

タンデムミラー型核融合炉 GAMMA-R の核特性解析

井田, 博之
九州大学大学院総合理工学研究科応用原子核工学専攻

中島, 秀紀
九州大学大学院総合理工学研究科エネルギー変換工学専攻

神田, 幸則
九州大学大学院総合理工学研究科エネルギー変換工学専攻

大田, 正男
九州大学大学院総合理工学研究科応用原子核工学専攻

<https://doi.org/10.15017/17583>

出版情報 : 九州大学大学院総合理工学報告. 5 (2), pp.163-171, 1983-12-01. 九州大学大学院総合理工学研究科
バージョン :
権利関係 :

タンデムミラー型核融合炉 GAMMA-R の核特性解析

井田博之*・中島秀紀**
 神田幸則**・大田正男***
 (昭和58年9月30日 受理)

Neutronics Analysis of Tandem Mirror Fusion Reactor, GAMMA-R

Hiroyuki IDA, Hideki NAKASHIMA,
 Yukinori KANDA and Masao OHTA

Nuclear analyses of a tandem mirror fusion reactor GAMMA-R were carried out for two candidate blanket coolants: liquid lithium and super critical pressurized water. Neutronics and photonics calculations were performed with the one-dimensional discrete ordinates code ANISN. A P_3-S_8 approximation in cylindrical geometry was used in the transport calculations. The tandem mirror fusion reactor lends itself well to one-dimensional cylindrical modeling, because it is basically a long cylinder. As the results of these calculations, the following features are revealed: The blanket cooled by liquid lithium has an adequate tritium breeding ratio, while the blanket cooled by super critical pressurized water does not satisfy the design criterion for the tritium breeding ratio of ~ 1.1 . The blanket energy multiplication factor is ~ 1.2 for both blankets. All the calculated radiation damage parameters such as aluminum displacement rate, epoxy and mylar dose rate, nuclear heating rate at the surface of the superconducting magnets are found to satisfy the design criteria imposed.

1. 序 論

タンデムミラー型プラズマ閉じ込めは、トカマク型に比べて、構造が簡単である、定常運転が可能、高い β 値のプラズマが得られる等の利点を持ち、近年精力的に研究が進められている。米国では、タンデムミラー型核融合炉の概念設計例として、ウィスコンシン大学の WITAMIR-I¹⁾、TASKA²⁾、ローレンス・リバモア研究所の MARS³⁾、等がある。WITAMIR-I は DT 出力 3,000 MW の動力炉として設計されており、その構造を Fig. 1 に、主要パラメータを Table 1 に示す。WITAMIR-I では、ブランケットの構造材に HT-9、増殖材/冷却材に $Li_{17}Pb_{83}$ を用い、エネルギー増倍率は 1.37 となっている。エネルギー増倍率は第 1 壁、ブランケット、反射体領域での発熱量

の総和を、入射中性子のエネルギー 14.06 MeV で除したもので、この系のエネルギー利得を表わしている。増殖材に Li を用いているトカマク炉 UWMAK-I⁴⁾ では 1.17 であり、WITAMIR-I のエネルギー増倍率が高い事がわかる。これは増殖材として用いている $Li_{17}Pb_{83}$ が、Pb の $(n, 2n)$ 反応の断面積が大きいため、中性子増倍材も兼ねることができ、構造材の (n, γ) 反応 (Q 値 7~8 MeV) の反応率を大きくしているからである。この効果はトリチウム増殖比にも見ることができる。WITAMIR-I のトリチウム増殖比は 1.07 でその 98% が ${}^6Li(n, \alpha)T$ 反応の寄与である。これは ${}^6Li(n, \alpha)T$ 反応が、低エネルギー領域で $1/v$ 則に従う非常に大きな断面積をもつため、増倍された中性子の殆んどが、 6Li に吸収されるためである。最近、 ${}^7Li(n, n'\alpha)T$ 反応の断面積が 15% 程度過大評価されているとの報告もあり⁵⁾、 ${}^7Li(n, n'\alpha)T$ 反応の断面積の不確かさに影響されない点も、 $Li_{17}Pb_{83}$ を増殖材として用いる利点になっている。

