研究論文

エッジの加熱形態と収束角の影響について*

アルミニウム合金高周波誘導溶接管の製造に関する実験的研究 (第1報)

難 波 圭 三**

Heating Form of Faying Edges and Effect of Convergence-Angle*

—Experimental Studies on Manufacture of High-Frequency-Induction-Welded Aluminum-Alloy Tube (Report I)

by Keizo Nanba**

This study has been performed on the heating form of the faying edges to be welded and the effect of the convergence-angle at the vee-shape which affect remarkably on the quality of weld in high-frequency-induction-welded aluminum-alloy tube with 20 mm outside-diameter.

The results show that the heating form of the faying edges assumes a kind of flash near the apex of the vee-shape. This seems to be the part where the high-frequency current converges and short-circuits, and the faying edges are heated most intensively. It is necessary to supply power input enough to form the flash with sufficient brightness in order to melt the faying edges successfully.

The flash form is significantly affected by the convergence angle. The angle narrower than 5° causes the unstable flash. It is recommended that the angle wider than 6° should be maintained to obtain the stable flash.

On the other hand, the quality of the weld is, too, affected by the-angle. The reasons are the flash form mentioned above and resulting effect of welding-cycle time. The same recommendation is offered about the angle to produce the desirable quality.

The angle recommended is wider than that in welded steel tubes. It appears that the high-frequency current does not so concentrate at the faying edges resulting from proximity effect in the wider angle. Therefore, it is extremely important to control the convergence-angle constantly.

1. 緒 言

高周波誘導溶接によるアルミニウム合金の溶接管は実用に供せられて20年余となる。しかし、その生産量は、初期の頃に比べて余り伸びず、最近10年間では、月産200トン程度と全く変わっていない。しかも、用途がテレビ・アンテナ、折りたたみ家具、手すりそのほかの軽量器物に限られ、質的にもほとんど差のないのが現状である。これらは、主として溶接部の品質とその後の加工に対する信頼性が欠けることなどに起因し、いっぽう、アルミニウム合金管の多くが押出、引抜加工によって容易に、製造されうることも影響している。

しかし、最近、省力化、省エネルギーなどの点から、押

出、引抜加工性の悪い、あるいは非常に高度の技術を要する管などの製造法の再検討が必要となっており、前者の例として、構造用高力合金の Al-Mg-Zn-Cu 系、高 Mg 系管、後者の例として、クラッド管などがある。これらの製造の代替として、高周波誘導溶接法の採用は大いに有望視でき、溶接部の存在による影響を取り除き、品質を向上させれば非常に大きな価値を持つものと考えられる。

本研究は、以上の観点から、その対象を前述の2者に限り、押出、引抜管と比べて、何ら損色のない性態を有し、しかもその後の加工に供しうる溶接管について検討したものである。すなわち、クラッド管にはろう付け用の、しかも溶接後引抜加工するため、できるだけ低耐力とした BA 11 合金をとりあげ、構造用管には、高 Mg 系の、逆に高耐力とした5083合金をとりあげた。そしてこれらより外径 20 mm、肉厚 0.8 mm の中細径薄肉の、

*原稿受付 昭和54年10月31日 (昭和54年度秋季全国大会にて発表)

**正 員 住友軽金属工業(株)技術研究所 Member, Sumitomo Light Metal Industries, Ltd. Technical Research Laboratories.

Table 1 Mechanical properties of test material.

Tensile properties			Vickers hardness (load, 50g)
Tensile strength, σ_B (Kg/mm ²)	Proof stress, $\sigma_{0.2}$ (Kg/mm ²)	Elongation, δ (%)	
24.7~24.9/24.8	20.9~21.0/21.0	8~9/9	70.8~74.0/71.2

Table 2 Dimensions of test material (mm).

