

論文 / 著書情報
Article / Book Information

題目(和文)	超音波振動を利用した金属薄板のメカノメタラジカル接合法開発
Title(English)	
著者(和文)	水島大介
Author(English)	Daisuke Mizushima
出典(和文)	学位:博士(工学), 学位授与機関:東京工業大学, 報告番号:甲第8685号, 授与年月日:2012年3月26日, 学位の種別:課程博士, 審査員:大竹 尚登
Citation(English)	Degree:Doctor (Engineering), Conferring organization: Tokyo Institute of Technology, Report number:甲第8685号, Conferred date:2012/3/26, Degree Type:Course doctor, Examiner:
学位種別(和文)	博士論文
Type(English)	Doctoral Thesis

東京工業大学

平成 23 年度 学位論文

超音波振動を利用した
金属薄板のメカノメタラジカル接合法開発

機械物理工学専攻

水 島 大 介

目次

第 1 章 緒論.....	1
1.1 はじめに.....	1
1.2 接合の分類.....	3
1.3 金属薄板接合法.....	5
1.3.1 セルフピアシングリベット.....	5
1.3.2 摩擦攪拌点接合.....	6
1.3.3 メカニカルクリンチング.....	7
1.3.4 各種金属薄板接合法の比較.....	10
1.4 メカニカルクリンチングに関する研究の動向.....	14
1.5 超音波振動が発現する効果と適用動向.....	17
1.5.1 超音波利用の概要.....	17
1.5.2 超音波の発振・伝達・共振.....	18
1.5.3 超音波振動による塑性流動制御.....	20
1.6 本研究の目的と概要.....	22
1.7 本論文の構成.....	23
第 2 章 マクロ的塑性流動制御に着目したメカニカルクリンチングの高強度 化.....	33
2.1 諸言.....	33
2.2 実験方法, 供試材, 有限要素法解析方法.....	34
2.3 断面形状パラメータが十字引張強度に与える影響.....	38
2.3.1 実験条件.....	39
2.3.2 結果と考察.....	39
2.4 突起つき板押えによる十字引張強度向上.....	43
2.4.1 実験条件.....	43
2.4.2 突起付き板押えが十字引張強度に及ぼす効果.....	44
2.4.3 突起付き板押えが断面形状に及ぼす影響.....	45
2.4.4 インターロック角度増加に関する考察.....	46
2.5 メカニカルクリンチングの十字引張強度に及ぼす潤滑油粘度の影響.....	49
2.5.1 実験条件.....	49
2.5.2 潤滑油粘度が十字引張強度に与える影響.....	50
2.5.3 潤滑油粘度が継手断面形状に与える影響.....	54
2.5.4 潤滑油粘度の違いによる断面形状変化に関する考察.....	57

2.6 予備加工による十字引張強度向上.....	61
2.6.1 実験方法.....	62
2.6.2 予備加工が継手断面形状に与える影響.....	63
2.6.3 予備加工が十字引張強度に与える影響.....	66
2.7 接合界面状態がメカニカルクリンチングに与える影響.....	67
2.7.1 接合界面摩擦力の増加方法.....	68
2.7.2 接合界面摩擦力増加による十字引張強度向上効果.....	72
2.7.3 各種接合界面摩擦力増加法による接合界面性状の変化.....	74
2.8 結言.....	77
 第3章 超音波援用メカニカルクリンチング法の開発.....	79
3.1 緒言.....	79
3.2 超音波援用メカニカルクリンチ装置の開発.....	80
3.2.1 振動方式に関する検討.....	80
3.2.2 超音波応力振動印可のための可動式ダイ機構.....	84
3.2.3 超音波振動系概要.....	86
3.2.4 超音波振動変位印可装置の設計・製作.....	87
3.2.5 超音波振動応力印可装置の設計・製作.....	94
3.2.6 超音波振動系駆動装置.....	98
3.3 超音波振動変位援用がメカニカルクリンチングに及ぼす効果.....	100
3.3.1 超音波変位振動の印加による凝着力の発生.....	100
3.3.2 クラックの発生に関する考察.....	103
3.3.3 超音波変位振動がメカニカルクリンチングに与える効果.....	105
3.3.4 超音波振動変位により発生する凝着力とメカニカルクリンチングに与える効果に 関する考察.....	109
3.4 超音波振動応力援用がメカニカルクリンチングに及ぼす効果.....	111
3.4.1 超音波応力振動を被接合材に印加する振動系の振動特性.....	111
3.4.2 超音波応力振動の印加が継手強度と断面形状に与える効果.....	114
3.4.3 超音波振動応力の印加時間と振幅が攪拌状態の関係.....	120
3.4.4 小括.....	123
3.5 有限要素法解析による超音波攪拌部の温度予測.....	124
3.5.1 温度測定実験.....	124
3.5.2 FEM 解析方法.....	125
3.5.3 解析結果.....	128
3.6 超音波振動応力の印加が材料結晶組織に与える影響.....	132
3.7 動解析による攪拌作用発現メカニズムに関する考察.....	141

3.7.1 解析方法.....	141
3.7.2 解析結果.....	142
3.7.3 工具先端形状が超音波攪拌作用に与える影響.....	146
3.8 結言.....	149
 第4章 メカノメタラジカル接合法の同種・異種金属板接合特性.....	153
4.1 緒言.....	153
4.2 実験方法.....	154
4.3 メカノメタラジカル接合法によるアルミニウム板同士の接合.....	156
4.3.1 実験条件.....	156
4.3.2 流動制御板の組み合わせ方法が接合特性に与える影響.....	158
4.3.3 流動制御板の組み合わせ方法が十字引張強度に及ぼす影響.....	164
4.3.4 ストリッパー位置および直径が十字引張強度に与える影響.....	168
4.3.5 引張せん断試験結果.....	174
4.4 メカノメタラジカル接合法によるアルミニウム板と軟鋼板の接合.....	177
4.4.1 実験条件.....	177
4.4.2 流動制御板の選定.....	177
4.4.3 超音波振幅，印加時間と十字引張強度との関係.....	188
4.4.4 底部板厚の影響.....	195
4.4.5 ダイ深さ.....	199
4.4.6 工具形状.....	203
4.4.7 引張せん断試験結果.....	207
4.4.8 界面観察.....	209
4.5 メカノメタラジカル接合法の材質や板厚に対する適用性評価.....	212
4.5.1 板厚の組み合わせに対する適用性評価.....	213
4.5.2 アルミニウム合金板への適用性.....	216
4.5.3 マグネシウム合金板，銅板，軟鋼板への適用性.....	217
4.5.4 アルミニウム板と様々な材料の異材接合の試み.....	221
4.5.5 アルミニウム合金以外の材料を被攪拌側材料に加えた場合の接合特性.....	228
4.5.6 小括.....	233
4.6 各種点接合法とメカノメタラジカル接合法との比較.....	234
4.7 結言.....	235
 第5章 結論.....	237
今後の展望.....	239

第1章 緒論

1.1 はじめに

人類はこれまでに科学技術の進歩により空や深海、宇宙への進出、石炭から石油、ガス、原子力など新エネルギーの利用、原子レベルから宇宙規模に至る様々な現象の解明など多くの夢を成し遂げてきた。そして自動車や家電製品、電子デバイスなどが身の回りに溢れ、数十年前の人々が夢に見た物質的豊かさを現実の物として享受している。接合技術の進歩は、それらを実現する装置や製品を製造する上で(1)成形加工範囲の拡大・補助(2)機能の創造・複合(3)コスト削減(4)意匠性の追加などのために不可欠な技術要素である¹⁾。例えば近年急速に普及しつつあるスマートフォンなどの携帯情報端末と、それを利用した場所や時間を問わないインターネット通信環境は、人工衛星打ち上げロケットのエンジン部品に適した耐熱合金のろう付技術開発や²⁾、フュージョンボンディングや陽極接合法などのMEMS領域での様々な新接合技術開発³⁾無しには実現し得なかった。また、御巣鷹山の日航ジャンボ機墜落事故⁴⁾をはじめ、機械や構造物の破損による事故報告⁵⁾の多くが、接合に因を発生すると結論付けていることから接合技術の重要性が理解できる。さて、十分すぎるほどの物質的豊かさを手に入れた人類が次に成し遂げなければならない課題は「持続可能な発展への切り替え」であり、新技術の開発が求められる分野は多岐にわたる。接合技術もその例に漏れず、新素材への適合や異種材料の接合を可能にすることなどが求められ、リサイクル性や接合に要するエネルギー、作業環境なども考慮した開発が求められている。特に輸送機器の燃費向上に直結する課題として、軽金属薄板に適した接合法の開発が急がれている。

輸送機器部門は、年間二酸化炭素排出量が全体の約 20%を占める⁶⁾エネルギー変換部門と産業部門に次ぐ主要排出源である。そして、その排出量の大半は自動車によるものである⁷⁾。その自動車の二酸化炭素排出量削減対策には、新規燃料・原動機開発やインフラ整備に加え車体軽量化も重要な要素である。しかし近年の自動車は、安全性の向上や運動性の向上、快適装備の充実が優先されるため、高強度鋼材の採用やCAE技術による構造の最適化など細部にわたる軽量化努力も虚しくモデルチェンジを重ねるごとに重量を増し、重量の増加に伴う運動能力の低下を補うために大型のエンジンを搭載し、さらにそれに付随

する機関の重量増加を招くという負のサイクルに陥っている⁸⁾⁹⁾。この状況から脱却するためには、抜本的な軽量化策が必要であり、その最有力候補がアルミニウム合金をはじめとする軽金属への材料置換である。

エンジnbロックなどの鋳造部品については、既にその多くにアルミニウム合金が採用されているが、車体骨格や外板部品などのパネル部材への採用はごく一部の車種に限られている¹⁰⁾¹¹⁾。一般的な乗用車の場合、パネル部材は車体重量の25～28%を占め、これらをアルミニウム合金に置換した場合には8%から10%の燃料消費量削減効果が得られると試算されている¹²⁾¹³⁾。にもかかわらずアルミニウム合金への材料置換が進まないという問題に対して、自動車車体の全接合箇所のうち大部分の接合に用いられる抵抗スポット溶接が、アルミニウム合金板に対して適用困難であることがその要因の一つとして挙げられる。抵抗スポット溶接は、通電による加熱熔融により点接合する溶接法であるが、アルミニウム合金に対して適用を試みた場合には(1)アルミニウムの電気伝導率が高いために大電流が必要(2)凝固収縮による溶接欠陥が発生しやすい(3)電極摩耗が著しく生産性が大幅に劣るなど、多くの問題が発生する^{14)~19)}。また、高い軽量化効果が見込まれる軽金属への材料置換であるが、製品の軽量化だけではなく、高強度化や低価格化を高い次元で両立するためには効率的な個所から部分的に置換されることが望ましい²⁰⁾。この「軽金属の適材適所」を具現化するためには異種材料からなる部材の接合が不可欠である。しかし、抵抗スポット溶接を始め多くの熔融過程を伴う既存の接合方法によって異材接合を試みた場合には、(4)鉄鋼系材料とアルミニウムをはじめ、多くの材料間で脆弱な金属間化合物層が生成し、実用的な強度が得られないという問題が発生する。そのため多くの研究者がアルミニウム合金板同士、またはアルミニウム合金板を含む異種金属板の接合技術を模索している²¹⁾²²⁾。特に摩擦攪拌接合を筆頭に、塑性流動による新生面の拡大と原子の相互拡散により冶金的接合を実現する固相接合法は、熔融過程を伴わないため軽金属との相性が良く、界面生成物の成長制御範囲が広いために異種金属接合実現の可能性が高く、高度に組織が制御され、温度変化に対して過敏になりつつある新素材への適合性も高いため注目を集めており、新規開発が相次いでいる。しかし、現状ではどの試みにも一長一短があり決定的な解決には至っていない。

一方、メカニカルクリンチングをはじめ、締結要素を用いずに機械的に接合を行う構造締結法は、軽金属や異種金属の組み合わせに制限が無い点や、高い生産性及びコスト面での利点など、前述の固相接合法には無い多くの利点を有する接合法であり、再注目されるべき接合方法である。構造締結法が幾何学的なかみ合わせを利用した接合法であり、固相接合法は冶金的な結合力を利用した接合法であるという様に、これら二つの接合法は接合力発生原理の違いによって明確に区別されている。また、それぞれが得意とする被接合部材や利点、欠点も大きく異なる。しかし、それぞれの接合力発生原理の違いは材料流動スケールの差異のみに起因するものであり、共に材料の流動を利用した接合法であることに違いはない。この点に着目すると、マクロレベルからミクロレベルの塑性流動現象に着目

し、双方の塑性流動スケールを重畳させることができれば、構造締結法と固相接合法の利点を組み合わせた新接合法開発の可能性が見えてくる。そこで本研究では、マクロレベルの塑性流動制御方法としてメカニカルクリンチングに、そしてミクロレベルの塑性流動制御方法として超音波振動の効果に着目し、幅広いスケールの塑性流動現象を制御することで、機械的接合と冶金的接合を融合したメカノメタラジカル接合法の開発を試みる。

1.2 接合の分類

現存する接合法は多岐にわたり、接合原理をはじめ恒久的接合法か分離可能かどうか、接合助材を必要とするかどうか、接合しようとする部材の形状など様々な観点から分類される。接合原理に着目して分類した例を **Fig. 1-1** に示す。全ての接合法は大まかに、接合しようとする部材(被接合材)の間に金属学的結合を利用する冶金的接合法、幾何学的な噛み合わせを利用する機械的接合法、接着剤による機械的、化学的な結合を利用する接着とに分類できる。冶金的接合法はさらに、被接合材の溶融過程を伴わない固相接合、被接合材の溶融過程を伴う融接、接合助材の溶融を伴うろう付けに分類される。融接は、金属を部分溶融させ、再結晶過程で一体化させる接合法であり、鉄鋼材料の接合に対して現在最も広く利用されている接合方法である。近年では、高張力鋼板など母材組織が温度の影響に対して敏感な材料や異種材料の組み合わせに対して適応することが求められ、電源

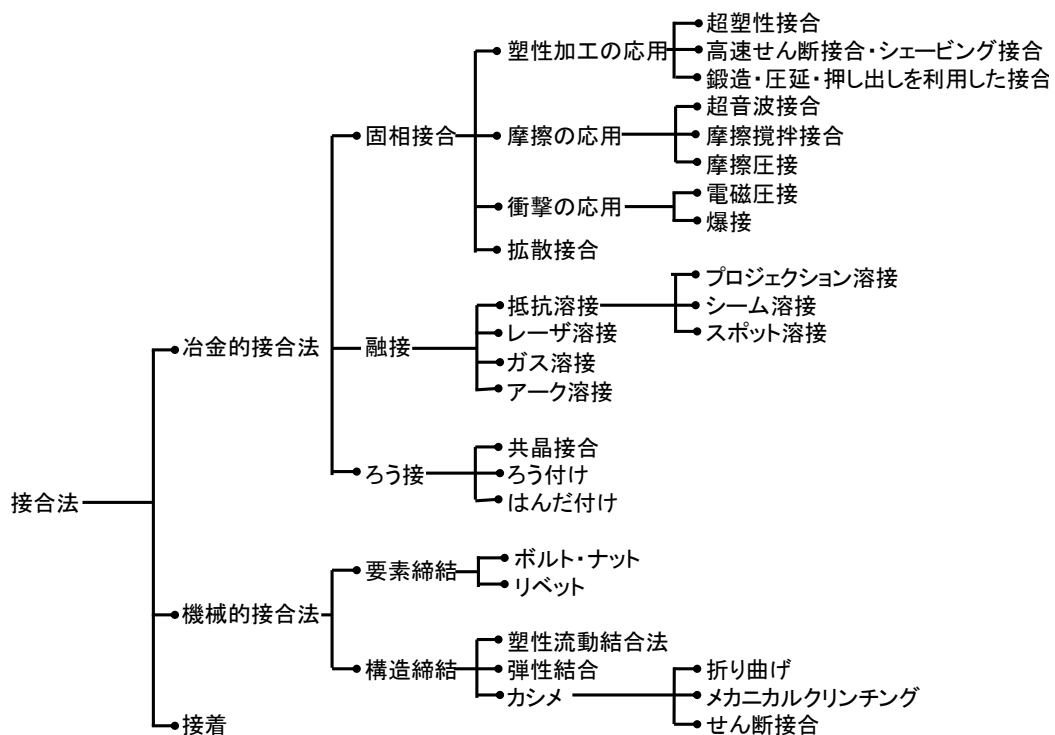


Fig. 1-1 Diagram showing classification of the joining processes

の改良やインサート材の利用，レーザーの利用による入熱範囲の限定化などの方向から解決のための努力が成されている．ろう付けは熔融金属が被接合材に濡れることで冶金的接合力を得る最も古い歴史をもつ金属の接合法である．現在では作業性や継手強度が劣るために大部分が溶接に置き換えられたが，熱交換機などの複雑・微細構造部材やセラミックスと金属などの異種材料接合に利用価値が見出されている．固相接合法は被接合材の塑性流動と，摩擦熱や補助的な加熱による表面拡散，固体拡散により接合界面介在物を分散，拡散させ，同種材の場合には原子間距離まで母材金属同士を接近させ，異種材料の場合には界面反応層を形成することで冶金的接合力を得る接合方法である．被接合材を塑性流動させる方法と入熱方法には多くの試みがあり，利用される歪み領域と温度は幅広いが，歪み速度が小さい場合には接合可能条件が高温・長時間となり，逆に歪み速度が大きい場合には低温・短時間となる傾向がある．例えば被接合材の歪みが小さく，温度領域が高い部類には拡散接合があり，金属とセラミックスなどの接合難易度の高い材料組み合わせに対して有効である．塑性加工の延長で圧延や鍛造，押し出しを利用した固相接合では製品の成形過程に接合プロセスを組み込むために高い生産性を維持しつつ，高い機能を複合した製品の製造を可能としている．局所的に高い歪みを導入し，補助的な加熱処理を行わない方法として摩擦圧接や摩擦撈拌接合法，超音波接合，電磁圧接があり，軽金属や銅合金などの比較的変形抵抗が小さい金属に対し入熱量の少なさが多くの利点を生み出している²³⁾．また全ての固相接合法に共通して，融接に比べ入熱量が少なく，母材組織に影響を与えにくいことや接合界面生成物の成長制御範囲が広いために異材接合の実現が期待できるという利点と，被接合材に塑性流動を導入するために製品の形状が限定され，また装置が大がかりになるという欠点がある．

機械的接合法は最も幅広い材料に対して適合可能な接合方法である．接合助材を使用する要素締結と，被接合材自体の変形によりかみ合わせ形状を得る構造締結に分類される．分解性が要求される場合や，被接合材が変形や熱の影響を許容しない場合などに最終的に選択されるのがボルトなどを用いた要素締結だと言える．構造締結は要素締結に比べると単位面積あたりの継手強度は弱く，塑性変形が可能な材質に限られるものの，飲料缶の蓋などに利用される折り曲げやプラスチック部品のツメによるかみ合わせを利用した接合方法であり身の回りの製品に多く採用されている．これは要素締結法の高い生産性と低いコストに起因していることは言うまでもない．

接着は有機系接着剤の化学的吸着力や機械的なアンカー効果により接合する方法であり，被接合材の材質に対して幅広い適合性を有している．その材質適合性の幅広さからスペースシャトルの断熱タイルなど他の方法では難易度の高い箇所から，住宅や電気，電子製品にまで幅広く採用されている．輸送機器への応用は，内装部品などに多く，接合強度に対する信頼性や破壊時の仕事量が小さいことから構造部材への単独利用はない．しかし，アルミニウム合金パネル部材を点接合する際，補助的に使用することで大幅な剛性向上や破壊エネルギー増加効果が得られるため適用拡大している^{24)~30)}．

1.3 金属薄板接合法

ここでは抵抗スポット溶接に代り得る金属薄板の接合法としてセルフピアシングリベット、摩擦撹拌接合、メカニカルクリンチングについて詳しく説明すると共に、それぞれの利点と欠点を比較する。

1.3.1 抵抗スポット溶接

抵抗スポット溶接は重ね合わせた薄板を一对の電極で挟み、通電加熱することで溶融接合を行う接合法である。鋼板同士の接合に適用した際には、接合時間が約 0.2 秒程度と早く、目立った突起や窪みが継手に残らないことから外観特性にも優れるため現在自動車部品などの鋼板製パネル部材同士を点接合する方法として最も広く用いられている接合法である。しかし、抵抗スポット溶接をアルミニウム合金に適用した場合には(1)アルミニウムの電気伝導率が高いために大電流が必要(2)凝固収縮による溶接欠陥が発生しやすい(3)電極摩耗が著しく生産性が大幅に劣るなど、多くの問題が発生する^{14)~19)}。オールアルミニウムボディー車の接合技術の推移について述べると、1990 年に発売された初のオールアルミニウムボディー車である HONDA NSX では、そのほとんどの接合箇所に抵抗スポット溶接が用いられていたものの、1994 年に発売された Audi A8 では 2 / 3 が後述のセルフピアシングリベットやメカニカルクリンチングに置き換えられ、1999 年に発売された Audi A2 やそれ以降に発売された Audi NEW A8 Jaguar XJ などでは抵抗スポット溶接は一切用いられていない³¹⁾。このようにセルフピアシングリベットなどの代替技術の進歩に伴いアルミニウム合金の接合技術は抵抗スポット溶接から置き換えられて来た。しかし、既存の抵抗スポット溶接設備が転用できる事や外観特性が優れていること等抵抗スポット溶接によるアルミニウム合金の効率的接合技術が確立された場合の利点も大きく、各種母材表面処理による電極寿命の拡大など改善³²⁾が試みられている。また、鋼板とアルミニウム合金など異種金属の接合に際しては、元来溶融接合であるため脆弱な金属間化合物層を形成する材料の組み合わせについては良好な接合性は望めないが、これに対してもカバープレートの使用や³³⁾インサート材の挿入³⁴⁾など様々な試みによる改善が成されている。

1.3.2 セルフピアシングリベット

セルフピアシングリベット(SPR: Self-Piercing Rivet)は要素締結法の一つである。下穴加工を必要としないために通常のリベットに比べて生産性が大きく改善され、アルミニウム合金板をパネル部材に適用している自動車に対し、現在最も多く採用されている接合方法である³⁵⁾³⁶⁾。Fig. 1-2にセルフピアシングリベットの接合プロセスを示す³⁷⁾。円筒の一端にフランジを有するリベットが上板を貫通しつつ下板内で径方向に押し広げられることでリベット端部のフランジとの間に噛み合わせ形状を成形し、機械的に接合力を発生する。利点としては高い継手強度が上げられ、静的強度は好条件の抵抗スポット溶接と同等以上であり³⁸⁾、動的強度に関しては倍以上の強度を有している³⁹⁾⁴⁰⁾。欠点はボロン鋼製リベットが高価であること⁴¹⁾⁴²⁾、アルミニウム板への混入がリサイクル時の問題となる⁴³⁾⁴⁴⁾⁴⁵⁾こと、重量が増加することなどが挙げられる。アルミニウムは精錬時に必要なエネルギーが大きいためリサイクル材を使用した場合とそうでない場合では環境負荷に大きな差が発生する。そのためアルミニウムからの分離が困難な鉄製リベットの混入は生産プロセスも考慮に入れた場合の環境負荷低減に対しては非常に不利な要因である。これらの問題に対して、N. Hoang らをはじめ多くの研究者がアルミニウム製のリベットへの置換を試みている³⁵⁾。また、セルフピアシングリベットは成形性が良い材料に対しては素材選択の幅も広く、異種材料の接合も可能であるが、高張力鋼板などの難加工材に対しては適用が困難である。これに対して、安部らが工具形状の最適化により適用の可能性を示している⁴⁶⁾⁴⁷⁾。しかし、どちらの場合にも被接合材とリベットの間に必要な変形抵抗の差が小さくなり、最適な継手形状の成形条件からの離脱が発生する。そのため実用段階に至るまでには時間を要するであろう。

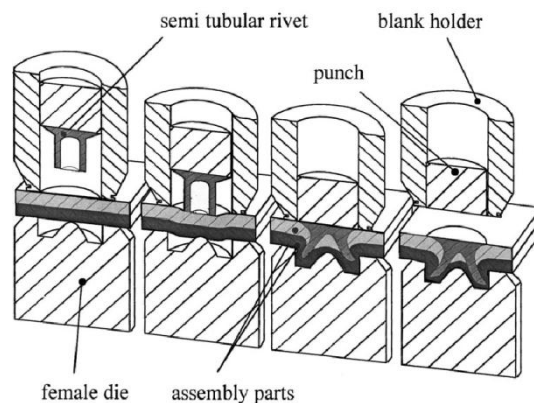


Fig. 1-2 Schematic illustration showing the process of self-piercing riveting³⁷⁾

1.3.3 摩擦攪拌点接合

摩擦攪拌点接合(FSSW: Friction Stir Spot Welding)はイギリス溶接研究所(The Welding Institute (TWI) of UK)において1991年に特許出願された摩擦攪拌接合法⁴⁸⁾⁴⁹⁾を基に、自動車など比較的板厚が薄く複雑な曲面を有する構造体向けに重ね合わせ点接合法としてマツダ株式会社と川崎重工業が開発した接合技術である^{50)~53)}。固相接合法の中では比較的材料的歪みが大きく、接合に要する温度が低く短時間で接合可能な部類の方法である。その接合プロセスをFig. 1-3に示す⁵⁴⁾。回転する工具を被接合材に押し込み、摩擦熱により軟化した材料を、工具の回転に伴う摩擦力により攪拌することで歪みを与え、接合界面介在物を機械的に分散させると共に摩擦熱により拡散させ、上板と下板を工具のピン周辺でリング状に一体化させることで接合力が得られる。継手組織は攪拌部、熱・機械的影響部、熱影響部に分けられ、攪拌部や熱・機械的影響部では積極的な入熱と変形により動的再結晶が起き非常に微細な結晶粒となり、この現象を利用した材料組織の微細化方法等が検討されている。熱影響部では接合条件により程度は異なるが、結晶粗大化と軟化が見られる。摩擦攪拌点接合の利点は、溶接が困難な2000系や7000系のアルミニウム合金を含む多くの軽金属に対して適用が可能で、好条件のスポット溶接と同程度の継手強度が得られることである。この方法によれば、リベットを用いた場合のランニングコストや異材混入の問題を解決することができる。また、抵抗スポット溶接に比べ90%以上接合に必要なエネルギーを削減できる点も大きな利点である⁵⁵⁾。そして他の固相接合法同様、異種金属材の接合実現が期待できる。欠点は、非破壊検査で検出が困難な内部欠陥発生のある可能性があること、鉄鋼材料などの変形抵抗が大きな材料に対しては工具摩耗が問題となること、バリが発生し製品を傷つけること、継手にツール穴が残ること、接合装置が大がかりになり、一つのプレス装置に複数台の接合装置を組み込むことによる生産性向上が困難であることなどが挙げられる。また疲労強度に関しては、セルヒピアシングリベットの場合の方が良好であるという報告がある⁵⁶⁾。

摩擦攪拌接合並びに摩擦攪拌点接合は固相接合でありながら、被接合材の形状や作業性に関して溶接に匹敵するフレキシビリティを有するため、多くの研究者の注目を集めて

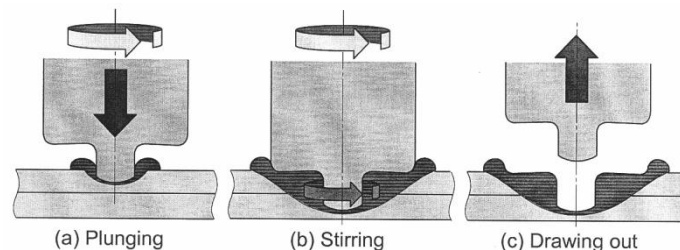


Fig. 1-3 Schematic illustration showing joining process of friction stir spot welding⁵⁴⁾

いる。研究の対象は接合メカニズムの解明や品質管理に関する研究報告、各種アルミニウム合金の接合条件に始まり、体系的に調査され急速へ実用段階に至っている。また、継手に深いツール痕が残らないツール形状の提案、複動機構も開発されている⁵⁷⁾⁵⁸⁾⁵⁹⁾。また、摩擦攪拌接合は激しい摩擦を受ける工具の耐久性に対する要求が厳しく、基本的にはアルミニウム合金に対して適した接合方法といえるが、これに対し超硬合金や各種セラミックス、金属間化合物系の材用を使用することで銅系、マグネシウム系、チタン系、鉄系合金など、様々な金属材の同種材、異種材の接合可能性が見出されている。近年では、摩擦攪拌プロセスとして材料組織の微細化や新冶金プロセスとしての応用も検討されている。

摩擦攪拌接合の実用は、船舶や鉄道車輛、ロケットなどへ適用が1996年より始まった。摩擦攪拌点接合は2003年からマツダ株式会社やトヨタ自動車株式会社が採用を始め、2005年からマツダ株式会社が鋼板とアルミニウム合金板の接合に採用している⁶⁰⁾。しかし現状でその採用箇所は、ボンネットフードやトランクリッド、ドアなど大きな荷重を負担しない部分に限られている。

1.3.4 メカニカルクリンチング

メカニカルクリンチング(MC: Mechanical Clinching)は構造締結法の一種であり、特殊な工具を用いて母材を塑性変形させ幾何学的なかみ合わせを成形することで重ね合わせた複数枚の金属薄板を点接合する方法である。1960年代に母材の部分的なせん断を伴う方式が開発され⁶¹⁾、ドイツ工業規格 DIN8593 Part5 に規格化された。その後1980年代にせん断を伴わない様々な方式をドイツ Eckold 社、TOX 社、アメリカの BTM 社が商品化した。そして現在、自動車へのアルミニウム合金板適用要求から再注目されている接合方法である。Fig. 1-4 にメカニカルクリンチングの接合プロセスを示す。Fig. 1-4(a) は TOX 社のラウンドジョイントに代表されるメカニカルクリンチングのうち最も一般的な方式で、可動部を持たないダイが用いられる点の特徴である。接合プロセスは二工程に分けられ、まずダイ内側へ材料を張り出し、次にパンチとダイの底部により材料を据え込み、径方向の塑性流動を発現することで上板材料が下板材料に食い込む様にして広がり、かみ合わせ形状が成形される。ダイ底部に設けられたリング状の溝は、押しつぶされた材料を受け入れる役割を持っている。Fig. 1-4(b)～(d) はダイに可動部を持つものである⁶²⁾。どの方法も据え込み工程ではダイの可動部はばねにより閉じられており、工具軸方向の荷重に対してはこれらの可動部は動作せず、所定の直径を維持する。続く据え込み工程では径方向の塑性流動に応じて可動部が拡張し、張り出した材料を受け入れる。このような可動式の据え込み材料受け入れ部分を設けることで板厚に応じて受け入れ体積が柔軟に対応できるため、一つの工具に対する板厚適合範囲を広げることができる。可能部の分割数は TOX 社の4分割や BMT 社の3分割、Eckold 社の2分割、または6分割など様々である。Fig. 1-4(c) はせん断を伴う初期の方式でありツールが比較的安価である。Fig. 1-4(d)は一方が難加工材で

ある場合や極端な板厚の差がある場合に予め一方の材料に穴開け加工を施す方式である。現在の主流は継手強度が比較的良好で方向性が無く、耐食性の観点からメッキやコーティングの保持、気密性の確保が可能なせん断を伴わない方式の(a)と(b)である⁶³⁾。板厚が一定の場合には可動部が無く信頼性が高い(a)が、板厚にフレキシビリティが要求される場合には(b)が用いられる。

メカニカルクリンチングの利点を以下にまとめる。まずリベットを使用することによるデメリットを全て解消することができる。即ち、(1)リベットのコスト、リベットの保管や調達、分配に関する設備やコストを抑えられ、リベットのフィードタイムが削減できるために生産性が高く、異物が混入しないためリサイクル性においても有利である⁶⁴⁾。特にコスト面での優位性は顕著で、J.Varis⁶⁵⁾はセルフピアシングリベットをメカニカルクリンチングに置き換えた場合、55,000 点接合以降はランニングコストの節約が設備投資を上回り、200,000 点接合した時点で、75%のコスト削減が可能であるとの試算結果を示している。(2)接合設備が単純なため、一台のプレス機に多数の接合ツールを配置する使用法にも向いている。(3)製品の重量も抑えられ、リサイクル時の材料混入も抑えられる。(4)塑性加工が可能な材料ならば材料の組み合わせを選ばずに接合が可能である。(5)母材のせん断を伴わない方法は塗装鋼板やメッキ鋼板、ラミネート鋼板について高い耐食性を維持することができる⁶⁶⁾。(6)摩擦攪拌点接合のように内部欠陥の発生が起きず、継手強度と外観形状に直接的に結びついているために外形を計測することで容易に継手品質を管理することができる。(7)疲労強度においては応力集中が緩和されるために抵抗スポット溶接よりも有利である⁶⁷⁾⁶⁸⁾⁶⁹⁾。一方欠点としては、(1)静的な引張せん断強度は抵抗スポット溶接と同程度であるのに対し、十字引張強度が抵抗スポット溶接の約半分と大幅に不足していること、(2)抵抗スポット溶接に比べ接合に必要な工具荷重が高いこと、(3)継手両面に穴や突起が残ることなどである。これらの欠点を克服するための研究もなされており、1.4 節において詳細に述べる。

メカニカルクリンチングは既に、自動車の多くの箇所に適用されている⁷⁰⁾。しかし、多くの利点が認められながらも継手強度不足のため、ボンネットフードやトランクリッドなどの荷重を負担しない箇所に限られている。

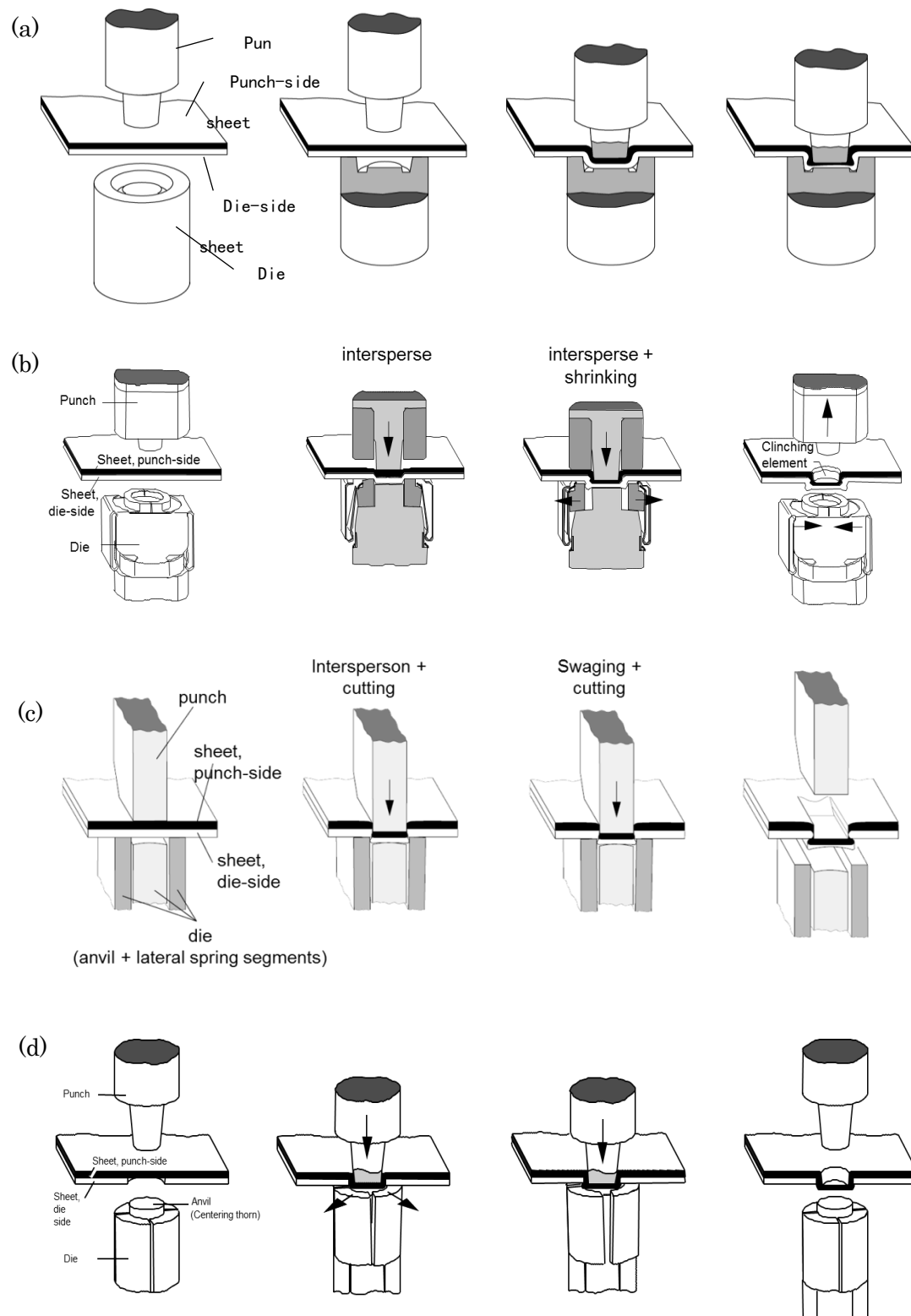


Fig. 1-4 Schematic illustration showing joining process of mechanical clinching (a) Round joint (b) Round joint with flexible segments (c) Press joint (d) Round joint with prepared

1.3.5 各種金属薄板接合法の比較

ここではまず、各接合法の継手強度を比較する。薄板の点接合法は JIS-Z3136 に定められる引張せん断強度と JIS-Z3137 に定められる十字引張試験(Fig. 1-5)に沿って破壊試験がなされ、Table 1-1 に示す強度基準と比較して評価される。抵抗スポット溶接に代わる接合法を選定するに当たり、抵抗スポット溶接とセルフピアシングリベットや、セルフピアリングリベットとメカニカルクリンチングなどの特徴を比較した研究報告が行われているが⁶⁵⁾⁷¹⁾⁷²⁾、ここに挙げた全ての方法について定量的に比較した報告は調査した範囲で見られなかった。そこで、式(1・1)から式(1・3)にしたがって比せん断引張強度、比十字引張強度を計算することで、各接合法による継手強度を体系的に比較する。

$$\text{Specific } TSS_c = \frac{TSS_e}{TSS_s} \times \frac{\sigma_{us}}{\sigma_{ue}} \quad (1 \cdot 1)$$

$$CTS_s = TSS_c \times \frac{80}{100} \quad (1 \cdot 2)$$

$$\text{Specific } CTS_c = \frac{CTS_e}{CTS_s} \times \frac{\sigma_{us}}{\sigma_{ue}} \quad (1 \cdot 3)$$

添字 *e*: experiment, *s*: standard, *c*: converted

まず、それぞれの接合法に関する研究報告から代表的な引張せん断強度 TSS_e (TSS : Tensile shear strength, 添字 *e*: experimental)の測定結果を抜粋し、JIS-Z3140 に定められるアルミニウム合金スポット溶接継手の基準強度に準じて、実験で使用された母材の引張強度 σ_{ue} を基準引張強度 $\sigma_{us} = 100$ で除すことで換算引張せん断強度 TSS_e に換算し、この値を JIS-Z3140 に定められる A 級平均引張せん断強度 TSS_s で除したものを、比引張せん断強度(*Specific TSS_c*)として比較することとした。通常母材強度を 100 MPa の場合に換算す

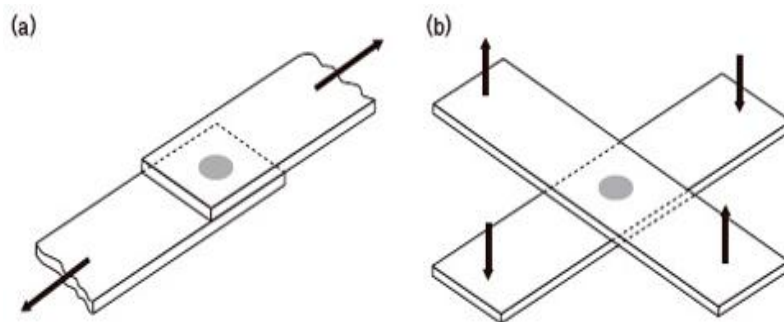


Fig. 1-5 Schematic illustration showing procedures of tensile shear test (a) and cross tension test (b)

る場合には、使用した母材成分の焼き鈍し材の引張強度を用いるが、前述したとおりここで比較する接合方法では熱による影響が少なく、母材強度が維持されるため使用した母材強度そのものの引張強度を用いた。十字引張強度(*CTS: Cross tensile strength*)については、JISによる規定が無いため、抵抗スポット溶接の基準値から換算して便宜的に定めた。十字引張強度と引張せん断強度の比は、延性比と呼ばれ材料の溶接性を評価するに当たり経験値的に重要な値である⁷³⁾。この値をアルミニウム合金について体系的に調査した例はないが、Han らが AA5754 材についてその溶接可能条件を詳細に調査した結果、板厚 1.0 mm の場合には *CTS* は *TSS* の約 0.8 倍であった。この値を採用して式(1・2)に従い、JIS3140 に定められる引張せん断強度基準値の 80% の強度を換算十字引張強度基準値 *CTS_s* として便宜的に定め、この値をもとに式(1・3)により比十字引張強度(*Specific CTS_s*)を求めて比較した。

このような計算方法を採用した理由は、式(1・4)に示すように抵抗スポット溶接による継手強度が板厚とプラグ直径、母材引張強度の比例関係で与えられるという経験則⁷⁴⁾⁷⁵⁾が存

$$TSS = \alpha \cdot Dn \cdot t \cdot \sigma_u \quad (1 \cdot 4)$$

α : constant Dn : diameter of nuggets, t : thickness of base material

在し、板厚が等しい場合には引張せん断強度がプラグ直径と母材強度に比例するためである。定数 α は鋼板の場合、主に炭素含有量に強く影響を受ける値である⁷⁶⁾。溶融、凝固過程における組織構造の変化が材料強度に大きな影響を与えるためだと考えられるため、溶融過程を伴わない三種の接合方法を比較する場合にその影響は小さいと考えた。また、プラグ直径に関しては、明確に計測されていることが少なく、統計が煩雑になるために考慮しなかった。そのため大きな板厚に対して比較的直径の大きな工具が用いられる場合が多い FSW においては有利な場合もある。ただし、今回用いた全ての実験結果について、予測されるプラグ直径は板厚の 5 倍から 7 倍の範囲であった。

計算に用いた引張試験結果はメカニカルクリンチングの継手強度については、安部ら⁷¹⁾、Lee ら⁷⁷⁾、Mucha ら⁷⁸⁾、TOX 社テストレポート⁷⁹⁾、Eckold 社テストレポート⁶²⁾の報告から、セルフピアシングリベットの継手強度については安部ら⁷¹⁾、L. Han ら³⁸⁾、Hoang ら³⁵⁾、Sun ら⁸⁰⁾の報告から、摩擦攪拌点接合の継手強度については Mitlin ら⁵⁵⁾、Lathabai ら⁸¹⁾、Yuan ら⁸²⁾、Zhang ら⁸³⁾、Tozaki ら⁸⁴⁾の報告から抜粋した。

このようにして求めた各接合方法の比引張せん断強度と比十字引張強度を Fig. 1-6 に示す。セルフピアシングリベットの強度が高く、メカニカルクリンチングや摩擦攪拌接合は十分な強度が得られていない条件が多い。メカニカルクリンチングは高い引張せん断強度が得られた条件も存在したが十字引張強度の不足が目立つ。

Table 1-1 Average joint strength and nugget diameter criterion for aluminum alloy sheets defined in JIS 3140 class A (in case of the strength of the base material is 100 MPa)

Thickness	TSS [kN]	D _n [mm]	Thickness	TSS [kN]	D _n [mm]
0.4	0.38	3.2	0.5	0.48	3.5
0.6	0.58	3.9	0.7	0.68	4.2
0.8	0.78	4.5	0.9	0.86	4.7
1.0	0.96	5.0	1.2	1.16	5.5
1.4	1.34	5.9	1.5	1.44	6.1
1.6	1.54	6.3	1.8	1.74	6.7
2.0	1.92	7.1	2.3	2.22	7.6
2.5	2.40	7.9	2.6	2.50	8.1
2.8	2.70	8.4	3.0	2.89	8.7
3.2	3.08	8.9	3.6	3.46	9.5
3.8	3.66	9.7	4.0	3.85	10.0
4.5	4.34	10.6	5.0	4.82	11.2

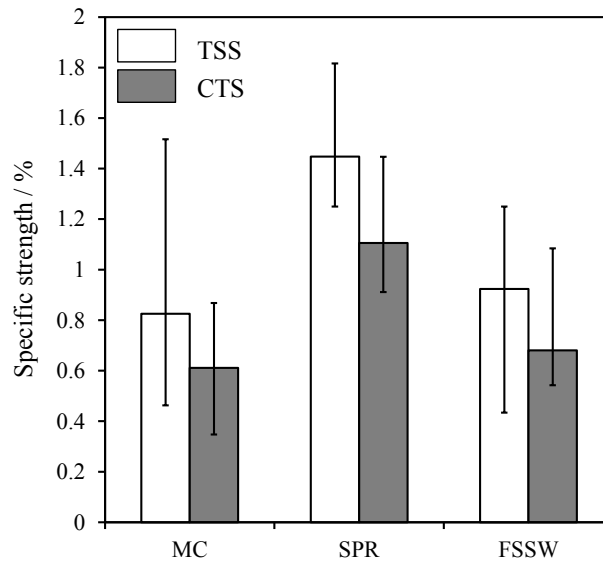
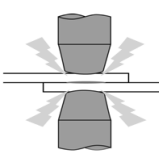
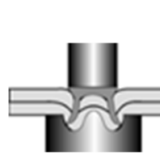
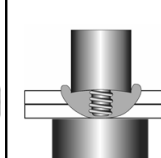
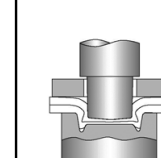


Fig. 1-6 Comparison of tensile shear strength (TSS) and cross tension strength (CTS) between mechanical clinching (MC), self-piercing rivet (SPR) and friction stir spot welding (FSSW)

これまでに取り上げた金属薄板接合法について、継手強度と共に点接合法として重視される特性を **Table 1-2** にまとめた。材質に対する適合性については、塑性加工が可能な材料に対しては組み合わせを選ばず接合が可能なメカニカルクリンチング(MC)が最も良好であり、リベットと材料の硬度差が必要なセルフピアシングリベット(SPR)や工具の耐久性が問題となる FSSW はこれよりも劣る。強度については前述した通りである。コストについてはリベットを用いず、工具寿命が長い MC が優れる。生産性はパンチの押し込みのみで接合が完了する MC は接合性が良い。FSSW は材質によっては 10 秒以上の攪拌時間を必要とするアルミニウム合金も存在するまたバリの発生や工具寿命の短さは生産性の悪化につながる。SPR はリベットのフィーディングや保管調達の必要性が生産性に影響する。継手外観は、一方の面には突起や穴が残るがもう一方の面はほぼ平面な SPR や FSSW に対し、MC は両側に穴や突起が残るために劣る。接合設備は MC が最も小型で抵抗スポット溶接に用いられる既存の設備やプレス金型を応用できる。熱的影響については母材融点の 7~8 割の温度に到達する FSSW は不利である。リサイクル性は SPR が劣り、母材のコーティングやメッキに対しては MC の母材に対する低い攻撃性が有利である。このように総合に評価した場合にメカニカルクリンチングの利点が目立ち、継手強度や外観特性を改善することができれば、他の方法を凌ぐ最適な接合方法として提案ができると言える。

Table 1-2 Advantages and disadvantages of the alternative joining methods for resistant spot welding

Joining process				
	RSW	SPR	FSSW	MC
Tensile shear strength	100%	130~180%	50~130%	50~150%
Cross tension strength	100%	90~140%	60%~110%	35%~85%
Dynamic strength	△	◎	○	◎
Compatibility for various material	×	△	△	○
Running cost	△	×	○	◎
Productivity	×	○	○	◎
Burr and contamination	△	○	×	○
Joint appearance	◎	○	○	△
Tool life	×	◎	△	○
Equipment	○	△	×	○
Heat affect	×	◎	△	◎
Recycling	○	×	○	○
Damage to the coating of base material	×	△	×	○
Multi point joining	○	△	×	◎
Joining Load	○	△	△	△

1.4 メカニカルクリンチングに関する研究の動向

メカニカルクリンチングに関する研究は主に、(1)溶接に代わる手法としての適合性の評価、(2)最適工具形状選定に関する検討、(3)FEM 解析手法の検討、(4)継手外観性状改善や継手強度向上のための新接合プロセスの提案や追加工法の検討に大別される。

メカニカルクリンチングの適合性に関する研究

1980 年代にメカニカルクリンチングが提案され、それ以降、土木建築分野において鉄骨構造物への適合性について R. Davies ら⁸⁵⁾、R. Lennon⁷²⁾ら、J.P. Varis⁶³⁾⁸⁶⁾、N. Nong ら⁸⁷⁾、A.W. Tomà⁸⁸⁾、R.F. Pedreschi ら⁸⁹⁾などが調査を行った。これらの研究の中でメカニカルクリンチングの静的強度が実験的に評価され、基礎特性の理解と実用のための知見が蓄積された。自動車への適合性については T.A. Barnes²²⁾らや M. Carboni ら⁹⁰⁾、H. Nordberg ら⁶⁸⁾、林ら⁹¹⁾⁹²⁾⁴⁶⁾が動的強度についての調査を行い、抵抗スポット溶接に比べて大幅に高い疲労特性を有することを示した。Juha Varis⁴¹⁾はメカニカルクリンチングを選択した場合のコスト面でのメリットを示した。これらの報告によってメカニカルクリンチングの優位性が示されている。

工具選択方法に関する研究

メカニカルクリンチングは工具形状が継手強度に大きな影響を与えるために、工具形状の決定が重要となるが現状ではパンチ直径やダイ深さ、工具端面の角度やパンチ角部の R 寸法など複数のパラメータから試行錯誤的に最適な工具を選択しており、工具選択に必要な労力が大きい。この問題に対し、C. J. Lee ら⁷⁷⁾は経験則的に最適工具形状を求める法則の提案を試みた。最適工具形状の選択を FEM 解析により行う試みが B. Rietman ら⁹³⁾、J. Mucha ら⁷⁸⁾により成されている。M. Oudjenea ら⁹⁴⁾⁹⁵⁾は FEM 解析とタグチメソッドや応答曲面法などを組み合わせ、効率化の手段として提案している。

FEM 解析手法に関する研究

上記理由から、FEM 解析の精度向上も重要な課題となっている。X. He ら⁹⁶⁾⁹⁷⁾は FEM 解析中で用いる摩擦係数について新しい定義方法を提案し、より単純な方法で現象を再現できることを示している。V. Hamel ら⁹⁸⁾は種々の解析要素や摩擦係数、材料校正式の影響について調査しリメッシュの必要性和摩擦係数の重要性を報告した。

継手外観や継手強度向上に関する研究

継手外観の改善について V. Lucian ら⁹⁹⁾や C. Borsellio ら¹⁰⁰⁾はクリンチ後の継手を再度平板状工具で押しつぶすことで突起を平らにし、その際にも継手強度特性に大幅な変化が

見られないことを報告した。R. Neugebauer ら¹⁰¹⁾¹⁰²⁾は平面状のダイにパンチを押し込むことでもメカニカルクリンチング同様に噛み合わせ形状を成形できることを見出した。メカニカルクリンチングよりも突起高さを抑えられるメリットと、マグネシウム合金に対してのメリットを示した。この方法は TOX 社によっても提案され、そのための工具が規格化されている。安部ら⁷¹⁾は段付きパンチによる断面形状の改善方法を提案し、静的強度において 21%、動的強度において 45% の高強度化効果を得ている。

継手強度向上に関する報告は、論文調査を行った範囲よりもむしろ、特許調査を行った範囲内に多く見みられる。特に新規性の高い方法としてダイやパンチに突起形状を負荷する方法に関する特許¹⁰³⁾、板押さえの作動方法に関する特許¹⁰⁴⁾¹⁰⁵⁾、パンチ、ダイ共に複雑な複動機構を有するもの¹⁰⁶⁾などが挙げられる。これらの断面形状改善に関する手法を Fig. 1-7 にまとめた。

また、接合に要するパンチ荷重低減のために、パンチに衝撃を与える方法が Eckold 社から提案されている。一方 TOX 社からは所望のパンチ径よりも小さい直径のパンチを回転装置に偏芯させて取り付け、パンチ押し込み後に回転させることで良好な継手が得られるまで穴を押し広げる方式を提案した。A.A. de Paula ら¹⁰⁷⁾は FEM 解析を用いて通常考慮されるパンチ径やダイ深さ以外にリング溝の形状やパンチ肩部に突起を設けるなどの検討を行い、突起の効果により継手形状が改善されることを報告した。高張力鋼板などの難加工材に対する適用を試みる研究も多く見られる。Mucha ら⁷⁸⁾は通常検討される工具形状パラメータの範囲内で高張力鋼板への適用可能性を示した。安部らは¹⁰⁸⁾ダイからリング溝を廃することで下側に配された高張力鋼板の加工度を下げ、クラックのない良好な継手を得ることに成功した。

その他

継手品質の健全性評価方法について、J.S. Lepistö ら¹⁰⁹⁾、J. P. Varis ら¹¹⁰⁾は接合後の非破壊検査により、Yiming ら¹¹¹⁾は工程内検査で品質管理する方法を提案した。これらの論文中では、断面形状や外観形状にパラメータが設定され、継手強度と関係の深い部分との関係が述べられた。また Juha Varis¹¹²⁾らは接合欠陥の原因となる母材条件や工具条件について報告した。S. Saberi ら¹¹³⁾はコーティングを施された材料に対する接合条件を調査した。

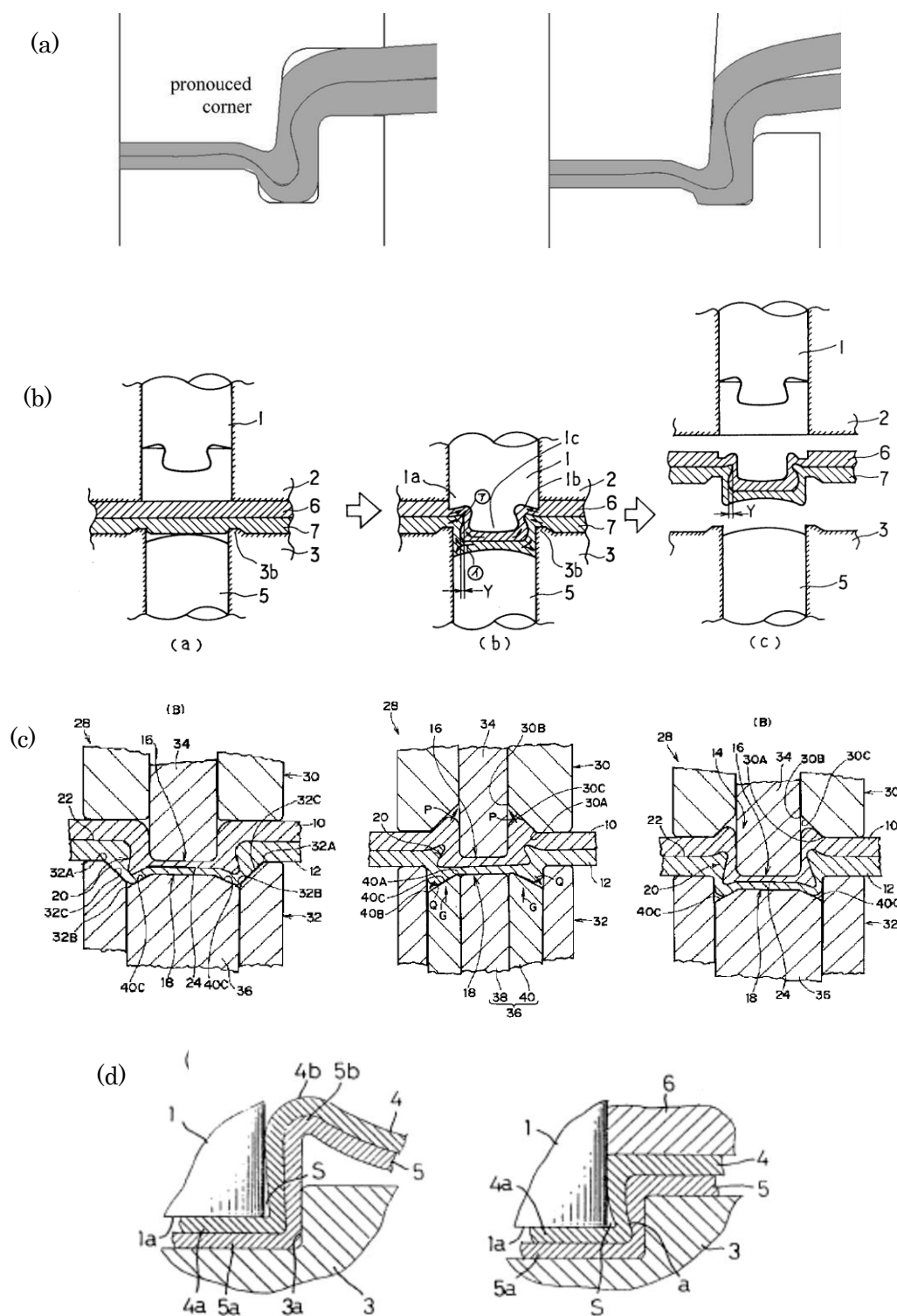


Fig. 1-7 Schematic illustration showing several methods to improve joint strength of mechanical clinching (a) with protrusion at the corner¹⁰⁷⁾, (b) with protrusions at the corners of punch and die¹⁰³⁾ (c) with chamfered die and stripper¹⁰⁶⁾ and (d) with separately controlled stripper¹⁰⁵⁾

1.5 超音波振動が発現する効果と適用動向

本論文では機械的接合方法であるメカニカルクリンチングに冶金的接合力を重畳させる方法として、超音波振動が引き起こす現象に着目する。ここでは超音波振動により発現する現象やそれを利用した接合法、加工法についてまとめると共に、メカニカルクリンチングに組み入れた際に期待できる効果について述べる。

1.5.1 超音波利用の概要

超音波の利用は、超音波の波動性に着目して非破壊検査や位置センサーなどへ応用する通信・情動的利用と、超音波の動力的特性に着目して接合や加工などへ応用される機械的利用に体別され、後方で利用される超音波は強力超音波と呼ばれ区別されている。通信、情動的に利用される場合には、超音波が弾性波として良好な直進性を持ち、物体の密度や弾性係数、減衰特性などの違いにより変化する音響インピーダンスの差がある箇所で屈折、または反射する性質を応用したもので比較的簡便で安全な方法として重宝されている¹¹⁴⁾。超音波が機械的に利用される場合には、超音波振動による衝撃力、応力や相対移動の反復が固体-固体間、液体-気体間、固体-液体間、もしくは固体-気体間に働き、その界面での反応に幅広いスケールで「動的な効果」を導入する。その「動的な効果」については未解明なものも多いが、その効果が種々の加工に大きく貢献している、具体的には包装用プラスチックや不織布、半導体の配線をはじめとする金属の接合に繰返しの摩擦や応力による発熱効果が広く利用されている。超音波メスや歯科機器、超音波結石破砕など医療の現場においても衝撃力の重畳による加工荷重低減や移動の反復による能率化が貢献している。エマルジョン液の製造や顔料の均一化、微細粒子の噴霧や微細粉体の製造など乳化、分散、微粒子化の分野でもその効果が欠かせない。半導体の生産などに欠かせない超音波洗浄器は超音波振動が発生するキャビテーションによる衝撃波を利用することで高い洗浄効果が得られている。また、超音波モーターやリニアステージなどの位置決め機構にも利用されている。また、半田付けやろう付け中の金属表面の酸化膜破壊¹¹⁵⁾、金属凝固時の組織微粒化や平滑化などに超音波の効果が見られている。研削加工、砥粒加工、切削加工、塑性加工における加工能率の向上や精度向上、省力化効果が一部利用されている。超音波疲労試験は疲労試験の大幅な高速化を実現している。さらに基礎的な研究において結晶の晶出や成長など化学反応の促進や電気めっきにおける過電圧状態の防止など界面での拡散促進による効果も報告されている。

1.5.2 超音波の発振・伝達・共振

超音波を利用するための装置は、超音波発振器やマッチング回路からなる電源部分と、超音波振動子、超音波伝送体、工具、被接合材からなる超音波振動系から構成される。強力超音波の発生には、かつては磁性体が磁場の変化に応じて変形する磁歪現象を利用し、現在では圧電セラミックスに電界を加えると変形する電歪現象が利用されている。圧電セラミックスの変形量は微小なため、リング状のチタン酸バリウムなどの圧電セラミックスを金属円筒で挟み、これらを通する様にボルトで締め付けた物を振動子として構成し、共振させることで強力超音波として有効な振幅が確保される。超音波伝送体は超音波振動を工具へ伝送する役割と振動系全体を保持する役割を有している。超音波伝送体は単純に

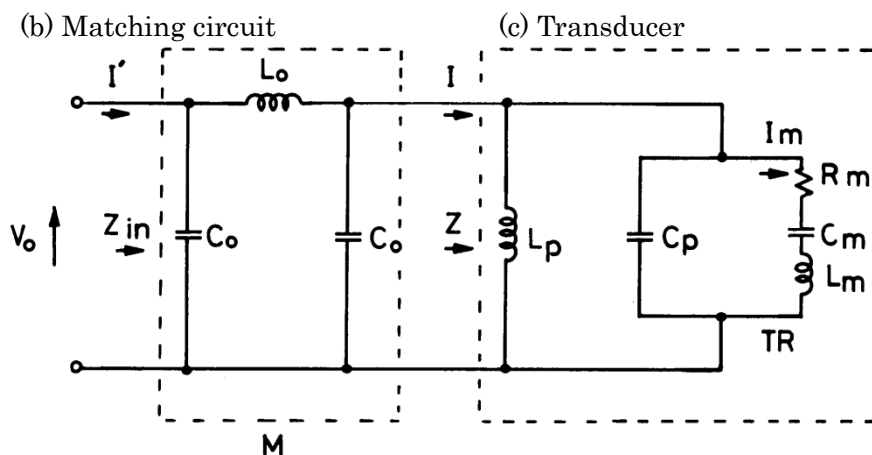
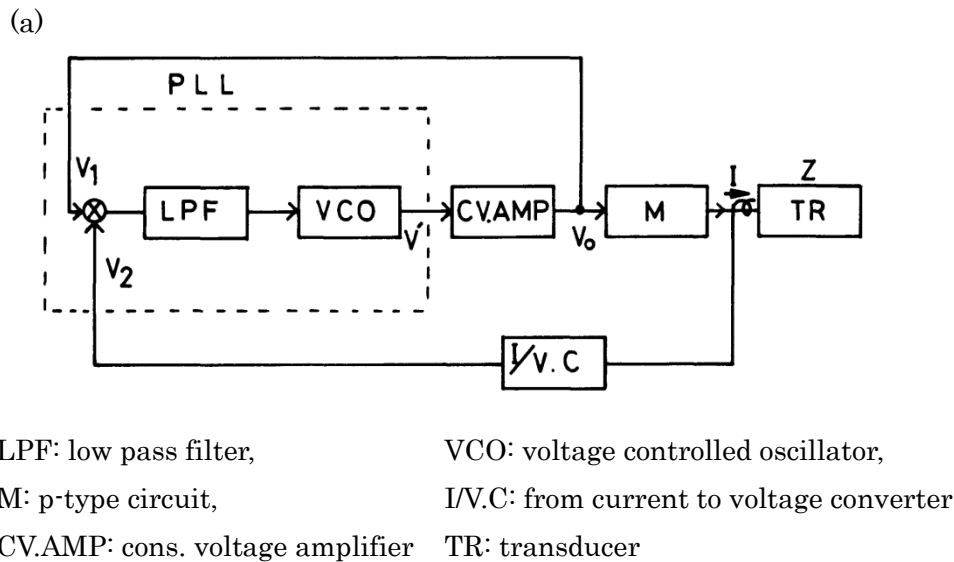


Fig. 1-8 Schematic illustration showing (a) ultrasonic oscillating circuit model and (b) matching circuit (c) and equivalent circuit of transducer

振動を伝播するだけでなく、振幅や応力の拡大、縦振動から曲げ振動、ねじり振動などへの変換が可能である。超音波振動の効果は振動モードや振幅、応力により大きく変化するために振動系全体の振動設計が非常に重要であり、その振動設計において自由度を有するのが超音波伝送体である。Fig. 1-9 に最も基本的な超音波伝送体を示す。断面が一様な場合にはその長さが半波長の場合に共振条件が満たされる。その際、この伝送体の両端面は振動の腹であり、超音波共振周期で往復運動する。中央部は振動の節であり超音波共振周期で交番応力が印加される。超音波加工においては多くの場合に超音波共振体の自由端面に現れる往復運動を利用しているが、一部の加工ではその中心部に現れる交番応力が効果的に利用される。

超音波振動系の共振尖鋭度(Q)は極めて高く、その発振効率には共振周波数を外れた場合には著しく低下する。また振動インピーダンスが共振周波数周辺で著しく変化するために、安全策を採らない場合には過大電圧や電流の印加により振動子や電源の破損を招く恐れがある。そこで電源部分には効率的かつ安全に超音波を印加するための工夫がなされ、現在では PLL (phase lock loop) 回路方式の低電流発振器が利用されている。PLL を用いた電源部分の模式図を Fig. 1-8 に示す。振動子を含む振動系は L, C, R からなる機械・電気等価回路が Fig. 1-8(c) に示すように構成され、共振効率を最大とするためにマッチング回路 Fig. 1-8(b) が必要となる。

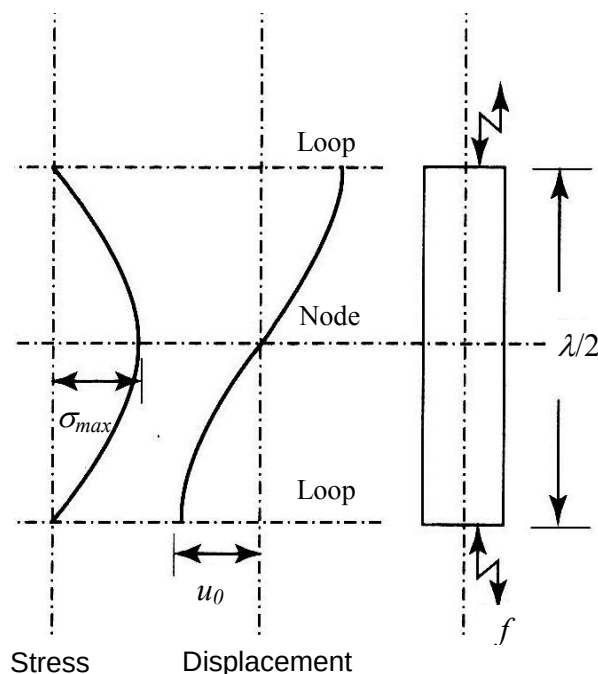


Fig. 1-9 Schematic illustration showing vibrational stress and displacement distributions in a half-wavelength rod vibrating at a resonant frequency

1.5.3 超音波振動による塑性流動制御

1.5.3 項において超音波利用の概要をについて述べたが、ここでは特に本研究で着目するマイクロレベルの塑性流動制御法としての超音波利用について述べる。

超音波振動による塑性流動を積極的に利用した加工法には、超音波ピーニング、超音波接合、引き抜き、転写、絞りなどの塑性加工への援用などが見られる。超音波ピーニングでは、超音波振動体に衝突したロッドやボールが高速で対象に打ち出され、高速で対象に衝突させることで表層に改質層を形成する方法である。表面改質層には塑性歪みによる圧縮残留応力が発生するだけでなくその構造がナノレベルで微細化し、耐食性向上なども効果も得られることが報告されている^{116) ~ 119)}。超音波接合では、二つの部材に接合界面に対して垂直方向に一定の静加圧力を与え、水平方向に一方の部材を超音波振動させ繰返し相対運動を与えることで、材料表面でお互いの凸部が衝突することによる塑性流動や摩擦熱、または塑性仕事による発熱で、接合界面介在物が機械的・熱的に破壊、分散、拡散することで冶金学的接合力を得る方法である。この様子を **Fig. 1-10** に模式的に示す。超音波振動を伝達する振動系には様々な方式が考案されている。**Fig. 1-11** にその一部を示す。

超音波接合された接合界面の金属組織は、アモルファス状態やナノレベルで相互の材料が進入した状態、金属化合物が生成した状態またはそれらがマイクロに分散した様子など溶

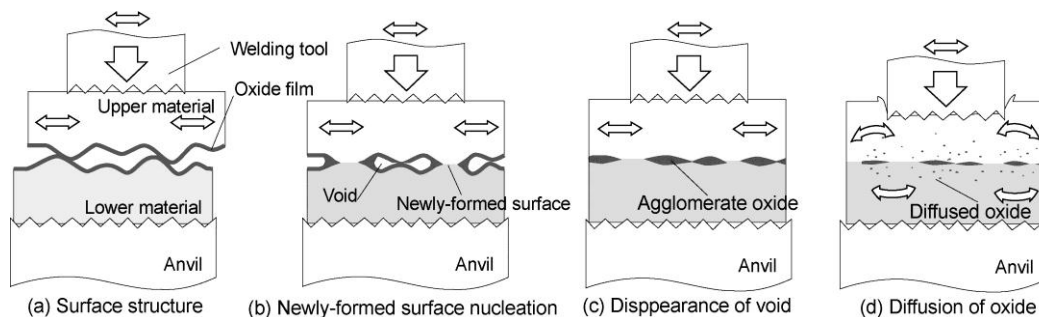


Fig. 1-10 Schematic illustration showing process model of ultrasonic welding

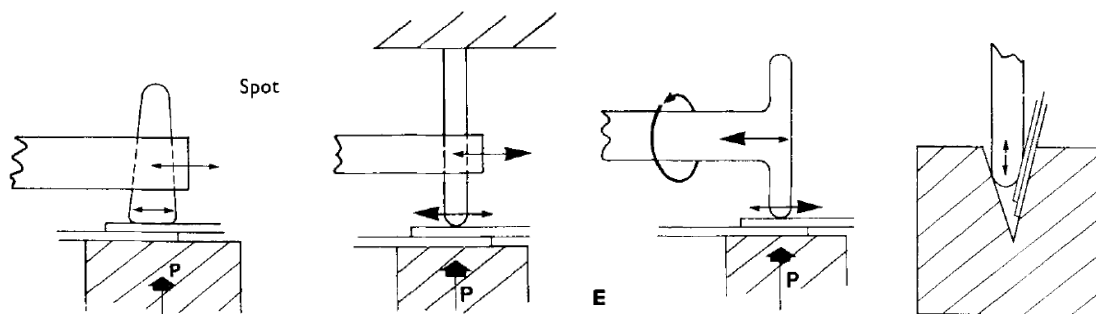


Fig. 1-11 Schematic illustration showing some techniques for applying the shear vibrations in welding metals

融接合には見られない様々な様相を呈することが報告されている¹²⁰⁾

超音波の各種塑性加工への応用は、Blaha 効果¹²¹⁾¹²²⁾や界面の断続的な接触による摩擦力の低減、繰返し衝撃力を与えることによるハンマリング効果¹²³⁾を利用したものである。Blaha 効果とは、F. Blaha らが 1955 年に発見した効果で、超音波共振設計された亜鉛の単結晶に超音波を印加しながら引張試験を行ったところ変形抵抗が大幅に低下した現象に端を発する。Fig. 1-12 にアルミニウムの単結晶における超音波印加が変形抵抗に与える効果が高温での変形抵抗変化と酷似していることを示した例を示す。また超音波印加中には見えた目の変形抵抗が減少するものの、超音波印加停止後も静的な加工を続けた場合にはその加工荷重が通常よりも増加する現象、つまり材料の変形抵抗が増加する現象が確認されている。アルミニウムや亜鉛を始め、多くの金属に対して超音波印加による大幅な変形抵抗の低下や加工性の向上、超音波印加停止後の加工荷重の増加が多くの研究者により確認されている。また、その効果は振動の節部分に現れた。そのメカニズムについては内部摩擦による温度上昇の影響がまず考えられたが、加工荷重の低減効果が超音波印加開始後瞬時に現れることから二次的要因と考えられ、主因について B. Langenecker は、超音波振動応力が金属結晶内での転位の動きを活性化するためだとしている。また、結晶内での振動特性は不均一で、振動インピーダンスの高い転位などの欠陥に優先的に作用するためにその効果が温度の影響に比べ非常に効率的であるとも述べている。この考察について K. H. Westmacott ら¹²⁴⁾は超音波印加後の材料結晶組織内に多くの転位ループが見られ、超音波印加が転位の移動に大きな影響を与えていることを確認している。Blaha 効果を応用し、線材の引き抜きなどに加工荷重の低減、難加工材の加工性向上などの効果が報告されている。しかし、基礎実験で得られる効果に比べ応用研究における成功事例が少ない。その理

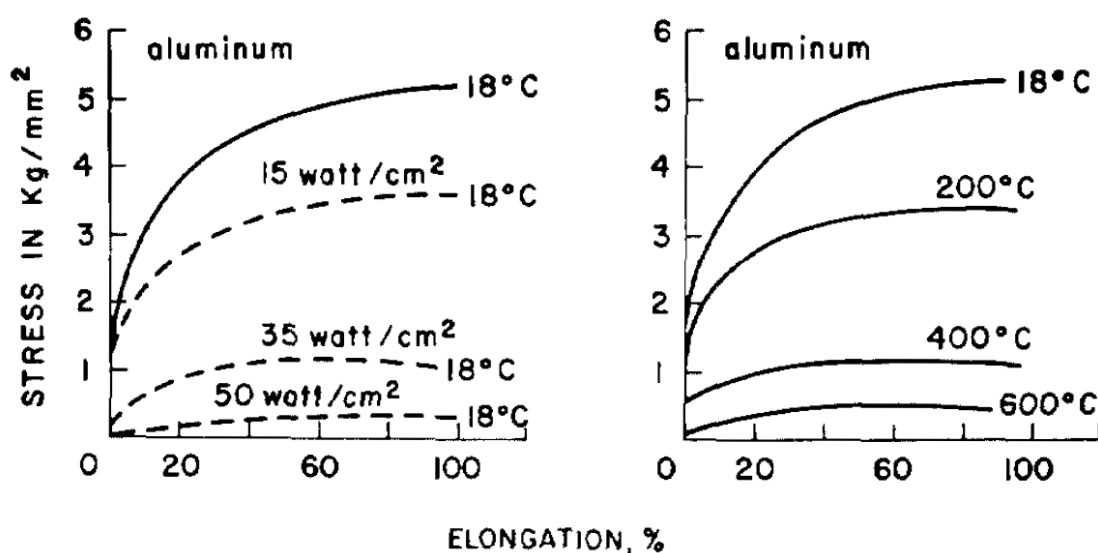


Fig. 1-12 Stress vs. elongation for aluminum single crystals; dashed curves indicate straining during ultrasonic irradiation at 20 kHz and solid curves indicate no irradiation¹²¹⁾

由は、振動設計が重要な超音波加工の中でも、Blaha 効果を発現するためには被加工材を振動系の一部として考慮する必要がある、被加工材の変形が直接的に振動系の振動条件に影響を与えるため、多くの実用的な塑性加工において効果的な振動条件を維持することが困難であるためであると考えられる。また、Blaha 効果の直接的利用ではないものの振動の節における交番応力による超音波疲労試験が実用化されている。また交番応力による内部摩擦の発熱を利用した超音波焼き入れや焼き鈍しについても報告もされている。

1.6 本研究の目的と概要

本研究の目的は、軽金属や軽金属を含む異種金属板の効率的な点接合技術の開発である。前述の通り冶金学的接合法の一種である固相接合法は溶融接合の欠点を解消しつつ溶融接合同様に冶金学的接合力が得られるために接合強度が高く注目を集めている。一方、締結要素を用いずに機械的に接合を行う構造締結法は、軽金属や異種金属の組み合わせに制限が無いことや、高い生産性やコスト面での利点など、前述の固相接合法には無い多くの利点を有する接合法である。構造締結法が幾何学的な組み合わせを利用した接合法であり、固相接合法は冶金学的な結合力を利用した接合法であるという様に、これら二つの接合法は接合力発生原理の違いによって明確に区別されている。また、それぞれが得意とする被接合部材や利点、欠点も大きく異なる。しかし、それぞれの接合力発生原理の違いは材料流動スケールの差異のみに起因するものであり、共に材料の流動を利用した接合法であることに違いはない。この点に着目すると、マクロレベルからミクロレベルの塑性流動現象に着目し、双方の塑性流動スケールを重畳させることができれば、構造締結法と固相接合法の利点を組み合わせた新接合法開発の可能性が見えてくる。そこで本研究では、マクロレベルの塑性流動制御方法としてはメカニカルクリンチングに、そしてミクロレベルの塑性流動制御方法としては超音波振動の効果に着目し、これらによって制御可能な幅広いスケールの塑性流動現象を利用することで、機械的接合と冶金学的接合を融合したメカノメタラジカル接合法の開発を試みる。

1.7 本論文の構成

本論文は全 5 章で構成されている。Fig. 1-13 に本論文の流れと各章で着目する現象とそのスケールを示す。

第一章では軽金属を含む同種，異種金属薄板に対する開発要求について述べ，各種点接合法の特徴を比較すると共にマクロレベルの塑性流動現象としてメカニカルクリンチングに着目する理由を示し，その研究動向をまとめる。また超音波振動が発現する様々な効果やその利用方法，発現メカニズムについて述べる。またミクロレベルの塑性流動制御法として超音波が発現する現象をまとめる。

第二章では幅広い塑性流動現象に着目したメカノメタラジカル接合法提案のための第一歩としてマクロレベルの塑性流動制御によるメカニカルクリンチングの高強度化を試みる。マクロレベル塑性流動制御方法としてまず，板押さえに突起を付与する方法，次に予備加工による方法について検討する。また，より小さなスケールでの塑性流動現象に着目し，硬質粒子の界面導入や，超音波により接合界面を予め凝着させることで接合界面摩擦力を増加させ，接合界面における摩擦力が継手強度に与える影響について調査する。

第三章ではメカニカルクリンチングへ超音波振動が発現するミクロレベルの塑性流動現象を組み込むために，超音波援用メカニカルクリンチング法の開発を行う。超音波による固相接合法は既に確立されているが，被接合材全体に振動が伝播するため接合対象の形状に接合性が大きく左右され，大型部材に適用できない。そこで本検討では，接合面に対して垂直方向に超音波振動を印加する方式により，板押さえで囲まれた範囲のみを加振することで，部材形状に影響されずに超音波接合の効果を与えられる方法を開発する。まず超音波振動を効率的に印加するため，可動工具と固定工具からなる新クリンチプロセスを考案し，超音波振動系を組み込んだ接合装置を製作する。振動系には被接合材中で振動変位が最大となる振動モードと振動応力が最大となる振動モードの 2 種類を用意し，それぞれの効果を検証する。

第四章では，超音波による攪拌作用を利用した継手に突起の残らない接合法の開発を行う，ここでは第三章において開発したメカノメタラジカル接合法を基に，流動制御板を使用する事で攪拌状態を制御し，さらに高い継手強度や良好な外観を得る事を目指す。まずアルミニウム板同士に最適な接合条件について調査し，次にアルミニウム板同士と軟鋼板の組み合わせに適用し，より詳細な接合可能条件の調査を行う。また，板厚の異なる材料組み合わせや高張力鋼板や亜鉛メッキ鋼板，ステンレス板，チタン板，マグネシウム合金板，銅板などとアルミニウム板の組み合わせや，さらにアルミニウム合金，銅，マグネシウム合金，軟鋼板などを被攪拌側の材料として適用した場合の攪拌特性を評価する。以上の実験的検討により，本接合法の産業的応用に際する利点や注意点を示す。

第五章では本論文において得られた結果を総括し今後の展望について述べる。

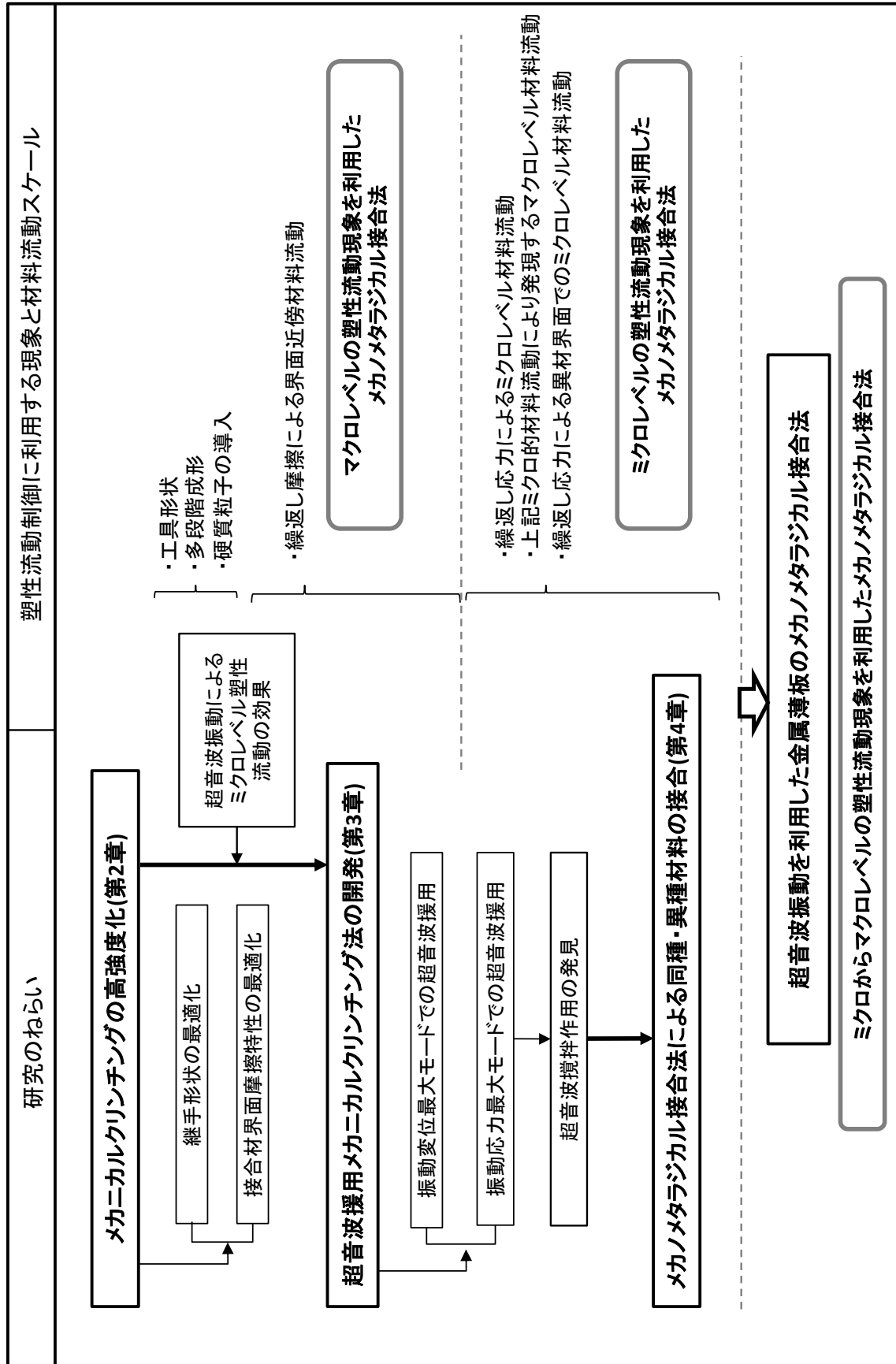


Fig. 1-13 Flow chart of this research

参考文献

- 1) Robert W. Messler, Jr. Joining of Materials and Structures, *ELSEVIER*, p14
- 2) 大村 秀樹, 宗野 和夫, 航空宇宙機器の接合技術, 溶接学会誌 **59(6)**, 459-466, 1990
- 3) 中村陽登, R F - M E M S デバイスにおける接合技術, 溶接学会誌 **76(6)**, (2007) 472-476,
- 4) 寺田博之, 小林英男, 御巣高山の日航ジャンボ機の墜落, 失敗知識データベース-失敗百選
- 5) 服部敏雄, 締結・結合・接着部の事故例と力学対策技術の今後, 日本機械学会論文集 A 編, **75**, 756, (2009) pp939-949
- 6) 全国地球温暖化防止活動推進センター, 2009 年度広報資料
- 7) 国立科学研究所温室効果ガスインベントリオフィス「日本の温室効果ガス排出量データ」より
- 8) E. Tempelman, Multi-parametric study of the effect of materials substitution on life cycle energy use and waste generation of passenger car structures, *Transportation research part D*, **16** (2011) 279-485
- 9) Anish Kelikar, Richard Roth, and Joel Clark, Automobile bodies; Can aluminum be an economical alternative to steel, *Journal of automotive Materials*, (2001) pp28-32
- 10) 日野光雄, 乗用車のアルミ化の動向, KOBE STEEL ENGINEERING REPORTS, Vol. 47 No. 2 (1997) pp2-5
- 11) 櫻井健夫, 自動車パネルのアルミ化動向, KOBE STEEL ENGINEERING REPORTS/Vol. **57 No. 2** (2007)pp45-50
- 12) W. S. Miller, L. Zhuang, J. Bottema, A. J. Wittebrood, P. De Smet, A. Haszler, A. Vieregge, Recent development in aluminum alloys for the automotive industry, *Materials Science and Engineering*, **A280** (2000) pp37-49
- 13) Daniel Carle, Gordon Blount, The suitability of aluminum as an alternative material for car bodies, *Materials and Design* **20** (1999) pp267-272
- 14) L. Han, M. Thornton, D. Boomer, M. Shergold, Effect of aluminium sheet surface conditions on feasibility and quality of resistance spot welding, *Journal of Materials Processing Technology*, **Volume 210, Issue 8**, (2010), pp1076-1082
- 15) Leone GL, Altshuller B. Improvement on the resistance spot weldability of aluminium body sheet. *SAE 1884 - 840292*, 1884
- 16) Boomer DR, Hunter JA, Castle DR. A new approach for robust high productivity resistance spot welding of aluminium. *SAE 2003-01-0575*, (2003)
- 17) Spinella DJ, Brockenbrough JR, Fridy JM. Trends in aluminium resistance spot welding for the auto industry, *AWS Welding Journal*, **Vol. 84 No. 1** 2005 pp34-40
- 18) Briskham P, Han L, Blundell N, Young K, Hewitt R, Boomer D. Comparison of self-pierce riveting, resistance spot welding and spot friction joining for aluminum automotive sheet, *SAE 2006 congress*, (2006), 01-0774
- 19) Briskham P, Boomer D, Hewitt R. Developments towards high-volume resistance spot welding of aluminum automotive sheet component, *6th Lean weight vehicle conference* (2005)
- 20) 大宮良信, 佐野豊和, 箕浦忠行, 自動車車体用材料の現状と動向, KOBE STEEL ENGINEERING REPORTS/Vol. 57 No. 2 Aug. 2007 pp2-7
- 21) M. Marré, M. Ruhstorfer, A.E. Tekkaya, M.F. Zaeh, Manufacturing of lightweight frame structures by innovative joining by forming processes, *Int J Mater Form* (2009) **Vol. 2** Suppl 1, pp307-310
- 22) T.A. Barnes, I.R. Pashby, Joining techniques for aluminium spaceframes used in automobiles, *Journal of Materials Processing Technology* **99** (2000) pp72-79 Part II D adhesive bonding and mechanical fasteners

- 23) V. Psyk, D. Risch, B.L. Kinsey, A.E. Tekkaya, M. Kleiner, Electromagnetic forming—A review, *Journal of Materials Processing Technology*, **211** (2011) pp787–829
- 24) Xiaocong He, Shanfeng Gao, Wenbin Zhang, Torsional Free Vibration Characteristics of Hybrid Clinched Joints, 2010 *International Conference on Measuring Technology and Mechatronics Automation*, **13-14** (2010) pp1027-1030
- 25) J. Daniels, Design implications of adhesive bonding in car body construction, *International Journal of Adhesion and Adhesives*, **Volume 4, Issue 1**, January (1984), pp5-8
- 26) A. Beevers, S.M. Steidler, J. Durodola, M. Coackley, Analysis of stiffness of adhesive joints in car bodies, *Journal of Materials Processing Technology*, **Volume 118, Issues 1-3**, (2001), Pages 95-100
- 27) Baohua Chang, Yaowu Shi, Shijie Dong, Studies on a computational model and the stress field characteristics of weld-bonded joints for a car body steel sheet, *Journal of Materials Processing Technology*, **Volume 100, Issues 1-3**, (2000) pp171-178
- 28) Baohua Chang, Yaowu Shi, Shijie Dong, Comparative studies on stresses in weld-bonded, spot-welded and adhesive-bonded joints, *Journal of Materials Processing Technology*, **Volume 87, Issues 1-3**, 15 (1999) pp230-236
- 29) Yong Xia, Qing Zhou, P.C. Wang, N.L. Johnson, X.Q. Gayden, J.D. Fickes, Development of high-efficiency modeling technique for weld-bonded steel joints in vehicle structures—Part I: Static experiments and simulations, *International Journal of Adhesion and Adhesives*, **Volume 29, Issue 4**, (2009), pp414-426
- 30) Yong Xia, Qing Zhou, P.C. Wang, N.L. Johnson, X.Q. Gayden, J.D. Fickes, Development of a high-efficiency modeling technique for weld-bonded steel joints in vehicle structures, Part II: Dynamic experiments and simulations, *International Journal of Adhesion and Adhesives*, **Volume 29, Issue 4**, June 2009, Pages 427-433
- 31) 廣瀬明夫, 小林紘次郎, 自動車溶接・接合技術, 軽金属 **56**, (2006) pp184-193
- 32) L. Han, M. Thornton, D. Boomer, M. Shergold, Effect of aluminium sheet surface conditions on feasibility and quality of resistance spot welding, *Journal of Materials Processing Technology*, **Volume 210, Issue 8**, 1 (2010) pp1076-1082
- 33) Ranfeng Qiu, Chihiro Iwamoto, Shinobu Satonaka, Interfacial microstructure and strength of steel/aluminum alloy joints welded by resistance spot welding with cover plate, *Journal of Materials Processing Technology*, **Volume 209, Issue 8**, 21 (2009), pp4186-4193
- 34) 渡辺健彦, 土井悠平, 柳沢敦, 小沼静代, 軟鋼と Al-Mg 合金の抵抗スポット溶接, 溶接学会論文集, **23**, 3 (2005) pp491-495
- 35) N.-H. Hoang a, R. Porcaro, M. Langseth, A.-G. Hanssen, Self-piercing riveting connections using aluminium rivets, *International Journal of Solids and Structures* **47** (2010) pp427–439
- 36) 松村吉修ら, アルミルーフ適用技術の開発, 三菱自動車テクニカルレビュー, **No. 18** (2006) pp69-75
- 37) W. Voelkner, Present and future developments of metal forming: selected examples, *Journal of Materials Processing Technology* **106** (2000) pp236-242
- 38) L. Han, M. Thornton, M. Shergold, A comparison of the mechanical behaviour of self-piercing riveted and resistance spot welded aluminium sheets for the automotive industry, *Materials and Design* **31** (2010) pp1457–1467
- 39) Wayne Cai, P.C. Wang, Wu Yang, Assembly dimensional prediction for self-piercing riveted aluminum panels, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* **45** (2005) pp695–704
- 40) Xiaocong He*, Ian Pearson, Ken Young, Self-pierce riveting for sheet materials: State of the art, *Journal of materials processing technology*, **199** (2008) pp27–36

- 41) Juha Varis, Economics of clinched joint compared to riveted joint and example of applying calculations to a volume product, *Journal of Materials Processing Technology*, **Volume 172, Issue 1**, 20 (2006), pp130-138
- 42) Xin Sun and Mohammad A. Khaleel, Performance Optimization of Self-Piercing Rivets Through Analytical Rivet Strength Estimation, *Journal of Manufacturing Processes* **Vol. 7, No. 1** (2005) pp83-93
- 43) Jirang CUI, Hans J. ROVEN, Recycling of automotive aluminum, *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, **Volume 20, Issue 11**, (2010) pp2057-2063
- 44) Melek Cumbul Altay, Nüket Sivri, Burcu Onat, Ülkü Şahin, Mert Zorağa, Hulusi Fatih Altay, Recycle of metals for end-of-life vehicles (ELVs) and relation to Kyoto protocol, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, **Volume 15, Issue 5**, (2011) pp 2447-2451
- 45) Daniel Carle, Gordon Blount, The suitability of aluminium as an alternative material for car bodies, *Materials & Design*, **Volume 20, Issue 5**, 1 (1999), pp267-272
- 46) K. Mori, T. Kato, Y. Abe, Y. Ravshanbek, Plastic Joining of Ultra High Strength Steel and Aluminium Alloy Sheets by Self Piercing Rivet, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, **Volume 55, Issue 1**, (2006) pp283-286
- 47) Y. Abe, T. Kato, K. Mori, Self-piercing riveting of high tensile strength steel and aluminium alloy sheets using conventional rivet and die, *Journal of Materials Processing Technology*, **Volume 209, Issue 8**, (2009) pp3914-3922
- 48) W.M. Thomas, E.D. Nicholas, J.C. Needham, M.G. Murch, P. Templesmith, C.J. Dawes, G.B. Patent Application No. 9125978.8 (December 1991)
- 49) C. Dawes, W. Thomas, *TWI Bulletin* 6, (1995) p. 124
- 50) T. Iwashita, US Patent 6601751 B2, August 5, (2003)
- 51) R. Sakano, K. Murakami, K. Yamashita, T. Hyoe, M. Fujimoto, M. Inuzuka, Y. Nagao, H. Kashiki Kashiki, *Proceedings of the Third International Symposium of Friction Stir Welding*, Kobe, Japan, September, 2001.
- 52) R. Hancock, *Weld. J.* **83** (2004) p40.
- 53) S. Fukumoto, I. Lum, E. Biro, D.R. Boomer, Y. Zhou, *Weld. J.* **82** (2003) p307-s
- 54) Z. Feng, M. L. Santella, and S. A. David, Friction Stir Spot Welding of Advanced High-Strength Steels –A Feasibility Study, *SAE International*, 2005-01-1248
- 55) D. Mitlin, V. Radmilovic, T. Pan, J. Chen, Z. Feng, M.L. Santell, Structure-properties relations in spot friction welded (also known as friction stir spot welded) 6111 aluminum, *Materials Science and Engineering A* **441** (2006) pp79-96
- 56) A.M.S. Malafaia, M.T. Milan, M.F. Oliveira, D. Spinelli, Fatigue behavior of friction stir spot welding and riveted joints in an Al alloy, *Procedia Engineering*, **Volume 2, Issue 1**, (2010), pp1815-1821
- 57) 青田欣也, 池内健二, プローブなしツールを用いる摩擦攪拌スポット接合の開発とその低炭素鋼板への応用, 溶接学会論文集, **26-1** (2008) pp54-60
- 58) T. Rosendo, B. Parra, M.A.D. Tier, A.A.M. da Silva, J.F. dos Santos, T.R. Strohaecker, N.G. Alcântara, Mechanical and microstructural investigation of friction spot welded AA6181-T4 aluminium alloy, *Materials & Design*, **Volume 32, Issue 3**, (2011) pp1094-1100
- 59) Y. Tozaki, Y. Uematsu, K. Tokaji, A newly developed tool without probe for friction stir spot welding and its performance, *Journal of materials processing technology*, **210** (2010) pp844-851
- 60) マツダ自動車, マツダ 社会・環境報告書 2005, p43
- 61) Bremberger, M. Stanzerei-Handbuch für Konstrukteure, (1965), 182 *Carl Hanser Verlag*
- 62) エコールド社, Eckold clinching Information and Advice

-
- 63) J.P. Varis, The suitability of round clinching tools for high strength structural steel, *Thin-Walled Structures* **40** (2002) pp225–238
- 64) T.A. Barnes, I.R. Pashby, Joining techniques for aluminium spaceframes used in automobiles Part II D adhesive bonding and mechanical fasteners, *Journal of Materials Processing Technology* **99** (2000) pp72-79
- 65) Juha Varis, Economics of clinched joint compared to riveted joint and example of applying calculations to a volume product, *Journal of Materials Processing Technology* **172** (2006) pp130–138
- 66) S. Saberi, N. Enzinger, R. Vallant, H. Cerjak, J. Hinterdorfer, R. Rauch, Influence of plastic anisotropy on the mechanical behavior of clinched joint of different coated thin steel sheets, *Int J Mater Form* (2008) **Suppl 1**:pp273–276
- 67) M. Carboni, S. Beretta and M. Monno, Fatigue behaviour of tensile-shear loaded clinched joints, *Engineering Fracture Mechanics*, **vol. 73**, Issue2 (2006) pp178-190
- 68) Hans Nordberg, Fatigue Properties of Stainless Steel Lap Joints, *SAE international* 2005, 01-1324
- 69) M. Carboni, S. Beretta, M. Monno, FATIGUE BEHAVIOUR OF CLINCHED JOINTS ECF15 - The 15th European Conference of Fracture, Stockholm (Sweden), August pp11-13, (2004)
- 70) Geoff Davies F.I.M., M.Sc., Materials for Automobile Bodies, *ELSEVIER*, p186
- 71) 安部洋平, 田呂丸和哉, 加藤亨, 森健一郎, アルミニウム合金板におけるメカニカルクリンチングされた接合部の強度特性と向上法, 塑性と加工, **vol.52 no.610** (2011) pp1193-1197
- 72) R. Lennon, R. Pedreschi, B.P. Sinha, Comparative study of some mechanical connections in cold formed steel, *Construction and Building Materials* **13** (1999) pp109-116
- 73) P. T. Houldcroft, Welding Processes, *British Welding Research Association Series*, p108
- 74) Sawhill, J.M., Baker. J. C., *Welding Journal*. **59 (1)** 19s (1980)
- 75) Heuschkel, J., *Welding Journal*. **31 (10)**, 931s (1952)
- 76) 樺沢真こと, 船川義正, 小川和洋, 田村学, 薄鋼板スポット溶接継手の引張せん断強さの推定, 溶接学会論文集, **14-4** (1996) pp754-761
- 77) Chan-Joo Lee, Jae-Young Kim, Sang-Kon Lee, Dae-Cheol Ko, Byung-Min Kim, Design of mechanical clinching tools for joining of aluminium alloy sheets, *Materials & Design*, **Volume 31, Issue 4**, (2010), pp1854-1861
- 78) Jacek Mucha, The analysis of lock forming mechanism in the clinching joint, *Materials and Design* **32** (2011) pp4943-4954
- 79) Hanns Peter Liebig, Jan Bober and Joerg Mutschler, ポンチおよびダイによる薄板部品の接合(TOX JOINING SYSTEM), TOX 社提供論文
- 80) Xin Sun, Elizabeth V. Stephens, Moe A. Khaleel, Fatigue behaviors of self-piercing rivets joining similar and dissimilar sheet metals, *International Journal of Fatigue*, **Volume 29, Issue 2**, (2007), pp370-386
- 81) S. Lathabai, M.J. Painter, G.M.D. Cantin, V.K. Tyagi, Friction spot joining of an extruded Al–Mg–Si alloy, *Scripta Materialia*, **Volume 55, Issue 10**, (2006), pp899-902
- 82) W. Yuan, R.S. Mishra, S. Webb, Y.L. Chen, B. Carlson, D.R. Herling, G.J. Grant, Effect of tool design and process parameters on properties of Al alloy 6016 friction stir spot welds, *Journal of Materials Processing Technology*, **Volume 211, Issue 6**, (2011), pp972-977
- 83) Zhaohua Zhang, Xinqi Yang, Jialong Zhang, Guang Zhou, Xiaodong Xu, Binlian Zou, Effect of welding parameters on microstructure and mechanical properties of friction stir spot welded 5052 aluminum alloy, *Materials & Design*, **Volume 32, Issues 8-9**,

