摩擦圧接した A5052/SUS304 薄肉円管継手の強度と接合前提条件

中村 潤紀^{*1}, 木村 真晃^{*2}, 日下 正広^{*2}, 海津 浩一^{*2}

Joint strength and pipe prerequisite condition for welding of dissimilar thin pipe joint between 5052 Al alloy and 304 stainless steel fabricated by friction welding

Junki NAKAMURA^{*1}, Masaaki KIMURA^{*2}, Masahiro KUSAKA^{*2} and Koichi KAIZU^{*2}^{*1} Graduate Student, University of Hyogo

2167 Shosha, Himeji-shi, Hyogo 671-2280, Japan

^{*2} Department of Mechanical Engineering, Graduate School of Engineering, University of Hyogo

2167 Shosha, Himeji-shi, Hyogo 671-2280, Japan

Received: 14 May 2019; Revised: 19 June 2019; Accepted: 25 July 2019

Abstract

Joint strength of dissimilar thin pipe friction welded joints between 5052 Al alloy (A5052) and 304 stainless steel (SUS304) was investigated. Pipes had the outer diameter of 16 mm and the inner diameter of 12 mm, and those were welded with a friction speed of 27.5 s^{-1} , a friction pressure of 30 MPa, and a friction time of 1.2 s. When joints were made with as-received pipes, the joint strength at a forge pressure of 60 MPa had approximately 64% in the tensile strength of the A5052 base metal although that had scattering. Almost all joints fractured between the weld interface and the A5052 side though some joints fractured in the A5052 side. Thus, the fractured portion of joints had scattering at the same friction welding condition. On the other hand, the joint strength at a forge pressure of 50 MPa had approximately 77% in the tensile strength of the A5052 base metal when joints were made by pipes with the machined of the inner and outer diameter parts from solid bars. In addition, all joints fractured from the A5052 side. That is, to obtain good joint such as the fracture in the A5052 side without scattering of the fractured portion of joints, the joint should be made without the affected layer on the pipe surface at the manufacturing of itself.

Keywords : Friction welding, Dissimilar thin pipe joint, Friction welding condition, 5052 Al alloy, Stainless steel, Affected layer on pipe surface

1. 緒 言

円管は主に流体を輸送するための部品として重用されており、配管材や輸送機器部品など様々な分野で使用されている。近年、材料を適材適所に配して利用するマルチマテリアル化が求められており、マルチマテリアル構造を有する円管を使用したいという要求も高まっている。マルチマテリアル構造を実現させるためには異種材料を組み合わせることで一体化させること、すなわち異材円管を容易に接合する方法が特に望まれている。一般に、異種金属の円管は HIP (Hot Isostatic Pressing) 法により接合することが可能である (井上, 1985 ; 飯田, 1995) 。しかし、同法は量産には向いていない手法であることも知られている (福田, 1985) 。そこで、高い再現性と生産性を有し、かつ異種金属の接合が容易に作製できる摩擦圧接法の適用が考えられる。この摩擦圧接法による円管同士の

No.19-00202 [DOI:10.1299/transjsme.19-00202], J-STAGE Advance Publication date : 2 August, 2019

本論文は、第12回生産加工・工作機械部門講演会 講演論文集(2018), No.D20の掲載内容に基づいた論文である。

^{*1} 兵庫県立大学大学院 (〒671-2280 兵庫県姫路市書写 2167)

^{*2} 正員, 兵庫県立大学大学院工学研究科

E-mail of corresponding author: mkimura@eng.u-hyogo.ac.jp

接合に注目すると、厚肉円管の接合は比較的容易ではあるが、薄肉となるとそれが難しくなり、接合部である圧接面から破断しない良好な継手が得られる圧接条件の範囲が狭くなる (Kimura et al., 2012)。これは、接合時の主要なパラメーターである摩擦圧力やアプセット圧力の設定値によっては円管が接合中に座屈してしまうことが一因であると考えられる (Kimura et al., 2012)。しかし、多くの異種金属の組み合わせの場合、アプセット圧力を増加させて接合しなければ良好な継手が得られにくいのも実状である (例えば、川井他, 1999)。また、前述したように接合時に円管が座屈を生じるということは、中実丸棒の組み合わせにおける良好な継手が得られる圧接条件を薄肉異材円管の接合に対しては適用できない場合があるということも示唆している。したがって、マルチマテリアル構造を容易に実現させるためには、異材薄肉円管の摩擦圧接条件を確立することが必要不可欠である。

ところで、前述したように円管は配管材として使用されることも多いため、腐食環境下での用途も想定されている。その中で、耐食性の良い材料同士の組み合わせ、例えば Al 系材料とステンレス鋼との異材継手が特に望まれている。とりわけ、5000 系の Al 合金は海水に対して耐食性が良いため、同じく耐食性の良いステンレス鋼と組み合わせた異材継手が LNG 気化器等の部品としても利用されていることから、これらの接合に摩擦圧接法が適用可能であるかを調べることは非常に重要である。そのような背景のもと、著者ら (Kimura et al., 2016) は、接合が比較的容易な A6063 と SUS304 の薄肉円管の接合に対して摩擦圧接法を適用し、圧接面から破断を生じない良好な継手が得られる接手法を提案するとともにその圧接条件を確立している。しかし、前述した 5000 系の Al 合金は 6000 系のそれとともに溶接性が良いものの、両者を比べると Mg と Si の含有量が異なるために溶接・接合性が若干異なり、6000 系の Al 合金の方が良いことが知られている (日本アルミニウム協会, 2007)。また、同じ条件で接合を行っても 5000 系と 6000 系の Al 合金では同様な継手性能が得られないことも指摘されている (越智他, 2003)。すなわち、JIS Z 3175 (日本規格協会, 2016) で示されているような圧接面から破断しない良好な継手が得られる圧接条件は先行研究 (Kimura et al., 2016) の組み合わせとは異なると考えられるが、薄肉円管の摩擦圧接に関してそのような観点より検討した報告は著者らの知る限り見受けられない。

そこで本研究では、Al 系材料に 5000 系 Al 合金の汎用材料である A5052 と、ステンレス鋼にオーステナイト系ステンレスの代表格である SUS304 の薄肉円管を供試材料としてそれぞれ選択した。そして、両者の接合に摩擦圧接法を適用して摩擦過程中的の接合現象の観察を行うとともに継手強度に及ぼす圧接条件の影響を中心に調べた。また、その結果を踏まえ、同じ圧接条件で接合してもすべての継手が A5052 側から破断するという破断位置に差異を生じない継手を作製することができる接合要件、すなわち接合前提条件について検討した。

