

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村大字村松4番地49
核燃料サイクル開発機構
技術展開部 技術協力課

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to:
Technical Cooperation Section,
Technology Management Division,
Japan Nuclear Cycle Development Institute
4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki, 319-1184
Japan

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)

“Monju”条件下における破損燃料検出位置 決めに与える冷却材の汚染の影響について

F B R 開発本部
菅 米 地 頭

要 旨

破損した燃料から冷却材中に放出される核分裂生成物，F P，の測定によって破損燃料の位置決めを行なう場合には，冷却材中に放出されるF Pによって次第に冷却材全体が汚染して行くことが予想され，それがこの種位置決め方式の検出能力を左右する因子となり得る。従ってここでは破損燃料ピンからのF Pその他による冷却材汚染を簡単なモデルを用いて近似して解析し，それが“Monju”の条件下において破損燃料の位置決めに与える影響の程度について評価を試みた。

又その他の冷却材汚染物質として， ^{23}Ne ， ^{41}Ar ， ^{24}Na ， Na 中の核物質をとりあげて，それらの物質の影響の程度について評価を行なった。それらの評価に基づいてキャリヤガス吹込みによるF Pガス分離方式の“Monju”用破損燃料検出系について，検討を試みた。

本報告書の内容はこれらの結果をまとめたものである。

目 次

〔I〕	緒 言	1
〔II〕	破損燃料から放出されるFPによる1次冷却材の汚染	2
〔III〕	“Monju”条件でのFPによる汚染の評価	5
〔IV〕	“Monju”条件での ^{23}Ne 及び ^{41}Ar の生成量の評価	7
〔V〕	Na 中に含まれる核燃料物質の影響の評価	10
〔VI〕	“Monju”破損燃料からのFPガス放出量の推定	14
〔VII〕	“Monju”破損燃料からの放射能についての評価	17
〔VIII〕	“Monju”の破損燃料検出に適する核種の検討	19
〔IX〕	キャリヤガス吹込によるFPガス分離法についての評価検討	22
〔X〕	幾つかの問題点ならびに提案	27
〔XI〕	結 言	29

“Monju”条件下における破損燃料検出位置 決めに与える冷却材の汚染の影響について

〔I〕 緒 言

破損した燃料から冷却材中に放出される核分裂生成物，FP，の測定によって破損燃料の位置決めを行なう場合には，冷却材中に放出されるFPによって次第に冷却材全体が汚染して行くことが予想され，それがこの種位置決め方式の検出能力を左右する因子となり得る。従ってここでは破損燃料ピンからのFPその他による冷却材汚染を簡単なモデルを用いて近似して解析し，それが“Monju”の条件下において破損燃料の位置決めに与える影響の程度について評価を試みた。

又その他の冷却材汚染物質として， ^{23}Ne ， ^{41}Ar ， ^{24}Na ， Na 中の核物質をとりあげて，それらの物質の影響の程度について評価を行なった。それらの評価に基づいてキャリヤガス吹込みによるFPガス分離方式の“Monju”用破損燃料検出系について，検討を試みた。

以下これらの検討結果について述べる。

〔Ⅱ〕 破損燃料から放出されるFPによる1次冷却材の汚染

燃料の破損発生後の1次冷却系の主要な場所におけるFPによる冷却材放射能について、次の仮定を設けて解析する。

仮 定

- (1) FPは燃料破損発生後コンスタントに冷却材中に放出し続けられる。
- (2) 解析では崩壊定数 λ の1種類のFPに着目する。(他の核種をも考慮すべき場合は、単に重畳的取扱いで足りる。)
- (3) 一旦放出されたFPは、自然崩壊によってのみ減衰するものとし、炉心通過時の中性子吸収等による核種変換は無視する。
- (4) 1次冷却材は一様に系内を循環するものとし、系の途中での一部滞留等はないものとする。また炉心通過時に冷却材が分流することにより毎循環サイクル毎に生ずる過渡現象は無視する。
- (5) 各1次冷却系ループは完全に同一であり、1ループで近似できるものとする。
- (6) カバーガス系等1次冷却材系以外の系への物質移動はないものとする。

以上の仮定に基づく1次冷却系の解析モデルをFig 1及びFig 2に示す。

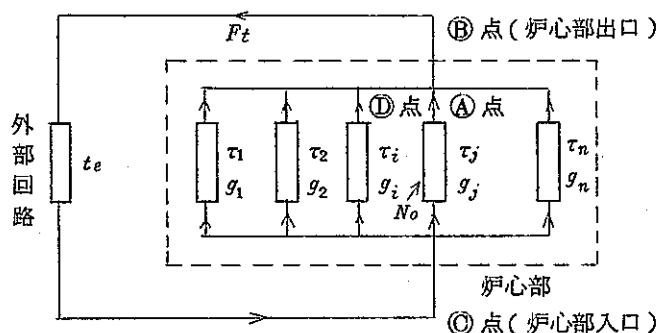


Fig 1

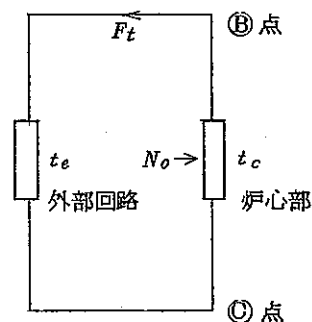


Fig 2

ここで

F_t : 1次冷却材の流量 (cc/sec)

t_e : 炉心出口から外部回路を1循環して炉心入口に到るまでの冷却材移動時間 (sec)

τ_i : 炉心入口から炉内の i チャンネルを通過して炉心出口に到るまでの冷却材移動時間 (sec)

g_i : 炉心内 i チャンネルの冷却材分流率, $\sum_{i=1}^n g_i = 1$

N_0 : 破損燃料から冷却材中に放出される崩壊定数 λ のFP原子数 (ヶ/sec)

また t_c は炉心通過時の F P の減衰を考慮した等価的な冷却材炉内通過時間であり、次式によって求められる。

$$t_c = \frac{-1}{\lambda} \ln \left[\sum_{i=1}^n g_i e^{-\lambda \tau_i} \right] \quad (1)$$

以上の解析モデルにおいては前述の仮定と関連して、 t_c は t_e に比べて小さく、また t_i の値も極端に大きなばらつきはなく、それらの値は t_e に比べて小さいことを仮定している。これらの条件は通常の原子炉では大体成立していると考えて差支えない。

図における㊸点及び㊹点の冷却材放射能をそれぞれ A_b 及び A_c とすれば、それは燃料破損発生後に冷却材が系統全体を循環する回数 k の関数として次のように表わすことができる。

先づ冷却材が系統を 1 循する間の F P の減衰率、 F 、は

$$F = e^{-\lambda(t_e + t_c)} \quad (2)$$

また放出された F P が全冷却材流量で稀釈された場合の冷却材放射能 A_o は

$$A_o = \frac{\lambda N_o}{F_t} \quad (3)$$

従って k 回循環後の㊸点の放射能は

$$A_b = A_o [1 + F + F^2 + \dots + F^k] = A_o \frac{1 - F^{k+1}}{1 - F} \quad (4)$$

故に㊹点の放射能は

$$A_c = A_o \frac{1 - F^{k+1}}{1 - F} e^{-\lambda t_e} \quad (5)$$

(5)式を用いて破損燃料集合体の出口㊸点及び他の集合体の出口㊹点の冷却材放射能を求めると、

$$A_a = A_o \left[\frac{1}{g_i} + \frac{1 - F^k}{1 - F} e^{-\lambda(t_e + \tau_j)} \right] \quad (6)$$

$$A_d = A_o \frac{1 - F^k}{1 - F} e^{-\lambda(t_e + \tau_i)} \quad (7)$$

ここで A_a と A_d の比、 R 、を求めてみると

$$R = \frac{A_a}{A_d} = \frac{1}{1 - F^k} \left[\frac{1}{g_j} (e^{\lambda(t_e + \tau_i)} - e^{-\lambda(t_e - \tau_i)}) + (1 - F^k) e^{-\lambda(\tau_j - \tau_i)} \right] \quad (8)$$

(8)式において k が充分大きい場合には

$$R_{\infty} = \lim_{k \rightarrow \infty} R = \frac{1}{g_j} [e^{\lambda(t_e + \tau_i)} - e^{-\lambda(t_e - \tau_i)}] + e^{-\lambda(\tau_j - \tau_i)} \quad (9)$$

