ホローカソードTIG-YAGレーザ同軸ハイブリッド溶接プロセスの検討*

土居 真**

Coaxial Hybrid Process of Hollow Cathode TIG and YAG Laser Welding*

by DOI Makoto**

To make progress of laser-arc hybrid welding, especially which is applied to thick steel plate, it is essential to get remarkable synergic effect of deep penetration. It is suggested that the effective process is combined hollow cathode TIG with high beam quality laser. Penetration of hollow TIG/YAG hybrid welding was investigated by numerical analysis. A keyhole surface model taken account of laser beam parameter product (BPP) was developed. The calculated keyhole surface profiles of coaxial hybrid welding are wider and deeper than that of YAG laser alone. As a result, 1-pass butt welding of 20mm thickness steel plate was achieved in condition of $BPP=0.9\text{mm} \cdot \text{mrad}$ at laser power 1.8kW. To confirm numerical results, coaxial hybrid welding tests with hollow cathode TIG was conducted. The welding penetration was about 2 times as deep as YAG laser alone. It was found that coaxial hybrid welding of hollow TIG/YAG had large synergic effect.

Key Words: Hybrid effect, Hollow cathode, Beam parameter product, Keyhole, Numerical analysis

1. 緒 言

レーザとアークのハイブリッド溶接は、溶込み、溶接速度、ギャップ裕度、品質、コスト等において両者の欠点を相互補完できるため、種々溶接法を組合せた開発が進められている。特に薄板では実用段階にあり、自動車のテラードブランク溶接への適用例が有名である¹⁾。しかしながら、近年のハイブリッド開発の契機となった1994年のBeyerらの報告²⁾により期待された溶込み増大に対しては、飛躍的な効果は得られておらず厚板でのハイブリッド溶接の実用化は停滞状況にある。フォトンコストと言われるレーザのイニシャル及びランニングコストに対して、十分な適用効果を得てハイブリッド溶接が実用化され普及するには、単なる補完ではなく深溶込み化における相乗効果の発現が不可欠である。そのための最良な方法の一つとして、高ビーム品質で低出力のYAGレーザとTIGアークを同軸化したハイブリッド溶接法を提案する。本研究では、まず簡易モデルによって高品質レーザ及びアーク複合時のキーホール形状を計算し、その複合効果を推定した。さらに中空タングステン電極のホローカソードTIGトーチを試作し、YAGレーザとの同軸ハイブリッド溶接法の検討を行った。

2. ホローカソードTIGとレーザ同軸ハイブリッドプロセス

レーザとアークの同軸複合溶接法の例としては、石出ら³⁾

によりレーザビームを二分割しTIGあるいはMIGトーチ部を回避して、アーク直下に集光させる方法が開発されている。この方法ではレーザのビーム品質を損なうため、厚板の深溶込みには適さない。これとは逆にFig. 1に示すホローカソードTIGの中心軸にレーザビームを通す同軸構成にすると、高ビーム品質のレーザが適用でき深いキーホール形成が可能となる。さらに、ホローカソードによりプラズマ気流が減少し外向き対流力が抑制されるため、少しの内向き駆動力（例えばFig. 1中に示すレーザプルームの金属蒸気によるアーク電流経路集中で発生する電磁力 $j \times B$ ）で、溶融池に内向き対流を誘起することが期待でき、飛躍的な溶込み増大の可能性がある。本プロセスにおいて考えられる作用、効果を下記に列挙する。

- (1) カソード先端での電流集中が緩和されプラズマ気流が小さくなるため、溶融池の外向き対流の駆動力が減少し、内向き対流を誘起し易くなる。

Fig. 1 Schematic illustration of hybrid process of hollow TIG and laser

*受付日 平成20年6月30日 受理日 平成20年11月25日

**正 員 JFE エンジニアリング (株) Member, JFE Engineering Corporation

- (2) プラズマ気流減少によりアーク圧力も小さくなるため、ハンピングビードが抑制されTIG溶接の高電流化と高速化が可能となる。
- (3) インナーガス種、流量によりアーク圧力を調整し、溶融池の押込み形状を最適化できる。
- (4) 高いビーム品質のレーザを溶融池中心に垂直方向から照射することにより、アーク陽極領域が緊縮し、電流集中により内向き対流を誘起する。
- (5) 溶融池が広がることによりキーホールが深くなると共に、径が大きく対称化しビードの安定とポロシティの低減につながる。
- (6) プラズマ気流及びそのアーク圧力がキーホール上部にかかり、キーホールを押し広げ安定化させると共に、ブルームを外側へ排除する。

