

JAERI-Tech
99-034



JP9950211



火災事故時の施設内への放射性物質閉じ込め効果に
対する給気停止の影響の検討

1999年3月

阿部 仁・渡邊浩二

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

本レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。
入手の問い合わせは、日本原子力研究所研究情報部研究情報課（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村）あて、お申し越してください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

This report is issued irregularly.

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

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1999

編集兼発行 日本原子力研究所

火災事故時の施設内への放射性物質閉じ込め効果に対する給気停止の影響の検討

日本原子力研究所東海研究所安全性試験研究センター燃料サイクル安全工学部

阿部 仁・渡邊 浩二

(1999年2月22日受理)

1997年11月に発生した東海研究所ウラン濃縮研究棟での火災事故では、放出された煤煙によって排気系フィルタの目詰まりが引き起こされた。この様に、管理区域内で火災が発生すると大量の煤煙による排気系フィルタの目詰まりと排気ブローアの排気能力の低下によって、管理区域内圧力の負圧から正圧への逆転と煤煙を含んだ気体の管理区域外への流出が引き起こされる可能性がある。このような危険性を回避するためには、給気の停止が有効な手段であるものと考えられるが、このような状況の下での、施設内閉じ込め効果に対する給気停止の影響を定量的に評価した例はこれまで報告されていない。そこで、事故発生施設をモデル化するとともに火災発生に伴う放出ソースタームを仮定して、熱流動解析コードCELVA-1Dを用いて、事故下での施設内閉じ込め効果に対する給気流量の停止の影響を定量的に評価することを試みた。

その結果、火災事故時には火災発生セルへの強制給気を停止した方が停止しない場合に比べて施設内閉じ込め機能は若干長い時間持続されること、一方、その効果は火災事故の規模が大きくなるにつれて、無視できるようになることが分かった。

Investigation of Effect of Stopping Supply Flow into the Cell on the Confinement
of the Radioactive Materials under Fire Accident

Hitoshi ABE and Koji WATANABE

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

(Received February 22, 1999)

On November 20th 1997, a fire accident happened at Uranium Enrichment Research Laboratory, Tokai, Japan Atomic Energy Research Institute and ventilation filters in the laboratory clogged. When fire accident occurs in a controlled area, a large quantity of smoke generates in the area and dropping exhaust flow from the area by the clogging of ventilation filters and rising pressure in the area are caused. Moreover, leakage of smoke including radioactive materials from the area by the pressure rising is expected. To prevent the leakage, it is expected that stopping supply flow to the area during a fire accident is effective, however, quantitative evaluation about this effect has not been performed.

By using CELVA-1D code, one-dimensional thermofluid analysis code, this effect is evaluated quantitatively by modeling the laboratory and estimating source terms released during the fire accident. As the results, it has been found that the efficiency of confinement of the radioactive materials into the area is preserved in the slightly long period of time in case of stopping supply flow to the area, however, this effect can be neglected in case that scale of fire accident is relatively large.

Keywords : Uranium Enrichment Research Laboratory, Fire Accident, Confinement, Smoke, Radioactive Materials, Supply Flow, CELVA-1D, Source Term, Filter Clogging

目 次

1. 緒 言	1
2. CELVA-1Dの概要	1
3. 計算条件及び仮定	2
3.1 施設の概要及びノードジャンクション化	2
3.2 流動抵抗計算のためのデータ及び仮定	3
3.3 ソースタームの推定	4
3.4 過渡事象解析における強制給気条件	8
4. 計算結果及び考察	8
4.1 初期定常状態計算結果	8
4.2 過渡事象解析結果	9
5. 結 言	11
謝 辞	12
参考文献	12

Contents

1. Introduction	1
2. Outline of CELVA-1D	1
3. Calculation Conditions and Assumptions	2
3.1 Summary of the Facility and Node-junction Model	2
3.2 Data for Flow Resistance Calculation	3
3.3 Estimation of Source Terms	4
3.4 Supply Flow Conditions in Transient State Calculation	8
4. Results and Discussions	8
4.1 Initial Steady State Calculation Results	8
4.2 Transient State Calculation Results	9
5. Conclusion	11
Acknowledgment	12
References	12

This is a blank page.

記号表

(記号)

- A : カートンボックスの全燃焼面積 (m^2)
 \dot{E} : エネルギー放出速度 (J/s)
 \dot{G}_U : 燃焼に伴って気相に放出されるウランの放出速度 (kg/s)
 K_L : HEPA フィルタの相流抵抗係数 ($1/m$)
 K_T : HEPA フィルタの乱流抵抗係数 (-)
 L : 煤煙の目詰まり重量 (kg)
 \dot{M} : 質量放出速度 (kg/s)
 ΔP : HEPA フィルタの差圧 (Pa)
 v_F : HEPA フィルタを通過する気体の流速 (m/s)
 W_U : 燃焼に伴って気相に放出されるウラン量 (kg)
 X_a, H_t, Y_s : 燃焼物質によって決まる定数(AAH 中で推奨)

- α : HEPA フィルタの目詰まり定数 ($1/kg$)
 β : HEPA フィルタの目詰まり定数 ($1/kg^2$)
 μ : 気体の粘性係数 (Pas)
 ρ : 気体の密度 (kg/m^3)

(添字)

- 0 : 煤煙無負荷状態
 c : セルローズ
 v : 塩化ビニル

This is a blank page.

1. 緒言

平成9年11月20日に日本原子力研究所(以下原研)、東海研究所のウラン濃縮研究棟で火災事故が発生した。この事故では、原子蒸気実験室内のステンレス容器に保管されていた金属ウラン屑がなんらかの原因で発熱・燃焼して容器外へ飛び散り、それが引火源となってカートンボックス内の可燃性物質が燃焼したものと推定されている。管理区域内で可燃性物質が燃焼すると大量の煤煙が発生するため、排気系に設置されているフィルタ(プレフィルタ及びHEPAフィルタ)が目詰まりを起こし、ブローによる管理区域内からの排気能力が低下する。今回の事故では汚染検査や環境モニタリング結果から施設外への放射能の漏洩はなかったものと判断されている。しかしながらこの様な排気能力が低下した状態で給気系からの強制給気が続いた場合には、管理区域内の負圧の減少と煤煙を含んだ気体の管理区域外への流出が引き起こされる危険性がある。このような危険性を回避するためには、特に給気系の停止が有効な手段であるものと考えられるが、実際に排気流量の低下が進行している状況下での、施設内の負圧管理及び建屋外への気体の流出等に対する強制給気停止の影響を定量的に評価した例はこれまで報告されていない。これらの定量的評価が事故状況下での放射性物質閉じ込め効果を維持する上で極めて重要である。

原研ではセル内での火災及び爆発事故時におけるセル換気系内の熱流動及び物質移行を評価するための次元圧縮性熱流動解析コード CELVA-1D¹⁾を開発している。そこで、事故発生施設をモデル化するとともに火災発生に伴う放出ソースタームを仮定して、CELVA-1Dを用いて事故下での施設内閉じ込め効果に対する強制給気の停止の影響を定量的に評価することを試みた。

2. CELVA-1D の概要

CELVA-1Dの計算フローチャートを図1に示す。CELVA-1Dではまず、換気系(流路)を流体の圧縮性が定義される体積要素であるノードと流体の流れが定義される流動抵抗要素であるジャンクションに分割しノードジャンクションデータを作成する必要がある。このノードジャンクションデータを使用し、各ノードとジャンクションにおける流量及び流動抵抗値(差圧)が、状態方程式と質量、運動量及びエネルギー保存式をすべて満足する状態を設定するための初期定常計算を行う。そしてこの様に設定された初期定常状態を基にして、ソースタームデータ(質量放出速度(\dot{M})、エネルギー放出速度(\dot{E})、煤煙放出速度(\dot{G}_s)、エアロゾル特性(幾何平均径、幾何標準偏差)等)及びフィルタの目詰まり係数データ

(流動抵抗の増加及び排気流量の減少を計算)を使用して、換気系全体での一次元熱流動を圧縮性を考慮して計算するとともに換気系内でのエアロゾル状物質の移行挙動を解析する。

3. 計算条件および仮定

3.1 施設の概要及びノードジャンクション化

ウラン濃縮研究棟 1 階の平面図を図 2 に示す。これはウラン濃縮研究棟火災事故調査委員会報告書²⁾から抜粋したものである。ウラン濃縮研究棟は幾つかの実験室及び居室から構成され、これらのコンパートメントの外側にはさらに大きな建屋構造物がある。建屋構造物と各コンパートメントの間には空間(大実験室)が存在する。火災事故が発生した原子蒸気実験室を含む管理区域は 1 階にあり、同実験室の他、プロセス基礎実験室及び準備室等から構成され、それらはドアによって接続している。

同研究棟には 4 系統の給排気系がある。系統 1(SF-1 及び EF-1(SF:給気系、EF:排気系))は火災事故が発生した原子蒸気実験室に対する給排気を、系統 2(SF-2 及び EF-2)はプロセス基礎実験室及び 2 階にあるプロセス基礎計測室(非管理区域)への強制給気及びプロセス基礎実験室からの排気を、また系統 4(SF-4 及び EF-4)は 1 階にある機械室に対する給排気を行う。系統 3(SF-3 及び EF-3)はその他の非管理区域に対する給排気系である。系統 3 では外界から空気を採り入れる他に非管理区域内を循環気させている。EF-3 は大実験室からの排気を行っている。EF-1 及び EF-2 ではブローアの上流側にフルサイズ 3 枚(EF-1)及びフルサイズ 2 枚(EF-2)のフィルタが設置されている。フィルタはプレフィルタ及び HEPA フィルタから構成されている。

