6061アルミニウム合金/S45C 炭素鋼摩擦圧接継手の 衝撃引張強さ

横山 隆*・山口 真司**

Journal of Japan Institute of Light Metals, Vol. 49, No. 11 (1999), pp. 535-541

Impact tensile strength of 6061 aluminum alloy/S45C carbon steel friction welded butt joints

Takashi YOKOYAMA* and Masashi YAMAGUCHI**

The tensile strength of dissimilar friction welds between 6061 aluminum alloy and S45C carbon steel at high rates of loading is evaluated using a tensile version of the split Hopkinson bar. Round tension specimens are machined from 30 mm diameter friction welded butt joints. Friction welding is carried out using a brake type friction welding machine under fixed welding conditions. All quasi-static and impact tests on the as-welded tension specimens having the weld interface in the middle of the gage length are conducted at room temperature. The test results indicate that the joint tensile strength decreases considerably with increasing loading rate. Macroscopic observations of the fracture surfaces of broken tension specimens reveal that the static fracture takes place in the 6061 aluminum alloy region close to the weld interface, while the impact fracture occurs at the weld interface. The microindentation hardness tests are performed across the weld interface in an attempt to investigate the extent of the heat-affected zone (HAZ) due to friction welding. The microstructure and the distributions of aluminum and iron at the weld interface region are examined with the help of a scanning electron microscope and an electron probe micro-analyzer. The decrease in joint tensile strength with increasing loading rate may be attributed to the presence of very thin brittle intermetallic compounds formed at the weld interface during the friction welding operation.

(Received March 26, 1999)

Keywords: friction welded butt joint, impact tensile strength, Hopkinson bar, loading rate, stress wave, 6061 aluminum alloy, S45C carbon steel

1. 緒 言

摩擦圧接法¹⁾は他の溶解溶接法に比べて比較的異種金属の接合が容易なため、従来から種々の異種継手の作成が試みられてきた。たとえば、純アルミニウム/炭素鋼^{2),5)}、純アルミニウム/ステンレス鋼^{2),7),24)}、純アルミニウム/純チタン^{9),15)}、純アルミニウム/マグネシウム合金^{10),18)}、純アルミニウム/銅^{4),11)}、アルミニウム合金/炭素鋼^{14),19),20)}、アルミニウム合金/ステンレス鋼^{21),26)~29)}、アルミニウム合金/純チタン^{17),23)}、アルミニウム合金基複合材/ステンレス鋼¹⁶⁾、純チタン/ステンレス鋼^{8),12),13),22)}、純チタン/銅⁶⁾などの様々な組合せについて、摩擦圧接継手の機械的強さが評価されてきた。今後さらに、摩擦圧接継手を工業的に広く用いるためには、最適な圧接条件に関する研究^{30),31)}や圧接継手の疲れ強さ^{19),26),28)}やクリープ特性²⁵⁾を含めた機械的特性に関する基礎的データを広く収集する必要がある。特に衝撃荷重を受けるような機械要素に摩擦圧接継手を使用する場合には、静的強さだけでなく衝撃強さの評価が不可欠である。しかしなが

ら著者らの知るかぎり、摩擦圧接継手の衝撃強さ関連データとしては、落錘試験機²⁾やシャルピー衝撃試験機^{19),26)}による吸収エネルギーの測定結果が報告されているにすぎない。

本研究の目的は、軽量化を意図した6061アルミニウム合金/S45C 炭素鋼摩擦圧接継手の引張強さに及ぼす負荷速度の影響を調べることである。衝撃引張強さをホプキンソン棒装置を用いて決定し、インストロン試験機を用いて測定した静的引張強さとの比較を行った。圧接条件については、ほぼ適正に近いとされる一つの条件に固定した。その結果、同一圧接条件下で作成した摩擦圧接継手の引張強さデータは、そのロットおよびそれより採取した試験片の位置の差により多少ばらつきを持つが、負荷速度の上昇とともに少し低下することがわかった。この負荷速度の上昇に伴い圧接継手の引張強さが低下する原因を考察するために、試験片破面の走査電子顕微鏡 (SEM) による観察、マイクロビッカース硬さ計による接合界面近傍の微小硬さ分布測定、X線マイクロアナライザ (EPMA) による接合界面近傍の組成分析を行った。

* 岡山理科大学工学部機械工学科 (〒700-0005 岡山県岡山市理大町 1-1)。Department of Mechanical Engineering, Okayama University of Science (1-1, Ridai-cho, Okayama-shi, Okayama 700-0005).