通常の炉では $\tau_j \doteq \tau_i \doteq t_c$ の条件が成立することが多いので、その場合には

$$R_\infty \doteq \frac{1}{g_j} (e^{\lambda(t_e + \tau_i)} - 1) + 1 \quad (10)$$

(9)又は(10)式から、 $R_k = \infty$ を或一定値以上にするためには、 λ が或一定値以上の値であることが必要となる。

すなわち(10)式を書きかえて

$$\lambda = \frac{1}{t_e + \tau_i} \ln [1 + (R_\infty - 1) g_j] \quad (11)$$

或は $(R_\infty - 1) g_j \ll 1$ の場合には級数展開して、第3項までとって、

$$\lambda \doteq \frac{(R_\infty - 1) g_j}{t_e + \tau_i} \left[1 - \frac{1}{2} (R_\infty - 1) g_j + \frac{1}{3} \{ (R_\infty - 1) g_j \}^2 \right] \quad (12)$$

(11)式又は(12)式から云い得ることは、燃料破損発生後充分長い時間経過した場合、燃料集合体出口の冷却材中FP量を比較する方式の破損燃料位置決め方式においては、(11)式又は(12)式で与えられるような或一定値以上の λ をもつFP核種に着目しない限り、位置検出が困難であると言うことである。

〔Ⅲ〕 “Monju” 条件での F P による汚染の評価

(8)式において λ および k をパラメーターとして R を求めてみる。他は常数として “Monju” の条件を次のように定める。

$$g_j = 3.77 \times 10^{-3} \quad t_c = \tau_j = \tau_i = 1.0 \text{ sec}$$

$$t_e = 130 \text{ sec}$$

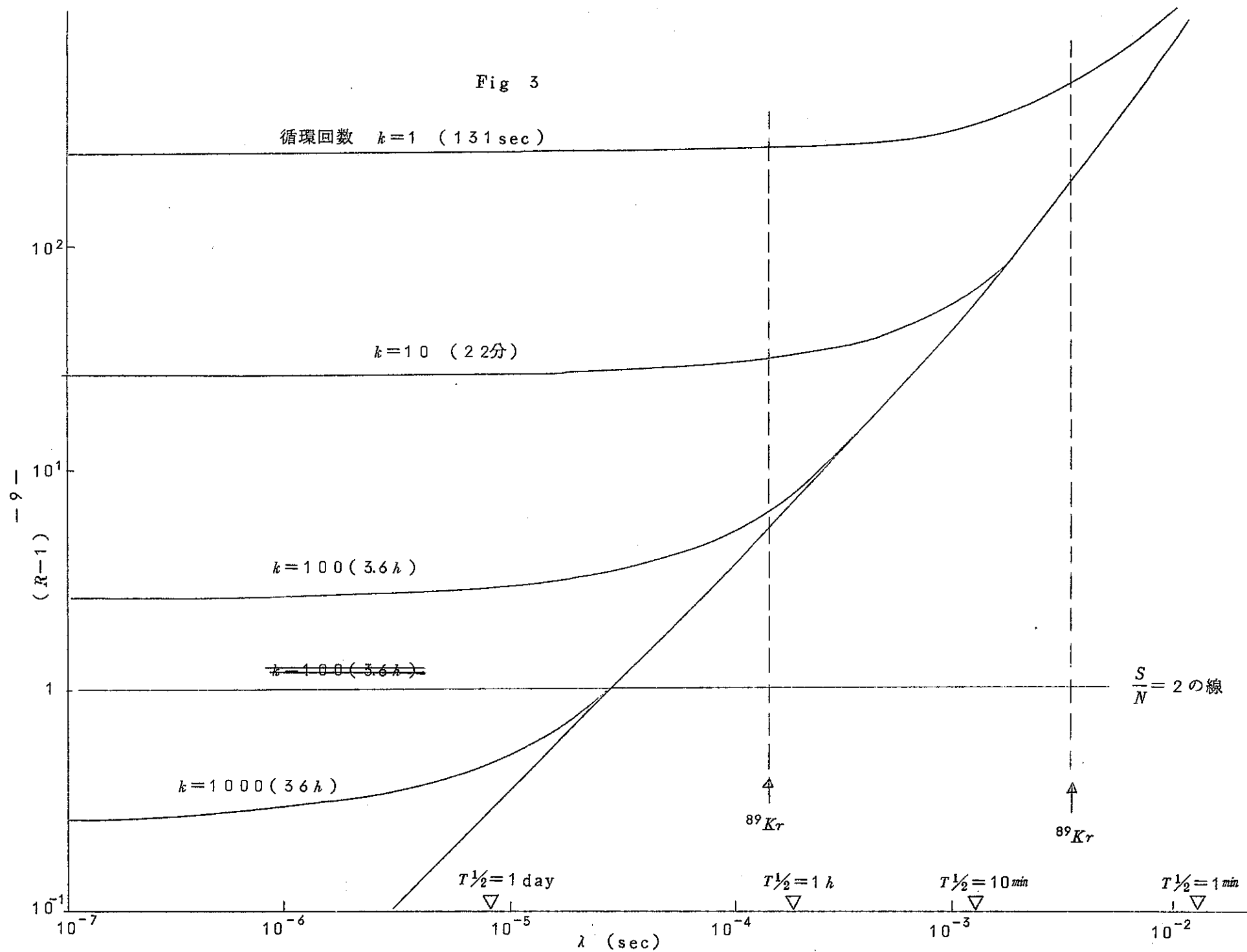
これらの数値を用いて(8)式を書直すと

$$(R-1) = \frac{265.5}{1-Fk} (e^{131\lambda} - 1) \quad (13)$$

この(13)式の計算結果を Fig 3 に示す。この図から次のことが言い得る。

- (1) $T_{1/2}$ が分オーダーの核種を狙う場合 (例 ^{89}Kr $T_{1/2} = 3.2 \text{ min}$) 数10分で R は約200位の値となり、この場合には N_a 中に溶解して冷却系を循環する F P (^{89}Kr) は検出に余り影響を与えない。
- (2) $T_{1/2}$ が1時間程度の核種を狙う場合 (例 ^{87}Kr $T_{1/2} = 7.8 \text{ min}$) 数時間で R は約5位に取れんし、この場合には冷却材中の Kr^{87} が検出に影響を与えるけれども、検出そのものは充分可能であると考えられる。
- (3) $T_{1/2}$ が10時間程度の核種を狙う場合 (例 ^{135}Xe $T_{1/2} = 9.2 \text{ h}$) 数10時間で R は1.6程度に取れんする。従ってこの場合は出力上昇後短時間に検出するとか、或は検出方法に特別の工夫をこらす必要がある。
- (4) $T_{1/2}$ が日以上核種を狙う場合には、 R は1に極めて近い値に取れんして行く。従ってこの場合には一般に検出は困難である。

Fig 3



[IV] “Monju” 条件での ^{23}Ne 及び ^{41}Ar の生成量の評価

炉内の ^{23}Ne の量を〔II〕節で述べた手法と同様の方法で評価する。すなわち Fig 1, (5) 式及び(6)式を参照し、チャンネル i に着目して

$$A_a = A_o \frac{1-F^k}{1-F} e^{-\lambda(t_e+\tau_i)} + a_o \quad (14)$$

ここで

$$A_o = \bar{\Sigma}_c \{ f_c \bar{\Phi}_c (1 - e^{-\lambda t_{core}}) + f_b \bar{\Phi}_b (1 - e^{-\lambda t_{bl}}) \} \quad (15)$$

$$a_o = \bar{\Sigma}_c \bar{\Phi}_c (1 - e^{-\lambda t_{core}}) \quad (16)$$

用いた記号のうち特別なものは

$\bar{\Sigma}_c$: $^{23}\text{Na}(np)$ ^{23}Ne の cross section

$\bar{\Phi}_c$: 炉心内平均高速中性子束 $3.4 \times 10^{14} \text{ n/cm}^2\text{sec}$

$\bar{\Phi}_b$: ブランケット内平均高速中性子束 $3.1 \times 10^{13} \text{ n/cm}^2\text{sec}$

f_c : 炉心への冷却材分流率 0.855

f_b : ブランケットへの冷却材分流率 0.145

t_{core} : 冷却材の炉内通過時平均照射時間 0.2 sec

t_{bl} : 冷却材のブランケット通過時平均照射時間 0.5 sec

$\bar{\Sigma}_c$ の値は

$$\frac{\rho A \bar{\Phi}_c}{M} = \frac{0.85 \times 0.6025 \times 10^{24} \times 1.16 \times 10^{-3} \times 10^{-24}}{23}$$

$$= 2.58 \times 10^{-4} \text{ (cm}^{-1}\text{)}$$

^{23}Ne の λ は $1.83 \times 10^{-2} \text{ (sec}^{-1}\text{)}$ であるから、 t_e , τ_i , 等は以前の値を使用して A_o , a_o , A_a 等を計算すると

$$a_o = 3.21 \times 10^8 \quad (\text{dps})$$

$$A_o = 2.86 \times 10^8 \quad (\text{dps})$$

$$F = e^{-\lambda(t_e+\tau_i)} = e^{-1.83 \times 10^{-2} \times 131} = 9.1 \times 10^{-2}$$

