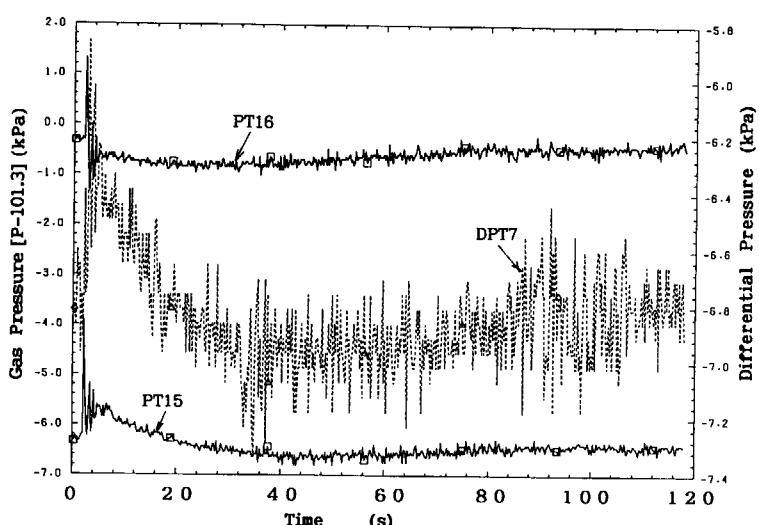


Fig. 4.4.1 Pressures of air at the inlet (PT15) and inside (PT16) of the new blower, and differential pressure (PT7) across the inlet and outlet of the blower in the blower test BLOW4001.

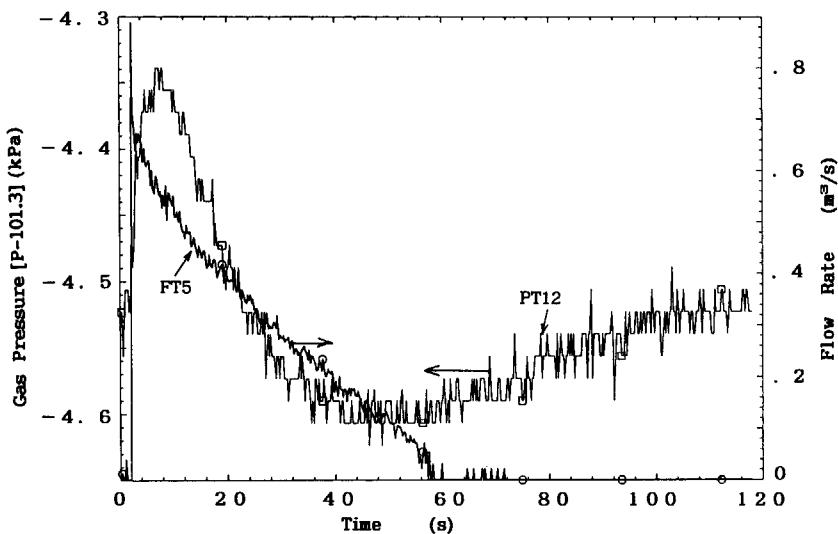


Fig. 4.4.2 Flow rate (FT5) of air released from the accumulator tank, and pressure (PT12) in the air conduit pipe in BLOW4001.

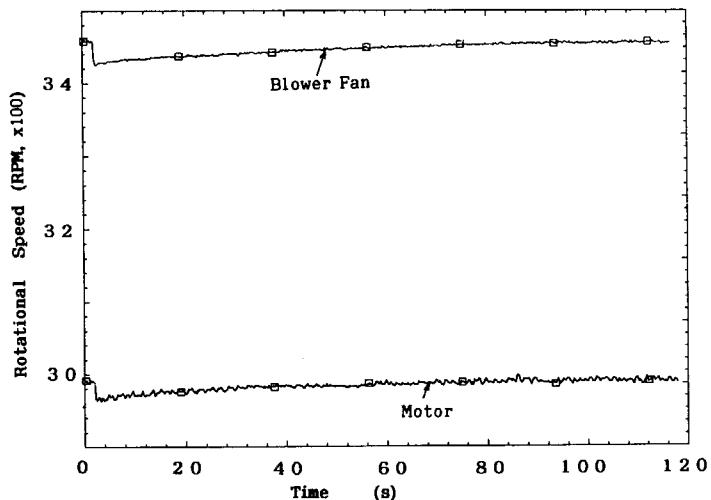


Fig. 4.4.3 Rotational speeds of the blower fan and motor in BLOW4001.

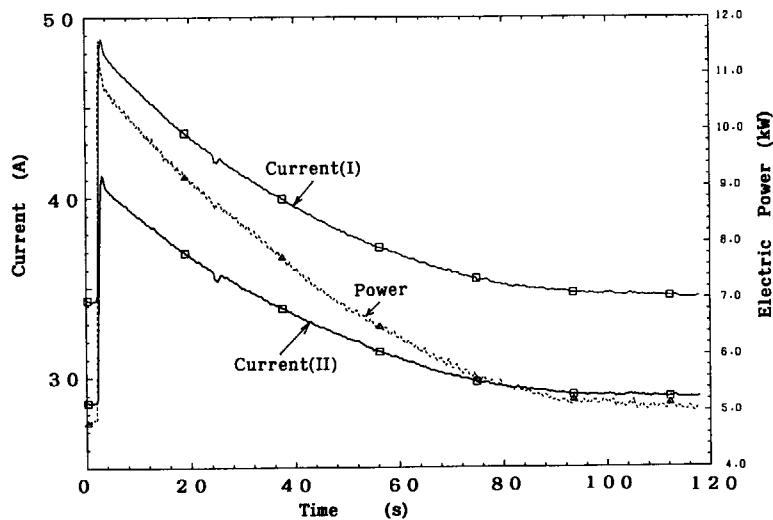


Fig. 4.4.4 Currents and effective electric power consumption of the blower motor in BLOW 4001.

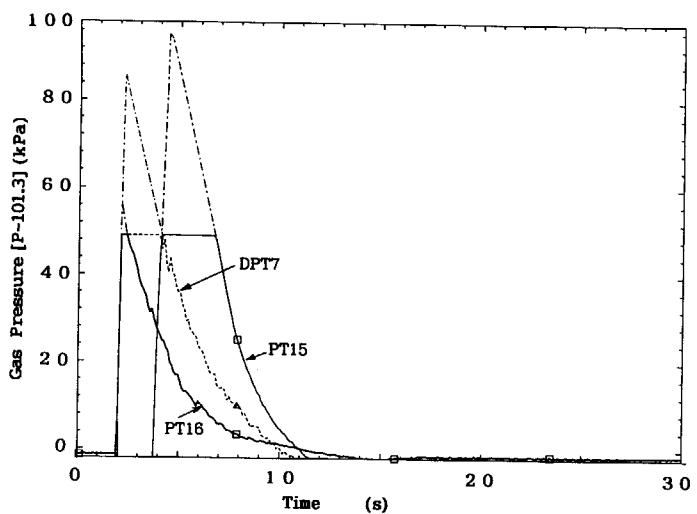


Fig. 4.4.5 Pressure of air at the inlet (PT15) and inside (PT16) of the blower, and differential pressure (DPT7) across the inlet and outlet of the blower in BLOW 5001.

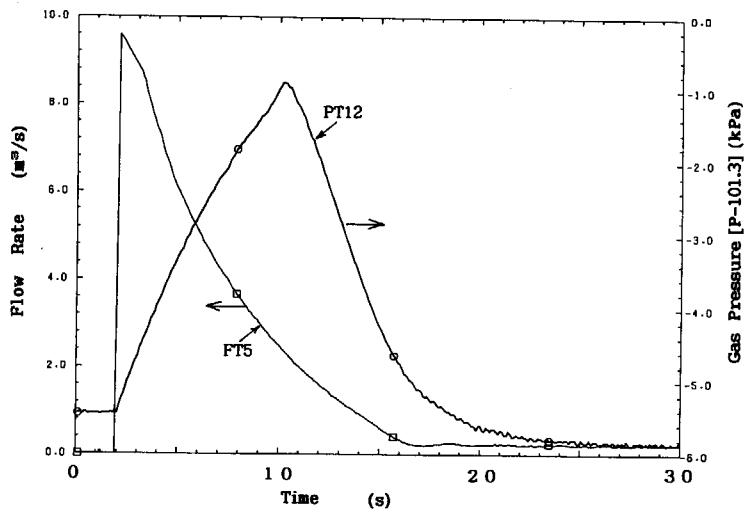


Fig. 4.4.6 Flow rate (FT5) of air released from the accumulator tank, and pressure (PT12) in the air conduit pipe in BLOW5001.

