

アルミニウム合金同種摩擦圧接における
継手性能の圧接入力による評価

2003年度

澤井 猛

目次

第1章	緒論	1
1.1	序説	1
1.2	摩擦圧接法の歴史的経緯	2
1.3	摩擦圧接に関する従来の研究	2
1.4	摩擦圧接法の特徴	3
1.5	本論文の構成と研究の概要	4
第2章	供試材料と実験方法	9
2.1	緒言	9
2.2	供試材料	9
2.3	摩擦圧接機	11
2.4	摩擦圧接実験方法	13
2.5	強度試験方法	14
2.6	結言	16
第3章	摩擦圧接における圧接入力の変換とその測定方法	17
3.1	緒言	17
3.2	摩擦圧接法の概要	17
3.3	圧接入力の変換方法	19
3.4	熱量の測定	25
3.4.1	熱量の測定方法	25
3.4.2	実験方法	27
3.4.3	予備実験の結果	28
3.4.4	全熱量の検討	29
3.4.5	摩擦入力と変形入力の検討	33
3.4.6	アプセット過程における圧接入力の変換の検討	35
3.5	摩擦面の様相	35
3.6	結言	38

第4章	摩擦圧接における圧入力と引張強さの関係	39
4.1	緒言	39
4.2	実験方法	39
4.3	摩擦入力と引張強さの関係	40
4.4	変形入力と引張強さの関係	42
4.5	全入力と引張強さの関係	45
4.6	アプセット過程の変形入力と伸びおよび絞りの関係	48
4.7	摩擦入力と寄りしろの関係	51
4.8	変形入力と寄りしろの関係	53
4.9	寄りしろと引張強さの関係	55
4.10	アプセット寄りしろと引張試験における伸びと絞りの関係	57
4.11	摩擦圧接における圧入力と母材形状の関係	58
4.11.1	実験方法	58
4.11.2	アプセット過程の変形入力と引張強さの関係	59
4.11.3	アプセット寄りしろとアプセット過程の変形入力 の関係に及ぼす母材直径の影響	64
4.11.4	アプセット寄りしろと引張強さの関係に及ぼす母材直径の影響	67
4.12	結言	69
第5章	摩擦圧接における圧入力とアプセットタイミングの関係	71
5.1	緒言	71
5.2	実験方法	71
5.3	アプセット変形入力と引張強さの関係に及ぼすアプセットタイミン グの影響	73
5.4	アプセット寄りしろおよびアプセット寄り速度に及ぼすアプセット タイミングの影響	80
5.5	アプセット寄りしろに及ぼすアプセットタイミングの影響	81
5.6	結言	84
第6章	摩擦圧接における圧入力と各種継手強度との関係	85
6.1	緒言	85
6.2	圧接継手の曲げ強さ	85
6.2.1	アプセット変形入力と曲げ強さの関係	85
6.2.2	アプセット寄りしろと曲げ強さの関係	87

6.3	圧接継手のねじり強さ	87
6.3.1	アプセット変形入力とねじり強さの関係	87
6.3.2	アプセット寄りしろとねじり強さの関係	88
6.4	圧接継手の疲労強さ	89
6.4.1	アプセット変形入力と疲労強さの関係	89
6.4.2	疲労破断の様相	90
6.4.3	疲労強さの評価	92
6.5	圧接継手の衝撃吸収エネルギー	94
6.5.1	アプセット変形入力とシャルピ衝撃エネルギーの関係	94
6.5.2	アプセット寄りしろとシャルピ衝撃エネルギーの関係	95
6.6	継手強度の比較	95
6.7	結言	96
第7章	6061 アルミニウム合金と各種材料の最小限界圧接入力および最小限界寄りしろの比較	99
7.1	緒言	99
7.2	実験方法	99
7.3	各種材料のアプセット変形入力と引張強さ	101
7.4	各種材料のアプセット寄りしろと引張強さ	103
7.5	各種材料の最小限界アプセット変形入力の比較	105
7.6	結言	107
第8章	総括	109
8.1	総括	109
8.2	今後の研究と課題	111

第1章 緒論

1.1 序説

近年、コストダウン、エネルギーの省力化、資源の有効利用などが国際的に強く求められている。機械・電気部品の製作工程の一部である溶接加工においても例外ではなく、この要求は日毎に高まっている。こうした状況下で、溶接法の1つである摩擦圧接法は他の同類の接合法に比較して、接合精度が高い、接合に要するエネルギーが小さい、作業時間が短い、生産工程への組込みが容易である、接合に熟練を要しないなどの特徴から、コストダウンの一方法として注目されている。

摩擦圧接法とは、2つの部材の接合する面を突き合わせ、加圧下で相対する面に回転による滑り運動を与え、発生した摩擦熱によって摩擦面に接合可能な凝着部を創出したのち、相対運動を停止させて圧接を行なう一種の固相接合法である。摩擦圧接法では、継手の形状は中実材、管材を問わず2部材の一方が回転できればよく、また、多くの異種材料からなる部材の接合が比較的容易であるなど様々な特徴がある。

一般に、材料を接合する場合には、機械的、化学的、電気的な入力の内いずれかを必要とする。例えば、広範に用いられているアーク溶接の場合には、入力は直接投入される溶接電流と溶接速度の積で算定される。ところが、摩擦圧接における入力(圧接入力)は、摩擦圧接条件によって引き起こされる自己発熱であり、圧接条件の微妙な変化によって変動し、さらに圧接過程によっても著しく変動する。したがって、圧接入力の制御は困難とされてきた。その一方で摩擦圧接機構の解明には、以下の基本的な課題が残されている。圧接条件と圧接入力との関係が明らかでない。供試材料によっては適切な圧接条件の設定が容易でない。摩擦圧接機が異なると最適摩擦圧接条件が異なる。さらに、適切な非破壊検査法が無く、継手の性能評価が十分でないなどである。

そこで本研究では、上述の問題点を解決する一助として、継手作製時に投入される圧接入力を算定して、圧接入力によって継手の性能評価を行う評価法の確立を目的とした。

1.2 摩擦圧接法の歴史的経緯

摩擦現象を利用する接合法の開発は極めて古く、1891年にイギリスの J. H. Bevington がワイヤーロープと丸棒を接合する方法として、摩擦圧接の構想を特許出願している¹⁾。また、ドイツでは第2次世界大戦中、熱可塑性合成樹脂管の突き合わせ圧接に応用したといわれているが²⁾、まだ当時は完全な実用化には至っていない。この方法が急速に注目されるに至ったのは、1954年、旧ソビエト連邦の A. I. Chudikov が旋盤を改造して金属丸棒の摩擦圧接実験に成功し、これを VNIESO(ソ連邦電気溶接機研究所) が取り上げ、1956年ごろから開発研究を行ない、1957年に摩擦圧接機 MST-1 型を発表してからである³⁾。その後、ソビエト連邦およびチェコスロバキア諸工場において同法の実用化が試みられ、1958年に生産工程に導入されている。イギリスでは、BWRA(イギリス溶接研究協会) が1961年より同法の開発研究に着手し、1962年に試作摩擦圧接機を発表した⁴⁾。アメリカ合衆国では1958年より同法に関する研究が AMF 社およびカルフォルニア大学で開始され⁵⁾、1962年には AMF 社から試作摩擦圧接機が発表された。

我が国では、1960年、阪神溶接機材(株)の浅沼によって V. I. Vill 著「金属の摩擦溶接」が初めて紹介された。その後、我が国の摩擦圧接技術は発展を続け、初期には機械部品製造工場において油圧ホース用金具、ギャブランクなどの小物部品の量産に実用された。その後、自動車工場においてステアリングシャフト、後車軸などの製造に同法を採用して、その用途はめざましく拡大し、自動車以外の産業用機械部品、農業用機械部品、工具などの量産に広く採用されるようになった。現在、我が国で摩擦圧接法を採り入れている工場は約300、摩擦圧接機の設置台数は1650台を超え、世界でも有数の摩擦圧接法の実用国となっている。

1.3 摩擦圧接に関する従来の研究

摩擦圧接法に関する研究報告としては、旧ソビエト連邦の V. I. Vill が1957年に論文“Welding with Friction Heating”⁶⁾を発表したのが最初であり、次いで1962年に著書“Friction Welding of Metals”³⁾を発表した。同年にアメリカ合衆国の Hazlett が SAE1020 と AISI4130 の接合を発表し⁷⁾、数種の異種金属の接合に成功している⁸⁾。同年、Ginzburg もアルミニウムと鋼の異種金属の接合を報告している⁹⁾。1963年には、Hollander が AISI4140 低合金鋼と SUS304 ステンレス鋼の接合に成功した¹⁰⁾。次いで、Cheng による同種金属の接合面の温度分布の解析¹¹⁾、Hazlett と Gupta による高硬度アルミニウム合金のアプセット効果¹²⁾が報告された。

我が国では、1962年に安藤らによる最初の報告があり、本格的な研究は1963年頃から実験用摩擦圧接機が通商産業省工業技術院機械技術研究所(現 経済産業省産業技術研究所)、科学技術庁金属材料技術研究所(現 文部科学省物質・材料研究機構)、通商産業省工業技術院名古屋工業技術研究所(現 経済産業省産業技術研究所)、およびいくつかの企業に導入されて研究が開始された。また、同法の加工技術の特性を明確にし、その用途を探求することを目的として1964年に摩擦圧接研究懇話会が設立され、以後、摩擦圧接研究会、摩擦圧接協会と発展し活動を続けている。その間、各企業においては、機械部品の接合に同法を積極的に取り入れる研究が行なわれる一方、中立機関である兵庫県工業試験場、慶應義塾大学、大阪府立大学、名古屋大学、日本大学、中部大学、名城大学、東京工業大学、大阪産業大学などでは積極的に同法に関する基礎的研究が進められ¹³⁾⁻⁴⁰⁾、各種金属材料やセラミックスなどの接合性、接合機構の解明に取り組んでいる。その後、岩手県工業試験場では鋳鉄の摩擦圧接、姫路工業大学では接合部の金属組織と圧接機構の解明⁴¹⁾⁻⁴³⁾、岡山理科大学では継手の引張衝撃特性などの研究を開始し、今日に至っている。

1.4 摩擦圧接法の特徴

摩擦圧接法は、他の同種の溶接法に比べて、以下の長所を有している。

- 圧接因子の制御が簡単であるので、自動化が容易で、継手の信頼度が高い。
- 継手加工のエネルギー効率が高い。
- 継手の寸法精度が高い。
- 広い範囲の部材の組合せの接合が可能であり、とくに異種材料の接合が容易である。
- 圧接作業能率が高い。
- 作業環境が良好である。
- 最終製品の組み立てに利用できる。
- 金属材料以外の諸材料にも応用できる。

すなわち、摩擦圧接法を利用することにより、材料の節約、異種材料の合理的な組合せ、接合エネルギーの低減などによるコストダウン、加工工程の簡便さ、圧接部の品質の高い再現性による生産性の向上などが実現できる。

欠点としては、次の項目が挙げられる。

- 少なくとも一方は、円形断面でなければならない。

- 高速回転、高トルクに耐えられない素材は圧接できない。
- 延性、とくに耐衝撃性に劣る。
- 継手の相対角度の正確さを必要とするものは接合が困難である。

1.5 本論文の構成と研究の概要

現在、摩擦圧接継手を作製するうえで、その継手の性質に重要な影響を与える圧接条件を吟味するには、最適圧接条件を求めるための適切な理論式が無いため、多数の予備実験による経験則が不可欠である。その理由としては、次のような原因が考えられる。すなわち、摩擦圧接の熱源は摩擦による自己発熱であり、しかも発熱面が直接圧接面である。さらに摩擦圧接面は時間とともに変化し、次々と新しい金属面が現れる。そのため、圧接時間に伴って摩擦係数が微妙に変化し、摩擦圧接面は複雑な様相を呈する²⁵⁾。したがって、供試材料によっては適切な圧接条件の設定が容易でない、摩擦圧接機が異なると最適圧接条件も異なるなど、いまだ解決すべき基本的な課題が残されている。そのため、従来の摩擦圧接に関する研究では、圧接条件をパラメータとして実験結果を整理し、最適圧接条件を求める試みがなされてきた。しかし、この様なアプローチでは一般性のある整理が困難であった。この原因としては、制動式(ブレーキ式)摩擦圧接法では、摩擦圧接過程とアプセット過程が存在すること、さらに回転停止時に減速域が存在すること、慣性式(イナーシャ式)摩擦圧接法では長時間の減速域が存在し、摩擦トルクの変化、すなわち摩擦係数が過渡的に変化することなどが挙げられる。

そこで本研究では、摩擦圧接機の個性に左右されない基本的現象から得られる圧入力に着目した。そして、摩擦過程およびアプセット過程を区別し、さらにそれぞれの過程において圧入力を摩擦入力および変形入力に分類し、圧入力と引張強さの関係について調べた。そこから、両者の間に最も高い相関性が認められた圧入力を継手強度の評価値として導入した。次いで、圧入力に及ぼす諸因子の影響を検討した後、実用的な観点から寄りしるが評価値となり得るかについて検討した。最後に、良好な継手を作製するための最小限界圧入力を各種材料で比較検討した。

本論文の構成および主たる内容は以下の通りである。

第1章は序論であり、摩擦圧接法の歴史と現状、特徴、そして問題点を挙げ、本研究の目的について述べた。

第2章では、本研究に用いた供試材料、実験用摩擦圧接機、および強度試験法について述べた。

第3章では、摩擦圧接法の概要と摩擦圧接における圧接入力について述べた。

第4章では、6061アルミニウム合金同種摩擦圧接における、圧接入力と継手の引張強さの関係を基にして、圧接入力の種類と圧接過程のいずれの段階における圧接入力最も継手強度の評価に適するか、また圧接入力と寄りしろの関係および寄りしろと引張強さの関係について検討した。次いで、圧接入力および寄りしろにおよぼす母材直径の影響について検討を行なった。

第5章では、アプセットタイミングを変化させたときの圧接入力の変化と真の圧接入力、みかけの圧接入力について検討を行ない、真の圧接入力およびみかけの圧接入力と寄りしろとの関係を調べた。

第6章では、摩擦圧接継手の引張試験、曲げ試験、ねじり試験、疲労試験、およびシャルピ衝撃試験における、圧接入力および寄りしろと継手強度の関係について検討し、良好な継手を作製するために最低限度必要とされるそれぞれの最小限界圧接入力と最小限界寄りしろを明らかにした。

第7章では、S15CK炭素鋼、SUS304オーステナイト系ステンレス鋼、5056アルミニウム合金、7075アルミニウム合金およびAZ31マグネシウム合金の同種摩擦圧接を行い、それらの最小限界変形圧接入力および最小限界寄りしろを求め、6061アルミニウム合金の場合との比較検討を行なった。

第8章において本研究の総括を行なった。

記号と単位

本論文中に用いられる代表的な記号と単位は下記の通りである。

N	: 摩擦速度	$[s^{-1}]$
P_0	: 予熱圧力	$[MPa]$
P_1	: 摩擦圧力	$[MPa]$
P_2	: アプセット圧力	$[MPa]$
Q_i	: 摩擦過程の圧接入力	$[J]$
Q_{if}	: 摩擦過程の摩擦入力	$[J]$
Q_{id}	: 摩擦過程の変形入力	$[J]$
Q_f	: アプセット過程の圧接入力	$[J]$
Q_{ff}	: アプセット過程の摩擦入力	$[J]$
Q_{fd}	: アプセット過程の変形入力	$[J]$
Q_t	: 全過程の圧接入力	$[J]$
Q_{tf}	: 全過程の摩擦入力	$[J]$
Q_{td}	: 全過程の変形入力	$[J]$
Q_I	: 摩擦過程の圧接入力	$[J]$
Q_F	: アプセット過程の圧接入力	$[J]$
Q_T	: 全過程の圧接入力	$[J]$
q_i	: 摩擦過程の単位圧接入力 $q_i = \frac{d(Q_i)}{dt}$	$[J/s]$
q_{if}	: 摩擦過程の単位摩擦入力	$[J/s]$
q_{id}	: 摩擦過程の単位変形入力	$[J/s]$
q_f	: アプセット過程の単位圧接入力	$[J/s]$
q_{ff}	: アプセット過程の単位摩擦入力	$[J/s]$
q_{fd}	: アプセット過程の単位変形入力	$[J/s]$
q_t	: 全過程の単位圧接入力	$[J/s]$
q_{tf}	: 全過程の単位摩擦入力	$[J/s]$
q_{td}	: 全過程の単位変形入力	$[J/s]$
q_I	: 摩擦過程の単位圧接入力	$[J/s]$
q_F	: アプセット過程の単位圧接入力	$[J/s]$
q_T	: 全過程の単位圧接入力	$[J/s]$
Q_e	: 全熱量	$[J]$
Q_w	: 水当量	$[J]$

Q_{los}	: 熱伝導その他で失われる熱量	[J]
T	: 摩擦トルク	[N·m]
V_s	: 熱量計内の圧接母材の体積	[m ³]
V_w	: 熱量計内の水の体積	[m ³]
δ	: 全寄りしろ	[mm]
δ_1	: 摩擦寄りしろ	[mm]
δ_2	: アプセット寄りしろ	[mm]
ρ_s	: 圧接母材の密度	[kg·m ⁻³]
ρ_w	: 水の密度	[kg·m ⁻³]
σ_B	: 引張強さ	[MPa]
ε	: 伸び	[%]
φ	: 絞り	[%]
t_0	: 予熱時間	[s]
t_1	: 摩擦時間	[s]
t_2	: アプセット時間	[s]
t_B	: ブレーキ時間	[s]
t_u	: アプセットタイミング	[s]
v_δ	: 寄り速度	[mm/s]

第2章 供試材料と実験方法

2.1 緒言

本章では、本研究に用いる供試材料の機械的性質、化学成分、実験用摩擦圧接機、および強度試験方法について述べる。

2.2 供試材料

供試材料としては、本研究において主に対象とする6061アルミニウム合金の他、比較のため、以下に述べる種々の特性を持つ5種類の材料を用いた。

すなわち、構造材として用いられることが多いAl-Mg-Si系の6061-T6アルミニウム合金、機械部品として用いられるAl-Mg系の5056-Fアルミニウム合金、航空機用材料として用いられるAl-Zn-Mg系の7075アルミニウム合金、S15CK機械構造用炭素鋼、不錆鋼として用途の広いオーステナイト系SUS304ステンレス鋼、昨今注目されているAZ31マグネシウム合金である。これらの化学成分分析結果をそれぞれTable 2.1~2.4に、引張試験により得られた機械的性質をそれぞれTable 2.5~2.8に示す。

Table 2.1 Chemical compositions of aluminum alloys (wt %).

Materials	Si	Mn	Cu	Cr	Fe	Mg	Zn	Ti	Ti+Zr	Al
A5056-F	0.06	0.07	0.01	0.04	0.12	4.2	0.01	0.01	-	Re
A6061-T6	0.60	0.02	0.19	0.07	0.15	0.97	0.01	0.01	-	Re
A7075-T6	0.11	0.09	1.70	0.20	0.25	2.40	5.60	0.02	0.03	Re

Table 2.2 Chemical compositions of carbon steel (wt %).

Material	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr
S15CK	0.16	0.21	0.39	0.014	0.017	0.01	0.02	0.09

Table 2.3 Chemical compositions of stainless steel (wt %).

Material	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr
SUS304	0.05	0.36	1.70	0.032	0.025	8.46	18.88

Table 2.4 Chemical compositions of magnesium alloy (wt %).

Material	Si	Mn	Cu	Fe	Mg	Zn	Al
AZ31	0.002	0.43	0.005	0.003	Re	0.91	3.25

Table 2.5 Mechanical properties of aluminum alloys.

Materials	Tensile strength	Elongation	Reduction of area	Hardness
	σ_B (MPa)	δ (%)	ϕ (%)	HV0.2
A5056-F	279.6	24.6	62.5	
A6061-T6	287	13.6	66.8	118
A7075-T6	646	19.6	—	190

Table 2.6 Mechanical properties of carbon steel.

Material	Yield strength	Tensile strength	Elongation	Reduction
	σ_Y (MPa)	σ_B (MPa)	δ (%)	φ (%)
S15CK	307.5	449.1	26.9	66.3

Table 2.7 Mechanical properties of stainless steel.

Material	Tensile strength	Elongation	Reduction of area
	σ_B (MPa)	δ (%)	ϕ (%)
SUS304	706	46.0	68.0

Table 2.8 Mechanical properties of magnesium alloy.

Material	Tensile strength σ_B (MPa)	Elongation δ (%)	Reduction of area ϕ (%)
AZ31	271.07	10.47	29.32

これらの供試材の金属組織を Fig.2.1 に示す。

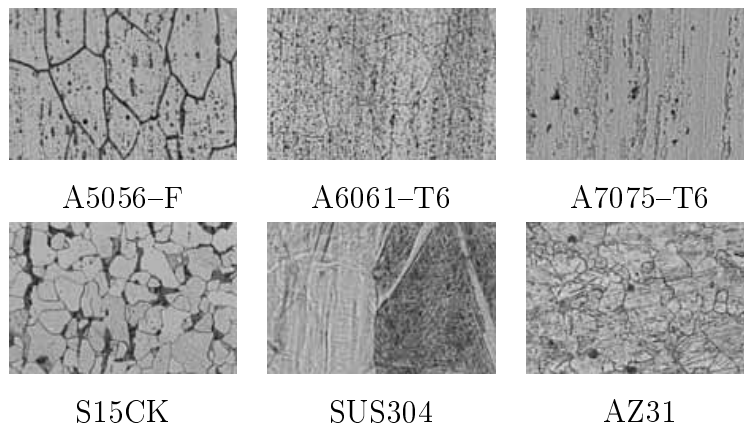
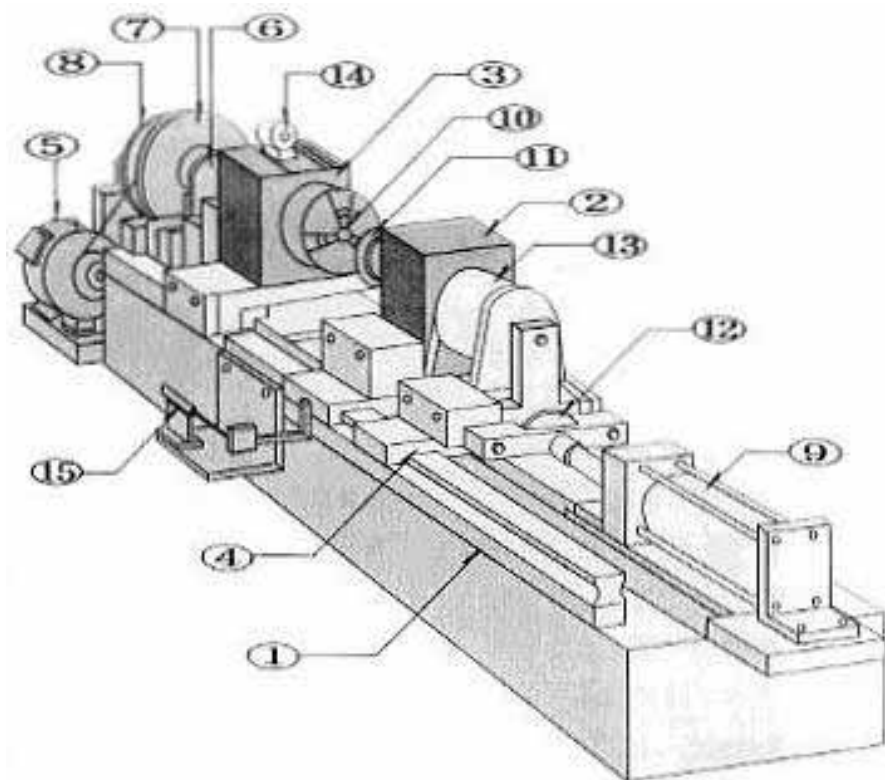


Fig. 2.1 Micro-structure of base materials.

2.3 摩擦圧接機

本研究に用いた実験用摩擦圧接機の概略を Fig.2.2 に示す。摩擦圧接機は、摩擦圧接機本体、回転駆動・停止部、制御部、油圧部、測定部などから構成されている。圧接機本体の圧接材の回転側に駆動モータ、電磁クラッチ、油圧ブレーキ、慣性プレート、ヘッドストック、チャックなどの回転駆動・停止機器と回転速度計用の測定器が装着されており、圧接材の固定側には、チャック、摩擦トルク検出器、油圧シリンダ、圧力検出器 (ロードセル) などの加圧関連機器と測定機器が設置されている。また、圧接機本体のプラテンには寄りしろを測定するための変位計が装着されている。摩擦圧接機の仕様を Table 2.9 に示す。



- | | |
|-------------------------------|---|
| ① Main bed | ⑨ Hydraulic device of increasing pressure |
| ② Stationary bearing unit | ⑩ Chuck of rotational side |
| ③ Rotational bearing unit | ⑪ Chuck of stationary side |
| ④ Sliding bed | ⑫ Pressure detector |
| ⑤ Motor | ⑬ Torque detector |
| ⑥ Electromagnetic disc clutch | ⑭ Rotating detector |
| ⑦ Hydraulic brake | ⑮ Displacement detector |
| ⑧ Pulley of inertia | |

Fig. 2.2 Schematic diagram of brake-type friction welding machine.

変位計測装置の模式図を Fig. 2.3 に示す。油圧シリンダにより移動する変位量を、変位計で測定し、オシログラムで記録した。

Table 2.9 Specification of the brake-type friction welding machine.

Item	Specification
Welding type	Two ways of brake and inertia type
Weldable diameter of metal	$\phi 3 \sim \phi 20 \text{mm}$
Thrust	max. 38.0kN
Rotational speed	$0 \sim 126.7 \text{ s}^{-1}$ (variable change speed)
Main spindle motor	Three phase 220V 15kW
Clutch type	Electromagnetic clutch
Dumping device	Hydraulic brake
Gripping device	Manual scroll chuck with three jaws
Control of friction time	0~30s
Control of upset time	0~30s
Weight of inertia	0~441N (variable change weight)

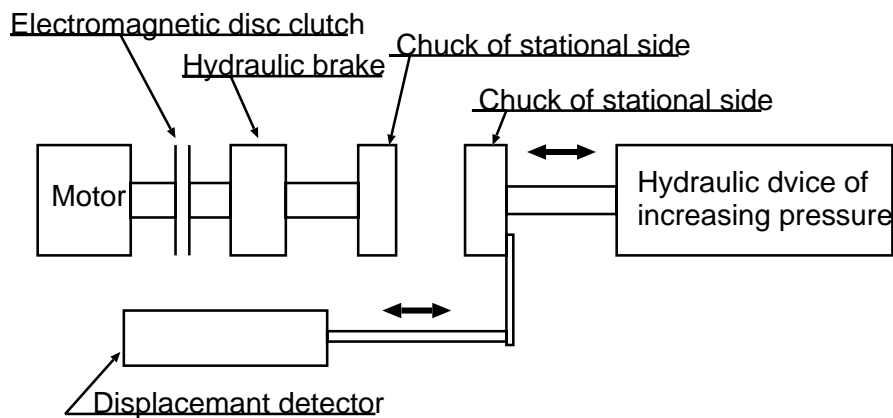


Fig. 2.3 The model of position detection system.

2.4 摩擦圧接実験方法

本研究で用いた供試材料は、直径 16mm で供給された 6061-T6 アルミニウム合金、5056-F アルミニウム合金、S15CK 機械構造用炭素鋼、SUS304 ステンレス鋼、

AZ31 マグネシウム合金、および直径 20mm で供給された 7075-T6 アルミニウム合金である。これらを旋削により Fig.2.4 に示すような寸法および形状に加工し、圧接母材とした。摩擦圧接実験は、2.3 節で説明した摩擦圧接機を用いて行い、圧接中に、圧力はロードセルで、摩擦速度は回転速度計で、寄りしろは差動変圧器式変位計で、摩擦トルクは歪計式トルク変換器を用いて検出し、それぞれを電磁オシログラムで記録した。

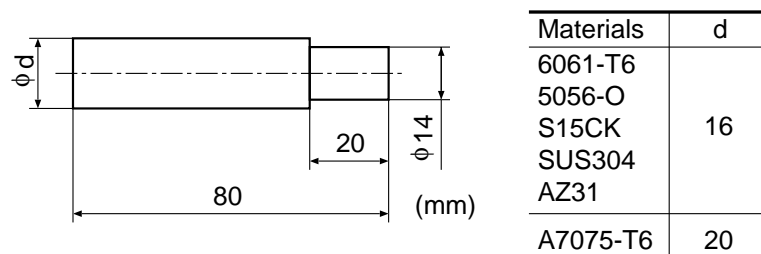


Fig. 2.4 Shape and dimensions of base material.

2.5 強度試験方法

本研究では、継手の強度特性を調べるために、引張試験、曲げ試験、ねじり試験、シャルピ衝撃試験、および疲労試験を行った。まず、引張試験では、6061-T6 アルミニウム合金、5056-F アルミニウム合金、SUS304 ステンレス鋼、AZ31 マグネシウム合金および 7075-T6 アルミニウム合金の継手とそれぞれの母材については JIS Z 2201 に従い Fig.2.5 に示すように、平行部長さ 74.3mm、平行部直径 13.5mm の JIS 14 A 号試験片に旋削加工を行なって試験片を作製した。一方、S15CK 機械構造用炭素鋼の継手と母材については、Fig.2.6 に示すように、平行部長さ 77mm、平行部直径 14mm の JIS 14 A 号試験片に旋削加工を行なった後、さらに接合面に半径 1.6mm の円周切欠きを施し、引張試験片を作製した。これは、圧接が不完全で圧接部で破断となるべき継手が、摩擦熱によって圧接部が硬化して伸びの容易な母材部で破断となり、圧接部の評価が困難となることを防ぐためである。引張試験では、30ton の万能試験機を用いて引張強さ、伸び、および絞りを測定した。曲げ試験では、母材および圧接継手とも、直径φ13.5mm の棒状に旋削加工した試験片を用いた。これを万能試験機に固定した 3 点曲げ試験用治具に装着し、支点間距離を 72.5mm、ポンチ先端半径を 16mm、ポンチの荷重点を圧接界面位置として曲げ試験を行なった。本研究では湾曲部の裂けきずの発生時をもって試験を終了した。裂けきずの発生しない試験片は、JIS Z 2248 に示される通り 170 度まで

曲げ試験を行った。ねじり試験は、母材および圧接継手とも、ばりのみを旋削除去したねじり試験片を用いて行なった。シャルピ衝撃試験は、JIS Z 2202に示される通常の衝撃試験片とは異なり、母材および圧接継手を Fig.2.7 に示す寸法および形状に旋削加工を行ない、室温でシャルピ衝撃試験機を用いて、曲げのシャルピ衝撃吸収エネルギーを測定した。疲労試験は、継手の界面の強さを測定するために、母材および継手を Fig.2.8 に示す寸法および形状に旋削加工を行ない、片持ち回転曲げ疲労試験機を用いて、繰返し速度約 28.3s^{-1} 、打切り繰返し数 10^7 回として行なった。そして、式 (2.1) から疲労試験の S-N 曲線を作製した。

$$\log(\sigma - \sigma_w) = a + m \log N_f \quad (2.1)$$

ここで、 a および m は定数、 N_f は破断までの繰返し数、 σ は繰返し応力 (MPa)、 σ_w は疲労限度 (MPa) である。なお、疲労試験片の切り欠き位置は圧接界面であり、切り欠きの曲げに対する応力集中は 1.62 である。

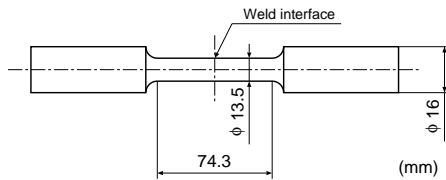


Fig. 2.5 Shape and dimensions of tensile test specimen.

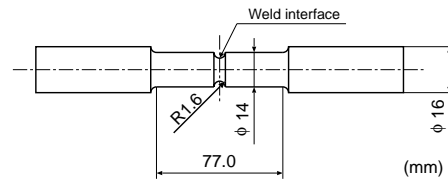


Fig. 2.6 Shape and dimensions of tensile test specimen (S15CK).

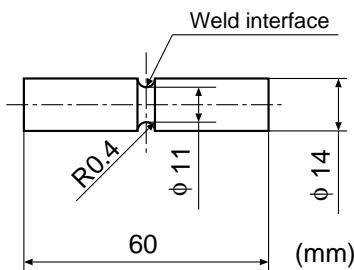


Fig. 2.7 Shape and dimensions of Charpy impact test specimen.

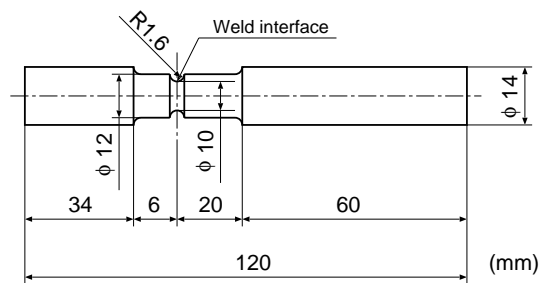


Fig. 2.8 Shape and dimensions of fatigue test specimen.

