

ねじ付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*

田辺 寛**, 渡辺 健彦***, 吉田 亮**, 柳沢 敦***

Solid State Welding between CPTi and AZ31B Magnesium Alloy Using a Rotating Probe with Thread*

by TANABE Hiroshi**, WATANABE Takehiko***, YOSHIDA Ryou** and YANAGISAWA Atsushi***

This paper describes a butt-welding of AZ31B magnesium alloy plate to commercially pure titanium (CPTi) plate by the solid state welding using a rotating probe with a thread. The effect of the right-hand and left-hand thread on the tensile strength and microstructure was investigated. The following results were obtained in this study.

The probe with a thread increased the tensile strength of a joint by about 79% or less compared with without a thread. There were little differences in the maximum tensile strength of the joints made by the right-hand thread and the left-hand thread. Using the probe without a thread, the fragments of CPTi were produced in a continuous form, but using the probe with a thread, the fine fragments of CPTi tended to scatter in Mg alloy matrix. The increase in the tensile strength of the joints using the probe with a thread was considered to be due to the sufficient plastic flow of Mg alloy caused by the fine fragments of CPTi scattered in Mg alloy matrix. However, the tensile strength of the joint was lower than that of the parent material and the fracture path occurred around the interface. X-ray diffraction analysis revealed a deformation texture with the (002) basal plane near the interface of the magnesium side. It seems that both of the decrease in Al concentration in the Mg alloy and the formation of the deformation texture with the (002) basal plane caused the tensile strength lower, compared with parent material.

Key Words: Joining of dissimilar metals, Butt joint, CPTi, AZ31B Magnesium alloy, FSW, Tensile Strength, Thread

1. 緒 言

近年、深刻化する地球温暖化を防止するために、温室効果ガスの排出削減が求められているが、様々な具体的な対策の一つに、自動車、鉄道車両、船舶等の低燃費化が挙げられている。それら輸送機器の低燃費化には、車体重量の軽量化が効果的であり、軽量化に有効な構造用材料としてチタンやマグネシウム、アルミニウム等に注目が集まっているが、それらの材料単体で車体構造を構成することは現実的に不可能であり、異種金属間の溶接や接合が必要になると考えられる。

著者らは、円筒形状の回転プローブを用いた固相接合法により、純チタンと AZ31B マグネシウム合金の突合せ接合に関する研究を行ってきており、前報¹⁾で突合せ継手の引張強さに及ぼす工具回転数、工具のオフセット量、プローブ径の影響を明らかにしてきた。

一般に、アルミニウム合金やマグネシウム合金等の同種材料における摩擦攪拌接合 (Friction Stir Welding, FSW) では、ねじ溝が加工されたプローブによる接合が行われているが²⁻⁴⁾、異種材料の接合においては、プローブに付与した

ねじの影響を調べた報告はほとんどない。そこで、本研究では、純チタンと AZ31B マグネシウム合金の突合せ接合において、前報で得た結果をさらに改善すべく、ねじ付きプローブによる接合を試み、その接合に及ぼす諸因子を検討した。

2. 供試材および実験方法

供試材は、前報と同様で厚さ 2 mm の工業用純チタン (以下、Ti と記す) と AZ31B-O マグネシウム合金 (以下、Mg と記す) を使用した。Table 1 と Table 2 に化学組成と機械的性質を示す。試験片の形状は、両材とも幅 47 mm、長さ 140 mm の矩形状で、長手方向を圧延方向とした。突合

Table 1 Chemical composition of parent 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.

Table 2 Mechanical properties of parent metals.

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

*受付日 平成19年2月23日 受理日 平成19年6月11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

せ面である長手方向の端面は、フライス加工後に#500のエメリー紙で研磨し、エタノールで洗浄した後、接合に供した。接合方法は前報と同様、Fig. 1に示す通りで、Advancing sideにTi, Retreating sideにMgを配置した。Fig. 2は回転工具のTi側へのオフセット量について示しているが、材料の突合せ面の位置を0とした場合、Ti側をプラス方向、Mg側をマイナス方向とした。接合装置には汎用フライス盤を使用し、ねじ付きの接合工具は、ショルダ部を含むシャンク部分が高速度工具鋼(SKH51)製で、プローブ部を交換可能な構造とし、ねじにはM6×P1.0の左ねじ及び右ねじを使用した。なお、ねじ付き工具のプローブ部はねじ山の摩耗を考慮して、1回のみを使用した。また、比較のため、ねじ溝のない直径6mmの円筒形状のプローブでも実験を行った。ねじ付きのプローブ及び円筒形状のプローブともショルダ径は20mm、プローブの長さは1.8mmとした。ショルダ部の材料への挿入量は0.05mmで、材料の予熱のために30秒間の予熱を行い、工具回転数を1200rpm、接合速度は100mm/minと一定にして実験を行った。なお、接合時にシールドガスは用いていない。

継手の引張強さ測定のための引張試験片は、接合部の表

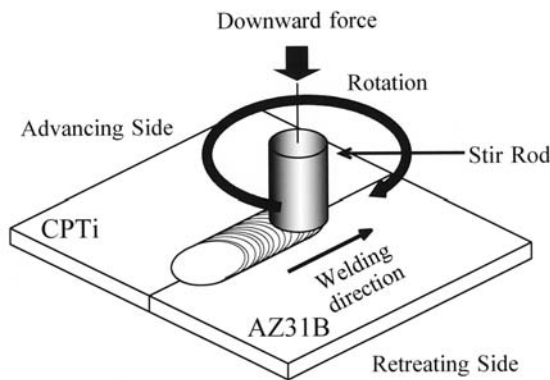


Fig. 1 Schematic illustrating the friction stir welding of dissimilar CPTi to AZ31B magnesium alloy.

