

摩擦攪拌接合における初期接合条件に 関する研究

荒 深 純 一

目 次

第1章 序 論	1
1.1 本研究の背景	1
1.2 摩擦攪拌接合の現状	2
1.3 本研究の立場と研究の目的	2
1.4 本論文の構成	3
参考文献	4
第2章 摩擦攪拌接合の原理と特徴	8
2.1 はじめに	8
2.2 摩擦攪拌接合の概要	8
2.3 摩擦攪拌接合の原理と特徴	9
2.4 摩擦攪拌接合の手順と接合条件	10
2.5 摩擦攪拌接合の接合条件範囲	12
参考文献	13
第3章 供試材および実験方法	14
3.1 供試材	14
3.2 実験装置および実験方法	15
3.2.1 実験装置	15
3.2.2 実験方法	16
第4章 5052アルミニウム合金摩擦攪拌接合における初期接合条件の影響	22
4.1 はじめに	22
4.2 供試材および実験方法	22
4.3 実験結果および考察	23
4.3.1 外観観察	23
4.3.2 巨視的組織観察	26
4.3.3 微視的組織観察	28
4.3.4 硬さ試験結果	31
4.3.5 温度測定結果	33
4.3.6 引張試験結果	35
4.3.7 3点曲げ試験結果	40
4.4 小括	41

参考文献	42
第5章 2024アルミニウム合金摩擦攪拌接合における初期接合条件の影響	43
5.1 はじめに	43
5.2 供試材および実験方法	43
5.3 実験結果および考察	44
5.3.1 外観観察	44
5.3.2 巨視的組織観察	47
5.3.3 微視的組織観察	49
5.3.4 硬さ試験結果	52
5.3.5 温度測定結果	54
5.3.6 引張試験結果	56
5.4 小括	62
参考文献	63
第6章 7075アルミニウム合金摩擦攪拌接合における初期接合条件の影響	64
6.1 はじめに	64
6.2 供試材および実験方法	64
6.3 実験結果および考察	65
6.3.1 外観観察	65
6.3.2 巨視的組織観察	68
6.3.3 微視的組織観察	69
6.3.4 硬さ試験結果	72
6.3.5 温度測定結果	73
6.3.6 引張試験結果	75
6.4 小括	78
参考文献	79
第7章 2024アルミニウム合金と7075アルミニウム合金異材摩擦攪拌接合 における初期接合条件の影響	80
7.1 はじめに	80
7.2 供試材および実験方法	80
7.3 実験結果および考察	81
7.3.1 外観観察	81
7.3.2 巨視的組織観察	83
7.3.3 微視的組織観察	86

7.3.4	硬さ試験結果	90
7.3.5	引張試験結果	93
7.4	小括	98
	参考文献	99
第8章	結論	100
8.1	本研究の結論	100
8.2	総括	102
8.3	今後の展望	103
	謝辞	

Study on Initial Welding Conditions of Friction Stir Welding

Junichi Arafuka

Friction stir welding is a technology for welding metallic sheets. In this study, the effects of initial welding conditions, i.e. the tool inserting speed and preheating time, on the microstructures and mechanical properties of welded joints were investigated. Three kinds of 5-mm-thick aluminum alloy plates, i.e. 5052-H34, 2024-T3, and 7075-T651, were welded using a numerically controlled friction stir welder. Regardless of the welding conditions, the stir zone of every joint showed finer microstructure than the base metal. On the contrary, the heat affected zone was softer than the base metal. Kissing bonds were observed at the start positions of A5052 alloy joints welded under the tool inserting speed of 90 mm/s and the preheating time of 0.1 s and A2024 alloy joints welded under the tool inserting speed of 1 mm/s and the preheating time of 0.1 s. Such kissing bonds can be prevented by setting the preheating time longer than 5 s. In A7075 alloy joints, no kissing bond was formed at the start position. However, it is formed at the end position regardless of the welding conditions. The maximum tensile strength near the start position of A5052 alloy joints was 205 MPa, yielding the joint efficiency of 83%. The strength was obtained by welding under the tool inserting speed of 90 mm/s and the preheating time of 5.0 s. That of A2024 alloy joints was 423 MPa, yielding the joint efficiency of 90%. The strength was obtained by welding under the tool inserting speed of 1 mm/s and the preheating time of 20.0 s. A7075 alloy joints welded under the tool inserting speed of 2 mm/s and the preheating time of 0.1 s showed the maximum tensile strength of 492 MPa, which is 84% of the tensile strength of the base metal. Dissimilar joint of A2024 and A7075 alloys became stable by placing A2024 alloy on the advancing side. The arrangement minimizes the sensitivity of the joint strength on the initial welding conditions. The maximum tensile strength of the start position of A2024/A7075 dissimilar joints was 453 MPa, which is 96% of the tensile strength of A2024 base metal. The strength was obtained by welding under the tool inserting speed of 2 mm/s and the preheating time of 10.0 s.

第1章 序 論

1.1 本研究の背景

経済成長が進むなかで、化石燃料が枯渇すると言われ、燃料の自給率が低い日本においても二酸化炭素の排出量の削減、代替エネルギーの開発など多方面から検討が行われている。中でも、動力源を化石燃料に依存することが多い輸送機器メーカーでは、車体の軽量化、ハイブリッド化などによる検討が進められており、実用化も進んでいるが、まだ十分とは言えないのが現状である。車体の軽量化では鉄鋼材料の高強度化による薄肉化、あるいは軽金属材料への転換などが考えられる。いずれの方法においても、組立に必要な技術である接合技術の最適化、価格の問題など検討課題は山積している。

これらのことから、従来から用いられている接合技術として溶融溶接に分類されているTIG溶接、MIG溶接あるいはレーザー溶接などの改良も進み実用化もされている。固相接合では摩擦圧接が古くから実用化されているが、接合様式から板材の接合には不向きである。板材の接合には、1991年にThe Welding Institute (TWI, 英国溶接研究所)で発明された摩擦攪拌接合 (Friction Stir Welding : FSW)¹⁾があり、紹介されて以来、急速に研究開発が進み多方面で実用化されている^{2)~7)}。その適用分野は自動車、航空機、鉄道車両などの輸送機器を始めとして、橋梁などの建築用途など多岐に亘っている。

FSWの研究の多くは、接合条件と継手の組織や機械的性質に関するもの、異材接合の検討に加えて、接合部の組織が微細化されることに着目した表面改質^{8), 9)}など多岐に亘っている。また、FSWは一般的には溶融溶接のごとく溶加材などを使用しないことより隅肉溶接ができない、接合終端部に回転工具先端部の突起(Probe:プローブ)による穴が残存することや接合部組織の非対称性などの問題もある。隅肉溶接に関してはステーションナリーツールの使用、すなわち、回転工具の肩部(Shoulder : ショルダー)を工具本体と分離した構造としてショルダーを回転させないで接合する方法^{10), 11)}、また、終端部の穴は複動式の回転工具および接合機を使用して接合終了間際にプローブを引き抜く方法^{12), 13)}などにより解決されている部分もある。一方で回転工具を移動させないで接合を行うことにより点接合

を行う摩擦攪拌点接合 (Friction Stir Spot Joining:FSSJ、またはFriction Stir Spot Welding : FSSW)についても研究報告^{14), 15)}や実用例¹⁶⁾も報告されている。接合部の非対称性については回転工具の回転方向を逐次変化させて接合する方法による検討もあるが実用上十分とは言えない。これらによると、接合時の条件は回転工具の形状、移動速度(接合速度)は明示されているものは多いが、接合開始点での条件、すなわち回転工具の挿入速度、予熱時間などは明示されていないのが現状である。これらは、FSSJにおいても問題となると考えられるが、その報告の多くは重ね接合時の押し込み深さと継手強度との関係を取り扱ったもので、回転工具の挿入速度や予熱時間を明確に取り扱われている例は少ない。しかし、一般に継手は始点部から終端部まで一体として使用する可能性が高く、これらの条件と継手の組織や機械的性質との関係を明らかにする必要があると考えられるが、その報告はほとんどないのが現状である。

1.2 摩擦攪拌接合の現状

FSWは前述したように1991年にTWIにより紹介されて以来急速に進歩発展し、実用化もされている。当初は、6000系アルミニウム合金などに関して組織的な研究や自動車部材などへの適用についての報告^{17)~21)}が主体であったが、高強度アルミニウム合金^{22)~25)}、マグネシウム合金^{26)~28)}などに適用範囲が拡大されている。また、近年では高融点金属であるチタン合金^{29), 30)}、鉄鋼材料^{31)~33)}などを用いた報告も増加している。さらに固相接合の特徴である異種材料の接合^{34)~35)}や発泡金属の作製³⁶⁾、摩擦攪拌プロセスを利用した表面改質^{9), 10), 37), 38)}、粒子の複合化³⁹⁾などに加えて、厚板および薄板材料への適用^{40), 41)}など、その研究範囲は拡大する傾向にある。

1.3 本研究の立場と研究の目的

前述したように、FSWにおける適用範囲の拡大は着実に増加している。しかし、各種金属などに適用するための回転工具の形状、材質、接合可能範囲の検証、接合条件の適正化などの研究は進められているが、まだ十分とは言えない。特に接合条件に関しては前述したように接合終端部のプローブによる穴の残存に関しては回転工具の複動化¹³⁾による検討があるが、

接合始端部も継手の一部として重要であり，他の部分とは異なる履歴を受けるためその評価が重要な課題であるが，その検討はほとんどなされていない．このため初期接合条件，すなわち回転工具の挿入速度および予熱時間に関する検討が必要である．また，異種材料の組合せに対する接合条件の選定などに関してはその報告は少ないのが現状である．

本研究ではこのような現状に鑑み，用途の多いアルミニウム合金を用いて初期接合条件が継手の組織や機械的性質に及ぼす影響を明らかにしようとするものである．

1.4 本論文の構成

本研究では，摩擦攪拌接合における初期接合条件が継手の組織および機械的性質に及ぼす影響を明らかにするために，以下の研究を行った．本論文は全8章よりなり，その概略を以下に示す．

第1章「序論」においては，本研究の背景，摩擦攪拌接合の現状，本研究の立場と研究の目的および本論文の構成を説明した．

第2章「摩擦攪拌接合の原理と特徴」では，摩擦攪拌接合の原理と接合方法およびその特徴を説明した．

第3章「供試材および実験方法」は，本研究で使用した供試材および実験装置，実験方法について記述した．

第4章「5052アルミニウム合金摩擦攪拌接合における初期接合条件の影響」では，非熱処理材の中でも広範囲に使用されている5052アルミニウム合金の摩擦攪拌接合において初期接合条件が継手の組織および機械的性質に及ぼす影響について検討した．

第5章「2024アルミニウム合金摩擦攪拌接合における初期接合条件の影響」では，熱処理合金のなかで強度が高く，接合条件範囲が狭いとされている2024アルミニウム合金を用いて摩擦攪拌接合を行い，初期接合条件が継手の組織および機械的性質に及ぼす影響について検討した．

第6章「7075アルミニウム合金摩擦攪拌接合における初期接合条件の影響」は，熱処理合金の中で2024アルミニウム合金よりさらに高強度の7075アルミニウム合金を用いて摩擦攪拌接合を行い，初期接合条件が継手の組織および機械的性質に及ぼす影響について検討した．

第7章「2024アルミニウム合金と7075アルミニウム合金異材摩擦攪拌接合

における初期接合条件の影響」では、2024アルミニウム合金と7075アルミニウム合金を組合せた異種材料の接合について前章までと同様の検討を行い、異種材料の組合せにおいても同様の結果が得られるかを検討した。

第8章「結論」では、第4章から第7章までの実験結果の総括的結論を述べ、今後に残された課題を示した。

参考文献

- 1) W.M.Thomas, E.D.Nicholas, J.C.Needham, M.G.Nurch, P.Temple-Smith, C.J.Dawes : Friction Stir Butt Welding, International Patent Appl. No.PCT/GB92/02203, GB Patent Appl.No.9125978.8, Dec.1991, and U.S.Patent No.5, 460, 317, Oct.24, 1995.
- 2) 佐山 満, 宮原哲也, 大浜彰介, 畑 恒久, 小林 努 : 自動車アルミニウムとスチールの異種材接合技術を用いたハイブリッドサブフレームの開発, アルミニウム, 21-90(2014), 12-17.
- 3) 武久浩之 : 航空機用アルミニウム合金のFSW技術, 軽金属, 56-3(2006), 178-183.
- 4) 江角昌邦, 桔梗千明, 佐藤弘明, 平野 聡, 佐藤 裕 : 摩擦攪拌接合の基礎と応用 摩擦攪拌接合の実用化, 金属, 83-3(2013), 231-239.
- 5) 熊谷正樹 : FSWの実用化と展望, 住友軽金属技報, 52-1(2011), 107-112.
- 6) 村上正至, 大隅心平 : 摩擦攪拌接合したアルミ製床版の拡幅歩道への実用化, 軽金属溶接, 47-9(2009), 449-454.
- 7) 小林 努, 佐山 満, 矢羽々隆憲, 加藤高士 : 燃料電池システム搭載用サブフレームにおける摩擦攪拌接合技術の開発, Honda R&D Technical Review : 21-1(2009), 46-54.
- 8) 福角真男 : 摩擦攪拌プロセス(FSP)による金属材料の表面改質, 生産と技術, 65-2(2013), 17-20.
- 9) 佐藤 裕, 粉川博之 : 摩擦攪拌接合の最新情報 摩擦攪拌プロセッシングの特徴と実施例, 金属, 78-10(2008), 948-952.
- 10) Martin Jonathan : FSWの適用と今後の展望 ステーションナリー・ショルダーFSWの開発, 溶接技術, 58-6(2010), 54-58.

- 11) 福田哲夫, 角張隆男 : 多様化するFSWアプリケーション TWIの最新FSWプロセス開発状況とパテント情報, 溶接技術, 59-6(2011), 57-60.
- 12) 岡田豪生, 上向賢一, 藤本光生 : 複動式摩擦攪拌点接合によるアルミニウム合金継手の機械的性質, 溶接学会全国大会講演概要, 88(2011), 8-9.
- 13) 熊谷正樹 : 複動式摩擦攪拌点接合法の開発, 住友軽金属技報, 48-1(2007), 129-134.
- 14) 生田明彦, Yin Yuhuan, North Thomas H. : 摩擦攪拌点接合によるアルミニウム合金継手の機械的性質におよぼすプローブ形状の影響, 溶接学会論文集, 30-2(2012), 107-115.
- 15) 藤本光生 : 摩擦攪拌点接合, 溶接学会誌, 78-6(2009), 520-523.
- 16) 藤本光生 : 「摩擦攪拌点接合法(FSJ)」の工業応用, 軽金属溶接, 49-10(2011), 379-382.
- 17) G.Liu, L.E.Murr, C-S.Niou, J.C.McClure, F.R.Vega: Microstructural aspects of the friction-stir welding of 6061-T6 aluminum, Scripta Materialia, 37-3(1997), 355-361.
- 18) Yutaka S.Sato, Hiroyuki Kokawa, Masatoshi Enomoto, Shigetoshi Jogan, Takenori Hashimoto : Precipitation Sequence in Friction Stir Weld of 6063 Aluminum during Aging, Metallurgical and Materials Transactions A, 30A-12(1999), 3125-3130.
- 19) Yutaka S.Sato, Hiroyuki Kokawa, Masatoshi Enomoto, Shigetoshi Jogan : Microstructural Evolution of 6063 aluminum during Friction-Stir Welding, Metallurgical and Materials Transactions A, 30A-9 (1999), 2429-2437.
- 20) 加藤数良, 時末光, 伊藤源 : 6061アルミニウム合金摩擦攪拌溶接継手の機械的性質, 軽金属溶接, 41-5(2003), 218-226.
- 21) 岡田俊哉 : 自動車へのアルミニウム適用に向けた接合技術, Furukawa-Sky Review, 4(2008) 18-26.
- 22) 高橋正詞, 加藤数良, 時末光 : 2024アルミニウム合金摩擦攪拌接合継手の機械的性質, 軽金属, 61-1(2011), 14-19.
- 23) H.J.K. Lemmen, R.C. Alderliesten, R. Benedictus : Evaluating the fatigue initiation location in friction stir welded AA2024-T3 joints, International

- Journal of Fatigue, 27-2(2011),127-130.
- 24) 伊藤勉, 本橋嘉信, 伊藤吾朗, 平野聡 : 7075アルミニウム合金の摩擦攪拌接合継手の室温引張特性, 軽金属溶接, 49-12(2011), 467-473.
 - 25) D. Venkateswarlu, N. R. Mandal, M. M. Mahapatra, S. P. Harsh : Tool Design Effects for FSW of AA7039, Welding Journal, 92-2(2013), 41-s-47-s.
 - 26) S.H.Chowdhury, D.L.Chen, S.D.Bhole, X.Cao, P.Wanjara : Friction Stir Welded AZ31 Magnesium Alloy: Microstructure, Texture, and Tensile Properties, Metallurgical and Materials Transactions A, 44-1 (2013), 323-336.
 - 27) 田辺寛, 渡辺健彦, 阿部有希子 : 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ー回転プローブによる異種金属の固相接合(第4報)ー, 溶接学会論文集, 24-3(2006), 281-286.
 - 28) 吉原晃二, 仲間 大, 加藤数良, 時末 光 : 摩擦攪拌接合及び摩擦攪拌プロセスによったマグネシウム合金ダイカストAZ91Dの組織と機械的性質, 軽金属溶接, 49-8(2011), 21-287.
 - 29) 石田悠, 新家光雄, 仲井正昭, 趙研, LIU.Huihong, 藤井英俊, 森貞好昭 : 摩擦攪拌接合を施したTi-6Al-4V合金におけるミクロ組織と引張特性, 軽金属学会講演概要, 128(2015), 365-366.
 - 30) YooN. Sungook, 上路林太郎, 森貞好昭, 藤井英俊 : Ti-6Al-4V合金における摩擦攪拌接合部に及ぼす母材組織の影響, 溶接学会全国大会講演概要, 95(2014)64-65.
 - 31) S.Klingensmith, J.N.Dupont, A.R.Marder : Microstructural Characterization of a Double-Sided Friction Stir Weld on a Superaustenitic Stainless Steel, Welding Journal, 83-5(2005),77-s-85-s.
 - 32) Don-Hyun Choi, Byung-Wook Ahn, Yun-Mo Yeon, Seung-Boo J : Microstructures and Mechanical Properties of Friction Stir Welded 2.25Cr-1Mo steel, Materials Transactions, 53-5(2012),1022-1025.
 - 33) 宮澤智明, 岩本祐一, 丸子智弘, 藤井英俊 : Ir合金ツールによる304ステンレス鋼の摩擦攪拌接合, 溶接学会論文集, 29-4(2011), 305-311.
 - 34) 山中 幹生, 森田 辰郎 : 冷間圧延鋼板と摩擦攪拌接合したアルミニウム合金の接合部の性状, 日本機械学会論文集A編, 77-781(2011), 1500-1508.

- 35) 植松美彦:柿内利文,近藤英介,戸崎康成,Ibrahim Ishak:A6061/SS400 異種金属摩擦攪拌接合継手の疲労挙動,溶接学会論文集,31-1(2013),112-118.
- 36) 例えば,齋藤公佑,半谷禎彦,宇都宮登雄,桑水流理,吉川暢宏,北原総一郎:異種合金による三層傾斜機能ポーラスアルミニウムの創製,日本機械学会論文集(A編),79-804(2013),1086-1092.
- 37) 長岡亨,木元慶久,福角真男,森貞好昭,藤井英俊:摩擦攪拌プロセスによる溶射超硬合金皮膜改質の効果,溶接技術,62-11(2014),44-47.
- 38) 例えば,熊井真次,若菜剛介,山脇正人,李光鎮,佐藤彰一:摩擦攪拌接合した6061アルミニウム合金薄板の組織と力学的性質,軽金属,53-11(2003),542-547.
- 39) 倉部洋平,宮下幸雄,堀久司:接合部に材料複合化を施したPVC摩擦攪拌点接合継手の強度とプロセスパラメータの関係,材料,63-12(2014),837-843.
- 40) 例えば,東靖子,金野泰幸,高杉隆幸:Ni基超・超合金製ツールによるSUS430薄板の摩擦攪拌接合,溶接学会論文集,28-1(2010),116-122.
- 41) For example, S. Liu, Y. J. Chao, C. H. Chien: Study of Thermal and Heat Transfer Phenomenon in Friction Stir Welding of Aluminum Alloy 6061-T6 Thick Plates, SAE Technical Paper Series, 2004-01-1328 (2004),1-10.

第2章 摩擦攪拌接合の原理と特徴

2.1 はじめに

FSWは、前章でも述べたように1991年にTWIで発明され紹介された接合技術である。FSWは板材の固相接合法として、主に比較的融点の低いアルミニウム合金やマグネシウム合金に適用され実用化に至っている。

本章では、FSWの概要と、その原理と特徴について述べる。

2.2 摩擦攪拌接合の概要

FSWは、その模式図をFig.2.1に示すように、先端にプローブと呼ばれる突起を持つ工具を回転させながら接合界面に挿入後、接合線に沿って移動させることで接合する方法である。FSWにおいて回転工具の先端のプローブは必須のものであり、接合部内で板厚方向と円周方向に塑性流動を起こすことで強固な接合を実現する。また、ショルダーは、プローブにより上方へ攪拌された素材を押し付ける役目に加えて、攪拌部に入熱を与え攪拌を補助する役目を持ち、プローブと同様に回転工具には必須のものとして位置づけられている¹⁾。

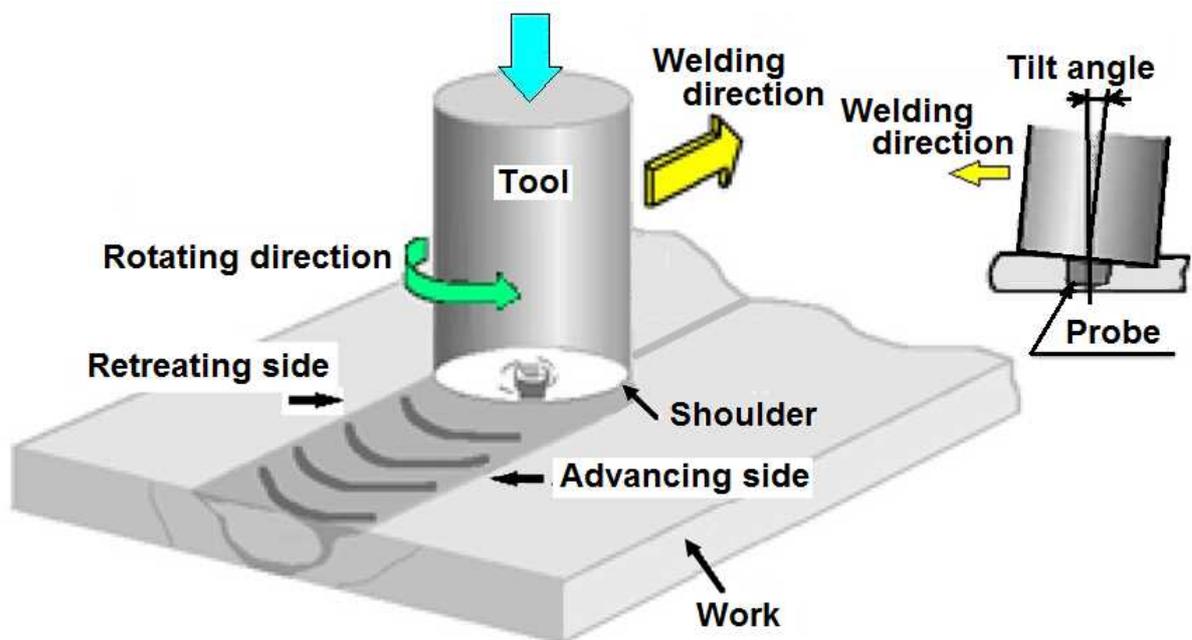


Fig.2.1 Schematic illustration of friction stir welding.

接合時には攪拌による組織の微細化を伴うことより、このプロセスを摩擦攪拌プロセス (Friction Stir Processing : FSP) と呼び組織制御方法の一つとしても利用されている²⁾。また、FSWに用いられると同一のプローブを持つ回転工具を重ね合わせた素材の中に圧入し、工具移動をさせないで点接合するFSSJが実用化されている³⁾。

2.3 摩擦攪拌接合の原理と特徴

FSWは前述したFig. 2.1に示すように工具の回転方向と接合方向との関係により、工具の回転方向と接合方向が同一となる側 (Advancing Side : AS)、と逆となる側 (Retreating Side : RS) で組織は非対象となる。

また、攪拌部の組織形態は模式図をFig.2.2に示すように、接合部は攪拌により生じた再結晶組織が形成された部分 (攪拌部, Stir Zone : SZ), SZはねじ状のプローブを用いた場合には図に示すような形状のオニオンリングと呼ばれる同心楕円状の組織を呈す。SZと熱影響部の境界に熱影響と、塑性流動の影響を受け結晶粒が変形し、動的再結晶を伴う部分 (熱加工影響部, Thermo-Mechanically Affected Zone : TMAZ) および熱影響のみを受けた熱影響部 (Heat Affected Zone : HAZ) が存在する。

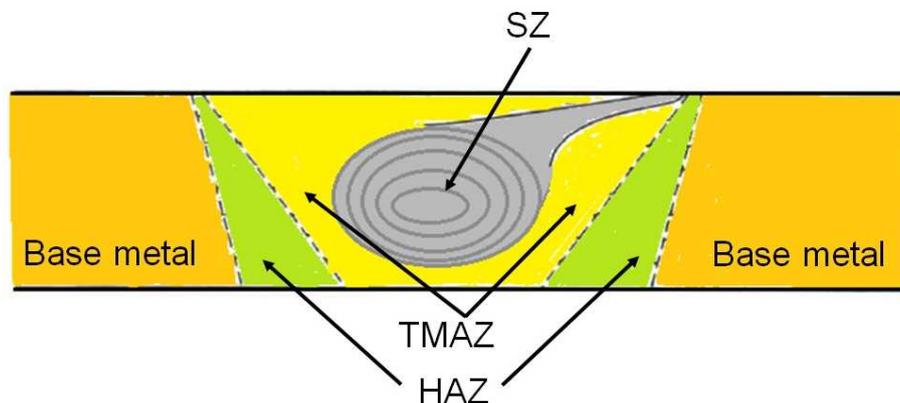


Fig.2.2 Schematic illustration of welded zone.

オニオンリングは結晶粒径、分散物の密度や集合組織などの組織的因子が周期的に変化することにより生成されるものであり、接合条件によっては楕円状にならない場合もある⁴⁾。これらの不均一な攪拌部の組織形態に加えてアルミニウム合金では加工材あるいは熱処理により硬化した素材を接合すると軟化域が形成される。例えば、6061アルミニウム合金T6材のような析出強化型アルミニウム合金は強化析出物の溶解や過時効により攪拌部の周辺で軟化し、その幅は

入熱量が多いほど広くなる。また、1050アルミニウム合金のような固溶強化型アルミニウム合金の加工材では攪拌部の転位密度の減少と回復による軟化が、結晶粒微細化による硬化に比較して優勢となり攪拌部が軟化する、このような現象により最軟化部の位置が異なることより引張試験などの破断部が異なる原因となる。

FSWは固相で接合されることより、固相接合としての特徴も併せ持ち以下に示すような特徴を有している。

利点には、以下のことが挙げられる。

- 1) 熔融溶接に比較して接合時の温度が低いことより、変形がないか極めて小さい⁵⁾。
- 2) 接合雰囲気を選ばない。(シールドガスを必要としない)
- 3) 接合時にヒュームの発生もなく有害な光線も発生しない。
- 4) 接合に要するエネルギー効率が高く高速での接合が可能。
- 5) 熔融溶接で発生しやすい気孔、割れなどの欠陥が発生しない。
- 6) 鋳造材など従来熔融溶接が不適とされる素材に適用できる。
- 7) 異種材料の接合が容易である。

問題点としては、

- (1) 余盛りを形成しないためにすみ肉溶接ができない。
- (2) 回転工具材質とその高温強度との関係で高融点金属の接合は困難である。
- (3) 摩擦圧力を付与するために変形防止のため裏面に裏当材が必要となる。
- (4) 三次元曲線の接合が困難である。

などがあるが、現在では、これらの問題を解決する方法として、(1)に対してはショルダー部とプローブを分離した状態とし、余盛り材を用いて接合する方法が提案されている⁶⁾。また、(2)の高融点金属には回転工具にcBN合金やIr合金等のさらに高融点の金属^{7)、8)}を用いることが可能となり、鉄鋼材料への適用例⁹⁾もある。(4)に対しては5軸制御が可能な接合機が開発されている¹⁰⁾。これらのようにFSWの問題点は徐々に解決されてきている。

2.4 摩擦攪拌接合の手順と接合条件

FSWの接合手順をFig.2.3に示す。接合は以下の手順による。

- (1) バッキングプレート上に供試材を突合させた状態で、治具により固定する(Fig.2.3(a))。異種材料の接合では回転工具の回転方向および接合方向により適正な配置とする必要がある。

- (2) 回転工具を接合開始点に一致させ、工具を回転させながらプローブを供試材に挿入する(Fig.2.3(b)). 挿入深さは一般にショルダー部が供試材に接する位置、もしくは若干押し込んだ位置とする。この際前進角を付けた場合はショルダーの一部が供試材中に挿入される。接合条件としては工具の回転数、工具挿入速度が挙げられる。また、異種材料の接合においては突合せ面とわずかに挿入部すなわち接合線をずらせた位置（狙い位置と呼ぶ）とすることがある。
- (3) 回転工具を接合開始点で一定時間保持し、予熱を与える。接合条件としては予熱時間が挙げられる(Fig.2.3(c)).
- (4) 回転工具を接合線（供試材の突合せ部）に沿って移動する(Fig.2.3(d)). ここでは接合速度を接合条件として設定する。
- (5) 接合終了点まで回転工具を移動後、回転工具を供試材から抜き取り、接合が終了する(Fig.2.3(e)). 前述した複動式を用いる場合にはプローブの抜き取り方法やのタイミングなどが接合条件として設定が必要となる。

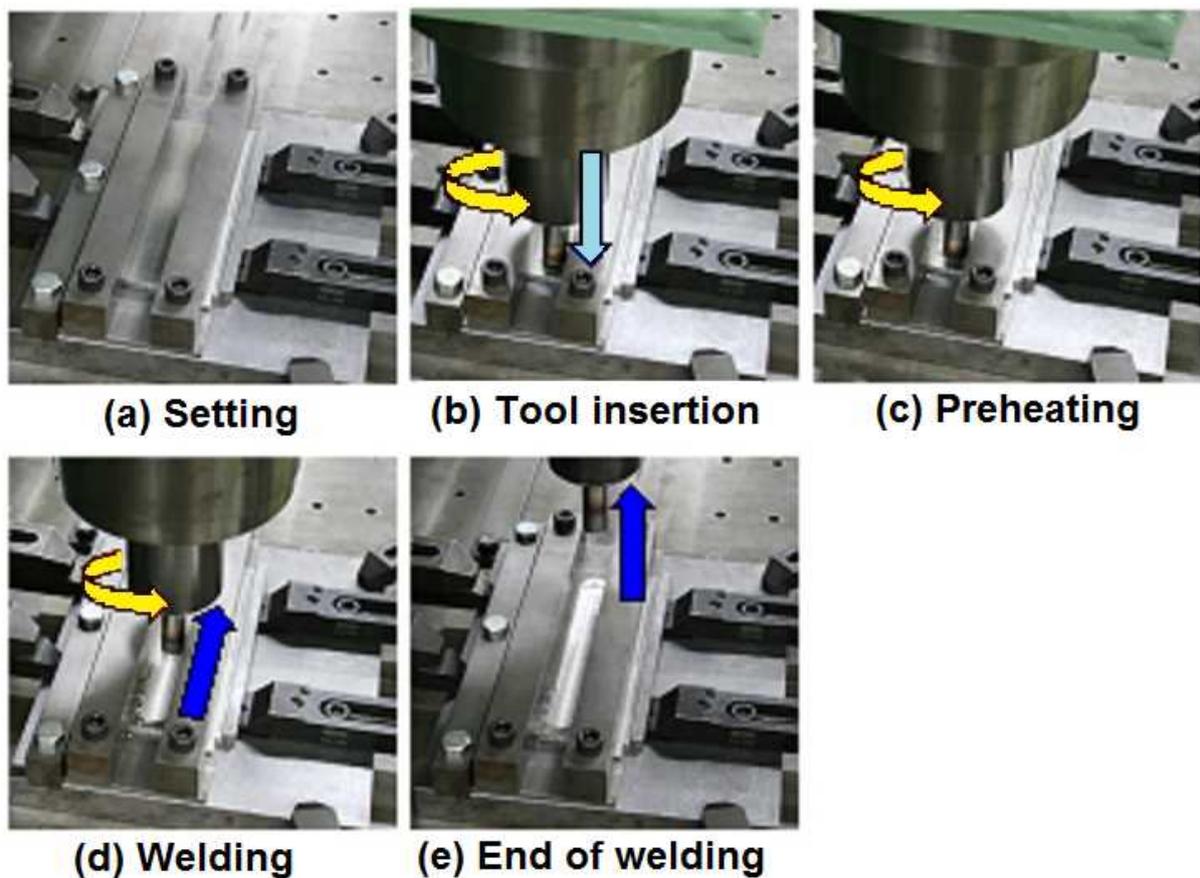


Fig.2.3 Procedure of friction stir welding.

2.5 摩擦攪拌接合の接合条件範囲

FSWは前述したように、回転工具のショルダーの摩擦による発熱とプローブによる攪拌を与えることにより接合する。このため使用する素材により回転工具の材質、形状および接合条件を適宜選択する必要がある。工具材質は使用する素材の融点や高温強度により選択されており、アルミニウム合金やマグネシウム合金では合金工具鋼や炭素工具鋼などが一般的に用いられている。また、工具摩耗などを考慮して超硬合金などが用いられることもある。鉄鋼材料の接合では先に述べたようにcBNやIr合金など⁷⁾、⁸⁾が用いられている。

また、接合条件範囲はアルミニウム合金では、例えば、4種類のアルミニウム合金について調べられた中田の報告¹⁾をFig.2.3に示すように、その合金種により接合速度と工具回転数に適正範囲があり、4種類の合金の中では2024-T6合金が最もその範囲が狭く、次いで7075-T5合金、5083-O合金であり、6061-T6合金が最も条件範囲が広がることを示されている。その理由として、接合温度における塑性流動のしやすさにより決定されるとされており、2024-T6合金が最も塑性流動性が悪いため低回転速度、低接合速度の条件を選定しないと健全な継手が得られないとしている。また、粒子分散複合材料のごとくマトリックス合金の塑性流動性が良い場合であっても、流動性を阻害する物質が内在するとその条件範囲は狭くなることが報告されている¹²⁾。さらに適正条件範囲は各合金の高温変形抵抗によって説明できることが示されている¹³⁾。

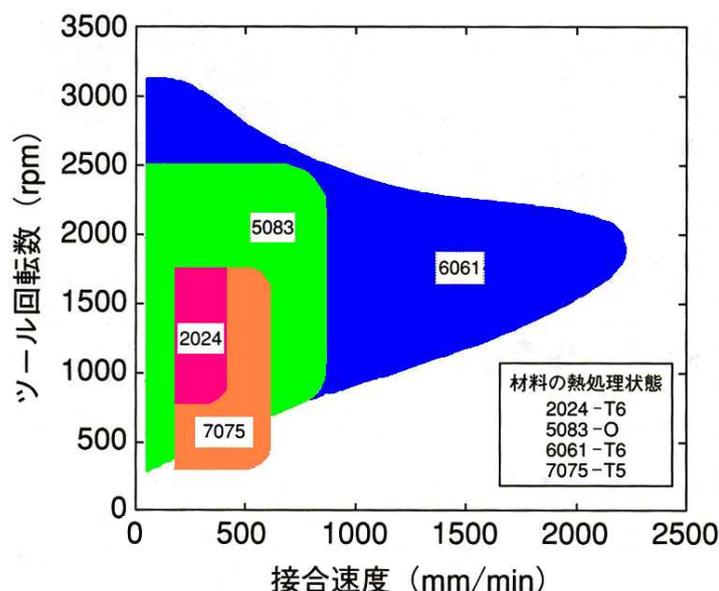


Fig.2.4 Proper welding conditions of various aluminum alloy¹⁾ .

参考文献

- 1) 溶接学会編：摩擦攪拌接合－FSWのすべて－，産報出版，(2006)，14-15.
- 2) 時末光編著：FSW(摩擦攪拌接合)の基礎と応用，日刊工業新聞社，(2005)，7-8.
- 3) 藤本光生：「摩擦攪拌接合法(FSJ)」の工業応用，軽金属溶接，49-10(2011)，379-382.
- 4) 前出文献1)，47-48.
- 5) 岡村久宣：摩擦攪拌接合(FSW)の特徴と日本における適用状況，溶接学会誌，69-7(2000)，565-511.
- 6) Martin Jonathan：FSWの適用と今後の展望 ステーションナリーショルダーFSWの開発；溶接技術，58-6(2010)，54-58.
- 7) 平野聡：集まれエンジニア！高融点材料向けFSWツールの開発動向，溶接学会誌，80-4(2011)，9-11.
- 8) 宮澤智明，岩本祐一，丸子智弘，宮澤智明，藤井英俊：Ir合金ツールによる304ステンレス鋼の摩擦攪拌接合，溶接学会論文集，29-4(2011)，305-311.
- 9) 藤井英俊：鉄鋼材料の摩擦攪拌接合の現状と今後の展開，軽金属，57-11(2007)，499-505.
- 10) 岡本和孝，平野聡，稲垣正寿，小田倉富夫，益富和人：応用拡大するFSW摩擦攪拌接合による3次元接合，溶接技術，50-6(2002)，68-72.
- 11) 中田一博：－FSW研究の現状と課題－摩擦攪拌接合FSWの原理と各種材料への展開，溶接学会秋季全国大会技術セッション資料，64.(2004)，1-15.
- 12) K.Nakata, S.Inoki, Y.Nagano and M.Ushio : Friction Stir Welding of Al₂O₃ Particulate 6061 Al Alloy Composite Materials Science Forum, 462- 432 (2003), 2873-2878.
- 13) 前出文献1)，273-275.

