

JAERI-Research
2001-003



JP0150298



溶液燃料を用いたパルス炉SILENEの
核特性評価

2001年3月

中島 健

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

本レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。

入手の問合わせは、日本原子力研究所研究情報部研究情報課（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村）あて、お申し越してください。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, 2001

編集兼発行 日本原子力研究所

溶液燃料を用いたパルス炉 SILENE の核特性評価

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
中島 健

(2001年1月10日受理)

溶液燃料を用いたパルス炉 SILENE の核特性（静特性及び動特性）評価を行った。静特性評価では、SRAC95 コードシステム及び核データライブラリ JENDL-3.2 の組み合わせによる核計算を実施し、臨界性、中性子束分布、 β_{eff}/Λ 比、反応度係数、液位反応度値を求めた。この結果を用いて、SILENE の動特性解析に必要なパラメータを整備した。また、動特性評価では、Nordheim-Fuchs モデル及び反応度バランスモデルを用いて、動特性パラメータ（ β_{eff}/Λ 比、温度反応度係数）を評価するとともに、ピーク出力、エネルギー等の特性量評価の妥当性を検討し、モデルの適用範囲を明らかにした。

Nuclear Characteristics Evaluation of a Pulsed Reactor using Solution Fuel, SILENE

Ken NAKAJIMA

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

(Received January 10, 2001)

The nuclear characteristics (static and kinetic characteristics) of a pulsed reactor SILENE, which used a solution as fuel, was evaluated. In the static characteristics evaluation, the criticality, neutron flux distributions, β_{eff}/Λ ratio, reactivity coefficients and solution level worth were calculated by using the SRAC95 code system and the JENDL-3.2 nuclear data library. Using those calculated results, a set of parameters necessary for kinetics calculations was derived. In the kinetic characteristics evaluation, kinetic parameters (the β_{eff}/Λ ratio and temperature coefficient of reactivity) were evaluated using the Nordheim-Fuchs model and the reactivity-balance model. In addition, the validity of the evaluated values, such as the peak power and energy, was investigated, and the condition where those evaluation models were applicable was indicated.

Keywords : SILENE, Nuclear Characteristics Evaluation, SRAC95 Code System, JENDL-3.2 Library, Kinetic Parameters, Nordheim-Fuchs Model, Reactivity-Balance Model

目 次

1. はじめに -----	1
2. SILENE の概要 -----	2
3. 静特性評価 -----	4
3. 1 概要 -----	4
3. 2 解析対象炉心 -----	4
3. 3 解析の手順 -----	4
3. 4 解析結果 -----	4
4. 動特性評価 -----	16
4. 1 評価の概要 -----	16
4. 2 評価で使用する関係式 -----	16
4. 3 評価結果 -----	19
4. 4 静特性評価との特性量の比較 -----	21
5. まとめ -----	27
参考文献 -----	28

Contents

1. Introduction	1
2. Outline of SILENE	2
3. Evaluation of Static Characteristics	4
3. 1 Outline	4
3. 2 Calculated Core	4
3. 3 Calculation Procedure	4
3. 4 Calculated Results	4
4. Evaluation of Kinetic Characteristics	16
4. 1 Outline	16
4. 2 Equations Used for the Evaluation	16
4. 3 Evaluated Results	19
4. 4 Comparison of Evaluated Values in Static and Kinetic Evaluations	21
5. Summary	27
References	28

1. はじめに

欧米の核燃料施設では、これまでに8件の臨界事故が報告されているが、これらは全て溶液状核燃料の取扱い時に発生したものである¹⁾。溶液燃料は、配管による移送が容易である、容器により形状が変化する、燃料濃度の変化が目視では確認しにくい、等の理由により、運転員の誤操作や弁の誤作動等により非安全形状の容器に移送され臨界事故を引き起こす可能性が(他の性状の燃料に比べて)高い。現行の商用再処理工場では、核燃料を硝酸溶液に溶解して処理するPUREX法が採用されている。このような施設では、運転員の誤操作や機器の誤作動が起こっても、溶液燃料が臨界量以上集合することの無いように種々の安全対策が講じられており、安全評価の結果では臨界事故発生の可能性は否定されている。しかし、万一、臨界事故が発生した場合の対応は必要であり、臨界事故の規模やその影響を適切に評価しなくてはならない。このためには、溶液燃料の臨界事故事象を十分に把握しておく必要がある。

溶液燃料の臨界事故事象を解明するために最初の実験は、1967年にフランス原子力安全防護研究所(IPSN:Institut de Protection et de Sûreté Nucléaire)のValduc研究センターにおいて、実験装置CRACを用いて行われた^{2,3)}。CRACは、上部開放型の円筒炉心タンクを密閉容器内に設置した装置であり、高濃縮硝酸ウラニル水溶液を炉心タンクに給液することにより反応度の添加を行う。Valduc研究センターでは同装置を用いて、1973年までに約60回の実験を実施した。その後、CRAC実験での経験を踏まえて新しい実験装置SILENEが製作され、1974年から実験を開始し、現在までに1,000回以上の実験を行っている^{4,6)}。実験開始後しばらくの間、SILENEの実験結果は、そのほとんどが非公開であったが、1993年に開催された臨界安全性に関する国際会議で、まとまった実験データが報告された⁶⁾。SILENEでは、広範囲の反応度添加条件及び初期条件に対する実験を実施しており、その核特性を評価することにより得られる知見は、溶液燃料の臨界事故事象を理解する上で大いに役立つとともに、日本原子力研究所(原研)が1995年から開始した過渡臨界実験装置TRACY(Transient Experiment Critical Facility)を用いた臨界事故研究⁷⁾を進める上でも有用である。

本報告書は、SILENEの実験データをもとに、その炉心の核特性(静特性及び動特性)を評価した結果をまとめたものである。

2. SILENE の概要

SILENE^{4,6)}は、²³⁵U 濃縮度 93wt%の硝酸ウラニル水溶液を燃料として用いる均質炉心のパルス炉（超臨界実験装置）である。炉心タンクは、外径 368mm（肉厚 4mm）のステンレス鋼製円筒タンクであり、中心に直径 76mm（肉厚 3mm）の制御棒案内管を有している。従って、炉心タンクに燃料を供給することによって構成される炉心は、外径 360mm、内径 76mm の円環形状となる。炉心タンクの概略を図 2.1 に示す。同図に示すように、炉心内には温度計、圧力計、液位計の計装設備が設置されている。また、制御棒案内管内部には、照射用のキャプセルを設置できるようになっている。

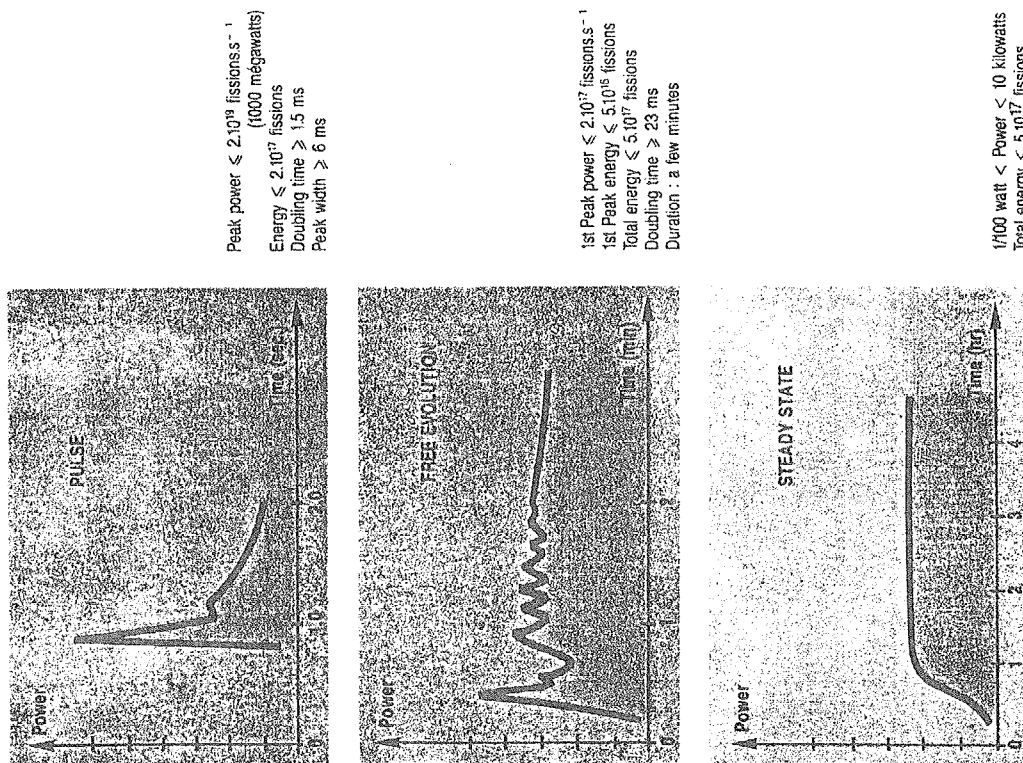
運転手順の概略は次のとおりである。

- ① 制御棒を挿入した状態の炉心タンクに、あらかじめ設定した（超臨界）液位まで燃料（濃度を事前は調整してある）を給液する。
- ② 制御棒を実験目的に応じた引抜きモードで、炉心から引抜くことにより実験を開始する。
- ③ 溶液燃料を炉心タンクから貯槽に排液することにより、実験を終了する。

SILENE の運転モードは、制御棒の引抜き速度、添加反応度及び外部中性子源条件によって、次の3つに分けられる。

モード	制御棒引抜き速度	添加反応度	中性子源
パルスモード (Pulse)	0.2 または 2 m/s	3\$ 以下	有りまたは無し
フリーエボリューションモード (Free evolution)	2 cm/s 以下	通常は 4\$ 以下、 沸騰実験では、最大 7\$	有り
定常モード (Steady-state)	約 2 mm/s (自動制御)	——	——

各運転モードにおける出力変化の概略を図 2.2 に示す。



Peak power $\leq 2 \cdot 10^8$ fissions s^{-1}
 (1000 megawatts)
 Energy $\leq 2 \cdot 10^7$ fissions
 Doubling time ≥ 1.5 ms
 Peak width ≥ 6 ms

1st Peak power $\leq 2 \cdot 10^7$ fissions s^{-1}
 1st Peak energy $\leq 5 \cdot 10^5$ fissions
 Total energy $\leq 5 \cdot 10^6$ fissions
 Doubling time ≥ 23 ms
 Duration : a few minutes

1/100 watt < Power < 10 kilowatts
 Total energy $\leq 5 \cdot 10^{17}$ fissions

図 2.2 各運転モードにおける出力変化の概要
 (文献 5 より引用)

