溶接用ワイヤの送給性に関する考察*

清水 弘之**, 伊藤 和彦**, 政家 規生**, 黒川 剛志**, 牛尾 誠夫***

Feedability of Wires during MAG Welding *

by SHIMIZU Hiroyuki**, ITOH Kazuhiko**, MASAIE Norio**, KUROKAWA Tsuyoshi** and USHIO Masao***

Feedability of welding wire is controlled by sliding contacts between contact tube and wire surface. It is very important for the stable arc discharge that feeding speed of wire does not deviate from the constant speed derived from average welding current. Temperature of contact tube, current branch, voltage drop, and contact resistance of the sliding contact were measured during welding of Cu-coated and non-Cu-coated solid wires. The sliding contacts of Cu-coated solid wire have both states of solid and liquid depending on welding current. On the other hand, the sliding contacts of non-Cu-coated solid wire have a state of liquid without depending on welding current. Discontinuity of solidification at the sliding contacts causes feeding resistance of welding wire. Shearing strength of bridge solidified at sliding contact is about 4.5N, and this force is amplified in liner tube to about ten times. The amplified force is feeding resistance of welding wire. Deviation of wire speed is 43% to average wire speed assuming spring constant of welding wire to be 6600 N/m.

Key Words: Welding wire, Copper plating, Copper coating, Sliding contact, Feeding resistance, Electrical contact resistance, Contact tube, Contact voltage drop

1. 緒 言

電気接点に関する実験データおよび理論は60年代に R.Holm¹⁾によって系統的に整理され、特に静止接点に関しては多くの実験データとそれらを説明する理論が存在している。一方、溶接用ワイヤと給電電極のような高電流、低電圧の摺動接点に関する研究報告は少ない。

まず66年に J.F.Rudy²⁾、国内における先駆的な研究として70年代の荒谷^{3, 4)}、その後80年代に山田⁵⁻⁷⁾、90年代に入り G. Huismann^{8, 9)}、Luijendijk¹⁰⁾が溶接用ワイヤの摺動接点に関して報告している。また G.Huismann¹¹⁾と T.M.Padilla^{12, 13)}はコンジットライナー内壁と溶接用ワイヤの摺動に注目し、この摩擦力によって送給抵抗が発生することを指摘している。

これらの研究において、摺動接点は溶融する場合があること、また摺動接点は送給性に影響を及ぼすことは示されているが、溶接用ワイヤと給電電極の摺動接点状態、具体的には摺動接点の電圧降下、電気抵抗および温度に関する系統立った研究は報告されていない。また溶接用ワイヤの摺動接点と送給性との相互作用に関しても理論的な考察はなされていない。

給電電極から溶接用ワイヤに摺動接点を介してアーク放電が維持できるだけの電流が供給されると摺動接点は高温になると予測される。溶接時のこの摺動接点での現象を解

明することで、荒谷、山田らが指摘するようにコンジットケーブルを通り搬送されるワイヤの送給性を理解することができ、さらには送給性が良好で給電電極通過時の速度変動を最小にしたワイヤが実現可能となると考える。

最近溶接用ソリッドワイヤ表面から銅めっきをなくし、環境負荷を軽減したワイヤ¹⁴⁾が市場にて注目を集めている。従来必須であると考えられていたワイヤ表面の銅めっきをなくし、製造工程での廃棄物量を低減し、溶接ヒューム中に銅が拡散しない等の環境配慮のみならず、安定した溶接が行える高性能ソリッドワイヤとして銅めっきなしソリッドワイヤは高く評価され始めている。

本研究ではバルクの化学組成が同一であるワイヤを用いて銅めっきのあり、なしのワイヤを試作し、溶接時の電圧降下、接触電気抵抗、給電電極温度、給電電極内における溶接電流の分流、給電電極抵抗、およびワイヤの送給抵抗を測定した。さらに電圧降下と送給抵抗の関係を詳細に考察し、送給抵抗の発生機構を明らかにした。

2. 実 験 方 法

2.1 供試ワイヤ

使用したワイヤは JIS YGW12 相当の化学成分を有するソリッドワイヤであり化学成分の分析例を Table 1 に示す。一方のワイヤ表面には 0.24 mass% の銅を電気めっきし、もう一方のワイヤには銅めっきを施さなかった。実験に使用したワイヤの直径は 1.190 mm であり、この直径におけるワイヤの最大引張り応力は $1030 \pm 50 \text{ N/mm}^2$ であった。また円周方向に測定された平均粗さは $Ra=0.06 \sim 0.11 \mu\text{m}$ であった。

*原稿受付 平成16年7月9日 平成12年度秋季全国大会で発表

**正 員 (株)神戸製鋼所 溶接カンパニー Member, Welding Company, KOBE STEEL, LTD.

***正 員 大阪大学 接合科学研究所 Member, Joining and Welding Research Institute OSAKA UNIVERSITY

Table 1 Chemical composition of solid wires (mass%)

Wires	C	Si	Mn	P	S	Al	O	Cu
Cu-coated solid wire	0.05	0.90	1.49	0.010	0.010	0.005	0.0035	0.24
Non-Cu-coated solid wire	0.05	0.90	1.49	0.010	0.010	0.005	0.0035	0.01

Fig. 1 Appearance of contact tube with holes for measuring temperatures and fixing thermocouples **Fig. 2** Cross sections of two types of contact tubes
(a) 3-mm contact length (b) 43-mm contact length

両方のワイヤには防錆を目的として室温において十分な流動性を有する油脂をワイヤ表面に 0.2 g/m^2 均一に塗布した。使用したワイヤは全てスプールに巻かれており、給電電極通過後のワイヤのフリーループ直径は 750 mm であった。

