

平成 29 年度 修士論文

線材と板材とのばね加圧式レーザー微細溶接部の
継手強度におよぼす溶接条件の影響

三重大学大学院工学研究科

博士前期課程 機械工学専攻

前田 将孝

目次

| | |
|---|----|
| 第1章 緒言 | 1 |
| 1-1 研究背景 | |
| 1-1-1 線材と板材との接合方法とその問題点 | |
| 1-1-2 レーザ加工の特徴 | |
| 1-1-3 レーザ溶接の特徴 | |
| 1-1-4 レーザによる線材と板材との接合 | |
| 1-2 研究目的 | |
| 第2章 実験装置および実験方法 | 4 |
| 2-1 供試材 | |
| 2-2 実験装置の構成 | |
| 2-3 レーザ照射位置および焦点はずし距離の設定 | |
| 2-4 実験手順 | |
| 2-5 実験条件 | |
| 2-6 ピーク出力の算出方法 | |
| 2-7 溶接部の評価方法 | |
| 2-7-1 溶接部外観の観察方法 | |
| 2-7-2 継手の引張試験方法 | |
| 2-7-3 溶接部寸法および破断部寸法の測定方法 | |
| 第3章 継手強度におよぼす溶接部寸法の影響 | 8 |
| 3-1 継手の外観観察結果 | |
| 3-2 継手の引張試験結果 | |
| 3-3 溶接部形状の測定結果 | |
| 3-3-1 くびれ部の厚さおよびくびれ部の幅の測定結果 | |
| 3-3-2 溶融部の直径および溶込み深さの測定結果 | |
| 3-3-3 溶融部の直径および溶込み深さにおよぼす加圧力およびピーク出力の影響 | |
| 3-4 継手強度におよぼす溶融径および溶込み深さの影響 | |
| 第4章 継手強度におよぼす破断部形状の影響 | 12 |
| 4-1 破断部の断面観察結果 | |
| 4-2 破断部の直径および深さの測定結果 | |
| 4-3 破断部の直径および深さが継手強度におよぼす影響 | |

| | | |
|-------|------------------------------|----|
| 4-4 | 破断部形状そのものと継手強度との関係 | |
| 4-4-1 | 三角形タイプ破断における破断部の表面積と継手強度との関係 | |
| 4-4-2 | 矩形タイプ破断における破断部の表面積と継手強度との関係 | |
| 4-5 | 破断部の深さにおよぼす線材移動距離の影響 | |
| 4-5-1 | 線材移動距離の測定方法 | |
| 4-5-2 | 線材移動距離におよぼす溶接条件の影響 | |
| 4-5-3 | 継手強度におよぼす線材移動距離の影響 | |
| 4-6 | 線材内破断の発生原因に関する考察 | |
| 第5章 | 継手強度のばらつきに関する考察 | 21 |
| 5-1 | 線材の変位の実測値および計算値との比較 | |
| 5-2 | 実際の線材の移動速度および計算値との比較 | |
| 第6章 | 結言 | 25 |

参考文献

謝辞

第1章 緒言

1-1 研究背景

1-1-1 線材と板材との接合方法とその問題点

線材と板材の接合方法には長年はんだ付が用いられてきた。はんだが使用されてきた理由として、はんだは低融点であり基板上の部品に熱損傷を与えないことや、良好なぬれ性を持つため接合部品質が良好であるといった点が挙げられる。しかし、はんだに含まれる鉛が人体や自然環境に悪影響をおよぼすことが懸念され、鉛フリーはんだの実用化が進められている。鉛フリーはんだは鉛はんだと比較すると融点が高いことや、ぬれ性が非常に悪いといった問題があり信頼性が低い¹⁾。そのため、はんだ付に変わる新たな接合方法の検討が行われている。

はんだ付に変わる接合方法としては、マイクロ抵抗溶接やワイヤボンディングなどの接合方法が挙げられる。マイクロ抵抗溶接は、電極と電極の間に被溶接材をはさみ、通電回路を作ることによって電流を流したときに発生するジュール発熱による溶融または熱拡散により溶接する接合方法であるが、入熱量の制御が困難とされる。入熱不足のとき接合部は部分接合となり、入熱過多のとき接合部で熱劣化が生じる²⁾。また、電極を被溶接材に接触させて加工するため電極が劣化し、連続的な溶接は難しい³⁾。一方、ワイヤボンディングは、ワイヤ先端を放電により溶融し、イニシャルボールと呼ばれる球を形成する。さらにイニシャルボールをキャピラリと呼ばれるツールで荷重、超音波、および熱を加えながら被接合材に押し当て接合する方法である。しかし、この場合も入熱の制御が難しく、低入熱ではイニシャルボールの接合面積が小さく部分接合となり、入熱過多ではイニシャルボールの変形過多により継手強度が減少するため、接合部の信頼性が低い²⁾ ⁴⁾。このように、マイクロ抵抗溶接やワイヤボンディングでは入熱の制御が難しく、接合品質に問題が生じる場合がある。また、ツールを材料に接触させて接合を行うため、ツールのサイズや形状といった制約を受ける場合がある。そのため、非接触で加工が可能であり、入熱の制御が容易であるレーザーを用いた接合方法が提案されている。

1-1-2 レーザ加工の特徴

レーザー加工は指向性、集光性に優れたレーザー光をレンズやミラーを用いて微小スポットに集束させ、それによって得られる高いエネルギー密度を利用する非接触の熱加工法である。最近ではレーザー発振器の出力や性能が飛躍的に向上したことで、レーザー加工の実用化が進み、切断や溶接、微細加工など幅広く利用されている。レーザー加工の特徴として、

- 1) レーザは光であるため被溶接材に物理的に接触せず溶接を施工できる。

- 2) 光学系を利用しているため制御性が高く熱影響部の縮小が可能である。
- 3) 高いエネルギー密度の熱源が得られるため鉄鋼材料に限らず、アルミ合金やチタン合金などの非鉄金属も加工可能である。
- 4) 溶接・切断パラメータ(溶接・切断速度, レーザ出力および集光レンズの焦点距離等)の設定が容易である。

などがあり, 従来の工作機械では得がたい長所を持っている^{5), 6)}。

1-1-3 レーザ溶接の特徴

レーザー溶接は, 集光したレーザー光を被加工物に照射して, 金属を局所的に溶融させて接合を行う溶接法であり, 高エネルギー密度の熱源を利用するため, 従来の溶接法と比較して,

- 1) 溶接のフレキシビリティが高く制御性に優れている。
- 2) 極小領域にレーザーエネルギーを集中することにより, 高いエネルギー密度で高アスペクト比の溶接が実現できる。
- 3) 熱影響層が狭いため低歪溶接が可能である。

などの特徴がある^{5), 6), 7)}。これらの特徴により, レーザ溶接は線材と板材との接合方法として広く研究されている。

1-1-4 レーザによる線材と板材との接合

F.Kostrubiec ら⁸⁾は, パワーデバイスに導電線を接合する方法として, YAG レーザを用いた接合方法について報告している。これまで用いられてきたはんだ付と比較して, YAG レーザによる接合品質は, 機械的強度においてせん断強度および引張強度の平均値は約 2 倍の向上, 衝撃試験では 1 ヶ月以下で破断した継手はないことを示した。また, 高橋ら⁹⁾は, YAG レーザを用いた銅細線と銅板の直接接合における溶融挙動と接合強度について報告している。コンデンサやダイオード等のリード付き電子部品と基板との接合を想定しているため, 供試材として線径 140 μm の銅線と板厚 200 μm の銅板を用いている。レーザー照射による入熱量が低い条件では銅板への溶込みが浅く接合面積が小さくなるため, 剥離強度は低くなり, 入熱量が過剰な条件では銅板への溶込みは深い銅線にくびれが生じて剥離強度が低くなる。よって, 剥離強度の向上には銅板への溶込みを確保しつつ, 銅線にくびれを生じさせない入熱条件が必要であると報告している。このように, レーザ溶接は線材と板材との接合において, はんだ付やその他の接合方法と比較しても有利であり, それらの接合方法に代わる有望な技術であると考えられる。

これを受け, 過去の研究¹⁰⁾ではクロメル線とアルミ板とのレーザー溶接における各種レーザー照射条件と継手強度との関係について検討された。その結果, 引張試験において破断がボンド部で起こったため, 継手強度はボンド部の表面積に依存した。しかし, レーザ照射によ

る入熱量を増加させると板材内のボンド部は大きくなるが、線材の過剰な溶融によって線径が局所的に小さくなってくびれた部分(以下、くびれ部)で破断が起こった。また、そのとき破断位置は、ボンド部とくびれ部の形状と、それらの大きさのバランスで決定し、継手強度は破断位置の形状と、その大きさで決定することが明らかとなった。よって、このような両者の関係から、ボンド部の強度およびくびれ部の強度を同時に向上させることは不可能であった。

1-2 研究目的

上記の結果から、ボンド部およびくびれ部の両者の大きさを増加させることが可能であれば、継手強度はさらに向上すると思われる。しかし、レーザのピーク出力を増加させるとボンド部の大きさ、すなわち溶融部の直径および溶込み深さを増加させることは可能となるが、線材に生じるくびれが悪化する。一方、ピーク出力を減少させると、くびれの抑制は可能となるが、溶融部の直径および溶込み深さは減少する。そこで、本研究ではクロメル線とアルミ板との YAG レーザ溶接において継手強度を向上させるため、溶融部の直径および溶込み深さの増加と、くびれの抑制の両立とを目指した。まず、溶融部の直径および溶込み深さを増加させるため、レーザのピーク出力を増加させた。しかし、前述のようにピーク出力を増加させるとクロメル線に生じるくびれが悪化する。そこで、ばねを用いてクロメル線に生じたくびれ部をアルミ板側の溶融部内に埋め込むことで、くびれの抑制が可能となるのではないかと考えた。よって本研究では、クロメル線をアルミ板にばねで押込んだ際の継手強度におよぼす溶接条件の影響について検討した。

第2章 実験装置および実験方法

2-1 供試材

線材として、K型熱電対に使用されるクロメル線を使用した。線径は0.32mmである。板材には工業用純アルミニウムA1100P（以下アルミ板、寸法：15×15mm、板厚：1mm）を用いた。クロメル線の化学組成およびアルミニウム板の化学組成の規格値をTable 2-1に示す。

2-2 実験装置の構成

本研究で用いたレーザー溶接装置の構成をFig.2-1に示す。溶接装置は、レーザー発振器、レーザー照射位置を確認するためのCCDカメラ、押付け機構を備えた線材保持用治具、アルミ板を設置し加圧力を測定するための片持ち梁形状のロードセルおよびロードセルおよび線材保持用治具を固定するステージで構成される。レーザー発振器は、パルス発振型Nd:YAGレーザー(ミヤチテクノス社製 ML-2332B)である。レーザーの波長は1.064 μ m、最大定格出力は50W、ビーム径は8mmである。レーザー発振器は、励起源であるフラッシュランプ電圧を設定することでピーク出力を決定し、さらにパルス幅を設定することで、パルスエネルギーが決定される。パルスエネルギーは、レーザー発振器のコントローラに表示される値を用いた。

発振器から照射ユニットまでのレーザー伝送には、直径0.2mmのSI(ステップインデックス)型光ファイバーを用いた。ファイバーの最大耐久エネルギーは7Jである。光学系に導かれたレーザー光は、反射鏡を介して下方向に照射され、レンズで集光されて被溶接材に照射される。焦点レンズの焦点距離は50mmである。また、CCDカメラ(東京電子産業社製CS3310S)でモニタリングしながら、レーザーヘッドの位置調整を行い、レーザーの照射位置を確認する。また、レーザー溶接装置の都合上、溶接はレーザー照射軸に対して45°で行っている。

次に、押付け機構を備えた線材保持用治具の全体図をFig.2-2に、円管保持用治具を除く線材保持用治具をFig.2-3に示す。治具はステンレス鋼製の円管、線材保持用のピンバイス、ピンバイスを押し出すばね、ばねの長さを調整するためのボルトおよびそれらに取り付けられた円管保持用治具で構成される。ピンバイスをばねで押し出せるようにピンバイスの先端部には樹脂製の円管を固定した。また、ピンバイスとステンレス鋼製の円管が平行になるように、ピンバイス側のステンレス鋼製の円管先端部に樹脂製の円管を固定し、ピンバイスを押し出す際に樹脂製の円管との摩擦を考慮しピンバイスと樹脂製の円管の間に遊びを設けた。線材保持用治具の線材を板材に接触させ、ボルトを回し、ばねの長さを調整することで、加圧力を設定する。また、溶接中の線材の変位量を測定するため、ピンバイスの上端部に固定したプラスチック製の円筒の上端部に反射板を設置した。

2-3 レーザ照射位置および焦点はずし距離の設定

線材先端付近の模式図を Fig.2-4 に示す。線材は板材表面に対して 90° となるように接触させた。レーザ照射位置は線材の中心軸と板材表面との交点とした。線材先端から 0.11mm 線材側に設定している。また、焦点はずし距離はレーザの光軸と線材表面との交点をゼロとしている。よって、レーザ照射位置を交点とした場合、焦点はずし距離が 0mm となる点は板材表面から 0.22mm 上方に位置するため、それより焦点が下方にある場合の焦点はずし距離を負とした。本研究において焦点はずし距離を -0.41mm としている。したがって、焦点位置は板材内部に焦点が存在する。

2-4 実験手順

初めにレーザヘッドを上下に動かし焦点はずし距離の調整を行う。次に、溶接前処理として、アルミ板の表面を #400 の耐水研磨紙で研磨した後にアセトンで脱脂を行った。線材は、はさみで切断して使用した。なお、線材の先端形状は実験結果に影響をおよぼす可能性があるため、溶接を行う前に CCD カメラで先端形状に差異がないか確認したものを使用した。線材はピンバイスに通し、ピンバイスのチャックで固定する。次に、線材の先端が板材の中央付近となるように、ロードセル上に板材を設置し、線材と板材とを接触させる。その後、CCD カメラおよびレーザヘッドで線材の先端がレーザ照射位置から動かないことを確認しながら、レーザスポットの中心と線材の中心軸が重なることを確認して、ボルトでばねの長さを調整し加圧力の設定を行う。以上の設定が完了した後、溶接を行った。

2-5 実験条件

本実験のレーザ照射条件および線材と板材の設置条件をまとめて示す。

ピーク出力 0.98 ~ 2.57kW

(フラッシュランプ電圧 280V~380V)

パルス幅 2.2~7.1ms

(パルスエネルギー 5J)

焦点はずし距離 -0.41mm

レーザ照射位置 線材の中心軸と板材表面との交点

板材表面に対する線材の接触角度 90°

板材表面に対するレーザ照射角度 45°

線材の突出し長さ 3mm

加圧力 0.1 , 1 , 2N

なお、加圧力 1N の条件ではピーク出力 1.56~2.26kW において実施した。また、ピーク

出力はレーザ発振器に入力した値ではなく測定および計算によって求めた値である。これについては次節で述べる。

2-6 ピーク出力の算出方法

実験に使用した YAG レーザは励起源としてフラッシュランプを用いている。ピーク出力はフラッシュランプ電圧を設定することによって決まるが、ピーク出力の値はレーザ発振器のコントローラには表示されない。しかし、パルスレーザの波高値は一般的にピーク出力で議論されることが多いため、計測したパルス波形からピーク出力を求めることとした。

YAG レーザ発振器に備え付けられているレーザパワーアナログ出力端子をオシロスコープに接続して計測したパルス波形の例を Fig.2-5 に示す。なお、サンプリング周波数は 10MHz である。いずれのフラッシュランプ電圧においてもパルス幅を変化させた場合、パルス波形のピークはほぼ同一である。よって、ピーク出力はパルス波形の最大値として表れるはずである。しかし、グラフの縦軸はオシロスコープで計測した電圧[V]であるため直接レーザ出力[W]とすることはできない。そこで、オシロスコープで計測した電圧[V]をレーザ出力[W]に変換する係数[W/V]を求める必要がある。この係数を以下の手順で求めた。

パルス波形の面積はパルスエネルギーに相当すると考えられる。この関係から、Fig.2-6 に示すように横軸をパルス波形の面積、縦軸をコントローラに表示されたパルスエネルギーとしてグラフを作成した。ここで、面積の単位は仮に[V・s]とした。また、パルス波形で囲まれた面積は 0.001ms 毎に台形近似によって求めた。このグラフからフラッシュランプ電圧ごとに一次の近似直線を求め、その傾きを $a[\text{J}/\text{V} \cdot \text{s}]$ とする。 $[\text{W}] = [\text{J}/\text{s}]$ であるので、 $a[\text{W}/\text{V}]$ と書き換えることができる。最後に、フラッシュランプ電圧毎にパルス波形のピーク電圧[V]と係数 $a[\text{W}/\text{V}]$ を乗じるとピーク出力[W]が求まる。計算の結果を Table2-2 に示す。フラッシュランプ電圧 280V は 0.98kW に、300V は 1.24kW、320V は 1.56kW、340V は 1.81kW、360V は 2.26kW、380V は 2.57kW にそれぞれ相当することがわかった。

2-7 溶接部の評価方法

2-7-1 溶接部外観の観察方法

溶接部外観の観察には、光学顕微鏡 (KEYENCE 社製 VH-Z100R) のクイック合成&3D 機能を用いて観察を行った。

2-7-2 継手の引張試験方法

溶接継手の強度を測定するために用いた引張試験機を Fig.2-7 に示す。引張試験機の上部

にあるチャックに線材を固定し、板材をロードセルに固定した治具に取り付ける。試験機の両端の柱はねじ切りされており、上部にあるモータによって歯車を回し、チャックを上方向へ移動させ、溶接部に引張力を負荷する。引張方向は、板材表面に対し垂直方向とする。その際、最大荷重をロードセルにより測定し、この値を継手強度とした。

2-7-3 溶接部寸法および破断部寸法の測定方法

作成した継手の図を Fig.2-8 に示す。溶接部の位置は、レーザが照射され一番初めに線材が溶融する箇所が正面となる方向を上方向とし、上方向から線材の中心軸を時計回りに 90° 回転させた方向を右側方向および上方向から線材の中心軸を 180° 回転させた方向を下方向、上方向から線材の中心軸を 270° 回転させた方向を左側方向(以下、それぞれ、上方向、右側方向、下方向、左側方向とする)とし測定した。

溶接部寸法として、上方向から観察したくびれ部の厚みであるくびれ部厚さ、右側方向から観察したくびれ部の厚みであるくびれ部幅、溶融部の直径、溶込み深さを測定した。Fig.2-9 にそれぞれの測定した箇所を示す。(a)に示すようにくびれ部厚さを A、および(b)に示すようにくびれ部幅を B とした。くびれ部厚さおよびくびれ部幅は厚みが最小となる箇所を溶接部外観から測定した。(c)に示すように溶融部の直径 C は板材表面における溶融部の両端までの長さを測定した。また、溶込み深さ D は板材表面から溶込みの最深部までを測定した。溶融部の直径および溶込み深さは、板材を上下方向に切断し、板材断面を研磨し測定した。

溶接部寸法の測定後、破断部寸法として、破断部の直径および破断部の深さを測定した。(c)に示すように、破断部の直径 E は板材表面における破断部の両端までの長さとし、破断部お深さ F は板材表面から破断部の最深部までとし測定した。

第3章 継手強度におよぼす溶接部の形状の影響

3-1 継手の外観観察結果

加圧力 0.1N でクロメル線とアルミ板をレーザ溶接した後の溶接部の例を概略図により Fig.3-1 に示す。ピーク出力 1.56kW 以上の条件で、(a)に示すように線材側に大きなくびれが発生している状態が観察された。また、全てのピーク出力の条件で、(b)に示すように線材と板材が離れており継手が形成されていない状態の 2 種類が観察された。次に、加圧力 1N および 2N で溶接した後のクロメル線とアルミ板との継手の外観写真の例を Fig.3-2 に示す。(a)および(b)に示すように加圧力に関わらず全てのピーク出力の条件で線材側にくびれは確認されなかった。また、線材の周囲を溶接金属が取り囲んでいることがわかる。上記の結果から、加圧力の変化により溶接部形状が変化することが考えられる。よって、本研究では引張試験後の継手の外観観察および断面観察を行い、溶接部の形状と継手強度との関係について検討を行う。

3-2 継手の引張試験結果

引張試験後の継手において、板材内破断および線材内破断の 2 種類が確認された。それぞれの破断部の例を Fig.3-3 に示す。(a)に示す板材内破断では、溶接金属内で破断が起こっていることがわかる。一方、(b)に示す線材内破断では、板材表面より少し上方で破断していることがわかる。

各加圧力におけるピーク出力と継手強度との関係を Fig.3-4 に示す。グラフ中の□印は前述の板材内破断、△印は線材内破断、×は接合不可、折れ線は平均値を示し、加圧力 0.1N を青色、加圧力 1N を緑色、加圧力 2N を赤色で表している。また、エラーバーは標準偏差である。以降、特に断りのない場合、引張試験結果を含む全てのグラフにおいて□印は板材内破断を、△印は線材内破断を示している。また、加圧力 0.1N の条件に関して、グラフ中の引張強度が 0N のプロットは、Fig.3-1(a)のようにレーザ照射後の段階では接合していたが、治具から取外す段階でクロメル線がアルミ板から破断してしまい、引張試験を行うことができなかったものを線材内破断の△印、Fig.3-1(b)のように溶接後、クロメル線とアルミ板が離れていたものを接合不可として×印で示している。前者の場合、厳密には引張強度は 0N ではないが、限りなく 0N に近いとして上記のように取扱うこととした。

Fig.3-4(a)において加圧力 0.1N で溶接した継手の平均強度は、全てのピーク出力の条件で 0N となった。また、線材内破断はピーク出力 1.24kW 以下では得られず接合不可は全てのピーク出力において確認された。

Fig.3-4(b)において加圧力 1N で溶接した継手の平均強度は、加圧力 0.1N と比較すると、全てのピーク出力において向上し、継手の最大強度は 33.8N となった。これはクロメル線

の母材強度 71.2N と比較すると、継手効率 47.4%である。また、接合不可は見られず、破断形態は板材内破断および線材内破断が混在している。

Fig.3-4(c)において加圧力 2N で溶接した継手の平均強度は、加圧力 0.1N および 1N と比較すると全てのピーク出力の条件において向上し、継手の最大強度は 45.5N、継手効率は 63.9%であった。また、加圧力 1N と同様に、接合不可は見られず、破断形態は板材内破断および線材内破断が混在している。

以上より、継手の平均強度は加圧力およびレーザのピーク出力により変化することがわかった。そこで、加圧力およびレーザのピーク出力の変化が溶接部に影響をおよぼしていると考え、溶接部形状のうち変化が顕著であったくびれ部の厚さ、くびれ部の幅、溶融部の直径および溶込み深さの寸法を測定した。

3-3 溶接部形状の測定結果

3-3-1 くびれ部の厚さおよびくびれ部幅の測定結果

くびれ部の厚さおよびくびれ部の幅は Fig.2-9 に示した径 A および B を測定した。Fig.3-5 にピーク出力を変化させたときのくびれ部の厚さを、Fig.3-6 にピーク出力を変化させたときくびれ部の幅の測定結果を示す。なお、前節の継手の引張試験結果において説明したように、加圧力 0.1N の溶接条件では全てのピーク出力の条件で接合不可、もしくはレーザ照射後の段階では接合していたが、治具から取外す段階で破断してしまうことが原因で、くびれ部の形状を測定することができなかった。そのため、上記のような場合に関しては、くびれ部の厚さおよびくびれ部の幅が限りなく 0mm に近いと考え、くびれ部の厚さおよびくびれ部の幅を仮に 0mm とした。

Fig.3-5(a)および Fig.3-6(a)において、加圧力 0.1N ではいずれのピーク出力の条件においてもくびれ部の厚さおよびくびれ部の幅は 0mm となった。これは、レーザの照射による入熱が過剰なため、線材先端が溶融しきったためであると考えられる。一方、Fig.3-5(b)および Fig.3-6 (b)の加圧力 1N および Fig.3-5(c)および Fig.3-6 (c)の加圧力 2N では全てのピーク出力の条件でくびれは観察されなかった。これはレーザの照射による入熱は過剰であるが、線材先端が板材に押込まれたため、くびれ抑制されたと考えられる。そのため、くびれが観察されない継手のくびれ部の厚さおよびくびれ部の幅は線材径である 0.32mm とした。

3-3-2 溶融部の直径および溶込み深さの測定結果

溶融部の直径は Fig.2-9 に示した径 C を測定した。Fig.3-7 にピーク出力を変化させたときの溶融部の直径の測定結果を示す。(a)において、加圧力 0.1N では溶融部の直径の平均値は 0.76~0.91mm であり、溶融部の直径の平均値はピーク出力が増加しても変化が小さかつ

た。一方、(b)の加圧力 1N では溶融部の直径の平均値は 1.01~1.06mm であり、ピーク出力の増加にともない溶融部の直径の平均値は減少傾向を示した。また、(c)の加圧力 2N では溶融部の直径の平均値は 0.83~1.16mm であり、ピーク出力 0.98~1.24kW のとき溶融部の直径の平均値は増加傾向を示し、ピーク出力 1.24kW 以降ではピーク出力の増加にともない溶融部の直径の平均値は減少傾向を示した。加圧力 1N および 2N の溶融部の直径の平均値は、加圧力 0.1N のそれと比較すると全てのピーク出力において大きくなった。また、溶融部の直径の平均値が最大となった溶接条件は、加圧力 0.1N ではピーク出力 2.26kW、加圧力 1N ではピーク出力 1.56kW、加圧力 2N ではピーク出力 1.24kW であり、加圧力 0.1N を除くと、加圧力 1N および 2N では低いピーク出力の条件であった。

溶込み深さは Fig.2-9 に示した長さ D を測定した。Fig.3-8 にピーク出力を変化させたときの溶込み深さの測定結果を示す。(a)において、加圧力 0.1N では溶込み深さの平均値は 0.35mm~0.45mm であり、ピーク出力が増加しても変化が小さかった。一方、(b)の加圧力 1N では溶込み深さの平均値は 0.45~0.6mm であり、ピーク出力の増加にともない溶込み深さの平均値は減少傾向を示した。また、(c)の加圧力 2N では溶込み深さの平均値は 0.4~0.63mm であり、ピーク出力が 1.24kW 以下のとき溶込み深さの平均値は増加傾向を示し、ピーク出力 1.24~2.26kW では溶込み深さの平均値は若干の減少、2.26~2.57kW では大きな減少を示した。また、加圧力 1N および 2N の溶込み深さの平均値は、加圧力 0.1N のそれと比較すると全てのピーク出力において大きくなった。また、溶込み深さの平均値が最大となった溶接条件は、加圧力 0.1N ではピーク出力 0.98kW、加圧力 1N ではピーク出力 1.56kW、加圧力 2N ではピーク出力 1.24kW であり、低いピーク出力の条件であった。

3-3-3 溶融部の直径および溶込み深さにおよぼす加圧力およびピーク出力の影響

以上より、加圧力 1N および 2N の溶融部の直径および溶込み深さは、加圧力 0.1N のそれらと比較すると全てのピーク出力において上回ることがわかった。また、各溶接条件における溶融部の直径および溶込み深さの変化が類似している。そこで、加圧力が溶融部の直径および溶込み深さにおよぼす影響について考えるため、Fig.3-9 に溶融部の直径と溶込み深さとの関係を示す。溶融部の直径の増加にともない溶込み深さが増加する傾向がわかる。また、加圧力の増加にともない溶融部の直径および溶込み深さが全体的に増加することがわかる。アルミ板の溶込みは、クロメル線がレーザを吸収することで発熱し、溶融したクロメル線がアルミ板に付着する際の伝熱によって溶融することで行われる¹⁰⁾。したがって、加圧力の増加にともないクロメル線の溶融量が増加することでアルミ板に付着するクロメル線の溶融金属が増加したため、アルミ板への入熱量が増加し溶融部の直径および溶込み深さが増加したと考えられる。

次に、ピーク出力が溶融部の直径および溶込み深さにおよぼす影響について考える。前節において、加圧力 0.1N ではピーク出力が増加しても溶融部の直径の平均値および溶込み深

さの平均値は変化が小さく、一方、加圧力 1N および 2N ではピーク出力の増加にともない溶融部の直径の平均値および溶込み深さの平均値は減少傾向を示した。通常、ピーク出力の増加にともないレーザーのパワー密度が増加するため、溶融部の直径および溶込み深さは増加するはずである。これは、ピーク出力の増加にともないクロメル線がスパッタとして外部へ飛散したためであると考えられる。Table3-1 に目視により観察した、各加圧力でピーク出力を変化させたときのスパッタの発生頻度と飛散する量を示す。縦軸は各加圧力およびスパッタの発生頻度とスパッタの量を示し、横軸は各ピーク出力を示す。スパッタの発生頻度の表記は、実験回数あたりのスパッタの発生回数として示し、スパッタの飛散する量の表記は、◎をスパッタ無し、○を微量のスパッタ、△を少量のスパッタ、×を多量のスパッタとして示した。また、全ての溶接条件で 3 回ずつ観察を行った。加圧力およびピーク出力の増加にともないスパッタが生じる頻度およびスパッタが飛散する量が増加する傾向にある。したがって、加圧力およびピーク出力の増加にともないスパッタが飛散する量が増加することで、アルミ板に付着した溶融金属の量が減少したため伝熱量が減少し、溶融部の直径および溶込み深さは減少すると考えられる。したがって、加圧力 0.1N ではピーク出力の増加にともない発生するスパッタが増加するため溶融部の直径の平均値および溶込み深さの平均値は変化が小さく、一方、加圧力 1N および 2N では加圧力 0.1N と比較し、加圧力により溶融金属が増加したため溶融部の直径の平均値および溶込み深さの平均値が増加したが、ピーク出力および加圧力の増加によりスパッタが多量に発生するためピーク出力 1.24kW 以降では溶融部の直径の平均値および溶込み深さの平均値が減少したと考えられる。

3-4 継手強度におよぼす溶融部の直径および溶込み深さの影響

3-3 節で述べたように、加圧力 1N および 2N では、全てのピーク出力においてくびれが観察されないが、溶融部の直径および溶込み深さに変化が見られた。そこで、加圧力 1N および 2N のときの継手強度の変化は溶融部の直径および溶込み深さの変化に関係していると考え、継手強度と溶融部の直径および溶込み深さとの関係について考える。なお、加圧力 0.1N のときは全てのピーク出力においてくびれ部厚さおよび幅は 0mm であり、継手強度が得られないため、加圧力 0.1N の条件は除外した。

Fig.3-10 に溶融部の直径と継手強度との関係を、Fig.3-11 に溶込み深さと継手強度との関係を示す。Fig.3-10 および Fig.3-11 において、溶融部の直径および溶込み深さが増加しても継手強度に向上は見られなかった。また、相関係数はそれぞれ $r = 0.41$ または $r = 0.46$ であり、非常に弱い相関であった。これは Fig.3-3 に示したように、板材内破断のときの破断位置はボンド部ではなく溶接金属内であるため、継手強度は破断部の形状と関係していると考えられる。したがって、溶融部の直径および溶込み深さが増加しても継手強度の向上はみられなかったと考えられる。そこで、破断部の形状が継手強度に何らかの影響を与えていると考え、次章では破断部の形状を調査した。

第4章 継手強度におよぼす破断部形状の影響

前章では、板材内破断において破断位置がボンド部でないことから、板材内の溶融部の直径または溶込み深さが増加しても、継手強度の向上が見られなかった。そこで、本章では引張試験後の破断部に注目し、その形状が継手強度におよぼす影響について検討する。なお、破断形態として板材内破断および線材内破断の2種類が観察されたが、線材内破断の場合、加圧力 0.1N のときくびれ部の厚さおよび幅は全てのピーク出力で 0mm、加圧力 1N および 2N ではそれらが全てのピーク出力で線材径と同一の 0.32mm となり、破断部形状では継手強度との比較を行うことが出来ない。そこで以降は、破断形態が板材内破断の場合のみに注目して、継手強度におよぼす破断部形状の影響について考えることにした。

4-1 破断部の断面観察結果

各溶接条件で作製した継手について、引張試験後の板材側破断部の断面観察例を Fig.4-1 に示す。(a)および(b)に示すように、破断部はそれぞれ異なる断面形状であった。そこで、破断部の断面形状が類似しているものに関して分類を行った。Fig.4-2 に分類した破断部の断面形状の概略図を示す。破断部の断面形状を(a)に示すような三角形、および(b)に示すような矩形の2つの形状(以降、三角形タイプ破断および矩形タイプ破断)に分類した。すると、加圧力 2N における三角形タイプ破断と矩形タイプ破断の比率は、76 : 24 であり、加圧力 1N では、40 : 60 であった。したがって、破断部形状は加圧力の影響を受けると考えられる。これらの破断部形状の違いは、継手強度に何らかの影響を与えると考え、次にそれぞれの破断部の寸法を調査した。

4-2 破断部の直径および深さの測定結果

破断部の直径は Fig.2-9 に示した径 E を測定した。Fig.4-3 にピーク出力を変化させたときの破断部の直径の測定結果を示す。以降、▽印は三角形タイプ破断、□印は矩形タイプ破断を示し、加圧力 1N を緑色、加圧力 2N を赤色で表している。また、実線は平均値である。(a)の三角形タイプ破断において、各ピーク出力における破断部の直径の平均値は加圧力 1N では 0.47~0.54mm、加圧力 2N では 0.28~0.51mm であった。また、(b)の矩形タイプ破断において、各ピーク出力における破断部の直径の平均値は加圧力 1N では 0.38~0.42mm、加圧力 2N では 0.30~0.43mm であった。よって両タイプの破断において、加圧力およびピーク出力の変化による破断部の直径の平均値の変化は小さかった。両タイプの破断部の直径の平均値を比較すると、三角形タイプ破断の破断部の直径の平均値は、加圧力 2N、ピーク出力 2.57kW の条件を除き、全ての加圧力およびピーク出力で矩形タイプ破断のそれを上回った。

