



JAERI-Research

JP0150481

2001-022



統合モデルにおける
結合型モデレータの核特性

2001年5月

勅使河原 誠・明午 伸一郎・坂田 英明・甲斐 哲也
原田 正英・池田 裕二郎・渡辺 昇

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

本レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。

入手の問合せは、日本原子力研究所研究情報部研究情報課（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村）あて、お申し越しください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

This report is issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Research Information Division, Department of Intellectual Resources, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, 319-1195, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 2001

編集兼発行 日本原子力研究所

統合モデルにおける結合型モデレータの核特性

日本原子力研究所東海研究所中性子科学研究中心
勅使河原 誠・明午 伸一郎・坂田 英明・甲斐 哲也
原田 正英・池田 裕二郎・渡辺 昇

(2001年2月9日受理)

日本原子力研究所と高エネルギー加速器研究機構が共同で推進している大強度陽子加速器統合計画では、生命・物質科学研究のためのパルス核破碎中性子源の建設に向けて研究開発を進めている。本報告書は、パルス核破碎中性子源開発の一環として、これまでのニュートロニクス検討及び工学的検討の基に構築されたモデル（統合モデルと言う）を用いて、結合型モデレータにおける核特性評価検討を行った結果をまとめた。

主減速材である水素モデレータ内の総核発熱は入射陽子ビーム出力がMWあたり約420Wである。核発熱密度は最も高いところで約 1W/cm^3 である。プレモデレータの核発熱は約9.2 kW/MWで最も大きな寄与である。核発熱密度はモデレータ容器（アルミ合金）とほぼ同等である。水素モデレータの場合と比較してプレモデレータやモデレータ容器の発熱密度は約1.2～2倍になる。室温から100Kの範囲に渡ったプレモデレータの温度変化は、水素モデレータの中性子特性に影響しない。これは、工学的観点から冷却に関する熱流動設計に大きな裕度となる。中性子透過の観点から、モデレータ容器材料として6000系及び7000系のアルミ合金が有望である。また、ビーム窓による陽子ビームの広がりは、モデレータの核発熱に影響しない。陽子ビームを塊として見た場合に、その塊の形状にはほとんど依存せずモデレータとの距離によりモデレータ内核発熱やモデレータからの中性子強度が決まる。

JAERI -Research 2001-022

Neutronic Characteristics of Coupled Moderator Proposed in Integrated Model

Makoto TESHIGAWARA, Shin-ichiro MEIGO, Hideaki SAKATA, Tetsuya KAI,
Masahide HARADA, Yujiro IKEDA and Noboru WATANABE

Center for Neutron Science
Tokai Research Establishment
Japan Atomic Energy Research Institute
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received February 9, 2001)

A pulsed spallation source for the materials science and the life science is currently developing for its construction in the High Intensity Proton Accelerator Project proposed jointly by the Japan Atomic Energy Research Institute (JAERI) and the High Energy Accelerator Research Organization (KEK). This report presents the analytical results of the neutronic characteristics of the coupled moderator based on the analytical results obtained by using an integrated model which has established on the extensive neutronic and technical study.

Total heat deposition in a hydrogen (H_2) moderator working as the main moderator was about 420 W/MW. Maximum nuclear heat density in the H_2 moderator was about 1 W/cm³/MW. Also total heat deposition in a premoderator was about 9.2 kW/MW. The heat density of the premoderator was comparable to that of the moderator vessel made of aluminum alloy. The heat density of the premoderator and the moderator vessel is about 1.2-2 times higher than that of the hydrogen moderator. The temperature from 300 K to 400 K of the premoderator did not affect on neutron intensity of the H_2 moderator. This suggested an engineering advantage on the thermal and hydraulic design. 6000 or 7000 type of a aluminum alloy was considered from the viewpoint of the neutron beam transmission. The proton beams scattered by the proton beam window did not affect on the nuclear heating in the H_2 moderator. The heat deposition in the H_2 moderator and the neutron intensity of the H_2 moderator did not depend on the proton beam profile but it did on the distance between the proton beam and the moderator.

Keywords : Neutronic Characteristics, Heat Deposition, Coupled Moderator, H_2 Moderator, Pre-moderator, Proton Beam Profile, Pulsed Spallation Neutron Source

目次

1.はじめに	1
2.評価法	2
2.1 モデレータシステムにおける核発熱.....	2
2.2 モデレータ温度特性	3
2.3 プレモデレータ温度の中性子特性に及ぼす影響	3
2.4 モデレータ容器材料の中性子特性に及ぼす影響	3
2.5 陽子ビーム窓及びビームプロファイルのモデレータ核発熱に及ぼす影響	3
3.計算結果	3
3.1 モデレータシステムにおける核発熱.....	3
3.1.1 水素モデレータ中の核発熱.....	3
3.1.2 モデレータ容器(水素モデレータ)の核発熱	4
3.1.3 プレモデレータ中の核発熱	4
3.1.4 プレモデレータ容器の核発熱.....	5
3.2 モデレータの温度特性.....	5
3.3 プレモデレータ温度の中性子特性に及ぼす影響.....	6
3.4 モデレータ容器材料の中性子透過率.....	6
3.5 陽子ビーム窓及びビームプロファイルのモデレータ核発熱に及ぼす影響	7
4.まとめ	7
謝辞	8
参考文献	8
付録 モデレータ内温度分布計算	32

Contents

1. Introduction	1
2. Analytical Concepts	2
2. 1 Nuclear Heating in Moderator System.....	2
2. 2 Temperature Distribution in Moderator	3
2. 3 Effects of Premoderator Temperature on Neutron Intensity	3
2. 4 Neutron Transmission for Structure Material of Moderator	3
2. 5 Effects of Proton Beam Window and Beam Profile on Heat Deposition in Moderator	3
3. Analytical Results and Discussions	3
3. 1 Nuclear Heating in Moderator System.....	3
3. 1. 1 Nuclear Heating in H ₂ Moderator	3
3. 1. 2 Nuclear Heating in Moderator Vessel of H ₂ Moderator	4
3. 1. 3 Nuclear Heating in Premoderator	4
3. 1. 4 Nuclear Heating in Premoderator Vessel	5
3. 2 Temperature Distribution in Moderator	5
3. 3 Effects of Premoderator Temperature on Neutron Intensity	6
3. 4 Neutron Transmission for Structure Material of Moderator	6
3. 5 Effects of Proton Beam Window and Beam Profile on Heat Deposition in Moderator	7
4. Conclusions	7
Acknowledgment	8
References	8
Appendix : Analysis of Temperature Distribution in Moderator	32

1. はじめに

現在、日本原子力研究所と高エネルギー加速器研究機構が共同で推進している大強度陽子加速器統合計画では、物質・生命科学研究のためのパルス核破碎中性子源を中心的な研究施設として、その建設に向けて研究開発を進めている¹⁾。核破碎中性子源はターゲット・モデレータ・反射体を基本構成とする。陽子ビーム出力がMW級における核破碎中性子源のモデレータ候補材料として超臨界水素が有望である。しかしながら、超臨界水素は、メタン系の場合と比較して水素数密度が低いため減速能が小さく取り出される中性子強度は小さい。同程度の中性子強度を得るために大きなサイズのモデレータが必要となり、その結果、パルス幅が増加するなどパルス特性の劣化を伴う。また、水素モデレータ内の核発熱は大きく、約1.2 kW/MW²⁾に達する。そのため、モデレータ内核発熱の軽減と共に中性子強度の増加が期待できるプレモデレータの導入を検討してきた^{3,4)}。プレモデレータにより主減速材中（水素モデレータ）に流入する速中性子を低いエネルギーにシフトさせ、主減速材中の中性子減速効率を向上することによって中性子強度の増加やモデレータ内の核発熱の軽減を図ろうとするものである。また、プレモデレータはターゲットとモデレータの間に配置して用いるため、ターゲット・モデレータ間の距離が離れ、パルス中性子ビームを利用する分光器のS/N比の向上や中性子ビーム孔におけるストリーミング等による遮蔽線量の減少につながる利点がある。さらに、プレモデレータ拡張の概念の採用により、さらに中性子強度の増加と同時にモデレータ核発熱の軽減が期待できる⁵⁻⁷⁾。これまでの検討の結果では、結合型・非結合型モデレータとして共に拡張型プレモデレータ付き水素モデレータが有力と結論している。今後、中性子源の実現に向けては、ニュートロニクス検討結果を基にした熱除去に関するモデレータ内流動特性解析、構造強度の検討等、さらに詳細な工学的検討が必要となる。本レポートは、これまでのニュートロニクス検討から、最も良い中性子特性を与えるモデレータ構成及び工学的検討の基に構築されたモデル⁸⁾（統合モデルと言う）を用いて、結合型モデレータに着目し以下の項目について検討を行い結果をまとめたものである。

- ・モデレータシステムにおける核発熱の評価及びモデレータ内の温度特性

これまでの、ニュートロニクス検討の結果を反映させ、工学的検討を基に構築された詳細モデルの構造容器を含めたモデレータ核発熱評価やモデレータ内温度特性評価は、熱除去に関連したモデレータ内流動特性及び構造強度等の評価精度を向上させるために重要である。

- ・プレモデレータ温度の中性子特性に及ぼす影響

主減速材の温度変化は当然のことながら中性子の減速特性に影響を及ぼすが、主減速材の中性子特性を向上させるプレモデレータにおいても温度分布を有することにより中性子減速特性が変わり、主減速材の中性子特性に影響を及ぼすと考えられる。そのためプレモデレータの温度変化による主減速材の中性子特性に及ぼす影響を評価するのは重要であり、工学的にもプレモデレータの流動を検討する上で重要な指針となる。

- ・モデレータ容器材料の中性子特性に及ぼす影響

圧力 20 気圧、温度 20K の超臨界水素を保持し、減速された中性子をとりだすため、構造強度が高く中性子透過率が高いことがモデレータ容器に求められる。モデレータ容器材の選定には、強度、耐食性、加工性等の材料の特性及び中性子透過特性等の諸特性を総合して検討する必要がある。強度の観点から、Al-Mg-Si 系（6000 系合金）、Al-Cu 系（2000 系合金）及び Al-Zn-Mg 系（7000 系合金）のアルミ合金が候補となる。これら材料について、厚さ、合金に含まれる不純物等による中性子透過を評価することはモデレータ容器材料の選択のための指標となる。

- ・陽子ビーム窓及びビームプロファイルのモデレータ核発熱に及ぼす影響

陽子ビーム窓は、ターゲット・モデレータ・反射体集合体を収めるベッセル部に配置される。入射陽子ビームは陽子ビーム窓でクーロン散乱等により広がり、広がった陽子ビームは直接モデレータをたたき、それがモデレータ内の発熱となると考えられている。これは、工学的に問題となると懸念される。一方、陽子ビームプロファイルの違いや陽子ビーム位置の変化によつてもターゲット内での速中性子発生分布が変化するため中性子特性並びにモデレータ内の核発熱に影響を与えると考えられる。これらを評価することはモデレータの配置の関連や、モデレータ内核発熱及び中性子特性の観点からどの様な陽子ビームが良いのかを決める指標となる。

2. 評価法

2.1 モデレータシステムにおける核発熱

モデレータにおける核発熱の評価は、以下の項目に関して行った。

- ・水素モデレータ中の核発熱
- ・モデレータ容器（水素モデレータ）の核発熱
- ・プレモデレータ中の核発熱（中心部及び拡張部）
- ・プレモデレータ容器の核発熱

核発熱評価のための計算モデルは統合モデルにおける冷中性子用モデレータを用いた。統合モデルは、ターゲット・モデレータ・反射体、ベッセルよりなる。Fig. 1 に示す様に冷中性子用モデレータをターゲット上部に配置した。また、冷中性子用モデレータの拡大図を Fig. 2 に示す。冷中性子用モデレータは結合型拡張型軽水プレモデレータ付き水素モデレータ (Coupled H₂ mod. with EPM) である。水素モデレータは 20K の水素からなり、モデレータサイズは 12 x 12 x 5 cm³ である。プレモデレータは材料を軽水とし拡張型とした。拡張型プレモデレータは 2.5 cm 厚さ、15 cm 拡張とした。水素モデレータやプレモデレータ容器材として 2000 系のアルミ合金 (Al2014) を用いた。アルミ合金の厚さは工学的な検討^⑨により決定された値を用い、水素モデレータの中性子ビーム取り出し面は 3 mm 厚、それ以外は 4 mm 厚、プレモデレータ容器は 2 mm 厚とした。水素モデレータ及びプレモデレータは Fig. 2 に示す様に冷却のための配管が設けてある。入射陽子ビームはエネルギー 3 GeV、出力 1 MW 及び均一矩形分布 (13 x 5 cm²) とした。Fig. 2 に示す様に水素モデレータのターゲットに近い底面を基準点としてモデ

レータシステムにおける核発熱評価を行った。

核発熱計算にはモンテカルロ粒子輸送コード NMTC-JAM¹⁰⁻¹³⁾(> 20 MeV)及び MCNP-4A¹⁴⁾(< 20 MeV)を用いた。MCNP 計算では、核反応断面積データとして Japanese Evaluated Nuclear Data Library (JENDL)^{15, 16)}を用いた。

2. 2 モデレータ温度特性

モデレータ及びモデレータ容器の温度特性評価では、実際のモデレータは3次元形状ではあるが、定常2次元平板近似として解析的¹⁷⁻¹⁹⁾に求めた。計算の詳細を付録に示す。

2. 3 プレモデレータ温度の中性子特性に及ぼす影響

プレモデレータ(軽水)温度の中性子特性に及ぼす影響は、プレモデレータの温度を300K及び400Kに設定し、主減速材から得られる中性子強度、J(中性子束のマクスウェル分布積分値の差)によって評価した。それぞれの条件における軽水の物性値は Ref[20]を参照した。

2. 4 モデレータ容器材料の中性子特性に及ぼす影響

中性子特性に及ぼす影響は、中性子透過率を求ることにより評価した。中性子透過率計算は MCNP-4A¹⁴⁾を用いた。計算には、2. 1と同様に核反応断面積データとして JENDL¹⁵⁾を用いた。中性子透過は、Fig. 3 に示される様に点線源を用いてモデレータ容器材料に入射し、入射前と透過後の中性子強度の比で求めた。ここで用いたアルミ合金の材料の組成を Table 1²¹⁾に示す。

2. 5 陽子ビーム窓及びビームプロファイルのモデレータ核発熱に及ぼす影響

Fig. 4 に示す様に統合モデルのベッセルの陽子ビーム入射部に陽子ビーム窓を設けた。陽子ビーム窓は、中心に冷却水層(軽水、5mm厚)を持った2枚の Inconel 600 (3 mm厚)で構成した。入射陽子ビームはベッセル外より入射した。陽子ビームの電流密度は Fig. 5 に示す均一矩形分布($13 \times 5 \text{ cm}^2$)及び3 GeVシンクロトロン加速器から出射された陽子ビームをDECAY TURTLE コード²²⁻²⁴⁾を用いて輸送した陽子ビームプロファイル(位相空間にて均一(Fig. 6)及びガウス分布(Fig. 7))を用いた。Fig. 6 及び 7 は陽子ビーム窓通過後の電流密度分布である。計算には 2. 1 と同じ計算コードや反応断面積データを用いた。また、均一矩形分布の陽子ビームをビーム中心からモデレータに面する垂直方向に±1.5cm変化させ、陽子ビームの位置の変化によるモデレータ内核発熱や中性子特性の影響を求めた。

3. 計算結果

3. 1 モデレータシステムにおける核発熱

3. 1. 1 水素モデレータ中の核発熱

Fig. 8 に水素モデレータ中の核発熱密度分布を示す。横軸は水素モデレータのターゲットに近い底面 (Fig. 2 中に示される基準点) からの距離、縦軸はモデレータ中の核発熱密度を示す。水素モデレータ内の核発熱密度は、ターゲットに近いほど中性子強度が高いため大きく、ターゲット

