

JAERI-M

7374

炭化物,窒化物,酸化物燃料LMFBR
およびGCFRの増殖潜在力
(調査報告書)

1977年11月

半田宗男

この報告書は、日本原子力研究所が JAERI-M レポートとして、不定期に刊行している研究報告書です。入手、複製などのお問い合わせは、日本原子力研究所技術情報部（茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしください。

JAERI-M reports, issued irregularly, describe the results of research works carried out in JAERI. Inquiries about the availability of reports and their reproduction should be addressed to Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, Japan.

JAERI - M 7374

炭化物, 窒化物, 酸化物燃料LMFBRおよびGCFRの増殖潜在力
(調査報告書)

日本原子力研究所東海研究所燃料工学部 (大洗駐在)

半田 宗男

(1977年10月14日受理)

ANLによる2000 MW(e)の大型炭化物系燃料専用LMFBRの設計方法, 設計変数が増殖比および
倍増時間に与える影響について解説した。初期の酸化物燃料を逐次炭化物燃料集合体で置換して
炭化物燃料LMFBRを実現するCombustion Engineering Inc.の設計についてのべた。現在の酸
化物燃料LMFBRの増殖比および倍増時間を改善できる設計項目に関して討議した。西独および
米国を中心に進められているGCFRの増殖潜在力および開発計画を簡単に紹介した。最後に燃料
サイクルを考慮に入れたCompound System Doubling Timeについて説明した。

JAERI-M 7374

A Review of the Breeding Potentials of Carbide, Nitride
and Oxide Fueled LMFBRs and GCFRs

Muneo HANDA

Division of Nuclear Fuel Research,
Tokai Research Establishment, JAERI

(Received October 14, 1977)

The effects of design parameters in large variation on compound system doubling time of large advanced-fueled LMFBR are described on the base of recent U.S. results. The fuel element design by Combustion Engineering Inc. in step-by-step substitution of the initial oxide fuel subassemblies with carbide ones is explained. Breeding characteristics of the oxide-fueled LMFBR and its potential design modifications are expounded. The gas cooled fast breeder program in West Germany and in the United States are briefed. Definitions of the breeding ratio and doubling time in overall fuel cycle are given.

Key words: Breeding potential, Breeding ratio, Doubling time, LMFBR, GCFR, Reactor design, Advanced fuel, Carbide fuel, Nitride fuel, Oxide fuel

目 次

1. まえがき	1
2. ANLによる2000 MW _(e) HeおよびNaボンド炭化物系燃料LMFBRの設計	4
2.1 FBRの設計方法：拘束核設計	4
2.2 炭化物および窒化物燃料LMFBRの増殖潜在力	6
2.3 炭化物および窒化物燃料ピンの最適線出力	7
2.4 炭化物および窒化物燃料ピンの最適ピン直径	7
2.5 炭化物および窒化物燃料ピンの最適スミア密度	9
2.6 炭化物および窒化物燃料ピンの最適燃焼度	11
2.7 炭化物および窒化物燃料ピンの最適ピン直径に与える冷却材流速および温度上昇の効果	13
2.8 Heボンド炭化物燃料の最適ピン直径に与える燃料密度の効果	15
2.9 炭化物燃料ピン直径に与えるナトリウム冷却材の圧力損失の効果	15
2.10 炭化物および窒化物燃料LMFBRのピーキング係数	17
2.11 窒化物燃料LMFBRの増殖比に与える ¹⁵ N濃縮の効果	18
3. Combustion Engineering Inc.による1000 MW _(e) Naボンド炭化物燃料LMFBRの設計	20
3.1 最適燃料ピン直径	20
3.2 Na冷却材の最適流速	23
3.3 最適燃焼度	23
3.4 燃料サイクルの長さ	25
3.5 Puの供給量と燃料ピン直径	25
4. 酸化物燃料LMFBRの倍增時間と不均質炉心	28
4.1 CRBRPの増殖特性	28
4.2 酸化物燃料LMFBRの今後の技術開発課題	31
4.3 不均質炉心LMFBR	35
5. ガス冷却高速増殖炉：GCFR	39
6. むすび	43
Appendix：倍增時間および増殖比の定義	44
A.1 WyckoffおよびGreeblerによる定義	44
A.1.1 原子炉倍增時間（RDT）	48
A.1.2 燃料サイクル・インベントリ倍增時間（IDT）	48
A.2 USA Advanced Reactor Programで用いられている倍增時間（CSDT）	48
文 献	51

1. まえがき

高速増殖炉 (FBR) の開発についてはカータ政権の誕生以来、「核拡散防止政策の強化」, 「国際核燃料サイクル評価計画 (INFCEP)」など多数の難題が提起されている。しかし、西ドイツやフランスは、「エネルギー供給の独立」, 「ウラン資源の有効的利用」という観点から、FBRの開発を積極的に進めるという立場を堅持している。資源小国であるわが国でも本年4月の「常陽」の臨界に引続いて、FBRの開発を推進するという戦略が踏襲されている。¹⁾ アメリカのFBRの開発テンポは、CRBRPがいつ着工されるかによって大きく左右されるであろう。FBRがLWRに代わって原子力発電で主流をしめるのは1990年代であると考えられている。FBRの開発現状から判断して、世界で最初に商用化されるのは、液体金属冷却高速増殖炉 (Liquid Metal Cooled Fast Breeder Reactor: LMFBR) であろう。LMFBRは、すでにPhenix、PFR、BN-350が稼動中であり、SNR-300が建設中、CRBRPおよびMonjuが計画中であることから原型炉の時代であるといえる。これらの原型炉の燃料としては、まず照射挙動のよく分った混合酸化物燃料ペレットをステンレス鋼で被覆した燃料ピンが使用される予定である。この酸化物燃料LMFBRの増殖比は、当初予想された値よりも低く1.1~1.2程度であり、その倍增時間は30年前後であると推定されている。²⁾

さて、この倍增時間に関する議論であるが、倍增時間はエネルギー需要の平均の伸率と同程度であればよく、(過去40年間のエネルギー需要の平均伸率は3.5%でありこの伸率ならば酸化物燃料LMFBRで対処できる) それ以上の増殖比を有した炉の開発は、望ましいことには違いないが、それよりも信頼できるLMFBRの開発に集中すべきであるという意見がある。^{3,4)} 一方、1972年に6ドル/ポンドであったウラン精鉱の価格が76年21ドル、77年28ドル、78年では33ドルと石油の価格の上昇をはるかに上廻って高騰している現実から、より早い時期にウラン価格に影響されない燃料サイクルを確立するために、短い倍增時間を有したFBRの開発が、必要であるという意見とに分類される。^{5,6,7)} 1980年代以降にKNK-IIおよびSNR-300を用いて炭化物燃料集合体の照射を行い、1995年頃SNR-2に導入することを目標に炭化物燃料の開発を進めている西ドイツは、明らかに後者の戦略に立脚しており、本年5月に開かれたザルツブルグ会議にも2編の新型燃料の研究成果を提出している。^{8,9)} さらに、西ドイツは、FBR技術をLMFBRという単一技術に依存することの不安およびFBRの市場性を勘案して、アメリカその他の国と協力してHeガス冷却高速増殖炉 (Gas Cooled Fast Breeder: GCFR) の開発も設計を中心に着実に進めている。¹⁰⁾ このGCFRは、Heの中性子吸収と減速効果がNaに比べて小さいために炭化物燃料LMFBRと同程度の増殖比を有していることが明らかにされている。¹¹⁾

次に短い倍增時間をもったLMFBRの技術開発について考えてみよう。LMFBRの倍增時間は、炉心燃料体積分率 (Fuel Volume Fraction) に大きく左右される。図1にLMFBRの現在および開発を必要とされる技術水準を示す。¹²⁾ 炉心のステンレス鋼材を7%、Naを4%減ずることによって原子炉倍增時間 (Appendix A. 1.2 参照のこと) は15年改善される。この目的を達成する一つの方法は、表1に示したような強力な低スエリング率の被覆材およびラップ管材を開発し、材

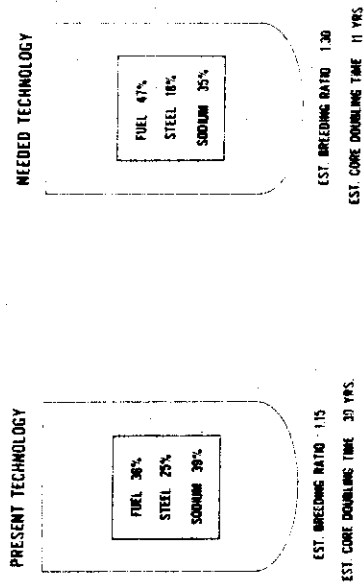


Fig. 1 Effect of core volume fraction changes on fuel system doubling time¹²⁾

Table 1 LMFBR Core Structural Materials Detailed Design Data¹²⁾

Design Parameter	Current Status	Goal
Ductility	0.1% at 1,200°F	>3% @ 1,200°F
Thermal Creep Rate	10 ⁻⁴ /hr @ 20,000 psi @ 1200°F	<10 ⁻⁷ /hr @ 20,000 psi @ 1200°F
Irradiation Creep	10 ⁻⁵ /hr @ 20,000 psi @ 1200°F	<10 ⁻⁶ /hr @ 20,000 psi @ 1200°F 10 ¹⁶ n/cm ²
Swelling	18% max. @ goal fluence	<5%
Corrosion Rate	0.0015 in./yr @ 1,200°F	<0.001 in./yr @ 1,200°F

料体積分率をさげることにより相対的に燃料体積分率を上げることである。もう一つの方法は、現在の酸化燃料ピンの線出力の増大、高密度燃料の使用、燃料ピンのピッチ/直径比の縮小等を行った改良型酸化燃料の導入、または核分裂性物質密度の高い炭化物燃料の実用によって直接炉心の燃料体積分率を増大させることである。この他、倍增時間は、再処理および燃料加工時の核分裂性物質の損耗率ならびにそれらの工程に必要な炉外燃料サイクル時間に大きく左右される。

初期の酸化燃料から炭化物燃料 LMFBR を実現する道順として、次の二つの方法が提案されている。一つは、炭化物系燃料の線出力は酸化燃料の 500 W/cm に比べて約 2 倍大きい 1000 W/cm 程度であり、この炭化物系燃料の特性を十分に生かすには炭化物系燃料専用 LMFBR の設計が必要であるという提案である。^{13,14)} 確かにこの 2 倍の熱量を炉心から取除くためには、炉心出入口の温度差または Na 冷却材の流速を 2 倍にすることが要求される。出入口の温度差を 2 倍にすることは、燃料被覆材にステンレス鋼を使用し、その最大許容温度が制限されている限り、出口温度が低くなり熱効率が悪化する。一方、Na 冷却材流速を 2 倍にするためには、ポンプ出口圧力が 4 倍必要であり、そのポンプ動力は 8 倍になって経済性が失われる。これらの欠点を取除くためには、流路抵抗の小さい全く新しい炭化物燃料専用の炉心設計が要求される。もう一つの方法は、確かに炭化物系燃料の特性を 100% 引出すには専用炉心の設計が必要であるが、そのような理想を追求していたのでは炭化物系燃料の実用化はその機会を失ってしまう。そのため、現在の酸化燃料集合体と同一外形寸法および熱出力をもった炭化物系燃料集合体を製作し、酸化燃料集合体と逐次交換して行くという手順である。^{15,16)} この方法によっても LMFBR の増殖比は 1.35 程度に改善され、倍增時間も 10~15 年まで短縮されることが報告されている。このため、西ドイツ、イギリスおよびアメリカの Combustion Engineering Inc. では後者の線に沿って炭化物系燃料 LMFBR の開発を進めている。

さて、本報告では次章において ANL による $2000 \text{ MW}_{(e)}$ の大型の炭化物系燃料専用 LMFBR の増殖特性について、その設計方法および設計変数が倍增時間に与える効果などについて従来断片的に発表されたものをまとめて報告する。また、窒化物燃料で ^{15}N 濃縮燃料の増殖比に与える効果について炭化物燃料と対比して検討する。第 3 章では、酸化燃料を Na ボンド炭化物燃料で逐次交換した場合の最適燃料ピン外径および倍增時間に関して Combustion Engineering Inc. の $1000 \text{ MW}_{(e)}$ LMFBR の設計について述べる。第 4 章では、現在の酸化燃料 LMFBR の増殖比および増殖比を改善する設計変数について討議する。さらに、この 2 年間ナトリウムのボイド係数を小さくでき、LMFBR の安全性が大きく改善されることから注目されている炉心にブランケットを有した不均質炉について解説する。第 5 章においては、1970 年代に入って、その開発が活発化した GCFR の増殖潜在力およびその開発計画について簡単に紹介する。最後に、別添として 1974 年 Wyckoff と Greebler によって提案された燃料サイクルを考慮に入れた「倍增時間の定義」について説明する。この定義は、アメリカの Advanced Reactor Program においても採用されているが、特に炉外サイクルで技術的にまだ確立されていない項目に関して、その使用を推めている値についても報告する。なお、Wyckoff 氏らの提案に従って、本報告書で用いられている「倍增時間」は、Compound System Doubling Time (CSDT) を意味していることに留意されたい。

2. ANLによる2000MW(e)HeおよびNaボンド炭化物系燃料LMFBRの設計

ANLではW.P. Bartholdを中心に, Y.I. Chang, Y. Orechewa, J. Beitel, M. Billone, M.J. Kingらにより5000 MW_(th)の大型の炭化物系燃料専用のLMFBRの設計が組織的に進められている。設計の基本として, Constrained Nuclear Design (拘束核設計) が採用されている。以下この設計方針についてのべ, 続いて, 燃料ピン直径, 線出力, スミア密度, 燃焼度などの設計変数が倍増時間および増殖比に与える影響について討議する。

2.1 FBRの設計方法: 拘束核設計¹⁷⁾

原子炉の最終設計は, 熱的, 機械的および核的設計相互の無数の反復結果である。燃料ピン直径, ピッチと直径比, 炉心の高さ, 集合体の大きさ等に加えて, 炉心の構成, 炉心の寸法等もこの反復過程により決定される。しかし, この反復過程は非常に複雑で労力を要する作業であるので, この工程を短縮する方法について検討された。最もよい方法は, 明らかに最終設計まで大きな修正を要しない第1次設計案を作成することである。これは設計変数にいくつかの制約を設けることにより達成できる。設計に制約を設けるということは, 設計変数に人為的な境界を導入することではなくて, 設計変数について上, 下限があることを認めることである。例えば, 1段式の羽根車ポンプを使用するとすれば, おのずとNaの流速には上限があり集合体の大きさが制約されることになる。すなわち, 設計変数の制約は, FBRについての現在の我々の知識水準に基礎がおかれている。次に重要な5つの核設計変数の制約について討論する。

(1) 幾可学的制約

原子炉の最適幾可学的条件は, 対称的な炉心配置である。六角形の燃料集合体を用いた場合, 炉心燃料集合体の数は次式で与えられる。

$$3n(n-1) + 1$$

ただし, n は燃料集合体の列の数である。

炉心外周をより円に近づけるために各々の六角形の角から3つの集合体を撤去すると n 列の場合の集合体数は,

$$3n(n-1) - 17 \quad n > 3$$

制御用集合体は六角形状に配置されるので燃料集合体数は次式で与えられる。

$$\left. \begin{array}{l} 3n(n-1) - 1 \\ 3n(n-1) - 17 \end{array} \right\} \begin{cases} 6(N+1) & \text{制御棒集合体が炉心中心} \\ 6N & \text{燃料集合体が炉心中心} \end{cases}$$

ここで, N は制御棒集合体の列の数である。

制御棒集合体を三角形状に配置するなどにより種々な炉心配置が生まれる。しかし, この方法は制御棒の自己しやへいを減少させる。炉心を地帯別に分けた場合, 炉の領域ごとの体積および最適出力でピーキング係数を最小にする濃縮度を確定するため, 一連の一次元の燃焼度計算が行なわれる。

(2) 物理的制約

高い炉心燃料体積分率は非常に望ましいことである。燃料体積分率が增大すると、

- i) 炉心の転換比が増大し、そのため、制御棒の必要量および炉心における出力の変動が小さくなる。
- ii) 炉の増殖比が大きくなり、Puの生産量が増大する。
- iii) ドプラー係数が大きくなる。

燃料体積分率の増大と関連して、Naのボイド係数が大きくなる。しかし、現在ドプラーおよびNaのボイド係数の変化が燃料サイクル費にどのように影響するのか評価することはむずかしい。反面、制御棒の数を減少させ、増殖比が大きくなると燃料サイクル費が安くなることは確かである。制御棒数の減少は、燃料の交換間隔を短くすることでも実現できる。しかし、一定の燃料交換間隔の場合、燃料体積分率の増大は、常に必要制御棒数を減ずる。炉の転換比が1に近いか、1よりも少し大きい状態に近づくことは、燃焼の進行に伴って必要とされる制御棒数を少なくするという最終目標に近づくことを意味している。

(3) 圧力損失の制約

最大許容圧力損失の制約は、一段式の羽根車ポンプの性能に起因している。この一段式ポンプの最大許容吐出圧力はNaで550 ftである。900°Fにおいて、この吐出圧力は、200 psiにあたる。この限界は、多段式のような全く新しい設計のポンプを採用しないかぎり取除くことはできない。1次ループおよび炉について、この最大許容圧力損失を考えた場合、許容される系の圧力損失は200 psiに限定される。1次系全体の圧力損失は、1次ループおよび炉容器内の抵抗、集合体出入口の損失および炉心の高さによる損失からなっている。この圧力損失の限界は、炉心の高さ、燃料ピッチ/直径比を制約し、与えられた燃料スペーサの形態とともに燃料ピンの設計を拘束する。

(4) Na流速の制約

Naの腐食と空洞化現象のために、炉心におけるNaの最大流速は制限される。Na腐食の実験データによれば腐食速度はNaの流速に大きく影響されないことが分っている。空洞化現象は、ある流速以上で起り、きびしい損傷が短時間内に起る。グリッド型燃料集合体では、Naの流速の制約は設計に大きく影響されるといわれている。¹⁸⁾ スペーサと被覆材が接触する部分のNa流動面積が非常にせまくNaの流速は大きい。