第 3 章 供試材および実験方法

本章では，本研究で使用した供試材，実験装置，実験方法および接合条件の選定方法について説明する．

3.1 供試材

本研究では，供試材は前章でも述べたように材質により接合範囲が異なることが示されている．よって，市販のアルミニウム合金の中から中強度ではあるが広範囲の用途で用いられており，FSW の接合範囲が比較的広い 5052-H34 アルミニウム合金板（以下 A5052），高強度で航空機などにも使用されているが FSW の接合範囲が最も狭い 2024-T3 アルミニウム合金板（以下 A2024），航空機などの高強度部材として用いられている A2024 よりさらに高強度の 7075-T651 アルミニウム合金板（以下 A7075）を選択して用いた．いずれも板厚 5mm のものを，それぞれ圧延方向に長さ 200mm，幅 50mm に機械加工後，接合面および供試材表面を脱脂洗浄し実験に供した．突合せ面は実験条件を同一とするために立フライス盤により面削した．また，接合方向は圧延方向と平行とし，接合長は 170mm とした．供試材の化学組成を Table 3.1 に，機械的性質を Table 3.2 に，微視的組織を Fig.3.1 に示す．

Table 3.1 Chemical compositions of base metals. (mass%)

Materials	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Al
A5052	0.10	0.28	0.03	0.04	2.44	0.19	0.01	0.02	Bal.
A2024	0.07	0.17	4.61	0.60	1.54	0.01	0.11	0.02	Bal.
A7075	0.07	0.14	1.50	0.03	2.70	0.19	5.80	0.03	Bal.

Table 3.2 Mechanical properties of base metals.

Materials	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)	Hardness (HV0.1)
A5052	247	14.4	78
A2024	474	18.8	137
A7075	586	12.8	197

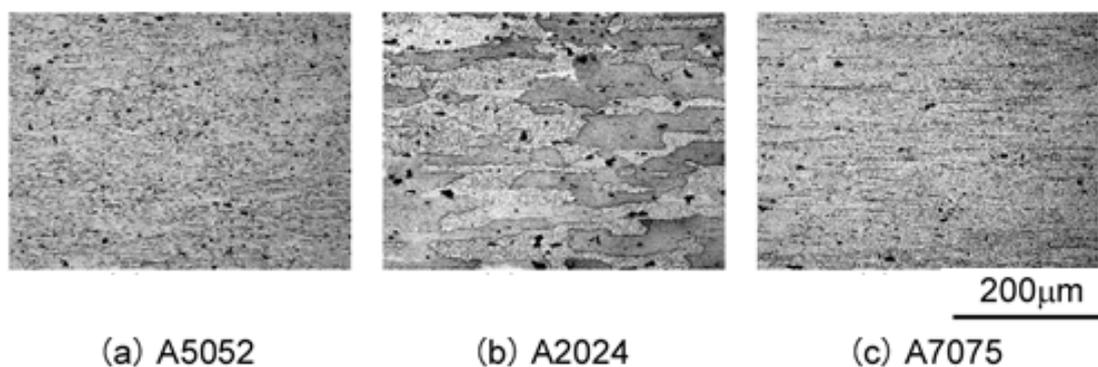


Fig.3.1 Microstructures of base metals.

3.2 実験装置および実験方法

3.2.1 実験装置

接合には，日東制機株式会社製の FN-II 型摩擦攪拌接合機を用いた．装置外観を Fig.3.2 に，仕様を Table 3.3 に示す．回転工具は合金工具鋼 (SKD61) 製とし，Fig.3.3 に示す形状に加工したものを使用した．なお，回転工具ショルダー部の硬さは 240HV，プローブ部の硬さは 423HV であった．



Fig.3.2 Photograph of type FN-II FSW machine.

Table 3.3 Specifications of type FN- II FSW machine.

Items	Specifications
Rotational speed (rpm)	600 ~ 2400
X axial traverse speed (mm/s)	0.5 ~ 33.3
Tilt angle (deg.)	0 ~ 6
Stroke of the principal axis (mm)	1200
Driving motor	Axial motor: 7.5kW Traverse motor: 2.5kW
Table area (mm×mm)	1350×600

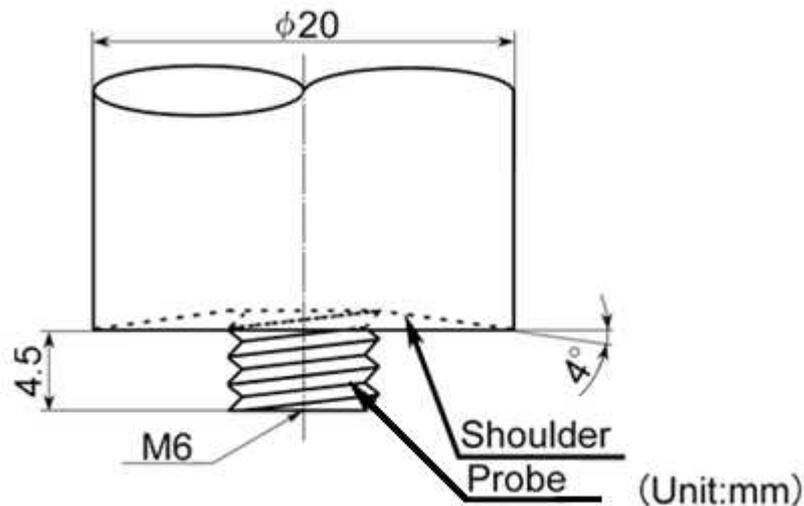


Fig. 3.3 Shape and dimensions of tool.

3.2.2 実験方法

本実験では下記の各種試験方法より選定して継手の評価などを行った。

(1) 外観と巨視的および微視的組織観察

外観観察は接合部表面状態を目視によって観察した。継手横断面の巨視的および微視的組織観察は Fig.3.4 に示すように、接合開始点および終端近傍で FSW 継手を接合方向と垂直に切断して研磨後、エッチング (A5052 : フッ化水素酸, A2024 : クロール液, A7075 : ケラー氏液) を行い、図中に示す矢印の方向から光学顕微鏡により組織観察を行った。

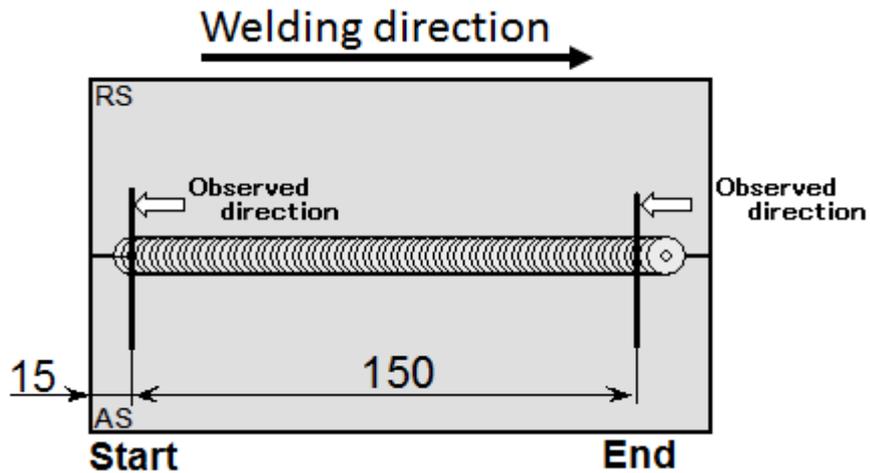


Fig.3.4 Schematic illustration of sampling positions and observed direction of macro- and microstructures.

(2) 硬さ試験

硬さ試験には試験機外観を Fig.3.5 に示すマイクロビッカース硬度計(明石製作所製 MVK-H1)を用い、ビッカース硬さ試験を行った。試験は継手始点部横断面の組織観察用と同一の試験片を用いて、Fig.3.6 に示すように板厚中央部を接合中心より 0.5mm 間隔でビッカース硬さ試験(試験荷重：0.98N，荷重保持時間：15s)を行った。



Fig.3.5 Photograph of micro-Vickers hardness tester.

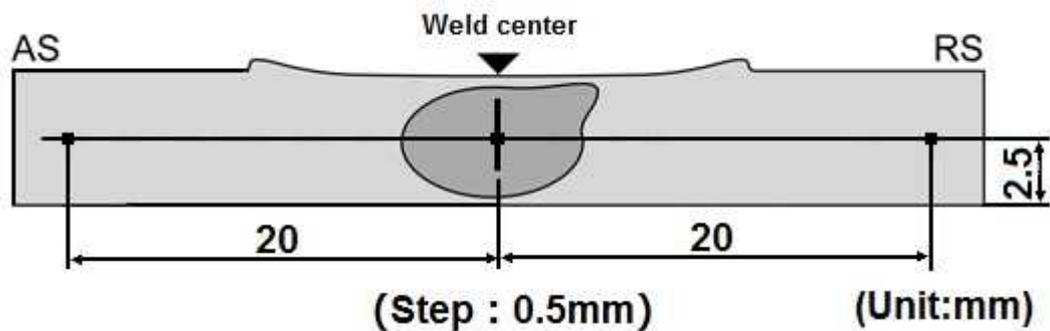


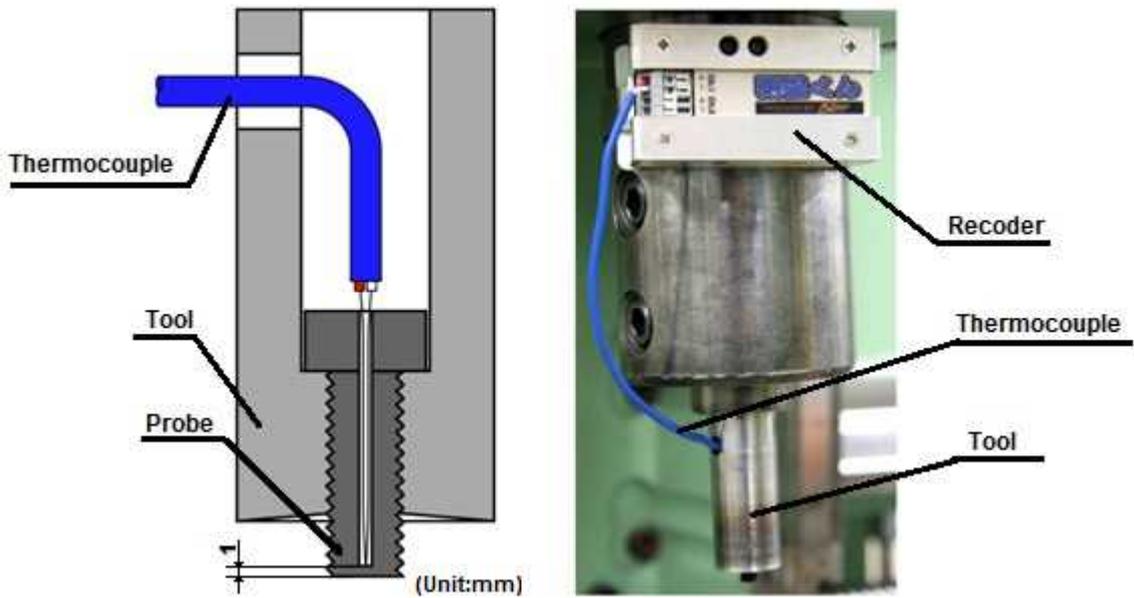
Fig.3.6 Measuring positions of Vickers hardness test.

(3) 温度測定

温度測定には素線径 0.3mm の K 種熱電対を用い，測定装置外観を Fig.3.7 に示す温度変化測定装置（光生アルミニウム工業株式会社製，測温くん TL-02）により回転工具先端部の温度をサンプリングタイムは 100ms とし て記録した．温度測定位置は Fig.3.8 に示すように回転工具のプローブ先 端部から 1mm の位置となるように熱電対を挿入し接合中の温度を測定した． また，温度測定時に限り計算の都合上接合長は 150mm とした．供試材部は Fig.3.9 に示すように接合開始部，中間部，終端部の 3 カ所に測定位置が板 中央となるように熱電対を挿入して測定した．



Fig.3.7 Photograph of TL-02 recorder.



(a) Measuring position of tool (b) Appearance of tool

Fig.3.8 Measuring position of temperature of tool and appearance of tool.

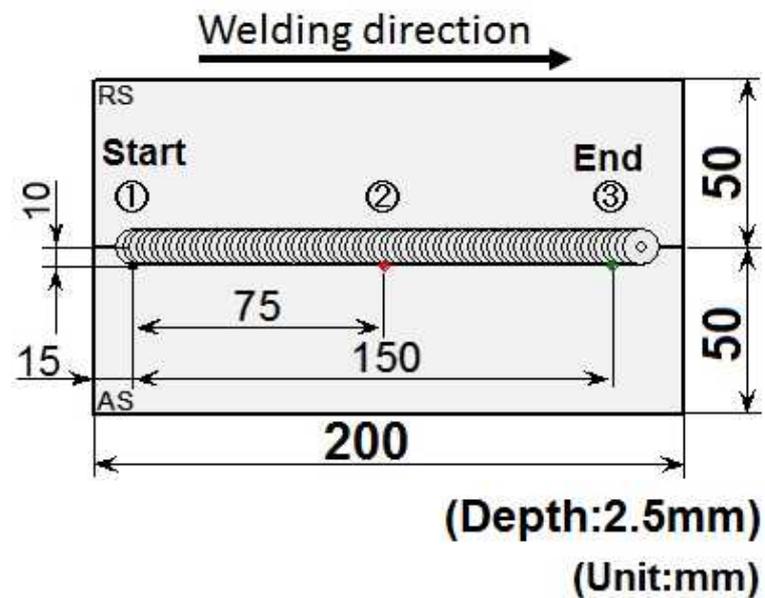


Fig.3.9 Measuring positions of temperature of work.

(4) 引張試験

引張試験には、インストロン型引張試験機（島津製作所製, AG-10TG）を用いた。試験機外観を Fig.3.10 に示す。

引張試験片は接合方向と垂直に Fig.3.11 に示す位置より試験片を採取し、



Fig.3.10 Photograph of tensile tester.

表面および裏面を 0.5mm 面削後, Fig.3.12 に示す JIS14B 号試験片形状に準じた形状に機械加工したものをを用いた. 引張速度は 3mm/min. とし室温で試験を行った. また, 引張試験後, 試験片横断面の巨視的組織を観察した.

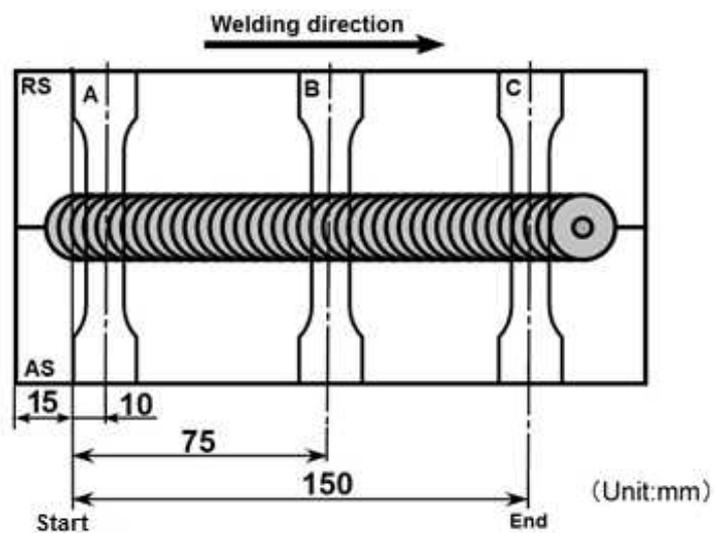


Fig.3.11 Sampling positions of tensile test specimen.

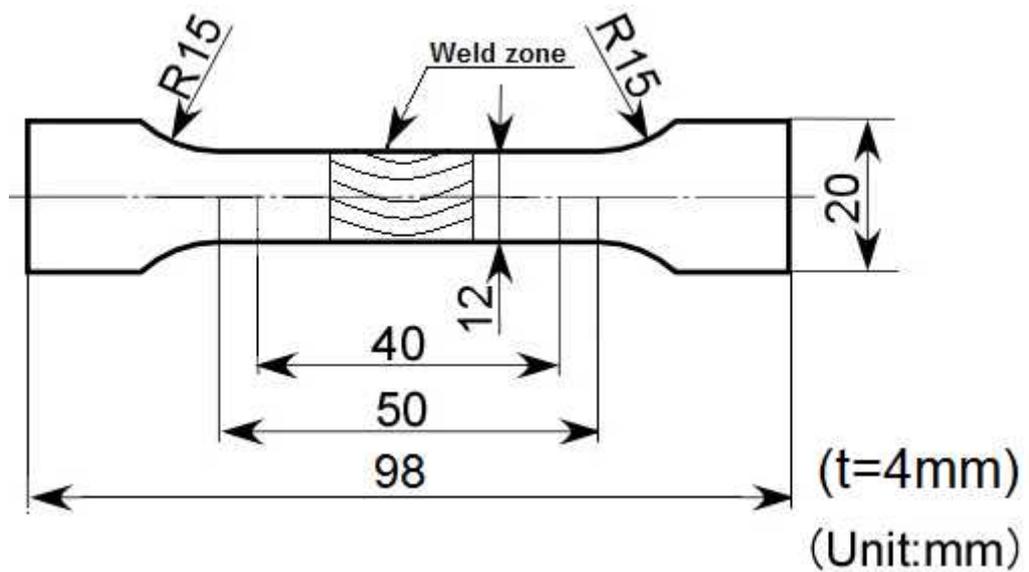


Fig.3.12 Shape and dimensions of tensile test specimen.

(5) 3点曲げ試験

3点曲げ試験は継手の接合方向と垂直に長さ140mm,幅約15mmの試験片を採取し, Fig.3.13 に示すように治具を用いて長崎ジャッキ(株)製油圧プレスにより裏曲げ試験とした. 試験時はひずみ速度を考慮し,荷重負荷速度はハンドプレスのため正確には制御できないが,可能な限り低速にした. 治具間隔はJIS規格に基づき $10R \times 2 + 3t = 35\text{mm}$ とした (t =板厚).

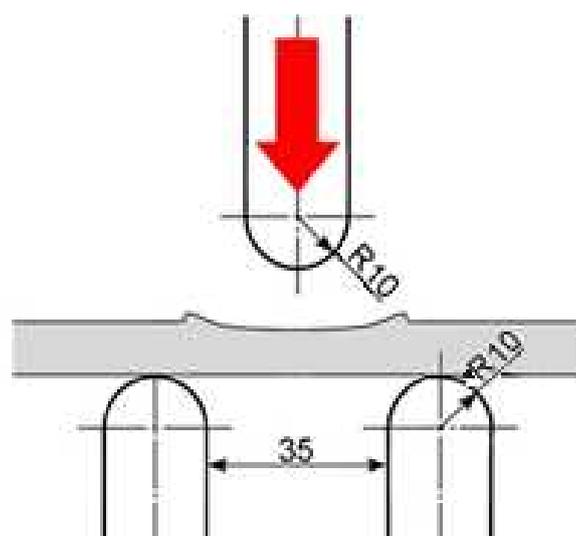


Fig.3.13 Schematic illustration of three point bending test.

第 4 章 5052 アルミニウム合金摩擦攪拌接合における 初期接合条件の影響

4.1 はじめに

FSW の接合原理は第 2 章で示したように、摩擦発熱および素材の高温塑性流動によるため、接合時の回転工具による被接合材料への入熱量と工具先端のプローブによる素材の攪拌力が重要な要素となる。FSW 時の単位接合長さ当たりの入熱量は、接合速度を工具回転数で除した回転ピッチに依存し、この値には適正範囲が存在する¹⁾。そのため、FSW 継手の機械的性質は工具回転数および接合速度の組合せに影響されることがよく知られており²⁾、これらのパラメータにより被接合材料の材質に適合した接合条件範囲が選定される³⁾。その他の施工条件として工具前進角や工具材質・形状、異種材料の接合に関しては回転工具のオフセット量などが挙げられ、いずれのパラメータにおいても適正範囲が存在する^{4), 5)}。さらに、FSW の初期条件としては工具挿入速度および予熱時間が挙げられ、これらの条件は接合開始点でのプローブの圧入状態および回転工具の予熱に対する重要なパラメータである。しかしながら、工具挿入速度および予熱時間についての研究報告はほとんどなく、これらの条件が FSW 継手の組織や機械的性質に及ぼす影響については明確ではないのが現状である。そこで、工具挿入速度および予熱時間の適正範囲を求めることは、FSW における最適接合条件の選定につながるものと考えられる。

本章では、一般用途に多く用いられている A5052 を用いて FSW を行い、継手の組織および機械的性質に及ぼす工具挿入速度および予熱時間の影響について検討した。

4.2 供試材および実験方法

供試材は第 3 章に示した形状に機械加工した板厚 5mm の A5052 を用いた。回転工具は合金工具鋼 (SKD61) 製とし Fig.3.3 に示したようにショルダー径 20mm, ショルダー角 4°, プローブは M6, 長さ 4.5mm に機械加工したものをを用いた。接合条件は予備実験の結果、工具挿入速度が $V_t=90\text{mm/s}$ を超える条件では Fig.4.1 に示すように、接合中にプロ



Fig.4.1 Appearances of joint and tool after welding.

Table 4.1 Friction stir welding conditions.

Rotational speed	N (rpm)	1000
Welding speed	V (mm/s)	3
Tilt angle	θ (deg.)	3
Tool insert speed	V_t (mm/s)	0.1 ~ 90
Preheating time	t (s)	0.1 ~ 20

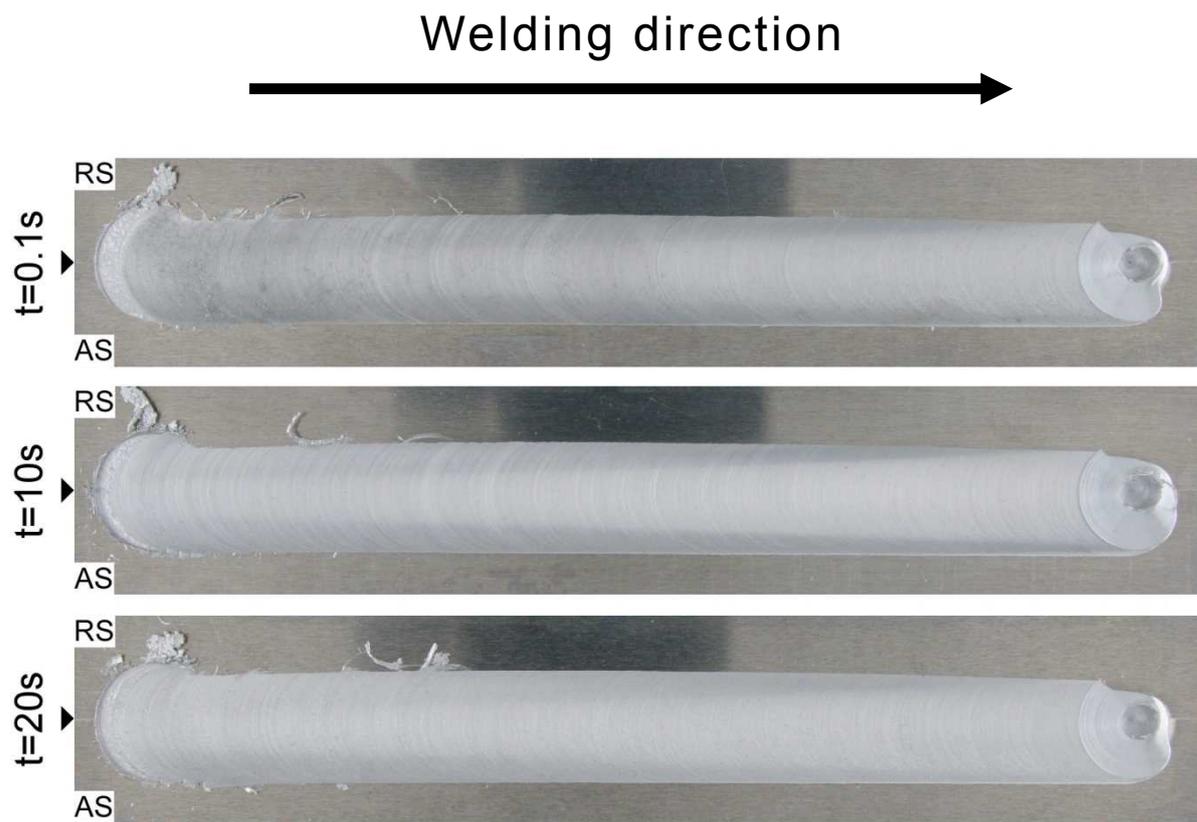
ーブが破損したために、回転工具の欠損がなく外観上健全な継手が得られた Table 4.1 に示す条件とし、これらを組合せ、ルート間隔無し of I 型突合せ接合とした。

得られた継手について外観観察，巨視的および微視的組織観察，マイクロビッカース硬さ試験，三点曲げ試験および引張試験は第 3 章に示した方法により試験した。三点曲げ試験に用いた試験片は継手の接合方向に対し垂直に，試験片幅を 20mm として採取した接合まま材を試験片とした。温度測定は第 3 章に示したように，FSW 時の回転工具先端部の温度測定を接合長は 150mm として行った。

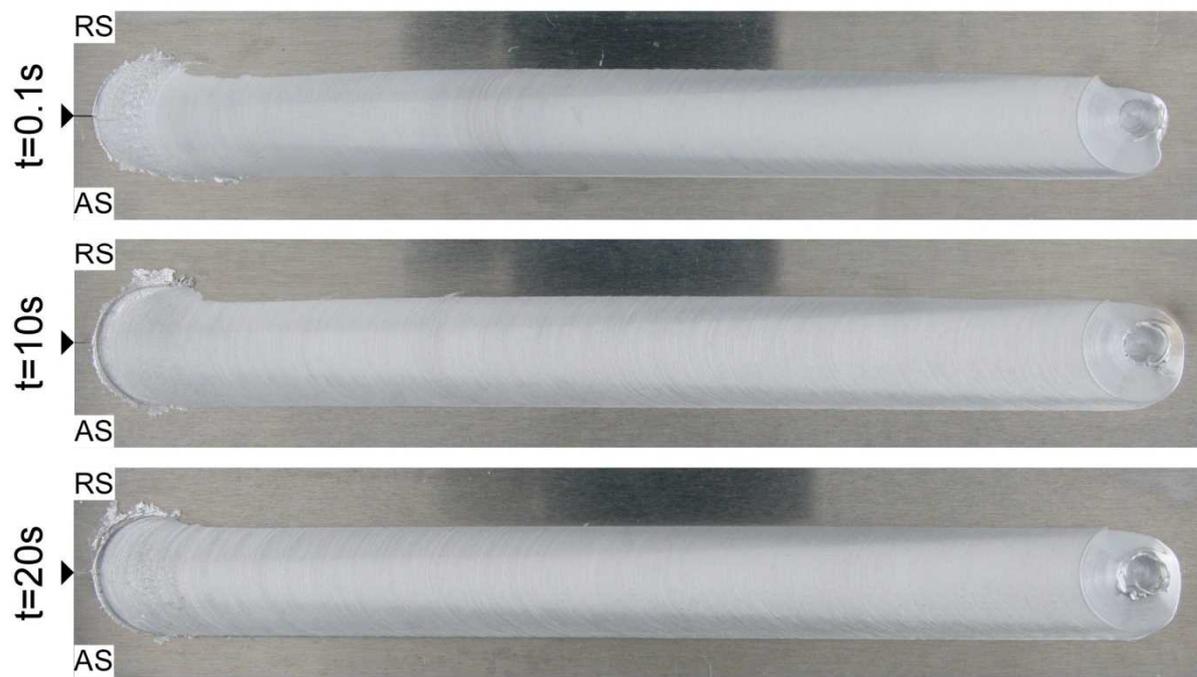
4.3 実験結果および考察

4.3.1 外観観察

接合部始点部から終点の継手外観を Fig.4.2 に，始点部の継手外観を Fig.4.3 に示す。全条件で接合部表面にはショルダー径とほぼ一致した幅の円弧状の様子が認められ，継手始点部にはばりの発生が認められた。本実験条件は Table 4.1 に示すように，工具回転数は 1000rpm，接合速度は 3mm/s (180mm/min) であり，回転ピッチは 0.18mm/rev となる。この回転ピッチの逆数，すなわち，接合長 1mm 当たりの工具回転数は 5.6rev/mm であり，5000 系アルミニウム合金を用いた FSW の適正条件



(a) $V_t=0.1\text{mm/s}$



(b) $V_t=90\text{mm/s}$

20mm

Fig.4.2 Appearances of joint.

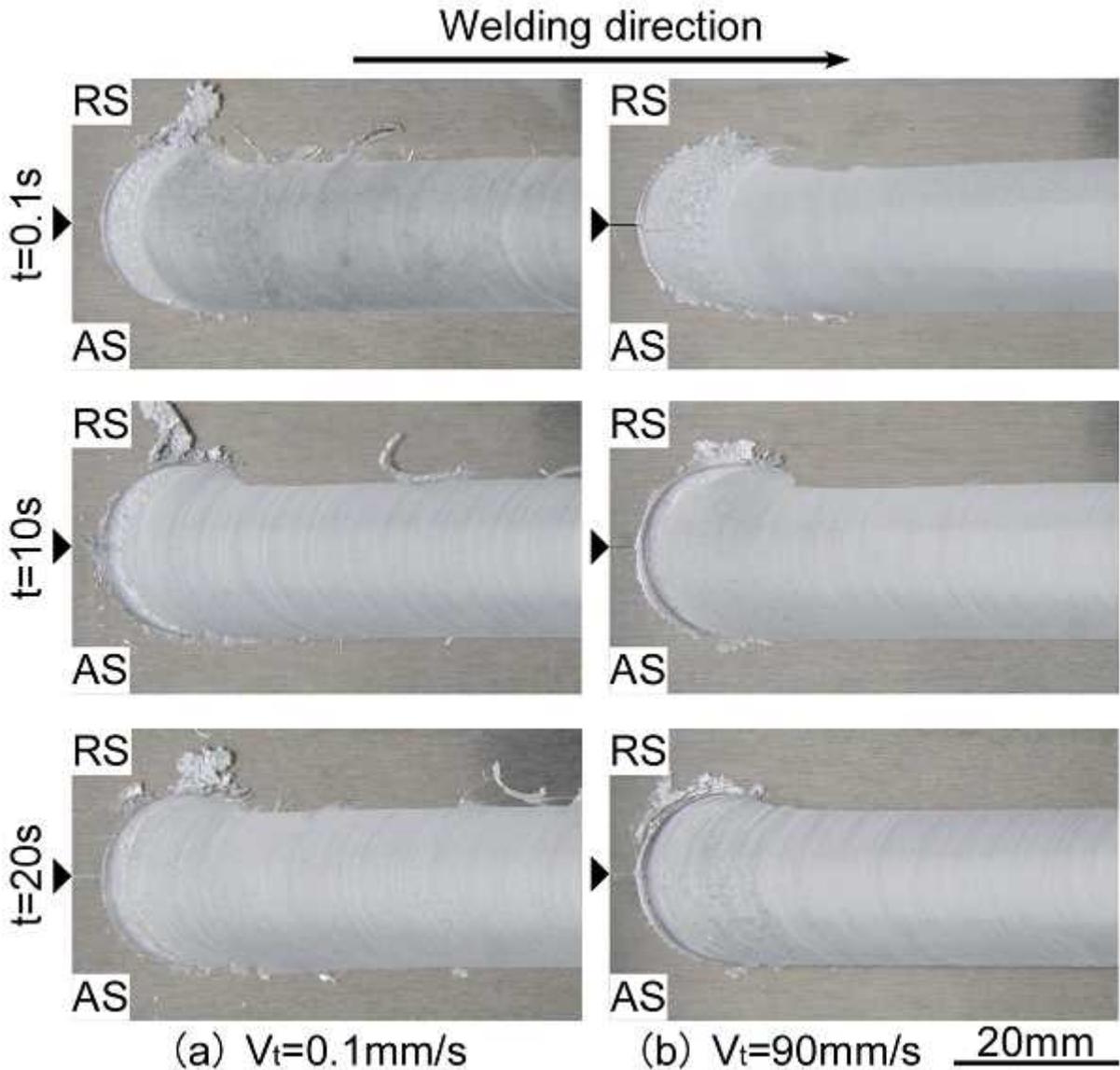


Fig.4.3 Appearances of start position of joint.

範囲内⁶⁾と考えられ、全条件において接合部表面は平滑となり、外観上の欠陥は認められなかった。

継手始点部で観察されたばりは、工具挿入時にプローブの攪拌作用によって切削状態となった素材が、ショルダーによって押さえ付けられることなく外部に排出され、後退縁となるRS側にばりとして残存したものである。このばりは、工具挿入速度の増加に伴って減少する傾向を示した。このことは、工具挿入速度の増加、すなわちプローブの挿入時間が短くなり素材との摩擦時間が短くなることにより入熱量が少なくなり、素材の排出量が減少したためと考える。

また，工具挿入速度 90mm/s，予熱時間 0.1s の条件では Fig.4.2(b)に示すように，継手端部に幅 0.3mm の開口が認められ，継手端部に浮上りが生じた．これは工具挿入速度が著しく速いためにプローブ挿入時に回転工具から供試材に加えられる力が増大する．下向きの力は供試材下に配置された供試材設置のための治具がバッキングプレートの役目をするためこの力を受けるが，その反力がプローブの周辺で上向きに発生するため浮き上がりの要因となる．挿入時に発生するプローブの円周方向の力は拘束の弱い供試材突合せ部に集中し，端部で開口する原因となったものと推定する．予熱時間を長くすることで，入熱は大きくなり供試材は軟化するために，ショルダーによる押さえ効果により継手端部の開口は狭くなった．工具挿入速度が遅い条件では予熱時間の長短に関わらず，継手始点部に開口などは認められなかった．

4.3.2 巨視的組織観察

継手始点部の横断面巨視的組織を Fig.4.4 に示す．全条件で攪拌部 (Stir Zone : SZ)には年輪模様のオニオンリング⁷⁾と呼ばれる組織が認められた．このオニオンリングは，結晶粒径などの組織的因子が周期的に変化してできるもので，オニオンリングの形状や大小などと接合部の左右非対称性が継手の強度に影響を及ぼす．また，予熱時間の増加に伴いオニオンリングの幅は広くなる傾向を示した．さらに，工具挿入速度が遅くなるのに伴い，オニオンリングが占める面積は大きくなった．このことは，工具挿入速度が遅い条件では，継手始点部での攪拌時間が長くなる．すなわち摩擦時間が増加するために入熱量が増加し，素材の塑性流動が容易となったためと考える．

工具挿入速度が速く，予熱時間 0.1s の条件では継手に浮上りが認められた．このことは前述したように，工具挿入速度の増加によってプローブ圧入時に供試材とプローブの接触部はバッキングプレートに押し付けられるためにその周辺で上向きの力となり，継手底部に浮上りが発生したためである．しかしながら，予熱時間の増加に伴い継手底部の浮上りは抑制され，継手裏面は平滑となった．工具挿入速度の遅い条件では摩擦による入熱が十分に与えられるためにこのような現象は認められなかった．また，工具挿入速度が遅い条件に比較して，速

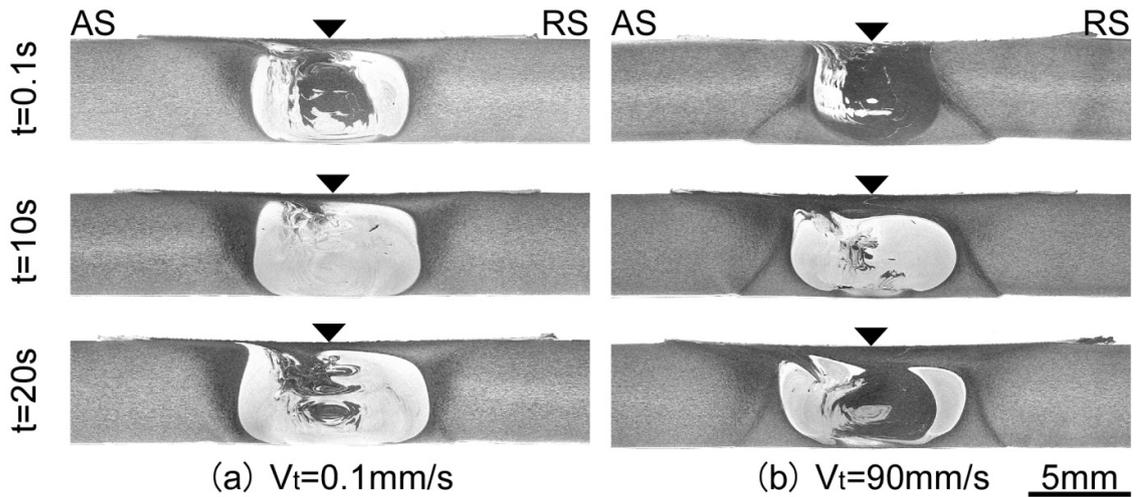


Fig.4.4 Macrostructures of start position of joint.

