

一体型船用炉の放射線遮蔽の研究

主復水器のガンマ線遮蔽体の軽量化のための2次蒸気系の条件

植木 紘太郎*・山越 寿夫*

Radiation Shielding Study for an Integral-Type Marine Reactors

A Study of Secondary Steam System Conditions for the
Reduction of Shield Weight around the Main Condenser

By

Kohtaro Ueki and Hisao Yamakoshi

This report concerns with activation strength of secondary steam generator for integral type ship reactors. The activation strength is dependent both on the relative position of the steam generator against the active core as well as the temperature of secondary water at the inlet of the steam generator, once conditions are fixed for active core and circumstance around the steam generator. As a consequence of analysis on the dependence of the activation strength, desirable conditions for lessening the amount of activation are suggested both for the position of the steam generator and the temperature of secondary water.

It is also pointed out that the shape of the hot well of the main condenser is responsible for the shield weight and the area of controlled zone around the hot well even for the same strength of the decayed gamma-ray source. From the view point of lessening the shield weight and the controlled zone, discussion is also focused on the shape of the hot well ideal for minimizing the shield weight and the controlled zone simultaneously.

For the calculation of reaction rate of $^{16}\text{O}(n, p)^{16}\text{N}$ occurring in the secondary steam in the steam generator, ray analysis method is adopted for evaluating the neutron flux, where neutron energy supposedly ranges from 10 MeV to 18 MeV.

1. はじめに

蒸気発生器を原子炉容器の中に含めた、いわゆる一体型船用炉では、蒸気発生器の位置を炉心に近付ければ炉がより小さな形になることと蒸気発生器による炉心からの γ 線の遮蔽効果も期待出来るが緊急の場合に1次水の自然循環が保証されにくくなるという熱力学的問題と蒸気発生器の2次側蒸気に含まれる放射性窒素 ^{16}N の発生量が増大し2次側蒸気系機器中の γ 線線源強度の増大を伴うといった問題があり、利点と欠点とのバランスが微妙である。

そこで炉心へ蒸気発生器を近付ける際の近付け方や

2次蒸気系の蒸気条件が一部変化すること等が ^{16}N の発生量にどのように影響するかを調べると共に、2次蒸気系機器中の ^{16}N からの γ 線をどれ程に効果的に遮蔽出来るか調べることで放射性窒素の問題が炉の小形化にどれほどの不利益をもたらすか判断するための目安を与えることとする。

本報告において仮定として使用する核的数値、出力、炉と2次系機器の寸法、熱力学的数値等は今後開発されると思われる船用炉を念頭において、現在運転または製作されているものよりも大きな出力の、熱出力330 MWのプラントに相当すると思われる値を使用する。

* 原子力船部（原稿受付：昭和46年11月24日）

2次系機器中の γ 線源として放射性窒素 ^{16}N のみに標的を絞ってあるが、これは、(i) 2次系水の水質管理が充分に行なわれ、水中の不純物が充分に取り除かれていると仮定したこと。(ii) 補編Iに示すように、蒸気発生器の管材が放射化して2次系蒸気に混入した場合でも復水器周辺の線量率への寄与は ^{16}N の寄与の1/4以下であること等の理由による。

以下第二章においては放射性窒素 ^{16}N の γ 崩壊に伴ない発生する γ 線の平均個数と平均エネルギーの算出根拠の簡単な説明を行ない、第三章では ^{16}N の発生量の計算に用いた計算式と諸定数を示す。第四章では蒸気発生器の液相が ^{16}N の発生量に果す役割を考察し、炉心への液相の近付き具合や液相自身の消滅をはかった給水温度の変化等が2次蒸気系機器中の γ 線線源強度にもたらす影響を示す。第五章では、2次蒸気系機器のうちでそれらのまわりの放射線管理区域の大きさに重大な影響を与える主復水器につき、その復水溜めの形が管理区域の大きさや遮蔽体重量に与える影響を述べる。第六章は以上で得られた結果をもとに ^{16}N の発生量を小さくするための蒸気発生器の位置並びに給水温度に対する条件や主復水器の水溜めの形に対する総合的考察を行なう。

2. 放射性窒素の生成と崩壊

水を構成する酸素 ^{16}O と ^{17}O の存在比は99.8%と0.039%であるが高速中性子による(n, p)反応でそれぞれ ^{16}N と ^{17}N となった場合にガンマ線を放出する崩壊を示すのは前者である。したがって以下では ^{16}N のガンマ崩壊を対象とする。

中性子エネルギーが11.6 MeV以上では、 $^{16}\text{O}(n, p)^{16}\text{N}$ 反応による原子当りの放射化断面積は Fig. 1 に示すように15 MeVに極大値のある曲線で与えられる¹⁾。

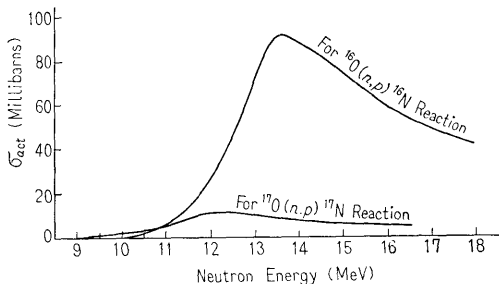


Fig. 1 Microscopic Cross Sections for Activation of ^{16}O and ^{17}O

(2)

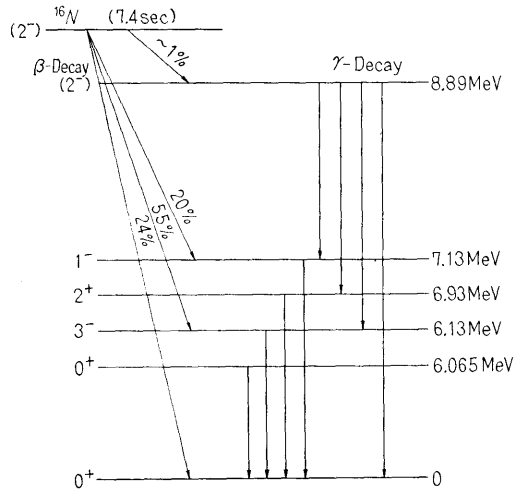


Fig. 2 Schematic Explanation of Level Transitions Associated with Emission of γ -Rays

発生した ^{16}N は Fig. 2 に示すように²⁾半減期7.4秒で β 崩壊を行ない基底状態に対して最大8.89 MeVの各エネルギーレベルへ遷移する。そのうちで8.89 MeVのレベルへ遷移する割合は約1%にすぎず、このレベルから出発してさらに下の諸レベルを経たガンマ崩壊の可能性は、直接それらのレベルからスタートするガンマ崩壊の可能性よりは、はるかに小さいと考えられる。

平均のガンマ線エネルギーは、MeVを単位として $(7.13 \times 0.2 + 6.13 \times 0.55) / (0.2 + 0.55) \approx 6.39$ すなわち6.39 MeVである。また ^{16}N の崩壊当りに0.75個のガンマ線が発生すると考えられる。

3. ^{16}N の平均濃度の計算法

蒸気発生器の2次側蒸気の出口における ^{16}N の平均濃度を計算する際には計算手順として蒸気発生器中の高速中性子による $^{16}\text{O}(n, p)^{16}\text{N}$ 反応の反応率の空間分布の計算と流れの計算とに分けられる。

3.1 反応率の計算

3.1.1 仮定

a. 分裂中性子のスペクトルはWattの式¹⁾で表わされる。

$$n(E) = \sqrt{\frac{2}{\pi e}} \sinh \sqrt{2E} \cdot e^{-E} \quad (1)$$

ここで e は指数関数の底であり、 E はMeVを単位とした中性子のエネルギーである。

b. 放射化反応を起こす中性子のエネルギーは10 MeVから18 MeVまでとする。

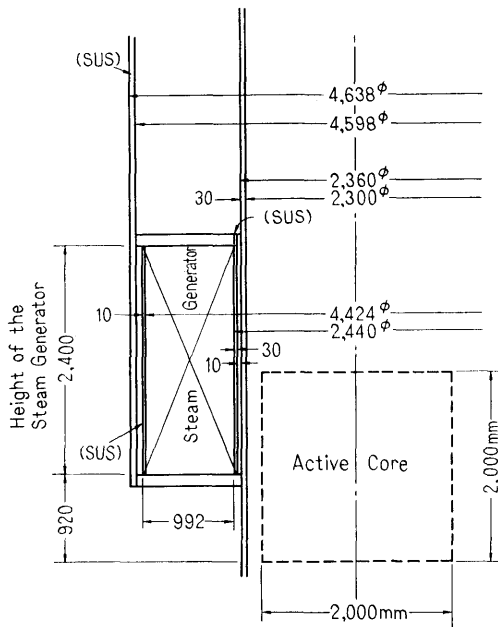


Fig. 3 Description of Geometry of Steam Generator and Active Core, for Case A

c. 炉心部における高さ方向の出力分布の形は正弦関数で与えられる。

d. 炉心部における半径方向の出力分布の形はむつの原子炉における出力分布の形のうち定常に達した場合のものを仮定する。

e. 蒸気発生器の大きさや形、炉心の大きさや形、蒸気発生器と炉心との相対的位置等は Fig. 3 に示すように与えられているが、この図は炉心に相対的な蒸気発生器の位置について一例を示したものである。この相対的位置の変化は高さ方向に選ぶ。

f. 炉心部におけるジルコニウム Zr の高速中性子に対する断面積はニッケル Ni の断面積で近似してもさしつかえない。

g. 体積素片 dV 中の高速中性子線源密度を $S(E)$ とした場合、そこから距離 P だけ離れた点の放射化反応率 $R(p)$ は途中の物質による減衰を考慮して次の形、

$$R(p) = \sum_k \left\{ \int \Sigma_{n,p}(E_k) S(E_k) e^{-\sum_j N_j \sigma_j(E_k)} \frac{dV}{4\pi p^2} \right\} \Delta E_k \cdot f \quad (2)$$

で与えられる。ここで f は減衰した高速中性子の拡散の効果で $f=1.3$ とする。また $\Sigma_{n,p}(E_k)$ は酸素 ^{16}O の巨視的放射化反応断面積とし、 $N_j \sigma_j(E_k)$ は j 番