2. 供試材料および実験方法

2.1 供試材料と試験片形状

供試材料には市販されている外径 16 mm、内径 12 mm の A5052TD-H14 (以下、A5052 と記す) 円管と、SUS304TP-S-C (以下、SUS304 と記す) のシームレス円管を用いた。これら各供試材料の引張強さと 0.2% 降伏強さについて、A5052 はそれぞれ 323 MPa と 258 MPa、SUS304 はそれぞれ 648 MPa と 319 MPa である。そして、A5052 は長さ 75 mm に、SUS304 はそれを 80 mm にそれぞれ切断し、接合端面の性状が継手性能に影響を及ぼす可能性を除去するために (Kimura et al., 2011)、いずれの接合端面も平面研削盤にて研磨して試験片とした。これらの円管は、その内外表面に対して機械加工は一切行っておらず、かつ熱処理も施していない状態、すなわち受け入れたままの状態が基本的には実験に供した。なお、4 章で示す一部の実験では、本節で示した受け入れたままの円管でない別な円管を用いての接合実験も行っており、それについては後述する。

2.2 実験方法

接合にはブレーキ式摩擦圧接機を用いた。ところで、同装置での接合の場合、ブレーキを掛け始めてから回転が完全停止するまでの制動時間中においても圧接面およびその近傍では変形を生じる。特に、薄肉円管の接合に適用した場合、その影響により接合することさえ困難となる場合がある (Kimura et al., 2012, 2016)。そこで本研究では、回転停止時における継手へのブレーキの影響を取り除くため、設定した任意の摩擦時間の終了と同時に装置に取り付けた電磁クラッチを切り離すことでモーターからの回転動力を遮断し、圧接面の相対速度を瞬時に零とする接手法 (木村他, 2002) を用いた。圧接条件は、先行研究 (Kimura et al., 2016) での結果を踏まえ、

摩擦速度を 27.5 s^{-1} (1650 rpm), 摩擦圧力を 30 MPa の一定とし, 摩擦時間とアプセット圧力を種々変化させて接合実験を行った. 実験では, 回転側に SUS304 試験片を, 固定側に A5052 試験片を取り付け, 試験片の圧潰を防止するために, チャッキングする部分の試験片内部に鋼鉄製の中子を挿入した. そして, 接合端面をアセトンにより脱脂して十分に乾燥したことを確認した後に実験を行った. また, 各圧接条件での摩擦過程での試験片様相をデジタルビデオカメラで撮影するとともに, 摩擦トルクの計測を行った. 接合後, 継手の外観および圧接面近傍断面の観察を行うとともに, 円管外側に排出したばりは旋盤により, 内側に排出したそれはドリルとリーマによってそれぞれ除去してから継手の引張試験を室温にて行った. さらに, 圧接面近傍における円管肉厚の半分の厚さの位置, すなわち肉厚中央部における硬さ分布の測定も行った. なお, 回転側と固定側の試験片を入れ替えて接合を行っても, 得られる結果に差異が認められないことは確認している.

3. 実験結果

3.1 摩擦過程での試験片外観の様相および摩擦トルク

摩擦過程における試験片外観の様相変化と摩擦トルク曲線の一例を図 1 に示す. なお (a) の 1) ~ 6) は (b) の (1) ~ (6) にそれぞれ対応している. 1) は接合端面同士が接触した瞬間, すなわち摩擦時間 0 s のときの写真であり, その直後摩擦トルクが急激に増加し, 摩擦時間 0.05 s あたりで (2) の約 20 Nm の初期トルクに到達した. その後, 摩擦トルクは時間の経過とともに減少し (3) のあたりでは外側のばりの排出量が多くなった. そして (4) のあたりからは A5052 側が SUS304 側に覆い被さるような変形を生じ, 4) 以降に示すように摩擦トルクはほぼ一定値を示す定常トルクとなった. このように, 軟質材である A5052 側が一方的に変形して接合されることが分かった.

Fig. 1 Joining behavior and friction torque curve during friction process: Photos 1) to 6) correspond to the friction torque of (1) to (6). Photo 1) shows the state at the weld faying surfaces as they contacted each other, then the friction torque was rapidly increased. When the friction torque reached the initial peak of (2), the A5052 side was slightly upset (deformed) and exhausted the outer flash from the weld interface as shown in Photo 2). Thereafter, the friction torque decreased and the outer flash of A5052 side increased with increasing friction time, as shown in Photos 3) to 5). However, the SUS304 side was hardly deformed during those processes.

3.2 摩擦時間の影響

図 1 に示したように, 摩擦過程では A5052 側が時々刻々と変形を生じて接合される. そこで, その時々継手強度を調べるために摩擦時間を種々変化させて実験を行い, 得られた継手の引張試験を行った. 得られた継手の引張強さを軟質側となる A5052 母材の引張強さで除した継手効率と摩擦時間の関係を摩擦トルク曲線と重ねて図 2 に, 引張試験後の継手外観の一例を図 3 にそれぞれ示す. なお, 本論文では, 母材の引張強さに対して継手

Fig. 2 Relationship between joint efficiency and friction time of joints, in relation to friction torque: The joint efficiency was defined as the ratio of joint tensile strength to the ultimate tensile strength of the A5052 base metal. In this instance, forge pressure was applied at an identical friction pressure, i.e. 30 MPa. The joint efficiencies differed at various friction times. All joints fractured at the weld interface.

Fig. 3 Example of appearance of joint tensile tested specimen for weld interface fracture: All joints fractured at the weld interface, and which was corresponded to Fig. 2.

がどれくらいの引張強さを有しているかを割合で示した方が継手の個々の引張強さを表記するよりも容易に理解しやすいこと、および後述する別な円管を用いた実験結果との比較を容易にするため、継手の引張強さではなく継手効率として各結果を示した。また、本節では、アブセット圧力は負荷している摩擦圧力と同じ値、すなわち 30 MPa として接合を行った。図 2 を見ると、摩擦時間 0.1 s では継手効率が約 1% と非常に低く、この摩擦時間では入熱量が不十分であったためにほとんど接合されなかった。初期トルク到達後の摩擦時間 0.3 s では継手効率が約 41% と増加し、0.8 s では約 59% に達した。しかし、その後は摩擦時間の増加にともなって継手効率が低下した。また、すべての継手は図 3 に示すように圧接面から破断した。