Thickness	Width	Lateral bow/2m	Edge burr
+0.02 -0.025	+0.1 -0.1	E=1.5~2 C=0.3~1.5	0.05~0.15 /0.10

高品質な、内面ビードをも切削除去した高周波誘導溶接管の製造に関して実験的研究を進めた。

アルミニウム合金の溶接管においても、欠陥のない、高い性能を有した溶接部を得るための基本的な要因は、いかに溶接されるエッジを集中的に所定の温度まで加熱し、その温度を保持したままで加圧点へ送りこむかである。これはエッジにおける高周波電流の集中と収斂、短絡による加熱形態を検討することであり、影響する因子として第一にあげられるのはV開口部における収束角の大きさである。

これらの観点から本報はエッジの加熱形態を明らかにするとともに収束角との関係を検討し、その溶接管から、接合不良のない優れた溶接部の得られる収束角を求めたものである。

2. 実験材料および実験方法

2.1 実験材料

実験材料は 5052-H₁₂ 合金で Table 1 に機械的性質を、Table 2 に寸法とその公差をそれぞれ示す。いずれも比較的造管が容易な点を考慮して選定し、これより外径 $D=20$ mm, 肉厚 $t=1$ mm の溶接管とした。

Table 2 に示した造管方向に沿った曲りは定盤に実験材料をのせ、そのエッジに沿って I 型直定規を配置し、これらの隙間を測定して求めた。このときエッジの一端が直定規に沿って、他端が沿わない場合と、両端が沿って中央部に隙間を生ずる場合とがあり、それぞれ Table 2 には E, C と表示した。いずれも長さ 2 m につき測定した。また実験材料断面のエッジにおけるカエリなどは、その断面を 20 倍に拡大して測定した。Fig. 1 に一例を示す。

2.2 実験装置

管成形装置の構成は以下のとおりである。まず、成形部門は、上下ロール・スタンド #1~7 の 7 段 (この内 #1~3 は、ブレーク・ダウン・パス・ロール、#4~7

⊗ Direction of travel

Fig. 1 Cross-sectional view of test material ($\times 20$). $\times \frac{1}{3}$ **Fig. 2** Forming flower.

はフィン・パス・ロール), サイド・ロール・スタンド 7 段からなり、後者は、#1~3 間に 12 S, 23 S, #3~4 間に C 1~3, #4~6 間に 45 S, 56 S とそれぞれ配置されている。その後溶接部門があり、シーム・ガイド (SG) ロール, 誘導加熱コイル (IC) およびスクイズ (SQ) ロールからなる。SQ ロール以降は、外面ビード切削部, 冷却部が続き、矯正部門のサイジング・ロール・スタンド, タークス・ヘッド・ロール・スタンドからカット・オフ・マシンとなる。主な成形ロールによるフラワーを Fig. 2 に示す。成形方式はボトム・ライン・コンスタントで、エッジとサーキュラー・ベンディングを併用したダブル・レディウス・タイプである。成形中は潤滑剤として約 10% 濃度のエマルジョンを用いた。

高周波電流発生装置は公称出力 90 kW, 発振周波数 400 kHz で、発振回路は陽極同調自動発振方式である。出力は誘導電圧調整器により発振管入力条件を調整して変えられる。

2.3 予備実験による造管条件の選定

実験に際しては、種々の造管条件を選定しなければならない。そこで予備実験を行ってこれらを求めた。

まず、造管造度は 30 m/min とした。

次に、加熱条件としては、発振管入力条件の、プレート電圧 V_P (kV), プレート電流, I_P (A) およびグリッド電流, I_G (A) の測定値, ならびに, $P=V_P(I_P-I_G)$ から算出した入力, P (kW) などとをとりあげた。

6.4° となる。なお SG ロールではこのフランジ間隔に応じてそのフィン巾を変え、スケルプ・エッジが十分ガイドされるようにした。また、Fig. 2 のフラワーは $\alpha = 4.2^\circ$ の場合で、そのほかの収束角では少し異なり、さらに $\alpha > 6.4^\circ$ となると管状の成形が不十分となることを付記する。