ゲットから離れるに従って減少する。最大核発熱密度はターゲットに近い底面で最も大きく約1.03 W/cm³/MWとなる。また、水素モデレータ(12 x 12 x 5 cm³)の全核発熱は419 W/MWである。全核発熱における20 MeV以上、20 MeV以下の中性子の寄与及び γ 線の寄与をそれぞれ示した。NMTC及びMCNPモンテカルロ粒子輸送コードは、取り扱う粒子のエネルギー範囲(接続エネルギー: 20MeV)が異なる。そのため、接続エネルギーを境にし、それぞれの計算コードによる核発熱の寄与を示した。総核発熱に占める要因としては、中性子(<20MeV)によるものが最も大きく約83%、20 MeV以上の粒子輸送によるものが12%、 γ 線による寄与が5%と続く。核発熱の寄与の大きい20MeV以下の中性子による核発熱のエネルギー依存性をFig. 9に示す。ここでは、モデレータのターゲットに近い領域及び最も離れた領域における発熱の寄与を示した。単位エネルギー(eV)あたりのモデレータ内の中性子強度は中性子減速によるマクスウェル分布のピークとなる領域の数meVで最も高くなる。発熱については、マクスウェル分布による寄与も存在するが、数MeVをピークとしたエネルギーの高い領域における核発熱が主な要因となる。eV ~ MeV領域で約95%の核発熱を占め、ほとんどがこの領域で核発熱が発生する。モデレータのターゲットから最も離れた領域(Top side)の核発熱は、ターゲットに近い領域(Bottom side)の核発熱と比較すると、核発熱の要因となるeV ~ MeV領域に渡ったモデレータ内の中性子強度が減少するため、これが如実に核発熱の減少を反映したものとなる。プレモデレータの利用は、水素密度の小ささを補い中性子強度の増大させるばかりでなく、速中性子のエネルギーを適度にソフトニングするために水素モデレータ内の核発熱の減少に大いに寄与しているものと考えられる。比較のためにプレモデレータを取り外した(プレモデレータ領域を反射体に置き換えた)水素モデレータ内の核発熱の結果をFig. 10に示す。プレモデレータを利用することで核発熱に対して支配的となる数keV ~ MeV領域の中性子強度が減少することが分かる。これが核発熱の軽減に寄与しており、この結果水素モデレータ内総核発熱で約60%の軽減をもたらす。この様にプレモデレータは中性子強度の利得をもたらすのみならず工学的な裕度を与えるものと言える。

3. 1. 2 モデレータ容器(水素モデレータ)の核発熱

Fig. 11にモデレータ容器(A12014)の核発熱密度分布を示す。核発熱密度分布は、水素の場合と同様にターゲットから離れるに従い減少する傾向を示す。核発熱密度は、水素モデレータの場合より若干大きな値となる。しかしながら、核発熱の要因は水素モデレータの場合と若干異り、20 MeV以上の粒子輸送に起因するものが多い。アルミ合金は水素と比較して原子番号が大きいため中性子による核的阻止能によるものよりむしろ荷電粒子等による電子的阻止能によるものが大きく寄与するものと考えられる。これは次で示すプレモデレータ内における核発熱に関しても同様な傾向を示した。

3. 1. 3 プレモデレータ中の核発熱

Fig. 12にプレモデレータの水素モデレータを取り巻く領域(中心部)と拡張部におけるターゲット垂直方向の核発熱分布を示す。核発熱分布は、上記と同様にターゲットから離れるに従い減少する傾向を示す。拡張部の発熱密度は中心部と比較して、発生中性子源から離れるので低めの値をとる。拡張部における総核発熱は、陽子ビームの入射の方向に速中性子が広がるた

め、前方（陽子ビーム入射方向）の拡張部のプレモデレータの発熱が後方と比較して約5%程度高い。また、プレモデレータが2.5 cm厚さで水素モデレータを取り巻いていること、拡張型プレモデレータであるため、結合型モデレータを構成する要素の中でプレモデレータの体積が最も大きく、ほぼ体積に比例して全核発熱が大きくなり約9.2kW/MWに達する。Fig. 13に中心部プレモデレータ内の核発熱分布を示す。核発熱に占める要因としては、水素を含むため弾性散乱によるエネルギー損失(20 MeV以下)及び酸素を含むため高エネルギー粒子による電子的阻止能によるエネルギー損失(20 MeV以上)が主な要因となる。20MeV以下の中性子を起因とする核発熱は全核発熱の約60%を占める。20 MeV以下の中性子による核発熱密度分布は、水素モデレータの場合のものと比較すると、約1.5倍程度大きな値となり、ほぼ、軽水と水素(20 K)の水素数密度比を反映したものとなる。従って、20 MeV以下の中性子による発熱の寄与はほとんどが、水素との弾性散乱によるものであると言える。

3. 1. 4 プレモデレータ容器の核発熱

Fig. 14にプレモデレータ外側のプレモデレータ容器構造材(A12014)の核発熱密度分布を示す。速中性子発生源であるターゲットに最も近いところが最も核発熱密度が大きく約5 W/cm³となる。Fig. 15にモデレータ構成要素の核発熱密度分布を示す。モデレータ構成要素の核発熱密度に関しては、水素モデレータよりむしろアルミ容器やプレモデレータによるものが水素における核発熱と比較して約1.3～2倍程度大きいことが分かる。

3. 2 モデレータの温度特性

モデレータ及びモデレータ容器の温度分布を2次元無限平板に近似して解析的に求めた。Fig. 16は、水素モデレータ及びプレモデレータ流体（水素及び軽水）の流体速度に対するアルミ容器の温度分布を示す。流体の温度は、水素の場合には20K及び軽水の場合には300Kを仮定した。また、真空境界における放射熱における熱伝達について、金属及び液体間の熱伝導に比較して非常に小さいので無視した。計算の詳細に関しては、付録に示す。液体と金属の接触する部分の温度差は金属中の核発熱、厚さ及び液体中への熱の伝達で決まる。プレモデレータおよび水素モデレータの容器の核発熱密度はほぼ同等な値となるが、水素より軽水の方が熱伝達率が大きいため、同一の流体速度では、水素モデレータ内部における容器及び流体における温度差が大きくなる。温度差を小さくするためにはそれだけ液体の流速を早くしなければならない。ちなみに、1 L/secの水素の流体の速度では、水素モデレータ内の核発熱を748 Wと仮定すると入り口と出口部における平均温度差は約1.1 Kとなる程度である。平均温度差は約1.1 Kであるが、ターゲットからの距離や再循環流など内部流動状況によって局所的な温度上昇を生じ、中性子減速特性が変化するため取り出される中性子特性に影響を及ぼすと考えられる。Fig. 17²⁵⁾に中性子エネルギースペクトルのモデレータ内温度依存性を示す。モデレータ内の温度が下がるにつれて、より低いエネルギー領域まで減速領域が伸びると同時にマクスウェル領域も低エネルギー側にシフトする。減速領域から得られる中性子のパルス幅は狭いが、減速領域から遷移領域をへてマクスウェル領域に入ると急激にパルス幅が増加する。減速領域やマクスウェル領域がより低エネルギー側にシフトすることは、減速領域のシャープなパルスを利用する分光器やより低いエネルギーの中性子を利用する分光器にとって重要となる。しかしながら、モデレータ内に温度分布が生ずれば、モデレータ

内部で中性子減速特性が一様でなくなるため、最終的なパルス特性に影響をもたらす。例えば、Fig. 17に示す様にメタンの場合にモデレータの温度が20 Kから前後5 K程度変化すると3 meVの中性子強度は約10%程度強度減少する。また、遷移領域もモデレータ内温度に対応して変化する。他のモデレータ材（エタン、軽水）に関してはほぼ同様な傾向を示すことが同図から分かる。モデレータ内に温度分布を生ずることは、モデレータ内部において強度やパルス幅が一様でなくなり、結果としてパルスの特性に劣化をもたらす。水素に関しては、大気圧で沸点が約20 Kであるため、実験結果として18 Kのみのデータしかない。現計画において、主減速材材料として超臨界水素を候補としている。超臨界状態では10数Kにわたった温度範囲が可能となる。もし、モデレータ内で約10 K程度の温度変化が生すれば、パルス特性は前述した様な影響を受けるであろう。しかしながら、現状では、超臨界状態におけるこの種の実験データや

計算に必要とする断面積等のデータが存在せず、モデレータ内温度分布のパルス特性への影響に関する評価は出来ない。いずれにせよ可能な限りモデレータ内温度差を小さくする配慮が重要となる。

3. 3 プレモデレータ温度の中性子特性に及ぼす影響

Fig. 18に示す様にプレモデレータ温度は中性子特性にほとんど影響を及ぼさないものの、Table 2に示す様に100Kの温度上昇で中性子強度が約4%減少する。しかしながら、この4%の減少を影響がないと考えるならば、プレモデレータの冷却系の設計において約100 Kの許容できる温度範囲は大きな工学的裕度となる。若干の中性子特性の減少に関して次の様に考える。プレモデレータ（軽水）の温度の変化に伴うマクスウェル分布特性温度の変化、または軽水の温度上昇に伴う密度減少による減速特性の変化が水素モデレータに流入する中性子に影響を及ぼす。4%の中性子強度の減少が温度上昇に伴う密度減少によるものかを探るために、400Kにおける反応断面積データを用いて300Kの密度を用いて計算を行った。密度減少による影響はTable 2に示される様に1%以下である。つまり、プレモデレータの温度上昇(100 K)に伴い、水素モデレータからの中性子強度は約4%程度減少した原因として、温度上昇のための密度の減少による影響よりむしろマクスウェル分布平均温度変化に伴う減速特性の変化による影響が支配的と考えられる。

3. 4 モデレータ容器材料の中性子透過率

モデレータ容器材料及び厚さを変化させた時の中性子透過率の変化をFig. 19に示す。中性子透過率はモデレータ材料の厚さの増加に伴い、また、中性子のエネルギーが低くなるにつれて減少する。アルミ合金においてAlは90w%以上の組成を占めるため、中性子強度減少に大きく寄与する。しかしながら、合金の添加物も影響する。中性子エネルギーが下がるにつれて中性子吸収断面積が増加するため中性子透過率は悪くなる。2000系のアルミ合金は添加物としてCuを含むため他のアルミ合金と比較すると中性子透過率は小さい。Fig. 20に示す様に、容器厚5 mmでは、冷中性子領域の中性子強度が10%以上も減少する。モデレータ容器材料による中性子透過の違いは添加物の違いが反映する。検討した容器材料の中では6000系のアルミ合金(6061)が最も中性子透過による損失が少ないことが示された。添加物として用いられる元素の中性子透過率をFig. 21に示す。特に影響の大きな元素は、MnでCu、Fe、V、Ti、Crと続く。

Fig. 22²¹⁾に示す様に材料の特性及び中性子透過率の観点からモデレータ容器材料として6000系か7000系のアルミ合金は有望である。しかしながら、最終的な材料の選定にあたっては、強度、耐食性、加工性等の材料の特性のみならず超臨界水素使用下での低温に対する材料の特性、放射線損傷等強度の諸特性を総合した詳細検討が必要である。

3. 5 陽子ビーム窓及びビームプロファイルのモデレータ核発熱に及ぼす影響

Fig. 23はターゲット・モデレータ・反射体集合体を収めるベッセル部に配置された陽子ビーム窓による陽子ビームの広がりの影響を示す。この図には、矩形均一分布の陽子ビームがビーム窓を通過した後、ターゲット直前における陽子電流密度を示した。ビームの端点から約4cm程度広がることが分かる。このビームプロファイルを用いてモデレータ内の核発熱分布を求めた結果をFig. 24に示す。この結果は予想に反し、モデレータ内の核発熱は約7%程度減少する値となった。この原因は、陽子ビーム窓を設けることにより陽子ビームがビーム窓で核反応を起こし、その結果として窓を通過してターゲットに入射する陽子ビームが減少し、ターゲットにおける中性子発生量が減少したためである。窓通過後の陽子ビームの減少量は約5.1%である。つまり、窓を通過することによってターゲットに入射する陽子ビーム出力が下がったためモデレータ内核発熱が減ったのである。また、陽子ビーム窓により陽子ビームは広がるが、その広がりを含めても水素モデレータはさらに約2～3cm以上離れているためモデレータ内の核発熱への要因とならなかった。

次に、陽子ビーム全体が上下に変化した場合のモデレータ内の核発熱及び中性子強度に与える影響をFig. 25及び26に示す。陽子ビームがモデレータに近づくにつれて中性子発生源位置が相対的に近くなるため。モデレータ内核発熱及び中性子強度はほぼ直線的に増加する。その増加の割合は中性子強度より核発熱の方が高い。また、Fig. 25及び26に示す様に陽子ビームプロファイルによる影響はほとんどない。これは、モデレータのみならずターゲット開発における圧力波軽減など工学的な裕度となるものと考えられる。

4. まとめ

結合型モデレータについて種々のニュートロニクス計算評価を行い以下の結論を得た。

- (1) 水素モデレータ内の総核発熱は入射陽子ビーム出力がMWあたり約420Wであり、核発熱密度は最も高いところで約1W/cm³である。
- (2) 総核発熱はプレモデレータが最も大きく約9.2 kW/MWとなる。核発熱密度は概してモデレータ容器（アルミ合金）とほぼ同等で水素モデレータの場合と比較して約1.2～2倍になる。
- (3) 室温から100Kに渡った範囲でのプレモデレータの温度変化は、主減速材である水素モデレータの中性子特性に影響しない。これは、工学的観点から冷却に関する熱流動設計に大きな裕度となると考えられる。

(4) 中性子透過の観点から、モデレータ容器材料として6000系及び7000系のアルミ合金が有望である。

(5) ビーム窓による陽子ビームの広がりは、モデレータの核発熱に影響しない。陽子ビームを塊として見た場合に、その塊の形状にはほとんど依存せずモデレータとの距離によりモデレータ内核発熱や取り出される中性子強度が決まる。モデレータからの中性子強度が陽子ビーム形状によらないことは、工学的な観点から大きな裕度になると考えられる。

謝 辞

大規模な計算を必要とする一連の検討を行うにあたり、日本原子力研究所計算科学技術推進センターが整備したモンテカルロ粒子輸送計算用PCクラスタ計算機を利用した。整備にあたっては計算機科学技術推進センターの藤井実氏に尽力していただいた。また、中性子科学研究センターシステム工学グループの日野竜太郎リーダーに貴重な助言をいただいた。ここに記して謝意を表します。

参考文献

- [1] The joint Project Team of JAERI and KEK : The Joint Project for High-Intensity Proton Accelerators (1999), JAERI-Tech 99-056 and KEK Report 99-4, JHF-99-3.
- [2] M. Teshigawara, N. Watanabe, H. Takada, T. Kai, H. Nakashima, T. Nagao, Y. Oyama, Y. Ikeda and K. Kosako : NEUTRONICS STUDY ON THE JAERI 5 MW SPALLATION NEUTRON SOURCE, JAERI-Research 99-020 (1999).
- [3] N. Watanabe, M. Teshigawara, K. Aizawa, J. Suzuki and Y. Oyama : A target-moderator-reflector concept of the JAERI 5 MW pulsed spallation neutron source, JAERI-Tech 98-011 (1998).
- [4] N. Watanabe, M. Teshigawara, H. Takada, H. Nakashima, J. Suzuki, K. Aizawa, Y. Oyama and K. Kosako: Neutronic performance of cold moderators in JAERI 5 MW pulsed spallation source, Proc. Int. Workshop on Cold Moderators for Pulsed Neutron Sources (Argonne, Oct. 28 - Sept. 2, 1997).
- [5] N. Watanabe, M. Teshigawara, H. Takada, H. Nakashima, Y. Oyama, T. Nagao, T. Kai and K. Kosako: Toward a high-efficiency pulsed cold neutron source, Proc. ICANS-XIV (Utica, Illinois, USA, June 14-19, 1998) p. 743.
- [6] T. Kai, M. Teshigawara, N. Watanabe, M. Harada, H. Sakata and Y. Ikeda : Optimization Study of Coupled Hydrogen Moderator with Extended Premoderator, to be published in Proc. ICANS-XV (2000).
- [7] M. Harada, M. Teshigawara, T. Kai, H. Sakata, N. Watanabe and Y. Ikeda : Optimization of Decoupled Hydrogen Moderator, to be published in Proc. ICANS-XV (2000).
- [8] M. Teshigawara et al. Private communication (1999).