各摩擦時間における圧接面近傍の断面マクロ観察結果の一例を図 4 に示す。すべての継手において圧接面はほぼ直線を呈していた。また (a) の摩擦時間 0.8 s では A5052 側の円管の内外へとほぼ均一なバリを排出しており、摩擦時間の増加にともなって (b) から (d) に示すようにその排出量が増加した。さらに (c) の摩擦時間 2.0 s では圧接面に近接する A5052 側では矢印で示すように円管の内側部分から外側部分へと流れるように大きく変形、すなわち座屈しているような変形（以下、座屈変形と記す）を生じているのが認められ、摩擦時間が増加した 4.0 s では (d) のようにその座屈変形がさらに大きくなった。しかし、すべての摩擦時間において SUS304 側では全く変形は認められなかった。この結果より、2.0 s よりも長い摩擦時間で接合した場合、圧接面近傍の A5052 側の円管内側部分が大きく座屈変形を生じたために内径が大きくなり、結果として図 2 示したように継手効率が低下していることが分かった。

3.3 アブセット圧力の影響

摩擦圧接では、一般にアブセット圧力を増加させることで圧接面がより密着するために得られる継手の引張強さが増加することが知られている。そこで、アブセット圧力を増加させて接合を行い、得られる継手強度を調べ

Fig. 4 Cross-sectional appearances of weld interface for joints with as-received A5052 pipe at various friction times: The inner and outer flashes of the A5052 side increased with friction time. Then, the adjacent region at the inner part of the A5052 side had slightly buckled at long friction time such as 2.0 s or longer. However, the SUS304 side was hardly deformed.

た．その結果を図 5 に，引張試験後の継手外観の一例を図 6 にそれぞれ示す．なお，図 5 では，摩擦時間は摩擦トルクが初期トルク到達直後の 0.3 s，図 2 示したように最も高い継手効率が得られた 0.8 s，図 4 に示したように A5052 の内径側の座屈変形がほとんど生じておらず時間が長い 1.2 s という 3 種類の摩擦時間で接合した結果を一例として示した．図 5 (a) に示した摩擦時間 0.3 s の結果を見ると，アプセット圧力の増加に伴って継手効率が増加した．アプセット圧力 90 MPa では約 76% の継手効率が得られ，このうち 1 本は図 6 (a) に示すように圧接面と A5052 側とにまたがる混合破断を呈した．アプセット圧力 180 MPa まではほぼ同じような継手効率を示したが，アプセット圧力 195 MPa では約 58% と継手効率は低下し，かつばらつきも大きかった．図 5 (b) の摩擦時間 0.8 s の結果を見ると，アプセット圧力 60 MPa までは継手効率が増加したものの，その後はあまり値は変化せず，アプセット圧力 150 MPa では低下した．このうち，アプセット圧力 105 MPa のときの 1 本が図 6 (b) に示すような A5052 側から破断した．一方，図 5 (c) の摩擦時間 1.2 s では，アプセット圧力 60 MPa では継手効率が増

Fig. 5 Relationship between forge pressure and joint efficiency of joints with as-received A5052 pipe at various friction times: When joints were made at friction times of 0.3 s and 0.8 s as shown in (a) and (b), almost all joints had the mixed mode fracture although the joint efficiency increased with increasing forge pressure. On the other hand, many joints had the A5052 side fracture at a friction time of 1.2 s as shown in (c). However, the joint efficiency had the scattering. In particular, the scattering of the joint efficiency was large although all joints had the A5052 side fracture when those were made with a forge pressure of 135 MPa.

Fig. 6 Examples of appearances of joint tensile tested specimens for mixed mode fracture and A5052 side fracture: The marks of this figure correspond to Fig. 5. Some joints were fractured at the A5052 side as shown in (b).

加し，A5052 側から破断する継手も幾つか得られたが，その後は継手効率が低下した．そして，アブセット圧力 135 MPa ではすべての継手は A5052 側から破断したが，継手効率は大きくばらついた結果となった．

図 2 と図 5 に示した摩擦時間とアブセット圧力を種々変化させて接合を行った際の継手の引張試験結果について，継手破断位置に注目してまとめた結果を表 1 に示す．なお，各条件につき，最低 3 本以上の継手を作製して評価した．本研究では様々な圧接条件での検討を行ったものの，表 1 に示すように摩擦時間 1.2 s，アブセット圧力 135 MPa の条件を除いて A5052 側から確実に破断する継手が見出されることができなかった．このうち，0.8 s 以下の摩擦時間では A5052 と SUS304 とを接合させるための十分な摩擦熱が得られなかったために圧接面破断や混合破断を呈する継手が多かったこと，摩擦時間 1.2 s ではアブセット圧力 60 MPa で接合したときに A5052 側から破断する継手が見られ，かつその数も多いこと，この摩擦時間においてアブセット圧力 135 MPa の条件では図 5 (c) に示したように継手効率にばらつきがあるものの A5052 側から破断していること，摩擦時間 4.0 s では A5052 側から破断する継手が見られていないことを考慮すると，この摩擦時間 1.2 s が本組み合わせでは適切な摩擦時間であると考えられる．なお，この圧接条件は，先行研究 (Kimura et al., 2016) の組み合わせにおける条件とは異なることも分かった．ところで，本研究の継手は異種材料の組み合わせとなるため，圧接面における金属間化合物の生成が懸念される．本研究と類似の組み合わせである Al 系材料と鉄鋼材料との場合，圧接面に生成した金属間化合物は，その厚さが 1 μm 以上という極めて薄い場合でも継手には悪影響を及ぼすことが報告 (例えば，山本他，2005)，すなわち，この金属間化合物層の存在により継手の破断位置が大きく影響を受けることが知られている．また，圧接面から破断するような継手には金属間化合物層の生成も観察されている (例

Table 1 Result of joint tensile test for joints with as-received A5052 pipe at various friction welding conditions: The marks of this table correspond to Fig. 5. Each number inside a cell shows this number of the joint that had the fracture corresponded to those marks. The friction welding condition for obtaining good joint such as the A5052 side fracture could not be established because the fractured portion of those in the same friction welding condition differed.

Friction time	Forge pressure									
	30 MPa	60 MPa	75 MPa	90 MPa	105 MPa	120 MPa	135 MPa	150 MPa	180 MPa	195 MPa
0.3 s	◆ 3	◆ 3		◆ 2 ▲ 1	◆ 2 ▲ 1	◆ 3	◆ 1 ▲ 2	◆ 2 ▲ 1	◆ 3	◆ 2 ▲ 1
0.8 s	◆ 3	◆ 1 ▲ 2		▲ 3	▲ 2 ● 1	▲ 3	▲ 3	▲ 3		
1.2 s	◆ 3	▲ 1 ● 2	▲ 3	▲ 2 ● 4	▲ 2 ● 1	▲ 1 ● 2	● 6			
1.5 s		▲ 3	▲ 2 ● 1	▲ 2 ● 1						
4.0 s	◆ 3	◆ 3		▲ 3						

Remark of fractured portion for joint

◆ : Weld interface
▲ : Mixed mode
● : A5052 side

Fig. 7 Cross-sectional appearances of weld interface for joints with as-received A5052 pipe in friction time of 1.2 s at various forge pressures: The inner and outer flashes of the A5052 side increased with increasing forge pressure. The adjacent region of the weld interface in the A5052 side buckled. In particular, the buckled deformation was large when the joint was made with a forge pressure of 120 MPa or higher. Also, the flash had asymmetric shape at the circumference direction. However, the SUS304 side was hardly deformed.

