The University of Osaka
Institutional Knowledge Archive

Title	TIG-MIG複合化による高品質・高能率な溶接法に関する研究
Author(s)	金丸, 周平
Citation	大阪大学, 2013, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.18910/26188
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

https://ir.library.osaka-u.ac.jp/

The University of Osaka

博士学位論文

TIG-MIG 複合化による高品質・高能率な溶接法に関する研究

金　丸　周　平

２０１３年６月

大阪大学大学院工学研究科

目次

第 1 章　緒論 1

1.1　本研究の背景 1

1.2　純 Ar シールド MIG 溶接に関する研究の現状と課題 3

1.2.1　純 Ar シールド MIG 溶接における不安定現象 3

1.2.2　純 Ar シールド MIG 溶接安定化へ向けたこれまでの研究 4

1.3　TIG-MIG 複合化による純 Ar シールド MIG 溶接安定化の可能性と従来研究 4

1.4　本研究の目的と方針 5

1.5　本論文の構成 6

第 2 章　TIG-MIG 複合溶接の基礎的検討 9

2.1　諸言 9

2.2　実験方法 9

2.3　TIG-MIG 複合化における基本現象の観察 11

2.4　TIG 電流変化によるアーク安定性および溶込み深さへの影響 13

2.4.1　TIG と MIG の電流バランスに基づくプロセス安定条件範囲 13

2.4.2　TIG 電流による溶込み制御の可能性 15

2.5　MIG 電流変化による溶滴移行形態および溶込み形状への影響 16

2.5.1　MIG 電流による溶滴移行形態の変化 16

2.5.2　各 MIG 電流における TIG 電流変化の影響 20

2.6　結言 26

第 3 章　TIG-MIG 複合溶接の三次元数値解析モデル化

3.1　緒言 29

3.2　シミュレーションモデル 30

3.3　TIG-MIG 複合アーク現象のモデル化 37

3.4　アークプラズマを経由した電極間電流経路の形成 40

3.5　溶融池流動の因子の有無による比較考察 41

3.6　結言　44

第 4 章　三次元数値解析モデルによる TIG-MIG 複合アーク現象の考察　45

4.1　緒言　45

4.2　計算条件　47

4.3　電極配置による複合アーク現象および電極間電流経路への影響　47

4.3.1　アーク間距離の影響　47

4.3.2　電極角度の影響　49

4.4　TIG 電流変化による複合アーク現象および電極間電流への影響　51

4.5　結言　54

第 5 章　電源出力解析による TIG-MIG 複合溶接メカニズムの考察　55

5.1　諸言　56

5.2　TIG 電源出力の解析方法　56

5.2.1　装置構成および測定方法　56

5.2.2　TIG 電源からの 2 次側出力の測定方法　58

5.3　TIG 単独と TIG-MIG 複合におけるアーク電圧･電源出力の比較　61

5.4　MIG 電流変化が及ぼす電源出力への影響　63

5.5　TIG 電流変化が及ぼす電源出力への影響　66

5.6　結言　68

第 6 章　TIG-MIG 複合溶接における溶接実入熱の測定　71

6.1　緒言　71

6.2　溶接実入熱の測定方法　73

6.3　結果　75

6.3.1　基本条件における実入熱測定　75

6.3.2　TIG-MIG 複合および TIG 単独，MIG 単独における入熱比較　77

6.4　結言　79

第 7 章　TIG-MIG 複合溶接法の確立 81
7.1　緒言 81
7.2　実験方法 81
7.3　アーク間距離が TIG-MIG 複合溶接に及ぼす影響 83
7.4　電極角度が TIG-MIG 複合溶接に及ぼす影響 87
7.5　電極配置の最適化 88
7.5.1　TIG 電極の垂直配置と反発作用を考慮した MIG 前進角の検討 89
7.5.2　溶込み及び余盛形状を考慮した電極配置の検討 92
7.6　TIG-MIG 複合溶接法専用トーチの製作と継手溶接への適用 95
7.7　実用継手への適用と従来法との比較 97
7.7.1　従来 TIG 溶接との能率比較 97
7.7.2　従来 MIG 溶接との品質比較 100
7.8　結言 102

第 8 章　総括 105

謝辞 111

参考文献 113

本論文に関する著者の発表論文 117

第１章　緒論

1.1　本研究の背景

ガスシールドアーク溶接法の歴史は，1930 年代に不活性ガスによってアークをシールドする溶接法として TIG 溶接法が開発されたことに端を発し，続いて 1950 年前後に連続的に送給されるワイヤを電極としてアークを発生させる MIG（MAG）溶接が開発された．以来，作業性に優れ安定に溶接品質を確保できる実用的な溶接プロセスとして発展と普及が進み，現在，ありとあらゆる幅広い産業で利用される製造業必須の溶接技術となっている．

その中で，今日もなお代表的なものとして，上述の TIG 溶接および MIG 溶接がある．TIG 溶接は, Ar, He を使用した純不活性シールドかつ非消耗電極式のノンスパッタ溶接により，高品質な溶接部が得られるのが特徴であり, ステンレス鋼やアルミの高品質溶接に良く利用される．しかしながら, 溶着効率と溶接速度が小さいため, 能率向上への要求がある．一方，MIG 溶接は，電極となるワイヤ自体が，連続送給されながらジュール熱とアーク熱によって溶着する，消耗電極式の高能率な溶接プロセスであり，高速溶接が可能，溶着効率が高い等の特徴を持ち，炭素鋼を中心に幅広い産業で利用される．しかし，スパッタの発生やビードの表面酸化，および溶接金属中の酸素量増加に伴う靭性劣化（これらはアーク安定化の為にシールドガス中に添加される酸化性ガスに起因する）といった，品質面での改善課題を有する [1)].

特に MIG 溶接は，自動車分野における薄板溶接から造船・橋梁・鉄骨分野における厚板溶接までの広い適用対象において，自動・半自動の両方で良く普及しており，被覆アーク溶接からの MIG 溶接への切替えを典型的なケースとして，年々その適用が増加している [2)]. 2011 年の溶接材料の国内総生産量において，ソリッドワイヤ・フラックスワイヤを含めた MIG（MAG）溶接用のワイヤは全体の約 7 割を占めており [3)]，また，年間の溶接機需要台数についても，MIG（MAG）電源の台数規模は TIG 電源のおよそ 3.5 倍となっている [4)]． MIG 溶接が高能率，すなわち大きい製品や多量の製品を生産する能力に長けたプロセスとして、現代のものづくりの主流となっていることを示している．

以上の通り, 実用的な溶接プロセスとして幅広く普及しているガスシールドアーク溶接において，TIG 溶接は高品質プロセス，MIG 溶接は高能率プロセスと位置付けられ，各々棲み

分けられた施工対象において，プロセスの選択および適用がなされ，その役割を果たしてきた．しかしながら，年々の材料および構造物の高機能化に伴い，溶接法への要求も一層高まる中で，技術開発の傾向としては，TIG 溶接には高能率化が，MIG 溶接には高品質化が求められている．各々のプロセスが長所・短所の特徴を持って発明され，産業におけるニーズに沿って今日まで発展してきた中で，より高品質に，より高能率に更なる向上を目指し，結果として互いの長所を求める方向へシフトしつつある．

多様な溶接技術開発のテーマの中で，著者が本研究において注目した，近年の特徴的な開発要求のひとつとして，クリーン MIG 溶接実現への取組みがある．これは，鉄系材料における純不活性シールドでの安定な MIG 溶接を可能とし，高品質・高能率が両立できる溶接プロセス実現を目指すものである．その要求の一例として，平成 19 年より開始した NEDO プロジェクト『鉄鋼材料の革新的高強度・高機能化基盤研究開発』における目標のひとつに“クリーン MIG 溶接プロセス技術の開発”が挙げられている[5]．更なる高強度・高機能な鉄鋼材料の開発において，足枷となりえる溶接接合部について，強度や靭性等の鋼材性能の要求から母材と同等に低酸素量な溶接金属が必要となる場合がある．すなわち，純不活性シールドガスを用いる TIG 溶接法の適用対象となるが，能率やコストの面で現実的な施工法として成立できない．この課題を解決し高機能な鋼材の一層の普及を図る取組みとして，純不活性シールドによる高品質と MIG 溶接の高能率を兼ね備えたクリーン MIG 溶接が定義され，次世代のガスシールドアーク溶接法として実現が求められている．

シールドガスの役割に基づけば，シールドガスには純不活性ガスを使用するのが究極の形であり，一方，アーク熱源の溶融接合への高効率な利用という観点では，電極となるワイヤ自身が溶けながら被溶接材へと移行していく消耗電極方式は理想的といえる．MIG 溶接において適量の酸化性ガス添加によるアークの安定化効果を見出し，産業利用への展開を可能にした先人の発明は偉大であるが，これまで不可能とされながらも，技術の進歩に伴い改めて要望が高まりつつある純不活性シールド MIG 溶接という課題を解決し，その技術確立へ取組むことは意義深い．更には，近年の可視化・シミュレーション技術の目覚しい進歩によって，アーク現象のメカニズムは一層明らかなものとなってきており，現代の知見・技術によってこの課題を正しく捉え解決できる可能性は少なくない．

そこで本研究では，純 Ar に代表される不活性シールドガスによる MIG 溶接法（以後，純 Ar シールド MIG 溶接と表記する）を，安定かつ実用可能な溶接プロセスとして確立するこ

とを目指し，取組むこととした．

1.2　純 Ar シールド MIG 溶接に関する研究の現状と課題

1.2.1　純 Ar シールド MIG 溶接における不安定現象

鉄系材料における MIG 溶接では，100%Ar のような純不活性シールドガスで溶接を行うと，アークの母材側通電点である陰極点が不安定となり，アークのふらつきやアーク長の不規則変動が起きる為，ビード不整やブローホール等の欠陥発生を引き起こし，良好な溶接が困難となることが知られている [6-8]．Fig.1.1 に，純 Ar シールド MIG 溶接における不良ビードの一例を示す．陰極点ふらつきの形跡として，ビード周辺に広がったクリーニング領域が認められ，ビード止端が揃わず蛇行した不良ビードとなる．

これに対して，シールドガスに O_2 あるいは CO_2 といった O 元素を含む酸化性ガスを添加すると，陰極点が安定に発生し良好な溶接が可能となる．このため，従来 MIG 溶接のシールドガスには，Ar と O_2，あるいは Ar と CO_2 の混合ガスが使用されてきた．酸化性ガスの添加によってアーク陰極点が安定する理由は，母材表面で酸化物が生成することによると言われている [6,9]．Fig.1.2 に，シールドガスとして Ar-2%O_2 を使用した従来 MIG 溶接によるビード外観の一例を示す．陰極点ふらつきの形跡はなく，ビード止端が揃った良好なビードが形成されている．しかしながら，シールドガス中の O 成分によるビード表面の酸化は避けられず，また溶接金属中への酸素固溶量についても，母材と比較して多量となる [1, 6-7]．

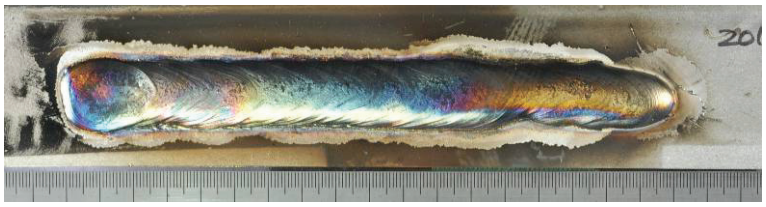


Fig.1.1　純 Ar シールド MIG 溶接の不良ビード外観の一例

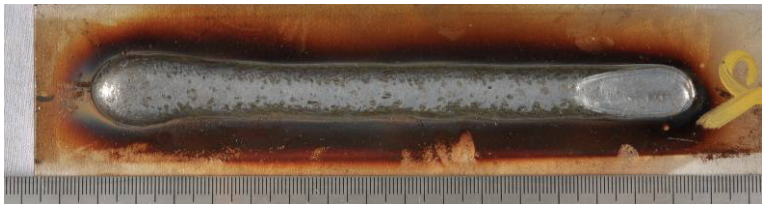


Fig.1.2　従来 MIG 溶接（Ar-2%O_2）によるビード外観の一例

1.2.2　純 Ar シールド MIG 溶接安定化へ向けたこれまでの研究

安定した純 Ar シールド MIG 溶接の実現へ向けた従来研究の代表的なものとして，次の 2 つが挙げられる．ひとつは同軸複層ワイヤの開発であり，純 Ar シールドの MIG 溶接において，ワイヤ先端が溶融状態で細長く伸びて不規則に揺動する現象に対し，これを抑制し先端挙動を安定化することによってプロセスの改善を図るものである [10]．ワイヤの組成について，径方向に異なる組成を有する同軸複層構造とし，中心部と外周部の融点が異なるものとすることによって，ワイヤ先端の溶融部が短くすることができたと報告されている．更なるステップとして，被溶接材の材質や条件ごとのワイヤの最適設計へ向けた溶融部のシミュレーションによる検討が行われている．

2 つめは，プラズマ MIG 溶接法の開発である [11, 12]．内径 15mm 程度のノズルからのプラズマ熱源と，MIG ワイヤからのアーク熱源を同軸複合化し，主熱源となる MIG アークの周囲を電離されたプラズマガスとすることで，制御性を向上させて溶接の安定化を図っている．具体的には，プラズマガスからの電磁ピンチ力による拘束効果で，ワイヤ先端の揺動が抑制されると考察されている．プラズマ MIG 溶接は，鉄系材料に限らず銅やアルミといった材料への適用もされている [13]．

1.3　TIG-MIG 複合化による純 Ar シールド MIG 溶接安定化の可能性と従来研究

溶接技術開発における手法のひとつとして，熱源の複合化は比較的汎用的な手段と言うことができ，その報告例も非常に多い．複合溶接では，互いの熱源の長所を組み合わせることで，単独熱源では困難な課題を解決することができ，条件パラメータが増加し現象が複雑化するという難点はあるものの，簡便かつ有用な手法と言える．

クリーン MIG 溶接の要求である純不活性シールドの高品質とは，そもそも，既に TIG 溶接においては実現されているものであり，複合化により TIG の高品質と MIG の高能率を両立できる複合プロセスが可能となれば，これによりクリーン MIG 溶接は実現できる．具体的に複合化の効果として期待できることは，純 Ar シールド MIG 溶接における不安定現象の原因である陰極点の不安定化やワイヤ先端挙動の乱れに対し，例えば，TIG 溶接熱源を先行させ母材を予熱することで，熱電子放出を促しアークを安定化させる効果が期待できる．あるいは，上述したプラズマ GMA 溶接による純 Ar シールド MIG 溶接実現への試みは，プラズマガス中でアークを発生させる複合溶接プロセスであるが，不安定な MIG アークへ別熱

源からプラズマを供給し複合化することにアーク安定性を高める効果があるとすれば，TIG アークとの複合化によっても同様の効果が得られる可能性がある．

TIG と MIG の複合化プロセスは，当然ながら，これまでの溶接技術研究の歴史においても発想しうると思われ，実際に過去いくつかの実施例がある．小林らは，TIG と MIG との複合化によって，まさしく高品質と高能率の両立を検討し，純 Ar シールド MIG アークに TIG アークを近づけ，更にアーク干渉を修正するための磁場を与えることによって，安定な MIG アークが得られ，肉盛溶接へ有効であるとの展望を報告しており [14-15]，課題として，外部磁場付加の必要性と条件範囲の狭さを挙げている．また，芦田らは，TIG と MIG を複合化し，TIG アークで溶込みを制御し，MIG アークで溶着量を制御する，溶込みと溶着量の独立制御を図った. 複合化にあたっては, アーク同士の干渉を避けるために TIG 電流と MIG 電流を交互に切り替えるスイッチング TIG-MIG 溶接法を提案し, 従来の MIG 溶接法よりも高速化が可能となったことを報告している [16-18].

以上より，高品質・高能率なクリーン MIG 溶接法の実現という目標に対し，TIG-MIG 複合化が有効である可能性が従来研究からも示されている．

1.4　本研究の目的と方針

上述の通り，純 Ar シールド MIG 溶接の安定化へ向けた従来の研究と，関連しえる周辺技術, そして溶接技術における有用な開発手法である熱源の複合化について調査･検討を行い，TIG 溶接と MIG 溶接の複合化による高品質と高能率の両立という手法によって，本課題を解決できる溶接法を実現しうることが示唆された．

従来研究においても挙げられた通り, 一般に多電極のアーク溶接では電流によって生じる磁界のためアーク干渉が発生し [19]，TIG-MIG 複合化においては両アークには互いに逆向きの電流が流れて反発作用が働くことから，溶接が不安定化すると予想される．このアーク干渉を排除するために，アークへの磁場付加や電流のスイッチングによって安定な TIG-MIG 複合化への試みが行われてきた．しかしながら，これらの手法では磁場付加の設備や特殊な電源を必要とするため，装置としては大掛かりなものとなり，幅広く実用性に優れた溶接法として使用されるには，より簡便な手法によるプロセスであることが望ましい．

また，上記の通り，アーク干渉を避けて TIG-MIG 複合化を行う研究例はあるものの，アーク干渉下において，電流や電極間の距離・角度を変更するとどのような影響があるのか，

といった基礎的で純粋な TIG と MIG の複合化に関する研究報告はほぼない．TIG アークと MIG アークの複合化において，アーク現象はどのような挙動を示し，その中での各パラメータはどのような影響を及ぼすのか，といった知見は，アーク現象の知見を深める上でも興味深いと考える．

そこで本研究では，実用性に優れたクリーン MIG 溶接法の実現手段として，TIG-MIG 複合溶接法に着目し，純 Ar シールド MIG 溶接の安定化について検討することとした．また，アーク同士の干渉の影響下で，電流バランスやアーク間距離，トーチ角度といった複合化条件による複合アーク現象への影響を調べ，これらの基本的な複合化条件の調整のみによって，安定な両アークの平衡状態を確立できる最適な電極配置について検討・決定を行った．TIG-MIG 複合状態においては，正負の電位が近接した位置で混在しており，複雑化したアーク現象としてのメカニズム解明も必要となる．そこで，複合化アークの構成とその現象を明らかにするため，TIG-MIG 複合アークの 3 次元数値解析モデルを構築し，シミュレーションによるアーク現象の考察および距離条件の及ぼす影響を解析した．更には，実験的なアプローチとして TIG 電源の出力解析および溶接実入熱の測定によって，TIG-MIG 複合溶接のメカニズムについて考察した．最後に，複合化条件の影響，最適な電極配置の検討結果を踏まえ，TIG-MIG 溶接の専用トーチを製作し，実用継手への適用を行うことで，実用的な TIG-MIG 溶接法の確立を行うこととした．

1.5　本論文の構成

Fig.1.3 に本研究の流れを図示する．

第 1 章は緒論であり，本研究の背景と目的，研究の方針を述べている．

第 2 章では，着想した TIG-MIG 複合溶接について実際に実験確認を行い，基本現象として，TIG-MIG 複合化によって，安定な純 Ar シールド MIG 溶接が可能となることを確認した．電流条件によるプロセスへの影響を評価し，電流バランスに関する安定条件範囲や，MIG 電流による溶滴移行形態の変化，TIG 電流による溶込みへの影響について調べ，TIG-MIG 複合溶接の基本的特性を明らかにするとともに，TIG-MIG 複合アーク現象において TIG～MIG 電極間で高温プラズマを経由した電極間電流経路の存在を示唆した．

第 3 章では，数値解析シミュレーションによって TIG-MIG 複合溶接現象を取り扱うために，三次元数値解析モデルを構築し，基本条件における TIG-MIG 複合アーク現象の把握を

行い, 数値解析モデル上でアーク反発やアーク形状などの基本的特性がモデル上で同様に得られることを確認した.

第 4 章では，3 章で構築した 3 次元数値解析モデルを用い，距離や角度といった電極配置の変化によって，複合アークに及ぼす影響を評価した.

第 5 章では，実験および数値解析結果により示唆された TIG-MIG 電極間電流の存在について，実験的な裏づけを得ることを目的として，TIG 電源の動作解析試験を行った．測定される TIG 電流電圧に対し，TIG 電源がどのような負荷を担っているかを検証することで，ある条件においては，明確にアークが発生しているにも拘らず TIG 電源からの出力が 0 となっている状態を確認し，電極間電流の存在を明確に裏付けた.

第 6 章では，溶接実入熱の測定を行い，TIG-MIG 複合溶接における熱効率について，TIG 単独，MIG 単独の溶接と比較すると共に，各々のアークの熱効率が単独の状態と同じと仮定した場合の電極間電流の見積りを行った.

第 7 章では，これまでの知見に基づき，実用化へ向けた距離・角度の電極配置の影響評価と最適化を行い，決定した電極配置にて一体型の専用トーチを試作した．試作したトーチを使用した TIG-MIG 複合溶接の基本特性の確認と，継手溶接への適用性の確認を行った．また，TIG-MIG 複合溶接の実用継手への適用を行い，従来 TIG 溶接との溶接時間の比較，従来 MIG 溶接との靭性値の比較を行い，実用的な溶接法としての溶接条件を確立した.

第 8 章は総括であり，本研究で得られた結果について総括している.

