



JAERI-Tech
99-081

JP0050122



固体ターゲットの設計及び二次元流動解析による
冷却水流量配分特性に関する研究

1999年11月

羽賀勝洋・須々木晃^{*}・寺田敦彦・石倉修一・勅使河原誠
木下秀孝・小林薰・神永雅紀・日野竜太郎

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。
入手の問合わせは、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, 1999

編集兼発行 日本原子力研究所

固体ターゲットの設計及び二次元流動解析による冷却水流量配分特性に関する研究

日本原子力研究所東海研究所中性子科学研究センター

羽賀 勝洋・須々木 晃・寺田 敦彦・石倉 修一・勅使河原誠

木下 秀孝・小林 薫・神永 雅紀・日野竜太郎

(1999年11月1日受理)

中性子科学研究計画の下で、現在検討中の重水冷却方式固体ターゲットは、厚さ数mmの重金属板をターゲット材とし、これらを約1mm～2mmの隙間を設けて重ね合わせ、この隙間に重水を流してターゲット材を冷却する構造である。本報告ではタンクステンをターゲット材として、ターゲット板の冷却性、ターゲットに占める冷却水の体積割合、及びターゲット板に生ずる熱応力を主な設計条件として一次元の概略評価を行いターゲット板の厚さ配分を決定した。さらに二次元の熱応力解析を行い、厚さ配分の妥当性を確認した結果から、40枚のターゲット板を6つの冷却流路に分割し、それぞれをワンスルーで冷却する構造を提案した。次に、この構造における冷却水流速と流量配分、圧力損失の関係を明らかにすべく、汎用流動解析コードを用いて流動解析を行った結果、ターゲット板間流速で1m/sから10m/sの広い範囲にわたって均一な流量配分を実現できる見通しを得た。また、圧力損失は1.5MW及び2.5MW規模の固体ターゲットを冷却するために必要な板間流速である5m/s、7m/sで、それぞれ0.09MPa、0.17MPa程度であることがわかった。

**Design of the Solid Target Structure
and the Study on the Coolant Flow Distribution in the Solid Target
using the 2-Dimensional Flow Analysis**

Katsuhiro HAGA, Akira SUSUKI*, Atsuhiro TERADA, Shuichi ISHIKURA,
Makoto TESHIGAWARA, Hidetaka KINOSHITA, Kaoru KOBAYASHI,
Masaki KAMINAGA and Ryutaro HINO

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

(Received November 1, 1999)

A solid target cooled by heavy water is presently under development under the Neutron Science Research Project of the Japan Atomic Energy Research Institute (JAERI). Target plates of several millimeters thickness made of heavy metal are used as the spallation target material and they are put face to face in a row with one to two millimeters gaps in between through which heavy water flows, as the coolant. Based on the design criteria regarding the target plate cooling, the volume percentage of the coolant, and the thermal stress produced in the target plates, we conducted thermal and hydraulic analysis with a one dimensional target plate model. We choosed tungsten as the target material, and decided on various target plate thicknesses. We then calculated the temperature and the thermal stress in the target plates using a two dimensional model, and confirmed the validity of the target plate thicknesses. Based on these analytical results, we proposed a target structure in which forty target plates are divided into six groups and each group is cooled using a single pass of coolant. In order to investigate the relationship between the distribution of the coolant flow, the pressure drop, and the coolant velocity, we conducted a hydraulic analysis using the general purpose hydraulic analysis code. As a result, we realized that an uniform coolant flow distribution can be achieved under a wide range of flow velocity conditions in the target plate cooling channels from 1m/s to 10m/s. The pressure drop along the coolant path was 0.09MPa and 0.17MPa when the coolant flow velocity was 5m/s and 7m/s respectively, which is required to cool the 1.5MW and 2.5MW solid targets.

Keywords : Design, Solid Target Structure, Coolant Flow Distribution, 2-Dimensional, Flow Analysis, Neutron Science Research Project, Target Plates, Tungsten

* Hitachi Co.

目 次

1. はじめに	1
2. 固体ターゲットシステムの概要	2
3. ターゲットの設計	3
3.1 設計目標	3
3.2 ターゲット材料の選定	4
3.3 ターゲット板の積層構造	4
3.4 核発熱密度	5
3.5 ターゲット板の板厚設計	6
3.5.1 ターゲット板の最小板厚	6
3.5.2 全体の板厚設計	11
3.6 熱応力解析による設計評価	14
4. 固体ターゲット冷却水の流動解析	20
4.1 解析モデル	20
4.2 ターゲット板間流路のモデル化	20
4.3 解析手法及び解析条件	23
4.4 流量配分解析結果	24
4.5 圧力損失解析結果	25
4.6 マニホールド内の流れ	29
4.6.1 マニホールド No.1	30
4.6.2 マニホールド No.2	30
4.6.3 マニホールド No.3	30
4.6.4 マニホールド No.4, No.5, No.6	31
5. ターゲットモデルの改良	42
6. まとめ	42
謝 辞	43
参考文献	43

Contents

1. Introduction.....	1
2. Outline of the Solid Target System.....	2
3. Design of the Solid Target.....	3
3.1 Design Criteria.....	3
3.2 Selection of the Targe Material.....	4
3.3 Lined-up Structure of the Target Plates.....	4
3.4 Density of the Heat Generation by the Spallation Reactions.....	5
3.5 Design of the Target Plate Thickness.....	6
3.5.1 Minimum Thickness of the Target Plate.....	6
3.5.2 Thickness Design of all the Target Plates.....	11
3.6 Design Validation by Thermal Stress Analysis.....	14
4. Hydraulic Analysis of the Solid Target Coolant.....	20
4.1 Analytical Model.....	20
4.2 Modeling of the Channels between the Target Plates.....	20
4.3 Analytical Method and Condition.....	23
4.4 Results of the Flow Distribution Analysis.....	24
4.5 Results of the Pressure Drop Analysis.....	25
4.6 Flow Pattern in the Manifolds.....	29
4.6.1 Manifold No.1.....	30
4.6.2 Manifold No.2.....	30
4.6.3 Manifold No.3.....	30
4.6.4 Manifold No.4, No.5, No.6.....	31
5. Improvement of the Solid Target Model.....	42
6. Concluding Remarks.....	42
Acknowledgements.....	43
References.....	43

1. はじめに

原研では中性子科学研究計画の下で、大強度陽子加速器を用いた次世代の中性子散乱研究施設の設計検討を進めている⁽¹⁾。これは高エネルギーの陽子ビームをターゲットに照射することによりターゲット材の中で核破碎反応を起こし、高フラックスの中性子ビームを発生させて生命科学、物性物理、核物理等の広範囲な先端的研究を行う施設である。この計画を実現するためには世界に類のない高エネルギー ターゲットを開発する必要があり、材料、構造、伝熱流動、ニュートロニクスなど多方面にわたる開発課題を克服しなければならない。このため開発は2段階に分けられ、第Ⅰ期に1.5GeV、1mA (1.5MW) のシステムを実現し、ここで得られた知見及び経験を基にして第Ⅱ期に1.5GeV、3.3mA (5MW) のシステムを開発する計画が立案された⁽²⁾。高エネルギー 加速器研究機構(KEK)のKENS やラザフォード・アップルトン研究所のISISなど、現在、世界で稼働している陽子加速器を用いた中性子散乱施設のターゲットは全て、ターゲット物質として固体金属を用いた固体ターゲットであり、中性子科学研究計画でも、第Ⅰ期では既存の技術の延長として早期実現が可能である重水冷却方式 固体ターゲットを用い、第Ⅱ期においては、5MWという厳しい熱的条件を克服するために、ターゲット物質として水銀を用いた液体金属ターゲットの採用が予定された。ただし、液体金属ターゲットの使用は世界的に前例がなく、上記の計画ではバックアップとして2.5MW規模の固体ターゲットを準備することが検討されている。なお、中性子科学研究計画はKEKの大型ハドロン計画と統合して進めることとなり、陽子ビームについては第Ⅰ期工事で3GeV, 0.333mA (1MW) とし、その後増力化する計画が立案されたが、⁽³⁾ 固体及び水銀ターゲットの開発方針についての変更は無い。

現在検討中の重水冷却方式 固体ターゲットは、厚さ数mmのタンゲステン(W)、タンタル(Ta)などの金属板をターゲット材とし、これらを約1mm～2mmの隙間を設けて重ね合わせ、この隙間に重水を流してターゲット材を冷却する構造である。冷・熱中性子源となるターゲットでは、高エネルギー陽子ビームの照射による核破碎反応により内部に高密度の核発熱が生じ、2.5MW規模のシステムでは発熱密度が最高1.3kW/cm³に達すると試算されているため、この熱の除去がターゲットの成立性の重要な鍵となる⁽⁴⁾。

ここでは、ターゲット板の冷却性、ターゲットに占める冷却水の体積割合、及びターゲット板に生ずる熱応力を主な設計条件として一次元の熱伝導・冷却計算を行い、ターゲット板の厚さ配分を決定した。これを基にさらに二次元の熱応力解析を行い、厚さ配分の妥当性を確認した結果から40枚のターゲット板を6つの冷却流路に分割し、それぞれをワンスルーリーで冷却する構造を提案した。冷却水の流量配分や流体誘起振動の問題を考慮すると冷却水流速はできるだけ低いほうが望ましく、且つ、ターゲット板の除熱性を十分に確保するためには、各冷却水流路の流量配分ができるだけ均一になることが重要である。また、ポンプの不調などにより流量が変動した場合でも、流量配分の均一性が保たれる必要がある。そこで、この構造を基に、流速をパラメータとして、ターゲット板の冷却流路を流れる冷却水の流動解析を行い、冷却水流速と流量配分、圧力損失の関係を明らかにした。

本報告では固体ターゲットの6流路モデルの設計、及びこのモデルについて行った流動解析の結果について述べる。

2. 固体ターゲットシステムの概要

Fig.2.1に核破碎ターゲットシステムの概要を示す。陽子加速器で3GeVまで加速された陽子ビームがターゲットに入射すると、陽子がターゲット材と衝突して核破碎反応が生じ、大量の高エネルギー中性子が発生する。この中性子は直接、あるいはターゲット周囲に設置された反射体で反射された後、ターゲット上下に置かれた減速材に入射して所定のエネルギーまで減速され、中性子ビームラインを通って利用者へ供給される。

Fig.2.2は現在検討中の水冷却方式固体ターゲット本体の内部構造である。ターゲット材中では核破碎反応により大きな発熱が生ずるので、ターゲット材の構造健全性を維持するために十分な冷却が不可欠である。そこで、板状のターゲット材を一定の間隔で積層し、その間のギャップ（以下「板間流路」と呼ぶ。）に冷却水を流して冷却する構造とした。ターゲット材にはタンタル、またはタンクスチンなど高融点で原子番号の大きな物質を用い、また冷却水には中性子吸収の少ない重水を用いる。ターゲット板は高さ100mm、幅140mmであり、その両側にニッケルなどの中性子反射板を設けて中性子収率の向上を図っている。ターゲット容器は幅460mm、長さ830mmであり、ターゲット板の両サイドに設置されているマニホールド部の体積をできるだけ小さくしつつ、必要な流量を効率よく分配できるように、内部を6つの冷却流路に分割し、それぞれ冷却水をワンスルーで流してターゲット板を冷却する。ターゲット容器で陽子ビームに直接照射される部分は、特にビーム窓と呼び、ターゲット材とともに核破碎反応による発熱が大きいので十分な冷却を要する。そこで、ターゲット容器壁はSUS316製の二重構造とし、内側容器に亀裂等を生じた場合に冷却材の外部漏洩を防止すると共に、隙間に重水を流してビーム窓を含む容器壁の冷却を行う。

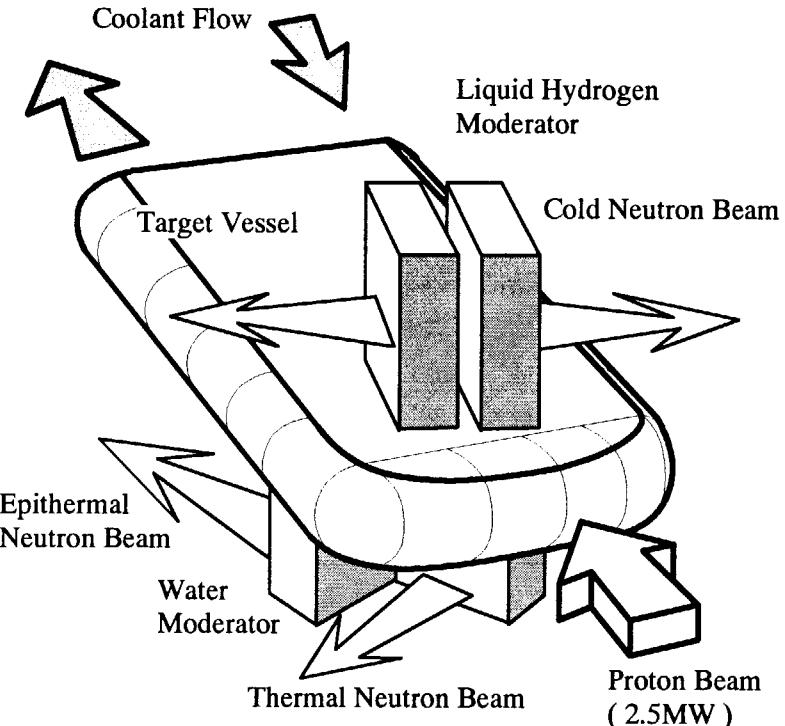


Fig.2.1 Schematic view of a solid target system

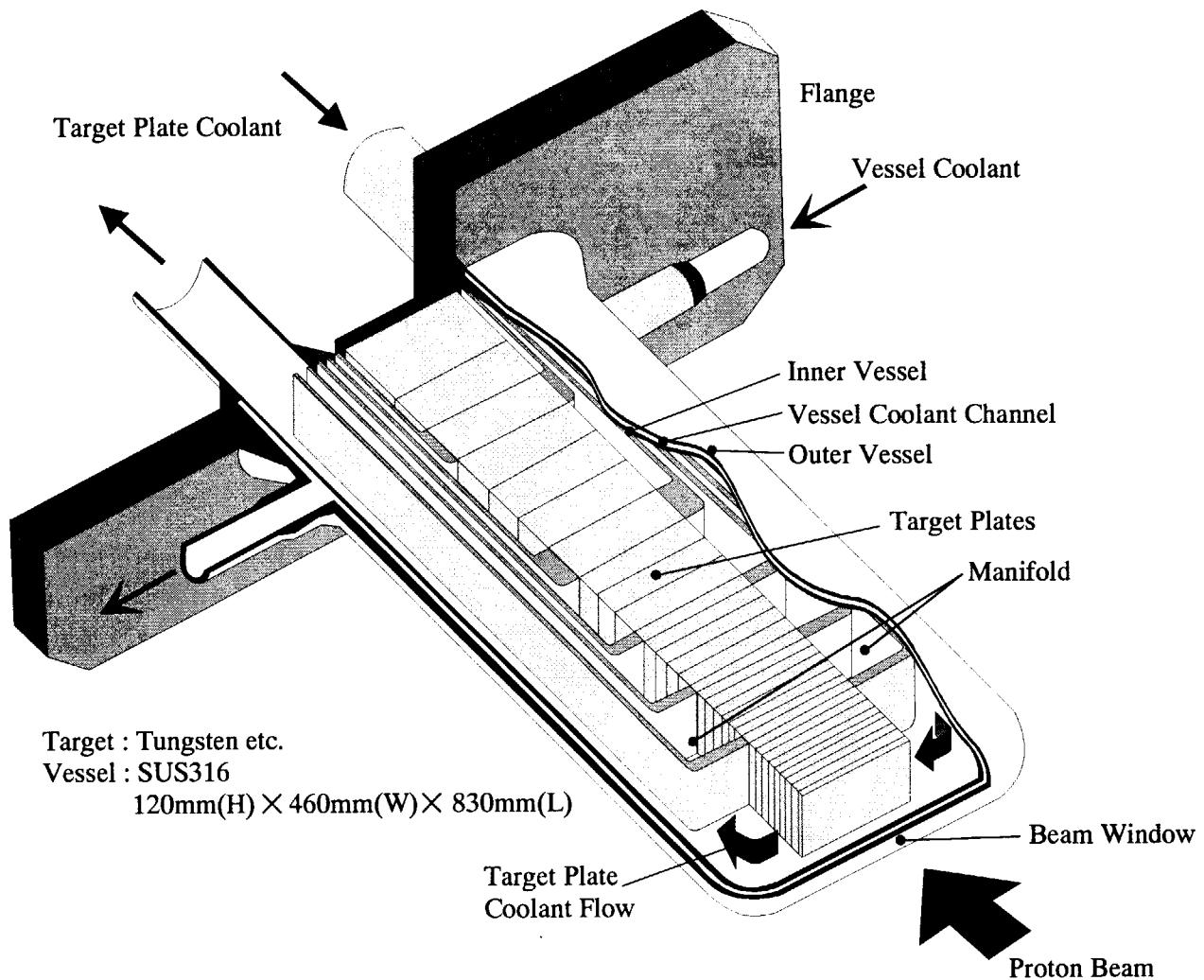


Fig.2.2 Solid target structure of present design

3. ターゲットの設計

3.1 設計目標

現時点の設計目標は、核破碎反応によってターゲットから取り出す中性子収率をできる限り大きくするとともに、ターゲット板に加わる様々な負荷を低く抑え構造強度の健全性を確保することに留意し、以下のように定めた。

- ① ターゲット領域の重水含有率をどこまで許容するかは施設の性能に依存するが、中性子収率を向上させる観点から既存核破碎施設（出力 160kW : ISIS）と同等以下にすることを目標とした。ISISでの重水含有率は、陽子ビーム窓に近い領域で 23%、平均で 13% 程度である。そこで、ターゲット領域での重水含有率は最大 20%、平均 10% 以下とした。
- ② ターゲット板内部の最高温度を ISIS と同等の 200°C 以下とする。
- ③ 板間流路の冷却材流速は、流体誘起振動などの振動現象を防ぐ観点から 10m/s 以下とする。
- ④ ターゲット板に発生する応力を ASME 壓力容器基準以下（引張り強さの 1/4 の値と降伏応力の 2/3 の値を比較し低いほうを設計許容応力とする）とする。ターゲット板自体は圧力バウ

ンダリではないが、陽子照射による材料の脆化などに対するマージンをできる限り大きく取る観点からこのようにした。

3.2 ターゲット材料の選定

固体ターゲットの材料としては、中性子収率、熱特性、構造強度、腐食、加工性、価格等の観点から材料が選定され、現状の小出力の施設ではタンゲステン、タンタル、劣化ウラン等が用いられている。特に劣化ウランは入射する陽子1個当たりに発生する中性子数がタンゲステンと比較して約1.7倍と多く中性子収率の観点からは魅力的な物質であるが、大強度陽子加速器用固体ターゲットシステムに用いる場合には、