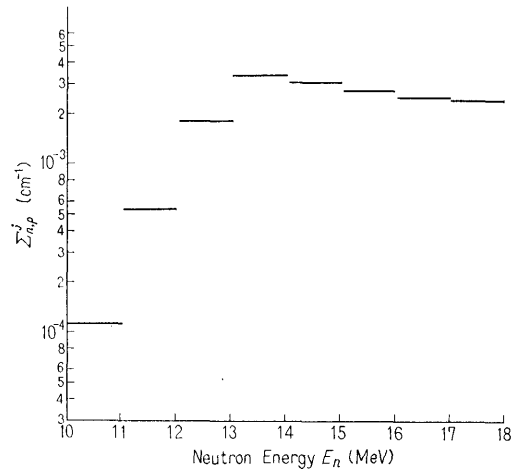


Fig. 4 Macroscopic Activation Cross Section for Each Energy Group for Water Density ρ_0 of 0.86 g/cm^3

目の空間領域に存在する中性子に対する巨視的全断面積を表わし、中性子エネルギーの関数である。

3.1.2 計算法

全熱出力 Q が与えられたとして炉心内高速中性子の発生源の平均密度を求める。出力分布の形をきめる因子 D_H , D_R を仮定 3.1.1 c, d から決定する。

$^{16}\text{O}(n, p)^{16}\text{N}$ 反応の断面積は 10 MeV から 18 MeV まで 1 MeV の間隔の群に対して平均値を求める。(Fig. 4 参照)。仮定 3.1.1 a によるエネルギースペクトルも同じ群に対して平均値 I_k を求める。

仮定 3.1.1 g の S は、

$$S \equiv I_k \bar{S}_V D_H D_R \quad (3)$$

であるとして $R(p)$ を計算する。

3.1.2 a 平均の中性子源密度 \bar{S}_V

炉の熱出力を $Q \text{ MW/h}$ とすれば \bar{S}_V (Fission Neutrons/sec $\cdot\text{cm}^3$) は次の関係から決定される。

$$\bar{S}_V = \frac{0.06237 \times 10^{20} \times Q \times 2.47}{V \times 200} \quad (4)$$

分子の最初の 2 個の因子は Q を MW/h から MeV/sec に変換するための因子である。因子 2.74 は核分裂当りに放出される中性子数である。分母の V は炉心の体積 (cm^3) であり、数値 200 は核分裂当りに放出されるエネルギーである。

3.1.2 b 出力密度の空間分布と規格化

炉心出力分布の半径方向の形を D_R 、高さ方向の分布の形を D_H で表わせば、全出力 S_{tot} は、

$$S_{\text{tot}} = \bar{S}_V \cdot V$$

$$= \int \bar{S}_V D_R(r) \cdot D_H(z) r d\theta \cdot dr \cdot dz$$

したがって、

$$V = \int D_R(r) D_H(z) 2\pi r dr dz \quad (5)$$

が成立する。

炉心底部を $z=0$ とし、炉心の高さを H とすれば
 仮定 3.1.1 c から $D_H(z)$ として、

$$D_H(z) = \frac{\pi}{2} \sin\left(\frac{z}{H}\pi\right) \quad (6)$$

を用いれば、

$$\int_0^H D_H(z) dz = H \quad (7)$$

が成立する。

半径方向の形 $D_R(r)$ は仮定 3.1.1 d を用いて、

$$2\pi \int D_R(r) r dr = \pi R^2 \quad (7')$$

と規格化する。 R は炉心の半径とする。

3.1.2 c 分裂中性子のエネルギー別組分け

仮定 3.1.1 a から区間 $E_j \sim E_{j+1}$ の $N(E)$ の平均
 値 I_j は、

$$\begin{aligned} I_j &= \int_{E_j}^{E_{j+1}} N(E) dE \\ &\approx \sqrt{\frac{2}{\pi e}} \int_{E_j}^{E_{j+1}} \frac{e^{\sqrt{2E}-E}}{2} dE \\ &\approx \sqrt{\frac{1}{2\pi e}} \frac{e^{2.625}}{0.8125} (e^{-0.8125E_j} - e^{-0.8125E_{j+1}}) \end{aligned} \quad (8)$$

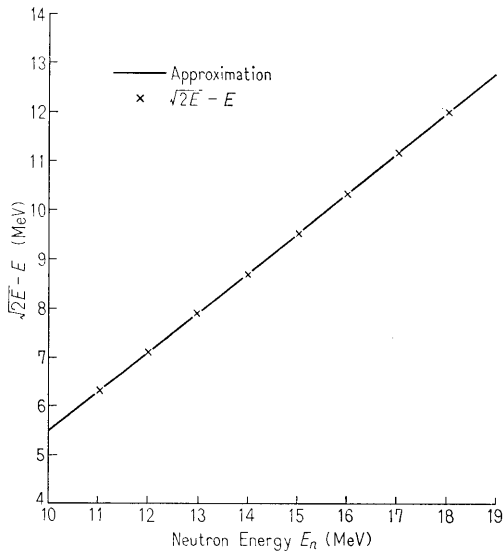


Fig. 5 Comparison between the Function $\sqrt{2E} - E$ and It's Approximate Expression

(4)

で近似される。

ただし、

$$\sqrt{2E} - E \approx -(5.50 + (12 - 5.5)(E - 10)/8) \quad (9)$$

で近似した場合の両辺の一致度は Fig. 5 に示すよう
 にかなり良く、積分値の誤差は最大で5パーセント程
 度である。

3.1.3 計算に用いた数値

3.1.3 a \bar{S}_V の数値

熱出力は 330 MW/h, $H=200$ cm, $R=97.18$ cm と
 して $Q=330$, $V=5.993 \times 10^6$ の数値を用いる。した
 がって $\bar{S}_V=4.285 \times 10^{12}$ (Fission Neutrons/sec·cm³)
 を得る。

3.1.3 b 出力分布 $D_R(r)$ の形

$D_R(r)$ の規格化された数値を Table 1 に示す。こ
 の様子は Fig. 6 に示す。

Table 1 Radial Dependence of Power Distribution Used in the Present Calculation.

r (cm)	$D_R(r)$
60.0	0.4047
65.0	0.4013
70.0	0.3959
75.0	0.3878
80.0	0.3716
82.0	0.3636
85.0	0.3398
100.0	0.2019

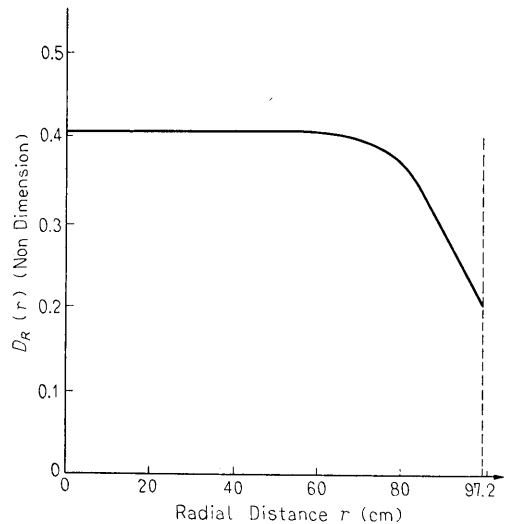


Fig. 6 Radial Shape of Power Distribution

3.1.3 c 分裂中性子のエネルギー別組分け
因子 $\sqrt{\frac{2}{\pi e}}$ と $e^{2.625}$ とはそれぞれ,

$$\sqrt{\frac{2}{\pi e}} \approx 0.4840$$

$$e^{2.625} \approx 3.804574$$

とした。

3.1.3 d グループ別平均中性源密度 \bar{S}_{Vj}

10 MeV 以上のエネルギーに対するエネルギーグループ別の平均中性源密度 \bar{S}_{Vj} は $\bar{S}_V \cdot I_j$ から求める。この結果を Table 2 に示す。

3.1.3 e 各種の核的反応断面積

Table 3 に $^{16}\text{O}(n, p)^{16}\text{N}$ 反応の巨視的断面積 $\Sigma_{n,p}^j$ cm^{-1} を示す。水の密度は $\rho_0 = 0.86 \text{ (g/cm}^3\text{)}$ として各エネルギー別の値が示してある。したがって蒸気発生器の 2 次系入口の密度を 0.868 g/cm^3 とすれば、各位

置の 2 次系の水 ($\rho = 0.868$) に対する放射化反応の時間に対する割合はグループ別記述をすれば,

$$R_{\rho=0.868}^j(z) = \phi^j(r, z) \Sigma_{n,p}^j(0.86) \times \frac{0.868}{0.86} \quad (10)$$

で与えられる。

Table 4 に蒸気発生器と炉心部との均質化した巨視的除去断面積を示す。炉心部 (core) の平均原子数密度は、Clean condition で水の密度が 310°C , 137 ata の条件の仮定のもとに $\rho = 0.69987 \text{ g/cm}^3$ と仮定すれば Table 5 に示すように与えられる。除去断面積には Spinnny のデータを用いる。

炉心部の核データにおいて仮定 3.1.1 f を用いている。Table 5 に示した Core の U の濃度の差異は、10 MeV 以上の炉心中性子に対する平均除去断面積の

Table 2 Source Strength of Fission Neutrons for Each Energy Group.

