

強い衝撃波透過による部材の力学特性変化と 円筒の爆発分裂モデル構築への適用

(課題番号 17560072)

平成17年度～平成19年度科学研究費補助金(基盤研究(C))
研究成果報告書

平成 20 年 5 月

研究代表者 廣 江 哲 幸

(熊本大学・大学院自然科学研究科・教授)

はしがき

平成 17～19 年度の 3 年度にわたり、標記課題の研究に対し、科学研究費補助金（基盤研究(C)）の交付を受け、実施した研究の成果を以下に取りまとめ、報告する。

i) 研究組織

研究代表者 廣江 哲幸（熊本大学大学院自然科学研究科教授）
研究分担者 藤原 和人（熊本大学大学院自然科学研究科教授）
研究分担者 波多 英寛（熊本大学大学院自然科学研究科助教）

ii) 交付決定額（配分額）

（金額合計：千円）

| | 直接経費 | 間接経費 | 合計 |
|----------|-------|------|-------|
| 平成 17 年度 | 1,800 | 0 | 1,800 |
| 平成 18 年度 | 1,000 | 0 | 1,000 |
| 平成 19 年度 | 600 | 180 | 780 |
| 総計 | 3,400 | 180 | 3,580 |

iii) 研究発表（原稿転載）

(I) Mechanical Changes in Materials Caused by Explosive Precompression Shock Waves and the Effects on Fragmentation of Exploding Cylinders
T. Hiroe, K. Fujiwara, H. Hata, K. Watanabe and M. Yamamoto
Materials Science Forum, Trans Tech Publications, Vol. 566, pp. 237-242,
(2008-1)

(II) Deformation and fragmentation behavior of exploded metal cylinders and the effects of wall materials, configuration, explosive energy and initiated locations
Tetsuyuki Hiroe, Kazuhito Fujiwara, Hidehiro Hata, Hirotsugu Takahashi
International Journal of Impact Engineering,
(in print)

(III) Analysis of Explosion Combustion Phenomenon with Ammonium Nitrate
S. Kimura, H. Hata, T. Hiroe, K. Fujiwara and H. Kusanagi
Materials Science Forum, Trans Tech Publications, Vol. 566, pp. 213–218),
(2008–1)

(IV) Examination of the break-up model for explosion break-up analysis
(The explosion break-up experiment which used the aluminum cylinder for the target)

Hidehiro Hata, Tetsuyuki Hiroe, and Kazuhito Fujiwara
Science and Technology of Energetic Materials, Vol. 67, No. 1, pp. 1–6,
(2006–2)

(V) Rapid Expansion and Fragmentation for 304 Stainless Steel Cylinders Driven by Cylindrically Expanding Detonation and the Effect of Wall Configuration and Explosive Energy

Tetsuyuki Hiroe, Kazuhito Fujiwara and Hidehiro Hata
Proceedings of the 16th Dynamic Behavior Related to Security Applications (DYMAT) Meeting, Brussels, 27–28 October 2005, pp. 159–167,
(2005–10)

(VI) Dynamic Deformation, Spallation and Fragmentation for Casing Model Vessels Driven by Axially Propagating Explosive Detonation

Tetsuyuki Hiroe, Kazuhito Fujiwara and Hidehiro Hata
Proceedings of the 16th Dynamic Behavior Related to Security Applications (DYMAT) Meeting, Brussels, 27–28 October 2005, pp. 169–176
(2005–10))

(VII) Spall Fracture of Metallic Circular Plates, Vessel Endplates and Conical Frustums Driven by Direct Explosive Loads

Tetsuyuki Hiroe, Kazuhito Fujiwara, Hidehiro Hata, and Daiki Tsutsumi
Proc. of the Conference of the American Physical Society Topical on Shock Compression of Condensed Matter, Hawaii, June 24–29, 2007,
pp. 537–540 (2008–1)

(VIII) Fundamental Experiment of Destruction using Ammonium Nitrate
H. Hata K., T. Hiroe and Fujiwara
Proceedings of International Workshop on Explosion, Shock Wave and
Hypervelocity Phenomena 2005 (ESHP Workshop 2005), July 11,12, 2005,
pp.105-108, (2005-7)

(IV) 衝撃力を受けた構造材の力学特性変化に関する基礎研究
渡辺健次郎、廣江哲幸、山本光治、藤原和人、波多英寛
日本機械学会平成18年度年次大会講演論文集 ((MECJ-06))、Vol.7, 2006
年9月18-22日、pp.11-12

iv) 研究成果

強い衝撃波透過による部材の力学特性変化を把握しその結果を円筒の爆発分裂モデル構築への適用するための実験と数値解析を行い、3年間の成果として下記の結論を得た。

- ① 3種類の素材304SS材、A2017材、A5052材を対象として衝撃波透過による強度特性変化の把握を試みた。試験装置は、細線列爆発を利用した平面爆轟波を供試体円板に入射させるスポール実験装置を応用し、供試体の外側にモーメントムトラップ平板を設置させた。各部の寸法を数値解析を用いて設定すれば殆ど引張波の影響のない供試体が回収できる。さらに爆薬PETNと供試円板TPの間に緩衝材としての空気層ATを設け、負荷圧縮圧の減少調整も実施した。AT厚さは数値解析によって円筒爆発における空気層の周方向圧縮応力緩和効果と同等になるように10mmに設定した。
- ② 衝撃波通過材から採取したミニチュア TP を用いての引張試験の結果、全ての衝撃波通過材で引張強度上昇が確認できた。また、延性についてはほとんどの衝撃波通過材は、処女材より脆化したが、SUS304 AT 付のみは処女材と同等かそれ以上の伸び・絞り値を示していた。また圧縮試験結果、比例限強度 σ_p は、衝撃波強さに比例して上昇していた。代表流れ応力としての20%応力値 $\sigma_{0.2}$ に関しては、304SS とアルミ合金 A2017、A5052 ではそれぞれ特徴があった。即ち SUS304 では、処女材と衝撃波通過材の加工硬化の度合いはほぼ同等であったが、A2017 と A5052 では、処女材は緩やかな加工硬化を示し、衝撃波通過材は、比例限応力に達した後、加工硬化はせず、試験片の応力レベルはほぼ一定だった。
- ③ 304SS 材円筒と A5052 材円筒の爆発分裂エネルギー推定について 304SS は、衝撃波が通過することで処女材よりも分裂エネルギーの指標は上昇する傾向にあるが、A5052 の場合は下降する傾向にある。円筒の爆発分裂実験の結果と比較すると、大筋同様の傾向を得たといえる。

以上の結果より、これまで明確でなかった衝撃波通過による強度特性変化が明らかになり、円筒の爆発分裂挙動の考察にこの結果を導入できることが分かった。

The Changes of Mechanical Properties in Structural Materials Caused by Transmission of Strong Shock Waves and the Application to Fragmentation Modeling for Exploding Cylinders

Tetsuyuki HIROE Kumamoto Univ., Professor
Kazuhito FUJIWARA Kumamoto Univ., Professor
Hidehiro HATA Kumamoto Univ., Assistant Professor

Explosive driven fracture such as fragmentation or spallation in a structural body will be preceded by a strong compression process, and precompression effects on the state of the material are clearly important to understand following shock-induced damages or failures. In this study, incident shock waves in plate specimens of 304 stainless steel, aluminum alloys A5052 and A2017 were generated by plane detonation waves in the high explosive PETN initiated using wire-row explosion techniques, and the compressed specimens were successfully recovered without severe damages due to tensile stress states with use of momentum trap method. A hydro code, Autodyn-2D was applied to determine test conditions: thicknesses of explosives, air-layer attenuators as necessary, specimens and momentum traps and to evaluate experimental results, simulating time-histories of stress waves in the layers of the test assembly. Microhardness distributions in cross-sections, tensile strength, fracture ductility ϵ_f and flow stresses $\sigma_{0.2}$ at the strain of 20% were measured for the recovered specimens, using miniature tensile and compression test pieces machined from them. They were compared with those of specimens from unloaded plates, revealing significant increase of hardness, tensile strength and flow stresses and unique changes of elongation and ductility for shocked specimens according to the amplitudes of the transmitted compression waves and the materials especially between the stainless steel and aluminum alloys. The results were effectively applied to take the precompression effects into consideration of the strain-rate dependency of fragmentation energy values Γ derived from the previous explosion tests for cylinders of the same materials of 304SS and A5052 using a fragmentation model proposed by Grady.

詳細は以下のとおり

研究発表資料の抜粋

| | |
|-------------|--------------|
| PP. 8 - 13 | 研究発表資料 (I) |
| PP. 14 - 28 | 研究発表資料 (II) |
| PP. 29 - 37 | 研究発表資料 (III) |
| PP. 38 - 45 | 研究発表資料 (IV) |
| PP. 46 - 49 | 研究発表資料 (VII) |
| PP. 50 - 51 | 研究発表資料 (IV) |

研究内容の要約 (PP. 52 -)

| | |
|-----|-----------------------|
| 第1章 | 本研究の目的 |
| 第2章 | モーメントム・トラップ法の基本原理 |
| 第3章 | 数値解析 |
| 3.1 | 衝撃波緩衝材(空気層)厚さの決定 |
| 3.2 | 解析結果 |
| 第4章 | 力学特性変化の検討 |
| 4.1 | ビッカース硬度試験 |
| 4.2 | 引張試験 |
| 4.3 | 圧縮試験 |
| 第5章 | 分裂エネルギー Γ への適用 |
| 第6章 | 結言 |

要約・目次

- 第1章 本研究の目的
- 第2章 モーメントム・トラップ法の基本原理
- 第3章 数値解析
 - 3.1 衝撃波緩衝材(空気層)厚さの決定
 - 3.2 解析結果
- 第4章 力学特性変化の検討
 - 4.1 ビッカース硬度試験
 - 4.2 引張試験
 - 4.3 圧縮試験
- 第5章 分裂エネルギー Γ への適用
- 第6章 結言

第一章 本研究の目的

近年機械の高速化に伴い、衝撃荷重に対する機械材料の動的挙動の研究は飛躍的に重要になってきている。また、現代の工業化社会においては蓄積エネルギーの爆発放出や高速物体の衝突等に伴う被害が巨大化しており、防災・安全工学の重要性も幅広く見直されている。このような災害時の構造健全性評価においては、超高速負荷に対する基本部材や素材の応答データが不可欠である。このため衝撃に関する研究は盛んに行われているが、そのほとんどが材料の弾性域内の問題もしくは破壊に至る強度の研究で、その中間にある塑性加工を含む弾塑性域での研究は少ない。衝撃は負荷時間が極めて短く、その現象は一般に理解されている静的現象とは全く異なる。つまり、静的荷重を用いた設計概念は衝撃現象を扱う場合に適用できない。このような衝撃負荷による材料の弾塑性変形の解明は、機械や構造物の設計上および破壊防止上重要な問題である。特に、円環リングと円筒の基本部材に対して極限的な高速膨張変形特性を把握することは重要である。

本研究室では安全工学理念に基づき、平行銅細線列一斉起爆法により PETN 爆薬を面起爆させる技術を開発・利用しスポール破壊実験、及び破壊防止のためのモーメンタム・トラップ法を用いたスポール破壊実験を行い、また同時に中心軸銅細線一斉起爆技術を用いて円筒状発散爆轟波を生成し、金属円筒の内部爆発による超高速ひずみ速度下での膨張変形・破壊挙動及びその分裂形態を把握する研究を行ってきた。

金属円筒の爆発破壊挙動の研究により、Fig.1.1 に示すように円筒部材への初期衝撃波透過時に大きな圧縮応力を受けていることが解明されている。さらに、一般に高強度で知られている SUS304 を用いた円筒の爆破実験後の破片を Fig.1.3 に示す。SUS304 円筒の破片が静的な挙動では考えられないほど小さくバラバラになっていることが分かる。

そこでモーメンタム・トラップ法を用いて、ほぼ衝撃圧縮波のみが透過した材料を回収・評価する事で、衝撃圧縮波を受けた材料の力学特性がどのように変化するか把握することが出来、さらにその結果を利用して円筒の爆発分裂エネルギーの指標となる簡易モデルを構築する事が、本研究の目的である。

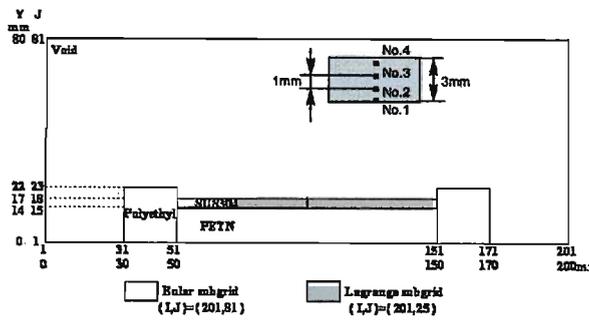


Fig. 1.1 Calculation mesh for AUTODYN-3D
(SUS304 ϕ_{out} =34mm, t =3mm,
PETN ϕ =38mm)

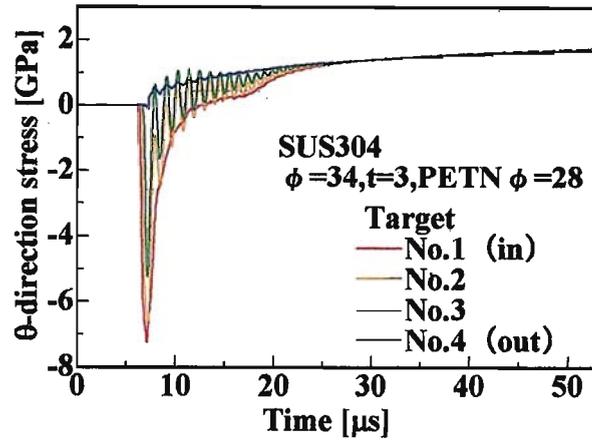


Fig. 1.3 Cylinder circumference-direction stresses in
parts of the cylinder thickness

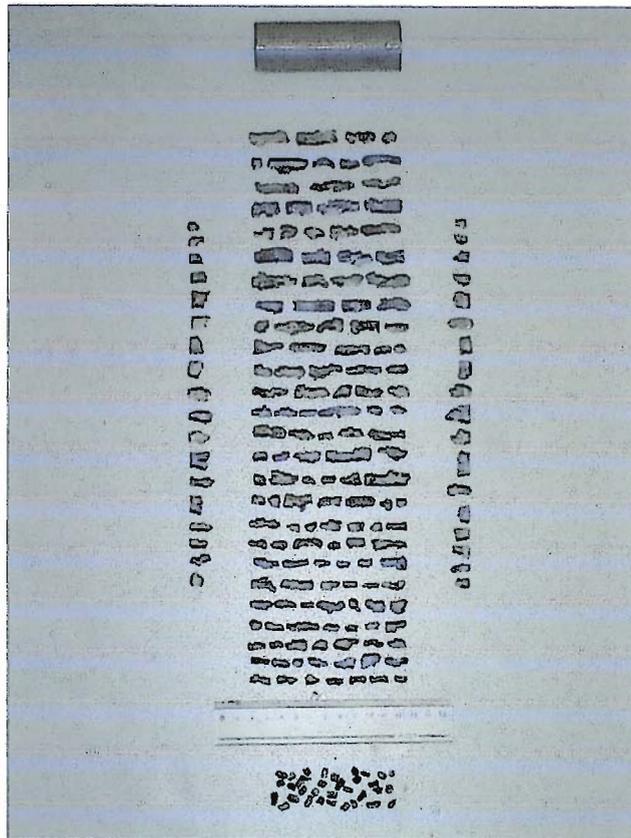


Fig. 1.3 Typical photo of recovered fragments for smooth model

第二章 モーメンタムトラップ法の原理

爆発衝撃によるスポール破壊は、鋸波状圧縮応力波が自由表面で反転し、膨張波となって内部に進行するために発生する。従って、試験片の表面に表層体を設けた二層構造にすれば、反射膨張波が試験片に入射するとき表層体が運動量（モーメンタム）を持って分離するため、その後の試験片中での引張応力波の発生が軽減されることになる。この表層体はモーメンタム・トラップと呼ばれ、強い衝撃力から構造体の破壊を防止したいときにしばしば用いられる。

