

JAERI-Tech  
2000-069



JP0150009



中性子散乱施設用液体金属ターゲットの構造評価  
(第3報) パルス状陽子ビーム入射による  
偏平ターゲット容器の構造検討

2000年12月

石倉 修一・粉川 広行・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, 2000

編集兼発行 日本原子力研究所

中性子散乱施設用液体金属ターゲットの構造評価  
(第3報)パルス状陽子ビーム入射による偏平ターゲット容器の構造検討

日本原子力研究所東海研究所中性子科学研究センター  
石倉 修一 ・ 粉川 広行 ・ 神永 雅紀 ・ 日野 竜太郎

(2000年9月13日受理)

MW 規模の中性子散乱施設の核破碎中性子源となる液体金属(水銀)ターゲットの構造健全性を評価するために、5MW のパルス状陽子ビームが偏平形状ターゲット容器に入射するときの動的応力解析を行った。解析では、クロスフロー型ターゲットを簡素化した半円筒形状のウインドウ部を有する偏平ターゲットを、衝撃解析コード LS-DYNA の解析モデルとして用いた。動的応力の原因となる圧力波は、ビームエネルギーが 1.5GeV、3GeV、6GeV について、矩形断面内の出力分布が一様な条件で得られた体積発熱計算結果を用いて LS-DYNA により評価した。

その結果、1.5GeV、5MW でビーム周波数が 50Hz の場合に、SUS316L のような一般的のオーステナイトステンレス鋼の許容応力を大きく越える最大応力 636MPa が発生することが明らかとなった。現在の陽子ビーム条件である 3GeV、25Hz の場合には、降伏応力の高いフェライト系材料の F82H を用いることにより 2MWまでの陽子ビームに対応できる見通しを得た。このときの陽子ビームのパルス強度は、4MW、50Hz の陽子ビームのパルス強度に等しい。

Structural Integrity of Heavy Liquid-Metal Target  
Installed in Spallation Neutron Facility  
Part 3 : Dynamic Stress Analyses of Flat-Type Target Container

Syuichi ISHIKURA, Hiroyuki KOGAWA, Masanori KAMINAGA  
and Ryutaro HINO

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

( Received September 13, 2000 )

To estimate the structural integrity of the heavy liquid-metal (Hg) target working as a spallation neutron source in a MW-class neutron scattering facility, dynamic stress behaviors after the incident of a 5MW-pulsed proton beam were analyzed. In the analyses, a flat-type target container with a semi-cylindrical beam window, which is a simplified model of a cross-flow type target, was used as an analytical model of the dynamic structural analysis code LS-DYNA. Pressure waves leading to the dynamic stress were estimated by the LS-DYNA using analytical results of the volumetric heat generation obtained under the proton beam energy of 1.5GeV, 3GeV and 6GeV with uniform cross-sectional power distribution in a rectangular beam profile.

As the results, it became clear that the maximum dynamic stress of 636MPa was appeared under the beam conditions of 1.5GeV, 5MW with 50Hz of the beam pulse frequency, which exceeds the allowable strength of ordinary austenitic stainless steel such as type 316L stainless steel. In the case of the present proton beam condition of 3GeV with 25Hz, the target container made of high-yield strength alloy such as a ferritic steel F82H would be durable under the proton beam power up to 2MW. The beam pulse intensity of 2MW proton beam power with 25Hz corresponds to that of 4MW with 50Hz.

**Keywords:** Structural Integrity, Heavy Liquid-Metal Target, Spallation Neutron Source, Neutron Scattering Facility, Pulsed Proton Beam, Flat-Type Target Container, Dynamic Stress, Pressure Wave, Stress Analyses

## 目 次

1. はじめに .....	1
2. 液体金属ターゲットの構造設計概念 .....	2
2.1 構造設計概念 .....	2
2.2 構造設計上の課題 .....	2
3. ターゲット内核破碎体積発熱分布 .....	2
4. 解析モデルと物性値 .....	4
4.1 解析モデル .....	4
4.2 温度上昇と圧力上昇の基礎式 .....	4
4.3 パルス状核破碎発熱による温度上昇と圧力上昇 .....	5
5. ターゲット容器の動的熱衝撃解析 .....	6
5.1 水銀中の圧力時刻歴 .....	6
5.2 ターゲット容器のウィンドウ部中心の変位時刻歴 .....	7
5.3 ターゲット容器のウィンドウ部中心の応力時刻歴 .....	7
5.4 ターゲット容器の上・下板の圧力、応力と変位の時刻歴 .....	7
5.5 ターゲット容器/流量配分板の圧力、応力と変位の時刻歴 .....	8
5.6 材料強度データと構造健全性 .....	8
6. ま と め .....	11
謝辞 .....	11
参考文献 .....	12
付録 水銀中の瞬時発熱による水銀圧力の計算 .....	30

## Contents

1. Introduction .....	1
2. Structural Design Concept of the Heavy Liquid Metal Target .....	2
2.1 Structural Design Concept .....	2
2.2 Structural Design Problem .....	2
3. Volumetric Heat Generation Caused by Spallation Reaction in the Target .....	2
4. Structural Analytical Model and Material Properties .....	4
4.1 Analytical Model .....	4
4.2 Basic Correlations for Temperature and Pressure Rises Estimation .....	4
4.3 Temperature and Pressure Rises Caused by Pulsed Heat Generation .....	5
5. Thermal Shock Analysis of the Target Container .....	6
5.1 Time History of Hg Pressure in the Target Container .....	6
5.2 Time History of Displacement at the Beam Window of the Target Container .....	7
5.3 Time History of Stress at the Beam Window of the Target Container .....	7
5.4 Time History of Pressure, Stress, Displacement at Upper/Under Plates of the Target Container .....	7
5.5 Time History of Pressure, Stress, Displacement at Flow Distribution Plates in the Target Container .....	8
5.6 Material Strength Data and Structural Integrity .....	8
6. Concluding Remarks .....	11
Acknowledgment .....	11
References .....	12
Appendix: Analytical Results of Hg Pressure Caused by the Instant Pulsed Heat Generation in the Mercury .....	30

## 1. はじめに

原研の中性子科学研究計画と KEK の大型ハドロン計画を統合した大強度陽子加速器計画の下で、原研は大強度陽子加速器を用いた MW 規模の中性子散乱実験施設の開発を進めている<sup>(1)</sup>。中性子散乱実験施設の核破碎中性子源となるターゲットには、最大 5MW の陽子ビームがパルス幅 1μs で入射する。このパルス状陽子ビームがターゲットに入射するときの核破碎反応でターゲット内では数 kW/cc の密度の熱が発生する。このため、ISIS 等で用いられている従来の固体ターゲットでは、ターゲット材に発生する応力と照射損傷によりターゲット構造を成立させることが難しい。そこで、ターゲット自体の損傷を考慮しなくてもよい液体金属(水銀)を用いる新しい概念のターゲット構造が世界的に提唱され、原研のみならず欧州の核破碎中性子源計画(ESS 計画 : European Spallation Source Project)<sup>(2)</sup>、及び米国の SNS 計画(Spallation Neutron Source Project)<sup>(3)</sup>において設計検討が進められている。

水銀ターゲットについては、上述したようにパルス状陽子ビームが入射すると核破碎反応によりターゲット材の水銀には瞬時に高密度の熱が発生し、瞬時発熱による水銀の熱膨張で圧力波を生じてターゲット容器に過大な負荷を与えることが懸念されている<sup>(1)</sup>。そこで、陽子ビームパルス入射時に発生する水銀中の圧力波により、ターゲット容器の応答と発生する応力挙動を把握するために解析評価を実施してきた。これまでに、原研が開発した核破碎反応解析コード NMTC/JAERI に中性子科学研究計画の陽子ビーム条件を入力して得られた発熱分布等のニュートロニクス解析結果<sup>(4)</sup>を基に、ターゲット形状として最も基本となる半球殻ウインドウを有する円筒型ターゲットを対象に解析評価を行い、水銀中の圧力波の伝播や発生応力の基本的特性を評価した<sup>(5)(6)</sup>。この成果を踏まえて、陽子ビームエネルギー(1.5GeV、3GeV 及び 6GeV)をパラメータにしたニュートロニクス解析結果を用いて、5MW 陽子ビーム入射時の動的熱衝撃解析を行った。本報では、対象とするターゲットをより実機に近い半円筒形状のウインドウ部を有する偏平ターゲットとし、5MW 陽子ビームが入射する際にターゲット容器に加わる動的熱応力と応力波の解析結果、及びそれを基にして評価した陽子ビームパワーと構造成立性の関係について述べる。

## 2 液体金属ターゲットの構造設計概念

### 2.1 構造設計概念

水銀ターゲットの開発は、米国の SNS 計画及びヨーロッパの ESS 計画においても進められており、いずれも入射する陽子ビームに対し水銀が並行して流れ、陽子ビーム入射面となるウィンドウ部で反転する構造（反転流方式—Return-Flow Type）を採用している。この構造は、ターゲット本体がコンパクトにでき、また、容器内部の流れの取り扱いが比較的単純化できる等の利点があるものの、ウィンドウ部での体積発熱を除去するためにウィンドウ部近傍の水銀流速を高める必要があり、構造材のエロージョンが問題となる。さらに、ウィンドウ部付近で流れが反転する際に、再循環流や流れの停滞域を生じてホットスポットが発生するため、その抑制が課題となっている。

そこで、このような技術課題にターゲット内部流動の観点から対処するため、陽子ビームに対し水銀の流れが直交するターゲット構造（クロスフロー方式—Cross-Flow Type : CFT）の概念を考案した。Fig.2.1 にその概念構造を示す。本構造では、容器内部での再循環流の発生を抑制しつつ発熱密度に応じた内部流量配分が実現するようにブレード型の流量分配板を設置する。これにより、発熱密度のピークが位置するウィンドウ部近傍に適正な流量の水銀を配分できるため、水銀ターゲットの懸案である高密度の核発熱を低流速で効果的に除去することが可能である。

ターゲット容器の材料には水銀との親和性から SUS316L を用い、寸法はターゲット先端部の幅が 200mm、後端部の幅が 500mm、高さ 100mm、長さ 800mm である。容器が破損して水銀が漏れた場合の対策として He ガス層と重水冷却層を付加した 3 重容器構造とし、定格運転における内圧は 5bar を想定している。

### 2.2 構造設計上の課題

パルス巾  $1\mu\text{s}$  の陽子ビームが水銀ターゲットに入射した時、水銀中の核破碎反応領域では瞬時の発熱で温度上昇を生じる。それに伴い水銀は熱膨脹しようとするが、周囲の水銀が自由熱膨張を妨げるために、温度が上昇する領域に圧縮場が形成される。その後、圧縮場の外周から次第に周囲の水銀を押しやる形で圧縮場の開放が進む。この開放の過程が圧力波となって周囲に伝播する。一方、ターゲット容器についても水銀に比較して発熱密度は小さいものの、同じように瞬時の熱発生による(熱)応力波を生じ、それが容器中を伝播する。ターゲット容器の成立性を検討するうえで、これら 2 つの波(圧力波及び応力波)が重畠して容器に発生する動的応力特性を明らかにすることが要件である。

## 3 ターゲット内核破碎体積発熱分布

陽子ビーム入射によるターゲットでの発熱は、NMTC/JAERI による解析結果<sup>(4)</sup>を基に

設定した。本検討では保守的な評価を行うため中性子科学研究計画における陽子ビーム条件を採用し、陽子ビームエネルギーは 1.5GeV、3GeV 及び 6GeV と変えて前述の圧力波と応力波の動的挙動を把握することとした。以下に陽子ビーム条件を記す。

- ・ ビーム出力(パルス周波数) : 5MW(50Hz).
- ・ ビームエネルギー(強度) : 1.5GeV(3.33mA)、3GeV(1.67mA)、6GeV(0.83mA).
- ・ ビームパルス幅 : 1μs.
- ・ ビーム断面形状 : 横幅 13.3cm × 縦幅 5.2cm の矩形一様分布、  
電流密度 48μA/cm<sup>2</sup>(1.5GeV).