火災事故が発生した原子蒸気実験室の天井部分には大実験室へつながる隙間が存在した。同実験室で火災が発生し、圧力が増大するとこの隙間から気体及び煤煙等がまず大実験室にリークすることが予想される。この大実験室は非管理区域であり流体、煤煙及びウランの閉じ込め解析を行う上では重要な要素であるものと考えられる。

このような同研究棟に関する情報をもとにノードジャンクションデータを作成した。図 3 にノードジャンクションデータの概要を示す。各コンパートメントのディメンションは同研究棟の施工図面から決定した。火災事故の後、実際にウラン濃縮研究棟を用いて、定常状態における、各コンパートメントへの給排気流量、各コンパートメント内の圧力、フィルタの差圧等が測定されている。SF-1 及び SF-2 の流量としては、この実測値を用いた。実験室や居室あるいは

外界とを繋ぐドアの全断面積を 1.6 m^2 と仮定した。プロセス基礎実験室と原子蒸気実験室及び準備室間のドアは締まっていたものと考え、断面積を全断面積の 5% とした。また、大実験室と外界の間の断面積は全断面積の 10% とした。原子蒸気実験室天井部の隙間から大実験室へのリークを評価するため、大実験室を仮想的にひとつのコンパートメントとしてモデル化することにした。隙間の断面積については、原子蒸気実験室の天井と壁の接触辺が全て 2 mm の隙間が開いていたと仮定して算出した。初期定常状態における各コンパートメントの温度は 25°C 、外界の圧力は $1 \text{ 気圧}(1.01 \times 10^5 \text{ Pa})$ とした。

3.2 流動抵抗計算のためのデータ及び仮定

(1) ブロア特性データ

表 1 に、計算に使用した EF-1、EF-2 及び EF-3 系統に設置されているブロアの流動特性(体積流量と差圧)を示す。これらは、EF-1 及び EF-2 の体積流量 $0 \text{ m}^3/\text{s}$ の場合を除いて、それぞれのブロアの特曲線カタログ値から直接読みとったものである(EF-1 及び EF-2 の体積流量 $0 \text{ m}^3/\text{s}$ に対する差圧カタログ値は括弧内に記載)。カタログ値では、EF-1 及び EF-2 のブロアの流動特性は、体積流量 $0 \text{ m}^3/\text{s}$ 近傍で差圧が最大値となる凸の関係となっている。火災に伴って煤煙が発生すると、ブロアの上流側に設置されているフィルタが目詰まりし、EF-1 及び EF-2 系統の流量が低下し $0 \text{ m}^3/\text{s}$ に漸近していく。CELVA-1D の過渡事象解析でブロアの流動特性としてカタログ値をそのまま使用すると、EF-1 及び EF-2 での流量の低下にしたがって差圧は上昇していくが、差圧が最大値を示す体積流量よりもさらに小さくなると、逆にブロアの差圧は小さくなり、その瞬間に CELVA-1D にプログラムされている均衡式間の収束が破綻し、計算が異常終了する結果となった。したがって本計算では、EF-1 及び EF-2 系統のブロアについて体積流量が $0 \text{ m}^3/\text{s}$ の場合に示す差圧として表 1 に記載した値を用いて過渡事象解析を行うことにした。この値は、体積流量が $0 \text{ m}^3/\text{s}$ 以上の 2 点を用いて線形補間することで求めたものである。

(2) HEPA フィルタの抵抗係数

1) 流動抵抗係数

表 2 に計算に使用した HEPA フィルタの流動抵抗係数を示す。同研究棟の排気系 EF-1 及び EF-2 には HEPA の上流にプレフィルタが設置されている。しかしプレフィルタに関する流動抵抗係数は報告されていないため、ここでは HEPA フィルタのみが設置されているものとして解析した。CELVA-1D では、HEPA フィルタの流動抵抗(差圧) ΔP_0 は以下の式から計算される。

$$\Delta P_0 = K_L \mu v_F + K_T \rho v_F^2 / 2$$

ここで、 K_L (1/m)及び K_T (-)はそれぞれHEPAフィルタの相流及び乱流抵抗係数、 μ (Pas)は気体の粘性係数、 ρ (kg/m³)は気体の密度、そして v_F (m/s)はフィルタを通過する気体の流速である。なお添字0は煤煙が無負荷状態であることを意味している。表2に本解析で用いた K_L 及び K_T を示す。これらは原研で実施された「セル換気系安全性実証試験」にて実測された流量とHEPAフィルタの差圧の関係から求めた値である。

2) 目詰まり係数

HEPAフィルタに煤煙等が付着すると目詰まりが生じ、その結果流動抵抗及び差圧の上昇が引き起こされる。CELVA-1Dではこの流動抵抗の上昇は煤煙の目詰まり量に対して2次関数で表されるものと仮定し、以下の式から計算する。

$$\Delta P = \Delta P_0 (1 + \alpha \times L + \beta \times L^2)$$

ここで、 ΔP (Pa)はHEPAフィルタの差圧、 L (kg)は煤煙の目詰まり重量である。 α (1/kg)及び β (1/kg²)は目詰まり係数であり、CELVA-1Dでは入力によってこの値を設定する。これらはフィルタに付着する煤煙の性状及び物性に大きく依存する。表2に本解析で用いた目詰まり係数を示す。これらは、原研で実施した溶媒火災試験時に得られた係数である³⁾。

(3) ダクト及びセルにおける流動抵抗の計算

ダクト内を流体が流れる場合、ダクト内壁との摩擦、ダクトの曲がりあるいはダクトの断面積の拡大縮小等に起因する流動抵抗が生じる。ここではダクト形状が不明であるため、ダクトとセル(各実験室)が接続している箇所での流路断面積の変化による抵抗と、セル内壁の摩擦抵抗のみを考慮した。

(4) 放熱計算

原子蒸気実験室を初めとした各コンパートメントからの壁面を通した放熱は考慮しない。

3.3 ソースタームの推定

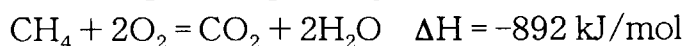
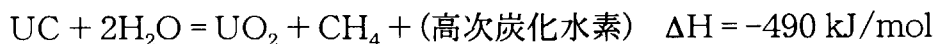
事故調査報告書によると、火災事故は以下の条件およびシーケンスで進行したものと推定されている。

- A. ウラン屑を 11 個の容量 4.5 dm³ の金属缶に入れ、それぞれを容積 10 dm³ の金属缶に収納し、原子蒸気実験室内に保管していた。このうち No.11 金属缶には、水分を含有したウラン屑がポリエチレン 2 袋に詰められ、水分を含まないウラン屑が入ったポリエチレン 1 袋とともに収納されていた。
- B. No.11 金属缶の内容器中で、ウラン炭化物や金属ウランの加水分解が進行し、メタン、水素、アセチレン等の可燃性ガスが蓄積していった。
- C. これらウラン屑堆積物の各所では金属ウランの酸化反応が継続し、堆積物中に遍在する金属ウラン集塊のうちあるものの温度が次第に上昇し、発火点に達した。あるいは堆積物の内奥に生成した水素化物が、加水分解反応等の進行の結果、堆積物状態が変化し、内容器中の空気と接触した。あるいは、可燃性ガスが蓄積し圧力が上昇したことにより内容器の蓋が外れたため、侵入した外容器中の空気と接触することによって発火した。
- D. このような発火により、可燃性ガスと空気混合気体の爆発的な燃焼が引き起こされた。爆発的な燃焼の結果、外容器の蓋が抜け飛び、大量の空気が流入し、さらにウラン屑中の炭化物、金属ウランの燃焼が誘引された。ウラン屑の幾分かは爆発的な燃焼によって燃えながら飛散した。
- E. ウラン屑の少なからぬ量が外容器外部に飛散し、周辺のカートンボックスが引火した。カートンボックスは約 20 個存在した。

事故調査報告書によると、No.11 金属缶中には 6.286 kg のウラン屑が封入されており、その約 50 %、すなわち約 3.1 kg が炭化ウラン(UC)であったものと推定されている。今回の解析では、No.11 金属缶中のウラン炭化物及び発生する可燃性ガスは全てが UC 及びメタン(燃焼熱：892 kJ/mol (25 °C、1 atm))であると仮定した。そして、上記のシーケンスの推定から火災事象は以下の①～③の 3 段階で進展したものと考え、これら 3 段階の事象についてそれぞれ以下のようにソースタームを設定した。

① 金属缶内での UC の加水分解の進行及び可燃性ガスと空気混合気体の爆発的な燃焼

UC の加水分解反応と CH₄ の燃焼はそれぞれ以下の化学式で定性的に表すことができる。



事故調査報告書によると、密閉された内容器内部で可燃性ガスと空気との混合気体が爆発的に燃焼するためには、可燃性ガスが 300～400 cm³ (0 °C、1 atm)