モーメンタム・トラップ法の原理を応力波伝播の過程を段階別に説明する。Fig.2.1 に三角波を用いたモデル図を示す。

図中では、網掛け部分が表層体（モーメンタム・トラップ）を表している。

- (1) この段階で入射した衝撃波は、試験片を圧縮しながら試験片中を通過し表層体の自由表面まで伝播する。
- (2) 表層体表面で反転し、それにより生じた引張応力は試験片と表層体の境界まで伝わり、表層体は分離する。このとき、表層体が引張応力を持っていくために試験片中には、その時点で表層体が持っていた引張応力は伝わらない。
- (3) 応力波は試験片と表層体の分離した面を新たな自由表面として反射を繰り返す。
- (4) 表層体内部では、応力波が新たな自由表面で反射し圧縮応力波が発生し、また試験片内部では残っていた圧縮波が新たな自由表面で反射して引張応力波が発生する。このとき発生する引張応力波は、試験片内部に残っていた圧縮波が最初に伝播した圧縮波よりも減衰しているため小さなものである。

これが、モーメンタム・トラップ法の基本原理である。

本研究ではモーメンタム・トラップ法の特徴、試験片中での引張応力波の発生が軽減されるという特徴を利用して、ほぼ衝撃圧縮波のみが通過した試験片を採取する目的でこの方法を用いている。

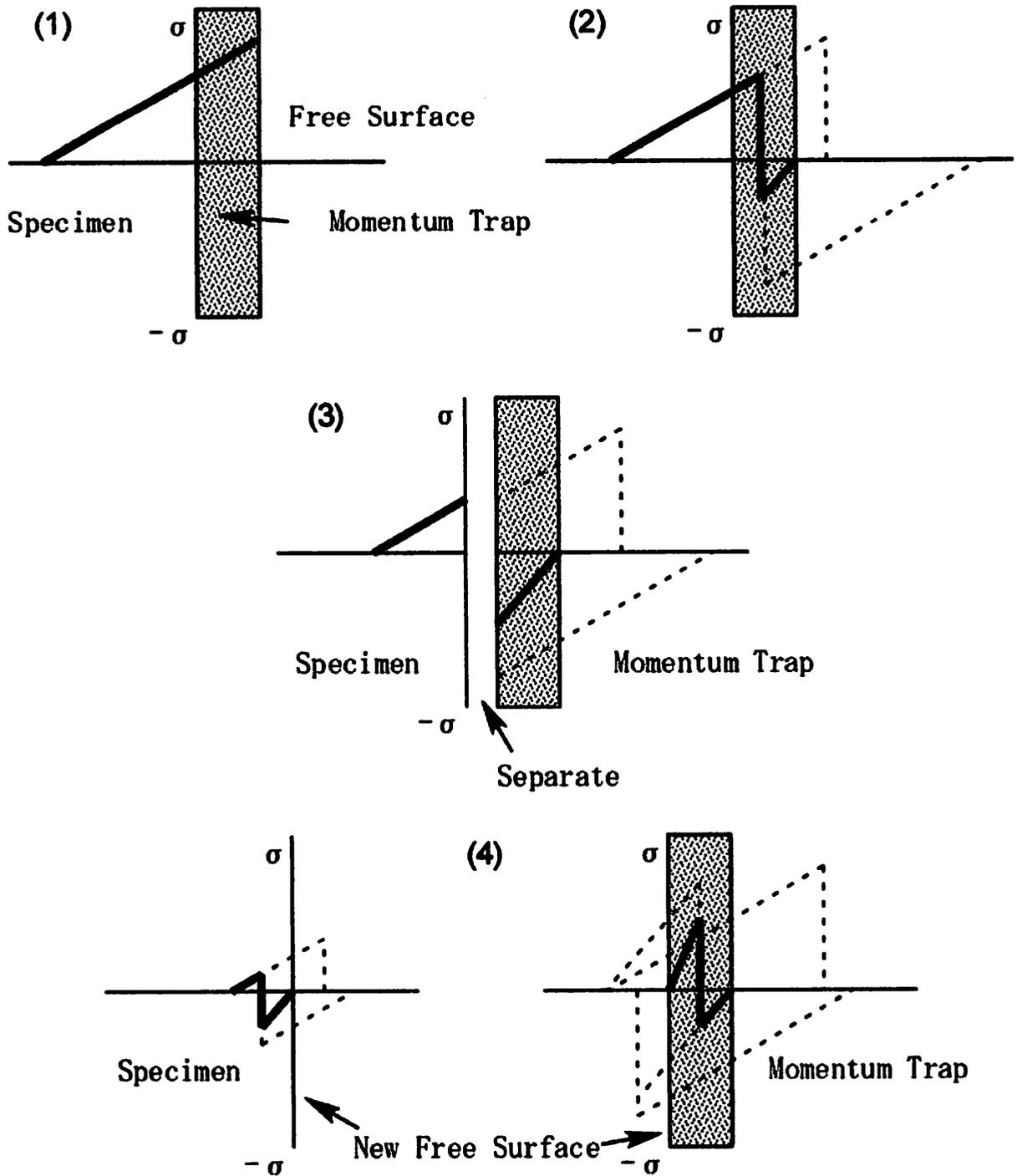


Fig.2.1 Stress model of Momentum trap

Table2.1 に示す供試体と表層体の組合せで Fig.2.2 に示す実験装置を用いて爆破回収実験を実施した。

| Unit:[mm] | PETN | Direct | | AT-attached | | | |
|-----------|--------|--------|----|-------------|----|----|----|
| | | TP | MT | TP | AT | MT | |
| A2017-T4 | 15 | 5 | 5 | - | - | - | |
| | | | 10 | - | - | - | |
| | | | 15 | - | - | - | |
| | | 10 | 5 | - | - | - | |
| | | | 10 | 10 | 10 | 10 | |
| | | | 15 | | 10 | 15 | |
| | | 15 | 5 | - | - | - | |
| | | | 10 | 15 | 10 | 10 | |
| | | | 15 | | 10 | 15 | |
| | A5052 | | 10 | 12 | 10 | 10 | 12 |
| | SUS304 | 20 | 10 | 10 | 10 | 10 | 10 |
| | | | | 15 | | 10 | 15 |
| 15 | | | 10 | 15 | 10 | 10 | |
| | | | 15 | | 10 | 15 | |

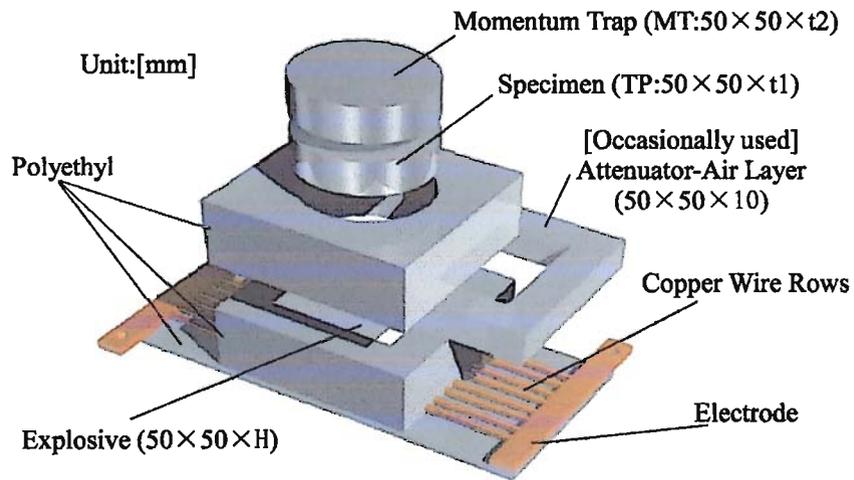


Fig.2.2 Schematics of Assembly for Recovery of Explosively Precompressed Specimen Circular Plate

第三章 数値解析

数値解析には衝突・衝撃現象の解析に実績のある AUTODYN-3D™ を用いて解析を行った。座標系は Euler 及び Lagrange とし、応力波の発生状況を確認するために破壊則は設定しなかった。座標系：Euler/Lagrange のように違う座標系を組み合わせた解析の場合、相互作用を設定する必要がある。本研究では、Automatic としている。

Lagrange 座標を使用した場合、AUTODYN-3D™ ではパーツ同士が相互作用する指標として、Gap Size というものがある。Gap Size とは、各パーツの表面がこの Gap Size よりも接近したとき、パーツ同士の相互作用が計算される。本研究は、モーメンタム・トラップ法という手法を採用している。モーメンタム・トラップ法では、供試体と表層体が面タッチしていることが前提としてあるので、これを数値シミュレーションで再現するために上記の Gap Size 分の隙間を供試体と表層体の間に設けなければならない。もし、この設定をしていない場合は、Lagrange 座標で設定したパーツ同士の相互作用が働かず、部材同士がすり抜けてしまいか、解析自体が回らなくなってしまう。

材料物性値については AUTODYN-3D™ に登録されている材料データベースのものを用いた。Fig. 3.1 に解析での直接爆薬法での材料の配置図を示す。また、衝撃波緩衝材を設置した解析図を Fig.3.3 に示す。

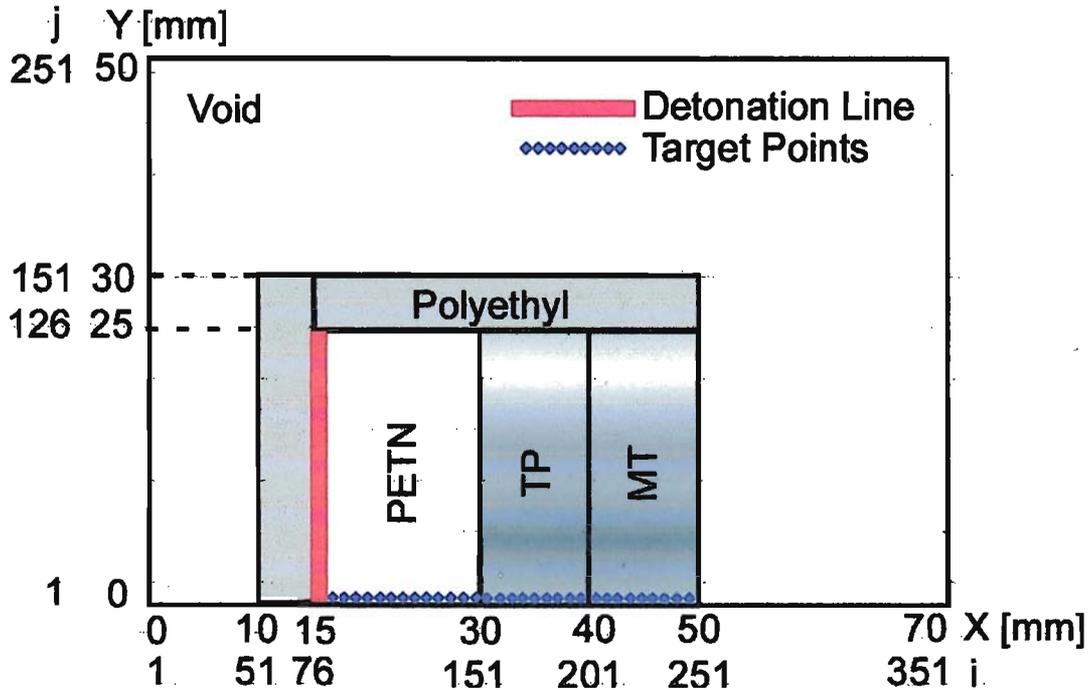


Fig. 3.1 Schematic of Basic Arrangement for Numerical Simulations

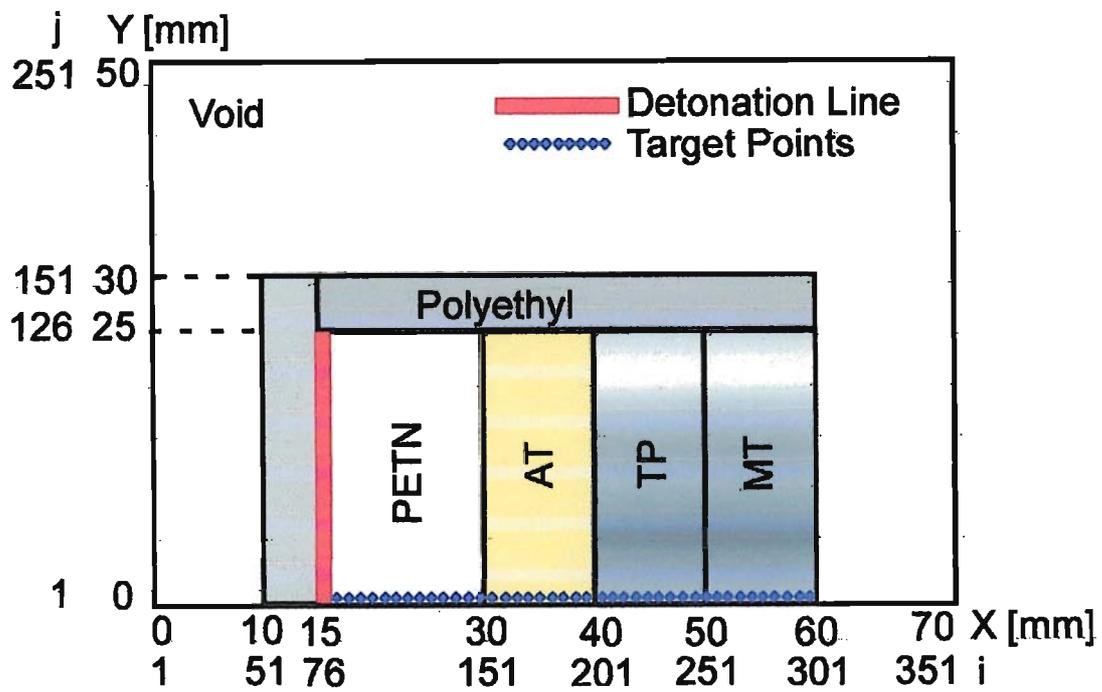


Fig. 3.1 Schematic of Arrangement for Numerical Simulations Inserting Attenuator

3.1 衝撃波緩衝材(空気層)厚さの決定

数値解析を行うことで、事前に材料内部での応力波がどのように伝播しているのかを知ることが出来る。本研究では、金属円筒の爆発分裂挙動の研究との関連させるために、昨年度から衝撃波緩衝材として空気層を爆薬と試験片の間に挿入した実験を行っている。この空気層の厚さを変化させることで、供試体円板中を透過する衝撃波強さを調節することに成功したのだが、この衝撃波緩衝材の厚さは、この数値解析を実施して決定した。