例えば, Kimura et al. , 2017) . Table 1 を見ると, 例えば摩擦時間 1.2 s でアブセット圧力がそれほど高くない 105 MPa 以下のような圧接条件で接合した場合に多くの継手が A5052 側から破断している結果となっているため, これらの継手は金属間化合物の影響をほとんど受けていないと推測することができる. よって, TEM 観察などを行うことでその詳細を明らかにする必要があるものの, 前述したように本組み合わせで適切であると判断した摩擦時間 1.2 s で接合した場合, 継手は金属間化合物の影響を受けないと考えられる. なお, このような金属間化合物層の詳細な観察については今後の検討課題とする.

アブセット圧力を変化させて接合した継手の圧接面近傍の断面マクロ観察結果の一例として, A5052 側から破断する継手が幾つか得られた摩擦時間 1.2 s の場合を図 7 に示す (a) のアブセット圧力 60 MPa でも圧接面に近接する A5052 側はわずかに座屈変形を生じており, アブセット圧力の増加にともなってそれが大きくなった. また, (c) のアブセット圧力 120 MPa 以上では, 円管肉厚の半分以上も内径が大きくなった変形を生じた状態を呈していた. そして, ばりの排出もアブセット圧力の増加にともなって多くなり, 円管の内側へと排出したばりは複雑な

Fig. 8 Examples of cross-sectional appearances of weld interface for joints with as-received A5052 pipe in high forge pressure: Those joints were made with a friction time of 0.3 s and a forge pressure of 195 MPa. Type A joint was a similar appearance of the joints as shown in Fig. 7, i.e. that had a buckled deformation at the adjacent region of the weld interface. In contrast, Type B joint had the heavily buckling failure. However, both entire weld interface of the SUS304 side had A5052.

Fig. 9 Vickers hardness distributions across weld interface of joint with a friction time of 1.2 s and a forge pressure of 90 MPa: A5052 side had the softened region. Hence, it was clarified that the joint did not have 100% joint efficiency though it had the A5052 side fracture as shown in Fig. 6(b).

形状を呈するようになった。さらに、アプセット圧力が高すぎるような条件、例えばアプセット圧力 195 MPa として接合した場合では、同じ圧接条件で接合しても図 8 (a) の Type A の写真に示すように大きく座屈変形を生じて接合される継手もあれば、図 8 (b) の Type B のように A5052 側の一部が分断された状態となって接合される継手も得られた。一方、図 8 を見ると、SUS304 側の圧接面はどちらの継手も A5052 がその全面に移着している状態を呈していることがわかる。これら継手はどちらも全く同じ方法で接合していることから、その接合状態を継手外観からで区別することは難しいが、これらの継手の引張試験を行うと、Type B の様な状態の継手でも A5052 側から破断したと判断することになる。しかし、A5052 側がほとんど分断されている状態であることから、この場合の継手効率は極端に低くなる。したがって、図 5 (c) に示したようにアプセット圧力 135 MPa で接合した場合よりも低いアプセット圧力で接合した継手の方が継手効率は低くなってしまい、結果として大きくばらついていることが分かった。これより、A5052 側に座屈変形を生じさせないためには低いアプセット圧力で接合することが望ましいと言える。ところが、負荷した摩擦圧力 30 MPa と同じアプセット圧力では圧接面が十分に密着していないために図 3 のように圧接面破断となってしまうため、摩擦圧力よりも高いアプセット圧力を付加して接合することが不可欠となる。これらを踏まえると、本組み合わせの場合、継手を作製する際の圧接条件のみの制御では A5052 側から確実に破断する良好な継手を得ることは難しいと判断できる。

ところで、継手は図 6 (b) に示したように A5052 側から破断したものの、図 5 (b) や (c) のようにアプセット圧力 105 MPa 以下というそれほど高くない条件で接合しても 100% の継手効率を有していないのがわかる。その原因を明らかにするため、表 1 に示したように摩擦時間 1.2 s において引張試験を行った 6 本のうちの 4 本が A5052 側から破断した結果が得られたアプセット圧力 90 MPa の継手の硬さ分布を調べた。その結果を図 9 に示す。圧接面から約 6 mm の範囲で A5052 が軟化しており、最も軟化した部分で約 HV 65 と A5052 母材の約 67% の値であった。これは、本研究では「H14」と記された調質材を用いており、摩擦熱により A5052 側が軟化したためである。より高いアプセット圧力を付加することで軟化域をばりとしてある程度排出させることが可能であり、多くの異材摩擦圧接継手でもそのような結果が示されている（例えば、Kimura et al., 2017）。しかし、本研究のような薄肉円管の場合、アプセット圧力をさらに増加させて接合を行うと図 7 や図 8 のように A5052 側の座屈変形も大きくなってしまいますので、それは避けなければならない。したがって、A5052 側の座屈変形を生じない範囲のアプセット圧力で接合する必要があると言える。

4. 考 察

摩擦圧接法は圧接条件が一義的に決定できることから継手作製時の再現性が高く、かつ得られる継手強度の信頼性も高いという特徴がある。このため、自動車などの安全性が要求される重要部品の製造にも適用されている