この陽子ビームによるターゲット内中心軸上の体積発熱密度分布(以後、核破碎発熱分布と呼ぶ)を Fig.3.1 に示す。NMTC/JAERI はモンテカルロシミュレーション法によるために、その計算結果は分割要素間でバラツキがある。これを動的応力解析への入力条件とするためには、統計的平均化の意味で滑らかな曲線で近似する必要がある。Fig.3.1 は、モンテカルロ解析結果を次式でフィッティングした近似曲線を示している。

$$q(z) = c_1(1 - c_2 e^{-c_3(z+c_4)}) e^{-c_5(z+c_6)} \quad (3.1)$$

ここで、z は軸方向座標でターゲット先端からの距離、c<sub>1</sub>~c<sub>6</sub> はフィッティング定数であり、それぞれのエネルギーに対する値を Table 3.1 に示す。この中心軸上の発熱密度分布のビーム領域の総発熱量は次式の空間積分により求まる。

$$Q = \int_{z_0}^0 \int_{y_0}^{y_0} \int_{x_0}^0 q(z) dx dy dz \quad (3.2)$$

ここで、x,y はビーム断面方向座標、x<sub>0</sub> はビーム断面横幅の 1/2 で 6.65cm、y<sub>0</sub> はビーム断面縦幅の 1/2 で 2.6cm、z<sub>0</sub> は発熱深さで 60cm である。

式(3.2)によるビーム領域での発熱量の積分値を Fig.3.2 に示す。各エネルギーに対して陽子ビーム 1 パルス当たり 48.4kJ(1.5GeV)、41.6kJ(3GeV)、34.2kJ(6GeV) であり、熱変換率はそれぞれ 48.4%(1.5GeV)、41.6%(3GeV)、34.2%(6GeV) となる。ビームエネルギーが高くなるほど熱変換率が小さくなる傾向にあるが、その理由はエネルギーが高くなり高速になるほどビーム領域から周囲に拡散する率が高くなり、発熱領域が分散するためである。この発熱量については、設計上は余裕を考慮する必要があり、ESS 及び SNS 計画ではビームエネルギーが 1~1.5GeV の範囲でのターゲット内の熱変換率を暫定的に 60% と設定している。本検討においても同様に 1.5GeV の条件で熱変換率 60% として設計余裕を与えることとする。これにより、核破碎発熱分布解析結果に対して 60/48.4=1.25 とな

り、25%の熱的設計裕度(マージン)が与えられたことになる。また、発熱量に対する水銀内部の発熱密度についても保守的に評価するために、陽子ビームの拡散は無視して上述のビーム断面積は深さ方向に変わらず一定とする。

## 4. 解析モデルと物性値

### 4.1 解析モデル

水銀中での圧力波の挙動とターゲット容器に発生する応力を評価するために、Fig.2.1のターゲット構造を有限要素でモデル化する。解析モデル化に当たって、構造強度評価をする上で支障の無い範囲で形状の単純化を計った。使用する解析コードは LS-DYNA(Vr.940)である。解析モデルの構造寸法を Fig.4.1 に示す。先端が半円筒形で、横幅が 354.8mm、厚さが 86.8mm、長さが 802.6mm の箱型形状である。中心から両脇の 91.75mm の位置に水銀の流路を仕切るための流量配分板(Baffle plate、厚さ 10mm)を設け、その両側は水銀の流入・流出のための流路を設けている。ターゲット容器の流量分配板間の寸法は、陽子ビームの断面寸法に対して上下に約 15mm、左右に約 20mm の余裕を設けて設定している。ターゲット容器の板厚は熱的・応力的環境条件に応じて部分的に変えており、ターゲット先端部はウインドウ部が 4mm(後述する陽子ビームエネルギー 3GeV の解析では 2.5mm のケースも含む)で、その他が 5mm、モデレータに面した水平平板部は 7.5mm、容器の他の部分は 10mm とした。

使用する有限要素は水銀を 3 次元 8 節点ソリッド要素(積分点 1 の 1 次要素)、ターゲット容器を 3 次元 4 節点シェル要素(長さ方向積分点 1、板厚方向積分点 9)でモデル化した。水銀と容器の接触のモデル化はペナルティ法を用いた。そのため、水銀と容器は押し合う方向には力を伝達するが、引き合う方向には力を伝達しないと云う不連続体として力が伝達されることになる。流体に引張り力、すなわち、ある値以上の負の圧力(cut-off 圧力以上)が加わる場合にはキャビテーションを起こす可能性があるが、本検討ではキャビテーションの発生は考慮しない。前報<sup>(6)</sup>と同様に、水銀の構成方程式は上記弾性体ソリッド要素を用いて模擬弾性体の物性値としてモデル化した。すなわち、せん断剛性が零となり、かつ水銀の体積弾性率が保たれるように水銀要素の物性値として縦弾性係数は 6.651MPa、ポアソン比は 0.49995(流体のポアソン比は 0.5)の値を用いた。

解析モデルの要素分割を Fig.4.2 に示す。解析モデルは力学的対称条件を利用して 1/2 モデルとした。要素数はターゲット容器のシェル要素が 10,642 要素、水銀のソリッド要素が 132,304 要素であり、総節点数は 152,494 節点である。

### 4.2 温度上昇と圧力上昇の基礎式

$1\mu\text{s}$  のパルス状陽子ビームが水銀ターゲットに入射した時に温度上昇に対して熱膨張が制限されるときの初期状態を次のように与える。

核破碎による瞬時発熱 $\Delta Q$ による水銀の温度上昇 $\Delta T$ と、温度上昇に伴う体積熱膨脹が閉じ込められたときの(体積変化を伴わない)圧力上昇 $\Delta P$ を熱力学の状態関係式から導くと下式となる。式(4.2)の導出方法は付録に示す。

- ・温度上昇 $\Delta T$

$$\Delta T = \frac{\Delta Q}{\rho c_v} \quad (4.1)$$

- ・圧力上昇 $\Delta P$

$$\Delta P = \frac{\beta_p K_T}{\rho c_v} \Delta Q \quad (4.2)$$

ここで、 $\rho$ は密度、 $\beta_p$ は定圧での体積膨張係数、 $c_v$ は定容積比熱、 $K_T$ は等温での体積弾性係数である。また、定容積比熱 $c_v$ は定圧比熱 $c_p$ と関連付けて下式で求まる。

$$c_p - c_v = -\frac{T\beta_p^2 v}{\alpha_T} = -T\beta_p^2 v K_T \quad (4.3)$$

ここで、 $T$ は絶対温度、 $v$ は比容積で密度 $\rho$ の逆数、 $\alpha_T$ は等温圧縮率である。

式(4.2)で示したように、初期圧縮場の計算には等温体積弾性率 $K_T$ を用いるが、圧力波伝播過程の評価においては、評価対象とする主要な現象の時間が1ms以内である。このため、その間は断熱膨張、断熱収縮と見なせることから、使用する物性値としては断熱体積弾性率 $K_s$ を用いる必要がある。一方、LS-DYNAで発熱を模擬するためには節点温度で入力する必要がある。LS-DYNAでは、水銀の物性値として断熱体積弾性率 $K_s$ を入力するため、節点温度を基に初期圧縮場を計算する際に、次式を用いる。

$$\Delta P = \beta_p K_s \Delta T \quad (4.4)$$

ここで、等温条件と断熱条件の体積弾性率についても比熱と同様の関係 $K_s/K_T = c_p/c_v$ がある。定容積比熱 $c_v$ は定圧比熱 $c_p$ との比 $\gamma$ をFig.4.3に、等温体積弾性率 $K_T$ と断熱体積弾性率 $K_s$ との比較をFig.4.4に示す。LS-DYNAでは初期圧縮場の算定には式(4.4)を用いるが、初期圧縮場の算定に用いるべき式(4.2)と比べると、式(4.4)では $K_s/K_T = 1.15$ 倍の初期圧縮場が与えられる。これを補正するために、LS-DYNAでの入力において温度上昇に対する荷重倍数を1/1.15として入力することとした。

### 4.3 パルス状核破碎発熱による温度上昇と圧力上昇

以下に、水銀ターゲットに1.5GeV、3GeV、6GeVのパルス陽子ビームが入射した場合の核破碎発熱データに基づき、1パルスあたりの水銀の温度上昇とそれに伴う圧力上昇を計算する。

水銀内発熱密度のピーク値はFig.3.1より各ビームエネルギー共にターゲット先端から

約4cmの位置で生じており、それぞれ時間平均で  $2100\text{W}/\text{cm}^3(1.5\text{GeV})$ 、 $1604\text{W}/\text{cm}^3(3\text{GeV})$ 、 $1113\text{W}/\text{cm}^3(6\text{GeV})$ である。これらの値は、前述したようにニュートロニクス解析値に1.25倍の設計裕度を与えて求めたものである。この発熱量を基に、1パルス当たりの内部発熱による水銀の温度上昇と圧力上昇を式(4.1)及び(4.2)を用いて計算した結果をTable 4.2に示す。ここで使用した水銀物性値はTable 4.1に示す値である。表より、発熱ピーク位置での1パルス当たりの温度上昇 $\Delta T$ は、それぞれ  $26.6^\circ\text{C}(1.5\text{GeV})$ 、 $20.3^\circ\text{C}(3\text{GeV})$ 、 $14.1^\circ\text{C}(6\text{GeV})$ である。ターゲット内部の温度分布については、参考として、ビームエネルギー3GeVにおける1パルス当たりの温度上昇分布のセンター図をFig.4.5に示す。また、発熱ピーク位置での初期圧力上昇 $\Delta P$ は、それぞれ  $108\text{MPa}(1.5\text{GeV})$ 、 $83\text{MPa}(3\text{GeV})$ 、 $57\text{MPa}(6\text{GeV})$ である。この圧縮場が初期状態となり、ここから圧力波となって周辺に伝わりターゲット容器に圧力荷重として作用する。

動的熱衝撃解析を行うために必要なターゲット容器及び水銀の物性値は、前節の熱力学的検討結果を踏まえてTable 4.1の値を用いた<sup>(8)(11)</sup>。ちなみに、Table 4.1の物性値を基に、SUS316L中の弾性波の音速を評価すると  $5,519\text{m/s}$ となる。このことから発熱時間  $1\mu\text{s}$ の間に応力波がターゲット容器を伝わる距離は  $5.5\text{mm}$ となる。同様に、水銀の音速は  $1,385\text{m/s}$ となることから、パルス状陽子ビーム入射時の発熱時間  $1\mu\text{s}$ の間に水銀中を圧力波が伝わる距離はわずかに  $1.4\text{mm}$ である。このことから、パルス状陽子ビーム入射時に水銀の発熱領域では熱膨張を制限する(この間は、圧力波は発生しない)という本解析の仮定は幾分保守的と言える。

## 5. ターゲット容器の動的熱衝撃解析

### 5.1 水銀中の圧力時刻歴

ビームエネルギー  $1.5\text{GeV}$ 、 $3\text{GeV}$ 、 $6\text{GeV}$ における代表位置での相対圧力(内圧を考慮しない圧力で、以後、単に圧力と呼ぶ)の時刻歴変化をFig.5.1～Fig.5.3に示す。図は、発熱ピーク位置とターゲット先端中心位置について示してある。発熱ピーク位置での初期圧力上昇は、上述したようにビームエネルギー  $1.5\text{GeV}$ で  $108\text{MPa}$ 、 $3\text{GeV}$ で  $83\text{MPa}$ 、 $6\text{GeV}$ で  $57\text{MPa}$ である。約  $30\mu\text{s}$ まで初期圧力上昇が保持されているが、圧力波が周囲に伝播するのに従い負圧に転じて約  $70\mu\text{s}$ でピークに達している。そのピーク値は  $1.5\text{GeV}$ で  $-152\text{MPa}$ 、 $3\text{GeV}$ で  $-75\text{MPa}$ 、 $6\text{GeV}$ で  $-79\text{MPa}$ である。ピークに達した後は  $150\mu\text{s}$ 程度の周期で正圧と負圧を繰り返しながら次第に減衰している。

ターゲット先端中心位置での初期圧力は、 $1.5\text{GeV}$ で  $87\text{MPa}$ 、 $3\text{GeV}$ で  $58\text{MPa}$ 、 $6\text{GeV}$ で  $32\text{MPa}$ であるが、初期段階で容器の熱膨張等による変形挙動との連性応答により圧力が急激に下がるが、圧力波が周囲から伝播する影響で  $100\mu\text{s}$ 程度まで正圧が保持されている。その後は負圧に転じて  $150\sim200\mu\text{s}$ でピークに達し、 $1.5\text{GeV}$ で  $-38\text{MPa}$ 、 $3\text{GeV}$ で  $-24\text{MPa}$ 、 $6\text{GeV}$ で  $-17\text{MPa}$ である。その後は、正圧と負圧の周期性を見せながら減衰して