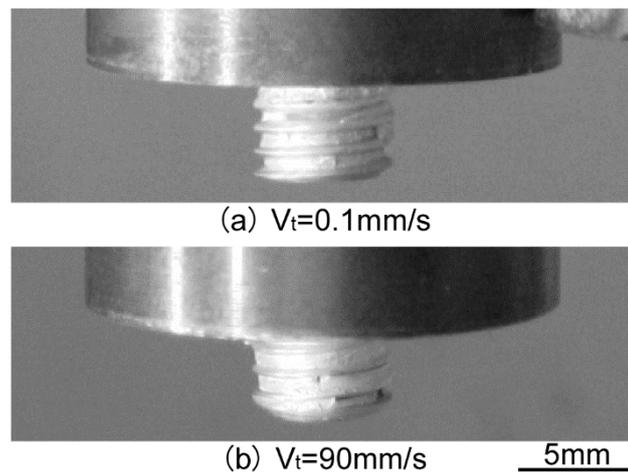


Fig.4.5 Appearances of tools after welding. (t=0.1s)

い条件では継手底部近傍の楕円状のオニオンリングは丸くなった。このことは、実験では接合ごとに新しい工具を使用しているが、接合後の工具先端部を Fig.4.5 に示すが、工具挿入速度の増加によりプローブへの負荷が増大したことで、工具挿入時にプローブ先端のねじ部が摩滅し、Fig.4.5(b)に示すように 170 mm 接合後には工具先端が面取りされたように摩耗したためと考える。

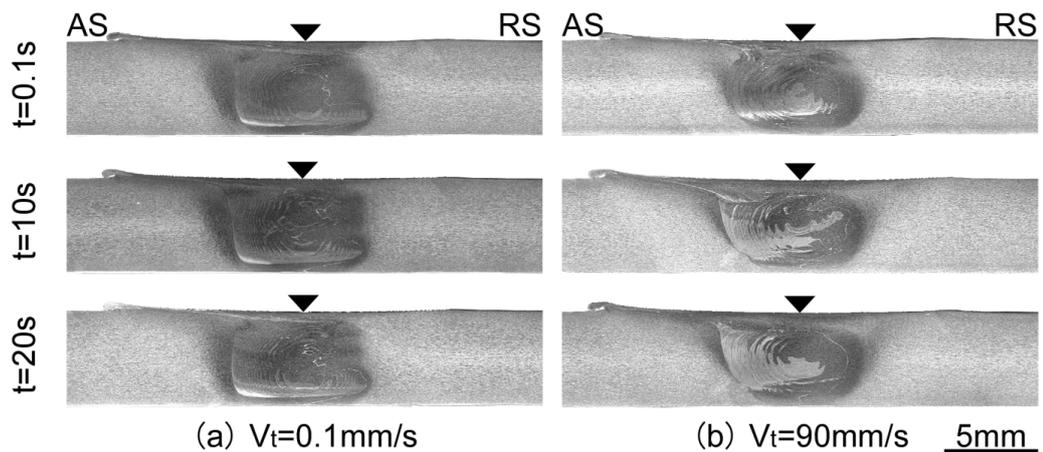
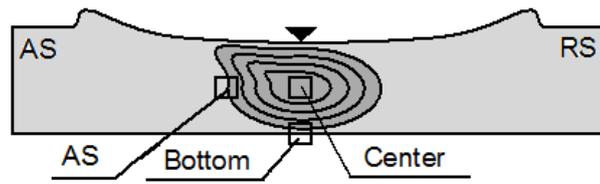


Fig.4.6 Macrostructures of end position of joint.

継手終端部近傍の横断面巨視的組織を Fig.4.6 に示す．継手終端部にも全条件でオニオンリングが観察されたが，始点部に比較してオニオンリングは不明瞭であった．また，継手終端部においても工具挿入速度が速くなるのに伴いオニオンリングは丸くなる傾向にあった．このことは前述したように，継手始点部においてプローブ形状に変形が認められたため，始点部から離れた位置にもその影響が表れたものと考えられる．

4.3.3 微視的組織観察

継手始点部の横断面微視的組織を Fig.4.7 に，継手始点部 AS 側の SZ 外周部近傍 (TMAZ) の微視的組織を Fig.4.8 に示す．全条件で SZ では動的再結晶によって母材に比較して組織の微細化が認められ，TMAZ では流動に伴う組織変化が観察された．工具挿入速度 90mm/s, 予熱時間 0.1s の条件では継手底部への組織変化が観察された．このことは，プローブ圧入時に素材が圧縮された状態となり，プローブによる攪拌効果をほとんど受けなかったためと考える．その他の条件では TMAZ の組織は接合部表面への組織変化が観察され，予熱時間の増加に伴って TMAZ の幅は広くなる傾向を示した．このことは，プローブ形状がねじ状であるために，素材はプローブの円周方向のみならず，上側にも流動し，さらに予熱時間の増加に伴い入熱量が増加することで素材の流動が容



Observed positions



A5052 Base metal

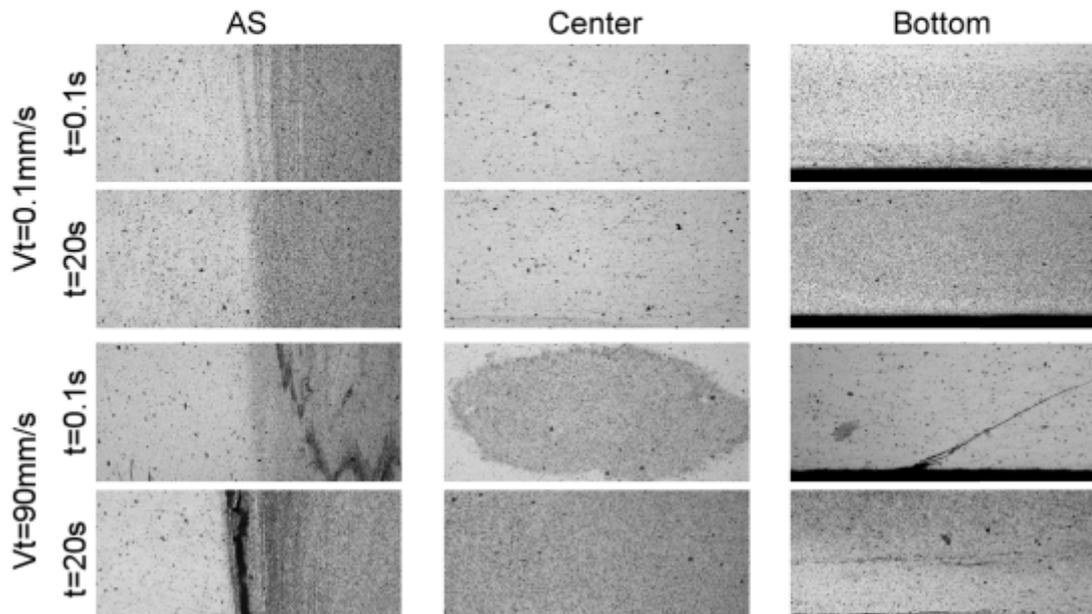


Fig.4.7 Microstructures of start position of joint.

易となったことに起因するものと考えられる。工具挿入速度 90mm/s、予熱時間 20s の条件では、攪拌過多による塑性流動異常が原因と考えられる部分が SZ 外周部に認められた⁸⁾。

継手始点部、接合界面底部の横断面微視的組織を Fig.4.9 に示す。工具挿入速度 90mm/s、予熱時間 0.1s の条件ではキッシングボンド⁹⁾が発生した。このことは、工具挿入速度が速く、予熱時間が著しく短いため継手始点部において塑性流動不足となり、接合界面の酸化膜を破壊できずに残存したためと考える。予熱時間 5s 以上の条件ではキッシングボンドは認められなかった。工具挿入速度が遅い条件ではプロロー

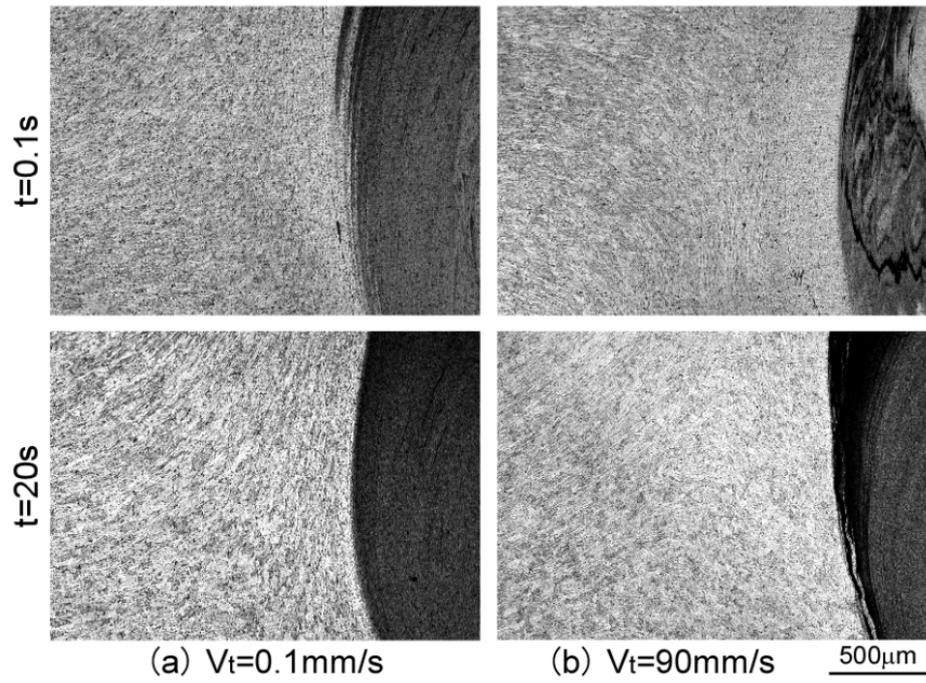


Fig.4.8 Microstructures of TMAZ of start position of joint.

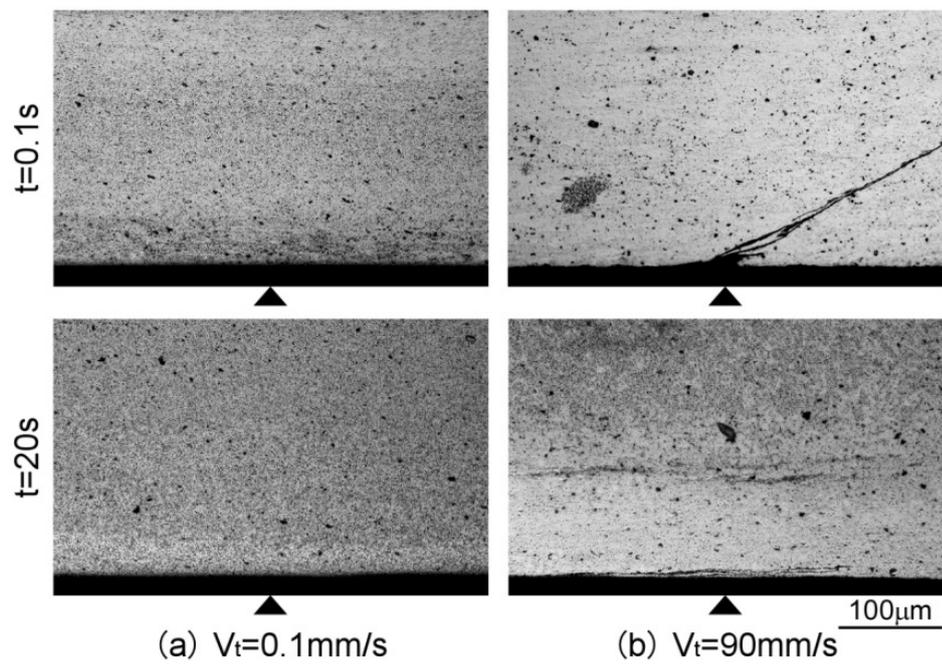


Fig.4.9 Microstructures of bottom of weld interface of start position of joint.

ブの挿入時間が長いために、攪拌時間も長くなり、十分に塑性流動したためキッシングボンドなどの接合欠陥は認められず健全な継手が得られた。工具挿入速度 90mm/s の条件において、予熱時間 5s~15s の条件ではキッシングボンドなどの接合欠陥は認められなかった。このことから、工具挿入速度が速い条件では攪拌過多とならない範囲で予熱時間を付与する必要があると考える。図は示さないが、継手始点部から離れた位置では、工具挿入速度および予熱時間の違いによる微視的組織の差異は認められなかった。

4.3.4 硬さ試験結果

接合開始点における継手横断面板厚中央部の硬さ分布を Fig.4.10 に示す。全条件において、ショルダー径に相当する HAZ での軟化が認められ、予熱時間が短くなるのに伴い軟化域は狭くなる傾向を示した。工具挿入速度 90mm/s の条件では、予熱時間 20s の条件で軟化域の幅は最大となったが、予熱時間の減少に伴って軟化域の幅は著しく狭くなった。このことは、後述の温度測定結果に示すように、工具挿入速度 90mm/s、予熱時間 0.1s の条件での継手始点部の工具温度は 626K であり、他の条件に比較して著しく工具温度が低いこと、およびプローブ挿入時から接合開始時までの継手への総入熱量が最小となる条件であるため、熱影響による軟化割合が減少したものと考えられる。

SZ に相当する範囲では、オニオンリングが明瞭に認められた位置において軟化割合は減少したが、攪拌力が小さくオニオンリングが不明瞭となった位置の硬度は低下した。このことは、SZ では熱影響を受けるが、オニオンリングに相当する範囲では素材の結晶粒が微細な等軸晶となったことで軟化割合が減少したものと考えられる。しかし、A5052 は固溶強化型アルミニウム合金の中でも微細な分散粒子を多数含有しているため、微細分散粒子による転位のピン止め効果、すなわちオロワン機構による分散強化メカニズムが支配的となるため、オニオンリングの不明瞭な範囲では機械的特性に及ぼす結晶粒微細化の効果が弱められたものと考えられる¹⁰⁾。

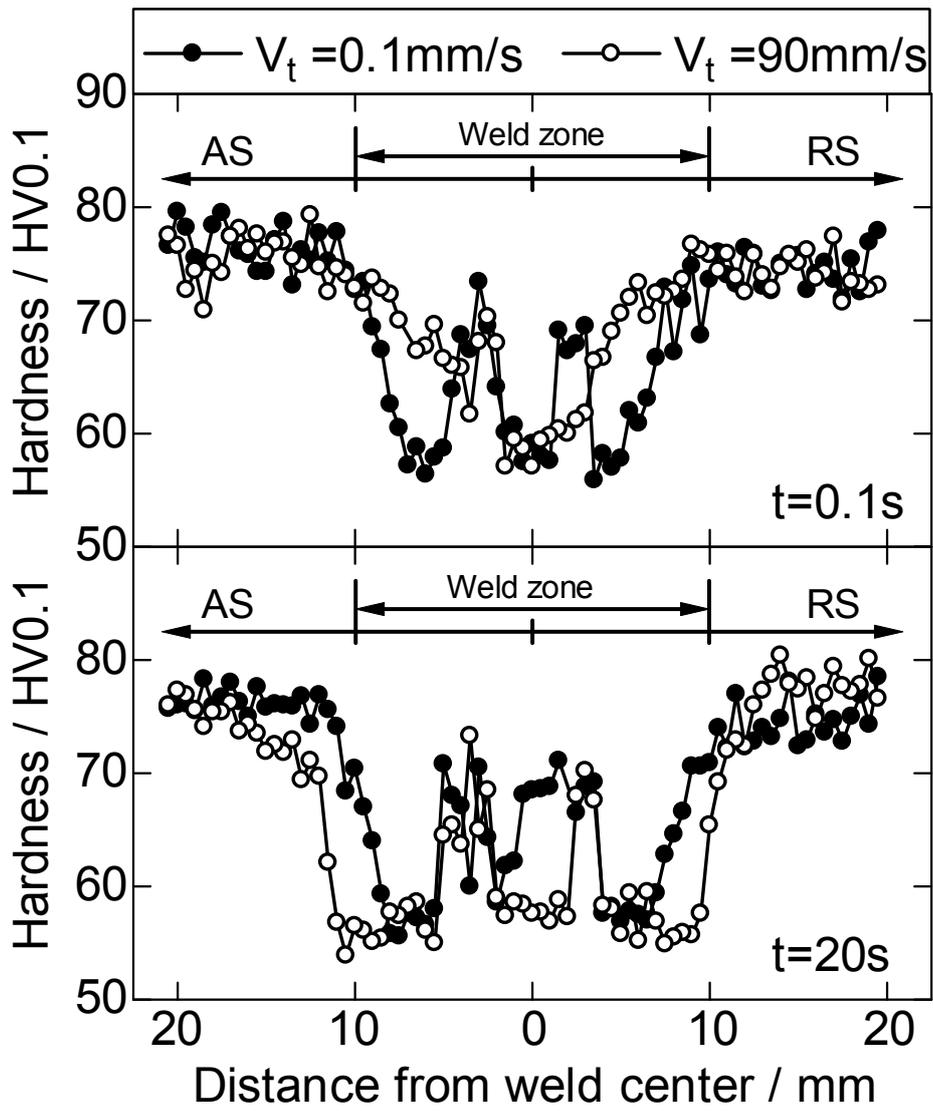


Fig.4.10 Hardness distributions of start position of joint.

4.3.5 温度測定結果

FSW 時における回転工具先端部の温度履歴を Fig.4.11 に示す。工具挿入速度 90mm/s，予熱時間 0.1s の条件での継手始点部（接合開始時）の工具温度は 626K と著しく低い値であった。しかし，予熱時間が長くなるのに伴って継手始点部の工具先端温度は上昇し，工具挿入速度 90mm/s，予熱時間 20s の条件で最高値 843K を示した。同条件における FSW 時の工具温度はバラつきが少なく，ほぼ一定温度を示したことから，安定した接合が行われていると考える。また，総入熱量が最大と考えられる工具挿入速度 0.1mm/s，予熱時間 20s の条件における，継手始点部の工具温度は 800K であり，接合長さの増加に伴い工具先端の温度上昇が観察された。以上のことから，工具挿入速度が速い条件では予熱時の昇温速度が増大し，予熱の効果が大きくなるものと考えられる。

予熱時間の短い条件では，予熱過程の入熱量が少なく回転工具および供試材が十分予熱されていないため接合開始直後に回転工具の温度が低くなった。この傾向は工具挿入速度が遅い条件で顕著であった。

図には示さないが，他の条件においてもプローブ挿入と同時に温度上昇が認められた。工具挿入速度の増加に伴い押し込み時に回転工具の押し込み方向（軸方向）の力が増加するために，摩擦力が増大し工具挿入速度が速い条件ではプローブ挿入時の温度上昇が著しく大きくなった。

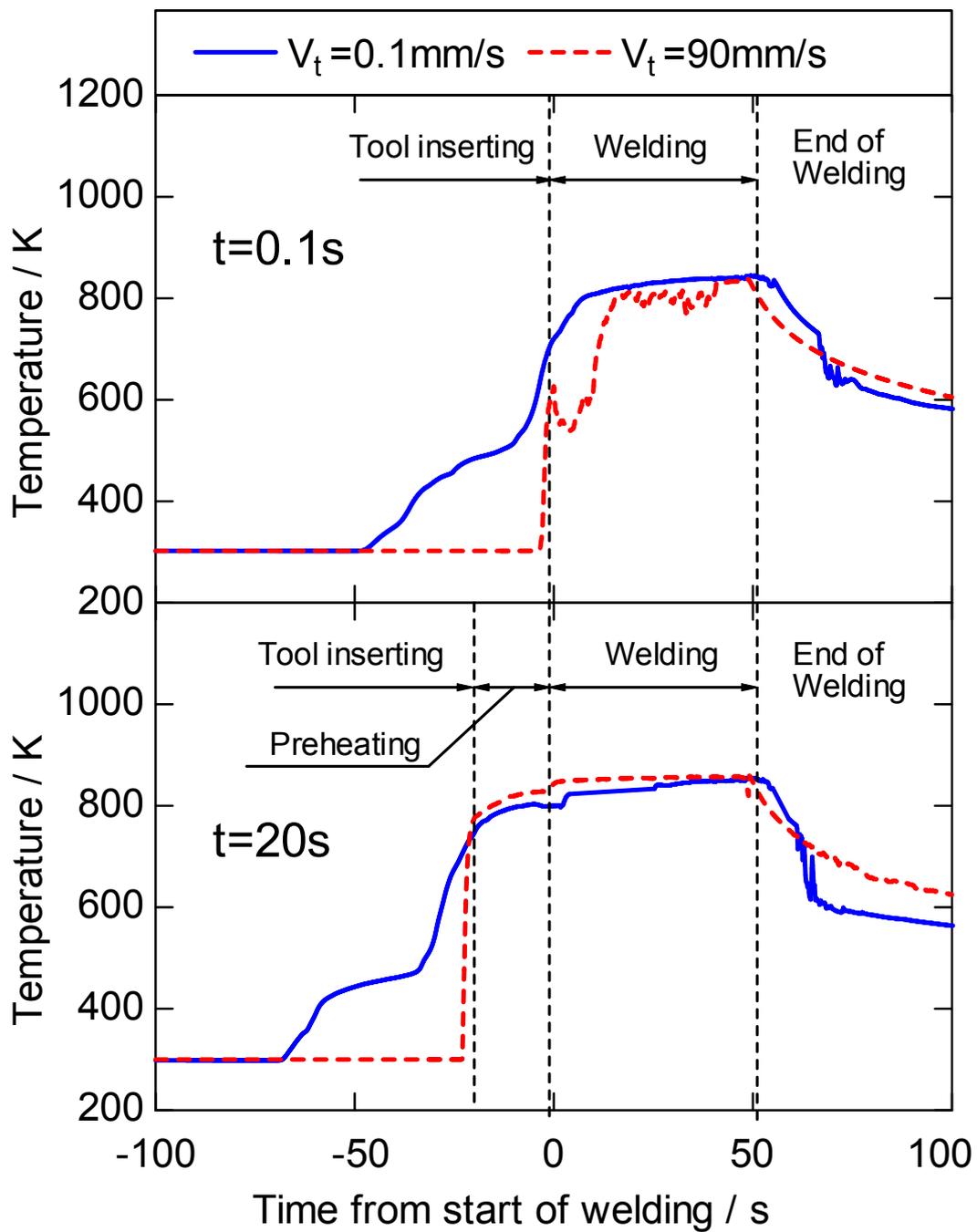


Fig.4.11 Temperature-time histories of tool.

4.3.6 引張試験結果

継手始点部より採取した試験片による引張試験結果を Fig.4.12 に示す。工具挿入速度が遅い条件では予熱時間の長短に関わらず、引張強さは約 200MPa を示した。一方、工具挿入速度が速い条件では、予熱時間 0.1s および 20s の条件で引張強さおよび伸びの低下が認められた。工具挿入速度が速い条件では、プローブ挿入方向の回転ピッチが大きくなるため、継手始点部における攪拌不足を招きやすい。そこで、適正範囲の予熱時間を与えることで攪拌不足および攪拌過多を防げるものと考えられる。継手始点部における引張強さは工具挿入速度 90mm/s、予熱時間 5s の条件で最高値 205MPa を示し、母材の 83% の値であった。同条件の伸びは 14.2% を示し、母材と同等の値が得られた。破断後の引張試験片横断面巨視的組織を Fig.4.13 に示す。前述したように、継手強度が低下した工具挿入速度 90mm/s、予熱時間 0.1s の条件ではそれぞれ攪拌不足による SZ 内部、および予熱時間 20s では攪拌過多による SZ 外周部を起点として破断したものと考えられる。引張強さが 200MPa を超えた引張試験片の破断位置は熱影響部であり、ネッキングを伴った延性破断であり、適正条件範囲と判定する。

継手中央部および終端部から採取した試験片による引張試験結果では、引張試験片の採取位置の違いによる継手強度の差が認められなかったため、継手中央部および終端部の平均値を Fig.4.14 に示す。工具挿入速度の増加に伴い継手強度および伸びは若干低下したが、全条件で引張強さは 200MPa 以上を示し、予熱時間の違いによる引張強さの差はほとんど認められなかった。また、引張試験片の破断はその一例として終端部より採取した試験片による巨視的組織を Fig.4.15 に示すように、全条件で熱影響部での延性破断であった。このことから、継手始点部から離れた位置では、工具挿入速度および予熱時間の影響は小さく、工具回転数および接合速度の組合せ（回転ピッチ）の影響が支配的であると考えられる。

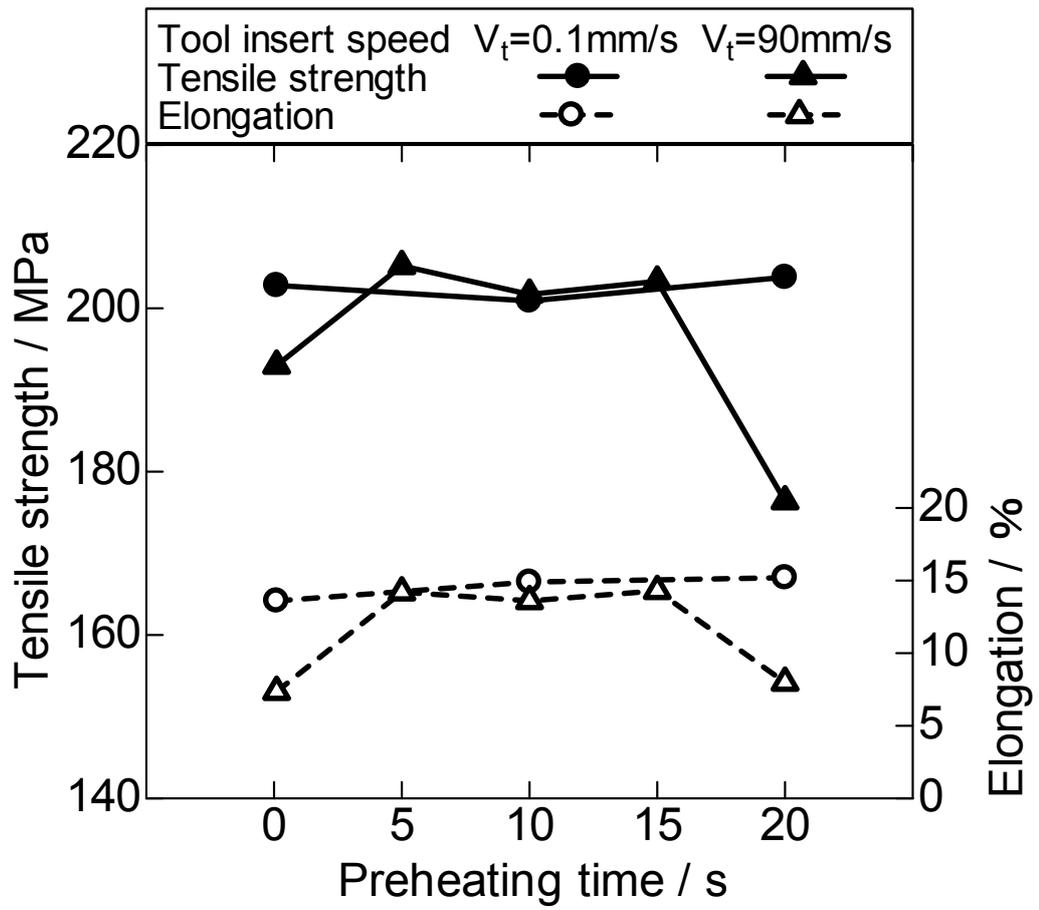


Fig.4.12 Results of tensile test of start position of joint.

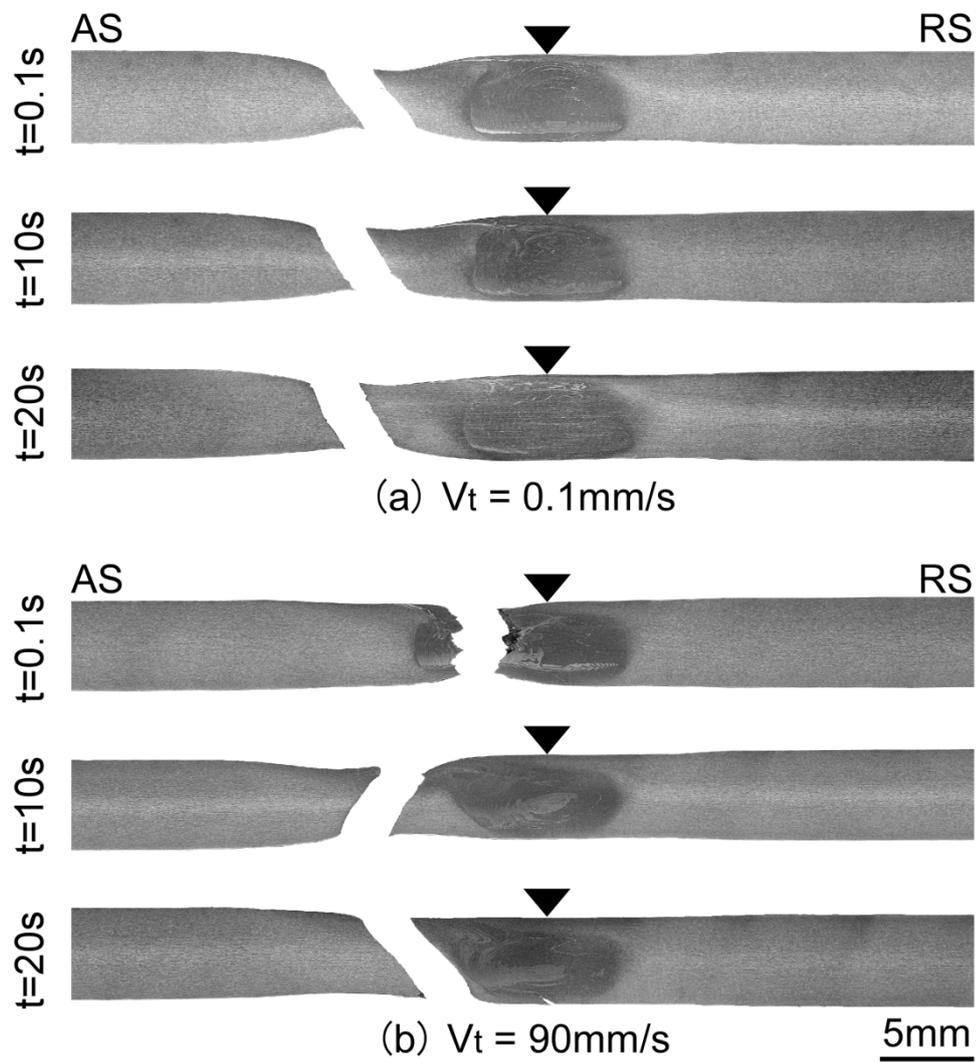


Fig.4.13 Macrostructures of tensile fractured specimens of start position of joint.

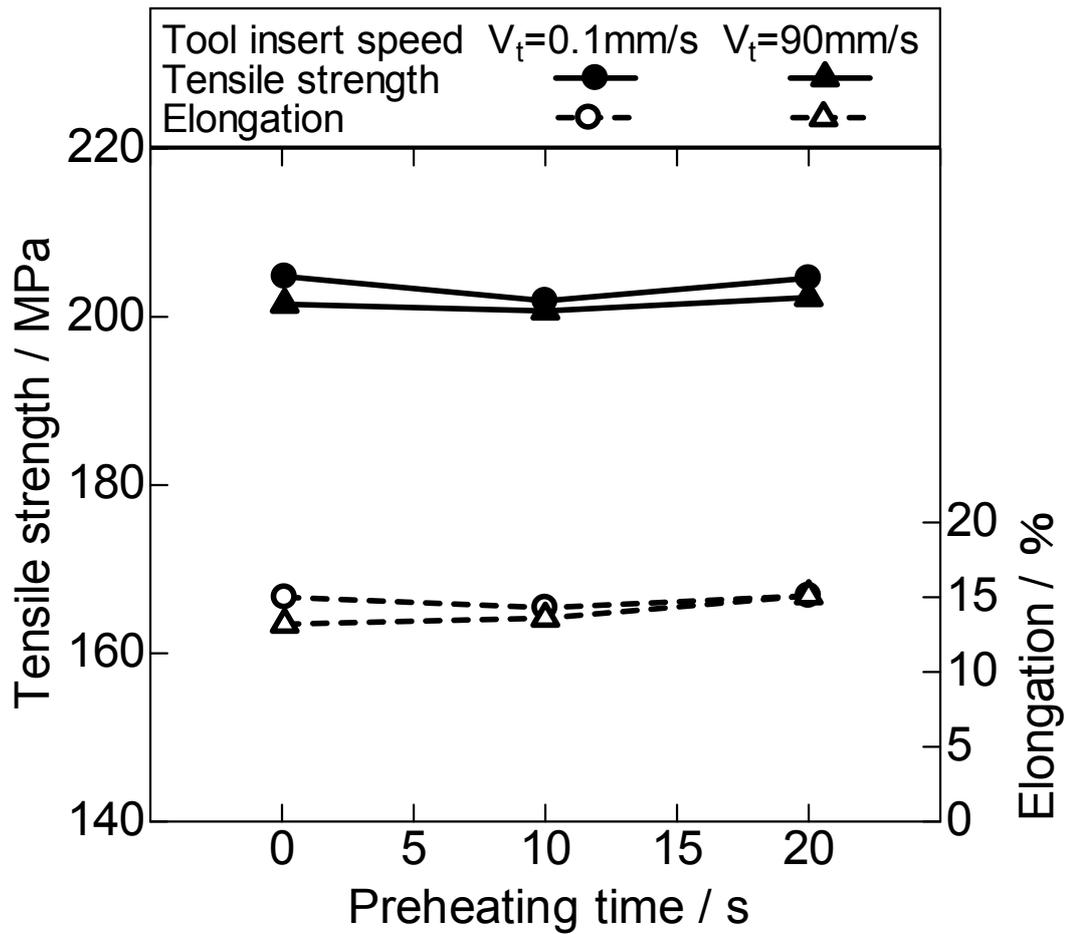


Fig.4.14 Results of tensile test of joint.
(Average of center and end of joint)

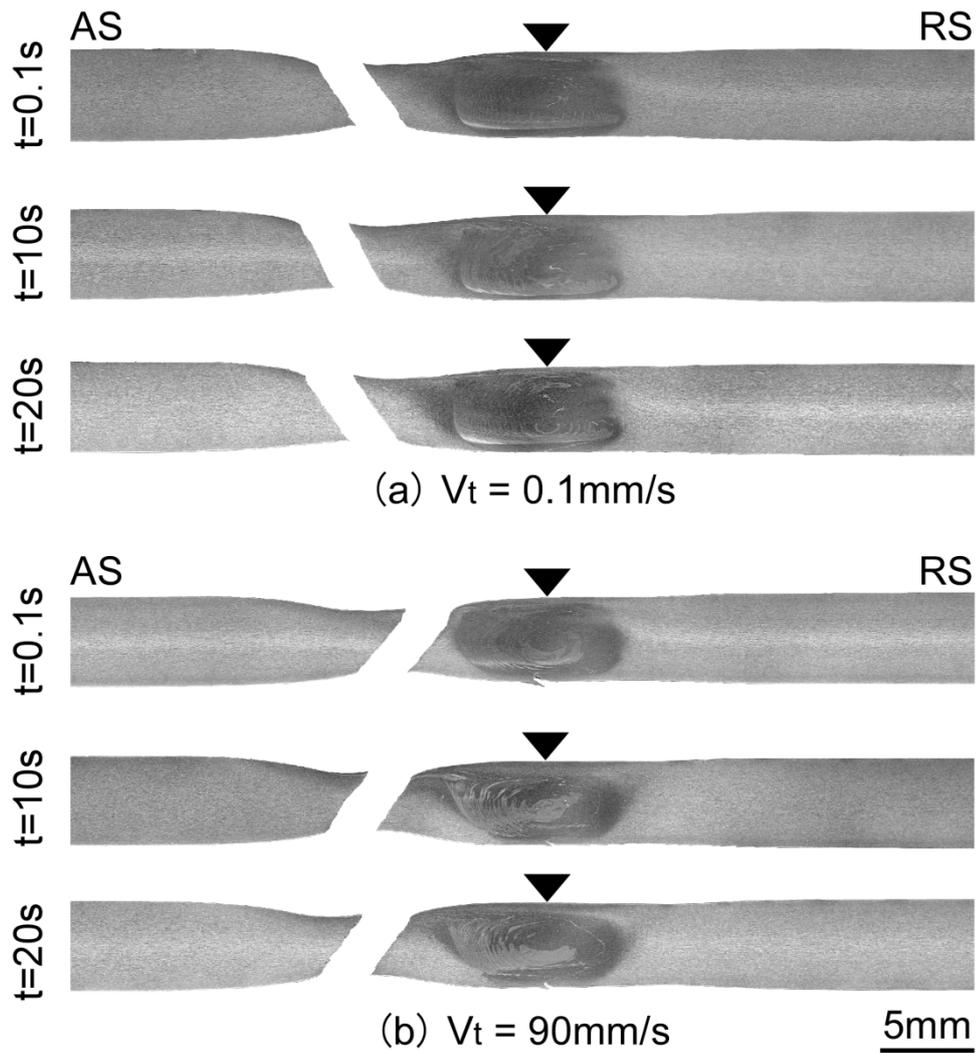


Fig.4.15 Macrostructures of tensile fractured specimens of end position of joint.

4.3.7 3点曲げ試験結果

継手始点部近傍の3点曲げによる180°の裏曲げ試験後の試験片外観をFig.4.16に示す。FSW継手の場合、接合部表面に欠陥がある場合は外観観察により判定できるが、接合部底部に発生するキッシングボンドのような欠陥は外部より判定できず、継手強度に対して重大な影響を及ぼすか否かを判定するためには曲げ表面が継手底面となる裏曲げ試験が適する。キッシングボンドが発生した条件では裏曲げ試験を行った結果、割れなどは観察されなかった。また、継手始点部から離れた位置においても割れなどは認められなかった。しかし、3点曲げ試験ではキッシングボンドの影響は小さく破断には至らなかったが、キッシングボンドの存在する継手では疲労強度等に影響を及ぼす可能性もあるものと考えられる。

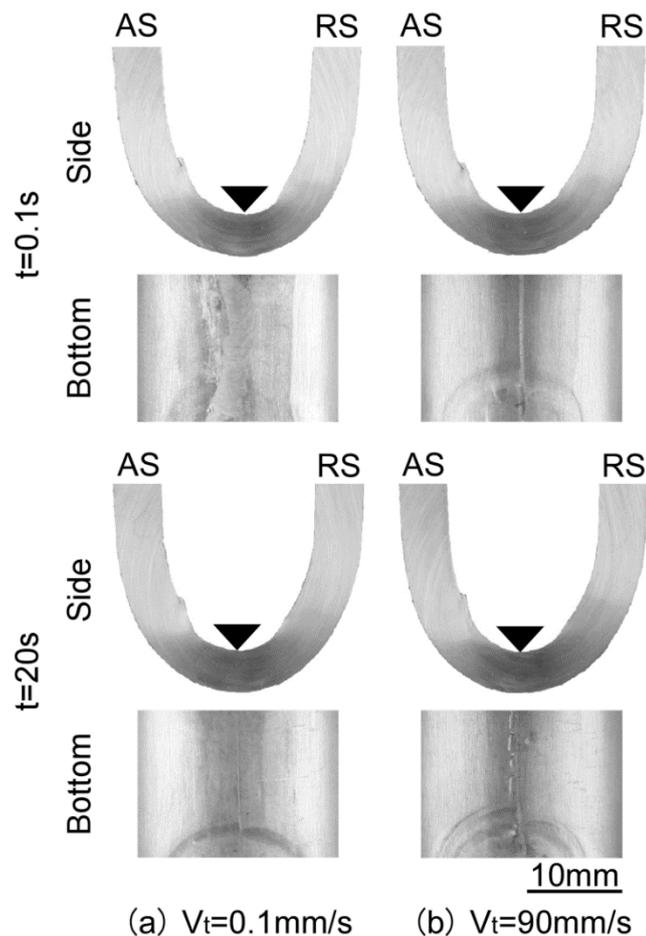


Fig.4.16 Appearances of bending tested specimen of start position of joint.