- (a) 核分裂による発熱の冷却。
- (b) 核分裂性物質の取扱い及び管理。

等の問題があるため本報では検討の対象から除外した。

タンゲステンとタンタルを比較した場合、核破碎による発熱量および発熱分布はほぼ同等であるが、タンゲステンの熱伝導率はタンタルに比べ約2倍以上あるため、タンゲステンを用いることでターゲット材の最高温度を低くできる。また、残留放射能レベルが、タンタルはタンゲステンの約3～4倍になると報告されている⁽⁵⁾。そのため、本報告ではターゲット材にタンゲステンを用いることとした。なお、タンゲステンは水で腐食され易い性質を持つが、これを防止するために表面を耐食性金属膜でコーティングする方法を検討中である。

3.3 ターゲット板の積層構造

Fig.3.1にターゲット板の構造を示す。ターゲット板のサイズは陽子ビーム形状、核特性、熱流動特性を考慮して最適化する必要があるが、現時点では既存の核破碎中性子源で使用されているターゲットのサイズ、及び核計算で使用されているモデル形状を基に、高さ100mm、幅140mmとした。またターゲット板の両側には、ニッケルの中性子反射板を設けてターゲット板と一体の冷却流路を形成し、中性子収率の向上を図る構造とした。パルス特性の良い中性子ビームを取り出すために、核破碎反応はより高密度で発生させる必要があるので、ターゲット材体積に占める冷却水の体積割合（以下、「重水含有率」と呼ぶ。）はできるだけ小さくしなければならない。このため、冷却水流路となるターゲット材間の板間流路幅をできる限り狭くする必要があるが、本設計においては工作性、組み立て設置の作業性等を考慮して流路幅は1.2mmとした。またターゲット板の冷却

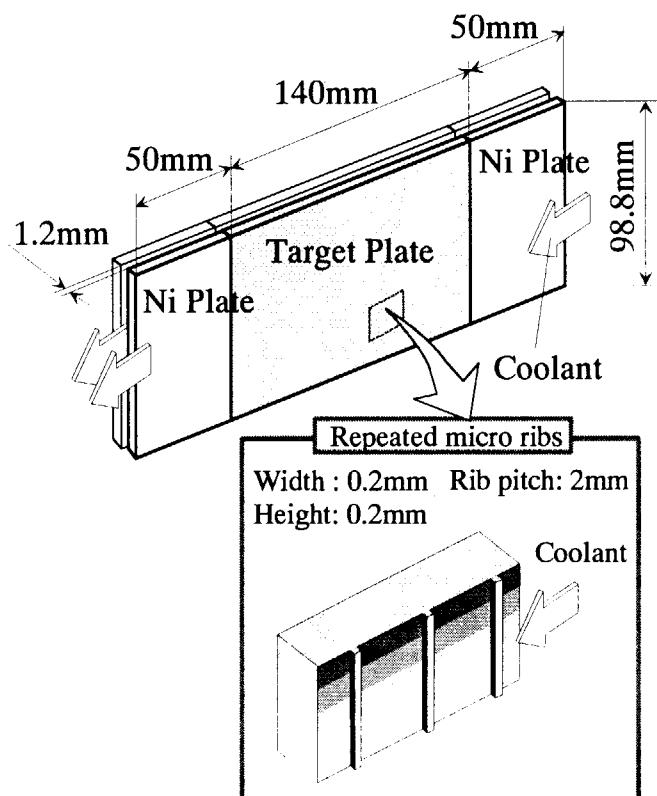


Fig.3.1 Structure of a solid target plate

に際しては、流体誘起振動の発生を防止し、冷却水流量配分を均一にするため、冷却水はできるだけ低流速で流すことが望ましく、低流速で十分な冷却性能を確保する必要が生じる。そこで、Fig.3.1に示すようにターゲット板表面の片面に高さ、幅とも0.2mmの矩形リブを冷却水の流れ方向と直角に2mmピッチで加工して伝熱促進を図ることとした。これにより平滑面に比べて2倍以上の熱伝達率が得られると見込まれる⁽⁶⁾。

3.4 核発熱密度

ターゲット領域における核発熱密度分布は、NMTC/JAERI及びMCNP-4Aを用いて概略評価した。この核発熱密度分布はターゲット板の熱解析を実施する上で重要であるが、ターゲット板の厚さ等が決まっているないため、重水含有率を10%と想定し、ターゲット材中に重水が均一に分布していると仮定したモデルを用いた。また、発熱密度を保守的に評価するためにタンクスチールの耐食性金属膜は無視した。

ターゲット板上に照射された陽子ビームのプロファイルは通常ガウス分布に近いと考えられるが、本ターゲットシステムで用いる大強度陽子加速器は開発の途上にあり詳細なプロファイルは不明である。ターゲット冷却の観点からは陽子ビームプロファイルは出来るだけ均一なほうが望ましいため、マグネット等でビームを整形することにより、発熱密度のピーキングアクターを抑える方法も検討されているが、本報告では、Fig.3.2に示すように陽子ビームは、縦68.8mm、幅100mmの矩形断面形状を持つ一様なビーム強度を想定した。

Fig.3.3に陽子ビームエネルギー1.5MW及び2.5MWの場合におけるターゲット内の核発熱密度分布 $P(x)$ を示す。グラフ上の曲線は、コード計算による発熱密度分布の解析結果を最小二乗フィッティングしたもので以下の式で表される。

陽子ビームエネルギー : 1.5MW (3.1)

$$P(x) = 1450.520(1 - 1.248186 \text{Exp}(-0.08683526(x + 7.500473))) \text{Exp}(-0.008809264(x + 35.04229))$$

陽子ビームエネルギー : 2.5MW (3.2)

$$P(x) = 2402.847(1 - 1.251441 \text{Exp}(-0.08683526(x + 7.530462))) \text{Exp}(-0.008809264(x + 34.35056))$$

発熱密度のピーク値はビーム窓から約1cmの場所で生じており、1.5MWでは 788W/cm^3 、2.5MWでは 1310W/cm^3 であった。

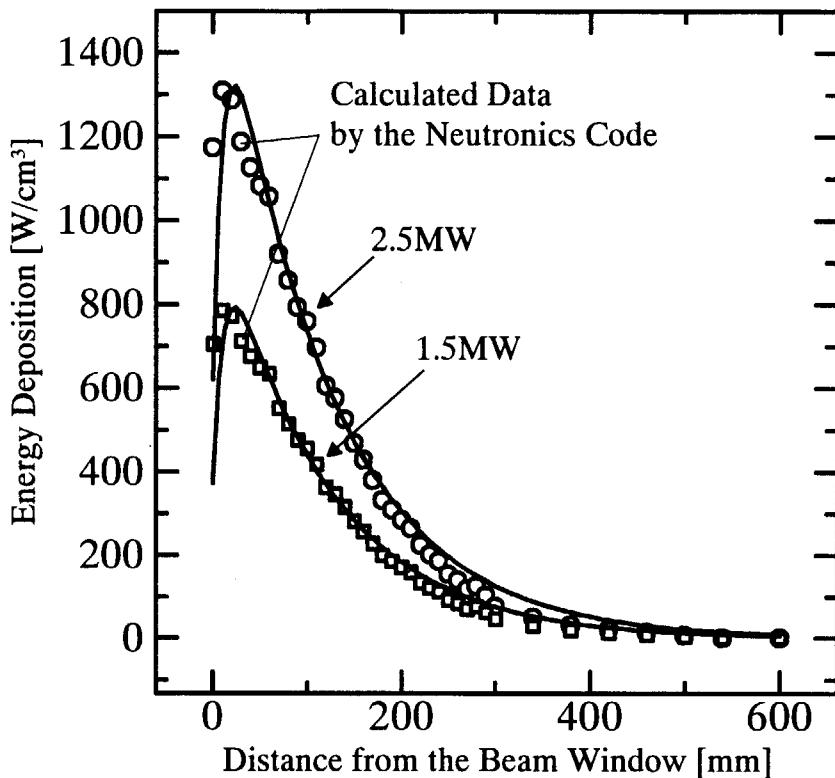


Fig.3.3 Distribution of the proton beam energy deposition in the solid target

後述する板厚設計、温度・応力分布の解析に当たっては、核計算の精度に起因する不確かさ等を考慮して ESS (European Spallation Source) 計画⁽⁷⁾と同じく 20% のマージンを与えることとし、フィッティングした値を 1.2 倍した発熱密度を用いた。

3.5 ターゲット板の板厚設計

固体ターゲットの板厚は、ターゲット板内の最高温度と熱応力、及び重水含有率で制約を受ける。また、Fig.3.3 に示したように核破碎による発熱密度はビーム窓近傍でピーク値になった後、ターゲット軸に沿って急速に減少するため、場所によって板厚を決定する制約条件が異なる。すなわち、陽子の入射するビーム窓近傍では高い核発熱密度のため、主にターゲット板の最高温度によって厚さは制限される。一方、ビーム窓から離れるに従い発熱密度が低くなるためターゲット板の厚さを増加させることができるが、厚さの増加に伴い熱応力の点で制約を受ける可能性がある。従ってこれらの制約条件の中で、できるだけターゲット板を厚くして冷却流路数を少なくし、重水含有率を低くすることがポイントとなる。本設計では中性子科学第Ⅱ期計画に対応することを考慮して、板厚の設計は熱的条件の厳しい 2.5MW を想定し進めることとする。

3.5.1 ターゲット板の最小板厚

まず始めに、核発熱密度のピーク位置におけるターゲット板の板厚を決定する。この位置のターゲット板は最も厳しい熱的条件に晒されることになるため、冷却性が板厚を決定する主な要因となる。そこで、陽子ビームエネルギー 1.5MW 及び 2.5MW の条件でターゲット板厚を変化させたときの冷却材流速とターゲット板の最高温度の関係を一次元簡易モデルにより概略評価した。な

お板状の一様発熱体を両面冷却する場合、最高温度は板厚の中心部で生ずるので、ターゲット板の中心温度を最高温度とした。また、前述したようにターゲット板には耐食性金属膜のコーティングが施されるが、ここでは金属膜の熱伝導率はタンクステンと同等とし、金属膜はターゲット板に十分に密着して熱抵抗は無いものとして評価した。冷却水(重水)の板間流路入口温度、圧力は50°C、2MPaとする。

冷却水の温度上昇は、熱のバランス式

$$T_{out} = T_{in} + \frac{Q}{C_p m} \quad (3.3)$$

- T_{out} : 板間流路出口冷却水温度 [°C]
- T_{in} : 板間流路入口冷却水温度 [°C]
- Q : ターゲット板一枚の全発熱量 [W]
- C_p : 冷却水の定圧比熱 [J/kg/K]
- m : 板間流路を流れる冷却水の質量流量 [kg/s]

から求め、次にターゲット板の中心温度 T_c を、以下に示す一様発熱の平板の伝熱式で求めた⁽⁸⁾。

$$T_c = T_w + \Delta T \quad (3.4)$$

$$T_w = \frac{H}{h} \left(\frac{d}{2} \right) + T_m \quad (3.5)$$

$$\Delta T = \frac{H}{2\lambda} \left(\frac{d}{2} \right)^2 \quad (3.6)$$

$$T_m = \frac{T_{out} + T_{in}}{2} \quad (3.7)$$

$$h = \frac{\lambda_f}{D} Nu \quad (3.8)$$

- T_w : ターゲット板表面温度 [°C]
- T_c : ターゲット板中心温度 [°C]
- T_m : 冷却水平均温度 [°C]
- ΔT : ターゲット板表面と中心の温度差 [°C]
- H : 発熱密度 [W/m³]
- h : ターゲット板表面の熱伝達係数 [W/m²/K]
- D : 板間流路代表長さ [m]
- d : ターゲット板厚さ [m]
- Nu : ヌッセルト数
- λ : ターゲット板の熱伝導率 [W/m/K]
- λ_f : 冷却水の熱伝導率 [W/m/K]

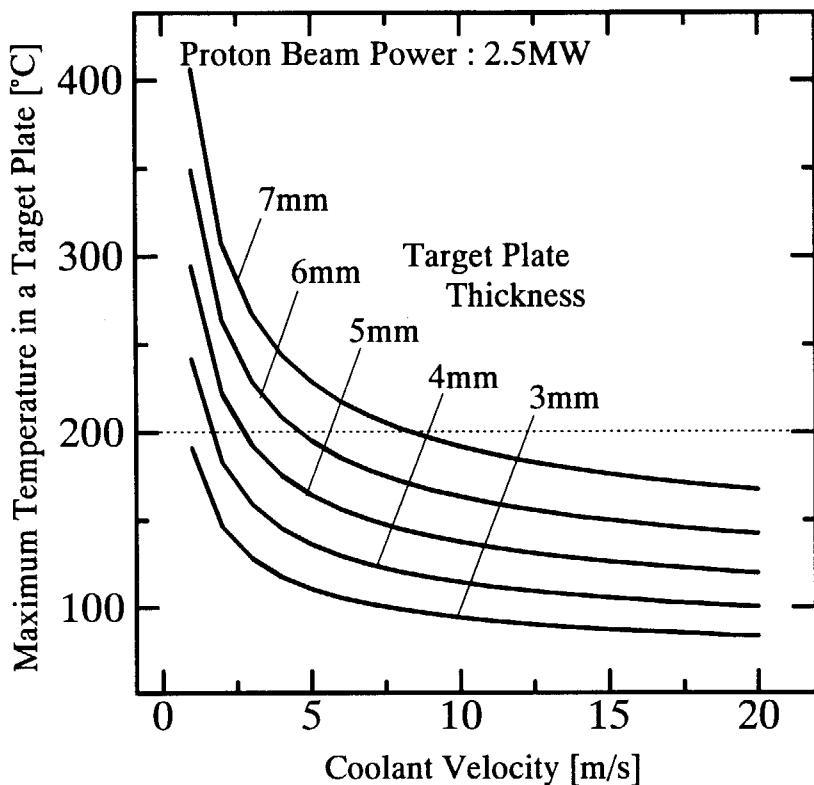


Fig.3.4 Relationship between the target plate temperature and the coolant velocity at the maximum heat deposition rate (Proton beam power : 2.5MW)

ターゲット板表面の片面には3.3節に述べたように伝熱促進用の矩形リブが加工してあるとして、熱伝達係数および圧力損失係数は下に示す Shafiqul らの実験式⁽⁶⁾ を用いた。

$$Nu = 0.416 Re^{0.57} Pr^{0.4} \quad (3.9)$$

$$f = 0.27 Re^{-0.3} \quad (3.10)$$

Re : レイノルズ数

Pr : プラントル数

f : 圧力損失係数

Fig.3.4、Fig.3.5にそれぞれ陽子ビームエネルギー2.5MW及び1.5MWの場合の計算結果を示す。3.1節に述べたように設計目標値はターゲット板最高温度で200°C以下、冷却材流速で10m/s以下なので、Fig.3.4から分かるように板厚が7mm以下であれば2.5MWにおいても設計目標を満足することになる。しかしこれは概略評価による結果であるので、近似の誤差および冷却水の流速変動に対する設計裕度をみて、流速±1.0m/sの変動幅でも設計目標を満たす条件を課すと、板厚は6mm以下となる。次にターゲット板を1.2mm間隔で積層した場合の板厚と重水含有率の関係をFig.3.6に示す。重水含有率は次式で計算した。

$$B = \frac{1.2}{(1.2+t)} \times 100 \quad (3.11)$$

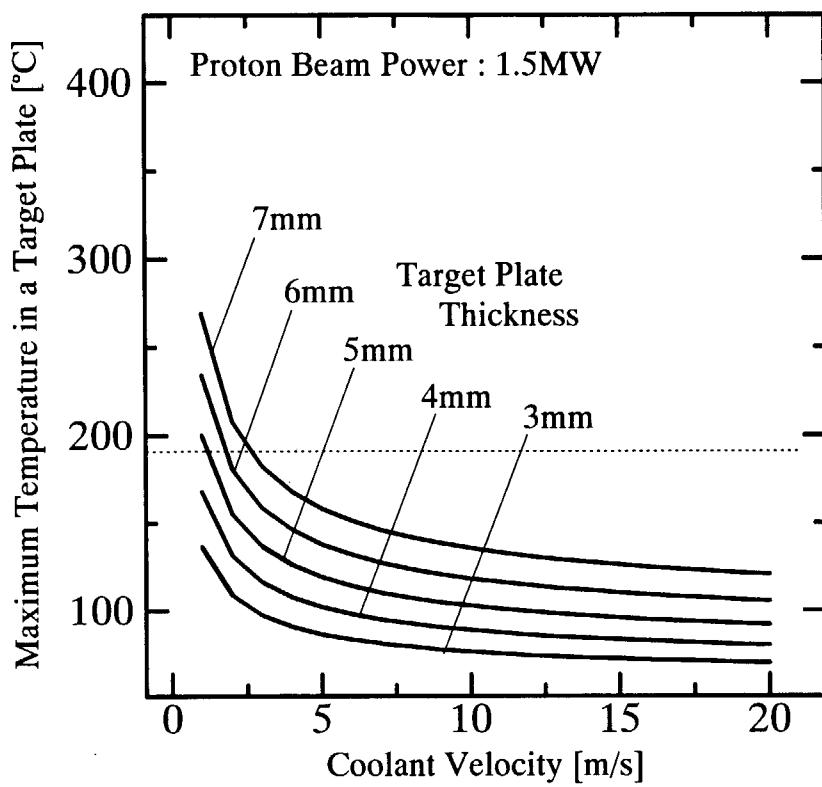


Fig.3.5 Relationship between the target plate temperature and the coolant velocity at the maximum heat deposition rate (Proton beam power : 1.5MW)

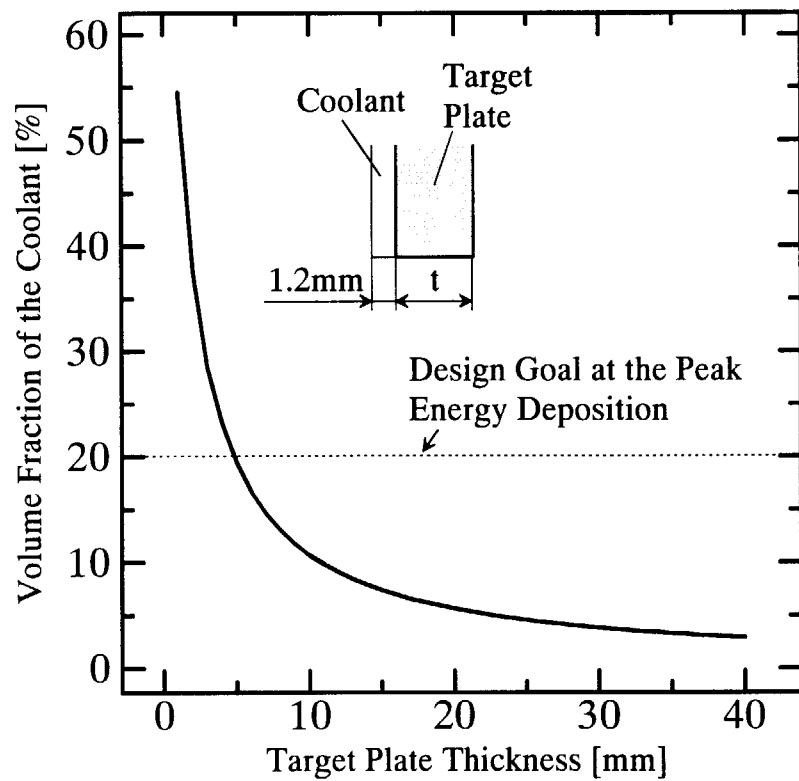


Fig.3.6 Relationship between the volume fraction of the coolant and the target plate thickness