いる。

### 5.2 ターゲット容器のウィンドウ部中心の変位時刻歴

ビームエネルギー1.5GeV、3GeV、6GeVにおけるウィンドウ部中心位置での容器変形による変位の時刻歴変化を Fig.5.4 に示す。変位の時間変化は、初期に水銀からの内圧を受けてターゲット先端部が外側に変形し、約 50μs でピークに達する。前述したように、この間に水銀の圧力は急激に低下している。このときの最大変位(伸び)はビームエネルギー1.5GeV で 0.19mm、3GeV で 0.14mm、6GeV で 0.09mm である。その後、容器内面の水銀が負圧になるに伴いターゲット先端部は内側に引っ張られ、1.5GeV では約 350μs で -0.25mm、3GeV では約 400μs で -0.19mm、6GeV では約 570μs で -0.15mm の最大変位(縮み)となっている。

### 5.3 ターゲット容器のウィンドウ部中心の応力時刻歴

ビームエネルギー1.5GeV、3GeV、6GeVにおけるターゲット先端のウィンドウ部中心位置での応力の時刻歴変化を Fig.5.5～Fig.5.7 に示す。図でウィンドウ部肉厚中心面(middle surface)の応力時刻歴が“膜応力”に、内・外表面(inner/outer surfaces)の応力時刻歴が“膜+曲げ応力”に対応する。

図より、初期の 100μs の間に水銀からの内圧を受けてターゲット先端部の円筒部が膜変形することにより膜応力が支配的に発生し、肉厚中心面での最大応力(引張り応力)は約 50μs でピークに達し、ビームエネルギー1.5GeV で 345MPa、3GeV で 253MPa、6GeV で 170MPa となっている。その後、容器内面の水銀が負圧になるに従い容器が内側に引っ張られ、膜変形と共に曲げ変形を伴って変形する。このときの応力(圧縮応力)の最大値は約 170μs で容器壁内面に生じ、1.5GeV で -636MPa、3GeV で -473MPa、6GeV で -316MPa である。その後、容器内表面の水銀圧力が再び正圧に戻るに従い、容器の応力も引張り応力に転じる。このときの応力(引張り応力)の最大値は約 400μs で容器壁内面に生じ、1.5GeV で 417MPa、3GeV で 255MPa、6GeV で 170MPa である。それ以後は、振動しながら次第に減衰している。この結果は、水銀圧力の正圧や負圧への変化に対して容器(ウィンドウ部中心近傍)の変形が追従していることを示している。

### 5.4 ターゲット容器の上・下板の圧力、応力と変位の時刻歴

ターゲット容器の上・下板はターゲット容器上・下部に設置される減速材(モデレータ)との境界を成す構造部位であり、中性子散乱施設としての中性子収率をできるだけ高めるために、ターゲット容器内の水銀とモデレータは出来るだけ近接して配置する必要がある。このため、ターゲット容器の運転内圧が 0.5MPa と高圧にもかかわらず、上・下板は平板にして薄板構造としなければならない。参考までに、ビームエネルギー3GeV のケースについて、上・下板の内面圧力の時刻歴を Fig.5.8 に、最大応力発生部位の応力時刻歴を

Fig.5.9 に示す。本ケースはターゲット容器の上・下板板厚を 7.5mm とした場合の解析結果である。

Fig.5.8 より、上・下板内面での圧力のピークは  $\pm 30\text{MPa}$  程度であり、約  $170\mu\text{s}$  の周期で繰り返している。Fig.5.9 より、応答の主要な変形成分は曲げ変形であり、発生する曲げ応力は約  $700\mu\text{s}$  において外表面(outer surface)で最大  $453\text{MPa}$  の引張り応力、内表面(inner surface)で最大  $440\text{MPa}$  の圧縮応力である。応力振幅の最大は約  $400\sim 700\mu\text{s}$  の間で外表面に生じており  $778\text{MPa}$  である。また、膜応力成分に相当する板厚中心(middle surface)では最大  $67\text{MPa}$  の引張り応力が約  $400\mu\text{s}$  において生じている。曲げ応力変化、膜応力変化共に約  $6.5\text{kHz}$  の振動応答が見られる。

上・下板の上下方向変位の時刻歴については Fig.5.10 に示すように、最大変位は  $235\mu\text{s}$  において 約  $0.4\text{mm}$  である。現在設計検討を進めているターゲット格納容器(safety hall)とターゲット容器とのクリアランスは  $3\text{mm}$  を想定しており、この最大変位に対して十分余裕のあるクリアランスと言える。

## 5.5 ターゲット容器/流量配分板の圧力、応力と変位の時刻歴

流量配分板は水銀の入口流路と出口流路を仕切り、適正に水銀流量を配分するための板であり、解析モデルでは簡略化した構造で陽子ビーム左右端から  $20\text{mm}$  の位置に設けた。ビームエネルギー  $3\text{GeV}$  のケースについて流量配分板の内面圧力の時刻歴を Fig.5.11 に、最大応力発生部位の応力時刻歴を Fig.5.12 に示す。本ケースは流量配分板の板厚を製作性と水銀腐食を考慮して  $10\text{mm}$  とした場合の解析結果である。

Fig.5.11 より、流量配分板の内面圧力は  $33\mu\text{s}$  において最大  $45\text{MPa}$  であり、 $236\mu\text{s}$  において最小  $-31\text{MPa}$  である。Fig.5.12 より、上・下板と同様に応答の主要な変形成分は曲げ変形であるが、水銀からの最初の圧力波が到達して外側に変形した後、その反動で内側に変形する時に最大応力が発生しており、発生する曲げ応力は約  $170\mu\text{s}$  において内表面で最大  $342\text{MPa}$  の引張り応力、外表面で最大  $361\text{MPa}$  の圧縮応力である。応力振幅の最大は約  $100\sim 200\mu\text{s}$  の間で外表面に生じており約  $570\text{MPa}$  である。また、膜応力成分に相当する板厚中心応力は、約  $540\mu\text{s}$  において最大  $83\text{MPa}$  の引張り応力が生じている。

次に、流量配分板の水平方向変位の時刻歴を Fig.5.13 に示す。最大変位は  $186\mu\text{s}$  において約  $0.2\text{mm}$  である。このように小さい変位は水銀の流動に影響を与えることはないと考えられる。

## 5.6 材料強度データと構造健全性

上述したビームエネルギー  $1.5\text{GeV}$ 、 $3\text{GeV}$ 、 $6\text{GeV}$  に対する動的応力挙動等の解析結果を、代表部位における最大圧力値、最大応力値、最大変位についてまとめた結果を Table 5.1 に示す。表には、ウィンドウ部板厚の効果を見るために  $3\text{GeV}$  のケースについて  $2.5\text{mm}$  の解析結果も併せて示してある。

一方、ターゲット容器の候補材料として、FBR の構造材として用いられている SUS316L や核融合炉用構造材として候補に挙げられている高温での中性子照射に強いフェライト/マルテンサイト系の F82H がある。これらの材料強度データを Table 5.2 に示す<sup>(9)(10)</sup>。

パルス状陽子ビーム入射時に発生する水銀中圧力波により発生するターゲット容器主要部の最大応力に対する構造成立性について、Table 5.1 および 5.2 を基に検討した。このとき、次のことに留意した。本解析で得られた動的応力は、水銀の熱膨張に起因するものであるから荷重制御型応力に相当すると見なせる。すなわち、原子力の構造設計基準(MITI 告示・501 等)での応力分類における 2 次応力と分類できる。したがって、応力振幅(最大・最小応力差)が 3Sm 以下であることが設計条件となる。検討結果を以下に記す。

### ① ウィンドウ部

応力振幅が 1.5GeV で 1053MPa、3GeV で 728MPa、6GeV で 486MPa であるから、5MW/50Hz の条件では、SUS316L ではいずれのケースも 3Sm を大きく超えている。F82H を用いても 1.5GeV、3GeV では厳しく、6GeV の場合に 3Sm 以下になる。

一方、陽子ビームについては周波数を 50Hz から 25Hz に変更することも検討されている。例えば、陽子ビーム条件が 2MW/25Hz の場合に対しては、発生応力を 2/2.5 とすれば、1.5GeV で 843MPa、3GeV で 583MPa、6GeV で 389MPa となり、3GeV なら F82H で成立する可能性がでてくる。同様に、陽子ビーム条件が 1MW/25Hz の場合に対しては、発生応力を 1/2.5 とすれば、1.5GeV で 422MPa、3GeV で 292MPa、6GeV で 195MPa となり、3GeV 及び 6GeV では SUS316L で成立する可能性がある。ただし、この場合でもウィンドウ部板厚が 2.5mm では 384MPa に達するため、4mm 程度にする必要がある。

### ② 上・下板部

ウィンドウ部と同様、応力振幅が 1.5GeV で 907MPa、3GeV で 778MPa、6GeV で 614MPa であるから、5MW、50Hz の条件では、SUS316L ではいずれのケースも 3Sm を超える。F82H を用いれば 3GeV で許容限界、6GeV の場合に 3Sm 以下になる。陽子ビーム条件が 1MW/25Hz の場合に対しては、発生応力を 1/2.5 とすれば、1.5GeV で 363MPa、3GeV で 311MPa、6GeV で 246MPa となり、3GeV 及び 6GeV では SUS316L で成立する可能性がある。エネルギー依存の傾向はウィンドウ部と同様であるが、3GeV 及び 6GeV の高エネルギー領域ではウィンドウ部での応力より大きくなっている。

### ③ 流量配分板

応力振幅が 1.5GeV で 711MPa、3GeV で 570MPa、6GeV で 434MPa であるから、5MW、50Hz の条件では、SUS316L ではいずれのケースも 3Sm を超える。F82H を用いればいずれのケースでも 3Sm 以下になる。陽子ビーム条件が 1MW/25Hz の場合に対しては、発生応力を 1/2.5 とすれば、1.5GeV で 285MPa、

3GeVで228MPa、6GeVで174MPaとなり、3GeV及び6GeVではSUS316Lで成立する可能性がある。なお、この部位に関しては板厚等の制限がウィンドウ部、上・下板部に比べて緩いため増厚等の対策が講じやすく、さらに肉厚を増やせば発生応力を低減することが可能である。

また、変形量に関してはウィンドウ部、上・下板部とも1mm以下であり、外側容器との隙間は3mm以上あるため、変形による干渉の問題はない。

なお、陽子ビームに関しては上述した周波数のみならず、エネルギーについても3GeVを基本にする方向で中性子性能の評価が進められている。この場合には、上記の結果より、フェライト系材料のF82Hを用いることにより2MW(25Hz)までの陽子ビームに対応できるものと考えられる。このときの陽子ビームのパルス強度は、4MW、50Hzの陽子ビームのパルス強度に等しい。

## 6. まとめ

中性子散乱施設用液体金属(水銀)ターゲットの開発における工学的課題を明らかにするために、5MW のパルス状陽子ビームが偏平形状液体金属ターゲットに入射するときの動的応力解析を行った。解析は実機条件に出来るだけ近い条件で行うこと目的として、ビーム形状を偏平矩形断面形状とし、ビームエネルギー (1.5GeV, 3GeV, 6GeV) をパラメータにして行った。このときの陽子ビームの断面内分布は一様とし、幾分保守的な評価になるが軸方向に変化しない条件を与えた。また、解析モデルは、クロスフロータイプターゲットを簡素化した半円筒形状のウィンドウ部を有する偏平ターゲットとし、NMTC/JAERI による核破碎発熱計算結果を基に、衝撃解析コード LS-DYNA を用いて解析した。その結果、以下の知見を得た。

- (1) ウィンドウ部に発生する応力振幅は 1.5GeV で 1053MPa、3GeV で 728MPa、6GeV で 486MPa となり、5MW/50Hz の条件では、SUS316L ではいずれのケースも 3Sm を超える。ただし、1MW/25Hz の条件では 1.5GeV で 422MPa、3GeV で 292MPa、6GeV で 195MPa となり、3GeV 及び 6GeV については SUS316L で成立する可能性がある。F82H を用いれば 3GeV、2MW/25Hz でも成立する可能性がある。
- (2) 上・下板部に発生する応力振幅は 1.5GeV で 907MPa、3GeV で 778MPa、6GeV で 614MPa となり、5MW/50Hz の条件では、SUS316L ではいずれのケースも 3Sm を超える。一方、1MW/25Hz の条件にすると、1.5GeV で 363MPa、3GeV で 311MPa、6GeV で 246MPa となり、3GeV 及び 6GeV では SUS316L で成立する可能性がある。
- (3) 変形量に関してはウィンドウ部、上・下板部とも 1mm 以下であり、外側容器との隙間は 3mm 以上あるため、変形による干渉の問題はない。