従って

$$A_a = 3.21 \times 10^8 \left[1 + \frac{1-F^k}{1-F} 9.1 \times 10^{-2} \right]$$

$$= 3.21 \times 10^8 \{ 1 + 0.1 \times (1-F^k) \} \quad (\text{dps/ccNa}) \quad (17)$$

$k = \infty$ の場合の Activity は

$$A_{a \ k=\infty} = 3.53 \times 10^8 \quad (\text{dps/ccNa})$$

次にこの ^{23}Ne の ^{23}Na に対する原子数濃度を求めてみる。今 Na 1 cc 中の Na の原子数を N_{Na} 、 ^{23}Ne のそれを N_{Ne} とすれば

$$N_{\text{Na}} = \frac{6.025 \times 10^{23} \times 0.85}{23} = 2.22 \times 10^{22} \quad \text{ケ/cc Na}$$

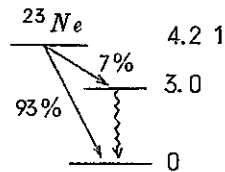
$$N_{\text{Ne}} = \frac{3.5 \times 10^8}{1.83 \times 10^{-2}} = 1.91 \times 10^{10} \quad \text{ケ/cc Na}$$

従って原子数濃度は

$$\frac{N_{\text{Ne}}}{N_{\text{Na}}} = 8.6 \times 10^{-13}$$

^{23}Ne の Na 中の飽和溶解度は不明であるが、 Ar や Kr に比べて極端に小さくない限り上記の濃度は飽和濃度よりも充分小さいことになり、カバーガス中への ^{23}Ne の移行は Na 液面からの拡散によって行なわれるものと推定される。この場合カバーガス中への拡散に要する時間が問題であり、その長短によってカバーガス中の ^{23}Ne の濃度が大きく左右されるものと推定される。

然し乍ら上記の検討結果が示すように、集合体出口における ^{23}Ne の放射能は 3.5×10^8 dps/cc Na と云う大きな値であり、 ^{23}Ne は破損燃料検出系の検出能力を検討する場合に充分注意すべき核種の1つである。なお ^{23}Ne の Decay Scheme は次の通りである。



次に“Monju”条件で炉内で生成される ^{41}Ar の量を ^{23}Ne の場合と同様の手法によって評価してみる。Sodium Technology (FPM 3606-1)によれば Ar の溶解度 S は次の様に表わされる。

$$\log S = -2.13 - \frac{4540}{T^{\circ}(\text{K})}$$

従って 500°C の Na に対する溶解度 S は 10^{-8} と計算される。故に飽和溶解度に達した 500°C の Na 1 cc 中の Ar の原子数は 2.22×10^{14} ケ/cc Na である。“Monju”の炉心スペクトルに対する $^{40}\text{Ar}(n, \gamma)^{41}\text{Ar}$ の実効断面積はよくわからないが、ここでの評価では大雑把に 0.1 barn と仮定して評価してみることにする。そうすると(15)(16)式で用いるべき $\bar{\sigma}_0$ は $2.22 \times 10^{-11} (\text{cm}^{-1})$ となる。

^{41}Ar の半減期は 110 分であるから λ は 1.05×10^{-4} である。他の定数はすべて ^{23}Ne と同様と考えて計算すると

$$a_0 = 1.59 \times 10^{-1} \quad (\text{dps})$$

$$A_0 = 1.41 \times 10^{-1} \quad (\text{dps})$$

$$F = e^{-\lambda(te+ti)} = e^{-1.38 \times 10^{-2}}$$

従って

$$A_a = 1.0(1-F^k) + 0.16 \quad (\text{dps/cc Na})$$

$k = \infty$ の場合の ^{41}Ar の Activity は

$$A_a \text{ } k=\infty = 1.0 \quad (\text{dps/cc Na})$$

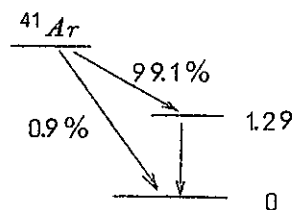
この放射能は ^{23}Ne のそれに比べて無視し得る程度に小さい。

若しこの ^{41}Ar がカバーガス中に拡散して平衡に達した場合の放射能を求めてみると次のような数値を得る。すなわち拡散時間内の減衰は簡単に無視して Na 中の放射性と非放射性の Ar 原子数比がそのままカバーガスにも適用可能であると考え、1 cc 中の Ar ガス中の原子数は 2.69×10^{19} ケであることから、カバーガス 1 cc 当りの放射能は

$$\frac{1.0}{2.22 \times 10^{14}} \times 2.69 \times 10^{19} = 1.21 \times 10^6 \quad (\text{dps/cc Ar}) = 33 \text{ (mci/lAr)}$$

但しこの値は炉内で放射化される ^{41}Ar のみによるもので Na 液面上のカバーガスの放射化による放射能は全く含まない数値である。この評価では拡散時間内の減衰を全く考慮していないから当然大き目の数値になる筈ではあるが、それにしても 33 mci/lAr の数字は大きすぎるように考えられ、その理由は 0.1 barn と云う実効断面積の仮定が過大な仮定であることにもよるものと考えられる。

何れにしても、平衡時の ^{41}Ar の放射能が約 1.0 dps/cc Na であるとするのは可成り低い値であり、Back ground としては重視する必要がないことを示していると考えて差支えない。なお ^{41}Ar の Decay Scheme は次の通りである。



[V] N_a 中に含まれる核燃料物質の影響の評価

前節〔IV〕の手法と同じようなモデルで評価することができ、チャネル i に着目すれば(14)式がそのまま適用可能である。但し(14)式における A_0 及び a_0 は当然異なる値となり次の様にして求められる。

$$A_0 = [f_c \bar{\Sigma}_{f,c} \bar{\Phi}_c (1 - e^{-\lambda t_{core}}) + f_b \bar{\Sigma}_{f,b} \bar{\Phi}_{bl} (1 - e^{-\lambda t_{bl}})] r \quad (18)$$

$$a_0 = \bar{\Sigma}_{f,c} \bar{\Phi}_c (1 - e^{-\lambda t_{core}}) r \quad (19)$$

ここで $\bar{\Sigma}_{f,c}$, $\bar{\Sigma}_{f,b}$, r 以外の記号は前と同じである。

$\bar{\Sigma}_{f,c}$: 炉心内の N_a 中 U の実効核分裂断面積 (cm^{-1})

$\bar{\Sigma}_{f,b}$: ブランケット内 N_a 中 U の実効核分裂断面積 (cm^{-1})

r : 崩壊定数 λ の目的核種の核分裂収率

勿論これらの実効断面積を微視的断面積と核物質の原子数密度の積から求めることが出来るけれども、ここでは“Monju”の核設計によって得られた数値を利用して次の様に評価することとする。

“Monju” 1次設計の結果によれば“Monju”の炉心は

炉心装荷量 (初期)

$\times 10^3 g$

	内側炉心	外側炉心	R方向ブランケット	R方向90 cm ^H のブランケット
²³⁵ U	4.67	4.12	24.6	13.8
²³⁸ U	2.33×10^3	2.06×10^3	1.23×10^4	6.91×10^3
²³⁹ Pu	405.	525.	—	—
²⁴⁰ Pu	108.	140.	—	—
²⁴¹ Pu	27.	35.	—	—

出力分担率

(%/MW)