2.5 エッジの加熱形態とその観察方法

造管が開始され、一定以上の発振管入力になると、3.1 項で後述するように溶接されるエッジの衝合点から数 mm 上流側で点状のフラッシュ（閃光）が連続的に発生しはじめる。エッジはこの部分で溶融しはじめ、2.3 項で述べたスパッタも火花となって発生するが、まだ十分な溶接には至っていない。さらに入力を高くすると、フラッシュは大きくなって、光度も増し、エッジも十分溶融し、溶接がはじまる。エッジはそのフラッシュ部分に送られるまでは、外観的に、ほとんど変化がなく、その下流側において白熱化しているにすぎなかった。このフラッシュ部は、高周波電流のエッジにおける集中、収斂

および短絡の結果であり、その部分は最大の加熱点であると言える。すなわち、エッジの加熱形態とは、このフラッシュ形態であり、これを観察することとした。

その方法は、目視と高速度カメラ撮影によった。前者は Fig. 4 に示すようなスケールを用い、フラッシュの位置、形状および揺動状態を観察した。とくに位置は、Fig. 3 に示したようにフラッシュ中央部から SQ ロール・センターの加圧点までの距離を D_{flash} と定義して以下に用いた。後者は、V 開口部を真上から撮影することとし、約 340 駒/sec の条件によって行った。

2.6 溶接部の接合状態の判定方法

溶接部の接合状態の判定は、外観および断面顕微鏡観察ならびに偏平試験で行った。偏平試験は溶接部を真横にして、高さ $0.5D$ となるまで偏平し、溶接部の割れの状態を拡大観察や染色浸透液による探傷試験によって観察する方法によった。

溶接に際しては、2.3、2.5 項に述べたように、発振管入力条件として、エッジを十分溶融しうるような、形状の大きい、光度の増したフラッシュが発生するように調整することが必要である。そこで、各収束角に応じて、このような入力条件を 2~3 選定し、得られたフラッシュ形態および溶接部について検討した。同時に同様な大きさ、光度を有したフラッシュを発生させるに要する入力条件を測定し、比較検討した。

3. 実験結果

3.1 収束角とエッジの加熱形態

収束角 α とエッジの加熱形態すなわちフラッシュ形態および発振管の入力条件についての結果を Table 3 に、 $\alpha = 4.3^\circ$ と 6.2° におけるフラッシュ形態の高速度写真の一例を Fig. 5 に示す。これらの結果について述べると以下のようである。

$\alpha = 4.3^\circ$ の場合に認められるフラッシュは、エッジの衝合点から数 mm 上流側、すなわち $D_{\text{flash}} = 13$ mm

Fig. 4 Scale for measuring of D_{flash}

Table 3 Effect of convergence-angle on heating form and power input conditions.

Conver- gence- angle, α (degree)	Flash form			Power input conditions			
	D_{flash} (mm)	Shape	Stability	Plate voltage, V_p (KV)	Plate current, I_p (A)	Grid current, I_g (A)	$=V_g \cdot (I_p - I_g)$ (KW)
4.3	13~20	Multi-spot or Line	Bad	7~7.6	2.8~3.0	0.29~0.30	17.6~20.5
5.3	11~14	Ellipse	Fair	7.7	3.0	0.31	20.7
6.2	10	"	Fine	7.8	3.3	0.42	22.5
6.4	9	"	"	7.9	3.6	0.56	24.0

Fig. 5 Effect of convergence angle on flash form.

から、さらに上流側 20 mm 附近にわたって動きまわり、外観的には Fig. 5 のように多点状や、連続的な線状として観察されて、非常に不安定である。この形態は発振管入力条件を調整しても変わらない。また、Table 3 に示したように、その時の入力条件にも不安定性が反映され V_P , I_P , I_G とも変動が激しい。

$\alpha = 5.3^\circ$ 程度となると、フラッシュの揺動は少し残るもののかなり安定化し、 $D_{\text{flash}} = 11 \sim 14$ mm 程度で、楕円状のフラッシュが得られるようになる。入力条件においては、変動がほとんど認められなくなる。