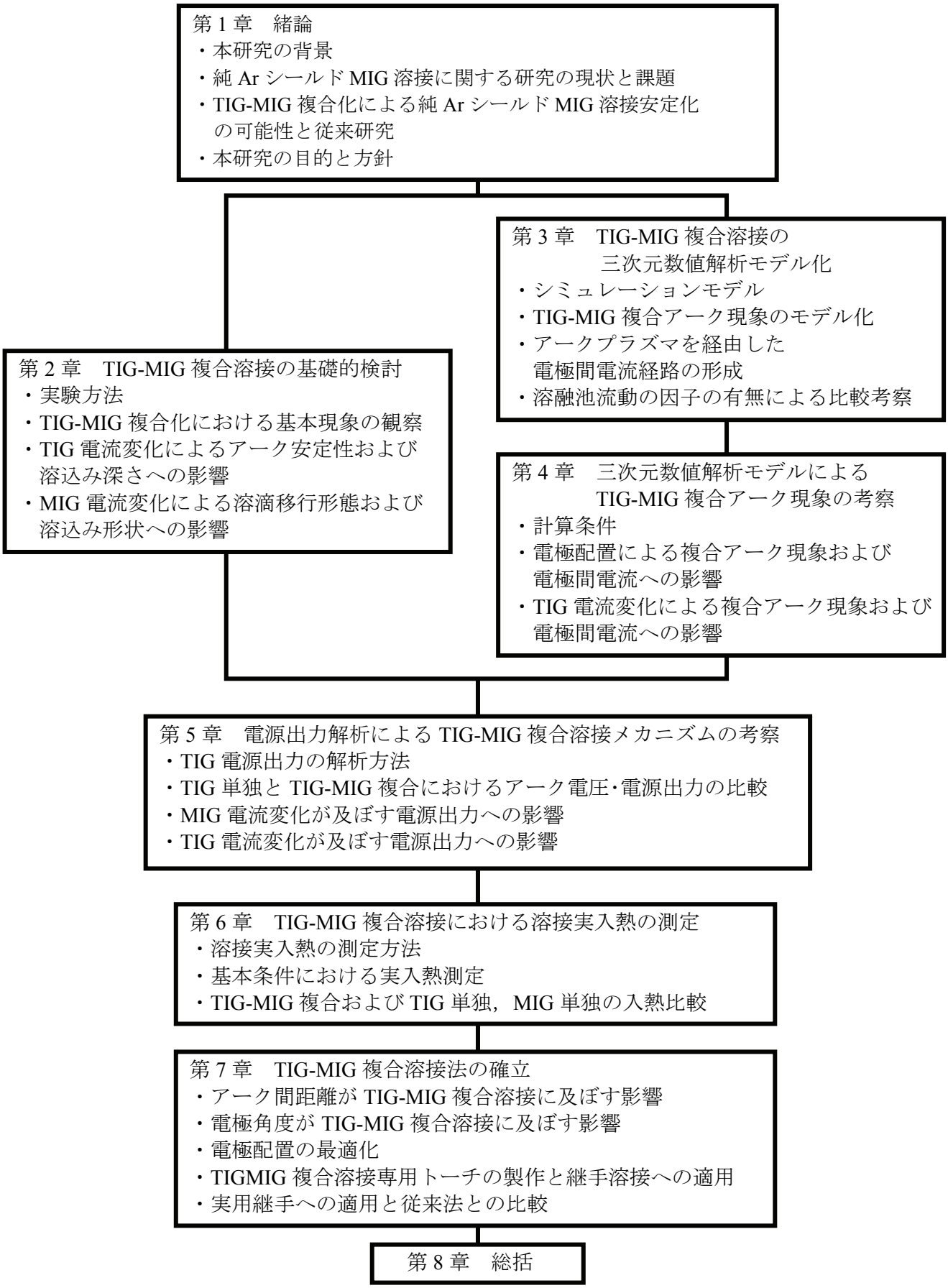


Fig.1.3　Flowchart of this study

第 2 章　TIG-MIG 複合溶接の基礎的検討

2.1　緒言

第 1 章で述べたとおり，本研究では，純 Ar シールド MIG 溶接法において実用への課題とされてきたアーク不安定性を解決し，簡便かつ実用的な溶接プロセスを確立することによって，高品質な溶接継手を高能率な MIG 溶接プロセスで得ることを目的とし，その実現手段として，TIG と MIG の熱源複合化に着目するに至った.

本章では，TIG と MIG の熱源複合化の実験観察を実際に行い，複合化による純 Ar シールド MIG アークの安定化効果について検証すると共に，基礎的な複合化パラメータである TIG および MIG の電流条件について，溶滴移行や溶込み，アーク安定化への必要条件を含めた，基本的特性について評価した結果と考察を述べる.

2.2　実験方法

汎用の TIG 溶接トーチと MIG 溶接トーチを治具で固定配置し，複合化を行った. Fig.2.1 に実験装置の概略図を示す．TIG 電源および MIG 電源を図のとおり接続し，互いのアースを母材に接続した．Table1.1 に溶接条件を示す.

TIG 電源として日立製デジタルペアティグ電源（型式：AD-DG 500A），MIG 電源としてダイヘン製ターボパルス 500（型式：CPVP-500）およびパナソニック製 YD-350GEⅡを使用した. 先行 TIG および後行 MIG にて Table1.1 に示した所定の位置に配置し，溶接においては，まず TIG アークを起動し 2 秒程度入熱を与え，母材表面溶融池が形成した後，ワークを走行させながら MIG アークを起動した．各条件における後行 MIG 電圧の調整にあたっては，一定のワイヤ送給量に対して，ワイヤ短絡が起きず溶滴が自由移行となる下限近く，あるいは微小短絡が起きる程度の電圧値を適正として，溶接時に調整を行った.

オシロスコープ（HIOKI 製メモリハイコーダ 8855）を用いて，TIG および MIG の電流・電圧波形およびその実測値を測定し，溶接入熱と溶接安定性（主に短絡有無）の確認を行い，複合状態におけるアーク電流･電圧について考察した．電流は，クランプセンサ（HIOKI CT9279）により各々のトーチパワーケーブル部にて測定した. 電圧は，Fig.2.1 中に示した各電極の極性に基づき，アース接続部とトーチ給電部との

間の電位差を測定した．

また，溶接現象観察のため，高速度デジタルビデオカメラ（Nac 製 Fx-K4）を使用し，溶滴移行・アーク状態を観察した．マクロレンズ（Nikkkor128mm 1:2.8D）に波長透過域 960nm 前後のバンドパスフィルタを設置した構成とし，6000 コマ／秒の撮影速度で撮影した．

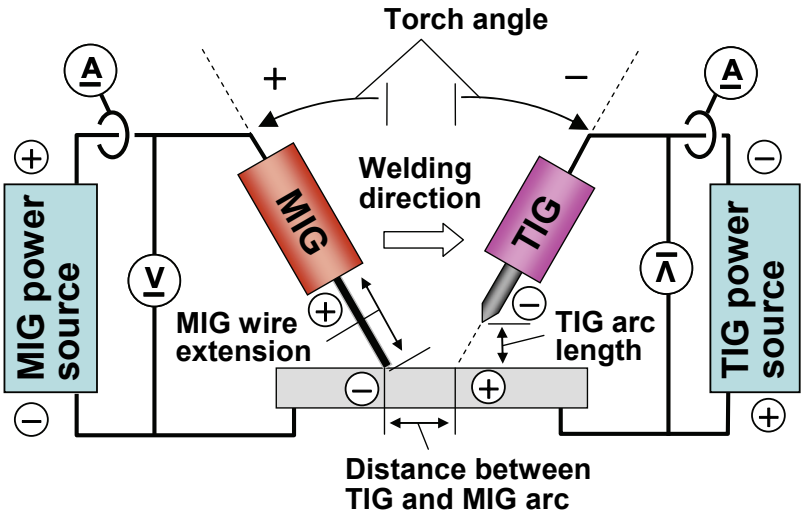


Fig.2.1 Schematic diagram of TIG-MIG welding experimental set up

Table1.1 Welding condition for TIG-MIG hybrid welding

Parameter	Condition
Base metal	Stainless steel type304　t12mm
Joint	Bead on plate
Current (TIG/MIG)	150～500A (Basic:350A)／ 200～330A (Basic:270A)
Welding speed	20～40cm/min (basic:30cm/min)
Wire feed speed	6～13m/min (basic:10m/min)
Distance between the arc	4mm
TIG electrode	2%La_2O_3　ϕ 4.0　tip angle 30° tip diameter　ϕ 1.0
TIG arc length	5mm
MIG wire	Stainless steel type308　ϕ 1.2
MIG wire extension	25mm
Torch angle (TIG/MIG)	−30°／＋30°
Shielding gas	100%Ar TIG：15 L/min, MIG：30 L/min Shielding BOX：80 L/min

2.3　TIG-MIG 複合化における基本現象の観察

はじめに，TIG-MIG 複合化における基本的現象の観察評価のため，単電極 MIG 溶接と TIG-MIG 複合溶接を比較した．単電極 MIG 溶接はシールドガスを 100%Ar と Ar+2%O_2 の混合ガスの 2 条件で溶接を行った．TIG-MIG 複合溶接は 100%Ar のシールドガス条件で溶接を行った．

Fig2.2(a)～(d) に，各条件におけるビード外観，高速カメラ観察写真撮影による溶滴移行観察像，MIG 溶接の電流電圧波形，断面マクロを示す．溶接条件は Table1.1 の基本条件とした．TIG-MIG 複合溶接における MIG トーチ角度は前進角 30°としているが反発によって後退角側へと指向角度が変化する．反発の影響を考慮して，比較する従来 MIG 溶接の 2 条件においては，トーチ前進角を 15°として溶接を行った．

まず，単電極 MIG 溶接における純 Ar シールド条件では，ビード外観は止端不揃いの不整ビードとなり，ビード周辺には陰極点ふらつきの形跡としてクリーニング領域の拡がりがみられた．更には，アーク観察写真においても溶融池の外側の母材表面にまで陰極点の輝点が発生していることがわかる．MIG 電流電圧波形も乱れており，典型的な純 Ar シールド MIG 条件の不安定溶接であったことが伺える．断面マクロについて，他の 2 条件と比べて溶込み深さが浅く幅広になっていることは，陰極点が安定せずに表面上を動き回った結果，集中性のない幅広な入熱になったと考えられる．

一方，シールドガスに 2%O_2 を添加した条件では，止端が揃った良好なビード外観が得られた．また，ビード周辺にクリーニング領域の拡がりはみられない．アーク観察写真における陰極点輝点はみられず，安定したアークであったことがわかる．しかしながら，シールドガスに添加された O_2 によって，ビード表面は黒く酸化しており，溶接金属中の酸素量は高くなっていると予想される．

TIG-MIG 複合溶接においては，純 Ar シールド条件であるがビード周辺にクリーニング作用の形跡はなく，陰極点がふらつくことなく MIG アークが安定に発生したことを示している．また，アーク観察写真においても陰極点の輝点発生はみられない．TIG と MIG の両アークが電磁作用によって互いに反発し，離れ合う方向へと曲がって発生したが，一定の指向角度にて平衡し乱れることはなかったため，良好なビード形状が得られている．MIG 電流電圧波形には短絡箇所はみられず，アーク観察写真の描像と併せて，安定なストリーミングスプレー移行であったことを示している．また，

純 Ar シールドによって，表面酸化が少なく光沢あるビード外観が得られており，溶接金属酸素量が低く，靭性の高い継手性能が期待できる．溶込みについては，中央が深く溶け込んだフィンガー状の溶込みが MIG 溶接と同等の深さで得られた．

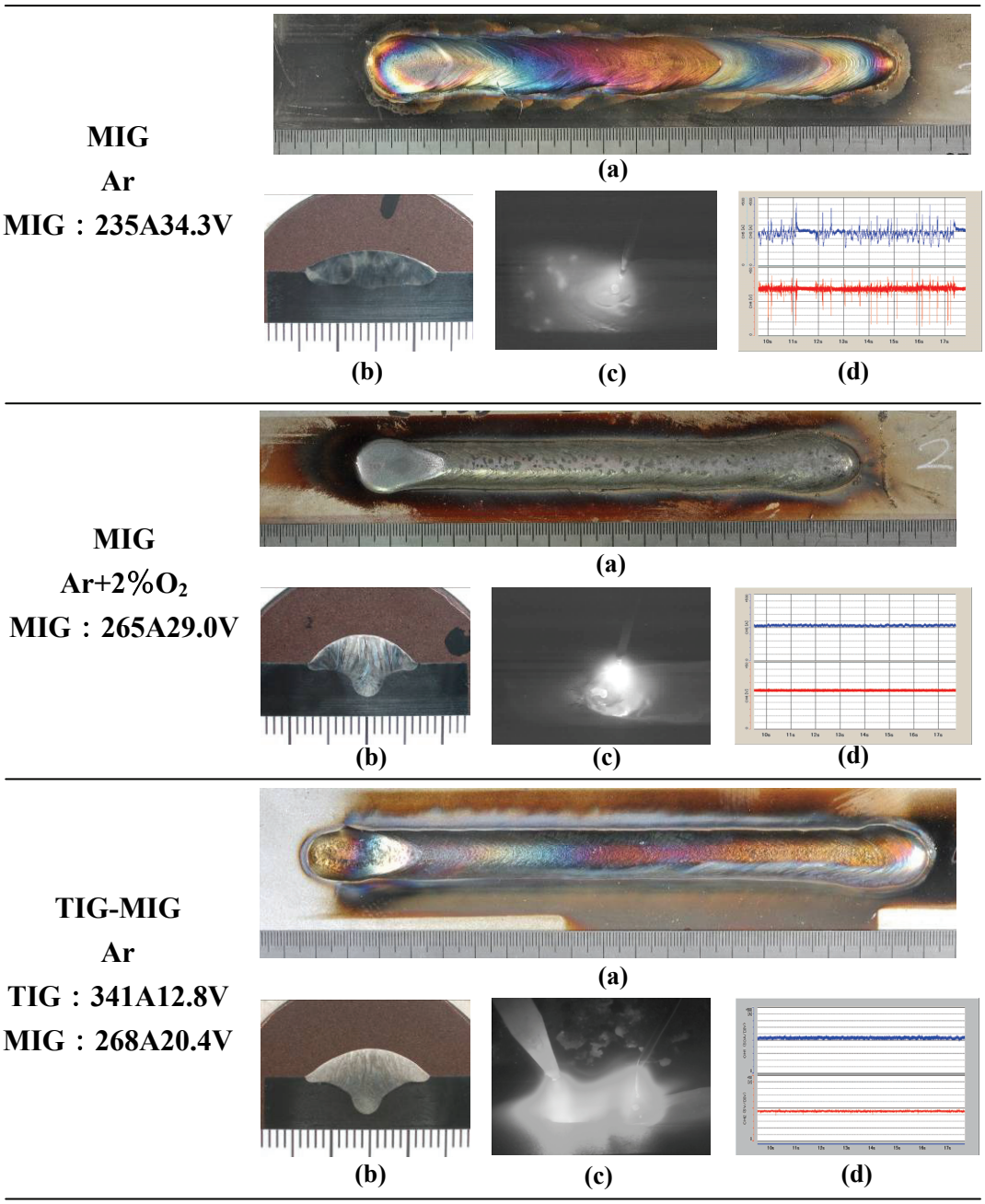


Fig.2.2 Experimental datas of TIG-MIG hybrid welding and single MIG welding (pure Ar shielded, Ar+2%O_2 shielded) on basic condition
(a) Bead appearance, (b) Cross section, (c) Image of high speed camera, (d) Current-Voltage wave of MIG

以上より，TIG-MIG 複合化によって，シールドガスに安定化のための酸素を添加することと同等のアーク安定化効果を得ることができ，純 Ar シールドによる高品質を維持したまま MIG 溶接による高能率溶接が可能となる新しい溶接プロセスの可能性を見出すことができた.

2.4　TIG 電流変化によるアーク安定性および溶込み深さへの影響

2.4.1　TIG と MIG の電流バランスに基づくプロセス安定条件範囲

プロセス安定化に適した TIG および MIG の電流条件について検討するため，電流バランスが及ぼすビード形状およびアーク安定性への影響を評価した. MIG 電流の入力値を 270A（ワイヤ送給量 10m/min）で一定とし，TIG 電流を 150～500A の範囲で変更した．ここで，MIG 電流を一定としたのは，MIG 溶接では電流・ワイヤ送給量によって溶滴移行形態が変化して複雑に溶接現象に作用するため，溶滴移行形態としてはスプレー移行となる条件で MIG 側の電流を固定し，TIG 電流変化による影響を検討したことによる．なお，TIG 電流以外の条件は Table1.1 の基本条件とした.

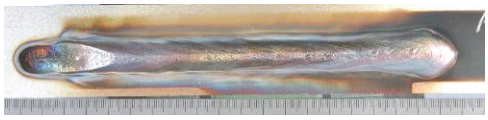
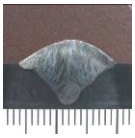
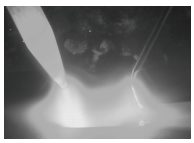
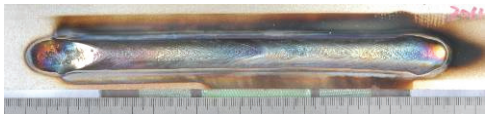
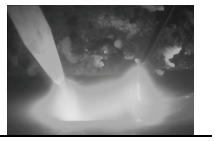
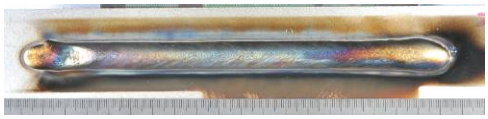
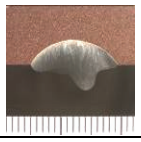
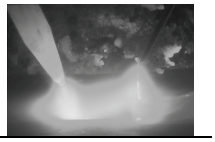
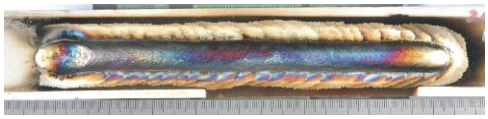
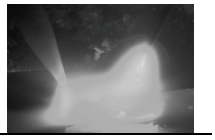
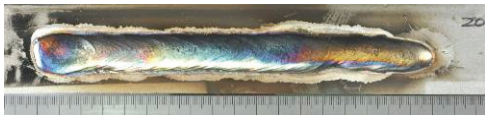
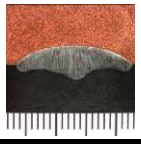
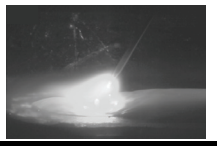
TIG : 494A16.8V MIG : 259A19.0V			
TIG : 400A13.9V MIG : 279A22.5V			
TIG : 298A13.3V MIG : 268A23.2V			
TIG : 199A1.4V MIG : 294A34.4V			
TIG : － MIG : 258A38.2V			
Condition	**Bead Appearance**	**Cross Section**	**Image of high speed camera**

Fig.2.3　Influence of leading TIG current on experimental results

Fig2.3 に，一定の後行 MIG 電流に対して TIG 電流を変化させたビード外観・断面マクロを示す．また参考までに，TIG 電流がゼロ，すなわち MIG 溶接単体の場合の結果も併せて示す．

TIG 電流値が MIG 電流値以上の値をとる TIG 電流≧MIG 電流の条件となる TIG300～500A においては，基本条件と同様の安定なアーク挙動・ビード形成が認められた．一方，TIG 電流＜MIG 電流となる TIG150～200A においては，MIG アーク陰極側において広範囲に渡るクリーニング作用がみられ，スパッタも多量に発生した．また高速カメラ観察において陰極点のふらつきが確認され，アークは不安定な挙動を示した．

この結果から，TIG-MIG 複合溶接において MIG アークの安定化効果を得るためには，TIG 電流≧MIG 電流の必要条件があることが示された．母材表面上の陰極点ふらつきを解消し，安定にアークを発生させるための TIG 電流の閾値として，TIG 電流≧MIG 電流の必要条件があると考えられる．

また，不安定条件である TIG200A においては TIG 電圧が 1.4V となった．観察写真においては，TIG 電極先端から発光するアーク形状がしっかりと確認されているにも関わらず，タングステン電極と母材との電位差がわずか 1.4V しかないということであり，通常のアーク溶接においては考えられない値である．この特異的な現象は上記の電流条件による安定可否の傾向と相関して，本溶接法のメカニズムに深く関わる特性を反映していると考えられ，次章以降にて詳細な実験および考察を行うこととする．

2.4.2　TIG 電流による溶込み制御の可能性

2.4.1 にて，TIG-MIG 複合アーク安定化の必要条件として，TIG 電流≧MIG 電流の電流バランスがあることがわかった．また，Fig.2.3 の断面マクロより，TIG 電流の増加に伴って溶込みが増えていることがわかる．そこで，溶込み深さの値を計測し，TIG 電流値との相関を確認した．Fig2.4 に，先行 TIG 電流値に対する溶込み深さの変化を示す．基本的な傾向として，TIG 電流が大きくなるほど溶込み深さは大きくなった．電流バランスが TIG≧MIG となる TIG 電流 250A から 500A の範囲においては，電流に比例した線形的な溶込み深さの増加が認められた．一方，TIG≧MIG の関係が成立しない TIG200A 以下の範囲では，溶込み深さは TIG 電流の変化に相関せずにほぼ一定値となる傾向がみられた．また，この結果は一定の MIG ワイヤ溶着量の条件において，TIG 電流増加によって溶込みを付加することが可能であることを示している．

すなわち，本溶接法は高能率な純 Ar シールド MIG 溶接というだけでなく，MIG 側で溶着量，TIG 電流で溶込みを各々個別に制御することができる条件選択範囲の広いハイブリッド溶接法としての特性も期待出来る．

以上より，MIG アーク安定化のための必要条件として TIG≧MIG の電流条件範囲があり，その条件を満たす領域においては，先行 TIG 電流に依存して溶込みが増加することが明らかとなった．