** 岡山理科大学大学院 (岡山市) [現在: 光洋精工(株) (大阪市)]。Graduate Student, Okayama University of Science (Okayama-shi, Okayama 700-0005) [Present: KOYO SEIKO CO., LTD. (Osaka-shi, Osaka)].

Table 1 Chemical composition of base materials

Material	Element (mass%)								
	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Al
6061 Al	0.69	0.2	0.38	0.02	1.0	0.08	0.01	0.02	bal.
S45C	Si	Fe	Cu	Mn	Cr	C	P	S	Ni
	0.19	bal.	0.007	0.64	0.011	0.45	0.02	0.015	0.005

Table 2 Nominal tensile properties of base materials

Material	Young's modulus E (GPa)	Yield strength σ_Y (MPa)	Tensile strength σ_B (MPa)	Elongation δ (%)
6061 Al	69	283	324	21
S45C	206	422	770	23

2. 試験方法および手順

2.1 摩擦圧接継手試験片の準備

本試験において使用した圧接素材（被圧接材）は6061-T6 アルミニウム合金と S45C 炭素鋼で、共に直径30 mmの丸棒である。それらの化学成分と機械的特性を、それぞれ Table 1 と Table 2 に示す。この圧接素材から制動式摩擦圧接機（日東制機 FF-50 II C）を用いて、Fig. 1 に示す圧接条件下でアルミニウム合金を固定側、炭素鋼を回転側に取付けて、丸棒圧接継手（直径30 mm）を作成した。6061-T6 アルミニウム合金/S45C 炭素鋼圧接継手の適正な圧接条件（圧接素材が直径12 mm の場合）がすでに検討²⁰⁾されているので、それを参考に圧接条件を一つに固定した（注：使用した圧接素材の直径が異なるので、本圧接条件が必ずしも適正な圧接条件になっていない可能性がある）。圧接後にばりを除いた後、丸棒圧接継手の軸心部と周辺部から放電加工と機械加工により、Fig. 2 および Fig. 3 に示す寸法形状で、接合面をゲージ長さ部中央とした静的引張試験片（ASTM E8M-95a に準拠）および衝撃引張試験片を作成し、すべて室温で試験を行った。なお衝撃引張試験片の平行部の直径は、以下に述べる衝撃引張試験装置の制約からあまり大きく取れないので、それに対応して静的引張試験片の平行部の直径も、圧接素材の直径よりも相当小さくする必要があった。

2.2 引張型ホプキンソン棒装置

衝撃引張試験に使用した引張型ホプキンソン棒装置の概略図を、Fig. 4 に示す。本試験装置は弾性棒の自由端での反射波を利用した方式³²⁾のホプキンソン棒法に基づいており、2本のホプキンソン棒とよばれる細長い弾性棒（JIS SUJ2）、同径の打出し棒（JIS SK5: $\phi 16 \text{ mm} \times 450 \text{ mm}$ ）とそれを発射させる銃身からなる。測定システムを含む基本構成は、著者の従来の衝撃試験装置³³⁾と同様である。以下に試験手順を簡単に説明する。Fig. 2 に示す衝撃引張試験片を、端面にねじ穴（M8 $\times$ 1.0）をもつ弾性棒 No. 1, No. 2 に、ねじ接合により取付ける。その際、試験片の平行部周りにスプリット・カラーとよばれる円環（JIS SUJ2：外径 $\phi 16 \text{ mm}$ 、内径 $\phi 8 \text{ mm}$ 、長さ10 mm）を通して両弾性棒に取付ける（Fig. 4 の詳細図参照）。打出し棒を小型コンプレッサ内の高圧空気を

Fig. 1 Schematic diagram showing friction welding conditions.

Fig. 2 Geometry of static tension specimen from friction welded butt joint.

Fig. 3 Geometry of impact tension specimen from friction welded butt joint.