2.6 結言

本章では、本研究に用いた供試材料の機械的性質、化学成分、実験用摩擦圧接機、および JIS に準じた強度試験法について述べた。実験用摩擦圧接機は、圧力、摩擦速度、寄りしろ、摩擦トルクの測定が可能である。強度試験法は、JIS に準じて行った。

第3章 摩擦圧接における圧接入力の変換とその測定方法

3.1 緒言

摩擦圧接では、まず、互いに押し付けられた2つの物体に相対運動を与えて摩擦し、そこに摩擦熱を発生させる。これにより摩擦面近傍の温度が上昇して、材料の軟化が生ずる。さらに、軟化した摩擦面近傍は、軸荷重によって変形し、ばりを生成する。摩擦圧接では、これら2種類の現象が相まって圧接部を形成する。これらの現象を機械的仕事からみると、摩擦熱は摩擦入力に、ばりの生成は変形入力に対応すると考えられる。

摩擦圧接中にはこれらの2種類の機械的仕事に対応する圧接入力が入力部に投入されつつ圧接が進行する。その結果、摩擦面は高温となり圧接時間の経過に伴い軟化した圧接部の一部がばりとなって順次外部へ排出され、摩擦面の様相は時間とともに変化して行く²⁶⁾。

したがって、圧接プロセスにおける最終過程の圧接入力が入力強度に深く係わりがあると考えられる。しかし、前過程の圧接入力が入力強度に寄与しないということはなく、最終過程の摩擦現象の具現化のために無くてはならないものである。

本章では、摩擦圧接法の概要を述べた後、摩擦圧接の圧接入力が入力強度と変形入力に分類できることを示す。次いで、熱量計を用いて、これらの圧接入力の値を測定し、圧接部の温度は摩擦入力に依存すること、さらに、摩擦面の様相を調べ、変形入力が入力強度の生成に深く関わっていることなどを明らかにする。

3.2 摩擦圧接法の概要

摩擦圧接法は、圧接条件として摩擦速度、圧力、時間などの圧接条件因子を制御し、摩擦速度と圧力の相互作用による摩擦面の発熱と変形を利用する接合方法である。本法は、ブレーキ式(制動方式)とイナーシャ式(慣性方式)の二つの方法に大別される。

ブレーキ式は、摩擦圧力を負荷させながら回転運動を与え、一定時間経過後急停止を行なうと同時に摩擦圧力と同一か、あるいは高いアプセット圧力を負荷する方式である。アプセット圧力の負荷と同期させるブレーキ機構が複雑であるが、

圧接条件因子(摩擦速度、摩擦圧力、摩擦時間、アプセット圧力、ブレーキ時間)の微調整が容易である。しかし、回転運動を急停止させるため、回転停止直前の低速域において接合界面に制動による大きなせん断力が作用し脆弱な接合部となり、そのせん断力の影響を打ち消す高いアプセット圧力で密着させる必要がある。

一方、イナーシャ式は、接合界面の摩擦力で回転運動を制動する方式である。回転軸にフライホイールを取り付け、この質量を調整することで圧接過程を制御するため、圧接装置の機構は単純である。さらに、回転停止直前で摩擦トルクが極大となるため、接合界面に無理な力がかからず、ブレーキ式のように高いアプセット圧力を負荷する必要がない。しかし、イナーシャ式ではフライホイールの交換によって圧接条件を調整する必要があり、このためその微調整が困難で、最適圧接条件を求めることが難しい。

ブレーキ式摩擦圧接過程を Fig.3.1 に示す。まず、両母材が接触していない状態で回転側母材を一定回転 N で回転させる。次に、両母材を接触させ予熱圧力 P_0 を負荷し摩擦を開始する。一定の予熱時間 t_0 経過後に摩擦圧力を P_1 に増加し、摩擦時間 t_1 の間、 P_1 の加圧下で摩擦し続ける。摩擦時間 t_1 終了後、モータの駆動力をクラッチにて断ち、ブレーキをかけて回転を急停止させると同時に摩擦圧力 P_1 と同一、もしくは P_1 より高いアプセット圧力 P_2 を負荷する。圧接部が冷却して完全な継手形成に必要なアプセット時間 t_2 経過後、アプセット圧力を解除し、1 サイクルが完了する。なお、小径材の場合には、予熱圧力 P_0 と予熱時間 t_0 を用いない場合が多い。

イナーシャ式摩擦圧接過程を Fig.3.2 に示す。最初、両母材を接触させる前に回転側母材を一定回転 N で回転させる。モータの駆動力をクラッチで切り離れた後、両母材を接触させ摩擦圧力 P を負荷すると、摩擦抵抗によって回転が徐々に減速しながら停止する。圧接部が冷却して完全な継手を形成するのに必要な時間 t_2 経過後、摩擦圧力を解除し、1 サイクルが完了する。

我が国では、ブレーキ式が広く利用され、我が国の圧接機メーカーもほとんどがこの方式の圧接機を製作している。イナーシャ式は、アメリカで特許となっており、欧米を中心に広く利用されている。

本研究では、圧接条件の因子数を多く採り上げ、かつ、その水準も幅広く変化させる必要があるため、両方式を実装した実験用摩擦圧接機を用いた。

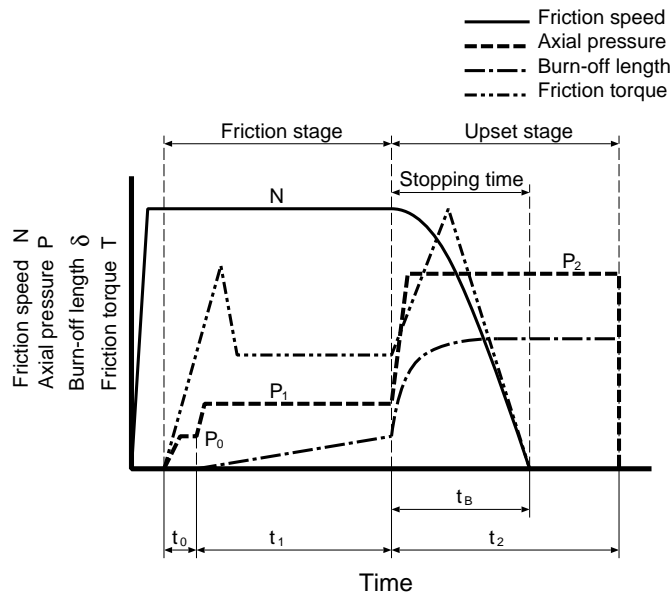


Fig. 3.1 One cycle of brake-type friction welding process.

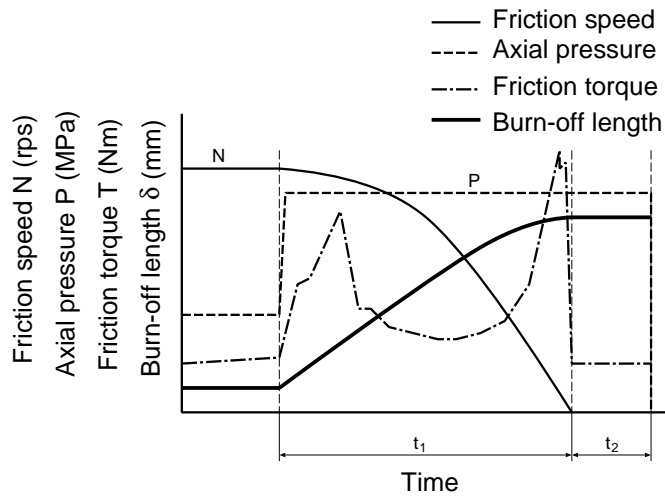


Fig. 3.2 One cycle of inertia-type friction welding process.

3.3 圧接入力測定方法

摩擦圧接中になされる機械的工作、すなわち圧接入力(入熱)は、摩擦速度と摩擦トルクの積による摩擦入力、寄り速度(変形速度)と推力の積による変形入力、

ばり生成時の相対する母材の半径方向への相対運動による摩擦入力、および回転方向への母材のねじれによる変形入力があるが、後者2つは微小量と考えられるので無視できる。

摩擦入力の模式図を Fig.3.3 に示す。摩擦入力は、回転方向の摩擦トルク T と角速度 ω の積で、材料の変形が回転方向であるため、仕事を発生する力の方向も回転方向となる。その結果、摩擦入力は摩擦熱を発生して圧接面近傍を加熱するとともに、突起部と酸化膜の破壊による凝着の促進の役割を担うと考えられる。

変形入力の模式図を Fig.3.4 に示す。変形入力は軸方向の推力 F と、ばりの排出による母材の圧縮変形、すなわち、寄り速度 v_δ との積で、仕事を発生する力の方向は軸方向となる。変形入力は、摩擦入力によって軟化された圧接面の密着と凝着部を拡大し、圧接性を促進する役割を担うと考えられる。

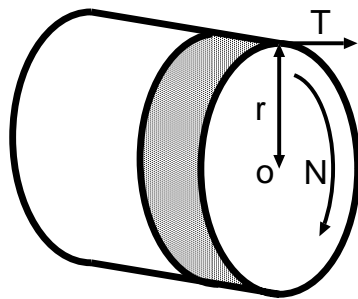


Fig. 3.3 Idealized friction heat input.

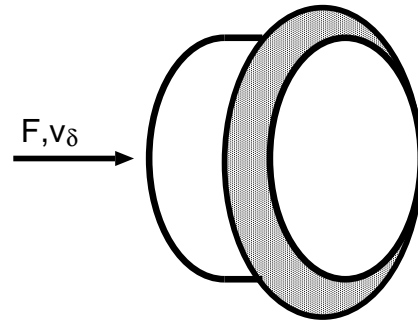


Fig. 3.4 Idealized deformation heat input.

一般に、ある摩擦圧接条件の範囲内では、摩擦トルクが大きくなると寄りしろは増大する。この現象を福島ら²⁵⁾は摩擦トルクが増加するとねじり応力が増大する結果であるとし、摩擦トルクの増加で寄りしろが増大し、アプセット効果の増大により圧接性が促進すると述べている。また Hazlett ら⁴⁴⁾は、この現象をねじりと圧縮の組合せ応力による降伏域の増大に起因すると述べている。しかしこれらは、摩擦過程で摩擦面が均一に加熱されていることが前提としてある。これらとは異なり、摩擦過程で摩擦面が均一に加熱されていない状態のときに、アプセット過程で大きなアプセット推力を付加すると、寄りしろは小さい結果となる。したがって、摩擦トルクの大きいことが必ずしも圧接性の促進に寄与しない場合が

ある。そのため、摩擦トルクは密着性と圧接性に直接、寄与しないと考えられる。他方、推力は摩擦トルクの発生にかかわりながら、摩擦入力によって軟化した圧接部の変形(寄りしろ)にかかわっていると考えられる。とくに、摩擦トルクが大きくても寄り速度が低い場合に推力を大きくして寄り速度を増大させ、変形入力を大きくすることによって圧接性を促進し得ると考えられる。さらに、変形入力大きいことは、軟化域を圧接部から押し出す効果を有する。

本論文では、圧接機構の観点から単純に摩擦トルクと摩擦速度が発熱仕事(摩擦入力)の役割を担い、推力と寄り速度が母材の変形仕事(変形入力)を担うと考える。すなわち、母材を熱しながら押し付け、金属結合に至らしめる熱間圧接の基本に基づいて圧接入力(機械的工作)を定義し、摩擦入力と変形入力が圧接性とのような関係にあるかについて検討した。

摩擦圧接中の機械的工作は以下のように導かれる²⁾。
Fig.3.5 に示すように、摩擦面(回転中心 O)で、半径 $r(\text{m})$ と微小増分を加えた半径 $(r + dr)$ 間の微小摩擦面積における熱発生過程を考える。接触圧力を $P(\text{MPa})$ とすると、この微小面積 $ds = 2\pi r dr$ で発生する摩擦力 $dF(\text{N})$ は

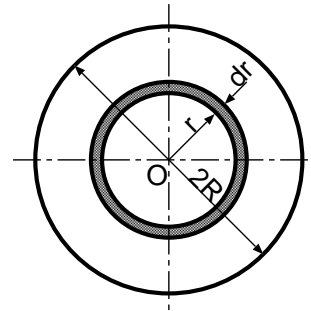


Fig. 3.5 Model of weld interface.

$$\begin{aligned} dF &= (\mu P)(2\pi r dr) \\ &= 2\mu P \pi r dr \end{aligned}$$

となる。回転軸に対するこの力のモーメント $dT(\text{Nm})$ は

$$\begin{aligned} dT &= r dF \\ &= r(2\mu P \pi r dr) \\ &= 2\mu P \pi r^2 dr \end{aligned} \tag{3.1}$$

いま、 r が一定、 P は均等に摩擦面に付加されると仮定し、摩擦面の外半径を $R(\text{m})$ とすると、式(3.1)を $0 \leq r \leq R$ の範囲で r について積分すると、実際の中実丸棒の摩擦トルクは

$$\begin{aligned}
T &= \int_0^R 2\pi P \mu r^2 dr \\
&= 2\pi P \mu \int_0^R r^2 dr \\
&= \frac{2}{3} \pi P \mu R^3
\end{aligned}$$

となる。ここで、摩擦係数 μ は

$$\mu = \frac{3T}{2\pi P R^3}$$

となる。

摩擦面における単位時間当たりの摩擦入力(仕事率)は、単位時間(1s)内に一定方向に作用する力と移動した距離の積で表される。摩擦速度を $N(\text{s}^{-1})$ とし、移動距離を $S = 2\pi r N(\text{m})$ とすると、微小面積当たりの単位時間当たりの摩擦入力 $dq_f(\text{J/s})$ は

$$dq_f = SdF = (2\pi r N)dF \quad (3.2)$$

式(3.2)より摩擦面全体の単位時間当たりの摩擦入力 $q_f(\text{J/s})$ は式(3.3)で表される。

$$\begin{aligned}
q_f &= \int_0^R SdF \\
&= \int_0^R (4\pi^2 \mu P N) r^2 dr \\
&= \frac{4\pi^2 \mu P N R^3}{3} \\
&= 2\pi N \frac{2}{3} \pi P \mu R^3 \\
&= 2\pi N T \\
&= 6.283 N T
\end{aligned} \quad (3.3)$$

この式は摩擦圧接過程のある時点の1秒間当たりの摩擦入力を表す式であり、摩擦入力はこの式を時間 t で積分することで求まる。

$$\begin{aligned}
Q_f &= 2\pi \int N T dt \\
&= 6.283 \int N T dt
\end{aligned} \quad (3.4)$$

一方、単位変形入力 $q_d(\text{J/s})$ は、推力を $F(\text{N})$ 、寄り速度を $v_\delta(\text{m/s})$ とすると式 (3.5) で表される。

$$q_d = Fv_\delta \quad (3.5)$$

ここで、寄り速度 $v_\delta(\text{m/s})$ は寄りしるを $\delta(\text{m})$ 、圧接時間を $t(\text{s})$ とすると式 (3.6) で表される。

$$v_\delta = \frac{\delta}{t} \quad (3.6)$$

そして、変形入力 $Q_d(\text{J})$ は、式 (3.7) で表される。

$$Q_d = \int Fv_\delta dt \quad (3.7)$$

したがって、摩擦圧接過程のある時点における単位時間当りの全圧接入力 (全単位圧接入力) $q(\text{J/s})$ は式 (3.8) で表される。

$$q = 6.283NT + Fv_\delta \quad (3.8)$$

そして、摩擦圧接過程の全圧接入力 $Q(\text{J})$ は式 (3.9) で表される。

$$Q = 6.283 \int NTdt + \int Fv_\delta dt \quad (3.9)$$

次に、摩擦過程の圧接入力を $Q_I(\text{J})$ とアプセット過程の圧接入力 $Q_F(\text{J})$ とすると、両過程を加算した全過程の圧接入力 $Q_T(\text{J})$ は式 (3.10) で表される。

$$Q_T = Q_I + Q_F \quad (3.10)$$

一方、全過程の単位圧接入力 $q_T(\text{J})$ は摩擦過程の単位圧接入力を $q_I(\text{J})$ とアプセット過程の単位圧接入力 $q_F(\text{J})$ とすると、式 (3.11) で表される。

$$\begin{aligned} q_T &= \frac{dQ_T}{dt} \\ &= \frac{d(Q_I + Q_F)}{dt} \\ &= \frac{d(\int q_I dt + \int q_F dt)}{dt} \end{aligned} \quad (3.11)$$

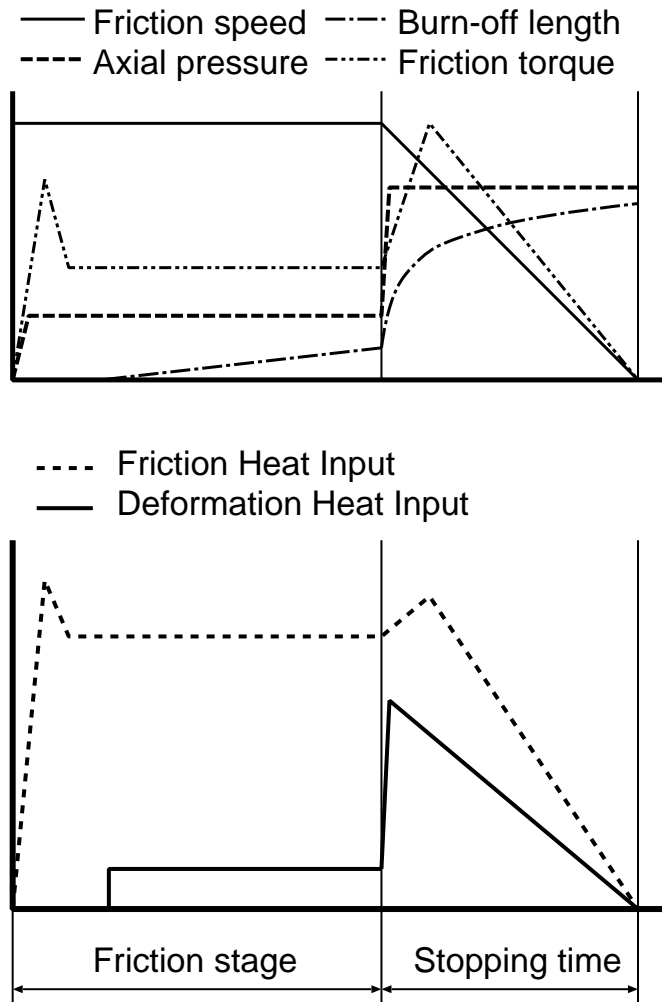


Fig. 3.6 Schematic diagram of brake-type friction welding behaviors.

一般に、摩擦圧接における重要な因子とされる摩擦速度、寄りしろ、推力および摩擦トルクは、圧接中に刻々と変化し、それらは Fig.3.6 に示す模式図の様に変化する。すなわち、母材の接触直後、摩擦トルクは急激に上昇するが、この部分では寄りしろはほとんど生じない。その後、母材の軟化に伴い摩擦トルクは一定値(定常域)を示す。その時点から寄りしろが徐々に生じ始め、次いで一定の寄り速度で進行する。アプセット過程で摩擦トルクが急激に上昇し、それに伴って寄り速度が増加する。単位摩擦入力(単位時間あたりの摩擦入力)は摩擦トルクと摩擦速度との積であるため、摩

擦過程では極初期に一時的に増大するが、ほぼ一定の値を示す。その後、アプセット過程の極初期で摩擦トルクが増大するため単位摩擦入力が増加するが、その後摩擦トルクが減少しブレーキによって摩擦速度が減速されるため、単位摩擦入力は減少する。単位変形入力は寄り速度と推力の積であり、摩擦過程では極初期を除いて、一定の寄り速度であるために単位変形入力も一定の値を示す。アプセット過程では、寄り速度と圧力の増加に伴い単位変形入力も増大するが、その後、寄り速度の減速によって単位変形入力は減少する。

本研究では、摩擦過程の圧接入力にかかわる諸現象として、定常域の摩擦トルクと寄り速度を採用した。定常域が明らかでない場合には、アプセット過程のトルク上昇直前における摩擦トルクと寄り速度を採用した。一方、アプセット過程では、摩擦寄りしろの生成は回転停止時にほぼ終了するので、摩擦過程終了時(アプセット過程開始時)から回転が停止するまでの短時間内の諸現象の平均値を採用した。そして、全過程の単位摩擦入力、単位変形入力および全単位圧接入力は、それぞれ全過程の摩擦入力、変形入力および全圧接入力をそれぞれ摩擦時間、ブレーキ時間、全摩擦時間で除した。

本章の圧接入力の種類とその記号を Table 3.1 に示す。なお、次章以降は、単位変形入力を単に入力として表記する。

Table 3.1 Kind of heat inputs.

q_{if} : 摩擦過程の単位摩擦入力	Q_{if} : 摩擦過程の摩擦入力
q_{ff} : アプセット過程の単位摩擦入力	Q_{ff} : アプセット過程の摩擦入力
q_{tf} : 全過程の単位摩擦入力	Q_{tf} : 全過程の摩擦入力
q_{id} : 摩擦過程の単位変形入力	Q_{id} : 摩擦過程の変形入力
q_{fd} : アプセット過程の単位変形入力	Q_{fd} : アプセット過程の変形入力
q_{td} : 全過程の単位変形入力	Q_{td} : 全過程の変形入力
q_i : 摩擦過程の全単位圧接入力	Q_i : 摩擦過程の全圧接入力
q_f : アプセット過程の全単位圧接入力	Q_f : アプセット過程の全圧接入力
q_t : 全過程の全単位圧接入力	Q_t : 全過程の全圧接入力

3.4 熱量の測定

3.4.1 熱量の測定方法

摩擦圧接中に発生する熱量(圧接入力)および用いる測定機器と記録計などの妥当性を調べるために、熱量計中で SUS304 ステンレス鋼を摩擦圧接して発生する

熱量を調べた。用いた熱量計の模式図を Fig.3.7 に示す。水を充填した熱量計中で摩擦圧接し、圧接後、すみやかに水を攪拌し、水温の上昇を記録した。熱量は、次式を用いて算出した。

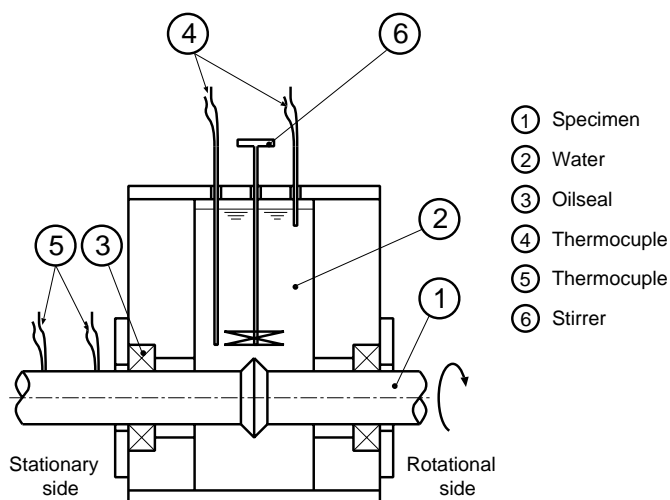


Fig. 3.7 Appearance of calorimeter for measuring friction temperature.

全熱量 Q_e (J) は、

$$\begin{aligned}
 Q_e &= Q_w - Q_{los} \\
 &= (t_u - t_0)(V_w \rho_w c_w + V_s \rho_s c_s) - Q_{los}
 \end{aligned}
 \tag{3.12}$$

ここで、

- Q_w : 水当量 (J)
- Q_{los} : 熱伝導その他で失われる熱量 (J)
- t_u : 圧接後の水の上昇温度 (K)
- t_0 : 圧接前の水の温度 (K)
- V_w : 熱量計内の水の体積 (m^3)
- ρ_w : 水の密度 ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)
- c_w : 水の比熱 ($\text{J}\cdot\text{g}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$)
- V_s : 熱量計内の圧接母材の体積 (m^3)
- ρ_s : 圧接母材の密度 ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)
- c_s : 圧接母材の比熱 ($\text{J}\cdot\text{g}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$)

3.4.2 実験方法

本実験で用いた圧接母材は比較的熱伝導率の低い SUS304 ステンレス鋼で、直径 10mm の供試材を長さ 100mm に切断し、圧接部を旋削加工したものである。実験は、(I) 摩擦過程のみによる熱量測定、(II) ブレーキ式摩擦圧接による熱量測定、(III) イナーシャ式摩擦圧接による熱量測定の 3 種を行なった。なお、圧接母材と式 (3.12) の計算に必要な諸数値を Table 3.2 に示す。参考に 6061 アルミニウム合金の緒数値も併記する。

Table 3.2 Physical properties of material used.

	Density $\rho(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	Specific heat $c(\text{J}\cdot\text{g}^{-1}\cdot\text{K}^{-1})$	Heat conductivity $\eta(\text{J}\cdot\text{cm}^{-1}\text{s}^{-1}\cdot\text{K}^{-1})$
A6061-T6	2.7(at R.T.)	0.896(at 373K)	1.67(at 373K)
SUS304	8.0(at R.T.)	0.519(at 373K)	0.160(at 373K)
Water	0.9982(at R.T.)	4.182(at R.T.)	0.216(at R.T.)

実験例として、(I) 摩擦過程のみによる温度測定の概要を示す。Table 3.3 に示すように、圧接条件因子は、摩擦圧力 P_1 、摩擦時間 t_1 および回転数 N である。まず、固定側および回転側の両母材を③のオイルシールを破損しないように、チャンバ内に挿入し、両母材の圧接面間隔を数 mm に設置する。次いで、②のウォータ・チャンバ内に所定の水を注入し、チャンバ内の上下 2 カ所に設けられた④のクロメル・アルメル熱電対と⑤の母材接触界面より 40mm と 50mm の 2 点に設けた熱電対の温度が一定になることを確かめる。次に、所定の回転数 N と所定の摩擦圧力 P_1 の元で摩擦時間 t_1 だけ摩擦させたあと、静止側母材を急速に後退させ両母材を瞬間的に引き離し、その後回転側母材の回転を停止させると同時に⑥の攪拌器を上下に動かして、②のウォータチャンバ内の水を攪拌する。そして、チャンバ内の上下 2 カ所に設けられた④の熱電対の示す温度が定常状態になったのを確かめて 1 圧接サイクルが終了する。なお同時に、摩擦トルク T 、回転数 N 、寄りしろ δ などはオシログラムに記録する。以下、実験 (II) および (III) も、両母材を引き離すこと以外はこれに準じて行った。

Table 3.3 Range of welding condition factors.

	(I)Separating type	(II)Braking type	(III)Inertia type
Friction pressure P_1 (MPa)	7~100	20~100	7~130
Upset pressure P_2 (MPa)	—	40~200	—
Friction time t_1 (s)	1~3	1~3	—
Stopping time t_B (s)	—	0.1	—
Friction speed N (s^{-1})	16.7~66.7	50.0	41.7~66.7

3.4.3 予備実験の結果

(a) まず始めに圧接母材から熱伝導によって放出される熱量を調べるために、熱量計を用いなくて Fig.3.7 の⑤の熱電対のみを設置して、大気中で圧接実験を行った。Fig.3.8 に熱電対の温度変化を示す。図から、温度上昇が明確に分かるのは圧接開始より 8s 後であることが分かった。これより、圧接開始から 8s 後までに、Fig.3.7 の④の 2 カ所に設けられた熱電対の示す温度が定常状態になれば、母材からの熱伝導による熱損失は無視してもよいことがわかった。(b) 次に、熱量計から熱伝導で失われると思われる熱量を調べるために、熱量計の壁面に熱電対を埋め込んで温度変化を測定した。すなわち、熱量計の内壁面から 0.5mm と 5.0mm の距離に 2 対の熱電対 (アルメル・クロメル) を埋め込み、313.16K の温水を熱量計に挿入して、その温度変化を測定した。その結果を Fig.3.9 に示す。図から、測定開始から約 4s を経過すると徐々に上昇し、約 8s 後には内壁面から 0.5mm の点で最大約 1.5K の温度上昇が測定された。この温度上昇による損失熱量は熱量計の容量から換算して最大約 30J と計算された。したがって、熱量計算にはこの損失熱量を考慮する必要がある。

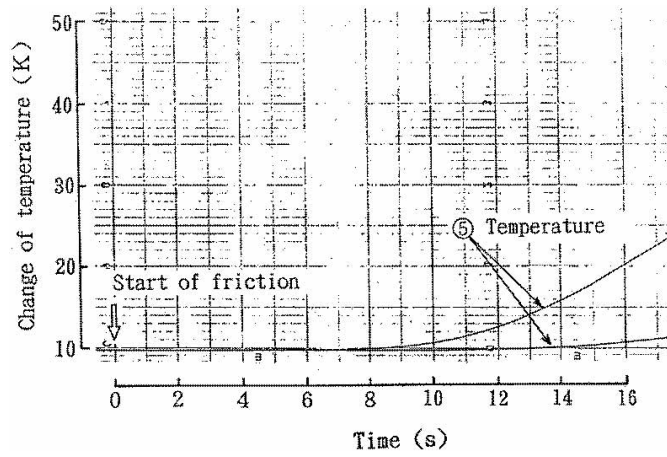


Fig. 3.8 An example of temperature data.

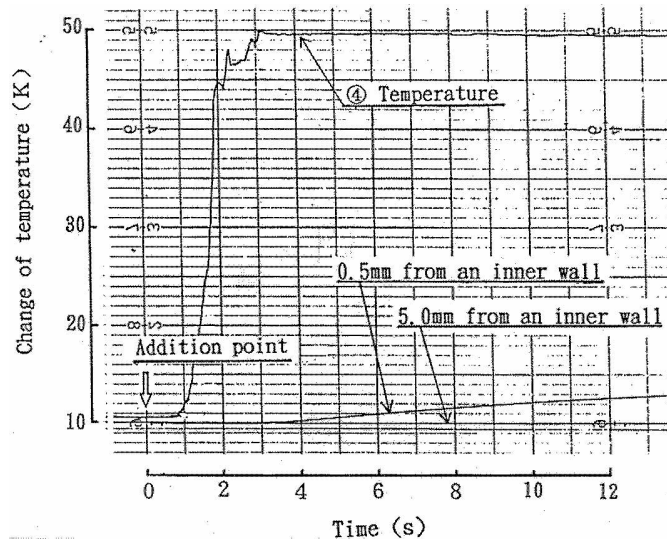


Fig. 3.9 An example of temperature data(Hot water).

3.4.4 全熱量の検討

Fig.3.10 ~ 3.12 に実験 (I) ~ (III) の温度測定結果の 1 例を示し、Fig.3.13 ~ 3.14 に摩擦トルクなどの摩擦挙動を示す。各温度測定結果の図から、Fig.3.7 の④の 2 カ

所に設けられた熱電対の示す温度が定常状態になっているのは、いずれも圧接開始から 8s 以内であり、従って、圧接時における母材からの熱伝導による熱損失は無視してもよいことが確認された (Fig.3.7 の⑤の熱電対の温度も参照)。そこで式 (3.12) から、各実験における全熱量 Q_e を計算し、さらに、摩擦トルク、摩擦圧力、摩擦速度、摩擦時間、アプセット圧力、ブレーキ時間、寄りしろなどの記録から式 (3.9) を用いて全熱量 Q を求めた。まず、熱量計から求めた全熱量 Q_e と、式 (3.9) の全熱量 Q と比較検討した。Fig.3.15 にその結果を示す。図から、総じて、熱量計から求めた全熱量 Q_e の値は、計算された熱量 Q の値より、やや低い値を示した。これは全熱量 Q_e の値において、前述の装置の熱伝導による熱損失 (最大で約 30J) やその他の熱損失があると考えられ、両者の関係は妥当なものであると思われる。

次に両者の関係をより詳細に検討するために、回帰分析を行い、

$$\text{相関係数 } r = 0.981$$

$$\text{回帰式 } Q = 0.97Q_e + 684$$

を得た。Fig.3.16 にその結果を示す。図から、両者は極めて高い相関関係があり、計算から求められる熱量すなわち式 (3.9) の妥当性が確かめられた。

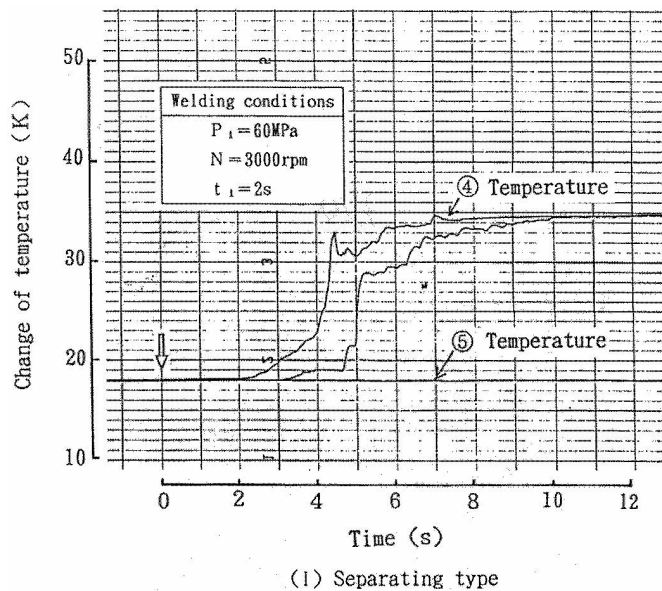


Fig. 3.10 An example of temperature data of experiment (I).

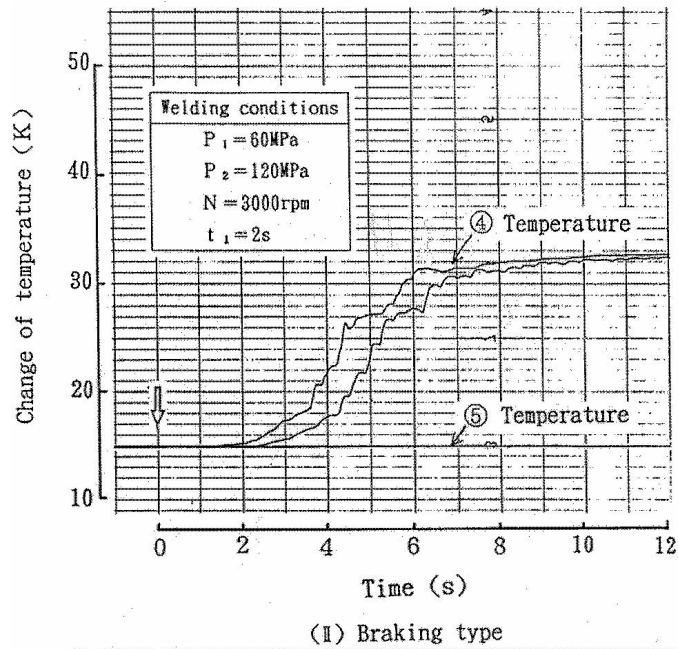


Fig. 3.11 An example of temperature data of experiment (II).

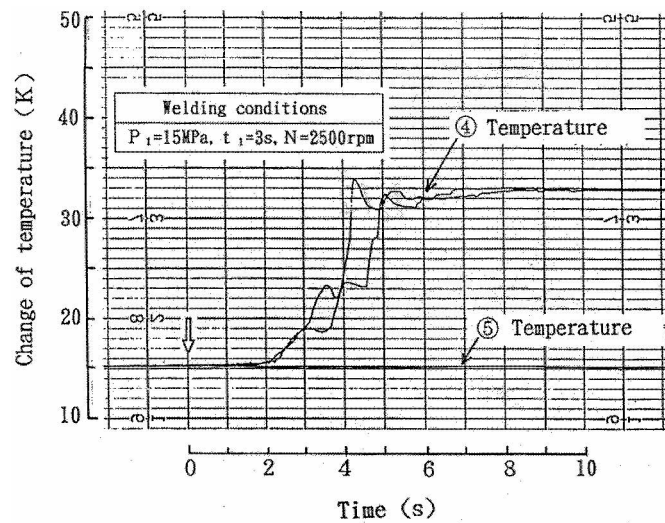


Fig. 3.12 An example of temperature data of experiment (III).