3. レーザ溶接単独及び同軸ハイブリッド時の溶込み特性の推定

3.1 ビーム品質を考慮したキーホール形状の推定方法

Fig. 2 は溶接材料表面にレーザビームを集光させて照射する場合の模式図である。ビームは、その集光角度 θ と焦点でのビームウェイス ω_0 より(1)式で表される双曲線形状となる。

$$r^2 = \omega_0^2 \left[1 + \left(\frac{\theta}{\omega_0} Z \right)^2 \right] \quad \dots \dots \dots (1)$$

ビーム品質の指標として、保存量である Beam Parameter product (以下 BPP) が一般的に用いられ、ビームの集光角度 θ と焦点でのビームウェイス ω_0 の積で定義される。溶接に必要な焦点でのエネルギー密度値に対し、焦点でのスポット径 $2\omega_0$ が定まるため、BPP が大きいと焦点距離を短くしなければならない。よって焦点以降は大きく発散するビームとなり、深い溶け込みを得るためのビームにはならない。TEM₀モードに対して BPP は(2)式のように表される⁴⁾。

$$BPP = \theta \cdot \omega_0 = \frac{\lambda}{\pi} (2p + l + 1) \quad (\text{mm} \cdot \text{mrad}) \quad \dots \dots (2)$$

式より明らかなように短波長及び低モードほど品質が良いことになる。最低次のシングルモードである TEM₀モードつまり理論上の限界となる BPP 値は、CO₂レーザと YAGレーザで、それぞれ 3.4 mm・mrad と 0.34 mm・mrad となり YAGレーザのほうが波長比である10倍ビーム品質に優れていることがわかる。以上のことからレーザパワーが溶接部の溶融に対して十分である場合には、その溶込み深さはビーム品質に依存することは明らかである。

ビーム品質を考慮したキーホール形状を計算するために、まず BPP 値、集光レンズでのビームサイズ及び焦点距離の

Fig. 2 Laser beam profile and definition of beam waist and far-field angle

3条件より、集光角度 θ とビームウェイス ω_0 をそれぞれ決定し、(1)式の双曲線ビーム形状を与える。蒸発反力(反跳圧 P_{rel})及びアーク圧力 P_{arc} を考慮したキーホール表面形状の方程式は、円筒軸対称において(3)式となり、表面張力、重力と反跳圧、アーク圧力の釣り合い式となる。ここで(3)式は(1)式及びFig. 2と同じ座標、記号で定義している。反跳圧 P_{rel} は(4)式で与えられ、入熱密度 Q はビームパワー分布が一樣であるとするレーザ出力値とビーム断面積から求められる。Fig. 2に示すように(1)式の双曲線と(3)式の曲線表面の交点より下方に反跳圧は加わる。その値は各 Z 方向位置のビーム断面積(Fig. 2中の S_a , S_b)より入熱密度 Q を求め、得られた反跳圧 P_{rel} がそのビーム断面とキーホール表面の交点(円周)に加わるとした。アーク圧力 P_{arc} については、 Z 方向の変化はなく与えられた径内に一樣な圧力がかかるとした。実際の計算では(3)式は $1+Z_r^2 \approx 1$ として線形化し、 $Z < 0$ のキーホール体積が $Z \geq 0$ の溶融部体積と金属蒸発量に等しいとする制約条件のもと、差分法によって計算した⁵⁾。但し、形状変化の大きいキーホール計算では $Z_r^2 \approx 0$ の条件を満たさないため、計算結果はやや誤差を含んでいる。線形化により(3)式の左辺の表面張力が見かけ上大きくなるため、反跳圧 P_{rel} 及びアーク圧 P_{arc} は実際より高い値となり、蒸発に消費されるエネルギー割合 β を大きく見積もることになる。また、キーホール形状に対してはビーム品質と体積一定の制約条件が計算において支配的であり近似影響は小さいが、変化の大きなキーホール底からの立ち上がり形状はやや緩やかになると考えられる。

$$\sigma \left[\frac{(1+Z_r^2) \frac{Z_r}{r} + Z_{rr}}{(1+Z_r^2)^{\frac{3}{2}}} \right] = \rho g Z - P_{rel}(Z) - P_{arc} + \lambda, \quad \text{ここで}$$

$$Z_r = \frac{dZ}{dr}, \quad Z_{rr} = \frac{d^2Z}{dr^2} \quad \dots \dots \dots (3)$$

$$P_{rel}(Z) = \frac{\left(\frac{\beta}{100} Q(Z)\right)^2}{\rho_g H_g^2} \dots \dots \dots (4)$$