4.4 小括

5052 アルミニウム合金板を用いて摩擦攪拌接合を行い，工具挿入速度および予熱時間が攪拌部の組織および継手の機械的性質に及ぼす影響について検討した結果，以下の結論が得られた．

- (1) 工具挿入速度 90mm/s，予熱時間 0.1s の条件では，継手始点端部の開口，継手端部の浮上り，塑性流動不足によるキッシングボンドの発生が認められたが，攪拌過多とならない予熱時間 5s~15s の条件範囲では接合欠陥のない健全な継手を得られた．
- (2) 攪拌部の組織は母材に比較して微細となり，予熱時間の増加に伴ってオニオンリングの幅は広がった．
- (3) 予熱時間の減少に伴い接合開始点では軟化域は狭くなり，オニオンリングに相当する位置で軟化割合が減少した．工具挿入速度が速い条件では予熱時間の減少に伴う軟化域の縮小が顕著であった．
- (4) 工具挿入速度が遅い条件では予熱時間の違いによる引張強さの差は認められず，約 200MPa の値を示した．工具挿入速度が速い条件では予熱時間 0.1s および 20s の条件で継手強度は低下したが，予熱時間 5s~15s の条件で引張強さは向上した．本実験範囲では，工具挿入速度 90mm/s，予熱時間 5s の条件で引張強さは最高値 205MPa を示し，同条件での伸びは 14.2%であった．

以上のことから，本実験範囲内では工具挿入速度が遅い場合には予熱時間を付与する必要がなく，工具挿入速度が速い条件で良好な継手を得るためには必要最低限の予熱時間が必要となる．しかし，工具挿入速度を大きく設定すると工具摩耗あるいは欠損を誘発する可能性があり，適正範囲が存在する．また，FSWにおける初期条件である工具挿入速度および予熱時間の影響範囲は継手始点部近傍のみであることが明らかとなった．

参考文献

- 1) 例えば, 岡村久宣, 青田欣也, 坂本征彦, 江角昌邦, 池内健二: アルミニウム合金摩擦攪拌接合部の酸化物の挙動及びその機械的特性に及ぼす影響, 溶接学会論文集, 19-3(2001), 446-456.
- 2) 例えば, 高橋正詞, 加藤数良, 時末 光: 2024 アルミニウム合金摩擦攪拌接合継手の機械的性質, 軽金属, 61-1 (2011), 14-19.
- 3) K.Nakata, S.Inoki, Y.Nagano and M.Ushino: Friction Stir Welding of Al₂O₃ Particulate 6061 Al Alloy Composite, Mater. Sci. Forum, 426-432 (2003), 2873-2878.
- 4) 例えば, 時末 光編: FSW (摩擦攪拌接合) の基礎と応用, 日刊工業新聞社, (2005), 14-20.
- 5) 例えば, 渡辺健彦, 吉田 亮, 柳沢 敦, 佐々木朋裕: 回転プローブによる工業用純チタンとアルミニウム合金の固相接合, 溶接学会論文集, 28-2(2010), 255-260.
- 6) 例えば, 岡村久宣, 青田欣也, 江角昌邦: アルミニウム合金の摩擦攪拌接合と構造物への適用, 軽金属, 50-4(2000), 166-172.
- 7) 前出文献 4), 9.
- 8) Y.G.Kim, H.Fujii, T.Tsumura, T.Komazaki and K.Nakata: Three defect types in friction stir welding of aluminum die casting alloy, Materials Science and Engineering A, 415(2006), 250-254.
- 9) A.Oosterkamp, L.D.Oosterkamp and A.Nordeide: 'Kissing Bond' Phenomena in Solid-State Weld of Aluminum Alloys, Welding Journal, 83(2004), 225-s-231-s.
- 10) Y.S.Sato, H.Kokawa, M.Enomoto, S.Jogan and T.Hashimoto: Distributions of Hardness and Microstructure in Friction Stir Weld of Al Alloy 6063, Proceedings of the 3rd Friction Stir Welding, Session 6-P4(2001),1-7.

第 5 章 2024 アルミニウム合金摩擦攪拌接合における 初期接合条件の影響

5.1 はじめに

前章では A5052 を用いて工具挿入速度および予熱時間が FSW 継手の機械的性質および攪拌部の組織に及ぼす影響について検討した結果、A5052 に対する工具挿入速度および予熱時間の適正值が明らかとなった。また、接合初期条件の影響は接合開始点近傍のみであることが明らかとなった。しかしながら、他のアルミニウム合金を用いた FSW 継手における初期接合条件、すなわち工具挿入速度および予熱時間の影響は明確ではなく、高強度アルミニウム合金においても類似の結果が得られるか否かは明らかでない。

FSW は近年、溶融溶接が困難とされているアルミニウム合金などの軽金属材料の接合法に取り入れられており、航空宇宙機器をはじめとした輸送機器、土木構造物など様々な分野で実用化されている。とりわけ航空宇宙機器においては高強度な材料が使用されるため、高強度アルミニウム合金の FSW 継手の機械的性質に及ぼす工具挿入速度および予熱時間の影響を検討する必要がある。また、これまでの研究で 2000 系アルミニウム合金を用いた FSW における適正接合条件範囲は、アルミニウム合金の中では最も狭く接合が比較的困難であることが知られている¹⁾。この理由の一つには A2024 には高融点の Cu が多く含まれていることによるものと推定される。このため、2000 系アルミニウム合金について工具挿入速度および予熱時間の適正值を求め、最適接合条件の選定が必要であると考える。

本章では A2024 を用いて FSW を行い、攪拌部の組織および機械的性質に及ぼす工具挿入速度および予熱時間の影響について検討した。

5.2 供試材および実験方法

供試材は第 3 章に示した形状に機械加工した板厚 5mm の A2024 を用いた。回転工具は合金工具鋼 (SKD61) 製とし、ショルダー径 20mm、ショルダー角 4°、プローブは M6、長さ 4.5mm に機械加工したものをを用いた。接合条件は予備実験により健全な継手が得られた **Table 5.1** に示す条件を組合せ、ルート間隔無しの I 型突合せ接合とした。工具挿入速度は第 4 章で論述した A5052 に比較して著しく狭い範囲であるが、工具挿入速度を速くすると

Table 5.1 Friction stir welding conditions.

Rotational speed	N (rpm)	1000
Welding speed	V (mm/s)	3
Tilt angle	θ (deg.)	3
Tool insert speed	V_t (mm/s)	0.1 ~ 1
Preheating time	t (s)	0.1 ~ 20

正常に回転工具の挿入が行えなかったことによるためである。

5.3 実験結果および考察

5.3.1 外観観察

接合部始点部から終点の継手外観を Fig.5.1 に、接合部始点部の継手外観を Fig.5.2 に示す。継手外観では、全条件において接合部にはばりが観察された。接合部表面には、工具挿入速度が速い 1mm/s の条件では始点から終端まで円弧状の様子が観察され、予熱時間 20s の条件で付着物は認められず平滑であった。工具挿入速度が遅い 0.1mm/s の条件では接合部表面の付着物が著しく多くなり、予熱時間が短い 0.1s の条件では付着物が剥がれ落ち表面は粗くなった。しかし、予熱時間 10s の条件においては付着物の発生は少なくなり、接合部表面は平滑な様相を呈した。また、予熱時間 20s では接合部表面に付着物が多く残存した。A2024 はアルミニウム合金の中でも高温強度が高く²⁾、素材の塑性流動性が悪く、発生したばりが外部へ排出されることなくショルダー一部内に巻き込まれた状態となり付着物として接合部表面に残存したものと考える。

Fig.5.1 に示すように、接合中盤から終端部は付着物の多少は若干差異はあるが、接合開始部と類似した様相を呈した。また、前章で論述した素材の塑性流動性の良い A5052 および 6000 系の合金には接合部表面の付着物はほとんど認められておらず³⁾、A7075 では一部の条件を除いて付着物は認められていない⁴⁾。これらのことから A2024 の適性接合範囲は狭いこと推定ができる。

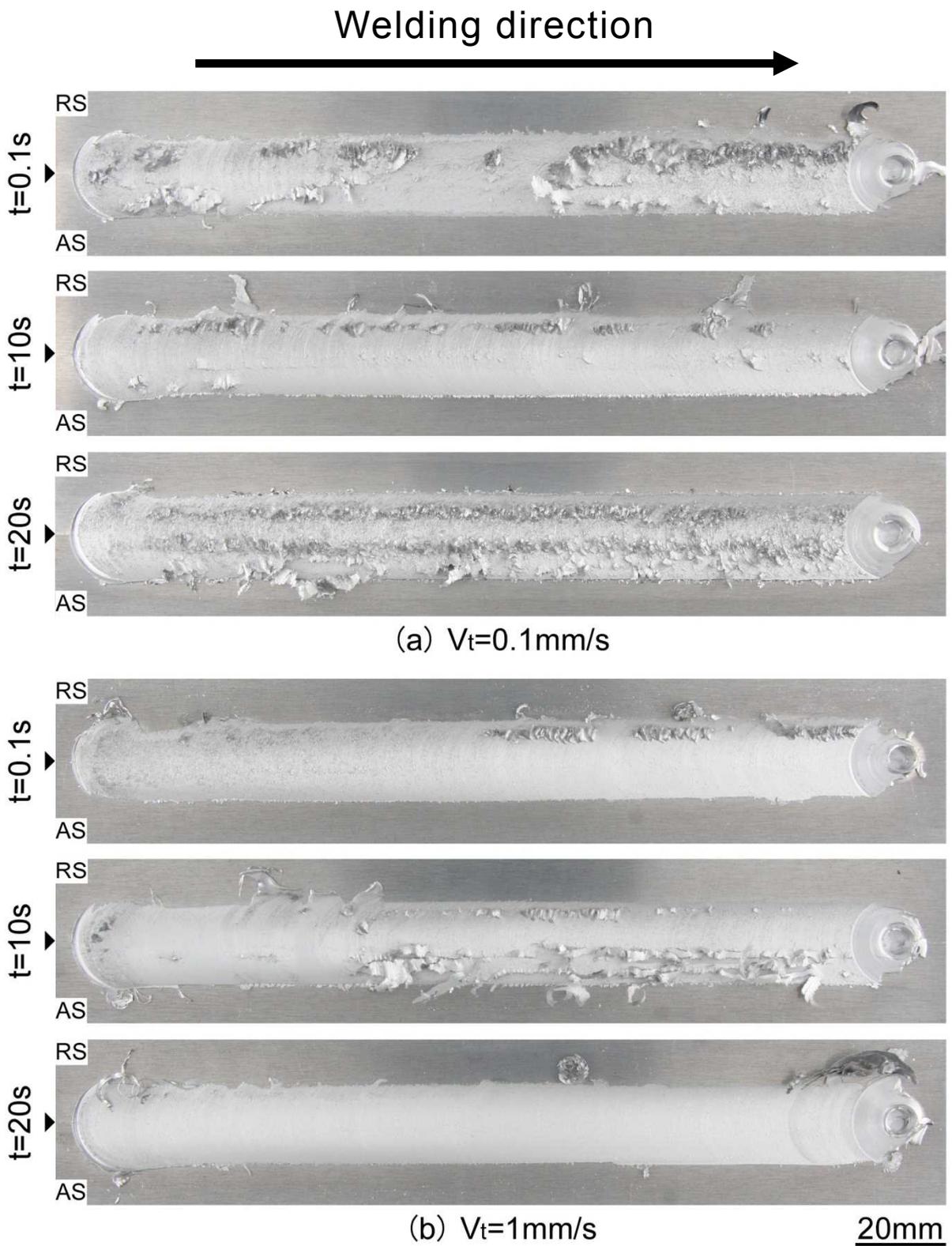
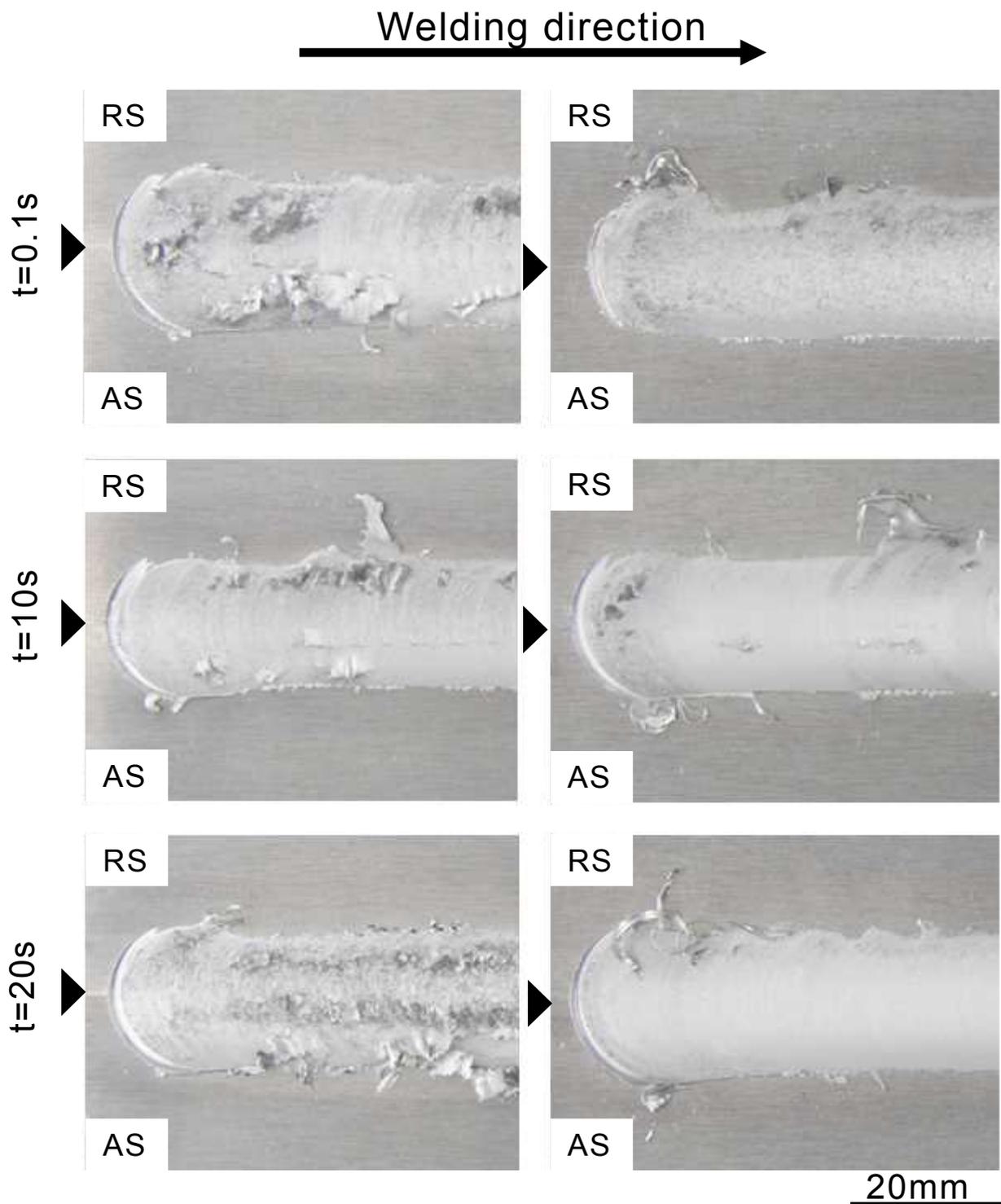


Fig.5.1 Appearances of joint.



(a) $V_t=0.1mm/s$

(b) $V_t=1mm/s$

Fig.5.2 Appearances of joint of start position.

5.3.2 巨視的組織観察

継手始点部の横断面巨視的組織を Fig.5.3 に，終点部の横断面巨視的組織を Fig.5.4 に示す．始点部では巨視的には全条件において欠陥のない良好な継手が得られた．SZ にはオニオンリングが明瞭に観察され，工具挿入速度の大小に関係なく，予熱時間の増加に伴ってオニオンリングの幅は大きくなる傾向を示した．また，工具挿入速度 1mm/s では 0.1mm/s に比較して若干オニオンリングの幅は狭くなった．これらのことは，同一場所での攪拌の影響の長短によるものであり，攪拌時間が長い条件，すなわち，接合開始部では工具挿入速度の遅い条件，および予熱時間の長い条件では，長時間攪拌の影響を受けるためにオニオンリングが拡大する傾向を示すものと考ええる．本実験条件範囲では工具挿入速度 0.1mm/s，予熱時間 20s の条件でオニオンリングの幅が最も大きくなった．継手終端部では，オニオンリングの幅は工具挿入速度，予熱時間の違いによる差はほとんどなく，接合開始部に比較してその幅は若干小さくなった．このことは，接合速度および工具の回転数が同一であれば，ある時点での攪拌時間は同一であり，接合開始点より離れた部分では熱影響はほとんどなかったためと考ええる．

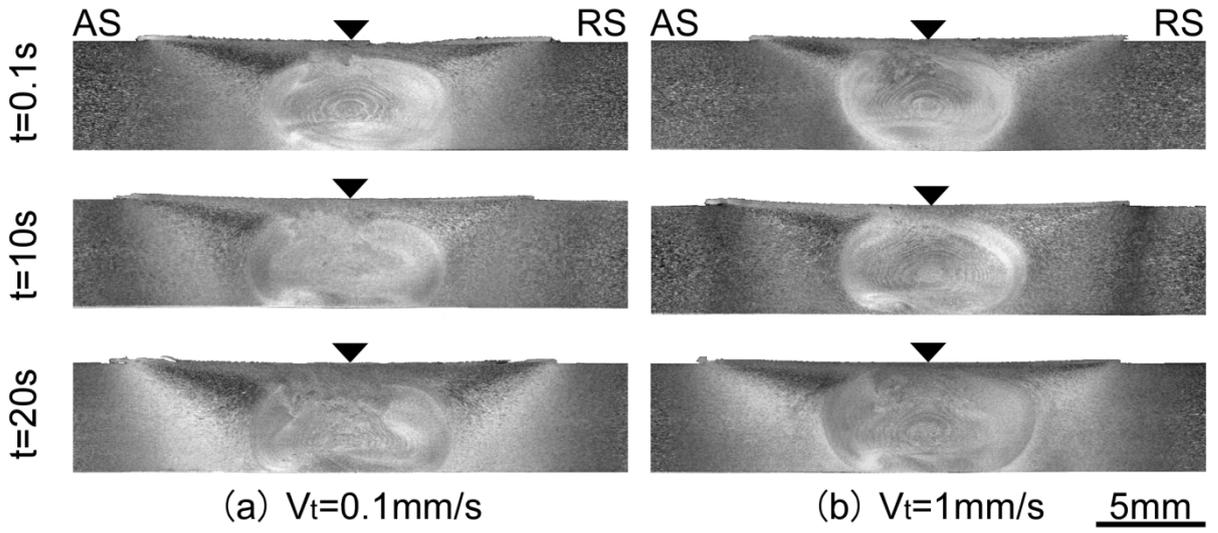


Fig.5.3 Macrostructures of start position of joint.

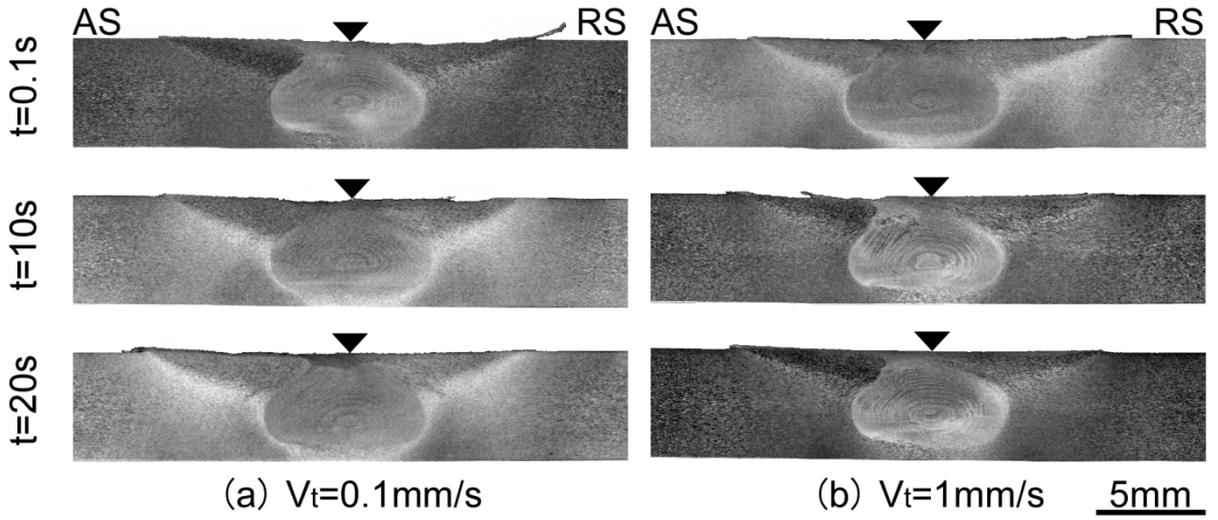


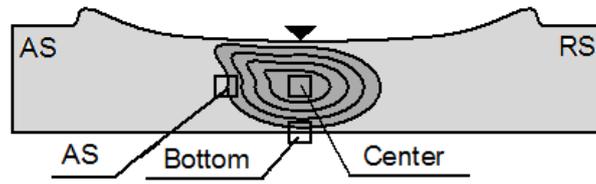
Fig.5.4 Macrostructures of end position of joint.

5.3.3 微視的組織観察

継手始点部の横断面微視的組織を Fig.5.5 に示す. TMAZ では接合部表面への素材の流動が観察された. また, Fig.5.6 に攪拌部中央の高倍率で観察した組織を示すようにSZ内の析出物は著しく減少し, 工具挿入速度 1mm/s, 予熱時間 20s の条件においてはほとんど観察されなかった. このことは, 予熱時間の増加に伴い入熱量が増大し, 素材の流動が容易となったため, 内在する析出物等は分散微細化されたものと考えられる. また, 開始部に比較して終端部の組織が若干微細であり, 特に予熱時間が長い条件では明瞭にその差が認められた.

継手底部においては, 工具挿入速度 1mm/s, 予熱時間 0.1s の条件ではキッシングボンドが発生した. このことは, 板厚 5 mmの素材に対しプローブ長さが 4.5 mmと短いこともあるが, 工具挿入速度が速く予熱時間が短いため, 塑性流動不足によるものと考えられる. また, 継手底部の結晶粒はSZに比較して粗大となことから, 入熱量が小さいために塑性流動不足となったことが示唆される. しかしながら, 開始部においては工具挿入速度が速い条件では, 予熱時間を長くすることでキッシングボンドは消滅した.

工具挿入速度 0.1mm/s の条件では, 予熱時間の長短による組織の明瞭な差異は認められず, キッシングボンドなどの欠陥も観察されなかった. このことは, 工具挿入速度が著しく遅く予熱時間に比較してプローブの挿入時間が長いため予熱の効果は小さく, 工具挿入速度の影響が大きくなったためと考える.



Observed positions

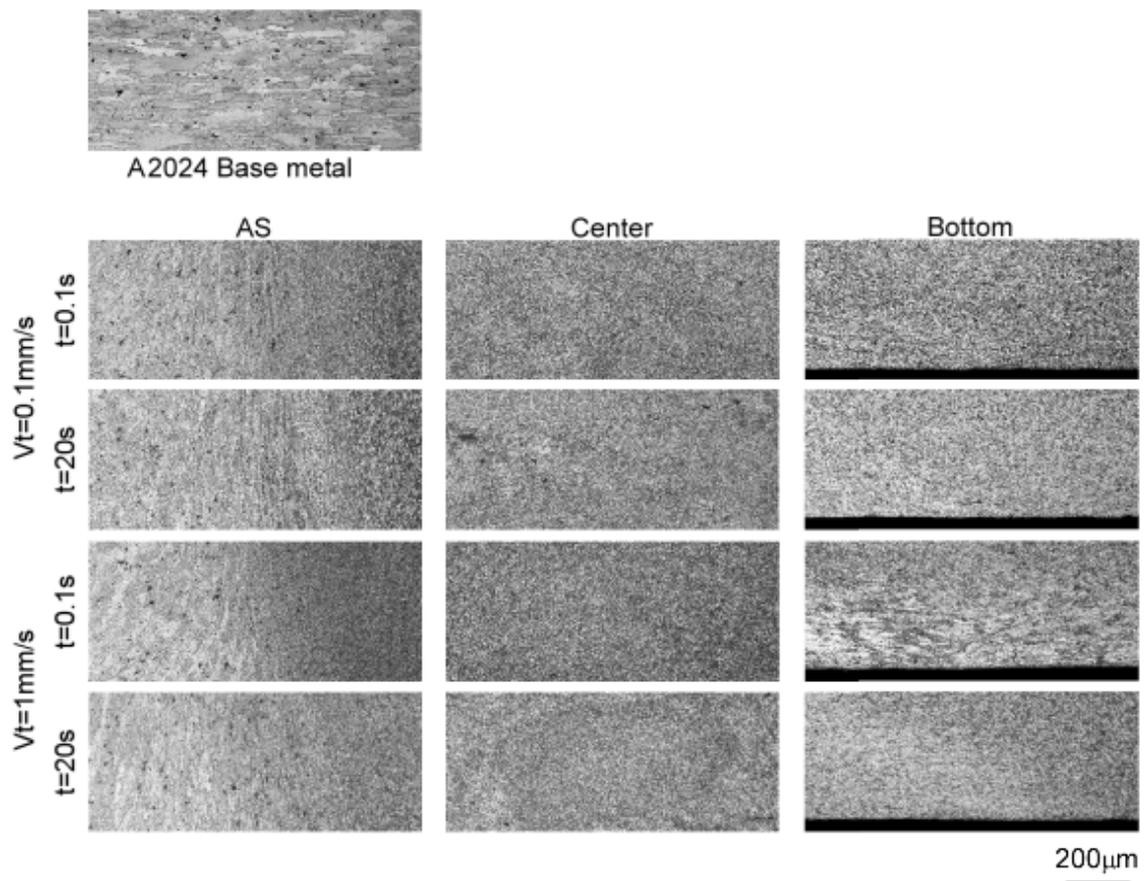


Fig.5.5 Microstructures of start position of joint.

Fig. 5.6 に示した継手始点部の継手横断面攪拌部中央部の微視的組織からチンマー法⁵⁾によって平均結晶粒径を算出した結果を Fig.5.7 に示す. 前述したように, 全条件で SZ の組織は圧延組織を示す母材に比較して著しく微細な組織を呈した. このことは, ショルダーによる素材の加熱およびプローブの攪拌による強加工プロセスによった動的再結晶により, SZ の組織は等軸で微細となったためと考える.

SZ の平均結晶粒径は Fig. 5.7 に示すように $3.1\sim 3.4\mu\text{m}$ であり, 母材の平均結晶粒径 ($67\mu\text{m}$) に比較して著しく小さく, 工具挿入速度が速くなるのに伴い小さくなる傾向であった. このことは, 工具挿入速度の増加に伴ってプローブの挿入による摩擦時間が短くなるため, 継手始点部における入熱量が減少し, 結晶粒の粗大化を抑制したものと考える⁶⁾. 工具挿入速度が速い条件では予熱時間の長短による平均結晶粒径の差は小さかった.

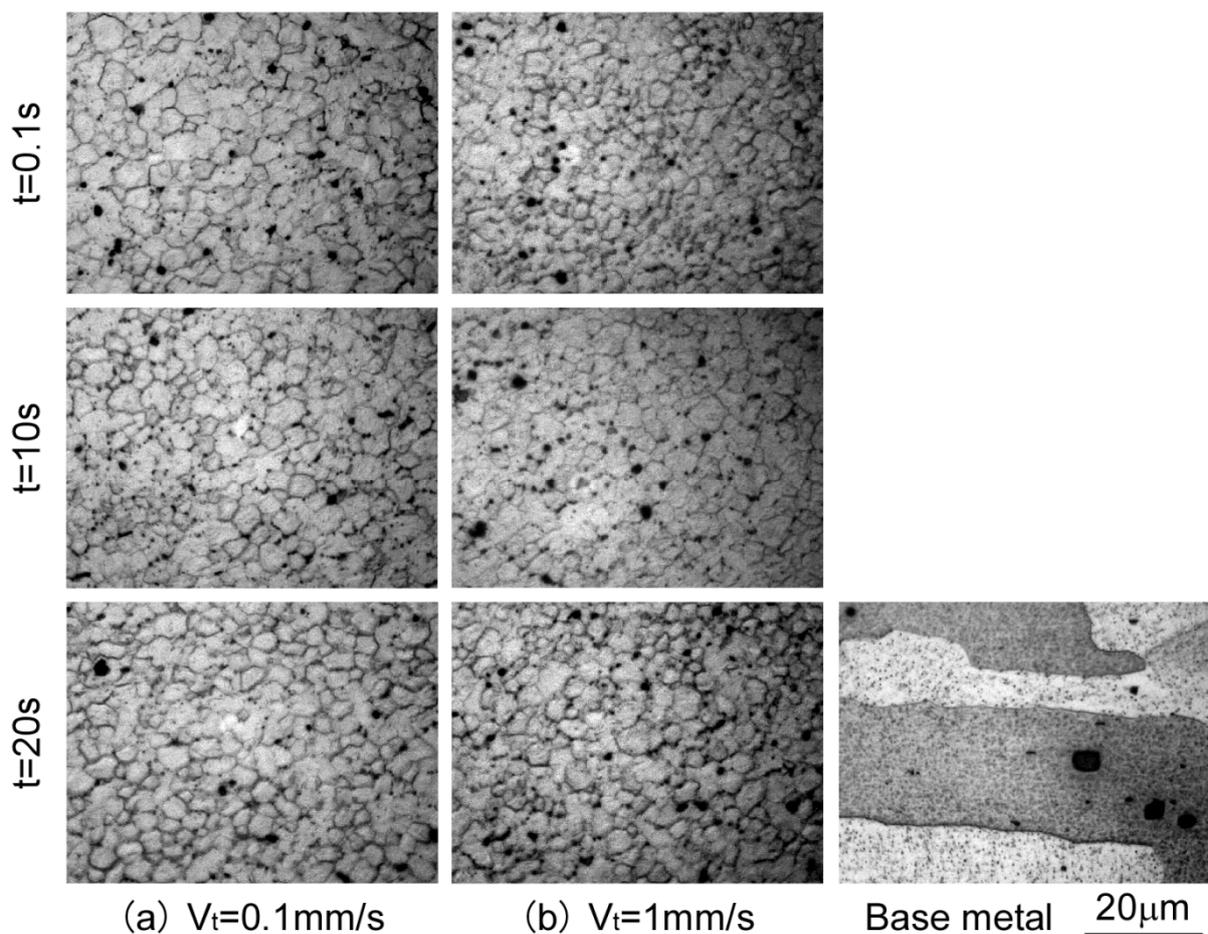


Fig.5.6 Microstructures of center of stir zone.

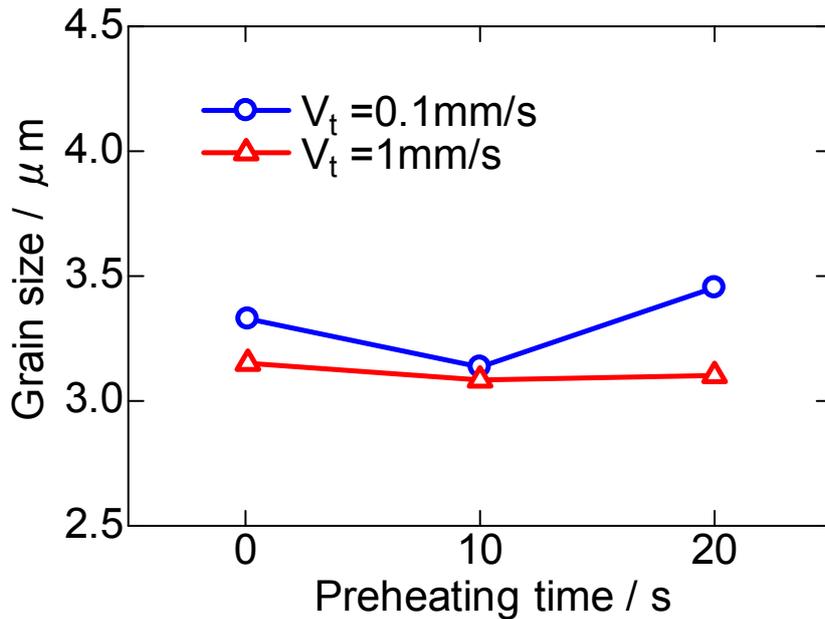


Fig.5.7 Measuring results of grain size of center of stir zone.

5.3.4 硬さ試験結果

実験に用いた A2024 は熱処理合金であり，摩擦圧接では接合後室温での自然時効により硬度が回復することが知られている⁷⁾．比較的低温で接合される FSW において接合直後からの時間経過による硬度の変化を検討するために，接合後 3 時間経過後および 4 日間経過後の継手始点部における板厚中央部の硬さ分布を Fig.5.8 に示す．全条件において，接合部では時効硬化による硬度の回復が認められた．また，予熱時間の減少に伴い入熱量が減少するため，熱影響による軟化が抑制され硬度の回復した範囲が広くなった．

接合部の硬さに変化が認められなくなった接合後 4 日間経過後の継手始点部における板厚中央部の硬さ分布を Fig.5.8 に示す．接合条件に関わらず，全継手の HAZ には軟化が認められ，工具挿入速度が速く，予熱時間が短くなるのに伴って軟化域は狭くなる傾向を示した．このことは，A5052 継手と同様に，入熱量が減少するのに伴い熱影響による継手の軟化が抑制されたものと考えられる．

HAZ に比較して SZ の軟化割合は著しく減少した．このことは，SZ では熱影響を受けると同時に，プローブによる強加工が加えられ動的再結晶を

引き起こすため、母材に比較して著しく微細な組織を形成したことと、時効硬化による針状析出物の影響と考える。

Fig. 5.8 に示す予熱時間 $t=20\text{s}$ の条件では、回転工具径より外側においても軟化が認められた。この軟化部は A2024 の摩擦圧接継手⁷⁾にも観察されており、過時効状態となった部分が軟化したものであり、A2024 特有のものであると推定される。本実験条件範囲内において最も入熱量が小さいと考えられる工具挿入速度 1mm/s 、予熱時間 0.1s の条件では、回転工具径外部の軟化は小さかった。

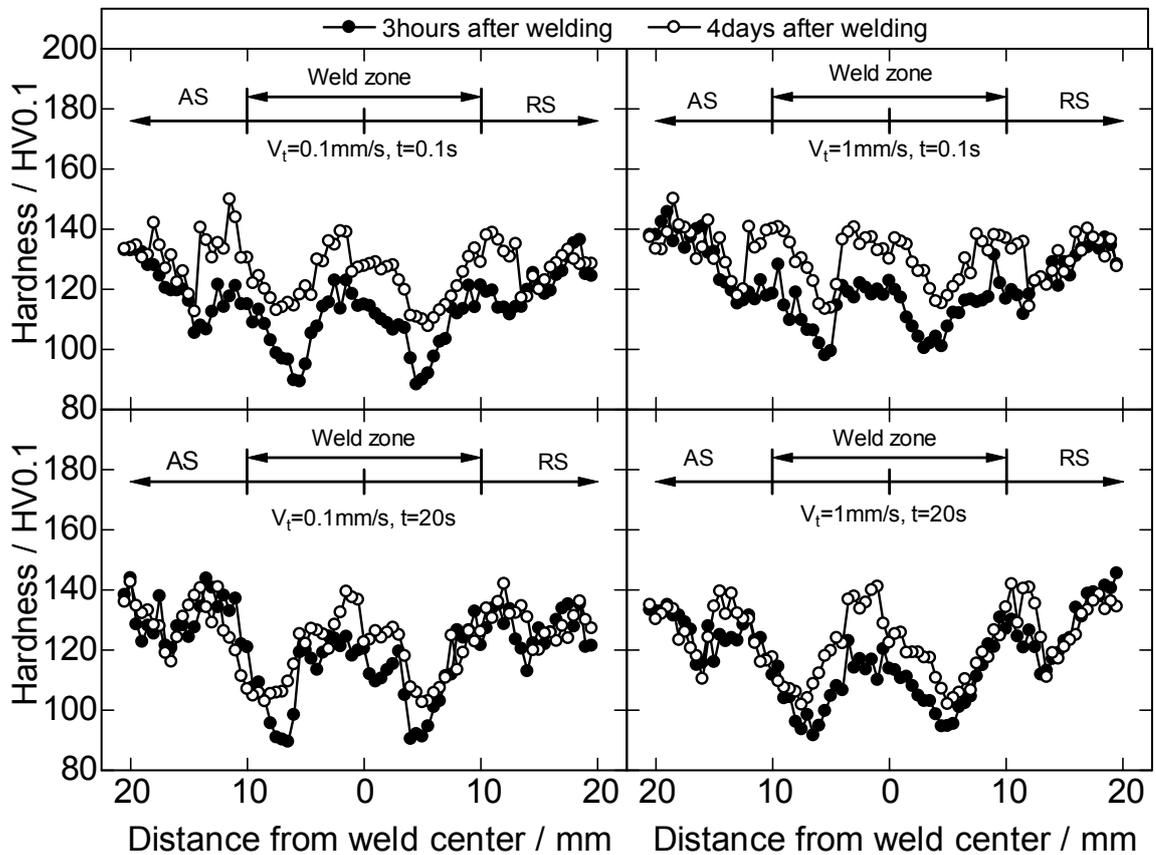


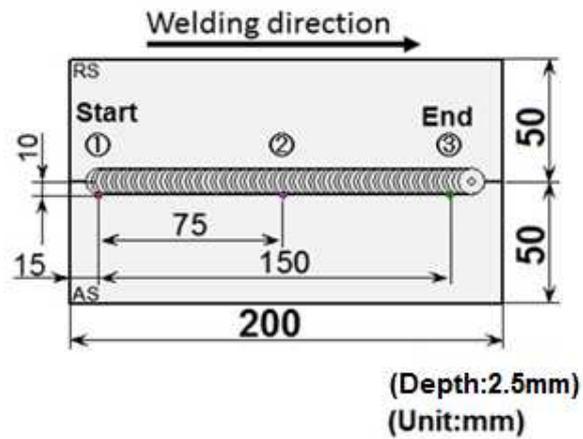
Fig.5.8 Hardness distributions of start position of joint.

