DB
182
2001
(HS)

水銀ターゲット容器の衝撃挙動に関する研究

粉川広行

システム情報工学研究科

筑波大学

2001年12月

寄贈
粉川広行氏

02006795

目　次

第１章　序　論・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・1

１．１　研究の背景・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・1

１．１．１　大強度陽子加速器を用いた核破砕中性子源・・・・・・・・1

１．１．２　水銀ターゲット容器の構造健全性に影響する力学的因子・・2

１．２　従来の研究・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・4

１．３　本研究の目的と論文の構成・・・・・・・・・・・・・・・・5

第２章　パルスレーザーを用いた熱衝撃試験・・・・・13

２．１　諸　言・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・13

２．２　試験片及び実験装置・・・・・・・・・・・・・・・・・・15

２．３　有限要素法による数値解析モデル・・・・・・・・・・・・・16

２．４　実験結果及び解析結果・・・・・・・・・・・・・・・・・18

２．４．１　温度分布・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・18

２．４．２　動的熱応力解析・・・・・・・・・・・・・・・・・・18

２．４．２．１　入熱深さ及びビームプロファイルの影響・・・・・・18

２．４．２．２　熱衝撃による応力波の伝ぱ挙動・・・・・・・・・19

２．５　結　言・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・21

第３章　平面ひずみ波入射実験による水銀の動特性・・31

３．１　諸　言・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・31

３．２　平面ひずみ波入射実験装置・・・・・・・・・・・・・・・32

３．３　実験結果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・34

３．３．１　衝撃棒と入力棒の衝突によって発生する応力波・・・・34

３．３．２　入出力棒を伝ぱする応力波・・・・・・・・・・・・・35

３．３．３　水銀の動特性・・・・・・・・・・・・・・・・・・・36

３．４　有限要素法解析モデル・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・37
３．４．１　弾性固体要素モデル・・・・・・・・・・・・・・・・・38
３．４．２　せん断粘弾性モデル・・・・・・・・・・・・・・・・・39
３．４．３　体積粘弾性モデル・・・・・・・・・・・・・・・・・・40
３．４．４　水銀の閉じ込め方法・・・・・・・・・・・・・・・・・41
３．５　解析結果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・42
３．５．１　弾性固体要素モデル・・・・・・・・・・・・・・・・・42
３．５．２　粘弾性モデル・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・42
３．５．３　水銀の閉じ込め方法の影響・・・・・・・・・・・・・・43
３．６　結　言・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・44

第４章　ターゲット容器構造を模擬した
　　　　圧力波伝ぱ挙動・・・・・・・・・・・・・・・・57

４．１　諸　言・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・57
４．２　実験装置・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・58
４．３　実験結果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・59
４．３．１　圧力波の伝ぱ及び模擬ビーム窓のひずみ挙動・・・・・・59
４．３．２　模擬ビーム窓近傍に発生する圧力と
　　　　　初期負荷圧力及び模擬ビーム窓板厚の関係・・・・・・・・62
４．４　解析モデル・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・62
４．５　解析結果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・63
４．5．１　円筒容器の弾性変形の影響・・・・・・・・・・・・・・・63
４．5．２　液体と構造体の界面モデルの検討・・・・・・・・・・・64
４．5．３　液体を水銀とした場合の解析・・・・・・・・・・・・・67
４．５　結　言・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・68

第５章　圧力波伝ぱによる液体・固体界面での損傷・・88

５．１　諸　言・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・88
５．２　実　験・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・88

５．３　実験結果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・90
５．３．１　ピットの観察・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・90
５．３．２　画像処理による損傷評価・・・・・・・・・・・・・・・91
５．４　結　言・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・93

第６章　水銀ターゲット容器の動的応力解析・・・・・104

６．１　諸　言・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・104
６．２　解析モデル・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・104
６．２．１　実機水銀ターゲットモデル・・・・・・・・・・・・・・104
６．２．２　パルス陽子ビーム入射による
水銀ターゲットの発熱密度・・・・・・・・・・・・・・・・106
６．３　解析結果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・107
６．３．１　パルス陽子ビーム入射によるターゲット容器の熱衝撃
・・・・・・107
６．３．２　水銀中の圧力波により
ターゲット容器に発生する応力波・・・・・・・・・・・・107
６．４　結　言・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・109

第７章　結　論・・・・・・・・・・・・・・・・・・・114

謝　辞・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・119
参考文献・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・120
論文リスト・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・124

第1章　序　論

1．1　研究の背景

近年、物質･生命科学の分野では、革新的な展開を可能とする大強度中性子源の建設が世界的に要望されている。それに応えるため、米国では SNS 計画（Spallation Neutron Source project）、欧州では ESS 計画（European Spallation Source project)、我が国では日本原子力研究所と高エネルギー加速器研究機構による大強度陽子加速器計画の下で、従来よりも 1 桁以上大きい出力の陽子加速器を用いる MW 級核破砕中性子源の建設計画が進められている。MW 級核破砕中性子源は世界初の試みであり、中性子源として機能するターゲットを設計するうえで、その構造健全性、とくに、ターゲット材を閉じ込めるターゲット容器の構造健全性の確保が極めて重要である。本研究ではターゲット容器の構造健全性に影響する力学的因子を整理し、その評価モデルの妥当性を実験及び解析的に明確にしてターゲット容器の構造健全性の評価を行った。本章では、ターゲット容器の構造健全性に影響する力学的因子の概要について述べた後、本論文の目的と構成について述べる。

1．1．1　大強度陽子加速器を用いた核破砕中性子源

Fig.1.1 に大強度陽子加速器計画における中性子散乱施設の概念図を示す。中性子散乱施設では、核破砕中性子源である重金属ターゲットに、陽子加速器からのパルス陽子ビームを入射することにより核破砕反応を起こして中性子を発生させる。ターゲットで発生した中性子は、ターゲット周囲に設置された反射体により、ターゲットに隣接して設置される減速材に集められる。減速材に集められた中性子は、減速材内部で実験に必要なエネルギーまで減速した後、中性子ガイド管を介して、計測器まで導かれ実験に供される。

一方、パルス陽子入射による核破砕反応により、ターゲット内部では中性子

の発生とともに瞬時に高密度の熱が発生する。そのため、中性子源となるターゲットには、陽子ビーム入射時に発生する高密度の熱を除去する観点から、日米欧ともに液体水銀を核破砕ターゲット材として用いる計画である。Fig.1.2 に原研で検討中の水銀ターゲット[1-1]の模式図を示す。陽子ビームが入射するターゲットビーム窓部で幅 260mm、高さ 80mm、ターゲット有効長が 800mm のターゲット容器の中を水銀が、陽子ビーム入射方向と直交するように流れる。ターゲット容器はSUS316L製である。水銀ターゲットには、パルス幅 1μs、25Hz の 1MW のパルス陽子ビームが入射する。Table 1.1 に水銀ターゲットへの熱負荷条件を示す。Table 1.1 に示す熱負荷によって、水銀の入口温度を 50℃、水銀の入口での流速を 1m/s とした場合、ターゲット中での水銀の最大温度は 130℃、容器の最大温度はターゲットビーム窓の外表面で 190℃となり、水銀出口温度は 76.5℃となる [1-2]。

Table 1.1 Loading condition of the mercury target

Proton beam energy	1 MW (3 GeV)
Pulse duration and frequency of proton beam	1 μs, 25Hz
Proton beam size	130mm(wide) x 50mm(high)
Max. heat density in mercury (at 3 cm apart from target beam window)	508 MW/m^3 (20.4x10^6 MW/ m^3/pulse)
Max. heat density in target beam window	255 MW/ m^3 (10.2x10^6 MW/ m^3/pulse)

1．1．2　水銀ターゲット容器の構造健全性に影響する力学的因子

Fig.1.3 に円筒容器に 1MW 出力のパルス陽子ビームが入射したときの容器の動的挙動の予備的解析結果を示す。パルス幅 1μs のパルス陽子ビーム入射により、ターゲット容器のビーム窓（以後、ターゲットビーム窓と呼ぶ）、及び水銀には瞬時発熱による熱膨張が起こる。そのため、ターゲット容器はターゲット

ビーム窓で熱衝撃により発生する応力波、及び水銀中に発生する圧力波から動的負荷を受け、応力が激しく変動する。発生応力は容器材料の許容応力を越える可能性があり、熱衝撃によって発生する応力波や、水銀中での圧力波の伝ぱ挙動を含めて水銀からの動的負荷をより詳細に評価する必要がある。また、容器壁では、熱衝撃により発生する応力波に加え、水銀からの動的負荷による応力波が時間とともに伝ぱ･反射して、応力波が重畳することや、熱衝撃による応力波と水銀からの動的負荷による応力波が重畳することによって、応力が集中して準静的な負荷よりも大きな応力が発生する可能性がある。また、その発生位置は時間によって移動することから、ターゲット容器の構造健全性を確保するうえで応力波の伝ぱ挙動について詳細に評価し、その予測精度を向上させる必要がある。

一方、ターゲット容器は、核破砕反応で発生した中性子の吸収をできるだけ少なくするために薄肉にする必要がある。とくに、陽子ビームが入射するターゲットビーム窓は、中性子の吸収抑制に加えて熱除去及び熱応力緩和の観点からできるだけ薄肉化する必要があり、現在は第 6 章で述べるように板厚を暫定的に 2.5mm としている。この場合、圧力波がターゲットビーム窓などの構造体に伝ぱすると、構造体は変形して圧力波の伝ぱに影響を及ぼす可能性があり、構造体の変形と連成した場合の圧力波の伝ぱ挙動を評価する必要がある。とくに、ターゲット容器近傍で水銀中に負圧が発生すると水銀中でキャビテーションが発生して、キャビテーション気泡が崩壊する際に発生するマイクロジェット等により、ターゲット容器材料が損傷を受ける可能性がある。

このように、水銀ターゲットでは、ターゲット容器の構造健全性を確保するうえで重要な力学的因子として、ビーム窓部での熱衝撃による応力波、及び液体水銀中の圧力波の伝ぱ挙動、及び液体と構造体の連成挙動が挙げられる。これらの支配因子をモデル化して現象を高精度に再現し、それを基にして水銀ターゲット容器の構造健全性を評価していく必要がある。

１．２　従来の研究

ここでは、前述したターゲット容器の力学的挙動を支配する因子に関係する従来の研究について述べ、本研究との関連を示す。

熱衝撃による応力波の伝ぱ挙動については、古くから解析的に研究されている。パルス状陽子ビームが液体金属ターゲットに入射し、瞬時に発熱することにより生じる力学的挙動は内部発熱を伴う動的熱弾性問題に帰着する。動的熱弾性問題で厳密解を求めるものでは、固体に関する運動方程式と熱伝導方程式を連成で解く手法が研究されている[1-3],[1-4],[1-5]。1 次元の動的熱弾性問題に関して典型的な連立偏微分方程式を表すと以下のように与えられる。

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x^2}=\frac{(3\lambda+2\mu)\alpha}{\lambda+2\mu}\frac{\partial}{\partial x}(T-T_0)+\frac{1}{c_0^2}\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \tag{1.1}$$

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}=\frac{\rho c}{k}\frac{\partial T}{\partial t}+\frac{(3\lambda+2\mu)\alpha T_0}{k}\frac{\partial^2 u}{\partial x\partial t} \tag{1.2}$$

ここで、u は変位、T は温度、T_0 は初期温度、λ、μはラーメの定数、αは線膨張係数、c_0 は弾性体中の音速、ρは密度、c は定容比熱、k は熱伝導率である。

上式(1.1)は通常の弾性体の縦波に関する波動方程式に右辺第 1 項の温度勾配に伴う熱膨張による慣性項を加えた式であり、式(1.2)は通常の熱伝導方程式に右辺第 2 項の内部エネルギー（ひずみエネルギー）変化を加えた式であり、お互いに変位場 u と温度場 T で連成した式となっている。

熱衝撃試験に関しては、赤外線加熱試験[1-6]、水やガスによる急激冷却試験[1-7],[1-8]、またはパルスレーザー加熱試験[1-9],[1-10]等により、ガラス等の脆性材料や耐熱用の被覆材の材料強度試験が多数行われ、熱衝撃による破壊挙動や、コーティング材の剥離挙動について研究されている。しかしながら、それらは、応力波の伝ぱを問題にするほど高速な現象ではなく、また、熱衝撃により固体材料中を伝ぱする応力波及びひずみ波を実験により直接計測している研究は見当たらない。

一方、試料の衝撃挙動を調べる試験装置として、ホプキンソン棒法原理に基

づく衝撃実験装置がある。この装置は、間接的に試料の動特性を調べることが可能で、金属材料[1-11]、脆性材料[1-12],[1-13]、骨等の生体材料[1-14]等、種々の固体材料について、ひずみ速度依存性を考慮した構成式の導出等の研究が進められている。液体の衝撃挙動に関しては、Ramesh[1-15]が合成潤滑油に対してホプキンソン棒法原理に基づく実験により 800MPa までの圧力を 1 μs から 100 μs の間に負荷する試験を行い、負荷圧力の増大とともに合成潤滑油の剛性が高くなることを示している。

熱衝撃と固体・液体の連成挙動を扱った報告では、我が国の大強度陽子加速器計画と同様な計画を進めている米国（SNS 計画）及びヨーロッパ共同体（ESS 計画）と原研の共同で、米国ブルックヘブン国立研究所の AGS（Alternative Gradient Synchrotron）加速器を用いて、水銀ターゲット中に発生する圧力波の挙動を明らかにすること、及び圧力波解析モデルを検討する目的で、圧力波発生・伝ぱ実験を実施した例がある[1-16]。実験では、SUS316 製で半径 100mm、肉厚 2.5mm の円筒の先端に半径 100mm の半球状のターゲットビーム窓を設けた全長 1300mm のターゲット容器に水銀を満たし、AGS 加速器からの陽子（エネルギー：24GeV、陽子数：$1x10^{12}$ 個、パルス幅：40ns、ビーム半径：25mm）をビーム窓から入射して、ターゲット容器の変位速度を、ターゲット容器の先端から 150mm 離れた位置で計測している。実験結果を陽解法有限要素法コードによる解析結果と比較した結果、両者ともに変位速度は約 100μs で負のピーク値（ターゲット容器はターゲットビーム窓方向に移動）を示し、その値は約 0.15m/s で一致している。しかし、100μs 以降、解析結果での変位速度は急激に正の値に変化するが、実験結果では比較的ゆっくりと変動し、そのピーク値は解析結果に比べて低い値を示すと報告されている。

1．3　本研究の目的と論文の構成

Fig.1.2 に示す実機水銀ターゲットでは、ターゲットビーム窓を介して水銀にパルス幅 1μs のパルス陽子ビームが入射して瞬時に熱膨張し、ターゲット容器は、ターゲットビーム窓で熱衝撃により発生する応力波による負荷、及び水銀

中に発生する圧力波からの動的負荷を受ける。熱衝撃により発生する応力波や圧力波からの動的負荷による応力波は時間とともに伝ぱ･反射して応力が集中し、準静的な場合よりも大きな応力が発生する可能性がある。また、その発生位置も時間によって異なる。このため、ターゲット容器の構造健全性を評価するうえで応力波の挙動を精度よく予測することが必要である。

熱衝撃試験に関しては、赤外線加熱試験、水やガスによる急激冷却試験、またはパルスレーザー加熱試験等により、ガラス等の脆性材料や耐熱用の被覆材の材料強度試験が多数行われ、熱衝撃による破壊挙動や、コーティング材の剥離挙動について研究されている。しかしながら、それらは、熱負荷時間が数秒と長く、応力波の伝ぱを問題にするほど高速な現象ではなく、応力波やひずみ波を実験により直接計測している研究は見当たらない。そこで、応力波の伝ぱが問題になるような熱衝撃挙動を調べるために、パルス幅 50ns のルビーレーザーを用いた熱衝撃試験を行い、熱衝撃により発生した応力波の伝ぱ挙動を明らかにし、熱衝撃挙動に対する解析モデルの妥当性を検証する。

また、水銀中に発生した圧力波は、水銀中を伝ぱしてターゲット容器に動的負荷を与えるため、水銀からの動的負荷を精度よく評価するうえで、水銀中での圧力波の伝ぱ挙動に影響を及ぼす動的な場合の水銀の剛性などの、水銀の動特性を評価する必要がある。そこで、ホプキンソン棒法原理に基づく平面ひずみ波入射実験を行い、水銀の動特性を明らかにする。

また、陽子ビームが入射するターゲットビーム窓は、熱除去及び熱応力緩和の観点から薄肉にする必要があり、現設計では暫定的に肉厚を 2.5mm としている。圧力波がターゲットビーム窓に伝ぱすると、ターゲットビーム窓は変形して圧力波の伝ぱに影響を及ぼす可能性がある。そこで、圧力波の伝ぱと構造体の変形が連成した場合の圧力波の伝ぱ挙動を評価するために、ターゲット容器構造を模擬した圧力波伝ぱ試験を行い、圧力波伝ぱによるターゲットビーム窓の変動とターゲットビーム窓近傍での圧力挙動を明らかにする。

さらに、圧力波伝ぱによるターゲットビーム窓の変動により、ターゲット容器近傍で水銀中に負圧が発生すると、水銀中にキャビテーションが発生して、キャビテーション気泡が崩壊する際に発生するマイクロジェット等により、ターゲット容器材料が損傷を受ける可能性がある。そこで、平面ひずみ波入射に

よる衝撃実験を行い、固体材料と水銀との界面でのキャビテーション崩壊に起因する損傷について評価する。

本論文は 7 つの章から構成され、水銀ターゲット容器の力学的挙動を支配する因子である、構造体の熱衝撃により発生する応力波の挙動、水銀中を伝ぱする圧力波、及び液体と構造体の連成挙動について述べる。Fig.1.4 に本論文の構成を示す。

第 1 章「序論」では、本研究の背景と本研究で対象とするターゲット容器の構造健全性を確保するうえで重要な力学的因子を摘出して、関連分野における従来の研究について概観し、本研究の目的と論文の構成を説明した。

第 2 章「ルビーレーザーを用いた熱衝撃試験」では、構造体に熱衝撃により発生する応力波の伝ぱ挙動について、ターゲット容器候補材である SUS316L に、パルス幅 50ns のルビーレーザーを用いた熱衝撃試験を実施し、解析モデルの妥当性を検証した。また、熱衝撃によって構造体中に発生する応力波の伝ぱ挙動を実験及び解析により明らかにした。

第 3 章「平面ひずみ波入射実験による水銀の動特性」では、水銀中を伝ぱする圧力波について、液体水銀に平面ひずみ波入射実験を行い、圧力波の伝ぱに対する水銀の動特性を明らかにし、それを基にして、水銀の動特性に対する水銀の粘性の影響、及び水銀の閉じ込め方法の影響を解析的に明らかにした。さらに、圧力波の伝ぱに対する水銀のモデル化手法を明確にした。

第４章「ターゲット容器構造を模擬した圧力波伝ぱ試験」では、液体と容器の連成挙動について、薄肉構造であるターゲットビーム窓に圧力波が伝ぱした場合の、ターゲットビーム窓の挙動と、ターゲットビーム窓近傍での圧力挙動を実験的に明らかにした。それを基にして、液体と容器の連成挙動を解析する際に不可欠な界面での挙動について妥当なモデルを明らかにした。

第５章「圧力波伝ぱによる液体・固体界面での損傷」では、液体と容器の連成挙動について、4 種類の固体材料を用いて、平面ひずみ波入射実験を行い、圧力波の伝ぱにより水銀と固体材料の界面に発生するキャビテーション気泡の崩壊に起因する損傷について評価し、それを基に損傷の低減化について考察した。

第 6 章「水銀ターゲット容器の動的応力解析」では、第 2 章、第 3 章、及び

第４章で妥当性及び適用性を明らかにした、構造体の熱衝撃による応力波伝ぱ挙動、圧力波の伝ぱに対する水銀の動特性、液体と容器の連成挙動の解析モデルを用いて、１MW のパルス陽子ビームが入射する際の実機水銀ターゲット容器モデルの動的応力解析を行い、構造健全性を評価した。

第 7 章「結論」では、本研究で得られた多角的な成果に基づいて水銀ターゲット容器の構造健全性が十分に確保できることを示した。

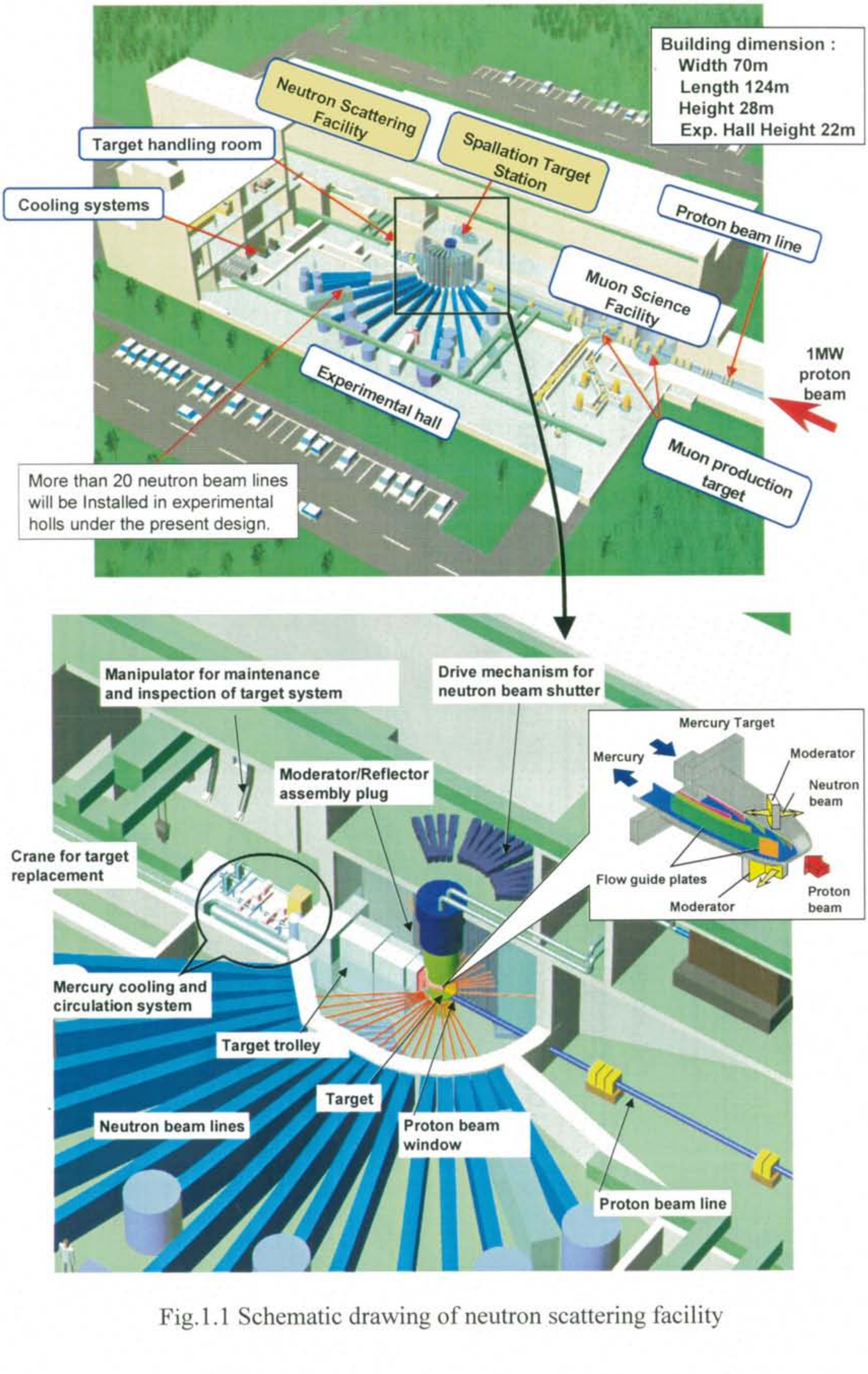
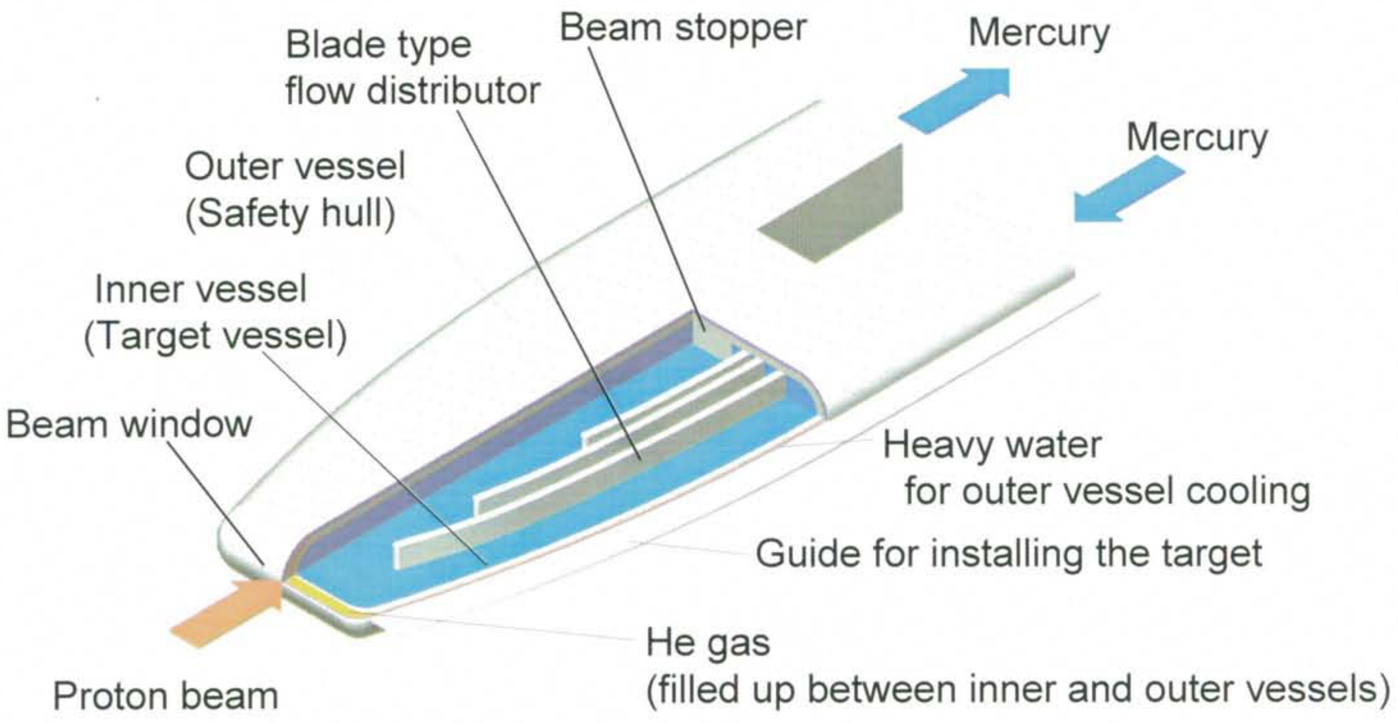


Fig.1.1 Schematic drawing of neutron scattering facility



Material : SUS316
Dimensions: 80 mm (height) x 260 mm (width) (at beam window),
Effective length 800 mm

Fig.1.2 Conceptual drawing of cross flow type (CFT) mercury target

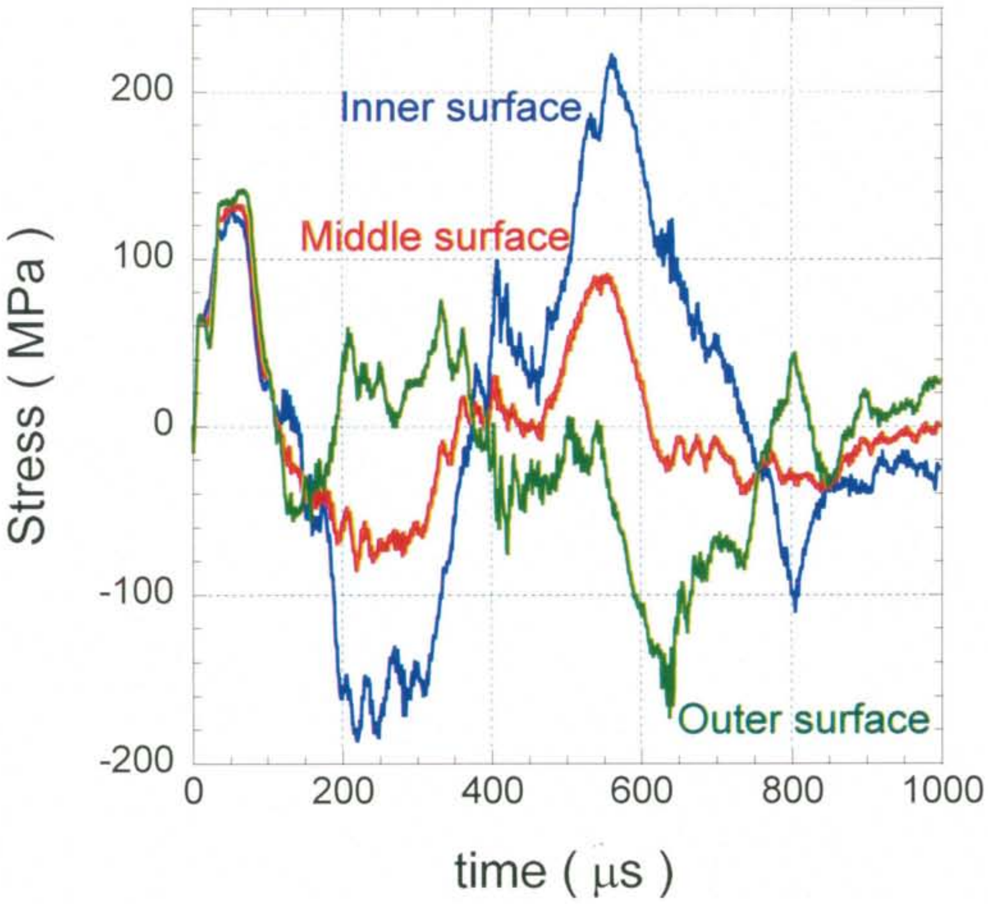


Fig.1.3 Preliminary results of dynamic stress in target vessel due to proton beam incident

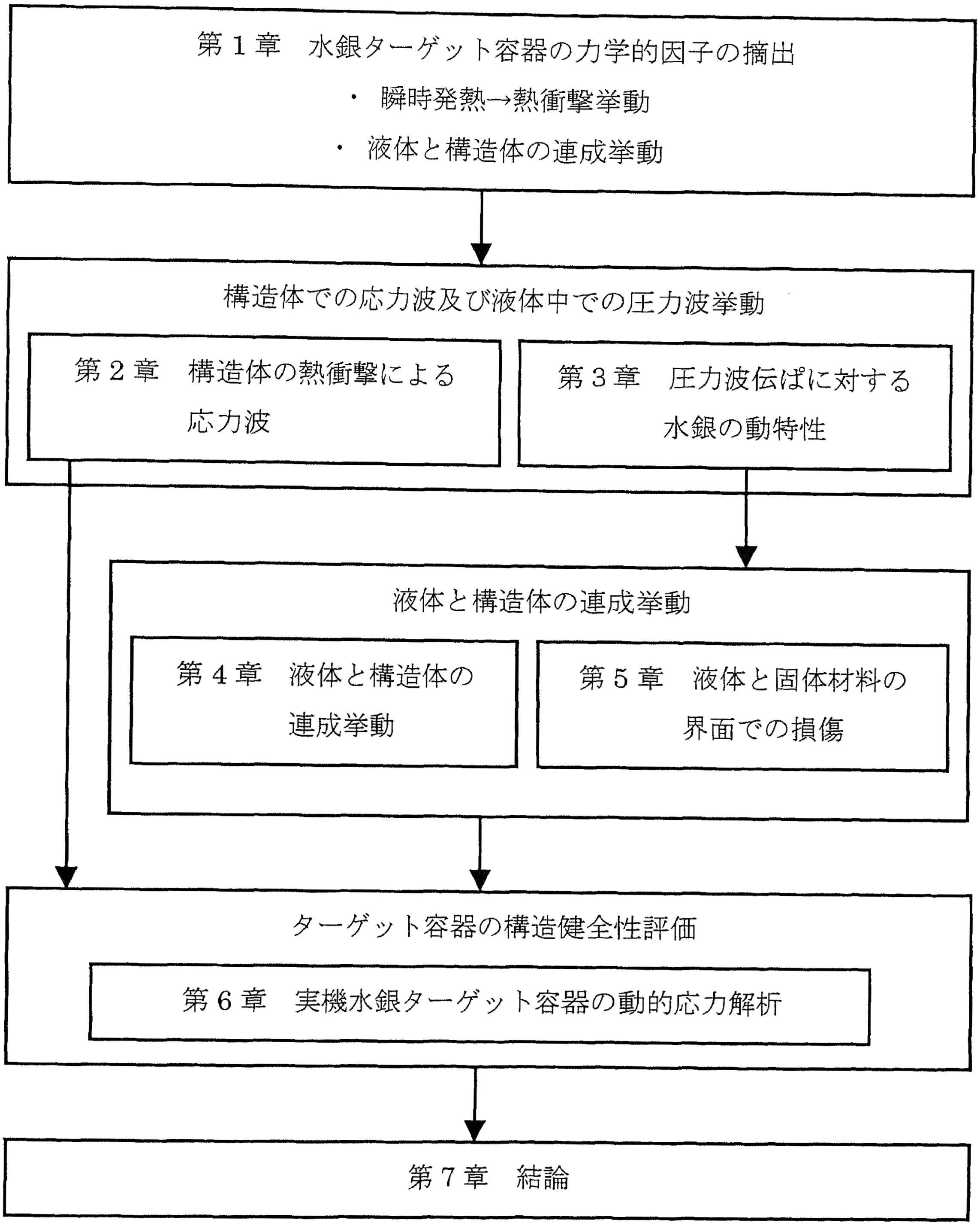


Fig.1.4 Structure of this thesis

第２章　パルスレーザーを用いた熱衝撃試験

２．１　諸　言

第１章で述べたように、パルス幅 1μs のパルス陽子ビーム入射によりターゲット容器、とくにターゲットビーム窓、及び水銀は瞬時に熱膨張し、ターゲット容器は熱衝撃により発生する応力波による負荷に加え、水銀中に発生する圧力波による負荷を受ける。熱衝撃により発生する応力波や圧力波による負荷は時間とともに伝ぱ･反射して応力が集中し、準静的な場合よりも大きな応力が発生する可能性がある。また、その発生位置も時間によって異なる。従って、ターゲット容器の構造健全性を評価するうえでターゲット容器に発生する応力波の挙動を精度よく予測する必要がある。

熱衝撃に関しては、数値解析的に解かれた多数の報告がある。例えば、Mikowitz [2-1] は板の軸対称問題について、内部発熱を板厚方向と半径方向の分布関数及び時間の関数として与えて、Laplace 変換法と Hankel 変換法を併用して解いているが、積分変換の逆変換に複素方程式の根を求める必要があり、解を得るのが極めて困難である。一方、近年の計算機の目覚ましい発展に伴い、複雑な構造物に対しても、有限要素法 (FEM) を用いた構造強度計算が行われ、構造健全性評価の有力なツールになっている。ターゲット容器の構造健全性評価に関しても、熱衝撃による応力波伝ぱに対する適切な FEM 解析モデルを構築することが重要となる。

熱衝撃試験は、赤外線加熱[2-2]や、水またはガスによる急激冷却[2-3],[2-4]、または、パルスレーザー加熱[2-5],[2-6]により、ガラス等の脆性材料や耐熱用の被覆材の材料強度試験が多数行われている。しかし、赤外線加熱や水またはガスによる急激冷却試験では、陽子ビーム入射による発熱のように、熱衝撃により応力波が伝ぱするような 1 μs 以内の高速の温度変動を模擬できない。一方、パルスレーザー加熱による熱衝撃では、レーザー出力が大きく、レーザー発振のパルス幅が短いものを選べば、陽子照射による温度変動の模擬が可能となるが、パルスレーザー加熱試験により試験片に発生する応力波の伝ぱ挙動を調べた報告はない。

そこで、熱衝撃による応力波の伝ぱ挙動を実験的に調べ、応力波の伝ぱが問題になるような高速の熱衝撃挙動に対する解析モデルの妥当性を検証するために、パルス幅 50ns、最大出力 1.0J のルビーレーザー（波長：690nm[2-7]）を用いた熱衝撃試験を行った。Table 2.1 に実機ターゲットのターゲットビーム窓での発熱密度とルビーレーザーによる発熱密度を示す。ここで、ルビーレーザーの発熱密度は、SUS316L への吸収率を 40%、ビーム形状を半径 5mm の円、ビームプロファイルを矩形、入熱深さを 1μm として求めた。実機ターゲットに比べて、ルビーレーザー加熱では、発熱密度が高く、パルス幅が短い。発熱密度が高いことから熱膨張は実機ターゲットよりも大きく、また、パルス幅が短いことから、より急激に熱膨張が起こる。したがって、急激な熱膨張に起因する熱衝撃による動的効果は実機ターゲットよりも大きくなると考えられ、熱衝撃による応力波をより明確に計測することが期待できる。さらに、ルビーレーザー加熱では、試料の表面のみが加熱され、板厚方向に温度勾配が生じるため、板厚方向に一様に加熱されるターゲットビーム窓に比べて、複雑な応力波伝ぱをすることになる。このため、解析モデルの検証の観点からは、より複雑な応力波伝ぱを対象とすることになり、精度の高い検証が期待できる。

本研究では、ターゲット容器材の候補材である SUS316L の円板試験片の中央を、ルビーレーザーを用いて急速加熱する実験を行い、その際に発生するひずみ変動及び変位変動を半導体ひずみゲージ及びレーザードップラー式振動計により計測して、有限要素法による解析結果と比較を行い、有限要素法モデルの熱衝撃挙動に対する妥当性を検証した。

Table 2.1 Heat densities due to proton beam and ruby laser incident

	Proton beam (1MW, 25Hz)	Ruby laser
Max. heat density	10.2×10^6 MW/m^3/pulse	101.9×10^9 MW/m^3/pulse
Pulse duration	1μs	50ns

２． ２　試験片及び実験装置

本研究で用いた試験片は、ターゲット容器候補材であるSUS316Lである。実験に用いた試験片の機械的性質をTable 2.2に、また有限要素法による解析において熱依存性を考慮した熱機械的性質をTable 2.3に示す。試験片の形状は、有限要素法による解析を行う際に軸対称モデルを用いて簡便にモデル化できるように、直径30mm、厚さ1mmの円板とした。以後、試験片加熱面の中央を原点とし、半径方向座標をr、板厚方向座標をzとする。

Fig.2.1に試験装置の模式図、及び試験片の拘束条件を示す。熱衝撃によって発生した圧縮の応力波が試験片境界で反射して発生する引張の応力波の挙動を把握するために、試験片境界で自由端反射となるように、すなわち、試験片の拘束を無視できるように、試験片は上下方向に動かない程度に軽く抑えた。SUS316L製円板試験片の片面の中央をルビーレーザーで加熱し、その裏側を半導体ゲージ（ゲージ長さ；1.0 mm、ゲージ率；151)、及びレーザードップラー式面内振動計（応答周波数；1MHz）を設置して、円板試験片の熱衝撃挙動を計測した。前述したように、パルス加熱用のレーザーには、陽子ビーム入射によるターゲット容器の急激な発熱を模擬するため、パルス幅50 ns、最大出力1Jの発振が可能なルビーレーザー（波長：690 nm [2-7]）を用いた。

半導体ひずみゲージによる計測では、試験片中央（r=0mm）と中央から6mm（r=6mm）離れた位置で半径方向のひずみを、レーザードップラー式振動計の計測では、中央から2.5mm（r = 2.5mm）と10mm（r=10mm）離れた位置での半径方向のひずみを計測した。計測におけるサンプリング間隔は0.1 μsである。

Table 2.2 Mechanical properties of SUS316L

Young's modulus	Poisson's ratio	Density
196 GPa	0.3	8030 kg/m^3
0.2% yield stress	Tensile strength	Elongation to fracture
265 MPa	566 MPa	60 %

Table 2.3 Temperature dependencies of thermo-mechanical properties of SUS316L

Temperature (℃)	Specific heat, c (J/Kg/K)	Thermal conductivity, k (W/m/K)	Thermal expansion coefficient, α (x10^{-6} 1/K)
23	502.0	16.5	16.0
123	512.0	17.0	18.0
323	557.1	19.6	20.2
523	621.2	23.2	21.3
723	645.3	26.5	22.1

２．３　有限要素法による数値解析モデル

解析モデルの妥当性を評価し、ルビーレーザー加熱による熱衝撃によって試験片中に発生する応力を調べるために、有限要素法による解析を行った。温度解析を陰解法有限要素法コード（ABAQUS/Standard）を用いて行い、その結果を基に陽解法有限要素法コード（ABAQUS/Explicit）により動的応力解析を行った。