(深谷, 1985) . また, Al 合金の種類は異なるものの, 確実に Al 合金側から破断する継手が得られる圧接条件も既報では示されている (Kimura et al., 2016) . つまり, 摩擦圧接法により同じ圧接条件で接合した場合, 継手の破断位置には差異がほとんど無い状態で接合できると言える. 本研究の場合, 表 1 に示したように複数の圧接条件で A5052 側から破断する良好な継手が得られているが, 最もその本数が多く得られているのは摩擦時間 1.2 s であることから, 本組み合わせの場合はこの時間が望ましい摩擦時間であると思われる. しかし, 実際には破断様相に差異が認められた結果となっていることから同じ圧接条件で接合しても再現性の高い継手を作製することができる圧接条件を確立できていないため, 施工健全性が低いと言える. 高い信頼性を有する継手を作製するためには溶接・接合における施工健全性が求められることから (才田, 2011), 同じ圧接条件で接合したときに得られる継手強度に差異がなくても継手の破断位置に差異を生じている結果は好ましくない. 一方, 負荷した摩擦圧力より少し高い値となるアプセット圧力で接合した場合, つまりアプセット圧力 60 ~ 75 MPa の範囲で接合しても表 1 に示したように A5052 側から破断した継手が幾つか得られていることがわかる. 中実丸棒同士の場合, 圧接面に未接合部などの溶接欠陥があると継手は A5052 側から破断しない結果となっていることを踏まえると (Kimura et al., 2009), このアプセット圧力 60 ~ 75 MPa の範囲では継手の圧接面には未接合部を生じている可能性が小さいと判断することができる. すなわち, 良好な継手が作製できる圧接条件は, アプセット圧力がこの付近の値で接合することが望ましく, 他の影響因子によって継手の破断位置には差異を生じていると考えることができる. ところで, 本研究で用いた素材は, 市販されている A5052 と SUS304 の円管をそれぞれ切断し, 接合端面に平面研削加工を施して接合試験片としている. つまり, 円管の内外表面には機械加工などを一切施していない受け入れままの状態で実験に供していることになる. また, 本研究で使用した A5052 には「TD」と表記されていたことから, この素材は冷間引抜き加工によって作製されている素材であることがわかる. 円管を作製する際にはダイスやマンドレルを用いることから, その内外表面には高い圧力が負荷されていることも考えられる (日本塑性加工学会, 1990) . よって, 機械的な方法により仕上げられた表面に近い部分の金属組織はその内部組織とは異なっていると言える. また, この層の厚さは表面を強く押しつけて加工したもののほど厚くなることが指摘されている (本間, 1995) . その層がどれくらいの厚さであるかは容易に計測できないために不明ではあるが, 本研究で使用した A5052 も円管内外表面の金属組織と内部のそれとが異なっており, 硬化していると考えることができる. さらに, 図 7 を見ると内側に排出したばりは円周方向に対してほぼ同じような形状ではない, すなわち綺麗なカーブ状でなく不均一な座屈変形を呈している継手が多く, かつ同じ圧接条件で接合しても表 1 に示したように継手の破断様相には差異があるという結果を踏まえると, 円管表面に存在していると考えられる製造時の硬い変質層が継手強度や継手の破断位置に影響を及ぼしている可能性があると考えられる. そこで, 機械加工や熱処理を施すことで円管表面に存在していると考えられる製造時の変質層をある程度取り除いた試験片を用いて接合を行い, 良好な継手が得られるかを調べた.

4.1 円管内外表面に機械加工を施した円管での接合結果

円管内外に存在していると考えられる硬い変質層を取り除く最も簡便な方法として, その表面を機械加工により除去する方法が考えられる. しかし, 本研究で用いた円管に対して機械加工を施すと肉厚がさらに薄くなるため, 良好な継手が得られる圧接条件も異なってくる (Kimura et al., 2012) . よって, 前章までの接合結果と比較することができない. そこで, 直径 18 mm の A5052 および SUS304 の中実丸棒を新たに準備し, これを 2.1 節と同じ円管形状へと機械加工した後に接合端面を平面研削盤により研磨して作製した試験片を用いて検討を行った. なお, A5052 の中実丸棒は受け入れままの円管とは同じ調質材ではなく, この中実丸棒を円管へと加工した際の A5052 の引張強さと 0.2% 降伏強さはそれぞれ 249 MPa と 203 MPa, SUS304 のそれらはそれぞれ 627 MPa と 315 MPa であり, どちらも受け入れままの円管よりも低い値となった. また, 各 A5052 母材の 0.2% 降伏強さに対する引張強さの比, いわゆる降伏比がどちらもほぼ同じ値となることから摩擦過程中的の変形状態に差異はあまりないと推測することができ, 実際に中実丸棒から作製した円管を用いたときの摩擦過程中的における試験片外観の様相変化も図 1 に示した結果とに大きな差異は認められなかったことから, この素材を用いて接合しても図 5 に示した実験結果との比較, すなわち円管内外の硬い変質層を取り除いた結果として比較可能であると判断した. そして, これらを図 5 (c) の結果と同じ圧接条件である摩擦時間 1.2 s として接合を行った. 継手効率とアプセット

Fig. 10 Relationship between forge pressure and joint efficiency of joints with machined pipes at inner and outer surfaces at friction time of 1.2 s: The joint efficiency at a forge pressure of 50 MPa was approximately 77% and all joints had the A5052 side fracture. Also, the scattering of the joint efficiency was extremely small by using the machined pipes at inner and outer surfaces. However, the joint efficiency was slightly decreased with increasing forge pressure.

圧力の関係を図 10 に示す．アブセット圧力 40 MPa までは継手効率は増加したが，その後はアブセット圧力の増加にともなって継手効率は低下した．しかし，アブセット圧力 50 MPa 以上ですべての継手が A5052 側から破断しており，同じ圧接条件で接合しても破断様相に差異は認められなかった．また，継手効率はアブセット圧力 50 MPa のときで約 77%，アブセット圧力 60 MPa のときでは約 75% がそれぞれ得られ，これらは図 5 (c) に示した受け入れままの円管を用いた場合よりも高い結果となった．

圧接面近傍の断面マクロ観察結果の一例を図 11 に示す (a) のアブセット圧力 50 MPa では圧接面からばりが綺麗なカール状を呈して排出しており，アブセット圧力の増加にともなってその排出量も増加した．また，アブセット圧力の増加にともなって A5052 側では座屈変形を生じてそれが大きくなり，ばりの一部は綺麗なカール状を形成してはいなかった．これより，製造時に生じた硬い変質層をある程度取り除いた円管を用いることで円周方向の不均一な座屈変形を抑制し，かつそれを最小限に抑えることができる低いアブセット圧力でも接合させることができたことから，その層が存在していると考えられる受け入れままの円管を用いた場合よりも高い継手効率を有

Fig. 11 Cross-sectional appearances of weld interface for joints with machined pipes at inner and outer surfaces in friction time of 1.2 s at various forge pressures: The inner and outer flashes of the A5052 side increased with increasing forge pressure, and those had the curl shape. That is, the flash shape differed using the machined pipes at inner and outer surfaces. However, the adjacent region of the weld interface in the A5052 side slightly buckled when the joint was made with a forge pressure of 60 MPa or higher.