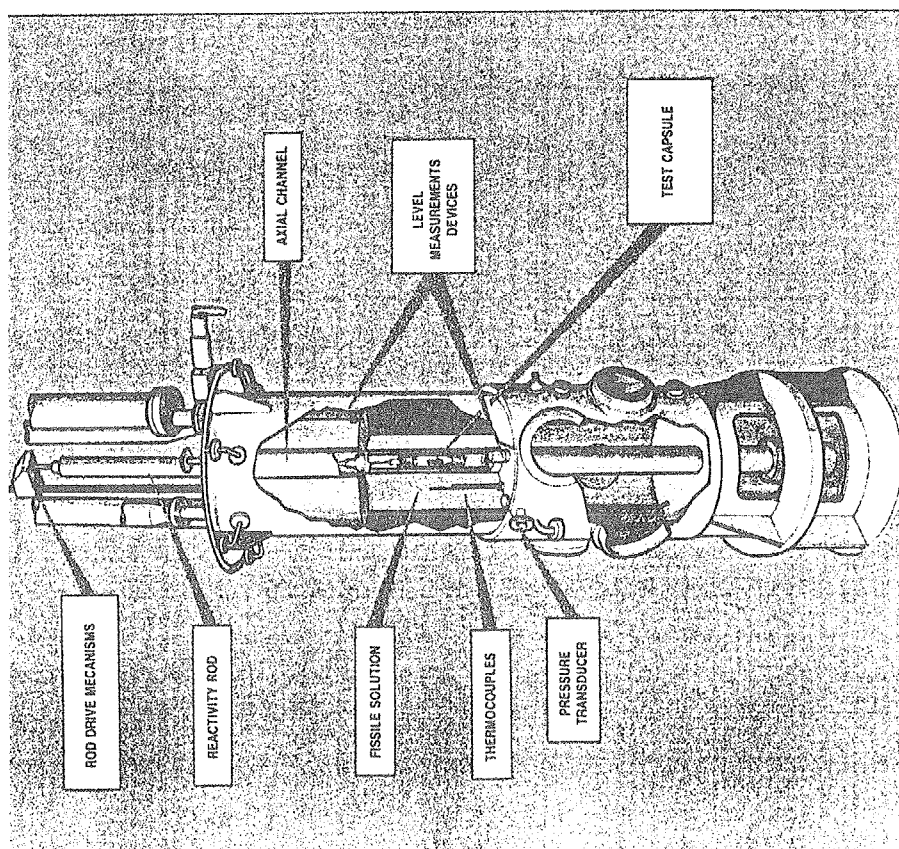


図 2.1 SILENE 炉心タンク概略図(文献 5 より引用)

3. 静特性評価

3. 1 概要

静特性の評価として、下記の炉心特性量を核計算により求めた。

- ① 臨界性、中性子束分布、② β_{eff}/Λ (実効遅発中性子発生割合/即発中性子世代時間)比、③ 反応度係数、④ 液位反応度係数

解析には、原研が開発した汎用核計算コードシステム SRAC95⁸⁾ と核データライブラリ JENDL-3.2⁹⁾を使用した。

3. 2 解析対象炉心

解析では、SILENE 炉心の周辺構造物を無視し、燃料溶液及び炉心タンクのみをモデル化した。タンク中央の制御棒案内管部は空気とし、また、臨界液位より上の炉心タンク等は無視した。図 3.1 に解析に使用した SILENE 炉心モデルを示す。

解析に使用した燃料組成は、公称値として報告書⁶⁾に記載されている次の値を使用した。

ウラン濃度：71.0 gU/l, 遊離硝酸濃度：2N

この燃料条件に対応した臨界液位は、ウラン濃度に対する臨界液位の測定結果から、37.27cm とした (図 3.2 参照)。臨界時の燃料条件を表 3.1 に示す。また、計算で使用した原子個数密度を表 3.2 に示す。なお、図 3.2 に示すように臨界液位には最大約 1cm のばらつきが見られる。このばらつきは、後述のように中性子実効増倍率に約 $\pm 0.3\%$ dk/k の誤差を与えることとなる (3.4.4 節参照)。

3. 3 解析の手順

SRAC95 による計算は、次の 3 ステップにより行った。

- ① 107 群の衝突確率計算モジュール PIJ により、円筒体系で固定中性子源問題を解き、実効マイクロ断面積を求める。共鳴領域の計算には超詳細群計算コード PEACO を用いる。
- ② 円筒体系で、1 次元輸送コード ANISN により固有値問題を解き、107 群の中性子エネルギースペクトルを求め、これを用いて実効マクロ断面積を 17 群に縮約する。このとき、軸方向の漏れはバックリングにより考慮する。
- ③ 上記の 17 群マクロ断面積を用いて、2 次元輸送コード TWOTRAN により、円筒(R-Z)体系についての固有値問題を解き、最終的な解 (中性子実効増倍率、中性子束等) を求める。

表 3.3 に、TWOTRAN による計算で使用した 17 群のエネルギー群構造を示す。

3. 4 解析結果

3. 4. 1 臨界性及び中性子束分布

臨界炉心に対する中性子実効増倍率 k_{eff} は、1.01559 となった。核データライブラリ JENDL-3.2

を用いたこれまでの解析では、 ^{235}U -熱中性子炉系において0.3~1%程度の過大評価が報告されている^{10,11)}。今回のSILENE炉心の解析結果は約1.6%の過大評価であり、臨界液位のばらつきによる k_{eff} の変動約 $\pm 0.3\%dk/k$ を考慮しても、これまでの報告よりも差が大きくなっている。SILENEでは、超臨界時の核熱挙動を測定するために、温度計や圧力計等の計装設備が炉心内に挿入されている。この過大評価の原因としては、炉心に挿入されている温度計や圧力計等の計装設備の影響が考えられる。より詳細な評価のためには、これらの計装設備の反応度効果を検討する必要がある。

図3.3及び3.4には、2群(熱及び高速群)に縮約した中性子束の径方向及び高さ方向分布を示す。これらの図には、高速群に対する熱群中性子束の比も示しているが、炉心表面から数cm内側領域ではこの比が一定となっており、広い範囲で安定した漸近中性子束分布が形成されていることが分かる。また、図3.4の高さ方向中性子束分布の漸近分布が成立している範囲のデータをcosine関数に最小二乗フィッティングし、高さ方向の外挿距離を求めた。フィッティング結果から、外挿距離を含めた炉心の実効高さは(上側炉心21.17+下側炉心23.65)cmとなった(高さの基準は、臨界液位の1/2の位置とした)。これと臨界液位の差から、次のように外挿距離が求められる。

$$\text{高さ方向外挿距離} = (21.17 + 23.65) - 37.27 = 7.55 \text{ cm}$$

なお、上部の外挿距離は2.535cm、下部は5.015cmである。下部の外挿距離が長くなっているのは、厚さ3.6cmの炉心タンク底板が中性子反射体となっているためである。

3.4.2 $\beta_{\text{eff}}/\Lambda$ 比

TWOTRANコードにより計算した臨界炉心の中性子束(Total Flux)及びその随伴中性子束を用いて、次式により実効遅発中性子発生割合 β_{eff} 、即発中性子寿命 ℓ 、即発中性子世代時間 Λ を求めた。

$$\beta_{\text{eff},i} = \frac{\int dV \int dE \chi_{d,i}(\mathbf{x}, E) \phi^*(\mathbf{x}, E) \int dE' \beta_i v_d \Sigma_f \phi(\mathbf{x}, E)}{k_{\text{eff}} F}$$

$$\beta_{\text{eff}} = \sum_i \beta_{\text{eff},i}$$

$$\ell = \frac{\int dV \int dE \frac{1}{v(E)} \phi^*(\mathbf{x}, E) \phi(\mathbf{x}, E)}{F}$$

$$\Lambda = \ell / k_{\text{eff}}$$

$$F = \int dV \int dE \chi_i(\mathbf{x}, E) \phi^*(\mathbf{x}, E) \int dE' v_i \Sigma_f \phi(\mathbf{x}, E')$$

ここで、 \mathbf{x}, E : 位置及びエネルギー

ϕ, ϕ^* : 中性子束及び随伴中性子束

k_{eff}	: 中性子実効増倍率
$\chi_{d,i}$: 遅発第 i 群中性子スペクトル
χ_i	: 核分裂スペクトル
$\nu_i, \nu_{d,i}$: 核分裂当りの全中性子及び遅発第 i 群中性子の発生数
Σ_f	: 核分裂断面積
v	: 中性子速度
β_i	: 第 i 群遅発中性子発生割合

である。

計算結果を表 3.4 及び 3.5 に示す。高濃縮ウランを用いた小型炉心であり、中性子の漏洩が大きいため、即発中性子寿命（または世代時間）が短く、また、実効遅発中性子割合が比較的大きくなっている。

3. 4. 3 反応度係数

炉心温度及びボイド率を変化させた計算を行い、温度及びボイドの反応度効果を調べた。計算した温度及びボイド率は次のとおりである。

温度：40, 60, 80, 100℃

ボイド率：5, 10, 15, 20%

(1) 温度反応度効果

反応度温度効果の計算結果を表 3.6 に示す。この計算結果を、次の 1 次式及び 2 次式に最小二乗フィッティングして求めた係数を表 3.7 に示す。

$$1 \text{ 次式: } \rho = C(T - T_0)$$

$$2 \text{ 次式: } \rho = C_1(T - T_0) + C_2(T - T_0)^2$$

ここで、 T_0 は基準温度(20℃)、 T は変化後の温度を表す。計算結果とフィッティング結果を併せて図 3.5 に示す。両式とも、計算結果を良く再現していることが分かる。

上で求めた温度反応度効果の内訳を考えてみる。温度が変化した場合、次の 3 つの要因により、反応度が変化する。

- ① 溶液の密度変化による中性子漏洩量の変化
- ② 核データの変化による反応率（主に吸収）の変化
- ③ 液位の変化による中性子漏洩量の変化

このうち、温度上昇に対して①と②は一般に負の反応度効果を与えるのに対して、③は正の反応度効果を与える。これらの要因の温度反応度効果への寄与の割合を調べるために、核データの温度を一定(20℃)としたケース及び液位を一定(20℃の液位)としたケースについて、温度反応度効果を求めた。結果を表 3.8, 3.9 及び図 3.6 に示す。この結果より、SILENE 炉心の場合、上記の 3 要因の温度反応度効果への寄与割合はおおよそ次のようになっていることが示された。

- ① 密度変化：+97%、②核データ変化：+30%、③液位変化：-27%

すなわち、核データ変化分を液位変化が補償し、ほぼ密度変化による反応度変化が全反応度変化となっていることが分かる。

(2) ボイド反応度効果

ボイド率変化に対する反応度変化の計算結果を表 3.10 及び図 3.7 に示す。図には、温度と同様に、次の 1 次式及び 2 次式に最小二乗フィッティングした結果も併せて示してある。なお、求めた係数は表 3.11 に記してある。

$$1 \text{ 次式: } \rho = CV$$

$$2 \text{ 次式: } \rho = C_1 V + C_2 V^2$$

ここで、 V はボイド率である。

ボイドの場合、計算範囲における反応度の変化量が温度の約 5 倍となっている。この大きな反応度変化に対して、図 3.7 に示すように 1 次式は反応度変化を十分に再現できない。従って、動特性計算でボイドの反応度効果を適切に計算するためには、2 次式あるいは他の適当な表式を用いる必要がある。

3. 4. 4 液位反応度価値

燃料溶液の液位が、臨界液位を超えて増大した場合の反応度変化を求めた。結果を表 3.12 及び図 3.8 に示す。計算した液位範囲は、ボイド率 20% までの液位に相当する (液位 46.27cm は、正確にはボイド率 19.5% に相当する)。

この結果と前項の結果より、ボイド反応度効果の内訳を以下のように考えることが出来る。

ボイド反応度効果は、ボイドの発生による ①密度減少と ②液位上昇の 2 つの要因から構成される。ボイド率 20% の場合の①と②の両要因による反応度変化は、表 3.10 より、約 -0.15 dk/k である。一方、ボイド率 20% 相当の液位上昇により、約 0.04 dk/k の正の反応度が生じ (表 3.12 参照)、密度減少による負の反応度を小さくしている。このことから、密度減少のみによる反応度変化は約 -0.19 dk/k と評価される。この反応度の約 20% が液位上昇によって打ち消されていることとなる。

修正 1 群理論によると、液位が H_1 から H_2 に変化したときの反応度変化 ρ は次式で表わされる。

$$\rho = \frac{C}{2} \left\{ (H_1 + \lambda_z)^{-2} - (H_2 + \lambda_z)^{-2} \right\}$$

ここで、 C は定数、 λ_z は高さ方向の外挿距離である。外挿距離として、(1) 項で求めた値 (7.55cm) を使用し、上式を表 3.12 の計算結果に最小二乗フィッティングして、定数 C を $4.729 \times 10^6 (\text{cm}^2 \cdot \text{dk/k})$ と求めた。これを用いて、臨界超過液位に対する反応度を求めることが出来る。

なお、表 3.12 より、3.2 節に述べた臨界液位のばらつき約 1cm に対する反応度変化は、約 $0.5\% \text{ dk/k}$ ということがわかる。従って、臨界液位測定誤差が与える中性子実効増倍率の誤差は約 $\pm 0.3\% \text{ dk/k}$ と評価できる。