裏をフライス加工後に接合方向と直角に精密切断した。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とした。引張強さ以外の評価方法としては、X線透過観察、金属組織顕微鏡観察、破断面のSEM観察及びX線回折による分析を行った。

3. 実験結果および考察

3.1 回転工具のオフセット量を変化させた場合の引張強さと接合部の断面組織

Fig. 3に円筒形状のプローブ、右ねじ及び左ねじプローブで接合を行った場合の接合部中央におけるX線透過像を示す。円筒形状のプローブではFig. 3のAで示すように、Mg側に連続的なTi片が形成されるが、右ねじプローブではFig. 3のBで示すように、オフセット量0.2mmまではTi片が分散する傾向が見られる。オフセット量0.4mm~0.6mmではCで示されるようなTi側界面からのむしれの発生が見られ、0.8mmから1.0mmではDにて示される円筒形状のプローブと同様な連続的で歪んだTi片形状に変化する。右ねじプローブでオフセット量が増加した場合、円筒形状のプローブと同様なTi片が形成されるのは、両者ともTiを

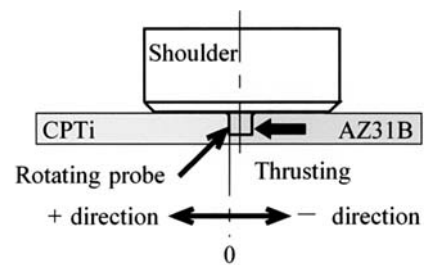


Fig. 2 Schematic to explain the relation between the probe position and probe offset.

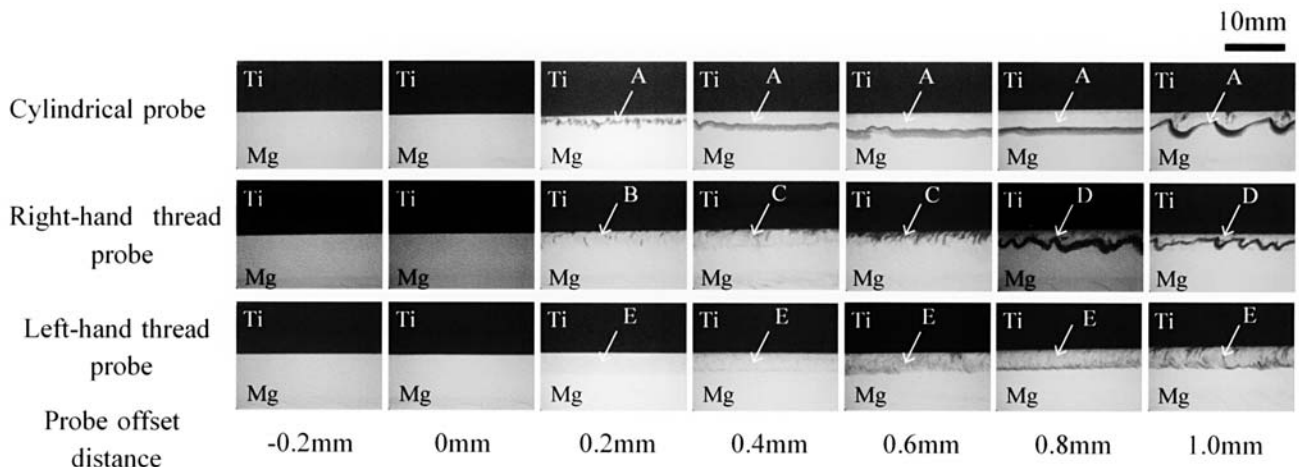


Fig. 3 X-ray photographs of the welded joint using a cylindrical probe and a probe with thread under the various probe offset distances.