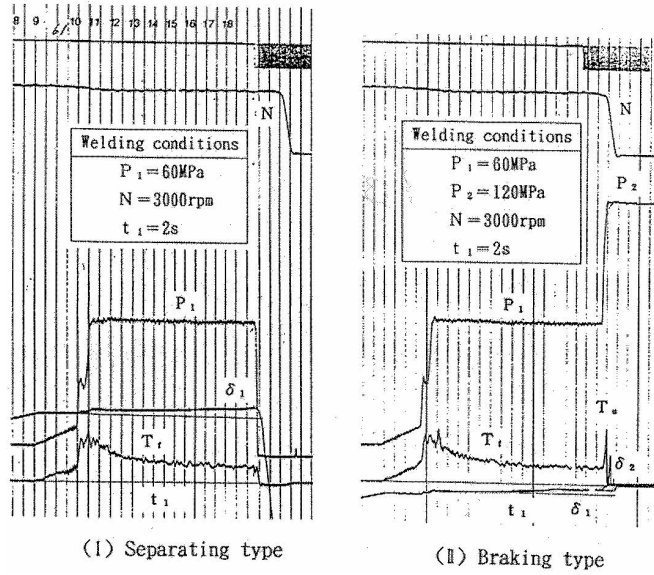


Fig. 3.13 An example of friction behavior.

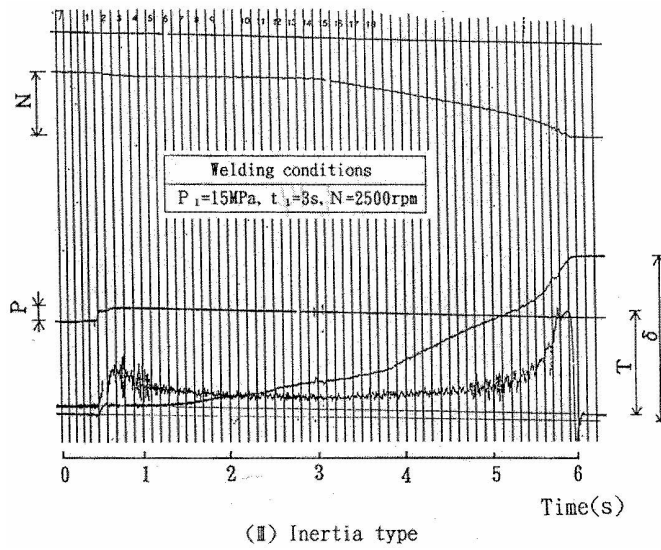


Fig. 3.14 An example of friction behavior.

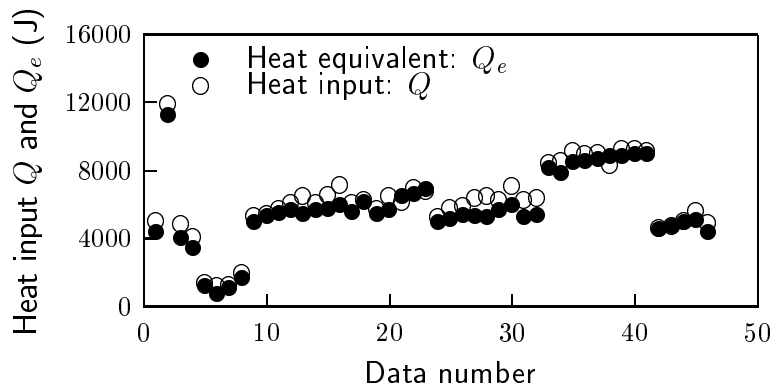


Fig. 3.15 Comparison of the experimental heat input with calculated heat input.

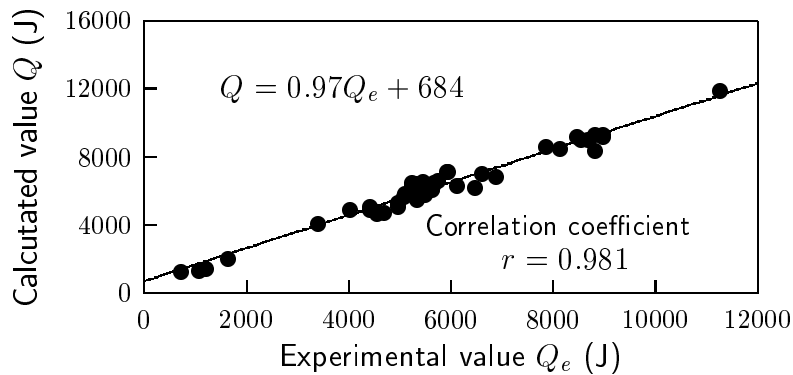


Fig. 3.16 Correlation coefficient and regression line for calculated value and experimental value.

3.4.5 摩擦入力と変形入力の検討

前節において、摩擦現象から熱量(圧接入力)の算定が可能であることを明らかにした。そこで、実験(I)~(III)それぞれの形式別に、式(3.9)の全圧接入力(全熱量)から摩擦入力と変形入力を求めた。その結果を摩擦圧力 P_1 を横軸に、熱量 Q を縦軸にとって表したのがFig.3.17~3.19である。いずれの図からも、摩擦入力に比較して変形入力は極めて小さく、その絶対値は(0~30J)程度である。しかしながら、Fig.3.18の実験(II)のブレーキ式圧接法において、アプセット過程での圧接入力はその絶対値で(270~390J)と計算でき、アプセット過程の変形入力は無視できない値と考えられる。実験(III)のイナーシャ式摩擦圧接の結果であるFig.3.19では、全圧接入力がブレーキ式に比べ約1.5倍と大きく、変形入力もブレーキ式的全変形入力に比べ約1.5倍と大きくなっている。

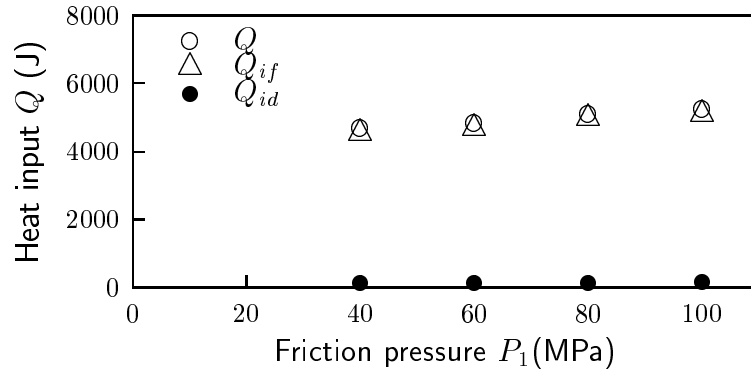


Fig. 3.17 Relation between heat inputs and friction pressure under separating type.

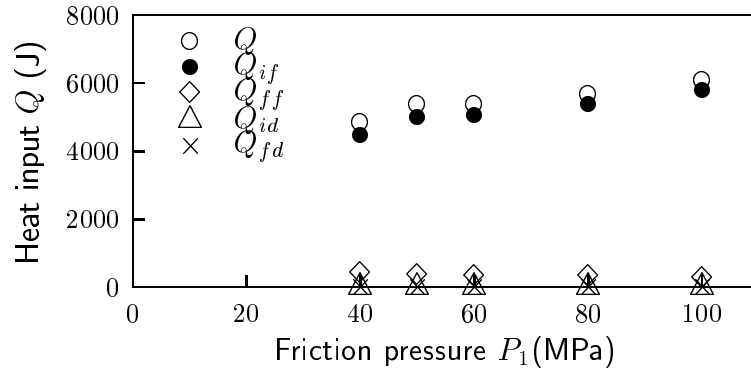


Fig. 3.18 Relation between heat inputs and friction pressure under braking type.

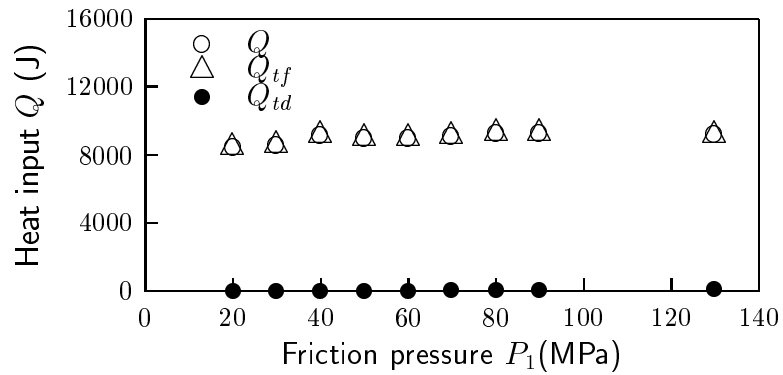


Fig. 3.19 Relation between heat inputs and friction pressure under inertia type.

3.4.6 アプセット過程における圧接入力の見直し

Fig.3.18 の計算結果からアプセット過程での変形入力の存在が確認できたので、本節ではアプセット過程における圧接入力の見直しを行った。すなわち、アプセット過程における圧接入力の実験 (I) と実験 (II) との温度差を求めその温度差を熱量に変換すればその値がアプセット過程における圧接入力と考えられる。Table 3.4 にその測定結果を示す。表から全熱量と比較して少ない (絶対値として 40 ~ 150J) が、アプセット圧力 P_2 の大小にかかわらず、その存在を確認することができた。

Table 3.4 Comparison between friction heat input and deformation heat input.

Welding conditions					Heat input (J)	
P_1	P_2	t_1	t_B	N	Friction	Deformation
40	0	2	0.1	50.0	4550	0
40	80	2	0.1	50.0	4700	140
60	0	2	0.1	50.0	4700	0
60	120	2	0.1	50.0	4830	140
80	0	2	0.1	50.0	4970	0
80	160	2	0.1	50.0	5110	140
100	0	2	0.1	50.0	5090	0
100	200	2	0.1	50.0	5240	150

3.5 摩擦面の様相

摩擦過程における摩擦面の様相の変化に関する研究結果については、すでに蓮井らによって報告されている²⁶⁾。同研究ではアクリル樹脂を用いて摩擦圧接を行い、圧接中、固定側母材端面よりアクリル樹脂を透過して摩擦面を観察している。そして、摩擦圧力が高く、摩擦速度が低いほど摩擦トルクが増大し、円形密着部領域は広くなることを示している。一方、摩擦圧力が低く、摩擦速度が高くなるほど摩擦トルクは減少し、円形密着部領域が狭くなることを明らかにしている。本研究ではこのような摩擦面の様相を想定し、円形密着部領域を凝着摩擦面、その外側で単に滑っている部分を滑り摩擦面と呼ぶことにする。

変形入力と摩擦面の様相を調べるために、6061 アルミニウム合金を使用し、摩擦圧接中、加圧シリンダを所定の時点で急速に後退させて回転側母材と固定側母材

を引き離した。摩擦過程において両母材を引き離した代表的な接合面の外観、SEM写真、摩擦入力および変形入力の値を Fig.3.20 に示す。

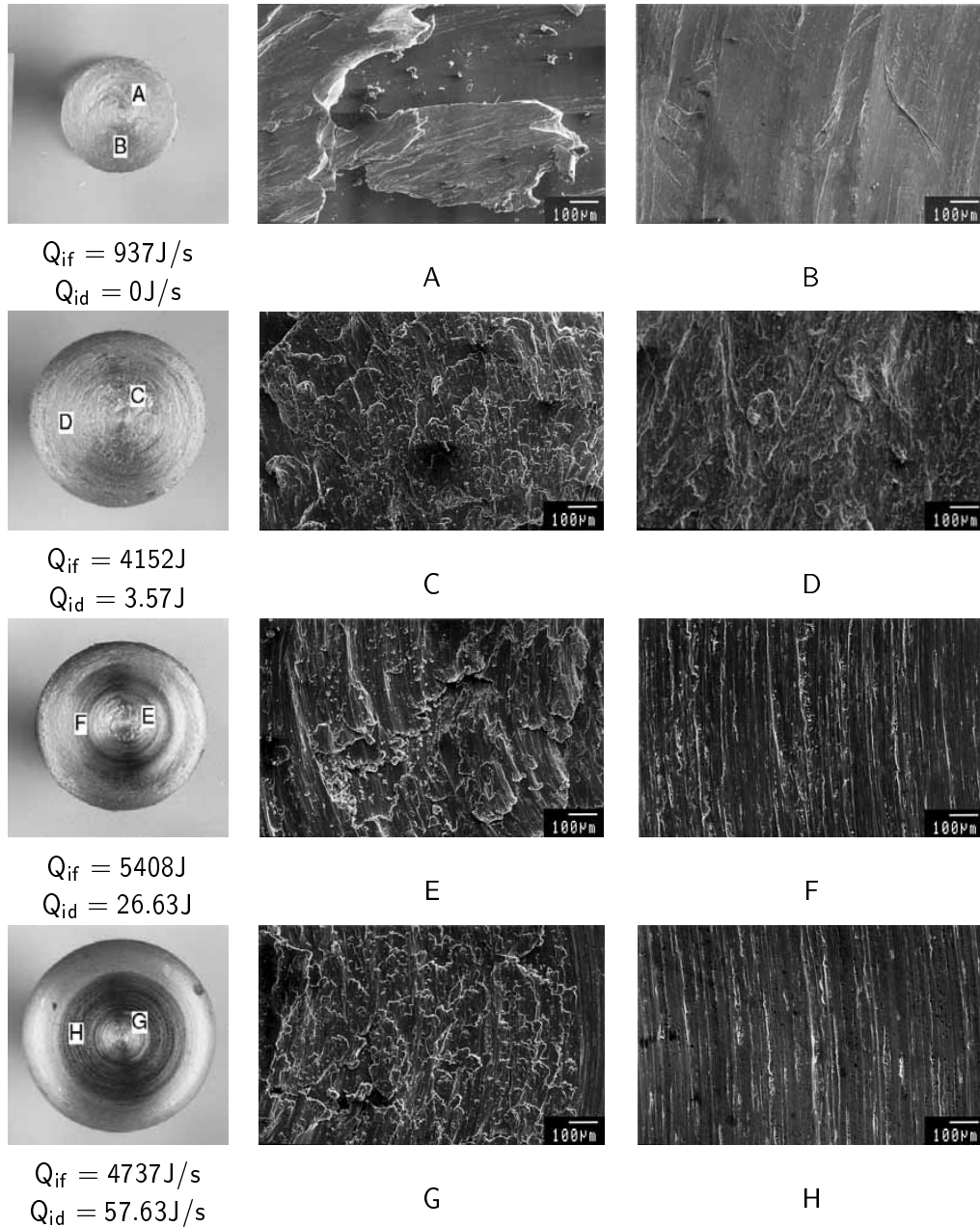


Fig. 3.20 Appearance of welded interface.

変形入力が 0J では、外観写真で凝着摩擦面と滑り摩擦面が混在し、ばりの発生は認められない。右側の SEM 写真で見ると凝着摩擦面 A では停留した付着模様が

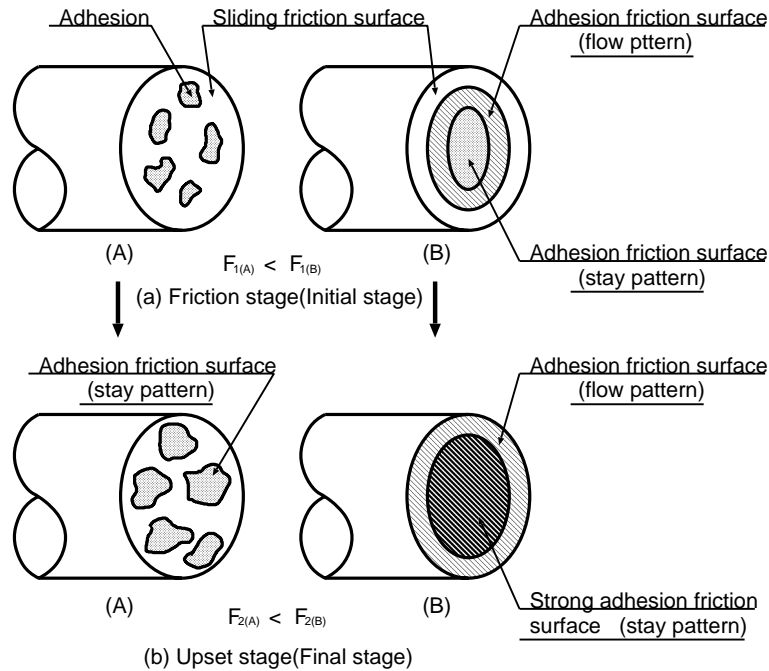


Fig. 3.21 Schematic illustration of friction surface.

生じている (stay pattern)。一方、B 部の SEM 写真では、滑り模様を呈している。これは、変形入力が 0J であるため軸方向の仕事が行われず、回転方向の仕事である摩擦入力だけが作用したため、凝着部が分散して発生したと考えられる。

変形入力が 3.57J, 26.63J, 57.63J と増加するに従い、SEM 写真の C, E, G にみられるように付着・滑り模様が次第に細くなる。外周部の D, F, H では、付着・滑り部が回転のために線状に回転させられた様相を示す (flow pattern)。外観的には、変形入力の増加に伴い中心部に存在する凝着部が次第に全面に拡大し、さらに、中心部は輝面となり外周部に筋目が入った形になる。

摩擦入力が 5408J の外観写真では凝着部が全面に広がっていないが、摩擦入力が 4737J では凝着部が全面に広がっていることから、摩擦入力と凝着部との間に密接な関係は無いものと判断される。

本実験の結果から、摩擦圧接中の摩擦面の様相を概念図で示すと Fig.3.21(a),(b) のようになる⁴⁵⁾⁻⁴⁷⁾。それぞれ濃灰色が凝着摩擦面、その周りの白抜きが滑り摩擦面を表す。

低い摩擦推力 (A) の摩擦過程において、摩擦面の所々が部分的に凝着し、その状態でアプセット過程に移行すると凝着摩擦面は幾分拡大するが、全面に広がる

ことはない。Fig. 3.20 より、変形入力は凝着摩擦面の大小に対応しており、変形入力が小さいと凝着摩擦面も小さくなって不完全継手となる。

(B) の高い摩擦圧力では、摩擦面中央部に凝着摩擦面が形成される。この状態で高いアプセット圧力のアプセット過程に移行すると、摩擦面全域に凝着摩擦面が拡大する。(B) は (A) に比べ変形入力が大きく、凝着摩擦面が摩擦面全域に拡大するため、完全継手となることが予想される。

3.6 結言

摩擦圧接中に発生する熱量(圧接入力)を測定するために、透明アクリル樹脂製の熱量計中で摩擦圧接し、内部に充填した水温の上昇量を水当量に換算して発生熱量を求めた。そして、摩擦入力と変形入力を比較した。次いで、摩擦圧接中、加圧シリンダを急速に後退させて回転側母材と固定側母材を引き離し、圧接入力と摩擦面の様相の関係を調べ、以下の結果を得た。

- 1) 摩擦トルクと回転数および寄りしろと圧接圧力より求められる摩擦入力の計算値と熱量計から換算した実測値とは高い相関を示した。
- 2) 摩擦入力と変形入力を比較した結果、摩擦過程における変形入力は極めて小さいが、アプセット過程における変形入力は大きくなる。
- 3) ブレーキ式摩擦圧接における全過程の変形入力に比べ、イナーシャ式摩擦圧接の変形入力は、約 1.5 倍と大きくなる。
- 4) 変形入力が小さいと凝着摩擦面は小さいが、変形入力の増大に伴い凝着摩擦面は増加し、凝着摩擦面が摩擦面全域に拡大する。その結果、完全な継手が形成される。

第4章 摩擦圧接における圧入力と引張強さの関係

4.1 緒言

前章で、摩擦圧接法における圧入力を摩擦入力と変形入力に分類し、それぞれの圧入力に対応する熱量を熱量計を用いて測定し、その存在を明らかにするとともに、測定機器の妥当性を確認した。次いで、摩擦圧接中、加圧シリンダを急速に後退させて回転側母材と固定側母材を引き離し、変形入力と摩擦面の様相の関係を調べ、変形入力の増大に伴い凝着部が拡大することを明らかにした。

摩擦圧接中、摩擦面およびその近傍の素材は圧接時間の経過に伴いばりとなって順次外部へ排出されるため、摩擦面の様相は時間とともに変化する²⁶⁾。したがって、一連の摩擦圧接過程において、とくに継手が形成される最終過程の摩擦現象と摩擦面の様相は継手強度と密接な関係があると考えられる。ある時点の摩擦現象は、それまでに投入された圧入力によって熱せられた摩擦面と母材の様相によって具現されるので、摩擦過程後期の圧入力は非常に重要である。

これまで、簡単な仮定のもとで計算した圧入力速度と引張強さとの関係の報告⁴⁸⁾があるが、圧入力と継手強度の関係について報告したものはみられない。

本章では、圧入力と引張強さの関係について調べ、良好な継手を作製するために必要な圧入力の種類と、圧入力が最も継手性能に影響を与える圧接過程について検討した。

また、比較的接合が容易とされる炭素鋼等の摩擦圧接では、全寄りしろによる圧接継手の評価が可能でかつ簡便であるため、現場では多用されている。6061 アルミニウム合金においても炭素鋼と同様、寄りしろと圧接継手の関係を明らかにし、寄りしろによる圧接継手の評価の可能性を模索した。

4.2 実験方法

本研究で用いた供試材は6061-T6 アルミニウム合金である。用いた圧接条件因子を Table 4.1 に示す。これらを組み合わせた42通りの圧接条件を採用した。アプセット圧力を基本的に摩擦圧力の3倍としたが、実際の現場作業中の圧接機の誤動作を考慮して、一部、摩擦圧力とアプセット圧力と同一、あるいは、摩擦圧力よりもアプセット圧力を低くした条件も採用した。

Table 4.1 Friction welding factors.

Friction pressure	P_1 (MPa)	5, 10, 15, 20, 25, 30, 35, 40, 45
Upset pressure	P_2 (MPa)	5, 10, 15, 20, 30, 45, 60 75, 90, 105, 120, 135
Friction time	t_1 (s)	2
Stopping time	t_B (s)	0.1
Friction speed	N (s^{-1})	16.7, 33.3, 50.0, 66.7

4.3 摩擦入力と引張強さの関係

まず、摩擦入力が継手性能、すなわち継手の引張強さとどのような関係にあるかについて調べた。摩擦過程、アプセット過程および全過程における摩擦入力と引張強さの関係を Fig. 4.1 ~ Fig. 4.3 に示す。図中の記号については、○印が破断面に未凝着部の全く無い完全継手を、●印が未凝着部が存在した不完全継手を示している。摩擦過程の摩擦入力およびアプセット過程の摩擦入力には大きなデータのばらつきがみられ、引張強さと摩擦入力の間に明確な関係がみられない。全過程の摩擦入力は、摩擦過程の摩擦入力とほぼ同様の分布を示している。これは、アプセット過程では摩擦速度が減速域にあるため、摩擦速度の減少が摩擦入力の絶対値を小さくしたためである。

摩擦過程およびアプセット過程における摩擦入力は、その全エネルギーが熱に変換される。十分な摩擦入力は、母材を軟化し、変形しやすくしてアプセット過程での推力の効果を促進させる。しかし、摩擦入力が小さすぎると、母材が十分軟化せず、不均一な摩擦面を生成する。これは、摩擦面全域が物理的あるいは熱的に均一でない接触となる。すなわち、この状態ではスティック・スリップ現象が生じており、部分的に凝着部が存在する激しい摩擦面となる。その後、アプセット過程の推力を大きくしても、十分接合できず、摩擦入力と明確な関係を示さないと考えられる。

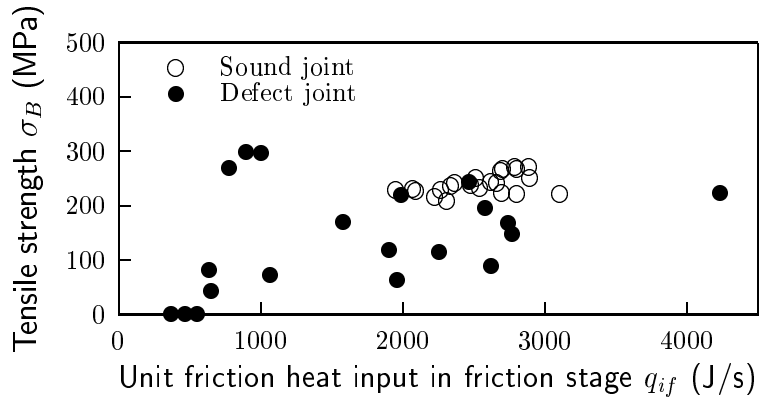


Fig. 4.1 Relationship between tensile strength and unit friction heat input during friction stage.

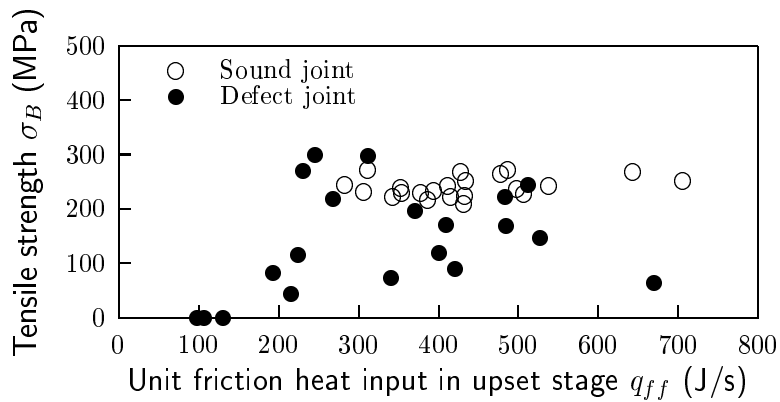


Fig. 4.2 Relationship between tensile strength and unit friction heat input during upset stage.

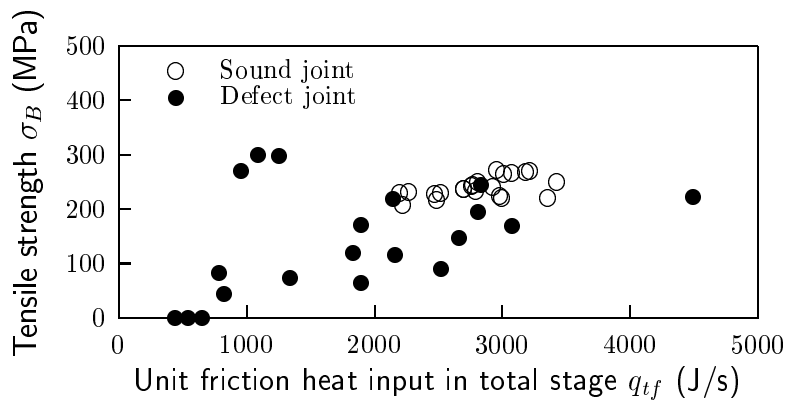


Fig. 4.3 Relationship between tensile strength and unit friction heat input during total stage.

4.4 変形入力と引張強さの関係

次に、変形入力と継手性能の関係について調べた。摩擦過程、アプセット過程および全過程における変形入力と引張強さの関係を Fig.4.4 ~ Fig.4.6 に示す。なお、Fig.4.5 のみに、圧接条件因子を摩擦圧力およびアプセット圧力を 7MPa、摩擦時間を 50s、ブレーキ時間を 0.1s と同じとし、摩擦速度のみ 33.3s^{-1} および 50.0s^{-1} と変更した継手を加えており、◇印で示した。これらは、摩擦時間が長く、全寄りしろが大きくなる圧接条件で、全て破断面に未凝着部が存在した不完全継手であり、本章 9 節で述べる。

Fig.4.4 より明らかな様に、摩擦過程では、変形入力が 40J/s 以上で安定した継手性能を得ることができるが、それ以下の小さい領域ではデータにばらつきが認められる。たとえば、図中の矢印で示した変形入力が約 1.29J/s における継手は、約 298MPa という高い引張強さを示している。用いた圧接条件は、摩擦圧力 35MPa 、アプセット圧力 105MPa 、摩擦速度 16.7s^{-1} 、摩擦時間 2s である。このときの摩擦寄りしろは、本実験で用いた全ての継手の平均摩擦寄りしろが 4.20mm であるのに対して、 0.48mm と著しく少なく、そのため摩擦過程の変形入力も低い。また、アプセット過程における全継手の平均アプセット寄りしろが 5.76mm であるのに対して、この継手のアプセット寄りしろは 0.72mm と少なく、アプセット過程の変形入力も 116.38J/s と比較的小さい。したがって、この継手の接合面には、低い摩擦速度と高い摩擦圧力のため凝着摩擦面が所々に形成され、その部分が冷間圧接に似た接合となって荷重を受け持ち、総体的に継手強度が上昇したと考えられる。

アプセット過程は、Fig.4.5 に示すように、変形入力の小さい領域において若干のばらつきが認められるが、約 200J/s 以上の変形入力では安定した継手性能を得ることができる。

全過程における変形入力と引張強さとの関係を Fig.4.6 に示す。本研究の圧接条件では、ブレーキ時間が摩擦時間の $1/20$ であるため、アプセット過程が全過程に与える影響は小さく、アプセット過程と同様のデータ分布とならない。しかし、全過程の変形入力では変形入力の低い領域でばらつきが認められるものの、アプセット過程の変形入力とほぼ同じ分布となる。これは、摩擦過程の変形入力よりもアプセット過程の絶対値の方が極めて大きいためである。圧接継手の作製過程で、最終接合面を形成するのは圧接過程の最終部であるアプセット過程とみなされており⁴⁹⁾、したがって、アプセット過程の変形入力が継手性能に大きな影響を及ぼすものと考えられる。すなわち、摩擦過程の変形入力はその全てが継手性能に影響するわけではなく、全変形入力と継手性能とは、必ずしも対応しないといえる。

アプセット過程の変形入力と引張強さの関係を示した Fig.4.5 中に指示したの A~D に対応する継手の接合部のミクロ写真を Fig.4.7 に示す。変形入力小さい場合の継手では圧接界面に未凝着部が認められ繊維状組織が外周部へ向けて変形していない。しかし、変形入力大きい継手では繊維状組織が外周部に向けて変形しており、これによって圧接界面が十分に密着するため凝着摩擦面が拡大し、結果として引張強さが高くなったと考えられる。

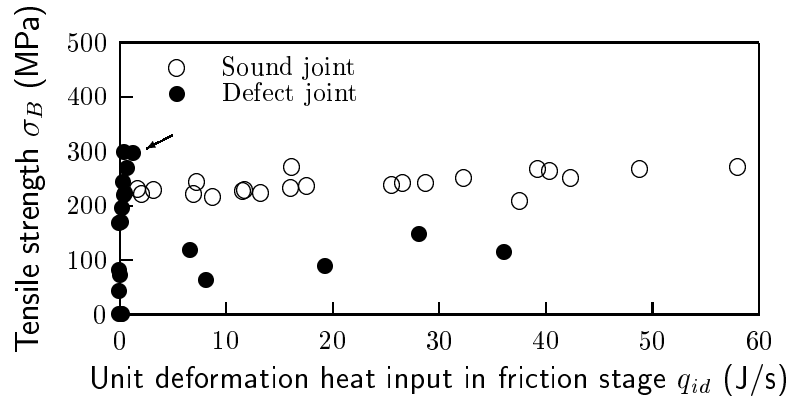


Fig. 4.4 Relationship between tensile strength and unit deformation heat input during friction stage.

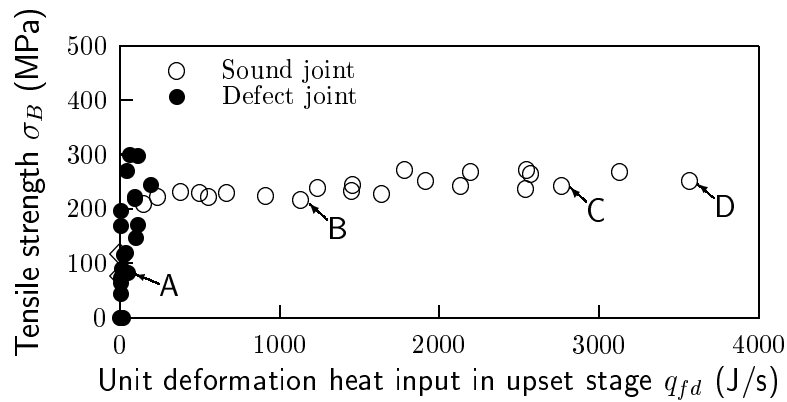


Fig. 4.5 Relationship between tensile strength and unit deformation heat input during upset stage.

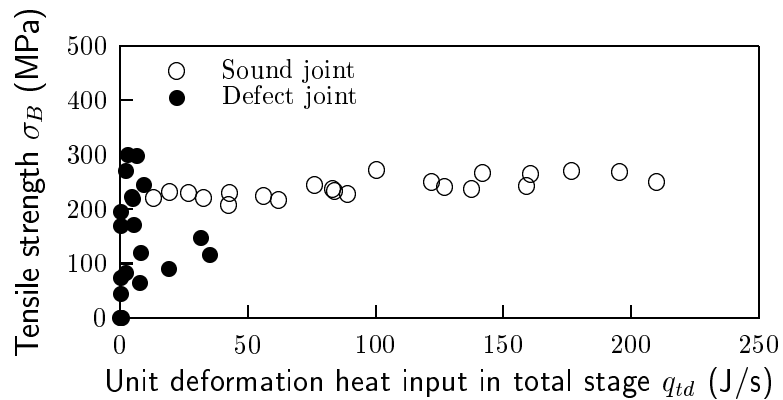
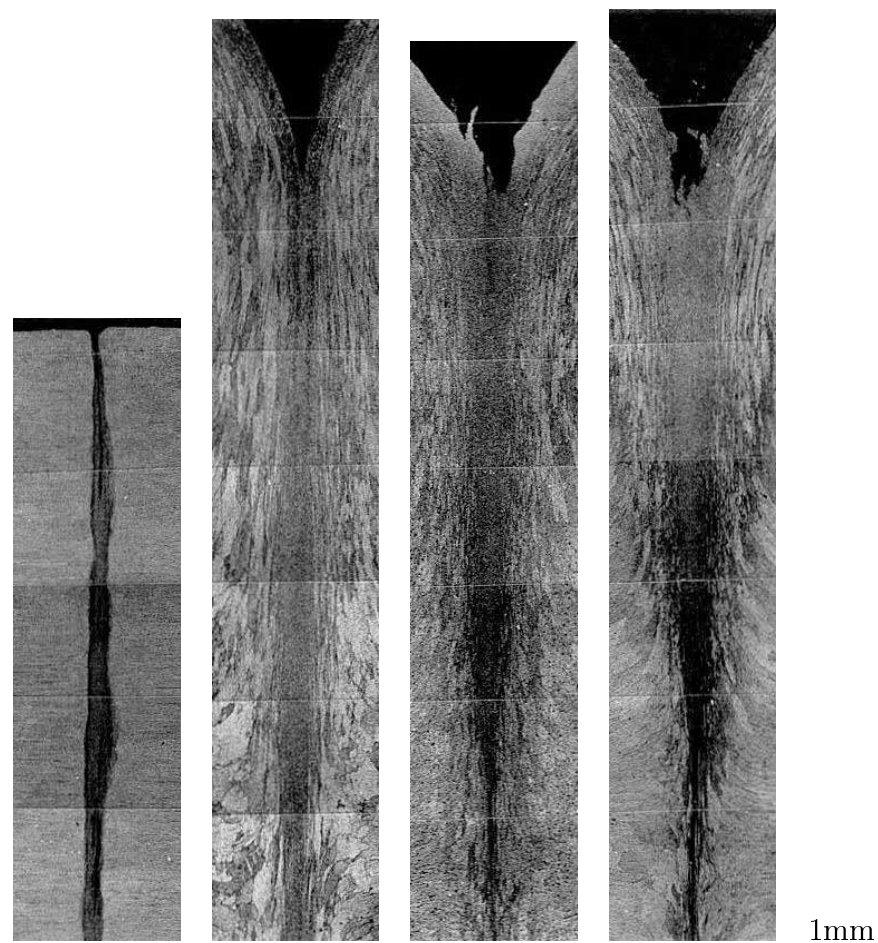


Fig. 4.6 Relationship between tensile strength and unit deformation heat input during total stage.