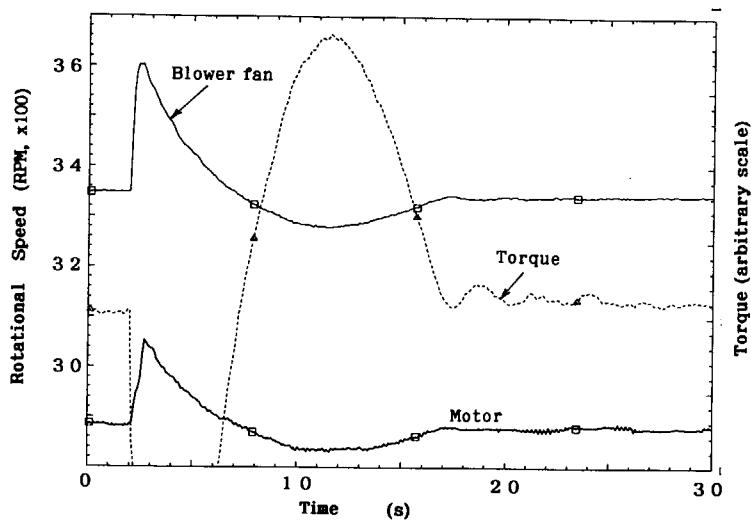


Fig. 4.4.7 Rotational speeds of the fan and motor of the new blower, and torque of the fan shaft in BLOW5001.

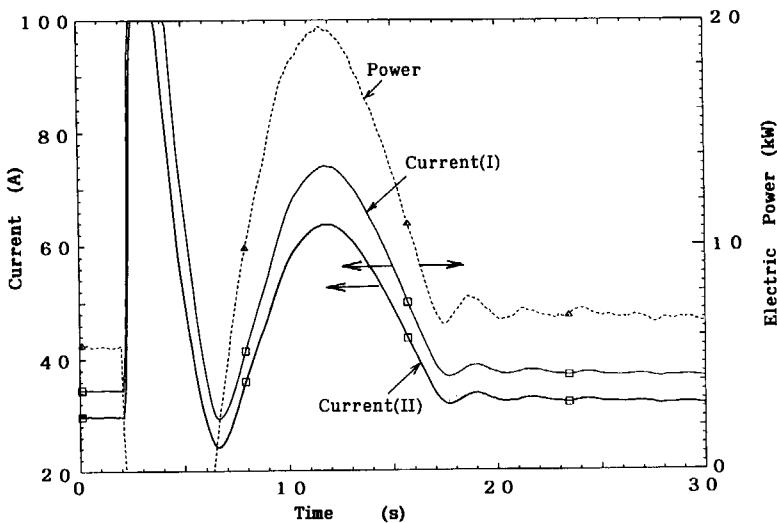


Fig. 4.4.8 Currents and effective electric power consumption of the blower motor in BLOW 5001.

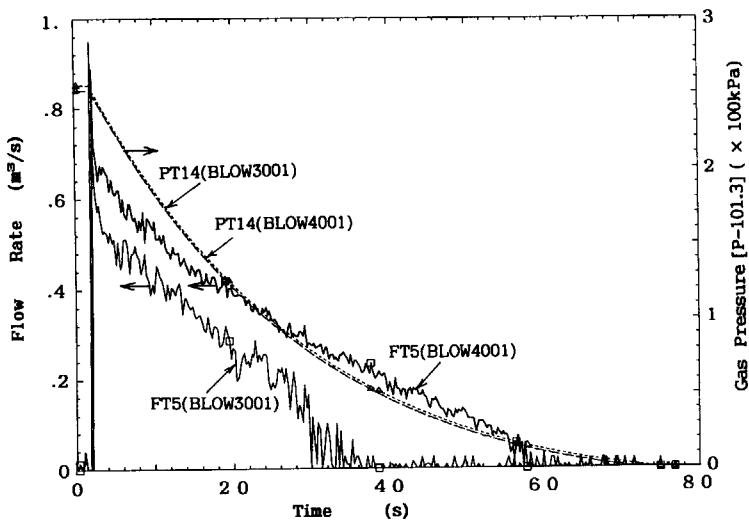


Fig. 4.4.9 Comparison of the accumulator tank pressures and flow rates of released air in the blower test BLOW3001 with the old blower and in BLOW4001 with the new blower.

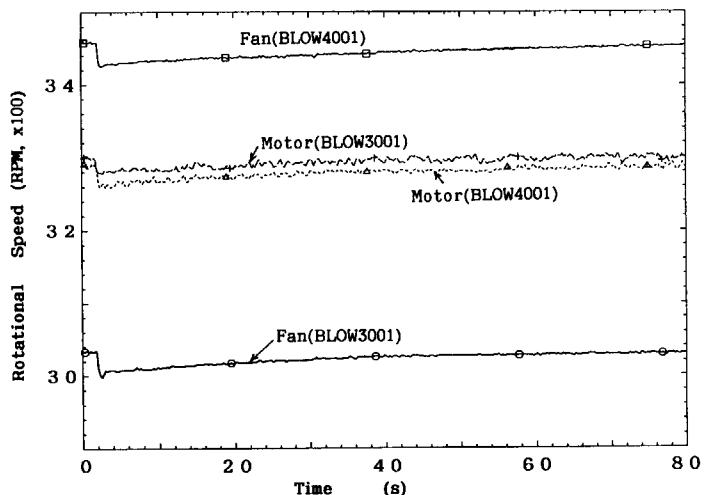


Fig. 4.4.10 Comparison of the rotational speeds of blower fan and motor in the blower test BLOW3001 with the old blower and in BLOW4001 with the new blower.

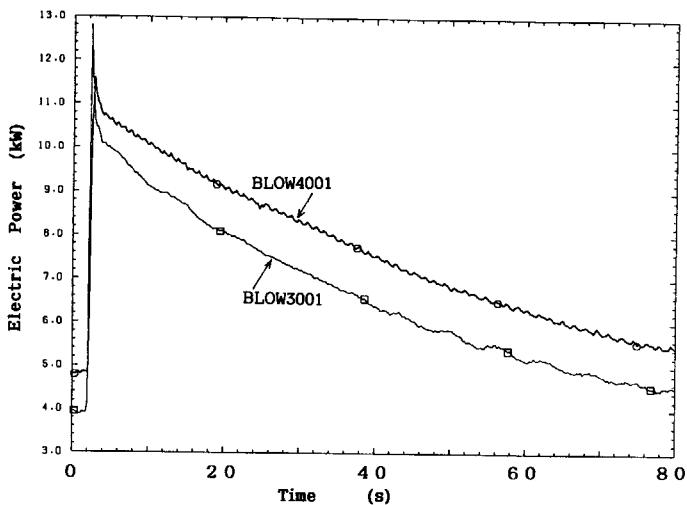


Fig. 4.4.11 Comparison of the effective electric power consumptions of blower motor in the blower test BLOW3001 with the old blower and in BLOW4001 with the new blower.

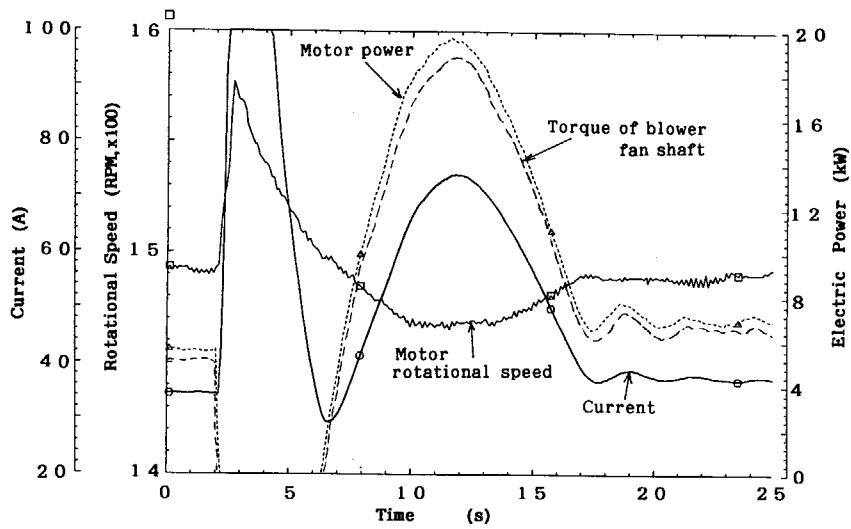


Fig. 4.4.12 Response of the new blower to a large amount of air loading in BLOW5001. Torque of the blower fan shaft is described in an arbitrary scale.