表 3.1 燃料条件

項目	値
ウラン濃度	71.0 gU/l
硝酸濃度	2.0N
濃縮度	92.7% (U234 : 0.58%, U235 : 92.67%, U236 : 0.24%, U238 : 6.51%)

表 3.2 (1) 燃料の原子個数密度
(温度 20°C)

核種	原子個数密度 (atoms/barn · cm)
H	6.311E-02
N	1.568E-03
O	3.602E-02
U234	1.060E-06
U235	1.686E-04
U236	4.350E-07
U238	1.170E-05

表 3.2 (2) 構造材の原子個数密度

核種	原子個数密度 (atoms / barn · cm)
C	1.200E-04
Si	1.709E-03
Cr	1.661E-02
Fe	5.922E-02
Ni	8.178E-03

表 3.2 (3) 空気の原子個数密度

核種	原子個数密度 (atoms / barn · cm)
O16	1.87888E-06
N14	5.72381E-06

注) 空気の密度は $1.83 \times 10^{-4} \text{ g/cm}^3$ とした。

表 3.3 計算で使したエネルギー群構造 (17 群)

群番号	エネルギー範囲 (eV)	107 群での群数
1	$1.0000 \times 10^7 \sim 4.7237 \times 10^6$	1 ~ 3
2	$4.7237 \times 10^6 \sim 1.7377 \times 10^6$	4 ~ 7
3	$1.7377 \times 10^6 \sim 1.0540 \times 10^6$	8 ~ 9
4	$1.0540 \times 10^6 \sim 4.9787 \times 10^5$	10 ~ 12
5	$4.9787 \times 10^5 \sim 2.3518 \times 10^5$	13 ~ 15
6	$2.3518 \times 10^5 \sim 1.1109 \times 10^5$	16 ~ 18
7	$1.1109 \times 10^5 \sim 1.9305 \times 10^4$	19 ~ 25
8	$1.9305 \times 10^4 \sim 9.6112 \times 10^2$	26 ~ 37
9	$9.6112 \times 10^2 \sim 4.7851 \times 10^1$	38 ~ 49
10	$4.7851 \times 10^1 \sim 2.3824 \times 10^0$	50 ~ 61
11	$2.3824 \times 10^0 \sim 8.7642 \times 10^{-1}$	62 ~ 68
12	$8.7642 \times 10^{-1} \sim 4.1400 \times 10^{-1}$	69 ~ 74
13	$4.1400 \times 10^{-1} \sim 2.7699 \times 10^{-1}$	75 ~ 80
14	$2.7699 \times 10^{-1} \sim 1.6743 \times 10^{-1}$	81 ~ 86
15	$1.6743 \times 10^{-1} \sim 8.5397 \times 10^{-2}$	87 ~ 92
16	$8.5397 \times 10^{-2} \sim 3.0302 \times 10^{-2}$	93 ~ 98
17	$3.0302 \times 10^{-2} \sim 1.0000 \times 10^{-5}$	99 ~ 107

(Thermal cut-off energy : 2.3824 eV)

表 3.4 遅発中性子割合等

ℓ (s)	3.172×10^{-5}
Λ (s)	3.123×10^{-5}
β_{eff}	8.030×10^{-3}
β_{eff}/Λ (s ⁻¹)	257.1

表 3.5 遅発中性子 6 群パラメータ

群 (i)	β_i	λ_i
1	2.749×10^{-4}	1.270×10^{-2}
2	1.748×10^{-3}	3.170×10^{-2}
3	1.578×10^{-3}	1.150×10^{-1}
4	3.165×10^{-3}	3.110×10^{-1}
5	9.262×10^{-4}	1.400×10^0
6	3.373×10^{-4}	3.870×10^0

表 3.6 反応度温度効果 (基準計算結果)

温度(°C)	温度変化(°C)	k_{eff}	反応度 (dk/k)	反応度 (\$) *
20	0.0	1.01559	0.0	0.0
40	20.0	1.00941	-6.0284×10^{-3}	-7.508×10^{-1}
60	40.0	1.00272	-1.2638×10^{-2}	-1.574×10^0
80	60.0	0.99613	-1.9236×10^{-2}	-2.396×10^0
100	80.0	0.98935	-2.6115×10^{-2}	-3.252×10^0

*) $\beta_{eff} = 0.008030$

表 3.7 温度係数のフィッティング結果

1 次式		2 次式			
係数		1 次係数		2 次係数	
dk/k/°C	-3.225×10^{-4}	dk/k/°C	-3.012×10^{-4}	dk/k/(°C) ²	-3.189×10^{-7}
\$/°C	-4.016×10^{-2}	\$/°C	-3.751×10^{-2}	\$/°C ²	-3.975×10^{-5}

表 3.8 反応度温度効果 (核データ温度一定: 20°C)

温度(°C)	温度変化(°C)	K_{eff}	反応度 (dk/k)	反応度 (\$) *	基準計算との比
20	0.0	1.01559	0.0	0.0	—
40	20.0	1.01115	-4.3236×10^{-3}	-5.385×10^{-1}	0.717
60	40.0	1.00653	-8.8630×10^{-3}	-1.104×10^0	0.701
80	60.0	1.00202	-1.3335×10^{-2}	-1.661×10^0	0.693
100	80.0	0.99735	-1.8008×10^{-2}	-2.243×10^0	0.690

*) $\beta_{eff} = 0.008030$

表 3.9 反応度温度効果 (液位一定: 臨界液位 37.27cm)

温度(°C)	温度変化(°C)	K_{eff}	反応度 (dk/k)	反応度 (\$) *	基準計算との比
20	0.0	1.01559	0.0	0.0	—
40	20.0	1.00770	-7.7095×10^{-3}	-9.601×10^{-1}	1.279
60	40.0	0.99933	-1.6021×10^{-2}	-1.995×10^0	1.268
80	60.0	0.99106	-2.4371×10^{-2}	-3.035×10^0	1.267
100	80.0	0.98256	-3.3100×10^{-2}	-4.122×10^0	1.267

*) $\beta_{eff} = 0.008030$

表 3.10 ボイド反応度効果

ボイド率 (%)	ボイド率変化 (%)	k_{eff}	反応度 (dk/k)	反応度 (\$) *
0.0	0.0	1.01559	0.0	0.0
5.0	5.0	0.98710	-2.8419×10^{-2}	-3.539×10^0
10.0	10.0	0.95581	-6.1584×10^{-2}	-7.670×10^0
15.0	15.0	0.92149	-1.0055×10^{-1}	-1.252×10^1
20.0	20.0	0.88379	-1.4684×10^{-1}	-1.829×10^1

*) $\beta_{eff} = 0.008030$

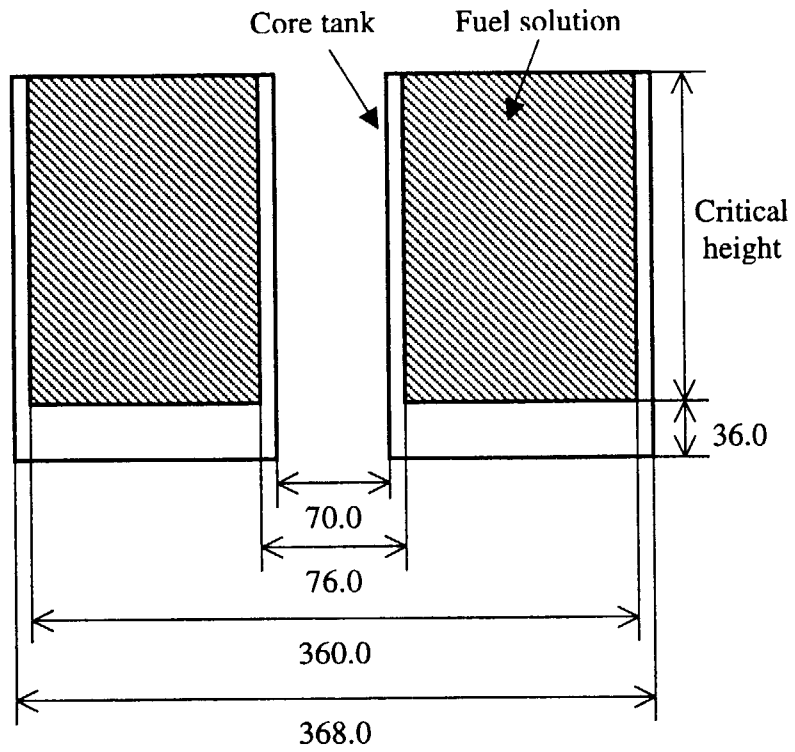
表 3.11 ボイド係数のフィッティング結果

1 次式		2 次式			
係数		1 次係数		2 次係数	
dk/k/%	-6.937×10^{-3}	Dk/k/%	-4.986×10^{-3}	dk/k/(%) ²	-1.171×10^{-4}
\$/%	-8.640×10^{-1}	\$/%	-6.209×10^{-1}	\$/(%) ²	-1.459×10^{-2}

表 3.12 液位反応度

液位(cm)	k_{eff}	反応度(dk/k)	反応度(\$) *
37.27	1.01559	0.0	0.0
38.27	1.02095	5.1694×10^{-3}	0.6438
39.27	1.02602	1.0009×10^{-2}	1.247
40.27	1.0308	1.4529×10^{-2}	1.809
41.27	1.03535	1.8792×10^{-2}	2.340
42.27	1.03962	2.2759×10^{-2}	2.834
43.27	1.0437	2.6520×10^{-2}	3.303
44.27	1.04755	3.0041×10^{-2}	3.741
45.27	1.05122	3.3374×10^{-2}	4.156
46.27	1.05472	3.6530×10^{-2}	4.550

*) $\beta_{eff} = 0.008030$



(Unit : mm)