(5) 燃焼度および中性子照射量の制約

燃焼度の限界は、燃料ピン直径を拘束する。燃料集合体を炉から取り出すとき、集合体の燃焼度を最大許容燃焼度に近づけたいという要望がある。1サイクルあたり最も高い燃焼度増加を示す集合体を炉から取り出すとき最大許容燃焼度に到達する直前であることが望ましい。燃料を有効に利用するために、燃料サイクルという不連続性を考慮して、1サイクルあたりの平均燃焼度の増加が最大許容燃焼度の1/2, 1/3, 1/4...であることがのぞましい。ここで、最大燃焼度を100,000 MWD/tと仮定しよう。燃料ピン外径(より正確にはペレット直径)をサイクルあたり、50,000 MWD/tとなるように選んだとすると、この炉は2バッチの燃料交換方式で運転されることになる。一方、1サイクルあたりの平均燃焼度の増加が65,000 MWD/tの場合は、ほとんどの燃料集合体を交換しなければならないことになり燃料の有効利用はできなくなる。このよ

うな場合、ペレットの直径を少し太くするという矯正法がとられる。これによって核分裂性物質の装荷量が少し増大し、同時に増殖比も大きくなり、制御棒の必要量も少なくできるという利点がある。

燃料ペレット直径を d 、線出力 r 、集合体の炉内最大滞在時間 T_A 、最大燃焼度 BU^{Peak} 、燃料スミア密度 ρ （重金属密度）との関係式をもとめた。

$$d = 2 \sqrt{\frac{r \cdot T_A}{BU^{Peak} \cdot \rho \cdot \pi}}$$

この関係式を導くにあたって次にのべる2つの仮定が設けられた。1つは、最大および平均燃焼度の比を出力の比と同じと仮定した。もう1つは、出力ピークは炉心内で変動しないということである。この仮定は、小規模のLMFBRの燃料ピン直径を決定する際には割合正しい。しかし、5000 MW_(th)のLMFBRの予備燃焼度計算によれば、出力ピークは、燃料サイクルの始めには炉心外側にあり、サイクルの終わりには、炉心の中心にあることが分っている。¹⁹⁾この理由は、炉心内側の転換比は1よりもはるかに大きいものに対して、ドライバー燃料領域は1よりも小さいことによる。この現象自身は、もし炉心内外の出力のピーキング係数がいつも大体等しければ本質的な問題とはならない。しかし、この条件は常に成立していない。さらに、制御棒の移動によって炉の出力分布は変りピーキング係数も影響されるという複雑な現象が起る。

しばしば、炉の設計は、中性子照射量および燃焼度の限界により制約される。したがって、この二つの変数の両立性について十分配慮することが重要である。

2.2 炭化物および窒化物燃料LMFBRの増殖潜在力¹⁴⁾

5000 MW_(th)のHeおよびNaボンド燃料LMFBRについて、最小倍增時間を達成するために線出力および燃料ピン直径を広範囲に変動させた。設計は前章でのべた拘束核設計の原理に基づいて行った。燃料ピンの線出力は、Heボンド燃料では14.8～22.2 kw/ft、Naボンド燃料では25～35 kw/ftの範囲について調べた。Na冷却材の流速は25 ft/sec、炉心における温度上昇は300 °F、炉心入口温度は750 °Fに固定した。炉心の高さは3 ft、軸方向のブランケット厚さは15 in、半径方向は1列の集合体で構成されているとして計算した。Heボンド燃料ピンの設計にはUNCLEコードが用いられた。²⁰⁾Naボンド燃料では、燃料と被覆材(20%CW 316 SS)のスエリングの関係から必要なボンド材の厚さを決定した。²¹⁾Naボンドの窒化物燃料は、スエリング率がよく分っていないので、被覆材のスエリング率として通常の75%の値を使用した。ラップ管の厚さは、最大許容応力が15,000 psiとして決定した。ラップ管の間隙は応力によるラップ管の曲り、スエリングによる膨張、および取扱いに必要な余裕を考えて設計した。燃料集合体は、169本の燃料ピンから構成されている。制御棒の数は、余剰反応度の必要量に左右される。

中性子分布および燃焼度の計算は、平衡燃料サイクルについて、REBUSコードを用いて行った。²²⁾燃料サイクルの長さは、300全出力日(full power days:fpd)とした。燃料の滞在時間は、炉心集合体は2サイクル、径方向のブランケットでは4サイクルに限定した。現時点で、中性子照射量の限界が不明であることおよび燃料の炉内滞在時間を変えた場合、炉外燃料サイクルに敏感な倍增時間を決めることがむずかしいので、燃料の炉内滞在時間は一定に固定した。燃料交換は無差

別に行うとした。燃料のシャフリングは行わず、装荷するPuの同位体はLWRから取り出された代表的な組成とした。劣化ウラン中の ^{235}U 含有量は0.2%と仮定した。

5000 MW_(th) LMFBRの特性をまとめて表2に示す。増殖比および倍增時間は、ほとんど燃料体積分率の関数であるが、燃料ピンの数は、ピンの直径および線出力について、そのような関係にはない。Heボンドの炭化物燃料について得られた最小の原子炉倍增時間(Reactor Doubling Time: RDT, Appendix参照のこと)は11年であり、Naボンドの炭化物燃料では7.6年であった。HeボンドおよびNaボンドの窒化物燃料の最小RDTは、それぞれ13年および9.8年であった。被覆材およびラップ管の速中性子束照射量は $1 \sim 3 \times 10^{23} \text{ n/cm}^2$ であり、取出し時の燃料の最大燃焼度は30~130 MWD/kgであった。サイクルの間における比出力は、400~1100 kw/kg fissileの範囲にあった。

2.3 炭化物および窒化物燃料ピンの最適線出力²³⁾

炭化物および窒化物燃料は、熱的性質(熱伝導度および融点)のみに制約され、核的性質に拘束されないとすれば、50 kw/ft以上の線出力をとれることはよく知られている。実際の線出力は、ボンド材、燃料と被覆材の間隙、炉の設計および運転条件などにより制約される。倍增時間を最適にする炉設計において、最適の線出力が存在するかという疑問がある。冷却材の最大流速および温度上昇が一定であると仮定した場合、燃料ピンの線出力を増大させるにつれて炉心のNa量が增大する。これは増殖比を減少させる方向に作用する。一方、線出力の増大は、燃料集合体の数を減少させ、燃料装荷量が少なくなるので増殖比は改善される。最適線出力はこの両作用のバランスに依存している。

Heボンド燃料ピンについて20炉心(炭化物10, 窒化物10), Naボンド燃料24炉心(炭化物12, 窒化物12)に関して解析した。炉のピーキング係数も考慮に入れて、線出力として、HeおよびNaボンド燃料について、それぞれ14.8~22.2 kw/ftおよび25~35 kw/ftの範囲について検討した。燃料ピン外径は、HeおよびNaボンドとも0.30, 0.35, 0.40および0.45 inについて調べた。燃料スミア密度は、実現可能な最大値を、また全出力日は600日を採用した。5000MW_(th)のうち90%は炉心で発熱し、炉心の最大Na流速は25 ft/secとした。その他の条件はすべて前節と同じ値を用いた。

種々な燃料設計およびピン外径について最適線出力を表3に示す。明らかに最適線出力が存在することが分る。大きい燃料ピンの最適線出力は、小さなピンに比べて高い。Heボンド燃料ピンの最適線出力はNaボンドよりも低い。Naボンド燃料ピンの最適線出力は実現可能な最大出力よりも十分低いところにある。これに対して、大きい直径のHeボンド燃料ピン(0.40および0.45 in)は、実現可能な範囲を越えている。

2.4 炭化物および窒化物燃料ピンの最適ピン外径²⁴⁾

HeおよびNaボンドの炭化物および窒化物燃料の4つの燃料形態について、炉の倍增時間を最適にする燃料ピン直径について調べた。Heボンド燃料では、線出力14.8, 18.5および22.2 kw/

Table 2 Reactor Performance Characteristics for Various 5000-MW(th) Carbide- and Nitride-Fueled LMFBRs¹⁴⁾

Bond Material	Linear Heat Rating (kW/ft)	Pin o.d. (in.)	Carbide				Nitride		
			Fuel Volume Fraction	Breeding Ratio ^a	Reactor Doubling Time (years) ^b	Fuel Volume Fraction	Breeding Ratio ^a	Reactor Doubling Time (years) ^b	
Helium	14.8	0.30	0.342	1.342	12.9	0.342	1.241	17.9	
Helium	14.8	0.35	0.412	1.449	11.7	0.412	1.330	16.0	
Helium	14.8	0.40	0.460	1.484	13.2	0.460	1.388	16.4	
Helium	14.8	0.45	0.497	1.504	15.2	0.497	1.403	19.2	
Helium	18.5	0.30	0.303	1.265	14.7	0.303	1.179	20.9	
Helium	18.5	0.35	0.370	1.409	11.1	0.370	1.284	15.8	
Helium	18.5	0.40	0.429	1.466	11.7	0.429	1.367	14.7	
Helium	18.5	0.45	0.465	1.495	13.2	0.465	1.393	16.5	
Helium	22.2	0.40	0.396	1.444	11.0	0.396	1.350	13.6	
Helium	22.2	0.45	0.443	1.487	11.9	0.443	1.385	14.9	
Sodium	25	0.30	0.296	1.296	10.7	0.296	1.198	15.3	
Sodium	25	0.35	0.371	1.477	8.1	0.369	1.335	11.1	
Sodium	25	0.40	0.439	1.534	8.5	0.437	1.419	10.7	
Sodium	25	0.45	0.496	1.586	9.3	0.494	1.462	11.8	
Sodium	30	0.30	0.254	1.185	15.8	0.262	1.125	22.1	
Sodium	30	0.35	0.329	1.401	8.2	0.334	1.296	11.3	
Sodium	30	0.40	0.397	1.537	7.6	0.400	1.396	10.1	
Sodium	30	0.45	0.456	1.562	8.5	0.456	1.444	10.8	
Sodium	35	0.30	0.216	1.063	44.7	0.229	1.029	68.7	
Sodium	35	0.35	0.288	1.300	10.2	0.296	1.213	14.1	
Sodium	35	0.40	0.356	1.460	7.9	0.361	1.362	9.8	
Sodium	35	0.45	0.418	1.539	8.0	0.420	1.419	10.1	

^a Integrated over the equilibrium cycle.

^b fissile BOC inventory
fissile EOC-BOC inventory

ft, Na ボンド燃料では 25, 30 および 35 kw/ft に関して検討した。得られた結果を表 4 に示す。He ボンド炭化物燃料の最適ピン外径は 0.35 ~ 0.39 in, Na ボンド炭化物では 0.35 ~ 0.42 in, He ボンド窒化物は 0.35 ~ 0.39 in, Na ボンド窒化物では 0.38 ~ 0.42 in の範囲にあった。一般的傾向として,

- i) 線出力が高いほど, 最適燃料ピン外径は大きい。
- ii) He ボンド燃料の最適ピン外径は Na ボンドに比べて小さい。
- iii) 最適炭化物燃料ピン外径は, 最適窒化物燃料ピンよりも小さい。

炉心燃料集合体の炉内滞在時間を 600 全出力日に限定したので, 最大燃焼度は広範囲に分散し, 予期されたように小さいピンは大きいピンに比べて燃焼度が高くなった。最も短い倍增時間は, 外径 0.39 in, 線出力 30 kw/ft の Na ボンド炭化物燃料であった。この燃料ピンを炉から取り出す時の最大燃焼度は, 80,000 MWD/t であり, 最大速中性子照射量は $\sim 1.8 \times 10^{23}$ n/cm² であった。その他の炉心の最大中性子照射量は 1×10^{23} から 3×10^{23} n/cm² 以上に達している。表に示した最適燃料ピン直径は, 最小の倍增時間を有しているが, 最小の燃料サイクル費を有しているとはかぎらない。燃料サイクル費を考える場合は, 燃料ピン外径の決定には, 増殖比以外にさらに別の拘束が追加される。しかし, 燃料ピン外径の選択の傾向に関して研究する際は, 厳密な燃料サイクル費の計算は必要ない。同一出力の炉心について考えてみると, 燃料ピンの外径には関係なく同一数の燃料ピンが必要である。燃料ピンが太くなるにつれて, 単位長さあたりのピン製造費は当然高くなる。すなわち, 小さな外径のピンよりなる炉心の製作費の方が安い。

同じ収益 (yield=1/RDT) をもった炉心で, 装荷燃料費から Pu クレジットを差引く効果の燃料サイクル費への貢献は, 燃料ピン直径とともに増大するが, それに伴って核分裂性物質の装荷量も増大する。現在 LMFBR 燃料の再処理費および輸送費がどの程度になるのかよく合っていないが, これらの費用は, 燃料取扱量の増加とともに増大することは確かである。すなわち, 大体同一の増殖比が得られるならば検討した範囲内から小さい直径のピンを使用した方が燃料集合体も小型化でき, 炉心も小さくなり建設費は安くなる。ラップ管の厚さは, 耐震強度から決定されるが, 直径の増大率以上に厚さを増さねばならない。このため太い燃料ピンの炉心では, 炉構成材の体積分率が増大し, 増殖比が悪化する。

2.5 炭化物および窒化物燃料ピンの最適スミア密度²⁵⁾

LMFBR の増殖特性は, 炉心の燃料体積分率に大きく左右されるので, 燃料ピンのスミア密度とも密に関連している。一般に増殖比は, 燃料体積分率およびスミア密度を高くすることにより大きくなる。高い燃料体積分率は, 燃料ピンを密に充てんすることにより得られるが, 炉心の熱除去という点から限界がある。運転条件および燃料ピン外径を決めると, 燃料体積分率は, スミア密度および被覆材の厚さに依存する。燃料ペレット密度を 95% T.D. に固定して, 種々な燃料ピンに関して実現可能なスミア密度を調べた。

He ボンドの混合炭化物燃料ピンの設計は, UC および UN に開発された UNCLE コードに基づいて行った。設計の基準条件は次のとおりである。

- 1) 最小の直径ギャップは 0.005 in。

Table 3 Optimum Linear Heat Ratings for Different Fuel Types, Design, and Pin Diameters²³⁾

Pin Diameter, in.	0.30	0.35	0.40	0.45
<u>Fuel Type and Design</u>				
Helium-bonded carbide	<14.8	17	>22	>22
Sodium-bonded carbide	<25	27	33	>35
Helium-bonded nitride	<14.8	17.5	>22	>22
Sodium-bonded nitride	<25	25	>35	>35

Table 4 Optimum Pin Diameters (in.) for Different Fuel Types, Designs, and Linear Heat Ratings²⁴⁾

Linear Heat Rating, kW/ft	14.8	18.5	22.2	25	30	35
<u>Fuel Type and Design</u>						
Helium-bonded carbide	0.35	0.37	>0.39			
Sodium-bonded carbide				0.35	0.39	0.42
Helium-bonded carbide	0.36	0.40	~0.41			
Sodium-bonded nitride				0.38	0.40	0.42

- ii) 熱成分による全周囲のクリープ歪は 0.5 % またはそれ以下。
- iii) 燃料中心温度は融点の 300 °F 以下。
- iv) プレナム室の圧力は 1000 psi 以下。
- v) 被覆材の厚さは、ピン直径 0.310 in で 0.020 in を基準にして、その他の厚さは直径に比例して外挿する。

最大速中性子照射量 ($E > 0.1 \text{ MeV}$) は、30 kw/ft の 0.30 in ピンの $5.67 \times 10^{15} \text{ n/cm}^2$ から 20 kw/ft の 0.45 in ピンの $3.32 \times 10^{15} \text{ n/cm}^2$ の範囲であった。ピンの設計は、可能なかぎり最小の直径ギャップを持ったものを採用した。得られた結果を表 5 に示す。燃焼度は、線出力 25 kw/ft の 0.30 in ピンの 14.02 at. % から線出力 20 kw/ft の 0.45 in ピンの 4.80 at. % の範囲にあった。

Na ボンドの炭化物および窒化物燃料ピンの設計は、20 % 冷間加工の 316 ステンレス鋼の無歪のスエリングを基本に行った。これは LIFE-111 および UNCLE コードにおいて採用されている方法である。²⁶⁾ また、スエリングと燃料中心温度の関係および燃焼度の補正は、EBR-II の照射データに基づいて行った。すべてのピンについて被覆材の厚さは 15 mil と仮定した。ギャップの大きさは、炉心から燃料を取出すとき (600 全出力日)、ちょうどペレットが被覆材に接するように選んだ。燃焼度、速中性子照射量および線出力の計算には REBUS コードを用いた。燃料中心温度および被覆材の中央部の壁温度は THESAC コードで計算した。²⁷⁾ Hot channel factors, 気孔率の増大による熱伝導度の変化を考慮して、スエリング計算に用いた燃料中心温度は、THESAC コードで得られた値の 1.5 倍であると仮定した。Na ボンド燃料-被覆材間のギャップおよびスミア密度について得られた結果を表 5 に示す。これらのデータは、炉心高さの中心部で、炉心の外側領域 (outer zone) の第 1 列目の燃料について示した。

表に示したように、大きな直径で低線出力のピンは、現在の技術で製作可能な最小のギャップで十分 600 全出力日に耐えることが分る。ピンの直径が小さくなり、線出力が増大するにつれてギャップの大きさも増大する。表に示した程度のスミア密度を持った燃料ピンを採用することができれば、LMFBR は十分高い増殖比を有することが期待される。

2.6 炭化物および窒化物燃料ピンの最適燃焼度²⁸⁾

燃料取出し時の燃焼度および速中性子照射量の限界は、LMFBR の設計制約としてよく用いられる。燃焼度が炭化物および窒化物燃料 LMFBR の増殖比に与える効果について設計変数を広範囲に変動させて調べた。その結果、倍增時間を最小にする最適燃焼度および中性子線量が存在することが分った。さらに、この最適条件は、種々な設計変数にあまり影響されないことも分った。He ボンド燃料の線出力は 14.8, 18.5 および 22.2 kw/ft, Na ボンド燃料は 25, 30 および 35 kw/ft について検討した。ピン直径は 0.30 ~ 0.45 in の範囲で変動させた。燃料の炉内滞在時間は 1 ~ 5 年とした。ブランケット燃料の炉内滞在時間は、炉心燃料の 2 倍とした。

燃料の炉内滞在時間を変えると、それに付随して中性子照射量も当然変化する。これは燃料集合体間のギャップおよび燃料ピンの設計に影響する。燃料の炉内滞在時間を長くすると倍增時間は次の 4 つの重要な効果をもたらす。

- i) 炉外の燃料蓄積量を減少させて、倍增時間を短くする。

Table 5 Diametral Gaps (mil) [Smearred Density, * % of TD]²⁵⁾

Linear Power, ^a kW/ft	Helium-Bonded Carbide					Sodium-Bonded Carbide					Sodium-Bonded Nitride					
	Pin o.d., in.					Pin o.d., in.					Pin o.d., in.					
	0.30	0.35	0.40	0.45	0.30	0.35	0.40	0.45	0.30	0.35	0.40	0.45	0.30	0.35	0.40	0.45
20	7[90.0]	5[91.9]	5[92.3]	5[92.6]												
25	8[89.3]	7[90.6]	5[92.3]	5[92.6]	6[90.8]	5[92.1]	5[92.4]	5[92.8]	7[90.1]	6[91.5]	5[92.4]	5[92.8]				
30	-	-	6[91.8]	5[92.6]	12[86.7]	9[89.7]	7[91.4]	6[92.3]	9[88.8]	7[90.9]	6[91.9]	6[92.3]				
35					20[81.4]	15[86.3]	11[89.4]	8[91.4]	13[86.1]	11[88.6]	9[90.4]	8[91.4]				

* Pellet density 95% of TD.