して A5052 側から確実に破断する継手を得ることが可能であることが分かった．なお，機械加工時に生じた加工変質層は円管内外表面にも存在していると考えられるが，この加工変質層は円管製造時に生じた変質層よりも薄いと思われることができる（佐々木他，1971）．よって，円管表面に存在していると考えられる製造時の硬い変質層が継手強度や破断様相の差異に大きく影響していることが明かとなった．すなわち，円管内外表面ともに存在する製造時に生じた硬い変質層の存在が継手の変形状態に影響を及ぼし，かつそれらが継手の破断位置にも影響している結果となっていることから，この変質層を除去して接合の方が望ましいと言える．なお，この層を制御して接合することを要求することはあまり実用的でないと判断できるため，変質層の制御は接合前提条件としてない方がよいと言える．

4.2 受け入れまま円管で接合した継手内外表面に機械加工を施した結果

前節では，受け入れままの円管内外表面に存在していると考えられる製造時の硬い変質層が継手強度や継手破断位置に大きく影響することを示した．その層の存在およびそれにより生じた円周方向の不均一な座屈変形とが継手の引張強さに影響するのかを明らかにするため，受け入れままの円管を用いて作製した継手の内外表面を 0.25 mm ずつ機械加工，すなわち外径 15.5 mm，内径 12.5 mm へと除去してから継手の引張試験を行った．その結果を表 2 に示す．なお，摩擦時間は 1.2 s とした．アプセット圧力 60 MPa では約 61% の継手効率であり，すべてが混合破断した．一方，アプセット圧力 90 MPa では約 68% の継手効率が得られ，こちらはすべて A5052 側から破断した．図 5 (c) に示した結果と比較すると，アプセット圧力 60 MPa では継手作製後に円管内外表面に機械加工を施しても継手効率には差異は認められなかったが，アプセット圧力 90 MPa では継手効率が若干高くなった．また，アプセット圧力 90 MPa ではすべての継手は A5052 側から破断しており，破断位置にも差異は認められなくなった．これは，機械加工を施した際に図 7 に認められたような内表面の座屈変形部も一緒に取り除かれたことにより継手効率が高くなり，結果として継手の破断位置にも差異がなくなったためと考えられる．したがって，表 1 に示したように同じ圧接条件で接合を行っても継手の破断位置に差異があるために座屈変形量を制御することは難しいものの，継手全長が比較的に短い場合では接合後に機械加工を施すことで A5052 側から破断する良好な継手が得られる可能性があることが分かった．なお，継手全長が長い場合，切削工具などが挿入しにくい細い円管継手では切削加工が難しくなるため，このような場合には継手作製後に機械加工を施す手法は適さないとと言える．

Table 2 Result of joint tensile test of joints with a friction time of 1.2 s which machined inner and outer surfaces of as-received pipes after welding: The marks of this table correspond to Fig. 6. The scattering of both the joint efficiency and the fractured portion of joint decreased. All joints with a forge pressure of 90 MPa had the A5052 side fracture, because the buckled portions were reduced by mechanical processing.

	Forge pressure of 60 MPa		Forge pressure of 90 MPa		Remark of fractured portion for joint
	Joint efficiency	Mark of fracture	Joint efficiency	Mark of fracture	
Joint 1	61.6	▲	67.5	●	▲:Mixed mode ●:A5052 side
Joint 2	60.8	▲	68.1	●	
Joint 3	62.0	▲	68.6	●	
Average	61.5	—	68.4	—	

4.3 焼鈍処理を施した円管での接合結果

本研究で用いた受け入れままの A5052 円管には「H14」という調質処理が施されている．これは加工硬化によって強度を上げた素材であることを指しており（日本アルミニウム協会，2007），加工硬化とはひずみの増加とともに金属が硬化する現象のことである（日本塑性加工学会，1994）．前述したように，本研究で用いた受け入れままの A5052 は冷間引抜き加工によって製造されているため，製造時の影響を大きく受けて硬化していると考えられる．一般に，焼鈍処理を施すことで残留応力を除去することができることが知られている（熱処理技術編集委員会，1995）．つまり，焼鈍処理により残留応力が除去され，それと同時に表面に存在していると考えられる製造

Table 3 Result of joint tensile test of joints with a friction time of 1.2 s and a forge pressure of 40 MPa that were made with annealed A5052 pipe: The marks of this table correspond to Figs. 3 and 6(a). The scattering of both the joint efficiency and the fractured portion of joint decreased. However, a good joint with the A5052 side fracture could not be obtained.

	As-received pipe		Machined pipe		Remark of fractured portion for joint
	Joint efficiency	Mark of fracture	Joint efficiency	Mark of fracture	
Joint 1	76.7	◆	92.5	▲	◆:Weld interface ▲:Mixed mode
Joint 2	84.1	◆	93.4	▲	
Joint 3	82.5	◆	95.8	▲	
Average	81.1	—	93.9	—	

時の硬い変質層もある程度は除去できるのではないかと考えられる。また、4-1 節と 4-2 節の実験ではそれぞれの調質状態が異なるため、それらの結果を比較することができないが、焼鈍処理を施すことでどちらも「O」材に近い調質状態となり、調質処理の差異がなくなるために比較することが可能となる。そこで、焼鈍処理を施した円管を用いて接合を行い、良好な継手を得られるかを調べた。なお、本節の実験では、2-1 節で述べた受け入れままの A5052 円管、ならびに 4-1 節の実験で使用した中実丸棒を加工して作製した A5052 円管を用い、大気中においてどちらも 370 °C で 3 hours 保持した後に炉冷することで焼鈍処理を施した。その後、接合端面に平面研削加工を施してから接合実験に供した。ちなみに、受け入れままの A5052 母材の焼鈍処理後における引張強さは 217 MPa、中実丸棒より円管へと機械加工したそれは 197 MPa であり、両材とも焼鈍処理により母材の引張強さは低くなった。また、本節の実験は摩擦時間は 1.2 s とし、焼鈍処理による A5052 母材の大幅な強度低下とアプセット圧力付加時の継手への座屈変形の低減を考慮してアプセット圧力は前節の実験よりも低い 40 MPa とした。その結果を表 3 に示す。どちらも A5052 側から破断する継手を得ることはできなかったが、受け入れままの円管を用いた継手では約 84%の継手効率、中実丸棒より加工した円管を用いた継手では約 96%の継手効率がそれぞれ得られた。また、破断様相に注目すると、前者は全て圧接面から破断したが、後者はすべて混合破断となった。

図 12 にこれら継手の圧接面近傍の断面マクロ観察結果を示す。どちらの継手も同様な様相を呈していた。つまり、焼鈍処理を施した A5052 円管を用いることで得られる継手の変形状態に差異はほとんど認められなくなることが分かった。したがって、本節の実験ではアプセット圧力が 40 MPa と低すぎたために圧接面が十分に密着されず、結果として 100%の継手効率を有して A5052 側から破断する継手を得ることができないことが分かった。なお、圧接面における未接合部等の観察やアプセット圧力を変更することによる継手破断位置の改善、接合母材の

Fig. 12 Cross-sectional appearances of weld interface for joints with annealed A5052 pipe in friction time of 1.2 s and a forge pressure of 40 MPa: The appearances of those joints were resembled. That is, the effect of heat treatment was not observed.