解析に用いた要素分割図を Fig.2.2 に示す。解析の効率を考慮して軸対称モデルで解析を行った。要素数は 8,251 である。試験片加熱側の要素サイズは、ルビーレーザーの試験片への入熱深さを考慮して、加熱面から板厚方向に 5 μm まで、板厚(z)方向に 1 μm、半径(r)方向に 5 μm とした。また、加熱面裏側の要素サイズは、実験で得られた試験片中央のひずみと比較するために、r 方向に 0.5 mm とした。

解析では、Table 2.3 に示す熱機械的性質を用いて温度依存性を考慮した。また、ヤング率、ポアソン比、及び密度に関しては Table 2.2 示す値を用いた。

解析条件は、鏡面仕上げした鉄へのルビーレーザーの吸収率が約 40%である[2-7]ことから、ルビーレーザー出力の 40%である 0.4 J が試験片へ入熱するとし、試験片の境界は断熱条件とした。また、実験では、Fig.2.1 に示すように、試験片の拘束は上下方向を軽く抑えただけであることから、解析における試験片の拘束条件は完全自由とした。

ルビーレーザーによる入熱は、ターゲット容器の発熱状態を模擬するために、

表面熱流束ではなく、加熱表面近傍へ発熱密度として与えた。ルビーレーザーの入熱深さは、加熱表面の近傍と考えられるが詳細は不明であるため、入熱深さ D を 1μm、10μm、50μm と変化させて、入熱深さの影響を調べた。なお、このときのレーザビームには、加熱半径を 5mm としてビームプロファイルを矩形分布とし、入熱深さ D に一様に発熱密度を与えた。従って、SUS316L の最大発熱密度は D=1μm の場合 101.9x10^{9}MW/m^3/pulse、D=10μm の場合 10.2x10^{9}MW/m^3/pulse、D=50μm の場合 5.1x10^{9}MW/m^3/pulse となる。

また、ビームプロファイルの影響を調べるため、総入熱量が 0.4J、加熱領域が半径 5mm となる、放物形、台形、及び矩形のビームプロファイルを用いて解析を行い、それらの結果を比較した。解析に用いたビームプロフィルを Fig.2.3 に示す。

陰解法有限要素法コードによる温度解析では、次式で表される熱伝導方程式を解く。

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{k}{c\rho}\nabla^2 T + \frac{q}{c\rho} \tag{2.1}$$

ここで、T は温度、t は時間、k は熱伝導率、c は比熱、ρは密度、q は発熱密度（単位時間、単位体積当たりの発熱量）である。

また、陽解法有限要素法コードによる動的応力解析では、波動方程式に温度勾配による慣性項を加えた次式に基づいて変位を計算する。1 次元の場合、次式で表される。

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} = \frac{(3\lambda + 2\mu)\alpha}{\lambda + 2\mu}\frac{\partial}{\partial x}(T - T_0) + \frac{1}{c_0^2}\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \tag{2.2}$$

ここで、u は変位、αは熱膨張係数、T は温度、T_0 は初期温度、c_0 は音速である。

変位は各時間ステップに対して次のように解かれる。

$$\dot{\mathbf{u}}^{(i+\frac{1}{2})} = \dot{\mathbf{u}}^{(i-\frac{1}{2})} + \frac{\Delta t^{(i+1)} + \Delta t^{(i)}}{2}\ddot{\mathbf{u}}^{(i)}$$

$$\mathbf{u}^{(i+1)} = \mathbf{u}^{(i)} + \Delta t^{(i+1)}\,\dot{\mathbf{u}}^{(i+\frac{1}{2})} \tag{2.3}$$

ここで、$\mathbf{u}$ は変位、$\dot{\mathbf{u}}$ は速度 $\ddot{\mathbf{u}}$ は加速度である。

２．４　実験及び解析結果

２．４．１　温度分布

Fig.2.4(a)~(c)に、陰解法有限要素法コードで計算した試験片中心軸上での温度履歴を、総入熱量を 0.4J と一定としたときのビームプロファイルが矩形、放物形、台形の場合についてそれぞれ示す。ピーク熱流束の高い放物形のビームプロファイルの場合に、加熱面の温度は最も高くなり、600℃にまで達する。加熱面での温度上昇が非常に大きいため、発生する熱応力は降伏応力を超えることが考えられるが、いずれの場合も加熱面より 70 μm 以上内側では温度上昇は認められない。このことから、降伏が生じるのは加熱面の近傍のみと考えられるので、動的応力を計算する解析モデルは、弾性モデルとして扱った。

２．４．２　動的応力解析

２．４．２．１　入熱深さ及びビームプロファイルの影響

前述したようにルビーレーザーの SUS316L への入熱深さは加熱表面の近傍と考えられるが、詳細は不明である。そこで、入熱深さ D を 1 μm、10 μm、50 μm と変化させて、温度解析及び応力解析を行い、入熱深さの影響を解析的に調べた。このときのビームプロファイルは、２．３節で述べたように半径 5 mm、総入熱量が 0.4 J の矩形分布（Fig.2.3）とした。その結果を Fig.2.5 に示す。入熱深さ D が 1~50μm の範囲では、試験片加熱面裏側中央でのひずみ変動は、入熱深さに依存しなかったため、入熱深さを 1 μm として解析を行った。

また、ビームプロファイルの違いが解析結果に及ぼす影響を調べるために、Fig.2.3 に示すように、半径が 5mm、総入熱量が 0.4 J となる、矩形、台形、及び放物形分布の 3 種類のビームプロファイルについて解析を行った。Fig.2.6 にそれぞれのビームプロファイルに対する加熱面裏側中央でのひずみ変動を示す。

図に見られるように、ひずみのピーク値は、矩形分布の場合 73 με、台形分布の場合 55 με、放物形分布の場合 38 μεであり、ビームプロファイルがひずみ変動に大きく影響することが分かる。そこで、実験結果を評価するために、本実験に用いたルビーレーザーのビームプロファイルの測定を行った。Fig.2.1 に示す試験片を黒色アクリル板に置き換えて、レーザーを発振させて、そのときの損傷量からルビーレーザーのエネルギープロファイルを求めた。Fig.2.7 にルビーレーザーによる黒色アクリル板の損傷痕、レーザー顕微鏡で計測した水平(x)方向に沿った位置での黒色アクリル板の損傷深さ、及び入熱深さを 1μm とした場合に推定されるエネルギープロファイルを示す。黒色アクリル板の損傷痕は、水平(x)方向に半径 5 mm、垂直(y)方向に半径 4 mmの楕円形であった。この結果から、本実験に用いたレーザーのエネルギープロファイルは、ビーム中心から x 方向に半径 3 mm までの間、発熱密度が 155 $\times10^9$MW/m^2/pulse(パルス幅 50 ns)で一様な台形分布であることが推定される。同様に、y 方向には半径 3.4 mm で熱流束が一定であった。実験に用いたルビーレーザーのビーム形状は楕円形であったが、軸対称要素を用いること、及び計測するひずみ成分が x 方向に一致することから、解析には x 方向のビームプロファイルを用いることとした。

2．4．2．2　熱衝撃による応力波の伝ぱ挙動

Fig.2.8(a)に r = 0 mm の位置で、Fig.2.8(b)に r = 6mm の位置で半導体ひずみゲージにより計測した実験結果と陽解法有限要素法コードで解析したひずみ変動を示す。前述したように、解析では、ルビーレーザーの入熱深さを考慮した要素サイズで要素分割し、ビームプロファイルを Fig.2.7 に示す台形分布として正確な発熱密度分布を与えた。図に見られるように、高周波成分を除き、解析結果は実験結果と良く一致している。ただし、加熱開始後 1.4 μs に r=0mm の位置で発生するピーク値は、実験値では 20 μεであるのに対して解析値では 55 μεである。この違いは、加熱領域の形状が、実験では楕円であるのに対して、解析では円を仮定していること、またひずみゲージの応答特性が低いことによる影響と考えられる。また、高周波成分については、ひずみゲージの応答特性が低いことによる影響と考えられる。

そこで、より応答周波数が高く、微小領域の変動を非接触で計測でき、電気的なノイズに影響されないレーザードップラー式面内振動計を用いて、試験片加熱面裏側の変位を計測した。Fig.2.9(a)に r = 2.5mm で、Fig.2.9(b)に r = 10 mm で計測した変位変動を、台形ビームプロファイルを用いた場合の解析結果と併せて示す。実験結果と解析結果は、高周波成分を含め良く一致している。

Fig.2.10 に、1.1μs までの台形分布のビームプロファイルを用いた解析により得られた r 方向の断面内の応力分布図を示す。まず、パルスレーザーで加熱された領域(r = 5 mm、z = 1 μm)は、熱膨張により圧縮応力が発生する。この発生した圧縮応力場の境界、すなわち加熱領域の境界から圧縮の応力波が、円板の外側へ板厚全体に広がるように伝ぱする。その一方で、加熱領域の境界から円板の中央に向かって引張の応力波が伝ぱするのが分かる。本実験結果及び解析結果では Fig.2.8(a)に示したように、加熱面裏側中央には、加熱開始後約 1.4 μs に引張応力のピークが発生している。SUS316L 中の応力波の伝ぱ速度は、縦波で c_l = 5000 m/s であることから、引張応力のピーク発生時刻は縦波が 5 mm を伝ぱする時間、すなわち、加熱部境界で発生した引張の応力波が加熱面裏側中央に到達する時間に対応する。従って、この引張の応力波は、圧縮の応力波が円板の外側に伝ぱする際の動的効果（慣性力）として、加熱領域の境界で発生、伝ぱしていると考えられる。そのため、本解析のように、加熱領域が円である場合には、加熱領域の境界から発生した引張の応力波が加熱領域の中央で集中して、大きな引張応力を発生することが考えられる。

上述した結果から、Fig.2.6 に示したひずみ変動がビームプロファイルの影響を受けた理由として以下のことが考えられる。加熱境界の温度差が大きいほど、加熱境界に発生する圧縮応力が大きくなり、伝ぱする圧縮の応力波の振幅が大きくなる。そのため、圧縮の応力波の慣性力で発生する引張の応力波の振幅が大きくなる。従って、3 種類のビームプロファイルの中で加熱境界の温度差が一番大きくなる矩形分布のときに、加熱面裏側中央の引張ひずみのピーク値が最大になると考えられる。

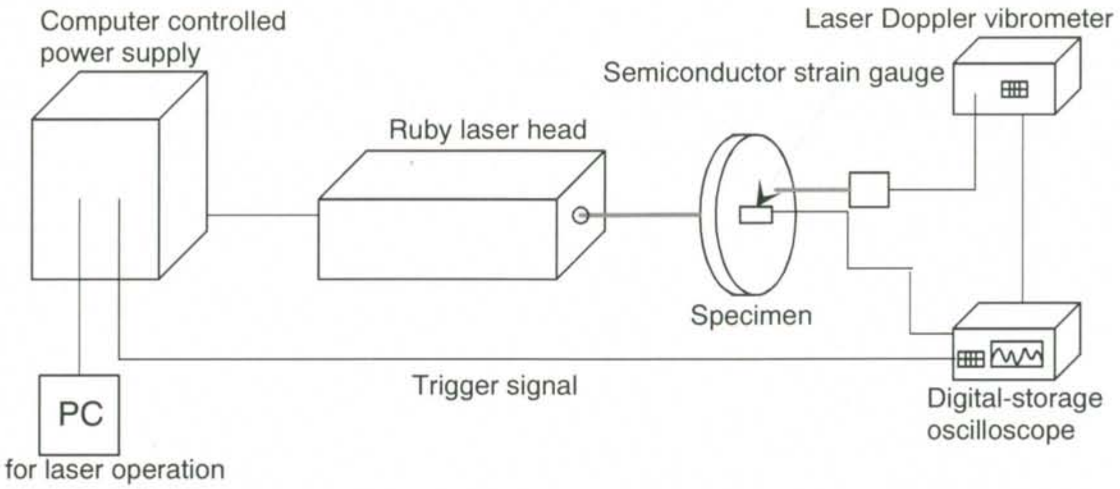
なお、本成果をターゲットビーム窓の熱衝撃に適用する場合には、正確な陽子ビームプロファイルとそれによるビーム窓での発熱密度分布を与えることにより、精度よく予測できるものと考えられる。

2．5　結　言

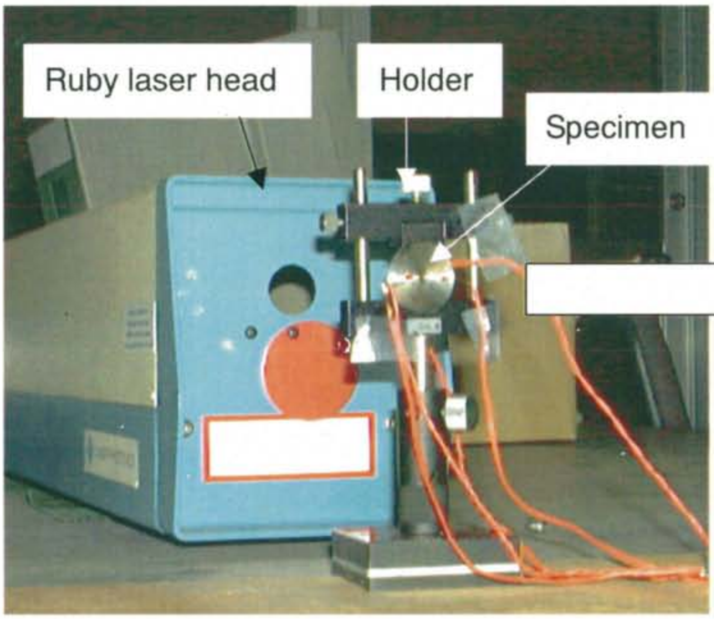
ターゲット容器候補材であるSUS316L製の円板試験片を用いて、ルビーレーザーを用いたパルス加熱(パルス幅 50ns)による高速の熱衝撃実験を行った。実験では、試験片の加熱面裏側のひずみ及び変位をそれぞれ計測した。この結果を、有限要素法による解析結果と比較した。その結果を以下に記す。

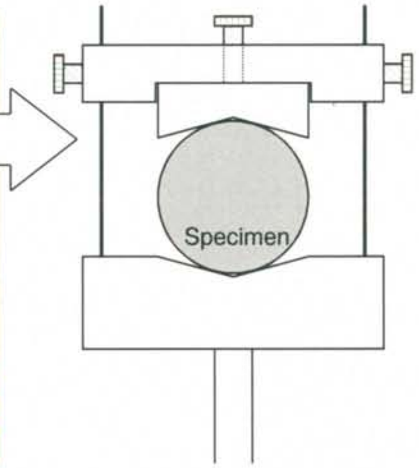
(1) 実験及び解析結果から、加熱領域の境界から圧縮の応力波が円板の外側へ伝ぱし、その一方で、外側へ圧縮の応力波が伝ぱする際の動的効果（慣性力）により、加熱領域の境界から円板の中央に向かって引張の応力波が伝ぱする熱衝撃による応力(ひずみ)の伝ぱ挙動が明らかとなった。このとき、ルビーレーザーの加熱深さを考慮した要素サイズと正確なビームプロファイル及び発熱密度を与えることにより、ひずみ及び変位変動の熱衝撃挙動を精度良く予測できることを確認した。

(2) ビームプロファイルを変えて行った解析の結果、加熱領域と非加熱領域の境界の温度差が大きくなるビームプロファイルほど、境界に発生する圧縮場が大きくなり、伝ぱする圧縮の応力波の振幅が大きくなる。そのため、その慣性力で生じる引張の応力波は、振幅が大きくなり、それが加熱領域の中央に集中することにより、発生する引張のピーク値が大きくなることを明らかにした。



<<Schematic drawing>>





<<Photo of specimen, holder and ruby laser head>>   <<Constraint condition>>

Fig.2.1 Thermal shock experimental apparatus using ruby laser

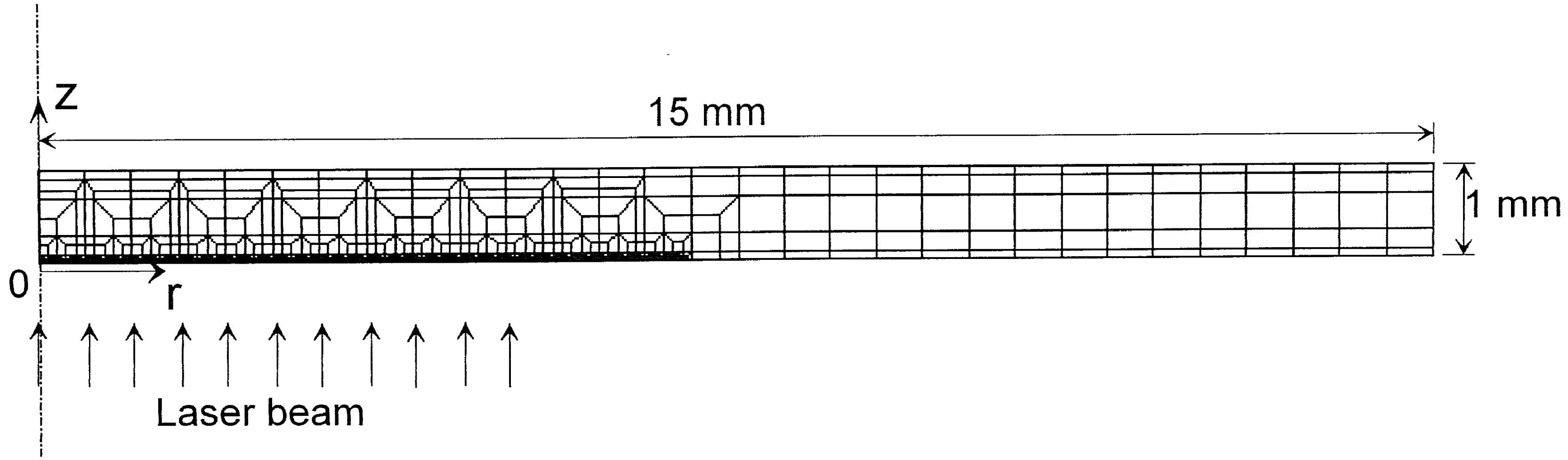


Fig.2.2 Finite element model

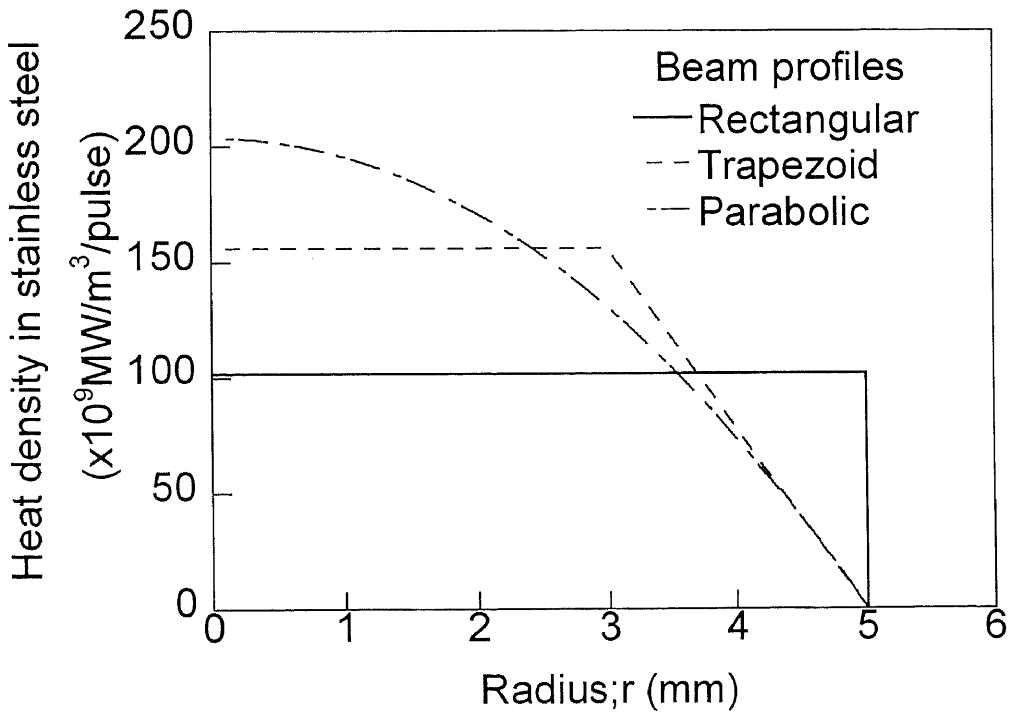
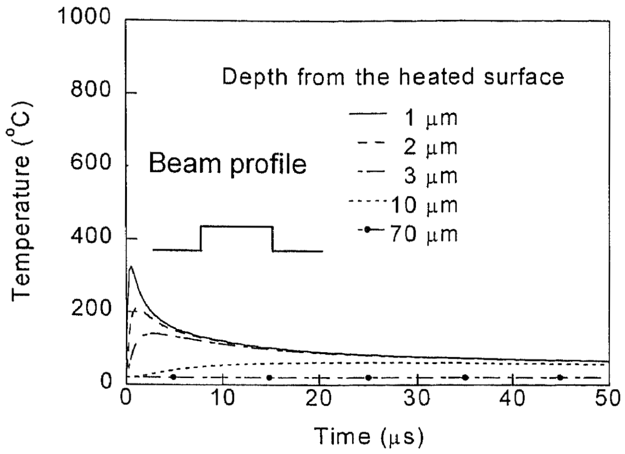
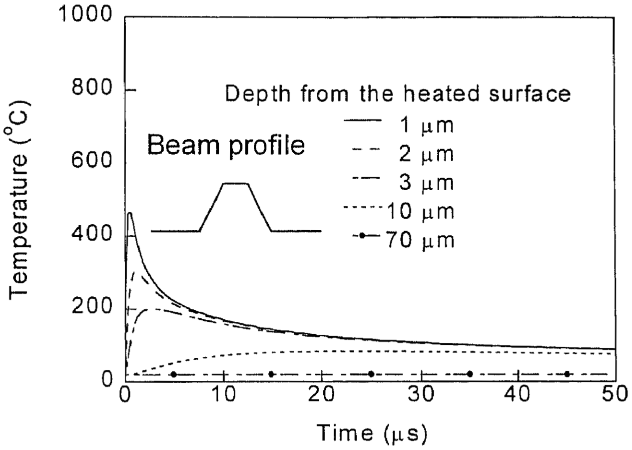


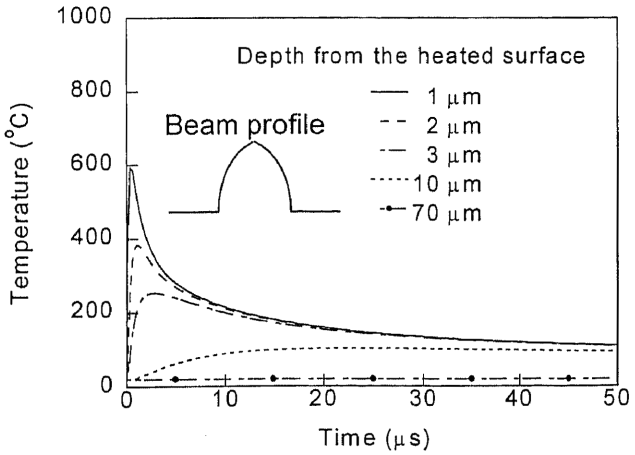
Fig.2.3 Assumed beam profiles



(a) Rectangular



(b) Trapezoid



(c) Parabolic

Fig.2.4 Temperature responses along the center of the disk in the case of (a) rectangular, (b) trapezoid and (c) parabolic beam profiles

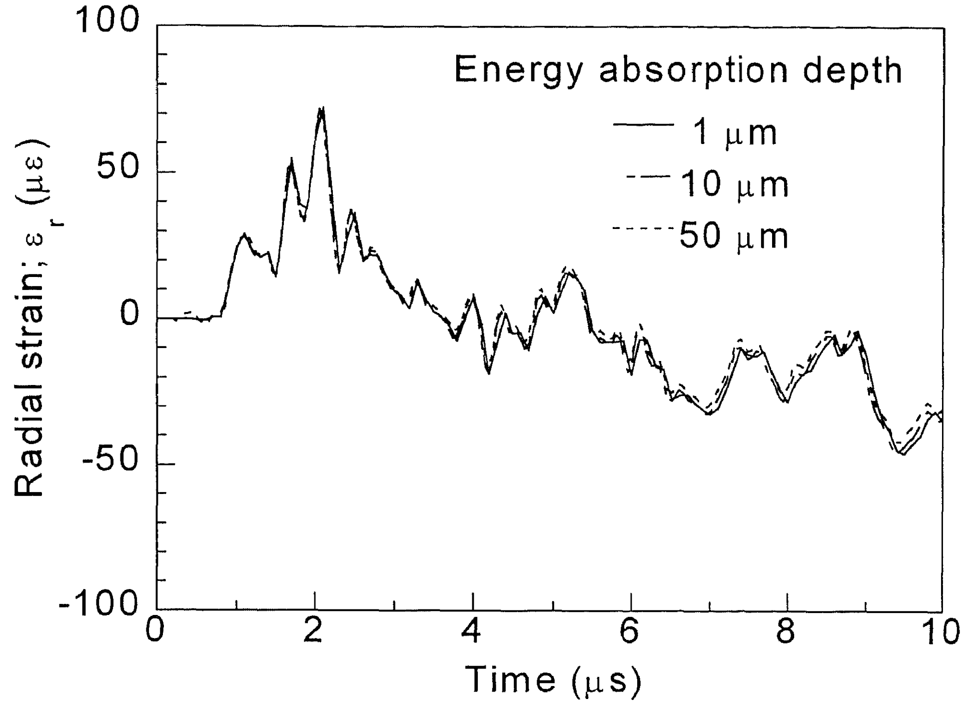


Fig.2.5 Effect of heat deposition depth on the stress wave at the center of the non-heated surface

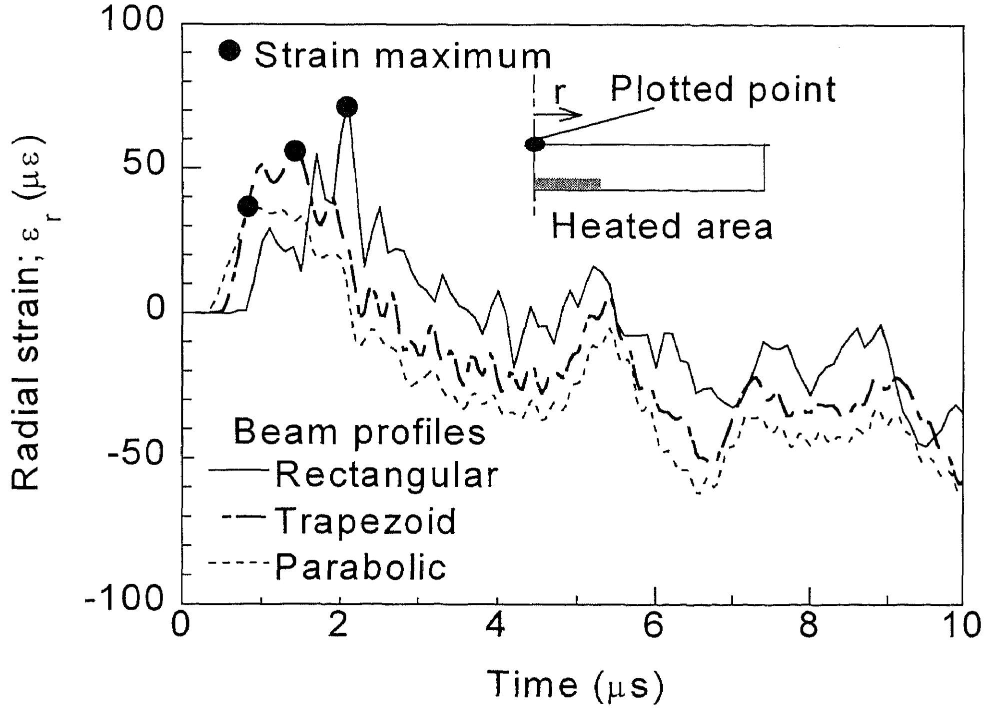


Fig.2.6 Effect of beam profile on the stress wave at the center of the non-heated surface

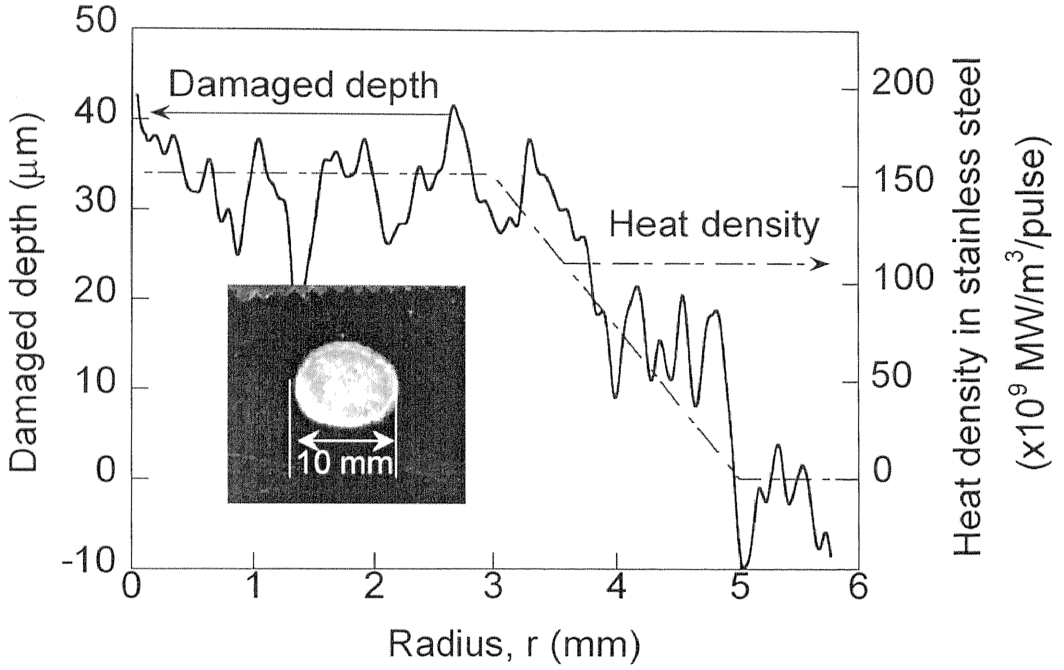
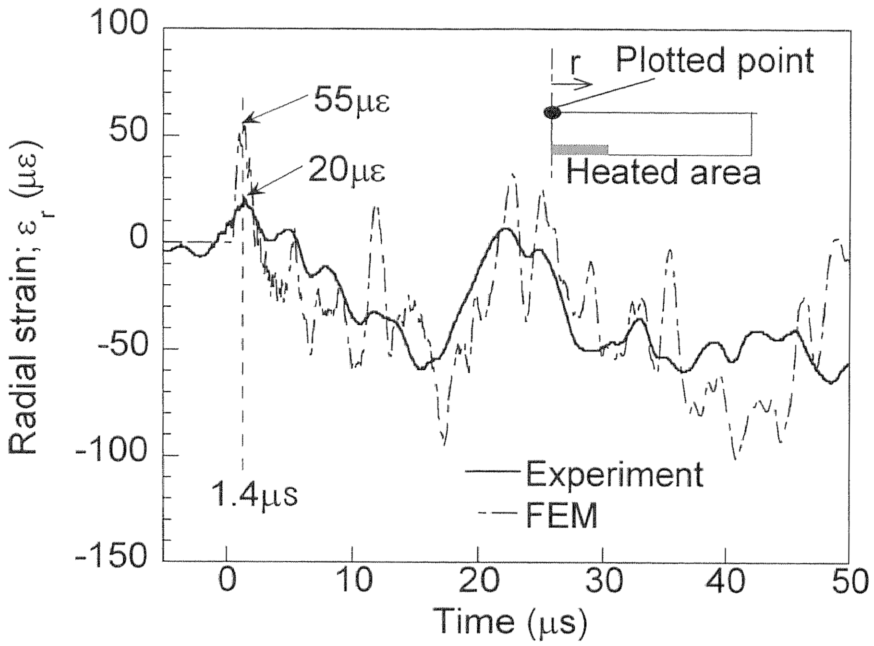
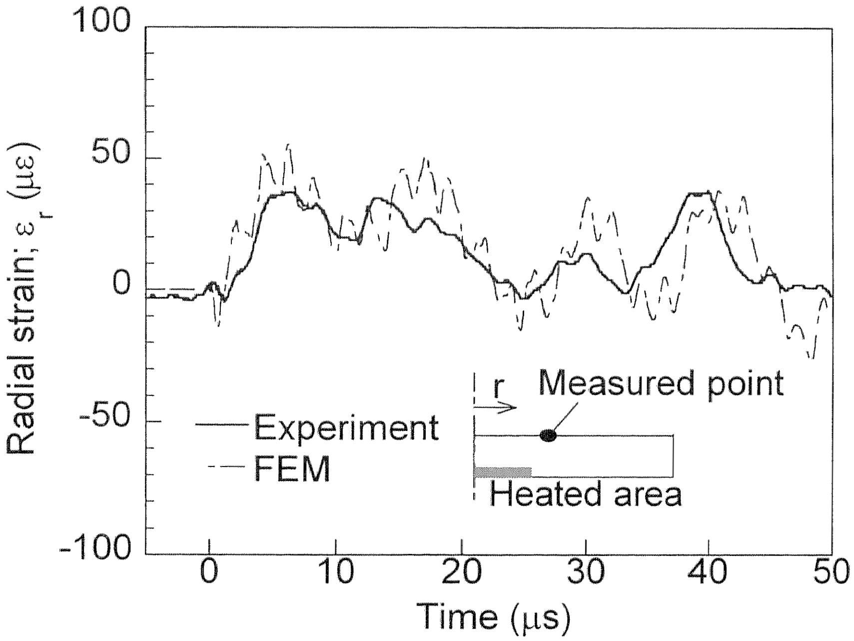


Fig.2.7 Appearance and depth profile of damaged acrylic plate by laser beam

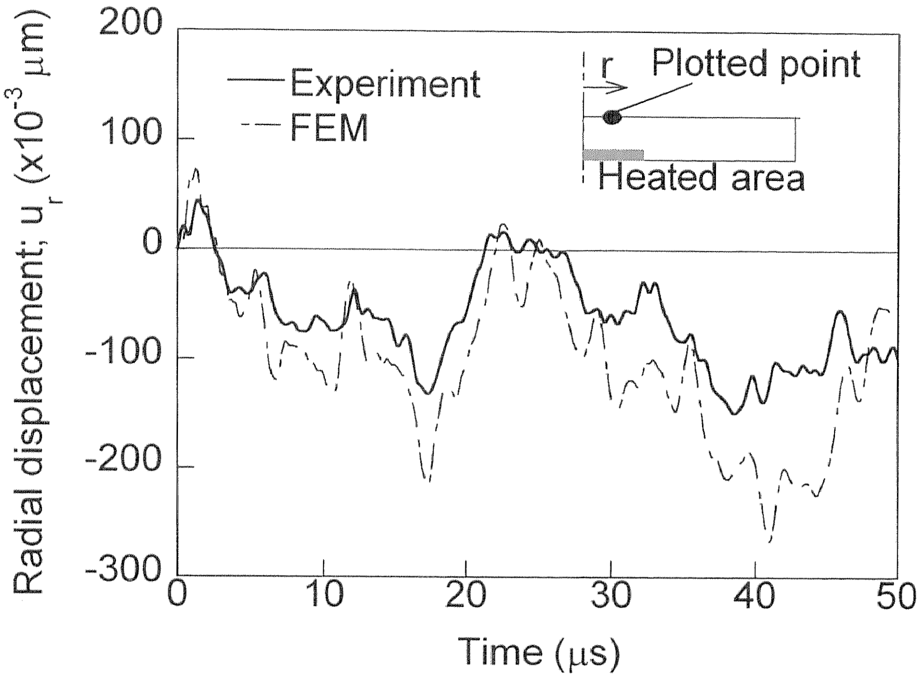


(a) r = 0 mm

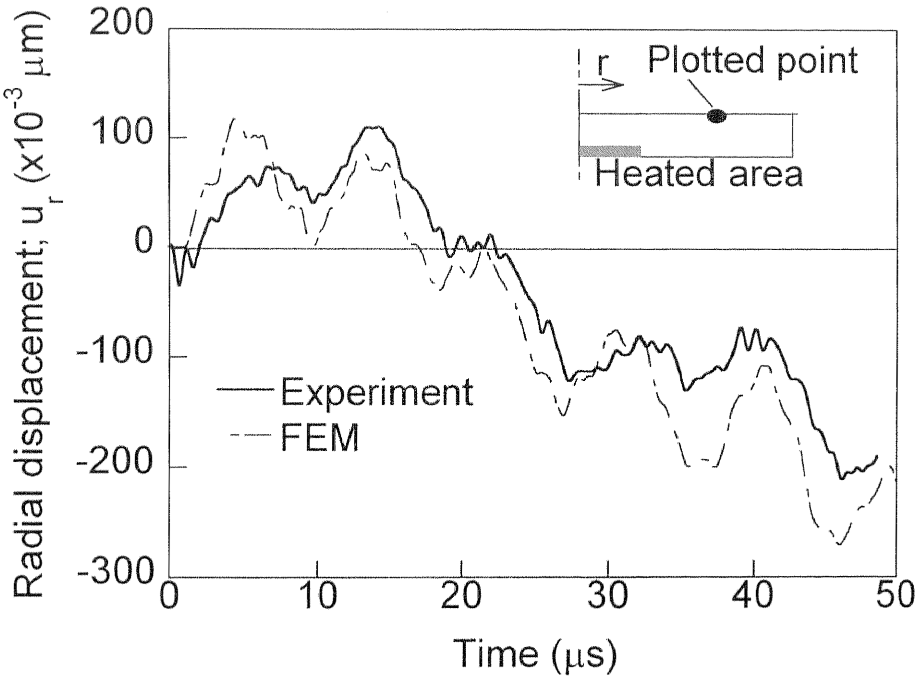


(b) r = 6.0 mm

Fig.2.8 Comparison between experimental and analytical results of the strain wave responses at (a) the center of the disk and (b) r = 6.0 mm on the non-heated surface



(a) r = 2.5 mm



(b) r = 10 mm

Fig.2.9 Comparison between experimental and analytical results of the displacement responses at (a) r = 2.5 mm and (b) r = 10.0 mm on the non-heated surface

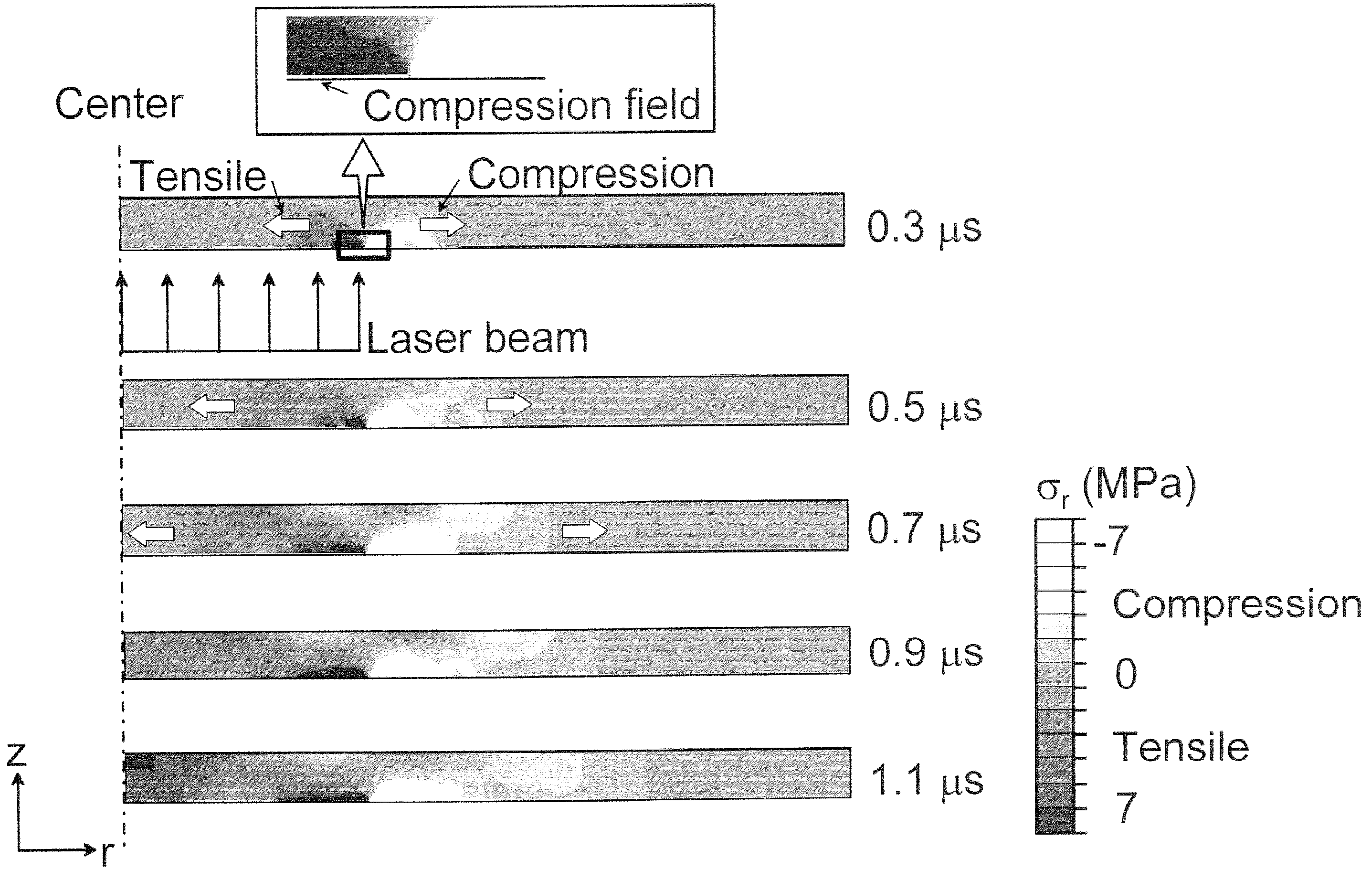


Fig.2.10 Stress wave propagation process

第３章　平面ひずみ波入射実験による水銀の動特性

３．１　諸　言

水銀ターゲット容器には熱衝撃に加えて圧力波による動的応力が負荷される。圧力波による動的負荷を評価するには、液体水銀とターゲット容器との連成解析が必要となる。第２章では、熱衝撃により容器に発生する動的応力（応力波）を、正確なビームプロファイル及び発熱密度を与えることにより、有限要素法を用いて精度よく予測できることを示した。一方、上述したように、圧力波による動的負荷に対しては液体水銀と容器との連成解析を行うことが重要であるが、それに先立ち、水銀中を伝ぱする圧力波の挙動に影響を及ぼす水銀の動特性を明らかにする必要がある。特に、水銀の剛性の負荷速度依存性や粘性は、水銀中を伝ぱする圧力波の振幅（圧力値）及び伝ぱ速度に影響を及ぼす。そこで、水銀ターゲット容器の動的応力解析モデルを確立するために、チャンバーに充填した水銀に対してホプキンソン棒法原理を用いた平面ひずみ波入射実験を行い、水銀の動特性を評価した。