E_n (MeV)	$I\bar{S}_V \left(\frac{\text{Fiss. Neutrons}}{\text{sec} \cdot \text{cm}^3} \right)$	E_n (MeV)	$I\bar{S}_V \left(\frac{\text{Fiss. Neutrons}}{\text{sec} \cdot \text{cm}^3} \right)$
10 ~ 11	8.018×10^8	14 ~ 15	3.106×10^7
11 ~ 12	3.537×10^8	15 ~ 16	1.374×10^7
12 ~ 13	1.559×10^8	16 ~ 17	6.075×10^6
13 ~ 14	6.990×10^7	17 ~ 18	1.200×10^6

Table 3 Macro-Scopical Activation Crosssection for Each Energy Group in Case of Water Density ρ_0 of $0.86 \text{ (g/cm}^3\text{)}$

E_n (MeV)	10~11	11~12	12~13	13~14	14~15	15~16	16~17	17~18
$\Sigma_{n,p}^g$	1.12×10^{-4}	5.55×10^{-4}	1.81×10^{-3}	3.38×10^{-3}	3.07×10^{-3}	2.74×10^{-3}	2.51×10^{-3}	2.37×10^{-3}

Table 4 Energy-Group Dependent Macro-Scopical Crosssections for Elements in Steam Generator and Active Core

	$\Sigma \text{ (cm}^{-1}\text{) for Elements in S.G.}$					$\Sigma \text{ (cm}^{-1}\text{) for Elements in the Core}$				
	Σ_{Ni}	Σ_{Cr}	Σ_{Fe}	$\Sigma_{\text{H}_2\text{O}}$	Σ_{SG}	$10^2 \times \Sigma_{\text{H}}$	$10^2 \times \Sigma_0$	$10^2 \times \Sigma_{\text{U}}$	$10^2 \times \Sigma_{\text{Zr}}^*$ (Ni)	$10^2 \times \Sigma_{\text{Core}}$
1	0.01726	0.0339	0.00228	0.0632	0.1166	2.488	2.095	1.824	0.9528	7.360
2	0.01644	0.0321	0.00219	0.0627	0.1134	2.294	2.422	1.806	0.906	7.428
3	0.01561	0.0311	0.00208	0.0617	0.1105	2.129	2.639	1.800	0.859	7.427
4	0.01479	0.0293	0.00195	0.0603	0.1063	1.963	2.803	1.812	0.817	7.385
5	0.01437	0.0280	0.00183	0.0578	0.1020	1.824	2.803	1.812	0.791	7.230
6	0.01365	0.0272	0.00184	0.0499	0.09259	1.714	2.639	1.836	0.755	6.944
7	0.01313	0.0272	0.00177	0.0528	0.08308	1.603	2.694	1.866	0.724	6.887
8	0.01251	0.0260	0.00171	0.0517	0.08066	1.520	2.721	1.860	0.693	6.794

Table 5 Average Number Density of Elements in Active Core in Unit of 10^{24}

核種	U濃度 4% B濃度 3%	U濃度 5% B濃度 4.5%
H	2.76435×10^{-2}	2.76435×10^{-2}
B ¹⁰	7.81774×10^{-6}	1.17631×10^{-5}
B ¹¹	3.39883×10^{-5}	5.11414×10^{-5}
O	2.72128×10^{-2}	2.71974×10^{-2}
Zr	5.20745×10^{-3}	5.20962×10^{-3}
U ²³⁵	2.40786×10^{-4}	3.01017×10^{-4}
U ²³⁸	5.77887×10^{-3}	5.71933×10^{-3}

値にはほとんど影響を与えない。

蒸気発生器の巨視的除去断面積 $\Sigma_{S,G}^j$ を求める際に次のデータを用いた。

蒸気発生器内インコネル材密度 = $1,252 \text{ kg/m}^3$
 インコネル材の主要元素組成 (重量パーセント)
 Ni 73.48%, Cr 15.65%, Fe 9.72%
 から、

$$\rho_{\text{Ni}}^{\text{S.G.}} = 1.252 \times 0.7348 = 0.9200 \text{ (g/cm}^3\text{)}$$

$$\rho_{\text{Cr}}^{\text{S.G.}} = 1.252 \times 0.1565 = 0.1959 \text{ (g/cm}^3\text{)}$$

$$\rho_{\text{Fe}}^{\text{S.G.}} = 1.252 \times 0.0972 = 0.1217 \text{ (g/cm}^3\text{)}$$

等の密度を得る。

他方 $\rho_{\text{Ni}} = 8.9 \text{ (g/cm}^3\text{)}$ に対してニッケル Ni の原子数密度 N_{Ni} は $N_{\text{Ni}} = 0.0913 \times 10^{24} \text{ 個/cm}^3$, $\rho_{\text{Cr}} = 7.14 \text{ (g/cm}^3\text{)}$ に対して $N_{\text{Cr}} = 0.0822 \times 10^{24} \text{ 個/cm}^3$, $\rho_{\text{Fe}} = 7.86 \text{ (g/cm}^3\text{)}$ に対して $N_{\text{Fe}} = 0.0848 \times 10^{24} \text{ 個/cm}^3$, $\rho_{\text{H}_2\text{O}} = 1.0 \text{ (g/cm}^3\text{)}$ に対して $N_{\text{H}_2\text{O}} = 0.03347 \times 10^{24} \text{ 個/cm}^3$ であるから、インコネル材中の各原子数密度は容易に求まる。なお、蒸気発生器中の1次系における水の密度は近似的に、

$$\frac{\text{蒸気発生器体積} - \text{管材体積}}{\text{蒸気発生器体積}} \times 0.86 \\ = \frac{(25.657 - 3.8098) \text{ m}^3}{25.675 \text{ m}^3} \times 0.86 = 0.735 \quad (11)$$

としている。

3.2 2次側の水の流速密度の変化の効果の計算

反応率 R に2次側の水の密度変化の補正を加えた結果を以下では改めて $R(z)$ と表わすことにする。

3.2.1 仮定

3.2.1 a 蒸気発生器に底部から入る2次側水の¹⁶Nの濃度は零である。

3.2.2 計算法

1階の微分方程式

$$\frac{dN}{dz} = \frac{R(z)}{W(z)} - \frac{1}{N(z)} \frac{1}{v(z)} \frac{dv}{dz} - \frac{\lambda N(z)}{W(z)} \quad (12)$$

は¹⁶Nの密度 N に関するものであり、 $W(z)$ は蒸気発生器内で高さ方向の流速 (cm/sec) である。 $v(z)$ は2次側の水の比体積 (cm³/g) であり $v(z) = 1/\rho(z)$ で与えられる。 λ は¹⁶Nの崩壊定数で $\lambda = 0.0936 \text{ sec}^{-1}$ である。

仮定 3.2.1 a からこの微分方程式の初期条件は、

$$\begin{cases} z=0 \\ N=0 \end{cases}$$

となる。

3.2.3 計算に用いた数値

蒸気発生器内2次側水の $v(z)$ 並びに $W(z)$ の z に対する値を Table 6 に示す。この様子は Fig. 7 において $\Delta \text{Temp.} = 0^\circ\text{C}$ の場合として示してある。

4. ¹⁶O(n, p)¹⁶N 反応の反応率および¹⁶Nの濃度の空間分布

4.1 蒸気発生器の位置の変化と¹⁶Nの濃度

Table 6 Changes of Speed and Inverse of Density of Secondary Coolant in the Steam Generator in Case of Inlet Temperature being 200°C without Increase of the Temperature.

z	$v \text{ m}^3/\text{kg}$	$V \text{ m/sec}$	z	$v \text{ m}^3/\text{kg}$	$V \text{ m/sec}$
0	1.153-3	1.224	1.354	2.323-2	2.466+1
0.387	1.292-3	1.372	1.515	2.688-2	2.854+1
0.558	4.948-3	5.150	1.676	3.054-2	3.242+1
0.709	8.604-3	9.140	1.837	3.419-2	3.630+1
0.871	1.226-2	1.302+1	1.869	3.493-2	3.709+1
1.032	1.592-2	1.690+1	2.013	3.785-2	4.018+1
1.193	1.957-2	2.078+1	2.265	4.534-2	4.814+1

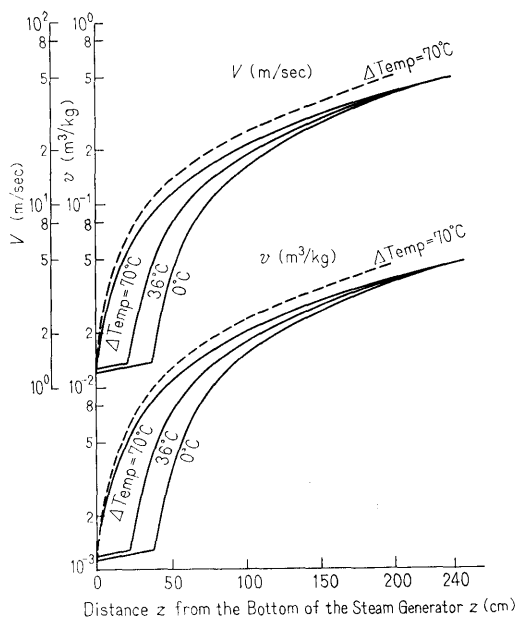


Fig. 7 Changes of Flow Speed and Density of Secondary Water

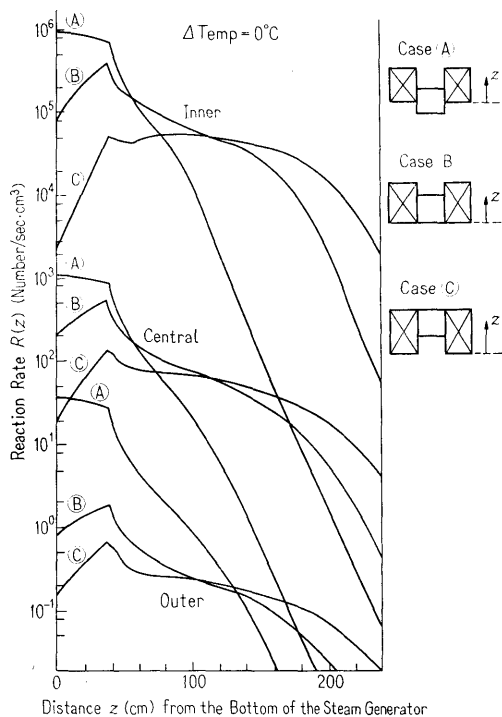


Fig. 8 Reaction Rate $R(z)$ v.s. z at Several Positions in Steam Generator without Increasing the Inlet Temperature.