図 3.1 SILENE 計算体系

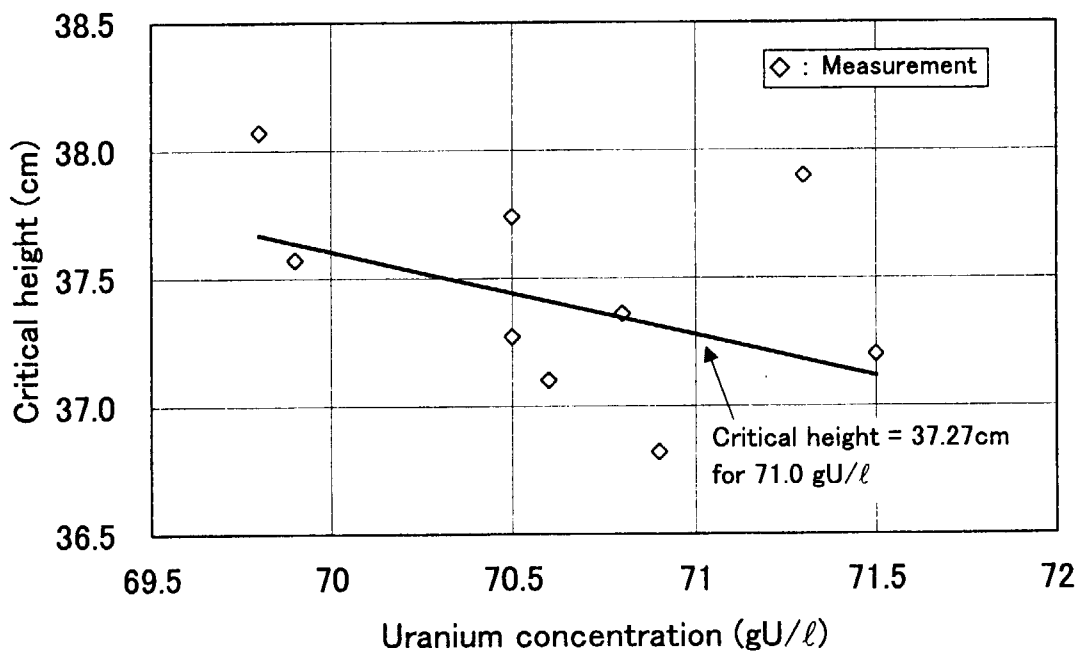


図 3.2 臨界液位のウラン濃度による変化

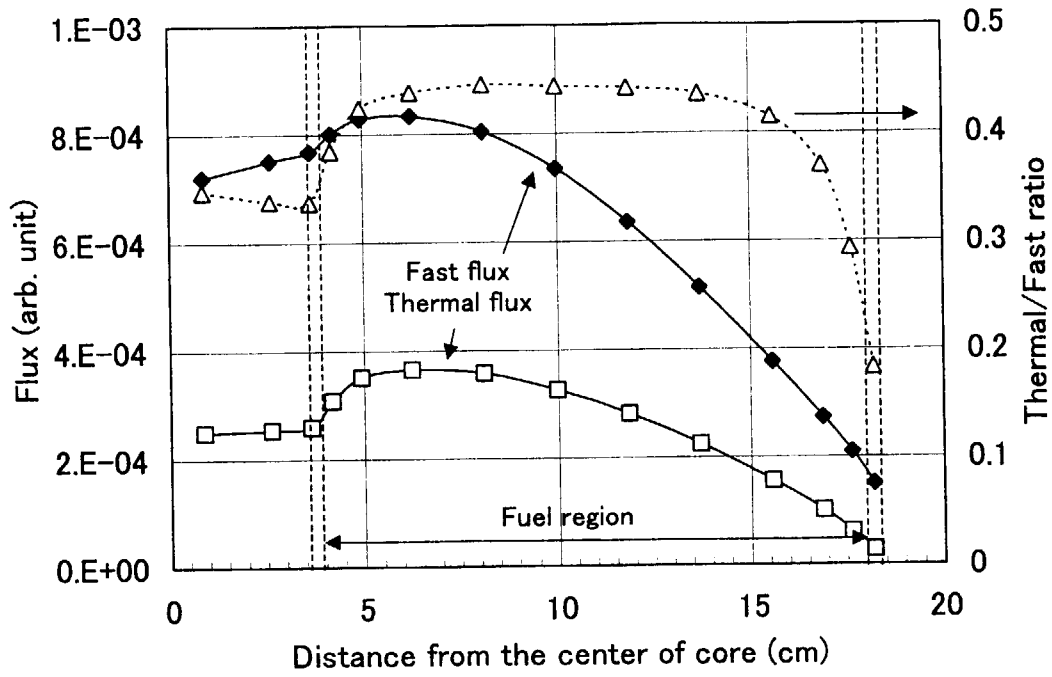


図 3.3 径方向中性子束分布

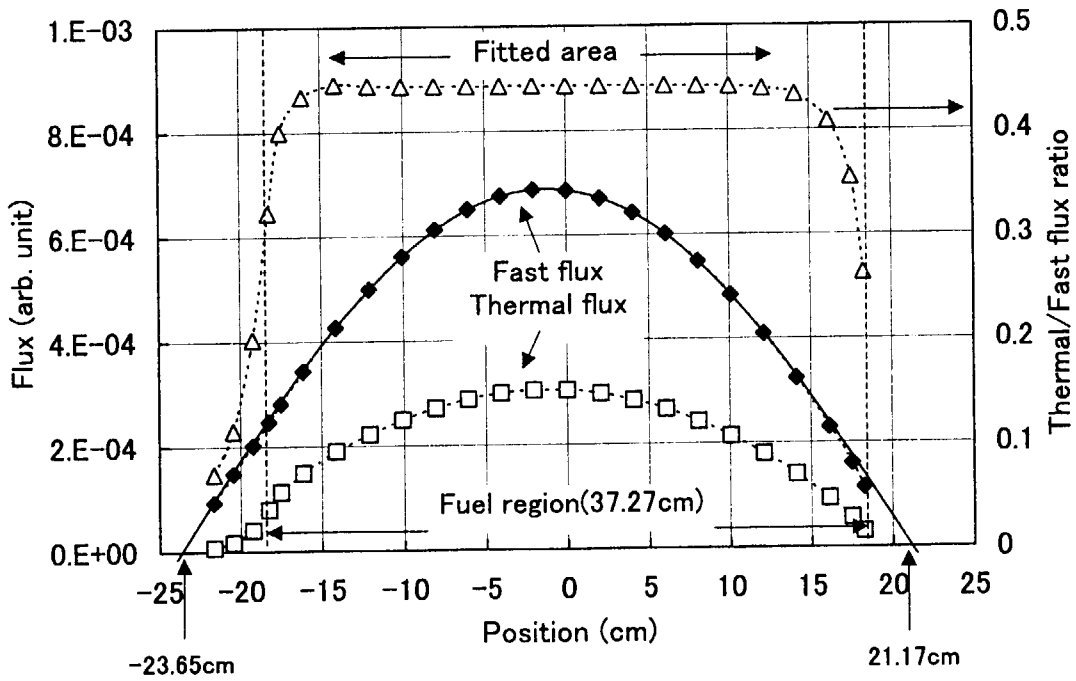


図 3.4 高さ方向中性子束分布

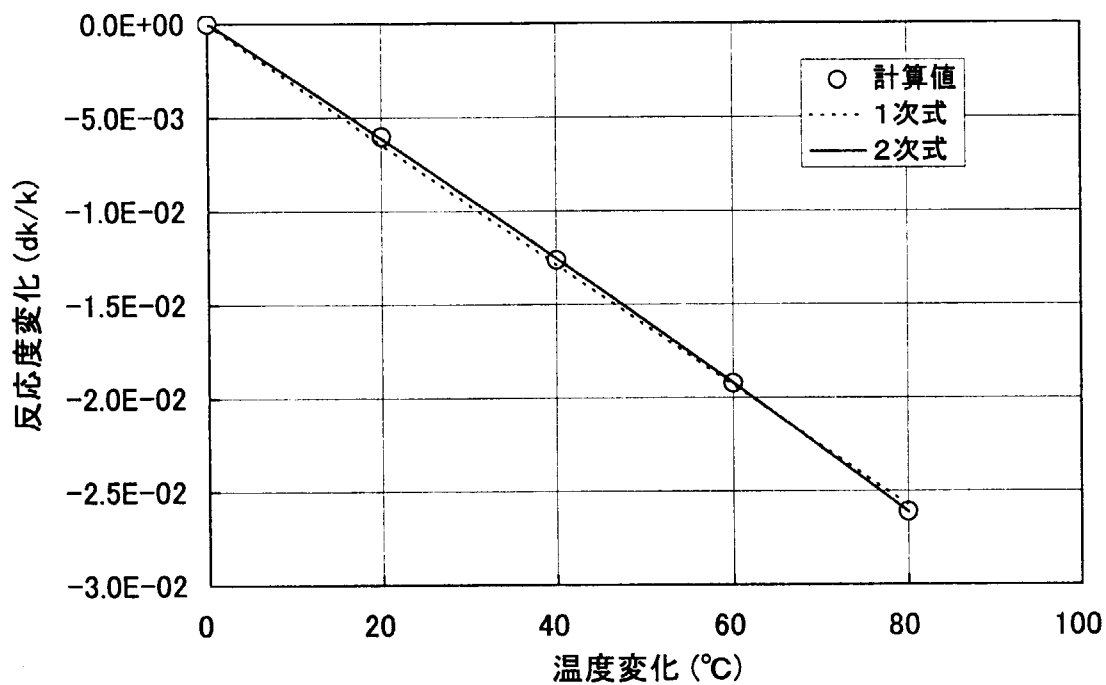


図 3.5 温度反応度効果

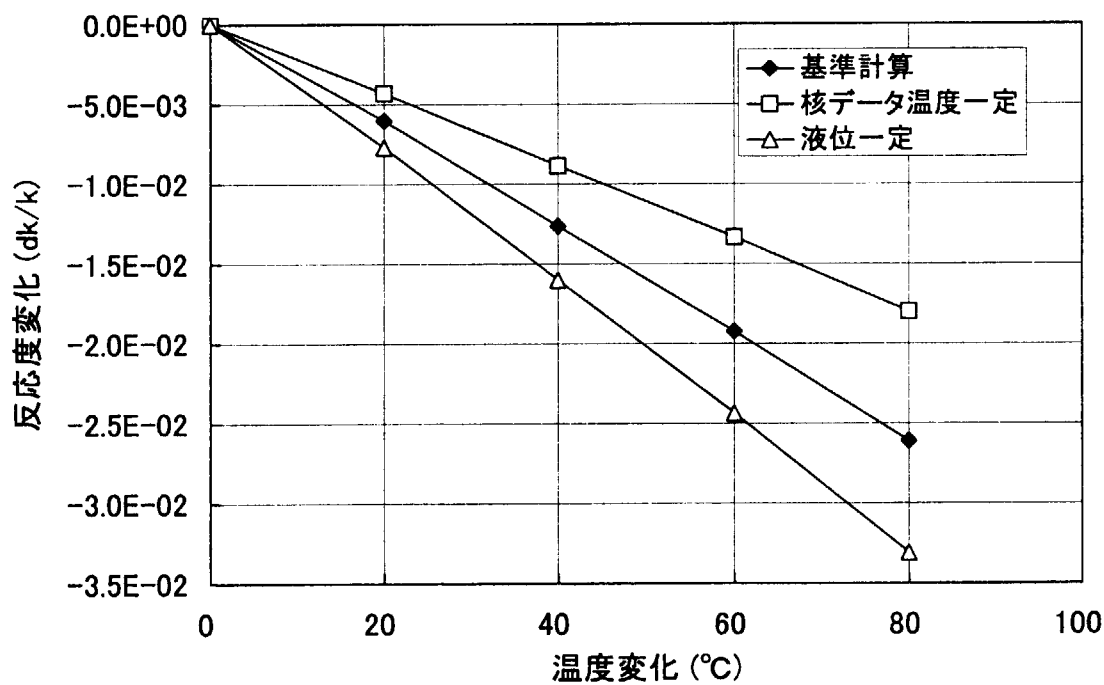


図 3.6 温度反応度効果の内訳

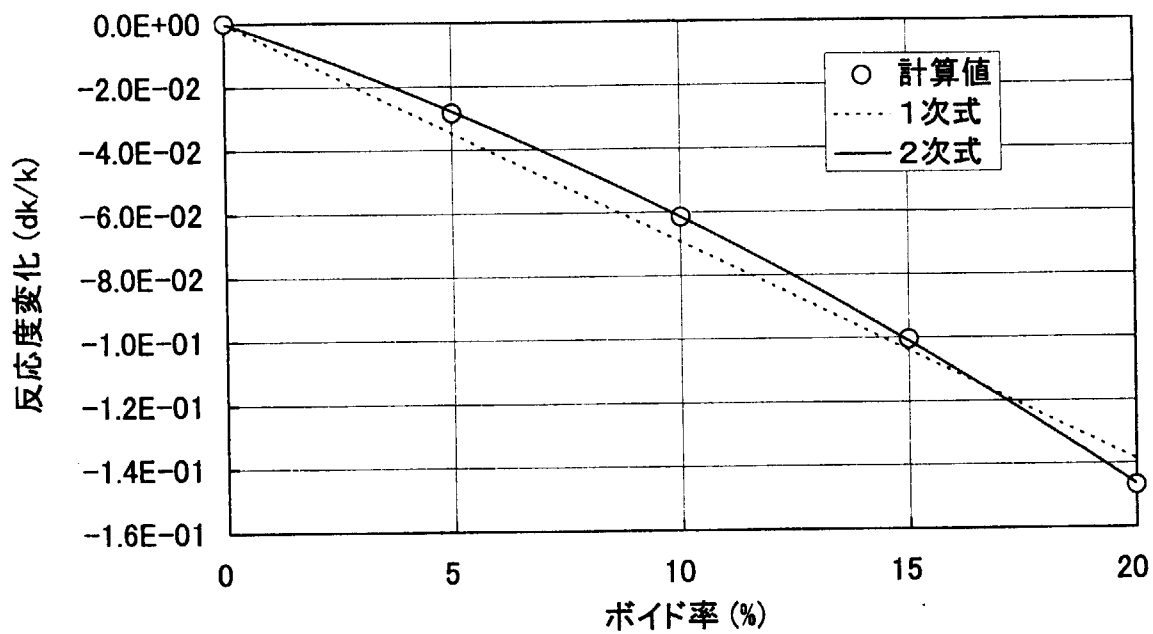


図 3.7 ボイド反応度効果

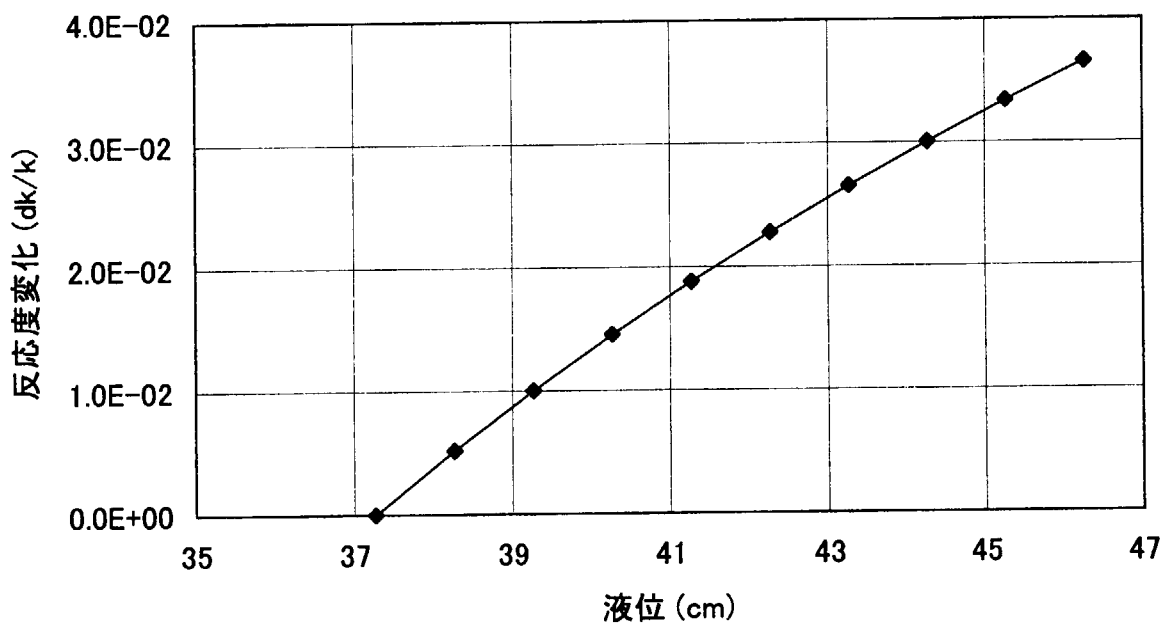


図 3.8 液位反応度効果

4. 動特性評価

4. 1 評価の概要

SILENE 実験データを動特性モデルに基づき導出された関係式を用いて整理することにより、SILENE 炉心の実効的な動特性パラメータ値を決定する。また、求めた動特性パラメータと第3章の計算値との比較を行う。

4. 2 評価で使用する関係式

動特性評価に使用する関係式は、遅発中性子の効果を見捨てた Nordheim-Fuchs モデル及び反応度バランスモデルに基づいて導出されている。

4. 2. 1 Nordheim-Fuchs モデル¹²⁾

一点炉近似動特性モデルにおいて遅発中性子を見捨て、反応度フィードバックとして(エネルギーに比例した)温度のみを取り扱うこととする。また、反応度添加はステップ状に行われるものとする。この場合の、動特性方程式は下記となる。

$$\frac{dN}{dt} = \frac{\beta_{eff}}{\Lambda} (\rho - 1) N \quad (4-1)$$

$$\rho = \rho_0 - \alpha_T T = \rho_0 - \alpha_T \frac{E}{\varepsilon C_p d} \quad (4-2)$$

ここで、
 N : 出力密度 (fission/s·cm³),
 E : エネルギー密度 (fission/cm³),
 ρ : 全反応度 (\$)
 ρ_0 : 添加反応度 (\$)
 β_{eff} : 実効遅発中性子割合
 Λ : 即発中性子世代時間 (s)
 α_T : 反応度温度係数 (\$/°C)
 T : 温度変化量 (°C)
 C_p : 比熱 (J/°C·g)
 d : 密度 (g/cm³)
 ε : 核分裂当りの発生エネルギー (= 3.1×10¹⁰ fission/J)

である。

この式が適用できるのは、 $\rho_0 > 1$ \$ (即発超臨界) の反応度が瞬時に添加され、かつ、反応度フィードバックが発生エネルギー (ここでは、温度変化) に比例し、短時間 (すなわち、遅発中性子が増えない時間スケール) で事象が収束する場合である。このとき、出力パルスの特性能量は以下のように表現される。

① 安定逆炉周期： ω_0 (s^{-1})

出力パルスの立ち上り時の安定逆炉周期 ω_0 は、(4-1),(4-2)式より

$$\omega_0 = \frac{\beta_{eff}}{\Lambda} (\rho_0 - 1) \quad (4-3)$$

となる。これより、添加反応度 ρ_0 は

$$\rho_0 = \left(\frac{\beta_{eff}}{\Lambda} \right)^{-1} \omega_0 + 1 \quad (4-4)$$

と表される。実験では、 ρ_0 に対する ω_0 の変化が測定できるので、上の(4-3)または(4-4)式を用いて、 β_{eff}/Λ を決定することが出来る。

② ピーク出力密度： N_p (fission/ $s \cdot cm^3$)

Nordheim-Fuchs モデルでは、出力密度のピーク値 N_p は次式により与えられる。

$$N_p = \frac{\varepsilon C_p d}{2\alpha_T} \left(\frac{\beta_{eff}}{\Lambda} \right)^{-1} \omega_0^2 \quad (4-5)$$

しかし、本評価では、次に述べる理由により(4-5)式を一部変形した(4-5)'式を使用する。

即発超臨界の反応度添加では、短時間で出力がピークに達する。この場合、溶液燃料内の温度分布は出力分布に近い形になっているものと考えられる。すなわち、インポートランスの大きな炉中心部での温度上昇が大きくなっている。その結果、温度分布が一様な場合に比べて同じ発熱量でも温度フィードバック効果が大きくなる。この効果を考慮するために、(4-5)式中の反応度温度係数 α_T に重み因子として定数 W を乗じた(4-5)'式を用いる。

$$N_p = \frac{\varepsilon C_p d}{2\alpha_T W} \left(\frac{\beta_{eff}}{\Lambda} \right)^{-1} \omega_0^2 \quad (4-5)'$$