また、ターゲット容器の構造強度を評価する際には、有限要素法による解析を行うが、以下の理由により、液体である水銀を固体モデルで模擬する。

(1) 水銀ターゲットでは、水銀はターゲット容器に囲まれているため、水銀の変形は大きくないと考えられる。

(2) 水銀内部では、パルス陽子ビーム入射による温度変動があるが、弾性固体要素モデルでは、温度変動を考慮した動的応力解析が可能である。

そこで、平面ひずみ波入射実験の体系で、液体である水銀を等価な体積弾性率を有する弾性固体要素でモデル化した解析を行い、モデルの妥当性を検討した。

３．２　平面ひずみ波入射実験装置

水銀の動特性を把握するためには、水銀に高速でひずみを発生させる必要がある。通常の油圧サーボ式の材料試験機では、ひずみ速度 100 /s が限界である。一方、ホプキンソン棒法原理を用いた衝撃実験装置では、ひずみ速度が 100~10^4/s での材料の応力-ひずみ関係が決定できる。本方法を用いて、金属材料[3-1]、脆性材料[3-2],[3-3]、骨等の生体材料[3-4]等、種々の固体材料について、ひずみ速度依存性を考慮した構成式の導出等の研究が進められている。液体である水銀においても、半径方向の変位を拘束することによって、高速でひずみが発生した場合の半径方向拘束条件における水銀の応力とひずみの関係を求めることが可能と考えられる。

そこで、水銀の動特性を把握するために、ホプキンソン棒法原理を用いた衝撃実験装置に水銀用チャンバーを設けて、水銀に平面ひずみ波（圧力波伝ぱ方向にのみひずみ成分を持つ圧力波）を負荷できるようにした平面ひずみ波入射実験装置を製作して、水銀に衝撃荷重を負荷する実験を行った。実験装置の模式図を Fig.3.1 に示す。装置は、長さ 500mm の衝撃棒、1500mm の入力棒、1500mm の出力棒、衝撃棒射出用の空気銃、及び液体水銀を取り囲み、入出力棒と共に液体水銀用のチャンバーを形成する SUS316 製のカラー(collar)から構成される。それぞれの棒は、実験中に弾性が保たれるように、0.2%耐力が 1.9 GPa の高強度のマルエージング鋼を用いた。衝撃棒及び入出力棒の直径は 16 mm とした。また、入出力棒がカラーに接触して、入出力棒中を伝ぱする応力波がカラーへ分散しないようにする一方で、入力棒から水銀に透過した圧力波が水銀中で分散しないようにカラーの内径は 16.1 mm とした。入出力棒は軸方向に拘束なく移動可能なように、外径 30mm、長さ 30mm のポリエチレン製の筒を各棒の 3 箇所にすき間ばめして、直径 50mm、SUS304 製の 2 本の丸棒の間に設置した。この 2 本の丸棒の距離を変えることにより、入出力棒のアライメントを調整できるようにした。

水銀をチャンバー内部に密閉するために入出力棒とカラーの間に O リングを二重に挿入した。また、カラーは水銀の半径方向の変形を拘束して、水銀が平面ひずみ状態に保たれるように、肉厚 27mm の厚肉構造とした。

空気銃から発射された衝撃棒は、入力棒と衝突して両棒に応力波が発生する。発生した応力波は、入射波として入力棒を伝ぱし、入力棒と水銀の界面で、一部は水銀に圧力波として透過し、一部は反射して反射波として入力棒を伝ぱする。水銀中に透過した圧力波は、水銀と出力棒の境界まで伝ぱして、一部は出力棒中を透過波として伝ぱし、一部は反射して水銀中を伝ぱする。これらの入出力棒を伝ぱする応力波（ひずみ波）を、3ヶ所でひずみゲージ(ゲージ長さ；2.0 mm)により計測した。ゲージ1は、入力棒の衝撃棒との接触面から750mm離れた位置とした。ゲージ2は出力棒の水銀との接触面から 750mm 離れた位置とした。これらの位置は、各棒での入射波と反射波が重なり合わない位置である。ゲージ3は、入力棒の衝撃棒との接触面から950mm離れた位置とした。ゲージ1とゲージ3で計測されるひずみの立上がり時間差から入力棒を伝ぱする応力波の伝ぱ時間を求めた。ひずみゲージからの信号は応答周波数 500kHz のひずみゲージ用アンプを介して、0.5 μs 間隔でデータをデジタルオシロスコープに取り込んだ。

衝撃棒の速度 v は、空気銃の 2 ヶ所に光センサーを取り付け、衝撃棒が通過する時間差によって計測した。水銀の動特性を調べるために、衝撃棒の速度 v を 2~10m/s の範囲で変化させた。また、水銀中を伝ぱする圧力波の伝ぱ距離の影響を調べるために、水銀充填長さ L を 1 ~ 30 mm の範囲で変化させて実験を行った。衝撃棒と入力棒が衝突することによって発生する応力（以後、入射応力と呼ぶ）σ_i は

$$\sigma_i = -\frac{1}{2}\rho c_0 \mathrm{v} \tag{3.1}$$

で表される[3-5]。ここで、ρ、c_0 は、それぞれ、マレージング鋼の密度（ρ=8000kg/m^3)、マレージング鋼中を伝ぱする音速である。また、入力棒中を伝ぱしてきた応力波が水銀に伝ぱする際には、音響インピーダンスρc_0の違いから前述したように、一部は水銀に透過して、一部は入力棒へ反射する。このときの入射応力σ_iと反射応力σ_rの関係は次式で表される[3-5]。

$$\sigma_r = \frac{\rho_{Hg}c_{0Hg} - \rho_M c_{0M}}{\rho_{Hg}c_{0Hg} + \rho_M c_{0M}}\sigma_i \tag{3.2}$$

ここで、添え字Hg、Mはそれぞれ、水銀、マレージング鋼を表す。また、水銀に透過した応力波は水銀中を伝ぱして、水銀と出力棒の境界で一部は出力棒に透過する。このとき、入力棒を伝ぱする入射応力σ_iと出力棒に透過する透過応力σ_tの関係は次式となる[3-5]。

$$\sigma_t = \frac{2\rho_M c_{0M}}{\rho_M c_{0M} + \rho_{Hg}c_{0Hg}} \times \frac{2\rho_{Hg}c_{0Hg}}{\rho_{Hg}c_{0Hg} + \rho_M c_{0M}}\sigma_i \tag{3.3}$$

ただし、式(3.2)、及び式(3.3)は、入力棒を経由して最初に水銀に入射した圧力波が、水銀中を入力棒端から出力棒端まで伝ぱする間（以後、圧力波伝ぱ初期と呼ぶ。）にのみに適用可能な式で、その後は、圧力波が水銀中を往復するために、反射応力、及び透過応力は時間とともに変化する。

３．３　実験結果

３．３．１　衝撃棒と入力棒の衝突によって発生する応力波

Fig.3.2(a)及び(b)に、衝撃棒速度vを5.7m/s及び2.7m/sとした場合の、入力棒のゲージ１及びゲージ３でのひずみ履歴を、衝撃棒と入力棒の衝突後500μsまで示す。衝撃棒速度によらず、ひずみの立ち上がりの時間差は42μsである。したがって、入出力棒中を伝ぱする応力波の伝ぱ速度c_0は4800m/sとなる。Fig.3.3にマレージング鋼中の応力波の伝ぱ速度と衝撃棒速度の関係を示す。衝撃棒速度によらずマレージング鋼中を伝ぱする応力波の速度は4800m/sで一定であった。

また、v=5.7m/sの場合、発生するひずみはゲージ１、ゲージ３の位置で、と

もに-590με の圧縮ひずみで、入力棒中を応力波が 200mm 伝ぱする間のひずみの減衰はない。入力棒に発生する圧縮ひずみ-590μεは、マレージング鋼のヤング率 E_m を 184.5GPa として、$\sigma_m=E_m\varepsilon$ とすると σ_m=-108.6MPa の圧縮応力となり、式(3.1)で求められる応力 σ_i=-109.4MPa とほぼ一致する。同様に v=2.7m/s の場合、計測されたひずみは-265με の圧縮ひずみで、圧縮応力は σ_m=-48.9MPa となり、式(3.1)で求められる σ_i=-51.8MPa とほぼ一致する。以後、実験条件を衝撃棒速度に変えて式(3.1)で求められる入射応力 σ_i の絶対値で表す。

3．3．2　入出力棒を伝ぱする応力波

応力波が、固体と液体の界面を伝ぱする場合、液体の濡れ性や液体のチャンバーからの漏れが伝ぱ挙動に影響を及ぼすことが考えられる。平面ひずみ波入射実験装置の場合、水銀の濡れ性が悪い場合や水銀がチャンバーから漏れると、式(3.2)及び式(3.3)で表される理論的な反射と透過が起こらず、圧力波伝ぱ初期で、水銀との界面で入力棒中の反射波は大きくなり、出力棒への透過波は小さくなると考えられる。

Fig.3.4 及び Fig.3.5 に水銀充填長さを L=5 mm として、σ_i＝109.4MPa 及び σ_i=51.8MPa の場合の、平面ひずみ波入射実験により得られた入力棒及び出力棒のひずみの時刻歴をそれぞれ示す。σ_i＝109.4MPa の場合、衝撃棒と入力棒の衝突により-590με の圧縮の入射ひずみ波 ε_i が発生し、入出力棒と水銀の音響インピーダンスの違いから、入力棒を伝ぱする反射ひずみ波は ε_r=205με の引張ひずみとなり、出力棒の透過ひずみ波は ε_t=-515με の圧縮ひずみとなる。また、σ_i=51.8MPa の場合、入射ひずみは ε_i=-265με の圧縮ひずみで、入力棒の反射波は ε_r=81.5με の引張ひずみとなり、出力棒の透過波は ε_t=-218.5με の圧縮ひずみとなる。これらの反射波、及び透過波のひずみ値は、圧力波伝ぱ初期の反射応力及び透過応力を表す式(3.2)、及び式(3.3)の応力から求められるひずみ値とほぼ等しいことから、実験は高速の現象をよくとらえ、圧力波伝ぱ初期では、水銀の濡れ性やチャンバーからの漏れの影響が無く、水銀と入出力棒間で応力波が確実に伝ぱしていると考えられる。

3．3．3　水銀の動特性

ホプキンソン棒法原理を用いた衝撃実験では、入出力棒にはさまれた試料の両端に働く力が等しいという仮定の下、試料の軸方向の平均ひずみε、及び平均応力σは、反射波ε_r、及び透過波ε_tを用いて、次式で表される [3-6]。

$$\varepsilon(t)=\frac{-2c_0}{L}\int_0^t \varepsilon_r(t')dt' \tag{3.4}$$

$$\sigma(t)=\frac{EA}{A_s}\varepsilon_t(t) \tag{3.5}$$

ここで、c_0は入出力棒の応力波伝ぱ速度、E は入出力棒のヤング率、L は試料（水銀）の長さ、A は入出力棒の断面積、A_sは試料（水銀）の断面積である。

Fig.3.6 にσ_i=109.4MPa、L = 5 mm の場合の、水銀の圧力 P(t)と体積ひずみΔV/V(t)の関係を示す。ここで、水銀中で平面ひずみ状態が成立していると仮定して、

$$P=\frac{1}{3}(\sigma_{11}+\sigma_{22}+\sigma_{33})=\sigma_{11} \tag{3.6}$$

$$\Delta V/V=\varepsilon_{11}+\varepsilon_{22}+\varepsilon_{33}=\varepsilon_{11} \tag{3.7}$$

の関係から、軸方向の平均ひずみε(t)を平均体積ひずみΔV/V(t)、平均応力σ(t)を平均圧力 P(t)とした。ここで、平均体積ひずみと平均圧力の関係の傾きは水銀の剛性を示すが、図中の実線の傾きは準静的な場合の水銀の体積弾性率（K＝25.6GPa）を示す。ΔV/V＝0.2%以下では、実験で得られた水銀の動的負荷に対する剛性は準静的な場合の体積弾性率と一致している。一方、ΔV/V=0.2%以上では、ΔV/V の増加に対して P の増加が鈍くなり剛性が低下する。

水銀の剛性が低下する原因として、水銀の粘性の影響による圧力緩和や、水銀の閉じ込め方法の影響、すなわち水銀内の圧力が高くなって起こるカラーや剛性が低い O リングの変形によって、チャンバー内の圧力が低下することなど

が考えられる。そこで、水銀の粘性、及び水銀の閉じ込め方法の影響を検討するために有限要素法による解析を行った。

解析を行うにあたり、水銀の剛性の負荷速度依存性を調べた。Fig.3.7 に水銀の剛性が低下するまでの水銀に発生する圧力と体積ひずみの関係の実験結果を、入射応力及び水銀充填長さを変化させた場合について示す。入射応力が大きく、水銀充填長さが短いほど、水銀への負荷圧力は大きくなり、負荷速度は速くなる。図に示すように水銀の剛性は、入射応力、及び水銀充填長さに依存せずに、準静的な場合の体積弾性率 K=25.6GPa と一致する。このことから、動的負荷に対する水銀の剛性は、剛性が低下する要因（水銀の粘性、及び水銀の閉じ込め方法の影響）が現れるまでは、負荷速度に依存せず、準静的な場合の体積弾性率で表すことが可能である。そこで、解析では、はじめに水銀を弾性固体要素モデルで模擬し、その後、水銀の剛性が低下する要因について検討した。

３．４　有限要素法解析モデル

有限要素法による解析には陽解法有限要素法解析コード（LS-DYNA[3-7]）を用い、三次元解析を行った。液体である水銀は固体要素でモデル化した。Fig.3.8 に水銀充填長さを 5mm とした場合の要素分割図を示す。解析体系が軸対称であることから周方向に 1/12 のモデルとした。全要素数は、21180 で、衝撃棒、入出力棒の最小要素の 1 辺の長さを 2 mm、水銀を 1 mm とした。初期条件は、衝撃棒に初速度を与えた。

各部分の境界は、境界が自由に接触・剥離する Penalty 法で模擬した。Penalty 法では、接触反力 F は次式で表される。

$$\mathbf{F} = k_p l \mathbf{n} \tag{3.8}$$

$$k_p = \frac{f_p K A^2}{V_p} \tag{3.9}$$

ここで、k_pは接触ばね剛性、lは接触面貫入量、nは接触面垂直ベクトル、f_pはペナルティー係数、Kは体積弾性率、Aは接触面積、V_pは接触要素体積である。Penalty 法による解析では、接触面でめり込みがあれば、接触面の接点間に式(3.9)で表されるばね剛性k_pのばねが設定され、接触面には式(3.8)で表される接触反力が負荷される。そして、めり込んだ接触面を接触反力によって押し戻す操作が行われる。ここで、ペナルティー係数f_pを変化させることによって、接触反力 F の大きさを調整することができる。本解析では、通常はペナルティー係数をf_p=1 とした。

液体である水銀は、３．３．３項で述べたように、はじめに弾性固体要素モデルで模擬し、その結果とせん断粘弾性モデル、及び体積粘弾性モデルで模擬した場合の結果を比較して水銀のモデル化を検討し、さらに水銀の閉じ込め方法の影響を調べることによって、Fig.3.6 に示す水銀の剛性が低下する要因を検討した。ここで、水銀中の平均体積ひずみ$\Delta V/V(t)$、及びは平均圧力 P(t)は、それぞれ式(3.4)で$\varepsilon(t)=\Delta V/V(t)$、及び式(3.5)で$\sigma(t)=P(t)$とおくことによって表され、入出力棒に発生するひずみと対応していることから、検討の際の比較には、入出力棒に発生するひずみを用いた。

３．４．１　弾性固体要素モデル

弾性固体要素モデルでは、体積弾性率 K に関する次式から、水銀の模擬ヤング率 E を導出した。

$$K=\frac{E}{3(1-2\nu)} \tag{3.10}$$

ここで、νはポアソン比である。Table 3.1 に解析に用いた水銀、マレージング鋼、及び SUS316 の物性値を示す。

Table 3.1 Mechanical properties

Part	Material	Density, ρ (kg/m^3)	Young's modulus, E (GPa)	Poisson's ratio, ν	Bulk modulus, K (GPa)
Mercury	Mercury	13500	76.8 x10^{-3}*	0.4995	25.6
Striker, Input and output bars	Maraging steel	8000	180	0.3	-
Collar	SUS316	7800	196	0.3	-

*:Calculated by using Eq (3.10)

3．4．2　せん断粘弾性モデル

平面ひずみ波入射実験装置では、水銀中にせん断ひずみ成分を持たない平面ひずみ波が伝ぱするように、カラーで拘束しているが、水銀からの圧力負荷により、カラーが弾性変形した場合、水銀中にせん断ひずみが発生する。水銀中にせん断ひずみが発生すると、せん断粘性の影響が水銀の動特性に現れる可能性がある。そこで、以下に示す水銀のせん断粘性を考慮したせん断粘弾性モデルを用いて解析を行い、せん断粘性の影響を調べた。

水銀のひずみ速度 $\dot{\varepsilon}$ は、次式のように弾性部分 $\dot{\varepsilon}^e$ と粘性部分 $\dot{\varepsilon}^v$ で表される。

$$\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}^e + \dot{\varepsilon}^v \tag{3.11}$$

ひずみ速度の弾性部分については次式で表される。

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^e = \frac{1}{E}\left[(1+\nu)\dot{\sigma}_{ij} - \nu\dot{\sigma}_{kk}\delta_{ij}\right] \tag{3.12}$$

ここでδはクロネッカーのデルタである。粘性部分については

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{v} = \frac{s_{ij}}{\eta} \tag{3.13}$$

で表される。ここで、ηはせん断粘性係数である。また、s_{ij} はせん断応力テンソルで

$$s_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3}\sigma_{kk}\delta_{ij} \tag{3.14}$$

と表される。式(3.11)～式(3.14)より、せん断粘性を考慮した場合の水銀のひずみ速度は

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \frac{1}{E}\left[(1+\nu)\dot{\sigma}_{ij} - \nu\dot{\sigma}_{kk}\delta_{ij}\right] + \frac{s_{ij}}{\eta} \tag{3.15}$$

と表される。解析では、常温での粘弾性係数として 15.6×10^{-3}Pa･s を用いた。

３．４．３　体積粘弾性モデル

カラーの変形がなく、水銀にせん断変形が発生しない場合でも、Fig.3.6、及び Fig.3.7 に示したように水銀には体積変形が発生する。従って体積粘性の影響が現れる可能性がある。体積粘性（Bulk viscosity）は次式で表される。

$$\overline{\sigma} = -p + \eta_B\left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z}\right) \tag{3.16}$$

ここで、$\overline{\sigma}$ は$(\sigma_{xx}+\sigma_{yy}+\sigma_{zz})/3$ で表される垂直応力３成分の平均値、p は静止状態での圧力、η_B は体積粘性係数である。体積変化により発生する垂直応力の平均値が、体積粘性の影響で静止状態の圧力から偏ることを示している。

本解析では、体積粘弾性を、Fig.3.9 に示すマックスウェルの三要素モデルで模擬した。このモデルでは、体積弾性率は時間の関数となり、次式で表される。

$$K(t) = K_0 \exp(-\beta t) \tag{3.17}$$

$$\beta = \frac{\eta_B}{K_0}$$

ここで、η_Bは体積粘性係数で、K_0は初期体積弾性率である。体積粘性の影響を調べるために、K_0を 25.6GPa で一定として、体積粘性係数η_Bには常温で測定された 1.9x10^{-3}Pa･s [3-8]を用いた。また、体積粘性係数を 1.9x10^{-3}~2x10^{16} Pa･s まで変化させて体積粘性係数の影響を検討した。

３．４．４　水銀の閉じ込め方法

上述した解析では、水銀の半径方向は、実験体系と同様にカラーを用いて拘束した。ここでは、入出力棒中を伝ぱする応力波に及ぼす水銀の閉じ込め方法の影響を解析的に調べるために、水銀を囲んでいるカラーを取り除いて、水銀の半径方向を完全に拘束した解析、及び完全に自由とした場合の解析を行った。

また、実験では、カラーと水銀との間にゴム製 O リングを挿入して、チャンバーからの水銀の漏えいを防止しているが O リングの剛性は入出力棒やカラーに比べて低い。そのため、水銀に衝撃が負荷された場合に O リングの変形により、水銀は O リングにめり込む。式(3.8)及び式(3.9)におけるペナルティー係数f_pを小さくすることにより、接触面での接触反力が小さくなり、接触面でのめり込みが発生する。そこで、ペナルティー係数 f_pを小さくすることにより、O リング部分での水銀のめり込みを模擬した解析を行った。

３．５　解析結果

３．５．１　弾性固体要素モデル

水銀を式(3.9)で示す弾性固体要素モデルで模擬した場合の、入出力棒に発生するひずみを Fig.3.10 に示す。ここで、衝撃棒速度は v=5.7 m/s（入射応力は σ_i=109.4MPa）、水銀充填長さ L は 5 mm である。衝撃棒と入力棒の衝突によって発生する入射ひずみε_iは 600 με の圧縮ひずみで Fig.3.5 に示した実験結果と一致する。一方、反射波ε_r、及び透過波ε_tの解析結果は、入力棒と衝撃棒が衝突してから 482 μs 後までは実験結果と一致するが、その後、反射波ε_iは実験結果よりも小さくなり、透過波ε_tは実験結果よりも大きくなっている。これについては、３．５．３項で述べる。

３．５．２　粘弾性モデル

水銀の剛性が低下する原因の一つとしてとして水銀の粘性の影響が考えられることを述べた。水銀の粘性の影響により水銀中に発生する圧力が変化する場合、圧力変化の影響が入出力棒のひずみに現れる。そこで、粘性の影響を考慮した解析を行い、入出力棒のひずみについて、水銀を弾性固体要素モデルで模擬した場合の解析結果と比較して水銀の粘性の影響を調べた。ここで、解析は、衝撃速度 v=5.7m/s、水銀充填長さ L=5mm として行った。

せん断粘性を考慮した場合の入出力棒に発生するひずみを Fig.3.11 に示す。ここで、せん断粘性係数は 15.6x10^{-3}Pa･s を用いた。また、せん断粘性係数を 100x10^{-6} から 100Pa･s まで変化させて解析を行ったが、弾性固体要素モデルで模擬した場合の解析結果と変化がなかった。したがって、せん断粘性の影響は無視できる。

一方、体積粘性は、３．４．３項で述べたように水銀が体積変化したときに、水銀に発生する圧力に影響を及ぼす可能性がある。そこで、体積粘性係数をパラメータとして三要素マックスウェルモデルによる解析を行った。体積粘性係

数を常温で計測されたη_B=1.9x10^{-3}[3-8]とした解析では、Fig.3.10 に示した水銀を弾性固体要素モデルで模擬した解析結果と変化がなかった。また、体積粘性係数を1.9x10^{-3}~2x10^{16} Pa･sまで変化させた場合の解析結果をFig.3.12に示す。Fig.3.12 は透過波のひずみ値と体積粘性係数の関係を示したもので、図の縦軸は、解析での透過波のひずみ値を実験で発生した透過波のひずみ値で規格化している。体積粘性係数の増加とともに、解析での出力棒への透過波は減少し、η_B=2.56 x 10^{15}Pa･s の時､解析での透過波のひずみ値を実験で発生したひずみに規格化した値はほぼ 1 となる。このとき(η_B=2.56x10^{15} Pa･s)の、入出力棒に発生するひずみを実験結果とともに Fig.3.13 に示す。Fig.3.13 に示すように、解析結果は実験結果とよく一致しているが、このときの体積粘性係数は測定値の10^{18} 倍で非現実的な値である。このことから、体積粘性の影響はないものと考えられる。

これらの結果から、液体である水銀を、弾性固体要素モデル、せん断粘弾性モデル、及び体積粘弾性モデルでモデル化して解析を行い、それらを比較した結果、粘性係数に現実的な値を用いた場合、入出力棒のひずみ波形に有意な差は認められなかったので、水銀の衝撃挙動において粘性の影響は無視できると考えられる。

３．５．３　水銀の閉じ込め方法の影響

Fig.3.6 において、水銀の剛性が低下する要因の一つとして水銀の閉じ込め方法の影響があることを述べた。水銀の閉じ込め方法を検討するために、2 種類の拘束条件で解析を行った。1 つは、水銀の半径方向をカラーとの界面に沿って完全に拘束した場合で、もう 1 つはカラーを外し水銀の半径方向の拘束条件を取り外して半径方向に自由に動けると仮定した場合である。ここで、水銀は弾性固体要素モデルで模擬している。

Fig.3.14(a)及び(b)に、水銀の半径方向を完全に拘束した場合と半径方向を自由とした場合の入出力棒のひずみ履歴をそれぞれ示す。半径方向の拘束する力の強さは、Fig.3.14(a)に示す完全に拘束した場合、Fig.3.10 に示すカラーで拘

束した場合、Fig.3.14(b)に示すカラーによる拘束条件を外して半径方向に自由とした場合の順で弱くなるが、拘束する力が弱くなるほど、反射波のピークは大きくなり、そのパルス幅が大きくなる。また、透過波は拘束する力が弱くなるほど小さくなる。実験結果は、カラーで拘束した場合と自由とした場合の解析結果の間の挙動と考えられるが、この原因として、本実験装置ではカラーよりも剛性が低い O リングをカラーと入出力棒間の密閉に用いていることから O リングの変形の影響が考えられる。すなわち、入力棒を経由して圧力波が水銀を伝ぱすると水銀の圧力が高くなり、カラーや入出力棒等の水銀の周囲は水銀からの圧力負荷を受ける。その際、カラーや入出力棒よりも剛性の低い O リングの変形が大きくなり、水銀は O リングの変形部分にめり込み、めり込んだ分だけ水銀がわずかに膨張することが考えられる。この水銀のめり込みと膨張を模擬するために、式(3.2)に示すペナルティー係数を f_p=0.3 として水銀が入出力棒端及びカラーにわずかにめり込み、水銀の膨張を許容するようにして解析を行った。水銀には弾性固体要素モデルを用いた。その結果を Fig.3.15 に示す。図に見られるように、解析結果のひずみ履歴は実験結果とよく一致しており、剛性が低い部位の変形を考慮することにより、水銀を弾性固体要素モデルで模擬できると言える。

従って、水銀をカラーで拘束した解析において、Fig.3.10 に示すように、解析結果が実験結果と一致しない原因や、Fig.3.7 で水銀の剛性が低下した原因は O リングの変形によって水銀の平面ひずみ状態が成立しなくなったためと考えられる。

この検討結果から、剛性の低い部位の変形が解析結果に影響を与えることが分かり、薄肉化する必要がある実機水銀ターゲット容器の動的応力解析では、容器全体の変形を考慮した解析評価が必要となる。

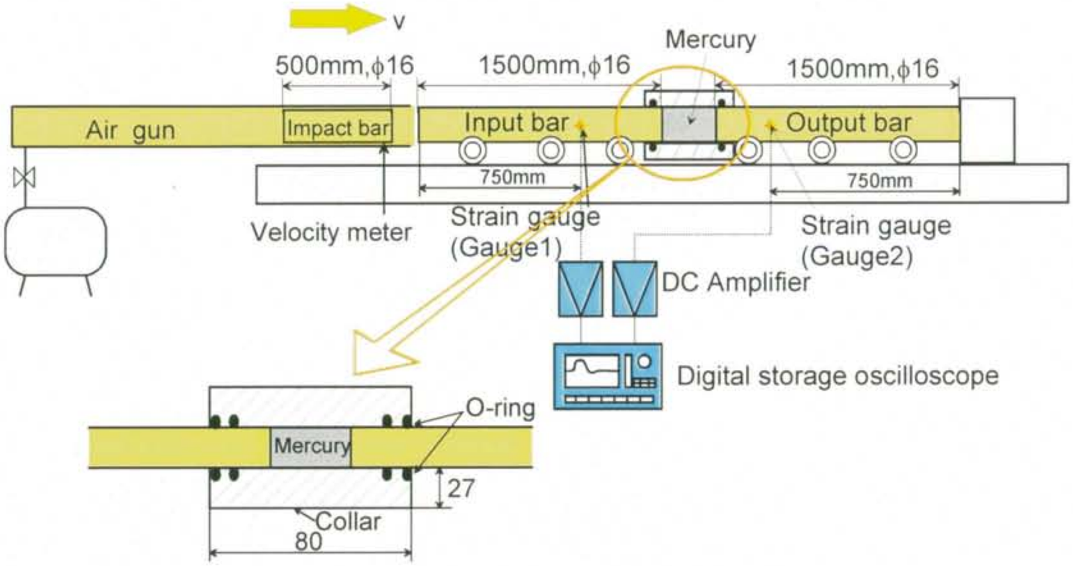
3．6　結　言

水銀の動特性を調べるために、ホプキンソン棒法原理を用いた平面ひずみ波入射実験と、有限要素法による解析を行い、以下のことを明らかにした。

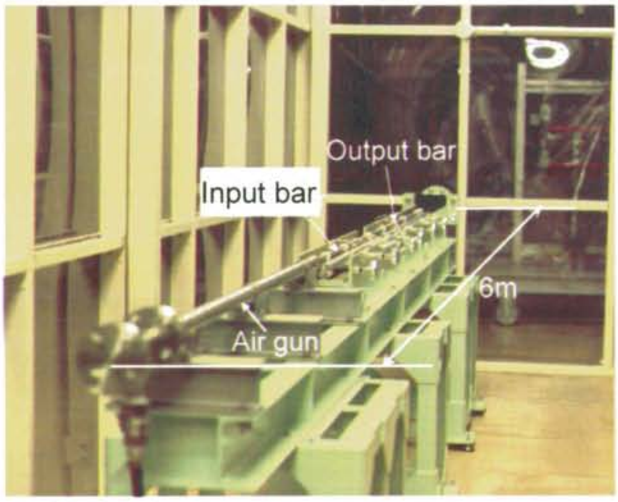
(1) 平面ひずみ条件下での水銀の剛性を実験的に調べた結果、水銀の剛性が低下するまでは、水銀の剛性は負荷速度に依存せず、静的な場合の体積弾性率 K=25.6 GPa に等しかった。このことから、水銀を弾性固体要素モデルで模擬することとした。

(2) 水銀の剛性が低下した要因を調べるために、水銀をせん断粘弾性モデル、及び体積粘弾性モデルでモデル化して解析を行い、弾性固体要素モデルでモデル化した解析結果と比較した。その結果、モデル間に有意な差は無かった。このことから水銀中を伝ぱする圧力波に対して水銀の粘性の影響は無視できる。

(3) 水銀の閉じ込め方法の影響を解析的に調べた結果、O リングの変形の影響を考慮した解析結果は実験結果と一致し、剛性が低い O リングの変形が入出力棒に発生するひずみに影響を及ぼし、水銀の剛性が低下する原因となることが分かった。このことから、第 6 章で述べるように、薄肉化する必要がある実機ターゲット容器において、水銀を閉じ込める容器の変形を考慮した解析評価が必要である。



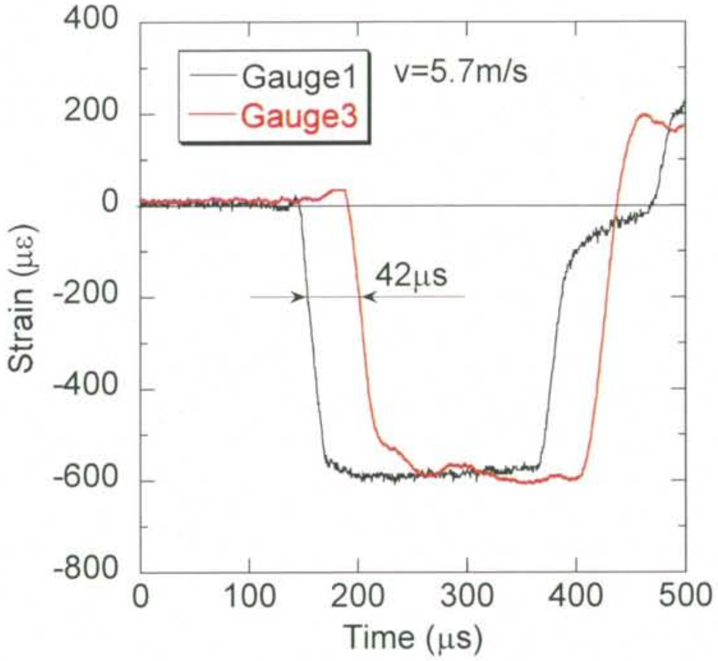
<<Schematic of plane-strain wave incident apparatus>>



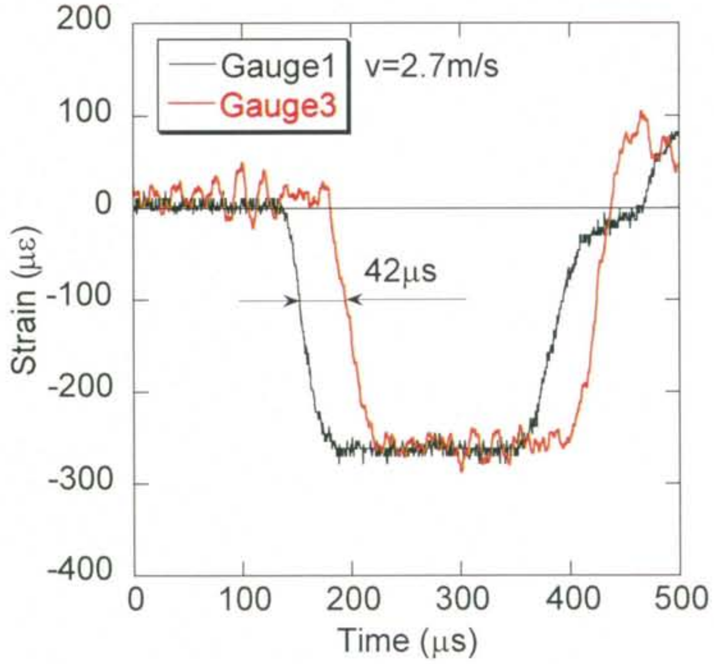
<<Overall view>>

<<Chamber for mercury>>

Fig3.1 Schematic and photograph of plane-strain wave incident apparatus



(a) v=5.7m/s



(b) v=2.7m/s

Fig.3.2 Strain responses on input bar

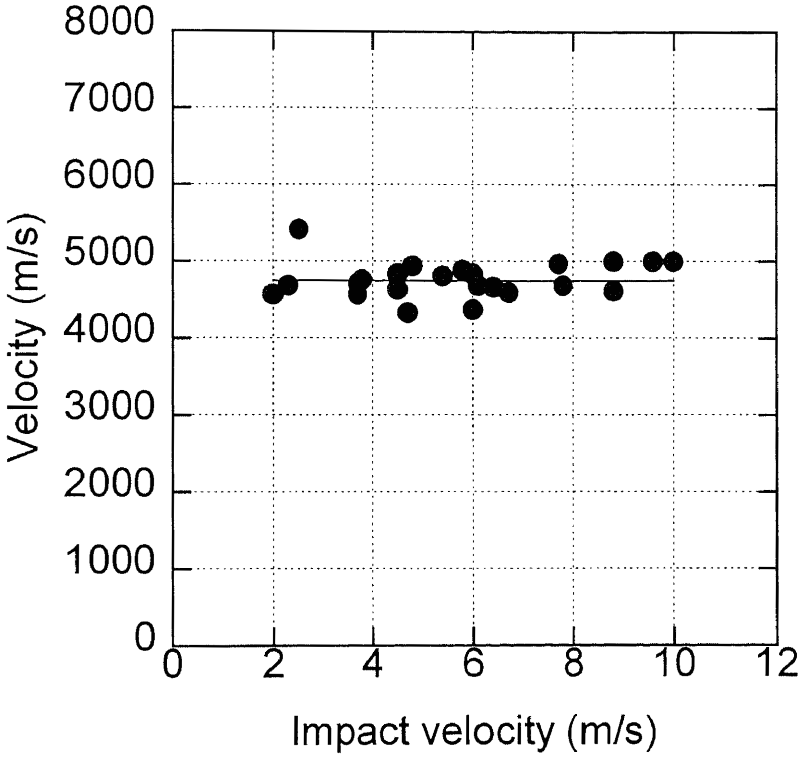


Fig.3.3 Relationship between stress wave propagation velocity in maraging steel and impact velocity

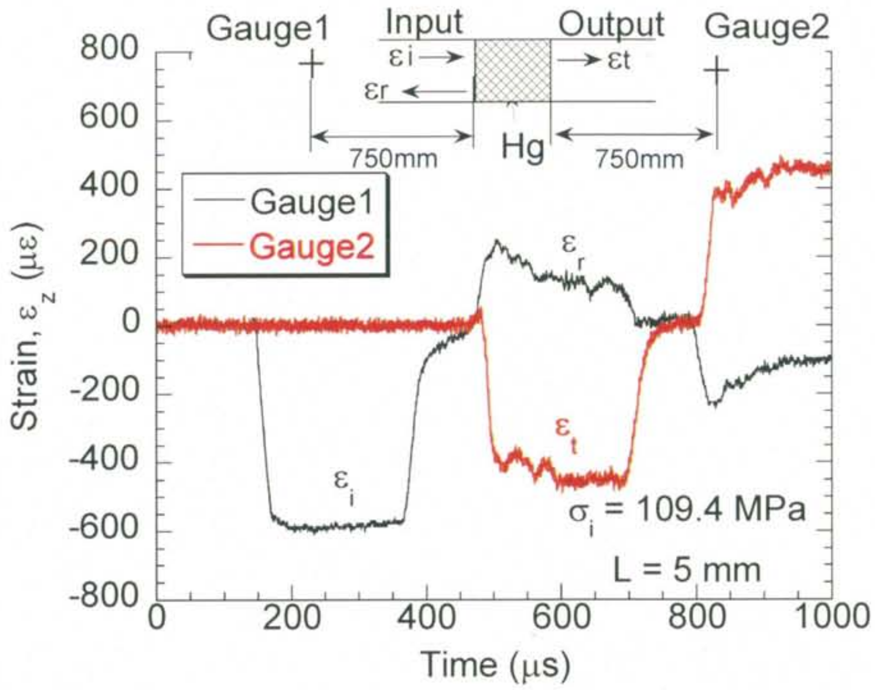


Fig.3.4 Strain responses on input and output bars (σ_i=109.4MPa, v = 5.7 m/s, L = 5 mm)