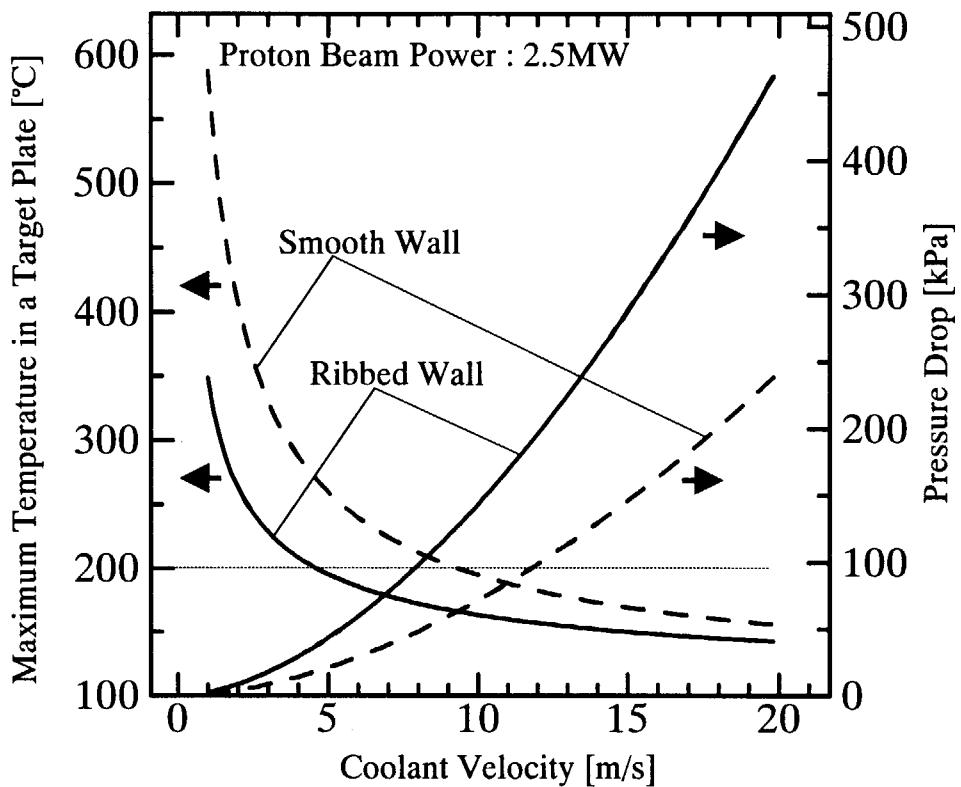


Fig.3.7 Comparison between the smooth wall plate and the ribbed wall plate

B : 重水含有率 [%]

t : ターゲット板厚さ [mm]

Fig.3.6から設計目標である重水含有率を20%以下にするには板厚が5mm以上必要であることがわかる。以上の結果より、核発熱密度のピーク位置におけるターゲット板の厚さは5mm又は6mmとなるが、重水含有率を出来るだけ低くするため、板厚を6mmに設定した。この場合±1.0m/sの流速変動で設計目標から外れない最低流速として7m/sとなる。一方1.5MWの場合は、Fig.3.5で板厚6mmの曲線を見ると、±1.0m/sの流速変動で200°C以下の条件を満足する流速は3m/sであるが、この領域は流速変動に対する中心温度の変動幅が大きいので、変動幅を抑え、またターゲット温度を出来るだけ低くする観点から、冷却水流速は5m/sに設定することとした。

次にターゲット板の片面に加工した矩形リブによる除熱効果を2.5MWの場合について平滑流路と比較する。平滑流路の熱伝達率はDittus-Boelterの式

$$Nu = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4} \quad (3.12)$$

平滑流路の摩擦損失係数は、Blasiusの式

$$f = 0.0791 Re^{-0.25} \quad (3.13)$$

をそれぞれ用いた。

この冷却条件をリブ付き流路と同等の流路幅の平滑流路に適用して、ターゲット板中心温度と冷却水の圧力損失を評価した結果がFig.3.7である。これから分かるように、平滑流路を用いて2.5MWのビーム負荷を冷却する場合、中心温度を200°C以下にするためには冷却材流速は±1m/

sの流速変動を見込んで12m/sと設計条件を越えた高速になる。また、冷却材流速12m/sにおける平滑流路の圧力損失は冷却材流速7m/sにおけるリブ付き流路の圧力損失より20%程度高くなる。これらのことから、ターゲット板の表面にリブを付けることにより伝熱促進と同時に圧力損失の低減も実現できたと言える。

3.5.2 全体の板厚設計

ピーク発熱位置の板厚、及び冷却水流速が決定したので、次にターゲット全体の板厚を設計する。ターゲット板の発熱密度はピーク位置から陽子ビームの下流に行くに従って急速に減少するので、ターゲット板の厚みを増しても冷却性を確保することができ、ターゲット材に占める重水含有率も減少させることができる。配置するターゲット板厚は発熱密度に応じて連続的に変化させるのが理想であるが、製作コストが高くなるので、板厚の種類を7種類程度にすることを目安にした。また現在、140mm×98.8mmの大きさのタンクステン板を製作する場合、製作可能な最大厚さは30mm前後であるが、ここでは製作方法を工夫するなどして最大36mm程度までは可能と想定した。Fig.3.8は板間流路の冷却水流速を7m/sとして、Fig.3.3に示す陽子ビーム軸方向の発熱密度分布を基に、板厚6mmから36mの場合についてターゲット板の中心温度とビーム窓からの

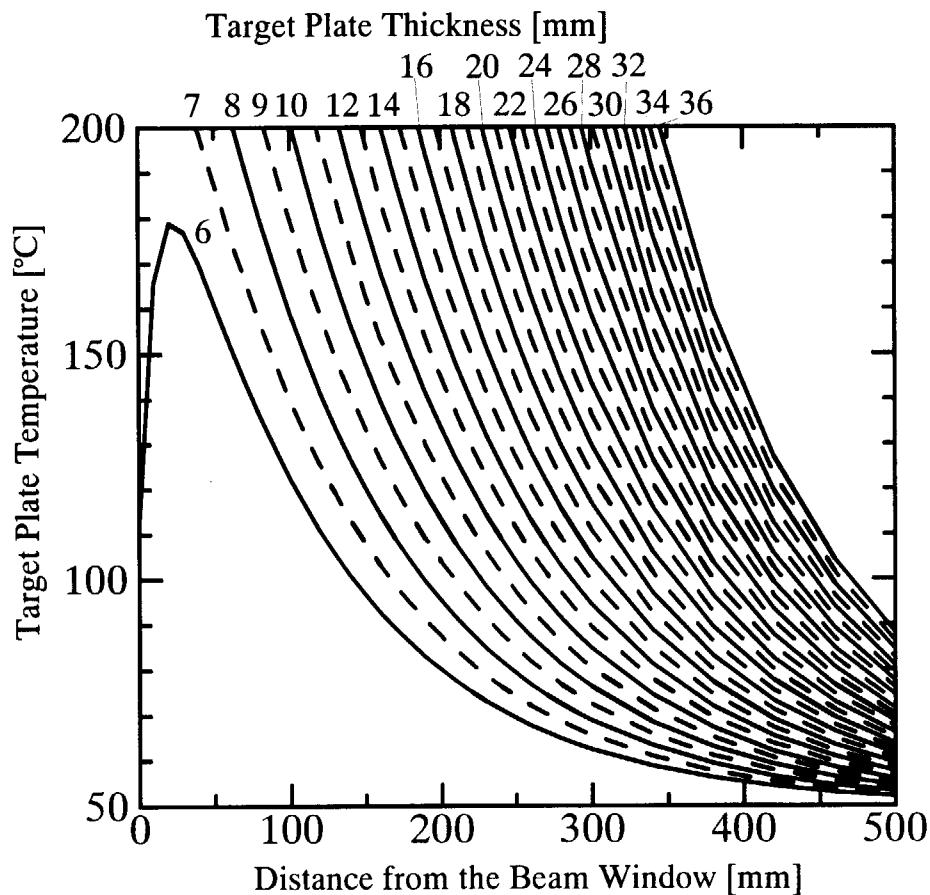


Fig.3.8 Relationship between the maximum temperature and the target plate thickness along with the distance from the beam window (Proton beam power : 2.5MW)

距離の関係を計算した結果である。これより、ターゲット先頭部分は厚さ6mmを採用することにして、ビーム窓からの距離が30mmを越えると厚さ7mmでも中心温度を200°C以下にすることが可能であることが分かる。更に距離が70mmを越えると厚さ8mm、距離が90mmになれば厚さ9mmで200°C以下に冷却可能である。しかし、厚さの増加に伴い熱応力が制約条件となる可能性があるため、ターゲット板の厚さ方向に一次元の熱応力計算を行い、最大熱応力を概略評価した。

初めは冷却水と同じ温度: T_0 であった平板が、陽子ビームにより一様に加熱され温度: T になった時の温度変化: $\Delta T = T - T_0$ を、両面冷却される一様発熱の無限平板として単純化し計算すると次式となる⁽⁸⁾。尚、板の厚さ方向に x 軸を取り、板厚の中心を原点とする。

$$\Delta T = -\frac{H}{2\lambda}x^2 + \frac{HL^2}{2\lambda} + \frac{HL}{h} \quad (3.14)$$

L : 板の厚さの半分の長さ [m]

その他の記号は前節に同じ。

一方、湾曲を拘束された厚さ $2L$ の平板が加熱される時に発生する熱応力は⁽⁹⁾、

$$\frac{1-\nu}{E\alpha}\sigma = \frac{1}{2L} \int_{-L}^L \Delta T dx - \Delta T \quad (3.15)$$

σ : 热応力 [MPa]

ν : ポアソン比

E : ヤング率 [Pa]

α : 線膨張係数 [°C]

であり、(3.14)式を代入して、厚さ方向の熱応力変化は次式で表される。

$$\frac{1-\nu}{E\alpha}\sigma = -\frac{HL^2}{2\lambda} \left[\frac{1}{3} - \left(\frac{x}{L} \right)^2 \right] \quad (3.16)$$

タンクステンの物性値としては以下の値を用いた。

ν : ポアソン比 0.27

E : ヤング率 415×10^9 [Pa]

α : 線膨張係数 4.57×10^{-6} [°C]

λ : 热伝導率 139 [W/m/K]

(3.16)式より、最大応力は $x=L$ のターゲット板表面に生ずる引っ張り応力であることが分かるので、これをターゲット板に生ずる最大熱応力とし、ビーム窓からの距離とターゲット板厚さとの関係を示したのがFig.3.9である。応力に関する設計目標は3.1節に述べたようにASME圧力容器基準以下としており、これは温度200°Cで約110MPa以下なので、グラフ上でこの値を熱応力の上

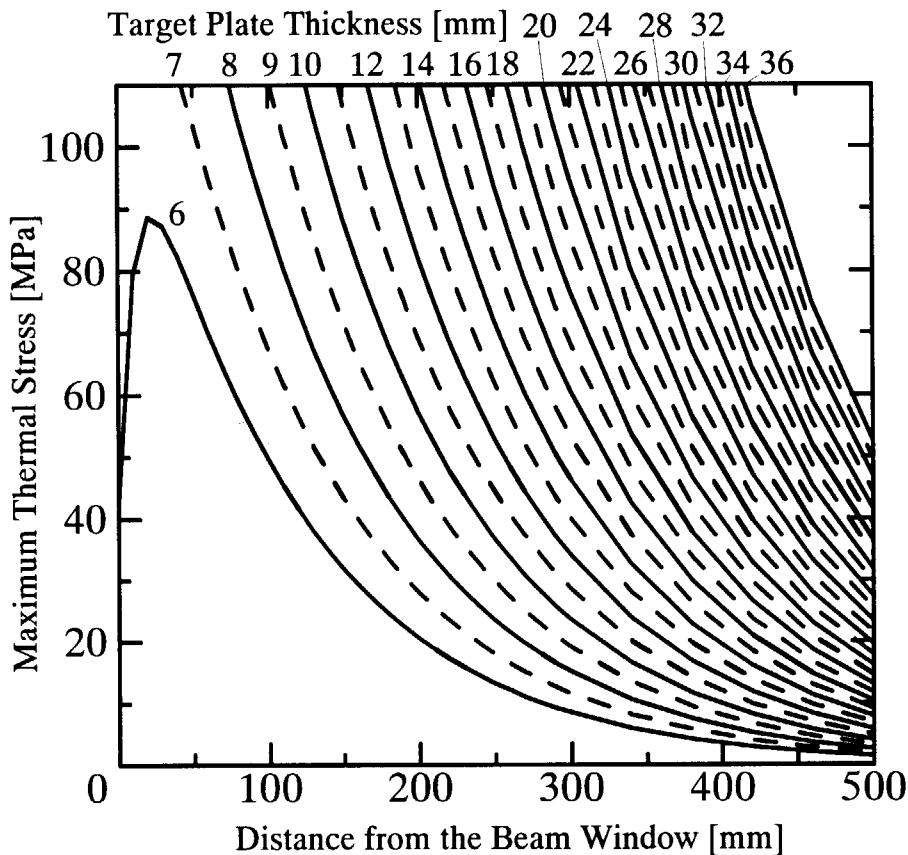


Fig.3.9 Relationship between the maximum thermal stress and the target plate thickness along with the distance from the beam window (Proton beam power : 2.5MW)

限とすれば、ターゲット先頭部分ではFig.3.8と同様に距離30mmで厚さ7mm、距離70mmで厚さ8mmのターゲット板で熱応力の設計条件も満足する。しかし、熱応力の場合、ビーム窓から離れるに従いグラフがFig.3.8よりも後方へシフトした形になり、冷却性の条件を満足しても熱応力の条件を満たさない場合が生じてくる。例えば厚さ36mmのターゲット板はビーム窓からの距離が350mm以降で冷却条件を満たすが、熱応力条件を満たすのは420mmを越えてからである。

ターゲット板の種類を7種類程度に抑えるという制約から、一定の距離は同じ厚さのターゲット板を並べる必要があり、しかも板が厚くなるに従い、少ない枚数でもターゲット全体に占める距離が長くなるため、Fig.3.6, Fig.3.8, Fig.3.9から重水含有率と冷却性、及び熱応力を考慮して場所に応じた板厚配分を決定することになる。以上のことを検討した上で設計した板厚配分を次節に述べる熱・応力解析結果とともにFig.3.11に示す。板厚はターゲット前方から6mmを9枚、7mmを6枚、9mmを6枚、12mmを7枚、18mmを4枚、25mmを4枚、及び36mmを4枚の計40枚で、板間流路を含めた全体の長さを596.8mmとした。グラフの上に板の厚み配分を図で示してある。板はビーム窓に近いほうからNo.1, No.2, No.3, …, No.40と番号で区別することにする。この結果、ターゲット先頭部の冷却水の体積割合は19%、全体で9.9%となり、先頭部で20%以下、全体で10%以下の設計目標を満足した。

3.6 熱応力解析による設計評価

次に上述した板厚分布について構造解析コードABAQUSを用いて板の厚み方向の断面における二次元モデルの温度・熱応力解析を行った。加熱・冷却条件は前節と同様である。解析モデルはFig.3.10に示すように、長さ140mmのターゲット板のうち、陽子ビームで加熱される長さが100mmで、流路幅1.2mmの板間流路を流れる重水で板の両面を冷却する。流速は陽子ビームエネルギー2.5MWの場合に7m/s、1.5MWでは5m/sとし、冷却面の熱伝達係数は(3.9)式で与えた。冷却材に接しない板厚方向の面は、保守的に評価するために熱流束がゼロの断熱条件とした。また、除熱による冷却材の温度上昇は加熱部の開始点から流れ方向の距離： x の関数として、以下の式で与えた。

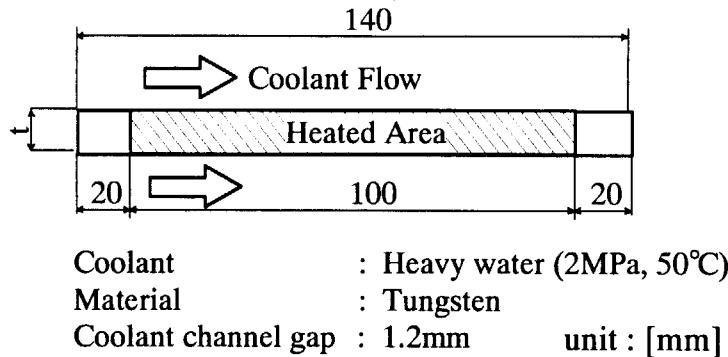


Fig.3.10 Two-dimensional model of the solid target plate for the temperature and the thermal stress analysis

$$T = T_{in} + \frac{Q}{C_p m w_t} \frac{x}{w_t} \quad (3.17)$$

- T : x の位置での冷却水温度 [°C]
- T_{in} : 板間流路入口冷却水温度 [°C]
- Q : ターゲット板一枚の全発熱量 [W]
- C_p : 冷却水の定圧比熱 [J/kg/K]
- m : 板間流路を流れる冷却水の質量流量 [kg/s]
- w_t : 加熱部長さ (= 100mm)

陽子ビームエネルギー2.5MWと1.5MWの場合の、各ターゲット板における中心最高温度、表面温度及び熱応力解析結果をFig.3.11に示す。これから、固体ターゲットでは、最高温度が発生するターゲット板はビーム窓に近い前方に位置するが、最大応力を発生するターゲット板はビーム窓から離れた後方の板で発生することがわかる。これは重水含有率を出来るだけ小さくするために、後方での板厚を大きくしたため、この部分での発熱密度は小さいものの、板厚の効果により板中心部と板表面の温度差が大きくなつたことが影響していると考えられる。ビーム出力1.5MWの場合、最高温度は136.4°C、最大応力は55.9MPa、ビーム出力2.5MWの場合、最高温度は180.5°C、最大応力は93.2MPaとなった。中心と表面の温度差は2.5MWで60°C以内、1.5MWで40°C以内である。

解析の結果、陽子ビームエネルギー2.5MWにおいて熱応力の最大値はNo.33のターゲット板で生じることが分かった。また、核発熱密度の最大値はNo.4のターゲット板で生じるので、この2枚のターゲット板についての温度・応力分布をFig.3.12及びFig.3.13に示す。なお等温線を見やすくするために、板厚と冷却材流路長の比率を変更している。