Z : 表面変位, σ : 表面張力, ρ : 溶融金属密度, ρ_g : 金属蒸気密度, g : 重力加速度, H_g : 蒸発潜熱, Q : 入熱密度, β : 母材蒸発に消費されるエネルギー割合 (%), λ : ラグランジュ乗数

本計算においては、大きく次の2つを仮定し計算モデルを簡素化した。

- 1) プルーム内でのレーザプラズマ吸収及び溶融表面での反射はないものとする。
 - 2) 溶融池端は境界条件として固定し、キーホール形状表面より下方に溶融領域が存在するものとする。
- 1) は YAG レーザの波長では妥当性のあるものと考えられ、プラズマの影響については3.3節で述べる。2) については、得られるキーホール形状表面より下方に一定温度で対流もない溶融領域が単に存在すると仮定し、レーザ及びアークによる溶融領域を求める熱伝導や対流計算は省略した。次節で示すようにレーザ出力の内、蒸発に消費されるエネルギーは全体の20%程度であり80%は熱伝導により母材の加熱溶融に消費されること、さらにはレーザ出力以上のホロー TIG アークハイブリッド時には十分な溶融領域(特に実溶接時のキーホール前方領域)があることから、キーホール表面に固体面が露出することはなく下方は常に溶融状態になっているとした。これは、定常状態での反跳圧の押込みによるキーホール深さが溶込み深さの決定要因であるとの考えに基づくものである。但し、レーザ単独の高

速溶接においてはこの条件を満たさない可能性がある。また溶融池半径はハイブリッド時のホロー TIG 条件により制御できるとし、溶接実験で得られている1.5~6 mmの範囲で任意のパラメータとした。

3.2 ビーム品質及び溶融池径とキーホール深さの関係

母材蒸発に消費されるエネルギー割合 β は、松広ら⁶⁾の計算において12%と見積もられている。この値を用い、Table 1に示す標準的な YAG レーザの条件で、焦点でのビーム半径 R_f が0.31 mmの双曲線ビーム(hyperbolic)の場合と、 $R_f=0.31$ mmで一定の平行ビーム(collimated)とした場合の計算結果を Fig. 3に示す。平行ビームの場合はレーザが拡がらないため、キーホール深さは11.7 mmと非現実的な値であるが、双曲線ビーム計算では4.4 mmとなっている。Table 1と同条件の YAG レーザを用い、溶接速度5~100 cm/minで SM490 材のビードオンプレート溶接を行い、そのビード幅と溶け込み深さと双曲線ビームによる計算値をプロットしたものが、Fig. 4である。計算は蒸発エネルギー比 β が12%と20%の場合の結果である。溶融池半径6 mmの最低速条件(5 cm/min)では、熱伝導による溶込み増大のため計算結果より深く差が出ているが、それ以外のデータは $\beta=20\%$ の計算結果とほぼ一致し、蒸発エネルギー比 β は20%と定めた。

レーザとアークのハイブリッド化によって溶込み増大へ寄与する単純な作用としては、アークによる溶融池径の増大とアーク圧力によるキーホールの押し込みである。Fig. 4に示すように溶融池半径を1.5 mmから6 mmへ4倍にする

Table 1 Numerical parameters of YAG laser beam

Laser Power (P)	3.5 kW
Vapor Energy Ratio (β)	12%
Beam Parameter Product (BPP)	25 mm · mrad
Radius of Focal point (Rf)	0.31 mm
Beam angle (θ)	4.6deg
Focal Length (f)	200 mm

Fig. 3 Calculated keyhole profiles and recoil pressure of hyperbolic laser beam

Fig. 4 Comparison between measured and calculated keyhole depth

Fig. 5 Calculated keyhole profiles and recoil pressure with TIG arc

と、キーホール深さ 4.2 mm から 5.9 mm になり 1.7 mm 深くなる。Fig. 5 は熔融池半径 6 mm の条件で中心から半径 1 mm に一定のアーキ圧力をかけた場合の計算結果である。図中の鎖線が熔融池にかかる圧力分布であり、反跳圧にアーキ圧力をそのまま付加している。アーキ圧力条件 5 kPa で 1.9 mm, 10 kPa で 3.4 mm 深くなっている。さらに、アーキ圧力を付加するとキーホールは広がり、アーキ圧力付加にも関わらず反跳圧が低下していることが分かる。キーホールが深くなり反跳圧が低下するのは、Fig. 2 に示したようにビームの入熱密度が下方ほど下がることによる。反跳圧より広範囲の加圧はキーホールを押し込み、半径 1~2 mm の曲率を小さくしたことにより表面張力が下がったため、小さな反跳圧でキーホールが深くなったと考えられる。単にキーホールが深くなるだけでなく低反跳圧の広口径キーホールは、レーザ照射変動やキーホール底部表面の振動等に強くポロシティの低減など、安定化効果もあると考えられる。

