

多層同時爆接法による金属積層複合材料の製造とその塑性変形特性

熊本大学 工学部 機械工学科

助教授 外本和幸

(平成5年度奨励研究助成 AF-93040)

1. 緒言

爆発圧接(以下爆接と略す)法は、クラッド材作製法のひとつとして広く用いられており、圧延法など、他の製造法によって得られるクラッドより高い界面の接合強度を示すことが知られている¹⁾。通常の爆接クラッドは、2枚の金属板の一方を爆薬により駆動、高速飛翔させ、両者を瞬時に接合することによって作られる。これに対して、本研究で用いる爆接法は、Fig. 1に模式的に示すように、多層に重ねた金属板を1回の爆発によって一挙に接合する方法である。この方法を用いると積層構造の複合材料が容易に製造可能である²⁾⁻⁴⁾。本研究では、この方法を用いて、各種の積層複合材料を作製するための製造条件を明らかにし、さらに得られた材料の各種塑性加工性について検討する。

2. 多層爆接実験法

多層材の爆接において重要な因子としては、駆動板(Driver plate)と積層板(Multilayered plates)の間隔(SO1)、積層板同士の間隔(SO2)、爆薬の装薬厚さ(t_E)および各金属板の質量などが挙げられる⁵⁾(Fig. 1参照)。これらの因子を適正值に制御することによって、衝突するそれぞれの界面において良好な接合が達成される。上記の諸因子によって、金属板の衝突速度(V_p)および衝突に伴って失われる運動エネルギー(ΔKE)が変化するわけで、こ

れら2つの条件を考慮することによって接合可能範囲が決定される⁶⁾。ここで、本研究で行った爆接実験条件をTable 1に示す。試験においては、駆動板もしくはアンビルと積層複合材料が接合することを防止するために、両者の間にはポリエチレンのシートを導入した。

3. 多層材の爆接過程の解析法

爆発圧接時の金属板の飛翔状況に関しては、差分法を用いた数値解析法によって定量的に表すことができる⁷⁾。ここで計算方法の詳細は省略するが、爆薬が爆轟した際に発生する高圧力の爆轟ガスの膨張運動によって、駆動板が加速される状況を1次元の差分法を用いて解析的に求めたものである⁷⁾。ここで各積層板の衝突に伴う金属板の飛翔速度の変化は、運動量保存則によって求めた。

4. 良好な爆接条件の検討

Fig. 2は、Table 1中の実験番号CB1の場合について、金属板の衝突過程の計算結果を示す。多層材の爆接はこれまでいくつか報告されている^{8),9)}が、爆接条件と界面組織の関連については十分に明かされていない。これは爆接過程が上層から下層の積層板の間で順次起こるために、爆接条件がそれぞれの衝突点で変化することに起因している。従来の研究では金属板の加速過程は考慮されていなかったが、

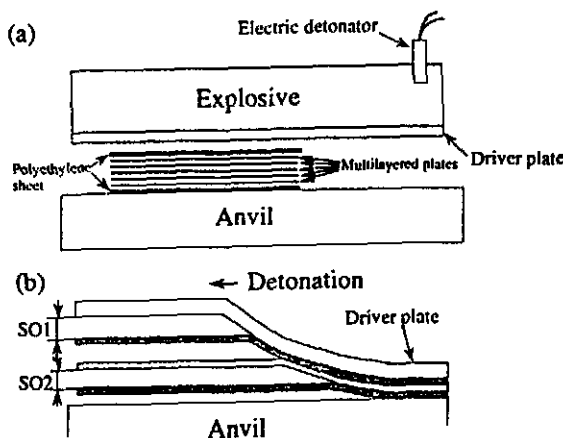


Fig. 1 Set up for multilayered explosive welding.

Table 1 Experimental conditions.

