

回転プローブによる工業用純チタンと AZ31B マグネシウム合金の 固相接合

－ 回転プローブによる異種金属の固相接合（第4報）－

田辺 寛**, 渡辺 健彦***, 阿部 有希子**, 柳沢 敦***

Solid State Welding Between CPTi and AZ31B Magnesium Alloy Using a Rotating Probe* - Solid State Welding of Dissimilar Metals Using a Rotating Probe (Report 4) -

by TANABE Hiroshi**, WATANABE Takehiko***, ABE Yukiko** and YANAGISAWA Atsushi***

This paper described an experimental study of the friction stir welding of dissimilar metals between commercially pure titanium (CPTi) and AZ31B magnesium alloy. Butt joints were produced by changing the joining parameters such as tool rotating speeds, offset distances of a probe and probe diameter. Evaluation of the joints was performed by the observation of the weld surface appearance, X-ray radiographic test, tensile test and SEM and EDX analysis. The main results obtained are as follows.

Butt-joint welding of the CPTi plate to the Mg plate was easily and successfully achieved. The ignition of Mg occurred during welding at the tool rotation speeds over 1200rpm. The fragments of CPTi existed in a continuous form in Mg matrix. The tool rotation speed of 1200rpm and the offset distance of 0.2mm attained the maximum tensile strength of a joint, which was about 75% of that of Mg base metal. Fracture occurred at the weld interface in most joint. EDX analysis revealed that Al in the Mg diffused into CPTi through the weld interface. It was found that the decrease in Al concentration in the Mg around the weld interface caused the low tensile strength of the joints. Since the joints welded using the probe of 6mm diameter tended to cause the defects such as cracks and voids compared with the probe of 3mm diameter, the probe with 6mm diameter made the tensile strength of the joints decreased.

Key Words: Joinging of dissimilar metals, Butt joint, CPTi, Magnesium alloy, FSW, Tensile Strength

1. 緒 言

近年、地球温暖化をはじめとした環境問題から自動車、鉄道車両などの輸送機器の軽量化が急務の課題となっている。また、輸送機器と同様にパソコンや携帯電話等の携帯用電気製品も、その製品としての性質上、常に軽量化が求められている。製品の軽量化には、製品設計を見直すと同時に、構造材料を比重の大きい材料からアルミニウム、マグネシウム、チタンなどの比重の小さい金属材料へ代替することが有効であるが、それらの材料を使用する際には、多くの場合、異種金属との接合が必要となる。異種金属間の接合に際しては、アーク溶接法やスポット溶接法等の溶融溶接法を用いると、溶接部に金属間化合物が生成して継手強さが著しく低下するため、溶融させずに接合する固相接合法が注目されている。摩擦攪拌接合 (Friction Stir Welding, FSW) は固相接合法の一種であり、すでに鉄道車両や航空宇宙分野における機器の接合に用いられて実用化が進んでいる¹⁾²⁾³⁾。これまでの摩擦攪拌接合に関する研究は、アル

ミニウム合金やマグネシウム合金等の同種材料を接合したものが多く⁴⁾⁵⁾⁶⁾⁷⁾、異種材料間の接合にも適用され始めている⁸⁾⁹⁾¹⁰⁾¹¹⁾¹²⁾。本研究では、軽量化材料として注目される純チタンとマグネシウム合金の摩擦攪拌による突合せ接合を試み、継手の機械的性質や接合部の金属組織を調べた。

2. 供試材および実験方法

供試材は、板厚2 mmの工業用純チタン板（以後、Tiと表記する）及びAZ31B-Oマグネシウム合金板（以後、Mgと表記する）を用いた。Table1に化学組成、Table2に機械的性質を示す。TiはJIS規格の1種で冷間加工を行ったTP270C材である。接合に供する試験片の寸法は、幅47mm、長さ140mmの矩形状で、Ti、Mgともに長さ方向が圧延方向と平行になるように切り出した。接合面は供試材の長さ方向の端面をフライス加工後に、#500のエメリー紙で研磨し、エタノール洗浄して接合に供した。接合端面の表面粗さは、TiでRa 0.38 μ m、MgでRa 1.04 μ m程度である。接合装置には、万能フライス盤を使用した。回転工具は、焼き入れを施していない高速度工具鋼により作製し、シオルダ径20mm、プローブ径は3mmと6mmとした。プローブの高さは双方とも1.8mmで、プローブにネジ加工は施していない。Fig.1に摩擦攪拌を利用した異種材料間の接合に関する模式図を示す。摩擦攪拌を利用した異種材料間の接合に関しては、すでに平野

*受付日 平成18年4月3日 受理日：平成18年6月22日
**学生員 新潟大学大学院 Student Member, Graduate School, Niigata University
***正員 新潟大学工学部 Member, Faculty of Engineering, Niigata University

Table1 Chemical composition of base metals. (at%)

	H	O	N	Fe	Ti
CPTi	0.002	0.04	0.01	0.02	bal.

	Al	Zn	Mn	Fe	Si	Mg
AZ31B	2.6	0.68	0.3	0.01	0.01	bal.

Table2 Mechanical properties of base metals.