- (2011), pp4461-4470
- 84) Yasunari Tozaki, Yoshihiko Uematsu, Keiro Tokaji, Effect of tool geometry on microstructure and static strength in friction stir spot welded aluminium alloys, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, **Volume 47, Issue 15**, (2007), pp2230-2236
 - 85) R. Davies, R. Pedreschi & B. P. Sinh, The Shear Behaviour of Press-Joining in Cold-Formed Steel Structures, *Thin-Walled Structures* **Vol. 25, No. 3**, pp153 -170, (1996)
 - 86) J.P. Varis, The suitability of round clinching tools for high strength structural steel, *Thin-Walled Structures*, **Volume 40, Issue 3**, (2002), pp225-238
 - 87) Ning Nong, Ouyang Keju, Zhang Yu, Qiao Zhiyuan, Tao Changcheng, Li Feipeng, Research on press joining technology for automotive metallic sheets, *Journal of Materials Processing Technology* **137** (2003) pp159-163
 - 88) A W Tomà MSc, Developments in connections in cold-formed building structures and design specifications, *Progress in Structural Engineering and Materials*, **Volume 5, Issue 3**, pp145-152, (2003)
 - 89) R.F. Pedreschia, B.P. Sinhab, An experimental study of cold formed steel trusses using mechanical clinching, *Construction and Building Materials*, **Volume 22, Issue 5**, (2008) pp921-931
 - 90) M. Carboni, S. Beretta, M. Monno, Fatigue behaviour of tensile-shear loaded clinched joints, *Engineering Fracture Mechanics* **73** (2006) pp178-190
 - 91) 林 沛征, 小松 健, 小久保 邦雄, クリンチング継手の疲労強さの評価 - アルミニウム合金板接合へのクリンチング継手の適用に関する研究 第 1 報 - 塑性と加工, **52**, 603 (2011), pp459-463
 - 92) 林 沛征, 小松 健, 小久保 邦雄, クリンチング継手の疲労強さの評価 - アルミニウム合金板接合へのクリンチング継手の適用に関する研究 第 2 報 - 塑性と加工, **52**, 603 (2011), pp464-468
 - 93) B. Rietman, M. G. Doing and J. Weiher, Predicting the quality of clinch joints using FEM, *4th ESAFORM Conference on Material Forming 2001*, April 23-25, (2001), Liège, Belgium
 - 94) M. Oudjenea, L. Ben-Ayedb, On the parametrical study of clinch joining of metallic sheets using the Taguchi method, *Engineering Structures* **30** (2008) pp1782-1788
 - 95) M. Oudjenea, L. Ben-Ayed, A. Delam'ezè'ere, J.-L. Batoz, Shape optimization of clinching tools using the response surface methodology with Moving Least-Square approximation, *Journal of materials processing technology* **209**(2009)pp289-296
 - 96) Xiaocong He, Recent development in finite element analysis of clinched joints, *Int J Adv Manuf technol* (2010) **48**:607.612
 - 97) Xiaocong He, Coefficient of Variation and Its Application to Strength Prediction of Clinched Joints, *Advanced Science Letters* **Vol. 4**, pp1757-1760, (2011)
 - 98) V. Hamela,*, J.M. Roelandt, J.N. Gacel, F. Schmit, Finite element modeling of clinch forming with automatic remeshing, *Computers and Structures* **77** (2000) pp185-200
 - 99) Lucian V. Severin, Traian Lucian Severin University of Suceava, Romania, About Resistance Performances of Round Clinch Processed by the Joining Sheet Metal in One-Piece-Die, *THE ANNALS "DUNĂREA DE JOS" OF GALATI FASCICLE V, TECHNOLOGIES IN MACHINE BUILDING*, ISSN 1221-4566 (2010)
 - 100) F. Micari, M. Geiger, J. Duflou, B. Shirvani, R. Clarke, R. Di Lorenzo and L. Fratini, Study of New Joining Technique: Flat Clinching, *Key engineering Materials* **Vol 344**(2007) pp685-692
 - 101) Reimund Neugebauer, Reinhard Mauermann, Stephan Dietrich, Christian Kraus, A new technology for the joining by forming of magnesium alloys, *Prod. Eng. Res. Devel.*

- (2007) pp65–70
- ¹⁰²⁾ R. Neugebauer, C. Kraus, S. Dietrich, Advances in mechanical joining of magnesium, *Manufacturing Technology* **57** (2008) pp283–286
- ¹⁰³⁾ 瀬川光司, 八江誠, 金属板の接合装置, 公開特許公報 昭 63-192524
- ¹⁰⁴⁾ 武藤吉廣, 板材の結合法, 公開特許公報 昭 57-195542
- ¹⁰⁵⁾ 宮ヶ原一巳, 板材のカシメ接合方法およびその装置, 公開特許公報 昭 62-173036
- ¹⁰⁶⁾ 井口博行, カシメ構造, カシメ法およびカシメ装置, 公開特許公報 特開 2001-200813
- ¹⁰⁷⁾ A.A. de Paula, M.T.P. Aguilar, A.E.M. Pertence, P.R. Cetlin, Finite element simulations of the clinch joining of metallic sheets, *Journal of Materials Processing Technology* **182** (2007) pp352–357
- ¹⁰⁸⁾ 安部洋平, 加藤亨, 松田晃, 森健一郎, 高張力鋼板と丸みニウム合金 A5052 板のメカニカルクリンチング, 塑性と加工, **vol.51** 589 (2010) pp141-145
- ¹⁰⁹⁾ J.S. Lepistö, J.P. Varis, M. Lohtander, The behaviour of a modern cell structure subjected to compressive load, *Thin-Walled Structures*, **Volume 44, Issue 7**, July 2006, pp759-772,
- ¹¹⁰⁾ J. P. Varis, J. Lepisto, A simple testing-based procedure and simulation of the clinching process using finite element analysis for establishing clinching parameters, *Thin - Walled Structures* **41** (2004) pp691 - 709
- ¹¹¹⁾ Yiming TAN, Ortwin HAHN and Feina DU, Process Monitoring Method with Window Technique for Clinch Joining, *ISIJ International*, **vol. 45, No. 5** (2005) pp723-729
- ¹¹²⁾ J. Varis, Ensuring the integrity in clinching process, *Journal of Materials Processing Technology* **174** (2006) pp277–285
- ¹¹³⁾ S. Saberi, N. Enzinger, R. Vallant, H. Cerjak, J. Hinterdorfer, R. Rauch, Influence of plastic anisotropy on the mechanical behavior of clinched joint of different coated thin steel sheets, *Int J Mater Form* (2008) Suppl 1:pp273–276
- ¹¹⁴⁾ I. Woloshyn, Industrial ultrasonics in the U.S.S.R., *Ultrasonics*, **Volume 1, Issue 1**, January-March (1963), pp14-26
- ¹¹⁵⁾ Jiuchun Yan, Zhiwu Xu *, Lei Shi, Xing Ma, Shiqin Yang, Ultrasonic assisted fabrication of particle reinforced bonds joining aluminum metal matrix composites, *Materials and Design* **32** (2011) pp343–347
- ¹¹⁶⁾ G Liu, J Lu, K Lu, Surface nanocrystallization of 316L stainless steel induced by ultrasonic shot peening *Materials Science and Engineering: A*, **Volume 286, Issue 1**, 30 June (2000), pp91-95,
- ¹¹⁷⁾ Luis Lopez Martinez, Life extension of FPSO's structural details using ultrasonic peening, *Procedia Engineering*, **Volume 10**, (2011), pp1059-1068
- ¹¹⁸⁾ Efim Sh. Statnikov, Oleg V. Korolkov, Vladimir N. Vityazev, Physics and mechanism of ultrasonic impact, *Ultrasonics*, **Volume 44**, Supplement, 22 (2006) ppe533-e538
- ¹¹⁹⁾ B.N. Mordyuk, G.I. Prokopenko, M.A. Vasylyev, M.O. Iefimov, Effect of structure evolution induced by ultrasonic peening on the corrosion behavior of AISI-321 stainless steel, *Materials Science and Engineering: A*, **Volume 458, Issues 1-2**, 15 (2007), pp253-261
- ¹²⁰⁾ Hongjun Ji, Mingyu Li, Jong-Myung Kim, Dae-Won Kim, Chunqing Wang, Nano features of Al/Au ultrasonic bond interface observed by high resolution transmission electron microscopy, *Materials Characterization*, **Volume 59, Issue 10**, (2008) pp1419-1424
- ¹²¹⁾ B. Langenecker, Effects of ultrasound on deformation characteristics of metals, *IEEE transactions on sonics and ultrasonics* **vol.13 no.1** (1966)
- ¹²²⁾ F. Blaha and B. Langenecker, Dehnung von Zink-Kristallen unter Ultrashalleinwirkung, *Z. Naturwiss.* **vol. 20**, (1955) p556

-
- ¹²³⁾ 越水重臣ら, 超音波ねじり振動を利用した単結晶シリコンの延性モード切削, 砥粒加工学会誌, **vol. 44, no. 9**, (2000) pp414-419
- ¹²⁴⁾ K. H. Westmacott and B. Langenecker, Dislocations structure in ultrasonically irradiated aluminum, *Physical review letters*, **vol.14 no.7** (1965) pp221-223

第2章 マクロ的塑性流動制御に着目したメカニカルクリンチングの高強度化

2.1 緒言

本章では幅広い塑性流動現象に着目したメカノメタラジカル接合法開発のための第一歩として、メカニカルクリンチングの欠点の中でも特に改善が求められている十字引張強度の向上を目指す。幾何学的なかみ合わせ(インターロック)により接合力を発生するメカニカルクリンチングでは、継手断面形状が継ぎ手強度に大きな影響を与える事は多くの研究者の共通認識である。しかし、十字引張強度の向上に関する研究においては工具形状の改善に主眼が置かれ、工具形状をパラメータ化してダイの深さ、パンチ径、リング溝の深さ、幅、パンチ肩 R などの最適化が行われているが、このような方法では限られた断面形状改善効果しか得られない。既存の工具形状に捕らわれず、自由な発想で新しい工具形状を提案しない限り大幅な十字引張強度の向上効果は得られないであろう。ただし、何ら根拠を持たず闇雲に工具形状を変更したのでは、画期的な十字引張強度向上手段は開発し得ない。そこで断面形状に細かくパラメータを設定し、継ぎ手強度に強く影響を与えているパラメータを明らかにし、そのパラメータを改善するための塑性流動方法を考案すべきである。しかし、継ぎ手断面形状において着目された例があるパラメータはごく一部であり体系的に調査されているとは言えない。そこで 2.3 節ではまず、新たに断面パラメータを定義し、それらと十字引張強度の関係を調査する。その結果に基づき、2.4 節ではダイ側面部へより多くの材料を導入するために板押えに突起を付与する方法を考案し、その突起が断面形状や継ぎ手強度に与える影響について調査する。2.5 節では、被接合材と工具間の潤滑状態の変化により材料流動を拘束する力が変化し、断面形状に影響を与え、潤滑状況の影響を調査する。2.6 節では断面形状に予備加工によりあらかじめ所望する材料流動方向へ空間を設け、より良好なインターロック形状を形成する材料流動を発現させる事を試みる。また、十字引張試験においてメカニカルクリンチングは上板の突起部分が下板の孔部から引き抜けるように分解する。そのため上板と下板間の摩擦抵抗が十字引張強度に大きな影響を与え、接合界面摩擦力の増加が十字引張強度の向上に効果的だと考えられる。そこで、

2.7 節では接合界面における摩擦力を増加するためにより小さなスケールの塑性流動現象に着目し、接合界面に硬質粒子を導入する方法やあらかじめ超音波接合を施す方法について検討を行う。以上の方法により、総合的にメカニカルクリンチングの十字引張強度向上を試みる。

2.2 実験方法，供試材，有限要素法解析方法

接合装置

本章の各節において共通して用いる接合装置について説明する。接合にはパンチ、ダイ、板押えが必要で、これらを正確な位置に保持するために金型を製作した。Fig. 2-1 に金型の概略図と工具先端の詳細形状を示す。本図左側は正面断面図、右側は右側面断面図である。板押えは板押えプレートに入れ子となっており、その形状を変更できるようにした。板押え荷重は油圧シリンダーにより付与した。パンチ荷重はパンチ上部に配置したロードセルにより測定した。接合工具には可動部分がない TOX 社ラウンドツールを選択した。ダイは 1 種類、パンチは直径の異なる 5 種類を用意した。

試供材

試験片材料には自動車パネル材料として一般的な A5182-O、板厚 1.0 mm を用いた。その合金成分を Table 2-1 に、代表的な機械的性質を Table 2-2 に示す。特に記載がない場合には洗浄や塗油などをせず、購入状態のまま使用した。

十字引張試験

十字引張試験に供する試験片形状を Fig. 2-2 に示す。試験片は長さ 75 mm、幅 25 mm に切断し、十字に組み合わせその中心部を接合した。十字引張試験は Fig. 2-3 に示す固定具を用いて、それぞれの試験片端部の 25 mm 四方を固定し、試験片垂直方向引張荷重の最大値を十字引張強度 CTS [N] とした。引張速度は $5 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ で一定とした。

Table 2-1 Chemical composition of A5182

A5182	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Al
Max	—	—	—	0.2	4.0	—	—	—	remnant
Min	0.2	0.35	0.15	0.5	5.0	0.1	0.25	0.1	

Table 2-2 Mechanical properties of A5182-O

	Proof stress [MPa]	Tensile strength [MPa]	Elongation [%]
A5182-O	270	128	31

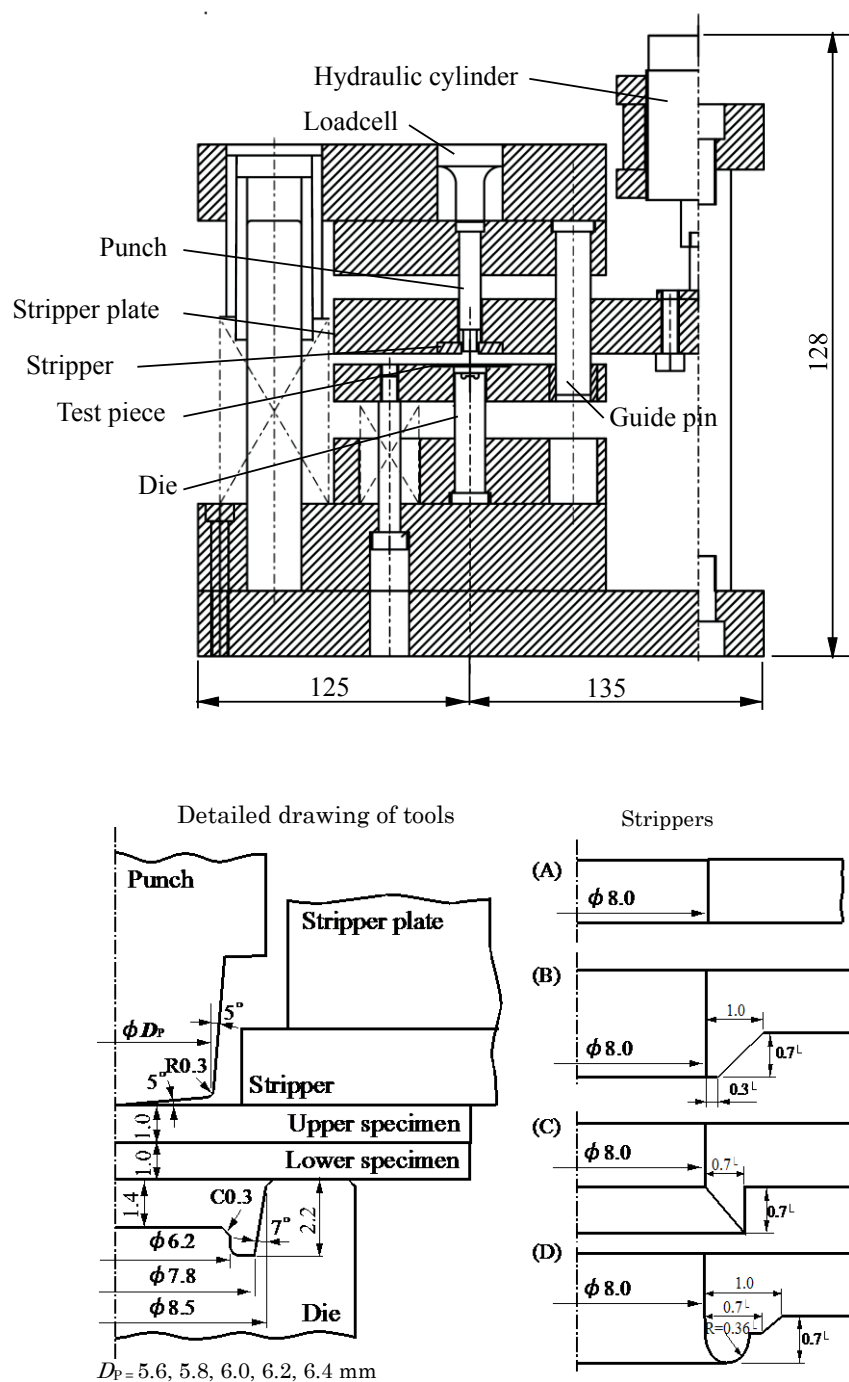


Fig. 2-1 Schematic illustration showing the die-set and the tools

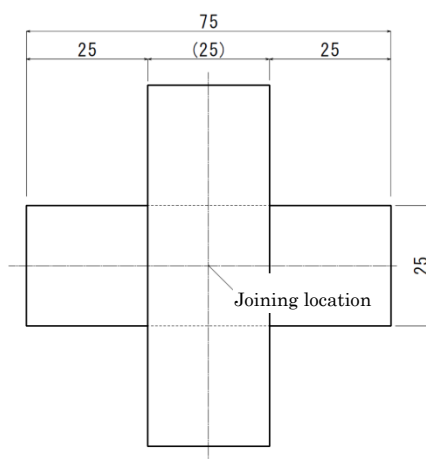


Fig. 2-2 Schematic illustration showing the geometries of a cross tension test specimen

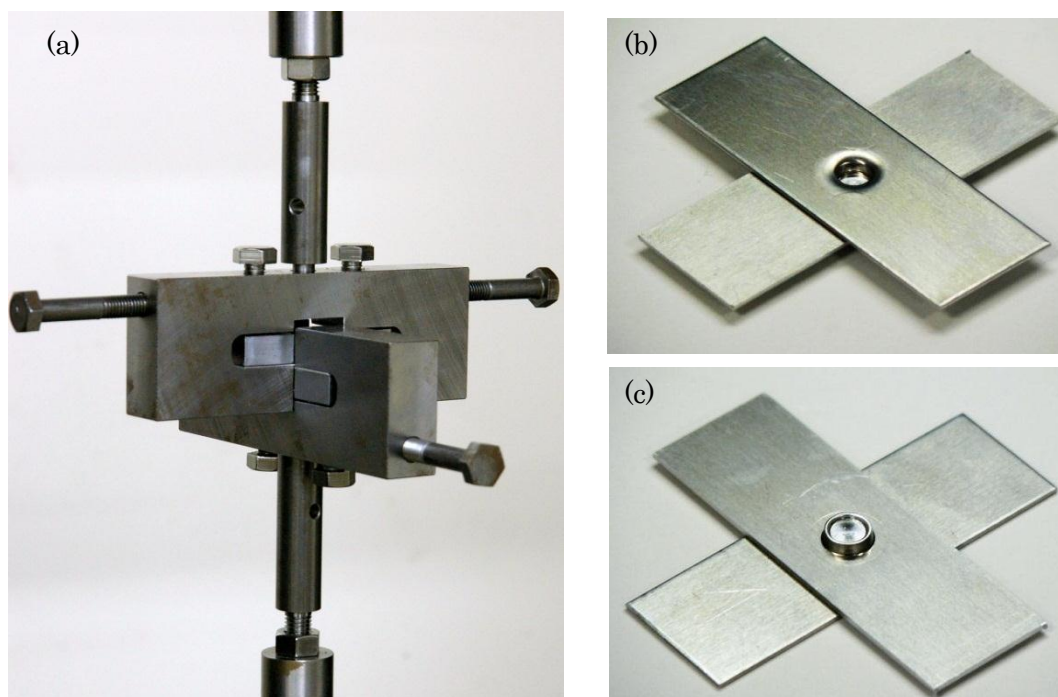


Fig. 2-3 Photographs showing the appearance of (a) the cross tension test fixture and a tensile test specimen (b) punch side (c) die side

FEM 解析

本章で塑性流動に関する考察を行うために有限要素法(FEM: Finite element method)解析を併用した。FEM 解析には DEFORM-2D を使用し、解析モデルは軸対称弾塑性モデルとした。設定した材料特性を **Table 2-3** にまとめる。材料モデルには Ludwik の構成モデル¹⁾を使用し、供試材引張試験結果から塑性変形抵抗の予測モデルを立てた(**Fig. 2-4**)。摩擦モデルは高い面圧下で高い再現性を有するせん断摩擦モデルを選択し、特に記載がない場合には工具－材料間せん断摩擦係数を DEFORM 推奨値の $m = 0.3$ 、材料間摩擦係数を以前のデータ²⁾に基づき $m = 0.4$ とした。

Table 2-3 Conditions for FEM analysis

Analysis software		Deform-2D
Model type		Axisymmetric model
Material model		Elasto-plastic analysis
Flow stress $\bar{\sigma}$ [MPa]		$\bar{\sigma} = 470\bar{\epsilon}^{0.40} + 87.3$
Elastic modulus E [GPa]		70
Poisson's ratio γ		0.33
Friction coefficient m (shear friction)	Tools - work pieces	0.3
	Work pieces - work pieces	0.4

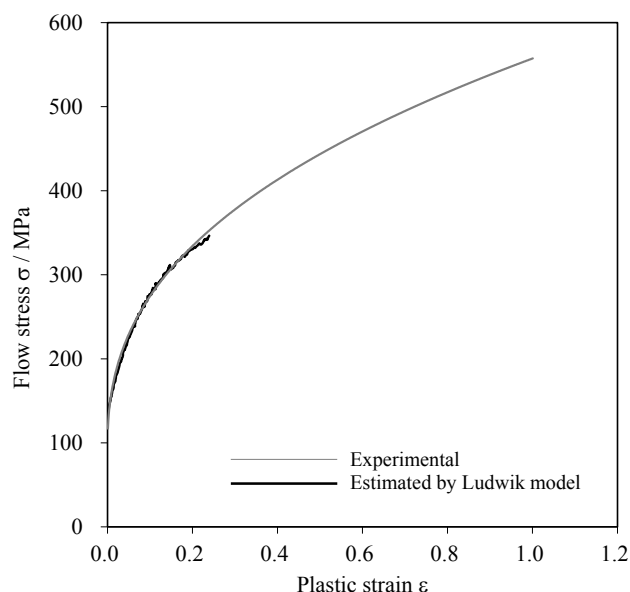


Fig. 2-4 Comparison between experimental and estimated flow stress curve of A5182-O

2.3 断面形状パラメータが十字引張強度に与える影響

断面形状に着目したメカニカルクリンチングの高強度化のために、継ぎ手断面形状の中でも特に十字引張強度に大きな影響を与えている箇所を特定する必要がある。過去の研究では、**Fig. 2-5**に示す底部板厚 t はメカニカルクリンチングのプロセスパラメータとしてインターロック成形に深く関与している事が認識されている。また、Varis ら³⁾は、上板のダレの高さを C_{measure} と名付け、この値を基に最適な底部板厚 t を予測することが可能で、最適な底部板厚 t を実験的に求める労力を軽減する事ができるとしている。また、継手断面形状について検討している研究報告中では、ほとんどの場合にインターロック深さ C_r とネック厚さ t_r が着目されている⁴⁾。メカニカルクリンチングの継手断面インターロック部分に存在する S 形状のうち、上板材料の最も径が大きい部分である点 A と下板材料の中で最も径が小さい部分である点 B の位置関係が重要な要素である。インターロック深さ C_r は点 B や点 A の相対的な位置は反映される物の、パンチ直径の変化などに由来する絶対的な位置の変化を考慮されていない。そこでネック直径 D_r 、というパラメータを設定しこの影響を調査する必要があると考えた。また点 A と点 B の軸方向の位置に関する検討がこれまでされてこなかった。そのためインターロック高さ C_h に関する知見は今までに得られていない。リング高さ h は接合工具に拘束されない唯一の自由変形面であるリング溝部分の高さは成形プロセスと何らかの関係を有していると予想できる。以上の理由から本実験では、インターロック高さ C_h 、ネック直径 D_r 、リング高さ h 、を断面形状パラメータとして新たに設定し、それらと十字引張強度の比較を行う。断面形状に変化を与える方法としては、底部板厚 t とパンチ直径を変化させた。

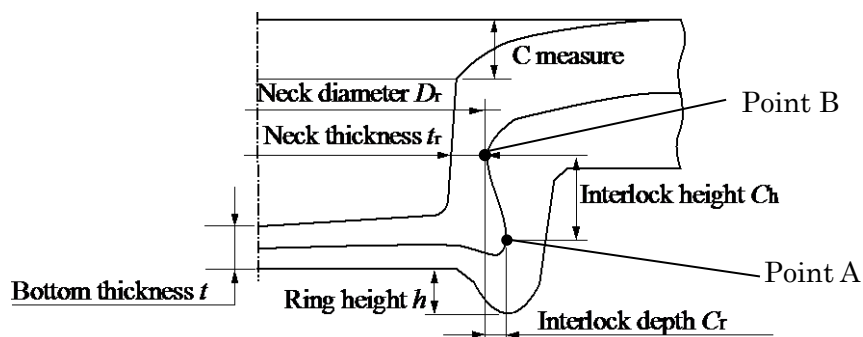


Fig. 2-5 Schematic illustration showing defined cross-sectional parameters

2.3.1 実験条件

パンチ径 5.6 mm ～ 6.4 mm の範囲, 底部板厚 0.55 mm ～ 0.95 mm の範囲において, **Table 2-4** 中の○印をつけた組み合わせについて接合試験を行い, 十字引張試験と断面観察を行った. 断面観察は **Fig. 2-5** に示す底部板厚 t , リング高さ h , インターロック深さ C_r , インターロック高さ C_h , ネック直径 D_r , ネック板厚 t_r , について, 接合試験後の継手をワイヤーカットにより中心で切断し, 光学顕微鏡写真から測定した.

Table 2-4 Investigated combination of punch diameters and bottom thickness

		Bottom thickness t [mm]						
		0.55	0.60	0.65	0.80	0.85	0.90	0.95
Punch Dieiameter D_p [mm]	5.6	○	○	○				
	5.8	○	○	○				
	6.0	○	○	○				
	6.2				○	○	○	
	6.4					○	○	○

2.3.2 結果と考察

Fig. 2-6 に各断面形状パラメータの測定結果と十字引張強度の関係を示す. 各パンチ直径に対して底部板厚が十字引張強度と線形的な関係を有していることは J. P. Varis らの報告⁵⁾と一致する傾向である. ネック厚さ t_r はパンチ径が大きいほど細くなるが, 本実験において検討した範囲ではネック部分で破断する破壊モードにはならなかったため強度に影響はなかった. ネック直径 D_r はパンチ直径が大きいほど大きくなった. リング高さ h やインターロック深さ C_r , インターロック高さ C_h がパン直径に関係なく十字引張強度に対して線形性を示した.

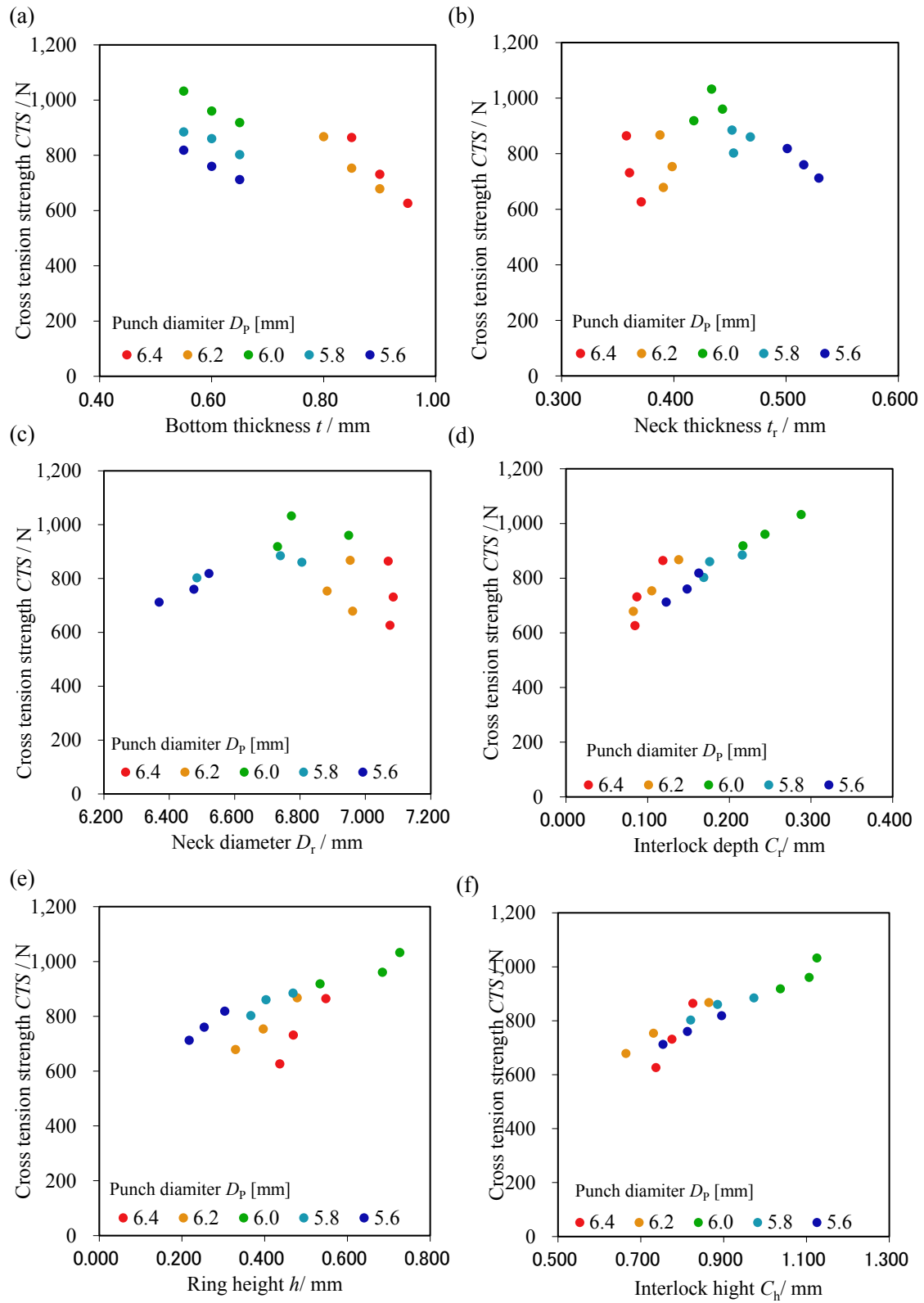
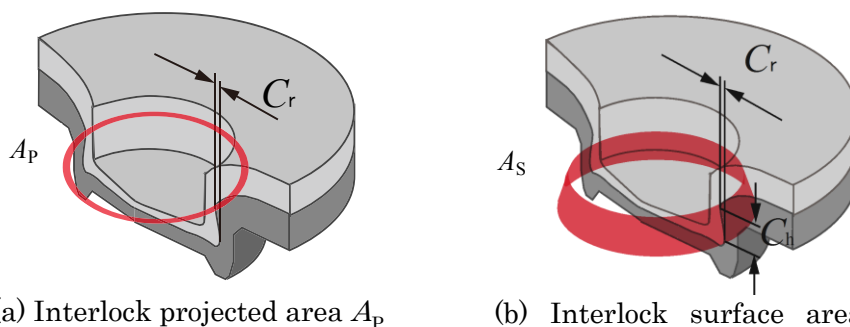


Fig. 2-6 Relation between cross tension strength CTS and cross-sectional shape parameters



(a) Interlock projected area A_p

(b) Interlock surface area A_s

Fig. 2-7 Schematic illustration showing (a) interlock projection area and (b) interlock surface area

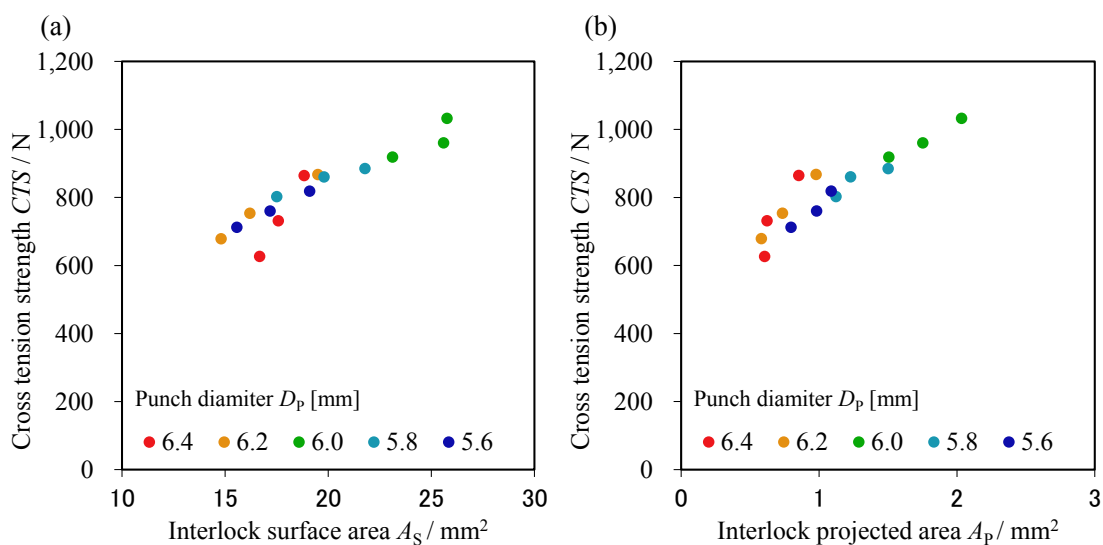


Fig. 2-8 Relation between cross tension strength CTS and (a) interlock surface area A_s and (b) interlock projected area A_p

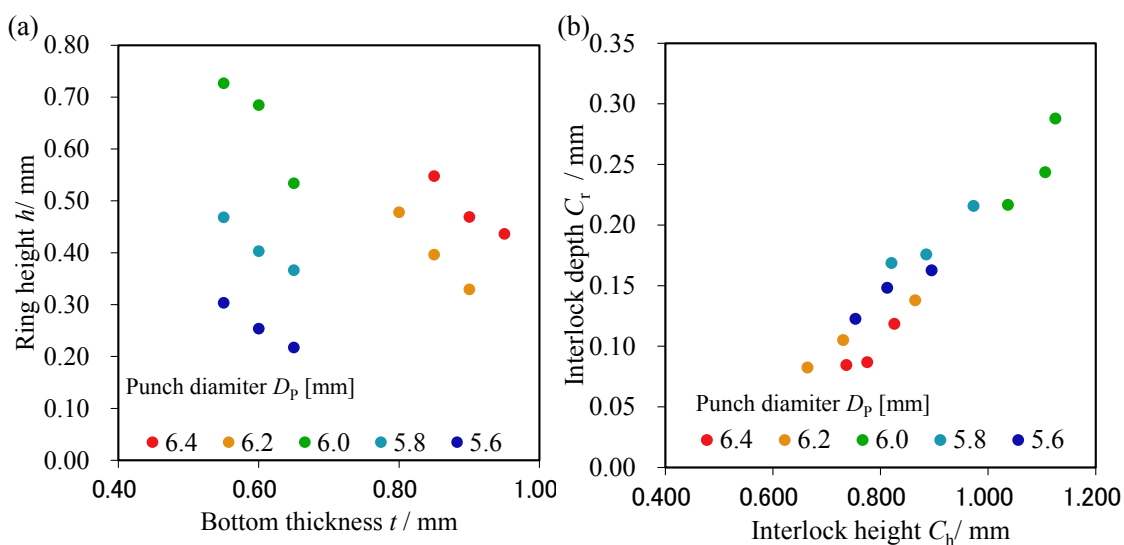


Fig. 2-9 Relation between bottom thickness t , interlock height C_h , ring height h and interlock depth C_r

次に、 C_t や C_h に直径の効果を含めるために、インターロック深さとネック直径の測定値から上板と下板が重なり合う部分投影面積 A_P 並びに上板と下板のインターロック部分における接触面積 A_s (Fig. 2-7)を計算した結果を Fig. 2-8 に示す。 A_s や A_P ではインターロック部分の直径方向位置をパラメータとして考慮し、その影響が補正されるが D_t 自体がパンチ径に対して良く対応しているため大きな影響はなかった。これらの値が十字引張強度と良く対応していることがわかる。

また、各パラメータの相互関係についても調査した。その一例として底部板厚とリング高さ、並びにインターロック深さとインターロック高さの関係を Fig. 2-9 に示す。リング高さは、底部板厚の減少に対して線形的に増加した。またパンチ直径が大きいほどリング高さが高くなることがわかる。インターロック高さとインターロック深さはパンチ直径に関係なく非常に良く対応している。パンチ直径が変化しても、インターロック部分を成形する材料の流動方向は一定であると考えられる。

以上の結果から、インターロック深さ C_t とインターロック高さ C_h が十字引張強度に対して大きな影響を与えているパラメータであることがわかった。また、リング溝が高いほど十字引張試験も高くなる傾向が分った。検討の範囲で最も高い十字引張強度を示したパンチ直径 6.0 mm では、底部板厚が等しい他のパンチ径と比べ、リング溝高さが高くなっていた。リング溝はパンチ直径が大きいほど早い段階で高くなることから、より多くの材料をリング溝方向へ流動させた結果、インターロック深さやインターロック高さを増加できる事がわかった。

2.4 突起つき板押えによる十字引張強度向上

前節では、パンチ径と底部板厚の違いにより断面形状パラメータに変化を与え、十字引張強度との関係を調査し、リング溝方向への材料流動がインターロックを成長させるという知見を得た。本実験では板押えに突起を付与する事でより多くの材料をダイ側面部へ導入し、インターロックを形成する材料流動に変化を与えるを試みる。

2.4.1 実験条件

本実験で検討する板押え形状は、Fig. 2-1 に示す A～D の 4 種類で、突起形状を付与した物は、B～D の 3 種類である。(B) は外側への材料の流出を防止することを、(C) は材料を積極的に内側へ移動させることを、また (D) はその中間を狙ったものである。パンチとダイの間に挿入した板材 2 枚にまず板押えで荷重をかけ、その後板押えをしたままパンチを押し込み接合する。板押えとパンチはそれぞれ油圧シリンダと油圧試験機により独立して作動させた。パンチ径 D_p は 5.8 mm の物を選択した。今回パンチ径は変化させず、パンチの挿入深さと板押えの種類のみを変化させた。板押え力は板押え A の場合 6.3 kN、板押え B～D の場合 8.3 kN とした。この板押え荷重はそれ以上増加させても十字引張強度が変化しない値（圧痕部の面圧換算で 400 MPa 程度）に設定した。

本実験において測定する断面形状パラメータを Fig. 2-10 に示す。今回は下板インターロックの頂点 (Fig. 2-5 中 point B) がなだらかになり、軸方向位置が不明瞭な条件が存在したため、インターロック高さ C_h の測定は行わなかった。その代りとして、Point A と Point B 間の接合界面において最も角度が大きくなる部分の角度をインターロック角度 θ として定め、これを測定した。

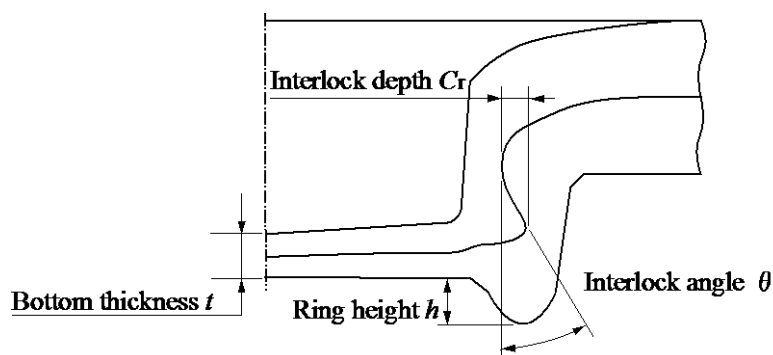


Fig. 2-10 Relation between bottom thickness t and interlock depth C_r , ring height h , interlock angle θ

2.4.2 突起付き板押えが十字引張強度に及ぼす効果

Fig. 2-11 に十字引張試験結果を示す. 1つのプロットは3つの十字引張実験データを平均した結果である. 板押えの種類によらず底部板厚 t が小さくなるにつれて十字引張強度が向上する傾向が見られた. また, 突起付き板押えを用いることにより, 底部板厚 t の減少とともに平板状板押え A と比較して十字引張強度の向上効果が得られた. 十字引張強度は, 平板状板押え A と比べ突起付き板押え B と C では底部板厚 $0.3 \sim 0.55 \text{ mm}$ の範囲において平均 30 %, 突起付き板押え D では平均 35 % 向上しており, D が最も効果が高かった. なお, 十字引張強度向上の割合の算出は同じ底部板厚 t で板押え A の場合の強度を t に対して線形的に変化するという傾向から, この板押え A による十字引張強度 $CTS \text{ kN}$ は実験値の

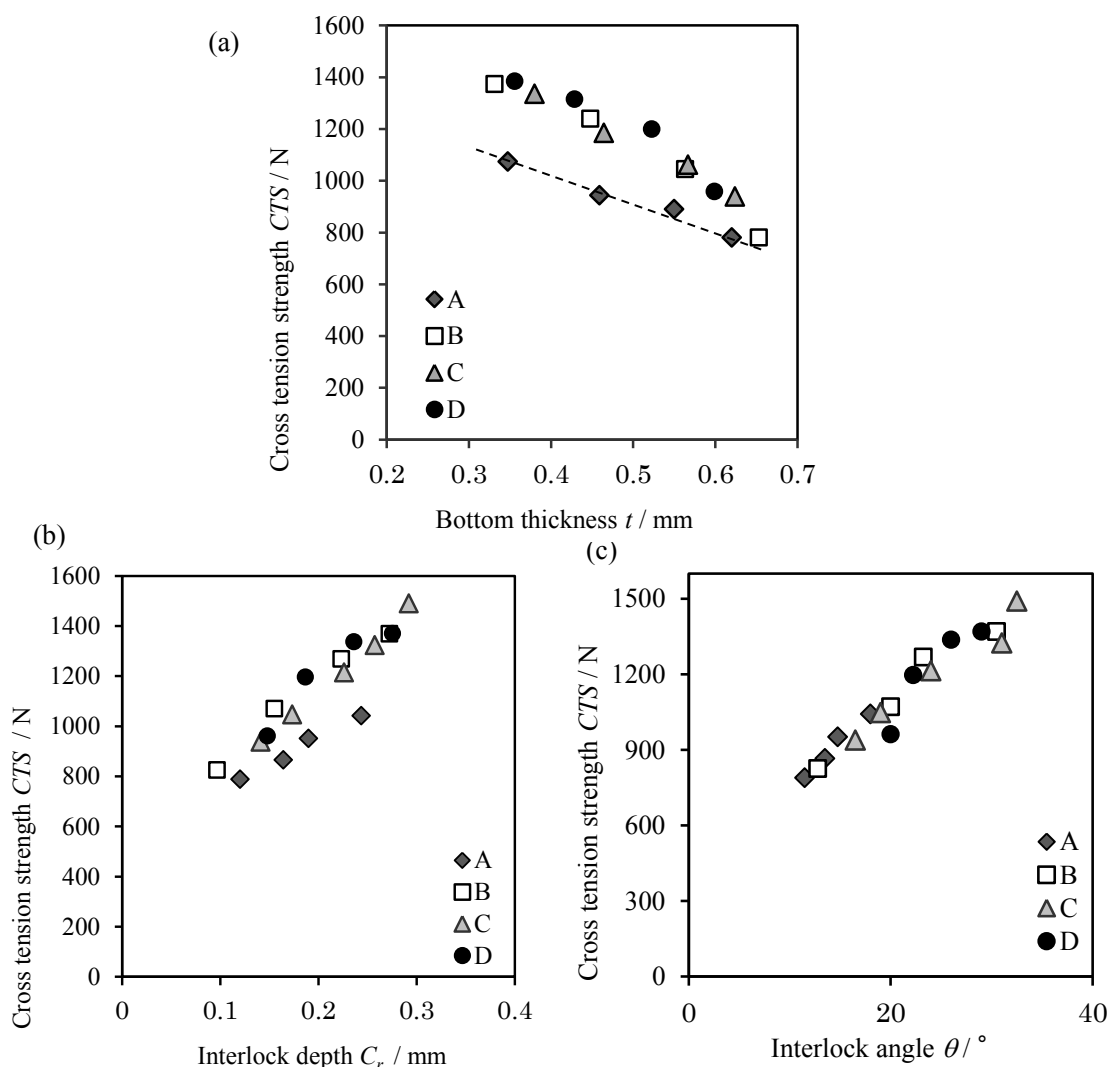


Fig. 2-11 Results of cross tension tests over (a) bottom thickness t (b) interlock depth C_r and interlock angle θ

プロットから実験式 $CTS = -0.858t + 1.34$ を導出して求めた。また、前章において十字引張強度に対して良い線形性を示したインターロック深さ C は本実験においては板押えの突起を付与した場合とそうでない場合では異なる割合で変化した。即ち、同じインターロック深さ C であっても突起を有する板押えを用いた場合の方が、高い十字引張強度を示したのである。対して、十字引張強度はインターロック角度 θ に対して一様増加し、板押えによる違いも見られなかった。この結果から、インターロック深さ C のみではなく、インターロック角度 θ も十字引張強度に対して重要なパラメータであり、かつインターロック角度 θ がより大きな影響度を有する事が示唆される。

2.4.3 突起付き板押えが断面形状に及ぼす影響

底部板厚 0.35 mm における板押えの違いによる断面形状の違いを Fig. 2-12 に示す。板押えに突起を付与することで上板インターロックの頂点 (Fig. 2-5 中 point A) の位置が変化し、よりパンチ方向へ移動した。この断面形状変化を断面形状パラメータに沿って測定し、数値化した。断面形状パラメータの測定結果を Fig. 2-13 に示す。底部板厚 t の減少に伴いインターロック深さ C が増加するのは前項で見られた傾向と一致しており、板押えに突起を有する場合もそうでない場合も等しい割合で増加した。インターロック角度 θ についても底部板厚 t の減少に伴い一様に増加する傾向が得られた。しかし、突起状板押えの有無によりその割合は大きく変化し、突起状板押えを付与した場合にはより大きな割合で増加した。リング高さ h については、突起を付与した場合には底部板厚 t が 0.6 mm から 0.35 mm の範囲ではほぼ一定となった。これは接合の初期段階で既に下板材料がリング溝底部に達したためだと考えられる。Fig. 2-13(d) にはリング高さ h とインターロック角度 θ の関係を示す。リング高さ h が 0.8 mm に達するまではインターロック角度 θ は大幅には変化しないが、リング高さが約 0.8 mm に達した後に急激にインターロック角度 θ が増加することが分かった。この事結果は、インターロック角度の増加に関してリング溝の底部が何らかの働きをしている事を示唆している。

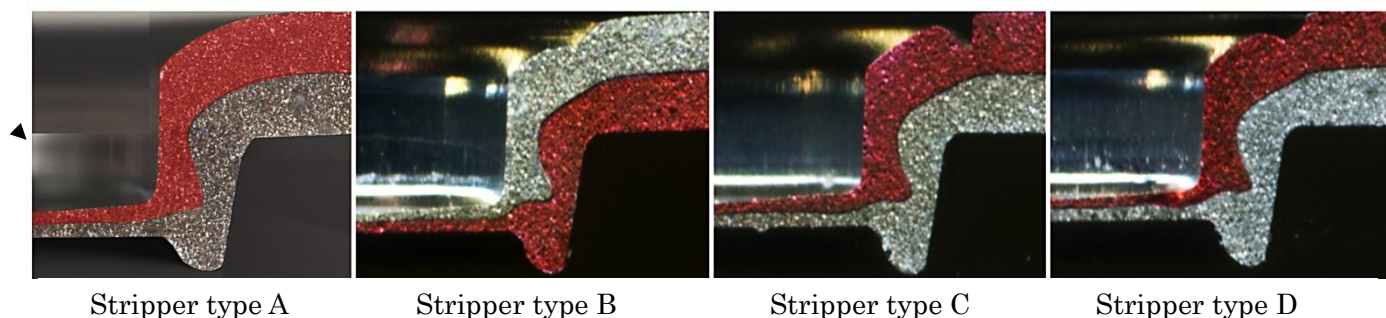


Fig. 2-12 Photographs showing cross-sectional shapes using various type of strippers

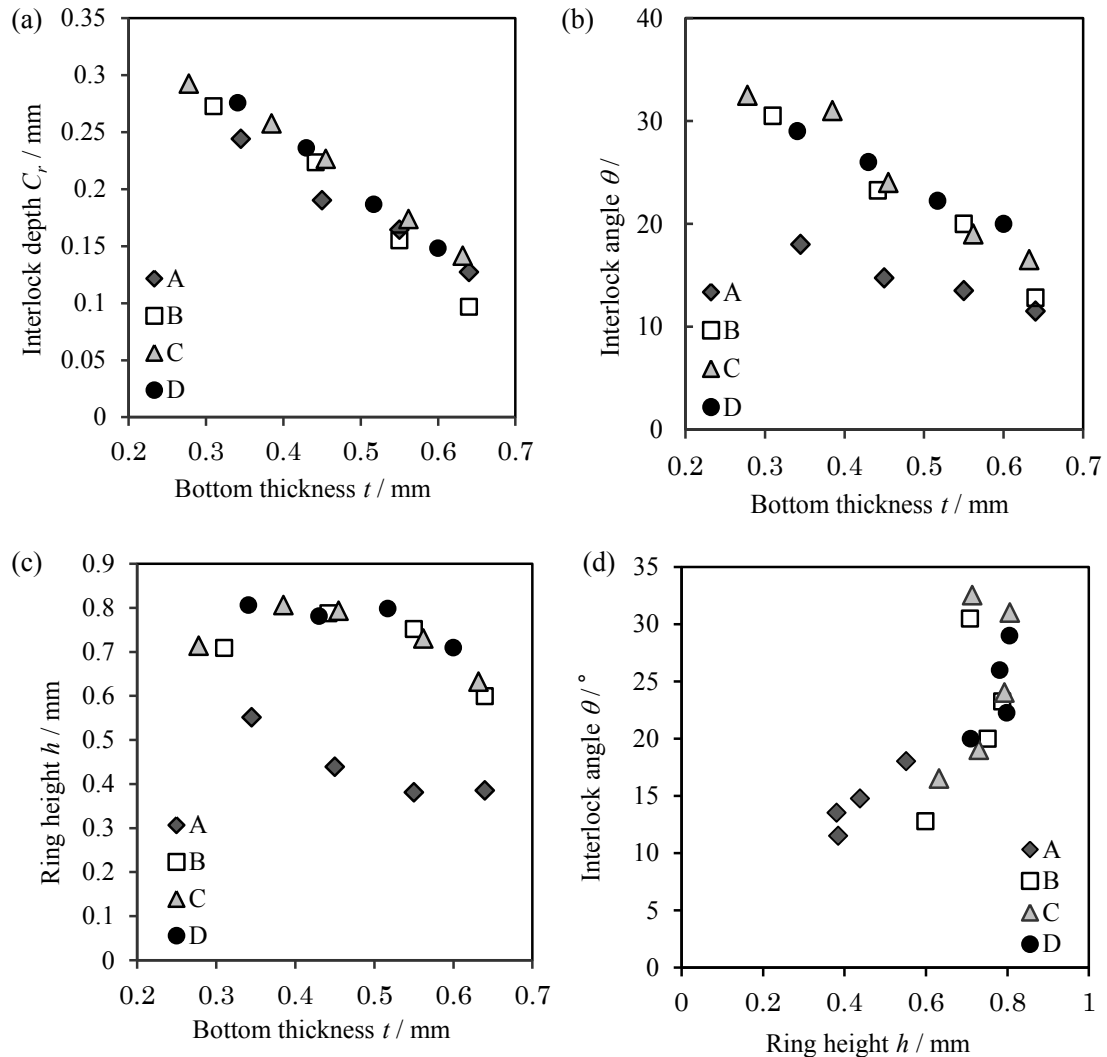


Fig. 2-13 Relation between bottom thickness t and interlock depth C_r , ring height h , interlock angle θ

2.4.4 インターロック角度増加に関する考察

突起つき板押えの効果を確認するために、平板状板押え A と最も効果の大きかった突起つき板押え D の有限要素法解析を行った。Fig. 2-14 に図示するように、半径方向に中心から 4.36 mm の位置（突起の頂部）に上から①～⑥の計 6 点を測定点として定め、（板押え A も同様）、それらの点の半径方向（外側を正）変位を底部板厚 t が 0.55 mm になるまで解析したところ、Fig. 2-15(a)の平板状板押え A に比較して、Fig. 2-15(b)の突起付き板押え

D を用いて接合した場合は、各点、特に両板の下面である⑥、③の変位が大幅に減少している。突起付き板押え D を用いて接合したほうが材料は内側に流れやすく、また外側に流れにくくなっている。突起付き板押えによりリング溝への充満のタイミングを早めることが出来たといえる。パンチが進入するにつれて下板の材料がリング溝底部に達し、リング溝張出し高さ h が 0.8 mm となった後にインタロック角度 θ が増加する現象を解明するために、有限要素法解析により材料の流れを調べた。その結果を Fig. 2-16 に示す。左から順に底部板厚 t が 0.50 mm, 0.49 mm, 0.40 mm の場合の材料各点の速度ベクトルを示している。(a)は下板の材料がリング溝底部に達する直前の状態、(b)は下板の材料がリング溝底部に達した状態、(c)は更にリング溝に下板の材料が充満している状態である。下板の材料がリング溝底部に達すると、矢印で示すようにリング溝周辺に位置する上板材料の流動方向が斜め下方向から斜め上方向へ変化する、インターロック角度 θ が増加している。リング溝への材料の充満のタイミングを早めることが有効であることがここでも確認できた。

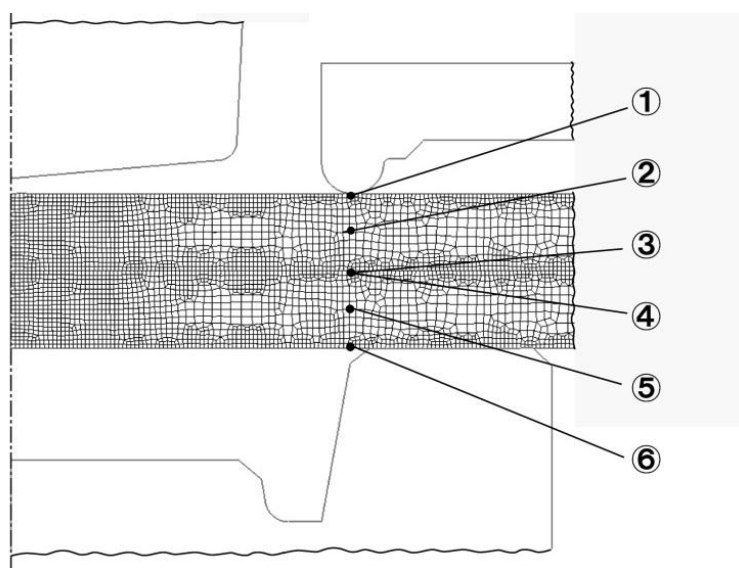


Fig. 2-14 Schematic illustration showing positions pursued in FEM analysis

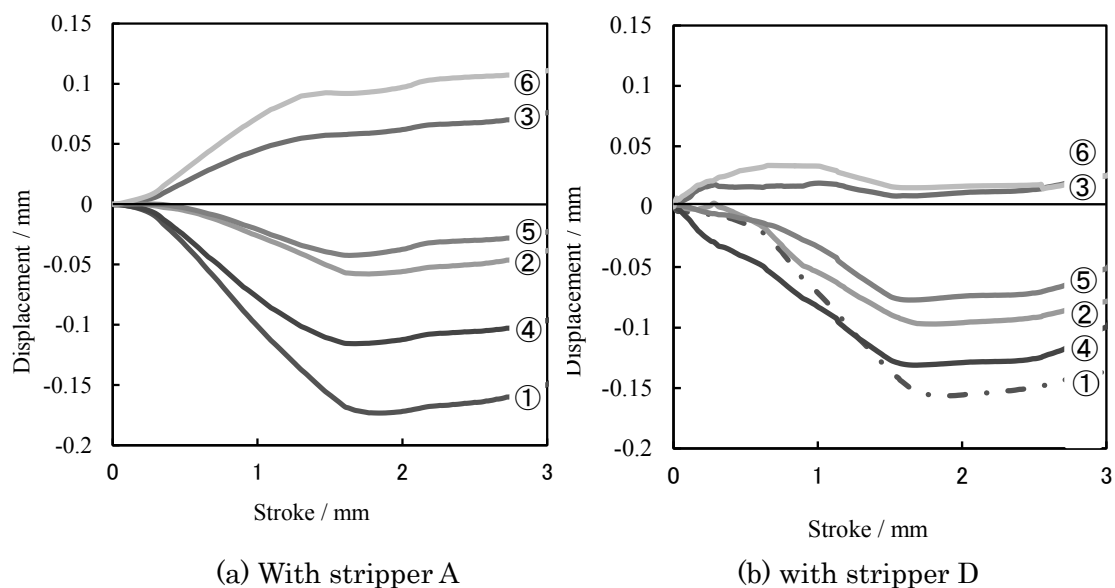


Fig. 2-15 Displacement of the pursued point in the flat stripper plate case (a) and in the stripper type D case

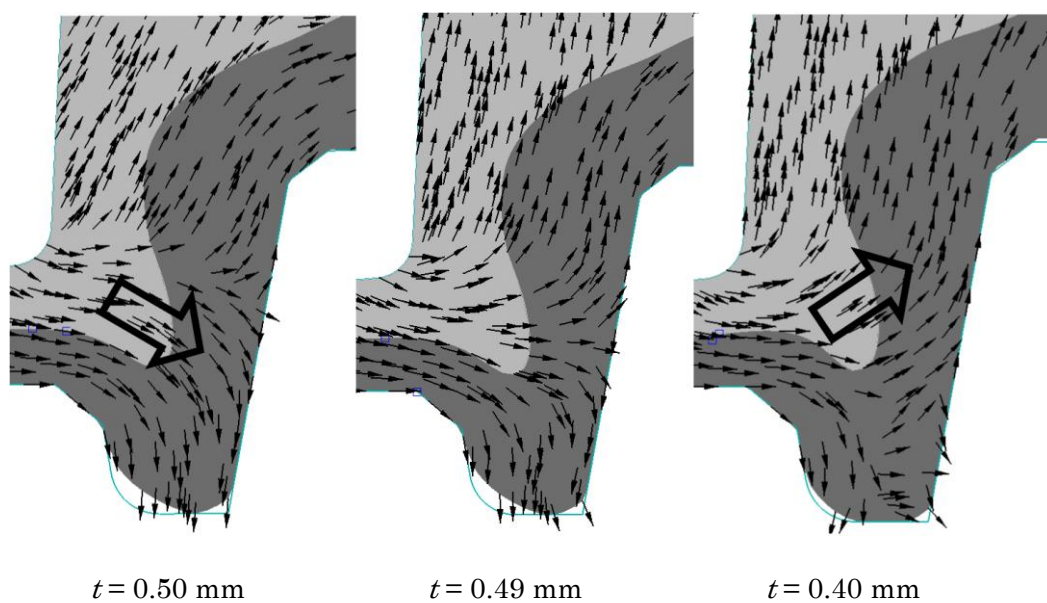


Fig. 2-16 Results of FEM analysis using stripper type D showing flow directions and velocities for each bottom thickness

2.5 メカニカルクリンチングの十字引張強度に及ぼす潤滑

油粘度の影響

メカニカルクリンチングの接合プロセスは、鍛造加工と共通する部分が多く、その潤滑状況が接合加工プロセス中に何らかの影響を与える事は容易に想像ができる。TOX 社では最適ツールの選択を行う際にはツールが実際に使用される潤滑状態で接合試験を行うよう留意している、また潤滑油を用いずに接合を行った場合には、摩耗や被接合材との凝着のため、ツール寿命が短くなることが経験的に示されている。このように工具の潤滑状況が重要である事は認識されておりながら、潤滑状態が断面形状や十字引張強度に与える影響は体系的に調査されておらず、その影響は明らかではない。潤滑状況の変化による断面形状パラメータの変化に関する報告はこれまでになく、断面形状パラメータの制御に関して重要な知見となるであろう。また、メカニカルクリンチングにより接合される材料の表面は、前工程で塗油された洗浄油やプレス油、または接合工具の焼き付き防止のための潤滑油などが塗油されている事が想定される。これらの潤滑油の動粘度や種類、付着量、塗油からの時間経過や温度などが被接合材間、また工具－被接合材間の摩擦状況を変化させ、メカニカルクリンチの断面形状や継手強度に影響を与えると考えられ、継手強度に対する再現性や信頼性という観点からもこれらの影響度を調査する事が重要である。そこで実験では、幅広い動粘度の潤滑油を塗油する事で潤滑状態に変化を与え、潤滑状態が継手断面形状や十字引張強度にどのような影響を及ぼすかを調査する。

2.5.1 実験条件

接合試験はこれまで同様 TOX 社ラウンドジョイントパンチ径 5.8 mm により行った。パンチ速度は約 $0.3 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ とした。板押えには突起のない Stripper A を選択し、その荷重は 6.3 kN とした。潤滑油は日本工作油製のプレス工作油で Table 2-5 に示す粘度 $1.2 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$, $56 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$, $320 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$, $2600 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ の 4 種類のものを使用した。潤滑油の塗油量は $10 \sim 30 \text{ mg} / \text{mm}^2$ とした。試験片は塗油前にアセトンで脱脂、洗浄した。十字引張強度は十字引張試験（引張速度 $5 \text{ mm} / \text{min}$ ）により求めた最大荷重とする。断面観察の際は接合部を樹脂に埋め込んだ後に切断した。断面観察の試験数は各 1 である。塗油面は工具（パンチ、ダイ）－材料間を工具面 (Tool surface)、上板－下板間を接合界面 (Boundary interface) と定義する。

実験は 3 つの条件に分けて行った。Table 2 に実験条件をまとめて示す。両面に同じ粘度の潤滑油を塗油した条件を「両面」(Both sides)、工具面の潤滑油のみの影響を調査するために、接合界面潤滑油粘度を粘度 $2600 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ で一定とした条件を「工具面」(Tool side)、

逆に接合界面の潤滑油のみの影響を調査するために、工具面潤滑油粘度を $2600 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ で一定とした条件を「接合界面」(Boundary)とする。両面の影響に関して底部板厚(接合後の残り板厚)は、 $0.4 \sim 0.85 \text{ mm}$ の間で8種類について試験を行い、その他の条件では 0.4 mm とした。試験数は各条件3回、ばらつきの大きかった粘度 $1.2 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ は各5回試験を行った。

Table 2-5 Properties of applied lubricants

Viscosity (40°C)	Product No.	Lubricant component
$1.2 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$	G-6216FA	Base oil : paraffin / Oiliness agent : olefin
$56 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$	G-3244	Oiliness agent : olefin · polybutene
$320 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$	G-3744	Oiliness agent : olefin · polybutene
$2600 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$	G-760M	Oiliness agent : fat and oil

Table 2-6 Lubricated conditions for each experimental conditions

Condition	Lubricated surface	Lubricant viscosity (mm ² ·s ⁻¹)				Bottom thickness
Both sides	Tool surface	1.2	56	320	2600	0.4~0.85 mm
	Boundary interface					
Tool side	Tool surface	1.2	56	320	2600	0.4 mm
	Boundary interface	2600				
Boundary	Tool surface	2600				0.4 mm
	Boundary interface	1.2	56	320	2600	

2.5.2 潤滑油粘度が十字引張強度に与える影響

Fig. 2-18 に底部板厚と十字引張強度の関係を示す。塗油条件は「両面」である。一般的に底部板厚が小さいほど十字引張強度が高くなるが、粘度によりその傾向に違いが見られた。粘度 $1.2 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ 、 $2600 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ の場合、十字引張強度は底部板厚の減少に伴って一様に増加した。これに対し粘度 $56 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ 、 $320 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ の場合、底部板厚 0.6 mm 以下では板厚が減少しても十字引張強度は一定となった。最も十字引張強度に差が出た底部板厚 0.4 mm において、粘度 $1.2 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ を塗油した場合は $56 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ の場合と比較し、最大 40 %、平均 30 %高い十字引張強度を示した。また、粘度 $56 \sim 2600 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ の場合十字引張強度のばらつきは 1%以下であるのに対して、粘度 $1.2 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ の場合 10~30 %程度ばらつき、このばらつきは底部板厚が小さくなるほど大きくなった。

次に各塗油面それぞれの潤滑油粘度が十字引張強度に与える影響を Fig. 2-17 に示す。底

部板厚は 0.4 mm である。「工具面」では高粘度油ほど高い十字引張強度を示し、粘度 $2600 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ では $1.2 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ と比較し 20 % 高い十字引張強度を示した。「接合界面」では潤滑油粘度が $1.2 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ の場合に高い十字引張強度を示し、粘度 $56 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ の場合と比較し 10 ~ 20 % 高い十字引張強度を示した。またこの値は 10 % 程度の分布を示した。これら各面の効果が足し合わされた結果、「両面」の潤滑油粘度の影響としては粘度 $56 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ が最も低い十字引張強度となり、これよりも低い、または高い粘度の潤滑油で十字引張強度が高くなるという傾向を生み出していると考えられる。以上の結果から潤滑油粘度によって十字引張強度が変化することが明らかとなり、本実験において最も高い十字引張強度を示した工具面 $2600 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ 、接合界面 $1.2 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ の組み合わせは、最も十字引張強度が低かった両面 $56 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ の条件と比較し平均 45 %、最大 50 % 高い十字引張強度を示した。

次に十字引張後上板の Fig. 2-19(c) に示す部分を SEM により観察した。そのうち接合界面潤滑油粘度が $1.2 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ と $56 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ の場合の観察結果をそれぞれ Fig. 2-19(a), Fig. 2-19(b) に示す。粘度 $56 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ よりも大きい粘度の場合には Fig. 2-19(a) 同様なめらかな表面となっていた。これに対し粘度 $1.2 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ の場合には表面が大きく荒れ、材料同士に焼き付きやかじりが生じた跡が見られた。このことから、Fig. 2-17 において粘度 $1.2 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ の場合に十字引張強度が増加した理由は、 $56 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ 以上の潤滑油粘度では十分な潤滑油膜厚が保たれ焼き付きやかじりが生じなかったのに対し、 $1.2 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ の潤滑油粘度においては油切れとそれによる焼き付きが生じ、接合界面の摩擦力が増加したため十字引張強度が増加したと考えられる。また、Fig. 2-18 において $1.2 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ の場合のみ十字引張強度のばらつきが大きくなった理由は、この焼き付き発生が不安定な現象であるためと考えられる。歯車の焼き付きと潤滑油粘度に関する小幡ら⁶⁾の報告をはじめ、摩擦に関する様々な研究において、潤滑油粘度が小さいほど油切れを生じ、焼き付きを起こしやすくなることが知られている。本実験の条件においては粘度 $1.2 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ と $56 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ の間に焼き付きが起こる限界粘度が存在し、それよりも小さい粘度の潤滑油を接合界面に塗油した場合に十字引張強度が向上すると考えられる。

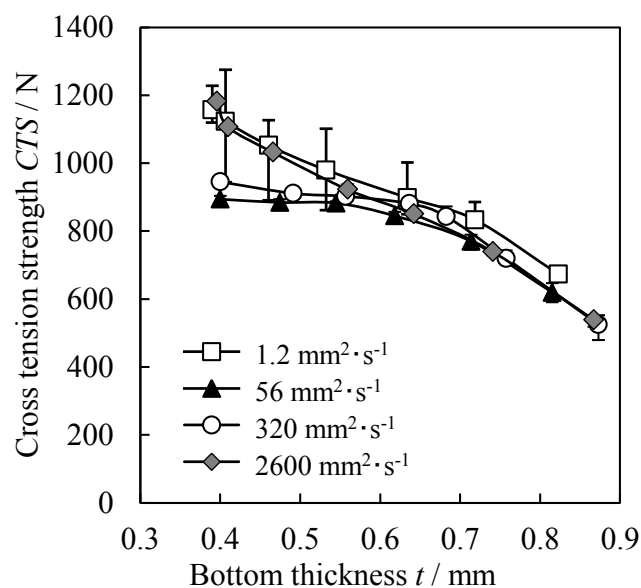


Fig. 2-18 Relation between peeling strength and bottom (lubricated condition = both side)

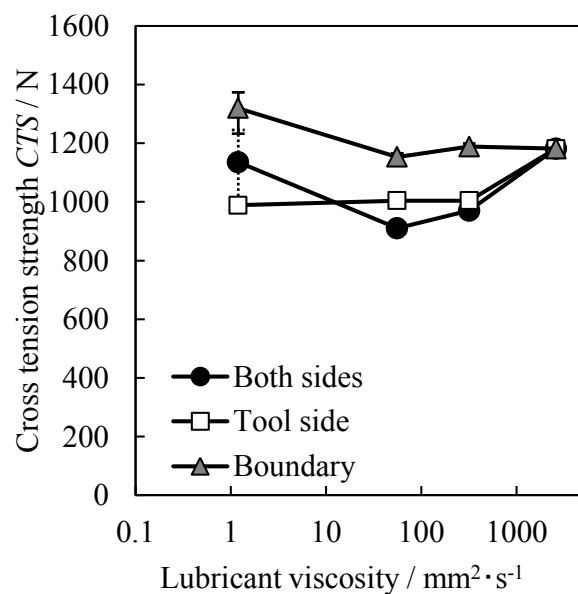
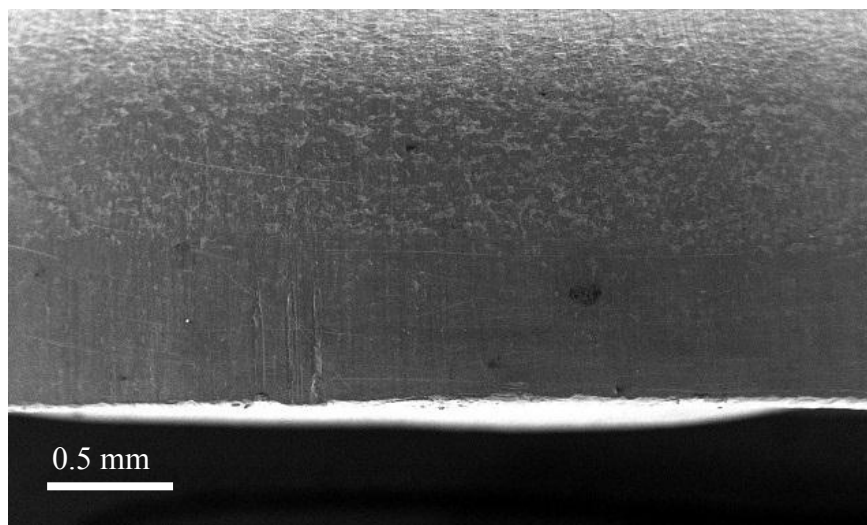
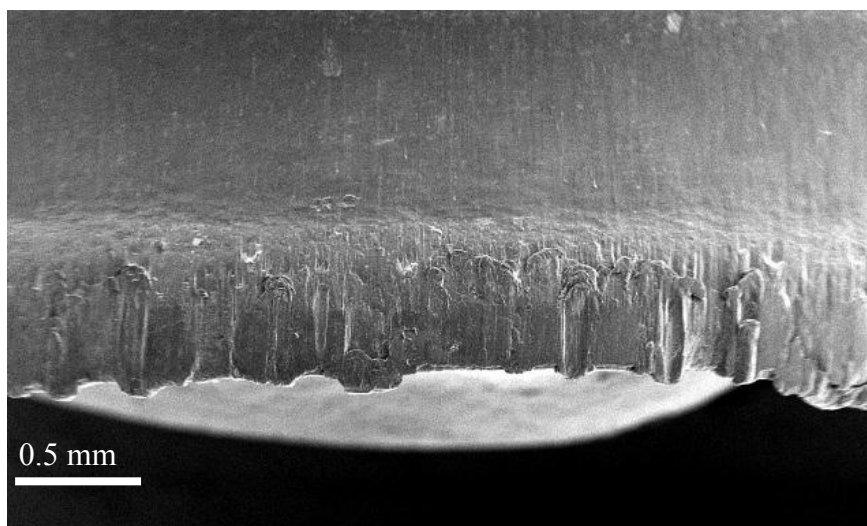


Fig. 2-17 Relation between peeling strength and lubricant viscosity (bottom thickness $t = 0.4$ mm)



(a) Viscosity = $56 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$



(b) Viscosity = $1.2 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$

(c)

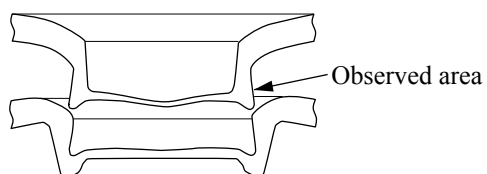


Fig. 2-19 SEM photographs showing surface texture of upper work pieces after cross tension tests (a) Viscosity = $56 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ (b) Viscosity = $1.2 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ and (c) observed area

2.5.3 潤滑油粘度が継手断面形状に与える影響

断面観察を行った結果，潤滑油の組み合わせにより断面形状が異なることがわかった．

Fig. 2-20 にその一例を示す．**Fig. 2-20 (d)** は両面に粘度 $2600 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ の潤滑油を塗油したもので，継手底部接合界面が平らで上下の板厚も均一である．これに対し，塗布する潤滑油の粘度が小さいほど底部接合界面は湾曲し，上下の板厚に差が現れた．特に両面に粘度 $1.2 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ の潤滑油を塗油した場合には底部接合界面が大きくうねり，パンチ中心と肩部の中間付近の上板がが極端に薄くなっていた．またインターロックの形状にも変化が見られ，潤滑油粘度が大きいほど高い位置にインターロックが形成された．

これらの変形量を定量化するために **Fig. 2-21** 示す断面形状パラメータを設定し，各潤滑条件について測定した．本実験では上板の最も張り出している部分(Point A)の曲率がなだらかで，インターロック高さ C_h が不明瞭となった条件も存在したため，インターロック高さに代わり，上板が最もリング溝に向かって落ち込んでいる部分の軸方向距離をインターロックレベル C_L として設定した．また，継手底部接合界面の湾曲を表現するために最も上板厚さが小さくなっている部分の厚さを上板底部厚さ B_u ，この位置での下板厚さを B_l とした．また，この位置での接合界面と中心位置での接合界面の軸方向高さの差を湾曲高さ B_h として表した．

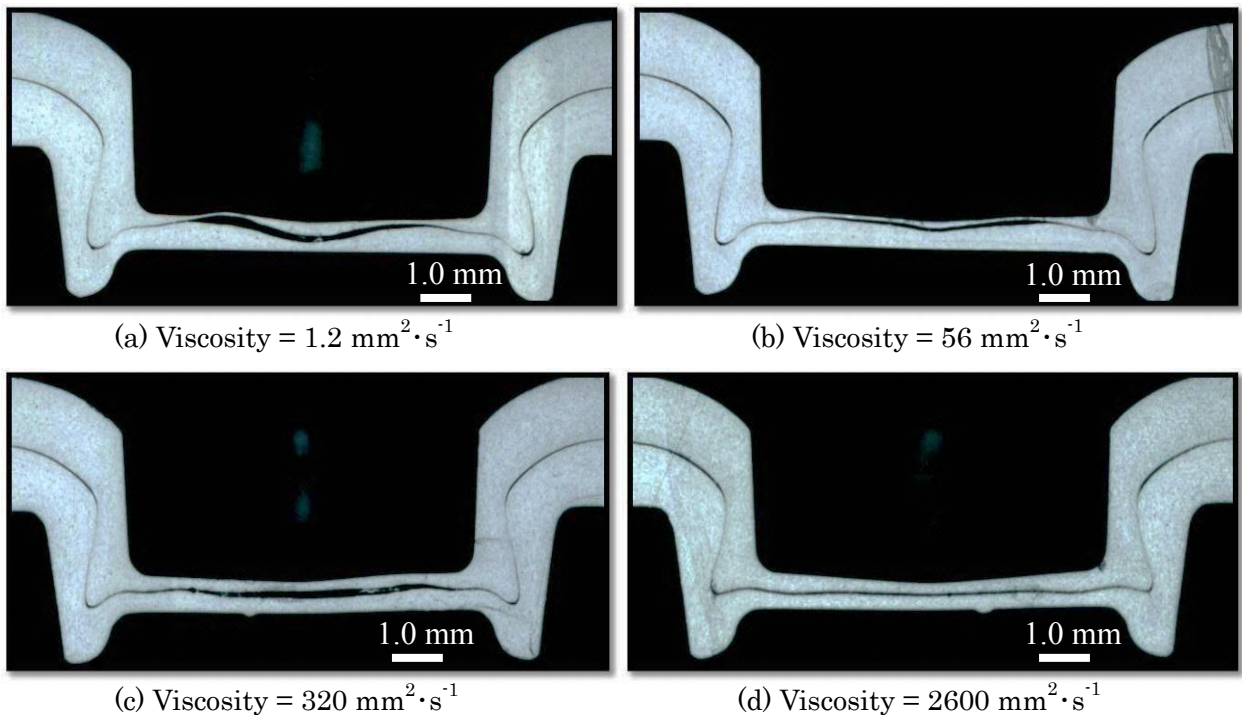


Fig. 2-20 Photographs showing the cross sections of the joints applied various viscosity lubricant on the both side (a) $1.2 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ (b) $56 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ (c) $320 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ and (d) $2600 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$

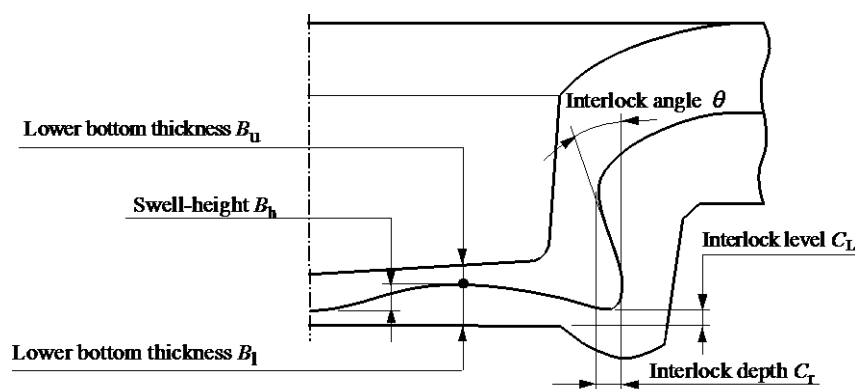


Fig. 2-21 Schematic illustration showing defined cross-sectional parameters

Fig. 2-22 に潤滑油粘度が各断面形状パラメータに与える影響を示す。まず(a)下板板厚 B_l や(b) 板厚比 B_u / B_l , (c)湾曲高さ B_h は、潤滑油粘度が小さいほど大きく変化した。即ち、潤滑油粘度が小さいほどパンチ肩部付近の上板が薄く、下板は厚くなった。(d) インターロックレベル C_L は潤滑油粘度が小さいほど低くなった。これは上板材料がよりダイ溝方向へ流動した事を示している。これらの測定結果にも共通して、「工具面」、「両面」の潤滑油粘度が小さいほど、これらの変形が大きくなること、「界面」の潤滑油粘度の影響が無いことがいえる。また、これら潤滑油粘度の低下による変形は、工具面の潤滑油粘度のみを変化させた場合よりも両面を変化させた場合の方がその影響が大きく現れる。しかし、接合界面潤滑油の影響が断面形状に現れなかったことから、これらの変形の主要因は工具面潤滑油にあると考えられる。(e) インターロック深さ C_r と (f) インターロック角度 θ の変化は、 B_u / B_l 、 B_h 、 C_h の変化に比べ小さかった。一方、「工具面」、「両面」の潤滑油粘度が小さい場合に θ の減少が見られ、Fig. 2-17 に示した十字引張強度と潤滑油粘度の関係とよく対応している。突起付き板押えを用いた場合に明らかにした「 θ が十字引張強度に与える影響は C_r よりも支配的であり、 θ が 5° 増加するにつき十字引張強度が約 0.2 kN 増加する」という傾向を明らかにしたが、このことが今回調査した潤滑油粘度の変化による θ と十字引張強度の変化に対しても当てはまる。そのため、Fig. 2-17 において工具面潤滑油粘度の低下による十字引張強度の低下は、 θ の減少が主な原因であるといえる。またインターロック角度 θ の変化と上記の B_u / B_l 、 B_h 、 C_h の変化には密接な関係があると考えられる。

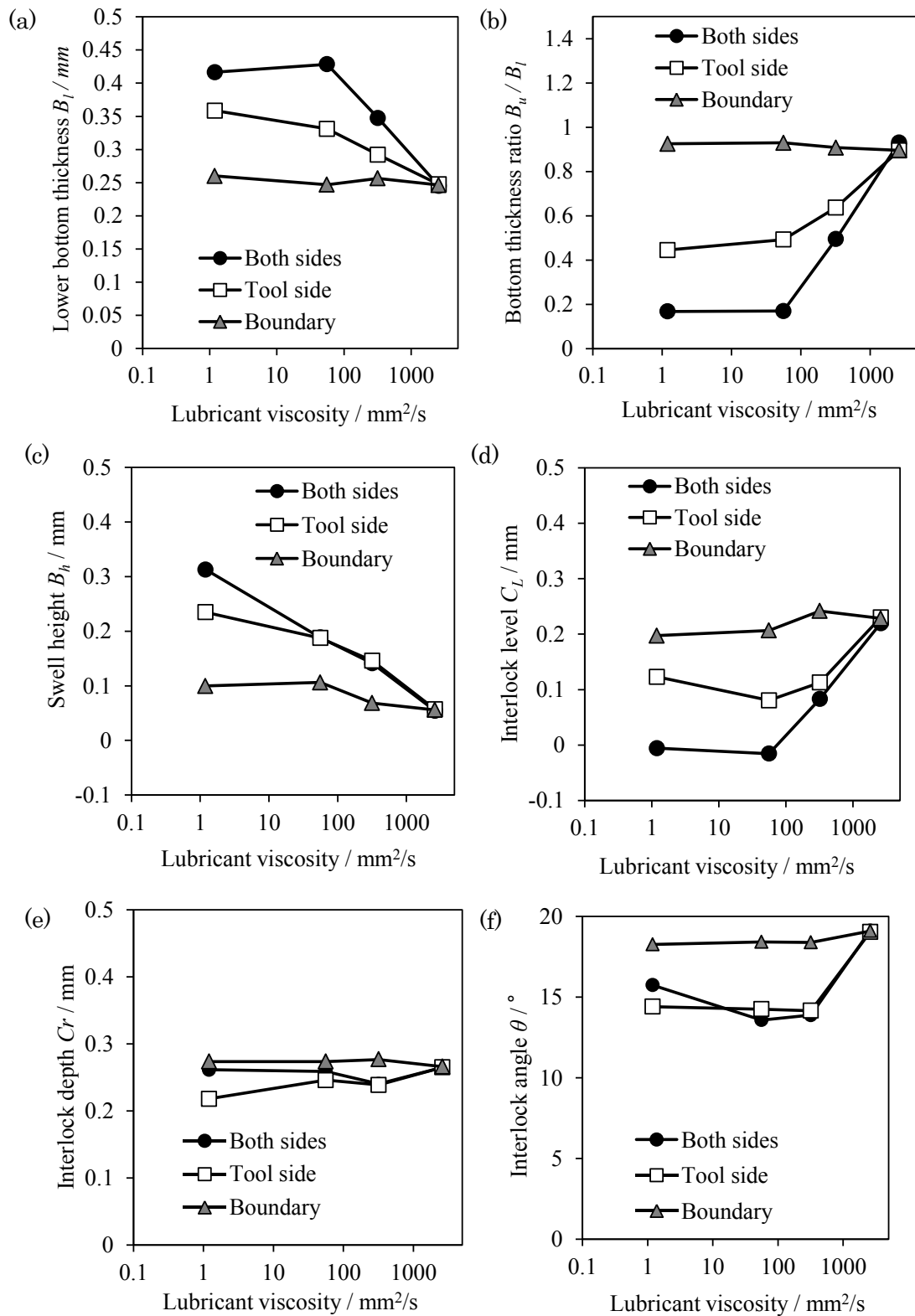


Fig. 2-22 Effects of lubricant viscosity on the cross-sectional shape parameters (a) lower bottom thickness B_l (b) bottom thickness ratio B_u / B_l (c) swell height B_h (d) interlock level C_L (e) interlock depth C_r and (f) interlock angle θ

2.5.4 潤滑油粘度の違いによる断面形状変化に関する考察

潤滑油粘度と接触圧力推移の違いによる摩擦力の変化

工具面潤滑油粘度の違いによって断面形状が変化する理由を明らかにするために FEM 解析を行い、工具と材料間の接触圧力分布を求めた。ここでパンチが上板と接触した位置からのパンチ押し込み量を X と定め、接合の進行を X により表現する。Fig. 2-23 に解析の結果得られたパンチストローク $X = 1.6 \text{ mm}$ における変形状態を示す。軸中心から、工具に沿った半径方向距離を r とし、各位置におけるパンチ、ダイと材料の接触圧力をそれぞれ求めた。その結果をに示す。なおダイ底部と材料が接触し始めるのは $X = 1.55 \text{ mm}$ である。

Fig. 2-24(a) に示すパンチー材料間接触圧力分布において、パンチストローク $X = 0.5 \text{ mm}$, 1.0 mm に関しては $X = 1.5 \text{ mm}$ とほぼ一致したため省略した。この $X = 0 \text{ mm} \sim 1.5 \text{ mm}$ の間では、中心付近の材料とパンチは接触しておらず、パンチ肩部付近のみに圧力が発生していた。そのため材料に付着している潤滑油はパンチー材料間に捕捉され、この間外部に排出されなかったと考えられる。 $X = 1.5 \text{ mm}$ 以降はパンチストロークが大きくなるに従って中心付近の接触圧力が高くなる。しかし、 $X = 2.5 \text{ mm}$ 付近までは最大接触圧力を示すのはパンチ肩部である。また、中心から 2 mm 付近に接触圧力が最小となる圧力の谷間が存在する。このため捕捉された潤滑油は外部に排出されずに、圧力の高い中心部とパンチ肩部から、この圧力の谷間に押しやられる。その結果、この部分の油膜は厚くなっていると考えられる。

Fig. 2-24 (b) にはダイー材料間接触圧力分布を示す。ダイと材料はパンチストローク $X = 1.55 \text{ mm}$ において接触をはじめ、 $X = 2.0 \text{ mm}$ でダイ底部の全面が接触する。 $X = 1.6 \text{ mm}$, 1.7 mm , 2.0 mm の計算結果が示すように、材料とダイの接触面端部において 600 MPa 以上の高い接触圧力が発生している。つまり材料とダイが接触していく過程において、

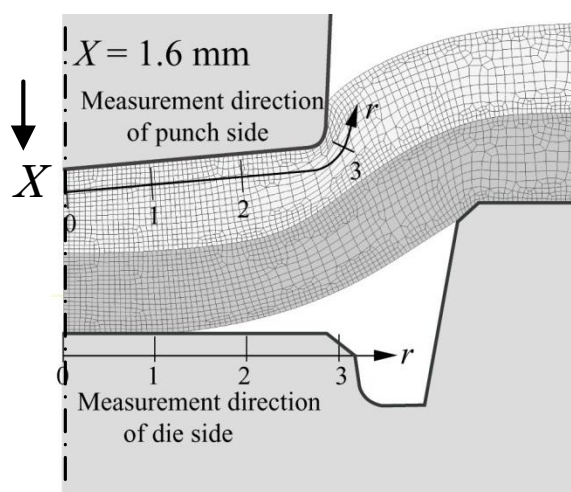


Fig. 2-23 One analytical results showing deformation state at $X = 1.6 \text{ mm}$ and showing procedure for measurement of contact pressure

潤滑油は 600 MPa の圧力で排出されて、パンチ側のような油だまりは形成されていないと考えられる。

一般的に高圧力のもとでは、潤滑油粘度の違いにより潤滑剤自体のせん断抵抗 τ_H が大きく異なることが知られている。全接触面積に対する境界潤滑状態となっている部分の面積の率を R とすると、低粘度潤滑油においては接触率 $R \approx 0$ になった場合には摩擦力も 0 に近づく。これに対し高粘度油は τ_H が大きく、特に高圧下で固化が起きた場合には接触率 $R \approx 0$ となっても全面接触の $R = 1$ の場合と同程度の摩擦力を示す⁹⁾。つまり高圧力下での高粘度油は油膜厚さと無関係に高い摩擦力を示す。メカニカルクリンチングにおいては、低粘度油の場合、前述の通り油膜が厚くなっているパンチ側の中心から 2mm 付近にみられる面圧の谷部での摩擦力は、全面接触($R = 1$)になっているパンチ中心部での摩擦力、およびダイと材料の接触面のそれと比較して、極端に小さくなっていると考えられる。一方、高粘度潤滑油の場合には油膜厚さによらず、どの接触面においても一定の摩擦力になっていると考えられる。

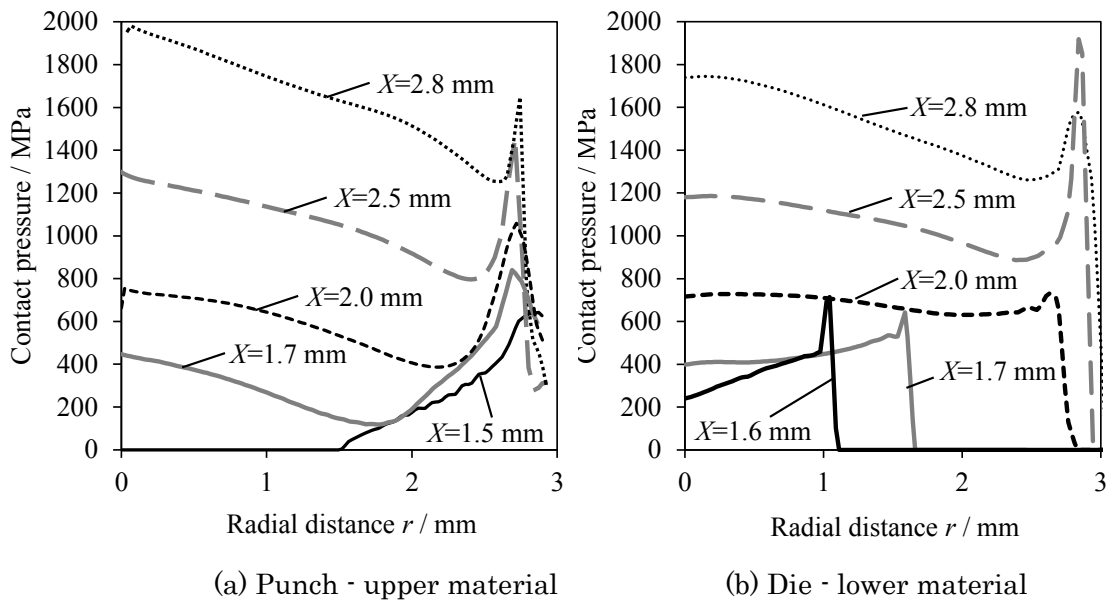


Fig. 2-24 Contact pressure distributions between (a) punch and upper material (b) die and lower material obtained by FEM analysis

摩擦力の変化による断面形状変化モデル

パンチ側工具面の摩擦力が部分的に小さい場合とそうで無い場合とでは、材料流動に対する拘束力が変化するため断面形状が変化すると考えられる。Fig. 2-20 で観察された断面形状変化は、上記の理由による摩擦力変化に基づいた以下の材料流動モデルによって説明することができる。

Fig. 2-25 にその材料流動モデルを図示する。なお、各矢印の長さは力の大きさを表している。Fig. 2-25 (a) は摩擦力が一定の場合である。圧縮力を受けて外側に広がる材料流動(破線矢印) を拘束する力(実線矢印) が、パンチ側とダイ側で等しいため材料は水平方向に均等に流動し、インターロック深さが増加する。これに対し、Fig. 2-25 (b) のパンチ側工具面の摩擦力が部分的に低い場合には、摩擦力が低い部分で材料流動に対する拘束力が弱くなるためこの部分の材料が流動しやすくなる。その結果、この部分の材料が優先的に薄くなり材料界面が波打つと同時に、上板材料の流動方向は水平方向よりも、ダイの隅方向、すなわちインターロック先端が下がる方向が強くなる。実際、3.2 節で計測した上板と下板の厚さ比 B_u/B_l とインターロック先端高さ C_h は Fig. 2-26(a) に示す様に良く対応しており、上板が薄くなるほどインターロック高さが低くなる事を示している。また、インターロック高さ C_h と幾何学的関係にあるインターロック角度 θ の減少にも Fig. 2-26(b) に示すように関係が見られ、 θ の減少は上板材料流動方向がリング溝方向へ下がったことが直接の原因であるといえる。

上記モデルによって、工具-材料間摩擦力がメカニカルクリンチングの十字引張強度に影響を与える因子の一つであることを示した。この因子の効果に含まれるものとして、塗油後における粘度の経時変化、加工速度、工具および材料の表面粗さ、潤滑油粘度への熱影響などがあげられ、十字引張強度の信頼性を向上するためには、これらの影響を考慮して接合条件を管理する必要がある。同時に、このモデルにより上板材料流動方向が良好なインターロック形成の鍵を握っていることが確認された。上板材料流動方向が下向きになると十字引張強度が減少することから、上板材料流動方向を制御し、より高い位置にインターロックを形成することが高強度化につながる。その制御方法としては、摩擦力や幾何学的な拘束力による上板と下板の流動割合の最適化や、ダイ溝を縮小するなどの工具形状変更、上板材料流動を誘導する空間を設けるための下板材料への予備加工などであり、この予備加工による方法について次節で検証する。

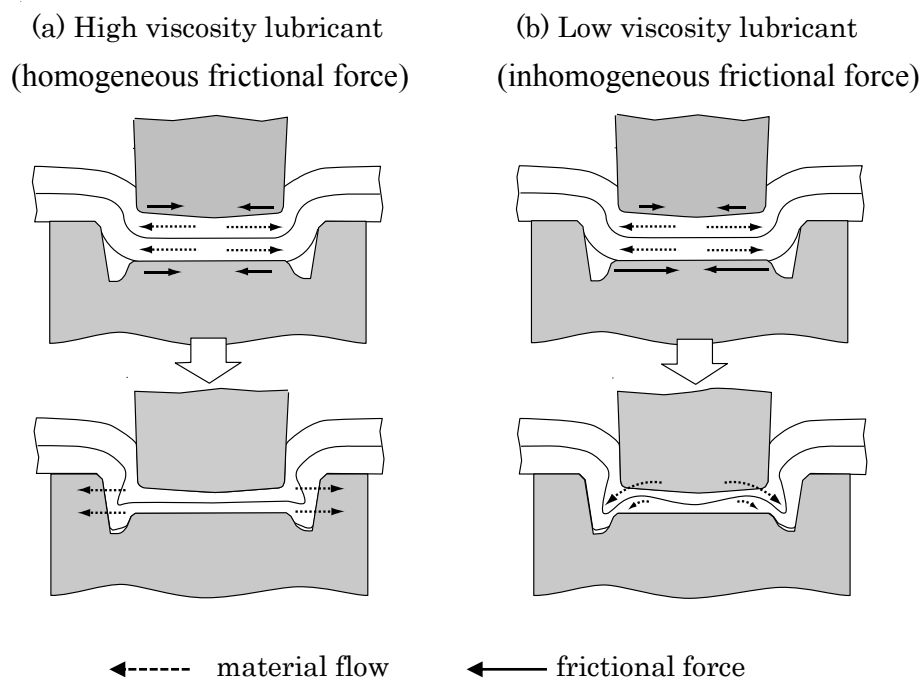


Fig. 2-25 Material flow model for different lubricant viscosity

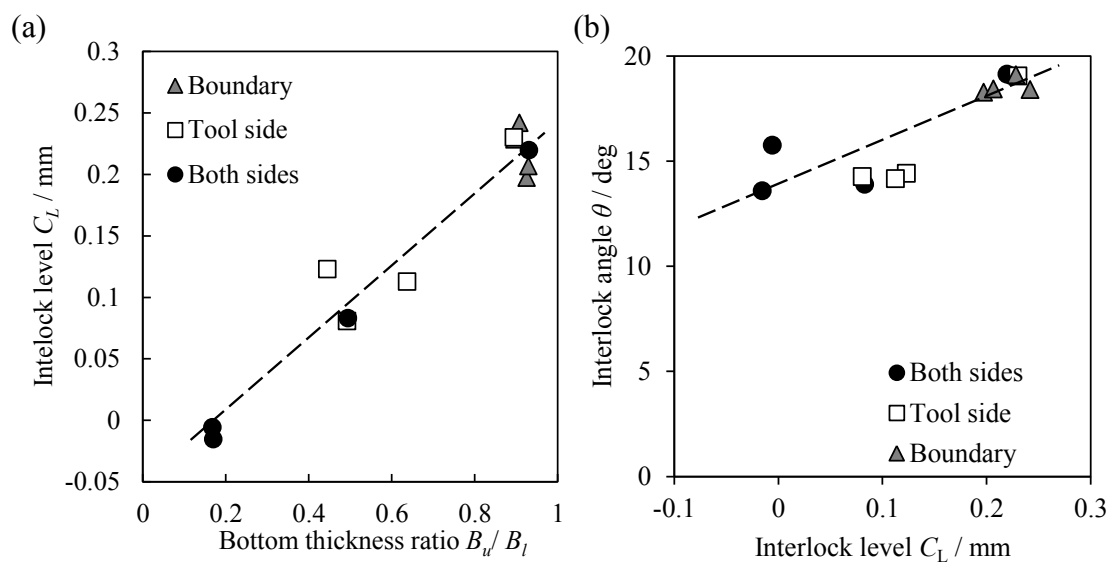


Fig. 2-26 Relation between C_h , B_u/B_l and θ

2.6 予備加工による十字引張強度向上

これまでの研究から、断面形状パラメータの中でもインターロック深さ C_r とインターロック角度 θ が十字引張強度に対して大きな影響力を持つパラメータであることがわかった。そこで本実験では、接合部に予備加工を施し、メカニカルクリンチングを行う際の材料流動方向を制御する事でインターロック角度やインターロック量を増加し、これによる十字引張強度向上を試みた。

Fig. 2-27 を用いて予備加工による断面パラメータ改善の方針を説明する。メカニカルクリンチングにおいてインターロック形状は、パンチとダイに押しつぶされた材料が径方向に広がる事で形成される事はこれまでに述べた通りであるが、**Fig. 2-27(a)** に示す様に、通常のメカニカルクリンチングプロセスにおいては、その最終段階で上板材料の径方向の流動は下板材料がダイ側壁と密着した段階で阻害され、それ以降は流動の余地があるリング溝の方向に流動する。そのためインターロック先端を形成する流動方向は最終的に下向きに変化してしまう。この下向きの材料流動では、インターロック高さ h は増加するものの、インターロック角度 θ やインターロック深さ C_r を効率的に増加させることは出来ない。効率よくインターロック深さ C_r を増加させるためには、材料流動方向が成形最終段階まで径

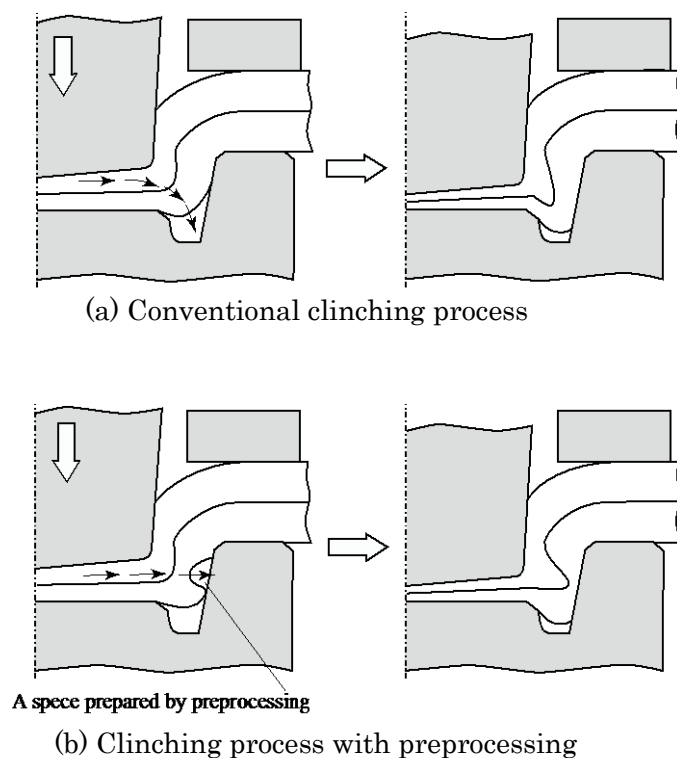


Fig. 2-27 Schematic illustrations showing the strategy for controlling plastic flow through preprocessing

方向外側に向いていることが理想的である．そこで本実験では Fig. 2-27 (b)に示すように，上板材料の径方向流動を阻害する部分の下板材料を，予備加工によりあらかじめ除ける方法によりインターロック角度 θ やインターロック深さ C_r の効率的な増加を試みる．この方法では，予備加工を施す位置を変更する事で，所望の方向へ上板材料を流動させる事ができると考えられる．つまり断面形状パラメータに着目した十字引張強度の向上が可能となる．Fig. 2-28 に本実験で試みる予備加工工程を有するメカニカルクリンチングプロセスを示す．前述した下板の空間は鋭利な先端を有するリング状の工具を押し込むことで成形し，その後通常のメカニカルクリンチング同様の方法でクリンチする．予備加工工具の先端径を変更する事で，上板の流動方向を制御することを試みる．鋭利な先端としたのは，予備加工時に下板の所望の箇所の材料のみを除け，上板の変形を最小限にするためである．

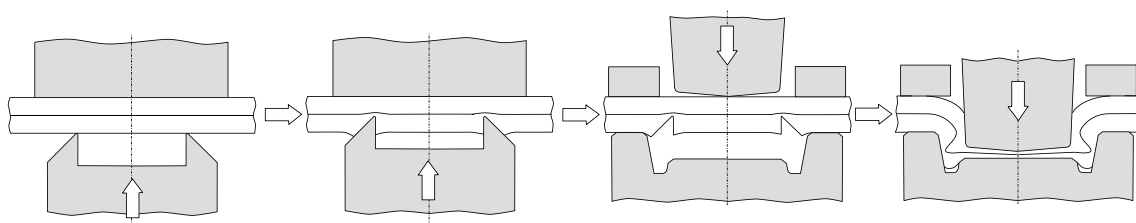


Fig. 2-28 Schematic illustration showing the procedure of the clinching process with preprocessing

2.6.1 実験方法

Fig. 2-29 に本実験で用いた予備加工工具の形状を示す．予備加工工具は，予備加工位置や形状が材料の最終的な流動方向とインターロックの形状を決定するため，詳細な検討が必要であるが，今回は先端角度と面取りについてはそれぞれ 45° ， $R=0.05$ mm 以下の一定とした．予備加工工具の先端直径（予備加工径 D_P ）は，4.5 mm，5.0 mm，5.5 mm の3種類について検討した．予備加工工具の押し込み深さ（予備加工深さ d_P ）は，0.6 mm，0.8 mm，1.0 mm，1.2 mm の4種類について検討した．即ち，予備加工条件は工具先端径3種類，押し込み深さ4種類の計12種類である．メカニカルクリンチングプロセスではこれまで同様 TOX 社製ラウンドジョイントを用い，パンチ径 5.8 mm を選択した．底部板厚は $t=0.4$ mm で一定とした．板押えには突起のない Stripper A を選択し，その荷重は 6.3 kN とした．

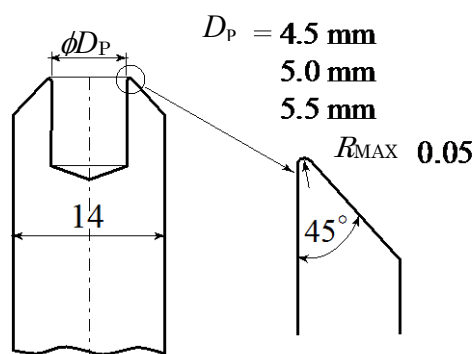


Fig. 2-29 Tool geometries of preprocessing tools

2.6.2 予備加工が継手断面形状に与える影響

Fig. 2-30 に接合中の断面形状変化を図示する ($d_P = 1.0 \text{ mm}$, $D_P = 5.0 \text{ mm}$)。目的通り予備加工によって作られた空間部分に上板材料が流動し、効率よくインターロック角度やインターロック量を増加することが出来たことがわかる。予備加工工具の先端径による断面形状の変化を **Fig. 2-31** に示す ($d_P = 1.0 \text{ mm}$)。予備加工の径が大きいほどインターロック先端は高い位置に形成され、インターロック角度が大きくなった。条件によっては下板の側面部、最も薄くなる部分で破断が生じた。予備加工深さによる断面形状変化を **Fig. 2-32** に示す ($D_P = 5.0 \text{ mm}$)。予備加工深さが深いほどインターロックが径方向に張り出すが、それに伴い下板が薄くなるため予備加工押し込み深さが深いほど下板が破断しやすい事がわかった。

全ての予備加工条件において断面形状パラメータの測定を行った結果を **Fig. 2-33** に示す。黒く塗りつぶしたプロットは、下板側面部が破断してしまったもので、白抜きのプロットは破断していないものである。インターロック角度 θ 、インターロック深さ C_r ともに予備加工工具径 5.5 mm の場合に増加しやすく、下板に破断が生じた条件も含めるとインターロック角度はほぼ直角にまで増加した、破断が生じない条件でも 45° 程度にまで増加することが出来た。これは通常のメカニカルクリンチの約 3 倍程度の増加量である。インターロック深さ C_r に関しても通常の 5 倍以上、破断しない条件では 2.5 倍程度となった。破断状態は、予備加工工具径が $D_P = 4.5 \text{ mm}$ の場合は全て破断した。 $D_P = 5.0 \text{ mm}$ の場合は押し込み深さ $d_P = 1.2 \text{ mm}$ で、 $D_P = 5.5 \text{ mm}$ の場合は押し込み深さ $d_P = 1.0 \text{ mm}$ 以上で破断が生じた。

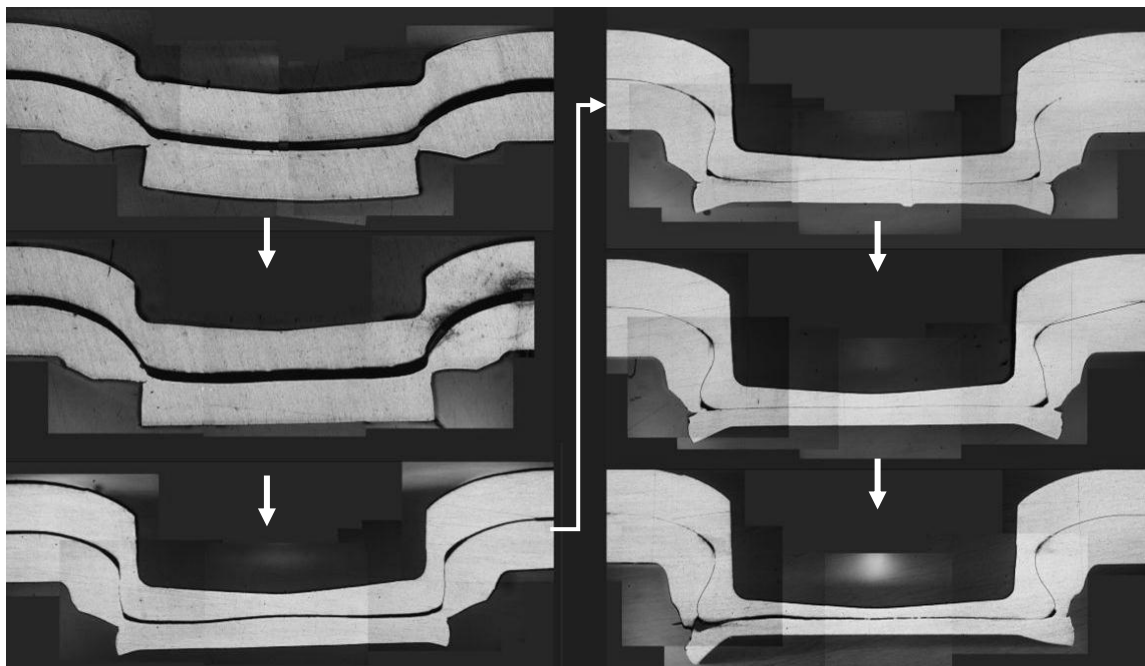


Fig. 2-30 Photographs showing transformation of cross-sectional shape of a joint with preprocessing (preprocessing depth $d_p = 1.0$ mm, preprocessing diameter $D_p = 5.0$ mm)

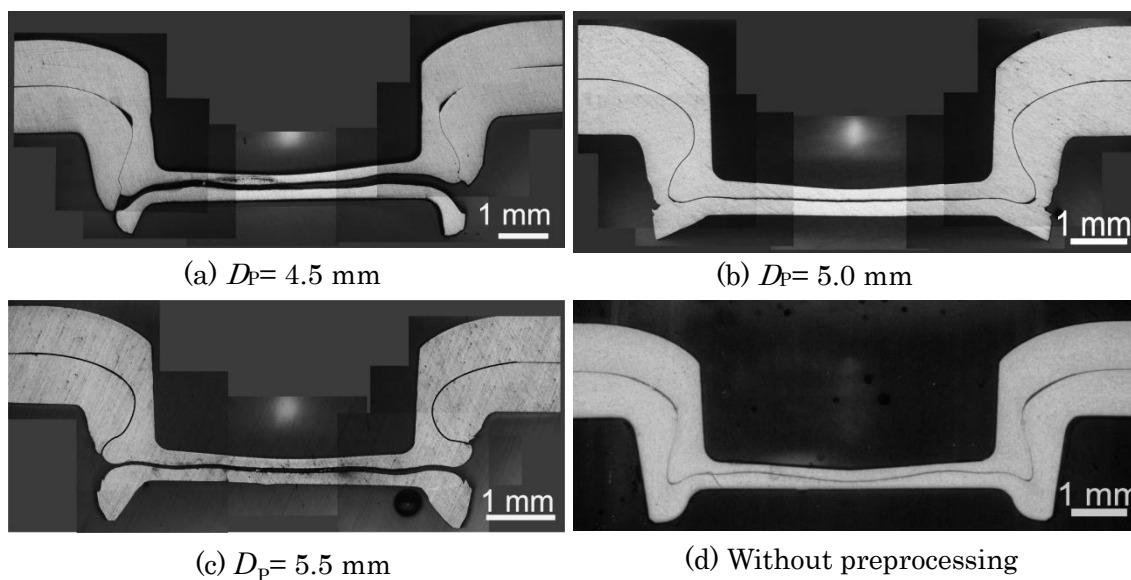


Fig. 2-31 Photographs comparing cross-sectional shapes of the joints about preprocessing diameter (a) with $D_p = 4.5$ mm (b) $D_p = 4.5$ mm, (c) $D_p = 4.5$ mm and (d) without preprocessing ($d_p = 1.0$ mm const.)