冷却材は板間流路を進むうちにターゲット板を冷却して温度が上昇するため、ターゲット板

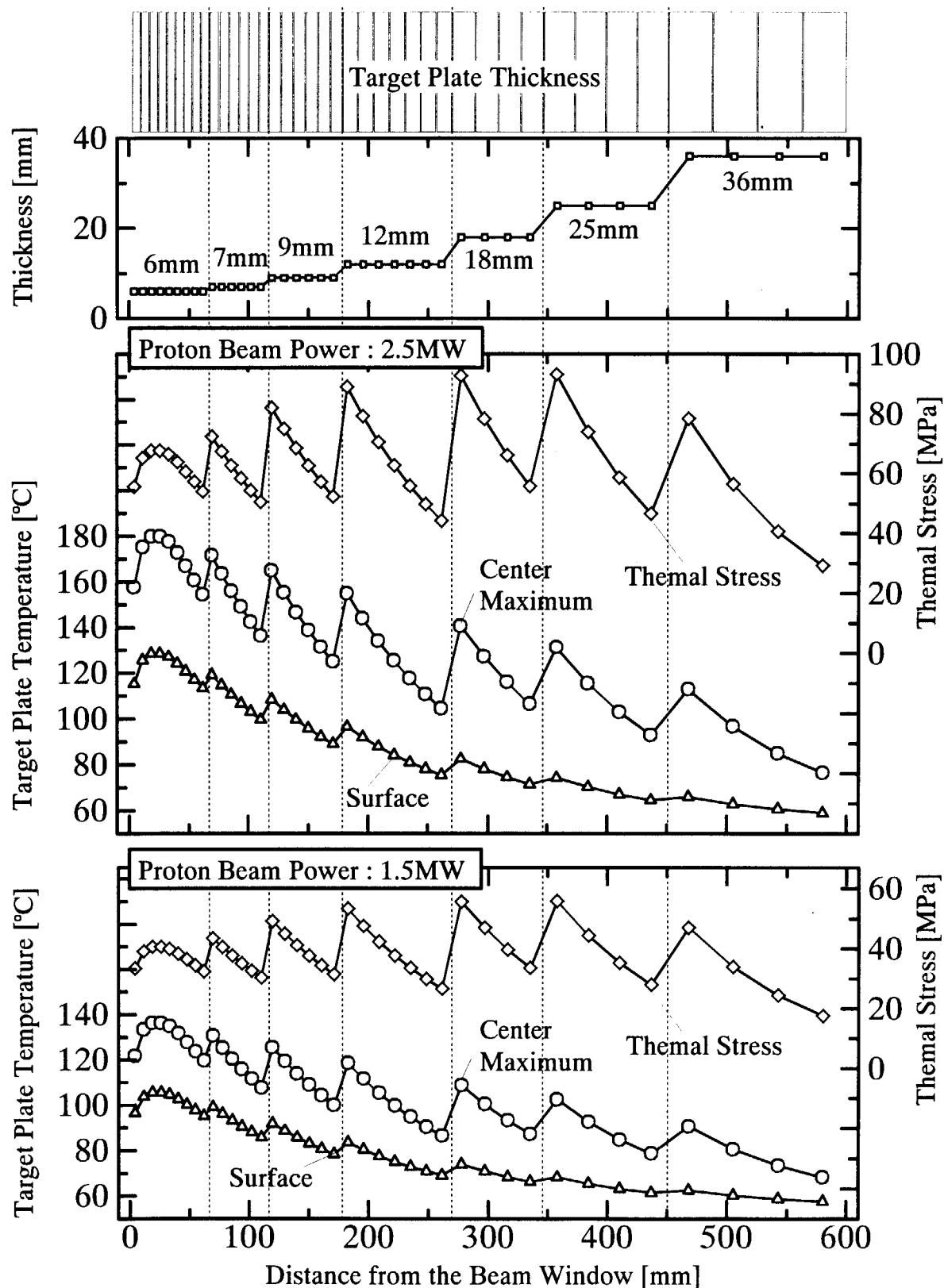
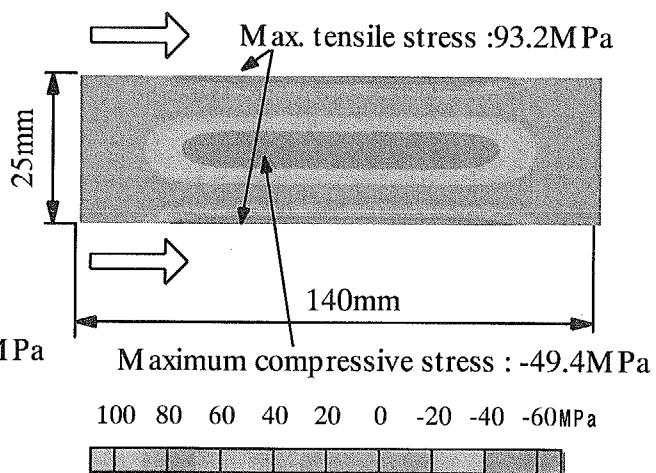
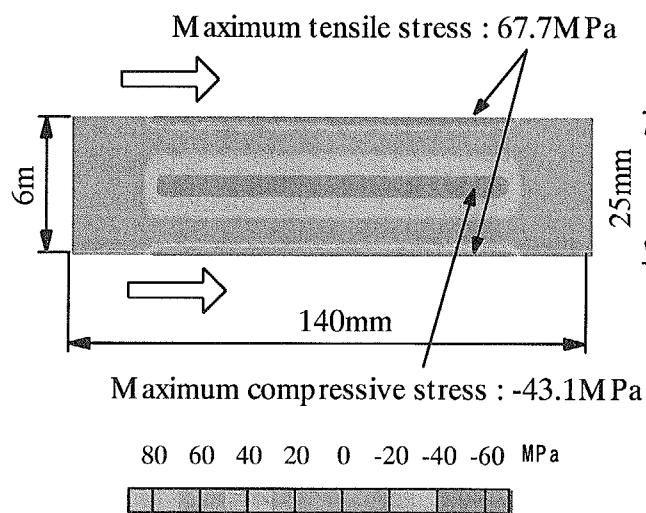
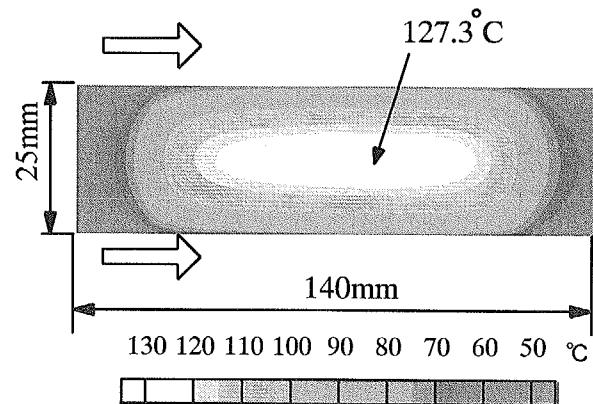
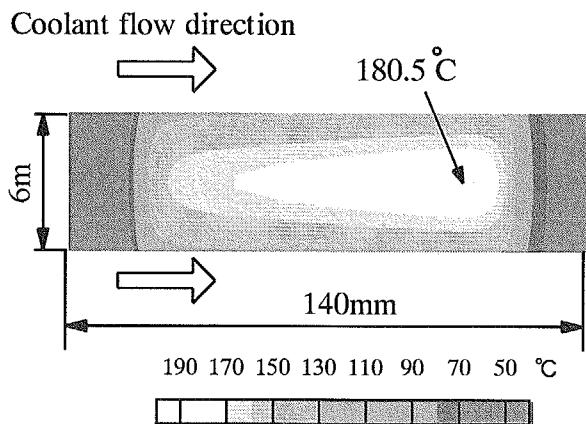


Fig.3.11 Target plate thickness, temperature and stress distribution along the target axis

This is a blank page.



**Fig.3.12 Analytical results
(Plate No. 4)**

**Fig.3.13 Analytical results
(Plate No. 33)**

This is a blank page.

の中心温度は冷却材上流側から下流側に行くにしたがって増大し、最高温度に達する位置はどの板でも中心より下流側へずれる。また、核発熱の無い板の両端部へ熱伝導により放熱するため、温度分布は涙型の分布となる。Fig.3.12 は板厚が 6mm と薄いので、板厚 25mm の Fig.3.13 の場合より温度分布が偏っている。これに対し、応力分布はどちらの板厚の場合でも中心部で圧縮応力、板表面で引っ張り応力が発生するが冷却水の流れ方向にはほとんど一様の分布となる。表面と中心の温度差の分布は熱応力の分布と良く対応しており、板中心温度と表面温度の差は板厚方向の熱応力分布を決める主な要因となっていることが分かる。

この結果を基に、3.1 節で述べた設計目標（熱応力に関する指針）に関する評価をビーム出力 2.5MW の場合について行ったものを Fig.3.14 に示す。図中で網掛けされている領域が ASME 壓力容器基準を満たすタンクステンの応力領域である。2.5MW の場合であっても、発生する熱応力は ASME 壓力容器基準以内に入ってしまっており、熱・構造の観点からは重金属固体ターゲットはビーム出力 2.5MW でも成立の見通しがある。これより出力が低い中性子科学研究計画の第 I 期のビーム出力 1.5MW では、熱・構造の観点で十分な余裕があると言える。これらのことより、3.5 節で行ったターゲット全体にわたっての板厚の設計は、妥当なものと言える。なお、タンクステンについては陽子及び中性子照射により強度、延性等が大きく変わることが報告されている⁽¹⁰⁾。今後、タンクステンの照射データを整備して構造設計基準を見直す予定である。

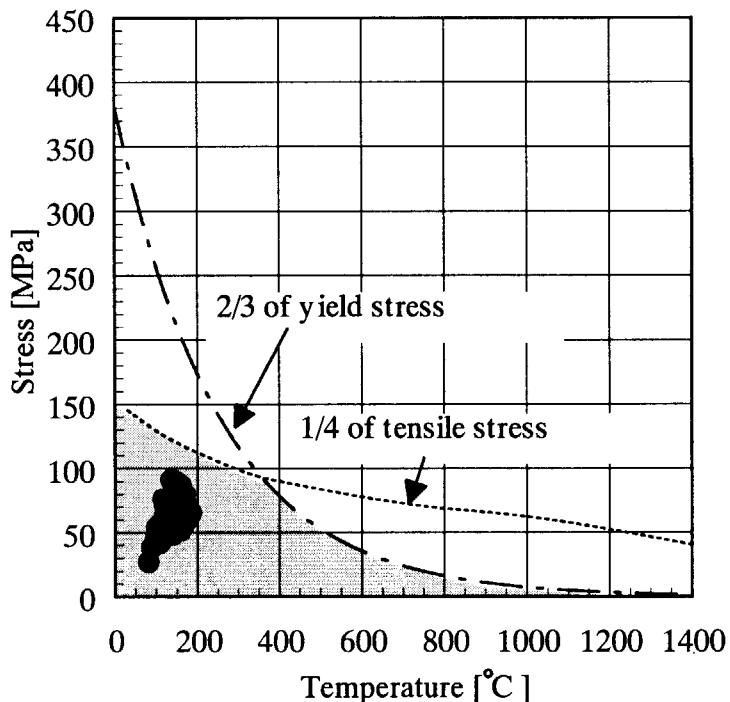


Fig.3.14 Comparison between the allowable stress of tungsten and the thermal stress generated in the target plates (Proton beam power : 2.5MW)

4. 固体ターゲット冷却水の流動解析

4.1 解析モデル

Fig.4.1、Fig.4.2に流動計算で用いた二次元解析モデル及びメッシュ図を示す。内部で分割されている6つの冷却流路には、Fig.4.1に示すようにNo.1からNo.6まで番号を付けてある。流路を示す用語を統一するために、矩形狭隘流路を形成するターゲット板冷却部を“板間流路”、その両側を“マニホールド”、そしてマニホールドとターゲット流入出口をつなぐ流路を“入口流路”及び“出口流路”と呼び、これら全体を含んだ一連の流路を”冷却流路”と呼ぶことにする。反射板を含む幅240mmのうち、ターゲット板である中心部分の幅140mmにFig.3.1で示した伝熱促進用の矩形突起が加工してあるとして、次節に示すような板間流路のモデル化を行ってある。ターゲット板はFig.4.1に示すようにIからVIIまで厚みの異なる7種類にグループ番号を付けた。ビームダンプはターゲット板でエネルギーを失わず通りぬけた陽子ビームを受け止めるための部分である。冷却水は入口流路、マニホールドを通って流入し、板間流路を流れながらターゲット板を冷却し、出口側のマニホールドを経て出口流路から流出する。このモデルを用いてFig.4.2に示すようにメッシュを作成した。今回行ったのは流動計算のみであるので、冷却水部分のみに計算格子を作成しターゲット板の部分は考慮していない。格子幅は最大値7mm、壁近傍での最小値は0.6mmで、格子数は総計31136である。

4.2 ターゲット板間流路のモデル化

3章に述べたようにターゲット板の片面には高さ及び幅が0.2mmの伝熱促進用矩形突起がピッチ2mmで加工しており、このターゲット板表面の微細な形状も考慮に入れた流動解析を行うには、ターゲット板表面近くに非常に多くの計算格子を集中させる必要がある。このため解析対象となるモデル全体の計算格子数が多くなり、流動解析を完了するまでに多大な時間を必要とする。今回の解析は熱移動を考慮しない二次元流動計算で、且つ、板間流路の流量配分と圧力損失を求めることが主目的であり、板間流路内の局所的な流れ構造まで知る必要は無いので、突起付きのターゲット板間流路の流動抵抗を模擬するために、多孔質媒体モデルによる流れの抵抗要素を用いて解析モデルの簡略化を行い、以下に示す式で流路の圧力勾配を計算した。尚、この方法による解析結果は、壁面の境界層に通常の壁関数を用いた解析結果と良く一致することをあらかじめ確認した。

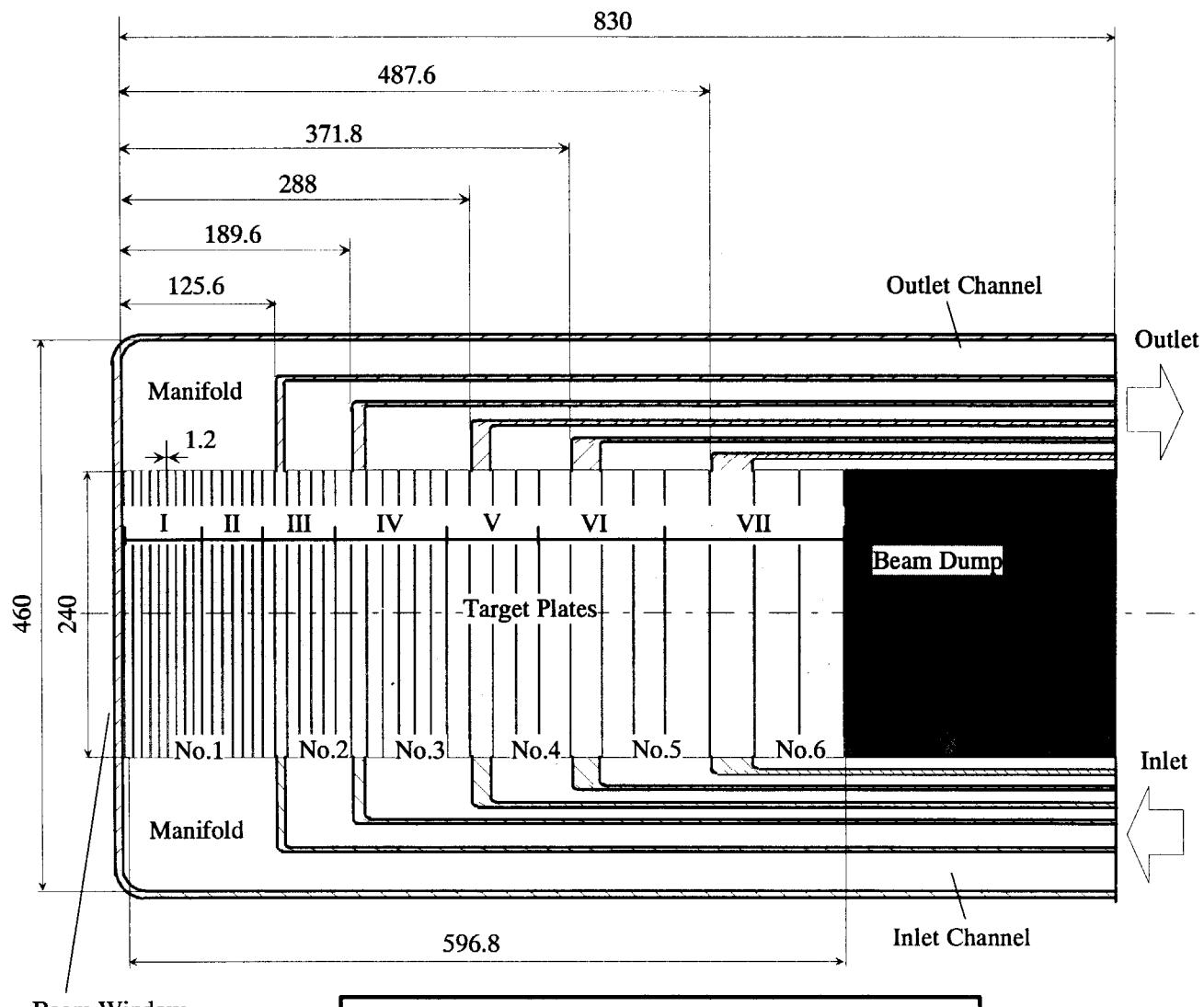
多孔質媒体内では、その内部のあらゆる場所で圧力と抵抗力が局所的に釣り合っていると仮定すれば、次のD'Arcyの式で圧力勾配が表せる。

$$\frac{\partial p}{\partial \xi_i} = -K_i u_i \quad (4.1)$$

ξ_i : 流れ方向

K_i : 透過係数

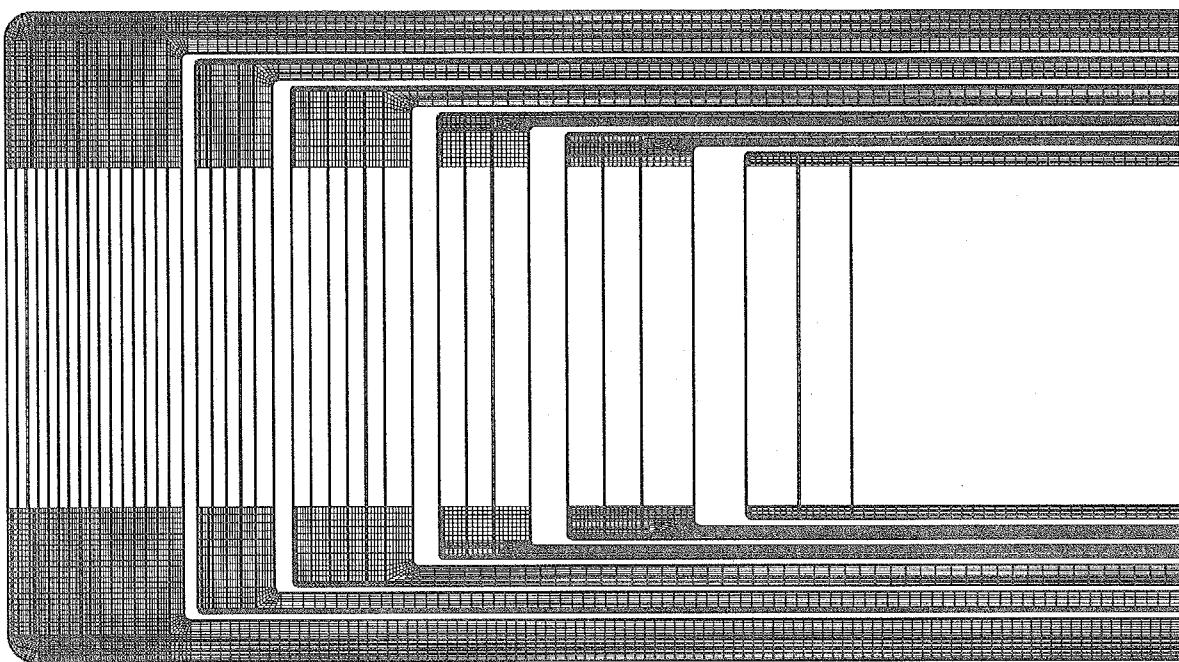
u_i : ξ_i 方向の見かけ速度



Target Plate Thickness	Number of Coolant Channels
I : 6mm×9	No.1 17channels
II : 7mm×6	No.2 6channels
III : 9mm×6	No.3 7channels
IV : 12mm×7	No.4 4channels
V : 18mm×4	No.5 4channels
VI : 25mm×4	No.6 3channels
VII : 36mm×4	