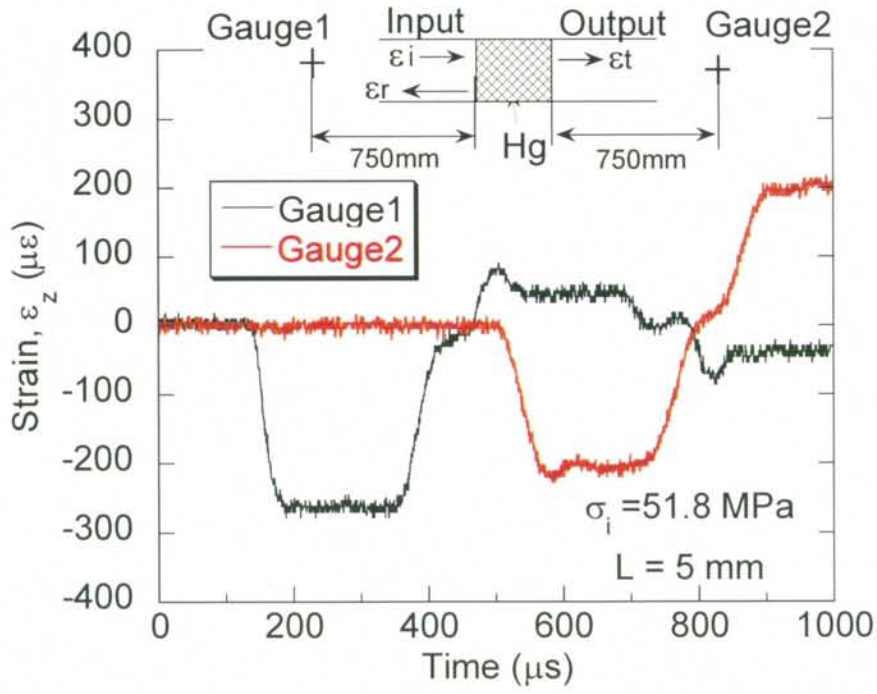


Fig.3.5 Strain responses on input and output bars (σ_i=51.8MPa, v=2.7m/s, L=5mm)

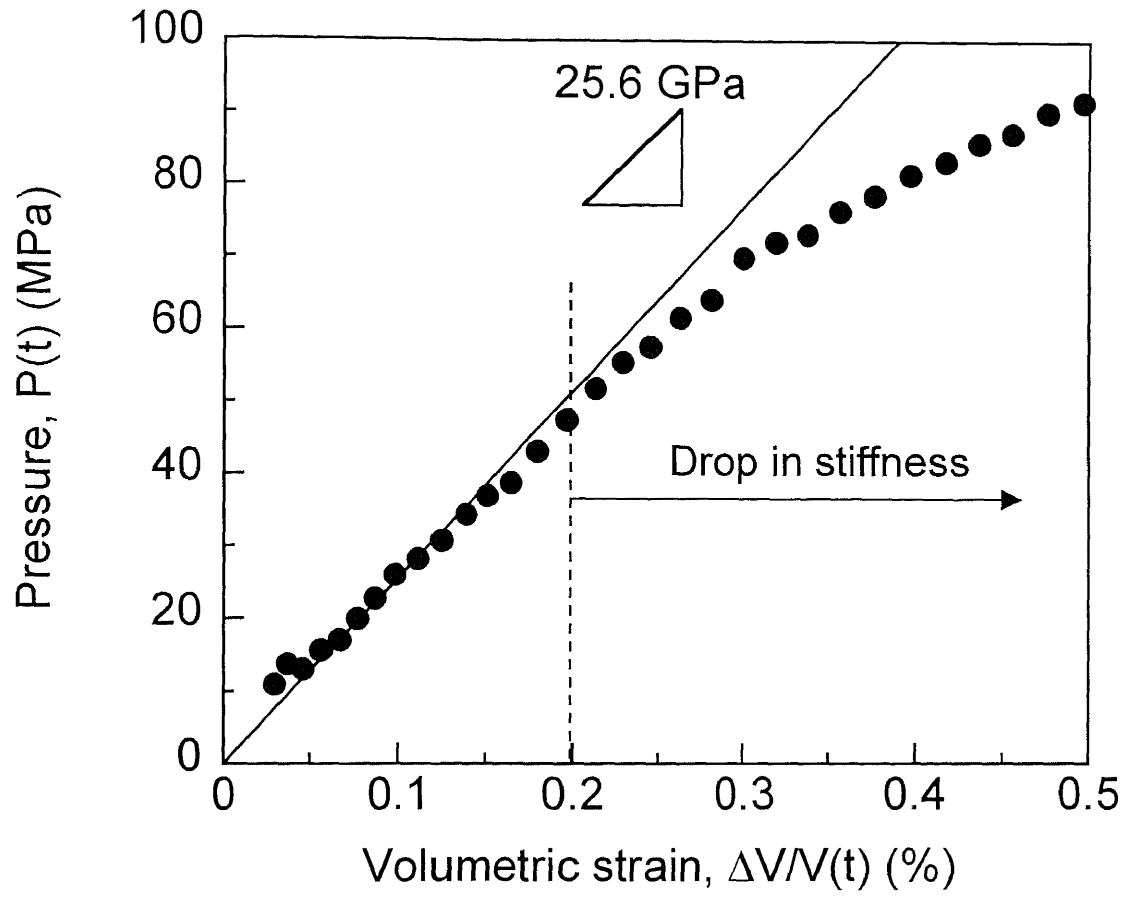


Fig.3.6 Relationship between pressure and volumetric strain of mercury obtained by plane-strain wave incident test (σ_i=109.4MPa, v =5.7 m/s, L = 5 mm)

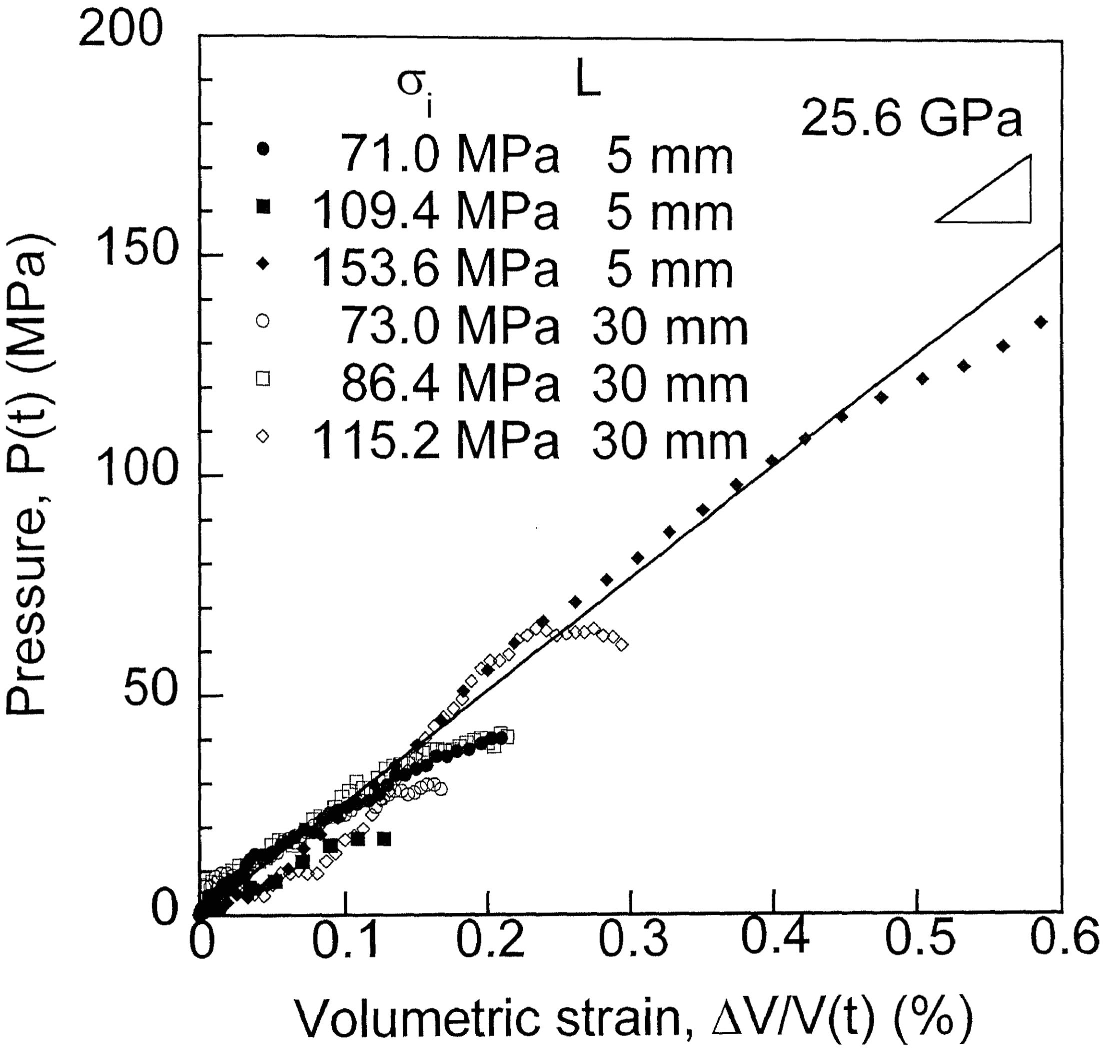


Fig.3.7 Relationship between pressure and volumetric strain in the mercury in various input stresses and mercury lengths

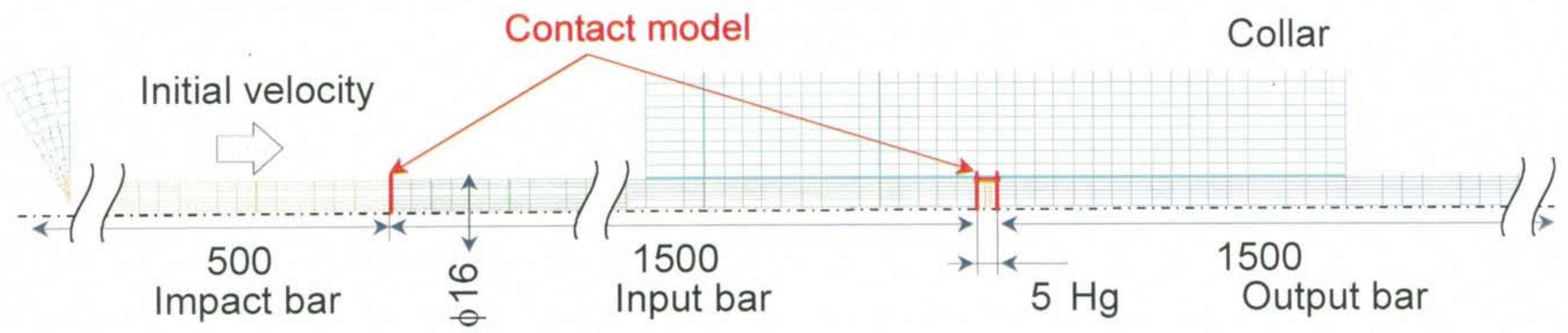


Fig.3.8 Finite element model

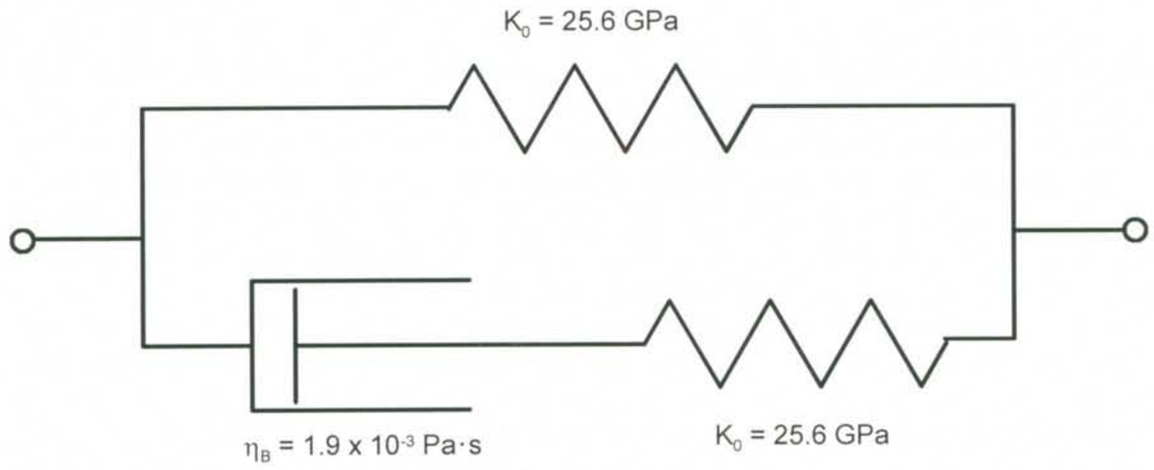


Fig.3.9 Maxwell three parameter visco-elastic model to simulate bulk viscosity of mercury

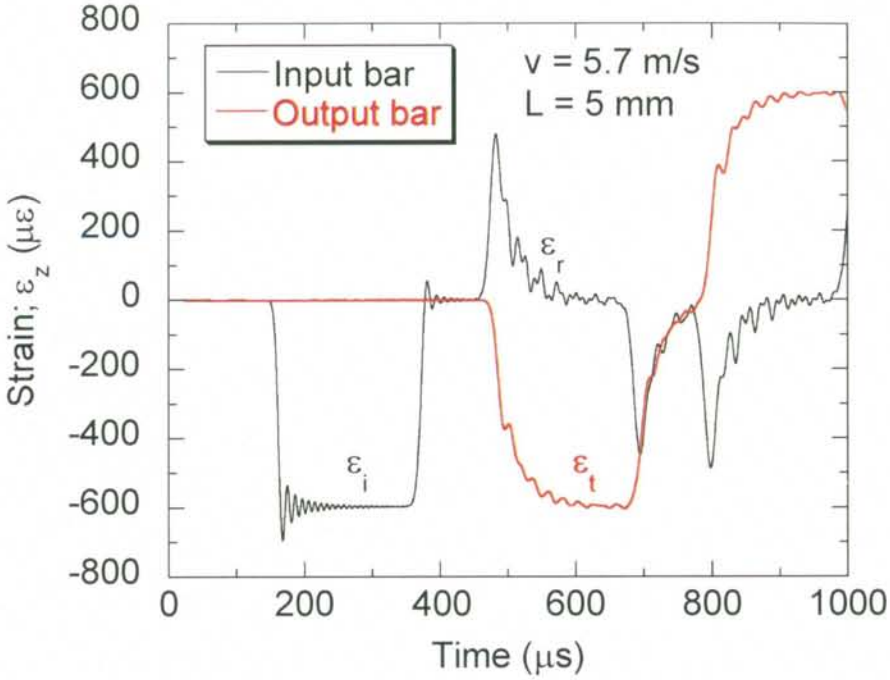


Fig.3.10 Analytical time responses of strain on input and output bars in the case that mercury was modeled as elastic solid element

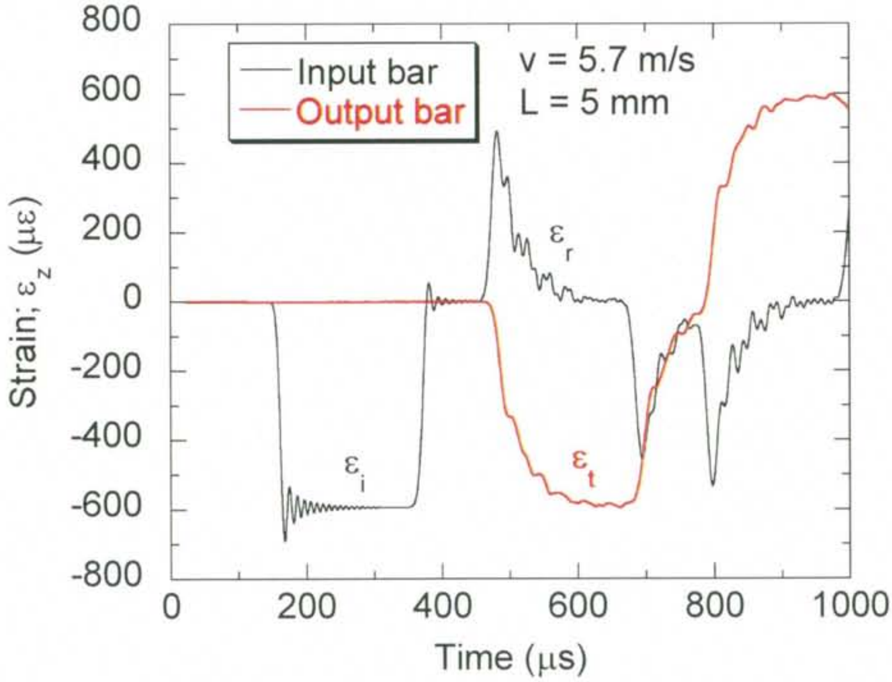
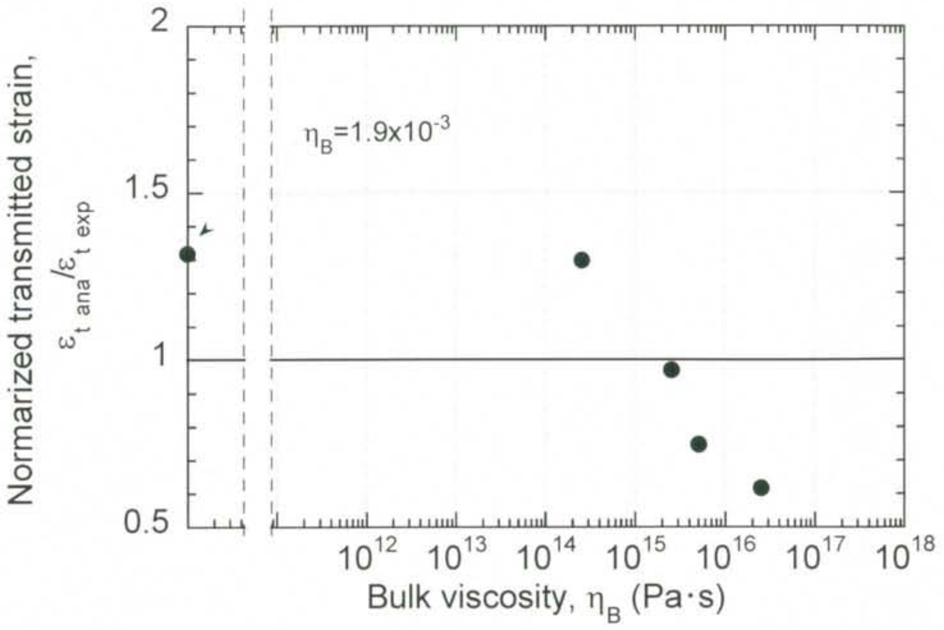


Fig.3.11 Analytical time responses of strain on input and output bars in the case that mercury was modeled as shear visco-elastic model



Fgi.3.12 Relationship between bulk viscosity coefficient and transmitted strain (v=5.7m/s, σ_i=109.4MPa, L=5mm)

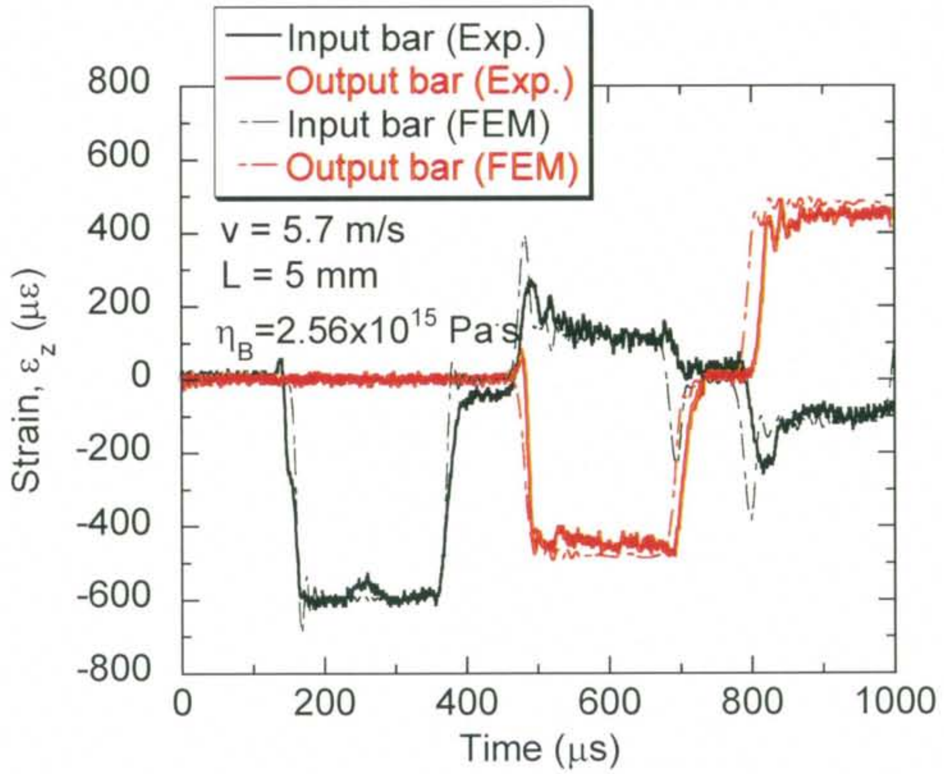
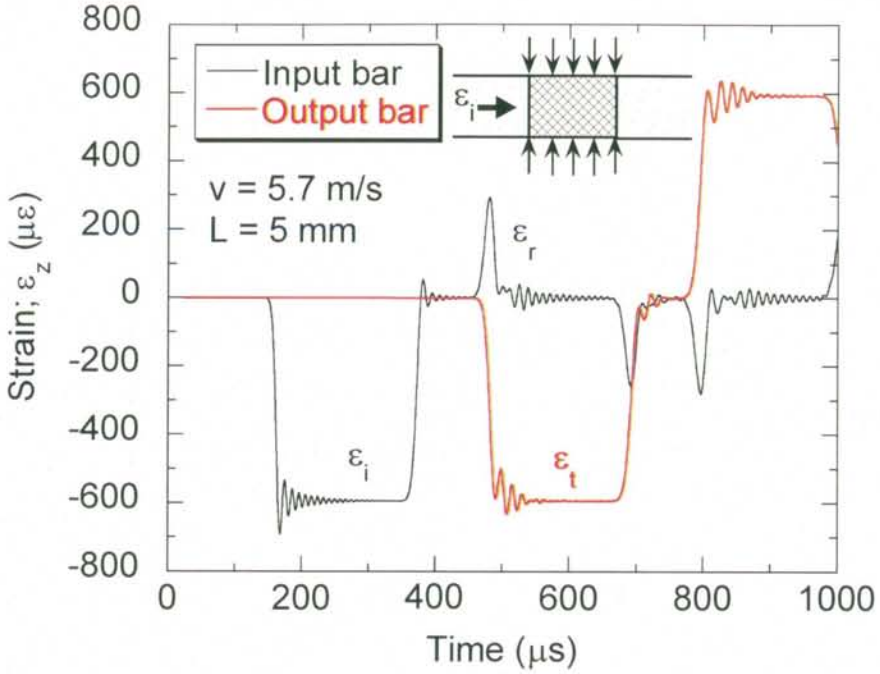
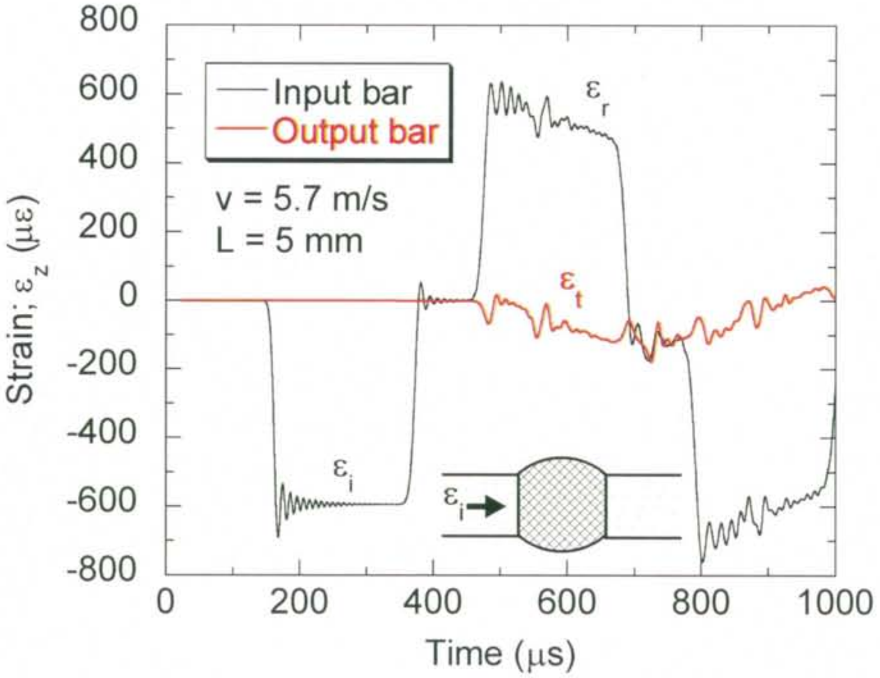


Fig.3.13 Analytical strain responses on bars in the condition of v=5.7m/s, σ_i=109.4MPa, L=5 mm and η_B=2.56x10^{15}Pa·s



(a) Constraint



(b) Free

Fig.3.14 Effect of the boundary condition of mercury on strain responses

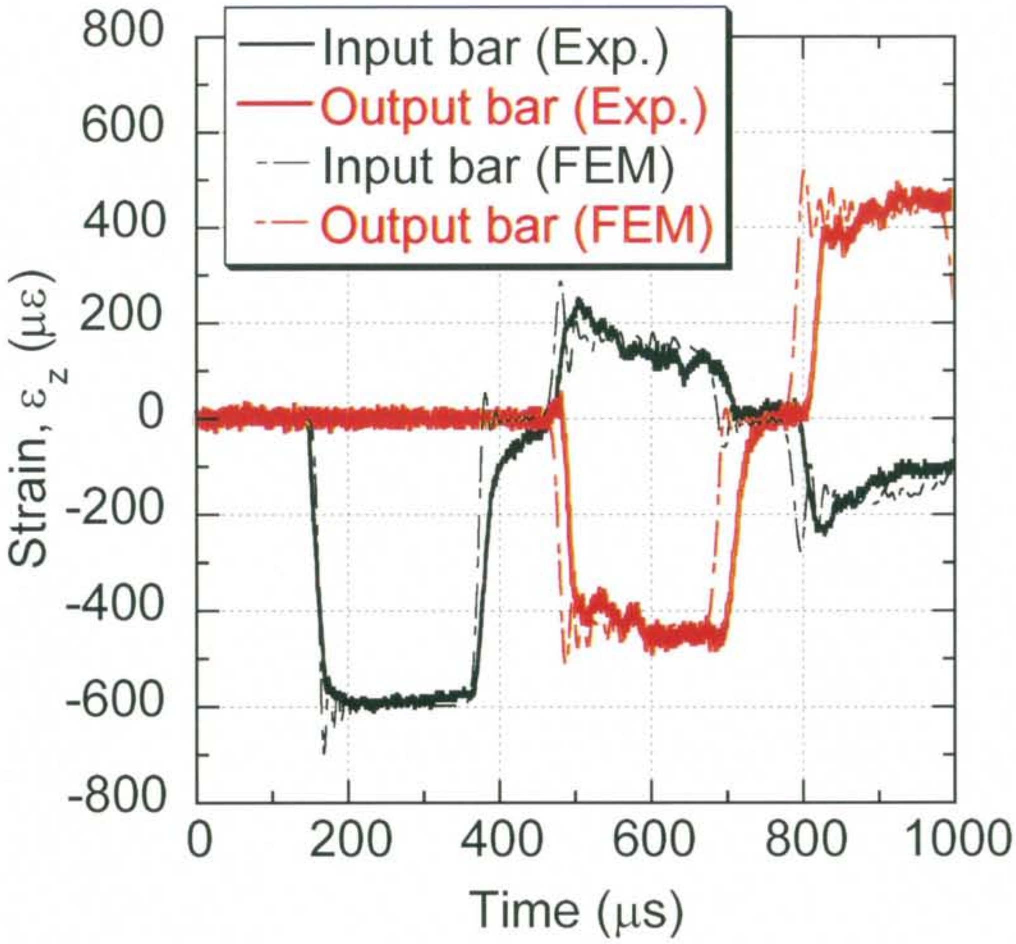


Fig.3.15 Analytical strain response in the case of simulating deformation of O-ring
(v=5.7m/s, σ_i= 109.4MPa, L=5mm, f_p=0.3)

第４章　ターゲット容器構造を模擬した圧力波伝ぱ試験

４．１　緒　言

第３章では水銀中での圧力波の伝ぱ挙動に重要な水銀の動特性について述べ、容器の変形が圧力波の伝ぱ挙動に影響を及ぼすことを明らかにしたが、水銀中で発生した圧力波がターゲットビーム窓等の構造体であるターゲット容器に到達すると、ターゲット容器は水銀中の圧力波による負荷を受けてたわみ変形を起こす。そのたわみ変形に連成して水銀は膨張し、ターゲット容器近傍の圧力は低下することが考えられる。このため、液体中を伝ぱする圧力波と圧力波によるターゲット容器の変形の連成挙動を考慮しない場合、ターゲット容器への負荷圧力を過大に評価する可能性がある。

また、ターゲット容器が水銀からの圧力波によりたわみ変形を起こす際に、圧力波の伝ぱ・反射挙動とターゲット容器の変形との連成挙動により、ターゲット容器近傍に負圧が発生する可能性がある。負圧発生はキャビテーションの発生を引き起こし、キャビテーション気泡の崩壊により、ビーム窓等の構造体が損傷することが考えられる。

これらの理由から、液体中を伝ぱする圧力波と圧力波によるターゲット容器の変形等の連成挙動の解明は、ターゲット容器の構造健全性評価、及びターゲット容器の材料損傷の観点から重要な課題である。

しかしながら、第３章で述べた平面ひずみ入射試験装置では、水銀からの圧力は、長さ 1500mm と長い入出力棒の端面に負荷されるため、入出棒は軸方向にほぼ均一に変形し、また、入出力棒が自由に移動できるために、入出力棒端で実機ターゲット容器のようなたわみ挙動を模擬できない。

そこで、より実機に近い条件におけるビーム窓近傍での負圧の発生挙動等の液体と構造体の連成挙動、とくに液体と構造体の界面での挙動を把握するために、水を試料液体としてターゲット容器構造を模擬した圧力波伝ぱ試験を行った。実験では、ターゲットビーム窓近傍での圧力応答に及ぼすターゲットビーム窓の板厚の影響を調べるために、ターゲットビーム窓を模擬した部分を取替

え可能な構造として板厚を変化させた。また、液体と構造体との連成挙動を解析するモデルの検討を行うため、有限要素法を用いた解析を行った。その結果を基に、液体に水銀を用いた場合の解析を行い圧力変動を評価した。

4．2　実験装置

Fig.4.1 に、ビーム窓近傍での負圧発生挙動等の液体と構造体の連成挙動を把握するための実験装置の模式図を示す。衝撃試験装置の衝撃棒(直径 100mm、SUS304 製)を、入力棒(長さ 300 mm、直径 100 mm、SUS316 製)に衝突させ、入力棒中に応力波を伝ぱさせる。入力棒中を伝ぱした応力波は、試料液体(充填長さ 230 mm)に到達して試料内を圧力波となって伝ぱし、試料液体用の円筒容器（内径 110 mm、肉厚 20 mm、SUS316 製）の底に設置した模擬ビーム窓（直径 150 mm、SUS316L 製）に負荷を与える。模擬ビーム窓の板厚は h = 2.5mm、5mm、 20 mm の 3 種類を用い、液体と構造体の連成挙動に対するビーム窓の剛性の影響を調べた。実験装置は、衝撃時に水銀が円筒容器から飛び出した場合に、飛散防止用のケース等を設置できるようにしてあるが、水銀の取扱量が多いこと、及びケースに付着した水銀の処理や、試験終了後の安全性を考慮して、試料液体には水を用いた。

実験は水を用いているため、入力棒の先端につばをつけて入力棒が水中に落下するのを防止した。また、つばと円筒容器が直接接触すると、つばと円筒容器の音響インピーダンスが近いために入力棒に発生した応力波が円筒容器に伝ぱする可能性がある。それを防止するために、入力棒にとりつけたつばと円筒容器の間に厚さ 30mm の発泡スチロールを挟んで実験を行った。

Fig.4.1 に示すように円筒容器の上部は、長さ 2300mm の H 型鋼の中央に接続して、H 型鋼の両端をばね・ダンパーを介して地面に接続して、衝撃試験装置作動時の振動が円筒容器に伝ぱしないようにしている。

模擬ビーム窓の中央には、ビーム窓近傍の局所的な圧力変動を計測するために、受圧面の直径 6mm、固有振動数 500kHz の圧力計を、また、そのときの模擬ビーム窓の変形挙動を計測するために、模擬ビーム窓の外表面に、中心から

r=18mm, 28mm, 38mm の位置で円周方向にひずみゲージを取りつけ、模擬ビーム窓近傍での圧力波の挙動及び構造体の変形挙動を計測した。衝撃棒速度は、磁歪変換形変位計を用いて計測した変位応答を時間微分することにより求めた。また、入力棒の衝撃棒との接触面にひずみゲージを取り付けて、その信号をトリガーとして計測を行った。サンプリングは 0.5μs 間隔で行った。

入力棒と水の界面に発生する水の圧力は、衝撃棒材料 SUS304 と入力棒 SUS316 の密度及びヤング率が等しいとして、以下のように評価した。はじめに、衝撃棒と入力棒の衝突によって入力棒に発生する応力σは、

$$\sigma = \frac{1}{2}\rho_1 c_{01} V \tag{4.1}$$

とした[4-1]。ここで、ρ_1 は衝撃棒、入力棒の密度、c_{01} は入力棒中を伝ぱする音速、V は衝撃棒の速度である。入力棒と水の音響インピーダンスの違いから、入力棒に発生した応力波が水に透過して、水に発生する圧力 P_{1th} は

$$P_{1th} = \frac{2A_1\rho_2 c_{02}}{A_1\rho_1 c_{01} + A_2\rho_2 c_{02}}\sigma \tag{4.2}$$

とした[4-1]。ここで、A_1、A_2 は、それぞれ入力棒、水の断面積、ρ_1、ρ_2 はそれぞれ入力棒、水の密度、c_{01}、c_{02} はそれぞれ入力棒、水を伝ぱする音速である。また、以後、入力棒と水の界面に発生する圧力 P_{1th} を初期負荷圧力と呼ぶ。

４．３　実験結果

４．３．１　圧力波の伝ぱ及び模擬ビーム窓のひずみ挙動

A．板厚一定の場合

Fig.4.2 に、模擬ビーム窓板厚 h=20 mm で、初期負荷圧力 P_{1th}=4.47MPa (衝撃棒速度が V=3.1 m/s)、及び P_{1th}=1.88MPa (V=1.3 m/s)の場合の圧力の履歴を

示す。ここで、入力棒と衝撃棒の衝突時刻を t=0 とすると、模擬ビーム窓近傍に圧力波が到達する時刻は t=200 μs となる。この時間は、応力波が 300 mm の入力棒を伝ぱする時間 60 μs と、圧力波が 230 mm の水を伝ぱする時間 180 μs の和とほぼ一致する。初期負荷圧力 P_{1th}=1.88MPa の場合、圧力は 120 μs ごとに上昇しているが、これは入力棒中を応力波が往復するためである。この挙動を Fig.4.3 に模式的に示す。また、初期負荷圧力 P_{1th}=4.47MPa の場合は、周期約 35 μs の波が重畳している。これは、圧力波により水が半径方向に共振する周期と一致している。P_{1th}=1.88MPa では、負荷圧力が小さいためにその影響が観察されなかったと考えられる。

また、ここで、初期負荷圧力 P_{1th} が、圧力波となって容器中を伝ぱするが、その際の構造体との連成による圧力の変化を調べるために、実機水銀ターゲットでは、とくに圧力波の第一波目のピークが大きいことから、模擬ビーム窓近傍での圧力波の第一波目のピーク値 P_1 に注目した。Fig.4.2 に P_1 を示すが、初期負荷圧力が P_{1th}=1.88MPa の場合、P_1=0.2MPa となり、P_{1th}=4.47MPa の場合、P_1=1.1MPa となる。

B．衝撃速度一定の場合

Fig.4.4 に h = 20 mm、初期負荷圧力 P_{1th}=3.0 MPa の場合、及び Fig.4.5 に h = 2.5 mm、P_{1th}=3.3 MPa の場合の圧力及び周方向ひずみ履歴(r = 28 mm)の実験結果を示す。h = 2.5 mm の場合、h = 20 mm の場合に比べて模擬ビーム窓のひずみが大きく、模擬ビーム窓の変形が大きい。一方、h=2.5mm の場合の模擬ビーム窓近傍の圧力は h=20mm の場合に比べて小さく、とくに模擬ビーム窓近傍での圧力波の第一波目のピーク値 P_1 は h=2.5mm、P_{1th}=3.3MPa の場合、P_1=0.2MP となり、h=20mm、P_{1th}=3.0MPa の場合、P_1=0.5MPa となる。このことから板厚が薄いほうが初期負荷圧力と模擬ビーム窓近傍での圧力波の第一波目のピーク値の差が大きく、構造体との連成によって圧力が減少していることがわかる。また、Fig.4.5 に示すように h=2.5mm の場合では、290 μs では圧力は 0 になり、さらに 365μs にビーム窓の急激な変形に伴って負圧が観察され

た。一方、h=20mm の場合には模擬ビーム窓近傍で負圧の発生は観察されなかった。このことから、模擬ビーム窓の板厚が模擬ビーム窓近傍の圧力に影響を及ぼすことが考えられる。

Fig.4.6 に、負圧が発生する模擬ビーム窓板厚と初期負荷圧力の関係を示す。h = 20 mm の場合、P_{1th}=5.3 MPa でも負圧は発生しないが、h=2.5mm では、P_{1th}=3.32MPa 以上で、h=5mm では P_{1th}=4.76MPa で負圧が発生している。このことから、模擬ビーム窓が薄く、負荷圧力が高いほど、模擬ビーム窓近傍に負圧が発生しやすいことが分かる。

C．模擬ビーム窓のひずみ応答

Fig.4.7(a)~(c)に、模擬ビーム窓板厚、及び衝撃棒速度がそれぞれ h=20mm、P_{1th}=3.03MPa (V=2.1m/s)、h=5mm、P_{1th}=4.18MPa (V=2.9m/s) 及び h=2.5mm、P_{1th}=3.32MPa (V=2.3m/s) の場合の、模擬ビーム窓に発生するひずみ履歴をそれぞれ示す。ひずみは圧力波がビーム窓に到達する 200 μs から振動しながら増加する。また、振動の周期は模擬ビーム窓板厚に依存している。そこで、ひずみ履歴にスペクトラム解析を行い、模擬ビーム窓の応答を調べた。Fig.4.8(a)~(c)に、Fig.4.7(a)~(c)のひずみ履歴に対するスペクトラム解析結果をそれぞれ示す。ピーク周波数は、それぞれ、8375Hz、1750Hz、1500Hz で発生している。これらの周波数は次式で表される円板の固有周波数 f [4-2]と一致している。

$$f = \frac{\lambda^2 h/2}{2\pi a^2}\sqrt{\frac{E}{3(1-\nu^2)\rho}} \tag{4.3}$$

ここで、λは係数で 3.196、h は円板の板厚、a は円板の半径、E は円板のヤング率、νはポアソン比、ρは密度である。

このことから、模擬ビーム窓は水から圧力波による負荷を受けて、円板の固有振動数で振動することが分かる。

４．３．２　模擬ビーム窓近傍に発生する圧力と初期負荷圧力及び模擬ビーム窓板厚の関係

Fig.4.2、Fig.4.4 及び Fig.4.5 に示したように、模擬ビーム窓に到達する圧力波の第一波目のピーク値 P_1(t=250 μs で発生)と、初期負荷圧力 P_{1th} の関係を Fig.4.9 に示す。図中には、円筒容器及び模擬ビーム窓を剛体とした場合にビーム窓近傍で発生する圧力 P_{1th}、すなわち、初期負荷圧力 P_{1th} が減少することなく模擬ビーム窓に到達する場合の圧力をあわせて示す。図に見られるように、発生する圧力のピーク値は模擬ビーム窓板厚に依存しており、また、発生する圧力は h=20mm の場合でも、P_{1th} に比べて約 1/4 と小さい。このことから、第 3 章で述べたように、円筒容器及び模擬ビーム窓による水の拘束条件の影響が無視できないと考えられる。そこで、数値解析を行い、円筒容器及び模擬ビーム窓による水の拘束条件の影響を調べた。

４．４　解析モデル

圧力波の伝ぱに対する容器壁の弾性変形の影響を調べ、かつ水と模擬ビーム窓（以後、構造体とも呼ぶ。）との連成解析を行う際に必要な界面のモデルを明らかにするために陽解法有限要素法解析コード（LS-DYNA[4-3]）を用いて三次元解析を行った。Fig.4.10 に解析モデルを示す。模擬ビーム窓の板厚が 2.5mm の場合、全要素数は 72,142 である。入力棒及び模擬ビーム窓近傍の水は 2mm 間隔で要素分割した。実験体系と同様に入力棒にはつばを設けて、つばと円筒容器の間には発泡スチロールを模擬したクッション材（弾性体）を挿入して解析を行った。液体である水は第 3 章で述べた水銀と同じく弾性固体要素で模擬した。Table 4.1 に解析に用いた物性値を示す。はじめに、円筒容器及び模擬ビーム窓による水の拘束条件の影響を調べるために、水の半径方向を完全に拘束した解析を行い、円筒容器で拘束した場合の解析結果と比較した。