Experiment number	Multilayered plates (Thickness/mm x Number of layers)		Driver plate (Thickness/mm)	SO1/mm	SO2/mm	t _E /mm	Interfacial structure
	Soft material	Hard material					
CB1	Copper (0.3mm x 3)	Brass (0.5mm x 3)	Copper (3mm)	1	1	40	Wavy
SA1	Aluminium (0.3mm x 5)	Stainless steel (0.3mm x 4)	Aluminium (4mm)	5	0.5	40	Planar
SA2	Aluminium (0.3mm x 5)	Stainless steel (0.3mm x 4)	Aluminium (4mm)	5	1	40	Planar
SA3	Aluminium (0.3mm x 5)	Stainless steel (0.3mm x 4)	Aluminium (4mm)	5	2	40	Planar
SA4	Aluminium (0.55mm x 5)	Stainless steel (0.3mm x 4)	Aluminium (4mm)	5	1	40	Planar
SC1	Copper (0.3mm x 5)	Stainless steel (0.3mm x 4)	Aluminium (4mm)	5	0.5	40	Wavy
SC2	Copper (0.3mm x 5)	Stainless steel (0.3mm x 4)	Aluminium (4mm)	5	1	40	Wavy
SC3	Copper (0.3mm x 5)	Stainless steel (0.3mm x 4)	Aluminium (4mm)	5	2	40	Wavy
SC4	Copper (0.3mm x 5)	Stainless steel (0.3mm x 4)	Aluminium (4mm)	5	1	40	Wavy
SC5	Copper (0.3mm x 4)	Stainless steel (0.3mm x 3)	Aluminium (4mm)	5	0.5	40	Wavy
SC6	Copper (0.3mm x 5)	Stainless steel (0.3mm x 4)	Aluminium (4mm)	5	1	40	Wavy
MA1	Aluminium (0.3mm x 1)	Manganese steel (0.3mm x 3)	Aluminium (2mm)	2	2	50	Planar
MT1	Titanium (0.6mm x 4)	Manganese steel (0.4mm x 3)	Aluminium (2mm)	2	2	50	Planar

SO1: Stand-off distance between driver and multilayered plates
SO2: Stand-off distance between multilayered plates
t_E: Thickness of explosive

本研究で用いた解析法では、爆轟ガスの膨張運動による加速を考慮しているために、極狭い領域の間での金属板の速度変化の状況も定量的に明らかにすることができる。

Fig. 2を用いて各金属板の衝突過程について概説すると、まず爆薬の爆轟ガスの作用によって駆動板が急速に加速され、最上層の積層板と衝突する。衝突に伴い、速度は運動量保存則に従って急激に低下するものの、金属板は爆轟ガスによって依然として加速されており、ある程度速度が回復した後に次の金属板と衝突する。このような衝突に伴う急激な速度低下と爆轟ガスによる加速を繰り返しながら爆接過程が完了するわけである。

Fig. 3は得られた積層材の断面写真であるが、各接合界面はともに爆接時に特有の波状界面を形成しており¹⁾、良好な接合がなされていることがわかる。各界面の波長は上層から下層に向かって50~20 μm程度の大きさになっており、波長は次第に減少している。この波長の変化の状況は、Fig. 2の解析で示した衝突速度あるいは衝突によって失われたエネルギー量(ΔKE)と相関があるように思われる。より詳しく言うと、衝突点で失われたエネルギー量(ΔKE)が界面の波長に影響することを著者らはすでに明らかにしており⁵⁾、ΔKEの値を接合可能な条件範囲内に収めることによって良好な接合状態を有する材料が得られるのである。

Fig. 2、Fig. 3で示した多層材の爆接実験においては、前述したように金属板の衝突によって速度が低下した後も、爆轟ガスによって金属板は加速されているために速度の減少量が小さい値に抑えられ、このことでΔKEの変化量も小さくできるのである。金属板の衝突速度とΔKEの関係は後述するが、このように爆接時の各衝突点での条件変化が小さいことによって、多層にわたる接合においても全ての界面で波状組織を示すような、良好な接合体を得ることができる。