- [9] T. Aso, M. Kaminaga, A. Terada and R. Hino : Thermal-Hydraulic Experiments and Analysis on Cold Moderator, to be published in Proc. ICANS-XV (2000).
- [10] Y. Nakahara, T. Tsutsui : NMTC/JAERI, A Code System for High Energy Nuclear Reactions and Nucleon-Meson Transport Code, JAERI-M 82-198 (1982) (in Japanese).
- [11] H. Takada, N. Yoshizawa, K. Kosako and K. Ishibashi : An Upgrade Version of Nuclear Meson Transport Code NMTC / JAERI - 97, JAERI - Code, to be published (1998).
- [12] Y. Nara, N. Otuka, A. Ohnishi, K. Niita and S. Chiba : submitted to Phys. Rev. C, and Comp. Phys. Comm. (1999).
- [13] K. Niita, Y. Nara, H. Takada, H. Nakashima, S. Chiba and Y. Yujiro, JAERI-Tech 99-065.
- [14] J. F. Briesmeister (Ed.) : MCNP, A General Monte Carlo N-Particle Transport Code, Version 4A, LA-12625 (1993).
- [15] Nakagawa T., Shibata S., Chiba S., Fukahori T., Nakajima Y., Kikuchi, Y., Kawano T., Kanda Y., Ohsawa T., Matsunobu H., Kawai M., Zukeran A., Watanabe T., Igarasi S., Kosako K. and Asami T.; J. Nucl. Sci. Technol., 32(12), 1259-1271 (1995).
- [16] K. Shibata, T. Fukahori, S. Chiba and N. Yamamuro, J. Nucl. Sci. Tech. 34 (1997).
- [17] 梶田昭、山崎慎一郎、前沢三郎, 新訂伝熱工学演習, 学献社出版 (1994).
- [18] J. J. Duderstadt, L. J. Hamilton (成田正邦、藤田文行 共訳), 原子炉の理論と解析 (下), 現代工学社出版 (1987).
- [19] T. Aso, S. Ishikura, M. Teshigawara and R. Hino : Temperature Analysis of Solid Methane Particle and a Container for Thermal Neutron Moderator, JAERI-Tech 97-063 in Japanese.
- [20] 国立天文台 編, 理科年表 (1997).
- [21] 社団法人 軽金属協会編集, アルミハンドブック (1994).
- [22] K.L. Broun, Ch. Iselin and D.C.Carey, "DECAY TURTLE", CERN 74-02 (1974).
- [23] "590 MeV Proton Beam Lines", <http://www1.psi.ch/~rohrer/pkanal.htm>.
- [24] C. Kost and P. Reeve : REVMOC- A Monte Carlo beam transport program, TRI-DN-82-28 (1983).
- [25] K. Inoue, Y. Kiyanagi, and H. Iwasa : AN ACCELERATOR-BASED COLD NEUTRON SOURCE, Nucl. Instr. and Methods, 192, p. 129-136 (1982).

Table 1 Chemical composition of aluminum alloys²¹⁾

Aluminum alloy	Density (g/cm ³)	Chemical fraction (%)										
		Al	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Zr	V
2014	2.80	90.75	1.2	0.7	5	1.2	0.8	0.1	0.25	-	-	-
2219	2.84	92.18	0.2	0.3	6.8	0.4	0.02	-	-	0.1	-	-
6061	2.70	96.00	0.8	0.7	0.4	0.2	1.2	0.4	0.3	0.2	-	-
7N01	2.78	95.95	0.3	0.35	0.2	0.7	2	0.3	-	0.2	0.25	0.1

Table 2 Effect of premoderator temperature on neutron intensity, J

Temperature (K)	Neutron intensity, J (10 ¹² n/cm ² /sr/MW)	Density of premoderator (H ₂ O) (g/cm ³)
300	3.65	0.996
400	3.51	0.937
400	3.54	0.996

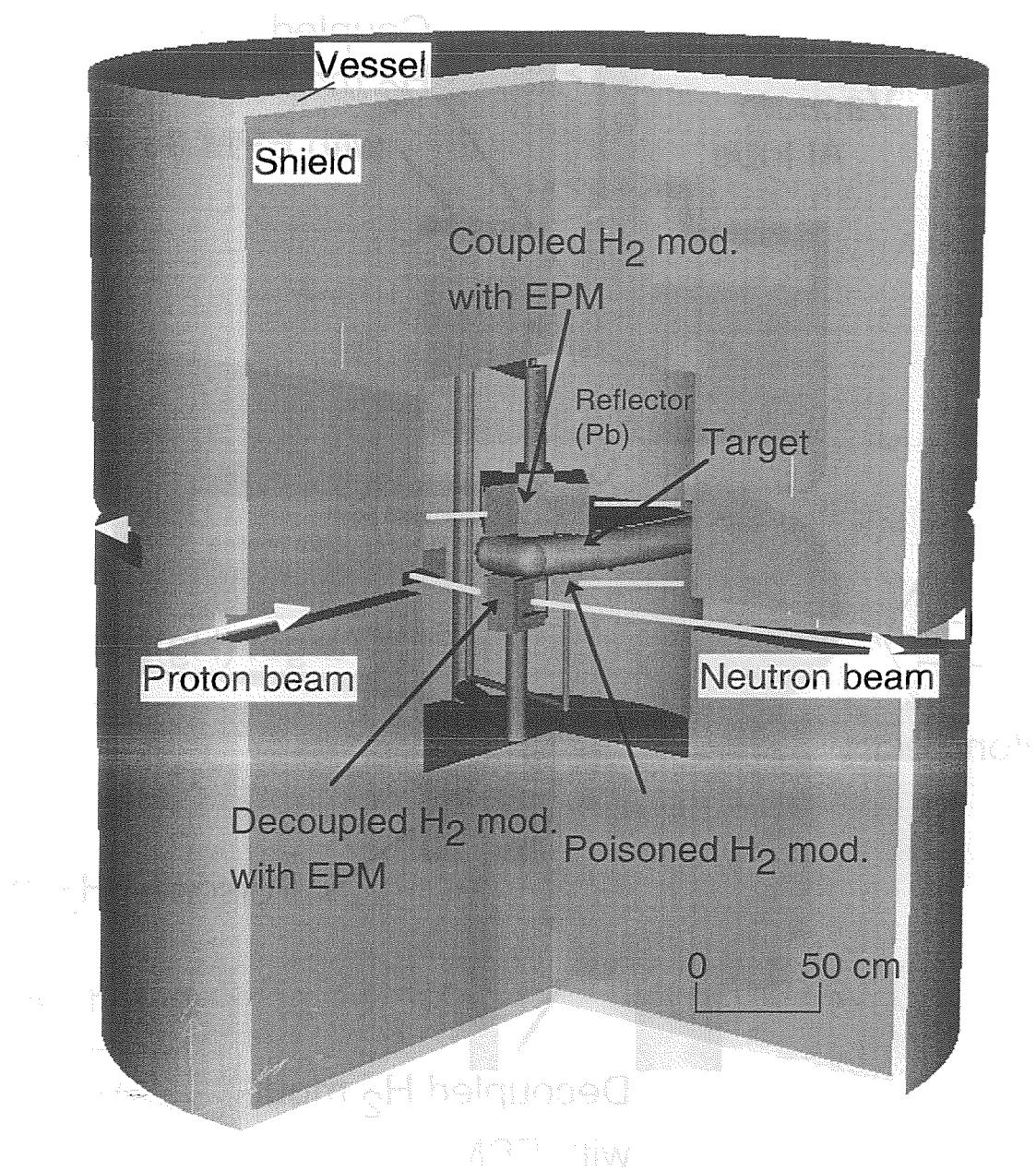


Fig. 1 A cutaway view of a 3-dimensional model of a Spallation-Target-Moderator-Reflector system

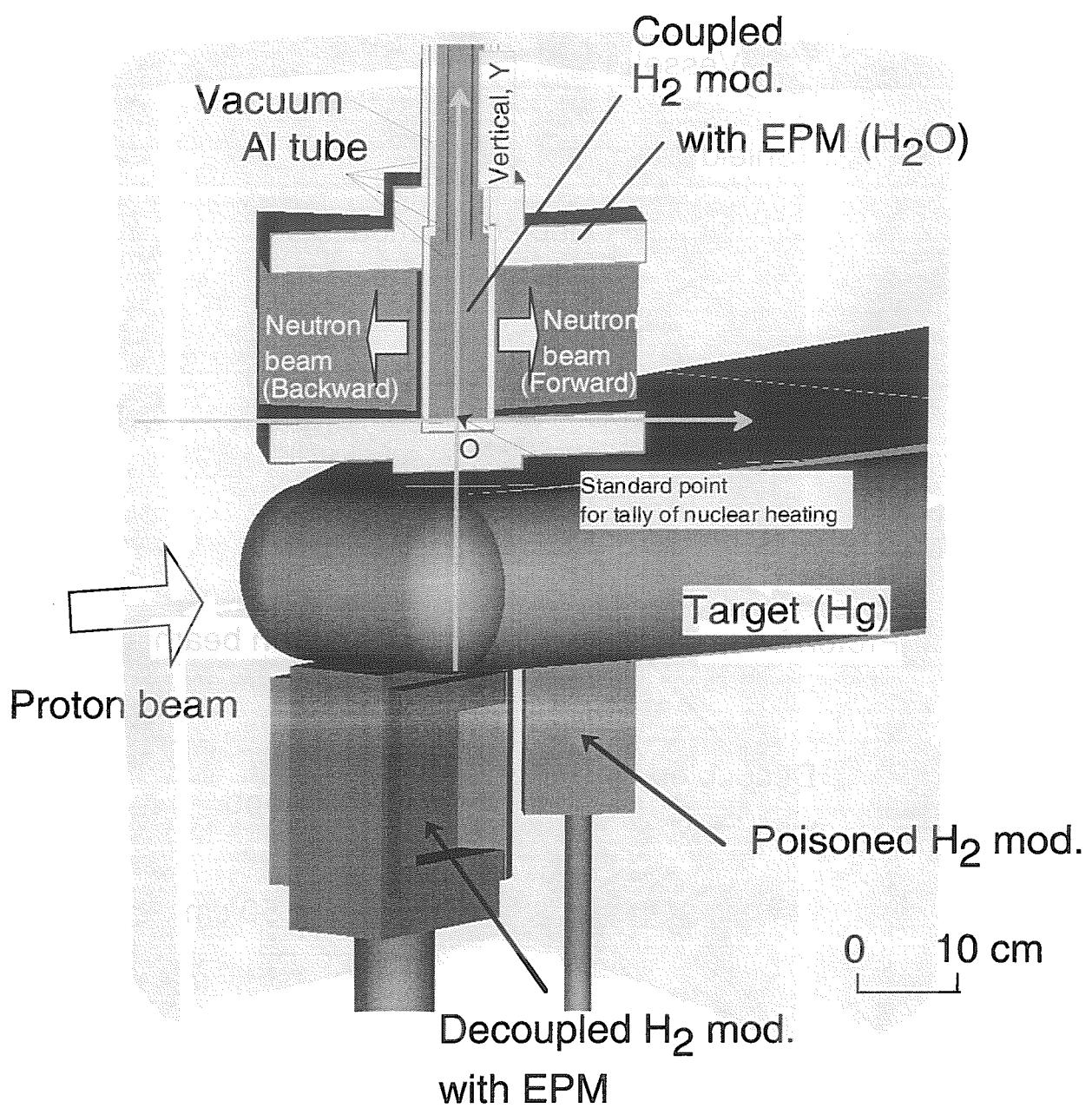


Fig. 2 Analytical model of coupled moderator for nuclear heating

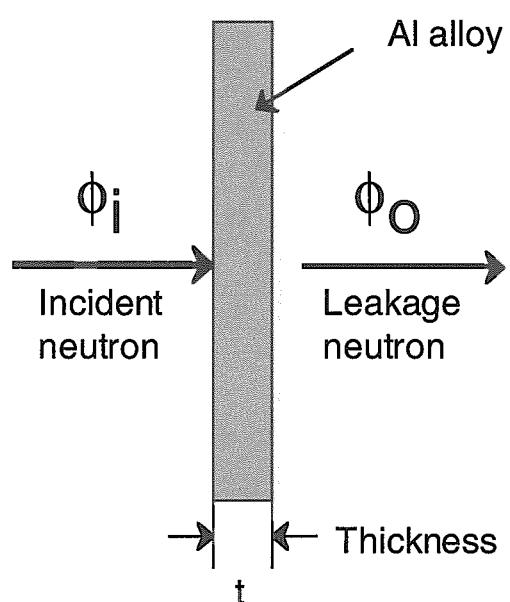


Fig. 3 Conceptual model for neutron transmission

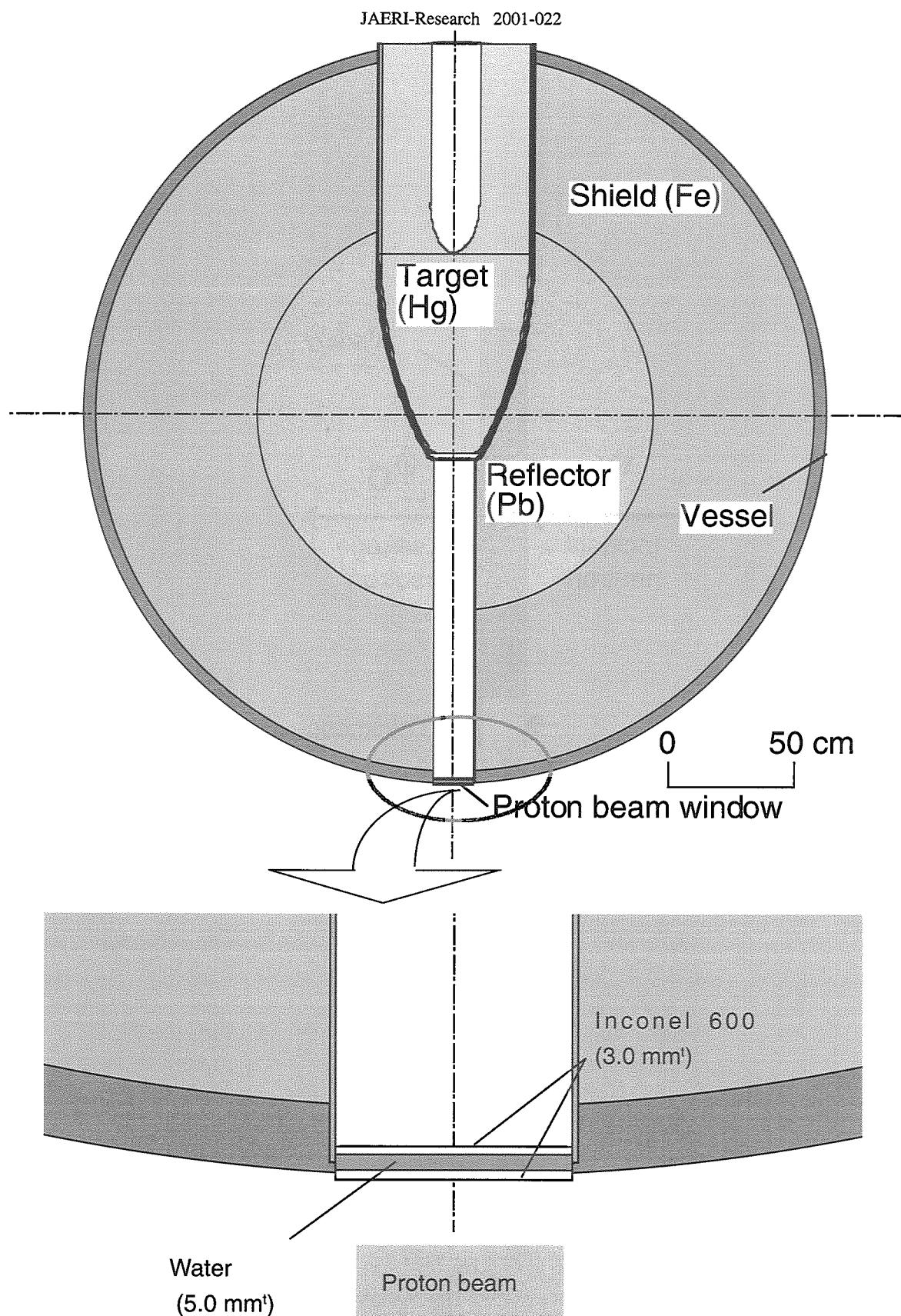


Fig. 4 Analytical model for the effect of proton beam window on nuclear heating and neutron intensity of moderator