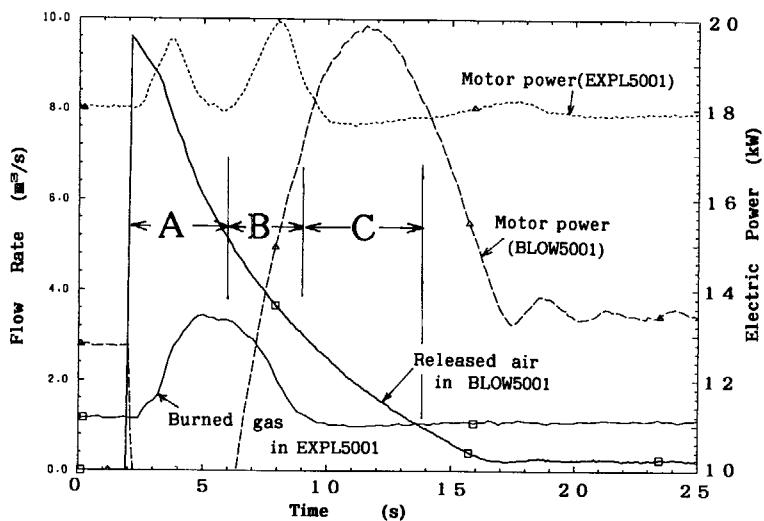


Fig. 4.4.13 Comparison of gas flow rates and effective power consumptions of the blower motor in the deflagration test EXPL3004 and blower test BLOW5001.

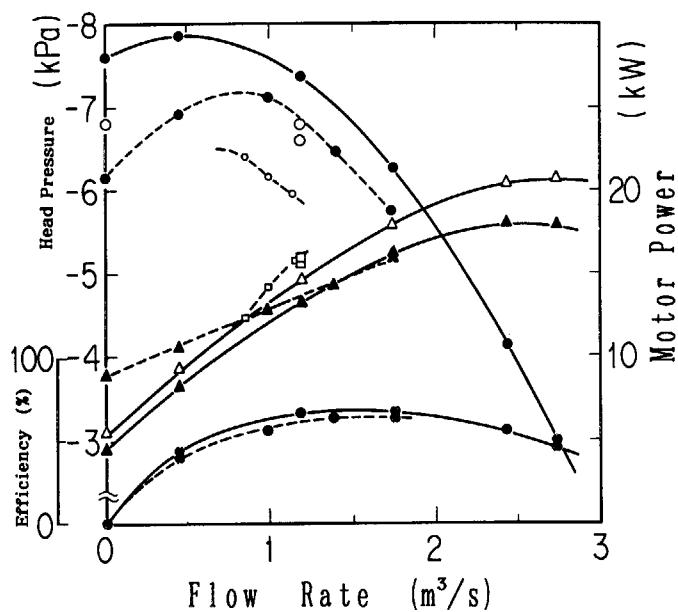


Fig. 4.4.14 Comparison of steady-state characteristics of the old and new blowers.

1) Measurement on the blower isolated from the test facility:

—●— : head pressure and efficiency of the new blower,

---●--- : head pressure and efficiency of the old blower,

—▲— : fan power of the new blower,

---▲--- : fan power of the old blower, and

—△— : motor power of the new blower.

2) Measurement on the blower installed in the test facility:

○, ○: head pressures of the new and old blowers, and

□, □: effective electric power consumptions of the motors of new and old blowers.

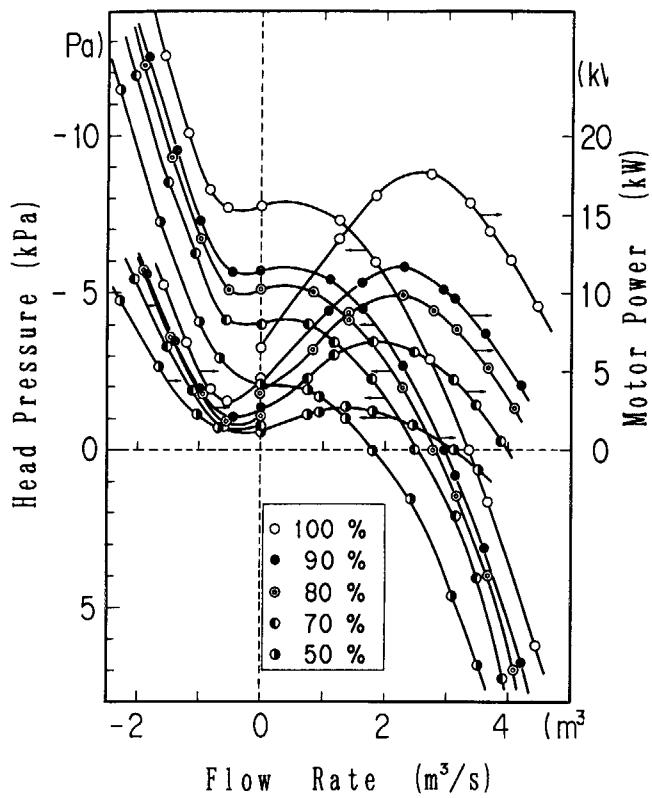


Fig. 4.4.15 Pressure and motor power consumption of the new blower tested at five different rotational speeds (50~100% of the rated speed) for a wide range of flow rates.

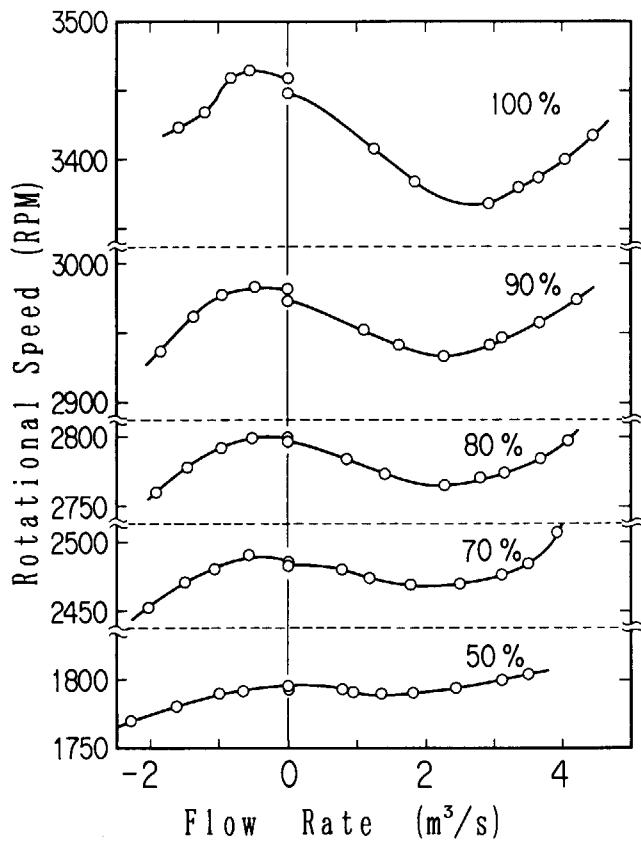


Fig. 4.4.16 Comparison of rotational speed change of the new blower fan tested at five different rotational speeds (50~100% of the rated speed) for a wide range of flow rates.

4.5 風圧上昇試験

4.5.1 結果（代表例）

風圧上昇試験の代表例として、PRES 5003 の主要結果を示す。

(1) 試験条件

PRES 5003 試験の条件を Table 4.13 に示す。

(2) 試験結果

Fig. 4.5.1 は蓄圧タンク (PT 13), 圧縮空気放出配管 (ラプチャーディスク前, PT 14), 第 1 モデルセル入口 (PT 15), および第 1 モデルセル (PT 2) の圧力変化を示す。圧力は、ラプチャーディスク破壊とともに急速に減少し、約 25 秒後に初期圧 (= 大気圧) と等しくなる。PT 15 のカーブに鋭い極大値がみられる。

Fig. 4.5.2 は、第 1 ダクト (PT 3), 第 2 モデルセル (PT 4), 第 2 ダクト (PT 5, 6, 7, 8), 第 3 ダクト (PT 9, PT 11), および排気ダクト (PT 12) における圧力変化を示す。第 1 モデルセルから下流にいくにつれてピーク値が減少している。

Fig. 4.5.3 は、第 1 モデルセル内の空気温度を示す。2箇所とも吹き込みによる断熱圧縮によってほぼ同様な値に上昇し、その後蓄圧タンクからの断熱膨張で冷えた空気の流入により低下している。

Fig. 4.5.4 は、第 1 ダクト (TC 25), 第 2 ダクト (TC 31), 第 3 ダクト (TC 44), フィルターチェンバー (TC 47, 49), および排気ダクト (TC 50) の空気温度を示す。TC 31 が TC 25 よりピーク値が高いのは、口径のより小さい第 2 ダクトに流入して断熱圧縮されたためと思われる。

Fig. 4.5.5 は、放出された圧縮空気流入の流量 (FT 5) を示す。

Fig. 4.5.6 は、第 2 ダクトの流量 (FT 2B), 希釀ダクト流量 (FT 3), および排気ダクト流量 (FT 4) を示す。

FT 2Aにおいては、流入した圧縮空気の量がセンサーのフルスケールレンジを上回ったので、パルスの上部は欠けている。また、希釀ダクトの流れは、圧縮空気流入の間逆流防止ダンバが閉じていて、一時的に停止している。

Fig. 4.5.7 は、HEPA フィルタにおける圧力損失である。

4.5.2 結果の特徴

(1) 圧力と温度変化

Fig. 4.5.8 に、第 2 ダクト長が 50 m の場合の、圧力ピーク値から初期圧力を差し引いた圧力ピーク高さを、第 1 モデルセル底面からの行程の関数として示す。

Fig. 4.5.9 に、空気温度のピーク値から初期温度を差し引いた温度ピーク高さを同様にして示す。また、図中には、流動抵抗を増すために第 2 ダクトに挿入したオリフィスの位置を破線にて示す。このオリフィスは、第 1

Table 4.13 Test Condition of PRES5003

Initial pressure of air in the accumulator: 562 kPa,
Initial temperature of air: ~ 20°C,
Ventilation rate in the first model cell: 6 times/h. = 0.0311 m ³ /s,
Flow rate of diluting air: 1.19 m ³ /s,
Number of HEPA filters: 6 Half sie units/stage × 2 stages,
• Second duct lenght is 10 m. (short type)
• No orifice is installed in the second duct.

