

爆発衝撃による金属のスポール破壊と防止に関する研究*

廣江 哲幸^{*1}, 松尾 日出男^{*2}, 藤原 和人^{*2}
宮田 政信^{*2}, 松本 繁明^{*3}, 安部 尊之^{*3}Spall in Metals Induced by Explosive Shock Loadings
and Protective Measures Using Momentum TrapsTetsuyuki HIROE, Hideo MATSUO, Kazuhito FUJIWARA,
Masanobu MIYATA, Shigeaki MATSUMOTO and Takayuki ABE

Spall tests for three kinds of materials (A12024, SS41, Cu) are conducted using a newly developed testing device. This experimental assembly generates triangular stress waves with various gradients in plate specimens (50×50×20 mm) by direct explosive loadings. The relationship between measured spall layer thicknesses (5–15 mm) and the explosive (PETN) thicknesses indicate that a time dependence exists in spall phenomena of the metals. A computer program with a cumulative damage model was constructed, which has reproduced the basic characteristics of the observed failure in the metals. It is known that the stress wave reflected at the free surface can be prevented from reaching the specimen plate by spallation of the momentum trap or spall plate, which is mounted in contact with the specimen. The following spall test results for A12024 have verified this effect and the numerical analysis also has simulated the phenomena successfully.

Key Words: Impact Strength, Fracture Criterion, Stress Wave, Finite Difference Method

1. 緒 言

高速・巨大化する現代の機械・機器類に対して、災害時の損傷を正確に予測することがますます重要になっている。通常、このような事故発生時には膨大な蓄積エネルギーの急速放出によって高速の物体やガスが機器壁面に衝突する。このとき衝撃圧縮応力波の伝ば過程でパルス状の引張応力が誘起され、スポールと呼ばれる局所的な高速はく離破壊現象が発生する。材料のスポール破壊強度の研究には、爆轟波によって試料をはく離させる爆薬直接法⁽¹⁾⁽²⁾が初期に用いられたが、爆轟波制御の難しさとその後の軽ガス銃の発達もあって、最近では応力評価に信頼性のある平板衝突法⁽³⁾⁽⁴⁾を用いることが多い。しかしスポールのような超高速負荷による破壊では、応力レベルだけでなく負荷持続時間(μs またはそれ以下のオーダ)も関係していることが指摘⁽⁵⁾されており、その場合は平板衝突のような矩形応力波でなく、爆薬直接法で発生する鋸歯状⁽⁶⁾応力波による破壊位置から破壊則を評価するほうが効

果的と考えられる。そこで著者らは細線列爆発を利用して平面爆轟波を生成させる装置を開発⁽⁶⁾し、これを用いて A12024 にスポール破壊を発生⁽⁷⁾させた。

本研究は A12024 のほかに軟鋼 SS41 と純銅について爆発衝撃実験を行い、3種の金属のスポール破壊特性について比較検討を行っている。破壊則の検討には数値シミュレーションを用いた。また衝撃破壊防止策として知られているモーメントムトラップについても実験を行い、スポール破壊評価の応用技術として検討している。

2. スポール破壊実験

実験は熊本大学工学部衝撃エネルギー実験所の爆発実験設備を用いて行われた。本研究では、爆薬面上に設置した銅細線列(線径: 175 μm)をコンデンサ(20 kV, 40 μF)からの衝撃大電流で一斉爆発させ、これによって発生する平面爆轟波を用いて平板状供試体に衝撃力を負荷させる。図1にスポール破壊実験装置の概略図を示す。線間隔は 5 mm であり、充てん密度: 1.0 g/cc のペンスリット爆薬(PETN)の薬厚 H (5 mm–15 mm)との関係⁽⁶⁾から、本装置で時間誤差: 120 ns 以下の平面爆轟波が生成されることを確認⁽⁷⁾している。供試材は衝撃インピーダンスの異なる3種類の金