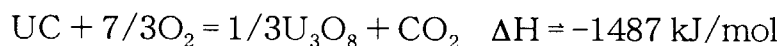
以上発生する必要があるとされている。そこで、C.で述べた爆発的な反応に至る可燃性ガスの体積を $500 \text{ cm}^3 (= 0.02 \text{ mol})$ であると仮定した。また可燃性ガスの内、容器内での燃焼は爆発的であり燃焼時間は極めて短時間であったと考えられることから今回の解析ではこの燃焼に要した時間を 0.1 秒間 と仮定した。この様な仮定を行うことで①の事象に伴う \dot{M} 及び \dot{E} はそれぞれ以下の様に計算される。

$$\dot{M} = 16 \text{ g/mol} \times 0.02 \text{ mol} / 0.1 \text{ s} = 3.2 \times 10^{-3} \text{ kg/s}$$

$$\dot{E} = 0.02 \text{ mol} \times (490 \text{ kJ/mol} + 892 \text{ kJ/mol}) / 0.1 \text{ s} = 2.8 \times 10^5 \text{ J/s}$$

② 外容器の蓋が抜け飛び大量の空気の金属缶内への流入によるウラン化合物の燃焼

UC の空気酸化反応は複雑であるが、分析結果で U_3O_8 がかなり認められていることからここでは以下の反応式を仮定することにした。



メタンの発生に寄与した分を差し引いた No.11 金属缶中の UC 全量が上記酸化反応を受けるものとする、酸化反応を受ける UC の全モル数は 12.4 mol となる。UC 全量が空気酸化を受けるのに要する時間は不明であるが、ここでは仮に 5 分間 と仮定した。この様に考えると、②の事象に伴う \dot{M} 及び \dot{E} はそれぞれ以下の様に計算される。

$$\dot{M} = (44 \text{ g/mol} - (7/3) \times 32 \text{ g/mol}) \times 12.4 \text{ mol} / 300 \text{ s} = -1.3 \times 10^{-3} \text{ kg/s}$$

$$\dot{E} = 12.4 \text{ mol} \times 1487 \text{ kJ/mol} / 300 \text{ s} = 6.1 \times 10^4 \text{ J/s}$$

\dot{M} に関しては生成する質量より消滅する質量の方が大きく、その結果質量放出速度も負の値となっている。

粉末状のウランの燃焼に伴うウランの気相への放出量については、アメリカの核燃料サイクル施設事故解析ハンドブック(AAH)⁴⁾中に約 0.05 wt\% であるとの記載がある。このデータがどのような燃焼条件(反応速度及び燃焼時間)に対するものであるかは不明であるが、この値を適用すると②の事象にともなって気相中に放出されたウランの量 W_U (kg) 及びウランの放出速度 \dot{G}_U を以下のように計算することができる。

$$W_U = 3.1 \text{ kg} \times 0.05 / 100 = 1.6 \times 10^{-3} \text{ kg}$$

$$\dot{G}_U = W_U / 300 \text{ s} = 5.3 \times 10^{-6} \text{ kg/s}$$

③ 燃焼したウラン屑の飛散による周囲のカートンボックスへの引火

事故調査報告書によると、原子蒸気実験室内ではカートンボックスが 20 個燃焼したと報告されている。カートンボックス 1 個当たりの全表面積は、カートンボックスの上下面の面積を 0.0398 m^2 (直径: 0.225 m)、高さを 0.35 m とすると、 0.327 m^2 となり全燃焼面積 A は 6.54 m^2 となる。本解析では燃焼面積としてこのカートンボックス外側の表面積を考慮することにした。

カートンボックス内の物質の組成に関しては不確定な部分が多いが、約 2~3 割程度の塩化ビニルが存在していたものと推定されている。そこで燃焼物質の組成をセルロース 70%、塩化ビニル 30% と仮定するとともに、燃焼面積もこの割合に比例するものとして \dot{M} 及び \dot{E} をそれぞれ以下のように計算した。

$$\begin{aligned} \dot{M} &= 1.44 \times 10^{-2} \text{ kg/m}^2\text{s} \times (6.54 \times 0.7) \text{ m}^2 + 1.68 \times 10^{-2} \text{ kg/m}^2\text{s} \times (6.54 \times 0.3) \text{ m}^2 \\ &= 6.6 \times 10^{-2} \text{ kg/s} + 3.3 \times 10^{-2} \text{ kg/s} \\ &= 9.9 \times 10^{-2} \text{ kg/s} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \dot{E} &= X_{a,c} \times H_{t,c} \times 6.6 \times 10^{-2} \text{ kg/s} + X_{a,v} \times H_{t,v} \times 3.3 \times 10^{-2} \text{ kg/s} \\ &= 1.0 \times 1.4 \times 10^7 \text{ J/kg} \times 6.6 \times 10^{-2} \text{ kg/s} \\ &\quad + 0.35 \times 1.6 \times 10^7 \text{ J/kg} \times 3.3 \times 10^{-2} \text{ kg/s} \\ &= 1.1 \times 10^6 \text{ J/s} \end{aligned}$$

ここで \dot{M} の計算に使用している $1.44 \times 10^{-2} \text{ kg/m}^2\text{s}$ 及び $1.68 \times 10^{-2} \text{ kg/m}^2\text{s}$ は、AAH 中で推奨されているセルロース及び塩化ビニルの単位燃焼面積当たりの質量放出速度である。 \dot{E} の計算で使用している X_a 及び H_t は AAH 中で推奨されている燃焼物質によって決まる定数である。なお添字 c 及び v はそれぞれセルロース及び塩化ビニルの値であることを意味している。式中の X_a 及び H_t は AAH 中での推奨値である。

カートンボックスが燃焼すると煤煙が発生する。煤煙の放出速度に関しても AAH 中で推奨されている係数を用いて以下のように見積もることができる。

$$\begin{aligned} \dot{G}_s &= Y_{s,c} \times 6.6 \times 10^{-2} \text{ kg/s} + Y_{s,v} \times 3.3 \times 10^{-2} \text{ kg/s} \\ &= 0.001 \times 6.6 \times 10^{-2} \text{ kg/s} + 0.086 \times 3.3 \times 10^{-2} \text{ kg/s} \\ &= 2.9 \times 10^{-3} \text{ kg/s} \end{aligned}$$

ここで Y_s は燃焼物質によって決まる定数であり AAH 中で推奨されている値を用いた。同様に添字 c 及び v はそれぞれセルロース及び塩化ビニルの値である

ことを意味している。

①から③で計算された各放出速度の総和をとることで、事故事象全体としての各ソースタームを以下のように評価した。

$$\dot{M} = 1.0 \times 10^{-1} \text{ kg/s}$$

$$\dot{E} = 1.4 \times 10^6 \text{ J/s}$$

$$\dot{G}_s = 2.9 \times 10^{-3} \text{ kg/s}$$

この様に各放出速度に対しては③で述べたカートンボックスの燃焼による寄与が支配的であった。本解析ではこれらソースタームが火災発生直後から定常的かつ一定で放出され続けたものと仮定した。施設が有する放射性物質の閉じ込め性能に対するソースターム量、すなわち火災事故規模の影響を観察するため、この様に概算したソースターム量に対して比例定数 K_s (-) を乗じてソースターム量を変化させ、それぞれのソースターム量を用いて同様の過渡事象解析を実施した。

3.4 過渡事象解析における強制給気条件

同施設では、通常勤務時間中は、図 3 に示した流量で給気排気ブロアによって給排気を行っている(昼モード)が、勤務時間外では強制給気は行わず排気ブロアによる排気のみを行っている(夜モード)。後者の場合でも強制給気を停止するだけで給気系がダンパ等で締め切りになる訳ではない。火災が検知された後に強制給気を停止する場合も夜モードと同様である。したがって過渡事象解析では、①SF-1 及び SF-2 からの強制給気流量を図 3 に示した初期定常値のまま固定した場合(昼モードを模擬)と、②同給気流量を固定せず熱流動に関する全体的なバランスのもとで変化させるようにした場合(夜モードを模擬) の 2 通りのケースについて過渡事象解析を実施した。火災発生から 5 秒後に火災は定常燃焼に達するものとし、それ以降、3.3 で概算したソースタームが原子蒸気実験室内空間に定常的に放出されていくものと考えた。

4. 計算結果及び考察

4.1 初期定常状態計算結果

実測された給気系(SF-1 及び SF-2)における体積流量を固定し、CELVA-1D にプログラムされている各保存式を満足する流動条件を算出した。計算結果を図 3 に示す。各部位での体積流量は実測値及び申請書記載値よりも若干大きく

評価された。しかしながら各セル間での気体の流れは、大実験室から原子蒸気実験室方向へ、またプロセス基礎実験室から原子蒸気実験室方向へそれぞれ向いており、実際の現象をよく表している。また各セル内の圧力及び各フィルタにおける差圧については、計算値と実測値はほぼ一致している。

