

マイクロ抵抗溶接した Ti-Ni 合金とステンレス鋼の異材接合継手の引張強さ

八木 聡志* 竹下 晋正*

Tensile Strength of the Micro-Resistance Welded Dissimilar Joint Composed of Ti-Ni Alloy and Stainless Steel

Satoshi YAGI* and Kunimasa TAKESHITA*

(Received February 2, 2018)

Laser welded joints of Ti-Ni alloy and stainless steel have been reported to have low joint strength because brittle intermetallic compounds are formed. In order to avoid formation of brittle intermetallic compounds, Pd was interposed as an insert material between the base materials and performed micro-resistance welding of Ti-Ni alloy round bar and stainless steel round bar. The joint strength of the joints welded by the method was investigated in comparison with that of the joints which the base metal was welded by direct.

The results indicated that, Pd interposed as an insert material suppresses formation of brittle intermetallic compounds. The joint strength of the joint was improved and reached the maximum value of 699 MPa. With respect to length of base metals melted L value, there was a threshold value and when the L value exceeded the value, the joint strength decreased.

Key Words: Micro-Joining, Micro-Resistance Welding, Joint Strength, Dissimilar Joint, Stainless Steel, Ti-Ni Alloy

1. 緒言

近年、マイクロマシンの発展は著しく、それに伴って優れた機械的性質、耐食性及び形状記憶特性や超弾性特性を有する Ti-Ni 合金が重要性を増してきている^[1]。また、この合金は耐食性と関連して生体適合性が良好なことから、医療分野での利用が進み^[2]、形状記憶特性を利用した能動屈曲電子内視鏡^[3]や、超弾性特性を利用した生体管路挿入ワイヤ^[4]などに利用されている。一方で、これらの医療関連微小器具には耐食性、生体適合性が良好なステンレス鋼も用いられ、高機能化の観点から Ti-Ni 合金と機械的接合法で接合されている^{[5],[6]}。しかしながら、医療関連微小器具の更なる小型化や高機能化のためには、Ti-Ni 合金とステンレス鋼の冶金的なマイ

クロ接合が求められている^[6]。

Ti-Ni 合金とステンレス鋼の冶金的な接合例としては、レーザー溶接した継手の引張強さが報告されているが、継手部が脆いためにその値は 127~159MPa である^[7]。レーザー溶接を行うと、脆い金属間化合物である TiFe_2 及び TiCr_2 を有する凝固部で継手破壊が生じる^[8]。更に、BAg-8 ろう材による Ti-Ni 合金とステンレス鋼のろう付においても、母材・ろう材間に Fe-Ti 系金属間化合物層が形成され、そのために継手の引張強さが 200~250MPa 程度であることが報告されている^[9]。したがって、継手強度の向上のためには、脆弱な Fe-Ti 系金属間化合物及び TiCr_2 の生成を抑制する必要がある、溶加材の利用や、短時間で接合する溶接法が望ましいと考えられる。

Ni をインサートしたレーザー溶接では、 TiFe_2 及び TiCr_2 の減少により、継手の引張強さが最大 372MPa に達したことが報告されている^[8]。また、BAg-8 に Ni を添加したろう材による Ti-Ni 合金とステンレス鋼のろう付では、母材・ろう材間に Fe-Ti

* 大学院工学研究科機械工学専攻

* Mechanical Engineering Course, Graduate School of Engineering

系金属間化合物層が形成されず、継手の引張強さが約 400MPa まで上昇することも報告されている^[9]。

しかしながら、Ni の影響で脆弱な金属間化合物の生成を回避できたものの、代わりに Ni₃Ti が形成され、それ以上の継手強度は得られていない^{[8],[9]}。

Ti-Ni 合金とステンレス鋼の冶金的な接合やマイクロ接合において、接合後の継手の引張強さが 400MPa を上回るような例は報告されていない。引張強さを向上させるためには、脆弱な Fe-Ti 系金属間化合物及び TiCr₂ だけでなく、溶加材と母材が反応することによって形成される金属間化合物も考慮しなければいけない事柄である。

ところで、形状記憶合金の中に Ti-Ni-Pd 3 元合金や Ti-Pd 合金があり、高温形状記憶合金として開発されている^{[10],[11]}。これらの合金は、脆い金属間化合物を生成しないと考えられる。また、Ti-Pd 合金は Ti-Ni 合金と完全に溶け合う、いわゆる全率固溶体を形成する^[12]。そのため、Ti-Ni 合金が融解し、その融液中に Pd が溶解した場合、全率固溶体の形成が期待できる。すなわち、Ti-Ni 合金とステンレス鋼の溶接で Pd をインサートした場合、Ti-Ni 合金側で脆弱な金属間化合物の生成を回避できる可能性がある。また、Ti-Pd 合金の Pd を Fe あるいは Cr で置換した TiPd-Fe、TiPd-Cr 合金において、形状記憶効果が現れることが確かめられている^[11]。このことから Fe あるいは Cr が、Pd が溶解した Ti-Ni 合金中に拡散する場合、脆弱な金属間化合物の生成を回避できる可能性がある。一方で、Pd は Fe と合金を形成する。この Fe-Pd 合金は、強磁場形状記憶合金として知られ靱性において優れている^[13]。そのため、Fe と Pd が反応した場合、脆弱な金属間化合物の生成を回避できると考えられる。すなわち、Ti-Ni 合金とステンレス鋼の溶接で Pd をインサートした場合に、ステンレス鋼側でも脆弱な金属間化合物の生成を回避できることが期待できる。