Fig. 4に、ステンレス鋼とアルミの積層材の場合について、SO₂を変化させた場合の金属板の飛翔速度変化と各衝突点でのΔKEを示す(Table 1、実験番号SA1~SA3)。各実験において、駆動板と積層板の間隔(SO₁)は一定(5mm)としているので、第1衝突点における金属板の衝突速度及び運動エネルギー損失量は同一である。その後の衝突における(V_p)およびΔKEは、SO₂が異なることにより速度回復の程度が違うので、SO₂ = 0.5mmの場合(実験番号SA1)のV_pは衝突に伴って次第に低下する。これに対してSO₂を大きくとることで速度はある程度回復することが可能であり、SO₂ = 2mmの場合(実験番号SA3)の衝突速度は、上層から下層にわたってほとんど変化しない。

Fig. 4中のΔKEの計算結果についてみると、アルミがステンレス鋼に衝突する場合と、ステンレス鋼がアルミに衝

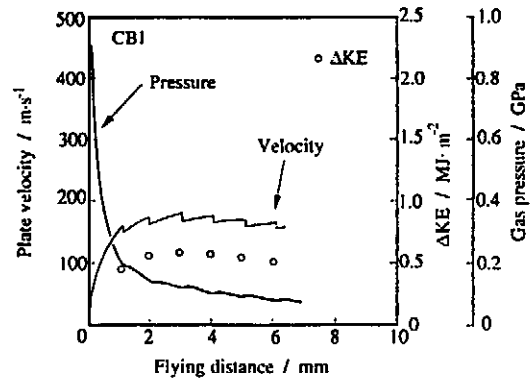


Fig. 2 Calculated explosive welding conditions for CB1.

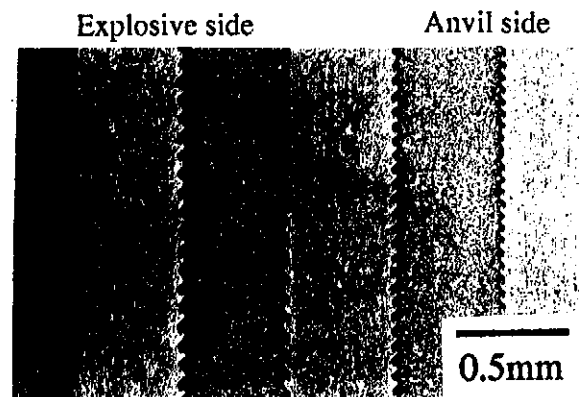


Fig. 3 Interfacial microstructure for CB1.

突する場合でその値が大きく異なる。衝突時のΔKEは、近似的には次式によって表される⁵⁾。

$$\Delta KE = (m_c V_p^2) / 2 \quad (1)$$

ここで m_c は被衝突板の単位面積当たりの質量である。ここでは同一板厚のアルミ板とステンレス鋼板を積層しているので、密度が大きく異なる分、ΔKEが衝突点ごとに大きく異なる結果になる。

Fig. 5は良好な接合状態を有する爆接材(実験番号SA1(SO₂ = 0.5mm))の界面の顕微鏡写真を示す。この場合、得られた接合界面は平滑で、銅の場合に生じたような波状界面は認められない。これはアルミとステンレス鋼では変形抵抗や密度など、諸性質が大きく異なることによる⁶⁾。接合する両素材の性質が似ていれば、両者が共に高速変形によって流体的な挙動を示し、波状界面を生じる(Fig. 6(a))。これに対して両者の性質が大きく異なる場合、Fig. 6(b)に示すように変形しやすい材料のみが大きく変形し、界面は平滑となる。ただしこのような平滑な界面であっても、良好な爆接条件であれば十分に高い接合強度を示す⁶⁾。