	Joint A	Joint B	Joint C	Joint D
q_{fd} (J/s)	51.7	1136.1	2770.9	3566.1
σ_B (MPa)	82.3	216.3	242.8	250.0

Fig. 4.7 Appearance of the interface of friction welded joints.

4.5 全入力と引張強さの関係

摩擦入力と変形入力の和である全圧接入力に継手性能とどのような関係があるかについて調べた。摩擦過程、アプセット過程および全過程における全圧接入力と引張強さの関係を Fig.4.8 ~ Fig.4.10 に示す。

摩擦過程の全圧接入力と引張強さの関係は、摩擦過程の摩擦入力を表す Fig. 4.1

とほぼ同じ分布となる。一般に摩擦過程では主に接合部を加熱する摩擦入力の変形入力の絶対値を上回り、摩擦入力が増加する。摩擦入力が支配的となる。

アプセット過程の全圧入力と引張強さの関係は、若干、全圧入力の低い領域ではばらつきがみられるが、アプセット過程の変形入力を表す Fig. 4.5 とほぼ同じ分布となる。アプセット過程では、接合部を加熱する摩擦入力よりも接合のための密着や凝着摩擦面の拡大を促進する変形入力が増加する。そして、アプセット過程の全圧入力 1000J/s 以上で作製された継手を良好な圧接継手と評価でき、良好な完全継手を作製できる目安となる。

摩擦過程では変形入力よりも摩擦入力の方が、また、アプセット過程では摩擦入力よりも変形入力の方が相対的に大きな値となる。しかし、相対的にブレーキ時間が摩擦時間よりも極端に短いため、全過程の全圧入力は、摩擦過程の摩擦入力とほぼ同じデータ分布となる。

以上、各過程の圧入力と継手性能の関係について調べた。その結果、アプセット過程の変形入力、全圧入力および全過程の変形入力がそれぞれ継手性能と良好に対応することが明らかとなったが、データのばらつきと測定の容易さという観点から判断すると、アプセット過程の変形入力が継手性能の評価に最も適すると考えられる。

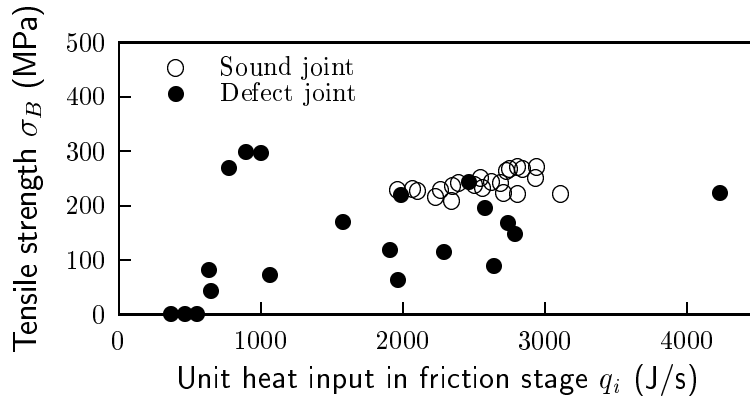


Fig. 4.8 Relationship between tensile strength and unit heat input during friction stage.

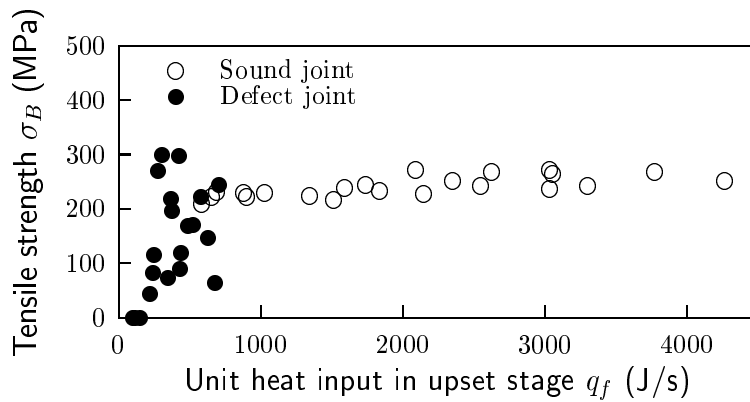


Fig. 4.9 Relationship between tensile strength and unit heat input during upset stage.

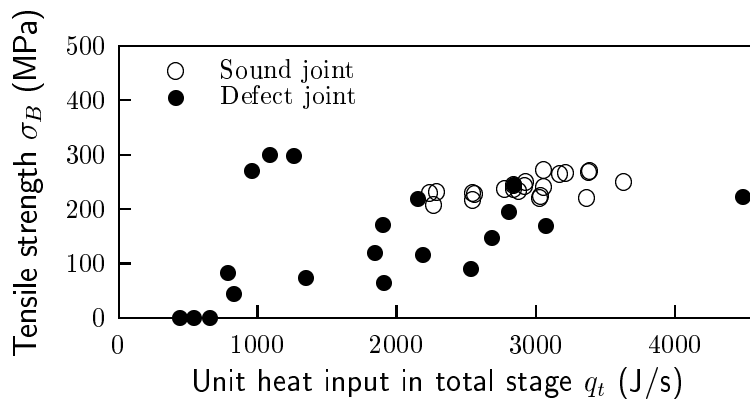
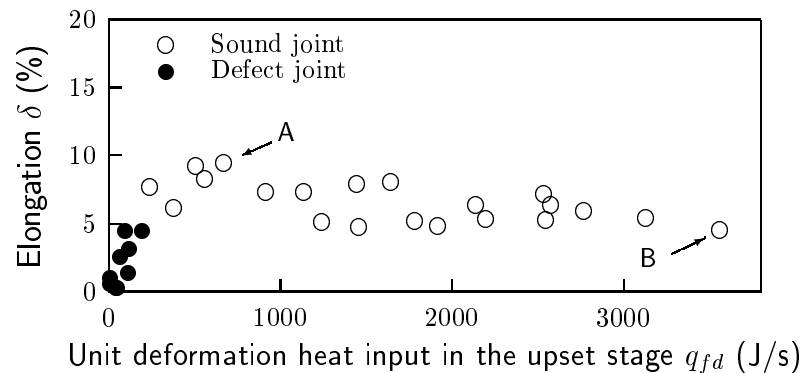


Fig. 4.10 Relationship between tensile strength and unit heat input during total stage.

4.6 アプセット過程の変形入力と伸びおよび絞りの関係

前節までに示した通り、アプセット過程における変形入力(アプセット変形入力)は継手性能と密接な関係にある。そこで、アプセット変形入力と伸びの関係を Fig.4.11 に示す。アプセット変形入力の小さい領域では不完全継手が存在し、伸びは 4.5%以下であるが、アプセット変形入力が約 200J/s を超えた完全継手の領域で、伸びは 4.5~9.5%の範囲にあり、ばらつきがみられる。さらに、アプセット変形入力の増加に従って、伸びは減少しばらつきも小さくなる。アプセット変形入力の増大に伴い伸びが若干減少するのは、前述と同様、軟化域の減少によるものと考えられる。



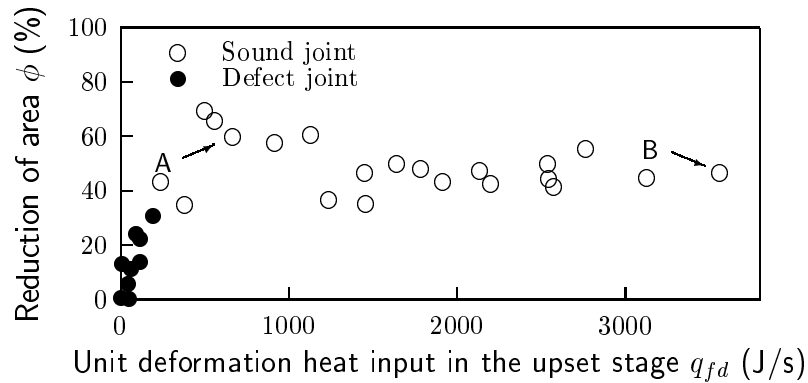
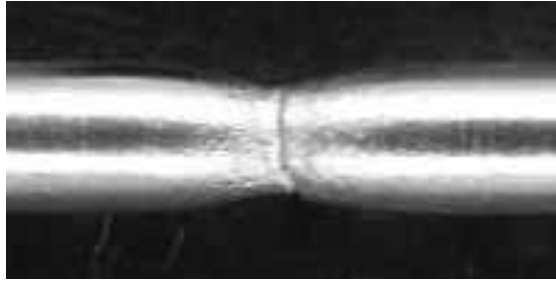
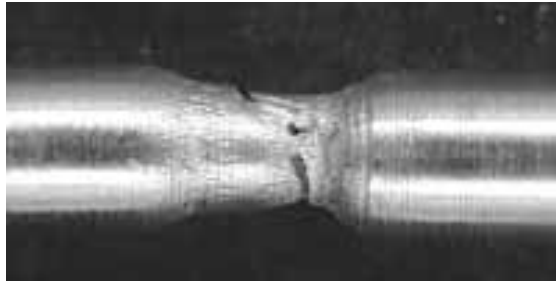


Fig. 4.12 Relationship between reduction of area and unit deformation heat input in the upset stage.

Figs.4.11,4.12 の中で、伸びが大きく絞りが最も小さい継手 A、その逆の継手 B の引張破断部外観を Fig.4.13 に示し、それらの硬さ分布を Fig.4.14 に示す。継手 A の圧接条件は、摩擦圧力が 25MPa、アプセット圧力が 75MPa、摩擦時間が 2s、摩擦速度が 33.3s^{-1} であり、継手 B の圧接条件は、摩擦圧力が 45MPa、アプセット圧力が 135MPa、摩擦時間が 2s、摩擦速度が 66.7s^{-1} である。継手 A はアプセット変形入力が小さく、継手 B はアプセット変形入力の大きいものである。

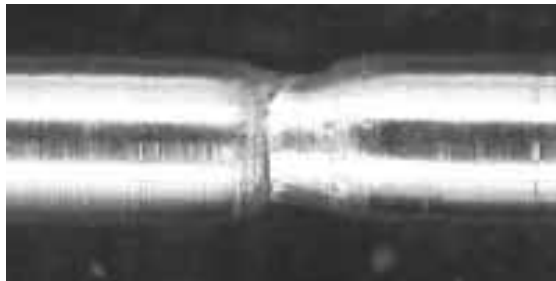


Base Material



(A)

$$P_1 = 25\text{MPa}, P_2 = 75\text{MPa}, t_1 = 2\text{s}, t_B = 0.1\text{s}, \\ N = 33.3\text{s}^{-1}, \delta = 9.5\%, \phi = 60\%$$



(B)

$$P_1 = 45\text{MPa}, P_2 = 135\text{MPa}, t_1 = 2\text{s}, t_B = 0.1\text{s}, \\ N = 66.7\text{s}^{-1}, \delta = 4.6\%, \phi = 46\%$$

10mm

Fig. 4.13 Appearance of tensile tested specimens.

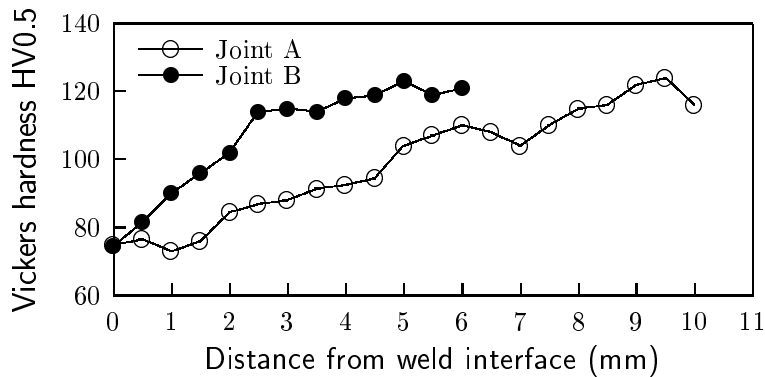


Fig. 4.14 Hardness distributions of friction welded joints.

継手 A および B の破断部の外観をみると、継手 A はくびれ部分の幅が広く、破断部の直径は細くなっている。一方、継手 B は、くびれ部分の幅が狭く、局部的に細くなっており、そこから破断している。

次に、Fig.4.14 に示す硬さ分布をみると、継手 A,B とも最軟化部の値はほぼ同一であるものの、軟化部の幅が継手 A は広く、継手 B は狭い。

以上のことより、軟化域の広い継手は母材部で大きな伸びを伴いながら破断し、軟化域の狭い継手では、圧接界面近傍で三次元応力の影響を受けながら伸びの少ない状態で破断する。このことから、引張強さと伸び、および絞りのばらつきとそれらの大小関係が説明できる。

4.7 摩擦入力と寄りしろの関係

第 4 章と同様の実験方法を用いて実験を行なった。摩擦過程の摩擦入力と摩擦寄りしろ、アプセット過程の摩擦入力とアプセット寄りしろ、および全過程の摩擦入力と全寄りしろの関係を Fig.4.15~ Fig.4.17 に示す。図中の記号は、いずれも引張試験で破断面に未凝着部が認められない完全継手を○印、破断面に未凝着部が認められた不完全継手を●印で表している。図から、いずれの結果においても相関関係を認めることができない。

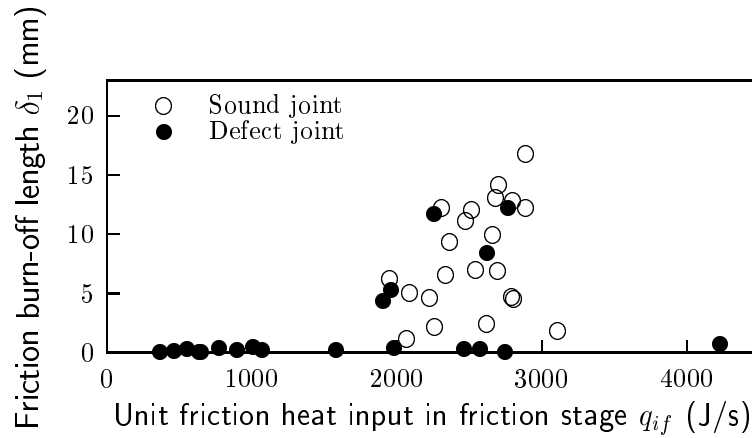


Fig. 4.15 Relationship between friction burn-off length and unit friction heat input during friction stage.

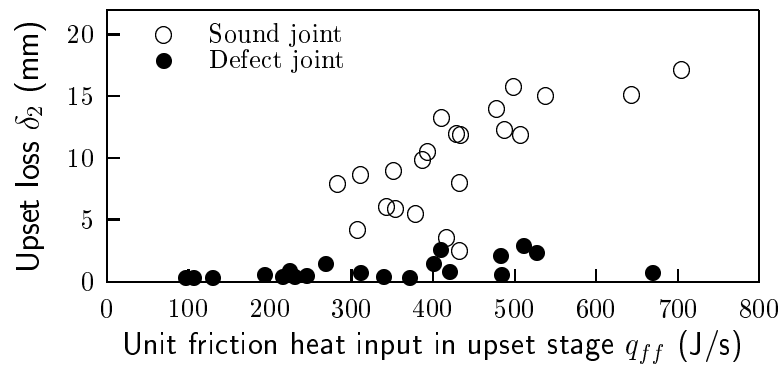


Fig. 4.16 Relationship between upset loss and unit friction heat input during upset stage.

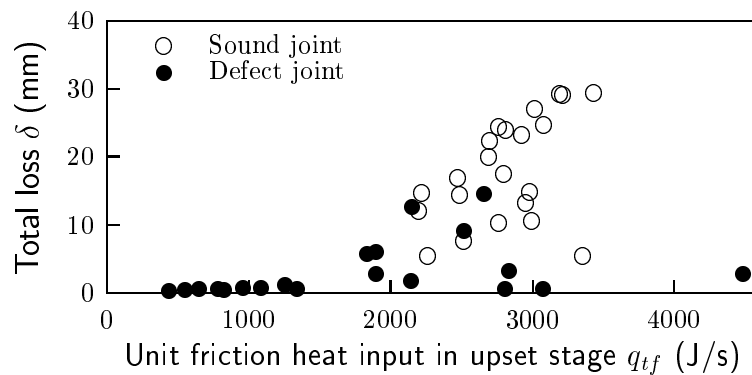


Fig. 4.17 Relationship between total loss and unit friction heat input during total stage.

4.8 変形入力と寄りしろの関係

摩擦過程の変形入力と摩擦寄りしろの関係、アブセット過程の変形入力とアブセット寄りしろの関係、および全過程の変形入力と全寄りしろの関係を Fig.4.18～Fig.4.20 に示す。若干ばらつきが見られるものの、いずれの結果においてもほぼ比例関係が認められる。アブセット過程ではアブセット過程の変形入力とアブセット寄りしろの小さい領域に不完全継手が集中しており、約 200J/s 以上のアブセット過程の変形入力では約 3mm 以上のアブセット寄りしろとなり、完全継手になると考えられる。これに対し、摩擦過程では広範囲に渡って完全継手と不完全継手が混在するので、摩擦寄りしろでは継手の評価は困難と考えられる。全過程においては、圧接入力と寄りしろの小さいところに不完全継手は分布するが、アブセット過程ほどその分布域は狭くなく、継手評価の可能性はあるものの、アブセット過程ほど厳密ではない。

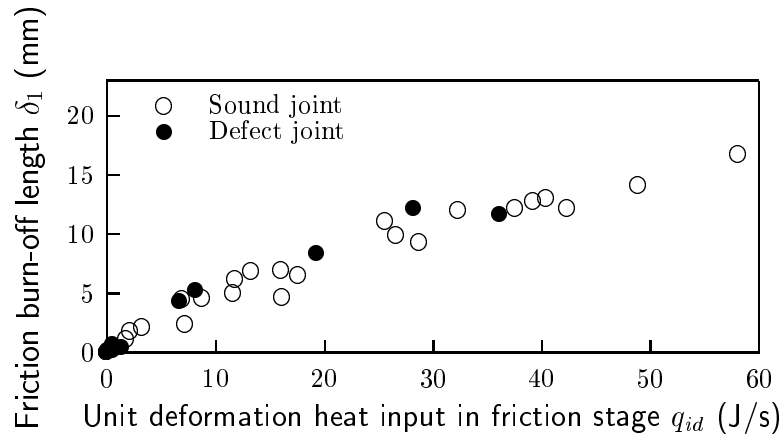


Fig. 4.18 Relationship between friction burn-off length and unit deformation heat input during friction stage.

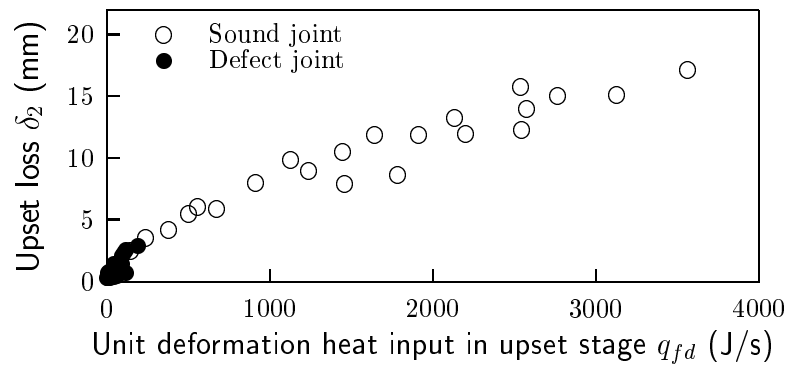


Fig. 4.19 Relationship between upset loss and unit deformation heat input during upset stage.

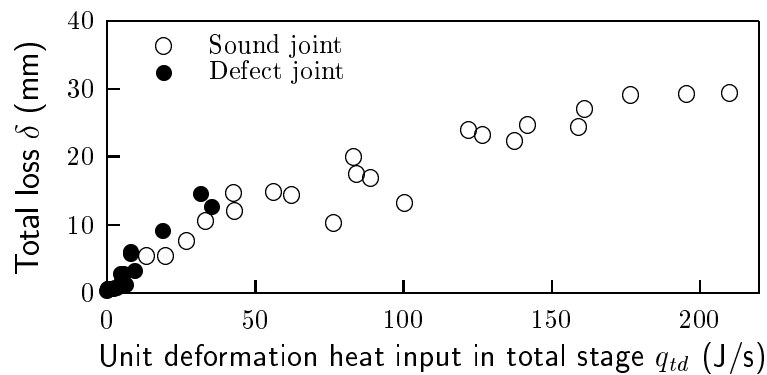


Fig. 4.20 Relationship between total loss and unit deformation heat input during total stage.

4.9 寄りしろと引張強さの関係

摩擦寄りしろと引張強さの関係、アプセット寄りしろと引張強さの関係、および全寄りしろと引張強さの関係を Fig.4.21～ Fig.4.23 に示す。なお、本章 4 節の Fig.4.5 で追加した圧接条件の継手も Fig.4.22 および Fig.4.23 に ◇印で追加した。これらの継手は、全て破断面に未凝着部が存在した不完全継手である。

摩擦寄りしろと引張強さの関係は、ばらつきが大きく、評価に値しない。全寄りしろによっても圧接継手の評価が可能であり、全寄りしろが約 15mm 以上で完全継手と評価できるが、不完全継手と完全継手の混在領域が大きい。アプセット寄りしろと引張強さの関係は、Fig.4.5 と同様、アプセット寄りしろの低い領域で若干のばらつきがみられるが、約 3mm 以上のアプセット寄りしろで圧接継手を完全継手と評価でき、完全継手作製の目安となる。

炭素鋼では、全寄りしろによって完全継手作製の目安となるが、6061 アルミニウム合金では ◇印で示した継手が示すように、全寄りしろが大きくても不完全継手となることから、全寄りしろでは評価が難しい。しかし、アプセット寄りしろでは、このような極端な圧接条件であっても評価が可能である。その一例として、◇印で示した圧接継手に対応する圧接条件、すなわち、摩擦圧力およびアプセット圧力 7MPa、摩擦時間 50s、ブレーキ時間 0.1s、摩擦速度 33.3s^{-1} を用いて圧接を行い、継手のばりの形状、引張試験片の破断外観、および接合界面の様子を観察したその結果を Fig.4.24 に示す。この継手は、全寄りしろが 12.7mm であるが引張強さが 113MPa であるため、不完全継手である。これは、摩擦圧力およびアプセット圧力ともに 7MPa と極端に小さかったため、アプセット寄りしろが 1.2mm、アプセット変形入力が 1.29J/s といずれも小さく、破断面の様子などから、凝着摩擦面が十分に拡大していなかったものと考えられる。このことから、摩擦時間を長くすると摩擦寄りしろが増加するため、全寄りしろも増加し、全寄りしろでの評価を難しくしている。

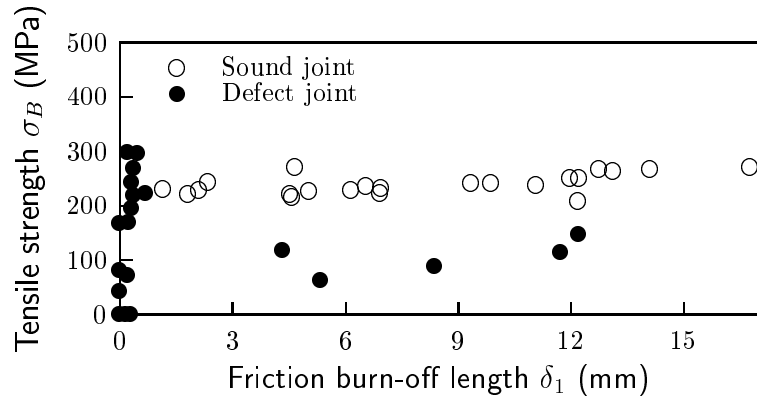


Fig. 4.21 Relationship between tensile strength and friction burn-off length.

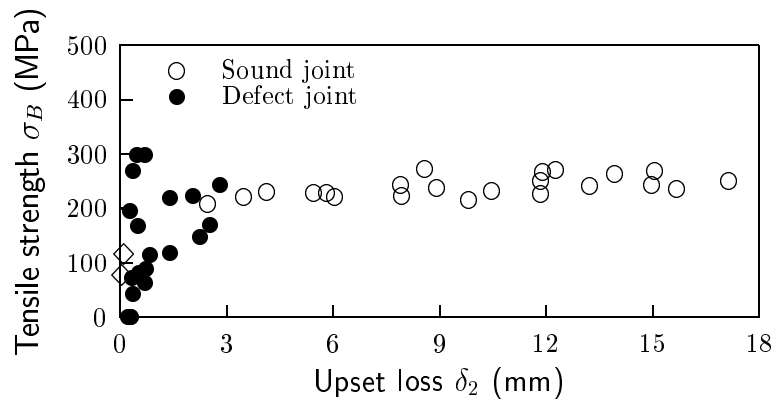


Fig. 4.22 Relationship between tensile strength and upset loss.

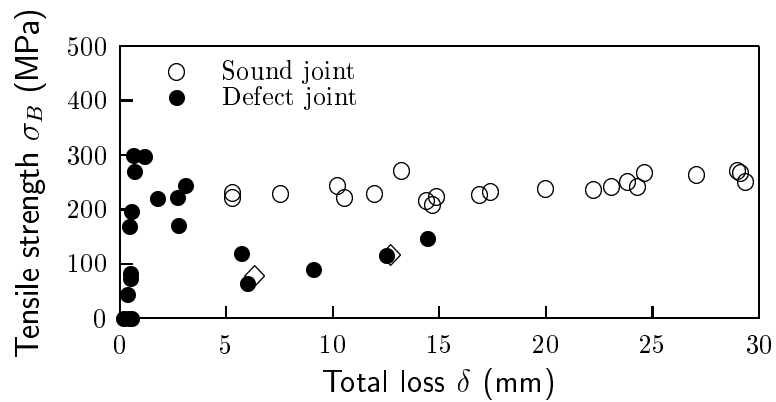


Fig. 4.23 Relationship between tensile strength and total loss.

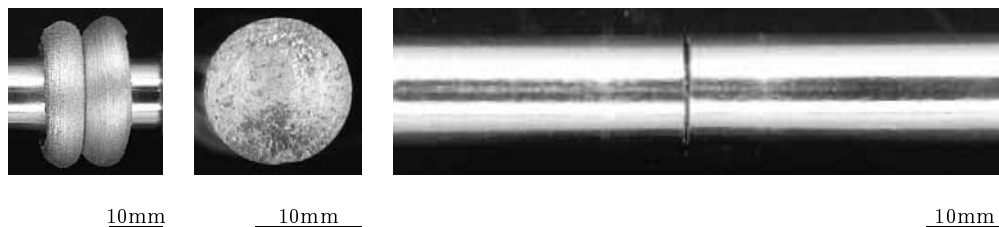


Fig. 4.24 Appearance of burr shape, tensile tested specimens and welded interface.

4.10 アプセット寄りしろと引張試験における伸びと絞りの関係

アプセット寄りしろと伸びの関係を Fig.4.25 に示す。アプセット寄りしろが約 3mm 以上で伸びが 4.5%以上となる完全継手の領域となる。

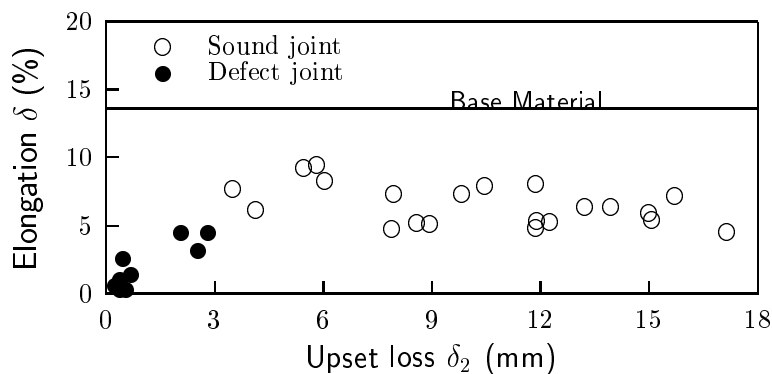


Fig. 4.25 Relationship between elongation and upset loss.

アプセット寄りしろと絞りの関係を Fig.4.26 に示す。アプセット寄りしろの小さい不完全継手の領域では絞りは小さく、アプセット寄りしろが約 3mm 以上の完全継手の領域に入ると 35%以上の絞りとなる。

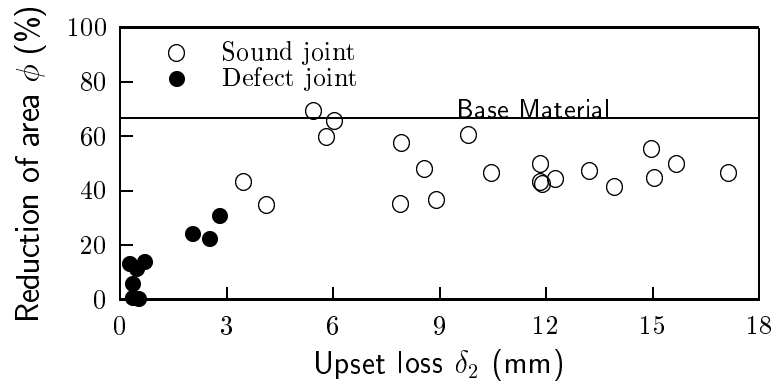


Fig. 4.26 Relationship between reduction of area and upset loss.

4.11 摩擦圧接における圧接入力と母材形状の関係

これまでに、直径 14mm の 6061 アルミニウム合金同種材については、アプセット過程の変形入力と継手強度との間に密接な関係があり、それらによって継手強度を評価し得ることを示した。

本節では、母材直径を 10mm、12mm、および 16mm に変化させて圧接した継手の継手強度とアプセット変形入力の関係について調べた。次いで、それぞれの母材直径において、破断面に未凝着部が認められない完全継手の製作とその評価の指針となり得るアプセット過程の変形入力の最小限界値 (最小限界アプセット変形入力) を求めた。そして、それぞれの母材直径におけるアプセット寄りしろと圧接入力の関係、および継手強度とアプセット寄りしろの関係について検討し、アプセット寄りしろの最小限界値 (最小限界アプセット寄りしろ) を求めた。

4.11.1 実験方法

本実験で用いた供試材は 6061-T6 アルミニウム合金である。圧接母材は、直径 16mm の供試材を全長 80mm に切断し、直径 16mm の圧接母材はそのまま、それより小径材にあっては圧接面側から軸方向に 20mm の長さだけ 10mm、および 12mm の直径にそれぞれ旋削加工したものである。なお、圧接直前に圧接母材の圧接面をアセトンで洗浄した。

継手の作製に用いた圧接条件因子とその適用範囲を Table 4.2 に示す。これらの圧接条件因子を種々に組み合わせて圧接条件とした。

母材および圧接継手とも、Fig.4.27 に示すように、圧接前の母材直径より直径で

0.5mm 小径に旋削加工を行った JIS 14 号 A 試験片を用いて引張試験を行った。なお、図中の L は平行部長さであり、圧接界面は平行部の中央である。

Friction pressure	P_1 (MPa)	5, 10, 15, 20, 25, 30, 35, 40, 45
Upset pressure	P_2 (MPa)	5, 10, 15, 20, 30, 40, 45, 50, 60, 75, 80, 90, 100, 105, 120, 135
Friction time	t_1 (s)	1, 2, 3, 4, 6
Stopping time	t_B (s)	0.1
Friction speed	N (1/s)	16.7, 33.3, 50.0, 66.7

Table 4.2 Factors of friction welding condition.

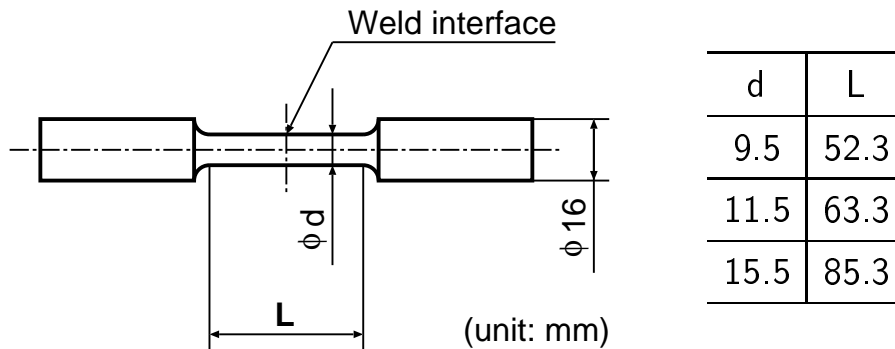


Fig. 4.27 Shape and dimensions of tensile test specimen.