	²³⁵ U	²³⁸ U	²³⁹ Pu	²⁴⁰ Pu	²⁴¹ Pu	
炉心	0.8/5.7	10.8/77	73.6/525	4.8/34.3	8.0/57.1	
90 cm ^H R方向 ブランケット	0.3/2.14	1.7/12.1	—	—	—	

“Monju”炉心体積比(%)

	燃料	Na	鋼	Void	
炉心	33.8	42.3	21.4	2.5	
R方向 ブランケット	45.2	35.0	18.0	1.8	

炉心体積

	集合体数	体積(ℓ)
内側 炉心	102	1155
外側	90	1021
R方向90cm ^H ブランケット	177	2005

以上の数値を使用して内側炉心と外側炉心の²³⁵U及び²³⁸Uの原子数濃度を求めてみると下記の通りであり、当然極めて似た値となる。従ってこの解析の目的上は炉心を一領域として取扱っても大きな誤差は生じない。

	²³⁵ U (g/cc)	²³⁸ U (g/cc)
内側炉心	4.05 × 10 ⁻³	4.04 × 10 ⁻³
外側炉心	2.02	2.02

今Na中に天然Uが1 ppm含まれるとして、上記の数値から $\bar{\Sigma}f_c \bar{\Phi}_c$ 及び $\bar{\Sigma}f_{bl} \bar{\Phi}_{bl}$ を求めると、Naの密度ρを0.85として

	炉心		ブランケット	
	²³⁵ U	²³⁸ U	²³⁵ U	²³⁸ U
Na 1cc中のU量 (g/cc Na)	5.95 × 10 ⁻⁹	8.5 × 10 ⁻⁷	5.95 × 10 ⁻⁹	8.5 × 10 ⁻⁷
単位重量当り分裂数 (f/g)	2.02 × 10 ¹³	5.48 × 10 ¹¹	4.84 × 10 ¹²	5.46 × 10 ¹⁰
Na 1cc中の核分裂数 (f/cc Na)	1.20 × 10 ⁵	4.66 × 10 ⁵	2.88 × 10 ⁴	4.65 × 10 ⁴
Na 1cc中の核分裂数合計 ($\bar{\Sigma}f \bar{\Phi}$) (f/s.cc Na)	5.86 × 10 ⁵		7.53 × 10 ⁴	

従って1 ppmの不純物天然Uに対する A_0 , a_0 は諸定数を前節〔IV〕において採用したものをそのまま用いて

$$a_0 = 5.86 \times 10^5 r (1 - e^{-0.2\lambda})$$

(20)

$$A_0 = [5.0 \times 10^5 (1 - e^{-0.2\lambda}) + 1.09 \times 10^4 (1 - e^{-0.5\lambda})] r \quad (21)$$

以上の A_0 及び a_0 を用いて集合体出口における F P 放射能は下記の式で評価することができることになる。

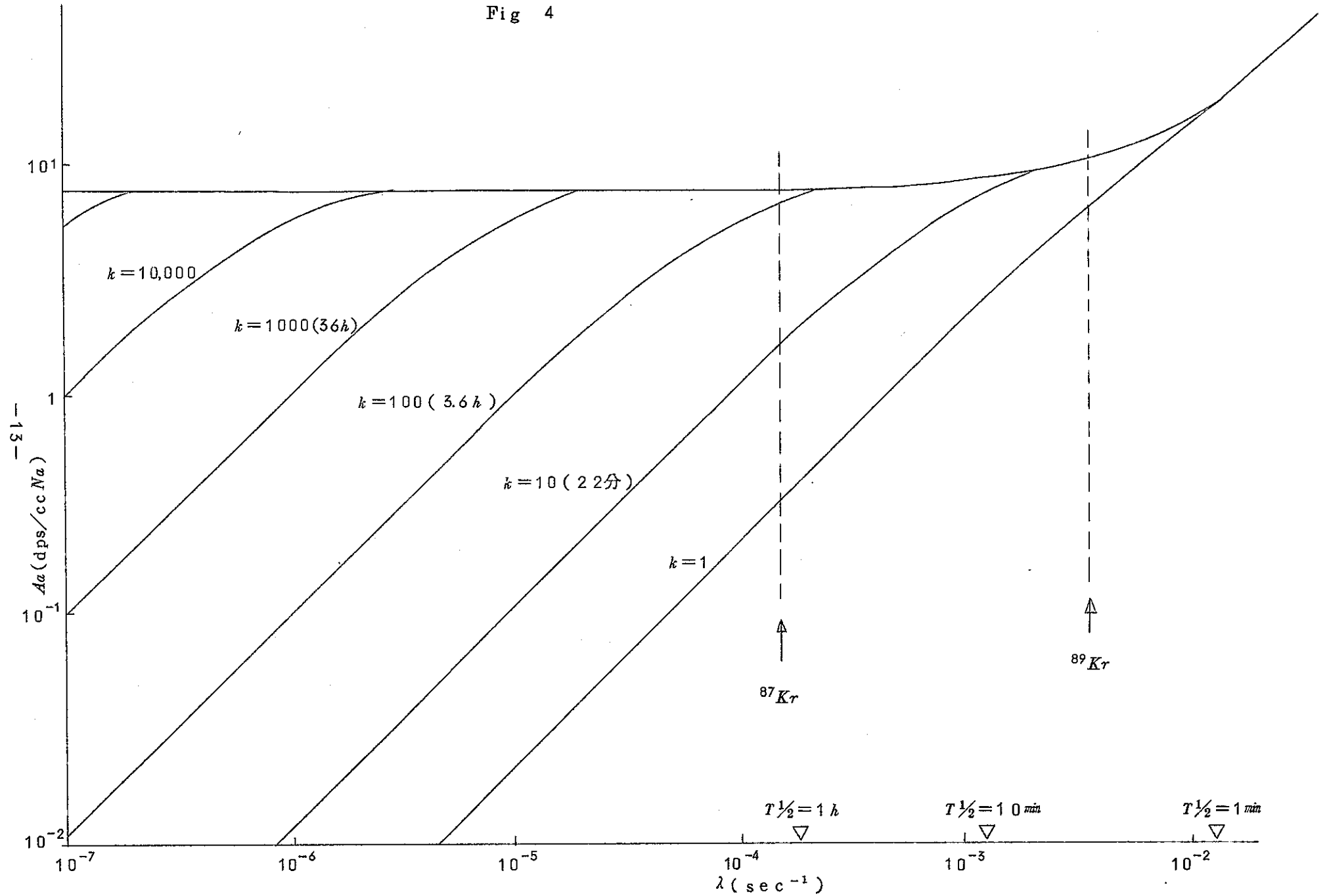
$$A_a = A_0 \frac{1 - F^k}{1 - F} e^{-131\lambda} + a_0 \quad (\text{dps/cc Na})$$

この式を用いて λ 及び k をパラメーターとして放射能を計算してみる。この場合 r の値は 10^{-2} と仮定し定数とする。従って或特定の F P 核種についての冷却材中放射能を求めるには、その核種の核分裂収率の%単位倍すればよいことになる。

この結果を図 Fig 4 に示す。図から明らかなように、1 ppm の天然 U 不純物による冷却材汚染は、半減期が 1 分程度以上の F P 核種の場合、核分裂収率 1% 当り約 10 dps/cc Na の放射能値に収れんすることがわかる。

F P のうち通常の検出対称となり得る ^{89}Kr , ^{87}Kr , ^{135}Xe 等は、大略 1~5% 前後の核分裂収率があるので、それらの核種の場合には約 10~50 dps/cc Na を与えることになる。すなわち Na 中の不純物としての天然 U 1 ppm 当り上記の核種は 10~50 dps/cc Na 程度となるので、それらは破損燃料検出の Back ground 信号として留意すべき数値である。

Fig 4



[VI] “Monju” 破損燃料からの F P ガス放出量の推定

日立に委託して実施した「ベント燃料開発に関する調査」によれば 450 日 100,000 MWD/T に達した附近での “Monju” の燃料からのガス放出量は約 29.4 cc/cc fuel であると報告されている。ここで検討された燃料は 18% PuO₂ + 82% UO₂ で 87% TD のものである。

一方 “Monju” の燃料ピンのクラッド内径は 5.6 mm, ベレット直径 5.4 mm, ガスプレナム長 1130 mm であるからガスプレナム部の体積は約 27.8 cc と計算される。また炉心高さが 90 cm であることから, 1 燃料ピン内の燃料の体積は約 20.6 cc であるから, ピン内の F P ガス発生率は

$$\frac{29.4 \times 20.6}{450 \times 24 \times 3600} = 1.55 \times 10^{-5} \quad \text{cc stp/sec}$$