* 原稿受付 1995年11月27日。

*1 正員、熊本大学工学部 (〒860 熊本市黒髪2-39-1)。

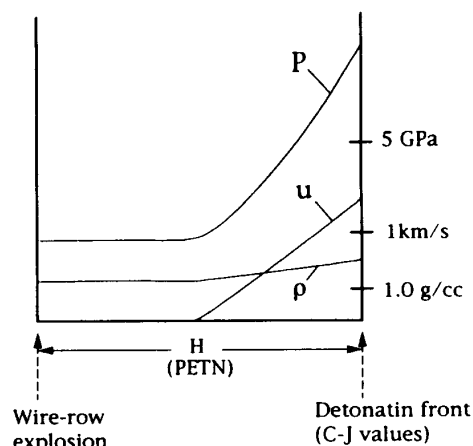
*2 熊本大学工学部。

*3 熊本大学大学院。

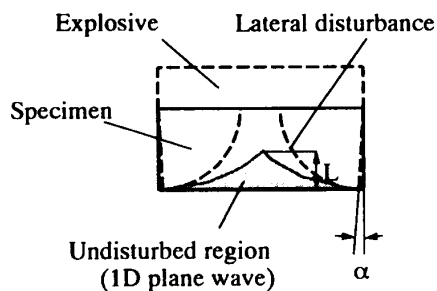
属：アルミニウム合金 (Al 2024), 軟鋼 (SS 41), 純銅 (99.9%) であり, 寸法は $50 \times 50 \times 20$ mm とした。PETN は起爆後 3 mm 以内で定常爆轟状態 (爆速: 5.5 km/s, 圧力: 7.7 GPa, 粒子速度: 1.4 km/s) に達するが, 数値解析による圧力 P , 粒子速度 u , 密度 ρ の空間分布⁽⁷⁾ は後方からの膨張波の影響で図 2(a) に示すような鋸歯状となる。供試体に入射した衝撃波は自由表面で反転して膨張波 (引張波) となるが, 供試体側面から侵入する膨張波の影響もあって, 破壊発生まで一次元平面性が保持される領域は限定される。図 2(b) に簡単な解析⁽⁸⁾ で求めた一次元評価領域を示す。供試体中に描かれた円弧状の破線は衝撃波が自由表面に到達した時点での, 側面からの膨張波の到達面を示している。図中の α, L は本研究ではおおよそ約 $25^\circ, 6.5\text{--}7.2$ mm と推測された。また供試体は割れが生じた後, 爆轟ガスによって加速されるため水槽で回収した。

実験条件として薬厚 H を変化させており, Al 2024 と純銅については 3 ケース (5, 7.5, 10 mm), SS 41 は 4 ケース (7.5, 10, 12.5, 15 mm) とし, 各条件でおのおの 3 体の供試体について実験した。薬厚を変化させることで爆轟波のピーク圧力値は変わらないが圧力分布の裾野の広がりが変わり, 破壊則に与える応力保持時間の効果が評価できる。実験後に撮った供試体の断面写真の例 (SS 41, $H: 15$ mm) を図 3 に示す。スポール破壊に伴う供試体の変形は SS 41 が最も少なく, Al 2024, 銅の順に変形は大きくなり一部では完全はく離の発生があった。自由表面で反射した膨張波による最初のき裂は一次元平面状態領域で発生しているが, さらに板厚中心部に至る領域に多数の割れが観られる。これらには割れによる自由表面形成が影響する二次的な破壊も含まれると考えられる。また側面からの膨張波との干渉によると推定される斜めのき裂帯も

わかる。以下の検討では自由表面から最初のき裂までの距離をスポール層厚さ z とし, この計測結果を用いて破壊則の評価を行った。計測位置は中央部とそこから左右 2 mm 離れた位置の 3 箇所とした。なおき裂は組織観察程度のマイクロき裂まで含めればスポール層中にも存在するが, 本研究では層はく離につながるようなマクロき裂のみを対象とした。3 箇所計測したスポール層厚さ z の全計測結果と薬厚 H との関係を図 4 に示す。計測データにはかなりのバラツキがあるが, これはき裂発生面が平滑でなく, また回収時における水面との衝突による供試体変形も影響している。 z と H の関係は 3 種の金属間でかなり相違があるが, 薬厚



(a) Distributions of state variables P, ρ and u in detonation gas



(b) One-dimensional plane wave region for spall evaluation
Fig. 2 Shock loading and spall evaluation region