4.11.2 アプセット過程の変形入力と引張強さの関係

母材直径 10mm、12mm、および 16mm の母材を圧接した継手のアプセット過程の変形入力と引張強さの関係を Fig.4.28 に示す。図中の記号は、いずれも引張試験で破断面に未凝着部が認められない完全継手を○印、破断面に未凝着部が認められた不完全継手を●印で表している。●印の未凝着部が存在した継手は、引張強さが低く、また引張強さのばらつきが顕著である。しかし、未凝着部が存在するにもかかわらず、母材強度よりも高い引張強さを示す継手が存在する。これは、低い摩擦速度と高い圧力のため摩擦面温度が低くなり、冷間圧接に近い形で強力な接合部が部分的に形成され、その部分が大きな荷重を受け持ち、総体的に引張

強さが増大したことによるものと考えられる⁵⁰⁾。変形入力が 0J/s 付近の継手は、アプセット寄りしろが 0mm、もしくは 0mm に近い値を示しており、この事実はアプセット過程でほとんどばりの排出が行なわれず、変形しなかったことを示している。一般には、摩擦圧力と同等のアプセット圧力を付加した場合でも、摩擦速度や摩擦時間を調整すれば、アプセット過程でばりの排出が行なわれ、完全継手となり得る。しかし、ほとんど変形しなかった継手では圧接条件が不良なため、不完全継手となり引張強さも低下したと考えられる。

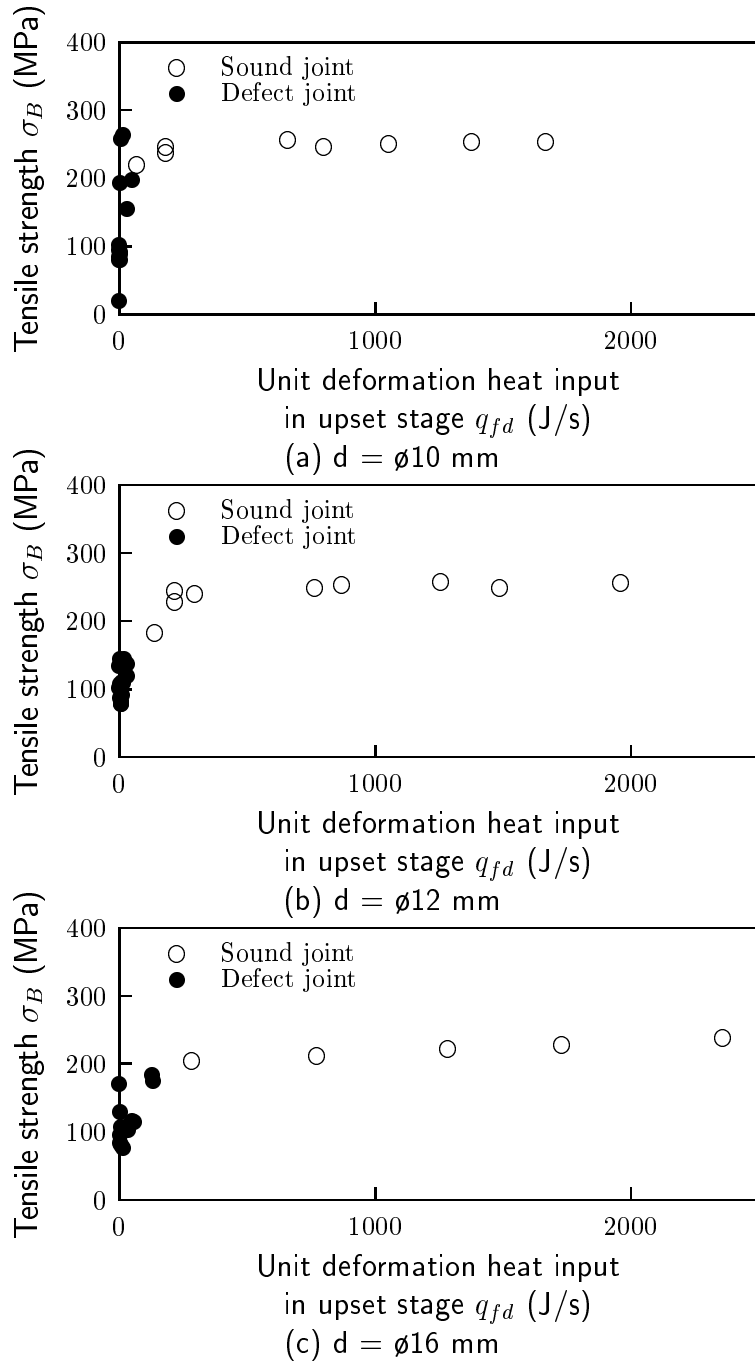


Fig. 4.28 Relationship between tensile strength and unit deformation heat input in upset stage

これらの引張破断部の外観を Fig.4.29 に示す。図中の矢印は、圧接界面の位置を表す。図 (a) に示す変形入力 $q_{fd} = 0\text{J/s}$ の場合には、圧接界面全域が界面に沿ってぜい性的に破断する。図 (b) の変形入力 $q_{fd} = 285.4\text{J/s}$ の場合には、界面破断と母材部破断の両者が混在した状態となる。さらに図 (c) の変形入力 $q_{fd} = 2362.2\text{J/s}$ に増加すると、母材部で延性的に破断するようになる。破断面の様相を Fig.4.30 に示す。図中の A は滑り摩擦面のある未凝着部、C は滑りのない停留摩擦面からなる未凝着部、B は凝着部を示している。(ここでは、滑りの無い摩擦面を停留摩擦面と定義した。) アプセット過程の変形入力 $q_{fd} = 0\text{J/s}$ の継手は界面より破断し滑り摩擦面が存在する不完全継手、 $q_{fd} = 285.4\text{J/s}$ の継手は圧接界面で破断し停留摩擦面からなる未凝着部が外周部にわずかに存在する不完全継手、そして、アプセット過程の変形入力 $q_{fd} = 2362.2\text{J/s}$ の継手は母材部で破断した完全継手の例である。

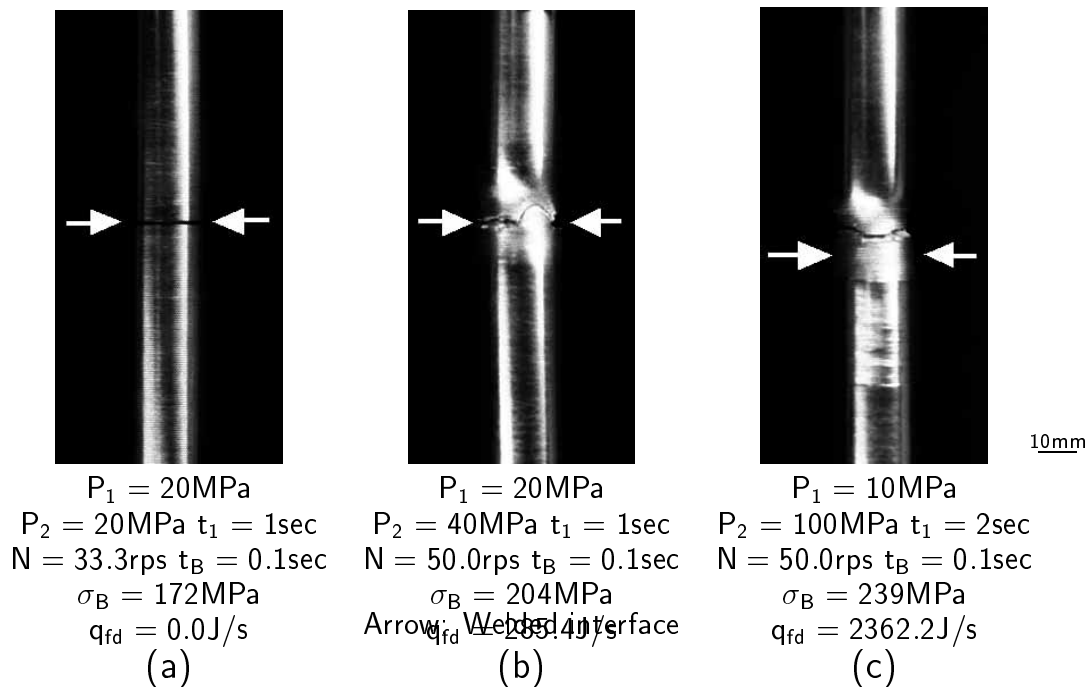


Fig. 4.29 Appearance of tensile tested specimen(16mm diameter).

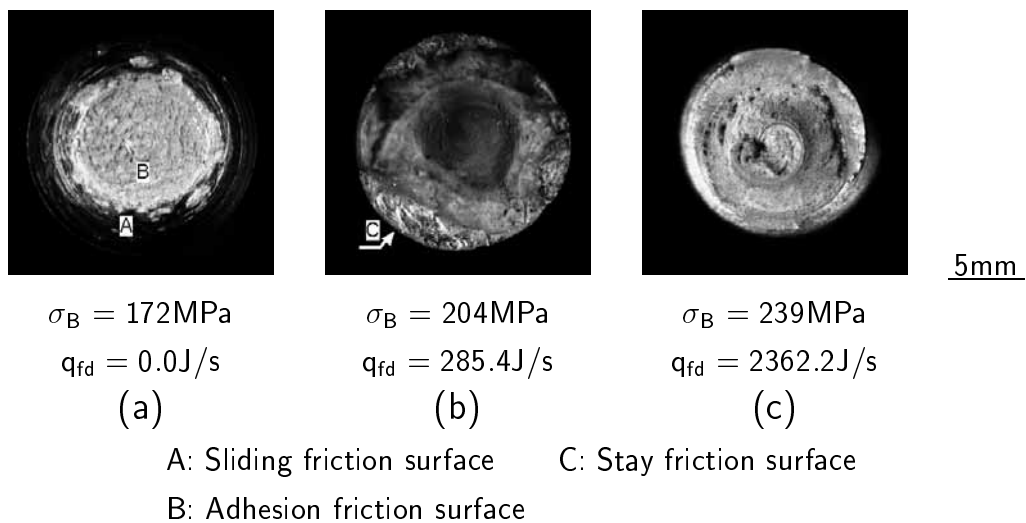


Fig. 4.30 Appearance of tensile fractured surface(16mm diameter).

ここで、完全継手となるアプセット過程の変形入力の最低値を最小限界アプセット変形入力とすると、Fig.4.28より、母材直径が10mm、12mm、および16mmでの最小限界アプセット変形入力を読み取ると、およそ70J/s、150J/s、および290J/sである。そして、最小限界アプセット変形入力の領域では引張強さにばらつきが認められるが、限界値以上では安定した完全継手が得られる。これらの最小限界アプセット変形入力で、3章で示した強力な凝着部が摩擦面全域に拡大し、完全継手になると考えられる。

次いで、アプセット過程の変形入力を圧接面の断面積で除した単位面積当りの変形入力を算出した。母材直径10mm、12mm、14mm、および16mmで圧接した継手の単位面積当りの変形入力と引張強さの関係をFig.4.31に示す。ここで、 U_{qfd} は単位面積当りの変形入力である。この図より、完全継手の作製に必要とされる単位面積当りの変形入力の最低値を単位面積当りの最小限界アプセット変形入力とすると、母材直径10mm、12mm、14mm、および16mmで圧接した継手の単位面積当りの最小限界アプセット変形入力は、それぞれ0.92 MJ/m²s、1.27 MJ/m²s、1.58 MJ/m²s、および1.42 MJ/m²sとなることがわかる。すなわち、10mm~16mmの小径材についての単位面積あたりの最小限界アプセット変形入力は、0.92 MJ/m²s~1.58 MJ/m²sの範囲内にある。

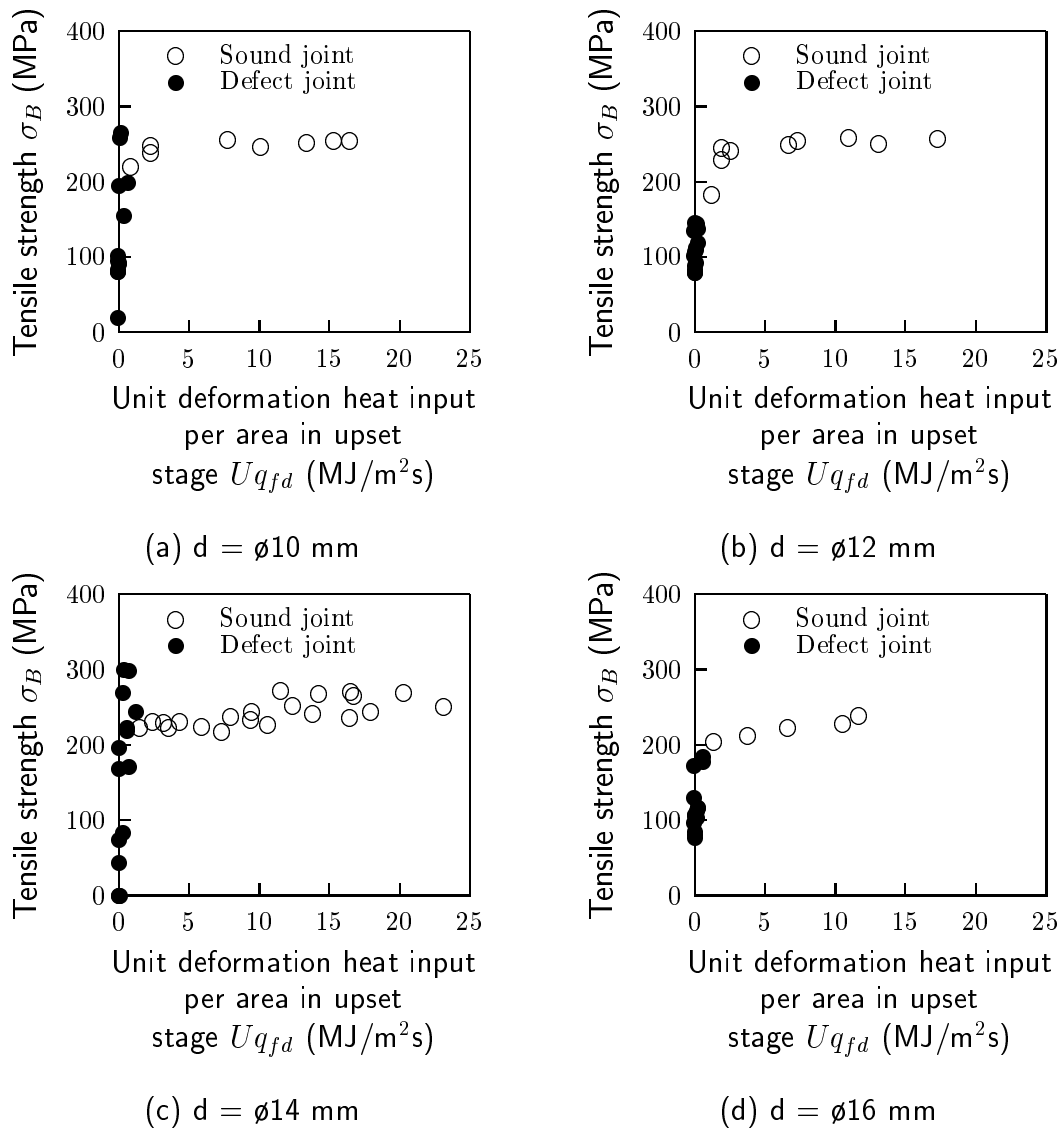


Fig. 4.31 Relationship between tensile strength and unit deformation heat input per area in upset stage.

4.11.3 アプセット寄りしろとアプセット過程の変形入力に関係に及ぼす母材直径の影響

母材直径を変化させて圧接した継手のアプセット寄りしろとアプセット過程の変形入力関係を Fig.4.32 に示す。図より、母材直径にかかわらず、変形入力の増大にともないアプセット寄りしろは増加することがわかる。しかし、アプセット

寄りしろの増加の割合は、変形入力が増大にともない徐々に小さくなる傾向がある^{47), 51)-53)}。

さらに、母材直径が増大するほど変形入力とアプセット寄りしろを示す直線の傾きが、若干ではあるが緩やかとなる。これは、母材直径が増大すると圧接界面での熱分布が均等になりにくいため、同一のアプセット寄りしろを得るためには、アプセット圧力を高くしてアプセット過程の変形入力を大きくする必要のあることを示している。

図では、アプセット寄りしろの小さい領域でデータのばらつきがみられる。これは、アプセット寄りしろが小さいと凝着部が十分に形成されず、同一のアプセット過程の変形入力であっても凝着部にばらつきを生じ、これがアプセット寄りしろのばらつきの要因になったと考えられる。しかしながら、母材部で破断した完全継手では、アプセット過程の変形入力とアプセット寄りしろの関係を示すデータのばらつきが小さくなることから、アプセット寄りしろの大小で継手の良否の判断は可能である。

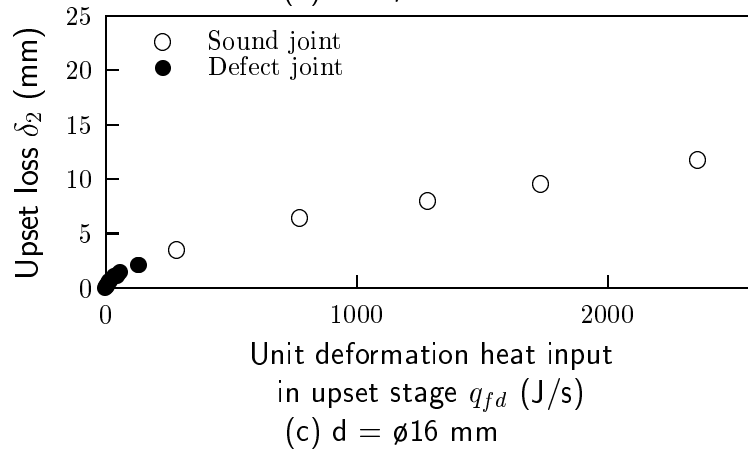
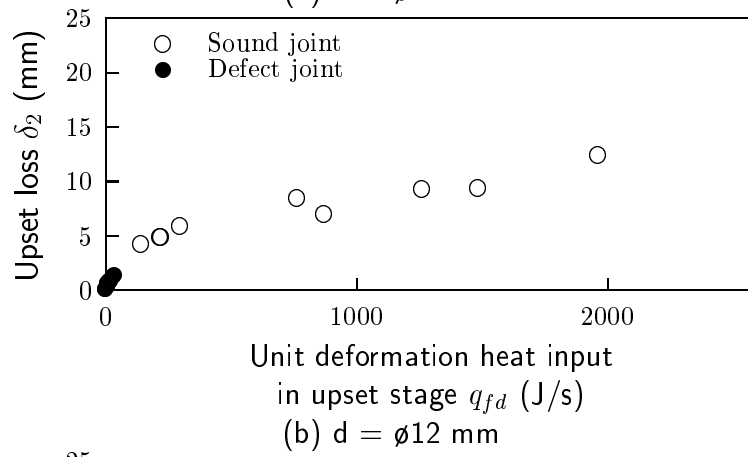
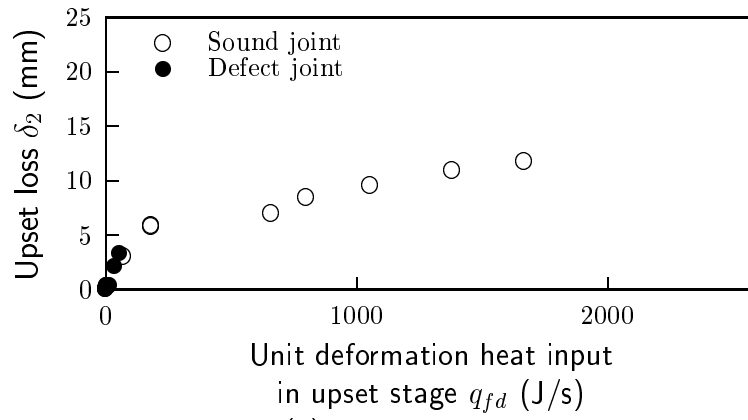
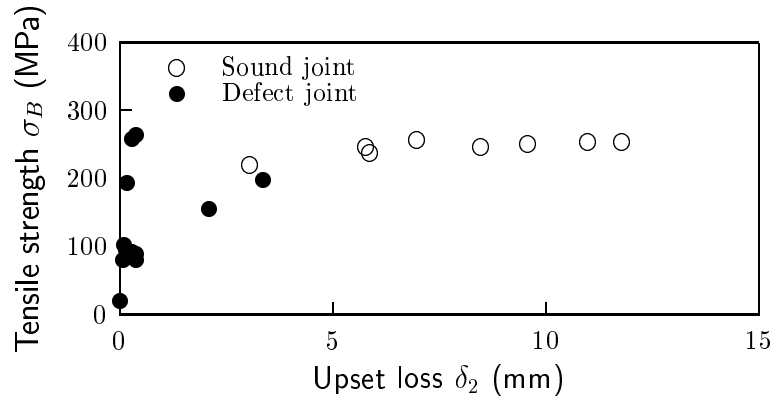


Fig. 4.32 Relationship between upset loss and unit deformation heat input in upset stage.

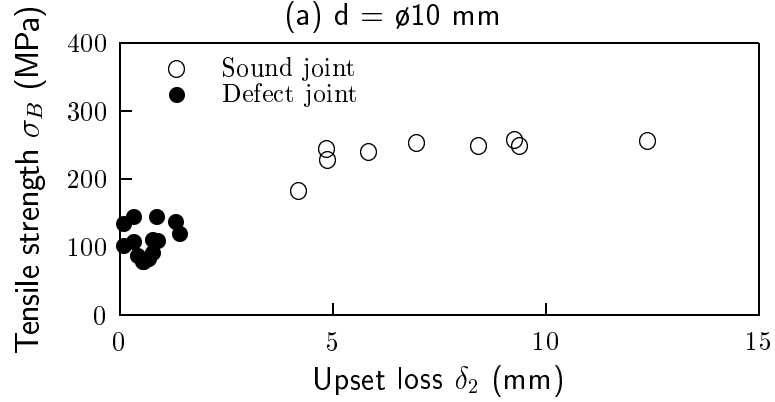
4.11.4 アプセット寄りしろと引張強さの关系到及ぼす母材直径の影響

母材直径を変化させて圧接した継手のアプセット寄りしろと引張強さの関係を Fig.4.33 に示す。

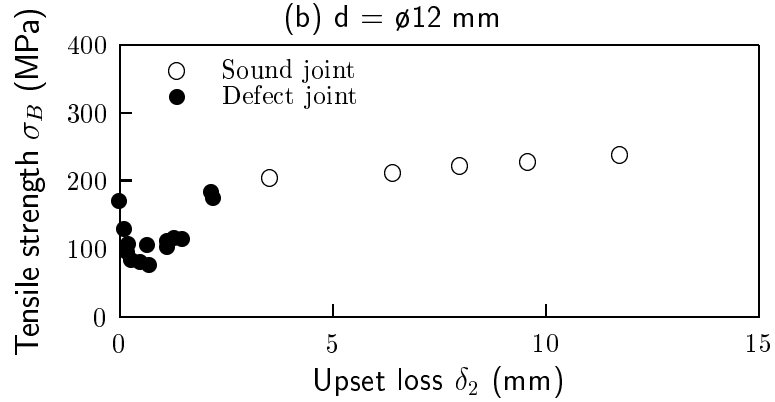
母材部で破断した継手の最小のアプセット寄りしろを最小限界アプセット寄りしろとすると、母材直径 10mm、12mm、および 16mm の圧接に要する最小限界アプセット寄りしろは、全ての直径で約 5mm であり、これ以上のアプセット寄りしろで完全継手が作製できる。



(a) $d = \phi 10$ mm



(b) $d = \phi 12$ mm



(c) $d = \phi 16$ mm

Fig. 4.33 Relationship between tensile strength and upset loss.

4.12 結言

6061-T6 アルミニウム合金の摩擦圧接を行い、圧接入力と引張強さの関係、圧接入力と寄りしろの関係、および寄りしろと引張強さの関係について調べた。次いで、母材直径 10mm、12mm、および 16mm の 6061 アルミニウム合金同種材を摩擦圧接し、アプセット過程の変形入力、およびアプセット寄りしろなどと継手強度(引張強さ)の関係について調べた。さらに、良好な継手を作製するために最低必要とされる最小限界アプセット変形入力と最小限界アプセット寄りしろを求めた。得られた主な結果を以下に列挙する。

- 1) 摩擦過程の圧接入力よりもアプセット過程の圧接入力の方が、より継手性能と密接な関係があり、アプセット過程の変形入力と継手性能に明確な関係が認められ、アプセット過程の変形入力の増加に伴い継手性能は増大した。また、約 200J/s 以上の変形入力で作製した継手を良好な継手と評価でき、さらに、その圧接入力以上が良好な継手作製の目安となり得る。
- 2) アプセット過程の変形入力と引張試験における伸びと絞りの関係では、アプセット変形入力の増加に伴い、引張強さと絞りは若干増大し、伸びは若干減少する傾向にある。
- 3) 摩擦過程の変形入力と摩擦寄りしろ、アプセット過程の変形入力とアプセット寄りしろ、全過程の変形入力と全寄りしろは、いずれも比例関係である。とくに、アプセット過程ではアプセット過程の変形入力とアプセット寄りしろの小さい領域に不完全継手が集中しており、約 200J/s 以上のアプセット過程の変形入力では約 3mm 以上のアプセット寄りしろで完全継手となる。
- 4) アプセット寄りしろと引張強さの関係は、3mm 以上のアプセット寄りしろで圧接継手を完全継手と評価でき、完全継手作製の目安となる。このときの、伸びは 4.5%以上であり、絞りは 35%以上となる。
- 5) 母材直径が大きくなると最小限界アプセット変形入力は大きくなる傾向にある。
- 6) 母材直径 10mm、12mm、14mm、および 16mm の単位面積あたりの最小限界アプセット変形入力は、 $0.92 \text{ MJ/m}^2\text{s} \sim 1.58 \text{ MJ/m}^2\text{s}$ の範囲内にある。このときの最小限界アプセット寄りしろは、全ての直径で約 5mm であり、これ以上のアプセット寄りしろで完全継手となる。

第5章 摩擦圧接における圧接入力とアプセットタイミングの関係

5.1 緒言

前章までに、アプセット過程、とりわけ摩擦過程終了時より摩擦速度停止時までの変形入力は継手の引張強さと密接な関係があることを明らかにした。

一般に摩擦圧接施工においては、摩擦圧接機の差異が適正な圧接条件の範囲と継手性能に影響することが知られている。この主な原因として、ブレーキング開始時とアプセット負荷開始時との同期性(アプセットタイミング)、ブレーキング時間、あるいは油圧装置の容量によるアプセット圧力の立上り勾配の差異などが考えられる。これらの摩擦圧接機の個性が摩擦圧接現象に微妙に影響するものとみられる²⁵⁾。

本研究では、3種類の異なるアプセットタイミングのもとで摩擦圧接を行ない、そのときのアプセット変形入力と継手強度の関係を検討し、寄りしろ、寄り速度およびアプセット変形入力と継手強度の関係などに及ぼすアプセットタイミングの影響について調べた。

5.2 実験方法

本研究で用いた供試材は 6061-T6 アルミニウム合金である。

アプセットタイミングは Fig.5.1 に示すように、ブレーキング開始よりも 0.4s 遅れて(回転停止後 0.3s 遅れ)アプセット圧力を負荷させる場合の $t_u = 0.4s$ 、同期する場合の $t_u = 0s$ 、そしてブレーキング開始よりも前にアプセット圧力を負荷する場合の $t_u = -0.3s$ を設定した。なお、ブレーキ時間は 0.1s 一定とし、その他、用いた圧接条件因子を Table 4.1 に示す。

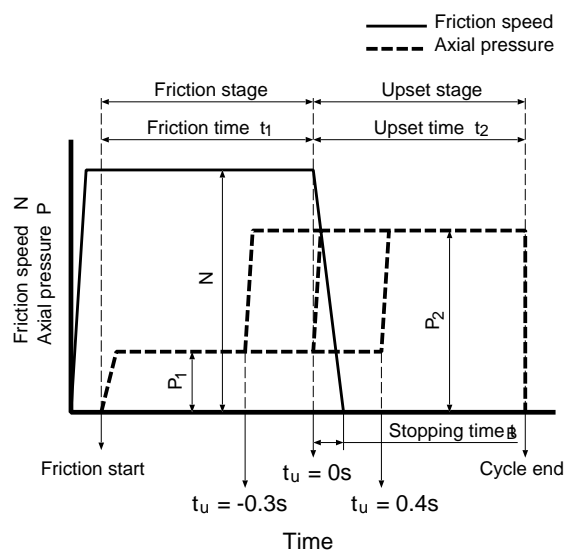


Fig. 5.1 Upset timing.

Table 5.1 Factors for the friction welding condition.

Friction pressure	P_1 (MPa)	15
Upset pressure	P_2 (MPa)	15, 30, 45, 60, 75, 90, 105, 120, 135
Friction time	t_1 (s)	2
Stopping time	t_B (s)	0.1
Upset timing	t_u (s)	-0.3, 0.0, 0.4
Friction speed	N (1/s)	50.0

アップセットタイミングを変えると当然、負荷開始とブレーキング開始の時期が異なり、摩擦過程とアップセット過程の境界が不明瞭になる。そこで、本章では便宜上、摩擦過程終了時(ブレーキング開始時)以降をアップセット過程とする。

なお、アップセットタイミングを+側に設定すると、摩擦速度がゼロとなった後にアップセット圧力が負荷されることになり、たとえ大きなアップセット圧力を負荷しても変形がほとんど生じないので、変形入力は0とみなし得る。したがって、この場合には減速域の摩擦圧力をアップセット圧力とみなしてアップセット変形入力を求めた。

また、アップセット圧力は負荷後にある一定の増加率で上昇する傾向があるため、アップセットタイミングが0sのとき、Fig.5.2に示すように、アップセット圧力を高く設定した場合、ブレーキ時間が短いため、設定されたアップセット圧力に到達しないうちに摩擦速度がゼロとなる圧接条件も存在する。そのため、摩擦速度ゼロ時のアップセット圧力の実測値と設定したアップセット圧力の両者についてアップセット変形入力を算出し、前者を真のアップセット変形入力、後者をみかけのアップセット変形入力とした。また、それらの値と継手強度等との関係についても比較検討した。

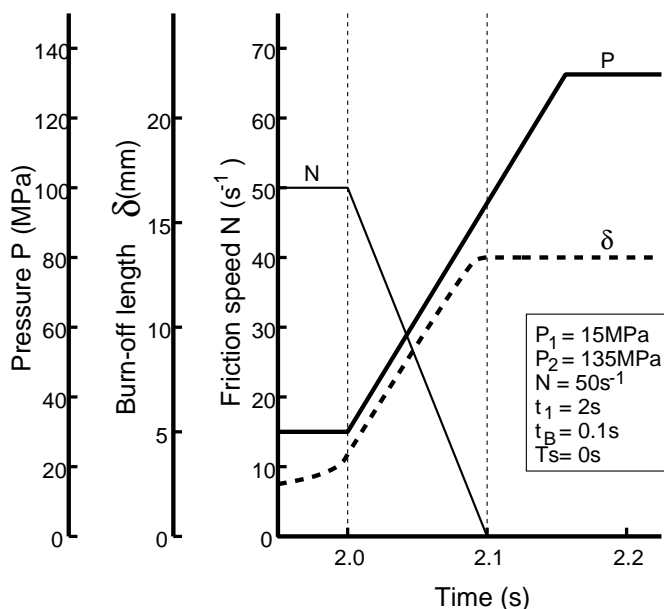


Fig. 5.2 Behavior of upset loss.

5.3 アプセット変形入力と引張強さの係に及ぼすアプセットタイミングの影響

アプセットタイミングが $-0.3s$ 、 $0s$ および $0.4s$ のときのみかけおよび真のアプセット変形入力と引張強さの係をそれぞれ Fig.5.3 ~ 5.5 に示す。図中の記号はいずれも引張試験で破断面に未凝着部が認められない完全継手を○印、破断面に未凝着部が認められた不完全継手を●印で表している。アプセットタイミングが $-0.3s$ の Fig.5.3 では、みかけ、真のいずれの場合もアプセット変形入力と引張強さに明確な係が認められる。すなわち、アプセット変形入力の増加に伴って引張強さは増大し、両者とも約 $200J/s$ で一定値に収まる。以上の結果は、みかけのアプセット変形入力を用いて完全継手の評価が可能であることを示している。

アプセットタイミングが $0s$ の場合には、アプセット変形入力が大きくなると、みかけのアプセット変形入力の絶対値が真のアプセット変形入力のそれよりも大きくなる傾向にある。しかし、強度的に問題になる領域ではないので、良好な継手作製に最小必要とされる最小限界変形入力は、みかけ、真とも約 $200J/s$ で差異は無い。

これに対しアプセットタイミングが $0.4s$ の場合には、摩擦速度が停止してから

アプセット圧力を負荷するため、設定したアプセット圧力の効果がほとんど現れず、みかけのアプセット変形入力に比べて真のアプセット変形入力は小さい。したがって、良好な継手が得られず、評価法としては問題外である。これらを明瞭にするために Fig.5.6 にみかけと真のアプセット変形入力を比較した。図中の直線は、正比例を示している。図より、アプセットタイミングが $-0.3s$ の場合には両者は同一であるが、 $0s$ の場合にはアプセット変形入力の方が大きい。すなわち、アプセット圧力の高い領域で、若干、真のアプセット変形入力よりも、みかけのアプセット変形入力の方が大きい。また、 $0.4s$ ではみかけの変形入力の方が著しく大きい。

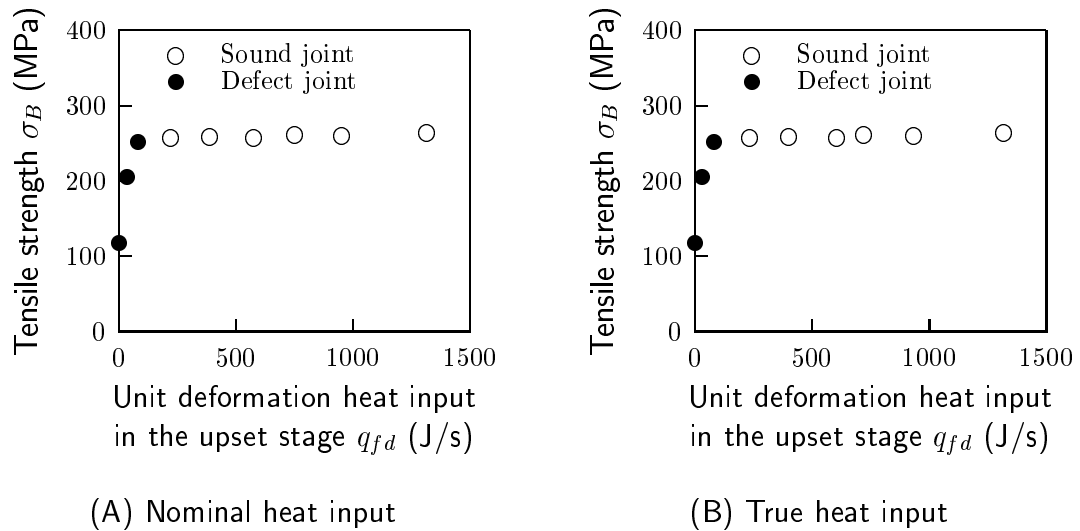
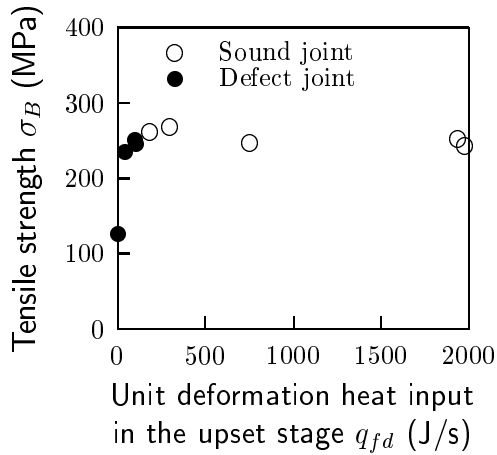
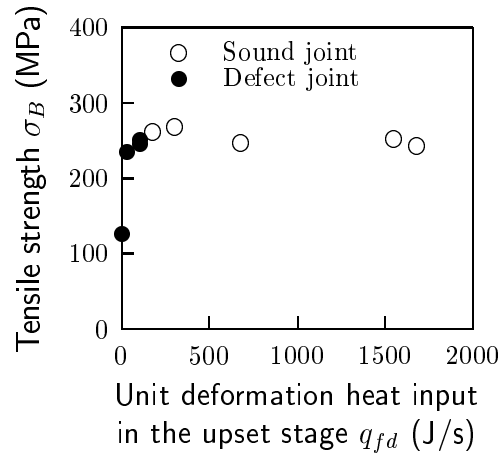


Fig. 5.3 Relationship between tensile strength and unit deformation heat input in the upset stage with $-0.3s$ upset timing.