フリーループ直径の定義は、ワイヤ曲率に内接する円の最大直径である。すなわちフリーループ直径の大きいワイヤは直線に近いことになる。

2.2 給電電極の温度測定

通常の溶接では①アークからの輻射熱伝達、②給電電極自体でのジュール発熱、および③ワイヤ-給電電極間の接触電気抵抗によるジュール発熱によって給電電極の温度は上昇する。ここではまずサブマージアーク溶接を行い、フラックス（神戸製鋼所製 溶融型 MF-38 20XD）を用いてアークを完全に遮蔽し、①の輻射熱伝達を可能な限り除去することによって②+③の電気抵抗発熱による給電電極の温度上昇を測定した。次に 100%CO₂ シールドで溶接を行い①+②+③による温度上昇を測定した。Fig.1 に温度測定に使用した給電電極の外観を示す。給電電極の側面に先端から 2 mm, 15 mm, 30 mm の位置に直径 1.0 mm, 深さ 1.2 mm の穴と、各穴から 4 mm 離れた位置に M2 の螺旋穴を機械加工で形成した。15 mm 位置の穴は予備であり、測定は先

Fig. 3 Schematic illustration representing how to measure contact tube's temperatures during welding **Fig. 4** X-ray photograph representing the contact state between wire and contact tube

端より 2 mm および/または 30 mm で行った。穴（ $\phi 1.0 \text{ mm} \times 1.2 \text{ mm}$ ）に CA 熱電対の先端を埋め込み、絶縁ワッシャーを介して螺旋穴に機械的に固定した。給電電極側面の穴に熱電対の先端を埋没させることで、給電電極本体の温度を正確に測定した。Fig.2 に温度測定に使用した給電電極の断面を示す。(a) はサブマージアーク溶接に使用する給電電極であり、給電電極先端で②+③の電気抵抗発熱による温度上昇を測定する目的に使用した。先端 3 mm のみを残して機械加工で切削し、円筒状に切削除去された部分にはセラミック製の絶縁管 (Insulator) を挿入した。絶縁管を挿入することで給電電極は先端の一点のみでワイヤと接触した。また給電電極 (a) は溶接時の電圧降下の測定にも使用した。(b) はオープンアーク溶接に使用する給電電極であり、実際の溶接時の給電電極温度を測定する目的に使用した。また給電電極 (b) は送給抵抗の測定にも使用した。Fig.3 に溶接時の給電電極温度測定の方法を模式的に示す。サブマージアーク溶接を行う場合のフラックス高さは 15 mm であった。給電電極先端と母材間の距離は 25 mm, 速度は 30 cm/min, 電流は 280 A であり、溶接電圧は適正值に調整した。なお本研究で使用した給電電極は全て Cu-0.8 mass%Cr 合金であり、給電電極内溝の直径は 1.350 mm であり、内溝長手方向に測定された平均粗さは $Ra=0.05 \sim 0.08 \mu\text{m}$ であった。

2.3 給電電極内部での分流電流の測定

フリーループ直径 750 mm のワイヤを Fig.2 (b) に示した給電電極内溝に挿入し、接触状態を X 線で透過し観察した例を Fig.4 に示す。ワイヤと内溝は複数の点で接触する。なぜならばワイヤ直径に対して給電電極内溝は $160 \mu\text{m}$ のクリアランスを有し、その内溝を固有のフリーループ直径を持つワイヤが通過するからである。給電電極の電気抵抗はワ

Fig. 5 Cross section of composed contact tube for measuring branch currents

ワイヤの電気抵抗に比較して十分小さいために、溶接電流は給電電極先端からワイヤに流入し、一部の電流は先端以外からワイヤに流入すると考えられる。この溶接電流の分流状態を調べるために Fig.5 に示す給電電極を製作した。通常の給電電極① (Cu-0.8 mass%Cr 合金製、給電内溝長さ 43 mm、内溝径 1.35 mm) 先端をセラミックス製の板で絶縁し、給電長さ 3 mm の Cu-0.8 mass%Cr 合金製給電板②を取り付けた。ワイヤが通過する給電板の内溝直径は給電電極と同じ 1.35 mm であり、二つの電極の内溝位置を精度良く合わせ固定した。二つの給電電極には個別に給電ケーブルを取り付け、各給電電極に供給される電流は個別のホール素子を用いて電圧に変換しコンピュータに記録した。同時に全溶接電流も別途計測した。平均溶接電流は 280 A、給電板②と母材間の距離は 25 mm、シールドガスは 100%CO₂ であり別途サイドノズルを用いて 30 L/min を溶接部に供給した。溶接速度は 30 cm/min であった。

2.4 給電電極抵抗、送給抵抗および電圧降下の測定

溶接時にワイヤが給電電極を下方方向に引っ張る力学的力 (以下給電電極抵抗 Tr) とワイヤが送給ローラを押し返す力学的力 (以下送給抵抗 Fr)、および給電電極と溶接ワイヤ間の電圧降下 (Vd) を Fig.6 に示す測定装置を用いて計測した。給電電極直上に取り付けた中空のロードセルで、④給電電極抵抗 (Tr) を測定した。また送給用ローラおよびモータをスライドテーブルに固定し、このスライドテーブルに加わる力すなわち③送給抵抗 (Fr) をロードセルで測定した。Fig.2 に示した 2 種類の給電電極を使用し測定を行った。(a) の給電電極を用いて、単一摺動接点での電圧降下 (Vd) と給電電極抵抗 (Tr) および送給抵抗 (Fr) の関係を測定した。また (b) の給電電極を用いて、通常と同じ複数の摺動接点で溶接を行う場合の給電電極抵抗 (Tr) と送給抵抗 (Fr) の関係を測定した。中空ロードセルを溶接電流から保護するために、また溶接電流を給電電極のみから供給するために、溶接電流は給電電極に直接供給し、給