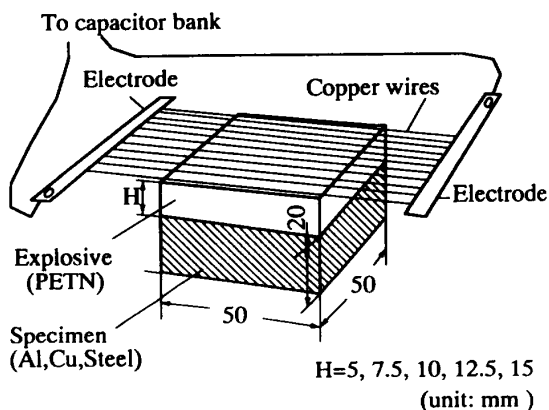


Fig. 1 Schematics of spall testing assembly

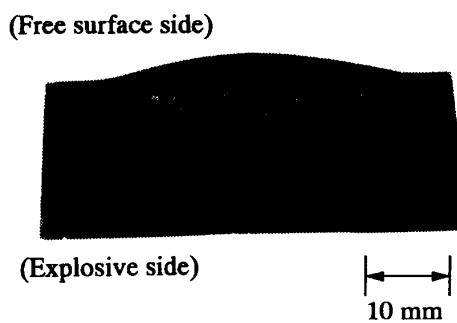


Fig. 3 A typical cross section of spalled specimen (SS41, $H: 15$ mm)

が増大するとスポール層が減少する共通の傾向があり、特に Al 2024 で顕著であった。別途、補足実験で行った SS 41 の $H: 5 \text{ mm}$ のケースでは明確な離れが認められず、Al 2024 と銅における $H > 10 \text{ mm}$ の場合ははく離部の変形が著しく大きくスポール層の計測が困難であったので本報では記していない。

3. 数値シミュレーションによる破壊則の検討

気体・固体中を伝ばする応力波を解析するための一次元数値解析プログラムを作成した。これは Wondy⁽⁹⁾ 解析コードに基づくラグランジ座標系の差分解プログラムであり、節点分離と再結合によりスポール破壊をシミュレートできる。圧力 P 、密度 ρ 、内部エネルギー E の関係を表す固体の状態式は次の Grüneisen 形を用いた。

$$P = P_H(\rho) + \rho\Gamma(\rho)(E - E_H(\rho)) \dots\dots\dots (1)$$

Table 1 Material constants for stress calculation

Constants		Materials		
		Al2024	SS41	Cu
Equation of state (Mie-Grüneisen)	Grüneisen Coefficient Γ	2.0	1.69	1.96
	Slope Parameter s	1.37	1.92	1.49
	Intercept $C_0(\text{km/s})$	5.25	3.57	3.94
	Ambient Density (g/cc)	2.73	7.85	8.93
Elastic-Plastic Properties	Shear Modulus (GPa)	27.6	76.9	45.6
	Yield Stress (GPa)	0.17	0.46	0.27
	Poisson's Ratio	0.34	0.30	0.30

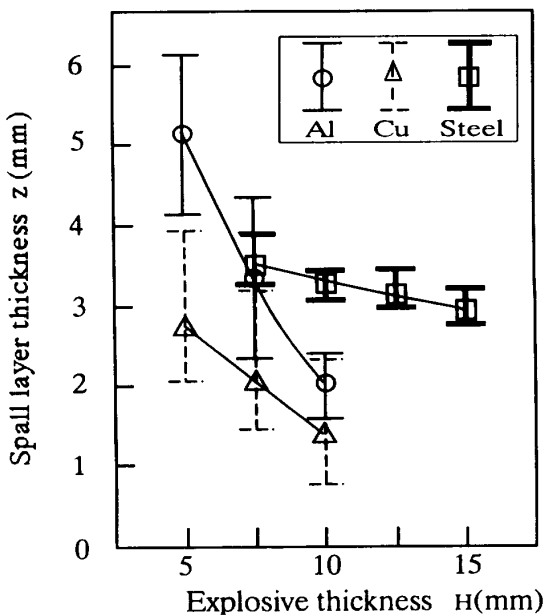
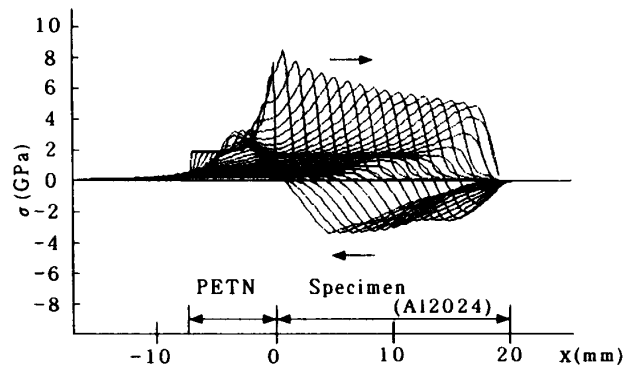