現在開発されている kW クラスで最も高品質の YAG レーザは、米国 DARPA において TRW 社が開発したスラブ型パルス YAG レーザであり、狭いビード幅で 20 mm 以上の溶込みを達成している^{7, 8)}。平均出力 1.8 kW でビームパラメータは $0.5 \text{ mm} \cdot \text{mrad}$ と推定され、非常に小さな値である。この条件にてキーホール形状と熔融池径の関係及び反跳圧を計算した結果が、Fig. 6 である。レーザ単独を想定した場合の熔融池半径 1 mm において、深さ 15 mm の狭く深いキーホールが形成されることがわかる。アーキとの複合を想定し熔融池半径を 6 mm まで広げると、約 5 mm キーホールは深く広くなるとともに、反跳圧もピーク値で約 1/6 に下がっていることがわかる。さらに、熔融池半径を 6 mm 以上に広げてもキーホール深さ、反跳圧はほとんど変化せず、効果はなかった。

ビームパラメータ BPP とレーザ出力をパラメータにキーホール深さ 20 mm が得られる条件を計算した結果を、公表されている各種 YAG レーザの値と共に Fig. 7 に示す。焦点距離はレーザ条件毎に最もキーホールが深くなる値を求めた。この計算結果のプロットを超えて 20 mm 以上のキーホールが得られるレーザは、先述の DARPA と IPG 社⁹⁾の 10 kW ファイバーレーザの 2 つである。IPG 社 10 kW ファイバーレーザによる溶接は芦田ら¹⁰⁾により 20 mm 以上の溶

け込み深さが確認されており、本計算の推定が妥当であることを示している。レーザのフォトンコストを考えると可能な限り低出力でパルスのほうがよく、Fig. 7 の計算結果から出力 1.8 kW で $\text{BPP}=0.9 \text{ mm} \cdot \text{mrad}$ の条件が最適である。さらにデータの外挿から得られる限界条件は、レーザ出力 1 kW, $\text{BPP}=0.34 \text{ mm} \cdot \text{mrad}$ となる。

3.3 同軸ハイブリッド時のアーキプラズマ影響

同軸ハイブリッドプロセスでは、高密度のアーキプラズマ中にレーザビームを通すため、アーキプラズマによる影響が懸念される。レーザとプラズマの相互作用は、逆制動放射による吸収やレイリー、トムソン散乱、屈折率変化による発散、偏向などが挙げられる。これらの影響は宮本ら^{12, 13)}により CO_2 レーザの単独溶接におけるブルーム影響として調べられている。分光測定により得られたキーホールプラズマの電子温度 11000 K と電子密度 $2 \times 10^{23} \text{ m}^{-3}$ から、逆制動放射による吸収係数 a_B は 1 cm^{-1} と推定されている。つまり、ビームが $1/e$ に減衰する距離 $1/a_B$ は、1 cm であり影響が大きい。同じプラズマ密度、温度において YAG レーザの減衰距離は約 200 cm となり逆制動放射の影響は無視できると考えられる。一方、レイリー散乱は波長の 4 乗に反比例するため YAG レーザにおいては、影響が大きいと考えられている。石出ら³⁾によって YAG レーザでのアーキプラズマ中の影響が調べられている。TIG-YAG 同軸溶接時にプラズマ領域の側方よりプローブレーザを照射し、透過性を測定した結果、ほとんど影響のないことが確かめられている。分光測定による TIG アークプラズマ密度は最大 $2 \times 10^{23} \text{ m}^{-3}$ であり¹⁴⁾、キーホール内プラズマとほぼ同じ値であることから、TIG アークプラズマ中においても YAG レーザの逆制動放射およびレイリー散乱によるレーザビームの減衰については、無視できると考えられる。

前節までの結果から、ビーム品質によるビームの収束発散特性がキーホール深さを支配していることが計算により分かった。プラズマ中の屈折率は (5) 式で表され¹⁴⁾、プラズマの電子密度 N_e が高いほど小さくなるため、導入されたレーザは発散傾向となり、基本的にビーム品質を悪化させ溶込み深さに影響を与える可能性が高い。 CO_2 単独時及び YAG レーザ単独時のブルームプラズマによる屈折率の影響