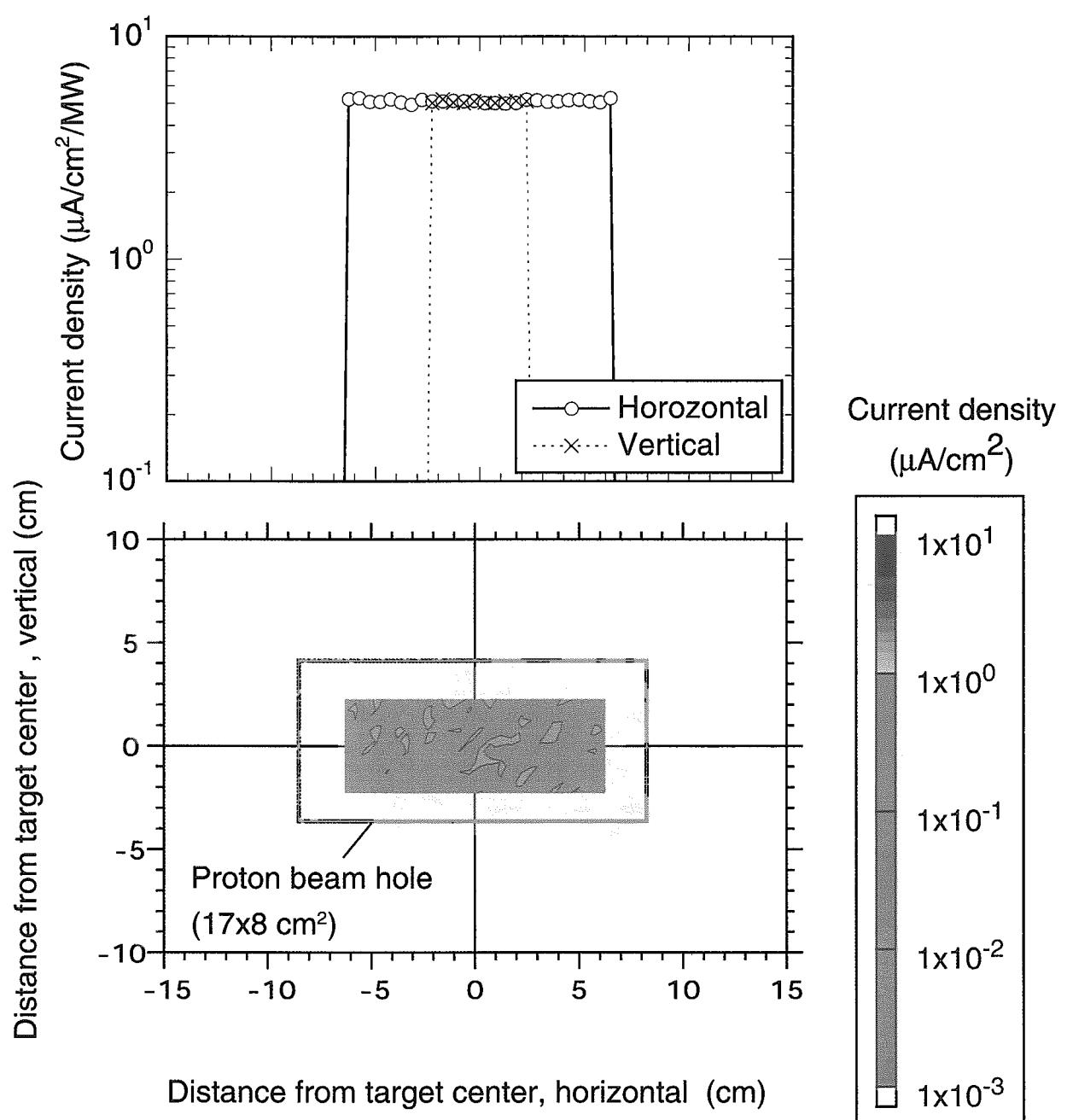


Fig. 5 Current density profile of uniform proton beam at beam window

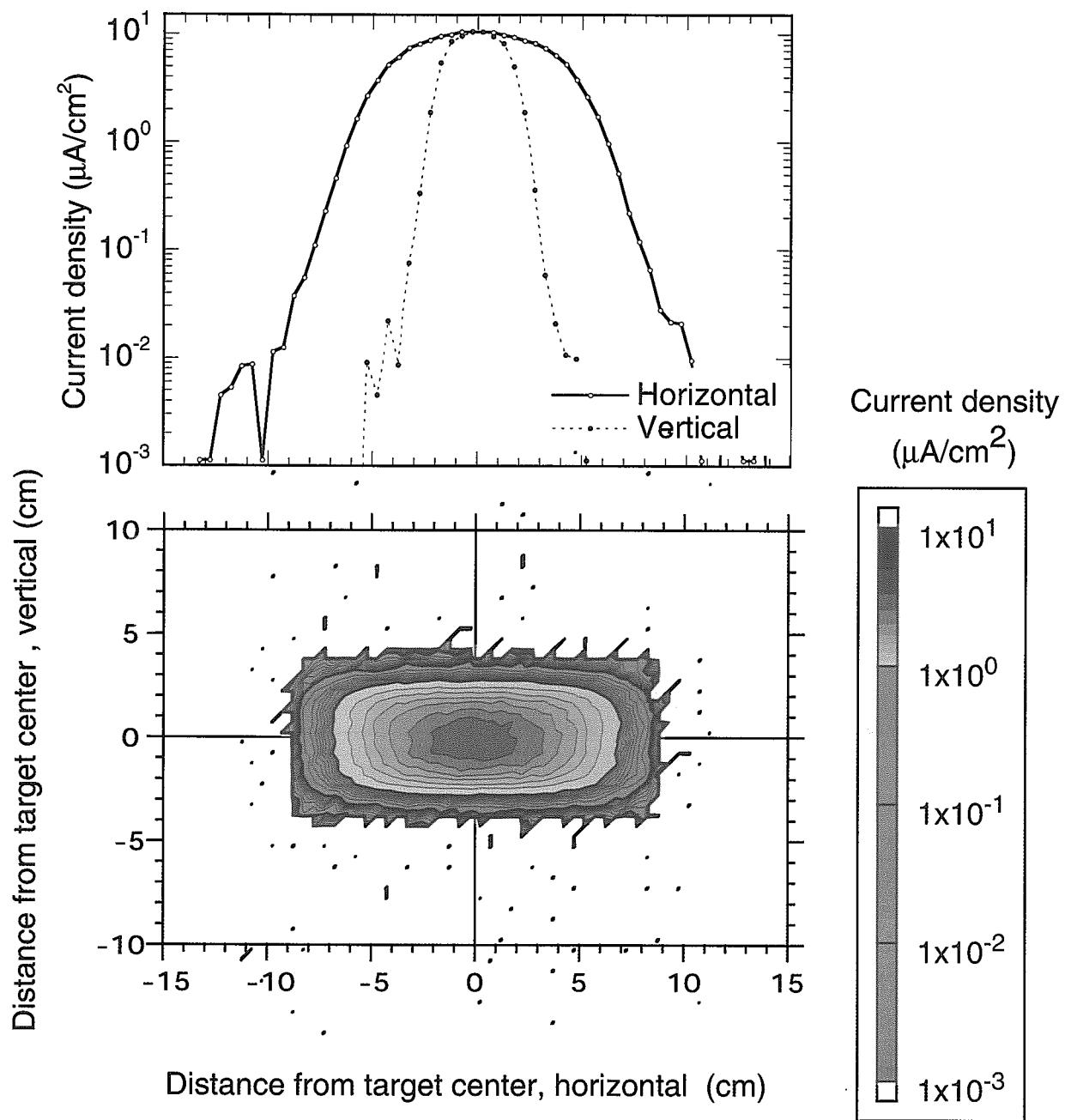


Fig. 6 Current density profile of uniform proton beam (phase space)

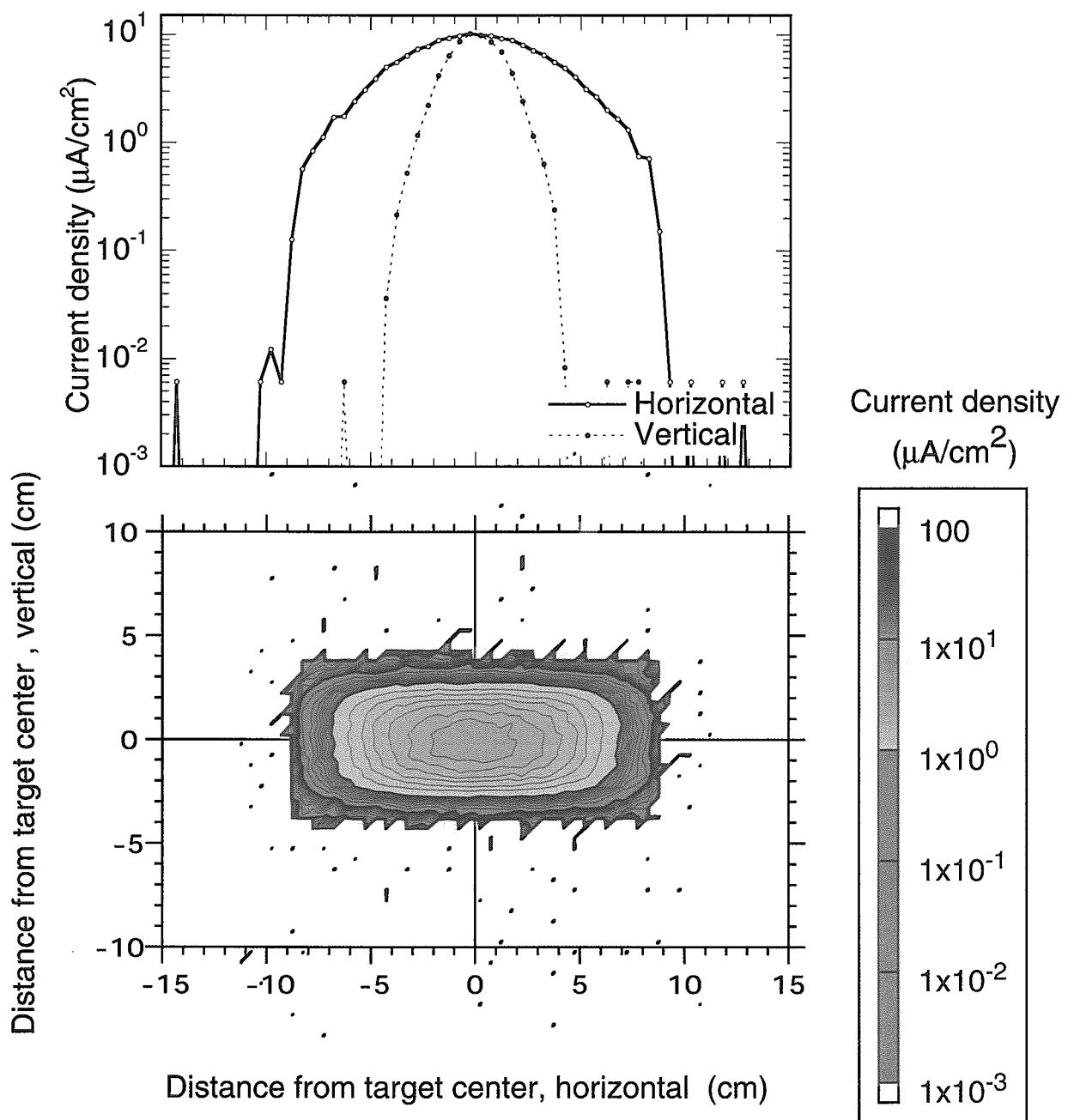


Fig. 7 Current density profile of Gaussian proton beam (phase space)

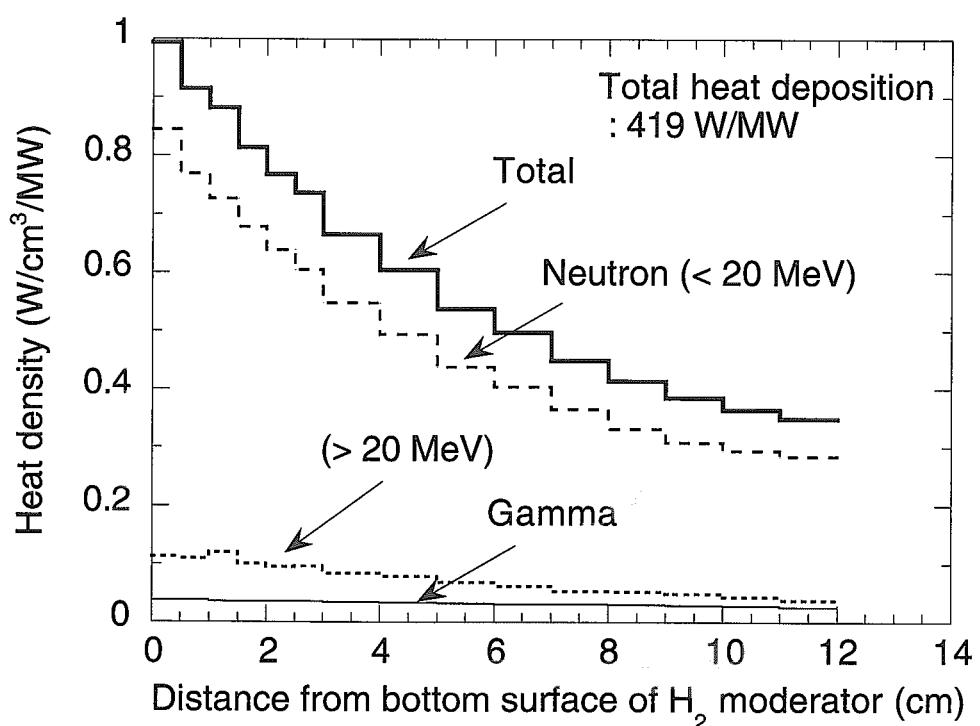


Fig. 8 Heat deposition in H_2 mod. with extended premoderator
(moderator size : $12 \times 12 \times 5 \text{ cm}^3$)