以上の結果、5MW の陽子ビーム条件に対応するには相当に厳しいが、現在検討されている 3GeV(25Hz)の場合には、降伏応力の高いフェライト系材料の F82H を用いることにより 2MW(25Hz)までの陽子ビームに対応できるものと考えられる。このときの陽子ビームのパルス強度は、4MW、50Hz の陽子ビームのパルス強度に等しい。

## 謝　　辞

本報告書をまとめるに際し、解析条件の設定について有益な助言を頂いた渡辺 昇 特別研究員、発熱密度等のデータを提供して下さった勅使河原 誠 研究員、懇切丁寧な助言を賜りました核変換システム研究グループの倉田 有司 主任研究員に謝意を表します。

## 参考文献

- (1) JAERI・KEK 共同推進チーム：“大強度陽子加速器計画”, JAERI-Tech2000-003(2000).
- (2) K. Skala、G.S. Bauer: “On the pressure wave problem in liquid metal targets for Pulsed-Spallation-Neutron-Sources”, Proc.ICANS-X III, Switzerland, SI-Proc.95-2, p559-576(1995).
- (3) Bill R. Appleton: ”A Progress Report on the Spallation Neutron Source”, Proc.ICANS-X IV, U.S.A, ANL-98/33, p.32-40(1998).
- (4) M.Teshigawara, N.Watanabe, S.Ishikura, et al.: ”Energy deposition in target and cryogenic moderators in JAERI 5MW pulsed spallation source”, to be published.
- (5) 石倉 他: “中性子散乱施設用液体金属ターゲットの構造評価(第 1 報)”, JAERI-Tech97-037(1997).
- (6) 石倉 他: “中性子散乱施設用液体金属ターゲットの構造評価(第 2 報)”, JAERI-Tech2000-008(2000).
- (7) “LS-DYNA User’s Manual(Version 940)”, 株式会社 日本総合研究所.
- (8) “伝熱工学資料 改訂第 4 版”, 日本機械学会, p.323(1996).
- (9) “発電用原子力設備に関する構造等の技術基準”, 昭和 55 年通商産業省告示第 501 号.
- (10) Y.Dai: “Materials Selection for ESS Mercury Target Container” Proc.ICANS-X III, Switzerland, PSI-Proc.95-02, p.604-622(1995).
- (11) G.S. Bauer: “Mercury as a target material for Pulsed(Fast)-Spallation-neutron-Sources”, Proc.ICANS-X III, Switzerland, PSI-Proc.95-02, p.547-558(1995).

**Table 3.1 Parameter to fitting curves of heat deposition**

---	$C_1$	$C_2$	$C_3$	$C_4$	$C_5$	$C_6$
1.5GeV	5170	3.905	0.2627	7.893	0.06776	9.876
3GeV	4038	4.689	0.3081	7.044	0.05741	13.04
6GeV	3622	3.376	0.2285	8.422	0.05482	14.08

- Fitting curve function

$$Q(z) = C_1 \left(1.0 - C_2 e^{-C_3(z+C_4)}\right) e^{-C_5(z+C_6)}$$

Table 4.1 Material properties(400K)

-----	Unit	SUS316L	Mercury
Young modulus ( E )	GPa	188	----
Bulk modulus ( K <sub>s</sub> )	GPa	----	25.5
Poisons ratio ( v )	Non	0.303	----
Density ( ρ )	kg/m <sup>3</sup>	7,890	13,285
Specific heat ( c <sub>p</sub> )	kJ/kg	4.18	0.137 ( c <sub>v</sub> =0.19 )
Thermal expansion ( α )	m/m	18.1E-6	61.0E-6

Table 4.2 Heat deposition and maximum temperature and pressure

Beam energy & Power	Heat deposition at peak position	Maximum Hg temperature ( peak position )	Maximum Hg pressure ( peak position )
	W/cc	°C	MPa
1.5GeV,5MW 50Hz	2100	26.6	108
3GeV,5MW 50Hz	1604	20.3	83
6GeV,5MW 50Hz	1113	14.1	57

Table 5.1 Table of maximum responses at main part under various beam power

Beam energy and Power	Thickness of window mm	Maximum pressure at window MPa	Maximum stress at window mm	Maximum displacement at window	Maximum stress at upper plate MPa	Maximum pressure at upper plate MPa	Maximum displacement at upper plate mm	Maximum stress at baffle plate MPa	Maximum displacement at baffle plate mm
1.5GeV 5MW 50Hz	4.0	87 -38	417 -636	0.19 -380	527 -380	34 -38	0.53 -447	264 -447	0.22 -----
3GeV 5MW 25Hz	2.5	58 -17	498 -461	0.30 -----	----- -----	----- -----	----- -----	----- -----	----- -----
↑	4.0	58 -24	255 473	0.14 0.14	453 -325	29 -31	0.42 -361	209 -361	0.18 0.14
6GeV 5MW 25Hz	4.0	32 -17	170 -316	0.09 -258	356 24	24 -25	0.31 -277	157 -277	0.14 0.14

\*Upper plate(below the moderator) ; 7.5mm, Baffle plate ; 10mm.

Table 5.2 Material strength (423K)

Material	Yield strength; Sy	Design allowable strength; Sm
SUS316L	----	115
SUS316LN	----	138
F82H	400	267 (=Sy/1.5)