そこで本研究では、Ti-Ni 合金とステンレス鋼の間に Pd をインサート材として介在させ、マイクロ抵抗溶接をして高強度の接合を試みる。更に、Ti-Ni 合金とステンレス鋼を直接マイクロ抵抗溶接した場合と、継手の引張強さを比較・検討する。

2. 実験方法

2.1 接合部材

母材には、直径 100μm、長さ 20mm の Ti-Ni 合金細線（組成：Ti-56mass%Ni）及び SUS304 ステンレス鋼細線を用いた（以後 NT、SUS と略記する）。それぞれの母材の端面をエメリー紙の#2000 まで機

械的研磨及び、1μm ダイヤモンドスラリによるバフ研磨を施した。

Pd をインサートして NT と SUS のマイクロ抵抗溶接をする場合は、電解めっき法で、SUS 端面にめっき層厚さ 1.5μm の Pd めっきを施した。

2.2 接合装置及び接合方法

Fig.1 にマイクロ抵抗溶接装置の概略図を示す。接合に際して、まずステージ上で接合部材どうしを CCD カメラで拡大した画面を見ながら設置した。設置の際は、X-Y-Z リニアステージを調整して端面どうしを突合せ、接合部材の中心軸を合せた。その際に、画面から NT 及び SUS の電極端からの突出し長さを計測した。左側のステージにはバネとスライドレールが取り付けられており、バネの復元力（ばね定数 0.11N/mm）を利用して接合部材の端面どうしを加圧した。通電時には、突合せ部に、Ar ガスを流量 0.4L/min（ノズル半径 0.75mm）で上下から吹き付け、接合部の酸化軽減を図った。通電には電圧制御式直流電源装置を用い、接合部材どうしを突合せた状態で電極間に直流電圧を印加した。また、通電時には、電極間に流れる電流をホール素子型電流検出器で計測し、併せて左側のステージの変位（電極間隔の変位量）をレーザー変位計で計測した。

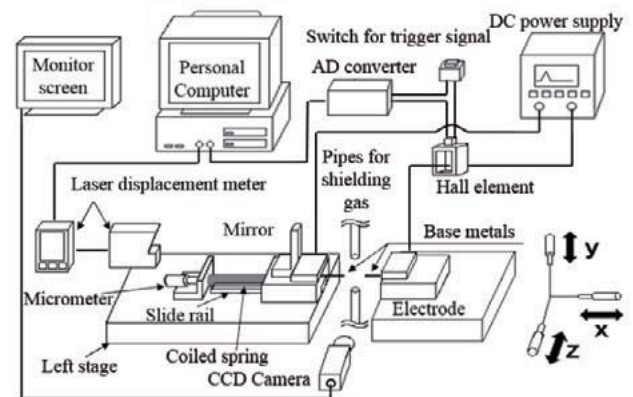


Fig. 1 Schematic drawing of experimental setup for micro-resistance welding.

接合実験では、予備通電を何回か行った後に最終通電を行った。ここで、予備通電の目的は、(1)繰返し通電により接合部材端面どうしの接触状態の改善を行うことと、(2)最終通電時の最高電圧値の決定に必要な電流値データを得ることである。予備通電終了後は、予備通電時に得た電流値データを基に最終通電での最高電圧値を決定した。また、予備通電では、通電終了毎に電極間の抵抗値を抵抗計で計測した。

2.3 予備通電

Fig.2 に予備通電時に電極間に印加した電圧波形を示す。Fig.2 中の V_p は、予備通電毎に順次増加させた。Fig.3 に一回目の予備通電時に計測された電流波形 I_1 及び、8 回目の予備通電時に計測された電流波形 I_8 をそれぞれ示す。また、この例では予備通電を 8 回行い、 V_p を 1.50V から 2.70V まで予備通電毎に増加させた。

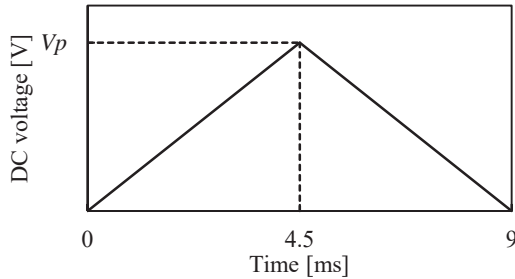


Fig. 2 DC voltage pattern used for each preliminary energizing.