平滑な界面を示す場合についても、ΔKEの値が接合の良

否に大きな影響を及ぼすことが知られている⁶⁾。この場合 ΔKE は、接合が生じる程度以上の値であり、かつ熱影響によって過剰な溶融が生じない程度の範囲の値でなければならない。本研究の実験 (SA1) では、各衝突点の ΔKE の相違は大きかったものの、界面に溶融層やはく離は認められず、全ての界面で良好な接合がなされていることが伺われる。本研究と同じアルミ (AL100) とステンレス鋼 (SUS304) の組合せについては、著者らによって、良好な接合状態を示す条件範囲をすでに明らかにしており⁶⁾、これによると ΔKE は $0.08 \sim 0.6 \text{ MJ/m}^2$ が接合可能範囲であった。これと比較して Fig. 4 (a) から $SO_2 = 0.5 \text{ mm}$ (SA1) の場合の ΔKE の範囲は $0.09 \sim 0.65 \text{ MJ/m}^2$ となっており、SA1 は良好な爆接条件の範囲内にほぼ収まっていることがわかる。これに対し、 $SO_2 = 2 \text{ mm}$ (SA3) でステンレス鋼が被衝突板の場合、Fig. 4 (c) に示すように ΔKE は $0.8 \sim 0.9 \text{ MJ/m}^2$ となり、エネルギー過剰の状態となっている。この時の接合界面は、厚い溶融層がみられたり、はく離を生じたりするケースが多くみられた。また $SO_2 = 1 \text{ mm}$ とした場合も同様に良好な接合体を得ることは困難であった。

上述のように、同一厚さで密度の異なる材料を爆接する場合には、間隙を調整することによって、良好な爆接状態を得ることがある程度は可能である。これとは逆に厚さの異なる金属板を積層して、衝突する金属板の質量が一定に

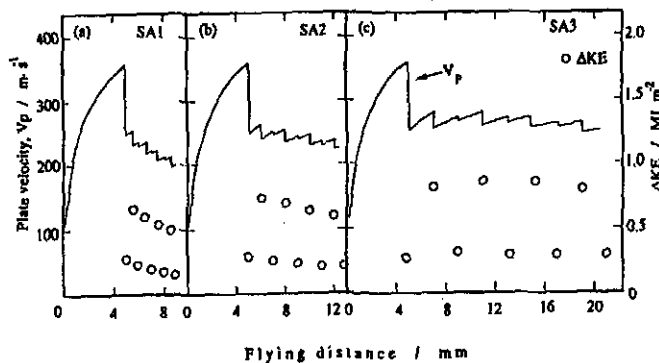


Fig. 4 Calculated explosive welding conditions for SA1, SA2 and SA3 with different SO_2 .

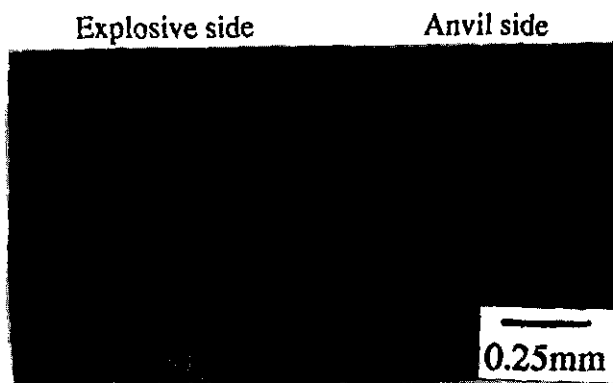


Fig. 5 Interfacial microstructure for SA1.

なるように調整すれば、式 (1) からわかるように各衝突点での ΔKE を一定にすることができ、各界面で良好な接合状態を得ることが可能である。Fig. 7 にアルミとステンレス鋼の組合せについて板厚を調整した場合の結果について示す (実験番号 SA4) が、 ΔKE が Fig. 4 の各場合と比べてかなり均一化されていることがわかる。

上述のような方法で、いくつかの材料組合せについて爆発圧接実験を行い積層複合材料を作製した。材料の組合せ及び実験条件は Table 1 に示すとおりである。

5. 積層複合材の各種塑性加工実験

5.1 引張試験結果

多層同時爆接法によって得られた各種積層複合材料の引張強度等の諸性質を Table 2 にまとめて示す。SA1-1~3 は、SA1 と同じ条件で金属板の枚数のみを変化させた試料について得られた結果である。複合材料の引張強度は、硬軟両相の強度とそれぞれの体積割合を用いた複合則によって表すことができることが知られている。特に本研究の場合のように硬相がある程度の延性を有する場合には、複合則は以下のような簡単な式で近似できる³⁾。