Fig. 6 Calculated keyhole profiles and recoil pressure of high quality beam

Fig. 7 Relationship between laser power and beam parameter product⁸⁻¹⁰⁾

Fig. 8 Simulation model of laser beam trace in plasma influence

については、プラズマ側方からのプローブレーザを照射する方法で調べられており^{15, 16)}、レーザの屈折角はYAGで最大2 mrad、CO₂で8 mradとの結果が得られており、ある程度影響を受けることが分かっている。

$$n = \sqrt{1 - \frac{e^2 N_e}{m_e \epsilon_0 \omega^2}} \quad \dots \dots \dots (5)$$

e ：電子の電荷， m_e ：電子の質量， ϵ_0 ：誘電率， ω ：電磁波（レーザ）の角周波数

レーザとアーク同軸時のアーク，キーホール内プラズマによる屈折率変化によるレーザビームの影響を計算により調べるため，Fig. 8 のモデルを作成した．プラズマは，アーク長 Z_a より下方に存在し Z 方向には一様であるとし， R 方向のプラズマ電子密度 N_e は，次式の双曲線分布を仮定した．

$$N_e(r) = N_0 \left[1 - \left(\frac{r}{r_0} \right)^2 \right] \quad \dots \dots \dots (6)$$

N_0 ：中心でのプラズマ電子密度， r_0 ：アークプラズマ半径
BPP 値 25 mm・mrad のレーザビームを同じエミッタンス値 25 π mm・mrad のマルチビームであると仮定し，下記のトランスファー行列 T によって輸送されるビームの軌道を計算した．位置と傾きを与えられたビームに対し，行列 T は Z 方向に ΔZ 微小移動したときの R 座標と傾き変化を計算する． ΔZ 間での屈折率は一定とし第2行列により屈折率変化による傾きの変化を，第1行列によりその傾きによる位置変化を与えている．始終点の屈折率は，それぞれの地点の(6)式で与えられたプラズマ電子密度から，(5)式により求めた．

$$\begin{pmatrix} r_2 \\ r'_2 \end{pmatrix} = T \begin{pmatrix} r_1 \\ r'_1 \end{pmatrix}, \quad T = \begin{pmatrix} 1 & 0 \\ 0 & \frac{n_1}{n_2} \end{pmatrix} \quad \text{ここで}$$

$$r'_{1,2} = \left. \frac{dr}{dz} \right|_{r=r_{1,2}} \quad \dots \dots \dots (7)$$

Fig. 9 Calculated beam profiles of YAG and CO₂ laser in arc plasma

$r_{1,2}$ ：始終点での R 方向座標， $r'_{1,2}$ ：始終点での R 方向傾き， ΔZ ： Z 方向移動距離， n_1 ：始点での屈折率， n_2 ：終点（ ΔZ 移動後）の屈折率

中心でのプラズマ密度 N_0 を変えて，CO₂ レーザ（波長 10.6 μ m）と YAG レーザ（波長 1.06 μ m）で計算した結果を Fig. 9 に示す．図中の曲線は各ビーム軌道計算から得られたビーム径の最大値をプロットしたものであり，プラズマ密度 $N_0 = 3 \times 10^{24} \text{ m}^{-3}$ において，CO₂ レーザは発散することが分かる． N_0 を $5 \times 10^{24} \text{ m}^{-3}$ と上げるとさらに発散し，焦点位置も 1.5 mm 上方へずれている．プラズマ中を進むビームは(5)～(7)式から常に一次の微小角度変化を受けビーム軌道は2次関数的に変化する． $Z \leq -6$ mm 以降での急激な発散は，プラズマ中央近傍に入射したビームの2次関数的な発散によるものである．一方，YAG レーザではプラズマ密度 $N_0 = 1 \times 10^{26} \text{ m}^{-3}$ の条件で少し発散する程度であり，屈折率の影響は無視できると考えられる．

4. ホローカソード TIG-YAG レーザ同軸ハイブリッド溶接試験

4.1 ホローカソード TIG 単独での溶接特性

Fig. 10 に試作したホローカソード TIG トーチの断面図を，Fig. 11 には使用した2種類のホローカソード形状，寸法を示す．Table 1 に示した一般的なビーム品質（BPP=25 mm・mrad），焦点距離 200 mm でのレーザが導入可能な条件で設計され，この条件では Fig. 11 に示す内径 4 mm の TypeW ホローカソードが必要となる．内径 2 mm の TypeS ホローカソードは，高ビーム品質（焦点距離 350 mm 以上，BP=0.5 mm・mrad 以下）で適用が可能な寸法となる．

水冷銅板に静止アークを出し，アーク直下に空けた ϕ 1.0 mm の孔の内圧を測定する方法で，アーク圧力を測定した．ホローカソード TypeS（外径 4 mm，内径 2 mm，テーパ角度 35 度），シールドガス Ar20 L/min の条件で，電流 300 A と 400 A 時のアーク圧力の測定結果を Fig. 12 に示す．カソードは 2% トリア入りタングステンを用いた．通常の