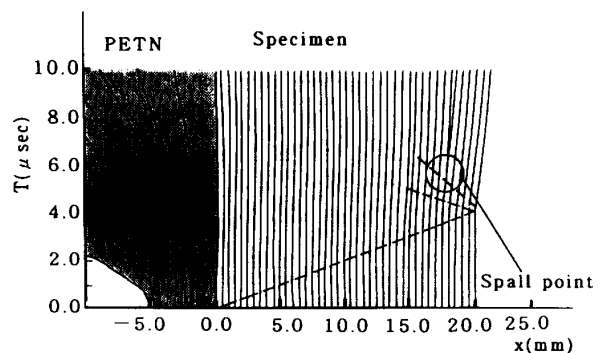
Fig. 4 Experimental results of relations between spall layer thicknesses z and explosive thicknesses H

ここで $E_H = P_H \eta / 2\rho_0$, $\eta = 1 - \rho_0/\rho$ (添字 0 は標準状態での値を示す), Γ は Grüneisen 係数である。また Hugoniot 圧縮曲線 P_H データの代わりに衝撃速度 U_s と物質速度 u の線形関係式 $U_s = C_0 + Su$ を用いて P_H を導出した。また $\Gamma(\rho)$ としては $\rho\Gamma = \rho_0\Gamma_0 = \text{const.}$ の関係を採用した。

また構成式は完全弾塑性形とし各金属に対して表 1 に示す定数⁽¹⁰⁾⁽¹¹⁾を用いて数値解析を行った。爆轟ガス部は別途計算した図 2(a) の分布を初期値として与え、比熱比 1.4 の完全ガスとして計算している。なお図 2(a) では起爆面外側は固定条件として計算しているが、爆轟波が供試体に到達してからは爆薬格納枠(樹脂)の飛散を考慮して自由境界とした。数値解析はまず破壊則を組み込まない条件(節点分割数: 90)で、応力分布を求めた。図 5(a) に板厚方向応力 σ の時間的変化 ($0.2 \mu\text{s}$ 間隔) の例 (Al 2024, $H: 7.5 \text{ mm}$) を示す。解析結果は爆轟波が供試体面に到達した後の挙動であり、まず供試体中に透過衝撃波が進行し、爆轟ガス中に反射衝撃波が伝ばしている。爆轟ガスは供試体の反対面側に自由膨張するため、供試体中の衝撃(圧縮)波は後方からの膨張波に追いつかれ、圧力を減



(a) Spatial distributions of normal stress σ in the plate thickness direction at intervals of $0.2 \mu\text{s}$ (Al 2024, $H: 7.5 \text{ mm}$)



(b) Numerical space-time diagrams based on cumulative damage model (Copper, $H: 5 \text{ mm}$)

Fig. 5 Typical numerical simulation results

衰しながら伝ばしている。この衝撃波は自由表面で反転した以後は膨張波となり、供試体に短時間の引張応力を発生させている。各部の引張応力値とその保持時間は各金属の衝撃インピーダンス、PETN厚さによって異なる。膨張波伝ば過程で割れが発生すればその時点で新たに自由表面が形成されるため、以後の応力分布はまったく異なったものとなる。なお衝撃波面は金属中への伝ばとともに鈍りがおおきくなっている。これは解析に用いた人工粘性係数(一次:2.0, 二次:0.5)を減らしたり節点数を増加することでいくぶん改善されたが以後の結果への影響は少なかった。

次に破壊則を組み込んだ解析を行った。破壊則としては、発生引張応力 σ (負値)の絶対値が材料のスポール破壊強度 σ_{sp} に達したときを破壊とする応力基準則と、応力値以外にその持続時間の影響も考慮する時間依存累積損傷則⁽⁵⁾を用いて検討した。後者の破壊条件は次式で表される。

$$\int_0^{t_f} (\sigma_0 - \sigma)^{\lambda} dt \geq K_c \dots\dots\dots (2)$$

σ_0, λ, K_c は材料の定数値で t_f は $\sigma \leq \sigma_0 \leq 0$ である引張応力 σ の負荷時間である。これらの破壊則の定数値は図4の実験結果とできるだけ合致するように試行錯誤で定めた。プログラムでは節点両側の要素で式(2)を満足すると節点を分離し、以後は自由表面として取り