むしるように切削したため、切削形態が近似したことよ
ると推察される。一方、左ねじプローブでは Fig. 3 中の E
で示すような Mg 側に細かく分散した Ti 片がオフセット量
0.2mm~1.0mm で観察できる。

Fig. 4 に円筒形状のプローブ、右ねじ及び左ねじプローブ
で接合を行った場合の断面マクロ組織を示す。なお、写真
中の破線は引張試験における破断位置を表した。Fig. 4 にお
いて、円筒形状のプローブでは、Ti 片が界面から離れて存
在するが、オフセット量が大きくなるとともに Ti 片もその
大きさを増し、接合界面から大きく離れていった。オフセ
ット量 0.2mm 以上では Mg 側の下部や Ti 片の近傍にポイ
ド欠陥が見られる。これらのポイド欠陥が形成される一つ
の要因としては、前報でも示したように、接合断面に比
して大きな断面積を持つ Ti 片が Mg の塑性流動を阻害するた
めと考えられる。また、前報で使用したプローブ径 3mm
と比較してプローブ径が 6mm と大きく、オフセット量も
大きい条件下では、生成される Ti 片が界面から大きく離れ
るため、Ti 片と界面の間に Mg を充填しきれないことも、
ポイド欠陥が発生する原因の一つと考えられる。

右ねじプローブの接合断面において、オフセット量
0.2mm では Ti 片が Mg の断面全体に広く分散しているが、

0.4mm から 0.6mm ではやや大きめの Ti 片も見られるよ
うになり、0.8mm 以上では接合断面に対し、断面積の大きな
連続的な Ti 片が観察できる。一方、左ねじプローブの Ti
片は、X 線透過観察像で示したように、0.2mm から 1.0mm
にわたって、Mg 側のショルダ幅全体に広く分散している。
これはプローブのねじ山部分で Ti 側突合せ面を切削したこ
とにより発生した微細な切りくずが、Mg の塑性流動に伴っ
て分散した結果と考えられる。また、オフセット量 0.2mm
以上では、Ti 片が接合断面の下方に分散している。オフセ
ット量 0.4mm 以上では、Fig. 4 中の A で示すようにグル
ープ化した Ti 片が接合界面から最も離れて存在しているこ
とが分かる。引張試験における破断位置は各プローブとも接
合界面近傍となった。

次に、各プローブのオフセット量を変化させた場合の継
手の引張強さを Fig. 5 に示す。なお、Fig. 5 中の第 2 軸にお
ける円筒形状のプローブとねじ付きプローブにおける継手
の引張強さの差 (○印) は、右ねじまたは左ねじのどちら
か強い方を対象に計算した。プローブにねじを付与した場
合としない場合を比較した場合、明らかにねじを付与した
場合の方の引張強さが大きく、左ねじまたは右ねじプロ
ーブの各最大引張強さと比較した場合、最大で 79%、最小で