* 応用原子核工学専攻修士課程

** エネルギー変換工学専攻

*** 応用原子核工学専攻

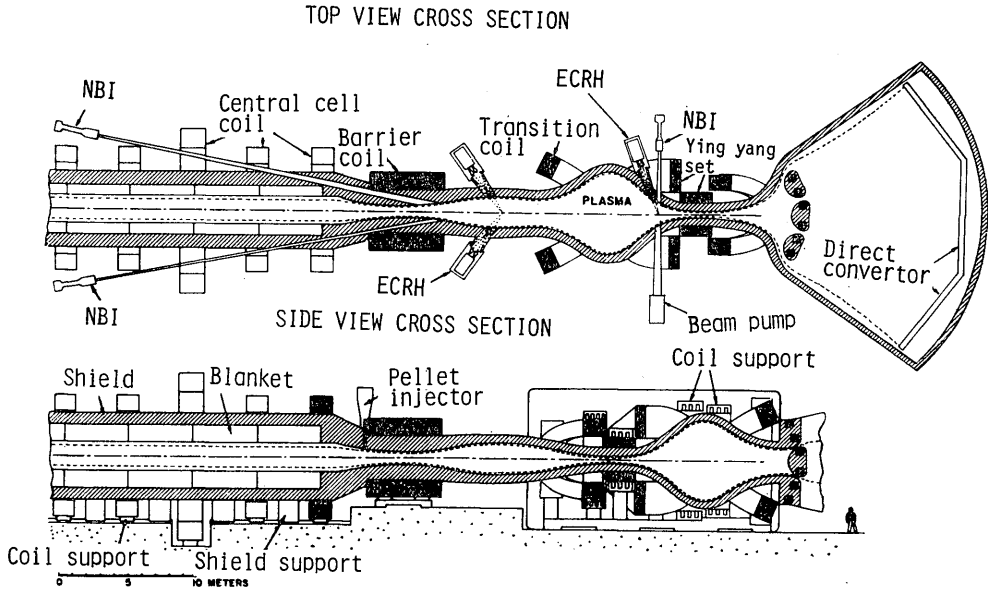


Fig. 1. Cross sectional view of WITAMIR-I.

Table 1 General parameters of WITAMIR-I

Parameter	Value
Plasma Q	28
DT power	3000 MW _{th}
Net electrical output	1530 MW _e
Recirculating fraction	18%
Central cell length	165m
Overall reactor length	250m
Max. magnetic field—central cell	6.1 T
Max. magnetic field—barrier	15.0 T
Max. magnetic field—yung yang	8.1 T
Blanket material	HT-9
Neutron wall loading	2.4 MW/m ²
Blanket multiplication	1.37
Breeder material	Pb ₈₃ Li ₁₇
Breeding ratio	1.07
Barrier pumping method (190 keV and 9.6 keV)	55.3 MW or NB
ECRH power—barrier	33.2 MW (40 GHz)
—plug	16.4 MW (112 GHz)
Plug neutral beam power (500 keV)	18.2 MW

トカマク炉では炉構造が複雑なため、分解修理に必要なスペースを確保すると超電導マグネット (SCM) の遮蔽が難しく、中性粒子入射装置 (NBI) ポート等の貫通孔からのストリーミング中性子の遮蔽も大きな問題となる。一方タンデムミラー炉はその構造が単純

な円柱状であるから、炉のモジュール化が容易で、Fig. 1 に示されるように、セントラルセル部にはほとんど貫通孔がなく、ストリーミングの問題も軽減される。また、タンデムミラー炉は、荷電粒子エネルギーの大部分が両端の直接エネルギー変換装置に導れるため、表面熱負荷が同出力レベルのトカマク炉の 40 w/cm² に対し、 ~ 2 w/cm² 程度で、そのため冷却材の選択の幅も大きくなる。

日本では筑波大学を中心として、GAMMA-R の概念設計を進めており、構造設計、熱設計、核設計の種類のブラで繰り返し計算が行なわれた。GAMMA-R では2種ジャケットが考えられた。1つは、増殖材/冷却材に液体 Li を用いるジャケットで、もう1つは増殖材に Li₂O、冷却材に軽水 (最終的には超臨界圧水) を用いたものである。Li₂Oジャケットでは、スイミングプール型の炉についても計算を行った。スイミングプール型は原研の SPTR⁶⁾ で考えられたもので、炉を水中に浸すことにより、遮蔽性能の向上、特に中性子のストリーミング対策を目的としている。トカマク炉のような複雑な構造の炉に対して考えられたものであるが、タンデムミラー炉に採用した場合、どのような遮蔽性能を示すか興味深い。

本論文では、GAMMA-R の2種類のジャケットについてセントラルセル部の核計算を行い、そのブラ

ンケット性能, 遮蔽性能について考察を行った.

2. 計算方法

2.1 計算方法

中性子束とガンマ線束の輸送計算には, 1次元 Sn コード ANISN⁷⁾ を用い, P_3 - S_8 近似で行なった. 計算モデルは1次元円柱モデルを用いている. ここで計算を行うタンデムミラー炉のセントラルセル部はポートが殆んどなく, 中性子のストリーミングを考慮する必要がないので1次元計算で十分な近似ができると考えられる. 実際に両端からの中性子のもれを考慮するために後で行った3次元計算の結果と比較しても, トリチウム増殖比, 核発熱量は統計誤差内で一致した.

核データは GICX-40⁹⁾ (中性子 42 群, ガンマ 21 群)を用いた. ただし, 先に述べたように ${}^7\text{Li}(n, n'\alpha)$ T 反応の断面積が過大評価されているとの報告があるため, その断面積を 15% 減少させてトリチウム増殖比を計算している.