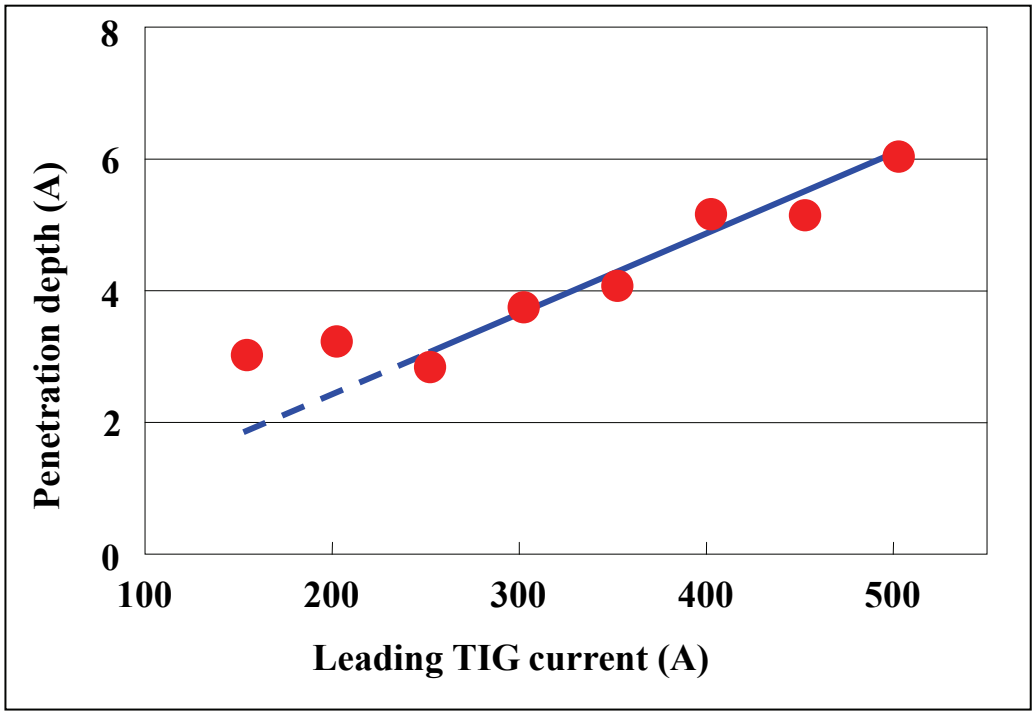


Fig.2.4　Influence of leading TIG current on penetration depth

2.5　MIG 電流変化による溶滴移行形態および溶込み形状への影響

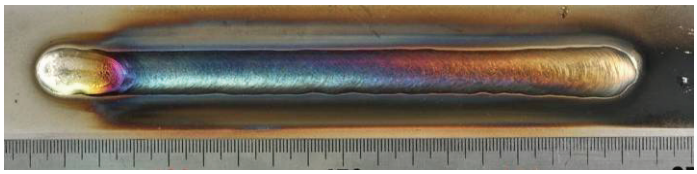
2.5.1　MIG 電流による溶滴移行形態の変化

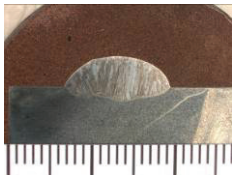
MIG 溶接では, 電流値に依存して溶滴移行形態が変化してアーク現象および溶接の結果に影響を与える．TIG-MIG 複合溶接における MIG 電流が及ぼす溶滴移行形態および溶込み形状への影響を明らかにするべく実験評価を行った. TIG-MIG 複合溶接では，TIG 電流≧MIG 電流が安定化の必要条件であること，また，TIG と MIG の電流差が異なることによって，MIG アークへの反発作用の大きさや MIG アーク電圧の値が変化することを 2.4 で確認した．本節では，各 MIG 電流に対して TIG 電流が約 80～100A 高い条件を基本条件とし，TIG-MIG 複合溶接を行い，結果を比較した．溶接速度はワイヤ送給速度に応じて変更し，単位長さ辺りの溶着量がおおよそ近い値となるように設定した．各 MIG 電流における結果として，ビード外観と断面マクロ，アーク観察写真と MIG 側の電流電圧波形を Fig.2.5～2.7 に示す．また，溶滴移行観察の挙動を示す結果として，2ms ごとの高速カメラ観察写真を同図中に示す.

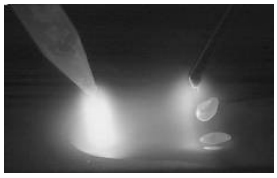
まず，MIG 電流 200A（ワイヤ送給速度 6m/min）（TIG 電流 300A）では，溶滴が大きく成長した後に重力によって落下移行するドロップ移行となり，溶込み形状は幅広で浅い形状となった. 次に, MIG 電流 260A（ワイヤ送給速度 9m/min）（TIG 電流 350A）では，ワイヤ先端は細長く伸び，小径の溶滴が連続的に移行するストリーミング移行となった．ワイヤ先端形状からも明確にワイヤ溶融挙動が変化したことがわかる．溶込み形状は中央部が深く溶け込んだフィンガー形状となった. 最後に, MIG 電流 320A（ワイヤ送給速度 13m/min）（TIG 電流 400A）では，細長く伸びたワイヤ先端が揺動し，細かい溶滴を散らしながら連続的に移行するローテーティング移行となった．溶込み形状はストリーミング移行時におけるフィンガー状よりも幅広な溶込み形状となった.

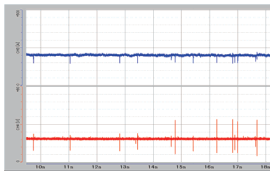
以上より，MIG 電流によって溶滴移行形態が遷移していく現象が確認できた．各電流域において溶滴移行形態が遷移していくことは従来 MIG 溶接と同じであり，本溶接法においても MIG 溶接側のワイヤ溶滴移行と電流の関係について，従来 MIG 溶接の知見に基づいた理解が可能であるといえる．ただし，従来 MIG 溶接と異なる要素としては，TIG アークとの反発による影響が及ぼす溶滴移行への影響があり，前方からのアーク反発によってワイヤ先端の指向方向および溶滴落下方向が制約を受ける

Shielding gas : Ar
TIG : 299A13.6V
MIG : 201A18.3V
Wire feed speed : 6m/min
Welding speed : 20cm/min

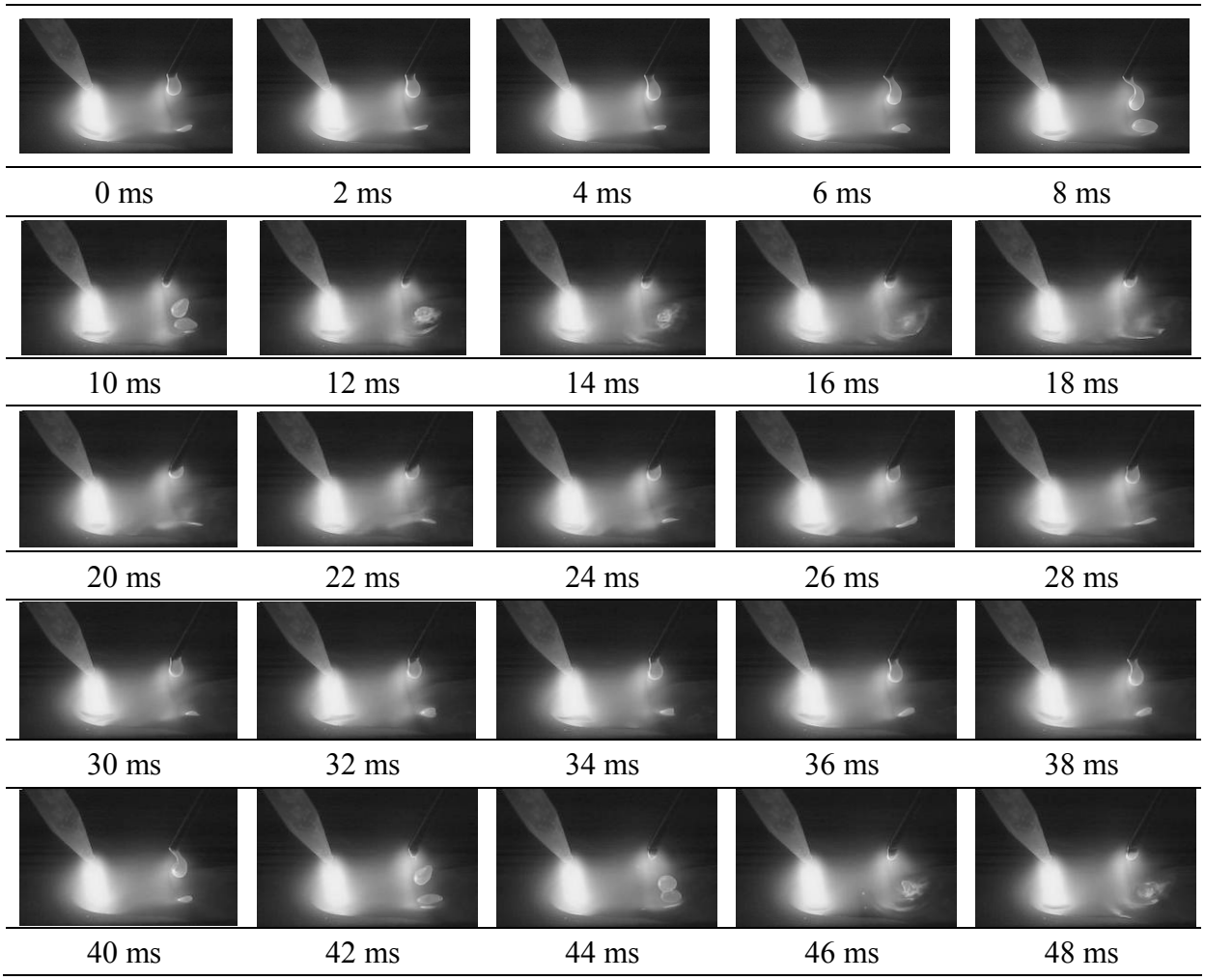








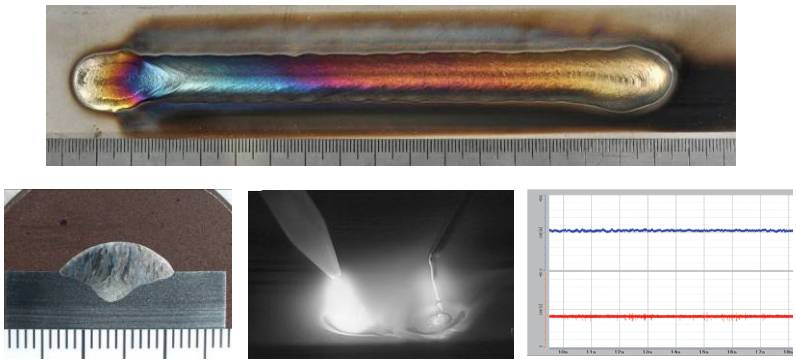
(a) Bead appearance, (b) Cross section, (c) Image of high speed camera, (d) Current-Voltage wave of MIG



(e) Behavior of droplet transfer by high speed camera

Fig.2.5 Experimental results of TIG-MIG hybrid welding on MIG 200A (Drop transfer)

Shielding gas : Ar
TIG : 349A13.4V
MIG : 263A20.2V
Wire feed speed : 9m/min
Welding speed : 30cm/min



(a) Bead appearance, (b) Cross section, (c) Image of high speed camera, (d) Current-Voltage wave of MIG

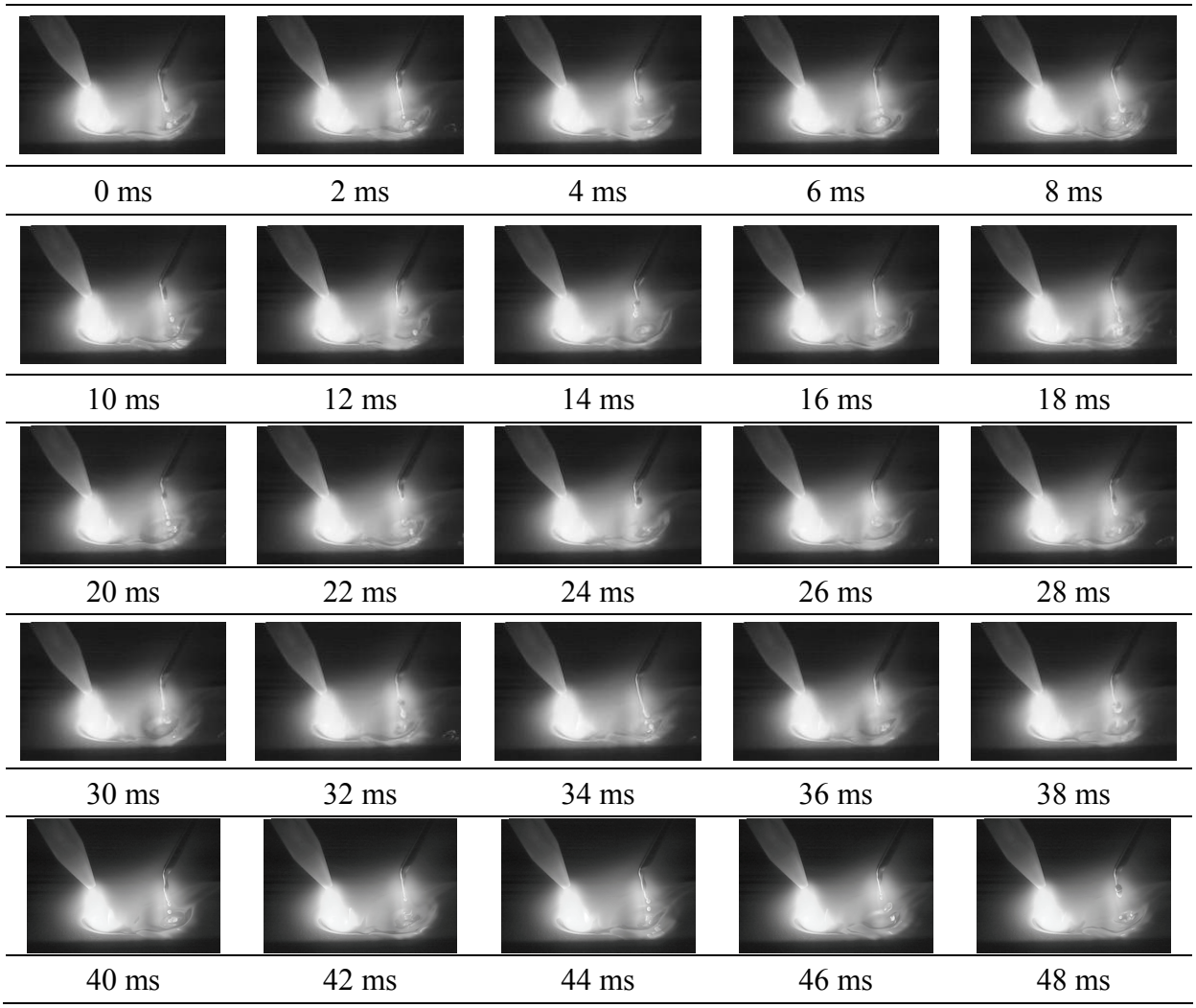
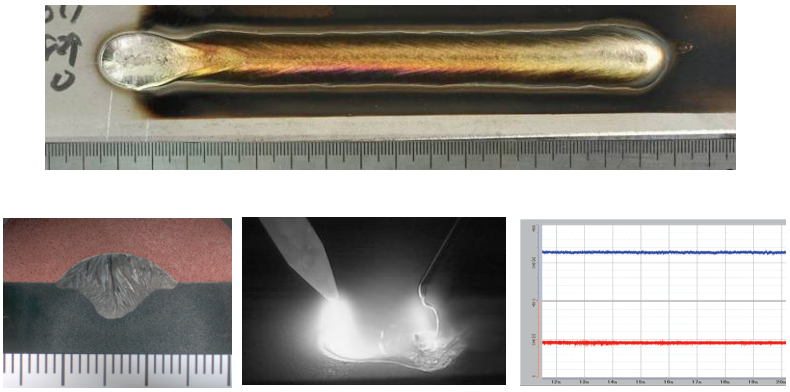


Fig.2.6 Experimental results of TIG-MIG hybrid welding on MIG260A (streaming transfer mode)

Shieldingas : Ar
TIG : 400A14.3V
MIG : 318A22.6V
Wire feed speed : 13m/min
Welding speed : 40cm/min



(a) Bead appearance, (b) Cross section, (c) Image of high speed camera, (d) Current-Voltage wave of MIG

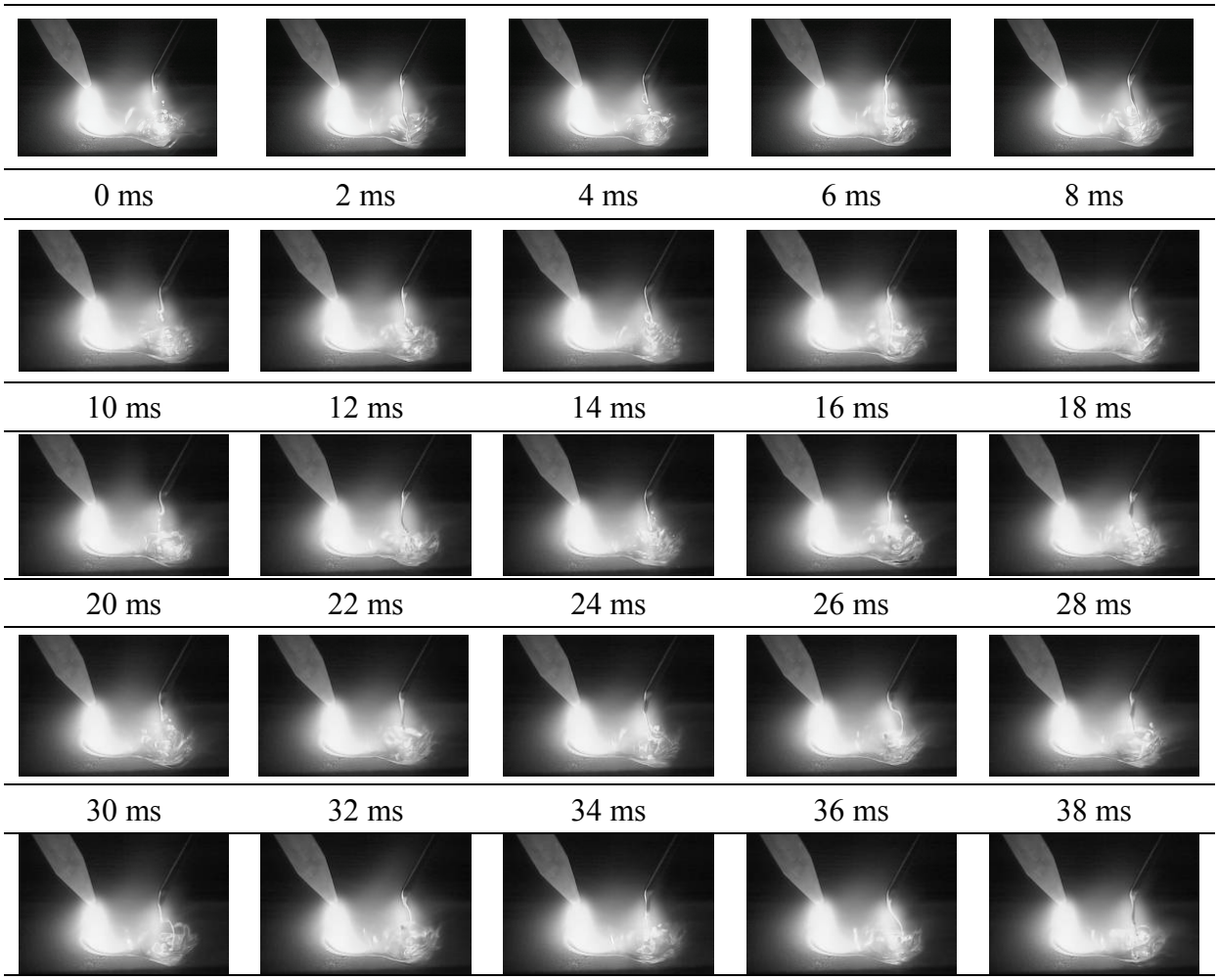


Fig.2.7 Experimental results of TIG-MIG hybrid welding on MIG 320A (rotating transfer mode)

傾向がみられた．ドロップ移行およびスプレー移行では溶滴は真下あるいはやや後方へ落下し，ローテーティング移行では回転挙動が左右への揺動挙動となった．

2.5.2　各 MIG 電流における TIG 電流変化の影響

2.5.1 で確認した各 MIG 電流条件において，MIG 電流を固定した条件にて TIG 電流を変化させ，その結果を比較した．MIG 電流 260A のストリーミング移行形態となる条件における TIG 電流の影響については，2.4 において既に示したため，MIG 電流 200A（ドロップ移行），320A（ローテーティング移行）の条件における結果について，比較および考察を述べる．各 MIG 電流において，TIG 電流を変化させた条件における，実験結果（ビード外観，断面マクロ，高速カメラ観察写真）を Fig.2.8～2.9 に示す．ビード外観および電流電圧波形の比較から分かるように，いずれの MIG 電流条件においても，TIG 電流＜MIG 電流となる電流バランス，すなわち，MIG 電流 200A では TIG 電流 150A の条件において，MIG 電流 320A では TIG 電流 250A において，MIG アークが不安定化し，MIG 電圧はほぼ 0V となる現象が認められ，さらには，ビード外観にクリーニング領域の拡がりがみられた．

このことから，いずれの MIG 電流値においてもおおよそ TIG 電流≧MIG 電流の電流バランスがアーク安定化に必要であり，その不安定化を示すサインとして，MIG 電圧がほぼ 0 となり，ビード外観周辺上にクリーニング領域がみられると考えられる．