N_p と ω_0 の測定値及び $\bar{\rho}$ で求めた β_{eff}/Λ を用いて重み付きの反応度温度係数 $\alpha_T W$ を求めることが出来る。(比熱及び密度の算出については後の(4)を参照。)ただし、添加反応度量が大きい場合には、ピーク時に温度フィードバックの他に、放射線分解ガスによるボイドフィードバックが生じるため、上式は適用できなくなる。

③ ピーク時のエネルギー密度： E_p (fission/ cm^3)

出力がピークに達したときのエネルギー密度 E_p についても、ピーク出力密度と同様に重み因子を乗じた反応度温度係数を使用する。

$$E_p = \frac{\varepsilon C_p d}{\alpha_T W} \left(\frac{\beta_{eff}}{\Lambda} \right)^{-1} \omega_0 \quad (4-6)$$

②と同様に、ボイドフィードバックの生じない範囲の実験に対して、重み付きの反応度温度係数 $\alpha_T W$ を求めることが出来る。

④ パルス終了時のエネルギー密度： E_b (fission/cm³)

パルス終了時のエネルギー密度 E_b は、Nordheim-Fuchs モデルでは、ピーク時のエネルギー密度の2倍となる。

$$E_b = 2E_p = 2 \frac{\varepsilon C_p d}{\alpha_T W} \left(\frac{\beta_{eff}}{\Lambda} \right)^{-1} \omega_0 \quad (4-7)$$

②と同様に、重み付きの反応度温度係数 $\alpha_T W$ を原理上は求めることが出来るが、多くの場合、パルス終了時には温度フィードバックに加えて、放射線分解ガスによるボイドフィードバックが生じており、実質的に(4-7)式を適用するのは困難である。

4. 2. 2 反応度バランスモデル

このモデルでは、反応度添加により引き起こされた過渡事象が最終的に収束した状態では、添加反応度と反応度フィードバック量が等しくなっている（反応度のバランスがとれている）と考える。反応度フィードバックが温度変化、あるいは発生エネルギーに比例しているとする、反応度バランスの式は次のようにかける。

$$\rho_{IN} = \rho_{FB} \equiv \alpha_T T_E = \alpha_T \frac{E_E}{\varepsilon C_p d} \quad (4-8)$$

ここで、 ρ_{IN}, ρ_{FB} ：添加及びフィードバック反応度(\$)

T_E, E_E ：最終温度(°C) 及び全エネルギー密度(fission/cm³)

である。

この場合は、温度変化が生じてから長時間が経過しているため、対流により燃料溶液が十分に攪拌されているものと考えられる。したがって、反応度温度係数に重み因子を乗じる必要はない。また、反応度の添加はステップ状、ランプ状のどちらでも良い。ステップ状反応度添加の場合には、 $\rho_{IN} = \rho_0$ となる。

(4-8)式は、温度フィードバックのみを考えており、反応度添加量が大きく最終的に沸騰に至る場合には適用できない。また、断熱近似であるため、炉心からの放熱による温度低下が生じるような非常に長い時間の変化に対しても適用は出来ない。動特性評価では、上式を変形した求めた次の評価式を使用する。

⑤ 全エネルギー密度： E_E (fission/cm³)

$$E_E = \frac{\varepsilon C_p d}{\alpha_T} \rho_{IN} \quad (4-9)$$

ρ_{IN} に対する E_E の変化を測定することによって、反応度温度係数 α_T を求めることが出来る。この結果と②で求めた $\alpha_T W$ より、重み因子 W が求まる。

4. 2. 3 圧力の簡易評価式¹³⁾

ピーク圧力に関しては、上述のような物理モデルに基づく評価式は無い。ここでは、過去のCRAC等の実験結果に基づき導出された次の実験式(簡易評価式)によりピーク圧力を評価し、実験との比較を行うこととする。

⑥ ピーク圧力： P_m (kg/cm²)

$$P_m = 6 \times 10^{-15} N_p \quad (4-10)$$

4. 2. 4 溶液燃料の比熱及び密度の算出¹⁴⁾

動特性評価では、上に示したように溶液燃料の比熱 C_p 及び密度 d が必要となる。硝酸ウラニル水溶液の C_p 及び d は、次式により求めた。

$$C_p = 4.184 \times (1.0 - 0.0008154U - 0.064[H^+])$$

$$d = 1.0012 + 0.3177[UO_2(NO_3)_2] + 0.03096[H^+]$$

ここで、
 C_p : 比熱 (J/°C·g)
 d : 密度 (g/cm³)、(温度 25°C の場合)
 U : ウラン濃度 (gU/l)
 $[H^+]$: 遊離硝酸のモル濃度 (M)
 $[UO_2(NO_3)_2]$: 硝酸ウラニルのモル濃度 (M)