電磁バルブで瞬時に開放することにより発射させ、弾性棒 No. 1 の左端面に衝突させる。発生した入射圧縮ひずみパルスは、弾性棒 No. 1 内を左から右へ伝ばし、円環との界面で一部は反射するが、残りは円環を通過して出力棒へ透過する。円環はこの入射圧縮ひずみパルスが、試験片に作用することを回避している^{*}。透過した圧縮ひずみパルスは、弾性棒 No. 2 の右端（自由端）で全反射して、引張ひずみパルスに変換され、弾性棒 No. 2 内を右から左へ伝ばする。この反射引張ひずみパルス ϵ_i は、今度は円環には作用せず、弾性棒 No. 2 の左端で再び一部は反射（圧縮ひずみパルス ϵ_r ）するが、残りは試験片平行部内を通過して弾性棒 No. 1 へと透過（引張ひずみパルス ϵ_t ）する。上に述べたひずみパルスの弾性棒内の伝ば（反射、透過）の詳細を、ラグランジュ線図を用いて Fig. 5 に示す。この図より、ひずみゲージ No. 1,

*1 (試験片平行部の断面積)/(円環の断面積) ≈ 0.13 なので、実際に試験片平行部内を伝ばする入射圧縮パルスの振幅は極めて小さく、圧縮変形は弾性域に留まる。このことは実際に試験片平行部の S45C 炭素鋼側にゲージ長さ0.2 mm のひずみゲージを貼付し、リード線取出し用の小径の穴付き円環を使用して、衝撃引張試験時に確認している。試験片平行部に作用する圧縮応力は、最大約 30 MPa 程度にすぎない。

Fig. 4 Schematic diagram of tensile split Hopkinson bar apparatus and recording system.

No. 2 の貼付位置で観測されるひずみパルス波形が容易に予測できる。振幅の十分大きい引張ひずみパルス ε_i が試験片平行部に作用すると、変形の増大とともに破壊が始まり、透過ひずみパルス ε_t は急激に減少する。弾性棒上に貼付された半導体ひずみゲージ（共和電業，KSP-2-120-E4）No. 1, No. 2 によって各ひずみパルスを測定すれば、以下に述べる評価法に基づき、試験片に対する動的引張荷重-変位関係を決定することができる。

2.3 衝撃引張強さの評価法

一次元弾性波伝ば理論³⁴⁾に基づくと、両弾性棒の端面（弾性棒 No. 1 の右端面を 1、弾性棒 No. 2 の左端面を 2 の下添字で表す）に作用する動的引張荷重 P と対応する（軸）変位 u は、三つのひずみパルス波形（引張ひずみパルスを正と定義）によって次のように表される。

$$P_1(t) = AE\varepsilon_i(t), \quad P_2(t) = AE\{\varepsilon_i(t) + \varepsilon_r(t)\} \quad (1)$$

$$u_1(t) = c_0 \int_0^t \varepsilon_i(t') dt',$$

$$u_2(t) = c_0 \int_0^t \{\varepsilon_i(t') - \varepsilon_r(t')\} dt' \quad (2)$$

ここで、 A , E は 2 本の弾性棒のそれぞれ断面積、ヤング率である。 t はひずみパルスが作用し始めてからの時間を表す。試験片に作用する平均動的引張荷重 $P(t)$ と対応する試験片の変位（伸び） $\delta(t)$ は、式(1), (2)から次のように書ける。

$$P(t) = \frac{1}{2} \{P_2(t) + P_1(t)\} = \frac{AE}{2} \{\varepsilon_i(t) + \varepsilon_r(t) + \varepsilon_i(t)\} \quad (3)$$

$$\begin{aligned} \delta(t) &= u_2(t) - u_1(t) \\ &= c_0 \int_0^t \{\varepsilon_i(t') - \varepsilon_r(t') - \varepsilon_i(t')\} dt' \end{aligned} \quad (4)$$

いま両弾性棒の端面に作用する動的引張荷重が等しい、すなわち、

$$P_1(t) \cong P_2(t) \quad (5)$$

Fig. 5 Lagrangian $x-t$ diagram for tensile split Hopkinson bar.

と仮定すると、試験片平行部に作用する平均公称引張応力は簡単化されて、式(3)より、

$$\sigma(t) = \frac{P_1(t)}{A_s} = \left(\frac{AE}{A_s}\right) \varepsilon_i(t) \quad (6)$$

となる。ここで、 A_s は試験片の平行部の初期断面積である。 E は弾性棒内の縦ひずみパルスの伝ば速度 $c_0 (= \sqrt{E/\rho})$ から決定した動的なヤング率（JIS SUJ2: $E=209$ GPa, $\rho=7.83 \times 10^3$ kg/m³）である。摩擦圧接継手の衝撃引張強さは、式(6)の公称引張応力-時間関係のピーク値（最大値）から決定した。式(3), (4)から時間 t を消去すると、試験片の動的引張荷重 (P)-変位 (δ) 関係が得られる。

3. 試験結果

3.1 静的引張試験

静的引張試験は、インストロン万能試験機（インストロン社，4505）を使用して、2 mm/min と 100 mm/min の 2 種類

Fig. 6 Quasi-static tensile stress-time history for butt joint specimen.