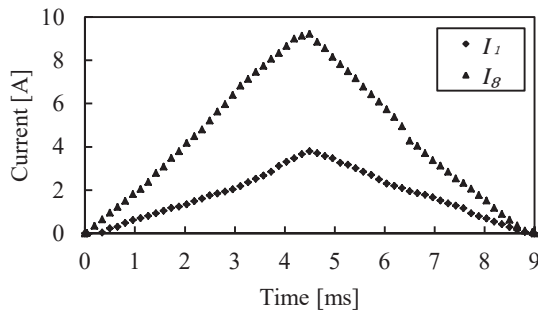


Fig. 3 Electric current curves recorded during 1st and 8th preliminary energizings.

繰り返し通電により接合部材端面どうしの接触状態が改善されると、Fig.4 に示されるように電極間抵抗値の変化が小さくなる。そこで、予備通電で接合部材どうしの接触状態の改善が充分になされたかどうかを判断するために、式(1)で定義される判定値 T_i を導入した。ここで、 i : 予備通電の回数、 V_{ip} : i 回目の予備通電時の最大電圧値、 I_{ip} : i 回目の予備通電時の最大電流値、 $V_i(n)$: i 回目の予備通電時のサンプリング番号 n における電圧値、 $I_i(n)$: i 回目の予備通電時のサンプリング番号 n における電流値、 k : AD 変換の際のサンプリング回数である。なお、 k に関しては通電開始から最大電圧 V_p に達する時刻 (=4.5ms)までを対象とした。

$$T_i = 1 - \sum_{n=1}^{k-1} \left(\frac{V_i(n+1) - V_i(n)}{V_{ip}} \right) \left| \frac{V_i(n+1) + V_i(n)}{V_{ip}} - \frac{I_i(n+1) + I_i(n)}{I_{ip}} \right| \quad (1)$$

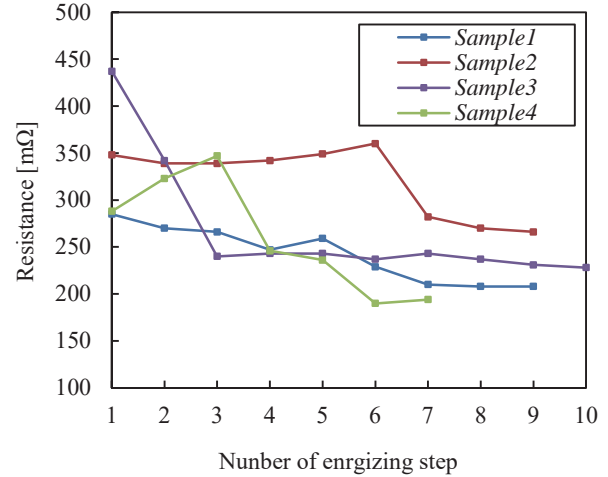


Fig. 4 Changes in resistance between electrodes with repeated preliminary energizings.

Fig.5 に、Fig.3 の電流波形に対応したそれぞれの $V_i(n)/V_{ip}$ と $I_i(n)/I_{ip}$ の関係を示す。8 回目の予備通電では $I_8(n)/I_{8p}$ の値が $V_8(n)/V_{8p}$ の値に対して、概ね傾き 45 度の直線関係となり、接合部材端面どうしの接触状態がほぼ均一になっていることがわかる。また、1, 8 回目の T_i はそれぞれ $T_1=0.14$, $T_8=0.04$ であった。そこで、 $T_i < 0.05$ となったとき、接合部材端面どうしの接触状態の改善が充分になされたとし、予備通電を終了した。

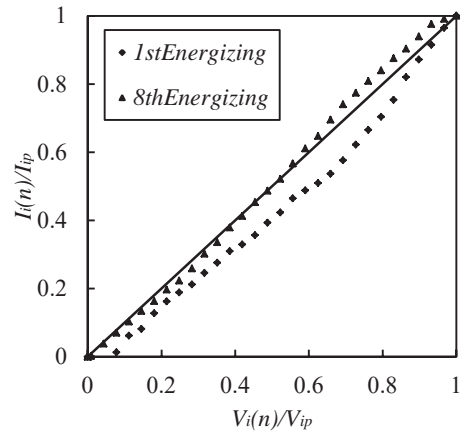


Fig. 5 Plots of $I_i(n)/I_{ip}$ against $V_i(n)/V_{ip}$ for 1st and 8th preliminary energizings.

2.4 最終通電

最終通電では、継手部で接合部材どうしを十分に融解させるためのジュール熱を発生させる。適切なジュール熱量を推定する指標として、式(2)で表わされるジュール熱量値 Q_p を用いた。

$$Q_p = \sum_{n=1}^{k-1} \left(\frac{V(n+1) + V(n)}{2} - \frac{I(n+1) + I(n)}{2} \times R_{cer} \right) \times \frac{I(n+1) + I(n)}{2} \times \frac{t(n+1) + t(n)}{2} \quad (2)$$