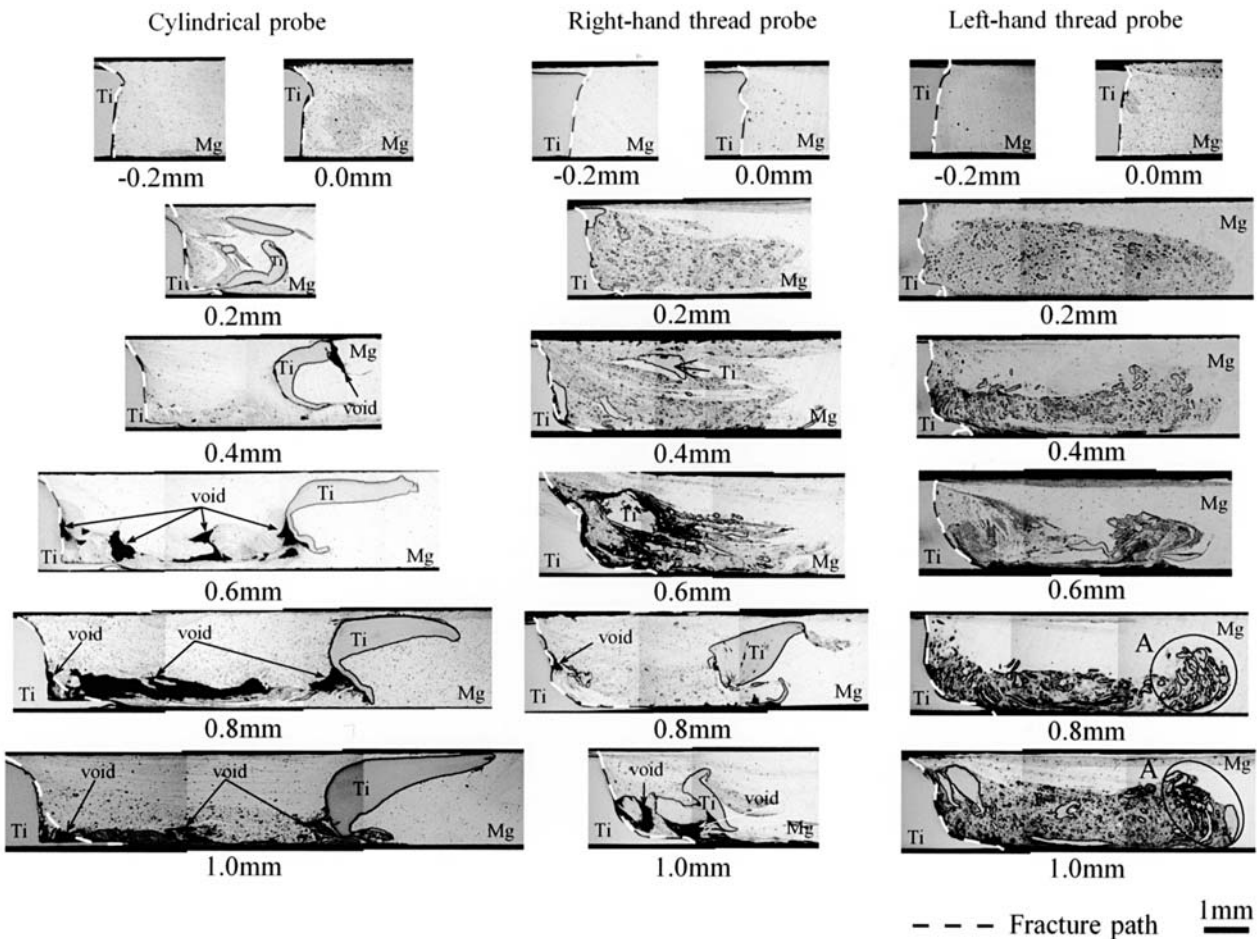


Fig. 4 Cross-sectional structure of a welded joint using a cylindrical probe and a probe with thread under the various offset distances.

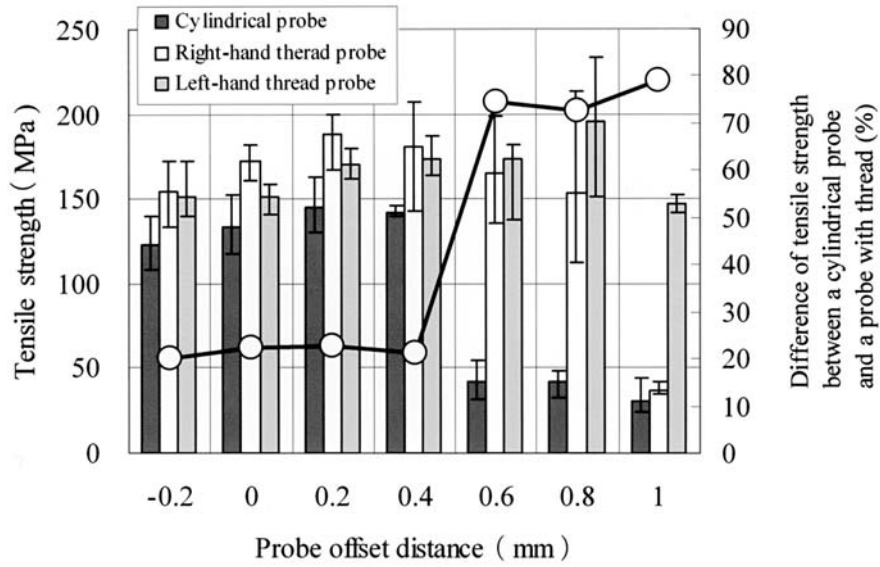


Fig. 5 Relationship between tensile strength of a welded joint using a cylindrical probe and a probe with thread and probe offset distance.

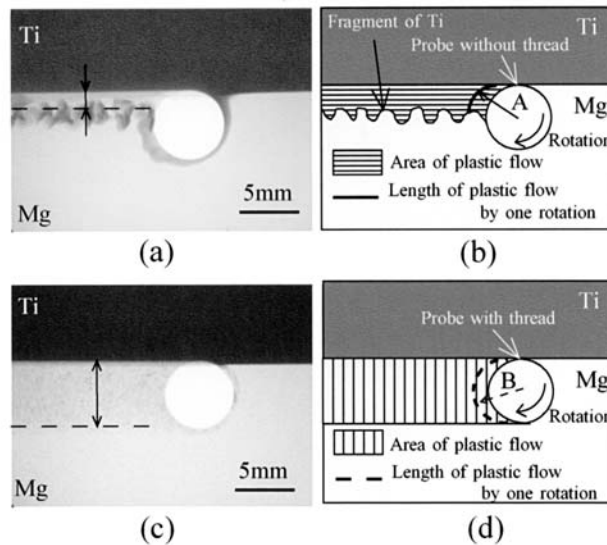


Fig. 6 X-ray photographs to explain the difference of plastic flow of Mg using a probe with thread and without thread (a cylindrical probe). Photo (a): X-ray photograph using a probe without thread (a cylindrical probe) and Photo (c): X-ray photograph using a probe with thread. Schematic illustration (b) and (d) correspond X-ray photographs (a) and (c), respectively.