Fig. 7 Oscilloscope traces from tensile Hopkinson bar test on butt joint specimen.

(以後低速度、中速度と表す)の異なるクロスヘッド速度で行った。低クロスヘッド速度2 mm/minでの引張試験から得られた静的試験片(丸棒圧接継手の周辺部より採取)に作用する公称引張応力-時間関係の一例を、Fig. 6に示す。試験片平行部が引張変形を受けて破壊を開始すると、公称引張応力は急速に低下するので、この公称引張応力-時間関係のピーク値(最大値)から静的引張強さを決定した。この試験例では約19.9 sで破壊を開始し、試験片の静的引張強さは $\sigma_f = 268.0$ MPaとなった。取得した静的引張強さデータ(低速度で15個、中速度で5個)を平均値と標準偏差で整理すると、低クロスヘッド速度で 267 ± 18 MPa、中クロスヘッド速度で 251 ± 8 MPaとなった。

3.2 衝撃引張試験

衝撃引張試験において測定したひずみパルス波形の代表的なオシロスコープ記録例をFig. 7に示す。この試験における打出し棒の弾性棒No. 1への衝撃速度は、 $V = 9.1$ m/sである。Fig. 5のラグランジュ線図から予測されるようなひずみパルス波形が、ひずみゲージNo. 1, No. 2によって測定されている。この三つのひずみパルス波形を式(1)に代入し

Fig. 8 Applied tensile loads P_1 and P_2 at ends of bars No. 1 and No. 2.

Fig. 9 Dynamic tensile stress-time history for butt joint specimen.

て決定した試験片に作用する引張荷重(P_1, P_2)-時間(t)関係を、Fig. 8に示す。両者は初期の立上がり部を除いて、試験片の完全破断(荷重値=0)までよく一致している。したがって式(5)の仮定が近似的に成立つので、ひずみゲージNo. 1で記録した透過ひずみパルス ε_i を式(6)に代入して、試験片平行部に作用する公称引張応力-時間関係を決定した。Fig. 9に示したこの公称引張応力-時間関係のピーク値(最大値)から衝撃引張強さを決定した。この衝撃引張試験例では約54 μ sで破壊を開始し、試験片(丸棒圧接継手の周辺部より採取)の衝撃引張強さは $\sigma_f = 216.9$ MPaとなった。試験片の破断後、この公称引張応力-時間関係が瞬時にゼロにならずに応力値が振動するのは、透過引張ひずみパルスと試験片平行部での破壊進展に伴って発生する破断面からの除荷圧縮ひずみパルスとの相互作用によるものである。摩擦圧接継手の引張強さに及ぼす負荷速度の影響を調べるために、決定した静的および衝撃引張強さ σ_f を負荷中の荷重履歴を無視して、単に破壊開始時刻 t_f で除した値(σ_f/t_f)を負荷(応力)速度(MPa/s)と定義する。この負荷速度に対して静的および衝撃引張強さデータをプロットした結果をFig. 10に示す。この図において、静的引張試験における一定クロスヘッド速度2 mm/min(低速度)、100 mm/min(中速度)に対する負荷速度は、それぞれ10 MPa/s, 10^3 MPa/sオーダーに、衝

Fig. 10 Effect of loading (or stress) rate on tensile strength of friction welded butt joints.