まず、金属円筒の爆発分裂挙動の研究では、SUS304 材と A5053 材を主に採用し実験を行ってきた。実験装置を Fig.3.1.1 に示す。起爆方法は、円筒軸中心に配された銅細線に衝撃大電流を流すことにより、銅細線を一斉起爆させるものである。こうすることで、金属円筒を一樣膨張させることに成功している。また、爆発力を調節するために、円筒内部に装填する PETN 爆薬の直径を SUS304 材では、 $\phi 38[\text{mm}]$, $\phi 16[\text{mm}]$, $\phi 13[\text{mm}]$ 、A5053 材では $\phi 39[\text{mm}]$, $\phi 16[\text{mm}]$, $\phi 8[\text{mm}]$ のそれぞれ 3 種類の実験を実施した。円筒の解析の設置図を Fig.3.1.3 に示す。

ここで、本研究では爆発分裂エネルギーの評価をするために、限界開口変位 δ_c が破断延性 ϵ_f と比例関係にあると仮定した上で、爆発分裂エネルギーの指標となるものを計算している。詳細は、第 5 章を参照していただきたい。

金属円筒爆発分裂挙動の研究では、爆発力を調節するために爆薬径を変化させているため、円筒部材に負荷させる衝撃圧縮応力波は変化する。このため、本研究でも前述のものに対応させて供試体円板に透過させる衝撃圧縮応力波の強さを調節する必要があった。爆薬径 $\phi 38[\text{mm}]$, $\phi 16[\text{mm}]$ の SUS304 円筒部材に負荷する応力波の時間履歴 Fig.3.1.3, Fig.3.1.4 にそれぞれ示す。爆薬径 $\phi 38[\text{mm}]$, $\phi 16[\text{mm}]$ がそれぞれ直接爆薬法、衝撃波緩衝材挿入のものに対応するように空気層厚さを決定した。決定法は、爆薬径が小さくなることで円筒部材に負荷させる圧縮応力の減衰率を合わせるというものである。この圧縮応力の値は最大圧縮応力ではないことに注意してもらいたい。Fig.3.1.6 に示すように供試体(図中 TP)に達した応力波は、直ちに減衰しながら TP 中を図中右へ進行する。そして減衰した後、応力波はほぼ同じピークをとっている。本研究ではこれを透過した圧縮応力の値として空気層厚さを決定した。

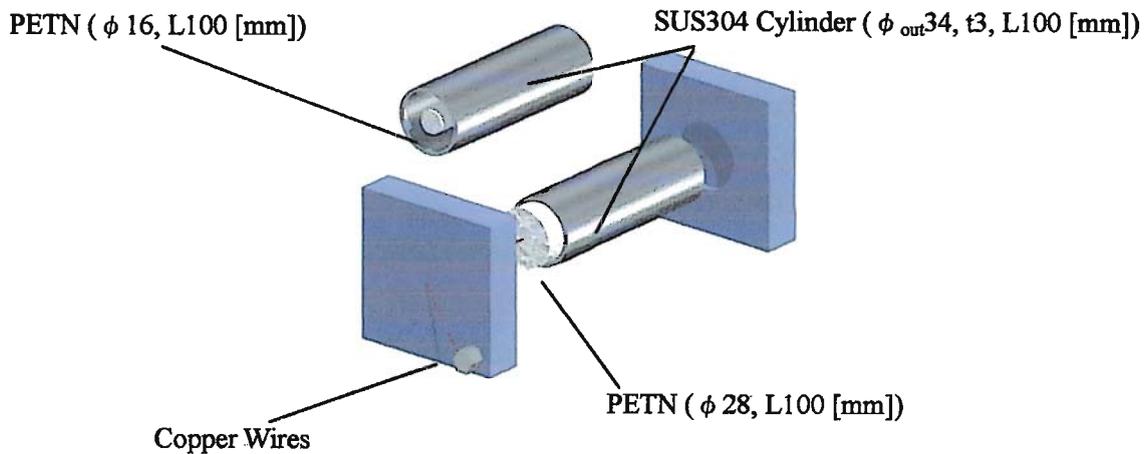


Fig.3.1.1 Schematic of Test Assembly Uniform Exploding Cylinder

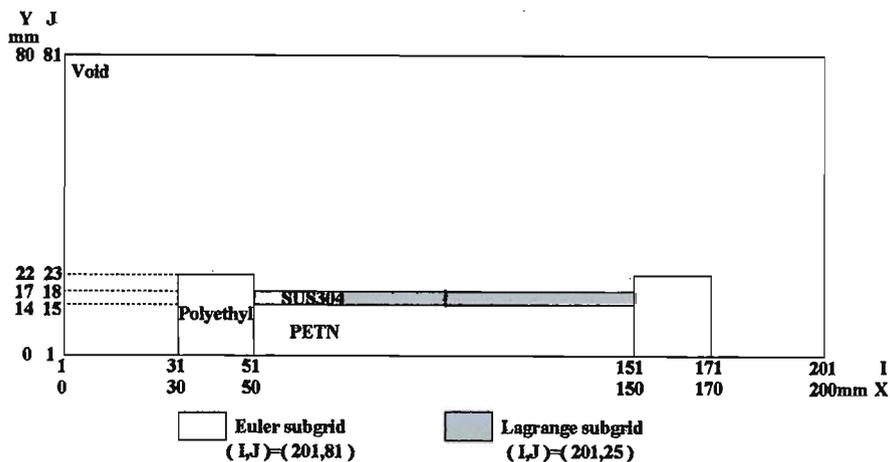


Fig.3.1.3 Calculation Mesh for AUTODYN-3D (SUS304 ϕ_{out} =34mm、t=3mm、PETN ϕ =38mm)

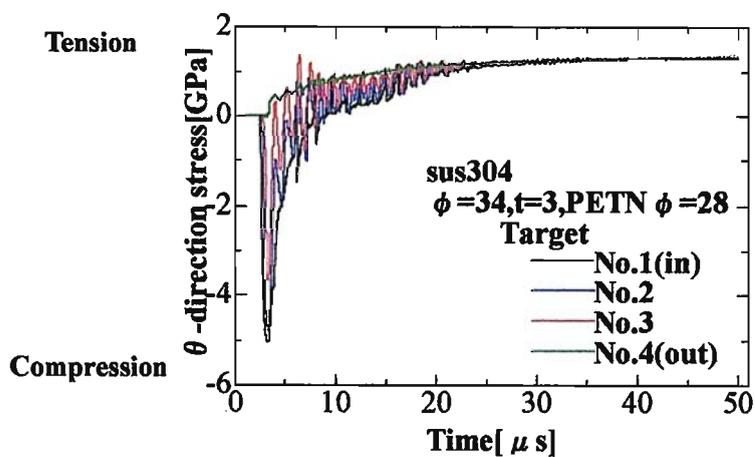


Fig.3.1.3 θ -Direction Stress Time-histories in Parts of a Cylinder Body PETN ϕ 38[mm]

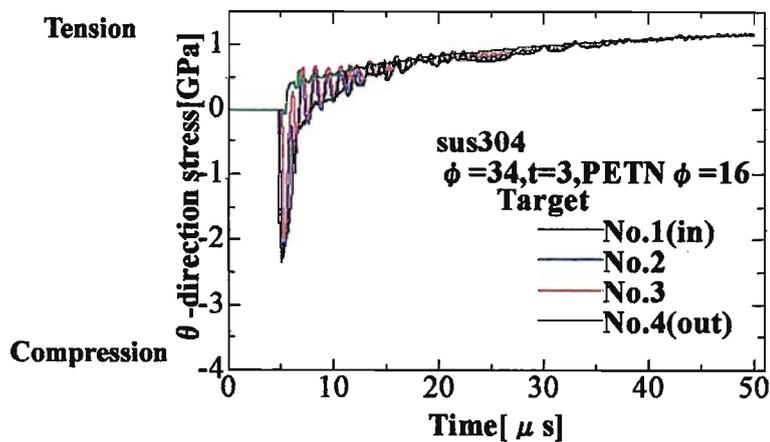


Fig.3.1.4 θ -Direction Stress Time-histories in Parts of a Cylinder Body PETN ϕ 16[mm]

Fig.3.1.3, Fig.3.1.4 から SUS304 円筒部材に透過したそれぞれの最大圧縮応力と、その減衰率を Table3.1.1 に示す。

Table3.1.1 Analytic Results of Maximum Values of Precompressional Shock Wave SUS304

| ϕ 38 最大応力[GPa] | ϕ 16 最大応力[GPa] | ϕ 減衰率[%] |
|---------------------|---------------------|---------------|
| 5.037 | 3.345 | 53.4 |

Table3.1.3 より、SUS304 材の空気層厚さを決定する。直接爆薬法の解析結果を Fig.3.1.5 に示す。二つの空気層厚さ 5[mm], 10[mm]のモデルの解析を実施した。それらの結果を、Fig.3.1.6, Fig.3.1.7 に示す。

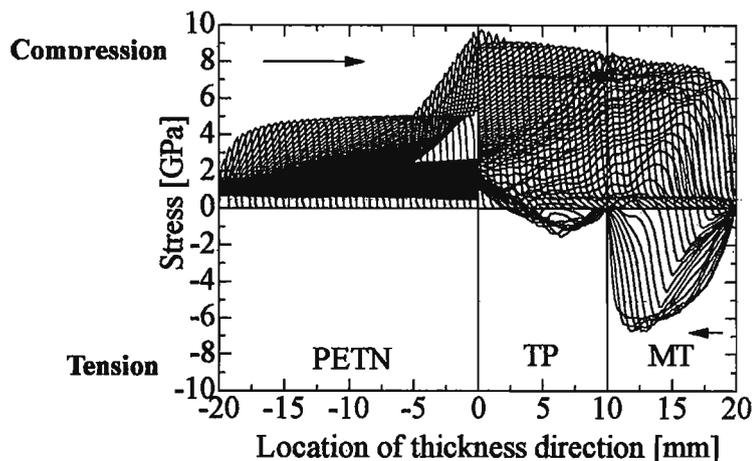


Fig.3.1.5 Numerical Time-histories of Stress Distribution for SUS304 TP10/MT10(0-10 μ s)

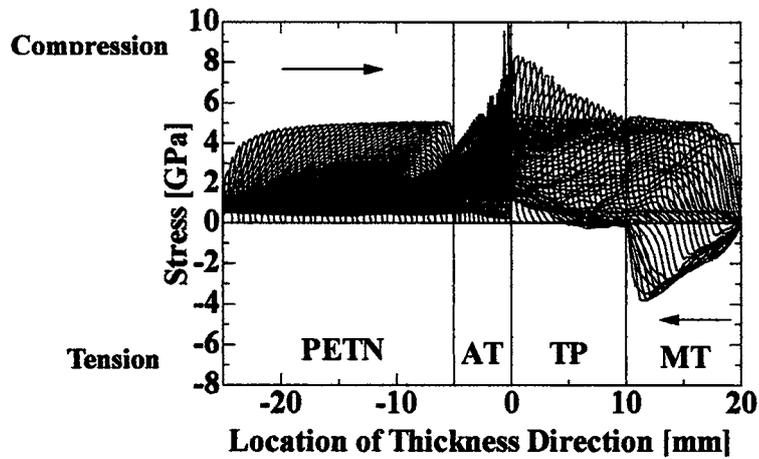


Fig.3.1.6 Numerical Time-histories of Stress Distribution for SUS304 TP10/MT10/AT5(0-30 μ s)

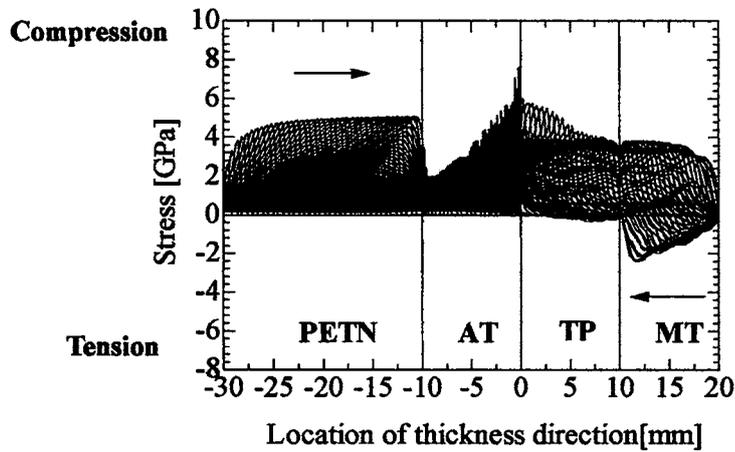


Fig.3.1.7 Numerical Time-histories of Stress Distribution for SUS304 TP10/MT10/AT10(0-14.1 μ s)

Fig.3.1.5, Fig.3.1.6, Fig.3.1.7 より供試体円板中に透過した最大圧縮応力と減衰率を Table3.1.3 に示す。

Table3.1.3 Analytic Results of Estimated Values of Precompressional Shock Wave SUS304

| | 直接爆薬法 | AT5[mm] | AT10[mm] |
|-------------|-------|---------|----------|
| 最大圧縮応力[GPa] | 9.73 | 5.43 | 3.93 |
| 減衰率[%] | 0 | 45.6 | 59.7 |

減衰率を比較したところ、空気層を 10[mm]挿入した方が円筒の場合の減衰率と近いことから、SUS304材の場合の空気層は 10[mm]とした。

次に、爆薬径 $\phi 39$ [mm], $\phi 16$ [mm]の A5053 円筒部材に負荷する応力波の時間履歴 Fig.3.1.8, Fig.3.1.9 にそれぞれ示す。

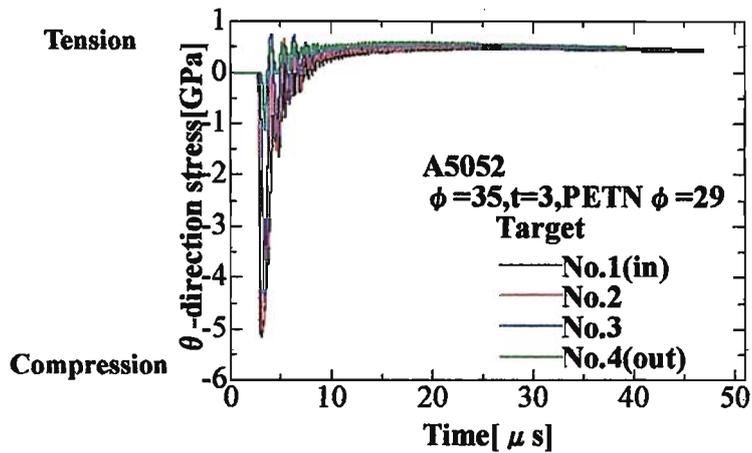


Fig.3.1.8 θ -Direction Stress Time-histories in Parts of a Cylinder Body PETN $\phi 39$ [mm]