また、液体と構造体の界面の挙動のモデルを検討するため、各接触面が自由に接触・剥離する Penalty 法で接触面を模擬した解析と、水と模擬ビーム窓間、

及び水と円筒容器間で、接触面の剥離を許容しない Sliding Only 法で模擬した解析をあわせて行い、それらを比較した。このとき、Sliding Only 法を用いた解析では、Fig.4.11 に示すように、水にある負圧が発生した場合に、水の剛性が完全に 0 となり、それ以上大きな負圧が発生しない Cut off 圧力を設けて水の挙動を模擬した解析をあわせて行い、負圧が発生した場合の液体のモデルの検討を行った。

これらの解析結果を基に、液体を水銀とした場合の解析を行った。解析に用いた水銀の物性値を Table 4.1 に示す。

Table 4.1 Mechanical properties used for analyses

	Density (kg/m^3)	Young's modulus (GPa)	Poisson's ratio	Bulk modulus (GPa)
Stainless steel	7800	180	0.3	-
Water	998	6.6×10^{-3}	0.4995	2.2
Mercury	13500	78.5×10^{-3}	0.4995	25.6

４．５　解析結果

４．５．１　円筒容器の弾性変形の影響

Fig.4.12 に模擬ビーム窓近傍のピーク圧力 P_1 に及ぼす円筒容器の弾性変形の影響を調べるために行った解析の拘束条件は以下の 3 通りである。

Ｃ1）1 次元伝ぱを仮定した解析：

水の半径方向を、入力棒直径（100 mm）で拘束した場合

Ｃ2）3 次元伝ぱを仮定した解析：

水の半径方向を、円筒容器の内径（110 mm）で拘束した場合

Ｃ3）3 次元伝ぱを仮定して円筒容器の変形を考慮した解析：

水の半径方向の拘束を、円筒容器との接触とした場合

ここで、接触モデルは全て Penalty 法とした。また、模擬ビーム窓の板厚 h=2.5mm、衝撃棒速度V=2.3m/s（初期負荷圧力 P_{1th}=3.32MPa）とした。Fig.4.13 に圧力波伝ぱにともなう第一波のピーク値の減少の様子を示す。Ｃ１の場合、入力棒から入射された圧力は、初期負荷圧力 P_{1th} に一致する一定のピーク値を保ったまま伝ぱし、模擬ビーム窓近傍で、模擬ビーム窓の変形の影響で圧力が減少する。Ｃ２の場合、入射された初期負荷圧力は、圧力波が伝ぱ開始直後から 50mm 伝ぱする間に、半径方向へも伝ぱするため、圧力は 40%減少し、その後は一定の圧力で伝ぱする。一方、Ｃ３の場合、伝ぱ距離とともに圧力のピーク値は 230mm 伝ぱする間に、3.5MPa から 0.25MPa まで減少する。Fig.4.13 には、h=2.5mm、P_{1th}=3.32MPa（V=2.3m/s）の場合の実験で計測された模擬ビーム窓近傍での圧力波の第一波のピーク値 P_1 を併せて示してあるが、実験結果はＣ３の場合と最もよく一致している。この原因として、圧力波が伝ぱする際に円筒容器の半径方向への弾性変形するために、水がわずかに膨張し、圧力波の伝ぱとともに圧力が減少すると考えられる。このことから、初期負荷圧力 P_{1th} が 3.5MPa と実機ターゲットに比べて小さな圧力で、円筒容器厚が 20mm と厚い場合であっても、圧力波伝ぱによる円筒容器の変形を無視できないことが明らかとなった。

４．５．２　液体と構造体の界面モデルの検討

解析モデルでの液体と構造体の界面の接触挙動を検討するために、模擬ビーム窓と水の接触挙動を、模擬ビーム窓と水が自由に接触・剥離する Penalty 法と、剥離を許容しない Sliding Only 法で模擬して解析を行い、両者を比較した。このとき、Sliding Only 法で界面の接触挙動を模擬した解析では、Fig.4.11 に示すように、水にある負圧が発生した場合に、水の剛性が完全に 0 となる cut off 圧力を設けて水の挙動を模擬した解析をあわせて行い、負圧が発生した場合の液体のモデルの検討を行った。比較を行ったモデルを Table 4.2 に示す。

Table 4.2　Analytical conditions

Model	Contact behavior between water and cylindrical vessel	Contact behavior between water and simulated beam window	Cut off pressure in water
Model I	Penalty	Penalty	None
Model II	Sliding Only	Sliding Only	None
Model III	Penalty	Sliding Only	-0.3 MPa

（1）　模擬ビーム窓近傍の圧力挙動

A．模擬ビーム窓と液体が接触・剥離することを仮定した解析（Model I）

実験において負圧の発生がなかった h=20mm、P_{1th}=4.47MPa（V=3.1m/s）の条件において、解析モデルに Model I（Table 4.2 参照）を用いた場合の模擬ビーム窓近傍での圧力の解析結果は、Fig.4.14 に示すように実験結果とよく一致している。

一方、実験において負圧の発生が確認された模擬ビーム窓板厚 h=2.5mm、初期負荷圧力 P_{1th}=3.32MPa（V=2.3 m/s）の場合における、模擬ビーム窓近傍に発生する圧力履歴の Model I を用いた場合の解析結果を実験結果とともに Fig.4.15 に示す。解析結果は実験において、圧力が 0 になる 290 μs までよく一致した。ところが、解析では、290μs に負圧が発生した。そこで、負圧の発生挙動を解析により詳しく調べた。290 μs までの圧力分布の解析結果を模擬ビーム窓の変形とともに Fig.4.16 に示す。圧力波の到達により模擬ビーム窓は変形する。それにともない、水が膨張して負圧が発生していることが分かる。このことから、模擬ビーム窓の変形が模擬ビーム窓近傍での負圧の発生に大きな影響を及ぼすことが分かる。

B．模擬ビーム窓と液体の剥離がないことを仮定した解析(ModelⅡ)

水と円筒容器及び模擬ビーム窓の接触挙動に、ModelⅠ及びModelⅡ（Table 4.2 参照）を用いた場合の模擬ビーム窓近傍での圧力履歴をFig.4.17に示す。解析は、模擬ビーム窓板厚h=2.5mm、衝撃棒速度V=2.3m/s（初期負荷圧力 P_{1th} =3.32MPa）の条件で行った。

ModelⅠ、すなわち水と円筒容器及び模擬ビーム窓の界面の接触挙動をPenalty 法とした場合、圧力波が伝ぱする際の円筒容器の弾性変形のため、230μs で 0.2MPa のピークを示した後、圧力は減少し、その後再び上昇して260μs で 1.1MPa の圧力を示す。一方、ModelⅡ、すなわち水と円筒容器及び模擬ビーム窓の界面の接触挙動をSliding Only 法で模擬した場合、圧力波到達後、圧力は250μs まで単調に増加して1.2MPa となる。これは、水と円筒容器が離れず、円筒容器の変形が小さいためと考えられる。その後、ModelⅠでは290μs で圧力は 0 になり、320μs 後に模擬ビーム窓と水が離れて、水の界面は完全な自由端となり圧力はほとんど発生しない。一方、ModelⅡでは、模擬ビーム窓の変形に水が引っ張られるために、1.1MPa の負圧が発生している。この値は、実験で計測された負圧値よりも大きく、負圧を過大に評価している。そこで、水にある値以上の負圧（Cut off 圧力）が発生した場合に、水の剛性が 0 となり、それ以上大きな負圧が発生しないCut off圧力モデルで水を模擬して解析を行った。

C．模擬ビーム窓と水の剥離が無く水の負圧挙動にCut off圧力を仮定した解析(ModelⅢ)

解析は、模擬ビーム窓の板厚をh=2.5mm、衝撃棒速度をV=2.3m/s（初期負荷圧力 P_{1th}=3.32MPa）とした。また、文献 [4-4],[4-5]を基にCut off圧力として-0.3MPa を用いた。水と円筒容器の界面の接触挙動は、圧力波伝ぱと円筒容器の相互作用を模擬するために Penalty 法として、水と模擬ビーム窓の接触はSliding Only 法とするModelⅢ（Table 4.2 参照）で水と容器の接触挙動を模擬

した。Fig.4.18 に ModelⅢを用いて行った解析結果の圧力履歴を実験結果とともに示す。水と円筒容器及び模擬ビーム窓の接触挙動を Model I で模擬した場合と同様に 290μs までは解析結果は、実験結果をよく再現している。しかしながら、液体の圧力が 0 以下になった（負圧が発生した）場合の挙動は、現状では模擬できていない。これは、負圧発生によりキャビテーションバブルの発生等による液体の剛性の変化が考えられ、液体にバブルを含んだモデルの開発が必要である。

（2） 模擬ビーム窓のひずみ挙動

実機水銀ターゲット容器の構造健全性を解析評価するに当たり、本実験において模擬ビーム窓に発生するひずみの検証が重要である。そこで、圧力挙動の解析結果が実験結果と 290μs まで一致した条件において、模擬ビーム窓に発生するひずみの妥当性を検証した。水と構造体の界面モデルには、Table 4.2 に示す Model I と ModelⅢを用いて解析を行い両者を比較した。

Fig.4.19 にひずみ履歴の解析結果を実験結果とともに示す。Model I の場合、模擬ビーム窓に発生するひずみは 750μs まで実験結果とよく一致している。また、その後は実験よりも高い値を示しており、設計上余裕をもつ安全側の評価が期待できる。一方、ModelⅢでは、水と模擬ビーム窓が離れないため、発生する最大値は実験結果の約半分である。

4．5．3 液体を水銀とした場合の解析

水を用いた衝撃実験において、模擬ビーム窓近傍には圧力波の伝ぱと模擬ビーム窓の変形とが連成して負圧が生じ、負圧は模擬ビーム窓が薄く、負荷圧力が大きいほど発生しやすいことを明らかにした。また、上述したように、液体と構造体との界面モデルを検討した結果、液体と構造体の界面の挙動を、界面が自由に接触･剥離する Penalty 法で模擬した Model I の解析結果が最もよく実

験結果と一致した。この結果を基にして、水銀ターゲット容器の動的応力解析では、水銀とターゲット容器の界面の挙動を、界面が自由に接触･剥離するPenalty 法で模擬する。

水銀ターゲットの動的応力を解析するのに先立ち、試料液体を水銀にした場合について、水銀中を伝ぱする圧力波と模擬ビーム窓の変形が連成した場合に、模擬ビーム窓近傍での負圧発生挙動を解析的に調べた。解析は、水を用いて行った実験装置と同じ体系で、模擬ビーム窓の板厚は h=2.5mm を用いた。解析モデルは Table 4.2 に示す Model I とした。水と水銀の音響インピーダンスρc_0の違いから、式(4.1)、及び式(4.2)に示すように、同一の衝撃棒速度では水と水銀に発生する圧力は異なる。模擬ビーム窓近傍での水と水銀の圧力挙動を比較するために、初期負荷圧力が同じになる衝撃棒速度で解析を行った。

Fig.4.20 に、水銀に初期負荷圧力が P_{1th}＝3.32MPa となるように衝撃棒速度を V=0.23m/s とした場合の、模擬ビーム窓近傍での圧力履歴を示す。初期負荷圧力 P_{1th}=3.32MPa（衝撃棒速度 V=2.3m/s）の条件で、液体を水とした場合の解析結果を Fig.4.14 に示す。液体を水銀とした場合、模擬ビーム窓近傍に 220μs で発生する第一波の圧力のピーク値 P_1 は 0.026MPa であり、水の場合（第一波の圧力のピーク値 0.2MPa）に比べて約 1/10 小さい。また、水の場合、240μs で模擬ビーム窓の変形のために急激に圧力が減少するが、水銀の場合には、240μs で-0.04MPa の負圧が発生している。これは、水銀の密度が水に比べて大きく、模擬ビーム窓に負荷する圧力が大きいため、模擬ビーム窓の変形が大きくなることが要因と考えられる。このことから、水銀ターゲット容器の動的応力解析においては、ビーム窓の変形を含めた解析評価が極めて重要である。

4．6　結　言

水銀とターゲットビーム窓の連成挙動を把握するために、水を試料液体としてターゲット容器を模擬した圧力波伝ぱ試験及び有限要素法による解析を行い、以下のことを明らかにした。

(1) 実験では、模擬ビーム窓板厚が 2.5mm と 5mm の場合に、ビーム窓近傍

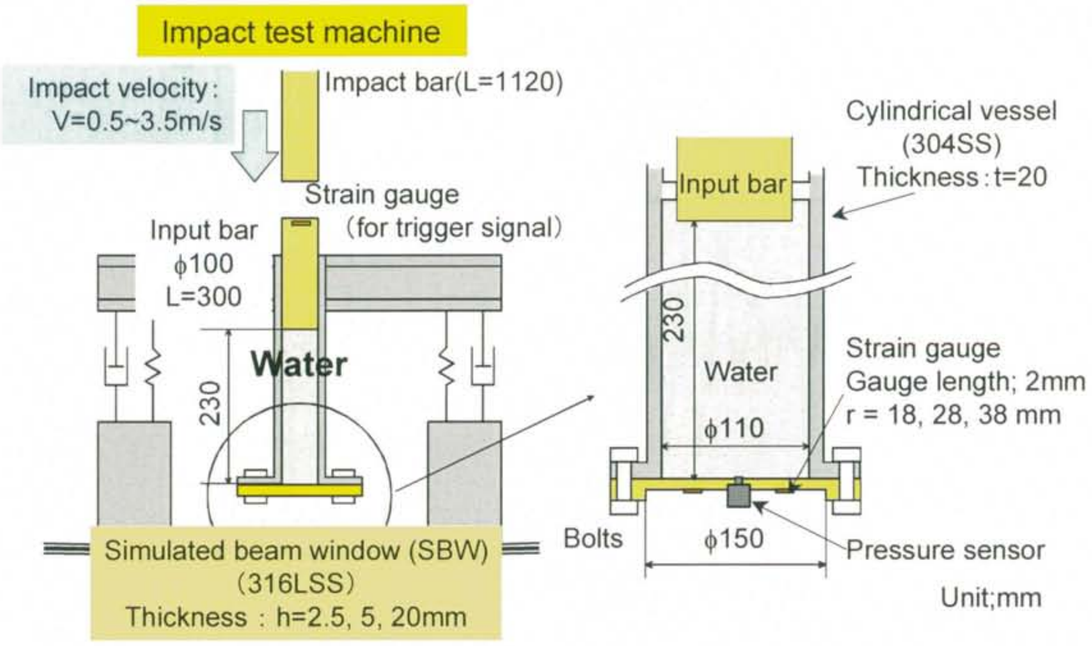
で負圧の発生を確認した。負荷圧力が大きく、ビーム窓が変形しやすい構造であるほど、負圧が発生し易いことを実験的に明らかにした。これは、模擬ビーム窓が薄いほど変形が大きくなり、その際、水は模擬ビーム窓の変形に追随できなくなり、模擬ビーム窓近傍の圧力は低下して負圧を生じることが考えられる。

(2) 圧力波の伝ぱに対して、圧力波が1次元的に伝ぱする場合、3次元的に伝ぱする場合、及び円筒容器の弾性変形の影響を受けながら3次元的に伝ぱする場合について解析を行い、円筒容器の弾性変形が無視できず、圧力波の伝ぱとともに圧力が減少することを明らかにした。

(3) 液体（水）と構造体（模擬ビーム窓）との界面の挙動をモデル化するための検討を行った。液体である水と固体との界面が自由に接触・剥離するモデル(Penalty法)と、水と固体との界面の剥離を許容しないモデル(Sliding Only法）に対して、水に負圧が発生した場合に水の剛性が0となる条件を付加して、各モデルの比較を行った。模擬ビーム窓近傍の圧力に関しては、実験において水の圧力が0となる時刻までは両モデルとも実験結果と一致した。模擬ビーム窓のひずみ挙動に関しては、Penalty 法では実験結果と一致したが、Sliding Only 法を用いたモデルでは、模擬ビーム窓の変形が水に引き戻されるために実験結果に比べて発生するひずみは小さくなった。この結果から、液体と構造体の界面の挙動はPenalty法でモデル化することとした。

(4) 水の圧力が負圧になる場合の挙動は、現状では模擬できていない。これは、負圧発生によりキャビテーションを生じ、キャビテーション気泡により水の剛性が変化することが考えられる。

(5) 液体に水銀を用いた解析では、模擬ビーム窓近傍に発生する初期圧力のピーク値は水の場合に比べて1/10小さくなった。また、水の場合において模擬ビーム窓の変形のために急激に圧力が減少する時刻に、水銀の場合には負圧が発生した。これは、水銀の密度が水に比べて大きく、模擬ビーム窓に負荷する圧力が大きいため、模擬ビーム窓の変形が大きくなることが要因と考えられる。



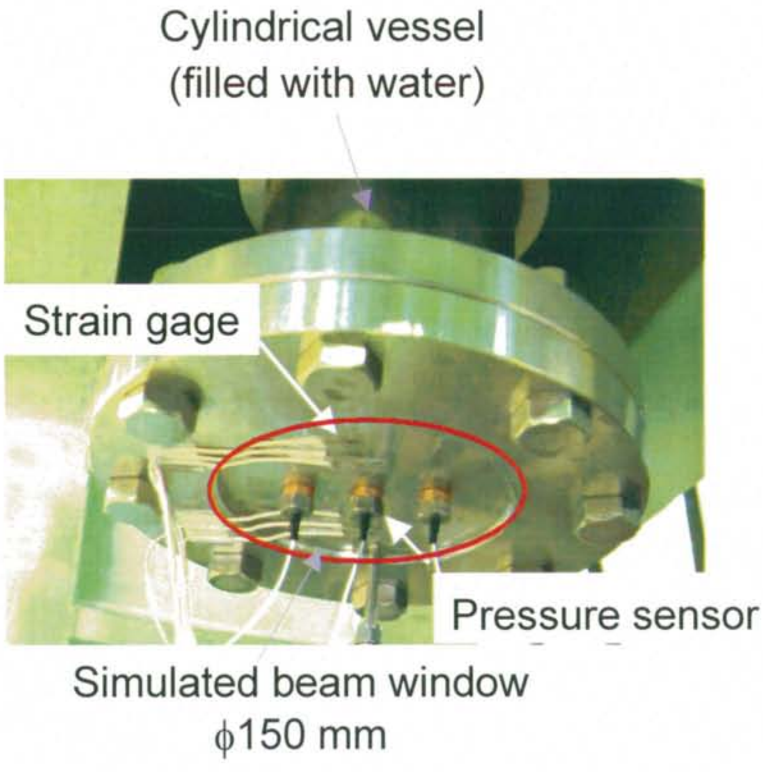


Fig.4.1 Pressure wave propagation test apparatus

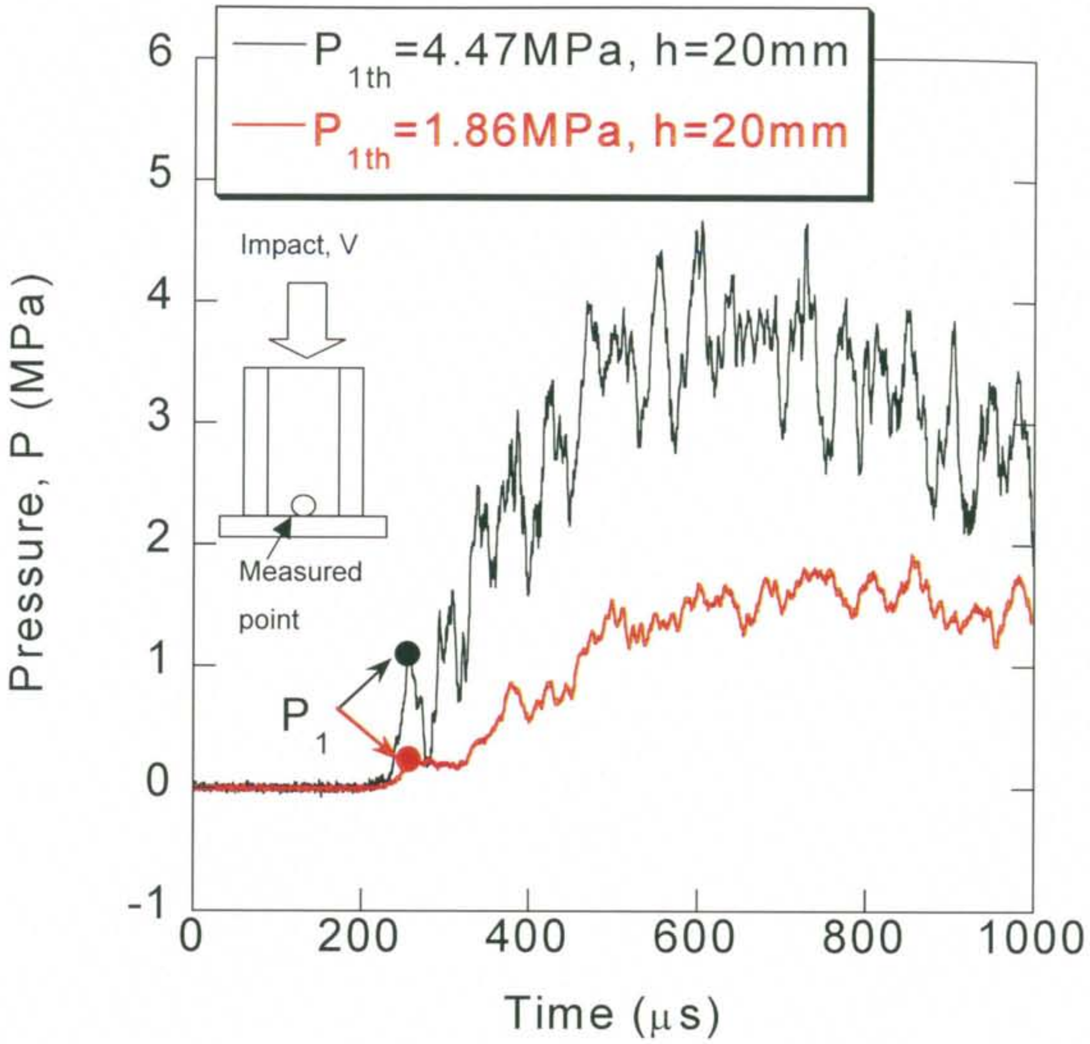


Fig.4.2 Pressure response near simulated beam window

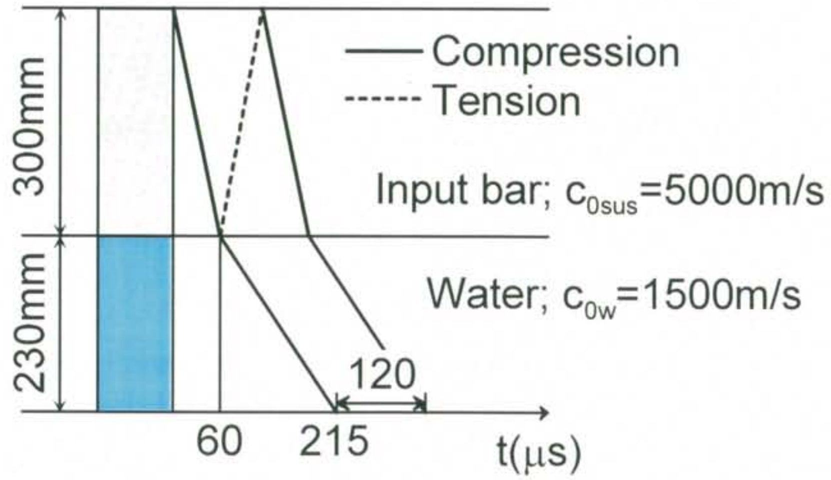


Fig.4.3 Schematic of pressure wave propagation

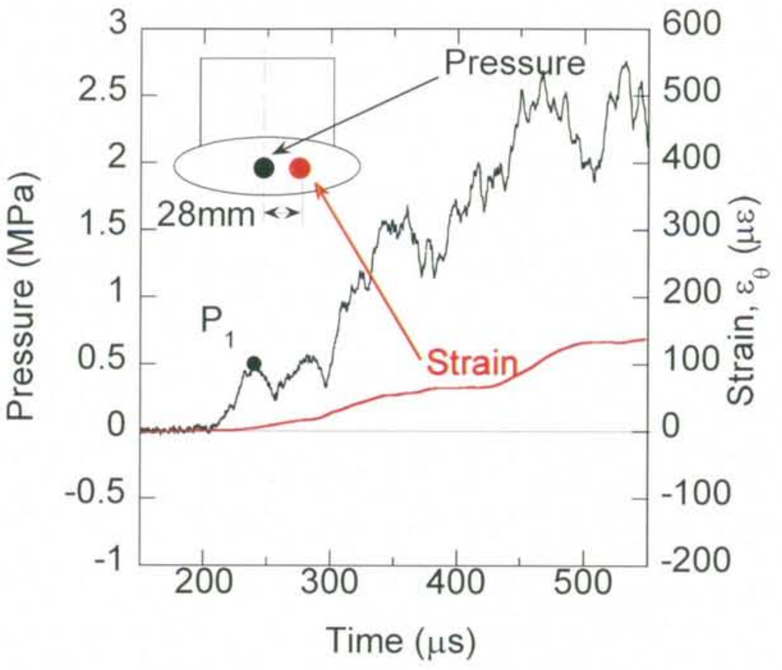


Fig.4.4 Pressure and strain responses (h=20mm, P_{1th}=3.03MPa)

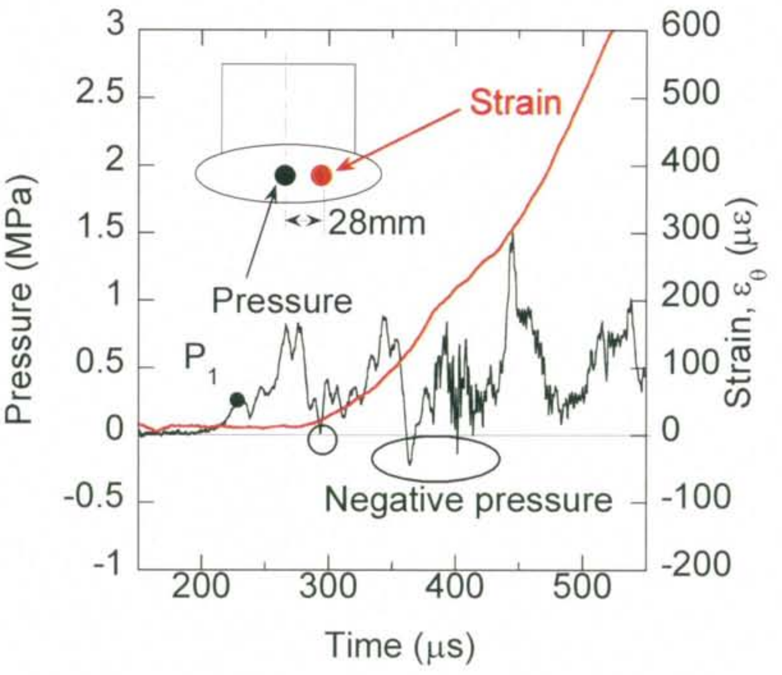


Fig.4.5 Pressure and strain responses (h=2.5mm, P_{1th}=3.32MPa)

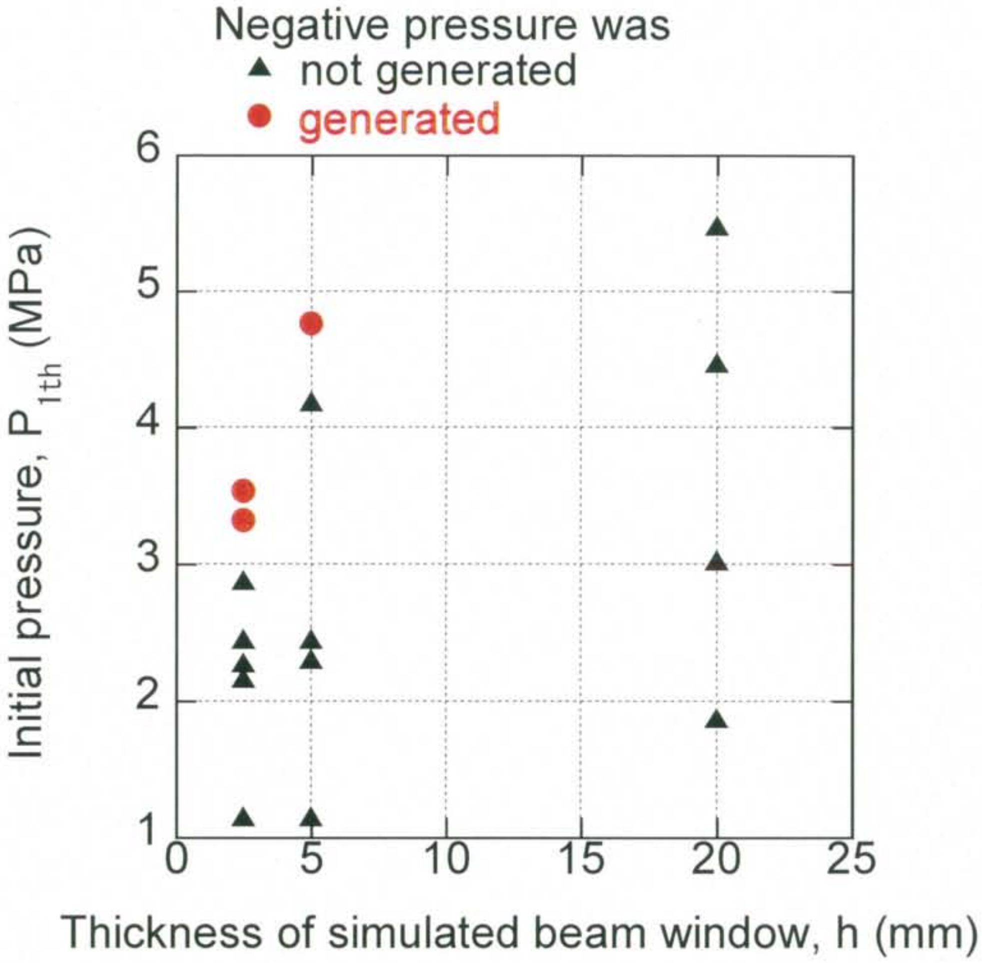
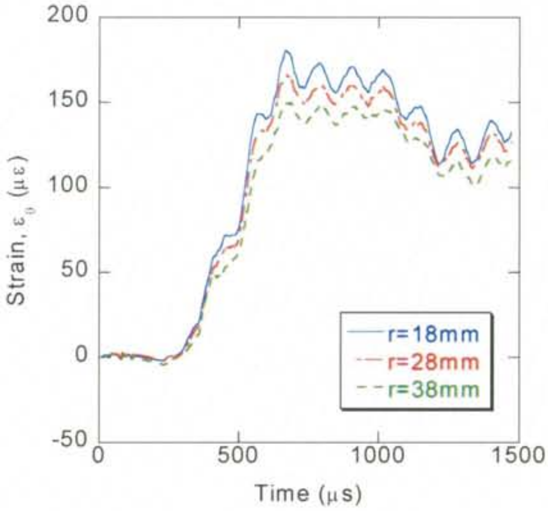
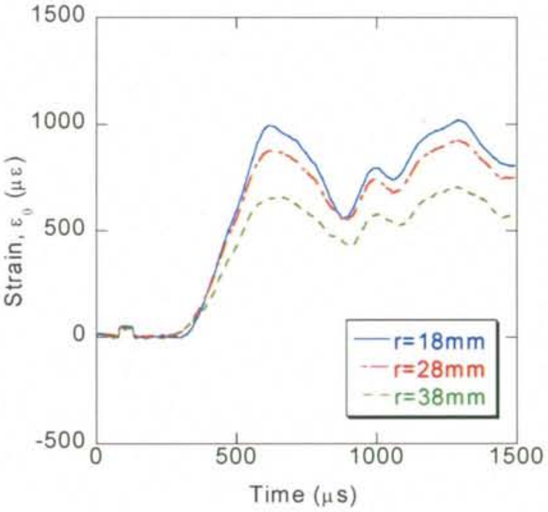


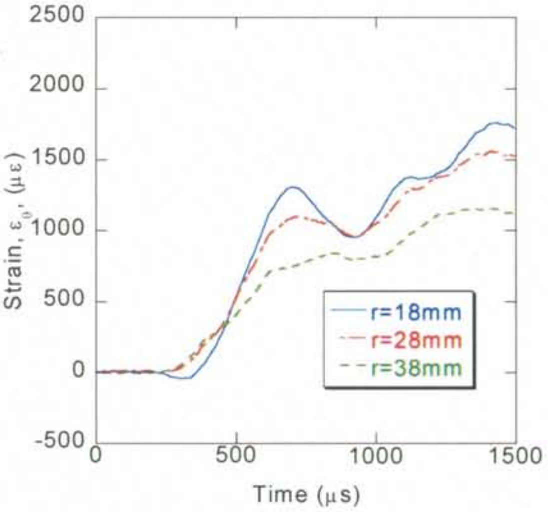
Fig.4.6 Condition of negative pressure generation
(Diameter of simulated beam window; ϕ 150mm)



(a) h=20mm, P_{1th}=3.03MPa

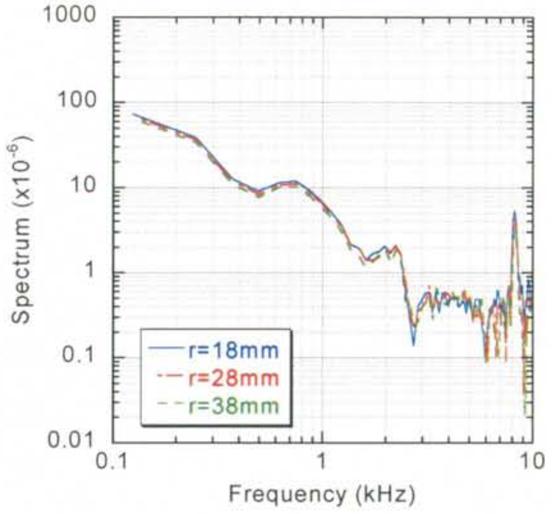


(b) h=5mm, P_{1th}=4.18MPa

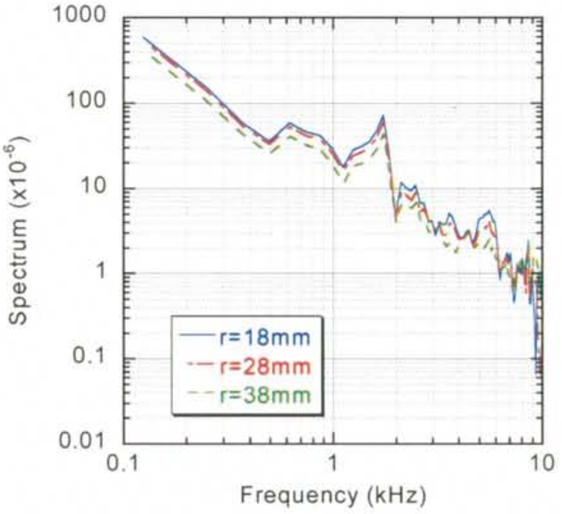


(c) h=2.5mm, P_{1th}=3.32MPa

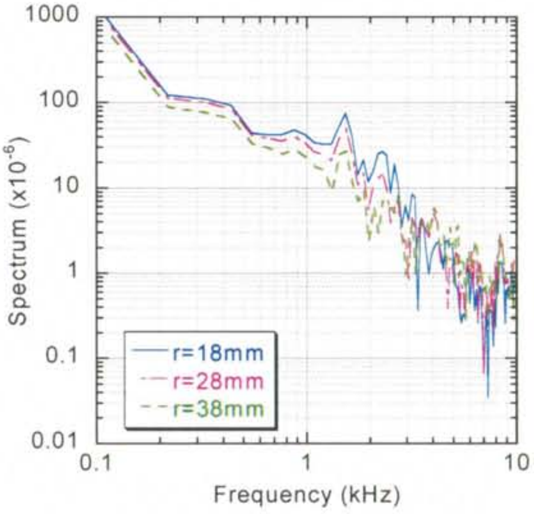
Fig.4.7 Strain response on the simulated beam window



(a) h=20mm, P_{1th}=3.03MPa



(b) h=5mm, P_{1th}=4.18MPa



(c) h=2.5mm, P_{1th}=3.32MPa

Fig.4.8 Spectrum of strain on the simulated beam window

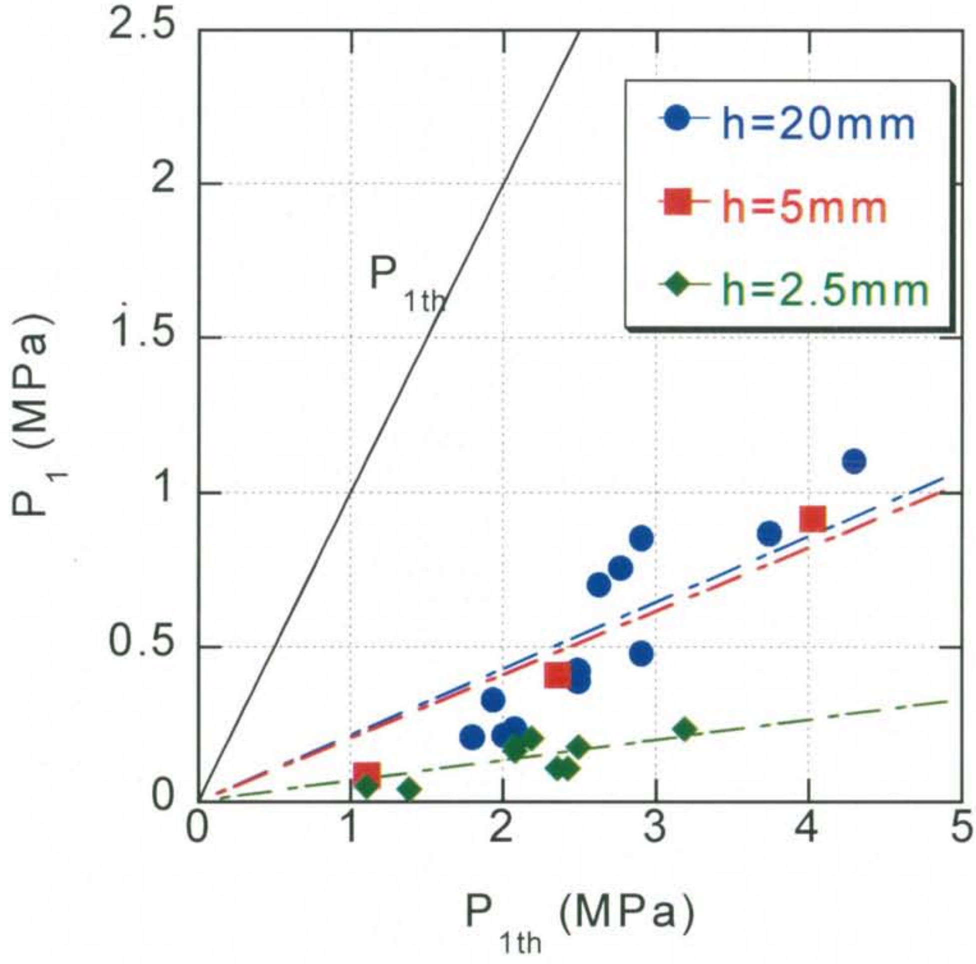


Fig.4.9 Relationship between initial peak pressure, P_1, and thickness of the simulated beam window, h.