以下において炉心底に相対的に 92 cm だけ蒸気発生器の底が炉中央部へせり上った状態を Case A, 両者の底が一致した高さの状態を Case B, 蒸気発生器の底が炉心底よりも 40 cm だけ下にある状態を Case C と名付ける。また蒸気発生器の炉心に近い方の内壁, 炉心に遠い方の内壁およびその中間等に沿って高さ方向に距離 z を選び (蒸気発生器の底に原点を置き) それぞれ Inner, Outer および Central 等と呼ぶことにする。

蒸気発生器中の水の比体積 v が Fig. 7 の $\Delta\text{Temp.} = 0^\circ\text{C}$ のカーブで与えられる場合, 蒸気発生器内部の単位体積中に毎秒起る放射化反応の空間分布は Fig. 8 に示すように液相に相当する部分で大きな山を持っている。これは液相の部分の密度が高いことによるものであり, Inner の Case A では, 液相が炉心中央部に最も近く高い中性子束をあびているので特にこの傾向が顕著である。

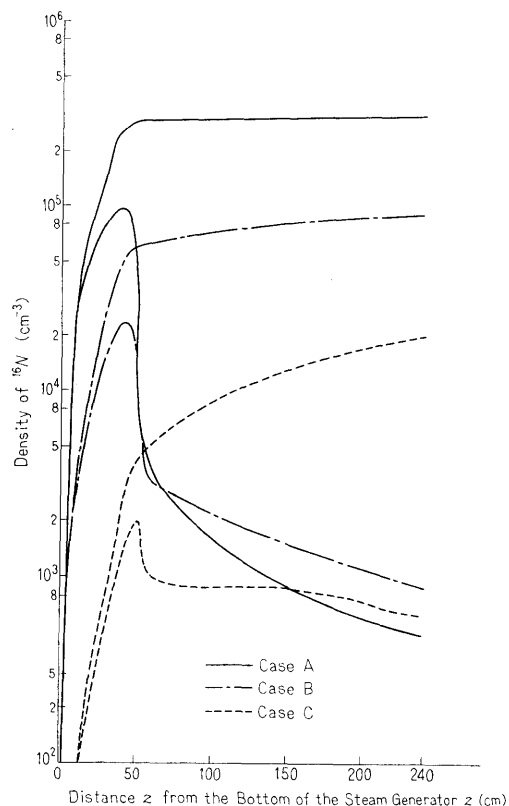


Fig. 9a Cumulative and Differential Changes of the Density of ^{16}N as Functions of the Distance z Chosen along the Wall of the Inner Perimeter of the Steam Generator.

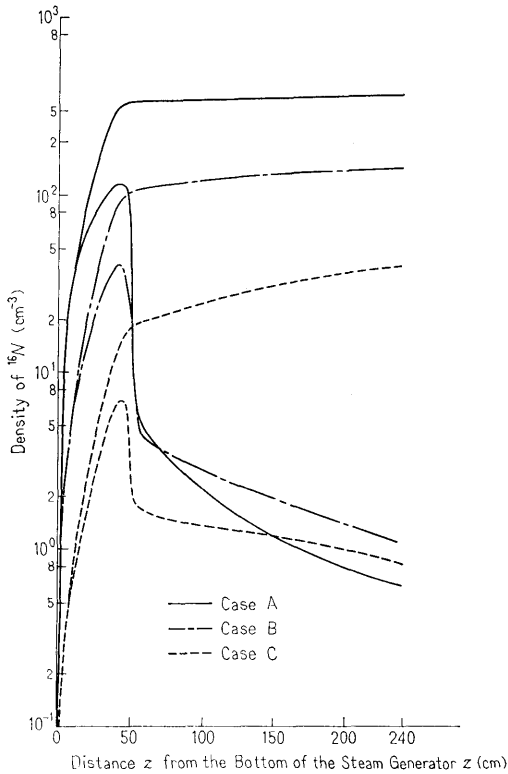


Fig. 9b Cumulative and Differential Changes of the Density of ^{16}N as Functions of the Distance z Chosen at the Middle of the Steam Generator.

炉心に相対的に蒸気発生器の位置が下るとこの部分の放射化密度よりも、炉心により接近した気相の放射化密度の方が相対的に大きくなる傾向がある。例えば Inner の場合の Case A, Case B, Case C 等の曲線の様子がそうである。

実際の蒸気では高さと共に体積は膨張しつつあり、また Fig. 7 で示すように流速が高さと共にかなり激しく増加するので、それを考慮した ^{16}N の濃度の高さ方向の変化は Fig. 7 から予想されたものとはやや異なったものとなる。すなわち、流れに伴う上記効果を考慮した ^{16}N の濃度の高さ方向の増加率の分布図 (Fig. 9a~9c) において増加率が入口付近で急激に立ち上りその後は次第に減少してゆくのは主として流速分布の効果である。

蒸気発生器の位置が炉心に相対的に低下するにつ

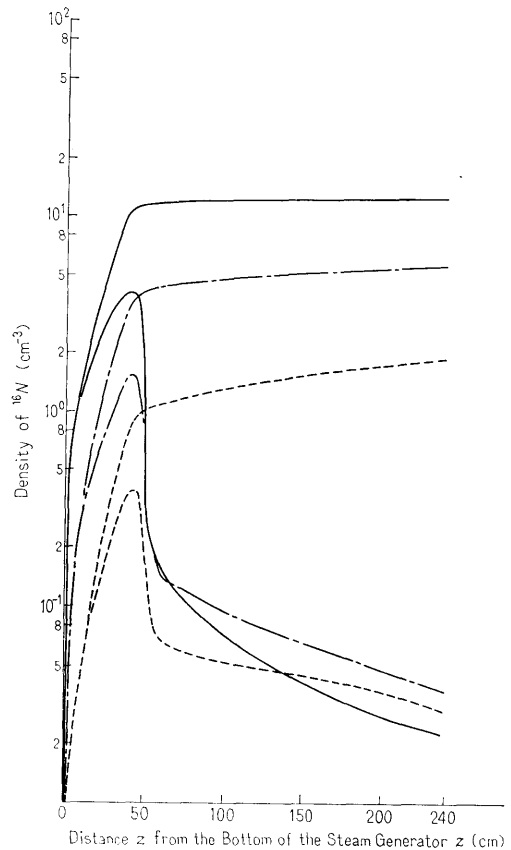


Fig. 9c Cumulative and Differential Changes of the Density of ^{16}N as Functions of the Distance z Chosen along the Wall of Outer Perimeter of the Steam Generator.

れ、気相の放射化が蒸気発生器頂部における ^{16}N の平均濃度において占める割合は増加してゆく (Fig. 9a~9c) が、この傾向は Fig. 8 から予想される。

Fig. 10 で蒸気発生器頂部の ^{16}N の濃度の半径方向の分布を種々の蒸気発生器の位置と入口温度との場合につき示した。まず、 $\Delta T_{\text{emp.}}=0^\circ\text{C}$ の場合に注目する。Fig. 11 では、Fig. 10 に示す濃度の空間分布を考慮して蒸気発生器出口の平均濃度の変化の様子を Case A との比として表わした。蒸気発生器中の中性子束が十分に大きければ ^{16}N の最終濃度は蒸気発生器の位置に依らぬはずである。しかし Fig. 10 によれば $\Delta T_{\text{emp.}}=0^\circ\text{C}$ では流速を変えることで最終の ^{16}N 濃度が増加する可能性がある。

本報では炉心の核的條件は固定し、蒸気発生器の諸条件をいくつか変えて蒸気の放射化への影響を調べる

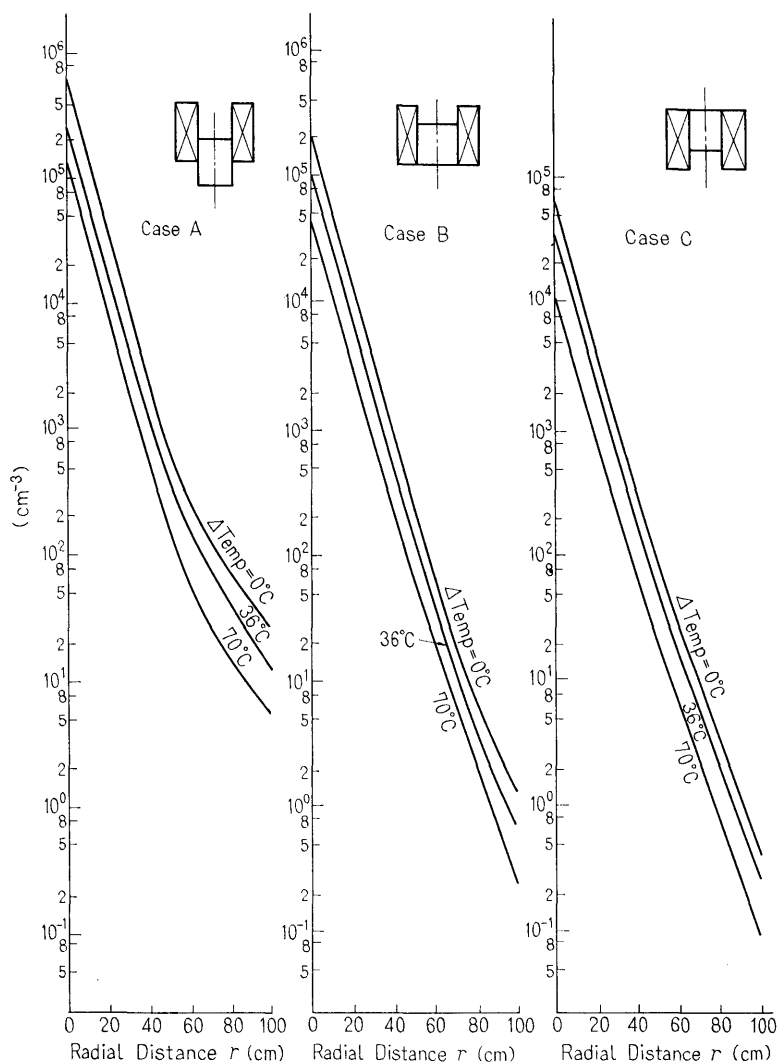


Fig. 10 Radial Distribution of Density of ^{16}N at the Top of the Steam Generator being Various Positions against Active Core. Effect of Change of the Inlet Temperature is also Shown.