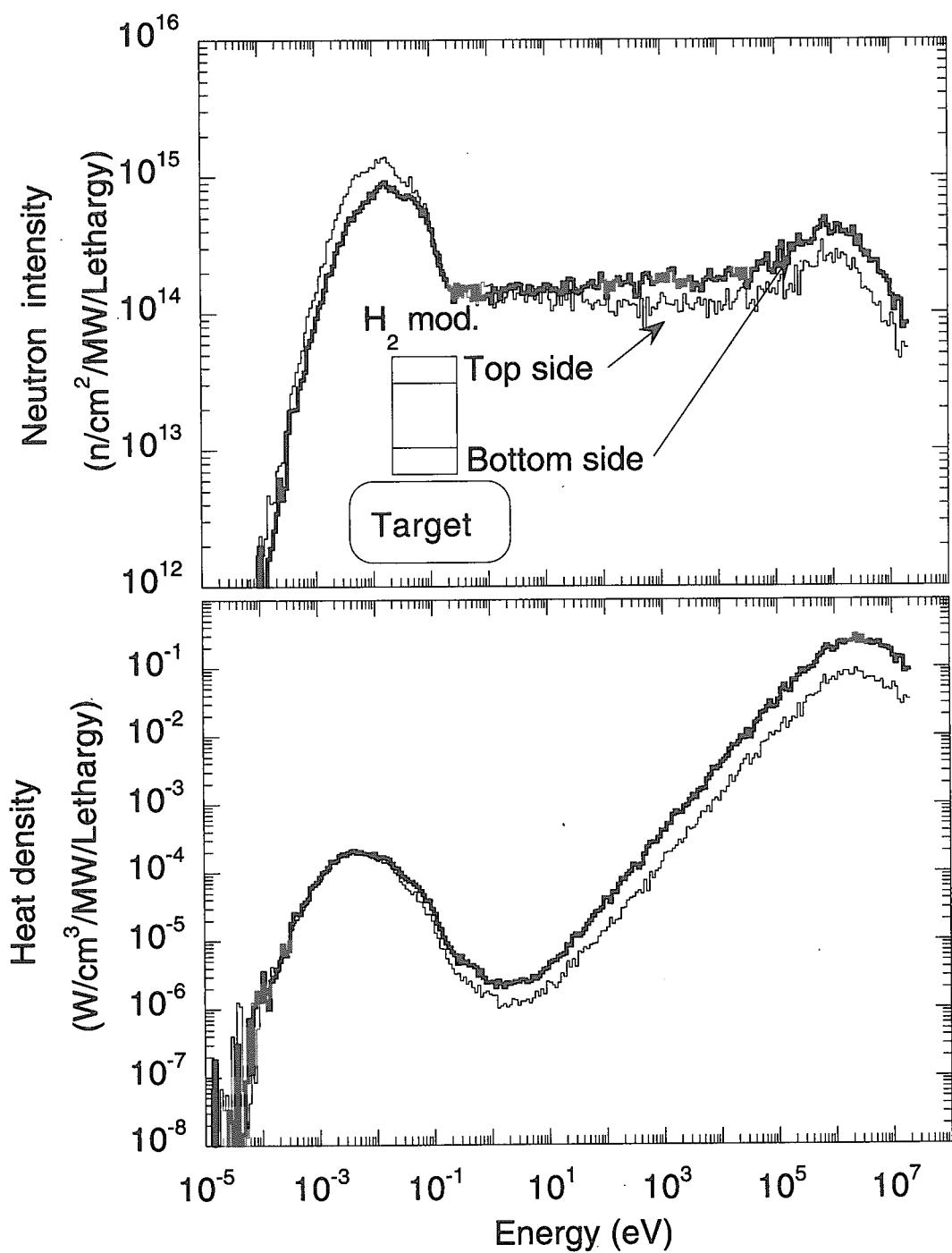


Fig. 9 Energy spectral of neutron intensity and heat deposition in H_2 moderator

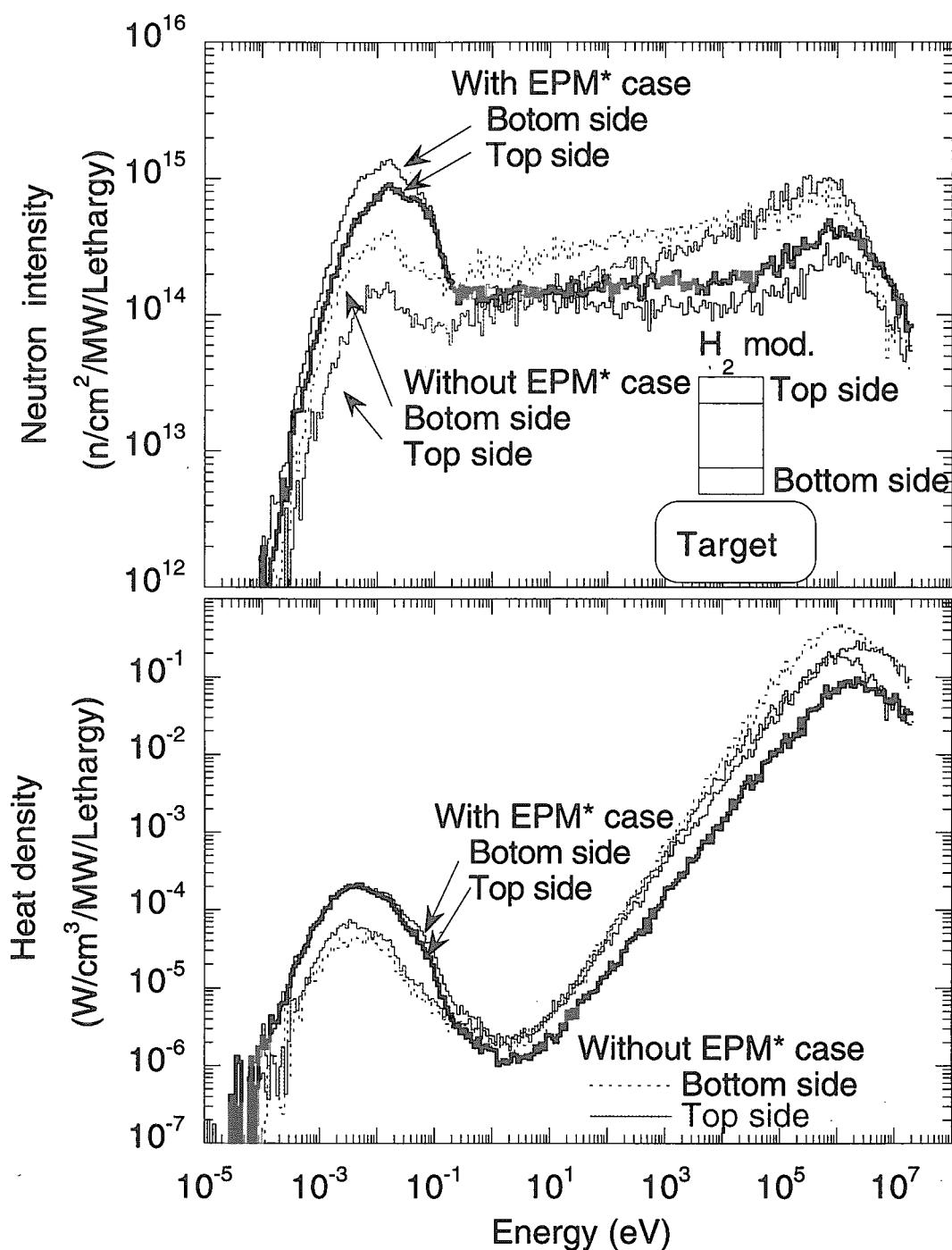


Fig. 10 Effect of premoderator on energy spectral intensity and heat deposition in H_2 moderator

*EPM : Extended premoderator

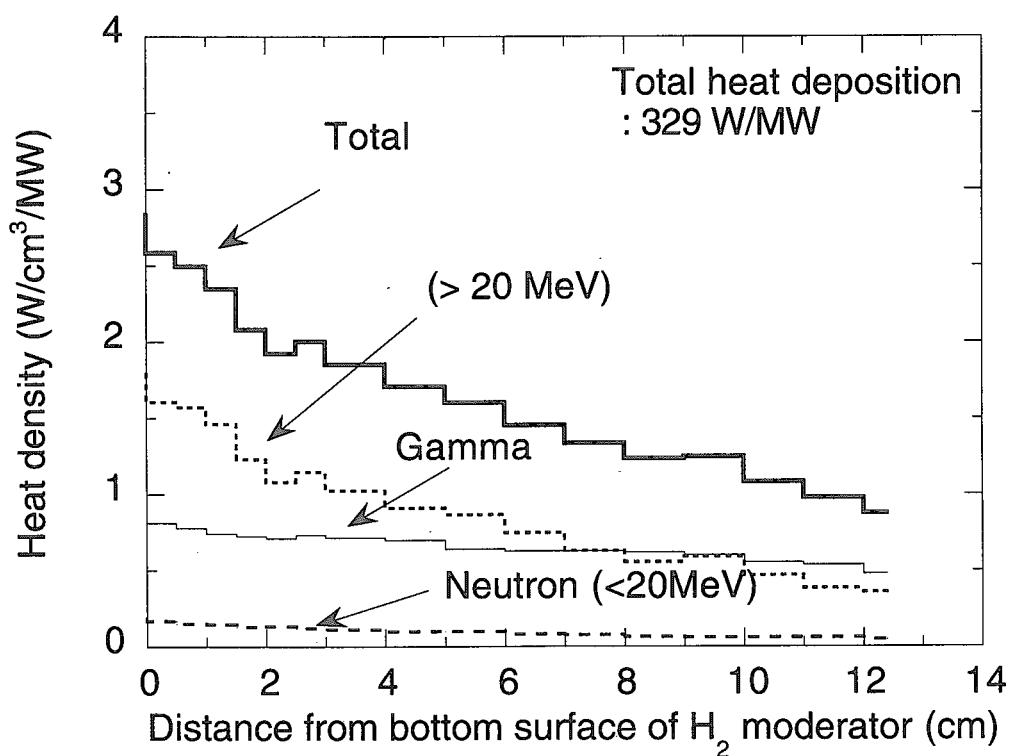


Fig. 11 Heat deposition in moderator vessel (2014 Al alloy)
of H_2 moderator

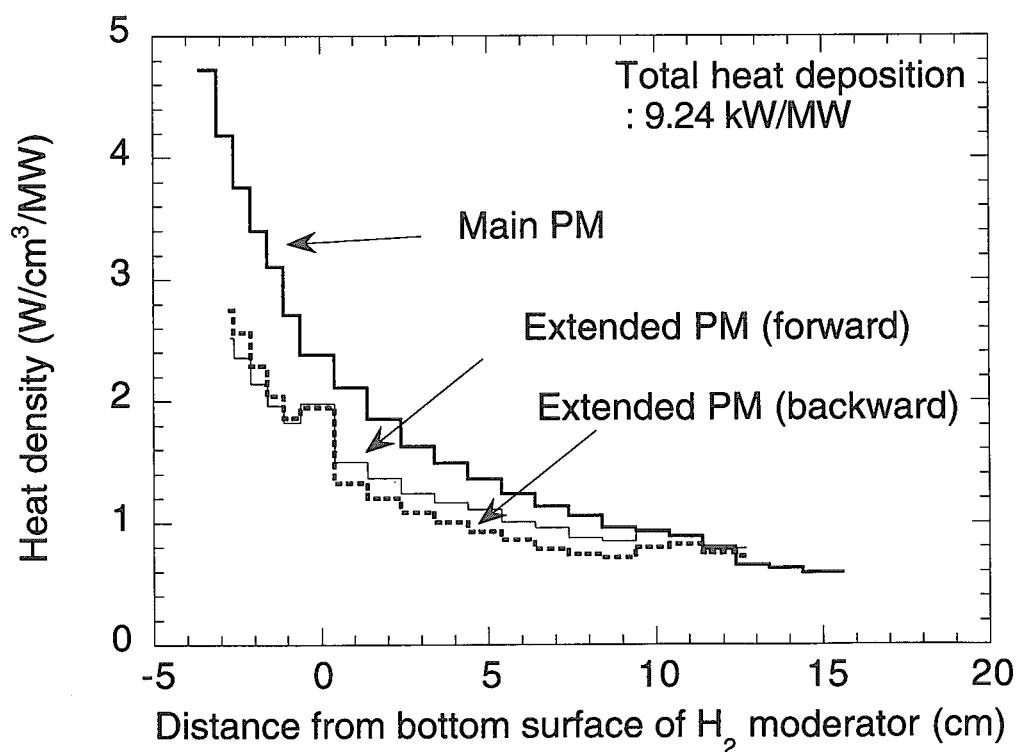


Fig. 12 Heat deposition in H_2O premoderator

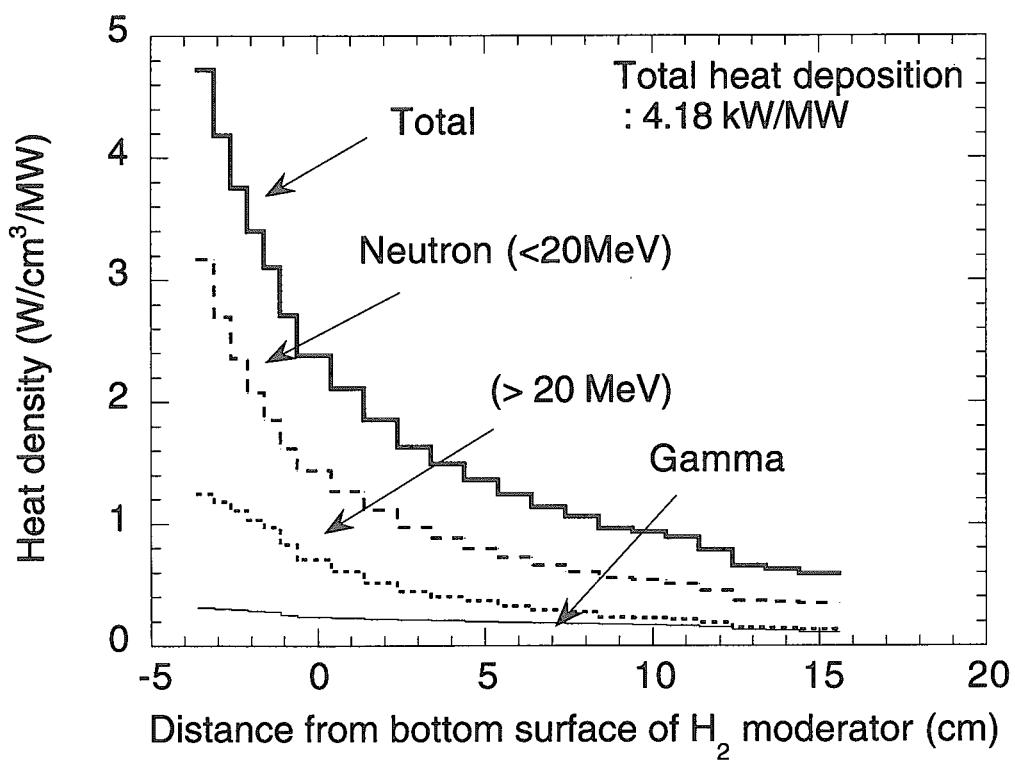
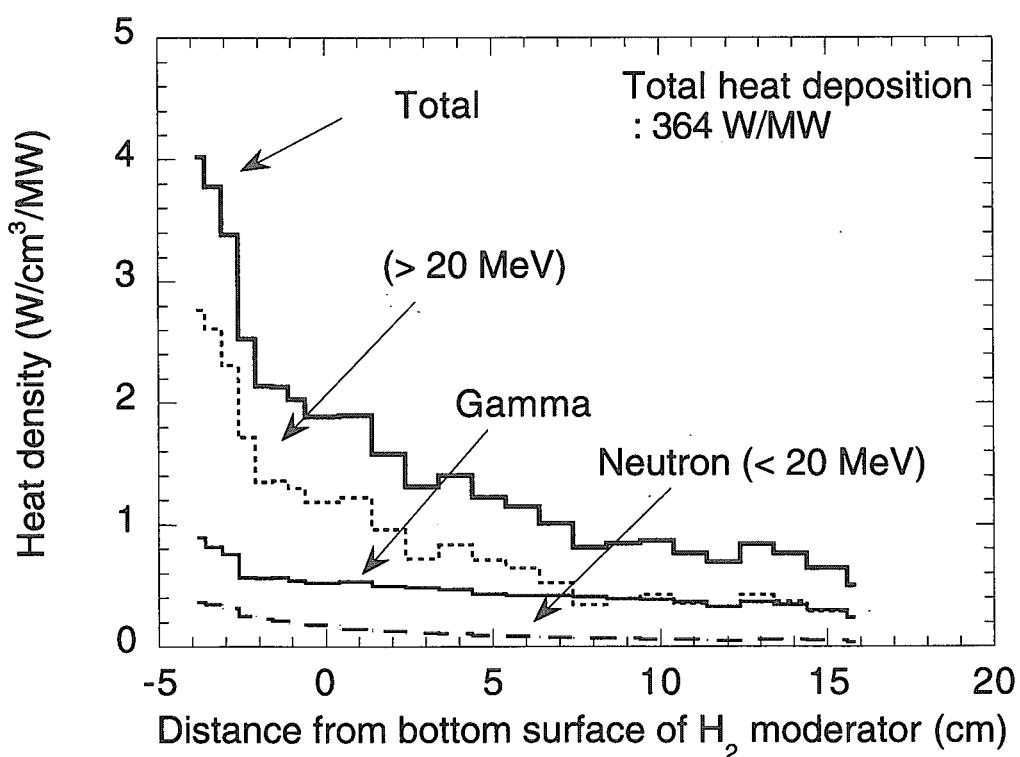
Fig. 13 Heat deposition in main H_2O premoderator