2.2 エネルギーバランス法

一般に核発熱量の算出には KERMA 法が用いられる. KERMA 法はエネルギー群ごとの中性子束, ガンマ線束に発熱定数 (KERMA factor) を乗じてすべてのエネルギー範囲で加える方法である. 一方, エネルギーバランス法⁹⁾¹⁰⁾ は, 体系への入射エネルギー量, 体系外への漏れのエネルギー量, 体系で発生するエネルギー量の収支をとって発熱量を計算する方法で, 中性子束から直接求めるので, 2次ガンマ線スペクトルのデータが不要であるため精度よく発熱量を評価できる. 発熱量 H_i は次の式によって求められる.

$$H_i = E_{in} + \sum_j \sum_i R_{ij} Q_{ij} + \sum_j \sum_i R'_{ij} Ed'_{ij} - L_{nE} - L_{rE}$$

E_{in} : ブランケットに入射してくる中性子のエネルギー

R_{ij} : 核種 j の反応 i の反応率

Q_{ij} : 核種 j の反応 i の Q 値

Ed'_{ij} : 核種 j の反応 i' によって生成された残留核の崩壊によるエネルギー放出

L_{nE} : 体系から漏れる中性子エネルギー

L_{rE} : 体系から漏れる r 線のエネルギー

3. 計算結果と考察

3.1 Li 冷却ブランケット

Fig. 2 に Li 冷却ブランケットを採用したダンダ

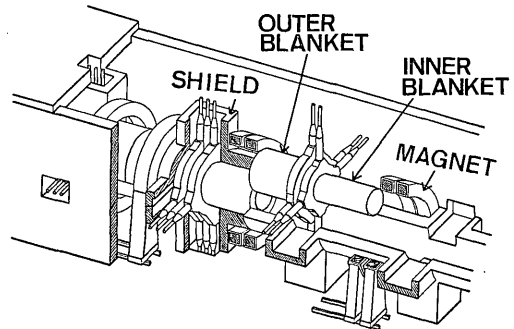


Fig. 2. Overview of GAMMA-R reactor (liquid Li blanket option).

ムミラー炉の構造を示す¹¹⁾. ブランケットは内側ブランケットと外側ブランケットに分けられ, 内側ブランケットは1~3年毎の交換, 外側ブランケットは炉の寿命の間に交換しない様に設計される. Fig. 3 に, この計算に用いた1次元計算モデルを示す. Li 流路中 (A, C, E, F, G, H) には厚さ 2 cm のリブが 48 本, 7.5° 毎に入っている. 第1壁, ブランケット以外の寸法, 材料の組成は WITAMIR-I を参考にし, 組成は各領域で均質化したものを用いている. Table 2 に, 中性子壁面負荷を 1 MW/m^2 に規格化した時の計算結果のまとめを示す.

3.1.1 トリチウム増殖能

トリチウム増殖比は過度のトリチウムインベントリを防ぐため, また核データの誤差等を考慮して, 1.1 前後が目標とされる. 最初に採用したモデルは Li 流路中にリブが無く, トリチウム増殖比は 1.394 と非常に大きかった. 構造的な要求もあるが, トリチウム増殖比を減らすために, 今回の Li 流路中にリブが挿入されたモデルを考えた. その結果 Table 2 に示すように, このモデルではトリチウム増殖比は 1.234 となった. これはリブが挿入されたことにより, 中性子のスペクトルが軟化し, ${}^7\text{Li}(n, n'\alpha)$ T 反応の寄与が減少したためである (リブ無し 0.427, リブ有り 0.246). スペクトルの軟化により ${}^6\text{Li}(n, \alpha)$ T 反応の寄与はわずかながら増加したが (リブ無し 0.967, リブ有り 0.988), ${}^7\text{Li}(n, n'\alpha)$ T 反応の減少の方が大きく, 全体としては 13% の減少となった.

このモデルでの第1壁外側, ブランケット外側での中性子のスペクトルを Fig. 4 に, 各 Li 流路におけるトリチウム増殖比への寄与を Table 3 に示す. Fig. 4 に示されるように, ブランケット中でリブ等

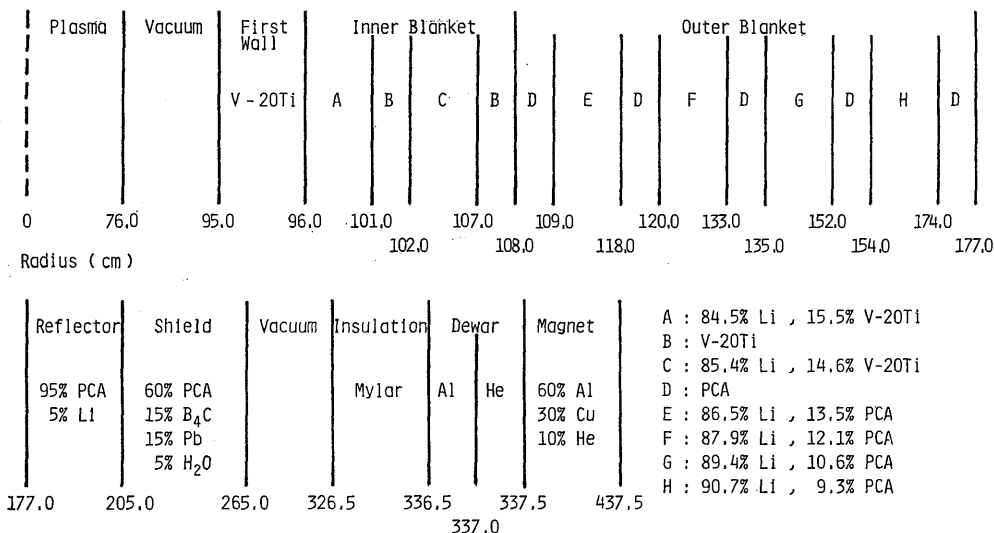


Fig. 3 One-dimensional calculational model for liquid Li blanket.