	Tensile strength(MPa)	0.2%proof stress(MPa)	Elongation (%)	Vickers hardness(HV)
CPTi	310	277	40	128
AZ31B	229	150	6.9	63

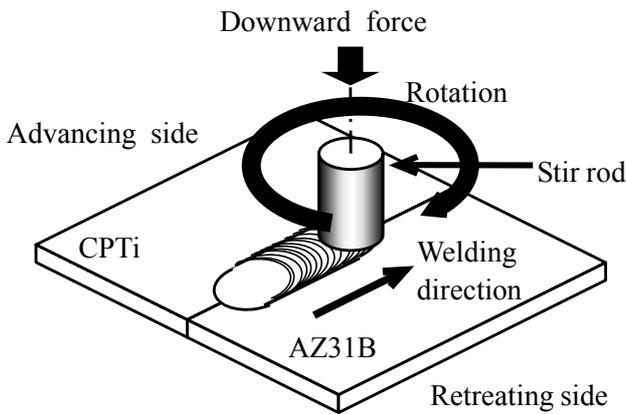


Fig.1 Schematic illustrating the friction stir welding of dissimilar CPTi to AZ31B.

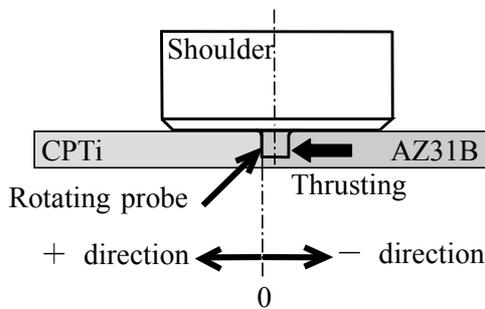


Fig.2 Schematic to explain the relation between the probe position and probe offset.

ら⁸⁾, 渡辺ら^{9)10) 11)}, 福本ら¹²⁾の報告があるが, 本研究では, Retreating sideに配置した材料をプローブの回転により塑性流動させ, Advancing sideに一定量プローブを押し込むことにより材料の接合面に新生面を露出させて, 凝着させる渡辺らの方法を採用した. 従って, Fig.1に示すように, Mgと比較して硬質なTiはAdvancing sideに, MgはRetreating sideに配置した. 接合する際の工具回転数は400rpmから2000rpmの間で変化させ, 接合速度は100mm/minと一定にした. 回転工具のTi側への押し込み量は, Fig.2に示すとおり, 接合界面の位置を0とし, Ti側をプラス方向として-0.2mmから1.0mmの間で変化させた. また, ショルダ部の材料への挿入量は0.05mmで一定とし, 材料への工具挿入時には材料の予熱のため,

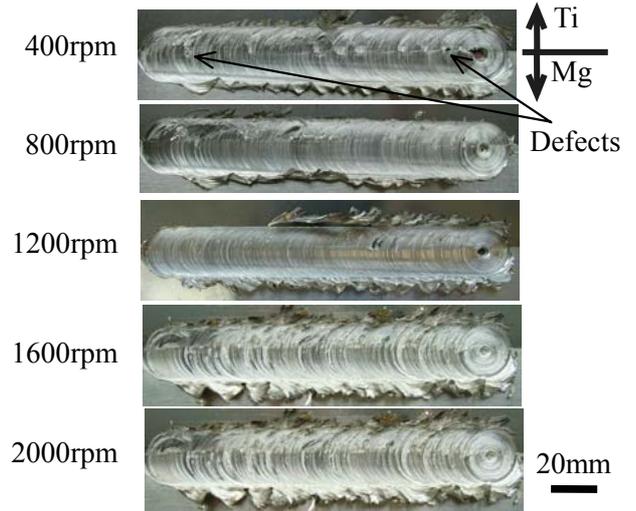


Fig.3 Appearances of the joint surface welded under the various rotation speeds (400rpm~2000rpm).

ショルダ部が材料に接触した後に30秒間の保持時間を設けた. なお, 接合時にシールドガスは用いていない. 引張試験片は, フライス盤にて接合部の表裏を平坦にした後に接合方向と直角に試験片を切り出し, 引張試験片の寸法は幅10mm, 長さ94mm, 接合部における厚さは1.8mmとした. 引張試験における引張速度は0.5mm/minである. 引張試験以外の継手の評価としては, 接合部外観の評価, X線による透過観察, 破断面のSEM観察及びEDXによる元素分析を行った.

3. 実験結果および考察

3.1 工具回転数を変化させた場合の引張強さと接合部の断面組織

最初にプローブ径が3mmの場合の結果を示す. プローブの押し込み量は予備実験の結果から0.2mm一定で接合を行った. Fig.3は, 工具回転数を変化させた場合の接合部表面の外観を示すが, 接合部の上側がTi, 下側がMgである. 工具回転数が大きくなるほどMg側にバリが多く見られる. 400rpmでは突合せ面に穴状の欠陥が見られたが, 800rpm以上では接合部において外観上の欠陥は見当たらなかった. また, 接合中, 工具回転数1200rpm以上では突合せ面から火花が発生したが, これはショルダ部からの入熱により, Mgの一部が発火点温度(490~500°C)¹³⁾に達したものと考えられる. Fig.4に接合した試験片の接合長さのほぼ中央部におけるX線透過像を示す. Fig.4中の矢印で示すように, Mg側にプローブにより切削されたTi片が接合界面からわずかに離れて連続的に存在していることがわかる. Ti片は, Tiの接合面がプローブによって切削されて生成したものと考えられる. このTi片の生成について検討するため, 接合終端部を撮影したX線透過像をFig.5に示す. Fig.5における①は, プローブが挿入されていた部分を示しているが, Ti片は, 突合せ面より押し込み量分だけTi側に入った位置