破断部の深さは Fig.2-9 に示した長さ F を測定した。Fig.4-4 にピーク出力を変化させた

ときの破断部の深さの測定結果を示す。(a)の三角形タイプ破断において加圧力 1N のとき、破断部の深さの平均値は 0.13~0.24mm であり、加圧力 2N のとき、0.13~0.47mm であった。一方、(b)の矩形タイプ破断において、加圧力 1N では破断部の深さの平均値は 0.21~0.35mm であり、加圧力 2N では、0.41~0.61mm であった。加圧力 1N および 2N における破断部の深さの平均値を比較すると、加圧力 2N の条件における両タイプの平均値は加圧力 1N におけるそれを上回った。また、各ピーク出力における破断部の深さの平均値は、三角形タイプ破断において、加圧力 2N においてピーク出力 0.98~2.26kW のとき増加傾向を示し、ピーク出力 2.57kW で減少した。一方、三角形タイプ破断の加圧力 1N、ならびに矩形タイプ破断の加圧力 1N および 2N では、ピーク出力の変化による破断部の深さの平均値の変化の傾向は見られなかった。また、両タイプの破断部の深さの平均値を比較すると、加圧力 1N、ピーク出力 2.26kW の条件を除き、全ての加圧力およびピーク出力で矩形タイプ破断の破断部の深さの平均値は三角形タイプ破断のそれを上回った。

以上の結果において、ピーク出力および加圧力の変化が破断部の直径に与える影響は小さいが、破断部の深さには顕著な変化をもたらした。一方、これらの破断部形状の変化は、継手強度に何らかの影響を与えられとされる。そこで、破断部の直径および深さが継手強度におよぼす影響を調査した。

4-3 破断部の直径および深さが継手強度におよぼす影響

Fig.4-5 に破断部の直径と継手強度との関係を示す。(a)の三角径タイプ破断および(b)の矩形タイプ破断において、破断部の直径が増加しても継手強度の向上はみられなかった。また、Fig.4-6 に破断部の深さと継手強度との関係を示す。(a)の三角径タイプ破断および(b)の矩形タイプ破断において、破断部の深さの増加にともない継手強度は向上した。しかし、継手強度は破断部の直径または深さの一方で決定するのではなく、両方で決まると考えられる。そこで、Fig.4-7 に破断部の直径と破断部の深さとの関係を示す。また、継手強度を3つのグループに分け、20N 未満の継手を黒色、20~40N の継手を緑色、40N より大きい継手を赤色で示した。(a)の三角形タイプ破断において、破断部の直径および深さの増加にともない継手強度が向上する。一方、(b)の矩形タイプ破断において、破断部の深さの増加にともない継手強度が向上する。したがって、継手強度は破断部の直径および深さの両方の寸法に関係することがわかる。よって、Fig.4-5 において破断部の直径が増加しても継手強度が向上しなかった原因として、破断部の直径が大きいときでも破断部の深さが小さければ継手強度は低く、またその逆もあり得るためであると考えられる。したがって、Fig.4-5 では破断部の深さが増加しても破断部の直径の変化が小さいことから、継手強度の増加が見られず、Fig.4-6 では破断部の深さの変化が大きいことから、継手強度の増加が見られたと考えられる。

4-4 破断部の形状そのものと継手強度との関係

前節において、継手強度は破断部の直径および深さの寸法に関係することがわかった。しかし、実際に破断している箇所は板材側の溶接金属内であり、破断部の直径や破断部の深さといった寸法ではなく、破断部の形状そのもので評価する必要がある。そこで以下では、三角形タイプ破断および矩形タイプ破断の破断部の形状そのものと引張強度との関係を検討する。

ここで、仮に破断部の表面において単位面積当たりで負担していた荷重が同一であるとするならば、通常、その表面積が増加することにより継手強度は向上するはずである。そこで、破断部の表面積の変化が継手強度に何らかの影響をおよぼしていると考え、各破断部における表面積を考える。

4-3 節における破断部の直径は、Fig.2-8 に示したように板材の上下方向の断面における破断部から測定したが、破断部の表面積を求めるためには、測定した板材の左右方向の断面における破断部の直径も測定しなければならない。しかし、試験片の研磨の都合上、1つの継手から両方の破断部の直径は測定できない。そこで、引張試験後の左右方向の板材側断面における破断部の形状および直径を測定し、上下方向の断面における破断部形状との関係を調査した。なお、溶接条件は加圧力 2N、ピーク出力 0.98~2.57kW、試験回数は各溶接条件で 2 回ずつ行った。Fig.4-8 に左右方向の板材側断面における破断部の例、Fig.4-9 にピーク出力と破断部の直径の関係を示す。破断部は矩形に近い形状であり、破断部の直径の平均値は 0.33~0.38mm であった。ここで、上下方向の板材断面における破断部の直径の平均値は Fig.4-3 に示したように、三角形タイプ破断において加圧力 1N では 0.47~0.54mm、加圧力 2N では 0.28~0.51mm であり、矩形タイプ破断において加圧力 1N では、0.30~0.43mm、加圧力 2N では 0.30~0.43mm であったことから、三角形タイプ破断の破断部の形状そのものは偏心した楕円錐と考えられる。一方、矩形タイプ破断の破断部の形状そのものは、どちらの破断部の直径の平均値もおおむね近い値であることから円柱であると考えられる。しかし、三角形タイプ破断において偏心した楕円錐の表面積を求める公式がなく、計算が困難である。そこで、三角形タイプ破断を円錐、矩形タイプ破断を円柱と仮定し、それらの表面積と継手強度との関係を検討した。

4-4-1 三角形タイプ破断における破断部の表面積と継手強度との関係

三角形タイプ破断の継手は Fig.4-10 に示すように、破断部形状を円錐と仮定したことから、円錐の溶接金属に引張荷重 P が板材に対して垂直方向に作用していると仮定する。また、円錐の回転軸と母線のなす角を θ ($0^\circ < \theta < 90^\circ$) とおく。このとき、接合部は円錐の側面にあたり、引張荷重 P はこの面のどの位置に対しても角度 θ の方向に作用していると考えることができる。さらに、円錐の側面を展開して扇形の面で考えると Fig.4-11 のようにな

る．ここで， xy 平面は扇形を含む平面， z 軸を扇形の面に対して垂直， zx 平面は引張荷重の方向を含む面となるような xyz 軸を設定する．引張荷重 P が作用しているとき，この扇形の面に作用する垂直応力 σ_{z1} は z 軸方向の力であるので扇形の面積を S_1 とすると，

$$\sigma_{z1} = \frac{P}{S_1} \sin\theta \quad (4-1)$$

となる．また，扇形の面に作用するせん断応力 τ_{x1} および τ_{y1} は x 軸方向と y 軸方向の力であるので，

$$\tau_{x1} = \frac{P}{S_1} \cos\theta \quad (4-2)$$

$$\tau_{y1} = 0 \quad (4-3)$$

となる．ここで，ミーゼスのせん断ひずみエネルギー説¹¹⁾による破壊応力を考えると

$$\begin{aligned} \sigma_1 &= \sqrt{\sigma_{z1}^2 + 3(\tau_{x1}^2 + \tau_{y1}^2)} \\ &= \frac{P}{S_1} \sqrt{\sin^2\theta + 3\cos^2\theta} \\ &= \frac{P}{S_1} \sqrt{1 + 2\cos^2\theta} \quad (4-4) \end{aligned}$$

となる．これを引張荷重 P について整理すると，

$$P = \sigma_1 \times \frac{S_1}{\sqrt{1+2\cos^2\theta}} \quad (4-5)$$

となる．ここで，扇形の面積 S_1 は(4-6)式を使用した．

$$S_1 = \pi r c \quad (4-6)$$

(4-6)式において， S_1 は扇形の面積， r は円錐の底面の半径であり， c は母線の長さである．よって， r は測定した破断部の直径の半分とし， c は r および測定した破断部の深さ h から三平方の定理により求まる．つまり，扇形の面積 S_1 は，

$$S_1 = \pi r \sqrt{r^2 + h^2} \quad (4-7)$$

となる．また， θ は，

$$\theta = \tan^{-1}\left(\frac{r}{h}\right) \quad (4-8)$$

で求まる．(4-5)式において，引張荷重 P を引張試験によって得られた継手強度として縦軸にとり，横軸を $\frac{S_1}{\sqrt{1+2\cos^2\theta}}$ とすると Fig.4-12 のようになる．このグラフより， $\frac{S_1}{\sqrt{1+2\cos^2\theta}}$ が増加すると継手強度は向上する傾向を示した．また， $\frac{S_1}{\sqrt{1+2\cos^2\theta}}$ の値に破断部の直径および深さが与

える影響について調べるため，破断部の直径および深さと $\frac{S_1}{\sqrt{1+2\cos^2\theta}}$ の値との関係を Fig.4-13

および Fig.4-14 に示す．破断部の直径および深さの増加にともない $\frac{S_1}{\sqrt{1+2\cos^2\theta}}$ の値は増加する

ことがわかる。これは、破断部の直径および深さの増加にともない、扇形の面積 S_1 が増加するためであると考えられる。したがって、破断部の直径および深さが増加するほど継手強度は向上する。また、 $\frac{S_1}{\sqrt{1+2\cos^2\theta}}$ は $\sqrt{1+2\cos^2\theta}$ に反比例するため、 θ が増加するほど $\cos\theta$ の値は減少し、 $\sqrt{1+2\cos^2\theta}$ は減少するため継手強度は向上すると言える。

4-4-2 矩形タイプ破断における破断部の表面積と継手強度との関係

4-3-1 節と同様な方法で、矩形タイプ破断における円柱の表面積と継手強度との関係を考える。矩形タイプ破断の継手は Fig.4-15 に示すように、破断部形状を円柱と仮定したことから、円柱の溶接金属に引張荷重 P がアルミ板に対して垂直方向に作用していると仮定する。このとき、引張荷重 P は円柱の側面に平行方向および底面において垂直方向に作用していると考えることができる。さらに、円柱を展開して側面を長方形、底面を円として考えると Fig.4-16 のようになる。ここで、 xy 平面は円を含む平面、 zy 平面は長方形を含むような平面、 z 軸を円の面に対して垂直であり、引張荷重の方向となるような xyz 軸を設定する。引張荷重 P が作用しているとき、この長方形および円の面に作用する垂直応力 σ_{x2} および σ_{z3} はそれぞれ z 軸方向、 x 軸方向の力であるので長方形および円の面積をそれぞれ S_2 および S_3 とすると、

$$\sigma_{x2} = 0 \quad (4-9)$$

$$\sigma_{z3} = \frac{P}{S_3} \quad (4-10)$$

となる。また、せん断応力は長方形では y 軸方向と z 軸方向の力、円では x 軸方向と y 軸方向なので、それぞれ

$$\tau_{y2} = 0 \quad (4-11)$$

$$\tau_{z2} = \frac{P}{S_2} \quad (4-12)$$

$$\tau_{x3} = 0 \quad (4-13)$$

$$\tau_{y3} = 0 \quad (4-14)$$

となる。

ここで、ミーゼスのせん断ひずみエネルギー説による破壊応力を考えると、

$$\begin{aligned} \sigma_2 &= \sqrt{(\sigma_{x2} + \sigma_{z3})^2 + 3\{(\tau_{y2} + \tau_{x3})^2 + (\tau_{z2} + \tau_{y3})^2\}} \\ &= P \times \sqrt{\frac{3}{S_2^2} + \frac{1}{S_3^2}} \end{aligned} \quad (4-15)$$

となる。

これを引張荷重 P について整理すると,

$$P = \sigma_2 \times \frac{1}{\sqrt{\frac{3}{s_2^2} + \frac{1}{s_3^2}}} \quad (4-16)$$

また, 円柱の側面積 S_2 および底面積 S_3 は(4-17)式および(4-18)式を用いた. ここで, r は破断部の半径, d は円柱の高さは破断部の深さである.

$$S_2 = 2\pi r d \quad (4-17)$$

$$S_3 = \pi r^2 \quad (4-18)$$

引張荷重 P を引張試験によって得られた継手強度として縦軸にとり, 横軸を $\frac{1}{\sqrt{\frac{3}{s_2^2} + \frac{1}{s_3^2}}}$

とすると Fig.4-17 のようになる. このグラフより $\frac{1}{\sqrt{\frac{3}{s_2^2} + \frac{1}{s_3^2}}}$ の値が増加すると継手強度は向上

した. また, 破断部の直径および深さと $\frac{1}{\sqrt{\frac{3}{s_2^2} + \frac{1}{s_3^2}}}$ との関係を Fig.4-18 および Fig.4-19 に示

す. Fig.4-18 に示すように, 破断部の直径の増加にともない $\frac{1}{\sqrt{\frac{3}{s_2^2} + \frac{1}{s_3^2}}}$ の値は向上する. しか

し, 破断部の直径は変化が小さいため, 継手強度の変化は小さかった. 一方, Fig.4-19 に

示すように, 破断部の深さの増加にともない若干 $\frac{1}{\sqrt{\frac{3}{s_2^2} + \frac{1}{s_3^2}}}$ の値は増加した. これは, 円柱の

側面にかかる応力はせん断応力のみであり, モールの応力円より最大せん断応力は最大垂直応力の $\frac{1}{2}$ 倍の応力であるため, $\frac{1}{\sqrt{\frac{3}{s_2^2} + \frac{1}{s_3^2}}}$ の値の増加は小さかったと考えられる. したがっ

て, 破断部の深さの増加により円柱形の側面積 S_2 が増加したため, 継手強度が向上したと考えられる.

上記の結果から, 継手強度は三角形タイプ破断では破断部の直径および深さの増加により向上することがわかった. 一方, 矩形タイプ破断では継手強度は破断部の深さの増加にともない向上した. しかし, 破断部の直径および深さに影響をおよぼす因子については明らかでないため, 以下ではその因子について考える. Fig.4-3 に示したように, 破断部の直径の平均値は三角形タイプ破断および矩形タイプ破断において, 加圧力およびピーク出力を変化させても変化は小さい. しかし, 両タイプの破断部の直径を比較すると, 矩形タイプ破断の破断部の直径の方が大きい. したがって, ピーク出力および加圧力は破断部の直径におよぼす影響は小さく, 破断部の形状によって変化すると考えられる. 一方, Fig.4-4 に示したように, 両タイプの破断において, 加圧力 1N の破断部の深さの平均値と加圧力 2N のそれとを比較すると, 加圧力 2N の方が全てのピーク出力において上回った. 加圧力の増加は, ピーク出力および押込む時間が同一であれば, 線材を板材に押込む速度を増加させる. したがって, 加圧力の増加は線材を板材に押込む長さを増加させると考えられる. 線材が押込ま

れる長さが増加するならば、破断部の深さを増加させうると考えられる。したがって、次に溶接中の線材の変位が破断部の深さにおよぼす影響について考える。

4-5 破断部の深さにおよぼす線材移動距離の影響

4-5-1 線材移動距離の測定方法

溶接中の線材の挙動を調査するため、溶接中のレーザーのパルス波形および線材の変位の測定を行った。パルス波形および線材の変位を測定した際、ノイズが見られた。そのため、パルス波形および線材の変位に10点移動平均による平滑化を行った。平滑化後のパルス波形および線材の変位の例を Fig.4-20 に示す。線材の変位はピーク出力の付近で降下する。レーザーが照射されている間は線材の変位は降下し続け、レーザー照射が終了すると線材の変位の降下は停止する。したがって、溶接中の線材の移動距離は、レーザー照射前の線材の位置とレーザー照射後のそれとの差であると考えられる。しかし、線材の変位の測定の際、ノイズの影響により、レーザー照射後も若干ではあるが、線材の変位が増減する。そこで、線材移動距離をレーザー照射前の線材の位置の平均値とレーザー照射後のそれとの差とした。

4-5-2 線材移動距離におよぼす溶接条件の影響

上述したように、線材の変位はレーザーのピーク出力の付近で降下し、レーザー照射後に変位の降下は停止する。したがって、レーザーのピーク出力は線材移動距離に何らかの影響をおよぼしうると考えられる。また、加圧力の変化は線材を板材内に押込む距離に影響を与えると考えられるので、線材移動距離を変化させる可能性がある。そこで、Fig.4-21 に加圧力1N および2N におけるピーク出力と線材移動距離との関係を示す。加圧力の変化が線材移動距離におよぼす影響を見ると、加圧力2N における線材移動距離の平均値は加圧力1N のそれを上回った。また、ピーク出力が線材移動距離におよぼす影響を見ると、加圧力2N においてはピーク出力の増加にともない増加傾向を示した。一方、加圧力1N においてその変化は小さかった。

ここで、線材移動距離はレーザーにより線材が溶融した長さおよび板材内に押込まれた線材の長さの和であると考えられる。前述のように板材側の溶融部は線材の溶融金属の熱伝導により形成されるため、線材の溶融した長さは溶融部の直径および溶込み深さの和に比例すると仮定する。また、Fig.4-1 および Fig.4-3 に示したように、矩形タイプ破断において破断部の形状は線材の形状に近いことから、板材内に押込まれた線材の長さを破断部の深さと仮定する。これらの仮説が正しいならば線材移動距離は溶融部の直径および溶込み深さの和、ならびに破断部深さに比例すると考えられる。そこで上記の仮説が正しいか確認するため、Fig.4-22 に線材移動距離と溶融部の直径との関係、Fig.4-23 に線材移動距離と

溶込み深さとの関係、Fig.4-24 に線材移動距離と破断部の深さとの関係を示す。溶融部の直径は線材移動距離が増加しても増加しないが、溶込み深さおよび破断部の深さは線材移動距離の増加にともない増加していることがわかる。したがって、上記の 2 つの仮説は正しいと考えられる。そこで、この結果にもとづいて溶接条件が線材移動距離におよぼす影響について考える。

まず、加圧力の変化が線材移動距離におよぼす影響を考える。溶融部の直径および溶込み深さは Fig.3-9 に示したように加圧力の増加にともないが増加する。また、破断部の深さは Fig.4-4 に示したように、加圧力 2N の破断部の深さの平均値と加圧力 1N のそれを比較すると、加圧力 2N の破断部の深さの平均値は加圧力 1N のそれを上回る。したがって、上記の仮説より加圧力 2N の線材移動距離の平均値は加圧力 1N のそれよりも大きくなる。

次に、ピーク出力の変化が線材移動距離におよぼす影響を考える。溶融部の直径および溶込み深さは、Fig.3-7 および Fig.3-8 に示したように加圧力 1N においてピーク出力の増加にともない減少し、加圧力 2N においてはピーク出力 1.24kW 以降で減少する。また、破断部の深さは、Fig.4-4 で示したように三角形タイプ破断において、加圧力 1N ではピーク出力における変化は小さいが、加圧力 2N ではピーク出力 2.26~2.57kW では大きく減少する。したがって、上記の仮説からピーク出力の増加にともない線材移動距離は増加しないはずである。しかし、Fig.4-21 に示したように、加圧力 1N では線材移動距離の平均値の変化は小さいが、加圧力 2N ではピーク出力の増加にともないそれは増加する。ここで、溶融部の直径および溶込み深さが減少する要因について考える。溶融部の直径および溶込み深さの減少は Table3-1 においてピーク出力の増加にともないスパッタの発生頻度および量が増加するためであった。よって、スパッタが飛散することで板材内に留まる溶接金属の量は少なくなり溶融部の直径および溶込み深さは減少したが、線材の溶融した長さは増加しているため線材移動距離は増加したと考えられる。

次に、破断部の深さの減少する要因について考える。破断部の深さは線材が板材側の溶融池に押込まれた長さであるため、溶込み深さと関係すると考えられる。そこで、ピーク出力における破断部の深さおよび溶込み深さの変化を比較するため、三角形タイプ破断および矩形タイプ破断を合わせてピーク出力および破断部の深さの関係を Fig.4-25 に示す。Fig.3-8 および Fig.4-25 を比較するとピーク出力の変化による溶込み深さおよび破断部の深さの変化は類似している。そこで溶込み深さと破断部の深さに関係があると考え、溶込み深さと破断部の深さとの関係を Fig.4-26 に示す。溶込み深さの増加にともない破断部の深さが増加することがわかる。これは、溶込み深さが増加することによって線材を板材内に押込むことが可能となる距離が増加するためであると考えられる。

4-5-3 継手強度におよぼす線材移動距離の影響

4-5-2 節では、溶込み深さの増加にともない破断部の深さが増加することを示した、ま

た、破断部の深さが増加するほど、線材移動距離が増加することを示した。したがって、破断部の深さの増加により継手強度が増加することから、線材移動距離と継手強度に何らかの影響があると考え、Fig.4-27 に線材移動距離と継手強度との関係を示す。(a)の三角形タイプ破断において、線材移動距離の増加にともない継手強度は増加した。これは、線材移動距離の増加にともない破断部の深さが増加したことから、線材が板材内に深く押込まれたためであると考えられる。一方、(b)の矩形タイプ破断において、線材移動距離の増加にともない若干ではあるが継手強度は増加した。継手強度の向上が小さい理由として、Fig.4-3 に示したように加圧力 1N および 2N において、破断部の直径の平均値の変化が小さいことから、円柱とみなしたときの円の面積の変化が小さく垂直応力の変化は小さい。また、加圧力 2N の破断部の深さの平均値は加圧力 1N のそれを上回るが、前述のように円柱とみなしたときの側面積に作用するせん断応力はモールの応力円より垂直応力の 0.5 倍である。よって、(b)の矩形タイプ破断では継手強度の変化は小さいと考えられる。よって、スパッタが大量に発生する条件を除いて、継手強度は線材移動距離の増加により破断部の深さが増加することによって向上すると考えられる。

4-6 線材内破断の発生原因に関する考察

本章の初めに、加圧力 1N および 2N における破断形態が線材内破断であった継手のくびれ部の厚さおよび幅は全てのピーク出力において線材径と同一の 0.32mm であり、破断部の形状では継手強度との比較を行うことが出来ないことを述べた。しかし、線材にくびれが起きないにも関わらず線材内で破断する理由については明らかでない。そこで、以下では、線材にくびれが観察されないにも関わらず線材内で破断する理由について考える。まず、加圧力 1N および 2N において板材内破断と線材内破断の比率は、加圧力 1N において、67:33 であり加圧力 2N では 86:14 であり、加圧力 2N の方が板材内破断は多い。したがって、破断形態は加圧力が原因である可能性があり、加圧力の増加は線材移動距離を増加させる。そこで Fig.4-28 に板材内破断および線材内破断で分類したときの加圧力 1N および 2N における線材移動距離と継手強度との関係を示す。グラフにおいて、加圧力 1N および 2N において線材内破断の線材移動距離および継手強度は板材内破断と比較すると小さいものが多いことがわかる。また、Fig.3-2 で示したように、加圧力 1N および 2N で作製した継手において線材の周囲を溶接金属が取り囲んでおり、Fig.3-3 で示したように、線材内破断では板材の表面より少し上方で破断している。したがって、線材内破断の継手は板材に線材がうまく押込まれなかったためくびれ部が抑制されず、線材の周囲を取り囲んでいるため外観観察からはくびれを確認できなかったと推察される。

第5章 継手強度のばらつきに関する考察

第4章において、継手強度は破断部の深さの増加にともない向上し、破断部の深さは線材移動距離の増加にともない増加することから、継手強度は線材移動距離の増加にともなう向上することを示した。しかし、Fig.3-4に示したように加圧力およびピーク出力が同一であっても継手強度にはばらつきがあった。これは、Fig.4-21に示したように線材移動距離のばらつきに関係していると考えられる。線材移動距離は溶接中の線材の変位であることから、線材移動距離のばらつきはレーザー照射により線材の先端が溶融し降下するプロセス内で生じていると考えられる。したがって、本章では溶接中の線材の変位について考察を行う。

5-1 線材の変位の実測値および計算値との比較

線材が溶融して板材に到達するプロセスは、レーザー照射により線材の先端がスパッタとして吹き飛び、線材先端と板材表面との間にギャップが生じ、線材が降下することで板材と衝突するプロセスであると推察される。したがって、線材移動距離のばらつきはこのプロセス内において起きると考えられる。そこで、線材移動距離のばらつきを確かめるために、レーザーを照射せず線材をばねによって押し出したときの線材の変位を、加圧力1Nおよび2Nの条件でそれぞれ10回ずつ測定した。測定した各加圧力における線材の変位の結果をFig.5-1に示す。(a)は加圧力1N、(b)は加圧力2Nの条件における線材の変位である。いずれの加圧力においても線材の変位はばらつくことがわかる。そこで、線材の変位がばらつく原因について検討するため、ばねによってピンバイスおよび線材を押し出すときのモデルを考え、線材が降下したときの線材の変位を求める。

Fig.5-2に、ばねによってピンバイスおよび線材を押し出すときのモデルを示す。なお、実際のばねおよびピンバイスはステンレス製の円管内にあるため、1次元の運動のみを考える。また、ステンレス製の円管内とばねおよびピンバイスに固定された樹脂製の円管との間などの摩擦は考慮しない。

初め、加圧力を調整するばね k は圧縮された状態である。ピンバイスおよび線材の質量の和を m 、ばねの圧縮量を a 、設置角度を θ 、溶接前の初期加圧力を F とし、落下前の線材の位置を $y = 0$ とすると、

$$F = m \frac{d^2y}{dt^2} = mg\cos\theta - k(y - a) \quad (5-1)$$

y について整理すると、

$$\frac{d^2y}{dt^2} + \omega^2 y = g\cos\theta + \omega^2 a \quad , \quad \omega = \sqrt{\frac{k}{m}} \quad (5-2)$$

(5-2)の一般解は、同次方程式

$$\frac{d^2y}{dt^2} + \omega^2y = 0 \quad (5-3)$$

の一般解に(5-2)の特殊解を加えると得られる.

ここで(5-3)の特性方程式は,

$$\lambda^2 + \omega^2\lambda = 0 \quad (5-4)$$

(5-2)の特性方程式を解くと,

$$\lambda = \pm\sqrt{\omega} i$$

よって, (5-3)の一般解は,

$$y(t) = A\sin\omega t + B\cos\omega t \quad (5-5)$$

また(5-2)の特殊解は, $y = P$ とおくと,

$$\frac{d^2P}{dt^2} + \omega^2P = g\cos\theta + \omega^2a \quad (5-6)$$

ここで, P の 1 回微分および 2 回微分は,

$$\frac{dP}{dt} = 0 \quad , \quad \frac{d^2P}{dt^2} = 0$$

であるため, P は,

$$P = \frac{g\cos\theta}{\omega^2} + a \quad (5-7)$$

よって, (5-2)の一般解は,

$$y(t) = A\sin\omega t + B\cos\omega t + \frac{g\cos\theta}{\omega^2} + a \quad (5-8)$$

$t=0$ のとき, $y=0$ より,

$$y(0) = B = -(a + \frac{g\cos\theta}{\omega^2}) \quad (5-9)$$

また, (5-8)を微分すると,

$$\frac{dy(t)}{dt} = \omega A\cos\omega t - \omega B\sin\omega t \quad (5-10)$$

$t=0$ のとき, $\frac{dy(0)}{dt} = 0$ より,

$$\frac{dy(0)}{dt} = A = 0 \quad (5-11)$$

よって, ばねで押し出したときの線材変位の挙動は以下のように表すことが出来る.

$$y(t) = -(a + \frac{g\cos\theta}{\omega^2})\cos\omega_1 t + \frac{g\cos\theta}{\omega^2} + a \quad (5-12)$$

なお, ピンバイスおよび線材の質量の和 m は実測により 0.02kg , 設置角度 θ は治具の設

計上 45° , ばねのばね定数 k は仕様により 0.5N/mm , ばねの圧縮量 a は(5-1)式から加圧力 2N において 3.722mm , 加圧力 1N において 1.722mm である. (5-12)式より求めた加圧力 1N および 2N における線材の変位の計算値を, Fig.5-1 で示した実測値と合わせて Fig.5-3 に示す. グラフにおいて, 線材の変位の実測値を実線, 計算値を破線で示した. (a)の加圧力 1N および(b)の加圧力 2N のいずれの条件においても, 同一な線材の変位を得るための時間は実測値の方が大きいことがわかる.

5-2 実際の線材の移動速度および計算値との比較

Fig.4-1 に示した矩形タイプ破断において, 破断部の形状は線材の形状に類似しており, また, Fig.4-24 に示したように線材移動距離の増加にともない破断部の深さが増加したことから, 溶接中に板材側の溶融部に線材が押込まれた長さを破断部の深さであると仮定すると, 板材表面における線材の移動速度が増加するほど破断部深さは増加すると考えられる. そこで, 板材表面における線材の移動速度を求める. しかし, 線材がスパッタにより吹き飛んだ長さは不明である. そこで, 線材がスパッタにより吹き飛んだ長さを, レーザのスポット径である 0.3mm と仮定した. Fig.5-1 から読み取った加圧力 1N および 2N における線材が 0.3mm 降下したときの線材の移動速度および(5-12)式から求めた加圧力 1N および 2N における線材の移動速度の計算値を Fig.5-4 に示す. グラフにおいて, ○印を実際の線材の移動速度, ●印を線材の移動速度の計算値とした. エラーバーは標準偏差を示す. 加圧力 1N および 2N における実際の線材の移動速度の平均値はそれぞれ 28mm/s , 40mm/s であり, 加圧力 1N における実際の線材の移動速度の平均値と比較すると, 加圧力 2N のそれの方が大きいことがわかる. また, 加圧力 1N および 2N における線材の移動速度の計算値は, それぞれ 127mm/s , 272mm/s であり, どちらの加圧力においても実際の線材の移動速度の平均値は計算値より小さく, 加圧力 1N では計算値の約 0.22 倍, 加圧力 2N では計算値の約 0.15 倍であり加圧力 2N の実際の線材の移動速度の平均値が減少することがわかる.

これらの線材の変位および移動速度の減少の原因として, 摩擦による影響が考えられる. Fig.2-3 に示したように, 押付け機構を備えた線材保持用治具の設計の際, ステンレス製の円管内とばねおよびピンバイスに固定された樹脂製の円管との間における摩擦を抑制するため, ピンバイスに固定されている樹脂製の円管の外径をステンレス製の円管の内径より 0.5mm 小さくしクリアランスを設けたが, このクリアランスの影響により線材の降下の際に不規則に樹脂製の円管とステンレス製の円管とが衝突することで摩擦力にばらつきが起これ線材の変位がばらついた可能性がある. また, 加圧力が大きいほど線材の移動速度が大きいため, 樹脂製の円管がステンレス製の円管に衝突する際, 垂直抗力が大きくなり摩擦力が大きくなるため, 加圧力 2N における線材の移動速度は加圧力 1N よりも大きいと考えられる.