^aIncludes both nuclear peaking and thermal hot channel factors for the helium-bonded pins, and only nuclear peaking factors for the sodium-bonded pins.

- ii) 炉心の燃料体積分率が減少し、増殖比が悪化し、倍增時間を長くする。
- iii) FPの蓄積を消去するために必要燃料量が増大し、ブランケット燃料装荷量もふえる。これは倍增時間を長くする。
- iv) 核分裂性物質の生成量が減少し、倍增時間を長くする。

取出時の燃焼度が低い場合 i) の項が大きく作用するので、ii～iv)の項が i)の項をこえるまでは倍增時間は短くなる。検討した線出力およびピン直径の範囲では、最適燃焼度は、70,000 MW D/t であった。得られる最小の倍增時間は炉心の設計に依存するけれども、最小の存在する場所（すなわち最適燃焼度）は各々の線出力およびピン直径の組合せにおいて変化なかった。また、冷却材流速を増大させても最適燃焼度は変らなかった。しかし、最適燃焼度は炉外のサイクルの仮定、特に炉外のサイクル時間に大きく影響された。70,000 MW D/t は、炉外サイクル時間1年燃料再処理時の損耗率2%という仮定で得られた結果である。この場合、最適炉内滞在時間は、高出力炉心の300全出力日から低出力炉心の1500全出力運転日にわたっていた。

燃料ピン直径を横軸に、最大取出し燃焼度を縦軸にとり、この項に対して倍增時間の輪をプロットした結果を図2に示す。与えられたピン直径についての最適燃焼度は、燃焼度（縦軸）に対して輪のこう配が零になった点である。図にはピン直径と燃焼度に加えて、速中性子照射線量も合せて示す（点線）。速中性子照射線量の曲線が最適燃焼度の上にあるか下にあるかによって、設計の基準となる中性子束線量は倍增時間に関連して増殖比を最適化するように注意して決定しなければならない。

2.7 炭化物および窒化物燃料ピンの最適ピン直径に与える冷却材流速および温度上昇の効果²⁹⁾

2.4節では冷却材の流速を25 ft/sec、炉心での温度上昇を300°Fに固定して最適燃料ピン直径をもとめた。本節では冷却材流速および温度上昇を変動させて最小の倍增時間を与える燃料ピン直径について研究した。

冷却材の流速または温度上昇を増大させると、冷却材の流路面積を減少させることができる。したがって、燃料および材料の分率の両方とも増大する。燃料体積分率の増大は増殖比を大きくするが、材料体積分率の増大はその反対に作用する。燃料体積分率の小さい炉心では、冷却材流速をあげて燃料体積分率を増大させることが大きな効果をもっている。例えば、流速を5 ft/sec増大させることにより、倍增時度は1～3年改善される。一方、大きな燃料体積分率をもった炉心では、逆に材料体積分率の増大が大きく作用して倍增時間は長くなる。この両効果が交差する燃料体積分率は45%である。最適燃料体積分率（35～40%）の炉心では冷却材流速を5 ft/sec増大させた場合、倍增時間は約0.5年短くなる。

このように冷却材流速の不均一な効果は、最適燃料ピン直径に複雑な影響を及ぼす。HeおよびNaボンドの炭化物燃料の代表的線出力について得られたデータを図3に示す。冷却材流速を5 ft/sec増大させると、最適燃料ピン直径は0.02～0.03 in小さい方に移動する。倍增時度は0.5～1年短くなる。同様な傾向がその他の線出力および窒化物燃料炉心においても観測された。

炉心の出口温度を一定に保った場合、炉心での温度上昇の変化は冷却材の流速を変化させた場合と同様な効果を冷却材の必要流路面積に与える。しかし、増殖性能への効果は、燃料集合体の

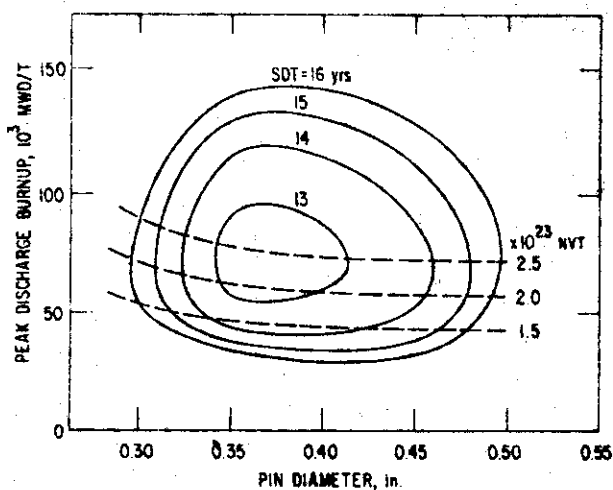


Fig. 2 The compound doubling time (CDT) dependence on pin diameter and peak discharge burnup (sodium-bonded nitride, peak linear heat rating=25 kW/ft)²⁸⁾

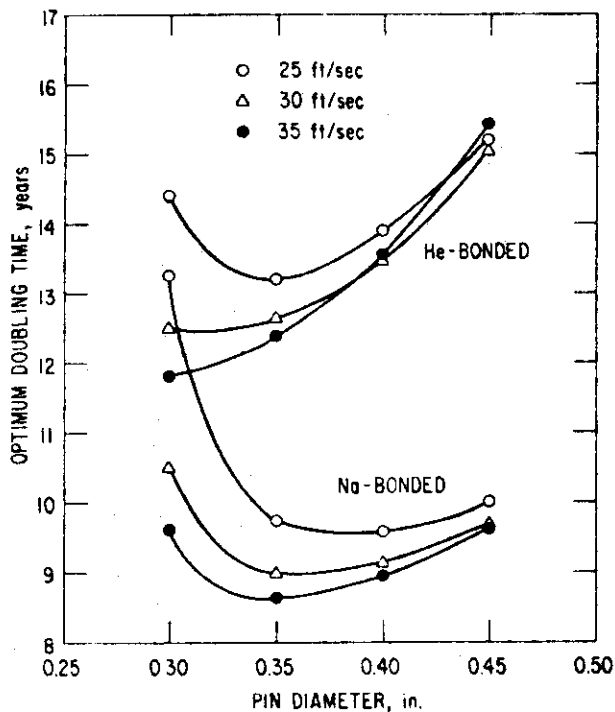


Fig. 3 Optimum compound doubling time as a function of pin diameter and coolant velocity for helium-bonded (18.5 kW/ft) and sodium-bonded (30 kW/ft) carbide cores. (External cycle time=1 yr; processing losses=2%; optimized fuel residence times)²⁹⁾

設計との関連で異っている。冷却材流速を増大させると圧力損失が大きくなり、したがって、厚いラップ管が必要となる。これに対して、温度上昇の変化は圧力損失には関係なく、さらにラップ管の温度が低くなるためにスエリングが小さくなり、燃料集合体間のギャップを小さくすることができる。温度上昇の変化が倍增時間に与える効果は、冷却材流速に比べて約2倍であることが分った。

2.8 He ボンド炭化物燃料の最適ピン直径に与える燃料密度の効果³⁰⁾

2.5節でのべた炭化物燃料の最適ピン直径の計算では、燃料ペレット密度を95% T.D. に固定した。しかし、最近の照射データによれば、He ボンド炭化物燃料の密度は、もっと低密度の方が有望であるとされている。本節ではペレット密度を変数として増殖比に与える効果に関して研究した。

線出力14.8および18.5kw/ftについて、0.30, 0.35, 0.40 および 0.45 in の直径で、また、線出力222 kw/ftでは0.40 および 0.45 in の直径のピンについて倍增時間を計算した。被覆材の厚さは、フープ応力が一定になるように、0.310 in ピンの被覆材の厚さ0.020 in を基準にして計算した。その結果、被覆材の厚さは0.019 から 0.029 in の間にあった。炉内滞在時間は300全出力日から太いピンでは1800全出力日に変化させた。燃料と被覆材のギャップは、ピンの直径と線出力の関数であるが、炉内滞在時間にも配慮した。ギャップは最小0.005 in から最大0.009 in の範囲にあった。計算は95, 85および75% T.D. のペレットについて行った。これらの密度は、燃料ピンのスミア密度と関連しており、それぞれ88.6 ~ 92.6%, 79.3 ~ 82.9% および 69.9 ~ 73.1% の範囲にあった。さらに、速中性子照射量はペレット密度に関連して調節した。これはすべての炉心について、集合体の間隔に多少影響があった。得られた結果を表6に示す。

ペレット密度をさげるにつれて倍增時間は長くなる。小さなピンの炉心は大きなピンの炉心に比べてこの効果が顕著である。燃料ピンの最適直径は、密度が減少すると大きいピンの方に移動する。また、密度が一定の場合は線出力とともに増大する。最適倍增時間は、速中性子照射量が 2.1×10^{23} nvt の周辺にあることに注目する必要がある。この結果は、最適燃焼度が存在するという2.6節の研究結果とも一致している。現時点では、これ以上の照射量は、ステンレス鋼で設計された炉心では高すぎるように思われる。このように燃料ピンの設計が、中性子照射量で制約されるとすると倍增時間が大きくなるばかりでなく、最適燃料ピン直径も変わってくる。例えば、85% T.D. のペレットおよび線出力14.8kw/ftの炉心で、照射量が 1×10^{23} nvt で制約されたとなるとピン直径は0.35 in から0.30 in になる。He ボンドの炭化物燃料ピンで短い倍增時間の炉を実現するためには高密度ペレット燃料かまたは高い線出力に耐える燃料ピンを使用するか、それとも 2×10^{23} nvt に耐える材料の開発が要求される。

2.9 炭化物燃料の最適ピン直径に与えるナトリウム冷却材の圧力損失の効果³¹⁾

燃料集合体における圧力損失は、燃料ピンの大きさおよび線出力に影響される。ポンプの吐出圧力の必要値を標準化するために、燃料集合体における圧力損失を40 psi に固定して、Naボンド

Table 6 Optimum Compound System Doubling Times* (yr) and Optimum Pin Diameters³⁰⁾

Pellet Density % of TD	95	85	75
14.8 kW/ft			
0.30 in.	13.4	16.6	24.5
0.32 in. ^a	13.3	-	-
0.34 in. ^a	-	15.3	-
0.35 in. ^a	-	-	17.5
0.35 in.	13.6	15.3	17.5
0.40 in.	15.2	16.4	18.3
0.45 in.	17.1	18.0	19.8
18.5 kW/ft			
0.30 in.	14.4	22.3	-
0.34 in. ^a	13.2	-	-
0.35 in.	13.2	15.0	20.2
0.37 in. ^a	-	15.0	-
0.40 in.	13.9	15.4	17.5
0.41 in. ^a	-	-	17.5
0.45 in.	15.2	16.5	18.2
22.2 kW/ft			
<0.40 in. ^a	~12.9	-	-
0.40 in. ^a	-	14.5	-
0.40 in.	12.9	14.5	17.9
>0.45 in. ^a	-	-	~16.5
0.45 in.	13.7	15.2	16.9

* The isotope ^{235}U is not include. The in-reactor inventory is the fissile inventory of the core and the blanket. An external cycle time of one year is assumed, and a processing loss of 2%.

^aOptimum pin diameters.

炭化物燃料炉心の増殖比およびピン直径の最適値の評価を行った。この 40 psi の損失は、冷却材のポンプ技術の限界のみでなく、Na の流速が 25 ~ 35 ft/sec の範囲に対応することから選ばれた。

図 4 にピン直径および線出力を変数にして得られた倍增時間を示す。倍增時間は、ピンの直径および線出力を増大することによって短くなる。Na 流速を 25ft/sec に制約した結果に比べて、最適ピン直径は、種々な線出力において小さい方に移動する。25 ~ 35 ft/sec 流速で、最適燃料ピン直径は 0.02 ~ 0.05 in 小さくなる。例えば、25 ft/sec の場合 30 kw/ft の線出力では最適ピン直径は 0.40 in であったが、圧力損失が 40 psi という制約下では 0.35 in に移る。また、後者の方が前者に比べて倍增時間は 0.5 ~ 1 年短くなる。これらの結果は、2.7 節でのべた燃料ピン直径の最適化に与える冷却材流速の効果で得られたデータと一致している。

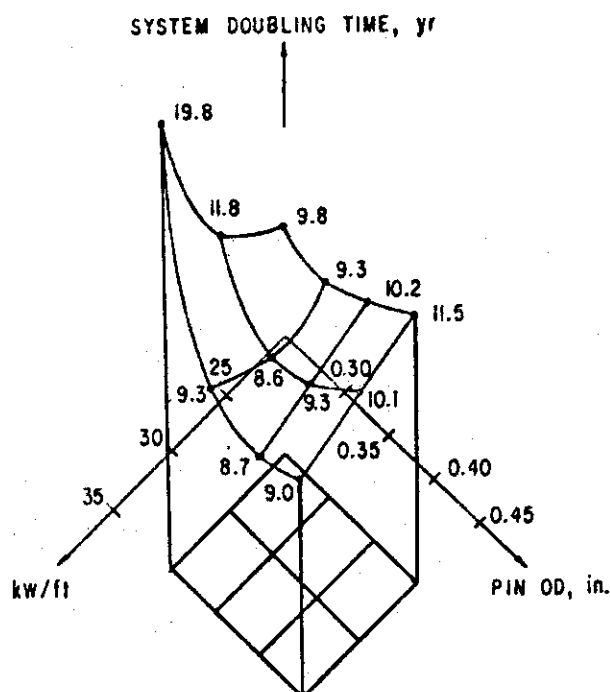


Fig. 4 Compound system doubling time vs pin diameter and linear heat rating³¹⁾

2.10 炭化物および窒化物燃料 LMFBR のピーキング係数³²⁾

大型 LMFBR を効率的に運転するために配慮しなければならないことは、炉心の最高と平均の出力比で定義されるピーキング係数を最小に保つことである。この係数は、設計パラメータ、運転条件および幾何学的条件などの関数であるが、設計パラメータへの大まかな依存性は、あまり複雑な解析を行うことなくともめることが可能である。

炉心を異った Pu の濃縮度によって特性づけられる二つの領域（内側および外側炉心領域）に区分した。炭化物および窒化物燃料のスミア密度は 80% T.D. とした。炭化物燃料については 2 つの燃料体積分率の値に関して検討した。いずれの場合も、炉心の内外領域における最適燃料体積分率および濃縮度はピーキング係数を最小にするように選んだ。その結果、これらの変数は、

a)燃料サイクルの始めの条件 b)初装荷燃料に相当する燃焼サイクル(burn cycle) および c)炉心およびブランケット燃料についてそれぞれ、600 および 1200 全出力日の炉内滞在時間に基づいた平衡燃焼サイクルにおいて大きく異なっていることが分った。燃焼度の計算はすべて 300 日出力日を単位にして行った。得られた結果を表 7 に示す。検討したすべての炉心で炉心の半径方向の出力ピーキング係数は、外側炉心と全炉心の炉心体積比の関数として巾広い最小値を示した。例えば、体積比を 25% 変化させた場合、ピーキング係数は、わずかに 0.2% 変化するのみである。しかし、ピーキング係数は、炉心内外領域の濃縮比に大きく左右されることが分った。濃縮比を 6% 変化させた場合、ピーキング係数は 10% 変化した。さらに最適ピーキング係数は、異った体積比で数%しか変化しないが、最適濃縮度からずれた場合は、10% 程度の変化を示す。この研究結果に基づいて、炉心径方向の領域化に関して次のような解析法が提案された。炉心の内外領域の体積は実際の炉では不連続的に変化するが、最適の比率に近い値を選ぶ。続いて、平衡燃料サイクルにおけるピーキング係数が最も小さい値を示すように濃縮度を連続的に変化させて決定する。もし濃縮度を最初の炉心に関する解析のみによって決定したとすると、ピーキング係数に関連した種々な問題に遭遇することになる。

2.11 窒化物燃料 LMFBR の増殖比に与える ^{15}N 濃縮の効果³³⁾

天然に存在する窒素は、99.635% の ^{14}N を含んでいる。この ^{14}N は、主に (n, p) および (n, α) 反応に対して $10^{-3} \sim 10^{-1}$ バーンの大きな吸収断面積をもっている。 ^{15}N のそれは無視できるほど小さい。 ^{15}N を 100% 濃縮した窒化物燃料 LMFBR の増殖性能に加えて、濃縮のために許容される費用の最大値について研究した。表 8 に ^{15}N を濃縮した Na ボンドの窒化物燃料の増殖比および倍增時間を示す。比較のために天然の窒素を用いた窒化物燃料および炭化物燃料の増殖特性も合わせて示す。濃縮窒化物炉心の増殖比は、直径の小さい燃料ピンの場合を除いて、大体炭化物燃料の値に等しいといえる。天然の窒化物に比べて 21 ~ 100% 高い増殖利得が得られる。濃縮窒化物燃料の倍增時間は、ピンの直径によって変わるが、7.7 ~ 10.4 年である。これは天然の窒化物に比べて 2 ~ 10 年短い値である。炭化物と比較すると大きなピンでは大体同一 (± 0.2 年) であるが、小さなピンでは 0.5 ~ 5.4 年短い。

濃縮および天然窒化物燃料炉心について、装荷核分裂性物質の費用および Pu クレジットの差に基づいて、窒素の濃縮に許容される費用に関して検討した。年利率を 15%、Pu の価値を 10 \$/g と仮定したとき、許容される費用は、炉心およびブランケット燃料とも濃縮窒素を使用したとき、大きなピンで 26 \$/kg HM (= 重金属)、小さなピンでは 73 \$/kg HM であった。炉心燃料のみ濃縮窒素を用いた場合、増殖性能はほとんど差はみとめられないが、必要な濃縮窒素量は約 $\frac{1}{2}$ となり、濃縮にふりむけられる費用は 49 ~ 144 \$/kg HM に増大する。濃縮窒化物燃料の最適燃料ピンの直径は約 0.36 in であり、天然の窒化物燃料の 0.40 in に比べて小さい。

Table 7 Optimum Volume and Enrichment Parameters for Model Reactor and Resulting Power Peaking Factors³²⁾

	Fuel Volume Fraction	Study	$\frac{V_2}{V}$ (a)	$\frac{\epsilon_2}{\epsilon_1}$ (BOC) (b)	Radial Peak/Av Power
Carbide	0.33	Static	0.32	1.40	1.168
		First Core (c)	0.37	1.37	1.250
		Equilibrium Core	≈0.30-0.40	≈1.50-1.35	1.226
Carbide	0.45	Static	0.31	1.32	1.154
		First Core	0.41	1.26	1.276
		Equilibrium Core	0.395	1.31	1.268
Nitride	0.32	Static	0.335	1.36	1.170
		First Core	≈0.26	≈1.48	1.214
		Equilibrium	≈0.20-0.25	≈1.72-1.55	1.188

(a) $\frac{V_2}{V}$ = Ratio of outer core-to-total core volume.