4.2 過渡事象解析結果

(1) 原子蒸気実験室及び大実験室内の温度及び圧力解析結果

図 4 及び図 5 に、原子蒸気実験室内の温度及び大実験室/原子蒸気実験室間の体積流量の経時変化に関する計算結果をそれぞれ示す。3.3 では、カートンボックス 20 個の全表面積 6.54 m^2 を全燃焼面積と考えソースターム量を算出した。実際の事故では図 6 に示す様にカートンボックスは原子蒸気実験室内で下層に 12 個、上層に 8 個のように 2 層に積まれていた。ウラン屑はカートンボックスに対して上方から飛来したものと考えると、カートンボックスの上面がまず燃焼したものと予想される。また下層のカートンボックスの上面が燃焼すると上層のカートンボックスの側面も引火燃焼するであろう。そこで、カートンボックスの全表面積の内、図 4 に示したような面が燃焼したものと仮定すると、全燃焼面積は以下のように見積もることができる。

$$\text{燃焼面積} = (0.225/2)^2 \times \pi \times 12 + 0.225 \times \pi \times 0.35 \times 5 = 1.71 \text{ m}^2$$

この様に計算された燃焼面積は 3.3 で仮定した燃焼面積の約 0.3 倍であり、Ks も約 0.3 となる。図 4 及び 5 に示した計算結果は、実際の事故に近い現象を評価するために Ks を 0.3 とした場合のものである。

火災が発生している原子蒸気実験室内の温度は時間とともに増大するが、夜モードの方が昼モードと比べてより高い温度に達している。図 3 で示したように初期定常状態では大実験室から原子蒸気実験室の方向に気体が流れていた。図 5 中で大実験室/原子蒸気実験室間の体積流量が負となっている部分では、両者間での気体の流れ方向が逆転していることを意味している。強制給気の有無に関わらずこの流れ方向の逆転が生じているが、逆転するのに要する時間は昼モードの方が夜モードより短く、かつその逆流している流量も大きい。また EF-1 系統に設置されているフィルタにおける差圧及び体積流量の経時変化を図 7 に示す。原子蒸気実験室内で発生する煤煙によってフィルタが目詰まりし、差圧の上昇と体積流量の低下が引き起こされている。しかしこの差圧及び体積流量の変化は、強制給気の継続の有無に関わらずほぼ同様であった。さらに給気系統 SF-1 及びプロセス基礎実験室から原子蒸気実験室に流入する体積流量の経時変化を図 8 に示す。SF-1 での変化を見てみると、昼モードの場合当然時間に

よらず一定の体積流量のまま推移しているのに対して、夜モードでは特にソースタームの立ち上がりの時間領域で体積流量は急速に低下している。一方、プロセス基礎実験室から原子蒸気実験室へ流れ込む体積流量は強制給気の継続の有無に関わらず、ほぼ同じ様な時間履歴を示している。図5及び図7～8に示した原子蒸気実験室を中心とした気体の流れ及びその流量の経時変化は、昼モードの方が夜モードと比べて、原子蒸気実験室内の空間がより高い割合で換気されていることを示唆しており、このことが夜モードの方が原子蒸気実験室内の温度が高くなった原因であるものと考えることができる。

原子蒸気実験室内の圧力の経時変化を図9に示す。この場合も図4及び図5と同様に K_s を0.3とした場合の結果である。原子蒸気実験室内の圧力は次第に上昇していき負圧から正圧に変わった。この正圧への転換に要する時間は昼モードで約2.4分、夜モードで約8.1分であり、強制給気を停止した夜モードの方が若干長かった。

大実験室内の圧力上昇挙動は、大実験室が原子蒸気実験室と比較して約7.6倍大きな容積を有すること、排気系EF-3が健全であること等の理由で、原子蒸気実験室の場合と比べて極めて緩やかであった。大実験室内の負圧管理が破綻するのに要する時間は昼モードで約42分であった。本解析では、ソースタームは定常的に継続して放出され続けたものと仮定して計算を行った。これは、火災の進行に伴う燃焼面積やセル内の酸素濃度の減少等による火災規模の低下あるいは鎮火等の効果を一切無視していることを意味しており、このことから本解析結果は極めて保守側の値となっているものと予想できる。この様に極めて保守側の計算結果であっても大実験室の負圧が比較的長い時間維持されることが示されたことは、実際の火災事故の下では、大実験室内の負圧管理は目詰まりしたプレフィルタの交換等の保守対応等に必要とした時間を考慮した現実的な時間範囲では十分維持されていたものと推定される。このことは、事故後の施設外での汚染検査によって放射能の施設外への放出が認められなかったことと一致する。夜モードでは火災発生後2時間以上経過しても大実験室内の負圧は維持される結果となった。

(2) 放射性物質の閉じ込め機能に対するソースターム量の影響

放射性物質の閉じ込め機能に対するソースターム量すなわち火災事故規模の影響を観察するため、幾つかの K_s の条件で大実験室/原子蒸気実験室間の体積流量の流向の逆転及び原子蒸気実験室内の負圧管理の破綻に要する時間を計算し、 K_s に対してプロットしたのが図10及び図11である。 K_s は3.2で概算したソースターム量に乗ずる比例定数であるので1の場合は3.2でのソースターム量をそのまま用いた計算結果である。昼モードの場合、ソースターム量が

きくなるにしたがって流れが逆転あるいは負圧管理が破綻するまでの時間は減少していくが、ソースターム量がある程度以上大きくなる(本解析では $K_s > 0.7$)とその時間は数秒以下となり、実質的には火災発生と同時に流向が逆転あるいは負圧管理が破たんする結果となった。夜モードの場合、昼モードと比較して流向が逆転あるいは負圧管理が破綻するにはより長い時間が必要であり、換言すれば閉じ込め性能は若干ではあるがより長く維持されるとも言える。しかしながら昼モードと同様に、その時間はソースターム量の増大とともに減少し、ソースターム量が大きくなった場合(本解析では $K_s \cong 1.0$)では数秒以下となった。このことは、閉じ込め性能に対する両モード間すなわち強制給気停止の有無の差異はソースターム量すなわち火災事故規模がある程度以上大きい条件の下では無視し得ることを意味している。

5. 結 言

ウラン濃縮研究棟をモデル化するとともに事故に伴って放出されるソースターム量を仮定することで、施設が有する閉じ込め効果に対する給気系停止の有無の影響を検討した。ウラン濃縮研究棟で発生した火災事故を対象とした解析では、火災が発生した原子蒸気実験では強制給気を継続した場合には比較的短時間(約 2.4 分)で負圧管理が破綻したが、その場合でも原子蒸気実験室の外側の大実験室がバッファとなり施設全体での負圧管理すなわち放射性物質の閉じ込め機能は十分長い時間維持されていたことが示唆される結果となった。またソースターム量及び強制給気停止の有無をパラメータとした計算では、強制給気を停止した方が、停止しない場合に比べて施設内の負圧管理が若干ではあるが長い時間維持されるという解析結果を得た。しかしながら、その時間はソースターム量が増大するにつれて短くなり、ソース量が十分大きいすなわち火災事故規模が大きい場合には、その時間は数秒以下となり、実質的に火災事故発生直後に負圧管理が破綻することが分かった。このことは火災事故規模が大きい場合には強制給気の停止の有無は負圧管理に対してほとんど影響を及ぼさないことを意味する。

CELVA-1D は一次元の圧縮性コードであるため、今回の解析では各セルを 1 点集中系として取り扱った。しかしながら解析対象セルが大きな体積を有する場合、セル内での温度や煤煙濃度は均一ではない。このような場合、セルを中心とした流体の流れがセルへの給排気系の接続位置やセル自体の形状等のジオメトリの影響を受けることが予想される。火災発生セルを 2 次元あるいは 3 次元にモデル化し、セル内の温度・煤煙分布等をより詳細に検討することが必要で

あろう。また、今回の解析では施設の換気系形状・流量条件の決定及びソースターム算定に対して様々な計算仮定を行っており上記の結果はあくまでもこれら計算仮定による不確定さを含むものであることを念頭に置く必要がある。火災が発生しているセルへの給排気条件を変更すると、セル内の酸素濃度の変化等によって、燃焼状態自身が影響を受けるものと考えられる。鎮火の有無をも含めてこれら燃焼状態に対する給排気条件の影響をさらに検討していく予定である。

謝 辞

本解析作業は、原研に組織された火災時換気系運転方法検討委員会での活動に資する目的で行われた。本作業を実施するにあたり、貴重なご助言を頂いた、原研、前田 充理事、早田邦久東海研副所長、鴻坂厚夫東海研副所長、勝田博司物質科学研究部長、室村忠純環境安全研究部長、小川 徹融体・燃料プロセス研究室長、光量子源システム研究グループ丸山庸一郎氏、安全管理室小林晋昇氏、さらに西尾軍治氏に感謝いたします。

参考文献

- 1) 西尾、他、“再処理施設の火災・爆発時におけるセル換気系の安全性解析コード(CELVA-1D)”, JAERI-Data/Code 98-017 (1998).
- 2) ウラン濃縮研究棟火災事故調査委員会、“ウラン濃縮研究棟火災事故調査委員会報告書”, JAERI-Review 98-011 (1998).
- 3) 西尾、“再処理施設の事故時における排気フィルタの設備の安全性研究”, 空気清浄、第25巻、第6号、16 (1988).
- 4) J. E. Ayer, A. T. Clark, P. Loysen, M. Y. Ballinger, J. Mishima, P. C. Owczarski, W. S. Gregory and B. D. Nicols, “Nuclear Fuel Cycle Facility Accident Analysis Handbook”, NUREG-1320 (1988).