Fig.4.1 Two-Dimensional analytical model of the solid target

Total : 31136 cells

**Fig.4.2 Computational grid for the two-dimensional analysis**

透過係数 K_i は、次のように見かけ速度の大きさの一次式で表されると仮定する。

$$K_i = \alpha_i |u| + \beta_i \quad (4.2)$$

$|u|$: 見かけ速度の大きさ

α_i, β_i : 係数

即ち、圧力勾配は次式で表せる。

$$\frac{\partial p}{\partial \xi_i} = -(\alpha_i |u| + \beta_i) u_i \quad (4.3)$$

一方、工業的に圧力損失は Fanning の式より

$$\Delta P = 4f\rho \frac{u^2}{2} \frac{L}{D} \quad (4.4)$$

ΔP : 圧力損失

f : 摩擦損失係数

ρ : 流体密度

u : 流速

L : 流路長さ

D : 流路の等価直径 (代表長さ)

と表される。また、Shafiqul らの実験結果⁽⁶⁾より、流路高さ：1.2mm、突起ピッチ／突起高さ比：10の場合の矩形突起付き矩形狭隘流路の摩擦損失係数はレイノルズ数（Re）を用いて次式で表される。

$$f = 0.272 \text{Re}^{-0.29} \quad (4.5)$$

よって、圧力勾配は次式となり、

$$\frac{\Delta P}{L} = \frac{0.544 \rho \text{Re}^{-0.29} u^2}{D} \quad (4.6)$$

式(4.1)、式(4.2)及び式(4.6)より α と β は次式で表される。

$$\alpha = \frac{0.544 \rho \text{Re}^{-0.29}}{D} \quad (4.7)$$

$$\beta = 0 \quad (4.8)$$

この式に、 $\rho = 1098 \text{kg/m}^3$ 、 $D=2.4\text{mm}$ 、及びレイノルズ数を代入して α を計算した。用いた値を次節の Table 4.1 に示す。

4.3 解析手法及び解析条件

解析には汎用熱流体解析コードのSTAR-CDを用い、以下の手法を用いて乱流の定常計算を行った。なお、本報告で行ったのは流動解析のみであり、発熱は考慮していない。

数値スキーム	： 有限体積法
圧力解法	： SIMPLE 法
空間差分	： セルフフィルタリング中心差分（ハイブリッド法）
乱流モデル	： 標準 k- ε モデル

また、解析条件は以下のとおりである。Table 4.1 に示すように、流入境界はターゲット板間の平均流速が 1m/s ~ 10m/s になるように各マニホールドの入口流速を設定した。

流入境界 : Table 4.1 参照。

流出境界 : 流出面に交差する格子線に沿って全ての変数の勾配が零となること。
つまり、流れがあらゆる位置で厳密に外に向かっていること。

壁面境界 : 壁関数を用いる。

Table 4.1 Coolant velocity conditions at the cooling channel inlets

		[m/s]							
Manifold No.	u [m/s]	1	1.58	2.51	3.98	5	6.31	7	10
	Re	3806	6013	9553	15147	19029	24015	26641	38059
	α [kg/m ⁴]	22785	19955	17448	15265	14288	13355	12959	11686
1	0.680	1.074	1.707	2.706	3.400	4.291	4.760	6.800	
2	0.480	0.758	1.205	1.910	2.400	3.029	3.360	4.800	
3	0.560	0.885	1.406	2.229	2.800	3.534	3.920	5.600	
4	0.480	0.758	1.205	1.910	2.400	3.029	3.360	4.800	
5	0.480	0.758	1.205	1.910	2.400	3.029	3.360	4.800	
6	0.360	0.569	0.904	1.433	1.800	2.272	2.52	3.600	

u : Average flow velocity in the cooling channel between the target plates

Re : Reynolds number

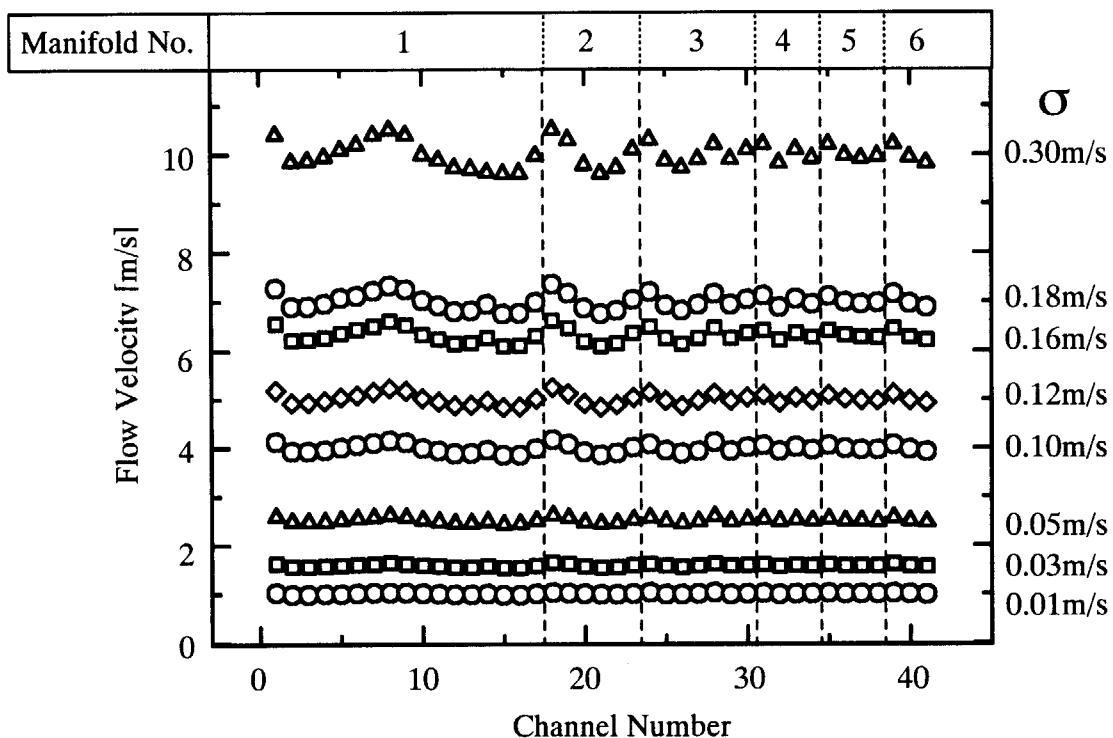
α : Flow resistance coefficient

4.4 流量配分解析結果

Fig.4.3に流量配分解析の結果を示す。横軸は板間流路の番号であり、陽子ビーム窓に最も近い板間流路からターゲット軸方向に沿って順番に番号が付けてある。また、グラフの右に書いてある数値はデータのはらつきの標準偏差である。結果からわかるとおり、板間流路内の流速 u が1m/sの場合、流量配分は全マニホールドを通じて均一であり、標準偏差は0.01m/sと極めて小さい。 u が増大するに従い次第に流量配分に不均一性が見られるようになるが、 u が10m/sの場合でもそのばらつきは±0.3m/sと小さく、平均流速の6%程度である。1.5MW及び2.5MW規模のターゲットの冷却条件である5m/s、7m/sでは、ばらつきは平均流速の約5%である。 $u=7$ m/sの場合について、流量のはらつきを考慮したターゲット板の最高温度を計算した結果、均一流れを仮定した場合と比べて、ターゲット板温度の違いは数°Cであった。従って、本解析における程度の流量配分のはらつきであれば、ターゲット板の冷却性への影響は無視できるものと考えられる。また、Fig.4.1でわかるように冷却流路No.1からNo.6は壁で互いに仕切られており、それぞれ独立した冷却流路を形成している。また、冷却流路ごとに板間流路の間隔も数も異なり、更にマニホールドの形状が異なっているにもかかわらず、解析ではここに示したように均一な流量配分が実現されている。

Fig.4.4は板間流速10m/sでターゲット出口圧力を基準にした場合の圧力差分布を示した図であるが、これより圧力損失の大部分はターゲット板間の冷却流路で生じており、入口及び出口のマニホールド内ではほとんど圧力差が無い、すなわち圧力勾配が零に近いことがわかる。板間流路の流量配分の差異はマニホールド内の圧力分布に大きく影響され、マニホールド内の圧力勾配が小さいほど板間流路の流量配分も均一に近づくと考えられる。解析結果を見るとマニホールド内にも圧力分布は存在するが、その圧力勾配は板間流路部の圧力損失に比べてほとんど均一と考えて良いほど小さく、流量配分にほとんど影響しないと考えられる。

円管を用いた久保ら⁽¹¹⁾の実験によれば、管寄せ内のレイノルズ数が流量配分に及ぼす影響は小さいことが報告されている。また、管寄せの断面積を支管の断面積で割った面積比が

**Fig.4.3 Flow velocity distribution in the target plate cooling channels**

大きいほど、また支管の圧力損失が管寄せ部に比べて大きいほど流量配分が均一になる傾向のあることが報告されており、面積比が4の条件下で支管流量のばらつきは10%程度になっている。一方、本報告において管寄せはマニホールド、支管は板間流路に相当すると考えれば、冷却流路No.6で比較すると面積比は8.3であり、さらにFig.4.4から分かるようにマニホールド部に比べ板間流路部の圧力損失が大きいので流量配分を均一にする方向に働き、Fig.4.3のような解析結果になったと考えられる。

4.5 圧力損失解析結果

圧力損失の解析結果をFig.4.5に示す。圧力損失はターゲットモデルへの冷却水入口及び出口の圧力差とした。流量配分が均一なので各冷却流路で圧力損失はほとんど同程度であり、板間流速1m/sでは0.005MPaの圧力損失であるが、板間流速が10m/sでは0.35MPaまで上昇している。板間流速が上昇するに従い、各冷却流路ごとに圧力損失の相違が大きくなるのは、マニホールド部の圧力損失の違いが現れてくるためである。本解析結果を最小二乗近似すると圧力損失 ΔP [MPa]と板間流速 u [m/s]との関係は次式で表される。

$$\Delta p = -0.00004u^3 + 0.0034u^2 + 0.003u - 0.0011 \quad (4.9)$$

1.5MW及び2.5MW規模のターゲットの冷却条件である5m/s、7m/sでは、それぞれ0.09MPa、0.17MPaの圧力損失となっており、一次冷却系の配管及び熱交換器などにおける圧力損失と

This is a blank page.

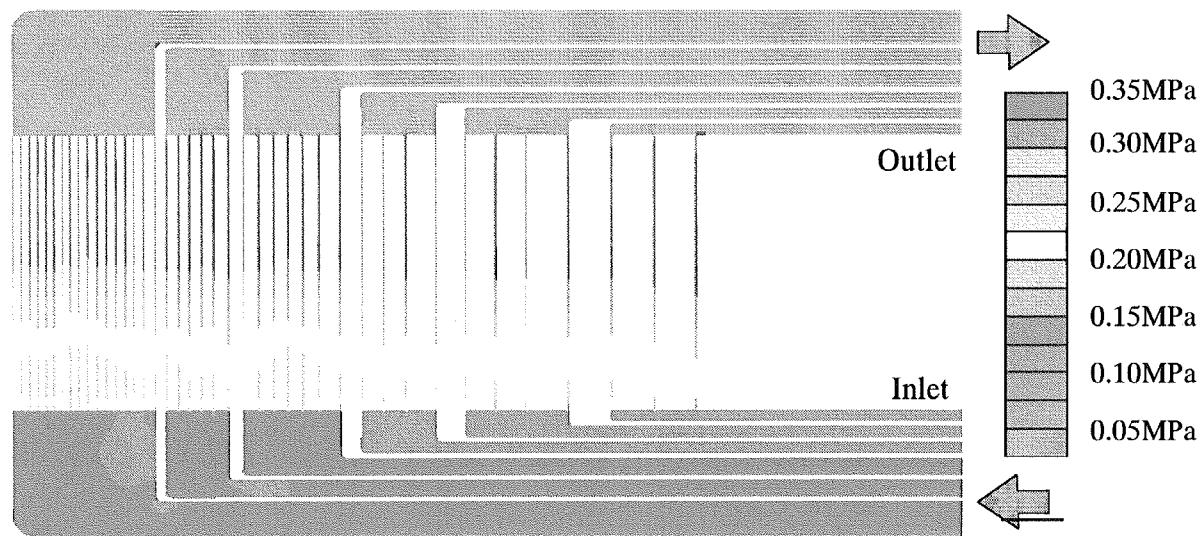


Fig.4.4 Differential pressure distribution in the target cooling channels

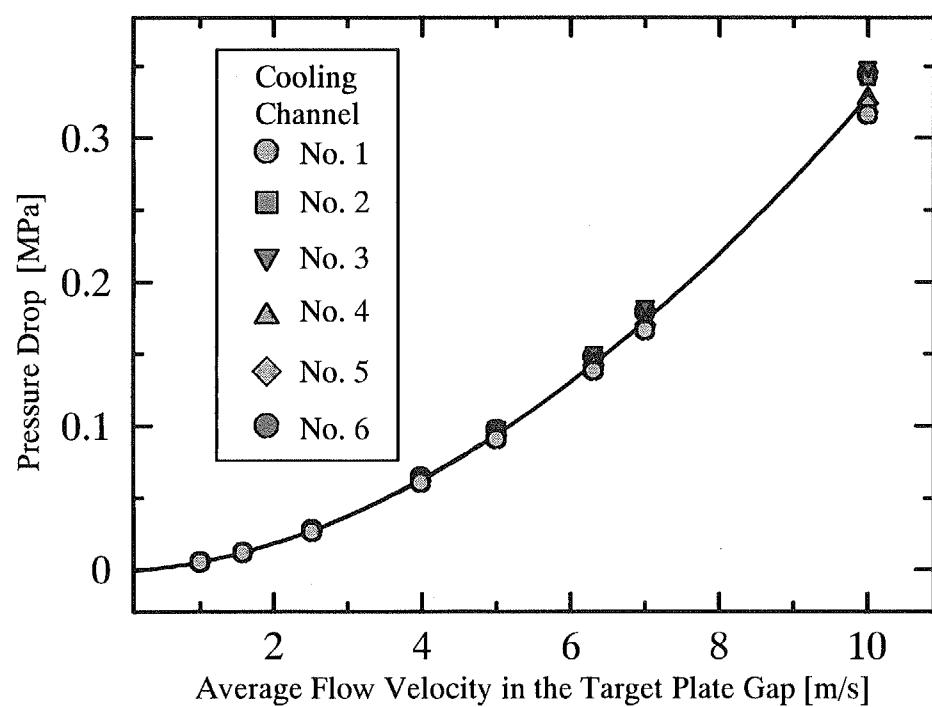
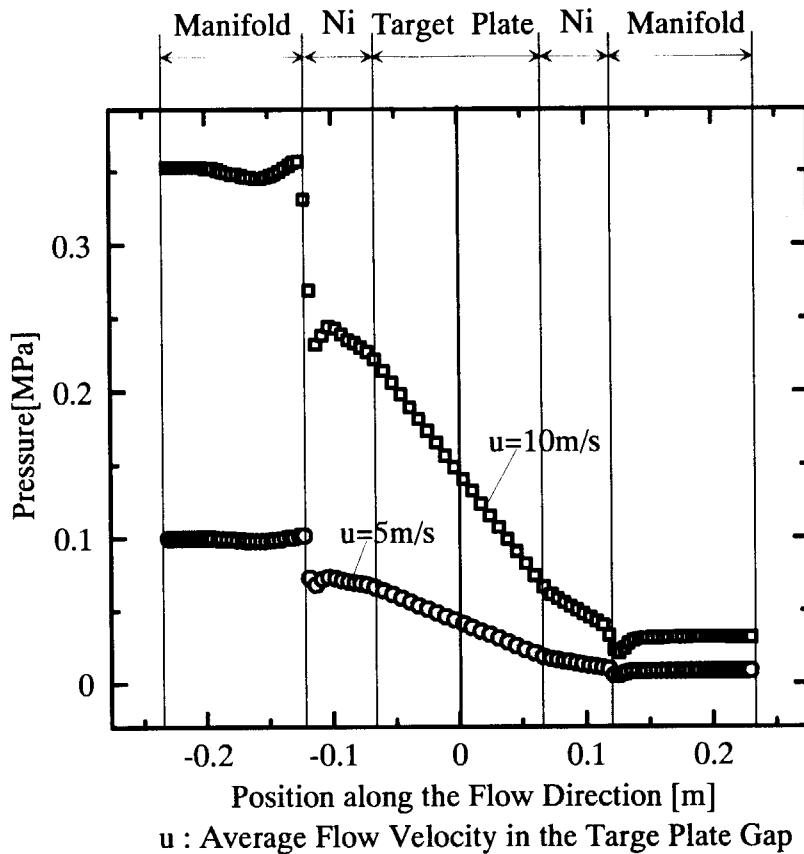


Fig.4.5 Pressure drop in the cooling channels

This is a blank page.