モデルセル底面からの行程で約 56 m の位置に挿入される。

Fig. 4.5.10 に、第 2 ダクト長が 10 m の場合の、圧力ピーク値から初期圧力を差し引いた圧力ピーク高さを、第 1 モデルセル底面からの行程に対して示す。

Fig. 4.5.11 に、同じく空気温度のピーク値から初期温度を差し引いた温度ピーク高さを同様にして示す。また、図中には第 2 ダクトの FT 2 オリフィスの位置を破線にて示す。このオリフィスは、第 1 モデルセル底面からの行程で約 19 m の位置に挿入される。

さらに、これらの図中には、第 2 モデルセル、HEPA フィルタ、および穏やかな爆発試験と同様に、パラメータの変化の一つとしてガス流路の流動抵抗を増すためにダクトに挿入した抵抗管の、それぞれの位置が示されている。

圧力は、全般的に第 2 ダクトの入口付近まで余り低下しないが、その下流に行くにしたがい漸次低下し、または当然のことながらその途中に設けられた抵抗管やオリフィスの直下流で急激に低下する。

温度は、第 2 モデルセル空間の無い PRES 4004 (50 m ダクト, ◎印) および 5002 (10 m ダクト, □印) を除いて、第 2 ダクト長の長短を問わず第 2 モデルセル内で急上昇し、その温度上昇は第 2 ダクトに入った直後まで維持されており、さらに下流に行くにしたがい急速に低下するパターンを共通に示している。

(2) HEPA フィルタにおける圧力損失

Fig. 4.5.12 に、HEPA フィルタの圧力損失に関するデータを示す。実線と破線の相関式曲線は、4.3.2 項の穏やかな爆発試験における HEPA フィルタ圧力損失の項で説明した。

空気流量が $2.5 \text{ m}^3/\text{s}$ 程度まで、データは定常流での相関 1 次式のカーブによく乗る。それ以上の流量域では、前段フィルタがやや高く後段フィルタがやや低い値を取るが、全体として相関 1 次式によく乗っている。

4.5.3 考察

4.5.3.1 圧力、温度減衰プロファイルの全体的特徴

Fig. 4.5.8 および Fig. 4.5.10 に示したように、圧力ピーク高さの減衰プロファイルは全体として、管路、抵抗管、およびオリフィスの流体抵抗による減衰パターンとして解釈できる。

一方、温度変化については、Fig. 4.5.9 および Fig. 4.5.10 に現れたように、第 2 モデルセル空間の無い PRES 4004 (50 m ダクト, ◎) および PRES 5002 (10 m ダクト, □) を除いて、第 2 ダクト長の長短を問わず第 2 モデルセル内で急上昇し、その温度上昇は第 2 ダクトに入って直後まで維持されており、さらに下流に行くにしたがい急速に低下するパターンを共通に示している。この理由は以下のように考えられる。

① 第 2 モデルセルおよび第 2 ダクト入口部の温度上昇は、大量の空気流入により、それまで第 2 モデルセルの拡大空間に存在した空気が断熱圧縮を受けて昇温し、さらにその空気が第 2 ダクト入口部までに押し込まれて生じたものである。

② 一方、第 1 モデルセルおよび第 1 ダクトも大量の空気流入を受けているにもかかわらず温度上昇が少ないのは、セルおよびダクト内の空気が流入空気による断熱圧縮を受けている一方で、第 1 モデルセルの空間部分で断熱膨張して温度低下した流入空気と混合されて、断熱圧縮による温度上昇が減殺されているからである。

また、温度ピーク高さは、第 1、第 2 モデルセルにおける圧力ピーク高さの順序にはほぼ対応している。

(a) FT 2 オリフィスの効果

Fig. 4.5.8 および Fig. 4.5.9 において、50 m の第 2 ダクト長で試験した PRES40A5 (△) と 4007 (▲) の試験結果を比較すると、PRES 4007 では FT 2 オリフィスによって第 2 ダクト下流での流動抵抗が著しく高まり、その結果上流側では圧力が高く、下流側では逆に低くなっている。

PRES 5001, PRES50A1 は、いづれも第 2 ダクトに FT 2 オリフィスを入れた試験であり、PRES 4007 と同一

条件の試験である。PRES 4007においてはオリフィス直前での圧力データが欠けているが、3試験においてはいずれも、圧力はオリフィス直前まで高いレベルを維持し、その下流でオリフィスの流動抵抗により急激に減衰する。

一方、温度は、第2モデルセルから第2ダクト入口にかけてパルスをなした後、下流に行くにつれて漸次低下する。

圧力、温度とも、PRES 5001, 50A1においてはほとんど一致しており再現性があるが、4007においては前2者より明らかに低い値である。試験後ラプチャーディスクの開口具合を観察したところ、PRES 4007においてはラプチャーディスクの開き方が不十分であったことが認められた。逆に、PRES 5001、および50A1においてはディスクが十分に開いたため、結果に再現性が見いだされたと思われる。

次に、Fig. 4.5.11 および Fig. 4.5.12において 10 m の第2ダクト長で FT 2 オリフィスを持つ試験 PRES 4001 (\triangle) とオリフィスの無い PRES40A6 (\blacktriangle)、および PRES40A6 と同条件の PRES 5003 (\blacksquare) とを比較する。

FT 2 オリフィスの無い PRES40A6 および PRES 5003 の圧力はオリフィス位置の手前までは PRES 4001 より低く、その下流では逆に高くなっている。また、PRES40A6 および PRES 5003 の温度上昇は少ない。これは、PRES40A5 と PRES 4007 の比較の場合で説明したと同様に、FT 2 オリフィスの上流側では断熱圧縮を促して温度、圧力を増加させるが、それより下流側では圧力上昇を抑えることを意味している。

ただし、PRES40A6 と PRES 5003 との圧力、温度の差は、ラプチャーディスクの開口度のばらつきによると考えられる。すなわち、PRES40A6 の場合、PRES 4007 と同様、開口度が十分でなく、そのためのセル内圧力上昇が抑えられたと思われる。

(b) 第2ダクト抵抗管の効果

Fig. 4.5.8 および Fig. 4.5.9において、第2ダクトに内径 110 の抵抗管を挿入した PRES 5004 (\blacksquare) の結果は、他の条件が等しく、同じく内径 150 mm ϕ , 90 mm ϕ の抵抗管を挿入した PRES 4002 (\circ)、4003 (\bullet) の結果と比較される。

内径 150 mm ϕ の抵抗管を入れた PRES 4002 の結果は、他の条件は同じで抵抗管がない PRES40A5 (\triangle) の結果と比較して、温度、圧力ともほとんど差がみられない。

内径 90 mm ϕ , 110 mm ϕ の抵抗管を入れた PRES 4003, 5004 では、圧力ピーク高さは抵抗管前で上昇し、その下流で大きく減衰している。また温度も、第2モデルセル～第2ダクト入口部で大きく上昇している。この変化は、当然 110 mm ϕ (\blacksquare) より 90 mm ϕ (\bullet) の抵抗管の方が大きい。すなわち、110 mm ϕ の抵抗管の流動抵抗は十分大きいことが分かる。

(c) 第2モデルセル空間の効果

Fig. 4.5.8 および Fig. 4.5.9において、第2モデルセル空間がない PRES 4004 (\circ) の結果では圧力が全行程にわたって高くなったのに対し、第2モデルセル空間のある PRES40A5 (\blacktriangle) は低い。また、前者では温度は第1モデルセルおよび第1ダクトで後者より高く、第2ダクトに入ってからはその入口部での断熱圧縮によると見られる温度上昇がなく、後者より明らかに低下している。