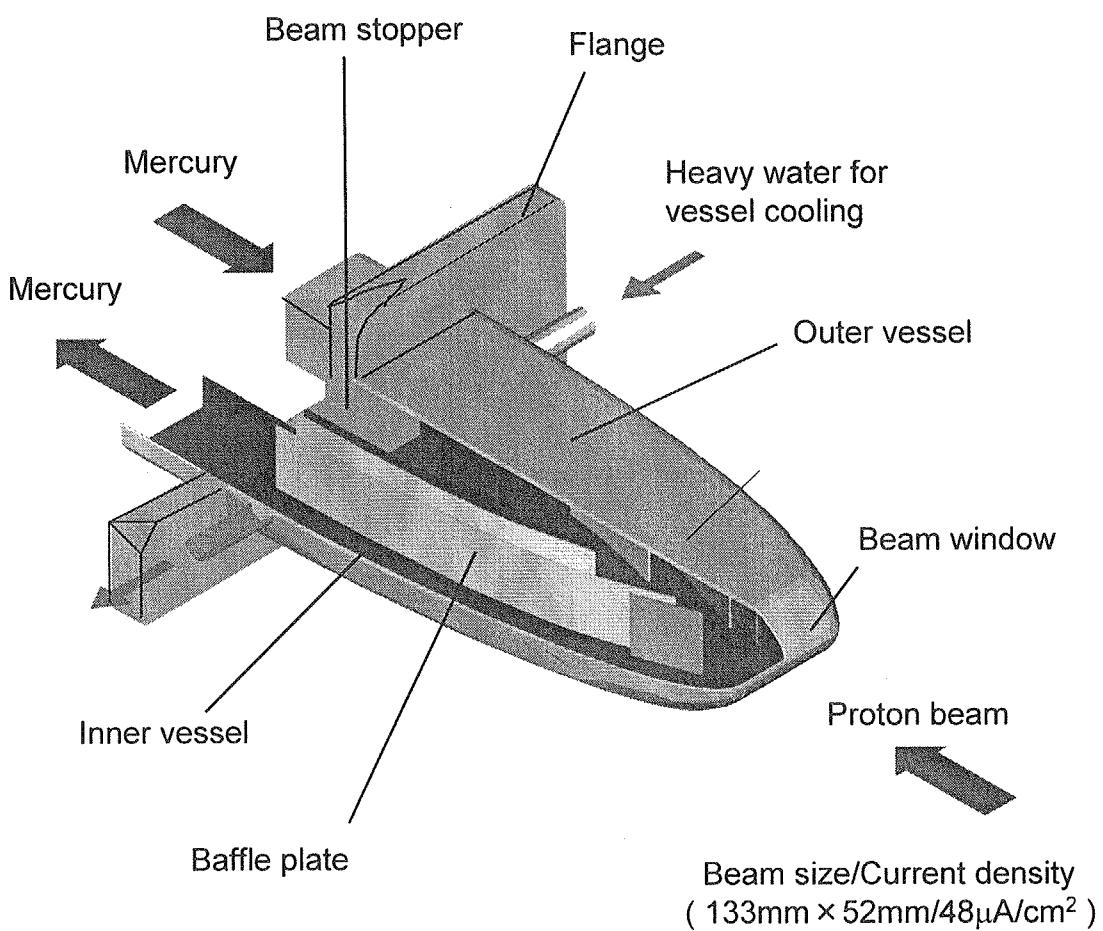


Fig.2.1 Cross flow type mercury target with blade distributors

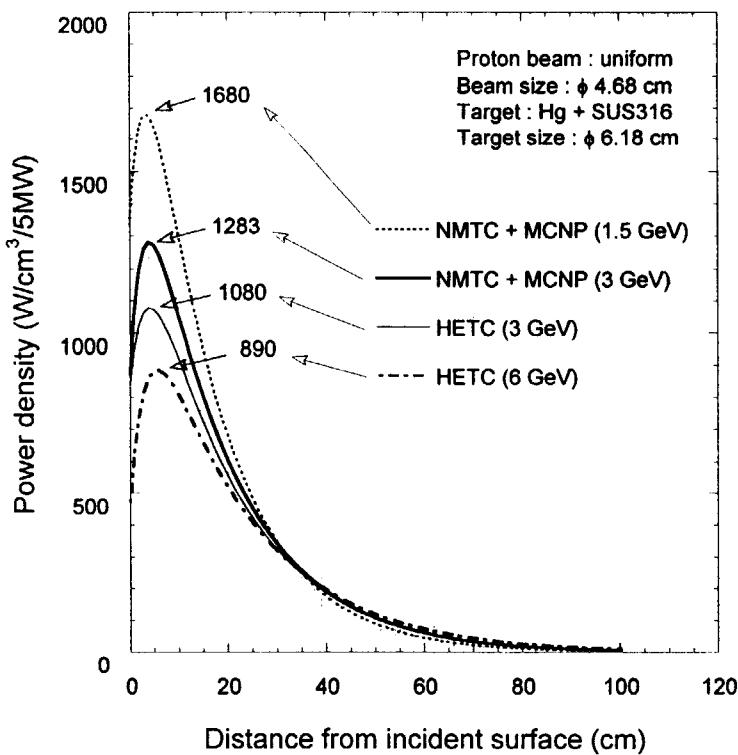


Fig.3.1 Power density as a function of distance from incident surface

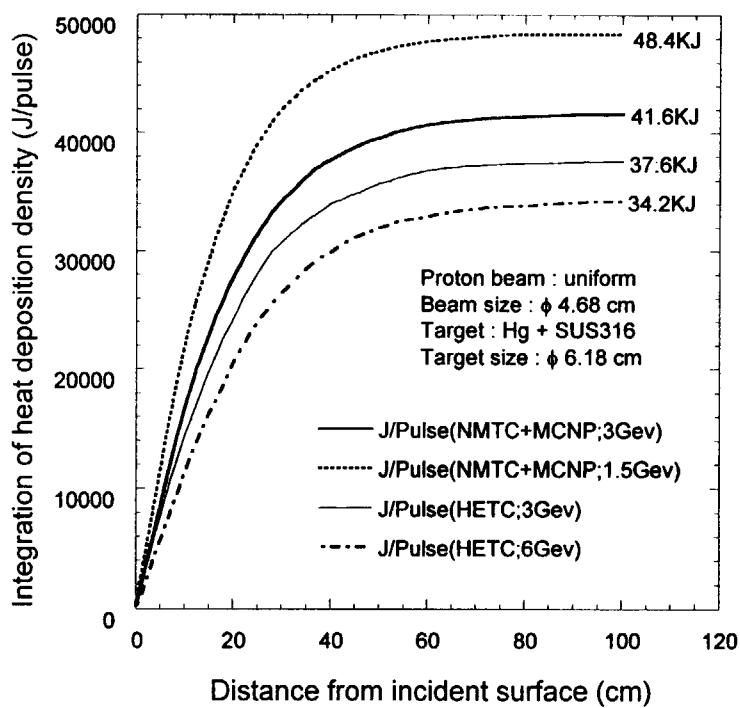


Fig.3.2 Power density as a function of distance from incident surface

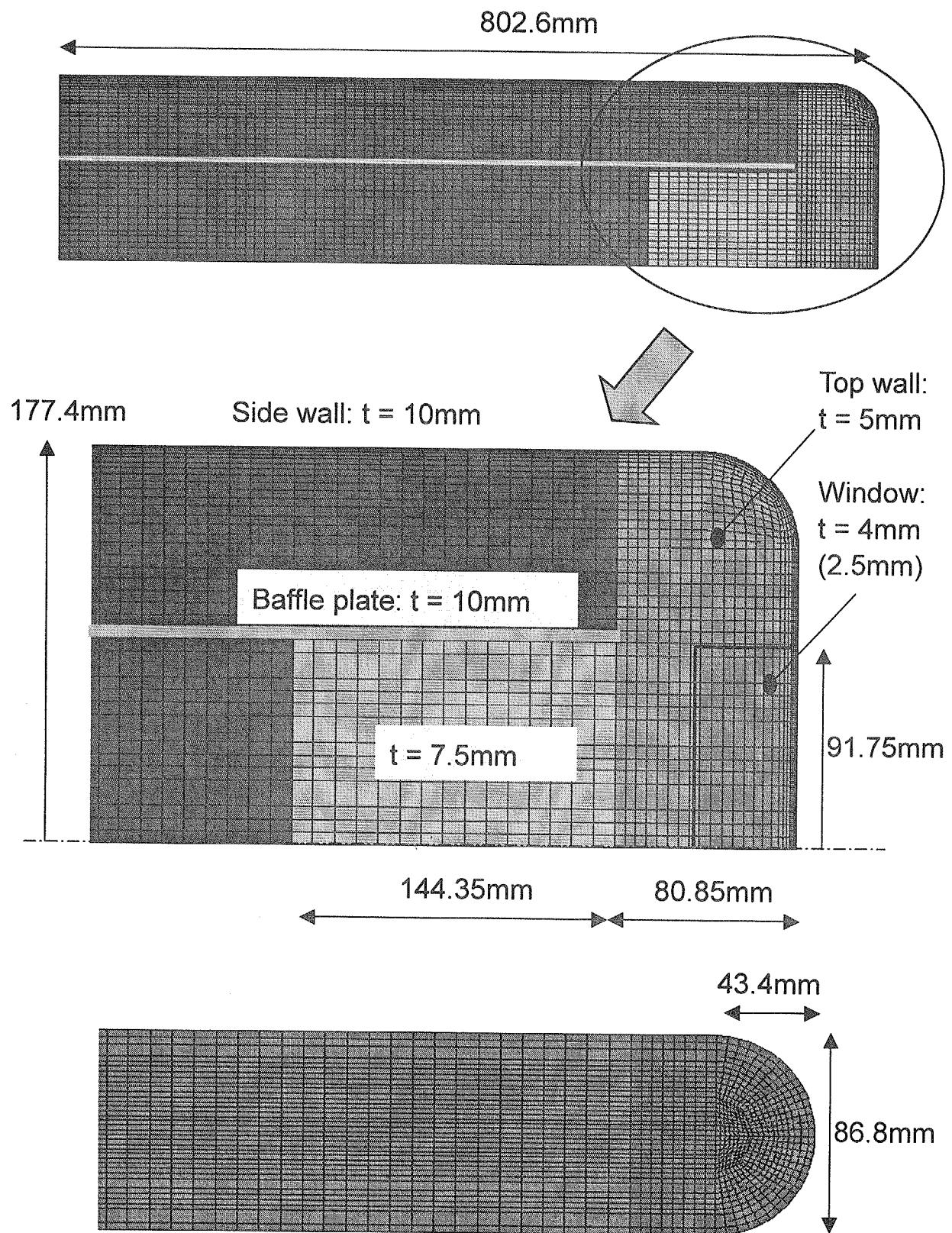
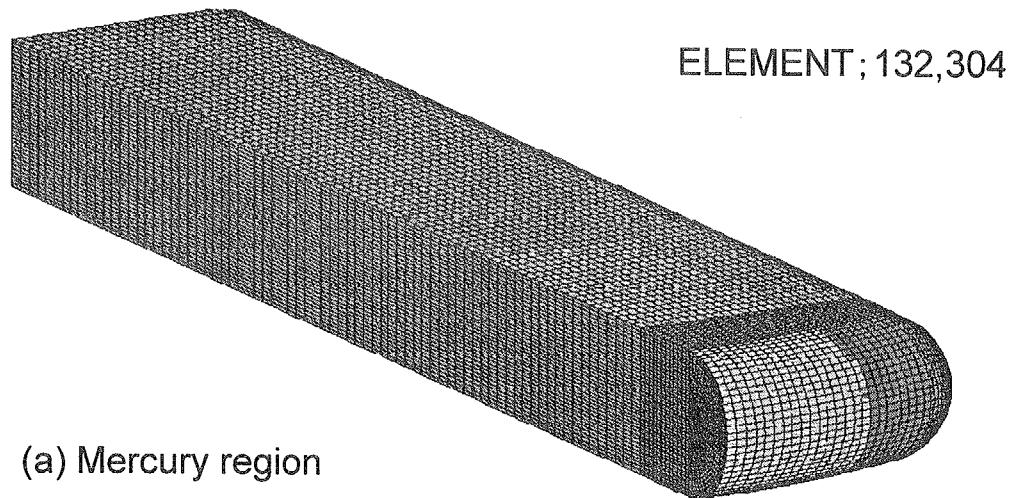
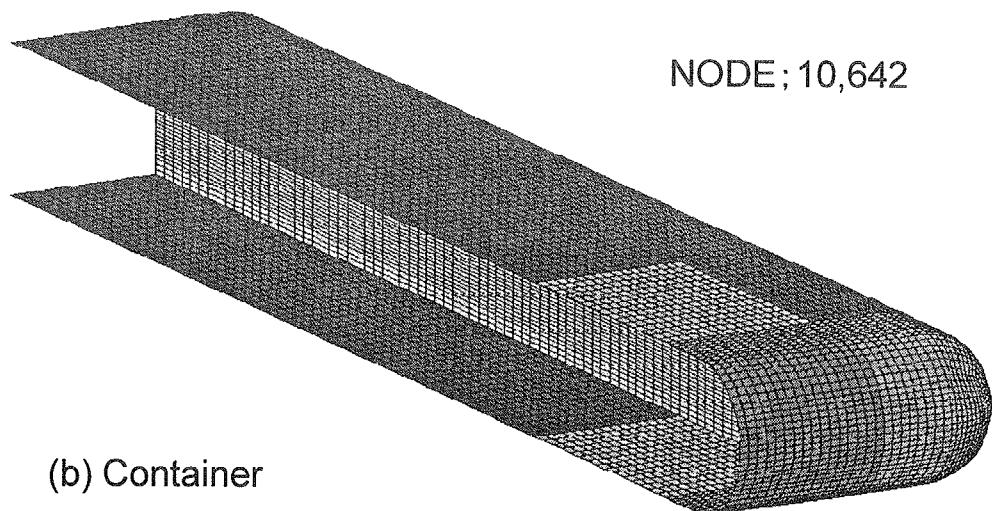


Fig.4.1 Analytical model for LS-DYNA



(a) Mercury region

$x$   $y$   $z$



(b) Container

Fig.4.2 3D-FEM models of mercury region and target container.

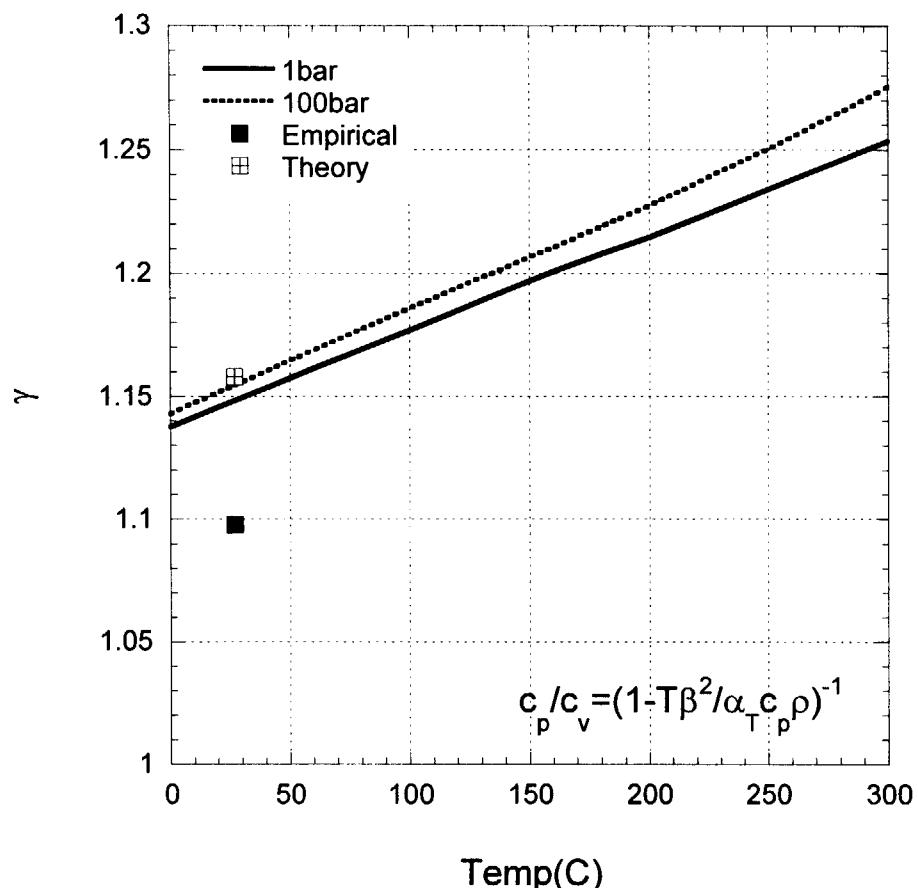


Fig.4.3 Relationship between temperature and specific heat ratio ( $\gamma=c_p/c_v$ )

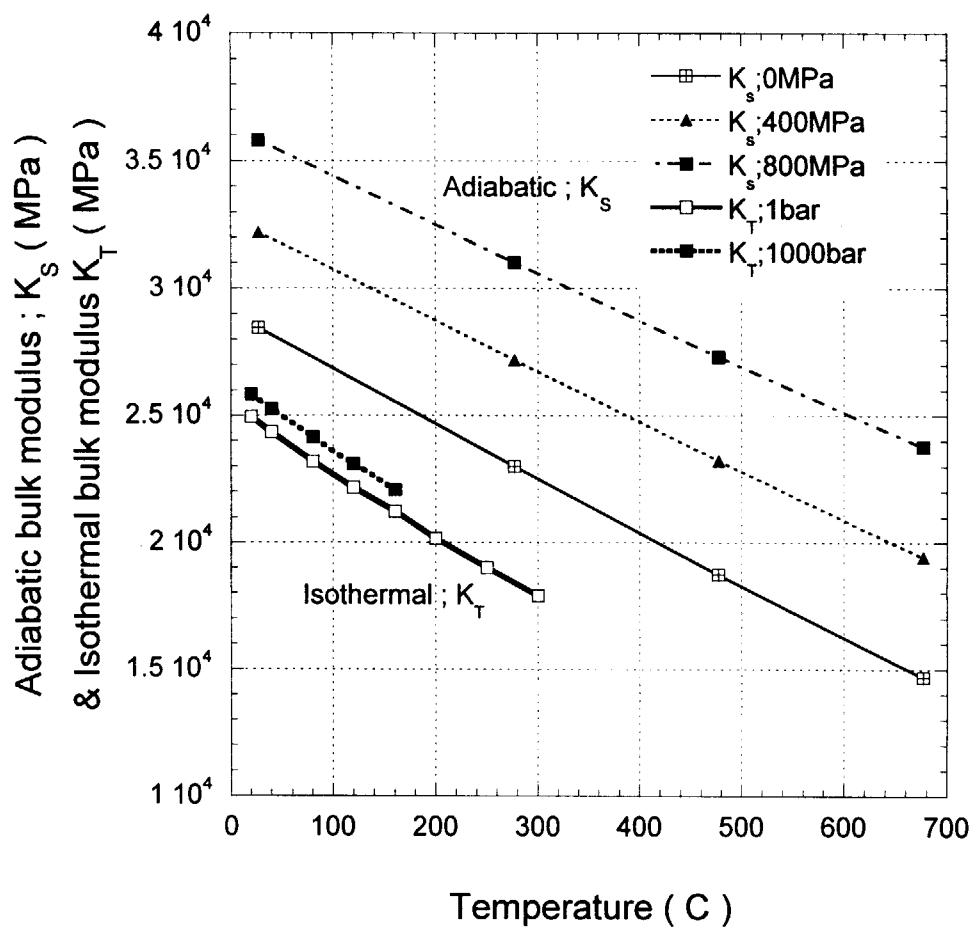


Fig.4.4 Temperature dependence of the adiabatic bulk modulus of liquid mercury under various pressure