立場にあることと、Fig. 10 に示すように流速の大きさが相対的に大きくてこの程度の中性子束で放射化が飽和に達していないこと等の理由から、蒸気発生器入口付近での2次側流れの入口温度、流速を変えて ^{16}N の発生量への影響を調べることにする。

4.2 蒸気発生器入口温度の変化の影響

蒸気発生器入口温度を上昇させると蒸気発生器下部の液相部分が減少し、また入口の流速も上昇する。このことは液相部分からの放射化の大きな寄与を減少させる点で有意義であろう。

Fig. 7 には2次水の入口温度を上昇させた場合の流速および比体積の高さ方向の分布を示す。この図では、入口温度の上昇による効果のみを考慮した場合の曲線の外に、入口付近での流速および比体積の変化率を大きくした場合も点線で示してある。これはグラフ上ではFig. 7の $\Delta\text{Temp.}=0^\circ\text{C}$ の場合の沸騰開始点の位置に蒸気発生器の底を移動させ、蒸気発生器の高さは移動分だけ減らしたものである。

沸騰開始点が蒸気発生器入口にある場合のFig. 8に対応した曲線群をFig. 12に示す。液相部分の消滅

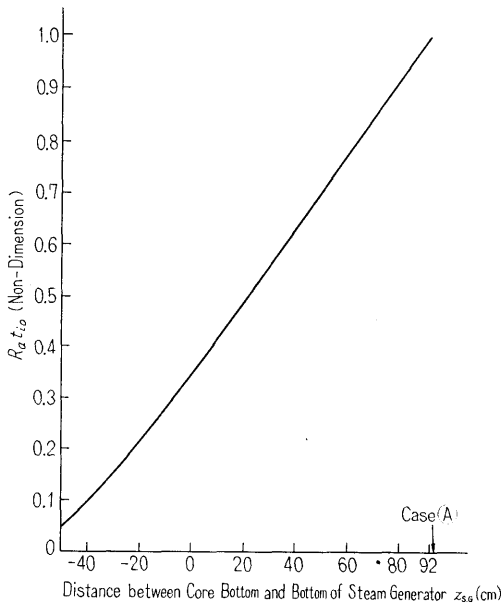


Fig. 11 Average Density of ^{16}N for Various Positions of Steam Generator, Shown as a Ratio to the Average Density for Case A

は Fig. 8 に見られる蒸気発生器入口付近の大きな山の消滅あるいは低下をひきおこしている。この結果、Fig. 10 に示したように、蒸気発生器の頂部における ^{16}N の平均濃度の上昇の効果は、蒸気発生器の位置の低下にひびてくるほどの濃度低下をもたらす場合もあることがわかる。

Case A では、入口の温度上昇が炉心中央部付近の液相の後退をもたらし ^{16}N の平均濃度の著しい低下をもたらしている。液相が蒸気発生器底部から丁度消えた状態で、Fig. 7 における点線の場合と $\Delta\text{Temp.} = 70^\circ\text{C}$ の実線の場合との ^{16}N の濃度のちがいは他の場合に比較するとほとんど無視出来る。これは入口の流速が充分に上がっていることがその理由である。

4.3 蒸気タービン主復水器からの γ 線の線量率

蒸気タービン並びに主復水器から ^{16}N の崩壊の γ 線が周辺へどのような線量率の分布をもたらすか、またそれら機器からある距離だけ離れた点において線量率を指定された値に下げられるためには如何なる遮蔽をどれほど必要とするか等調べるためには、先ずそれら機器の性質につきいくつかの仮定をする必要がある。そこで以下のごとき仮定を設けた。

4.3.1 仮定

a. Fig. 13 に示したように、蒸気発生器から出た

(10)

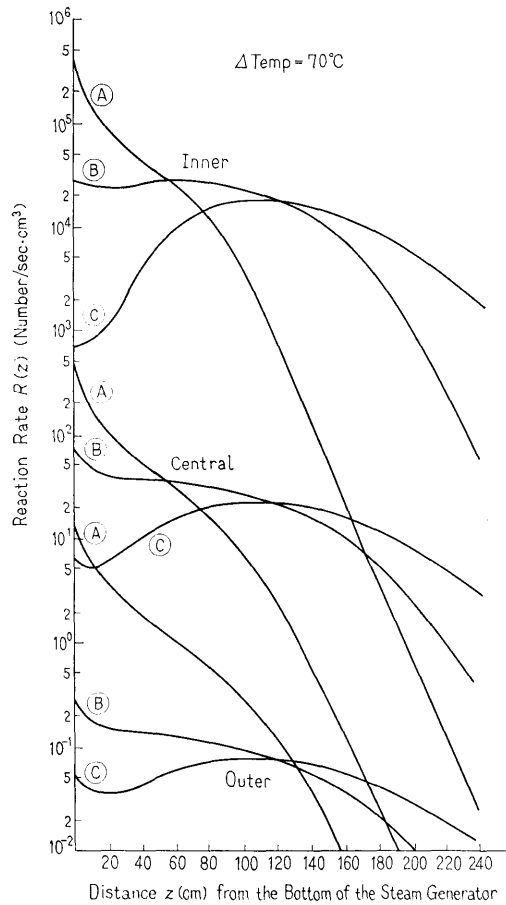


Fig. 12 An Illustration of Change of Reaction Rate in Case of Increase of Inlet Temperature being 70°C .

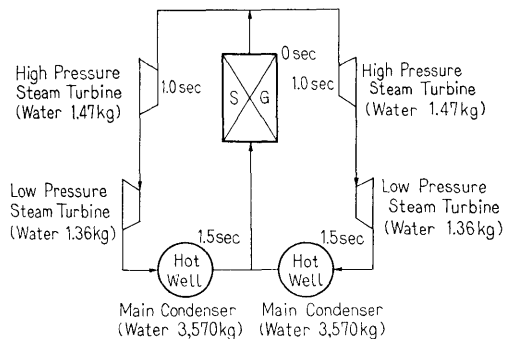


Fig. 13 Schematic Illustration of Secondary Steam System Used in the Calculation

水蒸気は2次系各機器を通過してほとんど水蒸気のまままで主復水器に入る。蒸気発生器出口から高圧タービン入口までの所要時間は0.5秒である。

b. 高圧蒸気タービン中の蒸気量は1.47kgである。低圧蒸気タービン中では1.36kgである。

c. 主復水器中の蒸気量は3,570kgである。

d. 蒸気発生器の2次側蒸気流量は850 Ton/hr(=161.25 kg/sec)であり、2系統の2次側機器がある。

4.3.2 各機器中の γ 線線源の強さ

4.3.2 a 高圧蒸気タービン

高圧蒸気タービンを蒸気が通過する時間は高圧蒸気タービン中の蒸気量を蒸気流量で割った値、すなわち0.01826秒であると考えられる。

蒸気発生器出口での ^{16}N の平均濃度は、Case Aで入口温度上昇を特に考えぬ場合は、 4.371×10^4 個/cm³であるから密度1の水中の ^{16}N の原子数は(Fig. 7において出口の比体積が45.34 cm³/gであるから)、 1.982×10^6 個/gである。 ^{16}N の崩壊定数は $\lambda=0.0936$ Dis/secであるので、高圧蒸気タービン入口での ^{16}N の崩壊個数の密度は $1.982 \times 10^6 \times 0.0936 \times e^{-0.0936}$ Dis \cdot g⁻¹ \cdot sec⁻¹ $\approx 1.688 \times 10^5$ Dis \cdot g⁻¹ \cdot sec⁻¹となり、したがって高圧蒸気タービン中の γ 線線源の強さは $1.47 \times 10^3 \text{g} \times 1.688 \times 10^5 \text{Dis}\cdot\text{g}^{-1}\cdot\text{sec}^{-1} = 2.481 \times 10^8 \text{Dis}\cdot\text{g}^{-1}\cdot\text{sec}^{-1}$ と近似してもよい。キュリー数で表わせれば、この値は $2.481 \times 10^8 / 3.7 \times 10^{10} = 6.68 \times 10^{-3} \text{Ci}$ である。

蒸気発生器の炉心に対する位置を低下させた場合の線源の強さの変化は $\Delta\text{Temp.}=0^\circ\text{C}$ の場合、Case Aの結果を知ればFig. 11を用いて求められる。このほかさらに入口温度上昇の効果と蒸気発生器の位置の変化の効果とを考慮した場合の補正はFig. 14に示してある。この図では $\Delta\text{Temp.}=0^\circ\text{C}$ の場合を基準としているのでFig. 11とFig. 14との組合せで任意の入口温度と蒸気発生器の位置との組合せの状態に対しても線源の強さが求められる。

4.3.2 b 低圧蒸気タービン

Case Aで入口温度を上昇させなかった場合、低圧蒸気タービン中の γ 線線源の強さは $6.68 \times 10^{-3} \text{Ci} \times 1.36/1.47 = 6.18 \times 10^{-3} \text{Ci}$ となる。ここで比1.36/1.47はFig. 13に示した高圧と低圧の蒸気タービン中の水量の比である。この値をもとに、蒸気発生器の位置、入口温度の上昇等に変化がある場合の γ 線線源の強さを求める際もFig. 11とFig. 14とを併用する。

4.3.2 c 主復水器

2次側蒸気の流量は1系統につき80.62 kg/secで

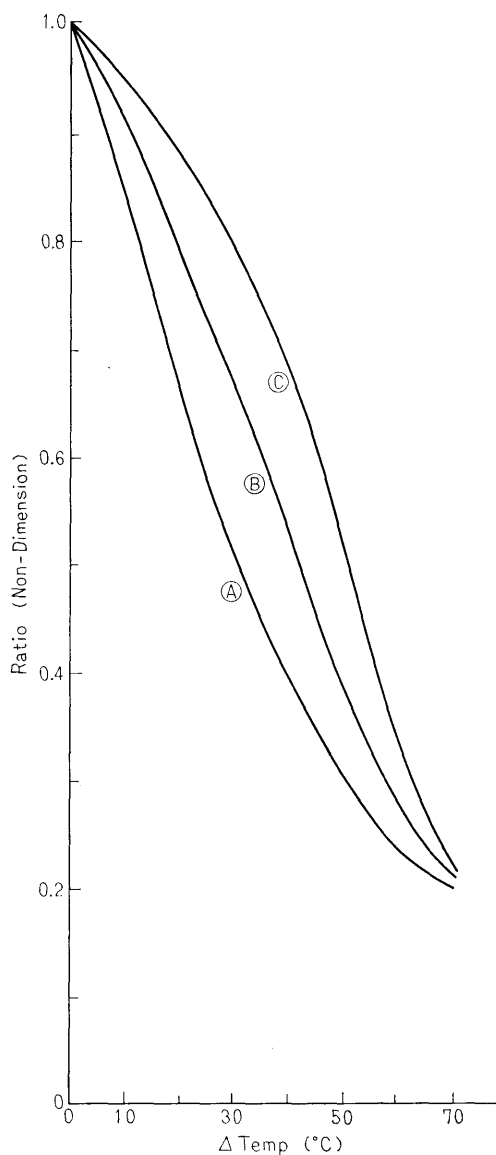


Fig. 14 Influence of Inlet Temperature on the Average Density of ^{16}N . Average Density at Arbitrary Temperature is shown as a Ratio to the Case= $\Delta\text{Temp}=0^\circ\text{C}$