次に “Monju” の燃料ピン線出力と Kr 及び Xe の Fission Yield からガス放出率を推定してみる。今燃料ピンの平均線出力を 400 W/cm とすれば, ピン当りの Fission 数は

$$400 \times 90 \times 3.1 \times 10^{10} = 1.11 \times 10^{15} \quad \text{fission/ピン}$$

⁸²⁻⁹⁰Kr 及び ¹²⁸⁻¹⁴⁰Xe の全 Fission Yield を夫々 2.8% (うち 4.4% は Stable な Kr) および 5.6% (うち 2.0% は Stable な Xe) と大雑把に仮定すると, 稀ガス発生量はそれぞれ

$$\begin{aligned} \text{Kr} \quad 1.11 \times 10^{15} \times 0.28 &= 3.1 \times 10^{14} \quad \text{ケ/sec} \\ &= 1.15 \times 10^{-5} \quad \text{cc stp/sec (ピン)} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{Xe} \quad 1.11 \times 10^{15} \times 0.56 &= 6.2 \times 10^{14} \quad \text{ケ/sec} \\ &= 2.3 \times 10^{-5} \quad \text{cc stp/sec (ピン)} \end{aligned}$$

従ってこれらの合計は 3.5×10^{-5} cc stp/sec (ピン) となる。この値は 10 秒程度以上の半減期の Kr, Xe の放出率の単純な加算値であるが, 前述の数値の約 2 倍の値である。

前述の 29.4 cc/cc fuel の放出率は, 参照した報告書に示されている計算で短半減期の F P 等をどのように取扱っているか不明であり, また 450 日照射と云う長期間を対称にした計算値でもあるので, 実際に破損が起った場合に燃料から放出される F P ガス放出率は, この数値から算出される 1.55×10^{-5} cc stp/sec よりも大きな数値となり得ることが予想される。

以上の考察から “Monju” の破損燃料ピン 1 本からの定常的な稀ガス放出率としては $2 \sim 3 \times 10^{-5}$ cc stp/sec を考えるのが妥当と思われる。この場合には, 例えばピン上部端栓部に破損が生じたとき, ガスプレナム部 27.8 cc の体積を通過して冷却材中に放出されるま

でに要する時間は

$$\frac{27.8}{2 \sim 3 \times 10^{-5}} \div 1.4 \sim 0.9 \times 10^6 \text{ (sec)} \div 16 \sim 10 \text{ (days)}$$

従つてこの場合には短半減期の核種は完全に崩壊し尽くしてしまう事が予想されるから、このような破損を検出するためには少くとも半減期が1日程度以上の核種に着目する必要がある。但しこゝではガスペナム内の対流等は完全に無視しているので実際の通過時間はこの数値より小さいことが期待される。

次に上述の放出ガスが燃料集合体内を流れる冷却材と混合した場合の濃度を計算してみる。

1集合体当りのピン数は169本であるから

集合体当り Na 流量	$70 \times 10^3 \text{ kg/h} = 19.4 \text{ kg/sec}$	(炉心中心部)
	$51 \times 10^3 \text{ kg/h} = 14.2 \text{ kg/sec}$	(炉心周辺部)
ピン当り流量	115 g/sec	(炉心中心部)
	84 g/sec	(炉心周辺部)

従つて1ピンからの放出ガスが集合体内で完全に混合したと仮定した場合の濃度は、 Na 1gの原子数が 2.62×10^{22} ケであるから

$$\frac{2 \sim 3 \times 10^{-5} \times \frac{6.025 \times 10^{23}}{2.24 \times 10^5}}{2.62 \times 10^{22} \times 1.43 \times 10^3} = \frac{5.38 \sim 8.07 \times 10^{14}}{3.74 \times 10^{26}} = 1.44 \sim 2.16 \times 10^{-12}$$

又ピンチャンネル間の Na 流混合がないとした場合には

$$2.43 \sim 3.65 \times 10^{-10}$$

一方“Sodium Technology”中にANL-6900によるデータとして掲載されている Na 中の Kr の飽和溶解度計算式を用いて 500°C における Kr の溶解度を求める。

$$\log S = 4.34 - \frac{3500}{T} \tag{22}$$

こゝで T は $^\circ\text{K}$, S は Mol gas/Mol Na である。従つて

$$S = 10^{-8.8} \div 1.6 \times 10^{-9}$$

Xe についての溶解度のデータは見当らない。若し Xe の飽和溶解度が Kr のそれより大巾に小さくない限り、上に求めた溶解度は1気圧の場合の飽和溶解度よりも充分小さい値である。従つてピンから放出される稀ガスは一旦は Na 中に完全に溶け込んでしまうものと予想され、カバーガス中への移行は Na 液面からの拡散によつて除々に行なわれるものと推定される。

即ち、“Monju”の炉心燃料ピンに破損が生じて定常的に稀ガスの放出がある場合、放出される稀ガスはその附近を流れているNa中に一旦は完全に溶解するものと推定される。

次に前述の29.4 cc/ccfuelの稀ガス放出量を用いて、Burnupが進んだ状態で破損が起り、ガスプレナム中の蓄積FPガスが一時に冷却材中に放出され一様に混合した場合の濃度を求めてみる。100,000 MWD/T, 450日で1ピン内のFPガス蓄積量は

$$29.4 \times 20.6 = 6.06 \times 10^2 \text{ cc/ピン}$$

となり、ガスプレナム体積を27.8 ccとすれば圧力は約22気圧となる。従ってこのガス量が全1次系のNa 500 tonの中に一様に混合したと仮定した場合の濃度は

$$\frac{6.06 \times 10^2 \times 2.69 \times 10^{19}}{500 \times 10^6 \times 2.62 \times 10^{22}} = 1.24 \times 10^{-9}$$

この数値はKrのNa中飽和溶解度と同程度である。勿論こゝでもXeの飽和溶解度がKrのそれと同じであると仮定しているが、1次系のNa中には可成りのFPガスが溶解され得ることを示すものと考えて差支えない。即ち一旦Na中に溶解し、その後除々に液面からカバーガス中に移行し、いわゆるヘンリーの法則に従う濃度に近づいて行くことが予想される。

このことはガスバブルとしてFPがピンから放出されるような燃料破損がある場合に、そのガスバブルの一部を炉心附近の適当な場所に貯溜しておいて破損を検出しようとする検出方式においては注意を要する点である。即ちガスバブルのサンプリング方法及び貯溜方法を適切にしないと、バブルのサンプリングが困難となり得ること、及び一旦サンプリングし得たバブルが次第にNa中に溶解してカバーガス中へと移行する現象が予測され、極端な場合にはサンプリングしたバブルガスが遂には消失してしまうであろう事が予測されるからである。

[VII] “Monju” 破損燃料からの放射能についての評価

破損燃料集合体出口放射能は、崩壊定数 λ の核種に着目して(6)式で与えられる。今その核種の Fission yield を r とすれば、1ピン当りの分裂数は前節の値を使用して

$$N_0 = r \cdot 1.11 \times 10^{15}$$

従って(3)式により、“Monju”の全冷却材流量を $13530 \times 10^6 \text{ kg/h}$ として

$$\begin{aligned} A_0 &= \frac{\lambda N_0}{F_t} = \frac{\lambda r \cdot 1.11 \times 10^{15} \times 0.85}{3.76 \times 10^6} \\ &= \lambda r \times 2.51 \times 10^8 \quad \text{dps/cc Na} \end{aligned}$$