$$\sigma_c = \sigma_f V_f + \sigma_m (1 - V_f) \quad (2)$$

ここで σ_c 、 σ_f 、 σ_m はそれぞれ複合材、硬相、軟相の引張強度、 V_f は硬相の体積割合である。Table 2 中には、複合

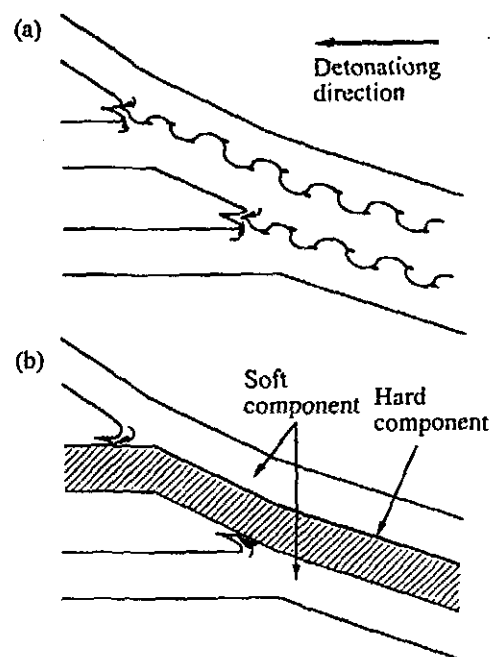


Fig. 6 Formation of wavy interface (a) and planar interface (b) during explosive welding process.

材料の引張強度の予測値を併せて示してあるが、いずれの場合の実験結果もおおむね予測値と一致しており、界面での強固な接合によって破断まで両者の間で応力伝達がなされ、高い強度を示したものと思われる。複合材料の引張強度は、Table 2 にアルミ/ステンレス鋼の組合せについて示すように、硬相割合が増加するほど上昇した。またこの場合、延性の高いステンレス鋼の割合が増加するほど延性は増加し、アルミの破断がステンレス鋼による拘束で防止されるような結果が認められた。

接合する両相の機械的性質の相違の最も大きいアルミ/マルエージング鋼複合材 (MA1) の場合には、Table 2 に示すように複合則で予測される値よりもやや低めの値を示した。これはマルエージング鋼が破断歪に達すると試料全体が破断してしまうことによる。これはアルミによってマルエージングの破断を妨げるような拘束の結果が少ないことと、この材料は硬化のために時効処理を施しており、このことによって界面に脆弱な反応層が形成されていることによる。これに対してチタン/マルエージング鋼複合材 (MT1) は複合則で予測されるより高い引張強度と延性の増加が認められた。これは両者の機械的性質の相違が小さいこと、界面反応層が数ミクロン程度と極薄く、両層の間の接合をあまり劣化させないこと、および生じた反応層自身が強化に寄与したことなどによる。

以上までは界面が平滑な場合の結果について示したが、以後は界面波の生じる銅/ステンレス鋼の場合について述べる。Fig. 8 はいくつかの条件で得られた同材の応力歪線図を示すが、ステンレス鋼の体積割合が大きいものの方が強度、伸びともに増加しており、アルミ/ステンレス鋼と類似の結果を示した。ただし金属板間の間隙 (SO2) を変化させた波長を変化させた実験 (SC1, SC2, SC3) では、強度、伸びともに相違がみられた。SO2 が大きいほど界面は波長・振幅の大きな波となっていてステンレス鋼の板厚の変化が大きく、薄肉部で破断することで強度は低下するものと予測された。しかしながら実験結果は逆で、SO2 が大きく波長の大きいものほど高い引張強度値を示した。これは間隙が大きいほど爆接時の衝突速度が増し、衝突による硬化の程度が高まったことによる。実際に各素材のステンレス鋼の硬度を測定したところ、間隙が大きい材料ほど高い硬度値を示した。

5.2 圧延実験結果

ここではアルミ/ステンレス鋼多層材と銅/ステンレス鋼多層材について、圧延実験を実施し、生じる不均一変形の様相について検討した。Fig. 9 は両材料を (実験番号 SA1, SC5) 圧延した場合の、縦断面の組織を示す。r は圧延率のことで、 $r = (t_0 - t) / t_0$ (t_0 : 初期板厚、t: 圧延