である。

SILENE 実験では、ウラン濃度 71gU/l、遊離硝酸濃度 2M の硝酸ウラニル水溶液(²³⁵U 濃縮度：93wt%)を使用している。この溶液の比熱 C_p 及び密度 d は、次のとおりである。

$$C_p = 3.406 \text{ J/°C} \cdot \text{g}, \quad d = 1.121 \text{ g/cm}^3.$$

4. 3 評価結果

4. 3. 1 添加反応度-安定逆炉周期

添加反応度 ρ_0 の安定逆炉周期 ω_0 に対する変化を図 4.1 に示す。図中のデータは、ステップ状の反応度添加を行った実験結果である。これらのうち、添加反応度 1\$ 以下の実験データは白抜きシンボル(\diamond)で示してある。1\$ を超える反応度添加に対する実験データを式 $\rho_0 = A\omega_0 + 1$ にフィッティングし、比例係数 A を求めた。結果を同図に示してある。実験値は直線に良く一致しており、Nordheim-Fuchs モデルの適用が妥当であることが分かる。この結果と(4-4)式より、 β_{eff}/Λ は次のように求められる。

$$\beta_{eff}/\Lambda = 1/A = 217 \text{ s}^{-1}$$

4. 3. 2 全エネルギー密度-添加反応度

全エネルギー密度 E_E の(全)全添加反応度 ρ_{IN} に対する変化を図 4.2 に示す。ステップ状反応度添加は、最大 3\$ まで行われている。一方、ランプ状反応度添加は、約 3~7\$ までの広範

囲に亘って行われている。この結果を(4-9)式にフィッティングする場合、断熱条件が成り立たないと考えられる長時間の実験データ及び最終的に沸騰に至った実験データをフィッティング対象から除く必要がある。

図 4.3 にフィッティング結果を示す。図中の白抜きのシンボル(◇)は、上記の理由によりフィッティング対象外としたデータを示している。この結果より、反応度温度係数 α_T が決定される。

$$\alpha_T = \varepsilon C_p d / 2.438 \times 10^{12} = 4.59 \times 10^{-2} \text{ } \$/^{\circ}\text{C}$$

4. 3. 3 ピーク出力密度—安定逆炉周期

ステップ状の反応度添加実験におけるピーク出力密度 N_p と安定逆炉周期 ω_0 の関係を図 4.4 に示す。即発臨界以上（逆炉周期で約 10s^{-1} 以上）では、ピーク出力密度が対数グラフ上で、逆炉周期とともに直線的に上昇していることが分かる。

図 4.5 には、即発臨界以上の実験データと(4-5)'式による評価結果を示してある。(4-5)'式中の β_{eff}/Λ 及び α_T は前述の(1)及び(2)で求めた値を使用した。図中の Weight = 1.0 及び 1.5 の直線はそれぞれ重み因子を 1.0, 1.5 とした評価結果である。本来ならば、実験データに(4-5)'式をフィッティングして重み因子を求めるべきであるが、図に示すように、逆炉周期の大きな実験データは評価直線から外れておりフィッティングに使用できない。これは、前述のように溶液の放射線分解によるガスボイドのフィードバック効果が生じているためである。従って、フィッティングに使用できると考えられる実験データ数は2ないし3点と少なく、十分な精度が期待できない。そのため、ここでは重み因子の概略値をサーベイにより求めた。

図に示したように、重み因子 $W = 1.5$ の場合に逆炉周期の小さい範囲の実験データと良く一致しており、妥当な結果を与えることが分かった。

4. 3. 4 ピーク時のエネルギー密度—安定逆炉周期

図 4.6 に、ピーク時のエネルギー密度 E_p の安定逆炉周期 ω_0 に対する変化を示す。図中の実験データは、ステップ状反応度添加実験の結果であり、そのうち白抜きのシンボル(◇)は、即発臨界以下の実験結果である。(3)と同様に、重み因子を 1.0 及び 1.5 として(4-6)式により求めた E_p を同図に示してある。この場合も、重み因子 1.5 の評価結果は、逆炉周期の小さい範囲の実験結果と良く一致している。

この結果と(3)の結果より、逆炉周期が約 250s^{-1} 以上（反応度で約 2% 以上）の実験では、出力のピーク時に放射線分解ガスによるボイドフィードバック効果が生じているため Nordheim-Fuchs モデルが適用出来ないことが分かる。このような、大きな反応度を添加した実験の出力ピークを評価するためには、ボイドフィードバック効果による出力減少を考慮したモデルを開発する必要がある。

4. 3. 5 パルス終了時のエネルギー密度—安定逆炉周期

図 4.7 は、パルス終了時のエネルギー密度 E_b の安定逆炉周期 ω_0 に対する変化を図 4.6 と同様に評価結果とともに示す。ただし、評価結果は、重み因子 1.5 の場合のみを示した。評価結果は、実験値に比べて逆炉周期の広い範囲で過大評価となっている。これは、出力ピーク時には放射線分解ガスボイドの発生していなかった逆炉周期 250 s^{-1} 以下の実験においても、パルス終了時まで分解ガスボイドが発生し、反応度フィードバック効果を生じたためと考えられる。図に示すように、パルス終了時のエネルギー密度に対して、Nordheim-Fuchs モデルはほとんど適用出来ないことが分かる。

4. 3. 6 ピーク圧力ーピーク出力密度

簡易評価式(4-10)によれば、ピーク圧力 P_m はピーク出力密度 N_p に比例する。 P_m の N_p による変化の実験結果を評価結果とともに図 4.8 に示す。実験結果をみると、 P_m は N_p とともに増加しているが、比例関係よりもその増加の仕方が大きいことが分かる。また、簡易評価式は、実験結果を最大で約 40% 過小評価している。この過小評価の原因は、今後の検討課題である。

4. 4 静特性評価との特性量の比較

動特性評価により求めた動特性パラメータ (β_{eff}/Λ 比及び反応度温度係数) を静特性評価 (核計算) の結果と比較する。

4. 4. 1 β_{eff}/Λ 比

β_{eff}/Λ 比の核計算結果と動特性評価結果の比較を表 4.1 に示す。計算値は評価結果を約 20% 過大評価している。SILENE 炉心は寸法が小さく、また中心に制御棒案内管が存在するため、中性子漏洩量が大きい体系である。体系寸法の変化による β_{eff} の変化は Λ の変化に比べて小さく、この過大評価の原因は漏れの大きな小型炉心における Λ の過小評価と考えられる。 β_{eff}/Λ は、4.2 節に示したように即発超臨界時の出力変化の炉周期を決めるパラメータであり、その精度は動特性解析の精度に大きな影響を与える。今後、中心ボイド領域 (制御棒案内管領域) の取扱い方法などを変えた計算を行い、過大評価の原因を明らかにする必要がある。

4. 4. 2 反応度温度係数

反応度温度係数の核計算結果 (1 次式の係数) と動特性評価結果の比較を表 4.2 に示す。計算値は評価結果を約 10% 過小評価している。この要因として、核計算では温度を炉心領域内で均一に変化させているのに対して、動特性評価に使用した最終温度変化は、対流等による攪拌が十分に生じたとしても均一な温度にはなっていないことが挙げられる。これを確認するためには、測定値あるいは熱流動解析による計算値をもとにした温度分布を考慮した核計算を行う必要がある。温度係数の重み因子の値の妥当性についても同様の検討が必要である。

表 4.1 β_{eff}/Λ の評価結果の比較

核計算(C)	動特性評価(E)	C/E 比
257.1 s ⁻¹	217 s ⁻¹	1.18

表 4.2 反応度温度係数の評価結果の比較

核計算(C)	動特性評価(E)	C/E 比
$-4.016 \times 10^{-2} \$/^{\circ}\text{C}$	$-4.59 \times 10^{-2} \$/^{\circ}\text{C}$	0.875

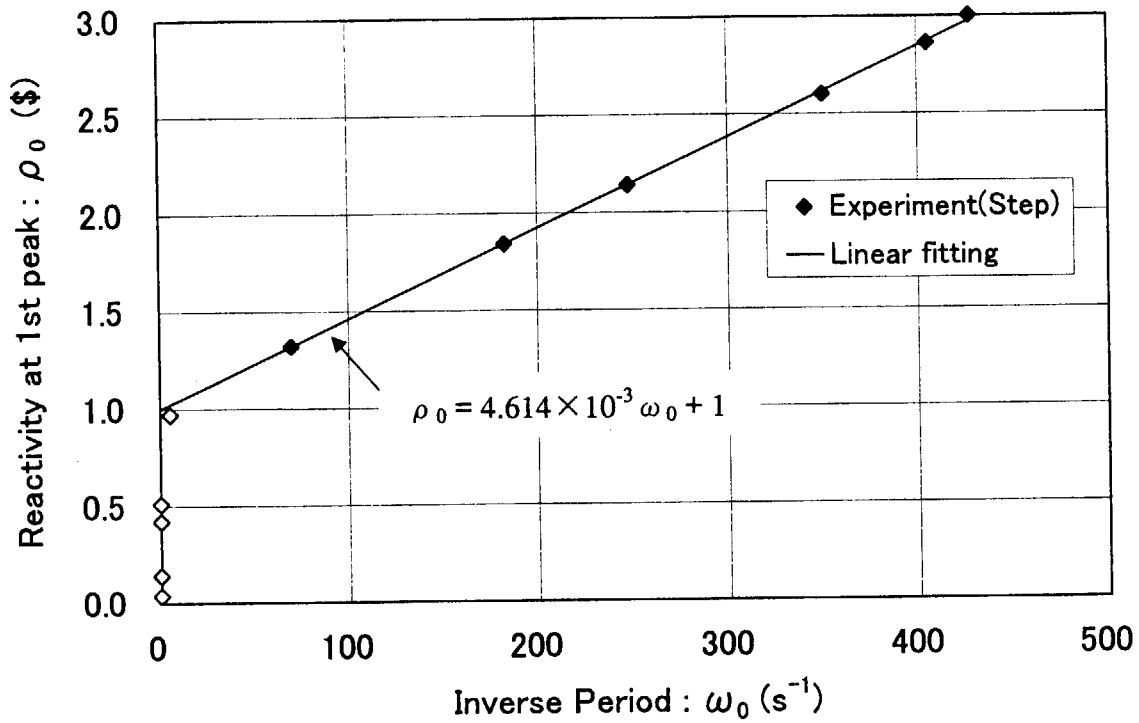


図 4.1 添加反応度と安定逆炉周期の関係
(白抜きシンボルは、添加反応度 1 \$ 以下を示す。)

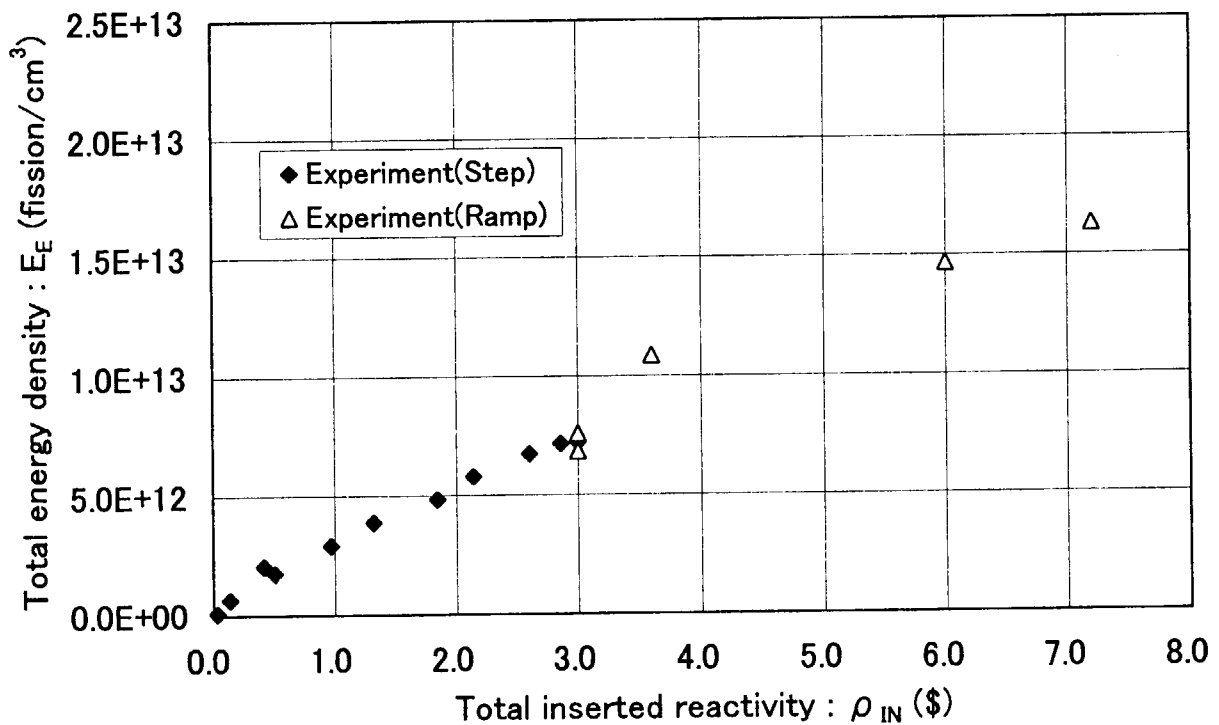


図 4.2 全エネルギー密度と添加反応度の関係 (1)