扱っている。数値解析の結果、物質座標点の動きは時間-空間座標図で図5(b)の例(銅, $H: 5\text{ mm}$)のように示され、反射膨張波通過時にはく離破壊が発生していることがわかる。なお最初の分離発生後もさらに数カ所で割れが発生するが、本計算では2回目以後の破壊は発生させていない。これは本法が割れの伝ば過程を無視していることや、その後の発生箇所は実験では一次元評価領域外となることを考慮している。各材料に対して累積損傷則式(2)中の定数値を変更しながら実験で得られたスポール層厚さ近くで破壊が生じるように数値シミュレーションを繰返し、最終的に表2の定数値を設定した。Al 2024, SS 41, 銅の $z-H$ の関係について数値解析結果と実験結果を比較すると図6(a), (b), (c)を得る。 λ 値が最も小さいAl 2024が時間依存性が大きく、 $z-H$ 関係の顕著な右下がりに対応している。材料による時間依存性の強い順序であるAl 2024, SS 41, 銅は衝撃インピーダンスの小さい順となっていることは興味深い。この明確な理由付けのためには破壊機構を含めてさらに検討が必要である。数値解析は実験を完全にシミュレートしているとは言えないが、破壊特性に比較的近い傾向が得られている。一方、応力基準則の場合の σ_{sp} は静的強度の10倍程度の値を用いるが、同様に行った数値解析では実験結果と同じような傾向の $z-H$ 関係は得られなかった。

供試体中のスポール破壊箇所は引張応力発生以前に温度上昇を伴う強い衝撃圧縮を受けており、また応力波進行方向に垂直な方向は平面ひずみ状態であることから等応力に近い三軸応力状態にあるなど極めて特殊な破壊である。さらに実験後に計測したマクロのはく離割れは微細き裂が進展・連結した状況を示し、また

Table 2 Material constants for cumulative damage model (Unit time: s)

Materials	λ	$\sigma_0(\text{GPa})$	$K_c \times 10^{-6}$
Al2024	0.5	0.0	1.0
SS41	0.8	0.0	5.0
Cu	1.0	-0.05	4.0

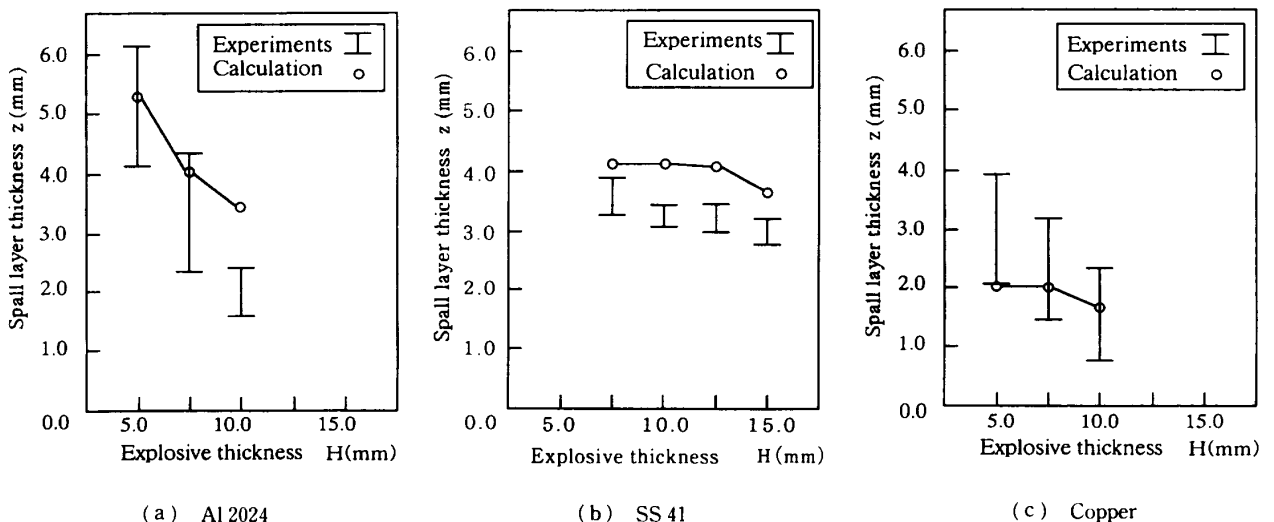


Fig. 6 Comparisons of experimental and numerical relations between spall layer thickness and explosive thickness