強度と圧接条件の関係などのより詳細な検討，圧接面近傍の金属学的検討については今後の課題とする．しかしながら，表 3 に示したように同じ圧接条件で接合したのにもかかわらず受け入れままの円管では全ての継手が圧接面破断を呈しているものの機械加工より作製した円管では全てが混合破断を呈していること，図 10 に示したように中実丸棒から機械加工により作製した A5052 円管を用いた場合ではこのアブセット圧力 40 MPa でも継手の 1 本が A5052 側から破断している結果を踏まえたととしても，受け入れままの円管に生じていた変質層の影響を焼鈍処理では完全に取り除くことが難しかったと考えられる．よって，この変質層を取り除くには，やはり機械加工などを施して物理的にその層を取り除く必要があると言える．

以上の結果を踏まえると，A5052 と SUS304 の円管の組み合わせにおいて，高い再現性と施工健全性を有し，かつ圧接面から破断しない良好な継手を容易に作製するためには，円管の内外表面に存在している製造時に生じたと考えられる硬い変質層をある程度取り除いた状態の円管を用い，適切な圧接条件で接合することが必要であることが分かった．なお，本組み合わせ場合，圧接条件は摩擦速度 27.5 s^{-1} ，摩擦圧力 30 MPa，摩擦時間 1.2 s，アブセット圧力 50 MPa で接合することが望ましい条件であると言える．

5. 結 言

本研究では，異材薄肉円管継手を容易に作製するために，A5052 と SUS304 の円管同士の組み合わせに摩擦圧接法を適用し，継手強度に及ぼす圧接条件の影響を調べた．また，圧接面から破断せず，かつ高い再現性を有する継手が容易に得られるための接合前提条件について検討した．得られた知見を以下に示す．

(1) 製造時に生じたと考えられる内外表面の変質層を有する受け入れままの A5052 円管を用いて接合を行った結果，初期トルク後の摩擦時間 0.8 s までは継手効率は上昇したが，その後は摩擦時間の増加にともなって継手効率は低下した．また，摩擦時間 0.8 s のときに約 64%と最も高い継手効率が得られたが，破断は全て圧接面からであった．

(2) 受け入れままの A5052 円管を用いてアブセット圧力を増加させて接合した結果，いずれの摩擦時間においてもアブセット圧力 60 MPa までは継手効率が増加した．また，摩擦時間 1.2 s では複数の条件で A5052 側から破断する良好な継手を幾つか得ることができた．しかし，圧接面近傍の A5052 側が軟化したために 100%の継手効率を有してはいなかった．

(3) 受け入れままの A5052 円管の場合，同じ圧接条件で接合を行っても継手の破断様相には差異が認められた．

(4) 中実丸棒より作製した A5052 円管を用いた場合の継手の引張試験を行った結果，破断様相には差異はなく，受け入れままの円管を用いて接合した場合よりも座屈変形を抑えることができる低いアブセット圧力でも A5052 側から確実に破断する継手を得ることができた．

(5) 受け入れままの A5052 円管を用いて接合を行い，接合後に円管の内外表面に存在している変質層を機械加工により除去して引張試験を行った結果，継手破断位置の差異は認められなくなった．

(6) 焼鈍処理を行っても製造時に生じた A5052 側の円管内外表面の変質層は完全に取り除くことができなかったため，継手破断位置を改善することはできなかった．

(7) 同じ圧接条件で再現性の高い継手を容易に作製するためには，A5052 側の円管内外表面に存在している製造時に生じた変質層をある程度取り除いた状態として接合することが望ましい．

謝 辞

本研究で用いた供試材料は(株)神戸製鋼所からご提供いただいたものであり，同社 産業機械事業部 機器本部 機器工場 技術室 澄田祐二氏，同本部 LNG Gr. 江頭慎二グループ長をはじめ，関係各位に厚く御礼申し上げます．また，本研究を遂行するにあたり，実験装置の製作などにおきまして，兵庫県立大学大学院工学研究科工作センターに御協力を頂いたことに感謝を申し上げます．

文 献

熱処理技術編集委員会，機械要素の熱処理，工業調査会（1995），pp. 39–40．

- 深谷茂生, 摩擦圧接の応用 (その 1) 自動車関連部品を対象にした摩擦圧接の応用, 溶接学会誌, Vol. 54, No. 4 (1985), pp. 218–221.
- 福田保, HIP 装置とその利用技術, 圧力技術, Vol. 23, No. 6 (1985), pp. 306–315.
- 本間禎一, 加工変質層の解析・評価の動向, 金属, Vol. 65, No. 903 (1995), pp. 364–365.
- 飯田伸一, ろう付技術の進歩 異種金属接合における HIP の応用, 溶接技術, Vol. 43, No. 4 (1995), pp. 98–102.
- 井上陽一, HIP の拡散接合への応用, 溶接学会誌, Vol. 54, No. 1 (1985), pp. 50–55.
- 日本アルミニウム協会, アルミニウムハンドブック 第 7 版 (2007), pp. 1–14.
- 日本規格協会, 日本工業規格 JIS Z 3175 摩擦圧接による異種金属継手の試験方法及び継手品質評価の分類 (2016).
- 川井五作, 小川恒一, 越智秀, 時末光, 各種アルミニウム合金管と SUS304 ステンレス鋼管の摩擦圧接性, 軽金属, Vol. 49, No. 2 (1999), pp. 83–88.
- Kimura, M., Ichihara, A., Kusaka, M. and Kaizu, K., Joint properties and their improvement of AISI 310S austenitic stainless steel thin walled circular pipe friction welded joint, Materials & Design, Vol. 38 (2012), pp. 38–46.
- Kimura, M., Ishii, H., Kusaka, M., Kaizu, K. and Fuji, A., Joining phenomena and joint strength of friction welded joint between aluminium-magnesium alloy (AA5052) and low carbon steel, Science and Technology of Welding and Joining, Vol. 14, No. 7 (2009), pp. 665–661.
- Kimura, M., Kusaka, M., Kaizu, K., Nakata, K. and Nagatsuka, K., Friction welding technique and joint properties of thin-walled pipe friction welded joint between type 6063 aluminum alloy and AISI 304 austenitic stainless steel, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 82, Issue 1 (2016), pp. 489–499.
- 木村真晃, 美王秀文, 日下正広, 瀬尾健二, 富士明良, 摩擦圧接における第 1 位相の接合現象の観察, 溶接学会論文集, Vol. 20, No. 3 (2002), pp. 425–431.
- Kimura, M., Saitoh, Y., Kusaka, M., Kaizu, K. and Fuji, A., Effect of friction welding condition and weld faying surface properties on tensile strength of friction welded joint between pure titanium and pure copper, Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering, Vol. 5, No. 12 (2011), pp. 849–865.
- Kimura, M., Suzuki, K., Kusaka, M. and Kaizu, K., Effect of friction welding condition on joining phenomena and mechanical properties of friction welded joint between 6063 aluminium alloy and AISI 304 stainless steel, Journal of Manufacturing Processes, Vol. 26 (2017), pp. 178–187.
- 越智秀, 小川恒一, 山本義秋, 川井五作, 澤井猛, アルミニウム合金と銅の摩擦圧接継手における金属間化合物形成およびその継手効率への影響, 溶接学会論文集, Vol. 21, No. 3 (2003), pp. 381–388.
- 才田一幸, 材料接合の原理と金属接合技術, 精密工学会誌, Vol. 77, No. 3 (2011), pp. 273–277.
- 佐々木恒孝, 玉井康勝, 久松敬弘, 前田正雄, 表面の構造, 朝倉書店 (1971), pp. 89–91.
- 日本塑性加工学会, 引抜き加工, コロナ社 (1990), pp. 22–26.
- 日本塑性加工学会, 材料, コロナ社 (1994), pp. 17–18.
- 山本尚嗣, 高橋誠, 有年雅敏, 池内建二, Al-Mg 系 5052 合金と軟鋼との摩擦圧接継手の界面強度に対する金属間化合物層の影響, 溶接学会論文集, Vol. 23, No. 2 (2005), pp. 352–358.