(b) $\frac{\epsilon_2}{\epsilon_1}$ (BOC) = Ratio of outer core-to-inner core enrichment of unpoisoned fuel at beginning of cycle.

(c) 300-day burn cycles are considered for both first and equilibrium cores.

Table 8 Comparison of Breeding Ratios and Reactor Doubling Times for Sodium-Bonded Enriched Nitride, Natural Nitride, and Carbide Fuel³³⁾

		Breeding Ratio			
		Enriched Nitride		Natural Nitride	Carbide
Pin o.d. (in.)		Core and Blanket	Core Only		
0.30		1.250	1.235	1.125	1.185
0.35		1.404	1.392	1.296	1.401
0.40		1.481	1.471	1.396	1.537
0.45		1.540	1.527	1.444	1.562
Reactor Doubling Time (years)					
		Enriched Nitride		Natural Nitride	Carbide
Pin o.d. (in.)		Core and Blanket	Core Only		
0.30		10.4	11.1	22.1	15.8
0.35		7.7	7.9	11.3	8.2
0.40		7.8	7.9	10.1	7.6
0.45		8.3	8.5	10.8	8.5

3. Combustion Engineering Inc. による 1000 MWe) Na ボンド炭化物燃料 LMFBR の設計³⁴⁾

Combustion Engineering Inc. では炭化物燃料を早期に商用 LMFBR に導入するための重要な戦略は、初期の酸化燃料集合体を、同一外形寸法および出力に設計された炭化物燃料集合体で逐次交換していくことであると考えている。この戦略に基づいて、1967年頃に行われた“Follow-on-Study”に最近のデータを導入して、500 MW_(e)³⁵⁾ および 1000 MW_(e)³⁶⁾ の Na ボンド炭化物燃料 LMFBR の設計を行った。設計は ANL と同様拘束核設計に基づいているが、さらに、酸化燃料の逐次交換という制約が追加されている。最適燃料ピンの直径は、燃料ピンの線出力の関数であるが、最近の EBR-II での炭化物燃料の照射結果から判断して、実現性のある最大出力は 30 kw/ft 程度であることおよび 40 kw/ft に出力を増大させたとしても燃料サイクル費は大きく改善されないという研究結果³⁷⁾をふまえて、30 kw/ft に固定された。このほか設計にあたって固定した変数を表 9 に示す。また、図 5 に検討したピン直径と Na 冷却材流速の組合せを示す。被覆材およびラップ管材として、316 SS (Near-term material) と改良型材料 (Advanced materials : PE-16 などの Ni ベース合金) の二つを選んだ。316 SS の許容速中性子照射量は、スエリング挙動から決められた。これら二つの材料の特性を表 10 に示す。本章では電気出力 1000 MW の LMFBR について上述の設計変数が倍增時間および燃料サイクル費に与える影響についてのべる。

3.1 最適燃料ピン直径

燃料ピン直径と倍增時間および燃料サイクル費の関係を 316 SS の場合について図 6 に示す。最小の倍增時間はピン直径が約 0.37 in のところにある。最小のサイクル費は少し大きくて約 0.38 in である。両方の値とも 0.37 in よりも小さくなると増殖比が低くなるために急激に大きくなる。0.37 in よりも大きくした場合は、核分裂性物質の装荷量および増殖利得とも大きくなるのでそんなに急激に増大しない。表 11 に増殖比、核分裂性物質の装荷量および燃料ピン外径に関係ある設計変数を示す。

316 SS に代えて、中性子照射量が 2 倍まで耐える改良型材料を用いた設計では、燃料のスエリングおよび FP 濃度の増大を緩和するために燃料ペレット (ピン外径でない) の直径を小さくしなければならない。この場合、316 SS のピン外径はそのまゝなので燃料の体積は減少する。しかし、この点はより強力で低スエリング率の被覆材およびラップ管材の使用によって構成材および燃料ペレットと被覆材間のギャップを減ずることで補われる。正味の効果として、炉心がよりコンパクトになり燃料と材料の体積分率が少し小さくなるといえる。この改良型材料を用いたときの燃料ピン外径と倍增時間およびサイクル費の関係を図 7 に示す。両方とも最小値は 0.37 ~ 0.40 in の範囲にある。燃料サイクル費の最小値は倍增時間よりも少し大きいところにある。最適燃料ピン外径よりも小さくなると倍增時間はサイクル費よりも急激に大きくなる。最適ピンよりも大きい場合は両者とも徐々に増大する。最小の倍增時間および燃料サイクル費は改良型ピンの方が 316

Table 9 Fixed Design Parameters³⁴⁾

Driver height, ft	3.0
Thickness of each axial blanket, ft	1.5
Peak linear power including hot channel factors, kW/ft	30.0
Total reactor power, MW(th)	~2400
Reactor mixed mean outlet temperature, °F	1030
Reactor mixed mean coolant ΔT, °F	300
Number of pins per subassembly	91
Fuel swelling rate, % ΔV/V per 10 MWd/kg	2.7
Fuel pellet manufactured density, % of theoretical	98
Radial blanket thickness, rows	3
Radial blanket height, ft	4

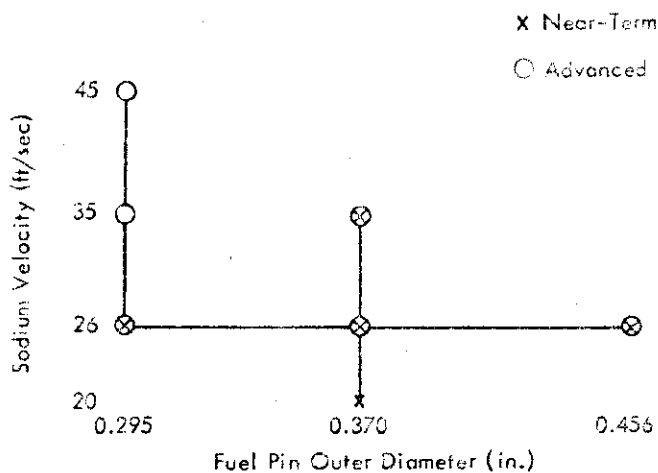


Fig. 5 Matrix of fuel pin diameter and sodium velocity for cases studied³⁴⁾

Table 10 Design Criteria for Fluence Limited Cores Based on Clad and Duct Materials³⁴⁾

Parameter	Near-Term	Advanced
Peak damage fluence, E>0.1 MeV, n/cm ²	1.8 × 10 ²³	3.6 × 10 ²³
Clad and structural material	Type 316 stainless steel 20% CW	Advanced high nickel alloy
Maximum structural material swelling, % ΔV/V	10	5
Allowable stress in subassembly duct wall, psi	15,500	40,000
Fuel pin clad thickness, in.	0.015	0.012

Table 11 Results of Carbide Pin Design Study³⁴⁾

Pin o.d. (in.)	Coolant Velocity (ft/sec)	Peak Burnup (MWd/kgHM)	Fuel Volume Fraction	Average Enrichment (wt%)	Driver Fissile Inventory (kg)	Fuel Life (100% power) (days)	Breeding Ratio	Fuel Cycle Cost (mil/kWh)	Compound Doubling Time (yr)
Near-Term Cladding and Duct Material: Peak Damage Fluence 1.8×10^{23} (n/cm ²)									
0.295	26	91.1	0.265	13.13	1881	393	1.29	1.48	14.4
0.370	26	72.5	0.361	10.34	2526	533	1.48	1.30	10.9
0.456	26	64.9	0.450	9.02	3600	780	1.60	1.35	11.7
0.370	20	75.3	0.331	10.72	2616	554	1.46	1.29	11.7
0.370	35	71.1	0.381	10.21	2492	523	1.48	1.33	11.0
Advanced Cladding and Duct Material: Peak Damage Fluence 3.6×10^{23} (n/cm ²)									
0.295	26	185.5	0.260	13.54	1757	725	1.20	0.94	17.5
0.370	26	144.8	0.361	10.37	2354	990	1.42	0.80	10.3
0.456	26	131.0	0.442	9.12	3319	1437	1.53	0.87	11.4
0.370	35	140.6	0.390	10.11	2292	960	1.43	0.81	9.9
0.295	45	171.7	0.315	12.33	1600	671	1.25	0.94	12.7
0.295	35	176.4	0.294	12.69	1647	690	1.24	0.91	13.4
Advanced Cladding and Duct Material: Burnup Limited									
0.295	35	50.0	0.362	10.70	1710	241	1.46	2.06	12.0
0.295	35	72.0	0.348	11.00	1690	333	1.42	1.49	10.5
0.295	35	125.0	0.318	11.93	1673	528	1.32	1.01	11.4
0.370	35	50.0	0.451	9.23	2423	396	1.57	1.57	10.7
0.370	35	75.0	0.435	9.45	2389	571	1.53	1.11	9.7
0.370	35	110.0	0.408	9.82	2331	787	1.47	0.85	9.5

SS材を用いたピンよりも少し大きい。燃料ピン外径でなくて、燃料ペレットの直径で比較した場合、両者は同一径において最小となる。結局、最適燃料ピン外径は0.37～0.40 inに落付く。FFTFの酸化燃料集合体を1本ずつ炭化物燃料集合体で置きかえて照射しようとしたとき0.37 inピンが適合することが分っているので、³⁸⁾1000 MW_eの大型炉のピン直径としても0.37 inを選んだ。

3.2 Na冷却材の最適流速

Na流速以外の変数を一定に固定して、Na流速を増すと、除熱に必要なNaの流路面積を減ずることができる。このため、燃料ピンおよび集合体のピッチ/直径比を小さくすることが可能となりコンパクトな炉心を構成できる。この結果、燃料体積分率は増大するが、集合体内のNa圧力損失が大きくなるので厚いラップ管が必要となり炉心の材料体積分率も増える。炉心のNa体積分率は大巾に減少する。このように冷却材流速の増大効果は、燃料および材料体積分率を増大させる種々な要素の競合したものであるといえる。

図8に改良型材料を用いた二つのピン直径について、冷却材流速と倍增時間の関係を示す。小さい直径の0.295 inピンは、Na流速とともに倍增時間は小さくなるが、0.370 inの場合はほとんど変化しない。重要なことは、両者を比較した場合0.370 inのピンの方がはるかに短い倍增時間を有していることである。このことは図9をみるとさらにはっきりと分る。検討したNaの流速すべてについて、倍增時間は0.37 in外径で谷を有している。316 SS材を用いたときも同様な結果が得られている。(表11参照)

燃料サイクル費は、冷却材流速にあまり影響されない。これは冷却材流速をあげると圧力損失が大きくなり高い動力が必要で、それだけ燃料サイクル費が悪化するためである。燃料サイクル費という点でも大きなピンの方が小さなピンよりも優れている。

3.3 最適燃焼度

前節までの討議は、すべて燃料の寿命は、被覆材およびラップ管の中性子照射線量で制限されるという仮定に基づいて行われた。しかし、表11に示したようにこの制約のみでは改良型材料を用いたとき得られる燃焼度が非常に大きな値になり現実的でない。高燃焼度では、燃料のスエリングが大きくなるため、燃料のスミア密度を低くしなければならない。また、平均のFP濃度も増大する。このような効果に関して、改良型材料を用いた燃料ピンで燃焼度を50 MWd/kgから表11に示した値まで変化させて調べた。

二つのピン直径について燃焼度が倍增時間に与える効果を図10に示す。両方のピンとも燃焼度が70～90 MWd/kgに最小が存在する。この最小が現われる理由は、倍增時間に影響する変数を考えるとすぐ理解できる。これらの変数は、燃料のスミア密度、再処理、輸送中などの炉外に存在する燃料量および炉心内のFP量である。燃焼度が低いときは、炉外の燃料量が非常に大きいので、低いFP濃度および高いスミア密度による効果は無視されてしまう。燃焼度が高くなると炉外の燃料量は少なくなる。反対にFPの蓄積に伴う中性子毒性およびスミア密度の減少が大

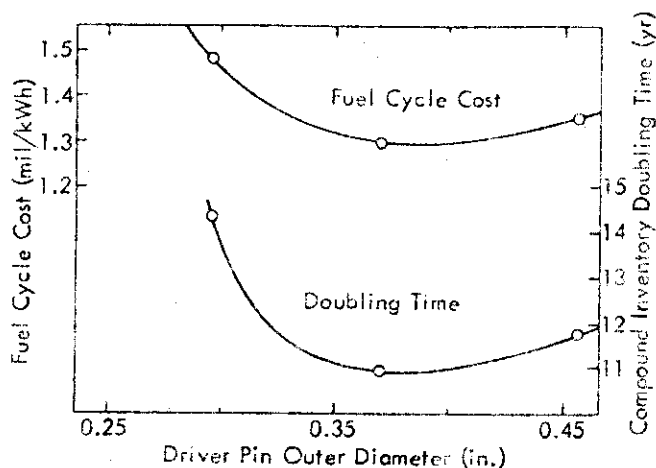


Fig. 6 Pin diameter optimization for near-term carbide pin design (sodium velocity at 26 ft/sec)³⁴⁾

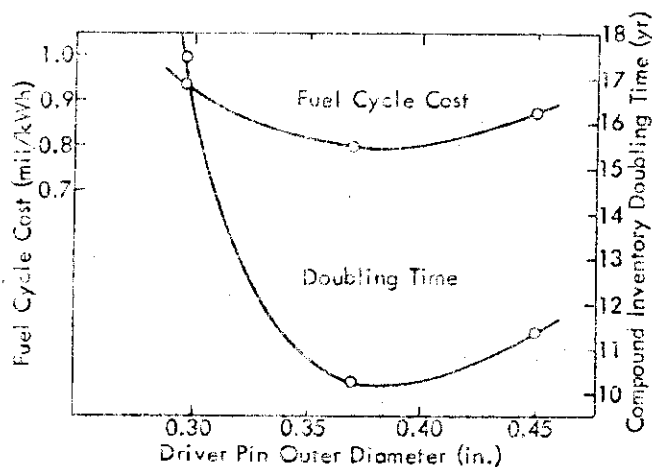


Fig. 7 Pin diameter optimization for advanced carbide pin design (sodium velocity at 26 ft/sec)³⁴⁾

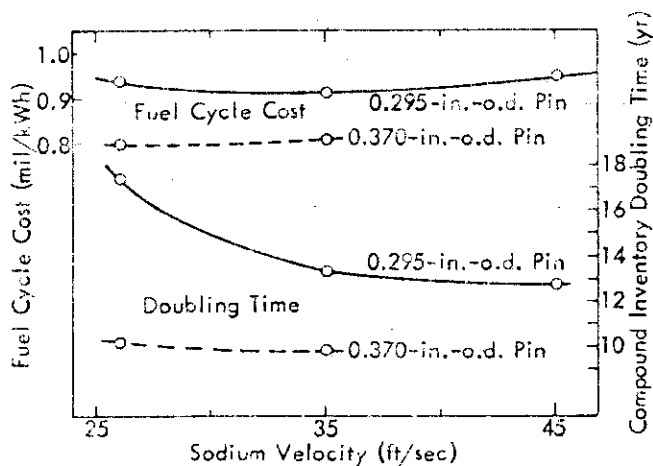


Fig. 8 Effect of sodium velocity on cost and doubling time (advanced clad and duct material)³⁴⁾

大きく作用して倍增時間は長くなる。小さなピンは、増殖比が小さいために（燃料体積分率が低いので）これらの効果が敏感に現われる。FP濃度およびスミア密度の変化によって増殖比が少し悪化すると増殖利得は大きく影響される。これは最適燃焼度を越えたときの2つのピンの倍增時間の変化曲線を比較してみるとよく分る。図10に示したように倍增時間の最小と最大（この最大値は材料の許容中性子照射量より求めたもの）の間の変化は、0.370 in ピンでは0.4年であるのに対して0.295 in ピンでは3.0年と大きい。0.295 in ピンの最小倍增時間は、0.370 inの最適燃料ピンと比べて0.5年程度長いだけである。この両者の差は、材料の中性子照射量で制約された場合（図6および7）の小さなピンと最適ピンの差よりもはるかに小さい。倍增時間という点からすれば、0.295 inピンと0.370 inの最適ピンとは大差ないので、0.295 inピンも0.370 inピン同様に魅力的だという推論は正しくない。この点について次にのべる。

図11に燃料サイクル費に与える燃焼度の効果を示す。両燃料ピンとも中性子照射量から制約される燃焼度まで最小値を有していない。すなわち、最大許容燃焼度で燃料サイクル費は最小となる。大きな燃料ピンの燃料サイクル費がすべての燃焼度で低い。このように最適燃料ピン直径は倍增時間に加えて、燃料サイクル費も考慮して決めなければならない。0.295 および 0.370 inピンとも最小の倍增時間を有する燃焼度では、まだ燃料サイクル費は減少しているところである。0.370 inのピンを最小倍增時間を示す80～90 MWD/kg 燃焼度から、許容中性子照射線量まで（140.6 MWD/kg）増大させた場合、倍增時間は0.4年長くなるが燃料サイクル費は23%安くなる。0.295 in ピンでは、燃料サイクル費は同程度安くなるが倍增時間は3～4年長くなってしまふ。このように0.370 in ピンは、倍增時間および燃料サイクル費の両方を考慮した場合最適ピン直径であるといえる。