Fig. 6 Schematic illustration representing how to measure wire-feed resistance, contact tube resistance, and voltage drop during welding

Fig. 7 Circuit diagram representing how to measure voltage drop during welding

電電極は他の金属部品から樹脂を用いて完全に絶縁した。溶接時の給電電極とワイヤ間の電圧降下 (Vd) が測定可能であることを、Fig.7 を用いて説明する。Fig.6 および Fig.7 中の (1), (2), (3), (4), (5) および (6) はそれぞれ対応する位置を示している。内部抵抗が十分大きな電圧測定器 (5) を使用し、給電電極とスプール終端ワイヤの電位差を測定すると、Fig.7 下段の電圧計測回路を流れる電流は無視小化し無視することができる。電圧測定回路に流れる電流が無視できれば、給電電極内のワイヤとスプール終端のワイヤとは等電位となる。また測定すべき接触電気抵抗 (3) は数 mΩ と予測され、これに比較して給電電極本体の抵抗 (2) は 10 μΩ と 2 桁小さいために、溶接電流が流れた状態で摺動接点の⑤電圧降下 (Vd) を十分な精度で測定することが可能であった。①溶接電流、②溶接電圧、③送給抵抗 (Fr)、④給電電極抵抗 (Tr)、および⑤電圧降下 (Vd) を完全に時間同期してコンピュータに 500 Hz (2 ms) で記録した。また⑤電圧降下 (Vd) を①溶接電流で割ることによって、給電電極とワイヤ間の接触電気抵抗を求めた。

6 m 長さのケーブルを途中で直径 300 mm のドラムに 1 回巻きつけた軌道を用いて溶接を行い、シールドガスは 100%CO₂、溶接速度は 30 cm/min、給電電極先端と母材間の距離は 25 mm であった。Fig.6 に示したように送給ローラは 6 m ケーブルの入口側に、給電電極は 6 m ケーブルの出口側に固定した。電流を変えて溶接を実施し、溶接電圧はそれぞれの溶接電流に対して適正に調整した。なお本研究で使

Fig. 8 Temperature trends for contact tube with 3-mm contact length when heat radiation from arc and molten pool was shielded with flux (Welding current: 280 A)

用した溶接機は全て定電圧制御のサイリスタ電源であった。摺動接点における電圧降下は絶対値の精度が重要であるために、測定毎に横河電機製標準電圧発生器ポータブルキャリブレーション (Model:2422) を用いて 0~1.00 V までの校正を実施した。電圧降下の測定精度は $1.00 \text{ V} \pm 0.005 \text{ V}$ (誤差 $\pm 0.5\%$) であった。また横河電機製シャント (2216 型, 500 A, 50 mV, クラス 02) とダイヘン製定電流電源 (TR-800) を用いて溶接電流測定用ホール素子の校正を実施した。具体的には、まずシャントを用いて定電流電源の 100 A, 200 A, 300 A 出力条件を決定し、次にこの出力電流値を用いてホール素子を校正した。定電流電源に若干の温度ドリフトが発生するために、溶接電流の測定精度は $300 \text{ A} \pm 3 \text{ A}$ (誤差 $\pm 1\%$) であった。

3. 実験結果

3.1 給電電極の温度

Fig.8 に溶接開始から 220 s 間の給電電極先端におけるジュール発熱のみによる温度上昇曲線を示す。測定に使用した給電電極は Fig.2 (a) に示した給電長さを 3 mm とした給電電極である。フラックスを用いてアークからの輻射を完全に遮蔽した場合、熱源はジュール発熱のみであり、給電電極とワイヤ間の摺動接点における接触電気抵抗と給電電極自体の電気抵抗である。溶接開始から 60 s かけてゆっくりと温度は上昇し、180 s 後の温度は、銅めっきワイヤで 423 K, 銅めっきなしワイヤで 503 K であった。初期温度は 288 K であることから単位時間当たりの温度上昇を比較すると、銅めっきなしワイヤは、銅めっきワイヤの 1.6 倍である。給電電極自身の電気抵抗は接触電気抵抗の 1/100 程度とすると、溶接電流は同じであるから、銅めっきなしワイヤの接触電気抵抗は銅めっきワイヤのそれに比較して 1.6 倍程度と推定される。

アークおよび溶融池からの輻射を受けた場合の給電電極先端から 2 mm および 30 mm 位置における温度上昇曲線の一例を Fig.9 に示す。使用した給電電極は給電長さ 43 mm (Fig.2 (b)) であり、通常の溶接時の給電電極温度を測定し

Fig. 9 Temperature trends for contact tube affected by heat radiation from arc and molten pool (Welding current: 280 A)

ている。溶接開始直後の温度上昇が急峻で、銅めっきの有無の差異が明確でない理由は、オープンアークであるために、輻射熱の効果が大きいためと考えられる。また先端の摺動接点での発熱量が大きい銅めっきなしワイヤの方が、2 mm と 30 mm の間の温度勾配は小さい。これは、30 mm 近辺にある 2 番目の摺動接点における発熱量も銅めっきなしワイヤの方が銅めっきワイヤよりも大きいためと考えられる。Fig.8 に比較して給電電極先端の飽和温度は若干高くなり、銅めっきワイヤで 560 K, 銅めっきなしワイヤで 600 K であった。560 K と 600 K を銅めっきワイヤと銅めっきなしワイヤの溶接時の電極温度とし、接点温度の計算に使用する。