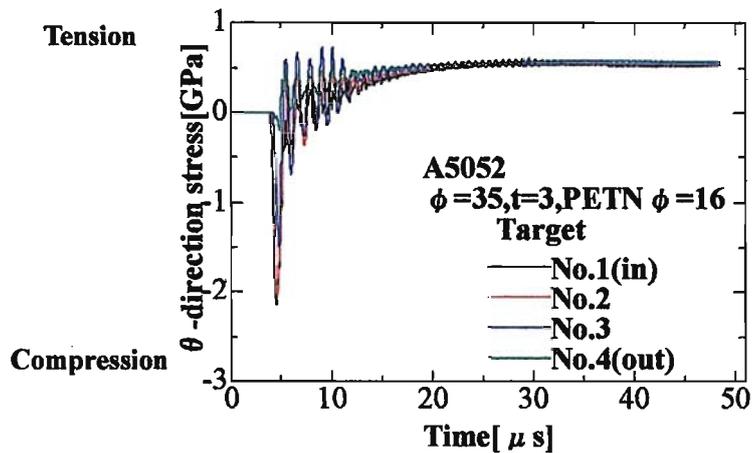


Fig.3.1.9 θ -Direction Stress Time-histories in Parts of a Cylinder Body PETN $\phi 16$ [mm]

Fig.3.1.8, Fig.3.1.9 から A5053 円筒部材に透過したそれぞれの最大圧縮応力と、その減衰率を Table3.1.3 に示す。

Table 3.1.3 Analytic Results of Estimated Values of Precompressional Shock Wave A5053

| $\phi 38$ 最大応力[GPa] | $\phi 16$ 最大応力[GPa] | 減衰率[%] |
|---------------------|---------------------|--------|
| 5.161 | 3.155 | 58.3 |

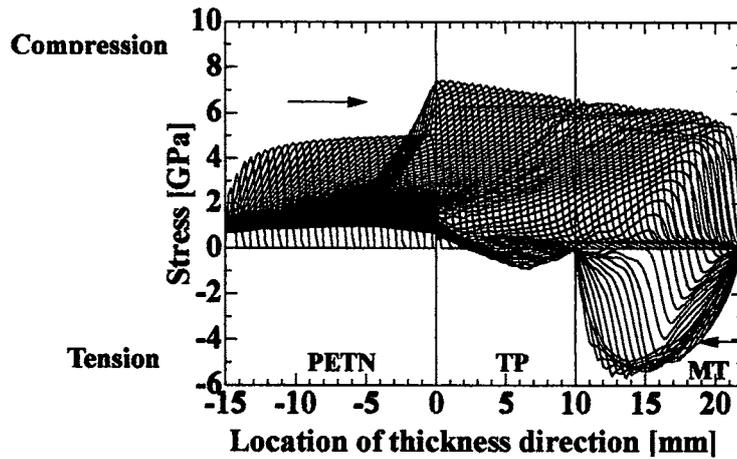


Fig.3.1.10 Numerical Time-histories of Stress Distribution for A5053 TP10/MT13(0-10 μ s)

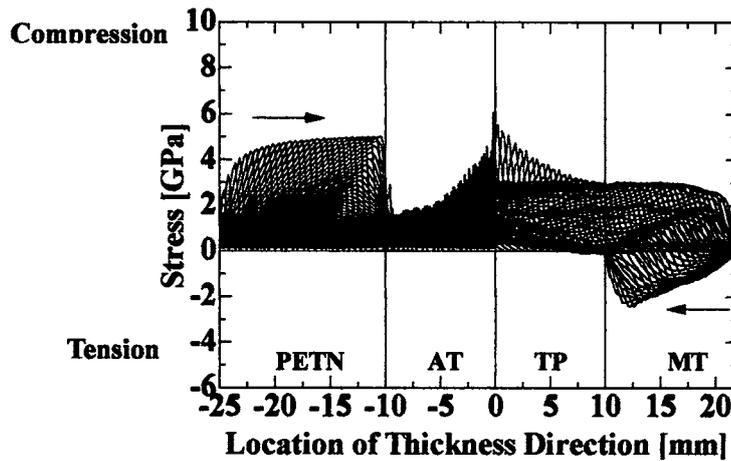


Fig.3.1.10 Numerical Time-histories of Stress Distribution for A5053 TP10/MT13/AT10(0-14.8 μ s)

Fig.3.1.9, Fig.3.1.10 からそれぞれの透過した圧縮応力と減衰率を Table3.4 に示す。

Table3.1.4 Analytic Results of Maximum Values of Precompressional Shock Wave SUS304

| | 直接爆薬法 | AT10[mm] |
|-------------|-------|----------|
| 最大圧縮応力[GPa] | 7.43 | 3.01 |
| 減衰率[%] | 0 | 59.4 |

SUS304 材の場合の経験を活かし空気層 10[mm]の場合の解析をやってみると、Table3.1.3, Table3.1.4 より減衰率が極めて近い値をとったため、この空気層厚さを採用した。

3.2 解析結果

A2017-T4, SUS304, A5052 の直接爆薬法・衝撃波緩衝材設置モデルの二つの衝撃は強さに
 対して、それぞれ代表的な解析結果を示す。Fig.3.2.1, Fig.3.2.2, Fig.3.2.3

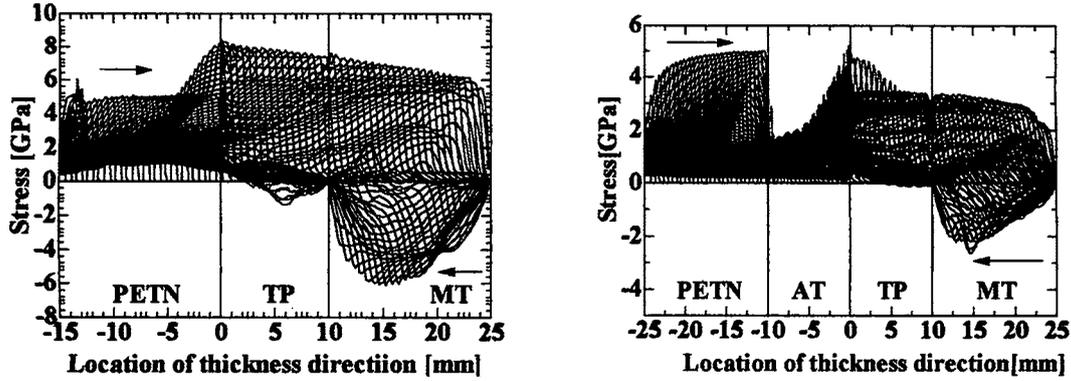


Fig.3.2.1 Typical Numerical Time-histories of Stress Distribution A2014-T4

TP10/MT15&TP10/MT15/AT10

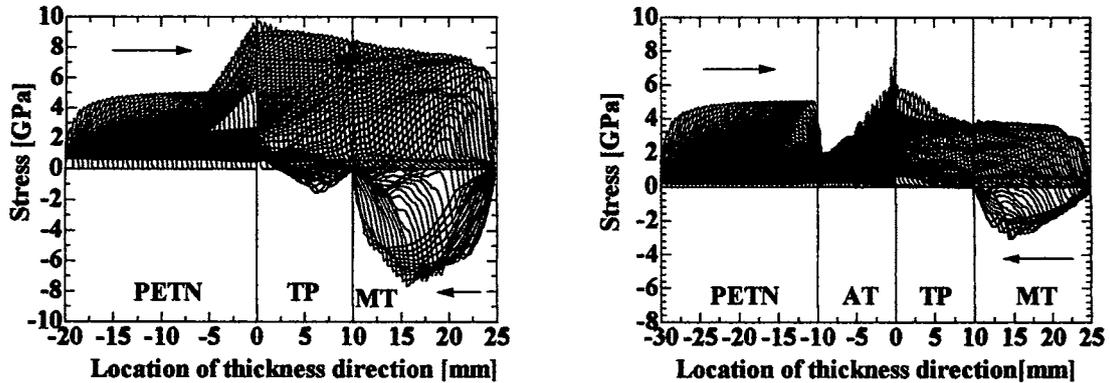


Fig.3.2.2 Typical Numerical Time-histories of Stress Distribution SUS304

TP10/MT15&TP10/MT15/AT10

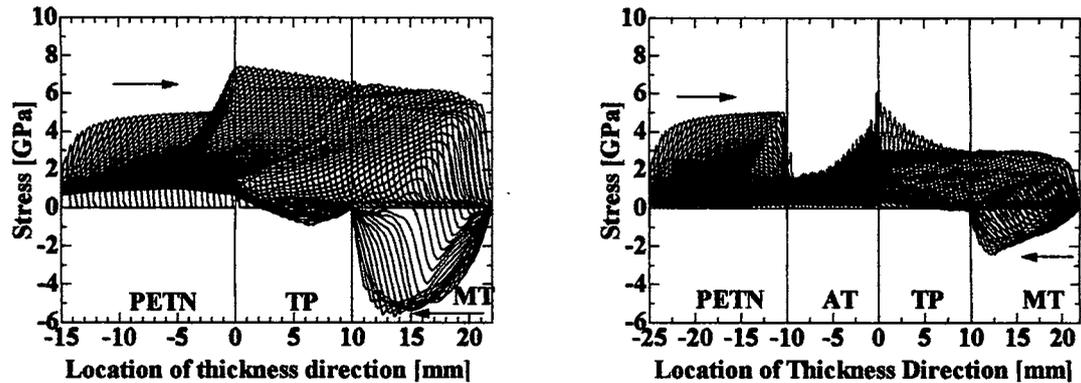


Fig.3.2.3 Typical Numerical Time-histories of Stress Distribution A5052

TP10/MT12&TP10/MT12/AT10

4. 力学特性変化評価試験

本研究では、評価試験としてマイクロビッカース硬度、引張試験、圧縮試験を実施した。

4.1 ビッカース硬度試験

爆破実験後回収した供試体円板を、円板軸中心を通るように半分に切断し、その断面の硬度をマイクロビッカース硬度試験機を用いて、硬度測定試験を実施した。

ビッカース硬さとは、対面角が 136 度の正四角錐のダイヤモンド圧子を用い、ある一定荷重で試験面を押し付けたとき、生じた永久くぼみの表面積で荷重を除した商である。

ビッカース硬さは、以下の式で定義されている。

以上の式を用いて Hv を算出した。

衝撃波が供試体円板を均一に透過したという仮定の下で実験を行った。サンプリングは、供試体円板断面の軸中心の所から軸方向に 1[mm]間隔、半径方向に 5[mm]間隔で行った。その図を、Fig.4.1.1 に示す。

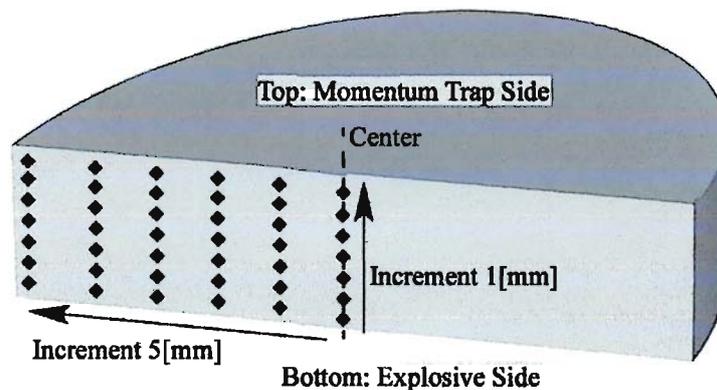


Fig.4.1.1 Sematics of Measurement Points for Vickers Hardness at Cross Section of Specimen Circular Plate

A2017-T4, SUS304, A5052 の実験結果を Table4.1.1, Table4.1.2, Table4.1.3 に示す。またそれらの代表的な図を Fig.4.1.1, Fig.4.1.2, Fig.4.1.3 に示す。

Table4.1.1 Increase Ratio for All Average Values of Vickers Hardness Compared Virgin
A2017-T4&A2017-T4 AT-attached ,

| 実験名 | Hvm | 硬度上昇[%] |
|----------------|-----|---------|
| Virgin | 144 | - |
| □TP5MT5 | 159 | 10.03 |
| □TP5MT10 | 168 | 16.26 |
| □TP5MT15 | 178 | 23.06 |
| □TP10MT5 | 170 | 18.11 |
| □TP10MT10 | 179 | 23.86 |
| □TP10MT15 | 171 | 18.68 |
| □TP15MT5 | 172 | 19.48 |
| □TP15MT10 | 179 | 23.70 |
| □TP15MT15 | 173 | 19.71 |
| □TP10MT10/AT10 | 162 | 12.29 |
| □TP10MT15/AT10 | 158 | 9.22 |
| □TP15MT10/AT10 | 154 | 6.78 |
| □TP15MT15/AT10 | 155 | 7.42 |

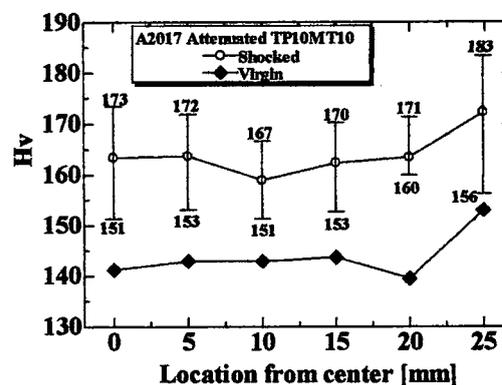
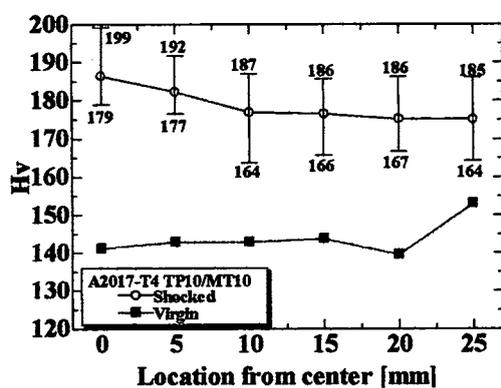


Fig.4.1.1 Typical Vickers Hardness Distribution in the cross section of Recovered Specimen
A2017-T4 TP10/MT10 & A2017-T4 TP10/MT10/AT10

Table4.1.2 Increase Ratio for All Average Values of Vickers Hardness Compared Virgin

SUS304 & SUS304 AT-attached

| 実験名 | Hvm | 上昇率[%] |
|-----------------|-----|--------|
| Virgin | 238 | - |
| □TP10/MT10 | 305 | 28 |
| □TP10/MT15 | 326 | 37 |
| □TP15/MT15 | 319 | 34 |
| □TP10/MT15 No.2 | 374 | 58 |
| □TP15/MT10 | 408 | 72 |
| □TP10/MT10/AT10 | 310 | 30 |
| □TP10/MT15/AT10 | 297 | 25 |
| ▣TP15/MT10/AT10 | 426 | 79 |
| ▣TP15/MT15/AT10 | 341 | 44 |