ここで g_i としては炉心中心部の集合体に着目して

$$g_i = \frac{70 \times 10^3}{13530 \times 10^3} = \frac{1}{193}$$

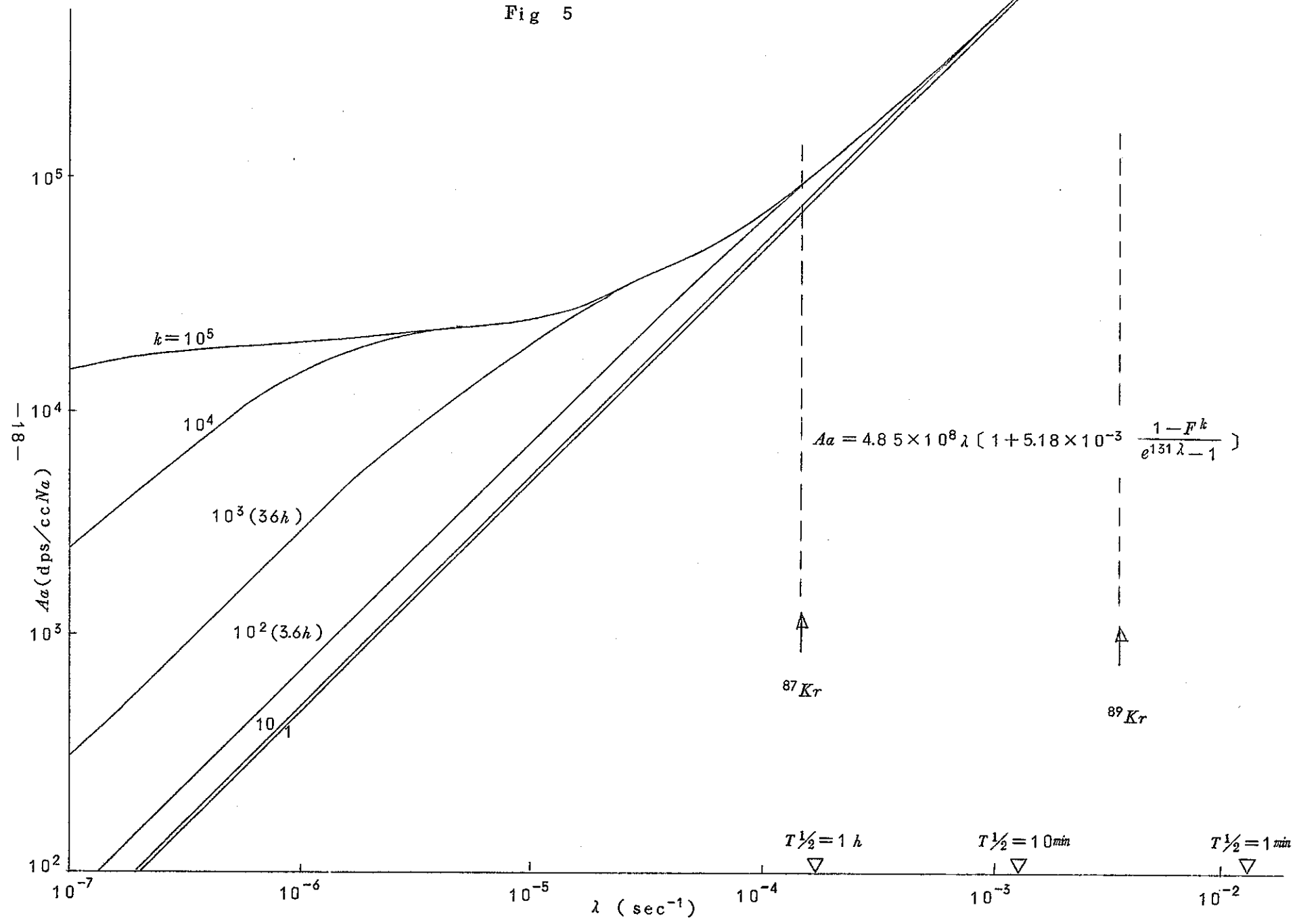
また t_e, τ_j は以前の値をそのまま使用すると(6)式は

$$\begin{aligned} A_a &= A_0 \left[\frac{1}{g_i} + \frac{1-Fk}{1-F} e^{-\lambda(t_e + \tau_j)} \right] \\ &= 2.51 \times 10^8 \lambda r \left[193 + \frac{1 - e^{-131k\lambda}}{e^{131\lambda} - 1} \right] \\ &= 4.85 \times 10^{10} \lambda r \left[1 + 5.18 \times 10^{-3} \frac{1 - e^{-131k\lambda}}{e^{131\lambda} - 1} \right] \quad (\text{dps/cc Na}) \quad (23) \end{aligned}$$

(23)式において r を 10^{-2} と仮定して λ, k の関数として A_a を計算すると次の図 Fig 5 に示すようになる。

Fig 5

Δ
 4.85×10^6



〔VIII〕 “Monju” の破損燃料検出に適する核種の検討

核分裂によって生ずる希ガス生成物をまとめると別表のようになり、放射線測定系の時間おくれ等も考慮すれば、破損燃料検出に用い得ると考えられる核種は次のとおりである。

Isotope	λ (sec ⁻¹)	% yield	検出可能性
^{85m} Kr	4.4×10^{-5}	0.69	○
⁸⁷ Kr	1.5×10^{-4}	1.14	○
⁸⁸ Kr	6.9×10^{-5}	1.4	○
⁸⁹ Kr	3.6×10^{-3}	1.6	○
¹³³ Xe	1.5×10^{-6}	5.7	?
^{135m} Xe	7.4×10^{-4}	1.9	○
¹³⁵ Xe	2.1×10^{-5}	6.8	○
¹³⁷ Xe	3.0×10^{-3}	6.2	○
¹³⁸ Xe	8.3×10^{-4}	5.0	○

これらの核種の撰択に当たっての留意点は下記の通りである。

(1) ²³Ne の Activity について

²³Ne の Activity は前に評価した如く 3.5×10^8 dps/cc Na と云う非常に大きな値であり、破損燃料検出系への混入はできるだけ避けねばならない。例えば Na 中にキャリヤガスを吹込んで希ガス核分裂生成物をキャリヤガス中に抽出しようとするような場合には、キャリヤガス中に予め ²³Ne の移行抑制物を添加しておく等の方法も検討されるべきであろう。

然し放射能的に見た場合 “Monju” の燃料ピンから放出される希ガスの放射能が $10^4 \sim 10^6$ dps/cc Na のオーダーであることを考えれば、²³Ne の Decay を待つて FP ガスを検出する方式を第 1 に検討すべきである。この ²³Ne の Decay の制約条件は ① T_{1/2} が 1 分以上の核種を狙う必要があること、② 放射線測定系の Time lag が 10 数分のオーダーであること、の 2 つのことを要求することになる。

(2) 長半減期核種について

既に述べたごとく集合体出口の希ガス放射能は、 λ に比例して小さくなり、又 Fig 3 に示すように冷却材のループ循環回数増大と共に他の集合体出口放射能との比が小さくなって行く。これらの事から総合的に判断すれば大略次のことが言い得る。

(i) 半減期としては最大 2 日程度のものが狙い得るであろう。

(ii) この場合測定はせいぜい 1 ~ 2 日の間に終了する必要がある。

(iii) この場合の集合体出口放射能は $2 \sim 10 \times 10^3$ dps/cc Na 程度である。2日後における R は約 1.5 程度である。

(iv) 第〔VI〕で述べたように端栓部に破損が発生し、ガスプレナム内で対流等が全くなくて10～16日間放出ガスの滞留があるとすれば、位置検出は極めて困難である。ガス滞留時間が実効的に1～2日程度であれば検出の可能性を期待できる。

(3) 短半減期核種について

^{23}Ne の $T_{1/2}$ より小さい半減期の核種は ^{23}Ne の Activity が高いので特別な ^{23}Ne 分離法を講じない限り検出がむづかしいと考えられる。従って狙い得る核種としては $T_{1/2} = 1$ 分が最小であると思われる。この意味で $T_{1/2}$ が 41 秒である ^{139}Xe の検出は困難であろう。尤もこの検出の可能性は、放射線測定系の識別能力や感度等にも依存するので実際にどれだけ短い半減期のものまで検出可能かは更に詳細に検討する必要がある。

(4) γ 線測定の立場からみた問題点

^{23}Ne の γ 線は 3.0 Mev であり ^{24}Na のそれが 2.76 Mev であることから、検出すべき γ 線としてはできれば 3 Mev 以上のものが望ましい。このような観点からの適当核種としては ^{87}Kr , ^{89}Kr 等があげられる。然しこゝでも高 γ 線エネルギー領域における識別能力や検出感度が問題となる。Xe では高エネルギーの γ 線を放出する適当な核種がないので、検出に際しては photo peak の分離識別に特に注意する必要がある。