**Fig.4.6 Static pressure distribution along the coolant pass**

比べても、それほど大きい値ではない。

Fig.4.6は冷却流路No.1での板間流路内の静圧分布を示しており、横軸はターゲット板を中心を0とした流れ方向の距離である。マニホールドから板間流路への流入は急縮小流れであり、それによる急激な圧力損失が $x=-0.12\text{m}$ の部分に見られる。良く知られているように、急縮小管路では縮小部分から更に下流に向かって縮流が生じ、その最小断面部分で圧力が最低値になった後、再び断面が広がるに従って圧力が増加してピークとなり、その後は管壁摩擦力により圧力が減少していく。これらの区間は流路入口から代表長さの10倍以下の領域であることが実験的に知られている⁽¹²⁾。解析結果では板間流路の代表長さを $D=2.4\text{mm}$ とすれば、急縮小部から3Dだけ下流で縮流の最小断面となっており、さらに4Dだけ下流で元来の流路幅に回復していることがわかる。中央のターゲット板の部分では流路を抵抗要素で置き換えた式(4.6)に従って圧力が減少し、板間流路出口ではマニホールド内への急拡大流れによる圧力損失が見られる。このように解析結果は流れの特徴を良く再現しており、本解析で用いた計算メッシュは流れの構造を解析するために妥当なモデルであると考えられる。

4.6 マニホールド内の流れ

Fig.4.7からFig.4.18に板間流速10m/sの場合におけるマニホールド内の流速ベクトル図、及び流線図を示す。以下にこれらマニホールド内の流れについて述べる。マニホールドは直

接陽子ビームに照射される部分ではないので冷却性の点で大きな問題にはならないが、流れの構造が板間流路の流量配分に直接影響するので、ターゲットの成立性にとって非常に重要な。Table 4.1 に示すように他の板間流速についても解析を行ったが、マニホールド内の流れ構造に対する流速の影響は小さく、ここに示すものと同様な結果が得られた。

4.6.1 マニホールド No.1 (Fig.4.7, Fig.4.8)

入 口： マニホールド中央部を入口流路からの流れが横切り、その両側に同じ程度の大きさの渦を生じている。ターゲット板列の中央部分は入口流路からの流れ（給水流れ）が直接衝突して、その動圧を受けるので、Fig.4.3 で見られるように板間流路の流量がターゲット板列の両端部分より多くなっている。

出 口： ターゲット板の間で影の部分に小さな渦を生じている。流線図では渦が現れていないところもあるが、ベクトル図で見ると、全ての板の板厚部分に渦が生じていることがわかる。しかし、板から板厚の 2 倍程度離れたところでは、流れはムーズに出口流路へ向かい始めている。マニホールドの角（ベクトル図左上）で流速が零に近い部分が生じており、解析では流れが遅いながらも出口流路へ向かっているが、実際の流れでは条件によりこの部分に流れの停滞域が生じることもあると考えられる。

4.6.2 マニホールド No.2 (Fig.4.9, Fig.4.10)

入 口： 給水流れはマニホールド前方へ偏り、後方に大きな渦を生じている。ここでも給水流れが直接衝突するターゲット板列の前方部分で板間流路の流量が多くなっている。

出 口： 流れのパターンはNo.1と同様である。図を見やすくするためにマニホールド No.1 と同じ大きさに拡大して示してあるため、板厚部分に出来る渦が大きくなっているように見えるが、実際の大きさは同程度である。しかし、後方のマニホールドではターゲット板が厚くなるので、板厚部分に出来る渦も大きくなっている。

4.6.3 マニホールド No.3 (Fig.4.11, Fig.4.12)

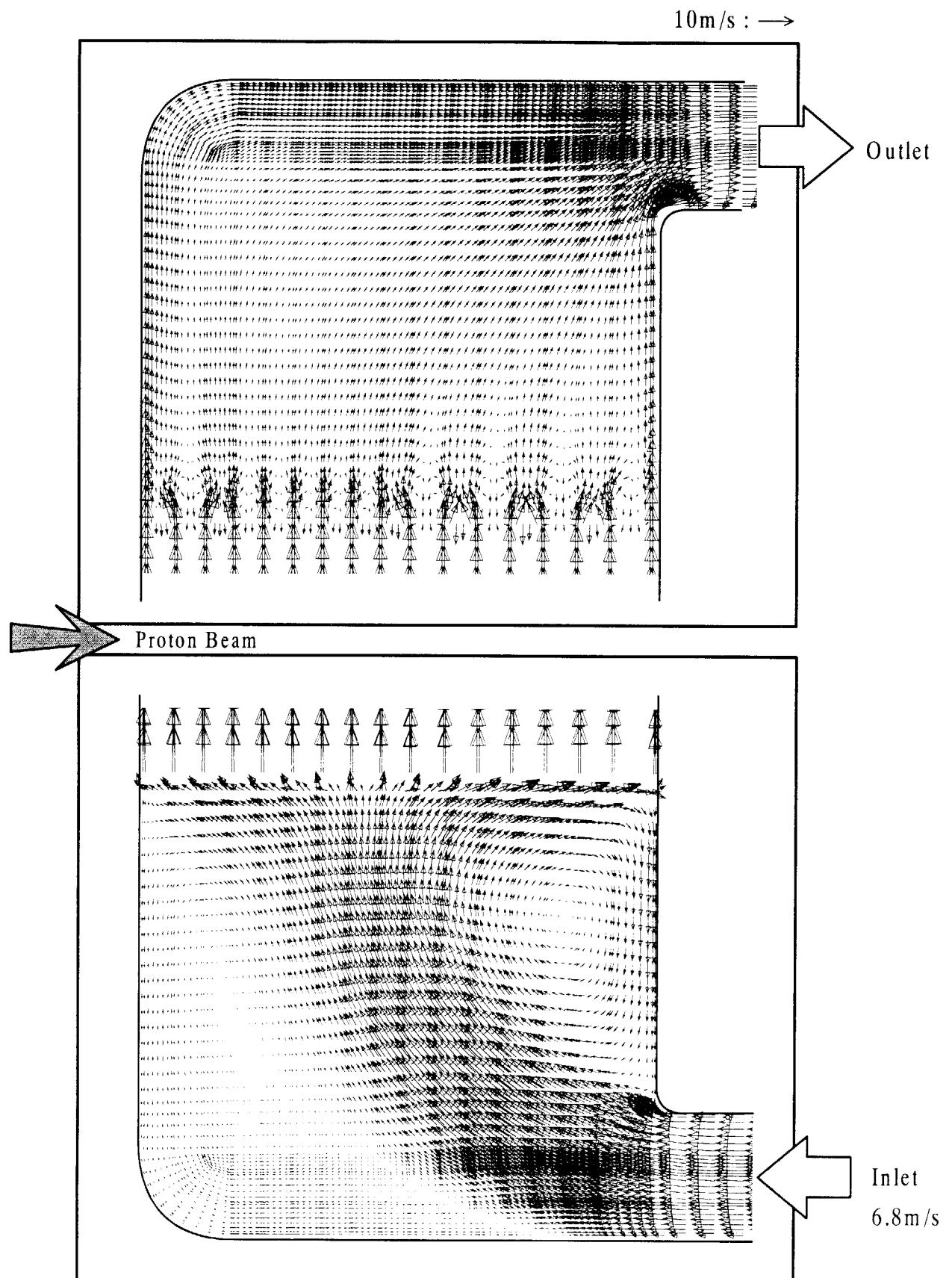
入 口： ここでもマニホールド中央部を給水流れが横切ってターゲット板列に衝突し、その両側に渦が生じているが、Fig.4.3 を見るとターゲット板列に衝突する部分にマニホールド No.1, No.2 ほど顕著な流量配分の増加が見られない。モデル図 Fig.4.1 と見比べてみると、マニホールド No.1, No.2 では給水流れがターゲット板列に衝突している点を中心にして、入口流路の幅に等しい範囲の板間流路の流量配分が増加している。これと同様に考えれば、マニホールド No.3 では入口流路幅 15mm に対して、ターゲット板厚さが 12mm なので、入口流路幅の範囲に入る板間流路はせいぜい 1 つであり、その板間流路が給水流れの中心からずれても、給水流れの動圧の影響をほとんど受けないため、顕著な流量配分の増加は見られなかつたと考えられる。

出 口： マニホールド幅が狭くなり、更にターゲット板が厚いために板厚部分に出来る渦も大きくなるので、マニホールド内で渦の占める範囲が大きくなっている。板間流路から流出した流れはマニホールドの壁に沿って出口流路へ向かっている。

4.6.4 マニホールド No.4、No.5、No.6 (Fig.4.13 ~ Fig.4.18)

入 口： マニホールド幅は更に狭く、ターゲット板も更に厚くなり、板間流路は3~4つ程度である。マニホールドNo.6は入口流路とマニホールドの幅が同じで、これはちょうど管寄せと枝管から成る多分岐管路の形状であり、久保らの実験結果⁽¹¹⁾でも示されているように、マニホールド奥へ行くほど板間流路への分岐流れによるディフューザ効果により圧力が上昇し、板間流量が増加している。ディフューザ効果とはFig.4.18の流線図でも分かるように、枝管への分岐流れによって管寄せ内の主流流れが拡大し静圧が増加することである。マニホールドNo.1からNo.5ではマニホールド部の容積が入口流路に比べて大きいのでディフューザ効果が生じてもその静圧変化が小さく、板間流路への給水流れの衝突による動圧の静圧復帰の影響が流量配分を決める主な要因となる。

出 口： マニホールド内の大部分が板の陰に生ずる渦で占められる。マニホールドNo.1などと比べるとマニホールド自体が小さいので相対的に計算メッシュが粗くなるが、No.6入口の流量配分の解析結果が実験結果と同様な傾向を示していることから、解析に必要なメッシュ密度は確保されていると考えられる。



**Fig.4.7 Two-dimensional flow velocity distribution in the manifold No.1
(Average flow velocity in the target cooling channel : 10m/s)**

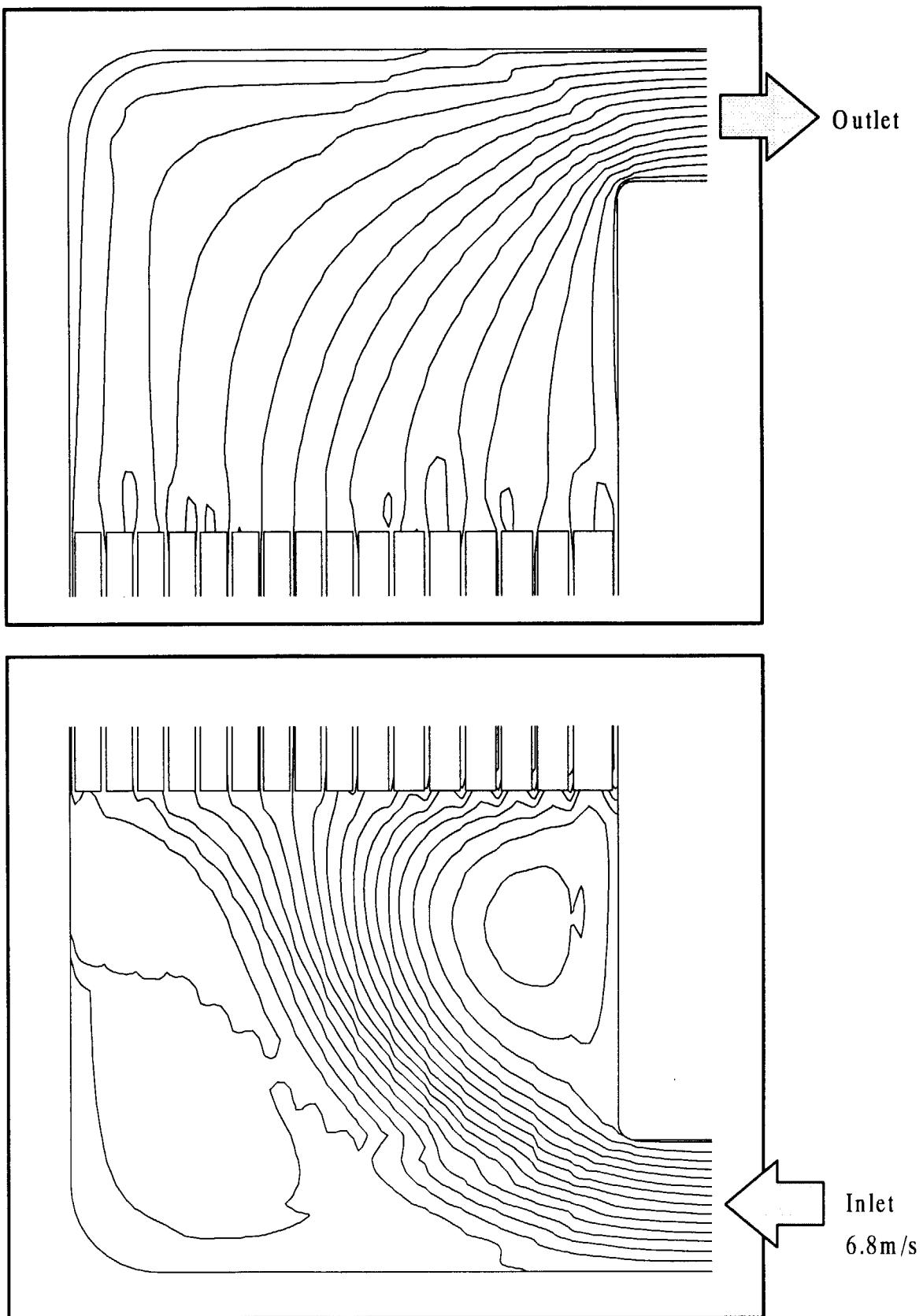
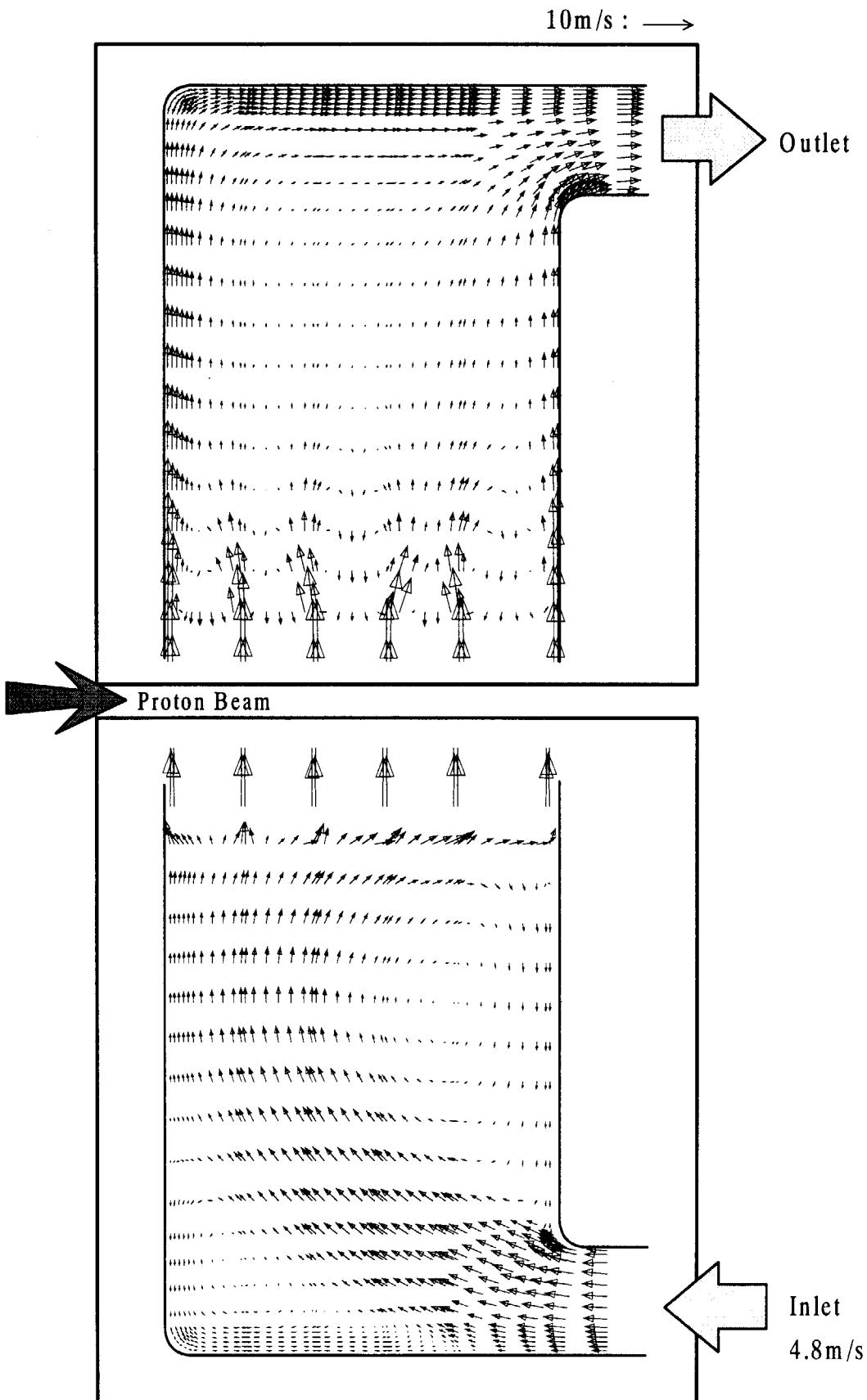
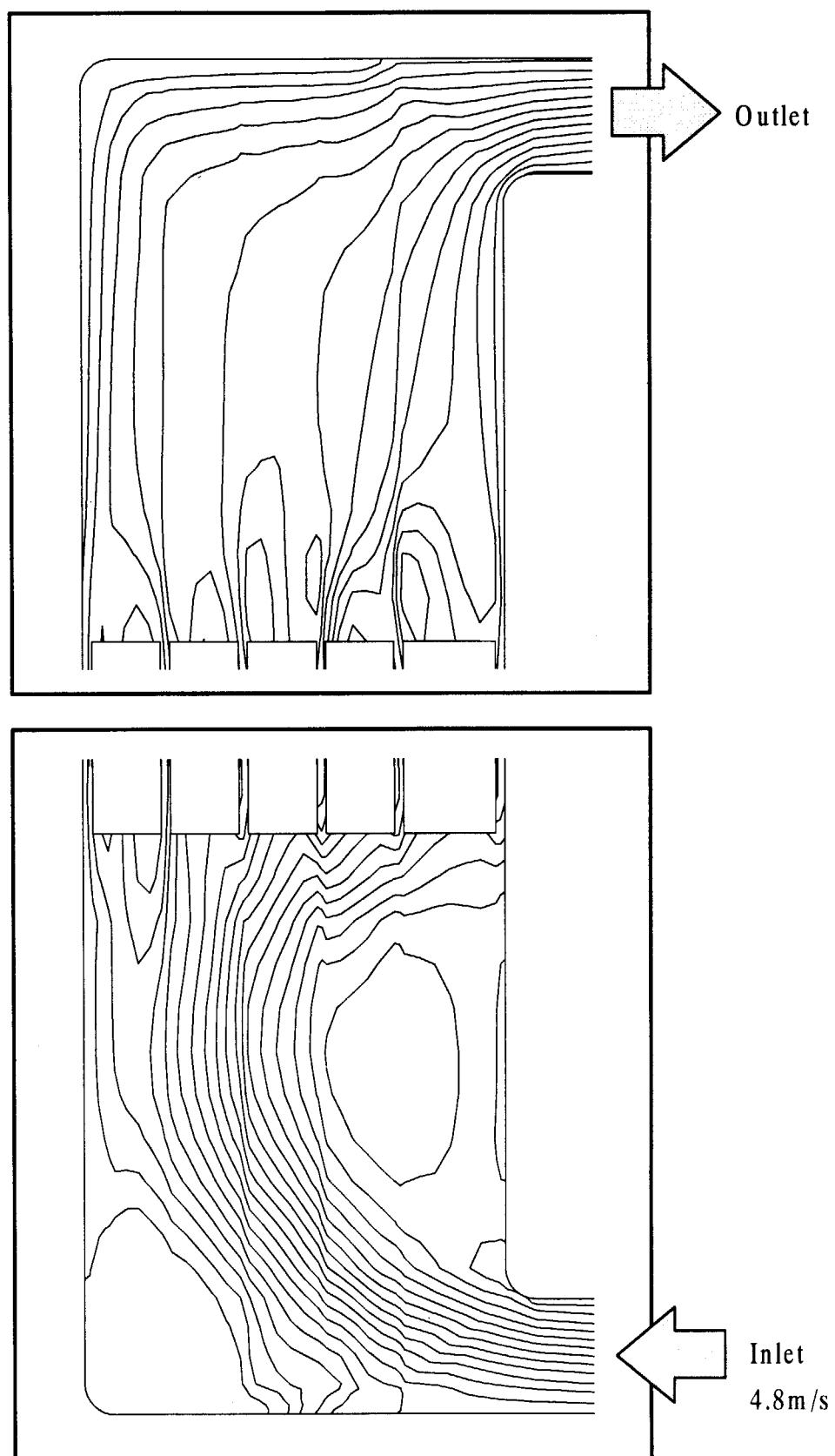