割れ発生箇所のバラツキも大きいなど、破壊の数値シミュレーションは容易ではない。しかし以上に述べた検討から時間依存累積損傷則を用いて一次近似的なスポール破壊特性の評価ができることがわかった。

4. モーメントムトラップによる破壊防止

爆発衝撃によるスポール破壊は、鋸歯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展するために発生する。したがって供試体の表面に薄い表層体を設けた二層構造にして実験すれば、反射膨張波が供試体に入射するとき表層体が運動量(モーメントム)をもって分離するためその後の供試体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ト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しばしば用いられるが、その設計は経験的に行われることが多い。そこで本研究では表層体装着の効果を理論的に確認するために実験と数値解析を行った。材料は供試体、表層体ともに Al 2024 とし、寸法は供試体: $50 \times 50 \times D$ mm, 表層体: $70 \times 70 \times d$ mm で、全厚さ: $D + d$ はスポール破壊実験との応力比較のため 20 mm とした。実験は表層体厚さ d : 1 mm, 2 mm, 5 mm の 3 種類を各一組

準備し、PETN の厚さ H : 7.5 mm で実施した。製作に当たっては、二層が完全に面接触するように仕上げ加工に留意した。まずこの二層構造体に対して、3章で行ったと同様の数値シミュレーション(破壊則含まず)を実施した。図7に d : 5 mm の場合の解析例(応力分布の時間的変化)を示す。3章図5(a)と比較すると、表層体を設置した場合は供試体側で発生した引張応力値が小さくなっており、表層体側には新たに圧縮波が発生している。これはいずれも引張波が到達して表層体と供試体の境界が分離し自由表面が生成されることによって理解される。 d : 2 mm と d : 1 mm の数値シミュレーション結果でも応力波の基本的な挙動は d : 5 mm の場合と同じであるが、供試体側の引張応力の発生は大きくなった。そして累積損傷則を組み込んだ解析結果、割れの発生箇所は d : 5 mm では表層体、 d : 1 mm では供試体であり、 d : 2 mm では両方に割れの発生はないとの予測が得られた。ただし3章と同じく供試体の一次元取扱い可能領域で、かつはく離を伴うようなマクロ割れのみを対象としている。次に爆発衝撃実験を行い、断面に発生した割れを観察した。図8に d : 5 mm の場合の断面写真を示す。割れは表層体のみが発生しているが、これは図7の応力シミュレーションで表層体に供試体より大きな引張応力が発生していることと対応している。また d : 2 mm, d : 1 mm の場合の実験結果も数値解析による割れ発生予測結果と一致していた。図9に実験結果と計算結果の比較を示す。以上の結果から、3章で述べた解析・評価手法が衝撃破壊防止技術として用いられているモーメントムトラップの評価にも適用可能であることがわかった。

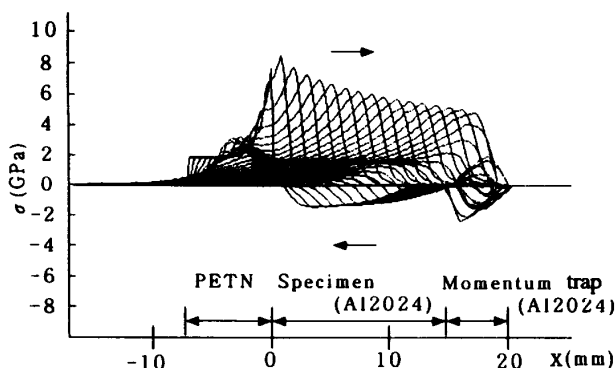


Fig. 7 A numerical spatial distributions of normal stress σ at intervals of $0.2 \mu\text{s}$ for momentum-trap-mounted specimen (Momentum-trap thickness: 5 mm)