また，TIG 電流≧MIG 電流となる条件では，MIG アークは陰極点が不安定化することなく安定性を保つことができるが，TIG 電流が増加するほどアーク間の反発も増大していることがアーク観察写真からわかる．その結果，MIG 電流 200A の条件では，TIG 電流 400A においてビードの蛇行が生じた．溶滴の落下方向およびアークの指向方向が，かなり後方へ押しやられており，またグロビュール化した溶滴が離脱できずに先端で大きく成長している様子がアーク観察写真からわかる．400A という高電流の先行 TIG アークによって，溶融池が押し下げられ，ビードにハンピングの傾向が発生したうえに，増加した反発作用によって MIG ワイヤの溶滴移行も不安定化した結果，溶着金属を母材になじませ連続的なビードを形成するために必要な充分で細かい入熱がえられずに，ビード蛇行が発生したと考えられる．

よって，TIG 電流≧MIG 電流の条件がアーク安定化には必要であるが，TIG 電流が過大となる条件では，反発作用の増大によって MIG アークが後方に大きく吹かれ，

その結果，母材への入熱が不足してビード不整を招くと考えられ，TIG 電流の上限値についても適正範囲があることが示唆された．

TIG-MIG 複合溶接において MIG アークの指向角度は，前進角で配置された MIG アーク自身の硬直性による前方への拘束力と，アーク反発による前方からの作用力との平衡によって決まると考えられる．そもそもアークの硬直性は，電流密度の高まる電極先端において高速化したプラズマ気流によってアークの指向方向が電極軸に沿う方向へと維持される特性であり，電極先端のプラズマ気流の強さに影響される．MIG ワイヤの溶滴移行は，従来法での挙動と同様に，電流値によってドロップ移行からストリーミング移行，ローテーティング移行と遷移することを 2.5.1 で述べたが，ワイ

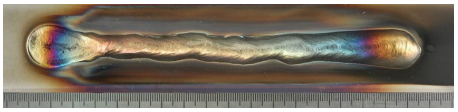
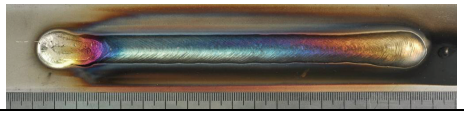
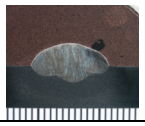
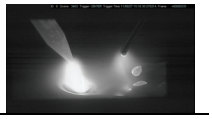
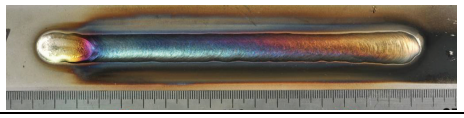
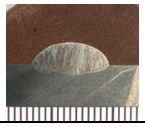
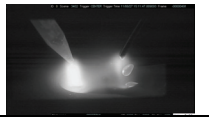
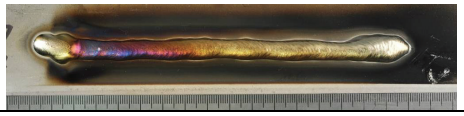
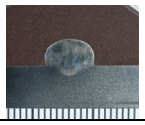
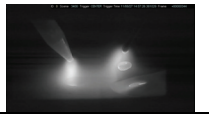
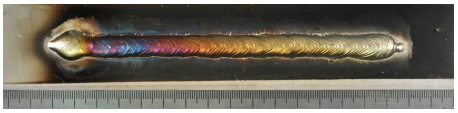
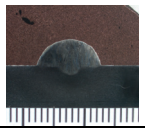
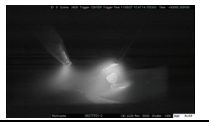
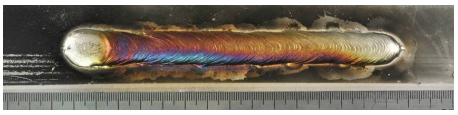
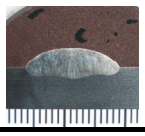
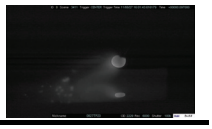
Condition	Bead Appearance	Cross Section	Image of high speed camera
TIG : 395A15.7V **MIG : 200A17.9V**		—	
TIG : 352A14.7V **MIG : 200A18.6V**			
TIG : 299A13.4V **MIG : 199A18.3V**			
TIG : 201A8.4V **MIG : 204A22.7V**			
TIG : 157A0.4V **MIG : 205A30.8V**			
TIG : — **MIG : 172A32.1V**			

Fig.2.8　Influence of leading TIG current on experimental results on MIG 200A (drop transfer mode) condition

ヤ先端が細長く伸びた状態となるストリーミング移行およびローテーティング移行では，ドロップ移行よりも硬直性が強くなると予想される．また，ビード不整の原因としては，溶滴径が増大し溶滴入熱の周期が粗くなることも影響していると考えるが，この点も小径の溶滴が連続移行する 2 つの移行形態の方に優位性がある．

以上の考察をふまえて，MIG と TIG の電流差について，ドロップ移行条件では電流差 200A となる条件においてビード不整が発生したのに対して，ストリーミング移行およびローテーティング移行条件では，電流差 200A となる条件において MIG アーク指向角度が真下よりも後方へと吹かれてもビード不整が発生しなかったことについては，MIG アークの硬直性増大と溶滴入熱の小径化･高周期化の効果によるものであると考えられる．よって，反発作用によるビード不整を防止する観点からは，MIG

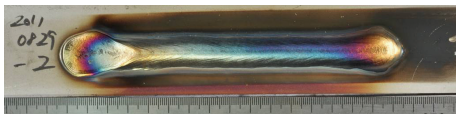
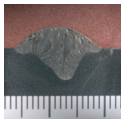
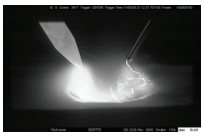
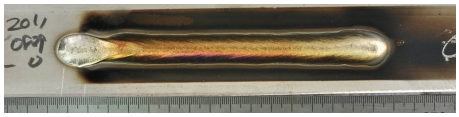
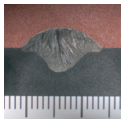
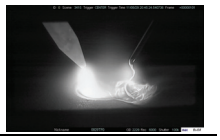
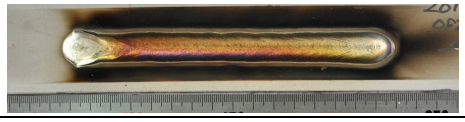
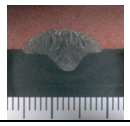
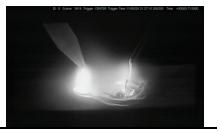
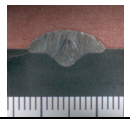
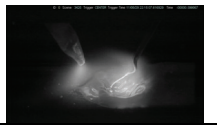
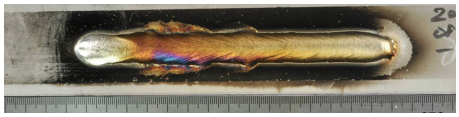
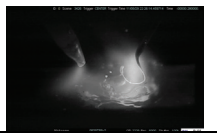
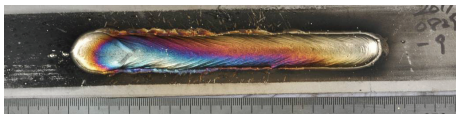
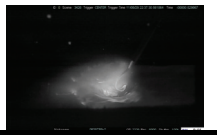
TIG : 505A16.1V **MIG : 316A21.2V**			
TIG : 400A13.8V **MIG : 318A22.6V**			
TIG : 300A9.1V **MIG : 323A25.8V**			
TIG : 204A - 2.2V **MIG : 298A35.0V**			
TIG : 168A - 2.5V **MIG : 296A35.0V**		—	
TIG : — **MIG : 277A35.1V**		—	
TIG (A)	**Bead Appearance**	**Cross Section**	

Fig.2.9　Influence of leading TIG current on experimental results on MIG 320A (ratating transfer mode) condition

電流が一定以上高く，溶滴移行形態としてストリーミング移行あるいはローテーティング移行となる電流条件のほうが，MIG と TIG の電流差について，より広い安定条件範囲が得られると考えられる．

Fig.2.10 に MIG 電流 200A および 320A における，TIG 電流変化に対する溶込み深さの変化を示す. 何れの MIG 電流条件においても, MIG270A における結果と同様に, TIG 電流に比例して溶込み深さが線形的に増加する傾向がみられた.

MIG 電流 200A においては，上限が 350A であるためデータ数が少なく，また溶込み深さの値とその変化も小さいが，250～350A の領域と 150～250A の領域では TIG 電流による増加傾向に明確に差がある．MIG 電流 270A での結果と同様に，TIG 電流の領域によって，TIG 電流の溶込みへの寄与が異なることを示している．

一方，MIG 電流 320A においては他の MIG 電流条件と挙動が異なり，TIG 電流 200～400A の全範囲で一様に溶込みが増加している．Fig.2.9 より，TIG 電流 200A の条件においては，MIG 電流が 320A から 300A へ低下している．これはワイヤ送給量を 13m/min に固定し，電圧を調整した結果であるが，MIG アークによる溶込み形成が支配的に作用する条件において，MIG 電流が低下したことも理由の一つと考えられる．

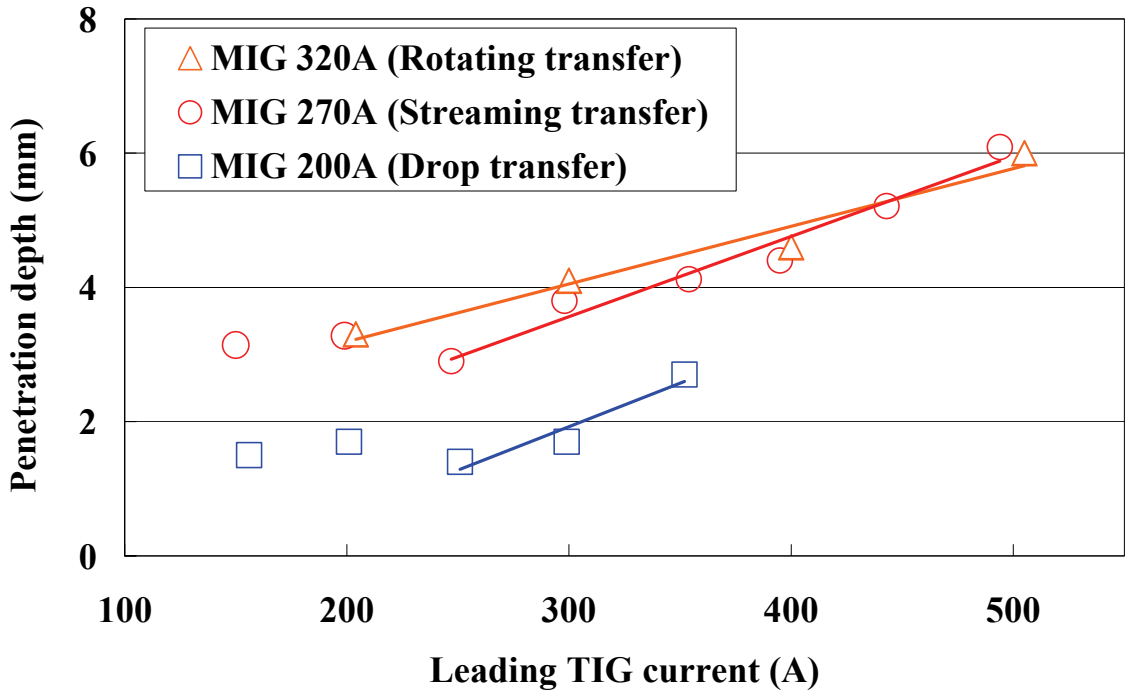


Fig.2.10 Influence of leading TIG current on penetration depth on each MIG current condition (rotating transfer mode) condition

これまでの結果について TIG 電流による溶込み形状の変化に注目すると，一定の MIG 電流条件において TIG 電流による溶込みが付加される場合，溶込み形状も併せて変化しており，特に Fig.2.4 では，MIG270A における溶込みは，細いフィンガー状から TIG の影響を受けた幅広形状へと変化している。そこで，溶込み形状の変化も含めた溶込み増大の影響を考慮するため，断面マクロに置ける溶込み部部分の面積について，TIG 電流による変化を確認した．Fig.2.11 よりわかるとおり，TIG 電流に比例した溶込み増加の傾向について線形的な変化がより明確に示された．各 MIG 電流条件は，溶着量に合わせて溶接速度を変更し，単位長さ辺りの溶着量がおおよそ同じくなるように設定している．したがって，速度が大きいほど同一 TIG 電流で母材に与える入熱は小さくなり，このことから MIG 電流 320A における TIG 電流による溶込みの増加割合が最も小さいことは妥当な結果と考えられる．

本実験では MIG 電流ごとに溶接速度を変更しているため，電流と電圧の積と和から求められる単位長さあたりの溶接入熱も，各条件において異なる．溶接法の基本特性を把握する上では，入熱と溶込みの関係についても整理しておく必要がある．Fig.2.12 に溶接入熱に対する溶込み面積を示す．TIG 電圧が負の値を示した条件にお

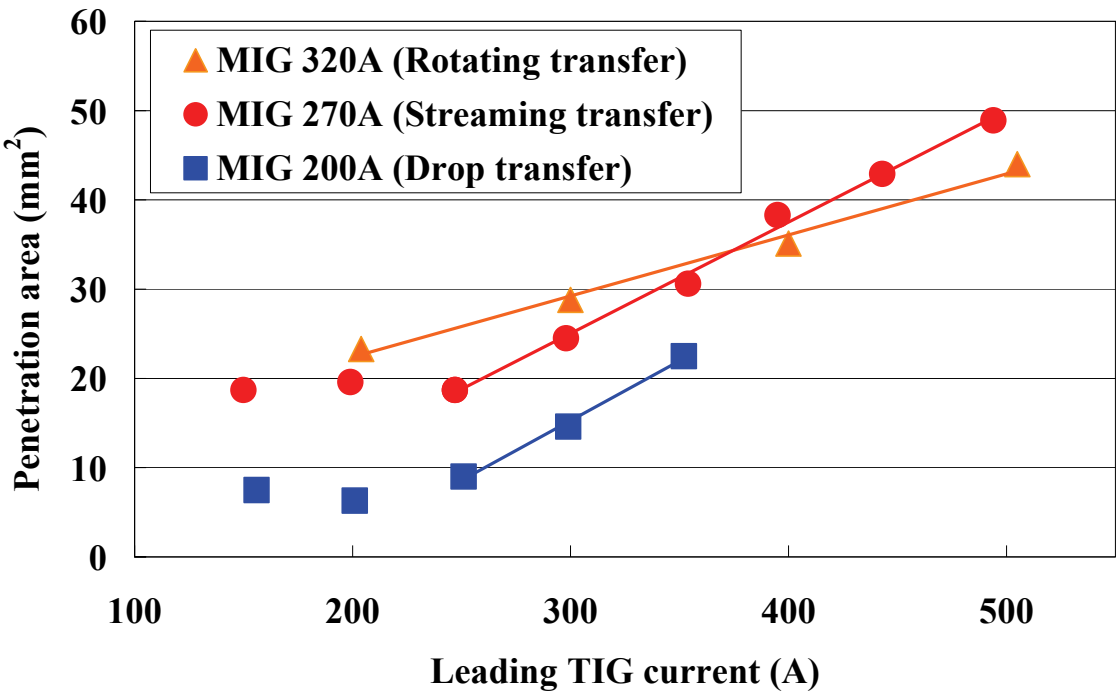


Fig.2.11 Influence of leading TIG current on penetration are on each MIG current condition condition

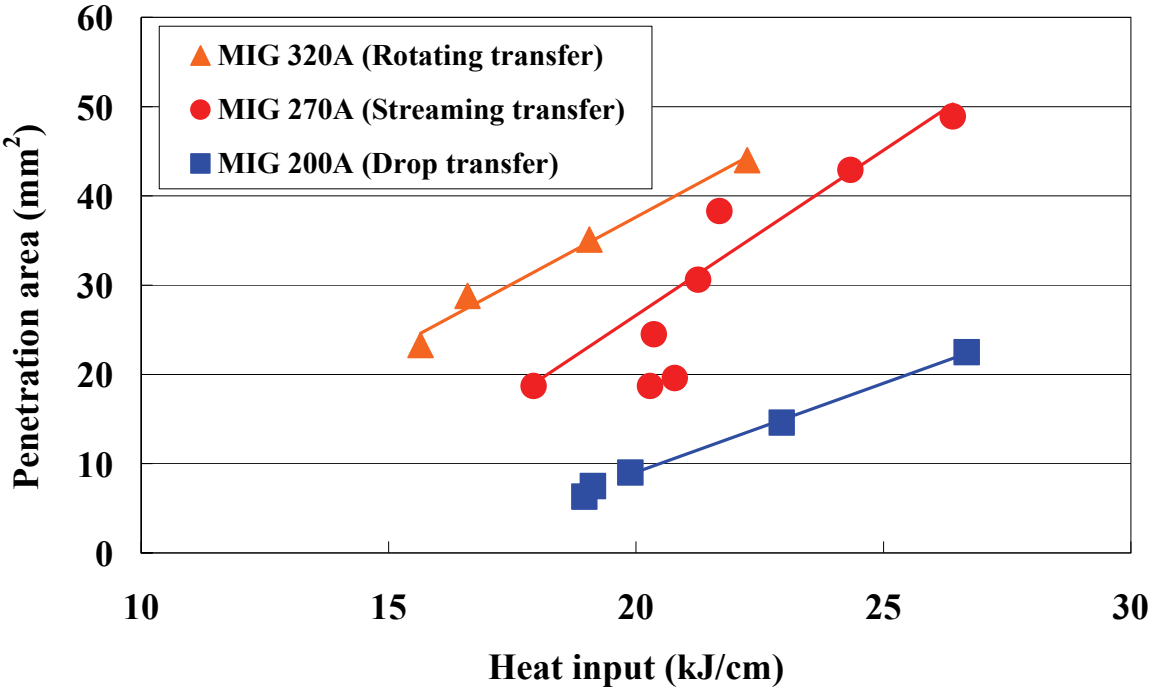


Fig.2.12　Influence of leading TIG current on penetration are on each MIG current condition condition

いては，TIG による入熱は 0 として取り扱った．同程度の入熱条件における結果を比較すると，MIG 電流 320A での溶込み面積が最大であった．MIG 電流が大きいためアーク力による溶融池掘り下げの作用も大きく，また高速条件であるため溶融池の先行は起こり難く，同じく溶融池の掘り下げが促されると考えられる．一方，MIG 電流 200A はドロップ移行であり溶接速度も 15cm/min と小さいため，溶込みとしては小さくなったものと考えられる．

また，Fig.2.12 より，溶込みが変化しなくなっている条件範囲においては溶接入熱もほぼ変化しなくなっていることがわかる。TIG 電圧がほぼ 0V となっているため，100～200A という電流が流れていても，母材への入熱寄与はほぼ無い可能性が高いと考えられ，その可能性を示唆した結果といえる．

一般に，ローテーティング移行はシールドガス流れの乱れや溶滴移行の不安定性が懸念され，またドロップ移行においては TIG アークからの反発に対する条件裕度が狭いことを鑑みると，本溶接法においては，ストリーミング移行となる電流域が，条件裕度や溶滴移行安定性の観点から，取扱いやすいと考えられる．

2.6　結言

本章では，TIG-MIG 複合化による純 Ar シールドでも安定な，高品質・高能率な溶接プロセスに関する実験的な基礎検討として，TIG-MIG 複合溶接の基本現象の確認と従来 MIG 溶接との比較および, TIG-MIG 電流条件がプロセスに及ぼす影響評価を行った．以下に示す実験結果，考察を得た．

（1）電流バランスは，TIG 電流≧MIG 電流の関係であることが，MIG アーク安定化に必要であり，先行 TIG 電流が MIG 電流よりも小さくなると，陰極点のふらつきが発生し，MIG アークは不安定化する．

（2）電流バランスが TIG 電流≧MIG 電流の関係を満たす条件では，先行 TIG 電流値に依存して溶込みが増加し，一方，TIG 電流＜MIG 電流の関係となる条件では，溶込みは TIG 電流値と相関しなかった．

（3）MIG 電流 200～320A の範囲で条件変更した結果，以下の通り溶滴移行形態が遷移した．

・MIG200A（ワイヤ送給量 6m/min）(TIG300A)：ドロップ移行

・MIG260A（ワイヤ送給量 9m/min）(TIG350A)：ストリーミング移行

・MIG320A（ワイヤ送給量 13m/min）(TIG400A)：ローテーティング移行

この傾向は従来 MIG 溶接における電流と溶滴移行形態の関係と同様であり，TIG-MIG 複合溶接においても MIG 電流と溶滴移行形態について同様の理解に基づいて取り扱うことができる．

（4）各 MIG 電流における TIG 電流変化の影響を比較し，次の結果が得られた．

・各 MIG 電流において, アーク安定化に TIG 電流≧MIG 電流の条件が必要となり，TIG 電流＜MIG 電流の条件では，アーク不安定化と陰極点ふらつきの挙動が観察された．MIG 電流が少しでも TIG 電流を超えると不安定化する程の厳密な挙動差ではないが，MIG 電流の上下によって，閾値は 200A 付近から 300A 付近へと明確に遷移したことから，アーク安定化と電流条件については，TIG 電流≧MIG 電流の条件範囲が安定化の必要条件となるといえる．

・TIG 電流に比例した溶込みの増加がみられたが，各 MIG 電流において，TIG 電流に対する増加率に違いが見られた．溶込みの比例変化の線形性は，溶込み面積

でまとめることによって，より精度の良いものとなった．

・TIG 電流に比例した溶込み増加が発生しない条件範囲は，TIG 電圧がほぼ 0V を示しており，電流電圧の積和より求められる溶接入熱の値とは矛盾しない結果となっている．

第 3 章　TIG-MIG 複合溶接の三次元数値解析モデル化

3.1　緒言

本研究では，高品質・高能率な純 Ar シールド MIG 溶接を実現する簡便かつ実用的な手段として，TIG-MIG 複合化が有効であると考え，TIG-MIG 複合溶接現象のメカニズムの解明とその溶接法の実用的確立を目指している．2 章にて，TIG-MIG 複合化の基礎的実験検討を行い, 基本現象として TIG-MIG 複合化によって実際に MIG アークが安定化し，純 Ar シールド条件下においても良好な溶接が可能となることを確認した．更に，アークの安定化要件として TIG と MIG の電流バランスがあり，安定な TIG-MIG 複合アークを得るためには，TIG 電流値≧MIG 電流値の関係が必要であることを明らかにした.