3.4 燃料サイクルの長さ

燃料集合体の炉内滞在時間は、2.1節(5)で導かれた式から分るように、燃料ピン外径、線出力、燃焼度、スミア密度、被覆材の許容速中性子線量など種々な変数によって制約され、相互に関連する変数の選択の中は以外に小さい。本節では、燃料ピン直径を任意に選び、燃料の寿命をフロートさせ、燃焼度は変数の1つとして取扱って、燃料サイクルの最適長さについて調べた。

316 SS 材で被覆した0.370 inのピンでは、線出力30 kw/ft、ロード係数80%で2年間運転したとき、燃焼度は80 MWD/kg、速中性子照射量は 2.0×10^{23} nvtになる。この燃焼度は最小の倍增時間を有する値なので、まず炭化物燃料の照射実験および開発目標を炉内滞在時間2年に設定すればよい。次に、最適燃料ピン外径は燃焼度に依存しないので、ピン直径は0.370 inに据置いて、燃料の炉内滞在時間を、ロード係数80%で3年に引延ばし、燃焼度120 MWD/kg および速中性子照射量 3.0×10^{23} nvtを次の目標にすればよい。最終目標は、炉内滞在時間4年で、燃焼度160 MWD/kg、速中性子照射量は 4.0×10^{23} nvtであろう。

3.5 Puの供給量と燃料ピン直径

(1) 表11に示したデータについて、速中性子照射量と燃焼度の比を検討してみよう。改良型材料

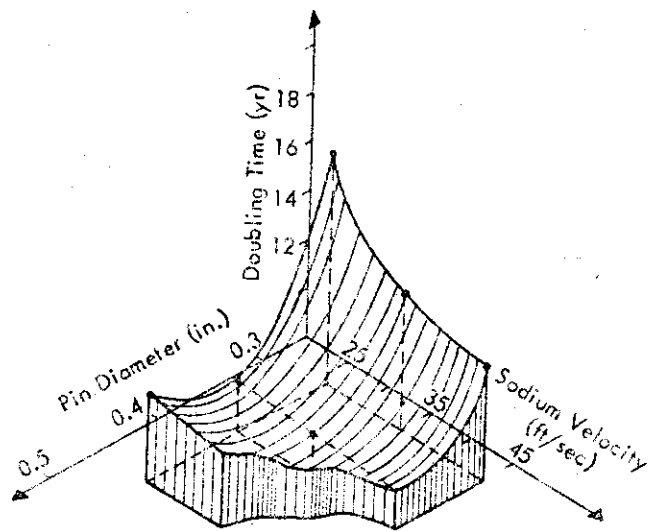


Fig. 9 Doubling time behavior for advanced carbide ³⁴⁾

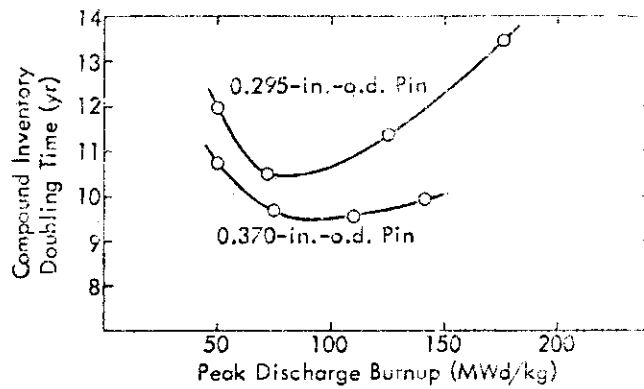


Fig. 10 Doubling time dependence on burnup (advanced carbide pin design, velocity 35 ft/sec) ³⁴⁾

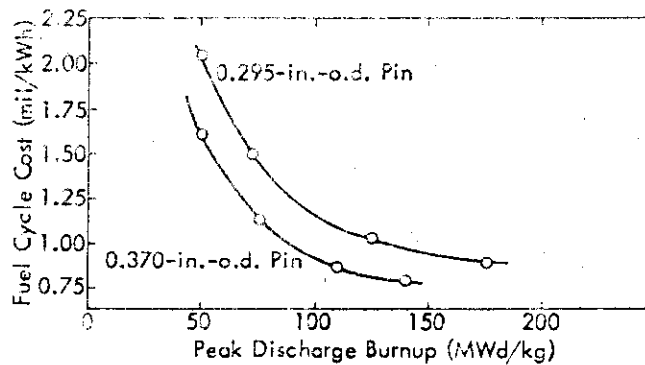


Fig. 11 Fuel cycle cost dependence on burnup (advanced carbide pin design, velocity 35 ft/sec) ³⁴⁾

を用いたピンで、直径を 0.295 から 0.456 in に増大させたとき、この比は MWD/kg あたり 1.94 から $2.75 \times 10^{21} \text{ n/cm}^2$ に大きくなる。316 SS を用いたピンでも大体同様である。このように、速中性子照射量が燃料寿命を律速している炉心では、大きなピンが到達する燃焼度は小さなピンに比べて低いといえる。

(2) 一般に低燃焼度は、常に不利であると考えられがちである。しかし、これは燃料の寿命が燃焼の効果（スエリング、FP の毒性等）で決定される場合には正しい。実際の FBR では、材料の速中性子の照射損傷（スエリング、クリープ、延性の劣化等）に左右されている。この場合、低燃焼度ほど安全である。太い燃料ピンの燃焼度は小さいピンより低いので、スエリングおよび FP の毒性も小さく反応度および増殖比の損失が小さい。

(3) 太い燃料ピンは、出力密度が小さく、熱伝達の時定数も大きく、FP の壊変熱も低いのでこの点からも安全である。これらの特性は異常時の熱衝撃をやわらげ、修復に必要な時間を増大させる。

(4) 大きなピンの欠点の一つは、0.370 in の pin の炉心は 0.295 in ピンに比べて約 1 ft 大きくなりそれだけ大きな炉心が必要となる。しゃへい壁も大きくなり資本費が増大する。

(5) このように燃料ピン直径の最適化は、倍增時間と燃料サイクル費以外の変数にも影響される。もし、Pu の供給量に制約がある場合は、Pu の絶体量が重要な変数となる。例えば、0.295 in 直径のピンでは 4 台の炉がスタートできる Pu 量で、0.370 in ピンでは 3 台の炉しか運転できない。

(6) しかし、今後 20 年間は FBR 用の Pu は LWR で生産されたものが使用される。したがって、この当分は Pu の供給の制約は考えられないので、直径の大きいピンで倍增時間および燃料サイクル費に重点をおいた FBR を建設すればよい。

(7) FBR が多数建設されて、Pu の供給不足が生じた場合は、Pu の必要量が少なくすむ細い燃料ピンよりなる FBR を開発すればよい。このように燃料ピン直径は、Pu の供給量に大きく依存しているといえる。

4. 酸化物燃料 LMFBR の倍增時間と不均質炉心

前章まで炭化物系燃料 LMFBR の増殖比および倍增時間についてのべてきたが、同炉の実用化時期は 1990～2000 年に目標がおかれている。したがって、現在稼動中もしくは建設中の LMFBR の燃料には照射挙動のよく分った混合酸化物燃料が使用される。この酸化物燃料を装荷した原型炉の増殖比は、Phenix 1.15³⁹⁾、Monju 1.17⁴⁰⁾、PFR 1.2⁴¹⁾、SNR-300 1.20⁴¹⁾、CRBRP 1.1～1.2⁴²⁾等の値が報告されており倍增時間は 25～30 年であると推定されている。本章では、原型炉の代表として CRBRP を選び、増殖比を改善できる設計変数についてのべるとともに、燃料サイクルの観点から要求される増殖比に関して考察する。第 2 節においては、この 2 年間ナトリウムボイド係数が小さく、かつ増殖比も約 0.1 大きいことから注目されている不均質炉（炉心内にブランケットを有する炉）を簡単に紹介する。

4.1 CRBRP の増殖特性^{42,43)}

表 12 に CRBRP の増殖に関連した設計変数を示す。表に示した記号 α は、核分裂性物質の中性子捕獲／核分裂比であり、 ϵ は速中性子核分裂係数で、親均質と核分裂性物質の核分裂比を示している。増殖比として二つの値について詳しく検討された。1.1 の値は、最初の炉心に使用された燃料集合体をその後も使用したと仮定して、平衡サイクルに達したとき得られた値である。照射直後の増殖比は 1.2 と高いけれども、サイクルの後半になると蓄積された FP の毒性および炉心とブランケット内における親均質／核分裂性物質の比が Pu の蓄積で親均質の ^{235}U が置換されるために増殖比は小さくなる。^{脚注)}

1.1 という増殖比は、実際の CRBRP の炉心では、将来設計変更が行われて、増殖比 1.2 が確保されることが分っているので仮想的な値にすぎない。表 13 に改良される可能性のある燃料集合体の設計変更項目およびそれに伴う増殖比の推定改善値を示す。表 13 に示した条件で、現在および改良炉心について倍增時間を計算した結果を図 12 に示す。最初の FFTF 型の燃料集合体を用いた

本論文に用いられている倍增時間 (Compound System Doubling Time) の定義は次のとおりである。

$$\text{CSDT} = \frac{(\ln 2) (\text{fissile plutonium inventory})}{(\text{annual fissile plutonium gain}) - (\text{annual fissile plutonium loss})}$$

^{235}U は fissile plutonium inventory に含まれていない。その理由は、倍增時間は、増殖によって生産される核分裂性物質によって律速されるからである。 ^{235}U は天然または劣化ウランで炉内に持込まれるが、その量は十分であり、FBR の増殖率を制約することはない。増殖比は、核分裂性物質の同位体によって区別されることはなく ^{235}U を含めたすべての核分裂性物質の破壊速度と Pu の生成速度で定義される。この点は fissile gain を計算するとき ^{235}U ボーナスと呼ばれる効果によって調整される。すなわち、核分裂性物質の利得速度は Pu の生成速度と ^{235}U の消費速度の和として取扱う。CRBRP の場合、 ^{235}U の消費量は年間 8 kg のボーナスとなる。Appendix の倍增時間の定義とは少し異った定義である点に注意されたい。

Table 12 CRBR Breeding Parameters⁴³⁾

Equilibrium cycle breeding ratio, FFTF-type fuel design	1.10
Equilibrium cycle breeding ratio, advanced fuel design	1.20
Number of refueling events per year	1
Reactor fissile plutonium inventory, kg Pu ^a	1500
Mass of fissile plutonium replaced per refueling event, kg ^b	460
²⁴¹ Pu decay rate, kg/yr ^c	8
Power, MW(th)	975
Capacity factor	0.75
²³⁵ U capture rate, kg/yr	8.0
(1 + α)	1.25
(1 - ϵ)	0.80
Reprocessing time, yr	1
Plutonium reprocessing loss fraction, %	1

^aCore and blanket inventory in equilibrium cycle.

^bOne-third core and one-sixth blanket.

^cTotal fissile inventory is 8% ²⁴¹Pu.

Table 13 Potential Design Modifications⁴³⁾

	Initial Core	Modified Core	Breeding Ratio Enhancement
Radial blanket pellet diameter, in.	0.485	0.511	0.02
Fuel pellet diameter, in.	0.1935	0.2085	
Fuel pin diameter, in.	0.230	0.245	
Fuel pin pitch/diameter (P/D)	1.256	1.1956	0.08
Fuel density (% of theoretical)	91.3	95	0.02

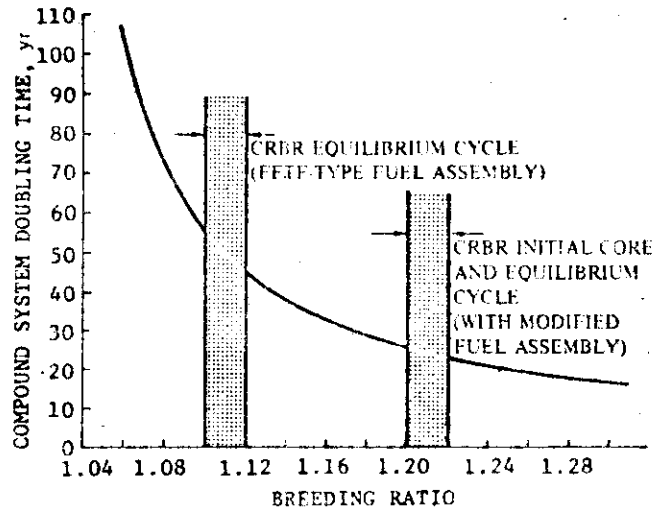


Fig. 12 Compound system doubling time for CRBR versus breeding ratio, and the expected range of breeding ratio for CRBR with the FFTF-type fuel assembly and a modified fuel assembly ⁴³⁾

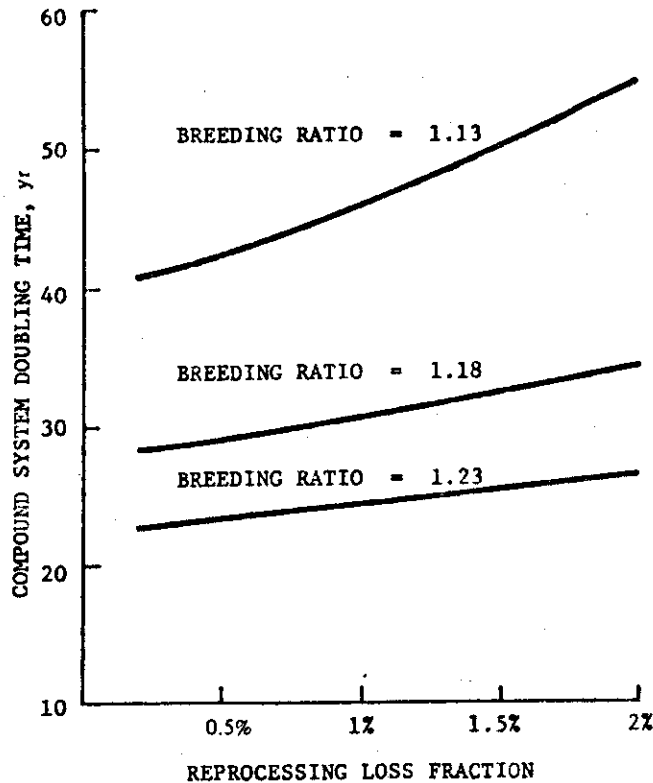


Fig. 13 Compound system doubling time of CRBR versus reprocessing loss fraction for three values of breeding ratio ⁴³⁾

場合の倍增時間は約60年であるのに対して、増殖比が改善された場合のそれは約28年である。CRBRPの倍增時間は、増殖比に非常に敏感である。増殖比が1.2よりも大きい場合、倍增時間は増殖比に大体比例して小さくなるが、1.2よりも小さい場合は、指数関数的に長くなる。この原因は、生成されたPuの再処理時の回収率が、増殖比が大きいほど高いためである。このことは図13に示したように、増殖比が1.2以上の場合、再処理時のPu損失率に倍增時間があまり影響されないことからより明確に理解できる。増殖比が小さい場合、倍增時間は再処理時のPu損耗率が大きくなるにつれて急激に長くなってしまふ。

倍增時間は図14に示すように再処理のサイクル時間と比例関係にある。表14に再処理技術の現状ならびに将来改善が予想される値について示す。増殖比が1.2よりも小さい場合、倍增時間は再処理時間にも大きく影響される。

炉外の燃料量および再処理時の損耗率の増大は、炉内燃料の滞在時間または燃焼度を悪化させる方向に作用する。CRBRPの倍增時間を推定する際の燃焼度は、究極的な目標である100,000 MWD/tで計算された。再処理の回数をふやせば、FPの毒性の効果が小さくなるために増殖比はよくなる。また低燃焼度では薄い被覆材を使用することができるので炉心の燃料体積分率も大きくなり増殖比はさらに改善できる。この場合、高い増殖比の達成による利益と、再処理の回数が増えることによるコスト増のバランスを考えなければならない。また、増殖比が増大しても再処理されている炉外燃料量および損耗量の増大によって倍增時間は長くなってしまふ。図15に平均燃焼度50,000および100,000 MWD/t時の倍增時間を示す。50,000 MWD/tの場合1サイクルごとに炉心燃料の2/3、ブランケット燃料の1/6、100,000 MWD/tの場合それぞれ1/3および1/6を交換することになる。この図から燃焼度が低い場合、同一倍增時間を確保するためにはいかに高い増殖比が必要であるかが分る。図16に再処理時の損耗率1%、最高燃焼度150,000 MWD/tとしたときの燃料の線出力、増殖比および倍增時間の関係を示す。

4.2 酸化燃料LMFBRの今後の技術開発課題

平衡サイクルにおけるCRBRPの増殖比を1.2に改善することが期待される設計変数については表13に示したが、さらに増殖比を1.3以上に改善する設計変数をまとめて表15に示す。これらのすべての項目を実際に実現することは経済的な理由で不可能であろう。しかし、これらのうち数項目は、酸化燃料LMFBRの後半の世代では実現されるであろう。増殖比の飛躍的な改善は、酸化燃料よりも炭化物燃料の導入によって実現されることになる。また、燃料サイクル技術の開発は、増殖比に関係なく、倍增時間を短くすることに役立つ。この燃料サイクル技術としては、a)再処理時および燃料再加工時の燃料損耗率の改善 b)再処理時間の短縮による炉外燃料量の縮小 c)単位体積当りの出力の増大に関連した線出力の増大等がある。表16にこれらの項目について(A)CRBRPの現状、(B)炉外要素の改善値および(C)燃料出力増大値を示す。図17にこれらが改善された場合の倍增時間と増殖比の関係を示す。図から分るように表に示された条件がすべて実現された場合、増殖比1.3が確保され、倍增時間も10年程度に短縮されることが分る。

Table 14 Components of Ex-Reactor Fuel Cycle⁴³⁾

	Estimate of Current Practice	Estimate for Multiple LMFBR Economy ^a
Holdup after removal of fuel assembly from core, months	3 ^b	1 ^c
Shipping to reprocessing facilities, days	d	d
Reprocessing, weeks	4	1
Pin fabrication, months	8 ^c	3 ^f
Complete assembly, fabrica- tion, and preinsertion storage, months	6 ^g	1-2 ^h
Total, months	19	6-8

^a Assuming continually active facilities.