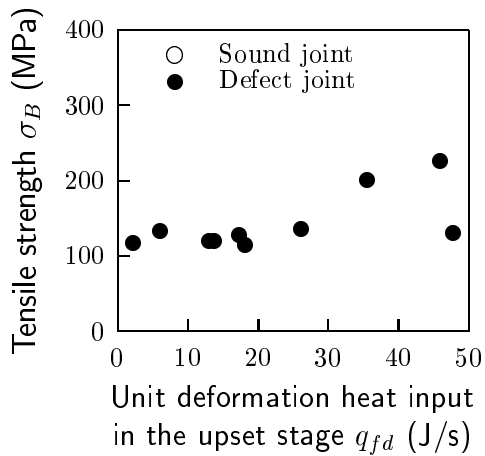


(A) Nominal heat input

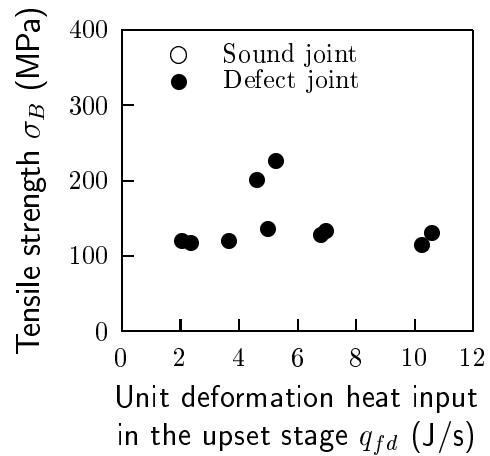


(B) True heat input

Fig. 5.4 Relationship between tensile strength and unit deformation heat input in the upset stage with 0s upset timing.



(A) Nominal heat input



(B) True heat input

Fig. 5.5 Relationship between tensile strength and unit deformation heat input in the upset stage with 0.4s upset timing.

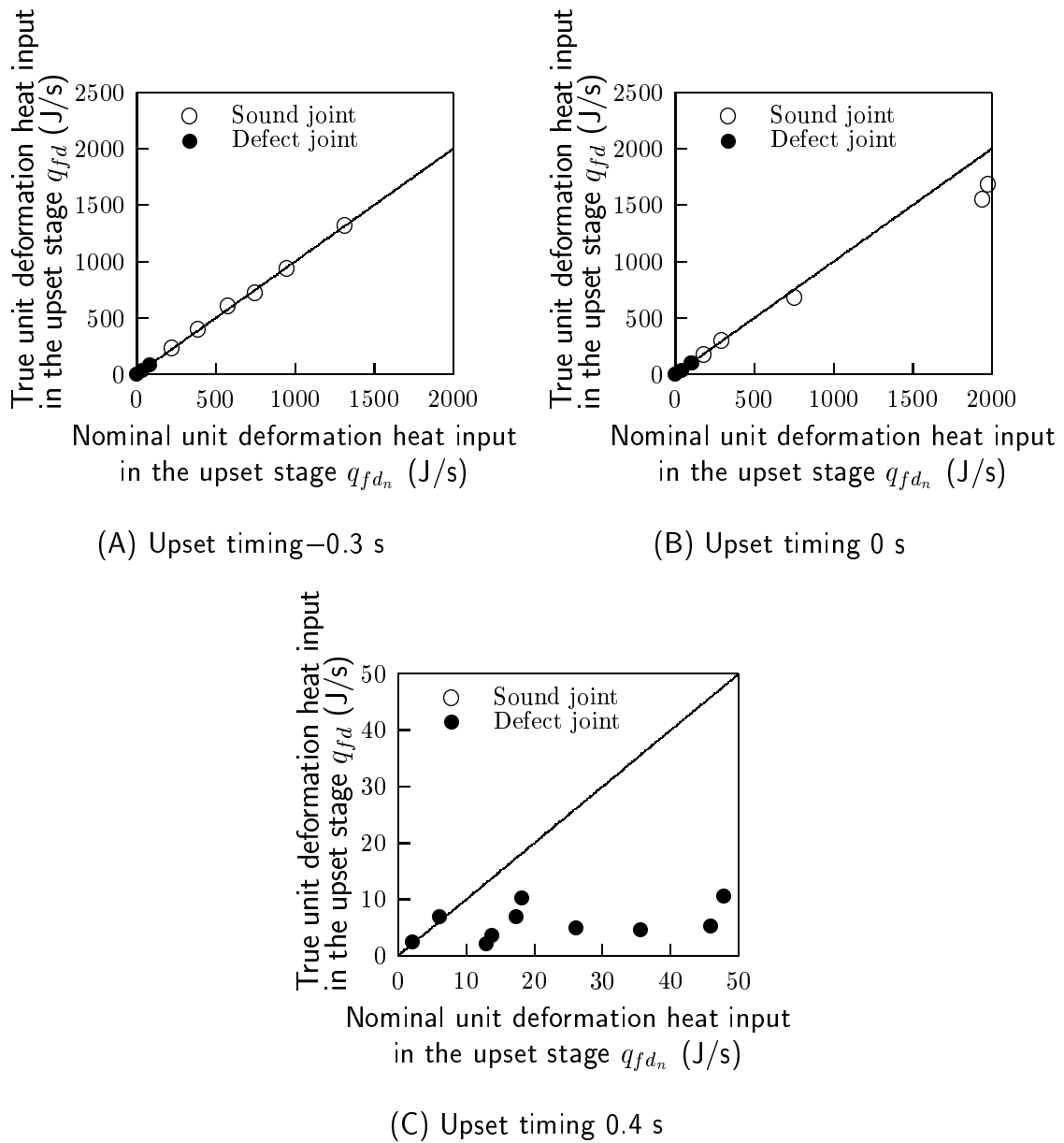


Fig. 5.6 Relationship between true unit deformation heat input and nominal unit deformation heat input in the upset stage.

上述の事項について考察する。アプセットタイミング以外の圧接条件因子を同一にしたときの、オシログラムに記録した3種類のアプセットタイミングによる寄りしろの変化を Fig.5.7 に模式図で示す。アプセットタイミングが -0.3 s、 0 s および 0.4 s では、それぞれ 1.7 s、 2.0 s および 2.4 s でアプセット圧力が負荷されてい

る。この図から、アプセット圧力が付加されてから生じる寄りしろは、アプセットタイミングが $0s$ よりも $-0.3s$ の方が大きい。しかし、アプセット過程での寄りしろ、すなわちブレーキ時間中の寄りしろは $0s$ のときが最も大きく、続いて $-0.3s$ となり、 $0.4s$ では寄りしろが極端に小さい。このため、寄りしろの勾配は $-0.3s$ よりも $0s$ の方が急峻で、アプセット寄り速度が高いことを示している。これは、アプセットタイミングが $0s$ のとき、摩擦速度の減速時のターミナルピークトルクとアプセット圧力との相乗効果が強く支配したと考えられる。従来より、摩擦速度が比較的低い場合に (零近傍を除く) 摩擦トルクが大きくなって母材の変形を助長し、寄り速度を増速させると考えられている⁵⁴⁾。

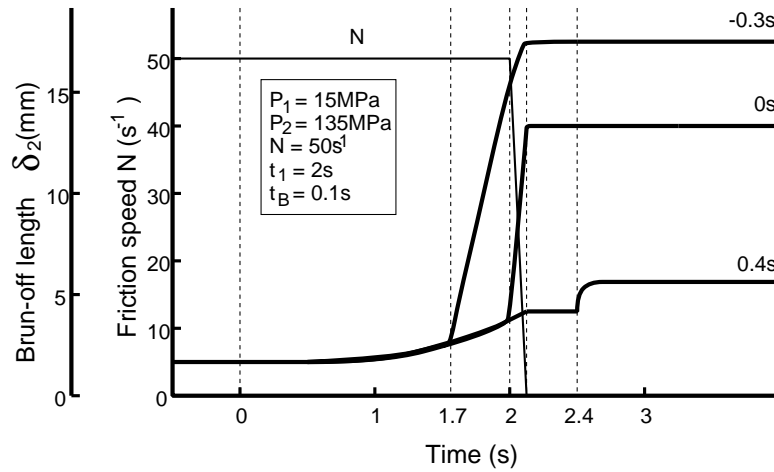


Fig. 5.7 Aspect of upset loss.

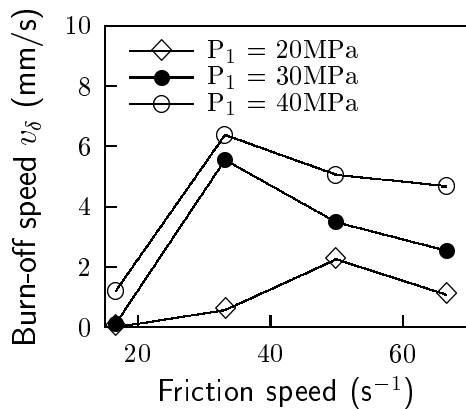


Fig. 5.8 Relationship between friction speed and burn-off speed.

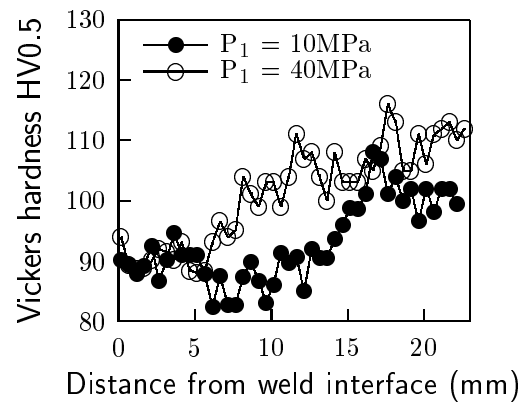


Fig. 5.9 Relationship between softened area and true unit deformation heat input in the upset stage.

ここで、6061アルミニウム合金を用いて摩擦速度と寄り速度の関係を調べてみた。この実験で用いた試験片は、前述のものと同一の試験片である。摩擦圧力を20、30、40MPaの3通りと、摩擦速度を16.7、33.3、50.0、66.7s⁻¹の4通りを組み合わせて3s間摩擦した。寄り速度は、摩擦過程で寄りしろの変化が安定した期間について、時間と寄りしろを測定して求めた。その結果をFig.5.8に示す。図より、ある摩擦速度のときに寄り速度は最大になり、摩擦速度がそれより高くなると寄り速度は低下する。実際の寄り速度の最大値は、摩擦速度の高低のどちらかに

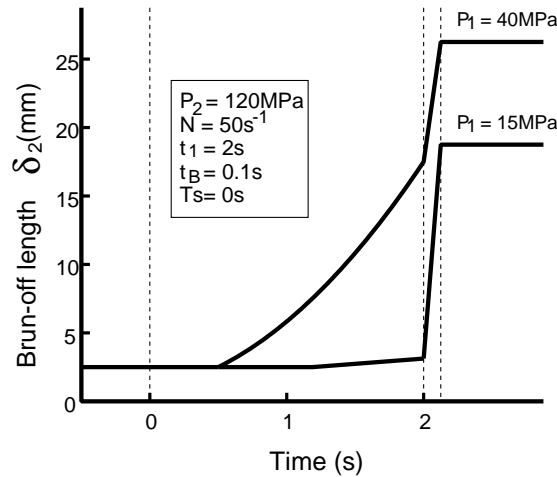


Fig. 5.10 An aspect of upset loss.

シフトすると思われる。この結果は減速域において寄り速度の増大を裏付けるものである(これを減速効果と呼ぶ)。アプセット圧力による変形(アプセット効果)は減速効果が相乗するタイミングでは増大し、変形入力が大きくなって、完全継手が得やすくなる。一方、ターミナルピークトルク発生前にアプセット圧力を負荷すると、相乗効果によるアプセット変形入力の増大は得にくい、摩擦過程において既にアプセット圧力が負荷されているため変形入力が大きくなり、減速が短時間であれば引きちぎりが生じず完全継手が容易に得られる。さらに、次の要因も考えられる。いま、摩擦速度 $N = 50\text{s}^{-1}$ 、摩擦時間 $t_1 = 2\text{s}$ 、ブレーキ時間 $t_B = 0.1\text{s}$ を同一に、摩擦圧力だけを $P_1 = 10\text{MPa}$ および $P_1 = 40\text{MPa}$ と変化させて摩擦圧接し、摩擦過程終了直前に引き離れた一方の試験片の硬さ分布を測定した。その結果を Fig.5.9 に示す。図より、摩擦圧力が低いと軟化域が広く、高いと狭くなる傾向のあることがわかる。このあと、減速域に移行して同一のアプセット圧力を負荷したときの寄りしろの推移の模式図を Fig.5.10 に示す。図より、摩擦過程で生じた軟化域の幅が広い方が、アプセット寄りしろは大きくなることわかる。すなわち、摩擦過程にアプセット圧力を負荷する場合は $P_1 = 40\text{MPa}$ に相当し、減速域開始時に負荷する場合は $P_1 = 10\text{MPa}$ に相当すると考えられる。

これに対し、アプセットタイミングが 0.4s の場合には、アプセット圧力を負荷するタイミングが摩擦速度停止後であるため低い摩擦圧力下での減速効果のみが実効し、アプセット圧力によるアプセット効果は期待できない。したがって、アプ

セット寄りしろが小さく、アプセット変形入力が低くなるため不完全継手となる。

5.4 アプセット寄りしろおよびアプセット寄り速度に及ぼすアプセットタイミングの影響

アプセット圧力をパラメータとしたアプセットタイミングとアプセット寄りしろの関係を Fig.5.11 に示す。アプセットタイミングが $-0.3s$ のとき、アプセット過程の $0.3s$ 前の摩擦過程中にアプセット圧力が負荷される。これは一定摩擦速度域においてアプセット圧力が負荷され、摩擦圧力が増加したと同じことになり、全寄りしろは $0s$ や $0.4s$ に比べて必然的に増加するが、そのほとんどは摩擦寄りしろになる。アプセットタイミングが $0s$ のとき、とくに高いアプセット圧力の場合には、アプセット寄りしろは $-0.3s$ よりも大きくなる。これは、摩擦速度の減速時のターミナルピークトルクとアプセット圧力による相乗効果により、寄りしろが増大したためである。摩擦速度の減速時のターミナルピークトルクとアプセット圧力による相乗効果については、後述する。アプセットタイミングが $0.4s$ のとき、摩擦速度停止後にアプセット圧力を負荷することになるので母材は変形せず、アプセット圧力の効果を全く期待できない。

アプセット寄りしろをブレーキ時間の $0.1s$ で除し、アプセット寄り速度を求めた。なお、Fig.5.11 の右側の縦軸は、その値を目盛ってある。図より、アプセット寄り速度についてみると、アプセット圧力が低いとき、アプセット寄り速度は $-0.3s$ が $0s$ より高いが、アプセット圧力が高くなると $-0.3s$ よりも $0s$ の方がアプセット寄り速度が高くなる圧接現象が存在する。アプセットタイミングが $0.4s$ のとき、アプセット寄りしろと同様、アプセット寄り速度はほぼ $0m/s$ に近い。

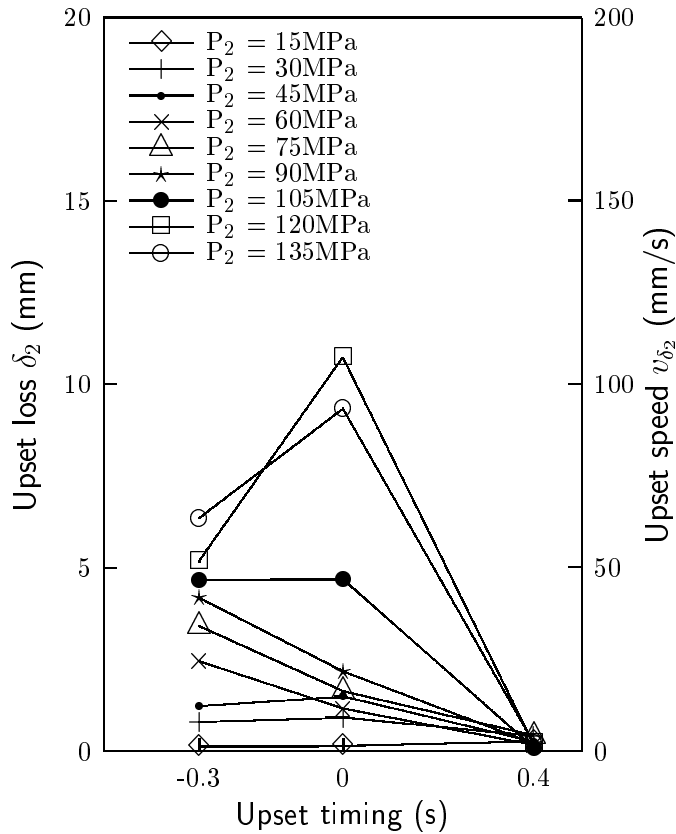


Fig. 5.11 Relationship between upset loss and upset timing and upset speed and upset timing.

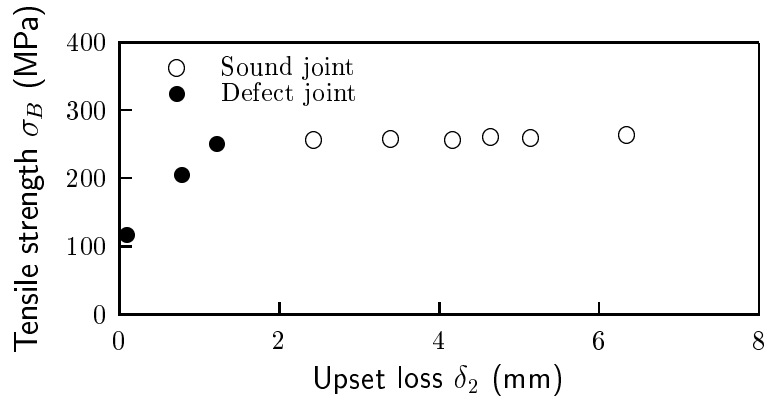
5.5 アプセット寄りしろに及ぼすアプセットタイミングの影響

アプセットタイミングが $-0.3s$ 、 $0s$ および $0.4s$ のときのアプセット寄りしろと引張強さの関係を Fig.5.12 に示す。アプセットタイミングが $-0.3s$ の (A) の場合、アプセット寄りしろが約 $3mm$ 以上で完全継手となり、不完全継手と完全継手を明確に判別できる。

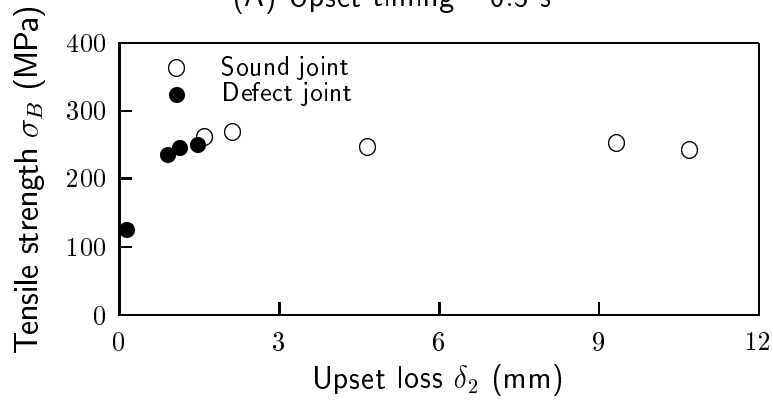
アプセットタイミングが $0s$ の (B) の場合も、アプセット寄りしろが約 $3mm$ 以上で完全継手となる。アプセット圧力が高くなると、アプセットタイミングが $0s$ の方が $-0.3s$ よりもアプセット寄りしろの絶対値が大きくなっているが、これは摩擦速度の減速時のターミナルピークトルクとアプセット圧力との相乗効果によるものと考えられる。

アプセットタイミングが $0.4s$ の (C) の場合、アプセット寄りしろと引張強さに相

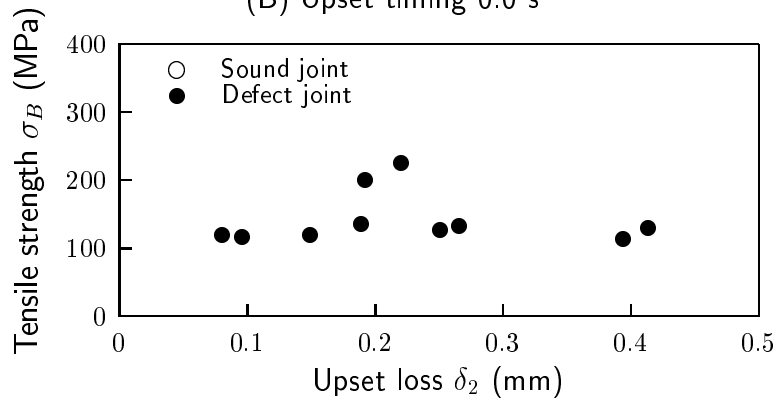
関関係は認められない。このときのアプセット寄りしろは、約0.08mm~約0.45mmに分布しており、摩擦圧力とアプセット圧力を同一(15MPa)としたときのアプセット寄りしろとほぼ等しくなるので、アプセット圧力を増加させたときにみられるアプセット効果を認め難い。このため、摩擦速度停止後にアプセット圧力を負荷した条件では、アプセット寄りしろで引張強さを評価することはできないといえる。



(A) Upset timing -0.3 s



(B) Upset timing 0.0 s



(C) Upset timing 0.4 s

Fig. 5.12 Relationship between tensile strength and upset loss.

5.6 結言

3種類の異なるアプセットタイミングで6061-T6アルミニウム合金の摩擦圧接を行ない、寄りしろ、寄り速度およびアプセット変形入力と引張強さの関係などに及ぼすアプセットタイミングの影響について検討した。

本実験で得られた結果を以下に列挙する。

- 1) アプセット圧力が低いときは、アプセットタイミングが $-0.3s$ の方が $0s$ のときよりも寄りしろおよび寄り速度は大きい。高いアプセット圧力の場合には、摩擦速度の減速時のターミナルピークトルクとアプセット圧力による相乗効果により、 $-0.3s$ よりも $0s$ のときに寄りしろおよび寄り速度が増大する。アプセットタイミングが $0.4s$ のとき、アプセット効果が小さいため、寄りしろおよび寄り速度はいずれも0近傍となる。
- 2) アプセットタイミングが $-0.3s$ および $0s$ のとき、アプセット変形入力の増加に伴い、引張強さも増大し、アプセット変形入力が約 $200J/s$ 以上で完全継手が得られる。一方、アプセットタイミングが $0.4s$ では、アプセット変形入力が小さく完全継手は得られない。
- 3) アプセットタイミングが $0s$ で、高いアプセット圧力を負荷したとき、減速域でアプセット圧力が設定値に到達しないため、真のアプセット変形入力は、みかけのアプセット変形入力よりも小さくなる。しかし、最小限界入力には影響が無い。
- 4) アプセットタイミングが $0s$ のときには減速域に相乗効果が得られるので、アプセット寄りしろの増大によりアプセット変形入力は大きくなる。一方、ターミナルピークトルク発生前にアプセット圧力を負荷すると、相乗効果は得られないが、摩擦圧力が増加したことになり、摩擦過程においてアプセット変形入力が増大して、完全継手が得られる。摩擦速度停止後にアプセット圧力が設定値に到達する場合、摩擦速度停止以後のアプセット圧力の増加分はアプセット変形入力に変換されず、アプセット変形入力が低くなり、完全継手は得られない。
- 5) アプセットタイミングが $-0.3s$ および $0s$ のとき、アプセット寄りしろが約 $3mm$ 以上で完全継手が得られる。アプセットタイミングが $0.4s$ のとき、摩擦速度停止後の寄りしろはほとんど発生しないので、アプセット寄りしろで継手の評価はできない。

第6章 摩擦圧接における圧接入力と各種継手強度との関係

6.1 緒言

前章までに、6061 アルミニウム合金摩擦圧接継手の引張強さと圧接入力および引張強さと寄りしろの関係を明らかにした。従来、摩擦圧接継手の評価は大部分が引張強さで行なわれており、引張強さ以外による圧接継手の評価の報告は少ない^{55), 56)}。圧接継手が種々の強度環境下で用いられることを考えると、これらの強度についても検討しておく必要がある。

本章では、6061 アルミニウム合金摩擦圧接継手のアプセット変形入力と曲げおよびねじりなどの静的強度の関係、アプセット変形入力と疲労強度およびシャルピ衝撃エネルギーなどの動的強度の関係について検討した。

6.2 圧接継手の曲げ強さ

6.2.1 アプセット変形入力と曲げ強さの関係

第4章と同様の圧接継手を用いて曲げ実験を行なった。アプセット変形入力と曲げ強さの関係を Fig.6.1 に示す。アプセット変形入力の小さい領域で、曲げ強さは幾分ばらついてはいるが、アプセット変形入力が約 500 J/s 以上で、母材の曲げ強さをやや下回る約 450 MPa の値で安定している。これは、引張強さの約 2 倍である。母材の値を下回るのは、熱影響による圧接部の軟化に起因するものである。今回の実験ではポンチ半径が小さいので、Fig.6.2 に示すように、接合が完全であっても軟化域と母材部との境界においてき裂が生じている。 $q_{fd} = 674$ (J/s) の継手は Fig.4.14 に示した継手 A であり、軟化域が広いため、き裂が生じていない。 $q_{fd} = 3566$ (J/s) の継手は Fig.4.14 に示した継手 B であり、軟化域が狭く、そのために母材部が伸びず狭い軟化域に伸びが集中してそこにき裂が生じたと考えられる。

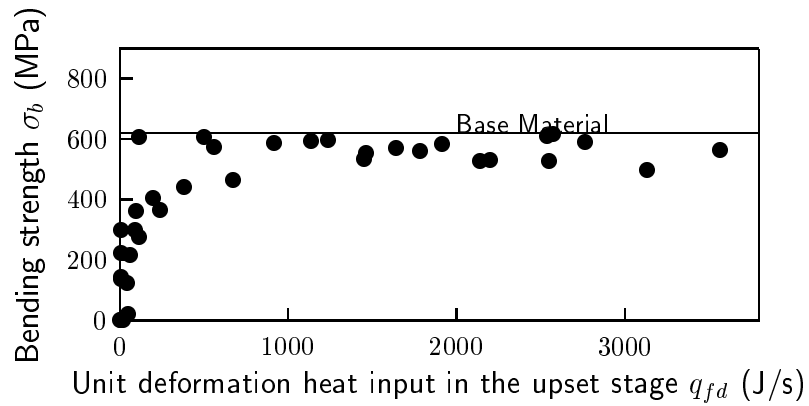


Fig. 6.1 Relationship between bending strength and unit deformation heat input in the upset stage.

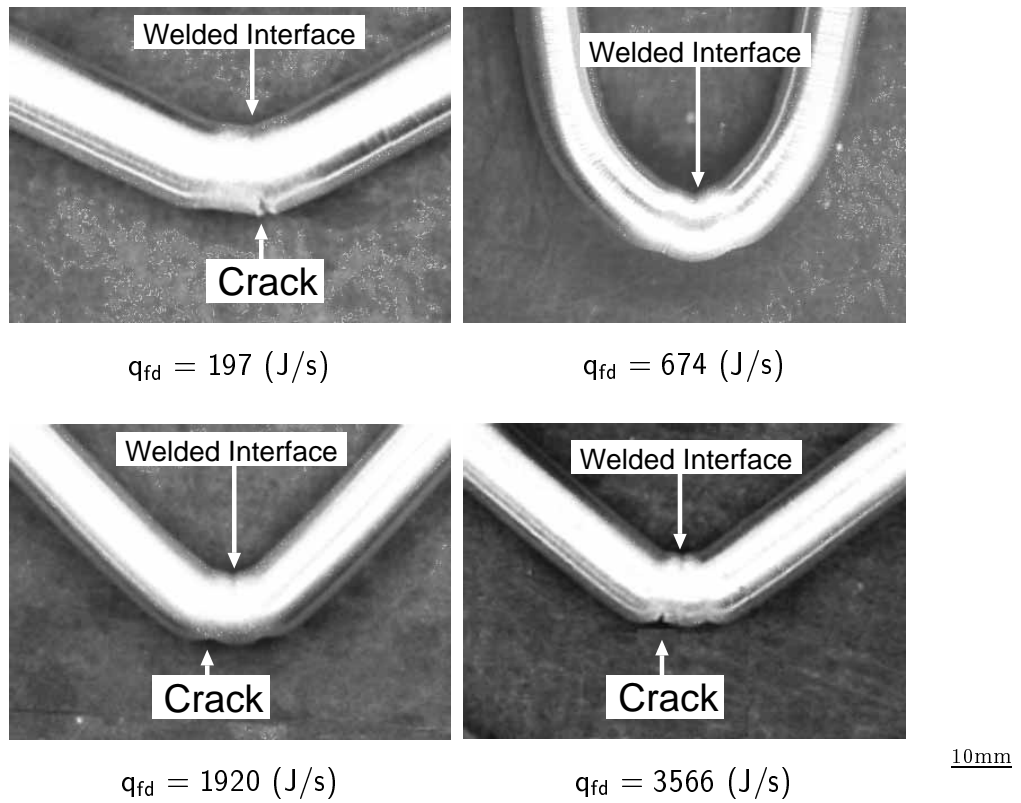


Fig. 6.2 Appearance of bending tested specimen.

6.2.2 アプセット寄りしると曲げ強さの関係

アプセット寄りしると曲げ強さの関係を Fig.6.3 に示す。本図は、アプセット変形入力で整理した Fig.6.1 と類似した分布を示しており、アプセット寄りしりが約 6mm 以上で、曲げ強さが母材の曲げ強さをやや下回る約 450MPa で安定した継手となっている。

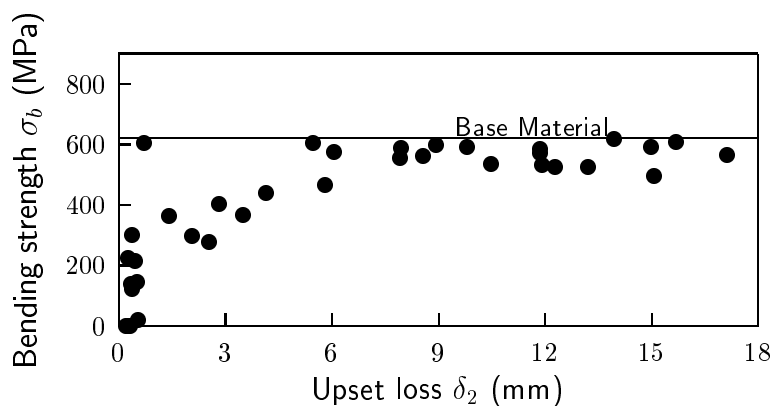


Fig. 6.3 Relationship between bending strength and upset loss.

6.3 圧接継手のねじり強さ

6.3.1 アプセット変形入力とねじり強さの関係

アプセット変形入力とねじり強さの関係を Fig.6.4 に示す。引張強さ、および曲げ強さと同様、ねじり強さにおいても、アプセット変形入力の増加に伴って始めは増大し、アプセット変形入力が約 500J/s 以上になると安定する。しかし、母材のねじり強さ 298MPa に対し、圧接継手のねじり強さはかなり低く、約 170MPa となっている。これは、継手の圧接部に熱影響による軟化域が生じ、ねじれ強さが低下したためと判断される。継手の破断面の様相の一例を Fig.6.5(A,B) に示す。継手 A はアプセット変形入力が小さく、接合面に未凝着部である滑り摩擦面が存在しており、このためねじり強さが低くなったものと考えられる。これに対して、継手 B はアプセット変形入力が大きく、凝着部が接合面全面に拡大しており^{50),52)}、十分に接合され、結果としてねじり強さが高くなったものである。

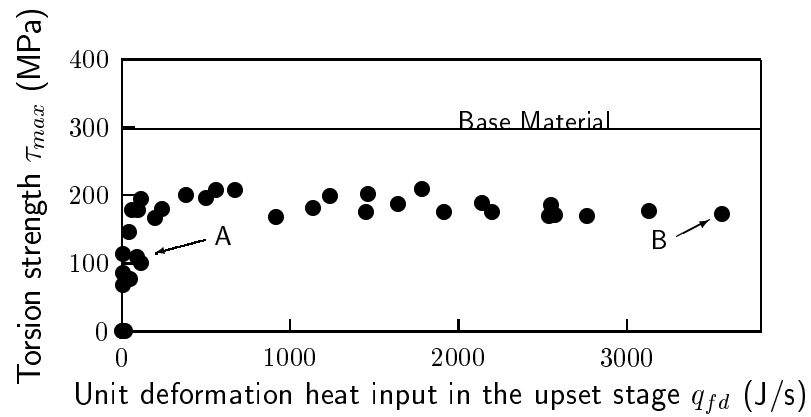


Fig. 6.4 Relationship between torsion strength and unit deformation heat input in the upset stage.

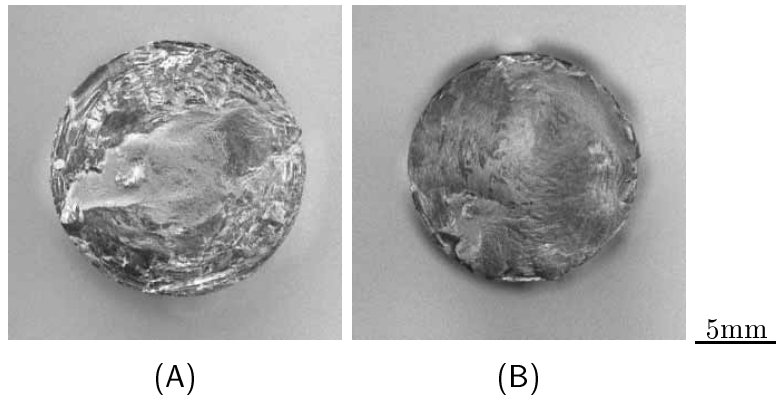


Fig. 6.5 Appearance of torsion test specimens.