$\alpha = 6.2^\circ$ 程度では、Fig. 5 のような楕円状のフラッシュで、揺動しなくなり、ほぼ定位置に生ずる。それは $D_{\text{flash}} = 10$ mm 附近で、 $\alpha = 5.3^\circ$ の場合よりも数 mm 下流側すなわち加圧点側に移行する。しかも $\alpha = 5.3^\circ$ と同様なフラッシュ形態を生むに要する入力条件は、入力で、 $P = 20.7$ kW から 22.5 kW と高くなる。さらに収束角を $\alpha = 6.4^\circ$ と大きくしてもフラッシュ形態には差がない。ただし、その発生位置がさらに 1 mm 程度下流側へ移行し、入力条件も、より高める必要がある。

3.2 収束角と溶接部の接合状態

収束角 $\alpha = 4.3^\circ$ と 6.2° の場合の外面の溶接ビード外観は Fig. 6 のとおりである。外観的には両者間に、ほとんど差が認められない。内面ビードの外観も同様であった。しかし、この外面ビードを除去し、偏平試験を行う

Fig. 6 Effect of convergence-angle on bead appearance.

Fig. 7 Effect of convergence-angle on crack appearance of flattening-test specimens.

と、収束角によって著しい差が生じた。Fig. 7 に一例として収束角と偏平試験後の割れの観察結果を示す。ここで、 w として溶接部の位置を明示している。 $\alpha = 4.3^\circ$ では線状の連続した、しかも板厚を貫通した割れが発生しており、接合状態が非常に悪い。断続的ではあるが、平坦な全く溶融していない状態の破面も認められる。 $\alpha = 5.3^\circ$ となるとまだ一部微少割れが生じているが、 $\alpha = 4.3^\circ$ に比べてかなり少なくなる。 $\alpha = 6.2^\circ$ ではほとんど割れは発生しなくなる。この傾向は、発振管入力条件を調整しても同様であった。

Fig. 8 はこれらの溶接部断面の顕微鏡組織を示す。 $\alpha = 4.3^\circ$ の場合は全く溶融していない部分や、Fig. 8 に示した外面側のように、溶融して、デンドライト組織が、発生しているにもかかわらず、全く接合されていない部分が多く認められた。しかし、 $\alpha = 5.3^\circ$ および 6.2° では、そのような欠陥は認められず、健全であった。ただし、両者には溶接金属の巾に差があり、前者では $40 \sim 50 \mu$ 、後者で 30μ 程度と収束角の大きい方がその巾は狭くなる傾向があった。

以上の結果から、溶接部の接合状態にも収束角が著しく影響をおよぼしていることがわかり、 6° 以上の角度

Fig. 8 Effect of convergence-angle on microstructures of welds. ($\times 100$) $\times 1/2$

が必要であると言える。

4. 考 察

溶接されるエッジの加熱形態は鉄鋼や銅合金材料の場合、V開口部で、赤熱化したエッジが加圧点へ送りこまれる状態として観察される。これは主として、近接効果^{1,2)}のため高周波電流の集中によって、エッジが加熱された結果であると考えられる。しかし、本実験では、2.5や3.1項に示したように、エッジには何らの変化も認められないまま、その衝合点から数 mm 上流側でフラッシュ（閃光）状を呈する結果となった。このフラッシュは、発振管入力が高いときは点状で高入力になるにしたがい大きくなり、光度を増し、エッジも十分溶融されるようになる。

その発生部は高周波電流の収斂、短絡する点でエッジの最大の加熱点と考えられ、その位置は、エッジでの電流密度、 i_f 、その電流が収斂、短絡できるエッジ間隔、 D_f の両者から決められる。とくに高周波のため、エッジのキャパシタンス $X_c \propto D_f$ が非常に重要となり、 D_f への依存性はより大きいと考えられ、また近接効果^{1,2)}も考慮する必要がある。Table 3 や Fig. 5 に示したように、フラッシュ形態が収束角によって著しく影響をうけるのはこれらの結果である。すなわち、収束角が4°附近と小さい場合、 D_f の造管方向に対する変化率 ΔD_f さらには近接効果の結果、 i_f の変化率 Δi_f も小さくなり、不定位置で、収斂、短絡しやすくなり不安定なフラッシュとなる。この現象は、Martin²⁾の指摘する arcing が造管方向の広い範囲にわたって発生している結果であろう。しかし、鉄鋼材料では4°程度の収束角が実用されている³⁾。この差はアルミニウム合金の単位体積当りの溶融熱量が鉄鋼材料のおよそ0.3倍程度ですむため、