も 20% の引張強さの差があった。オフセット量 0.4 mm から 0.6 mm の間で、強度差が大きく変化した原因は、Fig. 4 における円筒形状のプローブの断面組織で示されるように、オフセット量 0.4 mm では界面近傍にボイド欠陥が無いのに対し、オフセット量 0.6 mm 以上では界面近傍にボイド欠陥が多く見られ、そのために引張強さが大幅に減少したことによると推察される。左ねじと右ねじの違いでは、最大引張強さは右ねじで 189 MPa、左ねじで 195 MPa と 6 MPa ほどの差しかなく、ほぼ同等の強さが得られたものと推定される。また、右ねじプローブでは断面組織で Mg 内に細かな Ti 片の分散が見られるオフセット量 0.2 mm ~ 0.4 mm で特に

引張強さが大きくなっている。ねじ付きプローブの継手効率率は、左ねじの最大引張強さで見た場合に 85% となり、円筒形状のプローブで得た継手効率率 63% と比較すると、引張強さは 22% の向上となる。円筒形状のプローブとねじ付きプローブで引張強さに差が生じる原因については次節で考察する。

3.2 プローブにおけるねじの有無が引張強さに与える影響

Fig. 6 に工具オフセット量 0.2 mm の場合の円筒形状のプローブとねじ付きプローブの接合終端部付近における X 線透過像とその模式図を示した。ねじ付きプローブは左ねじ

プローブの写真を示した。Fig. 6 (a) 及び (c) で示した矢印は、Ti 片の分散状況から判断した Mg の塑性流動域を示しているが、これによると、写真 (c) で示したねじ付きプローブの方が、写真 (a) で示した円筒形状のプローブよりも明らかに塑性流動を生じている領域が大きくなっている。これは、ねじ自体が Mg の攪拌に及ぼす影響が大きいことと Ti 片が微細に分散したため、プローブ後方で Ti 界面に向かう Mg の塑性流動が Ti 片により阻害されないためと推察される。そのため、Fig. 6 (b) の A 及び (d) の B に示すように、接合が進行するプローブ後方において、ねじ付きプローブはプローブの回転軸を中心に Mg が塑性流動する弧長が、円筒形状のプローブのそれよりも長くなると推察される。すなわち、工具回転数や送り速度が一定であることを考慮すると、ねじ付きプローブでは単位時間あたりに新生面へ押し出される Mg の量が多くなり、相対的に接合界面における圧力が高くなることが予想される。

一方、円筒形状のプローブには、Fig. 3 で示されるように、オフセット量 0.2 mm~0.4 mm では、接合断面に対して比較的大きな Ti 片が、Ti 側界面に向かう Mg の塑性流動を妨げるため、Ti 側新生面へ押し出される Mg の量が低下するこ

とが考えられる。また、オフセット量 0.6 mm 以上の界面近傍にポイド欠陥がある継手は、オフセット量 0.4 mm 以下のポイド欠陥のない継手に比べ、極端に継手強さが低下しており、破断位置も界面近傍のポイド欠陥を通過していることから、接合欠陥が引張強さを低くしているものと推察される。

3.3 引張試験後の破面の SEM 観察

Fig. 7 に引張試験後の Ti 側破断面の SEM 観察像を示す。(a) は円筒形状のプローブ、(c) は右ねじプローブ、(e) は左ねじプローブのマクロ写真を示し、写真 (b), (d), (f) は左側の写真 (a), (c), (e) 内に記した四角領域 A, B, C をそれぞれ拡大して示している。なお、観察した試料は、各プローブで平均の引張強さが最大の条件のものを選び、円筒形状のプローブ及び右ねじプローブではオフセット量 0.2 mm、左ねじプローブではオフセット量 0.8 mm の試料を観察した。

円筒形状のプローブでは、矢印①で示すように平坦で Mg の凝着がほとんど見られない部分と矢印②で示すような Ti 側界面に凝着した Mg の起伏が観察できる。その拡大写真 (b) では、矢印③で示されるような Ti 界面に凝着した膜状の Mg が見られるものの、未凝着部 (矢印④) も見受けられ、Mg のディンプルは確認できない。一方、右ねじ及び左ねじプローブの写真 (c) 及び (e) では、それぞれの破断面に Mg が隙間無く凝着しており、未接合部は見られなかった。また、その拡大写真である写真 (d) 及び (f) では Mg の微細なディンプルパターンが見られ、延性モードの破断形態を呈していることが確認できた。

3.4 X線回折による接合界面の分析

プローブにねじを付与した場合の継手効率は 85% となり、前報における直径 3 mm の円筒形状のプローブと比較して 18% の継手強さの向上となったが、Mg 母材の引張強さには達しておらず、また、破断位置は Fig. 4 で示すとおり、すべて接合界面近傍となった。そこで、その原因を調べるために、Fig. 8 で示すように、接合面と平行に Mg 側の