(5) γ 線検出器までの Time lag について

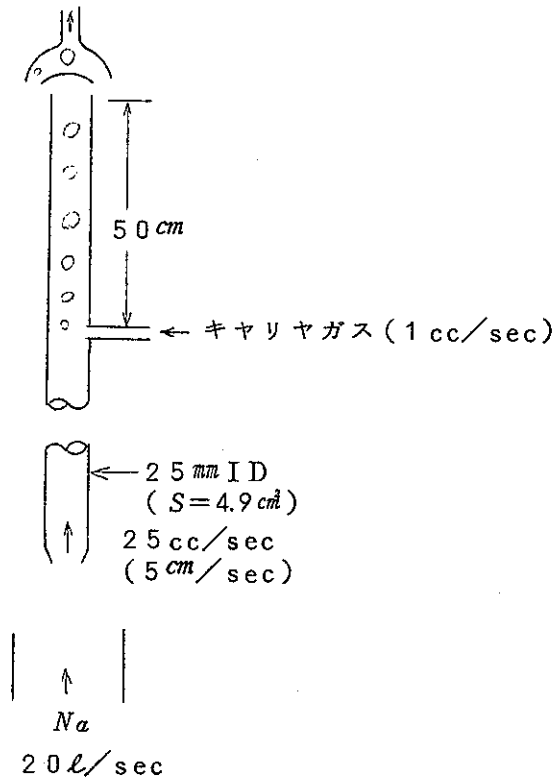
キャリヤガス中に Na 中の FP ガスを抽出して破損燃料を検出しようとする方式では、前述のように ^{23}Ne の Back ground が重要な問題となるであろう。 ^{23}Ne の $T_{1/2}$ は 3.8 分であるから ^{23}Ne の放射能は約 6.3 分毎に $\frac{1}{1000}$ に減少することになる。従って ^{89}Kr の 3.2 m 及び ^{137}Xe の 3.8 m 等を考えた場合、 S/N の改善率は約 6.5 分毎に 250 倍と云うことになる。 S/N の改善率としてどれだけの数値が必要であるかは詳細な検討が必要であるが、例えば 10^5 の場合には約 1.3 分の Time lag を放射線検出系に持たせることで解決できるであろう。またこのような Time lag は実際には可変であることが望ましい。次に γ 線検出器に到るまでの間に設けられるべき Na のペーパートラップについては充分検討する必要がある。このペーパートラップでの ^{24}Na ペーパーの除去効率が不良の場合には、 ^{24}Na が Back ground として重要な核種になってしまう他、種々のトラブルの原因ともなることが予想されるので高性能のペーパートラップを使用することが重要である。

239Pu の Fast Fission による希ガス分裂生成物

Isotope	T 1/2	Cum. yield (%)	主要 γ Energy _{keV} () % Photon/disintegration [] relative intensity			
85mKr	1.86 h	0.38	32.	9.		
⊙ 85mKr	4.4 h	0.69	<u>305.0</u>	<u>149.5</u>		
85Kr	10.76 y	0.145	514.0			
△ 87Kr	76 m	1.14	3308.2(0.46)	2557.7(43)	<u>2554.5(8.65)</u>	<u>2011.9(289)</u> 845.6(7.25) 402.7(483)
△ 88Kr	2.8 h	1.4	2393.5[100]	2197.3[35]	1531.1[40]	<u>835.2[50]</u> <u>196.1</u>
89Kr	3.2 m	1.6	3534(1.54)	2866(24)	1533.4(11)	586.4(21)
90Kr	3.3 s	1.5	3600(1)	2940(3)	1790(11)	1542(17) <u>111.2(48)</u> 536(48)
91Kr	1.0 s	1.1	509(25) 630[10]	108(65) 111[80]		
92Kr	3 s	0.55	1123[100]	144.5[70]		
93Kr	3 s	0.18	?			
94Kr	1 s	0.04	?			
133mXe	2.3 d	0.15	233.			
⊙ 133Xe	5.27 d	5.7	<u>384.1</u>	<u>160.7</u>		
△ 135mXe	1.56 m	1.9	<u>527.0</u>			
⊙ 135Xe	9.2 h	6.8	<u>608.6</u>	<u>408.2</u>	<u>358.6</u>	<u>249.6</u>
137Xe	3.8 m	6.2	455.1			
△ 138Xe	1.4 m	5.0	1768	746.2[8]	<u>258.6[100]</u>	<u>43.48</u>
139Xe	4.1 s	3.0	788(32)	613(44)	394.2(8)	296.7(24) 219.0(77)
140Xe	13.7 s	1.4	1413.1(51.2)	1314.6(34.1)	1308.6(30)	805.4(100) 653.4(34.4)
141Xe	1.6 s	0.40	910.4	557.2	304.7	
142Xe	1.2 s	0.11	?			
143Xe	0.96 s	0.68	?			
144Xe	8.8 s	0.001	?			

[IX] キャリヤガス吹込によるFPガス分離法についての評価検討

下図のようなFPガス分離器を各集合体の出口に設けて破損燃料の検出を行なう方式について、仮定を設けて数値的な評価を試みる。



このようなFPガス分離法においては、大略次のようなことが言えるであろう。

(1) キャリヤガス吹込量について

- (i) キャリヤガスによるFPガス抽出が飽和に近くない範囲では抽出FP量は略吹込ガス量に比例するであろう。換言すればキャリヤガス単位体積当りのFP放射能は、第1近似としては一定とみなせるであろう。
- (ii) 分離器から放射線計測器までのガスの移動時間は吹込量に依存する。吹込量増大と共に移動時間は小さくなる。
- (iii) 各々の分離器に吹込むキャリヤガス量の不齊は、位置検出能力を悪化させる。この悪化の程度は第1近似としては、 R がこの不齊によって低下したと考える評価すればよいであろう。
- (iv) 吹込量が小さい程ポンプ等の機器が小型にできるので吹込量は他の条件が許す限り小さいことが望ましい。

後の評価では吹込量として1 cc/secを仮定する。

(2) N_a のサンプリング量について

- (i) FPガス抽出量が飽和に近い範囲では、キャリアガスに抽出されるFPガス量は N_a サンプリング量に比例する。飽和に達しない領域での抽出量は N_a サンプリング量には無関係となろう。
- (ii) FPガス分離器の管の直径を一定とすれば、 N_a サンプリング量の増大と共に管内流速は大となり、キャリアガスと N_a との接触時間は減少する。従って飽和に達しない領域では N_a Sampling 量は FPガス抽出量に影響を与えないであろう。但しこゝではガスバブルの上昇速度が N_a 流速よりも充分大きいと仮定している。
- (iii) 集合体出口から分離器までの N_a の移動時間は N_a Sampling 量に逆比例する。
- (iv) 他の条件が許す限り N_a Sampling 量は小さいことが望ましい。

後の評価ではこの N_a Sampling 量を 25 cc/sec と仮定する。 25 cc/sec は Monju の1集合体を流れる N_a 流量の約 $\frac{1}{1000}$ である。

(3) FPガス分離器の高さ

- (i) 抽出が飽和に達しない範囲では、分離器の高さに比例してFPガス抽出量が増大する。即ちキャリアガス中のFPガス濃度は分離器の高さに比例する。飽和の領域ではFPガス抽出量は分離器の高さに無関係となる。
- (ii) 他の条件が許せば分離器の高さは小さい方が望ましい。

後の評価では分離器の寸法を内径 25 mm 、高さ 500 mm と仮定する。

(4) FPガスの移行率について

キャリアガスに Ar を使用した場合のFPガス移行率を推定し得るデータは全く見当たらない。従って実験的に確認する以外全く推定不能である。

然し乍ら後の評価では上記の分離器での分離効率をすべての希ガスに対して一応 0.1% と仮定して評価してみることとする。上記の仮定に基づいてこゝでは代表例として ^{87}Kr 及び ^{89}Kr について数値的に評価してみる。結果は次表の通りである。但しこゝでは燃料ペレットから N_a 中へのFPガス移動時間は 0 と仮定している。