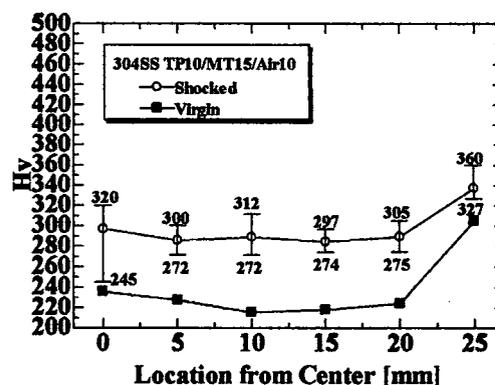
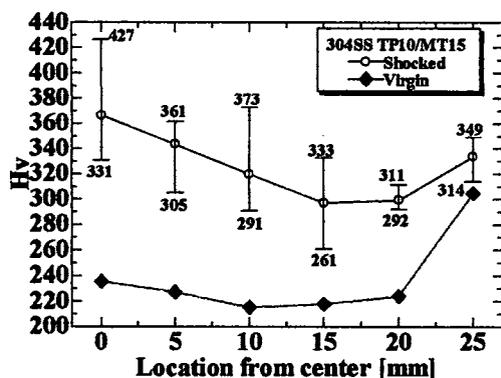


Fig.4.1.2 Typical Vickers Hardness Distribution in the cross section of Recovered Specimen
SUS304 TP10/MT15 & SUS304 TP10/MT15/AT10

Table4.1.3 Increase Ratio for All Average Values of Vickers Hardness Compared Virgin

A5052 & A5052 AT-attached

| 実験名 | Hvm | 上昇率[%] |
|-----------------|-----|--------|
| Virgin | 83 | - |
| ▣TP10/MT12 | 90 | 9.0 |
| ▣TP10/MT12/AT10 | 89 | 7.9 |

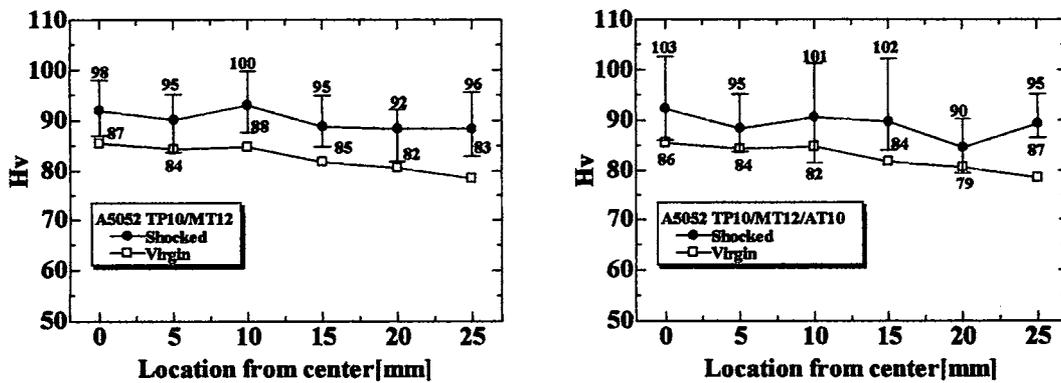


Fig.4.1.3 Vickers Hardness Distribution in the cross section of Recovered Specimen

A5052 TP10/MT12 & A5052 TP10/MT12/AT10

Vickers 硬度試験についての考察

全体として、衝撃波通過材は処女材に対して全て硬度上昇が確認できた。当初の予想では、衝撃波が側面からの希薄波の影響を受けにくい円板軸中心の位置の硬度が一番上昇すると考えていた。しかし、確かにその傾向がある供試体も存在したが、大半はそうではなかった。

A2017-T4・SUS304・A5052 三種類の材料を用いてそれぞれ直接爆薬法・衝撃波緩衝材を設置した実験、計6種類を行ったが、それぞれの材料で硬度上昇度は、様々である。各実験の平均値を Table4.1.8.1 に示す。

Table4.1.8.1 Vickers Hardness Summary of Average Data for All Specimen

| Test Name | HvM |
|-------------|-----|
| A2017-T4 Di | 172 |
| A2017-T4 AT | 157 |
| SUS304 Di | 346 |
| SUS304 AT | 343 |
| A5052 Di | 90 |
| A5052 AT | 89 |

Table4.1.8.1 より全ての材料で、直接爆薬法のほうが衝撃波設置モデルよりも硬度が大きくなっている事が分かる。このことより、供試体を透過する衝撃波の強さによって供試体に及ぼす影響が変化していることが言える。それぞれの材料によって衝撃波によって与えられる影響は、様々な様である。

4.2 引張試験

引張試験により、得られる情報は多い。本研究において最も重要な目的は、金属材料の衝撃波透過前後における力学特性変化を定量的に把握することである。この項では、引張試験を実施することによって得られる、引張強度 σ_B 、破断伸び λ 、絞り Φ 、そして絞りから算出される破断延性 ϵ_f について処女材と衝撃波通過材とのそれらを比較検討した。

Fig.4.2.1 に示すのが、本研究で使用したミニチュア引張試験片である。衝撃波通過後の試験片円板から切り出したため、寸法はかなり小さい物(総長 $L:34[\text{mm}]$ 、平行部 $\delta:5[\text{mm}]$ 、標点間距離 $l_0:3[\text{mm}]$ 、直径 $\Phi:2[\text{mm}]$)となっている。本年の実験では、試験片円板の厚さは、 $10[\text{mm}]$ 、 $15[\text{mm}]$ の二種類としている。厚さ $15[\text{mm}]$ の場合は、衝撃波通過後も引張試験片を切り出すのに厚さは十分あるため、Fig.4.2.2 に示す様に2本のミニチュア引張試験片を切り出すことに成功した。このことによって、1枚の試験片円板から2種類のデータを得ることが出来る。それは、爆薬側から取った試験片は、円板側面からの希薄波の干渉をほぼ受けずに初期衝撃圧縮波が透過した影響が強く残っている物で、もう一本のモーメント・トラップ円板側から取った試験片は、上記のものとは逆に、希薄波の影響があり、さらに試験片透過中の減衰による初期衝撃圧縮波のピークが小さくなっている物であると考えられる。

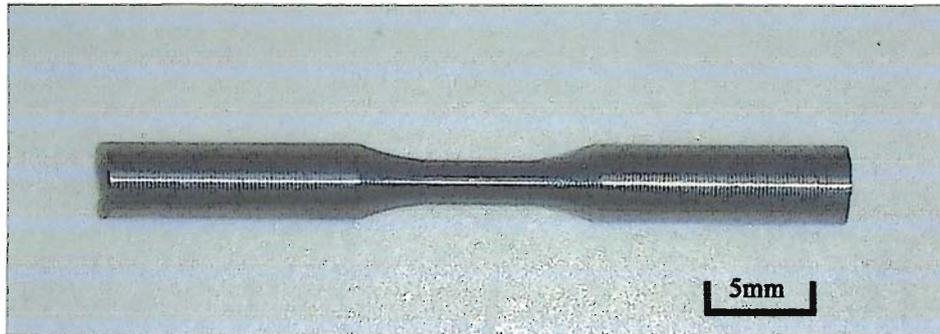


Fig.4.2.1 Typical Photograph of Tensile Specimen Mchined from Recovered Specimen Circular Plate

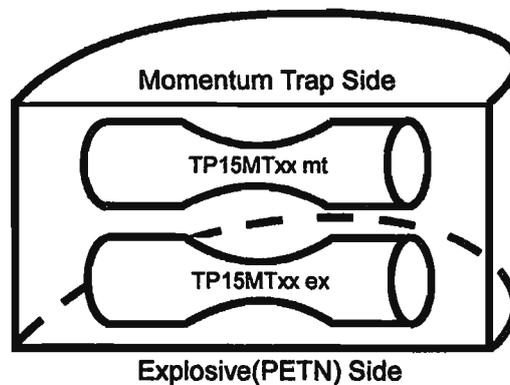


Fig.4.2.2 Schematics of Extracting Tensile Specimens

実験方法

Shimadzu の試験機 AUTOGRAPH(10 k N)を用いて引張試験を行った。実験をする際に引張速度を設定する必要がある。これに関しては、JIS 規格に則った。

以下、JIS Z 2241 より引用。

引張強さ、破断伸び又は絞りの測定を行う場合で、上降伏点、下降伏点又は耐力の測定を必要としない場合には、日本工業規格の材料規格における引張強さの規定値に相当する力の 1/2 の力までは便宜の速度力を加えても良いが、1/2 の力を超えた後の試験片平行部のひずみ増加率は、鋼において 20~50%/min, アルミニウム及びその合金においては 50%以下となる速度で引張るものとする。

以上引用終わり。

σ_B , Φ , ε_f , λ は以下のようにして測定・算出した。

・ σ_B (Tensile Strength):

実験前に試験片直径を測定(5 回)し、試験片にかかった最大荷重を原断面積で除した値 $\sigma_B = F_{\max} / A_0$ (F_{\max} :最大荷重[N], A_0 :原断面積[mm²]) (4.2.1)

・ Φ (Reduction of Area):

引張試験後試験片は破断するのでそれらを A, B とし、実験後の直径断面を評価するのに A, B それぞれ光学顕微鏡を用いて 5 回ずつ直径を測定した。故に、実験後の試験片の断面は、それらの平均値を取って評価した。絞りは、実験前後の引張試験片平行部の断面積変化なので、以下の式で求める。

$$\phi = \frac{(A_0 - A)}{A_0} \quad (A_0: \text{原断面積}, A: \text{実験後の断面積}, \% \text{表示なら百倍}) \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot (4.2.2)$$

・ ε_f (Fracture Ductility):

上で求めた絞り Φ から、破断ひずみ ε_f が以下の式で算出される。

$$\varepsilon_f = \ln\left(\frac{1}{1-\phi}\right) \quad (\Phi: \text{絞り値}) \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot (4.2.3)$$

・ λ (Elongation):

本研究では、標点間距離を 3[mm]と設定している。印としてビッカース圧痕を 5 点ずつ付けて、実験前後の距離を光学顕微鏡を用いて測定した。破断後の 2 本の試験片は出来るだけ付き合わせて測定したが、隙間 δ が出来てしまうため、その分を差し引いたものが l_1 である。

$$\lambda = \frac{(l_1 - l_0)}{l_0} \quad (l_1: \text{実験後の標点間距離}, l_0: \text{実験前の標点間距離}, \% \text{表示なら百倍}) \cdot \cdot (4.2.4)$$

A2017-T4, SUS304, A5052 の実験結果を Table4.2.1, Table4.2.2, Table4.2.3 に示す。またそれらの平均値で評価した図を Fig.4.2.3, Fig.4.2.4, Fig.4.2.5 に示す。

Table 4.2.3 All Experimental Results of Tensile Test for A2017-T4 & A2017-T4 AT-attached

| Test Name | s_B [MPa] | f [%] | λ [%] |
|--------------------|-------------|---------|---------------|
| Virgin | 429.2 | 29.09 | 21.33 |
| □TP10/MT10 | 517.6 | 14.94 | 11.67 |
| □TP10/MT15 | 489.0 | 10.65 | 8.33 |
| □TP15/MT 5 ex | 491.0 | 4.55 | 4.67 |
| □TP15/MT10 ex | 529.8 | 13.43 | 11.33 |
| □TP15/MT10 mt | 508.6 | 13.48 | 10.33 |
| □TP15/MT15 ex | 495.5 | 6.20 | 5.67 |
| □TP15/MT15 mt | 475.1 | 7.86 | 8.00 |
| □TP10/MT10/AT10 | 479.1 | 19.58 | 13.17 |
| □TP10/MT15/AT10 | 475.6 | 18.57 | 13.67 |
| □TP15/MT10/AT10 ex | 470.8 | 13.15 | 15.58 |
| □TP15/MT10/AT10 mt | 462.9 | 19.17 | 14.67 |
| □TP15/MT15/AT10 ex | 490.5 | 12.02 | 18.67 |
| □TP15/MT15/AT10 mt | 465.8 | 20.26 | 11.17 |

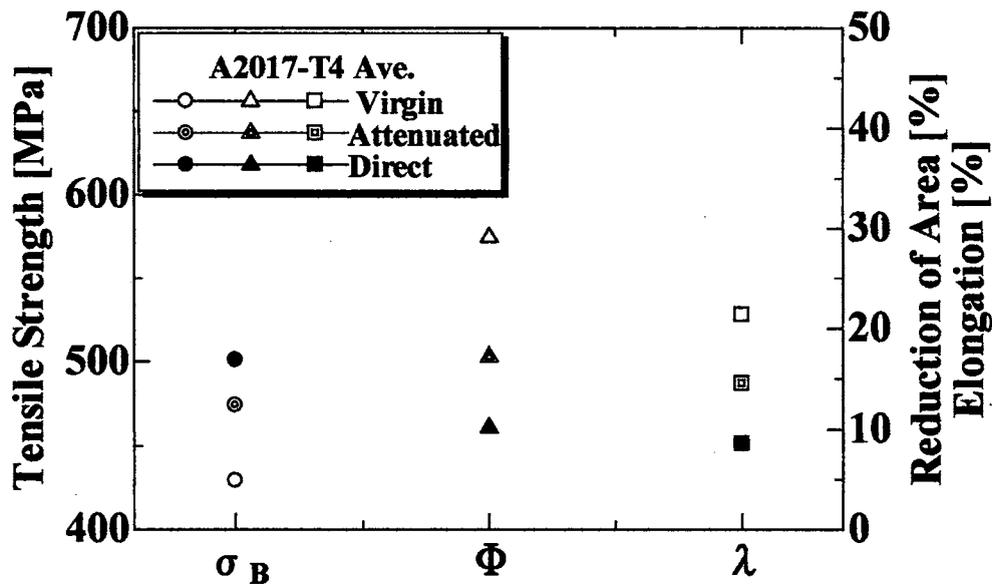


Fig.4.2.3 Comparison of A2017-T4 All Average Data between Virgin, Direct and AT-attached

Table 4.2.4 All Experimental Results of Tensile Test for SUS304 & SUS304 AT-attached

| Test Name | s_B [MPa] | f [%] | λ [%] |
|--------------------|-------------|---------|---------------|
| Virgin | 698.1 | 43.91 | 60.17 |
| □TP10/MT10 | 913.4 | 32.41 | 21.00 |
| □TP15/MT15 ex | 925.5 | 30.79 | 14.50 |
| □TP15/MT15 mt | 907.7 | 34.29 | 36.00 |
| □TP10/MT15 | 830.5 | 40.32 | 51.63 |
| □TP15/MT10 ex | 823.8 | 41.00 | 40.73 |
| □TP15/MT10 mt | 804.3 | 39.63 | 46.60 |
| □TP10/MT10/AT10 | 810.4 | 53.60 | 77.40 |
| ▣TP10/MT15/AT10 | 766.9 | 43.58 | 55.87 |
| ▤TP15/MT10/AT10 ex | 780.8 | 45.96 | 73.07 |
| ▥TP15/MT10/AT10 mt | 777.2 | 52.20 | 73.03 |
| ▧TP15/MT15/AT10 ex | 765.7 | 42.93 | 60.37 |
| ▨TP15/MT15/AT10 mt | 754.8 | 45.36 | 66.63 |