5.3.5 温度測定結果

FSW 時における回転工具先端部の温度履歴を Fig.5.9 に示す. 全条件において, プローブ挿入時, 予熱時および接合時に温度上昇が認められ, 工具挿入速度が速くなるのに従って昇温速度および最高到達温度は大きくなる傾向を示した. 予熱時間 20s では予熱時の昇温速度は工具挿入速度が速くなるのに伴い大きくなり, 工具挿入速度 0.1mm/s の条件では 5.0K/s であったのに対し, 工具挿入速度 1mm/s の条件では 11.4K/s となった. このことは, 工具挿入速度を速くすることでプローブ圧入時の垂直抗力が増大し, 摩擦発熱による単位時間当たりの入熱量が増大することによるものと考えられる.

接合開始時の温度は工具挿入速度が遅く, 予熱時間が長くなるのに伴って高くなった. このことは, プローブの挿入時間および予熱時間が長くなることにより, 継手始点部における総入熱量が増加したためと考えられる.

本実験の範囲内では, 工具挿入速度 1mm/s, 予熱時間 20s の条件で接合時の温度変化は小さく安定となった. このことは, 工具挿入速度が速い条件では予熱時の昇温速度が大きいため, 予熱時間を 20s 以上に増加させることで接合開始時点での工具温度が高くなり, 接合部の温度が安定するためと考えられる.



Measuring positions of joint

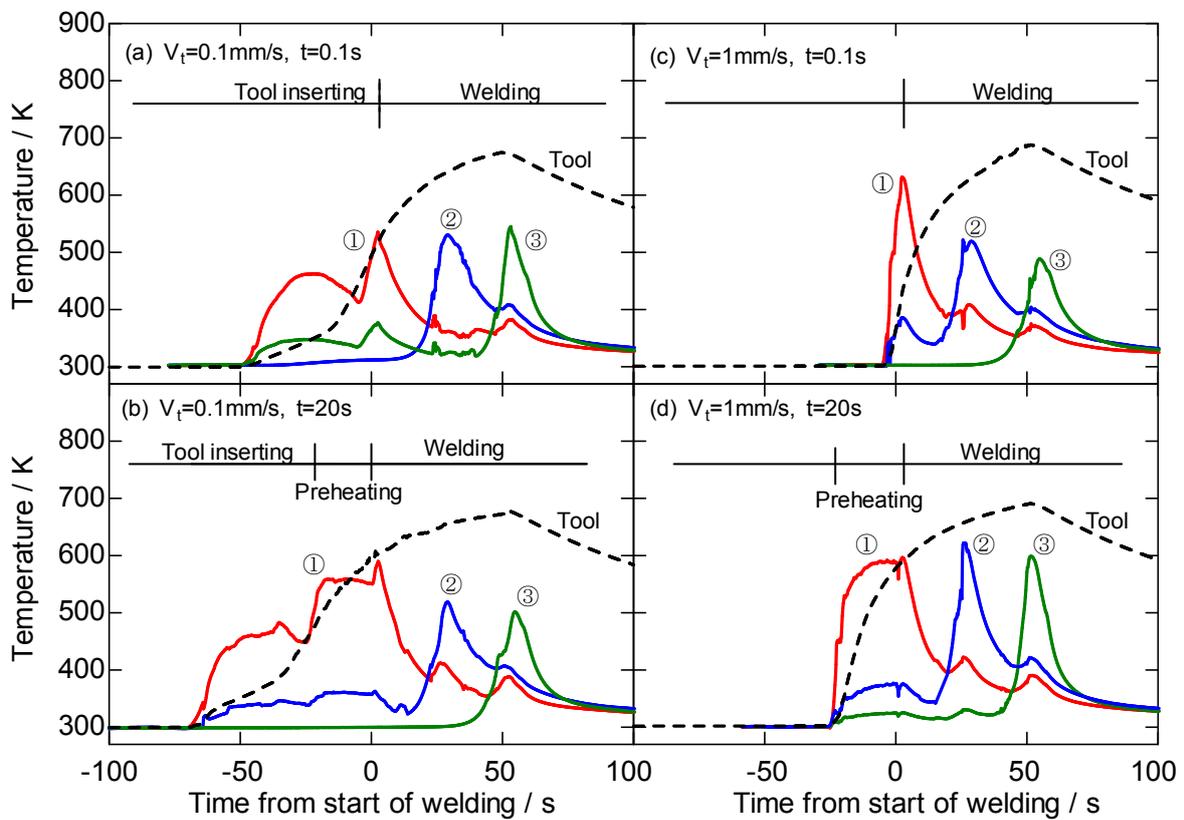


Fig.5.9 Temperature-time histories of both rotational tool and joint.

5.3.6 引張試験結果

接合後4日間経過後の継手始点部における引張試験結果を Fig.5.10 に示す. 工具挿入速度 0.1mm/s の条件では予熱時間の長短による差は小さく引張強さは母材の約 98%と高い値を示した. このことは, 工具挿入速度が遅い条件では継手始点部での攪拌時間が長く, 素材の流動が良好となり予熱の効果はほとんど認められなかったためと考える.

一方, 工具挿入速度 1mm/s の条件では予熱時間 0.1s および 10s の条件で引張強さは低い値を示したが, 予熱時間 20s の条件では引張強さは著しく向上した. このことは, A2024 は他のアルミニウム合金に比較して高温強度が高く, 工具挿入速度が速い条件, すなわちプローブ挿入時の攪拌時間が短いことは, 予熱時間が短くなるのと等価の状態となり塑性流動不足により健全な攪拌部が得られなかった. また, 引張試験片は表裏を面削したためにキッシングボンドが発生した条件においてもその影響は小さかった.

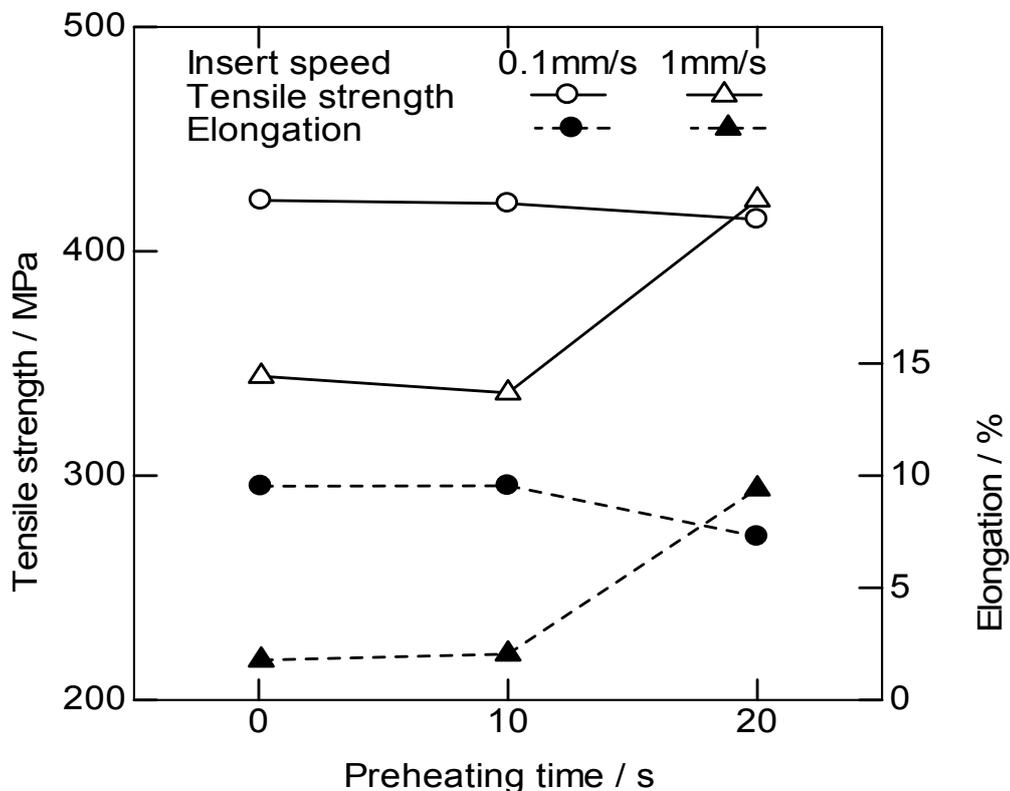


Fig.5.10 Results of tensile test of start position.(4days after welding)

このことは、予熱時間が長くなるのに従って継手始点部の入熱および昇温速度は増大するため素材の流動が容易となり、継手の攪拌状態が良好となり、引張強さが向上したものと考えられる。伸びも引張強さと類似の傾向にあったが、母材に比較して著しく低い値であった。

本実験条件範囲内では、引張強さは工具挿入速度 1mm/s、予熱時間 20s の条件で最高値 423MPa を示し、母材の約 90%であった。また、同条件での伸びは 9.4%であり母材の 50%と低下した。このことは、試験片平行部内には微細組織を示す攪拌部と熱影響部が混在し、平行部内の組織が不均な状態となるためと考える。

破断後の引張試験片の巨視的組織を Fig.5.11 に示す。工具挿入速度が遅い条件では、予熱時間 0.1s および 10s の条件で HAZ での破断となったが、予熱時間 20s の条件では SZ 外周に沿って破断した。このことは、工具挿入速度が遅い条件では継手始点部における攪拌時間が長いため、予熱時間 20s では攪拌過多となり良好な攪拌部が得られなかったこと、および予熱時間の増加に伴い TMAZ の幅が広がったことが起因していると考えられる。工具挿入速度が速い条件では予熱時間の長短によらず SZ 外周に沿って破断した。

このことより、継手始点部における SZ、TMAZ、HAZ の幅を測定した結果を Fig.5.12 に示す。工具挿入速度 1mm/s の条件では予熱時間の増加に伴い SZ、HAZ の幅は広くなり、特に HAZ 幅の増大は顕著であった。このことから、工具挿入速度 1mm/s の条件では予熱時間の短い条件は破断形態に差は認められなかったものの、予熱時間 20s の条件では HAZ 幅の増大に伴い継手の延性が増加したものと考えられる。

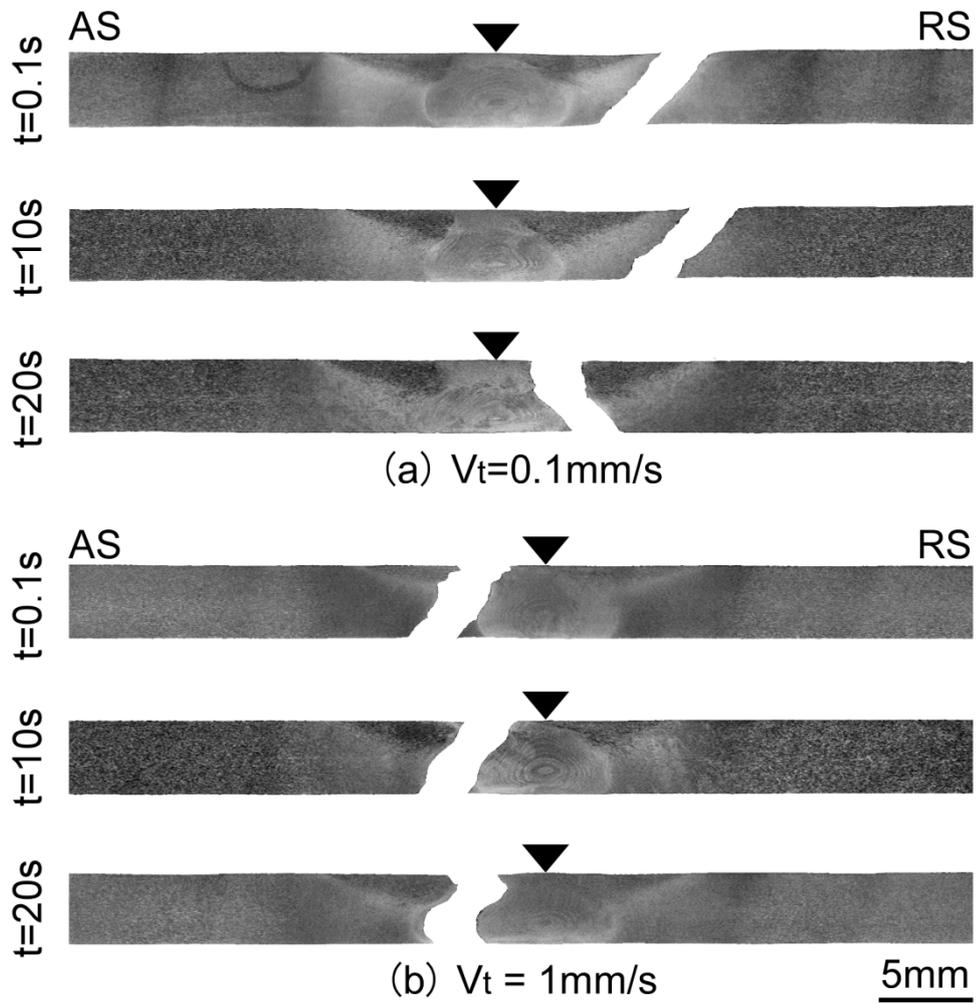


Fig.5.11 Macrostructures of tensile fractured specimens of start position of joint.

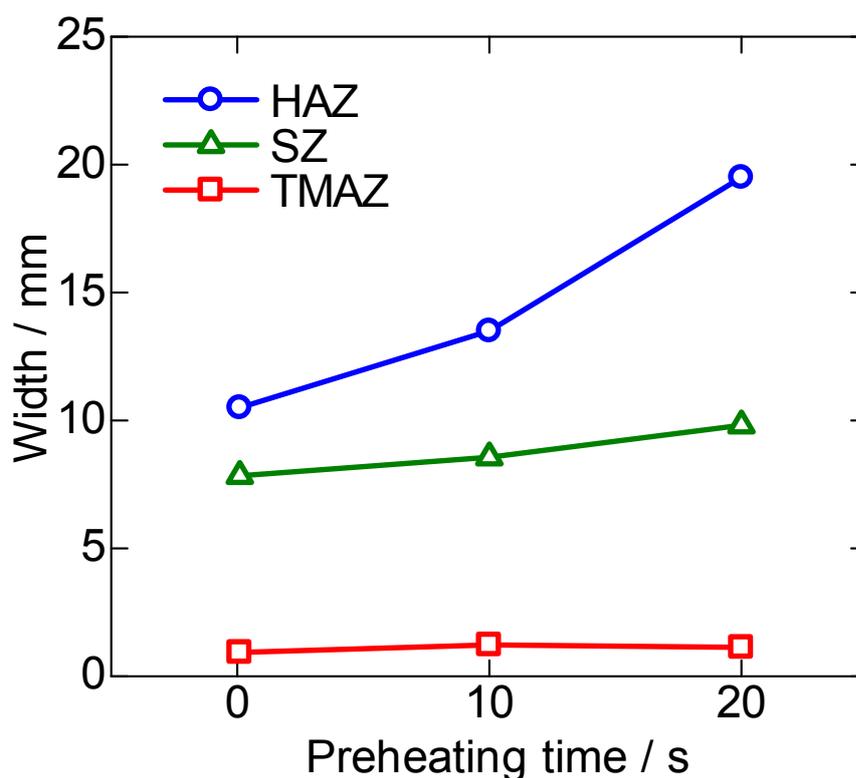


Fig.5.12 Width of HAZ, SZ and TMAZ under condition of tool insert speed 1mm/s.

接合後4日間経過後の継手中央部および終端部から採取した試験片による引張試験結果を行った結果、継手中央部および終端部の引張試験結果にほとんど差が認められなかったため両者の平均値をFig.5.13に示す。また、予熱時間の増加により引張強さは低下するが、その差は小さく約400MPaの値を示し、工具挿入速度の影響はほとんど認められなかった。このことから、A5052 継手と同様に継手始点部から離れた位置では工具挿入速度や予熱時間の大小による影響に比べて工具回転数および接合速度の影響が大きいと考える。また、接合開始部の $V=0.1\text{mm/s}$ および $V=1\text{mm/s}$ の予熱時間20sでは、終端部とほぼ同等の引張強さを示し、均一な強度の継手が得られた。

引張試験破断後の横断面巨視的組織の一例として終端部の試験片をFig.5.14に示す。破断形態は、TMAZでの破断が多く、工具挿入速度 0.1mm/s 、

予熱時間 0.1s の条件は HAZ で破断した. 引張強さの大小による破断位置の違いはほとんど認められなかった.

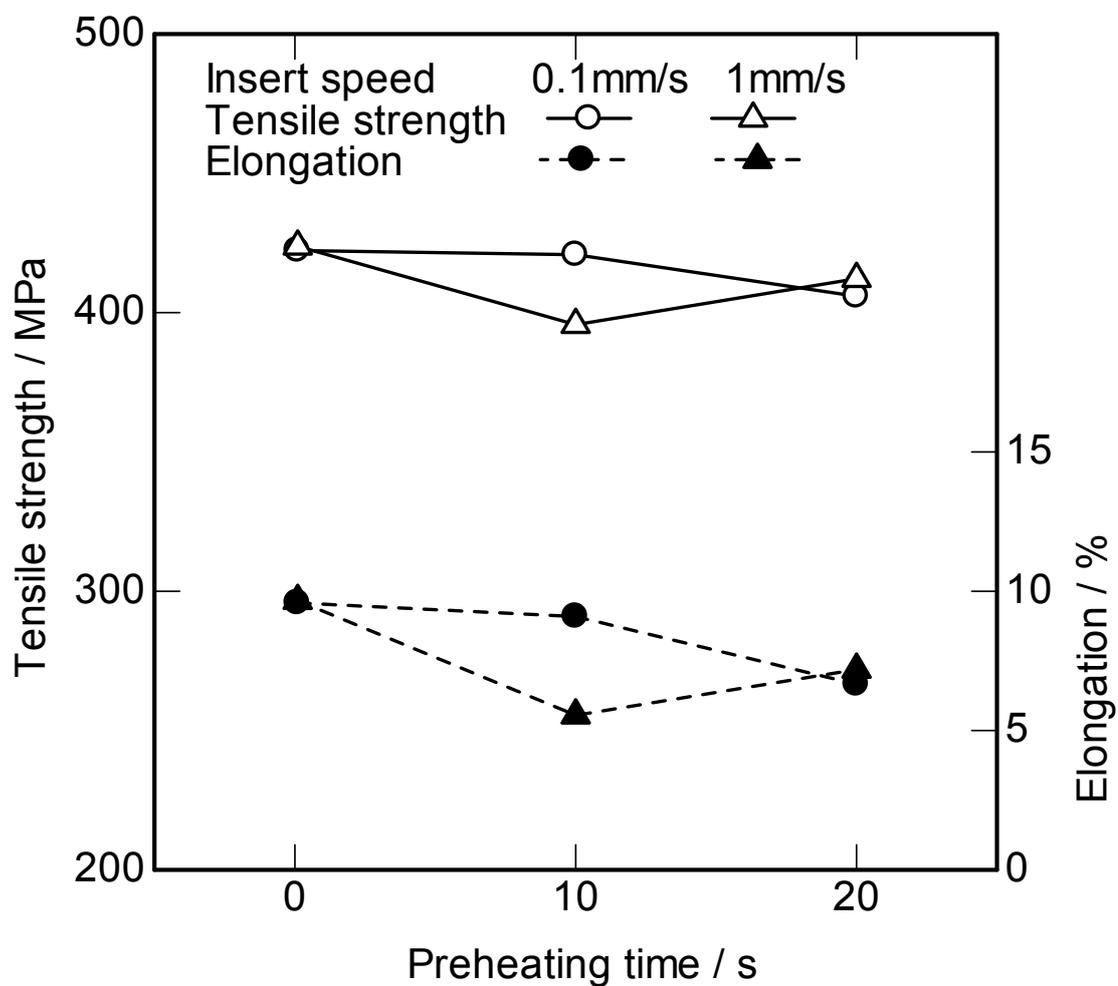


Fig.5.13 Results of tensile test of end position of joint.

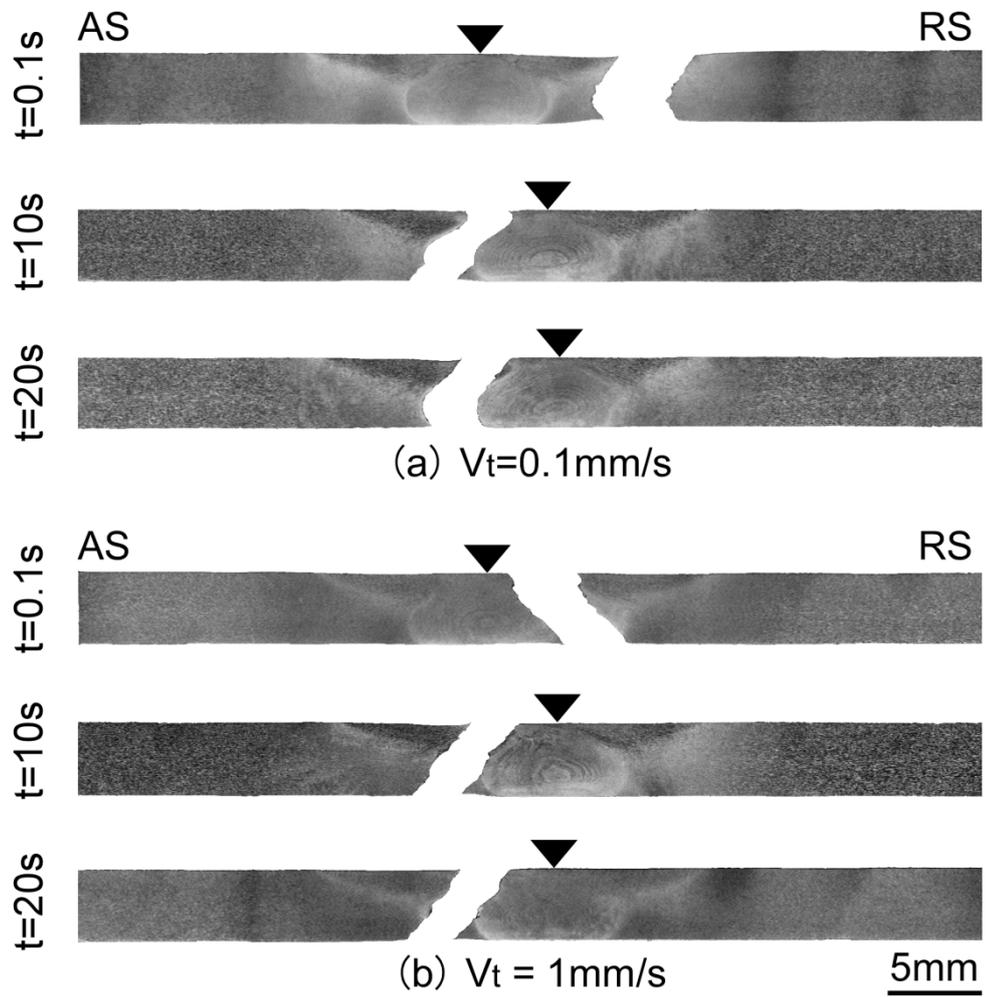


Fig.5.14 Macrostructures of tensile fractured specimens of end position of joint.

5.4 小括

2024 アルミニウム合金板を用いて摩擦攪拌接合を行い、攪拌部の組織および機械的性質に及ぼす工具挿入速度および予熱時間の影響について検討した結果、以下の結論を得た。

- (1) 本実験条件範囲内では継手始点端部の開口および継手段差のない継手が得られ、工具挿入速度および予熱時間の増加に伴い接合部表面は平滑となった。
- (2) 接合条件に関わらず攪拌部の組織は母材に比較して著しく微細となり、平均結晶粒径は $3.1\sim 3.4\mu\text{m}$ となった。オニオンリングの幅は予熱時間の増加に伴って大きくなる傾向を示した。工具挿入速度 1mm/s 、予熱時間 0.1s の条件では接合界面底部にキッシングボンドが認められたが、予熱時間を長くすることによりキッシングボンドの発生は抑制された。
- (3) 工具挿入速度および予熱時間が減少するのに従って軟化域は狭くなる傾向を示し、攪拌部の軟化割合は減少した。また、予熱時間の減少に伴い、時効硬化による硬度の回復は大きくなった。
- (4) 工具挿入速度 0.1mm/s の条件では予熱時間の違いによる引張強さに差は認められなかった。工具挿入速度 1mm/s の条件では予熱時間が 0.1s および 10s の条件で引張強さは著しく低下したが、予熱時間 20s の条件で引張強さおよび伸びが向上した。本実験範囲内では、引張強さは工具挿入速度 1mm/s 、予熱時間 20s の条件で最高値 423MPa を示し、母材の約 90% であった。伸びは母材の約 50% と低下した。
- (5) 予熱時間 20s の条件では予熱時の昇温速度は、工具挿入速度 0.1mm/s の条件で 5.0K/s 、工具挿入速度 1mm/s の条件は 11.4K/s となり、工具挿入速度が速くなるのに伴って昇温速度は大きくなった。最高到達温度は工具挿入速度 1mm/s 、予熱時間 20s の条件で 690K を示した。

以上のことより、2024 アルミニウム合金板を用いて摩擦攪拌接合を行った結果、工具挿入速度および予熱時間の適正值が明らかとなった。本実験範囲内において工具挿入速度が速い条件では適切な予熱時間の付与により接合欠陥のない良好な継手が得られた。また、接合初期条件の影響は A5052 と同様に、接合開始部より離れた部分では明瞭に観察されなかった。

参考文献

- 1) 中田一博：－FSW 研究の現状と課題－摩擦攪拌接合 FSW の原理と各種材料への展開，溶接学会秋季全国大会技術セッション資料，64. (2004), 1-15.
- 2) 軽金属学会編：アルミニウムの組織と性質，(1991), 438.
- 3) 加藤数良，時末 光，伊藤 源：6061 アルミニウム合金摩擦攪拌溶接継手の機械的性質，軽金属溶接，41-5(2003), 218-226.
- 4) 荒深純一，古市英樹，加藤数良：摩擦攪拌接合における工具挿入速度及び予熱時間が 7075 アルミニウム合金継手の組織と機械的性質に及ぼす影響軽金属溶接，52-12(2014), 470-476.
- 5) 中田栄一：金属組織，軽金属，33-2(1983), 111-119.
- 6) 例えば，斉藤尚文，重松一典：摩擦攪拌プロセス－金属材料の新しい組織制御技術，軽金属，57(2007), 492-498.
- 7) 例えば，加藤数良，時末 光：2024 アルミニウム合金摩擦圧接継手の機械的性質，軽金属，40-5(1990), 351-355.

第 6 章 7075 アルミニウム合金摩擦攪拌接合における 初期接合条件の影響

6.1 はじめに

前章までに A5052 および A2024 について工具挿入速度および予熱時間がこれらの同種材 FSW 継手の機械的性質に与える影響を検討した結果、いずれのアルミニウム合金を用いた場合にも工具挿入速度および予熱時間の適正值が存在することが明らかになった。そこで、アルミニウム合金のなかで最も高い強度をもつ 7000 系合金についても初期接合条件が FSW 継手の機械的性質に与える影響を検討し、適正值を求める必要があると考える。

本章では、7000 系合金のなかから A7075 アルミニウム合金板を用いて FSW を行い、攪拌部の組織および機械的性質に及ぼす工具挿入速度および予熱時間の影響について検討した。

6.2 供試材および実験方法

供試材は第 3 章に示した形状に機械加工した板厚 5mm の A7075 を用いた。回転工具は Fig. 3.3 に示した形状の合金工具鋼 (SKD61) 製のものを使用した。接合条件は予備実験より外観上健全な継手が得られた Table 6.1 に示す条件を組合せ、ルート間隔無しの I 型突合せ接合とした。この条件は第 5 章で示した A2024 より工具挿入速度は速く設定できている。

Table 6.1 Friction stir welding conditions.

Rotational speed	N (rpm)	1000
Welding speed	V (mm/s)	3
Tilt angle	θ (deg.)	3
Tool insert speed	V _t (mm/s)	0.1 ~ 2
Preheating time	t (s)	0.1 ~ 20

6.3 実験結果および考察

6.3.1 外観観察

接合部始点部から終点部の継手外観を Fig.6.1 に、接合部始点部の継手外観を Fig.6.2 に示す。全条件で接合部表面にはショルダー径とほぼ一致した幅の円弧状の様子が認められ、RS 側にバリが発生した。本実験の範囲では、外観上の接合欠陥は観察されなかった。本実験の接合条件は工具回転数は 1000rpm、接合速度は 3mm/s (180mm/min) であり、回転ピッチは 0.18mm/rev となる。FSW の指標の一つである回転ピッチの逆数は 5.6rev/mm となり、中田の報告¹⁾にある A7075 の適正接合条件範囲内であることと一致した。しかし、工具挿入速度 0.1mm/s、予熱時間 0.1s および 10s の条件では接合部表面に付着物が認められた。この付着物は、母材の流動性が悪いために発生したバリがショルダー一部内に巻き込まれ、接合部表面に残存したものとする。工具挿入速度 0.1mm/s では予熱時間を 20s とすることによりこの付着物は消滅した。また、工具挿入速度 2mm/s では、工具挿入時のバリの発生が少なく付着物は認められなかった。A7075 に比較して接合条件範囲が狭い第 5 章論述した A2024 継手においても同様な付着物が観察されている。これらの傾向は、第 4 章に示した A5052 継手と類似した様相であったが、付着物の量は A7075 継手に多く認められた。このことは、母材の材質によるもので、A5052 に比較して本実験で使用した A7075 の流動性が悪いために、発生したバリがショルダー一部内に巻き込まれたものとする。

また、工具挿入速度 0.1mm/s の条件において、予熱時間 0.1s および 10s の接合部の幅が広く見えるのは発生したバリの一部が接合部 RS 側に張り付いた状態となったためである。

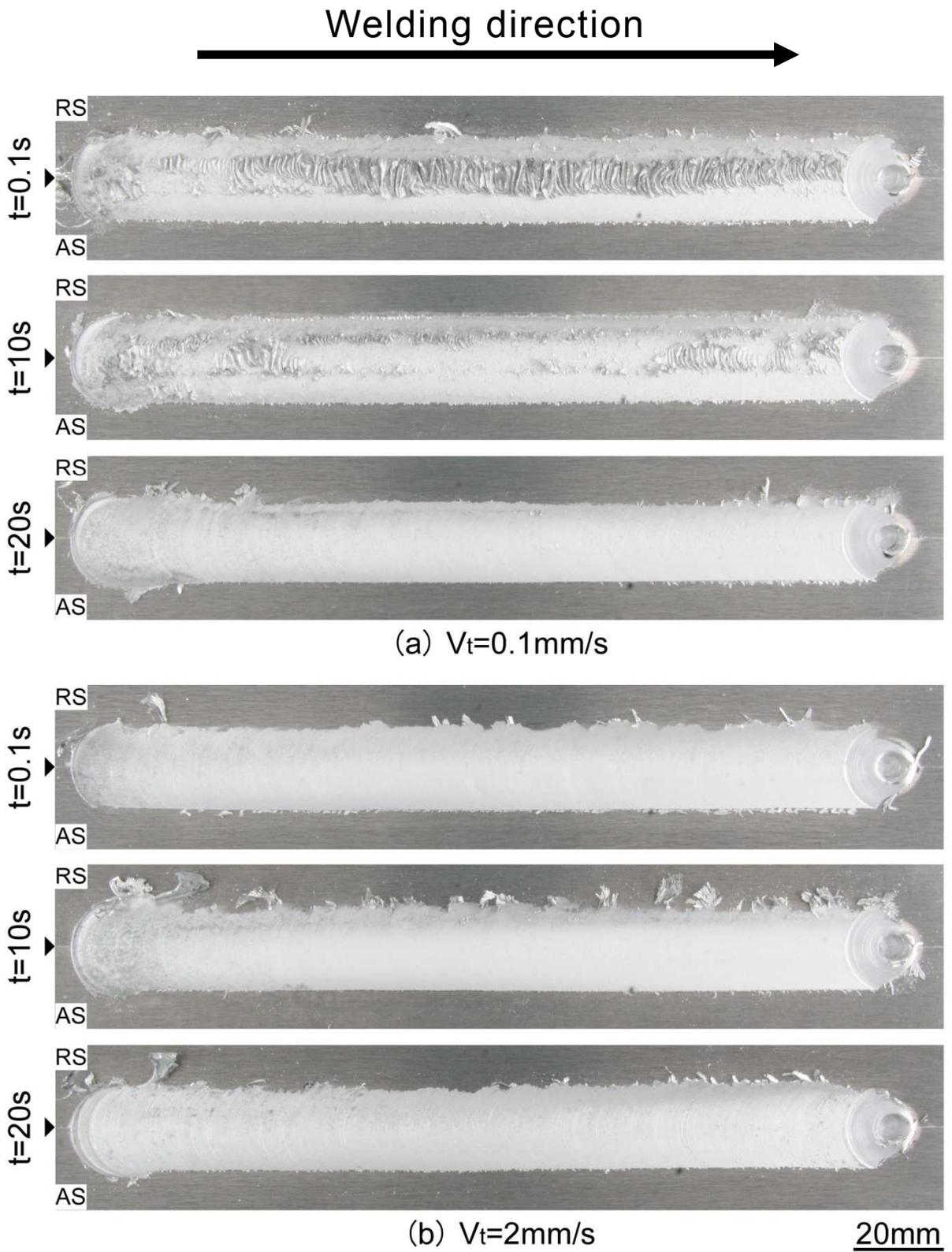


Fig.6.1 Appearances of joint.

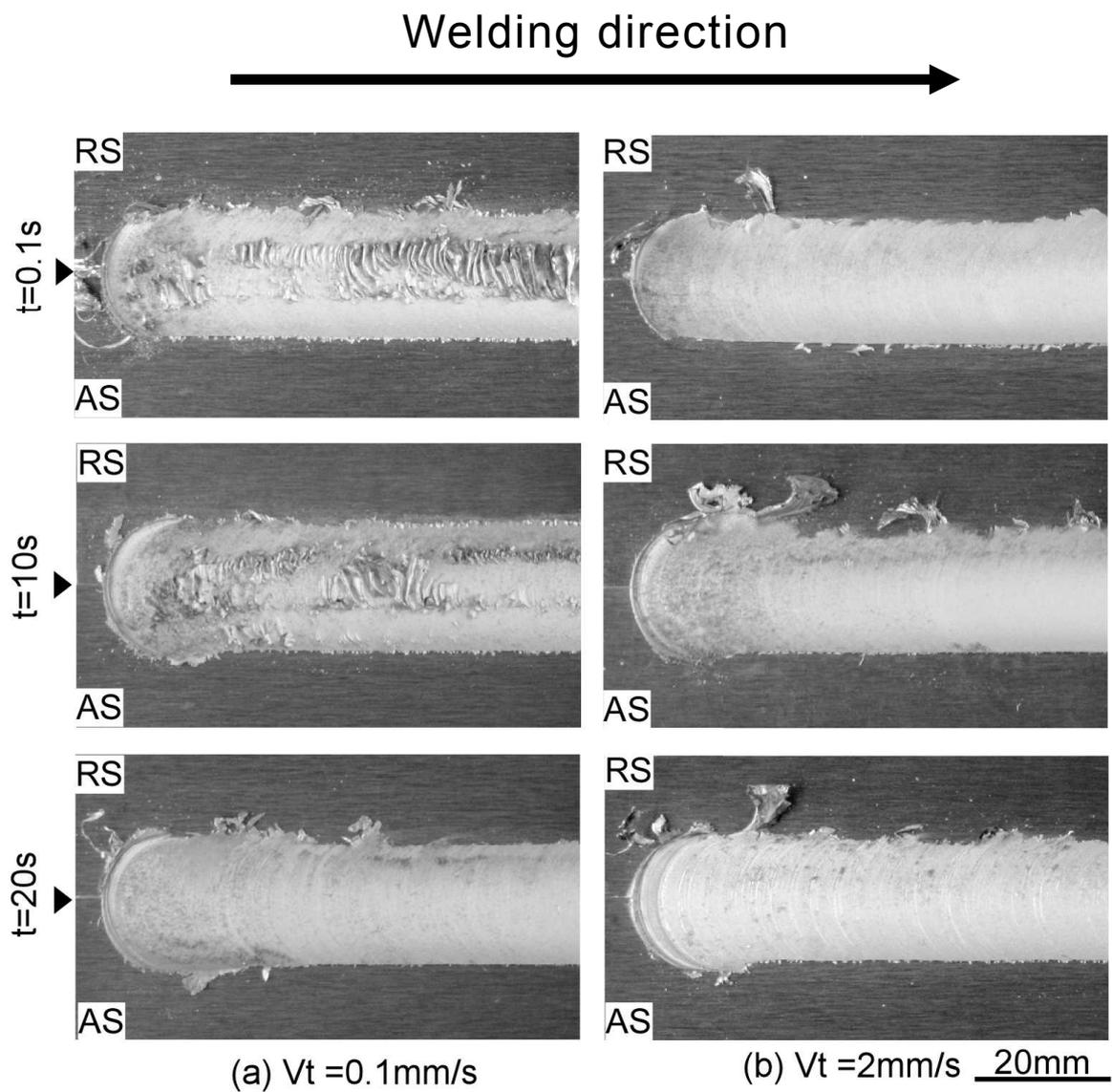


Fig.6.2 Appearances of start position of joint.