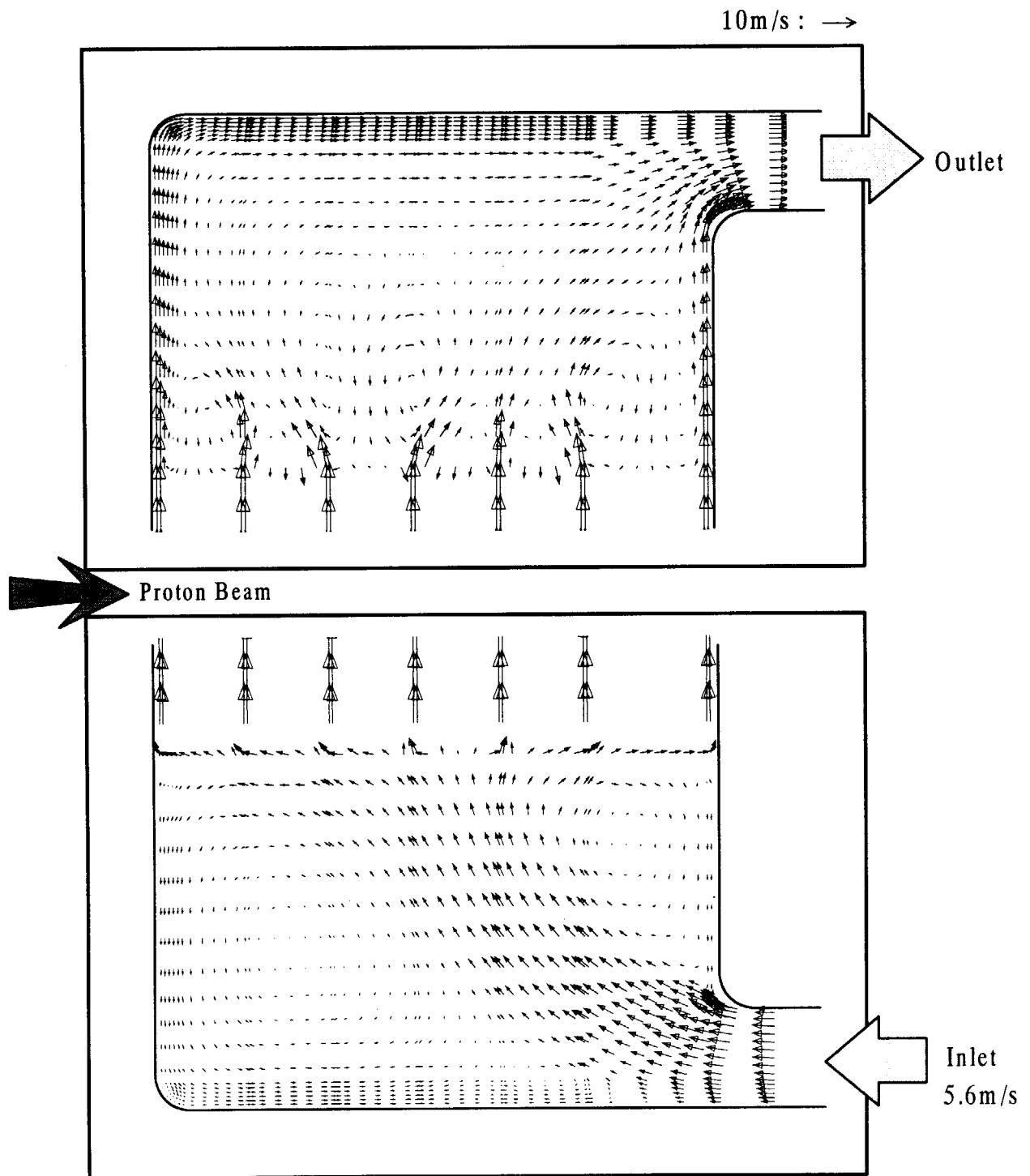
Fig.4.8 Stream lines of the flow filed in the manifold No.1
(Average flow velocity in the target plate cooling channel : 10m/s)



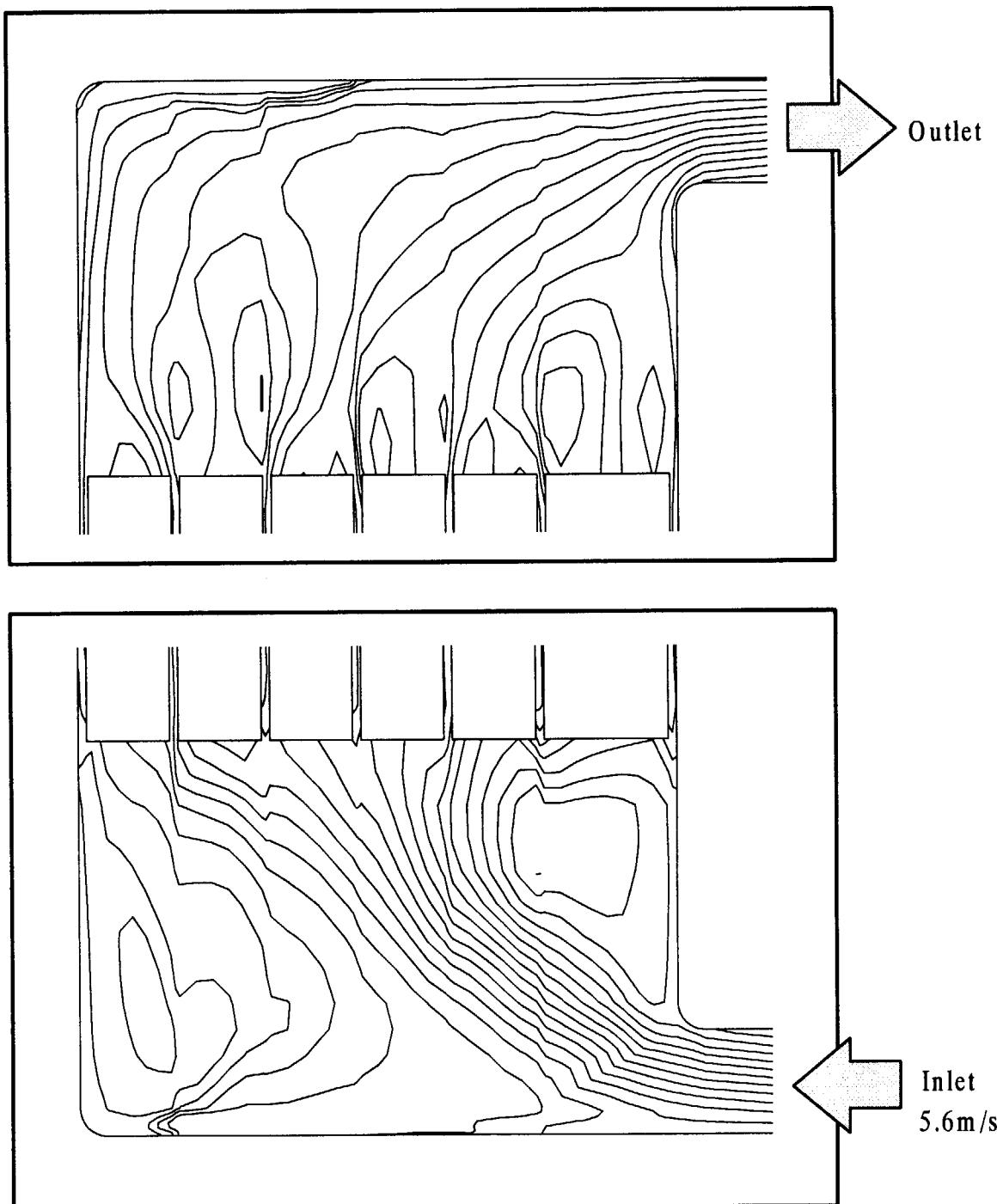
**Fig.4.9 Two-dimensional flow velocity distribution in the manifold No.2
(Average flow velocity in the target cooling channel : 10m/s)**



**Fig.4.10 Stream lines of the flow filed in the manifold No.2
(Average flow velocity in the target plate cooling channel : 10m/s)**



**Fig.4.11 Two-dimensional flow velocity distribution in the manifold No.3
(Average flow velocity in the target cooling channel : 10m/s)**



**Fig.4.12 Stream lines of the flow filed in the manifold No.3
(Average flow velocity in the target plate cooling channel : 10m/s)**

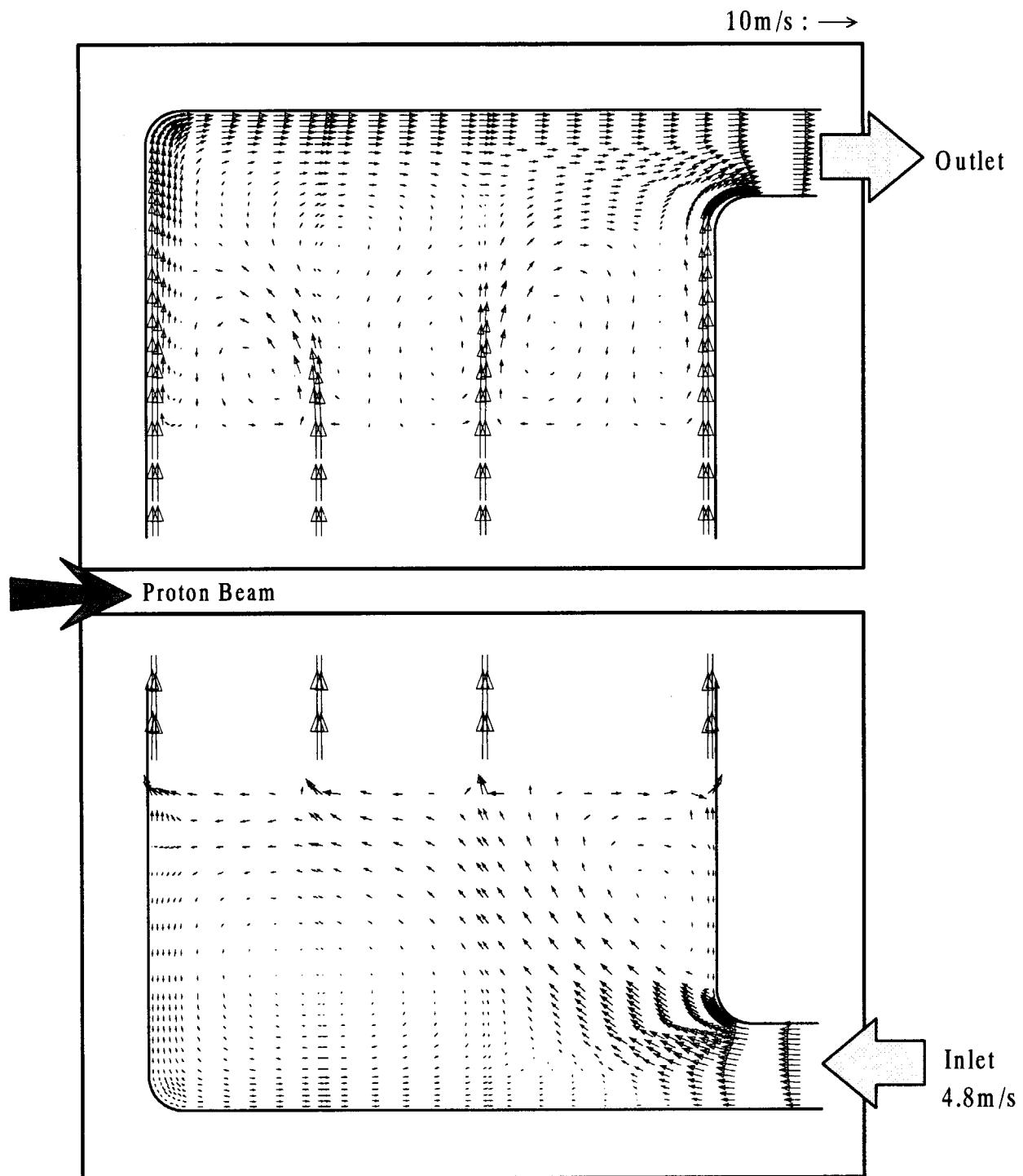
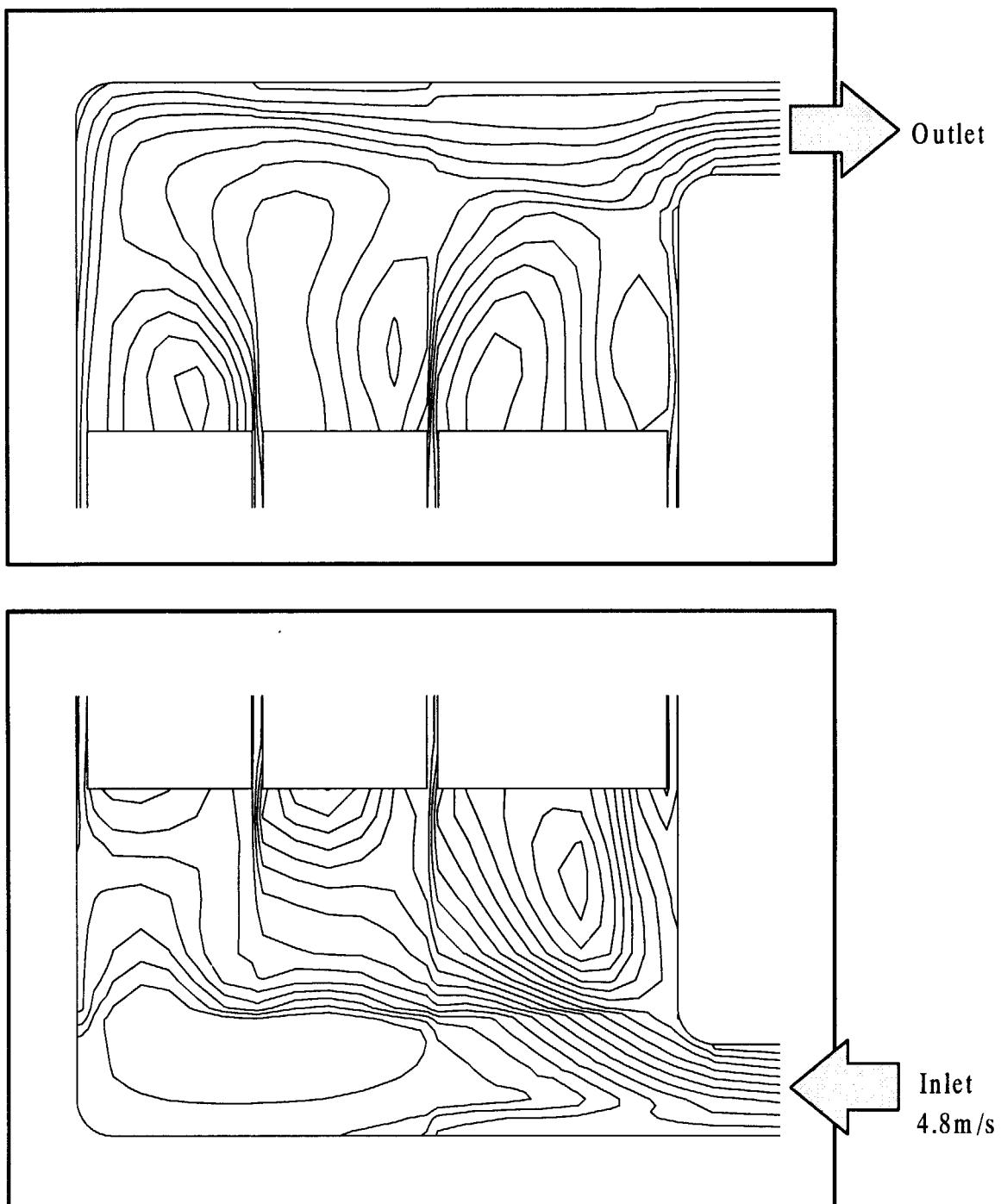


Fig.4.13 Two-dimensional flow velocity distribution in the manifold No.4
(Average flow velocity in the target cooling channel : 10m/s)



**Fig.4.14 Stream lines of the flow filed in the manifold No.4
(Average flow velocity in the target plate cooling channel : 10m/s)**