	^{87}Kr		^{89}Kr	
λ (sec $^{-1}$), yield (%)	1.5×10^{-4}	1.14	3.6×10^{-3}	1.6
定常 F P 放出時集合体出口放射能 (dps/cc Na) (無限時間後)	8.3×10^4		2.8×10^6	
集合体出口の ^{23}Ne 放射能 (dps/cc Na)	3.5×10^8		3.5×10^8	
他の集合体出口放射能との比 (R)	6.3		180	
10 ppm の汚染天然 U による Back ground (dps/cc Na)	90		1.8×10^2	
0.1% 抽出されたときのキャリヤガス中放射能 (dps/cc Ar)	^{87}Kr	2.1×10^3	^{89}Kr	7.0×10^4
	^{23}Ne	8.8×10^6	^{23}Ne	8.8×10^6
分離器から γ 線測定器までのキャリヤガス移動時間を 6.5 分としたときの放射能 (dps/cc Ar)	^{87}Kr	2.1×10^3	^{89}Kr	1.7×10^4
	^{23}Ne	8.8×10^2	^{23}Ne	8.8×10^2
γ 線測定用キャリヤガスタンク内に占める集合体当りのキャリヤガス量実効値を 10cc としたときの放射能 (dps)	^{87}Kr	2.1×10^4	^{89}Kr	1.7×10^5
	^{23}Ne	8.8×10^3	^{23}Ne	8.8×10^3
γ 線検出器の計数効率を dps 当り 10^{-3} と仮定したときの計数率 (cps)	^{87}Kr	21	^{89}Kr	170
	^{23}Ne	9	^{23}Ne	9

上記の評価ではキャリヤガス移動時間を 6.5 分としたが、この値を変えることにより Kr と Ne との放射能比を変え得る。

この検討によれば 10 ppm 程度の天然 U による Na 汚染は Back ground として問題にならず、 ^{23}Ne の方が大きな影響を与えることがわかる。

またここでは燃料ペレットから Na 中混入までの F P ガス移動時間を 0 と仮定したが、この時間が長い程 Na 中の F P ガス濃度は減少することになり、その影響は λ の大きな核種程著しい。

次に ^{24}Na 等の影響を検討してみる。

“Sodium Technology”によれば Na の Vapor Pressuse は次式で与えられる。

$$\log P(\text{atm}) = 6.6808 - \frac{5544.41}{T(^{\circ}\text{K})} - 0.61344 \log T$$

従って 600°C における圧力は

$$\log P = -1.4737$$

$$\therefore P = 3.36 \times 10^{-2} (\text{atm})$$

高温 Na 1 cc 中の原子数は 2.2×10^{22} ケであり、標準状態 1 気圧の気体中の原子数は 2.7×10^{19} ケ/cc である。又 “Monju” 2次設計の資料によれば “Monju” 冷却材中の ^{24}Na , ^{22}Na の放射能は次の通りである。

単位 $r/\text{cc}, \text{s}$

Energy (Mev)	^{24}Na	^{22}Na
1.0	8.5×10^9	1.1×10^6
2.5	6.8×10^9	—
4.0	2.6×10^6	—

これらの数値は夫々の r Energy に対する換算値で、実際の放出 r 線数ではないと考えられるが、こゝでの評価にはこれらの数値をそのまま用いて差支えないであろう。

以上の諸データを用いて、キャリアガス中に混入する Na Vapor の放射能を推定すると次の様になる。即ち FP ガス分離器内で上記の Vapor Pressuse に達するものとすれば

単位 $r/\text{cc}, \text{Ar}$

Energy (Mev)	^{24}Na	Energy (Mev)	^{22}Na
1.38	3.5×10^5	1.20	4.5×10
2.76	2.8×10^5	—	—
4.14	1.1×10^2	—	—

これらの数値は前述の ^{87}Kr , ^{89}Kr の例の数値よりも可成り大きな値である。然し乍ら、温度を下げることで Na の蒸気圧は急激に小さくなること、および Vapor Trap の適切な設計により上記の ^{24}Na の放射能を充分小さい値にするよう工夫がなされるべきである。1台の Na Vapor trap でどの程度の除去効率が得られるかは不明であるが、現在 “Joyo” 用として試作しているものは大流量に対するものであるけれども 99% を目標にしており、本年 3 月頃より実験が開始される予定である。

Na の Vapor Pressure は温度の低下と共に急激に小さくなる。上記の評価では 600 °C 附近の Vapor Pressure を用いているが、 Na Vapor Trap の温度条件は液化してしまう Na ミストの除去条件等と関係して重要な条件である。 Na Vapor Trap の R & D の進行と共に ^{24}Na がどの程度重要な核種となるかが決ってくるものと考えられる。

〔X〕 幾つかの問題点ならびに提案

これまでの各節で既に述べた事であるが、破損燃料検出系を考える上で問題となる主な点を提案を付して以下に簡単に述べる。

(1) 希ガスの Na 中溶解度について

既に〔VI〕で述べた如く、現在の処 Ar 及び Kr の溶解度のデータはあるがそれ以外の Ne 及び Xe 等の希ガスに関するデータは全く見当たらない。これらのデータは破損燃料検出系の評価の上で極めて重要なものである。

従って若し信頼できるデータが事実存在しないならば、実験を行なって求めることが強く望まれる。

(2) キャリヤガス吹込による Na 中希ガスの移行率について

〔IX〕に述べた如くキャリヤガスを Na 中に吹込んだ場合に果してどれだけの量の Na 中希ガスがキャリヤガス中に移行するかは現在の処推定不可能である。勿論このような液中ガスの気中への移行率は、気液接触面の温度、時間、面積、形状、安定性、等の他気体液体の物性値等の多くの要因によって左右されるので、理論的な推定は元来非常にむづかしい面がある。

従って或る特定の条件、例えば現状の“Monju”の設計から外挿される各種の条件を設定して模擬実験を行ない、必要な移行率についての実験的なデータを得ることが最も直接的な方法であろう。この種の実験によって、キャリヤガス吹込による破損燃料検出方式の“Monju”への適用可能性を可成りはっきりと評価し得るようになるであろう。このような実験はできれば Ne 、 Kr 、 Xe 等の各種の希ガスについて行なうことが望ましい。

(3) Na のベーパートラップについて

前節で述べた様に、 Na の Vapor Trap の性能の良否は、キャリヤガス吹込方式の破損燃料検出方式の検出限界を大きく左右する恐れがあり、高性能の Vapor Trap の開発が強く望まれる。然しこの Vapor Trap については既に動燃の委託研究として開発が進められているので、その開発成果に期待したい。

(4) r 線検出系について

これまでの評価では r 線検出系について余り詳しい評価を試みていない。その理由の一つはどのような核種がどの程度検出系に到達し得るかの評価において可成り大きな不確定さがあるから、 r 線検出系を詳しく検討するのは余り意味がないと考えたからである。また r 線検出法は既に可成り確立された技術があり、他の条件が更に詳細に定まれば、既存の

技術の応用で比較的問題がなく解決されることが期待される。但し実際には検出系がおかれる場所の Back ground γ 線等種々検討を必要とする問題が生ずることが予想される。

(5) 燃料ピンからの F P ガス放出について

燃料ピンの破損によって放出される F P ガスが果してどのように放出されるかは破損燃料検出上重要な問題点である。例えば瞬時に可成り大きな破損が起った場合と、極めて小さな傷から長時間かかって少しずつ傷が拡大した場合とでは放出の様相が著しく異なるであろう。また破損が端栓部であるか或は燃料ペレットに直接接している場所であるかによっても異なるであろうし、燃料の燃焼状態等によっても異なることが予想される。

この様に放出の様相は各種の条件によって左右されることが予想されるので、実際には代表的な場合について人工欠陥付燃料ピンの原子炉への挿入実験によって、或程度の評価を可能ならしめるデータを得ておくことが必要であろう。この種のデータは実際に炉を運転管理する場合には極めて有用なものである。

〔XI〕 結 言

以上破損燃料の位置決めに関する種々の事項について、特にキャリヤガス吹込によるFPガス分離法の“Monju”への適用性に主眼をおいて、概略の評価を試みた。こゝに述べた内容は、実は昭和46年春頃このFPガス分離方式についての特許出願に関連して行なった検討結果を骨子としたものであり、その後昭和46年秋頃にこの方式の“Monju”への適用性評価のためのR&Dを開始するに当たって行った追加検討をも附加して今回報告書の形にまとめたものである。しかしながら、本報告書の計算結果はすべて手計算によるものであり、内容に誤りがないかどうか更にチェックを行ないたいと考えている。

尚こゝに述べられている諸種の検討に際して、日本原子力研究所原子炉化学部の夏目階夫氏、JRR-3主任技術者の石井敏雄氏、研究炉技術課の北原種道氏に有益な助言ならびに資料の提供を戴いた。またFBR開発本部の“Monju”の関係者にはこの検討に際して一貫して有益な討論ならびに助言を戴いた。これらの方々に謝意を表する。