ここで、 R_{cer} は式(3)で表わされる接合部材と電極間の接触抵抗値である。

$$R_{cer} = R_a - R_{cp} - R_{NT} - R_{SUS} \quad (3)$$

なお、 R_{NT} 、 R_{SUS} は、それぞれ以下の式(4)、(5)で表わされる。

$$R_{NT} = \rho_{NT} \frac{L_{NT}}{S} \quad (4)$$

$$R_{SUS} = \rho_{SUS} \frac{L_{SUS}}{S} \quad (5)$$

ここで、 R_a ：電極間の抵抗値、 R_{cp} ：接合部材端面間の接触抵抗、 R_{NT} 及び R_{SUS} ：NT及びSUSの電気抵抗、 ρ_{NT} 及び ρ_{SUS} ：NT及びSUSの比電気抵抗、 L_{NT} 及び L_{SUS} ：NT及びSUSの突出し長さ、 S ：接合部材の断面積である。 R_{cp} の値は、接合部材端面どうしの接触状態の改善が充分になされたとして、無視した。また、 ρ_{NT} は伊藤らの研究^[14]で、 ρ_{SUS} は田中らの研究^[15]で用いられている値と同一とした。なお、このときの温度は室温 25°Cとして計算した。

最終通電時に電極間に印加した電圧波形は、Fig.2に示される予備通電時のそれと同様とした。この例では、2.3章で予備通電を終了した接合部材に $V_p = 2.8V$ の電圧波形を印加して最終通電を行い、その結果 $Q_p = 45mJ$ であった。Fig.6に最終通電後の接合部材の継手部画像を示す。Fig.6から、融液が加圧力によって継手部から押し出され、余盛が形成されたことがわかる。そこで、 $Q_p = 45mJ$ のとき、継手部の接合部材どうしを十分に融解できるとした。



Fig. 6 External view of a joint.

2.5 最終通電時の最大電圧値の決定

最終通電では、 $Q_p = 45mJ$ のとき、継手部の接合部材どうしを十分に融解できた。そこで最終通電では、継手部に $Q_p = 45mJ$ の熱量が与えられるように、式(6)で表わされる $V_{p(F)}$ の値を設定した。

$$V_{p(F)} = \frac{3(Q_p + I_{p(F)}^2 t_p R_{cer(F)})}{2I_{p(F)} t_p} \quad (6)$$

ここで、 $V_{p(F)}$ ：最終通電時の最大電圧値、 $I_{p(F)}$ ：最終通電時の最大電流値、 $R_{cer(F)}$ ：最終通電時の接合部材と電極間の接触抵抗値、 t_p ：通電開始から最大

電圧 V_p に達する時刻(=4.5ms)である。最終通電では、予備通電終了時に接合部材端面どうしの接触状態の改善が充分になされ、最終通電時には電圧波形と同一形状の電流が電極間に流れることとした。そのため、 $I_{p(F)}$ 、 $R_{cer(F)}$ は式(7)、(8)で与えられる。

$$I_{p(F)} = \frac{V_{p(F)}}{V_{p(F-1)}} I_{p(F-1)} \quad (7)$$

$$R_{cer(F)} = R_{cer(F-1)} \quad (8)$$

ここで、 $V_{p(F-1)}$ ：最終通電時の一つ前の予備通電時の最大電圧値、 $I_{p(F-1)}$ ：最終通電時の一つ前の予備通電時の最大電流値、 $R_{cer(F-1)}$ ：最終通電時の一つ前の予備通電時の接合部材と電極間の接触抵抗値である。式(6)~(8)から、 $V_{p(F)}$ は式(9)で表わされる。

$$V_{p(F)} = V_{p(F-1)} \times \left(\frac{3Q_p}{2I_{p(F-1)} t_p (V_{p(F-1)} - I_{p(F-1)} R_{cer(F-1)})} \right)^{1/2} \quad (9)$$

2.6 引張試験

接合後の継手は、Fig.7に示される磁性流体研磨装置で継手部余盛を除去し、砂時計型試験片に加工した後、室温で引張試験を行った。Fig.8にマイクロ引張試験機を示す。引張試験時の初期クロスヘッド間隔は4mm、試験速度は10μm/sとした。引張強さは、最大引張荷重を試験片の最小元断面積で除した値とした。

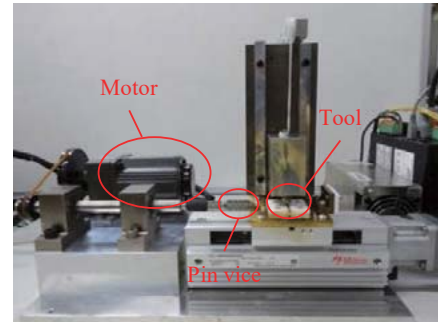


Fig. 7 Magnetic fluid grinding machine for producing a micro-sized tension test specimen.

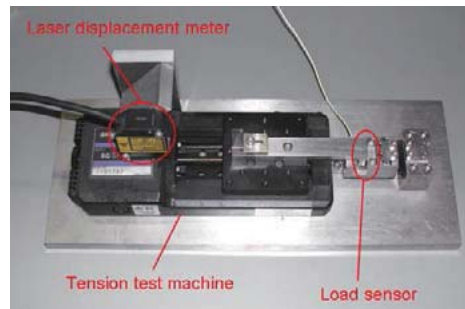


Fig. 8 Micro tensile testing machine.