あり、主復水器には3,570kgの水が存在するので、水は平均して62秒かかって主復水器を通過するものと考えられる。

毎秒、主復水器へ供給される ^{16}N の数はCase Aで蒸気発生器入口温度上昇がない場合、

$$80.62 \times 10^3 \text{g/sec} \times 1.982 \times 10^6 / \text{g} \times e^{-0.0936 \times 1.5}$$

$$=1.388 \times 10^{11} \text{ sec}^{-1}$$

であり、それによる ^{16}N の崩壊数は、

$$1.388 \times 10^{11} \times 0.0936 = 1.30 \times 10^{10} \text{ (Dis/sec)}$$

である。

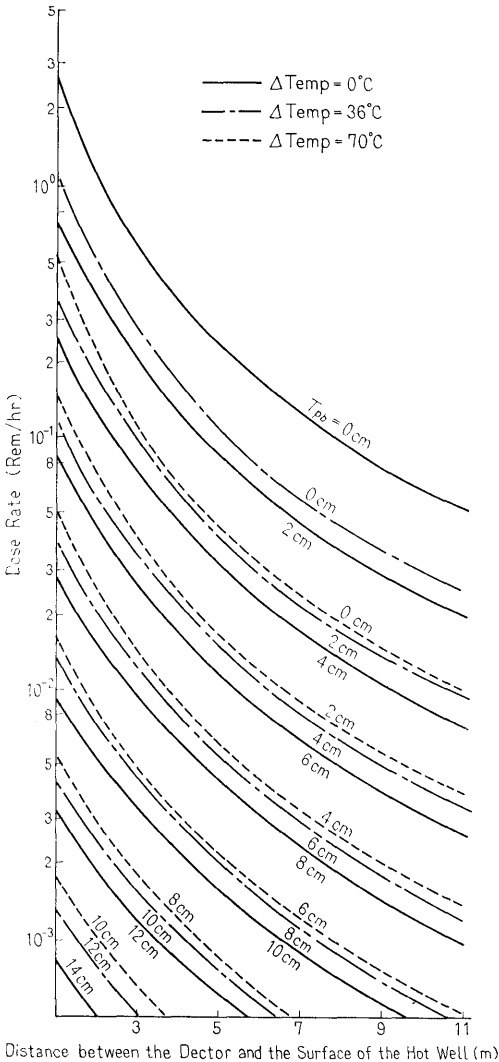
62秒間の減衰と新たに供給される ^{16}N の蓄積とを考慮して線源の強さを求めれば、Case A では、

$$1.30 \times 10^{10} \text{ Dis/sec} \times \left(\sum_{n=1}^{62} e^{-0.0936n} \right) \\ \approx 1.30 \times 10^{10} \times 9.624 \text{ Dis/sec}$$

$$\approx 1.25 \times 10^{11} \text{ Dis/sec} \equiv 3.38 \text{ Ci}$$

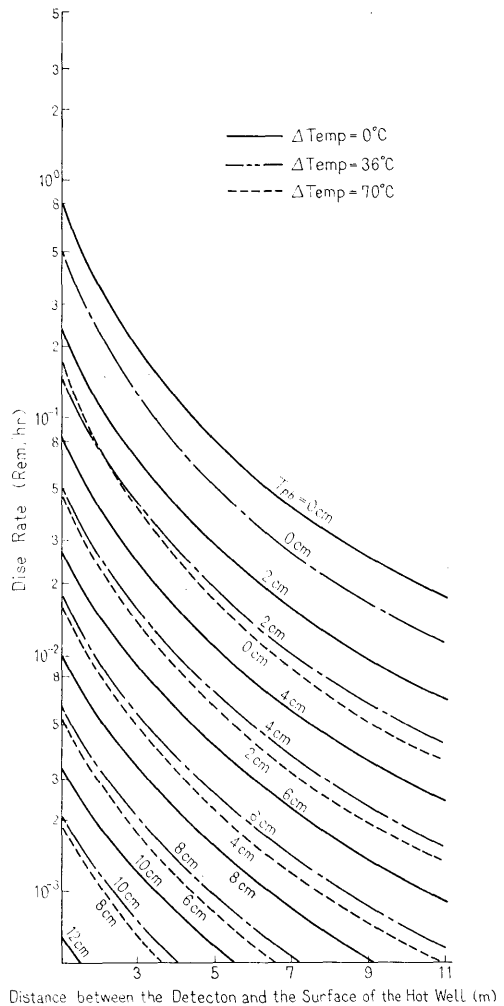
である。

主復水器は多量の水を含むので、 γ 線線源強度は蒸気タービンの場合よりもはるかに高く、 γ 線の遮蔽を特に設ける必要がある。蒸気発生器入口温度の上昇を行なわぬ場合の Case A~Case C につき、主復水器表面からの距離と線量率との間係を、間に入れた鉛遮蔽板の厚さをパラメタとして示したのが Fig. 15 a~15 c である。復水溜めは底部に1辺が 2 m の正方形



Distance between the Detector and the Surface of the Hot Well (m)

Fig. 15a Temperature Dependent Dose Rate for Case A around the Main Condenser v.s. the Distance from the Center of the Main Condenser



Distance between the Detector and the Surface of the Hot Well (m)

Fig. 15b Temperature Dependent Dose Rate for Case B around the Main Condenser v.s. the Distance from the Center of the Main Condenser

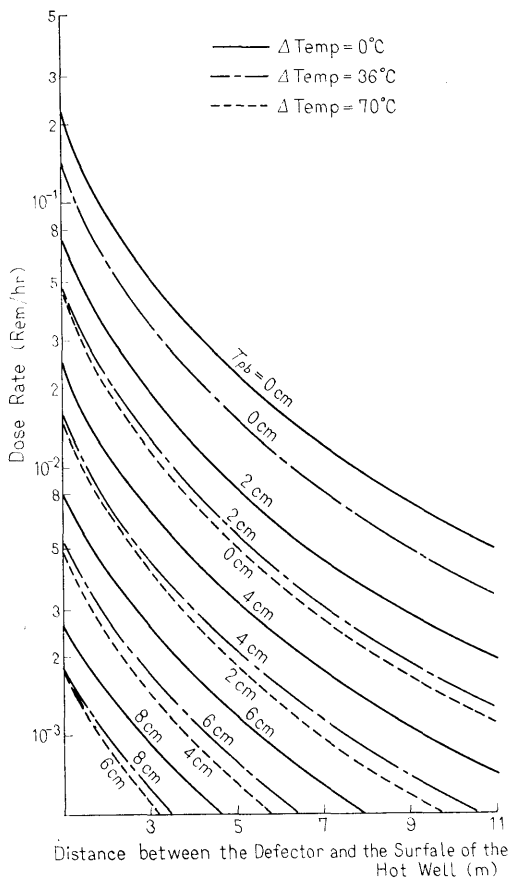


Fig. 15c Temperature Dependent Dose Rate for Case C around the Main Condenser v.s. the Distance from the Center of the Main Condenser

をした直方体であり鉄壁の厚さは 1.5 cm とする。貯水量は 3,570 liter であり Case A の場合の線源の強さは 1 リットル当り 3.5×10^7 Dis/sec/liter である。Case B 並びに Case C の場合は Fig. 11 に示される因子だけ縦軸をずらしたものである。

蒸気発生器入口での 2 次側給水温度に変化がある場合の線量率と距離との関係も、鉛の厚さをパラメタとして各蒸気発生器の位置毎に、Fig. 15 a~Fig. 15 c に示してある。このうちで、例えば線量率が 1 mRem/hr の場合の給水温度の上昇高と距離との関係は Fig. 16 に示してある。Fig. 16 を見ればわかるように給水温度を上昇させることが蒸気発生器の位置を炉心に相対的に下方へ移動させるのと同程度の効果のあり得ることがわかる。

鉛のほかに鉄板を追加した場合の線量率の低下の因子は Fig. 17 に与えてある。 ^{16}N の γ 崩壊で生ずる γ 線のエネルギーが 6 MeV の場合は鉄板による線量率の減少は ^{60}Co からの γ 線の場合ほどには期待されない。

5. 主復水器の復水溜めの形と鉛遮蔽体重量

Fig. 18 は Case B で入口給水温度が変化した場合につき、主復水器の水溜めの形と線量率との関係を示したものである。復水溜めの中心部から下方へ 2.1 m 離れた位置における線量率と底辺の一边の長さとの関係を左側に、復水溜め中心から 4.5 m 離れた位置における線量率と底辺の長さとの関係を右側に示してあるが共に鉛の厚さをパラメタとしている。

この図でわかるように復水溜めの底面積が広がり復水溜めの形が平たくなると底の下方の線量率は急激に減少するが横方向の線量率はあまり変化しない。しかし底方向の線量率の減少が鉛の重量の減少を伴うほどのものでもない。