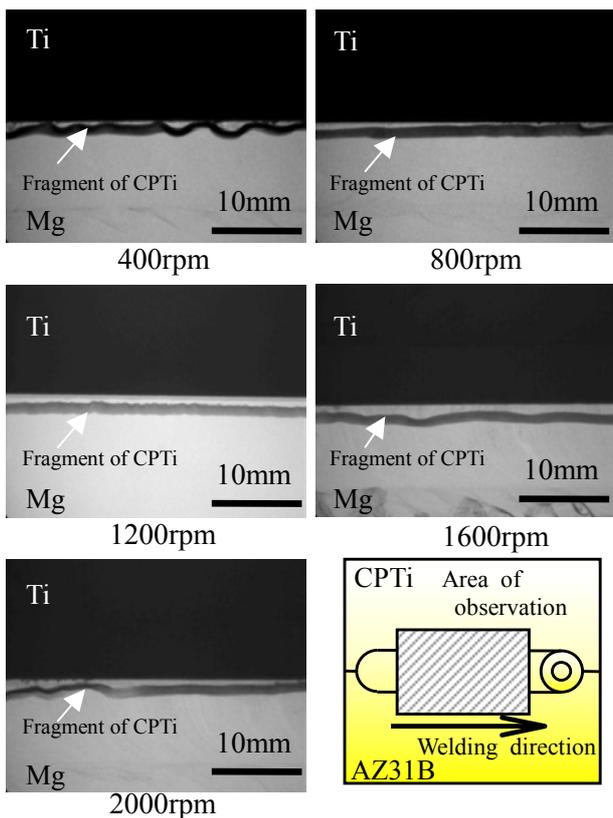


Fig.4 X-ray photographs of the joint welded under the various rotation speeds (400rpm~2000rpm).

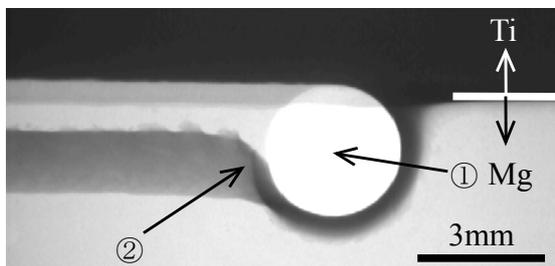


Fig.5 X-ray photograph around the probe in the welded joint.

からプローブに巻き付くような形で切削され、②で示すようにプローブの後方へ水平に傾斜しながら流出していると推定される。

Fig.6 に工具回転数を変化させて接合した継手の引張試験の結果を、Fig.7 には継手の断面組織を示し、写真中の破線は引張試験後の破断位置を表している。工具回転数 400rpm~800rpm では 4~48MPa と非常に低い引張強さとなった。工具回転数 400rpm では接合部外観に穴状の欠陥ができていたことから推察できるように、ショルダと供試材間の摩擦熱が不十分のため、Mg の塑性流動量が不足して、引張強さが低くなったと考えられる。Fig.7 における断面組織では、界面は接合状態にあるものの、Ti 片と Mg との界面で破断が生じている。工具回転数 800rpm では接合部の外観に欠陥もなく、界面での接合状態も良好であるが、Fig.7 中の①で示すように、小片状の Ti 片が断面組織内に散在していることが確認された。小片状の Ti 片は 800rpm 以上の回転数でも

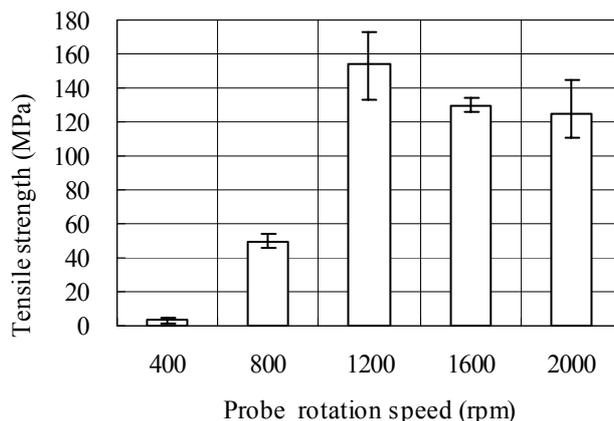


Fig.6 Relationship between tensile strength of a joint and probe rotation speed.

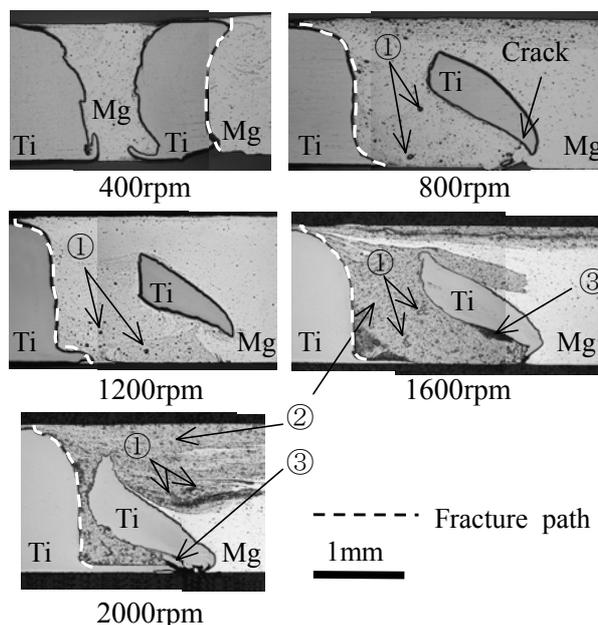


Fig.7 Cross-sectional structure of the joint welded under the various rotation speeds.