以上の結果から、継手強度のばらつきは線材移動距離のばらつきが原因であることがわかった。また、ピンバイスに固定された樹脂製の円管とステンレス製の円管との摩擦や衝突による線材移動距離のばらつきを改善するためには、摩擦の抑制のためステンレス製の円管の内側にグリース等の潤滑剤を塗布することや、樹脂製の円管とステンレス製の円管の衝突を抑制のため、樹脂製の円管とステンレス製の円管との間のクリアランスを小さくすることが考えられる。

第5章 結言

クロメル線と工業用純アルミニウム板とのばね加圧式レーザー微細溶接を行い、溶接条件が継手強度におよぼす影響を検討した結果、以下の結論を得た。

- 1) 加圧力 0.1N で作製可能であった継手は、引張試験前に線材内で破断した。また、それ以外の溶接条件においては接合不可であった。
- 2) 加圧力 1N および 2N で作製した継手は、全てのピーク出力において溶接部にくびれは観察されなかった。また、破断位置は線材内または板材内であり、全てのピーク出力の条件において加圧力 2N における継手強度の平均値は加圧力 1N のそれを上回った。
- 3) ピーク出力によらず、加圧力の増加にともない溶融部の直径および溶込み深さは増加したが、継手強度は溶融部の直径および溶込み深さが増加しても向上しなかった。
- 4) 引張試験後のアルミ板側の板材内における破断部の断面形状は、三角形タイプまたは矩形タイプの2種類が観察され、いずれのタイプにおいても加圧力の増加にともない破断部の深さの平均値は増加したが、板材表面における破断部の直径の平均値の変化は小さかった。また、継手強度は、三角形タイプの破断では板材表面における破断部の直径および破断部の深さの増加にともない向上し、矩形タイプの破断では破断部の深さの増加にともない向上した。
- 5) 溶接中の線材移動距離の増加にともない破断部の深さが増加することから、継手強度は線材移動距離の増加にともない向上した。また、継手強度のばらつきは線材移動距離のばらつきが原因であり、その原因は押付け機構を備えた線材保持用治具内におけるピンバイスに固定された樹脂製の円管とステンレス製の円管との摩擦や衝突によるものであることが示唆された。

以上より、クロメル線と工業用純アルミニウム板とのばね加圧式レーザー微細溶接では、加圧力の増加により破断部の深さが増加し、継手強度は向上した。また、多量のスパッタが出る条件を除くとピーク出力の増加により破断部の深さが向上し、継手強度は向上した。

参考文献

- 1) 竹本正：世界の鉛含有はんだ規制と環境調和型鉛フリーはんだ化の最新状況(<特集>鉛フリーはんだ付技術)，溶接学会誌，69-2 (2000)，100-107
- 2) 仲田周次：マイクロ接合におけるプロセス制御，日本金属学会会報，28-7 (1989)，595-601
- 3) 佐々木秀昭，和井伸一，志田朝彦，柴田辰己，森成良佐：細線とはんだめっき印刷回路板との抵抗溶接，溶接学会論文集，8-4 (1990)，57-61
- 4) 須賀唯知，小野寺正徳：金ワイヤボンディング部の分離性に及ぼす接合後の熱処理の影響，エレクトロニクス実装学会誌，6-2 (2003)，68-72
- 5) 部谷学，坪井昭彦，社本英泰，田川正雄：ステンレス鋼のレーザ溶接時の溶込み深さに対するハブラニアンプロットによる予測，レーザ加工学会誌，21-3 (2014)，44-50
- 6) S.A.A. Akbari Mousavi , A.R. Sufizadeh : Metallurgical investigations of pulsed Nd:YAG laser welding of AISI 321 and AISI 630 stainless steels, Materials and Design, 30 (2009), 3150-3157
- 7) 新井武二：レーザ加工の基礎工学〈理論からシミュレーションまで〉，丸善出版，(2007)，144，401
- 8) F.Kostrubiec, Z.Lisik, R.Pawlak, K.Jakubowska, A.Korbicki : New laser technology for wire bonding in power devices, Microelectronics Journal, 32 (2001), 543-546
- 9) 高橋賢治，渡部武弘，松坂壮太：銅細線と銅板の直接接合における溶融挙動と接合度，レーザ加工学会誌，13-4 (2006)，66-72
- 10) 神渡弘一：線材と板材とのレーザ微細溶接における継手強度におよぼす溶接部形状の影響，平成27年度 修士論文
- 11) 木原博：現代溶接工学，オーム社，(1974)，138

謝辞

本研究を進めるにあたり，終始懇切なご指導を賜りました三重大学大学院工学研究科
鈴木実平名誉教授，川上博士准教授，尾崎仁志助教に深く感謝致します．

また，本論文をまとめるにあたりご助言を賜りました同大学院工学研究科中村裕一准教
授に深く感謝致します．

さらに本研究を遂行するにあたりご協力いただいた材料機能設計研究室の諸氏に心より
感謝致します．

最後に幾多のご協力を頂きながら，個々に御氏名を掲載できなかった方々に対し，その非
礼をお詫びするとともに，謹んで御礼申し上げます．

Table 2-1 Chemical compositions of materials used (mass%)

| Material | Ni | Cr | Mn | Si |
|----------|-------|-------|------|------|
| Chromel | 88.71 | 10.65 | 0.01 | 0.63 |

| Material | Si | Fe | Cu | Mn | Zn | Al |
|----------|-------------------|----|-----------|-------------|-------------|------|
| A1100P | Si+Fe \leq 0.95 | | 0.05~0.20 | \leq 0.05 | \leq 0.10 | Bal. |

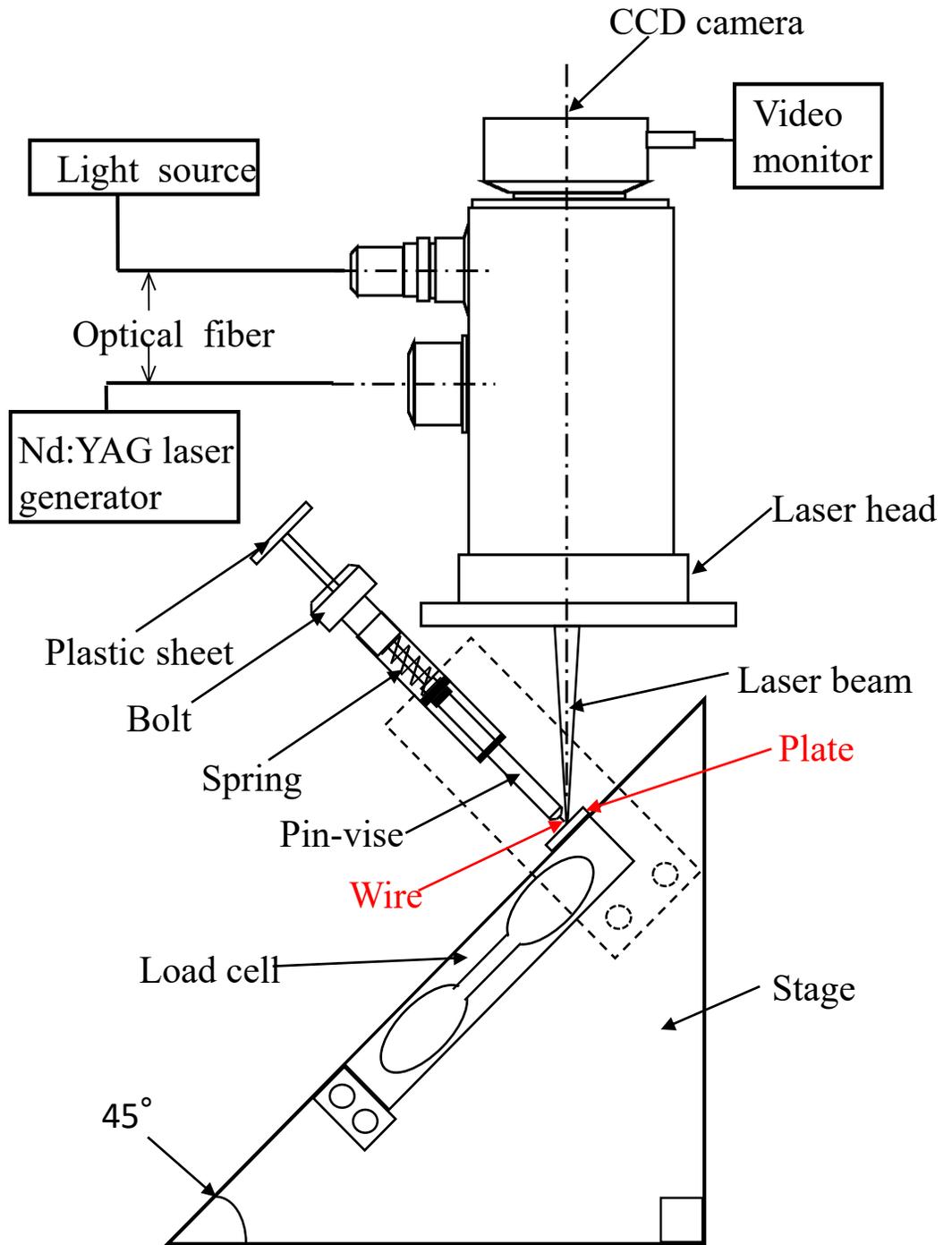


Fig.2-1 Schematic diagram of laser welding equipment

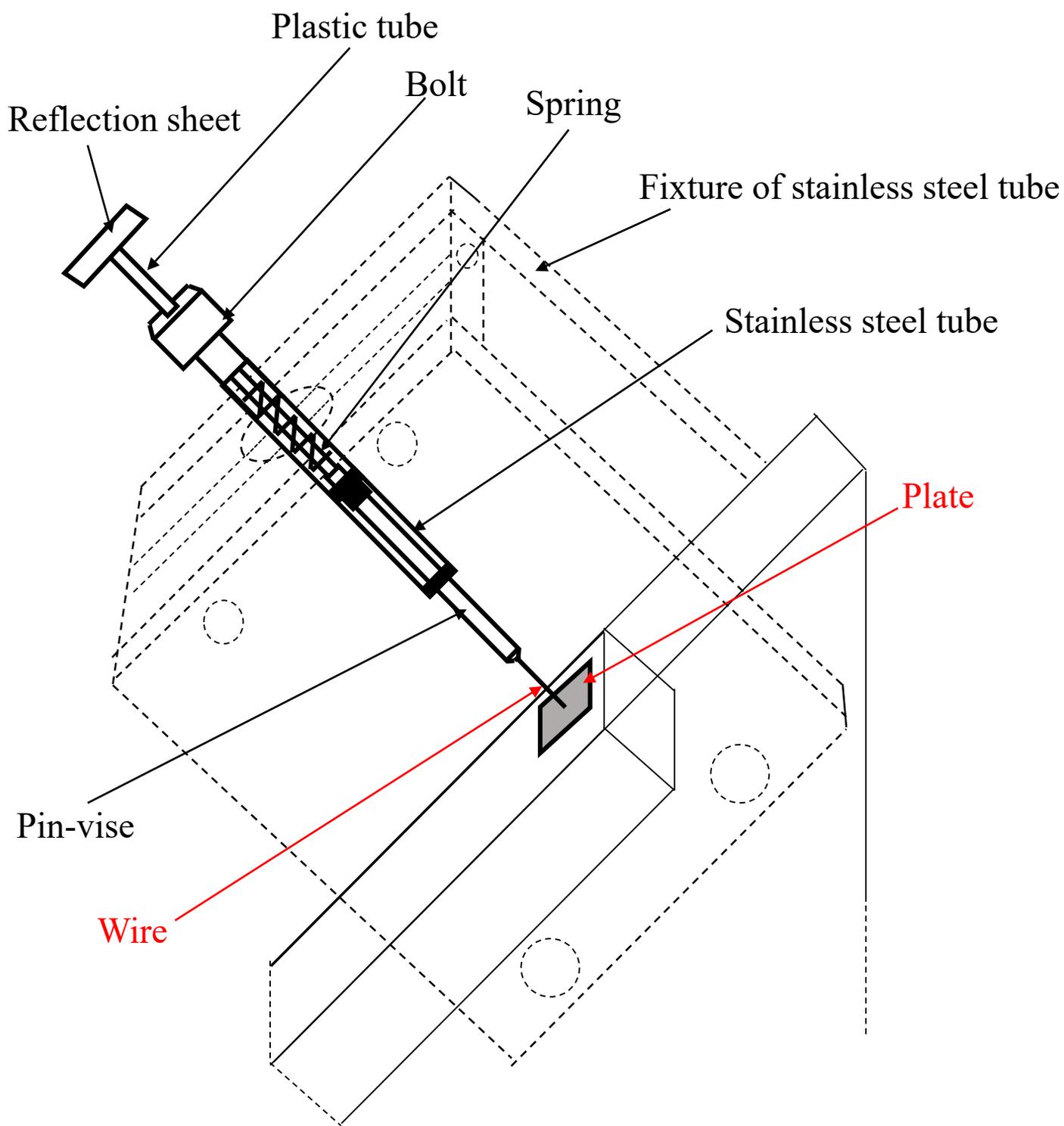


Fig.2-2 Schematic diagram of jig for wire holding with Pressurization system

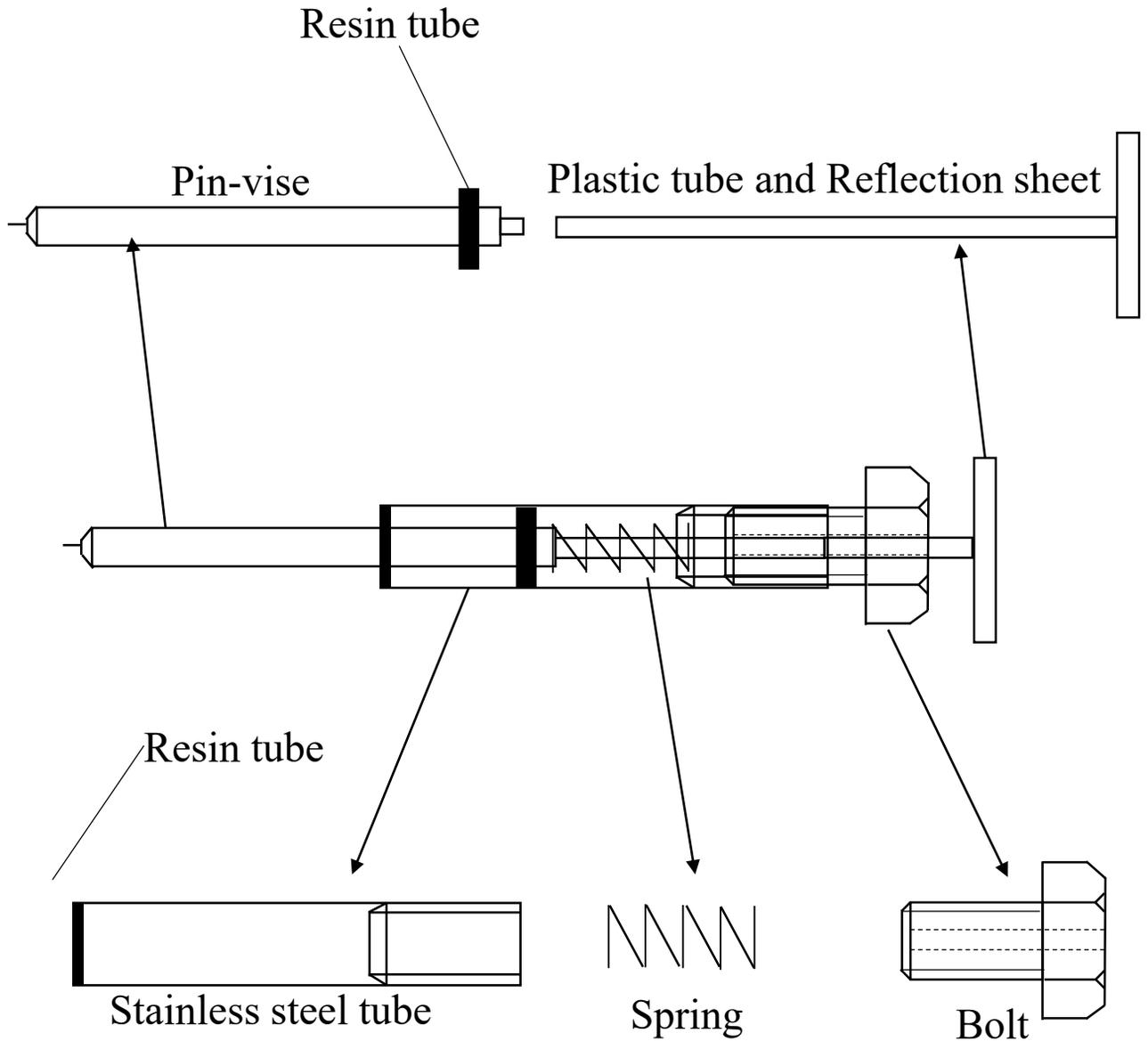


Fig.2-3 Schematic diagram of jig for wire holding with pressurization system without jig of holding stainless steel tube

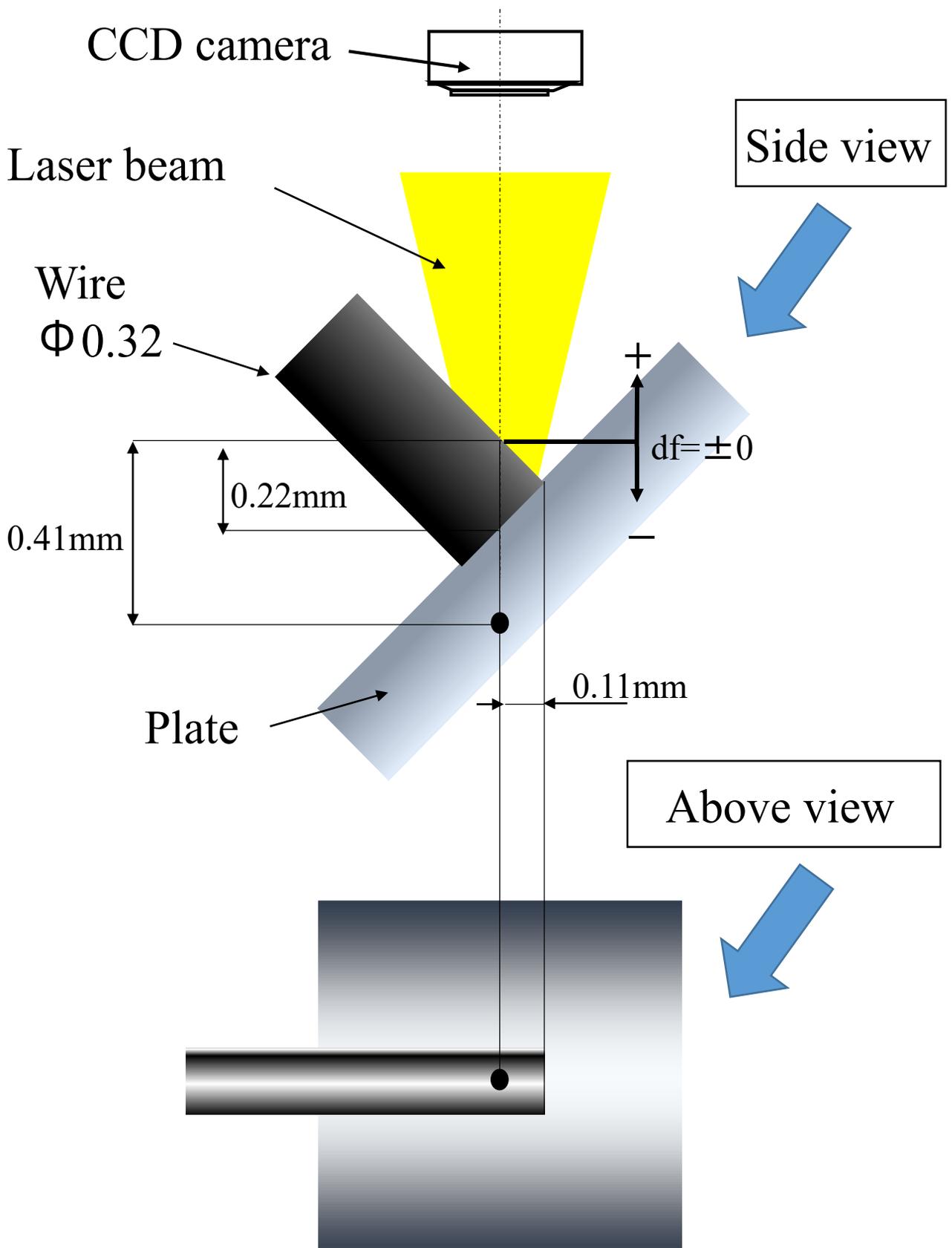
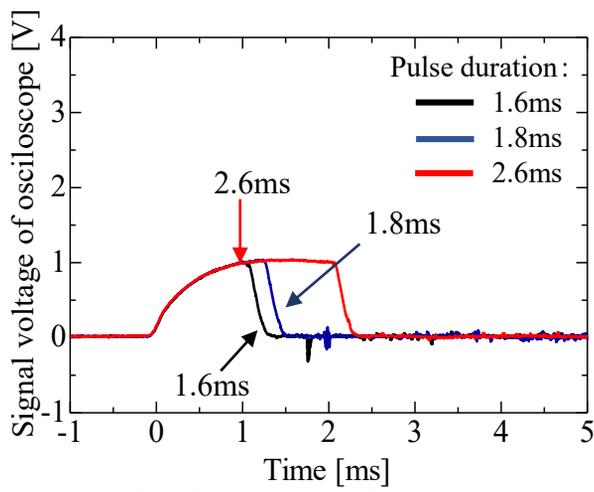
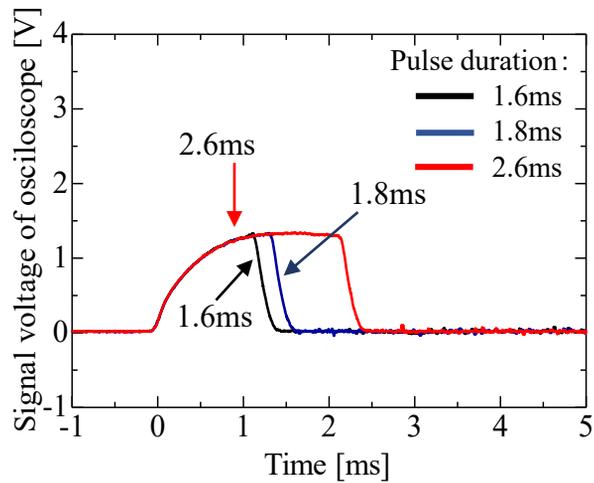


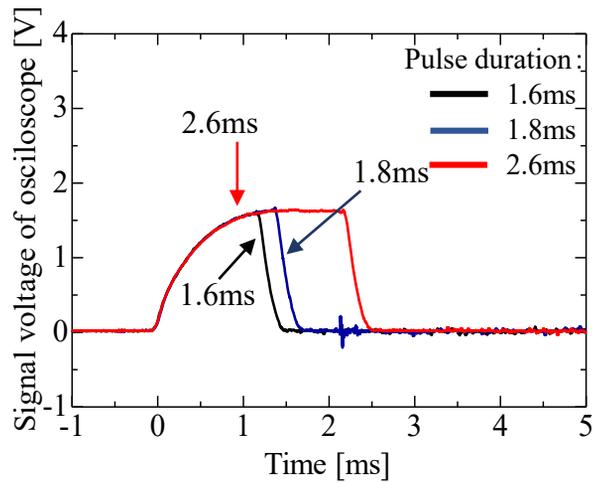
Fig.2-4 Schematic diagram of irradiation position



(a) Flashlamp voltage :280V

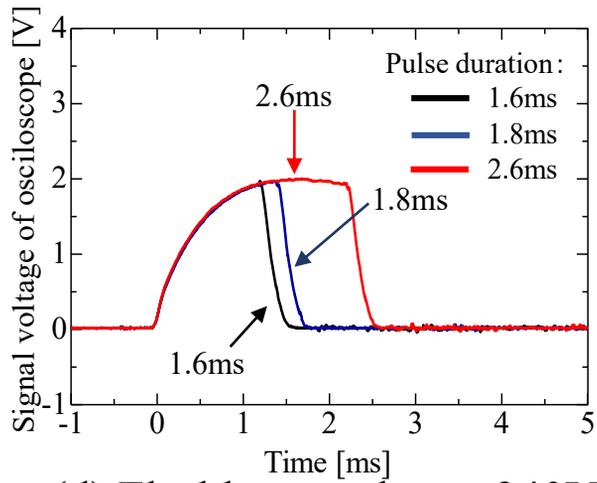


(b) Flashlamp voltage :300V

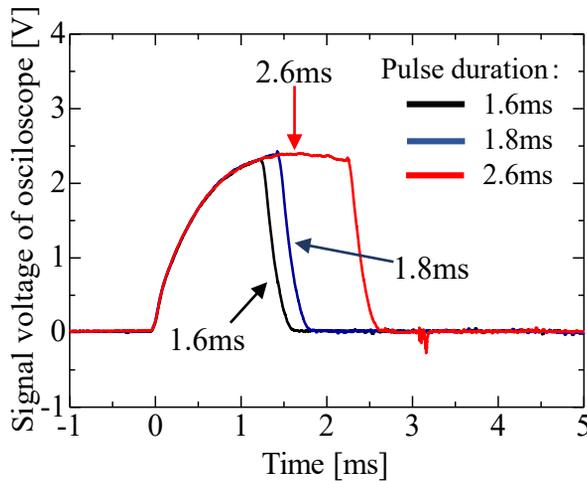


(c) Flashlamp voltage :320V

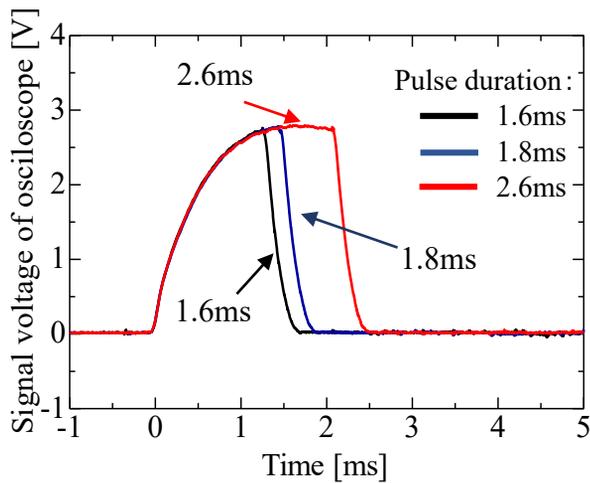
Fig.2-5 Relationship between pulse duration and laser output



(d) Flashlamp voltage :340V



(e) Flashlamp voltage :360V



(f) Flashlamp voltage :380V

Fig.2-5 Continued

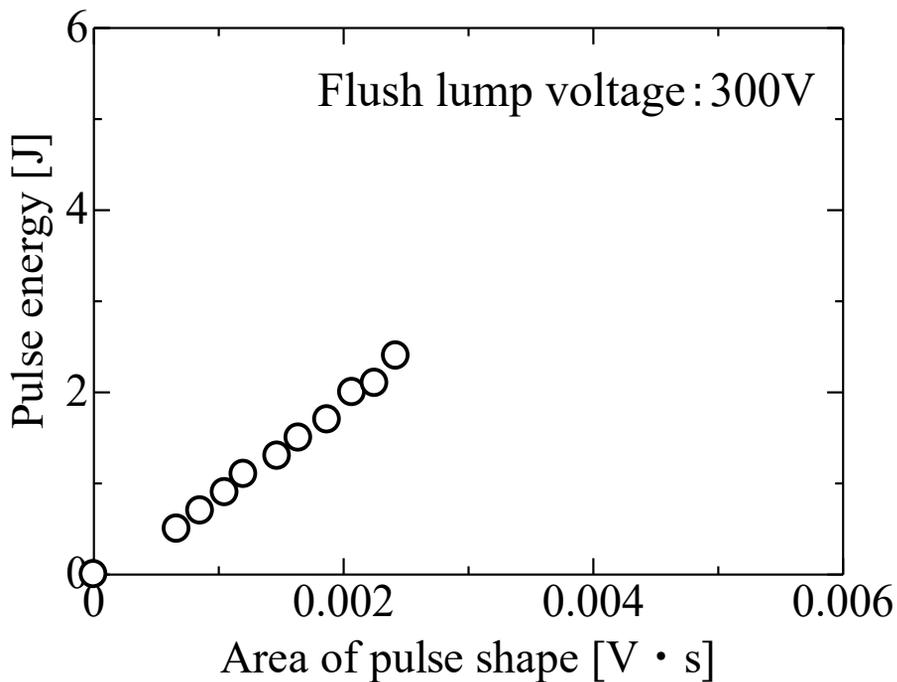
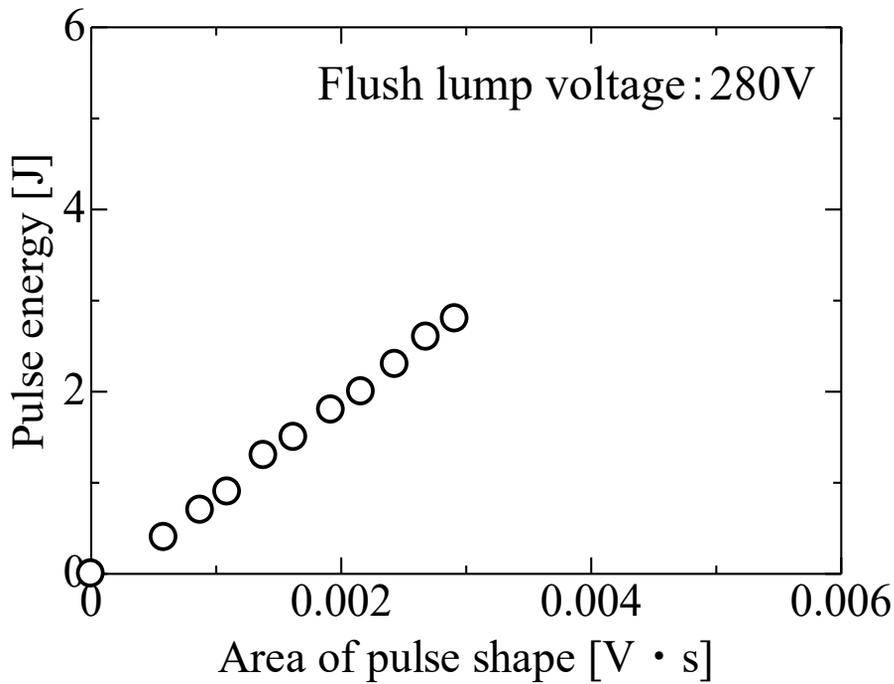


Fig.2-6 Relationship between area of pulse shape and pulse energy

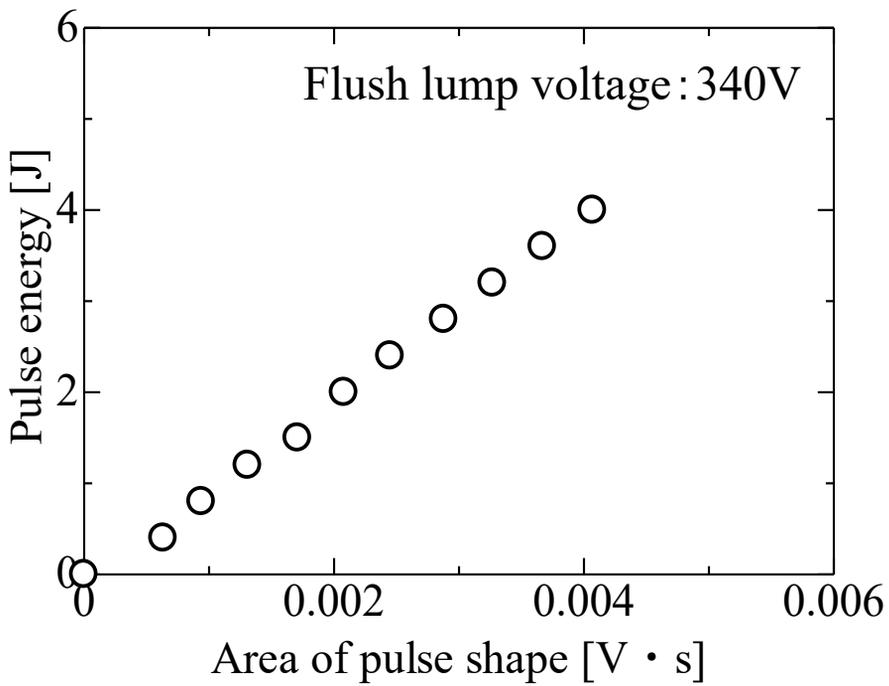
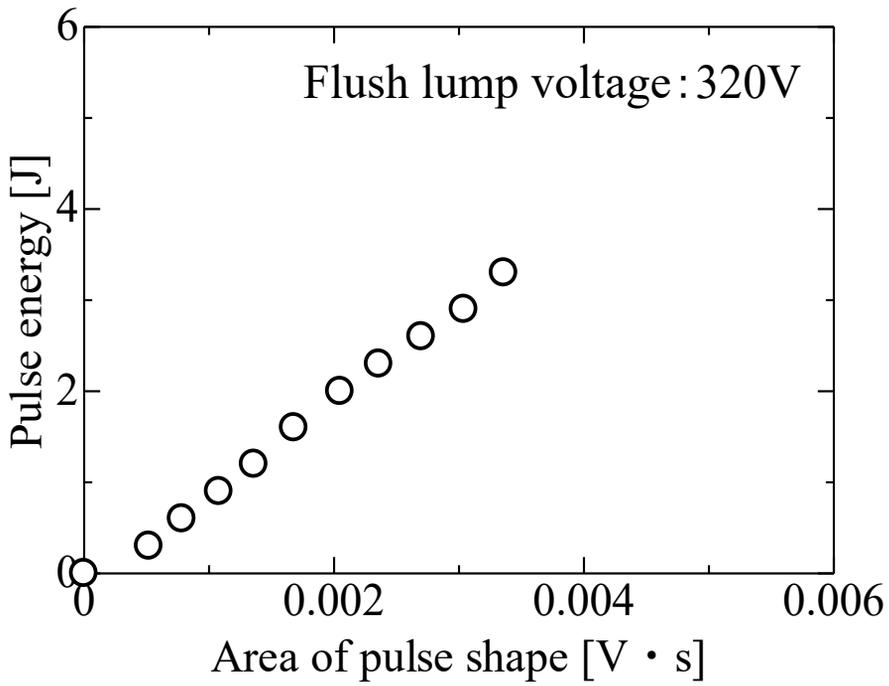


Fig.2-6 Continued

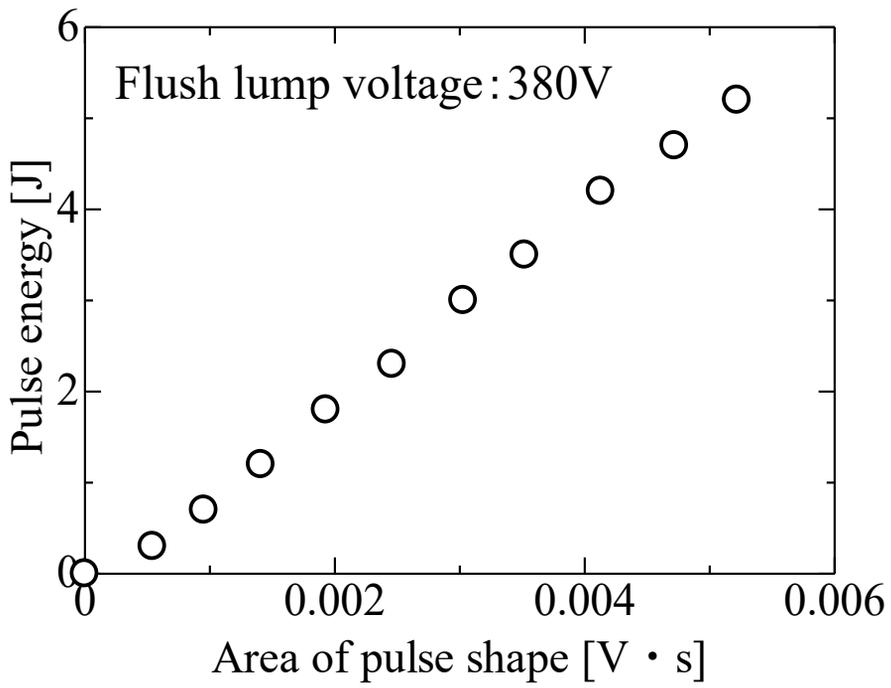
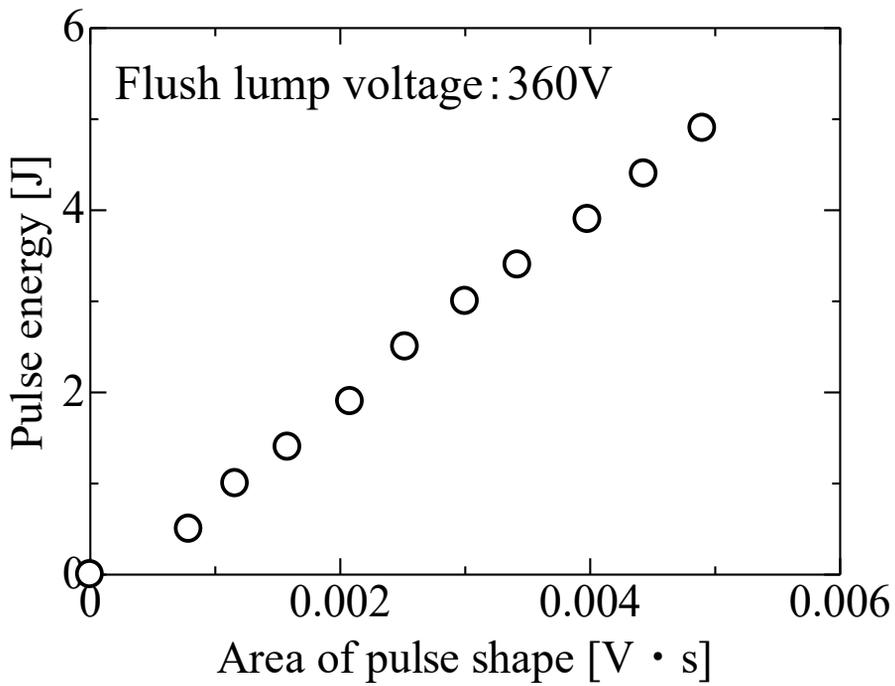