Fig. 14 Heat deposition in Al alloy of premoderator vessel

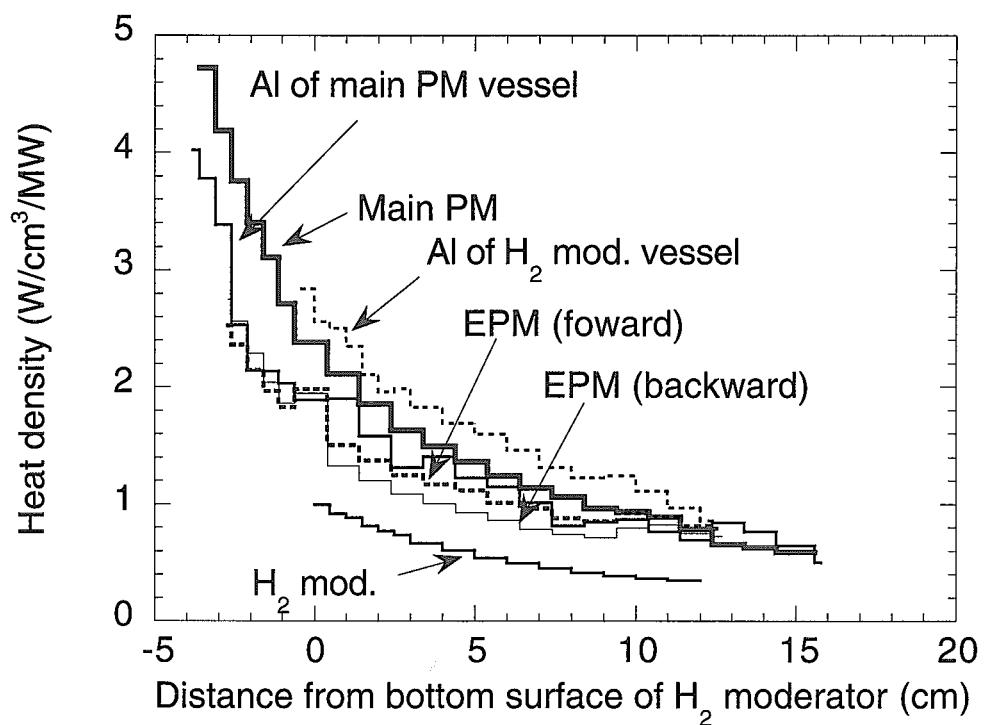


Fig. 15 Heat density distribution of coupled H₂ moderator with extended premoderator

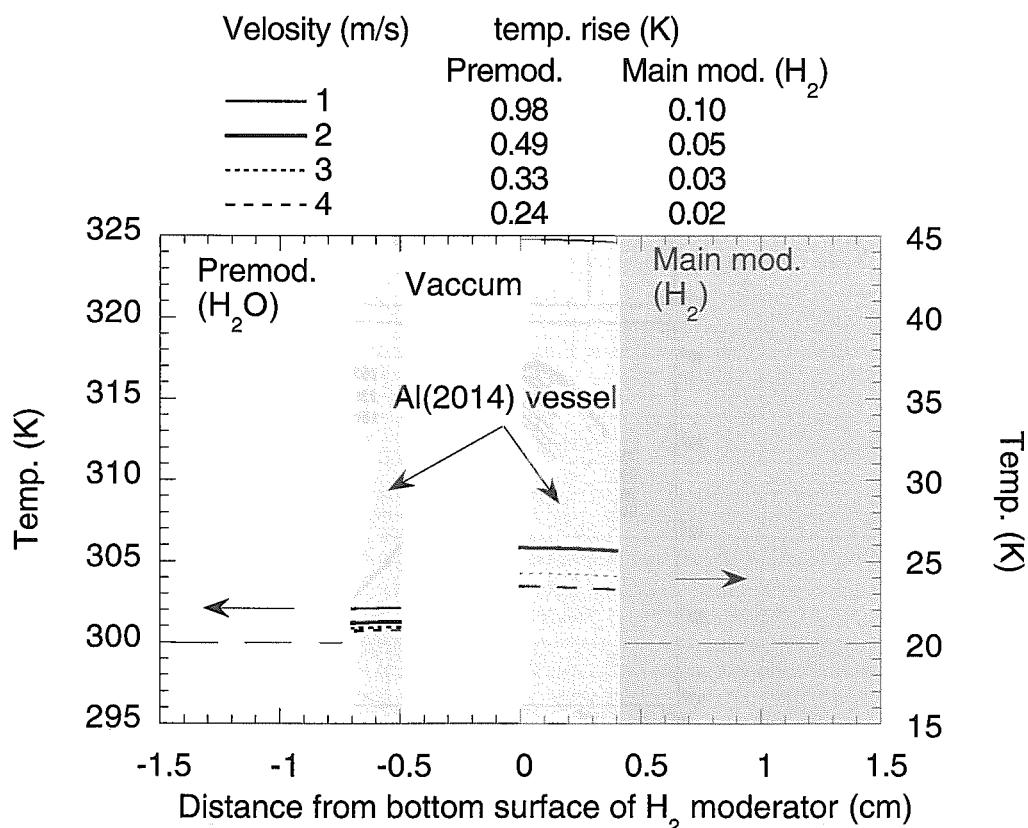


Fig. 16 Temperature distribution in moderator vessel and moderator

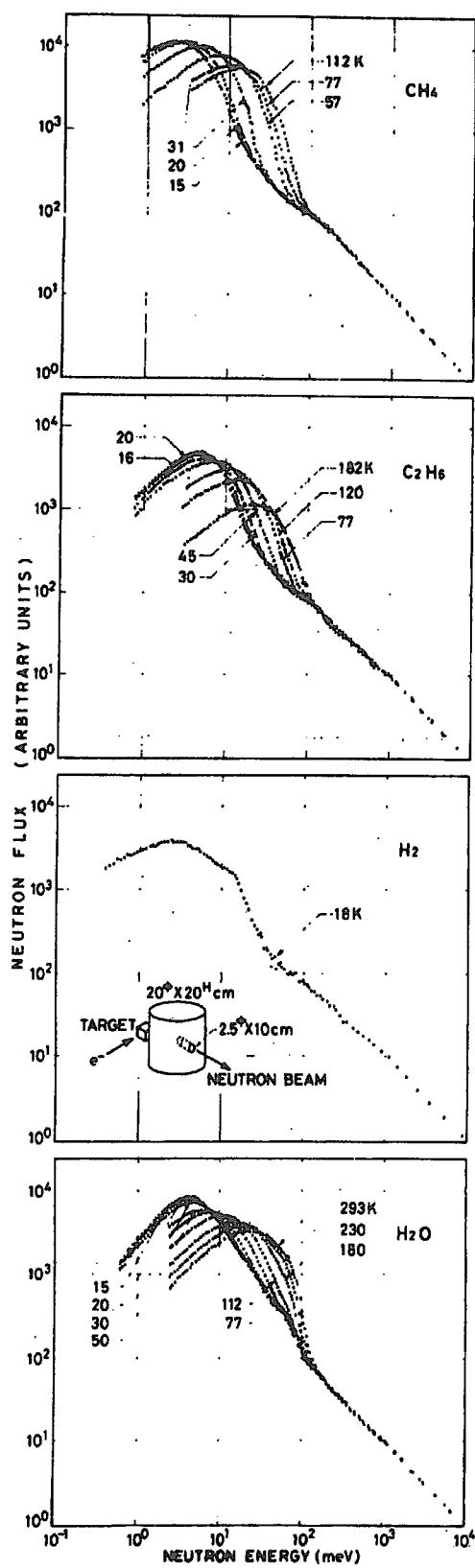


Fig. 17²⁵) Experimental neutron spectra obtained from methane, ethane, hydrogen and light water at various temperatures