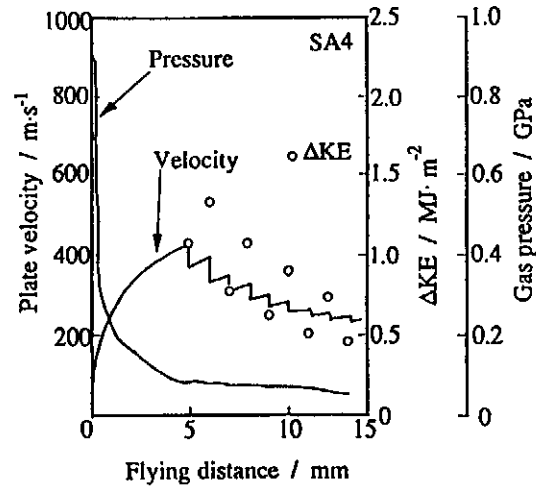


Fig. 7 Calculated explosive welding conditions for SA4.

Table 2 Tensile properties for various composites obtained.

Experiment number	V_f	UTS/MPa	σ_{cp} /MPa	Fracture strain
CB1	0.50	393	406	0.113
SA1-1	0.56	614	625	0.257
SA1-2	0.44	498	521	0.262
SA1-3	0.30	370	402	0.208
SC1	0.44	642	636	0.087
MA1*	0.33	756	790	0.018
MT1*	0.38	1245	1209	0.034

V_f : Volume fraction of hard material
 σ_{cp} : Predicted UTS of composites by equation (2)
 *: After aging at 773K for 18ks

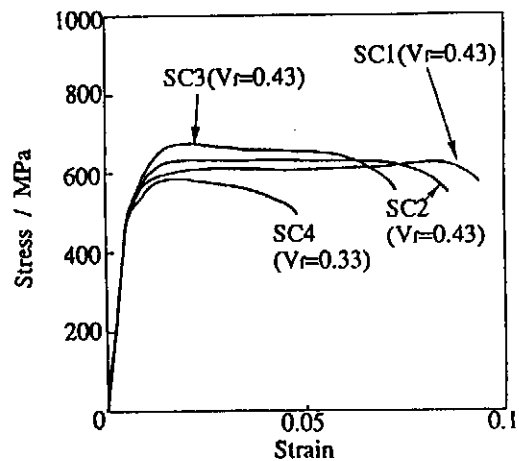


Fig. 8 Stress-strain curves for copper/stainless steel composites.

後の板厚) である。圧延によって生じる不均一変形はいずれも硬相に生じるくびれ変形であり、圧延率が高くなるほどくびれ変形の程度も増加する。アルミ/ステンレス鋼の場合には、ある圧延率から急激にくびれが発生し、圧延方向に対しておよそ45°傾いたせん断帯を形成するような不

均一変形がみられた。これに対し銅/ステンレス鋼多層材にはこのようなせん断帯は観察されず、アスペクト比が3~5程度の周期的なくびれが観察された。また①硬軟両相の変形抵抗の相違が大きいほど、②硬相の体積割合が小さいほど、③初期の界面波が大きいほど不均一変形は生じやすかった。

5.3 深絞り実験結果

深絞り試験は、銅/ステンレス鋼の2層からなる材料について行った。爆接条件は Tabel 1 中の、SC6 である。深絞り試験によって、破断が生じた場合の板厚分布を Fig. 10 に示す。深絞り試験において破断が生じるのは、硬相であるステンレス鋼をダイス側に配置した場合にであった。Fig. 10 から知られるように、破断はポンチコーナー付近に発生した。2相の積層材については、硬相をダイス側に配置した場合により破断が生じやすいことがすでに報告されており^{11), 12)}、本実験結果はそれと同じ結果を示した。ステンレス鋼をポンチ側に配置する場合にはフランジ部に回転による跳ね上がりの力が生じ、理論式によって予測されるしわ押え圧力¹³⁾よりもかなり高い圧力で拘束して、しわ発生の防止をする必要があった。しかしながらこの場合には深絞りされた材料に欠陥を生じるようなことはなく、良好に絞ることができた。