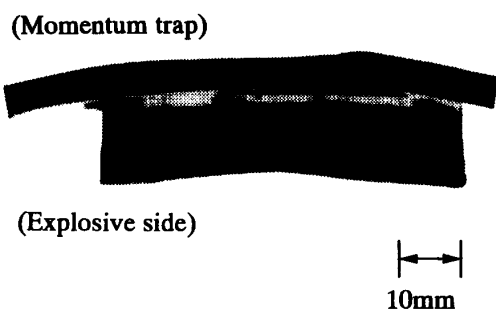


Fig. 8 A cross section of momentum-trap-mounted specimen after shock loading (Momentum-trap thickness: 5 mm)

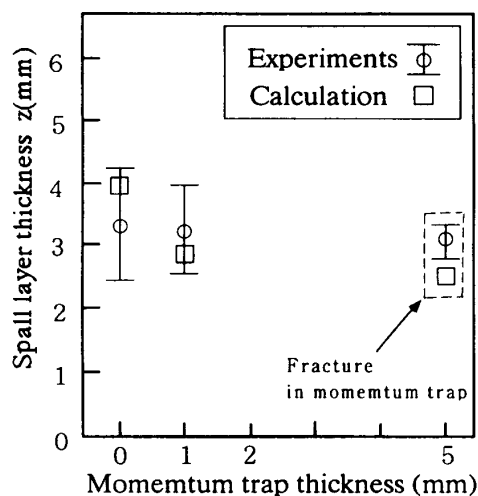


Fig. 9 Comparisons of experimental and numerical relations for spall tests using momentum traps

5. 結 論

Al 2024, SS 41, 純銅の3種題の金属を対象に, 爆発衝撃によるスポール破壊実験, 差分法による破壊の数値シミュレーションおよびモーメントムトラップによる破壊防止評価を行い, 以下の結論を得た。

(1) 銅細線列爆発を利用して生成した PETN 爆薬の鋸歯状平面爆轟波によって金属供試体にスポール破壊を発生させることができた。

(2) 爆薬厚さを変えて実験を行い, 破壊位置との関係を把握した。材料によって破壊特性に特徴があるが, 薬厚が厚いほどスポール層は薄くなる傾向を示した。

(3) 時間依存累積破壊則を組み込んだ数値解析によって, 実験で得られた基本的な破壊特性を近似的にシミュレートできた。この結果, 薬厚による破壊位置への影響が最も大きい Al 2024 はスポール破壊に対する応力保持時間効果が大きいことがわかった。

(4) 供試体に表層体(モーメントムトラップ)を装着することで衝撃破壊防止効果があることを実験および数値シミュレーションによって確認した。

本研究は文部省科学研究費の補助を受けた。また院

生御園生君[現在, 東レ(株)]の協力を得た。記して謝意を表する。

文 献

- (1) Rinehart, J. S. *J. Appl. Phys.* **22**(1951), 555-560.
- (2) Breed, B. R. Mader, C. L. and Venable, D., *J. Appl. Phys.*, **38**(1967), 3271-3275.
- (3) Butcher, B. M., Barker, L. M., Munson, D. E. and Lundergan, C. D., *J. AIAA*, **2**(1964), 977-990.
- (4) Jones, A. H., Maiden, C. J. and Isbell, W. M. (Pugh, H. D. 編), *Mechanical Behavior of Metals under Pressure*, (1970), 705-709, England, Elsevier.
- (5) Tuler, F. R. and Butcher, B. M., *Int. J. Fract. Mech.*, **4**(1968), 431-437.
- (6) 廣江哲幸・松尾日出男・藤原和人・吉田正典・藤原和人・宮田政信・赤沢輝行, *工業火薬*, **45**(1992), 219-226.
- (7) 廣江哲幸・松尾日出男・藤原和人・宮田政信・御園生直樹・松本繁明, *日本材料強度学会誌*, **281**(1994), 18-32.
- (8) Zel'dovich, Y. B. and Raizer, Y. P., *Physics of Shock Waves and High Temperature Hydrodynamic Phenomena*, (1960), 747, Academic Press 2.
- (9) Lawrence, R. J., *Sandia Laboratory Development Report*, SC-DR-70-315, (1970), 14-41.
- (10) Kohn, B. J., *Air Force Weapons Lab. Tech. Rep. AFWL-TR-69-38*, (1969), 21-55.
- (11) McQueen, R. G., Marsh, S. P., Taylor, J. W., Fritz, J. N. and Carter, W. J., *High Velocity Impact Phenomena*, Edited by R. Kinslow, (1970), 293, Academic Press.