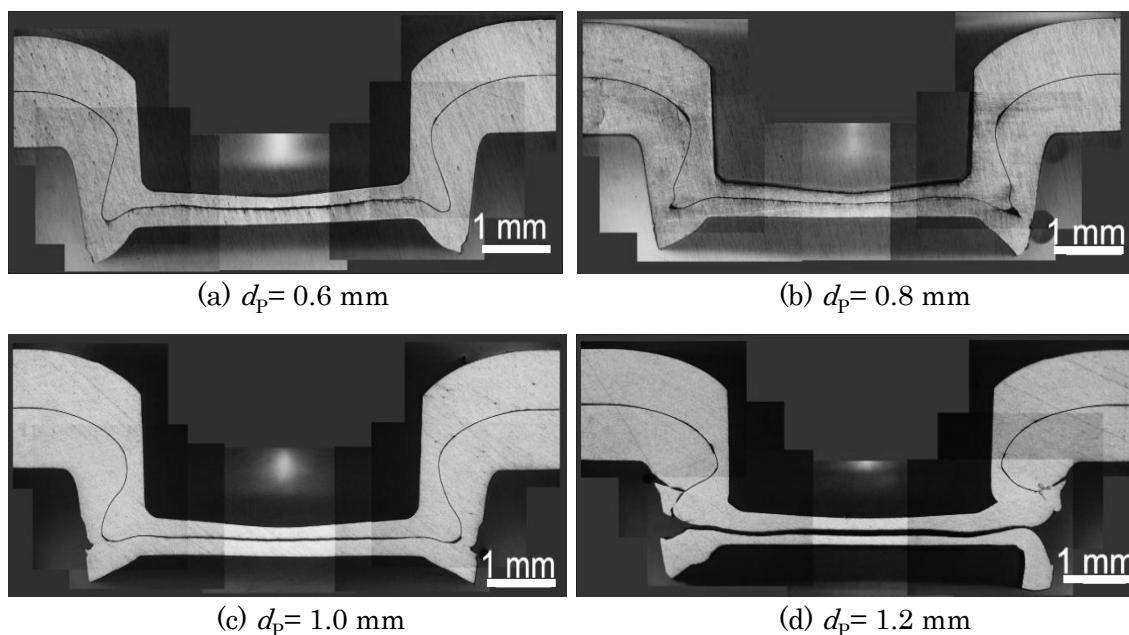


Fig. 2-32 Photographs comparing cross-sectional shapes of the joints about preprocessing depth
(a) $d_p = 0.6$ mm, (b) $d_p = 0.8$ mm, (c) $d_p = 1.0$ mm, (d) $d_p = 1.2$ mm ($D_p = 5.0$ mm const.)

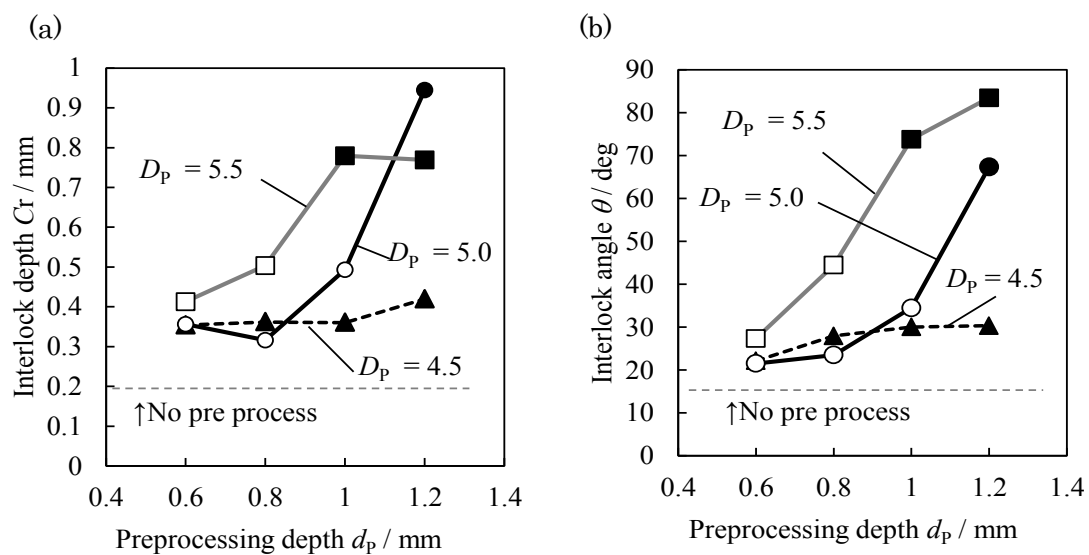


Fig. 2-33 Effects of preprocessing depth d_p and preprocessing diameter D_p on (a) interlocking depth C_r and (b) interlock angle θ

2.6.3 予備加工が十字引張強度に与える影響

Fig. 2-34(a) に十字引張強度測定結果を示す。下板が破断した条件も含めると、予備加工工具径 $D_p = 5.5$ mm, 押し込み深さ $d_p = 1.0$ mm の時に最も高い十字引張強度を示し、予備加工を施さない場合の約 1.5 倍の強度が得られた。破断が生じない条件では予備加工工具径 $D_p = 5.5$ mm 予備加工深さ $d_p = 0.8$ mm の時に、通常塗比較し 45 %の十字引張強度向上が得られた。また、予備加工深さ $d_p = 1.2$ mm の場合の剥離形態を Fig. 2-35(b) に示す。この条件では上板の最も薄い部分で破断が生じるネック破断により破断した。 $d_p = 1.0$ mm 以下の予備加工深さでは Fig. 2-35(a) の様に上板突起部分が下板孔部から引き抜けることで分離した。Fig. 2-34 (b) には予備加工条件とネック厚さ t_r の関係を示すが、予備加工工具の押し込み量が多くなるとネック部分の厚さが薄くなり、0.3 mm 以下の厚さになると、インターロック角度やインターロック深さが増加していてもネック破断が生じる限界荷重がさがるために、十字引張強度は減少してしまう事がわかった。そのために、 $d_p = 1.2$ mm の場合に十字引張強度が低下した事がわかる。以上の結果から予備加工工具の押し込みを増やすと、インターロック角度 θ や深さ C_r はさらに増加するが、接合後に下板の破断や十字引張時に上板のネック破断が生じてしまう。これらを防止するために予備加工工具形状についてさらに詳しい検討を行うことで、さらなる十字引張強度向上が可能だと考えられる。

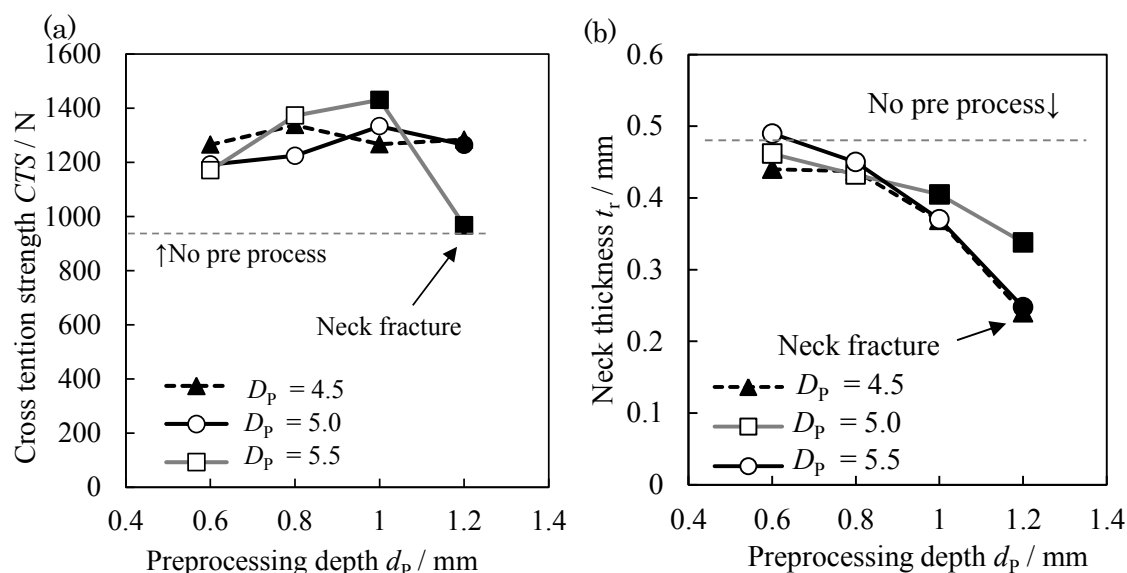


Fig. 2-34 Effects of preprocessing depth d_p on (a) cross tension strength CTS and (b) neck thickness t_r

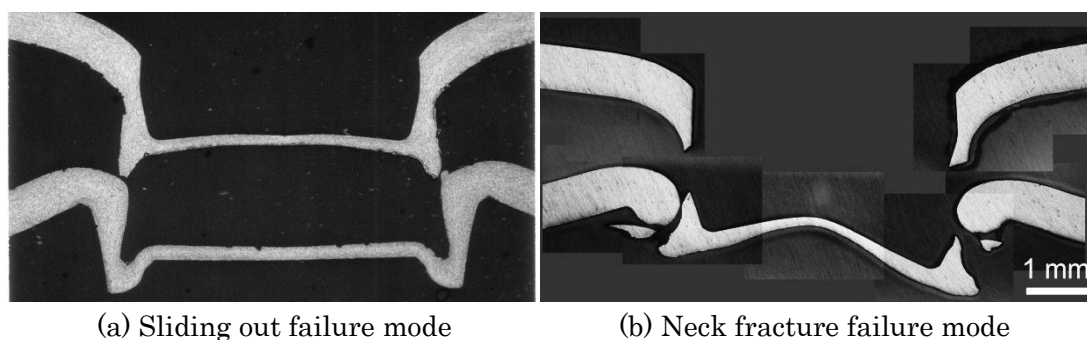


Fig. 2-35 Photographs showing two types of fracture modes (a) sliding out and (b) neck fracture

2.7 接合界面状態がメカニカルクリンチングに与える影響

メカニカルクリンチングが十字引張試験によって分解する際には通常上板突起部分が下板孔部から引き抜ける事で分離する(Fig. 2-35(a)). この際の十字引張強度を発生する抵抗には2つの要因が働いている. 一つは上板張り出し部分(Fig. 2-5 中 Point A)が下板最小径部分(同 Point B)を通過するまで, それぞれの直径が拡大または縮小するために必要な変形抵抗である. もう一方は上板と下板間の摩擦抵抗である. 後者の影響については, 接合強度向上に関する報告の中注目された例はない. しかし1.5節において, 接合界面に低粘度潤滑油を塗油した場合に接合界面においてかじりを生じた痕跡が見られ, 十字引張強度が40%程度増加した結果から接合界面における摩擦力が十字引張強度の向上法として着目するに値する大きな影響を有している事が予想できる. そこで本実験では接合界面摩擦力を意図的に変化させる事で十字引張強度の向上を試みる.

摩擦力は Bowden-Tabor のモデルによると式 2.1 で表される.

$$F = A\tau + A'\bar{\sigma} \quad (2.1)$$

A : 真実接触面積

τ : 凝着部をせん断するために必要な応力

A' : 進行方向前面の投影面積

$\bar{\sigma}$: 軟らかい方の材料の変形抵抗

ここで第一項は凝着項(凝着摩擦)といわれ, 物体間の化学的吸着力をせん断する際に生じる力である. 金属間の摩擦現象においてこの化学的吸着力は表面吸着膜同士の接触によ

り発生する力、金属酸化物同士の接触により発生する力、金属清浄面同士の接触により発生する力により構成されていると考えられるが、吸着面や酸化物同士の接触の場合のクーロン摩擦係数相当値はそれぞれ $\mu=0.1$ 、 $\mu=0.5$ 程度であるのに対し⁷⁾、金属清浄面同士の接触により発生する力は金属間結合であるため、 $\mu=1\sim\infty$ であり最も大きな影響力を持つ。金属清浄面が発現する理由は以下の通りである、物体表面には微小な凹凸があり、2物体が接触する際にはこの凸同士がぶつかり合う。そのときに、この部分には大きな圧力が発生し、微小な塑性変形が生じる。このようにして出現した接触面を真接触面といい、ここでは表面の酸化被膜が割れ、母材金属同士が会合し金属間結合を形成する。第二項は掘り起こし項(掘り起こし摩擦)といわれ、硬い物体が軟らかい物体を塑性変形させながら移動する際の変形抵抗である。摩擦力を増加するにあたり、凝着項と掘り起こし項それぞれに着目する必要がある。

2.7.1 接合界面摩擦力の増加方法

脱脂・洗浄による凝着項の増加

凝着項の増加に重要なのは金属清浄面同士の接触面積を増加させる事であるが、接合界面に存在する油脂などの付着物がこれを阻害する。接触面積の拡大による新生面同士の会合を利用した固相接合法は多数存在するが、その際に接合界面の清浄化が重要である事は一般的に知られていることで、この事からも接合界面の脱脂洗浄が凝着項に着目した摩擦増加法として効果的である事が推測できる。メカニカルクリンチングにおいて潤滑油を用いずに接合加工する事は工具寿命を縮めるために好ましくないとされているが、本実験では脱脂・洗浄する事による摩擦力の増加を一つの検討項目に加えた。

脱脂・洗浄は、まず中性洗剤溶液中で15分、次いでアセトン中で15分超音波洗浄する事で行った。

超音波接合による凝着項の増加

脱脂洗浄以上に接合界面における金属清浄面同士の接触面積を増加させる方法を選択するに当たり、摩擦現象同様に新生面同士の会合が重要な働きをしている各種固相接合法に着目した。本検討においては、試験片形状に大きな変形が与えられる方法は選択できないため、最も被接合材の形状を変化させずに固相接合を行うことができる超音波接合法に着目し、あらかじめ接合部を超音波接合する方法を検討項目として加えた。

超音波接合は汎用超音波接合装置、スイス TELSONIC 社製 M-4000 により行った。本装置の発振周波数は 20 kHz、最大出力は 6500 W、最大加圧力は 5.5 kN である。発振制御は定振幅制御であり、接合の進行に伴って増加する機械インピーダンスに対して振幅が一定となるように電圧、電流値が自動的に調整される。また自動周波数追尾方式で、常に共振周波数で発振される。接合工具(振動工具)は 5 mm×5 mm の正方形で、先端には滑り

止めのローレット加工が施されているものを使用した。なお 10 mm×10 mm の接合工具での接合も試みたが、本研究で用いた A5182 材では良好な接合が得られなかった。試験片は脱脂したものを用いた。

超音波接合条件を Table 2-7 に示す。振幅、加振時間を一定とし、加圧力のみを変化させた。接合後は Fig. 2-36 に示すように接合工具表面に施された滑り止めのローレット加工の跡が転写され、この部分の板厚が 0.3 mm 程度減少したが、それ以外に大きな変形は認められなかった。

Table 2-7 Ultrasonic welding conditions

Welding time [s]	Amplitude p-p [μm]	Pressure [N]
0.4	50	900

Fig. 2-37 に超音波接合のみの十字引張強度を測定した結果を示す。接合荷重と継手強度に関連は見られなかった。その他、振幅や印加時間など接合強度に影響を与えられているパラメータについて幅広く検討したが良好な接合強度が安定して得られる条件をみつけることはできなかった。これについては様々な要因が考えら得れるが、その一つに供試材である A5182 材がマグネシウム合金を多く含む合金であり、超音波接合性が悪いことが考えられる。マグネシウムを多く含む合金の場合には、接合中にマグネシウムが表面偏析を起こすことで新生面の露出を阻害し接合性を低下させるという報告がある⁸⁾。本実験では最適条件をこれ以上調査せず、接合荷重 900 N を選択する。

また超音波接合を施した箇所の断面観察を行った。領域 A は未接合部との境界部分を示し、この部分には材料同士が擦りあわされた結果生成したであろう「ささくれ」状の突起が生成していた。これは上板と下板が擦りあわされた結果突起部分同士が衝突し、その突起が押しならされた跡だと思われる。このことから、未接合領域においても酸化被膜の機械的な破壊が起きており、未処理状態の表面とは異なった性状となっている事が予想できる。この突起部分のコントラストが他の部分より暗いのは、転位や酸素などの欠陥を他の部分のりも多く含んでいるためである。領域 B は接合部端部を示しており、接合界面が大きく変形した様子が確認された。この様な界面形状が形成されたメカニズムは、領域 A で見られた「ささくれ」状の部分が形成されたメカニズムと同じであろう。領域 C は接合部中心付近を示し、その界面はコントラストの強い領域とそうでない領域が断続的に分散していた。

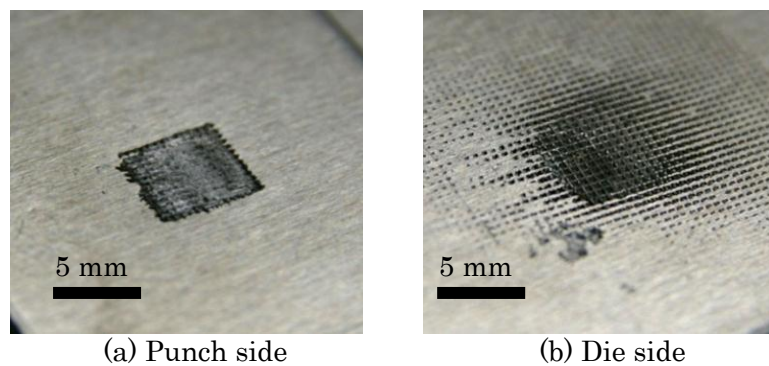


Fig. 2-36 Photographs of a joint welded by ultrasonic

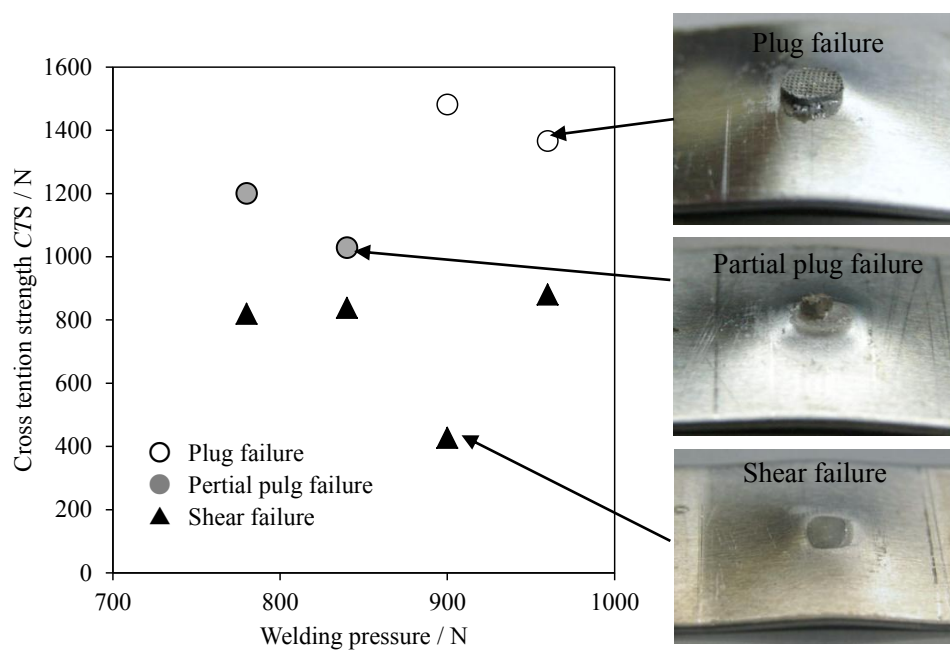


Fig. 2-37 Relation between cross tension strength of ultrasonic welded joints and welding pressure and their fracture appearance

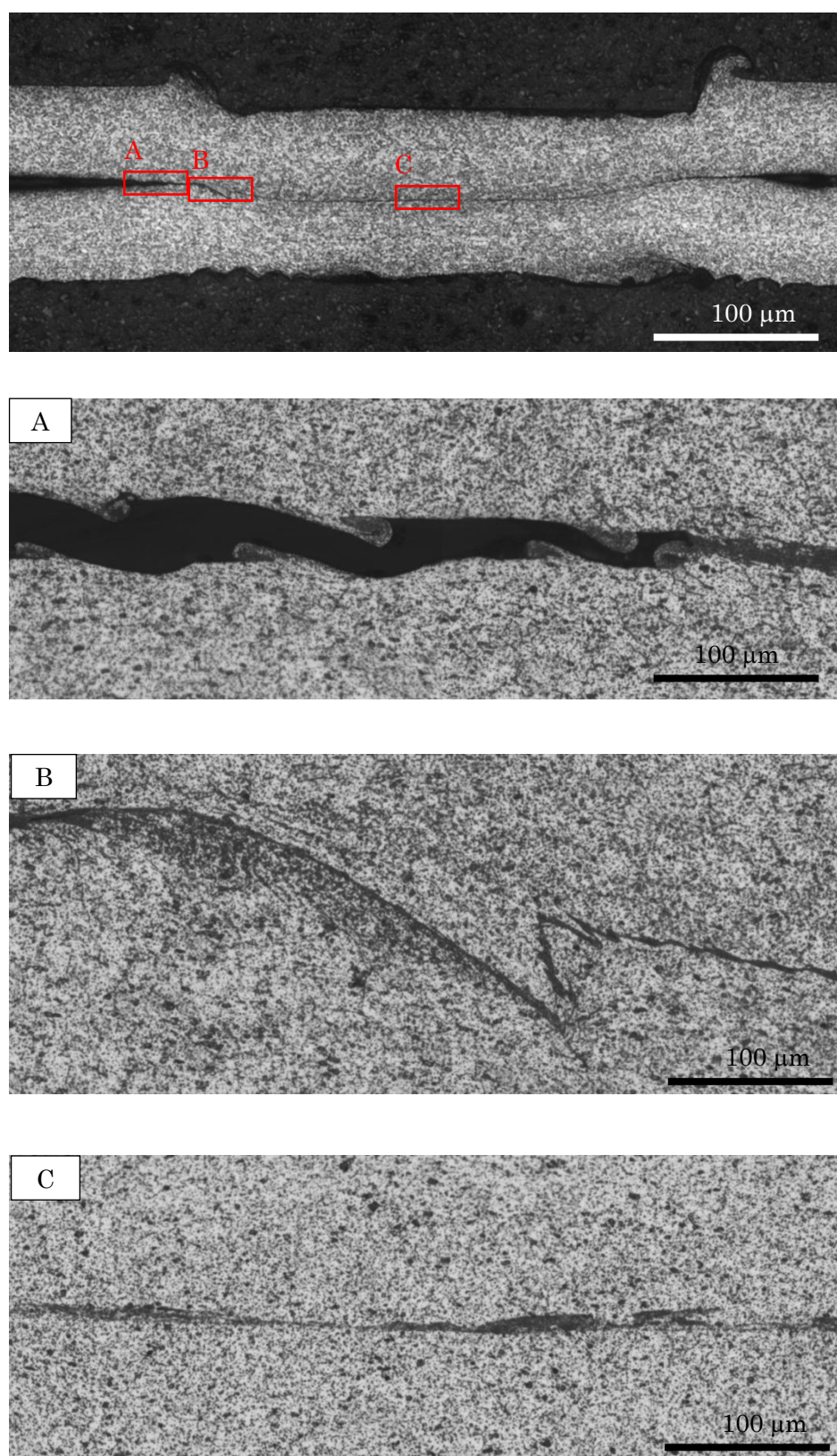


Fig. 2-38 Micrographs showing cross-sections of a joint using ultrasonic welding

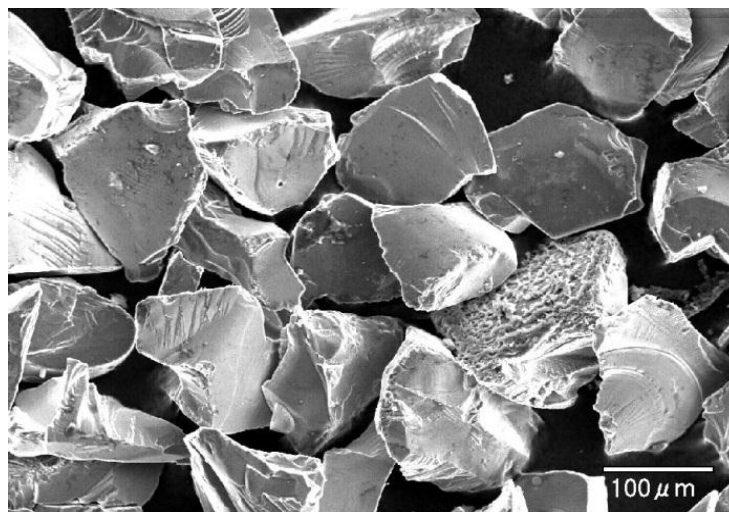


Fig. 2-39 SEM picture of Si particles

硬質粒子導入による掘り起こし項の増加

掘り起こし項に着目した摩擦力増加方法として、試験片に予め硬質粒子を塗布し、この粒子を接合界面に挟み込んで接合を行うことで粒子を接合界面に導入し、この粒子が材料を「引っ掻く」ことによる掘り起こし摩擦の増加を試みた。粒子には低純度ケイ素を粉碎した粒子（Si 99%，粒度 120 番）を選択した。この粒子は一辺が約 100 μm 程度の大きさの多面体状をしている。Fig. 2-39 にその SEM 写真を示す。

粒子を接合部以外に流出しないために、多価アルコールに混ぜたうえ、下板試験片の上面に塗布し、その後上板を重ね合わせることで接合界面に導入した。多価アルコールを含めた塗布量は約 10 mg である。塗油前の試験片は脱脂したもの、または動粘度 56 $\text{mm}^2\cdot\text{s}^{-1}$ の工作油を塗油したものの 2 種類について検討した。

2.7.2 接合界面摩擦力増加による十字引張強度向上効果

接合界面摩擦力の増加による十字引張強度向上効果の検討に当たり、各種摩擦増加処理を行った試験片を、パンチ径 5.8 mm，突起の無い板押え (Stripper A) を用いて底部板厚 $t = 0.3 \sim 0.7 \text{ mm}$ の範囲で接合し、十字引張強度を求めた。超音波接合を行ったものと脱脂した上に硬質粒子を塗布した条件、脱脂条件では、工具-材料間へ塗油はせず、脱脂された状態のまま接合を行った。比較のために行った塗油条件では試験片の両面に動粘度 56 $\text{mm}^2\cdot\text{s}^{-1}$ の工作油を塗油した。

その結果を Fig. 2-40 に示す。超音波を併用した場合に最も高い十字引張強度が得られ、同じ底部板厚の納入状態のまま接合した継手の十字引張強度に比べ、最大 80~100% 向上

した。次いで脱脂した場合、脱脂した上に硬質粒子を塗布した場合、塗油した状態で硬質粒子を塗布した場合が高い十字引張強度を示し、納入状態に比べ 60~80% 向上した。塗油した条件は納入状態に比べ 10% 程度低い十字引張強度を示した。脱脂した上に硬質粒子を塗油した場合には、界面に粒子のみではなく、多価アルコールが導入されているため、掘り起こし粒子が導入されている部分以外は塗油状態に近い表面状態となっていると考えられ、このために塗油状態の上に硬質粒子を導入した場合と大きな変化が見られなかったと

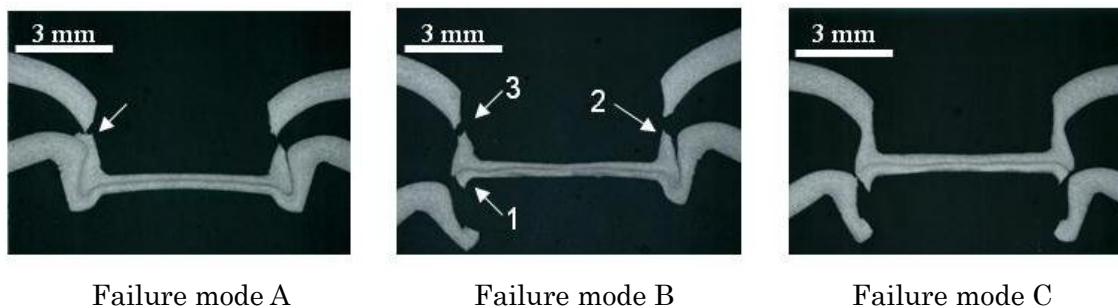
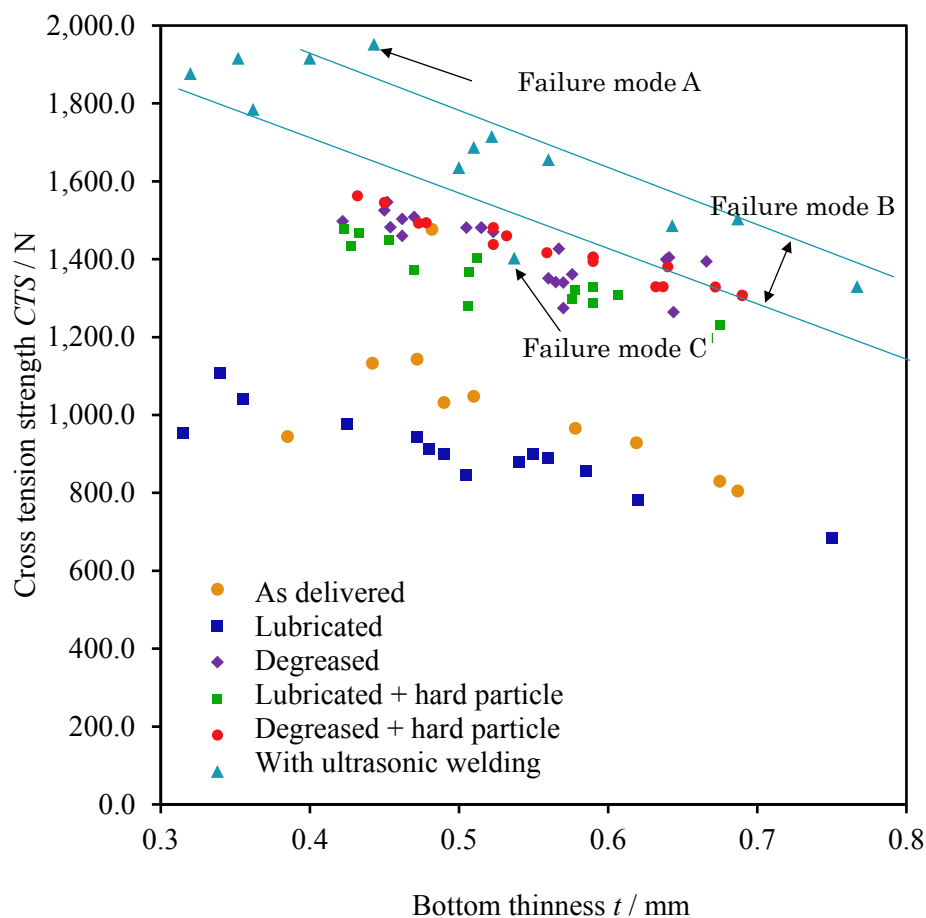


Fig. 2-40 Effects of several treatments to increase fractional force on cross tension strength

思われる。超音波接合を併用した場合には十字引張試験時の破壊モードが他と異なった。最も高い十字引張強度を示した条件では、ネック破断を起こし、それ以外では、底部の下板が破断する事で分離した。これは、超音波接合工具の一辺が 5 mm とメカニカルクリンチング工具よりも狭く、良好な凝着が起きているのがダイ底部部分のみである事が理由である。しかし、mode A や mode B のような破壊形態を示したものが存在したのは、Fig. 2-38(a)に示すように超音波接合段階で未接合領域においても上板と下板の摩擦は起きており、それによる何らかの洗浄効果があったためだと考えられる。

以上の結果から、脱脂が困難な材料に対しては硬質粒子の塗布が有効であると言える。また、脱脂が可能な場合には、それだけでも高い効果があるが、超音波接合を併用することでさらに高い十字引張強度が得られる。また、多価アルコールを助材として使用せずに接合界面へ塗布する事ができれば脱脂条件における硬質粒子導入効果はさらに高いであろう。また、納入状態のまま接合した継手は塗油した条件とほぼ等しい十字引張強度を示す事が分った。納入状態の材料は乾いているが、揮発性発煙油の座員粒物が付着しておりこの残留物が新生面の拡大を阻害していると考えられる。

2.7.3 各種接合界面摩擦力増加法による接合界面性状の変化

十字引張試験後の上板インターロック部分(Fig. 2-19(c))の表面状態を SEM により観察した結果を Fig. 2-41 に示す。塗油条件では平滑な面となっており、ごく一部に硬いものが材料を押しのかけた様な跡が確認できるのみであった。これに対し、脱脂条件では非常に粗い表面となっており、軸方向へ激しく摩擦し合った痕跡が見られる。また、一方の材料の破片と思われる薄片が付着したものが確認された。硬質粒子を導入した場合にはさらに粗い表面状態を呈しており、一部粒子が埋め込まれて残った様子を観察することができた。

Fig. 2-42 には継手断面インターロック部分の顕微鏡写真を示す。塗油条件では接合界面は明瞭で、凝着の痕跡は見られなかった。一方脱脂した場合には接合界面が部分的に不明瞭な部分を確認することができた。この部分ではクリンチ加工中の歪みによる面積拡大と上板と下板の相対すべりにより新生面が会合し、固相的な接合力が発生している可能性が考えられる。また、超音波接合を併用した場合には、さらに接合界面が不明瞭になっている部分が存在した。硬質粒子を導入した場合には、硬質部分が接合界面に埋め込まれ、母材がこれを包み込んだ様相が確認できた。

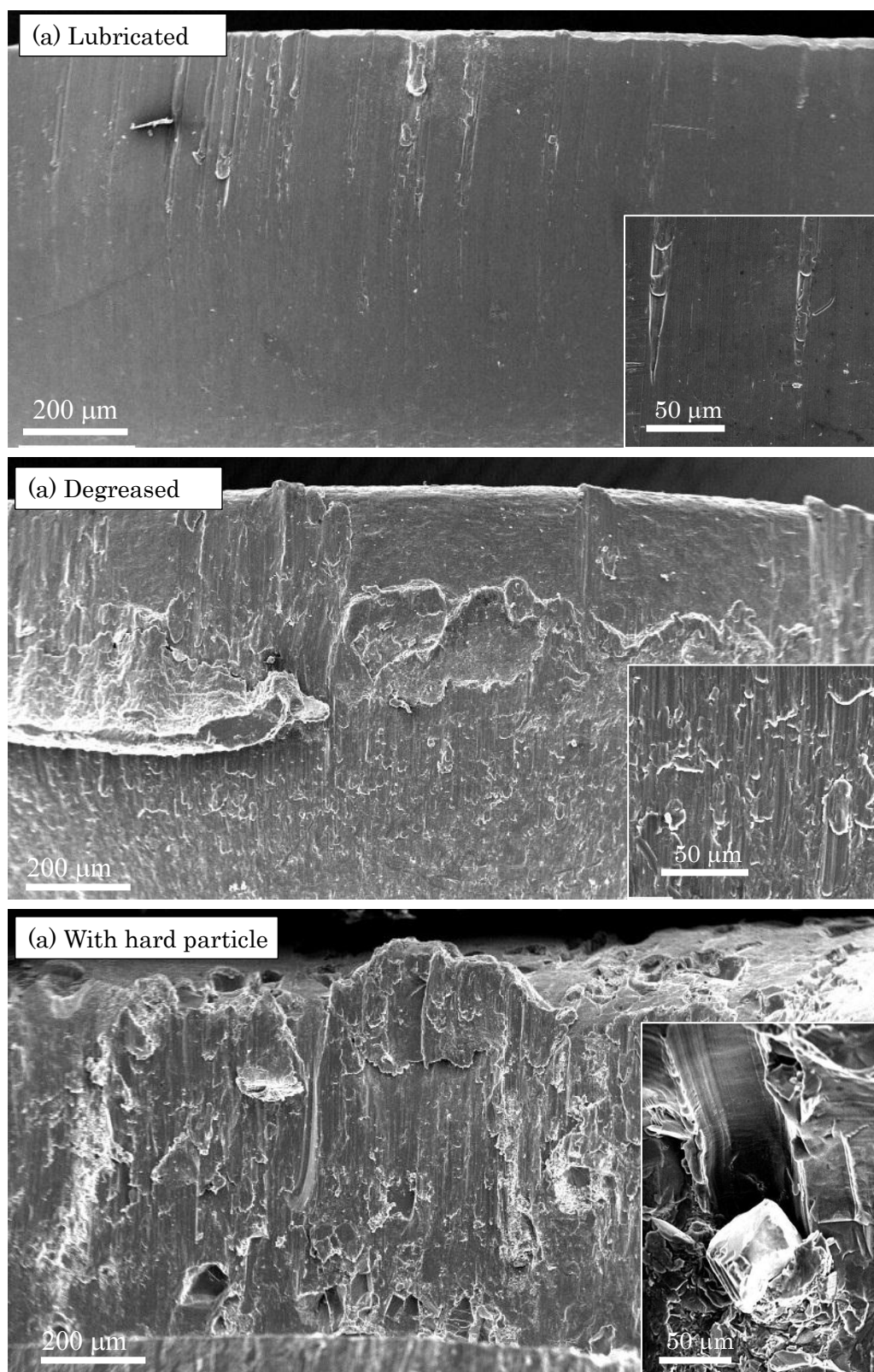


Fig. 2-41 SEM images showing surface texture of protrusion side area of upper specimens after cross tension tests (observation area Fig. 2-19(c))

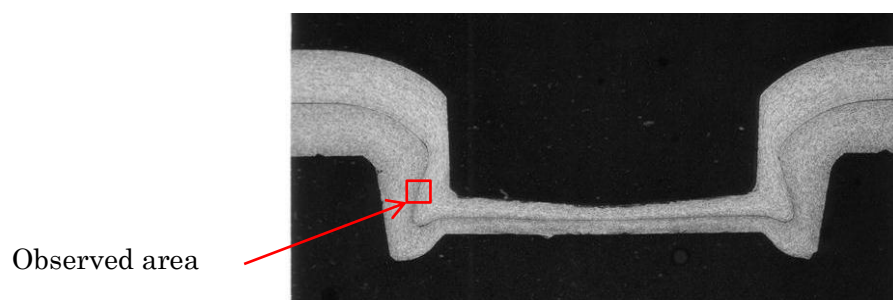
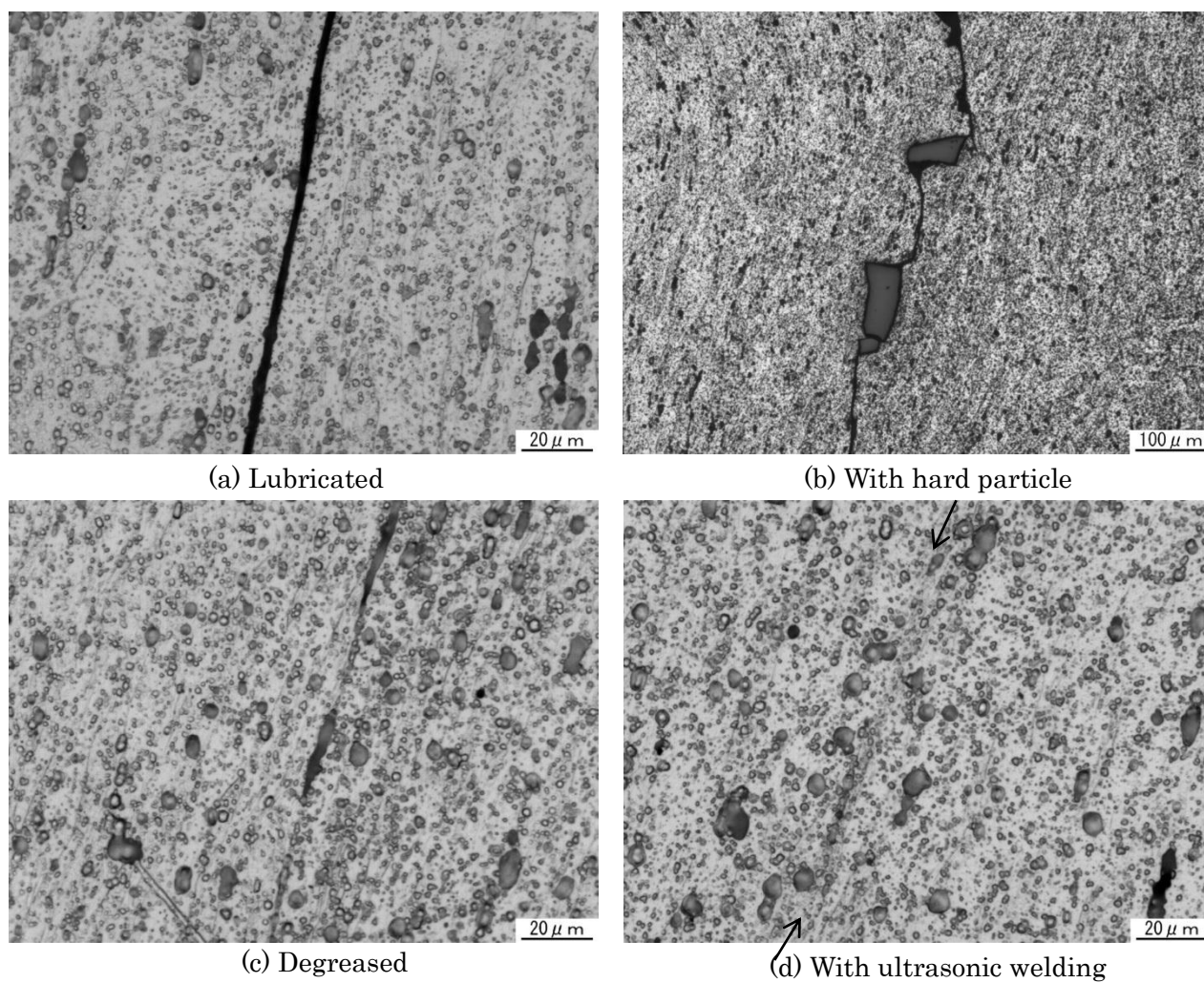


Fig. 2-42 Micrographs showing joint interfaces around interlocks

2.8 結言

断面形状パラメータを詳細に設定し、パンチ直径や突起付き板押え、潤滑状態の違いによる流動状態が与える断面形状変化と、十字引張強度の関係を調査した結果、インターロック深さ並びにインターロック角度が十字引張強度に対し重要なパラメータであることを明らかにした。また、インターロックを形成する際の上板材料流動方向がリング溝方向に向いてしまうと効率的にインターロック深さおよびインターロック角度を増加することが出来ないという知見を得た。突起状板押えを用いた場合には接合過程早期にリング溝に下板材料が流入し、上板材料の流入が防がれることでインターロック角度が増加した。その結果最大 35%の十字引張強度向上効果が得られた。この知見をもとに、予備加工によりインターロック形成段階での材料流動方向を所望する方向へ導く方法を考案した。そして、この方法により、インターロック深さおよびインターロック角度は飛躍的に増加され、十字引張強度を約 50%向上する事ができた。また、超音波接合によりあらかじめ接合界面に冶金的接合力を発生させる方法や硬質粒子の接合界面導入により掘り起こし摩擦力を増加させる方法により、それぞれ最大約 100%, 80%の高強度化効果が得られた。以上の結果から、種々の薄板金属接合法の中でも多くの利点を有するメカニカルクリンチングの十字引張強度を最大約 100%向上する事が出来た。またマクロ的な材料流動を利用したメカニカルクリンチングにおいても、接合界面近傍のより小さなスケールの材料流動が接合強度に大きな影響を及ぼしているという知見が得られた。

参考文献

- 1) K Anokye-Siribor, U.P Singh, A new analytical model for pressbrake forming using in-process identification of material characteristics, *Journal of Materials Processing Technology*, **Volume 99, Issues 1-3**, (2000) pp103-112
- 2) 村上碩哉・佐々木文吾・米岡進・大竹尚登・安原鋭幸：塑性と加工，軽合金薄板へのボス成形におけるひけの発生特性と抑止策, **48-555** (2007), 293-297.
- 3) J. P. Varis, J. Lepisto, A simple testing-based procedure and simulation of the clinching process using finite element analysis for establishing clinching parameters, *Thin - Walled Structures* **41** (2004) pp691 - 709
- 4) J. Varis, Ensuring the integrity in clinching process, *Journal of Materials Processing Technology* **174** (2006) pp277-285
- 5) J. P. Varis, J. Lepisto, A simple testing-based procedure and simulation of the clinching process using finite element analysis for establishing clinching parameters, *Thin - Walled Structures* **41** (2004) pp691 - 709
- 6) 小幡文夫・竹平昭暢・松尾浩平・佐伯親，焼付きに及ぼす潤滑油粘度の影響，日本機械学会論文集(C 編), **58-547**(1992), pp903-909.
- 7) 片岡征二他，プレス加工におけるトライボロジー，日刊工業新聞社，塑性加工学会編
- 8) 平石誠他，Al-Mg 合金の超音波接合性に及ぼすマグネシウムの影響，溶接学会論文集, **vol.20, No.4** (2002) pp552-558

第3章 超音波援用メカニカルクリンチング法の開発

3.1 緒言

第二章では、突起状板押さえや予備加工など、断面形状全体に影響を与えるマクロレベルの塑性流動制御に加え、接合界面への摩擦増加粒子の導入や潤滑状態の差、超音波接合プロセスによる予備的な表面処理など、接合界面近傍のより小さなスケールの塑性流動制御の効果を検証した。そして、メカニカルクリンチングの様なマクロレベルの塑性流動を利用した接合法においても、接合界面におけるミクロレベルの流動制御が大きな影響度を有しているという結論を得た。特に超音波による前処理の効果は大きいですが、既存の超音波接合装置による前処理は実用的手段とは言えず、メカニカルクリンチングプロセス中において接合界面の凝着力を増加させることができる方法の開発が望まれる。前章において、接合界面における凝着力を増加させるために超音波接合を選択したのは、クリンチ前の被接合材に大きな変形を与える必要がない唯一の固相接合方法である事が理由だが、本章においても、メカニカルクリンチングの基本的なメカニズムを大きく変更する必要がなく、そのプロセス中に固相接合の効果を組み込むことができる唯一の方法として超音波振動の効果に着目する。また、超音波振動の持つ **Blaha** 効果を代表とするさまざまな効果も魅力的である。そこで本章ではメカニカルクリンチングプロセス中に超音波振動を重畳する超音波援用メカニカルクリンチング装置を開発し、複数の振動モードにおいて超音波を重畳させ、その効果を検証する。その第一の目的は、被接合材同士を繰り返し摩擦することで接合界面を凝着させ、十字引張強度を向上させることである。実用段階において重要な生産性や汎用性を損なわないという点にも留意して開発を行い、より実用的な方法として提案することも重要な目的である。第二の目的は、**Blaha** 効果による拡散や転位の移動促進効果による凝着力向上である。また接合荷重の低減や難加工材への適用性拡大も視野に入れている。**Blaha** 効果は超音波振動応力が個体内部に作用した結果現れる効果として知られているが、超音波振動応力が物体の接触界面に作用した場合に発現する効果について未だ報告はない。しかし、**Blaha** 効果が有する転移の移動速度を加速させるような効果は、物体間の接触界面においても何らかの効果を発現すると期待できる。

なお本論文では第一の目的を達成するために利用する超音波振動は、最も振動変位を拡大した部分を利用するために「超音波振動変位」と呼ぶ事とする。超音波振動変位が発現するのは振動系の腹にあたる部分である。第二の目的を達成するために着目する超音波振動は、最も振動応力が集中する部分を利用するため「超音波振動応力」と呼ぶことにする。この場合には振動系の節にあたる部分を利用する。まずメカニカルクリンチングの利点を損なわずにこれら二つの振動状態を維持する事ができる超音波印加方式を、種々の印加方法から選択し、これをクリンチプロセス中に組み込む方法を考案する。そして、超音波振動変位と超音波振動応力、それぞれを重畳しつつメカニカルクリンチングを行い、塑性流動に与える効果や十字引張強度を調査し、その効果を検証する。

3.2 超音波援用メカニカルクリンチ装置の開発

3.2.1 振動方式に関する検討

まずは第一の目的である、振動変位により被接合材同士を繰り返し摩擦し、界面近傍の塑性流動により凝着力を増加させることができる振動方式を検討する。このような方法により凝着力を発生させるための必要条件是、被接合材間の摺動と接触圧力である。これらの条件は被接合材の材質や大きさ、形状などによって様々であり、報告されている論文によっても最適値はまちまちである。総括すれば、摺動距離は大きいほど良い¹⁾が、装置の都合上通常数 μm ～数十 μm である。加圧力は被接合材の板厚や材質などにもよるが、5～50MPa程度とされている。加振時間は0.1～2.0秒である。また良好な接合面が得られても、振幅、加振時間が大きすぎた場合には母材の疲労による強度低下も懸念される。超音波接合の最適条件を求めた一例をFig. 3-1に示す²⁾。このように最適条件は非常に狭い振動振幅条件の中にあるといえる。これらを踏まえて、メカニカルクリンチに組み込める可能

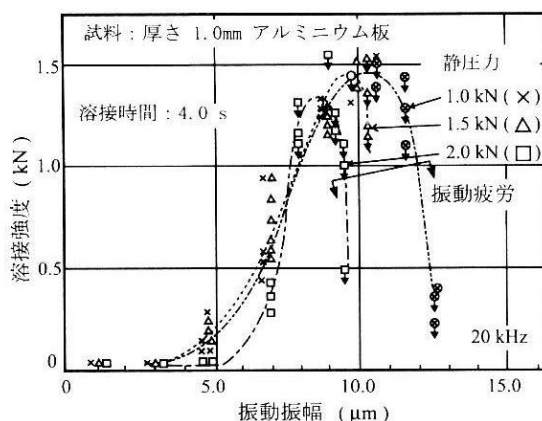


Fig. 3-1 Relation between joint strength and vibration amplitude²⁾

性のある以下 3 種類の加振方法を考案した．ここではそれらの加振方法についてそれぞれ利点と欠点を文献調査と FEM 解析を用いて考察した．なお，FEM 解析条件は第 2 章で述べたものを使用した．

パンチまたは板押えによる水平方向加振

まず，通常の超音波接合同様に被接合材を水平方向へ加振する方法について検討を行った．**Fig. 3-2** にこれらの方法の概要を示す．これはパンチやストリッパ水平方向に振動させ，接合界面を凝着させてからメカニカルクリンチングを行う方法である．原理的に超音波接合に近く，適当な接触圧力が得られれば良好な凝着が得られると考えられる．また凝着を起こす位置はメカニカルクリンチ後にはインターロック部分となるパンチ肩部分付近が有効だと考えられる．まず，FEM 解析により接触圧力が発生する位置を求めた．**Fig. 3-3(a)** のストリッパ振動方式では，ストリッパ先端突起径約 6.5 mm で図に示すように，パンチ肩部よりやや外側に接触圧力が発生した．ストリッパ先端に設けた突起部分の径や大きさを変更することで，任意に加圧部分を調整できると考えられる．**Fig. 3-3(b)** のパンチ振動方

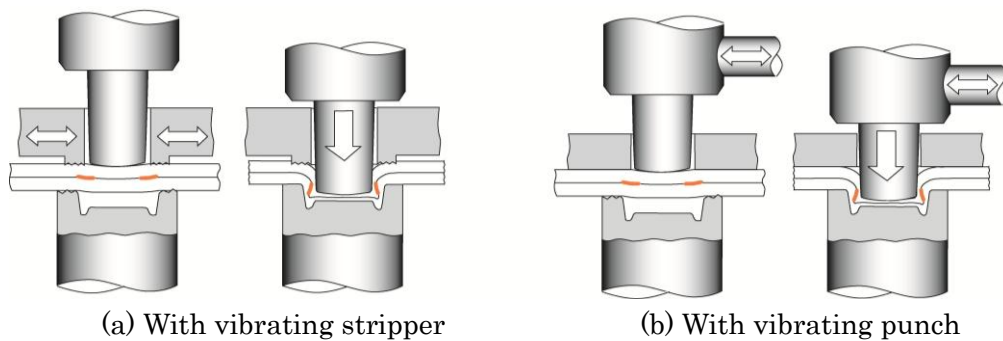


Fig. 3-2 Schematic illustration showing proposed mechanical clinching process (a) with a horizontally vibrating punch and (b) with a horizontally vibrating stripper

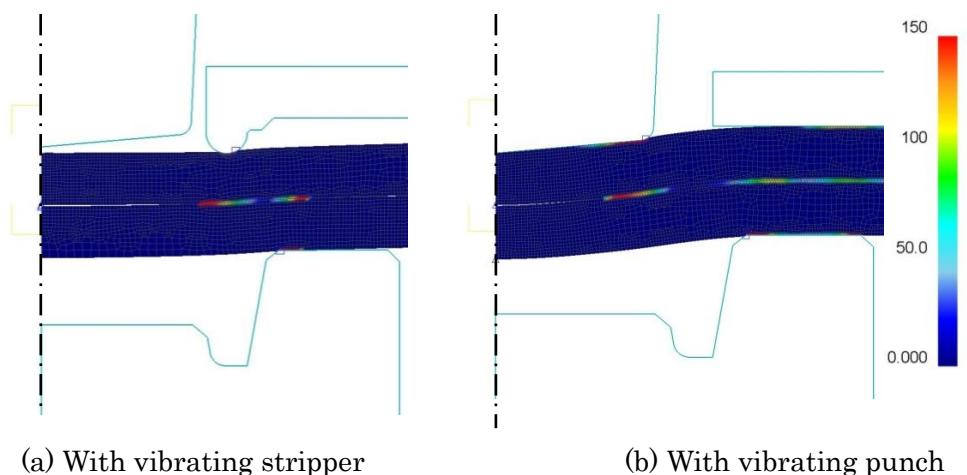


Fig. 3-3 Result of FEM analysis indicating contact pressure between materials

式ではパンチを 0.5 mm 挿入した段階でようやくパンチ肩部分に接触圧力が発生した。このように被接合材が変形した状態で有効な相対滑りが期待出来るかは疑問であるが、板押さえにより加振する方式よりも内側に接触圧力を発生することが出来る点が利点である。さらにパンチ形状やパンチストロークを変更するだけでこの接触位置は任意に調整できると考えられる。この解析結果から、これらの方式で有効な箇所に超音波接合の効果を発現できる可能性が高いことが確認出来た。

しかし、これらの被接合材全体を水平方向に加振する方法では被接合材の形状によっては接合が出来ない箇所が存在し、安定した剥離強度を発生できない可能性が懸念される。これは超音波接合において「寸法効果」という呼ばれる現象のためである。寸法効果とは振動工具とともに超音波振動する被接合材が 1/4 波長 (20 kHz では 60 mm 程度) よりも長くなった場合に、被接合材自体の共振現象により加振出来る場所と出来ない場所が現れる現象で、例えば Fig. 3-4³⁾に示す様に、単純な長方形型試験片が 1/4 波長の奇数倍の長さの場合には、接合箇所は振動の節となり振幅が 0 になってしまうために接合が出来なくなる。さらにパンチやストリップを加振する振動系がこれらの水平方向に付属するため入り組んだ箇所を接合する場合には幾何学的な障害になる可能性が高い。

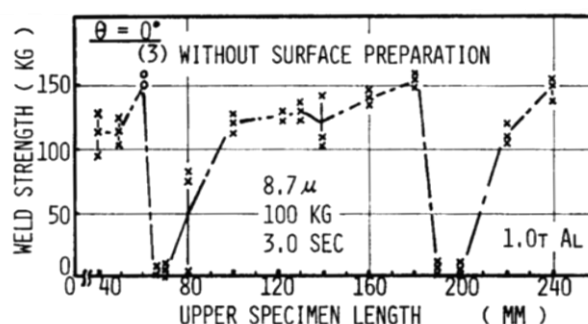


Fig. 3-4 Effect of test piece length on the joint strength of ultrasonic welding³⁾

パンチによる垂直方向加振

次に Fig. 3-5 に示す様にパンチを垂直方向に加振する方法について検討する。板ばねなど、複数枚重ね合わされた薄板が繰り返し曲げ変形を受ける際に、フレットング摩耗を起こす事が知られている⁴⁾。これは、Fig. 3-5 中に図示する様に、重ねあわされた板の曲げ半径が内側と外側異なるために接触界面において相対移動が生じるためである。フレットングにより摩耗が起きるのは、繰り返し表面同士が擦れ合うことで凝着が発生し、凝着部の分離と再凝着が摩耗粉を成長させ、さらに摩耗を加速させるためであり、その現象は超音波接合に似ている。そこで、この現象に着目し、メカニカルクリンチングの接合初期段階においても、この重ね合わせた板の曲げが起きており、パンチを垂直方向に超音波振動する方式によっても凝着力を発生させることができる可能性があると考えた。

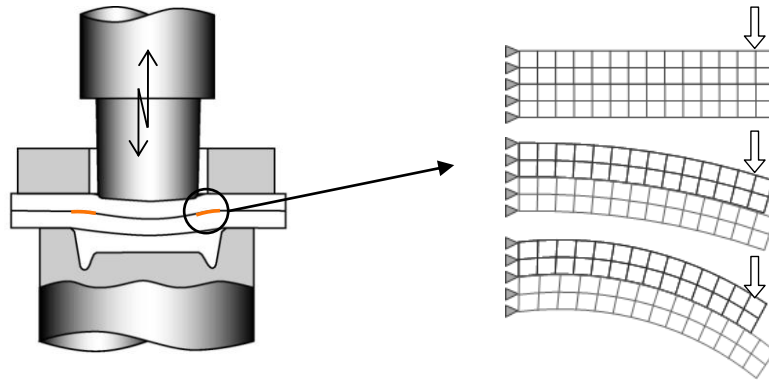


Fig. 3-5 Schematic illustration showing a proposed mechanical clinching process with a horizontally vibrating punch

この垂直加振方式を採用した場合には、他の加振方法と比較してさまざまな利点が得られる。まず垂直方向加振は被接合材の形状、大きさによらず安定した加振状態が得られる唯一の方法である。水平方向加振では、前述の通り被接合材全体に振動が伝播し、共振現象によって生じた振動の節部が接合困難になる。また加振体が大きくなるほど減衰力(機械的振動インピーダンス)が大きくなり共振状態の維持が困難となる。これに対し、垂直振動方式では、板押さえとダイで押さえられた範囲内の材料のみを振動させるため、この部分以外の形状や大きさに振動系は影響されず、どのような形状の部材に対しても原理上適用が可能である。また、振動系がパンチ上方に接続されるので、長大な振動系が被接合材と干渉するなどの実用上の障害となる可能性が低い。その上、通常のメカニカルクリンチングの接合装置を追加加工のみで運用できる可能性が高く、金型内に複数のパンチを配置した多点同時接合も可能など、メカニカルクリンチングの利点を損なわない方法であると言える。これらは自動車などの大型部品の接合を対称としたメカニカルクリンチングにとっては実用上重要な点である。

実現可能性の検討

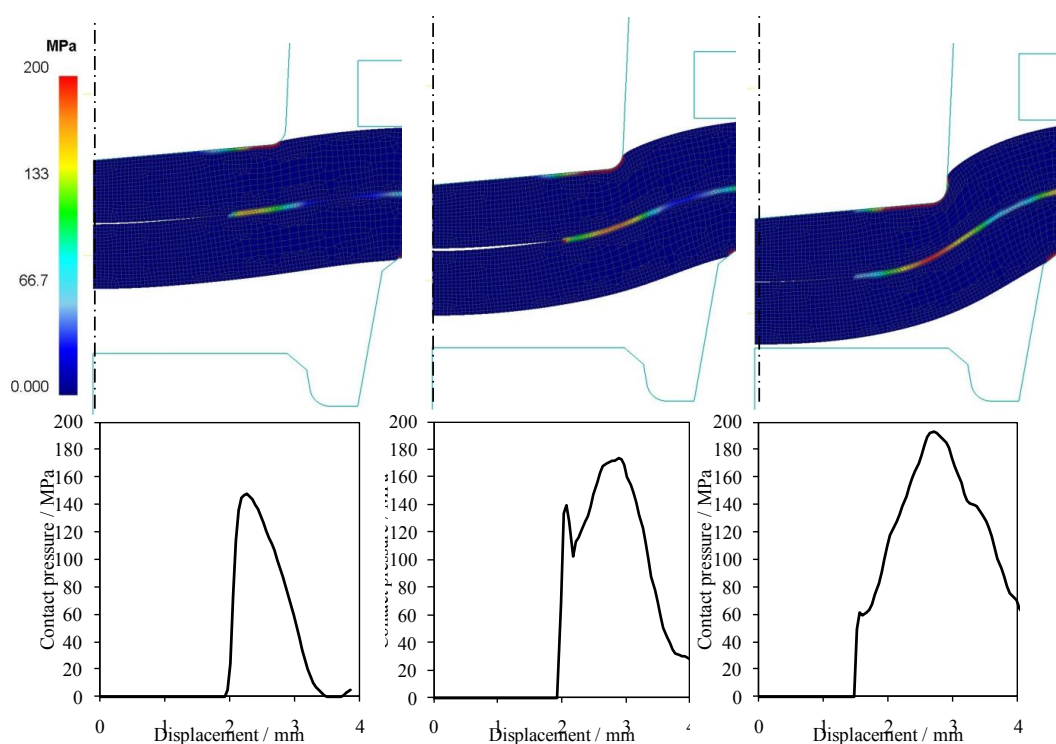
メカニカルクリンチングと組み合わせるうえで多くの利点を有する垂直方向加振方法は、超音波接合の欠点である大型部材への適用性も解決できる振動方式ではあるが、この様な方法により凝着力が発生したという報告はこれまでにない。そこで実験に先立ち、超音波接合に必要な摺動距離と接触圧力を満たす条件が存在するか否かを FEM 解析によって調査した。摺動距離はパンチを $50\ \mu\text{m}$ 押し込んだ時の上板要素と下板要素の相対移動距離を測定した。その結果パンチ肩部付近の摺動距離は概ね $9\ \mu\text{m}$ 程度で、振幅に対する相対移動量は 20%程度であった。次に接合界面における接触圧力を計算した例を Fig. 3-6 に示す。この結果から、接合界面における接触圧力は最大 $150\ \text{MPa} \sim 200\ \text{MPa}$ と大きく、さらに位置により大きく変化した。圧力が発生している位置は接合完了時にインターロック部分となる位置であり、必要な部分を効率よく凝着させることができる可能性がある。しかし、報

告されている超音波接合条件の中で良好な接合強度が得られているものは、50 MPa 程度であり、垂直超音波振動による場合にはこれよりも3～4 倍高い接触圧力となっていた。以上の結果から、摺動距離は通常の1/4 程度、接触圧力は通常の4 倍程度という条件であり、良好な接合力が得られる最適な条件とは言えない。しかし、本研究では超音波振動のみによって凝着力を得ることを目的とはしておらず、あくまでも接合界面における凝着力の促進効果を期待しているという前提のもと、本方式についてさらなる検討を進めることとした。

3.2.2 超音波応力振動印可のための可動式ダイ機構

パンチを被接合材に対し垂直方向に加振する方法について、第一の目的である振動変位の効果に期待ができることはこれまでの検討で確認した。次に、第二目的である振動応力を印可する方法について検討を行う。

振動応力は第一章で述べた通り超音波共振体の節の部分に発生する。超音波メカニカルクリンチングにおいて、被接合材の位置に振動系の節を配置するためには、被接合材を振動の自由端とせず、パンチから入力される振動応力を、被接合材を対称面としてパンチの



(a) Punch stroke = 0.5 mm (b) Punch stroke = 1.0 mm (c) Punch stroke = 1.5 mm

Fig. 3-6 Contact pressure between test pieces

反対側に配置された逆押え（カウンタパンチ）に入射させ、共振周期 1/4 時間後に自由端に達する様な振動系を構成すれば、理論上目的とする共振体が成立する。

上記共振設計を可能とするためにまず、パンチ側振動系に対し対称的に振動するカウンタパンチ側振動系を利用するメカニカルクリンチ機構を考案した。その概要を **Fig. 3-7** に示す。ダイ側壁部分とダイ底部が異なる部品から構成され、ダイ底部は軸方向へ移動可能とする可動式ダイ機構である。ここでダイ側面部を構成する部品をダイ、ダイ底部を構成する部品をカウンタパンチと呼ぶこととする。カウンタパンチはパンチ側振動系と同じ周波数で共振するように設計する。また、ばねによりパンチ方向に加圧され、パンチが押し込まれていない状態ではダイとカウンタパンチは同一面状に位置する。またパンチが一定の深さまで押し込まれると、カウンタパンチも荷重に応じて軸方向へ移動し、ストッパーに突き当たった段階で固定され、通常のメカニカルクリンチングのダイと同じ形状を作ることが出来る。図を用いてその接合過程を説明する。**Fig. 3-7(a) ~ (c)** では材料を挟み込みながら加振し、カウンタパンチがストッパーにあたるまで材料と共に押し込まれる。そして **Fig. 3-7(c) ~ (d)** にかけてパンチとカウンタパンチに押しつぶされた底部の材料が径方向に広がりインターロックを形成する。

このような機構とすることで、前述の応力振動が印加できるという利点に加え、通常のダイではダイ底部に材料が接触した後（パンチストローク 1.4 mm）には、振動インピーダンスが急激に変化し、共振状態の維持が困難となることが予想されるが、複動機構ならば全ストローク（パンチストローク 3.0 mm）において共振状態を維持できる可能性があるという利点がある。また、被接合材の共振周波数がパンチの周波数と大きく異なる場合には、このように挟み込まなければパンチから被接合材が浮き上がり、バウンドするような現象が起きると懸念される。

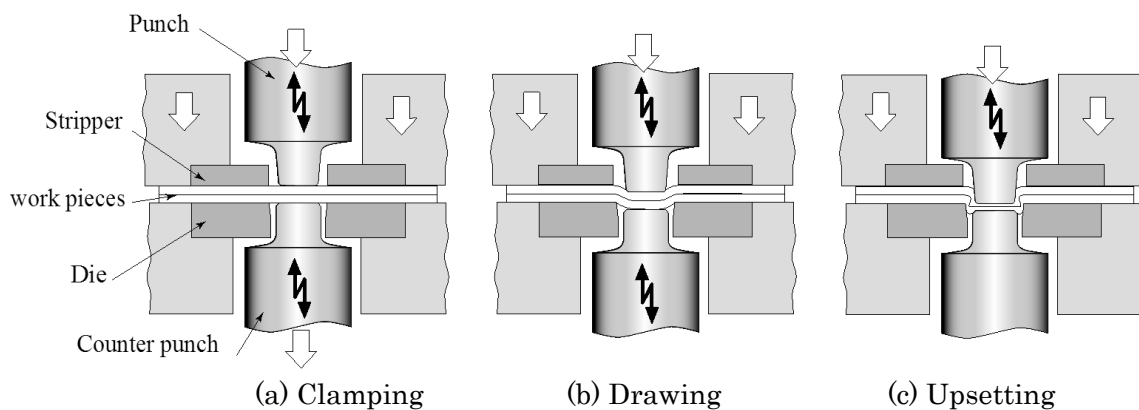


Fig. 3-7 A novel clinching process with movable vibrating counter punch

3.2.3 超音波振動系概要

超音波振動変位と超音波振動応力の二つの超音波振動モードで工具を加振するための振動系の概要を **Fig. 3-8** に示す。実線は振動系における振動変位分布を、破線は応力分布を示している。超音波振動子が発生した振動は、ホーンに入射し、断面積の縮小に伴いその振幅が拡大される。ホーンから工具へ伝播した超音波振動は、振動変位の場合は位相変化することなくそのまま被加工材へ伝播し、最大の振幅において被加工材を軸方向へ加振する。カウンタパンチについてもパンチと同位相で振動し、カウンタパンチ側ホーンへ入射し、超音波振動は最終的にカウンタパンチ側ホーンの上端において自由端反射し、同位相で逆向きに進行する。このようにして振動子側から発生した振動と、カウンタパンチ側ホーン端面で反射した振動が定在波となり、振動系全体で共振状態が保たれる。応力振動の場合にはホーンから入射した振動はパンチを通過して被接合材へ伝播する過程でその位相が $\pi/2$ rad 進む様にパンチを設計する。また、同様に被加工材からカウンタパ

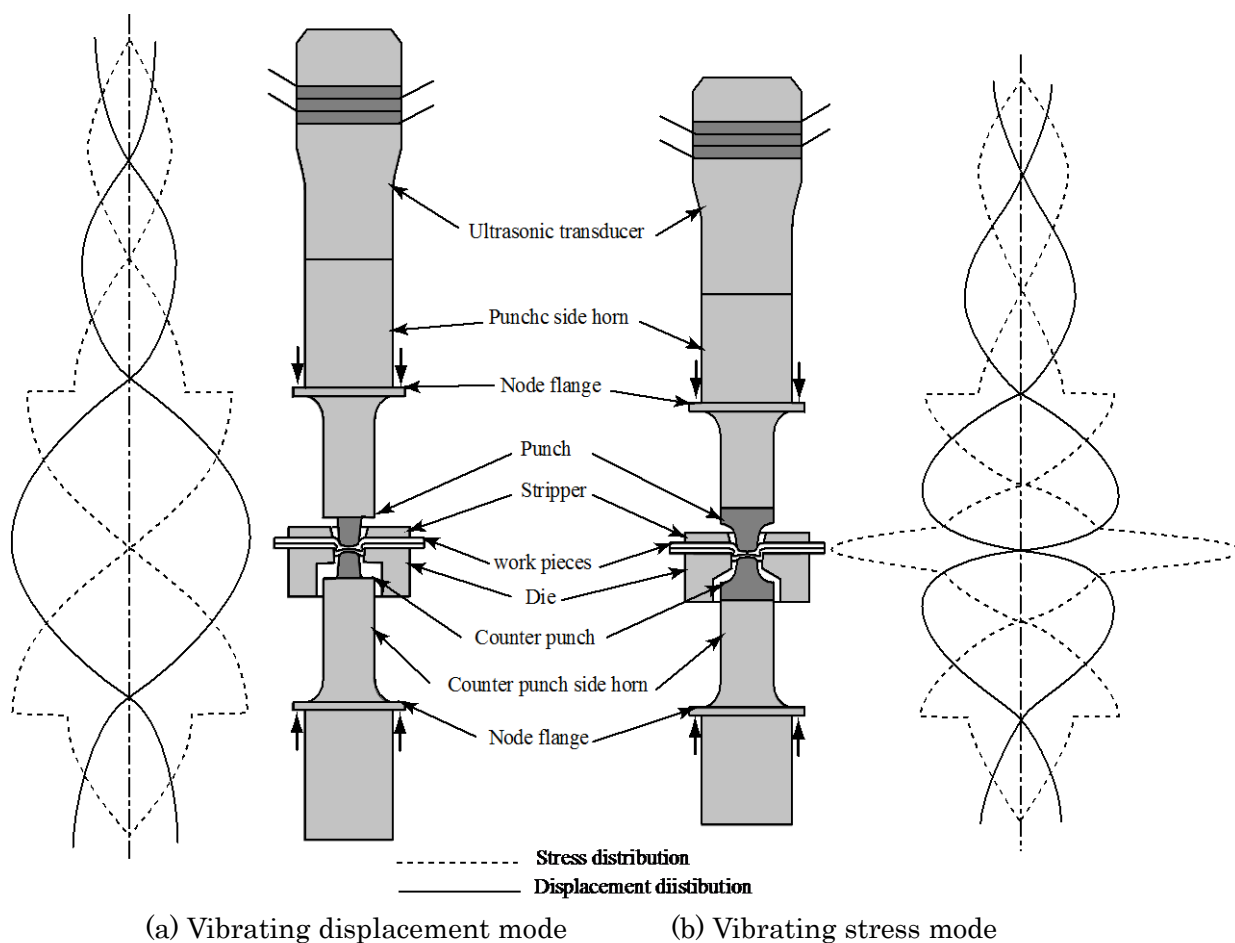


Fig. 3-8 Schematic illustration showing vibration systems and vibrational displacement and stress distributions in these vibration systems

ンチへ入射した振動はカウンターパンチ内で $\pi/2$ rad 位相が進行し、カウンターパンチ側ホーンへ入射する際には変位最大、応力最小となる様に設計する。振動変位モードでは振動子と工具、ホーンとパンチ、カウンターパンチとカウンターパンチ側ホーンの接合面は全て振動の腹である。振動の節は二つのホーンを中心部と振動子中に存在する。応力振動の場合には被加工材部が振動の節となるがこの点以外は振動変位モードと変わりはない。この様に二つの振動系は、被加工材に印加させる超音波の振動モードは異なるが、工具形状は異なるものの、超音波振動子やホーンなどは共通のものを使用することが出来る。なお、ホーンや振動子は、共に共振波長の半分の長さを有する半波長共振体である。ホーンは入力端面と出力端面の面積比により振動拡大率を調整することが出来る。また、ホーン中の振動の節に当たる箇所にフランジを設け、このフランジによって振動系全体を支持する。

3.2.4 超音波振動変位印可装置の設計・製作

次に超音波振動変位を援用するメカニカルクリンチング法に必要な振動系や工具の具体的な選択、設計、製作について述べる。

ホーンの材質には SKD61 材や NAK55 材、ダイ、ストリップ、パンチ、カウンターパンチには SKD11 材を使用した。これらの機械的、物理的特性を **Table 3-1** に示す。また、振動系を構成する要素は運動力学的手法によって大まかな形状を求めた後に、FEM 解析により振動状態を確認した。その際に用いた FEM 解析条件を **Table 3-2** に示す。

Table 3-1 Material properties of SKD61, SKD11 and NAK55

Material	SKD61	SKD11	NAK55
Hardness [HRC]	40 ~ 45	60	37~43
Proof strength (0.2%) [MPa]	1000	2260	1160
Density [g / cm ³]	7.8	7.8	7.8
Elastic modulus [GPa]	206	206	210
Poison's ratio	0.28	0.25	0.28
Sound speed [m / s]	5139	5139	5126

Table 3-2 Modal analysis conditions

Solver	ANSYS 2.0
Type of elements	Tetrahedral elements with 10 nodes No 187
Mesh division method	Smart size 6
Analysis type	Modal analysis

超音波振動子

超音波振動子は日本特殊陶業製ボルト締め型振動子(BLT : Bolt Langevin transducer) D4520PCTHFC を選択した. 振動素子はチタン酸ジルコン酸鉛である. その他詳細を **Table 3-3** に示す.

Table 3-3 Specifications of BLT

Model	Frequency	Max. power	Max. vibration speed
D4520PCTHFC	20 kHz	3000 W	750 mm / s
Max. amplitude	Capacitance	length	Diameter of PTZ
16 μ m	16500 pF	120.8	50 mm

ホーン

ホーンには径の異なる円柱を接続したステップ型, 円錐状のコニカル型, 側面をカタノイダル曲線で結んだカタノイダル型, 断面積が指数関数変化するエクスポンネンシャル型など様々な形状が存在する. より大きな振幅拡大比が得られるステップ型ホーンを選択した. ホーンの材質には適度な強度と耐衝撃性と耐熱性を持った SKD61 を選択した. ホーンをはじめとする超音波共振体の運動力学的設計方法について述べる. いま **Fig. 3-9** のような断面不均一な細長い棒が, その軸心方向に伸縮する縦振動について考える. 図において, 大端面より x なる点の断面積を S , 棒のヤング率を E とすれば, 運動方程式として(3-1)式が得られる.

$$\rho S \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = E \frac{\partial}{\partial x} \left(S \frac{\partial u}{\partial x} \right) \quad (3-1)$$

ここに ρ は棒の密度, u は変位, t は時間である.

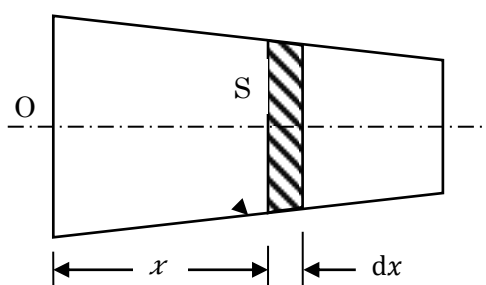


Fig. 3-9 A model of vibrating part

本実験において選択したステップ形ホーンの場合, 各部の長さや断面積を **Fig. 3-10** に示すように, 先端にホーンと同じ材質の断面一様な棒状工具が付加された場合の共振条件は, (3-1) 式を次の境界条件を用いて解けばよい. 左端より l_1 の位置に x 軸の原点をとれば

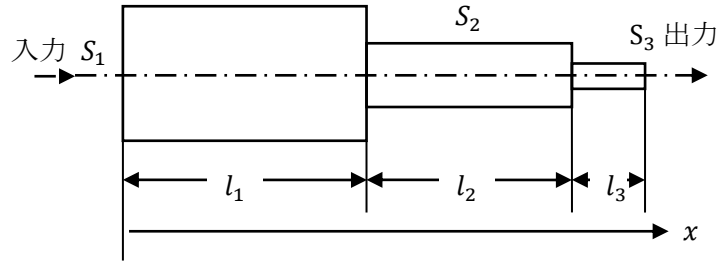


Fig. 3-10 Schematic illustration showing a model of step shape horn

$$x = -l_1 : \frac{\partial u_1}{\partial x} = 0$$

$$x = 0 : u_1 = u_2, \quad S_1 \frac{\partial u_1}{\partial x} = S_2 \frac{\partial u_2}{\partial x}$$

$$x = l_2 : u_2 = u_3, \quad S_2 \frac{\partial u_2}{\partial x} = S_3 \frac{\partial u_3}{\partial x}$$

$$x = l_2 + l_3 : \frac{\partial u_3}{\partial x} = 0$$

このとき次のような共振条件式を得る.

$$\tan \alpha l_1 = \frac{\frac{S_3}{S_1} \tan \alpha l_3 + \frac{S_2}{S_1} \tan \alpha l_2}{1 - \frac{S_3}{S_2} \cdot \tan \alpha l_2 \cdot \tan \alpha l_3} \quad (3.2)$$

いま $l_1 = \lambda/4$ として, $x=0$ の点が振動の節点になるようにすると, 共振条件として次式が得られる.

$$\tan \alpha l_2 \cdot \tan \alpha l_3 = \frac{S_2}{S_3} \quad (3.3)$$

工具の長さ l_3 および断面積 S_3 が与えられ, S_2 が決まると l_2 が求まる.

本研究においては上記の関係式により運動力学的に求めたホーン形状についてさらに FEM 解析により共振周波数が 20 kHz であり, またフランジの上端面の振幅が最小となる l_1 および l_2 を数値実験的に求めた. 微妙に形状を調整しながら解析を行い, 最終形状を決定した. 最終的な形状と解析結果を Fig. 3-11 に示す.