先端角度60度、 $\phi 4$ mm TIG 電極では電流 300 A のアーク圧力は 3 kPa であるのに対し、ホローカソードではインナーガス無しにおいてアーク圧力は 0.6~0.9 kPa にすることができる。インナーガスを流すと 1~2 L/min で最小値となり、以降 Ar 流量上昇に従ってアーク圧力は大きくなる。He では 0~10 L/min の範囲で圧力変化は小さい。

以上、2 節で述べたようにホローカソードではプラズマ気流を抑制する効果により、アーク圧力が小さくなり、インナーガス流量によってアーク圧力を可変できることがわかった。

TypeW (内径 4 mm, 外径 6.4 mm) のホローカソードを用い、18 mmt の SM490 材でのビードオンプレート溶接試験結果をまとめたものを Fig.13 に示す。インナーガス Ar 0.5 L/min, 溶接電流 400~500 A, 溶接速度 10~80 cm/min の範囲において、良好なビードが得られている。逆に 350 A 以下の電流値ではアークが安定しなくなる。従ってホローカソードは通常の TIG 電極ではハンピングビードとなる高

電流及び高速度領域に適正範囲があることが分かった。

4.2 ホロー TIG と YAG レーザの同軸ハイブリッド溶接試験結果

前節同様 18 mmt の SM490 材のビードオン溶接にて、TypeW (内径 4 mm, 外径 6.4 mm) のホローカソード (溶接電流 500 A) と、Table 1 に示したパラメータの YAG レーザ (発振器出力 4 kW, 加工点 3.5 kW) の同軸ハイブリッド溶接試験を実施した。ホロー TIG 単独, YAG レーザ単独とホロー TIG と YAG レーザ複合時の各々の溶接を行い、横断面マクロよりビード幅と溶込み深さを測定した。試験はホロー TIG 単独で溶接を開始し、中間点で YAG レーザの照射を開始しハイブリッド溶接を行った。YAG レーザ単独試験は、ホロー TIG トーチのホローカソードのみを外して、TIG 及びハイブリッド溶接時と同じ流量のシールドガスとインナーガスを流した状態で行った。

インナーガスに Ar と He を用い流量 0.5 L/min, 溶接電流 500 A, YAG レーザ出力 4 kW の条件で溶接試験を行い、横断面マクロより測定した溶込み深さをまとめたものを Fig. 14 に示す。溶接速度 25 cm/min においてインナーガス He と Ar の 2 種類の実験を行っている。両者ともレーザ単独の溶込み深さにに対し約 1 mm, 最大でも 2 mm (Ar 時) の増大であり、溶込み増大効果としては小さい。インナーガス Ar と He の比較では、レーザブルームによりアークが吹かれる現象に対し He のほうが安定であった。インナーガス He 0.5 L/min, 溶接速度 45 cm/min の複合溶接では、レーザ

Fig. 10 Schematic diagram of hollow TIG electrode

Fig. 11 Figure and dimension of hollow cathode

Fig. 12 Relationship between inner gas flow and arc pressure of hollow TIG

Fig. 13 Relationship between welding speed and penetration depth and weld shapes of hollow TIG

Fig. 14 Relationship between welding speed and penetration depth at hybrid welding and individual welding

単独より 0.6mm 溶込みが浅くなっており、TIG とレーザが干渉していると考えられる。高速ではブルームによるアークの偏向やプラズマ気流の変動が顕著となり、溶融池形状や流れが変化し、キーホール形成あるいは溶融池の流れが不安定なため溶込みが浅くなったと推定される。溶接速度 10 cm/min と遅くした場合には、レーザ単独の溶込み深さ 6.6mm に対し、複合では 11.5 mm となり非常に深い溶込みが得られている。この値はホロー TIG 単独の溶込み深さ 4.8mm と YAG 単独の値を足した値とほぼ同じである。

Fig. 15 に溶接速度 25 cm/min と 10 cm/min のホロー TIG 単独、YAG レーザ単独、両者複合での横断面マクロ組織写真を示す。速度 25 cm/min での各単独溶接と複合を比較すると、ホロー TIG 単独の溶込み形状に対し、複合時には YAG レーザにより幅と深さがやや増大した形となっている。一方、10 cm/min の場合にはホロー TIG 単独の幅が広く浅い皿状の溶込みに対し、複合時は幅が狭く溶込みが深い逆三角形の溶込み形状に変化していることがわかる。