撃引張試験における負荷速度は10⁶ MPa/s オーダに対応している。○, ●は丸棒圧接継手の軸心部より採取した試験片の強さデータ, □, ■はその周辺部から採取した試験片の強さデータに対応している。各負荷速度において引張強さデータはばらつきを持つが, 採取した試験片位置による強さの差は, 低負荷速度 (約10 MPa/s) の場合を除いてあまり見られない。負荷速度の上昇に伴い, 摩擦圧接継手の引張強さが低下することに注意する必要がある。取得した衝撃引張強さデータ (20個) を平均値と標準偏差で整理すると, 223±16 MPa となった。

4. 考 察

4.1 走査電子顕微鏡 (SEM) による破面観察

摩擦圧接継手の引張強さが負荷速度の上昇に伴い低下する原因を考察するために, まず試験後の試験片破面を走査電子顕微鏡 (日立製作所, X-650) により観察した。Fig. 11および Fig. 12は, 静的および衝撃引張試験片 (両者とも丸棒圧接継手の周辺部より採取) の典型的な巨視的破面 (S45C 炭素鋼側) の SEM 写真であり, 観察方向は破面の斜め45度上方からである。静的引張試験では, Fig. 11に示すように破面のほぼ全面に多量の6061アルミニウム合金が厚く付着しており, アルミニウム合金側の最軟化部からくびれ始めて延性的に破断している。一方 Fig. 12によれば, 衝撃引張試験では破面の周辺部に微量の6061アルミニウム合金が付着しているが, 接合界面での破断が支配的である (注: 表面上に見られる同心円状の条痕は, 圧接前の S45C 炭素鋼棒の端面上の切削痕であり, 摩擦圧接中に生じた痕ではない)。SEM 観察から明らかなように, 静的および衝撃引張試験片の破面には, 顕著な差が存在する。

4.2 微小硬さ試験

摩擦圧接時の接合面での摩擦熱による母材への影響範囲を調べるために, マイクロビッカース硬さ計 (Akashi, MVK-E) を使用して, 接合面近傍 (縦断面) の微小硬度分布の測定を試みた。硬さ測定用試料は, 丸棒圧接継手 (直径30 mm) をフライス盤によりその軸方向に沿って加工し, 軸心を含む縦断面を切出した。機械加工による残留ひずみを除去するために, エメリー紙 (#4000) で手動研磨を行った後, バフ研磨により切断面を仕上げた。硬さ試験では, 6061アル

Fig. 11 SEM micrograph of static tensile fracture surface of S45C carbon steel section tilted by 45° to incident beam ($\sigma_f=278$ MPa).

Fig. 12 SEM micrograph of impact tensile fracture surface of S45C carbon steel section tilted by 45° to incident beam ($\sigma_f=235$ MPa). Note: spiral pattern indicates original machining marks present on end surface of S45C carbon steel bar.

ミニウム合金側には荷重0.98 N (100 gf), S45C 炭素鋼側には荷重1.96 N (200 gf) を使用した。

硬さ試験の測定範囲は, 接合面から6061アルミニウム合金側と S45C 炭素鋼側にそれぞれ約10 mm までである。半径方向 (15 mm) を3等分した4箇所軸心と平行方向に測定点を移動させて硬さを測定し, その各点の硬さ値を3次元プロ

Fig. 13 Three-dimensional plot of microhardness distributions across weld interface in original friction welded butt joint.

ットした図を Fig. 13に示す。横軸は接合面を基準面（原点）として、左（マイナス）側を6061アルミニウム合金、右（プラス）側をS45C炭素鋼と表示している。両母材の硬さは圧接中の摩擦熱の影響により接合面から軸方向に変化するだけでなく、各横断面では半径方向にも少し変化している。6061アルミニウム合金母材 ($HV \approx 120$) の2倍弱程度の硬さをもつS45C炭素鋼母材 ($HV \approx 230$) 側は、本圧接条件下では母材より硬化した領域の幅が接合界面から約3 mm存在する。一方6061アルミニウム合金側では、逆に母材より軟化した領域の幅が約5 mmまで拡大していて、特に接合界面から2 mm付近に最も軟化した領域が存在する。この硬さ分布の傾向は、本研究の圧接条件とは少し異なる条件で圧接された同種の6061アルミニウム合金/S45C炭素鋼摩擦圧接継手の接合界面における硬さ分布¹⁴⁾とよく一致している。静的引張試験における試験片平行部の6061アルミニウム合金側でのくびれ開始の位置は、ほぼこの最軟化位置付近に対応している。6061アルミニウム合金側では軸心から外周部へ向かうにつれて徐々に硬さが減少しているが、これは圧接中の相対的な摩擦速度が大きい継手外周部での温度が軸心部よりも高くなっていることを示唆している。なお、圧接時の接合界面の温度分布を精密に測定することは困難であるが、摩擦圧接が固相溶接であることから、6061アルミニウム合金母材の溶解温度以下の約500–580°C程度であると推察される。