表1 ブロア特性データ

EF-1

体積流量 (m ³ /s)	0	0.333	0.833	1.17	1.33	1.50
差圧 (Pa)	2163 (1999)	2019	1803	1509	1235	1078

EF-2

体積流量 (m ³ /s)	0	0.333	0.500	0.611	0.667	0.833
差圧 (Pa)	1459 (1245)	1264	1166	984	892	392

EF-3

体積流量 (m ³ /s)	0	0.333	0.670	1.00	1.28	1.33	1.55
差圧 (Pa)	294	247	198	151	96.1	85.3	0.0

表2 HEPA フィルタの流動抵抗係数及び目詰まり係数

K_L (1/m)	K_T (-)	α (1/kg)	β (1/kg)
8.11E6	2.96E1	12.23	28.79

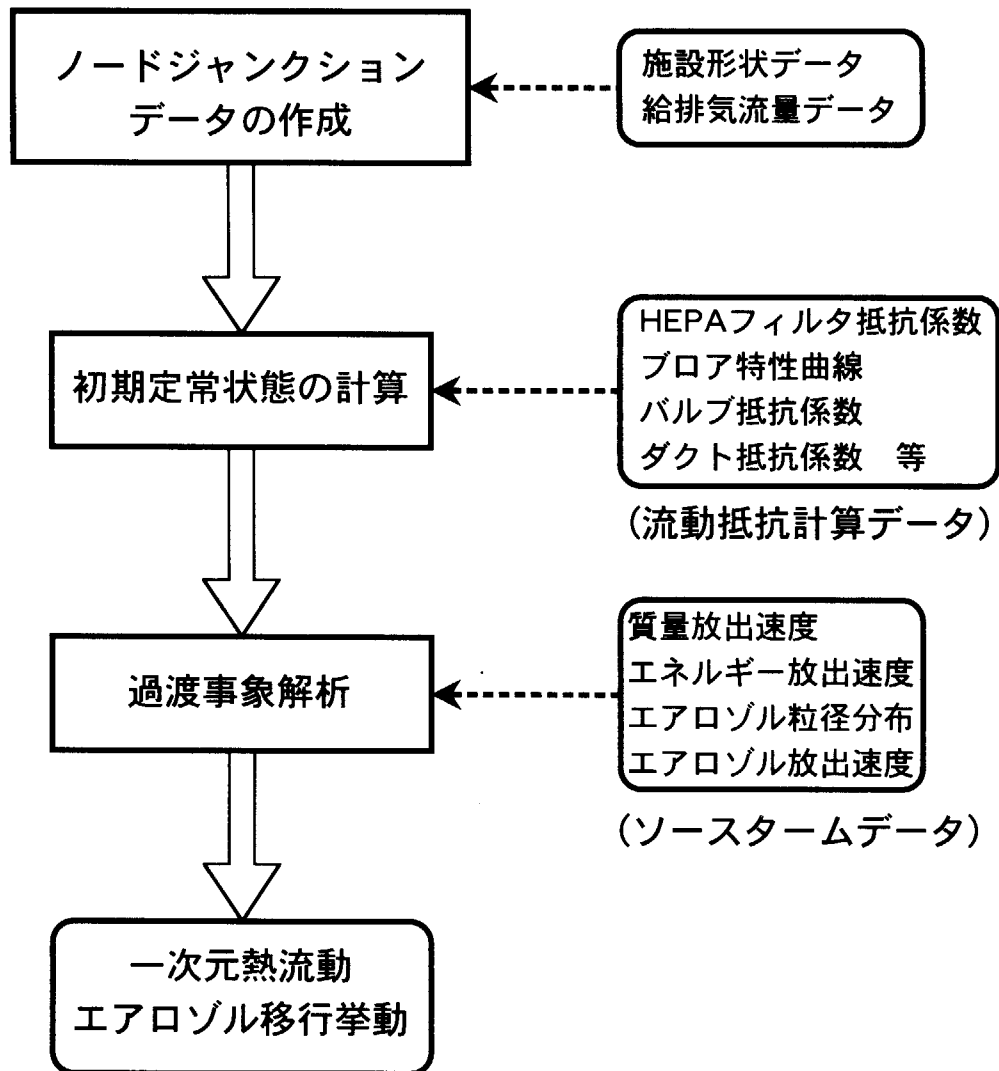


図1 CELVA-1Dの計算フローチャート

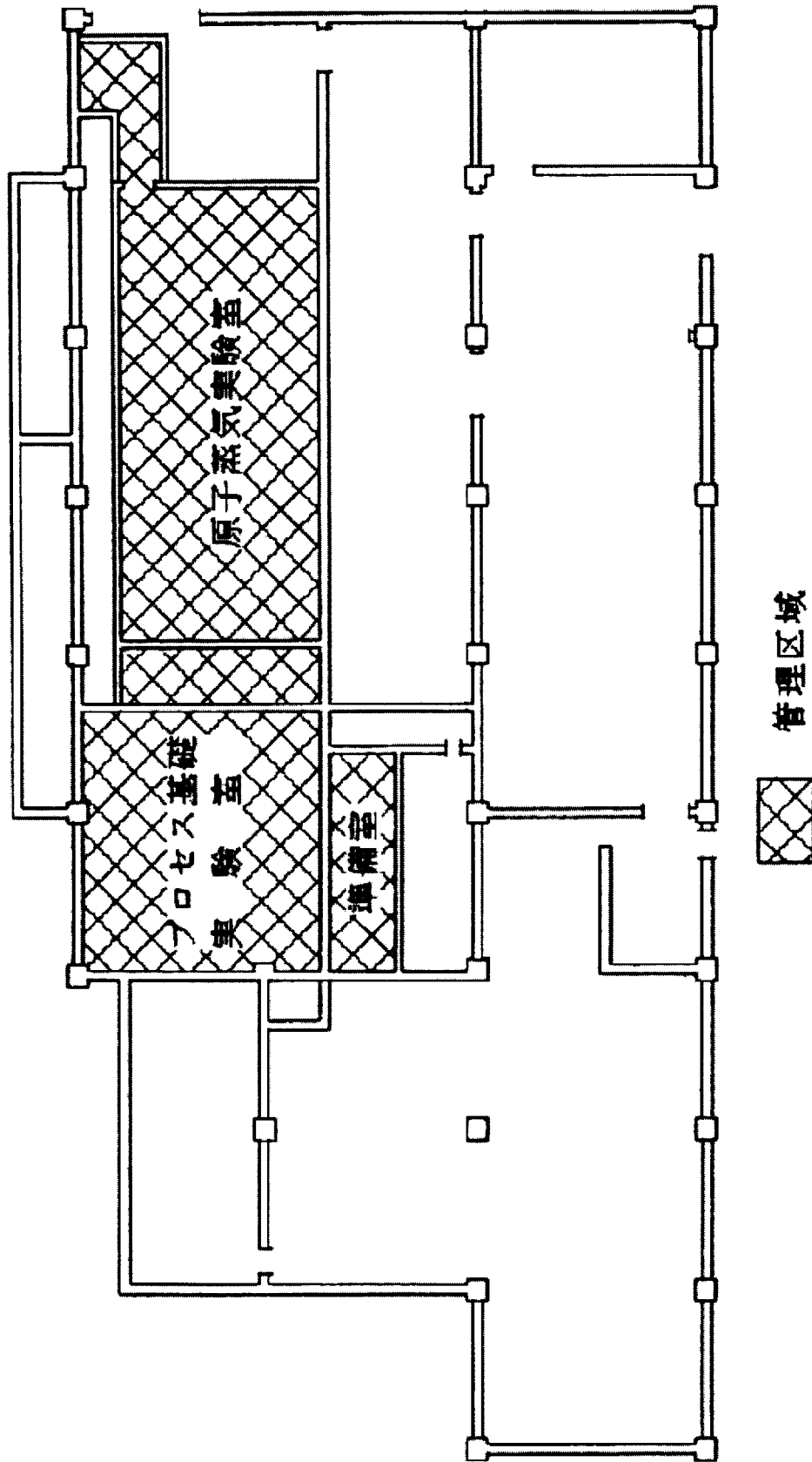


図2 ウラン濃縮研究棟 1階原子蒸気実験室配置図(事故調査報告書²)より抜粋)