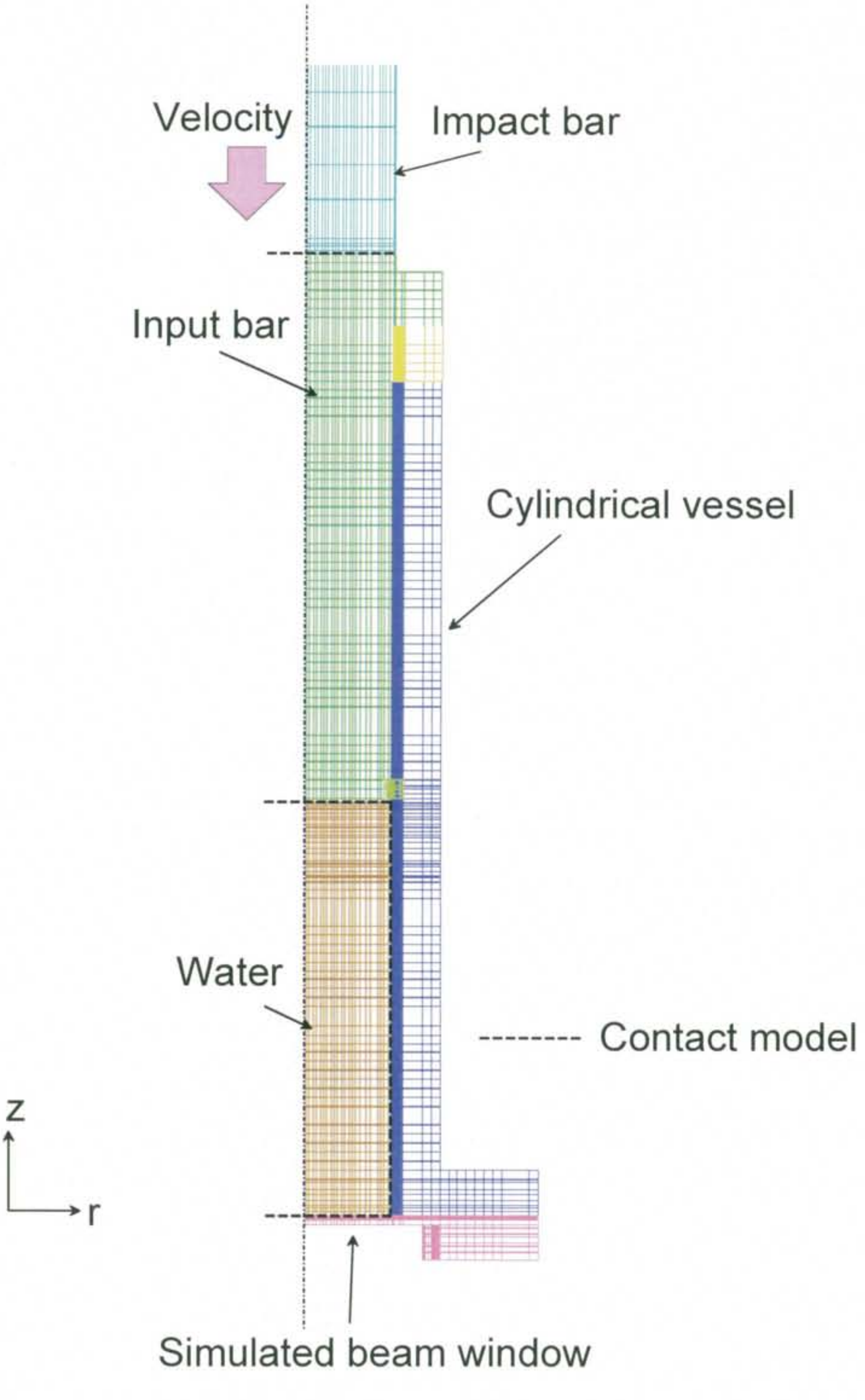


Fig.4.10 Three-dimensional analytical model

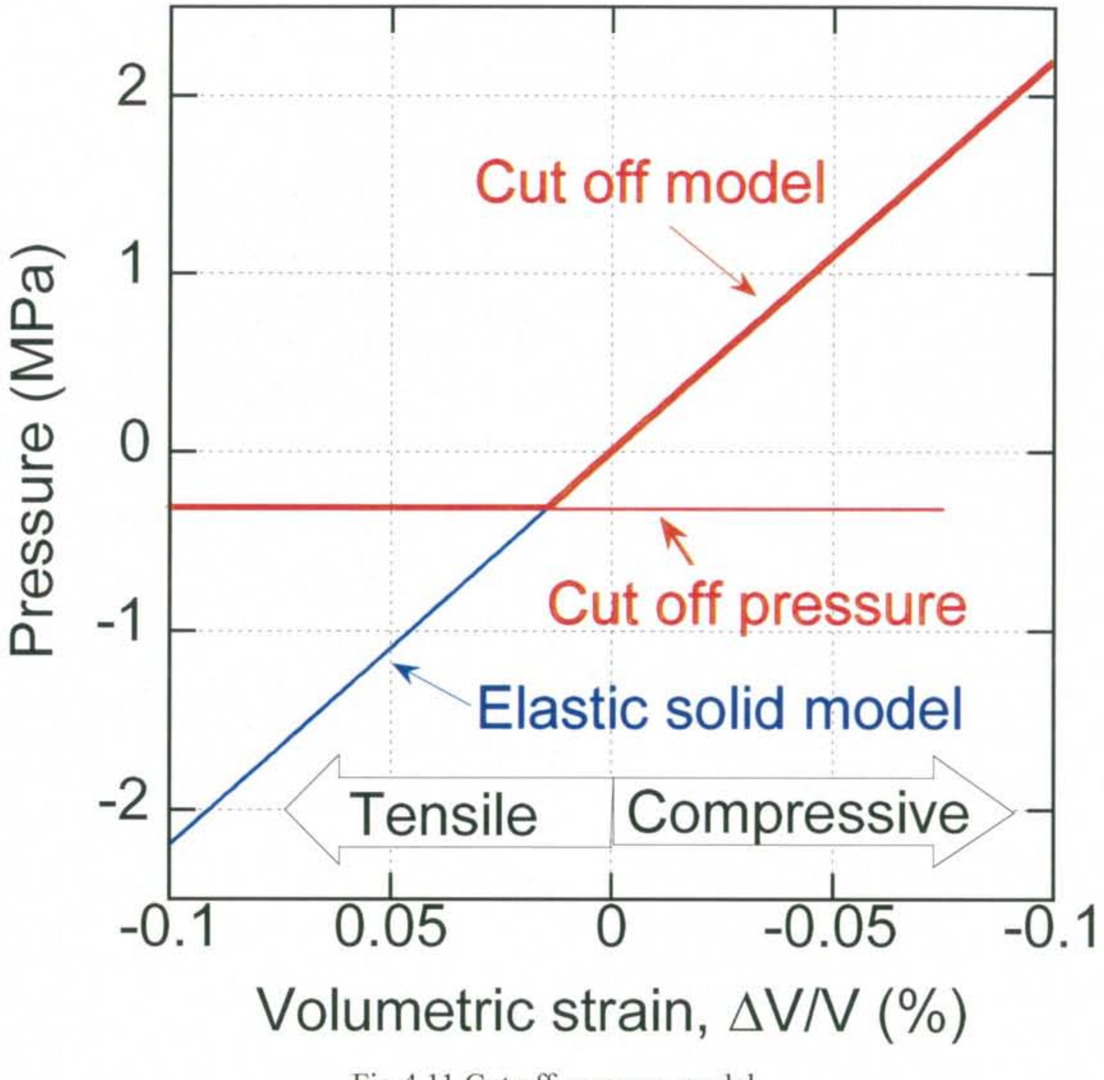


Fig.4.11 Cut off pressure model

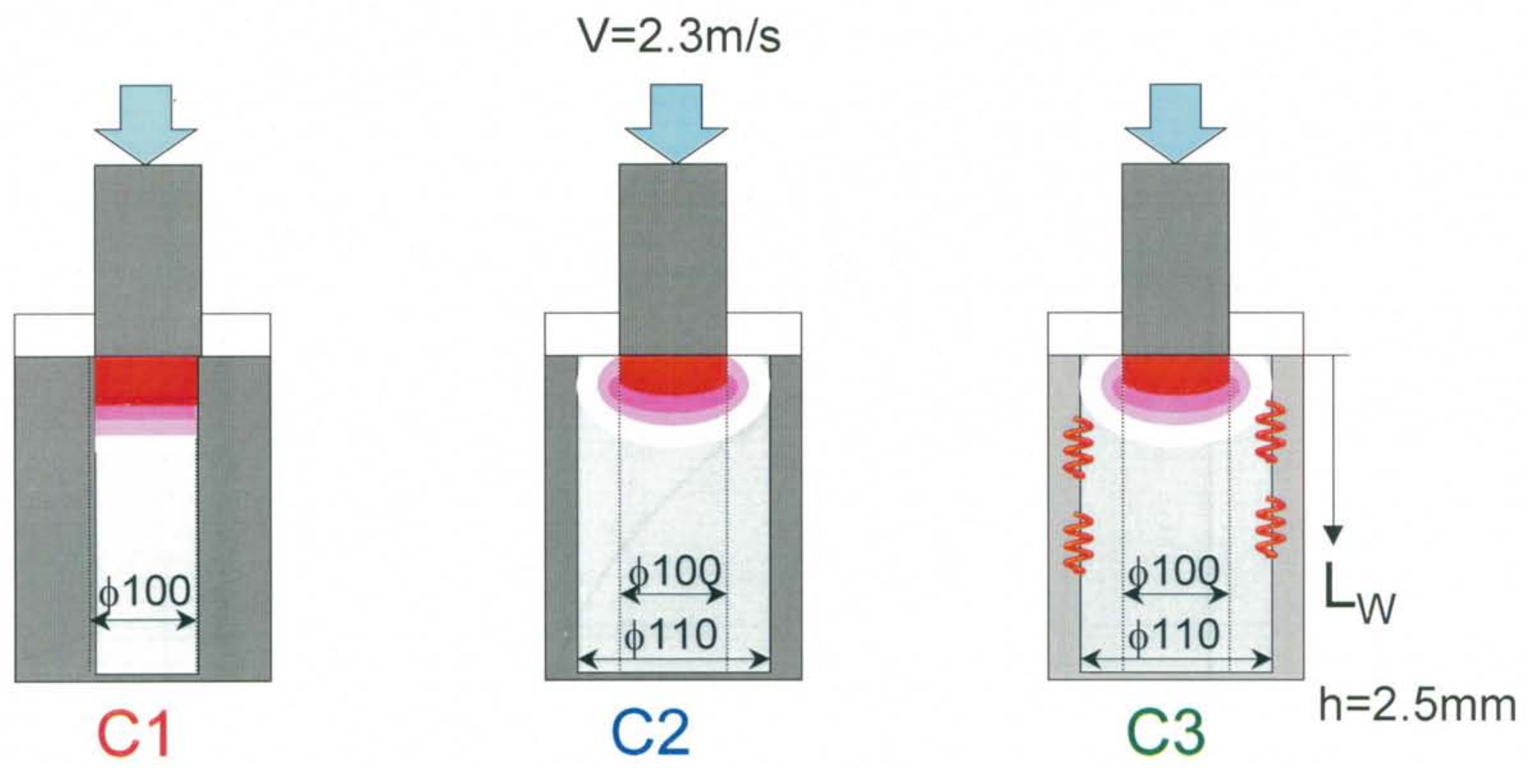


Fig.4.12 Analytical models to investigate the effect of elastic deformation of the cylindrical vessel

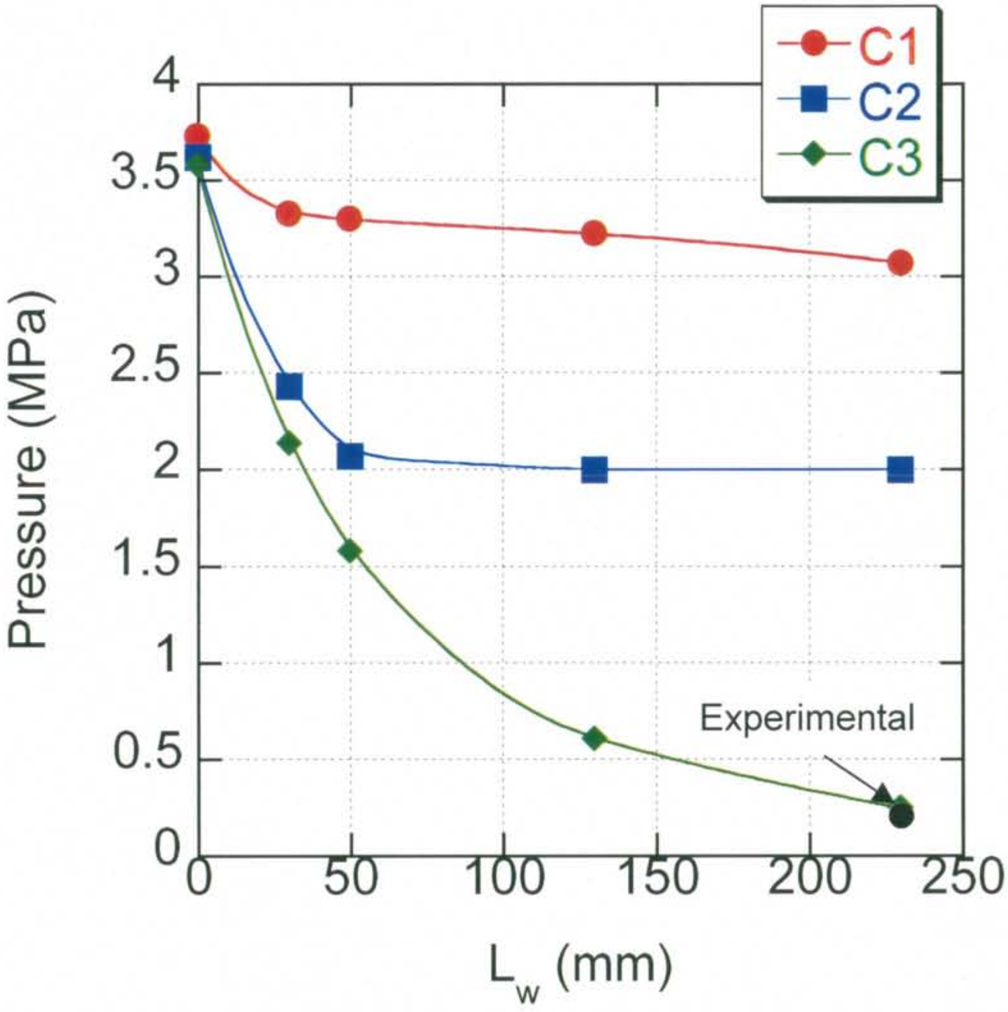


Fig.4.13 Decrease in pressure affected by elastic deformation of cylindrical vessel

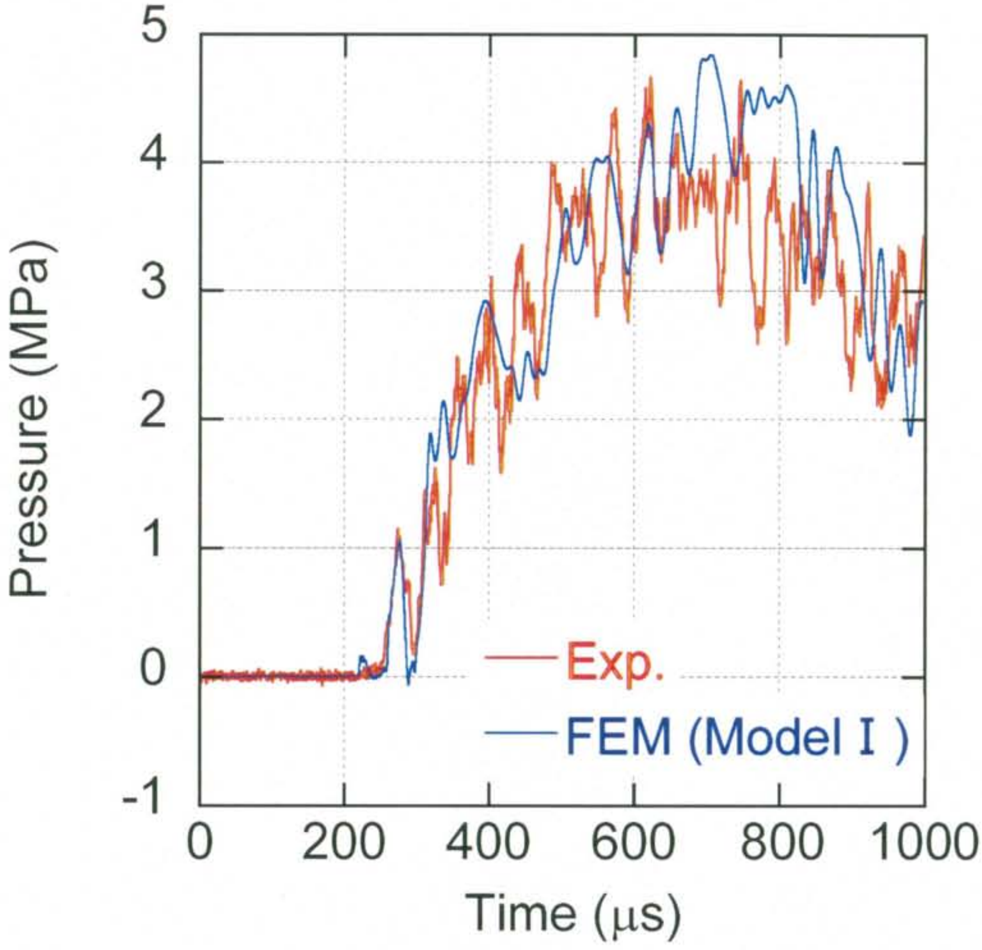


Fig.4.14 Analytical pressure response compared with experimental one (h=20mm, V=3.1m/s, P_{1th}=4.47MPa)

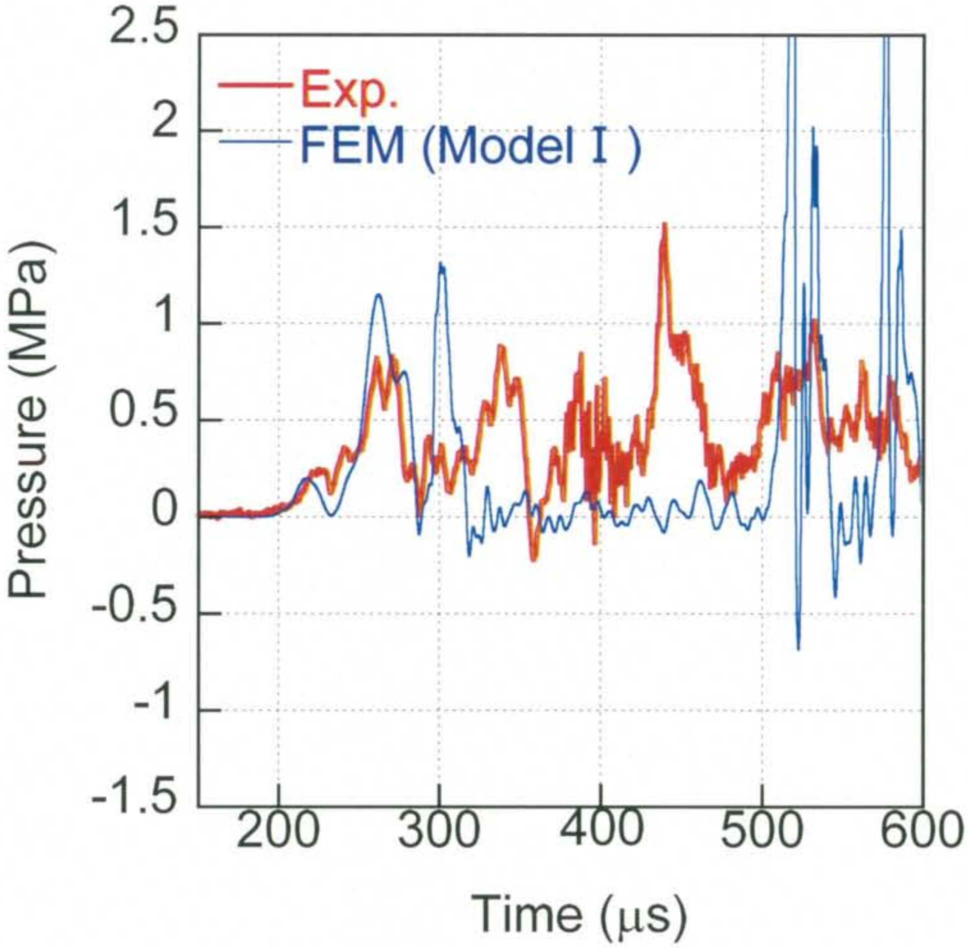


Fig.4.15 Analytical pressure response compared with experimental one
(h=2.5mm, V=2.3m/s, P_{1th}=3.32MPa)

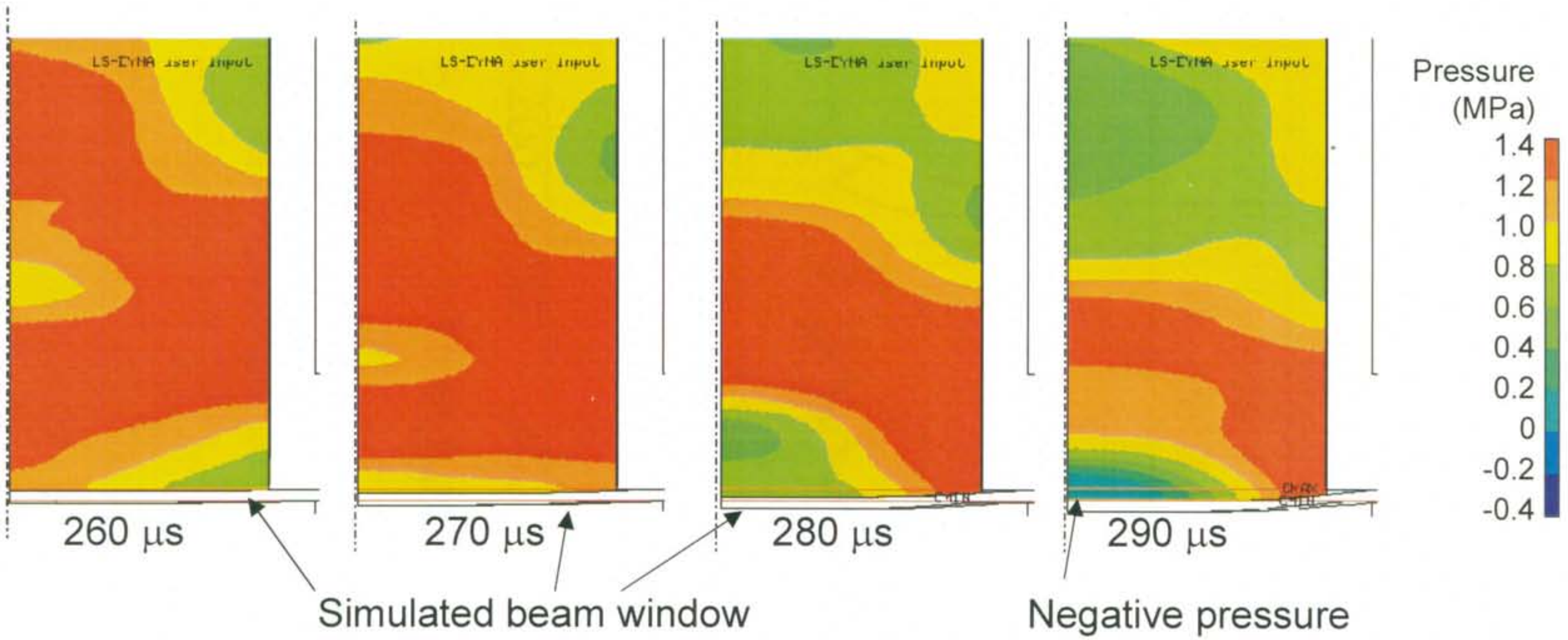


Fig.4.16 Analytical results of negative pressure generation
(h=2.5mm, V=2.3m/s)

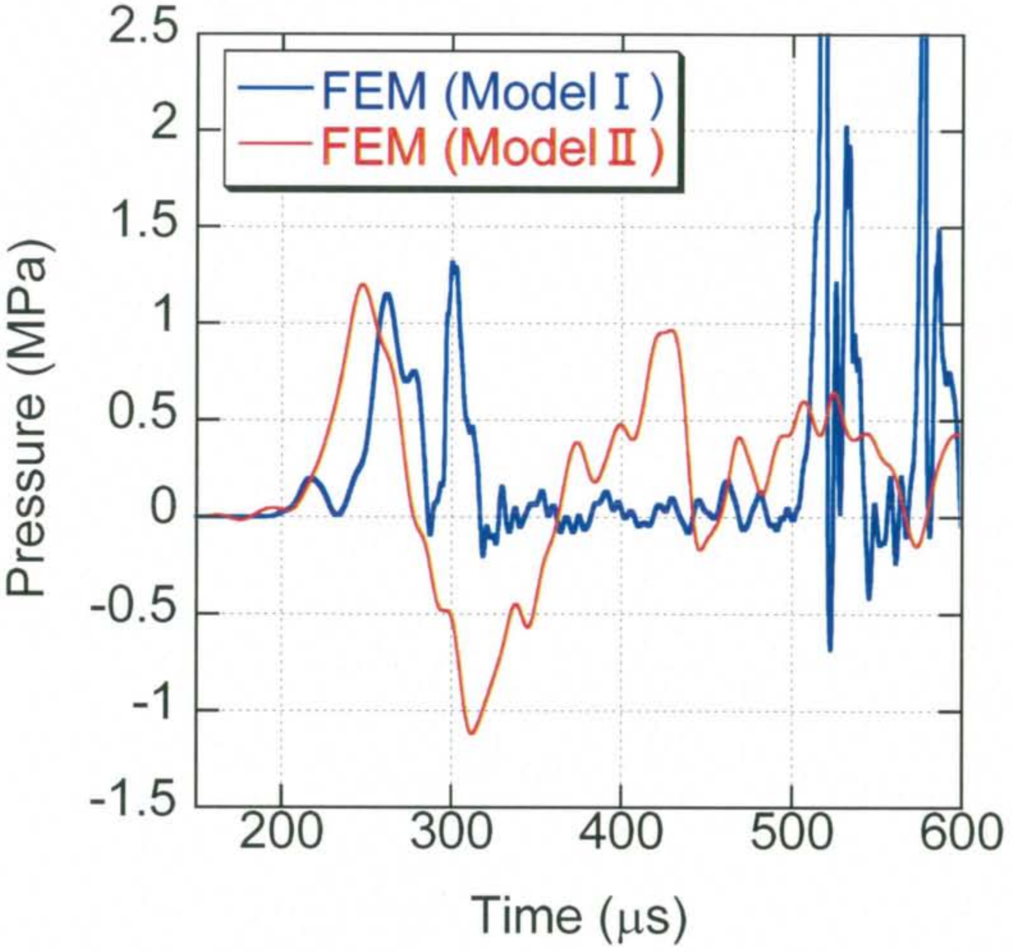


Fig.4.17 Analytical pressure responses calculated with Model I and Model II
(h=2.5mm, V=2.3m/s, P_{1th}=3.32MPa)

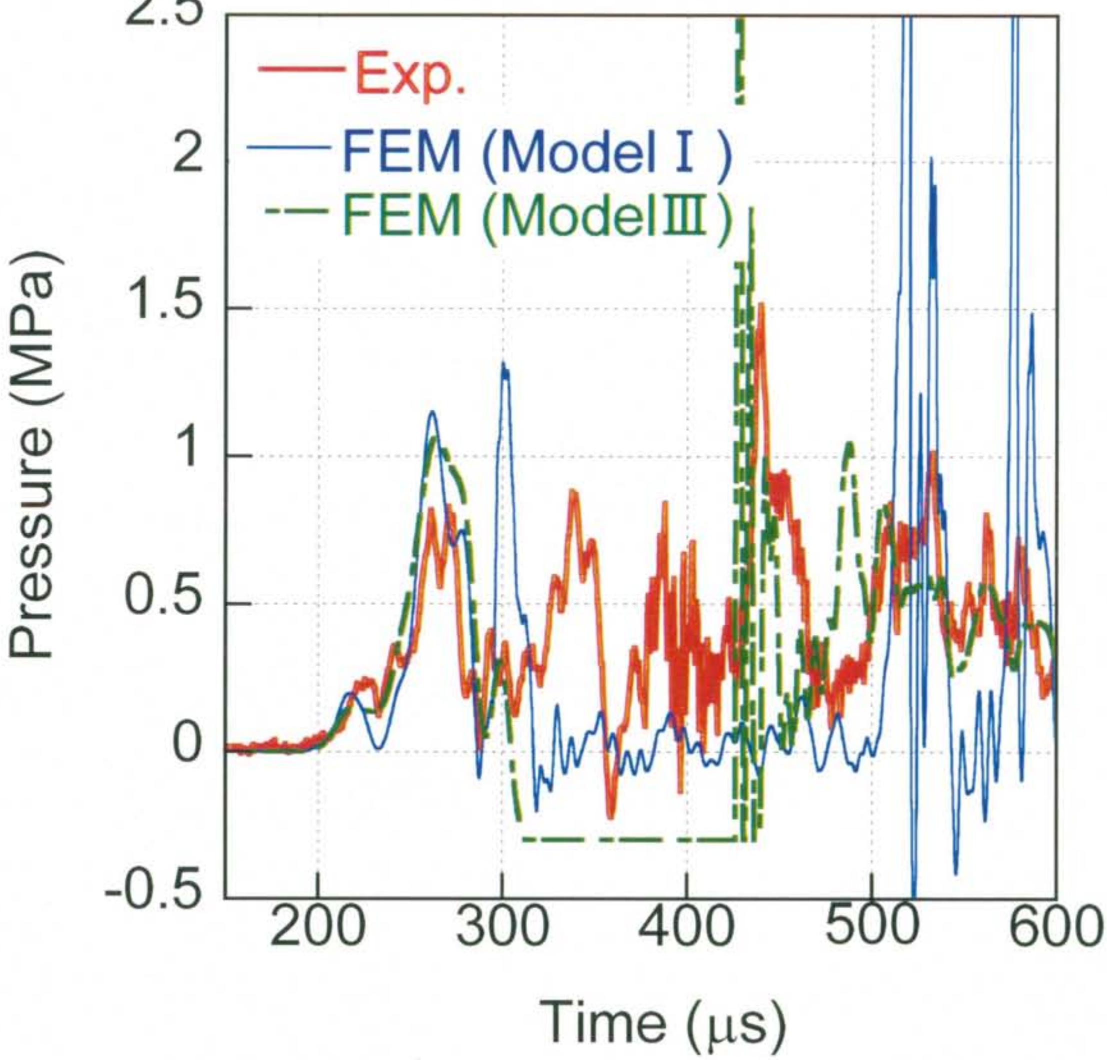


Fig.4.18 Analytical pressure responses calculated with Model I and Model III
(h=2.5mm, V=2.3m/s, P_{1th}=3.32MPa)

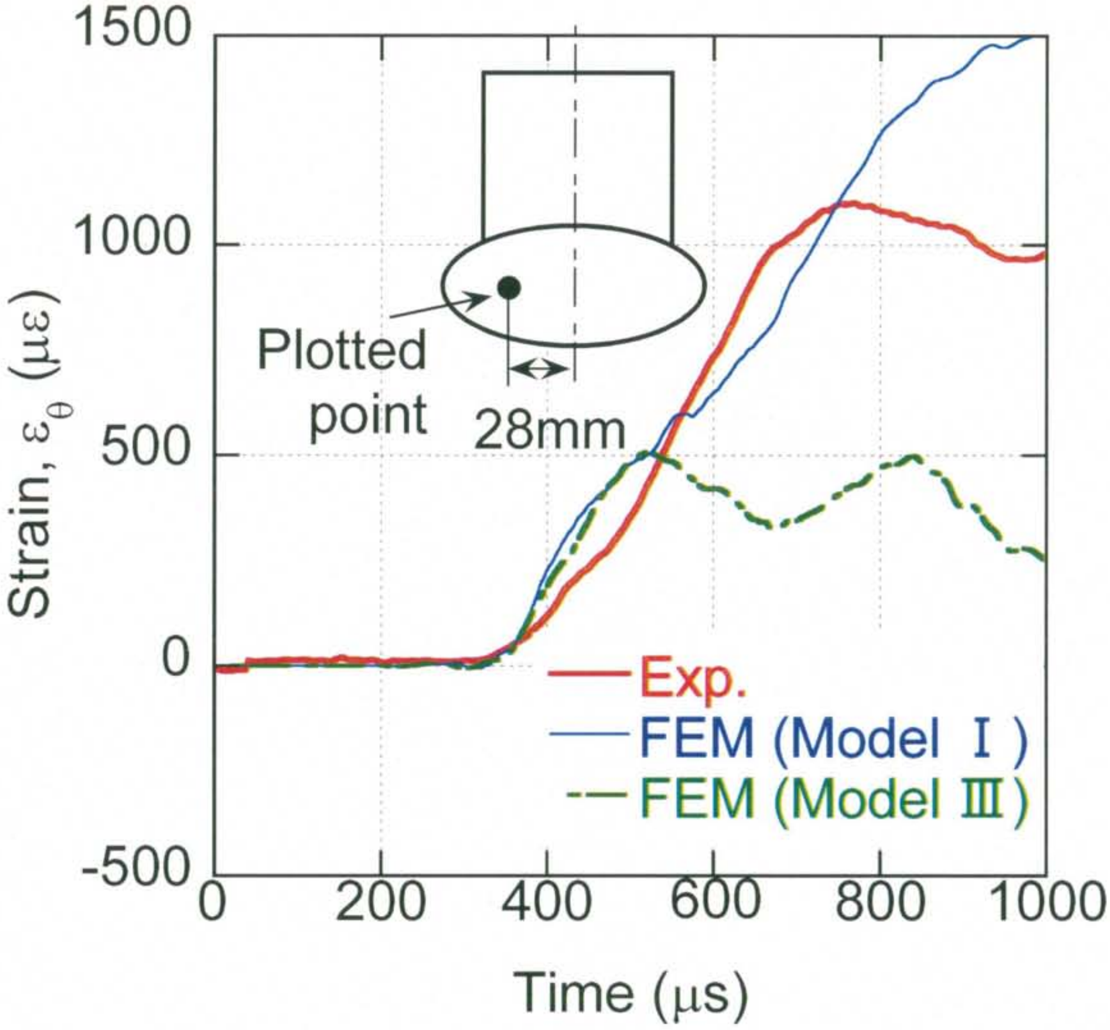


Fig.4.19 Analytical strain response compared with experimental one
(h=2.5mm, V=2.3m/s, P_{1th}=3.32MPa)

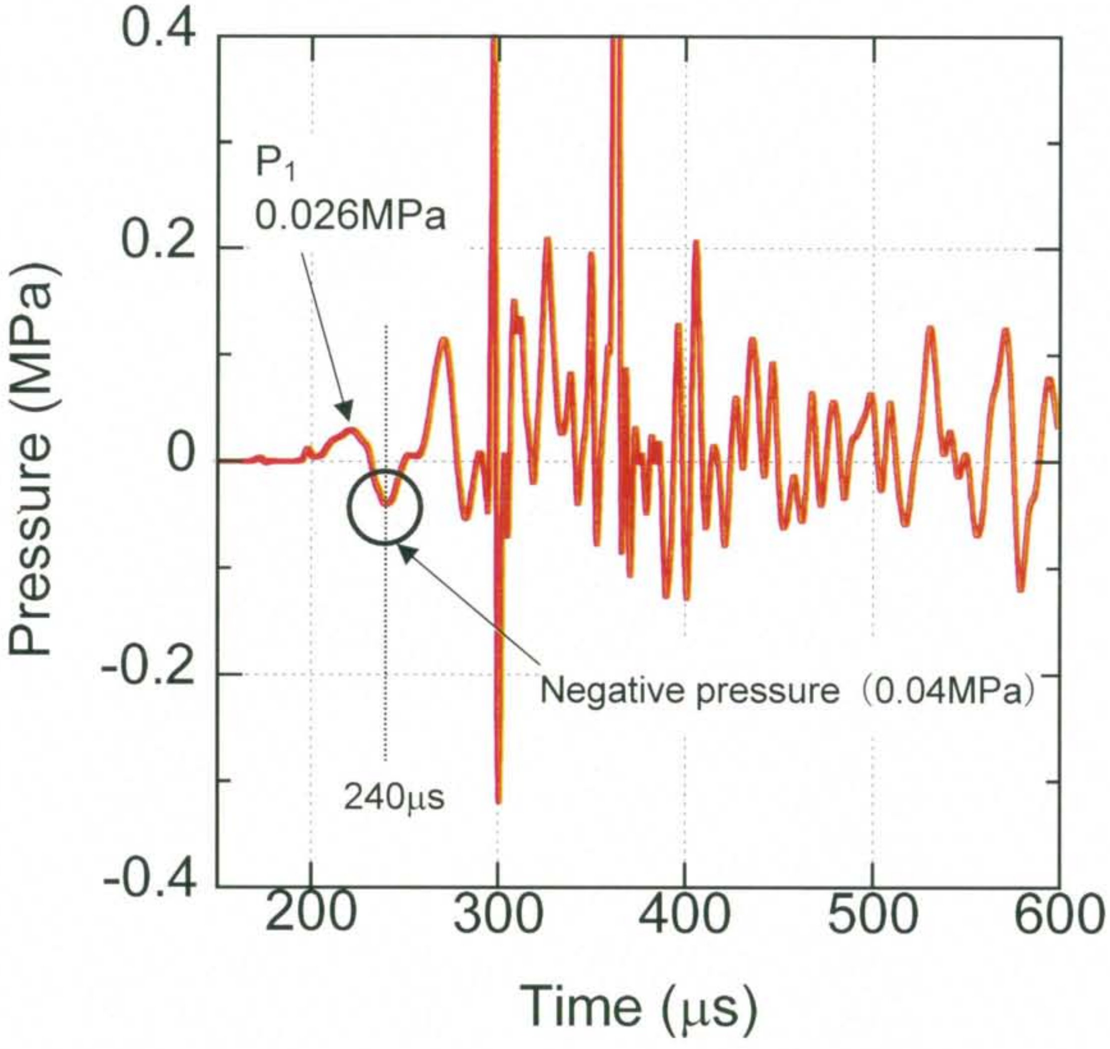


Fig.4.20 Analytical pressure response in mercury near the simulated beam window (h=2.5mm, V=0.23m/s, P_{1th}=3.32MPa)

第5章　圧力波伝ぱによる液体・固体界面での損傷

5．1　諸　言

第3章において、平面ひずみ波入射実験を通して、水銀に接する入出力棒端（界面）には、多数のサブミクロ程度のピットが観察された。また、第 4 章で述べたように、液体と容器の変形とが連成して液体には負圧が発生し、キャビテーションが起こりやすい条件となる。このことから、薄肉とする必要のある実機水銀ターゲットでは、キャビテーション気泡崩壊時に発生するマイクロジェットによって、ターゲット容器は損傷を受ける可能性がある。

このため、キャビテーション気泡の崩壊に起因する損傷（ピット）の発生・増大の挙動を把握することは、ターゲット容器材料の損傷評価を行ううえで重要である。そこで、平面ひずみ波入射実験装置を用いて、水銀に発生する圧力、衝撃回数、及び固体材料を変化させて、固体材料界面のピットの発生・増大の挙動について実験的検討を行った。

5．2　実　験

第 3 章で述べた平面ひずみ波入射実験装置の水銀と接する入出力棒端部に、Fig.5.1 に示す試験片(直径 16 mm x 厚さ 5 mm)を装着して実験を行った。また、水銀と接しない出力棒端には発泡スチロールのクッションを置いて透過波が自由端反射するようにした。水銀充填長さ L は 5 mm とし、衝撃棒の衝撃棒速度 v は 2.7m/s、5.7m/s とした。このとき水銀に負荷される最大平均圧力（以下、負荷圧力 P と呼ぶ。）は、水銀が平面ひずみ状態に保たれるとして、Kolsky の式(3.4)及び式(3.5)より求めた。衝撃棒速度が v=2.7m/s 及び 5.7m/s のとき、負荷圧力はそれぞれ 40MPa、80MPa となる。ピットの発生挙動を把握するために、負荷圧力が 40MPa、及び 80MPa において、衝撃回数を 1 回、10 回、100 回と変えて実験を行い、水銀の圧力及び衝撃回数と発生したピットの関係につ

いて評価した。

また、損傷の低減化を検討するために、試験片に4種類の金属材料A6061-T6、SUS316L、Inconel600、及びマレージング鋼を用いて実験を行った。Table 5.1に各材料の機械的性質を、Table 5. 2に化学成分をそれぞれ示す。A6061-T6は、ビッカース硬さが Hv=129 と 4 種類中最も低く、水銀により液体金属ぜい化（LME）が起こり易いアルミニウム合金[5-1]である。SUS316Lは水銀ターゲット容器の候補材で、ビッカース硬さが Hv=211 である。Inconel600 は、ビッカース硬さはSUS316Lと同程度でHv=215あるが、水銀に溶解し易く[5-2]、LME が起こり易い Ni ベースの合金である[5-1]。マレージング鋼は、ビッカース硬さが Hv=310 と 4 種類中最も高く、降伏応力が大きい材料である。降伏応力に関しては、SUS316L < A6061-T6 < Inconel600 < マレージング鋼の順である。

発生したピットの定量化はレーザー顕微鏡で撮影した損傷面写真を画像解析処理することで実施し、発生したピットの総面積を観察面の総面積で除した値を損傷面積率として整理した。

Table 5.1 Mechanical properties of specimen materials

	Vickers hardness, Hv	Yield stress, σ_y (MPa)	Tensile strength, σ_u (MPa)	Elongation (%)
A6061-T6	129	283	314	20.2
SUS316L	211	204	566	57
Inconel600	215	356	736	40.2
Maraging steel	310	1910	1975	10

Table 5.2 Chemical compositions of specimen materials (wt%)

A6061-T6

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Al
0.74	0.20	0.23	0.08	1.0	0.05	0.02	0.02	Bal.