観察されている。また、工具回転数 800rpm においては、Mg と Ti 片の間にクラックが発生していた。このクラックは摩擦熱の不足した状態で攪拌が行われたために発生したと推察される。すなわち、Mg の塑性流動量が不足していたと考えられ、そのために新生面における密着性が不足し、低い引張強さになったと推定した。

工具回転数 1200rpm では平均 153MPa と最も高い引張強さが得られ、最大では 171MPa の引張強さを示した。これは Mg 母材の引張強さと比較して約 75%の継手効率となる。

工具回転数 1600~2000rpm の間では、引張強さは 125~130MPa 程度となった。1600rpm~2000rpm では Fig.7 中の②で示すように、接合界面から Mg 側に塑性流動に起因するとみられる縞状の組織が観察され、Fig.7 中の①で示す小片状の Ti 片が材料流れに沿って Mg 中に分散していることが分かった。この回転数では、Fig.7 の③で示すように、Ti 片の下部や接合界面付近に欠陥が多く認められている。

引張試験における破断部は、工具回転数 400rpm 以外で接

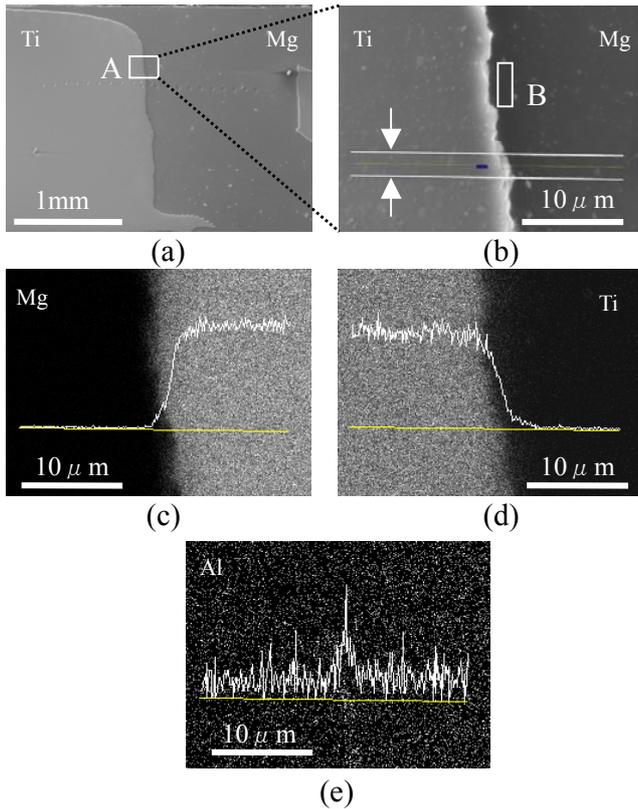


Fig.8 SEM images and EDX analyses of Mg, Ti and Al around the interface. Photo (a) shows a SEM image around the interface with the probe rotating speed of 1200rpm. Photo (b) shows an enlarged image of A in photo (a). Fig.(c),(d) and (e) show EDX chemical analyses of photo (b) and the result of line analysis in the area between two lines indicated by arrows in photo (b).

合界面からの破断となっており、Fig.7中の①で記した小片状のTiやMg中に存在する大きなTi片は継手強さに影響を及ぼさないとと思われる。接合界面近傍からの破断に至った原因については次節で考察する。

3.2 接合部の元素分析と破面観察

Fig.8に工具回転数1200rpmで接合した界面近傍のSEM写真、EDX面分析及び線分析結果を示す。(a)は接合部断面のSEM写真を示し、(b)は(a)におけるA部を拡大して示している。(c)、(d)、(e)は、(b)におけるMg、Ti、AlのEDX面分析結果をそれぞれ示しており、面分析結果には(b)中に矢印で記した2直線間の線分析結果も併せて記している。

Ti-Mgの二元平衡状態図¹⁴⁾によれば、両者はほとんど固溶度を持たないため、Fig.8(c)及び(d)に示すように、TiとMgのEDX面分析結果及び線分析結果のプロファイルから、わずかな拡散領域が認められるものの、広範な拡散は認められない。また、Fig.8(e)に示すAlの線分析の結果から、Ti側の界面付近にピークが確認された。これは、Mgに固溶しているAlが、摩擦による熱で固溶度の大きいTi側へ拡散したものと考えられる¹⁴⁾。Fig.8(b)に示すMg側の界面付近のB部を定量分析したところ、85.6%Mg-5.79%Ti-1.52%Al-

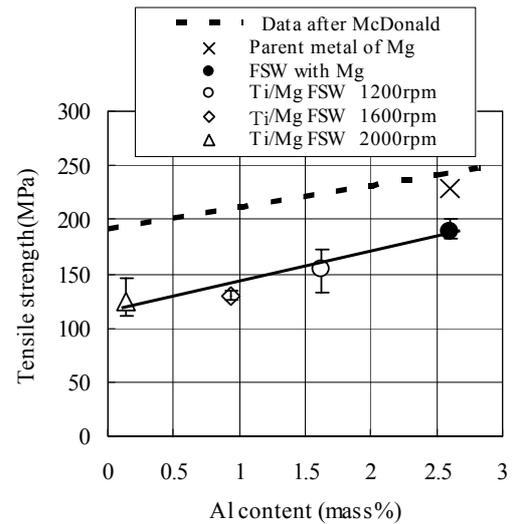


Fig.9 Relationship between Al content and tensile strength of Mg alloy.