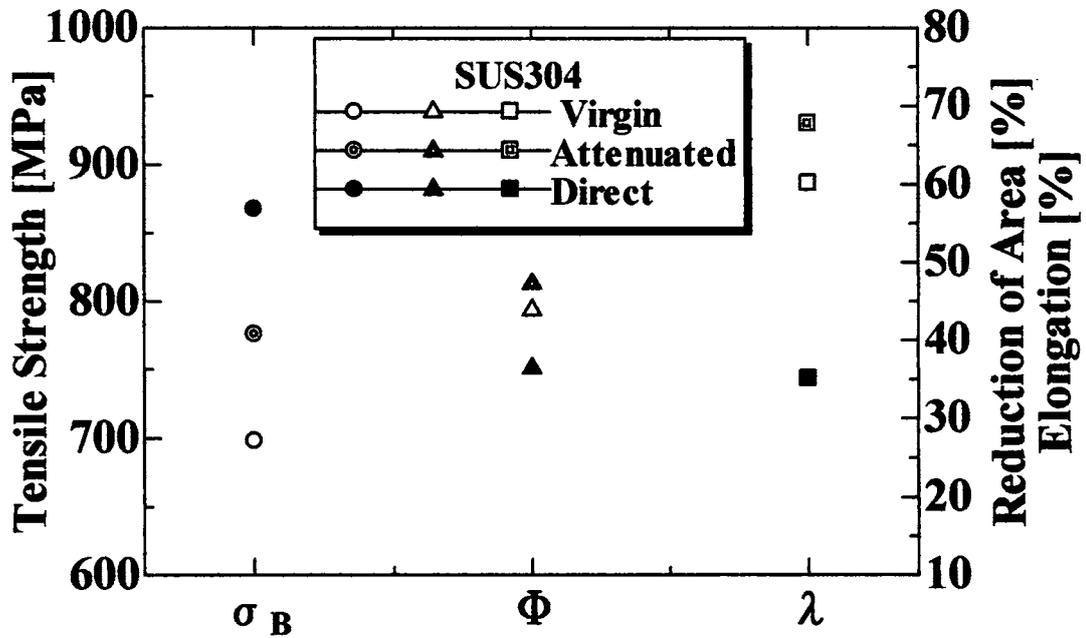


Fig.4.2.4 Comparison of SUS304 All Average Data between Virgin, Direct and AT-attached

Table 4.2.5 All Experimental Results of Tensile Test for A5052 & A5052 AT-attached

| Test Name | σ_B [MPa] | f [%] | λ [%] |
|------------------------|------------------|---------|---------------|
| 26 Virgin no1 | 216.4 | 68.54 | 43.13 |
| 27 Virgin no2 | 218.9 | 55.35 | 37.17 |
| 28 Virgin no3 | 215.9 | 57.93 | 51.90 |
| 29 Virgin no4 | 215.4 | 56.84 | 45.43 |
| Virgin Ave.(No.2-No.4) | 216.7 | 56.71 | 44.83 |
| 30 TP10MT12 | 250.5 | 50.24 | 24.13 |
| 31 TP10MT12at | 243.4 | 43.72 | 23.83 |

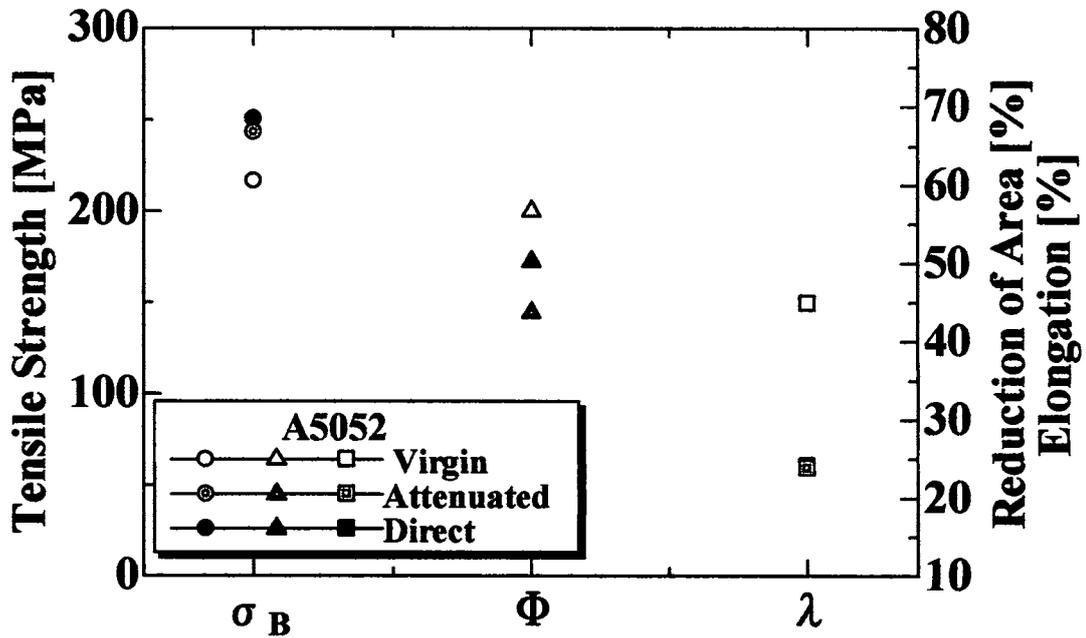


Fig.4.2.5 Comparison of A5052 All Average Data between Virgin, Direct and AT-attached

引張試験結果についての考察

A2017-T4, SUS304, A5052 の三種類の材料について、直接爆薬法と衝撃波緩衝材設置モデルの引張試験を実施したが、その結果は、それぞれの材料で特徴がある。共通していることと言えば、引張強度が処女材と比較して上昇していることである。さらに、その上昇度は衝撃波緩衝材設置モデルよりも直接爆薬法のほうが大きく上昇したという、衝撃波強さに比例した結果が出た。

3種類それぞれの材料の直接爆薬法と衝撃波緩衝材設置モデルの比較について議論する。

(□)A2017-T4

処女材、直接爆薬法、衝撃波設置モデルの引張強度・伸び・絞りの平均値を比較した図を Fig.4.2.8.1 に示す。A2017-T4 では、引張強度の上昇傾向は、衝撃波強さに比例し、延性低下傾向は、衝撃波強さに反比例している事が判明した。

(□)SUS304

処女材、直接爆薬法、衝撃波設置モデルの引張強度・伸び・絞りの平均値を比較した図を Fig.4.2.8.2 に示す。SUS304 では、先述した通り引張強度は供試体を透過した衝撃波強さに比例して大きくなっていた。延性の指標である伸び λ ・絞り ϕ は SUS304 のみ他の材料と違う傾向となった。直接爆薬法での衝撃波通過材の引張試験では、処女材よりも脆化していたのだが、衝撃波緩衝材設置モデルでは、伸び λ ・絞り ϕ 共に上昇していたのである。

(□)A5052

処女材、直接爆薬法、衝撃波設置モデルの引張強度・伸び・絞りの平均値を比較した図を Fig.4.2.8.3 に示す。A5052 も他の2材料同様衝撃波強さに比例して引張強度も上昇した。絞り ϕ については、衝撃波緩衝材設置モデルの方が直接爆薬法の場合よりも低下していた。伸び λ については、衝撃波緩衝材設置モデルのプロットと、直接爆薬法のプロットとほぼ同じ位置にいたので、脆化の度合いも同等であるといえる。

4.3 圧縮試験

当初、引張試験では、供試体から作成したミニチュア引張試験片が小さすぎるためひずみゲージを張る事が出来ず、計測出来なかった降伏応力を調べる目的で圧縮試験を実施した。圧縮試験では、降伏応力として 0.2%耐力 $\sigma_{0.2}$ (Proof Stress)を測定していたが、問題が発生した。それぞれの材料のヤング率を算出すると本研究の実験値は既知のヤング率の値よりも大幅に小さかったのである。この原因としては、試験片に設置する金属の剛性が不足していた事が挙げられる。事実、圧縮試験を実施しているうちに試験片に設置する金属が変形していた。このように、0.2%耐力 $\sigma_{0.2}$ の測定の信頼度は小さいものとなった。

そこで、この節では材料特性値である比例限度 σ_p (The Stress of at the point of Proportional Point)を求め、さらに、ひずみ 20[%]位置での測定し、その応力を改めて $\sigma_{0.2}$ (The Stress at the point of Strain 20 %)と定義した。

ミニチュア圧縮試験片は回収した供試体から Fig.4.3.1 の様にして切り出した。円板軸中心位置から3本採取し、それを中心から Center, Middle, Out と呼ぶことにした。寸法は、直径 5[mm], 高さ 7.5[mm]で直径と高さの比率が 2 : 3 となるようにした。また、実験前後の写真を Fig.4.3.2 に示す。

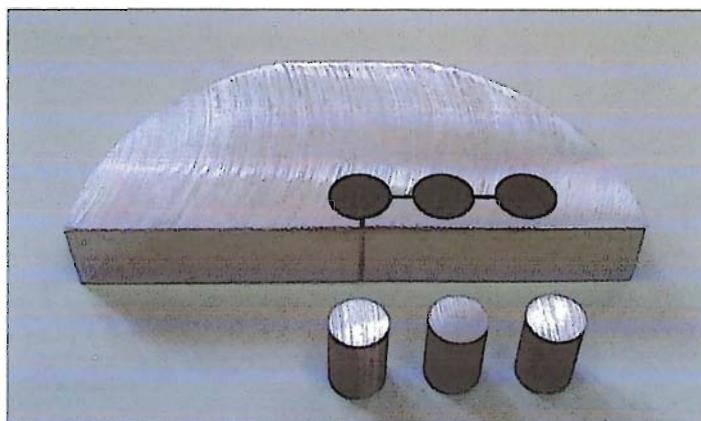


Fig.4.3.1 Typical Photograph of Machining Miniature Compressional Test Pieces from Recovery Specimen Circular Plate

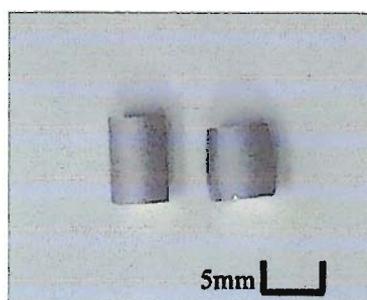


Fig.4.3.2 Typical Photograph of Compressional Miniature Test Piece, Comparing before Experiment and after A5052

A2017-T4

Table 4.3.1 All Average Data of Compressional Tests for A2017-T4 & A2017-T4 AT-attached

| Test Name | σ_p [MPa] | $\sigma_{0.2}$ [MPa] |
|------------------------|------------------|----------------------|
| Virgin | 198 | 526 |
| □ TP10/MT5 Ave. | 393 | 525 |
| □ TP10/MT10 Ave. | 415 | 568 |
| □ TP10/MT15 Ave. | 389 | 562 |
| □ TP15/MT10 Ave. | 371 | 544 |
| □ TP15/MT15 Ave. | 417 | 556 |
| □ TP10/MT10/AT10 Ave. | 350 | 613 |
| □ TP10/MT15/AT10 Ave. | 313 | 544 |
| □ TP15/MT10 /AT10 Ave. | 337 | 539 |
| □ TP15/MT15/AT10 Ave. | 328 | 541 |

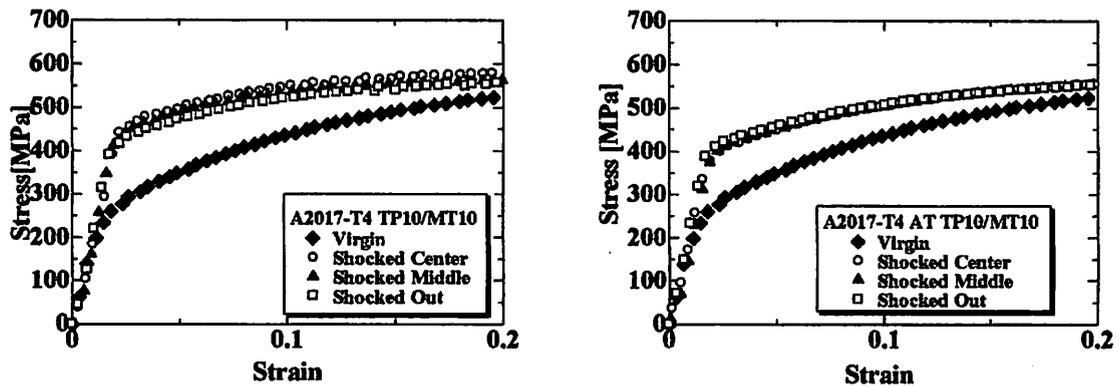


Fig. 4.3.3 Typical Stress-Strain Plots of A2017-T4 TP10/MT10 & A2017-T4 TP10/MT10/AT10

SUS304

Table4.3.2 All Average Data of Compressional Tests for SUS304 & SUS304 AT-attached

| Test Name | σ_p [MPa] | $\sigma_{0.2}$ [MPa] |
|---------------------|------------------|----------------------|
| Virgin | 300 | 738 |
| □TP10/MT10 Ave. | 515 | 974 |
| □TP10/MT15 Ave. | 613 | 1060 |
| □TP15/MT15 Ave. | 520 | 1010 |
| □TP10/MT15 no2 Ave. | 568 | 972 |
| □TP15/MT10 Ave. | 557 | 966 |
| TP10/MT10/AT10 Ave. | 364 | 829 |
| TP10/MT15/AT10 Ave. | 459 | 862 |
| TP15/MT10/AT10 Ave. | 354 | 794 |
| TP15/MT15/AT10 Ave. | 408 | 834 |

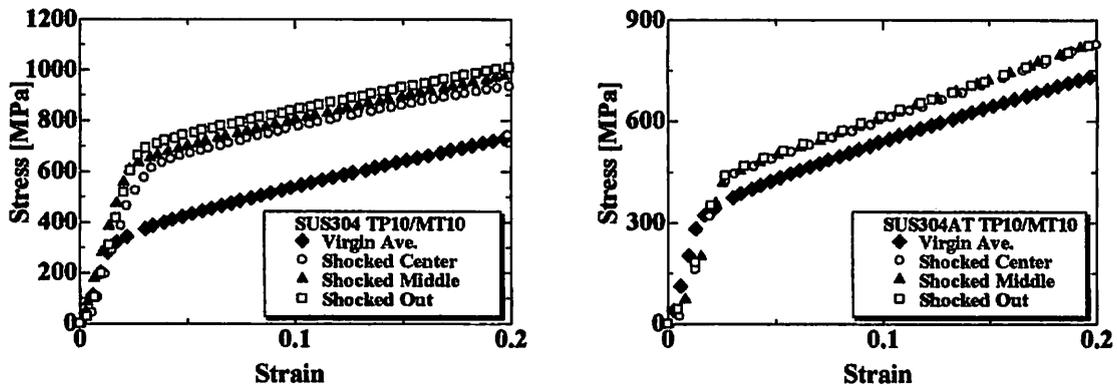


Fig.4.3.3 Typical Stress-Strain Plots of SUS304 TP10/MT10 & SUS304 TP10/MT10/AT10