エッジが容易に溶融状態となり、 D_f が変わって短絡しやすくなることに一因があると考えられる。

収束角が6°附近と大きくなると、 ΔD_f そして Δi_f が大きくなるため定位置で短絡するようになり、安定なフラッシュとなる。同時に発生位置が下流へ移行する。これはエッジの衝合点が下流側へ移行するのに応じて、 i_f 、 D_f 、とくに D_f によって決められる短絡点が下流側へ移行するからである。鉄鋼材料ではあるが、類似した結果が矢田⁴⁾によって報告されている。

また、エッジの加熱形態については、やはり鉄鋼材料では、すでに青木、芳賀ら^{5,6)}によって詳細に観察、検討されて、3種類の形態のあることが報告されている。本実験の場合はフラッシュがエッジの衝合点から上流側に発生している点で青木、芳賀らの指摘する第2種の形態に近い。しかしフラッシュの移動は収束角の大きい場合はなく、小さい場合でも非周期的で、しかも溶融金属の移動も認められず、これらの点で青木、芳賀らの結果と異なっていると考えられる。

いっぽう、発振管入力条件も、収束角によって影響をうける。しかも収束角が大きくなるとともに、これらを高める必要がある。それは、短絡点までの電流経路が長くなるため、誘導コイルから導入される電流の内、V開口部に沿って短絡点へ向う分流量が少なくなることと、その電流経路中で消費される比率が増すためと考えられる。やはり、鉄鋼材料で、橋本ら⁷⁾によって同様な傾向が示されている。

溶接部の接合状態も Fig. 7, 8 に示したように収束角に大きく影響される。とくに $\alpha = 4.3^\circ$ での接合状態は悪い。これは、Table 3, Fig. 5 に示したフラッシュ形態に起因すると考えられる。すなわち、高周波電流の収斂、短絡が分散してしまい、エッジの加熱不足のため、あるいは十分加熱溶融されても、その位置が上流側によりすぎたため、加圧点へ送られるまでにエッジが冷却してしまうことなどにより、これらは Fig. 7, 8 から確認できる。 $\alpha = 5.3^\circ$ 附近でも Fig. 7 のようにまだ微少割れが認められる。これもやはりフラッシュの揺動によると考えられる。 $\alpha = 6.2^\circ$ 附近になるとほとんど割れなくなるが、それは主にフラッシュの安定性の向上にある。

しかし、以上のほかにも接合状態に影響をおよぼす因子が考えられる。Fig. 9 は、アプセット形状を比較するため、 $t = 1.2 \text{ mm}$ のBA11合金を、 $\alpha = 5.3^\circ$ と 6.2° にして、本実験と同様な造管条件のもとで得られた管の溶接部外面の観察結果である。これより、同一のガス・リダクションであっても、収束角によってアプセット形状がかなり異なるのがわかる。すなわち、 $\alpha = 5.3^\circ$ より $\alpha = 6.2^\circ$ の場合の方がアプセットが高く、巾が狭くな

$\alpha = 5.3^\circ$ $\alpha = 6.2^\circ$

Fig. 9 Effect of convergence-angle on upset forms of welds. ($\times 20 \times \%$)