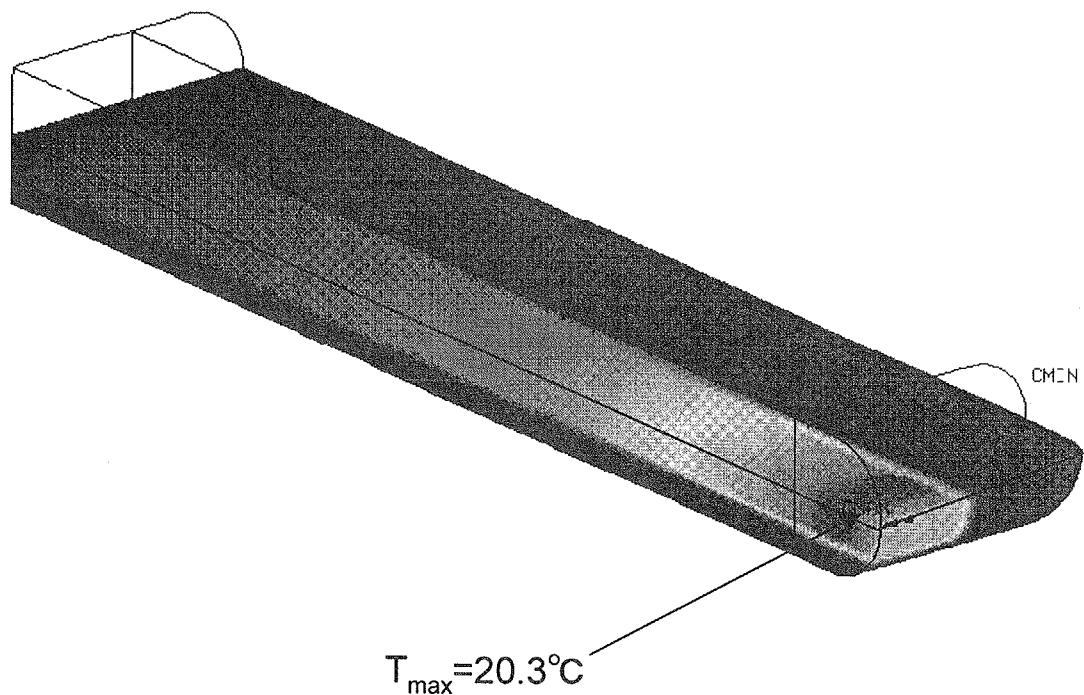


Fig.4.5 Temperature distribution in the target under  
1-pulse heat deposition ( t=1ms )

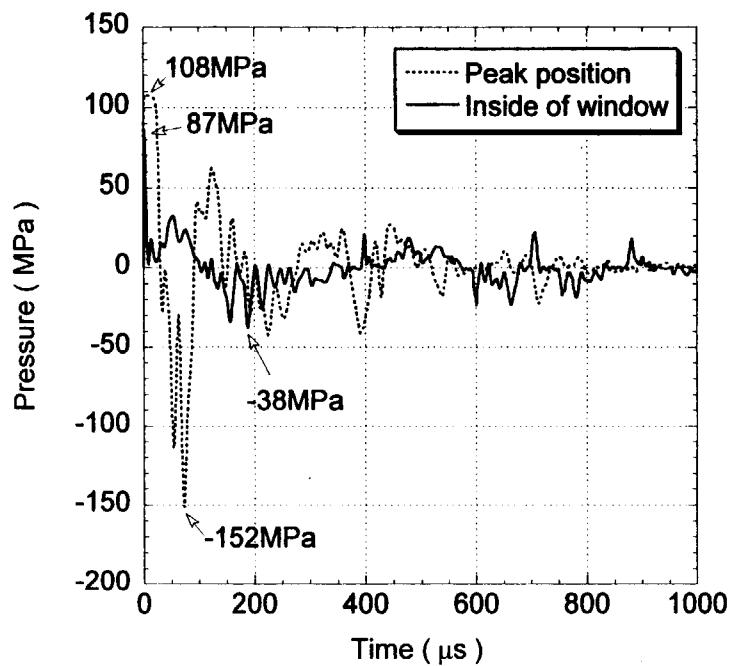


Fig.5.1 Pressure changes in the target ( 1.5GeV, 5MW, 50Hz )

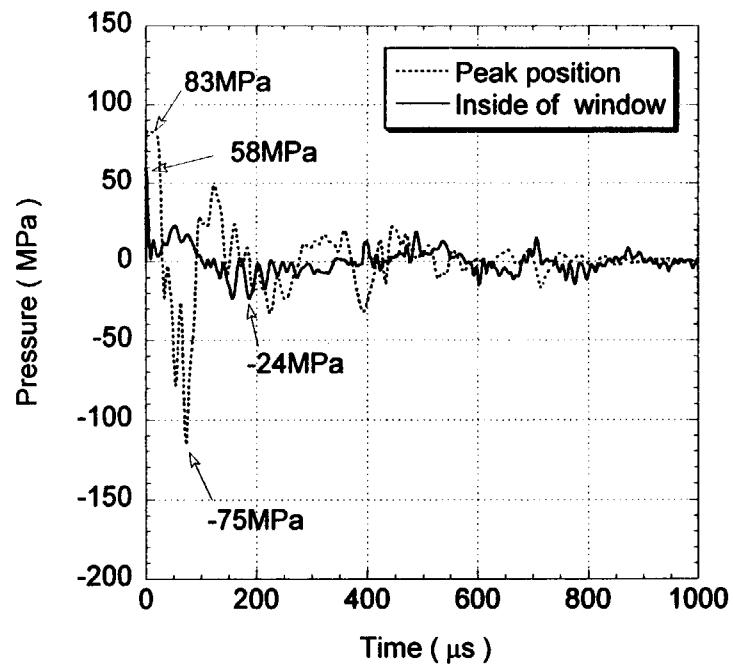


Fig.5.2 Pressure changes in the target ( 3GeV, 5MW, 50Hz )

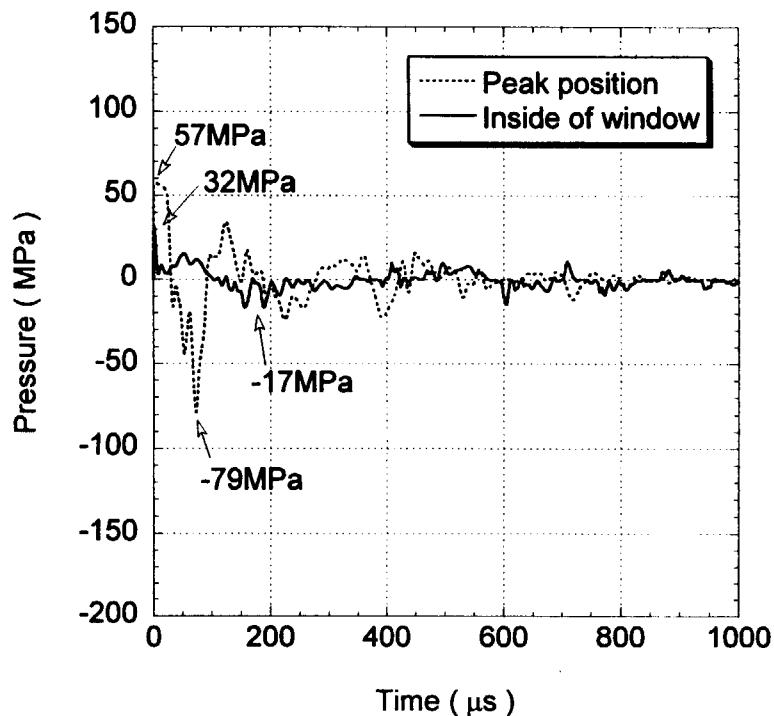


Fig.5.3 Pressure changes in the target ( 6GeV, 5MW, 50Hz )

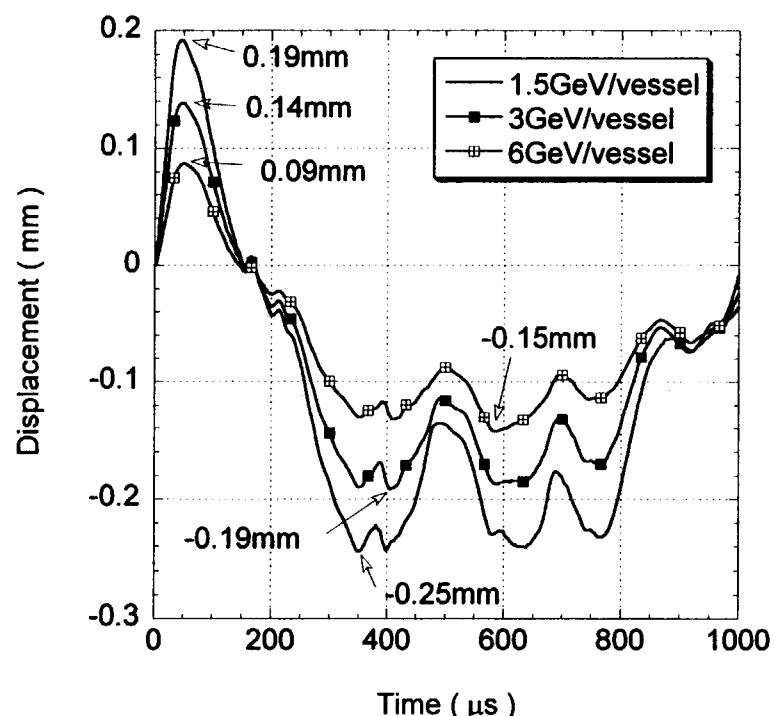


Fig.5.4 Displacement changes at the center of the window  
( 1.5GeV, 3GeV, 6GeV; 5MW, 50Hz )

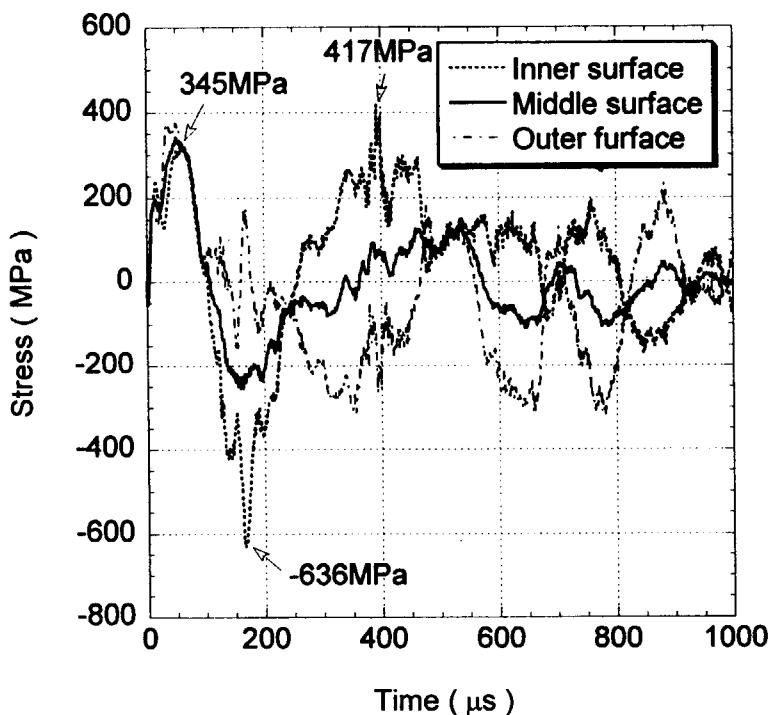


Fig.5.5 Stress changes at the center of the window  
( beam energy 1.5GeV )

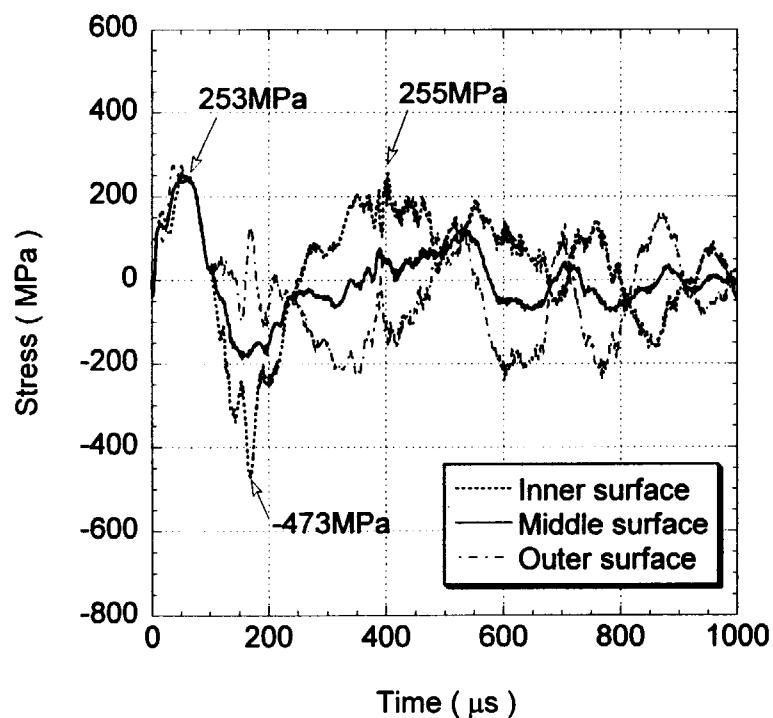


Fig.5.6 Stress changes at the center of the window  
( beam energy 3GeV )