本溶接法が実際に製造現場において活用されるには，材料や設計，工程からの要求に対応し，施工を制御できるだけの，既知のアーク現象知見に基づいたプロセスへの理解が必要である．特に，本溶接法において，そのメカニズムに深く関係すると思われる次の疑問を解明することは非常に重要と考える.

（1）負電位を持つ TIG 電極と正電位を持つ MIG ワイヤが，近接して同時にアークを発生している本溶接法において，アーク中の電流経路はどのようなものになっているか.

（2）純 Ar シールドにおける MIG アークの陰極点の不安定性が，なぜ TIG アークとの複合化により解消されるのか.

しかしながら，TIG 電極と MIG ワイヤが近接した状態で同時にアークが発生する本溶接法において，アークプラズマの場においては，アーク同士の反発やプラズマ気流の衝突，そして前述した電流分岐の可能性を含めて，各々の現象が複雑に相互作用していると考えられる．2 章において，溶接現象観察やアーク電流および電圧，ビード外観・溶込み形状といった外的構成要素に関する実験的知見としては有用な結果が得られたが，電極と母材の間の領域となるアークプラズマ内での挙動については観察から得られる情報には限界があり，そこで生じる現象の正確な理解は難しい.

このような複雑化したアーク現象の考察において，相互に作用する各々の物理特性の影響を評価し，複合化した結果に至るメカニズムを理解して施工条件を確立してい

くために，モデル化・数値計算シミュレーションは非常に有効な手法である．昨今のコンピュータシミュレーション技術の目覚しい進歩と，研究者らのモデル合理化への尽力によって，アーク溶接プロセスの数値解析モデルは，近年著しく発展してきている．アーク溶接を構成する種々の要素に対し，数値計算シミュレーションを利用して詳細な機構を考察した多くの報告がなされている[20-24]．

したがって，アーク溶接現象を構成する種々の要素に対し，モデル化･数値計算シミュレーションを利用することによって，実験観察からは得られない情報が得られ，その詳細なメカニズムの考察が可能である．また，本溶接法のモデル化においては，TIG-MIG 複合化した熱源の構造および極性が非対称かつ立体的となり，従来の二次元軸対称座標によるモデル化が困難となるため，三次元座標によるモデル化が必要となる．三次元の数値解析モデル化においては，開先溶接における非対称構造を含む溶接現象を対象とした荻野ら[25]の報告があるが，本溶接法のような特異なアーク現象を取り扱った数値解析モデルの報告はなく，数値解析モデル発展への取組みとしても本溶接法における三次元モデル化，数値解析への試みは意義深いと考える．

そこで本章では，TIG-MIG 複合アーク現象メカニズムの解明を目的として，TIG-MIG 複合溶接の三次元数値解析モデルを構築した．基本の複合溶接条件について計算を行い，そのアーク現象について考察を行った．また同一条件での実験結果と比較し，モデルの妥当性について検討した．

3.2　シミュレーションモデル

本モデルでは，形状およびその特性が異なる TIG 電極と MIG ワイヤが，互いに向き合って配置された状態での，非対称かつ立体的なアーク現象を対象としているため，三次元モデルとする必要がある．Fig3.1 に示す通り，奥行 30mm（x 軸方向），幅 80mm（y 軸方向），高さ 45mm（z 軸方向）の空間で規定される面対象の三次元直交座標系を計算領域とした．トーチ配置に関する条件値は Fig3.2 の通り定義し，アーク長は各電極先端から母材への最短距離とした．アーク間距離は，電極軸の延長線すなわち互いのアークが電極軸方向に沿ってまっすぐに発生した場合の，母材上での距離とした．Table3.1 に計算における溶接条件を示す．実験とほぼ同一条件とし，その結果を比較した．

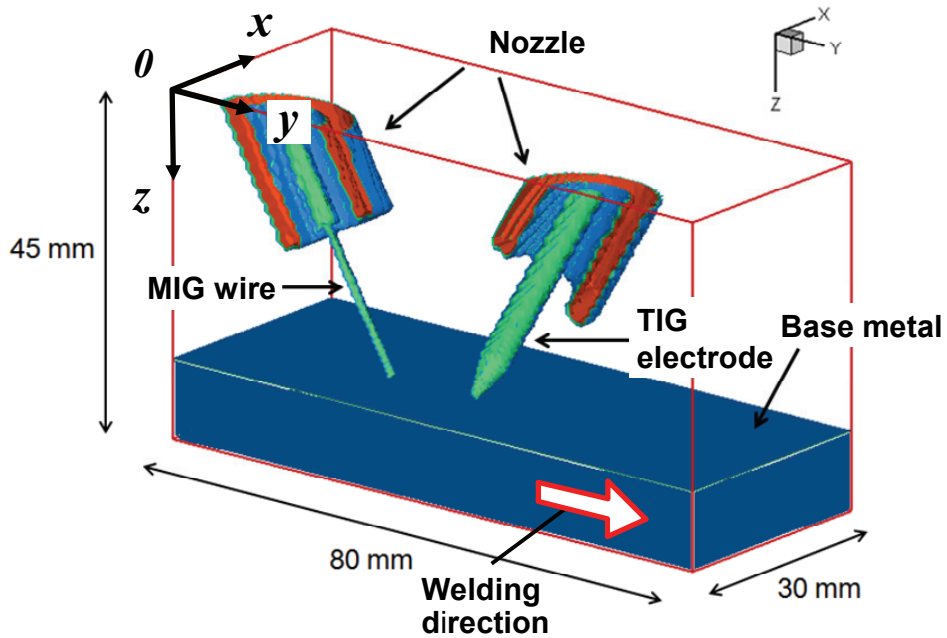


Fig.3.1 Schematic illustration of simulation model

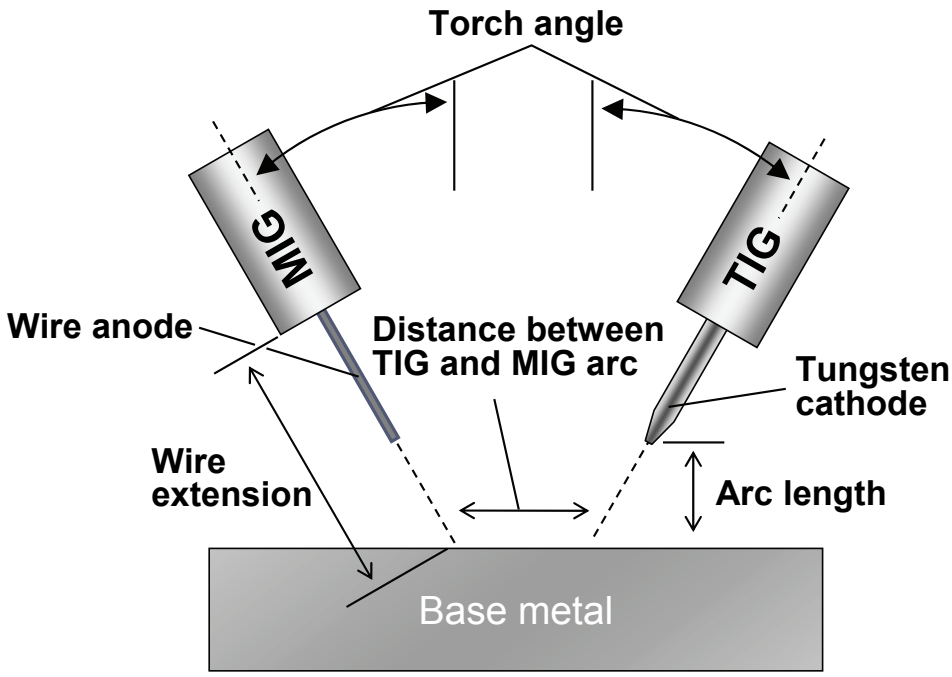


Fig.3.2 Schematic illustration of welding condition

Table3.1　Welding condition for simulation model

Condition	Parameter
Current	Leading TIG：300A Trailing MIG：270A
Tungsten cathode	2%ThO_2　φ4.0mm Tip angle：30°, Tip diameter：1mm
Wire anode	Y308　φ1.2mm Extension：25mm
Arc length	5mm（TIG and MIG）
Distance between TIG and MIG arc	4mm
Shielding gas	Ar　25L/min　（TIG and MIG）
Wire feeding speed	8m/min
Welding speed	30cm/min
Torch angle	TIG：－30°／MIG：＋30°
Base metal	SUS304　t10mm

以下に，本モデルで使用した支配方程式を示す.

質量保存式

$$\frac{\partial}{\partial x}(\rho v_x)+\frac{\partial}{\partial y}(\rho v_y)+\frac{\partial}{\partial z}(\rho v_z)=0 \qquad \textbf{(3.1)}$$

運動量保存式

x 軸方向：

$$\frac{\partial}{\partial x}(\rho v_x^2)+\frac{\partial}{\partial y}(\rho v_x v_y)+\frac{\partial}{\partial z}(\rho v_z v_x)=$$
$$-\frac{\partial p}{\partial x}+j_y B_z-j_z B_y+\eta\left(\frac{\partial^2 v_x}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 v_x}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 v_x}{\partial z^2}\right) \qquad \textbf{(3.2)}$$

y 軸方向：

$$\frac{\partial}{\partial x}(\rho v_x v_y)+\frac{\partial}{\partial y}(\rho v_y^2)+\frac{\partial}{\partial z}(\rho v_y v_z)=$$
$$-\frac{\partial p}{\partial y}+j_z B_x-j_x B_z+\eta\left(\frac{\partial^2 v_y}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 v_y}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 v_y}{\partial z^2}\right) \qquad \textbf{(3.3)}$$

z 軸方向：

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(\rho v_x v_z\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left(\rho v_y v_z\right)+\frac{\partial}{\partial z}\left(\rho v_z^2\right)=$$

$$-\frac{\partial p}{\partial z}+j_y B_x-j_x B_y+\eta\left(\frac{\partial^2 v_z}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 v_z}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 v_z}{\partial z^2}\right)+\rho g \qquad \textbf{(3.4)}$$

エネルギー保存式

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(\rho v_x h\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left(\rho v_y h\right)+\frac{\partial}{\partial z}\left(\rho v_z h\right)=$$

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(\frac{\kappa}{c_p}\frac{\partial h}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left(\frac{\kappa}{c_p}\frac{\partial h}{\partial y}\right)+\frac{\partial}{\partial z}\left(\frac{\kappa}{c_p}\frac{\partial h}{\partial z}\right)+j_x E_x+j_y E_y+j_z E_z-U \qquad \textbf{(3.5)}$$

電流保存式

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(j_x\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left(j_y\right)+\frac{\partial}{\partial z}\left(j_z\right)=0 \qquad \textbf{(3.6)}$$

$$j_x=-\sigma E_x, j_y=-\sigma E_y, j_z=-\sigma E_z \qquad \textbf{(3.7)}$$

ここで，h はエンタルピー，p は圧力，v_x，v_y，v_z は x，y，z の各軸方向の速度，j_x，j_y，j_z は各軸方向の電流密度，B_x，B_y，B_z，は各軸方向の磁場の強さ，g は重力加速度，c_p は比熱，κ は熱伝導度，ρ は密度，η は粘性係数，U は放射係数（放射損失），σ は電気伝導率である．E_x，E_y，E_z，は各軸方向の電界で，電位 V を用いて以下の式で定義される．各物性値については，Boulos らの文献より引用して用いた [26]．また，母材内の熱輸送に関してエネルギー保存式 (3.5) の移流項に，溶接速度に相当する速度を加えることで，溶接速度を考慮した．

$$E_x=-\frac{\partial V}{\partial x}, E_y=-\frac{\partial V}{\partial y}, E_z=-\frac{\partial V}{\partial z} \qquad \textbf{(3.8)}$$

一方，自己電流によって誘起される磁場は次に示すマクスウェル・アンペールの式によって定義される．ここで，μ_0 は真空の透磁率である．

x 軸方向：$$\frac{\partial^2 B_x}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 B_x}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 B_x}{\partial z^2}=-\mu_0\left(\frac{\partial j_z}{\partial y}-\frac{\partial j_y}{\partial z}\right) \qquad \textbf{(3.9)}$$

y 軸方向：$\dfrac{\partial^2 B_x}{\partial x^2}+\dfrac{\partial^2 B_x}{\partial y^2}+\dfrac{\partial^2 B_x}{\partial z^2}=-\mu_0\left(\dfrac{\partial j_z}{\partial y}-\dfrac{\partial j_y}{\partial z}\right)$ **(3.10)**

z 軸方向：$\dfrac{\partial^2 B_x}{\partial x^2}+\dfrac{\partial^2 B_x}{\partial y^2}+\dfrac{\partial^2 B_x}{\partial z^2}=-\mu_0\left(\dfrac{\partial j_z}{\partial y}-\dfrac{\partial j_y}{\partial z}\right)$ **(3.11)**

陰極とアークプラズマ，アークプラズマと陽極，それぞれでのエネルギーの授受においては，それぞれで生じている現象を考慮する必要がある．そこで，陰極および陽極の表面における熱流束 H_C および H_A について，以下の式で定義されるエネルギーバランスを付け加える．

陰極 - アーク間：$H_C=-\varepsilon\alpha T^4-|j_e|\phi_C+|j_i|V_i$ **(3.12)**

陽極 - アーク間：$H_A=-\varepsilon\alpha T^4+|j|\phi_A$ **(3.13)**

ここで，ε は放射率，α はステファン・ボルツマン定数，ϕ_C は陰極材料の仕事関数，V_i はプラズマガスの電離電圧，ϕ_A は陽極の仕事関数である．陰極表面においては，(3.5) のエネルギー保存式の各項以外に陰極表面からの放射損失，電子放出による冷却，到達したイオンの再結合エネルギーの 3 つがバランスしていることが仮定される．一方，陽極表面の場合も，(3.5) 式の各項以外に陽極表面からの放射損失と陽極金属の仕事関数に相当する電子のポテンシャルエネルギーの 2 つがバランスしていることが仮定される．

ただし，MIG アークと母材間におけるエネルギー授受においては，(3.12)，(3.13) 式に $\rho V_M h_p$ の項を足し引きする形で追加し，溶滴移行に伴う熱輸送を考慮した．ρ はワイヤの密度，V_M はワイヤ送給速度，h_p はワイヤ端のエンタルピーである．ワイヤ溶融送給速度は一定とし，ワイヤ端のエンタルピーすなわち溶滴保有熱量は溶滴温度 2,200K に相当する熱量を有するものとし，常に一定とした [27]．見積もった熱量は，母材に対して MIG ワイヤ電極軸の延長線がその表面と交わる位置で，溶滴体積を想定した 2mm 四方の表面直下の直方体領域に均等に投入し，一方で等しい熱量をワイヤ先端の融点（1750K）以上の領域より差し引いた．また，母材表面を陽極と陰極のどちらとして取扱うかについては，電流の流れる方向に基づいて適用した．

なお，陰極においてのみ電子電流 j_e とイオン電流 j_i が別々に考慮されるが，これは次式のリチャードソン・ダッシュマンの熱電子放出電流密度式に基づいて定義される．

$$|j_e| = AT^2 \exp\left(-\frac{e\phi_C}{k_B T}\right) \qquad \textbf{(3.14)}$$

ここで, k_B はボルツマン定数, A は陰極材料に依存するリチャードソン定数である．イオン電流 j_i は $j_i = j - j_e$ とし，また，$|j| = |j_e| + |j_i|$ とする．

境界条件は，Fig.3.3 に示すとおりの *x-y*, *y-z*, *x-z* の各平面において，以下の条件を満たすものとした．

x-y 平面（*z=0mm*）：

$$\frac{\partial V}{\partial z} = 0, T = 300K, \frac{\partial B_x}{\partial z} = \frac{\partial B_y}{\partial z} = \frac{\partial B_z}{\partial z} = 0, \quad v_x = v_y = 0,$$

$$v_z = 0 \qquad \text{（ガス導入部は除く）} \qquad \textbf{(3.15)}$$

x-y 平面（*z=45mm*）：

$$V = 0, T = 300K, \frac{\partial B_x}{\partial z} = \frac{\partial B_y}{\partial z} = \frac{\partial B_z}{\partial z} = 0, v_x = v_y = v_z = 0 \qquad \textbf{(3.16)}$$

x-z 平面（*y=0mm*）：

$$\frac{\partial V}{\partial y} = 0, \quad \mathrm{T} = 300K, \quad B_x = B_y = B_z = 0, \quad \frac{\partial v_x}{\partial y} = 0, \frac{\partial \rho v_y}{\partial y} = 0, \frac{\partial v_z}{\partial y} = 0 \qquad \textbf{(3.17)}$$

x-z 平面（*y=80mm*）：

$$\frac{\partial V}{\partial y} = 0, \quad \mathrm{T} = 300K, \quad B_x = B_y = B_z = 0, \quad \frac{\partial v_x}{\partial y} = 0, \frac{\partial \rho v_y}{\partial y} = 0, \frac{\partial v_z}{\partial y} = 0 \qquad \textbf{(3.18)}$$

y-z 平面（x=0mm）：

$$\frac{\partial V}{\partial x} = 0, \frac{\partial T}{\partial x} = 0, \frac{\partial B_x}{\partial x} = 0, \quad B_y = B_z = 0, \quad v_x = 0, \frac{\partial v_y}{\partial x} = \frac{\partial v_z}{\partial x} = 0 \qquad \textbf{(3.19)}$$

y-z 平面（x=30mm）：

$$\frac{\partial V}{\partial y} = 0, \quad \mathrm{T} = 300K, \quad B_x = B_y = B_z = 0, \quad \frac{\partial \rho v_x}{\partial x} = 0, \frac{\partial v_y}{\partial x} = \frac{\partial v_z}{\partial x} = 0 \qquad \textbf{(3.20)}$$

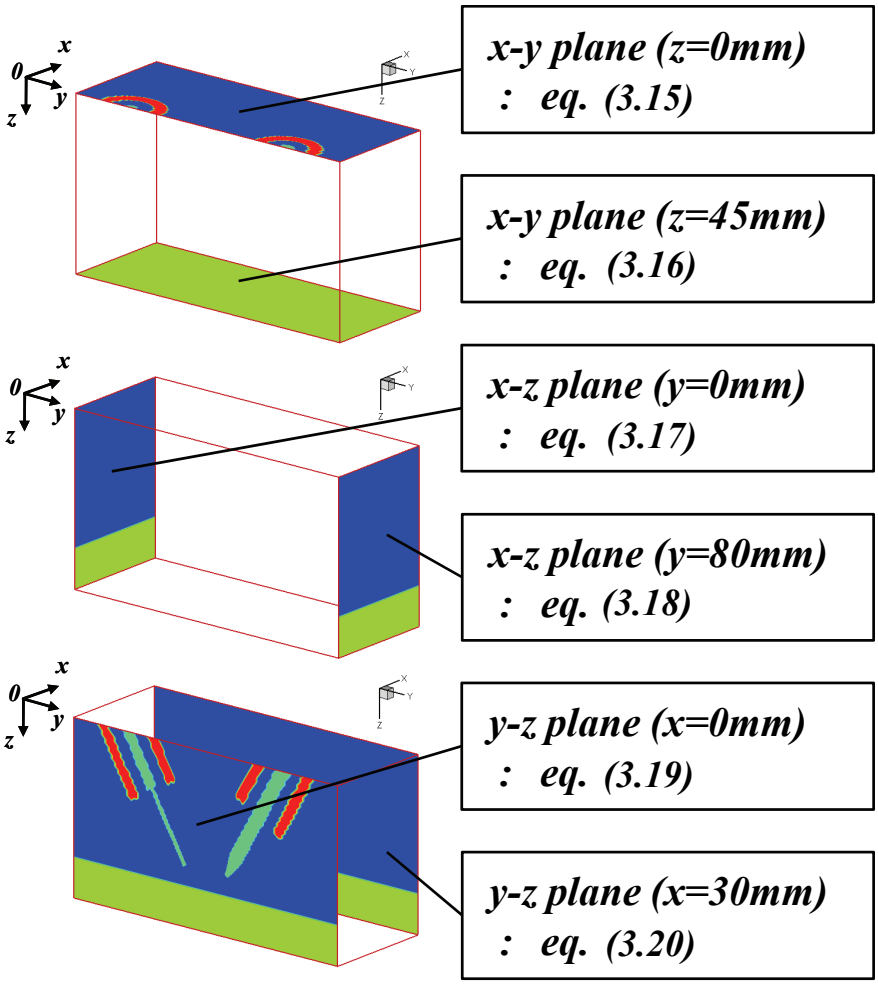


Fig.3.3 Schematic illustration of boundary condition

アークプラズマについては局所熱平衡（LTE）近似が成立するものとした．また，溶融池の流動について，これを考慮しない場合と考慮した場合とで計算結果を比較した．3.3.1～3.3.2 では前者，3.3.3 では後者を，3.3.4 では前者と後者の比較を示した．溶融池流動の計算においては，母材は融点(1,750K)以上で流動し，母材表面の形状は平坦で変形しないものとし，溶融池内に働く 4 つの駆動力として，プラズマ気流によるせん断力，表面張力勾配によるマランゴニ力，浮力，アーク電流による電磁力の影響を考慮した．適用における考え方については既報の研究論文で詳しく述べられているため，本論文では省略する [28)].