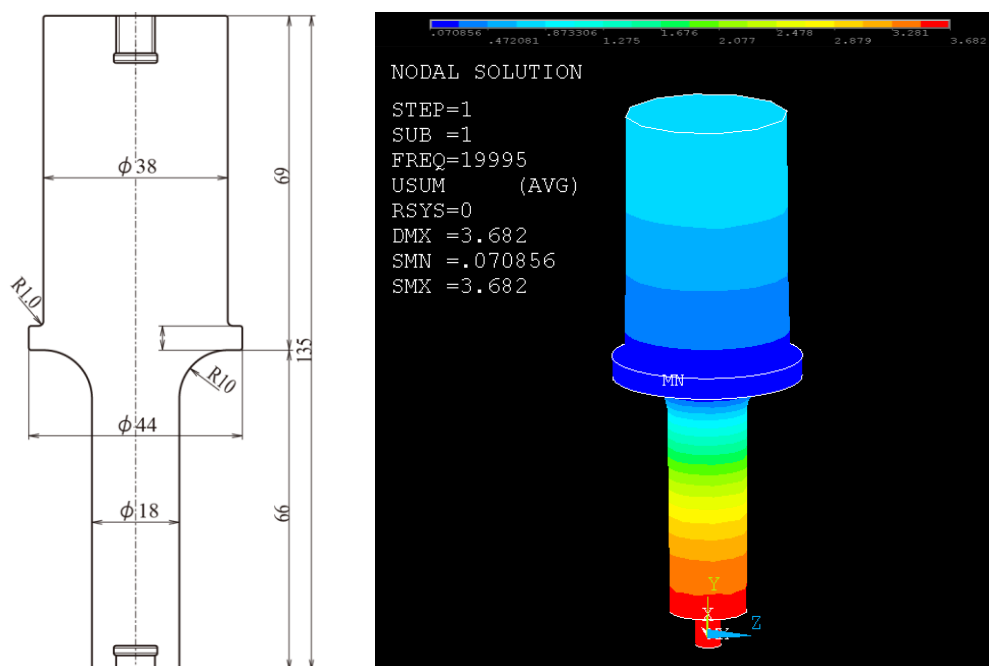


Fig. 3-11 Geometries of a horn (a) and vibrational displacement distribution in the horn (b)

ホーンホルダー

振動系支持する箇所では、振動系の振動が金型などの非振動系装置に伝播しないよう慎重な検討を要する。外部への振動流出は意図しない部分の共振を招き危険だけでなく、振動系の共振状態を狂わせる原因となる。振動系の支持方法は様々な手法が検討されているが⁵⁾、基本的には振動系の振動を阻害しないように振動の節となる部分を金型や外界と接続する、または振動を吸収するような反共振体や、ゴムなどによって支える。多くはホーンと振動子の間にコーンと呼ばれる共振円柱をはさみ、この中央部、振動の節部分にフランジを設け、振動系を支える。本実験では、省スペース化のためにホーンに直接フランジを設け振動系を支えた。この方法で注意が必要となるのは、振動の節に設けたフランジにも、ある程度の体積がある限り完全に振動が伝達しないようにすることは不可能であることである。さらに加工荷重が加わり共振周波数が変化した場合には節の位置がずれ、フランジに振動が伝播してしまう。振動するフランジを金型などに接触させると、金型全体に振動が伝わり、共振周波数が大きく変化し共振状態を得られなくなる可能性がある。

これらを防止するためにフランジを可能な限り薄くし、ゴムやプラスチックなど振動インピーダンスの異なる部材で支える方法が用いられる。本実験においては、振動系に 50 kN 近い荷重を付加する必要があるため強固なフランジが必要である上、位置決め精度が重要であることからプラスチックなどを使用する方法は避ける必要がある。そこで、新たに 1/4 波長反共振スリーブによる支持方法を考案した。反共振するホーンホルダーは片面を固定した状態で振動系と同じ周波数で共振するように設計することでフランジと接触する面が

振動したとしても一方の面には振動の節となり、振動の伝播を防止できると考えられる。

上記目的を満たす様に、まず棒状共振体の共振式を満たす長さ $l = 1/4\lambda = 64.3 \text{ mm}$ 、外形 50.2mm 、内径 38.2mm の円環として解析したところ、共振周波数は 19.6 kHz となった。径方向振動（横波）の効果により共振周波数が 0.4 だけ小さくなったと考えられる。そのため、全長 $l' = l/19.6/20 = 63.2 \text{ mm}$ とし再び解析したところ、 20 kHz の共振周波数が得られた。最終的な形状と解析結果を Fig. 3-12 に示す。なお、ホーンホルダーには歪みゲージを貼り、4 枚ひずみゲージ法によりホーンホルダーの歪みを計測することによりパンチ荷重を得る。

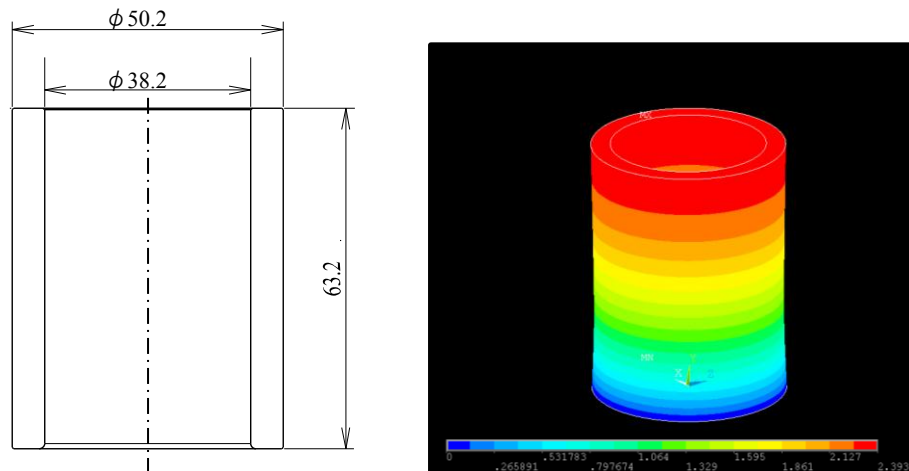


Fig. 3-12 Geometries of a horn holder and vibrational displacement distribution on the horn holder

パンチ、カウンターパンチ、ダイ、板押え

パンチ、カウンターパンチ、ダイ入れ子、ストリップ入れ子などの各形状は接合中の接触圧力、接合後の断面形状に関わる重要な影響因子であるが、今回は超音波印加のみの効果を調査するため、第二章において用いたメカニカルクリンチング工具と同じ断面形状が得られる形状とした。その詳細形状を Fig. 3-13 に示す。これらの部品の製作には冷間工具鋼 SKD11 を用いた。実際に製作した振動系外観を Fig. 3-14 に示す。

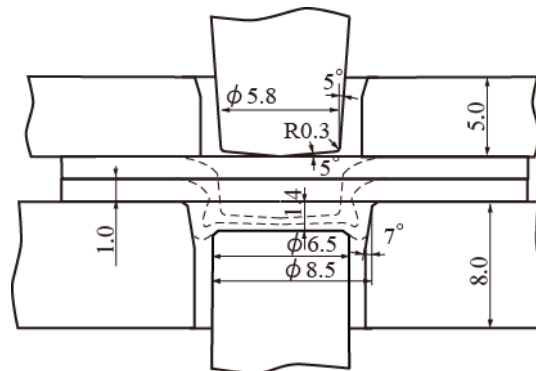


Fig. 3-13 Schematic illustration showing geometries of tools

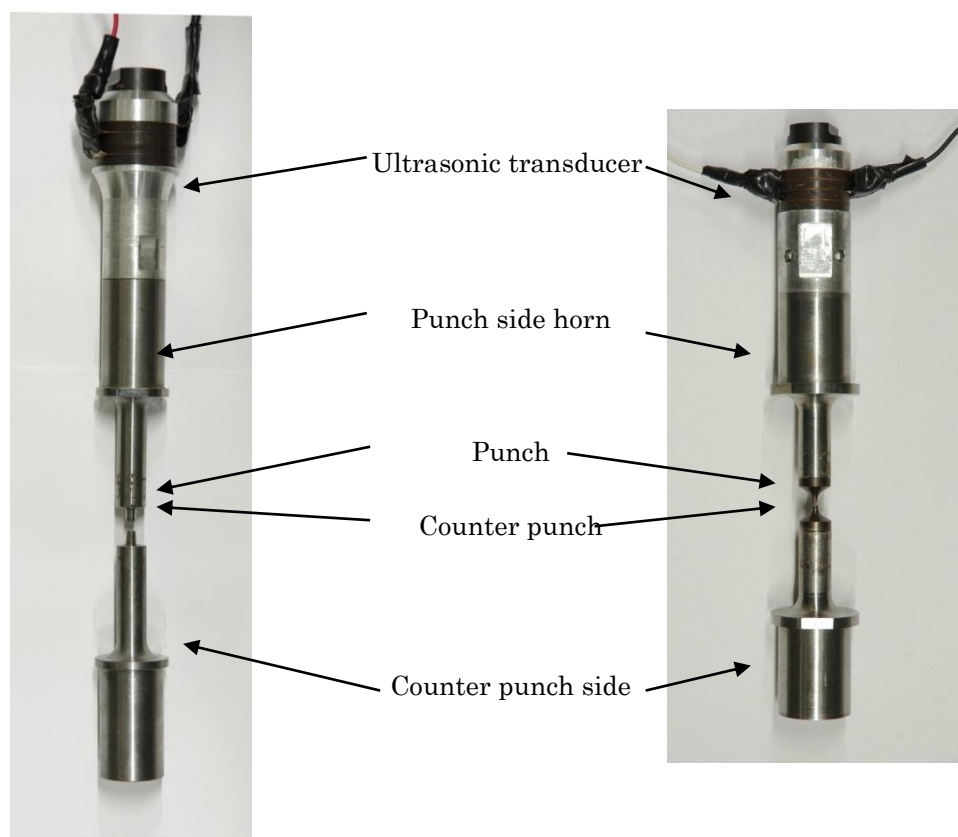


Fig. 3-14 Photograph showing appearance of the vibrating system for vibrational displacement mode

金型

本実験のために設計作成した金型の構造を **Fig. 3-15** に示す。金型はパンチ側振動系とダイ側振動系の位置をそれらが同軸状に正確に位置するように保ちつつ、これらを垂直に移動するために必要である。振動系は位置精度を保つためにホーンフランジ部、ホーン先端部をガイドブッシュにより径方向の移動を制限している。パンチ側振動系ではホーンホルダー(リング状ロードセル)がプレス荷重を受け、ホーンを軸方向へ加圧する。カウンターパンチ側振動系ではリング状ロードセルがカップ状の保持具から荷重を受け、この保持具はスプリングによりパンチ方向へ加圧されている。ストリッパ荷重やカウンターパンチ加圧力はスプリングを交換することによって加圧力調整が可能である。なお本実験においては全て、カウンターパンチは最大 10 kN ストリッパプレートは最大 15kN の加圧力を発生するスプリングを選択した。ダイやストリッパ入れ子は形状を自由に変更できるように、交換可能な入れ子式としている。ダイセットの下死点制御は高剛性なストッパブロックを使用し、パンチストロークが下死点に到達した段階においてブロック同士が突き当たる事で底部板厚を精度よく制御出来るようになっている。この金型を、島津製 30 トン万能試験機により加圧した。

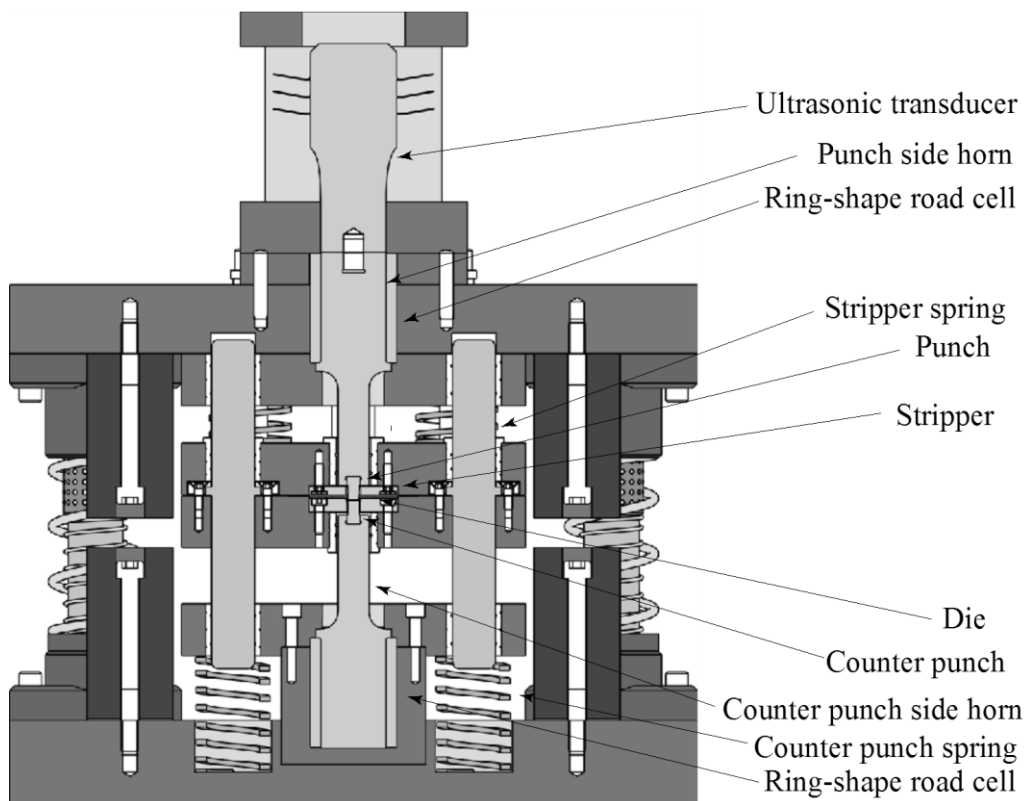


Fig. 3-15 Schematic illustration showing experimental apparatus

3.2.5 超音波振動応力印可装置の設計・製作

超音波振動子

超音波応力振動を印加するための振動系の設計手順について述べる。超音波応力振動系では、パンチ自由端からカウンターパンチ自由端までがこれまでの振動系に比べ、振動要素一つ分長くなる。そのため、超音波振動変位を印加するために製作した金型を大きな改造なく共用するためには一つの振動構成要素の長さを短くする必要がある。その最も単純な方法は高い共振周波数を選択することである。そこで本振動系には 27 kHz を共振周波数とする日本特殊陶業製ボルト締め型振動子(BLT : Bolt Langevin transducer) D4427PC を選択した。その詳細を **Table 3-4** に示す。ホーンについては 27 kHz で共振するホーン形状を前述の方法で設計した。その振動分布と形状を **Fig. 3-16** に示す。

Table 3-4 Specifications of BLT for vibrational stress mode

Model	Frequency	Max. power	Max. vibration speed
D4427PC	26.9 kHz	700 W	600 mm / s
Max. amplitude	Capacitance	length	Diameter of PTZ
7 μ m	10000 pF	89.8mm	40 mm

パンチ、カウンターパンチ、ダイ、板押え

これら、メカニカルクリンチングに共通する断面形状を成形するために必要な部分については、これまでに使用したパンチ、カウンターパンチ、ダイ、板押えの形状を踏襲する。ただし、これまでに用いた、直径 5.8 mm のパンチ形状を採用し、超音波振動応力を印加した予備実験においては発生できる振動応力が有効な領域に達しなかったため、より振動応力を集中させるために、パンチ直径をこれまでの半分の 2.9mm に変更した。これに伴い被接合材の板厚をこれまでの 1.0 mm から 0.5 mm とし、その他のメカニカルクリンチングに必要な断面成形に関わる部分の工具形状についても相似的に 1 / 2 の大きさとなるように変更した。

また、パンチ、被加工材、カウンターパンチの振動設計は被接合材に超音波応力振動を印加する上で非常に重要である。本実験において検証するような、複数の部品から一つの共振体を構成使用とする試みはこれまでにないが、これら複数の部品が一体となって振動する振動モードが目的とする共振状態となる事から、パンチ、被接合材、カウンターパンチの 3 つの部品を解析上接着し、通常モード解析を行った結果と、3 部材を静的な加圧力で加圧し、音響特性上一体として振動させた場合の共振周波数が一致するという仮定の下、数値解析的に目的の共振周波数で共振する工具形状を決定する事とした。解析上被接

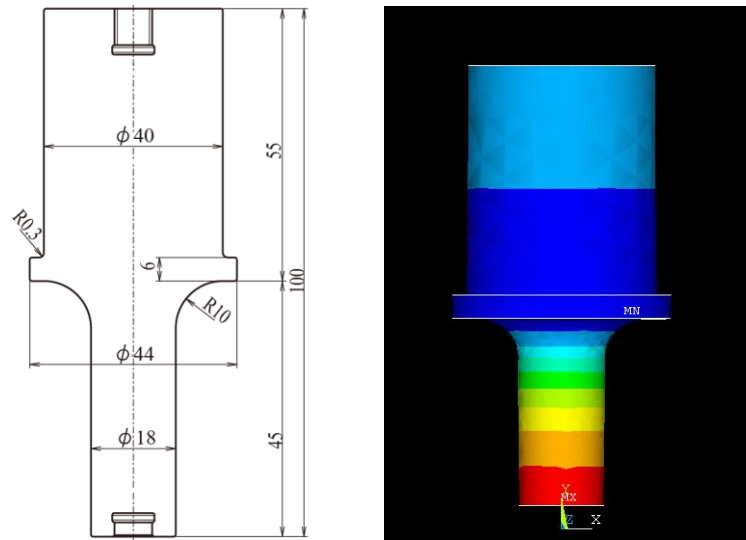


Fig. 3-16 Schematic illustration showing vibrational distribution and geometries of horn

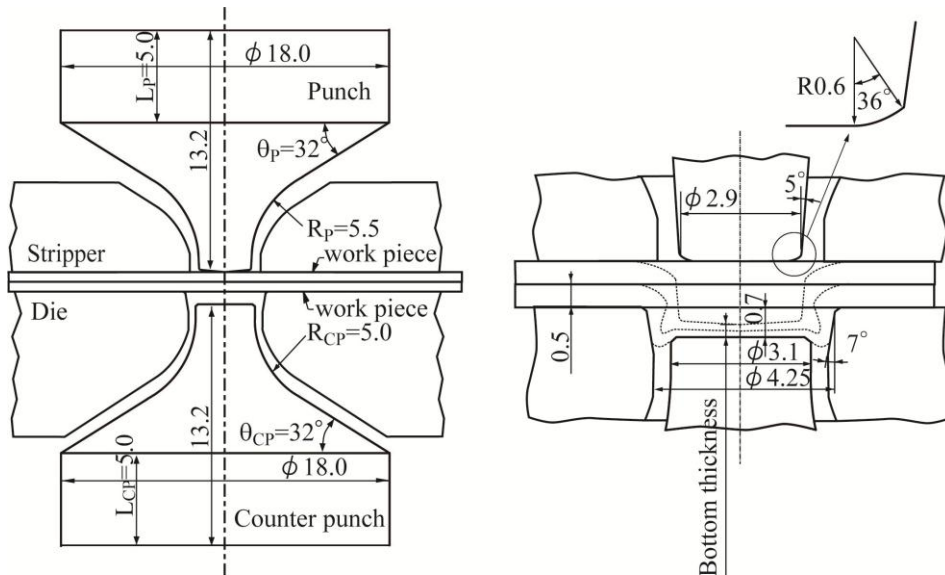


Fig. 3-17 Schematic illustration showing tool geometries for application of vibrational stress

合材はパンチとカウンタパンチによって挟み込まれる部分のみを考慮した。Fig. 3-17 に決定した工具形状を示す。パンチおよびカウンタパンチの自由端に有する円柱部分の厚さ L_P および L_{CP} 、円錐部分の角度 θ_P 、 θ_{CP} 、その先につながる R 部分の半径 R_P 、 R_{CP} をパラメータとして、これら 3 部材からなる振動モデルの 1 次振動モードが振動系の共振周波数である 27 kHz において共振する値を求めた。Fig. 3-18 に決定した工具形状を採用し、端面の振幅を $1\text{ }\mu\text{m}$ としたときの応力分布を求めた例を示す。工具端面における最大応力は 507 MPa となっている。

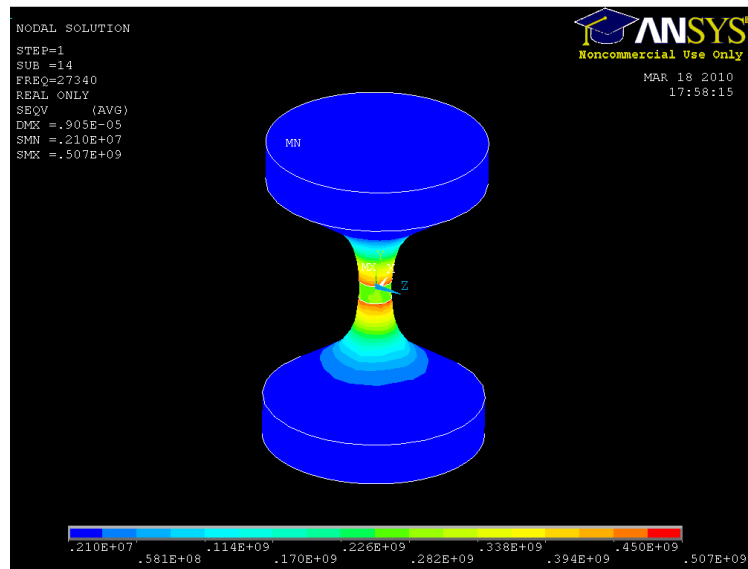


Fig. 3-18 Result of FEM modal analysis showing stress distribution

供試材

供試材は、これまでに用いた A5182-O 材ではなく、より変形抵抗の小さい A1050-H22 材を用いた。また、結晶組織に及ぼす影響について調査する場合には A1050-O を用いた。その成分と機械的性質、物理的性質の文献値⁶⁷をそれぞれ **Table 3-5**, **Table 3-6**, **Table 3-7** に示す。

Table 3-5 Alloy contents of A1050

	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Zn	Ti	Al
A1050	≦0.25	≦0.40	≦0.05	≦0.05	≦0.05	≦0.05	≦0.03	remnant

Table 3-6 Mechanical properties of A1050-H22 and A1050-O

Material	Tensile strength [MPa]	Proof strength [MPa]	Elongation [%]
A1050-H22	80~120	65 以上	3 以上
A1050-O	63.8	22.5	46.1

Table 3-7 Physical properties of A1050

Material	Density [Mg/m ³]	Melting point [K]	Specific heat [J/kg・K]	Heat conductivity [W/m・K]	Elastic modules [GPa]	Tensile modules [GPa]	Sonic speedo [m/s]
A1050	2.6984	933.25	917	238	75.7	26	5297

金型

設計した振動系を駆動するための金型は、超音波振動変位を印加するための金型と共用するが、接合荷重が振動変位の場合と比較して大幅に小さいために、より高精度に荷重を測定出来るロードセルを上下の振動系端面に配置した。振動変位を利用するために小変更を施した金型や振動系を **Fig. 3-19** に示す。

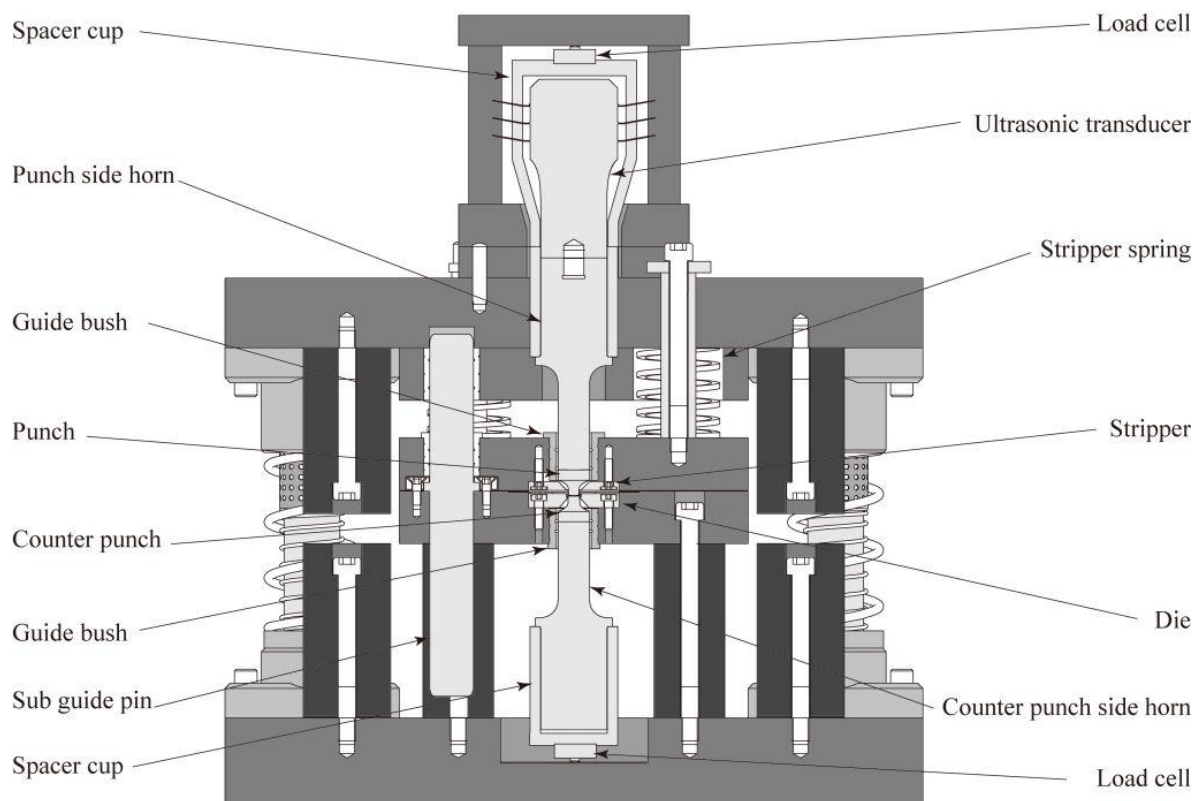


Fig. 3-19 Schematic illustration showing the die-set for ultrasonic stress vibration

3.2.6 超音波振動系駆動装置

超音波発振器

振動変位，応力振動どちらの振動系を駆動する場合にも共通して用いる電源装置について述べる．超音波発振器は振動子を駆動するための電力を供給する装置であり，振動系の共振周波数と同じ周波数の正弦波形の交流電源である．本実験では NONK 製超音波発振器 USSD 15-40-3000 を使用した．この発振器は 10～45 kHz の周波数範囲で発振可能で最大出力は 3000 W である．発信周波数は，予め定めた発信周波数から共振点がずれたとしてもこれを追尾して自動的に共振周波数で発振する PLL 方式周波数自動追尾により常に共振点で発振する．PLL (phase lock loop) とは緒論で述べた通り，振動子を駆動する際の電流と電圧の位相差を常に 90° に保つように設計された発振回路である．なお発振制御は定電流定振幅制御であり，振動系の振動インピーダンスの増減に応じて自動的に発振電圧を変化させ振幅が一定に保たれる．なお，超音波印加中の振幅は，超音波発振器が出力する電流から換算した．振幅は無負荷時に静電容量形変位系により測定し，振幅と電流間の係数を求めた．

マッチングボックス

振動系の機械的振動抵抗(機械的インピーダンス)は，加工の進行によって大きく変化する．機械的インピーダンスは電気回路的には L, C, R からなる電気インピーダンスに置き換えることが出来る(電気等価インピーダンス)．この電気等価インピーダンスと発振回路のインピーダンスが整合されていない場合には，効率的に電力を供給することが出来ない．そのため，時間的に変化する振動系のインピーダンスに比例して発振回路側のインピーダンスを変化させるマッチング回路が必要となる．本実験においては π 型インピーダンス反転回路を用いてマッチングを行った．

インピーダンスアナライザ

振動系を効率的に加振し，広い加工範囲において共振状態が維持できるようにするためには，振動系の振動特性を評価する必要がある．超音波振動系の評価にはインピーダンス計測が用いられる．本研究では Bander Electronics Co., Ltd. 製インピーダンスアナライザを使用した．インピーダンスが最小となる点が共振点，極大となる点が反共振点で，共振点が二つの反共振点の中心に位置するほど追尾特性がよい．本実験においては，全ての発振条件において，インピーダンス測定を行い，二つの反共振点の中心に共振点が来るようにマッチング乗数を調整した．

超音波援用メカニカルクリンチングに必要な，金型，超音波発振器，マッチング回路，インピーダンスアナライザの外観を Fig. 3-20 に示す．

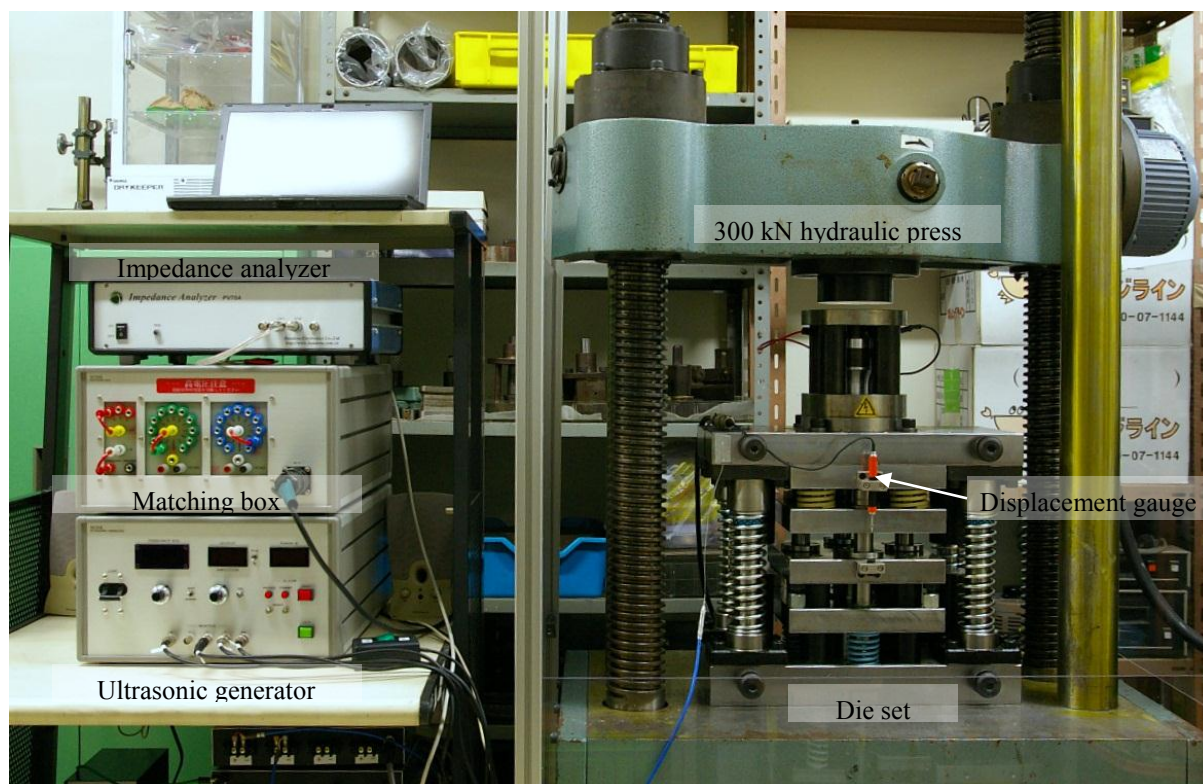


Fig. 3-20 Photographs showing the appearance of the die set and the vibration system assembly for vibrational displacement mode

3.3 超音波振動変位援用がメカニカルクリンチングに及ぼす効果

ここではまず、超音波援用メカニカルクリンチング法において利用する二種類の振動系のうち、超音波振動変位を被加工材に印加する方法について、超音波振動の効果を効率的に与えるための振動条件などを調査し、メカニカルクリンチングの十字引張強度に与える効果を調査する。

3.3.1 超音波振動変位による凝着力の発生

まず、振幅・加振時間と凝着力の関係を求め、高い凝着力が得られる振動条件を求める。メカニカルクリンチによって発生する接合強度と凝着力が発生する接合強度を分離し、純粹に凝着力のみを評価するために、インターロックが形成されない程度のパンチストローク(2 mm : 通常のメカニカルクリンチングの2/3)までパンチを押し込んだ段階で種々の条件で超音波振動を印加し、その凝着力を十字引張試験により測定した。

実験条件

パンチを一定の振幅で振動させながら、一定の速度でダイ方向へ押しこみ、通常のメカニカルクリンチングにおいて接合完了となるパンチストローク $x = 3 \text{ mm}$ に対し、2/3の押しこみ量である $x = 2 \text{ mm}$ まで押し込んだ段階で超音波の印加およびパンチ押し込みを停止した。パンチを押し込んでいる間は一定振幅で加振したため、接合時間は振動印加時間と等しい。パンチ速度は $0.03 \sim 1.2 \text{ mm/s}$ の範囲で6種類、パンチ振幅は $14 \sim 44 \text{ }\mu\text{m}$ の範囲で6種類について実験を行った。パンチ速度と加振時間の対応を **Table 3-8** に示す。試験片材料、試験片形状、剥離試験方法は2章と同様である。なお試験片は接合試験前にアセトンで超音波洗浄した。

板押え荷重、カウンターパンチ荷重に関しても詳細な検討が必要だと考えられるが、今回は板押え荷重は2章と同じ 6300 N 、カウンターパンチ荷重は 2000 N とした。マッチング乗数は、パンチストローク 0.1 mm の時点で調整した。

なお、後述する理由から、自動追尾により共振状態を得られるのはパンチストローク 2.2 mm までであり、全ストロークにおいて自動追尾により安定した発振状態を得ることは出来なかった。目的である軸方向共振状態から外れた際には、振動子に大きな電圧がかかり、振動子を破壊してしまうなどのトラブルが懸念されるため本振動系は最大 $60 \text{ }\mu\text{m}$ まで加振出来るところ、その75%程度の $44 \text{ }\mu\text{m}$ までの振幅範囲で実験を行った。また、接合速度に関しては油圧試験器で安全に試験できる最大速度まで試験した。

Table 3-8 Relation between punch speed and vibrating time

Punch speed [mm/s]	Vibrating time [s]
1.2	1.6
0.6	3.4
0.3	6.7
0.15	13.3
0.07	28.6
0.03	6.67

断面形状

最も高い凝着力が得られた振幅 $44\mu\text{m}$ – 加振時間 2.5sec の加振条件における断面形状を Fig. 3-21 に示す。超音波振動の印加による特別な断面形状変化は認められず、インターロックのような幾何学的な組み合わせによるものではなく、超音波振動が発生した凝着力のみを評価することが確認できた。

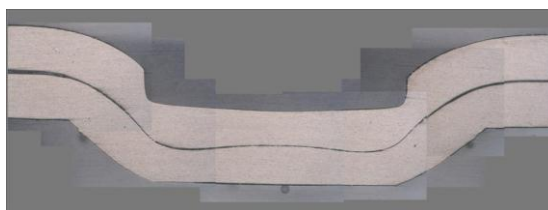
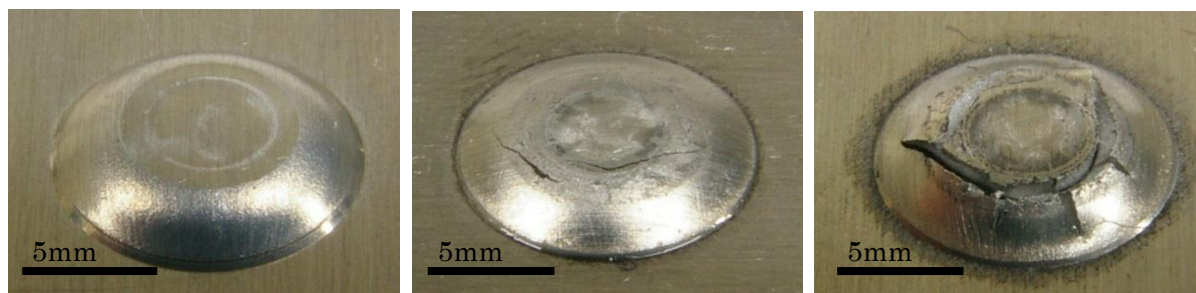


Fig. 3-21 Cross section of the partial joint

接合部外観

Fig. 3-22 に接合部のカウンタパンチ側表面状態を示す。(a)のように亀裂が入らなかったもの、(b)のように微小な亀裂が入ったもの、(c)のように大きな亀裂が入ったものが確認出来た。後に、これらの亀裂の状態と剥離強度の関係を各条件について整理して示す。



(a) No crack

(b) Mild crack

(c) Heavy crack

Fig. 3-22 Appearance of joint (counter punch side)

十字引張強度

剥離強度と振幅，振動時間の関係を **Fig. 3-23** に示す．振幅が一定の場合，加振時間が短い場合クラックの発生はないが，十字引張強度が低かった．加振時間が長い場合には十字引張強度が増加するが，過剰に印加した場合にはクラックが入り十字引張強度が低下する．最も十字引張強度が高くなるのは，微小なクラックが発生し，これが全体に広がる直前の状態である．印加時間が一定の場合，振幅が 14 μm ではどの条件でも十字引張強度は極めて小さかった．これに対して振幅が 44 μm の条件ではクラックが入った条件でも十字引張強度は十分に高い．これは振幅が大きいほど接合性が良いことを示している．このため全体としては，大きな振幅により短時間加振した方がより十字引張強度が高くなる傾向があると言える．最大十字引張強度は，振幅 26 μm ，加振時間 5 s の条件で得られた．高振幅条件では時間増加に対するクラックの発生がより敏感で，本実験では最適な条件が見落とされている可能性もある．またパンチ押しこみ速度の高速化や超音波の高振幅化により十字引張強度向上が可能だと考えられる．本検証の範囲内では最大 470 N の十字引張強度が得られた．

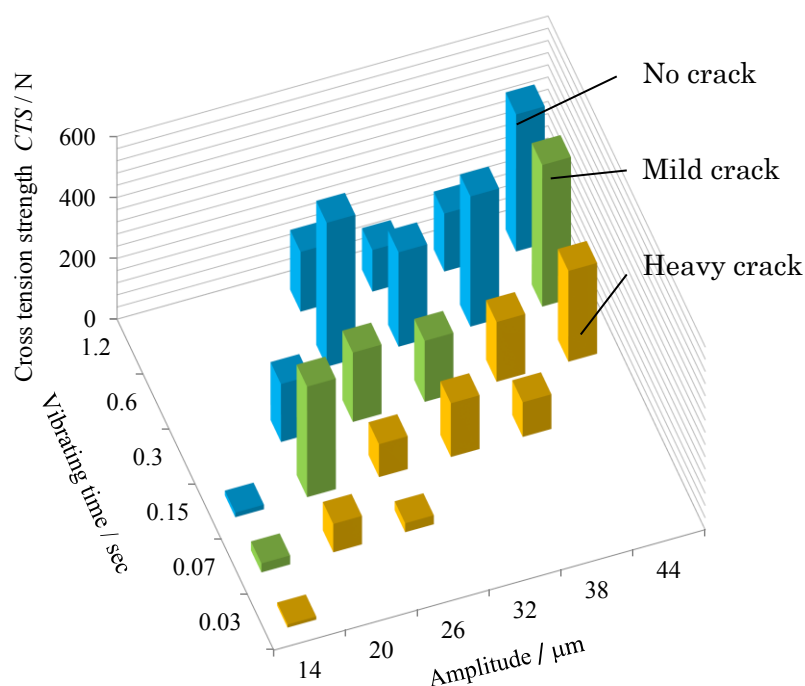


Fig. 3-23 Relation between vibrating amplitude, time and peeling strength

次にクラックが発現する条件について考察を行う．超音波振動によるエネルギーは振動時間 t と、振幅 A の 2 乗に比例する．振動時間 t と振幅の 2 乗 A^2 の積 tA^2 と、クラックの発生状況との関係を **Fig. 3-24** に示す．（以降、発振時間と振幅の 2 乗の積を tA^2 とする）．この結果、 $tA^2 = 5000$ 付近に微小なクラックが発生した条件が集中しており、これよりも tA^2 が大きくなるとクラックが発生することがわかった．

なお、このクラック発生条件値は 2 mm までパンチを押し込んだ場合の条件であり、パンチ挿入量や、パンチを制止させて発振時間のみを制御した場合などでは変化するものと考えられる．これは、繰り返し曲げ振動による応力が、パンチストロークによって変化するからである．次に FEM 解析を用いて各パンチストロークにおける曲げ振動応力を求めた．

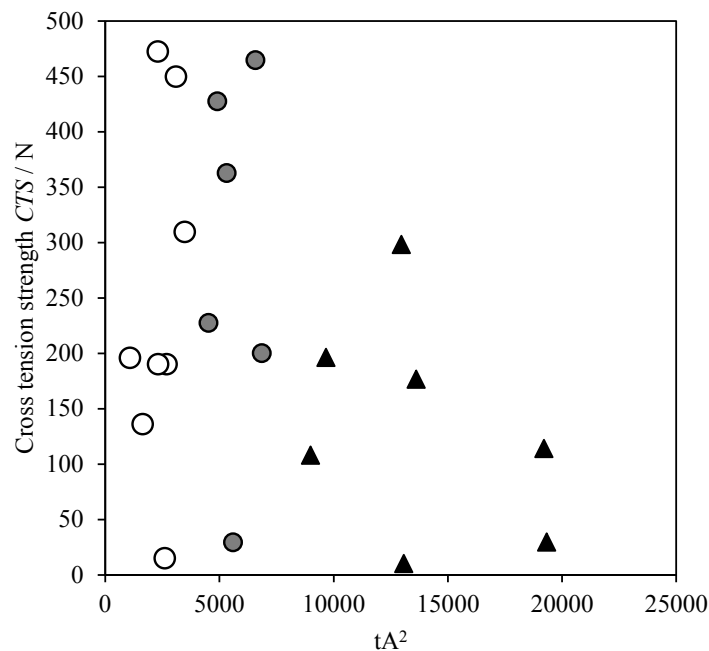


Fig. 3-24 Relation between cross tension strength and tA^2 on the initiation of cracks

○: No crack ●: Mild crack ▲: Heavy crack

3.3.2 クラックの発生に関する考察

曲げ応力計算

FEM 解析を用いてパンチの振動によって試験片に発生する応力を求めた．その一例として **Fig. 3-25** にパンチストローク 0.5 mm の状態の最大主応力(a)と、ここから 50 μm カウンターパンチによって押し戻された状態(b)を示す．カウンターパンチと下板が接触している淵部分(矢印)に応力が大きく変化する部分が確認出来た．これは超音波過剰印加によりクラックが発生した部分と一致している．この箇所における応力変化とカウンターパンチの押し戻し量(Back stroke)の関係を **Fig. 3-26** に示す．この押し戻し量は実験における振幅に

対応しており、 $10\text{ }\mu\text{m}$ の押し戻しで 250 MPa から -200 MPa まで、 $50\text{ }\mu\text{m}$ の押し戻しで 250 MPa から -400 MPa まで応力が変化した。 20 kHz の周波数では繰り返し数が 10^5 回に達するまで 5 秒、 10^6 回に達するまで 50 秒である。この結果から A5182 材の 200 MPa における破断サイクル数である 10^5 回の繰り返し応力が 5 秒間に印加された事でクラックが発生した事が確認された。

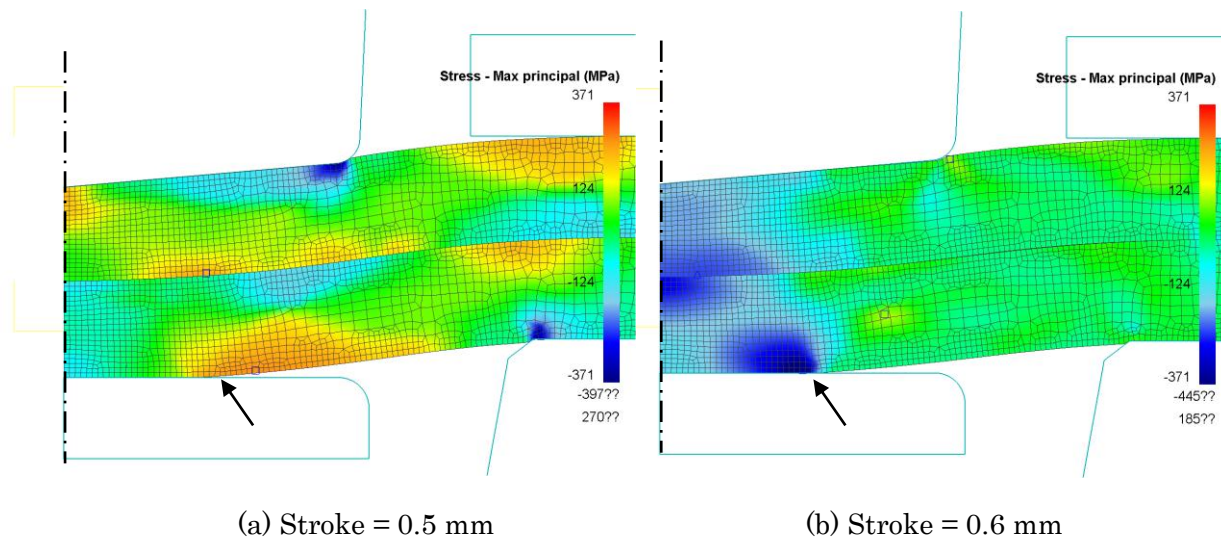


Fig. 3-25 Stress analysis results

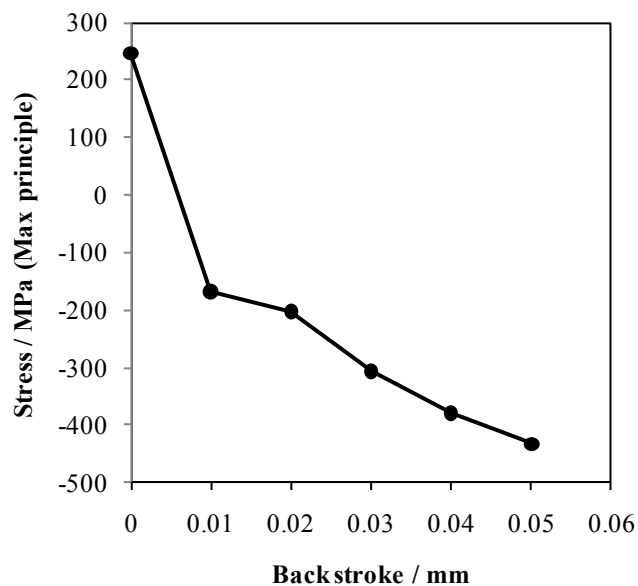


Fig. 3-26 Stress transition of lower edge point

3.3.3 超音波振動変位がメカニカルクリンチングに与える効果

これまでの結果から垂直方向振動によって接合界面に凝着を起こす事ができ、良好な凝着を得るために必要な振動条件を求めた。そこで通常のメカニカルクリンチと同じパンチストローク 3 mm までパンチを押しこみ、超音波振動変位がメカニカルクリンチング与える効果を調べた。

実験条件

実験条件を **Table 3-9** にまとめる。No.1, No.2 は 3.3 節において高い凝着力が得られた条件である。No.3 は 3.3 節においては凝着力が不十分であった条件である。No.4, No.5 は超音波を印加しないもの、No.6 では塗油された被接合材に対する超音波振動の効果を調査する。底部板厚は全て 0.75 mm とした。よりパンチを押し込んだ底部板厚の薄い範囲で比較を行わなかった理由は、本実験に用いた接合工具が前章までに用いていた材質よりも強度の弱い材料を用いて作製したために、底部板厚が薄い領域での荷重増加により工具が破損する事を懸念したためである。板押さえ荷重、カウンターパンチ荷重は 3.6 節と同じである。

Table 3-9 Experimental conditions

Condition name	Amplitude [μm]	Punch speed [mm/sec]	Vibrating time [s]	Lubrication	Bottom thickness [mm]
No.1	44	1.2	2.5	Degreased	0.75
No.2	26	0.6	5		
No.3	20	0.3	10		
No.4	With out ultrasonic vibrations			Lubricated	
No.5	With out ultrasonic vibrations				
No.6	44	1.2	2.5		

超音波振動変位が加工荷重や共振周波数に与える影響

パンチ荷重とパンチストロークの関係を Fig. 3-27 に示す。加工荷重に関してはストローク $x=2.2$ mm 付近まで振幅 $44\text{ }\mu\text{m}$ で加振した場合には約 20%， $26\text{ }\mu\text{m}$ において加振した場合は 15% 程度加工荷重が減少した。しかし，パンチストローク $x=2.2$ mm 以降は目的の軸方向共振モードにおいて共振状態を維持出来なくなった。そのために，最終的な接合荷重は変化しなかった。この結果は Fig. 3-28 に示す振動子に入力された電力量の関係にも表れている。電力は，振動系の機械的インピーダンスの増加に対して振幅を一定に保つために，自動的に調整される。Fig. 3-28 中，加工荷重が急速に立ち上がる $x=1.7$ mm 付近において，電力量についても急激に増加している。これはこのストロークにおいて機械振動インピーダンスが増加したことを意味する。実際にインピーダンス解析を行った結果，荷重を負荷しない状態で $17\text{ m}\cdot\text{S}$ だったアドミッタンスはパンチストローク $x=1.7$ mm においては $2\text{ m}\cdot\text{S}$ まで小さくなっており，共振状態を追尾する事が困難な状態となっていた。共振周波数に関しては，無負荷時で 19.5 kHz だったのに対して，この $x=2.2$ mm 付近では 21.5 kHz まで増加した。試験品の加工が進み，剛性が増したことで共振周波数が上昇したと考えられる。そしてストロークが $x=2.2$ mm に達した瞬間に電力は 0 W となった。これは，目的とする振動モードの共振周波数が変化し，追尾可能な領域から外れた後に追尾周波数が他の共振点に移った場合に見られる現象である。ANSYS を用いてパンチ側振動系の動解析を行ったところ， 22 kHz 付近の周波数に捻り振動モードが存在することがわかった。このことから，この捻り振動モードに追尾周波数が近づき過ぎたために，より振動しやすい捻り振動モードに追尾が外れたと考えられる。

全ストロークにおいて共振状態を追尾させるためには，このような他の共振モードが追尾周波数の近くに無いこと，または目的とする振動モードのアドミッタンスが十分に大きい必要がある。今回 22 kHz 付近に存在した捻り振動モードは，ホーンの捻り剛性を高めることでより高い周波数へ，または捻り剛性を低くすることで低い周波数へ移動する事が出来る。また，軸方向振動モードにおけるアドミッタンスを増加させるために，フランジの設け方，振動子との接続方法などを検討する事で上述の異常振動モードへ共振追尾が外れる現象が抑制できると考えられる。

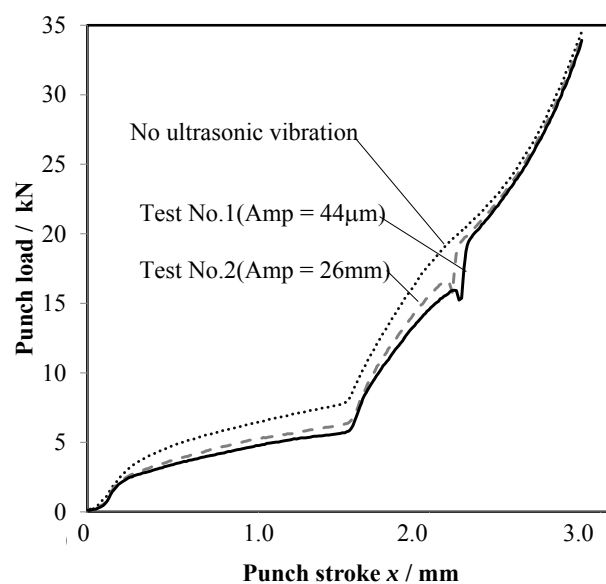


Fig. 3-27 Effect of ultrasonic vibration on punch load

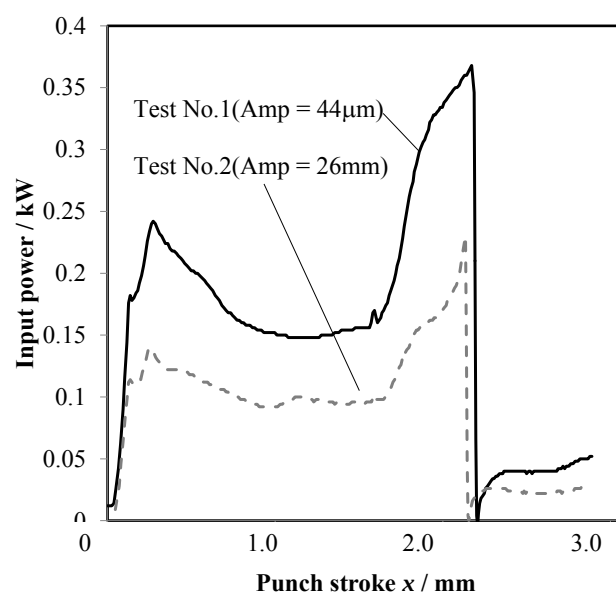


Fig. 3-28 Relation between input power and punch stroke

超音波振動変位が十字引張強度に与える影響

Fig. 3-29 に十字引張試験結果を示す。全ての条件において上板が下板から引き抜ける破壊モードで破断した。3.3 節において凝着力と振動条件の関係を調査した中で、良好な凝着力が得られた実験条件である振幅 $44\ \mu\text{m}$ 、印加時間 $1.6\ \text{s}$ の場合や、振幅 $26\ \mu\text{m}$ 、印加時間 $3.4\ \text{s}$ の場合には、脱脂条件の通常のメカニカルクリンチングと比較し約 10% 十字引張強度が増加した。塗油条件と比較した場合には、約 95% 高い剥離強度を示した。また、3.3 節の調査において良好な凝着力が得られなかった加振条件（振幅 $20\ \mu\text{m}$ 、印加時間 $6.7\ \text{s}$ ）についてもこれらと同等の高い十字引張強度が得られた。また塗油状態のまま超音波を援用した場合にも、10% 程度の十字引張強度向上効果が得られた。

3.3 節においてクラックが発生した振動条件においてメカニカルクリンチングを行った場合には **Fig. 3-30(a)** に示す様に表面に大きなクラックが多数入った。また、パンチ側の材料にもパンチの角部付近にクラックが確認出来た。パンチストロークが $x=2.2\ \text{mm}$ よりも大きい領域では、軸方向の共振状態が得られていないため、**Fig. 3-30(b)** に示すようにクラックの発生が確認されることはなかった。

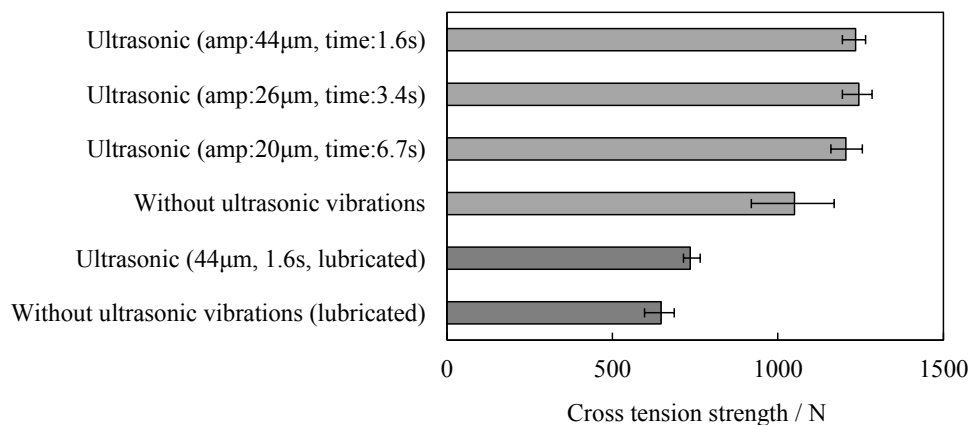
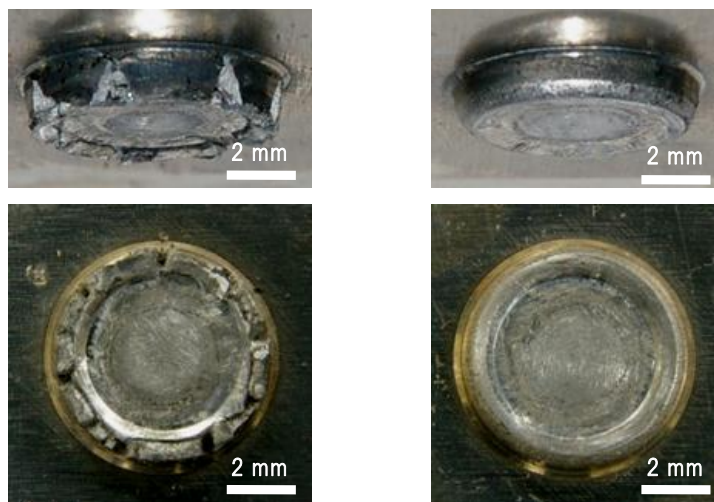


Fig. 3-29 Results of peeling tests



(a) amp: $44\ \mu\text{m}$, time: $6.7\ \text{s}$

(b) amp: $44\ \mu\text{m}$, time: $1.6\ \text{s}$

Fig. 3-30 Appearance of joints with ultrasonic displacement vibrations

3.3.4 超音波振動変位により発生する凝着力とメカニカルクリン

チングに与える効果に関する考察

3.3 節において、被接合材に対して垂直方向の超音波振動変位により凝着力を発生させる事が出来た。しかし、最終的なメカニカルクリンチングに与える十字引張強度の向上効果は低く、凝着力の効果が十分に生かされているとは言えない。この理由について考察を行う。

Fig. 3-31 はパンチ押し込み量を徐々に変化させ、それぞれのパンチストローク x において 1 秒間超音波振動を印加した場合の擦過痕の程度を示している。パンチストローク x が増えるに従い、擦過される範囲は広がるものの、擦過の程度は浅くなる事から、3.3 章において得られた凝着力は、接合のごく初期段階において発生したものであると考えられ、パンチストロークが増すに従い、凝着力を発生する効果は小さくなっていくと考えられる。

Fig. 3-32 にはパンチストローク $x = 0.25 \text{ mm}$ における凝着部を剥離した際の破面表面状態を示す。この段階では、通常の延性破面とは異なるものの、表面を大きく変形させる力が作用していたことは間違いない。しかし、超音波を援用しながらメカニカルクリンチングを行った継手を **Fig. 3-33** 中のイラストに示す方法で分離した表面には、このような破面は得られず、凹凸を押しならしたような擦過痕が確認された。このような擦過跡が接合界面に形成された理由として、メカニカルクリンチングの接合過程で、**Fig. 3-34** に示すように上板と下板が大きく滑る事が挙げられる。上板と下板の滑り量は、特にパンチストローク $2 \sim 3 \text{ mm}$ の間で大きく、 $0.5 \sim 0.8 \text{ mm}$ 程度であることが分かっている⁸。脱脂条件ではこれが凝着を促進する効果となるが、あらかじめ凝着されていた接合界面についてはこの滑りによって凝着部分が入ってせん断されてしまい、凝着の効果が低下してしまったと考えられる。

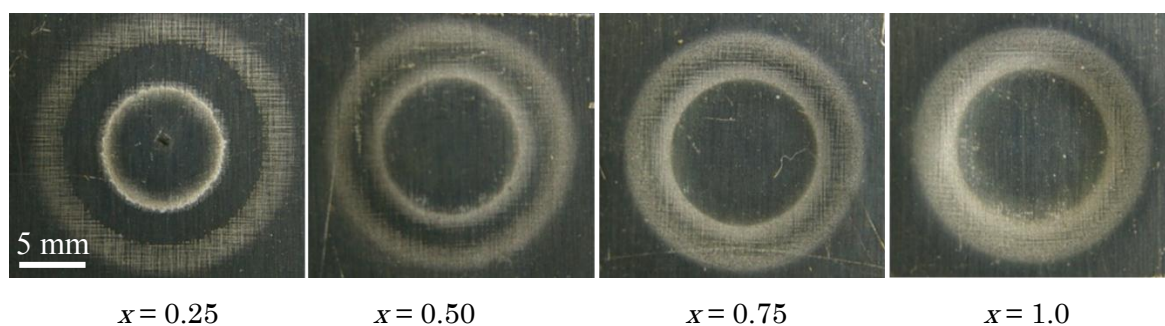


Fig. 3-31 Photographs showing relation between shift of adhered location

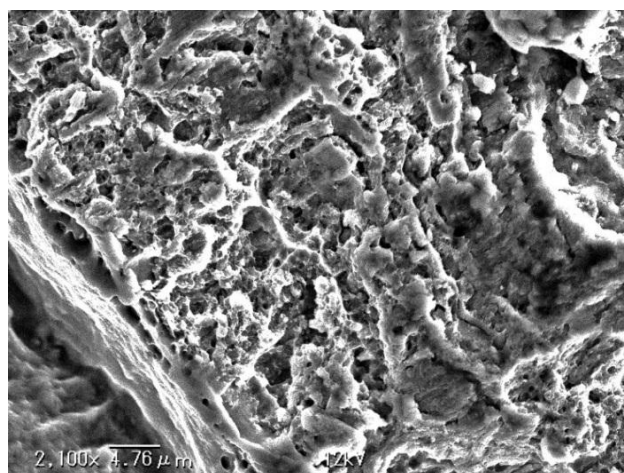


Fig. 3-32 SEM image of adhered area ($x = 0.25$)

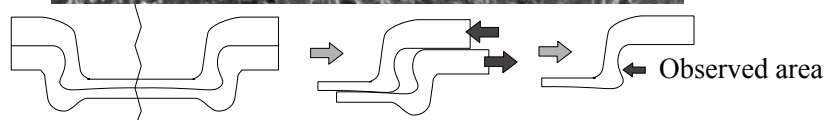
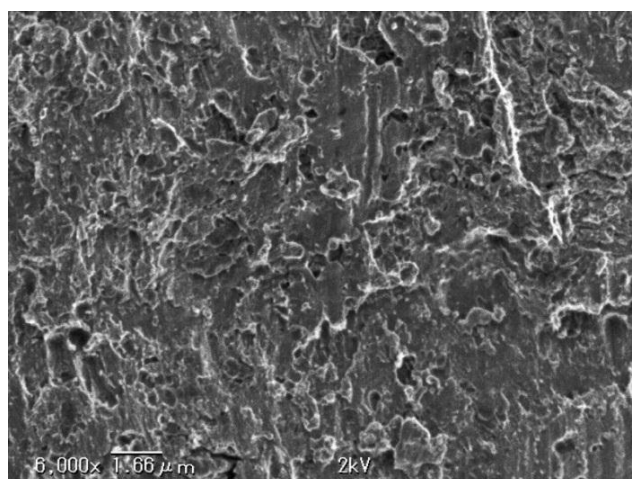


Fig. 3-33 SEM image of a clinched joint with ultrasonic vibrations (schematic illustration showing observation procedure)

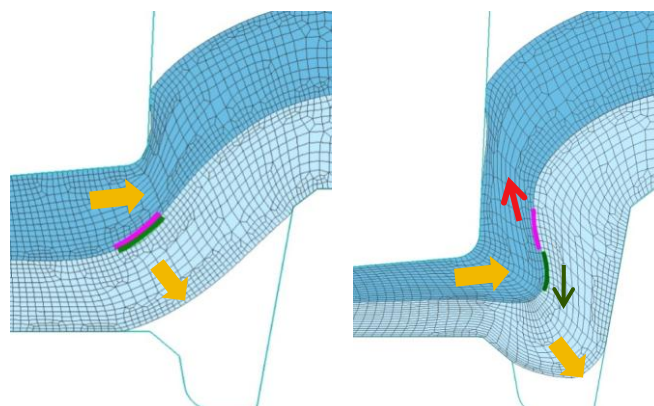


Fig. 3-34 Schematic illustrations showing sliding mechanism of adhered area

3.4 超音波振動応力援用がメカニカルクリンチングに及ぼす効果

次に、もう一つの振動モードである超音波振動応力モードにおいて超音波振動をメカニカルクリンチングに重畳した場合に継手強度、継手断面形状、接合荷重、材料組織に現れる効果を検討する。被接合材には3.2節で述べた通り、板厚0.5 mmのA1050-H22材を主に用いた。全ての試験片には接合試験前に、その両面に動粘度56 mm²/sの工作油を塗油した。まず、製作した超音波共振体の振動特性を調査し、振動系の節に当たる部分に接触界面が存在する振動系によって共振状態を維持するための条件を調査した。次に、パンチ降下速度を一定とし、超音波を印加しながら接合加工を行い、継手強度や断面形状を評価した。パンチ降下中の超音波振幅はパンチストロークに応じた関数として制御する。なお、超音波振動応力を印加する全ての実験において、パンチストローク x は接合後の底部板厚 t を測定し、この値からパンチ先端の実際の位置を計算により求めた。 x と t の対応関係を

Table 3-10 に示す。これは、パンチ端面の実際の変位とダイセットの変位により計測しているパンチストロークが振動系やロードセルの弾性変形により完全には一致せず、パンチ荷重は超音波の印加によって変化する場合には、その変化量によって実際のパンチ端面位置も変化するためである。超音波の印加によるパンチの変位は、本論文の実験結果を理解する上で常に留意しなければならない点である。なお、パンチ荷重を一定とすることでこのような煩雑な現象を抑えられる可能性があるが、超音波の印加による荷重減少は超音波印加開始後瞬時に起きるため、振動系の実際の加圧力を一定に制御する事は現状では困難である。

Table 3-10 Relation between punch stroke and bottom thickness

Punch stroke [mm]	0.7	0.8	0.9	1.0	1.1	1.2	1.3	1.4	1.5
Bottom thickness [mm]	1.0	0.9	0.8	0.7	0.6	0.5	0.4	0.3	0.2

3.4.1 超音波振動応力を被接合材に印加する振動系の振動特性

本実験で用いる振動系が共振状態を維持するために必要な条件は、被接合材とパンチ、カウンターパンチが接触する界面において振動応力が反射することなく伝播し、パンチ、被接合材、カウンターパンチが連続体として振る舞うことである。この条件を満たすためにはパンチとカウンターパンチがある程度の静的な加圧力で押しつけられている必要がある。このため、静的な加圧力に対して印加可能な超音波振幅には上限があり、効率的な超音波振動応力を印加するためにはこの条件を調査する必要がある。メカニカルクリンチン

グにおいてパンチとカウンターパンチの加圧力はパンチストロークの増加（パンチの押し込み）に対して一様に増加し、その再現性も高い。そこで、超音波振動応力を印加する振動系の基礎的な特性を調査するために、ある程度のパンチストロークまで超音波を印加せずにパンチを押し込み、その後パンチの移動を停止した後に超音波を印加し、共振周波数やパンチ荷重、入力電力量の変化を測定した。超音波は一定の振幅を印加する場合と一定の速度で振幅を増加させる場合の二つの場合について調査した。

Fig. 3-35 に振幅を徐々に増加させた場合の共振周波数、入力電力量、パンチ荷重の変化を示す。パンチの押し込み量は、底部板厚が 0.2 mm, 0.3 mm, 0.4 mm となる 3 条件について、振幅の変化割合は、 $0.252 \mu\text{m/s}$, $0.0252 \mu\text{m/s}$ の 2 条件について調査した。共振周波数については、底部板厚に応じたある振幅に到達した段階で急速に低下した。底部板厚

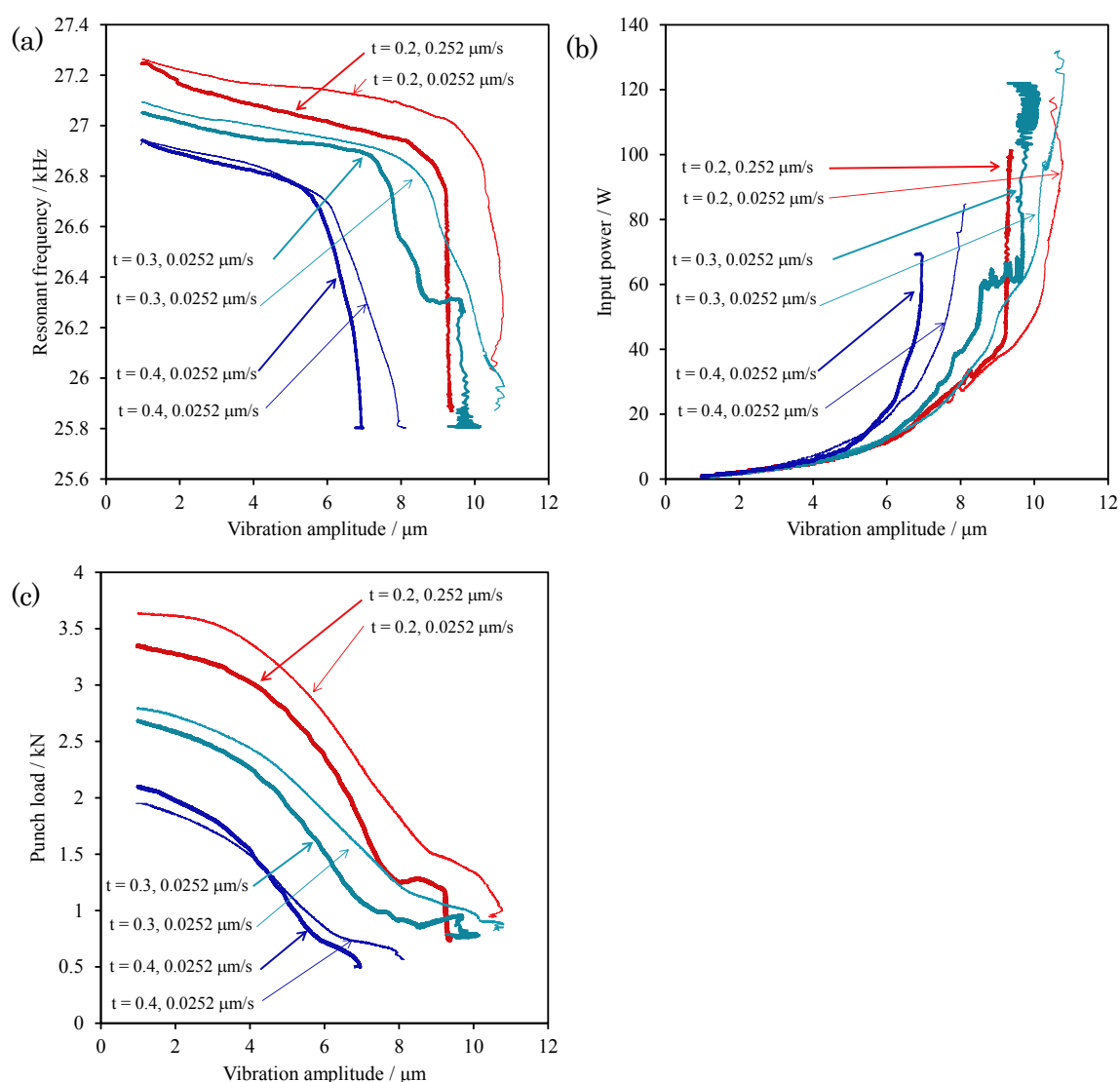


Fig. 3-35 Relation between (1) resonant frequency, (2) input power, (3)punch load and vibration amplitude

が大きいほど、小さい振幅において共振周波数の降下率が変化した。この振幅は、パンチの降下速度が大きいほど高く、共振周波数が急速に低下する領域においてさらにその傾向は顕著であった。共振周波数が 25.8 kHz 以下となると、振動系が異常振動し、大きな音が発生すると共に共振周波数が不安定になり、最終的に共振状態が維持できなくなった。本論文ではこのような状態に陥ることを「共振状態の破綻」と呼ぶ事とする。入力電力量は、周波数の変化と良く対応しており、周波数が急激に低下する振幅領域において、電力量は逆に増加した。パンチ荷重は超音波印加開始後から徐々に低下し、共振周波数が大きく低下する振幅領域においては、逆にパンチ荷重の低下が見られない。

次に、振幅を一定として超音波を印加し続けた場合の共振周波数、入力電力、パンチ荷重の変化を Fig. 3-36 に示す。振幅が 8 μm の条件では 60 秒間超音波を印加したが、振動状態は破綻しなかった。その他の振幅では振動状態が破綻するまで超音波を印加した。なお、本試験において 26.3 kHz 以下の共振周波数は装置の設定上記録出来ていない。周波数の測定範囲が予め設定した周波数から 0.7 kHz であるためである。まず同図(a)に示す共振周波数の変化について、どの振幅においても超音波の印加開始直後に急速に低下し、その後も徐々に低下を続け、共振状態が破綻する直前に再度、急速に低下する現象が確認できた。振幅 9.1 μm の場合に共振周波数が 26.3 kHz 以下となり計測できていない領域があるが、この領域においても急速に共振周波数が低下していた。同図(b)に入力電力量の変化を示す。共振周波数の低下に応じて入力電力は増加した。パンチ荷重は超音波印加開始直後瞬間的に減少し、その後も徐々に低下した。そして、共振状態が破綻した時点で再度急激に低下した。

本実験において用いた発振器は定電流制御であるため、振動インピーダンスが増加した場合には電流を一定に保つために自動的に入力電圧が上がる。即ち電力量が増加する。上記実験において振幅を徐々に増加させた場合、もしくは振幅一定の条件で超音波を印加し続けた場合の共振周波数の変化や電力量の変化は、振動系の音響インピーダンスの変化によるものである。即ち、ヤング率、密度、材料内部の減衰、接触界面における応力伝達効率などの変化である。このような現象は、B. Langenecker が報告している超音波振動応力印加中の丸棒内における振動の減衰定数が時間と共に増加する傾向⁹⁾と良く一致している。Langenecker は超音波印加時間に応じて減衰定数増加する理由を、超音波が転位の移動を促進させ、部分的に転位密度が増加するためだとしている。本実験においても、超音波印加により機械インピーダンスが変化したことから、超音波の印加により被接合材内に何らかの変化が起きていることが予想できる。

以上の結果から、本振動系において共振状態を保つための基礎的な知見として、1)パンチストローク x が大きいほど大きい振幅において共振状態が維持できる。2)過大振幅を印加した場合には共振周波数が低下し、その後共振状態が破綻する。3)被接合材内に超音波応力振動特有の効果が現れるのは、共振周波数が低下する領域である事が予想される。その領域はパンチストロークが大きいほど、大振幅領域にシフトすることがわかった。

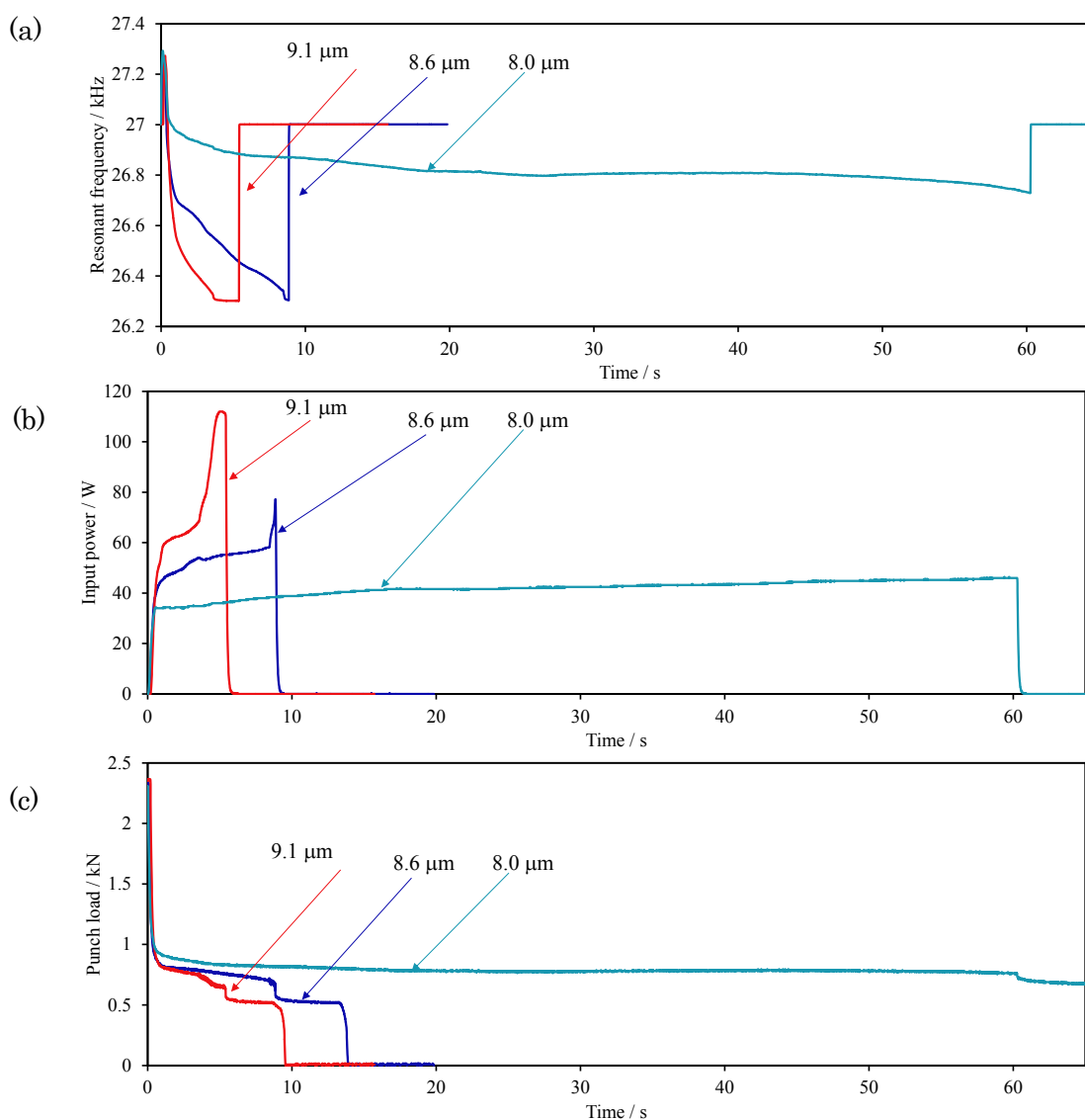


Fig. 3-36 Relation between resonant frequency, input power, punch load, and vibrating time during ultrasonic vibration (bottom thickness $t = 0.3$ mm)

3.4.2 超音波振動応力の印加が継手強度と断面形状に与える効果

次に、実際に超音波応力振動を印加しながらメカニカルクリンチングを行い、継手強度に与える効果を評価した。超音波の印加方法は、前項の実験の結果に基づき、パンチストローク x に応じた関数を予め求め、その瞬間のパンチストロークに対して印加可能な最大の振幅を超音波発振器が発振するように制御した。パンチの降下速度は一定で、今回は 0.01 mm/s とした。振幅制御方法の概念を **Fig. 3-37** に示す。パンチストローク x に対する振幅 A の関数 f は、試行錯誤的に求めた。即ち、共振周波数が 26.8 kHz 程度となるように手で振幅を調整しつつパンチを一定速度で押し込んだ試験結果を模倣する様に基準となる関

数を求め、ついて、パンチストローク 0.1 mm につき、振幅 2 μm ごとに共振状態が維持できなくなるまで振幅を増加させた。なお、本実験ではパンチ降下速度一定としたため、超音波印加時間はパンチストロークと線形的に対応している。その関係を **Table 3-11** に示す。なお継手強度は主に十字引張試験にて測定し、もっとも高い十字引張強度を示した条件について引張せん断試験を行った。十字引張試験方法はこれまでに述べた通りである。引張せん断試験は、十字引張試験と同形状の試験片を試験片長手方向に 25 mm 重ね合わせ、その中心を接合し、長手方向に引張分離する際の最大荷重を測定した。

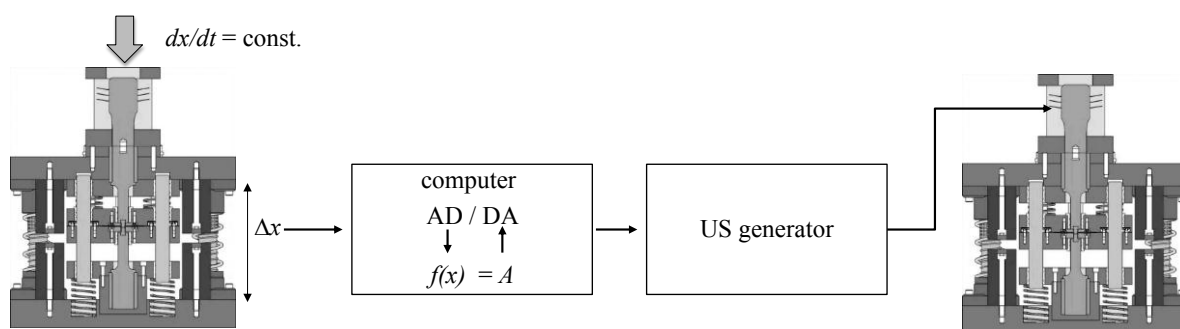


Fig. 3-37 Schematic illustration showing vibrating amplitude control method

Table 3-11 Relation between punch stroke x and vibration time

Punch stroke [mm]	0.7	0.8	0.9	1.0	1.1	1.2	1.3	1.4	1.5
Vibration time [s]	0	10	20	30	40	50	60	70	80

Fig. 3-38 に、上記方法によって求めた関数 f を用いて超音波振動応力を印加させながら接合試験を行った場合の超音波振幅とパンチストローク、その時に入力される電力量の関係を示す。この関係は超音波を印加しない場合のメカニカルクリンチにおける接合荷重-パンチストロークの関係と、接合過程後半で急激に荷重が増加するという傾向が一致している。**Fig. 3-39** に同様に超音波応力振動を印加しながら接合加工を行った場合と、超音波を印加しない場合のパンチ荷重とカウンターパンチ荷重の変化を示す。パンチ荷重、カウンターパンチ荷重共にその最大値は、超音波振動応力を印加した場合に約 75% 減少した。

次に、上記方法により接合試験を行った。この場合、接合を終えるパンチストロークを底部板厚が 0.2 mm から 0.5 mm となる範囲で変更する事で、底部板厚と十字引張強度の関係を求めた。その結果を **Fig. 3-40** に示す。図中 A~B は超音波を印加した場合特有の破壊モードを示す。超音波応力振動を印加した場合には通常と比べ底部板厚が小さい領域では 60% 程度の高強度化効果が得られた。この領域では、通常のメカニカルクリンチングとは異なり、破壊する際には下板が破断する事で分離した。底部板厚が 0.25 mm から 0.35 mm の間では上板が破断する事で分離し、45% 程度の高強度化効果が得られた。それ以下の底

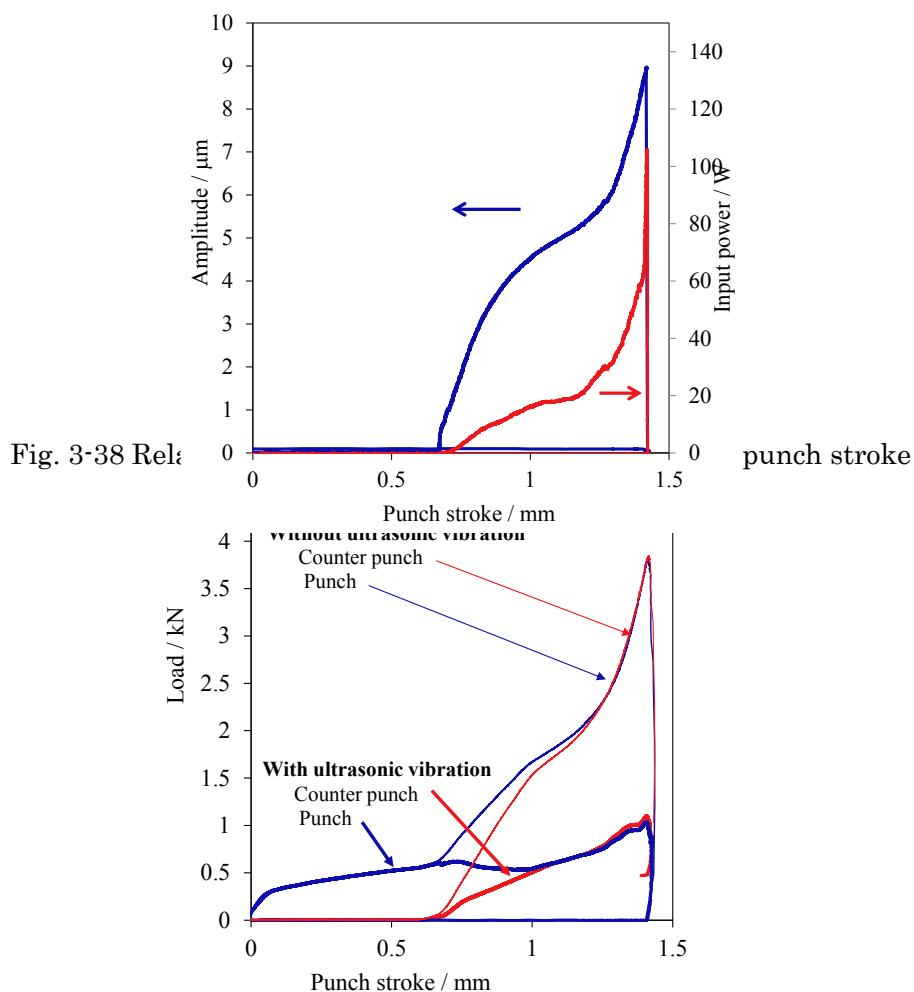


Fig. 3-39 Effect of ultrasonic vibrational stress on punch load and counter punch load

部板厚では底部部分の材料が凝着し部分的に剥離する，もしくは通常のメカニカルクリンチ同様に上板と下板が滑り抜けることで分離した．破壊モードCの写真中に矢示する部分を SEM により観察すると，Fig. 3-41 に示すように，ディンプル状の表面を示し，良好な凝着面であった事がわかる．

せん断引張試験は十字引張試験において良好な結果を示した底部板厚 0.2 mm について 3 点行った．その結果を Fig. 3-42 に示す．引張せん断強度は平均 25% 程度増加した．

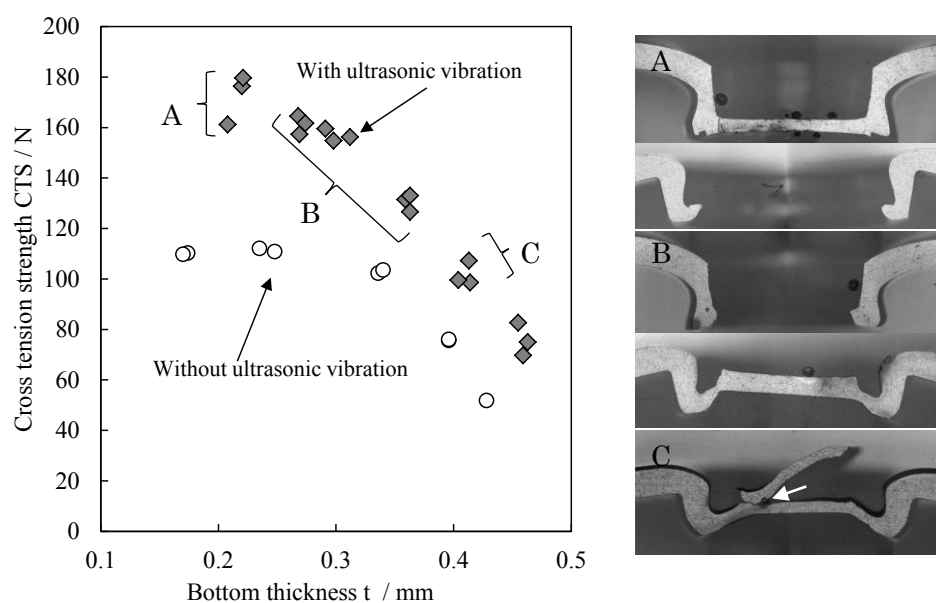


Fig. 3-40 Results of cross tension tests with ultrasonic stress vibration

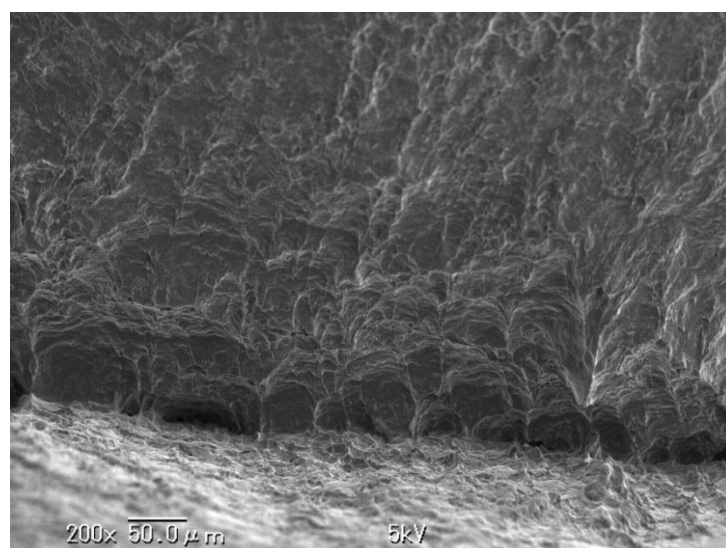


Fig. 3-41 SEM images showing peeled joint boundary around bottom area

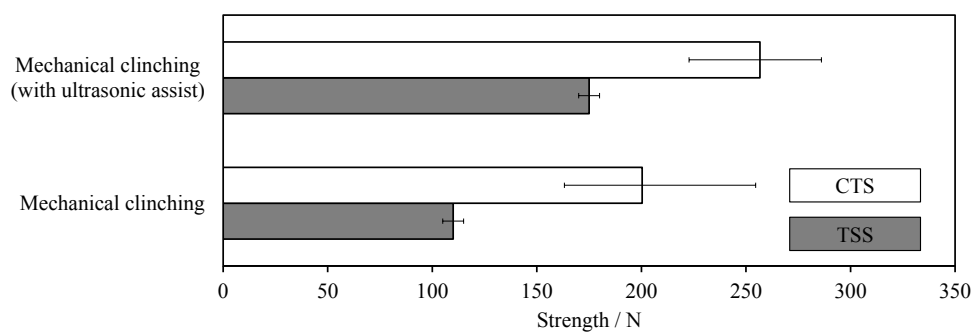


Fig. 3-42 Comparison on the cross tension strength (CTS) and tensile shear strength (TSS) of ultrasonic assisted clinching

続いて、超音波応力振動の印加が継手断面形状に与える効果を調査する。断面観察は、前述の方法で接合した継手を樹脂に埋め、継手中心位置まで研磨、琢磨した後に1%水酸化ナトリウム水溶液に浸し、接合界面に存在する酸化アルミニウムを溶解する事で接合界面を明瞭に観察できるようにした。Fig. 3-44 に超音波を印加した場合とそうでない場合の断面形状の違いを示す。底部板厚は0.41 mmである。超音波を印加した場合には接合界面が不明瞭になっていた。この接合界面が底部板厚の減少に応じて変化する様子をFig. 3-43に示す。接合界面はパンチ肩部付近でパンチ側に向けて隆起し、底部板厚が小さくなるほどその隆起部分は大きく変形し、パンチ表面へ達した後は径方向内側へその向きを変え変形を続ける。底部板厚が0.26 mmとなる段階では接合界面は完全に消滅した。

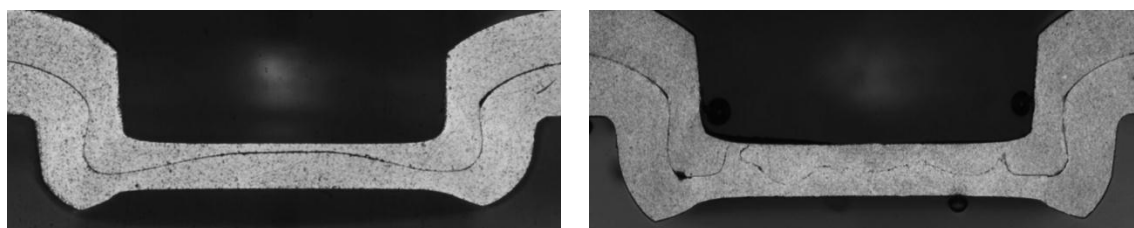


Fig. 3-44 Comparison of cross sectional shapes (a) without ultrasonic stress vibration (b) with ultrasonic stress vibration (bottom thickness $t = 0.41$ mm)

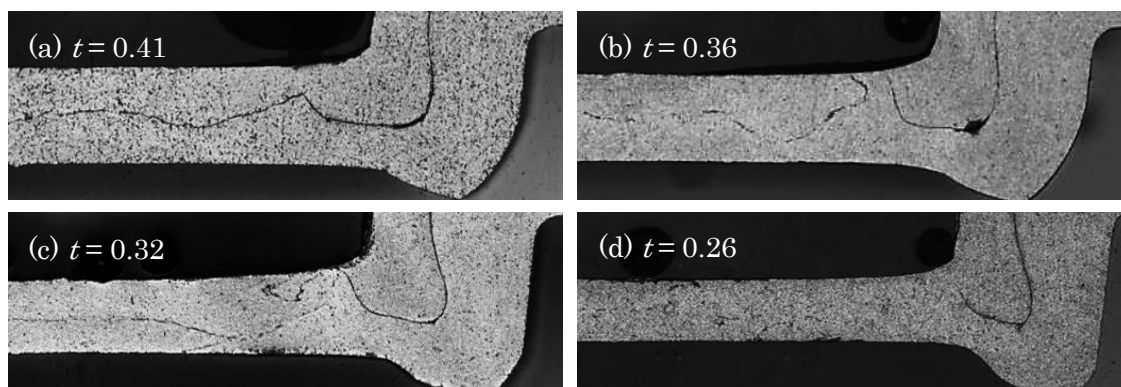


Fig. 3-43 Micrographs showing deformation of joint interfaces with the variation of the bottom thickness t (a) $t = 0.41$ (b) $t = 0.36$ (c) $t = 0.32$ (d) $t = 0.26$

上述の接合界面変形についてさらに詳しく調査するために、板厚0.15 mmのA1050-O材を8枚重ね合わせて同様の方法で接合し、断面観察を行った。その結果をFig. 3-45に示す。この結果、接合の進行に伴い、パンチ肩部分付近の材料がパンチ肩方向へ向かって流動し、パンチの下降に従いこの流動が渦状に変化し、被接合材が攪拌される現象を見出した。この攪拌作用により被接合材が一体化されることで接合強度が向上したことがわかった。

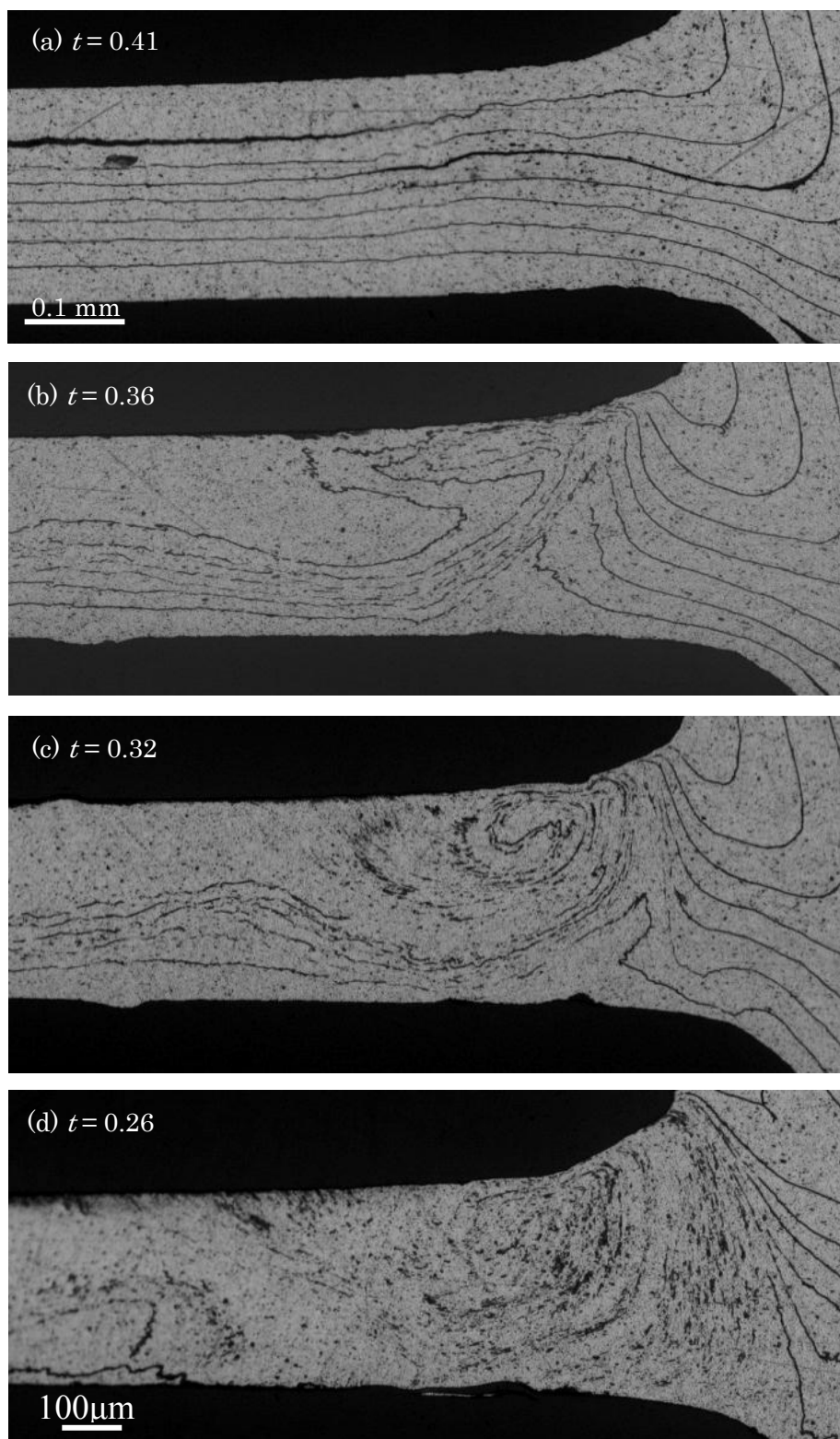


Fig. 3-45 Micrographs showing vortex material flow visualized by multi layered specimen
(a) $t = 0.41$ (b) $t = 0.36$ (c) $t = 0.32$ (d) $t = 0.26$

3.4.3 超音波振動応力の印加時間と振幅が撈拌状態の関係

次に、あるパンチストロークまで超音波を印加せずにパンチを押し込み、パンチの降下を停止した状態で振幅一定で超音波振動を印加した場合に、超音波共振状態が維持可能な振動時間と、振幅との関係を求めると共に、振動可能領域内での断面形状の変化を観察した。Fig. 3-46 に底部板厚 $t=0.3\text{ mm}$ の場合における共振可能領域と十字引張試験を行った際の破壊形態をまとめた。▲や●は共振状態が破綻した条件を示し、破線にて示した境界線よりも振幅または加振時間が大きい領域では共振状態を維持する事が出来ない。破壊形態については、×で示した条件は、破断は生じず、上板と下板が滑りによって分離した。△で示した場合には、部分的に破断が生じ、○は底部が完全に凝着し、上板がパンチ角部付近で破断する事で分離した条件である。

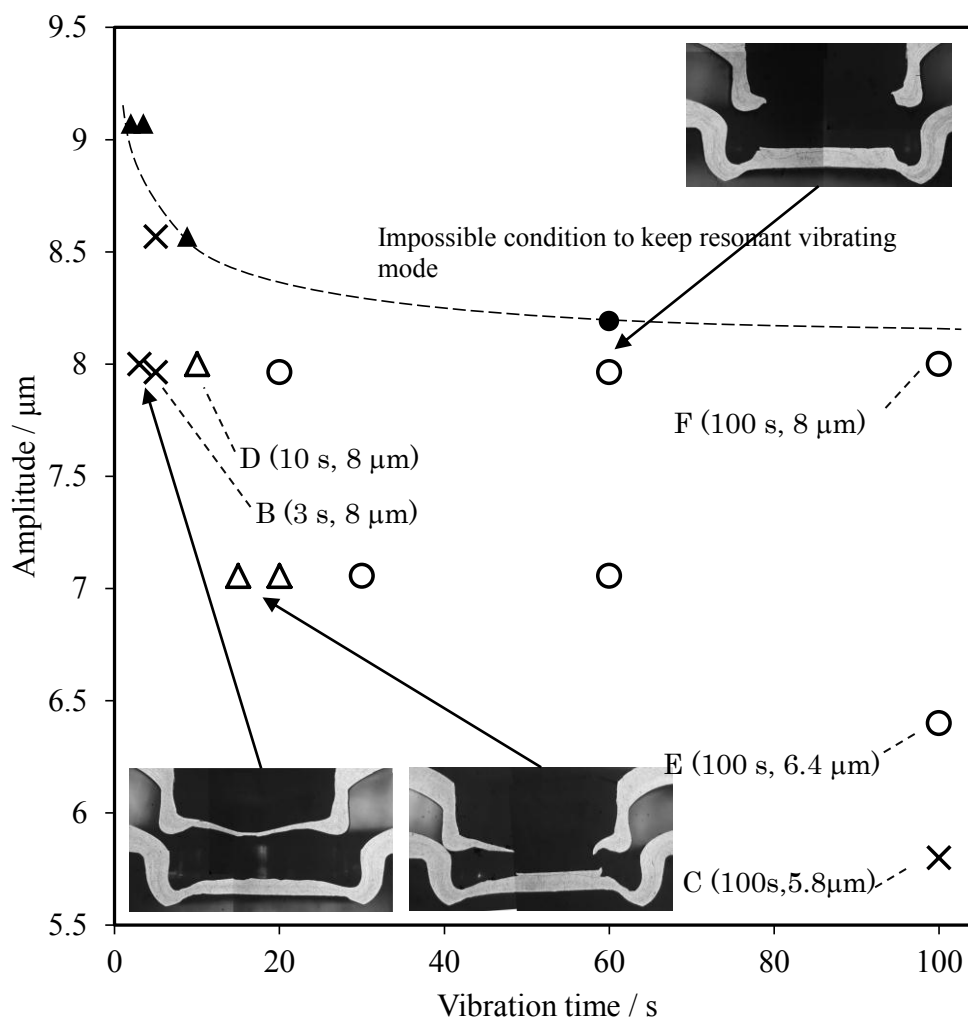


Fig. 3-46 Relation between vibration time and vibration amplitude about resonant condition and failure mode (bottom thickness $t = 0.3\text{ mm}$)

この結果から、まず超音波振幅を増加させた場合には急激に超音波共振状態が維持可能な時間が短くなることがわかった。この結果は、Fig. 3-35において、ある振幅を境界として共振周波数が急激に低下した現象からも理解できる。次に、底部を全面的に凝着させる事が出来る条件に着目すると、振幅 $8\ \mu\text{m}$ においては 20 秒間以上超音波を印加した場合に全面的な凝着が得られた。全面的な凝着が得られる超音波印加時間は振幅により変化し、振幅 $7\ \mu\text{m}$ においては 35 秒に伸びた。逆に振幅 $8.5\ \mu\text{m}$ においては、全面的な凝着状態が得られるまで超音波印加状態を保つことが出来なかった。この事から、底部を全体的に凝着させるために最低限必要な超音波印加時間は、振幅が大きいほど短い、高い振幅では共振状態が維持できる時間が制限される。この二つの要因が超音波応力振動によって凝着力を得る最短時間を決定すると考えられる。本検証の範囲内においてその最短時間は振幅 $8\ \mu\text{m}$ において 20 秒間超音波を印加した場合であった。なお、超音波共振状態が維持可能な時間は、超音波発振器の制御方法により改善可能だと思われる。即ち、本実験に用いている定振幅制御方式では、振動振幅を一定に保つために、音響インピーダンスの増加に伴い一様に駆動電圧を増加させている。このために、音響インピーダンスの増加に歯止めがかからず共振状態の破綻が急速に進行する。そこで、共振状態が破綻する様な兆候が見られた段階で駆動電圧の増加を抑える様な制御方法を導入することで、より長時間、攪拌作用を発現する上で効率的な超音波振幅において共振状態を維持する事が出来ると考えられる。

次に、Fig. 3-46 中に示す B～F の超音波印加時間と振動振幅において超音波振動を印加した場合の断面性状の変化を Fig. 3-47 に示す。これらは A1050-O 材を用いて接合したものである。A, B, D, F の順に振幅一定で超音波印加時間が長い。超音波印加開始後 3 秒後にパンチ肩部分の接合界面がパンチ方向へ若干隆起している様子が見られる。10 秒後にこの隆起は、下板材料がパンチ端面に到達する直前まで成長する。そして、100 秒後には接合界面が不明瞭になるほど攪拌状態が進行する事がわかる。これらの断面状態を比較する事で、同図 D 中に記した矢印が示す方向に材料を移動させる何らかの作用が働いているように見て取れ、この作用が攪拌作用の駆動力となっていると考える事が出来る。また、超音波印加時間を 100 秒で一定とし、超音波振幅を変化させた場合について比較する。同図 F, E, C の順に超音波振幅が小さくなるが、F と E では約 20 % 振幅に差があるにもかかわらず大きな変化は認められなかった。対して、振幅 $5.8\ \mu\text{m}$ において 100 秒間超音波振動を印加した場合の C では、巨視的な変化は認められなかった。しかし、パンチ軸方向に対して $\pm 45^\circ$ 方向に底部材料を横切るせん断帯が数カ所に発生していることを確認することが出来た。このせん断帯は同図 D に記載した矢印、即ち攪拌作用の駆動力と予測される何らかの力の方向に沿って発生していた。同図 C の断面組織を形成した超音波振幅領域においては攪拌作用は発現しないものの、このせん断帯に沿って、塑性変形領域の微小なせん断変形が繰返し起きたと予想できる。また攪拌作用の駆動力についてもこのせん断帯において繰返し塑性変形を起こした現象の延長で予測することが出来る。即ち、超音波振動応力によりこのせん断帯に一致する位置において超音波周期の繰返し塑性変形が起き、超音

波振動 1 周期中における圧縮過程と除荷過程でのせん断変形の局在化箇所が異なる場合には，超音波振動の一周期後には微小な材料移動が生じ，これが超音波周期で積み重なる事によって連続的に材料が流動すると推論する事が出来る．振動の変形量に対する

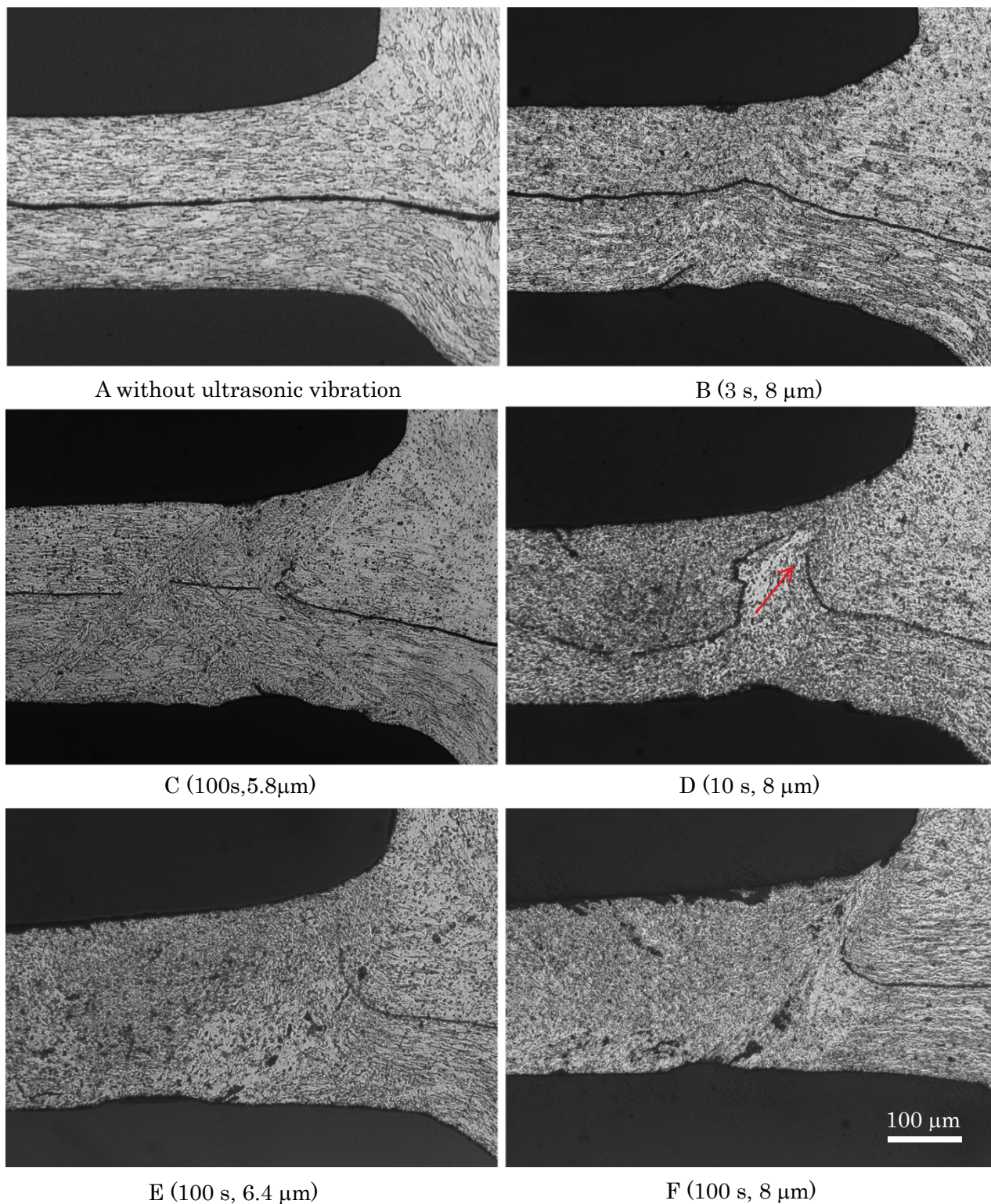


Fig. 3-47 Micrograph showing deformation process of joint interfaces

変形量の増加は、振動中の音響インピーダンスの増加として現れる事から、音響インピーダンスが急激に増加する振動領域で攪拌作用が発現するという事実も、上記メカニズムによる攪拌作用の発現を補足するものである。この推論については、後述する FEM 解析によってさらに詳しく検証する。

3.4.4 小括

振動系の節の位置に被接合材を配置する事で、対象とする部材に超音波振動応力を印加する超音波振動系を設計製作し、目的とする超音波共振状態において超音波振動系を振動させることに成功した。このように、適当な静的加圧力を与える事により振動系内の動的応力と性適応力の割合を最適に保つことで、超音波振動体中の振動節部に異なる部材が接触する界面が存在したとしても共振状態を維持できるという知見は、今後の超音波振動応力の応用研究にとって価値のあるものと言える。

また、超音波振動応力を重畳しながらメカニカルクリンチングを行った場合には共振周波数が急激に低下する振幅領域において、被接合材内に特徴的な渦状の流動が発生し、この流動により被接合材が攪拌されることで一体化する現象を発見した。この一体化効果により接合強度は約 60%増加した。また、攪拌作用が発現しない振幅領域において超音波振動応力を印加した場合には、被接合材内にせん断帯が確認された。超音波振動応力により繰返し塑性変形が生じる事で上記のせん断帯が発生すると考えられる事から、超音波振動によりせん断帯を生じる応力が攪拌作用発現の駆動力となっていると予測した。この事を元に、超音波振動による微小なせん断変形が振動一周期での圧縮過程と除荷過程において異なる経路を経る場合には振動一周期後に微小な材料移動が生じ、その積み重ねにより連続的な材料の移動、即ち攪拌作用が発現するという推論を得た。以降超音波振動応力を印加する事で、材料が攪拌される作用を「超音波攪拌作用」と呼ぶ事とする。

3.5 有限要素法解析による超音波攪拌部の温度予測

超音波振動応力による攪拌作用が発現する材料が、どの程度の温度に達しているかを調査する事は攪拌作用の発現メカニズムを明らかにする上で重要である。B. Langenecker⁹⁾は超音波の印加による機械的作用が直接転位の移動に働きかけると述べているが、超音波の入力が材料の内部摩擦により熱へ変換され、大なり小なり対象を加熱する。その加熱による間接的な効果を、機械的な作用から分離して検証する事が必要である。そのために超音波応力振動を受ける材料の温度分布を把握する必要がある。超音波共振体において、振動する部材の温度を熱電対などを挿入することで直接測定する事は、共振状態の変化を招き多くの場合困難であろう。また、赤外線透過する材料で工具を製作し、サーモグラフィーにより温度を可視化する方法や、熱起電力による方法などが検討されている¹⁰⁾が、超音波援用メカニカルクリンチング装置においてこれらの方法により直接温度測定を行うには多大な労力を要する上、被加工材の面積拡大による放射率の変化や、接触圧力の変化などが影響し、その結果についての信憑性についても慎重な考察を要するであろう。そこで本研究では、振動条件に影響を与えない位置に熱電対を設置し、FEMにより逆解析を行う方法を選択した。温度予測する対照は底部板厚 0.3 mm，超音波振幅 8 μm ，超音波印加時間 100 秒で、Fig. 3-46 中の F の条件である。

3.5.1 温度測定実験

温度測定は、ダイ、板押えおよび直径 20 mm の円盤状に切り抜いた試験片に埋め込まれた直径 0.5 mm の熱電対により測定した。試験片に熱電対を埋め込む際には予め試験片中央部を、超音波を印加せずにメカニカルクリンチングを行った後に、機械加工により深さ 0.75 mm，幅 0.5 mm の溝を設けた。ダイや板押えに設置された熱電対の裏側には、シリコンゴムを配置し、板押えやダイと熱電対が直接接触する事を裂けると共に、ある程度の圧力で熱電対が試験片に押しつけられるようにした。これらの方法で埋め込まれた熱電対の設置状況を Fig. 3-52 に示す。

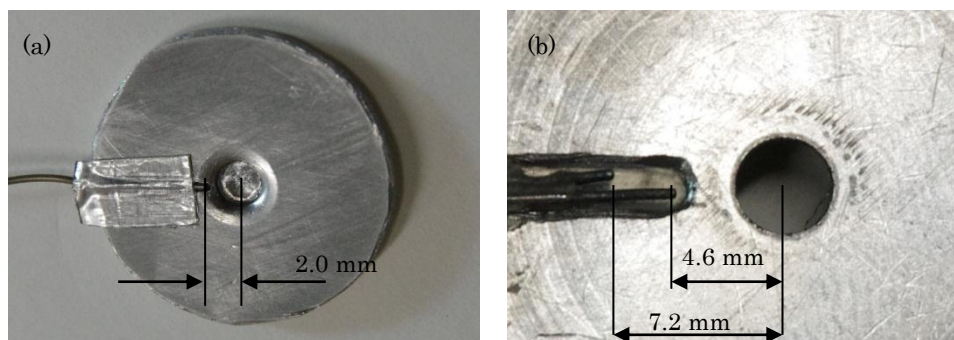


Fig. 3-48 Photographs showing installation configuration for thermo couples (a) test piece and (b) stripper

3.5.2 FEM 解析方法

温度解析には DEFORM-2D を用いた。まず、底部板厚が 0.3 mm になるパンチストロークまで、温度条件を考慮しない弾塑性変形解析を行った。次に超音波印加中に材料内へ導入熱量を考慮した非定常温度-変形連成解析を行った。変形項を考慮したのはオブジェクト間の接触圧力を計算するためであり、変形体モデルは弾性体とした。

熱量は、ある解析接点に時間関数として入力する方法とした。熱量を与える接点は、超音波振動応力による発熱が振動応力の集中する限られた範囲のみで起きるのか、それとも幅広い領域で起きるのかが明らかではないため、**Fig. 3-53** に示す 3 通りの接点が熱量を発生すると仮定し、それぞれについて解析を行った。タイプ A 極端な例としては振動応力が集中する点のみで発熱が起きる場合を想定し、タイプ C ではより広い範囲で一様に発熱する場合を想定した。

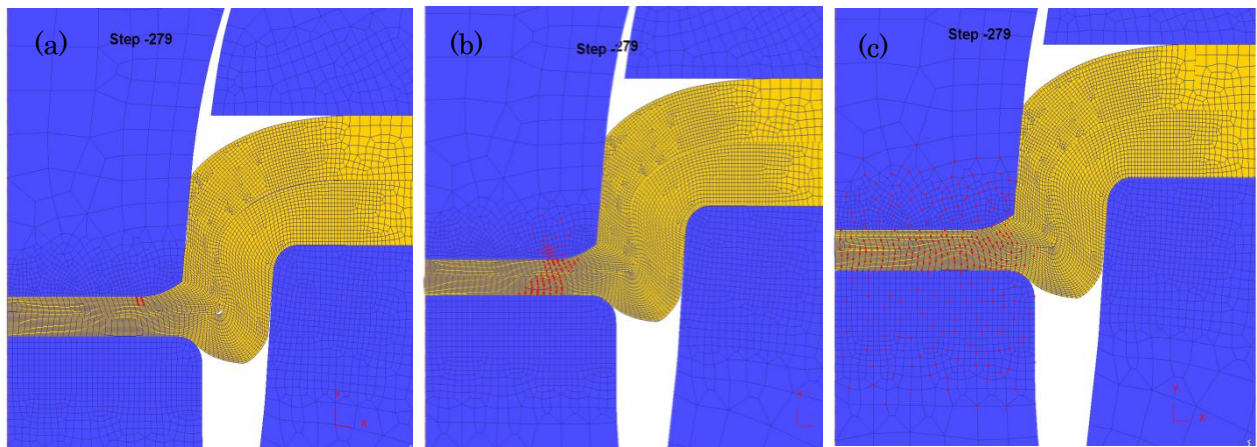


Fig. 3-49 Configuration for heat output nodes (a) type A (b) type B (c) type C

設定した接点に入力する時間に対する熱量の関数は、実験において超音波発振器が振動系に入力した電力量 $Q(t)$ を **Fig. 3-54** に示すように実験値を線形補完する方法で定め、この電力量に、係数 A を乗じた値 $AQ(t)$ を総量として上記の方法で設定した接点に均等に入力した。係数 A は、まず 0.1 として解析を行い、試験片に埋め込んだ熱電対の位置における最高到達温度が、実験における最高到達温度と等しくなる値を数値実験的に求めた。

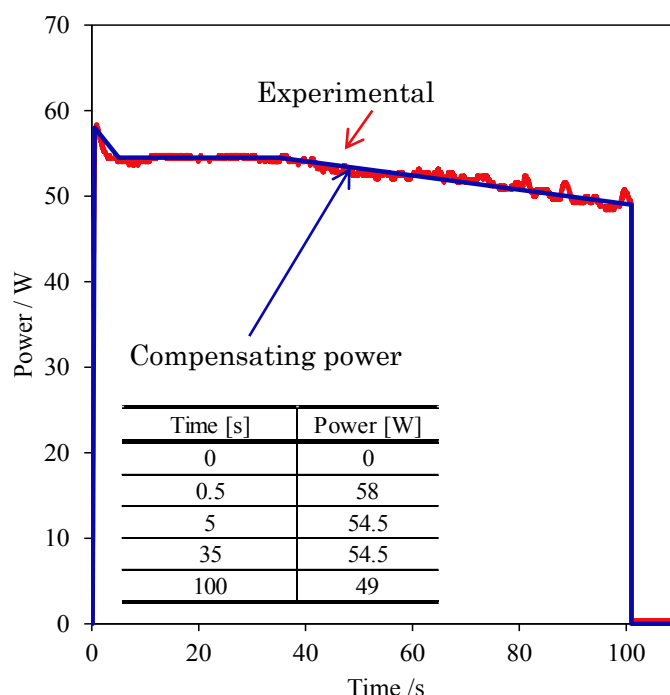


Fig. 3-50 Relation between experimentally input power and compensating power

熱伝達率の設定には特別な留意を要する．熱伝達率は接触圧力，二面間の温度差，表面粗さ，潤滑剤の有無や加工方法の違い等の影響により大きく変化する値であり，基礎的な研究により接触圧力や時間の関数として求められているが，加工状況や加工の種類により大きく変化する値であるため実際の熱伝達率を正確に見積もる事は困難である．に過去の研究者が報告したアルミニウムと工具鋼の間の接触圧力と熱伝達率の関係を Table 3-13 にまとめた^{12)~22)}．摩擦搅拌接合に関する報告などに往々にして見られる，接触圧力の明記がない結果については，Soundararajan ら¹¹⁾が報告している接触圧力を用いてまとめた．摩擦搅拌接合の場合には圧延に比べて小さい値をとる傾向にある．さらに，摩擦搅拌接合に関する Khandkar らの報告では，0~10 kW/m²K の範囲で検討を行ったが，実験結果と解析結果との差は最大で 10%程度であり，熱伝達率の影響の度合が必ずしも高くないことが示唆される．これに関して，Sxhmidt ら¹²⁾は FSW においては，工具-材料間に限っては温度勾配が無く，熱伝達率の影響が無視できると述べており，Badarinarayan ら¹³⁾も，これが瞬間的に高温になるためであると補足している．即ち，高温高压の FSW プロセスにおいて比較的低い熱伝達率が実験結果を良く再現する理由は，摩擦加工部自体で積極的な熱交換は起きず，その他低温低接触圧力箇所の熱伝達率が支配的になっているためだと言える．超音波応力振動を印加する場合にも，これまでに例のない加工法故に幅広い範囲での熱伝達係数について検討する必要があると思われる．本論文では，板押えと被接合材，被接合材とダイ上面などの低接触圧力面においては A1100 材を用いた場合の V. K. Jain らの報告¹⁴⁾を採用し，熱伝達率を *stripper h* とした．パンチやカウンターパンチと材料間などの高

接触圧力領域にはステンレス材についての Z.Malinowski¹⁸⁾らの報告にある表面粗さ $Ra=0.27$ の場合の接触圧力と熱伝達率の係に, M. Rosochowska¹⁵⁾らがアルミニウムと鋼材の熱伝達率の差を報告しているので, この結果を基に換算し $punch\ h$ とした.