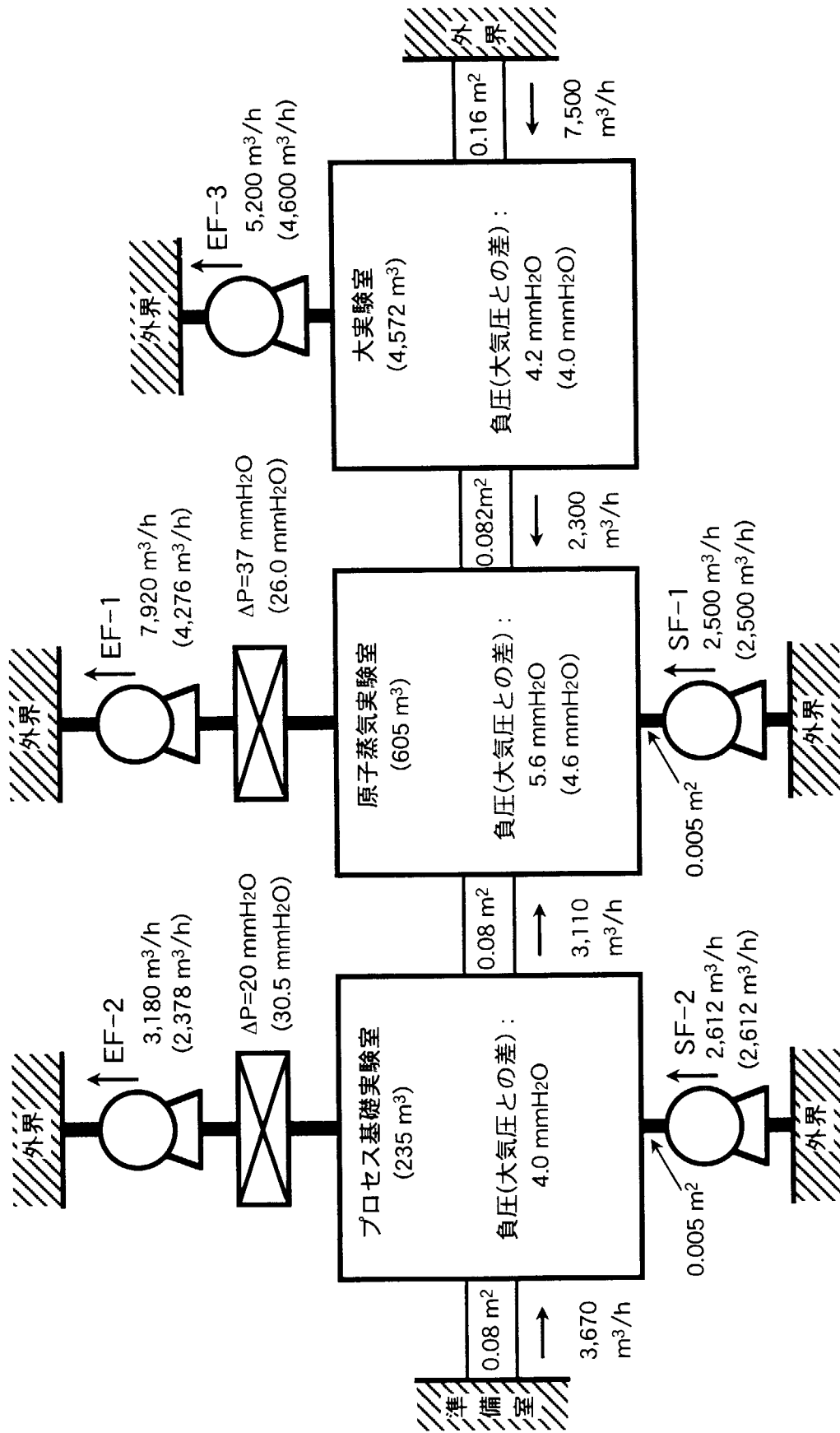


図3 計算対象ノードジャンクションの概要及び初期定常計算結果と実測値との比較
(括弧内は実測値、ただしEF-3での流量は申請書記載値)

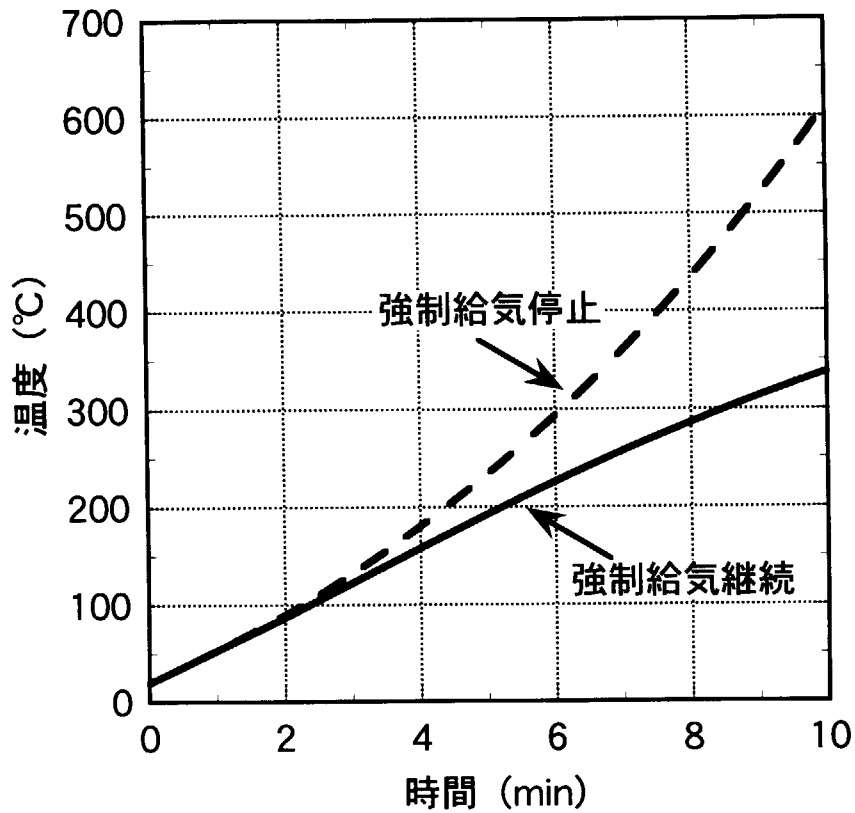


図4 原子蒸気実験室内の温度の経時変化($K_s=0.3$)

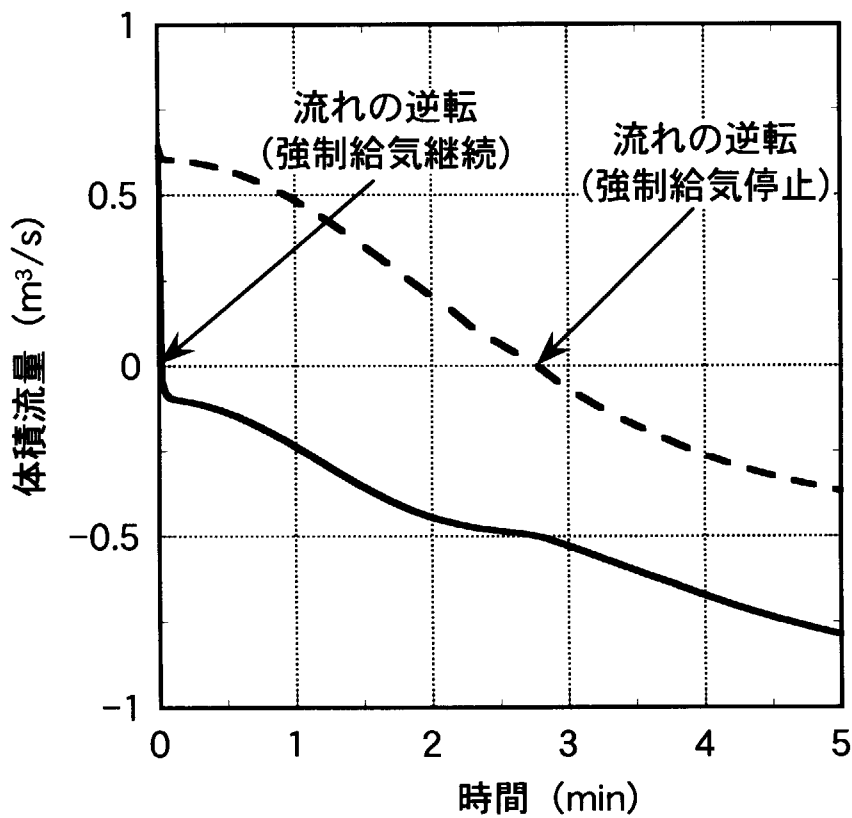


図5 大実験室/原子蒸気実験室間の体積流量の経時変化($K_s=0.3$)