3.2 溶接電流の分流

定電圧制御のサイリスタ電源を用いて溶接を行い、給電電極における溶接電流の分流を測定した。電流の時間変動を記録した例を Fig.10 に示す。全溶接電流、上部および下部それぞれの給電電極からワイヤに供給された電流の時間変化を示している。平均電流 280 A のうち約 3 割が上部の給電電極から、約 7 割が下部の給電電極からワイヤに流入している。すなわち溶接電流の平均値が 280 A であっても、下部②の給電電極からワイヤに供給される電流は平均値で 200 A, ばらつきを考慮すると 120 A から 240 A の範囲に分布している。次に Fig.11 は Fig.10 を再整理したグラフであり、各時間における全電流が上部電極と下部電極に分流された比率を示している。Fig.11 より、全電流が高くなるに

Fig. 10 Branch currents in contact tubes during welding (Welding current: 280 A)

Fig. 11 Probability distribution of branch currents at lower and upper contact tubes during welding (Welding current: 280 A)

Fig. 12 Fluctuations in wire-feed resistance and contact tube resistance

従って分流比率のばらつきが小さくなる傾向が認められる。さらに銅めっきなしワイヤは銅めっきワイヤに比較して分流比率のばらつきが小さいこと、全電流の増加に従って下部電極の分流比率がさらに高くなる傾向がある。

3.3 給電電極抵抗および送給抵抗

Fig.6 に示した測定装置の溶接トーチに Fig.2 (b) に示した

給電電極（給電長 43 mm，熱電対は使用せず）を取り付け，給電電極抵抗（Tr：給電電極がワイヤによって下方向に引っ張られる力）と送給抵抗（Fr：送給ローラがワイヤによって押し戻される力）を測定した。6 m 長さコンジットケーブルの途中に直径 300 mm のループを一箇所作り，コンジットケーブルの入口に送給ローラを，出口に給電電極を設置し測定を行った。Fig.12 に測定結果の一例を示す。上

段に示すように、溶接電流が給電電極とワイヤ間に流れない場合は 12 m/min でワイヤをインチングしても給電電極抵抗、送給抵抗ともにほとんど変動しない。単純に機械的な摩擦力として給電電極抵抗 (Tr) と送給抵抗 (Fr) が測定される。給電電極抵抗 (Tr) は 1.5 N、送給抵抗 (Fr) は 15 ~ 18 N であり、銅めっきの有無によらず、ワイヤの直径、フリーループ直径、強度、および表面油脂量が一定であればインチング時の給電電極抵抗 (Tr)、送給抵抗 (Fr) に差異は生じない。次に 280 A で溶接を行った場合の給電電極抵抗と送給抵抗を Fig.12 下段に示す。溶接を行い給電電極とワイヤ間に電流を流すと明確に給電電極抵抗および送給抵抗は増加する。特に銅めっきワイヤの給電電極抵抗および送給抵抗は銅めっきなしワイヤのそれに比較して大きく、給電電極抵抗の平均値は 6 N、送給抵抗は 80 ~ 100 N にも達する。また振幅も大きい。溶接電流を 140 A にすると、Fig.12 中段に示すように給電電極抵抗および送給抵抗の平均値と振幅はともに小さくなる。また銅めっきワイヤと銅めっきなしワイヤの差異も小さくなる。

Fig. 13 Delay time between wire-feed resistance and contact tube resistance

Fig.12 下段 280 A 溶接時の測定開始から 0.5 s 間の波形を拡大して Fig.13 に示す。給電電極抵抗と送給抵抗の波形は連動しており、給電電極抵抗の変動が起点となって送給抵抗が変動する。給電電極抵抗のピーク位置に相当する、送給抵抗のピーク位置は 6 m コンジットケーブルを使用した場合、8 ms の時間遅れがある。すなわち給電電極抵抗はワイヤを瞬間的に減速させ、コンジットケーブル内のワイヤを介して増幅され、8 ms 遅れて送給抵抗として検出されるのである。

3.4 給電電極とワイヤ間の電圧降下および接触電気抵抗

Fig.6 に示した測定装置の溶接トーチに Fig.2 (a) に示した給電電極 (給電長 3 mm) を取り付け、給電電極抵抗 (Tr)、送給抵抗 (Fr) に完全に同期させて給電電極とワイヤ間の電圧降下 (Vd) を測定した。さらにこの電圧降下を溶接電流で除することで接触電気抵抗を求めた。銅めっきワイヤと銅めっきなしワイヤを 160 A の電流で溶接を行い、溶接電流、送給抵抗、給電電極抵抗、電圧降下、および接触電気抵抗を実測した。測定例を Fig.14 に示す。溶接電源として市販サイリスター制御の定電圧電源を用いているために、設定電流 160 A に対して実際の溶接電流は 20 A から 400 A までに分布する。給電長さを制限しているために、摺動接点一箇所に 20 A から 400 A の電流が流れた場合の送給抵抗、給電電極抵抗、電圧降下、および接触電気抵抗を測定している。銅めっきワイヤは電圧降下のばらつきが大きく、電圧降下が 0.4 V 以下の確率が高く、給電電極抵抗と送給抵抗が大きく変動している。一方銅めっきなしワイヤは電圧

Fig. 14 Fluctuations in currents, wire-feed resistance, contact tube resistance, voltage drop, and contact electric resistance during welding with 3-mm contact length tube

降下のばらつきが小さく、電圧降下が0.4V以上の確率が高く、給電電極抵抗と送給抵抗はほとんど変動しない。

4. 考察

接点を介して金属間に電流を流そうとすると、電流は微小な接触面を通過しなければならない。微小な接触面に向かって電流は収束する必要がある、この収束により接点において余分な電気抵抗が発生する。いわゆる集中抵抗である。また接点に電流が流れると、この集中抵抗によって、接点の温度が上昇するとは容易に推測できる。接点の電圧降下と温度の関係を以下に考察する。