5.4 せん断加工実験結果

本研究では、せん断のようなごく狭い領域での変形の状況を明らかにするために、0.5mm厚さのステンレス鋼板3枚と銅板4枚からなる材料をSC2と同じ条件で爆接し、銅/ステンレス鋼の2層材を作製してせん断実験を行い、その時の変形状況を調べた。この場合、銅およびステンレス鋼内部にはそれぞれ接合界面が存在し、これによって材料の変形状況を詳しく知ることができる。せん断試験は2枚刃からなる両面せん断実験¹⁴⁾を行い、クリアランスは0.2mmとした。試料の跳ね上がりを防止するために板押えを用いた場合には、銅を上にする場合と下にする場合で変形状況はほとんど変化しなかった。Fig. 11 に示すように、板押えを用いない場合には、銅を上(ポンチ側)にした場合(Cu/S.S.)、試料の跳ね上がりがほとんど生じないのに対して、銅を下に置くと(S.S./Cu)跳ね上がりによる材料の回転が生じた。変形状況の相違は、Fig. 12のポンチストローク-荷重線図にも現れており、銅を上にした場合(Cu/S.S.)にはより高い最大せん断荷重がみられ、低いストロークにおいて破断が生じる。これに対し銅を上にした場合(S.S./Cu)には、試料が回転することによって急激な変形が緩和され、せん断荷重はより低い値を示すとともに、せん断に要する工程もより長いストロークが必要であった。

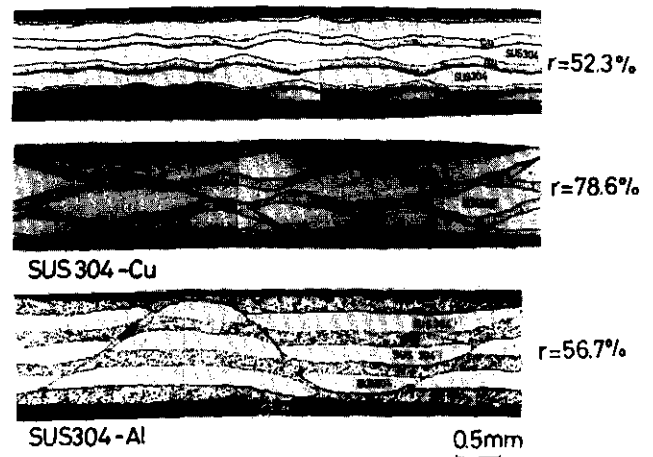


Fig. 9 Cross-sections after rolled samples.

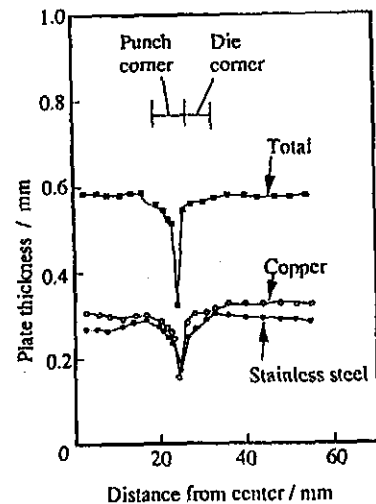


Fig. 10 Change in thickness deformed by deep drawing for SC6 sample.

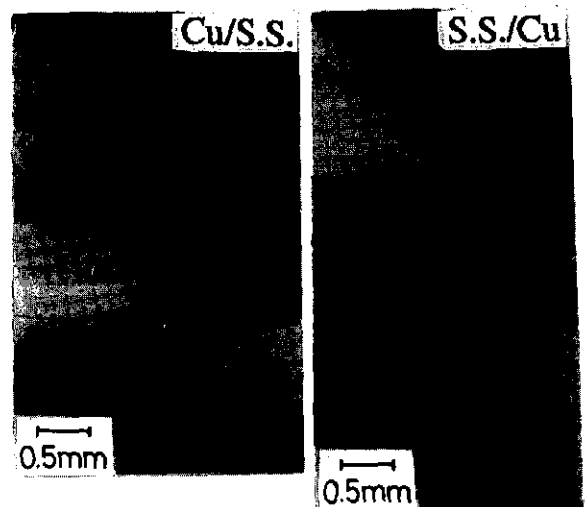


Fig. 11 Deformations generated during shearing process without using blank holder. Copper and stainless steel were placed at punch side in Cu/S.S. and S.S./Cu, respectively.