6.3.2 アブセット寄りしろとねじり強さの関係

アブセット寄りしろとねじり強さの関係を Fig.6.6 に示す。アブセット寄りしろの小さい領域で、若干ねじり強さにばらつきがみられるが、アブセット寄りしろが約 5mm 以上で、ねじり強さが約 170MPa 以上の安定した継手となる。

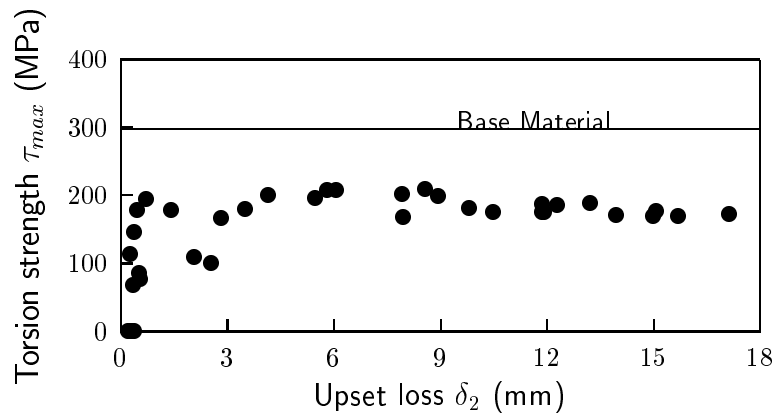


Fig. 6.6 Relationship between torsion strength and upset loss.

6.4 圧接継手の疲労強さ

6.4.1 アプセット変形入力と疲労強さの関係

摩擦圧接継手を実用に供する場合には、静的強度特性よりも疲労強度のような動的強度特性が問題となる場合がある。そこで、Fig.6.7に示すアプセット変形入力と引張強さの関係から選定した代表的な継手A~Fおよび母材についての回転曲げ疲労試験を行った。疲労試験結果から求めたS-N曲線をFig.6.8に示す。なお、これらの継手の中で最も引張強さが小さい継手Bについては、疲労試験片加工時に破断した。継手Aについては、データのばらつきが大きくS-N曲線を引くことは不可能であり、また強度も母材を大きく下回っていることから、引張強さ同様に疲労強さも劣ることは明らかである。その他の継手C~Fについては、繰返し数 10^7 での疲労限度は母材とほぼ同程度であるが、どの継手も繰返し応力が大きい場合には母材に比べ時間強度が小さく、応力の低下に伴い母材との強度差が小さくなる。また、相対的に継手Cおよび継手Eの方が継手Dおよび継手Fよりも時間強度は大きく、疲労限度は、前者では母材よりも若干大きいが、後者では母材よりも若干小さい。

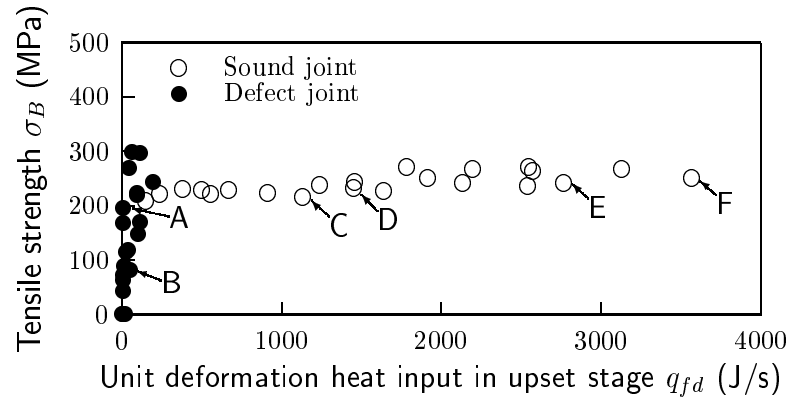


Fig. 6.7 Relationship between tensile strength and unit deformation heat input during upset stage.

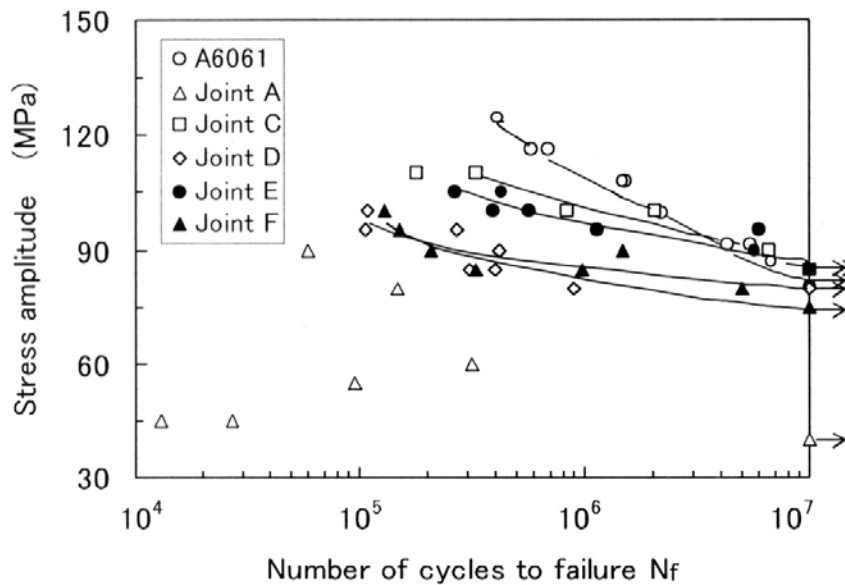


Fig. 6.8 S-N curves of base material and joints.

6.4.2 疲労破断の様相

疲労強さの違いの原因を調べるために、各試験片の破断の様相を調べた。母材および継手の代表的な疲労破面の様相および破断経路を Fig.6.9 および Fig.6.10 に示す。母材の疲労破面は起伏に富み、破断はジグザグに進行している。一方、疲労

強さが劣る継手 A では、接合界面で直線的に破断していることから、界面での接合が不良であったものと推測される。疲労強さの大きい継手 C および継手 E では、界面の微細化層と母材の変形域の間をジグザグに破断が進行している。これらの継手は軟化領域が広く界面での接合が良好であったため、応力が軟化領域に分散しやすく、界面に切欠きを入れたにもかかわらず、軟化領域で破断が発生したと考えられる。摩擦圧接継手の疲労試験では、接合界面に切欠きを入れた場合でも、このように必ずしも切欠きの底から破断せず、接合部近傍の熱影響部の特殊な組織(変形組織、流動組織)で破断する場合がある。このような現象は圧延材の疲労試験にもみられ、圧延材を圧延直角方向または板圧方向に切り出した試験片を疲労試験に供した場合、層状組織の影響で亀裂伝播経路が波打つことが知られている。これらの継手に対し、継手 F では圧接界面で直線的に破断している部分が認められる。この継手は軟化領域が狭いため、圧接界面に応力が集中して直線的に破断が進行し、疲労強さが若干小さくなったと考えられる。一方、継手 D は軟化領域が広いにも関わらず継手 C および継手 E に比べ疲労強さは若干小さい。これは、継手 D では接合界面で直線的に破断していることから、界面での接合状態がやや不良であったためと考えられる。

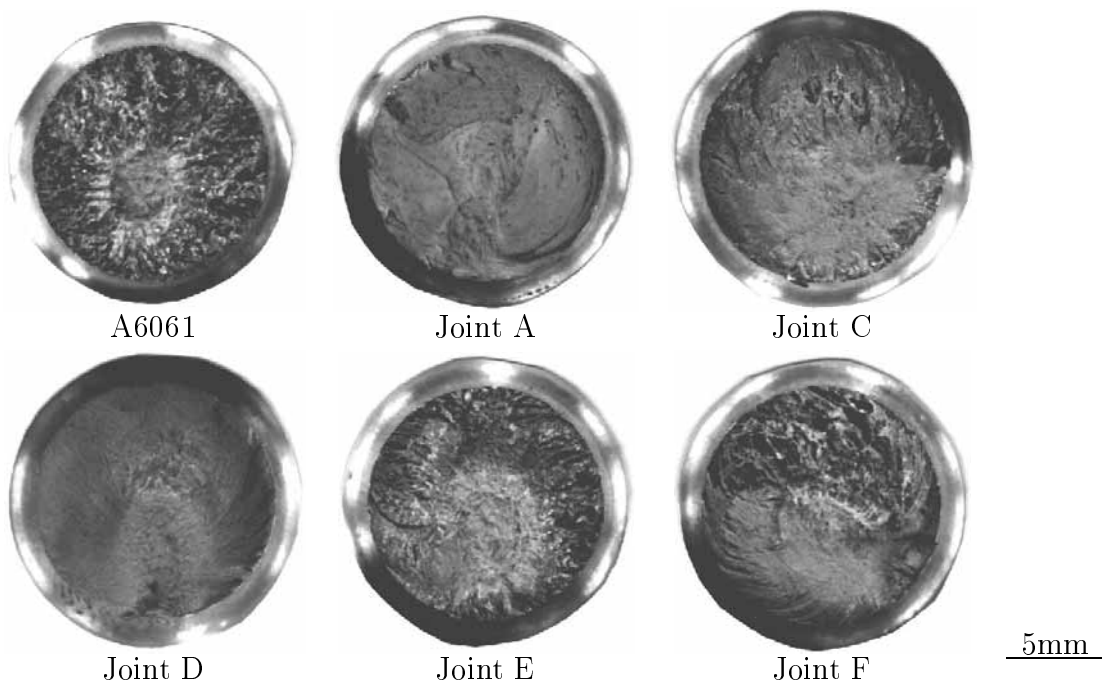


Fig. 6.9 Appearance of fatigue-fractured surfaces.

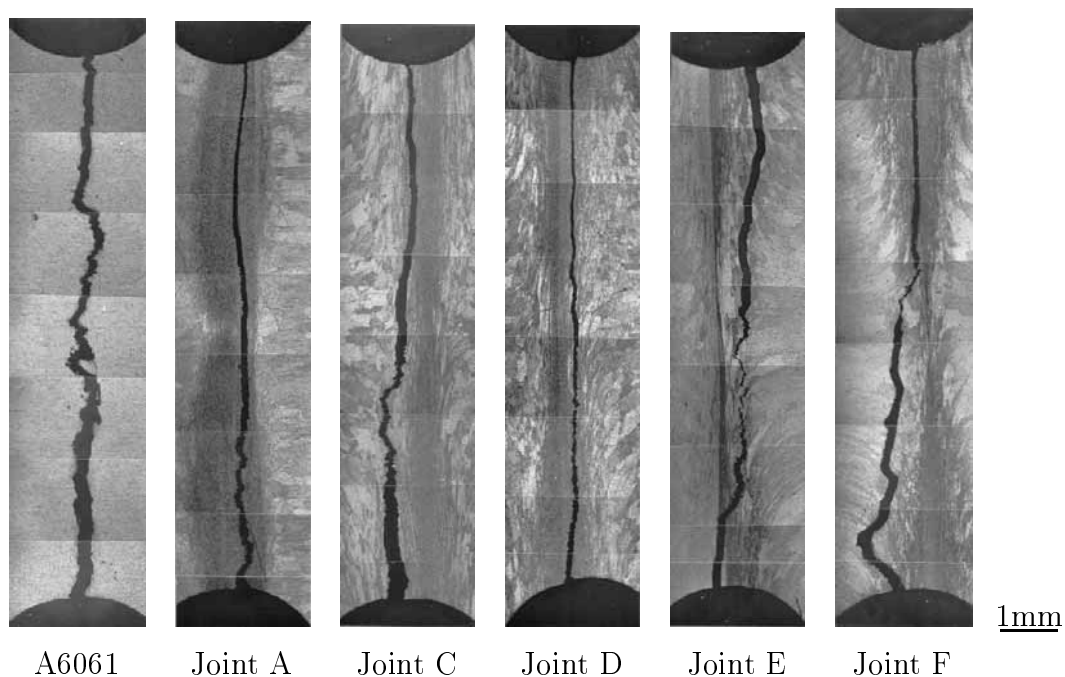


Fig. 6.10 Sections of fractured region after fatigue test.

このように、継手 C~F では引張強さに大きな差異は認められないが、疲労強さは継手 C および継手 E の方が継手 D および継手 F に比べ若干優れている。これは、疲労試験では引張試験に比べて付加する応力が小さいため、界面の接合状態や熱影響による軟化状態の差が疲労強さに微妙に影響したためと考えられる。すなわち、界面の接合が良好で軟化領域が広い継手 C および継手 E では、軟化領域で応力が分散されて疲労強さは大きくなる。一方、界面の接合が良好でも軟化領域が狭い継手 F では、応力が接合界面に集中するため疲労強さが若干小さくなる。さらに、軟化領域が広くても界面の接合状態がやや劣る継手 D でも疲労強さが若干小さくなったと推測される。

6.4.3 疲労強さの評価

疲労強さをアプセット変形入力およびアプセット寄りしろで評価するために、これらの関係を調べた。アプセット変形入力およびアプセット寄りしろと疲労限度の関係を、それぞれ Fig.6.11 および Fig.6.12 に示す。なお、母材の疲労限度は約 80MPa である。データに多少のばらつきはあるが、おおむね約 1000J/s 以上の変

形入力で、また約9mm以上のアプセット寄りしろで母材とほぼ同等な疲労限度を持つ継手を作製できることがわかる。引張試験の場合には、アプセット変形入力200J/s以上、アプセット寄りしろ3mm以上の場合に良好な継手が作製できたが、これは、疲労試験では変形入力200~1000J/s、アプセット寄りしろ4~9mmの継手のデータがないためである。これらのことから、疲労限度で判断する限り、疲労試験においても引張試験同様に、アプセット変形入力およびアプセット寄りしろによる継手性能の評価が可能であるといえる。

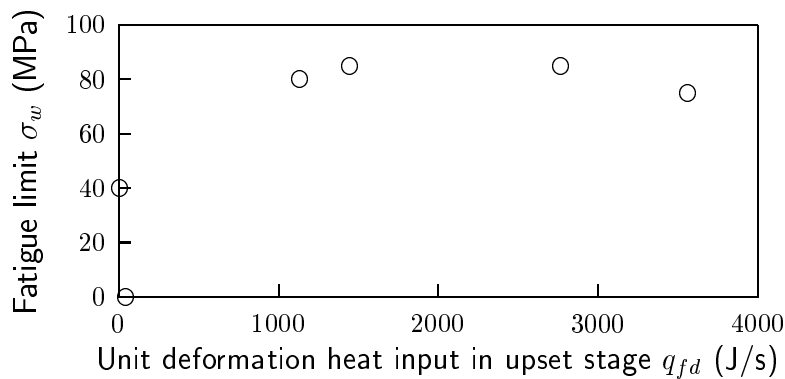


Fig. 6.11 Relationship between fatigue limit and unit deformation heat input during upset stage.

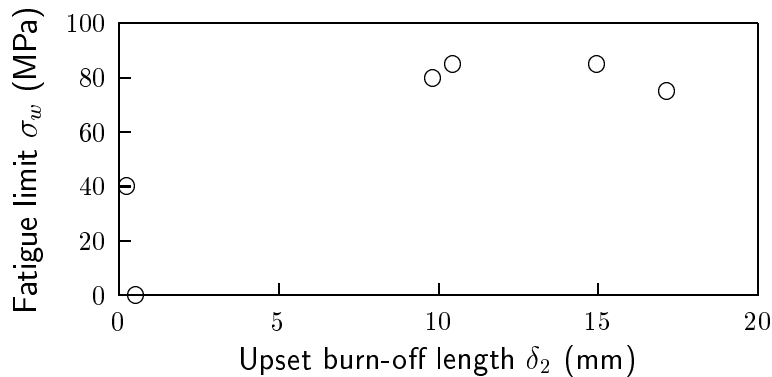


Fig. 6.12 Relationship between fatigue limit and upset loss.

6.5 圧接継手の衝撃吸収エネルギー

6.5.1 アプセット変形入力とシャルピ衝撃エネルギーの関係

シャルピ衝撃吸収エネルギーとアプセット単位変形入力の結果を Fig.6.13 に示し、後述の図と対応をとるために、A ~ H の継手を抽出して矢印で示す。いずれの継手も円周切欠き部で破断したが、未凝着が認められた継手を不完全継手とし、全く認められない継手を良好な継手とした。引張試験と同様、変形入力の低い領域でばらつきが認められるが、約 300J/s 以上の変形入力で良好な継手が得られた。次に、抽出した継手の引張強さとの比較を Table 6.1 に示す。アプセット過程の変形入力が 300J/s 以上で、シャルピー衝撃吸収エネルギーと引張強さのいずれにおいても良好な継手であると判断できるが、300J/s 未満は両者に関係を認めることはできない。

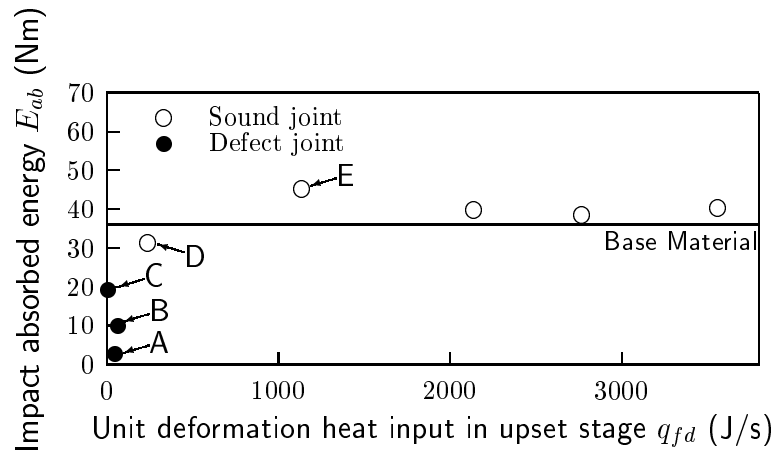


Fig. 6.13 Relationship between charpy impact absorbed energy and unit deformation heat input in the upset stage.

Table 6.1 Comparison with tensile strength and charpy impact absorbed energy of selected joints.

	A	B	C	D	E	F	G	H
Tensile strength σ_B (MPa)	82.3	299.0	195.6	221.6	216.3	240.7	242.8	250.0
Charpy impact absorbed energy E_{ab} (Nm)	2.7	10.0	19.2	31.3	45.4	39.9	38.6	40.2
Unit deformation heat input in the upset stage q_{fd} (J/s)	51.7	66.5	12.9	243.8	1136.1	2140.1	2770.9	3566.1

6.5.2 アプセット寄りしろとシャルピ衝撃エネルギーの関係

引張試験ではアプセット寄りしろで継手性能の評価が可能であったが、ここでもシャルピ衝撃吸収エネルギーと寄りしろの関係を検討した。シャルピ衝撃吸収エネルギーとアプセット寄りしろの関係を Fig.6.14 に示す。アプセット寄りしろが約 3.5mm 以上で良好な継手と判断できる。前述のアプセット変形入力に比べて、アプセット寄りしろの小さい領域ではばらつきが大きくなっているが、ほぼ同様の分布が得られた。

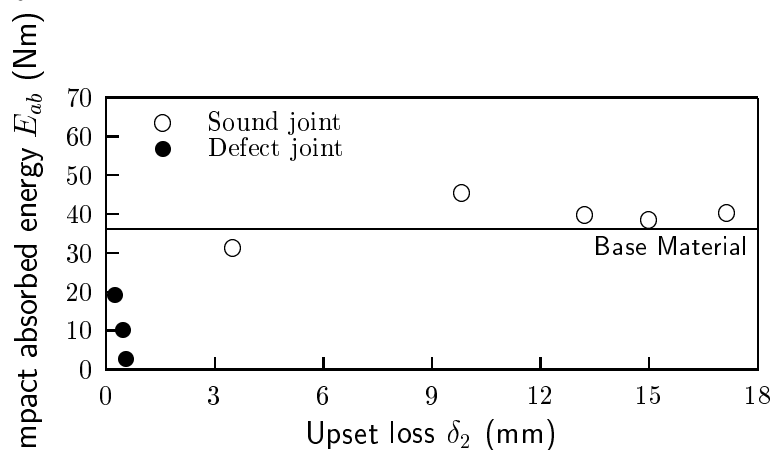


Fig. 6.14 Relationship between charpy impact absorbed energy and upset loss.

6.6 継手強度の比較

本強度試験方法の範囲内では、引張強さ、曲げ強さ、ねじり強さ、およびシャルピ衝撃エネルギーの最小限界アプセット変形入力および最小限界アプセット寄りしろの関係を Fig. 6.15 に示す。図中の枠は、それぞれの継手強度の良好な継手を作製できる領域を示している。疲労強さの最小限界アプセット変形入力および最小限界アプセット寄りしろは、それぞれ 1000J/s および 9mm であったが、変形入力 200~1000J/s、アプセット寄りしろ 4~9mm の継手のデータがないため図示しなかったため、図示しなかった。

良好な継手を作製できる領域は、引張強さが最も広くなっており、アプセット変形入力およびアプセット寄りしろが小さくても良好な継手を得ることができる。続いて、シャルピ衝撃エネルギー、ねじり強さ、曲げ強さの順に領域が、アプセット変形入力およびアプセット寄りしろの大きい方向へ移動している。良好な継手を作製するために、アプセット変形入力およびアプセット寄りしろを大きく、すなわち、摩擦圧接条件ではアプセット圧力などを高くする必要がある。

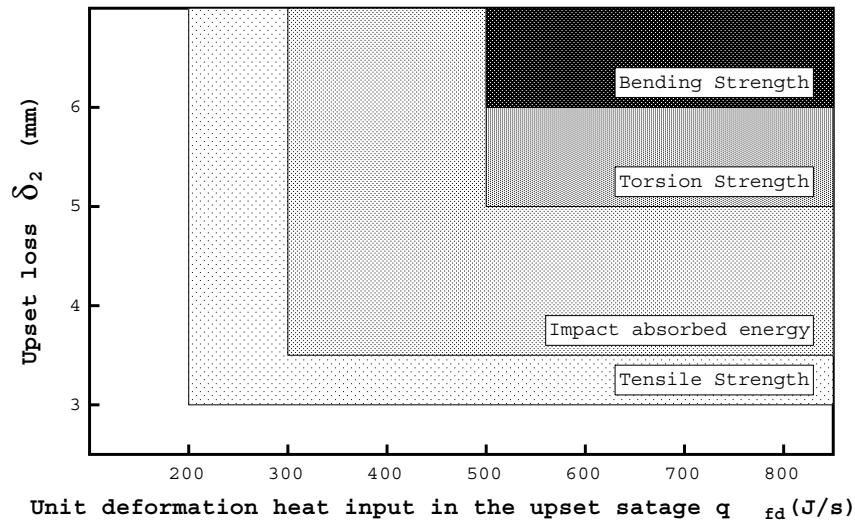


Fig. 6.15 Comparison of joint strength.

6.7 結言

6061 アルミニウム合金摩擦圧接継手のアプセット変形入力、およびアプセット寄りしろと引張強さ、曲げ強さ、ねじり強さなどとの関係について検討し、以下に列挙する結果を得た。

- 1) 曲げ試験の結果、みかけの曲げ強さはアプセット変形入力が約 500J/s 以上、アプセット寄りしろが約 6mm 以上で母材の曲げ強さをやや下回る約 450MPa の値で安定する。
- 2) 曲げ試験の結果、十分な引張強さの良好な継手の得られるアプセット変形入力の領域において、アプセット変形入力が小さく軟化域が広い継手では、圧接部にき裂は生じ難いが、アプセット変形入力を大きく、すなわち軟化域が狭い継手では、軟化域と母材との境界にき裂が生じる傾向にある。
- 3) ねじり試験の結果、アプセット変形入力が約 500J/s 以上、アプセット寄りしろが約 5mm 以上でねじり強さは母材値 (298MPa) よりかなり低い約 170MPa の値で安定する。
- 4) 疲労強さは、引張強さに比べ、界面の接合状態や軟化状態に影響されやすい。すなわち、界面の接合が良好で軟化領域が広い継手では、軟化領域で応力が分散され、その結果高い疲労強さを示す。一方、界面の接合が良好でも軟化領域が狭い継手や、軟化領域が広くても界面の接合状態がやや劣る継手は、応

力が接合界面に集中するため疲労強さが若干小さくなる。

- 5) 疲労試験から求めた疲労限度で継手性能を判断すると、引張試験同様に、あるアプセット変形入力およびアプセット寄りしろ以上の場合に良好な継手が作製できる。
- 6) シャルピ衝撃試験の結果、アプセット変形入力が約 300J/s 以上、アプセット寄りしろが約 3.5mm 以上で母材とほぼ同等の破断面を示し、母材強度と同等、もしくはそれを上回る継手が作製できる。
- 7) 継手強度で比較した結果、良好な継手を作製できるアプセット変形入力およびアプセット寄りしろの領域は、引張強さが最も広い。また、その領域は、シャルピ衝撃エネルギー、ねじり強さ、曲げ強さの順に狭くなり、良好な継手を作成できるそれらの最小値は、この順序で増加する傾向がみられる。

第7章 6061 アルミニウム合金と各種材料の最小限界圧接入力および最小限界寄りしろの比較

7.1 緒言

前章までで、6061 アルミニウム合金摩擦圧接継手の継手性能と圧接入力および寄りしろの関係を明らかにした。

本章では、S15CK 炭素鋼、SUS304 オーステナイト系ステンレス鋼、5056 アルミニウム合金、7075 アルミニウム合金および AZ31 マグネシウム合金同種材の最小限界アプセット変形入力および最小限界寄りしろを求め、6061 アルミニウム合金のそれらとの比較検討を行なった。

7.2 実験方法

供試材は、S15CK 炭素鋼、SUS304 オーステナイト系ステンレス鋼、5056 アルミニウム合金、7075 アルミニウム合金および AZ31 マグネシウム合金を用いた。これらで用いた圧接条件因子をそれぞれ Table 7.1 ~ Table 7.5 に示す。S15CK 炭素鋼で 38 通り、SUS304 オーステナイト系ステンレス鋼で 49 通り、5056 アルミニウム合金で 42 通り、7075 アルミニウム合金で 50 通り、AZ31 マグネシウム合金で 68 通りにそれぞれを組み合わせた圧接条件を採用し、圧接後、引張試験を行なった。

Table 7.1 Friction welding factors(S15CK).

Friction pressure	P_1 (MPa)	10, 20, 30, 40
Upset pressure	P_2 (MPa)	10, 20, 30, 40, 60, 80, 90, 120
Friction time	t_1 (s)	4
Stopping time	t_B (s)	0.1
Friction speed	N (s^{-1})	16.7, 33.3, 50.0, 66.7

Table 7.2 Friction welding factors(SUS304).

Friction pressure	P_1 (MPa)	5, 10, 15, 20, 25, 30, 35, 40, 45
Upset pressure	P_2 (MPa)	15, 30, 45, 60, 75, 90, 105, 120, 135
Friction time	t_1 (s)	5
Stopping time	t_B (s)	0.1
Friction speed	N (s^{-1})	16.7, 25.0, 33.3, 41.7, 50.0, 66.7

Table 7.3 Friction welding factors(A5056).

Friction pressure	P_1 (MPa)	7, 10, 15, 20, 30, 40, 50, 60
Upset pressure	P_2 (MPa)	7, 10, 15, 20, 30, 40, 45, 50, 60, 80, 100, 110, 120, 140
Friction burn-off length	δ_1 (mm)	0.5, 1, 2, 8
Stopping time	t_B (s)	0.1
Friction speed	N (s^{-1})	33.3, 50.0, 66.7

Table 7.4 Friction welding factors(A7075).

Friction pressure	P_1 (MPa)	10, 20, 30, 40, 50, 60
Upset pressure	P_2 (MPa)	10, 20, 30, 40, 50, 70, 100, 120, 140
Friction time	t_1 (s)	2, 3, 4, 6, 8
Stopping time	t_B (s)	0.1
Friction speed	N (s^{-1})	33.3, 41.7, 50.0, 58.3, 66.7

Table 7.5 Friction welding factors(AZ31).

Friction pressure	P_1 (MPa)	10, 20, 30, 40, 50, 60
Upset pressure	P_2 (MPa)	10, 20, 30, 40, 50, 70, 100, 120, 140
Friction time	t_1 (s)	2, 3, 4, 6, 8
Stopping time	t_B (s)	0.1
Friction speed	N (s^{-1})	33.3, 41.7, 50.0, 58.3, 66.7

7.3 各種材料のアプセット変形入力と引張強さ

各種材料のアプセット変形入力と引張強さの関係をそれぞれ Fig.7.1 ~ Fig.7.5 に示す。

それぞれの材料のアプセット変形入力の小さい領域では、データにばらつきが見られるが、良好な継手であると評価できる最小限界アプセット変形入力は、Table 7.6 に示す通りになる。比較のために、6061 アルミニウム合金の結果についても併記した。

S15CK 炭素鋼と SUS304 オーステナイト系ステンレス鋼の最小限界アプセット変形入力は他の材料より小さい。

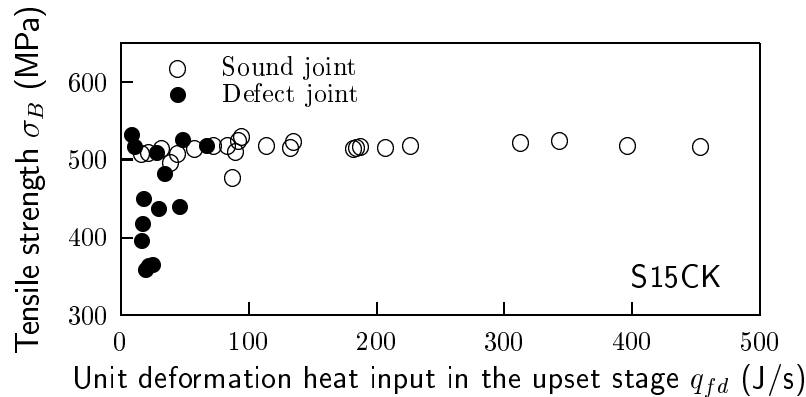


Fig. 7.1 Relationship between tensile strength and unit deformation heat input during upset stage(S15CK).

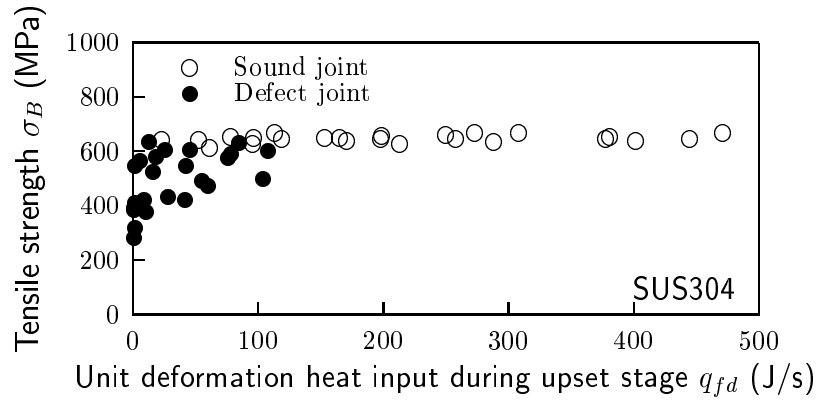


Fig. 7.2 Relationship between tensile strength and unit deformation heat input during upset stage(SUS304).

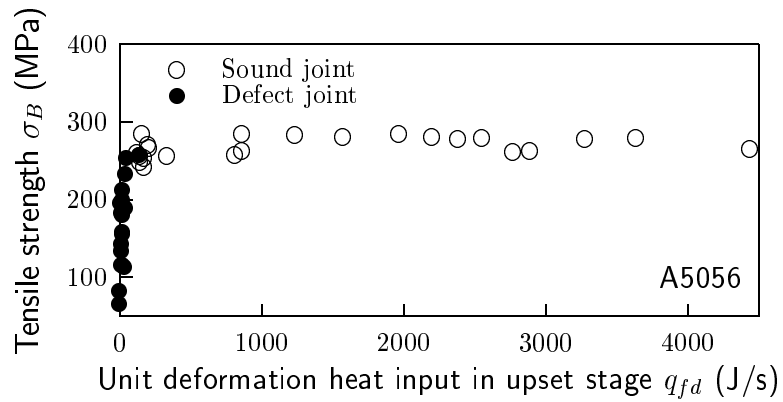


Fig. 7.3 Relationship between tensile strength and unit deformation heat input during upset stage(A5056).

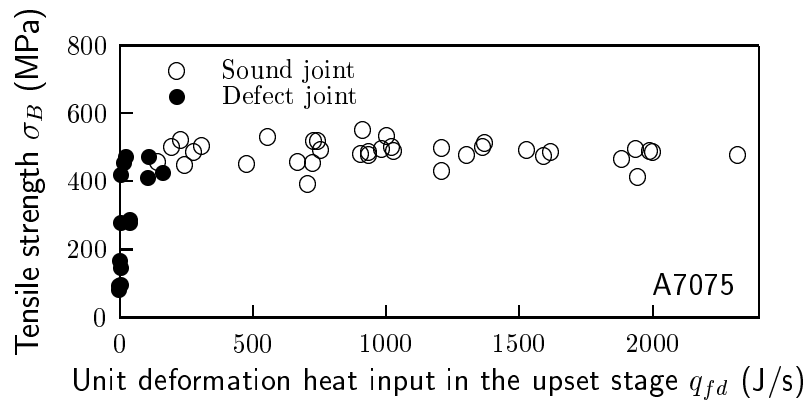


Fig. 7.4 Relationship between tensile strength and unit deformation heat input during upset stage(A7075).

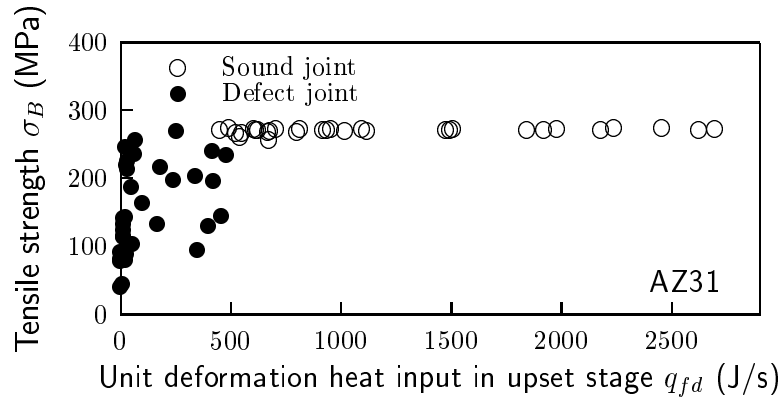


Fig. 7.5 Relationship between tensile strength and unit deformation heat input during upset stage(AZ31).

Table 7.6 Limit deformation heat input in the upset stage of materials.