接点において、電流および熱を運ぶキャリアは電子である。従って Fig.15 に示すような同一金属接点の界面における電圧降下と温度との間には一定の関係¹⁾が成り立つ。清浄な金属同士が微小な接触面で接しており、そこに電流が流れているとする。接触面における最高温度を T_{max} とし、電位 ψ をゼロとする。接触面から少し離れた所の温度を T 、電位を ψ とする。

電流密度ベクトル $\vec{i}$ は電界が $-\text{grad}\psi$ であるから

$$\vec{i} = -\sigma \text{grad}\psi \quad (4.1)$$

となり、同様に熱流ベクトル $\vec{s}$ は

$$\vec{s} = -\kappa \text{grad} T \quad (4.2)$$

となる。

接点におけるジュール発熱によって熱流は発生するのであるから、

$$-\sigma \psi \text{grad}\psi = \kappa \text{grad} T \quad (4.3)$$

が成立する。

ベクトル表示をスカラー表示にするために、Fig.15 に示したように電流、および熱流の流れる方向を x とする。ベクトル方程式 (4.3) は一次元の微分方程式に書きかえることができる。

$$\frac{\kappa}{\sigma} \frac{dT}{dx} + \psi \frac{d\psi}{dx} = 0 \quad (4.4)$$

接点から少し離れた場所まで (4.4) 式を積分すると

$$\int_{T_{ERT}}^{T_{max}} \frac{\kappa}{\sigma} dT + \int_0^\psi \psi d\psi = 0 \quad (4.5)$$

$$\psi^2 = 2 \int_{T_{ERT}}^{T_{max}} \frac{\kappa}{\sigma} dT \quad (4.6)$$

Fig. 15 An electric current and contact temperature model at metal contact

が得られる。接点の両側を考えると

$$E_c = 2\psi \quad (4.7)$$

となり、接点を介して電流が流れるときの集中抵抗による電圧降下 E_c と接触面内の最高温度 T_{max} の間には次のような関係が成立する。

$$E_c^2 = 8 \int_{T_{ERT}}^{T_{max}} \frac{\kappa}{\sigma} dT \quad (4.8)$$

電気伝導率と熱伝導率が温度関数として与えられている材料は限られている。従って実用材料を取り扱う場合に十分な精度を有する (4.8) 式の近似式が必要となる。

金属の熱伝導率と電気伝導率の比が温度に比例するとする Wiedemann-Franz の法則

$$L \cdot T = \kappa / \sigma \quad (4.9)$$

L : Lorenz number = $2.45 \times 10^{-8} (\text{V/K})^2$

T : 温度 (K)

κ : 熱伝導率 (W/mK)

σ : 電気伝導率 (A/mV)

を用いると、接点における電圧降下は温度と Lorentz 数 L を用いて書きかえることができる。

$$E_c^2 = 8 \int_{T_{ERT}}^{T_{max}} \frac{\kappa}{\sigma} dT = 8 \int_{T_{ERT}}^{T_{max}} L T dT = 4L(T_{max}^2 - T_{ERT}^2) \quad (4.10)$$

電圧降下 E_c と接触面内の最高温度 T_{max} の間には

$$E_c = \{4L(T_{max}^2 - T_{ERT}^2)\}^{\frac{1}{2}} \quad (4.11)$$

の関係が成立する。ここで

E_c : 接点における電圧降下

T_{max} : 接触部最高温度

T_{ERT} : 電極温度

である。これより接点における電圧降下 E_c の値を測定することによって、接点最高温度 T_{max} を知ることができ、接触状態 (軟化、溶融、沸騰) を推定することができる。

この (4.11) 式を用いて理論的に求められる接点温度と電圧降下の関係を Fig.16 に示す。各曲線は電極温度を 300 K, 400 K, 500 K, 600 K, 700 K, 800 K, 900 K とした場合の接点温度と電圧降下の関係を示している。電極温度が高くなるに従って曲線は下方方向に移動する。すなわち接点溶融に必要な電圧降下が小さくなる。Fig.16 中に銅

Fig. 16 Calculated relationships between temperature and voltage drop at contact point.

Fig. 17 Voltage drop and contact electric resistance at 3-mm contact length tube during welding (Data from 14)

Fig. 18 Probability distributions of voltage drop at each current (Data from 17)

(1356 K) および鉄 (1812 K) の融点を併記したが、電極温度が高くなるに従って溶融電圧は低下することがわかる。輻射加熱およびジュール発熱する溶接過程における給電電極先端の実態温度は Fig.9 に示したように銅めっきワイヤで 560 K、銅めっきなしワイヤで 600 K であった。また溶接電流の分流と接触電気抵抗によって、給電電極先端近傍のワイヤ温度は 500 K 程度¹⁵⁾と考えられる。560 K、600 K における銅-銅、鉄-鉄接点における溶融電圧は (4.11) 式からそれぞれ 0.39 V と 0.54 V と計算される。