2.7 レーザー変位計による融解長さの計測

接合実験の通電中は、レーザー変位計で電極間隔の変位量を計測した。継手部の母材やインサート金属は、融解直後にほとんどが加圧力によって押し出され余盛となる。Fig.9 に 2.3 章及び 2.4 章の接合部材を例にした、レーザー変位計で計測された変位を示す。また、このとき計測された変位から、式(10)で表わされる変位量 D を定義し、Fig.9 中にこの例での $D_i(i=9)$ を示す。

$$D_i = \frac{1}{221} \left(\sum_{n=2380}^{2600} d_i(n) - \sum_{n=1}^{221} d_i(n) \right) \quad (10)$$

ここで、 D_i : i 回目の通電時の変位量、 $d_i(n)$: i 回目の通電時のサンプリング番号 n における変位である。また、 $n=1\sim 221$ は $0\sim 34\text{ms}$ 間、 $n=2380\sim 2600$ は $366\sim 400\text{ms}$ 間におけるサンプリング番号である。Fig.9 から、変位が急激に上昇してピーク値をとり、その後急激に下降して徐々に緩やかに下降していくことがわかる。また、6 回目の予備通電時では上昇前と下降後で変位量がほとんど認められず $D_6=0\mu\text{m}$ であった。一方 7 回目、8 回目の予備通電時及び最終通電時では、上昇前と下降後で変位量が認められ $D_7=3\mu\text{m}$ 、 $D_8=5\mu\text{m}$ 、 $D_9=6\mu\text{m}$ であった。このことから、7 回目、8 回目の予備通電時及び最終通電時には、継手部の母材やインサート金属が融解して、その直後にほとんどが加圧力によって押し出されたと考えられる。そこで、この例では、最終通電時及びその一つ前の通電時、その二つ前の通電時に継手部の母材やインサート金属が融解したとして、それぞれの通電時の変位量 D_9 、 D_8 、 D_7 の和を融解長さ L とした。この例での融解長さ L を Fig.9 中に示す。

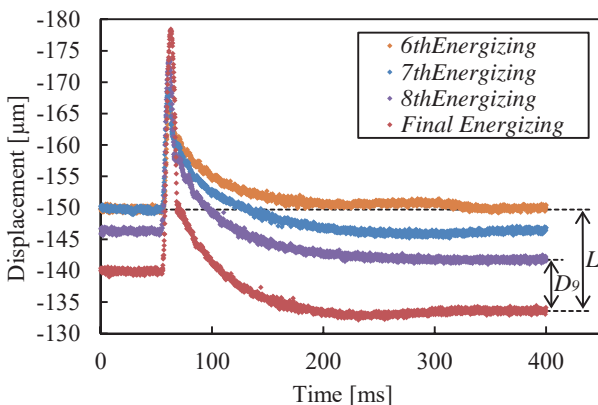


Fig. 9 Variations of displacement between electrodes with time for each energizing.

2.8 破断面観察方法

引張試験後、破断面を走査型電子顕微鏡 (SEM)

の反射電子像による観察及び、エネルギー分散型 X 線分析 (EDX) による元素分析を行った。

3. 実験結果及び考察

3.1 引張試験結果

接合後、NT と SUS の直接マイクロ抵抗溶接 (以後直接溶接と略記する) で接合した継手 6 本と、Pd をインサートしてマイクロ抵抗溶接 (以後 Pd インサート溶接と略記する) で接合した継手 13 本の引張試験を行った。Fig.10 に引張強さと融解長さの関係を示す。直接溶接で接合した継手の引張強さは、最高 634MPa 、最低 501MPa であり試験片 6 本の平均引張強さは 558MPa であった。Pd インサート溶接で接合した継手の引張強さは、最高 699MPa 、最低 503MPa であり、試験片 13 本の平均引張強さは 592MPa であった。また、Fig.10 に示されるように Pd インサート溶接の場合、引張強さが 600MPa 以上の継手は 7 本中 6 本が $L < 15\mu\text{m}$ であり、一方引張強さが 600MPa 以下の継手は 6 本中 5 本が $L \geq 15\mu\text{m}$ であった。

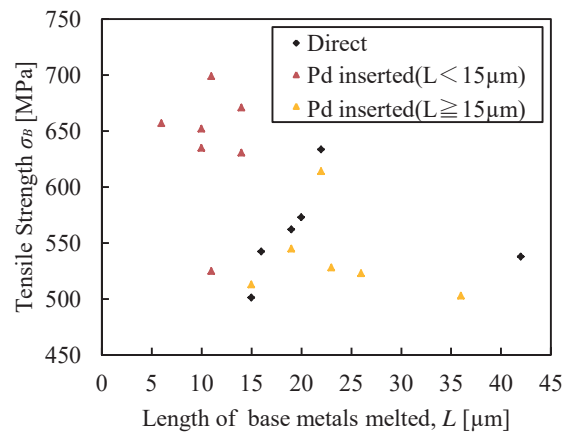


Fig. 10 Plots of tensile strengths against length of base metals melted.