Fig.2-6 Continued

Table 2-2 Conversion from the flash lamp voltage
to the peak power

| Flash lump voltage[V] | Peak power[kW] |
|------------------------------|-----------------------|
| 280V | 0.98kW |
| 300V | 1.24kW |
| 320V | 1.56kW |
| 340V | 1.81kW |
| 360V | 2.26kW |
| 380V | 2.57kW |

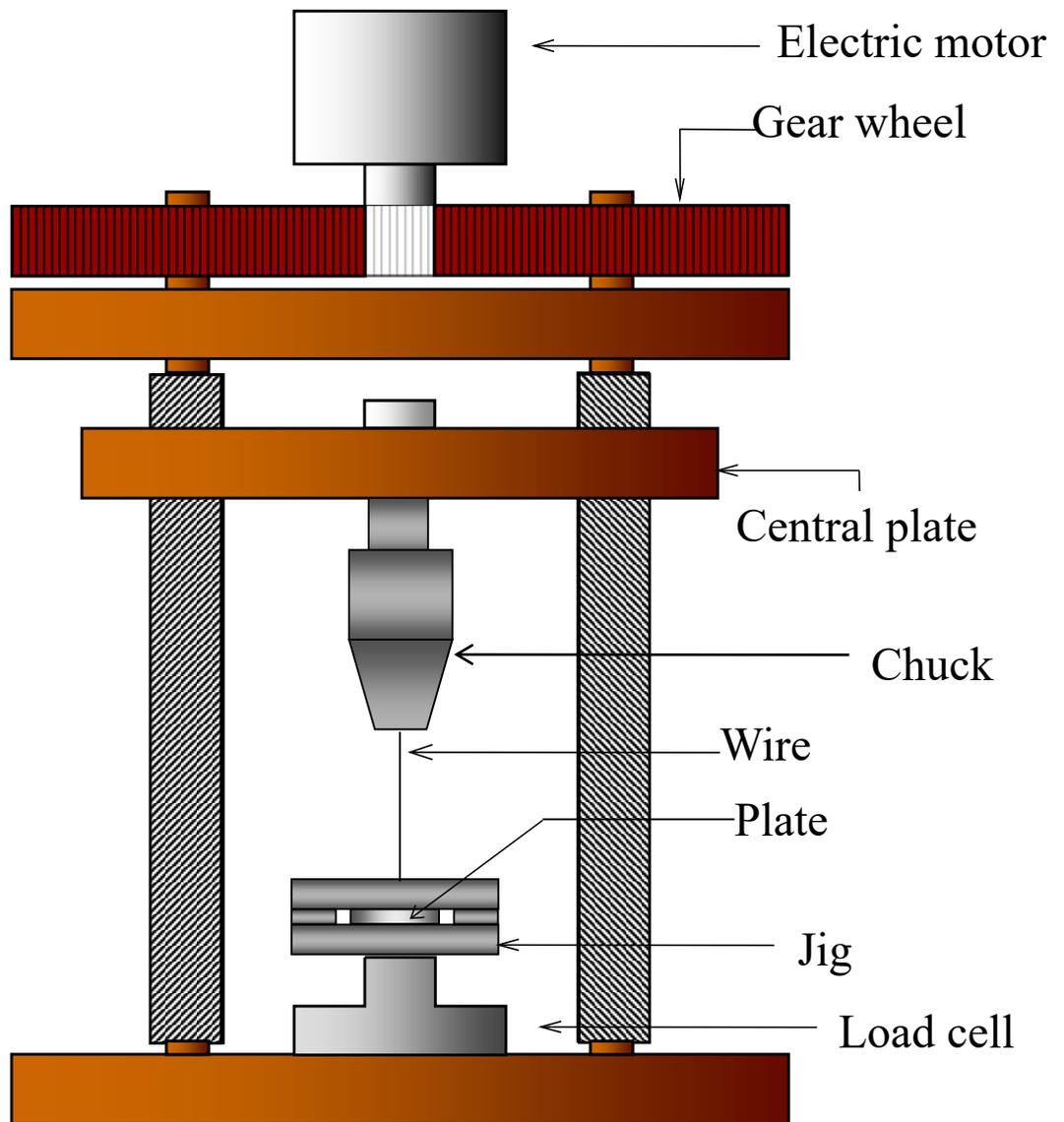


Fig.2-7 Schematic diagram of tensile tester

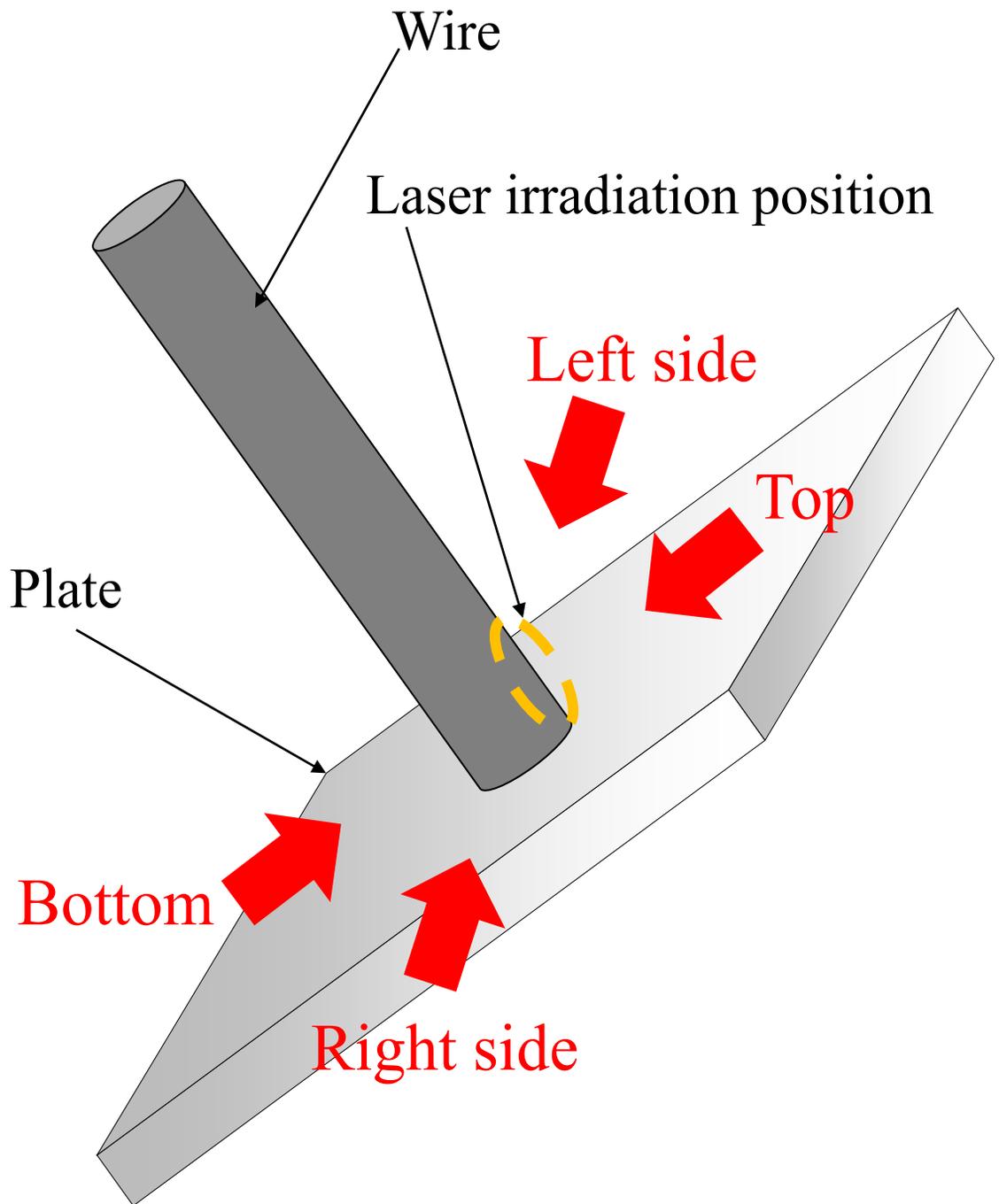
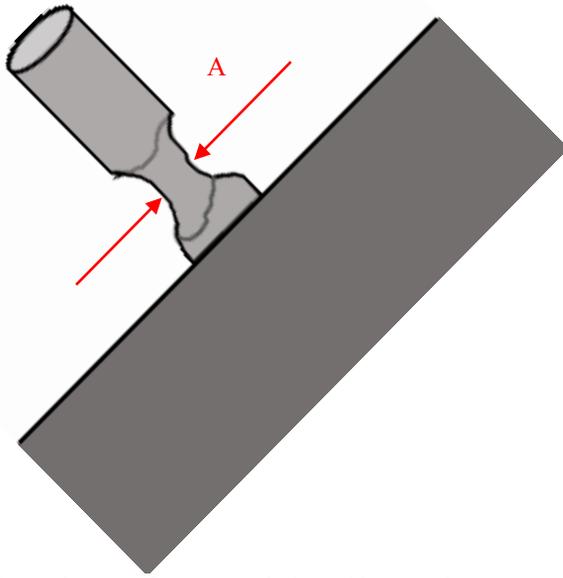
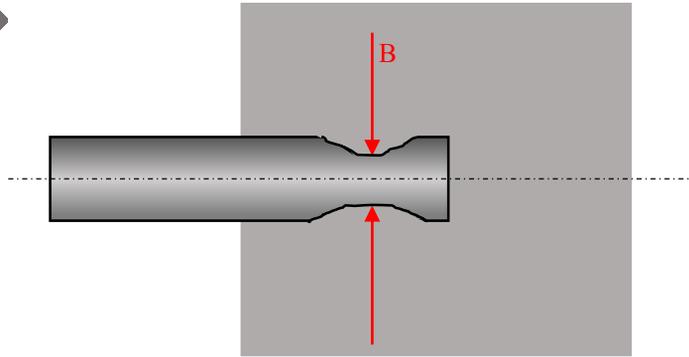


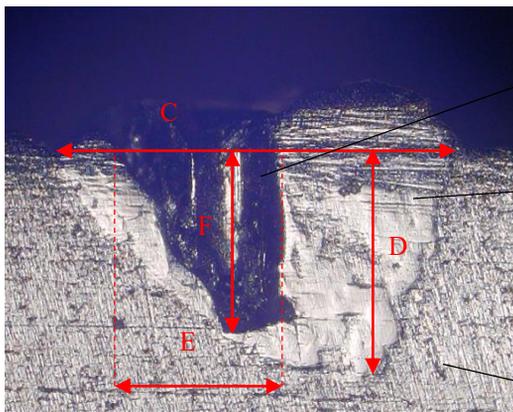
Fig.2-8 Schematic diagram of weld joint after laser welding



(a) View from side direction



(b) View from above



Fractured zone

Weld metal

Plate

(c) Top —bottom Cross section

A: Neck part thickness

B: Neck part width

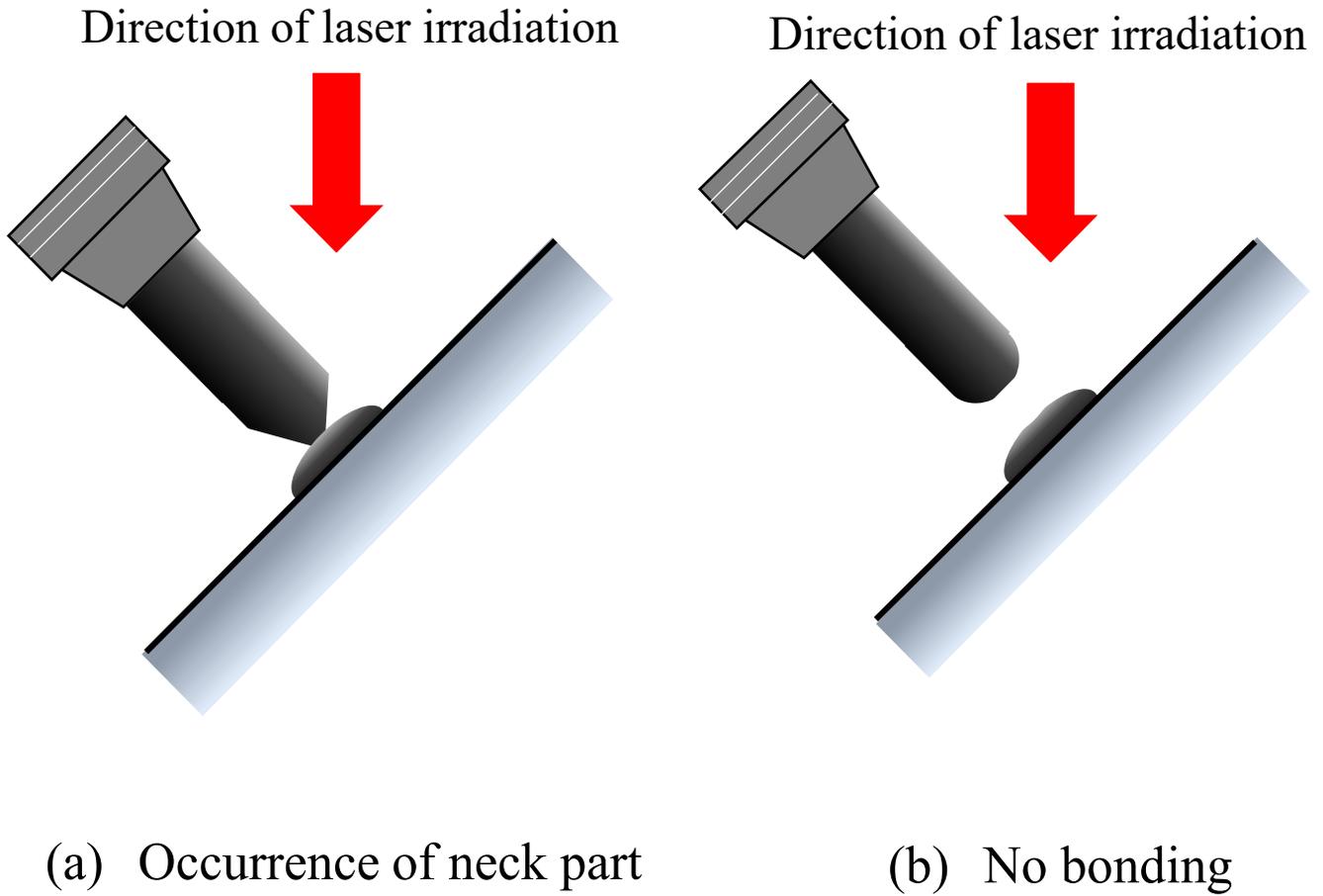
C: Molten diameter

D: Penetration depth

E: Broken part diameter

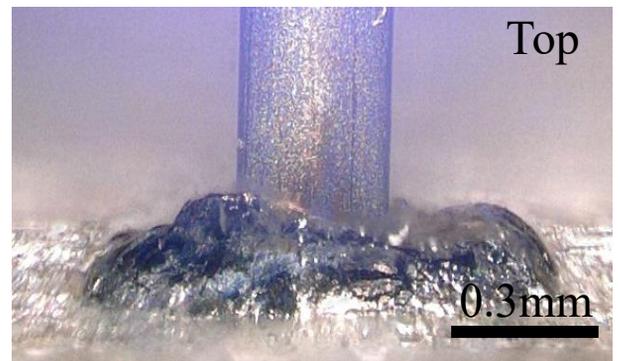
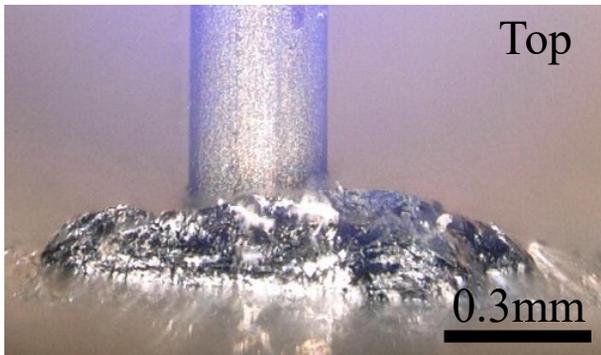
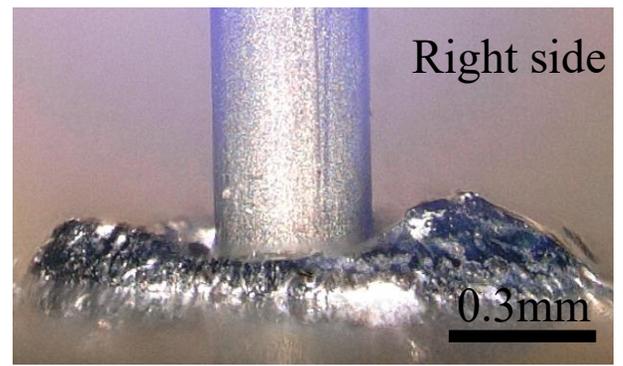
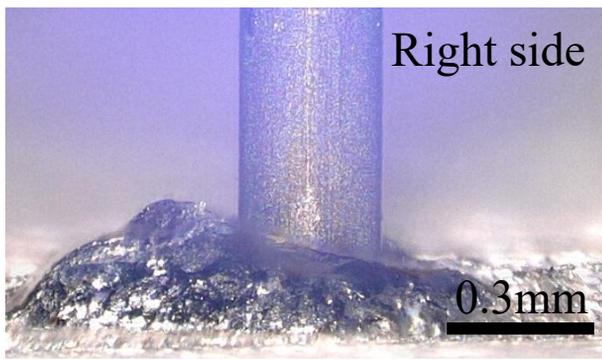
F: Broken part depth

Fig.2-9 Measuring position of weld shape



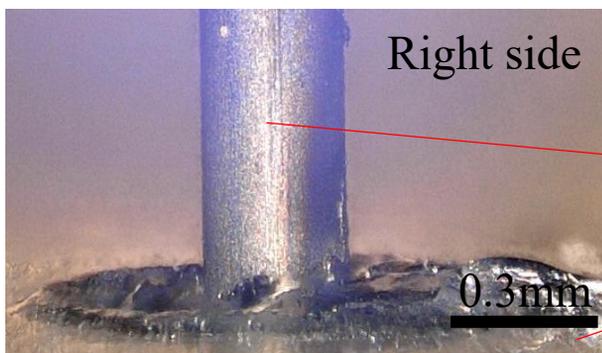
Pressure force : 0.1N

Fig.3-1 Example with pressure force of 0.1N of welds after laser welding



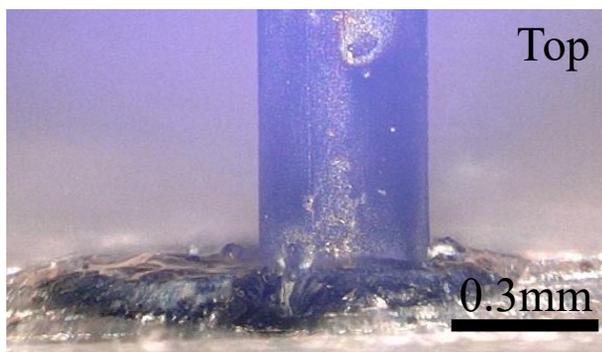
Peak power: 1.56kW

Peak power: 1.81kW



Wire

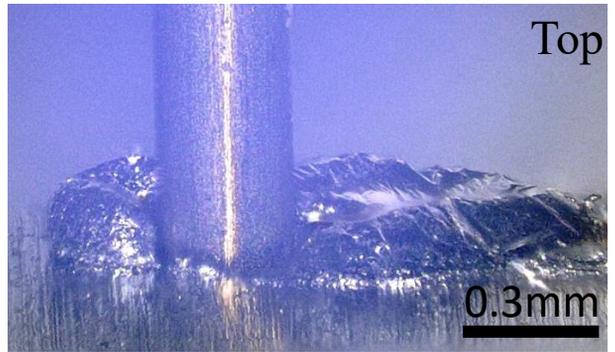
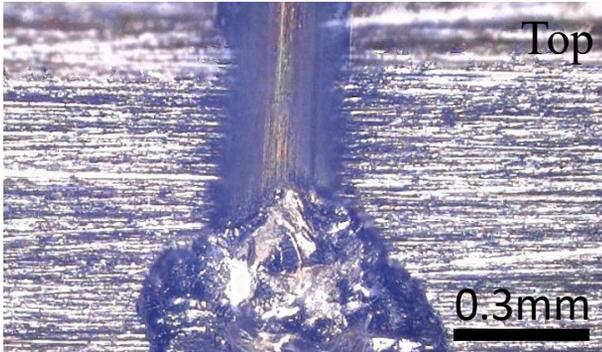
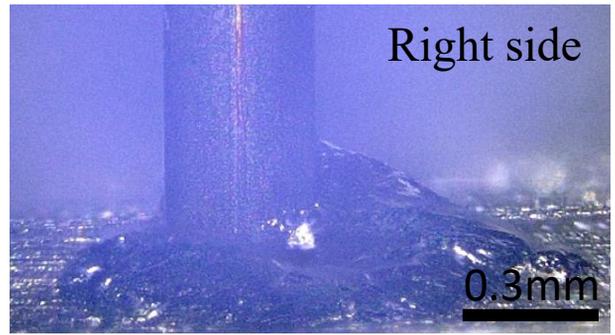
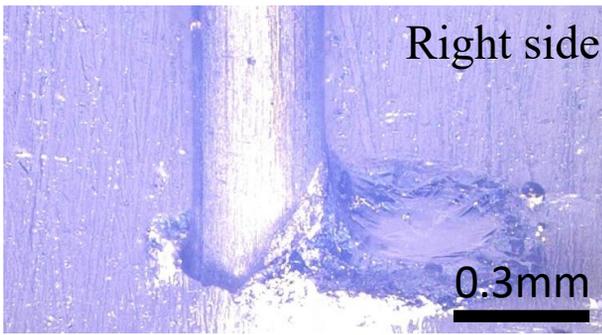
Plate



Peak power: 2.26kW

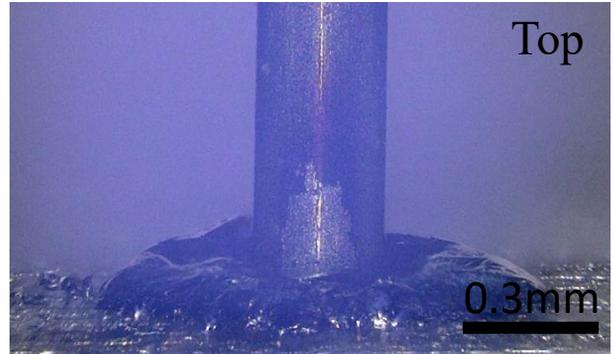
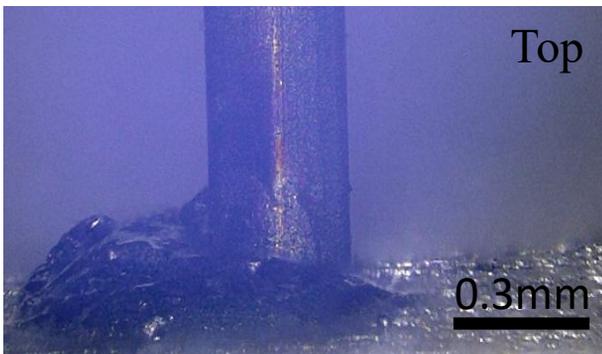
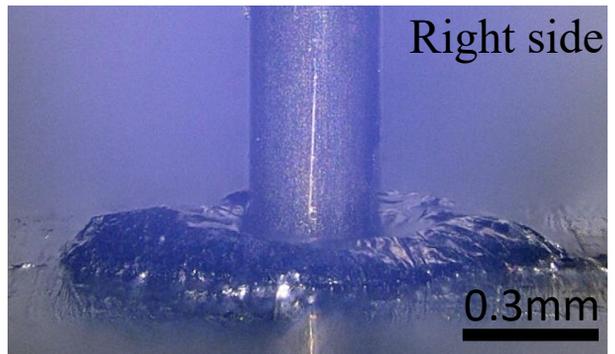
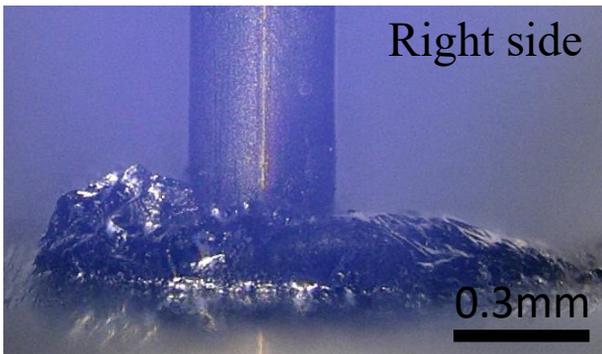
(a) Pressure force: 1N

Fig.3-2 Appearance of weld joints after laser welding for different peak powers (Pressure force: 1N, 2N)



Peak power: 0.98kW

Peak power: 1.24kW

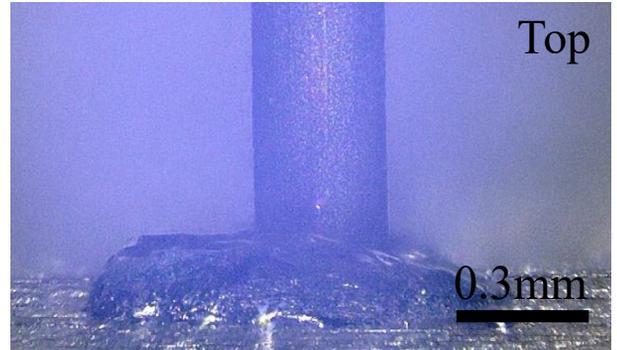
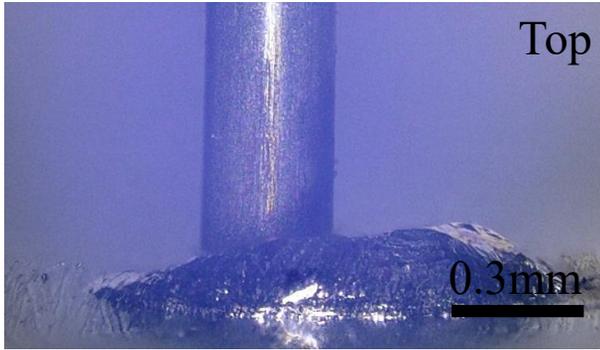
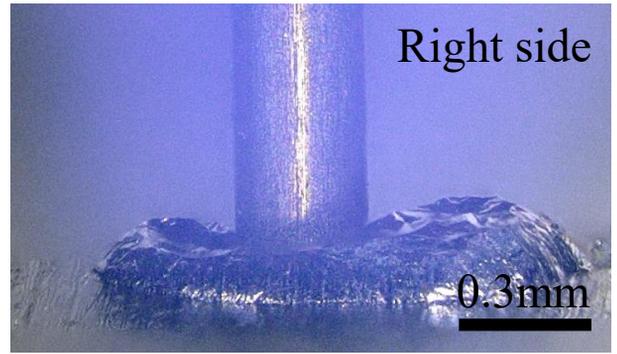
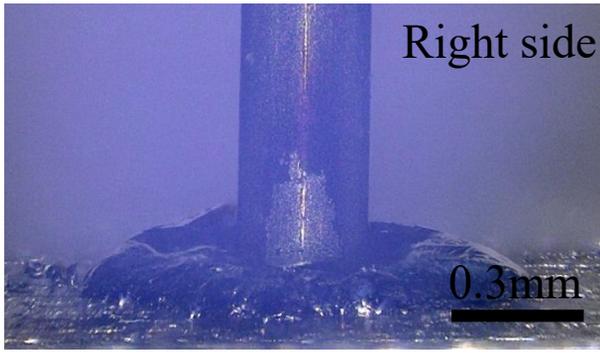


Peak power: 1.56kW

Peak power: 1.81kW

(b) Pressure force: 2N

Fig.3-2 Continued

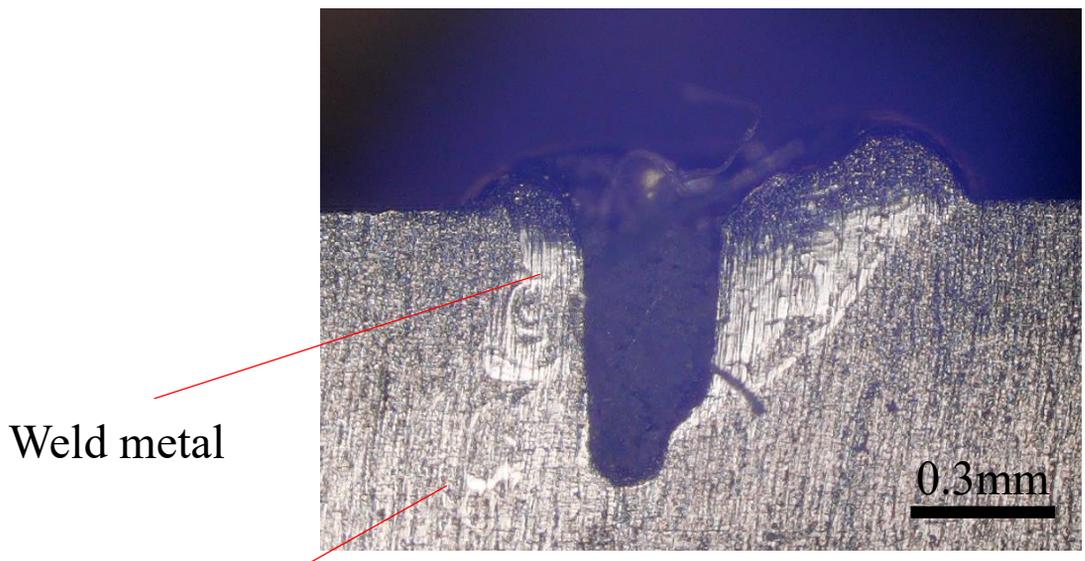


Peak power: 2.26kW

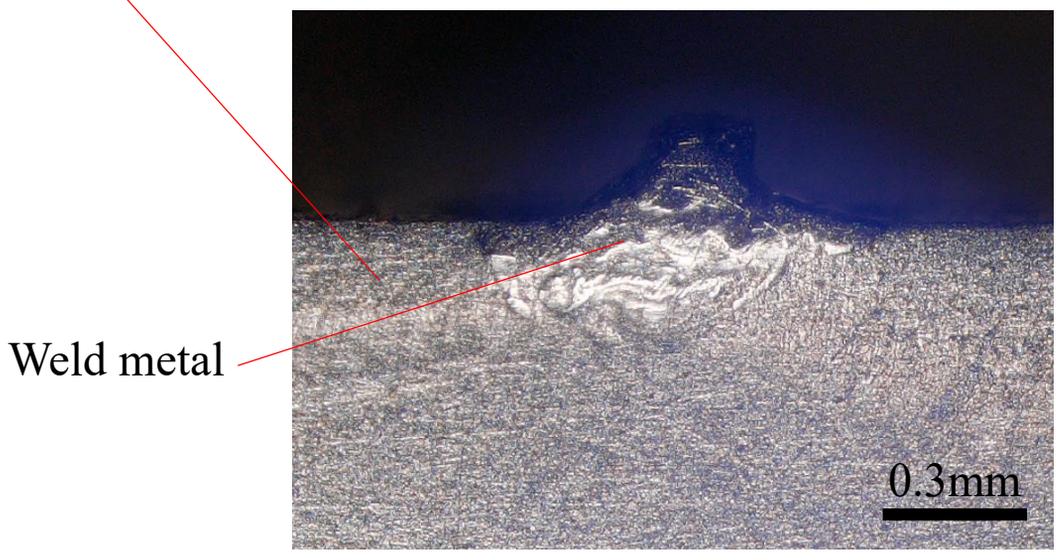
Peak power: 2.56kW

(b) Pressure force: 2N

Fig.3-2 Continued

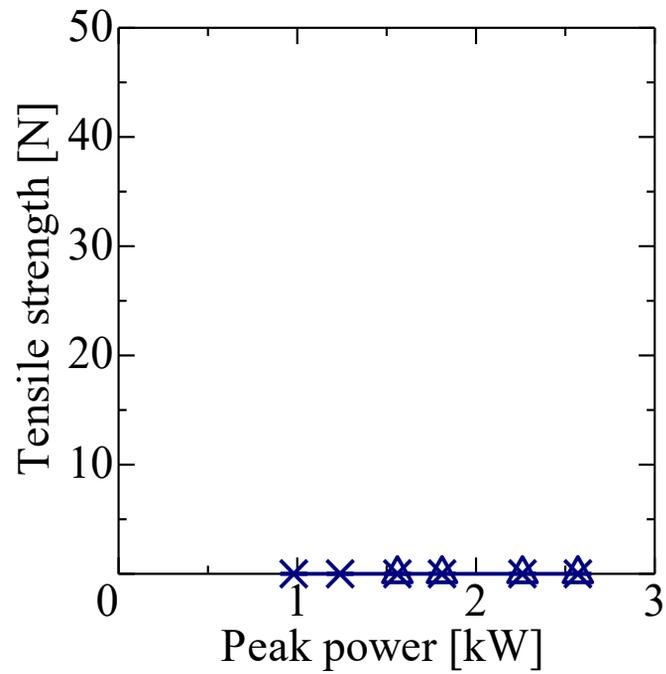


(a) Fracture in plate

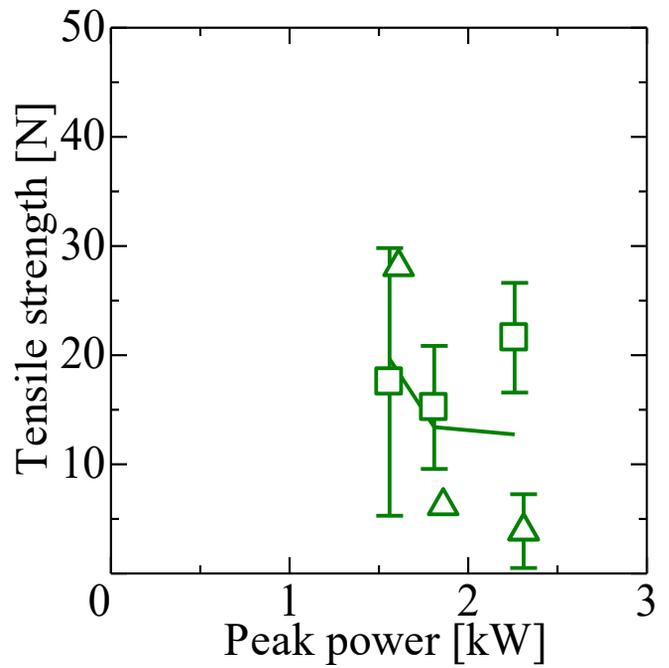


(b) Fracture in wire

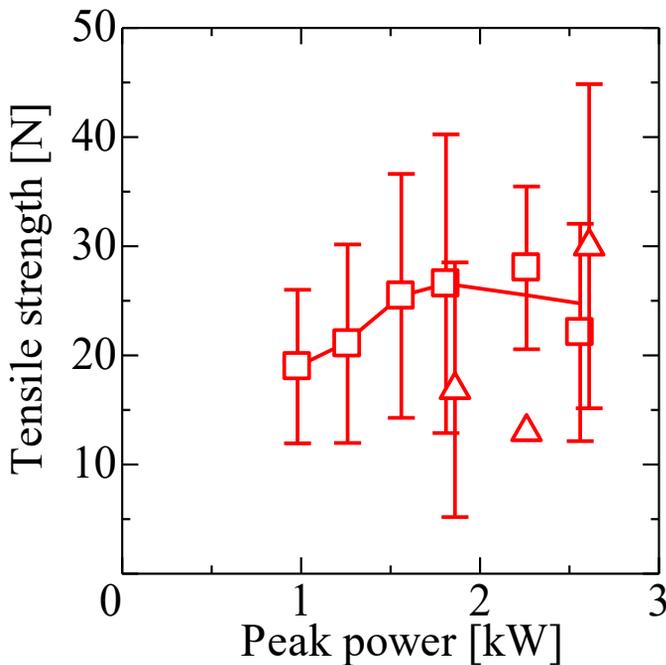
Fig.3-3 Example of top – bottom cross section of fractured specimens after tensile test