Table 3-12 Compilation of reported values of the heat transfer coefficient

Process	Researcher	Material	Temperature	Heat transfer coefficient
FSW	Khandkar	AA1100	up to 400°C	1 kW/m ² K
	Chao	AA6061	up to 400°C	0.5 kW/m ² K
	Yuh	AA2195	up to 400°C	0.35 kW/m ² K
	Hamilton	AA6061	up to 400°C	0.1~0.25 kW/m ² K
Hot rolling	Chun	AA1100-H14	55-65°C	40 kW/m ² K
	Preisendanz	Steel	700°C	1.23 kW/m ² K
	Harding	Steel	700°C	2.05 kW/m ² K
Touching	Malinowski	stainless steel	300°C	100 kW/m ² K
Forging	Murata	Steel	780°C	5.8-460 kW/m ² K

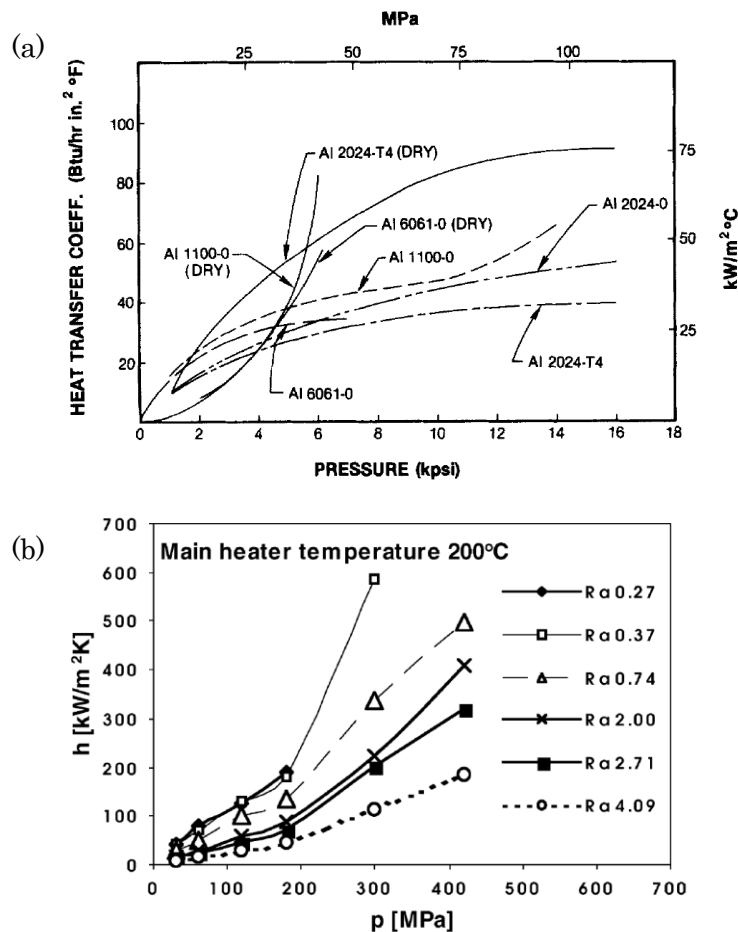


Fig. 3-51 Reported variation of heat transfer coefficient over contact pressure (a) V. K. Jain (AA6061)¹⁴⁾ (b) Z.Malinowski et al. (stainless steel)¹⁸⁾

熱伝達係数は圧力だけではなく、時間に対しても変化するが2物体が接触し、熱交換が起きるその瞬間から一次関数的に増加し、その後ある時間の後に一定となる³⁶⁾³⁷⁾。そのため接触圧力が動的に変化するパンチと被接合材界面などにおいては、実際にはこれよりも大幅に小さい値となっている可能性があり、この点にも留意する必要がある。そこで、熱伝達係数 *stripper h* については、その 100%、10%と 1%の値について検討した。*punch h* についても、その 100%の値と 10%の値について検討した。

被接合材と空气中、また工具と空气中の熱伝達係数については、それぞれ 0.07~0.3 kW/m²K, 0.1~0.35 kW/m²K の範囲で報告例^{38) ~ 42)}があるが、代表値として、それぞれ 30 kW/m²K, 35 kW/m²K とした。なお、これら周囲環境との熱交換に影響を与える数値は、被加工材における超音波振動箇所や温度計測箇所の温度分布計算結果に大きな影響を与えないことを確認している。また、輻射による熱交換は考慮していない。

3.5.3 解析結果

Table 3-14 に、試験片に埋め込んだ熱電対の位置において最高到達温度が実験結果と一致するように数値実験的に求めた係数 *A* を示す。以降の結果では全て、超音波発振器から入力された電力量にこの *A* の値を乗じた熱量を各接点に入力したものである。

Fig. 3-57 に3種類の熱量入力範囲 (type A~C)と、3種類の熱伝達係数を設定し時間に対する温度変化を解析し、超音波印加開始後 36 秒後の各測定点の温度を比較する。温度入力範囲の差による温度分布の顕著な差は大きな温度変化として現れなかった。そこで、ここでは熱伝達係数のみについて考察する。

パンチと材料間の熱伝達係数 *punch h* は大きな影響度を有していないことがわかった。逆に、板押えと材料間の熱伝達係数は温度分布に影響を与え、この値が大きいほど温度勾配が大きくなった。以上の結果から、検討した熱伝達係数の範囲内では熱量入力タイプ = type B, *stripper h* = 10%の場合に最も実験において測定した温度分布に近い各点の温度変化が得られた。この条件における各温度測定点における温度の時間変化を Fig. 3-56(b)に示し、Fig. 3-57(c)の実験結果と比較する。解析結果は実験結果とよく一致している。

Table 3-13 Obtained value of *A* for each analytical conditions

Condditions	Type A	Type B	Type B Punch h = 10%	Type B Stripper h = 1%	Type B Punch h = 10%	Type C
A	9.30%	8.34%	6.45%	5.96%	8.48%	10.50%

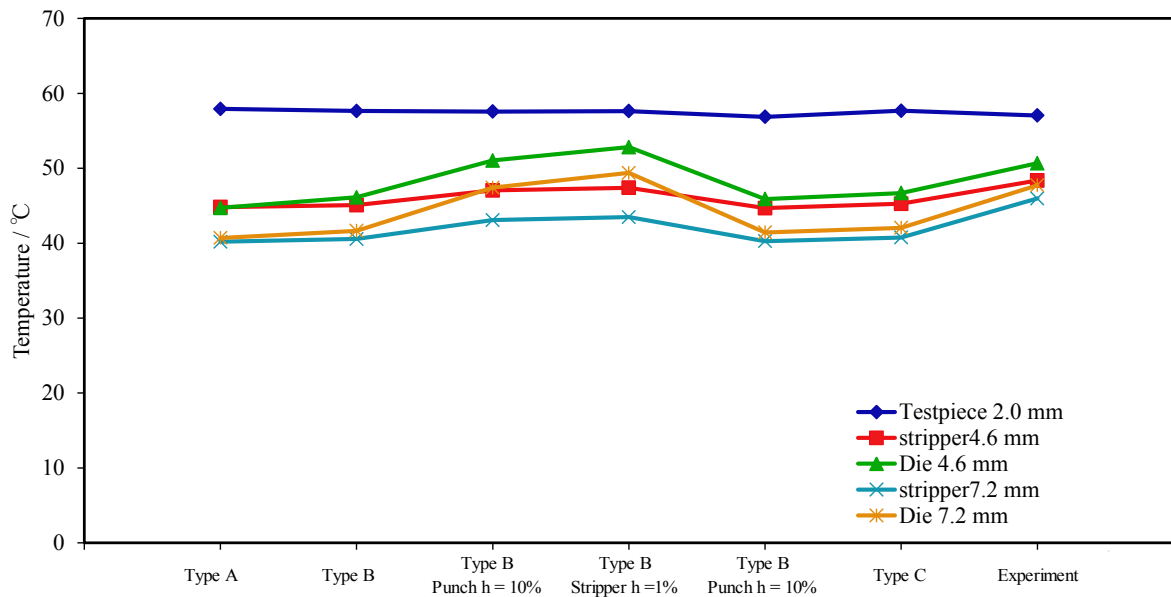


Fig. 3-52 Comparison of the influence of heat transfer coefficient and heat input are on
(a) Temperature distributions

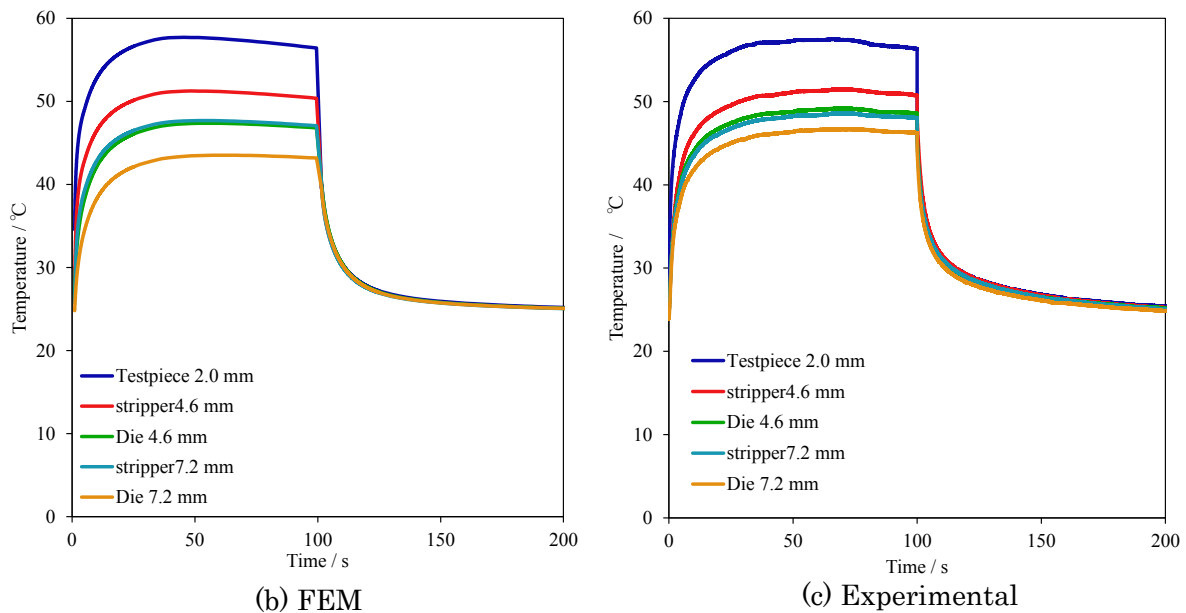


Fig. 3-53 Comparison on the temperature shift of each measuring point with
experimental and FEM thermal analysis

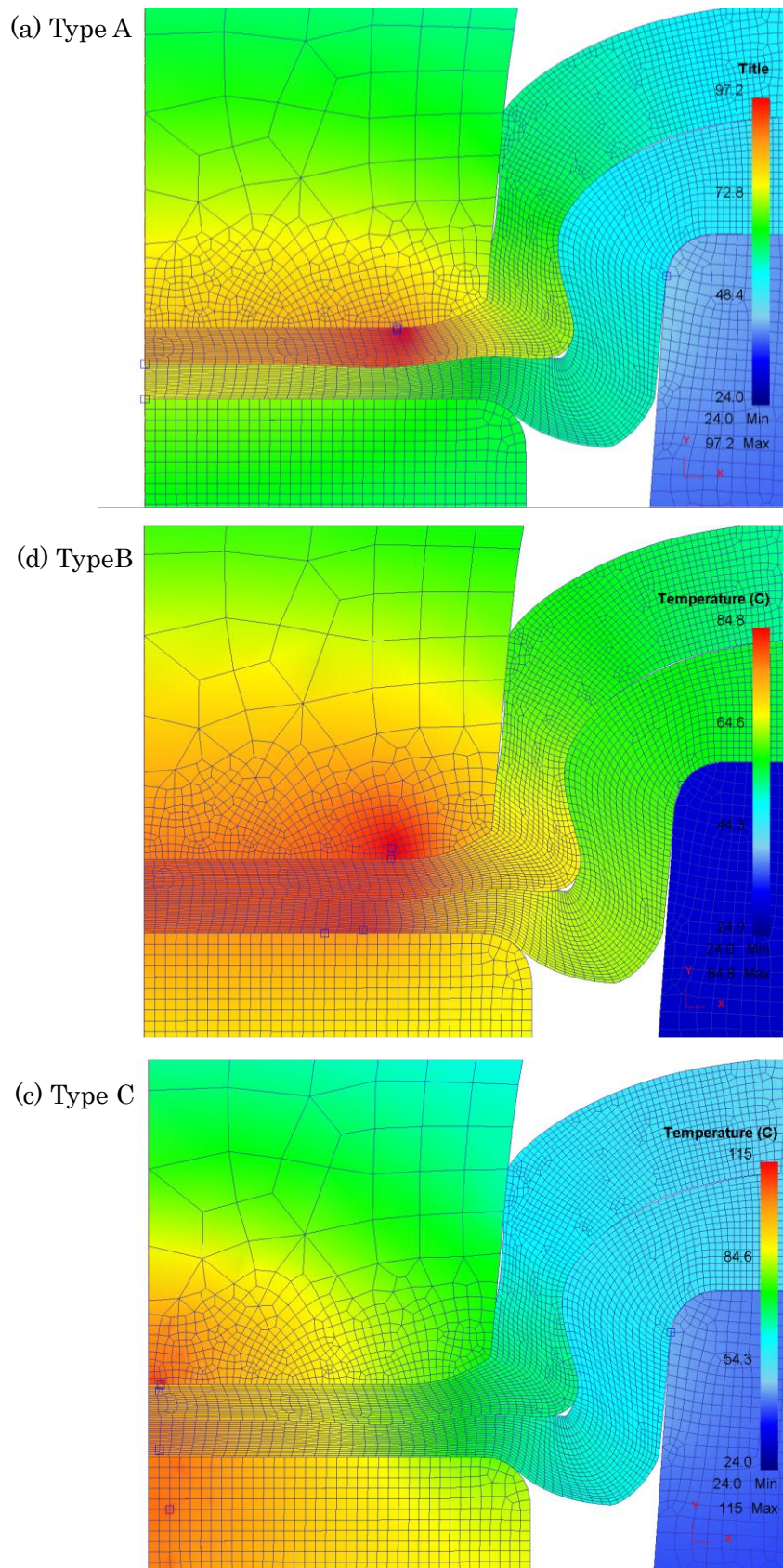


Fig. 3-54 Results of FEM thermal analysis, (a) type A (b) type B stripper $h = 10\%$ (c) type C

次に, Type A , Type B, Type C の熱量入力方法について, 超音波印加開始後約 36 秒後の温度分布を Fig. 3-58 に示す. Type B の場合には, *stripper h* = 10 %とし, 他の条件では *stripper h* = 100 %である.

Type A の場合には, パンチ肩付近の材料に集中的に熱量を与えているためにこの部分の温度が最も高く, 最高到達温度は約 97℃であった. Type B の場合には底部全体の温度が一樣に上昇し, 最高到達温度は 85℃であった. Type C の場合にはパンチ中心付近が最も高く, 115℃程度であった. Type C において被接合材内部の最高到達温度は 100℃未満であった. また, 熱量を与える範囲は, 熱電対によって計測した範囲内では変化として現れにくかったが, パンチ表面の温度分布には変化が現れた. Fig. 3-59 に工具上の温度分布を示す. 赤い色が 85℃以上となっている領域である. Type A と Type B に大きな変化はなかった. またサーモペイントを用いて工具の表面温度を可視化した結果を Fig. 3-59(d) に示す. 53℃以上の領域が青く変化する. 表面温度に関する検証からは Type C において設定したような発熱する部分の分布は実際には起こっていないと言える.

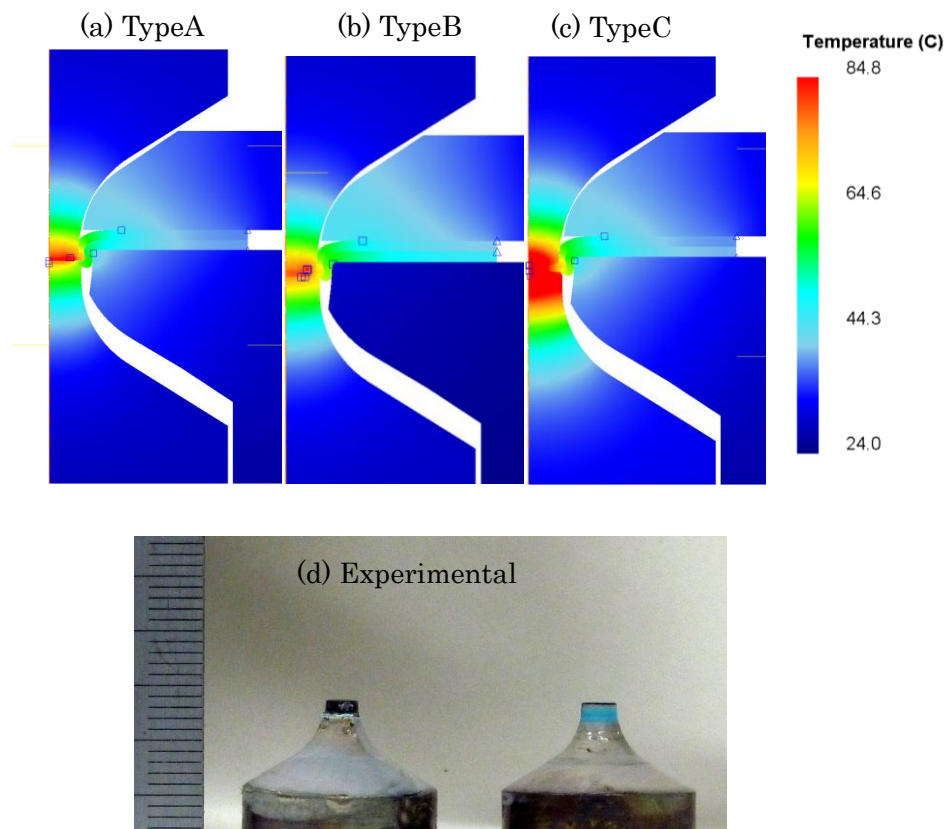


Fig. 3-55 Temperature distributions (a) heat input type A (b) type B (c) type C and (d) distributions over 53 °C area visualized by thermo paint

以上をまとめると、超音波振動応力を印加するメカニカルクリンチングにおいては積極的に発熱する範囲や熱伝達係数が正確には予測できていない事を考慮した上で攪拌箇所での最高到達温度を見積もった結果、その温度は最高でも 85℃程度であるという結果が妥当だと言え、その温度はメカニカルクリンチングにより加工されたアルミニウム材が通常の熱処理によって再結晶する温度である約 250℃よりも大幅に低い温度である事が分った。

3.6 超音波振動応力の印加が材料結晶組織に与える影響

前項において、攪拌作用が発現するよりも小さな超音波振幅を印加した場合には、パンチの肩部付近にパンチ軸方向に対し約 $\pm 45^\circ$ 方向にせん断帯が観察された。このせん断帯部分の結晶方位を分析する事で、超音波応力振動による攪拌作用発現メカニズム解明に貢献する知見が得られると考え、電子後方散乱解析(Electron Backscatter Diffraction: EBSD)解析により分析した。分析箇所を **Fig. 3-48(a)**に示す。解析は 0.35 μm ステップで行った。また、パンチを一定速度で降下させ、パンチストロークに応じた超音波振幅で超音波を印加する方式によって接合した継手にも、底部板厚 $t = 0.5 \text{ mm}$ の段階において同様のせん断帯の様な組織を観察することが出来た。このせん断帯を示す顕微鏡写真を **Fig. 3-49(a)**に示す。この場合には、せん断帯はパンチ軸中心付近に対称的に発生していた。その方向はパンチ軸に対して $30^\circ \sim 45^\circ$ 程度の角度を成して成長していた。このせん断帯についても結晶方位解析を行った。また、同様の超音波印加方法によって底部板厚 $t = 0.25 \text{ mm}$ までパンチを押し込み、被接合材が激しく攪拌された継手についても **Fig. 3-48(a)**と同じ箇所について EBSD 解析を行った。その断面顕微鏡写真を **Fig. 3-50(a)**に示す。EBSD 解析では、被接合材に平衡にパンチ中心に向かって RD 方向を設定し、パンチ軸方向に平衡にカウンターパンチ方向に TD、紙面垂直方向を ND とした。この、3 試料について接合条件を **Table 3-14** にまとめる。

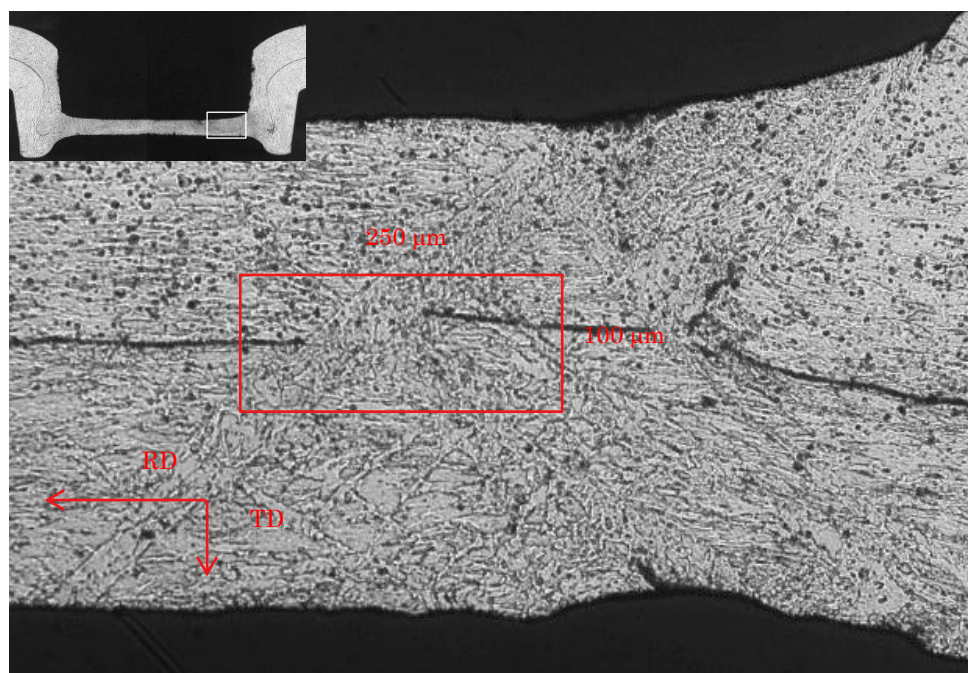
Table 3-14 Vibrational conditions for EBSD samples

Name	EBSD sample A	EBSD sample B	EBSD sample C
Punch stroke x [mm]	1.4	1.2	1.45
Bottom thickness t [mm]	0.3	0.5	0.25
Amplitude A	Const.	Controlled by $f(x)$	Controlled by $f(x)$
Max. amplitude A_{max} [μm]	5.8	Approx. 6	Approx. 10
Vibration time [s]	100	50	80

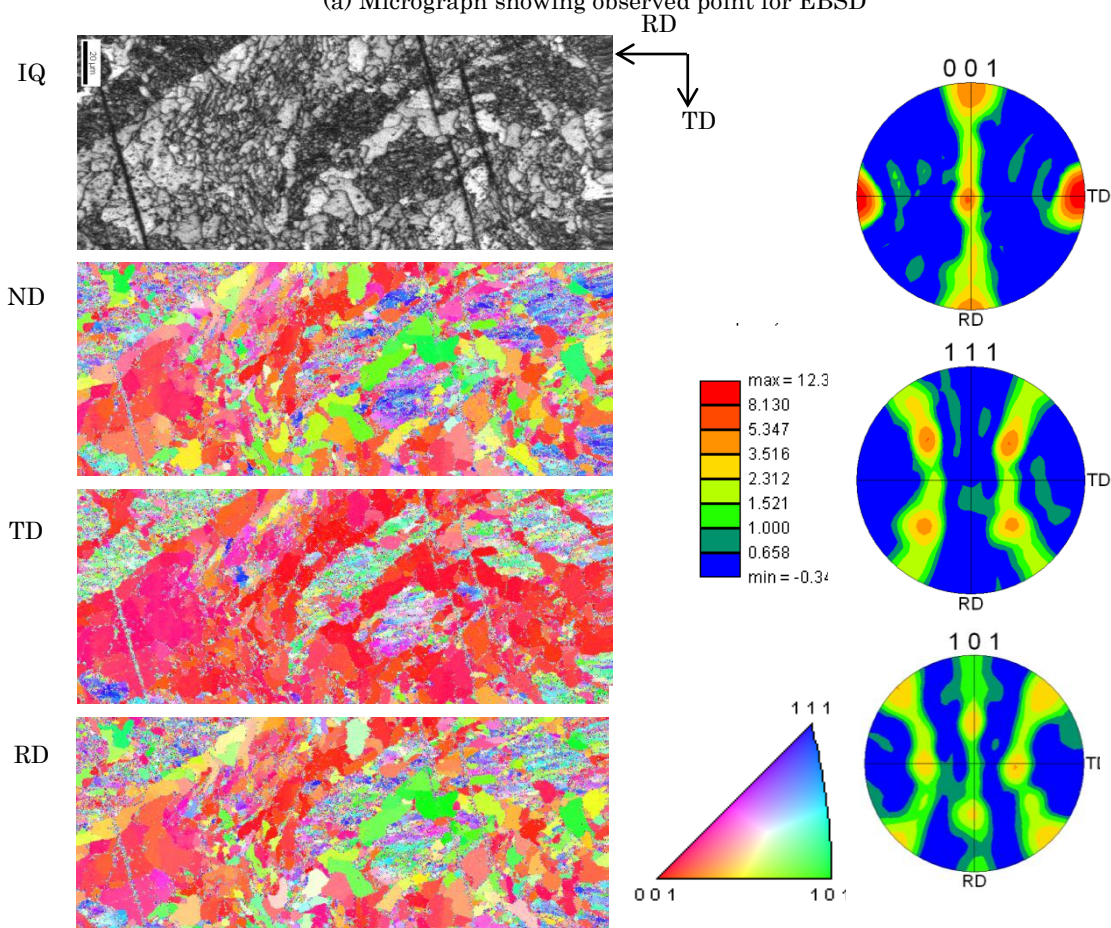
まずサンプル A の測定結果について述べる。Image quality 像 (IQ)並びに逆極点図のマッピング結果(IPF map: inverse pole figure mapping)を **Fig. 3-48(b)**に示す。観察された組織はおおまかに、IQ 像中で白く表示される大きな結晶粒が存在する領域と、IQ 像において

暗い領域とに分けられる。暗い領域は転位や原子空孔などの欠陥密度が高い加工組織である。白い領域は欠陥密度の低い領域で、回復または再結晶により新たに生じた新生結晶粒であるといえる。暗い領域は、超音波振動を印加せずにメカニカルクレンジングした場合の組織と比べると結晶の形状が不明瞭で IQ 値も低いことから、転位の密度が通常よりも高い事が予想できる。白く表示された部分は、結晶は粒径が 20 μm 前後と他の部分に比べ粗大化しており、これらは IPF マップから主に Cube 方位と呼ばれる結晶方位（板面に $\{100\}$ 面、圧延方向に $\langle 001 \rangle$ 方向を有する結晶方位）を有していた。再結晶粒は部分的に Cube 方位がパンチ軸に対して平行に 45° 程度回転した結晶方位（板面に $\{101\}$ 面、圧延方向に $\langle 101 \rangle$ 方向）となっていた。この結果は、Fig. 3-48(c)に示す正極点図において RD 方向と TD 方位へ $\langle 001 \rangle$ 方位の強い信号が得られ、RD から ND 方向へ分布を持っているという結果と一致している。なお、本試料はパンチ軸に対して軸対象となっているため、このようなパンチ軸に対して平行な結晶の回転分布は必然的なものであり、逆にこの事は、パンチ軸を通るどの断面で切断した場合にも同様の結晶方位分布が得られる事を示している。

Cube 方位はアルミニウムなどの FCC 金属の圧延板において優先的に発達しやすい結晶方位であるが⁴³⁾、観察箇所のように、ある部分に集中的かつ独占的に成長している様子は特異的である。さらに、Cube 方位を有する結晶のすべり方位がせん断帯と一致している事は特筆すべき点である。また観察箇所の材料はパンチとカウンターパンチにより RD 方向へ押しつぶされているため、通常径方向へ伸張した結晶粒が観察され、再結晶粒も径方向に成長する。しかしサンプル A では等軸的形状を有する再結晶粒がせん断帯上で連なり、かつ近接する粗大結晶間の粒界角度が小さいために巨視的には測定範囲全体を斜めに横断するような粗大結晶が成長しているように見て取ることが出来る。以上の結果をまとめると、超音波の印加により発生するせん断帯は、一定の結晶方位分布を有する粗大な新生結晶粒が連なって形成されており、これらの結晶粒はせん断帯に平行なすべり方向を持っている事が明らかとなった。



(a) Micrograph showing observed point for EBSD



(b) IQ and IPF map

(c) Pole figures

Fig. 3-56 Results of EBSD analysis of the shear band in a clinched joint (EBSD sample A) with ultrasonic vibrations at 5.8 mm, 100 s (a) observed area, (b) IQ and IPF map (c) pole figure

次にサンプル A よりも小さな振幅において短時間超音波振動を印加したサンプル B の EBSD 解析結果について述べる。サンプル B は焼き鈍を行っていない材料を使用しているため母材の結晶組織は半径方向に伸張された小径結晶粒から形成されており、転位密度も高い。しかし、サンプル B においてもサンプル A 同様に Cube 方位、または Cube 方位に対してパンチ軸方向に 45° 回転した結晶方位を有する他の部分よりも大きな結晶が点在している様子が Fig. 3-49(b)において確認できた。これらの結晶は IQ 層においては白くプロットされており、回復または再結晶により生じた欠陥密度の小さな新生結晶粒だと言える。また、これらの新生結晶粒はランダムに点在しているのではなく、観察領域の左下から右上に向けて約 30° から 45° の角度で連なっているようにみえる。

次にサンプル C の逆極点図マップを Fig. 3-50(b)に示す。観察範囲中心部付近は攪拌作用により発現した渦により、材料が径方向へ向かって流動している箇所である。その渦に沿って伸張された微細な結晶粒を確認することが出来る。また、この部分の結晶粒界は大角粒界が多く存在し、動的再結晶が起きていると予想できる。このような組織は摩擦攪拌接合の攪拌領域と機械熱的影響領域の境界部において見られる組織に酷似している。

Fig. 3-51 にはサンプル A からサンプル C の結晶粒径分布を示す。サンプル A やサンプル B において、粒径が $20\ \mu\text{m}$ を越える結晶粒が成長することはこれまでに述べた通りである。サンプル C では、粒径 $2\ \mu\text{m}$ 以下の結晶粒数が特に多く、超音波応力振動による攪拌作用によって材料組織が微細化されたと考えられる。

サンプル B とサンプル A を比較した場合、サンプル A においては、サンプル B よりも大きな振幅において長時間超音波振動が印加された事で、新生結晶粒がさらに粗大化し、その結果より大きな新生結晶粒が連なったせん断帯が形成されたような組織が観察されたと考えられる。この事から、超音波振動応力は特定の方位を有する新生結晶粒が発生し、それが方位選択的に成長する作用を有すると考えられる。また前項において求めた攪拌中の材料の最高到達温度は 85°C 程度であったが、サンプル A の場合には前項において温度分布を求めた振動条件の半分以下の電力量が入力される条件であることから、この新生結晶粒の発生と成長という現象は、 85°C よりもさらに低い温度領域で起きている事が明らかである。以上の結果から、超音波振動応力の印加により材料組織中に特異的な現象が発現する事は明らかであり、ここで新たに“超音波励起再結晶”という言葉进行定義し、この言葉を用いて「超音波振動応力の印加により一般的な熱処理において再結晶が起きる温度よりも低い温度において、せん断応力に平行なすべり方向を持つ新生結晶粒が発生し、これが粗大化する“超音波励起再結晶”が発現した」と上記結果を表現することができる。ここで定義する超音波励起再結晶は以下の三つの特徴を有する。

- ①核生成は、サブグレインが超音波振動により繰り返し与えられるせん断応力に対し安定的な方位をとるように回転し、方位が一致した複数のサブグレインが集合・合体する事で起きる。そのために一定の方位を持つ新結晶粒が生成する。

- ②粒成長のメカニズムについて以下の二通りのメカニズムが考えられる．即ちa)①のメカニズムによるサブグレインの集合が連続する事による粒成長，もしくはb)通常の再結晶同様に界面エネルギーと体積エネルギーの和を最小とするための界面の移動による粒成長である．
- ③②のうち，a) b)どちらのメカニズムによって粒成長が起きる場合にも，i)超音波振動により連続的に転位や積層欠陥，原子空孔などのストアードエネルギーが供給されることや，ii)自己拡散や転位のすべり，上昇など，通常では格子振動が律速となるとされている原子の移動が，超音波振動によって機械的かつ直接的にエネルギーを与える事で活性化する事により，通常の熱処理により再結晶が起きる温度よりも大幅に低い温度において上記現象が発生する．

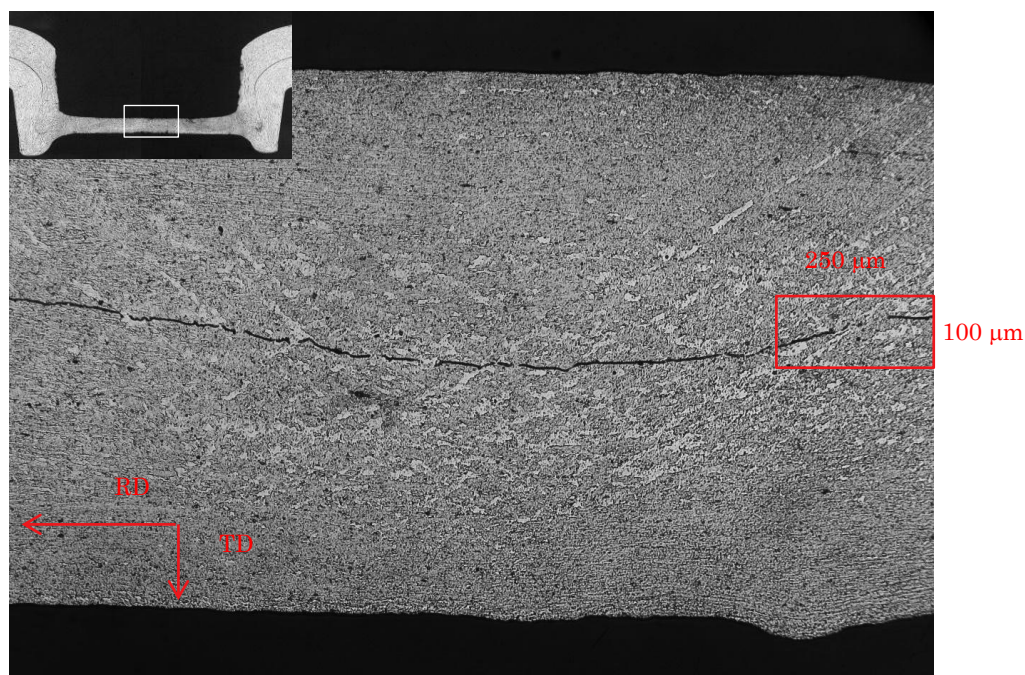
ここで言う通常の熱処理による再結晶が起きる温度とは，「室温で80%程度圧縮変形された場合のA1050材を1時間で完全に焼き鈍しする事ができる温度」を川島ら⁴⁴⁾やW.Q. Caoら⁴⁵⁾の報告を基に予測した温度である．まず，まず再結晶という言葉の使用について議論する余地があるが，再結晶の定義をR.D. Doherty⁴⁶⁾による「変形によるストアードエネルギー（転位や原子空孔，積層欠陥などの蓄積量）を駆動力とする大角粒界の形成とその移動による新結晶粒の形成」であるとするならば，本現象において得られる結晶組織が大角粒界で囲まれ，それが成長している事からその成長メカニズムについて留意した上で用いる場合には問題ないと言える．

また特徴①について，A. Siddiq ら⁴⁷⁾や E. Mariani ら⁴⁸⁾が，超音波振動が結晶組織に与える影響について調査し，超音波を印加すると母材中の Cube 集合組織の強度が弱まるという結果を報告している．A. Siddiq らはこの現象についてアルミニウムの3次元多結晶モデルを構築し，超音波振動を与えた場合に超音波振動が発生するせん断応力の方向に結晶内における最大のシュミット因子が他の結晶よりも小さくなる Cube 方位の結晶が最大のストアードエネルギーとなるという解析結果を示し，これらの結晶がより小さなエネルギー状態となるためにシュミット因子の大きな(111)方位を有するように回転するという事示した．つまり，超音波振動によりストアードエネルギーが供給されること，そしてその供給量が結晶方位により異なり，応力の方向に反応するすべり系のシュミット因子が小さいほど，供給されるストアードエネルギーが大きいことを証明している．この報告と，古典的な核生成理論による再結晶理論に対して Humphreys⁴⁹⁾が考案したサブグレイン成長モデルを組み合わせると，本実験における核生成メカニズムは①で述べた通り，超音波振動によりサブグレインには連続的にストアードエネルギーが供給され，ストアードエネルギーの大きなサブグレインから優先的に回転しよりエネルギー状態の低い方位を向く．その結果，せん断帯に対して平行に大きなシュミット因子を持つ Cube 方位を向くサブグレインが増殖し，これらが集合する事で核が形成され则认为事が出来る．

また②の粒成長メカニズムについては，a), b)どちらのメカニズムであるかは不明だが，

a)のメカニズムが主要因だとしても、結果的にそれが再結晶であることには変わりないと考えられる。a)のような現象は回復過程にも発現するために「回復」の延長であって再結晶ではないという異論が予想されるが、J. Gerald Byrne⁵⁰⁾がサブグレインの集合は回復、再結晶どちらの過程でも発現すると述べている事からも、回復と再結晶をメカニズムの観点から分離する事自体が意味を成さないと言える。従来の定義により再結晶とされる以前の段階における粒成長現象など、この回復と再結晶の定義に関する曖昧さは辻⁵¹⁾をはじめ多くの研究者が指摘している。なぜなら、近年の超大ひずみ加工による結晶微細化に関する研究において、これまで再結晶に関する研究の中で予め材料に与えられたストアードエネルギーよりも大幅に大きなストアードエネルギーが与えられる例が検討されはじめ、従来の回復と再結晶を明確に区別する再結晶理論ではこれらの研究において結晶組織に発現する現象が説明できないからである⁵²⁾⁵³⁾。

③については超音波振動特有の効果としての推論に過ぎないが、Blahaらは超音波振動を印加した材料組織をTEMにより詳しく調査し、超音波振動により転位の増殖が起きる場合と転位の消滅が起きる場合の両方の現象が見られると報告している。この事からも、ストアードエネルギーの連続的供給や原子移動の活性化という現象が超音波特有の効果として発現する可能性があると言える。材料に蓄えられたストアードエネルギーが増加するほど再結晶温度が低下する事は、F. Haessener と J. Schmidt⁵⁴⁾が液体窒素中でねじり変形を与えた純アルミニウム材は -23°C で再結晶が開始し、 10°C で再結晶が完了するという結果も報告されている事からも明らかであり、ストアードエネルギーの連続的供給と原子移動の活性化が、通常の再結晶温度よりも大幅に低い温度において超音波励起再結晶が発現するという提案は可能である。



(a) Micrograph showing observed point for EBSD

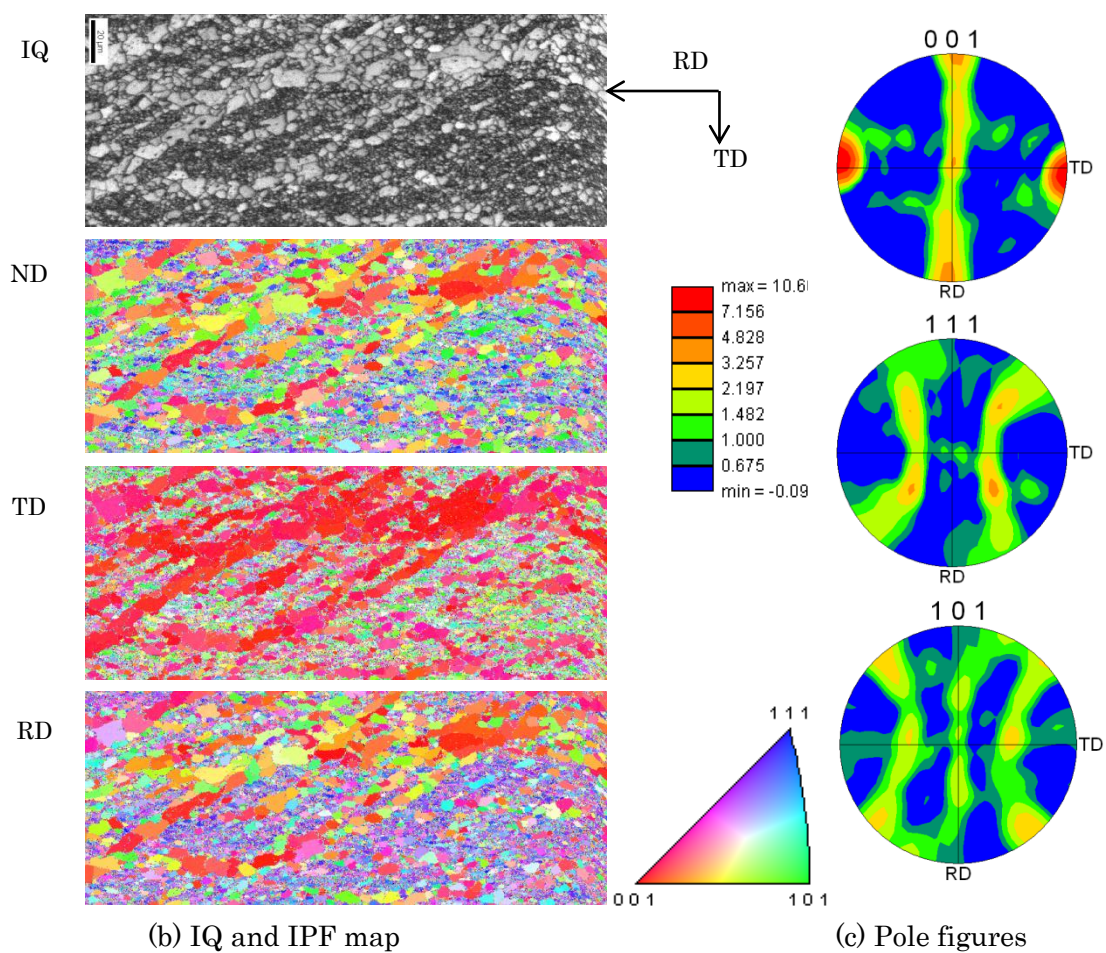
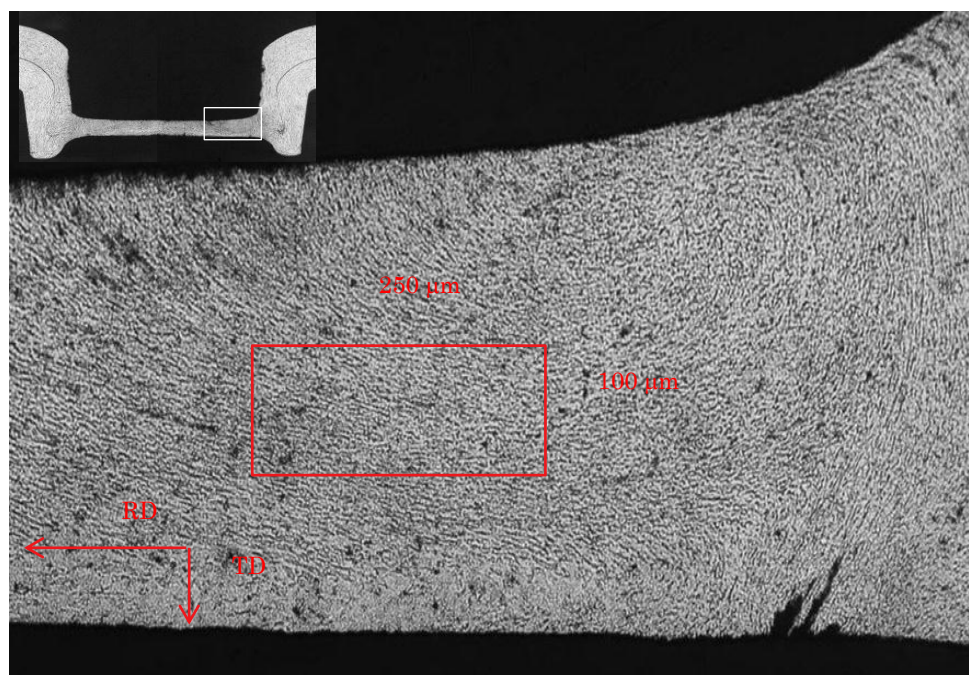
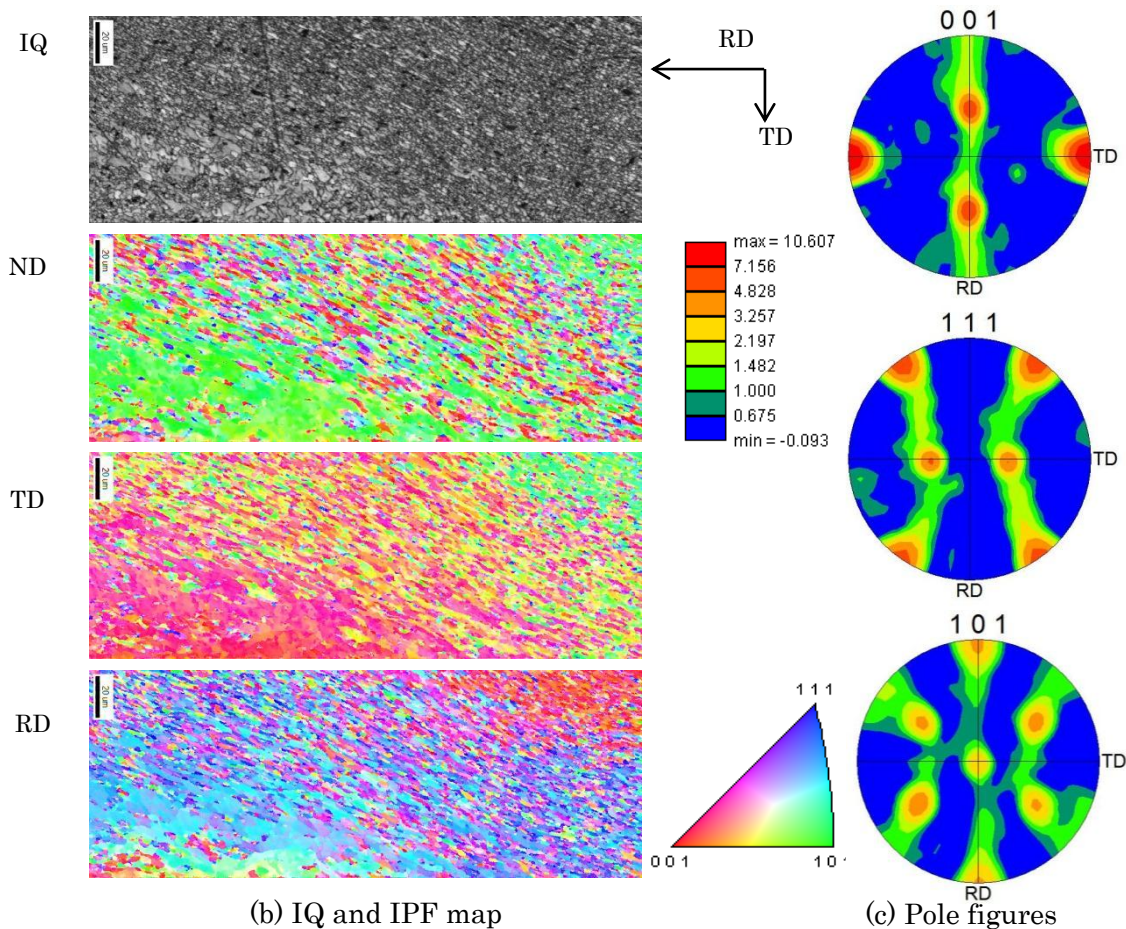


Fig. 3-57 Results of EBSD analysis of the shear band in a joint clinched with ultrasonic vibrations (EBSD sample B: ultrasonic amplitude was controlled by the $f(x)$ and stopped at $t = 0.5$ mm), (a) observed area, (b) IQ and IPF map (c) pole figure



(a) Micrograph showing observed point for EBSD



(b) IQ and IPF map

(c) Pole figures

Fig. 3-58 Results of EBSD analysis of the shear band in a joint clinched with ultrasonic vibrations (EBSD sample C: ultrasonic amplitude was controlled by the $f(x)$ and stopped at $t = 0.25$ mm), (a) observed area, (b) IQ and IPF map (c) pole figure

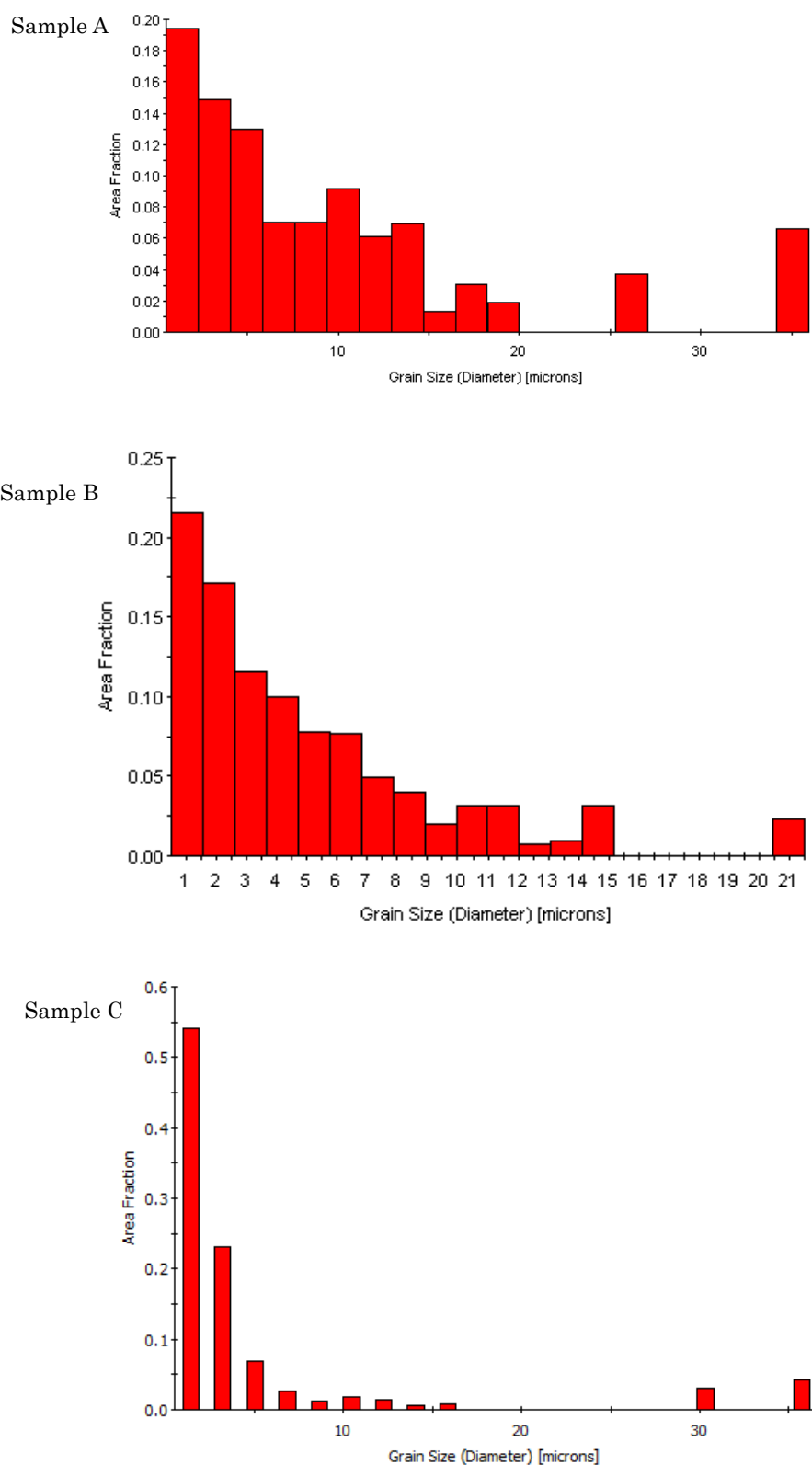


Fig. 3-59 Diagrams showing grain size distributions of sample A, sample B and sample C

3.7 動解析による攪拌作用発現メカニズムに関する考察

超音波振動応力により攪拌作用が発現するメカニズムについて, 3.4 節ではパンチ肩部付近にせん断帯が発生する現象をもとに, このせん断帯に沿って繰返し塑性変形が生じることが攪拌作用の駆動力になっているという推論を行った. 本節では, この推論に対する確証を得るために FEM 解析により共振中の被接合材内部の応力や材料の移動方向を調べる.

3.7.1 解析方法

FEM 解析には, ABAQUS standard を用いた. 共振問題を扱う時刻歴応答解析などの解析方法では, はじめに対象のモード解析を行う必要があるため本検証には適用できない. そこで, 解析ステップは Dynamic implicit とし, パンチとカウンターパンチの自由端に実際の超音波共振状態に入力される周波数と振幅で, 時間に対して正弦波状の変位を与える事で, 共振状態を再現する.

Fig. 3-60 に設定した境界条件について示す. パンチと被接合材, カウンターパンチと被接合材は接触関係にあり, 摩擦係数はこれまでの値を周到し 0.3 とした. ダイと被加工材は接着した. パンチ自由端の変位を u_2 とすると, 振動中の u_2 の変位は式 (3.4) により記述される.

$$u_2 = A \sin \omega t + u_0 \quad (3.4)$$

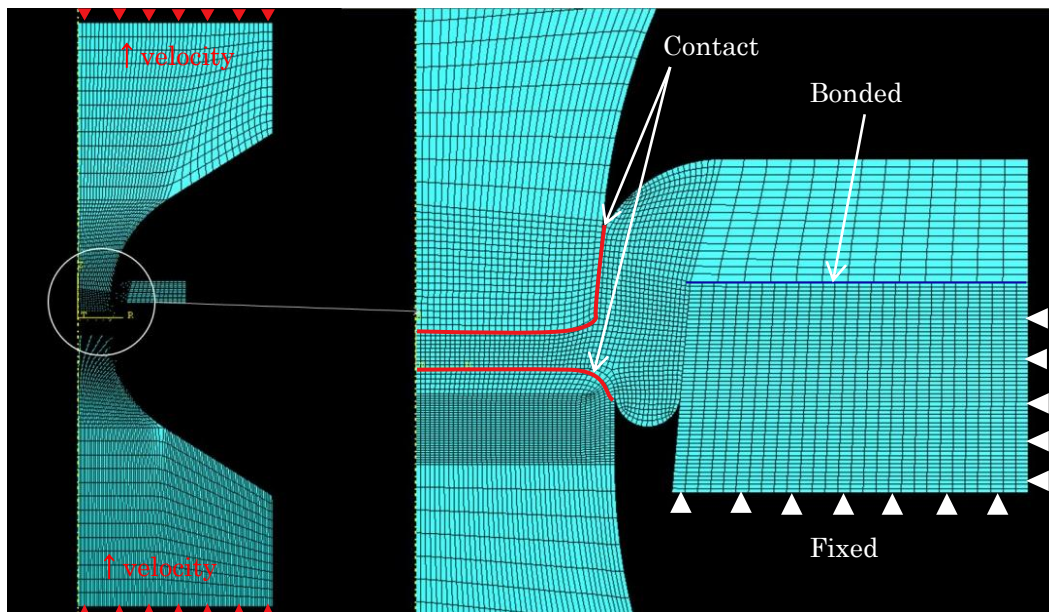


Fig. 3-60 Conditions for FEM dynamic analysis

ここで A は振幅， ω は円振動数， u_0 は静加圧力により与えられる初期変位である．解析上では初期変位を与える解析ステップを組み込む事は，計算の煩雑さを増し得策とは言えない．しかし $u_0 = 0$ とした場合は，静加圧力を与えていない場合を示し，パンチやカウンターパンチが被接合材から分離し，共振状態を再現できない．そこで，本検証においては，式(3.4)を時間 t で微分し，式(3.5)に示すパンチ速度 v_2 を境界条件としてパンチ自由端に設定する事で，予め A にあたる分の初期変位を与える事とした．

$$v_2 = A\omega\cos\omega t \quad (3.5)$$

なお，解析モデルの共振周波数と異なる周波数 ω として設定した場合には，解析体内部で応力が複雑に反射し，解析の収束性が著しく低下したために，パンチ，被接合材，カウンターパンチを接着した条件で一度モード解析を行うことで， ω を決定した．

解析モデルは，全て弾性体とし軸対称二次元モデルとした．

3.7.2 解析結果

Fig. 3-61に解析の結果得られた変位分布と相当応力分布を示す．振幅 $2A = 9\ \mu\text{m}$ とした．変位分布からは，パンチやカウンターパンチの肩部付近の振幅が中心部付近に比べ大きくなっていることがわかった．相当応力分布からは，3.4節において，せん断帯が観察された箇所付近の相当応力が最も高くなっていることがわかった．静的にパンチを押し込んだ場合には軸方向中心位置が最も相当応力が高くなり，このような応力分布とはならない．

次に，パンチ肩部付近の被接合材において最も相当応力が高い要素の時間に対する相当応力変化を**Fig. 3-62**に示す．振幅 $3\ \mu\text{m}$ ， $6\ \mu\text{m}$ ， $9\ \mu\text{m}$ ， $12\ \mu\text{m}$ について調査し，振幅に対して振動応力が比例関係にあることが確認された．また，振幅 $9\ \mu\text{m}$ 場合には，相当応力が $500\ \text{MPa}$ に達し，降伏応力を大きく上回る応力が発生している事が分った．なお，本解析モデルは弾性体であるため，変形抵抗以上の応力が計算結果として得られる．実際は，弾性解析により得られた相当応力値に達する前に塑性変形が生じ，応力の増加率が緩和される．

次に，振幅 $9\ \mu\text{m}$ の場合の解析結果からパンチと材料の接触圧力を求め，振動応力が発生する応力が静的な加圧力とどのような関係にあるのかを調べた．その結果を**Fig. 3-63**に示す．パンチ圧力はパンチ荷重をパンチ端面の面積で除した平均値である．実験から求めたパンチ圧力は3.4節**Fig. 3-39**の条件を用いた．解析の結果求めた超音波振動応力が発生するパンチ圧力と静的加圧力が発生するパンチ圧力の和は，超音波を印加せずにメカニカルクリンチングを行った場合のパンチ圧力とは一致せず，3割程度大きい値となった．振動応力の絶対値については様々な要因に影響を受けるために正確な値を得るのは困難なことから，ここでは，その割合の変化に着目したい．誤差の要因が，材料定数の差や工具形状

に関する誤差など線形的な要因であるならば、その誤差についても振幅に対して一定に変化すると考えられる。しかし、本検証の結果、超音波を印加しない場合との差は、パンチストロークの増加と共に小さくなった。つまり、理論的に必要であろうパンチ荷重よりも実際のパンチ荷重が減少した。この現象については、超音波の印加による被接合材の材料物性値変化と考える事で理解できる。即ち、大幅な加工荷重の低減効果が超音波振動応力の印加で得られた理由として、動適応力重畳による線形的な効果に留まらず、転位密度の低下や攪拌作用により材料流動性が向上した結果がパンチ荷重の低減に結びついていると考えられる。

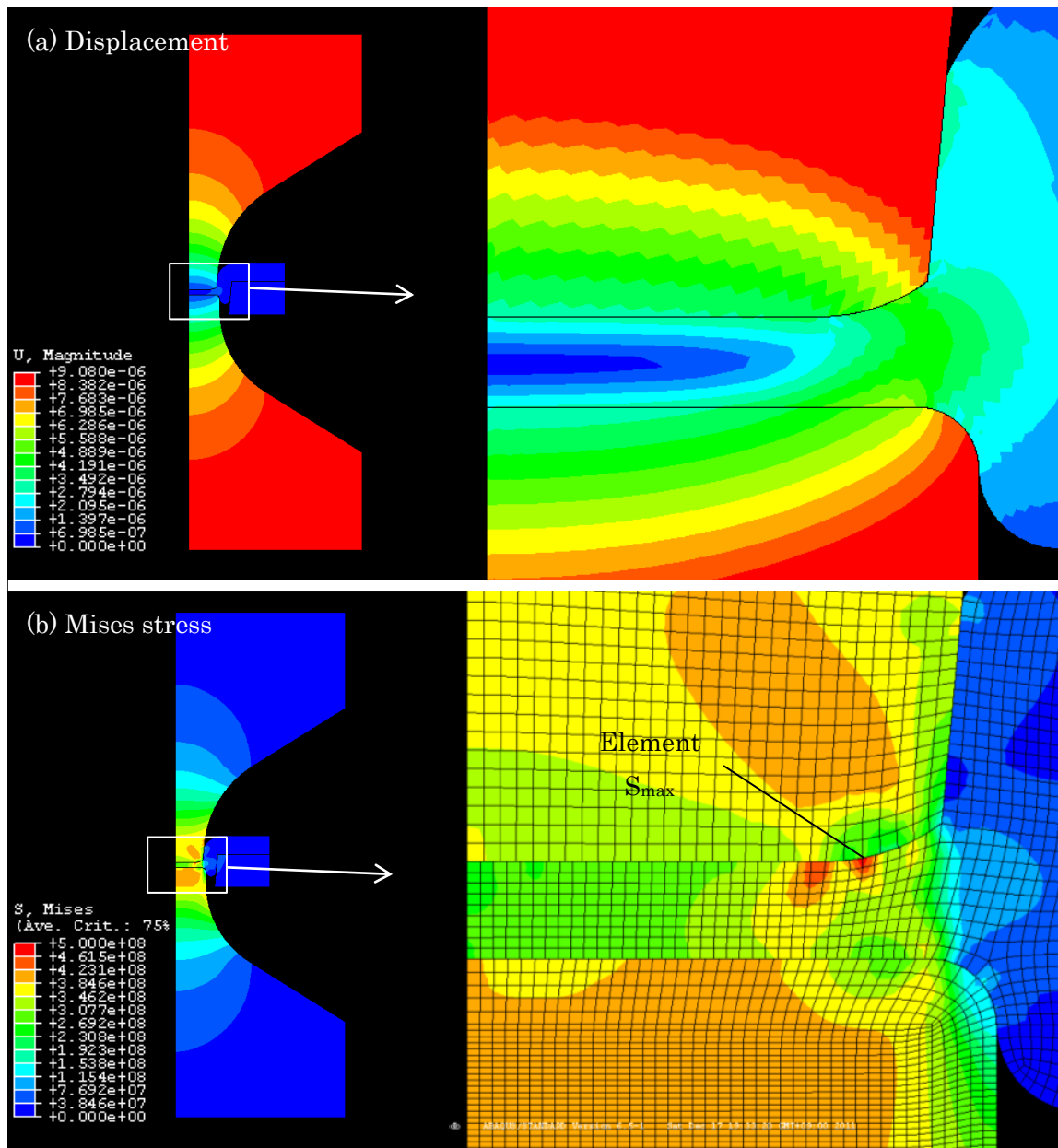


Fig. 3-61 Results of FEM analysis showing (a) displacement distribution and (b) Mises stress distribution

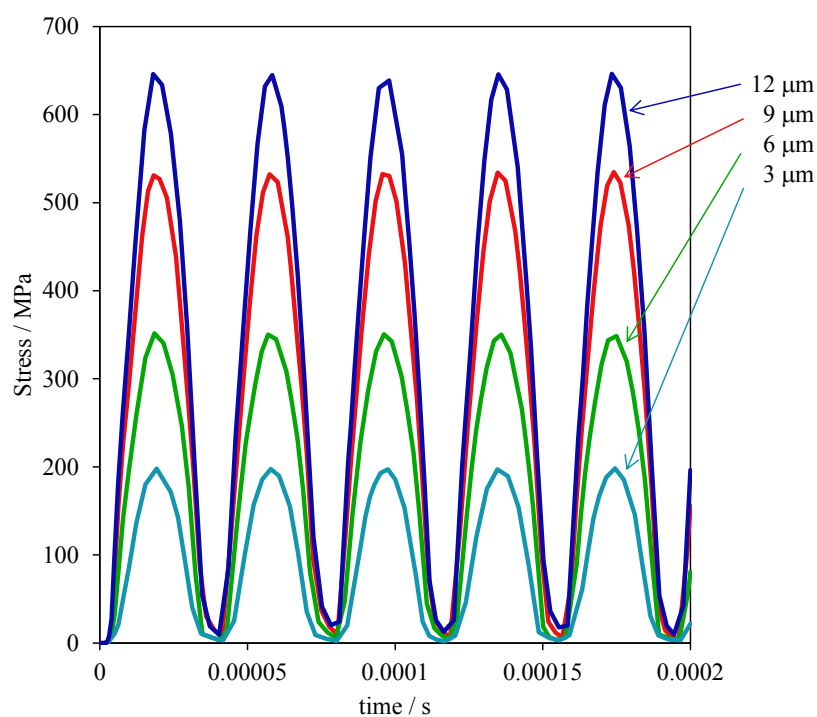


Fig. 3-62 Mean stress variations of the element $S_{\max}$ during resonant vibrations

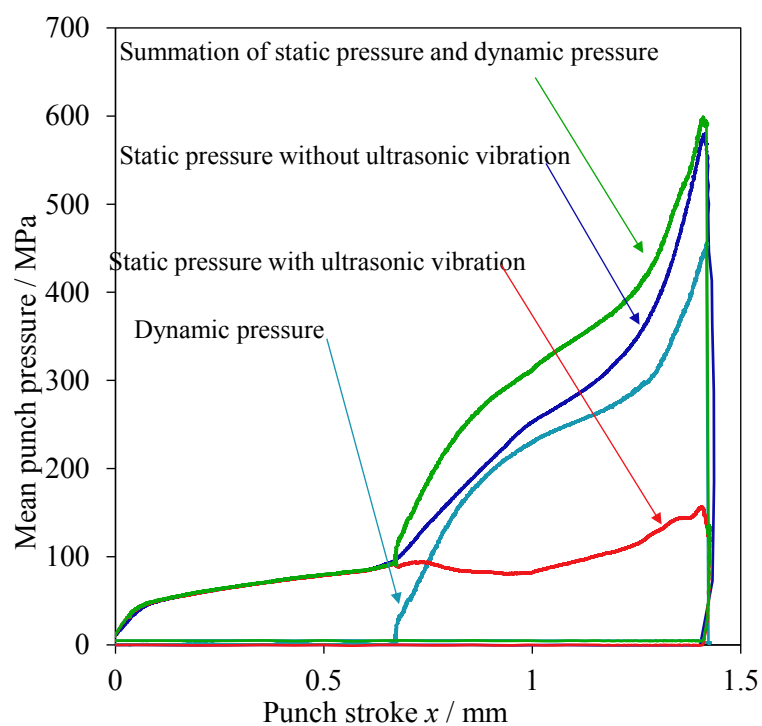


Fig. 3-63 Relation between punch stroke and mean punch pressure calculated from punch load and FEM analysis

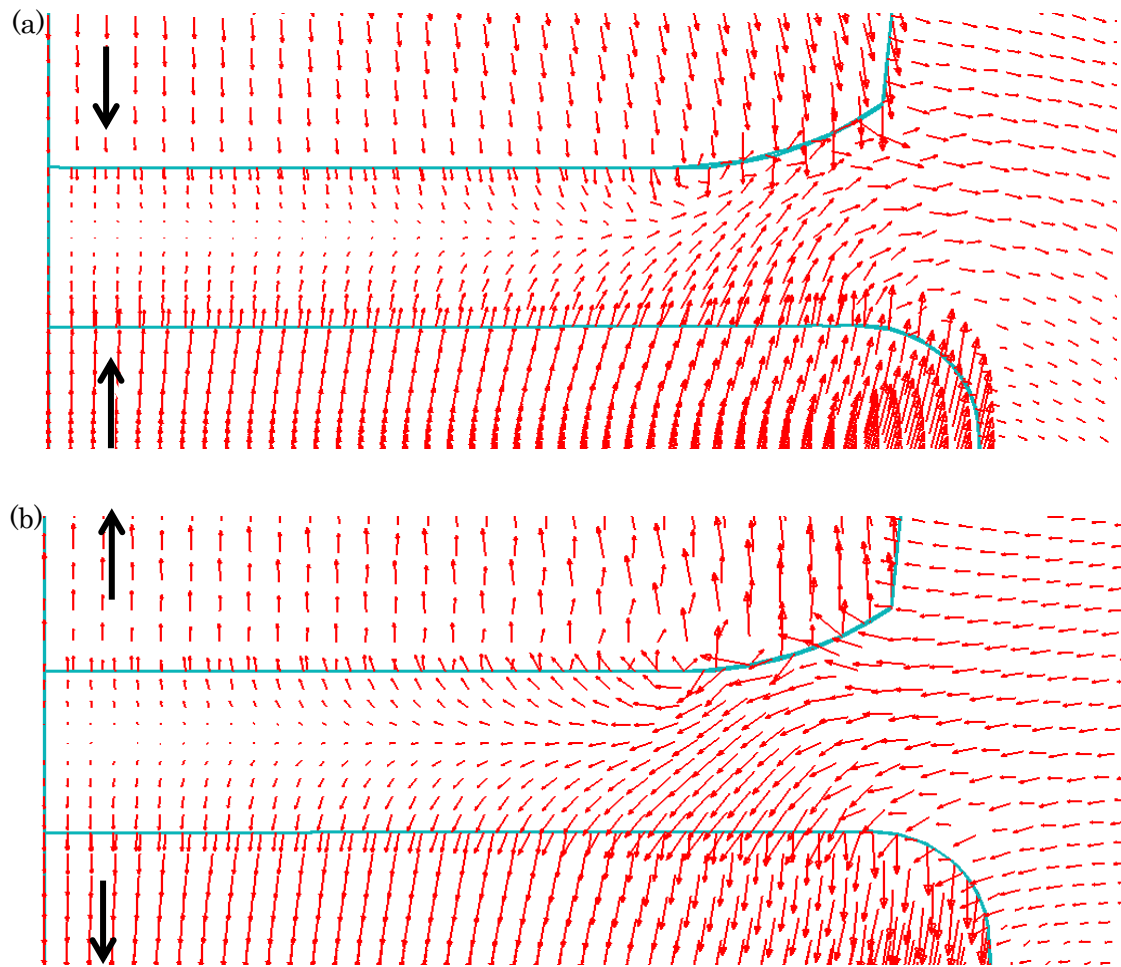


Fig. 3-64 Results of FEM analysis showing velocity distribution

次に、解析により求めた振動中の被接合材が微小移動する速度ベクトルを **Fig. 3-64** に示す。材料移動方向は超音波振動の 1 周期で一度入れ替わる。同図(a)は圧縮過程を、(b)は除荷過程を示している。Fig. 3-47 において顕微鏡観察によりせん断帯が観察された箇所では、局所的に大きな材料流動が起きていることが明らかとなった。大きく流動する材料と、そうでない材料の間ではせん断応力が発生する事から、このような局所的な材料流動が発生するという結果は、Fig. 3-47 において観察されたせん断帯がせん断帯に沿ったせん断変形が繰返し与えられた事で発生したという考えを補足するものである。さらに、圧縮過程と除荷過程においてこの位置が径方向に若干異なることも明らかとなった。以上の結果は、3.4 節において提案した攪拌作用発現メカニズムについての推論、即ち「超音波振動応力によりせん断帯発生位置において超音波周期の繰返し微小な塑性変形が起きるが、超音波振動 1 周期中における圧縮過程と除荷過程でのせん断変形の局在化箇所が異なる場合には、超音波振動の一周期後には微小な材料移動が生じ、これが超音波周期で積み重なる事によって連続的に材料が流動する」という推論を補足するものである。

3.7.3 工具先端形状が超音波攪拌作用に与える影響

前述の振動中の材料振動方向が不連続的に変化する部分は、被加工材と工具の接触界面の形状によって変化すると考えられる。そこで、工具先端形状を面取り無しの完全な平板状とした直角工具と球面状のラウンド工具を用いて攪拌作用を発現させた際の、その流動状態の変化を観察した。用いた工具の形状を **Fig. 3-65** に示す。

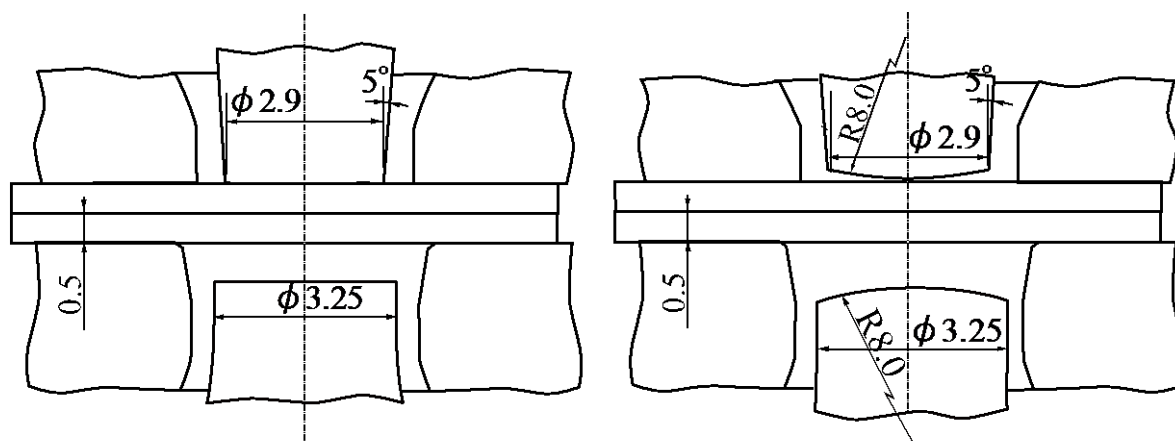


Fig. 3-65 Schematic illustration showing tool geometries of (a) right angle tools and (b) round tools

パンチストローク $x = 1.3 \text{ mm}$ までパンチを押し込んだ後に一定の振幅で超音波振動を100秒間印加した場合の断面形状の変化を **Fig. 3-66** に示す。直角工具では振幅 $6.1 \mu\text{m}$ の段階で一筋のせん断帯が観察されたが明確な攪拌作用は起きず、振幅 $7.0 \mu\text{m}$ においては、明確な渦は確認できないが、接合界面は完全に消滅した。断面組織を詳しく観察すると、小さなスケールの局所的な攪拌作用が複数箇所が存在しているような断面組織となっていた。ラウンド工具では、振幅 $4.2 \mu\text{m}$ の段階で、板厚方向中心の材料が優先的に径方向外側へ流出する現象が見られた。球面状になっていることで、径方向へ材料を移動させる方向へ強い力が作用し、摩擦による拘束力の小さい板厚中心付近の材料が優先的に流動した野元考えられる。振幅 $4.8 \mu\text{m}$ の段階では明確な変化が現れ、これまでに用いた工具同様に巨視的な渦が発生した。そしてこの渦の発生位置は印加する超音波振幅が増加するにつれて、径方向外側へ移動した。

Fig. 3-67 にこれらの工具によって発生するせん断帯の様子を示す。直角工具を用いた場合にはパンチ肩部のみではなく、底部全面に複数のせん断帯が観察された。この事からも、直角工具を用いた場合には巨視的な渦状流動ではなく、より局地的な攪拌作用により接合界面が消滅したことが理解できる。ラウンド工具を用いた場合には工具肩部分のみにせん断帯が得られた。

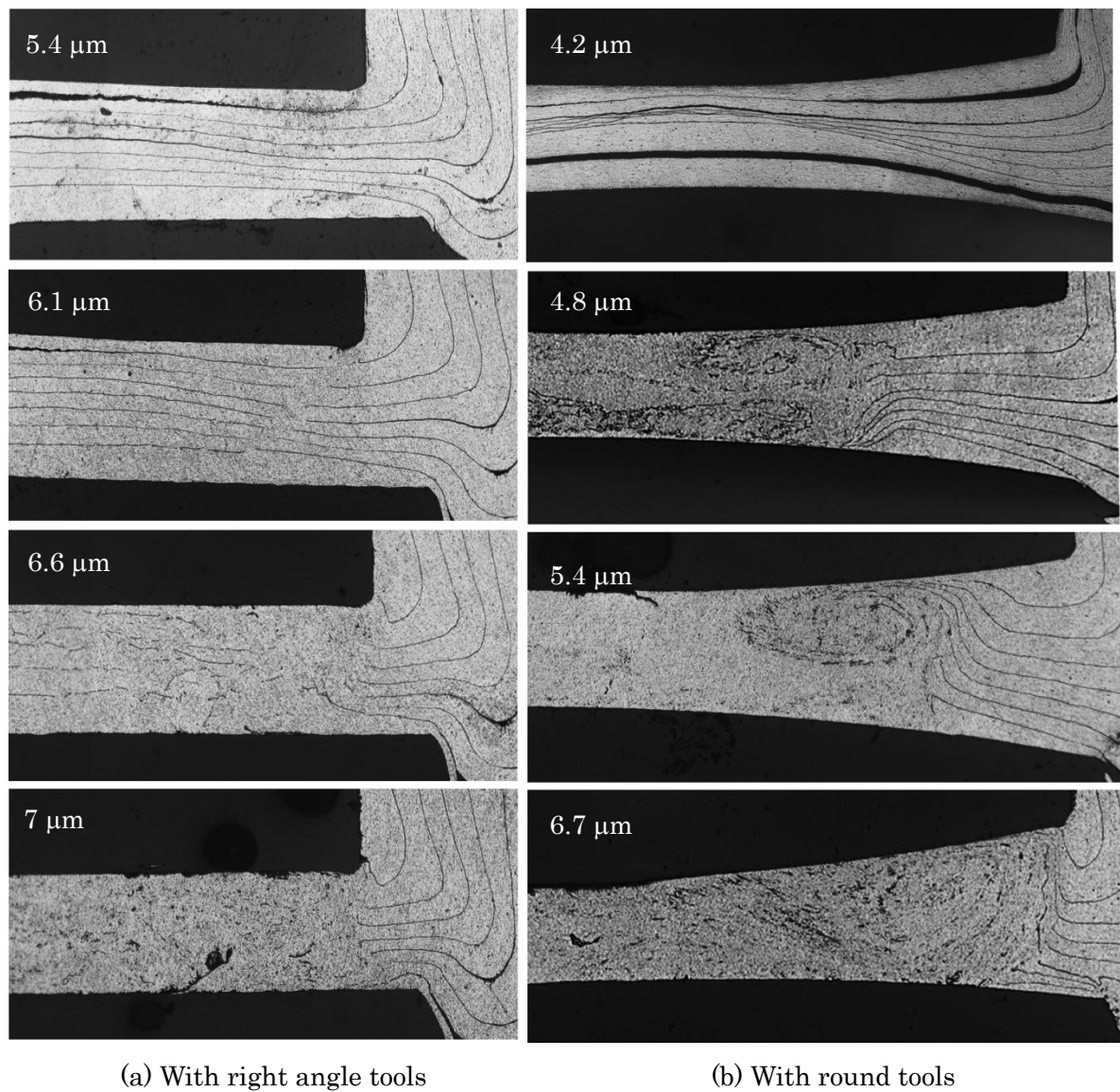


Fig. 3-66 Micrograph showing material flow change by the variation of ultrasonic amplitude

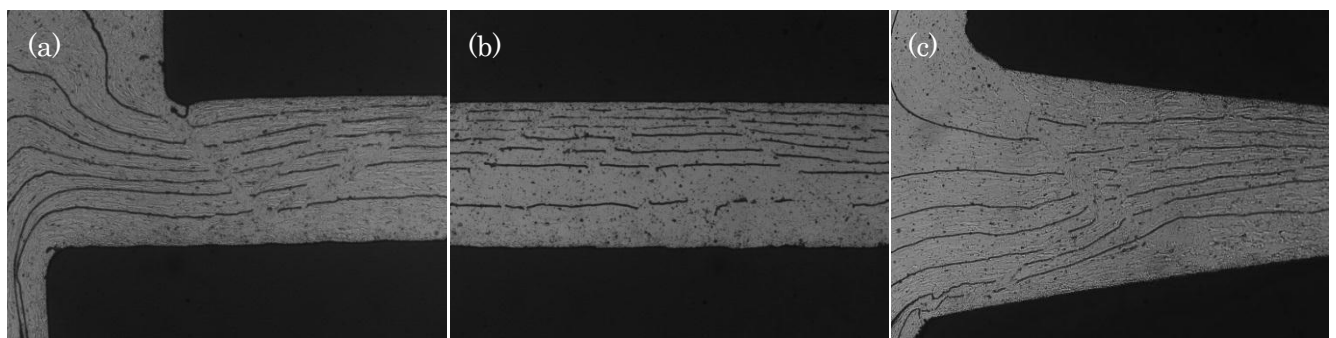


Fig. 3-67 Micrograph showing shear band in the joint, (a) clinched by right angle tools (b) central area of joint clinched by right angle tools and (c) clinched by round tools

これらの工具によって共振中の材料の移動方向を FEM 解析により求めた．その結果を Fig. 3-68 に示す．(a)の直角工具では径方向の速度成分が全体的に小さく、大きく材料が移動する箇所はパンチ肩部付近に部分的に見られるのみである．これに対し、(b)のラウンドツールの場合には全体的に大きく材料が移動しており、特にパンチ直径の半分程度よりも外側の領域では、径方向への移動速度が大きく、径方向外側ほどその傾向が顕著となる事が分った．どちらの場合にも、FEM 解析結果において相対的に大きな材料移動が見られる位置と実験においてせん断帯の発生や攪拌作用のきっかけとなりうる材料流動が観察される位置が一致しており、その付近における工具形状は振動方向に対して垂直ではなく、ある程度の角度を有している、または、垂直な面の終端であることが分った．

以上の結果から、工具端面形状が被接合材面に対して平行となっている領域では超音波振動による積極的な材料の移動は起きず、工具端面が被接合材面に対し角度をなす領域において超音波振動により比較的大きな材料流動が生じることがわかった．この事は、工具端面の形状を工夫することで攪拌作用を発現する位置やその形状が制御できる事を示唆するものである．

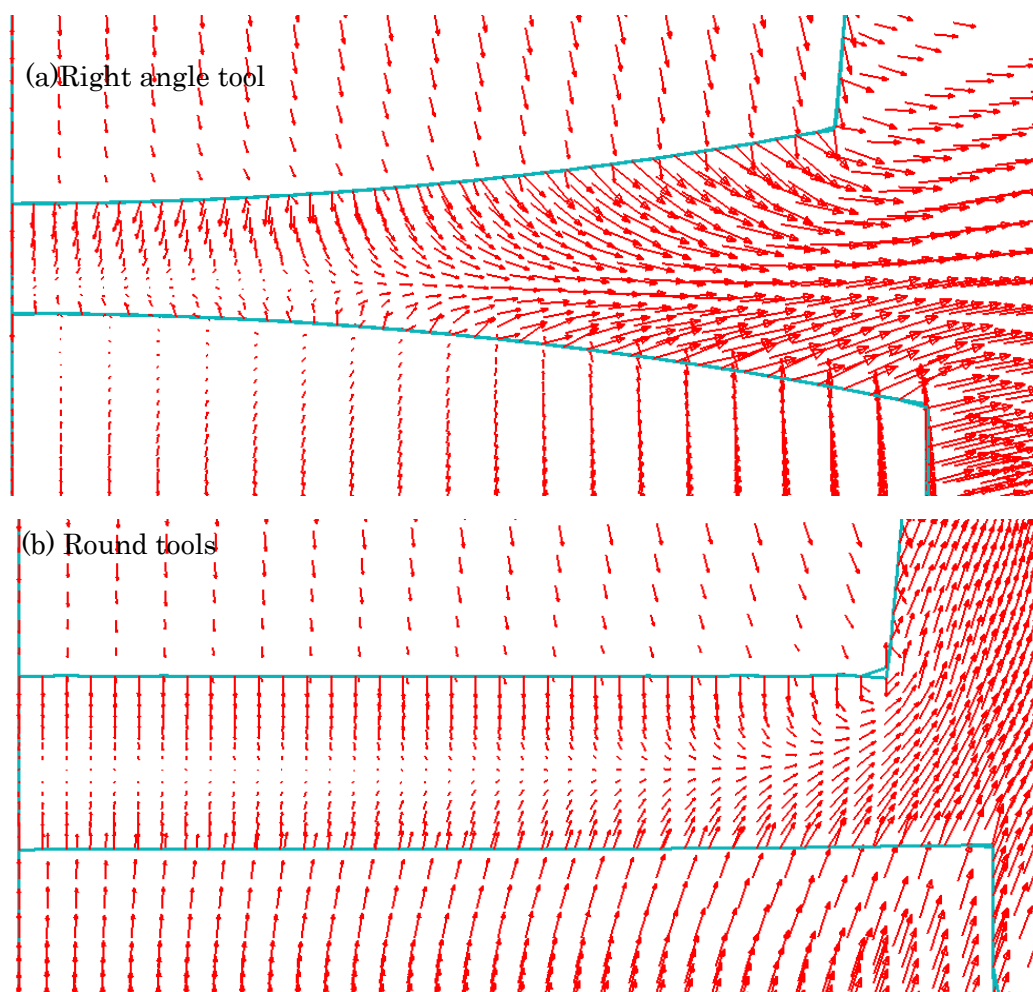


Fig. 3-68 Results of FEM analysis showing velocity distributions (a) with flat tools (b) with round tools

3.8 結言

超音波援用メカニカルクリンチング装置を開発し、被接合材に超音波振動変位および超音波振動を印加しながらメカニカルクリンチングを行い、その接合強度向上効果を検証した。超音波振動変位を印加した場合には、被接合材を板厚方向に加振する方法によっても凝着が発生する条件が存在することを明らかにした。しかし、この条件は接合過程の初期にのみ満たされるために、継手強度向上の効果は小さいことが分った。一方、超音波振動応力を印加した場合には、材料内に渦状の塑性流動が発生し、この渦状流動により材料が攪拌される事で被接合材が一体化する現象を発見し、この効果により60%の十字引張強度向上効果が得られた。さらに印加する超音波振動応力の違いと断面性状の変化を詳細に観察し、パンチ肩部付近においてパンチ軸に対し45度方向に作用する何らかの力が攪拌作用の駆動力であるという推論を得た。さらにその箇所において、攪拌作用が発現するよりも小さな振動応力を印加した場合にせん断帯が発現する事を明らかにした。この事から超音波振動応力により、材料内ではせん断帯に沿って微小なせん断変形が生じ、圧縮過程と除荷過程のせん断経路の差による微小な材料移動が積み重なる事で攪拌作用が発現するという推論を得た。またこのせん断体について詳細な組織観察を行った結果から、このせん断帯を形成する組織は、せん断帯と平行な方位に滑り方向を有する新生結晶粒が成長し、これらが連なる事で形成されている事を見出した。また、この特定の方位を有する新生結晶粒の発現は通常の再結晶温度よりも大幅に低い温度で起きる特異的な現象である事から、この現象を超音波励起再結晶として新たに定義した。また、超音波振動を与えられた材料内の結晶粒のうち超音波振動によるすべり系の活動量が最大となる結晶粒は、それが最小となる方位回転するというA. Siddiq⁴⁷⁾の報告をもとに、サブグレインが安定方位であるCube方位に回転し、それが集合する事による核形成が予想され、これを基にさらなるサブグレインの集合、または連続的な格子欠陥エネルギーの導入による結晶成長の促進により、上記特定方位を有する再結晶粒の成長が発現した可能性があることを示した。

さらに、以上の超音波攪拌作用および超音波励起再結晶現象についてFEM解析により振動による材料変位方向の分布を求める事で、超音波振動応力により局所的に大きく材料が移動する箇所が存在し、この位置と方向が断面観察によって特定した駆動力の発生箇所と方向とが一致する事、局所的に大きく材料が移動する事でせん断変形が生じる事、超音波振動の一周期における圧縮過程と除荷過程において、せん断変形が集中する領域が径方向に変化する事を明らかとなり、上記攪拌作用発現メカニズムが補足された。また、局所的な材料の移動が工具端面形状に由来することが明らかとなり、攪拌作用の発現位置や攪拌範囲が工具形状により制御できる事が示唆され、実験により実証された。

このように多くの新規性を有する超音波援用メカニカルクリンチング法を、今後は超音波振動という「機械的」な作用により「冶金的」な接合力を得る接合法として「メカノメタラジカル接合法」と呼ぶ事とする。

参考文献

- 1) 例えば電子情報技術産業協会：超音波工学（コロナ社）
- 2) 日本塑性加工学会：超音波応用加工 p152
- 3) 岡田実：溶接学会誌， 35 巻 8 号(1966)
- 4) 武藤睦治ら：日本機械学会論文集， 53-487(1987), pp.421-427.
- 5) 島川正憲：超音波工学-理論と実際-(1975) p163
- 6) 日本規格協会，JIS ハンドブック③ 非鉄，p543
- 7) 日本金属学会 丸善
- 8) 水島大介：平成 19 年度卒業論文
- 9) B. Langenecker, Effects of ultrasound on deformation characteristics of metals, *IEEE transactions on sonics and ultrasonics* (1966) **vol.13 no.1**
- 10) 辻野次郎丸，上岡哲宜，中村拓司，太田裕之：突き合わせ超音波溶接の温度上昇と溶接部諸特性について，TECHNICAL REPORT OF IEICE. US-96-77, pp51-58 (1996-12)
- 11) Vijay Soundararajan, Srdja Zekovic, Radovan Kovacevic, Thermo-mechanical model with adaptive boundary conditions for friction stir welding of Al 6061, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, **Volume 45, Issue 14**, November (2005), pp1577-1587
- 12) H. Badarinayan, APL Effect of Tool Thermal Expansion and Durability in Friction Stir Spot Welding, Hitachi America Ltd. (2007), Internal Report.
- 13) H. Schmidt and J. Hattel, A local model for the thermomechanical conditions in friction stir welding. *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*, **13** (2005), pp77-93.
- 14) Vinod K. Jain; Determination of heat transfer coefficient for forging applications, *Journal of Material Shaping Technology* **8** (1990) pp193-202
- 15) M. Rosochowska, R. Balendra, K. Chodnikiewicz; Measurements of thermal contact conductance, *Journal of Materials Processing Technology*, **135** (2003) pp204-210
- 16) H. Preisendanz, P. Schuler, and K. Koschnitzke; Calculation of Temperature Variations at the Surface of Hot Ingots During Contact with Rolls, *Arch. Eisenhüttenwes*, **38** (1967) pp205-213
- 17) K. Murata, H. Morise, M. Misutsuka, H. Naito, T. Komatsu, S. Shida, Heat Transfer Between Metals in Contact and its Application to Protection of Rolls, *Trans. ISIJ*, **24**(1984) B-309
- 18) Z. Malinowski, J. G. Lenard and M.E.Davies; A study of the heat-transfer coefficient as a function of temperature and pressure, *Journal of Materials Processing Technology*, **41** (1994) pp125-142
- 19) M.S.Chun, J.G.Lenard; Hot rolling of an aluminum alloy using oil/water emulsions, *Journal of Material Processing Technology*, **72** (1997) pp283-292
- 20) W. Nshama, J. Jeswiet, P.H. Oosthuizen; Evaluation of temperature and heat transfer conditions at the metal forming interface, *Journal of Materials Processing Technology*, **Volume 45, Issues 1-4**, September (1994), pp637-642
- 21) J.G. Lenard, M.E.Davies; An Experimental Study of Heat Transfer In Metal - Forming Process, *Annals of the CIRP* **44**. 1 (1992) pp307-310
- 22) Yuh J. Chao, X. Qi, W. Thang, Heat transfer in friction stir welding - experimental and numerical studies, *Transactions of ASME*, **125** (2003) pp138-145
- 23) Y. Cao and X. Qi, Thermal and Thermo-Mechanical Modeling of Friction Stir Welding of Aluminum Alloy 6001-T6, *J. Mater. Proc. Manufact. Sci.*, **7(10)**, (1998), pp215-233
- 24) Khandkar, J.A. Khan, A.P. Reynolds, Prediction of temperature distribution and thermal history during friction stir welding: input torque based model, *Science and*

-
- Technology of Welding and Joining*, **8 (3)** (2003) pp165-174
- 25) Vinod K. Jain; Determination of heat transfer coefficient for forging applications, *Journal of Material Shaping Technology*, **8** (1990) pp193-202
 - 26) M. Rosochowska, R. Balendra, K. Chodnikiewicz; Measurements of thermal contact conductance, *Journal of Materials Processing Technology*, **135** (2003) pp204-210
 - 27) H. Preisendanz, P. Schuler, and K. Koschnitzke; Calculation of Temperature Variations at the Surface of Hot Ingots During Contact with Rolls, *Arch, Eisenhüttenwes*, **38** (1967) pp205-213
 - 28) K. Murata, H. Morise, M. Misutsuka, H. Naito, T. Komatsu, S. Shida, Heat Transfer Between Metals in Contact and its Application to Protection of Rolls, *Trans. ISIJ*, **24**(1984) B-309
 - 29) Z. Malinowski, J. G. Lenard and M.E.Davies; A study of the heat-transfer coefficient as a function of temperature and pressure, *Journal of Materials Processing Technology*, **41** (1994) pp125-142
 - 30) M.S.Chun, J.G.Lenard; Hot rolling of an aluminum alloy using oil/water emulsions, *Journal of Material Processing Technology*, **72** (1997) pp283-292
 - 31) W. Nshama, J. Jeswiet, P.H. Oosthuizen; Evaluation of temperature and heat transfer conditions at the metal forming interface, *Journal of Materials Processing Technology*, **Volume 45, Issues 1-4**, (1994), p637-642
 - 32) J.G. Lenard, M.E.Davies; An Experimental Study of Heat Transfer In Metal - Forming Process, *Annals of the CIRP* **44**. 1 (1992) pp307-310
 - 33) Yuh J. Chao, X. Qi, W. Thang, Heat transfer in friction stir welding - experimental and numerical studies, *Transactions of ASME*, **125** (2003) pp138-145
 - 34) Y. Cao and X. Qi, Thermal and Thermo-Mechanical Modeling of Friction Stir Welding of Aluminum Alloy 6001-T6, *J. Mater. Proc. Manufact. Sci.*, 1998,7(10), p 215-233
 - 35) Khandkar, J.A. Khan, A.P. Reynolds, Prediction of temperature distribution and thermal history during friction stir welding: input torque based model, *Science and Technology of Welding and Joining*, **8 (3)** (2003) pp165-174
 - 36) Vinod K. Jain; Determination of Heat Transfer Coefficient for Forging Applications, *Journal of Material Shaping Technology*, **8**(1990) pp193-202
 - 37) Z. Malinowski, J. G. Lenard, and M. E. Davies; A study of the heat-transfer coefficient as a function of temperature and pressure, *Journal of Materials Processing Technology*, **41** (1994) pp125-142
 - 38) Mahdi Bagheripoor, Hosein Bisadi; Effects of rolling parameters on temperature distribution in the hot rolling of aluminum strips, *Applied Thermal Engineering*, **31** (2011) pp1556-1565
 - 39) Yuh J. Chao, X. Qi, W. Thang, Heat transfer in friction stir welding - experimental and numerical studies, *Transactions of ASME*, **125** (2003) 138-145
 - 40) C. Hamilton, S. Dymek, A. Sommers; A thermal model of friction stir welding in aluminum alloys, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, **48** (2008) 1120-1130
 - 41) Akihiro Minami, Yasuo Marumo, Hiroyuki Saki, Liqun Ruan, Osamu Shizuma; Effects of simulation conditions on evaluation of tool temperature in hot extrusion-forming, *Journal of Materials Processing Technology*, **177** (2006) pp251-255
 - 42) G.E. Totten, *Steel Heat Treatment Handbook*, (second ed.), CRC Press (2007), p. 567.
 - 43) K. Matsumoto, T. Shibayanagi, Y. Umakoshi, On the role of grain boundary character distribution in grain growth of Al - Mg alloys, *Acta Materialia*, **Volume 45, Issue 2**, (1997), pp439-451
 - 44) 川島浪夫, 中村雄造, 高純度アルミニウムの圧延率と再結晶温度の関係, 軽金属, **10**(1954) pp38-46