以上の支配方程式および補助方程式について SIMPLER 法を用いて解いた．

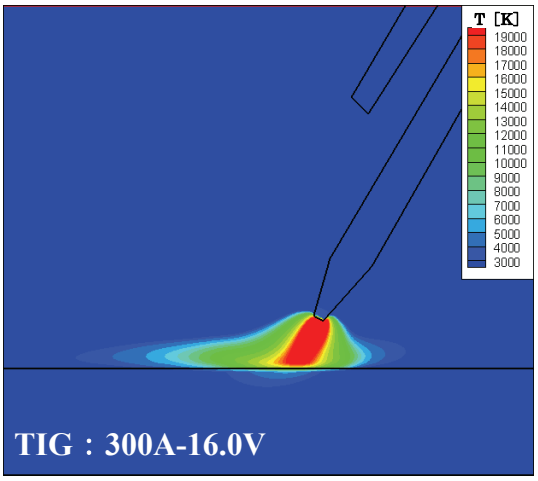
3.3　TIG-MIG 複合アーク現象のモデル化

TIG-MIG 複合溶接のアーク現象について，本モデルを用いて計算を行った．また，比較のため TIG 単独アークおよび MIG 単独アークについても計算を行い，その結果を比較した．各々の結果における *y-z* 平面（*x=0*）での二次元温度分布を，Fig.3.4 に示す．

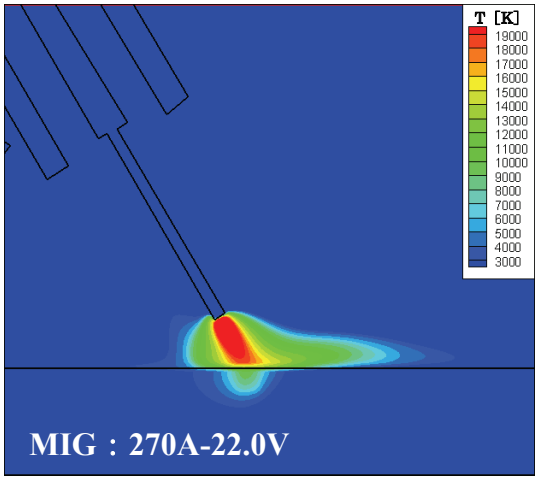
TIG，MIG 単独のアークでは，硬直性を有したアークが電極軸方向に沿って真っ直ぐに発生している様子が，その温度分布より見てとれる．これに対し，TIG-MIG 複合アークでは，各々のアークが離れ合う方向へと発生した．これは，互いに逆方向の電流が流れる TIG と MIG のアークの間には，式（3.9）～（3.11）で定義されたマクスウェルの式に基づき，磁場の作用によって，反発しあう力が働くためである．Fig.3.5 に各々の同一条件におけるアーク外観写真を示す．各々のアーク形状は計算結果より得られた温度分布と良く一致している．

更には，電流･電圧の値についても，単独 TIG アークおよび TIG-MIG 複合アークの計算結果は実験結果の値と良く一致した．単独 MIG アークにおける電圧について値に差があるが，実験において，純 Ar シールド条件での MIG アークは不安定な挙動を示し，電圧値についても不規則に変動した中での平均であり，写真については高速カメラ撮影動画において，一時的に安定した状態でのアーク形状である．このため，値の不一致については定量的な議論は難しいが，モデル上には表現されない現実の純 Ar シールド MIG アークにおいて，電流経路形成を阻み不安定化を招いている要素が，電圧の違いとして定性的に反映されている可能性があると考える．

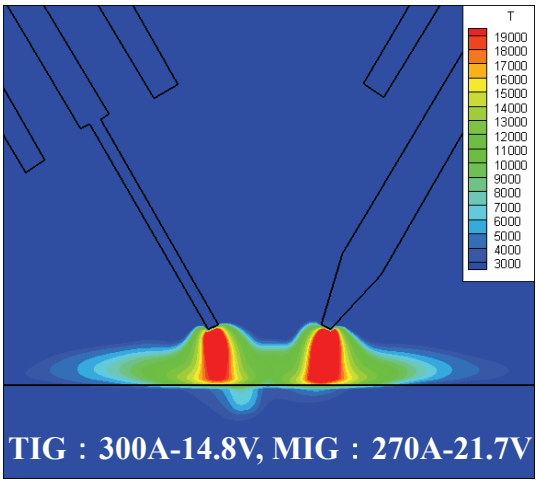
また，TIG の電圧値が単独アークよりも TIG-MIG 複合アークにおいて計算においては 1.2V，実験においては約 5V 低い値となった．これについては，次節で考察する．



(1) TIG arc

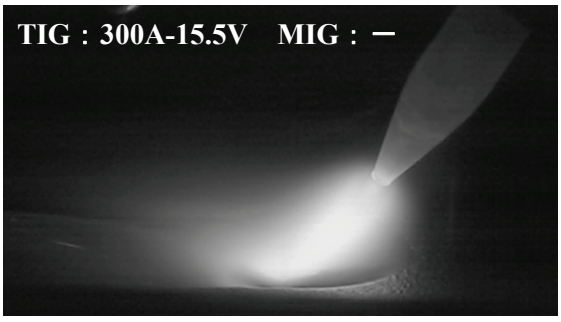


(2) MIG arc

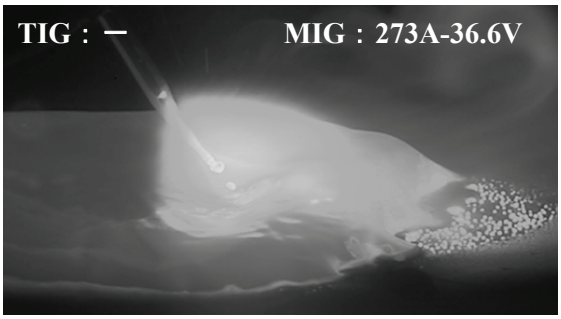


(3) TIG-MIG hybrid arc

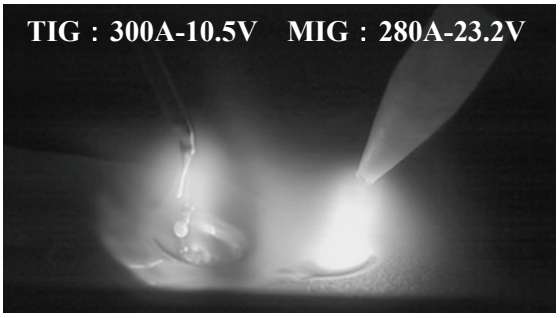
Fig.3.4 Temperature distribution of each model



(1) TIG arc



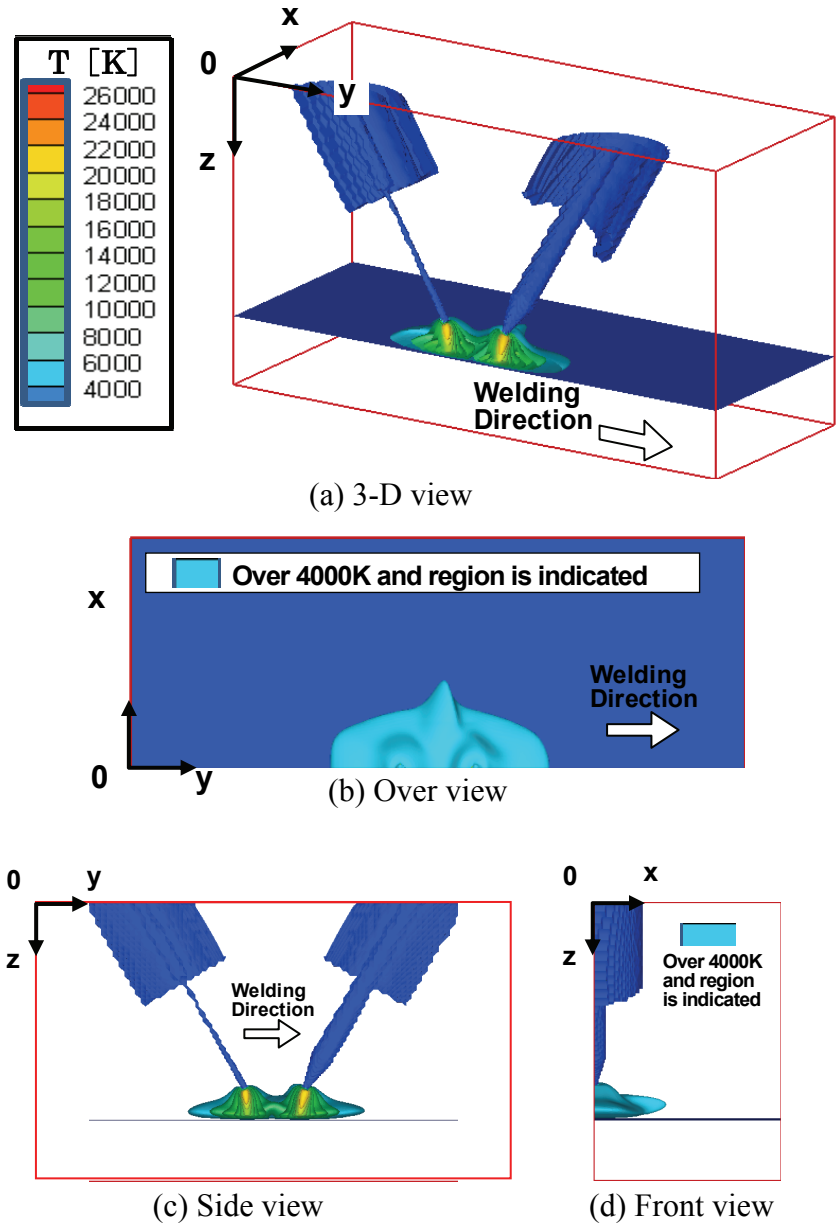
(2) MIG arc



(3) TIG-MIG hybrid arc

Fig.3.5 Picture and current-voltage value of arc shape

TIG-MIG 複合アークの計算結果について，三次元の温度分布を，立体図および三面図にて Fig.3.6 に示す．TIG-MIG 電極間におけるプラズマ気流衝突による反力および電磁場による反発作用によって，アークプラズマが側方へ吹き流れ輸送された結果，4000K 以上の高温領域が側方へ広がる結果となった．



(a) 3-D view

(b) Over view

(c) Side view

(d) Front view

Fig.3.6 Simulation results of 3-D temperature distribution

以上より，三次元直交座標系でのモデル化によって，非対称かつ立体的な TIG と MIG とのアーク干渉挙動と，それによる空間温度分布について，従来のアーク現象理解に基づいた考察が可能な，妥当といえる結果が得られた．

3.4　アークプラズマを経由した電極間電流経路の形成

Fig.3.7 に二次元電位分布と電流の流線，Fig.3.8 に電流密度分布を示す．また Fig.3.8 において，電流の流れを経路によって次の通り分類し，図中に各電流値を示す．

I_T　：TIG 電極内部

$I_{T\text{-}B}$ ：TIG 電極表面～母材表面の間

$I_{T\text{-}M}$ ：TIG 電極表面～MIG ワイヤ表面の間

$I_{M\text{-}B}$ ：母材表面～MIG ワイヤ表面の間

I_M　：MIG ワイヤ内部

TIG 電極表面および MIG ワイヤ表面から流れる電流の一部，30A の電流が，母材表面には流れ込まず，TIG-MIG 電極間を直接通電する結果となった．これは，両アー

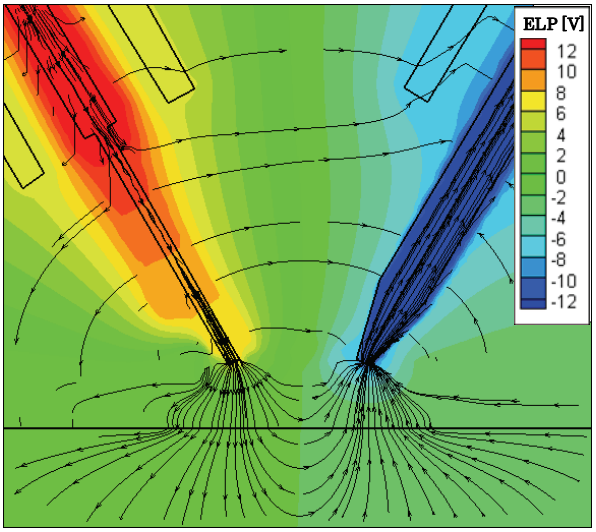


Fig.3.7 Simulation results of 2-D electric potential distribution and current flow

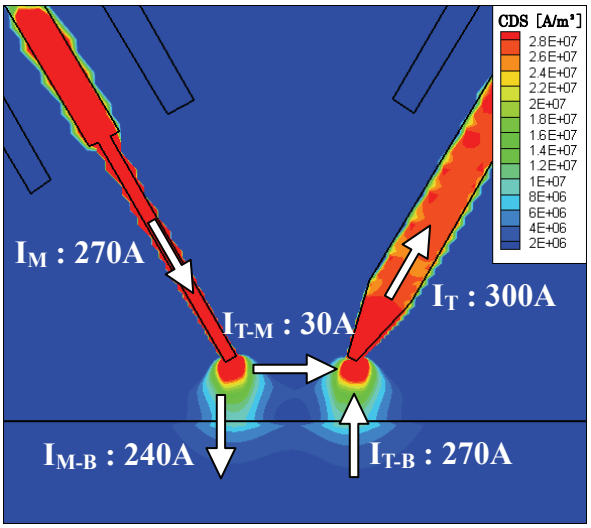


Fig.3.8 Simulation results of 2-D current density distribution and current path classification

クの中央部分に発生した高温のアークプラズマ領域を経由し，その電気伝導度に依存して両電極の電位差による電流経路が形成されたためである．

ここで，Fig.3.5 で示した同一条件での TIG-MIG 複合溶接および TIG 単独溶接の，それぞれの電流・電圧計測値をみてみると，TIG 単独の電圧 15.5V に対し，TIG-MIG 複合の TIG 電圧が約 5V 低い値となっており，計算結果においても，同様の傾向がみられている．この傾向の一致は，TIG 電流の一部が TIG-MIG 電極間の電流経路を直接短絡し, その結果, TIG 電極と母材との間の電位差が低下したことを示唆している．したがって，前章において実験的に示唆された電極間電流の形成が，本モデルにおいても発生し, 起こりえる現象であることが示された. 電圧低下の程度が実験では 5V, 計算では 1.2V と異なることから，定量的な電流値の大きさは異なる可能性があるものの，定性的に本モデルの妥当性を裏付けていると考える．

3.5　溶融池流動の因子の有無による比較考察

溶融池の流動を考慮した場合の計算結果について，母材表面および母材内の温度分布を Fig.3.9 に示す. また比較のため, 実験における断面マクロ写真を Fig.3.10 に示す. 実験における溶込み深さ 3.8mm，ビード幅 15mm に対し，計算において母材の融点以上に到達した部分を溶込みとした場合の結果は溶込み深さ 3.5mm，ビード幅 19mm であった．

溶込み深さについては，実験値の約 9 割というかなり近い値が得られた．ビード幅については，実際よりも約 2 割大きい値となった．本モデルにおいては母材表面が平坦なまま変化しない仮定としており，溶着金属による体積の増加を考慮していない．この体積の違いが溶融池の広がりに反映されたことが，ビード幅の計算値が実験値よりも大きくなった一因と考えられる．

溶融池の流動を考慮した場合としない場合との計算結果について，入熱の内訳を比較した．結果を Table3.2 および Table3.3 に示す．まず，溶融池の表面温度について顕著な違いがみられた．溶融池流動を考慮しない場合では，溶融池表面の最高温度が約 7,000K という非常に高温となった．一方考慮した場合は，最高温度が約 3,000K までとなった．この違いは，溶融池流動を考慮することで，母材内での対流による熱輸送の影響が加わり，熱の拡散速度が大きくなったためと考える．

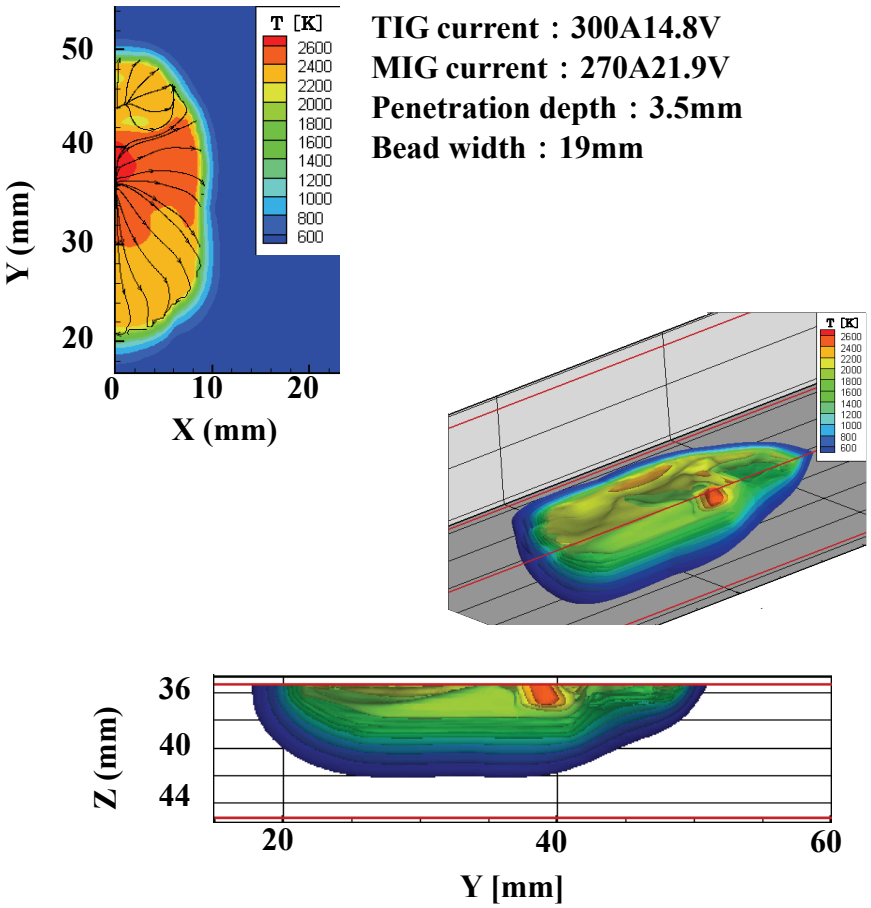


Fig.3.9 Simulation results of temperature distribution on base metal

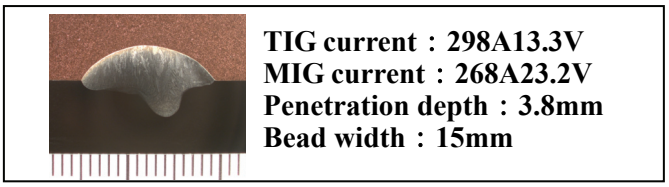


Fig.3.10 Experimental results of penetration shape

母材表面における電流の内訳にも差がみられた．MIG アーク電流の内訳について，溶融池流動を考慮しない場合は熱電子電流が支配的となり，考慮した場合は逆に，イオン電流が支配的となった．熱電子電流密度は（3.14）の式によって，表面温度に依存するため表面温度の差を反映して，このような結果となった．熱効率についても23%の差異が生じた．これは，前者では電子放出による冷却作用が大きくなる一方で，後者ではイオン再結合による入熱が増大したことが，最も大きな理由である．

TIG-MIG 電極間の電流経路の発生や，プラズマ気流同士の干渉といったアークプラ

Table3.2 Input value of simulation

Condition	A	B
Weld pool	Not flow	Flow
TIG electrode current ［A］（Current path I_T）	300	
MIG wire Current ［A］（Current path I_M）	270	

Table3.3 Results of simulation

Condition		A	B
Maximum temperature of weld pool surface［K］		7,253	3,063
Current between both electrodes（Current path $I_{T\text{-}M}$）		30	31
TIG arc current［A］（Current path (b)）		270	269
Detail	Electron current	270	269
	Ion current	－	－
MIG arc current［A］（Current path (d)）		240	239
Detail	Electron current	201	18
	Ion current	99	221
Total heat input［W］		6,702	9,069
Detail	Conduction［W］	4,211	3,959
	Ion［W］	401	2,297
	Electron［W］	264	966
	Radiation［W］	－36	－15
	Droplet［W］	1,862	1,862
Electric power［W］		10,299	10,353
Thermal efficiency		0.65	0.88

ズマの挙動に関する定性的な挙動に対しては，溶融池流動を考慮しない場合でも，実験結果と整合する知見が得られており，妥当な結果が得られたと考える．一方，表面電流に占める熱電子電流およびイオン電流の内訳，そして全体の熱効率については，

溶融池流動の有無によって，計算結果に顕著な差が出ることがわかった．表面電流の内訳は，本モデルにおいて母材陰極点における電子放出機構を指定するものであるため，緒論にて挙げた MIG アーク陰極点の安定性について考察する上で重要な因子となる．また，熱効率の違いにみられた通り，母材への入熱にも大きく寄与する．よって，これらの影響について考察し，更に精緻な現象理解を得るためには，溶融池流動を含めたモデルによる検討が必要であると考える．

3.6 結言

本章では，TIG-MIG 複合溶接の三次元数値解析モデルを構築し，基本条件におけるアーク現象の諸特性について数値計算シミュレーションを行った．得られた知見を以下に示す．

（1）TIG-MIG 複合溶接法の三次元数値解析モデルを構築し，アーク反発および温度分布について立体的な挙動を見積もることが出来た．計算結果として得られたアーク形状や電圧値は，実験結果と良く一致しており正当性の高いモデル化ができたと言える．

（2）TIG-MIG 電極間で発生する高温のアークプラズマ領域を経由して，TIG 電極～MIG ワイヤ間の直接の電流経路が形成されることが示された．TIG-MIG 複合アークにおいて実験的に示唆された電極間電流の存在を，数値計算によって裏付けることができた．

（3）溶融池流動を考慮した計算結果において，溶込み深さの計算値は，実験値と良く一致した．すなわち，アークプラズマ-電極-溶融池を一体化した系のモデルとして，母材への熱輸送現象を定量的に精度良く取り扱えたと考えられる．

（4）溶融池流動の有無によって，熱効率および表面電流の内訳に顕著な違いが生じた．母材への入熱や陰極点挙動に関わるこれらの特性について，詳細な検討を行うためには，溶融池流動を含むモデルによって数値解析を行う必要がある．

第 4 章　三次元数値解析モデルによる TIG-MIG 複合アーク現象の考察

4.1 緒言

本研究では，純 Ar シールド MIG 溶接法において実用への課題とされてきたアーク不安定性を解決し，簡便かつ実践的な溶接プロセスを確立することによって，純 Ar シールドによる高品質な溶接継手を高能率な MIG プロセスで得ることを目的とし，その実現手段として TIG と MIG の熱源複合化に着目している. 純 Ar シールドによる高品質は，そもそも TIG 溶接法の持つ特徴のひとつでもある．したがって，TIG-MIG 溶接法は，TIG の高品質と MIG の高能率を両立するハイブリッド溶接法とも捉えることができる．本研究では，TIG-MIG 複合化による純 Ar シールド MIG アークの安定化メカニズムの解明を試みているが，溶接法の実用化を目指すうえで電極間の距離や角度，電流バランスといった複合化パラメータを最適化し，簡便かつ実用的な溶接条件を確立することも，重要且つ困難な本研究の課題である.