り、外観上はガス・リダクションが高くなった場合と同様な傾向となる。収束角が大きい場合は、小さい場合に比べて、エッジは急熱されやすい⁴⁾。しかも Table 3 に示したように、 D_{flash} も短かい、すなわち加圧点に近い。したがって、大きい収束角では、エッジが急熱され、溶融後、短時間で加圧、溶接されることになり、円周方向への熱拡散量は少ないと考えられる。その結果、熱影響巾が狭くなって、低い圧縮変形抵抗となる領域が減少したことになり、Fig. 9 のようなアップセット形状になるのであろう。すなわち、スクイズ・ロールによる加圧力が実質上高くなり、これが接合状態を向上させる一因にもなると考えられる。Fig. 8 の収束角による溶接金属の中の差も、このことを裏付けている。

さらには、この加熱、溶融、加圧、溶接という、エッジがうける一連の溶接行程、すなわち溶接サイクルが短時間となるため、加熱溶融されたエッジに、介在物の混入や酸化物の生成などが防止されることも一因として考えられる。

以上のことを総合すれば、優れた接合状態を得るには、定位置で発生する安定な、楕円状の光度を増したフラッシュ形態としなければならず、そのためには、収束角を 6° 以上とすることが、まず必要で、発振管入力条件もそれに応じて調整しなければならない。しかもこのとき付加的な効果として、エッジのうける溶接サイクルが短時間となることがあげられ、接合状態を高めるのに有効である。

しかし、この大きい収束角のため近接効果によるエッジでの電流の集中の結果生ずる加熱は、ほとんど期待できそうになく^{1,2,4)}、電流の収斂、短絡するフラッシュ部での加熱が、位置的あるいは時間的にも、ほとんど唯

一のもので、それ以外にはないと考えられる。いっぽう前述のように、収束角によって発振管入力条件も影響をうける。したがって 6° 以上の所定の収束角のもとでは常にその角度を一定に保持できるようにし、フラッシュ形態の安定化を図ることがいっそう重要である。

5. 結 言

5052-H₁₂ アルミニウム合金、外径 20 mm、肉厚 1 mm の高周波誘導溶接管において、エッジの加熱形態と収束角の影響について検討し、次のような結果を得た。

1) エッジの加熱形態は、その衝合点から数 mm 上流附近でフラッシュ（閃光）状を呈し、ここが高周波電流の収斂、短絡点で最大の加热点である。

2) フラッシュ形態は収束角に著しく影響をうけ、安定なフラッシュ形態を得るには、 6° 以上の収束角が必要である。

3) 溶接部の接合状態も収束角に影響される。これは収束角によってフラッシュ形態が影響をうけるほかに、溶接サイクル時間の影響も無視できない。優れた接合状態を得るには、安定な楕円状の光度を増したフラッシュ形態としなければならず、そのためには、 6° 以上の収束角とすることがまず必要である。

4) 収束角 6° 以上とは、鉄鋼材料の場合と比べてかなり大きく、高周波電流の集中による加熱は期待できそうにない。そのため、常に一定の収束角を保持することがいっそう重要である。

謝 辞

本研究を進めるに際し、御指導、御意見を賜った、住友軽金属工業株式会社技術研究所、寺井士郎所長、竹内勝治所次長および杉山禎彦主席研究員に深く感謝いたします。

参 考 文 献

- 1) P.G. Simpson; Induction heating, McGraw Hill Book Company, (1960), 28
- 2) D.C. Martin; High Frequency Resistance Welding, Bull. Ser. Welding, Res. Council. No. 160 (1972), 1~24
- 3) 中村：製管加工における溶接技術と問題点、第57回 塑性加工シンポジウム、(1976) 73-79
- 4) 矢田、中村、菊島、福沢：高周波抵抗溶接の溶接機構の研究（第1報）、昭和52年度秋季全国大会、本誌概要集（1977）398
- 5) 青木、芳賀、佐藤、今井、山田：高周波電磁溶接の研究、第3報、溶接現象の観察、昭和51年度秋季全国大会、本誌概要集（1976）、346
- 6) 芳賀、青木、佐藤、三村、今井：高周波電磁溶接の研究、第4報、溶接機構について、昭和51年度秋季全国大会、本誌概要集（1976）349
- 7) 橋本、田沼：高周波抵抗溶接の加熱現象の推定、金材技研研究報告、10-2（1967）、130-139