A5052

Table4.3.3 All Average Data of Compressional Tests for A5052

| [MPa] | σ_p | $\sigma_{0.2}$ |
|---------------------|------------|----------------|
| Virgin | 118.7 | 240.9 |
| TP10/MT12 Ave. | 209.7 | 261.8 |
| TP10/MT12/AT10 Ave. | 156.4 | 259.1 |

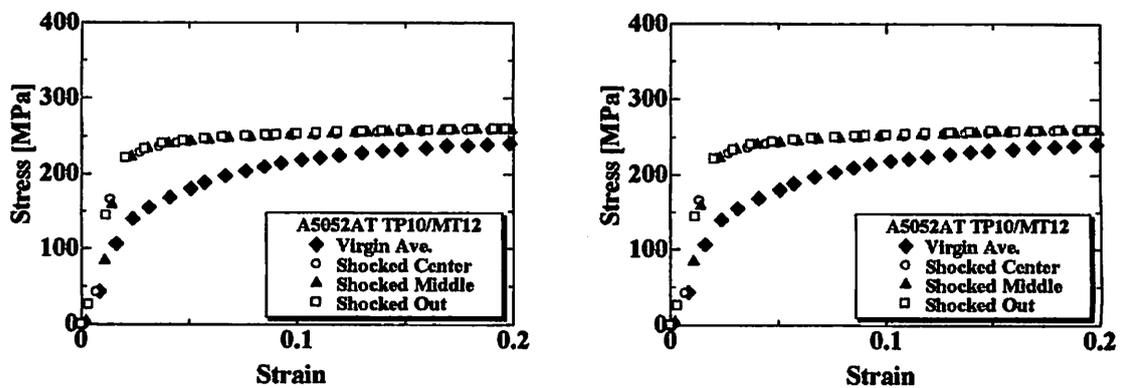


Fig.4.3.3 Typical Stress-Strain Plots of A5052 TP10/MT12 & A5052 TP10/MT12/AT10

圧縮試験結果についての考察

・ A2017-T4

直接爆薬法と衝撃波緩衝材設置モデルを比較して両者の違い、それぞれの特徴を列挙する。

- ・直接爆薬法では、ミニチュア圧縮試験片の採取位置によって差が見られたが、衝撃波緩衝材設置モデルではそれは無かった。

- ・衝撃波強さに反比例して加工硬化を示していた。すなわち、直接爆薬法ではある特定の応力値までは変位に比例して上昇し、その後は緩やかな加工硬化を示した。また、衝撃波緩衝材設置モデルでは、直接爆薬法とよりも小さな応力値まではひずみに比例して上昇した後、直接爆薬法と処女材の中間位の加工硬化を示した。その様子を Fig.4.3.7.1 に示す。

- ・直接爆薬法では、ひずみ 20%位置の応力値が Center, Middle の試験結果はほぼ同値を示し、Out の試験結果のみ Center, Middle よりも小さな値を取った。そして、供試体・表層体の厚さが大きくなればなるほどこの傾向が顕著に見られる。Out に関しては、処女材のとる値とほぼ変わらなかった。衝撃波緩衝材設置モデルではこのような事は無く、Center, Middle, Out の三本の試験結果はほとんど同じ値を示していて、処女材とも大した差は無かった。

直接爆薬法と衝撃波緩衝材設置モデルの比例限応力 σ_p とひずみ 20%位置の応力 $\sigma_{0.2}$ の平均値を処女材と比較したものを Table4.3.7.1 に示す。また、Table4.3.7.2 に処女材に対するそれらの上昇率を示す。

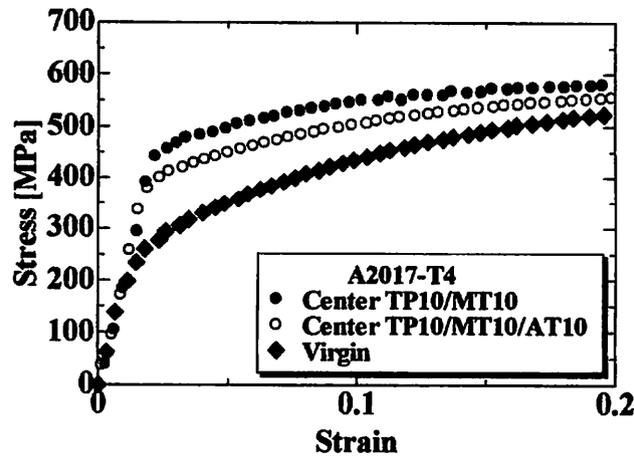


Fig.4.3.7.1 Comparison Virgin, Direct and AT-attached for Stress-Strain Plots for A2017-T4

Table4.3.7.1 All Average Data of Compressional Tests for A2017-T4

| [MPa] | σ_p | $\sigma_{0.2}$ |
|------------------|------------|----------------|
| Virgin | 198.3 | 526.1 |
| Direct Ave. | 396.9 | 551.0 |
| AT-attached Ave. | 332.0 | 559.1 |

Table4.3.7.2 Increasing Ratio of All Average Data for Virgin A2017-T4

| [%] | σ_p | $\sigma_{0.2}$ |
|------------------|------------|----------------|
| Direct Ave. | 100.1 | 4.7 |
| AT-attached Ave. | 67.4 | 6.3 |

以上のように A2017-T4 は、比例限度力 σ_p では処女材と衝撃波通過材は大きな差があるが、ひずみ 20%位置の応力 $\sigma_{0.2}$ には処女材と衝撃波通過材に大した差は表れなかった。

・ SUS304

直接爆薬法と衝撃波緩衝材設置モデルを比較して両者の違い、それぞれの特徴を列挙する。

- ・ 衝撃波強さに比例して比例限応力が大きくなることが判明した。
- ・ 応力-ひずみグラフを見ると比例限応力を超えた後、処女材と衝撃波通過材が取る応力値は一定の間隔を保ったまま圧縮試験を終えた。従って、加工硬化をする度合いは、処女材・直接爆薬法・衝撃波緩衝材の三つで同等であると言える。
- ・ 衝撃波通過材ではひずみ 20%位置での応力は、Center, Middle, Out の 3 本の試験結果がほぼ同一であるため、ミニチュア圧縮試験片採取位置：Center, Middle, Out に依らないという事が言える。

直接爆薬法と衝撃波緩衝材設置モデルの比例限応力 σ_p とひずみ 20%位置の応力 $\sigma_{0.2}$ の平均値を処女材と比較したものを Fig.4.3.7.2, Table 4.3.7.3 に示す。また、Table 4.3.7.4 に処女材に対するそれらの上昇率を示す。

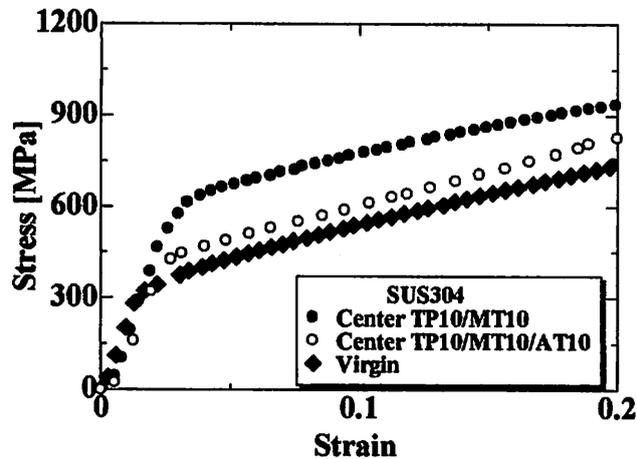


Fig.4.3.7.2 Comparison Virgin, Direct and AT-attached for Stress-Strain Plots for SUS304

Table4.3.7.3 All Average Data of Compressional Tests for SUS304

| [MPa] | σ_p | $\sigma_{0.2}$ |
|------------------|------------|----------------|
| Virgin | 300.2 | 737.6 |
| Direct Ave. | 554.5 | 996.3 |
| AT-attached Ave. | 396.2 | 829.6 |

Table4.3.7.4 Increasing Ratio of All Average Data for Virgin SUS304

| [%] | σ_p | $\sigma_{0.2}$ |
|------------------|------------|----------------|
| Direct Ave. | 84.7 | 35.1 |
| AT-attached Ave. | 32.0 | 12.5 |

・ A5052

直接爆薬法と衝撃波緩衝材設置モデルを比較して両者の違い、それぞれの特徴を列挙する。

・他の材料とは違い、Fig.4.3.5.1, Fig.4.3.6.1 より、直接爆薬法と衝撃波緩衝材に大きな違いは見られない。

・比例限度力 σ_p は衝撃波強さに比例して大きくなっている事が分かった。

・ひずみ 20%位置の応力 $\sigma_{0.2}$ は、直接爆薬法と衝撃波緩衝材で比較しても数%の差しかなかった。これは、A2017-T4 でも同様の事が言えるため、アルミ合金の特徴であると言える。

・応力-ひずみグラフより、処女材は緩やかな加工硬化を示しているが、衝撃波通過材はほとんど加工硬化を示していない。

直接爆薬法と衝撃波緩衝材設置モデルの比例限度力 σ_p とひずみ 20%位置の応力 $\sigma_{0.2}$ の平均値を処女材と比較したものを Fig.4.3.7.3, Table 4.3.7.5 に示す。また、Table 4.3.7.6 に処女材に対するそれらの上昇率を示す。

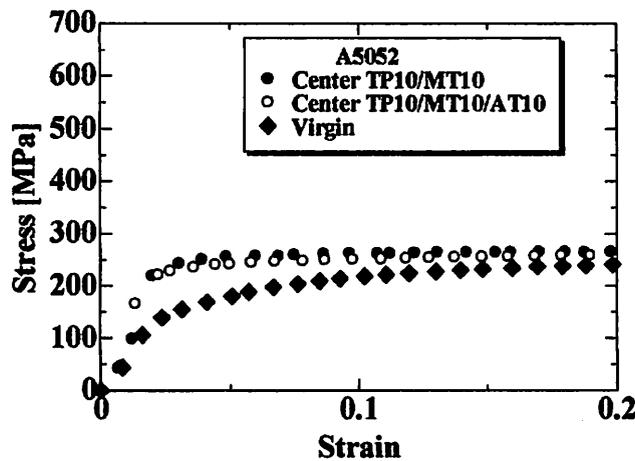


Fig 4.3.7.3 Comparison Virgin, Direct and AT-attached for Stress-Strain Plots for A5052

Table 4.3.7.5 All Average Data of Compressional Tests for A5052

| [MPa] | σ_p | $\sigma_{0.2}$ |
|------------------|------------|----------------|
| Virgin | 118.7 | 240.9 |
| Direct Ave. | 209.7 | 261.8 |
| AT-attached Ave. | 156.4 | 259.1 |

Table 4.3.7.6 Increasing Ratio of All Average Data for Virgin A5052

| [%] | σ_p | $\sigma_{0.2}$ |
|------------------|------------|----------------|
| Direct Ave. | 76.6 | 8.7 |
| AT-attached Ave. | 31.8 | 7.6 |

5. 爆発分裂エネルギー Γ への適用

本研究の背景には、円筒の爆発分裂挙動の研究がある。その研究において回収破片から Grady の簡易モデルを用いて分裂エネルギーの実験値を算出した。分裂エネルギーというのは材料特性値で、部材の分裂に対する耐力を表すもの(詳しく言うと、部材が分裂破壊するため、すなわち自由表面を形成するために、必要な単位面積あたりのエネルギー)である。この分裂エネルギー Γ は、材料特性値であるため変動すはずは無いのだが、実際の実験値では一定の値を取っていない。これは、Grady の簡易モデルでは、材料を降伏応力一定で加工硬化無しと仮定したことが原因であると考えられる。

ところで、円筒の爆発分裂挙動の研究における数値シミュレーションで円筒部材は、分裂破壊に至る以前に強烈な圧縮力を受けている事が判明した。そして、この圧縮力によって材料特性が変化することで、分裂エネルギー Γ の実験値が変動したのではないかと考えたのである。それ故に本研究では、衝撃力によって圧縮された部材の力学特性変化を測定してきたのである。

以下に、Grady の簡易モデルの概要について説明する。

・ Grady 簡易モデル

時間が dt 経過したときの応力緩和域増加分 $d\xi$ での力積と運動量変化の釣合から

$$YA \cdot dt = \rho A \cdot d\xi \cdot \dot{\psi} \quad (5.1)$$

式(5.1.16)の両辺に $\dot{\psi} = \frac{d\psi}{dt}$ を乗じると

$$Y \cdot d\psi = \rho(\dot{\psi})^2 d\xi \quad (5.2)$$

2ψ が限界き裂開口変位に到達すると完全な分裂が発生し、また応力緩和域では破壊発生は考えられないことから、このときの ξ が破片幅 s の半分に当たる。

上式()に変位の適合式 $\dot{\psi} = \dot{\epsilon} \cdot \xi$ を代入すると、次の積分式が得られる。

$$\int_0^{\frac{\delta_c}{2}} Y d\psi = \int_0^{\frac{s}{2}} \rho \dot{\epsilon}^2 \xi^2 d\xi \quad (5.3)$$

Y, ρ は一定であり、は破損進展期間の平均的なひずみ速度であり一定とし、さらに分裂エネルギー Γ [J/m^2] (単位面積あたりの自由表面形成エネルギー)の二倍が単位面積当たりの塑性仕事: $Y \cdot \delta_c$ である(両面形成で分裂)事を考慮して、

$$\Gamma = \frac{\rho \dot{\epsilon}^2 s^3}{24} = \sigma_y \cdot \delta_c / 2 \quad (5.4)$$

本研究では、式(5.1.21)の形式を使用する。まず、降伏応力 Y についてであるが、実際の材料での爆発分裂挙動において Grady モデルの仮定は通用しないことは、第 4 章第 3 項圧

縮試験での結果が示した通りである。また、これまでの研究で、金属円筒が爆発分裂に至るのは、周方向ひずみが約 40%以上に達した後である事が分かっている。従って、降伏応力よりもより分裂破壊時の応力状態に近い、第 4 章第 3 項で定義した、圧縮ひずみ量 20% 位置での応力 $\sigma_{0.2}$ を Y として取り扱った。

次に、限界き裂開口変位 δ_c についてであるが、第 4 章第 2 項引張試験の項で測定した絞り ϕ を式(5.1.22)に代入して得られる延性ひずみ ε_f (Fracture Ductility) と限界き裂開口変位 δ_c とは、それぞれの次元は違うが密接な関係にあると考えられる。そこで、両者が比例関係にあると仮定すると、Grady の簡易モデルは式(5.1.23)のように表される。

$$\varepsilon_f = \ln\left(\frac{1}{1-\phi}\right) \quad (5.5)$$

$$\Gamma \propto \sigma_{0.2} \cdot \varepsilon_f \quad (5.6)$$

以上より本研究では、式(5.1.23)を使用して分裂エネルギー Γ の評価をすることとする。ところで、式(5.1.23)では次元が分裂エネルギー Γ と合わないため、実験に用いた材料それぞれの処女材の値と衝撃波通過材との比率を見ることで、評価した。