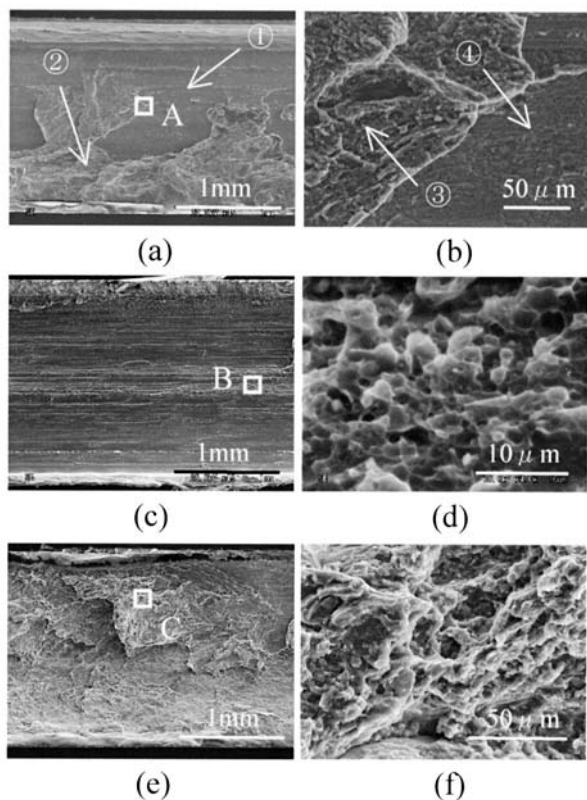
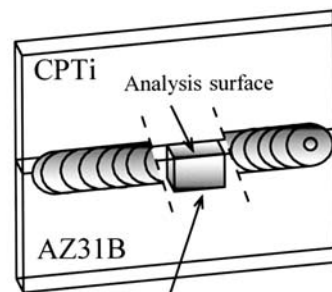


Fig. 7 SEM images of the fracture surfaces of Ti side after tensile test. (a) and (b) : a cylindrical probe, (c) and (d) : a probe with right-hand thread, (e) and (f) : a probe with left-hand thread. Photo (b) shows an enlarged part of A in photo (a). Similarly, Photo (d) and Photo (f) are magnified images of part B in photo (c) and part C in photo (e), respectively.



Specimen for X-ray diffraction measurement

Fig. 8 Location of a specimen for X-ray diffraction measurement cut from a joint welded. Analysis surface is parallel to the faying surface.

接合部近傍を切り出した試料について、X線回折による面内配向の分析を行った。分析方法は、Fig. 9で示すように、試料面に平行な格子面を調べる $2\theta/\theta$ による従来のX線回折測定と、試料の平面に対し垂直な結晶格子の回折パターンを得る In plane 測定⁵⁻⁷⁾の二つの測定方法を実施した。In plane 測定は、X線の入射角度を全反射臨界角度付近の微小角度に保持しつつ、面内の広角スキャンを行い、試料の平面に対し垂直な結晶格子の回折パターンを得る測定方法であり、試料面内の結晶方位を敏感に測定できるため、特定の面に対する方位集積を容易に評価することができる。二つの測定方法から得たそれぞれのプロファイルと比較することで、試料面における結晶の配向状況を調べた。

Fig. 10にMg母材と接合後の試料の測定結果を示す。なお、接合後の試料は右ねじプロープの測定結果を代表として示した。これによると、Fig. 10(a)で示したMg母材における従来のX線回折では、柱面にあたる回折角 32° 付近の(100)面、錘面にあたる回折角 37° 付近の(101)面にピークが見られ、底面にあたる回折角 34° 付近の(002)面のピークが僅かに検出された。また、(b)で示したIn plane 測定では回折角 32° 付近の(100)面と回折角 37° 付近の(101)面で同様のピークが大きく見られ、(002)面のピークが検出されていない。これは、Fig. 11で示すように、MgのC軸が板面の方向を向き、板面に対して一定の角度を有したまま配向している状態であると推察でき、Mg合金の圧延材に特有な板面に底面が平行に配向している状態に近いと考えられる⁸⁾。

一方、接合後の試料において、(c)で示した従来のX線回折による測定では、回折角 32° 付近に(100)面のピークが大きく検出され、続いて回折角 34° 付近の(002)面、回折角 37° 付近の(101)面のピークが見られる。しかし、In plane 測定の結果を示した(d)を見ると、回折角 32° 付近で検出される(100)面のピークがほとんど無くなり、回折角 37° 付近

に出ている(101)面のピークのみが大きく検出されている。これは、Mgがプロープによるせん断応力を付与された結果、Mgの底面がせん断方向に配列し、試料面に対して垂直に配列した(101)面のみがIn plane 測定において検出されたものと推察される。

一般に、Mg合金はすべり変形を加えることで底面が塑性流れに平行に並ぶ傾向があると言われている⁹⁾ことを考慮すると、二つのX線回折プロファイルから、Fig. 9に例示するように、Mgの結晶の底面が接合面と平行ではなく、一定の角度を持ちながら配向していると推定される。また、SHC. ParkらはAZ61マグネシウム合金を使用した摩擦攪拌接合の継手組織において、プロープによるせん断変形の方に底面が配列し、底面と引張方向が 45° の角度をなすため、継手の引張特性が母材に対し低くなると指摘している¹⁰⁾。本研究で用いたAZ31Bマグネシウム合金材においても、プロープによるせん断変形を付与された接合界面近傍のMgは、Fig. 9に示したとおり、底面と接合面が平行ではなく、SHC. Parkらの考察¹⁰⁾と同様に、常温ですべり面となる底面が最大せん断応力の作用する方向に配列している可能性が高く、そのために継手の引張強さが低くなったと推察される。さらに、前報の元素分析により示したMgに固溶したAlのTiへの拡散によるMgの引張強さの低下も加えた複合的な作用により、継手の引張強さが母材の引張強さに及ばなかったものと考えられる。