4.3 接合界面近傍の組成分析

衝撃引張試験における接合界面での試験片の破断原因を考察するため、X線マイクロアナライザ (EPMA: 走査電子顕微鏡部 (日立製作所, X-650) + X線分光器部 (堀場製作所, EMAX-2200)) のエネルギー分散型分析器 (EDX) を使用して、接合界面近傍の組成分析を行った。硬さ試験と同様に、丸棒圧接継手から軸心を含む縦断面を切出し後、フラインカッタで軸心より1/2半径部近くの位置で接合界面を含む小片 (縦5 mm × 横15 mm × 厚さ5 mm) を切出した。組成 (線) 分析する界面近傍をエメリー紙 (#4000) で手動研磨を行った後、パフ研磨により仕上げ腐食 (5%硝酸エチル

Fig. 14 Optical micrograph of weld interface region in butt joint specimen.

Fig. 15 SEM micrograph of longitudinal section and distributions of Al and Fe across weld interface in original friction welded butt joint along line A-A'.

アルコール) させた。その界面近傍の微視的組織の光学顕微鏡写真を、Fig. 14に示す。6061アルミニウム合金側界面近傍には微細化した組織が見られるが、S45C炭素鋼側には母材組織との違いは見られない。EDXによる接合界面近傍のAl, Fe元素の分布の分析結果を、SEM写真上に重ねてFig. 15に示す。このSEM写真の白線 (A-A') 下の接合界面に存在する両元素の分布の平坦部 (両元素の相互拡散部) から、最大約4 μm程度の厚さの金属間化合物層が両母材間に存在することがわかる。AlとFeとの成分比から、この金属間化合物は主として Fe_2Al_5 と推定される。この組成と同一の金属間化合物は、純アルミニウム/炭素鋼、アルミニウム合金/ステンレス鋼の摩擦圧接継手の接合界面でも生成されることが報告^{3), 5), 27)}されている。この半径方向に不均一な厚さをもつ金属間化合物層と両母材との接合界面が、高速引張変形を受けて急速破壊するために、衝撃引張強さが低下するものと考えられる。SEM観察の結果から、試験片の破面は6061アルミニウム合金と金属間化合物層との界面で破壊した部分が

支配的であると推測されるが、脆性な金属間化合物層内を横断して S45C 炭素鋼との界面で破断している可能性もある。

5. 結 言

引張型ホプキンソン棒装置により、6061アルミニウム合金/S45C 炭素鋼摩擦圧接継手に対する高負荷速度 (10^6 MPa/s オーダ) 下での引張強さを決定した。その圧接継手の静的引張強さと比較することにより、引張強さに及ぼす負荷速度の影響を明らかにした。本研究から得られた主な知見を、以下に要約する。

(1) 本圧接条件で作成された圧接継手の引張強さは、静的試験 (低負荷速度 ≈ 10 MPa/s) から衝撃試験 (高負荷速度 $\approx 10^6$ MPa/s) への負荷速度の上昇に伴い、約17% (平均値) 程度低下する。

(2) 本圧接継手の効率を、6061アルミニウム合金母材 (低強度材側) の静的引張強さ (324 MPa) を基準として評価すると、静的引張荷重下の低負荷速度で約82%、中負荷速度で約78%、衝撃引張荷重 (高負荷速度) 下では約69%となる。

(3) 圧接継手の衝撃引張強さが低下する原因としては、圧接時に接合界面上に不均一に生成された数 μm 程度の厚さの脆性な金属間化合物 (主として Fe_2Al_5) 層が存在するためと考えられる。

(4) 負荷速度の上昇に伴い、圧接継手の破壊様式は変化する。すなわち、静的引張試験片では、摩擦熱による6061アルミニウム合金側の最軟化域からくびれて延性的に破断するが、衝撃引張試験ではほぼ接合界面で破断する。

(5) 本圧接条件における接合面での摩擦熱の影響は、マイクロビッカース硬さ計による詳細な微小硬さ試験の結果によると、圧接継手の接合界面から両母材側へ約10 mm 程度の範囲内に留まる。

以上の結論は、一つの圧接条件下で作製された圧接継手の試験結果に対するものであり、今後は異なる圧接条件および異なる引張試験片形状についてさらに検討する予定である。

本研究の一部は、財団法人軽金属奨学会教育研究資金によって行われた。摩擦圧接試験片の作成については、川鉄建材技術研究所 (神戸) の全面的な御援助を頂いた。ここに記して、謝意を表する。