6. おわりに

本研究では、多層に積層した金属板を1回の爆薬の爆発で同時に爆発圧接する方法によって、金属基積層複合材料を作製することを試みた。差分法を用いた数値解析法によって各金属板の飛翔条件を定量的に明らかにし、良好な爆接材を得るための実験条件を示すことができた。特に良好な接合状態を有する積層複合材料を得るためには、界面に与えられる運動エネルギー (ΔKE) を良好な爆接条件範囲内に収めるように条件を調整することが必要であった。

良好な爆接条件下で得られた各種複合材料については、各種の塑性加工実験を行い、以下の結果が得られた。

- (1) 引張試験結果は、おおむね複合則で予測される程度の引張強度値を示した。また高延性材からの拘束の効果で、複合材の破断伸びが改善される場合が認められた。
- (2) 圧延によって生じる不均一変形は硬相のくびれ変形であり、 45° 方向のせん断帯を形成する場合や、一定の周期的でくびれる場合などがみられた。
- (3) 深絞り実験では、2層材について、硬相をダイス側に配置する場合、破断が生じやすかった。
- (4) せん断実験では、2層材で硬相をポンチ側に配置した場合に試料の跳ね上がりを生じた。

終わりに、本研究助成に対して深甚な謝意を表す。

参考文献

- 1) 久保田：塑性と加工、28-322(1987), 1211.
- 2) 千葉ほか：日本複合材料学会誌、9-3(1983), 108
- 3) 千葉ほか：日本金属学会誌、52-8(1988), 826.
- 4) 千葉ほか：日本金属学会誌、53-11(1989), 1268.
- 5) 外本ほか：日本金属学会誌、54-8(1990), 809.

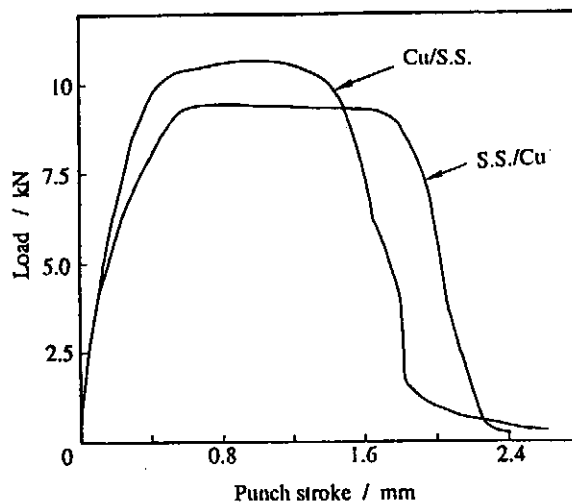


Fig. 12 (Punch stroke) - Load diagrams during shearing for Cu/S.S. and S.S./Cu samples.

- 6) 外本ほか：溶接学会論文集、11-1(1993), 16.
- 7) 藤田ほか：工業火災、48-3(1987), 176
- 8) Al-Hassani, S. T. S., Lazari, L. G. & Salem, S. A. L. : Int. J. Impact Engng., 2-1(1984), 85.
- 9) El-Sobky, H. & Blazynski, T. Z., : Proc. 7th Int. Conf. on High Energy Rate Fabrication, The University of Leeds, (1981), 100.
- 10) 例えば、Crossland, B: Explosive Welding and Its Application, Clarendon Press, Oxford, (1982), 27.
- 11) 平岩ほか：機論(第3部)、40-336(1974), 2398.
- 12) 森ほか：平5塑加春講論、(1993), 281.
- 13) 例えば、鈴木編：塑性加工、(1961), 262. 裳華房.
- 14) 藤田ほか：塑性と加工、30-338(1989), 434.