この理由は、以下のように考えられる。

① 圧力について

第 PRES 4004 (\circ) では、第2モデルセルの拡大空間がない。この場合、Fig. 2.5.31 に示したように圧力は全行程にわたって大きくなかった。第2ダクト以降の圧力上昇は、第2モデルセル空間が無いため第2ダクトへ移行する出口での抵抗がなくなり、全体として流動抵抗が小さくなつたことに帰せられる。このため、第2モデルセルの拡大効果による流動抵抗の増加がこの試験では認められた。

一方、第1モデルセルと第1ダクトにおける圧力上昇の理由は、以下のように考えられる。第2モデルセル空

間は、第1モデルセルに流入した過渡的な大量空気（流量パルス）が第1ダクトを通って流出していく時の一時的なバッファ空間である。このため、第2モデルセル空間がない場合、第1ダクトを出ていく空気流量パルスに対する第2モデルセルの入口部での流動抵抗が増加する効果が生じる。このため、過渡的には、第1モデルセルおよび第1ダクトの圧力パルスが上昇したと思われる。

② 温度について

第2モデルセルの拡大空間がなく、流出に対する抵抗が小さいことは、一方では、第2モデルセルがある場合に生じたところの、圧縮空気の圧力による断熱圧縮が生じないことを意味する。したがって、第2ダクト以降、PRES40A5より低い温度上昇にとどまったものと思われる。

(d) 新旧排風機の差

Fig. 4.5.10 および Fig. 4.5.11において、旧排風機を用いた PRES 3002 (◎) および 30 A 2 (◎) と、これらと同一の試験条件で、新排風機を用いた PRES 4001 (△) とを比較する。第1モデルセル～第2ダクト入口部において、PRES 4001 の圧力および温度の上昇幅がわずかに低いが、これは放出配管のラプチャーディスクの開口率のばらつきによる影響と考えられる。第3ダクト以降では差はわずかであり、全体として排風機の差による影響は認められない。

4.5.3.2 風圧上昇試験と穏やかな爆発試験のエネルギー比較

風圧上昇試験のデータは熱流動計算コードの検証、改良に利用することを目的としている。この試験では、過渡現象が圧縮空気放出によって生じるので、穏やかな爆発試験におけるように固体ロケット燃料の燃焼によって生じる過渡より現象自体がゆっくりとしたものになっている。また、風圧上昇試験ではガスの温度変化が少なく、組成変化もない。このような試験データは、計算モデルのおおまかな検証および改良に適している。

穏やかな爆発試験と風圧上昇試験における現象のエネルギー量と流体ガス発生量の比較を行うと、以下のようにになる。

Table 4.12 に、蓄圧タンクから放出される空気の体積と、この空気のなす仕事量、相当する固体ロケット燃料重量、および放出空気の仕事率を示す。ただし、算出方法は 4.4.2.3 項に示したものと同様であり、仕事率は、装置内で放出空気が外気の 1 気圧を上回っている時間の代表値（40 秒）で仕事量を割ったものである。

Table 4.11 および Table 4.12 の算出値を比較すれば明らかなように、穏やかな爆発試験と風圧上昇試験の差は、エネルギー量では約一桁であるが、仕事率では 30 ～ 100 倍程度に広がる。すなわち、それだけ風圧上昇試験の過渡変化は穏やかであるといえる。

こうした「過渡変化の激しさ」の検討は、急激燃焼の規模を評価するための一つの尺度としての意味を持つ。

**Table 4.12 Energy, Volume, and Power of the Air Released
from the Accumulator Tank in Pressure Transient Test**

Initial Pressure of Air in the Accumulator Tank (kPa)	Volume of Released Air (Nm ³)	Work Done by the Released Air (MJ)	Energy-Equi- valent Weight of Rocket Fuel (kg)	Power (kW)
265+101	22.8	2.31	0.628	57.8
353+101	29.2	2.96	0.804	74.0
451+101	35.9	3.64	0.989	91.0
461+101	36.5	3.70	1.00	92.5

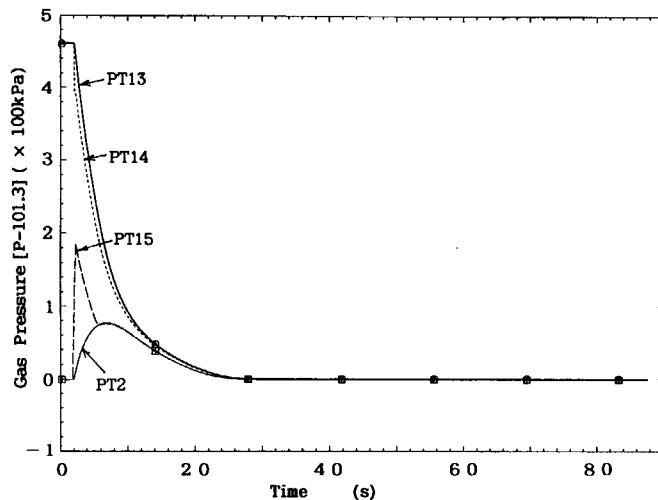


Fig. 4.5.1 Pressure in the accumulator tank (PT13), in the air conduit pipe (PT14), and at the inlet (PT15) and inside (PT2) of the first model cell in the pressure transient test PRES5003.

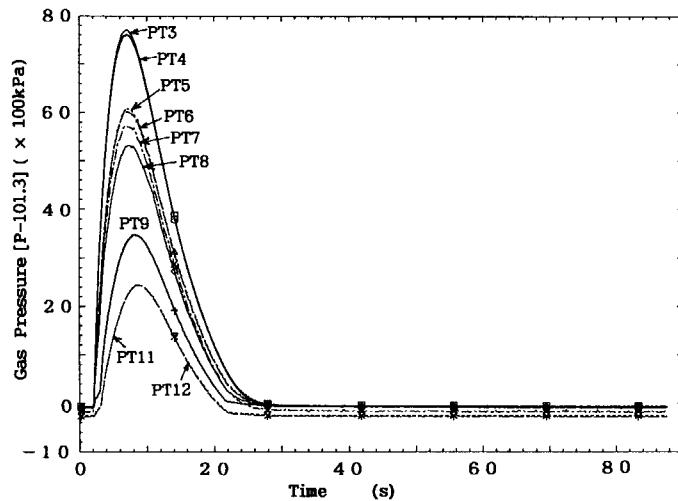


Fig. 4.5.2 Pressure pulses generated in the first duct (PT3), in the second model cell (PT4), in the second duct (PT5, PT6, PT7, PT8), in the third duct (PT9, PT11), and in the exhaust duct (PT12) in PRES5003.

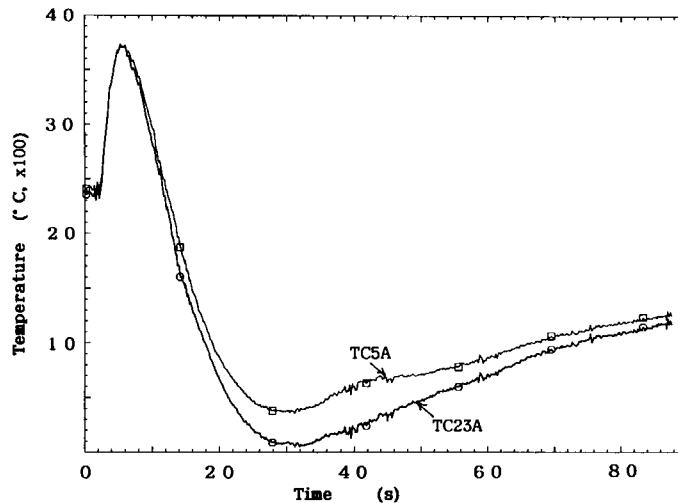


Fig. 4.5.3 Temperature of air in the first model cell in PRES5003.

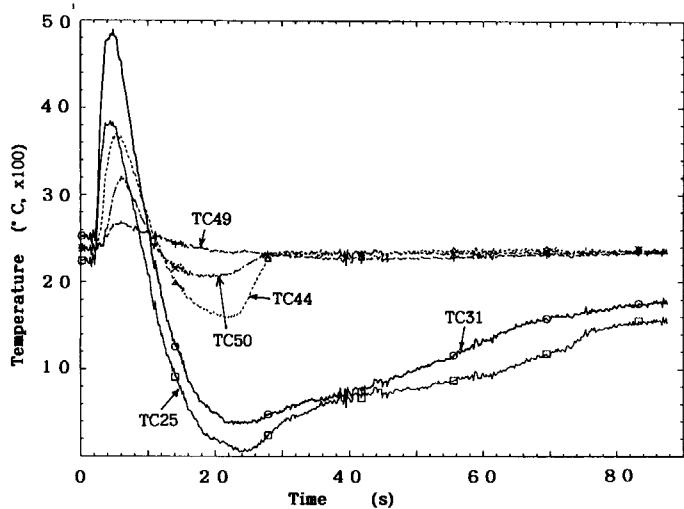


Fig. 4.5.4 Temperature of air in the first duct (TC25), second model cell (TC31), third duct (TC44), filter chamber (TC49), and exhaust duct (TC50) in PRES5003.