給電電極における電圧降下と溶接電流、および接触電気抵抗と溶接電流の関係を明確にするために、Fig.14 の溶接電流を横軸に電圧降下と接触電気抵抗を縦軸に整理したグラフを Fig.17 に示す。銅めっきワイヤの電圧降下は 0.1 V から 0.5 V の範囲に広く分布するのに対して、銅めっきなしワイヤの電圧降下はより狭い範囲に分布する。この電圧降下を逐次その時間の溶接電流で除した値が接触電気抵抗であり、溶接電流の増加に従って接触電気抵抗は単調に減少する。280 A での平均接触電気抵抗は銅めっきワイヤが 1.1 mΩ、銅めっきなしワイヤが 1.8 mΩ であり、その比は 1.6 となる。給電電極の温度測定より、銅めっきワイヤと銅めっきなしワイヤの接触電気抵抗の比は 1.6 と予測されており、接触電気抵抗と温度測定から得られた値は一致する。銅めっき有り無しのワイヤを用いて、異なる手段で測定された温度比と接触電気抵抗比が一致することから、溶接時の電圧降下は正しく測定されたと考えられる。Fig.17 中に給電電極先端の実測温度から計算で求めた銅-銅 (0.39 V) および鉄-鉄 (0.54 V) の溶融電圧を併記するが、銅めっき

Fig. 19 Wire surfaces of Cu-coated (a) and non-Cu-coated (b) solid wires after welding (Welding current: 280 A)

ワイヤの電圧降下は 0.39 V を中心に分布しているのに対して、銅めっきなしワイヤは 0.39 V から 0.54 V の間に分布している。各溶接電流領域における電圧降下の確率分布を求めて、銅めっきワイヤと銅めっきなしワイヤの摺動接点の状態を明確にするために、Fig.17 の電流を 8 区間 [0 A～50 A]、[50 A～100 A]、[100 A～150 A]、[150 A～200 A]、[200 A～250 A]、[250 A～300 A]、[300 A～350 A]、[350 A～400 A] に分割し、各区間における電圧降下の確率分布を Fig.18 に示す。Fig.17 同様に銅、鉄の溶融電圧を併記した。銅めっきワイヤは全電流区間に渡って鉄の溶融電圧未満であり、銅の溶融電圧 0.39 V を中心に分布しているのに対して、銅めっきなしワイヤは銅の溶融電圧 0.39 V を明確に越えており、鉄の溶融電圧 0.54 V より若干低い 0.5 V を中心に分布している。これらの結果から銅めっきワイヤおよび銅めっきなしワイヤと給電電極の摺動接点の状態は次のように考えられる。銅めっきワイヤと給電電極の摺動接点は断続的に溶融と凝固を繰り返している。150 A 以下では摺動接点の固相、液相確率はそれぞれ 50% であり、電流の上昇によって液相の確率は増加するが全溶融する電流範囲はない。一方銅めっきなしワイヤと給電電極の摺動接点において給電電極の銅は完全に溶融している。すなわち銅めっきワイヤの摺動接点は溶融-凝固を繰り返しているのに対して、銅めっきなしワイヤの摺動接点は常時溶融し、液相状態で電流の授受が行われている。

溶融した痕跡を確認するために、通常の給電電極 (給電内溝長さ 43 mm) から 280 A の電流を給電されたワイヤ表面、すなわち溶接終了後の突出部のワイヤ表面を走査型電子顕微鏡で観察した。表面状態を Fig.19 に示す。280 A

Fig. 20 Wire passage surfaces of contact tubes used for welding with Cu-coated solid wire (a) and non-Cu-coated solid wire (b) (Welding current : 280 A)

の70%すなわち平均200 Aの電流を受けた銅めっきなしワイヤの表面は連続的に溶融しその後凝固している痕跡が認められる。個々の凝固痕のサイズはサイリスタ電源の電流制御時間3.3 msに対応している。すなわち電流リップル波形の一波長に相当する時間にワイヤ速度を乗じた長さ毎に凝固痕が形成されている。他方銅めっきワイヤの凝固痕はきわめて不均一かつ不連続的であり、マクロ的には凝固痕があるところと、無いところが混在している。さらに280 Aで溶接を行った給電電極を縦割りにし、先端近傍の内溝表面を光学顕微鏡によって観察した。Fig.20に給電電極先端の内溝表面写真を示す。写真左側が給電電極先端であり、内溝表面には矢印で示すような明確な溶融-凝固痕が観察される。銅めっきなしワイヤの溶接に使用した給電電極の溶融範囲は、銅めっきワイヤに使用した給電電極のそれに比較して明確に広い。

ワイヤの表面観察からも銅めっきなしワイヤの給電電極先端の摺動接点は安定溶融状態にあり、銅めっきワイヤの摺動接点は断続的溶融状態にあることが示された。この主摺動接点の状態が溶接時のワイヤの送給性に多大な影響を与えていることを次に示す。

銅めっきワイヤを内溝長さ3 mmの給電電極を用いて160 Aで溶接したデータ、Fig.14中に☆印で示した12.6 s前後を拡大しFig.21に示す。溶接電流、送給抵抗 (Fr)、給電電極抵抗 (Tr)、電圧降下 (Vd)、および接触電気抵抗の同一時間における測定波形を比較して示す。各プロットは500 Hz 周期、2 ms 間隔で測定したデータを示している。

平均溶接電流160 Aにおいて溶滴は短絡移行する。突出し長さが25 mmと長いために、短絡を示す電流のピークが約70 ms 間隔で発生する。溶滴が短絡を開始すると電流が増加し、増加に従い電圧降下 (Vd) も増加し0.39 Vを超えると接点は溶融する。接点が溶融すると給電電極抵抗 (Tr) は急激に減少し、8 ms 遅れて送給抵抗 (Fr) も減少する。溶滴の移行が終了し、アーク放電が再開すると電流は減少する。電流減少に従って電圧降下も減少し、0.39 V 未満になると接点は凝固を開始する。接点の凝固によって給電電極抵抗が増加、送給抵抗も増加する。これより単一摺動接点での送給抵抗発生機構は、摺動接点が凝固することでまず給電電極抵抗が増加し、この抵抗が増幅されて伝播し送給抵抗が増加するのである。

Fig. 21 Magnified fluctuations in welding current, wire-feed resistance, contact tube resistance, voltage drop and contact electric resistance