ハイブリッド溶接法は，複数熱源の組合せによって単独の熱源では超えられない課題を解決することができる有効な手段である．簡便かつ実用的に，組み合わせる各々の熱源の長所を生かすことができることから，種々の産業分野において利用されているアーク熱源は，当然ながらハイブリッド溶接における適用例も多い.

例えば，レーザ-アークの熱源複合化においては，レーザ熱源は熱集中性が高く高速溶接が可能であり，歪み非常に小さいというメリットがあるものの，Gap や狙いズレに対する条件裕度が低いというデメリットがあるのに対し，アーク熱源を組み合わせることで，条件裕度の拡大および更なる高速化を可能とし，生産性を向上させたハイブリッド溶接法が提案されている [29-31]．また，同一のアーク熱源を多電極化することも複数熱源を組合せるハイブリッド溶接法であり，数多くの提案がなされている．多電極化によって，アーク圧力が分散され高電流・高速度の溶接条件においても，溶着量を倍増させながらもハンピングを防止し良好なビードが得られることが報告されている [32-35].

ハイブリッド溶接法における問題点は，複合化に伴い条件パラメータが増えるため，最適な複合化条件の検討に手間がかかり，なおかつ熱源同士の相互作用によって現象が複雑化し，現象理解に基づいた施工条件の確立が難しくなることである．このよう

な複雑化したアーク現象について，相互に作用する各々の物理特性の影響を評価・考察し，施工条件を確立していくために有効な手法として，モデル化・数値解析シミュレーションが非常に有効であることに着目し，第 3 章において本溶接法の三次元数値解析モデル化を試み，その妥当性を検証・確認した．“電極-アークプラズマ-溶融池”に亘る熱輸送現象を可視化するとともに，両電極の間を直接流れる電流の存在など TIG-MIG 複合溶接法の機構に深く関わる特徴的な現象を示唆することができた．

本章では，この三次元モデルを用い，TIG-MIG 電流条件およびアーク間距離，トーチ角度といった条件が，TIG-MIG 複合アーク現象へ及ぼす影響について検討し，2 章でえられた実験結果の理論的な裏づけについて考察すると共に，TIG-MIG 複合熱源の特性評価を通して，ハイブリッド溶接法としての最適な条件への理論的な指針を得ることを目的とした．

]

Table4.1 Welding condition on simulation model

	Basic condition	Range of condition
Current （TIG：I_T／MIG：I_M）	300A／270A	50～500A／270A
Tungsten cathode	2%ThO_2　φ4.0mm Tip angle：30°　Tip diameter：1mm	
Wire anode	Iron　φ1.2mm Extension：25mm	
Distance between TIG and MIG arc	4mm	（ｉ）0mm （ii）8mm
Torch angle （TIG／MIG）	－30°　／＋30°	(iii)－15°　／＋15° （iv）－60°　／＋60°
Arc length	5mm（TIG and MIG）	
Wire feeding speed	8m/min	
Welding speed	30cm/min	
Shielding gas	Ar 25L/min　（TIG and MIG）	
Base metal	SUS304 t10mm	

4.2　計算条件

本モデルにおける主な仮定を以下に示す.

（1）アークプラズマには LTE 近似が成立する

（2）流れは全て層流である

（3）電極は固体

（4）溶融池表面は平坦で変形しない

（5）MIG ワイヤの溶滴移行は熱輸送のみ考慮する.

計算条件を Table4.1 に示す．実験条件とほぼ同一に合わせた基本条件を設定し，各条件パラメータの影響検討において，Table4.1 右の条件範囲で条件を変更し，計算結果を比較した.

4.3　電極配置による複合アーク現象および電極間電流への影響

4.3.1 アーク間距離の影響

本モデルを用いた基本条件における計算結果を Fig.4.1 に示す．本溶接法のモデルに特有の結果として，プラズマ気流が衝突するアーク間の領域において，高温のアークプラズマ領域が発生し電気伝導度が高まり, TIG-MIG 電極間を直接短絡する電流経路 $I_{T\text{-}M}$ が形成することが挙げられる.

ここで，電極間電流 $I_{T\text{-}M}$ は，アークプラズマを介した電流経路によるものであり，すなわちその挙動は，プラズマの電気伝導度に大きく依存すると考えられる．Fig.4.2 に，Ar ガスの温度と電気伝導度の関係を示す．基本的に高温になるにつれて電気伝

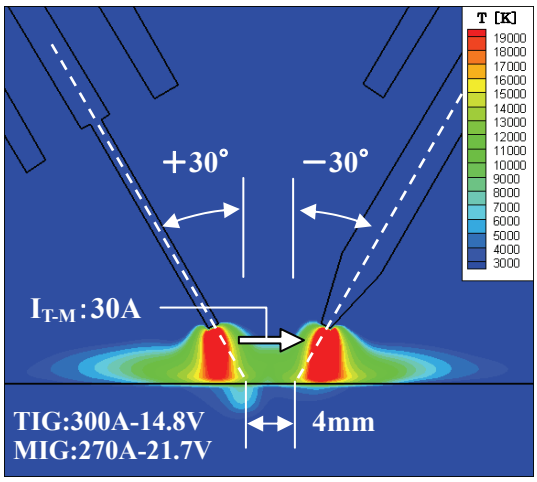


Fig.4.1 Simulation result on basic condition : Temperature distribution

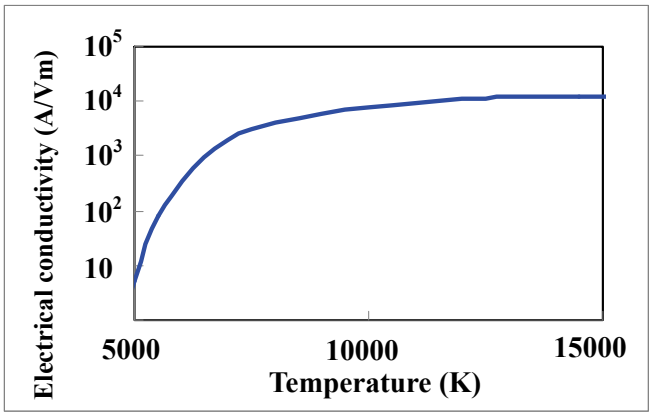
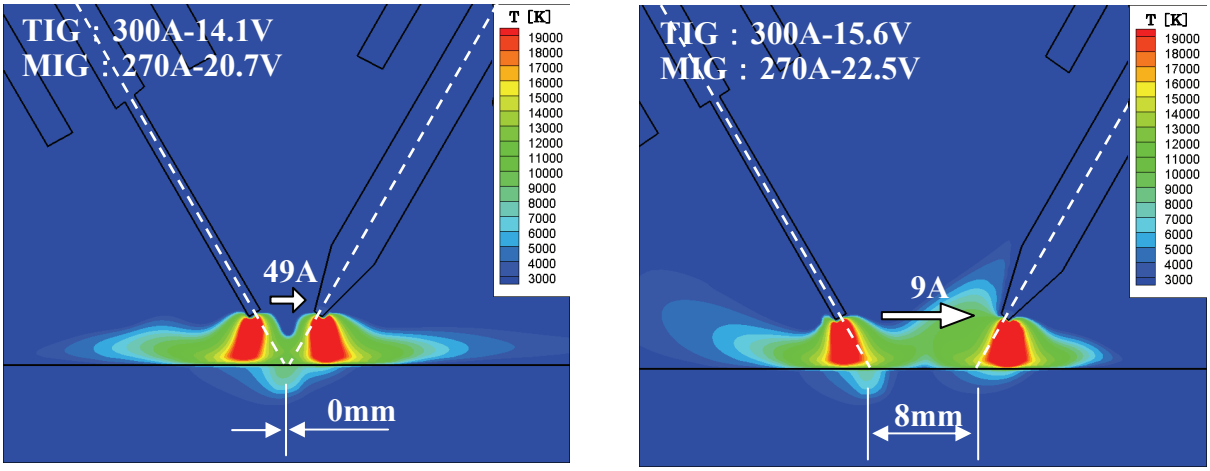


Fig.4.2 Temperature dependence of Ar electrical conductivity

導度は増加するが，10,000K 以上の領域では漸近的に一定値へと近づいていく．よって，プラズマ中の電流経路を考える上では，10,000K 以上の高温領域の広がりと，電流経路の距離が，その流れ易さに寄与すると考えられる．

以上の前提に基づき，アーク間距離について，その変化がアーク間の反発や電極間電流 IT-M などの現象に及ぼす影響について比較した．アーク間距離を Table4.1 右の範囲で変更し，計算した結果を Fig.4.3 に示す．

距離を 0mm とした条件 (1) では，アークの反発が増大し，両アークは鉛直真下よりも離れあう方向へ発生した．また，電極間電流 $I_{T\text{-}M}$ については，基本条件よりも増加し 49A となった．一方，距離を 8mm とした条件 (2) では，両アークの反発の程度については基本条件と大きな違いがみられず，アークの指向角度としては基本条件とほぼ同じとなった．しかしながら，電極間電流 $I_{T\text{-}M}$ は著しく減少し，9A となった．



(1) Distance : 0mm　　(2) Distance : 8mm

Fig.4.3 Influence of change of distance between both arc on temperature distribution and $I_{T\text{-}M}$

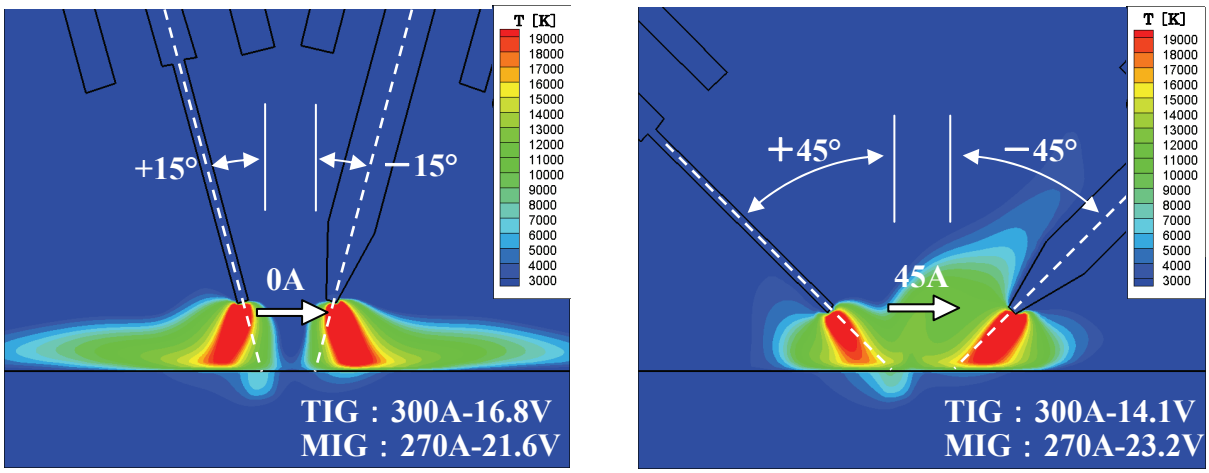
アーク間距離の変化がアーク間の反発へ及ぼす影響について考える．まず式（4.9）～（4.11）より，磁場の強さは電流密度勾配に依存することがわかる．次に Fig.4.3 (2) をみると，電極先端およびその周辺 2～3mm の領域では電流密度が集中的に高まっており，この領域では磁場が顕著に強まると考えられる．しかし，アーク中心から 4～5mm 離れると，電流密度はほぼ周辺雰囲気と同一となっており，高電流密度部分の広がりは，温度分布におけるアークの広がりほどの範囲ではないことがわかる．

よって，アーク間の反発について，Fig.4.3 (1) のような配置では電流密度の高い電極先端部分が近接するため，反発が著しく増大すると考えられる．一方，基本条件および Fig.4.3 (2)のように，一定以上の距離となり電流密度の高い部分が重ならなくなると，それ以上の距離では反発作用の大きさもそれほど変化しないため，アーク指向角度はあまり変わらなかったと考えられる．

各々の距離条件における温度分布において, 10,000K 以上の高温領域を比較すると，いずれもその広がりに顕著な差はなく，距離 0mm となる Fig.4.3 (1) では反発が強まったことで，むしろやや狭まっている．このことから，本条件においては，高温領域の広がりに大きな差はなく，単純に電流経路としての距離が最も支配的に作用し，その結果，先端同士の距離が最も近い条件において 3 つの距離条件のうち最大値の 49A となったと考えられる．

4.3.2 電極角度の影響

Fig.4.4 に，トーチ角度を Table1 右の範囲で変更し計算した結果を示す．まず，トーチ角度を－15°／＋15°とした条件（iii）において，基本条件よりも両アークは大きく反発し，鉛直下向きよりも離れ合う方向となった．アーク間距離を一定としたままトーチ角度を変更するため，電極先端同士は近づくこととなり，条件としては，アーク間距離を小さくした Fig.4.3 (1) と近くなる．実際にアーク形状は良く似たものとなったが，電極間電流 $I_{T\text{-}M}$ の値が大きく異なり，本条件ではまったく流れないという結果となった．両者を比較すると，電極間における温度分布に違いがあり，Fig.4.4 (1) では, 電極間領域における最高温度は母材近傍での 5000～6000K 程度に留まっており, 他の条件にみられるような 13000K 以上の高温領域が形成していない．ここで Fig.4.2 より, この温度領域では電気伝導度が顕著に小さくなっていることがわかる. よって,



(1) Torch angle : TIG－15°／MIG＋15°　　(2) Torch angle : TIG－45°／MIG＋45°

Fig.4.4 Influence of torch angle on temperature distribution and $I_{T\text{-}M}$

トーチの向合い角が小さくなったことで，プラズマ気流衝突により形成される高温領域が減少し，電流経路を形成するには不十分となったため，電極間電流 $I_{T\text{-}M}$ が 0A になったと考えられる．すなわち，距離が近くともプラズマ気流衝突による高温領域の形成がなければ電極間電流 $I_{T\text{-}M}$ は流れず，本モデルにおいて電極間電流が形成するほどの高温領域がえられるには，ある程度以上の向き合い角で TIG と MIG の両電極が向かい合う必要があることがわかった．

一方，トーチ角度を－45°／＋45°とした Fig.4.4 (2) の計算結果においては，反発作用は小さくなり，ほぼ電極軸方向に沿ったアークの発生がみられた．トーチ角度変化により電極先端同士の距離は遠ざかることになるため，反発作用が低減したと考えられる．一方，電極間電流 $I_{T\text{-}M}$ は基本条件よりも増加し，45A となった．これは条件 Fig.4.3 (2) における傾向とは逆であり，向合い角が増加することによってプラズマ気流の衝突が大きくなり，10,000K 以上の高温領域が大きく広がったことが原因と考えられる．

以上より，距離・角度の電極配置の影響をまとめると，次の通りとなる．

（1）アーク間の反発については距離の影響が大きく，電極先端周辺の高電流密度の部分が近づくと，反発は顕著に増大する．

（2）電極間電流は，プラズマ気流衝突による高温領域の広がりと電流経路の距離に依存する．距離が近くともプラズマ気流衝突による高温領域形成がなければ電極間電流は流れず（Fig.4.4(1)），距離が遠くともプラズマ衝突によって高温領域が

広がれば電極間電流は流れる（Fig.4.4(2)）.

4.4　TIG 電流変化による複合アーク現象および電極間電流への影響

Fig.4.5 に，MIG 電流 T_M を 270A で一定とし，TIG 電流 I_T を Table1 右の通りとして計算した結果を示す．Table4.2 に TIG 電流 I_T の各条件における電流経路毎の電流値を示す．電極間電流 $I_{T\text{-}M}$ を含む各電流経路への電流の分配，およびアーク間の反発について，次の結果が得られた.

（1）電極間電流 $I_{T\text{-}M}$ の値は，TIG 電流 I_T によってあまり変化せず，20～32A の範囲に留まった．I_T の値が 400A の条件において，$I_{T\text{-}M}$ は最大の 32A となった.

（2）電極間電流 $I_{T\text{-}M}$ があまり変化しなかったため，TIG 電流 I_T の増加は，ほぼ全て TIG 電極～母材間の電流 $I_{T\text{-}B}$ の増加となった.

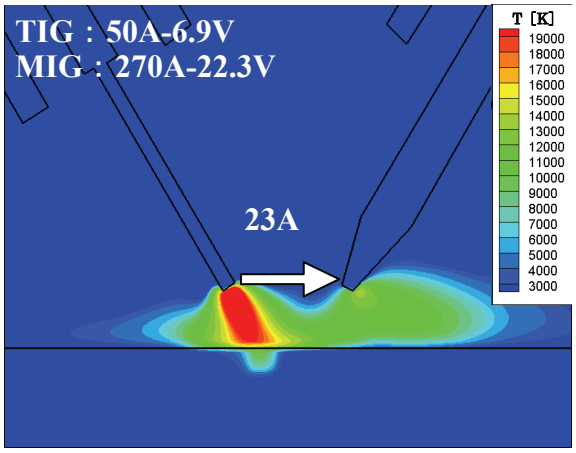
（3）TIG 電極～母材間の電流 $I_{T\text{-}B}$ は，電極間電流 $I_{T\text{-}M}$ とは独立して流れるため，その増加に伴いアーク同士の反発作用は大きくなる．その結果，TIG 電流 I_T が 400A 以上となる条件では，MIG アークは垂直下向きよりも後方へと指向した.

（4）TIG 電流 I_T が 500A となる条件では，電極間電流 $I_{T\text{-}M}$ が再び減少した.

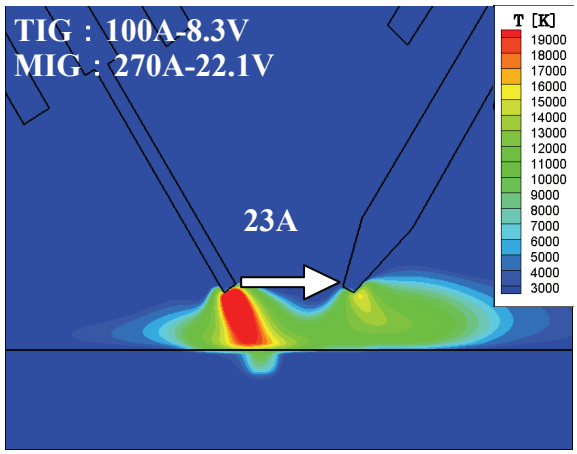
TIG 電流 I_T は，母材へ直接流れ込む電流 $I_{T\text{-}B}$ と電極間電流 $I_{T\text{-}M}$ に分配されるが，TIG アークによる母材への入熱については，$I_{T\text{-}B}$ の電流値が支配的に寄与すると考えられる．各 TIG 電流 I_T において，I_T 中に占める $I_{T\text{-}B}$ の割合 $I_{T\text{-}B}/I_T$ を Fig.4.6 に示す.

ここで，2 章の実験において得られた，一定の MIG 電流に対して TIG 電流を変化させた場合の，TIG 電流と溶込み深さの関係を同じく Fig.4.6 中に示す．基本的に，TIG 電流を増大するほど母材への入熱が増え，溶込みは増大すると予想できるが，本溶接法においては TIG 電流の範囲によって，TIG 電流と溶込みの関係に違いがみられた．すなわち，TIG≧MIG の電流条件となる，TIG 電流 250A 以上の領域では溶込みは TIG 電流に比例して大きくなり，一方 TIG≦MIG となる TIG250A 以下の領域では，溶込みは TIG 電流に依存せず，おおよそ一定の溶込みとなった．このような違いが出る理由について，電流経路に関する計算結果と併せて考察した.