3.2 冷却速度

本研究では、抵抗溶接でマイクロサイズの試験片を接合したため、継手部での冷却速度比較的大きいと考えられる。そこで、本溶接法による冷却速度を、比較的大きな部材をレーザー溶接した場合のそれと比較する。比較的大きな部材の寸法は、長さ 100mm 、幅 50mm 、厚さ 0.6mm の Ti-Ni 合金薄板及び SUS304 薄板とした。温度解析には、シミュレーション・ソフト (Quick Welder) を用いた。継手部断面中央での温度履歴曲線から、 $1700\sim 1590\text{K}$ の温度範囲での平均冷却速度を算出した。また、マイクロ抵抗溶接の場合の温度解析には、筆者の一人が作成したシミュレーション・ソフト^{[14],[15]}を用いた。Fig.11 に、それぞれ

の場合の継手部断面中央での温度履歴曲線を示す。マイクロ抵抗溶接の場合の平均冷却速度は $8.8 \times 10^4 \text{K/s}$ 、比較的大きな部材をレーザー溶接した場合のそれは $8.6 \times 10^2 \text{K/s}$ であり、マイクロ抵抗溶接の場合が 100 倍以上大きい。そのため、マイクロ抵抗溶接時の凝固の際に、金属元素が拡散可能な時間が短くなり、その結果金属間化合物の成長が抑制できたと考えられる。

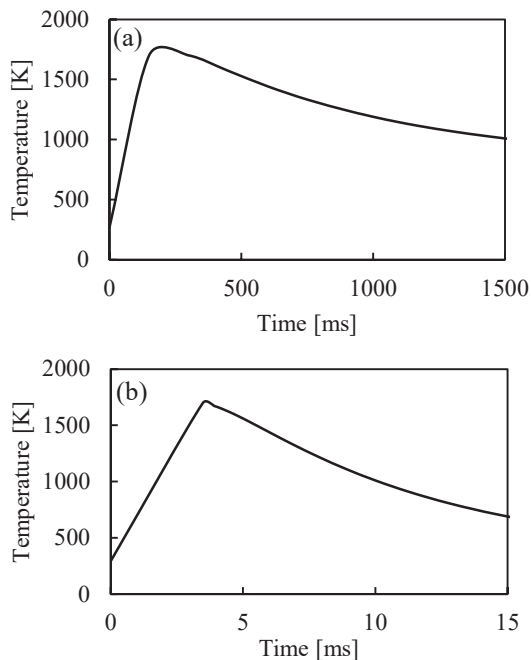


Fig. 11 Temperature histories at the middle points in the cross sections of the weld joints: (a) laser welding and (b) micro-resistance welding.

3.3 直接溶接

Table 1 に直接溶接で接合した継手 J1~J6 の引張強さ σ_B 値を示す。

Table 1 values of tensile strength σ_B for the joints directly welded.

joint ID	J1	J2	J3	J4	J5	J6
σ_B [MPa]	634	573	562	542	538	501

Fig.12(a)に継手 J1 の、Fig.12(b) に継手 J4 の、Fig.12(c)に継手 J6 の破断面 (SUS 側) の SEM 画像を示す。Fig.12(a)から継手 J1 の破断面では、半分以上の領域でディンプル模様が、残りの領域で比較的平坦な面及びリバーパターン模様が確認でき、延性破面と脆性破面が混在することがわかる。Fig.12(b)から継手 J4 の破断面では、継手 J1 の場合と同様の模様が確認できるが、比較するとディンプル模様が確認できる領域が狭く、リバーパターン模様が確認できる領域が広いことがわかる。さらに、Fig.12(c)

から継手 J6 の破断面では、比較的平坦な面及びリバーパターン模様が確認できる領域が大部分を占めていることがわかる。このことから、 σ_B 値が高い継手ほどディンプル模様が確認できる領域が広く、 σ_B 値が低い継手ほど比較的平坦な面及びリバーパターン模様が確認できる領域が広い。

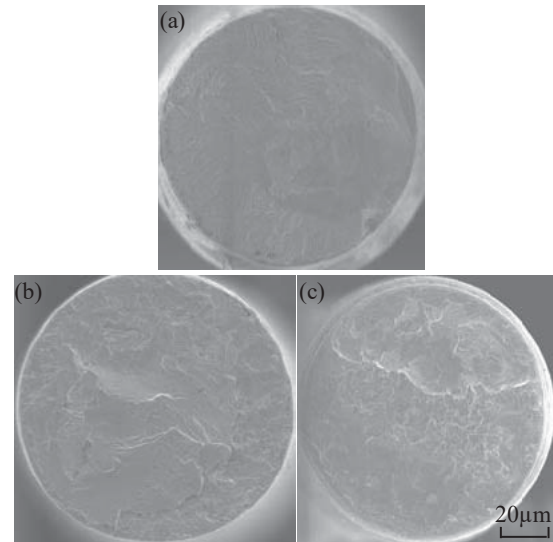


Fig. 12 SEM photographs showing fracture surfaces of the directing welded for: (a) J1, (b) J4 and (c) J6.