SUS316L

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Fe
0.05	0.49	1.30	0.03	0.02	10.3	16.9	2.07	Bal.

Inconel600

C	Mn	Fe	S	Si	Ci	Ni	Cr
0.07	0.36	9.28	0.002	0.21	0.11	73.30	15.83

Maraging steel

Ni	Co	Mo	Ti	Al	Fe
18	9	5	0.9	0.1	Bal.

5．3　実験結果

5．3．1　ピットの観察

Fig.5.2 に、負荷圧力 P が 80MPa で、衝撃回数 N が 1 回、10 回、100 回の場合の、平面ひずみ波入射実験後の SUS316L の全体写真及び顕微鏡写真を示す。衝撃回数が 1 回の場合でも、各試験片にピットが観察された。また、衝撃回数の増加とともにピット数は増加した。Fig.5.3 に負荷圧力が 80MPa で衝撃

回数が 10 回の場合の、A6061-T6、Inconel600、及びマレージング鋼の全体写真及び顕微鏡写真を示す。材料により損傷の度合いが異なり、A6061-T6 では、負荷圧力 80MPa、衝撃回数 100 回の実験で、Fig.5.4 に示すように試験片は破損した。

Fig.5.5 に、負荷圧力 80MPa、衝撃回数 100 回で SUS316L に生じたピットの顕微鏡観察写真を示す。ピットの内部にはすべり線が見られ、局部的に降伏応力を越える圧力が負荷されたことが推測される。しかしながら、負荷圧力、すなわち水銀中に発生する平均圧力は 40、80 MPa と算出され巨視的には降伏応力より小さい。これは、応力波が液体・固体界面を透過する際、界面で負圧が発生し、キャビテーションが生じ、キャビテーション気泡の崩壊時に発生するマイクロジェットが降伏応力を越える圧力を負荷したことが考えられる。また、レーザー顕微鏡によりピットの形状を測定した結果、ピットの直径は 30 μm で深さは 1.2 μm であった。

さらにピットを詳細に観察するためにピットの電子顕微鏡観察を行った。Fig.5.6 には、負荷圧力 80MPa、衝撃回数 10 回の場合における、Inconel600 および、SUS316L に発生したピットの電子顕微鏡写真を示す。Inconel600 では、衝撃回数に等しい 10 本の輪郭が観察され、衝撃回数の増加とともにピットが成長することが分かる。また、SUS316L に発生したピットの底にはマイクロクラックが観察された。ピットの成長によって、マイクロクラックが成長すると、Fig.5.4 に示した A6061-T6 のように、材料の割れ等の破壊の要因となるため、ピットの発生をできるだけ抑制する必要がある。

5．3．2　画像処理による損傷評価

平面ひずみ波入射実験終了後、試験片界面を画像処理して、単位面積当たりのピットの数、及び損傷面積率を求めた。Fig.5.7 に負荷圧力 80MPa において、SUS316L に発生したピットの等価直径に関するヒストグラムを示す。衝撃回数の増加とともに、より大きなピットが発生し、ピット数も増加している。
キャビテーション気泡の崩壊に起因する損傷を評価するため、発生したピット

の総面積を観察面の総面積で除した値を損傷面積率として整理した。Fig.5.8 に損傷面積率と衝撃回数の関係を示す。損傷面積率は、各材料とも衝撃回数と共に増加する。また、SUS316L については、負荷圧力が P=40MPa と P=80MPa の場合を Fig.5.8 に示すが、水銀に負荷される最大平均圧力が大きくなると、損傷面積率は増加する。同一の負荷圧力条件での損傷面積率は、材料の硬さに比例して A6061 > Inconel600 ≅ SUS316L > マレージング鋼の順で増加した。そこで、Fig.5.9 に示すように損傷面積率を材料のビッカース硬さで整理した。図に示すように、損傷面積率は、ビッカース硬さの増大とともに減少し、衝撃回数の増加とともに増加しており、損傷面積率とビッカース硬さには相関があることが分かる。

本実験装置は、入出力棒が自由に移動できるため、実際のターゲットよりも水銀と固体の界面で負圧が発生し易い状況と考えられる。また、第 6 章で述べるように、実際のターゲットにおいて、ビーム窓近傍で水銀中に発生する圧力は 45.8MPa と見積もられているが、Fig.5.9 は水銀の平均圧力が実機ターゲットのビーム窓近傍に発生する圧力よりも約 2 倍高い 80MPa の場合の結果である。従って、本実験は実機よりも界面でキャビテーションの発生しやすい環境にあると考えられる。

Fig.5.8 に示すように損傷面積率は衝撃回数によって増加すること、及び Fig.5.9 に示すように損傷面積率が材料のビッカース硬さと相関があることから、次式に示す負荷圧力が 80MPa の場合のビッカース硬さと衝撃回数についての損傷面積率の予測式を導出した。

$$A_d/A_0=7.65\times10^{17} \times N^{0.55} \times Hv^{-9} \quad (5.1)$$

ここで、A_d/A_0 は損傷面積率、N は衝撃回数、Hv はビッカース硬さである。

ターゲット容器の使用期間は、陽子及び中性子による弾き出し損傷を考慮して 3 ヶ月（暫定）としており、陽子ビームはターゲットに 200×10^6 回入射することになる。式 (5.1)の予測式は、負荷圧力や材料の表面状態などを考慮していないため、また、衝撃回数が 100 回までのデータから導出しているため、さらなる検討を必要とするが、平面ひずみ波入射実験装置において、負荷圧力が 80MPa、衝撃回数が 200×10^6 回のときの式(5.1)を用いて予測した損傷面積率の

曲線を Fig.5.9 中に示す。実際のターゲットにおいて発生する圧力よりも約 2 倍大きい圧力条件において、ビッカース硬さが 1200 の時、衝撃回数が 200×10^6 回においても損傷面積率は 10^{-6} と極めて低くできる。このことから、材料の健全性を確保する観点から、表面コーティング等のターゲット容器内壁の表面改質が有効と考えられる。例えば、CrN コーティング(膜厚：約 10μm)の場合、ビッカース硬さで 1500 程度となり、損傷をさらに抑制できる可能性がある。

なお、式(5.1)については、係数 7.65×10^{17} を含めて、その物理的な意味を今後検討するなど、式の精度を高めていく必要がある。

5．4　結　言

水銀と固体材料の界面に発生するキャビテーション気泡の崩壊に起因する損傷（ピット）の挙動を詳細に調べるため、平面ひずみ波入射実験を行い、以下のことを明らかにした。

(1) ピットの内部にはすべり線が観察され、固体材料の液体との界面には、降伏応力よりも大きな圧力が負荷されている。一方、水銀に発生する圧力は本実験では最大 80MPa であり、容器材料の降伏応力（SUS316L では、204MPa）よりも低い圧力である。このことから、ピットの発生機構として、水銀と固体との界面で負圧が発生して、キャビテーションが生じ、キャビテーション気泡の崩壊時に発生するマイクロジェットが降伏応力を越える圧力を負荷したことが考えられる。

(2) キャビテーション気泡の崩壊に起因する損傷は、ピットの数、及び損傷面積率ともに、衝撃回数の増加、及び衝撃棒速度の増加により増大することが明らかとなった。また、ピットの底には、マイクロクラックが観察された。このマイクロクラックが成長すると、材料の割れ等の破壊の要因となるため、ピットの発生をできるだけ抑制する必要がある。

(3) 損傷面積率の大きさの順位は A6061-T6>Inconel600≅SUS316L>マレージング鋼となった。この傾向は材料の硬さの順位と同様の傾向があり、硬さが高い材料ほど損傷面積率は小さくなった。

(4) 平面ひずみ入射実験において、水銀負荷圧力 80MPa（実機ターゲットビーム窓近傍で瞬間的に発生する圧力の約 2 倍）の場合の損傷面積率の予測式を導出した。これを基に、ターゲット容器の使用期間である 3 ヶ月（暫定）での損傷面積率を予測した結果、例えば、ビッカース硬さが 1200 では損傷面積率は 10^{-6} と、極めて低くできる可能性があることが分かった。このことから、表面コーティング等のターゲット容器内壁の表面改質が材料の健全性を確保に有効と考えられる。

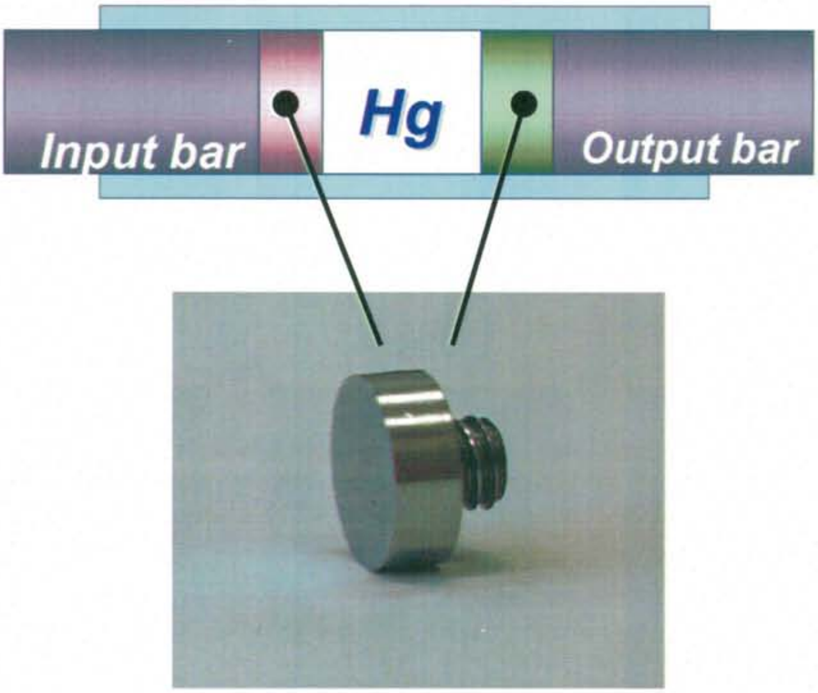


Fig.5.1 Specimen for study on impact damage

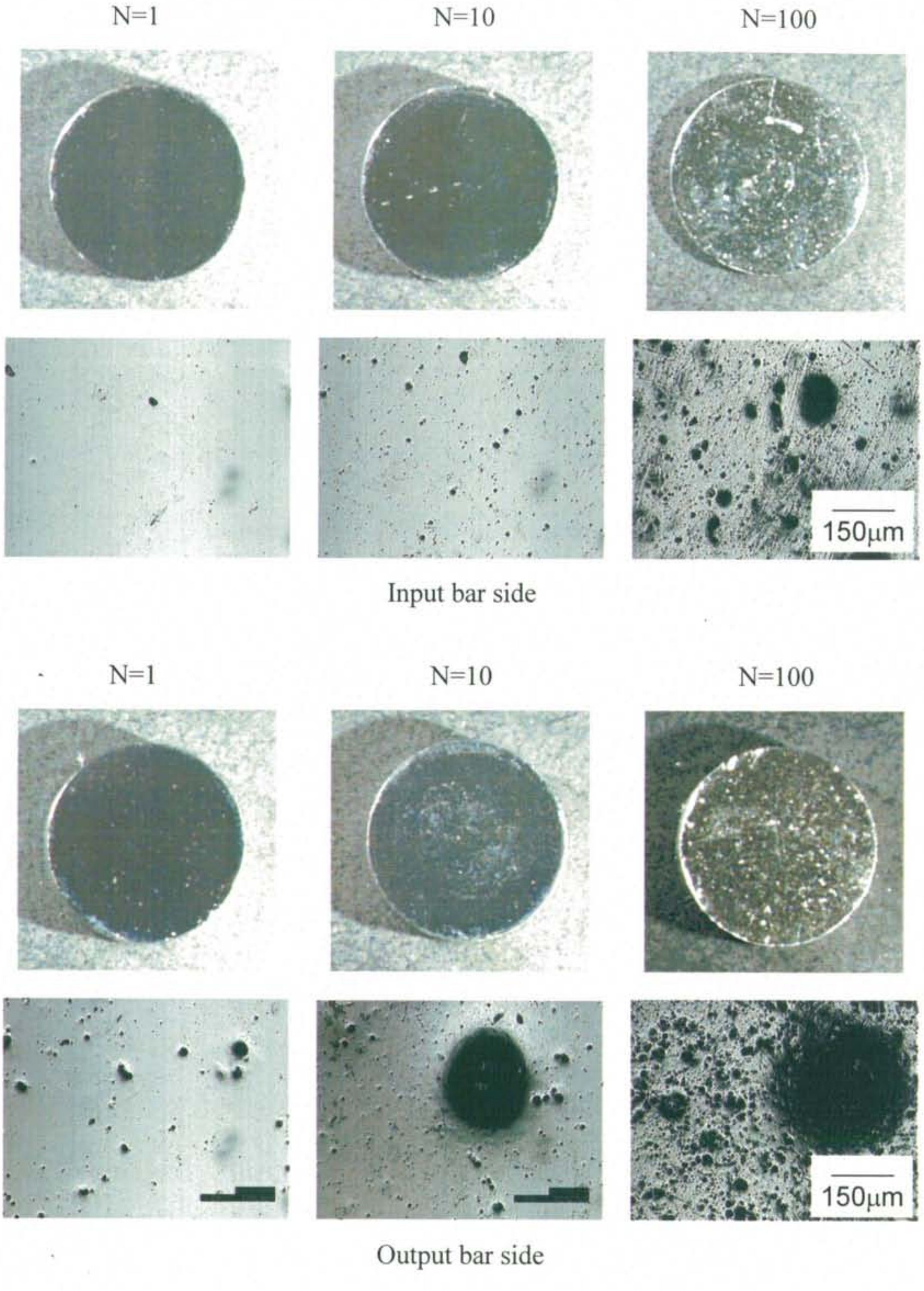


Fig.5.2 Views of damaged surface of SUS316L (P=80MPa)

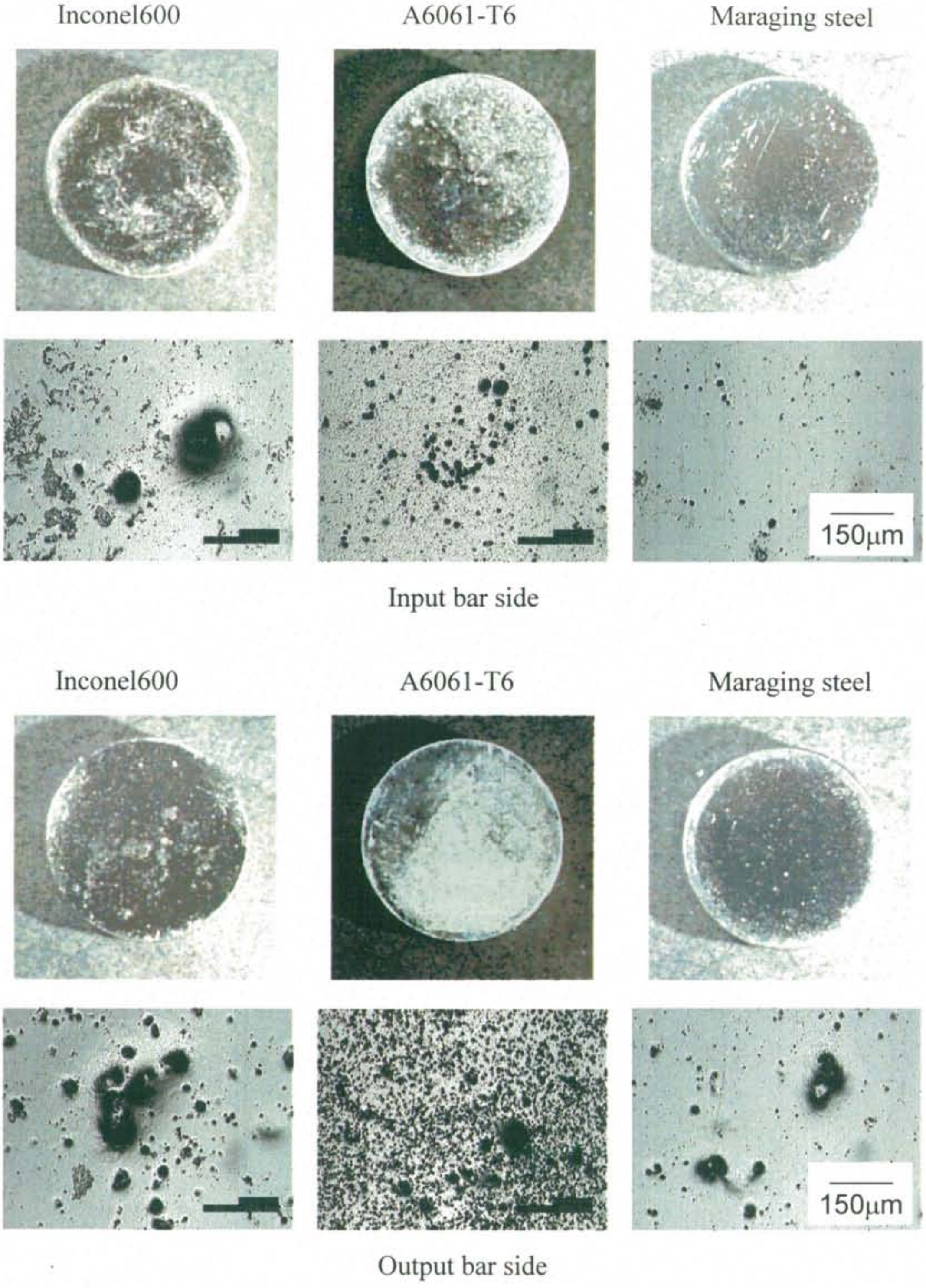
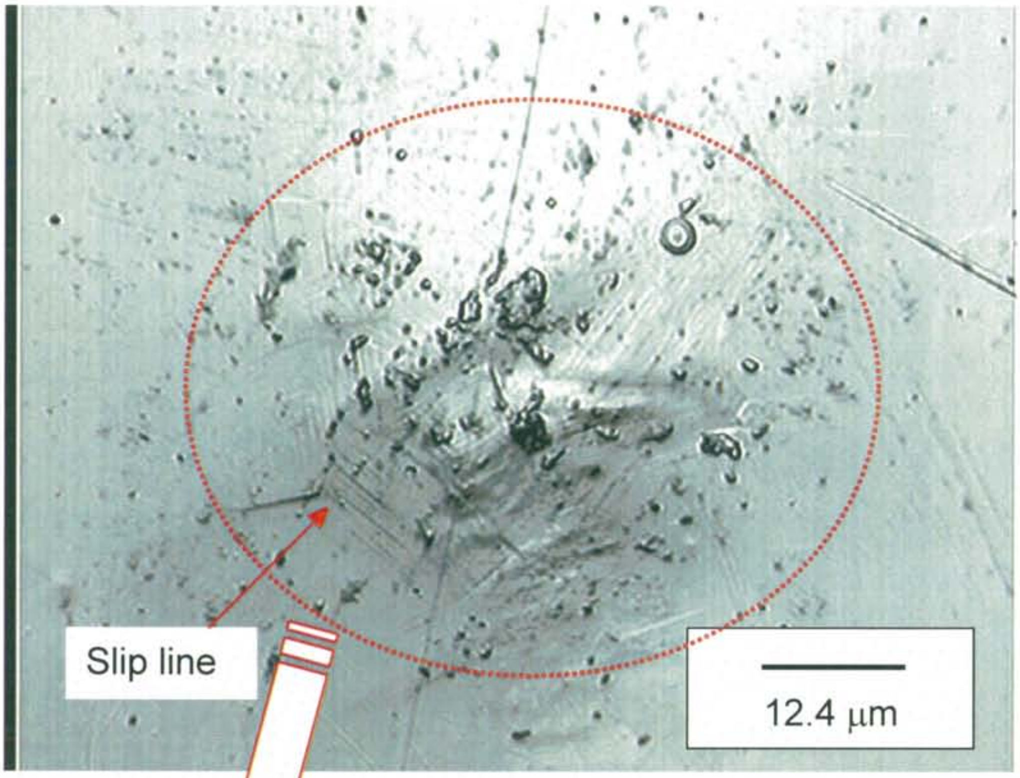
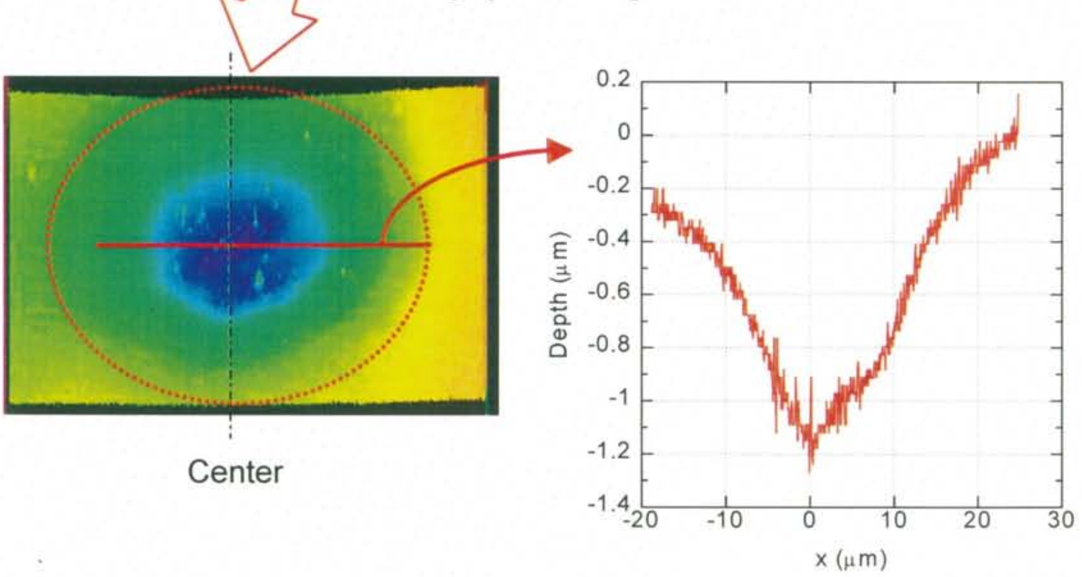


Fig.5.3 Views of damaged surfaces of various materials (P=80MPa, N = 10)

Fig.5.4 Broken Specimen after 100 impacts
(P=80MPa, A6061-T6)



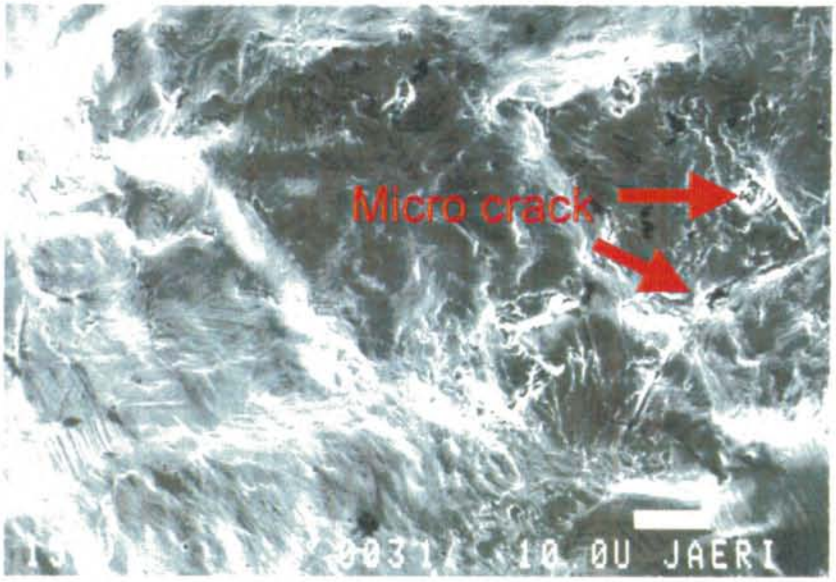
<<Micrograph view of pit>>



<<Depth profile of pit>>

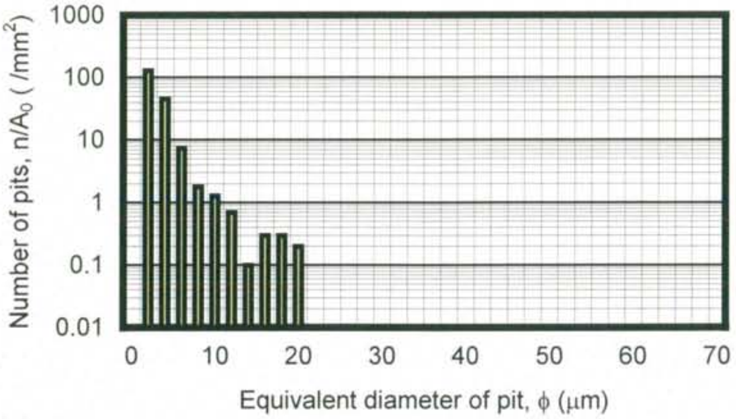
Fig.5.5 Micrograph view and depth profile of pit generated on SUS316L
(P=80MPa, N=100)

(a) Inconel600

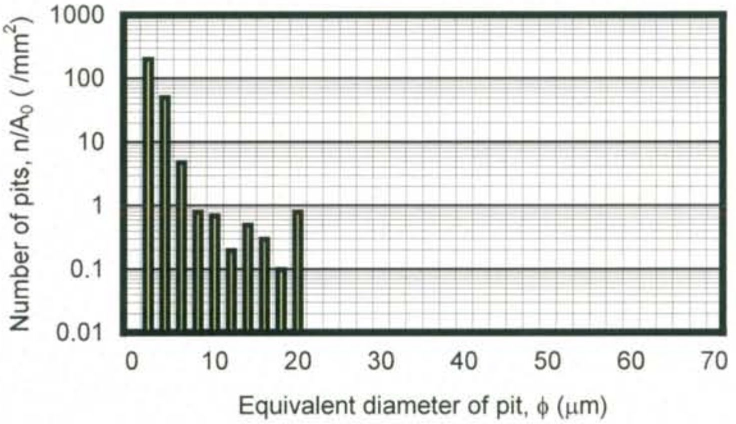


(b) SUS316L

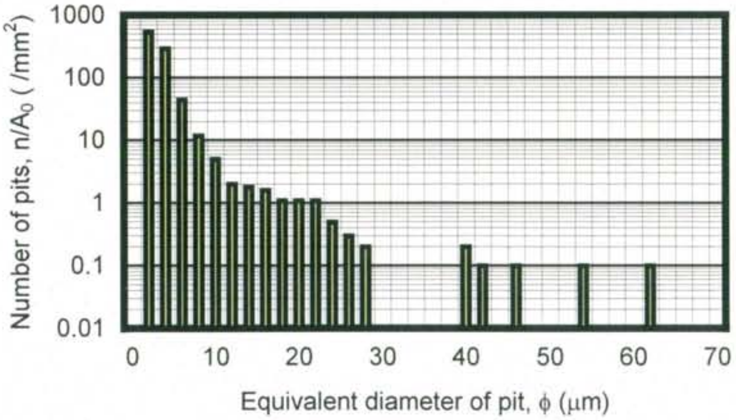
Fig.5.6 SEM micrograph nearby bottom of pit generated on (a) Inconel600 and (b) SUS316L specimen (P=80MPa, N=10)



(a) N=1



(b) N=10



(c) N=100

Fig.5.7 Histogram of equivalent diameter of pit (P=80MPa)

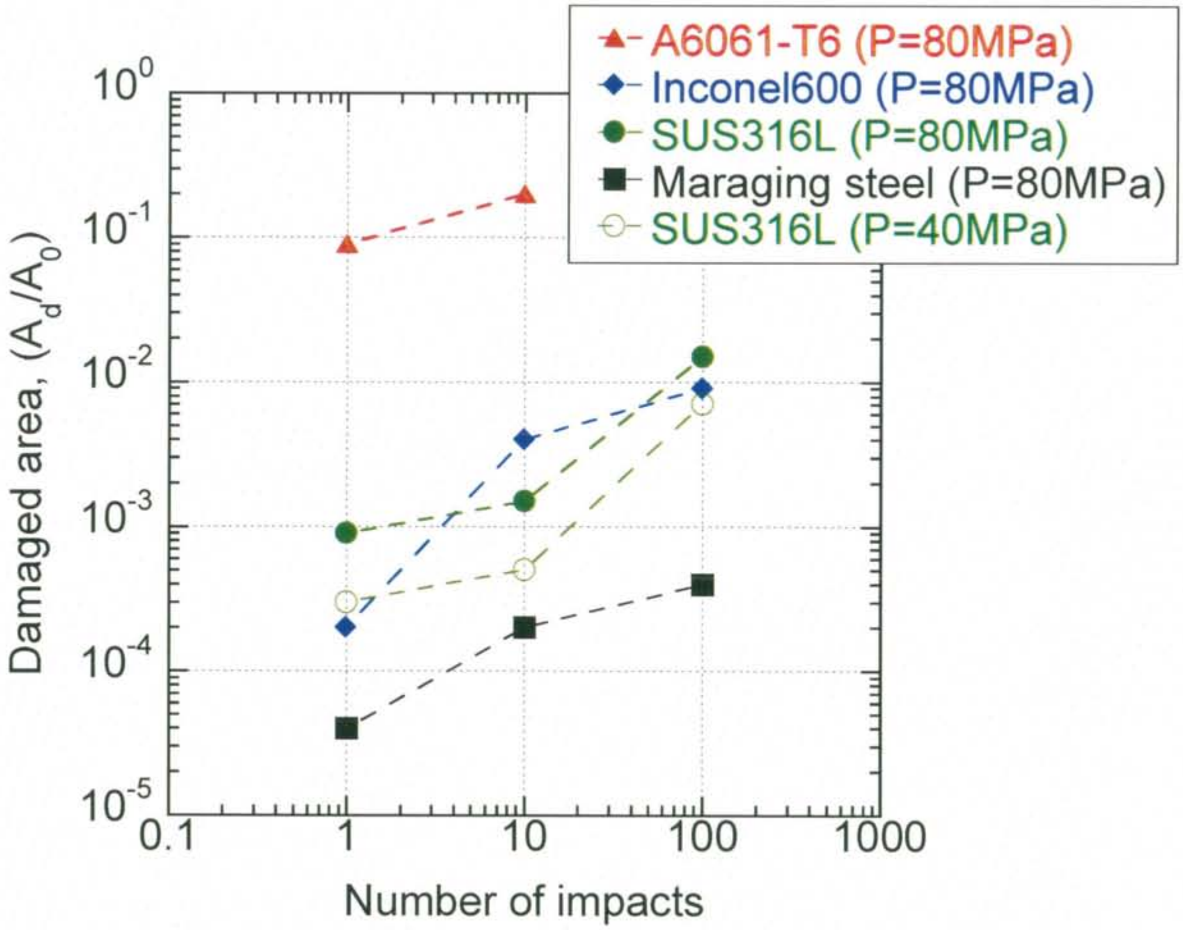


Fig.5.8 Relationship between number of impacts and damaged area

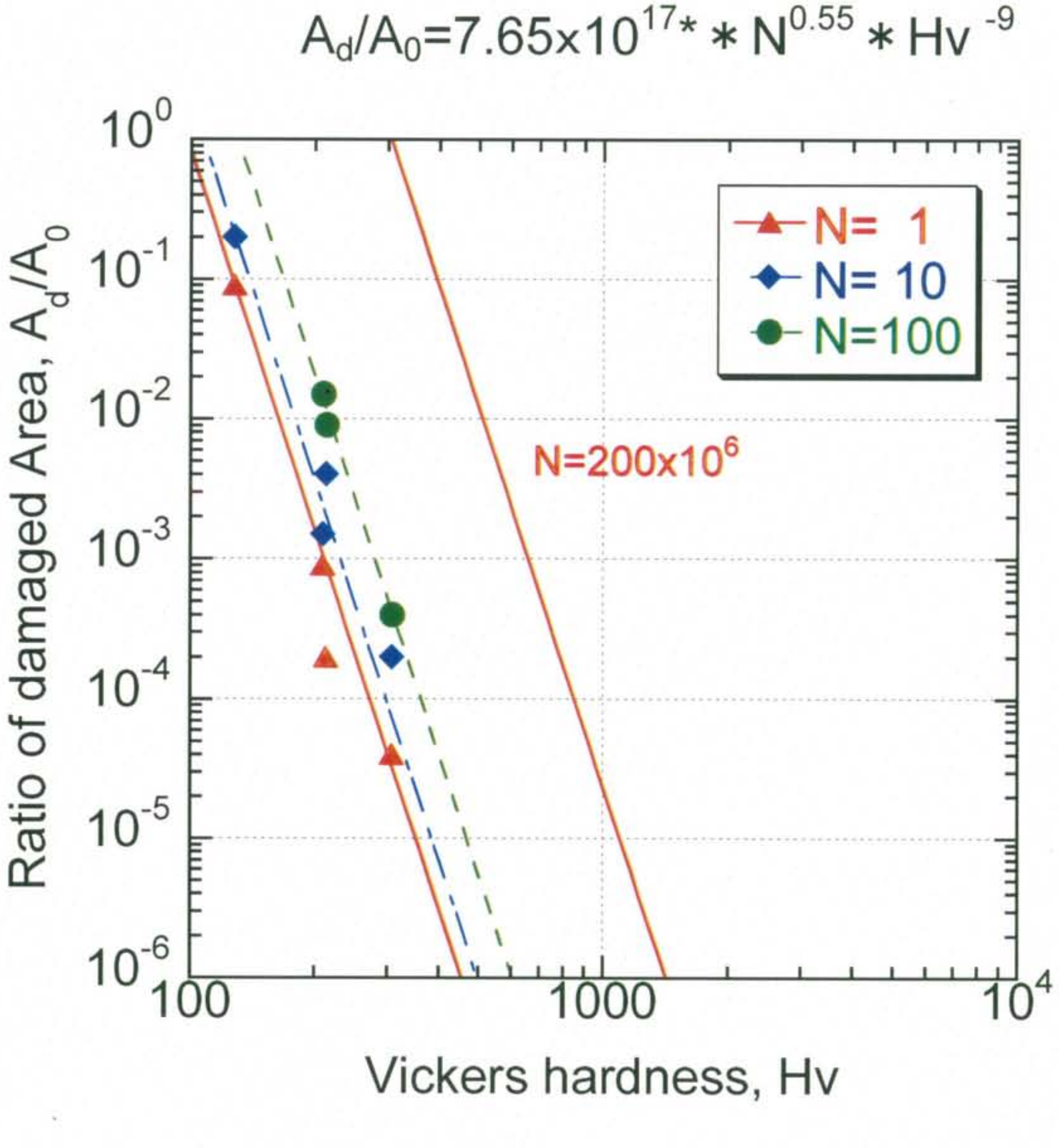


Fig.5.9 Relationship between damaged area and Vickers hardness (P=80MPa)

第6章　水銀ターゲット容器の動的応力解析

6．1　諸　言

第2章ではルビーレーザー加熱による熱衝撃により発生する応力波を計測し、有限要素法を用いた解析の妥当性を検証した。第3章では水銀の動特性を、第4章では液体と構造体の連成挙動を明らかにした。

それらの成果を基にして、水銀ターゲットにパルス陽子ビームが入射した際に、水銀に発生する圧力波、及びターゲット容器に発生する応力波を連成解析により求めて、水銀ターゲット容器の構造強度特性を評価した。本章では、その結果について述べる。

6．2　解析モデル

6．2．1　実機水銀ターゲットモデル

Fig.6.1 に解析モデルを示す。ターゲット容器は、ターゲットビーム窓と反対側、すなわち、水銀の入口/出口側で支持される構造である。ターゲット容器は、容器及び水銀の自重に加え、水銀を流動させる運転圧力（内圧）、さらに熱応力や、圧力波による動的応力に耐える構造とすることが要件である。その一方で、ターゲットに隣接して設置する減速材に入る中性子量が低減しないように、ターゲット容器での中性子吸収を抑制するためにできるだけ薄肉構造とする必要がある。

そこで、ターゲット容器が容器自身及び水銀の自重と水銀により容器に負荷される内圧（定格運転圧力 0.5MPa）に耐えられるように構造強度解析評価を行い、ターゲット容器の板厚を以下のよう設定した。熱除去及び熱応力の緩和の観点からとくに薄肉にする必要のあるターゲットビーム窓の板厚は2.5mmとし、中性子透過の観点から減速材が配置されるターゲット容器部分の板厚は 7.5mm

とした。その他の板厚は 10mm とした。また、ターゲット容器の内部には、板厚 10mm の水銀流動用のブレードを設置し、容器の補強材として機能するようにした。

このモデルを用いて、ビーム窓部での熱衝撃と水銀からの圧力波による動的応力について有限要素法解析コード（LS-DYNA）を用いて解析評価した。解析は、モデルの対称性を考慮して 1/4 モデルで行った。なお、本解析に用いた有限要素法解析コード LS-DYNA は第 2 章で熱衝撃解析に用いた ABAQUS/Explicit と同じ解析手法を有する。ターゲット容器は、板厚方向に 9 積分点を持つシェル要素とし、要素数は 51600 である。水銀は、ソリッド要素とし、要素数を 663000 とした。第 3 章で述べたように水銀は弾性固体要素で模擬し、第 4 章で述べたように水銀とターゲット容器間の界面の挙動は、界面が自由に接触・剥離する Penalty 法を用いて接触挙動を模擬（第 4 章で述べた Model I ）した。本解析に用いた物性値を Table 6.1 に示す。

Table 6.1　Material properties

	Density, ρ (kg/m^3)	Specific heat, c (J/kg/K)	Thermal expansion coefficient, α (1/K)
Target vessel (SUS316L)	7800	500	16×10^{-6}
Mercury	13500	137	61×10^{-6}
	Young's modulus, E (GPa)	Poisson's ratio, ν	Bulk modulus, K (GPa)
Target vessel (SUS316L)	180	0.3	-
Mercury	76.8×10^{-3}	0.4995	25.6

6．2．2　パルス陽子ビーム入射による水銀ターゲットの発熱密度

1MW 陽子ビームが入射した際に、水銀中に発生する発熱密度の時間平均値を Fig.6.2 に示す[6-1]。陽子ビームの寸法は、水平(x)方向に 130mm、鉛直(y)方向に 50mm で、そのエネルギープロファイルはガウシアンである。最大発熱密度はターゲットビーム窓から 30mm の位置で発生し、508MW/m^3となる。ビーム窓に発生する最大発熱密度は 255MW/m^3である。また、パルス陽子ビームは 25Hz でターゲットに入射し、パルス幅が 1μs であることから、1 パルス当たりの最大発熱密度は水銀で 20.8x10^6 MW/m^3/pulse であり、ビーム窓で 10.2x10^6 MW/m^3/pluse である。また、ターゲットビーム窓での発熱密度は板厚方向にほぼ一様である。

解析を行うに当たり、予備解析としてパルス陽子ビーム入射によるターゲット容器の温度変動を調べた。半径 60mm、厚さ 3mm の SUS316L 製の円板に、ビーム半径 45mm、矩形ビームプロファイルで発熱密度が 20x10^6MW/m^3/pulse、パルス幅が 1μs の陽子ビーム入射（5MW、50Hz）による熱伝導解析[6-2]を行った結果、円板の温度は陽子ビーム照射後 1μs まで温度上昇して最大温度となり、その後、円板の温度は、3ms までは最大温度で一定となった。以上のことから、水銀及びターゲット容器の温度上昇は、陽子ビーム入射時間内では、次式(6.1)で示すように時間とともに温度上昇し、その後は一定温度となるように与えた。

$$\Delta T(x,y,z)=\frac{q(x,y,z)t}{\rho c}\qquad 0<t\leq 1\mu s \tag{6.1}$$

ここで、q(x,y,z)は Fig.6.2 に示す単位時間当たりの発熱密度分布を 1 パルス当たりの発熱密度とした三次元発熱密度分布関数である。また、ρは密度、c は比熱、t は時間である。

6．3　解析結果

6．3．1　パルス陽子ビーム入射によるターゲット容器の熱衝撃

はじめに、ターゲット容器中に水銀がなく、ターゲット容器のみが熱衝撃を受ける場合の容器の構造強度特性を評価した。パルス陽子ビーム入射により容器に発生する温度は、ビーム窓中央では、パルス幅 1μs、発熱密度 10.2MJ/m^3/pulse により、1μs 後に 2.6℃の温度上昇がある。その後は、解析の対象時間が 3ms と短いため、前述したように 2.6℃で一定とした。

Fig.6.3 に、ターゲットビーム窓中央での鉛直(y)方向の応力σ_{yy}の履歴をターゲットビーム窓の外表面、中央及び内表面について示す。鉛直方向の応力履歴には、第 2 章で述べた圧縮応力波伝ぱの際の、慣性力による引張応力波の集中が、パルス陽子ビーム入射後 18μs で発生しており、その値はターゲットビーム窓外表面で 5.7MPa である。また、陽子ビーム入射後 250μs で最大応力 7.5MPa がターゲットビーム窓の外表面に発生しているが、JIS B 8270 の圧力容器の規格[6-3]で定義された第 1 種圧力容器の SUS316L の設計許容応力値 3Sm=345MPa に比べてはるかに低い値である。