(a) Pressure force : 0.1N



(b) Pressure force : 1N



(c) Pressure force : 2N

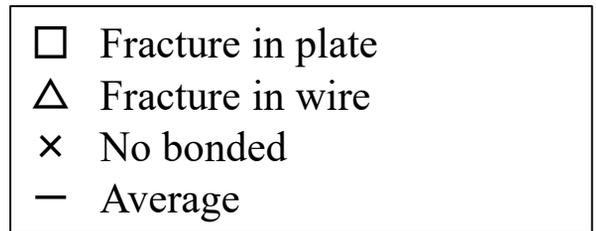
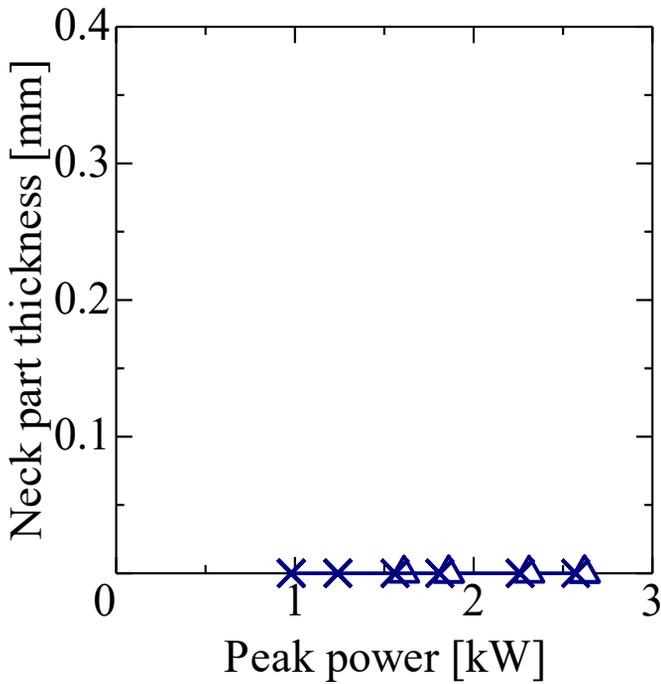
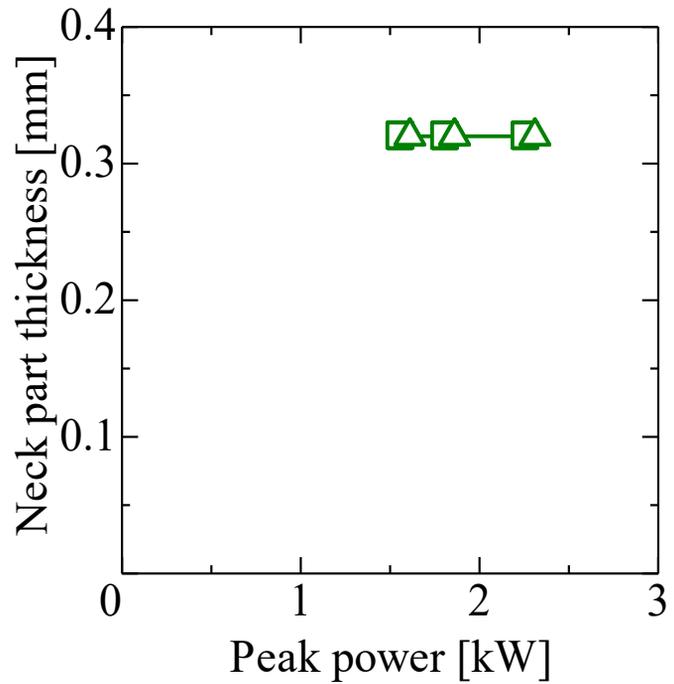


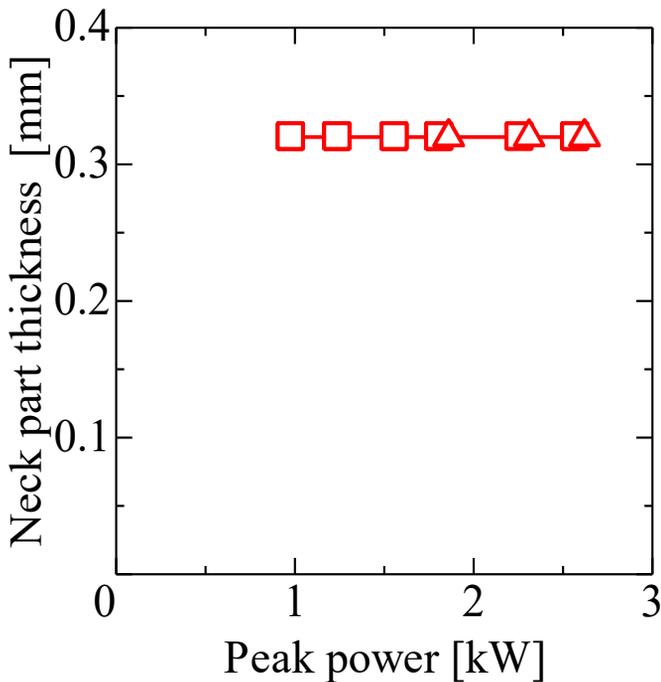
Fig.3-4 Relationship between peak power and tensile strength
(Pressure force : 0.1N, 1N, 2N)



(a) Pressure force : 0.1N



(b) Pressure force : 1N



(c) Pressure force : 2N

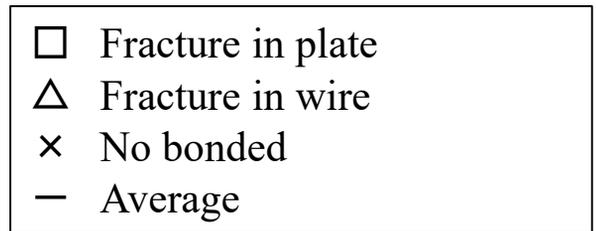
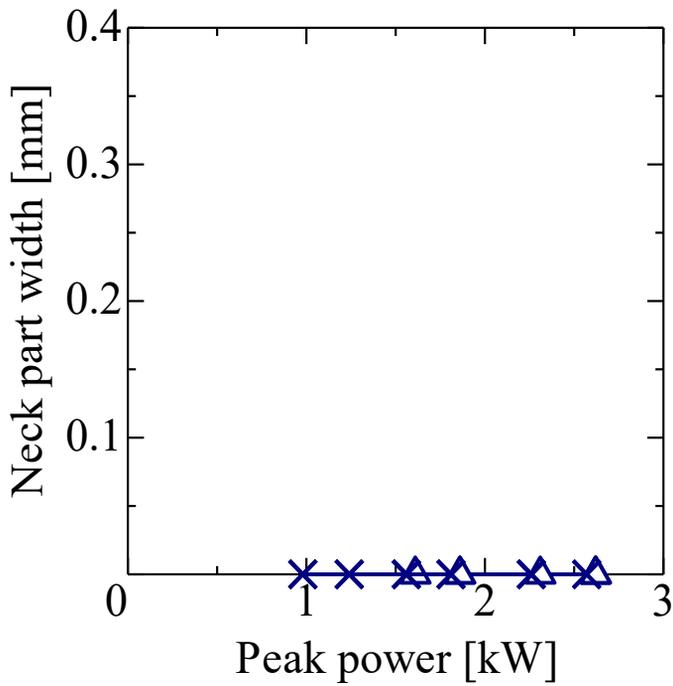
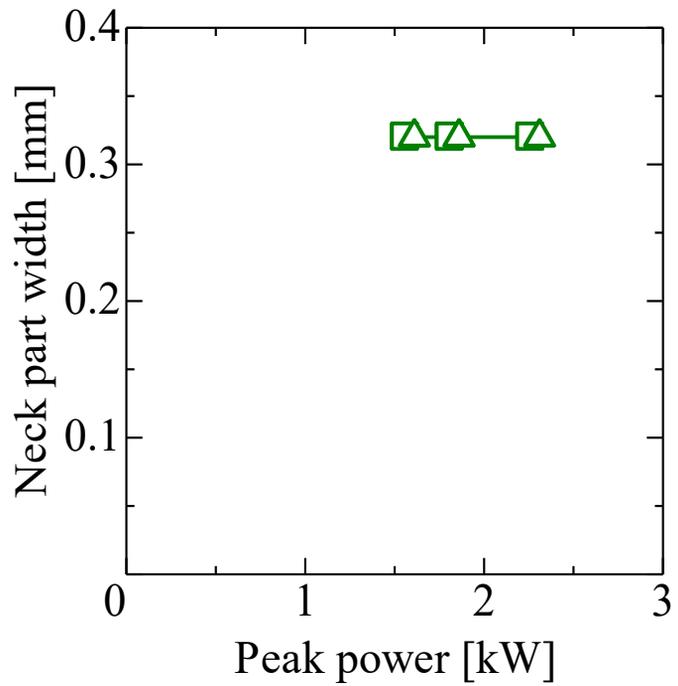


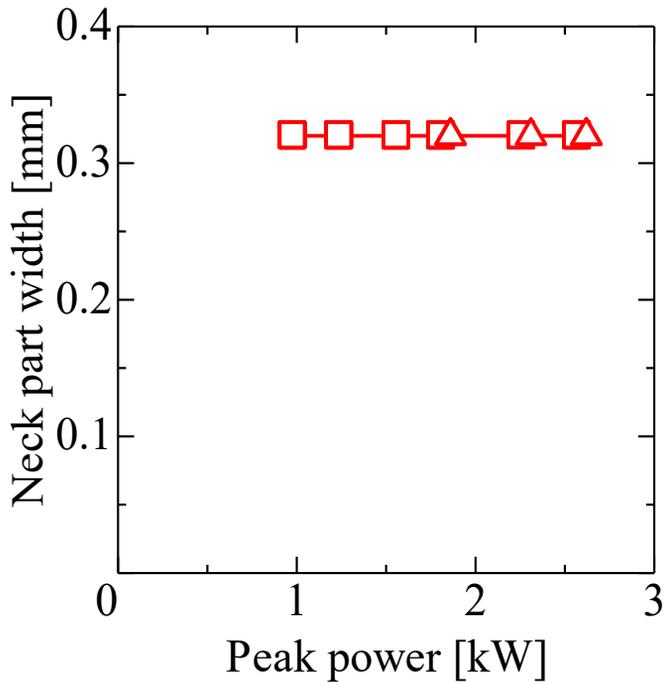
Fig.3-5 Relationship between peak power and neck part thickness of right side direction (Pressure force: 0.1N, 1N, 2N)



(a) Pressure force : 0.1N



(b) Pressure force : 1N



(c) Pressure force : 2N

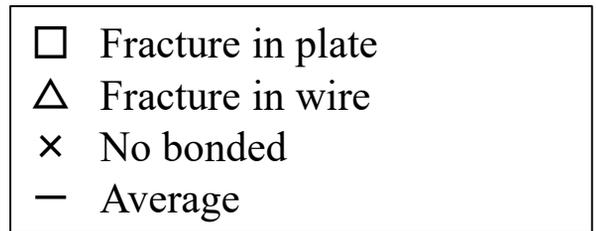
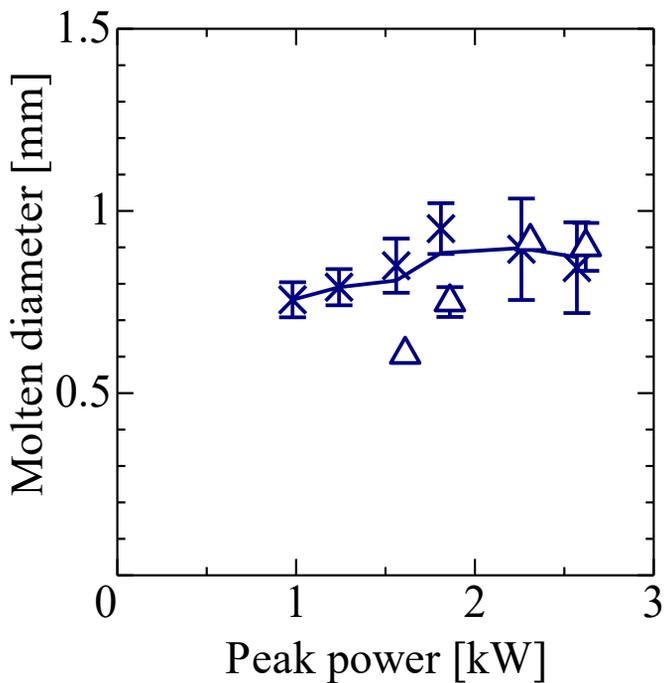
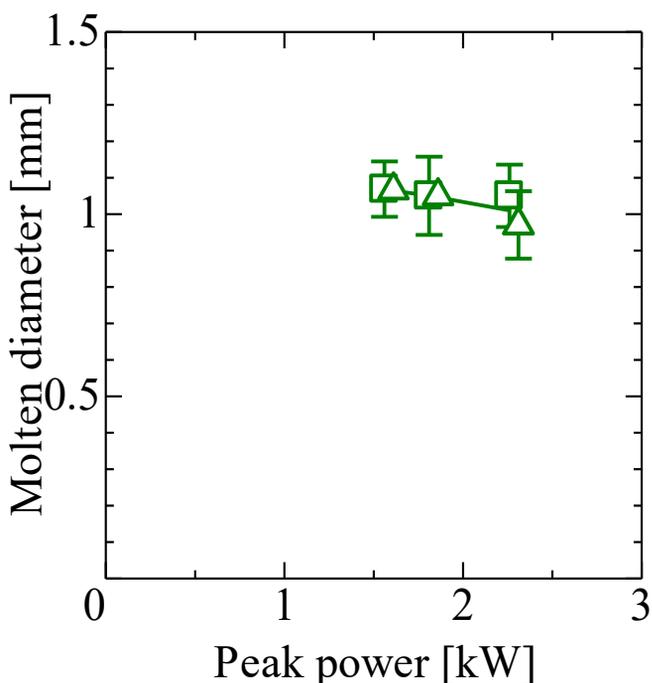


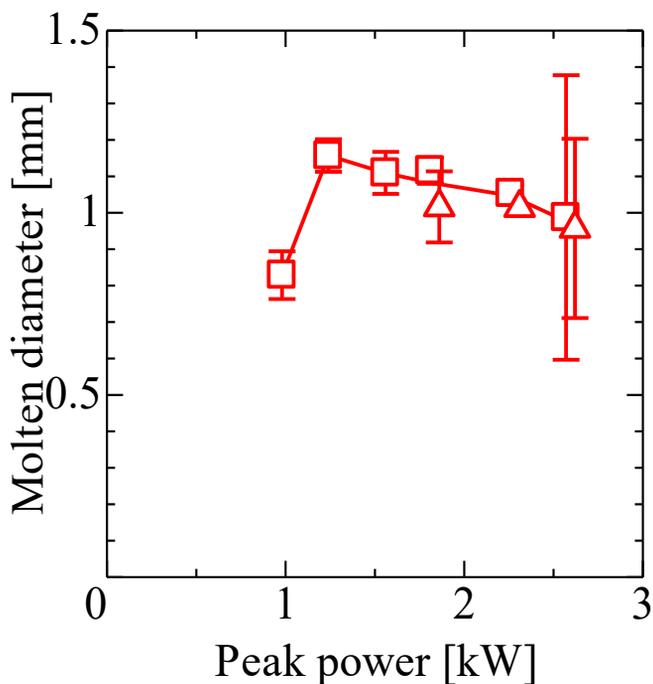
Fig.3-6 Relationship between peak power and neck part width of top direction (Pressure force:0.1N, 1N, 2N)



(a) Pressure force : 0.1N



(b) Pressure force : 1N



(c) Pressure force : 2N

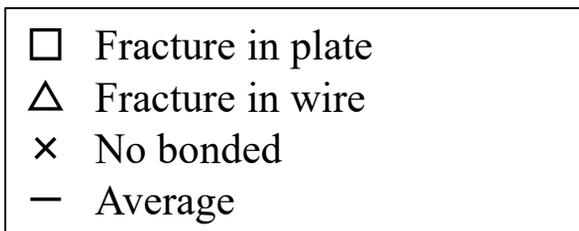
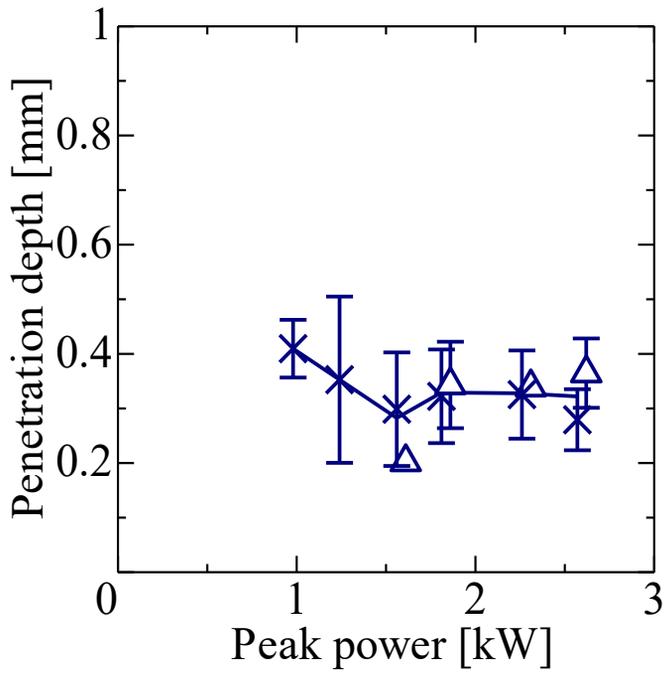
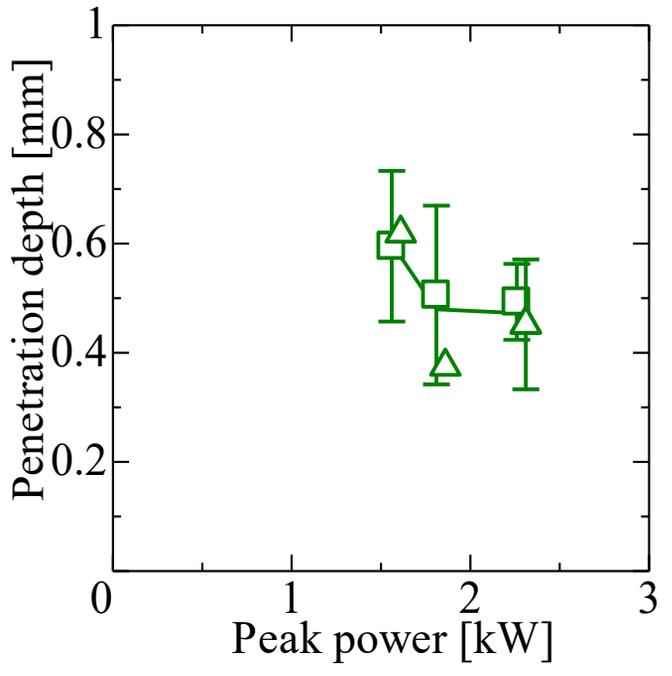


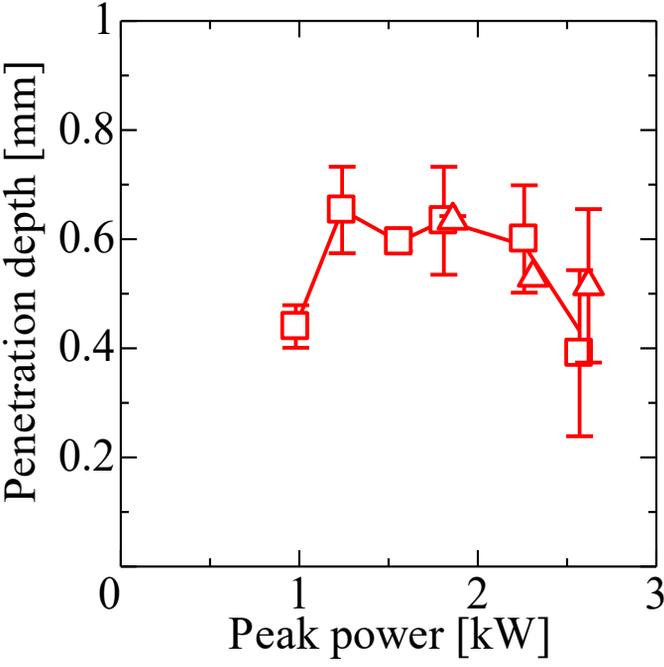
Fig.3-7 Relationship between peak power and molten diameter (Pressure force: 0.1N, 1N, 2N)



(a) Pressure force : 0.1N



(b) Pressure force : 1N



(c) Pressure force : 2N

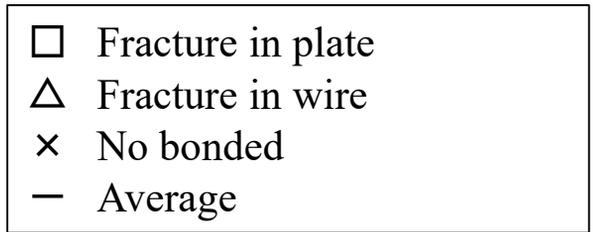
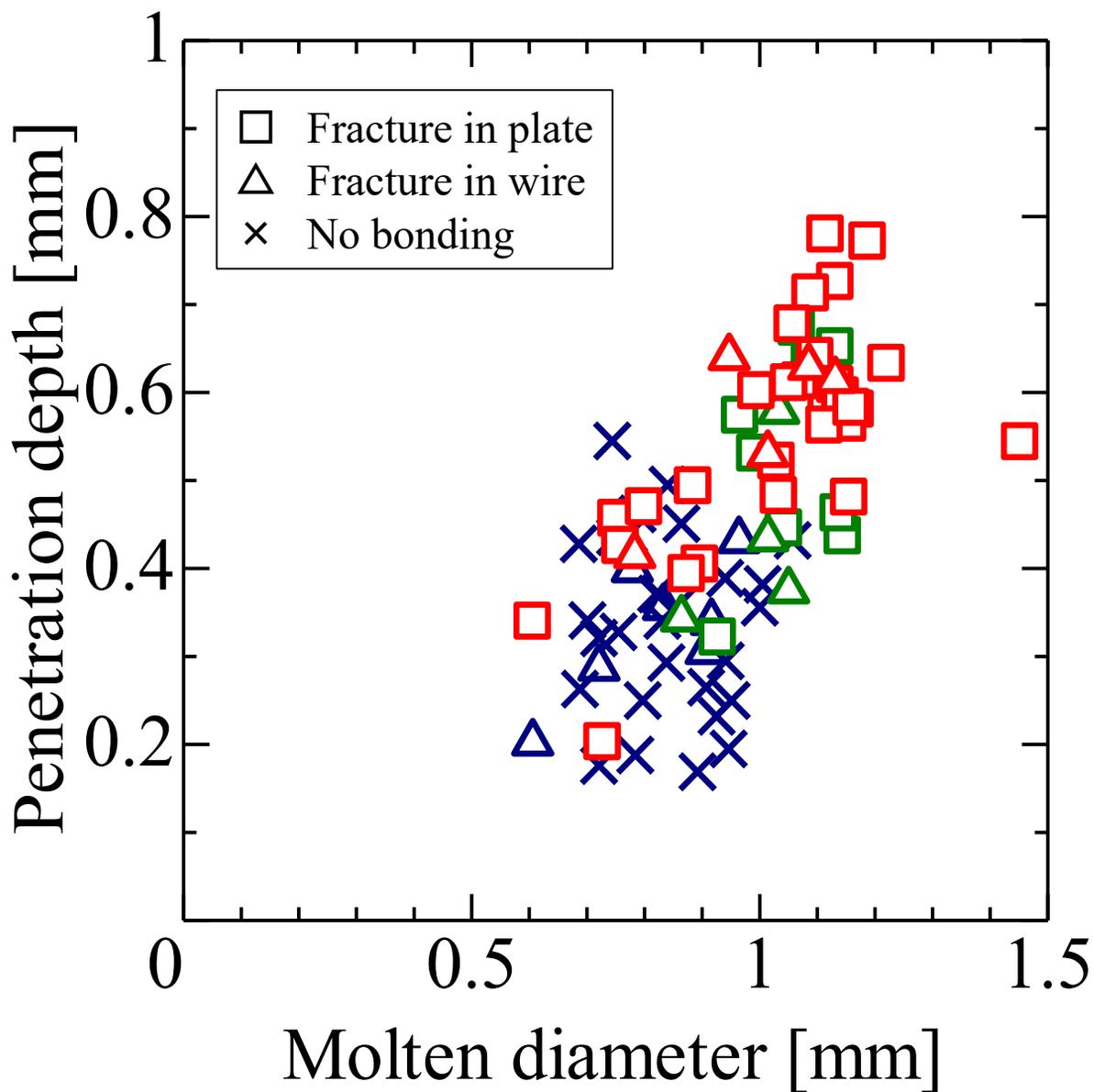


Fig.3-8 Relationship between peak power and penetration depth (Pressure force:0.1N, 1N, 2N)



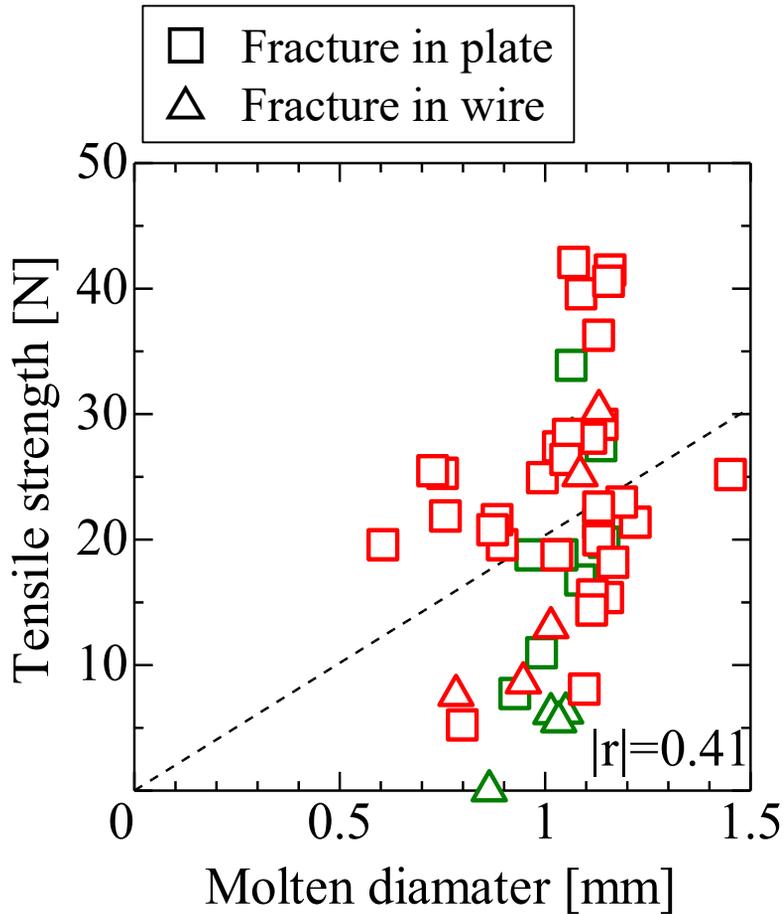
Pressure force:
 Blue: 0.1N Green: 1N Red: 2N

Fig.3-9 Relationship between molten diameter and penetration depth (Pressure force: 0.1N, 1N, 2N)

Table 3-1 Frequency and amount of spatter generation for different welding conditions

| | | | Peak power [kW] | | | | | |
|--------------------|-----|-----------|-----------------|---------------|---------------|---------------|---------------|---------------|
| | | | 0.98 | 1.24 | 1.56 | 1.81 | 2.26 | 2.57 |
| Pressure force [N] | 0.1 | Frequency | $\frac{0}{3}$ | $\frac{0}{3}$ | $\frac{0}{3}$ | $\frac{0}{3}$ | $\frac{2}{3}$ | $\frac{3}{3}$ |
| | | Amount | ◎ | ◎ | ◎ | ◎ | ○ | ○ |
| | 1 | Frequency | | | $\frac{3}{3}$ | $\frac{3}{3}$ | $\frac{3}{3}$ | |
| | | Amount | | | ○ | ○ | △ | |
| | 2 | Frequency | $\frac{2}{3}$ | $\frac{3}{3}$ | $\frac{3}{3}$ | $\frac{3}{3}$ | $\frac{3}{3}$ | $\frac{3}{3}$ |
| | | Amount | ○ | ○ | △ | △ | △ | × |

- ◎ No spatter generation
- Minute amounts of spatter
- △ Small amounts of spatter
- × Large amounts of spatter



Pressure force:
Green : 1N **Red** : 2N

Fig.3-10 Relationship between molten diameter and tensile strength
(Pressure force : 1N, 2N)

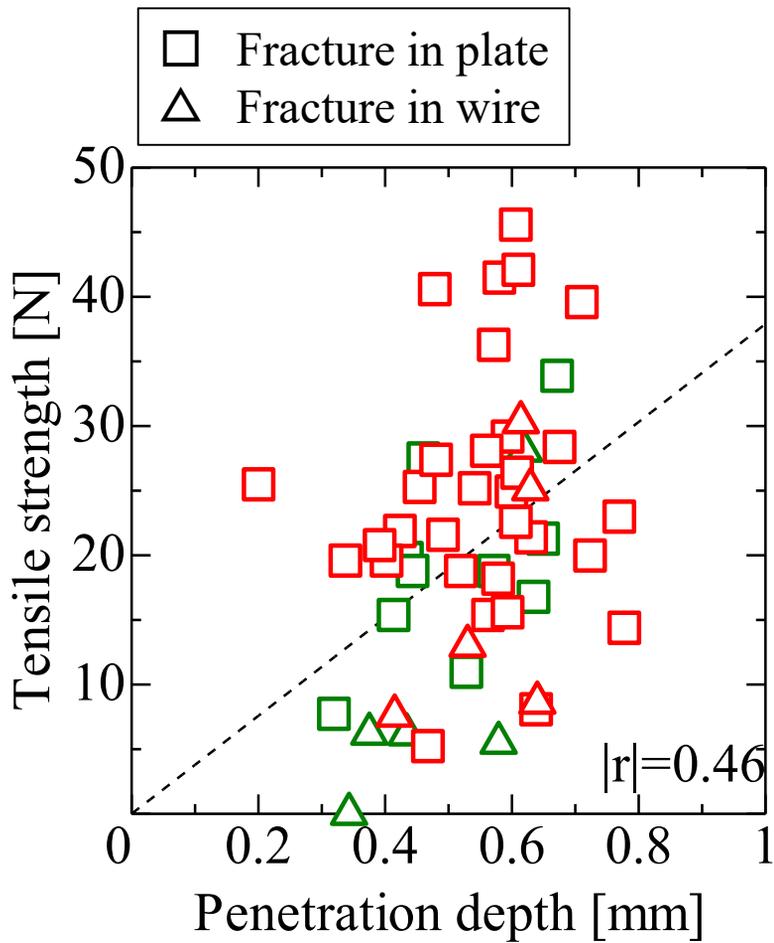
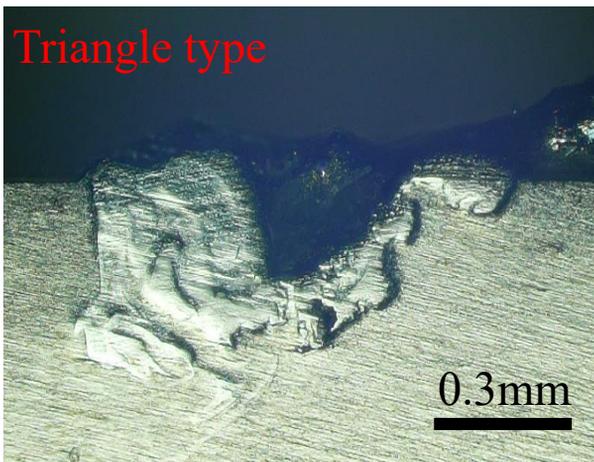
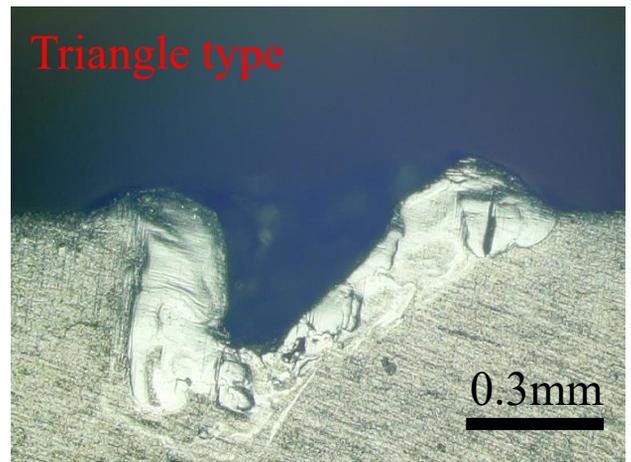