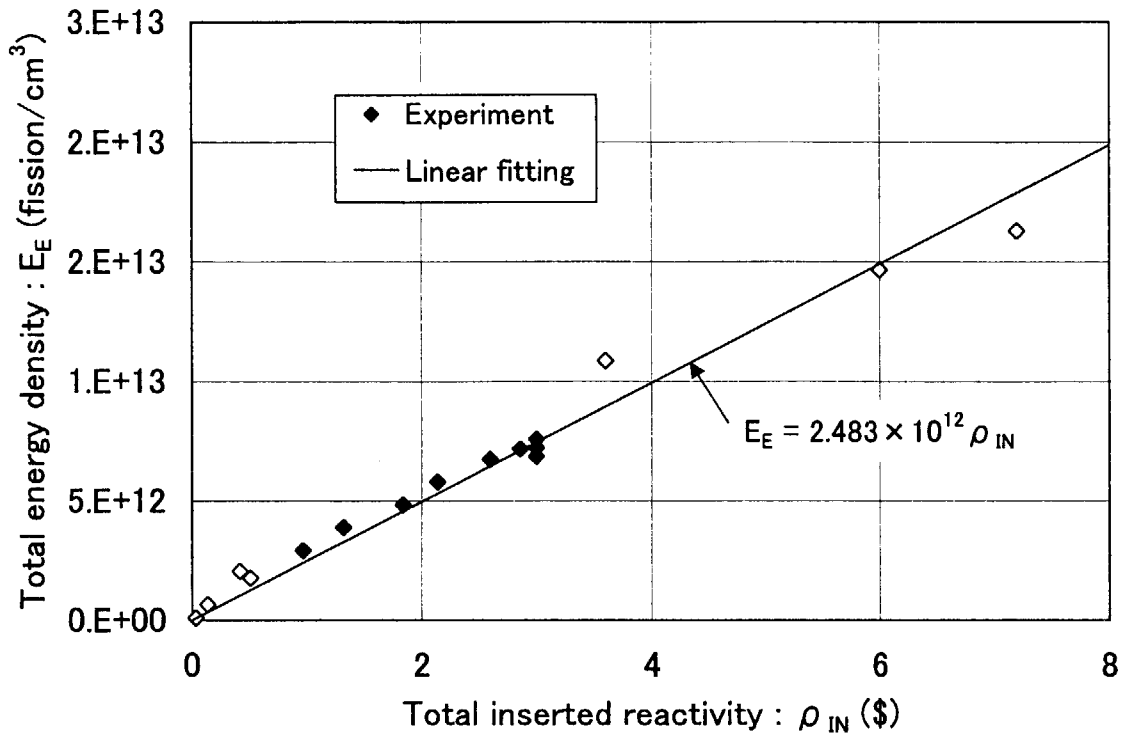


図 4.3 全エネルギー密度と添加反応度の関係 (2)
 (白抜きシンボルは、フィッティング対象外のデータを示す。)

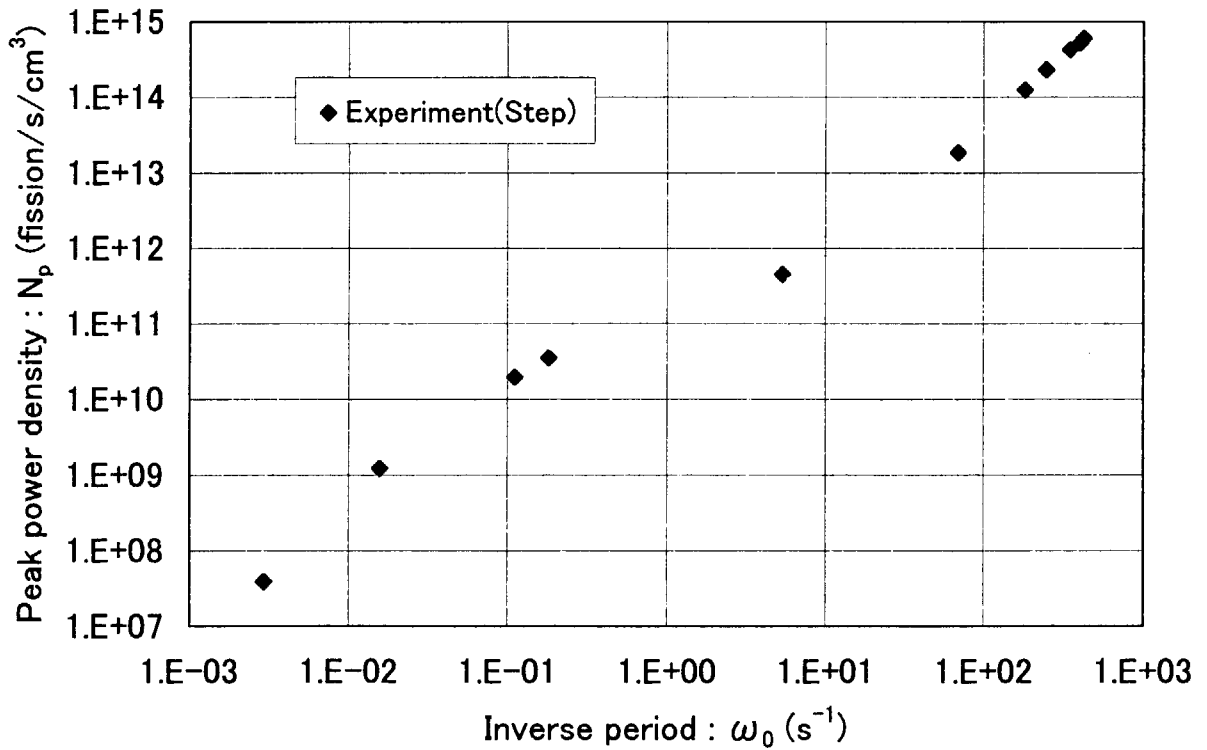


図 4.4 ピーク出力密度と安定逆炉周期の関係 (1) : 全データ

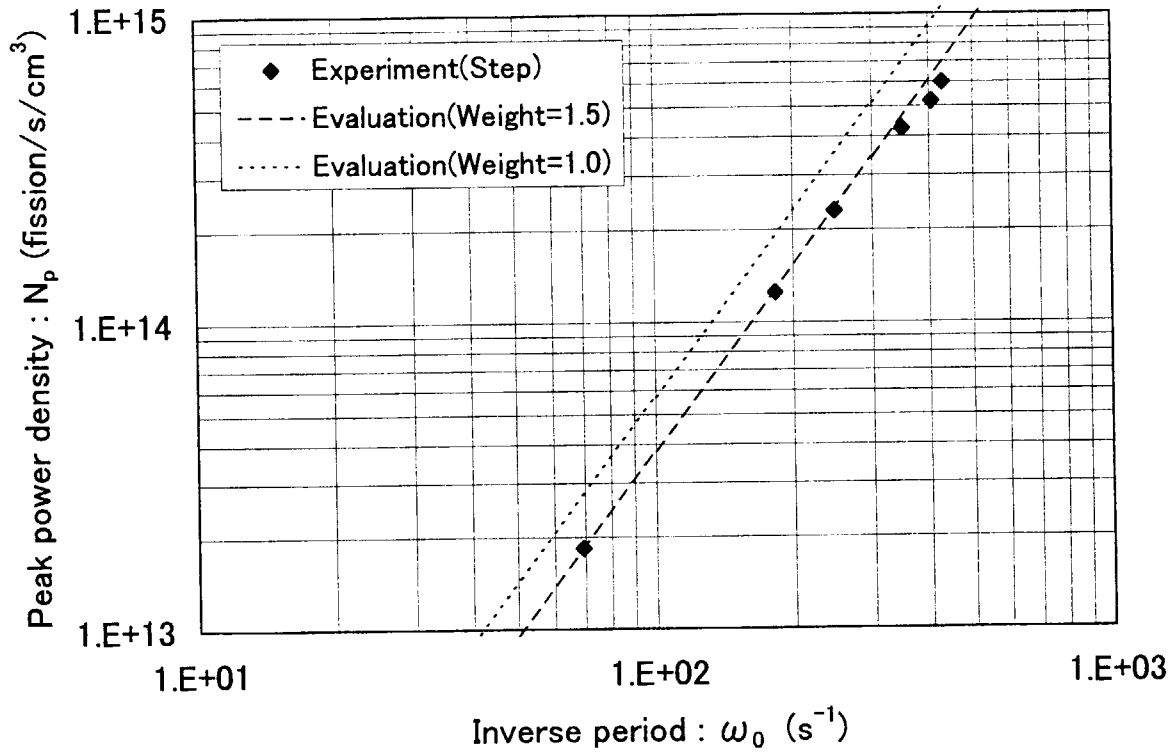


図 4.5 ピーク出力密度と安定逆炉周期の関係 (2) : 即発超臨界データ

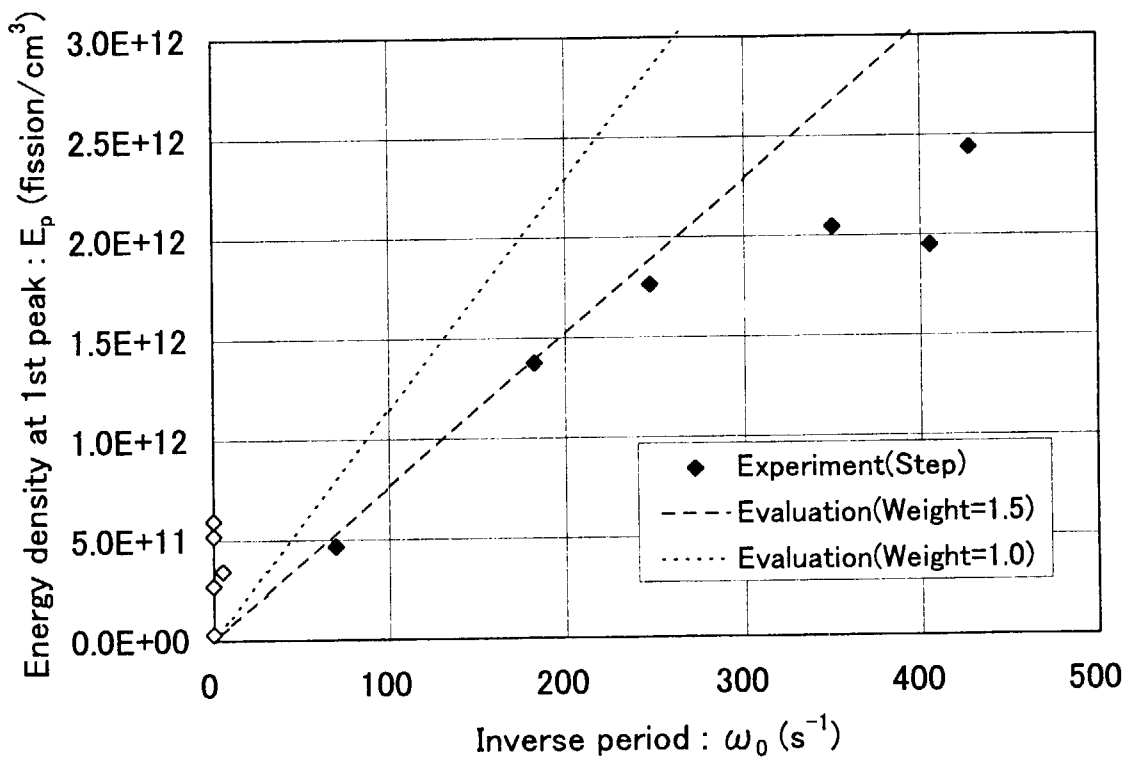


図 4.6 ピーク時のエネルギー密度と安定逆炉周期の関係
(白抜きシンボルは、添加反応度 1 \$ 以下を示す。)