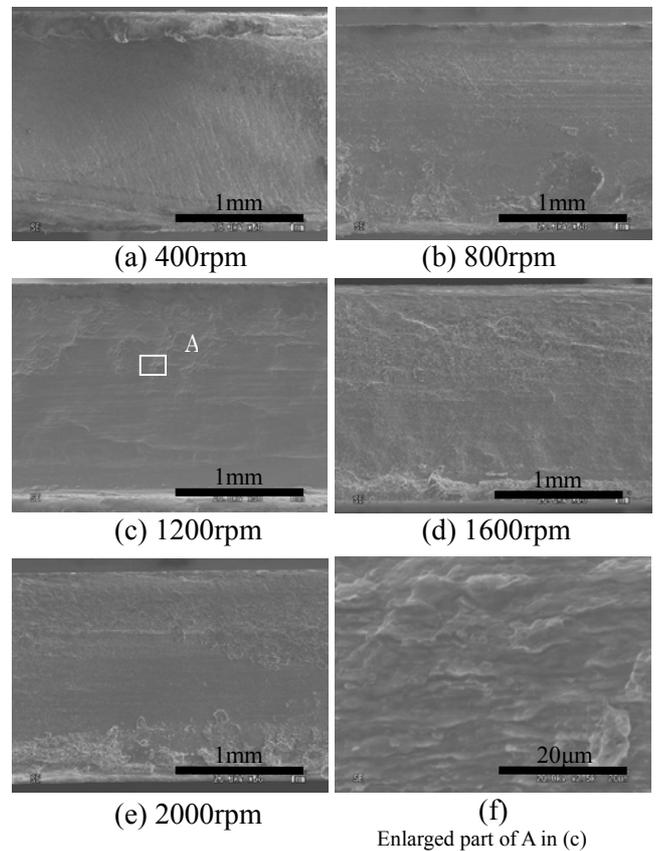


Fig.10 SEM images of the fracture surfaces of Ti side under the various rotating speeds.

0.27%Zn-6.82%O(at%)となり、母材と比較してAl量の減少が確認された。一般にMg合金中におけるAlは、Mgの機械的性質を向上させることを目的に添加され、引張強さはAlの添加量が多いほど大きくなり、伸びはAl添加量約3%で最大となるが、それ以上では $Mg_{17}Al_{12}$ (β 相)が析出するため低下する¹⁵⁾¹⁶⁾。そこで、界面近傍におけるAl濃度と引張強さの関係について調べた結果をFig.9に示す。Fig.9中の

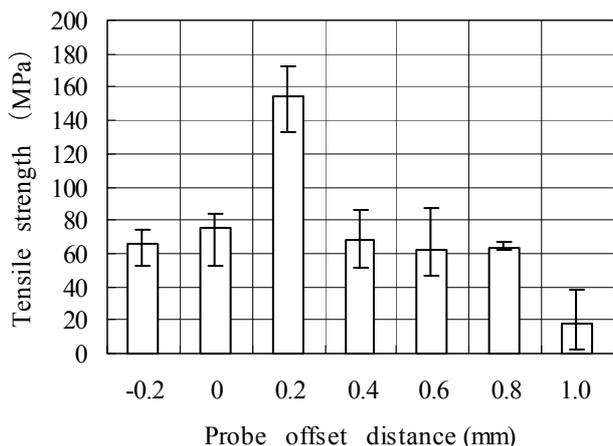


Fig.11 Relationship between tensile strength of a joint and probe offset distance.

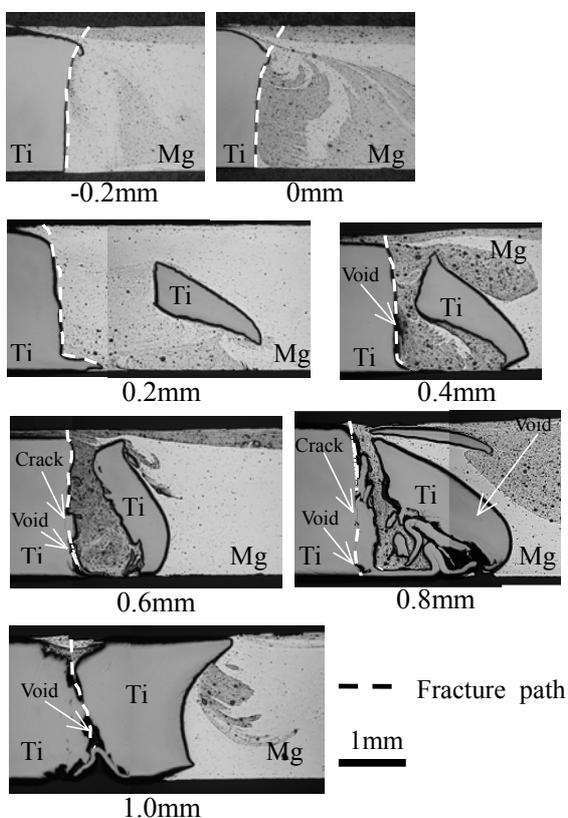


Fig.12 Cross-sectional structure of the joint welded under the various probe offset distances.

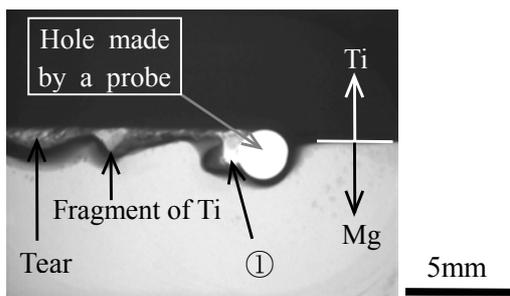


Fig.13 X-ray photograph around the terminal of welding with probe offset 0.6mm.