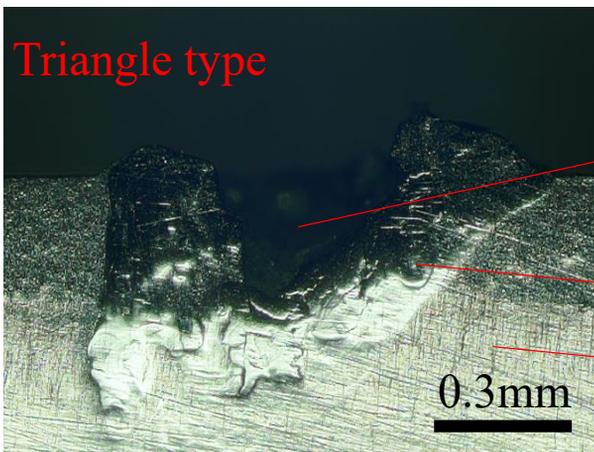
Fig.3-11 Relationship between penetration depth and tensile strength (Pressure force: 1N, 2N)



Peak power: 1.56kW



Peak power: 1.81kW



Fractured zone

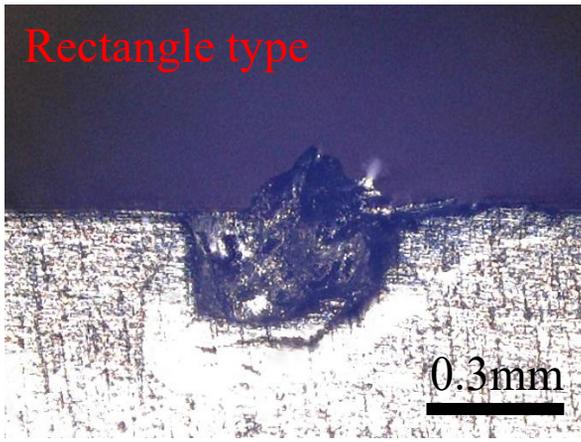
Weld metal

Plate

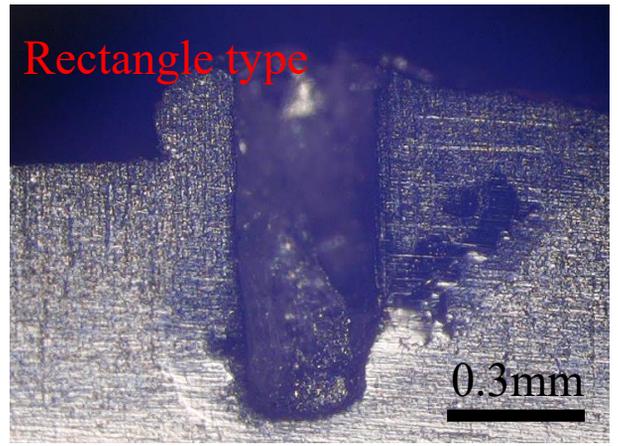
Peak power: 2.26kW

(a) Pressure force: 1N

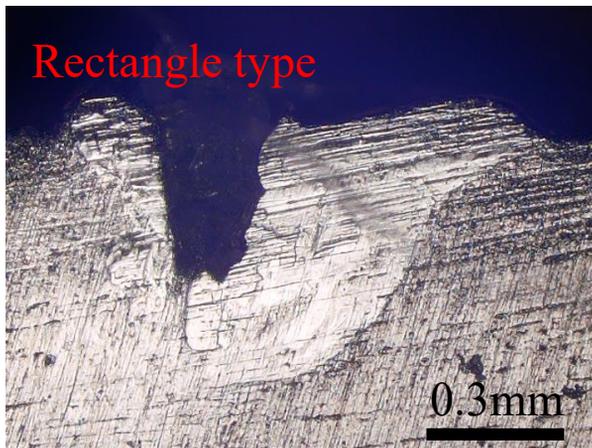
Fig.4-1 Cross section of broken part after tensile test
(Top – bottom cross section)



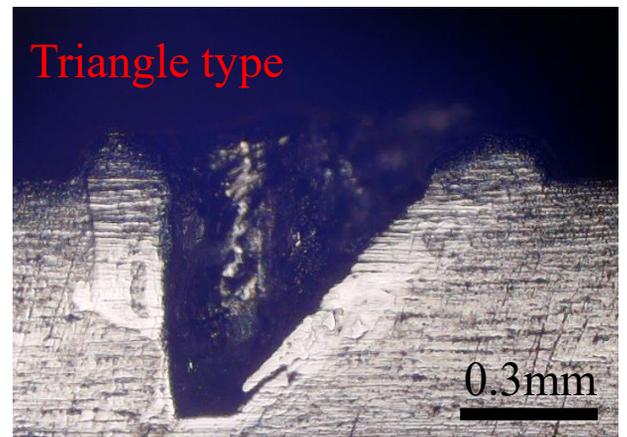
Peak power: 0.98kW



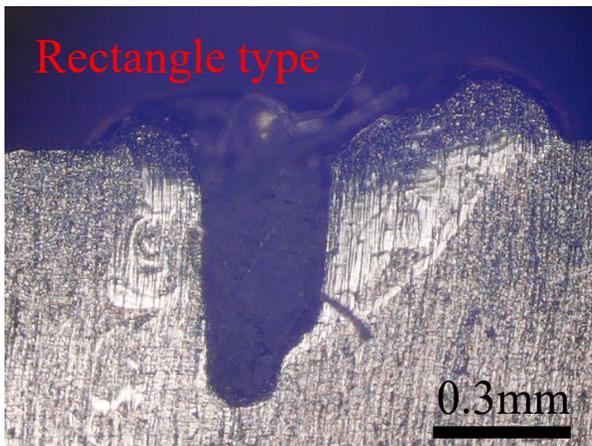
Peak power: 1.24kW



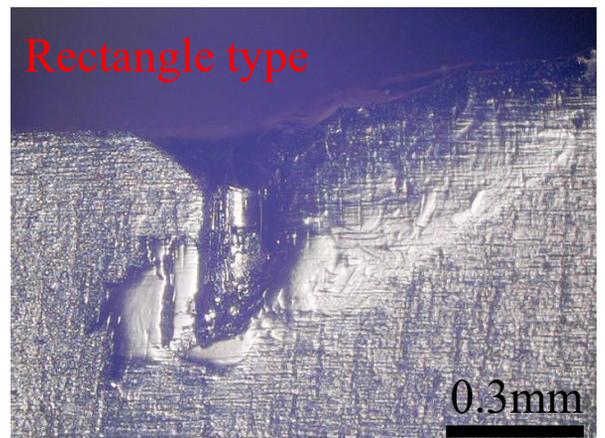
Peak power: 1.56kW



Peak power: 1.81kW



Peak power: 2.26kW



Peak power: 2.57kW

(b) Pressure force: 2N

Fig.4-1 Continued

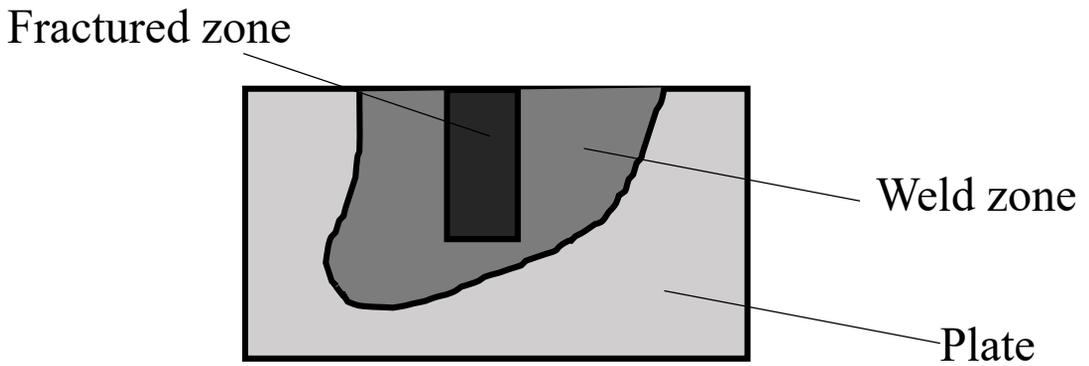
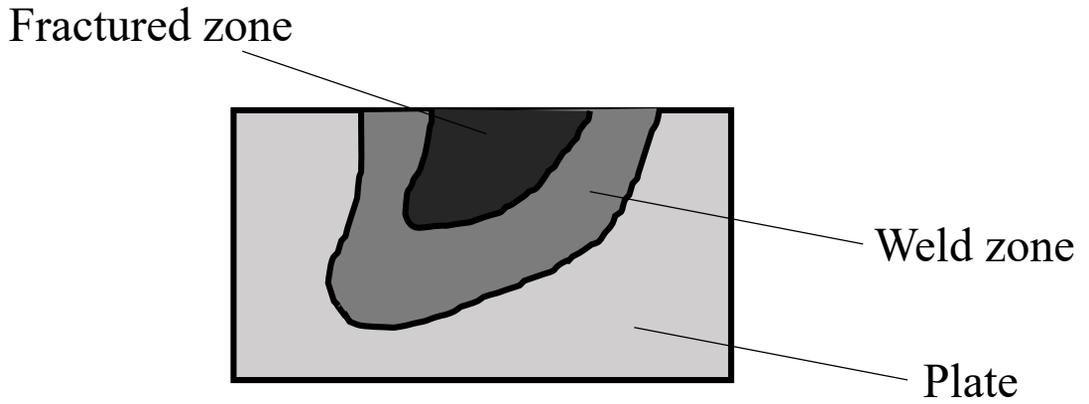
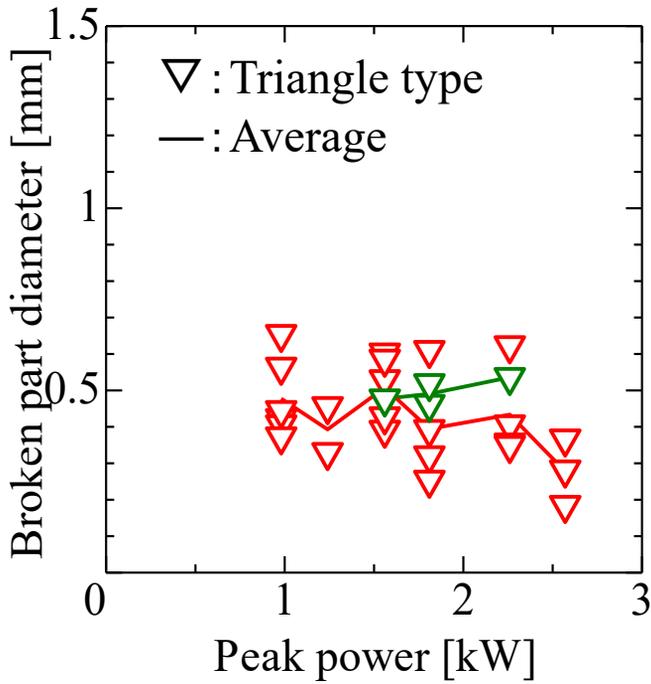
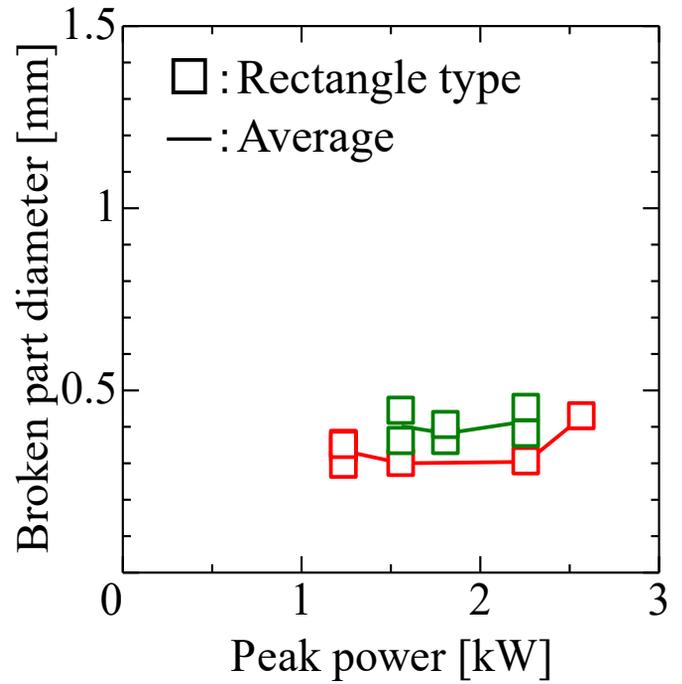


Fig.4-2 Schematic diagram of 2 shape types of broken part



(a) Triangle type

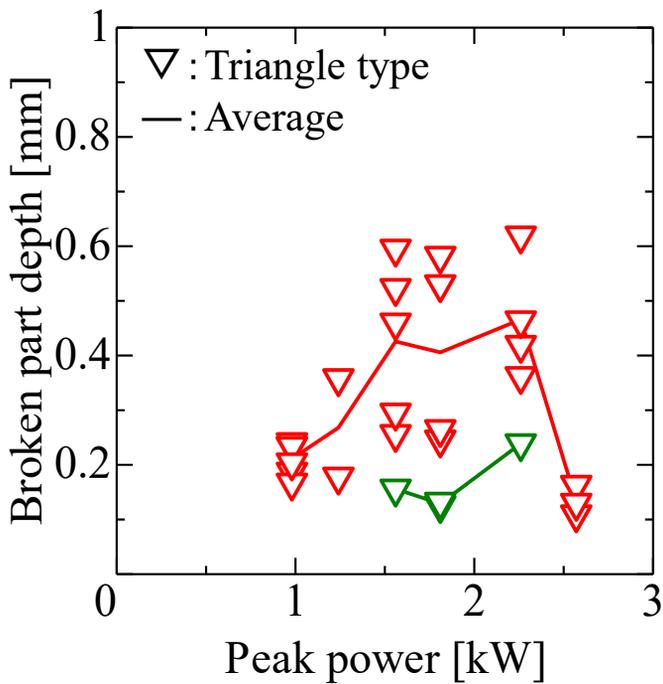


(b) Rectangle type

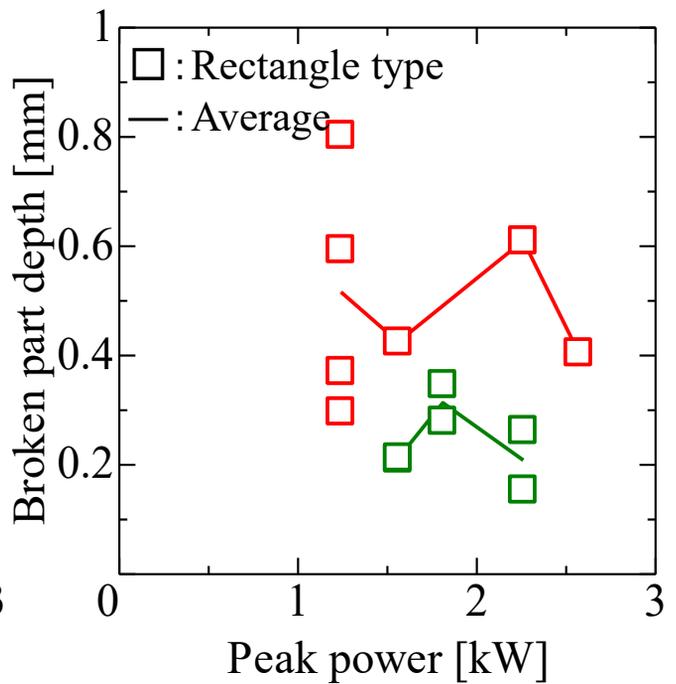
Pressure force :

Green : 1N Red : 2N

Fig.4-3 Relationship between peak power and broken part diameter
(Pressure force : 1N, 2N)



(a) Triangle type

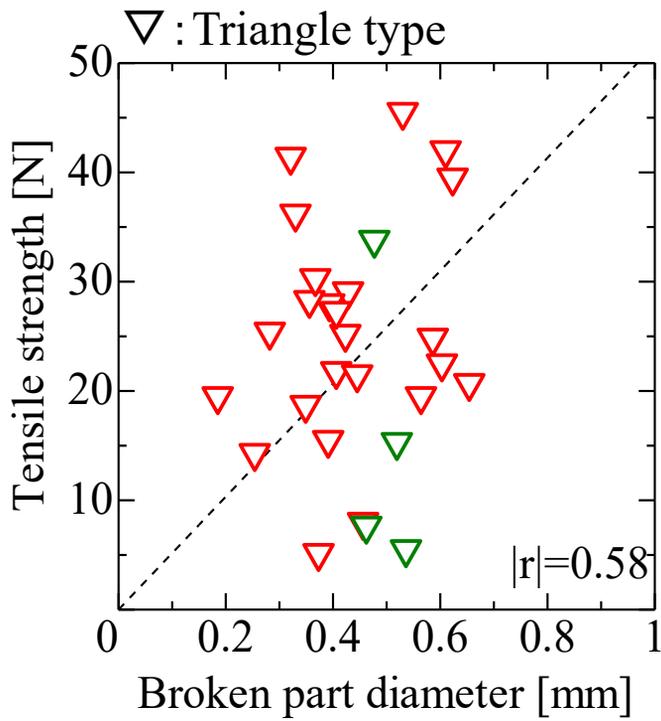


(b) Rectangle type

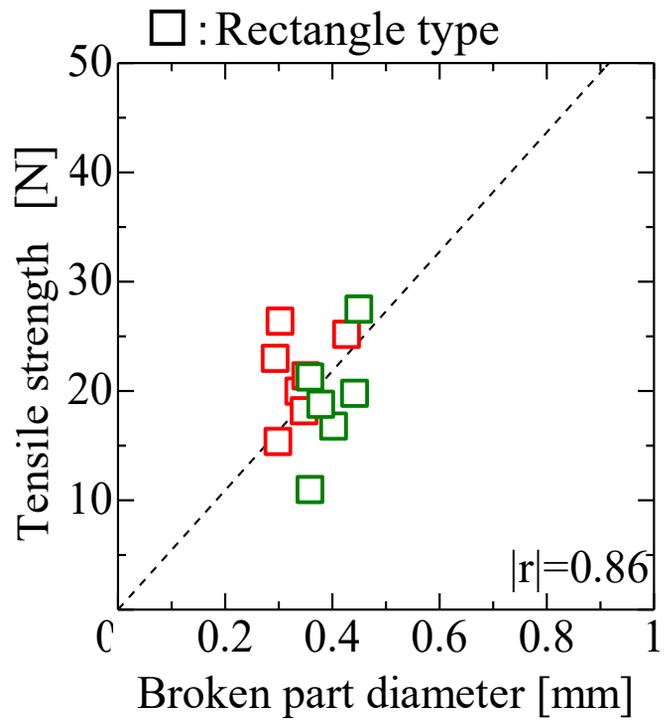
Pressure force :

Green : 1N Red : 2N

Fig.4-4 Relationship between peak power and broken part depth (Pressure force : 1N, 2N)



(a) Triangle type

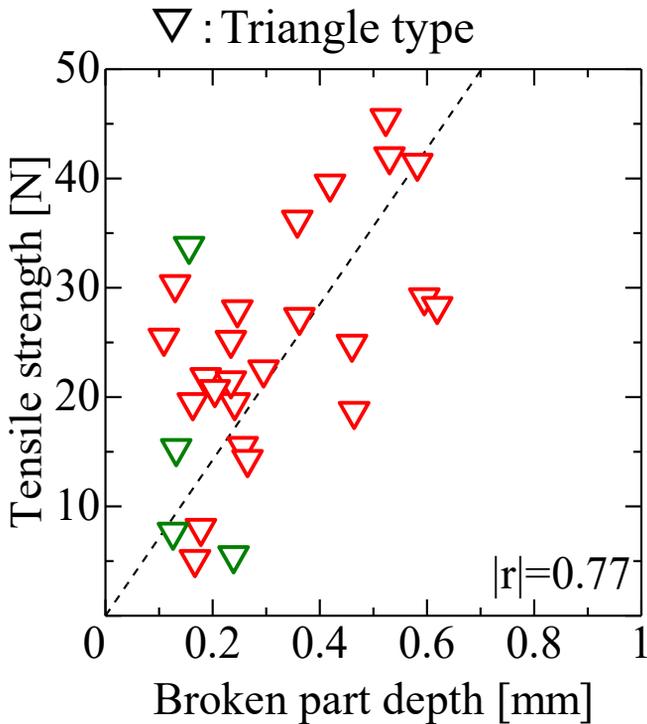


(b) Rectangle type

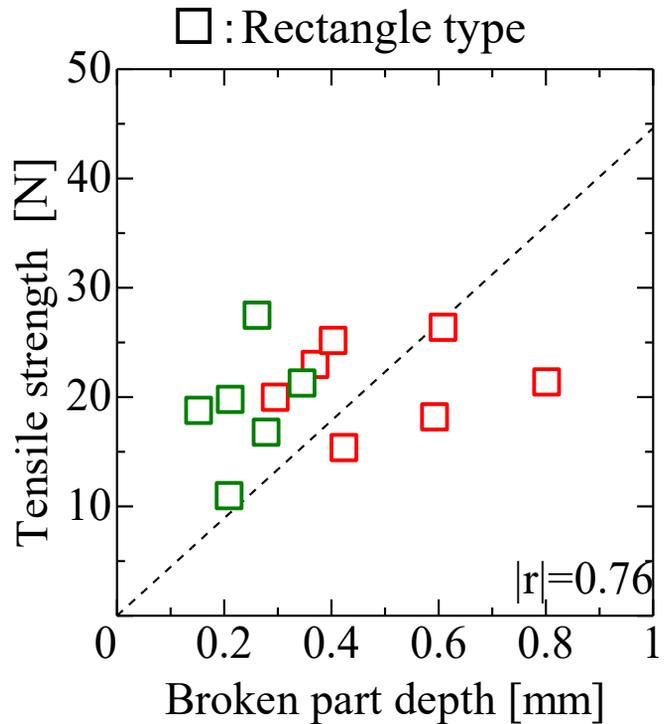
Pressure force:

Green : 1N Red : 2N

Fig.4-5 Relationship between broken part diameter and tensile strength
(Pressure force: 1N, 2N)



(a) Triangle type

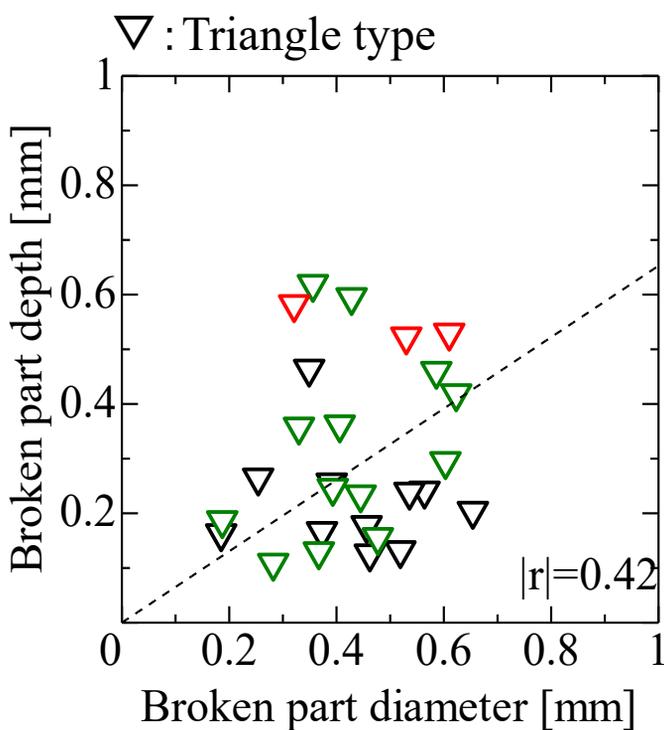


(b) Rectangle type

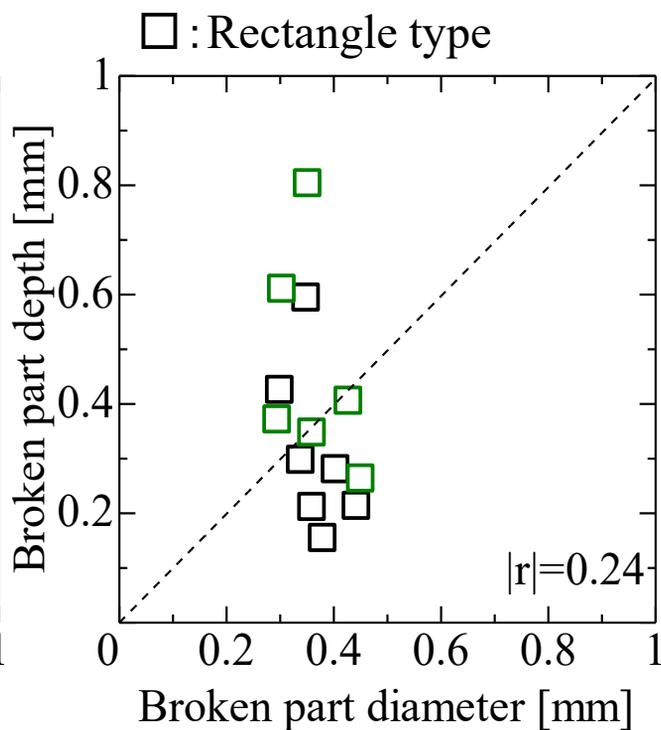
Pressure force :

Green : 1N Red : 2N

Fig.4-6 Relationship between broken part depth and tensile strength
(Pressure force: 1N, 2N)



(a) Triangle type



(b) Rectangle type

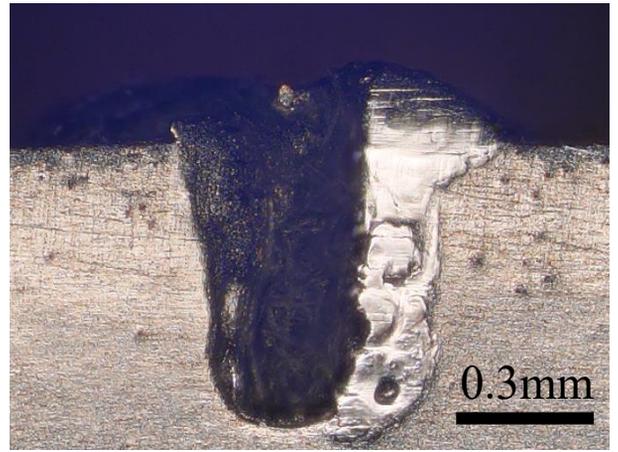
Tensile strength :

Black : ~20N Green : 20~40N Red : 40N~

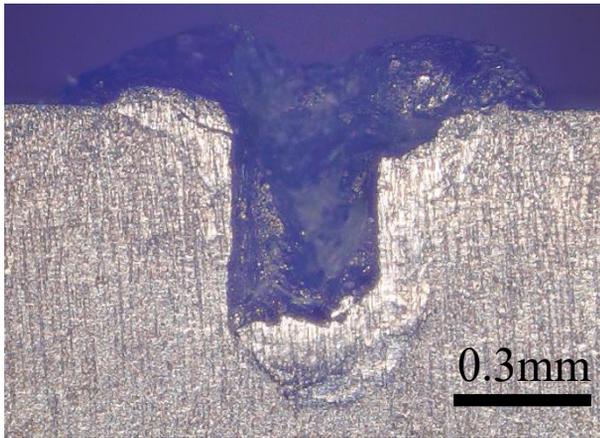
Fig.4-7 Relationship between broken part diameter and broken part depth
(Pressure force: 1N, 2N)



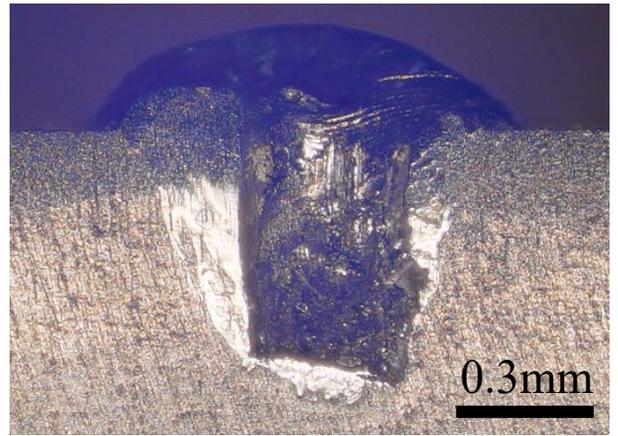
Peak power: 0.98kW



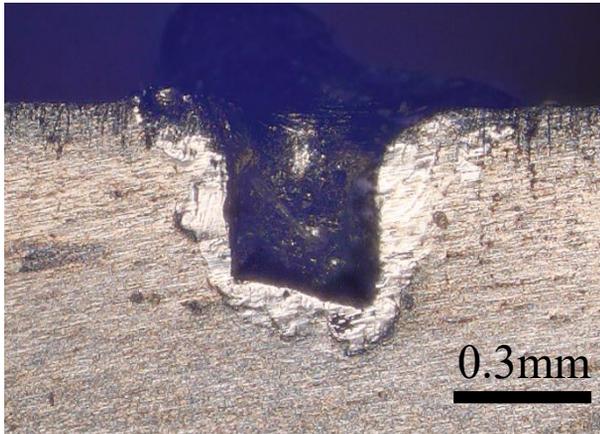
Peak power: 1.24kW



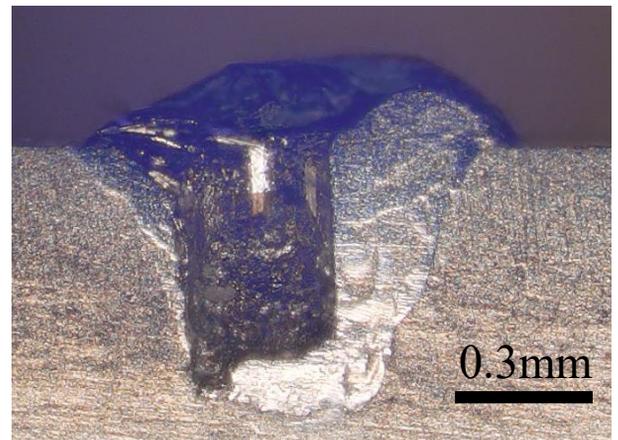
Peak power: 1.56kW



Peak power: 1.81kW



Peak power: 2.26kW



Peak power: 2.57kW

Fig.4-8 Cross section of broken part after tensile test
(Pressure force: 2N)
(Right side – left side cross section)

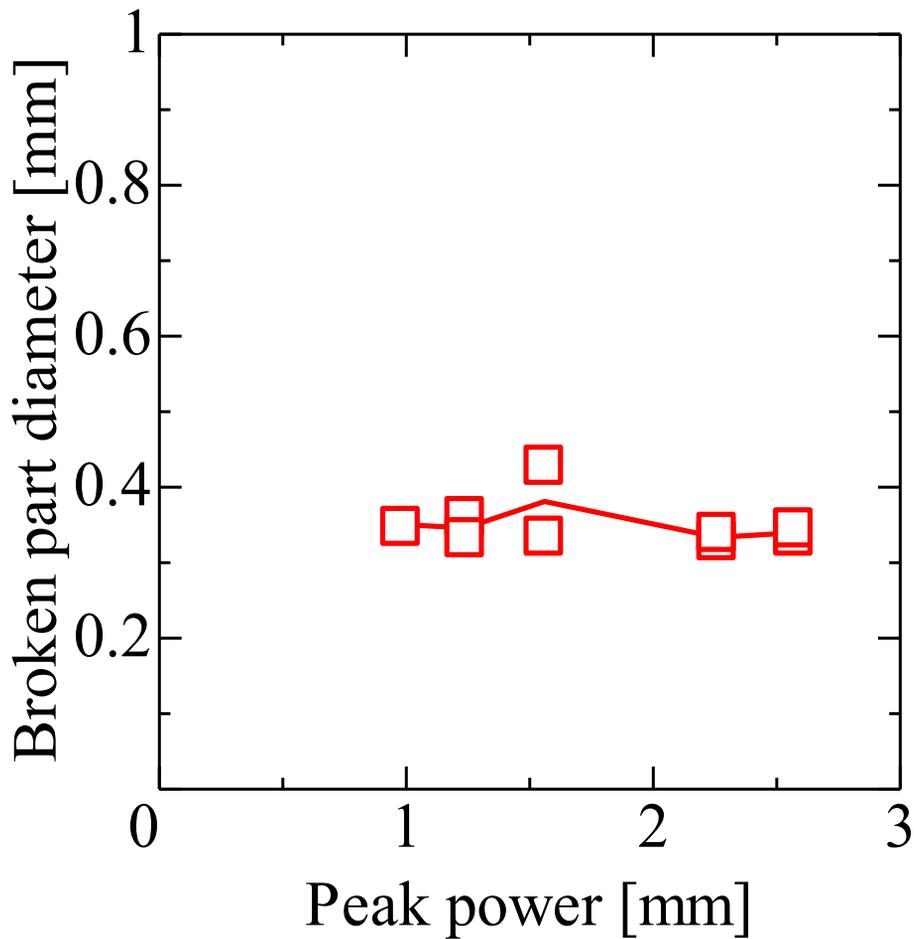


Fig.4-9 Relationship between peak power and broken part diameter
(Pressure force: 2N)
(Right side – left side cross section)