Table 2. Summary of neutronics parameters for liquid Li blanket

1 MW/m ² Wall Load	
General	
Breeding Ratio	
⁶ Li(n, α)T	0.988
⁷ Li(n, n'α)T	0.246
Total	1.234
Energy Deposition	
Neutron	10.52 MeV
Gamma	6.58 MeV
Total	17.10 MeV
Energy Multiplication	
Total	1.22
First Wall	
Power Density	
Neutron	1.63 W/cc
Gamma	4.03 W/cc
Total	5.66 W/cc
DPA per year	11.60 dpa/year
He Production Rate	69.72 appm/year
H Production Rate	192.5 appm/year
Magnet	
Power Density	
Neutron	1.768(-9)*W/cc
Gamma	3.822(-8) W/cc
Total	3.999(-8) W/cc
Radiation Dose	
Mylar	7.684(+5) rad/year
Epoxy	4.501(+6) rad/year
DPA in Al	7.087(-8) dpa/year

* to be read as 1.768×10⁻⁹

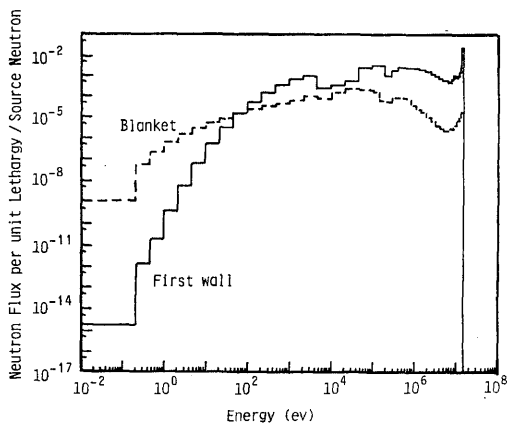


Fig. 4. Neutron energy spectra outside of first wall and blanket for liquid Li blanket

Table 3. Region-wise tritium breeding

	⁶ Li(n, α)t	⁷ Li(n, n'α)t	Total
A	0.124	0.095	0.219
C	0.126	0.063	0.189
E	0.191	0.061	0.252
F	0.208	0.040	0.248
G	0.185	0.020	0.205
H	0.145	0.008	0.153

の構造材により、中性子のスペクトルは軟化される。そのため、Table 3に示されるように、ブランケット

の外側にいく程, ${}^7\text{Li}(n, n'\alpha)\text{T}$ 反応の寄与は小さくなるが, ${}^6\text{Li}(n, \alpha)\text{T}$ 反応の寄与は大きくなるので, トリチウム増殖比は各領域ではほぼ一定となっている。

以上の事から, トリチウム増殖比を目標値の 1.1 前後まで減らすには, ブランケット中の構造材の割合を大きくするか, トリチウム増殖材領域の厚さを減らすという方法が考えられる。後者の方法は Li 領域の一部を Fe 等の構造材に置き換えて, トリチウム増殖は行なわずその部分での発熱を増加させるものである。実際に, Li 流路 H を構造材に置き換えて計算したところ, トリチウム増殖比は 1.14 となった。

3.1.2 核発熱

Table 2 には KERMA 法で求めた発熱量を示すが, 系全体の発熱量は 17.1 MeV, エネルギー増倍率は 1.22 となった。炉の経済性の観点からは, このエネルギー増倍率をできるだけ大きくすることが核融合炉設計上重要である。

ここでは, 中性子をできる限り構造材に吸収させて, エネルギー増倍率を大きくすることを考えた。それは, ${}^6\text{Li}(n, \alpha)\text{T}$ 反応の Q 値が 4.8 MeV であるのに対し, Fe 等の構造材の (n, γ) 反応の Q 値は 7~8 MeV と大きいからである。具体的には, リブを流路中に挿入した。

エネルギーバランス法による計算では, リブ 24 本の場合が 1.14, リブ 48 本の場合が 1.16 となり, 構造材の割合が増加すると, 発熱が予想されるように増加することがわかった。(KERMA 法では, リブ 24 本の場合 1.24 となり, 構造材の少ない方がエネルギー増倍率は大きくなった。) 実際に Fe の (n, γ) 反応の反応率はリブ 24 本, リブ 48 本の場合それぞれ, $6, 207 \times 10^{-2}$, $8, 513 \times 10^{-2}$ Reactions/DT neutron と 48 本の方が大きくなっている。トリチウム増殖比を減らすために, § 3.1.1 で考えた様に, Li の代りに構造材を置くとエネルギー増倍率は 1.18 となった。

Fig. 5 に発熱率の空間分布を示す。発熱率は後の熱/構造設計にとって重要なデータとなる。特に第 1 壁とマグネットの発熱率が重要である。第 1 壁表面の発熱率は 1 MW/m^2 の壁面負荷あたり 5.77 w/cc となり, 他のタンデムミラー炉 WITAMIR-I, TASKA と比べると約 30% 低い値となっている。これは, このモデルが第 1 壁に V-20 Ti を用いているのに対し, WITAMIR-I, TASKA が HT-9 を用いているためである。第 1 壁に V-20 Ti を用いたのは, 誘導放射