6．3．2　水銀中の圧力波によりターゲット容器に発生する応力波

水銀ターゲット容器は、熱衝撃による応力波の他に水銀からの圧力波による負荷を受ける。そこで、液体と構造体の挙動が連成したときの 1MW 出力のパルス陽子ビーム入射による動的応力解析を行った。

Fig.6.4 に、パルス陽子ビーム入射によって水銀中に発生する圧力波の応答を、発熱密度が最大となる x=0mm、y=0mm、z=30mm の位置と、ターゲットビーム窓近傍である x=0mm、y=0mm、z=0mm の位置について示す。発熱密度が最大となる x=0mm、y=0mm、z=30mm では、パルス陽子ビーム入射により、温度上昇は 11.7℃となり、パルス陽子ビーム入射後 1μs で 52.1MPa の圧力が発生する。その後、圧力波が伝ぱする際の動的効果で 61μs 後に負圧に転じる。一方、

ターゲットビーム窓近傍では、45.8MPa の圧力が発生した後、容器の変形により、パルス陽子ビーム入射後 4μs 秒で負圧に転じる。ターゲット容器近傍で負圧が発生しているため、キャビテーション気泡の崩壊に起因する損傷を防止する観点から、第 5 章で述べたように、容器内壁の表面改質が必要と考えられる。

Fig.6.5 にターゲットビーム窓中央に発生する鉛直方向(y)の応力σ_{yy} の履歴を示す。水銀から圧力波の負荷により、６．３．１項で求めたターゲット容器に熱衝撃によって発生する応力よりも大きな 55MPa の応力が、パルス陽子ビーム入射後 20μs にターゲット容器の外側で発生している。この時刻は、水銀中を圧力波が 30mm 伝ぱする時刻と一致する。したがって、ターゲットビーム窓外表面に発生する 55MPa の応力は、ターゲットビーム窓から 30mm 離れた最大発熱密度のところで発生した圧力波が伝ぱしてきたことによって発生した応力と考えられる。

ターゲットビーム窓中央の外表面で発生する鉛直方向の最大応力σ_{yy}は、パルス陽子ビーム入射後 120μs で生じ 103.4MPa であり、このときの最大 Von Mises 応力は外表面で 90.2MPa となる。この最大 Von Mises 応力は、JIS B 8270 の圧力容器の規格[6-3] で定義された第 1 種圧力容器の SUS316L の設計許容応力値 3Sm=345MPa に比べて約 1/4 と十分に小さい。

また、ターゲットビーム窓中央に発生する応力の最大振幅は、外表面で 154MPa / 2 = 77MPa である。内圧によってターゲット容器に発生する一次応力は 190MPa 以下であるので、それに適用する疲労に対する応力の許容振幅値 S_{alt}=165MPa[6-3]に比べて、ビーム窓に発生する応力の最大振幅は 1/2 以下である。

なお、水銀ターゲットビーム窓の陽子及び中性子による弾き出し損傷が 5dpa に達するまでの期間を暫定的に使用期間と定めており、現在は約 3 ヶ月が使用期間である。このため、上述した結果から、MW 級の水銀ターゲットは疲労を含めて構造強度的に十分に成立可能と考えられる。ただし、キャビテーション気泡の崩壊に起因する損傷をできるだけ抑制することが不可欠である。

6．4　結　言

第 2 章から第 4 章の結果を基に、水銀ターゲットの 1 MW 出力のパルス陽子ビーム入射による熱衝撃及び圧力波による動的応力に対する構造健全性を解析的に評価した。

(1) ターゲット容器のみの熱衝撃では、ターゲットビーム窓の中央に発生する引張応力は 7.5MPa と設計許容応力 3Sm=345MPa に比べてはるかに小さい。

(2) ターゲットビーム窓近傍で発生する圧力は 45.8MPa となり、水銀からの圧力波による動的負荷によって、ターゲットビーム窓中央に発生する最大 Von Mises 応力は外表面で 90.2MPa となる。この値は、許容応力値 3Sm＝345MPa よりも十分に小さい。また、ターゲットビーム窓に発生する応力の最大振幅は 77MPa であり、疲労に対する応力の許容振幅値 S_{alt}＝165MPa の 1/2 以下である。このことから、水銀ターゲット容器は疲労を含めて構造強度的に成立可能であり、キャビテーション気泡の崩壊に起因する損傷を抑制すれば、構造健全性は確保できるものと考えられる。

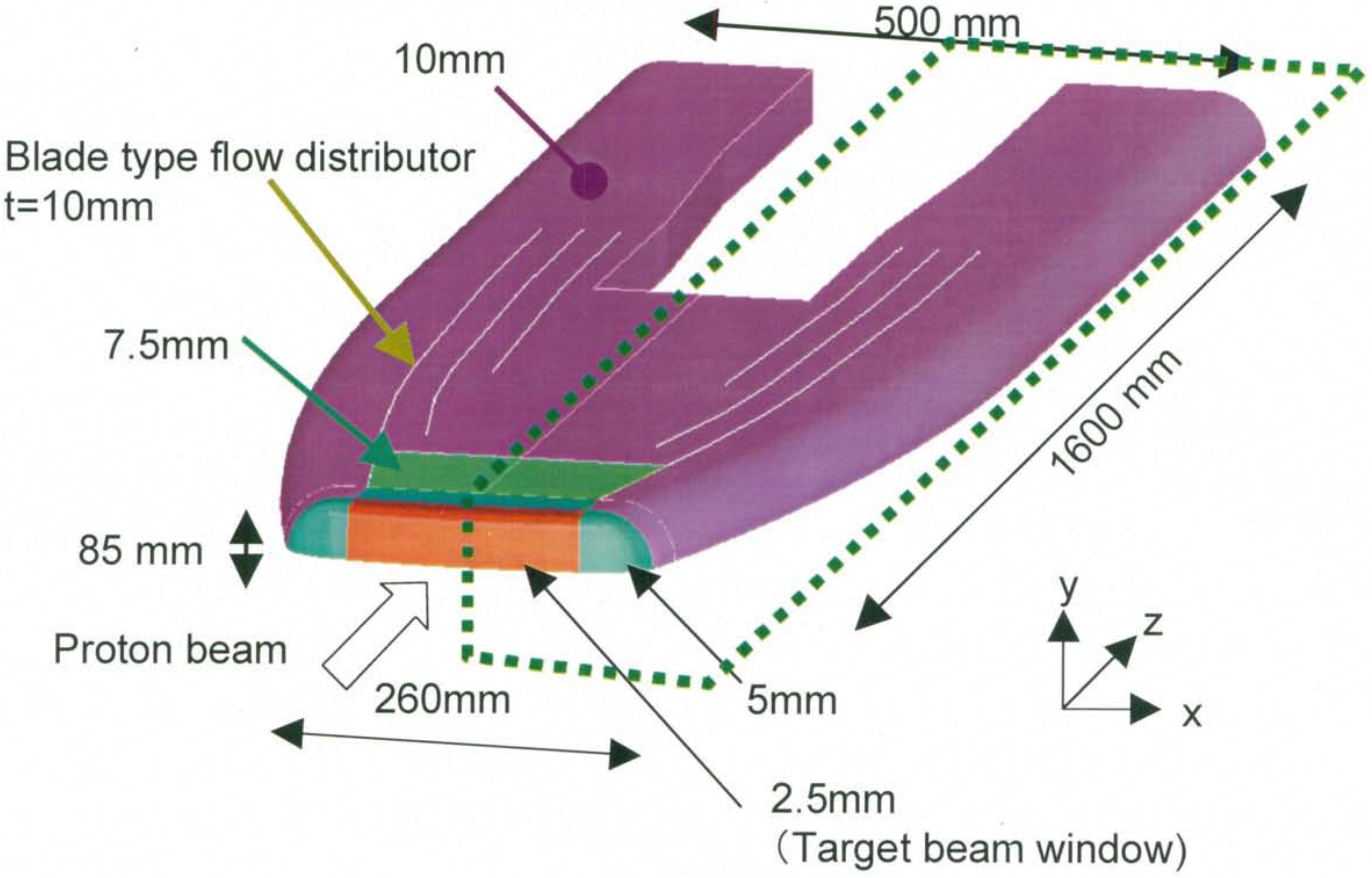
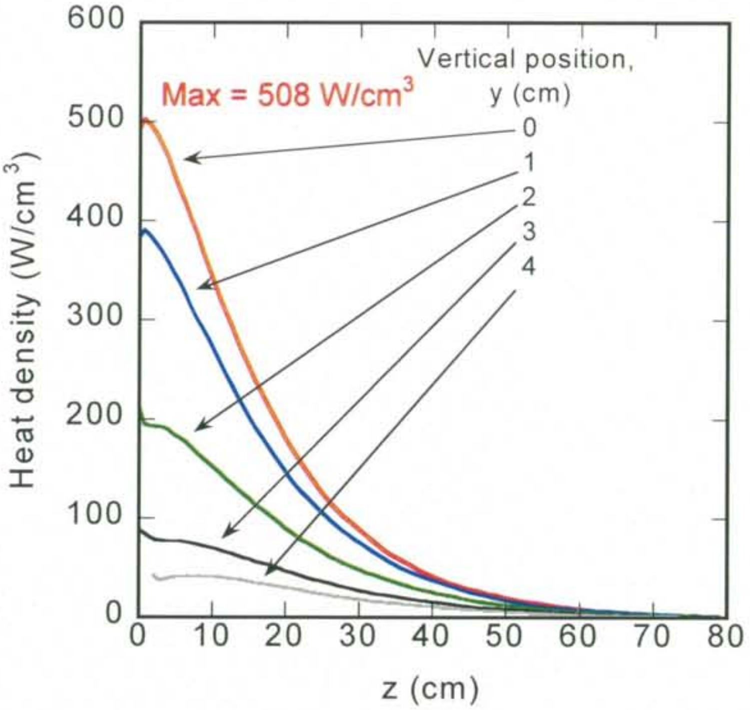
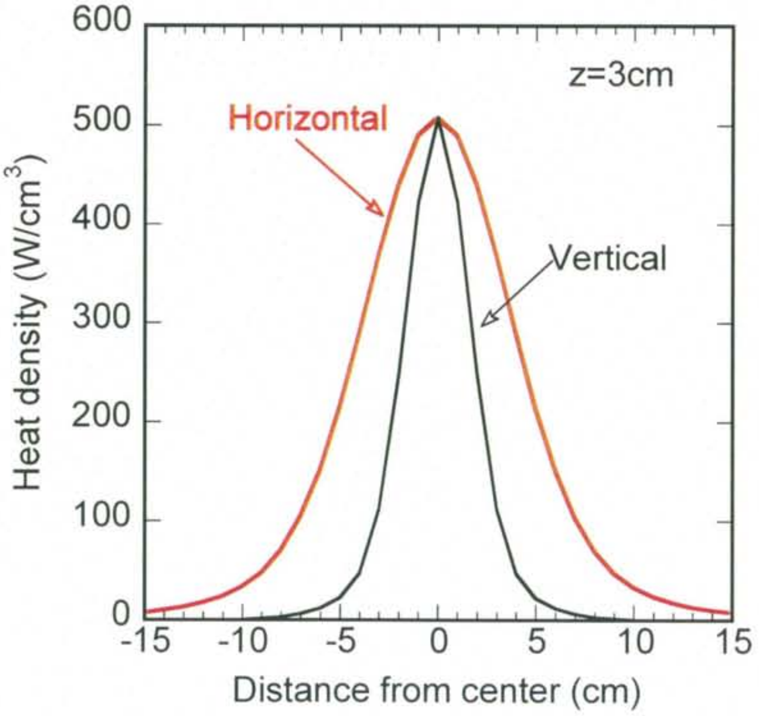


Fig.6.1 Analytical model



<<Proton beam incident direction>>



<<Perpendicular to proton beam incident direction>>

Fig.6.2 Heat density in mercury target due to 1MW proton beam injection

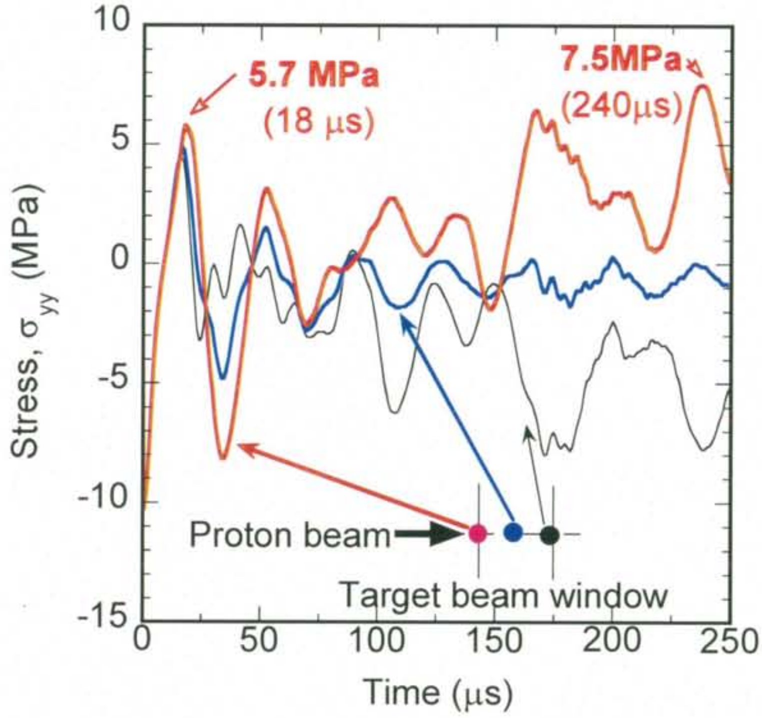


Fig.6.3 Stress responses due to pulse proton beam injection

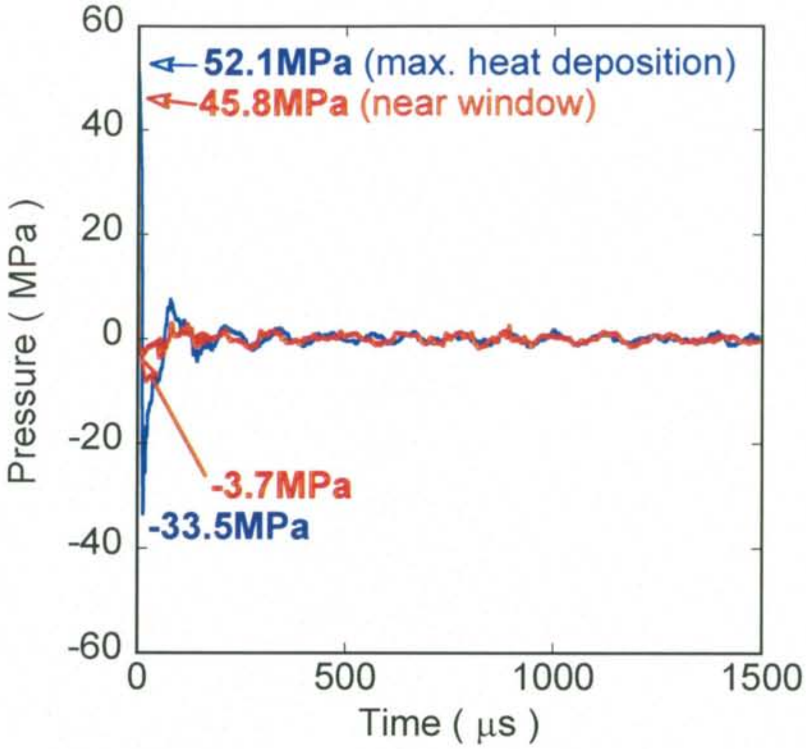


Fig.6.4 Pressure response in mercury

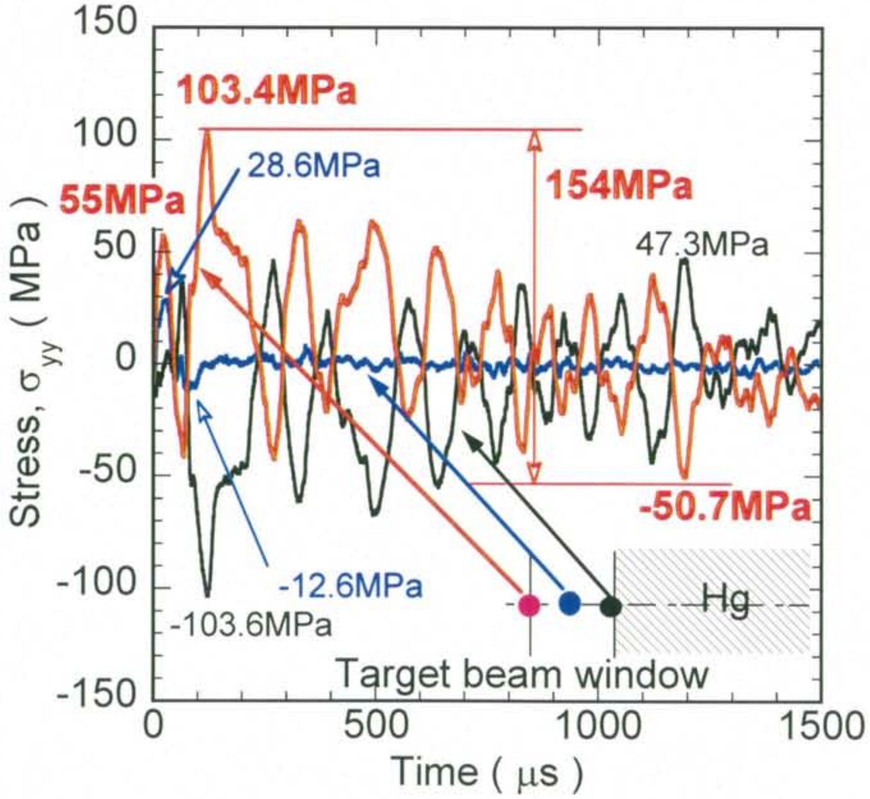


Fig.6.5 Stress response at the center of target beam window

第7章　結　論

MW 級核破砕中性子源用水銀ターゲットでは、パルス幅 1□s のパルス陽子ビーム入射によって、熱衝撃により発生する応力波及び水銀からの圧力波による動的負荷に対するターゲット容器の構造健全性の確保が重要な課題である。本研究では、ターゲット容器に発生する熱衝撃による応力波及び水銀からの圧力波による動的負荷を精度よく評価するために、パルスレーザーを用いた熱衝撃試験を行い、また、圧力波の伝ぱに対する水銀の動特性を明らかにするために、水銀への平面ひずみ波入射試験を行った。さらに、水銀中を伝ぱする圧力波とターゲット容器が連成するときの挙動を明らかにするために、水を用いてターゲット容器を模擬した圧力波伝ぱ試験を行い、また、ターゲット容器と水銀との界面に発生する可能性があるキャビテーション気泡の崩壊に起因する損傷についての評価を行った。そして、それらの成果を基に、水銀ターゲット容器の動的応力解析を行い、ターゲット容器の構造健全性の評価を行った。

第 2 章では、ターゲット容器候補材である SUS316L 製の円板試験片を用いて、ルビーレーザーを用いたパルス加熱(パルス幅 50ns)による熱衝撃実験を行った。実験では、試験片の加熱面裏側のひずみ及び変位をそれぞれ計測した。この結果を、有限要素法による解析結果と比較した。その結果を以下に記す。

(1) 実験及び解析結果から、加熱領域の境界から圧縮の応力波が円板の外側へ伝ぱし、その一方で、外側へ圧縮の応力波が伝ぱする際の動的効果（慣性力）により、加熱領域の境界から円板の中央に向かって引張の応力波が伝ぱする熱衝撃による応力(ひずみ)の伝ぱ挙動が明らかとなった。このとき、ルビーレーザーの加熱深さを考慮した要素サイズと正確なビームプロファイル及び発熱密度を与えることにより、ひずみ及び変位変動の熱衝撃挙動を精度良く予測できることを確認した。

(2) ビームプロファイルを変えて行った解析の結果、加熱領域と非加熱領域の境界の温度差が大きくなるビームプロファイルほど、境界に発生する圧縮場が大きくなり、伝ぱする圧縮の応力波の振幅が大きくなる。そのため、

その慣性力で生じる引張の応力波は、振幅が大きくなり、それが加熱領域の中央に集中することにより、発生する引張のピーク値が大きくなることを明らかにした。

第 3 章では、水銀の動特性を調べるために、ホプキンソン棒法原理を用いた平面ひずみ波入射実験と、有限要素法による解析を行い、以下のことを明らかにした。

(1) 平面ひずみ条件下での水銀の剛性を実験的に調べた結果、水銀の剛性が低下するまでは、水銀の剛性は負荷速度に依存せず、静的な場合の体積弾性率 K=25.6 GPa に等しかった。このことから、水銀を弾性固体要素モデルで模擬することとした。

(2) 水銀の剛性が低下した要因を調べるために、水銀をせん断粘弾性モデル、及び体積粘弾性モデルでモデル化して解析を行い、弾性固体要素モデルでモデル化した解析結果と比較した。その結果、モデル間に有意な差は無かった。このことから水銀中を伝ぱする圧力波に対して水銀の粘性の影響は無視できる。

(3) 水銀の閉じ込め方法の影響を解析的に調べた結果、O リングの変形の影響を考慮した解析結果は実験結果と一致し、剛性が低い O リングの変形が入出力棒に発生するひずみに影響を及ぼし、水銀の剛性が低下する原因となることが分かった。このことから、第 6 章で述べるように、薄肉化する必要がある実機ターゲット容器において、水銀を閉じ込める容器の変形を考慮した解析評価が必要である。

第 4 章では、水銀とターゲットビーム窓の連成挙動を把握するために、水を試料液体としてターゲット容器を模擬した圧力波伝ぱ試験及び有限要素法による解析を行い、以下のことを明らかにした。

(1) 実験では、模擬ビーム窓板厚が 2.5mm と 5mm の場合に、ビーム窓近傍で負圧の発生を確認した。負荷圧力が大きく、ビーム窓が変形しやすい構造であるほど、負圧が発生し易いことを実験的に明らかにした。これは、模擬ビーム窓が薄いほど変形が大きくなり、その際、水は模擬ビーム窓の

変形に追随できなくなり、模擬ビーム窓近傍の圧力は低下して負圧を生じることが考えられる。

(2) 圧力波の伝ぱに対して、圧力波が1次元的に伝ぱする場合、3次元的に伝ぱする場合、及び円筒容器の弾性変形の影響を受けながら3次元的に伝ぱする場合について解析を行い、円筒容器の弾性変形が無視できず、圧力波の伝ぱとともに圧力が減少することを明らかにした。

(3) 液体（水）と構造体（模擬ビーム窓）との界面の挙動をモデル化するための検討を行った。液体である水と固体との界面が自由に接触・剥離するモデル(Penalty法)と、水と固体との界面の剥離を許容しないモデル(Sliding Only法)に対して、水に負圧が発生した場合に水の剛性が0となる条件を付加して、各モデルの比較を行った。模擬ビーム窓近傍の圧力に関しては、実験において水の圧力が0となる時刻までは両モデルとも実験結果と一致した。模擬ビーム窓のひずみ挙動に関しては、Penalty法では実験結果と一致したが、Sliding Only法を用いたモデルでは、模擬ビーム窓の変形が水に引き戻されるために実験結果に比べて発生するひずみは小さくなった。この結果から、液体と構造体の界面の挙動はPenalty法でモデル化することとした。

(4) 水の圧力が負圧になる場合の挙動は、現状では模擬できていない。これは、負圧発生によりキャビテーションを生じ、キャビテーション気泡により水の剛性が変化することが考えられる。

(5) 液体に水銀を用いた解析では、模擬ビーム窓近傍に発生する初期圧力のピーク値は水の場合に比べて1/10小さくなった。また、水の場合において模擬ビーム窓の変形のために急激に圧力が減少する時刻に、水銀の場合には負圧が発生した。これは、水銀の密度が水に比べて大きく、模擬ビーム窓に負荷する圧力が大きいため、模擬ビーム窓の変形が大きくなることが要因と考えられる。

第5章では、水銀と固体材料の界面に発生するキャビテーション気泡の崩壊に起因する損傷（ピット）の挙動を詳細に調べるため、平面ひずみ波入射実験を行い、以下のことを明らかにした。

(1) ピットの内部にはすべり線が観察され、固体材料の液体との界面には、降伏応力よりも大きな圧力が負荷されている。一方、水銀に発生する圧力は本実験では最大 80MPa であり、容器材料の降伏応力（SUS316L では、204MPa）よりも低い圧力である。このことから、ピットの発生機構として、水銀と固体との界面で負圧が発生して、キャビテーションが生じ、キャビテーション気泡の崩壊時に発生するマイクロジェットが降伏応力を越える圧力を負荷したことが考えられる。

(2) キャビテーション気泡の崩壊に起因する損傷は、ピットの数、及び損傷面積率ともに、衝撃回数の増加、及び衝撃棒速度の増加により増大することが明らかとなった。また、ピットの底には、マイクロクラックが観察された。このマイクロクラックが成長すると、材料の割れ等の破壊の要因となるため、ピットの発生をできるだけ抑制する必要がある。

(3) 損傷面積率の大きさの順位は A6061-T6>Inconel600≅SUS316L>マレージング鋼となった。この傾向は硬度の順位と同様の傾向があり、硬度が高い材料ほど損傷面積率は小さくなった。

(4) 平面ひずみ入射実験において、水銀負荷圧力 80MPa（実機ターゲットビーム窓近傍で瞬間的に発生する圧力の約 2 倍）の場合の損傷面積率の予測式を導出した。これを基に、ターゲット容器の使用期間である 3 ヶ月（暫定）での損傷面積率を予測した結果、例えば、ビッカース硬さが 1200 では損傷面積率は 10^{-6} と、極めて低くできる可能性があることが分かった。このことから、表面コーティング等のターゲット容器内壁の表面改質が材料の健全性を確保に有効と考えられる。

第 6 章では、第 2 章から第 4 章の結果を基に、水銀ターゲットの 1 MW 出力のパルス陽子ビーム入射による熱衝撃及び圧力波による動的応力に対する構造健全性を解析的に評価した。

(1) ターゲット容器のみの熱衝撃では、ターゲットビーム窓の中心に発生する引張応力は 7.5MPa と設計許容応力 3Sm=345MPa に比べてはるかに小さい。

(2) ターゲットビーム窓近傍で発生する圧力は 45.8MPa となり、水銀からの

圧力波による動的負荷によって、ターゲットビーム窓中央に発生する最大 Von Mises 応力は外表面で 90.2MPa となる。この値は、許容応力値 3Sm ＝345MPa よりも十分に小さい。また、ターゲットビーム窓に発生する応力の最大振幅は 77MPa であり、疲労に対する応力の許容振幅値 S_{alt}＝165MPa の 1/2 以下である。このことから、水銀ターゲット容器は疲労を含めて構造強度的に成立可能であり、キャビテーション気泡の崩壊に起因する損傷を抑制すれば、構造健全性は確保できるものと考えられる。

本研究により、パルス陽子ビーム入射による熱衝撃、及び圧力波による動的負荷に対して、水銀ターゲット容器の構造健全性は十分に確保できることが明らかとなった。これにより 1MW の核破砕中性子源用の水銀ターゲットを実現できる見通しを得た。

謝　辞

本論文をまとめる機会を与えて下さり、本論文完成まで御指導と御教示を賜り励ましていただきました筑波大学機能工学系の齊藤正克教授に心から御礼申し上げます。

筑波大学機能工学系の寺本徳郎教授には、論文完成の最後まで御助言、御指導を賜りました。厚く御礼申し上げます。

筑波大学機能工学系の成合英樹教授、筑波大学機能工学系の渡部修教授、日本原子力研究所大洗研究所の数土幸夫所長には、本論文を完成させるにあたり貴重な御助言を賜りました。心より御礼申し上げます。

本論文をまとめる機会を与えて下さり、論文完成まで暖かい御指導と御支援を賜りました日本原子力研究所中性子施設開発グループの日野竜太郎サブリーダーに心から御礼申し上げます。

日本原子力研究所中性子施設開発グループの石倉修一氏、神永雅紀氏、寺田敦彦氏には、実験手法や解析手法について、幾多の貴重なご助言を賜りました。また、日本原子力研究所中性子施設開発グループの皆様には、多大な御支援を賜りました。心から感謝いたします。

日本原子力研究所の二川正敏主任研究員、菊地賢司主任研究員には、論文完成まで詳細な御助言と激励を賜りました。心から御礼申し上げます。

最後に、常に暖かく私を支え励ましてくれた妻の綾子と両親に感謝いたします。

参考文献

[1-1] R.Hino, M.Kaminaga, K.Haga, T.Aso, H.Kinoshita, H.Kogawa, S.Ishikura, A.Terada, K.Kobayashi, J.Adachi, T.Teraoku, T.Takahashi, S.Honmura, S.Sasaki and N.Watanabe, "Present Status of Spallation Target Development -JAERI/KEK Joint Project-" 15th Meeting of the International Collaboration on Advanced Neutron Sources, pp.1175-1187 (2000).

[1-2] M.Kaminaga, A.Terada, K.Haga, H.Kinoshita, and R.Hino, "Thermal-Hydraulic Design of Cross-Flow Type Mercury Target for JAERI/KEK Joint Project", 15th Meeting of the International Collaboration on Advanced Neutron Sources, pp.1175-1187 (2000).

[1-3] D.C.Stickler and R.E. Nickell, "Thermoelastic Damping of stress Waves Induced by Volumetric Energy Deposition", Journal of the Acoustical Society of America, Vol.50, pp.224-229 (1971).

[1-4] T.A.Zaker, "Stress Waves Generated by Heat Addition in an Elastic Solid", Journal of Applied Mechanics, pp.143-150 (1965).

[1-5] J.Miklowitz, "Transient Compressional Waves in an Infinite Elastic Layer Overlying a Rigid Half-Space", Journal of Applied Mechanics, pp53-60,(1962).

[1-6] 淡路英夫, 遠藤智義, "赤外線放射加熱による板ガラスの熱衝撃破壊試験" Journal of the Ceramic Society of Japan, Vol.103, pp.960-965 (1995).

[1-7] 秋山史郎, 木村雄二, 関谷道雄, "セラミック材料の熱衝撃抵抗性の評価" 材料, Vol.38, pp.1415-1421 (1988).

[1-8] 香川豊, 垣澤英樹, "一方向連続 SiC 繊維強化ガラス基複合材料の熱衝撃による微視損傷" Journal of the Ceramic Society of Japan, Vol.105, pp.258-261 (1997).

[1-9] 橋田俊之, 石川幹, 戸邊務, 高橋秀明, "ガスタービン翼用耐熱セラミックコーティングのレーザー熱衝撃／疲労評価法の開発" 日本機械学会論文集（A 編）,Vol.58, pp.15-19 (1992).

[1-10] R.L.LOH, C.Rossington and A.G.Evans, "Laser Technique for Evaluating Spall Resistance of Brittle Coatings" Journal of the American Ceramic Society, Vol.69, pp.139-142 (1986).

[1-11] B.Bhushan and W.E. Jahsman, "Measurement of dynamic material behavior under nearly uniaxial strain conditions", Int. J. Solids Structures Vol.14, pp739-753 (1978).

[1-12] M.Futakawa, Y.Tanabe, T.Wakui, H.Kogawa, R.Hino and M.Eto, "Dynamic effect on strength in SiC_f/SiC Composite", International Journal of Impact Engineering, Vol.25, pp.29-40, (2001).

[1-13] Y.Tanabe, K.Kobayshi and M.Futakawa, "Dynamic behavior of nuclear-grade graphites", Proc. Int. Symp. Impact Eng. Vol.1, pp.157-162 (1992).

[1-14] Y.Tanabe, K.Kobayashi, M.Sakamoto, T.Hara and H.Takahashi, "Identification of the dynamic properties of bone using the split-Hopkinson pressure-bar technique", Biomaterials Mechanical Properties, ASTM STP 1173, pp.127-141 (1994).

[1-15] K.T.Ramesh, "The short-time compressibility of elastohyddrodynamic lubricants", Trans. ASME, Jour. Tribology, Vol.113, pp.361-371 (1991).

[1-16] M.Futakawa, K.Kikuchi,H.Conrad and H.Stechemesser, "Pressure and stress waves in a spallation neutron source mercury target generated by high-power proton pulses", Nucl. Inst. Meth. in Phys. Res. A, Vol.439, pp.1-7 (2000).

[2-1] J.Miklowitz, "Transient Compressional Waves in an Infinite Elastic Layer Overlying a Rigid Half-Space", Journal of Applied Mechanics, pp53-60 (1962).

[2-2] 淡路英夫, 遠藤智義, "赤外線放射加熱による板ガラスの熱衝撃破壊試験" Journal of the Ceramic Society of Japan, Vol.103, pp.960-965 (1995).

[2-3] 秋山史郎, 木村雄二, 関谷道雄, "セラミック材料の熱衝撃抵抗性の評価" 材料, Vol.38, pp.1415-1421 (1988).

[2-4] 香川豊, 垣澤英樹, "一方向連続 SiC 繊維強化ガラス基複合材料の熱衝撃による微視損傷" Journal of the Ceramic Society of Japan, Vol.105, pp.258-261 (1997).

[2-5] 橋田俊之, 石川幹, 戸邊務, 高橋秀明, "ガスタービン翼用耐熱セラミックコーティングのレーザー熱衝撃／疲労評価法の開発" 日本機械学会論文集（A編）,Vol.58, pp.15-19 (1992).

[2-6] R.L.LOH et al, "Laser Technique for Evaluating Spall Resistance of Brittle Coatings" Journal of the American Ceramic Society, Vol.69, pp.139-142 (1986).

[2-7] 安永暢男, "レーザーが変える加工技術" 海文堂.

[3-1] B.Bhushan and W.E. Jahsman, "Measurement of dynamic material behavior under nearly uniaxial strain conditions", Int. J. Solids Structures Vol.14, pp739-753 (1978).
[3-2] M.Futakawa, Y.Tanabe, T.Wakui, H.Kogawa, R.Hino and M.Eto, "Dynamic effect on strength in SiC_f/SiC Composite", International Journal of Impact Engineering, Vol.25, pp.29-40 (2001).
[3-3] Y.Tanabe, K.Kobayshi and M.Futakawa, "Dynamic behavior of nuclear-grade graphites", Proc. Int. Symp. Impact Eng. Vol.1, pp.157-162 (1992).
[3-4] Y.Tanabe, K.Kobayashi, M.Sakamoto, T.Hara and H.Takahashi, "Identification of the dynamic properties of bone using the split-Hopkinson pressure-bar technique", Biomaterials Mechanical Properties, ASTM STP 1173, pp.127-141 (1994).
[3-5] M.Futakawa, H.Kogawa and R.Hino, "Measurement dynamic response of liquid metal subjected to uniaxial strain wave", Journal of Physique IV France, Vol.10 pr9-237-242 (2000).
[3-6] 林卓夫、田中吉之助、 "衝撃工学"、日刊工業新聞社.
[3-7] J.O.Hallquist, "LS-DYNA3D Theoretical Manual", 日本総合研究所.
[3-8] Jarzynski, "Ultrasonic propagation in liquid bismuth and mercury", Proc. Phys. Soc., Vol.81,pp745-750(1963).

[4-1] 林卓夫、田中吉之助、 "衝撃工学"、日刊工業新聞社.
[4-2] "機械工学便覧 A3 力学・機械力学", 日本機械学会
[4-3] J.O.Hallquist, "LS-DYNA3D Theoretical Manual", 日本総合研究所
[4-4] D.H.Trevena, "Cavitation and the generation of tension in liquids", J. Phys. D: Appl. Phys., Vol.17, pp.2139-2164 (1984).
[4-5] L.J.Briggs, "The limiting negative pressure of mercury in pyrex glass", J. Appl. Phys., Vol.24, pp.488-490 (1953).

[5-1] C.E.Price, "Contrasting LME in aluminum and nickel alloys with overtones to SCC", Corrosion 94, paper no. 94 (1994).
[5-2] 鈴木正, "液体金属中における金属材料の腐食挙動", 鉄と鋼, 第 75 巻, 第 11 号, pp.1991-2002 (1989).

[6-1] M.Teshigawara, Private communication.
[6-2] H.Kogawa, M.Futakawa, S.Ishikura, K.Kikuchi, R.Hino and M.Eto, "Inertia effect on thermal shock by laser beam shot", International Journal of Impact Engineering, Vol.25, pp.17-28 (2001).
[6-3] JIS ハンドブック 17 圧力容器, 日本規格協会.

論文リスト

1. H.Kogawa, S.Kimura, T.Teramoto and M.Saito
Crack Propagation Test under Cyclic Thermal Stress by Irradiation of Electron Beam
FUSION TECHNOLOGY (Proceeding of 19th Symposium on Fusion Technology) pp.367-370 (1997).

2. S.Kimura, H.Kogawa, T.Teramoto and M.Saito
Crack Propagation in Fist Wall of Fusion Reactor by Cyclic Thermal Stress
Fusion Engineering and design. Vol.39-40, pp.569-574, (1998).

3. R.Hino, M.Kaminaga, T.Aso, H.Kogawa, S.Ishikura, A.Susuki, A.Terada, H.Kinoshita and K.Haga
Spallation target development at JAERI; R&Ds on thermo-mechanical design
Proceedings of 14th Meeting of the International Collaboration on Advanced Neutron Sources, V.1 pp.252-268 (1998).

4. K.Kikuchi, H.Kogawa, M.Futakawa, I.Ioka and R.Hino
Material Development for Spallation Target at JAERI
Proceedings of 14th Meeting of the International Collaboration on Advanced Neutron Sources, V.2 pp.830-835 (1998).

5. H.Kogawa, M.Futakwa, S.Ishikura, K.Kikuchi, R.Hino and M.Eto
Thermal shock Resistance Evaluation by Laser Beam Shot
Impact Response of Materials & Structures (Proceedings of the 3rd International Symposium on Impact Engineering) pp.159-164 (1998).

6. M.Futakawa, Y.Tanabe, H.Kogawa, R.Hino and M.Eto
Dynamic Effect on Strength in SiCf/SiC Composite
Impact Response of Materials & Structures (Proceedings of the 3rd International Symposium on Impact Engineering) pp.363-368 (1998).

7 . R.Hino, M.Kaminaga, K.Haga, T.Aso, H.Kinoshita, H.Kogawa, S.Ishikura, A.Terada, K.Kobayashi, J.Adachi, T.Teraoku, T.Takahashi, S.Honmura, S.Sasaki and N.Watanabe
Present Status of Spallation Target Development –JAERI/KEK Joint Project-
Proceedings of 15th Meeting of the International Collaboration on Advanced Neutron Sources, V.2 pp.1175-1187 (2000).

8 . H.Kogawa, S.Ishikura, M.Futakawa, K.Kikuchi, M.Kaminaga and R.Hino
Analytical Study on Structural Integrity of Target Vessel
Proceedings of 15th Meeting of the International Collaboration on Advanced Neutron Sources, V.2 pp.1198-1207 (2000).

9 . K.Kikuchi, H.Kogawa and T.Sasa
JAERI/KEK Target Material Program Overview
Proceedings of 15th Meeting of the International Collaboration on Advanced Neutron Sources, V.2 pp.1251-1258 (2000).

10. M.Futakawa, H.Kogawa and R.Hino
Measurement of dynamic response of liquid metal subjected to uniaxial strain wave
JOURNAL DE PHYSIQUE IV (Proceedings of EURODYMAT 2000) Pr9-237-242 (2000).

11. H.Kogawa, M.Futakawa, S.Ishikura, K.Kikuchi, R.Hino and M.Eto
Inertia effect on thermal shock by laser beam shot
International Journal of Impact Engineering, Vol.25, pp.17-28 (2001).

12. M.Futakawa, Y.Tanabe, T.Wakui, H.Kogawa, R.Hino and M.Eto
Dynamic effect on strength in SiC_f/SiC composite
International Journal of Impact Engineering Vol.25, pp.29-40 (2001).

13. H.Kogawa, M.Ohba, M.Futakawa, S.Ishikura, R.Hino and M.Akiyama
Test on Negative Pressure-wave generation in Mercury Target
Proceedings of the 4th International Symposium on Impact Engineering
印刷中.

14. M.Futakawa, H.Kogawa, Y.Midorikawa, R.Hino, H.Date and T.Takeishi
Impact Erosion on Interface between Solid and Liquid Metals
Proceedings of the 4th International Symposium on Impact Engineering
印刷中.

15. H.Kogawa, S.Ishikura, M.Ohba, M.Futakawa, M.Kaminaga and R.Hino
Current Structural Design and R&D on Mercury Target
Proceedings of the AccApp'01 印刷中.

16. H.Kogawa, M.Futakawa, S.Ishikura and R.Hino
Analytical model for the dynamic response of mercury subjected to pressure wave
International Journal of Impact Engineering 投稿中.