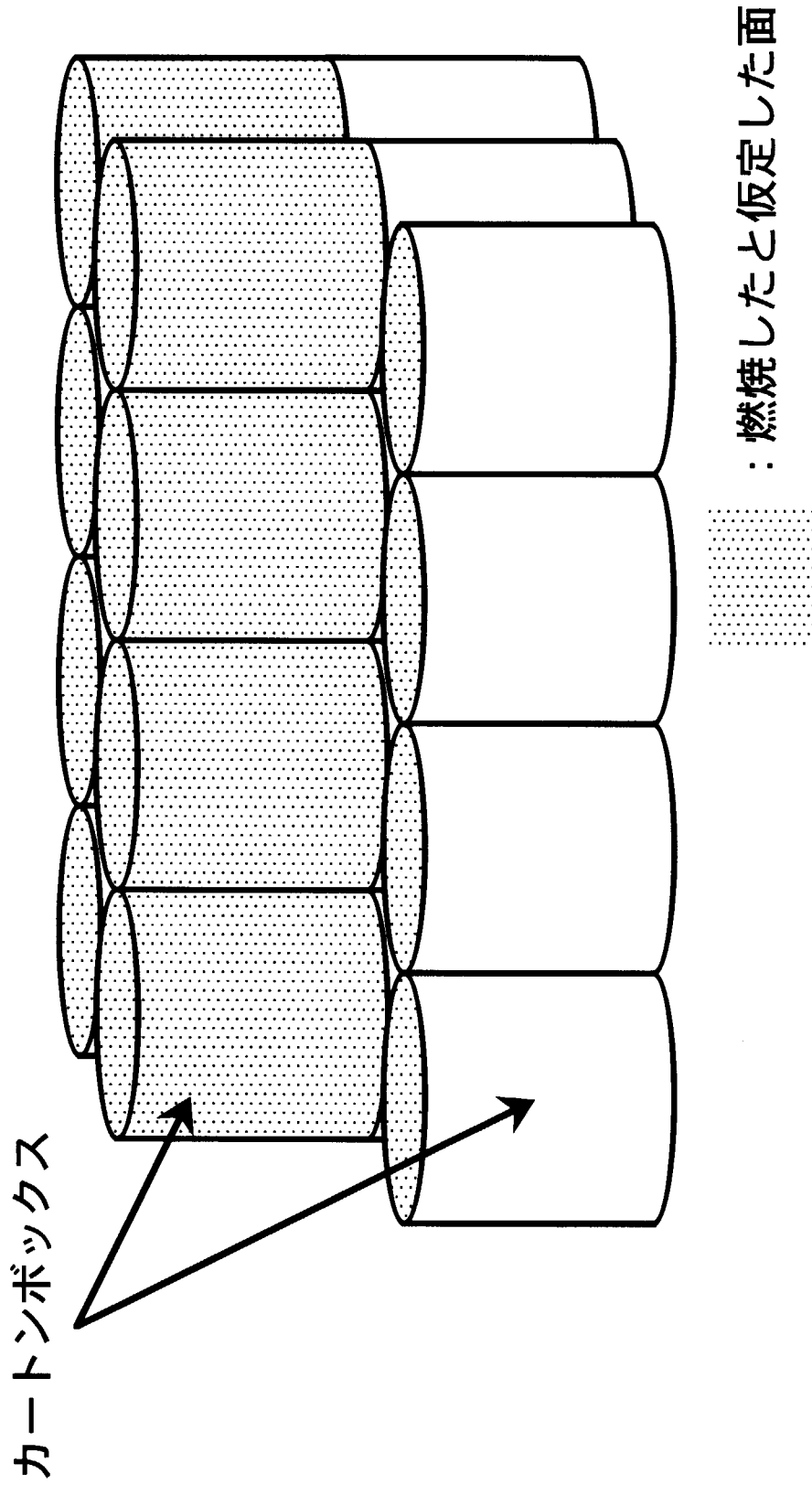


図6 原子蒸気実験室内におけるカーボンボックスの配置状況及び仮定した燃焼面

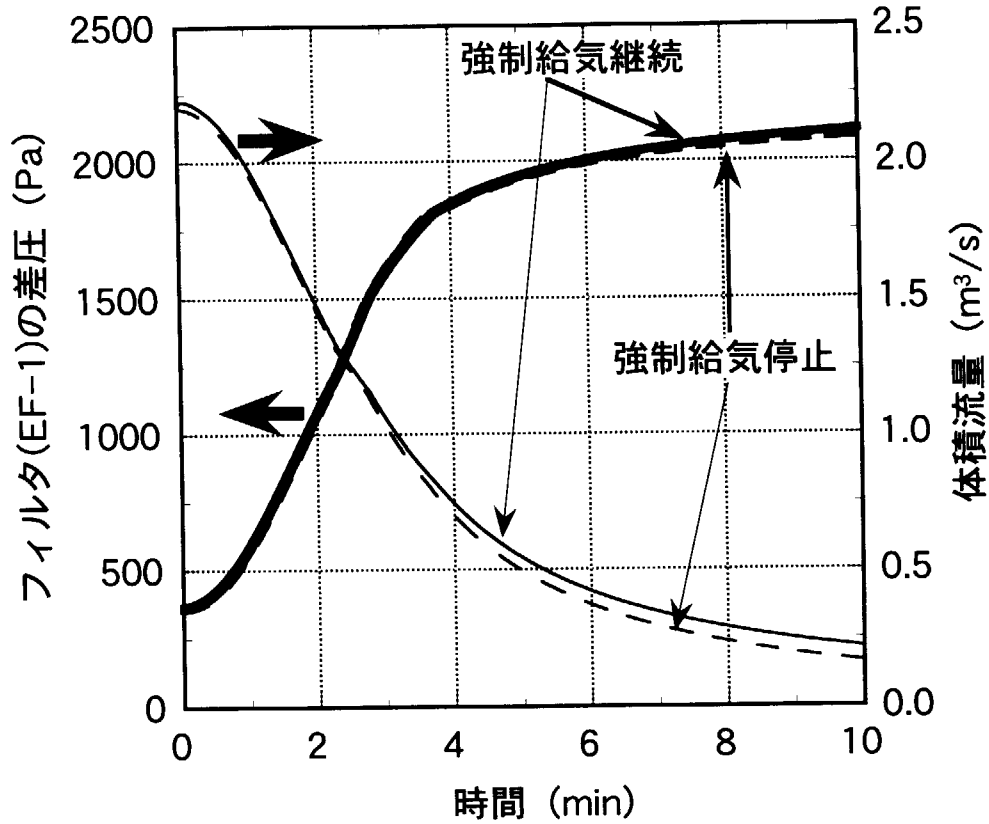


図7 フィルタ(EF-1)における差圧及び体積流量の経時変化($K_s=0.3$)

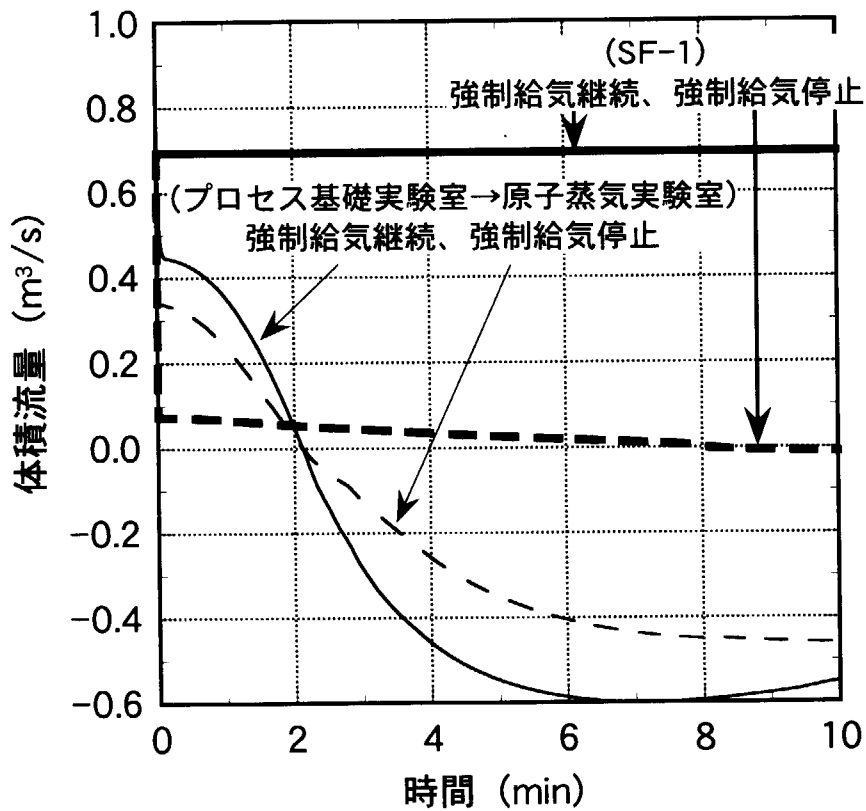


図8 給気系統SF-1及びプロセス基礎実験室/原子蒸気実験室間における体積流量の経時変化($K_s=0.3$)

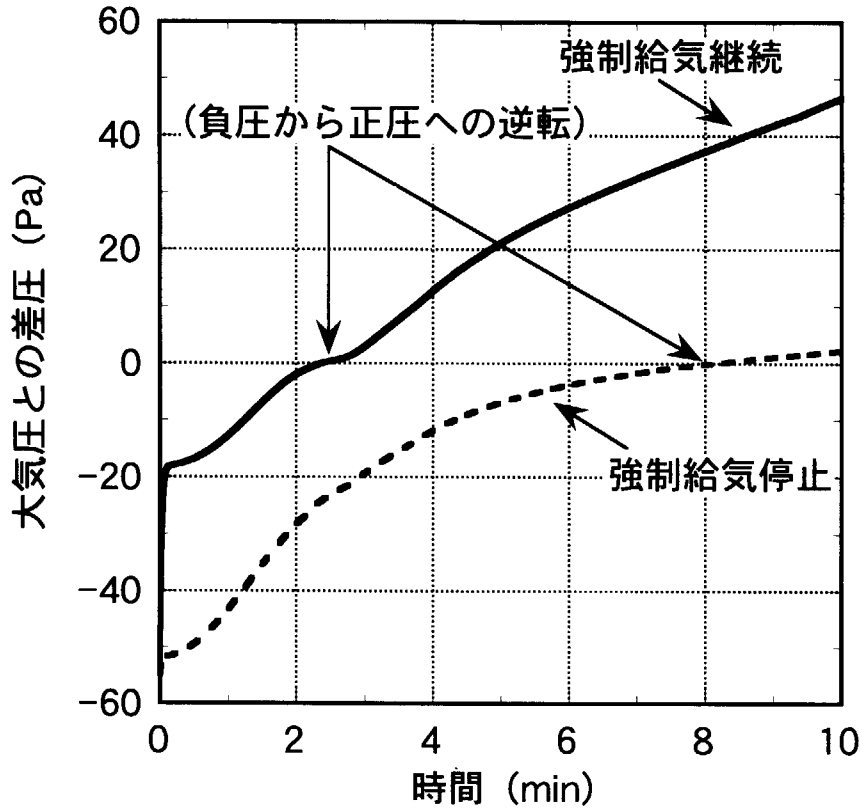


図9 原子蒸気実験室内の圧力の経時変化($K_s=0.3$)