さらに通常の内溝長さが43 mmの給電電極を用いた場合の送給抵抗の発生機構は次のように説明できる。内溝長さが43 mmあると溶接電流は分流し、70%が給電電極先端からワイヤに供給される。例えば280 Aの溶接電流では200 Aの電流が給電電極先端からワイヤに供給され、残りの80 Aが先端以外の摺動接点からワイヤに供給される。銅めっきワイヤは200 Aの電流においてはFig.18に示したように摺動接点の溶融確率は60%であり、摺動接点は溶融-凝固を繰り返す。この凝固によって給電電極抵抗がまず発生する。給電電極抵抗が発生するとその力は増幅され、8 ms後に送給抵抗が増加する。送給抵抗の振動が大きくなると、その振動が給電電極抵抗の増加を誘発させる逆の現象も観察される。給電電極抵抗と送給抵抗はケーブル内のワイヤを介して相互に影響を及ぼしあいながら振動していると考えられる。銅めっきワイヤの送給抵抗が高電流域で高い理由は給電電極先端の摺動接点における溶融-凝固が不均一であるに加えて、銅めっき自体が銅を主成分とする給電電極と溶融後に融着しやすいことも原因の一つと考えられる。逆に銅めっきなしワイヤは主摺動接点が常時溶融状態にあり、また鉄と給電電極自体が融着し難いために送給抵抗が低いと考えられる。溶接電流を低くすると銅めっきワイヤと銅めっきなしワイヤの送給抵抗に差が少なくなる事実も、主摺動接点の接触状態で説明することができる。

Fig. 22 Schematic illustration representing how fluctuations in wire-feed speed occur during welding

溶接電流給電後の銅めっきワイヤ表面の凝固痕の半径は 0.1 mm であり、この凝固痕によって給電電極抵抗の増加分 4.5 N (6 N-1.5 N) の力が発生しているとする凝固部剪断応力は 143 N/mm² と計算される。一方 Cu-0.8 mass%Cr の 1073 K における引張破断応力は文献¹⁶⁾より 70 N/mm² であり、剪断破断応力/引張破断応力を 2 とする¹⁷⁾と、剪断破断応力は 140 N/mm² と計算される。高温固体銅の橋絡部が剪断破断に要する応力によって給電電極抵抗が発生していると考えことは妥当である。給電電極抵抗は給電後のワイヤ表面と給電電極内溝表面が溶融後、凝固し融着することによって発生している。

給電電極抵抗が送給抵抗の支配的要因であり、これらの抵抗からワイヤ速度も変動していると推察される。この速度変動を Fig.22 に示す巻きバネの振動を用いて推測する。ワイヤの平均送給速度を 12 m/min (200 mm/s) とし、平均速度と給電電極による速度変動を分けて考える。粗巻きコイルバネのバネ定数 $k^{18)}$ は (4.12) 式で表せる。

$$k = \left\{ \frac{32R^2l}{\pi d^4} \left(\frac{\cos^2 \theta}{G} + \frac{2\sin^2 \theta}{E} \right) \right\}^{-1} \quad (4.12)$$

ここで、 R : コイル半径 (m), l : コイル全長 (m), d : ワイヤ直径 (m), θ : 螺旋角 (rad), G : 横弾性係数 (Pa), E : ヤング率 (Pa) である。

コンジットライナー内のワイヤの螺旋角は大きいとして

$$\theta \approx \pi/2 \quad (4.13)$$

とすると、(4.12) 式は

$$k = \left(\frac{64R^2l}{\pi d^4 E} \right)^{-1} \quad (4.14)$$

となる。コンジットライナーの内径を 2.4 mm とすると $R=1.2$ mm, コンジットライナー長さを 6 m とすると $l=6$ m, ヤング率 $E=206$ GMPa とすると、計算から求められるバネ定数は $k=2473$ (N/m) となる。このバネ定数はコンジットライナーとの摩擦係数を無視しているために過小見積りしている。実際に 6 m 長さのコンジットライナーにワイヤを単位長さ押し込むのに要する力を測定し、実際の定数を測定した。この定数は 6600 N/m であった。摩擦係数分の定数は 4127 N/m となり、本来のバネ定数よりも寄与率が高いことがわかる。理論的バネ定数と摩擦係数分のバネ定数との和、6600 N/m をワイヤ送給定数とする。給電電極抵抗を 4.5 N とすると、ワイヤの縮み量は 0.68 mm となる。ワイヤ

が縮むのに要する時間は 8 ms であるために振動分の速度変動は 85 mm/s となる。ワイヤの平均速度 200 mm/s に対して 43% 速度が変動することが推察される。山田ら⁷⁾は溶接時の給電電極近傍のワイヤ速度をロータリーエンコーダで実測し、 $\pm 50\%$ 速度が変動することを報告している。本研究のデータから見積もられた速度変動の値は山田らの実測値とほぼ一致している。

給電電極抵抗の変動によって発生する速度変動によって、突出し部ジュール発熱による温度分布が変化し、溶融速度のバランスが崩れ、瞬間的なアーク長変動が発生する。アーク長変動により瞬間的な短絡、溶融池の揺動または溶滴の異常成長が生ずると考えられる。銅めっきなしワイヤは接触電気抵抗が高く、摺動接点は常時安定した溶融状態にあるために、送給抵抗およびその変動が低減する。安定した溶接を行うために給電電極の融着を防止することは非常に重要であり、銅めっきがないほうが、給電電極の瞬間融着を防止し給電電極抵抗および変動を低減することが可能である。