• A2017-T4

Table 5.1 All Γ data of A2017-T4

| Test Name | Γ [%] |
|--------------------|--------------|
| Virgin | 100 |
| □TP10/MT10 | 47 |
| □TP10/MT15 | 35 |
| □TP15/MT10 ex | 43 |
| □TP15/MT10 mt | 44 |
| □TP15/MT15 ex | 20 |
| □TP15/MT15 mt | 25 |
| □TP10/MT10/AT10 | 74 |
| □TP10/MT15/AT10 | 62 |
| □TP15/MT10/AT10 ex | 42 |
| □TP15/MT10/AT10 mt | 63 |
| □TP15/MT15/AT10 ex | 38 |
| □TP15/MT15/AT10 mt | 68 |
| | |

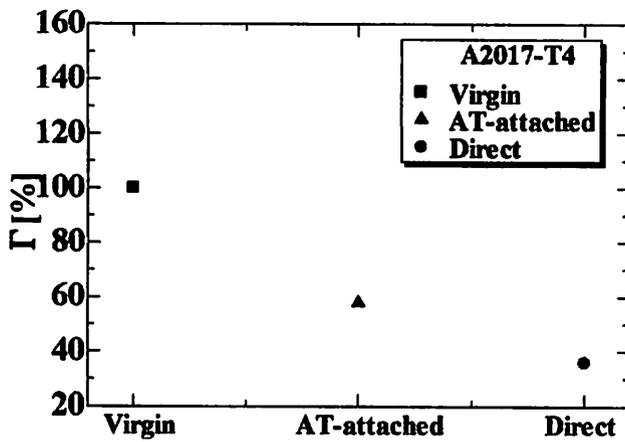


Table 5.2 Ratio of Fragmentation Energy to Virgin A2017-T4

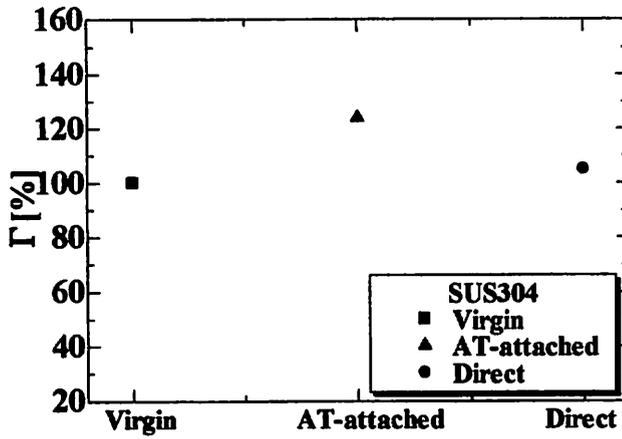
| Name | Γ Ave. [MPa] | Γ [%] |
|-------------|---------------------|--------------|
| Virgin | 181 | 100 |
| AT-attached | 105 | 58 |
| Direct | 64 | 36 |

Fig. 5.1 Fragmentation Energy Ratio to Virgin A2017-T4

• SUS304

Table 5.2 All Γ data of SUS304

| Test Name | Γ [%] |
|--------------------|--------------|
| Virgin | 100 |
| □TP10/MT10 | 89 |
| □TP10/MT15 | 118 |
| □TP15/MT10 ex | 119 |
| □TP15/MT10 mt | 114 |
| □TP15/MT15 ex | 87 |
| □TP15/MT15 mt | 99 |
| □TP10/MT10/AT10 | 149 |
| □TP10/MT15/AT10 | 116 |
| □TP15/MT10/AT10 ex | 115 |
| □TP15/MT10/AT10 mt | 137 |
| □TP15/MT15/AT10 ex | 110 |
| □TP15/MT15/AT10 mt | 118 |



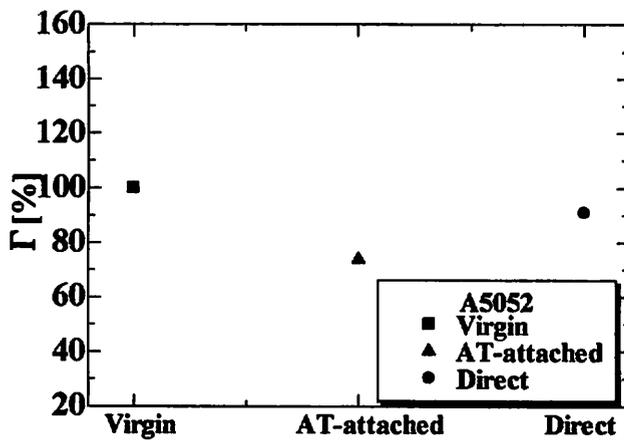
Tahle5.3.7 Ratio of Fragmentation Energy to Virgin SUS304

| | Γ Ave.[MPa] | Γ [%] |
|-------------|--------------------|--------------|
| Virgin | 427 | 100 |
| AT-attached | 529 | 124 |
| Direct | 446 | 105 |

Fig.5.2 Fragmentation Energy Ratio to Virgin SUS304

• A5052

| Test Name | Γ [%] |
|-----------------|--------------|
| Virgin | 100 |
| □TP10/MT12 | 74 |
| □TP10/MT12/AT10 | 91 |



Tahle5.3.4 Ratio of Fragmentation

Energy to Virgin A5052

| | Γ Ave.[MPa] | Γ [%] |
|-------------|--------------------|--------------|
| Virgin | 202 | 100 |
| AT-attached | 185 | 74 |
| Direct | 149 | 91 |

Fig.5.2 Fragmentation Energy Ratio to Virgin A5052

考察

Fig.5.3 に円筒の爆発分裂実験で回収した破片の寸法を式(5.4)で計算した実験値のグラフを示す。また、Fig.5.4 に本研究での分裂エネルギー Γ の指標を、それぞれの材料の処女材との比率で計算したものを示す。

Fig.5.3, Fig.5.4 の比較すべき箇所は、図中の丸と三角の点である。本研究では、直接爆薬法と衝撃波設置モデルの2種類の衝撃波強さで実験を実施したのに対し、円筒爆破の研究では、さらにもう一段階衝撃波強さを弱くした PETN 爆薬径 $\phi 12$ (SUS304)と、 $\phi 8$ (A5052)での実験、総3種類を実施したからである。Fig.5.3 から、SUS304 はひずみ速度が大きくなるにつれて、分裂エネルギー Γ がおおきくなっている。また、A5052 は SUS304 とは逆にひずみ速度が大きくなると分裂エネルギー Γ が小さくなる傾向を取る事が分かっている。

・ SUS304

本研究との対比として見る場合は $\phi 28$ と $\phi 16$ の場合を比較するべきで、それらは $\phi 28$ の方が若干小さな値を取っている。これは、Fig.5.5.2 と同様の傾向が見られた。従って、SUS304 の場合は本研究の簡易モデルでも分裂エネルギーの傾向の推定が可能な事が判明した。分裂エネルギー Γ がこのような傾向を取るのには、初期衝撃圧縮波によって部材の強度が上昇することと、延性が処女材と比較してもさほど低下していないことで説明できる。

・ A5052

本研究との対比として見る場合は $\phi 29$ と $\phi 16$ の場合を比較するべきで、それらは $\phi 29$ の方が小さな値を取っている。A5052 の場合は、与えた近似曲線に3点ともほぼ乗っていることもあり、ひずみ速度が大きくなるにつれ分裂エネルギー Γ は、小さくなる傾向が明確に表れている。これは、計算式で三乗される破片幅 S が相当強い影響を与えたものだと考えられる。さて、本研究の指標との比較をすると、本研究では二つの衝撃波通過材共に処女材よりも比率が小さくなっている事がわかる。また、直接爆薬法と衝撃波緩衝材では、直接爆薬法の方が比率が大きい値を取った。この要因は、ひずみ 20%位置の応力 $\sigma_{0.2}$ が両者大差ない値を取ることから、延性の指標である ε_f が大きく関与することが判る。A5052 の場合は、本研究で実施した二つのモデルでは、円筒爆破の場合との Γ の傾向の一致は見られなかった。

これまで述べたことから、初期衝撃圧縮波の影響で部材の性質が変化することで、本来材料物性値である筈の分裂エネルギー Γ が変化することが判明した。A5052 の場合は、二つの実験条件において傾向の一致は見られなかったものの、処女材よりも指標 Γ の比率が小さくなっていることから、大略傾向の一致があると考えられる。

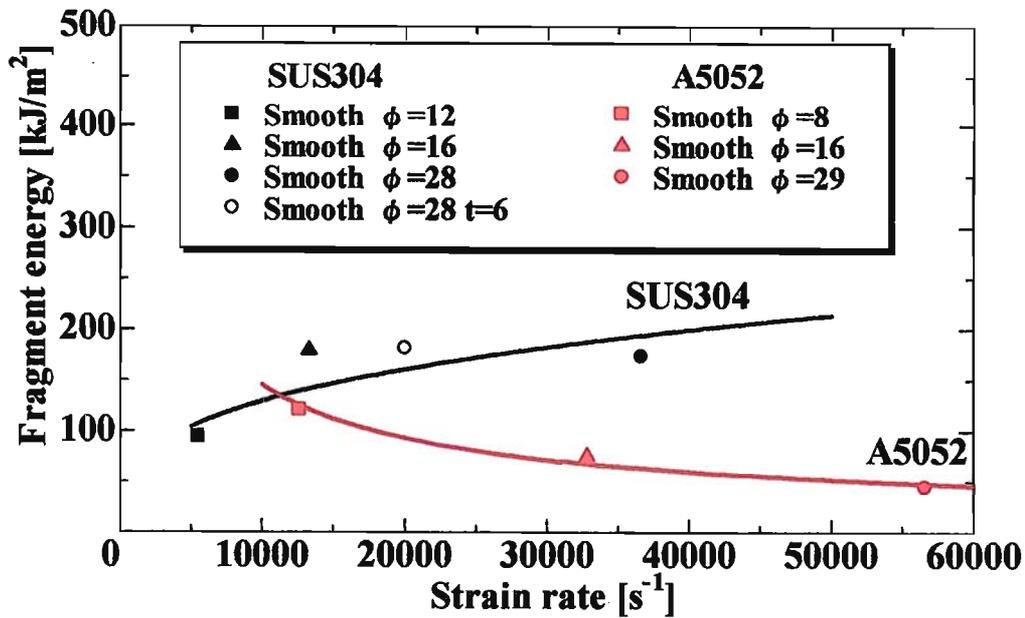


Fig.5.3 Relations between average fragmentation energy values calculated from Grady's model and strain rates for cylinders of SUS304 (smooth) and A5052

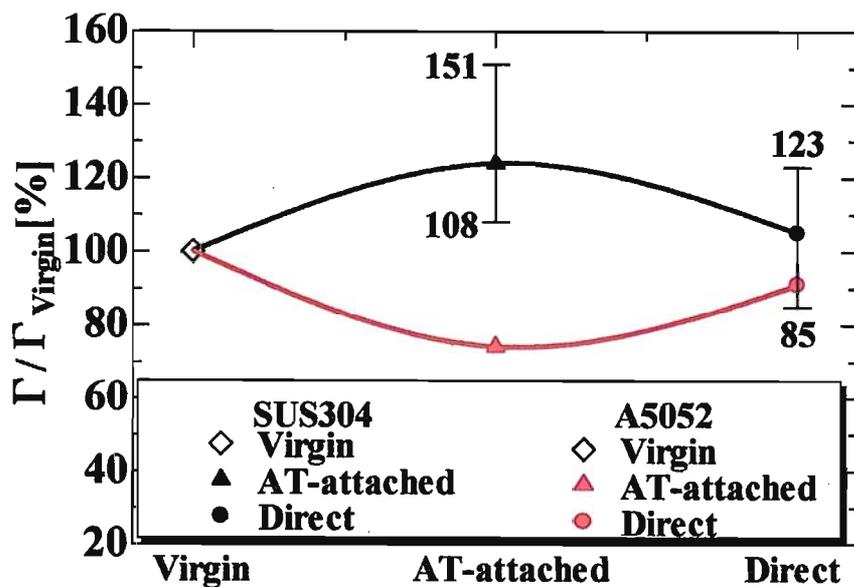


Fig.5.4 Fragmentation Energy Plots %Ratios of Precompressed to Those Virgin Materials

第六章 結言

衝撃波を利用した研究において、圧縮応力波のみを透過させるということは非常に難しいのが実状である。何故ならば衝撃波は部材の自由表面に到達すると反転して膨張波となり部材を破壊してしまうからである。これが内部剥離破壊現象(Spallation)であるが、本研究室では、以前スポール破壊の研究においてモーメンタム・トラップ法(運動量放出法)という二枚の金属板を密着させるだけの非常に簡易な構造であるが供試体に引張応力波を発生させない方法の効果を確かめていたこともあり、本研究においても信頼の置けるこの方法を採用した。このお陰で、本研究の第一段階であるほぼ圧縮応力波のみが透過した部材の製作に成功し、その影響を調べることが出来たのである。これより、各種の評価試験で得た結果を述べる。

(□)ピッカース硬度試験

全ての衝撃波通過材は、各種材料の処女材に比べ硬度上昇を示した。それは、衝撃波強さに応じた上昇であった。また、一枚の供試体円板でも中心軸付近と円板側面近傍では、透過した圧縮応力波のピークに差があるはずであるが、これに関しては残念ながら硬度上昇と衝撃波強さの明確な関係は見られなかった。

(□)引張試験

衝撃波通過材から小型試験片を切り出し、引張試験を実施することに成功した。全ての試験片で引張強度が上昇した事が確認できた。部材の延性の指標である伸び・絞りについては、SUS304 衝撃波緩衝材設置モデル以外は、伸び・絞りの値は減少しており部材の脆化が確認できたが、SUS304 衝撃波緩衝材設置モデルは処女材と同等であるか、又は上昇したというデータを得た。

(□)圧縮試験

衝撃波通過材一枚からの供試体から3本の小型試験片を切り出し、圧縮試験を実施することに成功した。圧縮挙動は、大きく分けてアルミ合金とステンレス鋼で加工硬化において顕著な違いを示した。比例限度力に関しては各種材料において衝撃波強さに応じた上昇を示した。

(□)円筒の爆発分裂モデル構築への適用

本研究の各種評価試験によって、部材は衝撃波が透過することで力学特性が変化する事が明らかになった。そこで、本研究で爆発分裂エネルギー Γ を評価する簡易モデルを構築したところ、大略同様の傾向を得た。

(L)数値解析

AUTODYN-2D を活用することで、様々な情報が得られた。まずは、モーメンタム・トラップ法の効果である。表層体中に見られる高レベルの引張応力波に比較し、非常に低レベルの引張応力波のみが供試体を透過した事が判明した。さらに、解析する以前は衝撃波が自由表面で反射した引張応力波で表層体が供試体から離脱すると考えていたが、供試体・表層体の組合せによっては、爆薬側からの後続膨張波によって表層体が離脱することもある事が判った。そして、衝撃波緩衝材設置モデルでは供試体中にほとんど引張応力波が透過しないことが判明した。