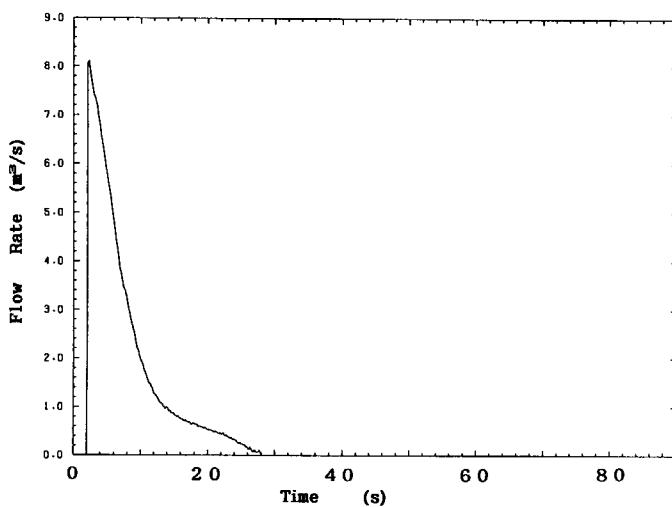


Fig. 4.5.5 Flow rate of air released from the accumulator tank into the first model cell in PRES5003.

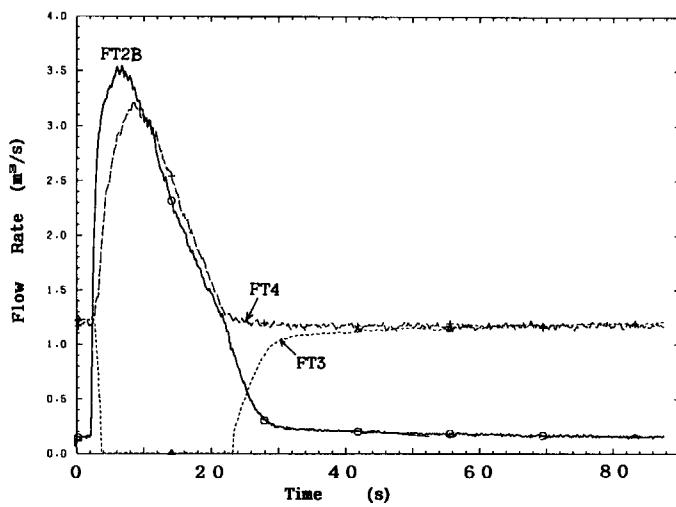


Fig. 4.5.6 Flow rate of air in the second duct (FT2B), diluting air duct (FT3), and exhaust duct (FT4) in PRES5003.

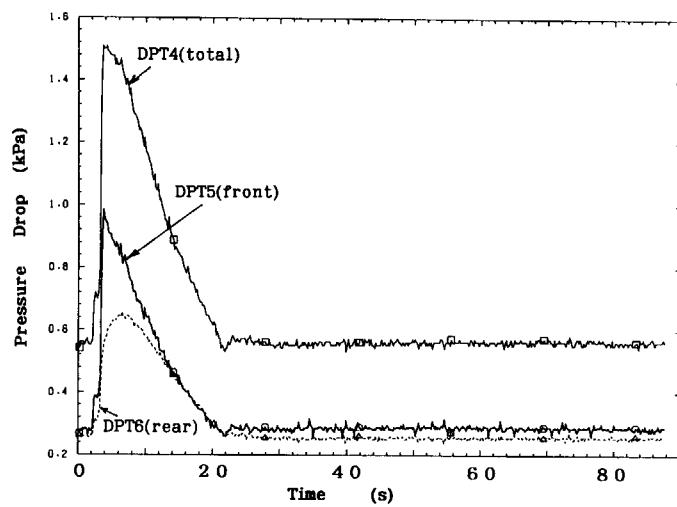


Fig. 4.5.7 Pressure drop across the HEPA filters in PRES5003.

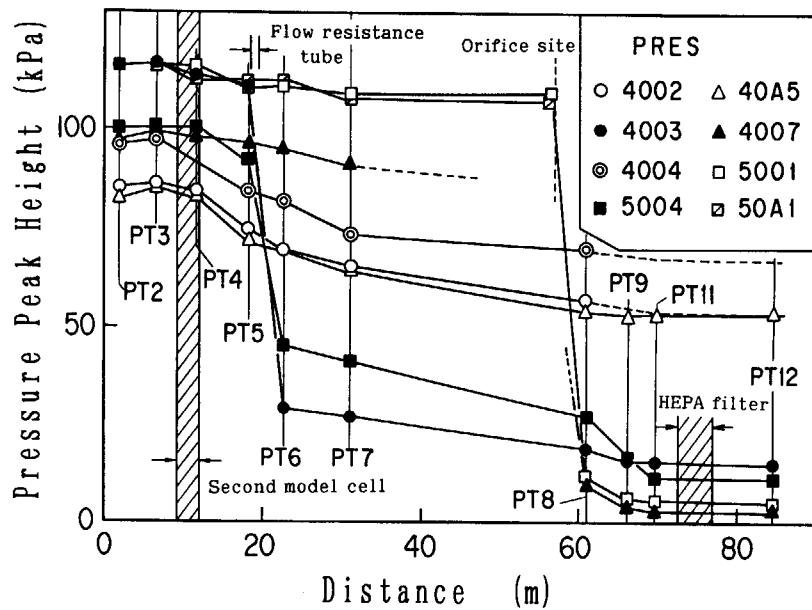


Fig. 4.5.8 Pressure peak heights with distance from the bottom of the first model cell in the pressure transient test with a 50m-long second duct.

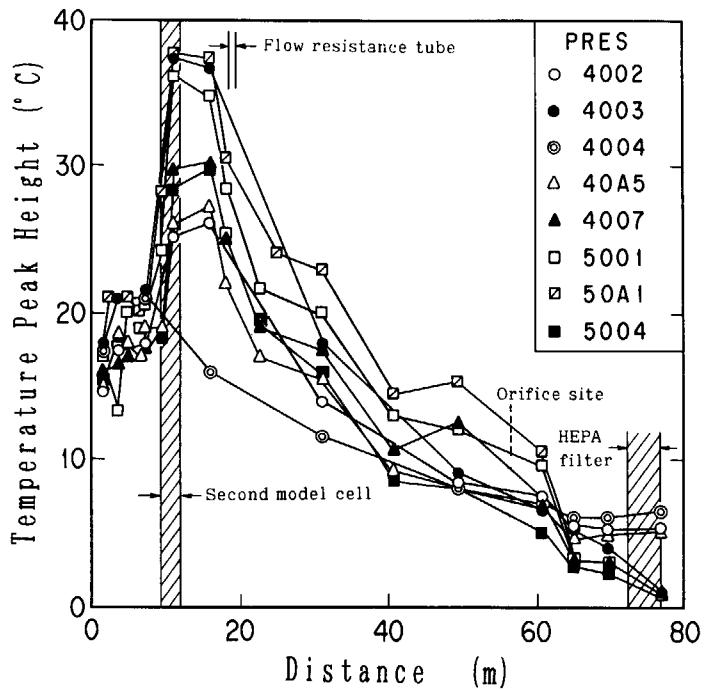


Fig. 4.5.9 Temperature peak heights with distance from the bottom of the first model cell in the pressure transient test with a 50m-long second duct.

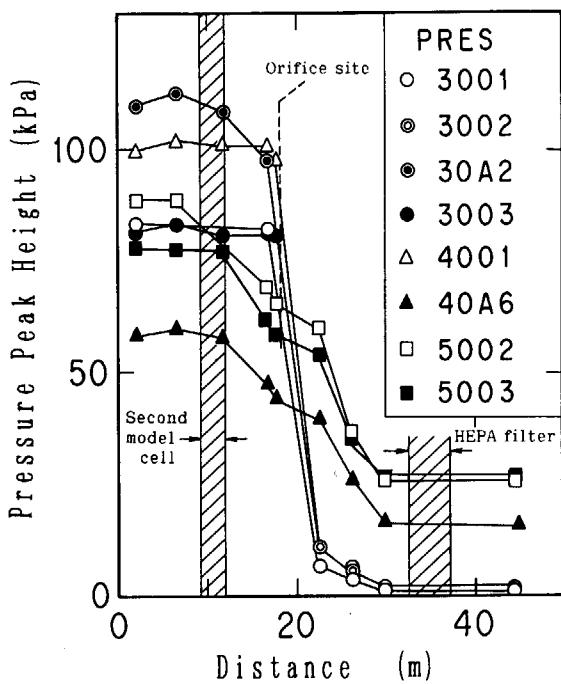


Fig. 4.5.10 Pressure peak heights with distance from the bottom of the first model cell in the pressure transient test with a 10m-long second duct.