参 考 文 献

- 1) 摩擦圧接研究会編：摩擦圧接，コロナ社，(1979)。
- 2) T. J. Jessop and W. O. Dinsdale: Welding Res. Int., **6** (1976), 1.
- 3) 蓮井 淳，小川正幸，田中英樹：溶接学会誌，**46** (1977)，858。
- 4) 諸住正太郎，菊池迪夫：軽金属，**32** (1982)，195。
- 5) 菊池迪夫，武田裕正，諸住正太郎：軽金属，**34** (1984)，165。
- 6) J. Ruge, K. Thomas, C. Eckel and S. Sundaresan: Welding J., **65** (1986)，28。
- 7) D. Yashan, S. Tsang, W. L. Johns and M. W. Doughty: Welding J., **66** (1987)，27。
- 8) 二俣正美，富士明良：溶接学会論文集，**7** (1989)，432。
- 9) 諸住正太郎，武田裕正，菊池迪夫：軽金属，**39** (1989)，501。
- 10) 諸住正太郎，桜井健夫，峯岸知弘，加藤数良，時末 光：軽金属，**40** (1990)，209。
- 11) 有年雅敏，沖田耕三，圓城敏男，池内健二，松田福久：溶接学会論文集，**9** (1991)，467。
- 12) A. Fuji, T. H. North, K. Ameyama and M. Futamata: Mater. Sci. Technol., **8** (1992)，219。
- 13) 越智 秀，小川恒一，加賀精一，大池 尚，菅 泰雄：軽金属，**43** (1993)，365。
- 14) 越智 秀，小川恒一，山本義秋，菅 泰雄：日本材料強度学会誌，**28** (1994)，143。
- 15) 富士明良，飴山 恵，二俣正美，嶋木雄二：溶接学会論文集，**12** (1994)，101。
- 16) Y. Zhou, Z. Li, L. Hu, A. Fuji and T. H. North: ISIJ Int., **35** (1995)，1315。
- 17) A. Fuji, T. H. North, M. Kimura and K. Ameyama: Mater. Sci. Res. Int., **1** (1995)，188。
- 18) 加藤数良，朝比奈敏勝，時末 光：軽金属，**45** (1995)，255。
- 19) 越智 秀，小川恒一，山本義秋，菅 泰雄：日本材料強度学会誌，**29** (1995)，17。
- 20) 越智 秀，小川恒一，山本義秋，菅 泰雄：材料，**45** (1996)，459。
- 21) 越智 秀，小川恒一，山本義秋，橋永繁毅，菅 泰雄，大西忠一：軽金属，**46** (1996)，500。
- 22) A. Fuji, K. Ameyama and T. H. North: J. Mater. Sci., **31** (1996)，819。
- 23) A. Fuji, M. Kimura, T. H. North, K. Ameyama and M. Aki: Mater. Sci. Technol., **13** (1997)，673。
- 24) S. Fukumoto, T. Inuki, H. Tsubakino, K. Okita, M. Aritoshi and T. Tomita: Mater. Sci. Technol., **13** (1997)，679。
- 25) K. Shinozaki, C. Y. Kang, Y. C. Kim, M. Aritoshi, T. H. North and Y. Nakao: Welding J., Welding Research Supplement, **76** (1997)，289s。
- 26) 越智 秀，小川恒一，山本義秋，菅 泰雄：軽金属，**47** (1997)，347。
- 27) 福本信次，大橋幹生，椿野晴繁，沖田耕三，有年雅敏，富田友樹，後藤浩二：軽金属，**48** (1998)，36。
- 28) 大植義男，澤井 猛，小川恒一，中山英明：軽金属，**48** (1998)，459。
- 29) 川井五作，小川恒一，越智 秀，時末 光：軽金属，**49** (1999)，83。
- 30) K. G. K. Murti and S. Sundaresan: Metal Const., **15** (1983)，331。
- 31) K. K. Wang and G. Rasmussen: Trans. ASME, J. Eng. Industry, **94** (1972)，999。
- 32) T. Nicholas: Exp. Mech., **21** (1981)，177。
- 33) 横山 隆：材料，**45** (1996)，785。
- 34) K. F. Graff: Wave Motion in Elastic Solids, Oxford University Press, (1975)，Chap 2。