5. 結 論

炭素鋼用ソリッドワイヤを用いて、表面に銅めっきがあるものとないものを試作し、給電電極-ワイヤ間に形成される摺動接点近傍の温度、分流状態、摺動接点における電圧降下および接触電気抵抗を測定し、送給抵抗の発生機構を明らかにした。結果を以下に列挙する。

- (1) 接電流 280 A における給電電極の温度上昇と接触電気抵抗はそれぞれ、銅めっきワイヤで 135 K, 1.1 mΩ, 銅めっきなしワイヤで 215 K, 1.8 mΩ であり、単一摺動接点の温度上昇比と接触電気抵抗比はともに 1.6 である。輻射熱を受けない給電電極は摺動接点のジュール発熱によって、温度が上昇する。
- (2) 100%CO₂, 溶接電流 280 A, 突出し長さ 25 mm での給電電極先端の平均的飽和温度は銅めっきワイヤで 560 K, 銅めっきなしワイヤで 600 K である。この温度での銅-銅接点の溶融電圧は 0.39 V, 鉄-鉄接点の溶融電圧は 0.54 V である。
- (3) 給電電極先端の摺動接点と、それ以外の摺動接点からワイヤが受電する比率は 7 対 3 である。溶接電流の増加に従って給電電極先端から受電する電流のばらつきは小さくなる。また銅めっきなしワイヤの給電電極先端からの受電率は銅めっきワイヤのそれに比較して若干高い。
- (4) 溶接電流が流れない場合は、ワイヤの送給抵抗は単純な機械的摩擦力による抵抗のみである。溶接電流が 150 A を超えると銅めっきワイヤの送給抵抗は変動を開始し、絶対値も増加する。一方銅めっきなしワイヤは全電流域において送給抵抗が低い。
- (5) 給電電極とワイヤ間に形成される摺動接点の状態によ

って、溶接時の送給抵抗は変動する。摺動接点安定して溶融する場合、送給抵抗の絶対値、ばらつきともに小さい。一方摺動接点で溶融-凝固を繰り返す場合、送給抵抗の絶対値、ばらつきともに大きくなる。

- (6) 電圧降下が銅-銅接点の溶融電圧 0.39 V を下回ると、摺動接点で凝固が始まり凝固部の剪断強度まで給電電極抵抗が増加する。給電電極抵抗はバネ状のワイヤを伝播し、8 ms 後に絶対値が 10~20 倍に増幅され送給抵抗となる。
- (7) コンジットライナー中のワイヤの送給定数を 6600 N/m とすると、4.5 N の給電電極抵抗によって、200 mm/s で定常移動しているワイヤに 43% の速度変動が発生すると考えられる。

謝 辞

本研究を遂行するにあたって、ワイヤの試験生産を精力的に実施して頂いた、神鋼溶接サービス㈱の石田さん、落合さん、雑賀さん、ワイヤの分析を実施して頂いた神鋼溶接サービス㈱の菅原さんに心より御礼を申し上げます。

また電気接点に関して貴重なご助言を頂いた、兵庫教育大学教授 玉井輝雄博士に感謝いたします。

本研究が溶接材料の品質向上の一助となれば幸いに思います。

参 考 文 献

- 1) R. Holm: Electric Contacts, Theory and Applications, Fourth Edition; 2000, Springer-Verlag Berlin Heidelberg Germany.
- 2) J. F. Rudy: Study of current contact tubes for gas metal-arc welding, Welding Journal, 45-8 (1966), 374-378.
- 3) T. Araya: Some problem of wire feeder for semi-automatic arc welding, Journal of the Japan Welding Society, 41-9 (1971), 237-238.
- 4) T. Araya: Journal of the Japan Welding Society, 41-9 (1972), 1055-1063.
- 5) T. Yamada: Variation of wire feeding rate in CO₂ arc welding, Quarterly Journal of the Japan Welding Society, 2-2 (1984), 228-233.
- 6) T. Yamada: The study of passing current in contact-tip on CO₂ arc welding, Quarterly Journal of the Japan Welding Society, 2-4 (1984), 619-624.
- 7) T. Yamada: Fluctuation of the wire feed rate in gas metal arc welding, Welding Journal, 66-9 (1987), 35-42.
- 8) G. Huismann: Contact resistance in MIG welding, IIW Document, 212-950 (1999).
- 9) G. Huismann: Energy based synergic pulsed MIG control system, IIW Document, 212-1000 (2001).
- 10) T. Luijendijk: Calculation of the electrical resistance between contact tube and welding wire during welding based on measurement of the contact force, Int. J. for the Joining of Materials, 8-1 (1996), 1-4.
- 11) G. Huismann: Transport of the wire in MIG/MAG welding, IIW Document, 212-1776 (2003).
- 12) T. M. Padilla: A mathematical model of wire feeding mechanisms in GMAW, Welding Journal, 82-5 (2003), 100-109.
- 13) T. M. Padilla: Contact models of GMAW wire liner friction, 85th American Welding Society annual meeting, Abstract of papers, Session 7: GMAW Non-Ferrous, 55-59 (2004).
- 14) H. Shimizu, F. Koshiishi: High-Performance non-copper-coated Solid Wire for MAG Welding, IIW Document, XII-1681(2001), 221-228.
- 15) H. Shimizu: Joule Heating of Solid Wires in MAG Welding, To be published.
- 16) Elevated temperature properties of coppers and copper-base alloys: ASTM special technical publication 181 (1956).
- 17) O. Hahn: Tolerable cutting force on spot-welded joints in aluminum subjected to combined direct tensile/tensile shear loading, Welding & Cutting, 8 (1997), 129-130.
- 18) S. Timoshenko (Translated by: Udoguchi): Mechanics of materials, (Middle volume), 12th edition, 266 (1975), Tokyotosho Co., ltd.