References

- Editorial committee of Heat treatment technique, Heat treatment of machine elements, Kogyo Chosakai Publishing (1995), pp. 39–40 (in Japanese).
- Fukaya, S., Application of friction welding (Part 1) Application of friction welding to parts of automobile, Journal of the Japan Welding Society, Vol. 54, No. 4 (1985), pp. 218–221 (in Japanese).
- Fukuda, T., Hot Isostatic Pressing equipment and its process applications, Journal of Japan High Pressure Institute, Vol. 23, No. 6 (1985), pp. 306–315 (in Japanese).
- Honma, T., Trend of analysis and evaluation for affected layer, Metals & Technology, Vol. 65, No. 903 (1995), pp. 364–365 (in Japanese).
- Iida, S., Advance of brazing technique. Application of HIP for different metal joint, Welding Technology, Vol. 43, No. 4 (1995), pp. 98–102 (in Japanese).

- Inoue, Y. , Diffusion bonding by HIP , Journal of the Japan Welding Society , Vol. 54 , No. 1 (1985) , pp. 50–55 (in Japanese) .
- Japan Aluminum Association , Aluminum handbook. 7th edition (2007) , pp. 1–14 (in Japanese) .
- Japanese Standards Association , Japanese Industrial Standards JIS Z 3175 Methods of test and classification of quality exalutations for friction welded joints on dissimilar metallic materials (2016) .
- Kawai, G. , Ogawa, K. , Ochi, H. and Tokisue, H. , Friction weldability of various aluminum alloy pipe to SUS304 stainless steel pipe , Journal of Japan Institute of Light Metals , Vol. 49 , No. 2 (1999) , pp. 83–88 (in Japanese) .
- Kimura, M. , Ichihara, A. , Kusaka, M. and Kaizu, K. , Joint properties and their improvement of AISI 310S austenitic stainless steel thin walled circular pipe friction welded joint , Materials & Design , Vol. 38 (2012) , pp. 38–46 .
- Kimura, M. , Ishii, H. , Kusaka, M. , Kaizu, K. and Fuji, A. , Joining phenomena and joint strength of friction welded joint between aluminium-magnesium alloy (AA5052) and low carbon steel , Science and Technology of Welding and Joining , Vol. 14 , No. 7 (2009) , pp. 665–661 .
- Kimura, M. , Kusaka, M. , Kaizu, K. , Nakata, K. and Nagatsuka, K. , Friction welding technique and joint properties of thin-walled pipe friction welded joint between type 6063 aluminum alloy and AISI 304 austenitic stainless steel , The International Journal of Advanced Manufacturing Technology , Vol. 82 , Issue 1 (2016) , pp. 489–499 .
- Kimura, M. , Mioh, H. , Kusaka, M. , Seo, K. and Fuji, A. , Observation of joining phenomena in first phase of friction welding , Quarterly Journal of the Japan Welding Society , Vol. 20 , No. 3 (2002) , pp. 425–431 (in Japanese) .
- Kimura, M. , Saitoh, Y. , Kusaka, M. , Kaizu, K. and Fuji, A. , Effect of friction welding condition and weld faying surface properties on tensile strength of friction welded joint between pure titanium and pure copper , Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering , Vol. 5 , No. 12 (2011) , pp. 849–865 .
- Kimura, M. , Suzuki, K. , Kusaka, M. and Kaizu, K. , Effect of friction welding condition on joining phenomena and mechanical properties of friction welded joint between 6063 aluminium alloy and AISI 304 stainless steel , Journal of Manufacturing Processes , Vol. 26 (2017) , pp. 178–187 .
- Ochi, H. , Ogawa, K. , Yamamoto, Y. , Kawai, G. and Sawai, T. , Formation of intermetallic compounds in friction-welded joint of aluminum alloys to copper and its influence on joint efficiency , Quarterly Journal of the Japan Welding Society , Vol. 21 , No. 3 (2003) , pp. 381–388 (in Japanese) .
- Saida, K. , Principal of material joining and joining technology for metals , Journal of the Japan Society for Precision Engineering , Vol. 77 , No. 3 , pp. 273–277 (in Japanese) .
- Sasaki, T. , Tamai, Y. , Hisamatsu, Y. and Maeda , M. , Structure of surface , Asakura Publishing (1971) , pp. 89–91 (in Japanese) .
- The Japan Society for Technology of Plasticity , Drawing -from fundamentals to up-to-date techniques- , Corona Publishing (1990) , pp. 22–26 (in Japanese) .
- The Japan Society for Technology of Plasticity , Materials -Challenge to high performance materials- , Corona Publishing (1994) , pp. 17–18 (in Japanese) .
- Yamamoto, N. , Takahashi, M. , Aritoshi, M. and Ikeuchi, K. , Effect of intermetallic compound layer on bond strength of friction-welded interface of Al-Mg 5052 alloy to mild steel , Quarterly Journal of the Japan Welding Society , Vol. 23 , No. 2 (2005) , pp. 352–358 (in Japanese) .