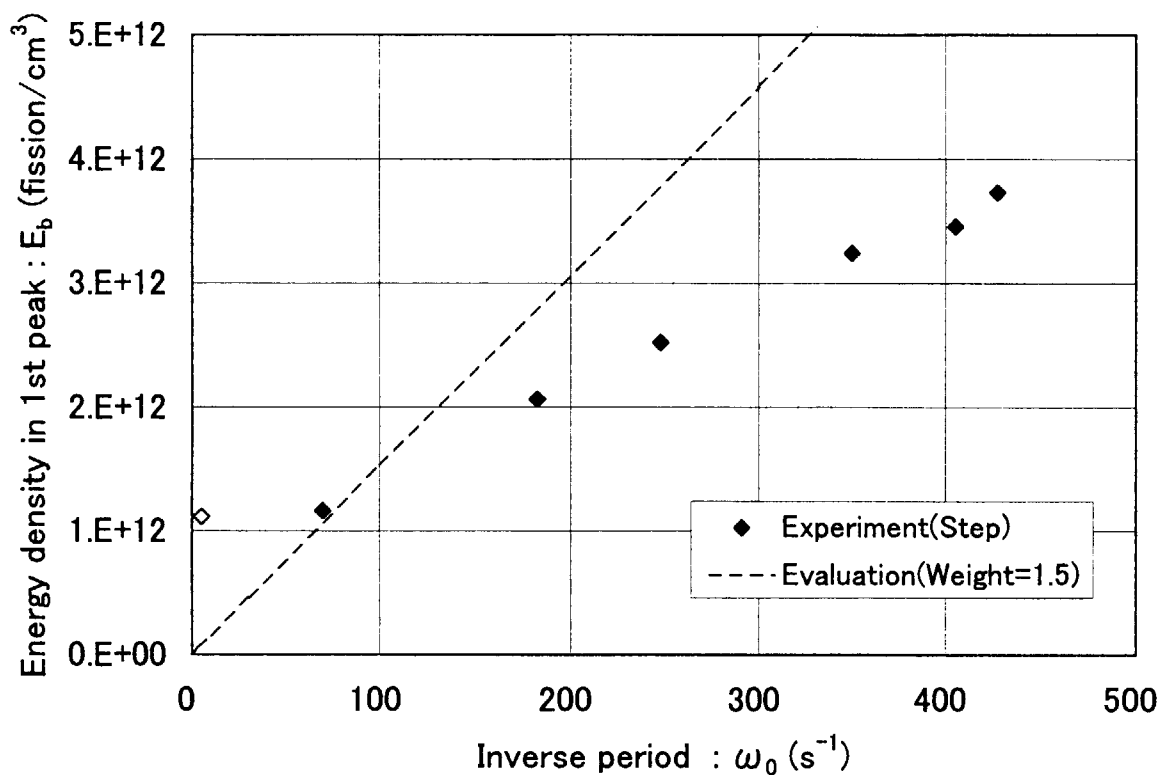


図 4.7 パルス終了時のエネルギー密度と安定逆炉周期の関係
(白抜きシンボルは、添加反応度 1 \$ 以下を示す。)

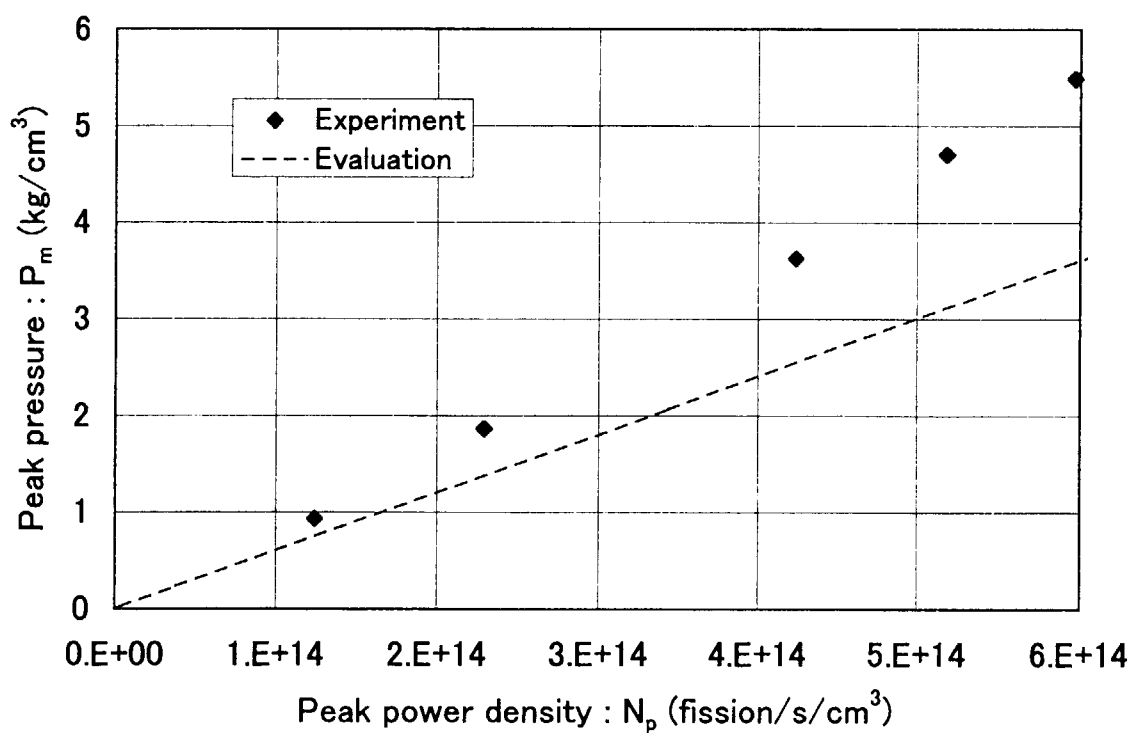


図 4.8 ピーク圧力ピーク出力密度の関係

5. まとめ

溶液燃料を用いたパルス炉 SILENE の核特性（静特性及び動特性）評価を行った。

(1) 静特性評価

静特性評価では、SRAC95 コードシステム及び核データライブラリ JENDL-3.2 の組み合わせによる核計算を実施し、臨界性、中性子束分布、 β_{eff}/Λ 比、反応度係数、液位反応度係数を求めた。

臨界性解析により求めた中性子実効増倍率は、実験値に対して約 1.6%の過大評価となった。この原因については、核データ及び炉心のモデル化の精度に問題があるものと考えられる。また、一連の計算により、動特性解析で必要となる各種の動特性パラメータが求めた。

(2) 動特性評価

動特性評価では、Nordheim-Fuchs モデル及び反応度バランスモデルを用いて、動特性パラメータ（ β_{eff}/Λ 比、温度反応度係数）を評価するとともに、ピーク出力、エネルギー等の特性量評価の妥当性を検討した。

動特性評価により求めた β_{eff}/Λ 比及び温度反応度係数を核計算結果と比較したところ、計算値は β_{eff}/Λ 比を約 20%過大評価し、温度反応度係数を約 10%過小評価した。 β_{eff}/Λ 比の過大評価については、中性子漏洩量の計算精度が一因と考えられるが、上記の臨界性の過大評価と併せて今後の検討が必要である。温度反応度係数については、動特性評価では炉心内で有意な温度分布があるためと考えられる。詳細な検討のためには、温度分布データが必要となる。

評価に使用した Nordheim-Fuchs モデルは、温度係数に適切な重み因子（SILENE 炉心では、1.5）を乗じることによって、即発超臨界時のピーク出力及びピーク時のエネルギー評価に使用できることが確認できた。重み因子は、温度分布の反応度効果への影響を表すものであるが、その評価方法は今後の検討課題である。さらに、反応度バランスモデルについても、断熱条件が成立する範囲の全発生エネルギー評価に使用できることが確認できた。

参考文献

1. 館盛勝一, 桜井 聡, “核燃料取扱い施設における臨界事故の解析,” JAERI-M 84-155, 日本原子力研究所 (1984).
2. P. Lecorche and R. Seale, “A Review of the Experiments Performed to Determine the Radiological Consequences of a Criticality Accident,” Y-CDC-12, Oak Ridge Y-12 plant (1973).
3. TRACY ワーキンググループ, “CRAC 実験のまとめ,” JAERI-M 89-031, 日本原子力研究所 (1989).
4. F. Barbry, “A Review of the SILENE Criticality Excursions Experiments,” *Proc. 1993 Topical Meeting Physics and Methods in Criticality Safety*, Nashville, TN, USA, September 19-23, 1993, p.34 (1993).
5. “SILENE, Reference radiation Source,” CEA/IPSN/DERS (パンフレット).
6. F. Barbry, “Fuel Solution Criticality Accident Studies with the SILENE Reactor : Phenomenology, Consequences and Simulated Intervention,” *Proc. Int. Seminar Criticality Safety Studies Programs and Needs*, Dijon, France, September 19-22, 1983, p.36 (1983).
7. K. Nakajima et al., “Experimental Study on Criticality Accidents Using the TRACY,” *Proc. Int. Conf. Physics of Reactors*, Mito, Japan, September 16-20, 1996, Vol.4, p.L-83 (1996).
8. 奥村啓介 他, “SRAC95 ; 汎用核計算コードシステム,” JAERI-Data/Code 96-015, 日本原子力研究所 (1996).
9. T. Nakagawa et al., “Japanese Evaluated Nuclear Data Library Version 3 Revision-2 : JENDL-3.2,” *J. Nucl. Sci. Technol.*, **32**, 1259 (1995).
10. K. Nakajima, “Analysis of Reaction Rate Ratio, ^{238}U Capture / Total Fission, Using the JENDL-3.2 Library,” *Proc. 1994 Symp. Nucl. Data*, JAERI-Conf 95-008, p.137, Japan Atomic Energy Research Institute (1995).
11. Y. Miyoshi et al., “Critical Experiments on 10% Enriched Uranyl Nitrate Solution Using a 60-cm-Diameter Cylindrical Core,” *Nucl. Technol.*, **118**, 69 (1997).
12. D. Hetrick, “Dynamics of Nuclear Reactors,” The University of Chicago Press, Chicago (1971).

13. G. Tuck, "Simplified Methods of Estimating the Results of Accidental Solution Excursions," *Nucl. Technol.*, **23**, 177 (1974).
14. H. Forehand, Jr., "Effects of Radiolytic Gas on Nuclear Excursions in Aqueous Solutions," NUREG/CR-2517, U.S. Nuclear Regulatory Commission (1982).

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
放射線量	ベクレル	Bq	s ⁻¹
吸収線量	グレイ	Gy	J/kg
線量等量	シーベルト	Sv	J/kg

表2 SIと併用される単位

名称	記号
分, 時, 日	min, h, d
度, 分, 秒	°, ', "
リットル	l, L
トン	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
バーン	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、ヘクタールも含まれているが日常の単位なのでここでは省略した。
- bar は、JISでは流体の圧力を表わす場合に限り表2のカテゴリーに分類されている。
- E C関係理事会指令では 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 ³	3412.13	2.65522 × 10 ⁹	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 ²⁰	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

溶液燃料を用いたパルス炉 SILENE の核特性評価