-
- 45) W.Q. Cao, A. Godfrey, W. Liu, Q. Liu Annealing behavior of aluminium deformed by - equal channel angular pressing, *Materials Letters*, **57**(2003) pp3767–3774
 - 46) R.D. Doherty, et al. Current issues in recrystallization: a review. *Materials Science and Engineering*, **A238** (1997) pp219–274
 - 47) Amir Siddiq, Tamer El Sayed, A thermomechanical crystal plasticity constitutive model for ultrasonic consolidation, *Computational Materials Science*, **51** (2012) pp241–251
 - 48) E. Mariani, E. Ghassemieh, Microstructure evolution of 6061 O Al alloy during ultrasonic consolidation: An insight from electron backscatter diffraction, *Acta Materialia*, **58** (2010) pp2492–2503
 - 49) F. J. Humphreys and M. Hatherly, “Recrystallization and Related Annealing Phenomena, Second Edition”, *Elsevier* pp.169-213 (1995)
 - 50) J. Gerald Byrne, *McMillan Series in Materials Science, Recovery Recrystallization*, 訳小原嗣朗丸善
 - 51) 辻伸泰, 金属の繰返し重ね接合圧延 (A R B) プロセスに伴う超微細粒組織の形成, 塑性と加工, **50**, 578, (2009) pp177-182
 - 52) 中尾佳史ほか, 銅の極低温強ひずみ加工とその後の再結晶挙動, 日本金属学会誌, **70**, 5(2006) pp434-439
 - 53) 安藤英子ほか, 低温 γ 域における動的再結晶を利用した Ti 添加低炭素鋼の α 結晶粒微細化, 鉄と鋼, **89** (2003) pp297-302p
 - 54) F. Haessener and J. Schmidt, Investigation of the recrystallization of low temperature deformed highly pure types of aluminum, *Acta. metall. mater.* **41**, **6**, pp1839-1749 (1993)

第4章 メカノメタラジカル接合法の同種・異種金属板接合特性

4.1 緒言

第3章では、超音波振動応力が印加された材料内に渦状の塑性流動が発現し、その攪拌作用により被接合材同士が一体化する現象を発見した。この「新しい攪拌作用」を利用することで、摩擦攪拌接合など既存の固相接合法にない利点を有する接合法の開発が期待できるとし、この方法を超音波応力振動という「機械的」作用により「冶金的」接合力を生む接合法として「メカノメタラジカル接合法」と命名した。また、この攪拌作用を利用する事で、第3章において検討した超音波援用メカニカルクリンチング法から突起形状を廃し、凝着力のみを利用する接合法としても利用することができる。本章ではメカノメタラジカル接合法のうち、突起を廃して凝着力のみを利用した場合の接合特性について実験的検討を行う。突起を廃することで、産業応用上重要となる継手外觀が改善される上に従来のメカニカルクリンチングでは接合が困難である、高張力鋼板やマグネシウム合金などの難成形材などへも適用が可能となることが期待される。

はじめに、アルミニウム板同士の接合を試みる。ダイとカウンターパンチの隙間や板押えとパンチの隙間から材料が流出することを防止するためにダイとカウンターパンチおよびパンチと板押えのクリアランスを縮小すると共に、流動制御板を使用する方法を考案し、接合後に発生するバリの抑制や厚い底部板厚領域での攪拌作用の発現を試みる。次に鋼板とアルミニウム板の異種材料接合を試みる。まず最適な流動制御板の選出、超音波印加条件の最適化を行い、パンチ押し込み量や工具形状、ダイとカウンターパンチの最適位置などの幾何学的条件の影響を調べる。また産業応用に際しては、被接合材の材質や板厚に対する幅広い適合性が重要である。そこで本接合法の板厚や材質に対する適用性を調べる。対象としては亜鉛メッキ鋼板、ステンレス板、銅板、マグネシウム板、チタン板、高張力鋼板を選択し、それらに対するアルミニウム板の接合特性を調べる。また、アルミニウム合金板やマグネシウム板、銅板を被攪拌材側へ適用し、アルミニウム以外の材料の攪拌特性を調査する。

4.2 実験方法

供試材，試験片形状

ここでは，本章で共通して用いる供試材や工具形状，振動系などについて述べる．被接合材には前章と同じアルミニウム板（A1050-H24 板厚 0.5 mm）を使用した．異材接合について検討する場合にはパンチ側材料として軟鋼板（冷間圧延鋼板 SPCC 板厚 0.5 mm）を選択した．試験片形状は前章同様に短辺 25 mm，長辺 75 mm の矩形とし，十字に組み合わせてその中心部を接合し，十字引張試験に供した．また，同形状の試験辺を長手方向に 25 mm 重ね合わせ，その中心部を接合し引張せん断試験に供した．流動制御板は，幅約 12 mm，長さ 10～15 mm 程度の矩形に切断して用いた．Fig. 4-1 にこれら試験辺の外観写真を示す．また，全ての試験辺は接合試験の直前に動粘度 56 mm²/s のパラフィン系プレス工作油（日本工作油 G-3244）を塗油し，工具と被接合材が凝着を起こすことを防止するとともに，適用対象として想定されるプレス成形部品の表面状態を再現した．流動制御板には，アルミニウムよりも変形抵抗は大きい，比較的変形しやすい材料として銅板と，より高い硬さを有する材料として炭素工具鋼製薄板を用意した．また，SK 材よりも柔らかく，銅板よりも硬い材料として SUS304 材の厚さ 0.35 mm と，SUS のバルクの性質と銅板の表面的性質を併せ持った材料として 0.30mm の SUS304 材を厚さ 0.025mm の C1020 材で挟み，圧接した銅・SUS クラッド材についても検討対象に加えた．銅板は無酸素銅 C1020P-H を選択し，板厚 0.1 mm，0.2 mm，0.35 mm を用意した．炭素工具鋼は SK4，硬度 45～50 HRC を選択し，板厚 0.05 mm，0.1 mm，0.3 mm を用意した．なお，SUS と銅板を重ね圧延した材料について，以降単純にクラッド材と呼ぶ．

工具形状

Fig. 4-2 に本実験で用いる接合工具全体図と，工具先端部分の拡大図を示す．パンチやカウンターパンチには主に第 3 章で用いた直角ツールを用いた．また一部の試験では先端が R 8.0 mm の球面形状となっているラウンドツールを用いた．ダイや板押えは，材料の流出を抑えるためにパンチやカウンターパンチと接触しない範囲でできるだけ直径の小さい穴径となるように製作した．ダイと板押えの材質はプリハードン鋼 NAK55 である．また，図中ではダイとカウンターパンチは同一面状に配置されているが，カウンターパンチをダイ面より若干へこませた場合，または突き出させた場合などについても検討した．流動制御板は図中ではカウンターパンチ側のみに配置しているが，パンチ側にも配置する方法についても検討を行った．

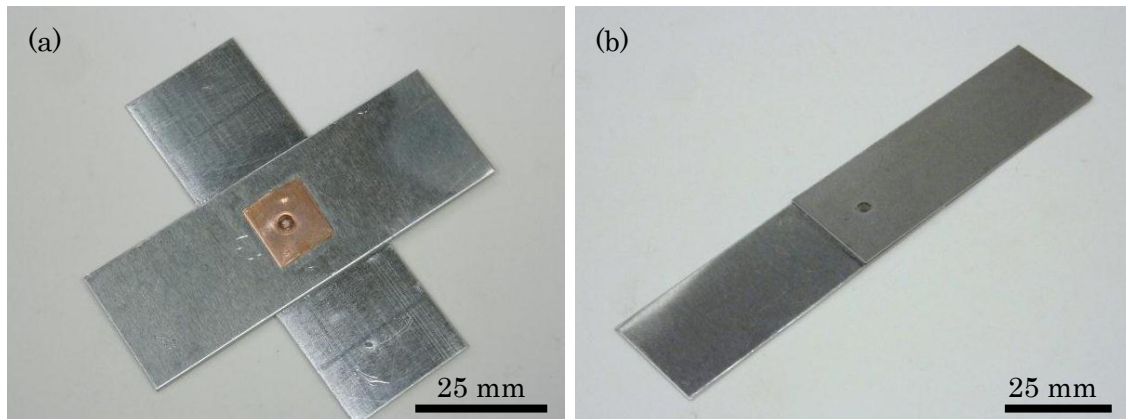


Fig. 4-1 Photographs showing the appearance of test pieces for cross tension test (a) and tensile shear test (b)

実験装置

接合工具を超音波振動する超音波振動子やホーンには、第 3 章において用いたものを使用した。即ち、超音波振動子には日本特殊陶業 D4427PC (共振周波数 27 kHz, 最大入力 700 W) を用い、ホーンは振幅拡大率約 5 倍のステップ型ホーンとし、ホーン端面は最大 p-p 25.2 mm の振幅で振動する。これらの振動系を目的の位置に保持、駆動するための金型についても同様である。カウンターパンチの軸方向位置は、カウンターパンチ側ホーンの位置を決めているシムの厚さを調整することで、自由に変更することが可能なためである。超音波発振器も同様に、PLL 定振幅自動追尾制御方式の NONK 製超音波発振器を用いた。十字引張試験は第 2 章で述べた治具を用い、5 mm / min の速度で行った。引張せん断試験はクランプ間隔 75 mm, 5 mm / min の速度で行った。

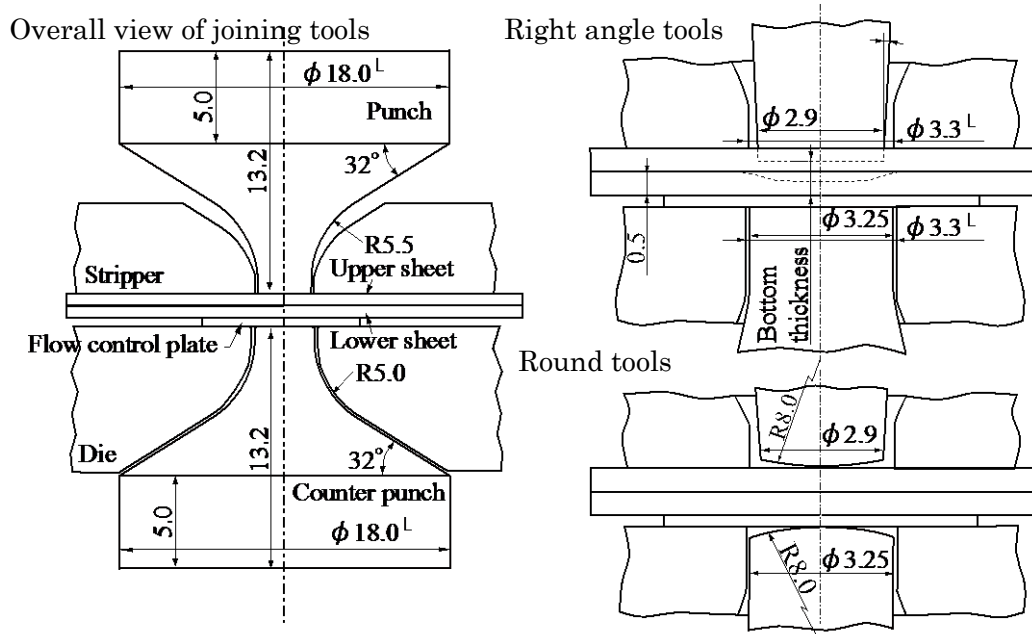


Fig. 4-2 Schematic showing tool geometries

4.3 メカノメタラジカル接合法によるアルミニウム板同士の接合

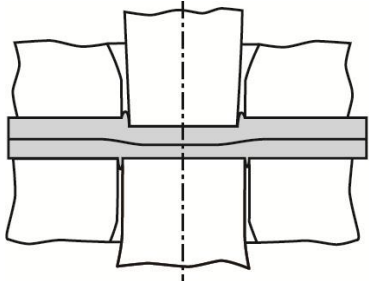
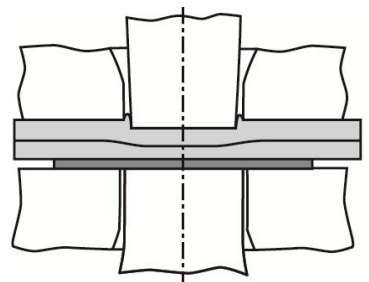
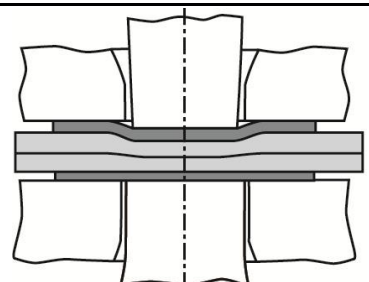
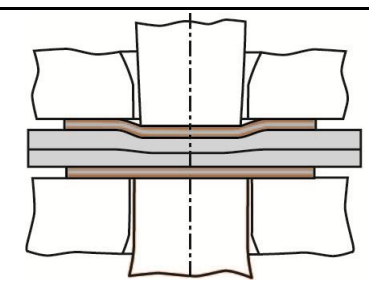
4.3.1 実験条件

はじめに、数種類の流動制御板の組み合わせ方法によってアルミニウム板同士を接合し、継手強度や断面形状、継手外観などを比較する。

検討する流動制御板の組み合わせ方法を **Table 4-1** に示す。流動制御板を使用しない場合、カウンターパンチ側に SK 材 0.1 mm 厚の流動制御板を使用した場合、カウンターパンチ側流動制御板に加えパンチ側にも SK 材 0.3 mm 厚の流動制御板を使用した場合、両側にクラッド材 0.35 mm の流動制御板を用いた場合の 4 種類の流動制御板の組み合わせについて検討した。超音波印加条件は、前章において得られた、ある超音波振幅において一定の超音波印加時間を越えて共振状態を維持した場合には良好な攪拌状態となり、その領域では継手強度が超音波印加条件によらず一定になるという知見を基に、本節においては接合時間の短縮化よりも少ない試験数で、最大の接合強度が得られる流動制御板の使用方法を探索することに重点を置いた。即ち、パンチ側に流動制御板を用いない場合には 60 秒間以上共振状態を保持できる最大振幅を選択し、振幅 10 μm 程度から選択した振幅まで約 10 秒かけて振幅を増加させ、その後 60 秒後まで一定の振幅で超音波を印加する方法とした。一方、パンチ側にも流動制御板を用い、60 秒間安定して共振状態が維持できる振幅で共振状態を保った場合には、共振周波数やパンチ荷重が再び上昇し、入力電力量が低下する現象が見られた。そのため、選択した振幅に到達した後も、急激な周波数の低下や上昇をできるだけ抑えるように注意しながら徐々に振幅を増加させ、約 60 秒後に共振状態が破綻するまで振幅の増加を続けた。

十字引張試験に供する継手の底部板厚は、パンチ側に流動制御板を用いない場合 0.63 mm から 0.83 mm の範囲で 3 種類。パンチ側に SK 材 0.3 mm の流動制御板を用いた場合 0.3 mm から 0.72 mm の範囲で 4 種類、両側にクラッド材 0.35 mm を用いた場合には、強度試験結果は接合部の強度に依存せず、試験片自体の破断強度に依存したため 0.72 mm の 1 種類とした。試験数は、十字引張試験については各底部板厚につき 3 試験、引張せん断試験については十字引張試験結果で最大強度を示した底部板厚を 1 つ選択し、3 試験行った。前節において用いた工具形状は端面が平面となっている直角ツールを用いた。ダイとカウンターパンチ端面の位置は、同一面となるように配置した。その他試験装置、試験条件は前節と同じである。

Table 4-1 Combinations of flow control plates and schematic illustrations

Schematic illustrations	Name	Punch side backing plate	Counter punch side backing plate
	No flow control plates	—	—
	With punch sideflow control plates	—	SK 0.1 mm
	With both side SK flow control plates	SK 0.3 mm	SK 0.1 mm
	With both side clad flow control plates	Clad 0.35 mm	Clad 0.35 mm

4.3.2 流動制御板の組み合わせ方法が接合特性に与える影響

静的パンチ荷重の変化

まず超音波印加開始位置まで超音波を印加せずにパンチを押し込む過程のパンチ荷重とパンチストロークの関係を示す。ここでは、流動制御板を用いない場合には底部板厚を 0.74 mm とした。カウンターパンチ側のみに流動制御板を用いた場合には底部板厚を 0.83 mm, 両側に SK 材の流動制御板を用いた場合には底部板厚 0.46 mm, 両側にクラッド材の流動制御板を用いた場合は底部板厚 0.72 mm の結果を代表として示す。まずパンチ押し込み時のパンチ荷重とパンチストロークの関係を **Fig. 4-3** に示す。パンチ側に流動制御板を用いない二つの条件は、同じ経路をたどってパンチ荷重が上昇した。パンチ側に SK 材の流動制御板を用いた場合には、流動制御板を用いない場合と比べて若干だが急激に立ち上がり、その後 5.5 kN 付近で急激に減少した。これは、パンチ側の流動制御板が変形に耐えきれず、パンチによって打ち抜かれるようにして破断したためである。この条件ではさらにパンチの押し込みを続け、パンチ荷重が再度 5.5 kN 程度に到達するまでパンチを押し込んだ。パンチ側に SK 材の流動制御板を用いても、パンチ押し込み量が小さい場合、具体的には底部板厚が 0.7 mm よりも厚い場合にはこのような接合中の流動制御板破断が見られなかった。パンチ側にクラッド材を用いた場合には SK 材を用いた場合よりも若干ならかに荷重が立ち上がった。この場合には流動制御板の破断は認められなかった。

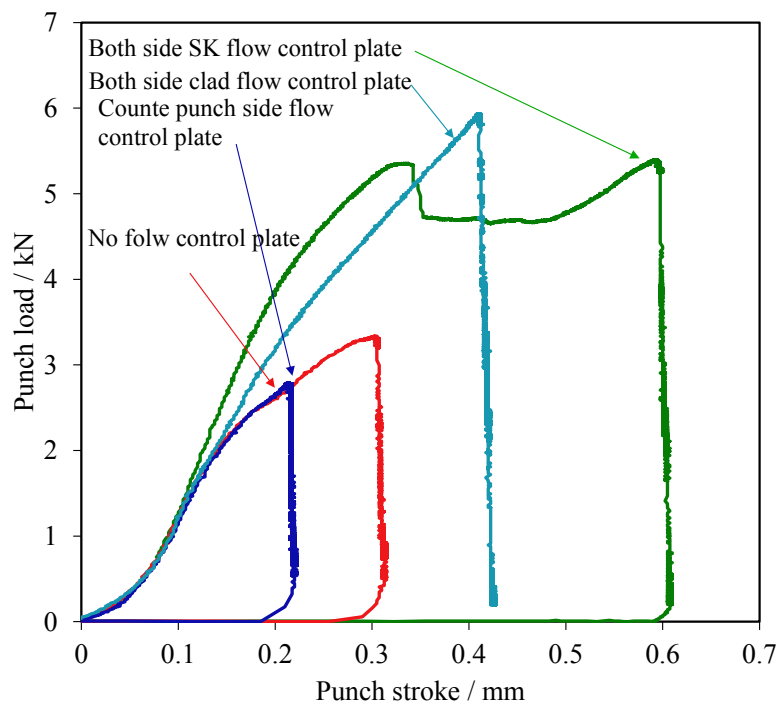


Fig. 4-3 Comparison of punch load over punch stroke with the combination of flow control plates

超音波振動中の振幅、共振周波数、パンチ荷重、入力電力量

次に超音波印加中手動で調整した振幅の時間に対する変化と、振幅の変化に対する入力電力量、共振周波数、パンチ荷重の変化を **Fig. 4-4** に示す。ここで示す底部板厚の場合には、流動制御板を用いない場合に $9.4\ \mu\text{m}$ 、カウンターパンチ側のみに流動制御板を用いた場合には $7.6\ \mu\text{m}$ の振幅を選択した。パンチ側に SK 材の流動制御板を用いた場合には $18.7\ \mu\text{m}$ 、クラッド材の流動制御板を用いた場合には $20\ \mu\text{m}$ の振幅まで振幅を徐々に上昇させ、その時に共振状態が破綻した。共振周波数やパンチ荷重、入力電力量について、流動制御板を用いなかった場合とカウンターパンチ側のみに流動制御板を用いた場合にはほぼ同じ傾向を示し、共振周波数が一定の領域においても共振周波数やパンチ荷重は一定の割合で徐々に低下し、電力量は増加した。これに対してパンチ側に流動制御板を用いた場合には、

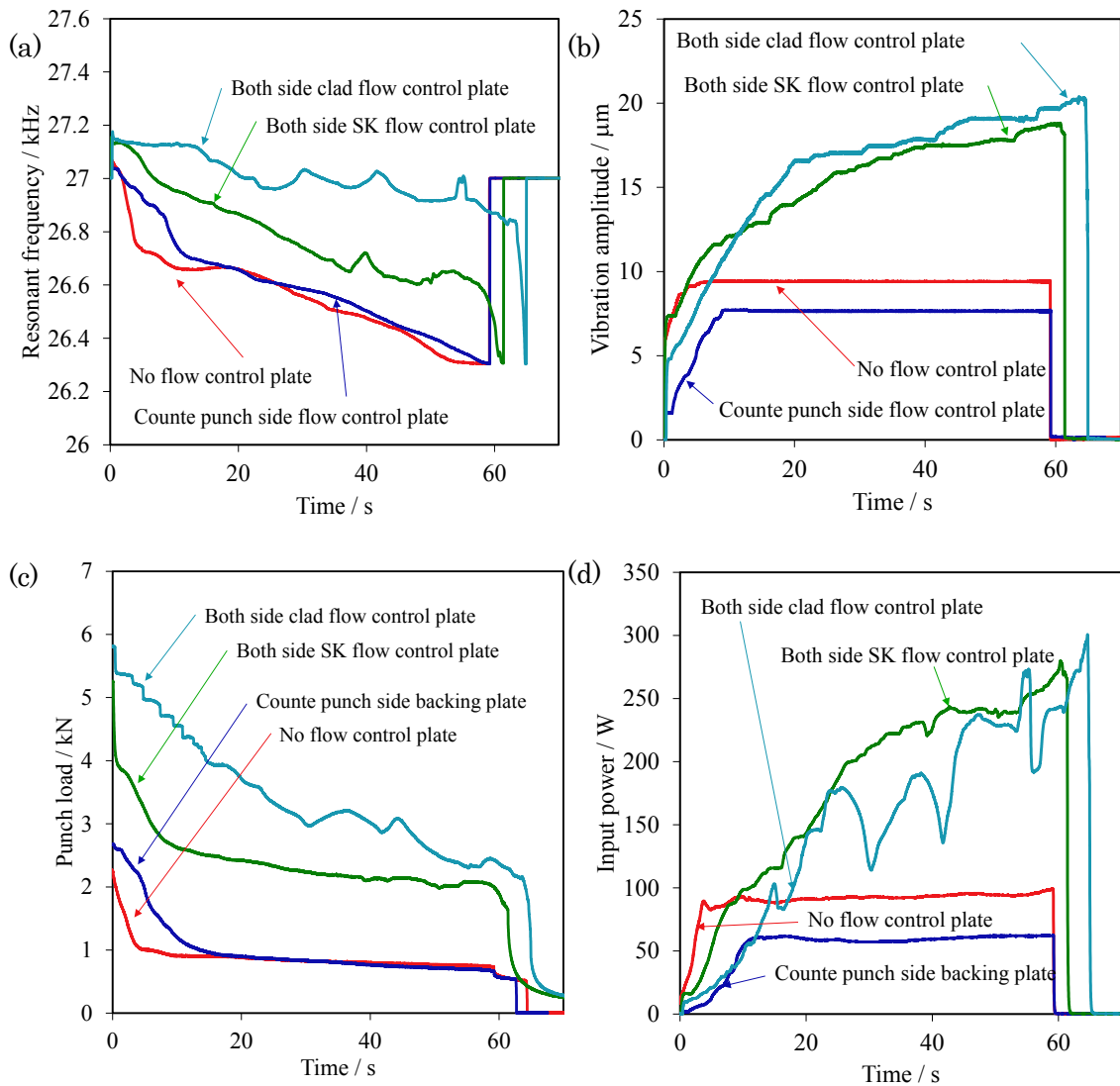


Fig. 4-4 Comparison of (a)amplitude (b) resonant frequency (c)punch load and (d) input power with the combination of the flow control plate

振幅の増加速度が低くなると共振周波数が増加を始め、再度振幅の増加速度を高めると共振周波数が低下した。油手に振幅を徐々に増加させる超音波印加方法を採用した。この場合、パンチ荷重や入力電力量は共振周波数の変化に対応して増減したが、流動制御板にクラッド材を用いた場合には、SK 材を用いた場合よりも、振幅を増減させる速度に対して敏感に共振周波数が変化した。

継手外観

Fig. 4-5 に 4 種類の流動制御板の組み合わせを用いて超音波攪拌作用により接合した継手の外観写真を示す。流動制御板を用いない場合には同図(a)に示すように両面共に大きなバリが発生した。これはパンチ押し込みにより押しつぶされ、行き場を失った材料がダイとカウンターパンチ、またはストリッパとパンチの間に流出したためである。カウンターパンチ側のみに流動制御板を用いた場合には、(b)に示すようにカウンターパンチ側にはバリは発生せず、パンチ側にはより大きなバリが発生した。共に写真の条件は底部板厚 0.74 mm であるが、これよりも底部板厚が小さい場合にはさらに大きなバリが発生した。パンチ側にも SK 材の流動制御板を用いた場合(c)、底部板厚が 0.7 mm よりも厚い場合には接合中に流動制御板が破断せず、継手から流動制御板を除去することが可能だった。しかし、これよりも底部板厚が小さい場合には流動制御板剥離時に流動制御板が破断し、流動制御板の破片が継手に残り除去することができなかった。カウンターパンチ側には大きな変化は見られなかった。両面にクラッド材の流動制御板を用いた場合には、(d)に示すようにアルミニウム板と流動制御板が強固に凝着していたために両者の剥離を諦めた。継手には目立った突起はない。クラッド材が SK 材よりも強固にアルミニウム母材に凝着したのは、アルミニウムと銅の固相接合性がアルミニウムと鋼材よりも良好であることから理解できる。以上から、継手外観については両側に SK 材の流動制御板を配置した方法が最も優れていると言える。また、SK 材にダイヤモンドライクカーボンなどのアルミニウムとの凝着を防ぐ効果のあるコーティングを施すことで、さらに継手外観の改善が可能だと思われる。

断面形状

Fig. 4-6 に 4 種類の流動制御板の組み合わせ方法により、接合した継手の断面顕微鏡写真を示す。断面観察試料は、接合界面に存在していたアルミニウムの酸化被膜を明瞭化するために 1%水酸化ナトリウム溶液により 3 分間エッチングを施した。SK 材を両面に使用した場合には、両面のあて板を剥離したが、パンチが接触していた部分は被接合材側に破断して残ってしまった。クラッド材は極めて強固に被接合材に凝着していたため、母材から剥離することを試みなかった。

全ての条件において、超音波振動応力による攪拌作用が発現し接合界面が消滅した。同図(a)や(b)に示す、流動制御板を用いなかった場合やカウンターパンチ側のみに用いた場合には、パンチ直径よりも若干狭い領域で接合界面が消滅した。またこれらの条件では明確

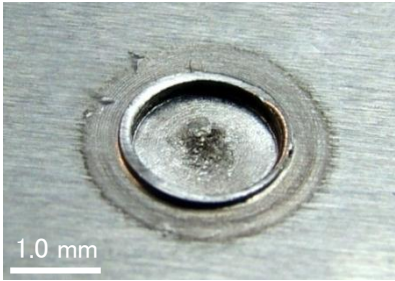
Flow control plates	Punch side	Counter punch side
No flow control plate		
Counter punch side only		
Both side with SK plate		
Both side with clad plate		

Fig. 4-5 Photographs showing appearance of joints using four types of flow control plate combinations

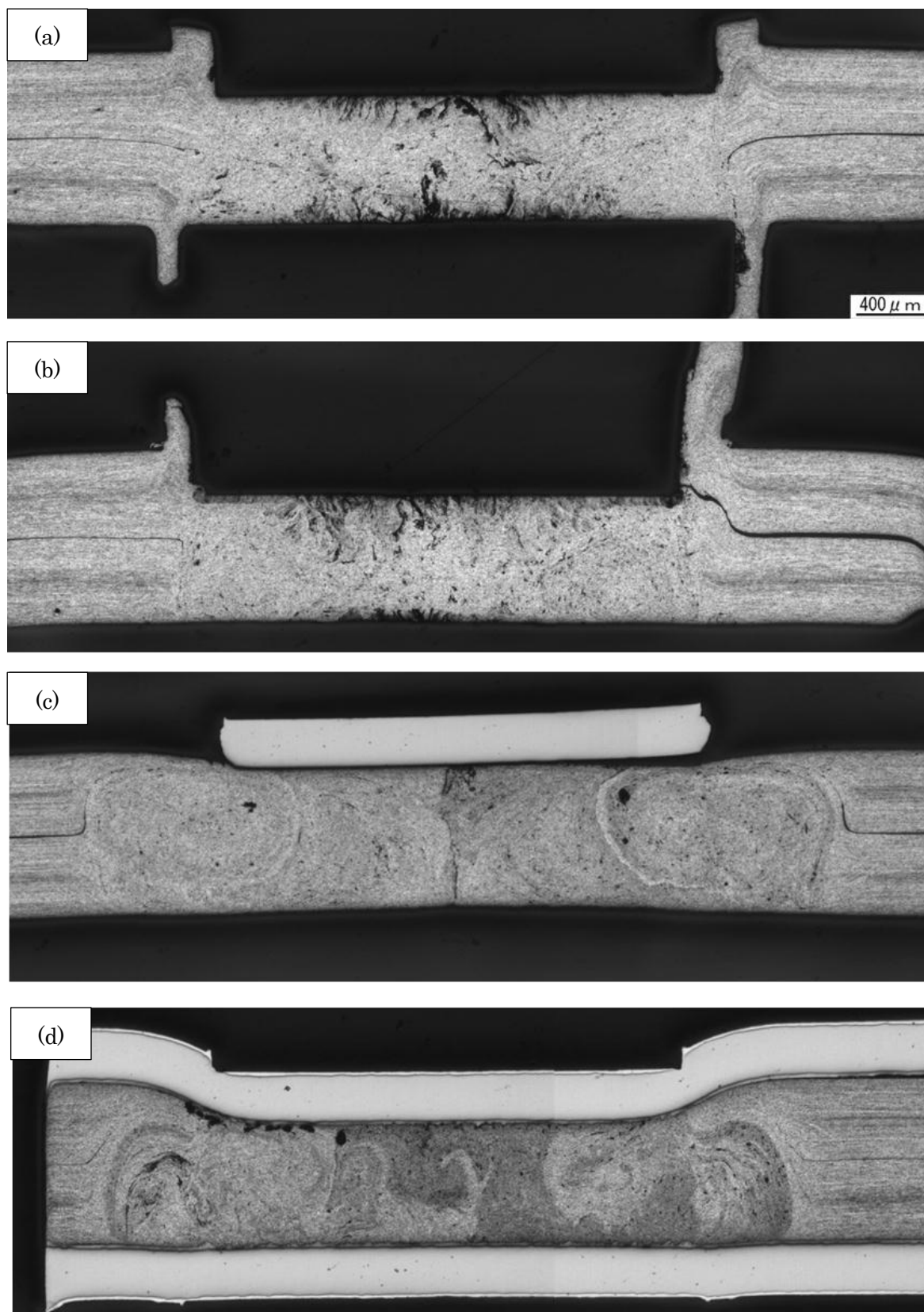


Fig. 4-6 Micrographs showing cross sections of joints (a) without flow control plate (b) counter punch side only (c) Both side SK plate (d) both side with clad plate

な渦状の流動を確認することはできなかった。これは前章においても見られた現象であるが、直角工具を用いているため攪拌作用が局地的に発現するためだと思われる。また、これらの条件では、板押えとパンチ、またはダイとカウンターパンチの間に材料が流出することで生じるバリの高さが左右で異なった。これはこれらの工具の同軸度が精度よく保たれていないことに起因すると思われる。同図(b)に示すパンチ側に流動制御板を用いた場合に、観察した継手断面の右側では未攪拌領域の接合界面がパンチ肩部まで達し、上板と下板が分離してしまっていた。このことについて考察を加えると、継手断面右側のパンチ側に高いバリが発生したことから、ことで攪拌領域と未攪拌領域の境界付近の多くの材料がパンチと板押えの間に流入し、接合界面がパンチ方向へ変形したと思われる。この付近の接合界面の変形は、断面観察を行った試料ごとに程度の差が大きく、同図(b)右側のように板厚の半分程度の厚さが確保されていたものから、右側のように上板が完全に分離してしまっているものまで様々であった。そのために、次項で述べるようにこの流動制御板の組み合わせの場合には、十字引張強度のばらつきが大きくなるが、パンチ角部付近の材料流動が急激にパンチ側へ変形したことがその理由として挙げられる。また、本接合法においては、この攪拌領域と被攪拌領域の境界付近の流動が継手強度に大きな影響を与えると考えられる。

同図(c) (d)に示すパンチ側にも流動制御板を用いた場合には、パンチ直径よりも大きい範囲で攪拌作用が発現していた。そして渦状の流動が明瞭に確認できた。これは、パンチによって押し込まれた流動制御板と被加工材が接触する界面の形状が、前章において使用したラウンド工具や、角部が面取りされている工具を使用した場合と同様に、径方向に対して角度が変化するような形状となっていることにより振動中の材料が局所的に大きく移動する箇所が生じたためだと推測できる。また、SK材を用いた場合にはクラッド材を用いた場合よりさらに広い範囲が攪拌されていた。これは流動制御板の剛性が高いほど、振動応力の伝播範囲が広いためだと考えられる。

4.3.3 流動制御板の組み合わせ方法が十字引張強度に及ぼす影響

流動制御板を用いない場合

流動制御板を用いない場合の十字引張試験結果を **Fig. 4-7** に示す。四角いプロットは十字引張強度を、丸いプロットは十字引張試験後にカウンターパンチ側材料に残ったプラグの径を示す。十字引張強度はこれまで同様に十字引張試験中に到達した最高荷重を用いた。この場合、底部板厚が小さいほど高い十字引張強度を示し強度のばらつきも小さかった。底部板厚 0.64 mm の時に十字引張強度は 155 kN に達した。前章において開発した超音波援用メカニカルクリンチによる継手の最高十字引張強度が約 180 N であるため、流動制御板を用いない場合、今回検討した条件内では超音波援用メカニカルクリンチによる継手以上の強度が得られる継手は存在しなかった。プラグ径は底部板厚が小さいほど、大きくなる傾向がある。しかしこの差は十字引張強度の差と比べると僅少である。

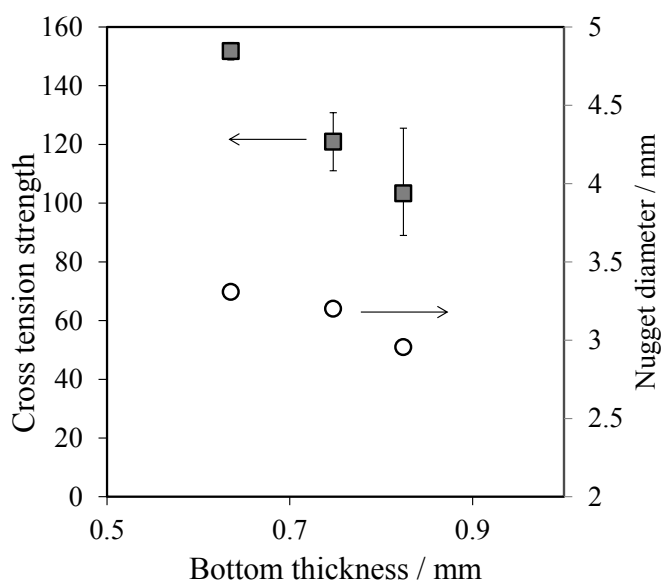


Fig. 4-7 Results of cross tension tests without flow control plates

カウンターパンチ側のみに流動制御板を用いた場合

カウンターパンチ側のみに流動制御板を用いた場合の十字引張試験結果を Fig. 4-8 に示す。流動制御板を用いない場合同様に十字引張強度を四角いプロットで、プラグ径を丸いプロットで示した。全ての十字引張試験片がパンチ側の材料が破断しカウンターパンチ側に残るプラグ破断により破壊したが、底部板厚が 0.72 mm, 0.83 mm の場合に十字引張強度の平均値は約 100 N で、良好な継手強度の得られる接合条件は見いだせなかった。また、底部板厚が 0.64 mm の場合にはパンチと板押えの間に材料が大きく食い込むことで試験片の取り出しが困難になり、試験片取り出し中に分離してしまったために、継手強度を測定することができなかった。この場合には、無事に試験片を取り出すことができたとしてもその十字引張強度は他の条件と比べ低いと思われる。これは、プラグ破断により破断した部分の厚さが非常に薄くなっているためである。また、試験片の配置と接合位置を一定にするために、ダイプレートには試験片を配置した位置に試験片形状に合わせて深さ 0.3 mm 程度の溝が掘られているが、試験片配置時に試験片がこの溝にはまっておらず、試験片の角が溝からはみ出していたものについては黒塗りのプロットで示した。通常このような試験片の配置異常があった場合には試験をやり直すのが、今回は非常に高い十字引張強度を示したために、あえてこのような試験片配置方法を再現し、合計 3 試験を行った。その結果、通常の 2 倍近い十字引張強度を安定して示した。この結果については次項でより詳しく検討する。プラグ径は底部板厚が小さいほど、大きくなる傾向があり、流動制御板を用いなかった場合とほぼ同じ直径となった。しかし、十字引張強度との直接的な関係は認められず、本接合方法ではプラグ径よりも、破断部分の材料の厚さが十字引張強度に対して支配的であると考えられる。

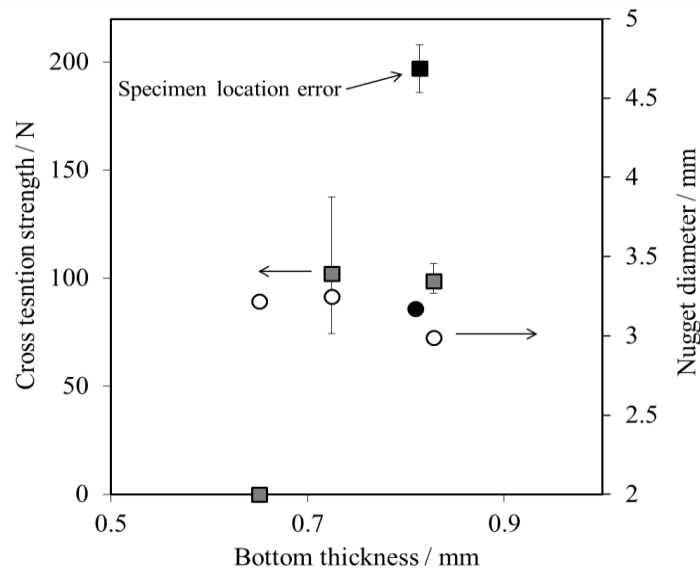


Fig. 4-8 Results of cross tension tests with counter punch side flow control plate

両側に SK 材の流動制御板を用いた場合

カウンターパンチ側に SK 材 0.1 mm, パンチ側に SK 材 0.3 mm の流動制御板を用いた場合の十字引張試験結果を **Fig. 4-9** に示す. 底部板厚が小さいほど高い剥離強度を示し, 底部板厚 0.5 mm 以下では約 250 N と, 超音波援用メカニカルクリンチングの最高強度を約 40%上回る十字引張強度を得ることができた. ほとんどの条件で, 継手にパンチ側の流動制御板片が残ってしまったが, 底部板厚 0.72 mm の条件では継手から流動制御板を除去することができ, なおかつ超音波援用メカニカルクリンチ程度の十字引張強度を確保することができている. 流動制御板を継手から除去することが必須条件で, なおかつバリの発生が許容できない場合には, 本流動制御板の組み合わせ方法において底部板厚を 0.72 mm 以上とすることでその要求が満たせる. 剥離形態は全ての場合においてパンチ側材料が破断し, カウンターパンチ側材料にプラグが残るように破壊した. プラグ直径はパンチ側に流動制御板と用いない場合と比べ約 50~60%大きく, この結果からパンチ直径よりも広い範囲で攪拌作用が起きていることが予想できる.

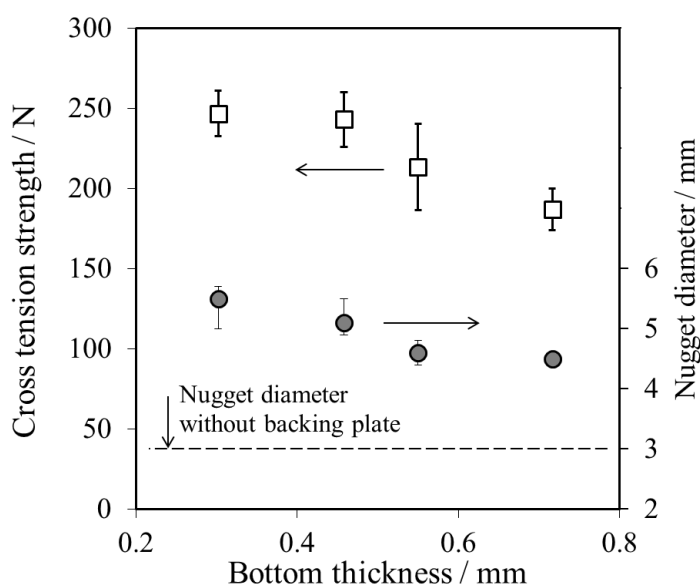


Fig. 4-9 Results of cross tension tests with both side SK flow control plates

両側にクラッド材の流動制御板を用いた場合

カウンターパンチ側, パンチ側ともにクラッド材の流動制御板を用いた条件では, 十字引張試験の結果, **Fig. 4-10** に示すように, パンチ側のアルミニウム板自体が破断することで分解した. これはクラッド材と超音波が印加された部分のアルミニウム材が強固に凝着しており, この界面の剥離強度が, アルミニウム試験片自体の強度よりも勝ったためである. クラッド材を流動制御板に用いた場合については底部板厚 0.72 mm のみについて試験を行ったが, あえて流動制御板の大きさを変更し, その影響を調査した. 流動制御板の一边の大きさを横軸にとり, 十字引張強度の関係を **Fig. 4-11** に示す. この破壊モードの場合

には、クラッド材がアルミニウム板を食い込むようにして大きく変形させ、最終的に破断に至る。そのためクラッド材が大きいほどアルミニウム板は広い面積で荷重を受け、高い十字引張強度が発生した。この場合には継手自体の強度よりも試験片母材自体の強度が十字引張強度に影響を与えるため、この結果が本質的な継手強度を示してはいない。しかし、結論としてはクラッド材が継手に残ることが許容される箇所に対しては、本流動制御板使用方法が高い継手強度を得るために有効な手段であることがわかった。

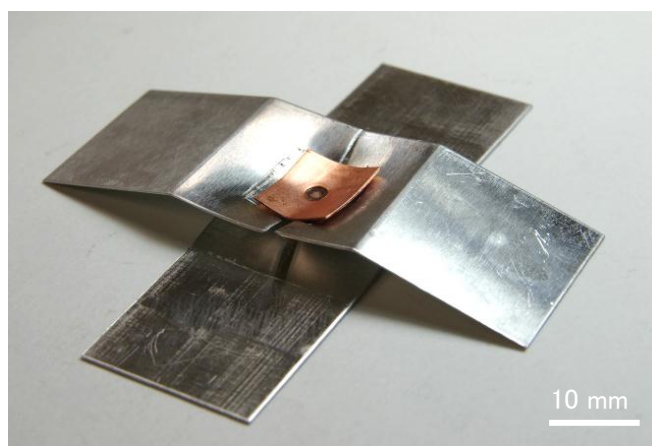


Fig. 4-10 Photograph showing failure mode of the joints using copper flow control plates

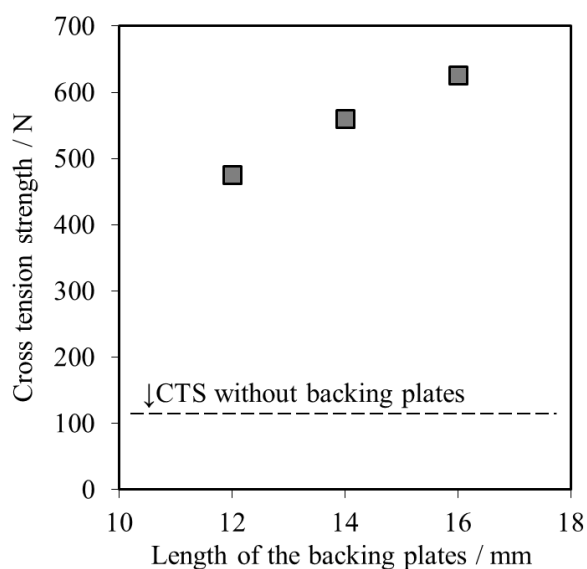


Fig. 4-11 Results of cross tension tests with both side clad flow control plates

4.3.4 ストリッパ位置および直径が十字引張強度に与える影響

4.3.3 中の、カウンターパンチ側にのみ流動制御板を用いた場合の流動制御板組み合わせにおいて、試験片位置決め用の溝に試験片がはまっておらず、溝からはみ出した状態で接合した場合に、通常の場合と比べ約 2 倍の継手強度を発生したことを述べた。ここではこの結果について考察を行い、安定して高い継手強度が得られる条件を探索する。

まず試験片配置方法の違いにより、板押えにより加圧されている箇所がどのように変化するのかを調べるため、感圧紙(富士フィルム、プレシート低圧、感圧範囲 2.5~10 MPa)をパンチ側試験片と板押えの間にはさみ、板押えで押さえた状態の加圧範囲とパンチ挿入後の加圧範囲を、通常の試験片配置、試験片角部を溝からはみ出した状態の二つの条件について調べた。まず、パンチと試験片が接触する直前まで金型を押し込み、板押えにより感圧紙を押しつけ、その後一度金型を開けて感圧紙を取り出した。その後新しい感圧紙を試験片の上に配置し、再度接合完了時のパンチストロークまで金型を押し下げた。二つ目の感圧紙を取り出した。その結果を **Fig. 4-12** に示す。通常の試験片配置状態では、板押えにより加圧された状態では、主に流動制御板の部分が加圧され赤く変色した。試験片角部が対角上に若干赤く変色しているが、これは試験片をシャーによりせん断して製作する段階で若干の反りが発生した部分であり、板押えの押し下げにより矯正されるために、2 枚目の感圧紙では、流動制御板の部分が赤く変色するのみで、試験片角部は変色していない。これに対し、試験片を位置決め用の溝からはみ出して配置した場合には、板押えを押し下げた段階では試験片が溝からはみ出した部分のみが赤く変色し、パンチ周辺は板押えと全く接触していないことがわかった。2 枚目の感圧紙については、試験片が溝からはみ出した部分はパンチ押し込み後も当然加圧され続けるが、パンチの部分のみならず、パンチ周辺

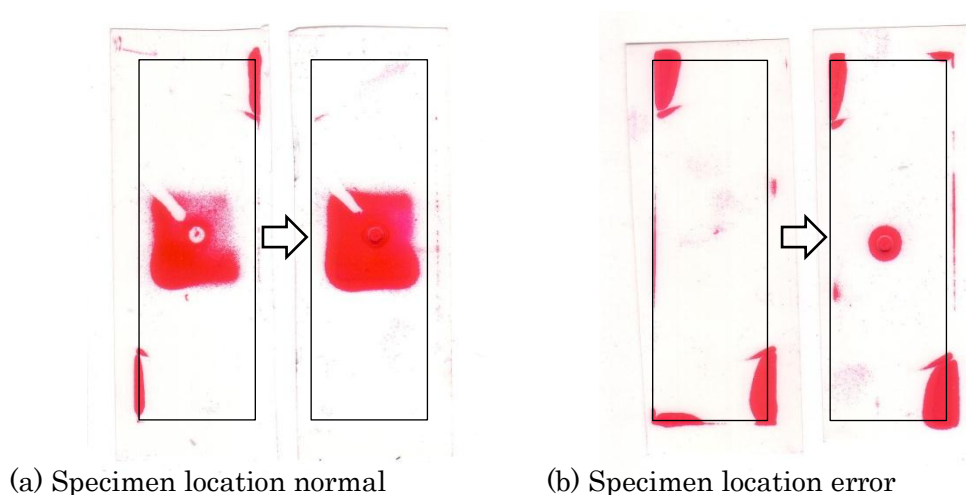


Fig. 4-12 Comparison of pressure distribution before and after the joining process with the difference of specimen location

部も円形に赤く変色していることから、パンチ押し込み後は、アルミニウム板が流動制御板と接触していることがわかった。

上記結果から、板押えとパンチ側材料の間に適度な隙間ができるように板押えの移動を制限することで、試験片の配置異常と同じ状況が再現できると考え、本項ではストリッパーとダイの間に、ストリッパーの押し下げ量を制限するためのシムを配置し、パンチと試験片が接触する段階では試験片と板押えの間に隙間を作ることを検討した。また、パンチ周辺の板押えに関わる幾何学的変化が継手強度に影響を与えると考え、板押えの直径をこれまでの 3.3 mm から、4.2 mm に変更した条件についても検討を行った。本検討における検討項目の違いを **Fig. 4-13** に示す模式図にまとめた。板押えの移動を制限するシム (stripper shim) の厚さは、通常状態から板押えが持ち上げられた量、即ち、パンチ押し込み前の試験片と板押え間の隙間と一致している。板押えシムの厚さは 0.1 mm~0.4 mm の範囲で検討した。全ての条件において底部板厚は 0.82 mm とし、各条件 3 試験行った。超音波印加条件は、これまで同様に 60 秒間共振状態が維持できる範囲で最大の物を選択し、振幅 10 μm 程度から選択した振幅まで 10 秒前後かけて上昇させ、その後 60 秒後まで選択した振幅で共振状態を保持した。

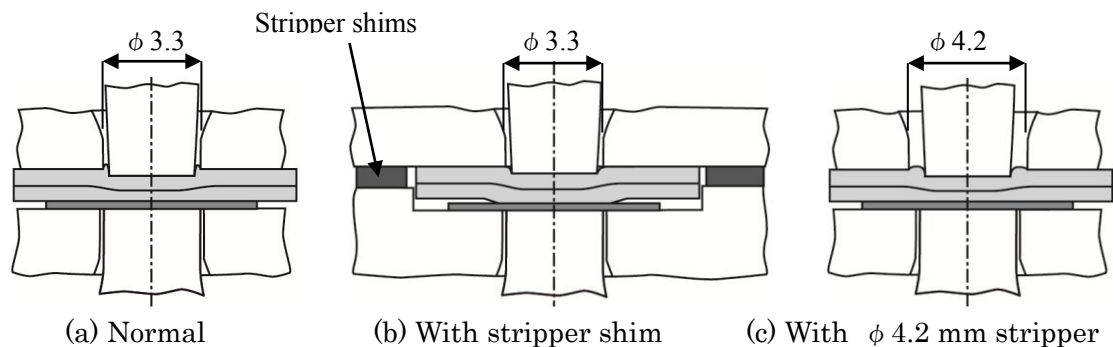


Fig. 4-13 Schematic illustrations showing considered tool types and joining conditions

接合試験結果

まず超音波印加開始位置までパンチを押し込む段階でのパンチ荷重とストロークの関係を **Fig. 4-14** に示す. ストリッパーシムを用いた場合には, 最終段階で荷重は一定でストロークのみ変化する領域が見られた. 板押えの直径が異なる場合には顕著な変化が見られなかった. 次に超音波印加中の振幅の変化と, これに対する荷重, 共振周波数, 入力電力量の変化を **Fig. 4-15** に示す. ストリッパーシムを用いた場合や, 板押え径が大きい場合には, 若干小さな共振周波数を選択し, より緩やかに振幅を上昇させた. 振幅が小さいにも関わらずこれら二つの条件は, 共振周波数は通常の場合よりも急激に降下し, 40 秒後には計測下限の 26.3 kHz に達し, その後も一定の割合で降下し続けた. これは, ストリッパーシムを用いた場合や板押えの孔径が大きい場合には超音波開始後, 材料の流動抵抗の低下により材料が攪拌部から流出しやすくなる状況において, 攪拌部以外の部分が変形しやすく, 流出に対抗する力が弱いためである. このほか超音波印加中の荷重変化は 3 条件でほぼ一致した. また, 入力電力量はストリッパーシムを用いた場合には若干高く, 板押えの孔径が大きい物は若干小さくなった.

次に継手外観を **Fig. 4-16** に示す. ストリッパーシムを用いた場合には通常パンチと板押えの間に材料が流入することで発生する大きなバリが発生しせず良好な外観を示した. カウンターパンチ側は通常ほぼ平面であるのに対し, 若干の突起が形成された. 流動制御板の径が大きい場合には, パンチ側に若干のリング状突起が形成されたがバリと呼ばれるほど鋭利なものではなく, 比較的良好な外観を示した. カウンターパンチ側は通常と変わらずほぼ平面だった.

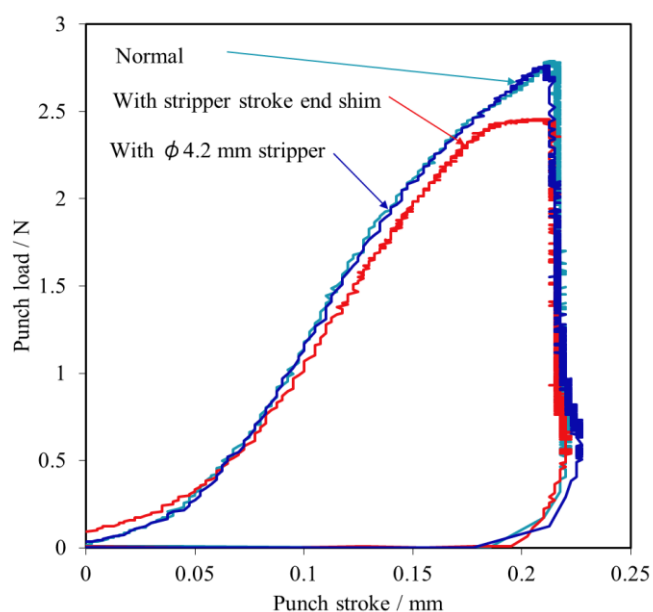


Fig. 4-14 Comparison of punch load over punch stroke with the difference of the stripper condition

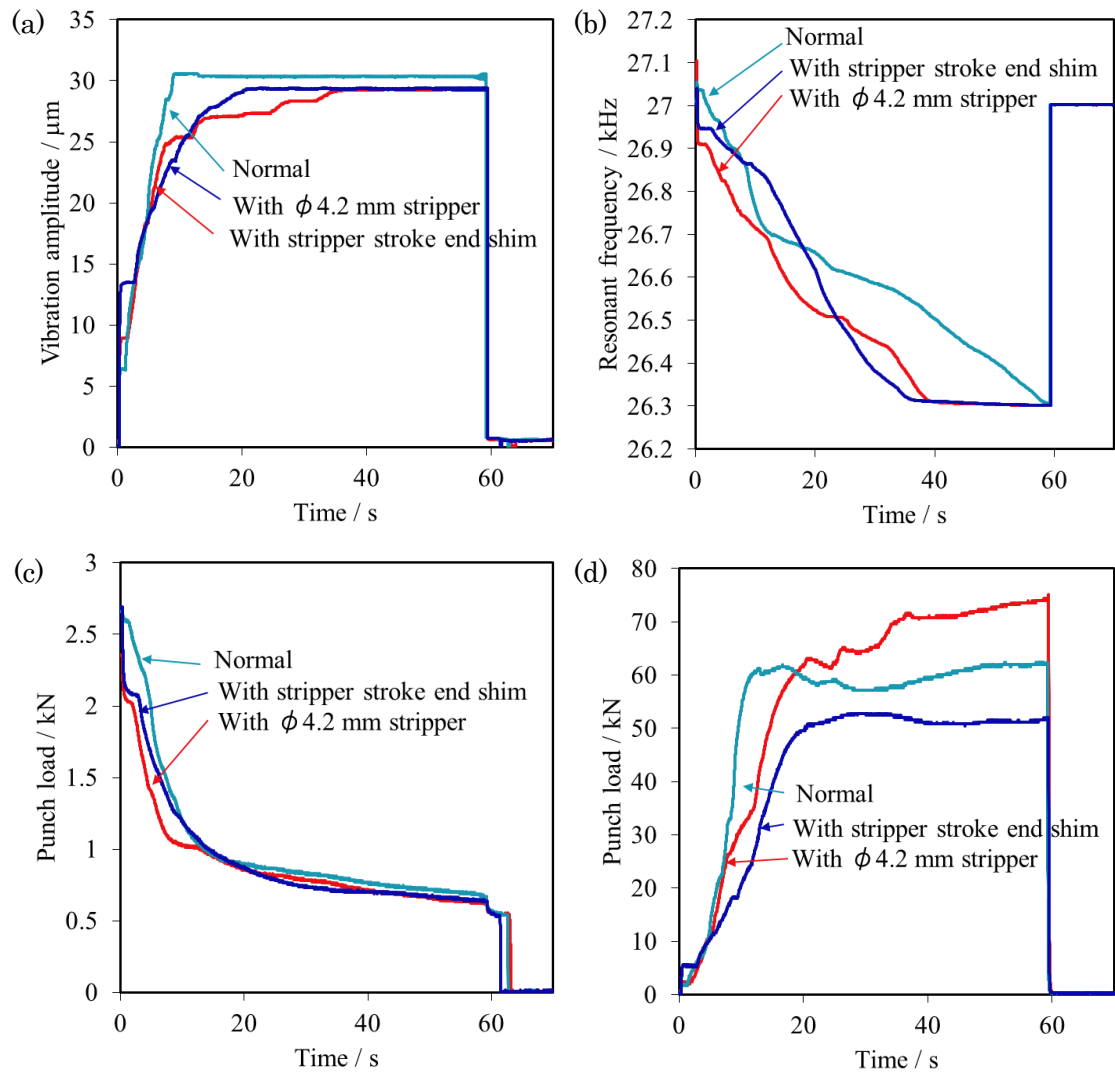


Fig. 4-15 Comparison of amplitude (a) resonant frequency (b) punch load (c) and input power(d) with the difference of the stripper conditions

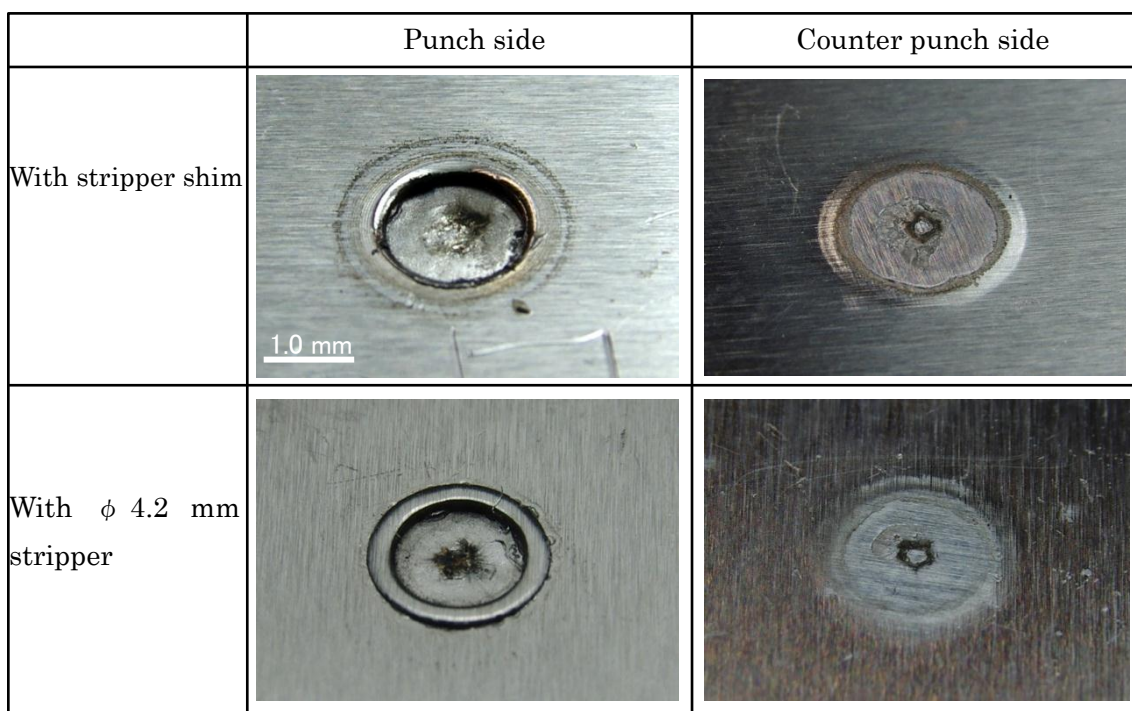


Fig. 4-16 Photographs showing appearance of the joints with stripper shim and ϕ 4.2 mm stripper

十字引張試験結果

Fig. 4-17 にストリッパーシムを用いた場合の十字引張強度とストリッパーシムの厚さの関係を示す。この結果からストリッパーシムの厚さが 0.15 mm の時に十字引張強度が極大となり、通常と比べ約 100%高い十字引張強度を示した。前項において、試験片を位置決め用の溝からはみ出して配置した場合には、溝の深さが 0.3 mm であるため、本来 0.2 mm ほど板押えが持ち上げられることになるが、試験片の配置を誤った場合にはこれとほぼ同等の十字引張強度が得られた。この理由は、板押えの加圧により、板押えとダイプレートの間に挟まれた材料がつぶされ、結果的に 0.15 mm 程度板押えが持ち上げられていたことがわかった。

最後に、板押え径が 4.2 mm の場合の十字引張試験結果も含めて、**Fig. 4-18** に各種板押えに関する条件の違いが十字引張強度に与える影響についてまとめる。板押え径が大きい場合には、通常と比べ 50%程度高い領域で安定した十字引張強度が得られた。0.15 mm のストリッパーシムを用いた場合には、通常と比べ 200%程度高い領域で安定した十字引張強度が得られた。この方法は大きなバリが発生しないため、流動制御板を継手から除去することが必要条件である場合には、本接合法において最適な流動制御板と板押えの使用方法であるといえる。

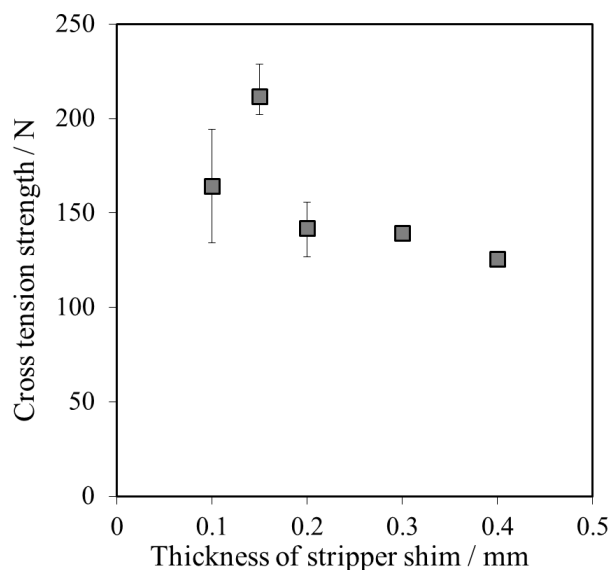


Fig. 4-17 Results of cross tension tests with stripper shims

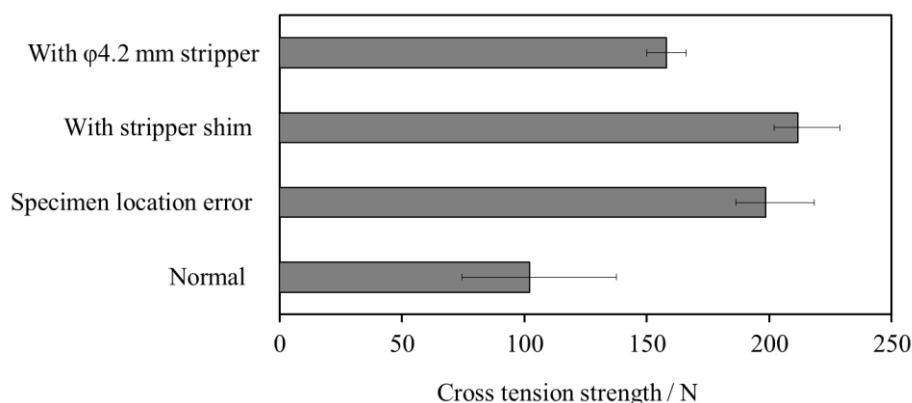


Fig. 4-18 Comparison of cross tension strength with the difference of stripper conditions

断面観察結果

Fig. 4-19 にストリッパエンドシムを用いた場合と、直径 4.2 mm のストリッパを用いた場合の断面形状変化を示す。ストリッパエンドシムを用いた場合には上板と下板の間に空隙が生じた。直径 4.2 mm のストリッパを用いた場合には上板がパンチ肩部付近において、ストリッパ方向へ流出しようとする材料の流動角度がなだらかになっていた。どちらの場合にも、未攪拌領域と攪拌領域の境界付近におけるパンチ側バリ方向に向かう急激な材料流動が抑えられた結果、継手強度に悪影響を及ぼす未凝着な接合界面がパンチ肩部付近に接近する現象は抑えられていた。この結果から、材料の流出を抑える目的で板押え孔の直径を縮小したことが、アルミニウム板同士の接合に関しては悪影響を及ぼすことがわかった。

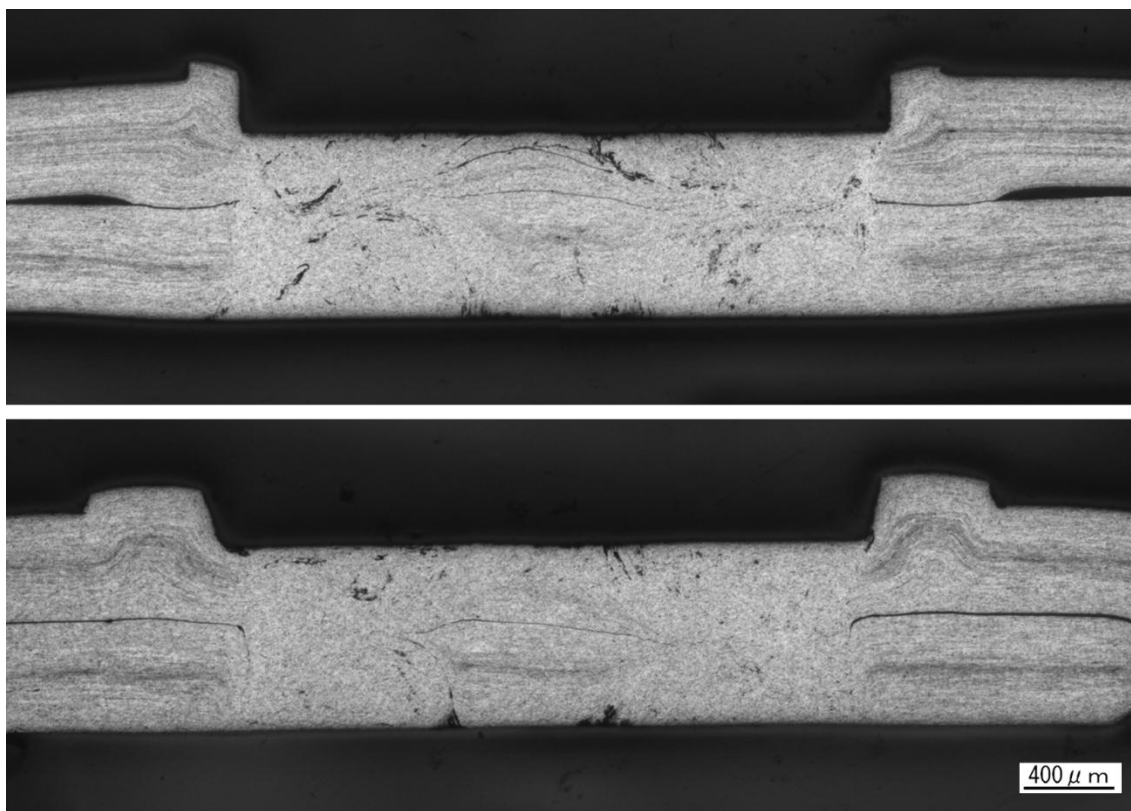


Fig. 4-19 Micrographs showing cross sections of joints (a) With 0.15 mm stripper shim and (b) With ϕ 4.2 mm stripper

4.3.5 引張せん断試験結果

これまでの継手強度は主に十字引張試験によって評価したが、引張せん断強度も重要である。そこで流動制御板を用いない場合、カウンターパンチ側のみに流動制御板を用いた場合、両側に SK 材の流動制御板を用いた場合、両側にクラッド材の流動制御板を用いた場合の 4 種類の流動制御板使用方法について、引張せん断試験を行った。接合条件は、それぞれの流動制御板使用方法について、これまでの調査から十字引張強度が最大となる条件とした。その結果を、これまでの十字引張試験結果と共に **Fig. 4-20** に示す。十字引張強度が高い条件では引張せん断強度も高いという傾向を示した。スポット溶接の強度基準を示した JIS-Z3140 では、アルミニウム板同士のスポット溶接について、板厚 0.5 mm の場合には O 材母材強度 100 MPa の場合には A 級の継手に対して平均値 480 N、最小値 300 N の引張せん断強度を基準として定めている。A1050-O 材の母材引張強度は 60 MPa 前後で

あり、この場合 JIS-Z3140 で定める強度基準を換算すると平均値 288 N、最小値 180 N である。今回の引張せん断試験結果から、本接合方法では、流動制御板を用いない場合には若干平均強度がこの JIS による強度基準に満たない物の、その他の流動制御板使用方法ではこの基準を満たし、特にパンチ側にも流動制御板を用いた場合には大幅に高い継手強度が得られることがわかった。また、第 3 章で開発した超音波援用メカニカルクリンチング法と比較した場合には、超音波援用メカニカルクリンチング法の十字引張強度が約 175 N、引張せん断強度が 260 N であるため、流動制御板を用いない場合にはほぼ同等、それ以外の場合には外観性状を改善しつつ、高強度化することもできたと言える。

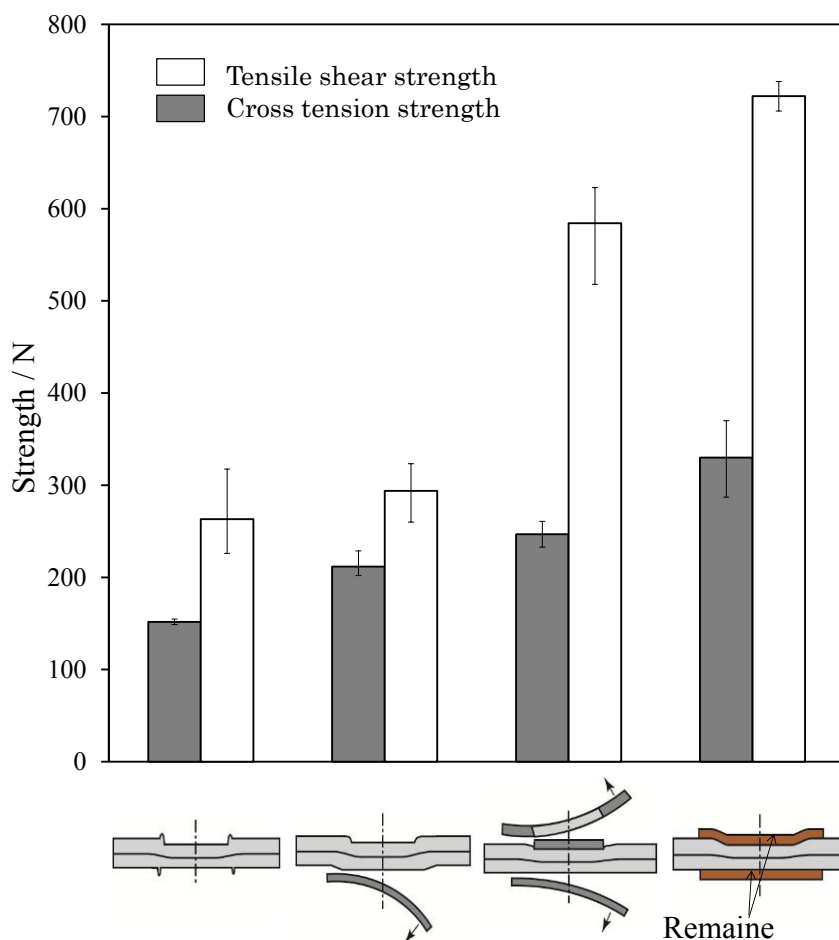


Fig. 4-20 Comparison of tensile shear strength with the combination of the flow control plates

次に **Fig. 4-21** に引張せん断試験後の継手外観写真を示す。どの条件においてもアルミニウム板の接合界面で剥離することはなかった。パンチ側に流動制御板を用いない場合は、パンチ側材料から破断し、カウンターパンチ側材料にプラグが残った。両側に SK 材の流動制御板を用いた場合には両側母材部分から破断が始まり、母材自体が大きく捲れあがるようにして破断した。両側にクラッド材の流動制御板を用いた場合にはパンチ側試験片が V 字型に大きくせん断された。

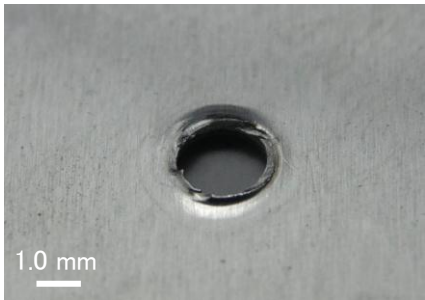
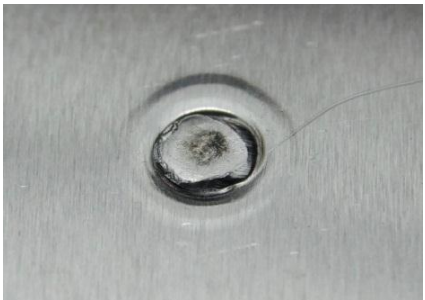
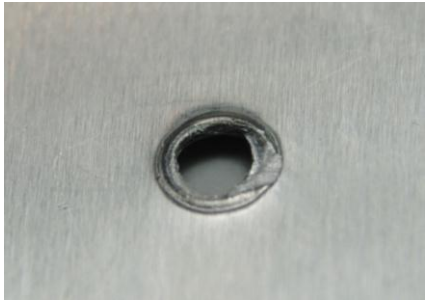
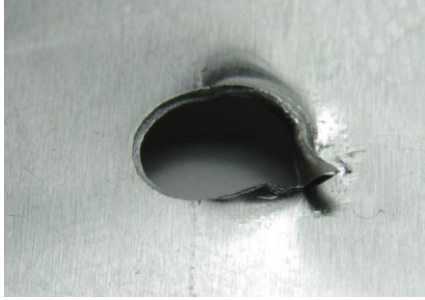
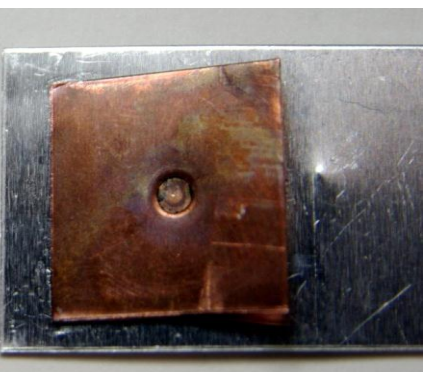
	Punch side	Counter punch side
Without flow control plate		
With counter punch side flow control plate (with stripper shim)		
With both side SK flow control plate		
With both side clad flow control plate		

Fig. 4-21 Photographs showing the appearance of joints after tensile shear tests

4.4 メカノメタラジカル接合法によるアルミニウム板と軟鋼板の接合

4.4.1 実験条件

試験片は、上板（パンチ側材料）に軟鋼板、下板（カウンターパンチ側材料）にアルミニウム板を配置し、アルミニウム板とカウンターパンチの間に流動制御板を配置した。これとは逆に、パンチ側へ流動制御板を配置する方法についても検討したが、パンチの押し込みにより流動制御板が剪断され、その除去が困難になること、検討した範囲では良好な継手強度が得られなかったことから、本論文内ではカウンターパンチ側に流動制御板を配置した方法についてのみ報告する。

接合プロセスについて本章では、ストロークエンドまで超音波を印加せずにパンチを押し込み、その後パンチの押し込みを停止した後に超音波を印加する方法のみ検討した。パンチ押し込み量はストロークエンドブロックの間に挟むシムの厚さで調整し、ストロークエンドブロック同士が当たった段階から一定量荷重を増加させ、その後プレス荷重を維持することで一定のパンチストロークを保った。印加する超音波の振幅は 60 秒間共振状態を維持できる範囲内で最大の振幅とし、印加時間は 60 秒とした。この振動条件の選定理由については 4.4.3 項で詳しく述べる。また接合試験中のパンチストロークについて留意すべき点がある。それは上記方法では、ダイセットのストロークは一定であるが、ロードセルからパンチ先端までの長が加工荷重による弾性変形で変化するために、最終的なパンチ先端の位置が、超音波の印加等による加工荷重の変化によって変化することである。そのためパンチ挿入量に関する値には、パンチストロークではなくこれまで同様に底部板厚 t を用いた。底部板厚 t は接合試験後にマイクロメーターを用いて測定した。

4.4.2 流動制御板の選定

前節において、流動制御板を使用することで超音波印加中の被接合材流出を抑え、より高い振幅の超音波振動を印加できることを明らかにした。本章で検討する異種金属の接合にはより大きな振幅の超音波振動を印加する必要があると思われ、その際には流動制御板の種類や材質による影響も大きくなるであろう。そこで数種類の流動制御板を用いて接合試験を行い、その厚さや材質が継手外観や継手強度に与える影響を調査することで、最適な流動制御板の選定を行った。継手強度は十字引張試験によって評価した。また、流動制御板を継手から剥離した後に十字引張試験を行ったものに加え、流動制御板が継手に張り

付いて残っているままの状態で行った結果についても比較した。流動制御板は接合後、概ね継手に張付いて残ったため、アルミニウム板と流動制御板の間にナイフを差し込み、引き剥がすようにして剥離した。印加する超音波の振幅は60秒間安定して共振状態が維持できる振幅範囲を約0.5 μm 間隔で調査し、最大の振幅を選択した。接合手順は、まずストロークエンドまで超音波を印加せずにパンチを押し込んだ。次にパンチ荷重を維持した状態で振幅10 μm 程度から、選択した振幅に到達するまで約20秒かけて徐々に振幅を上げ、その後超音波印加開始から60秒後まで選択した振幅において超音波印加を続けた。選択した振幅から超音波の印加を開始せずにこのような手法を採ったのは、超音波印加開始直後の不安定領域を回避し、接合の成功率を高めるためである。多くの場合に60秒間共振状態が維持できる条件であっても、いきなり大きな振幅から振動印加を開始すると、まれに振動開始直後に共振状態の破綻が起きることがあったためである。尚、この現象は超音波発振器の追尾回路の応答性を高めることで回避できると思われる。底部板厚は0.75 mmとなるようにパンチストロークを調整した。流動制御板の材質には、アルミニウムよりも変形抵抗は大きい、比較的に変形しやすい材料として銅板と、より高い硬さを有する材料として炭素工具鋼製薄板について検討を行った。銅板として無酸素銅 C1020P-H を選択し、板厚0.1 mm, 0.2 mm, 0.35 mm を用意した。炭素工具鋼としてはSK4、硬度45~50 HRC を選択し、板厚0.05 mm, 0.1 mm, 0.3 mm を用意した。また、SK材よりも柔らかく、銅板よりも硬い材料としてSUS304材、厚さ0.35 mm と、SUSのバルクの性質と銅板の表面的性質を併せ持った材料として0.30mmのSUS304材を厚さ0.025mmのC1020材で挟み込んだ銅-SUSクラッド材についても検討に加えた。なお、この材料について以降単にクラッド材と呼ぶ。これら合計8種類について検討を行った。試験数は各N=3である。

最適な流動制御板厚さと材質

Fig. 4-22 に、検討した全ての流動制御板を用いてアルミニウム板と軟銅板接合を試み、その十字引張強度を測定した結果を比較する。この結果からまず、本接合法によりアルミニウム板と軟銅板の異種材料板を接合でき、アルミニウム板同士の場合の十字引張強度に匹敵する強度を得ることができる条件が存在することがわかる。印加した超音波振幅を各項目名の下に示す。厚い流動制御板を用いた場合には、より大きな振幅で共振状態を維持することができた。SK材の場合0.05 mm、銅板の場合0.2 mm よりも薄い流動制御板を用いた場合には、流動制御板はカウンターパンチのエッジと接触する部分で割れ、試験片を取り出し後にすぐに分離した。そのためこれらの流動制御板を用いた場合には、流動制御板を残したままの十字引張試験や流動制御板自体の十字引張試験は行わなかった。またこれらの流動制御板を用いた場合には、割れた流動制御板の隙間からアルミニウム材が流出したために Fig. 4-23 に示すような大きなバリが発生した。また、材料が流出したために十分な攪拌効果が得られず、十分な十字引張強度を得ることができなかったため、SK材の場合0.05 mm、銅板の場合0.2 mm よりも薄い流動制御板は適当ではないと判断した。

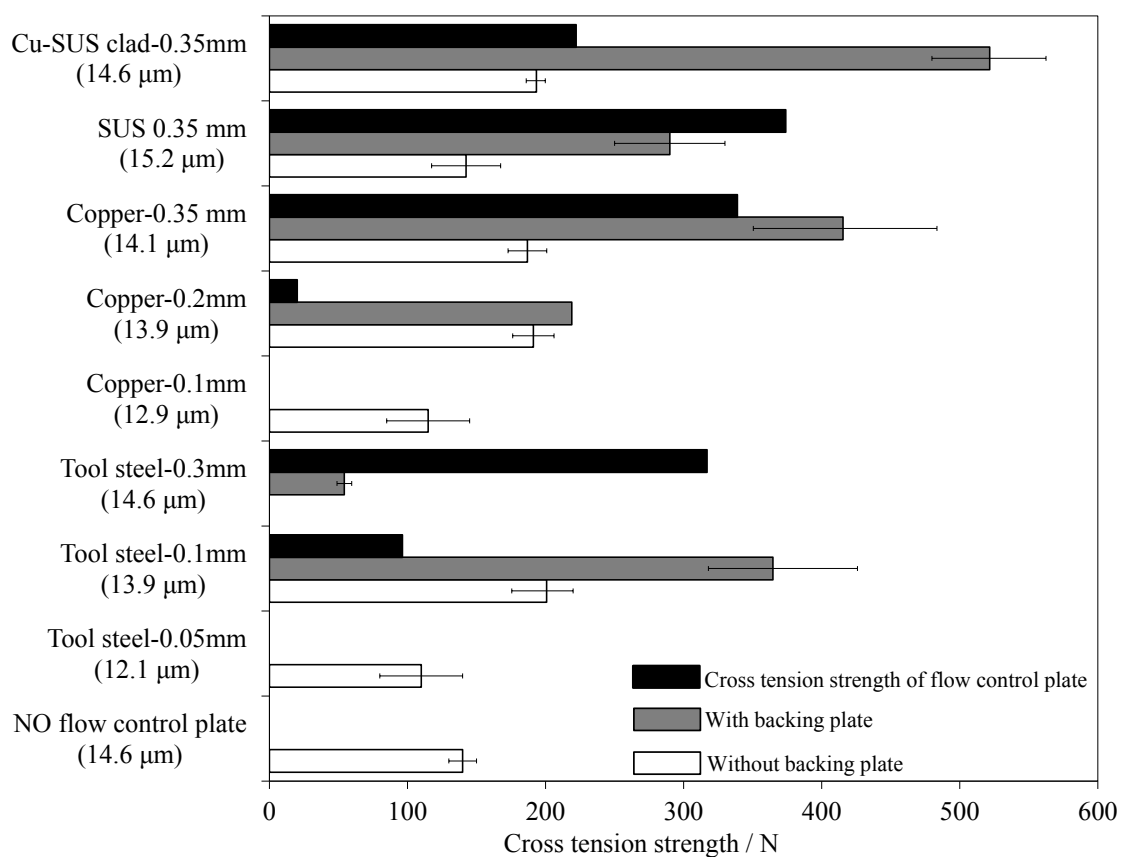
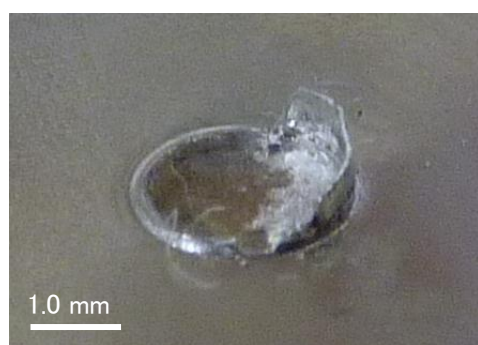


Fig. 4-22 Comparison of cross tension strength over the difference of the flow control plates



(a) Flow control plate: 0.05 mm SK plate



(b) Flow control plate: 0.2 mm

Fig. 4-23 Photographs showing counter punch side appearance of the joints with (a) SK 0.05 mm and (b) C1020 0.2 mm

次に材質について検討を行う．SK 材 0.3 mm の流動制御板を用いた場合には，流動制御板の剛性が高いためにアルミニウム板との間にナイフを差し込むことが困難であった．そのため，流動制御板を除去することができなかった．よって流動制御板を除去した場合の十字引張試験は行わなかった．流動制御板を剥離するために必要な荷重を比較すると SUS，銅板，SK，クラッド材の順に高かった，一方流動制御板を除去せずに測定した十字引張強度は，クラッド材，銅板，SK 材，SUS の順に高かった．以上の結果から，流動制御板の材質として最適なのは，流動制御板自体の剥離強度は低く，アルミニウムと銅板の間の十字引張強度が高い，クラッド材だと言える．この結果について以下に考察を加える．

流動制御板の材質により，強固な凝着力が発生する面が異なる理由は，あて板の剛性の違いにより，パンチから入力される振動応力の分布が変化することが挙げられる．Fig. 4-25 はパンチ押し込み時の荷重ストーク線図を示す．この図から，SK 材や SUS などの剛性の高い流動制御板を用いた場合には，カウンターパンチに伝わる荷重が減少することが分る．このことから，流動制御板の剛性が高い場合には，振動応力が広い範囲に分散し，超音波振動応力の最大値が発生する位置がパンチ軸方向に変化していると考えられる．

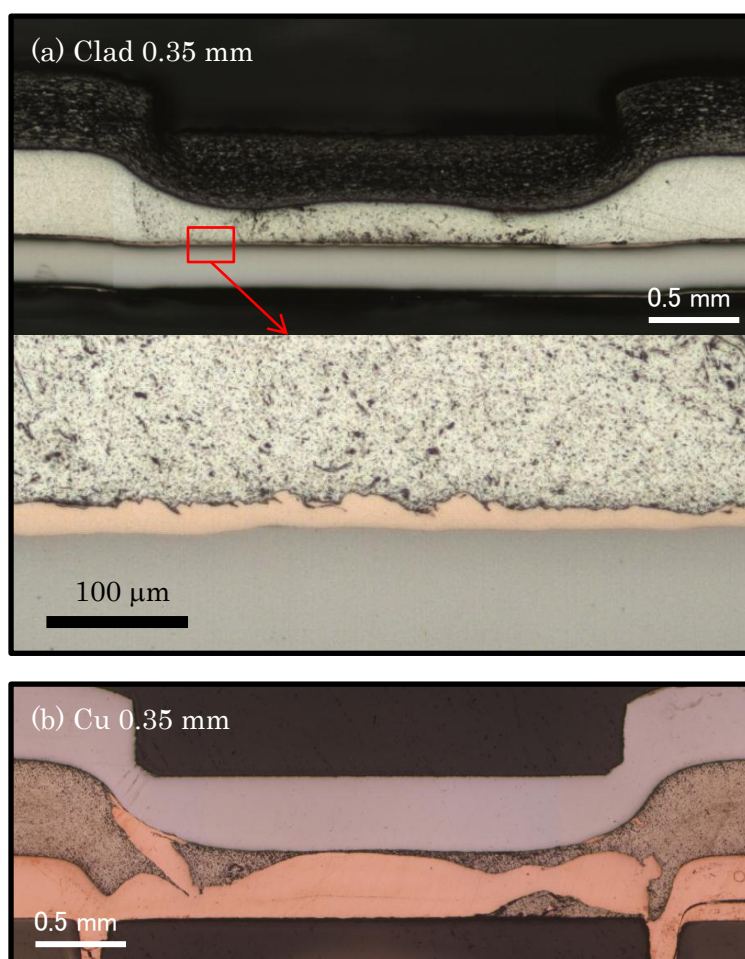


Fig. 4-24 Micrographs showing joint cross-sections after cross tension tests with tool steel flow control plates

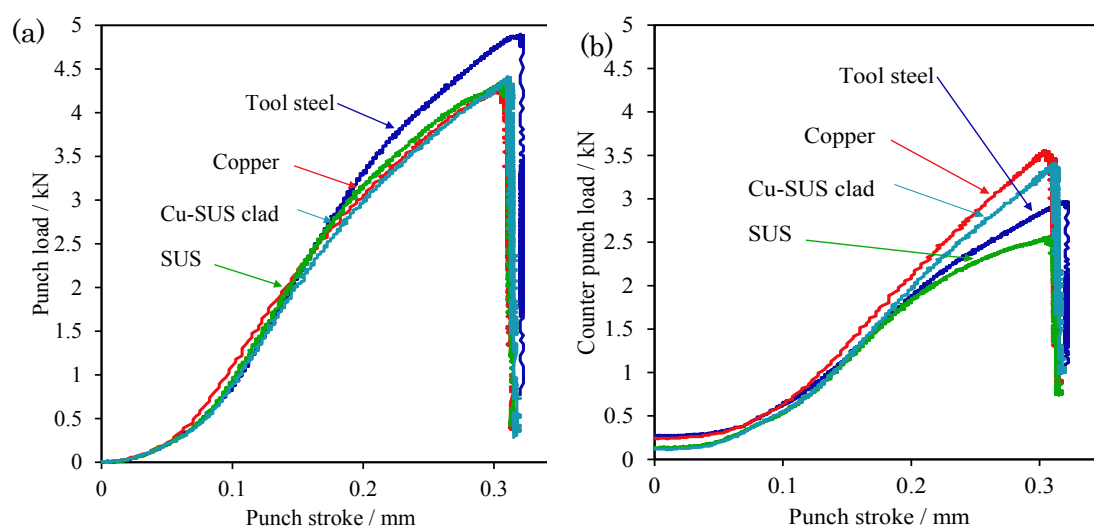


Fig. 4-25 Relation between input power, frequency, punch load counter punch load and vibration amplitude

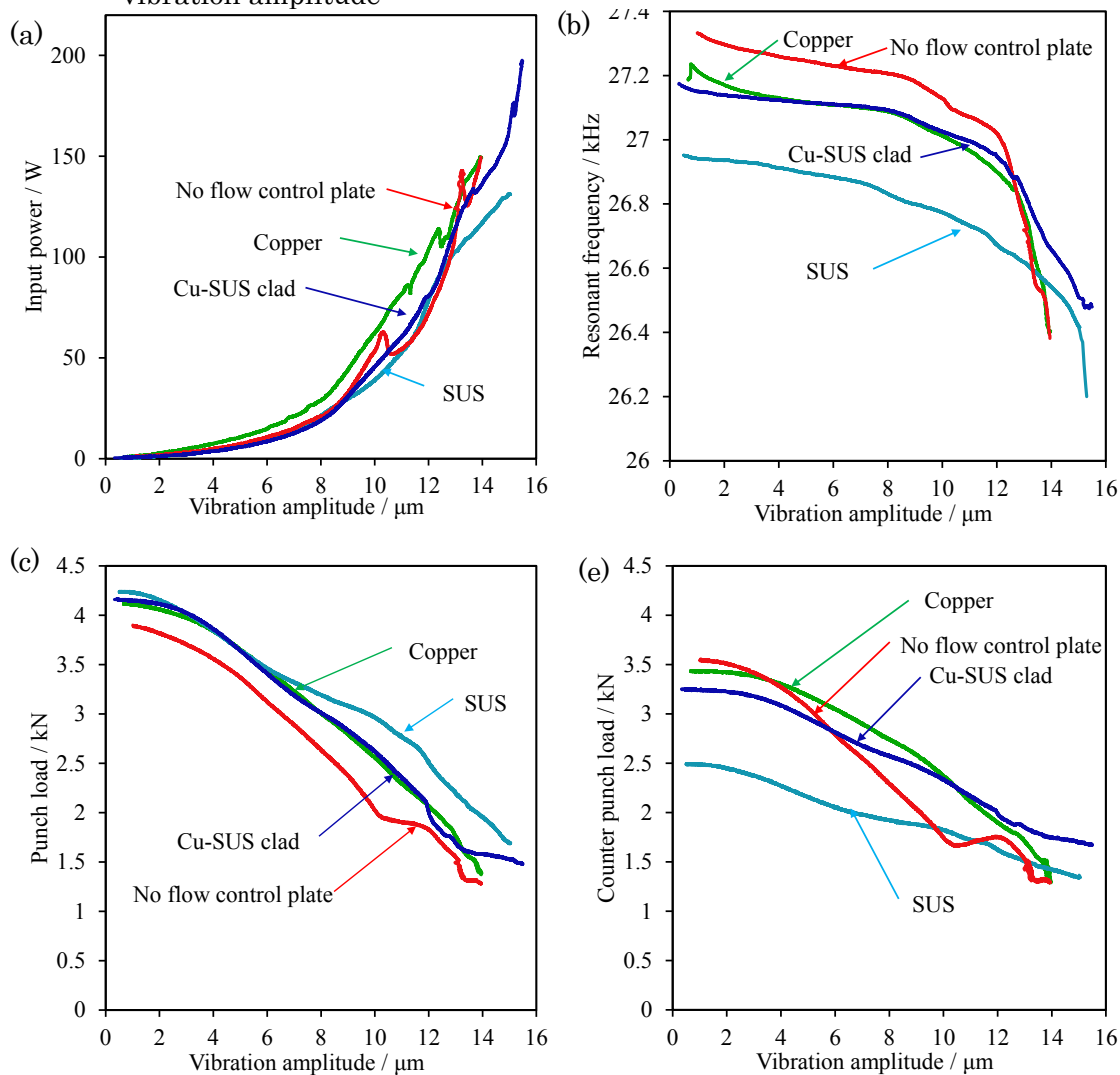


Fig. 4-26 Comparison of punch load and counter punch load in the different material of flow control plates

またこの振動応力により、攪拌される材料流動の変化が起きたことが考えられる。Fig. 4-26 に流動制御板の材質の差が振幅を徐々に増加させた際の振動諸特性に与える影響を示す。共振周波数は、SUS やクラッド材を用いた場合に、それ以外の場合に比べなだらかに変化することが言える。このことは、超音波による攪拌作用を発現する領域が広く、効率的な振幅領域で超音波を印加できることを示しており、SUS 材を用いた場合にも十分な攪拌作用が起きていたと言える。次に、クラッド材と銅板を用いた場合の継手断面の違いを Fig. 4-24 に示す。銅は変形抵抗が小さいために、攪拌作用により流動してしまう。そのためアルミニウム側と強固に凝着し、流動制御板剥離荷重が増加したと思われる。一方クラッド材の場合には銅による流動が表層のみで抑えられるため、全体的な変形は避けられている。

以上の結果から、SK 材の場合には 0.3 mm よりも分厚い流動制御板は適当ではなく、材質としては SUS と銅のクラッド材が効率的な振幅を維持できるという点と巨視的な変形が起きないという点、振動状況に大きな変化を与えないという点から良好である。そのため、SK0.1 mm とクラッド材 0.35 mm を最適な流動制御板として選択し、さらに詳しく検討することとした。

接合特性

次に、良好な結果が得られた SK 材 0.1 mm とクラッド材 0.35 mm を流動制御板に用いた場合の特徴についてより詳しく説明する。Fig. 4-27 に超音波印加前に所定のパンチストロークまでパンチを押し込む際のパンチストロークとパンチ荷重、カウンターパンチの荷重の関係を示す。パンチ荷重については流動制御板によらず、同じ経路となった。カウンターパンチ荷重については、クラッド材を用いた場合には若干遅れて荷重が増加することがわかった。なおここで用いるパンチストロークとは、鋼板とパンチが接触した位置からのパンチホルダーの変位量であって、パンチ先端の変位量とは必ずしも一致していないことを再度書き留めておく。

次に超音波印加中のパンチ荷重、入力電力量、共振周波数の推移を Fig. 4-28 に示す。流動制御板にクラッド材を用いた場合には、より大きい超音波振幅を印加することができた。この結果については SK 材 0.3 mm の流動制御板を用いた場合にも、14.6 μm の振幅で 60 秒間共振状態を保つことができたことから、材質の違いよりも板厚の差によるところが大きいと言える。流動制御板や銅板などの、攪拌されない材料の厚さが厚いほど大きな振幅で共振状態を保つことができた。逆に攪拌される材料の厚さが厚いほど低い振幅で共振状態が破綻する傾向は、板厚の影響を調査した際にも見られる傾向である。本検討においてはクラッド材を用いた場合に大きな振幅を印加したため、入力電力量や共振周波数の低下量、荷重の低下量はクラッド材を用いた場合に、SK 材を用いた場合よりも大きかった。しかし、超音波振幅の増加に伴って荷重や共振周波数が減少し、入力電力量が増加するという傾向にはほぼ変化はなかった。この結果から、流動制御板の厚さにより印加可能な振幅は変化するものの、その材質や厚さが振動系の振動特性に与える影響は小さいと言える。

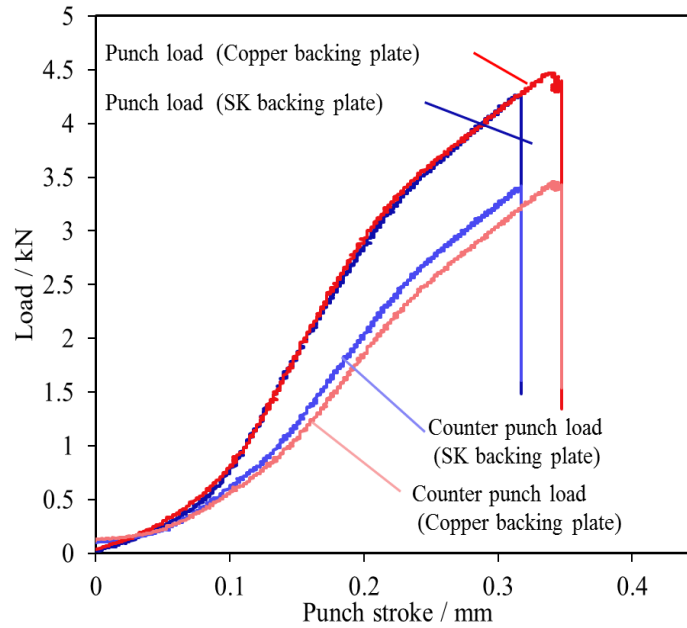
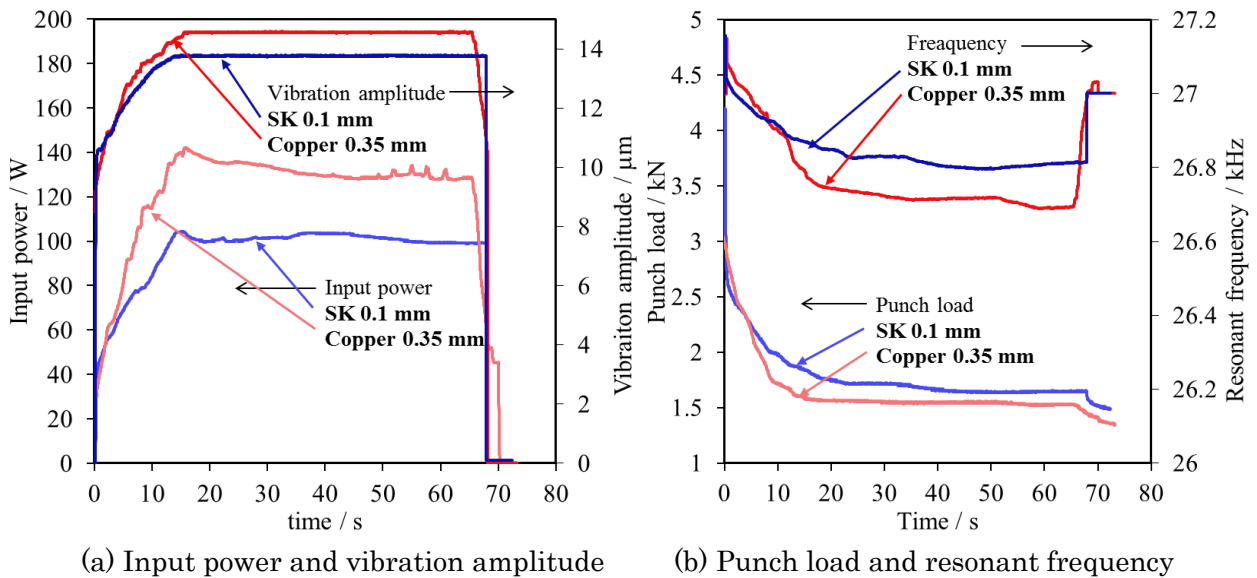


Fig. 4-27 Comparison of punch load with SK and copper backing over stroke



(a) Input power and vibration amplitude

(b) Punch load and resonant frequency

Fig. 4-28 Comparison about punch load, resonant frequency, input power and vibration amplitude with SK and copper flow control plate over time

継手外観

まず流動制御板を用いない場合の継手外観を **Fig. 4-29** に示す. この場合にはダイ側のアルミニウム材が, ダイとカウンターパンチ間の隙間に流出し, 高いバリができていた. 次に最適とした2種類の流動制御板と 0.35 mm のクラッド材, 0.35 mm の銅板を用いた継手のパンチ側外観, 流動制御板剥離後のカウンターパンチ側の外観写真を **Fig. 4-30** に示す. パンチ側外観や剥離前の流動制御板外観に変化はなく, 共にパンチ側には深さ 0.3 mm 程度のパンチ跡が残るものの, ほぼ平らな面となっている. 流動制御板を剥離した跡のアルミニウム材側の表面には, 流動制御板が凝着した跡が残っており, クラッド材を用いた場合により広い範囲でこの跡が残る. 銅板の場合には破断した銅板が継手に残った. 本接合条件においては, SK 材を用いた場合より良好な剥離性が得られた. しかし, 流動制御板の剥離性は流動制御板の種類のみならず, 印加する超音波の振幅も大きな影響を与える可能性がある. 本検討においては流動制御板の違いだけではなく, 印加した超音波振幅も異なるために, 一概に SK 材の方が高い剥離性を有していると言い切ることはできない.