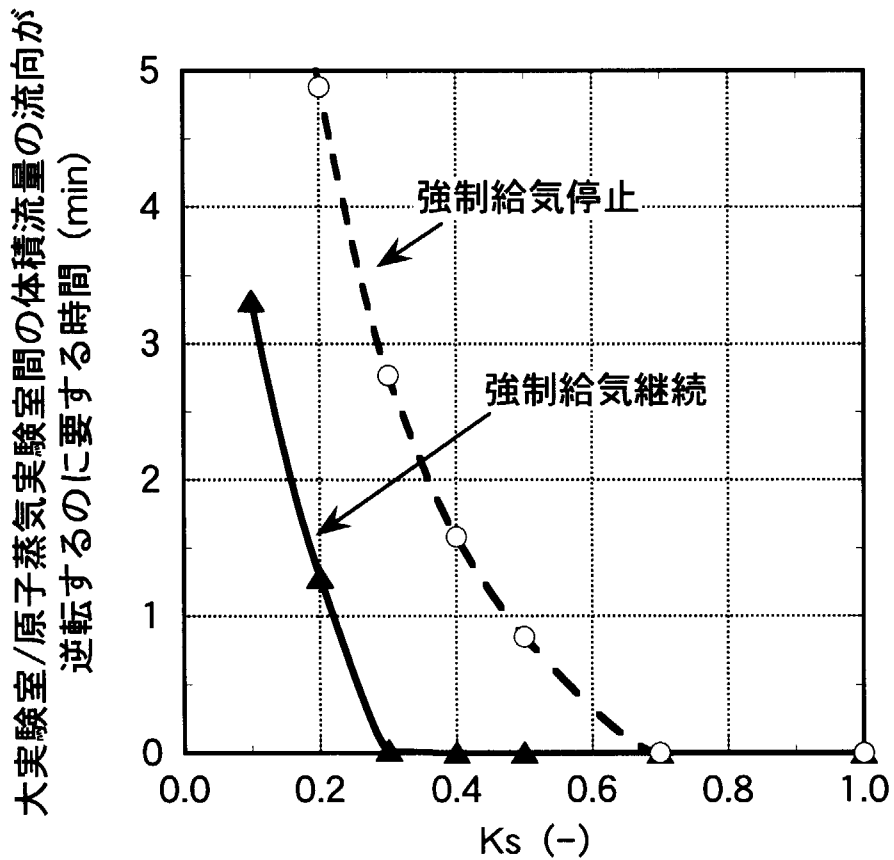


図10 大実験室/原子蒸気実験室間の体積流量の流向が逆転するのに要する時間に対する K_s の影響

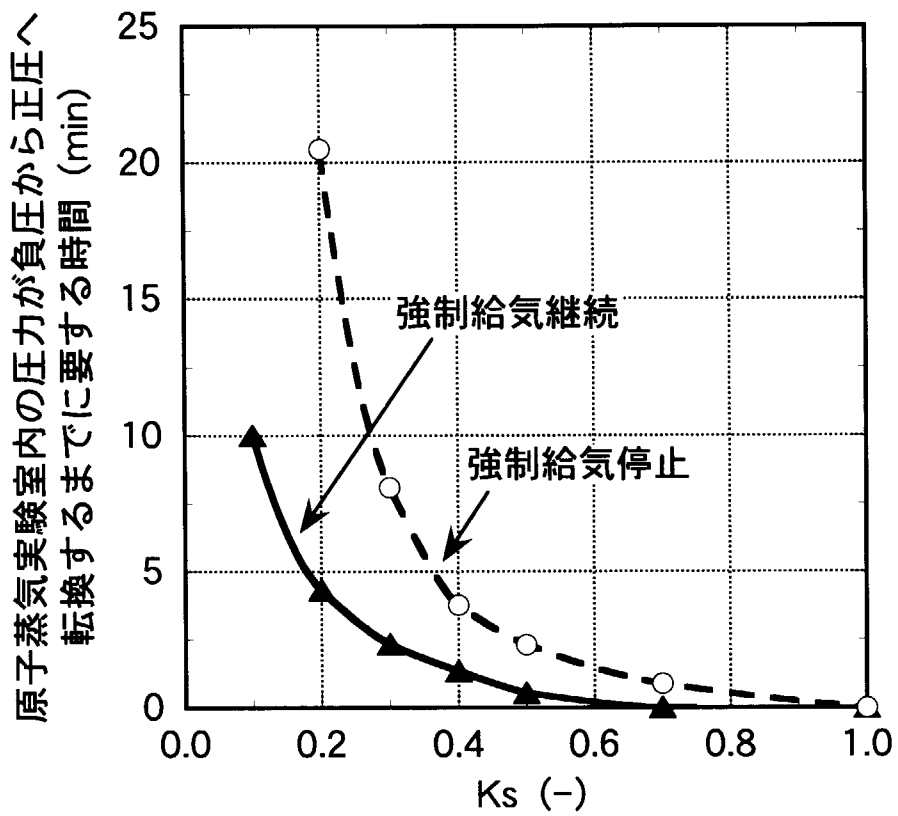


図11 原子蒸気実験室内の圧力が負圧から正圧へ転換するまでに要する時間に対する K_s の影響

This is a blank page.

国際単位系 (SI) と換算表

表1 SI基本単位および補助単位

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

表3 固有の名称をもつSI組立単位

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

表2 SIと併用される単位

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

1 eV = 1.60218 × 10⁻¹⁹ J
1 u = 1.66054 × 10⁻²⁷ kg

表4 SIと共に暫定的に維持される単位

名称	記号
オングストローム	Å
バ	b
バール	bar
ガリ	Gal
キュリー	Ci
レントゲン	R
ラド	rad
レム	rem

1 Å = 0.1 nm = 10⁻¹⁰ m
1 b = 100 fm² = 10⁻²⁸ m²
1 bar = 0.1 MPa = 10⁵ Pa
1 Gal = 1 cm/s² = 10⁻² m/s²
1 Ci = 3.7 × 10¹⁰ Bq
1 R = 2.58 × 10⁻⁴ C/kg
1 rad = 1 cGy = 10⁻² Gy
1 rem = 1 cSv = 10⁻² Sv

表5 SI接頭語

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

(注)

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

換算表

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

粘度 1 Pa·s (N·s/m²) = 10 P (ポアズ) (g/(cm·s))

動粘度 1 m²/s = 10⁴ St (ストークス) (cm²/s)

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

エネルギー・仕事・熱量	J (=10 ⁷ erg)	kgf·m	kW·h	cal (計量法)	Btu	ft·lbf	eV
	1	0.101972	2.77778 × 10 ⁻⁷	0.238889	9.47813 × 10 ⁻⁴	0.737562	6.24150 × 10 ¹⁸
	9.80665	1	2.72407 × 10 ⁻⁶	2.34270	9.29487 × 10 ⁻³	7.23301	6.12082 × 10 ¹⁹
	3.6 × 10 ⁶	3.67098 × 10 ⁵	1	8.59999 × 10 ⁵	3412.13	2.65522 × 10 ⁶	2.24694 × 10 ²⁵
	4.18605	0.426858	1.16279 × 10 ⁻⁶	1	3.96759 × 10 ⁻³	3.08747	2.61272 × 10 ¹⁹
	1055.06	107.586	2.93072 × 10 ⁻⁴	252.042	1	778.172	6.58515 × 10 ²¹
	1.35582	0.138255	3.76616 × 10 ⁻⁷	0.323890	1.28506 × 10 ⁻³	1	8.46233 × 10 ¹⁸
	1.60218 × 10 ⁻¹⁹	1.63377 × 10 ⁻²⁰	4.45050 × 10 ⁻²⁶	3.82743 × 10 ⁻²⁰	1.51857 × 10 ⁻²²	1.18171 × 10 ⁻¹⁹	1

1 cal = 4.18605 J (計量法)
= 4.184 J (熱化学)
= 4.1855 J (15 °C)
= 4.1868 J (国際蒸気表)
仕事率 1 PS (仏馬力)
= 75 kgf·m/s
= 735.499 W

放射能	Bq	Ci
	1	2.70270 × 10 ⁻¹¹
	3.7 × 10 ¹⁰	1

吸収線量	Gy	rad
	1	100
	0.01	1

照射線量	C/kg	R
	1	3876
	2.58 × 10 ⁻⁴	1

線量当量	Sv	rem
	1	100
	0.01	1

火災事故時の施設内への放射性物質閉じ込め効果に対する給気停止の影響の検討