^b Time for peak assembly to decay from 20 to 6 kW (100 days).

^c Should be possible with utilization of casks designed for 100 kW (current cask limit is 27 kW).

^d Cannot be estimated at this time.

^e Assuming 2000 pins/month.

^f Assuming 6000 pins/month.

^g Preinsertion storage is the main contributor.

^h Delivery required 2 weeks prior to refueling.

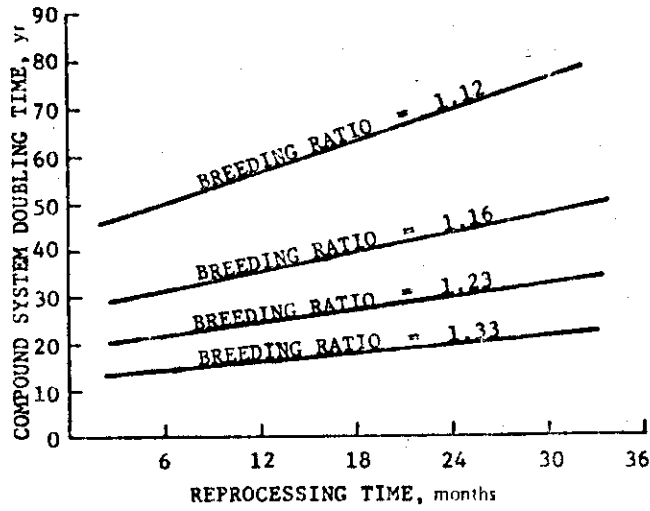


Fig. 14 Compound system doubling time of CRBR versus fuel reprocessing time for four values of breeding ratio ⁴³⁾

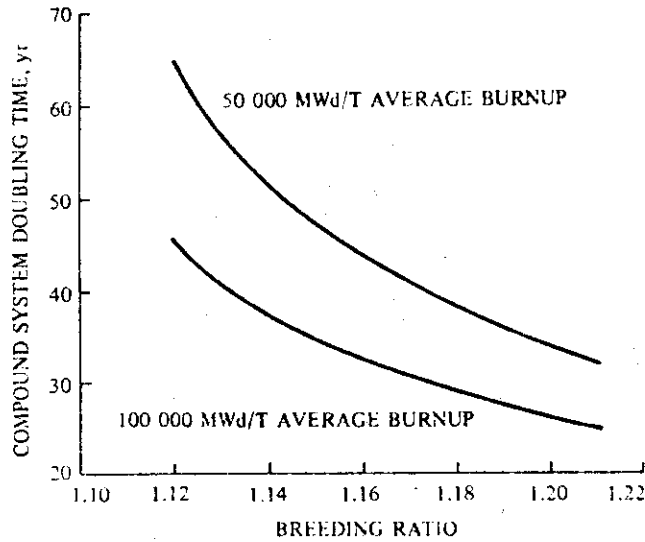


Fig. 15 Compound system doubling time of CRBR versus breeding ratio for core fuel average burnup of (a) 50,000 MWd/T and (b) 100,000 MWd/T ⁴³⁾

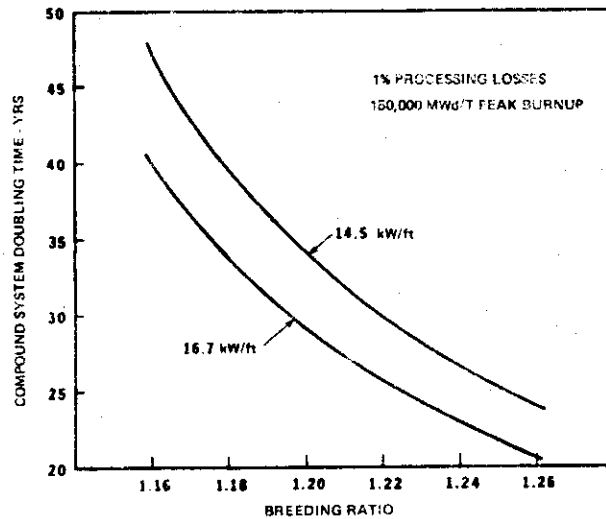


Fig. 16 Compound system doubling time as a function of breeding ratio and linear power ⁴²⁾

Table 15 Potential Design Changes⁴³⁾

Design Modification	Breeding Ratio Enhancement
Add one row to the radial blanket	+0.03
Semiannual refueling	+0.03
Increase control rod parked height to 5 in. above core	+0.01
Reduce burnup to 80,000 MWd/T peak	+0.03
Reduce blanket residence time to 3 yr ^a	+0.01
Reduce cladding thickness to 10 mils	+0.06
Reduce fuel pin pitch-to-diameter (P/D) ratio to 1.20	+0.05
Reduce pellet-cladding gap to 4.5 mils	+0.01
Increase fuel fabrication density to 95%	+0.02
Replace radial oxide blanket with radial carbide blanket	+0.03

^a Doubling time would be reduced further because of a lower fissile inventory in the radial blanket.

Table 16 Doubling Time Parameters⁴³⁾

A. Reference CRBR Parameters	
Specific power, MW(th)/kg	0.65
Reprocessing time, months	12
Fraction of reactor fissile inventory replaced per year	0.306
Refueling interval, months	12
Reprocessing plutonium loss fraction, %	1
Cycle length, full-power days	275
B. CRBR, Advanced Ex-Reactor Parameters	
Specific power, MW(th)/kg	0.65
Reprocessing time, months	6
Fraction of reactor fissile inventory replaced per year	0.306
Refueling interval, months	12
Reprocessing plutonium loss fraction, %	0.2
Cycle length, full-power days	275
C. Advanced LMFBR Parameters	
Specific power, MW(th)/kg	1.0
Reprocessing time, months	6
Fraction of reactor fissile inventory replaced per year	0.306
Refueling interval, months	12
Reprocessing plutonium loss fraction, %	0.2
Cycle length, full-power days	275

4.3 不均質炉心LMFBR (Heterogeneous Reactor)⁴⁴⁾

炉心内にブランケットを有したLMFBRは“Heterogeneous”(不均質)、Parfait(パフェ:アイスクリームにくだものをつぶしてかけたもの)またはBullseye(標的)炉と呼ばれ、ナトリウムボイド係数が小さいことおよび増殖比が約0.1改善されることなどからこゝ2年間注目されている。不均質炉心LMFBRは1種類ではなくて、炉心内におけるブランケットの配置方法によって種々な炉心構成が提案されている。不均質炉心の基本的特性は、異った炉心領域間の中性子のカップリングの度合である。ブランケットを炉心全体に一樣に配置した不均質炉心では中性子のカップリングは非常に密である。しかし、このような系の増殖比は、炉心の燃料体積分率が同一な均質炉(従来の炉心)系と同一である。炉心にブランケット集合体を導入したとき、増殖比が改善されるのは、炉心の燃料体積分率が增大し、最適燃料体積分率に近づくときである。このような場合重金属(Heavy metal)を炉心ブランケットとして炉心に導入するにつれて増殖比は大きくなる。増殖利得の増大が核分裂性物質の装荷量の増大よりも大きいうちは、倍增時間は短くなる。しかし、倍增時間の減少はより太い直径をもった燃料ピンを用いることによっても達成できる。このため、最適燃料体積分率を有した炉心にブランケット燃料集合体を挿入した場合は逆に倍增時間は長くなってしまふ。

炉心領域の密なカップリングからルーズカップリングへの遷移は、炉心領域を分離する内部ブランケットの厚さを増すことによって起る。すなわち、1列のブランケット集合体で炉心燃料集合体を分離した場合はまだ緊密さが保たれているが、2列のブランケット集合体で分離すると各領域のカップリングはほとんどなくなり小型炉の集合系になってしまう。

増殖比の増大に加えて不均質炉心のもう一つの特長はナトリウムボイド係数を小さくでき、炉反応度事故時の安全性が確保できることである。燃料集合体の平面間の距離が6~7 inchの炉心で、低いナトリウムボイド係数を有する不均質炉心の構成は次のようなものであることが分った。

a) 炉中心に炉心燃料を配した場合: 4列の炉心燃料集合体からなる内部炉心→2列のブランケット燃料集合体→3列の炉心燃料集合体→2列のブランケット燃料集合体……。

b) 中心にブランケット燃料集合体を配した場合: 3列のブランケット燃料集合体からなる中心ブランケット→3列の炉心燃料集合体→2列のブランケット集合体→3列の炉心集合体……。

次に1200 MW_(e)のLMFBRについて、不均質炉と均質炉心の特徴を対比してのべる。

1. 低いナトリウムボイド反応度(7\$に対して2\$)
2. 高い増殖比(<1.30に対して1.35~1.40)
3. 倍增時間(14年に対して18年)
4. 高い核分裂性物質の装荷量(30%またはそれ以上:不均質炉8154.4 kg,均質炉5281.9 kg)
5. 大きい炉心サイズ(100燃料集合体以上の追加)
6. 低いドプラ係数(例えば-0.005に対して-0.009)
7. より高い燃料濃縮度
8. 低い中性子損傷フラックス(20%以上減)
9. 小さい制御棒リース

10. 同数のオリフィス領域では被覆材中心温度が高い (20°F 以上)⁴⁵⁾
11. 高い燃料充填反応度 (例えば $0.0042 \Delta k/k$ に対して $0.0058 \Delta k/k$)
12. 局所的反応度付加に伴う局所的出力の生成
13. 燃料ピン直径を変化させた場合倍増時間およびナトリウムボイド反応度の変化が少ない
14. 濃縮度を変えたとき、出力ピーキング係数およびナトリウムボイド反応度の変化が大きい⁴⁶⁾
15. 低い被覆材の全弾性歪 (3%に対して2%)

第13項に関連したデータを図18に示す。⁴⁷⁾不均質炉の倍増時間は燃料ピン直径が0.280 in以上では均質炉に比べて2-4年長くなってしまふ。不均質炉心の最適燃料ピン直径は0.300 inであり、均質炉の0.330 inに比べて少し小さい。これは内部ブランケット内により多くの重金属が付加されるためである。

このため不均質炉心の設計ならびに解析を行うためには今までと少し異った手法が要求されるが、不均質炉心を実現するための大きな支障は今のところ見あたらない。

フランスでは1800 MW_(e)の大型不均質炉心の予備的設計が行われANLのデータと同様な結果が報告されている。⁴⁸⁾また、Atomic International (AI)でも2600 MW_(th)の不均質炉心の設計を行い、その経済性についても検討した。AIのデータを表17に示す。⁴⁹⁾不均質炉心は均質炉心に比べて高い増殖比を有しているが核分裂性物質の装荷量が増えるために、倍増時間は両者とも14年と等しくなっている。経済性では、不均質炉心では増殖比が大きいためにPuクレジットは大きい装荷量が大きく両者は相殺される。炉心が大きくなるために建屋も大きくなり資本費は約30 mil/kwh大きくなってしまふ。このため発電費用は1.52 mill/kwhとなり0.81 mill/kwh均質炉よりも高くなっている。しかし、不均質炉は安全性が高いために、許認可に要する期間の短縮、安全解析の労力が軽減されることなどの利点があり、発電コスト高の問題は大きく引きさされるべきであると考えられる。

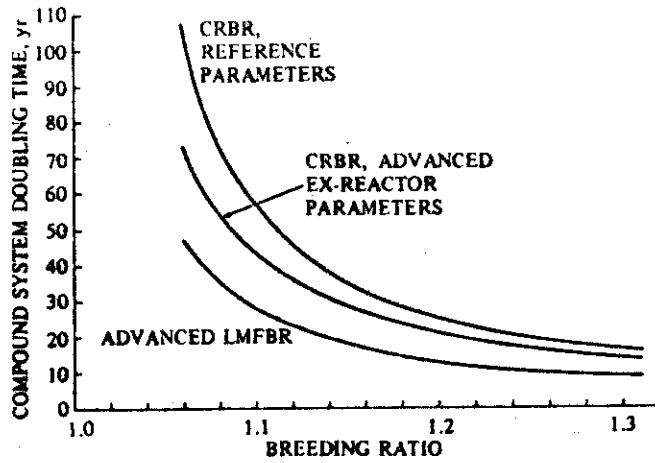


Fig. 17 Compound system doubling time as a function of breeding ratio for CRBR with the reference ex-reactor parameters and for CRBR and an advanced LMFBR with improved ex-reactor parameters ⁴³⁾

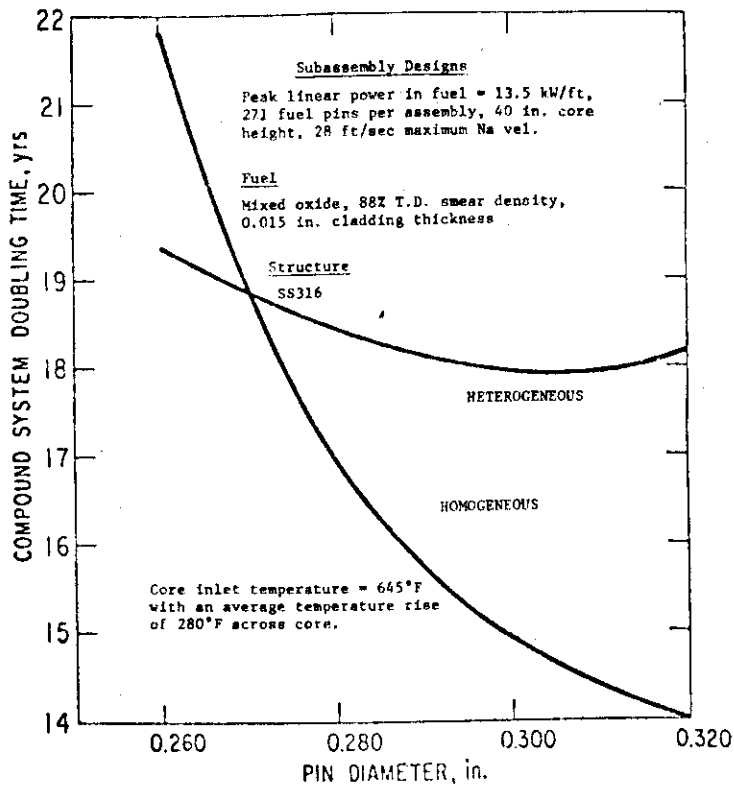


Fig. 18 Compound system doubling time vs pin diameter for heterogeneous and homogeneous reactor concepts. One-year external cycle time, 1% loss ⁴⁷⁾

Table 17 Comparison of Key Design and Performance Characteristics of the Regular and Bullseye Core Configurations⁴⁹⁾

Reactor power, MW(th)	2600	
Outlet sodium temperature, °F(°C)	930 (499)	
Design peak burnup, MWd/kg	115	
Active core height, in. (mm)	46 (1168)	
Driver pins per subassembly	271	
Driver pin o.d., in. (mm)	0.30 (7.6)	
<u>Core Configuration</u>	<u>Regular</u>	<u>Bullseye</u>
Number of subassemblies	559	703
Central blanket	---	19
Inner driver	138	60
Annular blanket (two rings)	---	78
Outer driver	90	168
Radial blanket	198	234
Reflector	108	120
Total fissile Pu mass (MOC) kg	3600	4900
Breeding ratio	1.26	1.35
Compound system doubling time, yr	19	19
Sodium void worth, \$ (drivers only)	4.9	1.8
Doppler coefficient, -Tdk/dT	0.0096	0.0095
Outlet temperature degradation, °F	20	31 (57) ^a
Total energy cost differential (mill/kWh)	BASE	0.81 (1.52) ^a

^a Without annual reorificing of blanket flow.