攪拌部の材料流動状況を可視化するために 0.15 mm の A1050-O 材を4枚重ね合わせ, SK 材のあて板を用いて本手法により接合した継手の断面写真を **Fig. 4-31** に示す. 印加する超音波振幅や印加時間に関して種々の条件で接合を行いその断面を観察したが, 明確な渦状の流動を確認することはできなかった. しかし, 4枚のアルミニウム板が非常に良く攪拌され, その接合界面が消失していることを確認することができた.

十字引張試験時の破壊形態

流動制御板を除去した後の十字引張試験では, 共にアルミニウム板が破断し, **Fig. 4-34(a)**に示すように銅板側に円形のプラグが残るようにして分解した. 流動制御板を用いない場合にはプラグ破断には至らない. SK 材のあて板を用いて接合試験を行い, その超音波印加条件が不十分なためにプラグ破断には至らず, 部分的な剥離が起きた試料について剥離した表面を SEM 観察した結果を **Fig. 4-32** に示す. パンチの押し込みより軟鋼板が湾曲した R 部分の頂点付近を中心にアルミニウム材が凝着していた痕跡が見られた. また, このアルミニウムが付着した部分の破面は, デンプル状の延性破面となっていた. このことから, この継手の破壊はアルミニウムと軟鋼板の接合界面ではなく, アルミニウム材が延性破断することで分離したことが分り, アルミニウム板と軟鋼板が良好な凝着力により接合していたことが分る. なお, プラグ破断に至った場合の破断面の様相については 4.5.5 節 **Fig. 4-85(c)**に示す通り, 縦方向に伸張したデンプルによって構成された延性破面となっていた.

一方流動制御板を除去せずに十字引張試験を行った結果, SK 材を用いた場合には剥離してから十字引張試験を行った場合に比べ最大 113%, クラッド材を用いた場合には最大 180%と非常に高い十字引張強度を示した. SK 材の流動制御板を除去せずに剥離試験を行

った後の継手は **Fig. 4-33** に示すように、流動制御板が部分的に破断するが、通常のプラグ破断の場合よりも破断する箇所が多い。流動制御板を残したままで剥離試験を行った場合には、鋼板と流動制御板の間で二重にプラグ破断を起こしたために、高い十字引張強度を示したことが分かる。一方流動制御板を残したまま十字引張試験を行った場合、**Fig. 4-34(c)(d)**に示すようにリング上のプラグが残った。クラッド材の場合、鋼板に残るプラグ形状は SK 材を用いた場合より複雑な破断状態を示し、前述のドーナツ状の破断に加え、鋼板側に残るドーナツ状プラグ自体も部分的に破断した。これは、クラッド材とアルミニウム板が SK 材を用いた場合と比べ、より広い範囲で強固に凝着を起こしたためである。

本条件を検討項目に入れたきっかけは、通常の十字引張試験の際に流動制御板を除去することを忘れ、流動制御板が残った継手を十字引張試験に供したところ非常に高い十字引張強度が得られたことにある。以上の結果は本接合法の有益な使用方法を提案するものであり、製品から流動制御板を除去する必要がある場合には、非常に高い継手強度を得ることが分かった。なお、このような応用方法を提案するためには電食による耐腐食性低下を考慮した上で、さらに詳細な流動制御板選定を行うことが必要であり今後の課題である。

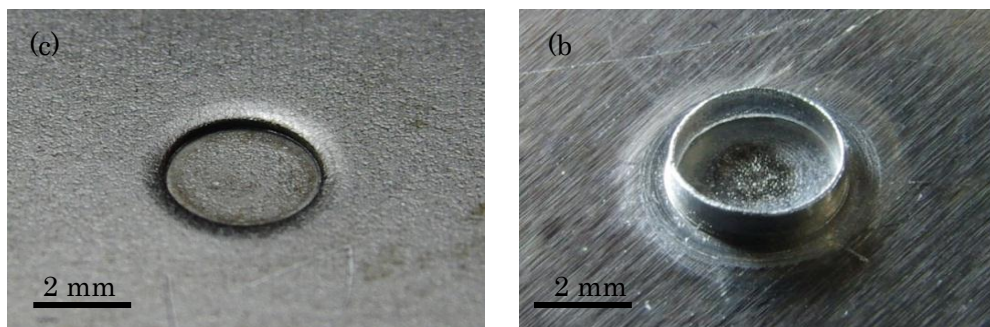


Fig. 4-29 Photographs showing the appearance of the joints without flow control plates

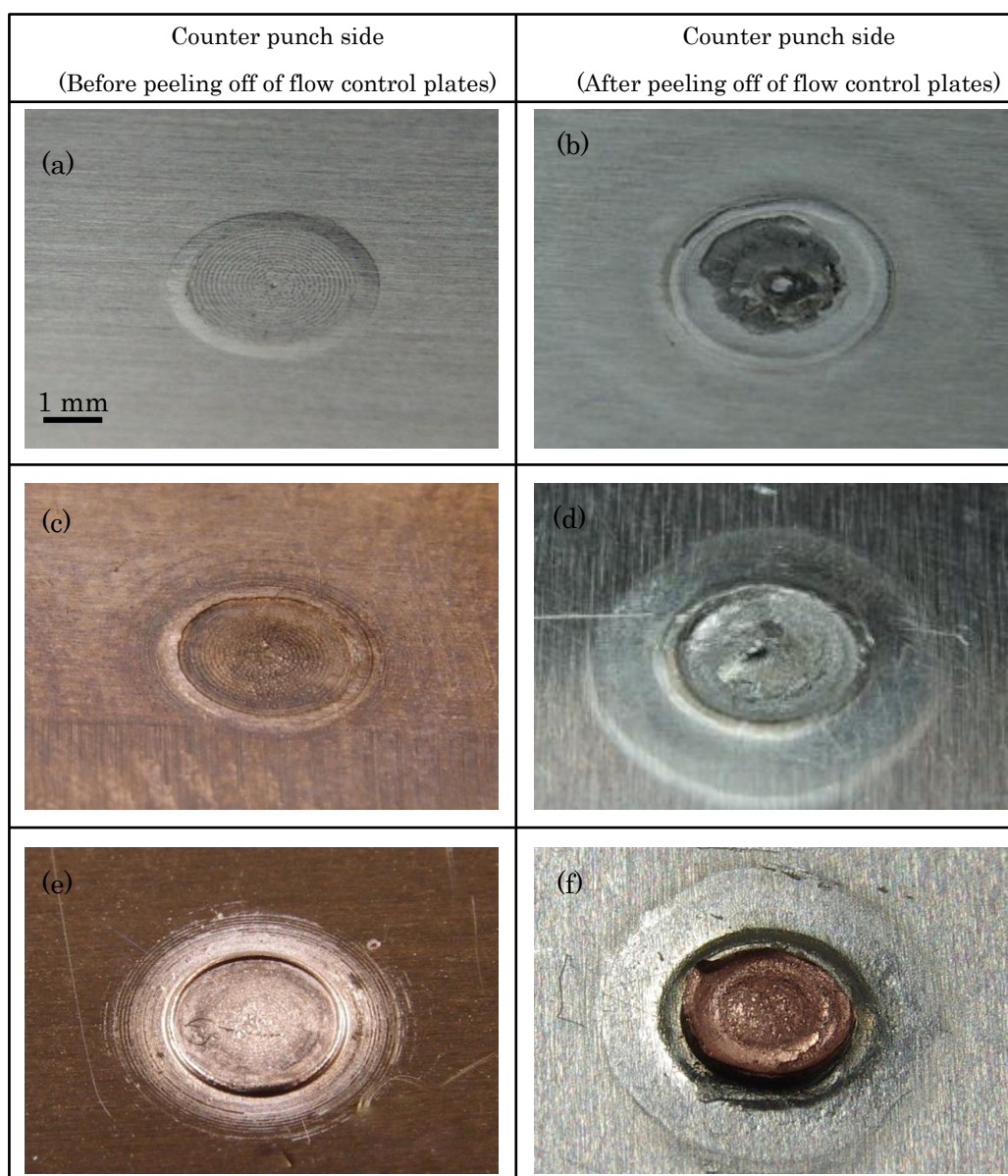


Fig. 4-30 Photographs showing the appearance of the joints using variety of flow control plates (a)(b) tool steel (c)(d) Cu-SUS clad and (e)(f) copper



Fig. 4-31 Micrograph showing cross section of multilayered joint

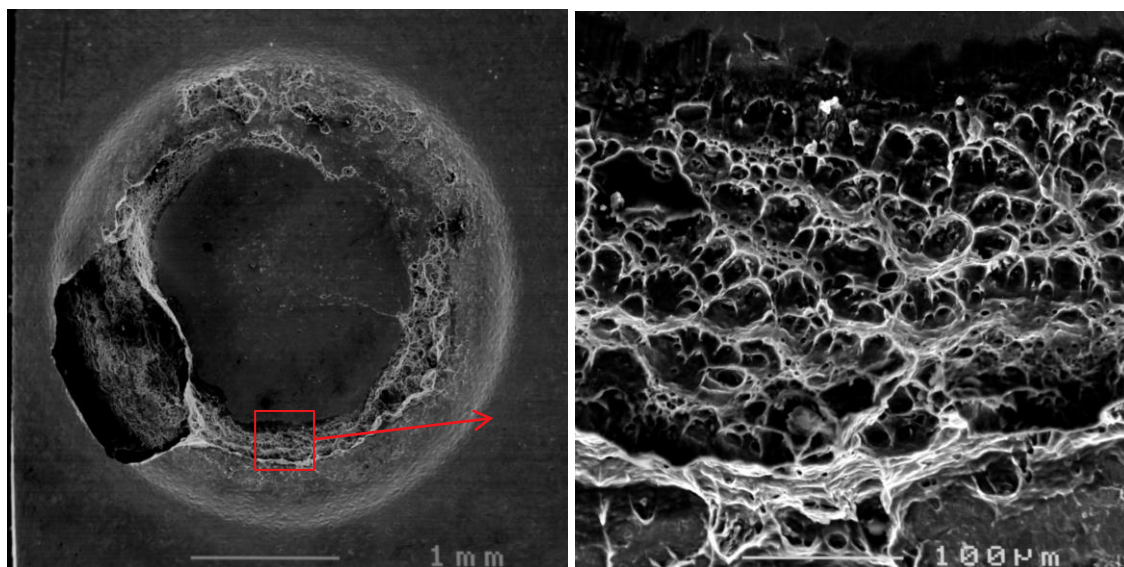


Fig. 4-32 SEM images showing fracture surface of a partial plug failure joint

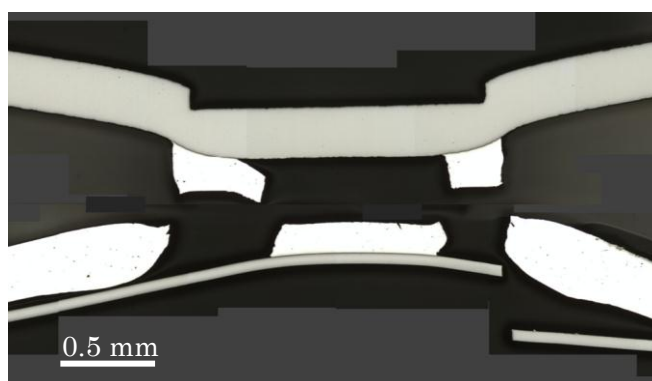


Fig. 4-33 Micrographs showing joint cross-sections after cross tension tests with tool steel flow control plates

Cross tension test without flow control plates		Cross tension test with flow control plates	
			
(a) Tool steel	(b) No flow control plate	(c) Tool steel	(d) Cu-SUS clad

Fig. 4-34 Photographs showing the appearance of the nuggets on the mild steel plates after cross tension tests using various flow control plates

4.4.3 超音波振幅、印加時間と十字引張強度との関係

ここでは良好な継手を得るために必要な超音波印加条件を調査するため、超音波振幅、超音波印加時間と十字引張強度の関係を調査した結果について述べる。一般に、超音波攪拌作用が起きた場合には共振周波数が低下し、超音波発振器の追尾範囲から外れた場合には共振不可能となり異常振動を起こす。このような状態に至ることを本論文では共振状態が破綻する(breakdown)と呼んでいるが、本実験ではまず、振幅 15.8 μm , 15.1 μm , 14.5 μm , 13.9 μm , 13.2 μm について、共振状態が破綻するまで超音波の印加を続け、それぞれの振幅で共振可能な時間と、十字引張強度を求めた。最大の加振時間は 200 秒とした、200 秒以内に破綻する様子が見られなかった振幅 13.2 μm の場合については、それより長い時間領域についての検討は行わなかった。次に、求めた共振可能時間の半分、さらにその半分の超音波印加時間を短くし、プラグ破断により破壊する条件と部分プラグ破断により破壊する条件の時間的境界を求めた。流動制御板には SK 材 0.1 mm を選択し、底部板厚は 0.75 mm で一定とした。各試験数は N=1 である。

超音波印加中の共振周波数、パンチ荷重、消費電力の変化

まず共振状態が破綻するまで超音波印加を続けた場合の共振周波数、入力電力とパンチ荷重が時間に対してどのように変化するかをそれぞれ Fig. 4-38 に示す。右側の列に示した Fig. 4-38(b), (d), (f) のグラフは、それぞれ Fig. 4-38 (a), (c), (e) のグラフから、共振開始後 2 秒間の部分を拡大して表示したものである。まず Fig. 4-38 (a)(b) に示す共振周波数については、全ての振幅の場合において超音波印加開始後、約 0.1 秒間で本振動系の基本共振周波数である 27.1 kHz に到達し、その後の約 0.3 秒間は急速に低下した。その後は、振幅に応じた速度で徐々に低下した。そして 26.5 kHz 程度まで低下した段階で、再度急激に低下した。パンチ荷重は、共振周波数の変化と良く対応し、超音波印加開始後の約 0.3 秒間で急激な荷重の低下が起きた。その後、減少速度は低下するものの、約 5 秒間は減少を続けた。そして、最終段階において再度共振周波数が急激に低下する時には、パンチ荷重も同様に急激に低下した。この 2 度目の共振周波数低下は共振状態の破綻を示している。共振状態が破綻した後は、振動系が異常振動状態に突入し大きな音が発生する。そのためこの状態では、これまで一体となって振動していた振動系構成部品同士が衝突することで大きな衝撃力が発生しており、このために見かけ上のパンチ荷重が低下したと思われる。なお、目的とする共振状態が保持できる場合には基本的に可聴音は聞こえない。条件によっては、ホーンを保持しているカップ状の部品が共鳴し、音を発する場合があるがこのような場合には振動系に与える影響は大きくはなく、共振状態が維持可能である。Fig. 4-38 中振幅 13.9 μm の場合、超音波印加開始後 65~80 秒の間に微少なピークが見られるが、これがカップ状部品の共鳴による物である。入力電力については、超音波印加開始後 0.5 秒間は急激に増

加し、その後約 5 秒間は徐々に減少する。その後は徐々に増加し、共振状態が破綻する際には再度急激に増加した。

これらの時間に対する共振周波数、パンチ荷重、消費電力の変化は、振幅が大きいほど急速に進み、その領域は超音波印加開始後約 1 秒間に起きる変化、共振状態の破綻が起きる直前の変化、その中間の安定的な変化に分類でき、この傾向は第 3 章で述べた超音波印加時間に応じた振動インピーダンスの増加と一致している。

良好な継手を得るために必要な超音波印加時間と振幅の関係

次に、十字引張強度と超音波印加時間の関係を Fig. 4-35 に示す。十字引張強度は時間に対して、指数関数的な関係を有しており、ある一定時間以上超音波を印加した場合にはプラグ破断に至り、それ以降は時間に対して極端な継手強度の増加は得られなかった。また、これら剥離試験後の試験辺外観写真を Fig. 4-36 に示す。本検討の条件では、200 N 程度以上の十字引張強度を示した継手が Fig. 4-36(a) に示すようなプラグ破断に至った。スポット溶接においてプラグ破断、もしくは母材破断と呼ばれるこの破壊形態は良好な継手特性を象徴しており、本接合法によりアルミニウム板と鋼板の異材接合に成功したといえる。十字引張強度は共に 200 N 程度と、メカニカルクリンチングによる継手と比較し 38% 程度高かった。また以下の十字引張強度を示した継手では Fig. 4-36(b) に示す部分プラグ破断や、Fig. 4-36(c) に示す界面剥離（シア破断）により分離した。なお、プラグの直径はおおむね 3.0 mm であった。最後に上記実験結果を、印加する超音波振幅と印加時間に対する接合

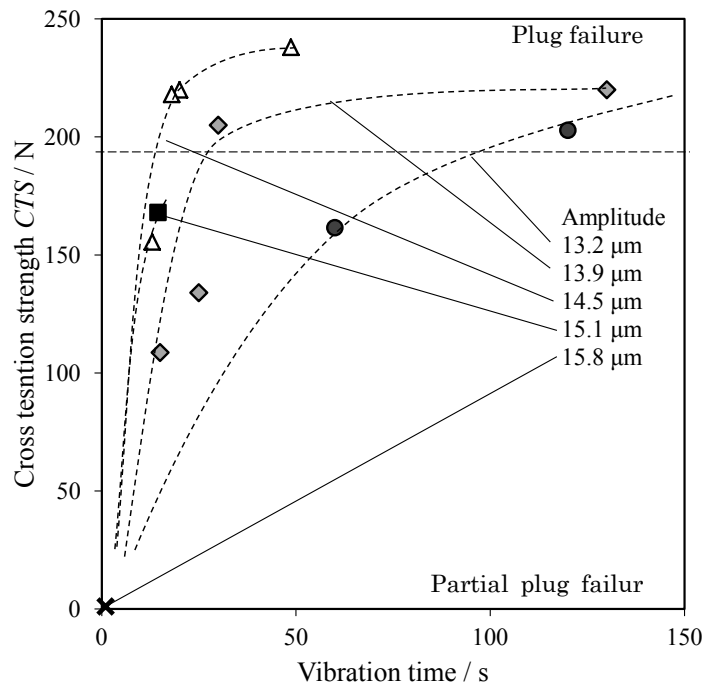


Fig. 4-35 Relation between cross tension strength and vibration time about applied vibration amplitude

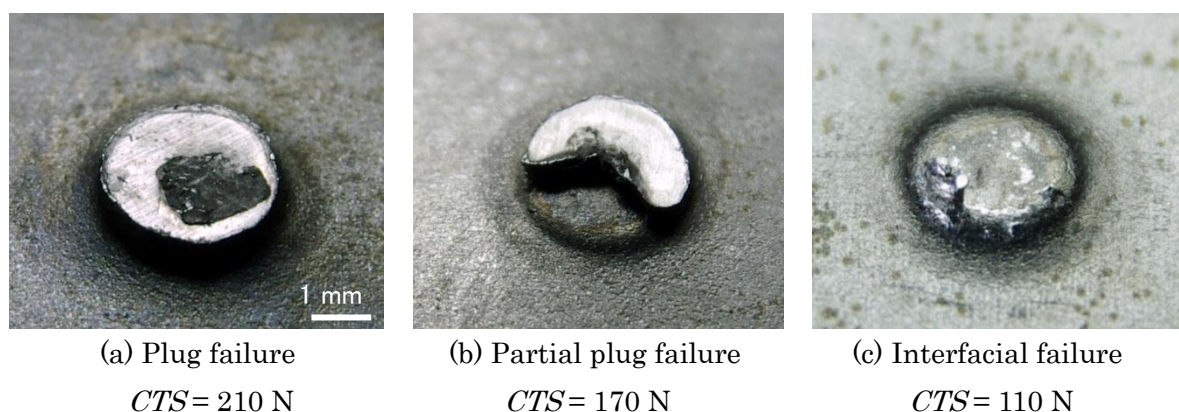


Fig. 4-36 Photographs showing difference of fracture morphologies

可能領域として **Fig. 4-37** にまとめた. **Fig. 4-36(a)**のように完全なプラグ破断した場合には丸いプロットで、部分的にプラグ破断した場合や、界面でシェア破断した不完全な継手の場合には 3 角形のプロットで示した. 共振状態が破綻するまで超音波を印加した場合には黒塗り、そうでない場合には白抜きのプロットとした. 共振状態が破綻する領域と、部分プラグ破断する領域の間で良好な継手を得られた. 大きい振幅を印加した場合には短時間でプラグ破断に至る良好な継手を得られるという傾向があり、この時の振幅は時間に対して指数関数的な関係を有していることがわかった. しかし、良好な継手を得るために必要な超音波印加時間の下限が存在し、大きな振幅を用いた場合でもこの下限時間以上共振状態が保てなければ、良好な継手を得ることはできないことがわかった. なお、本検証の条件においてこの下限時間は 15 秒と 18 秒の間に存在すると言える.

以上の結果から、共振状態が破綻する時間は振幅の増加に対して短くなるという傾向があること、共振状態が破綻する時間境界近傍において良好な継手を得られるということ、最低限必要な超音波印加時間の下限が存在し、良好な継手を得るためにはこの時間よりも長い間共振状態を維持することが必要であるということがわかった. なお、本検討において求めた超音波印加条件は、流動制御板や底部板厚、被接合材の材質などの影響により変化すると思われる. 実際、前項において流動制御板材質を変更した場合には、60 秒間共振状態が維持可能な超音波振幅が変化した. 本論文では本項以降、短時間での接合実現よりも少ない試験数で確実に、良好な継手を得られる超音波印加条件を求めることに重点をおいたため、60 秒間共振状態が維持可能な最大の振幅を求め、この振幅で 60 秒間超音波を印加するという超音波印加条件とした.

次に、良好な継手を得るために必要な振幅と振動時間の関係について考察を行う. まず非線形的な現象を発現し始める振幅と、印加している超音波振幅との差が、振動周期一周に起きる塑性ひずみの大きさと比例関係にあると考えた. この値と超音波印加時間の積が、結果的な材料の移動量と比例関係にあると考え、式(5.1)に従って攪拌度 Str という変数を定めた.

$$Str = t * (\xi - \xi_0) \quad (5.1)$$

ここで、 t は超音波印加時間、 ξ は印加する超音波振幅、 ξ_0 は超音波振動応力が印加される材料に対して何らかの非線形的な効果が起きる最小の振幅である。Fig. 4-37 に示した振動時間、振幅と剥離強度の関係から、 $\xi_0=12.6$ としたときの Str と十字引張強度の関係を求めた結果を Fig. 4-39 に示す。攪拌度 Str と十字引張強度の間に良い対応関係が見て取れる。また、攪拌度が 1000 以上となる領域ではプラグ破断領域となるため、これ以上の十字引張強度向上認められない。今回、非線形的な効果が起きる最低限の振幅 $\xi_0=12.6 \mu\text{m}$ は、上記関係が線形的な関係となるように数値実験的に決定した値である。この $\xi_0=12.6 \mu\text{m}$ についてさらに考察を進める。

Fig. 4-40 に、振幅を一定の速度で増加した場合の、超音波振幅と共振周波数やパンチ荷重、入力電力量の関係を示す。第 3 章で述べた通り、共振周波数の変化は振動体の音響インピーダンスの増加に由来している。本検証においては、被接合材内に発生する微小な塑性変形による減衰が、インピーダンス増加の主要因だと考えられる。このため、振幅の増加に対して急激に共振周波数が低下する振幅が、非線形的な現象が発現する最小の振幅であると考えられる。前述した $\xi_0=12.6$ の値は、実験により求めた振幅と共振周波数の関係において、その変化率が増加する点と良く対応している。

以上の結果から、本接合方法において最適な接合条件を探索するためには、振幅を徐々に増加させた際の振幅と共振周波数の関係を求め、その変化率が急激に増加する振幅を非線形的な効果が起きる最小の振幅 ξ_0 としたときの Str を計算することで、振幅と振動時間に対する十字引張強度の関係が求められる。

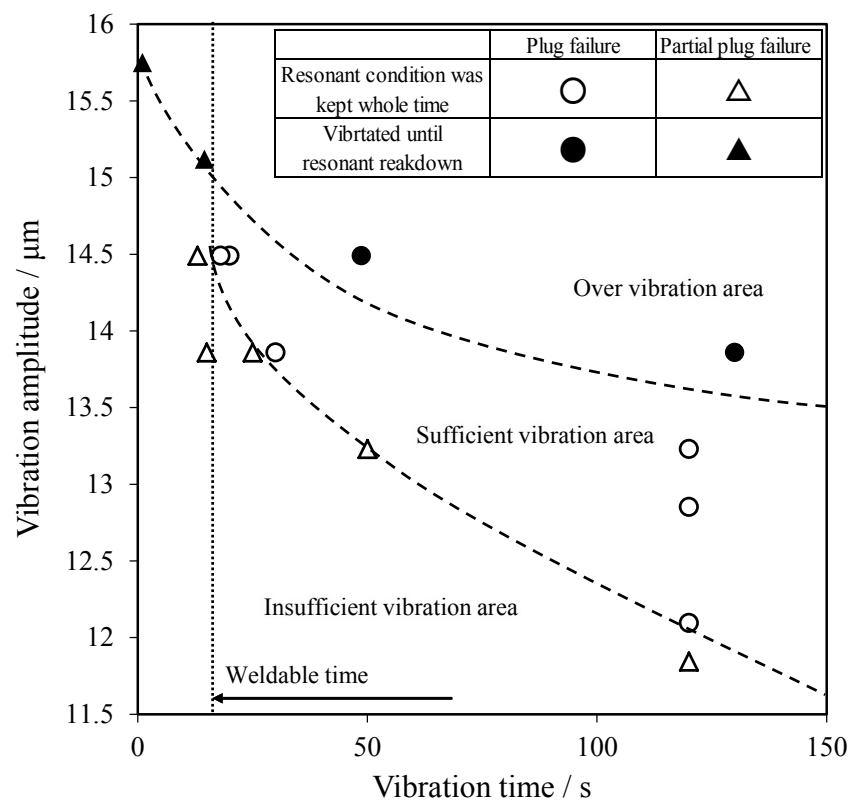


Fig. 4-37 Relation between vibration amplitude and vibration time about fracture type

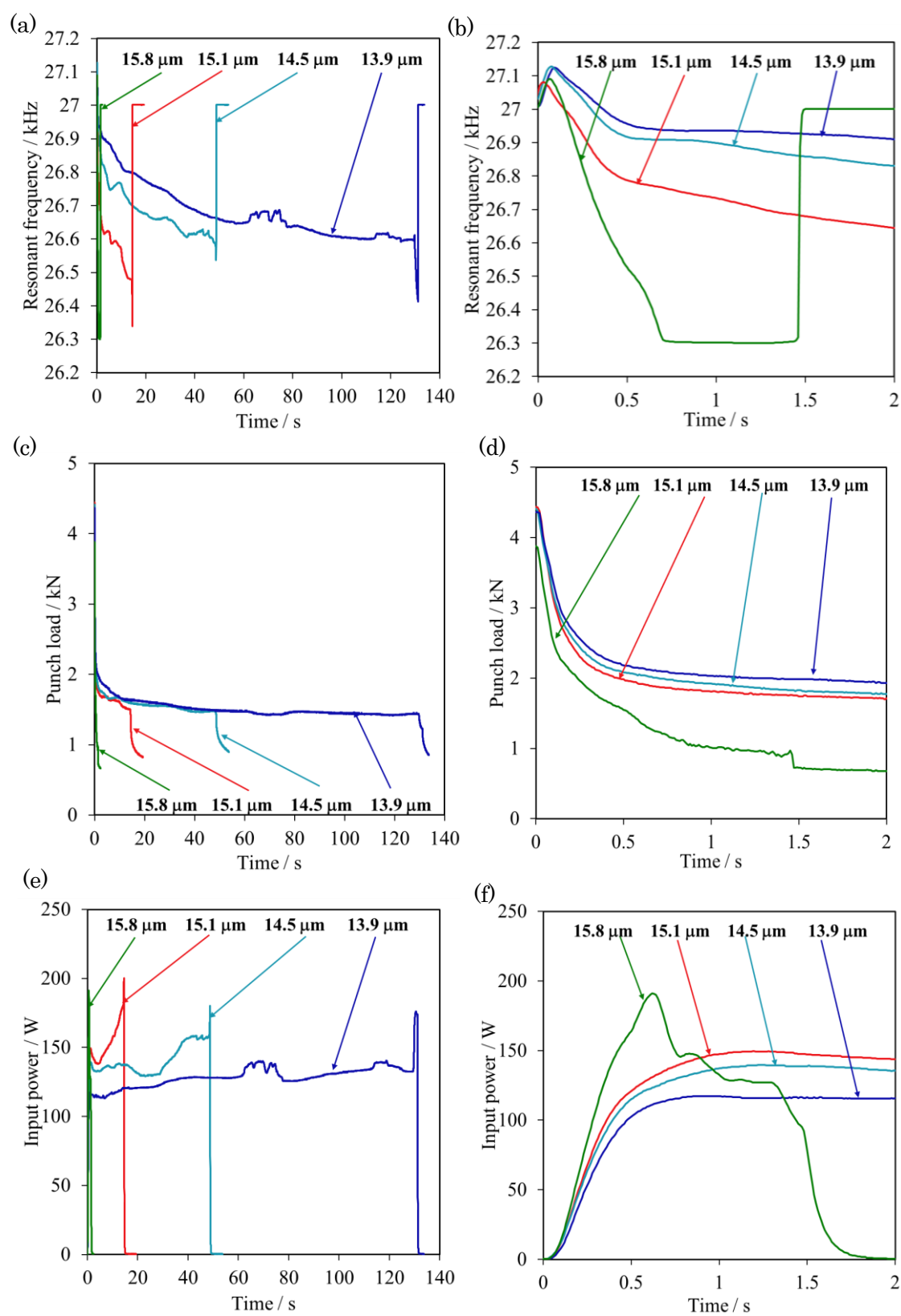


Fig. 4-38 Comparison of resonant frequency (a) (b), punch load (c) (d) and input power(e) (f) with applied amplitude over time

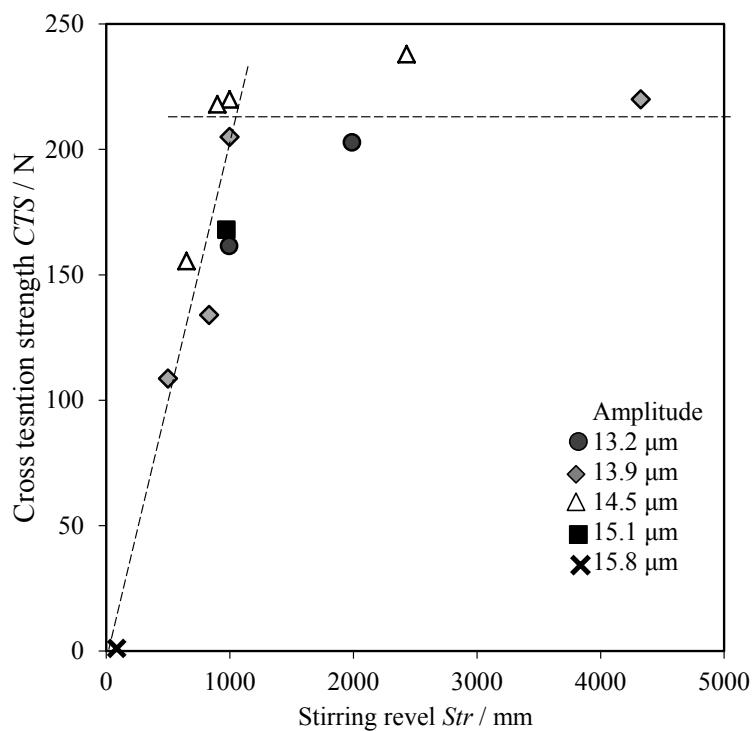


Fig. 4-39 Relation between stirring revel Str and cross tension strength CTS

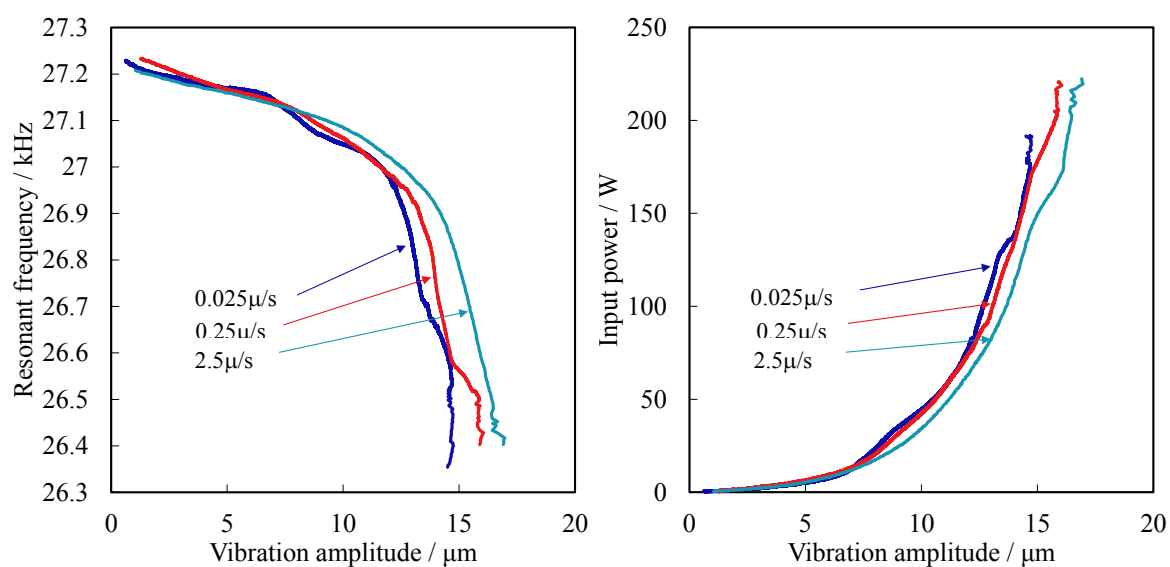


Fig. 4-40 Relation between (a) resonant frequency, (b) input power and vibration amplitude

4.4.4 底部板厚の影響

超音波攪拌作用により接合界面において十分な凝着力を得るためには、ある大きさ以上の振幅で超音波を印加する必要がある、そのためにはある大きさ以上のパンチ荷重を与える必要があることは第 3 章で得られた知見から推測できる。しかし、より大きな超音波振幅において共振状態を維持するためパンチ荷重を増加するには、パンチ押し込み量を増やすこと、即ち底部板厚を小さくすることが必要となる。一方底部板厚の過度な減少は、破断する材料の厚さ減少を招き、継手強度の低下を招く恐れがあり最適化が必要である。そこでここでは、底部板厚が超音波振動特性や継手強度、流動制御板の剥離性に与える影響について調査した。調査する底部板厚は 0.61 mm, 0.75 mm, 0.87 mm の 3 つで、印加する超音波の振幅は、60 秒間以上安定して共振状態が維持できる振幅範囲を約 0.5 μm 間隔で調査し、最大の振幅を選択した。振接合試験としてまず、ストロークエンドまでパンチを押し込んだ。次に、パンチ荷重を維持した状態で振幅 10 μm 程度から選択した振幅に到達するまで 10 秒から 20 秒かけて徐々に振幅を上げ、その後超音波印加開始から 60 秒後まで超音波共振状態を保持した。試験数は各底部板厚に対して 3 試験行った。

Fig. 4-41 に超音波印加中に变化させた超音波振幅や、これに対するパンチ荷重、共振周波数、入力電力量の推移を示す。底部板厚が小さいほど超音波印加前のパンチ荷重は大きく、順に 5.4 kN, 3.9 kN, 2.8 kN であった。まず、60 秒間共振状態が維持可能な超音波振幅を調査した結果、底部板厚が小さいほど、即ちパンチ荷重が大きいほど大きな振幅において安定した共振状態を維持することができた。**Fig. 4-41(a)** に示す通り検討の範囲内では底部板厚が小さい順に 16.1 μm , 13.9 μm , 11.9 μm が 60 秒以上共振状態を維持可能な最大振幅であった。振幅の増加に応じて共振周波数や、パンチ荷重は減少し、入力電力量は増加した。パンチ荷重は、底部板厚が厚いほど瞬時に減少し、底部板厚が薄い場合には徐々に増加した。この結果について考察を加えると、底部板厚が厚い場合には超音波印加前のパンチ荷重、つまり静的なパンチ荷重が小さい。その結果、静的なパンチ荷重に対する振動応力が相対的に大きいため超音波印加開始直後から、静的な荷重が減少したと考えられる。つまり、超音波の印加によるパンチ荷重の減少や共振周波数の低下など、攪拌作用と深く関わる現象を発現させるには、超音波が発生する動的な応力が、パンチの加圧による静的な応力に対してある割合を越える必要があると言える。本実験で選択した超音波振幅は、超音波の動的な応力がこのパンチ加圧による静的な応力に対して一定の割合を越えるように選択されていると考えられるが、そのことと、全ての条件でパンチ荷重がほぼ等しくなるという結果は無関係ではないだろう。即ち、ある一定のパンチ荷重に荷重が減少するまで超音波振幅を増加させるといった振動制御方式によっても良好な継手を得られる可能性がある。なお、共振周波数については、振幅が一定となった時間帯にも変化したが、この変化はパンチ荷重や入力電力量と直接的な関係は認められなかった。

Fig. 4-44 に十字引張強度と底部板厚の関係を示す。また、流動制御板を剥離する際に必要な荷重も十字引張試験にて求め、その結果も同図に示した。底部板厚が小さいほど、流動制御板はアルミニウム材に強固に凝着し、流動制御板を引きはがす際の十字引張荷重は高かった。そのため底部板厚 0.61 mm の場合には、流動制御板を除去した際に Fig. 4-43(a) に示すように、カウンターパンチと接していた部分の流動制御板が破断し、アルミニウム材側に残ってしまった。そのために、この部分の流動制御板をこれ以上除去することが困難であった。一方、底部板厚 0.87 mm の場合、流動制御板は試験片を取り出すと同時に容易にアルミニウム材から分離することができた。継手強度については、底部板厚が小さいほどそのばらつきが小さく、底部板厚 0.61 mm の場合には、全試験でプラグ破断を起こした。底部板厚が大きくなるとばらつきが大きくなり、底部板厚 0.87 mm の場合には、プラグ破断した継手も存在した物の、その割合は小さく、最も弱い物では界面破断により分解した。なおプラグ破断した場合、プラグ直径は底部板厚によらずほぼ一定で、約 0.31 mm である。

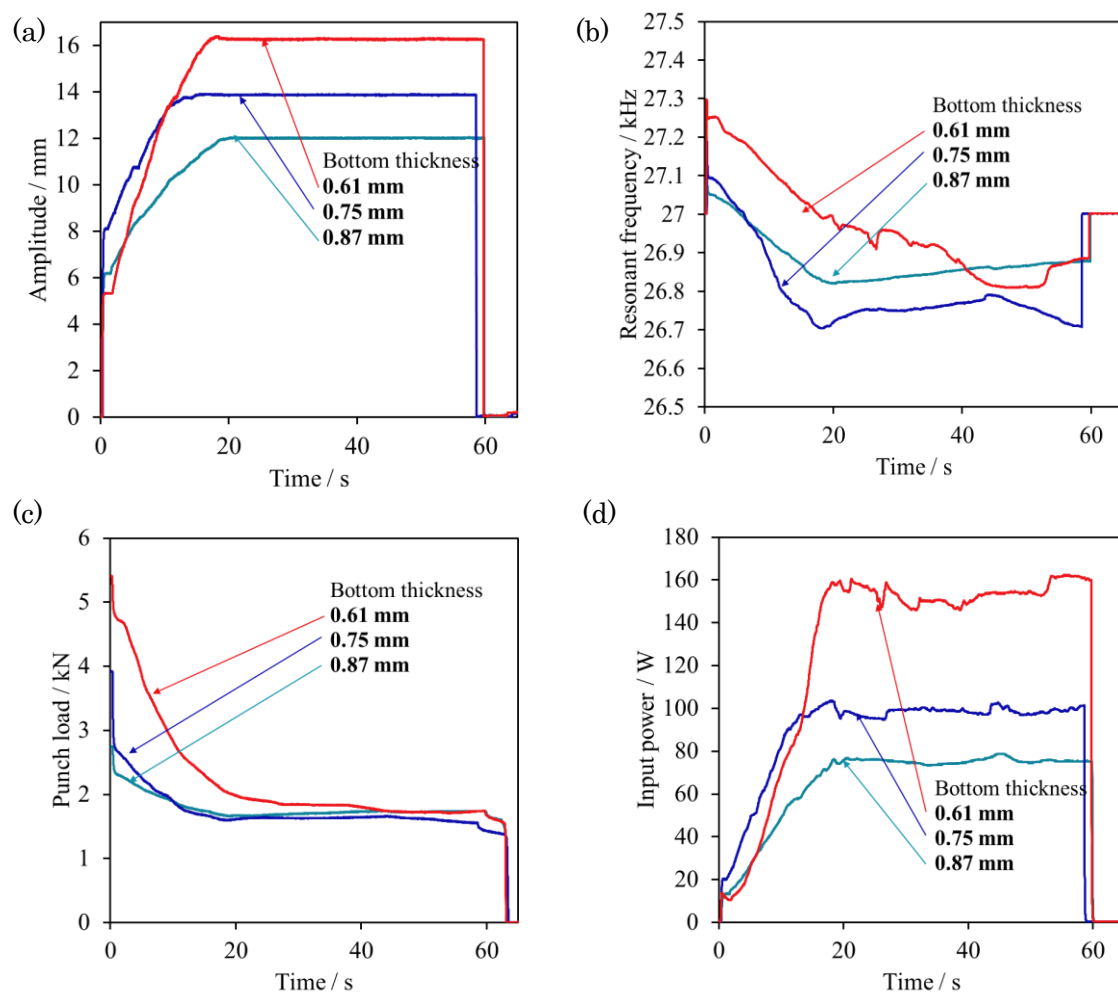


Fig. 4-41 Comparison of amplitude (a) resonant frequency (b) punch load (c) and input power(d) with bottom thickness over time

これらの断面形状を **Fig. 4-45** に示す。以上の結果は、底部板厚が小さいほど大きな振幅で超音波を印加することが可能となり、活発な攪拌作用を起こすことでより強固な凝着を起こし、良好な継手が安定して得られたためである。一方、それぞれの底部板厚について得られた継手強度の最大値は、プラグ破断に至った場合には底部板厚が変化してもほぼ等しいという結果が得られた。

底部板厚の過度な減少は破断する材料の肉厚減少を招き、継手強度の低下を招くと考えられるが、今回検討した範囲では、肉厚の減少による継手強度低下は認められなかった。これは、破断箇所の板厚は底部板厚の減少の影響を直接的には受けない部分であったためである。パンチ角部付近で鋼板が湾曲するが、プラグ直径が変化しない場合にはこの部分の肉厚も変化しないと考えられる。

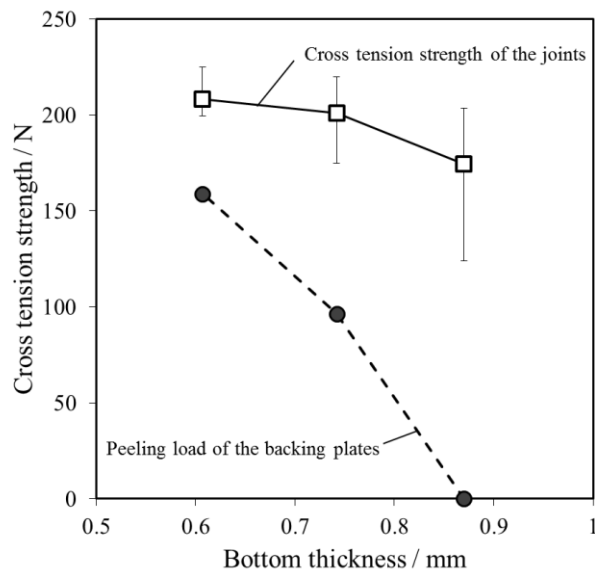
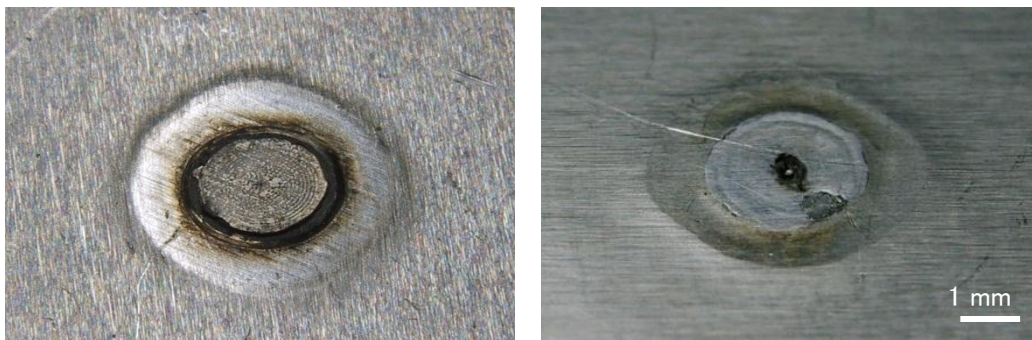


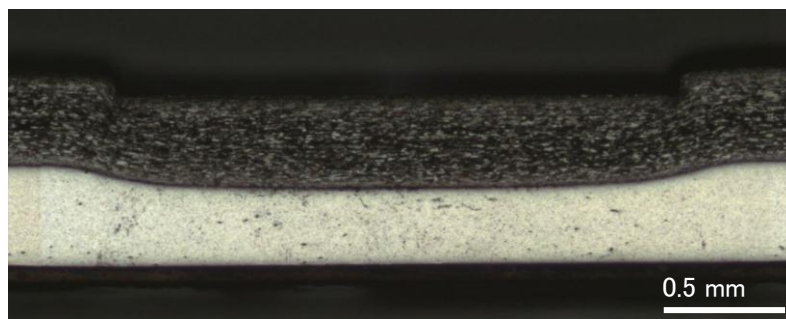
Fig. 4-44 Relation between cross tension strength and bottom thickness



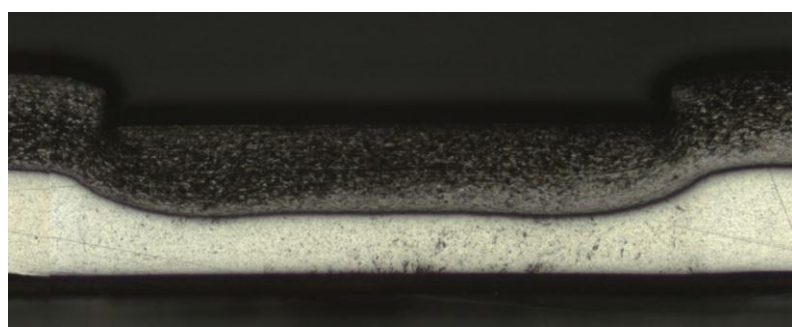
(a) Bottom thickness = 0.61

(b) Bottom thickness = 0.87

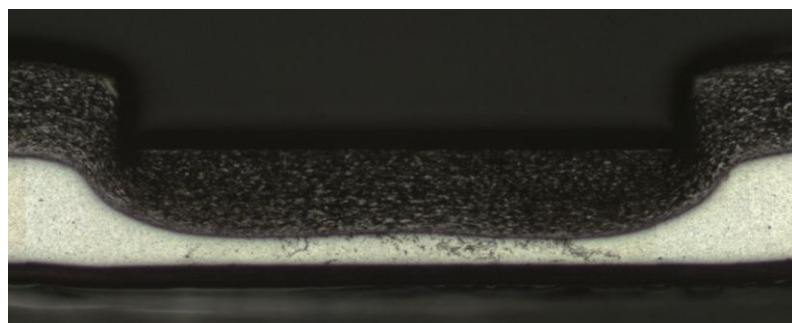
Fig. 4-43 Photographs showing the difference of the joint appearance due to the difference of bottom thickness



(a) Bottom thickness $t = 0.86$



(b) Bottom thickness $t = 0.72$



(c) Bottom thickness $t = 0.60$

Fig. 4-45 Micrographs showing the cross sections of the joints with various bottom thickness (a) $t = 0.86$ (b) $t = 0.72$ (c) $t = 0.60$

4.4.5 ダイ深さ

ここまで、ダイとカウンターパンチを同一面状に配置した場合について検討を行ってきたが、ダイ端面からカウンターパンチを若干凹ませた場合、もしくは突き出した場合には、継手断面形状が変化し、より高い継手強度が得られる可能性がある。そこで、カウンターパンチをダイ端面から 0.2 mm 凹ませた条件と 0.2 mm 突き出した条件について接合試験、十字引張試験、断面観察を行い、その影響を調査した。ここで、カウンターパンチをダイ端面から 0.2 mm 凹ませた条件と 0.2 mm 突き出した条件それぞれについて、ダイ深さ+0.2 mm, -0.2 mm と表記した。流動制御板は SK 材 0.1 mm とクラッド材 0.35 mm の二種類について検討した。底部板厚は全て 0.75 mm に統一した。印加する超音波の振幅はこれまで同様、60 秒間以上安定して共振状態が維持できる振幅範囲を約 0.5 μ m 間隔で調査し、最大の振幅を選択した。接合試験としてまず、ストロークエンドまでパンチを押し込んだ。次に、パンチ荷重を維持した状態で振幅 10 μ m 程度から選択した振幅に到達するまで 10 秒から 20 秒かけて徐々に振幅を上げ、その後超音波印加開始から 60 秒後まで超音波共振状態を保持した。ダイ深さ 0 mm の場合の試験結果は、4.2.5 の結果を比較のために用いた。

Fig. 4-46 にパンチ押し込み時のパンチストロークとパンチ荷重の関係を示す。流動制御板は SK 材 0.1 mm を用いた場合について示した。ダイ深さが-0.2 mm の場合にはこれまでよりも短いストロークで荷重が増加し、逆に+0.2 mm の場合にはこれまでよりも長いストロークで荷重が増加した。しかし、底部板厚を一定にした本検討においては、最終的なパンチ荷重も等しくなった。**Fig. 4-47** に超音波印加中に変化させた超音波振幅や、これに対するパンチ荷重、共振周波数、入力電力量の推移を示す。流動制御板に SK 材 0.1 mm を用いた場合について示した。振幅については、ダイ深さ+0.2 mm の場合には、これまでと変わらない振幅で共振状態を保つことができた。ダイ深さ-0.2 mm の場合には若干大きな振幅で共振状態を保つことができた。共振周波数については、超音波振幅増加中は一様に減少した。超音波振幅一定の領域に入ると、ダイ深さ+0.2 mm, 0.0 mm の場合には徐々に低下が続けたが、ダイ深さ-0.2mm の場合には突然の増加や減少を繰り返し安定しなかった。パンチ荷重については、振幅一定の領域に到達するまではそれぞれ異なる経路をとり、ダイ深さ+0.2 mm の場合には若干減少速度が遅かった。超音波振幅が一定の領域に入りしばらくすると、全ての条件でほぼ等しいパンチ荷重に収束した。この領域においても、ダイ深さ+0.2 mm の場合には収束速度が遅い傾向が見て取れる。入力電力量については、ダイ深さ+0.2 mm, -0.2 mm どちらの条件においてもこれまでと比べ増加した。これら全ての結果について、総じてダイ深さ+0.2 mm の場合には、ダイ深さ 0.0 mm の場合と同様に超音波振幅が一定の領域では入力電力量、超音波振幅、パンチ荷重に大きな変化は起きないが、ダイ深さ-0.2 mm の場合には大きく増減を繰り返した。また、これらの急激な変化について共振周波数、パンチ荷重、入力電力量に相関が見られ、共振周波数が増加した場

合，パンチ荷重も増加し，入力電力量は減少した。

Fig. 4-48に継手外観の違いを示す。ダイ深さ+0.2 mm+の場合にはパンチ側にはより深い窪み残り，カウンターパンチ側には突起が飛び出した。ダイ深さ-0.2 mmの場合には両側に窪みが残った。そのため，外観はダイ深さ 0mm の場合が最も良好だと言える。SK材を流動制御板に用い，ダイ深さ-0.2 mmの場合には，全ての条件で流動制御板がカウンターパンチにより打ち抜かれ，アルミニウム板に食い込んでしまい除去することができなかった。またダイ深さ+0.2 mmの場合には，半数のもので流動制御板剥離中に突起輪郭に沿って破断し，アルミニウム側に残った。一方銅板を流動制御板に用いた場合には，流動制御板が打ち抜かれることは無かったが，流動制御板の剥離を試みた際には，接合部中心のアルミニウム材が流動制御板側に側付着してプラグ状に破断してしまった。この継手について十字引張強度を求めたが，100 N 程度の十字引張強度しか得られず，クラッド材を用いた場合には流動制御板を除去するような使用方法には向かないことがわかった。

Fig. 4-49にSK材 0.1 mm を流動制御板に用いた場合とクラッド材 0.35 mm を流動制御板に用いた場合のそれぞれの十字引張試験結果全数を示す。SK材を用いた場合にはプロットの塗りつぶしにより，流動制御板剥離後に，流動制御板が部分的に残ったかどうかを示した。クラッド材を用いた際には，流動制御板を剥離せずに十字引張試験を行った場合に，灰色で塗りつぶした。黒塗りのプロットは前述の「流動制御板の剥離を試みた結果アルミニウム板が部分的に欠落した条件」である。ダイ深さ+0.2 mmの場合に流動制御板がアルミニウム材側に残った条件では安定して 220 N 程度の継手強度が得られ，流動制御板がアルミニウム材から完全に除去できた場合には，大幅に低い十字引張強度を示した。アルミニウム材から流動制御板を除去できなかった条件では，銅板とアルミニウム材の間の凝着力が高かったことに加え，アルミニウム材に残った流動制御板の破片が，プラグを補強することで高い剥離強度が得られたと考えられる。一方ダイ深さ-0.2 mmの場合には，全ての条件で流動制御板がアルミニウム材側に残ったが，十字引張強度には大きなばらつきが見られた。流動制御板にクラッド材を用い，クラッド材を剥離せずに十字引張試験を行った結果からは，ダイ深さ 0.0 mm 以外は，継手強度が低下することがわかった。特にダイ深さが-0.2 mmの場合には強度の低下が著しかった。このことと，Fig. 4-47において超音波印加中に共振周波数や入力電力量が急激に変化して安定しなかったことには何らかの関係があると思われる。

以上の結果をまとめると，ダイ深さが 0.0 mm 以外の場合には，まず流動制御板の除去特性が著しく悪化した。さらに，ダイ深さが-0.2 mmの場合には継手強度が著しく低下した。この結果から，ダイ深さを変化させることは接合性を悪化させ，特にダイ端面からカウンターパンチを突き出す方向への変化には注意する必要があることがわかった。また，良好な継手が得られる条件では，定振幅で超音波を印加している段階で共振周波数や入力電力量が急激に変化することはない。逆に良好な継手が得られない条件では，共振周波数や入力電力量が急激に変化する現象が認められた。

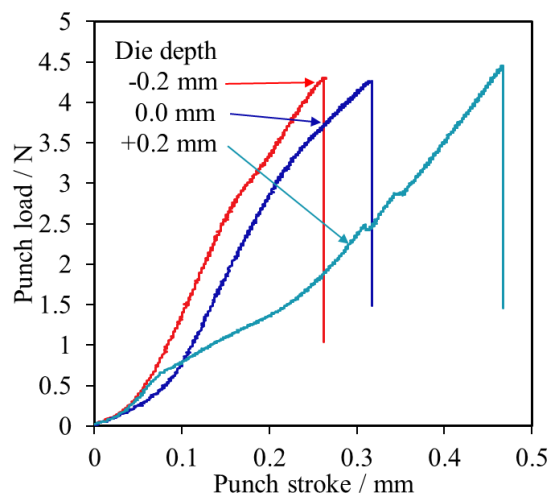


Fig. 4-46 Comparison of punch load over punch stroke with the die depth

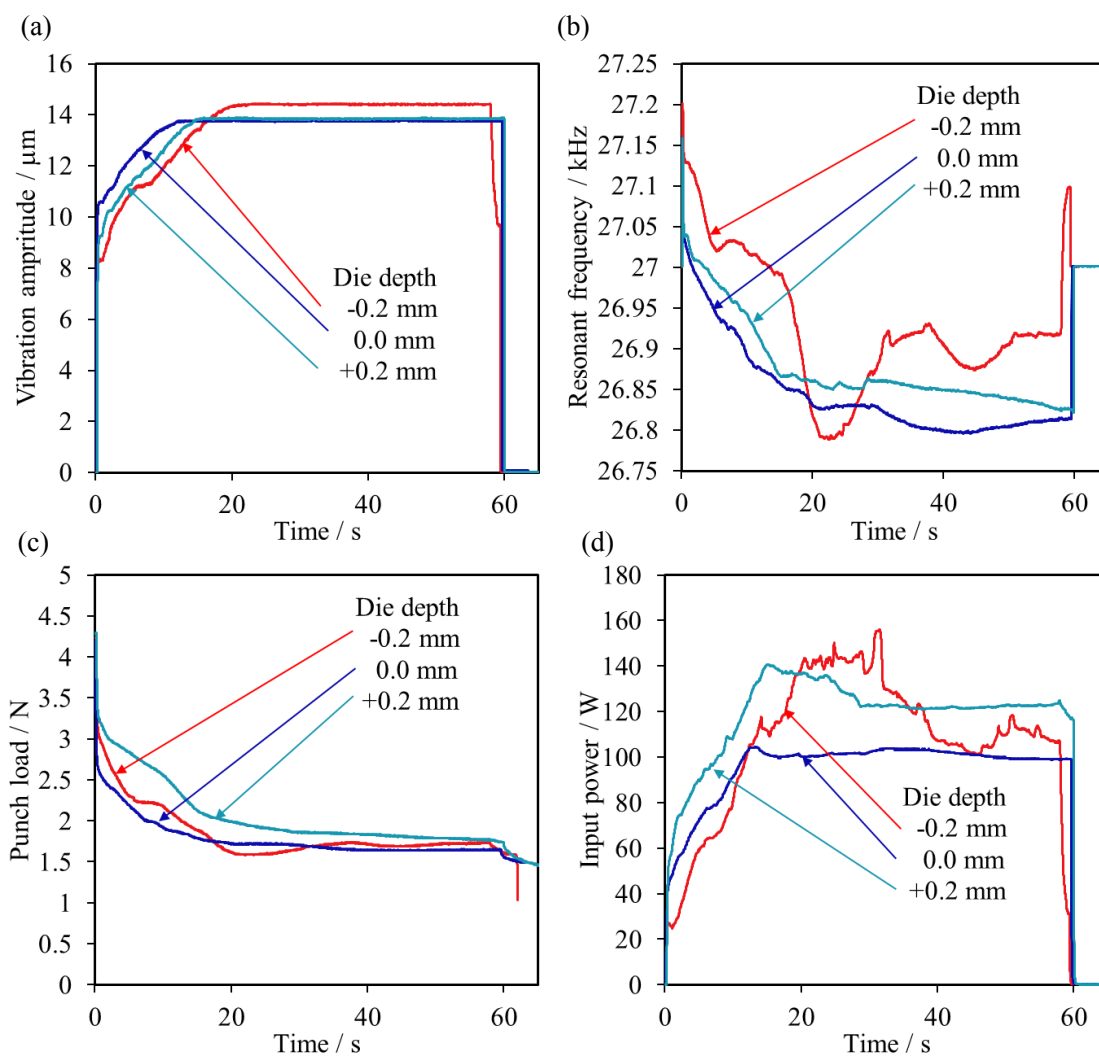


Fig. 4-47 Comparison of amplitude (a) resonant frequency (b) punch load (c) and input power(d) with the die depth over time

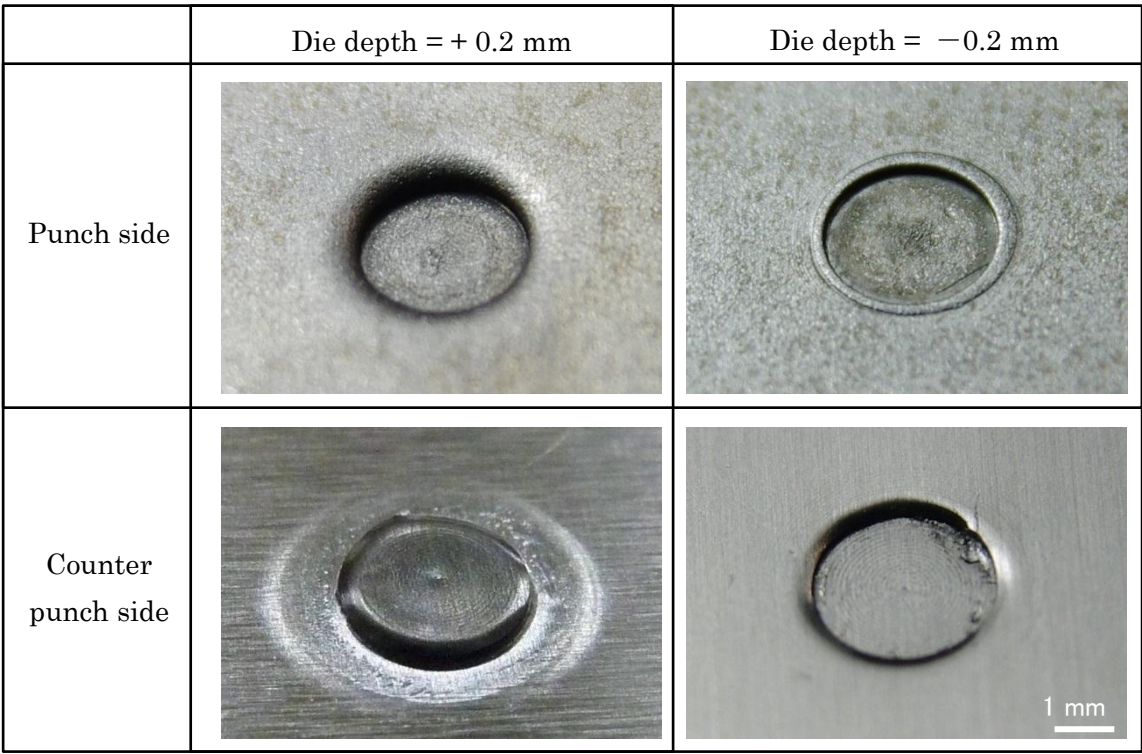


Fig. 4-48 A diagram showing the difference of joint appearance with die depth +0.2 mm and -0.2 mm

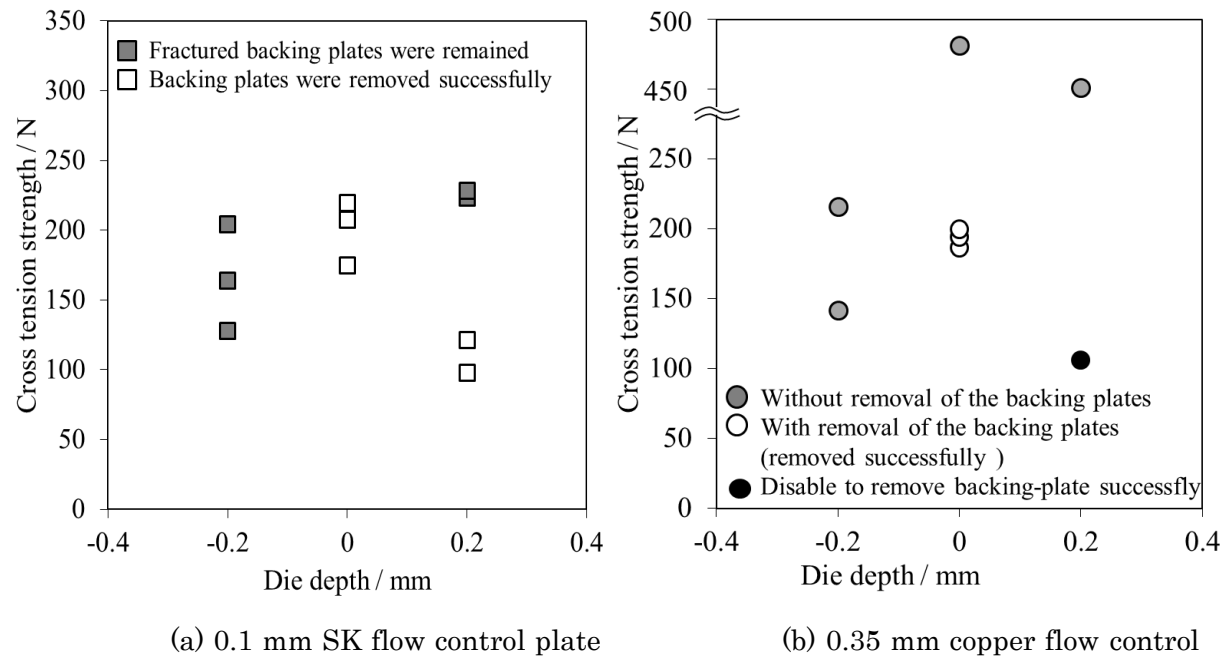


Fig. 4-49 Relation between cross tension strength and die depth

4.4.6 工具形状

これまでは、パンチ、カウンターパンチ共に端面が平らな工具（直角ツール）を用いて検討を行ってきたが、工具端面形状の違いにより攪拌中の材料流動が異なることが第 3 章における検討の結果分っている。そこで、工具形状が本接合法においても何らかの影響を与えると考え、その影響を調査するために Fig. 4-2 に示す端面が R 8.0 mm の球面形状となっている工具（ラウンドツール）を用いて接合試験、十字引張試験を行った。流動制御板には SK 材 0.1 mm を用いた。底部板厚については、直角ツールを用いた場合に底部板厚 0.75 mm となる時のパンチ荷重が約 4.3 kN であり、同程度のパンチ荷重に増加するまでパンチ押し込み量を増やした結果、0.65 mm を選択した。超音波印加条件については、これまで同様に 60 秒間共振状態が維持できる範囲内で最大の振幅を約 0.5 μm 間隔で調査したが、選択した振幅では十分な攪拌作用を得ることができなかった。これは後述するとおり、振幅の変化に対して共振可能時間が著しく変化し、より細かい間隔で振幅の選定を行う必要があるためであるが、今回は、12.1 μm 、12.6 μm 、13.1 μm の振幅について、共振状態が破綻するまで超音波を印加し続ける方法とした。

Fig. 4-50 にパンチ押し込み時のパンチ荷重とパンチストロークの関係を示す。ラウンドツールを用いた場合には、直角ツールを用いた場合よりも緩やかに荷重が増加し、同程度のパンチ荷重に達するまで約 60% 大きなストロークを要した。Fig. 4-51 に超音波印加中の共振周波数、パンチ荷重、入力電力量それぞれの時間に対する変化を示す。パンチ荷重や共振周波数は超音波印加直後に急激に低下し、その後も徐々に低下を続けた（この時間帯を安定変化領域と呼ぶ）。そして共振周波数については、共振状態が破綻する直前に再度急激

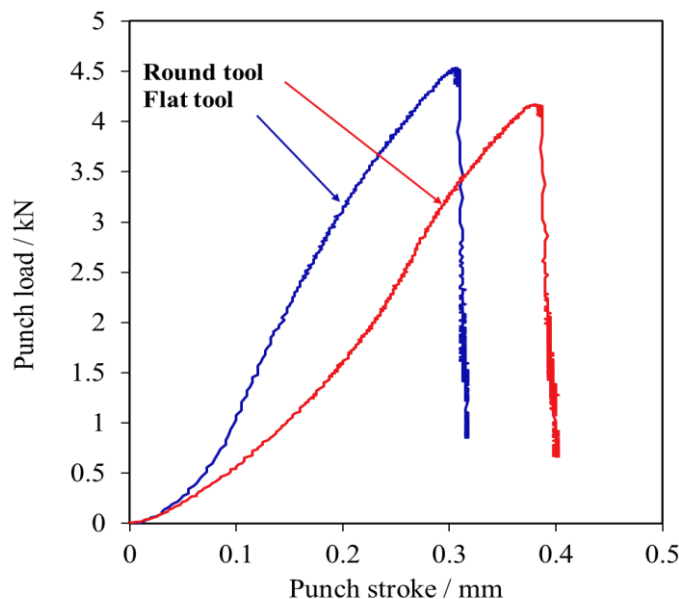


Fig. 4-50 Comparison of punch load over punch stroke with the tool shape

に低下した。これらの傾向は直角ツールを用いた場合に見られる Fig. 4-38 に示した傾向と一致している。しかし、その変化量には差異が見られ、共振周波数は直角ツールを用いた場合にはおよそ 26.65 kHz で共振状態が破綻するのに対して、ラウンドパンチを用いた場合には、記録限界の 26.3 kHz よりも低い共振周波数まで変化した。また、安定変化領域においてパンチ荷重は、直角ツールを用いた場合には底部板厚や超音波振幅には関係なく約 1.5 kN は維持されたのに対して、ラウンドツールを用いた場合には 1.15kN まで低下した。これが、ラウンドツールを用いた場合には高い振幅で共振状態が維持できなかった理由だと思われる。入力電力量については、直角ツールを用いた場合には、安定変化領域では単調に増加したのに対し、ラウンドツールを用いた場合には、減少する時間帯が見られた。また、共振状態が破綻する際の電力量も、直角ツールを用いた場合と比較し 50%程度低かった。

Fig. 4-53 に超音波振幅に対して、共振状態が破綻するまでの時間を示す。ラウンドツールを用いた場合にも、直角ツールの場合とその傾向は酷似していたが、ラウンドツールを用いた場合には、直角ツールを用いた場合よりも 15%程度低い超音波振幅で共振状態の破綻が起きた。Fig. 4-52 には、超音波振動時間に対する十字引張強度の関係を示した。比較のために、直角ツールにより振幅 13.2 μm で振動時間を変えた場合の結果も破線と四角形のプロットで記載した。ラウンドツールを用いた場合、13.1 μm , 12.6 μm の振幅では、共振状態が破綻するまで超音波を印加しつづけてもプラグ破断に至る良好な継手は得られなかった。本検討の範囲内では振幅 12.1 μm で 120 秒間振動させた場合のみプラグ破断に至った。直角ツールについて振動時間と剥離形態を調査した際には、約 18 秒が良好な継手を得るために必要な最短時間であったが、ラウンドツールの場合には、振幅 12.6 μm で 22 秒間超音波を印加した場合にもプラグ破断に至らなかったため良好な継手が得られる下限時間は 22 秒よりも大きいと言える。なお、プラグ破断に至った際の十字引張強度は、直角ツールを用いた場合とほぼ等しかった。今回良好な継手が得られる最短時間について詳細な調査は行わなかったが、振幅 12.1 μm で 120 秒間印加した条件に関してのみ述べれば、直角ツールよりも約 10%低い振幅で同等の十字引張強度が得られた。この結果は、より変形抵抗が大きく、攪拌作用を得るには大きな超音波振幅が必要な材料に応用しようとする際には、有益な知見となる可能性がある。

Fig. 4-55 には、ラウンドツールを用いて接合した場合の継手外観を示す。パンチ側の継手外観には大きな変化は無い。カウンターパンチ側には若干リング状の突起が飛び出した。また、振幅 12.1 μm で 120 秒間超音波印加した場合には、流動制御板が容易に剥離できた物と、剥離できずに部分的にアルミニウム材側に残った物が存在した。Fig. 4-54 には、それぞれの場合の剥離後プラグ外観を示す。流動制御板が部分的にアルミニウム板に残った場合にプラグ直径は 2.61 mm, 流動制御板が剥離できた場合のプラグ直径は 2.43 mm であり、直角ツールを用いた場合と比較し、約 80%のプラグ直径となっていた。

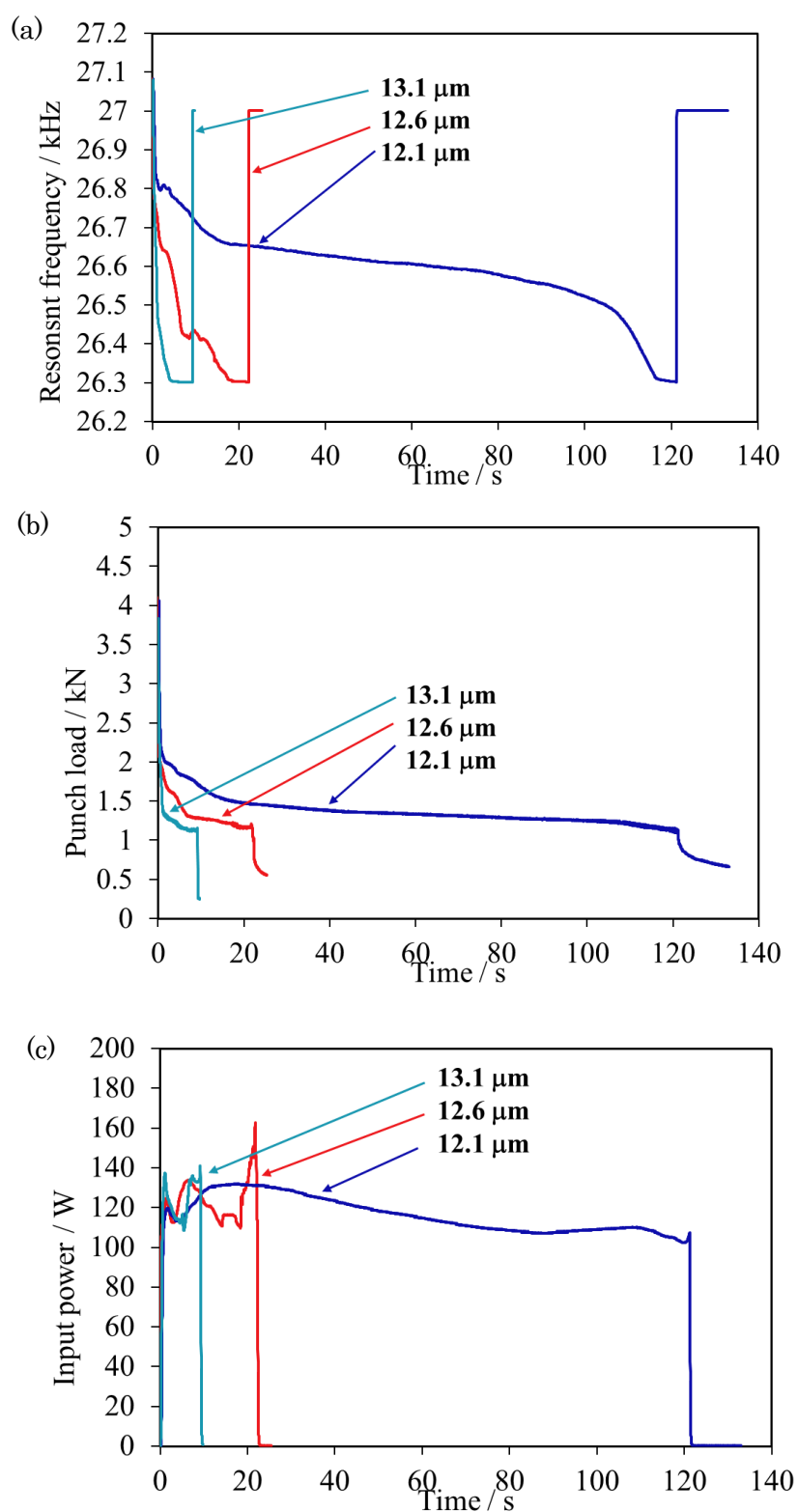


Fig. 4-51 Comparison of resonant frequency (a), punch load (b) and input power change (c) with applied amplitude over time

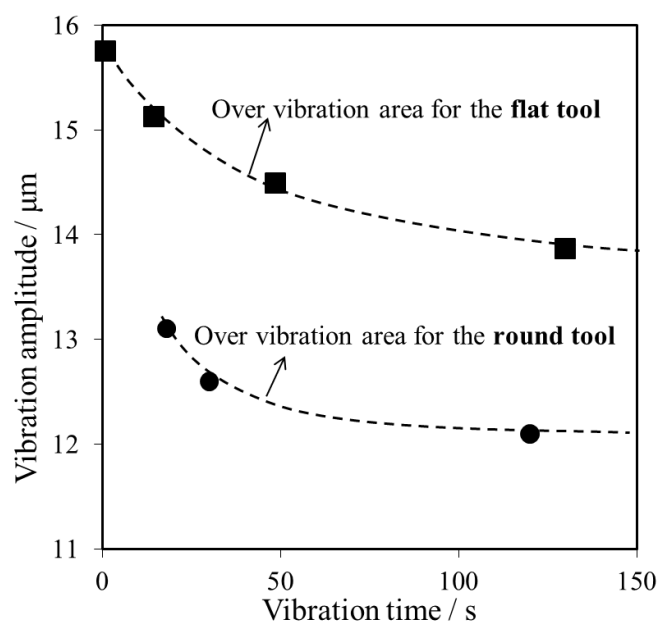


Fig. 4-53 Diagram showing break down area of resonant condition for round tool and flat tool

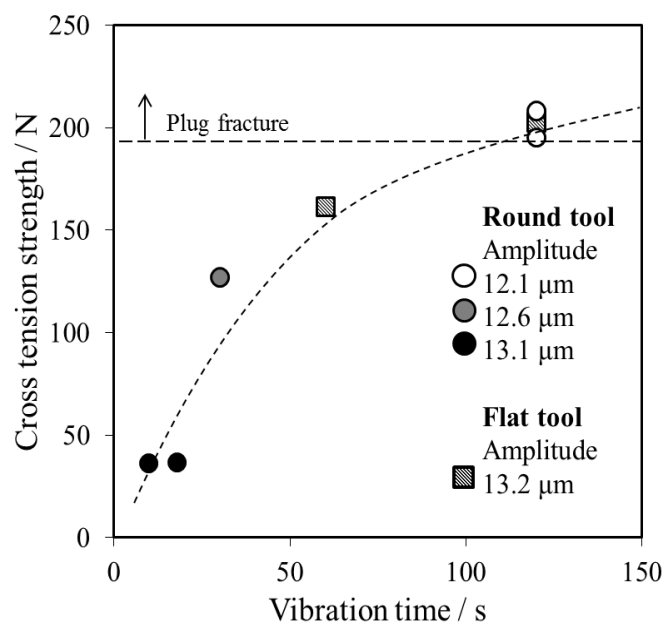


Fig. 4-52 Relation between cross tension strength and vibration time

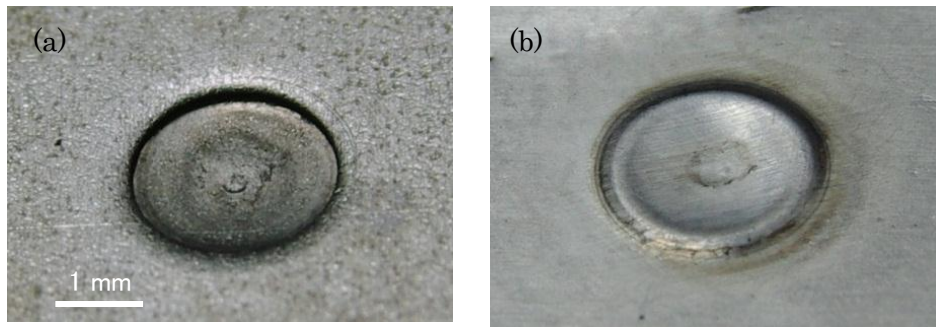


Fig. 4-55 Photograph showing appearance of the joint using round tool (a) punch side and (b) counter punch side

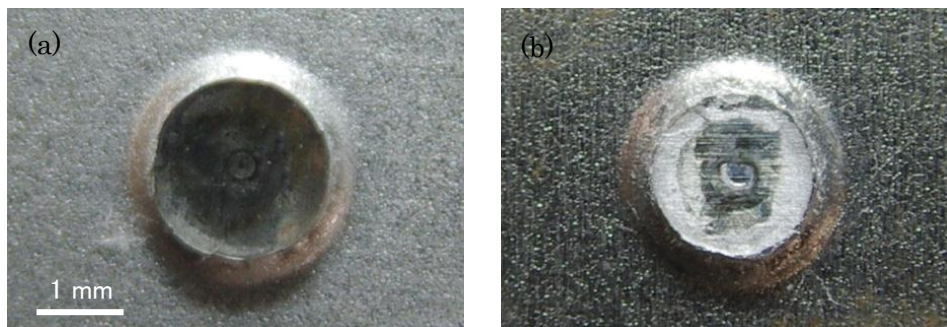


Fig. 4-54 Photograph showing appearance of plug shape with a piece of flow control plate (a) and without flow control plate (b)

4.4.7 引張せん断試験結果

流動制御板を継手から除去できる条件の中で、高い十字引張強度が得られた条件として SK 材 0.1 mm の流動制御板を用いた場合と、流動制御板を継手に残した状態で高い十字引張強度が得られた条件として、銅－ステンレスクラッド材 0.35 mm を流動制御板に用いた場合の継手について、引張せん断試験を行った。底部板厚は共に 0.74 mm とし、工具は直角ツール、ダイ深さは 0 mm とした。超音波印加条件はこれまでと同じ条件を用いた。

Fig. 4-56 に引張り試験結果を、これまでの十字引張試験結果と共に示す。また、**Fig. 4-57** に十字引張試験後の継手外観を示す。SK 材の流動制御板を用いた場合には 420 kN に達した。アルミニウム板と鋼板のスポット溶接強度について JIS 等では規定していないが、多くの異材接合に対して弱い側の材料同士の継手強度以上の強度が得られるかどうか、継手強度判断の一つの基準となる。スポット溶接の強度基準を示した JIS-Z3140 では、アルミニウム板同士のスポット溶接について、板厚 0.5 mm の場合には O 材母材強度 100 MPa の場合には A 級の継手に対して平均値 480 N、最小値 300 N の引張せん断強度を基準として定めている。A1050-O 材の母材引張強度は 60 MPa 前後であり、この場合 JIS-Z3140

で定める強度基準を換算すると平均値 288 N，最小値 180 N である．この基準から考えると，本接合法によりせん断強度においても良好な継手強度が得られたと言える．

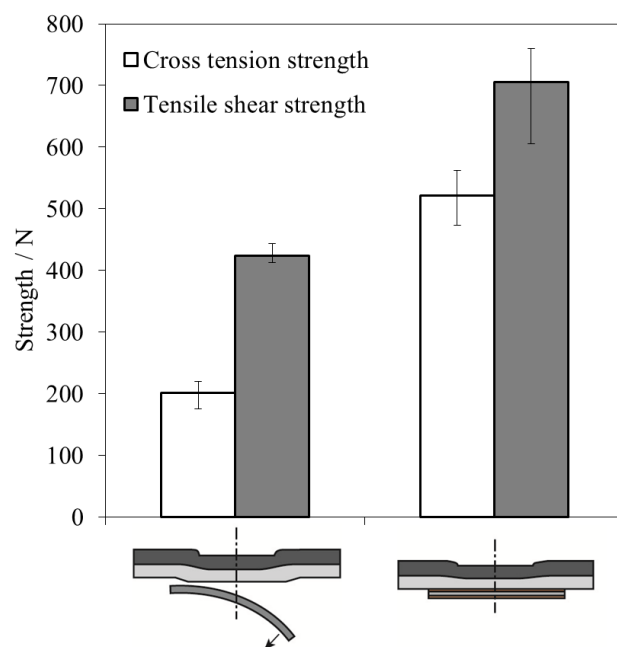


Fig. 4-56 Comparison of tensile shear strength and cross tension strength with the combination of flow control plates

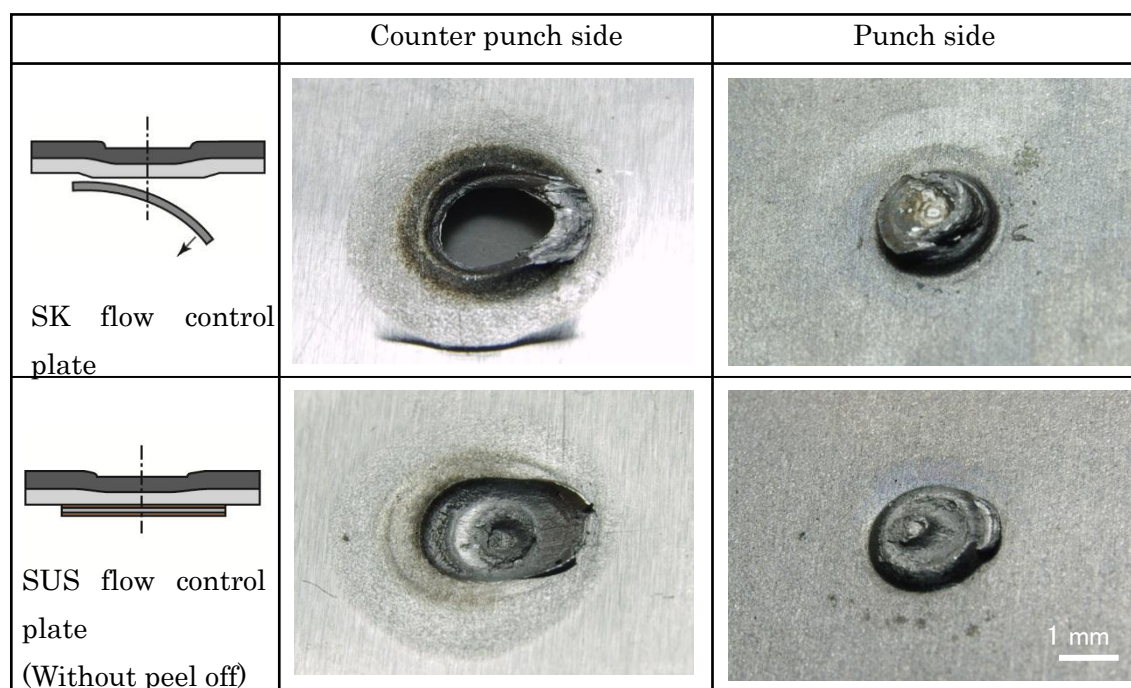


Fig. 4-57 Photographs showing appearance of fractured specimen after the tensile shear tests

4.4.8 界面観察

プラグ破断に至った良好な接合強度を示した試料について、接合界面状態を分析した。十字引張試験後の鋼板側試験片にはアルミニウム材のプラグが残るが、そのプラグ破断面部付近の接合界面を SEM により観察した。観察対象は超音波振幅 13.9 μm 、印加時間 60 秒の条件で接合した継手である。Fig. 4-58 二次電子像を示す。また、Fig. 4-59 には Fig. 4-58 に示した視野範囲のうち、中央部付近をさらに拡大して、SEM 観察と EDX 分析を行った結果を示す。SEM 画像ではアルミニウム材が軟鋼材に比べて暗く表示されている。これらの観察結果から、接合界面には中間的なコントラストの領域が存在していたことがわかる。鉄とアルミニウムの接合界面には多くの場合、脆弱な金属間化合物層が形成される^{1)~3)}。これに対し今回観察された中間的なコントラストの部分については、一般的な金属間化合物層とは異なる性質であると予測できる特徴が見受けられ、この点を以下に述べる。

スポット溶接や超音波接合において見られるような金属間化合物層はその境界が明瞭で、均一な厚さを有している、またはデンドライト状の金属間化合物が成長し、その枝がアルミニウム側に伸びていることが多い^{4)~7)}。これに対し本接合法の場合には中間的なコントラストを示している部分は Fig. 4-59(a)に見られるように、雲のようであるとも言える非常に複雑で特徴的な形状を有し、かつその境界も不明瞭で、コントラストが連続的に変化している。中間的なコントラストを示した部分の厚さは、厚いところで約 5 μm 程度であった。金属間化合物層の厚さと鉄とアルミニウムの接合強度に関して、超音波接合や溶接、摩擦圧接、摩擦攪拌接合など、多くの接合法について報告がなされているが、どの場合にも金属間化合物層が厚いほど継手強度が低下すると結論づけられている。たとえば超音波接合の場合には 0.5 μm 程度の金属間化合物層が形成された場合に、接合界面において脆性的に破壊が起きる接合不良が見られている⁸⁾。この報告から本接合法によって形成される界面生成物は、その厚さに比べ接合強度が高いことから脆弱な FeAl_3 や Fe_2Al_5 では無いことがうかがえる。Fig. 4-60 に示す SEM-EDX のライン分析の結果からは、一定の割合で元素を含んだ領域が観察されなかった。この結果からも、本領域は特定の組成を持つ金属間化合物層ではなく、相互拡散領域であると考えた場合に上記の特徴との矛盾が少ない。

上記の接合界面生成物についてさらに考察を深めるために、第 3 章で行った温度解析手法と同様の方法で温度解析を行った。Fig. 4-63(a) に示す 36 個の節点に対し時間に対して変化する熱量を与えた。与える熱量は同図 (b) に示すように接合実験により得られた超音波印加中の入力電力量を線形補完により表現する関数を定め、この入力伝旅行量の 4.5% の熱量とした。温度測定実験においては、上板のパンチ中心から 4.2 mm の位置の表面温度を直径 0.5 mm のシース熱電対により測定した。測定点における温度測定結果と解析結果、並びに Fig. 4-59 に示した SEM 観察を行った箇所の時間に対する温度変化と最高温度に到達した 45 秒後の温度分布を Fig. 4-61 に示す。この結果は正確な温度を予測したものではな

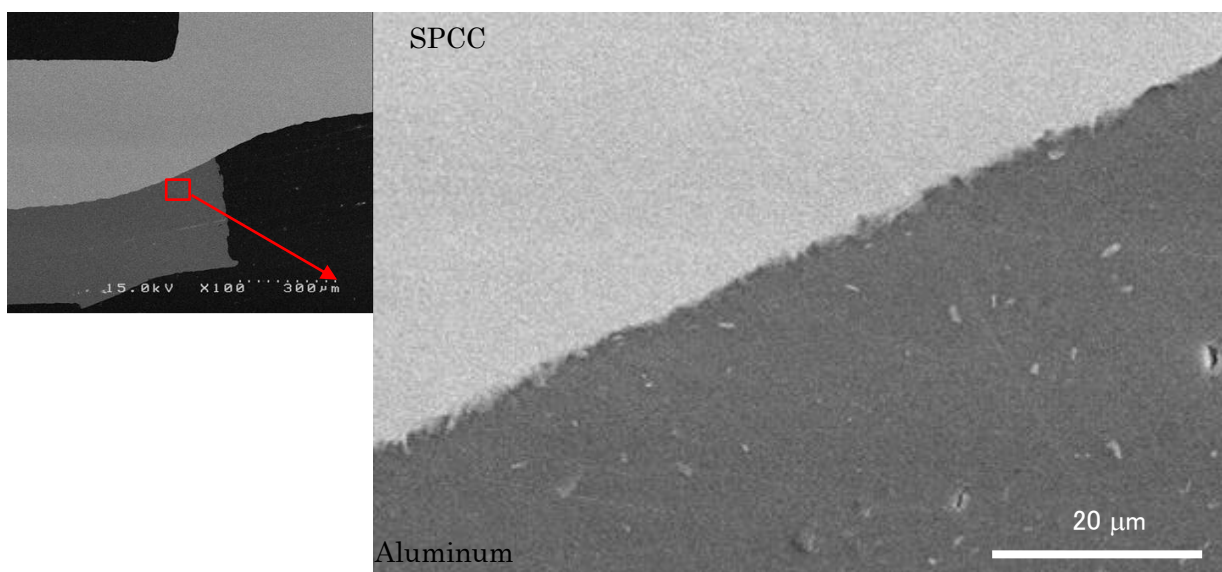


Fig. 4-58 SEM images of joint interface (amplitude 13.9 μm, vibrating time 60 sec)

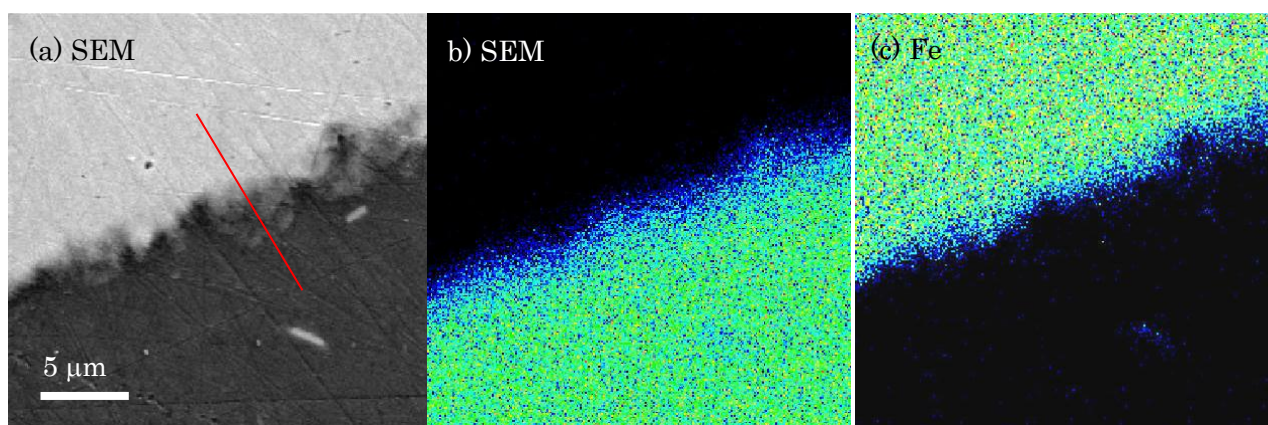


Fig. 4-59 SEM image and result of SEM - EDX mapping of central area of Fig. 4-58

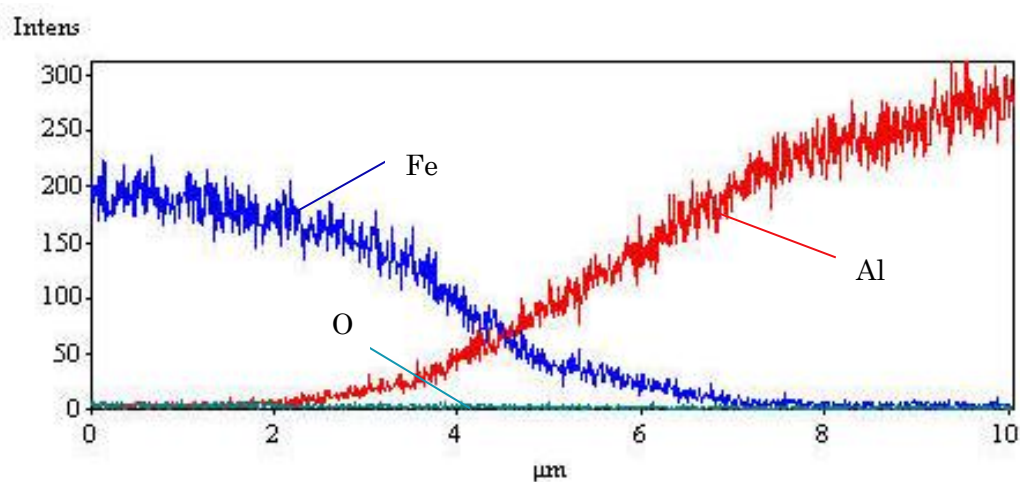
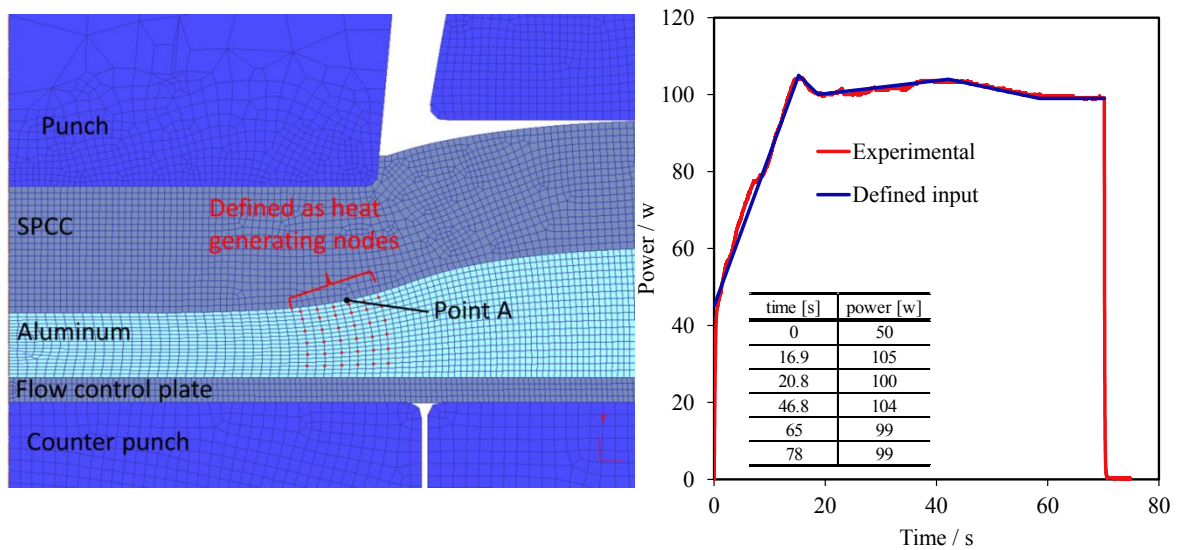
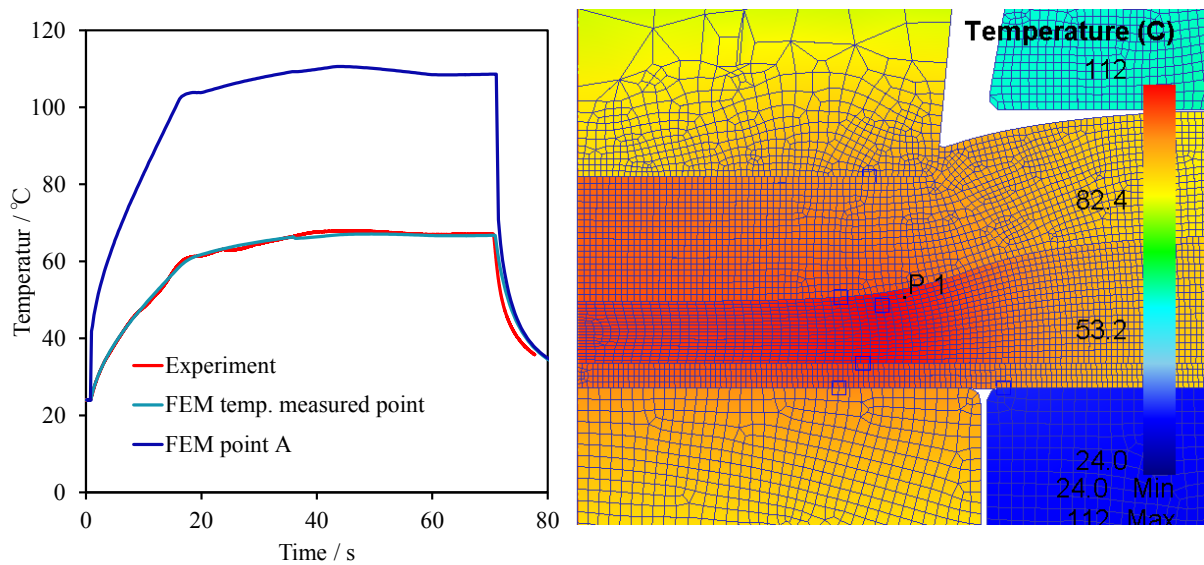