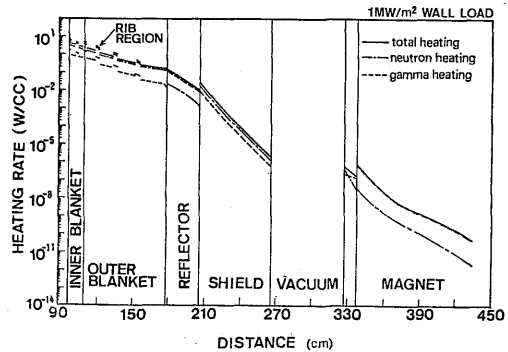


Fig. 5. Spatial distribution of nuclear heating rate for liquid Li blanket.

能を低くすることが目的である。一方マグネット表面での発熱率は 1 MW/m^2 の壁面負荷あたり $5.40 \times 10^{-7} \text{ w/cc}$ で, ガンマ線によるものが 95% を占めている。一般にマグネットでの発熱率は $1 \times 10^{-3} \text{ w/cc}$ が許容値と考えられているので, マグネットの冷却には問題ないと思われる。

3.1.3 材料の損傷

第 1 壁は非常に高い熱負荷, 粒子負荷, 電磁氣的負荷を受け, 特に高エネルギー中性子による原子のはじきだし, 及び (n, α) , (n, p) , (n, d) 反応による気体生成が問題となる。このモデルでは, Table 2 に示すように, dpa 率 11.6 dpa/year , He 生成率 69.7 appm/year , H 生成率 193 appm/year となった。He 生成率, H 生成率共に WITAMIR-I, TASKA と比べて小さくなっており, これは V, Ti の気体生成断面積が HT-9 の主成分である Fe よりも小さいためである。ただ, V-20 Ti のはじき出し損傷や気体生成の許容値に関するデータベースは乏しく, 今後のデータの蓄積によっては第 1 壁を含めた内側ブランケットの交換期間を見直す必要があるかもしれない。

マグネットの損傷で問題となるのは, 安定化材 Al のはじき出し損傷と絶縁材の放射線吸収による劣化である。これらは遮蔽体の性能により左右され, ここでは WITAMIR-I と同じ遮蔽体を用いたがそれは PCA の他に 15% の B_4C , 15% の Pb を含んでいる。 B_4C は熱中性子を吸収し, Pb は γ 線の遮蔽性能に優れるため, これは非常に良い遮蔽性能を示す。このことは, Fig. 6 に示した中性子束, γ 線束の空間分布を見れば明らかである。このモデルでの Al の dpa 率は 1 MW/m^2 の壁面負荷で $7 \times 10^{-8} \text{ dpa/year}$

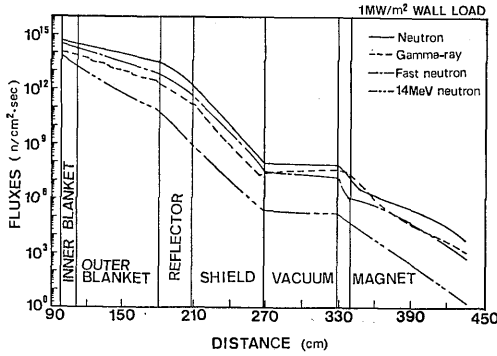


Fig. 6. Spatial distribution of neutron and gamma-ray fluxes for liquid Li blanket.

となった。WITAMIR-I では、安定化材 Al の焼きもどしが必要となる値は 50% の抵抗値増加に相当する 4×10^{-6} dpa とされており、それと同じ設計基準をとれば壁面負荷を 2.4 MW/m^2 で考えてもこのモデルではマグネットの焼きもどしは炉の寿命間（～30 年）では必要とならない。電気絶縁材エポキシ、熱絶縁材マイラーの放射線吸収線量はそれぞれ $4.501 \times 10^6 \text{ rad/year}$, $7.684 \times 10^5 \text{ rad/year}$ となった。エポキシ、マイラーの許容吸収線量はそれぞれ $1 \sim 5 \times 10^9 \text{ rad}$, $1 \times 10^{10} \text{ rad}$ なので、安定化材の場合と同様に壁面負荷を 2.4 MW/m^2 としても耐用年数は非常に長く、炉運転中に交換する必要はない。

3.1.4 運転中の線量率分布

Fig. 7 に運転中の線量率分布を示す。炉運転中に人が装置にどの程度接近できるかを知ることは、メンテナンスの点から重要であり、そのため線量率の評価が必要となる。従事者の最大許容線量は 2.5 mrem/hr であるが、このモデルでは遮蔽体の外側で $2.72 \times 10^6 \text{ mrem/hr}$ 、マグネットの外側で 51 mrem/hr となり、人が近付くことはできない。どちらも中性子による寄与が大きく 95～97% を占めている。Fig. 7 に示されるようにマグネット中での線量率の減衰は大きいですが、実際にマグネットは不連続でしか存在せず、マグネットの無い所ではこれよりも大きな値になると思われる。また内側ブランケットの交換等の作業を考えると、炉停止後の線量率評価も重要となるが、これは §3.2.4 で行っている。