破線は、Al 添加量が Mg の引張強さに及ぼす影響について文献¹⁵⁾から引用したものであるが、Al 添加量の減少とともに Mg の引張強さは緩やかに低下する。次に、Mg 母材同士を突合せて、工具回転数を 1200rpm、他の接合条件は同じにして摩擦攪拌接合を行った。なお、プローブの材料への挿入位置はプローブの中心を接合線上に合わせた。その継手の引張強さと接合部近傍の Al 濃度の関係を Fig.9 中に●印で示す。さらに、Ti/Mg の接合を工具回転数 1200rpm、1600rpm 及び 2000rpm で行った継手について、Fig.8(b)と同様の位置で Al 濃度を測定し、引張強さを調べた。その結果を Fig.9 中に○、◇、△印で示す。Ti/Mg の突合せによる摩擦攪拌接合を行った場合、Mg のみで突合せ接合を行った場合と比較して、工具回転数の増加とともに界面近傍の Al 濃度は減少し、引張強さも低下している。これは、工具回転数の増加に伴って接合温度が高くなり、Ti への Al の拡散が促進され、Mg 母材の引張強さが低下したものと考えられる。また、実線で示した Mg 及び Ti/Mg で摩擦攪拌接合を行った場合の Al 濃度と引張強さの曲線は、Mg 母材自体の引張強さが異なるために文献が示す曲線（破線）とは一致しないが、ほぼ平行に推移している。これは、接合界面近傍の Al 濃度の減少により Mg の引張強さが低下したことを裏付けるものであり、そのため接合界面近傍から破断が生じたと推察される。

Fig.10 に工具回転数を変化させた場合の引張試験後の Ti 側の破断面を示す。継手強さの低かった 400rpm や 800rpm では、破断面は比較的平坦な形状を呈し、Mg の付着量は少ないが、接合強さの大きい 1200rpm ~ 2000rpm では、ショルダ部に近い破断面上部で Mg の付着が多いように見える。ショルダ部直下は摩擦熱の発生点に近く、Mg の塑性流動性も高くなり、Ti 側の新生面に Mg がより多く凝着した結果と考えられる。(f) に工具回転数 1200rpm の A 部を拡大した写真を示すが、EDX による定量分析で 77.8%Mg-18.6%Ti-1.84%Al-0.15%Zn-1.66%O(at%)で、Mg の凝着は認められたが、高倍率でもディンプルパターンの確認はできなかった。

3.3 工具押し込み量を変化させた場合の断面組織と引張強さ

Fig.11 に Ti 側への工具押し込み量を変化させた場合の継手の引張強さを、Fig.12 にその断面組織を示す。Fig.12 中の破線は引張試験後の破断位置を記している。工具回転数は 1200rpm 一定とした。

プローブを Ti の突合せ面から Mg 側へ 0.2mm 離れた場合やプローブが Ti の接合面に接する 0mm では、引張強さは 80MPa 以下となっている。これは Ti の接合面に新生面が生成できず、突合せ面に存在する酸化皮膜により凝着が不十分なためと考えられ、引張試験における破断も接合界面からとなった。一方、0.4mm 以上の押し込み量では、引張強さ 70MPa 以下と非常に低い引張強さとなった。Fig.12 の断面組織では、押し込み量が 0.4mm 以上の場合、Ti 片が大きくかつ接合界面の近くに存在しており、接合界面近傍にボ

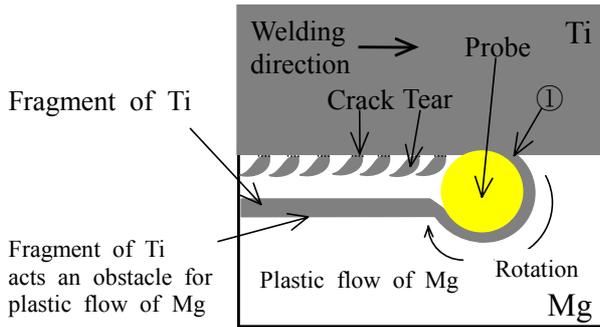


Fig.14 Schematic illustration to explain the joints welded with probe offset over 0.4mm.

イドが発生していた。特に押し込み量 0.6mm 及び 0.8mm では Ti にクラックも認められている。破断位置も界面付近に存在したボイドやクラックを通過していることから、押し込み量が多い場合に発生した接合欠陥の原因を調べるために接合終端部における X 線透過像を撮影した。押し込み量 0.6mm で接合を行った場合の接合終端部における X 線透過像を Fig.13 に示す。押し込み量が 0.4mm 以上では、Fig.13 中に矢印で示すように、切削された Ti 側の界面にむしれが発生していた。Fig.12 の押し込み量 0.6mm や 0.8mm で発生しているクラックはむしれの根元部で発生しており、むしれがクラックの発生原因であることが推察できる。また、押し込み量が 0.4mm 以上で多く発生したボイドの原因について考察するため、Fig.14 に押し込み量が 0.4mm 以上の接合時における模式図を示した。異種材料間の摩擦攪拌接合の接合過程は渡辺らが明らかにしたように¹⁰⁾、第一段階がプローブによる酸化皮膜除去と新生面の生成、第二段階が塑性流動状態になった材料の新生面への凝着である。第一段階である酸化皮膜の除去及び新生面の生成は、Fig.14 中の①で示すプローブの Ti 側前方で行われるが、プローブ後方では Mg が Ti 側界面へ向かって塑性流動し、Mg の凝着が行われることとなる。しかし、押し込み量が大きい場合、Fig.12 に示すように板厚とほぼ同等の厚さの Ti 片が形成されるため、塑性流動した Mg がプローブの後方から Ti 側界面へ進む障害となる。そのために、接合界面と Ti 片の間に Mg が十分に供給されず、結果的に Fig.13 の①に示すように、プローブの挿入痕に Mg を充填しきれないため、ボイド欠陥が発生しやすくなると推察される。