そこで底の下方のある位置と横の方向のある位置のそれぞれに対し線量率の値を指定し復水溜めの形を変えると横方向の鉛遮蔽と下方方向の鉛遮蔽との重量の変化の傾向が逆であるので、ある復水溜めの形で遮蔽重量が極小となる。Fig. 19 にその例を示す。これは水溜めの中心から 2.1 m 下方における線量率を 10 m Rem/hr とし、復水溜め中心から横方向に 4.5 m の位置では 1 mRem/hr とし Case B につき求めたもので入口給水温度上昇がどうあろうと鉛遮蔽の重量は底の一边が 2~2.5 m の値で極小となることが注目される。

この場合、復水溜め上方は主復水器の冷却管が通っているため鉛の遮蔽は不要と思われるが、もしこの方向にも遮蔽を置くとすれば極小値はもっと一边の長さの短い方へずれる。他方底方向の線量率の規制がもっとゆるやかな場合は、 L の値に対する底の遮蔽体の重量曲線は低くねてくるので、ゆるやかでない場合の底辺の寸法よりも大きな寸法のところで重量の極小値が現われる。その一例として例えば復水器遮蔽体の全重量を極小にとどめ、復水溜めの形もそのままにして復水溜めの底方向遮蔽体のいくらかを横の遮蔽体に加えたとする。ただし底の線量率の増加は許される範囲内にあるものとする。例えば、Fig. 18 で $L=2\text{m}$ 、 $\Delta\text{Temp}=70^\circ\text{C}$ の場合に横方向で 0.5 mRem/hr に線量率の低下を期待すると底部の線量は 24 mRem/hr と

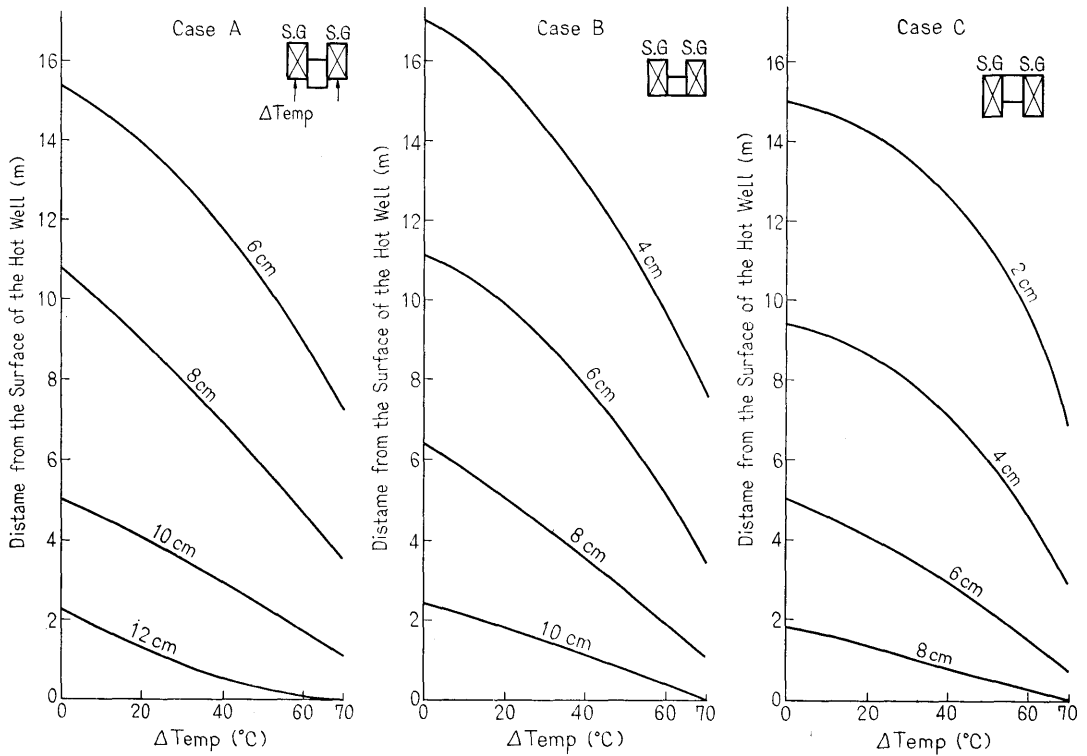


Fig. 16 Change of Distance of Detector Point where the Dose Rate is 1 m Rem/hr, as a Function of the Quantity ΔTemp

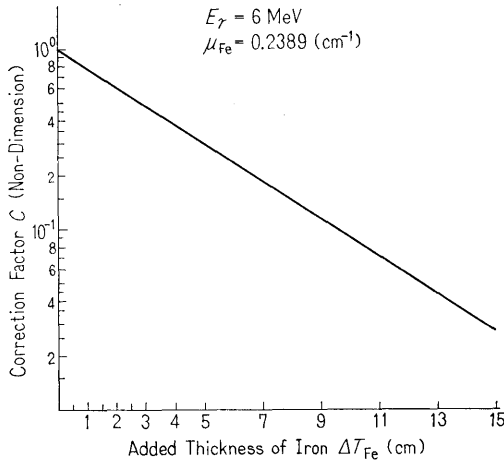
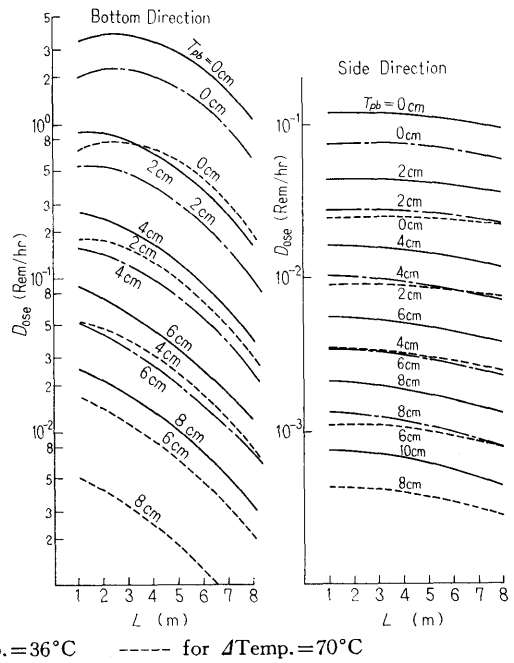


Fig. 17 Correction Factor for Dose Rate as a Consequence of Addition of Iron Shield much more than the Present Case

Fig. 18 Temperature Dependent Dose Rate v.s. Size L, where L^2 Yields Area of Bottom of the Hot Well of the Main Condenser



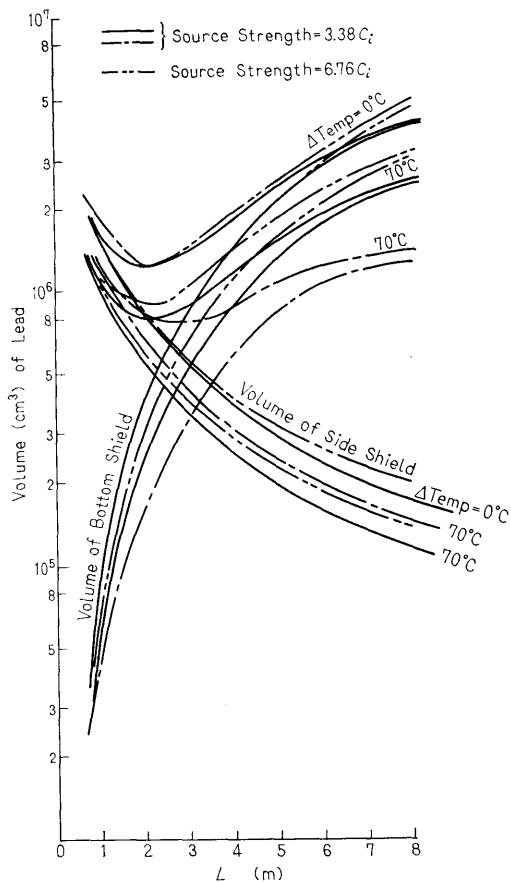


Fig. 19 Volum of Lead Shield for Case B around the Hot Well v.s. the Size L. Dose Rate for Solid Line is Chosen to be 1 mRem/hr at 4.5 m, in the Side Direction, from the Center of the Hot Well. Dose Rate for Dotted Line is Chosen to be 0.5 mRem/hr at 4.5 m, in the Side Direction, from the Center of the Hot Well

なり 14 mRem/hr も増加があるが、しかしもともとこの値がゆるされたとする。これらの条件のもとで遮蔽体重量を最小にする復水溜めの形を決定すると極小値の現われる L の位置は 1 m ほど大きくなる。(Fig. 19 では一点破線で示す。)

Fig. 20 は Fig. 19 における横方向の線量率の規制が10倍のゆるやかさになった場合を示す。横方向のみの制限がゆるくなると重量の極小は L のより小さな値に現われ、極小値も激減する。

Fig. 19 と 20 で 2 点破線のカーブは復水溜め中の線源の強さが 2 倍になった場合の極小値の位置を示

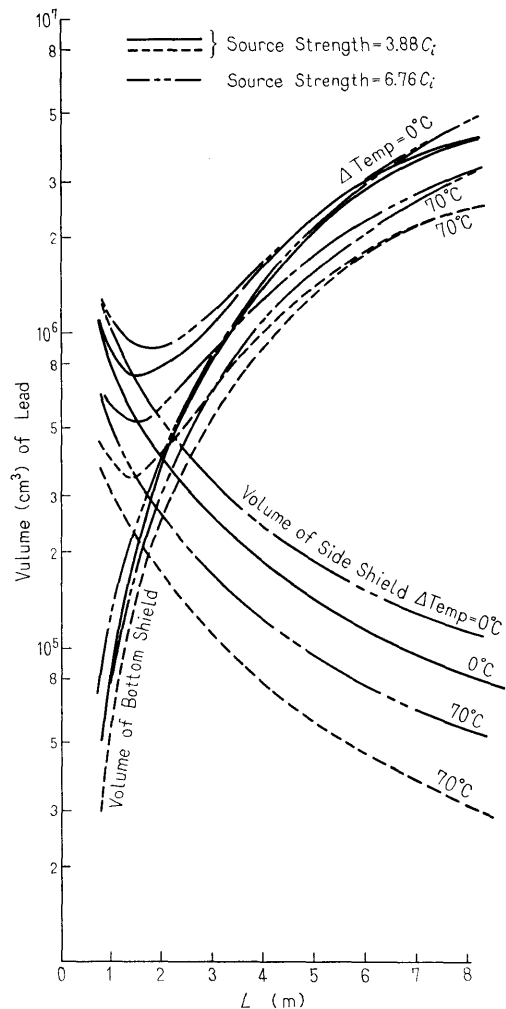


Fig. 20 Volume of Lead Shield for Case B around the Hot Well v.s. the Size L. Dose Rate for Solid Line is Chosen to be 10 mRem/hr at 4.5 m in the Side Direction, from the Center of the Hot Well. Dose Rate for Broken Line is Chosen to be 10 mRem/hr at 2.1 m, in the Down Ward, from the Center of the Hot Well