Fig.13(a)に継手 J1 の、Fig.13(b)に 継手 J6 の破断面 (SUS 側) での EDX 画像を示す。Fig.13(a)から継手 J1 の破断面では、比較的平坦な面及びリバーパターン模様が確認できる領域で、Fe 元素が存在していることがわかる。また、Fig.13(b) から継手 J6 の破断面では、比較的平坦な面が確認できる領域で Fe 元素、Ni 元素及び Ti 元素が、リバーパターン模様が確認できる領域で Ti 元素及び Ni 元素が存在していることがわかる。このことから、リバーパターン模様が確認できる領域では、主に Ti 元素及び Ni 元素が存在し、これらの元素が金属間化合物を形成したことで脆性破壊が起きたと考えられる。

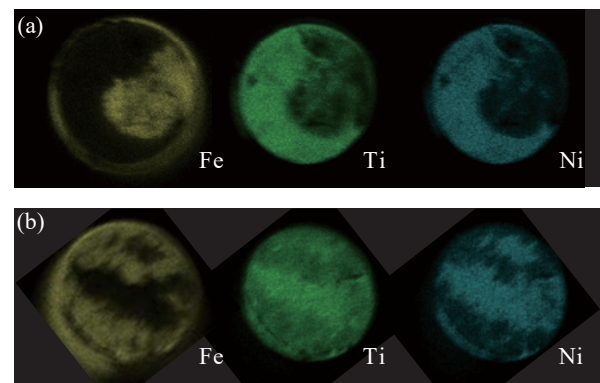


Fig. 13 EDX images observed at the fracture surfaces of the joints directing welded for: (a) J1 and (b) J6.

3.4 Pd インサート溶接

Table2 に Pd インサート溶接で接合した継手 J7~J19 の σ_B 値及び L 値を示す。

Table 2 values of σ_B and L for the joints welded with insert Pd.

joint ID	J7	J8	J9	J10	J11	J12	J13
σ_B [MPa]	699	671	657	652	635	631	614
L [μ m]	11	14	6	10	10	14	22

J14	J15	J16	J17	J18	J19
545	528	525	523	513	503
19	23	11	26	15	36

Fig.14(a)に継手 J7 の, Fig.14(b)に継手 J8 の, Fig.14(c)に継手 J16 の, Fig.14(d)に継手 J19 の破断面 (SUS 側) の SEM 画像を示す. Fig.14 から継手 J7, J8 の破断面ではディンプル模様が, 継手 J16, J19 の破断面ではリバーパターン模様が主に確認でき, 直接接合の場合と同様に, σ_B 値が高い継手ほどディンプル模様が確認できる領域が広く, σ_B 値が低い継手ほどリバーパターン模様が確認できる領域が広い。

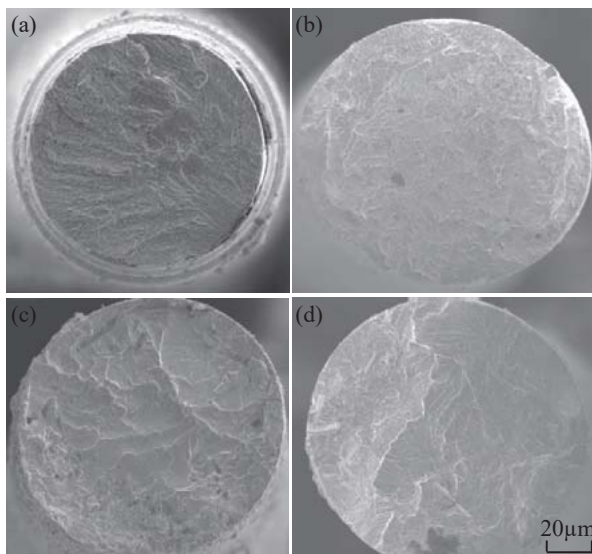


Fig. 14 SEM photographs showing fracture surfaces of the joints welded with insert Pd for: (a) J7, (b) J8, (c) J16 and (d) J19.

Fig.15(a)に継手 J8 の, Fig.15(b)に継手 J16 の, Fig.15(c)に継手 J19 の破断面 (SUS 側) での EDX 画像を示す. Fig.15(a)から継手 J8 の破断面ではディンプル模様が確認できる領域で, Pd 元素が存在していることがわかる. このことから, Pd が他の元素と合金を形成したことによって延性破壊が起きたと考え

られる. すなわち, Pd が存在する範囲で脆弱な金属間化合物の生成を回避できたと考えられる. また, Fig.15(b), (c)から継手 J16, J19 の破断面では, リバーパターン模様が確認できる領域で Ti 元素及び Ni 元素が存在していることがわかる. 直接溶接の場合と同様に Ni-Ti 系金属間化合物が形成されたことが強度低下の原因と推察される. この場合は, L 値の増加に伴って, 融解した NT に Pd が希釈され, その結果 Ni-Ti 系金属間化合物の生成を回避することが困難になったと考えられる. また, Fig.15(c)から継手 J19 の破断面では, 比較的平坦な面及び微細なリバーパターン模様が確認できる領域で, Pd 元素及び Fe 元素が存在していることがわかる. L 値の増加に伴って, SUS が融解したため Fe-Pd 合金が形成され, その結果引張強さが低下したと考えられる.