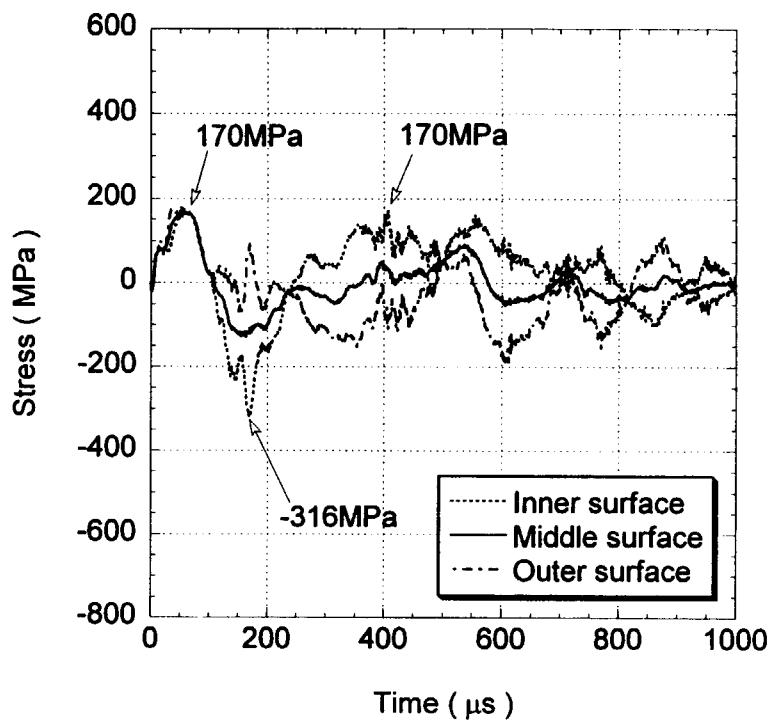


Fig.5.7 Stress changes at the center of the window  
( beam energy 6GeV )

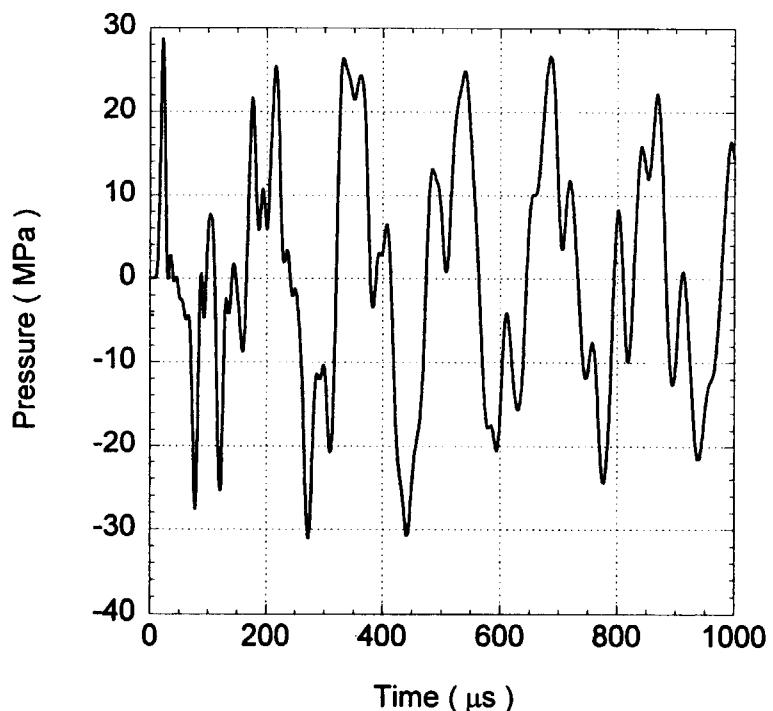


Fig.5.8 Pressure change at the upper and lower plates  
( beam energy 3GeV )

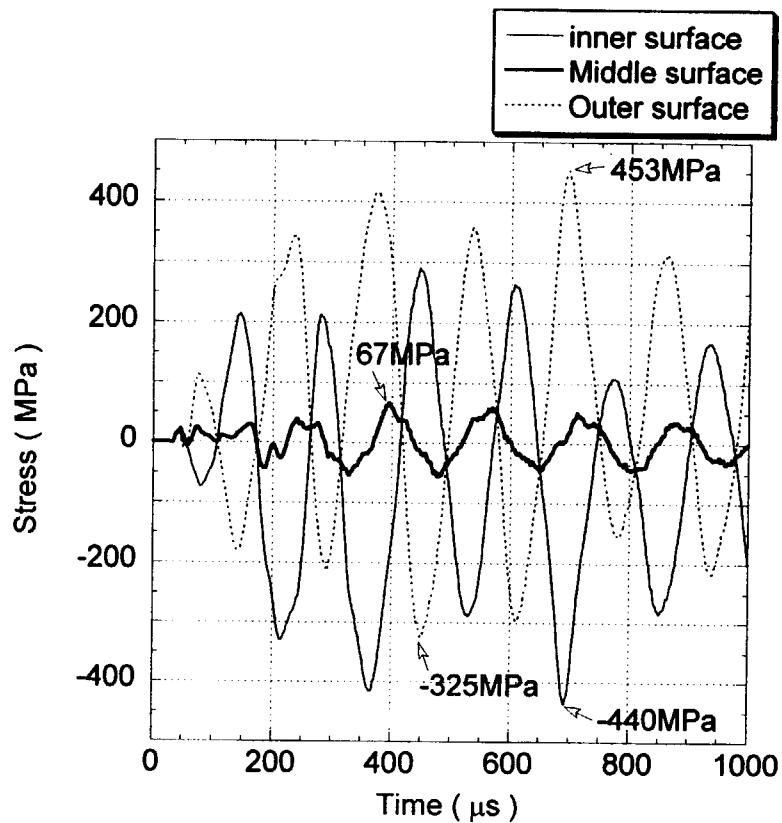


Fig.5.9 Stress changes at the upper and lower plates  
( beam energy 3GeV )

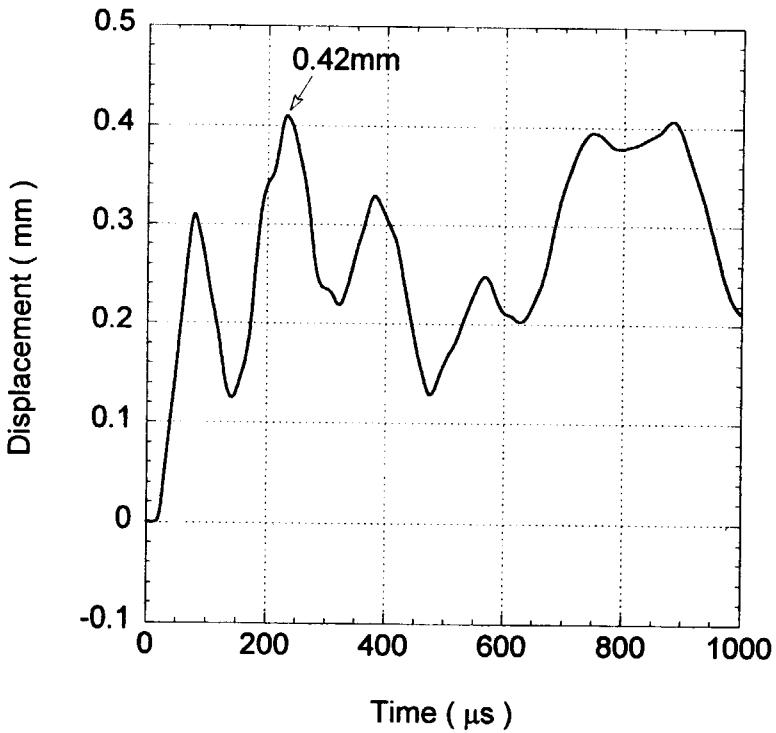


Fig.5.10 Displacement change at the upper and lower plates  
( beam energy 3GeV )

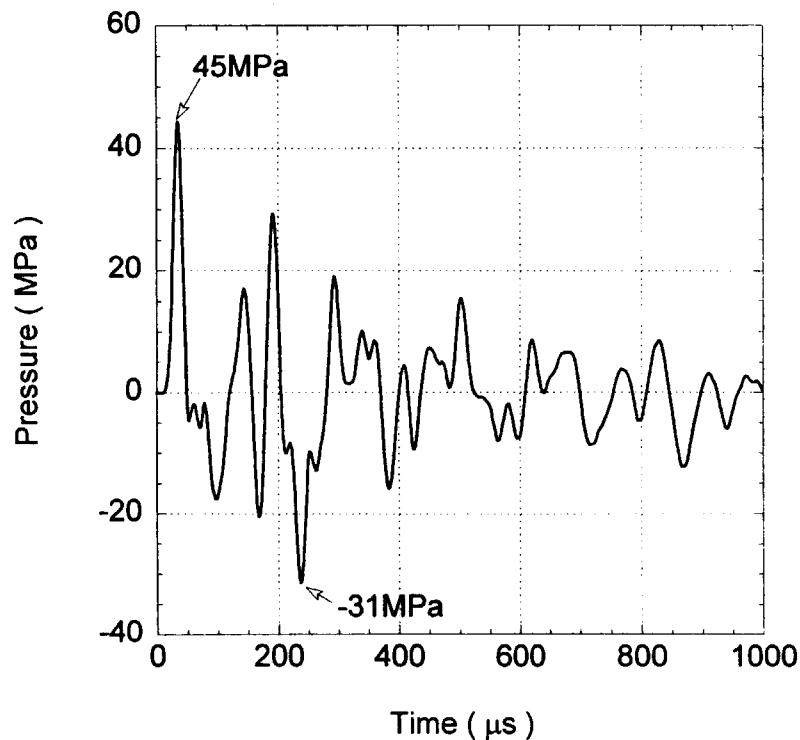


Fig.5.11 Pressure change at the inside of the baffle plate  
(beam energy 3GeV)

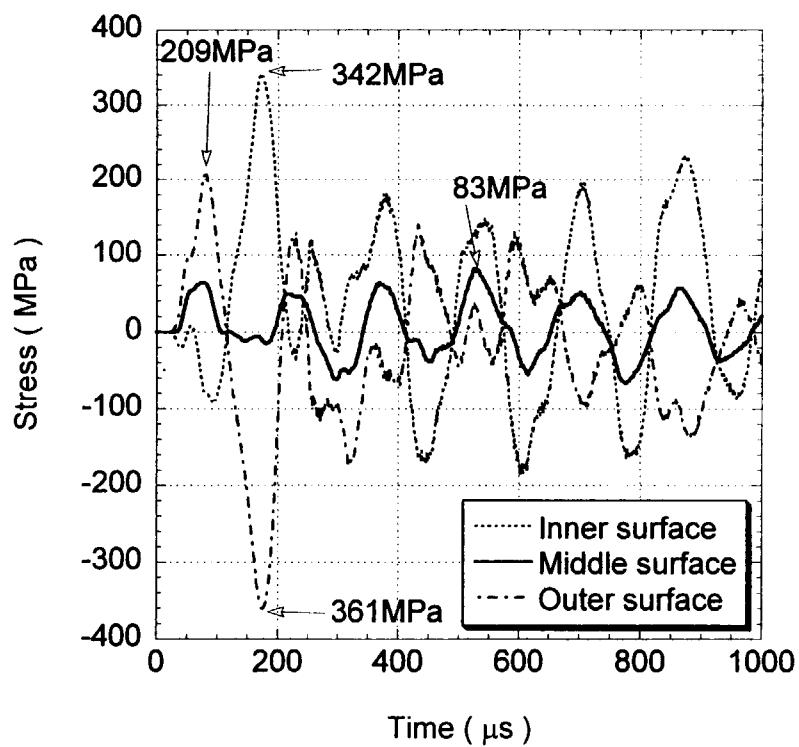


Fig.5.12 Stress changes of the baffle plate  
(beam energy 3GeV)