3.2 超臨界圧水冷却ブランケット

ここでは増殖材に Li_2O 、冷却材に超臨界圧水を

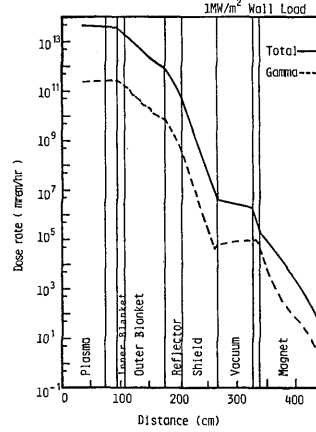


Fig. 7. Spatial distribution of operational dose rate for liquid Li blanket

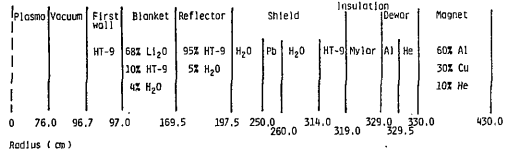


Fig. 8. One-dimensional calculational model for swimming pool type reactor.

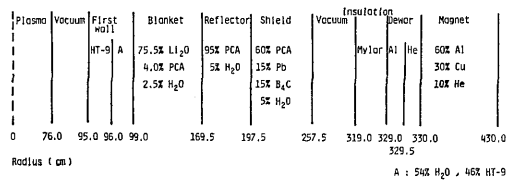


Fig. 9. One-dimensional calculational model for blanket cooled by super critical pressurized water.

いたブランケットモデルについての核計算の結果を示す。最初のモデルでは通常の軽水が冷却材として用いられていたが、後では熱効率を考慮して超臨界圧水が採用された。遮蔽材には、Li 冷却ブランケットと同じものが用いられたが、軽水を使ったスイミングプール型の計算も行った。Fig. 8 にスイミングプール型の 1 次元計算モデルを、Fig. 9 に最終的な計算に用いた超臨界圧水冷却ブランケットの 1 次元計算モデルを示す。§3.1 と同様に、材料の組成は各領域で均質化したものを用いている。Table 4 に中性子壁面負荷を 1 MW/m^2 に規格化した時の計算結果を示した。

Table 4. Summary of neutronics parameters for blanket cooled by super critical pressurized water

1 MW/m ² Wall Load	
General	
Breeding Ratio	
⁶ Li(<i>n, α</i>)T	0.812
⁷ Li(<i>n, n'α</i>)T	0.244
Total	1.056
Energy Deposition	
Neutron	11.11 MeV
Gamma	5.43 MeV
Total	16.54 MeV
Energy Multiplication	1.18
First Wall	
Power Density	
Neutron	3.71 W/cc
Gamma	7.00 W/cc
Total	10.71 W/cc
DPA per year	9.16 dpa/year
He Production Rate	106.8 appm/year
H Production Rate	375.2 appm/year
Magnet	
Power Density	
Neutron	6.488(−10)*W/cc
Gamma	1.092(−8) W/cc
Total	1.157(−8) W/cc
Radiation Dose	
Mylar	1.574(+5) rad/year
Epoxy	2.366(+5) rad/year
DPA in Al	1.578(−8) dpa/year

* to be read as 6.488×10⁻¹⁰

3.2.1 トリチウム増殖能

最終的なモデルでのトリチウム増殖比は1.06となり、目標値の1.1よりやや小さな値となった。これに対してスイミングプール型の方はそれぞれの寄与は⁶Li(*n, α*)T 0.905, ⁷Li(*n, n'α*)T 0.346 となりトリチウム増殖比は1,251であった。これは超臨界圧水冷却モデルの第1壁の厚さが、スイミングプール型の0.3 cm に対して4 cm と厚く、その内の3 cm は超臨界圧水で占められ中性子の減速の効果により⁷Li(*n, n'α*)T 反応が40%減少しているためである。

Fig. 10 に示した様に第1壁外側で既に中性子のスペクトルが軟化されているのがわかる。

トリチウム増殖比を増加させるにはブランケットの厚さを増加させることが考えられるが、Li₂O を増殖材に用いた場合、O の減速効果によりトリチウム増殖比は既にこのモデルのブランケット厚では飽和してお

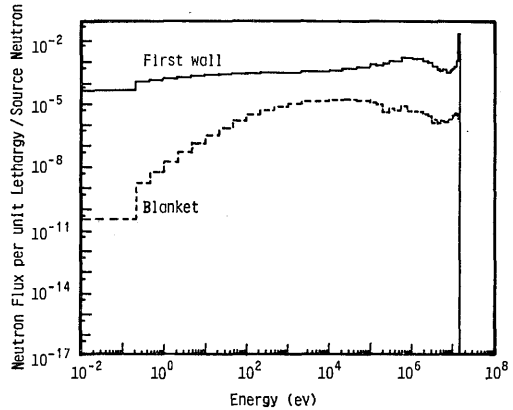


Fig. 10. Neutron energy spectra outside of first wall and blanket for blanket cooled by super critical pressurized water.