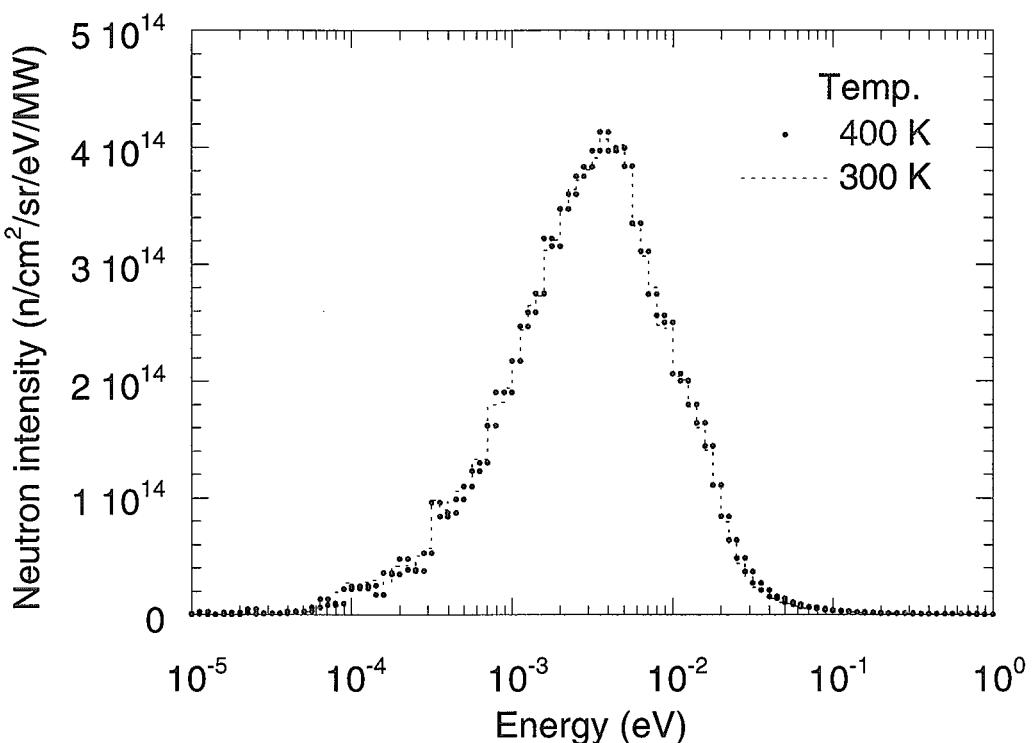


Fig. 18 Comparison of neutron spectral intensity

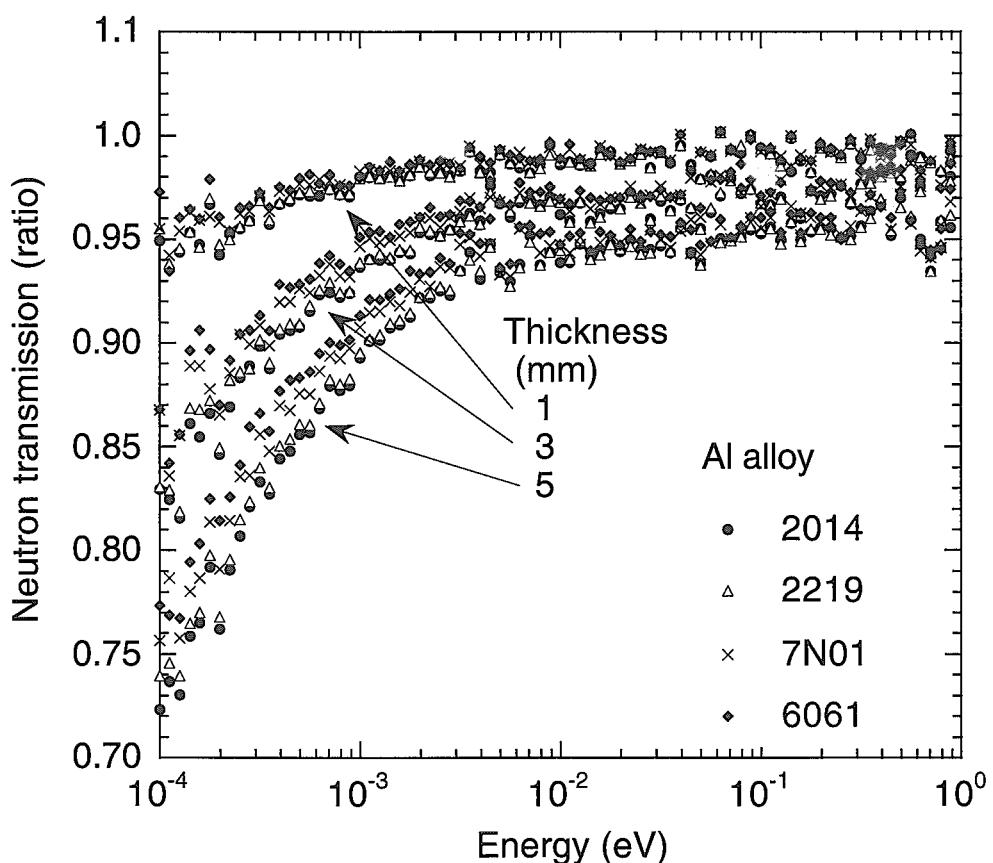


Fig. 19 Neutron energy dependence of transmission ratio for aluminum alloy

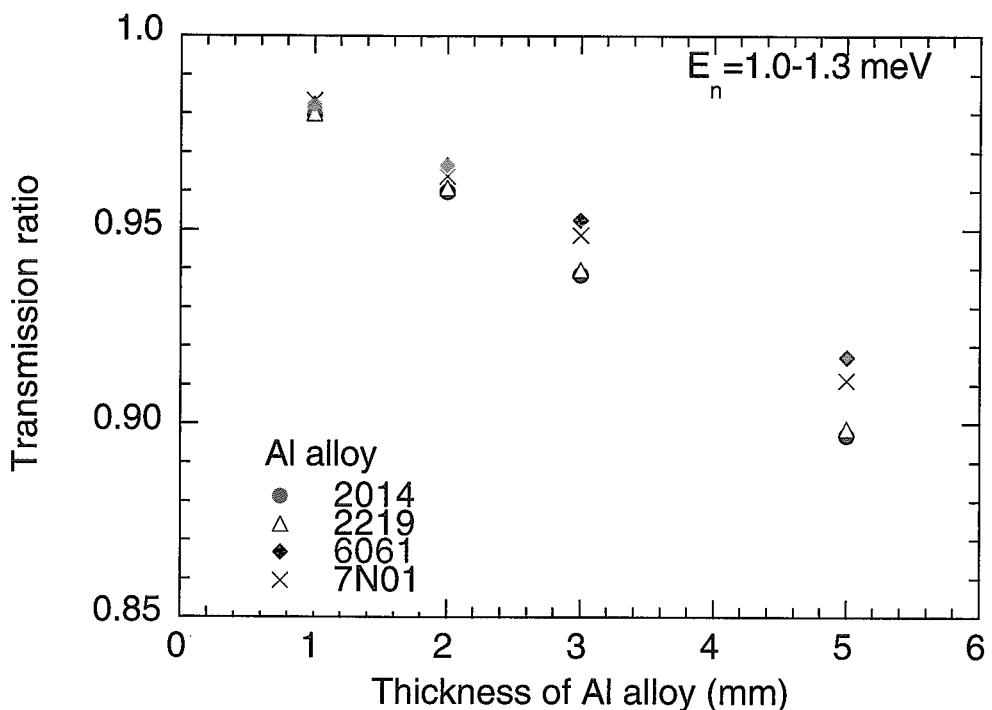
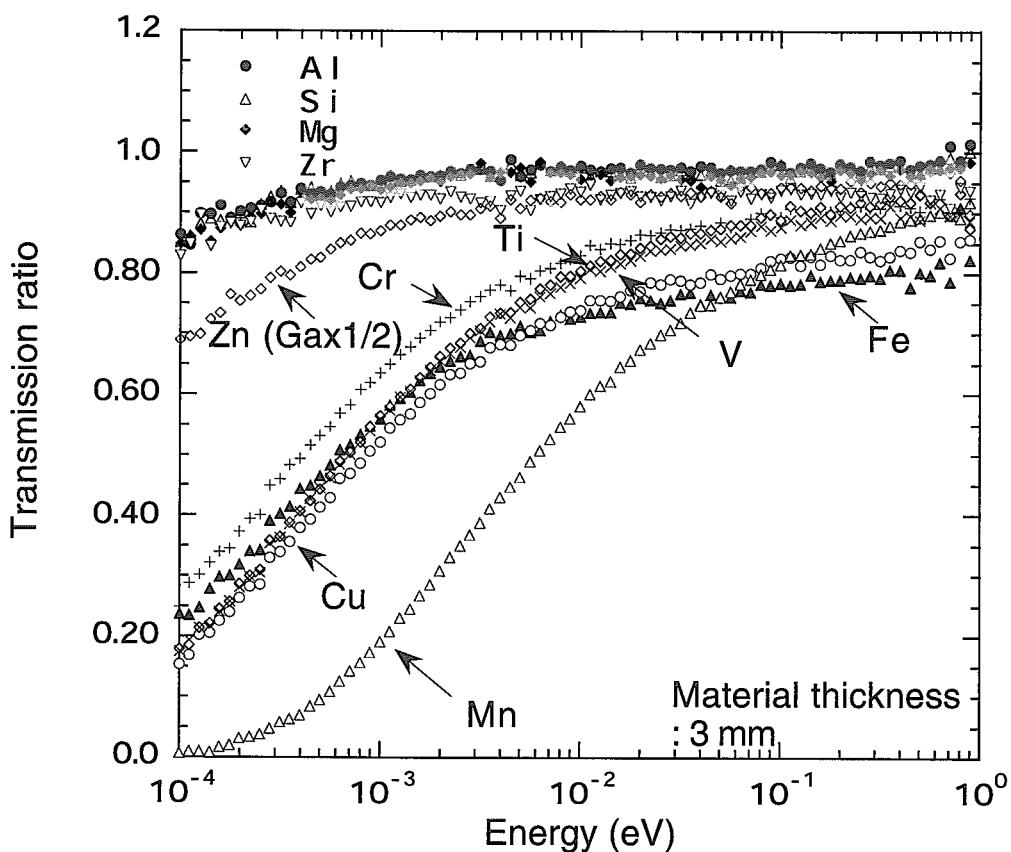
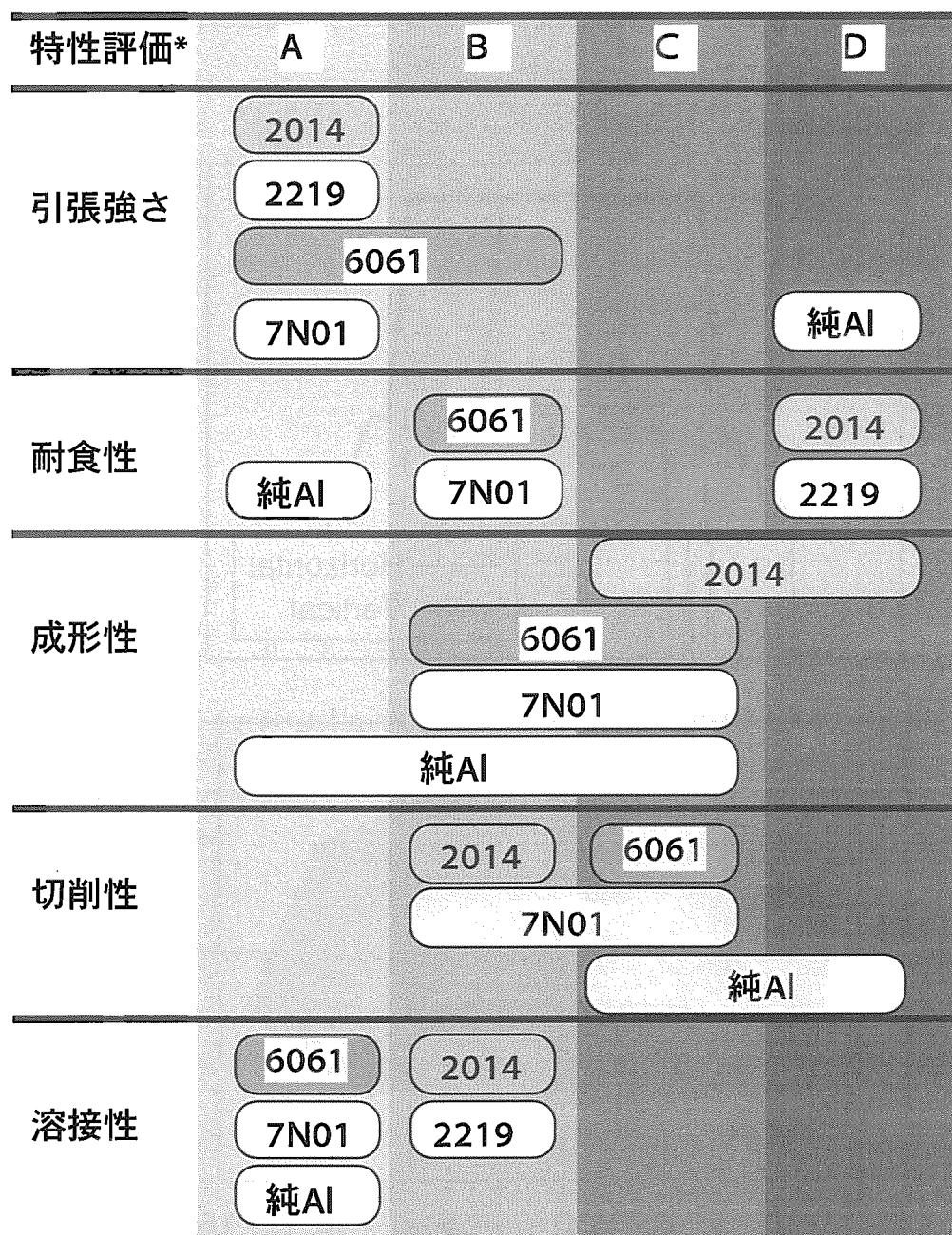


Fig. 20 Thickness dependence of transmission rate for Aluminum alloy





*特性評価に関しては以下の項目に該当するものについてA~Dまで分類した

	A	B	C	D
引張強さ (N/mm ²)	>295	295~195	195~100	<100
耐食性	問題無	屋外無処理可	屋外防食処理必要	防食処理必要
成形性	問題無	若干の配慮	特別の配慮	実用的でない
切削性	快削性	問題無	若干の配慮	特別の配慮
溶接性	問題無	特別の配慮	実用的でない	-

Fig. 22 Characteristics of aluminum alloy²¹⁾

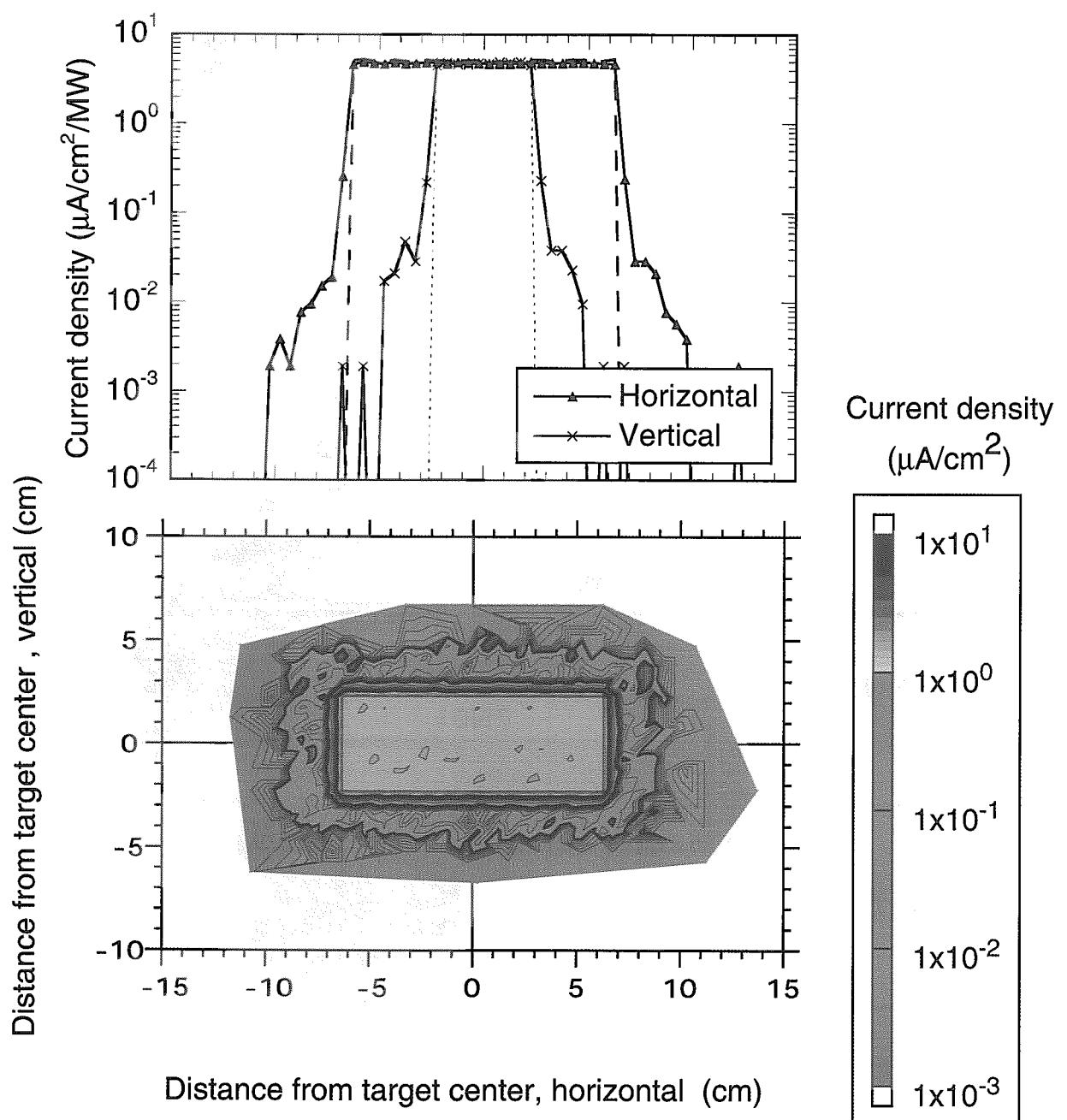


Fig. 23 Current density profile of uniform proton beam at target container vessel

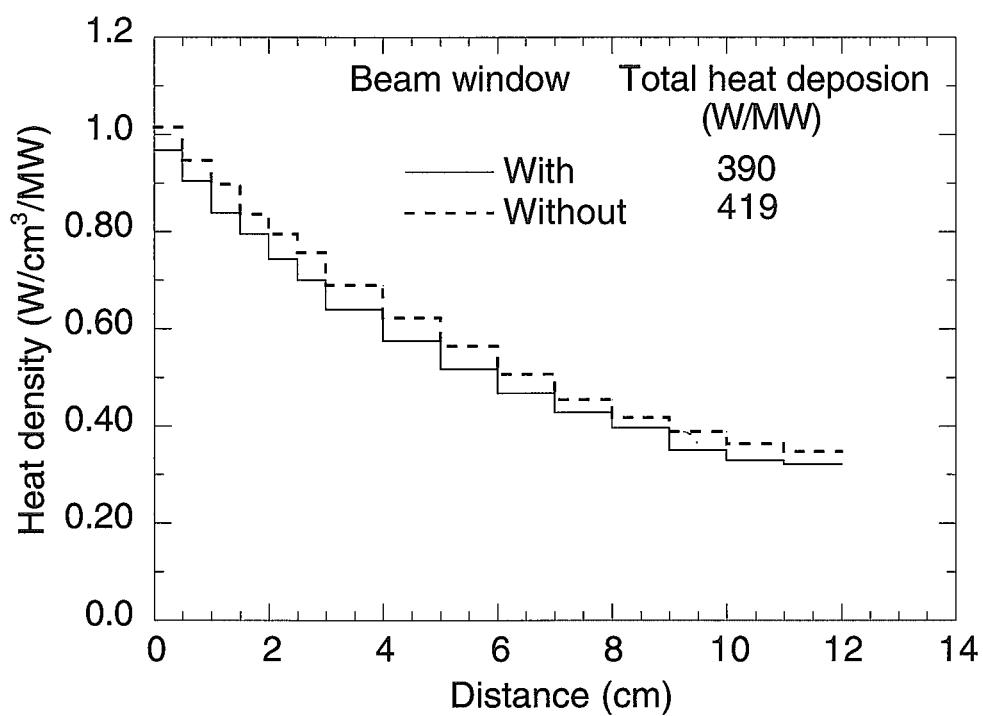


Fig. 24 Effect of proton beam window of vessel
on heat deposition in H₂ mod.