5. ガス冷却高速増殖炉：GCFR

FBRの開発は、最初に建設されたFBRが高出力で、冷却用空間の少ない炉心であったという歴史的な理由で、液体金属を冷却材に用いたLMFBRが世界各国で重点的に開発されてきた。しかし、酸化物燃料LMFBRの増殖利得は、約0.2であり当初期待された値よりも小さいことが分ってきた。さらに、将来のエネルギー供給に力めるFBRの役割を考えた場合、FBR技術をLMFBRという単一技術に依存する不安およびFBRの市場性を考えて、1970年代に入って、西独および米国の国立研究所および両国の多数の企業が協力して、ヘリウムガスを冷却材に用いたGCFRの設計および臨界集合体を用いた炉物性実験等が進められている。⁵²⁾その結果、GCFRは1.4~1.5という高い増殖比を有しており、その倍增時間は炭化物系燃料LMFBRと同程度、またはそれ以下の9~12年であることが分ってきた。GCFRの燃料ピンの設計は、LMFBR用に開発されその照射挙動のよく分っている混合酸化物燃料をステンレス鋼で被覆したものが用いられている。燃料の直径、線出力、被覆材の最大温度などもLMFBRと類似した値を使用している。ただ、ヘリウムガスによる除熱効率を上げるために燃料ピン表面にリブが設けられている。(図19参照のこと)さらに、LMFBRに比べて高圧下で使用されるので燃料ピンのクリープによる変形をさけるためにベント型燃料(Pressure Equalization System: PES)が採用されている。また、ピッチ/直径比が大きいためLMFBRのワイヤラップ法に代って、グリッド型スペーサが用いられている。図20にPESのガス流路図をまた表18に燃料ピンの主設計パラメータを示す。⁵³⁾

GCFRのヘリウムガス冷却系は、HTGRと同様すべてPCR(V (Prestressed Concrete Reactor Vessel))に納められており、その基本技術はHTGR用に開発された技術を利用している。⁵¹⁾(図21参照のこと)ただ、GCFRはHTGRに比べて炉心の出力密度が高いために、ヘリウムガス1次系の圧力が、HTGRの約50気圧に比べて84~118気圧と高くなっており高圧技術の開発が必要である。GCFRの出口のガス温度は、金属被覆材を用いているために550℃に限定されているが、それでも熱効率は37%と高い。蒸気発生系として、3~4個の主ループに加えて、3~4個の補助ループが独立に設けられている。この補助ループは、長期間炉を停止したときの炉心の除熱に用いられるほか、圧力喪失時等の安全性確保のために使用される。ヘリウムは、炉運転条件下で常にガス状で存在し、相変化に伴う問題が生じないためにボイド係数は0.55ドルとLMFBRのナトリウムボイド係数2~8ドルに比べて非常に小さく安全である。さらに、ヘリウムは透明であり炉の修理ならびに燃料交換作業等を容易に行うことができるなどの特長がある。

以上のべたようにGCFRは、LMFBRの燃料およびHTGRのガス冷却系の組合せを基本に発展させたもので、その開発に要する費用はLMFBRに比べて非常にすくなくすむであろうと考えられている。GCFRの具体的な開発計画として、General Atomic Coが中心になって、1987年までに300 MW_(e)の原型炉を建設し、1995年までに西独のKWU (Kraftwerk Union)およびGAによってそれぞれ、1000 MW_(e)および1500 MW_(e)の大型炉を建設するという開発計画が発表されている。⁵¹⁾表19にGAの300 MW_(e)および1500 MW_(e)のGCFRの設計パラメータを示す。なお、本章はNuclear Engineering and Design誌のGCFRの特集号(vol 31, No 5, 1977)をもとにまとめたものである。

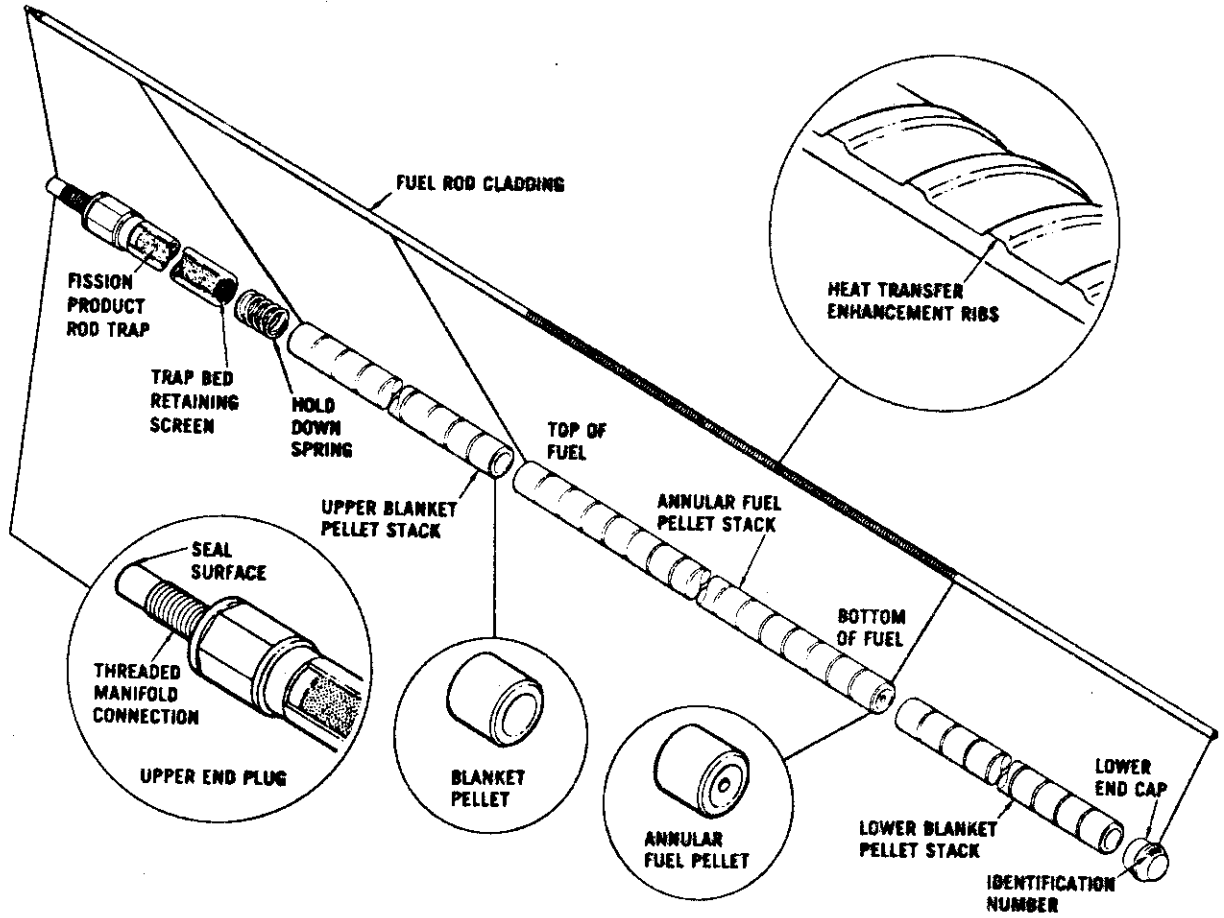


Fig. 19 GCFR fuel rod assembly 53)

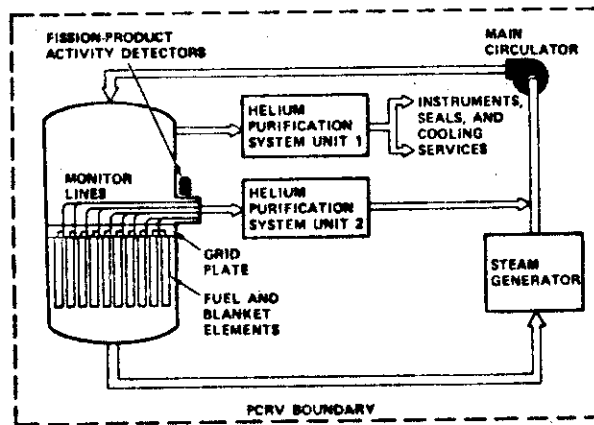
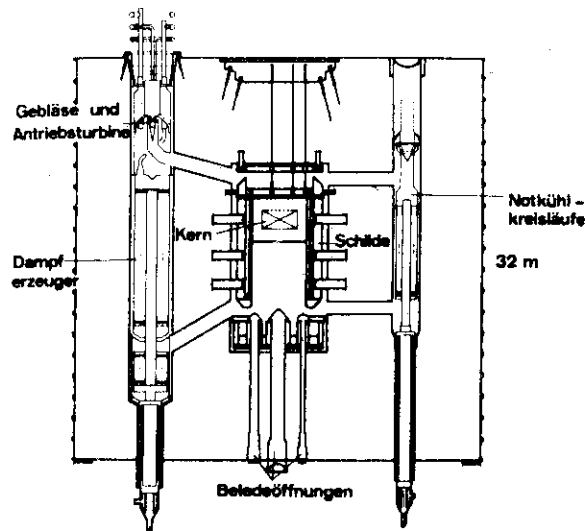


Fig. 20 Flow diagram of fuel pressure equalization system⁵³⁾

Table 18 Major Design Parameters of the GCFR Fuel Element⁵³⁾

Total length excluding support latches (mm)	3335
Number of fuel rods	264
Number of hanger rods	6
Number of instrumentation rods	1
Pitch of fuel rods (mm)	10
Length of fuel rods (mm)	2100
Outside diameter of fuel rods (mm)	7.4
Root diameter (mm)	7.2
Ratio of o.d. to i.d. (root diameter)	1.15
Length of fuel zone (mm)	1000
Length of each axial blanket (mm)	450
Inner duct dimension, hexagonal (mm)	165.5
Duct wall thickness, upper/lower part (mm)	3.8/2.5
Number of spacer grids	8
Structural material	German steel (1.4981 and 1.4550) ^a U.S. steel (316 stainless steel)

^aInlet nozzle area only.



**Nukleares Dampferzeugungssystem
des 1000 MWe GSB**

Fig. 21 Section through NSSS of GCR 1,000⁵¹⁾

Table 19 GCR Design Parameters⁵⁰⁾

	Plant output [MW(e)]	
	300	1500
Helium pressure [MPa(psi)]	9(1305)	9(1305)
Top helium temperature [°C(°F)]	550(1022)	600(1112)
Number of main loops	3	6
Turbine throttle pressure [MPa(psi)]	8.1(1179)	9.25(1340)
Turbine throttle temperature [°C(°F)]	495(922)	535(994)
Net cycle efficiency (%)	37.2	37.8
Active core volume [m ³ (ft ³)]	3.14(111)	16.6(586)
Active core length [m(ft)]	1.0(3.28)	1.49(4.89)
Average fuel enrichment (%)	17.0	13.3
Breeding ratio (ThO ₂ blanket)	1.40	1.47
Compound doubling time (yr)	12	9
Hot spot midcladding temperature [°C(°F)]	700(1292)	725(1337)

6. むすび

本報告書は、昨年12月に発表した「炭化物系燃料LMFBRの開発戦略」JAERI-M 6851の姉妹編である。JAERI-M 6851では炭化物燃料の照射挙動、炉外試験、燃料集合体の照射計画などハード面の研究開発について紹介した。本報告書では、FBRの設計、特に燃料ピン直径などの設計変数がFBRの増殖性能に与える影響などソフト面を中心に討議した。ハード屋が浅学の身をかえりみずあえてFBRの設計の現状調査を試みた理由は次のとおりである。FBR用炭化物系燃料を開発するために、原研大洗研究所に建設された燃料研究棟は、燃料ペレット調製ライン、化学分析ライン、X線回析装置、高温物性測定装置3台の整備をほぼ終了し、EPMAが契約中と順調に整備が進められている⁵⁴⁾。今後の計画として、燃料ピン製作、JMTRおよびJOYOによる照射が予定されている。このように炭化物系燃料開発は、ハード面の進捗状況に比べて、照射用燃料ピン直径はいくらにすべきであるかといった新型燃料に関するソフト面の研究が残念ながら現在日本では全く行われていない。本報告書の2.8節でのべたように、燃料開発にはソフト、ハードの両面からの研究が必須である。本報告書が炭化物系燃料のソフト面での研究開発に少しでも役立てば幸いである。

Appendix : 倍增時間および増殖比の定義

FBRによる発電容量の増大潜在力を評価する最も重要な物差しは倍增時間 (Doubling Time : 以下DTと略す) である。増殖比 (Breeding Ratio : 以下BRと略す) および増殖利得 (Breeding Gain : $BG=BR-1$) は、DTを決定する変数の一つである。これらの用語は、歴史的には、まず天然ウランを燃料とした熱中性子炉において、消費された ^{235}U に対する ^{238}U の ^{239}Pu への転換率 (Conversion Ratio : CR) として導入された。続いて高速炉の出現によって、CRは核分裂性物質の消費量に対する生成量の比に置換され、この値が1よりも大きい値をもった炉がFBRと呼ばれるようになった。イギリスでは、核分裂性物質の炉反応度への寄与に着目して、同位体ごとに次式で示される反応度価値係数 (Isotopic Reactivity Worth) w_i を導入し反応度増殖比, BR Reactivity を定義した。⁵⁵⁾

$$w_i = \frac{w_i - w_g}{w_g - w_g} = \frac{(\nu\sigma_f - \sigma_a)_i - (\nu\sigma_f - \sigma_a)_g}{(\nu\sigma_f - \sigma_a)_g - (\nu\sigma_f - \sigma_a)_g}$$

$$BR^{\text{Reactivity}} = \frac{\sum_i w_i p_i}{\sum_i w_i p_i}$$

ここで ν : 核分裂によって生成される平均中性子数

σ_f : 核分裂断面積

$\sigma_a = \sigma_f + \sigma_c$

σ_c : 中性子吸収断面積

$g = ^{238}\text{U}$

$g = ^{239}\text{Pu}$

p_i : 生成された核分裂性同位体

A_i : 消費された核分裂性同位体

これに対して Ott⁵⁶⁾ はイギリスの定義は同一炉心について、燃料組成、炉内の同位体分布状態の差によって $BR^{\text{Reactivity}}$ が大きく変ることを指摘し、 w_i に代えて次式で示される Weight Factor η_i を用いることを提唱している。

$$\eta_i = \nu\sigma_f / \sigma_a$$

これらの定義では、原子炉の反応度および同位体組成がBRおよびDTに与える効果に重点が置かれているが、実際の発電容量の増大率は、これらの要素以外の燃料サイクル全般に大きく左右される。そこで1974年 Wyclcoff と Grebler は燃料サイクル全般を考慮に入れたDTの定義を提唱した。⁵⁷⁾ この定義に現在まだ技術的に確立されていない炉外のサイクル長さ、再処理および燃料再加工のPuの損耗率などに一定の値を仮定することやウラン濃縮などの実情を勘案してDTを計算する方法がアメリカの Advanced Reactor Programs で採用されている。以下燃料サイクルを考慮したDTの定義を紹介する。なお、Trans. Am. Nucl. Soc. vol. 26 584 ~ 590 (1977) にDTおよびBRの特集がなされているので興味ある方は参照されたい。

A.1 Wyckoff および Grebler による定義⁵⁷⁾

DTおよびBRを定義するために次の用語が導入された。

RDT = 原子炉倍増時間 (年) (reactor doubling time)

IDT = 燃料サイクル・インベントリ倍増時間 (年) (fuel-cycle-inventory doubling time)

CIDT = 燃料サイクル・インベントリ複合倍増時間 (年) (fuel-cycle-inventory compound doubling time)

$$BG = \frac{(fissile - eoc) - (fissile - boc)}{(fissile - destroyed)}$$

$$= \frac{(fissile - gain)}{(fissile - destroyed)}$$

$$BR = 1 + BG = \frac{(fissile - produced)}{(fissile - destroyed)}$$

$$RDT = \frac{(fissile - boc)}{(fissile - gain) \times (fuel\ cycles / yr)}$$

$$IDT = \frac{(fissile - boc) \times (out - of - reactor\ factor)}{[(fissile - gain) - (out - of - reactor\ losses)] \times (fuel\ cycles / yr)}$$

$$CIDT = 0.693 IDT$$

各用語の意味は次のとおりである。

1. BGおよびBRは1燃料サイクル全体について平均した値とする。
2. fissile = $^{235}\text{U} + ^{239}\text{Pu} + ^{241}\text{Pu}$ (kg)^{a, b)}
3. fissile - boc = 燃料サイクルの始めに炉心およびブランケットに存在するすべての核分裂性物質 (kg)
4. fissile - eoc = 燃料サイクル終了時炉心およびブランケットに存在するすべての核分裂性物質 (kg)
5. fissile - gain = 燃料サイクル中の核分裂性物質の正味の増加量 (kg)
6. fissile - produced = 燃料サイクル中に生成されたすべての (gross) の核分裂性物質 (kg)
7. fissile - destroyed = 燃料サイクル中に核分裂, 中性子捕獲, または ^{241}Pu の壊変で消滅したすべての核分裂性物質 (kg)
8. 燃料サイクルは, 燃料交換後原子炉の運転が開始されたとき始まり, 次の燃料交換のため炉が停止されたとき終了する。
9. 燃料サイクルの始めおよび終わりにおける核分裂性物質の量は, 炉心およびブランケットに存在するすべての核分裂性物質を含む。
10. 特定の燃料サイクルおよび1年あたりの燃料サイクル数を決めなければならない。DTの計算は決められた燃料サイクルに特有なものであり, 将来サイクルも解析に用いられたものと同じであると仮定しなければならない。
11.
$$\text{out - of - reactor factor} = \frac{(fissile - boc) + (fissile\ inventory\ external\ to\ reactor)}{(fissile - boc)}$$
12. fissile inventory external to reactor = 燃料サイクルにおいて比例分配することができる燃料製造, 輸送, 貯蔵, 再処理中などの核分裂性

物質 (kg)

13. out-of-reactor losses = 製造, 再処理および放射性壊変を含めた "fissile inventory external to reactor" によるすべての損失核分裂性物質 (kg)
 プルトニウムサイクルにおける "out-of-reactor losses" = (processing losses) + (炉外における ^{241}Pu の壊変) (kg)
14. processing losses = $1/2 [(\text{fissile-boc}) + (\text{fissile-eoc})] \times (\text{refueling fraction}) \times (\text{processing loss fraction})$ (kg)^{e)}
15. refueling fraction = 各燃料交換時に交換される炉心燃料集合体の分率^{d)}
16. processing loss fraction = 燃料製造と再処理行程における核分裂性物質の損失分率
17. out-of-reactor ^{241}Pu decay = $1/2 [(\text{fissile-boc 中の } ^{241}\text{Pu の含有量}) + (\text{fissile-eoc 中の } ^{241}\text{Pu の含有量})] \times [(\text{out-of-reactor factor}) - 1] \times (^{241}\text{Pu decay fraction})$ (kg)^{e)}
18. ^{241}Pu decay fraction = $\frac{0.0462}{\text{fuel cycles/yr}}$ ^{f)}

- a) もっと一般的な定義にするためには ^{233}U 同位体を含めるべきであろう。しかし、この論文がウラン-プルトニウム燃料サイクルを目的としたものであるので ^{233}U は除外した。トリウム燃料サイクルを含めた定義に拡大することは簡単である。
- b) 単位に用いた (kg) は ^{235}U , ^{239}Pu および ^{241}Pu の原子量が異っているので正確には原子数に比例しない。しかし、この単位を用いて計算したBRおよびDTと原子数をもとに計算したそれらとの差は、代表的なLMFBRにおいて問題とならないであろう。したがって、簡単な重量単位を用いた方が公益事業への応用のためには良いであろう。
- c) もっと正確には、炉心およびブランケットの燃料交換分率を考慮する必要がある。
- d) この表現は、炉外にある燃料集合体中の ^{241}Pu の平均レベルが炉内燃料集合体のそれで代用されるといふ仮定が入っている。この仮定は現実的な仮定であるがより正確な計算を行いたい場合は、 ^{241}Pu のインベントリを考慮すればよい。
- e) これは1燃料サイクル中に壊変する“fissile inventory external to reactor”のうちの ^{241}Pu の近似的分率である。本式の誘導方法は次のとおりである。

$$\text{decay of } ^{241}\text{Pu} = ^{241}\text{M} \{ 1 - \exp(-\lambda t) \}$$

ここで

^{241}M = “fissile inventory external to reactor” 中の ^{241}Pu のkgである。

$$\lambda = \text{壊変定数} = \frac{0.693}{^{241}\text{Puの半減期 (年)}} = 0.0462$$

$$t = 1 \text{ 燃料サイクルの長さ} = \frac{1}{\text{fuel cycles/yr}}$$

原式に代入すると

$$\begin{aligned} \text{decay of } ^{241}\text{Pu} &= ^{241}\text{M} \left[1 - \exp\left(\frac{-0.0462}{\text{fuel cycles/yr}}\right) \right] \\ &= ^{241}\text{M} \times \frac{0.0462}{\text{fuel cycles/yr}} \end{aligned}$$