り、ブランケットを厚くする効果は小さいと考えられる。別の方法としては第1壁材料に Li 冷却モデルで用いた V-20 Ti の様な (*n, 2n*) 反応の断面積が大きい材料を用いることが考えられる。(実際、Li 冷却モデル(V-20 Ti) とこの超臨界圧水冷却モデル (HT-9) の第1壁、ブランケット、反射体領域での (*n, 2n*) 反応の反応率はそれぞれ 0.290, 0.149 Reactions/DT neutron となっている。) Pb, Be などの中性子増倍材を用いることも考えられる。

3.2.2 核発熱

KERMA 法による計算では、Table. 4 に示したように系全体の発熱量は 16.5 MeV で、エネルギー増倍率は、1.18 となった。(エネルギーバランス法で得られた値とほぼ等しい。発熱量 16.44 MeV, エネルギー増倍率 1.17.)

Fig. 11 に発熱率の空間分布を示す。第1壁表面での発熱率は 11.1 w/cc と Li 冷却モデルの約2倍で、r 線の寄与は64%である。これはスペクトルが軟化して構造材との (*n, γ*) 反応が増えたためである。一方、マグネット表面での発熱率は 1.60×10⁻⁷ w/cc で、r 線の寄与が98%と大きい。発熱率の絶対値は Li 冷却モデルの約1/3であり、許容値の 1×10⁻³ w/cc と比べても充分低い値である。Li 冷却モデルの1/3になったのは、Fig. 12 の中性子束、ガンマ線束の空間分布に示されるように、Li₂O や H₂O の H, O の減速効果によりブランケット中での中性子束、ガンマ線束の減衰が大きいためである。このモデルのブラ

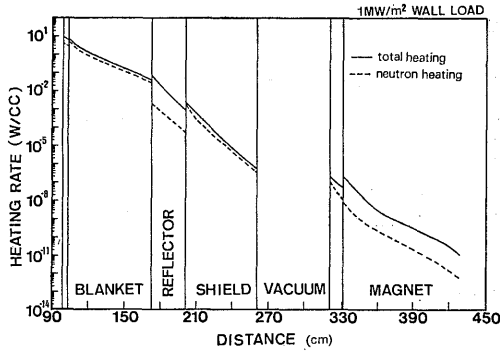


Fig. 11. Spatial distribution of nuclear heating rate for blanket cooled by super critical pressurized water.

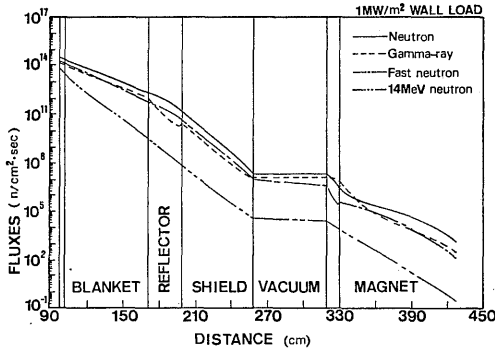


Fig. 12 Spatial distribution of neutron and gamma-ray fluxes for blanket cooled by super critical pressurized water.

ンケット厚は 70.5 cm で Li 冷却モデルより 10.5 cm 薄くなっているが、ブランケット外側での中性子束、ガンマ線束は共に 1 桁小さな値となっている。

スイミングプール型の場合、マグネット表面の発熱率は 4.56×10^{-8} w/cc で、 r 線の寄与が殆んどを占める。Fig. 8 の 1次元計算モデルに示されるように、スイミングプール型の場合には他のモデルと違って、メンテナンスなどのために遮蔽体の外側に設けられている真空領域に H_2O を満たすことによって、遮蔽材の H_2O を厚くすることができる。そのため超臨界圧水冷却モデルに比べて、マグネット表面の発熱率は小さくなっている。ただし、 H_2O は中性子に対する遮蔽性能は優れるが、ガンマ線の遮蔽性能は良くない。そのためマグネット表面の発熱率には r 線の寄与が殆んどを占め、発熱率を更に減少させるには遮蔽材に

鉛など r 線の遮蔽性能に優れるものを併用する必要がある¹²⁾。厚さ 10 cm の鉛を H_2O の中央に置いたモデルで、マグネット表面の発熱率は 2.37×10^{-10} w/cc と約 1/200 減少した。

3.2.3 材料の損傷

第 1 壁での He 生成率、H 生成率はそれぞれ 107 appm/year, 375 appm/year である。どちらも Li 冷却モデルの 2 倍近い値になっているのは、第 1 壁に V, Ti より気体生成断面積が大きい Fe, Cr が主成分の HT-9 を用いているためである。しかし、はじき出し損傷率は 9.16 dpa/year と、Li 冷却モデルより 20% 減少している。

マグネットの安定化材 Al のはじき出し損傷率は 1.6×10^{-8} dpa/year で Li 冷却モデルの 1/4~1/5 になっている。これは中性子束がブランケットでよく減衰されているためである。同様のことが絶縁材の放射線吸収線量にもいえ、エポキシ、マイラーの吸収線量はそれぞれ 2.366×10^5 rad/year, 1.574×10^5 rad/year で、エポキシの場合は 1/20、マイラーの場合は 1/5 になっている。安定化材の焼きもどしが必要になる期間、絶縁材の耐用年数は 2.4 MW/m^2 の壁面負荷で考えても非常に長い。