3.4 プローブ径を変化させた場合の断面組織と引張強さ

プローブ径を 3mm から 6mm へと大きくした場合、周速が 2 倍となるため、Mg の塑性流動量が増し、新生面への押し付け圧力が高くなることが予想される。そこで、プローブ径を 6mm にした場合の接合実験を行い、引張強さ及び断面組織について調べた。Fig.15 にプローブ径を 6mm にした場合の引張強さを、Fig.16 にその断面組織と引張試験後の破断位置を破線で示す。プローブ径を 6mm とした場合、工具回転数 800rpm 以下ではプローブ径 3mm と比較して、高い

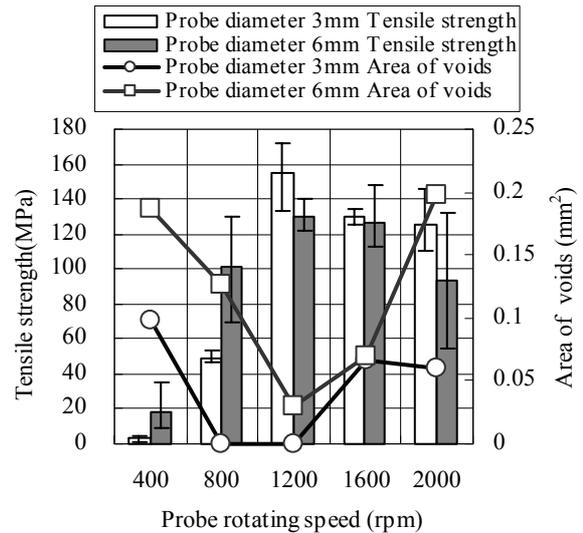


Fig.15 Relation between tensile strength of a joint ,area of voids and probe rotation speed with probe diameter of 3mm and 6mm.

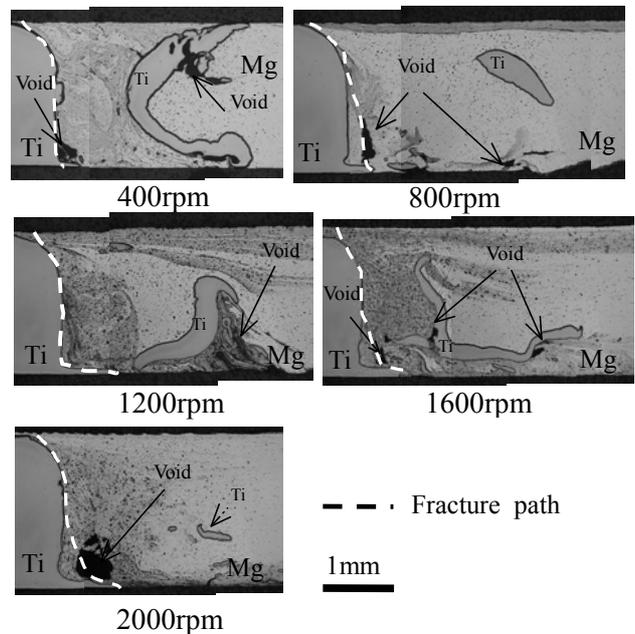


Fig.16 Cross-section of the joint welded under the various rotating speeds with probe diameter of 6mm.

引張強さを示す。これは、プローブ径が 2 倍に大きくなることにより周速も 2 倍に増加して、Mg の攪拌量が大きくなり、塑性流動状態の Mg がより強い圧力で新生面に凝着した結果と考えられる。そのため、Fig.16 に示すように界面近傍にボイドが発生している状態でも、プローブ径 3mm より引張強さが大きくなったものと推察される。

工具回転数 1200rpm では、Fig.16 に示すように界面下部または Ti 片下部にボイド欠陥が発生しているが、引張強さは最大となり、プローブ径 3mm の場合の約 84% の接合強さであった。

工具回転数 1600rpm 以上では、プローブ径 3mm と同様に引張強さは徐々に低下する傾向にある。プローブ径 6mm の

断面組織においては、Fig.16 の 400rpm や 1600rpm に代表されるように Ti 片の変形がプローブ径 3mm と比較して大きく、プローブの周速が大きく影響しているものと思われる。

また、各工具回転数の断面組織にボイド欠陥が多く観察され、引張試験後の破断も界面付近に生じたボイドを通過していた。そこで、プローブ径 3mm 及び 6mm を使用した場合の各工具回転数における断面組織のボイドの面積と引張強さの関係について調べた結果を Fig.15 中に記す。なお、ボイドの面積の測定は、Fig.16 の写真を画像データとしてコンピュータに取り込み、基準長さを入力後にボイド外周を曲線で囲むことで面積測定を行うことができる専用ソフトを使用した。