A.1.1 原子炉倍增時間 (RDT)⁵⁷⁾

単純な (Simple or linear) 原子炉倍增時間 (RDT) は、増殖炉の能力を知る有力な手がかりである。定義により、RDT は、ある増殖炉が自分自身の増殖により、その炉に装荷された燃料と同量の余剰燃料を生み出すに要する時間である。BR および BG の計算が種々な方法で行われているので、この RDT も同一原子炉について計算者によって異った値が存在することになる。したがって、実用という意味で前節で定義した BR および BG を用いて RDT を計算すべきである。

しばしば RDT は、一次関数 (linear function) でなくて複合または指数関数 (Compound or exponential function) で表わされる。複合関数を用いるときは、その根底に含まれている仮定は、生成された余剰核分裂性物質は直ちに別の炉に使用され増殖に利用されることである。理論的には、複合原子炉倍增時間は、単純な RDT に 0.693 を乗ずることにより得られる。しかし、実際には 1 つの炉で生成された Pu を直ちに別の炉で利用することはできないので複合原子炉倍增時間は、1 つの炉については重要な要素ではない。公益事業において、特定の 1 つの炉について増殖潜在力をのべるときは単純な RDT を使用すべきであるといえる。次節でのべるように複合倍增時間は、多数の炉が存在しているとき燃料サイクル・インベントリ倍增時間について応用したとき有力な物差しとなる。

A.1.2 燃料サイクル・インベントリ倍增時間 (IDT)⁵⁷⁾

RDT は、特定の炉についての増殖能力を知る有力な物差しである。しかし、燃料サイクルを考慮した LMFBR の発電容量の増大潜在力を知る手段としては不十分である。このような目的のために IDT が定義された。IDT は特定の炉が自分自身の増殖によって、その炉に装荷されている燃料と同量の燃料を生むに要する時間であるが、この場合、余剰燃料を生むために必要な炉外に存在する核分裂性物質の量をも計算に入れた倍增時間である。さらに、IDT には、燃料の再加工および再処理工程における核分裂性物質の損失についても考慮されている。FBR では、炉内燃料の約 60 % に相当する炉外燃料が必要であるといわれている。この炉外燃料としては、再加工中の燃料、輸送中の燃料、冷却等で貯蔵中の燃料および再処理中の燃料等が含まれている。このため IDT は当然 RDT よりも長くなる。

RDT の場合は単純な RDT が有用であったが、IDT の場合は、CIDT が重要である。なぜならば、CIDT は多数の FBR がある場合核分裂性物質の増大率を特性づける物差しとして使用できる。実際には、燃料処理に要する時間など不確定な要素が多数あるが、かなりの数の FBR が運転され、その数が急激に増大しているときは増殖された Pu は直ちに使用されるので、CIDT は IDT よりも全システムにおける核分裂性物質の増大速度 (= 発電量の増大率) を正確に示すことができる。したがって、倍增時間とだけ表現した場合は、CIDT を示していると約束することが提案されている。

A.2 USA Advanced Reactor Program で用いられている倍增時間 (CSDT)⁵⁸⁾

前節の Wyckoff らの定義に準じているが、炉外燃料サイクルの長さ等現在の技術で未完成的な要素を統一して CSDT (Compound System Doubling Time = CIDT) の計算を実施している。

定義は次に示すように明解に数式化されている。

$$\text{CSDT} = 0.693 \times \frac{M_{in} + M_{ex}}{(G - L_p - L_d) \times \frac{\text{cycles}}{\text{year}}}$$

こゝで

M_{in} : in reactor fissile inventory

M_{ex} : external cycle fissile inventory

G : fissile gain/cycle

L_p : fuel cycle losses

L_d : ^{241}Pu decay loss for the external cycle

1. In-reactor fissile inventory, M_{in}

M_{in} としては、サイクル開始時炉心およびブランケットにあるインベントリ (beginning-of-cycle inventory : BOC) を使用すべきである。中間サイクル (middle-of-cycle : MOC) のインベントリしか分からない場合は次式でBOCのインベントリを近似する。

$$\text{BOC} = \text{MOC} - \frac{1}{2}G$$

2. External cycle fissile inventory : M_{ex}

$$M_{ex} = M_{in} \times \text{RF} \times \frac{T_{ex}}{T_{cycle}}$$

こゝで RF = 交換分率 (refueling fraction)

T_{ex} = 炉外サイクル時間 (external cycle time)

T_{cycle} = サイクルの長さ (cycle length)

多数領域の燃料交換を行う場合、燃料交換分率は次式で得られる。

$$M_{ex} = \sum M_{in}^j \times (\text{RF})^j \times \frac{T_{ex}}{T_{cycle}}$$

こゝで、 j は領域を示しており

$$\sum_j M_{in}^j = M_{in}$$

3. fissile gain, G

核分裂性物質の損耗解析には ^{241}Pu の壊変を考慮しなければならない。MOCの計算を行うときには G をBGおよびサイクル中に生産されたエネルギーから推定しなければならない。このとき次へ項目について補正しなければならない。イ)核分裂性同位体 i の核分裂の全核分裂にしめる比
ロ)核分裂性物質の破壊と核分裂性物質の核分裂の比

4. Fuel cycle losses, L_p

燃料サイクル中の核分裂性物質の損失は次式で計算する。

$$L_p = \text{EOC} \times \text{RF} \times 0.01$$

こゝで、EOC = end-of-cycle fissile inventory

$$= M_{in} + G$$

5. ^{241}Pu decay less : L_d

^{241}Pu の炉外サイクルにおける壊変による損失は近似的に次式で計算する。

$$L_d = M_{\text{EOC}}^{241} \times \text{RF} \times [1 - \exp(-\lambda T_{\text{ex}})]$$

$$= M_{\text{EOC}}^{241} \times \text{RF} \times 0.04606$$

得られた結果を統一できるように上にのべたDTの計算には次にのべる仮定が設けられている。

- 1) ^{235}U の含有量が0.2%以上のものは、すべて核分裂性物質として取扱われる。ウラン濃縮工場のテール・エンドから排出される ^{235}U の含有量0.2%以下のものは親物質として扱う。
- 2) LWR から取出されるPuの同位体組成は次のとおりとする。

^{239}Pu : 68.0 %

^{240}Pu : 19.4 %

^{241}Pu : 10.2 %

^{242}Pu : 2.4 %

- 3) ^{241}Pu の壊変による損失を計算するさい、 ^{241}Pu の半減期として14.7年を使用する。
- 4) 燃料サイクルの損耗率として1%を使用する。
- 5) 炉外のサイクル時間として1年を使用する。

文 献

- 1) "特集, 原子力エネルギーの今日的評価," 原子力工業, 23, No.9, 9~42 (1977).
- 2) R.W. Hardie, R.P. Omberg and R.B. Rothrock, "Implications of Recent Trends on LMFBR Performance Characteristics", Advanced Reactor: Physics, Design and Economics, Ed. by J.M. Kallfelz and R.A. Karam, Pergamon Press, p.153 (1974).
- 3) H.H. Hennis, "The LMFBR-Further Development Needs", Trans. Am. Nucl. Soc., 25, Suppl. 1, 148 (1977).
- 4) 苫米地顕, "最近の高速炉の動向," 原子力工業, 21, No.8, 32 (1975).
- 5) T.A. Nemzek, "U.S. Advanced Reactor Program", 1976 ASME-ANS International Conference on Advanced Nuclear Energy Systems, p.vii (1976).
- 6) R.W. Straton and K. Bischoff, "The Mixed Carbide Fuel Programme at EIR", Nuclear Energy Maturity, Ed. by P. Zaleski, Pergamon Press, Vol. 3, p.414 (1976).
- 7) R.W. Hardie, "Plutonium Value Analysis", Trans. Am. Nucl. Soc., 23, 252 (1976).
- 8) H. Blank, R. Lindner and Hj. Matzke, "Behavior of Mixed Monocarbide and -Nitride Fuel under High Power Density", Salzburg Conf. on Nuclear Power and Its Fuel Cycle, IAEA-CN-36/369 (1977).
- 9) W. Dienst, H. Kleykamp, G. Mühlring, H. Reiser, H. Steiner, F. Thümmel, H. Wedemeyer and P. Weimer, "Advances in Carbide Fuel Element Development for Fast Reactor Application", *ibid.*, IAEA-CN-36/108 (1977).
- 10) C.A. Goetzmann, H. Stehle, M.D. Donne and S.B. Krawczynski, "The GCFR Program in the Federal Republic of Germany", 1976 ASME-ANS International Conference on Advanced Nuclear Energy Systems, p.297 (1976).
- 11) R.H. Simon, "GCFR Program in the United States", *ibid.*, p.307 (1976).
- 12) E.A. Evans and G.W. Cunningham, "Replaceable LMFBR Core Components", *ibid.*, p.445 (1976).
- 13) J.D. Mangus and M.W. Dyos, "Advanced Fuel and Materials-The Impact on Plant Design", Trans. Am. Nucl. Soc., 19, 86 (1974).
- 14) Y. Orehwa, J. Beitel, Y.I. Chang and W.P. Barthold, "Breeding Potential of 2000-MW(e) LMFBRs Using Carbide and Nitride Fuel",

- ibid., 21, 403 (1975).
- 15) G. Karsten, G. Mühling and H. Plitz, "Strategy, Design Basis, and Results of the Carbide Program for SNR", Nucl. Technol., 28, 208 (1976).
 - 16) F.K. Doherty, S.A. Caspersson, N. Hanus, R.C. Noyes and D.W. Stuteville, "Optimum Pin Diameter for LMFBR Advanced Fuels", Trans. Am. Nucl. Soc., 19, 87 (1974).
 - 17) W.P. Barthold, "Constrained Nuclear Design", Advanced Reactors: Physics, Design and Economics, Ed. by J.M. Kallfetz and R.A. Karam, Pergamon Press, p.731 (1974).
 - 18) W.P. Barthold, "Principles for the Selection of an LMFBR Core Configuration and Their Application to the Selection of a 1000 MW(e) LMFBR Oxide Core", WARD-116 (1969).
 - 19) W.P. Barthold, J. Beitel and R. Turski, "Breeding Potential of 5000 MW(th) LMFBR Carbide Cores", FRA-TM-66 (1974).
 - 20) M.C. Billone, J. Rest and R. B. People, "UNCLE-A Computer Code to Predict the Performance of Advanced Fuels in Breeder Reactors", Trans. Am. Nucl. Soc., 19, 96 (1974).
 - 21) Y. Orehwa, K.I. Chang, M. Billone and W.P. Barthold, "Carbide and Nitride Fuel Pin Design for Large LMFBRs", ibid., 21, 406 (1975)
 - 22) J. Hoover, G.K. Leaf, D.A. Meneley and P.M. Walker, "The Fuel Cycle Analysis System, REBUS", Nucl. Sci. Eng., 45, 52 (1971).
 - 23) W.P. Barthold, Y.I. Chang and Y. Orehwa, "Optimization of Linear Heat Rating in Carbide- and Nitride- Fueled LMFBRs", Trans. Am. Nucl. Soc., 21, 405 (1975).
 - 24) W.P. Barthold, J. Beitel, Y.I. Chang and Y. Orehwa, "Fuel Pin Diameter Optimization for Carbide- and Nitride- Fueled LMFBRs", ibid., 21, 405 (1975).
 - 25) Y. Orehwa, Y.I. Chang, M. Billone and W.P. Barthold, "Carbide and Nitride Fuel Pin Design for Large LMFBRs", ibid., 21, 406 (1975).
 - 26) J.L. Straalsund, "Working Group Recommendations for Metal Swelling and Creep Equations for Use in LIFE", HEDL-TC-68 (1974).
 - 27) R.C. Noyes and R. Pauze, "THESAC-A Thermal and Hydraulic Analysis Code for Sodium Cooled Fast Reactor Survey Calculations", CEND-3467.

- 28) Y.I. Chang and W.P. Barthold, "Optimum Discharge Burnup of Advanced Fuel LMFBRs", *Trans. Am. Nucl. Soc.*, 22, 515 (1976).
- 29) Y.I. Chang, Y. Orechwa and W.P. Barthold, "The Effect of Coolant Velocity and Temperature Rise on Pin Diameter Optimization for Advanced Fuel LMFBRs", *ibid.*, 22, 517 (1976).
- 30) Y. Orechwa and W.P. Barthold, "The Impact of Pellet Density on the Optimum Pin Diameter Selection of Helium-Bonded Carbide Cores", *ibid.*, 23, 436 (1976).
- 31) S.K. Lam and W.P. Barthold, "Impact of a Pressure-Drop Constraint on Breeding Performance and Pin-Diameter Optimization in Large Carbide-Fuel LMFBRs", *ibid.*, 24, 388 (1976).
- 32) W.P. King and W.P. Barthold, "Radial Zoning in Large LMFBRs", *ibid.*, 22, 389 (1976).
- 33) Y.I. Chang and W.P. Barthold, "Impact of Nitrogen Enrichment on Breeding Performance of LMFBR Nitride Fuels", *ibid.*, 21, 407 (1975).
- 34) R.C. Noyes, P.K. Doherty, S.A. Caspersson, N. Hanus and D.W. Stuteville, "Optimum Pin Diameter for LMFBR Carbide Fuels", *Nucl. Technol.*, 26, 460 (1975).
- 35) S.A. Caspersson, R.C. Noyes and J.A. Vitti, "Economic and Nuclear Performance Characteristics of 500 MWe Oxide, Carbide and Nitride LMFBRs", *Advanced Reactor: Physics, Design and Economics*, Ed. by J.M. Kallfelz and R.A. Karam, Pergamon Press, p.125 (1974).
- 36) R.C. Noyes, J.A. Vitti and S.R. Penfield, "Planning for the Second LMFBR Demonstration Plant: A 1000 MW Commercial Prototype", *Proc. Am. Power Conf., Chicago*, p.177 (1974).
- 37) R. C. Noyes et al., "1000 MWe Liquid Metal Fast Breeder Follow-on Study", Tasks I, II, and III, CEND-322 and CEND-377 (1968).
- 38) J.A. Vitti, P.K. Doherty, G.F. di Lauro, J.C. Gilbertson and D.W. Stuteville, "Design of Prototype Carbide Subassemblies and an Evaluation of Proof-Testing Plans in the FFTF", *Nucl. Technol.*, 26, 442 (1975).
- 39) C.C. d'Orval, J. Brisbois, J.P. Schwartz and J.C. Mougnot, "French Program of Advanced Reactors", *Advanced Reactors: Physics, Design and Economics*, Ed. by J.M. Kallfelz and R.A. Karam, Pergamon Press, p.2 (1974).
- 40) E. Takeda, S. Swai, T. Inoue and Y. Miyawaki, "Progress of Fast Breeder Reactor and Heavy Reactor Development in Japan", *ibid.*, 19

- (1974).
- 41) K. Wirtz, "Development of Advanced Power Reactor in the Federal Republic of Germany", *ibid.*, 33 (1974).
 - 42) J.A. Lake, R.A. Doncals, R.W. Rathbuw, and H.C. Robinson, "Breeding Ratio and Doubling Time Characteristics of the Clinch River Breeder Reactor", *ibid.*, 665 (1974).
 - 43) G.C. Tillett, Jr. and A.R. Buhl, "Clinch River Breeder Reactor Breeding Characteristics", *Nucl. Technol.*, 28, 92 (1976).
 - 44) W.P. Barhold, J. Beitel, E. Kham and C. Tzanos, "Potential and Limitation of the Heterogeneous Reactor Concept", *Trans. Am. Nucl. Soc.*, 26, 552 (1977).
 - 45) E. Khan and W.P. Barthold, "Flow Orificing of Large LMFBRs with Interassembly Heat Transfer", *ibid.*, 26, 452 (1977).
 - 46) C.P. Tzanos and W.P. Barhold, "Sensitivity of Power Distribution in Large Heterogeneous LMFBR Designs", *ibid.*, 26, 544 (1977).
 - 47) Y. Orechwa, R. Turski and M. King, "Pin Diameter Optimization in Heterogeneous vs Homogeneous Cores", *ibid.*, 26, 459 (1977).
 - 48) B. Sicard, J.C. Mogniot, H. Sztark, J.C. Cabrillat, C. Giacometti, M. Carnoy and P. Clauzon, "Preliminary Physics Studies of Large Fast Core Based on the Heterogeneous Concept", *ibid.*, 26, 553 (1977).
 - 49) J.A. Vittti, L.D. Felten, N.G. Galluzzo and J.M. Otter, "Nuclear Design and Economic Comparison of a Conventional and Bullseye LMFBR Core", *ibid.*, 26, 553 (1977).
 - 50) G.M.-di Hospital and R.H. Sismon, "Status of Gas-Cooled Fast Breeder Reactor Programs", *Nucl. Eng. Design*, 40, 5 (1977).
 - 51) M.D. Donne and C.A. Goetzmann, "Safety Considerations for Large GCFRs", *ibid.*, 69 (1977).
 - 52) E.M. Bohn, S.K. Bhattacharyya, L.G. Lesage, P.B. Pond, R.A. Moore, A.L. Hess and R.J. Cergane, "The Gas-Cooled Fast Breeder Reactor Critical Experiments Program", *ibid.*, 27 (1977).
 - 53) A.R. Veca, H.J. Snyder, P. Rau and M. Peaks, "Fuel Element Design for the 300 MW(e) Gas-Cooled Fast Breeder Reactor", *ibid.*, 81 (1977).
 - 54) 渡辺 斉, 栗原正義, "プルトニウム炭化物系燃料研究施設," *日本原子力学会誌*, 19, No 8, 526 (1977).
 - 55) A.R. Baker and R.W. Ross, "Comparison of the Value of Plutonium and Uranium Isotopes in Fast Reactor", ANL-6792 p.329 (1963).
 - 56) K.O. Ott and R.C. Borg, "Derivation of Consistent Measures for the

- Doubling of Fast Breeder Reactor Fuel", Nucl. Sci. Design., 62, 243 (1977).
- 57) H.L. Wyckoff and P. Greebler, "Definition of Breeding Ratio and Doubling Time", Nucl. Technol., 21, 158 (1974).
- 58) W.P. Barthold and Y.I. Chang, "Breeding Ratio and Doubling Time Definition Used for Advanced Fuels Performance Characterization", Trans. Am. Nucl. Soc., 26, 588 (1977).