4.3 複合試験結果に関する考察

前節のホロー TIG と YAG レーザの複合溶接試験は、溶接速度 10, 25, 45 cm/min の 3 条件で溶込みに対しそれぞれ異なる結果が得られた。速度 45 cm/min では、複合はレーザ単独より溶込みが浅くなり、25 cm/min ではレーザ単独より約 1 mm 溶込みが深くなった程度であるが、10 cm/min では、複合によりレーザ単独の約 2 倍の溶込みが得られ、相乗効果が明らかに現れている。この結果の差は、複合時のレーザブルームによりホロー TIG のアークが吹かれ、速度が速いほどよりその傾向が強くなり不安定になったことが原因の一つと考えられる。熱的ピンチ効果に見られるように、大気圧アークはプラズマ気流により安定化し硬直性を持つ

が、ホロー TIG ではプラズマ気流が小さく硬直性が低いいためアークが吹かれ易いと考えられる。もう一つは内向き対流を誘起するための必要条件と考えられるアーク溶融池の最低部あるいは中心とレーザの中心軸の一致が 10 cm/min のセッティングや速度条件において成立したことにより、相乗効果が現れたのではないかと考えられる。

実溶接時の目視観察では、他条件溶接と比して溶融池が下がりレーザのキーホール孔が広がったように見られた。これは、一様に広がっているホローカソードアークがキーホール上部で中央に集中し、誘起されたプラズマ気流のアーク圧力によりキーホールが広く押し下げられるのではないかと考えられる。Fig. 5 に示したアーク複合時のキーホール形状の結果は、この推定を裏付けるものである。溶接試験に用いた同じレーザ条件及び溶融池直径 12 mm においてアーク圧力 10 kPa が加わるとキーホールは広がり、深さは 6 mm から 10 mm に増加する。この変化は、Fig. 15 に示した断面マクロ形状のレーザ単独溶込み深さ 6.6 mm と、複合時のビード幅 16 mm、溶込み深さ 11.5 mm の結果とほぼ一致する。計算のアーク圧力条件 10 kPa は Fig. 11 のアーク圧力測定結果（通常の $\phi 4$ TIG 電極 300 A 時で 3 kPa）に比べて高いが、実際の分布が計算の $\phi 2$ mm 一様分布ではなく $\phi 6$ mm 以上に広がったガウシアン分布であり、実際には計算値より低いアーク圧力が予測されること、また溶接電流も 500 A と高いことから、アーク圧力は 6 kPa 程度ではないかと考えられ、計算結果は現実性のあるものと考えられる。

相乗効果のもう一つの可能性は、内向き対流の誘起である。前述のキーホール孔の広がりはレーザブルームによる外向きせん断力を緩和し、キーホール底部での蒸発反力と急激な湯の膨張による下向き対流¹⁷⁾と、アークがキーホール上部の中央に集中したことによる溶融池の内向き電磁対流が合成され強い内向き対流を誘起したのではないかと推定される。

内向き対流については、シールド不良によって溶融池内の酸素濃度が上昇し、内向きの表面張力対流が発生することが報告¹⁸⁾されており、その可能性も考えられる。実験結果ではよりアークが不安定でシールドが不良な高速度条件では、逆に効果が出ていないこと、また Fig. 15 に示した断面マクロの溶込み形状は、内向き対流が促進された A-TIG 等¹⁹⁾で見られるようなカップ型形状ではなく逆三角形形状となっていることから考えると、シールド不良による影響の可能性は低い。

以上より、ホロー TIG とレーザ複合において溶込み増大の要因は、アークによる溶融径増大と圧力がキーホールを深く広げ、そのキーホール上部へのアークの電流集中が内向き対流を誘起したことによるものと考えられる。

5. 結 言

ホローカソード TIG と高品質 YAG レーザの同軸化によ

Speed	25cm/min	10cm/min
Hollow-TIG I=500A P=7.5kW	W=11.4, D=3.9	W=20.5, D=5.3
YAG Laser P=4kW	W=5.7, D=4.9	W=6.9, D=6.5
Hollow-TIG+YAG	W=13.8, D=5.8	W=16.2, D=11.5