Fig.15 に示すように、各工具回転数におけるボイドの面積は、プローブ径 6mm の方がプローブ径 3mm の場合と同等か大きくなっていることがわかる。また、ボイドの面積と引張強さの関係では、工具回転数 800rpm 以下の場合、プローブ径 6mm におけるボイドの面積はプローブ径 3mm より大きいにも関わらず、引張強さは大きくなった。しかし、塑性流動性が高い工具回転数 1200rpm 以上の条件では、プローブ径とボイドの面積に相関があり、プローブ径とボイドの面積は比例関係にあるが、逆にボイドの面積と引張強さは反比例の関係となっている。すなわち、材料が十分に軟化したと思われる工具回転数 1200rpm 以上において、プローブ径 3mm を使って接合した場合はボイドも少なく、引張強さも大きくなるが、プローブ径 6mm では工具の周速が大きくなった結果、塑性流動が不安定になり、ボイド欠陥が発生しやすくなって、継手強さが低下すると考えられる。

4. 結 論

本研究では、工業用純チタン板と AZ31B マグネシウム合金板の摩擦攪拌による突合せ接合を行い、工具回転数、押し込み量、プローブ径を変化させた場合の継手の引張強さや金属組織を調査した。得られた結果は以下の通りである。

- 1) 回転プローブを用いた固相接合によって、工業用純チタンと AZ31B マグネシウム合金の突合せ接合は可能である。
- 2) 本接合法によって作製された継手の接合部において、マグネシウム合金中に連続的なチタンの切削片や小片状のチタン片が残留するが、接合強さには影響を及ぼさない。
- 3) 工具回転数を変化させた場合、本接合条件下における継手の引張強さは 1200rpm で最高となり、AZ31B 母材の引張強さに対し、最大で約 75%の強さとなった。また、接合したほとんどの条件において、破断位置は接合界面近傍であった。
- 4) 接合界面を元素分析したところ、AZ31B 中に含有する Al の Ti 側への拡散がみられ、Mg 中の Al 濃度の減少による引張強さの低下が界面近傍から破断に至った原因と考えられる。

- 5) 回転プローブの半径を大きくした場合、Ti 片の下部や接合面にボイド欠陥が発生しやすくなり、継手強さは低くなる傾向にある。

参 考 文 献

- 1) H. Okamura: Character of friction stir welding and application in Japan, Quarterly Journal of The Japan Welding Society, Vol.69, No.7, 2000, 565-571. (in Japanese)
- 2) M. R. Johsen: Friction stir welding takes off at boeing, Welding Journal, No.78, Vol.2, 1999, 35-39.
- 3) H. Sato and S. Hiratuka: Friction stir welding for circumferential welding of rocket tank, Preprints of The National Meeting of Japan Welding Society, No.73, Autumn, 2003, 122. (in Japanese)
- 4) C. J. Dawes and W. M. Thomas: Friction stir process welds aluminum alloys, Welding Journal, No.75, Vol.3, 1996, 41-45.
- 5) H.Okamura, K. Aota and M. Esumi: Friction stir welding of aluminum alloy and application to structure, Journal of Japan Institute of Light Metals, Vol. 50, No.4, 2000, 166-172.(in Japanese)
- 6) K. Nakata, S. Inoki, Y. Nagano, T. Hashimoto, S. Johgan and M. Ushio: Weldability of friction stir welding of AZ91D magnesium alloy thixomolded sheet, Journal of Japan Institute of Light Metals, Vol.51, No.10, 2001, 528-533. (in Japanese)
- 7) K. Katoh, H. Tokisue, T. Kitahara: Microstructures and mechanical properties of AZ91 magnesium alloy castings joint by friction stir welding, Journal of Japan Institute of Light Metals, Vol.55, No.6, 2005, 259-264. (in Japanese)
- 8) S. Hirano, K. Okamoto, M. Doi, H. Okamura, M. Inagaki and Y. Aono: Microstructure of dissimilar Joint of magnesium alloy and aluminum alloy by friction stir welding, Quarterly Journal of The Japan Welding Society, Vol. 21, No.4, 2003, 539-545.(in Japanese)
- 9) T. Watanabe, H. Takayama, A. Yanagisawa and S. komuna: Obseravation of solid state welded interface between steel and aluminum alloy using a rotating pin, Quarterly Journal of The Japan Welding Society, Vol.22, No.1, 2005, 141-148.(in Japanese)
- 10) T. Watanabe, A. Yanagisawa and H. Takayama: Solid state welding aluminum to steel using a rotating pin, Quarterly Journal of The Japan Welding Society, Vol.23, No.4, 2004, 603-607.(in Japanese)
- 11) T. Watanabe, K. Kagiya, A. Yanagisawa and H. Tanabe: Solid state Welding of Steel and Magnesium Alloy Using a Rotating Pin, Quarterly Journal of The Japan Welding Society, Vol.24, No.1, 2006, 108-115.(in Japanese)
- 12) M. Fukumoto, M. Tsubaki, Y. Shimoda and T. Yasui: Welding between ADC12 and SS400 by means of friction stirring, Quarterly The Japan Welding Society, Vol.22, No.2, 2004, 309-314.(in Japanese)
- 13) The Japan Magnesium Association: Handbook of Advanced Magnesium Technology, Kallos Publishing, 2000, 298.(in Japanese)
- 14) T. B. Masalski et al: Binary Phase Diagrams, ASM, 1996, CD.
- 15) The Japan Magnesium Association: Handbook of Advanced Magnesium Technology, Kallos Publishing, 2000, 115.(in Japanese)
- 16) The Japan Magnesium Association: Magnesium Manual 1999, 1999, 126.(in Japanese)