Fig. 4-60 Results of EDX line analysis

いが、想定される条件内で最も被加工材内部の温度が高く見積もられる温度分布あり、接合界面における最高到達温度は 110℃であった。Watanabe ら⁹⁾は摩擦攪拌接合により接合した継手接合界面における金属間化合物の厚さと時間の関係について調査し、摩擦攪拌接合における金属間化合物の成長速度に関する係数 **parabolic coefficient K** が、種々の異材接合法よりも高いことを報告している。本検討の結果をこの報告と比較すると、本接合法における相互拡散領域の成長速度は、摩擦攪拌接合の場合の 2 倍程度速いと言える。



(a) Definition of heat generating nodes (b) Input power curve
Fig. 4-62 Configurations for FEM thermal analysis



(a) Temperature change of each measurement point (b) Temperature distribution

Fig. 4-61 Result of FEM analysis showing temperature distribution

4.5 超音波メカノメタラジカル接合法の材質や板厚に対する適用性評価

接合法を提案する上で、材質の組み合わせに対する適用範囲の広さと板厚の組み合わせに対する適用範囲の広さは、その産業的利用価値を決定する一つの重要な要素である。そこで本節では、これまでに検討していた 0.5 mm 同士の板厚に、軟鋼板やアルミニウム板それぞれについて板厚 1.0 mm を検討項目に加え、継手強度に与える影響を調べる。また、被接合材の材質について、マグネシウム合金板 (AZ31)、銅 (C1020-O)、チタン (TP340C)、ステンレス板 (SUS304)、溶融亜鉛メッキ鋼板 (SGCC)、高張力鋼板 (980 MPa 級)、超高張力鋼板 (1180 MPa 級)、クラッド材 (SUS304+C1020) を検討に加え、これらの材質に対するアルミニウム板の接合性を調査する。また、比較的変形抵抗の小さいマグネシウムやアルミニウム合金、鋼板、銅板の被攪拌材として適用した場合の接合性についても調べる。**Table 4-2** に検討した被接合材の機械的性質を示す。高張力鋼板および超高張力鋼板は測定値、それ以外は JIS 規格において規定されている基準強度¹⁰⁾を示す。

Table 4-2 Mechanical properties of A5182-O, A1050-H22, TP340C, SUS304, AZ31-F, C1020-1/2H, 980 class Hiten and 1180 class Hiten

Material	Proof strength [MPa]	Tensile strength [MPa]	Elongation [%]
A5182-O	128	270	31
A1050-H22	65 以上	80~120	≥3
TP340C	215 以上	340~510	≥23
SUS304	205 以上	≥520	≥40
AZ31-F	250	180	14
C1020-1/2H	275	245~315	≥15
980 class Hiten	606	1033	18
1180 class Hiten	999	1239	10

4.5.1 板厚の組み合わせに対する適用性評価

本項では、これまで 0.5 mm 同士の板厚のみ検討を行ってきたアルミニウム板と鋼板の組合せについて、板厚 1.0 mm の物も加えて接合試験を行い、その十字引張強度を比較することで本接合法の板厚に対するフレキシビリティを調査した。工具は直角ツールを使用した。アルミニウム板または鋼板のどちらかの板厚が 1.0 mm の場合には底部板厚は 1.2 mm とし、両側の板厚が 1.0 mm の場合には底部板厚は 1.7 mm とした。

接合試験結果

まず共振状態が破綻に至るまでの時間と振幅の関係を調査した。その結果を **Fig. 4-64** に示す。全ての組み合わせに対してほぼ同じ傾向を示したが、アルミニウム板側が 1.0 mm の場合、鋼板が 1.0 mm の場合の順に、共振状態破綻に至る超音波振幅が大幅に小さくなった。逆に両側の板厚が 1.0 mm の場合にはこの振幅が大きくなった。総括すれば、板厚が変化した場合にも、超音波印加可能領域を分ける時間と振幅の傾向は一致した。

各板厚の場合の断面形状を **Fig. 4-65** に示す。パンチ側の材用が厚い場合には接合界面の形状が広い範囲でなだらかに湾曲するように変化した。この変化は流動状況に何らかの変化を与えられられる。

十字引張試験結果

次に十字引張試験結果を **Fig. 4-67** に、十字引張試験後の継手外観を **Fig. 4-66** に示す。全てがプラグ破断により破壊し、アルミニウム板側の厚さに対応した十字引張強度を示した。プラグの直径に大きな変化は認められなかった。この結果から、本接合法によれば板厚の総厚さが約 2 倍に変化した場合にも、同じ工具の組み合わせで良好な継手強度が得られることが示された。

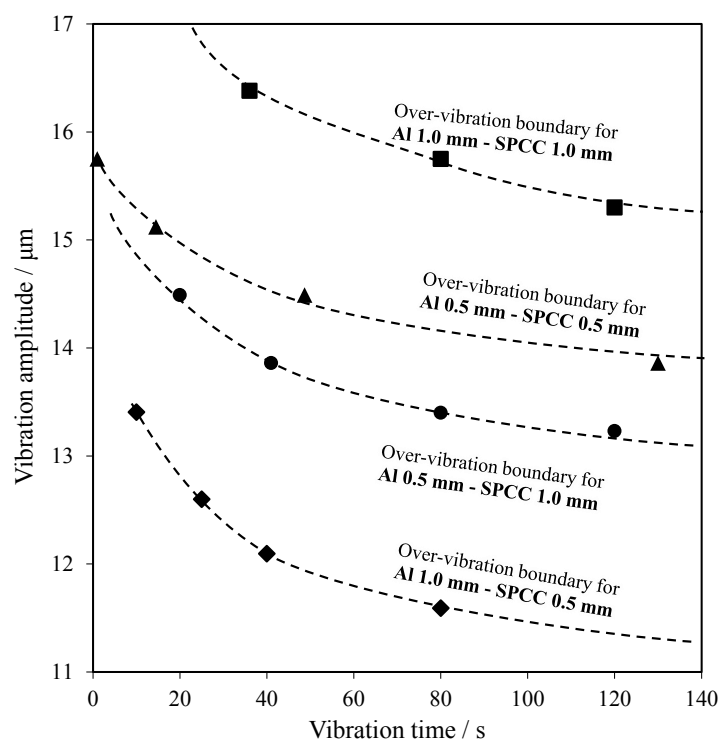


Fig. 4-64 Relation between vibration amplitude and breakdown time with the different specimen thickness

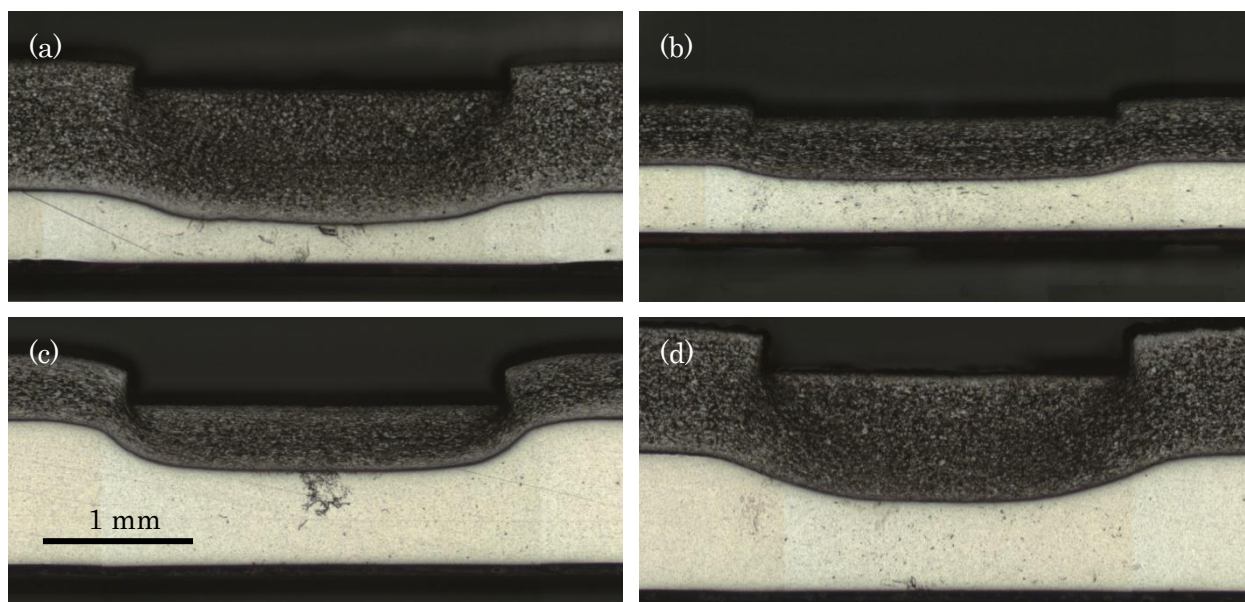


Fig. 4-65 Micrographs showing the cross sections of the joints with various combinations of specimen thickness (a) al 0.5 mm, spcc 1.0 mm (b) al 0.5 mm, spcc 0.5 mm (c) al 1.0 mm, spcc 0.5 mm (d) al 1.0 mm, spcc 1.0 mm

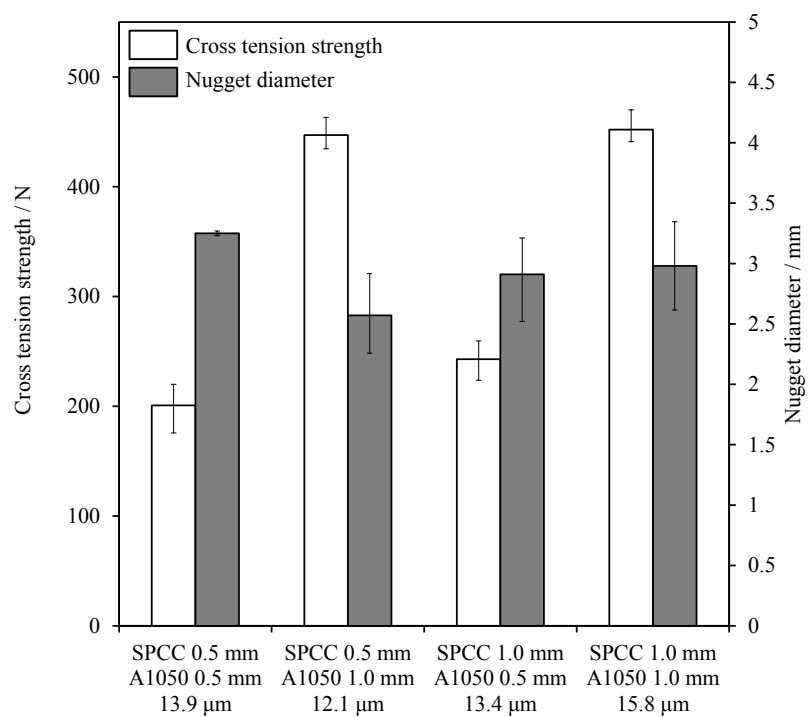


Fig. 4-67 Comparison of cross tension strength with the different combination of specimen thickness

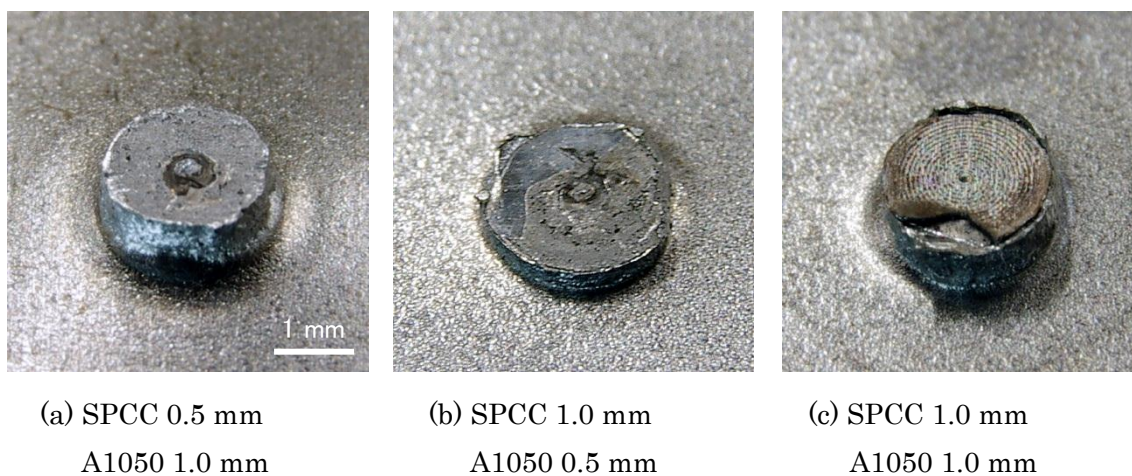


Fig. 4-66 Photographs showing appearance of the plugs on SPCC plates after cross tension tests for various combinations of specimen thickness

4.5.2 アルミニウム合金板への適用性

ここでは被撹拌側材料に、より変形抵抗の大きいアルミニウム合金を選択し、その接合性を評価した。試験片材料は自動車用外板材として一般的な A5182-O 材を選択した。A5182 材はこれまでに用いた A1050-H22 材の約 2.5 倍の耐力を持つ。板厚 0.5 mm とした。底部板厚は 0.62 mm から 0.76 mm の範囲で検討を行った。

接合試験結果

十字引張試験結果を Fig. 4-68 に示す。A5182 材同士の場合には、同じ底部板厚の場合でも十字引張強度に 3 倍程の差が生じるなど十字引張強度が安定しなかった上、最大でも 160 N 程度と、A1050 材の場合の継手強度に至らなかった。

Fig. 4-69 に A1050 材を使用した場合との断面形状を比較する。パンチとカウンターパンチにより挟まれた部分の材料には、A5182 材の場合にも撹拌により一体化していた。しかし、被撹拌領域との境界部分の流動が微妙に異なるためにパンチの押し込み跡と未撹拌部分の材料間界面の距離が非常に近く、この部分が破断してしまうことで継手強度が低くなったと考えられる。またこの接合界面の形状が流動状態により敏感に変化するためにはばらつきが多かったと考えられる。4.3 節において未撹拌部分と撹拌部分の境界における材料流動を制御することが高い継手強度を得るために重要であると述べたが、工具形状や流動制御板の組み合わせ以外にも、材料の違いによってもこの流動が変化することがわかった。本実験では流動制御板を使用する場合、もしくはカウンターパンチ側のみに使用する方法について検討を行ったが、この撹拌部と未撹拌部の境界部分の流動を、工具形状などを工夫することで制御し、良好な継手強度が得られる可能性が期待できる。

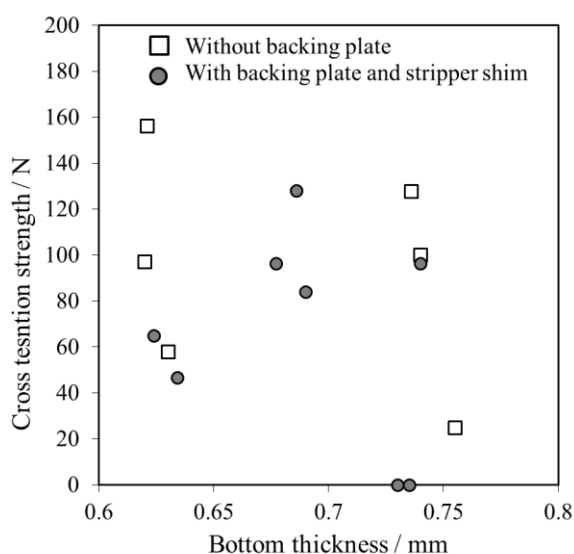


Fig. 4-68 Results of cross tension test for A5182-A5182

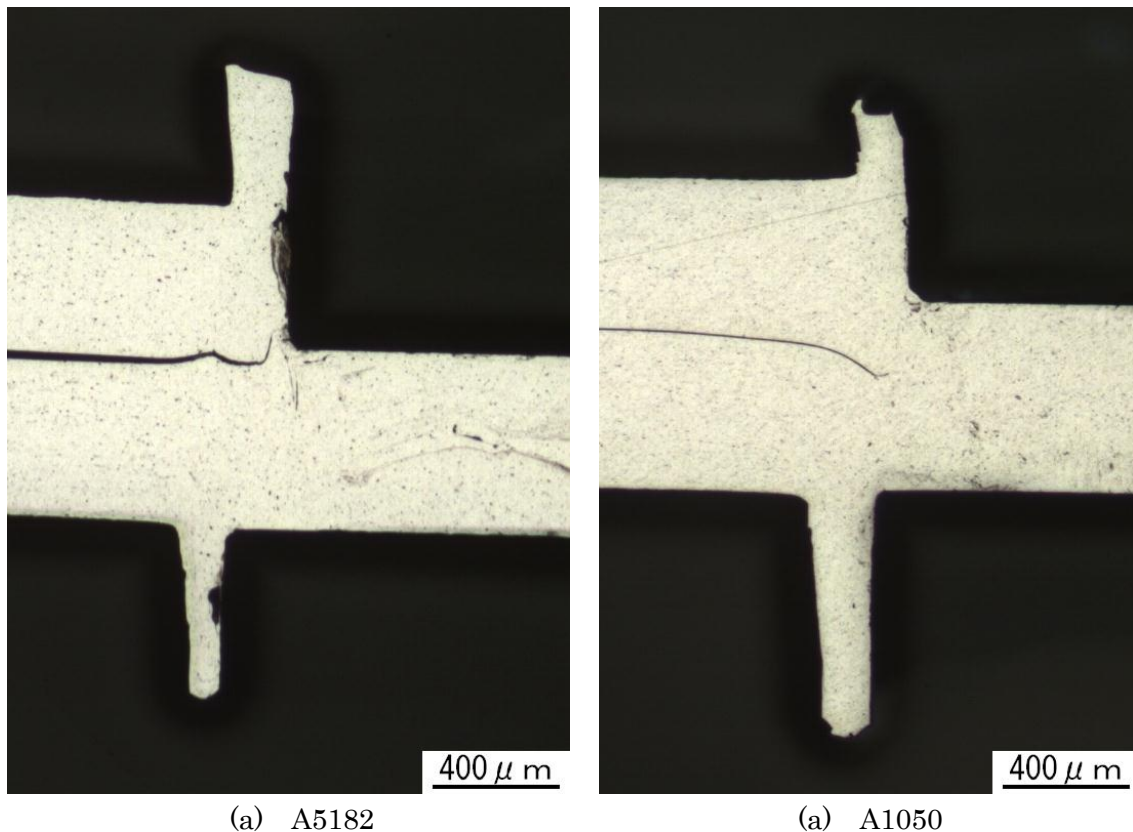


Fig. 4-69 Micrograph showing cross sections of A5182 (a) and A1050 (b) joints

4.5.3 マグネシウム合金板，銅板，軟鋼板への適用性

銅やマグネシウム，鋼板についても同様に超音波攪拌作用による接合を試みた．A5182 材同種材について，攪拌作用が起きるものの安定した継手強度を得ることができなかったことを述べたが，銅やマグネシウムについては，攪拌作用を発現することには成功したが，未攪拌部分の材料が若干パンチ側に流動し，材料間界面とパンチ押し込み跡の距離が近いために良好な継手強度が得られなかった．そのため強度に対する体系的な評価は行わなかった．超音波振動の印加方法は，これまで同様 60 秒間共振状態が維持可能な最大振幅で 60 秒間印加するという方法も試みたが，明確な変化が得られなかったために 1 秒に $0.025\ \mu\text{m}$ の割合で徐々に振幅をあげ，共振状態が破綻するまで超音波の印加を続ける方法で超音波振動を印加した結果について以下に述べる．

Fig. 4-70 に超音波を印加する前後での断面組織の変化を示す．銅やマグネシウムについては，攪拌作用を発現することに成功した．マグネシウムはパンチ押し込み時にクラックが発生するが，超音波によって攪拌された材料内部に，このクラックの痕跡が認められた．

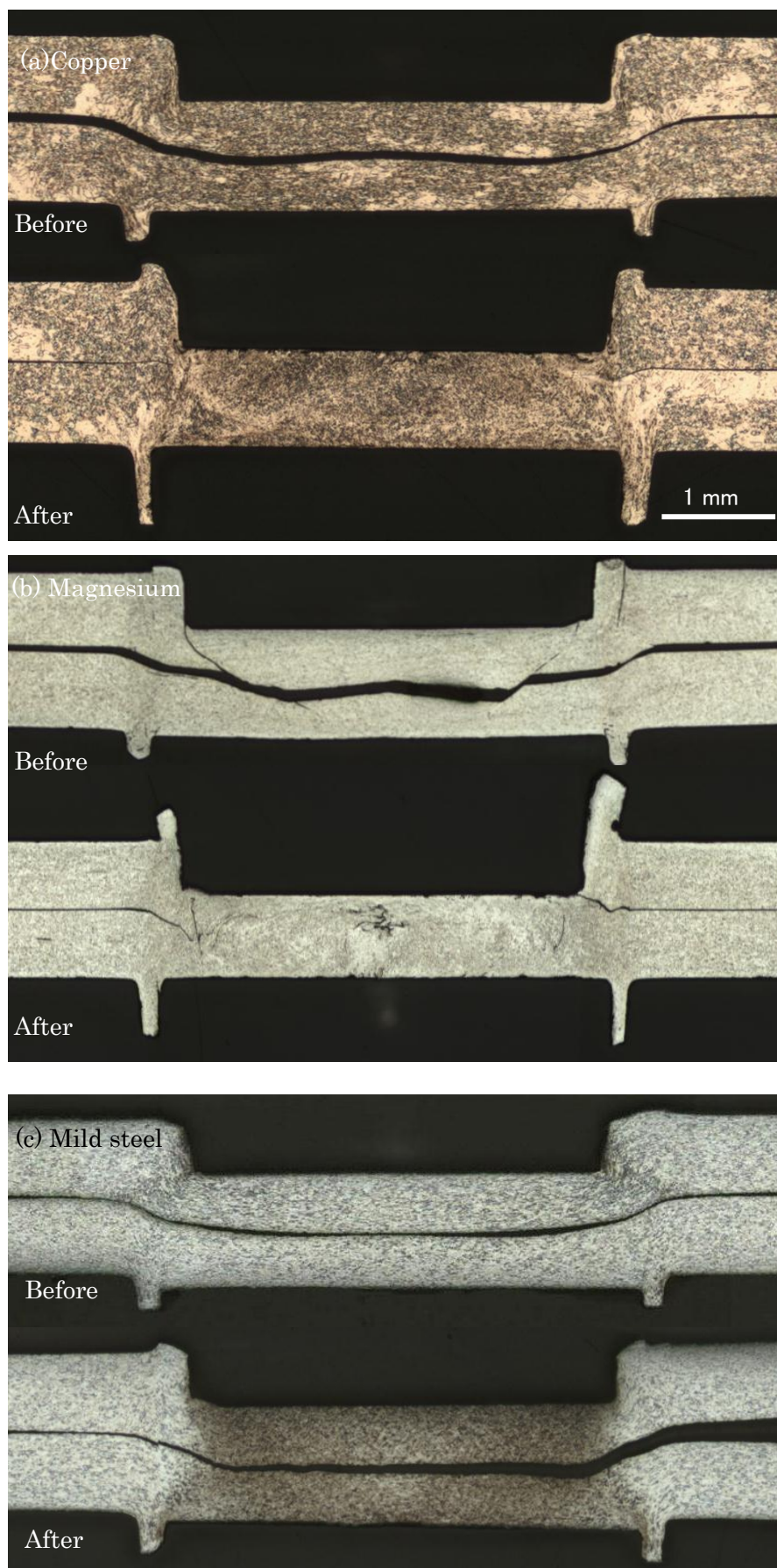


Fig. 4-70 Micrograph showing joint cross-sections of (a) copper (b) magnesium and (c) SPCC

銅板の場合の組織変化を拡大して **Fig. 4-71** に示す。この場合、今回実験用いた振動系が発生できる最大の振幅 ($25.2\ \mu\text{m}$) を与えたが、巨視的には界面の形状が若干変形した程度で印加明確な攪拌現象は確認できなかった。しかし、超音波の印加により結晶組織が微細化する現象が確認できたことから、結晶構造に対する非線形的な効果は付与することができたといえる。このことから、より大きな出力の超音波を印加することで、他の材料同様に攪拌作用を引き起こせる可能性があると言える。

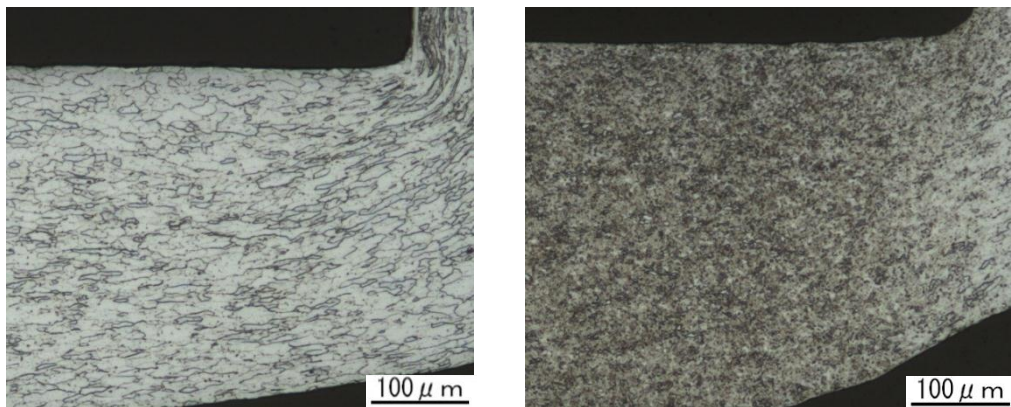


Fig. 4-71 Micrograph showing the change of crystalline texture by ultrasonic vibrations

Fig. 4-72 に振幅を徐々に増加させた場合の共振周波数や入力電力量、パンチ荷重、温度変化を示す。3.6 節で用いた板押え内に埋め込んだ熱電対のうち、パンチ中心から 4.2mm の距離に設置された熱電対により上板表面の温度を測定した。

前節において、振幅の増加に対して共振周波数の低下率が変化する振幅から、実際に印加している振幅の差が、得られる攪拌作用の程度と比例関係にあることを述べたが、この共振周波数の変化が急激に起きるほど破綻への移行が急激に進むため、攪拌作用を発現させるのが困難である。A1050 材の場合には共振周波数が低下する振幅の範囲が非常に広く、小さな振幅から大きな振幅まで幅広い範囲で攪拌作用につながる結晶内の微小な塑性変形が発現していると考えられる。銅板の場合にもなだらかに共振周波数が低下する領域があり、A1050 材の場合同様に攪拌性を有していると言える。一方マグネシウム合金は、共振周波数の低下が始まった後に急激に破綻状態に移行する。今回の実験では、非常に低い速度で徐々に共振周波数を変化させたために攪拌作用を発現できた。しかし、それ以外の方法で攪拌作用を発現することは現状の超音波発振器を用いて困難だと思われ、工業的利用の際には、破綻への移行中に発振電力を抑えるような制御方法が必要だと思われる。マグネシウム合金がこのような特性を示した理由としては、マグネシウムの結晶格子が六方晶であるため滑り面が少なく、超音波応力振動により優先的に転位の動きが活性化される結晶数が、面心立方格子を有するアルミニウムや銅と比べ極端に少ないことが挙げられる。このため、マグネシウムの場合には滑り方向に無関係にせん断帯全域の結晶粒内で巨

視的な塑性変形が生ずる応力に達するまで非線形的な作用が発現せず，塑性変形が発生した瞬間に急激に振動インピーダンスが増加すると考えられる。

A5182 材の場合には共振周波数が増減を繰り返し，安定的に変化しなかった．この理由については明らかではないが，A5182 材が，マグネシウムを多く含む合金成分であることと何らかの関連がある可能性ある．これら結晶構造と共振周波数の関係についてさらに深く調査することは，超音波振動応力の利用上重要であるが，この点については今後の課題とする．総括すれば，これらアルミニウム板以外の延性材については攪拌作用を発現することができる兆候が見られたことから，未攪拌領域と攪拌領域における材料流動方向に留意しつつ工具形状等を最適化することで本接合法による接合が可能だと言える．

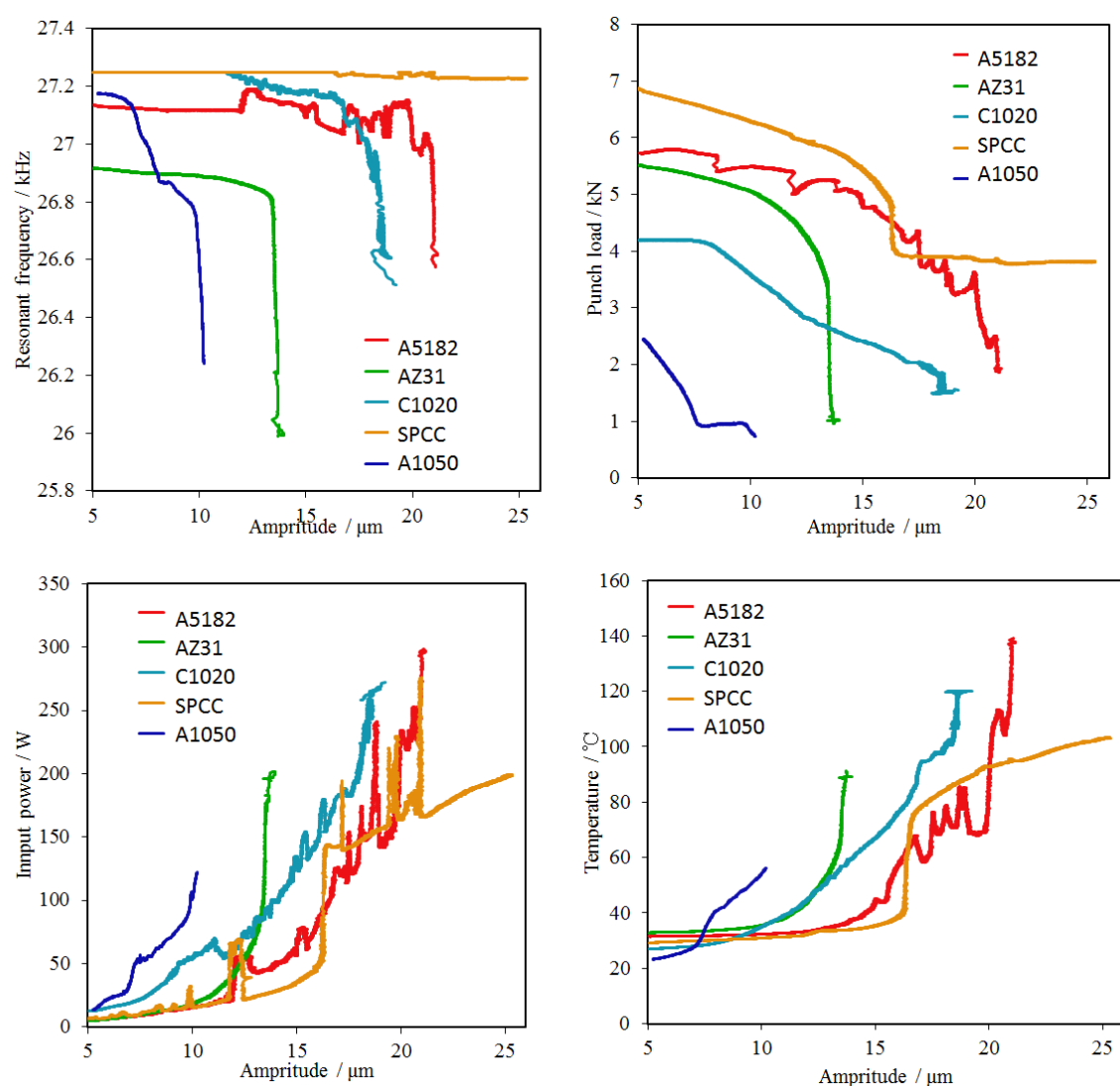


Fig. 4-72 Relation between resonant frequency, punch load, input power, temperature and amplitude

4.5.4 アルミニウム板と様々な材料の異材接合の試み

本項では、マグネシウム合金板 (AZ31)、銅板 (C1020-O)、チタン (TP304C)、ステンレス板 (SUS304)、溶融亜鉛メッキ鋼板 (SGCC)、高張力鋼板 (980 MPa 級)、超高張力鋼板 (1180 MPa 級)、クラッド材 (SUS304+C1020) とアルミニウム板 (A1050) の組み合わせに対して本接合法により接合を行い、非攪拌側材料のフレキシビリティを調べた結果について述べる。試験片は全て納入状態のまま工作油を両面に塗油した。板厚は銅-ステンレスクラッド板の場合には 0.35 mm、それ以外の材料は全て 0.5 mm とした。高張力鋼板、超高張力鋼板は目的とする板厚の材料を用意することができなかったために、1.4 mm の材料から試験片の中央部を短手方向に幅 15 mm に渡り機械加工によって 0.5 mm 厚となるように切削した。この場合、切削した側がパンチ側となるように配置したためパンチ近傍は板押えにより加圧されていないこととなる。底部板厚は全て 0.84 mm とした。超音波印加条件について次のように定めた。共振周波数の低下速度が $0.02 \mu\text{m/s}$ 程度で一定となるように手動で制御し、約 60 間共振状態を維持した。Fig. 4-73 に入力した電力量と振幅の関係をまとめる。流動制御板には全て SK 材 0.1 mm を用い、接合後は流動制御板の剥離を試みた。ステンレス、チタン、高張力鋼板など、比較的高い超音波振幅を印加した材料の組み合わせについては、多くの場合に流動制御板が凝着を起こし、カウンターパンチ肩に沿って破断した。そのめ破断した流動制御板の破片を継手から除去せずに十字引張試験を行った。

接合部外観と断面形状の比較

パンチ側継手外観を Fig. 4-74 に示す。継手外観は全ての材料で大きくは変化しなかった。マグネシウム合金や銅の場合には板押え方向へ若干のバリが見られた。カウンターパンチ側の外観は、軟鋼板とアルミニウム板の組み合わせた場合の継手と大きな差は見られなかった。断面形状を Fig. 4-75 に示す。変形抵抗の小さい銅やマグネシウムの場合には、アルミニウム材がパンチ側材料に食い込むように接合界面が変形している部分が存在していた。その他の材料では、超音波攪拌作用によるマクロ的な形状変化は見られない。剛性の高い高張力鋼板ではパンチ付近の接合界面形状が、他の材料を用いた場合に比べなだらかに、広い面積で変形が起きていた。

全ての試料について接合界面観察は行わなかったが、クラッド材を用いた場合と亜鉛メッキ鋼板の場合について以下に示す。クラッド板を用いた場合には、クラッド材の表面側材である銅材が Fig. 4-77 に示すようにパンチ肩部分付近のみ変形し、細かな凹凸状の接合界面形状となっていた。またこの部分を拡大すると、アルミニウム板と軟鋼板の場合に見られたような、雲状の中間的な組成を持つであろう物質が見られた、さらにこの物質が径

方向外側に向かい引き延ばされるように変形していた。この様子は、生成した中間的な物質がアルミニウムの材料流動によってアルミニウム母材側へ引き込まれているように見得ることから、熱エネルギーを駆動源とする拡散反応に加え、機械的な材料の流動が中間的物質の生成範囲を拡大していると思われる。

亜鉛メッキ鋼板とアルミニウム板の組み合わせの場合には、パンチ肩部直下に亜鉛メッキ層が薄くなっている部分が存在した。EPMAにより亜鉛の分布状態を観察した結果から、パンチ角部直下の亜鉛メッキは接合界面に沿って半径方向中心へ向かい移動し、その後軸方向へ流動方向を変えることで母材内に取り込まれる様子が確認できた。母材内では、クラスタ状に分散している様子が確認できた。この結果から、圧接性の悪いとされる六方晶金属の亜鉛が、攪拌作用により排出されたことで母材の鋼板との間で強固な接合界面が得られたと言える。

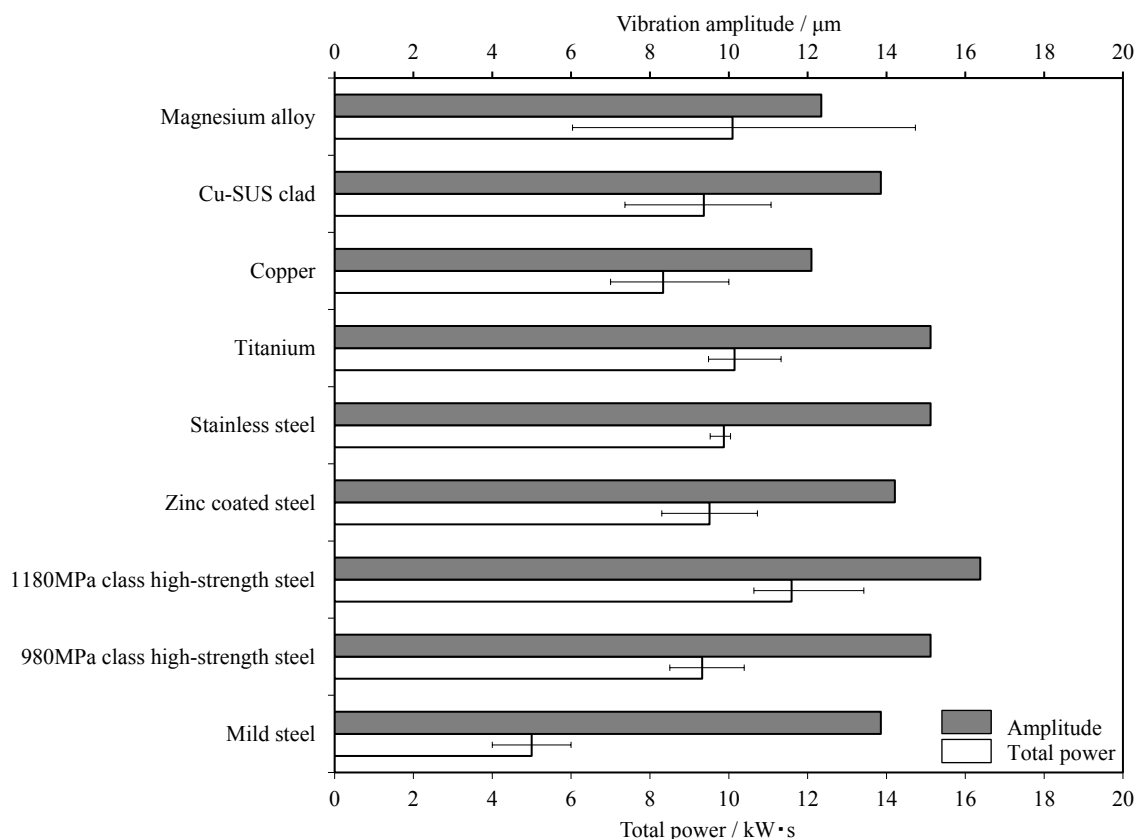


Fig. 4-73 Input power and vibration amplitude

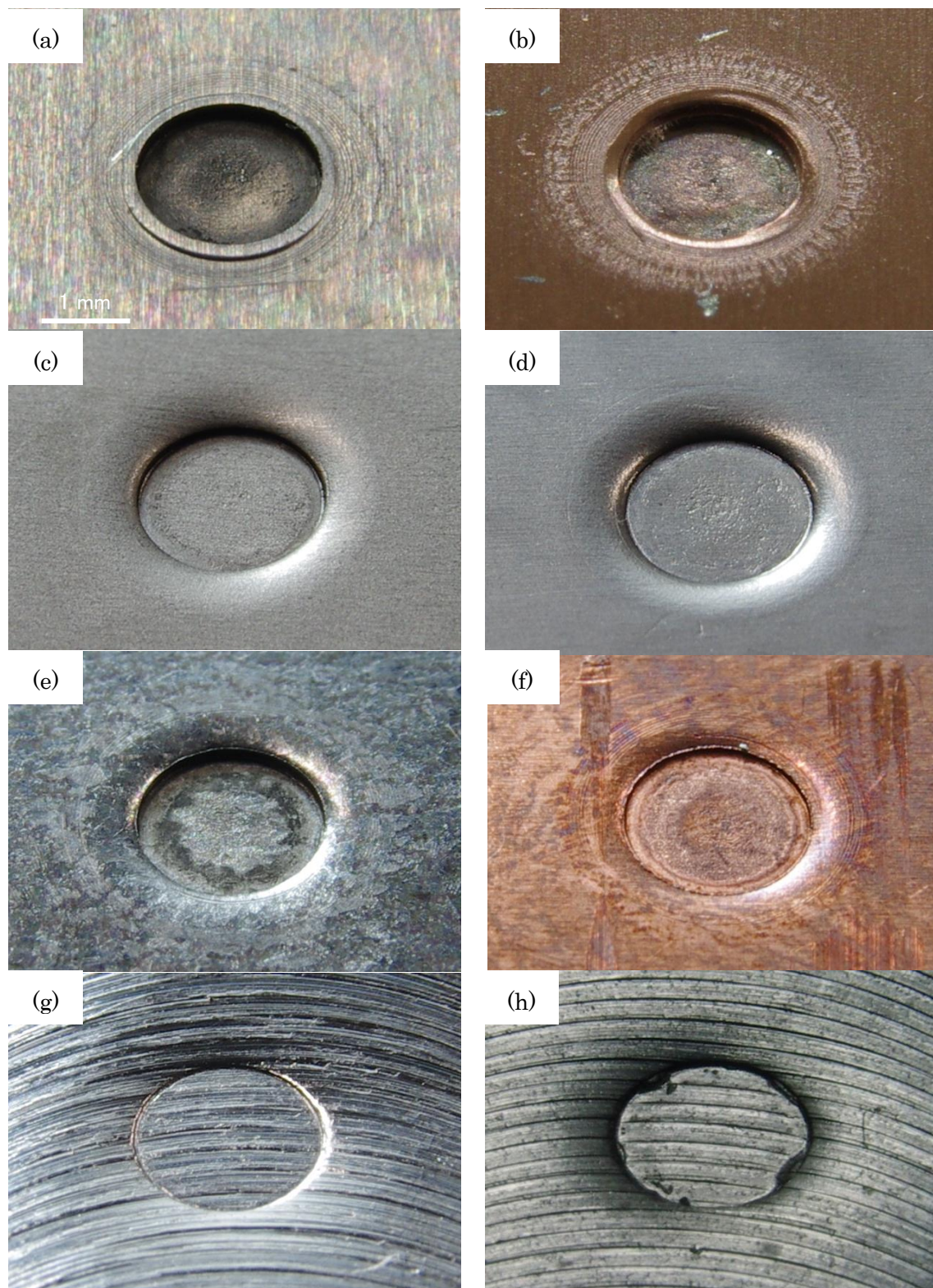


Fig. 4-74 Photographs showing appearance of variety of non-stirred material and A1050 joints (a) magnesium (b) copper (c) titanium (d) stainless steel (e)Zinc coated mild steel (f) Cu-SUS clad (g) ultrahigh strength steel and (h) high strength steel

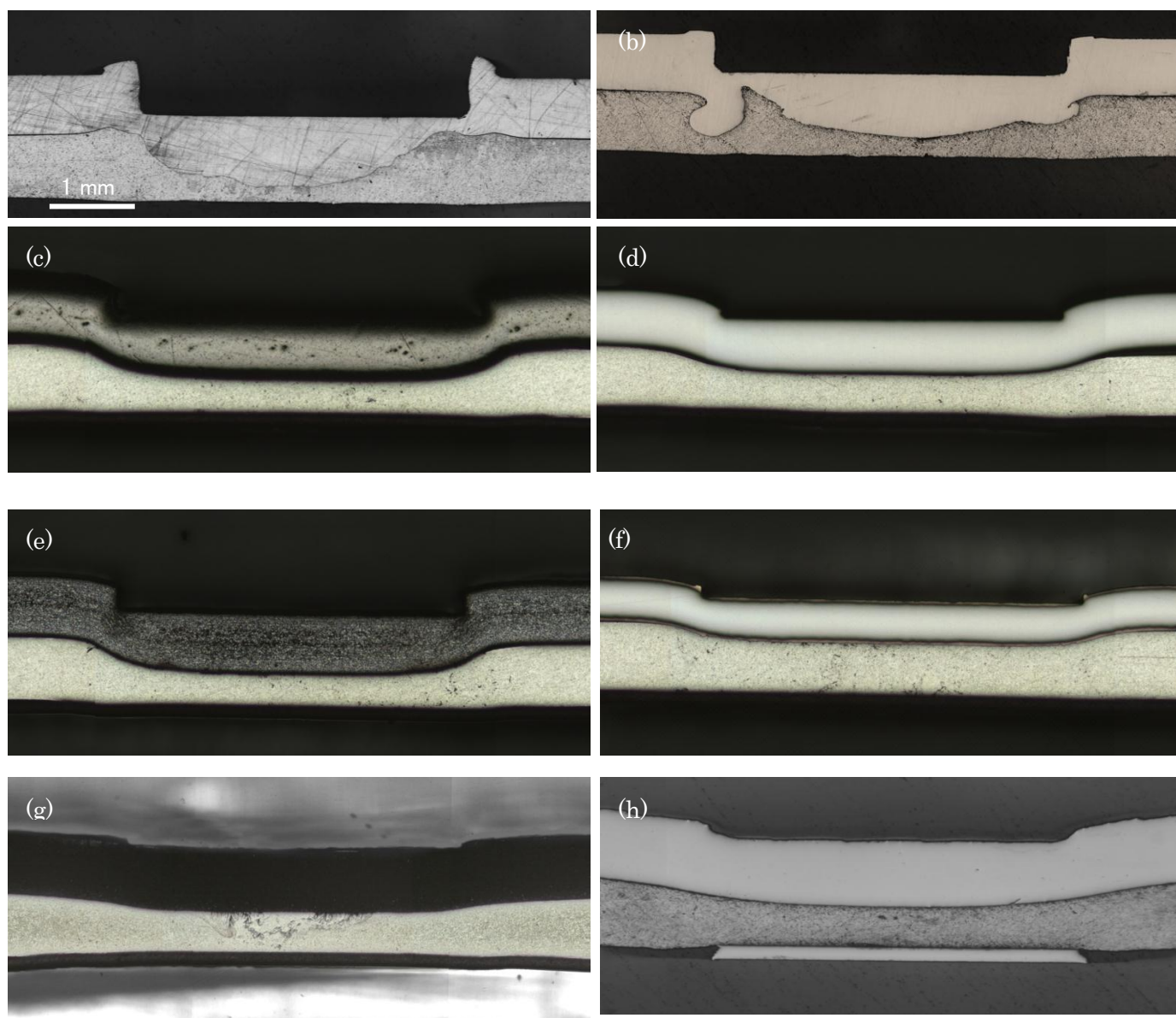


Fig. 4-75 Micrographs showing cross sections of variety of non-stirred material and A1050 joints (a) magnesium (b) copper (c) titanium (d) stainless steel (e)Zinc coated mild steel (f) Cu-SUS clad (g) ultrahigh strength steel and (h) high strength steel ((a)(b) and (h): etched with NaOH aq, (c) ~ (g) etched with HF aq)

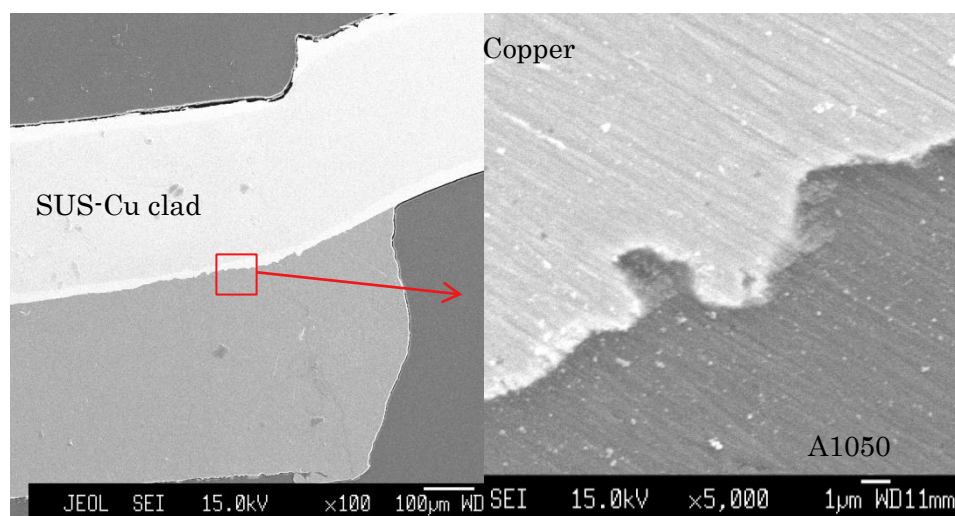


Fig. 4-77 SEM images of joint interface between SUS-copper clad plate and A1050

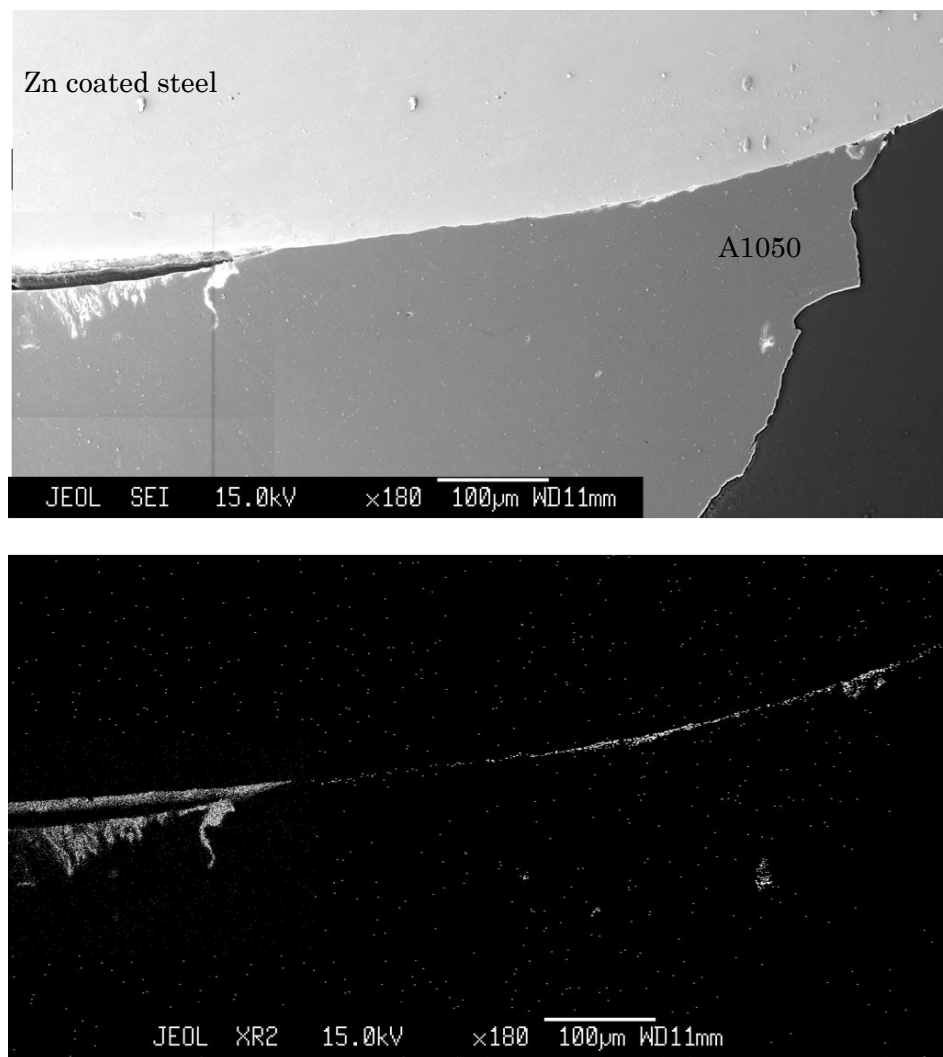


Fig. 4-76 SEM images of joint interface between zinc coated steel and A1050 (a) SEI image and (b) Zinc mapping

十字引張試験結果

Fig. 4-78 に十字引張試験結果を示す。マグネシウム合金は、アルミニウム側、またはマグネシウム側の材料がプラグ破断することで分離したが、プラグの直径が小さいためにアルミニウムと軟鋼板の組み合わせの場合に比べ、約半分の十字引張強度となった。亜鉛メッキ鋼板とアルミニウム板の組み合わせ場合にも、他の方法と比べ十字引張強度が若干低く、ナゲット径が小さくなった。この理由は、亜鉛が排出された部分以外の凝着力が低いためだと思われる。その他の材料に対しては軟鋼板よりもむしろ高い十字引張強度を示し、最も高かった超高張力鋼板の場合には、約 25% 高い十字引張強度を示した。この結果から、マグネシウム合金以外の多くの材料に対して良好な接合性を確認することができた。十字引張試験後のプラグ形状を **Fig. 4-79** に示す。マグネシウム以外の材料に対しては、軟鋼板に劣らない接合性が得られることがわかった。

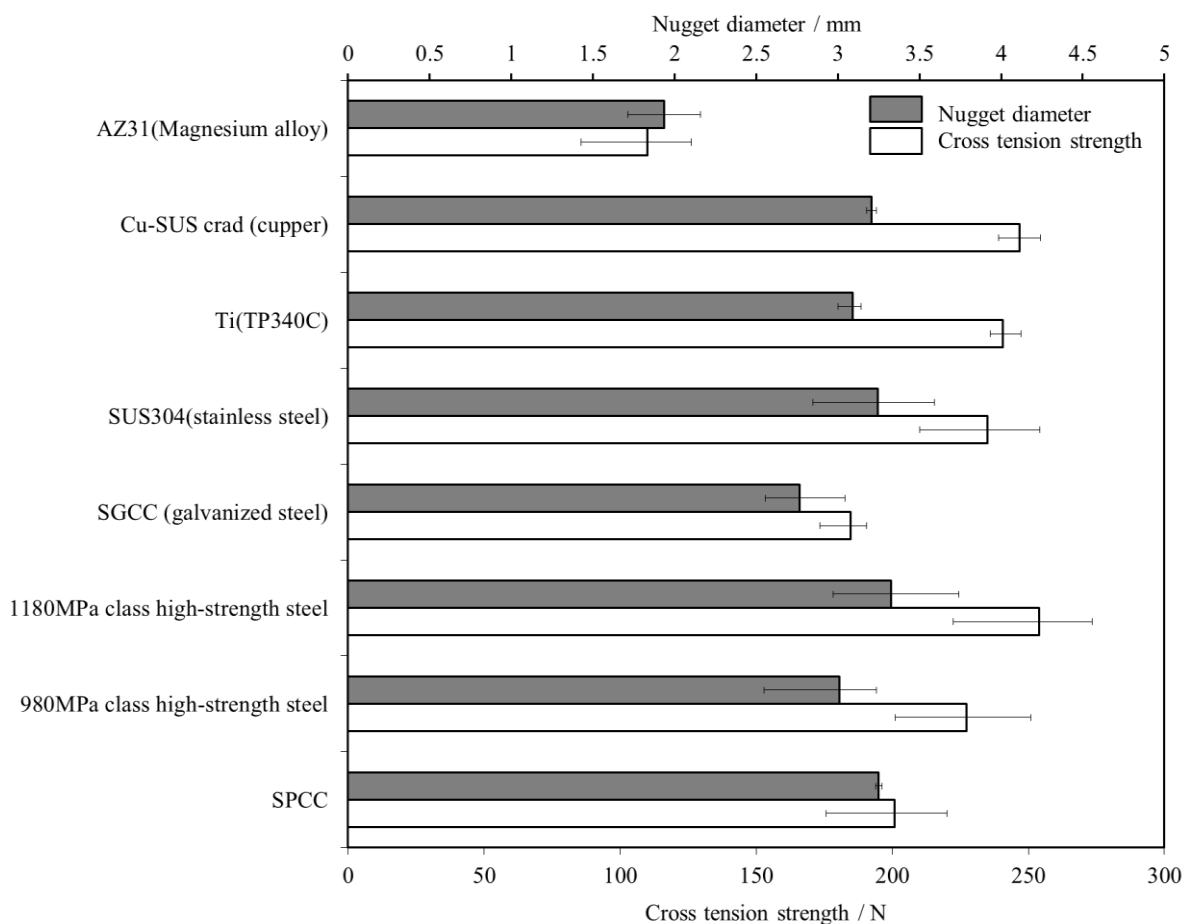


Fig. 4-78 Comparison of cross tension strength with the different non-stirred material

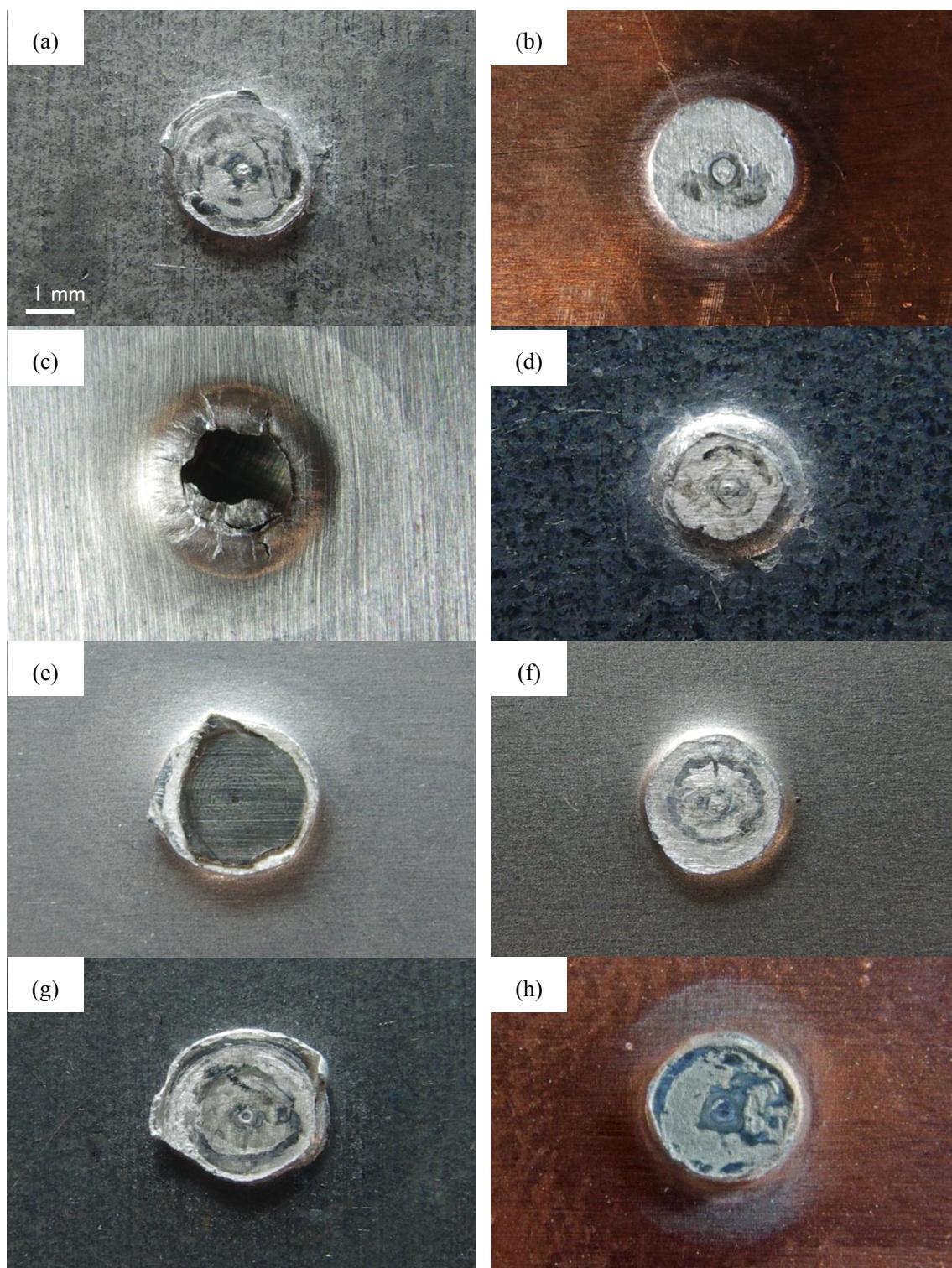


Fig. 4-79 Photographs showing nugget appearance of variety of non-stirred material and A1050 joints (a) magnesium (b) copper (c) titanium (d) stainless steel (e)Zinc coated mild steel (f) Cu-SUS clad (g) ultrahigh strength steel and (h) high strength steel

4.5.5 アルミニウム合金以外の材料を被攪拌側材料に加えた場合

の接合特性

マグネシウム合金板 (AZ31), 銅 (C1020-O), アルミニウム合金板 (A5182-O), 軟鋼板(SPCC)の様々な組み合わせに対して本接合法により接合を行い, 攪拌される側の材料(被攪拌材)に対する適合性を調査した. 試験片は全て納入状態のまま工作油を両面に塗油し, 接合に供した. 板厚は全て 0.5 mm とした. 底部板厚は全て 0.84 mm とした. 超音波印加条件は, 前項同様に共振周波数の低下速度が $0.02 \mu\text{m/s}$ 程度で一定となるように手動で調節し, 約 60 間共振状態を維持した. **Fig. 4-80** に入力した電力量と振幅の関係をまとめる. 流動制御板には全て SK 材 0.1 mm を用いた.

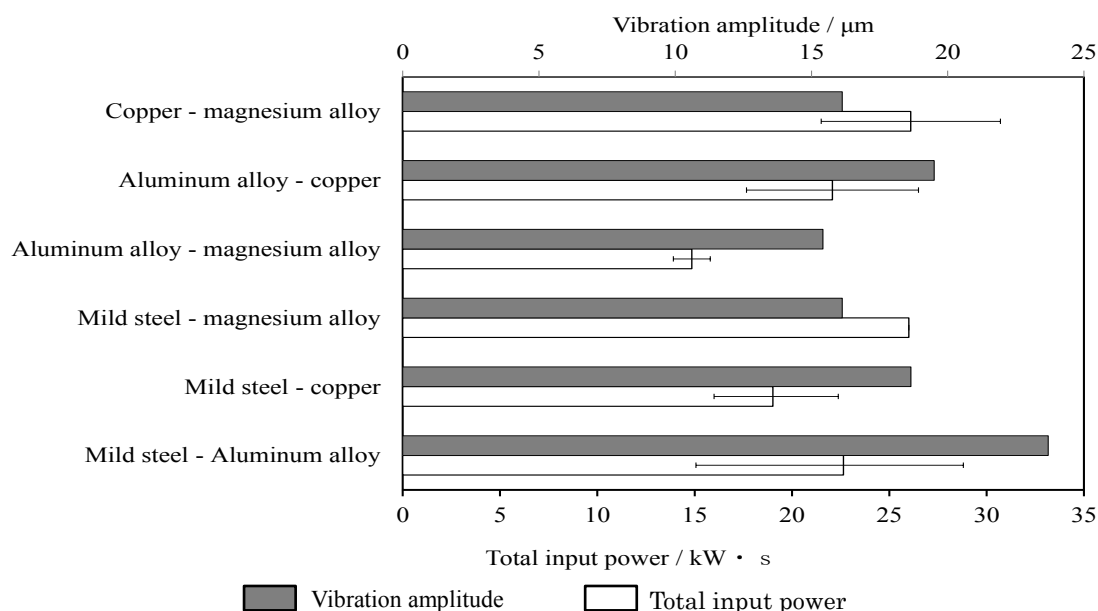


Fig. 4-80 Input power and vibration amplitude

Fig. 4-81 に種々の材質の組み合わせに対して, 印加する超音波振動を $0.25 \mu\text{m/s}$ の速度で増加させた場合の振幅変化に対する共振周波数の変化を示す. マグネシウムを含む全ての組み合わせに対して周波数の増加に対して共振周波数が急激に低下する現象が見られた. この結果はマグネシウムを含む全ての組み合わせについて, 攪拌作用を発現する上で効果的な振幅において, 本実験に用いた超音波発振器の制御方式では共振状態を保つことが困難であることを示している.

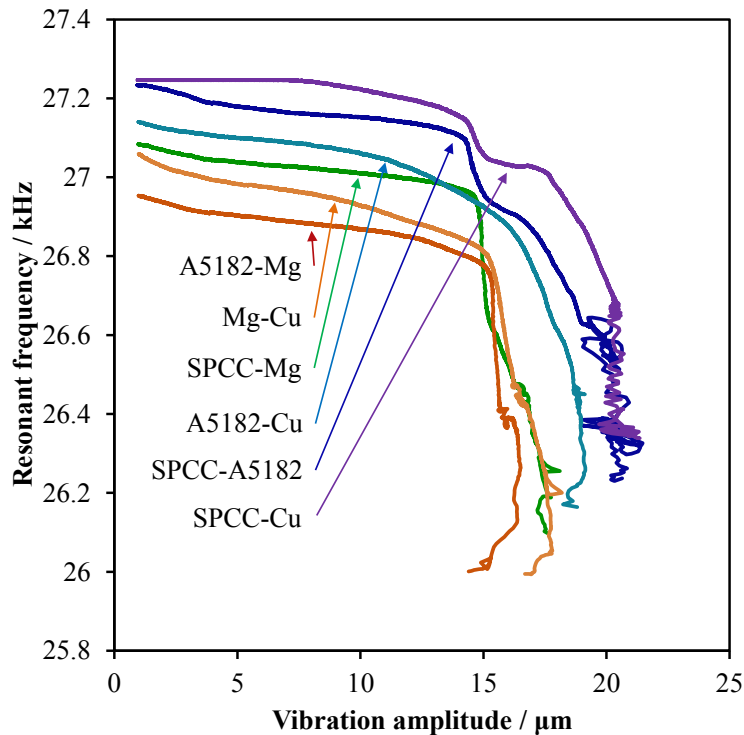


Fig. 4-81 Relation between resonant frequency and vibration amplitude

断面形状の比較

継手断面形状を **Fig. 4-82** に示す。変形抵抗の差が小さい材料組み合わせの場合には、より大きな接合界面の変形が確認された。特にマグネシウムと A5182 材や、マグネシウムと銅板の組み合わせでは、これらの材料同士が攪拌され、混ざり合う領域が発現していた。

A5182 材と SPCC 材を接合した場合の接合界面を SEM により観察した結果を **Fig. 4-83** に示す。接合界面には金属間化合物がデンドライト状に成長したような特徴的様相を呈していた、SEM-EPMA によりこの部分の組成比を調べたところ、主に FeAl_3 から成る金属間化合物であることがわかった。通常、鉄アルミ異材界面に金属間化合物がデンドライト状に成長する場合には、アルミニウム側にデンドライト状の枝が伸びると言われている。これに対し本接合法においては、鉄側にデンドライトの枝が進入するような形態を示していた。このことは通常の金属間化合物生成メカニズムとは異なるプロセスを経て、このデンドライト状の中間層が成長したことを示唆している。

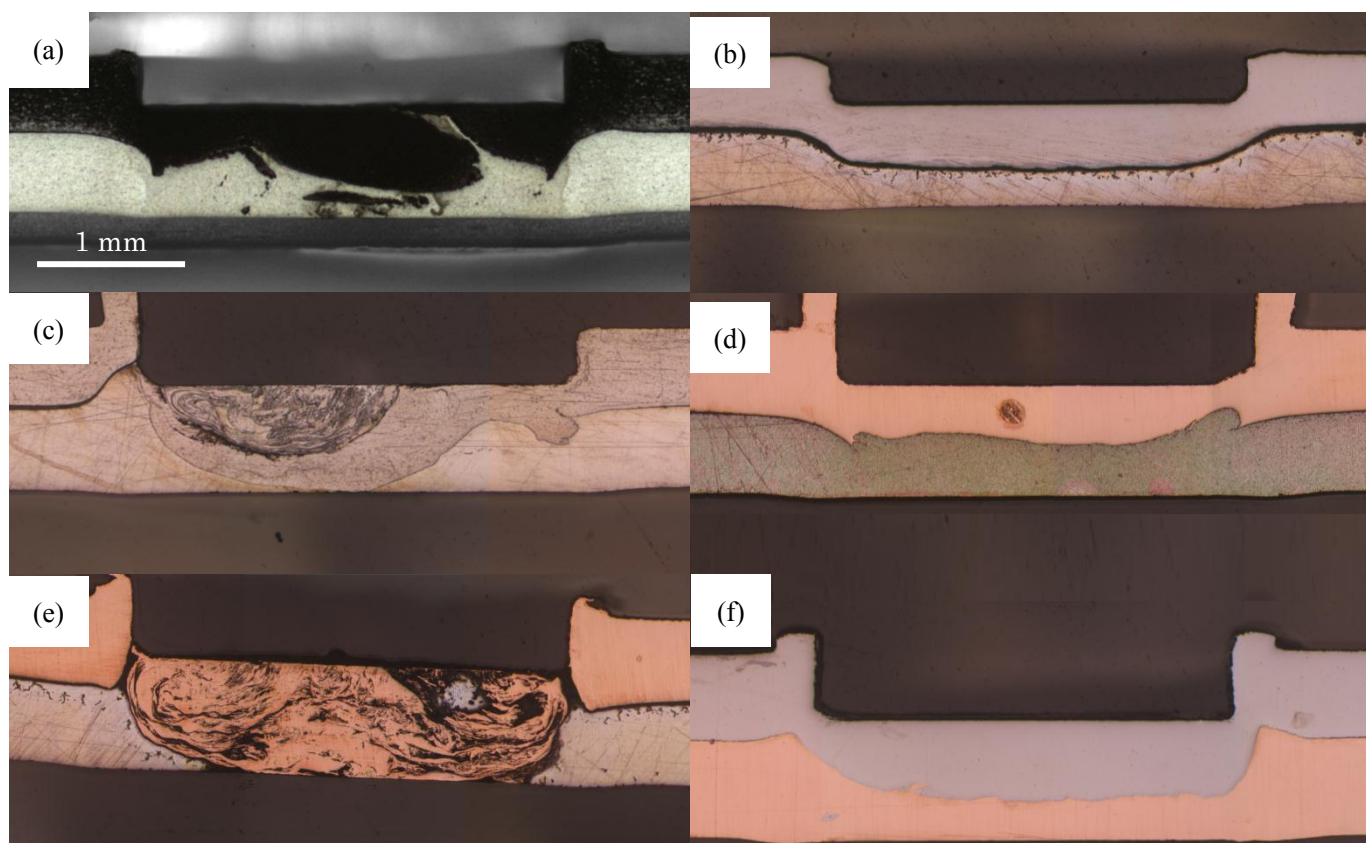


Fig. 4-82 Micrographs showing cross sections of variety of stirred material (a) A5182-SPCC (b) SPCC-Mg (c) A5182-magnesium (d) copper-A5182 (e) magnesium - copper (f)SPCC-Copper

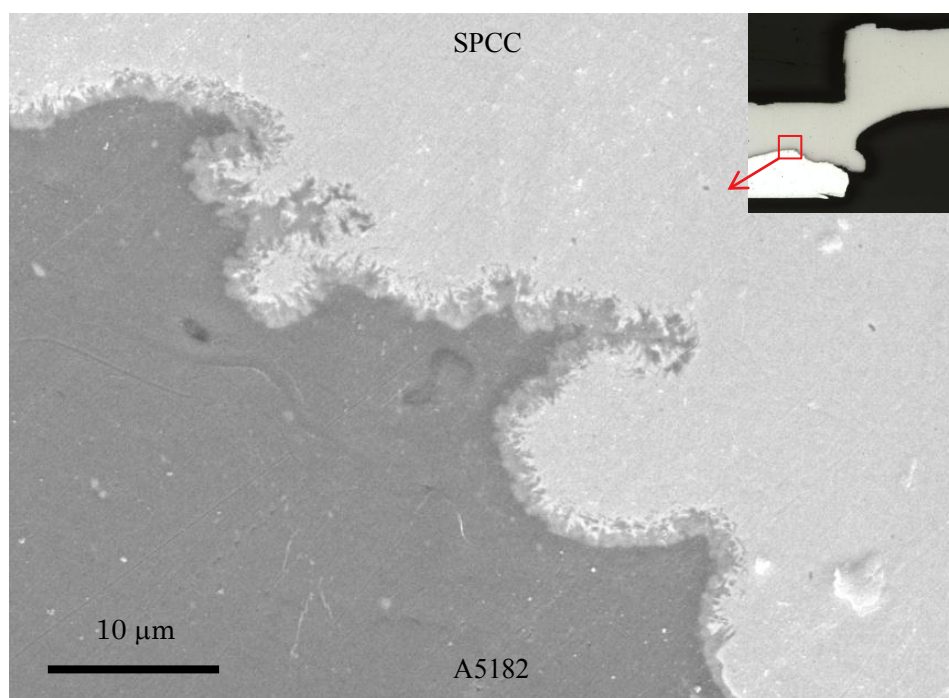


Fig. 4-83 SEM images showing joint interfaces of A5182 - SPCC joint

十字引張強度の比較

Fig. 4-84 に十字引張試験結果を示す。マグネシウムと軟鋼板の場合には全く接合力を得ることができなかった。その他、マグネシウムと銅やマグネシウムとアルミニウム合金なども継手強度は低い。これに対して銅とアルミニウム合金や、銅と軟鋼の組み合わせは高い継手強度を示した。また、アルミニウム合金と軟鋼板の組み合わせの場合、その十字引張強度は約 200 N 程度であり、アルミニウム合金の母材強度が A1050 材の約 2.5 倍であることを考慮すると、A1050 材の場合場合よりも接合性が悪いと言える。またそのばらつきも大きかった。通常、十字引張試験では強度の高い材料に強度の弱い材料のプラグが残るようにして破断するが、A5182 板と軟鋼板の組み合わせのうち最も弱い十字引張強度を示した継手は軟鋼側に穴が空き、アルミニウム合金側にプラグが残るようにして破断した。その際の破断面を SEM により観察した結果を **Fig. 4-85** に示す。A5182 材と SPCC 材との破断面は平坦な面と鋭利な角部から構成される脆性破面となっていた。一方、同図(c)に示す A1050 材の破面は、斜めに伸張されたディンプルが形成されており、良好な延性破面となっていた。この結果から、A5182 材と SPCC 材の料間に成長した脆弱な金属間化合物が脆性的に破壊するために継手強度が低下したといえる。以上の結果から、マグネシウム合金を含む場合には総じて接合性が悪い。また、金属間化合物を形成する組み合わせに対してはその成長を抑えるため、超音波印加条件を的確に選定する必要があることがわかった。これらは本接合方を産業応用する上で、留意べき点である。

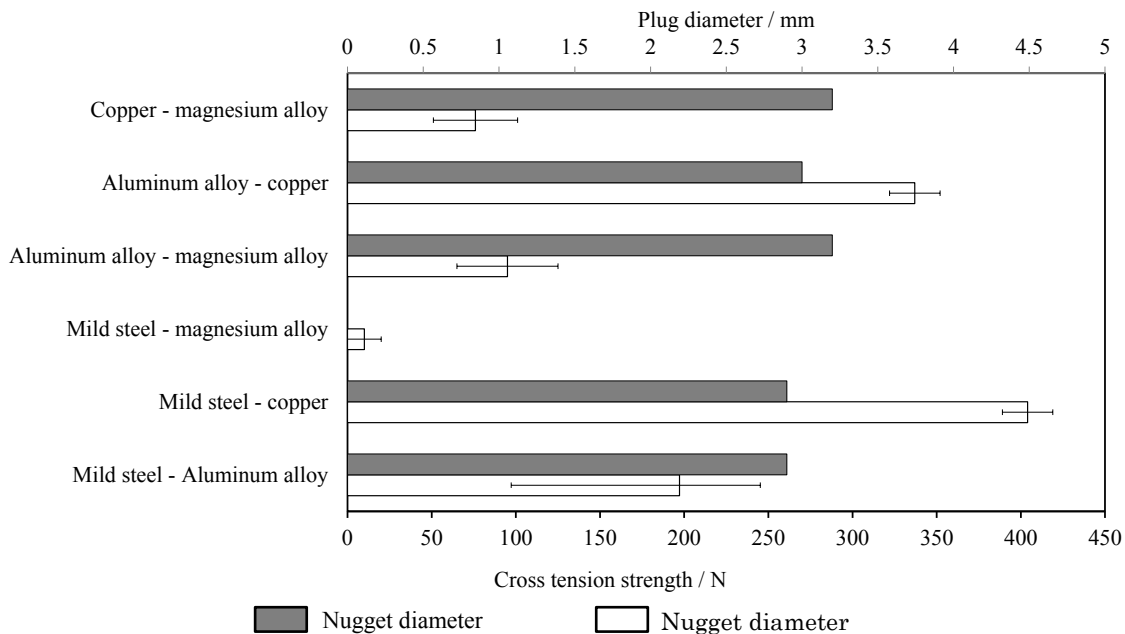


Fig. 4-84 Comparison of cross tension strength with the different non-stirred material

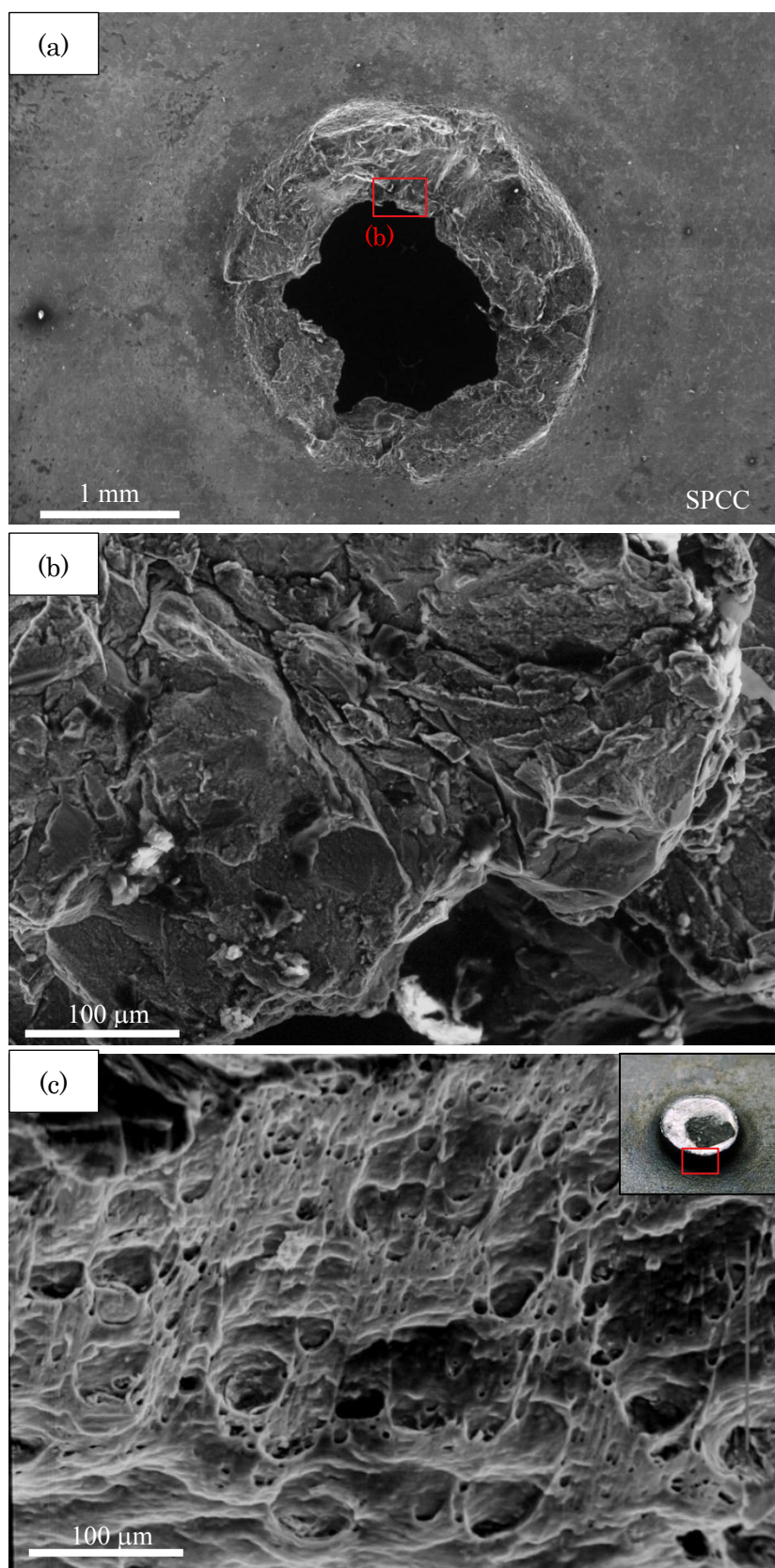


Fig. 4-85 SEM images showing fracture surfaces of (a)(b) A5182 - SPCC joint and (c) A1050 - SPCC joint

4.5.6 小括

Table 4-3 にメカノメタラジカル接合法によって接合した各種材料組合せの十字引張強度を、軟鋼板とアルミニウム板の組み合わせの十字引張強度を基準として比較する．計算の際には破断する側の母材強度比を乗じることで母材自体の強度差を考慮した．この結果を総括すると、攪拌側材料の変形抵抗と非攪拌側材料の変形抵抗に大きな差がある場合には概ね良好な接合性を有していると言える．また、攪拌側材料と被攪拌側材料の変形抵抗に大きな差がない場合には材料の結晶組織が攪拌特性に影響を与え、銅やアルミニウム等の面心立法格子からなる材料はこのような場合にも接合性の大幅な悪化は認められないが、六方晶からなるマグネシウム合金を含む場合には接合性が大幅に悪化すると言える．これは六方晶の場合にはすべり面とすべり方位が少ないために攪拌作用を得る上で効果的な共振状態を維持することが困難なためだと考えられ、これを改善するためには入力する電力量に上限を設ける等の複雑な振動制御方式が必要になる．また、軟鋼とアルミニウム合金など金属間化合物を生じる材料の組み合わせについても、超音波印加条件の選択に注意を要すると言える．さらに、冶金的な接合特性が良い銅とアルミニウムなどの組み合わせの場合にも、場合によってはマクロ的な接合界面の変形が破断部分の材料肉厚を減少させるなど、注意を要する可能性がある．

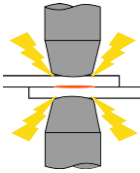
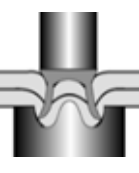
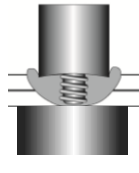
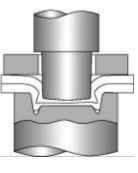
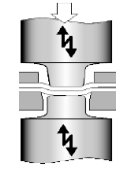
Table 4-3 Summary of cross tension strength for various material combinations

Upper material	Tensile strength [MPa]	Lower material (stirred material)			
		Aluminum	Aluminum alloy	Magnesium	Copper
Aluminum (A1050-H22)	120	0~120%		60%	115%
Aluminum alloy (A5182-O)	270		35%	24%	80%
Magnesium (AZ31-F)	250	60%	24%		20%
Copper (C1020-H1/2)	250~300	115%	80%	20%	
Mild steel (SPCC)	275	100%	30~60%	0%	100%
Zinc coated steel (SGCC)	275	95%			
Stainless steel (SUS304)	520	120%			
Titanium (TP340C)	510	120%			
High strength steel (980MPa class)	1030	115%			
Ultra high strength steel (1180MPa class)	1240	125%			

4.6 各種点接合法とメカノメタラジカル接合法との比較

Table 4-4 に各種点接合技術と本論文において提案したメカノメタラジカル接合法の特徴を比較する．接合強度は流動制御板の使用方法により幅があるものの，大幅に高い接合強度を発生できる流動制御板の組み合わせも存在し，大きな利点であると言える．疲労強度についての検討は今後の課題である．被接合材の材質に対する適合性の幅広さは，変形抵抗の大きな材料の場合にはメカニカルクリンチングとして利用でき，異種材の接合性も良いため最も優れていると言える．リベットなどの接合助材を使用しないためランニングコストの面でも優れている．生産性については現状ではアルミニウム合金と軟鋼半の場合には最短 20 秒必要であることから，課題であるがより高い周波数の振動系を利用する事と，より大きな振幅において共振状態が維持出来る発振制御方式の開発により改善の可能性はある．バリやチリについては流動制御板の使用により抑えられる．継手外観は目立った突起や大きな穴が存在しないために良好である．工具寿命は摩擦撹拌接合と比較した場合には被接合材との直接的な摩擦が生じないために優れている可能性がある．ただし，圧縮応力が繰返し印加されるために今後の調査が必要な点である．設備は超音波発振器が各接合

Table 4-4 Comparison of joining characteristics of mechano-metallurgical joining method with conventional joining methods

Joining process	 RSW	 SPR	 FSSW	 Mechanical clinching	 Mechano-metallurgical joining
Tensile shear strength	100%	130~180%	50~130%	50~150%	100~600%
Cross tension strength	100%	90~140%	60%~110%	35%~85%	95%~110%
Dynamic strength	△	◎	○	◎	—
Compatibility for various material	×	△	△	○	◎
Running cost	△	×	○	◎	◎
Productivity	×	○	○	◎	△
Burr and contamination	△	○	×	○	○
Joint appearance	◎	○	○	△	◎
Tool life	×	◎	△	○	○
Equipment	○	△	×	○	×
Heat affect	×	◎	△	◎	◎
Recycling	○	×	○	○	○
Damage to the coating	×	△	×	○	△
Multi point joining	○	△	×	◎	◎
Joining Load	○	△	△	△	○

装置に必要となる事が欠点である。熱影響部は非常に少なく大きな利点と言える。また、摩擦攪拌接合と比べ接合工具が小型である事が多点の同時接合を可能とするであろう。接合荷重についてもメカニカルクリンチングの $1/4$ と大幅に減少できるため、懐が深い箇所への接合が必要な場合などには利点となると考えられる。

4.7 結言

第 3 章で発見した超音波振動応力による攪拌作用を利用した新接合法としてメカノメタラジカル接合法の提案した。超音波振動応力を発生する工具をダイと同一面上に配置し、さらに被接合材の流出を防止する流動制御板を用いた薄板接合装置により、アルミニウム板同士の接合を行ったところ、流動制御板を用いることで、超音波援用メカニカルクリンチング法の継手外観を改善し、同等から最大 2.5 倍の引張せん断強度向上効果が得られた。これは、通常のメカニカルクリンチング法と比較した場合には最大 6 倍の向上効果に匹敵する。また、本接合法によりアルミニウム板と軟鋼板との接合を試みた結果、アルミニウム板が母材破断に至る良好な継手強度を得ることができた。流動制御板には 0.1 mm 厚の工具用炭素鋼を用いた場合に外観、継手強度ともに優れていた。また、SUS304 板と銅板が重ね圧延されたクラッド材を用い、この流動制御板を除去せずに強度試験に供した場合には、十字引張強度が約 2.5 倍、引張せん断強度が約 1.7 倍と飛躍的に向上した。軟鋼板とアルミニウム板の組み合わせについて十分な継手強度を得るために必要な超音波印加条件について調査した結果、共振周波数が急激に低下する振幅と印加する振幅の差に超音波印加時間を乗じた値を攪拌度として定め、攪拌度がある値以上となる領域において、プラグ破断に至る良好な十字引張強度が得られることがわかった。

種々の材料とアルミニウム板との接合試験を行った結果、アルミニウム板同士および、アルミニウム板と軟鋼、ステンレス板、高張力鋼板、チタン、銅板とを接合した場合、アルミニウム板側が母材破断する良好な接合部を得ることに成功した。また、銅板と軟鋼板など銅板を被攪拌材とする場合にも、銅板が母材破断する良好な継手強度が得られた。一方、マグネシウム板とアルミニウム板など、マグネシウムを含む材料組み合わせについて接合を試みた場合には、マグネシウムのすべり面が少ないために攪拌作用を得る上で効果的な共振状態を維持することが困難であることや、変形抵抗の差が少ない軟鋼とアルミニウム合金などの材料組み合わせについては接合界面の変形や金属間化合物の生成が継手強度を低下させる可能性があることなど、異種材料板接合への適用時に注意を要する条件についても明らかにした。

参考文献

- 1) S. Bozzi, A. L. Helbert-Etter, T. Baudin, B. Criqui, J.G.Kerbiguet, Intermetallic compounds in Al6016/IF-steel frictional stir spot welds, *Materials Science and Engineering A*, **527** (2010) pp4505-4509
- 2) 渡邊他, アルミニウム合金/鋼摩擦攪拌重ね合わせ接合界面における層状組織の生成, 軽金属, **vol.57 No.11** (2007) pp536-541
- 3) Emel Taban, Jerry E. Gould, John C. Lippold, Dissimilar friction welding of 6061-T6 aluminum and AISI 1018 steel: Properties and microstructural characterization, *Materials and Design*, **31** (2010) pp2305-2311
- 4) Rangeng Qiu, Hongxin Shi, Keke Xhang, Yimin Tu, Chihiro Iwamoto, Shinobu Satonaka, Interfacial characterization of joint between mild steel and aluminum alloy welded by resistance wspot welding, *Materials characterization*, **61**(2010) pp684-688
- 5) 渡邊健彦他, 軟鋼と Al-Mg 合金の抵抗スポット溶接, 溶接学会論文集, 第 **23** 巻, **3** 号, pp491-495 (2005)
- 6) 及川初彦他, 鋼とアルミニウムのスポット溶接に及ぼす各種因子の影響, 溶接学会論文集, 第 **14** 巻, 第 **2** 号, pp267-277 (1996)
- 7) J.L. Song, S.B. Lin*, C.L. Yang, C.L. Fan, Effects of Si additions on intermetallic compound layer of aluminum-steel TIG welding-brazing joint, *Journal of Alloys and Compounds*, **488** (2009) pp217-222
- 8) TakehikoWatanabe*, Hideo Sakuyama, Atsushi Yanagisawa, Ultrasonic welding between mild steel sheet and Al-Mg alloy sheet, *Journal of Materials Processing Technology*, **209** (2009) 5475-5480
- 9) Mitsuhiro Watanabe, Keyan Feng, Yoshino Makamura and shinji kumai, Growth Manner of Intermetallic Compound Layer Produced at Welding Interface of Friction Stir Spot Welded Aluminum/Steel Lap Joint, *Materials Transations*, **vol52, No. 5** (2011) pp953-959
- 10) 日本規格協会, JIS ハンドブック①～③, 非鉄, p543, 非鉄, p543 日, 非鉄, p816, 非鉄, p661, 鉄鋼Ⅱ, p159, 非鉄, p732, 非鉄, p357

第5章 結論

本論文は、金属薄板の効率的な接合法として機械的接合法と冶金的接合法を融合したメカノメタラジカル接合法の提案を目的とし、メカニカルクリンチングと超音波振動に着目した新規接合法を開発し、その効果を実験的に検証したものである。

第二章では、メカニカルクリンチングされた板の接合部断面形状と接合界面における摩擦力に着目し、継手強度の向上を試みた。まず潤滑油粘度の影響、パンチ直径の影響、突起付き板押えの採用など、接合強度向上のための種々の検討を通して、良好な断面形状成形の鍵を握るのは上板インターロック先端の流動を出来る限り径方向外側へ流動させる必要があることを明らかにした。そして、予備加工によりインターロック形成段階での材料流動方向を所望する方向へ導く方法を考案し、十字引張強度を約 50%向上させることに成功した。また、接合界面摩擦力の増加が、十字引張強度にどのような影響を及ぼすかを検討し、通常の超音波接合を併用することで予め接合界面の凝着力を増加した場合に約 100%の十字引張強度向上効果が得られるなど、摩擦力の大きい場合に接合強度が高いことを示した。また、マクロ的な材料流動を利用したメカニカルクリンチングにおいても、接合界面近傍の小さなスケールの材料流動が接合強度に大きな影響を及ぼしているという知見を得た。

第三章では、超音波援用メカニカルクリンチング装置を開発し、被接合材に超音波振動変位および超音波振動を印加しながらメカニカルクリンチングを行い、その接合強度向上効果を検証した。超音波変位振動を印加した場合には、被接合材を板厚方向に加振する方法によっても凝着が発生する条件が存在することを明らかにした。しかし、この条件はメカニカルクリンチングプロセスの初期段階のみにおいて満たされるために、継手強度向上の効果は小さいことを示した。一方、超音波振動応力を印加した場合には、材料内に渦状の塑性流動が発生し、材料が攪拌され一体化する現象を発見した。そしてこの効果により最大 60%の十字引張強度向上効果を得た。また攪拌作用が発現するよりも小さな振動応力を印加した場合には、一般的な熱処理により再結晶が起きる温度よりも大幅に低い温度領域においてせん断応力に沿った方向にすべり方位を有する新生結晶が方位選択的に生成・成長する超音波励起再結晶現象を発見した。さらに攪拌作用の発現メカニズムについて詳細な組織観察と FEM 解析により検討を加え、超音波振動応力により局所的に材料が大きく移動する箇所が存在し、なおかつその位置が超音波振動の一周期における圧縮過程と除荷

過程において径方向に変化する事から、この径方向の材料移動の差が振動一周期の後に微小な材料移動を引き起こし、この積み重ねによる連続的な材料移動が攪拌作用の駆動力であると示唆した。また、局所的な材料の移動が工具端面形状に由来することが明らかとなり、攪拌作用の発現位置や攪拌範囲は工具形状の工夫により制御できる事を示唆し、実験により実証した。また、このように多くの新規性を有する超音波援用メカニカルクリンチング法を、超音波振動という機械的な作用により冶金的な接合力を得る接合法としてメカノメタラジカル接合法と呼ぶ事とした。

第四章ではメカノメタラジカル接合法のうち、特に冶金的接合法を主に用いた場合の接合特性を調査した。ここでは、ダイとカウンターパンチを同一面状に配置した上で被接合材の流出を防止する流動制御板を用いる事で、継手外観特性が改善された上にアルミニウム板同士の場合には通常のメカニカルクリンチングと比較し、最大 300%の十字引張強度向上効果と最大 600%の引張せん断強度向上効果が得られた。また、種々の材料とアルミニウム板との接合試験を行った結果、アルミニウム板と軟鋼、ステンレス板、高張力鋼板、チタン、銅板とを接合した場合、アルミニウム板側が母材破断する良好な接合部を得る事に成功した。一方、マグネシウム板とアルミニウム板との接合においては、マグネシウムのすべり面が少ないために攪拌作用を得る上で効果的な共振状態を維持する事が困難である事や、変形抵抗の差が少ない軟鋼とアルミニウム合金などの材料組み合わせについては接合界面の変形や金属間化合物の生成が継手強度を低下させる可能性がある事など、異種材料板接合への適用時に注意を要する条件についても明らかにした。

総括として、本研究で提案した超音波振動応力を援用したメカニカルクリンチング法は他の接合法に対して①異種材料板の接合が可能なこと、②熱影響部がないこと、③接合部外観が優れること、④工具摩耗が抑えられる事、⑤変形抵抗が高く攪拌が困難な材料に対しては、通常のメカニカルクリンチング法としても利用できることなどの利点を有している事を明らかにした。このことから、本接合法は軽金属薄板の適用拡大を実現する薄板接合法として自動車等の軽量化に大いに貢献することが期待される。

今後の展望

自動車をはじめとする近年の工業製品は、軽量であること自身がその商品価値を決定する重要な要素であり、比強度の高い軽金属薄板の採用拡大が望まれている。現状では軽金属薄板に適した接合法が存在しないためボルトやリベットを使用せざるを得ず、軽量化と引き替えに生産性やコスト、リサイクル性が犠牲となっている。摩擦攪拌点接合は軽金属薄板に適した次世代の接合法として多くの研究者の注目を集めているが、バリの発生や継手に残る穴、アルミニウム合金以外の材料に適用した際の工具摩耗の問題などがボトルネックとなり、抵抗スポット溶接と完全に置き換えられるまでには至っていない。これに対し本研究において開発したメカノメタラジカル接合法は、流動制御板を用いる事でバリの発生や継手に残る穴の軽減を図る事ができる。また、被接合材と工具の直接的な摩擦も避けられるために工具摩耗についても有利である。さらに、変形抵抗が大きいために攪拌作用を発現するのが困難な材料に対しては、通常のメカニカルクリンチングに第2章や第3章において提案した各種高強度化手法を組み合わせる事で即座に対応する事ができる。

大いなる期待がもてる本手法を早期に産業応用するためには以下の事項について、さらに検討や開発を進める必要がある。まず接合時間短縮のため、そしてマグネシウム合金などの接合性改善のため、より大きい振幅領域においても安定した共振状態を維持できる共振制御方式の開発である。次に流動制御板を剥離する必要がある場合には、流動制御板の剥離荷重低減や接合中の流動制御板損傷による継手外観性状の悪化、剥離性の低下を避けるため、各種コーティング処理なども視野に入れた流動制御板の選定が必要である。流動制御板を継手に残す場合には、電食の問題を考慮する必要がある。また、本論文においてアルミニウム材同士の接合を図った際には、最大で 500 MPa 近い圧縮応力が繰返し接合工具に印加される。そのため被接合材の変形抵抗によっては疲労による破損を防ぐことを視野に入れた工具材料の選定や設計が必要となるだろう。そしてこれらの課題が解決された際には、軽金属薄板の適用範囲拡大を通して、持続可能な開発に大いに貢献するであろう。

また超音波振動応力の重畳による攪拌作用の発見並びに、超音波振動応力が重畳された結晶粒がせん断帯に沿った方位に選択的に成長するという現象は、接合法への応用以外にも産業的および学術的に大きな意味を持つ。例えば、産業的には摩擦攪拌プロセスよりも低温度域での結晶微細化法や多結晶体の異方性制御法、単結晶の成長促進・成長方位制御手法としての応用が考えられ、機能性材料の新たな創製法開発に大きく貢献するであろう。学術的には、結晶粒界や異材界面における原子の移動や再配置に関する現象の理解に貢献すると期待される。即ち、再結晶集合組織の生成や各種固相接合法の界面生成物に関する現象理解には、上記現象を温度の項に加え応力の項を影響因子として加えた現象のモデル化が必要だと考えられ、本論文において仮定や推測を行うに留まった振動応力の影響を詳細に調査する事が、このモデル構築に大きく貢献するであろう。このように、本研究の成果が産業的、または学術的に広く応用され、社会の発展に貢献することを期待している。

謝 辞

本研究を行うに際して有益なるご助言をいただきました東京工業大学の戸倉和教授，鈴木暁男教授，吉野雅彦教授，水谷義弘准教授に厚く御礼申し上げます．超音波発振器の導入をはじめ，周辺装置の貸与や超音波利用に関する数多くのアドバイスをくださいました有限会社 NONK の佐藤隆氏に深く感謝致します．アドバイザーとして金属材料についての多くの知識を与えてくださり，組織観察にお力をいただきました篠崎正利氏，化学的な視点から問題解決の糸口を与えてくださいました会田敏之氏に感謝いたします．試験片材料や接合工具の提供をしていただきました株式会社神戸製鋼所の稲葉隆氏，桜井健夫氏，今村美速氏，江間光弘氏に深く感謝いたします．ドイツ，ハンブルク工科大学の **Karl Schulte** 教授ならびに **Matthias Meckienburg** 氏には，同大学における研究活動を全面的にサポートしていただきました．深く感謝致します．また，早期卒業へ向けて研究の進捗について御助言下さいました博士一貫コースの益子正文教授に深く感謝致します．超音波接合装置を貸与して下さいました株式会社オステムの太田東氏，岡田昭彦氏に感謝致します．創形力学研究室では常に近い距離で学生と接し，健康管理や精神面でのサポートにも気を配ると共に，幅広い分野の知識を与えていただきました安原鋭幸助教，実験環境の整備にご尽力下さいました井関日出男元助教に感謝いたします．秘書の芳野奈津子さん，柏原奈美さんには研究室生活の多くの面でお世話になりました．博士課程を卒業された斎藤雅典氏，赤坂弘樹氏には，博士課程進学を決意する勇気を与えて下さいました．同期で博士課程の高島舞氏にはライバルとして良い刺激を与えていただきました．接合に関するテーマについて共に協力して研究を遂行した荒木康之氏，安藤祥雄氏，浅野禎介氏，梶山広樹氏，松元彰太氏並びに充実した研究生活を共に過ごした研究室の学生の皆さんに感謝申し上げます．研究遂行に必要な的確なアドバイスを数多くいただきました村上碩哉教授に深く感謝いたします．研究者として，指導者として，そして人生の先輩として常に目標とさせていただいた大竹尚登准教授には，心が折れそうになると，すかさず優しい言葉で励まして頂き．研究生活を深部から支えていただきました．ここに深く感謝の意を表します．最後に，5年間の研究生活を通して，目標に向かって前進し続ける事が出来た背景に，東谷香さんの支えがあった事をここに記し，心から感謝の意を表します．