6.3.2 巨視的組織観察

継手始点部の横断面巨視的組織を Fig.6.3 に示す. 全条件で SZ にはオニオンリング²⁾が観察され, 予熱時間の増加に伴ってオニオンリングが観察される範囲が拡大し, 工具挿入速度 0.1mm/s が若干大きくなる傾向にあった. この現象は第 4 章で述べた A5052 継手と類似の傾向であり, 予熱時間が長くなるのに伴い入熱量が多くなり, 高温となるために母材の流動が容易になったためと考える. また, 全条件で巨視的には空隙などの接合欠陥は認められなかった.

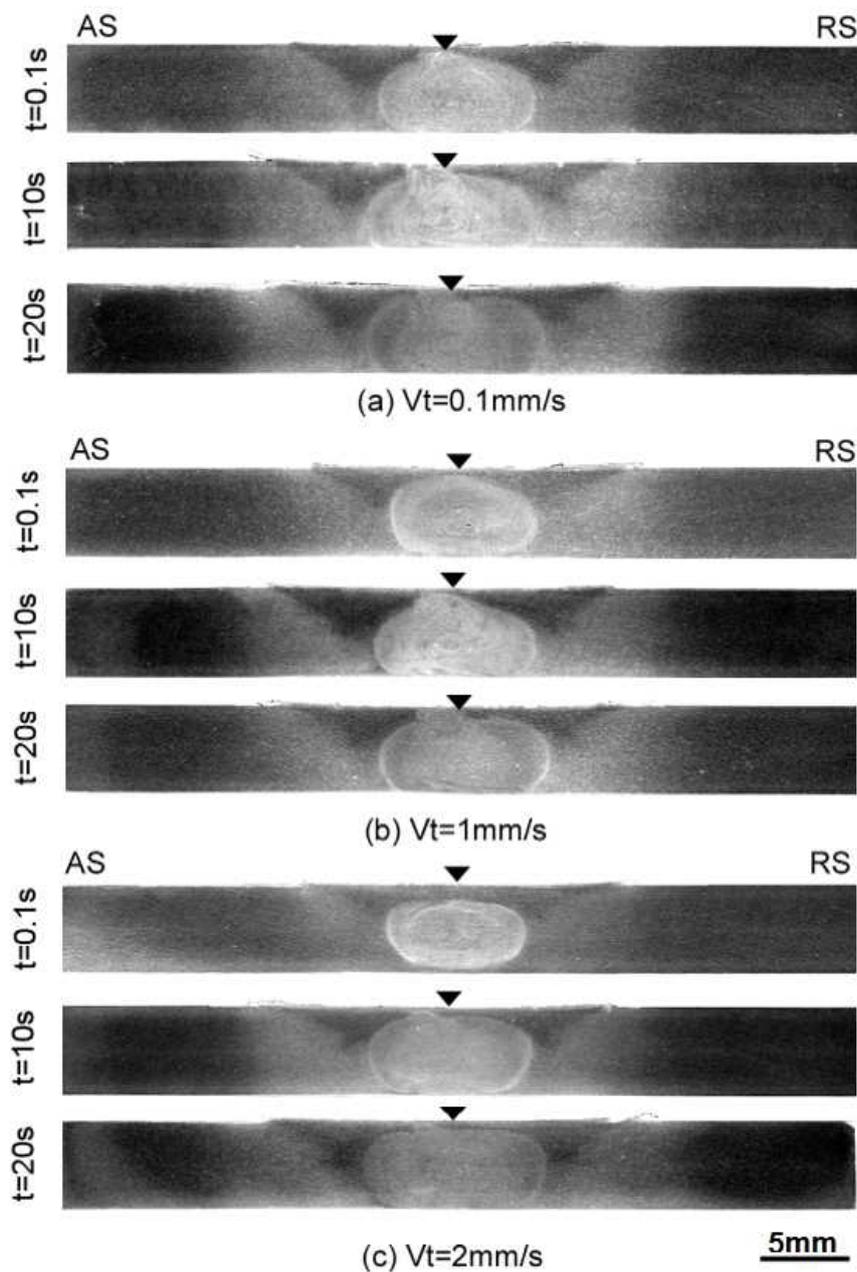
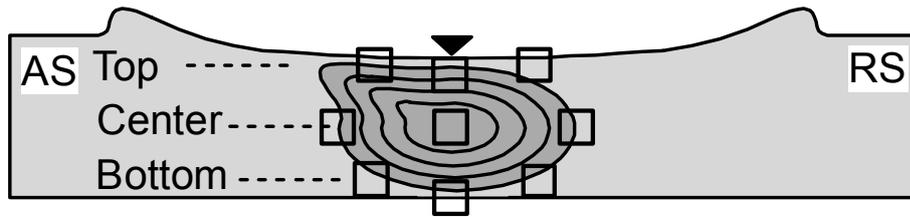


Fig.6.3 Macrostructures of start position of joint.

6.3.3 微視的組織観察

継手始点部の横断面微視的組織を Fig.6.4 に示す. 開始部の SZ 中央部の組織は, 他の報告にもある A2024 継手³⁾ の A6005 継手⁴⁾ の微視的組織と同様に微細な等軸組織を示しており, SZ 周辺の TMAZ では, 組織の流動が明瞭に観察されている. 図は示していないが, TMAZ の幅は予熱時間の増加に伴って母材の変形が大きくなり拡大する傾向にあった. また, 開始部ではキッシングボンド⁵⁾ はいずれの条件においても観察されなかった.

SZ 部中央部の微視的組織を高倍率で観察した結果を Fig. 6.5 に示す. 図に示すように SZ 中央部の組織は図中に示した母材の圧延組織(平均結晶粒径は $56\ \mu\text{m}$) に比較して微細な等軸組織を示した. この微視的組織よりチンマー法⁶⁾ によって平均結晶粒径を算出した結果を Fig. 6.6 に示すように, SZ では平均結晶粒径は $2.6\sim 3.4\ \mu\text{m}$ と母材に比較して著しく微細であった. SZ の結晶粒の微細化はプローブによる強ひずみの導入によった, 動的再結晶によるものとしてよく知られている現象である⁷⁾. 開始部では予熱時間の長短に関係なく工具挿入速度が速い条件がより微細となった. また, 工具挿入速度の大小に関係なく予熱時間の増加により平均結晶粒径は大きくなる傾向を示した. これらのことは開始部での入熱量の違いによるものである.



A7075 Base metal

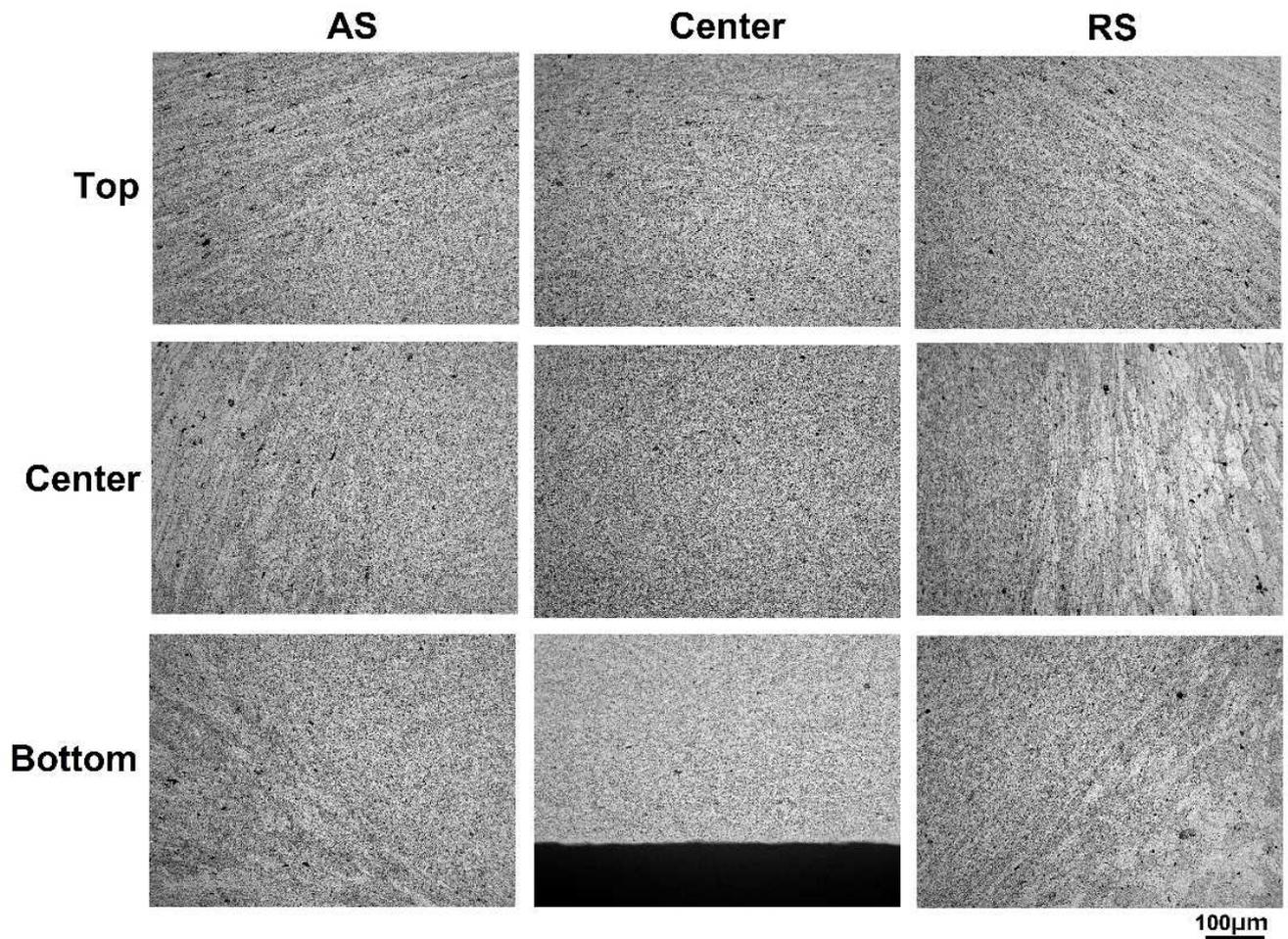


Fig.6.4 Microstructures of start position of joint under condition of $V_t=2\text{mm/s}$ and $t=20\text{s}$.

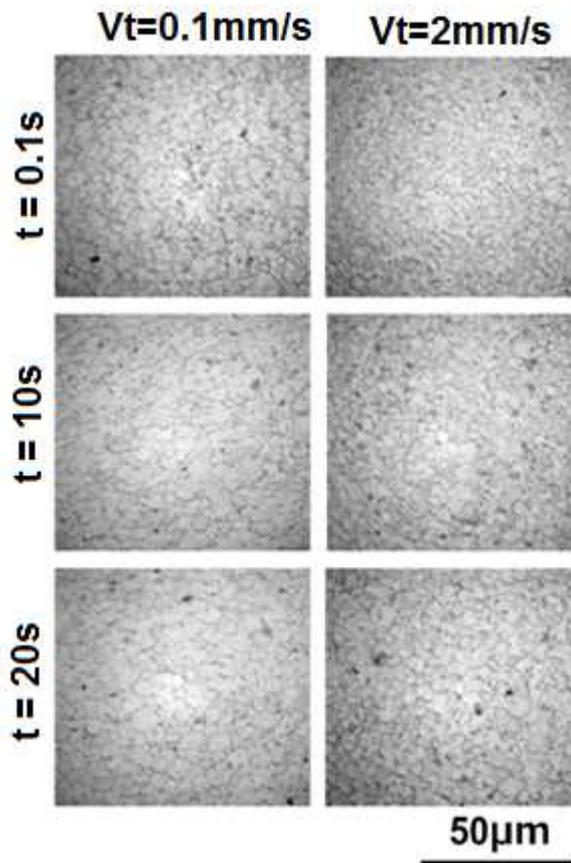


Fig.6.5 Microstructures of start position of joint.

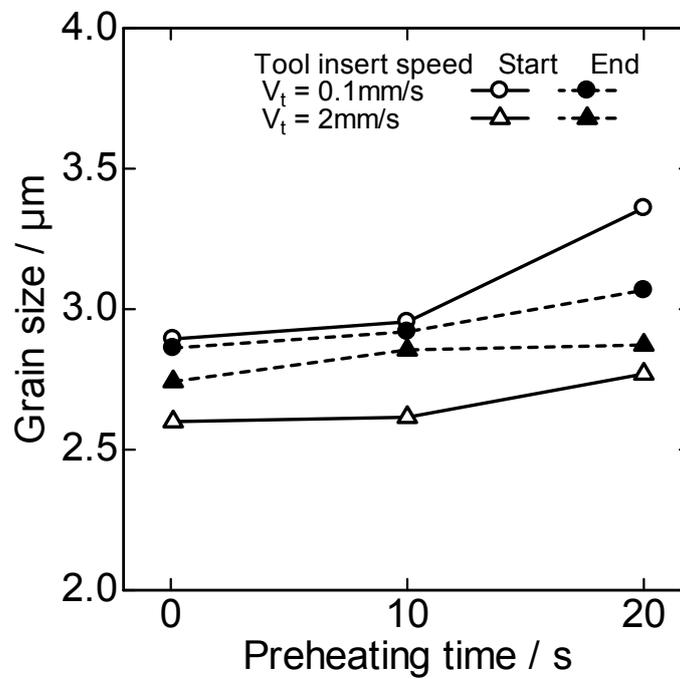


Fig.6.6 Measuring results of grain size of center of stir zone of start position.

6.3.4 硬さ試験結果

接合後 1 日間, 15 日間および 30 日間経過後の継手始点部における板厚中央部の硬さ分布を Fig.6.7 に示す.

接合後 1 日経過後の硬さ分布に比較して, 室温での時間の経過に伴い時効硬化により軟化域の硬さは増加したが, 接合後 15 日以上経過した継手の硬さ分布にはほとんど変化は認められず, 軟化域が消滅するまでには至らなかった. 他の条件においても時間経過に関しては類似の傾向を示した. また, 全条件において他のアルミニウム合金^{3), 8)}においても観察されたショルダー径に相当する位置に最軟化部が認められた.

予熱時間が 0.1s と短い場合には, 工具挿入速度が遅い条件では軟化域の硬さは低くなり, 軟化域の幅は広くなる傾向にあった. 予熱時間が長い条件では, 工具挿入速度の違いによる軟化域の硬さ及び幅に明瞭な差異は認められなかった. また, 同一の工具挿入速度であれば予熱時間が長くな

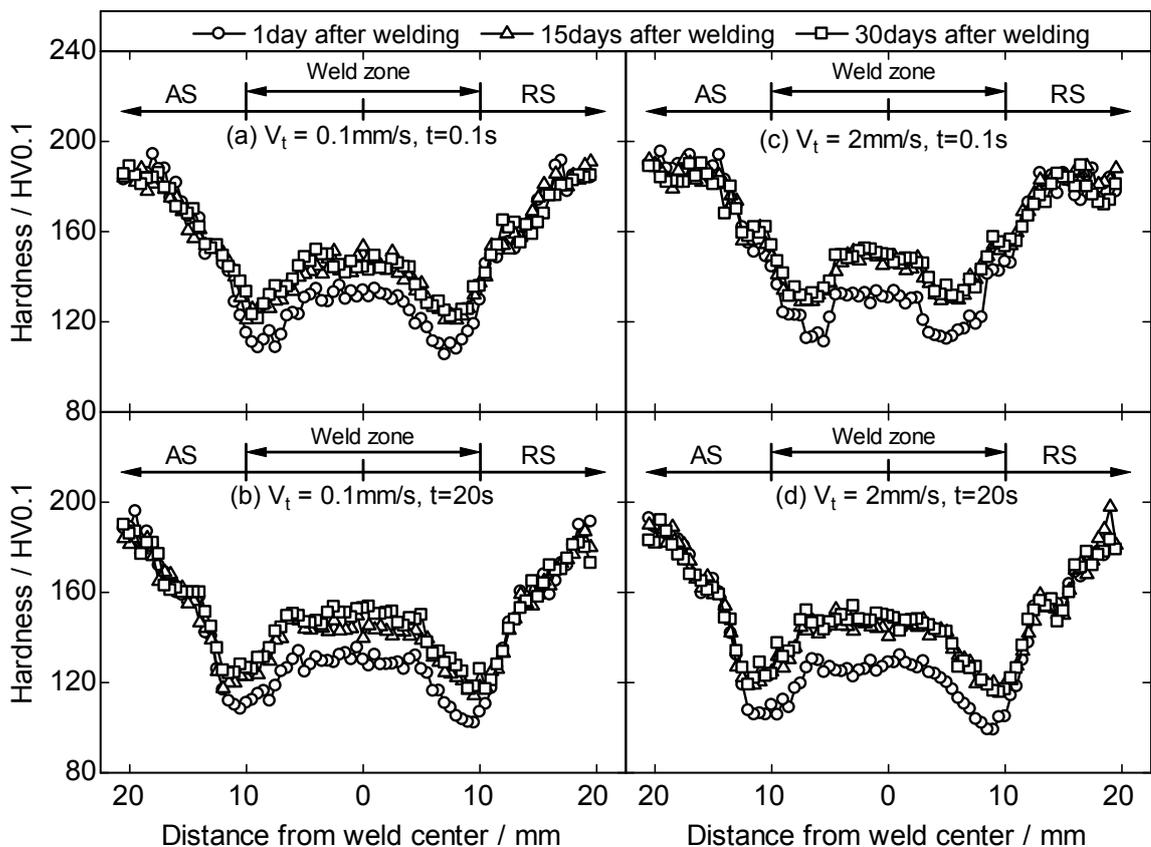
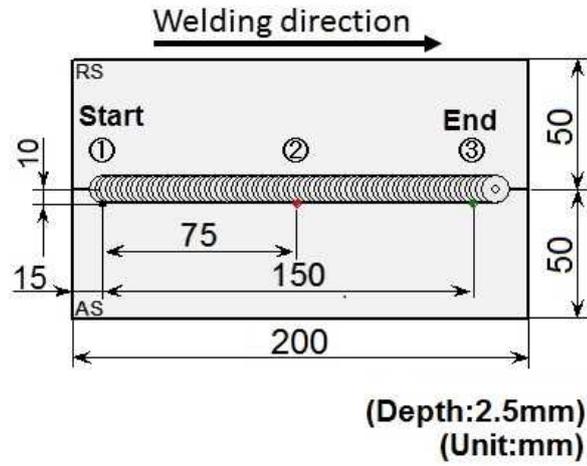


Fig.6.7 Hardness distributions of start position of joint.

ると軟化域の硬さは低くなり，幅も拡大した．これらのことは，後述する示す温度測定結果に示すように，硬さの測定位置すなわち開始部での入熱量の違いによるものであると考える．

6.3.5 温度測定結果

FSW 時における回転工具先端部の温度履歴を Fig.6.8 に示す．開始部に最も近い測定点（図中の①）で明らかのように，工具挿入速度が遅い条件では回転工具挿入中に母材で 240K～270K，回転工具先端では約 240K の温度上昇があった．さらに予熱時間中に母材は約 30K，回転工具先端部では約 90K の温度上昇が認められた．工具挿入速度が速い条件では回転工具挿入中の母材の温度上昇は 140K～210K，回転工具先端のそれは 50K～130K であった．予熱による温度上昇は母材で約 60K であり，回転工具は約 250K であった．このことより，回転工具の挿入速度が遅い場合は母材と回転工具の接触時間が長くなるために，母材及び回転工具は緩やかに温度上昇し，回転工具挿入完了時には両者の温度には大差は認められず，工具挿入速度が速くなると熱伝導率が良い母材の温度上昇が速くなる．また，予熱過程では当然のことながら工具挿入速度の影響はなく，工具挿入完了時に生じた両者の温度を平衡状態にするような作用が生じ，回転工具の温度上昇が大きくなるものと考えられる．また，母材の接合開始時の温度は予熱時間の長短によらず，工具挿入速度が同一であればほぼ同等の温度を示すが，工具挿入速度が速い条件が母材の温度は約 60K 低い値を示した．接合開始時の回転工具の温度は予熱時間が短い場合は工具挿入速度が速い条件が約 180K 低い値となるが，20s の予熱を与えることにより両者の差は約 40K と小さくなった．接合中の最高温度は，母材は全条件でほぼ同一の温度となったが，回転工具の温度は工具挿入速度の大小に関係なく，予熱を 20s とした条件が約 40K 高い値を示した．



Measuring positions of joint.

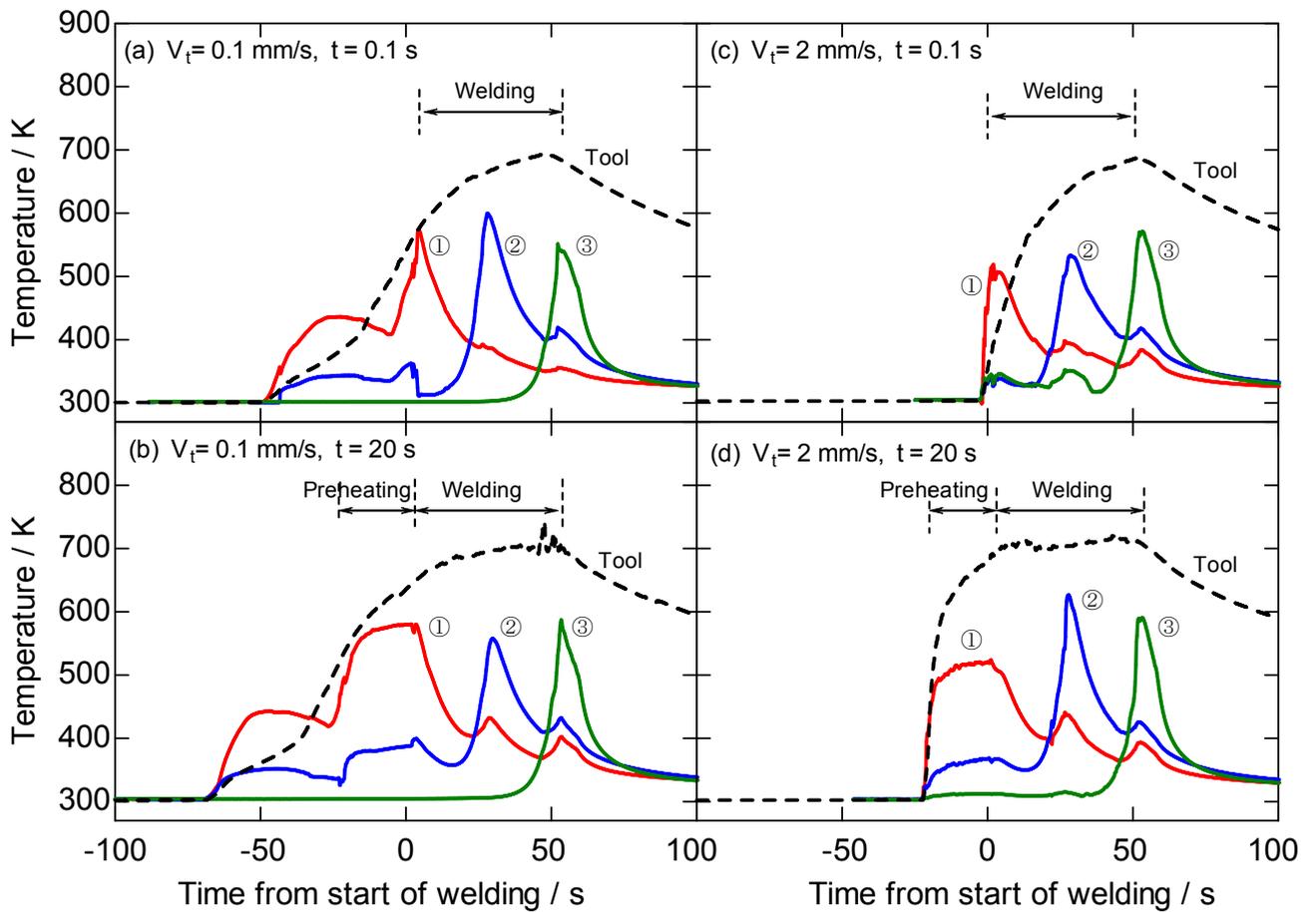


Fig.6.8 Temperature-time histories of both rotational tool and joint.

6.3.6 引張試験結果

接合後 30 日間経過後の継手始点部における引張試験結果を Fig.6.9 に示す。開始部では工具挿入速度 0.1mm/s の条件の引張強さは予熱時間の長短に関わらず、母材に比較して著しく低下し、予熱時間の影響はわずかであった。工具挿入速度 2mm/s では、0.1mm/s に比較して引張強さは著しく向上し、終端部と同等の強度が得られ、予熱時間の増加に伴って継手強度はわずかではあるが低下する傾向を示した。本実験範囲では、引張強さは工具挿入速度 2mm/s、予熱時間 0.1s の条件で最高値 492MPa を示し、母材の 84%であった。また、伸びは工具挿入速度 2mm/s の条件では予熱時間の長短による明瞭な差異はなかったが、工具挿入速度 0.1mm/s では予熱時間が 10s 以下の条件では引張強さと同様に工具挿入速度 2mm/s に比較して低い値を示した。しかし、予熱時間 20s では、両者の伸びはほぼ同等の値を示した。また、実験の範囲内では伸びの最高値は 6.3%であり、母材の約 50%と低下した。

破断後の引張試験片横断面巨視的組織を Fig. 6.10 に示す。工具挿入速度 0.1mm/s の条件では予熱時間 0.1s および 10s の条件において SZ 外周部に沿って破断したが、一部は SZ 内部にも亀裂が進展して破断した状態であった。また、予熱時間 20s の条件では HAZ で破断した。一方、工具挿入速度 2mm/s の条件では、予熱時間 0.1s および 10s の条件においては HAZ で破断し、予熱時間 20s の条件では SZ の外周部に沿って破断した。

この破断形態からも引張強さに差が生じたことが推定できる。SZ 部に沿って破断した試験片はいずれも AS 側であり、組織的不均一が主原因と考えられる。また、HAZ で破断した試験片は前述した硬さ分布において最軟化域に相当する部分であり軟化が主原因と推定される。工具挿入速度が 0.1mm/s では、接合開始点での総入熱量は大きくなり、プローブが完全に挿入された状態となるまでの所要時間も長くなる。この間に攪拌により素材上部に流動した部分がショルダ一部により押し戻され良好な攪拌部を形成するためには、予熱時間 10s 以下では攪拌時間が不足した状態となり、引張強さおよび伸びが低下したものと考えられる。工具挿入速度 2mm/s ではプローブ挿入に要する時間は短く、上部への流動も少なくなるにより比較的短時間の予熱時間においても攪拌効果が有効には働く、しかし予

熱時間が 20s と長くなると攪拌過多の状態となり SZ に沿って破断したものと推定する。

これらのことより、高い継手強度を得るためには、工具挿入速度及び予熱時間の組合せにより、プローブが完全に挿入されるまでの時間と予熱中の攪拌効果とのバランスが必要であり、これによって最軟化部の軟化割合の低減、および組織の不均一性を減少させることが必要と考える。

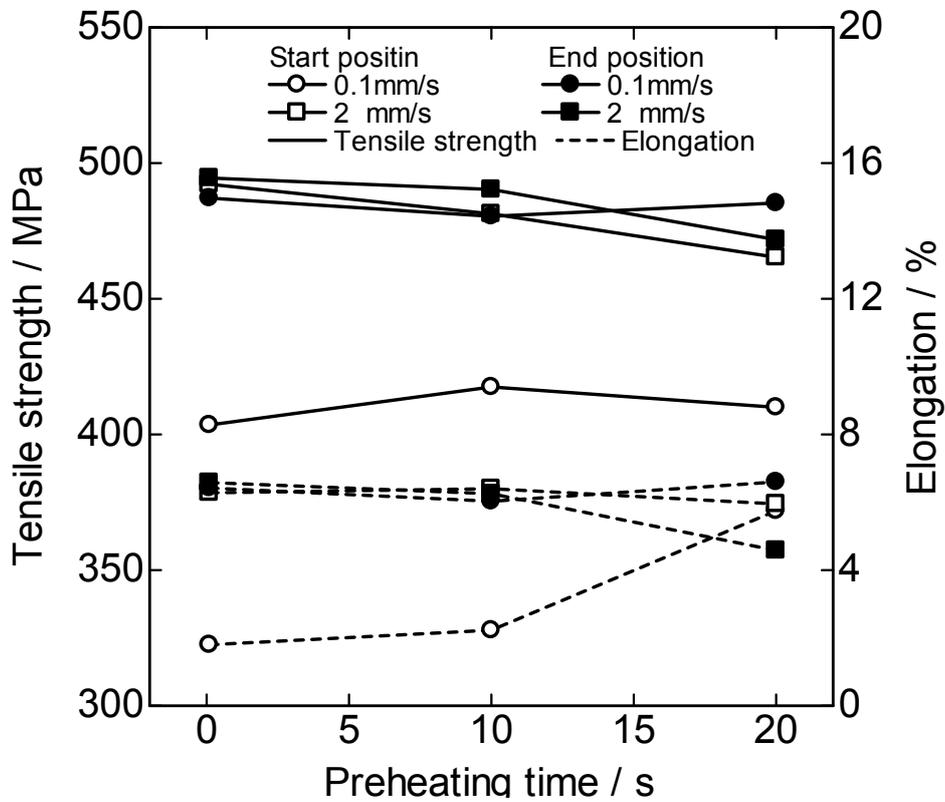


Fig.6.9 Results of tensile test of joint at 30days after welding.

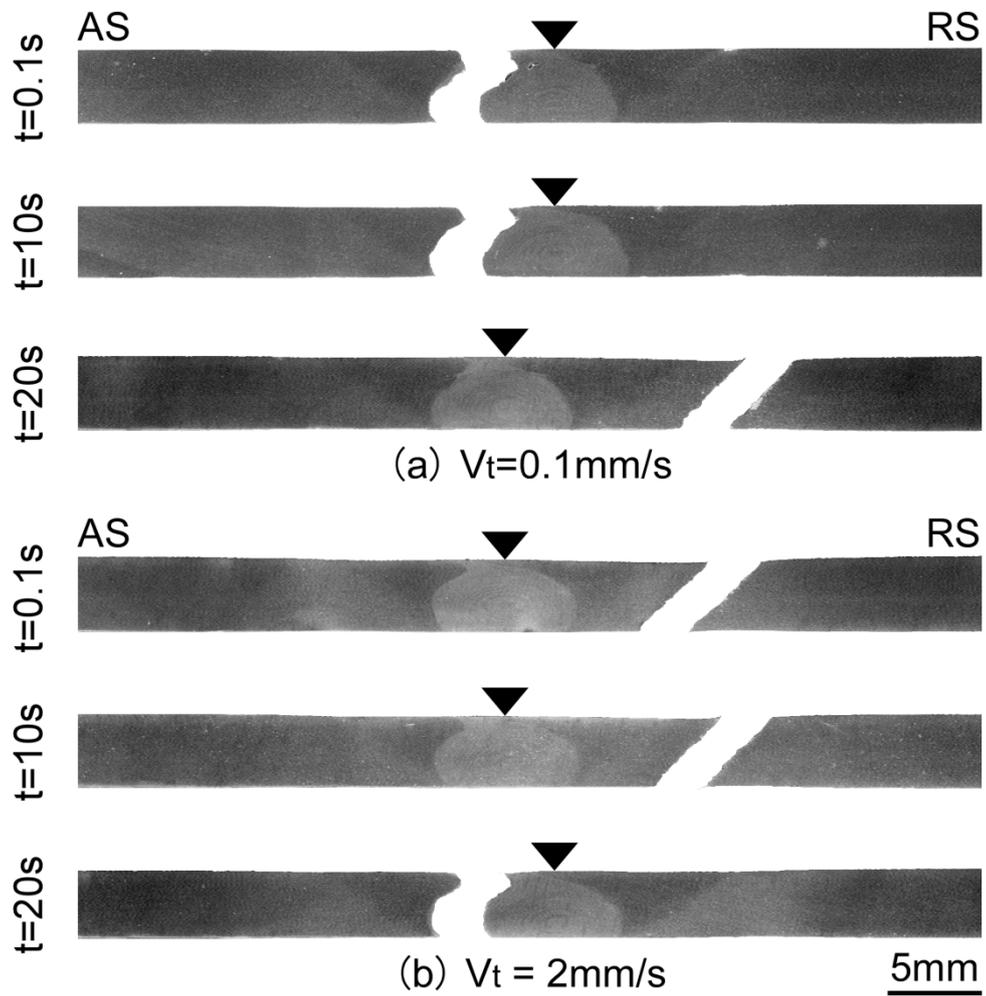


Fig.6.10 Macrostructures of tensile fractured specimens of start position of joint.

6.4 小括

7075-T651 アルミニウム合金板を用いて摩擦攪拌接合を行い，工具挿入速度および予熱時間が継手の組織と機械的性質に及ぼす影響について検討した結果，以下の結論が得られた．

- (1) 工具挿入速度および予熱時間の増加に伴い接合部表面は平滑となり，本実験範囲内では外観上の欠陥は認められなかった．
- (2) 接合条件に関わらず攪拌部の組織は母材に比較して著しく微細となり，工具挿入速度の増加および予熱時間の減少に伴って平均結晶粒径は小さくなり，開始部では工具挿入速度2mm/s，予熱時間0.1sの条件では平均結晶粒径は2.6 μ mであった．
- (3) 継手の硬さ分布において，攪拌部及びその近傍に軟化が認められ，軟化域の幅及び硬さは入熱量の影響を受け開始部では挿入速度の遅い条件，及び予熱時間の長い条件で軟化域の幅は広くなり，硬さは小さくなった．
- (4) 継手の引張強さは，開始部では，工具挿入速度2mm/sでは0.1mm/sに比較して高い値を示し，最高値で492MPaと母材の84%であった．引張強さには，工具挿入速度の大小に比較して予熱時間の影響が小さかった．また，伸びは実験の範囲内で最高値は6.3%と母材の約50%と低下した．
- (5) 工具挿入速度及び予熱時間の影響は継手中央部及び終端部ではほとんど認められなかった．

以上のことより，7075 アルミニウム合金板を用いて摩擦攪拌接合を行った結果，工具挿入速度および予熱時間の適正值が明らかとなった．本実験範囲内では工具挿入速度が速い条件では適切な予熱時間の付与により接合欠陥のない良好な継手を得られた．

参考文献

- 1) 中田一博：－FSW 研究の現状と課題－摩擦攪拌接合 FSW の原理と各種材料への展開，平成 16 年度溶接学会秋季全国大会技術セッション資料，(2004), 1-15.
- 2) 福田哲夫：摩擦攪拌溶接 (FSW) 技術，溶接学会誌，69-7(2000)，560-564.
- 3) 高橋正詞，加藤数良，時末 光：2024 アルミニウム合金摩擦攪拌接合継手の機械的性質，軽金属，61-1(2011)，14-19.
- 4) W.B.LEE, Y.M.YEON and S.B.JUNG : Evaluation of the microstructure and mechanical properties of friction stir welded 6005 aluminum alloy, *Materials Science and Technology*, 19(2003),1513-1518.
- 5) A.Oosterkamp, L.D.Oosterkamp and A.Nordeide : 'Kissing Bond' Phenomena in Solid-State Weld of Aluminum Alloy, *Welding Journal*, 83(2004), 225s-231s.
- 6) 中田栄一：金属組織，軽金属，33-2(1983)，111-119.
- 7) For example , A.Mirjalili, H.Jamshidi Aval and S.Serajzadeh : An Investigation into the Microstructure of Friction-Stir Welded and Artificially Aged AA2017 , *Journal of Materials Engineering and Performance*, 22-11(2013), 3566-3571.
- 8) Takashi YOKOYAMA, Kenji NAKAI, Eiichi SUKEDAI and Kazuyoshi KATOH : Tensile Properties and Constitutive Modeling of Friction Stir Welded AA6061-T6 Butt Joints, *Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering*, 5-12(2011),780-792.

第 7 章 2024 アルミニウム合金と 7075 アルミニウム合金異材 摩擦攪拌接合における初期接合条件の影響

7.1 はじめに

第 4 章から第 6 章で A5052, A2024, A7075 の 3 種類のアルミニウム合金の同種材を組合せた FSW において初期接合条件, すなわち工具挿入速度と予熱時間が攪拌部の組織および継手の機械的性質に及ぼす影響について検討した. その結果, 同種材どうしの FSW において, 継手の微視的組織観察, 引張強さ, 硬さ分布などの観点から FSW 始点部における工具挿入速度と予熱時間の最適条件範囲が明らかになった.

本章では, FSW の条件範囲が狭い A2024 と A2024 より高強度の A7075 を組合せて FSW を行い, 攪拌部の組織および機械的性質に及ぼす工具挿入速度および予熱時間の影響について検討した.

7.2 供試材および実験方法

供試材は第 3 章に示した形状に機械加工した板厚 5mm の A2024 と A7075 を用いた. 回転工具は Fig. 3.3 に示した形状の合金工具鋼 (SKD61) 製のものを使用した. 接合条件は予備実験より選定した **Table 7.1** に示す条件を組合せ, ルート間隔無し of I 型突合せ接合とした. また, 異種材料の組合せでは, AS 側および RS 側に配置する供試材の材質により継手性能が異なることが知られている. 本章においてもその違いを併せて検討した. なお AS 側に A2024 を配置した場合を AS2024, A7075 を配置したものを AS7075 と表記する.

Table 7.1 Friction stir welding conditions.