す。実線の $\Delta\text{Temp.} = 70^\circ\text{C}$ の場合よりも 2 点破線の $\Delta\text{Temp.} = 0^\circ\text{C}$ の方が γ 線源の強さは数倍も大きいのが極小値を与える L の値は、各図においてあまり差異の見られぬことが注目される。

6. 考察と結論

一体型の船用炉をなるべく小さな形にするために、

あるいはその他の設計上の理由から蒸気発生器を炉心に近付けると蒸気発生器中の $^{16}\text{O}(n, p)^{16}\text{N}$ 反応も増大する。これは主として蒸気発生器中の 2 次側液相の存在が大きな役割を果している。蒸気発生器を炉心付近に置いた場合、炉の熱出力が 330 MW 程度では液相中の放射化反応の減少をはかることが蒸気発生器の 2 次側蒸気中で発生する ^{16}N の量の減少をはかる上で有効である。

現在対象としている炉の出力では蒸気タービン中の γ 線線源の強さは高々数ミリキュリーであるのに比較すれば主復水器の復水溜めの γ 線線源の強さは数百ミリキュリーとはるかに大きく重大である。そこでガンマ線の遮蔽体を水溜めのまわりに施す一方では線源強度を下げる工夫もする必要がある。

炉をなるべく小さな形にするためには、蒸気発生器を炉心に近付けることが望ましいが、その際、上記の γ 線線源の強さの低下をはかるという要求と矛盾する。そこで炉心の条件はそのままにして蒸気発生器自体に対する種々の条件を変えることによりどれほどの改善が期待出来るか、また主復水器のまわりの遮蔽をどのように施工すれば良いかについての提案（意見）をまとめて以下に示す。

(1) 蒸気発生器を動径方向の距離に関して固定した場合、蒸気発生器底部は炉心低部よりも出来るだけ低く下げるのが望ましい。

(2) 蒸気発生器への 2 次側給水温度を高くして、入口で気相の状態にしてやるのが望ましい。

(3) 復水溜めの形を工夫することで復水器のまわ

りの遮蔽体重量を最小にすることが可能である。

(4) 遮蔽体重量が最小の場合、 γ 線源の強さが数倍変化しても復水溜めの寸法はあまり変化しない。

今回の ^{16}N に標的を絞った研究の結果は 2 次側蒸気系機器からの γ 線を遮蔽する遮蔽体重量の軽減化をはかる上で 1 つの指針を与えるものと思われる。

本研究は NEAC 2206 用につくった放射化計算コード ACTIV を使用した。

謝 辞

本研究を行なうにあたり計算の根拠として炉心内元素密度のデータの提供について松延広幸氏（住友原子力工業）の、また蒸気発生器の熱、流体力学的データの提供については鈴木元徳氏（石川島播磨重工）の御協力を得た。さらに炉心内出力分布に関しては横村武宣氏（船舶技研）の、また ^{58}Co 等の放射化の見積りに用いた中性子束の値については田中義久氏（川崎重工）の示唆を得た。筆者等はここに改めて厚く感謝致します。

参 考 文 献

- 1) Reactor Shielding Design Manual, Theodore Rockwell III, McGraw-Hill, 1956.
- 2) Radiological Health Hand Book, F.J. Weber PB-121784 R, 1960.
- 3) Activation Analysis Hand Book, R.C. Koch, Academic Press. 1960.
- 4) Am. J. Roentgenol Radium Therapy **59**, 273, (1948) N.G. Gusev

補編 I 管材の放射化

考察した型の原子炉では、2次側蒸気中に含まれる放射性物質として¹⁶Nのほかには蒸気発生器の管材を構成する物質の放射化したものが含まれる。そのうちで下表²⁾に示す放射性物質は発生量も多く半減期も比較的長いので2次系に蓄積される量も他のものよりも重視される。

管材(インコネル)の単位体積中に存在する⁶⁰Ni, ⁵⁸Ni, ⁵⁶Fe, ⁵⁴Fe等の数は 0.002398×10^{24} 個, 0.006186×10^{24} 個, 0.001205×10^{24} 個, 0.00076×10^{24} 個であり,⁶⁰Co, ⁵⁸Co, ⁵⁶Mn, ⁵⁴Mnに対する中性子巨視的断面積 Σ はそれぞれ $1.2 \times 10^{-5} \text{ cm}^{-1}$, $1.98 \times 10^{-4} \text{ cm}^{-1}$, $5.27 \times 10^{-7} \text{ cm}^{-1}$, $1.75 \times 10^{-5} \text{ cm}^{-1}$ である。

ある放射化された物質が毎秒単位体積中で $\phi \Sigma \equiv A$ 個づつ発生しそれまでに蓄積された個数に崩壊定数 λ が掛かった個数づつ消える場合は次の関係が成立して

$$\frac{dN}{dt} = A - \lambda N, (N(t=0) = A \text{ を假定})$$

t 秒後は

$$N = \left(\frac{A}{\lambda}\right)(1 - e^{-\lambda t}) + Ae^{-\lambda t} \text{ 個/cm}^3$$

の蓄積となる。したがってその時点における崩壊個数 D_0 をキュリー数で表わせば

$$D_0 = [\Sigma \phi (1 - e^{-\lambda t}) + \Sigma \phi \lambda e^{-\lambda t}] / 3.7 \times 10^{10} \text{ Ci}$$

となる。

インコネルの体積として $3.8098 \times 10^6 \text{ cm}^3$ を用い、Case Bを例としてインコネル構成材料の放射化を計算するための平均中性子束として $5 \times 10^{10} \text{ n/sec cm}^2$ を用いれば⁶⁰Co, ⁵⁸Co, ⁵⁶Mn, ⁵⁴Mnの $t = 1.65 \times 10^{11}$

sec (5.25年)における管材中の崩壊数は

$$D_0(^{60}\text{Co}) \doteq 3.81 \times 10^6 \times 5 \times 10^{10} \times 1.2 \times 10^{-5} \\ \times (1 - e^{-0.693}) / 3.7 \times 10^{10} \\ \doteq 1.39 \times 2.5 \times 10^1 \doteq 3.5 \times 10^1 \text{ Ci}$$

$$D_0(^{58}\text{Co}) \doteq 3.81 \times 10^6 \times 5 \times 10^{10} \times 1.98 \times 10^{-4} \\ \times (1 - e^{-18.2}) / 3.7 \times 10^{10} \\ = 1.01 \times 10^3 \text{ Ci}$$

$$D_0(^{56}\text{Mn}) \doteq 3.81 \times 10^6 \times 5 \times 10^{10} \times 5.27 \times 10^{-7} \\ \times (1 - e^{-1.15 \times 10^4}) / 3.7 \times 10^{10} \\ = 2.71 \times 10^0 \text{ Ci}$$

$$D_0(^{54}\text{Mn}) \doteq 3.81 \times 10^6 \times 5 \times 10^{10} \times 1.75 \times 10^{-5} \\ \times (1 - e^{-4.45}) / 3.7 \times 10^{10} \\ = 9.01 \times 10^1 \text{ Ci}$$

である。

2次側蒸気重量のほとんどが2個の復水溜めの中の水の重量で占められることと、上記各放射性物質の崩壊数のうち、1%が2次側蒸気中で起こること等を仮定すれば、1個の水溜め中の⁵⁸Coの崩壊数は5Ci, ⁶⁰Coの場合は $1.7 \times 10^2 \text{ Ci}$ また⁵⁴Mnの場合は $4 \times 10^{-1} \text{ Ci}$ となる。⁵⁸Coの崩壊数は¹⁶Nの崩壊数に対して80%程度の値であるが γ 線線量率への利き方は、Table 7で η_0 の値が¹⁶Nの場合の1/4程度であるので、結果として¹⁶Nの1/5程度である。浄化系の存在を考慮に入れ、また2次系の保有水量は非常に小さく見積ってあることを考慮すれば、⁵⁸Co等の寄与はもっと小さくなるものと思われる。

このように2次系中の蒸気によりキャリアオーバーされる放射化された物質の復水溜め周辺の線量率への影響は決して無視出来るものではないが¹⁶Nの線量率への寄与が主要部分を成している。

Table 7 Mother Material, Half Life, Gamma-ray Energy and Flux to Dose Conversion Factor for Activated Principal Materials in Secondary Steam System

放射性物質	親物質	天然存在比 (%)	放射化反応	反応断面積 (mb)	半減期	λ 値 (Dis/sec)	γ エネルギー (MeV)	崩壊当りの γ 線発生割合	γ 線束-線量率 ⁴⁾ 換算係数
⁶⁰ Co	⁶⁰ Ni	26.16	(n, p)	5±2	5.25年	4.2×10^{-9}	1.25	100	7
⁵⁸ Co	⁵⁸ Ni	67.76	(n, p)	32	71.3日	1.1×10^{-7}	0.81	100	5
⁵⁶ Mn	⁵⁶ Fe	91.68	(n, p)	0.44	2.58時間	7.0×10^{-5}	0.85	100	5
⁵⁴ Mn	⁵⁴ Fe	5.84	(n, p)	23	303日	2.7×10^{-8}	0.84	100	5
⁵¹ Cr	⁵⁴ Fe	5.84	(n, α)	0.37	27.8日	2.9×10^{-7}	0.32	9	1.5
¹⁶ N	¹⁶ O	99.59	(n, p)	**	7.4秒	9.4×10^{-2}	6.39	75	20

* 印の物質は管材から由来したものではないが参考までに記したものである。

** は数値が本報別図に示してある。