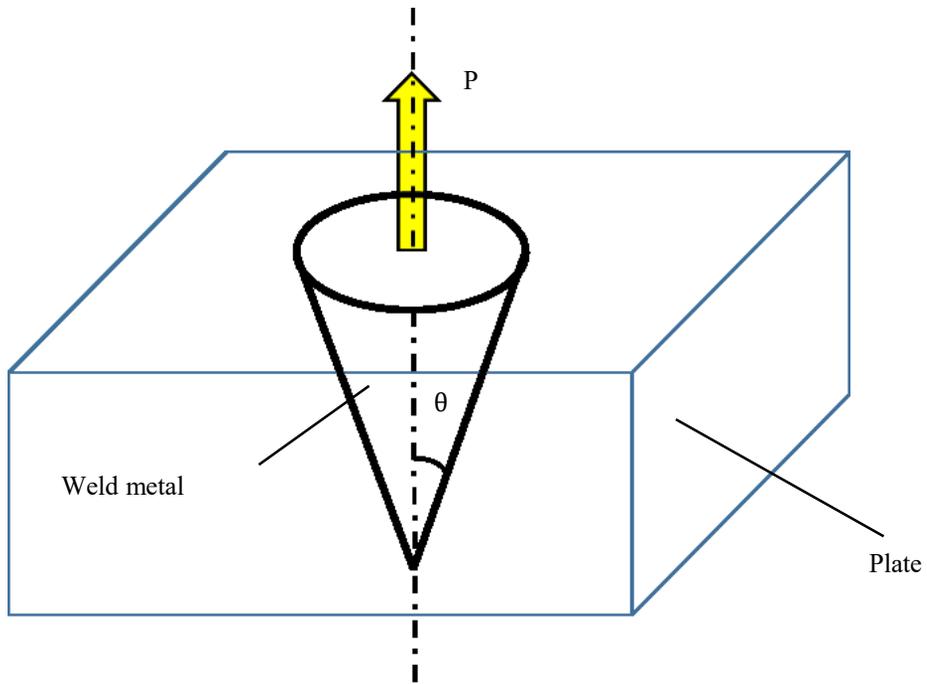


Fig.4-10 Schematic diagram of force acting on weld interface in tensile test (Triangle type)

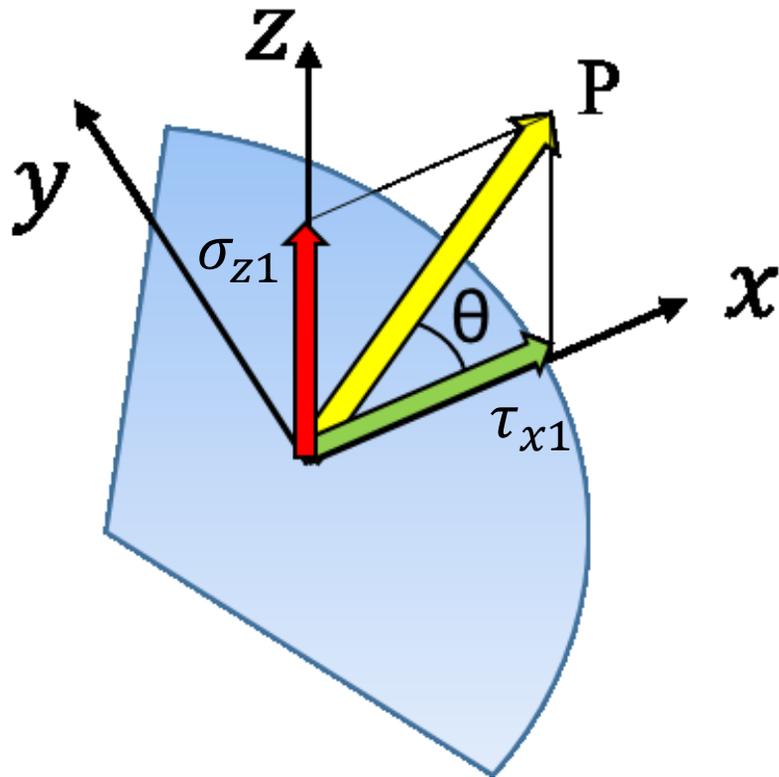
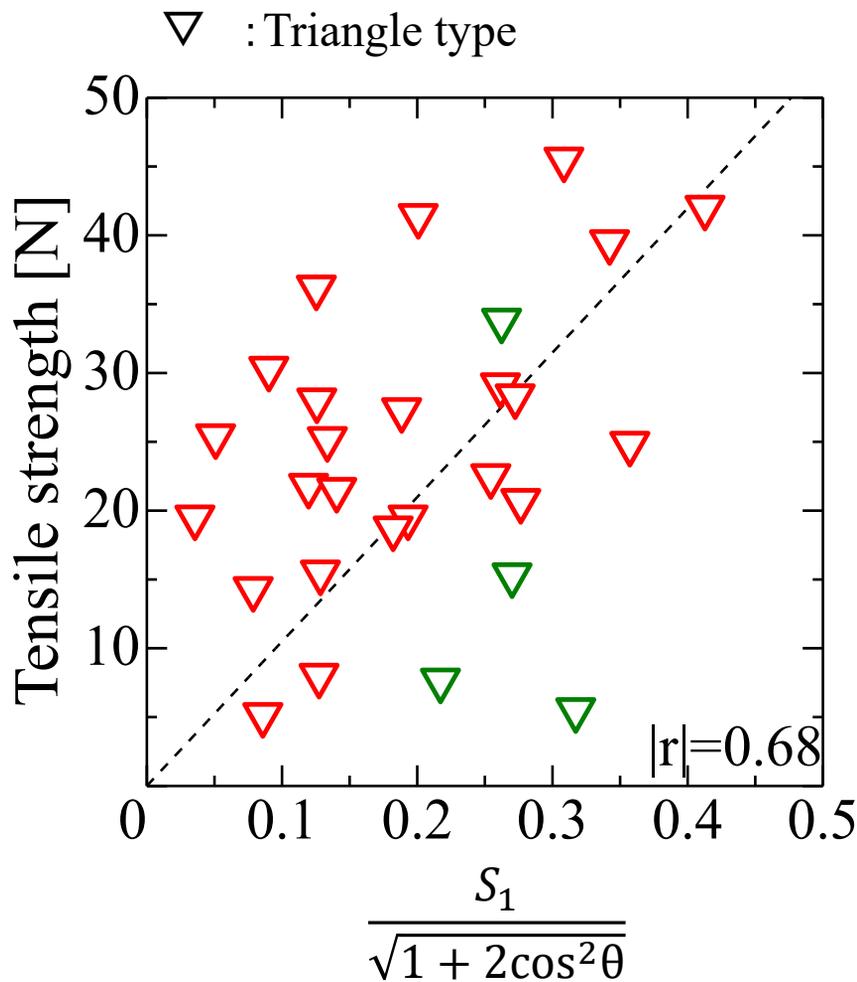


Fig.4-11 Schematic diagram of force acting on side of cone in tensile test



Pressure force:

Green: 1N Red: 2N

Fig.4-12 Relationship between shape of broken interface and tensile strength (Pressure force: 1N, 2N) (Triangle type)

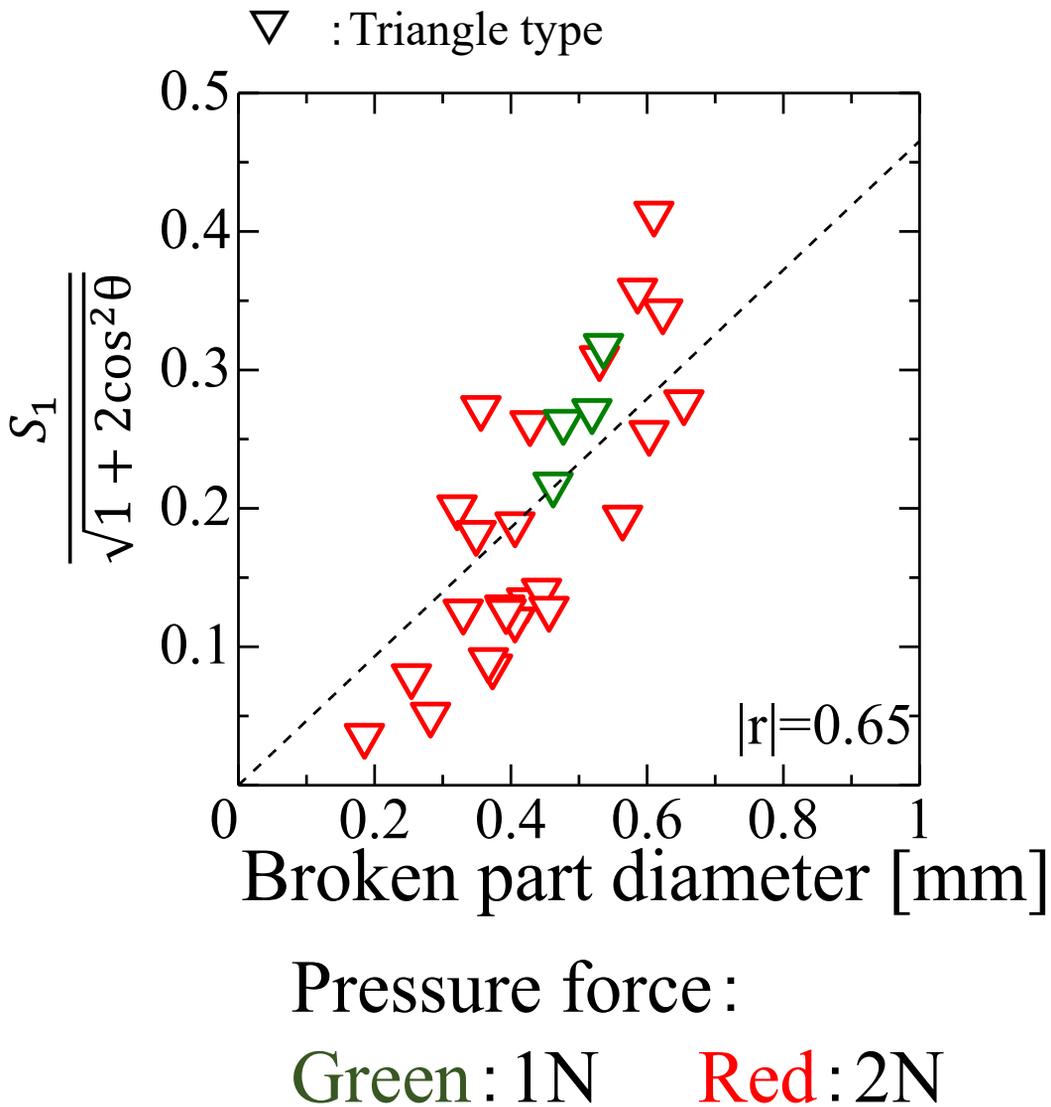
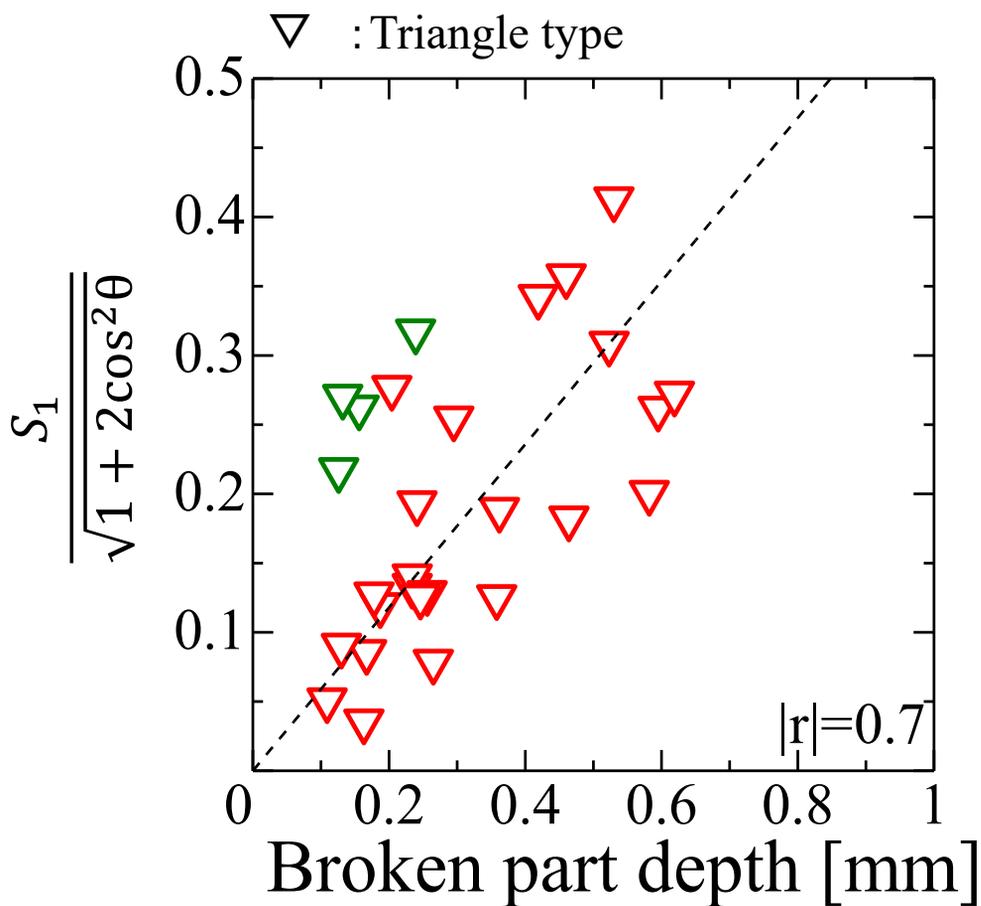


Fig.4-13 Relationship between broken part diameter and shape of broken interface (Pressure force: 1N, 2N) (Triangle type)



Pressure force:

Green: 1N Red: 2N

Fig.4-14 Relationship between broken part depth and shape of broken interface (Pressure force: 1N, 2N) (Triangle type)

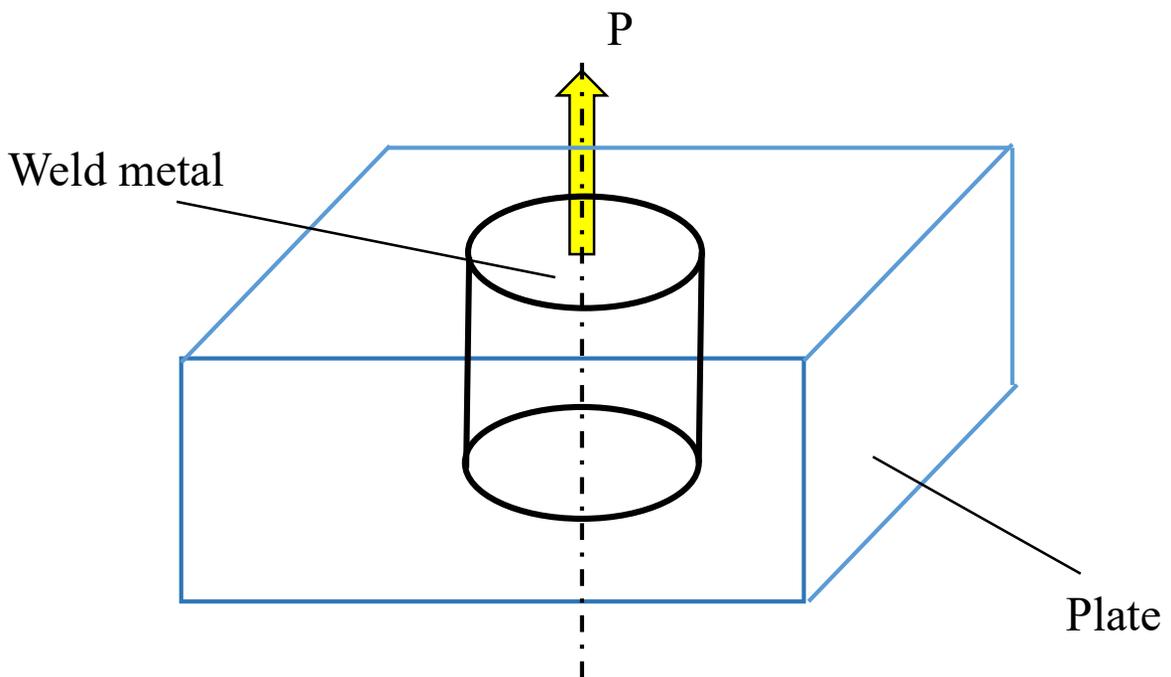


Fig.4-15 Schematic diagram of force acting on weld interface in tensile test (Rectangle type)

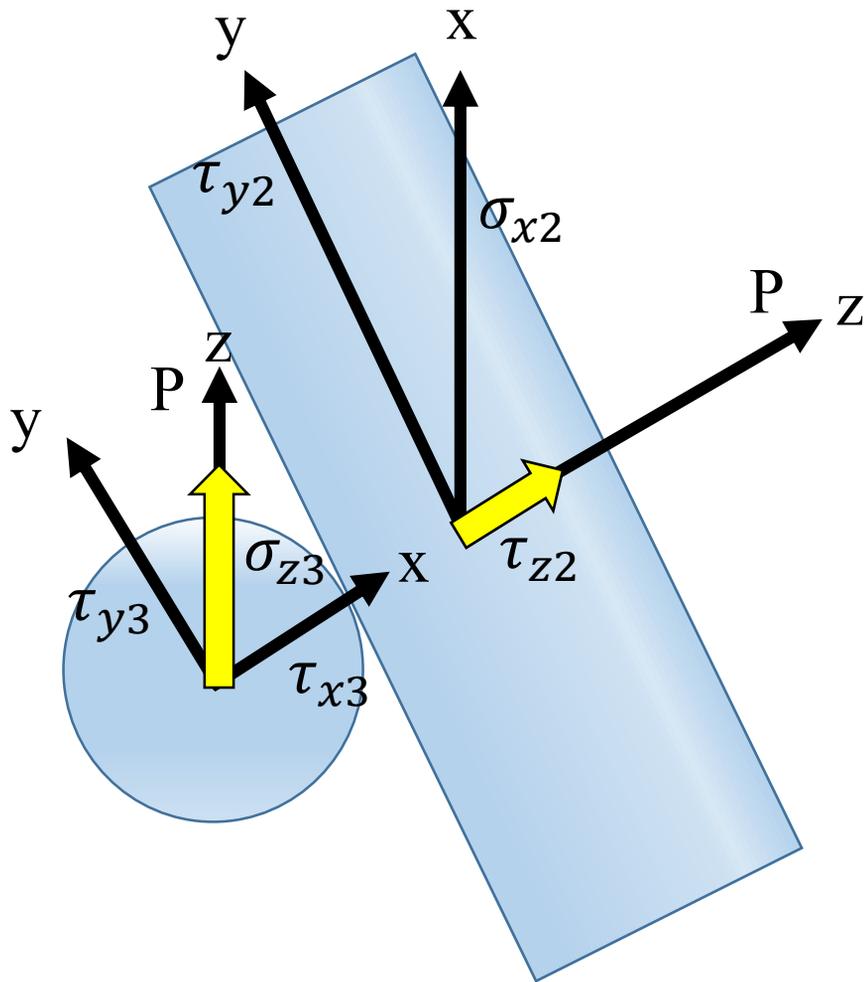
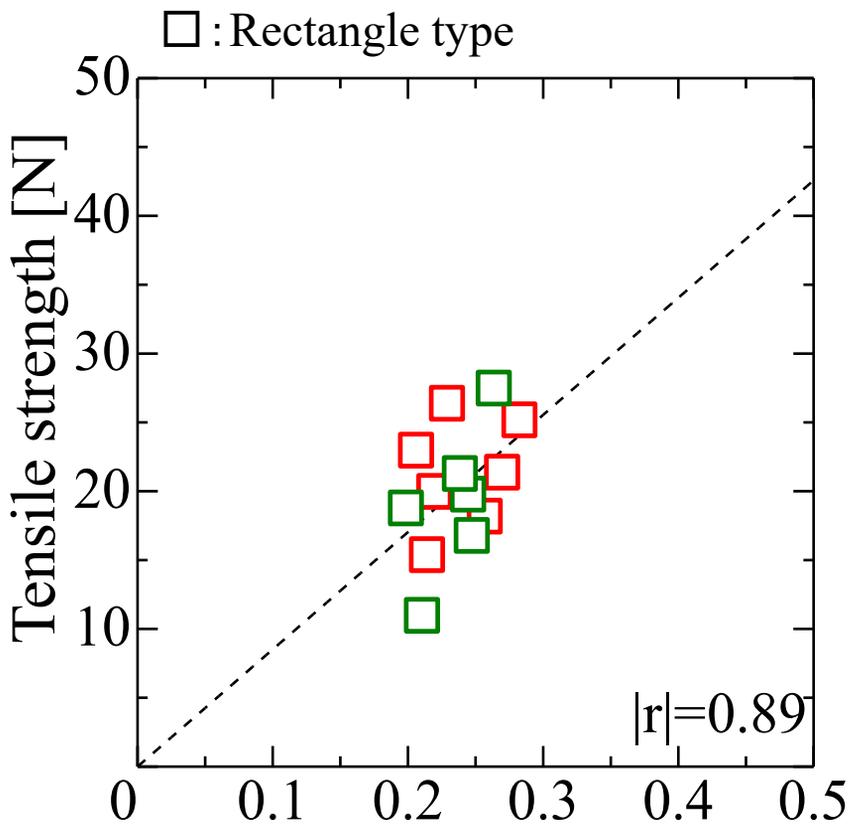


Fig.4-16 Schematic diagram of force acting on side of cylinder in tensile test

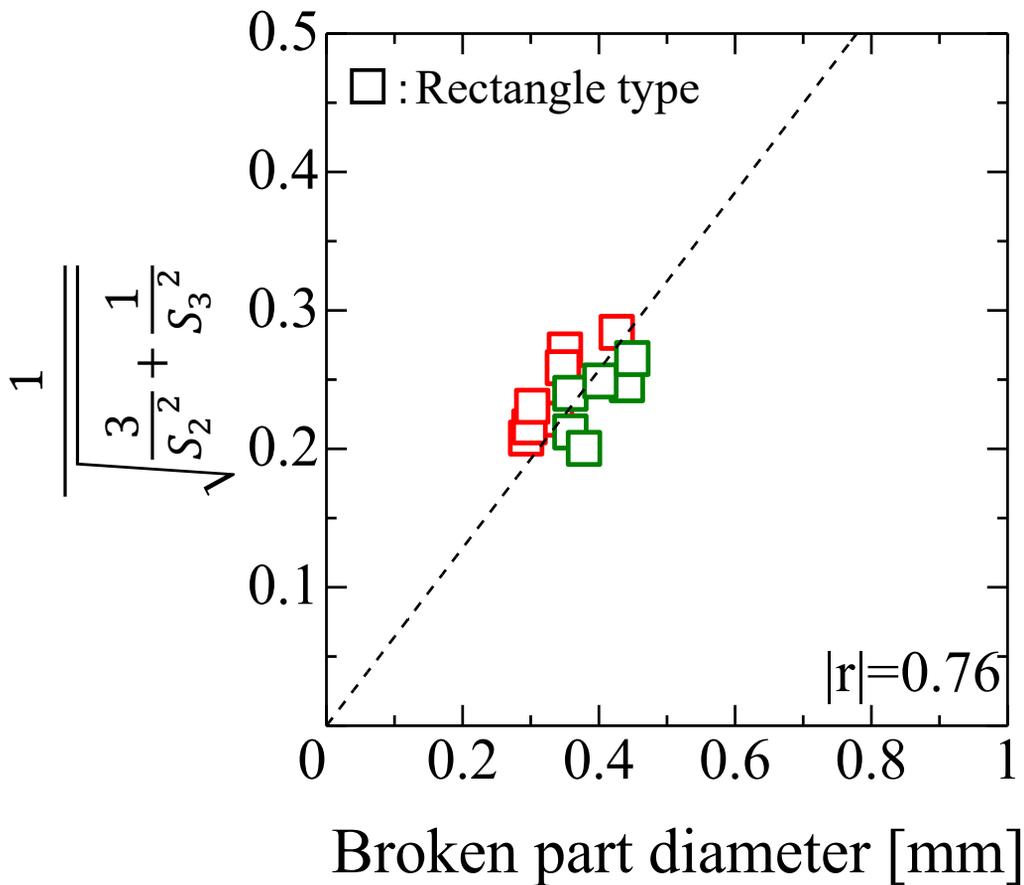


$$\frac{1}{\sqrt{\frac{3}{S_2^2} + \frac{1}{S_3^2}}}$$

Pressure force :

Green : 1N Red : 2N

Fig.4-17 Relationship between shape of broken part interface and tensile strength (Rectangle type)



Pressure force :

Green : 1N Red : 2N

Fig.4-18 Relationship between broken part diameter and shape of broken interface (Pressure force : 1N, 2N) (Rectangle type)

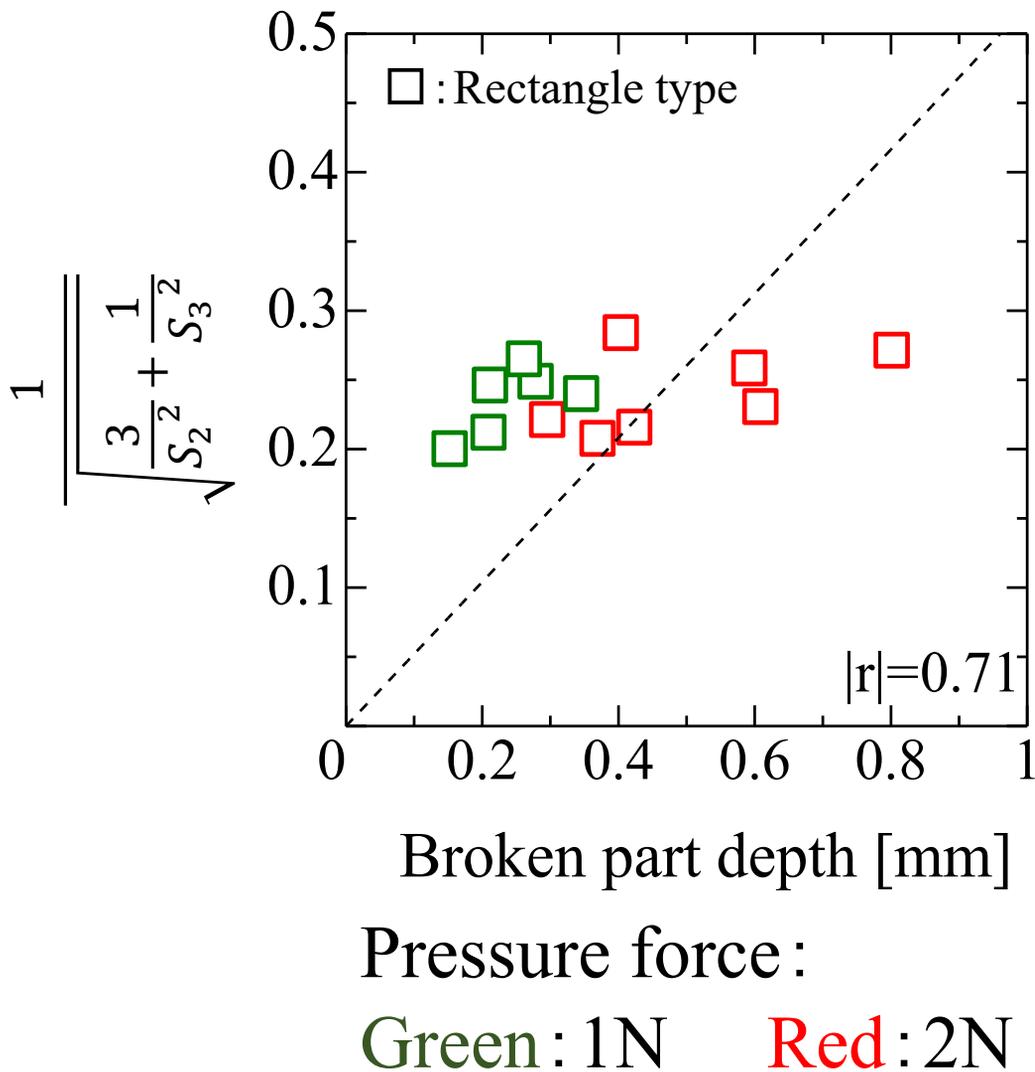


Fig.4-19 Relationship between broken part depth and shape of broken interface (Pressure force: 1N, 2N) (Rectangle type)

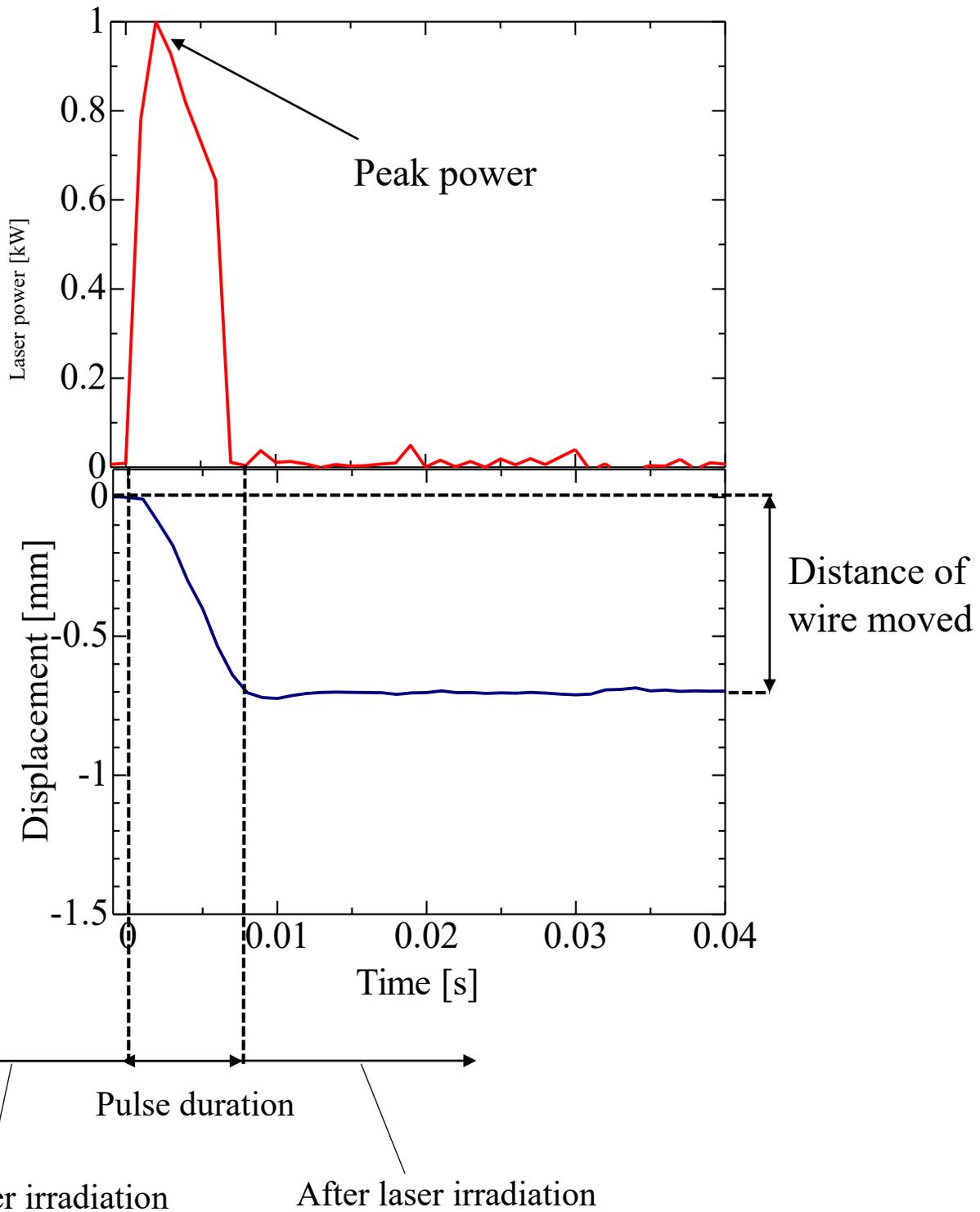
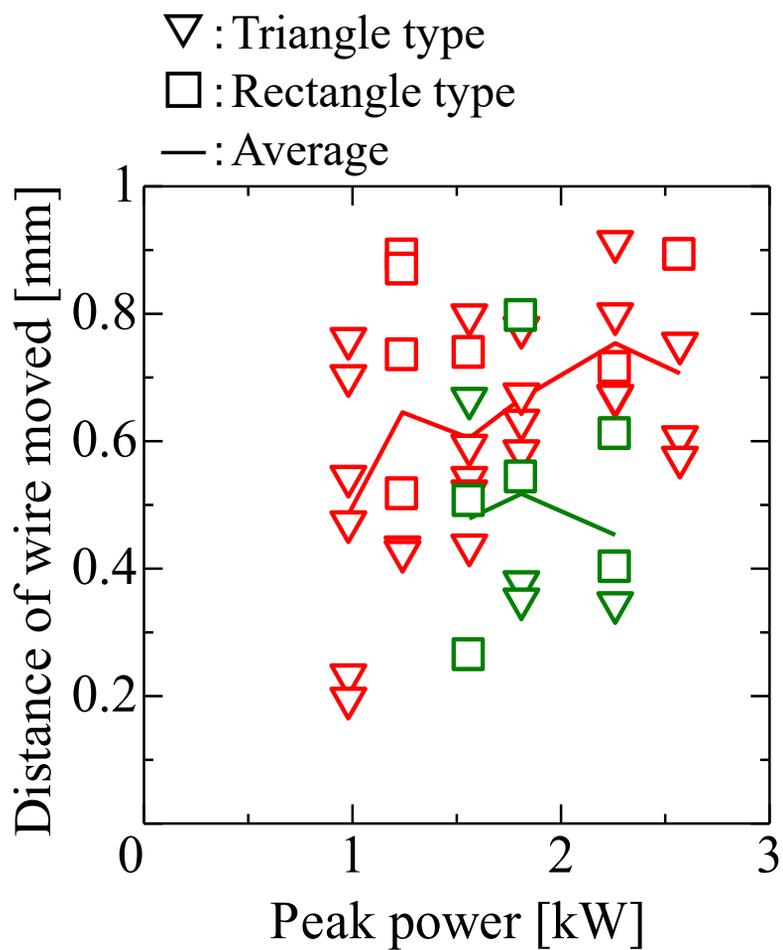