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円筒形状のプロープとねじ付きプロープを使った摩擦攪拌による突合せ接合を行い、工具オフセット量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。得られた結論は以下の通りである。

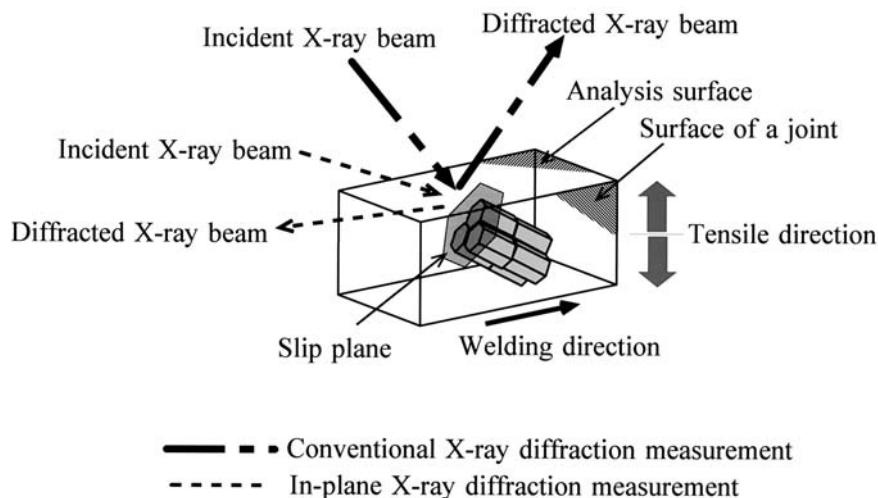


Fig. 9 Schematic illustration of the conventional X-ray diffraction measurement and the in-plane X-ray diffraction measurement.