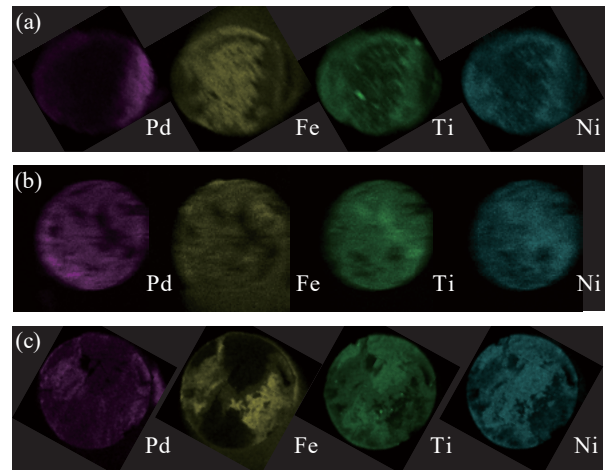


Fig. 15 EDX images observed at the fracture surfaces of the joints welded with insert Pd for: (a) J8 and (b) J16 and (c) J19.

4. 結言

Pd をインサート材として介在させ Ti-Ni 合金とステンレス鋼をマイクロ抵抗溶接した場合と, Ti-Ni 合金とステンレス鋼を直接マイクロ抵抗溶接した場合について, 継手の引張強さを比較・検討した. 得られた知見を以下に示す.

- (1) 直接マイクロ抵抗溶接した場合, 引張強さが最大値 634MPa に達した.
- (2) Pd をインサート材として介在させた場合, 継手の引張強さが向上し, 最大値 699MPa に達した. 母材融解長さ L 値に関して, しきい値があり L 値がその値を越えると引張強さが低下した.
- (3) Pd が存在する範囲で, 脆弱な金属間化合物の生成を抑制でき継手破断面でディンプル模様が確認できた. しかしながら, L 値がしきい値を越えた継手では主に脆性破面が確認された.

参考文献

- [1] 樋口俊郎：マイクロマシン技術総覧，(株)産業技術サービスセンター(2003)，pp631-642.
- [2] 西田稔，山内清，大方一三：形状記憶合金の基礎と応用，資源と素材，Vol.115(1999)，pp.713-718.
- [3] W.makishi, T.matsunaga, M.esashi and Y.HAga : Active Bending Electric Endoscope Using Shape Memory Alloy Coil Actuators, IEEJ Transactions on Sensors and Micromachines, 127-2(2007), pp75-81. (in Japanese)
- [4] S.Saitoh and D.kawanabe : 生体管路挿入用ワイヤ，IPP No., Wo2004/084739. (in Japanese)
- [5] <http://www.furukawa-ftm.com/nt/faq.htm> (HP : Furukawa Techno Material Co.Ltd.)
- [6] Hastings John M.et al. : 形状記憶合金成形ワイヤまたはプルワイヤを用いるカテーテルならびにその製造方法，IPP No., Wo2008/115665. (in Japanese)
- [7] QIU Xiao-ming, SuN Da-qian, LI Ming-gao, LIU Wei-hong : Microstructures and properties of welded joint of TiNi shape memory alloy and stainless steel, Trans. Nonferrous Met. Soc. China, vol14, (2004), pp 475-479.
- [8] H.M. Li, D.Q. Sun, X.L. Cai, P. Dong, W.Q. Wang : Laser welding of TiNi shape memory alloy and stainless steel using Ni interlayer, Materials & Design, vol.39 (2012), pp 285-293.
- [9] 関政則，山本弘樹，野尻誠，上西啓介，小林鉦二郎：Ti-Ni 形状記憶合金とステンレス鋼のろう付，日本金属学会誌，第 64 巻第 8 号(2000)，pp632-640.
- [10] 石田章子，澤口孝宏，佐藤守夫：形状記憶合金薄膜とその応用，金属，Vol.74 No.2(2004)，pp33-37.
- [11] 佐分利敏夫：ニッケル・チタン系形状記憶合金の開発研究の現状，金属，Vol.59 No.8(1989)，pp11-18.
- [12] 宮崎修一，佐久間俊雄，渋谷壽一：形状記憶合金の応用展開，シーエムシー出版(2006)，p18.
- [13] 掛下知行：期待される強磁性形状記憶合金，金属，Vol.74 No.2(2004)，pp15-19.
- [14] 田中優，山口毅，竹下晋正：2 段抵抗ろう付法における接合過程の数値シミュレーション，溶接学会論文集第，28 巻第 1 号(2010)，pp1-9.
- [15] 伊藤拓，竹下晋正：数値シミュレーション援用抵抗ろう付法による Ti-Ni 合金とステンレス鋼

のマイクロ接合，溶接学会論文集第，31 巻第 2 号(2013)，pp126-132.