Materials	A6061	S15CK	SUS304	A5056	A7075	AZ31
Limit deformation heat input in the upset stage (J/s)	200	100	110	150	200	500

7.4 各種材料のアプセット寄りしろと引張強さ

各種材料のアプセット寄りしろと引張強さの関係をそれぞれ Fig.7.6 ~ Fig.7.10 に示す。

これらのデータ分布と各種材料のアプセット変形入力と引張強さの関係をそれぞれ示した Fig.7.1 ~ Fig.7.5 のデータ分布を比べると、ばらつきが若干大きくなっているものの不完全継手と完全継手の領域の識別が可能であり、この結果から、アプセット寄りしろによっても継手の評価が可能であるものと考えられる。

アプセット変形入力と同様、それぞれの材料のアプセット寄りしろの小さい領域ではばらついているが、良好な継手と評価できる最小限界アプセット寄りしろは、Table 7.7 に示す通りになる。

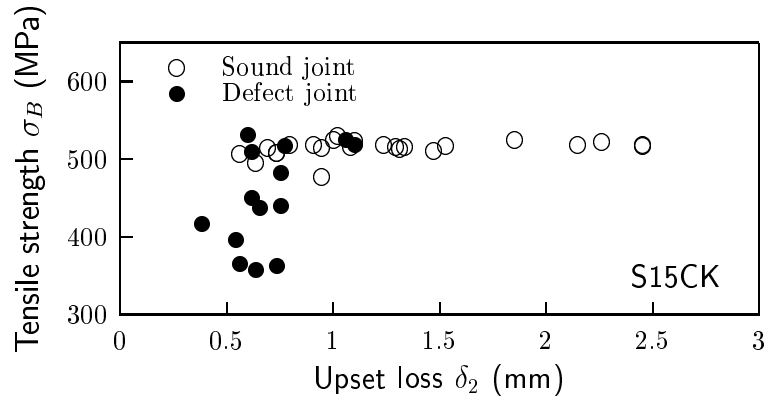


Fig. 7.6 Relationship between tensile strength and upset loss(S15CK).

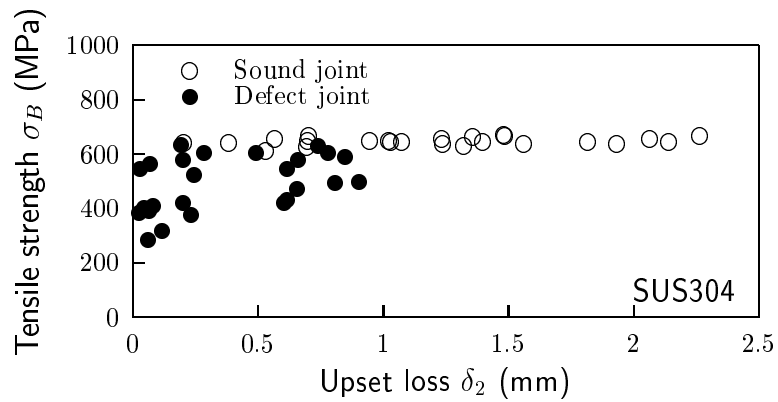


Fig. 7.7 Relationship between tensile strength and upset loss(SUS304).

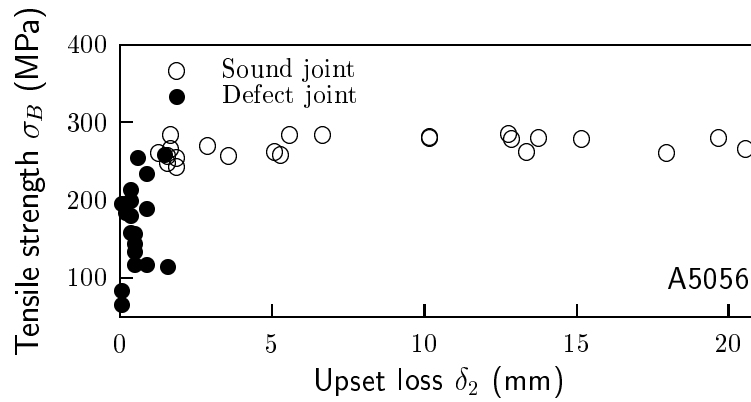


Fig. 7.8 Relationship between tensile strength and upset loss(A5056).

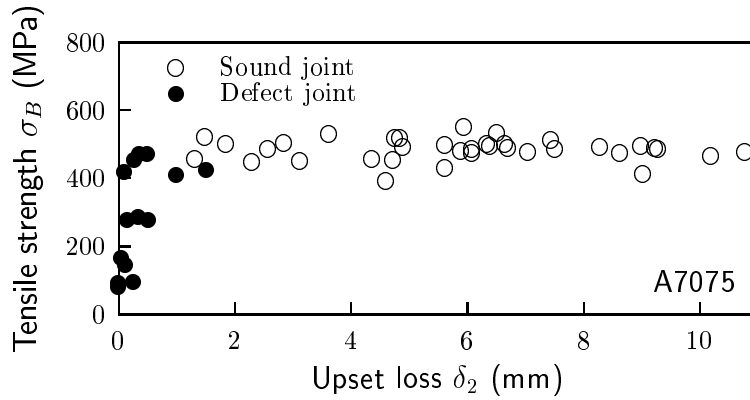


Fig. 7.9 Relationship between tensile strength and upset loss(A7075).

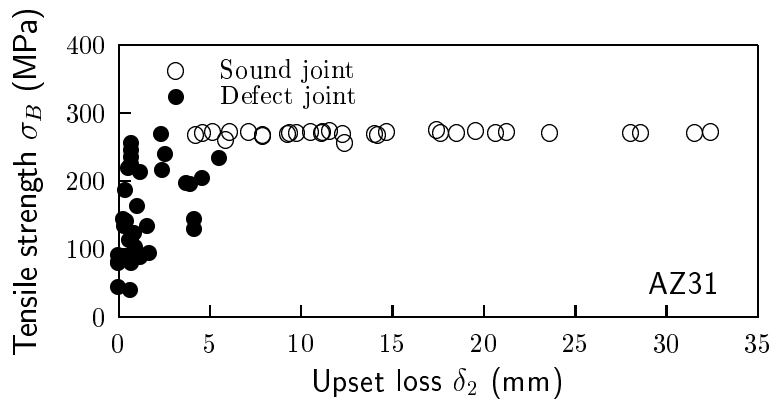


Fig. 7.10 Relationship between tensile strength and upset loss(AZ31).

Table 7.7 Limit upset loss of materials.

Materials	A6061	S15CK	SUS304	A5056	A7075	AZ31
Limit upset burn-off length (mm)	3.0	1.2	1.0	1.7	1.9	5.9

7.5 各種材料の最小限界アプセット変形入力の比較

各種材料の最小限界アプセット変形入力と最小限界アプセット寄りしろの関係および最小限界アプセット変形入力と最小限界全寄りしろの関係をそれぞれ Fig.7.11 および Fig.7.12 に示す。

これらの図では、若干ばらつきは認められるが、最小限界アプセット変形入力と最小限界アプセット寄りしろの間にほぼ比例関係が認められる。また、最小限界アプセット寄りしろは圧接が比較的容易な材料ほど低い値を示しており、比較的圧接が困難な材料ほど高い値を示す。

これは、熱伝導率の小さい(軟化しやすい)材料ほど、接合面に熱が蓄積され、変形しやすく、低いアプセット圧力で圧接が可能であることを示している。アルミニウム合金材の場合は熱伝導率が大きいため、アプセット圧力を高くして変形入力を増大させる必要のあることがわかる。中でも AZ31 マグネシウム合金は比較的困難と思われる、高いアプセット圧力を必要とする。

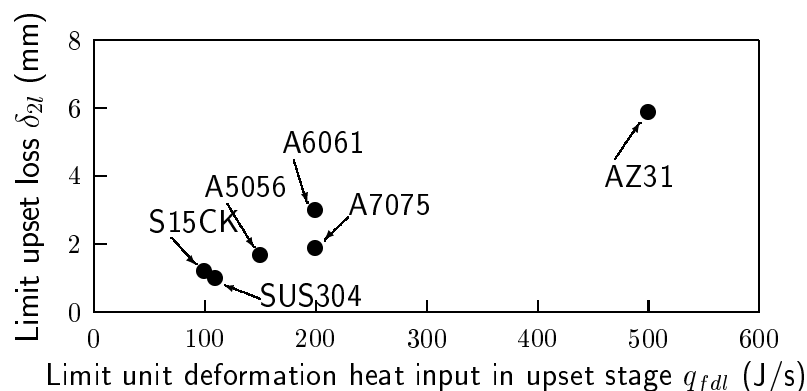


Fig. 7.11 Relationship between limit unit deformation heat input and limit upset loss.

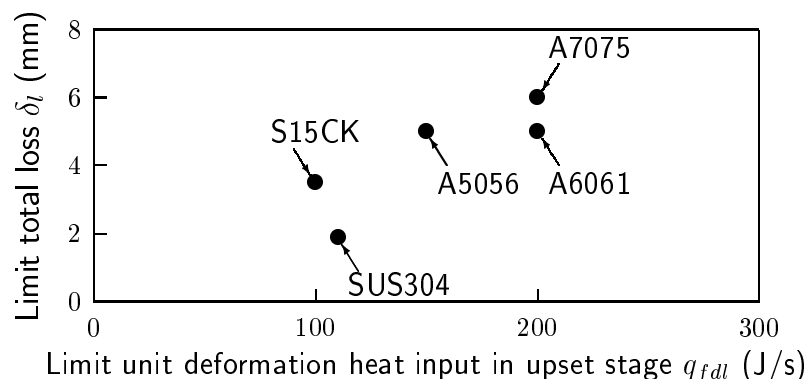


Fig. 7.12 Relationship between limit unit deformation heat input and limit total loss.

7.6 結言

S15CK 炭素鋼、SUS304 オーステナイト系ステンレス鋼、5056 アルミニウム合金、7075 アルミニウム合金および AZ31 マグネシウム合金の最小限界アプセット変形入力および最小限界アプセット寄りしろを求め、6061 アルミニウム合金との比較検討を行なった。その結果、最小限界アプセット変形入力は、圧接が容易な材料ほど小さくなる傾向を示すことが明らかとなった。

第8章 総括

8.1 総括

本研究は、摩擦圧接継手作製時に圧接部へ投入される圧接入力を算定して、圧接入力によって継手の性能評価を行う評価法の確立と、併せて、圧接入力による最適摩擦圧接条件選定の支援について検討した結果をまとめたものである。まず、摩擦圧接過程を評価するパラメータとして摩擦圧接機の個性に左右されない基本的現象から得られる圧接入力に着目した。そして、一連の摩擦圧接過程を摩擦過程とアプセット過程に区別し、さらにそれぞれの過程において摩擦入力および変形入力を求め、それぞれの圧接入力と継手の引張強さとの関係を明らかにした。その結果から、継手の引張強さとの相関が最も強い圧接入力を継手強度の評価値として導入した。また、圧接入力に及ぼす諸因子の影響を検討した後、実用的な観点から寄りしろが評価値となり得るかについて検討した。最後に、良好な継手作製するための最小限界アプセット変形入力と最小限界アプセット寄りしろを各種材料で比較検討した。

本研究の成果を以下に要約する。

第4章では、アプセット過程の変形入力(アプセット変形入力)およびアプセット寄りしろと引張強さに明確な関係が認められ、アプセット過程の変形入力およびアプセット寄りしろの増加に伴い引張強さは増大した。そして、約200J/s以上のアプセット変形入力、および約3mm以上のアプセット寄りしろで得られた継手を良好な継手と評価でき、良好な継手作製の目安となり得ることを明らかにした。また、そのときの伸びは4.5%以上、絞りは35%以上であることを示した。次いで、母材直径を10mm、12mm、14mm、および16mmに変化させたときの圧接入力および寄りしろにおよぼす母材直径の影響について検討を行なった。その結果、母材直径が大きくなると最小限界アプセット変形入力は大きくなる傾向にあるが、母材直径の単位面積あたりの最小限界アプセット変形入力で整理すると、 $0.92 \text{ MJ/m}^2\text{s} \sim 1.58 \text{ MJ/m}^2\text{s}$ の範囲内にあることを明らかにした。次いで、母材直径10mm、12mm、14mm、および16mmの圧接に要する最小限界アプセット寄りしろは、全ての直径で約5mmであり、これ以上のアプセット寄りしろで完全継手となることを示した。

第5章では、アプセットタイミングを $-0.3s$ 、 $0s$ および $0.4s$ に変化させたときの圧接入力の変化と真の圧接入力、みかけの圧接入力などについて検討を行ない、そのときのそれぞれの寄りしろとの関係を調べた。その結果、アプセットタイミングが $-0.3s$ および $0s$ のとき、アプセット変形入力の増加に伴い、引張強さも増大し、アプセット変形入力が約 $200J/s$ 以上で完全継手が得られることが示された。しかし、アプセットタイミングが $0.4s$ では、アプセット変形入力が小さく完全継手は得られない。アプセットタイミングが $0s$ のときには減速域に相乗効果が得られるので、アプセット寄りしろの増大によりアプセット変形入力は大きくなる。アプセットタイミングが $-0.3s$ のとき、ターミナルピークトルク発生前にアプセット圧力を負荷すると相乗効果が得られないが、摩擦圧力が増加したことになり、摩擦過程においてアプセット変形入力が増大して、完全継手が得られる。摩擦停止後にアプセット圧力が設定値に到達する場合、摩擦停止以後のアプセット圧力の増加分はアプセット変形入力に変換されず、アプセット変形入力が低くなり、完全継手は得られないことを明らかにした。次いで、アプセットタイミングが $-0.3s$ および $0s$ のとき、アプセット寄りしろが約 $3mm$ 以上で完全継手が得られ、アプセットタイミングが $0.4s$ のとき、摩擦停止後の寄りしろはほとんど発生しないので、アプセット寄りしろで継手の評価はできないことを示した。

第6章では、引張試験、曲げ試験、ねじり試験、疲労試験、およびシャルピ衝撃試験を行ない、圧接入力および寄りしろと継手強度の関係について検討し、良好な継手を作製するために最低必要とされるそれぞれの最小限界アプセット変形入力と最小限界アプセット寄りしろを明らかにした。曲げ試験の結果、みかけの曲げ強さはアプセット変形入力が約 $500J/s$ 以上、アプセット寄りしろが約 $6mm$ 以上で母材の曲げ強さをやや下回る約 $450MPa$ の値で安定する。良好な継手の得られるアプセット変形入力の領域において、アプセット変形入力が小さく軟化域が広い継手では、曲げ試験中、圧接部にき裂は生じ難いが、アプセット変形入力が大きく軟化域が狭い継手では、軟化域と母材境界でき裂が生じる傾向にあることを明らかにした。ねじり試験の結果、アプセット変形入力が約 $500J/s$ 以上、アプセット寄りしろが約 $5mm$ 以上でねじり強さは母材値 ($298MPa$) より小さい約 $170MPa$ の値で安定することを明らかにした。疲労試験の結果、継手の疲労強さは引張強さに比べ、界面の接合状態や軟化状態に影響されやすいことが示された。すなわち、界面の接合が良好で軟化領域が広い継手では、軟化領域で応力が分散されて疲労強さは大きくなるが、界面の接合が良好でも軟化領域が狭い継手や、軟化領域が広くても界面の接合状態がやや劣る継手は、応力が接合界面に集中するため

疲労強さが若干小さくなる。そして、疲労試験から求めた疲労限度で継手性能を判断すると、引張試験同様、アプセット変形入力およびアプセット寄りしろがある値以上の場合に良好な継手が作製できることを明らかにした。シャルピ衝撃試験の結果、アプセット変形入力が約 300J/s 以上、アプセット寄りしろが約 3.5mm 以上で母材とほぼ同等の破断面を示し、母材強度と同等、もしくはそれを上回る継手が作製できることを明らかにした。

第 7 章では、S15CK 炭素鋼、SUS304 オーステナイト系ステンレス鋼、5056 アルミニウム合金、7075 アルミニウム合金および AZ31 マグネシウム合金の最小限界アプセット変形入力、最小限界アプセット寄りしろおよび最小限界全寄りしろを求め、6061 アルミニウム合金との比較検討を行なった。その結果、最小限界アプセット変形入力は、圧接が容易な材料ほど小さくなる傾向を示すことが明らかとなった。

第 8 章は総論であり、本研究の総括を行なっている。

従来、摩擦圧接法で作成された継手に対する適切な非破壊検査は困難であり、継手の品質保証あるいは継手強度を評価する一般的な手法が無かった。これに対して本研究では、6061 アルミニウム合金摩擦圧接継手において、一般性のあるアプセット変形入力およびアプセット寄りしろで継手性能を評価し得ることを明らかにした。次いで、S15CK 炭素鋼、SUS304 オーステナイト系ステンレス鋼、5056 アルミニウム合金、7075 アルミニウム合金および AZ31 マグネシウム合金の最小限界変形入力および最小限界寄りしろを求め、6061 アルミニウム合金と同様、アプセット変形入力で継手性能を評価し得ることを示した。

8.2 今後の研究と課題

今後、種々の材料の接合に摩擦圧接が適用されることが予想され、摩擦圧接継手の非破壊検査に代わる評価法が求められると共に、異なる摩擦圧接機で容易に摩擦圧接条件を設定する要望が高くなると考えられる。また、本研究では同種摩擦圧接継手に限定した。摩擦圧接の特徴である異種金属間の圧接では、同種摩擦圧接継手と継手接合部の生成過程が異なると考えられ、本研究の圧接入力だけでは解明できない部分も多く、今後の課題であると考えている。

こうした種々の問題に対し、本研究で確立したアプセット変形入力による摩擦圧接継手の評価法および圧接条件の選定法は、摩擦圧接における基礎的技術の一つとして、この種の業界に貴重な知見を提供すると共に、多大の貢献をし得るものと自負している。

謝辞

本論文の作成にあたり、懇切なご指導とご教唆を賜りました慶応義塾大学理工学部 菅 泰雄教授に深い敬意と深甚なる謝意を表します。また、本論文をご査読の上、貴重なご教示を賜りました慶應義塾大学理工学部 久納 孝彦教授、三井 公之教授、宗宮 詮教授に心から感謝を申し上げます。

本研究の遂行に当たり、終始多大のご教示、ご指導を賜りました元 大阪府立大学総合科学部 小川 恒一教授に謹んで深甚なる謝意を申し上げます。また、実験上のご協力と示唆に富むご討議を賜りました摂南大学工学部 山本 義秋教授、黒澤 敏朗教授、大阪工業大学短期大学部 辻野 良二教授、大阪産業大学短期大学部 大植 義夫助教授、大阪産業大学工学部 川井 五作助教授に厚くお礼を申し上げます。

また、本研究を始める機会、本研究遂行中多大のご支援と研究促進へのご配慮を賜りました大阪産業大学工学部 櫻井 恵三教授、足立 勝重教授、吉川 晃講師に心からお礼を申し上げます。

実験および実験データの整理に当たっては、大阪工業大学 共同研究センター 越智 秀特別研究員、大阪府立大学総合科学部 山口 博講師にご協力をいただきました。心より厚くお礼を申し上げます。

発表論文

1. 本研究に関連した発表論文

- 1) 澤井 猛、小川 恒一、越智 秀、山本 義秋、古川 宏之、菅 泰雄、“5056 アルミニウム合金摩擦圧接継手性能の熱入力による評価、(第1報) 圧接継手の引張強さの検討”、軽金属溶接 Vol. 38、No.2、pp.66-76、(2000)。
- 2) 澤井 猛、小川 恒一、山口 博、越智 秀、山本 義秋、菅 泰雄 “6061 アルミニウム合金摩擦圧接における継手性能に及ぼす入熱の影響”、軽金属 Vol. 50、No.10、pp.505-512、(2000)。
- 3) 澤井 猛、小川 恒一、山口 博、越智 秀、山本 義秋、菅 泰雄、“5056 アルミニウム合金摩擦圧接継手性能の熱入力による評価(第2報) 熱入力に及ぼす母材直径の影響”、軽金属溶接 Vol. 39、pp.133-141、(2001)。
- 4) 越智 秀、澤井 猛、山本 義秋、栗田 昌幸、小川 恒一、菅 泰雄、“6061 アルミニウム合金摩擦圧接継手の引張強さおよび疲労強度の評価”、材料 Vol. 50、No.9、pp.961-967、(2001)。
- 5) Ochi,H., Sawai,T., Yamamoto,Y., Kurita,M., Ogawa,K. and Suga,Y., “Evaluation of Tensile Strength and Fatigue Strength of 6061 Aluminum Alloy Friction Welded Joint” Materials Science Research International Vol.8, No.3, pp.156-161, (2002)。
- 6) 澤井 猛、小川 恒一、山口 博、越智 秀、山本 義秋、菅 泰雄、“S15CK 炭素鋼同種摩擦圧接継手強度の入熱による評価”、溶接学会論文集 Vol. 19、No.4、pp.581-590、(2001)。
- 7) 澤井 猛、山本 義秋、越智 秀、小川 恒一、辻野良二、菅 泰雄、“SUS304 ステンレス鋼摩擦圧接継手の引張強さおよび疲労強さの評価”、高温学会誌 Vol. 27、No.6、pp.320-325、(2001)。
- 8) 澤井 猛、小川 恒一、山口 博、越智 秀、山本 義秋、菅 泰雄、“6061 アルミニウム合金の摩擦圧接における入熱と母材直径の関係”、軽金属 Vol. 52、No.1、pp.581-590、(2002)。
- 9) 澤井 猛、小川 恒一、山口 博、越智 秀、山本 義秋、菅 泰雄、“6061 アルミニウム合金の摩擦圧接継手の静的強度とアプセット変形入熱およびアプセット寄りしろの関係”、高温学会誌 Vol.28、No.6、pp.336-343、(2002)。
- 10) 澤井 猛、小川 恒一、山口 博、越智 秀、山本 義秋、菅 泰雄、“6061 アルミニウム合金の摩擦圧接の入熱、継手強度に及ぼすアプセットタイミングの影響”

響”、軽金属 Vol.53、No.2、 pp.43-49、(2002) .

- 11) 小川 恒一、山口 博、越智 秀、澤井 猛、菅 泰雄、沖 善成、“AZ マグネシウム合金の摩擦圧接”、軽金属溶接 Vol.41、No.2、 pp.67-74、(2003) .

2. 本研究に関連した国際会議発表論文

- 1) Takeshi SAWAI, Koichi OGAWA, Ryoji TSUJINO, Yasuo SUGA, “Effect of Fluctuation of Friction Heat Input on Friction Welded Joint Performance of 6061 Aluminum Alloy”, Proceeding of The 6th International Conference on Aluminum Alloys (ICAA-6) pp.1557-1562,(1998).
- 2) Takeshi SAWAI, Koichi OGAWA, Toshiro KUROZAWA, Yasuo SUGA, “Relationship Between Joint Performance and Heat Input in Friction Welding”, 35th Annual Technical Meeting Society of Engineering Science (1998) pp204, (1998).
- 3) Takeshi SAWAI, Koichi OGAWA, Hiroshi YAMAGUCHI, Ryoji TSUJINO, Yasuo SUGA, “Effect of mechanical work on joint properties of SUS304 stainless steel friction weld joint”, The 9th (1999) International Offshore and Polar Engineering Conference & Exhibition, pp.217-221, (1999).
- 4) Hiizu OCHI, Takeshi SAWAI, Yoshiaki YAMAMOTO, Koichi OGAWA, Yasuo SUGA, “Evaluation of Joint Performance of 5056 Aluminum Friction Welded Joints by Heat Input and Burn-off Quantity”, Proceedings of The Tenth (2000) International Offshore and Polar Engineering Conference & Exhibition, pp.139-144, (2000).
- 5) Takeshi SAWAI, Hiizu OCHI, Yoshiaki YAMAMOTO, Koichi OGAWA, Yasuo SUGA, “Evaluation of Joint Strength of 6061 Aluminum Alloy Joint Welded Under Inertia Type Friction Welding by Heat Input and Burn-Off Length”, Proceedings of The Eleventh (2001) International Offshore and Polar Engineering Conference & Exhibition, pp.277-281, (2001).

参考文献

- 1) H.B. Hollander. *Tool & Prod.Mag.* 1967.
- 2) 摩擦圧接協会(編). 摩擦圧接. コロナ社, 1979.
- 3) V.I Vill. Friction welding of metals. *Translated from the Russian, AWS, N.Y.*, pp. 1-112, 1962.
- 4) 紹介. *Machinery (E)*. 99-2541, 1961.
- 5) R.R. Irving. *Airon AGE*, Vol. 184, , 1960.
- 6) V.I. Vill and L.A. Shterin. Welding with friction heating. *Technical Information Bulletin*, No. 53,LDNTP, 1957.
- 7) T.H. Hazlett. Properties of friction welding plain carbon and low alloy steels. *The Welding Journal*, Vol. 41, No. 2, 1962.
- 8) T.H. Hazlett. Properties of friction welds between dissimilar metals. *Welding Research*, Vol. 27, No. 10, Oct 1962.
- 9) S.K. Ginzburg. The friction welding of aluminum to steel and the requisite conditions for strong joints. *SVAR Proiz*, No. 12, 1962.
- 10) H.B. Hollander and C.J. Cheng. The friction welding parameters. *The Welding Journal*, Vol. 42, No. 11, 1963.
- 11) C.J. Cheng. Transient temperature distribution during friction welding of two dissimilar materials in tubular form. *The Welding Journal*, Vol. 42, No. 5, 1963.
- 12) T.H. Hazlett and K.K. Gupta. Friction welding of high strength structural aluminum alloys. *The Welding Journal*, Vol. 42, No. 5, Research Supplement, 1963.

- 13) 蓮井淳. 摩擦圧接. 溶接学会誌, Vol. 32, p. 783, Sep 1963.
- 14) 蓮井淳, 福島貞夫. S45C 炭素鋼の摩擦圧接について. 金属材料研究所研究報告, Vol. 7, No. 3, p. 194, 1964.
- 15) 蓮井淳, 福島貞夫. 0.25%*c* 炭素鋼の摩擦圧接条件についての2,3の実験的考察. 金属材料研究所研究報告, Vol. 7, No. 5, p. 419, May 1964.
- 16) 塩谷敏祐, 山田銑一, 葛谷豊. 鋼材の摩擦溶接における溶接条件の検討. 溶接学会誌, Vol. 34, No. 8, p. 794, 1965.
- 17) 蓮井淳, 福島貞夫. 摩擦圧接におけるアプセット時期について. 金属材料研究所研究報告, Vol. 8, No. 4, p. 65, Apr 1965.
- 18) 塩谷敏祐, 山田銑一, 葛谷豊. 摩擦溶接された炭素鋼の衝撃強さの低下原因に関する二、三の検討. 溶接学会誌, Vol. 35, No. 1, p. 65, 1966.
- 19) 蓮井淳, 福島貞夫. 摩擦圧接の研究(第1報) —摩擦圧接継手の性質に及ぼすアプセット時期の効果—. 溶接学会誌, Vol. 36, No. 6, pp. 628–632, Jun 1967.
- 20) 蓮井淳, 福島貞夫, 衣川純一. 摩擦圧接. 溶接学会誌, Vol. 36, No. 12, p. 1275, Dec 1967.
- 21) 蓮井淳, 福島貞夫. 摩擦圧接における摩擦面の温度と圧接部の構造について. 材料科学, Vol. 6, No. 2, pp. 38–50, Feb 1969.
- 22) 中村, 中原, 青柳, 矢野. 摩擦圧接法に関する研究(第1報). 機械試験所所報, Vol. 23, No. 5, pp. 8–20, Feb 1969.
- 23) 蓮井淳. 摩擦圧接の現状. 溶接学会誌, Vol. 39, No. 6, p. 515, Jun 1970.
- 24) 蓮井淳. 新しい溶接特集 ii. 溶接学会誌, Vol. 41, No. 1, p. 9, Jan 1972.
- 25) 福島貞夫, 蓮井淳. 摩擦圧接の加熱過程について. 溶接学会誌, Vol. 41, pp. 1074–1084, Sep 1972.
- 26) 蓮井淳, 福島貞夫. 摩擦圧接におけるトルクについて. 溶接学会誌, Vol. 44, pp. 1005–1010, Dec 1975.

- 27) 棟, 二俣. 中空材料の摩擦圧接に関する研究. 溶接学会全国大会講演概要第19集, pp. 354-355, Apr 1976.
- 28) 沖田耕三, 岸本. オーステナイト系ステンレス鋼の摩擦圧接に関する研究. 溶接学会誌, Vol. 49, No. 11, p. 93, Nov 1979.
- 29) 久曾神煌, 西本廉, 乙部豊, 金井誠太, 小笠原由也. 炭素鋼の摩擦圧接に関する研究. 日本機械学会論文集 (C編), Vol. 45, No. 400, pp. 1406-1414, 1979.
- 30) 沖田耕三, 有年雅敏, 岸本. 高温における摩擦圧接継手の機械的性質. 溶接学会誌, Vol. 50, No. 9, p. 840, Sep 1980.
- 31) 小川恒一, 加賀精一, 足立勝重. アルミニウム合金の摩擦圧接. 軽金属溶接, Vol. 19, No. 10, pp. 10-16, Oct 1981.
- 32) 加賀精一, 藤井, 小川恒一. アルミニウムと銅の摩擦圧接について. 軽金属溶接, Vol. 19, No. 11, pp. 11-15, Nov 1981.
- 33) 沖田耕三, 有年雅敏, 平博仁. 同径丸棒継手の摩擦圧接における摩擦面の熱収支について. 溶接学会誌, Vol. 51, pp. 134-141, Feb 1982.
- 34) 沖田耕三, 有年雅敏, 岸本. ブレーキ式摩擦圧接機による定常状態の摩擦面の温度について. 溶接学会誌, Vol. 51, No. 3, pp. 62-67, Mar 1982.
- 35) 小川恒一, 森本, 加賀精一. 工業用純アルミニウム合金の摩擦圧接加熱過程における摩擦現象について. 鉄鋼大学誌, Vol. 17, pp. 9-20, 1983.
- 36) 深谷茂生. 摩擦溶接の応用. 溶接学会誌, Vol. 54, No. 4, p. 218, 1985.
- 37) 小川恒一, 加賀精一, 井川, 山本. アルミニウム合金同種摩擦圧接の接合性及びす終期ピークトルクと位相差の影響について. 軽金属溶接, Vol. 24, No. 3, pp. 1-9, 1986.
- 38) 小川恒一, 大植義夫, 中山英明, 森本, 蓮井淳. アルミニウム合金同種摩擦圧接継手の疲労強度について. 軽金属溶接, Vol. 25, No. 1, pp. 6-12, 1987.
- 39) 小川恒一, 山口博, 菅泰雄, 坂口. S55C 炭素鋼の摩擦圧接について. 高温学会誌, Vol. 17, No. 5, p. 263, May 1991.

- 40) 小川恒一, 山口博, 坂口. 5056 アルミニウム合金の摩擦圧接条件の最適化. 軽金属, Vol. 41, No. 10, p. 716, Oct 1991.
- 41) 福本信次, 椿野晴繁, 沖田耕三, 有年雅敏, 富田友樹. アルミニウム合金とステンレス鋼の摩擦圧接継ぎ手の静的強度. 摩擦圧接, Vol. 5, No. 3, pp. 96–101, 1999.
- 42) S.Fukumoto, H.Tsubakino, K.Okita, M.Aritoshi, and T.Tomita. Friction welding process of 5052 aluminium alloy to 304 stainless steel. *Materials Science and Technology*, Vol. 15, pp. 1080–1086, 1999.
- 43) 福本信次, 小野敏嗣, 田中宗嗣, 椿野晴繁, 有年雅敏, 富田友樹, 沖田耕三. AZ31 マグネシウム合金摩擦圧接継ぎ手における高温強加工組織. 軽金属, Vol. 51, No. 10, pp. 563–567, 2001.
- 44) M Rao and T.H. Hazlett. A study of the mechanisms involved in friction welding of aluminum alloys. *The Welding Journal*, Vol. 49, pp. 181s–188s, Apr 1970.
- 45) 澤井猛, 小川恒一, 山本義秋, 菅泰雄. SUS304 ステンレス鋼同種摩擦圧接継ぎ手性能に及ぼす摩擦トルク変動の影響. 日本機械学会関西支部第 73 期定時総会講演会講演論文集, pp. 4–31–4–32, 1998.
- 46) Takeshi SAWAI, Koichi OGAWA, Toshiro KUROZAWA, and Yasuo SUGA. Relationship between joint performance and heat input in friction welding. *35th Annual Technical Meeting Society of Engineering Science (1998)*, p. 204, Sep 1998.
- 47) Takeshi SAWAI, Koichi OGAWA, Hiroshi YAMAGUCHI, Ryoji TSUJINO, and Yasuo SUGA. Effect of mechanical work on joint properties of SUS304 stainless steel friction weld joint. *The 9th (1999) International Offshore and Polar Engineering Conference & Exhibition*, pp. 217–221, Jun 1999.
- 48) 篠田剛, 棚田和重, 加藤良久, 冷水孝夫. アルミニウム合金の摩擦圧接現象と機械的性質について. 軽金属溶接, Vol. 31, p. 462, Oct 1993.

- 49) 小川恒一, 山口博, 川井五作, 澤井猛. 摩擦圧接挙動による継手性能の評価と最適圧接条件の選定—摩擦圧接における圧接条件の最適化と継手性能に関する研究 (第2報)—. 溶接学会論文集, Vol. 16, pp. 18-24, Feb 1998.
- 50) 澤井猛, 小川恒一, 山口博, 越智秀, 山本義秋, 菅泰雄. 6061 アルミニウム合金摩擦圧接における継手性能に及ぼす入熱の影響. 軽金属, Vol. 50, No. 10, pp. 505-512, 2000.
- 51) 澤井猛, 小川恒一, 越智秀, 辻野良二, 菅康雄. S15CK 炭素鋼摩擦圧接継手性能の入力による評価. 溶接構造シンポジウム'99, pp. 255-262, 1999.
- 52) 澤井猛, 小川恒一, 越智秀, 山本義秋, 古川宏之, 菅泰雄. 5056 アルミニウム合金摩擦圧接継手性能の熱入力による評価, (第1報) 圧接継手の引張強さの検討. 軽金属溶接, Vol. 38, No. 2, pp. 66-76, Feb 2000.
- 53) 古川宏之, 山本義秋, 澤井猛, 小川恒一, 菅泰雄. 5052 アルミニウム合金摩擦圧接継手性能の入熱による評価. 日本機械学会第8回機械材料・材料加工技術講演会講演論文集, pp. 301-302, 2000.
- 54) 澤井猛, 小川恒一, 山口博, 越智秀, 山本義秋, 菅泰雄. S15CK 炭素鋼同種摩擦圧接継手強度の入熱による評価. 溶接学会論文集, Vol. 19, pp. 581-590, 2001.
- 55) 小川恒一, 山口博, 山本義秋, 北浦堅一. 7075 アルミニウム合金摩擦圧接の曲げおよびねじり強さ. 軽金属, Vol. 44, No. 5, pp. 305-310, Dec 1994.
- 56) 越智秀, 小川恒一, 山本義秋, 菅泰雄. 日本材料強度学会誌, Vol. 28, No. 4, p. 143, Dec 1994.