Rotational speed	N (rpm)	1000
Welding speed	V (mm/s)	3
Tilt angle	θ (deg.)	3
Tool insert speed	V_t (mm/s)	0.1 ~ 2
Preheating time	t (s)	0.1 ~ 20

7.3 実験結果および考察

7.3.1 外観観察

AS2024 継手の接合部始点部の外観を Fig.7.1 に AS7075 継手の接合部始点部の外観を Fig.7.2 に示す。

AS2024 継手の外観は、全条件において AS および RS の両側にばりが観察された。工具挿入速度 0.1mm/s では工具挿入速度 2mm/s の場合に比べ、予熱時間 0.1s と 20s とともに接合部表面の付着物が著しく多くなった。このことは AS 側に A2024 を配置すると、A2024 は A7075 に比較して高温強度が高く塑性流動性が悪いため、始点部において回転工具のプロープ部が挿入される際に工具挿入速度が遅い場合はプロープへの付着物が工具のショルダーに巻き込まれ、接合部表面に付着したものと考えられる。

AS7075 継手では、全条件において AS 側にはバリの発生がほとんど無いのに対して RS 側には大きくバリが発生した。工具挿入速度 2mm/s、予熱時間 0.1s の条件では他の条件と比べ AS 側始点の円弧状模様の外縁（ここでは円弧模様がつながって描く接合面に平行な線を示す）が接合面から近くなった。また、表面状態が他の 3 条件と異なり円弧状模様だけが残存した状態になった。RS 側にバリが顕著に発生する原因としては、RS 側に塑性流動性の悪い A2024 を配置することによって AS 側から流動した A7075 が RS 側で十分に攪拌されることなくバリとして接合部表面に残ったものと考えられる。

これらのことは、第 5 章および第 6 章で論述した同種材の組合せ継手では、同一条件では、A7075 継手に比較して A2024 継手のばりの発生が多くなることより推定されることであり、外観は AS2024 継手のように AS 側に接合条件範囲の狭い¹⁾、すなわち攪拌しにくい素材を配置することが望ましいと考える。類似のことは、例えばアルミニウム合金と鉄鋼材料のように極端に融点が異なる組合せにおいても生じる現象である²⁾。

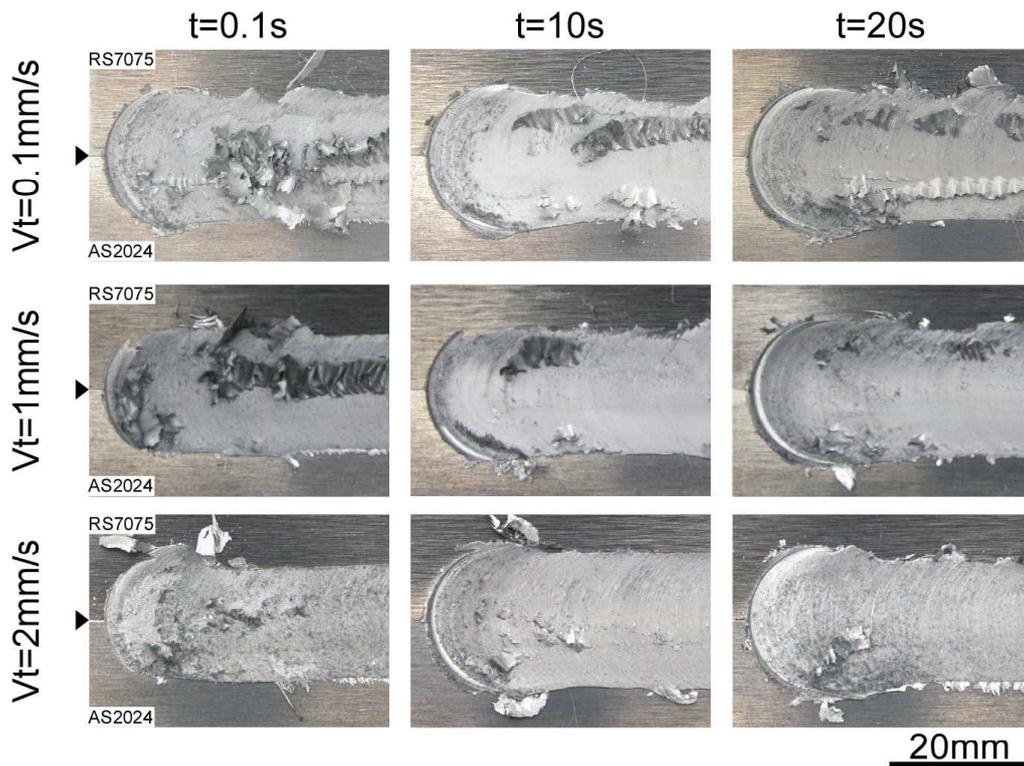


Fig.7.1 Appearances of AS2024 joint.

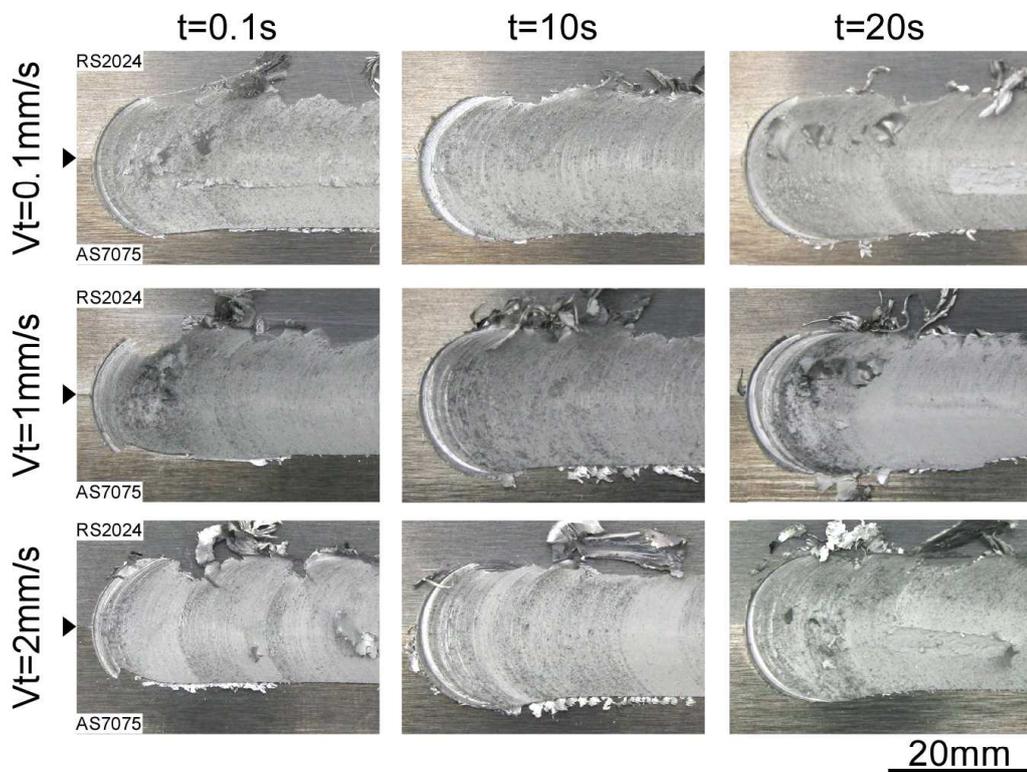


Fig.7.2 Appearances of AS7075 joint.

7.3.2 巨視的組織観察

継手始点部の横断面巨視的組織として AS2024 を Fig.7.3 に, AS7075 を Fig.7.4 に示す.

AS2024 と AS7075 はともに始点部ではいずれの条件においても SZ には FSW 継手の特徴的な層状組織いわゆるオニオンリングが明瞭に観察され, すべての工具挿入速度の条件で予熱時間の増加に伴いオニオンリングの幅は大きくなった. このことは前述した同種材継手の場合と同様に, 予熱時間の増加に伴い始点部での入熱量が増大し, 攪拌が容易になったことに起因したものと考える.

AS2024 の場合では, 工具挿入速度 2mm/s の場合は挿入速度 0.1mm/s および 1mm/s の場合に比べ予熱時間が短くなるのに伴い継手突合せ部の SZ 底部付近のオニオンリングの層状組織が不完全となることより, 攪拌が十分になされていない状態と推定する. この現象は AS7075 の工具挿入速度 1mm/s, 予熱時間 0.1s の条件で最も顕著であった.

また, A2024/A7075 異材継手では素材の配置に関わらず, A2024 側に比較して A7075 側の SZ が大きくなった. このことは, A7075 には融点の低い Zn が約 6%添加されていることにより, A2024 に比較して融点および高温強度が低く, 塑性流動が容易であるためと考える.

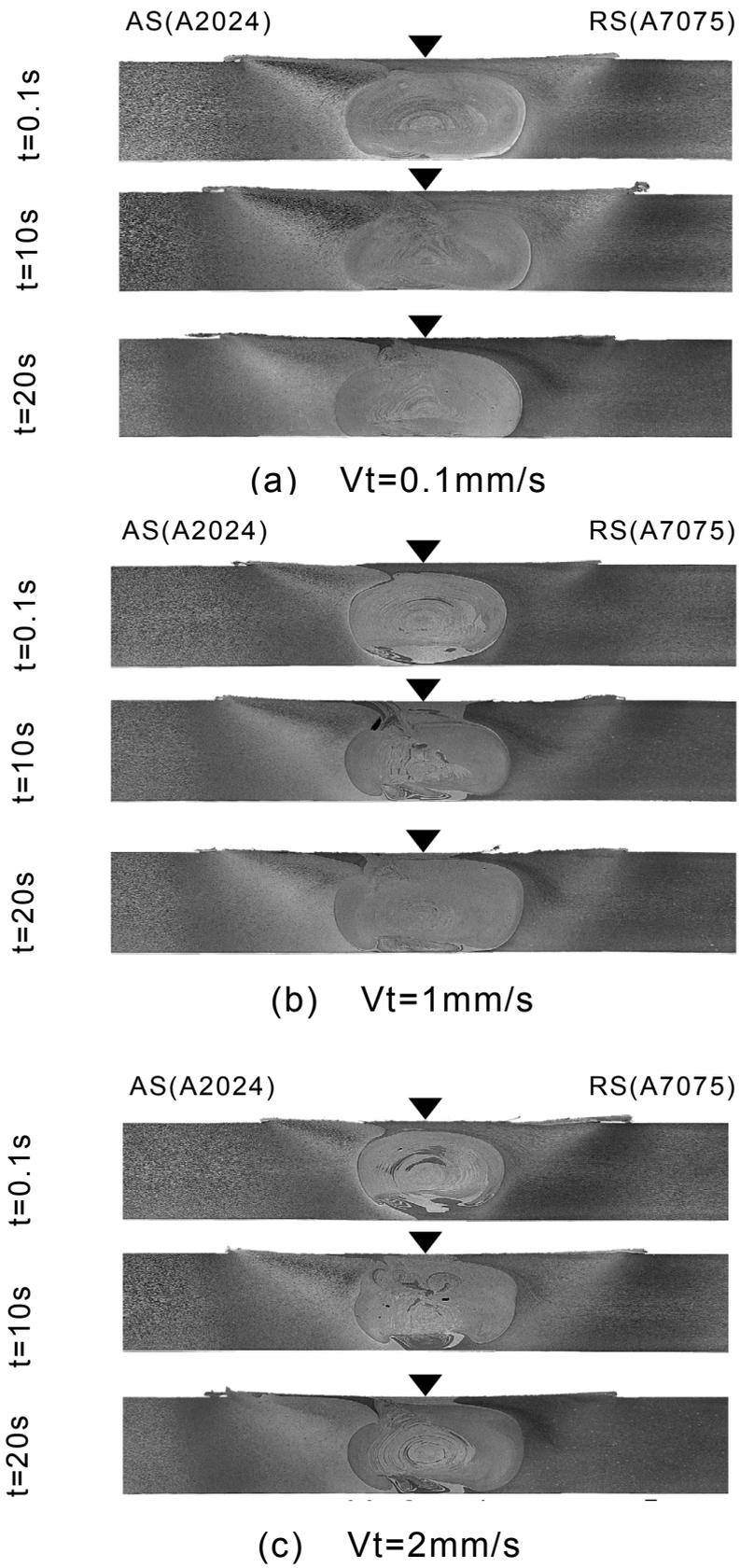


Fig.7.3 Macrostructures of start position of AS2024 joint.

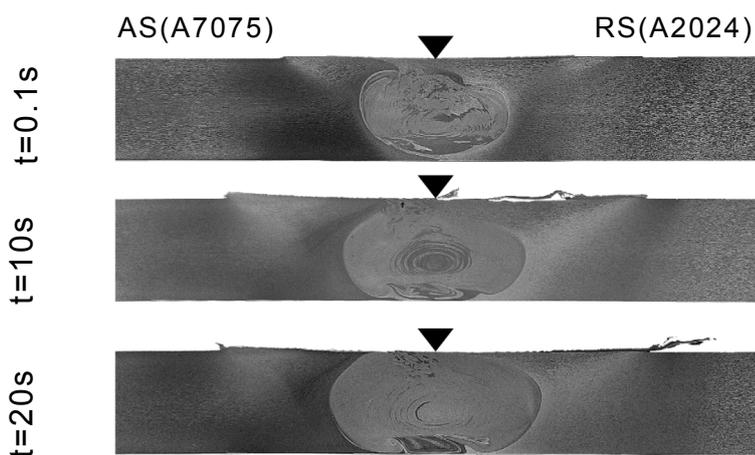
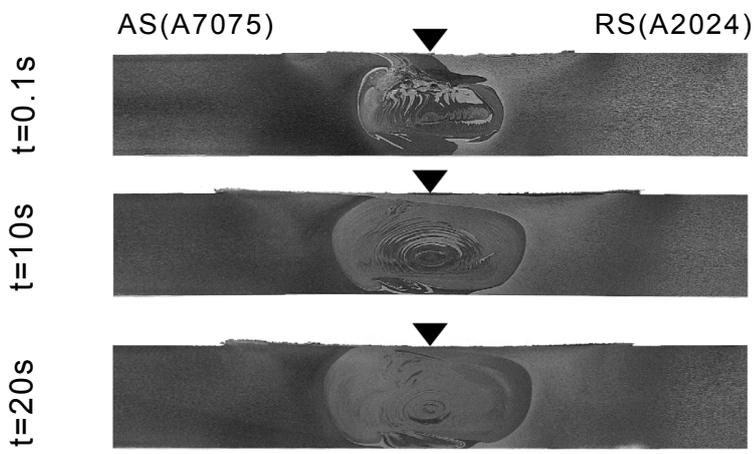
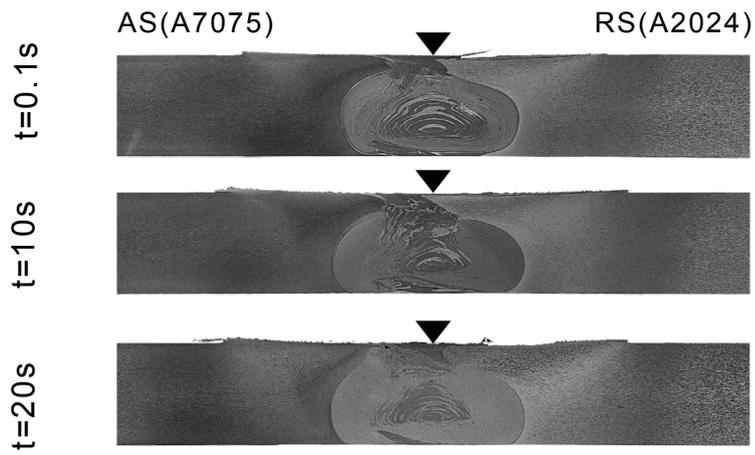


Fig.7.4 Macrostructures of start position of AS7075 joint.

7.3.3 微視的組織観察

光学顕微鏡による微視的組織を Fig.7.5 に示す各部について観察した。AS2024 継手始点部の横断面微視的組織を Fig.7.6 に，AS7075 継手始点部の横断面微視的組織を Fig.7.7 に示す。

AS2024, AS7075 とともに全条件において SZ の組織は母材に比較して著しく微細となり，TMAZ では接合部表面への素材の流動が観察された。また，AS2024 の場合は工具側挿入速度 2mm/s, 予熱時間 0.1s の条件で，AS7075 では工具側挿入速度 1mm/s および 2mm/s, 予熱時間 0.1s の条件で接合界面底部においてキッシングボンドが認められた。このことは，工具挿入速度が速く予熱時間が短いため，塑性流動不足によりキッシングボンドが発生したものと考える。また，継手底部の結晶粒は SZ に比較して粗大であることから入熱量が小さいために塑性流動不足となったことが示唆される。しかしながら，工具挿入速度が速い条件では予熱時間を長くすることでキッシングボンドは消滅し，接合欠陥のない健全な継手が得られた。

工具挿入速度 0.1mm/s の条件では，予熱時間の長短による組織の明瞭な差異は認められず，キッシングボンドなどの欠陥も観察されなかった。このことは，工具挿入速度が遅い条件では予熱時間に比較してプローブの挿入時間が長いため予熱の効果は小さくなるためと考える。

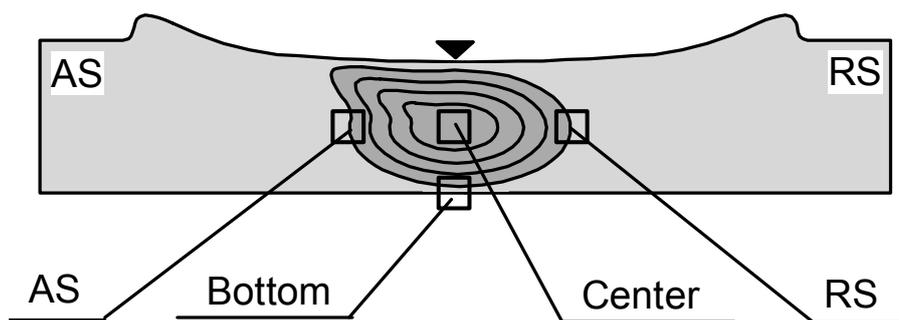
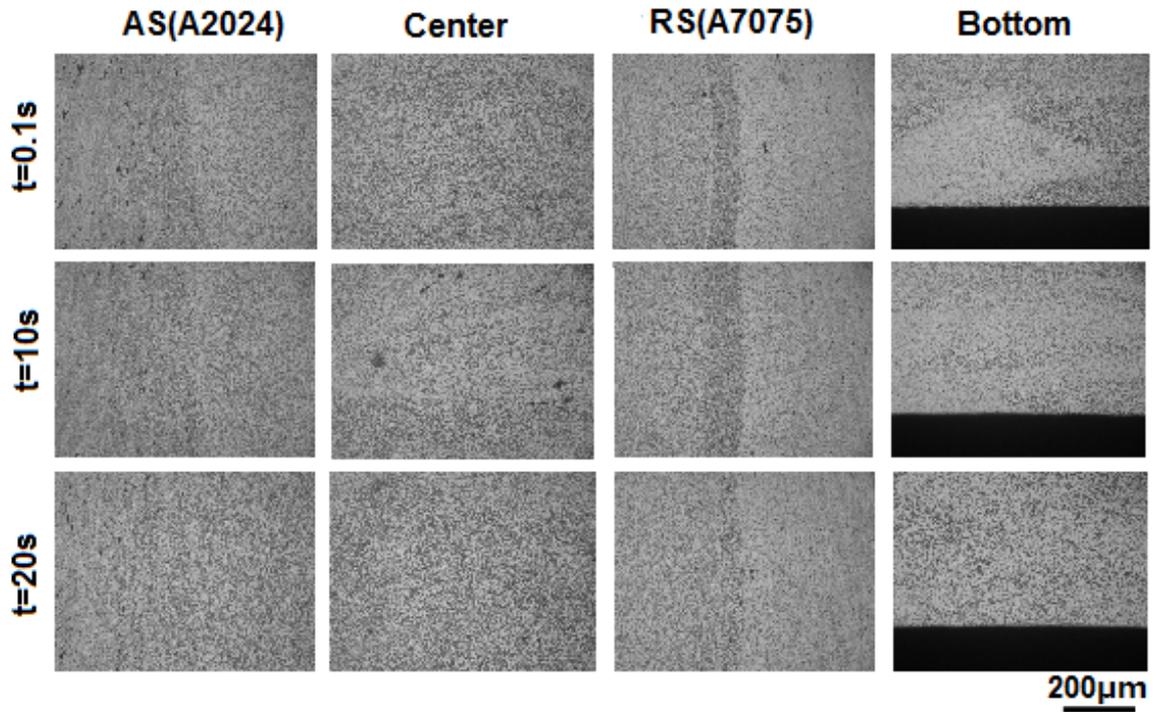
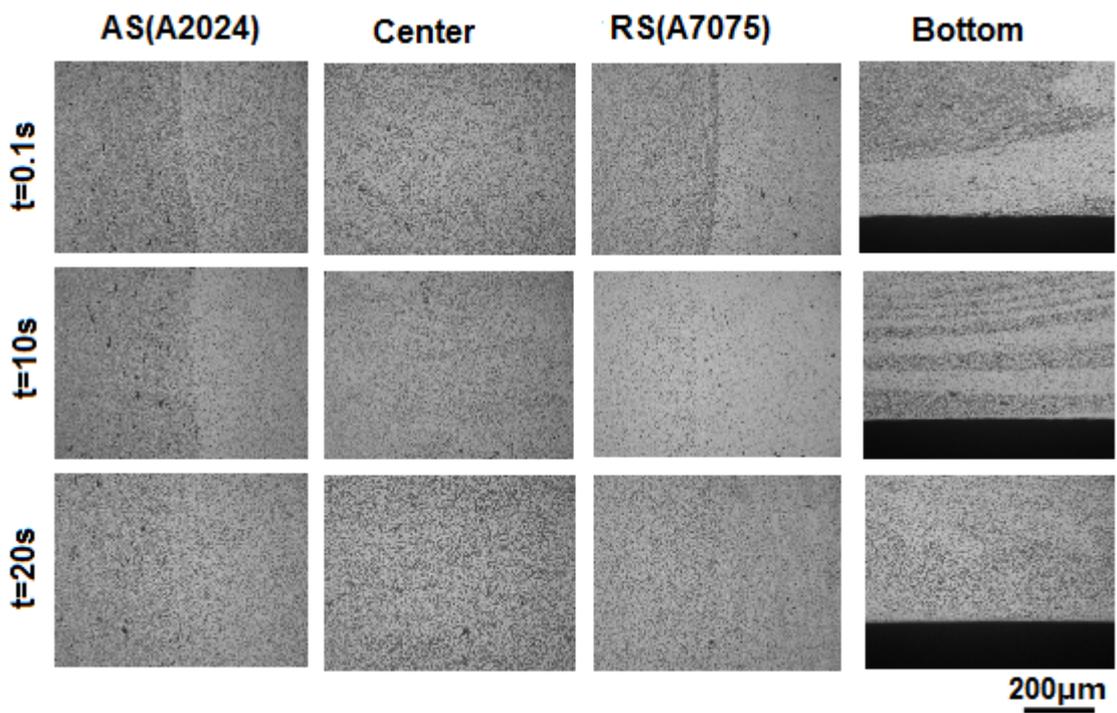


Fig.7.5 Observed positions joint.

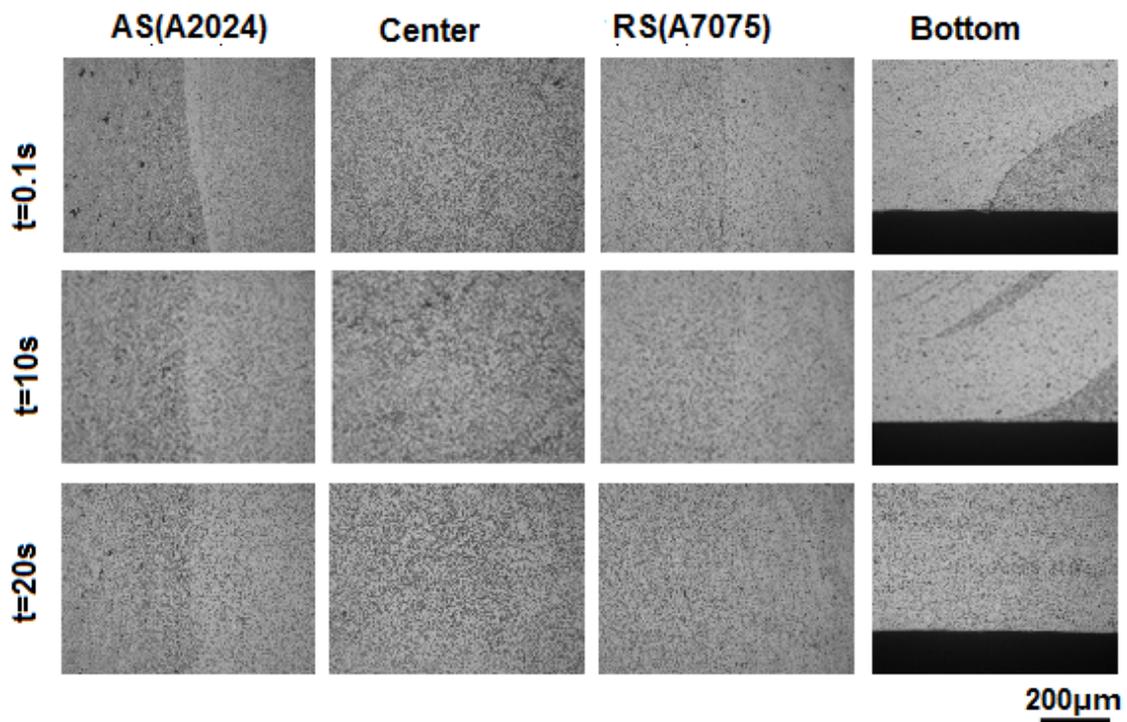


(a) $Vt=0.1\text{mm/s}$



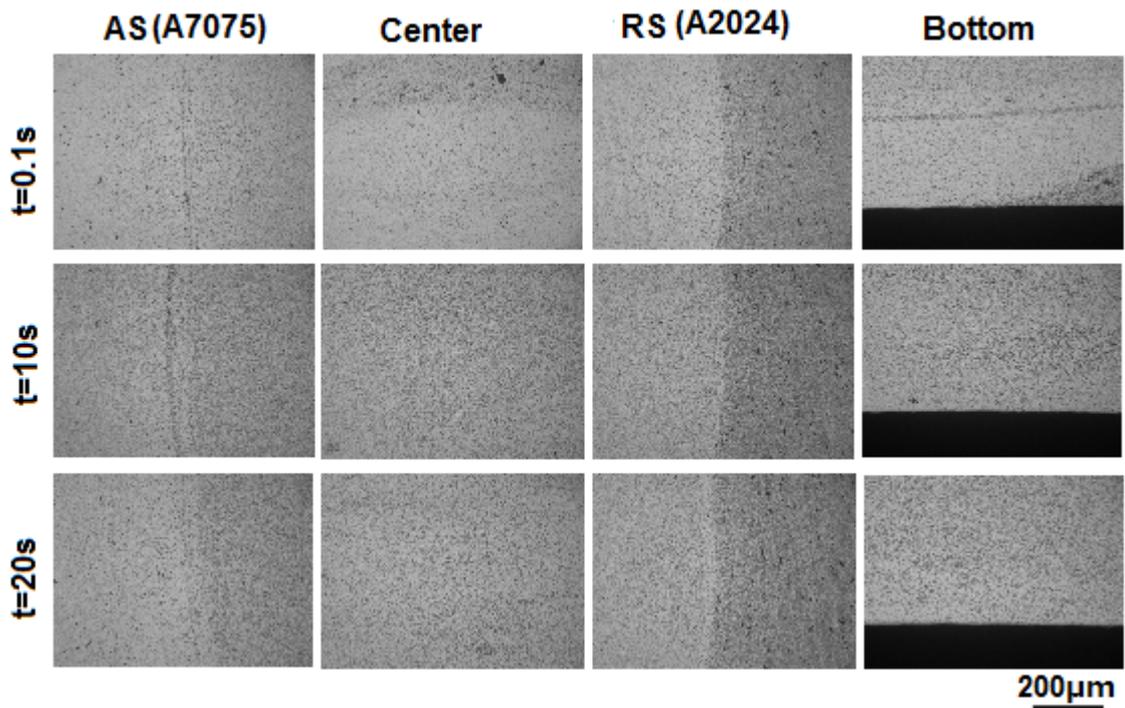
(b) $Vt=1\text{mm/s}$

Fig.7.6(I) Microstructures of start position of AS2024 joint.



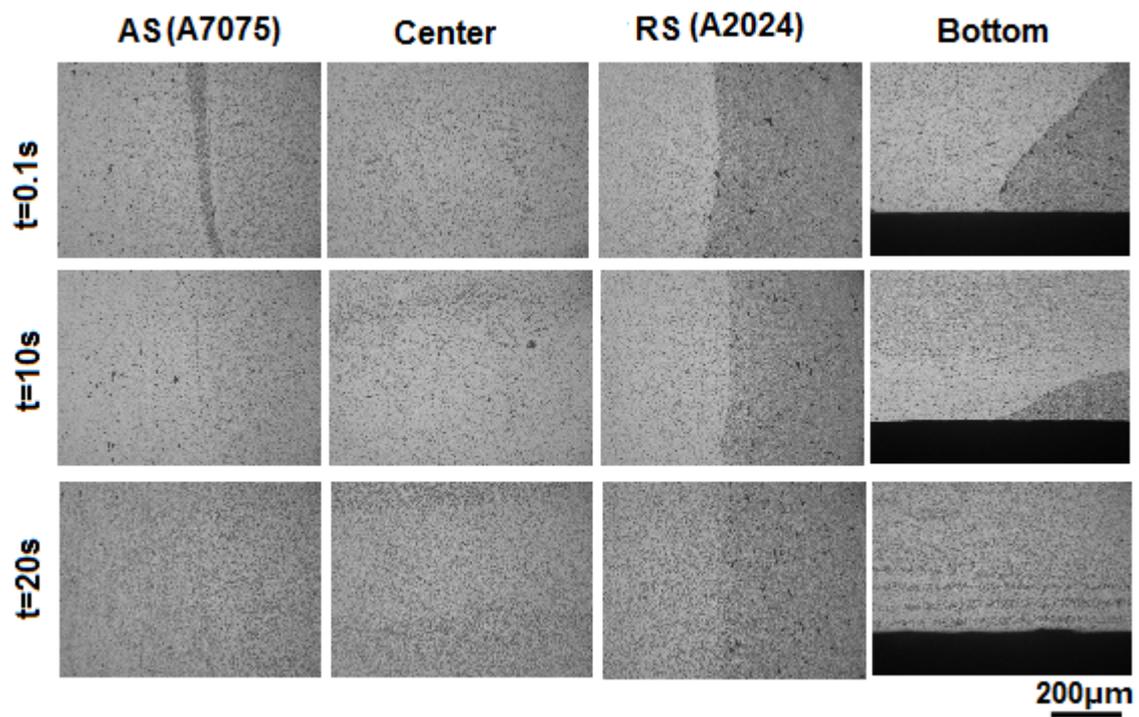
(c) $Vt=2\text{mm/s}$

Fig.7.6(II) Microstructures of start position of AS2024 joint.

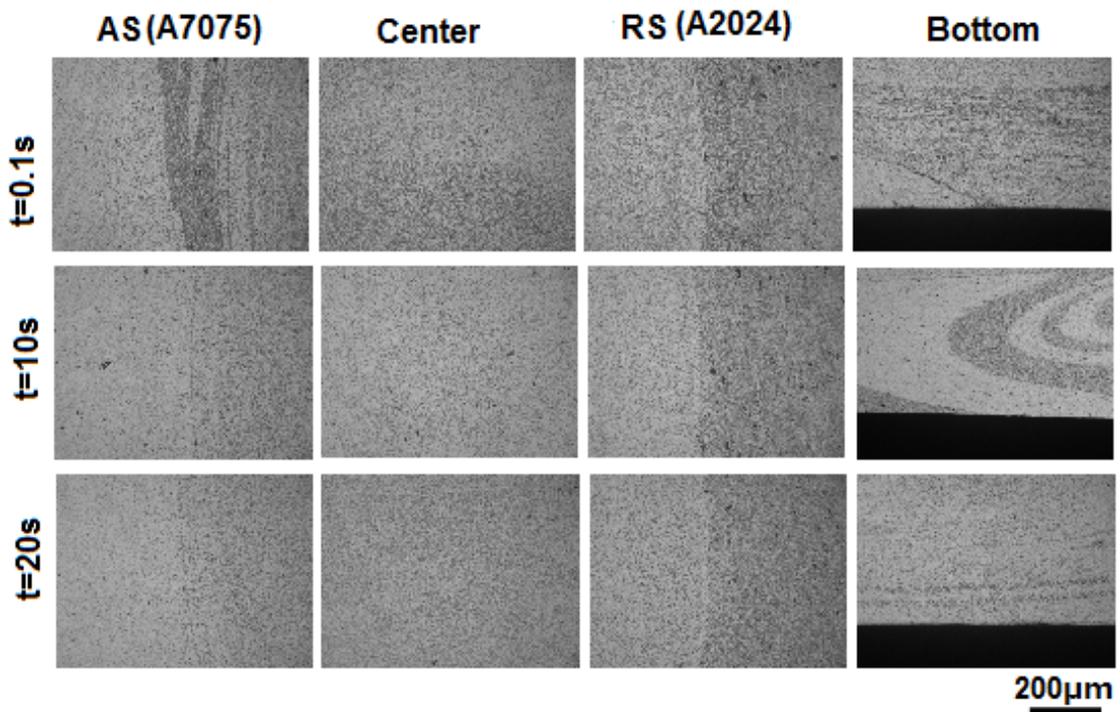


(a) $Vt=0.1\text{mm/s}$

Fig.7.7(I) Microstructures of start position of AS7075 joint.



(b) $V_t=1\text{mm/s}$



(c) $V_t=2\text{mm/s}$

Fig.7.7(II) Microstructures of start position of AS7075 joint.

7.3.4 硬さ試験結果

A2024/A7075 継手始点部のビッカース硬さ試験結果として、AS2024 継手の接合後の時間経過による横断面板厚中央部の硬さ分布を Fig.7.8, AS7075 継手を Fig.7.9 に示す。また、接合後 30 日間経過後の継手横断面板厚中央部の硬さ分布を Fig.7.10 に示す、

A2024, A7075 とともに熱処理合金であり、接合後室温での自然時効により硬度が回復し、Fig. 7.8, Fig. 7.9 に示すように接合後 15 日間経過後は接合部の硬さに変化は認められなくなった。また、硬さに変化が認められなくなる時間は A2024 側が短い傾向にあり、AS2024 と AS7075 には明瞭な差異は認められなかった。A2024 側が硬さの変化が認められなくなる時間が短いのは第 5 章および第 6 章に示した同種材継手からも容易に推定できることである。

AS2024 の予熱時間 0.1s の場合にはショルダー部による HAZ に軟化が認められ、工具挿入速度の違いによる軟化域の幅や位置が AS 側, RS 側ともに若干異なる。また、AS 側と RS 側ともに工具挿入速度が速いほど軟化域の軟化割合が小さく、最軟化部の位置が接合面に近くなった。オニオンリングに相当する SZ では軟化割合が減少したが、工具挿入速度の違いによる硬度差は小さい。

予熱時間 20s の場合には HAZ の軟化域の幅と位置と軟化割合は AS 側と RS 側で大きな差異はなかった。また、工具挿入速度 0.1mm/s の場合のみ接合面からプローブ半径の 1/2 程離れた位置に AS 側, RS 側ともに局所的な軟化が認められた。HAZ に対して SZ の軟化割合が小さくなることは SZ では熱影響を受けると同時にプローブにより強加工が加えられ動的再結晶現象が引き起こされ、母材に比較して著しく微細な組織を形成することと、時効硬化により析出物が生成したことが原因と考える。

AS7075 では予熱時間 0.1s と予熱時間 20s の場合ともにショルダー部による HAZ に軟化が認められた。AS 側では最軟化部の硬さと位置に若干差は認められ、挿入速度が速い条件ほど最軟化部の硬度は高くなったが、RS 側では工具挿入速度の違いによる最軟化部の硬さと位置に明瞭な差異はなかった。また、SZ では AS2024 と同様に軟化割合が減少した。

A2024/A7075 継手では AS2024 と AS7075 とともに A2024 側の接合中心から

約 15mm の位置においても軟化部が認められた。このことは先述した A2024 の同種材継手においても同様な現象が認められている。一方 A7075 側ではこのようなショルダー外縁部以外での軟化は第 6 章で示した A7075 同種材継手においても認められなかった。

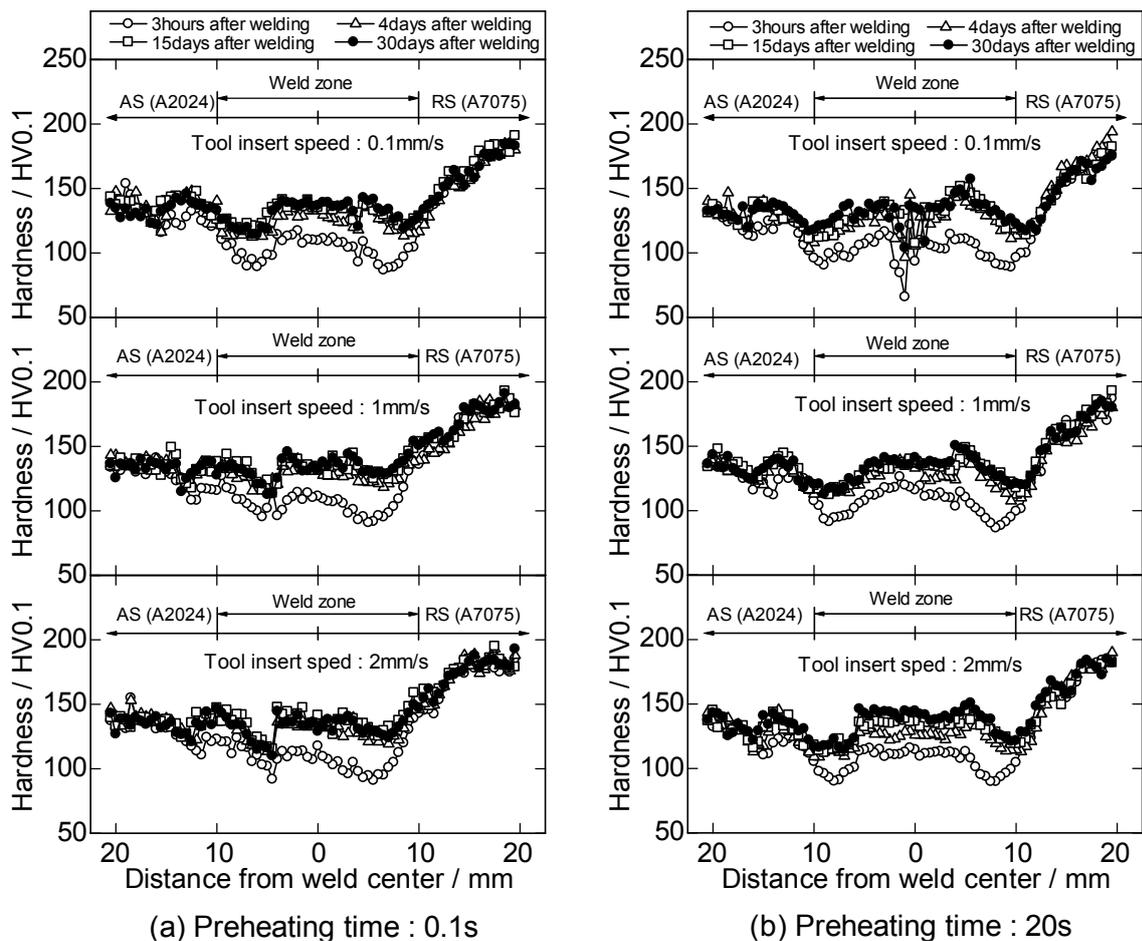


Fig.7.8 Hardness distributions of start position of AS2024 joint.