遮蔽材領域に 10 cm の鉛を入れたスイミングプール型のマグネットの損傷は、超臨界圧水冷却モデルに比べて絶縁材の吸収線量は 2 桁近く減少した。マグネットでの発熱率の場合に見出された様に、鉛を併用したスイミングプール型の遮蔽性能は非常に良い。

3.2.4 運転中及び炉停止後の線量率分布

Fig. 13 に超臨界圧水冷却モデルの運転中の線量率分布、Fig. 14 にスイミングプール型の炉停止後の線量率分布を示す。超臨界圧水冷却モデルの運転中の線量率は Li 冷却モデルに比べて小さくなっている。しかし、マグネットの外側で 15.6 m rem/hr で人が近付くことはできない。

Fig. 14 に示した線量率分布は、2 年間の連続運転を行い、炉停止後 1 週間のものである。炉停止 1 週間後の線量率は遮蔽体の外側で 10^{-2} m rem/hr のオーダーで運転中の線量率より 6 桁減少している。しかし、ブランケットの外側では $10^6 \sim 10^7$ mrem/hr であり、ブランケットの交換は遠隔操作で行う必要がある。

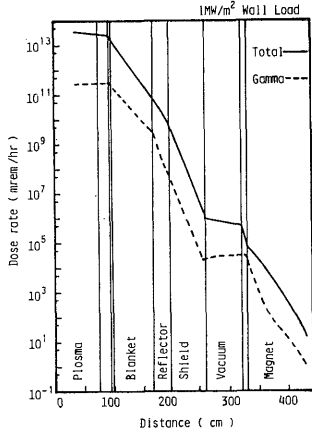


Fig. 13. Spatial distribution of operational dose rate for blanket cooled by super critical pressurized water.

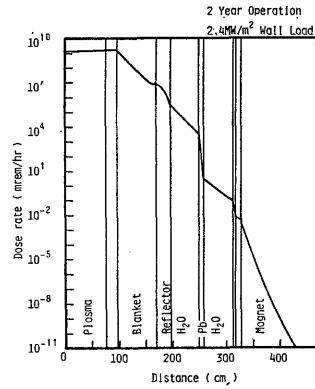


Fig. 14. Spatial distribution of dose rate at 1 week after shutdown for swimming pool type reactor.

4. 結 論

タンデムミラー型核融合炉のブランケット性能、遮蔽性能の解析より、以下の点が結論づけられる。

(1) トリチウム増殖比は、Li 冷却モデルで 1.23, 超臨界水冷却モデルで 1.06 となった。目標値の 1.1 にするためには、Li 冷却モデルの場合トリチウム増殖材領域の一部を PCA 等の構造材に置き換えて、トリチウム増殖比を減少させると共に、構造材の増加によるブランケットでの発熱量の増加を期待する方法が考えられる。超臨界水冷却モデルの場合は、第 1 壁に V, Ti 等の (n, 2n) 反応の断面積の大きい構造材を用いるか、あるいは Pb, Be 等を用いて中性子増倍材領域を設けて、中性子と Li、構造材との反応率を大きくし、トリチウム増殖比、ブランケットでの発熱共に増加させる方法が考えられる。

(2) エネルギー増倍率は 2 つのモデル共に 1.2 前後であり、炉の経済性を考慮すると (1) で示した方法で、エネルギー増倍率を大きくする必要があると思われる。

(3) Li 冷却モデルで用いた V-20 Ti の第 1 壁は、HT-9 に比べて気体生成率、はじき出し損傷率が小さいことがわかった。

(4) マグネットの安定化材、絶縁材の損傷は、両モデル共炉寿命間では問題とならない。換言すれば、

遮蔽体の厚さを薄くすることが可能で、炉を現在のモデルよりコンパクトに出来ると思われる。

(5) 線量率の評価から、運転中に装置に接近することは不可能であることが明らかになった。炉停止 1 週間後では、遮蔽体の外側まで近付くことができる。

最後に、数多くの資料と有意義な助言を下された筑波大学成合英樹教授並びにタンデムミラー核融合炉設計研究会の方々に感謝いたします。

参 考 文 献

- 1) B. Badger, et al.: UWFDM-400 (1980).
- 2) B. Badger, et al.: UWFDM-500 (1982).
- 3) B. G. Logan, et al.: UCRL-53333 (1983).
- 4) B. Badger, et al.: UWFDM-68 (1973).
- 5) P. G. Young: Trans. Am. Soc. 39 (1981) 272.
- 6) 日本原子力研究所炉設計研究室: JAERI-M9050 (1980).
- 7) W. W. Engle Jr.: K-1693 (1967).
- 8) Y. Seki and H. Iida: JAERI-M8818 (1980).
- 9) M. A. Abdou, et al.: Nucl. Sci. Eng. 55 (1974) 256.
- 10) H. Nakashima: Atomkernenergie/Kern-technik 37 (1981).
- 11) 成合英樹・他: タンデムミラー型核融合動力炉の概念設計 (I) GAMMA R-1 (1983).
- 12) K. Sako, et al.: J. Nucl. Sci. Technol. 19 (1982).