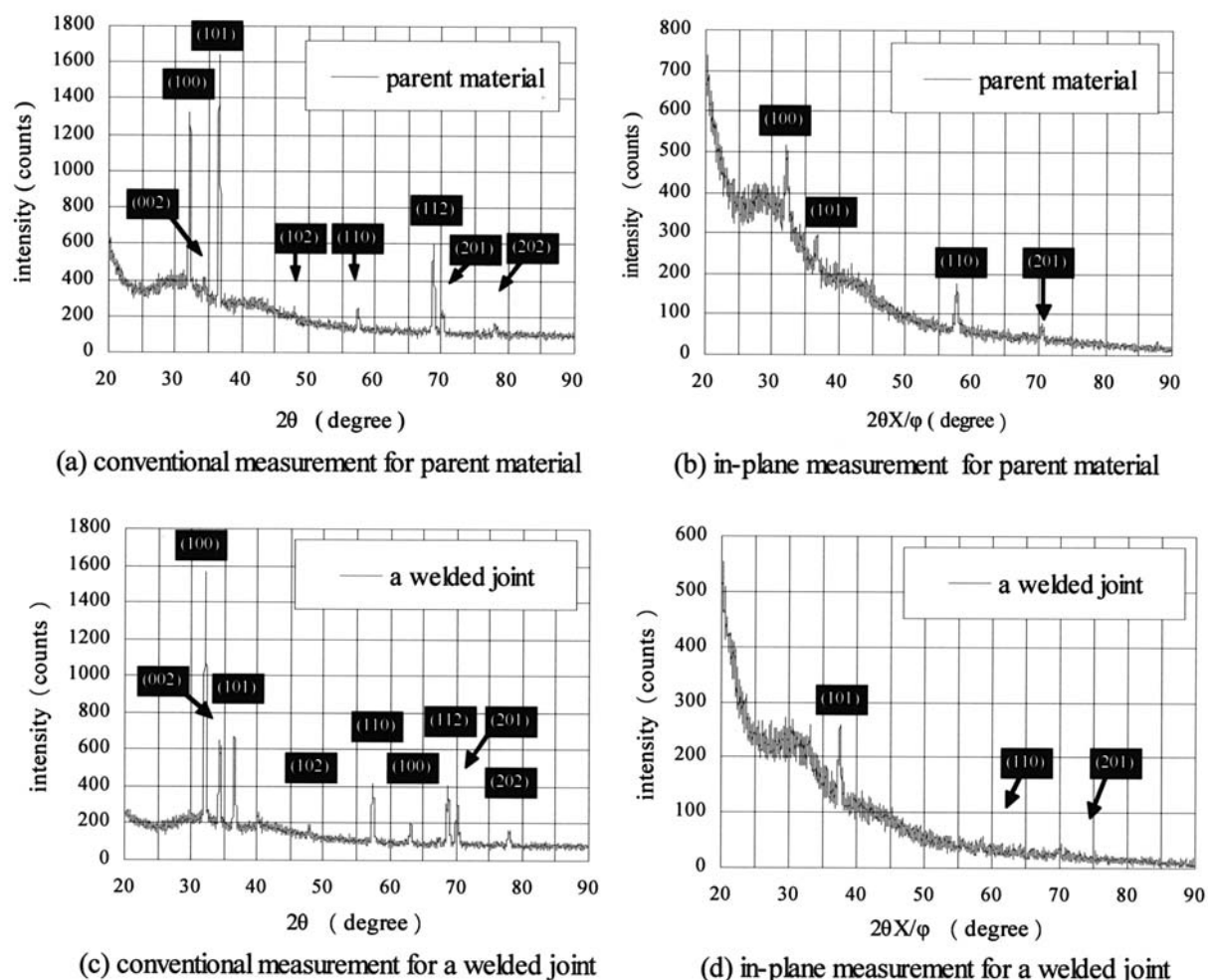


Fig. 10 X-ray diffraction profiles by the conventional X-ray diffraction measurement and the in-plane X-ray diffraction measurement for parent material and a welded joint.

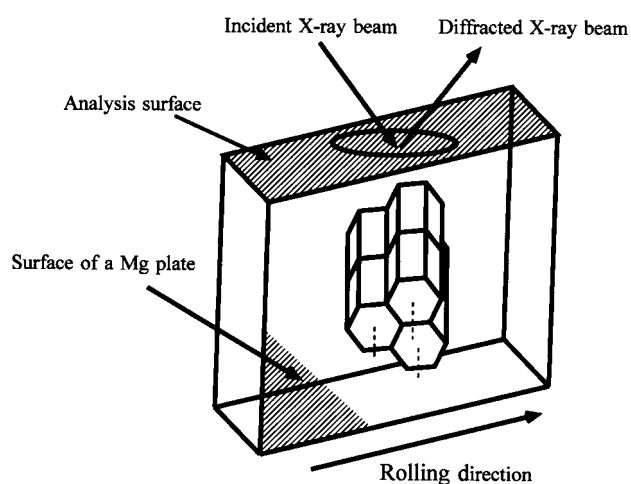


Fig. 11 Schematic illustration of the orientation of Mg parent material.

- 1) ねじ付きプローブを用いた工業用純チタン板と AZ31B マグネシウム合金板の固相接合により、円筒形状のプローブよりも最大で79%の引張強さの向上が見られた。
- 2) 右ねじプローブ及び左ねじプローブで作製された継手の接合強さはほとんど同程度であった。
- 3) 円筒形状のプローブとねじ付きプローブで接合強さが異なる原因は、Mg 内への Ti 片の分散により Mg の塑性流動域が拡大し、Ti 側新生面への Mg の押し出し量が増大したためと推察される。
- 4) Mg の接合界面近傍を X 線回折により分析した結果、常温ですべり面となる Mg 結晶の底面が、引張試験において作用する最大せん断応力の方向に配列している可能性が高く、そのために継手の引張強さが Mg 母材の引張強さに達しなかったものと推察された。さらに前報において示した Mg に固溶した Al の Ti への拡散による Mg の引張強さの低下も含めた複合的な作用により、接合強さが Mg 母材の引張強さに及ばなかったものと考えられる。

参 考 文 献

- 1) H. Tanabe, T. Watanabe, Y. Abe and A. Yanagisawa: Solid state welding between CPTi and AZ31B Magnesium alloy using a rotating probe, Quarterly Journal of The Japan Welding Society, Vol.24, No.4, 2006, 350-356. (in Japanese)
 - 2) Japan Welding Society: Friction Stir Welding, Sanpo Publishing, 2006, 37-41. (in Japanese)
 - 3) S. Kumagai, G. Wakana, M. Yamawaki, K.J. Lee and A. Sato: Microstructure and mechanical properties of friction-stir-welded 6061 aluminum alloy sheets, Journal of Japan Institute of Light Metals, Vol.53, No.11, 2003, 542-547. (in Japanese)
 - 4) K. Colligan: Material behavior during friction stir welding of aluminum, The Welding Journal, July, 1999, 229-237.
 - 5) K. Omote and K. Inaba: Characterization of thin films by grazing incidence X-ray diffraction. Bunseki, No.11, 2002, 623-629. (in Japanese)
 - 6) K. Omote: Analysis for thin film structure by grazing incidence X-ray diffraction, Bunseki, No.1, 2004, 33-37. (in Japanese)
 - 7) K. Omote: Analytical methods for surfaces, interfaces and boundary regions-Observation of interface structure by grazing incidence X-ray diffraction, Bunseki, No.1, 2006, 2-8. (in Japanese)
 - 8) J. Kaneko and M. Sugamata: Mechanical property and formability of magnesium alloy sheets, Journal of Japan Institute of Light Metals, Vol.54, No.11, 2004, 484-492. (in Japanese)
 - 9) The Japan Magnesium Association: Handbook of Advanced Magnesium Technology, Kallos Publishing, 2000, 114. (in Japanese)
 - 10) SHC Park, Y. S. Sato and H. Kokawa: Basal plane texture and pattern in friction stir welding of a magnesium alloy, Metallurgical and Materials Transactions A, Vol.34A, No.4, 2003, 987-994.
- 