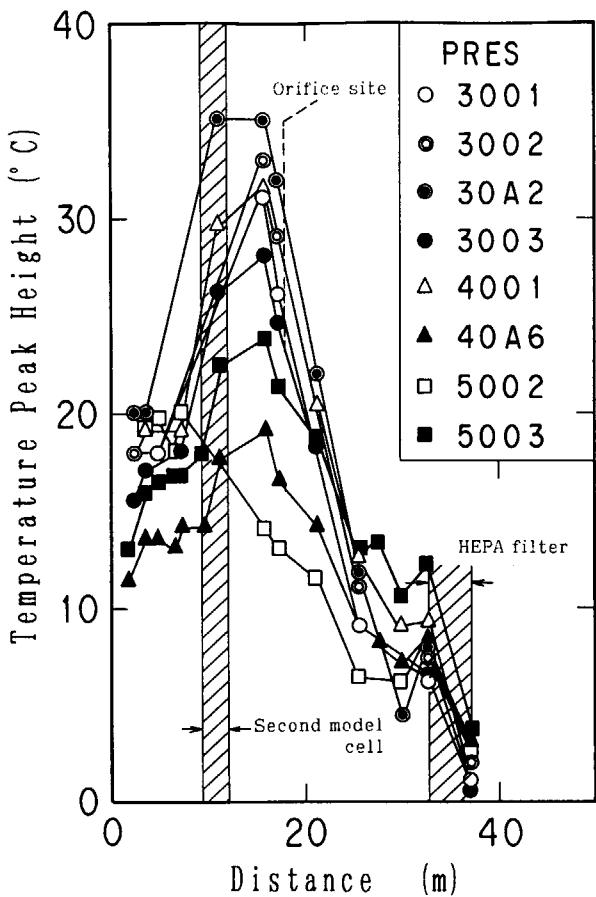


Fig. 4.5.11 Temperature peak heights with distance from the bottom of the first model cell in the pressure transient test with a 10m-long second duct.

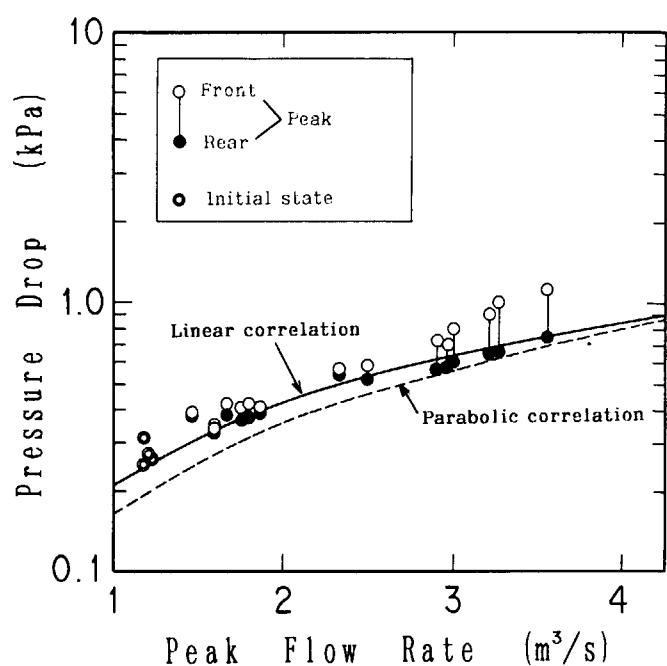


Fig. 4.5.12 Peak pressure drop across the front and rear stages of HEPA filters in the pressure transient test.

5. 結論

再処理施設のセル内で溶媒火災にともなう急激燃焼、あるいは溶媒のニトロ化反応による急激燃焼が発生した場合でもセル換気系が所定の性能を保ち、その安全性が確保されることを実証する目的で、セル換気系安全性実証試験を実施した。実証試験では、再処理施設のセル、ダクト、排風機、HEPA フィルタ系を模擬した装置を用い、4種類の試験において広範な条件で急激燃焼がセル換気系に与える影響を調べ、以下の結論を得た。

(1) ポイルオーバー燃焼試験においては、燃焼皿表面積を主要パラメータとして溶媒燃焼試験を実施し、定常燃焼挙動およびポイルオーバー燃焼を規定する要因に関する観察と分析を行った。

その結果、燃焼挙動は、溶媒放出量を規定する燃焼皿表面積、セル内酸素濃度(=給気速度)、などの各条件とセル内熱流動パターンとの相互作用に依存し、特にポイルオーバー燃焼の強度は、セル内酸素濃度と溶媒蒸気量の相対的関係および酸素と溶媒蒸気のセル内蓄積量に強く依存することを見いだした。

(2) 穏やかな爆発試験においては、セル内で急激燃焼源として固体ロケット燃料を燃焼させ、燃焼混合ガスの圧力と温度のセル、ダクト系における伝播と減衰を調べた。その結果、ガスの圧力、温度ともダクト系によって有効に減衰し、下流の HEPA フィルタおよび排風機の健全性は保持されることを見いだした。特に第 2 モデルセル空間の温度減衰効果、および第 2 ダクトの流動抵抗による圧力減衰効果は顕著である。また、大量の燃焼ガス流入による排風機モーターの過負荷は、伝動ベルトのスリップやピーク流量に対するプロアの回転加速によって回避され、モーターの損傷は生じないことを見いだした。

(3) 排風機健全性試験においては、定常流特性を調べると同時に、一時的な過負荷として定格の数倍の流量の空気を排風機に吹き込み、過渡応答特性を調べた。その結果、モーターの過負荷は、穏やかな爆発試験と同様に、伝動ベルトのスリップやピーク流量に対するプロアの回転加速によって回避され、排風機の健全性は保持されることを見いだした。

(4) 風圧上昇試験においては、圧縮空気をモデルセル内に吹き込み、緩やかな過渡状態な観測した。その結果、解析コードの検証に有效地に用いられる圧力、流量などの広範なデータを取得することに成功した。

(5) 以上の知見により、再処理施設のセル換気系は、「再処理施設安全審査指針」に定められた評価基準を満たすことを実証した。

謝辞

本研究を遂行するにあたり、セル換気系安全性検討委員会（委員長：名大工学部、金川昭教授）の皆様に数々の有益なご助言とご指導をいただきましたことに、厚く感謝いたします。

References:

- 1) R. W. Andrae, J. W. Bolstad, R. D. Foster, W. S. Gregory, H. L. Horak, E. S. Idar, R. A. Martin, C. I. Ricketts, P. R. Smith, P. K. Tang and M. W. First, "Investigation of Air Cleaning System Response to Accident Conditions", Proc. 16 th DOE Nuclear Air Cleaning Conference, 1142 – 1164 (1981).
- 2) W. S. Gregory, R. A. Martin, P. R. Smith and D. E. Fenton, "Response of HEPA Filters to Simulated Accident Conditions", Proc. 17 th DOE Nuclear Air Cleaning Conference (1982).
- 3) V. Rudinger and J. G. Wilhelm, "Testing HEPA Filters Response to High Flow Velocity and Overpressure", IAEA-SR- 72 / 15 (1983).
- 4) 西尾軍治, 橋本和一郎, 「再処理施設の溶媒火災に関する安全性実証試験」, JAERI-M 89 - 032 (1989).
- 5) M. Y. Ballinger, P. C. Owczarski, K. Hashimoto, G. Nishio, S. Jordan and W. Linder, "Aerosols Released in Accidents in Reprocessing Plants", Nucl. Technol. 81, pp. 278 – 292 (1988).
- 6) M. Osaki et al., "Performance of HEPA Filters under Severe Condition, (I)–(VII)", J. Atomic Energy Soc. of Japan, 27, 626 and 27, 1156(1985), 28, 90 and 28, 551(1986), 29, 244(1987) and 30, 4 (1988).
- 7) G. S. Nichols, "Decomposition of the Tributyl Phosphate–Nitrate Complexes", DP- 526(1960).
- 8) H. A. Mahlman, "The OH yield in the ^{60}Co γ radiolysis of HNO_3 ", J. Chem., Phys., 35, 936(1961).
- 9) G. Nishio, M. Suzuki, S. Mukaide, J. Takada, M. Tsukamoto and T. Koike, "Safety Demonstration Tests of Hypothetical Explosive Burning in the Cell and Air Ventilation System in a Nuclear Fuel Reprocessing Plant", Nucl. Technol., 95, pp. 325 – 336 (1991).
- 10) L. W. Gray, "An Explosion and Fire during Conversion of Liquid Uranyl Nitrate to Solid Uranium Oxide", Nuclear Safety, 19, 91 (1978).
- 11) 斎田強, 秋田一雄, 「燃焼概論」, 標準応用化学講座 19, コロナ社
- 12) P. T. Tang et al., "EVENT User's Manual; A Computer Code for Analysing Explosion-Induced Gas Dynamic Transients in Flow Network", LA- 9624 -M (1983).