Fig. 15 Comparison of weld shapes between hybrid welding and individual welding

る複合溶接の相乗効果と、それによる厚板(～20 mm)の突合せ1パス溶接の実現可能性の検討を行った。得られた結果は以下の通りである。

- 1) レーザビーム品質(BPP)を考慮した簡易モデルのキーホール形状計算により、板厚20 mmに必要なレーザ条件を推定し、フォトンコスト低減を最優先とすると出力1.8 kWでBPP=0.9 mm・mradの条件が最適であり、さらにYAGにおける限界値は出力1 kW, BPP値0.34 mm・mradであるとの結果を得た。
- 2) また、同じ計算においてアークとの複合による溶融池径拡大とアーク圧による効果は、キーホールを深くしキーホール径を広げ、反跳圧を低減させる効果があり、高ビーム品質レーザによる深い溶込み条件においてその効果の大きいことが分かった。
- 3) 内径2 mmと4 mmのホローカソードでのTIG溶接試験を行い、通常の中実カソードTIGではプラズマ気流が大きくハンピングビードとなる400～500 Aの高電流域にて安定に溶接できることを確認した。
- 4) 出力4 kWの低品質レーザ(BPP=25 mm・mrad)と内径4 mmのホローカソードTIG(I=500 A)との同軸複合溶接試験を行い、溶接速度10 cm/minにおいて溶込み深さ11.5 mmの結果が得られ、溶込みに対する相乗効果を確認した。

参 考 文 献

- 1) T. Graf, H. Staufer: Laser Hybrid process at Volkswagen IIW-Doc. XII-1730-02.
- 2) E. Beyer, U. Diltthey, R. Imhoff, C. Majer, J. Neuenhahn and K. Behler: Proc. 13th Int. Congress on Application of Lasers & Electro-Optics (ICALEO '94), Orlando, LIA, 79(1994), 183-192.
- 3) T. Ishide, M. Nayama, M. Watanabe, T. Nagashima: Coaxial TIG-YAG & MIG-YAG Welding Methods, Journal of the Japan Welding Society, 70-4 (2001), 394-399. (in Japanese)
- 4) Ronald L. Phillips and Larry C. Andrews: Spot size and divergence for Laguerre Gaussian beam of any order, Applied Optics, Vol.22, No.5 (1983), 643-644.
- 5) T. Ohji: 溶接・接合プロセスの基礎, Sanpo, 1996. (in Japanese)
- 6) Y. Matsuhiro, Y. Inaba, T. Ohji: Mathematical Modeling of Laser Welding with Keyhole, Quarterly Journal of The Japan Welding Society, 11-4 (1993), 479-483. (in Japanese)
- 7) J. Machan, J. Zamel, L. Marabella: High Brightness 3kW Diode-Pumped Industrial Laser, ICALEO '99 Section A, 143-148.
- 8) J.L. Koch: High Aspect Ratio Welding with a High Brightness Laser, ICALEO '99 Section A, 166-173.
- 9) IPG Photonics: 技術資料 (in Japanese)
- 10) TRUMPF: 技術資料 (in Japanese)
- 11) 芦田, 張, 片山, 水谷: ガスジェットノズルによるレーザ溶接部の溶込み形状の改善, 溶接学会全国大会講演概要, 第82集(2008), 26-27. (in Japanese)
- 12) 宮本, 眞岩, 森: レーザ溶接におけるキーホール内プラズマの性質-レーザ誘起プラズマの解析(第5報), 溶接学会全国大会講演概要, 第56集(1995), 128-129. (in Japanese)
- 13) 宮本, 眞岩, 森: キーホール内プラズマに対する溶接パラメータの影響-レーザ誘起プラズマの解析(第6報), 溶接学会全国大会講演概要, 第57集(1995), 436-437. (in Japanese)
- 14) Japan Welding Society: 溶接プロセスの物理, Japan Welding Society (1996). (in Japanese)
- 15) Y. Kawahito, K. Kinoshita, N. Matsumoto, M. Mizutani, S. Katayama: Interaction between Laser Beam and Plasma/Plume Induced in Welding of Stainless Steel with Ultra-High Power Density Fiber Laser, Quarterly Journal of The Japan Welding Society, 25-3 (2007), 461-467. (in Japanese)
- 16) 丸尾, 宮本, 上向, 旧谷: 溶接プラズマ中の吸収係数分布-レーザ誘起プラズマの解析(第3報), 溶接学会全国大会講演概要, 第51集(1992), 128-129. (in Japanese)
- 17) Y. Naito, M. Mizutani, S. Katayama: Elucidation of Penetration Characteristics, Porosity Prevention Mechanism and Flows in Molten Pool during Laser-Arc Hybrid Welding, Quarterly Journal of The Japan Welding Society, 24-2 (2007), 149-161. (in Japanese)
- 18) S. LU, H. Fujii, K. Nogi, T. Sato: Effect of Oxygen Content in He-O₂ Shielding Gas on Weld Shape in Ultra-deep Penetration TIG Welding, Quarterly Journal of The Japan Welding Society, 25-1 (2007), 196-202. (in Japanese)
- 19) H. Fujii: Mechanism of A-TIG and AA-TIG (Advanced A-TIG), Journal of the Japan Welding Society, 74-3 (2005), 158-163. (in Japanese)