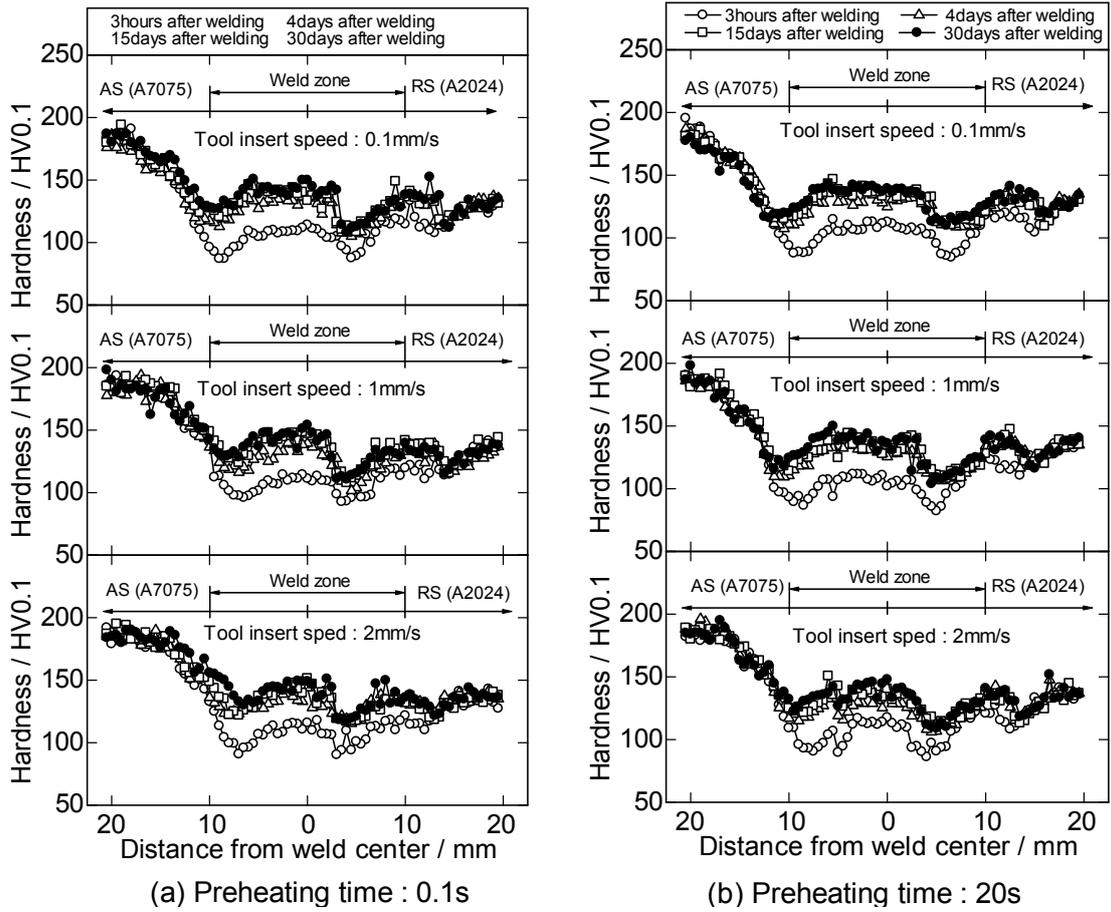


Fig.7.9 Hardness distributions of start position of AS7075 joint.

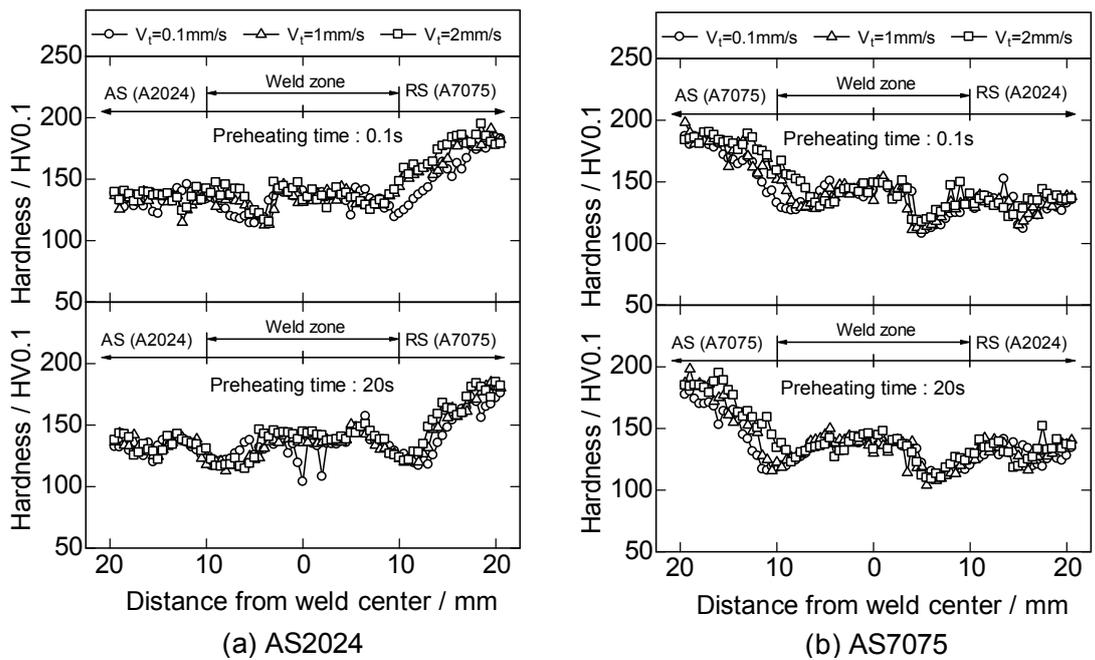


Fig.7.10 Hardness distributions of start position of joint of 30days after welding.

7.3.5 引張試験結果

接合後 30 日間経過後の継手始点部における引張試験結果として AS2024 を Fig.7.11, AS7075 を Fig.7.12 に示す.

AS2024 は工具挿入速度と予熱時間の組合せを変化させても引張強さの差異はほとんどなく, 平均 450MPa の引張強さを示し, 2024 母材の引張強さの 95% となり, AS2024 継手および AS7075 の同種材継手の引張強さのほぼ中間的な継手強度を示した. また, 工具挿入速度が 1mm/s, 2mm/s の速い条件では予熱時間が長いほど引張強さ, 伸びともに小さくなる傾向にあるが, 工具挿入速度 0.1mm/s の条件では予熱時間 10s を越えると予熱時間の増加とともに引張強さ, 伸びとも大きくなった.

AS7075 は工具挿入速度 0.1mm/s の条件では予熱時間 10s で引張強さは最小となり, 予熱時間 0.1s では全条件の中で引張強さの最高値 449MPa を得た. 工具挿入速度 1mm/s の条件では, 引張強さは予熱時間 10s で最高値を示し, 予熱時間 0.1s および 20s の条件で引張強さが低下した. 伸びは予熱時間が長くなるのに伴い大きくなった. 工具挿入速度 2mm/s の条件では, 予熱時間 0.1s および 20s の条件は予熱時間 10s に比較して引張強さおよび伸びが低下した. このことは, 挿入速度 2mm/s, 予熱時間 0.1s の条件は塑性流動不足が原因であり, 予熱時間 20s の条件では攪拌過剰が原因と考えられる.

AS2024 での破断後の引張試験片の巨視的組織を Fig.7.13 に示す. AS2024 では工具挿入速度 0.1mm/s の継手は予熱時間 0.1s と 1s の条件は AS 側の SZ 外周に沿って破断したが, 2s の条件では AS 側の HAZ で破断した. 工具挿入速度 1mm/s の場合は予熱時間 0.1s と 1s の条件で AS 側の SZ 外周に沿って破断し, 2s の条件では RS 側の SZ 外周に沿って破断した. 工具挿入速度 2mm/s の場合は予熱時間 0.1s では AS 側の HAZ での破断となったが, 1s の場合は AS 側の SZ 外周に沿って破断し, 2s の場合は RS 側の SZ 外周に沿って破断した.

AS7075 での破断後の引張試験片の巨視的組織を Fig.7.14 に示す. AS7075 では工具挿入速度 0.1mm/s の場合はいずれの予熱時間においても RS 側の HAZ で破断した. 工具挿入速度 1mm/s の場合は予熱時間 0.1s の条件では AS 側の SZ 外周に沿って破断し, 20s の条件では RS 側の SZ 外周に沿って破断した. 10s の条件では HAZ で破断した. 工具挿入速度 2mm/s の場合は予

熱時間 10s では RS 側の HAZ での破断となったが，0.1s の場合は RS 側の SZ 外周に沿って破断し，2s の場合は SZ において破断した。

以上の結果より，A7075 に比べて塑性流動性の悪い A2024 を RS 側に配した場合は AS 側に A2024 を配した場合に比べ，入熱量が少なくなる条件において攪拌部における塑性流動性が悪くなり，このことが SZ 外周での破断に起因するものと考える．また予熱時間 20s では攪拌過剰により塑性流動異常が発生したことと，予熱時間の増加により TMAZ が拡大したことが引張強さの低下に起因しているものと考える．

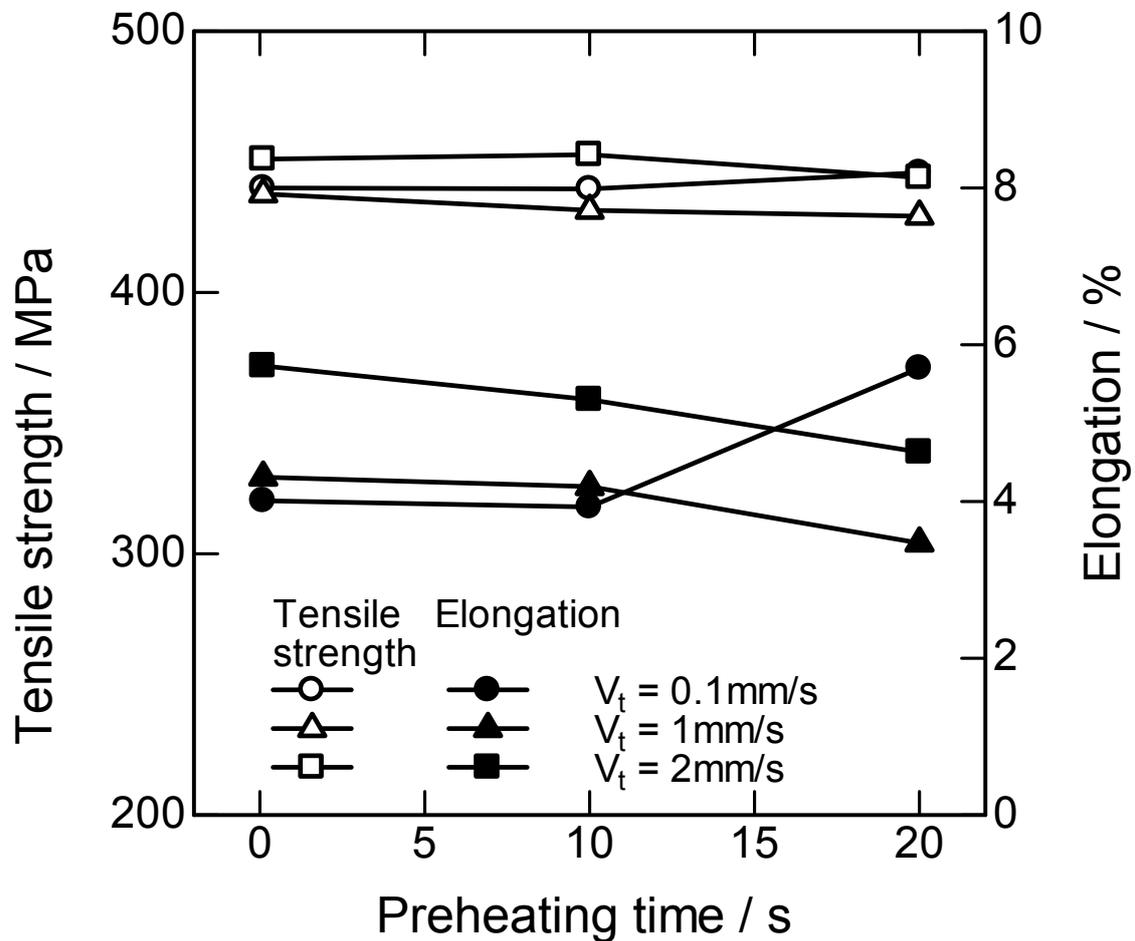


Fig.7.11 Results of tensile test of start position of AS2024 joint.

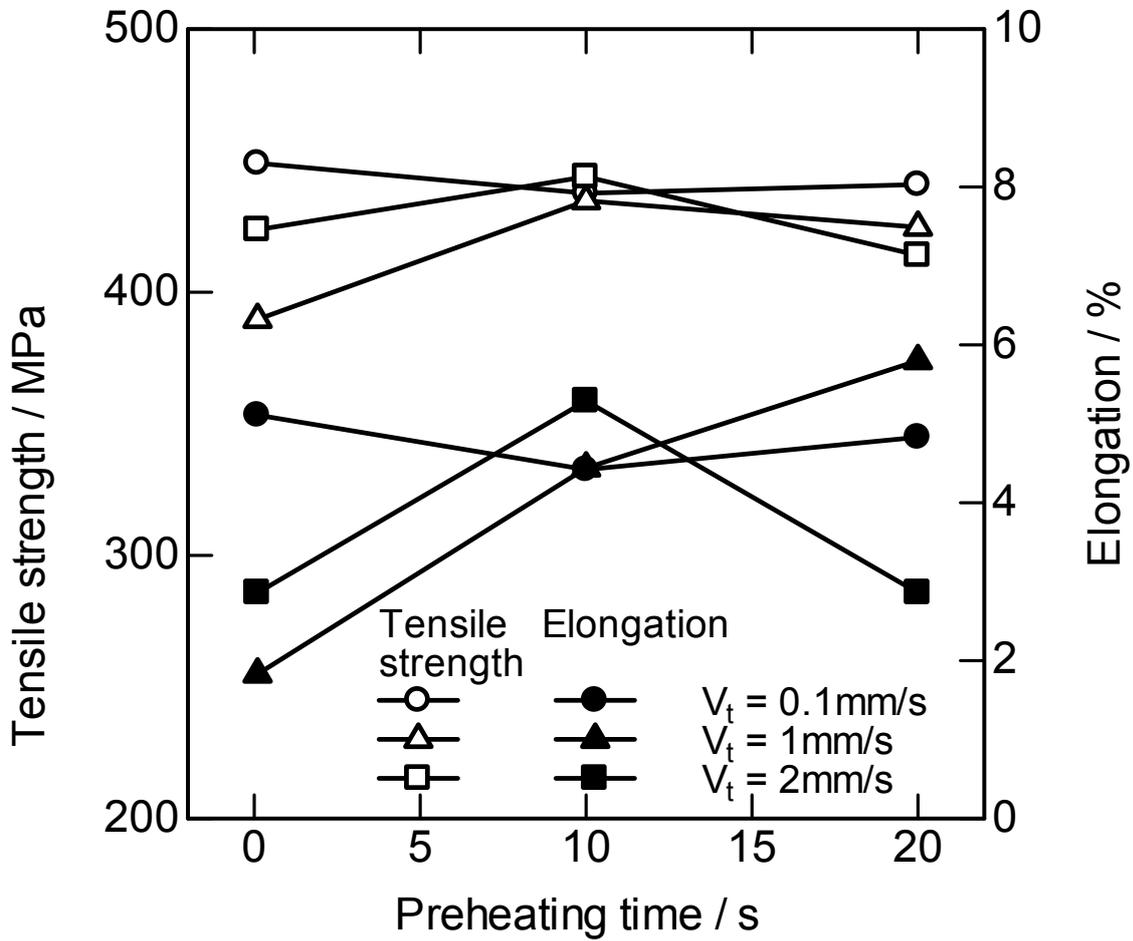


Fig.7.12 Results of tensile test of start position of AS7075 joint.

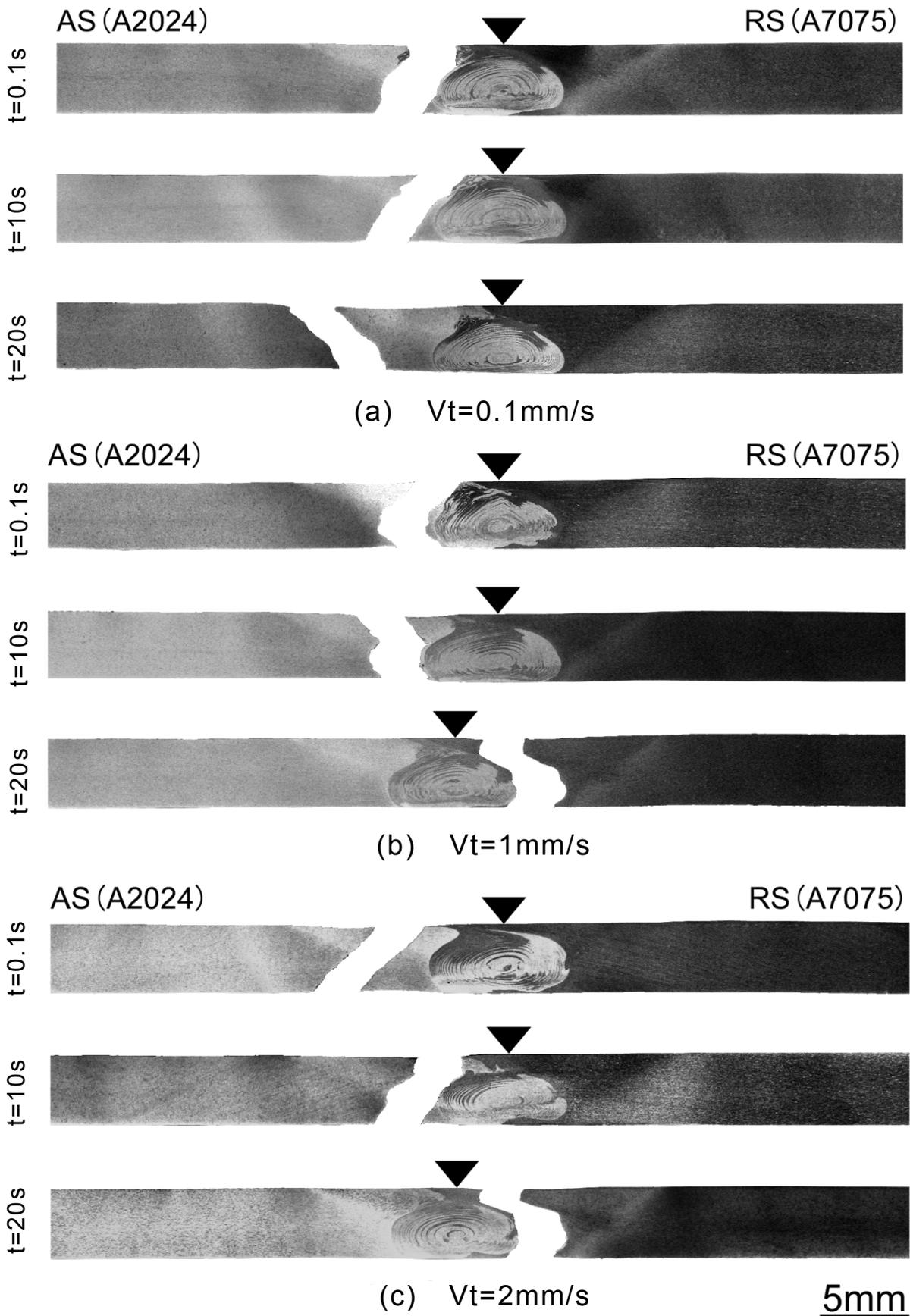


Fig.7.13 Macrostructures of tensile fractured specimens of start position of AS2024 joint.

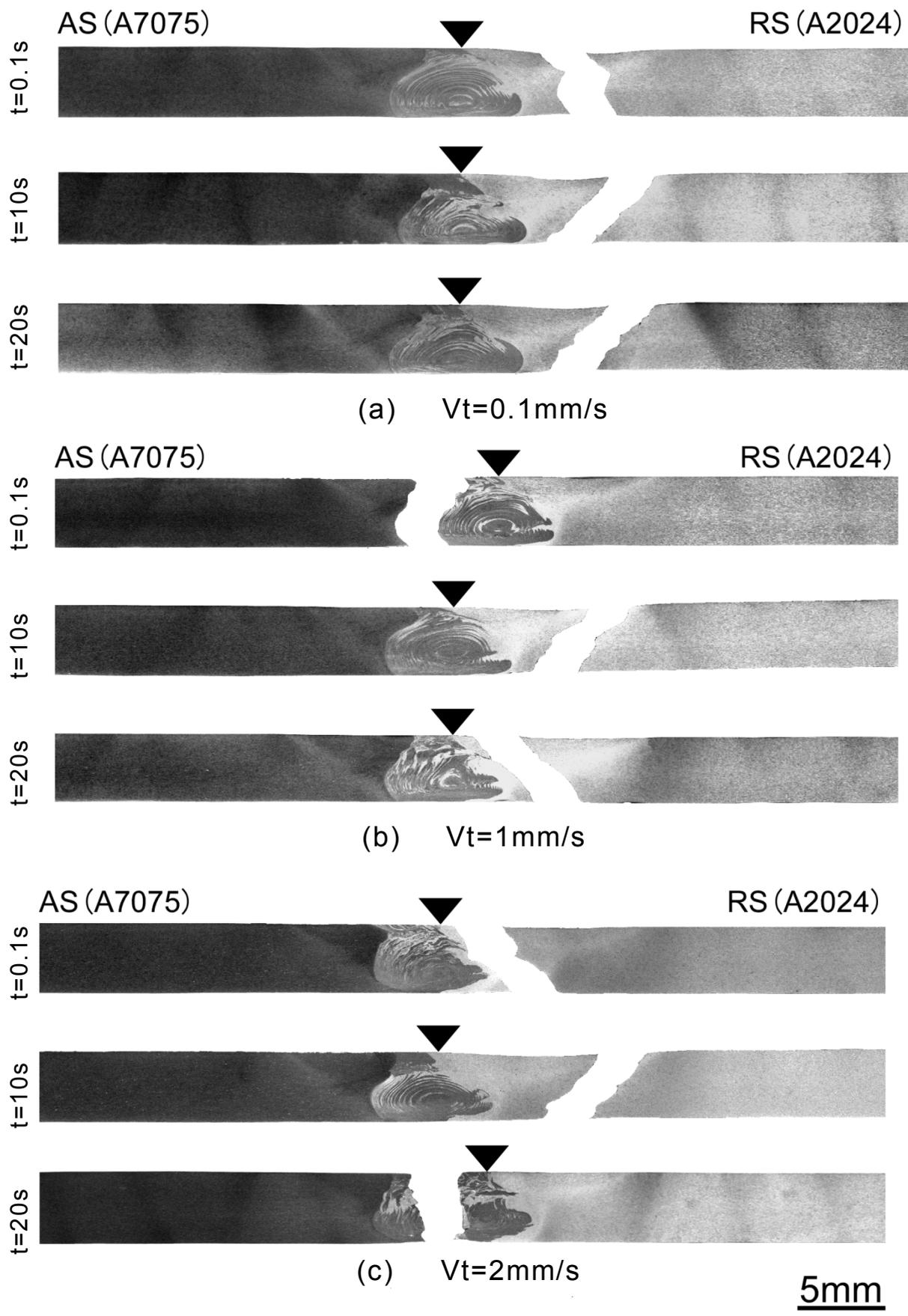


Fig.7.14 Macrostructures of tensile fractured specimens of start position of AS7075 joint.

7.4 小括

本研究では A2024 および A7075 アルミニウム合金板を用いて異材摩擦攪拌接合を行い，工具挿入速度および予熱時間が攪拌部の組織および機械的性質に及ぼす影響について検討した結果，以下の結論を得た．

- (1) AS2024, AS7075 とともに接合条件に関わらず攪拌部の組織は母材に比較して著しく微細となり，オニオンリングの幅は予熱時間の増加に伴って大きくなる．
- (2) AS2024 は工具側挿入速度 2mm/s, 予熱時間 0.1s の条件で，AS7075 は工具側挿入速度 1mm/s および 2mm/s, 予熱時間 0.1s の条件で接合界面底部においてキッシングボンドが認められたが，予熱時間を長くすることでキッシングボンドの発生は抑制された．
- (3) AS2024 は予熱時間 0.1s の場合，工具挿入速度の違いによりショルダ一部軟化域の幅と位置が若干異なるが，プローブ部では工具挿入速度の違いによる硬度に差はない．予熱時間 20s の場合，工具挿入速度の違いによるショルダ一部軟化域の幅と硬度に大差はないが，プローブ部では挿入速度 0.1mm/s の場合に攪拌過剰による硬度低下があった．
- (4) AS7075 は予熱時間 0.1s と予熱時間 20s の場合ともに，工具挿入速度の違いにより AS 側ショルダ一部の軟化域の位置と硬度に若干差はあるが，RS 側ショルダ一部軟化域とプローブ部では工具挿入速度の違いによる硬度に差はなかった．また，最軟化部の硬度は予熱時間が短く，工具挿入速度が速いほど高くなった．
- (5) AS2024 は工具挿入速度と予熱時間の違いによる引張強さに大差はなく，平均 450MPa と 2024 アルミニウム合金の 95%の強度が得られた．
- (6) AS7075 は工具挿入速度 0.1s の場合，予熱時間 10s で引張強さは最小となり，挿入速度 1mm/s と 2mm/s では予熱時間 10s で引張強さは最大となった．最も引張強さが高い値となったのは工具挿入速度 0.1s, 予熱時間 0.1s の場合で，引張強さは 449MPa と 2024 アルミニウム合金の 95%の強度を示した．

以上の結果から，本実験範囲内での A2024/A7075 継手の接合における工具挿入速度および予熱時間の適正な組み合わせが明らかとなった．
また，AS2024 では工具挿入速度および予熱時間は広範囲に選定が可能であるが，AS7075 では適正な工具挿入速度と予熱時間の組み合わせが存在するため，両者の選択の適正範囲は狭くなることがわかった．

参考文献

- 1) 中田一博，金永坤，成願茂利，牛尾誠夫：アルミニウム合金摩擦攪拌溶接性(1)，溶接学会全国大会講演概要，64(1999)，158-159.
- 2) 大町俊平，仲間大，加藤数良：摩擦攪拌接合によった 6061 アルミニウム合金/SPCC 鋼異材継手の機械的性質，日本機械学会関東支部総会講演会講演論文集，17(2011)，323-324.

第 8 章 結 論

8.1 本研究の結論

本研究では 5052 アルミニウム合金, 2024 アルミニウム合金, 7075 アルミニウム合金を用いた同種材および 2024 アルミニウム合金と 7075 アルミニウム合金を組合せた異種材料の摩擦攪拌接合を行い, 初期接合条件である工具挿入速度および予熱時間が継手の攪拌部の組織および機械的性質に及ぼす影響について検討した結果, 以下の結論を得た.

(1) 本研究で用いた全ての組合せにおいて, 接合開始部では, 攪拌部の組織はその他の部分と同様に母材に比較して著しく微細な組織を示し, 攪拌部は母材部に比較して硬さは低下し軟化域が認められた。また, 入熱量が大きくなる条件, すなわち工具挿入速度が遅い場合と, 予熱時間が長い条件では攪拌部に観察されるオニオンリングの幅は広くなり, 軟化割合も大きくなる傾向を示した。

(2) 5052 アルミニウム合金継手において, 工具挿入速度 90mm/s, 予熱時間 0.1s の条件では, 継手始点端部の開口, 継手端部の浮上り, 塑性流動不足によるキッシングボンドおよび空隙の発生が認められたが, 予熱時間 5s~15s のとすることで接合欠陥のない健全な継手が得られた。

工具挿入速度が速い条件では予熱時間の減少に伴う軟化域の縮小が顕著であった。工具挿入速度が遅い条件では予熱時間の長短による継手引張強さに及ぼす影響は小さく, 約 200MPa の値を示した。工具挿入速度が速い条件では予熱時間 0.1s および 20s の条件では継手強度は低下したが, 予熱時間 5s~15s とすることで引張強さは向上した。本実験範囲では, 工具挿入速度 90mm/s, 予熱時間 5s の条件で引張強さは最高値 205MPa を示し, 母材の 83%, 同条件での伸びは 14.2%と母材と同等の値が得られた。

(3) 2024 アルミニウム合金継手においては, 5052 アルミニウム合金継手で認められた接合開始点端部の開口および継手段差のない継手が得られ, 工具挿入速度および予熱時間の増加に伴い接合部表面は平滑となった。工具挿入速度 1mm/s, 予熱時間 0.1s の条件では接合界面底部にキッシングボンドが認められたが, 予熱時間を長くすることによりキッシングボンドの発生は抑制された。また, 予熱時間の減少に伴い, 軟化域の硬さは時効硬化により大きく回復した。

工具挿入速度 0.1mm/s の条件では予熱時間の違いによる引張強さに大差は認められなかったが、工具挿入速度 1mm/s の条件では予熱時間が 0.1s および 10s の条件で引張強さは著しく低下した。しかし、予熱時間を 20s と長くすることで引張強さおよび伸びは向上し、本実験範囲内では、工具挿入速度 1mm/s、予熱時間 20s の条件で引張強さの最高値 423MPa を示し、母材の約 90% の値が得られた。

(4) 7075 アルミニウム合金継手の組合せにおいて、工具挿入速度および予熱時間の増加に伴い接合部表面は平滑となり、本実験範囲内では外観上の欠陥は認められなかった。継手の硬さ分布は 2024 アルミニウム合金と類似の傾向にあり、軟化域の硬さの回復も同程度であった。継手の引張強さは、開始部では工具挿入速度 2mm/s では 0.1mm/s に比較して高い値を示し、最高値で 492MPa と母材の 84% であった。引張強さには、工具挿入速度の大小に比較して予熱時間の影響が小さかった。また、伸びは実験の範囲内で最高値は 6.3% と母材の約 50% と低下した。工具挿入速度及び予熱時間の影響は継手中央部及び終端部ではほとんど認められなかった。

(5) 2024 アルミニウム合金と 7075 アルミニウム合金を組合せた継手では、組合せる素材の配置により継手の状態が異なる。

工具の回転方向と接合方向が一致する AS 側に 2024 アルミニウム合金を配置した継手では工具側挿入速度 2mm/s、予熱時間 0.1s の条件で、7075 アルミニウム合金を配置した場合は工具側挿入速度 1mm/s および 2mm/s、予熱時間 0.1s の条件で接合界面底部においてキッシングボンドが認められたが、予熱時間を長くすることでキッシングボンドの発生は抑制された。硬さ分布においては、素材配置によらず、予熱時間 0.1s の場合、工具挿入速度の大小による軟化域の幅と位置が若干異なるが、プローブ部では工具挿入速度の違いによる硬度差は小さい。また、工具の回転方向と接合方向が一致する AS 側に 2024 アルミニウム合金を配置し、予熱時間 20s とすると工具挿入速度の違いによる軟化域の幅および硬さに大差はないが、プローブ部では工具挿入速度 0.1mm/s の場合に硬さが低下した。また、継手の引張強さは、工具挿入速度および予熱時間の違いによる差はほとんどなく 450MPa と 2024 アルミニウム合金の 95% の強度が得られた。

工具の回転方向と接合方向が一致する AS 側に 7075 アルミニウム合金を配置した場合は、予熱時間 20s の場合、予熱時間 0.1s の場合と同様に、

同一側の最軟化部の位置と硬さに若干差は認められたが、逆側では工具挿入速度の違いによる硬度差はなかった。また、最軟化部の硬さは予熱時間が短く、工具挿入速度が速いほど高くなった。継手の引張強さは工具挿入速度 0.1s の場合、予熱時間 10s で引張強さは最小となり、挿入速度 1mm/s と 2mm/s では予熱時間 10s で最大となった。また、工具挿入速度 0.1s、予熱時間 0.1s の場合に引張強さは最大値 449MPa と、2024 アルミニウム合金の 95%の強度を示した。

2024 アルミニウム合金と 7075 アルミニウム合金を組合せた継手では、素材の配置により硬さ分布に若干の差異が認められ、工具回転方向と接合方向が一致する側に 7075 アルミニウム合金を配置した場合に、工具挿入速度と予熱時間の組合せに適正条件が存在することが明らかとなった。また、適正条件での継手引張強さには差異は認められなかった。

(6) 初期接合条件は、接合開始部より離れた部分では熱伝導による温度変化も小さく、大きな影響を及ぼさないことが明らかとなった。よって、初期接合速度を適正に選択することにより、全体が均一な強度を持つ継手が得られる。

8.2 総括

以上の結果から、本実験範囲内での各種アルミニウム合金の FSW における工具挿入速度および予熱時間の適正な組合せが明らかとなった。

A5052 継手、A2024 継手、A7075 継手、A2024/A7075 継手の接合における工具挿入速度および予熱時間の組合せと継手始点部の継手強度を **Table 8.1** に示す。A5052 継手および A2024 継手は、工具挿入速度が遅い条件では予熱時間を付与する必要がなく、工具挿入速度が速い条件では必要最低限の予熱時間で実用上問題のない継手強度が得られた。A7075 継手は工具挿入速度の増加に伴い継手強度が向上し、予熱時間が最も短い 0.1s の条件で引張強さは最高値を示した。このことより、工具挿入速度を速く、予熱時間を最低限まで短くすることで FSW に要する時間が短くなり、生産性の向上が可能となると考える。

また、異種材料の組合せでは、AS 側に A2024 を配置した場合は工具挿入速度および予熱時間は広範囲に選定が可能であるが、AS 側に A7075 を配置した場合は適正な工具挿入速度と予熱時間の組合せが存在するため、両

者の選択の適正範囲は狭くなることが明らかになった。

これらの実験結果から各合金の初期接合条件の適正範囲を実用的に使用を考慮して，引張強さによる継手効率が 80%以上得られる条件と仮定した場合，その条件範囲は **Table 8.1** に示すようになる．表には各条件範囲の中で最高値を示した引張強さと継手効率を併記した．なお異種材料の組合せでは継手効率は引張強さの低い素材を基準とした．

Table 8.1 Initial welding conditions and tensile strength of joints.

Materials	Tool insert speed (mm/s)	Preheating time (s)	Tensile strength (MPa)	Joint efficiency (%)
A5052	0.1	0.1~20	204	82.6
	90	5~15	205	83.0
A2024	0.1	0.1~20	423	89.2
	1	20	423	89.2
A7075	2	0.1~10	492	84.0
A2024/A7075 AS: A2024	0.1	0.1~20	446	94.1
	1	0.1~20	438	92.4
	2	0.1~20	453	95.6
A2024/A7075 AS: A7075	0.1	0.1~20	449	94.7
	1	0.1~20	435	91.8
	2	0.1~20	444	93.7

8.3 今後の展望

本研究ではアルミニウム合金のうち A5052, A2024, A7075 の同種材，および A2024 と A7075 を組合せた異種材の FSW において初期接合条件として工具挿入速度および予熱時間を変化させて実験を行い，攪拌部の組織と機械的性質に及ぼす影響について検討し，適正值を明らかにした。

本研究の結果により，工具挿入や予熱といった接合初期のプロセスが継手の組織や機械的性質に与える影響が明らかとなった．したがって，これらの初期接合条件を従来の接合条件の中に組み込むことで，均一な継手が得られる．しかし，実用的には接合長が長くなる可能性も容易に推定できることより，工具摩耗が継手性能に及ぼす影響なども継手の均一性には重要な課題である．また，物性値が大きく異なる鉄鋼材料やチタン合金などに

応用するために，今後素材の物性値と接合条件との関連を明らかにする必要がある．接合データの少ない金属などに提供するための指針を示すデータベースの構築が今後の課題の一つと考える．

謝 辞

本研究を遂行するにあたり、本研究題目の選択、実験の進め方、研究を行う上での姿勢や研究者としての心得など全般にわたり、終始熱心な御指導、御助言を賜りました日本大学教授 加藤 数良先生に深甚なる感謝の意を表します。

また、本論文をまとめるに当たり、数々の御指導、御助言を賜りました日本大学教授 久保田 正広先生、日本大学教授 高橋 進先生に深く感謝致します。

実験の遂行に際し、親切な御指導、御助言を賜りました日本大学准教授 野本 光輝先生、日本大学准教授 前田 将克先生、および 岡本 孝明先生をはじめとする機械工場の先生方に深く感謝致します。

研究に対して御助言を賜りましたほか、大学院での生活においてさまざまなことで大変お世話になりました平成 24 年度大学院生古市 英樹さん、伊藤 豪太さん、梅島 一哉さん、中井川 秀敏さん、松丸 慶成さん、平成 25 年度大学院生池嶋 康介さん、菅谷 樹さん、そして平成 23 年度～平成 27 年度加藤研究室の皆さんに深く感謝致します。

社会人として大学院に入学し研究をするという大変貴重な機会を与えてくださいました日東制機株式会社取締役社長 背尾 直彦様をはじめ、私の研究のために御支援賜りました日東制機株式会社の社員の皆様に深く感謝致します。

最後に、この大学院での研究を温かく見守り、支援をしてくれた母、祖母、弟、亡き父に心より感謝し謝辞と致します。