Appendix

A1. 流量データの補正計算

第2ダクトのアニューバセンサーFT 2Bの差圧計は十分な追従性能があるが、排気ダクトにおけるアニューバ型流量計FT 4（旧タイプ）による流量データは、補正が必要である。その理由は、アニューバの差圧出力を電気信号に変換する差圧計の応答に時間遅れがあり、急速な過渡変化に追従しないことがある。

FT 4 の差圧計は、穏やかな爆発試験においては EXPL 2001～EXPL 4003まで、風圧上昇試験においては PRES 2001～PRES 4000までは、追従性が低いタイプ（以下、旧タイプ FT 4と略す）を用いていた。このため、その出力は推測される値より大幅に下回った。EXPL 4004、および PRES 4000以降は、FT 4 差圧計を高速応答型に変えた（以下、新FT 4と略す）ので、その出力は十分信頼できるものになった。

排気ダクト流量は、排風機や HEPA フィルタの過渡特性を評価する上で重要なデータである。したがって、特に旧タイプ FT 4 を用いたデータからピーク流量を正確に推定することに重点を置き、以下の補正を行った。

A1.1 アニューバ式流量計測方法

アニューバ式流量計の原理は、ガス流に垂直に入れたアニューバセンサーに発生する差圧を計測し、これに各種の定数を用いた演算を施して流量を算出する。この演算式を以下に示す。

$$Q(\text{Nm}^3/\text{s}) = \frac{0.01252}{3600} K D^2 \sqrt{\frac{\Delta P}{\gamma_1} \cdot \frac{P_1}{P_n} \cdot \frac{T_n}{T_1} \cdot F_R \cdot \frac{Z_1}{Z_f}} \quad (\text{A.1})$$

ここで、

Q : 流量 (Nm^3/s),

K : ピト一管定数 (流量係数),

D : 管内径 (mm),

ΔP : 差圧 (Pa),

P_1 : ガス圧力 (kPa),

P_n : 0 °C ガス圧力 (kPa),

γ_1 : ガス密度 (kg/m^3),

γ_0 : 0 °C ガス (空気) 密度 (= 1.293 kg/m^3),

T_1 : ガス温度 (K),

T_n : ガス温度 (= 273.15 K),

F_R : レイノルズ数による流量係数 K の補正係数 ≒ 1,

Z_1 : 0 °C, 1 atm (= 101.3 kPa) におけるガス圧縮係数 = 1,

Z_f : 使用状態におけるガス圧縮係数.

また、

$$\gamma_1 = \gamma_0 \sqrt{\frac{T_n}{T_1} \cdot \frac{P_1}{P_n}} \quad (\text{A.2})$$

の関係がある。式 (A .2) を用いて式 (A .1) を変形すれば、

$$Q(\text{Nm}^3/\text{s}) = 0.697 \cdot 10^{-5} \cdot \frac{KD^2}{Z_f \gamma_0} \sqrt{\frac{\Delta P \cdot P_1}{T_1}} \quad (\text{A .3})$$

が得られる。気体温度 T_1 および気体絶対圧力 P_1 としては、アニューバセンサーにもっとも近い熱電対および圧力計の信号を採用する。

ここで、流量計 FT 2 B, FT 4 に関して、以下の値が与えられている。

	K	D (mm)	Z_f	γ_0 (PRES)	γ_0 (EXPL)
FT 2 B	0.645	204.7	1.0	1.293	1.097
FT 4	0.616	593.8	1.0	1.293	1.097

ただし、ガス密度 γ_0 は、穏やかな爆発試験においてはロケット火薬燃焼ガスの密度 ($= 1.097 \text{ kg/m}^3$) をとり、風圧上昇試験においては空気密度 ($= 1.293 \text{ kg/m}^3$) をとる。これらの値を式 (A .3) に代入して、結局、

$$Q_{2B} = 0.4636 \cdot \sqrt{\frac{\Delta P \cdot P_1}{T_1}} \quad (\text{A .4})$$

$$Q_4 = 3.727 \cdot \sqrt{\frac{\Delta P \cdot P_1}{T_1}} \quad (\text{A .5})$$

が得られる。

ただし、 Q_{2B} : 第 2 ダクト流量計 FT 2 B による流量 (Nm^3/s)、

Q_4 : 排気ダクト流量計 FT 4 による流量 (Nm^3/s)

である。

A1.2 旧タイプ FT4 データの補正方法

旧タイプ FT 4 差圧計の過渡変化時の追従性不足による出力パルスの歪は、そのパルス波形出力に対して差圧計の周波数応答関数による逆変換をして入力波形を推算することにより補正できる。ところが、この周波数関数は全く不明であるので、この方法はとれない。

しかし、過渡変化時、すなわち大量のガスが第 3 ダクト以降に流入している期間は、希釈ダクトの逆流防止ダンパーは閉じているので、第 2 ダクトの流量変化をみるとことにより、排気ダクトの流量変化を推測することができる。

すなわち、排気ダクト流量を、第 2 ダクト流量 (FT 2 B) と排気ダクト流量 (旧タイプ FT 4, 新 FT 4) のピーク値相互の相関を求ることによって推測した。

Fig. A .1 は、横軸に第 2 ダクト流量を、縦軸に排気ダクト流量をとり、同一の試験における FT 2 B と旧タイプ FT 4, 新 FT 4 のデータのピーク値をプロットしたものである。いずれのデータも、A .1 項に述べた方法で求められたものである。○および●は、それぞれ穏やかな爆発試験と風圧上昇試験における FT 2 B と旧タイプ FT 4 のピーク値の対応点を示し、◎および◎は、同じく、FT 2 B と新 FT 4 のピーク値の対応点を示す。

仮に第 2 ダクトと排気ダクトの流量ピーク値が一致するならば、その対応点は図中の破線上に乗るが、対応点はすべて破線の下にある。すなわち、FT 4 のピーク値は FT 2 B より低いことが明らかである。ここで、FT 2 B と新 FT 4 のデータは十分信頼できると仮定すれば、以下の特徴が観察される。

①旧タイプ FT 4 の指示値は、追従性の不足が原因で明らかに低い。

②新FT 4 のピーク値はFT 2 B のピーク値の約 92% と評価され、新FT 4 とFT 2 B の対応点は、原点を通り傾きが 0.92 の直線にほぼ乗る。

すなわち、旧タイプFT 4 を用いた試験における排気ダクトガス流量のピーク値は、その試験におけるFT 2 B のピーク値の 92% が良い推定値であると思われる。

したがって、流量ピーク値に関して、以下の補正方法を妥当とみなす。

(1)旧タイプFT 4 を用いた試験における排気ダクト流量ピークは、旧タイプFT 4 のデータを棄却し、FT 2 B×0.92 によって推定値（補正值）とし、

(2)新FT 4 のデータ、FT 2 B のデータは、そのまま採用する。

流量ピーク値が第2ダクトより排気ダクトにおいてやや低下する理由は、管径の広がりや、流動抵抗などによって流量パルスが時間的に広がるためと思われる。

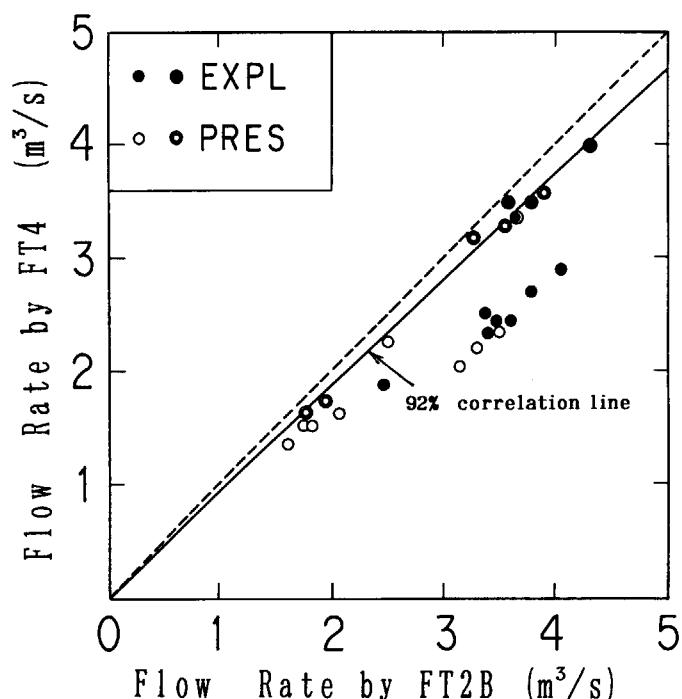


Fig. A.1 Comparison and correlation of flow rate data measured at the second duct and at the exhaust duct in the deflagration test and pressure transient test.

●, ○: data of low-speed response flow rate sensor.

◎, ◯: data of high-speed response flow rate sensor.