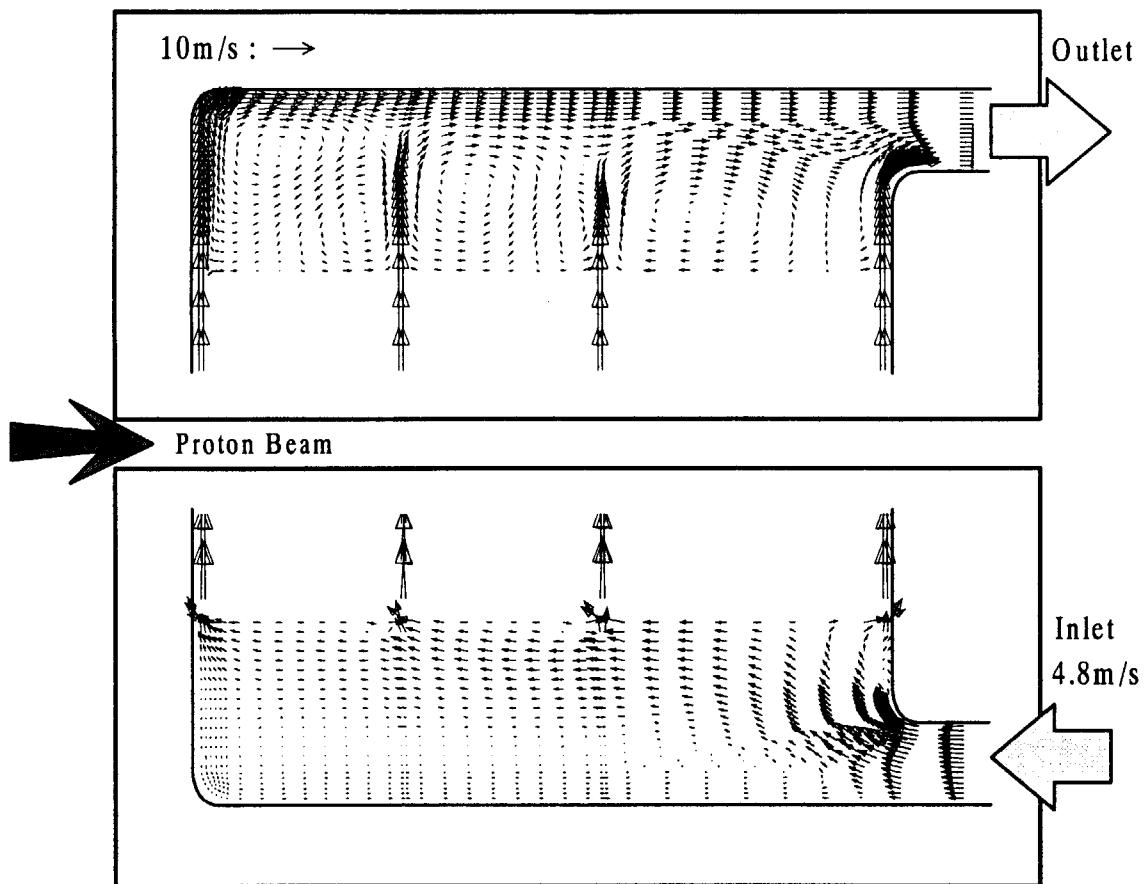


Fig.4.15 Two-dimensional flow velocity distribution in the manifold No.5
(Average flow velocity in the target cooling channel : 10m/s)

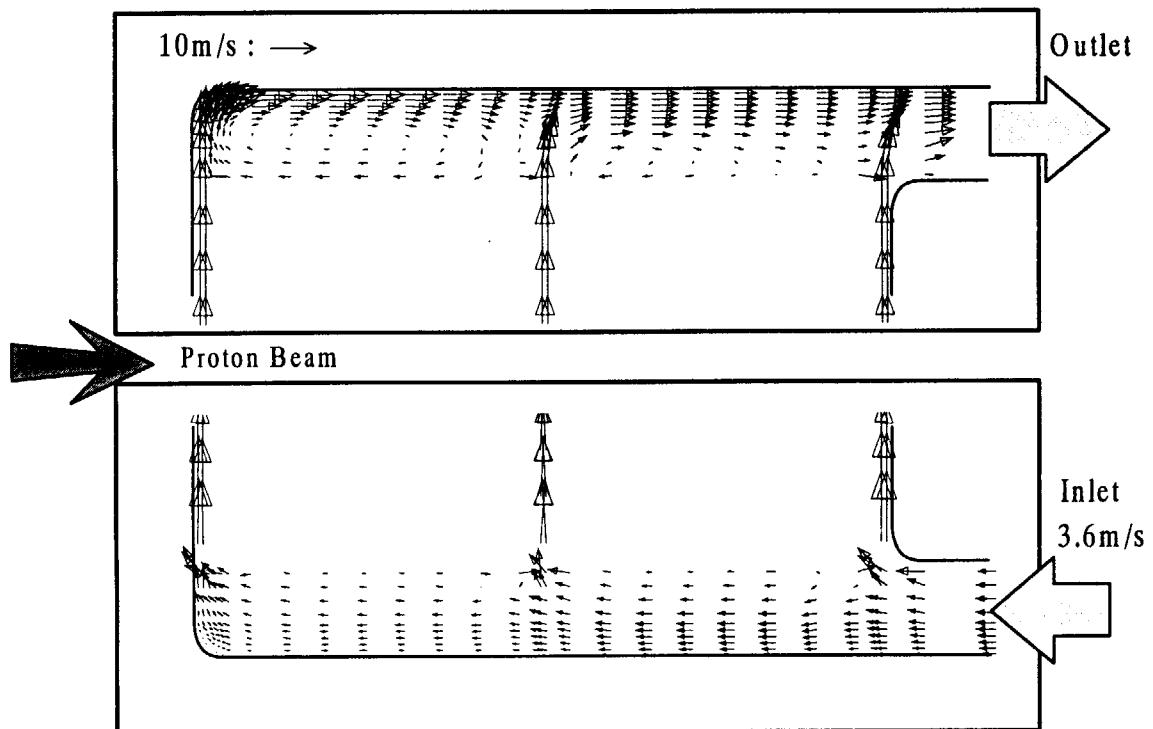


Fig.4.16 Two-dimensional flow velocity distribution in the manifold No.6
(Average flow velocity in the target cooling channel : 10m/s)

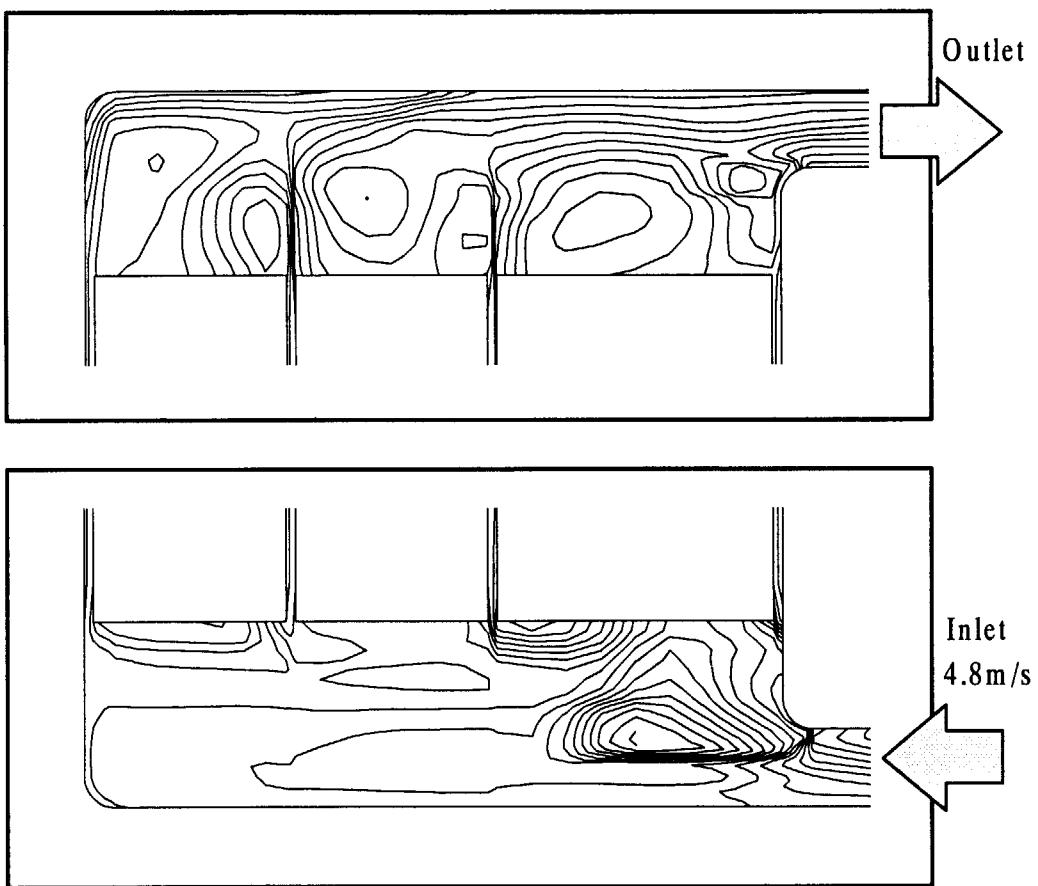


Fig.4.17 Stream lines of the flow filed in the manifold No.5
(Average flow velocity in the target plate cooling channel : 10m/s)

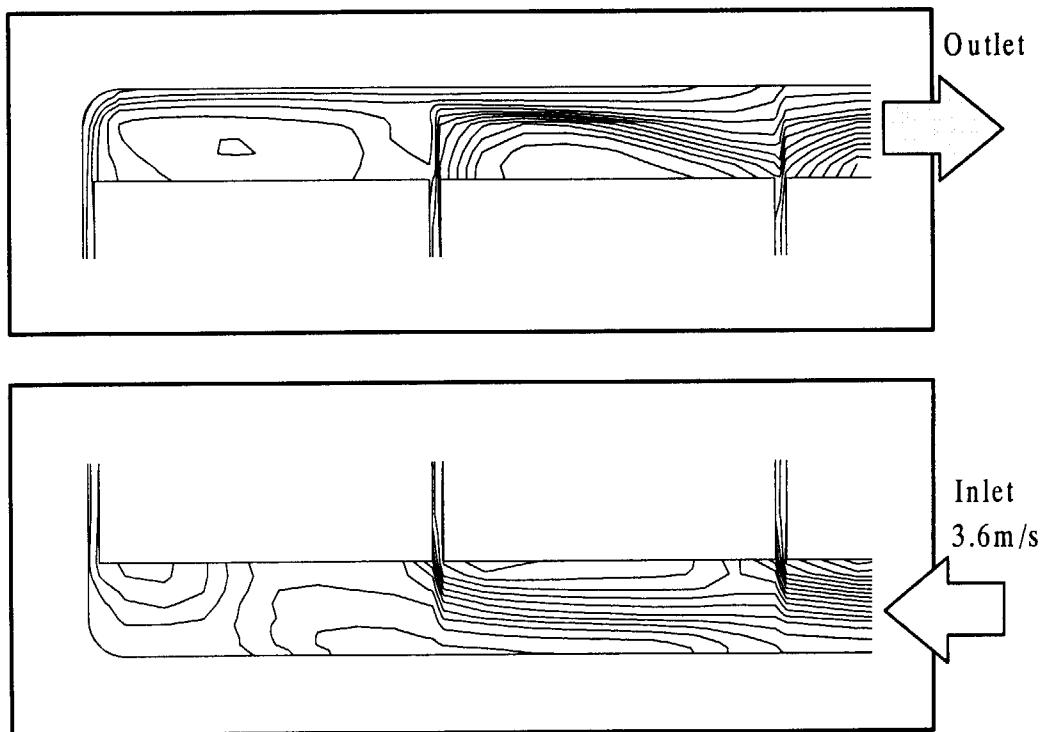


Fig.4.18 Stream lines of the flow filed in the manifold No.6
(Average flow velocity in the target plate cooling channel : 10m/s)

5. ターゲットモデルの改良

ターゲットモデルの内部構造を簡略化し製作性を改善するために、現在6つある冷却水流路を3つに減らした3流路モデルについても検討を進めている。3流路にするとマニホールド部分が大きくなり、マニホールドから分岐するターゲット板間流路の数が多くなるので、前節で述べたように入口流路からの給水流がターゲット板列に衝突する部分とそれ以外の部分の板間流路で流量配分の偏りが大きくなる恐れがある。江崎ら⁽¹³⁾⁽¹⁴⁾は給水管のマニホールド入口に邪魔板を取り付けて、この給水衝突による流量配分の偏りを抑制する実験を行い良好な結果を得ている。のことから3流路モデルで流量配分に無視できない程度の偏りが生じた場合でも、マニホールド内に適当な形状、大きさの邪魔板を取り付けることで均一な流量配分を実現できると考えられる。

6. まとめ

本報告では、ターゲット材質にタンクスチールを用いた核破碎中性子源固体ターゲットについて、ターゲット板の冷却性、熱応力の検討を行った結果から、陽子ビーム出力2.5MW規模のシステムに適用可能な固体ターゲットの設計を行い、プロトタイプモデルとして提案した。また、このモデルについて流動解析を行い、冷却水の流量配分特性を評価した。その結果、以下の知見が得られた。

- (1) 冷却面に微小矩形突起を加工してターゲット板の伝熱促進を図り、板厚が6～36mmの40枚のターゲット板を間隔1.2mmで並べて、その隙間に重水を流して冷却することにより、ターゲット内水含有率が20%以下、板間流路の冷却水流速が10m/s以下、ターゲット板の最高温度が200°C以下、ターゲット板に発生する応力がASME圧力容器基準以下という設計条件を満足するターゲット構造を実現できた。なお、陽子ビーム出力2.5MWの時、ターゲット板の最高温度は冷却水流速7m/sで180.5°C、最大熱応力は93.2MPaであった。
- (2) 40枚のターゲット板を6つの冷却流路に分割し、それぞれをワントルーパーで冷却する構造について流動計算を行った結果、1.5MW、2.5MW規模のターゲットでそれぞれ必要とされるターゲット板間流速5m/sおよび7m/sでの流量配分のはらつきは流速の約5%程度と小さく、流速10m/sでも6%程度のはらつきであり、ターゲット板の冷却性を考慮しても十分均一と考えて良い流量配分を実現できる見通しを得た。
- (3) マニホールド内では渦など流れの停滞域が生ずるが、板間流路の圧力損失に比べてマニホールド内の圧力損失が小さいので、マニホールド内に渦等が生じたとしても、板間流路の流量配分はほぼ均一になると考えられる。また、圧力損失についての板間流速5m/sの時0.09MPa、7m/sの時0.17MPa程度になることがわかった。これらの結果は実験結果と比較検討して解析コードの高度化を図るとともに、最適な冷却水ポンプ動力の決定にも有用なデータとなる。

現在、6流路固体ターゲットのアクリルモデルを製作して、PIVによる流動可視化実験の準備を進めている。PIVはレーザシートを用いた二次元流速分布測定法であり、流速分布の多点同時面測定が可能な測定法であるので、測定結果から得られる流速ベクトルマップを解析から得られるベクトルマップと即座に比較することが可能である。今後、この実験装置を用いた測定結果を解析結果と突き合わせて、解析コードの検証等を行っていく計画である。

謝 辞

本報告をまとめるにあたり、貴重なご助言を賜った核熱利用研究部の稻垣嘉之氏に深甚なる感謝の意を表する。

参考文献

- (1) R. Oyama, R. Hino, N. Watanabe, M. Mizumoto and T. Mukaiyama : “ Proc. of 14th Meeting of the International Collaboration on Advanced Neutron Sources (ICANS-XIV)”, Vol.1, 22 (1998)
- (2) R. Hino, M. Kaminaga, T. Aso, H. Kogawa, S. Ishikura, A. Susuki, A. Terada, H. Kinoshita, K. Haga : “ Proc. of 14th Meeting of the International Collaboration on Advanced Neutron Sources (ICANS-XIV)”, Vol.1, 252 (1998)
- (3) JAERI-Tech 99-020, “中性子科学研究計画 / 大型ハドロン計画の施設統合計画に係わる国際レビュー専門部会評価結果報告書” (1999)
- (4) 日野他:「大強度陽子加速器用ターゲットの冷却限界の検討」、原子力学会 平成8年秋の大会予稿集
- (5) D.Filfes, R.D.Neef and H.Schaal: “Proc. of 13th Meeting of the International Collaboration on Advanced Neutron Sources (ICANS-XIII)”, Vol.2, 537 (1995)
- (6) Md.Shafiqul, R. Hino, K. Haga, M. Monde and Y. Sudo : Journal of NUCLEAR SCIENCE and TECHNOLOGY, 35, 671 (1998)
- (7) ESS-96-53-M, “The European Spallation Source Study”, Vol.3, 1-4 (1996)
- (8) 斎藤他：“例題演習伝熱工学”、産業図書、p24 (1989)
- (9) 機械工学便覧、基礎編、A4-10 (1994)
- (10) H. Ullmaier, F. Carsughi : Nuclear Instruments and Methods in Physics Research, B 101, 406 (1995)
- (11) 久保他:「管寄せの分流及び合流に関する研究」、日本機械学会論文集(第2部) 34巻 268号 p2133 (1968)
- (12) 管路ダクトの流体抵抗、日本機械学会、148 (1980)
- (13) 江崎他:「水平な多分岐管への偏流に関する研究」、日本機械学会論文集(B編) 56巻 528号 p2247 (1990)
- (14) 江崎他:日本機械学会九州支部第43回総会講演概要集、No. 908-1、44 (1990)

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組立単位

量	名称	記号	他のSI単位による表現
周波数	ヘルツ	Hz	s^{-1}
力	ニュートン	N	$m \cdot kg/s^2$
圧力、応力	パスカル	Pa	N/m^2
エネルギー、仕事、熱量	ジュール	J	$N \cdot m$
功率、放射束	ワット	W	J/s
電気量、電荷	クーロン	C	$A \cdot s$
電位、電圧、起電力	ボルト	V	W/A
静電容量	ファラード	F	C/V
電気抵抗	オーム	Ω	V/A
コンダクタンス	ジーメンス	S	A/V
磁束	ウェーバ	Wb	$V \cdot s$
磁束密度	テスラ	T	Wb/m^2
インダクタンス	ヘンリー	H	Wb/A
セルシウス温度	セルシウス度	°C	
光束	ルーメン	lm	$cd \cdot sr$
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
線量当量	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

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

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
キュリー	Ci
レントゲン	R
ラド	rad
レム	rem

(注)

1. 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。

2. 表4には海里、ノット、アール、ヘクトールも含まれているが日常の単位なのでここで省略した。

3. 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。

4. EC開催理事会指令では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。

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	

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

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($=10$ bar)	kgf/cm ²	atm	mmHg(Torr)	lbf/in ² (psi)
力	1	10.1972	9.86923	7.50062×10^3	145.038
0.0980665	0.0980665	1	0.967841	735.559	14.2233
0.101325	0.101325	1.03323	1	760	14.6959
1.33322×10^{-4}	1.33322×10^{-4}	1.35951×10^{-3}	1.31579×10^{-3}	1	1.93368×10^{-2}
6.89476×10^{-3}	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 = 4.18605 J(計量法)	
		1	0.101972	2.77778×10^{-7}	0.238889					$= 4.184 \text{ J} (\text{熱化学})$	
	9.80665	1	2.72407 $\times 10^{-6}$	2.34270	9.29487×10^{-3}	7.23301	6.12082×10^{19}			$= 4.1855 \text{ J} (15^\circ \text{C})$	
	3.6×10^6	3.67098×10^5	1	8.59999×10^5	3412.13	2.65522×10^6	2.24694×10^{25}			$= 4.1868 \text{ J} (\text{国際蒸気表})$	
	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}			$= 75 \text{ kgf} \cdot \text{m/s}$	
	1.35582	0.138255	3.76616×10^{-7}	0.323890	1.28506×10^{-3}	1	8.46233×10^{18}			$= 735.499 \text{ W}$	
	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
	1	2.70270×10^{-11}
	3.7×10^{10}	1

吸収線量	Gy	rad
	1	100
	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

固体ターゲットの設計及び一次元流動解析による冷却水流量配分特性に関する研究