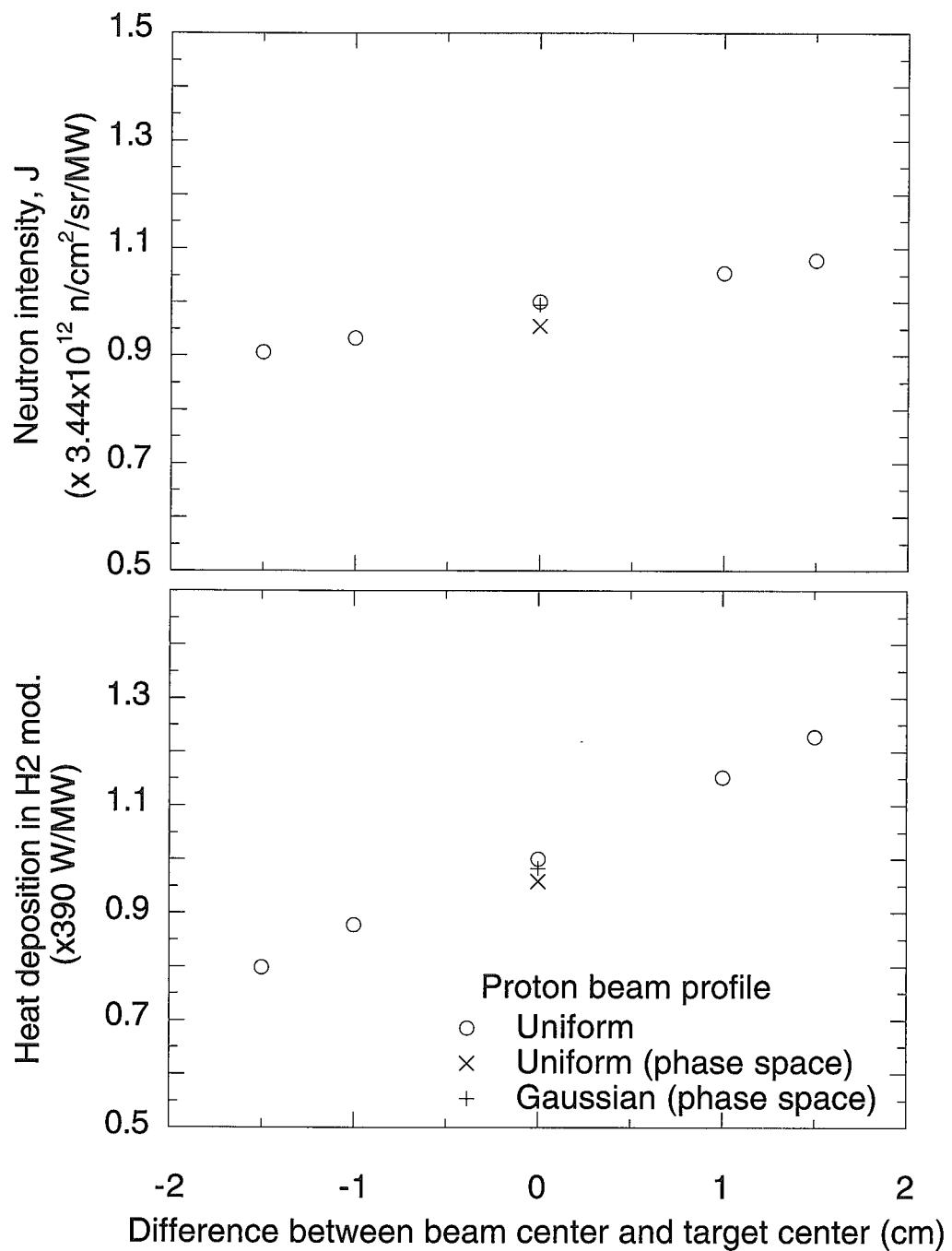
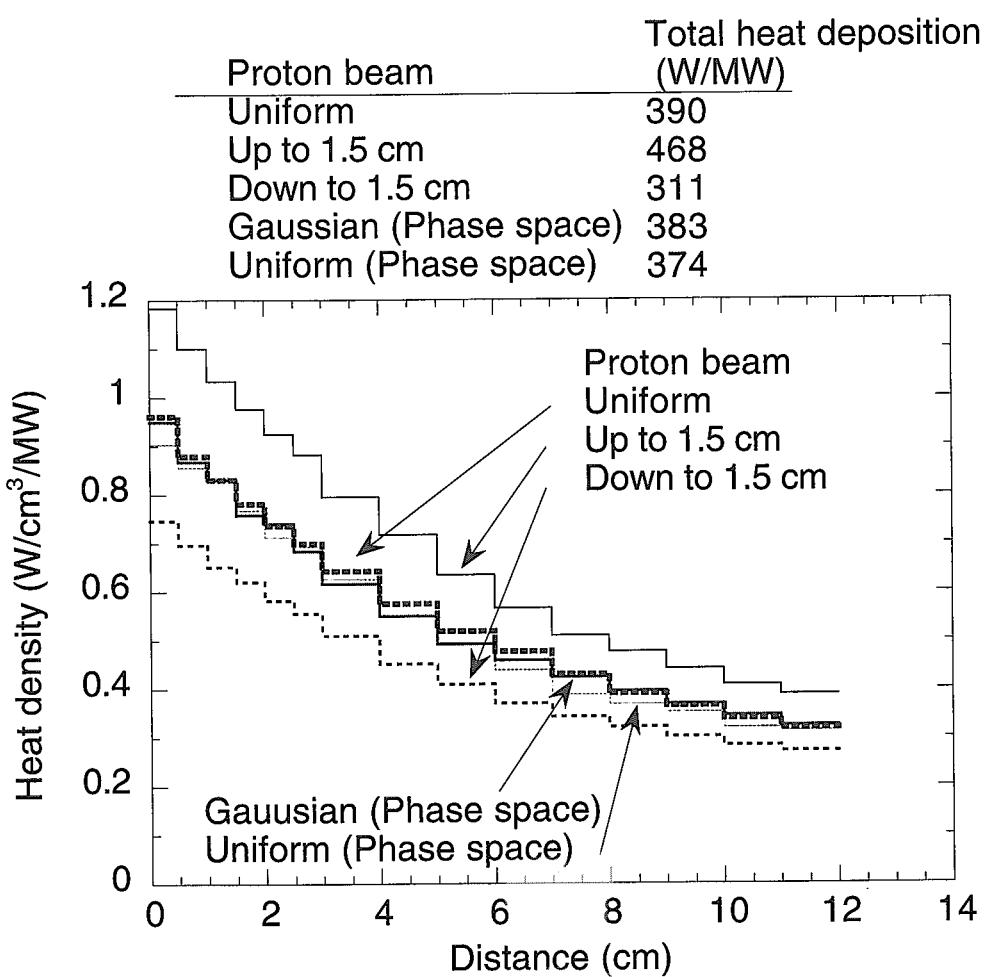


Fig. 25 Effect of proton beam position and profile on neutron intensity and heat deposition in H₂ moderator

Fig. 26 Heat deposition in H₂ mod. with extended premoderator

[付録] モデレータ内温度分布計算¹⁷⁻¹⁹⁾

モデレータ及びモデレータベッセルにおける温度分布を求めるため、ここではFig.1-Aに示される2次元平板の発熱と仮定して、その条件における熱分布を求める。熱伝導方程式は、

$$k \frac{d^2 T(x)}{dx^2} = -q'''(x) \quad (0 < x < x_1) \quad (\text{導体中の熱伝導方程式}) \quad (1)$$

$$q'''(x) = -h_{coolant}(T_{coolant} - T_{x_1}) \quad (x > x_1) \quad (\text{導体表面から冷却材への熱伝導方程式}) \quad (2)$$

となる。(1)に関しては、一般に表される熱伝導方程式

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho C T(\vec{r}, t)) = q'''(\vec{r}, t) - \nabla \cdot q'(\vec{r}, t) \quad (3)$$

$$\text{に、フーリエ熱伝導 } q''(\vec{r}, t) = -k \nabla T(\vec{r}, t) \quad (4)$$

を代入して得られる。

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho C T(\vec{r}, t)) = q'''(\vec{r}, t) + \nabla \cdot k \nabla T(\vec{r}, t) \quad (5)$$

において、解析する条件が定常状態(時間に独立)、また、熱伝導率も位置や時間に依存しないと仮定すると

$$q''(\vec{r}, t) = -k \nabla \cdot \nabla T(\vec{r}, t) \quad (6)$$

となる。 $(T(\vec{r}, t), q'''(\vec{r}, t)$ 及び $q''(\vec{r}, t)$ は個体の局所温度、発熱密度及び熱流速である。また、 ρ 、 C 及び k は密度、比熱及び熱伝導率である。)

ここで、発熱密度も場所によらず一定であると仮定すると(1)は積分できて

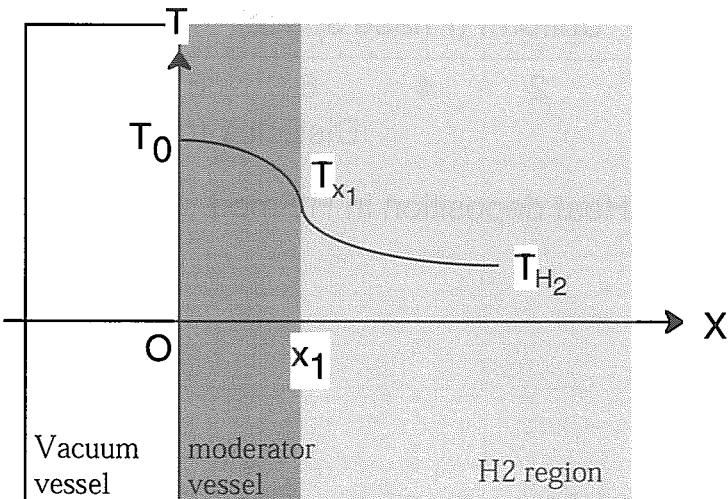


Fig. 1-A 無限2次元平板における解析モデル

$$T(x) = -\frac{q'''}{2k}x^2 + A_1x + A_0 \quad (7)$$

となる。 A_0 及び A_1 は定数である。

ここで、以下の様な境界条件を入れる。

$$T(0) = T_0, T(x_1) = T_{x_1} \quad (8)$$

$$k \frac{dT(x)}{dx} \Big|_{x=0} = 0 \quad (\text{断熱条件}) \quad (9)$$

$$k \frac{dT(x)}{dx} \Big|_{x=x_1} = h_{coolant}(T_{coolant} - T_{x_1}) \quad (\text{熱流速一定}) \quad (10)$$

その時、導体中の温度分布は、

$$T(x) = -\frac{q'''}{2k}x^2 + \frac{q'''}{h_{coolant}}x_1 + \frac{q'''}{2k}x_1^2 + T_{coolant} \quad (11)$$

となる。

冷却材中の対流熱伝達率 $h_{coolant}$ は、

$$h_{coolant} = Nu \frac{k_{coolant}}{De} \quad (12)$$

と表せる。 Nu 、 $k_{coolant}$ 及び De は、ヌセルト数、熱伝達率及び水力等価直径である。

Nu は水または低粘性液（水素やヘリウム）の $Pr \sim 1$ の液体について

$$Nu = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4} \quad (10^4 \leq Re \leq 10^5, 1 \leq Pr \leq 10)$$

また、レイノルズ数 Re 及びプラントル数 Pr は

$$Re = \frac{De}{v} \quad (13)$$

$$Pr = \frac{v}{a} \quad (14)$$

v 、 v 及び a は、冷却材の動粘性係数及び速度及び熱拡散係数である。等価直径に関しては、 $De = 2x$ （断面積）/（濡れぼち長さ）を用いた。

Table 計算に用いた液体の物性値

v (動粘性係数) (mm ² /s)	a (熱拡散率) (mm ² /s)	Pr (プラントル数)	De (水力等価直径) cm
H_2 (20K)	0.183	0.032	1.045
H_2O (300K)	0.857	0.146	7.06 (4x5x12/4(5+12)) 3.68 (4x7x2.5/4(7+2.5))

This is a blank page.

国際単位系(SI)と換算表

表1 SI基本単位および補助単位

量	名称	記号
長さ	メートル	m
質量	キログラム	kg
時間	秒	s
電流	アンペア	A
熱力学温度	ケルビン	K
物質量	モル	mol
光度	カンデラ	cd
平面角	ラジアン	rad
立体角	ステラジアン	sr

表3 固有の名称をもつSI独立単位

量	名称	記号	他のSI単位による表現
周波数	ヘルツ	Hz	s ⁻¹
圧力、応力	ニュートン	N	m·kg/s ²
エネルギー、仕事、熱量	パスカル	Pa	N/m ²
工率、放射束	ジュール	J	N·m
電気量、電荷	ワット	W	J/s
電位、電圧、起電力	クロントン	C	A·s
静電容量	ボルト	V	W/A
電気抵抗	アラド	F	C/V
コンダクタンス	オーム	Ω	V/A
磁束	ウェーバ	Wb	A/V
磁束密度	テスラ	T	Vb/s
インダクタンス	ヘンリー	H	Wb/m ²
セルシウス温度	セルシウス度	°C	Wb/A
光強度	ルーメン	lm	cd·sr
照度	ルクス	lx	lm/m ²
放射能	ベクレル	Bq	s ⁻¹
吸収線量	グレイ	Gy	J/kg
線量等量	シーベルト	Sv	J/kg

表2 SIと併用される単位

名称	記号
分、時、日	min, h, d
度、分、秒	°, ', "
リットル	L, L
トントン	t
電子ボルト	eV
原子質量単位	u

$$1 \text{ eV} = 1.60218 \times 10^{-19} \text{ J}$$

$$1 \text{ u} = 1.66054 \times 10^{-27} \text{ kg}$$

表5 SI接頭語

倍数	接頭語	記号
10 ¹⁸	エクサ	E
10 ¹⁵	ペタ	P
10 ¹²	テラ	T
10 ⁹	ギガ	G
10 ⁶	メガ	M
10 ³	キロ	k
10 ²	ヘクト	h
10 ¹	デカ	da
10 ⁻¹	デシ	d
10 ⁻²	センチ	c
10 ⁻³	ミリ	m
10 ⁻⁶	マイクロ	μ
10 ⁻⁹	ナノ	n
10 ⁻¹²	ピコ	p
10 ⁻¹⁵	フェムト	f
10 ⁻¹⁸	アト	a

(注)

- 表1～5は「国際単位系」第5版、国際度量衡局1985年刊行による。ただし、1eVおよび1uの値はCODATAの1986年推奨値によった。
- 表4には海里、ノット、アール、ヘクタールも含まれているが日常の単位なのでここでは省略した。
- barは、JISでは流体の圧力を表わす場合に限り表2のカテゴリーに分類されている。
- EC閣僚理事会指令ではbar、barnおよび「血圧の単位」mmHgを表2のカテゴリーに入れている。

表4 SIと共に暫定的に維持される単位

名称	記号
オングストローム	Å
バーン	b
バール	bar
ガル	Gal
キュリ	Ci
レンントゲン	R
ラド	rad
レム	rem

$$1 \text{ Å} = 0.1 \text{ nm} = 10^{-10} \text{ m}$$

$$1 \text{ b} = 100 \text{ fm}^2 = 10^{-28} \text{ m}^2$$

$$1 \text{ bar} = 0.1 \text{ MPa} = 10^5 \text{ Pa}$$

$$1 \text{ Gal} = 1 \text{ cm/s}^2 = 10^{-2} \text{ m/s}^2$$

$$1 \text{ Ci} = 3.7 \times 10^{10} \text{ Bq}$$

$$1 \text{ R} = 2.58 \times 10^{-4} \text{ C/kg}$$

$$1 \text{ rad} = 1 \text{ cGy} = 10^{-2} \text{ Gy}$$

$$1 \text{ rem} = 1 \text{ cSv} = 10^{-2} \text{ Sv}$$

換算表

力	N(=10 ⁵ dyn)	kgf	lbf
	1	0.101972	0.224809
	9.80665	1	2.20462
	4.44822	0.453592	1

$$\text{粘度 } 1 \text{ Pa}\cdot\text{s} (\text{N}\cdot\text{s}/\text{m}^2) = 10 \text{ P} (\text{ポアズ}) (\text{g}/(\text{cm}\cdot\text{s}))$$

$$\text{動粘度 } 1 \text{ m}^2/\text{s} = 10^4 \text{ St} (\text{ストークス}) (\text{cm}^2/\text{s})$$

圧	MPa(=10bar)	kgf/cm ²	atm	mmHg(Torr)	lbf/in ² (psi)
	1	10.1972	9.86923	7.50062 × 10 ³	145.038
力	0.0980665	1	0.967841	735.559	14.2233
	0.101325	1.03323	1	760	14.6959
	1.33322 × 10 ⁻⁴	1.35951 × 10 ⁻³	1.31579 × 10 ⁻³	1	1.93368 × 10 ⁻²
	6.89476 × 10 ⁻³	7.03070 × 10 ⁻²	6.80460 × 10 ⁻²	51.7149	1

エネルギー・仕事・熱量	J(=10 ⁷ erg)	kgf·m	kW·h	cal(計量法)	Btu	ft·lbf	eV	1 cal = 4.18605J (計量法)
	1	0.101972	2.77778 × 10 ⁻⁷	0.238889	9.47813 × 10 ⁻⁴	0.737562	6.24150 × 10 ¹⁸	= 4.184J (熱化学)
	9.80665	1	2.72407 × 10 ⁻⁶	2.34270	9.29487 × 10 ⁻³	7.23301	6.12082 × 10 ¹⁹	= 4.1855J (15°C)
	3.6 × 10 ⁶	3.67098 × 10 ⁵	1	8.59999 × 10 ⁵	3412.13	2.65522 × 10 ⁶	2.24694 × 10 ²⁵	= 4.1868J (国際蒸気表)
	4.18605	0.426858	1.16279 × 10 ⁻⁶	1	3.96759 × 10 ⁻³	3.08747	2.61272 × 10 ¹⁹	仕事率 1 PS(仮馬力)
	1055.06	107.586	2.93072 × 10 ⁻⁴	252.042	1	778.172	6.58515 × 10 ²¹	= 75 kgf·m/s
	1.35582	0.138255	3.76616 × 10 ⁻⁷	0.323890	1.28506 × 10 ⁻³	1	8.46233 × 10 ¹⁸	= 735.499W
	1.60218 × 10 ⁻¹⁹	1.63377 × 10 ⁻²⁰	4.45050 × 10 ⁻²⁶	3.82743 × 10 ⁻²⁰	1.51857 × 10 ⁻²²	1.18171 × 10 ⁻¹⁹	1	

放射能	Bq	Ci	吸収線量	Gy	rad
	1	2.70270 × 10 ⁻¹¹		1	100
	3.7 × 10 ¹⁰	1		0.01	1

照射線量	C/kg	R
	1	3876
	2.58 × 10 ⁻⁴	1

線量当量	Sv	rem
	1	100
	0.01	1