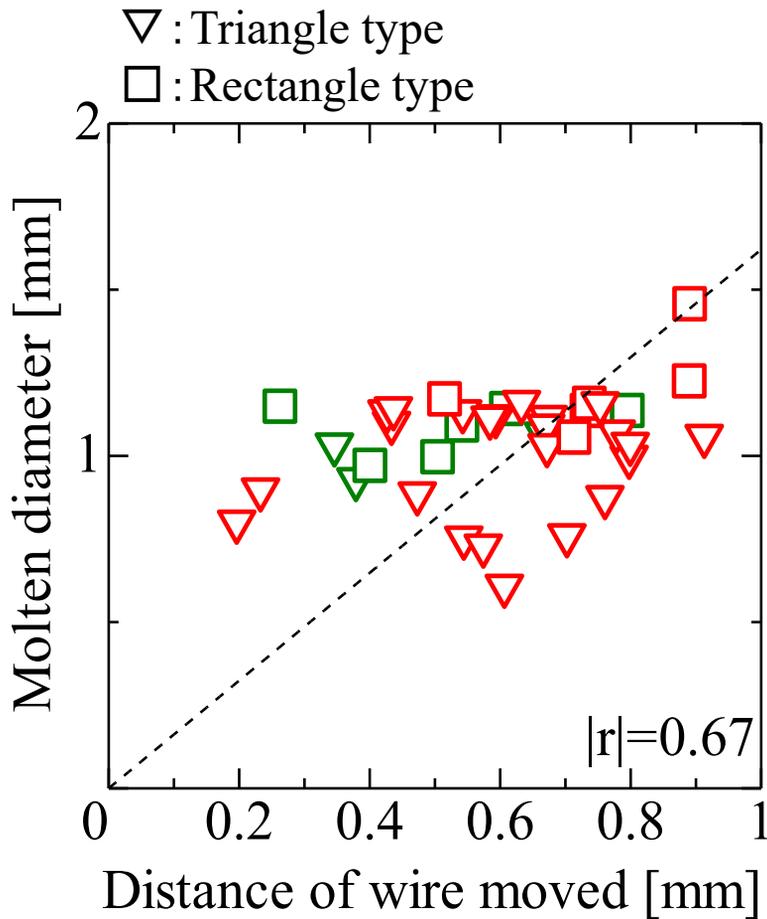
Fig.4-20 Example of pulse wave from of laser and displacement of wire during welding



Pressure force :

Green : 1N Red : 2N

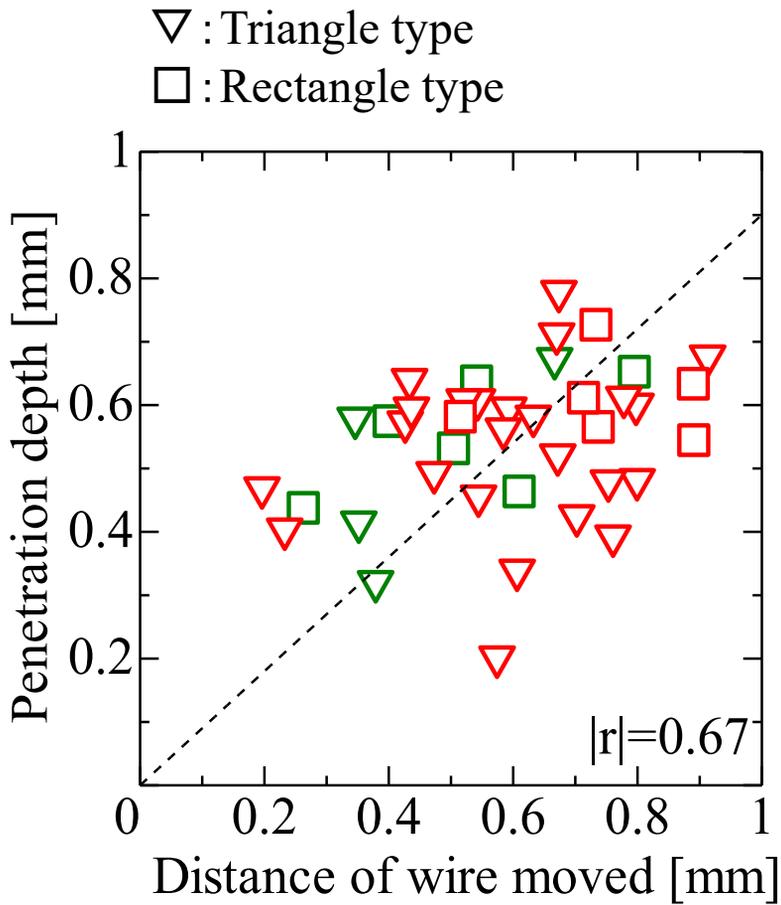
Fig.4-21 Relationship between peak power and distance of wire moved (Pressure force : 1N, 2N)



Pressure force :

Green : 1N Red : 2N

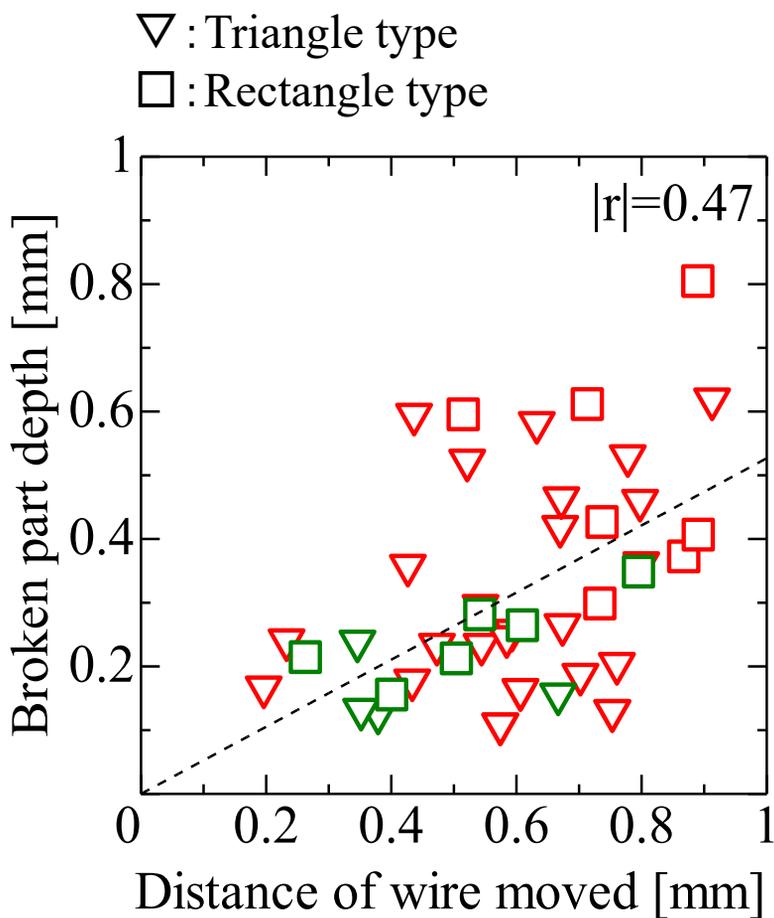
Fig.4-22 Relationship between distance of wire moved and molten diameter (Pressure force : 1N, 2N)



Pressure force:

Green : 1N Red : 2N

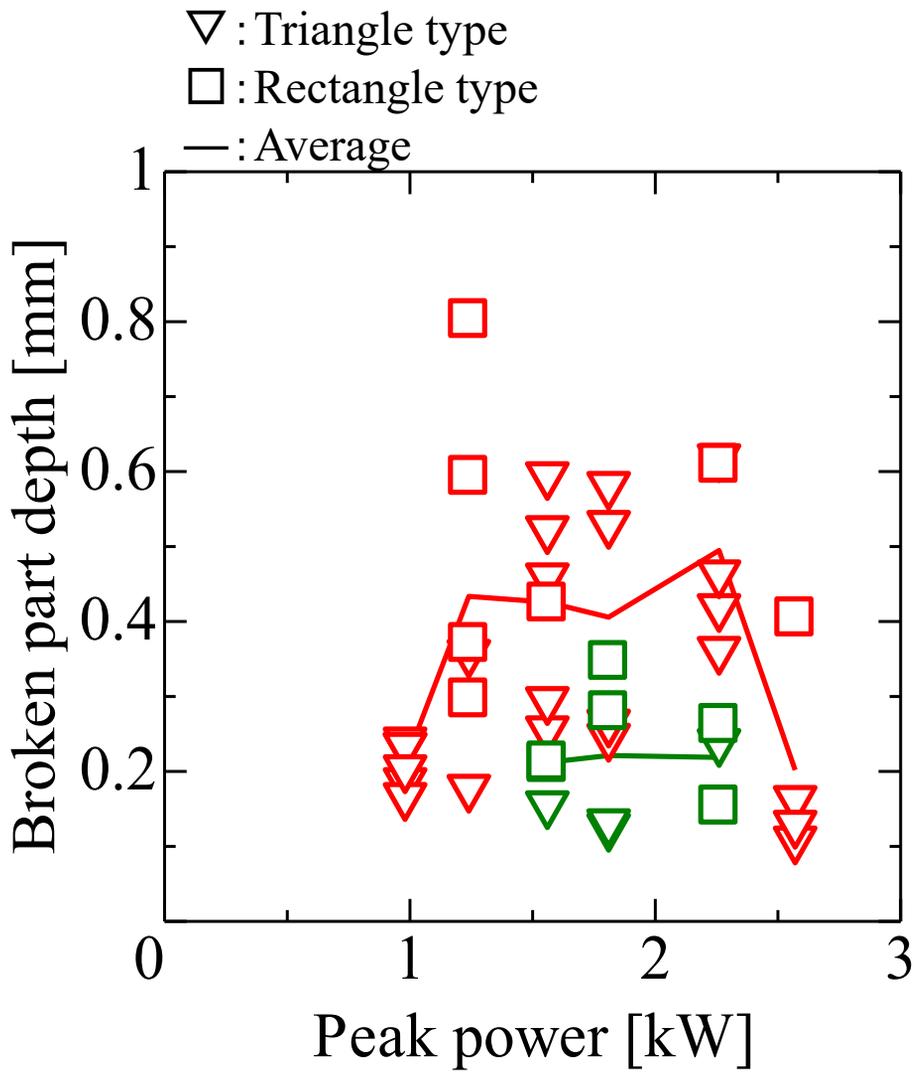
Fig.4-23 Relationship between distance of wire moved and penetration depth (Pressure force: 1N, 2N)



Pressure force :

Green : 1N Red : 2N

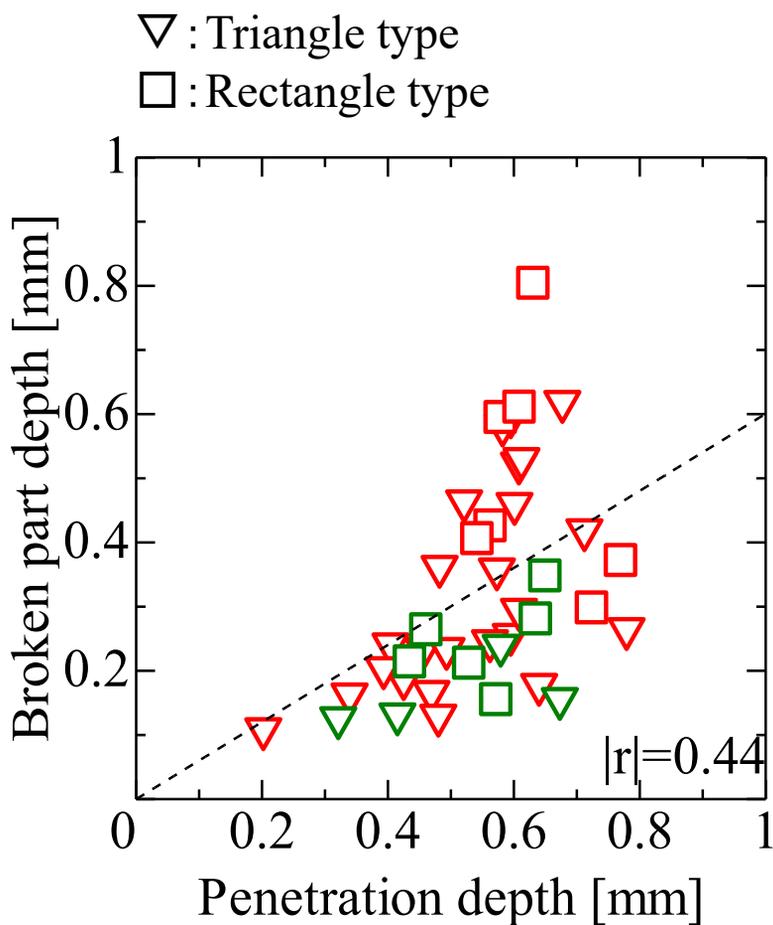
Fig.4-24 Relationship between distance of wire moved and broken part depth (Pressure force : 1N, 2N)



Pressure force :

Green : 1N Red : 2N

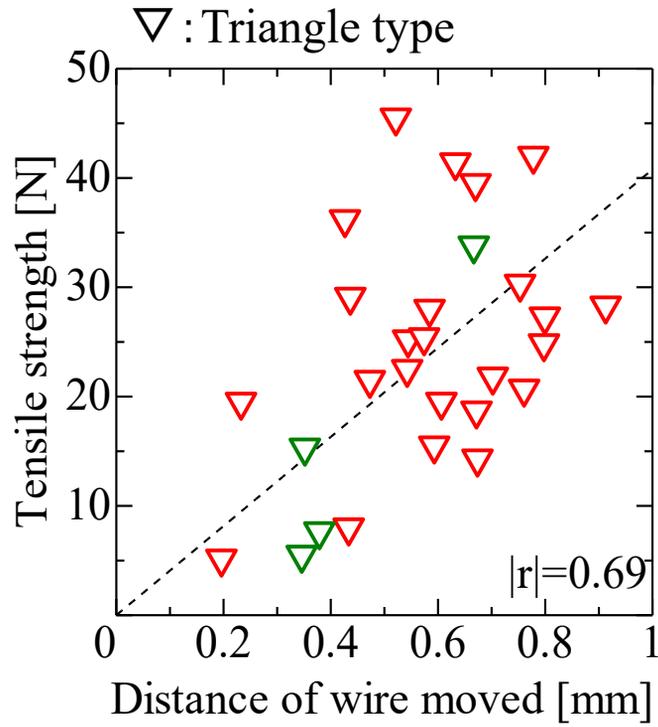
Fig.4-25 Relationship between peak power and broken part depth (Pressure force : 1N, 2N)



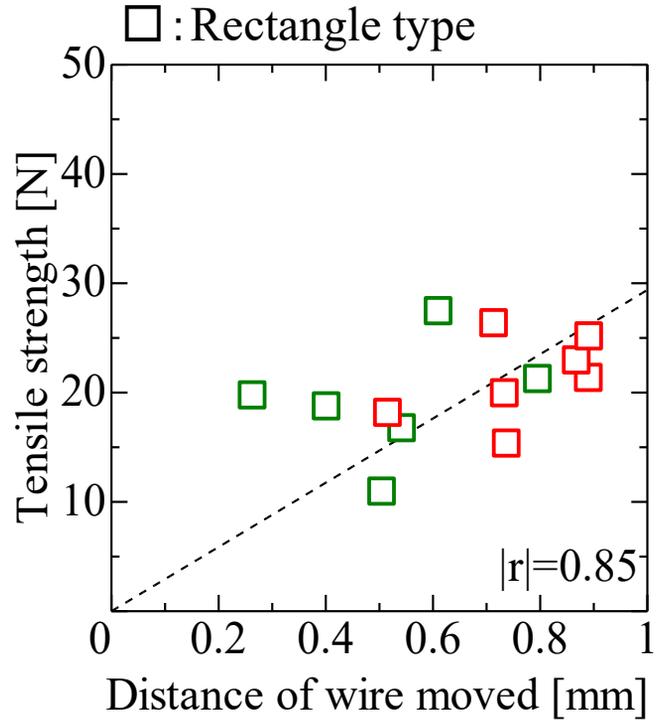
Pressure force :

Green : 1N Red : 2N

Fig.4-26 Relationship between penetration depth and broken part depth (Pressure force : 1N, 2N)



(a) Triangle type

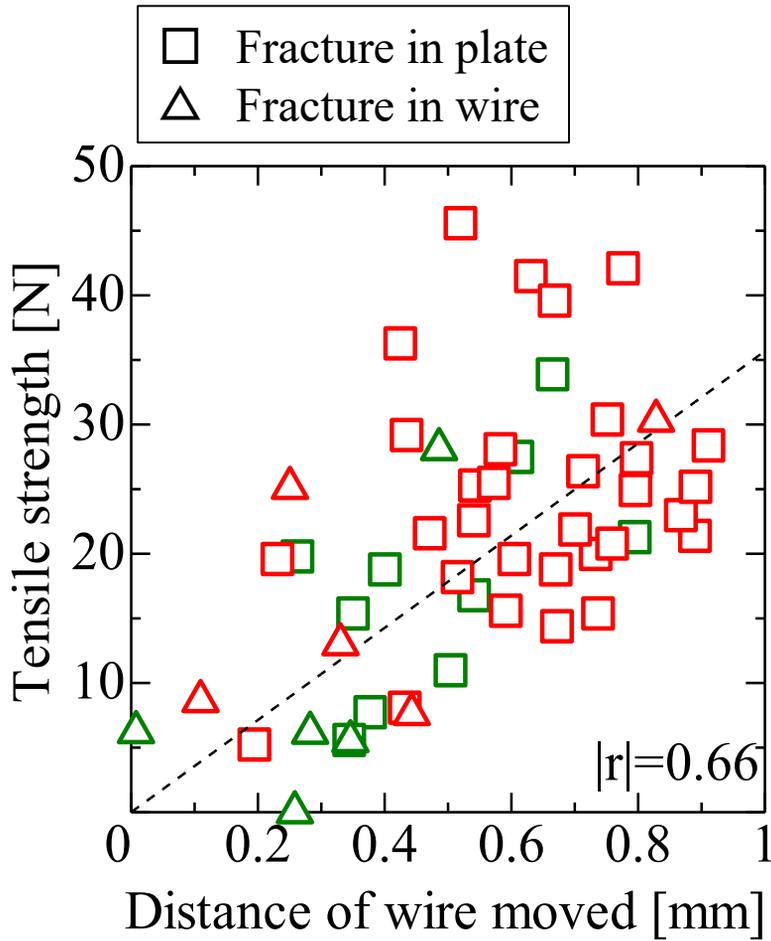


(b) Rectangle type

Pressure force:

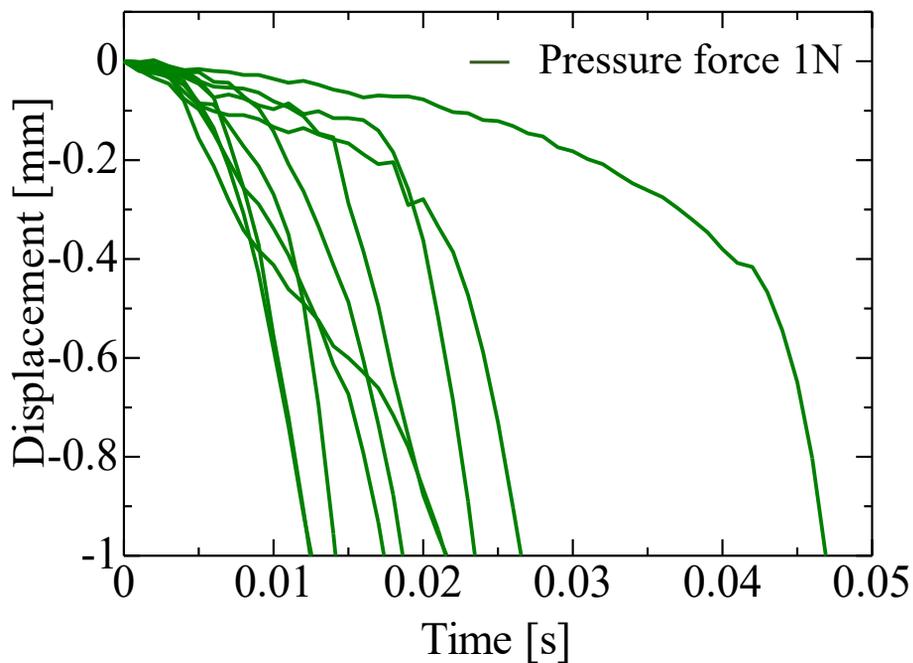
Green: 1N Red: 2N

Fig.4-27 Relationship between distance of wire moved and tensile strength (Pressure force: 1N, 2N)

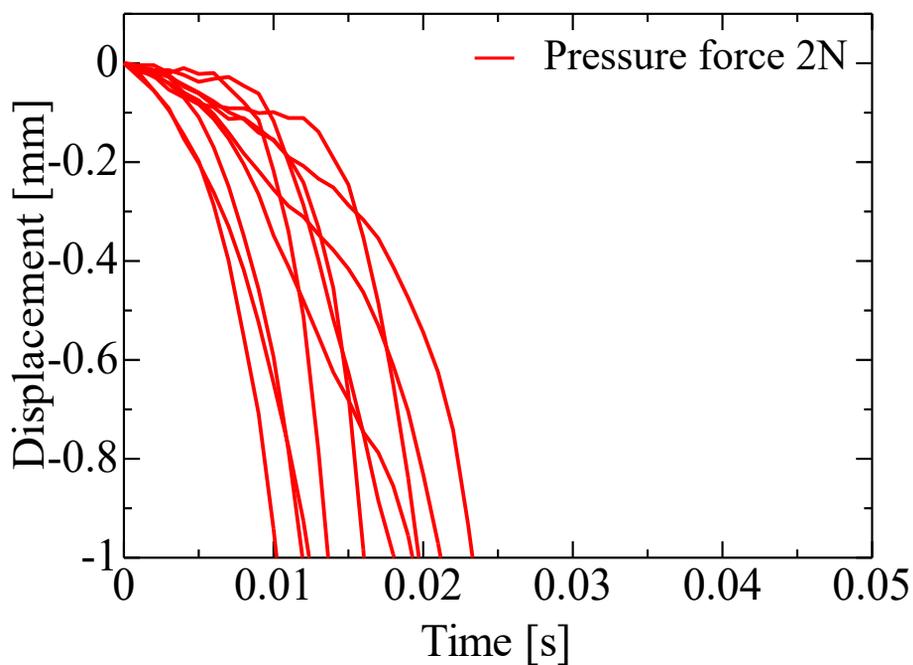


Pressure force :
Green : 1N **Red** : 2N

Fig.4-28 Relationship between distance of wire moved and tensile strength (Pressure force : 1N, 2N)



(a) Pressure force : 1N



(b) Pressure force : 2N

Fig.5-1 Displacement of wire moved for different pressure forces (No laser irradiation)

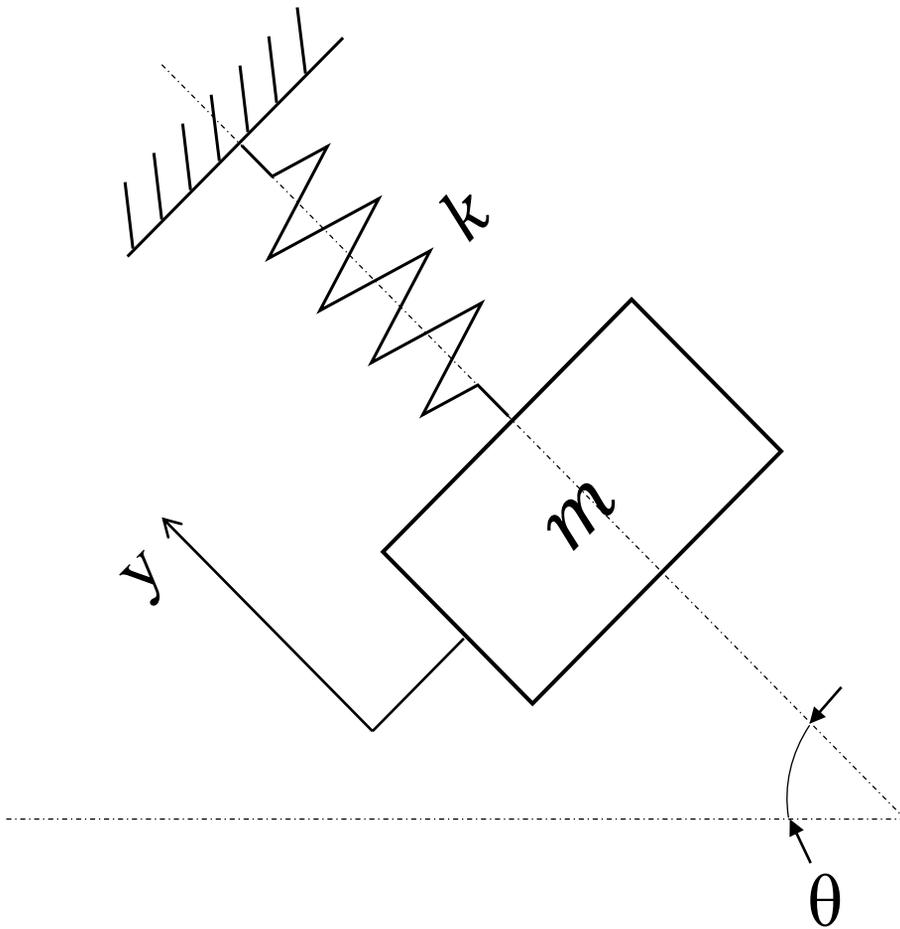
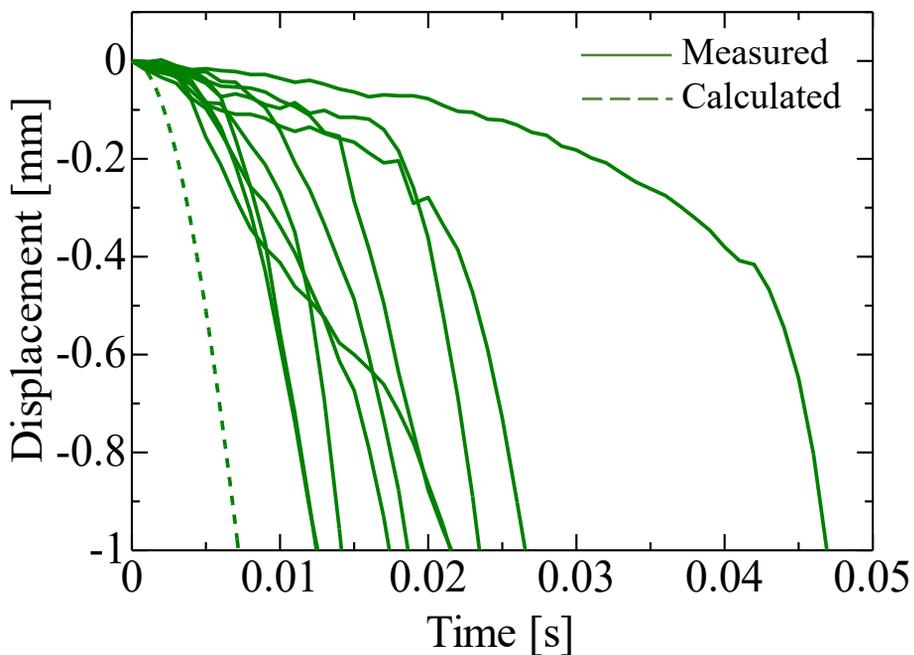
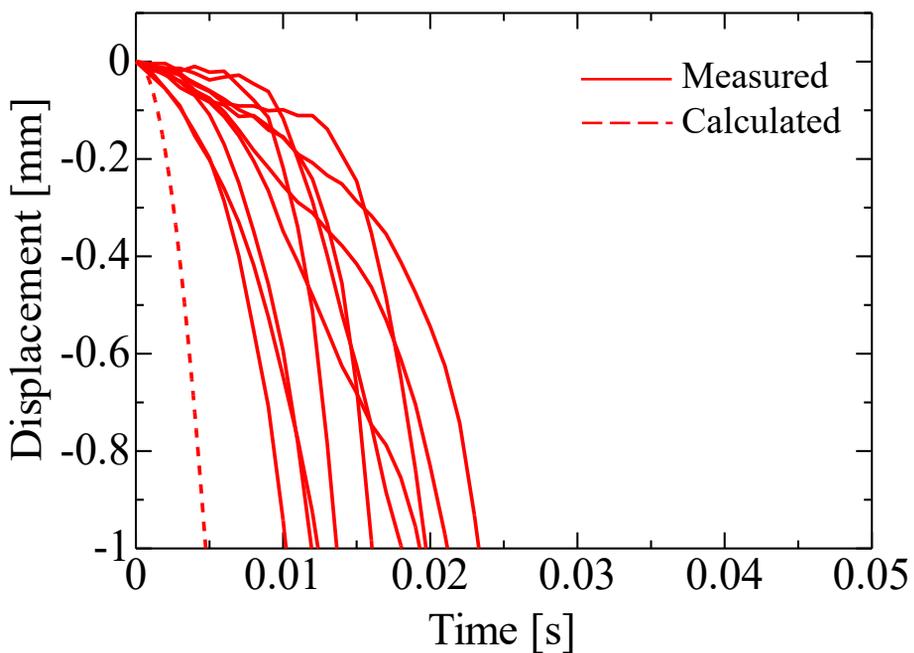


Fig.5-2 Schematic diagram of model of wire pushed by spring

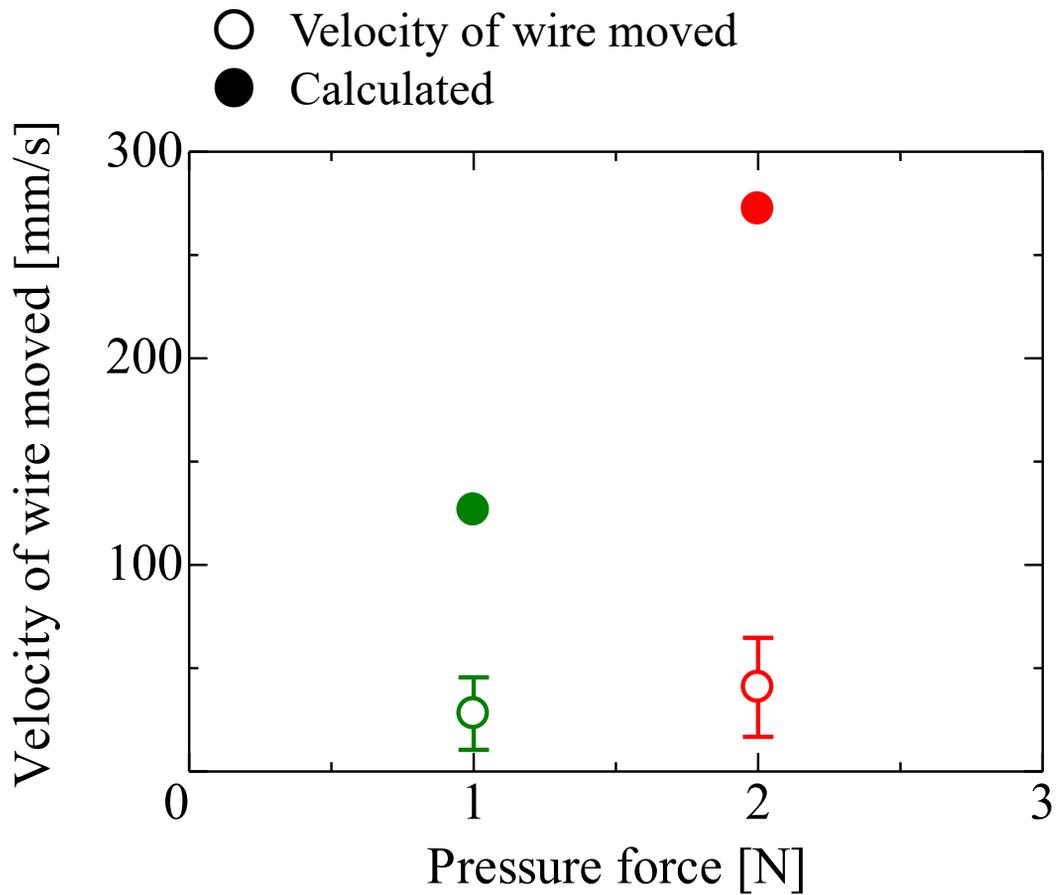


(a) Pressure force 1N



(b) Pressure force 2N

Fig.5-3 Calculated displacement of wire moved for different pressure forces (Without laser irradiation)



Pressure force :

Green : 1N Red : 2N

Fig.5-4 Relationship between pressure force and average velocity of wire moved