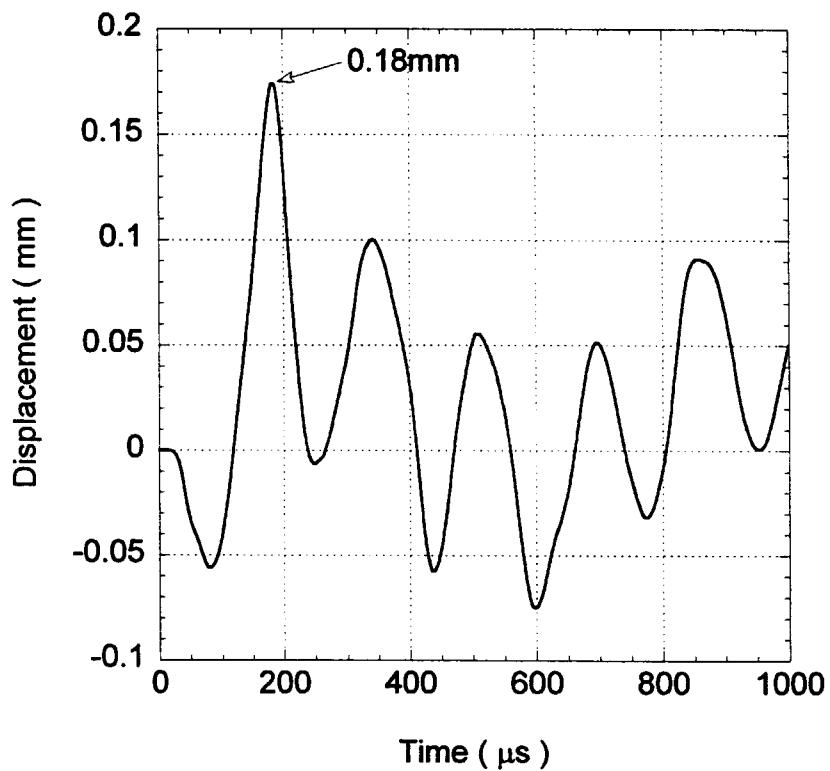


Fig.5.13 Displacement change of the baffle plate  
( beam energy 3GeV )

## [付録] 水銀中の瞬時発熱による水銀圧力の計算

$1\mu\text{s}$  のパルス状陽子ビームが水銀ターゲットに入射した時の、核破碎による瞬時発熱 $\Delta Q$ による水銀の温度上昇 $\Delta T$ と体積変化を伴わない熱膨脹による圧力上昇 $\Delta P$ を熱力学の状態関係式から導く(参考文献-1)。

### 1. 状態量と状態式

ある瞬間における物体または系の最も基本的な状態は、その瞬間における圧力； $P$ 、温度； $T$ 、体積； $v$ のような物体の状態量で決まる。これらの状態量は、互いに独立に変化するものではなく、それらの間には一定の関係がある。即ち、熱的に閉じた系では、独立に変化できるのは 2 個の状態量までであり、他の状態量はその 2 個から従属的に決まる。

これらの状態量の関係は、以下の式で表される。

$$P = P(v, T), \quad v = v(P, T), \quad T = T(P, v) \quad (1)$$

上式を微分して  $P$ 、 $v$ 、 $T$  の全微分を求めるとき以下のようになる。

$$\begin{aligned} dP &= \left( \frac{\partial P}{\partial v} \right)_T dv + \left( \frac{\partial P}{\partial T} \right)_v dT \\ dv &= \left( \frac{\partial v}{\partial P} \right)_T dP + \left( \frac{\partial v}{\partial T} \right)_P dT \\ dT &= \left( \frac{\partial T}{\partial P} \right)_v dp + \left( \frac{\partial T}{\partial v} \right)_P dv \end{aligned} \quad (2)$$

### 2. 状態量による各物理量の関係

#### (1) 体膨張係数； $\beta_P$

等圧の下で単位温度上昇のために生じる物体の体積の変化と、 $0^\circ\text{C}$ での体積 $v_0$ との割合、すなわち体膨張係数は以下のように表せる。

$$\beta_P = \frac{1}{v_0} \left( \frac{\partial v}{\partial T} \right)_P \quad \left( \frac{\partial v}{\partial T} \right)_P = v_0 \beta_P \quad (3)$$

#### (2) 圧力係数； $\chi$

等体積の下で単位温度上昇のために生じる物体の圧力の上昇と、 $0^\circ\text{C}$ での圧力  $P_0$

との割合すなわち圧力係数は以下のように表せる。

$$\chi = \frac{1}{P_0} \left( \frac{\partial P}{\partial T} \right)_v \quad \left( \frac{\partial P}{\partial T} \right)_v = P_0 \chi \quad (4)$$

(3) 等温圧縮率 ;  $\alpha_T$  ( 等温体積弹性率 ;  $K_T = 1/\alpha_T$  )

等温の下で物体に圧力を加えるとき、単位の圧力上昇のために生じる体積の収縮と、初めの体積との割合すなわち等温圧縮率は以下のように表せる。

$$\alpha_T = -\frac{1}{v_0} \left( \frac{\partial v}{\partial P} \right)_T \quad \left( \frac{\partial v}{\partial P} \right)_T = -v_0 \alpha_T \quad (5)$$

### 3. 各状態量間の関係

$1\mu s$  のパルス陽子ビームが水銀ターゲットに入射し、瞬時発熱により生じる熱膨脹による圧縮場が形成されるのは、その間に熱膨脹が起こらないために等容積変化である。等容積変化の場合の各状態量間の関係式を求めるために式(2)の第2式を用いて  $dv = 0$  とおくと、

$$\left( \frac{\partial v}{\partial P} \right)_T = -\frac{dT}{dP} \left( \frac{\partial v}{\partial T} \right)_P \quad (6)$$

となる。但し、 $dT/dP$  は等容積変化の場合の微係数であるから、 $(\partial T / \partial P)_v$  とすべきであるから、式(6)は次式のように表せる。

$$\left( \frac{\partial P}{\partial v} \right)_T \cdot \left( \frac{\partial v}{\partial T} \right)_P \cdot \left( \frac{\partial T}{\partial P} \right)_v = -1 \quad (7)$$

式(7)を基に、等容積変化の場合の体膨張係数、圧力係数、等温圧縮率または等温体積弹性率の関係を求める。式(7)を変形して、

$$\left( \frac{\partial T}{\partial P} \right)_v = -\frac{1}{\left( \frac{\partial P}{\partial v} \right)_T \cdot \left( \frac{\partial v}{\partial T} \right)_P} \quad \left( \frac{\partial P}{\partial T} \right)_v = -\left( \frac{\partial P}{\partial v} \right)_T \cdot \left( \frac{\partial v}{\partial T} \right)_P \quad (8)$$

これに式(3)、(5)を代入すると、

$$\left(\frac{\partial P}{\partial T}\right)_v = - \left(\frac{\partial P}{\partial v}\right)_T \cdot \left(\frac{\partial v}{\partial T}\right)_P = - \frac{\left(\frac{\partial v}{\partial T}\right)_P}{\left(\frac{\partial v}{\partial P}\right)_T} = - \frac{v_0 \beta_p}{-v_0 \alpha_T} = \frac{\beta_p}{\alpha_T} = \beta_p K_T \quad (9)$$

ターゲット内の瞬時発熱と等容積変化の圧力変化との関係の微分式は、

$$dP = \left(\frac{\partial P}{\partial T}\right)_v dT = \left(\frac{\partial P}{\partial T}\right)_v \frac{dQ}{\rho c_v} = \frac{\beta_p K_T}{\rho c_v} dQ \quad (10)$$

であるから、式(10)を積分すると、核破碎発熱  $\Delta Q$  による圧力上昇  $\Delta P$  は次式となる。

$$\Delta P = \int dP = \frac{\beta_p K_T}{\rho c_v} \int dQ = \frac{\beta_p K_T}{\rho c_v} \Delta Q \quad (11)$$

#### 4. 圧力波伝播過程における物性値

初期圧縮場の計算には等温体積弾性率  $K_T$  を用いるが、圧力波伝播過程においては断熱膨張、断熱収縮であるから、物性値としては断熱体積弾性率  $K_s$  を用いる必要がある。その場合、LS-DYNA での発熱の入力が節点温度で入力するため節点温度から初期圧縮場を計算する過程で、

$$\Delta P = \beta_p K_s \Delta T \quad (12)$$

となり、 $\gamma = K_s/K_T$  倍の圧縮場と見なされる結果となる。これを補正するために、LS-DYNA における荷重倍数を  $1/\gamma$  として入力する。

[参考文献-1] 谷下：“工業熱力学（基礎編）” 裳華房, p.124(1978).

## 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	$s^{-1}$
圧力、応力	ニュートン	N	$m \cdot kg/s^2$
エネルギー、仕事、熱量	パスカル	Pa	$N/m^2$
功率、放熱束	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	クーロン	C	$A \cdot s$
静電容量	ボルト	V	W/A
電気抵抗	ファラード	F	C/V
コンダクタンス	オーム	$\Omega$	V/A
磁束	ジーケンス	S	A/V
磁束密度	ウェーバ	Wb	$V \cdot s$
インダクタンス	テスラ	T	$Wb/m^2$
セルシウス温度	ヘンリイ	H	$Wb/A$
光束度	セルシウス度	$^{\circ}C$	
照度	ルーメン	lm	$cd \cdot sr$
放射能	ルクス	lx	$lm/m^2$
吸収線量	ベクレル	Bq	$s^{-1}$
線量	グレイ	Gy	$J/kg$
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	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	$\mu$
$10^{-9}$	ナノ	n
$10^{-12}$	ピコ	p
$10^{-15}$	フェムト	f
$10^{-18}$	アト	a

(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。

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。

## 換算表

力	N( $=10^3$ dyn)	kgf	lbf
	1	0.101972	0.224809
9.80665		1	2.20462
4.44822		0.453592	1

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

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

圧力	MPa( $=10$ bar)	kgf/cm <sup>2</sup>	atm	mmHg(Torr)	lbf/in <sup>2</sup> (psi)
	1	10.1972	9.86923	$7.50062 \times 10^3$	145.038
力	0.0980665	1	0.967841	735.559	14.2233
	0.101325	1.03323	1	760	14.6959
	$1.33322 \times 10^{-4}$	$1.35951 \times 10^{-3}$	$1.31579 \times 10^{-3}$	1	$1.93368 \times 10^{-2}$
	$6.89476 \times 10^{-3}$	$7.03070 \times 10^{-2}$	$6.80460 \times 10^{-2}$	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	$2.77778 \times 10^{-7}$	0.238889	$9.47813 \times 10^{-4}$	0.737562	$6.24150 \times 10^{-18}$	$= 4.184 \text{ J (熱化学)}$
9.80665		1	$2.72407 \times 10^{-6}$	2.34270	$9.29487 \times 10^{-3}$	7.23301	$6.12082 \times 10^{-19}$	$= 4.1855 \text{ J (15}^{\circ}\text{C)}$
$3.6 \times 10^6$	$3.67098 \times 10^5$	1	$8.59999 \times 10^5$	3412.13	$2.65522 \times 10^6$	2.08747	$2.24694 \times 10^{-25}$	$= 4.1868 \text{ J (国際蒸気表)}$
4.18605		0.426858	$1.16279 \times 10^{-6}$	1	$3.96759 \times 10^{-3}$	778.172	$2.61272 \times 10^{-19}$	仕事率 1 PS(仏馬力)
1055.06		107.586	$2.93072 \times 10^{-4}$	252.042	1	6.58515 $\times 10^{-21}$	$6.58515 \times 10^{-21}$	$= 75 \text{ kgf}\cdot\text{m/s}$
1.35582		0.138255	$3.76616 \times 10^{-7}$	0.323890	$1.28506 \times 10^{-3}$	1	$8.46233 \times 10^{-18}$	$= 735.499 \text{ W}$
$1.60218 \times 10^{-19}$	$1.63377 \times 10^{-20}$	$4.45050 \times 10^{-26}$	$3.82743 \times 10^{-20}$	$1.51857 \times 10^{-22}$	$1.18171 \times 10^{-19}$	1		

放射能	Bq	Ci	吸収線量	Gy	rad	照射線量	C/kg	R	線量当量
	1	$2.70270 \times 10^{-11}$		1	100		1	3876	
	$3.7 \times 10^{10}$	1		0.01	1		$2.58 \times 10^{-4}$	1	

(86年12月26日現在)