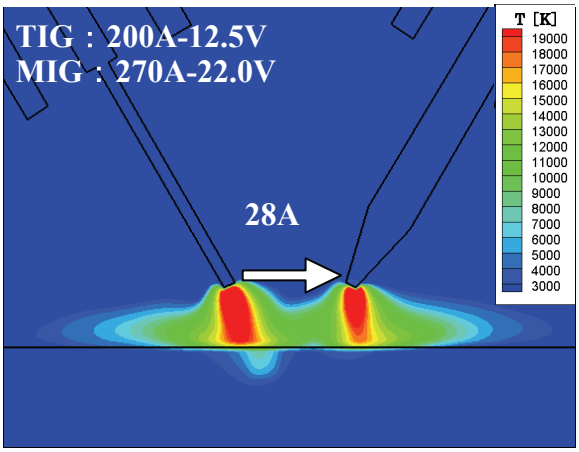
計算結果をみると，$I_{T\text{-}B}/I_T$ が初め 54%と小さく，徐々に大半を占める 90%前後の割合へと推移した．すなわち，I_T が 200A 以下となる電流範囲では，I_T 自体の値が小さい上，更にその一部の電流が $I_{T\text{-}B}$ として入熱に寄与している状態であるため，$I_{T\text{-}B}$



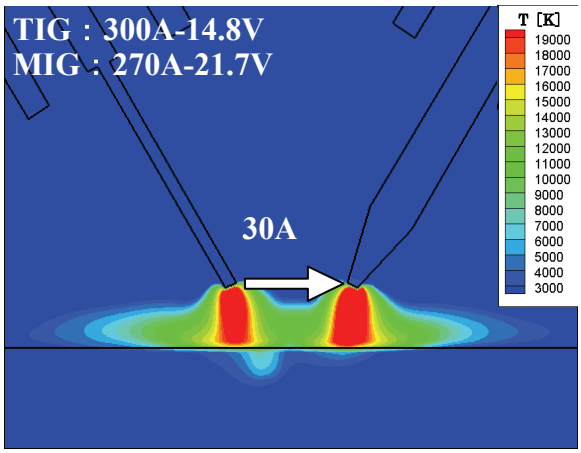
(1) TIG 50A



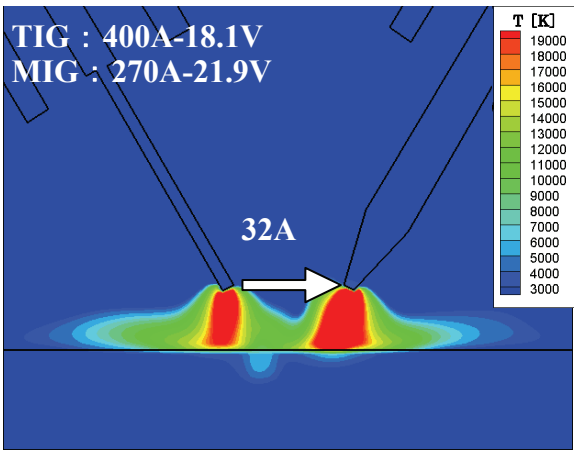
(2) TIG 100A



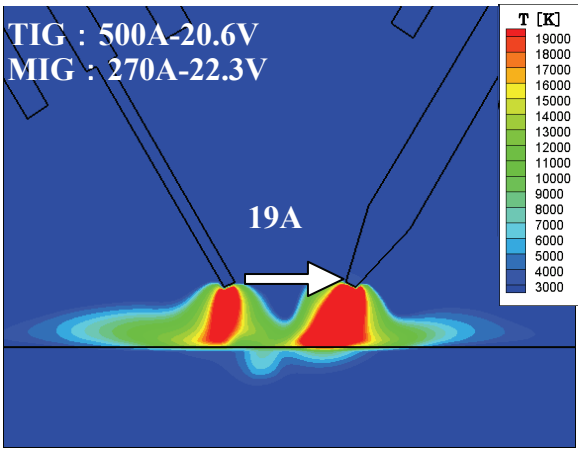
(3) TIG 200A



(4) TIG 300A



(5) TIG 400A



(6) TIG 500A

Fig.4.5 Temperature distribution of each condition of TIG current 50～500A

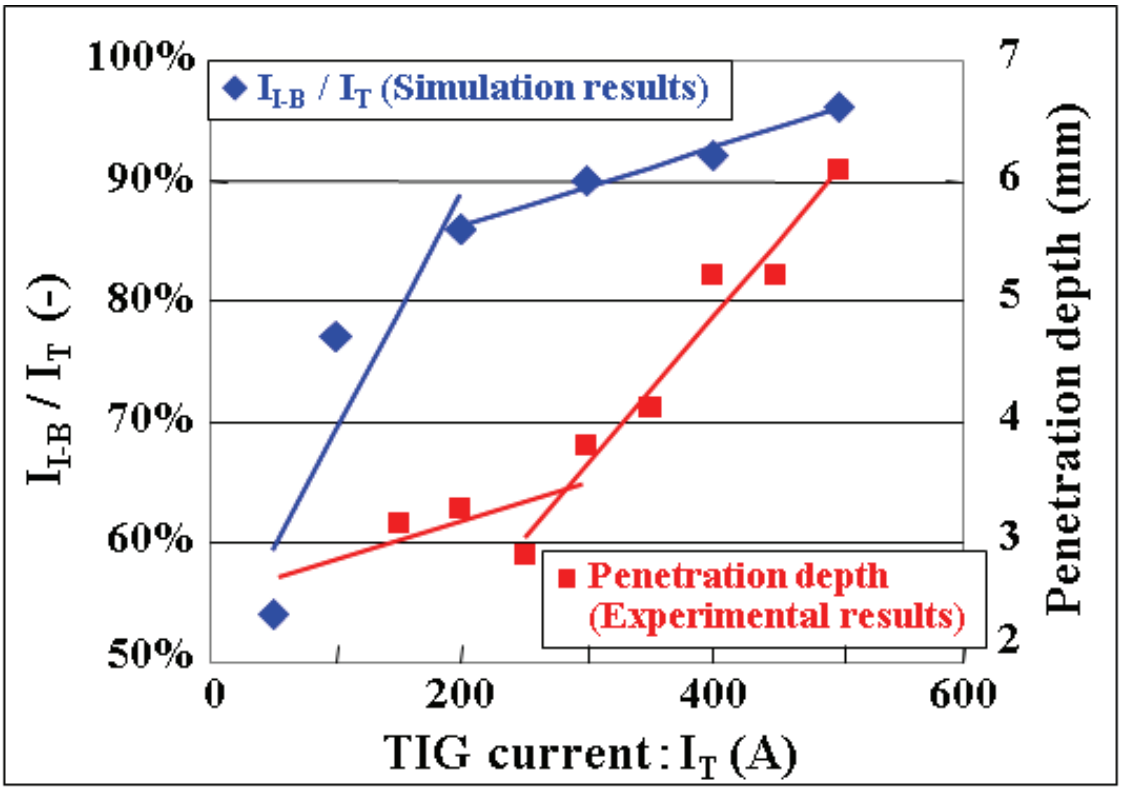


Fig.4.6 Comparison of I_{T-B}／I_T on simulation results and the penetration depth on experimental results

の電流値は 27～172A という MIG 電流と比べて小さい値となる．これらの値は，TIG 単独アークにおける電流値であったとしても小さく，溶込み深さにあまり大きく寄与する値ではないと考えられる．一方，200A 以上の電流範囲では，I_{T-B}／I_T は常に 90%前後となり，TIG 電流 I_T はほとんど母材への入熱に寄与し，なおかつ I_{T-B} の値としても 270～481A と大きい電流値となるため, 溶込み深さへの影響も大きくなると考えられる．

計算結果に基づいた実験結果を裏づける考察としては，TIG 電流の単独熱源として寄与する入熱の増大によって，実験結果における溶込み変化の傾向が説明された．以上の考察は，TIG-MIG 複合溶接の現象が，単純な熱源の足し合わせではなく，反発や電極間電流の相互作用を含んだ興味深い複合プロセスであることを示唆しているといえる。

4.5 結言

TIG-MIG 複合溶接の三次元数値解析モデルを用い, アーク間距離およびトーチ角度, TIG 電流の変化が複合アーク現象へ及ぼす影響について検討した．得られた知見を以下に示す.

（1）アーク間の反発について，アーク間距離の影響が大きく，電流密度が高い電極先端周辺の部分が近づく条件では，特に反発が大きくなる.

（2）電極間電流は，プラズマ気流衝突による高温領域の形成と，電流経路の距離に依存し，距離が近く，電極の向き合い角が大きい程，大きな電極間電流が流れる.

（3）TIG 電流値による電極間電流の変化は距離・角度の配置による変化よりも小さい.

（4）TIG 電流が低い条件では，そのうちの母材に流れ込む電流が少ないため，TIG 電流と溶込み深さが比例せず，TIG 電流が一定値以上（本条件では 200A）になると，母材に流れ込む電流が大半となるため，TIG 電流に比例して溶込み深さが増加するようになると考えられる.

第 5 章　電源出力解析による TIG-MIG 複合溶接メカニズムの考察

5.1　緒言

第 1 章において，高度化が進む現代の溶接産業におけるひとつの課題として，純 Ar シールド MIG 溶接の不安定化を挙げ, 関連する過去の研究例について調査すると共に, TIG-MIG 複合化による安定な純 Ar シールド MIG 溶接実現の可能性に注目し, 本研究に着手するに至った．第 2 章では，起案した TIG-MIG 複合溶接について実験確認を行い，TIG-MIG 複合化によって, 実際に純 Ar シールド条件において MIG アークを安定化する効果が得られることを確認したほか，TIG と MIG の電流条件の影響を中心に，そのアーク現象およびプロセスの特性について，基礎的検討を行い，下記の知見を得た.

・TIG-MIG 複合化により，純 Ar シールド条件下での MIG アーク安定化が可能となる.

・プロセスの安定化要件として，TIG 電流≧MIG 電流の電流条件が必要となる.

・TIG 電流≧MIG 電流の範囲内において，TIG 電流に比例して溶込みが増大する.

第 3 章および第 4 章では，TIG-MIG 複合溶接の 3 次元数値解析モデルの構築を行い，TIG-MIG 複合アーク現象において，アークプラズマを経由した TIG-MIG 電極間の電流経路が形成するという計算結果を得て, 数値解析モデルを用いて電流条件や電流配置によるアーク現象および電極間電流への影響について評価を行った.

TIG と MIG のアークが重なりプラズマ部分を共有し，反発しあいながら平衡している TIG-MIG 複合アーク現象の場において，そこへ流れ込む電流と各電極－アース間の電圧に対して，一部の電流が電極間を流れ，これにより単独溶接時よりもアーク電圧が低下することが理論的に示唆された．本知見をメカニズム解明へと繋げ，実用に役立つ技術にするためには，実験的な裏づけと実際の電源動作への影響を明らかにする必要がある.

本章では，TIG-MIG 複合溶接における現象機構解明を目的とし，実験的手法のひとつとして溶接電源出力の解析実験を行った．定電流出力デジタルインバータ TIG 電源の PWM（Pulse Width Modulation）制御における PWM 信号を検出することで，2 次側出力を測定した．TIG-MIG 複合溶接および単独 TIG 溶接の各条件において，アーク外観およびアーク電圧，そして TIG 電源からの 2 次側出力電圧を観察･測定し比較した．見かけ上の同一 TIG 電流に対し，TIG 電源が実際どのような動作負荷を担っているかその出力を解析することで,

複合アーク状態における電流経路に関する知見を得ることを目的とした．また，電位の混在する TIG-MIG 複合溶接において，電源動作は単独溶接時と比べて正常といえる動作内容であるかどうかを確認することも重要な目的と位置づけた．

5.2　TIG 電源出力の解析方法

5.2.1　装置構成および各種方法

Table5.1 に本実験で使用した実験装置構成を示す．TIG 電源および MIG 電源として，ダイヘン製 DP-500 を 2 台使用した．DP-500 は標準仕様が MAG･MIG 溶接用の定電圧特性の電源である．本実験においては，TIG 側に接続する電源について，一般的な定電流特性の TIG 溶接電源と同じ出力特性を持つよう改造し，TIG 電源として使用した．MIG 出力側には標準仕様の電源を使用した．溶接トーチは，TIG-MIG 溶接用の専用トーチを使用した．TIG トーチおよび MIG トーチを一つの銅製構造体に収めて固定･一体化した構成となっており，両トーチボディおよび銅製構造体は水冷されている．本専用トーチの製作における電極配置の検討・決定の詳細については，7 章にて議論する．

Fig.5.1 に実験装置の概略図を示す．TIG 電源および MIG 電源を図のとおり接続し，互いのアースは母材終端側の同一位置に接続した．電流電圧および後述する PWM 信号の測定には，オシロスコープ（HIOKI 製メモリハイコーダ 8855）を使用し，サンプリング速度は 50ns で測定した．電流はクランプセンサ（HIOKI CT9279）で各トーチパワーケーブル部にて検出した．電圧は，トーチ給電部およびアース接続位置に検出端子を接続し検出した．波形測定により MIG ワイヤの短絡状態を確認するほか，TIG 単独と TIG-MIG 複合の比較，および TIG-MIG 複合アークの各電流条件の比較におけるアーク電圧の違いについて考察を行った．また，得られた電流電圧に対して観察されるアーク状態の比較および考察をする為に，高速度デジタルビデオカメラ（Nac 製 Fx-K4）を使用し，透過波長 960nm 付近のバンドパスフィルタを使用し，撮影速度 6000 コマ／秒の条件で撮影･観察を行った．

Table 5.1 Welding condition
※Special specification for TIG output characteristic

Base metal	Stainless steel type304 t12mm
TIG electrode	2%La_2O_3 ϕ 4.0mm tip angle:30°
MIG wire	Stainless steel type308 ϕ 1.2
Power source (TIG/MIG)	OTC DP500※／OTC DP500
Distance between TIG and MIG arc	4mm
TIG arc length	6mm
MIG wire extension	25mm
Electrode angle (TIG/MIG)	0° ／+45°
Shielding gas	Ar

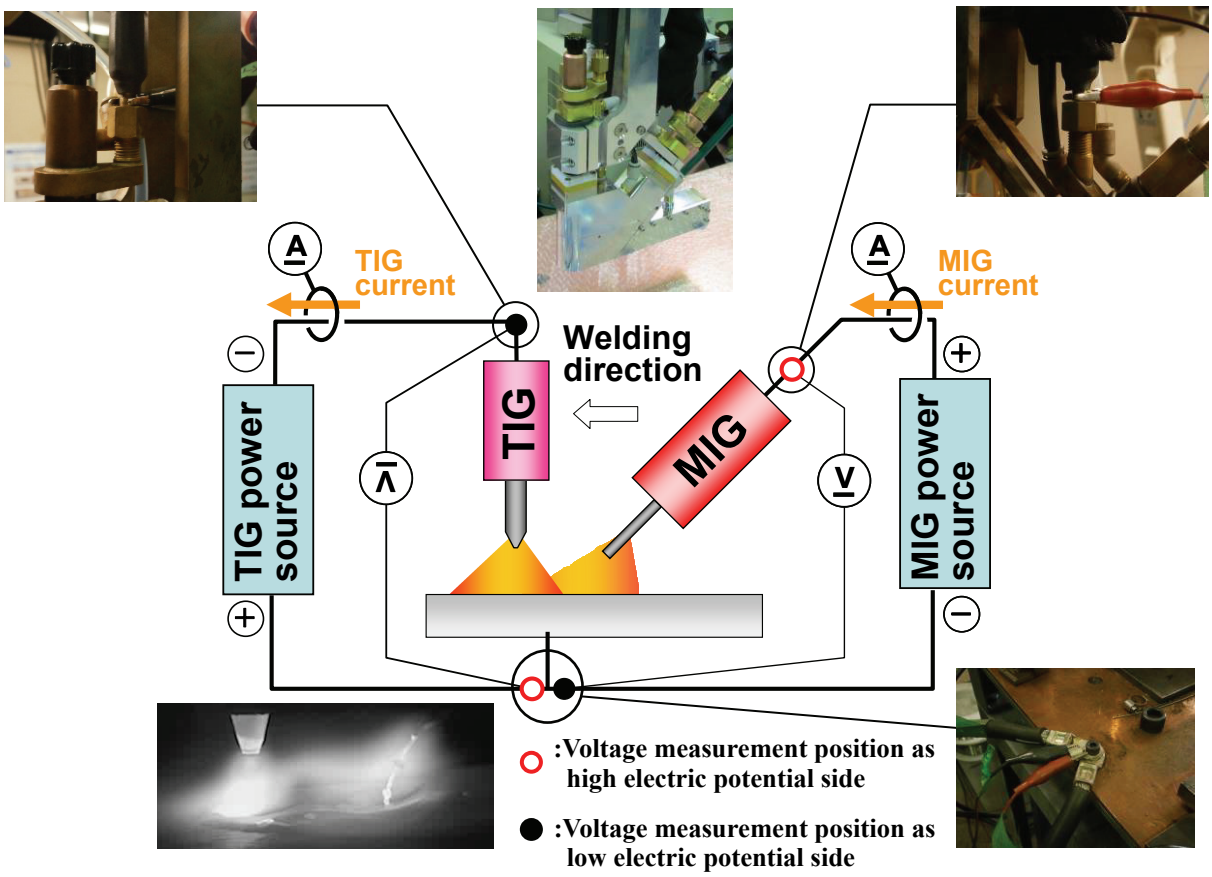


Fig.5.1 Schematic diagram of experimental setup

5.2.2　TIG 電源からの 2 次側出力の測定方法

まず，Fig.5.2 および Fig.5.3 を用いて，TIG 溶接電源における PWM によるフィードバック制御について説明する[36]．PWM（Pulse Width Modulation）はパルス幅変調による制御方式を指し，出力の調整を 2 次側電圧のパルス幅によって行う．一定周期でパルス出力される 2 次電圧のパルス幅を変調することで 2 次側に電圧をかける時間を変調し，平均電流を増減させる．溶接を行う際，電源内においては，出力電流値 ***Io*** が検出およびフィードバックされ，指令電流値 ***Ir*** と実際の出力電流値 ***Io*** の差分が認識される．この差分に基づき，出力電流値と指令値が一致するように, PWM 制御によって出力が調整される仕組みとなっている．単純な比例制御を想定すると，下記の通り動作する．

・***Ir*** ＞***Io*** の場合，電流誤差が正となって PWM 制御によるパルス幅が広がり，単位時間（インバータ制御周期）あたりに 2 次側に出力する平均電圧が増加する．

・***Ir*** ＜***Io*** の場合，電流誤差が負となって PWM 制御によるパルス幅が狭まり，単位時間（インバータ制御周期）あたりに 2 次側に出力する平均電圧が減少する．

このパルス幅を測定することで溶接時の電源出力を解析した．出力電圧の指標として，Fig.5.4 に示すとおり，無付加電圧印加時におけるパルス幅と 2 次側出力電圧を測定し，これらの値との比から，パルス幅を電圧源 *Es*（V）として変換し，解析および考察を行った．

上述した TIG 電源から 2 次側に出力される平均電圧を電圧源 Es として，TIG 電源側を等価回路で表すと Fig.5.4 のとおりとなり，等価回路として次の式が成立する．

$$Es = V_{IN} + V_{PC+} + V_{TIG} + V_{PC-} \tag{5.1}$$

$$V_{TIG} = Es - (V_{IN} + V_{PC+} + V_{PC-}) \tag{5.2}$$

$$V_{TIG} = Es - I_{TIG}(R_{in} + R_{PC+} + R_{PC-}) \tag{5.3}$$

$\boldsymbol{E_S}$ ：溶接電源出力による電圧源
$\boldsymbol{R_{in}}$ ：溶接電源内部抵抗値
$\boldsymbol{R_{PC+}}$ ：プラス側ケーブル抵抗値
$\boldsymbol{R_{PC-}}$ ：マイナス側ケーブル抵抗値
$\boldsymbol{V_{in}}$ ：溶接電源内部抵抗値による電圧降下
$\boldsymbol{V_{PC+}}$：プラス側ケーブル抵抗値による電圧降下
$\boldsymbol{V_{PC-}}$：マイナス側ケーブル抵抗値による電圧降下
$\boldsymbol{V_{TIG}}$：TIG アーク電圧

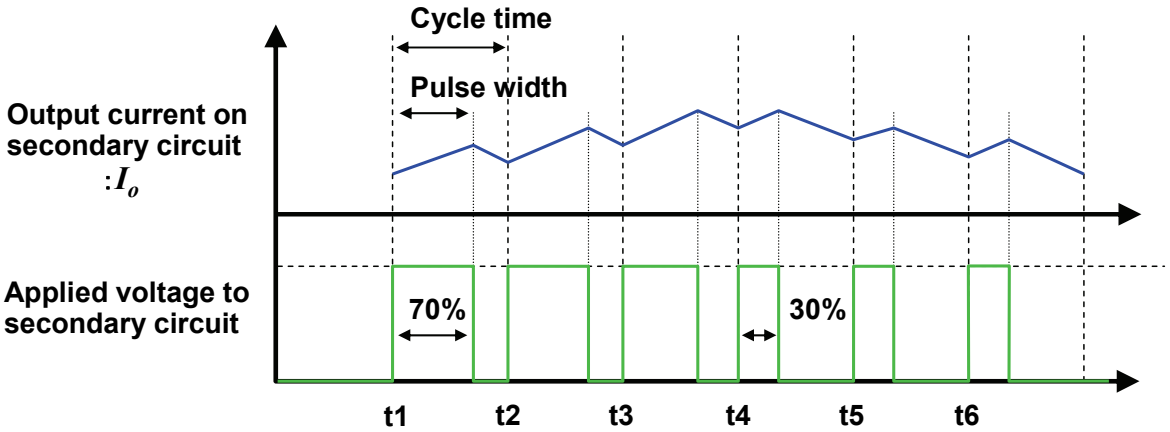


Fig.5.2 Schematic diagram of mechanism of PWM control in TIG power source

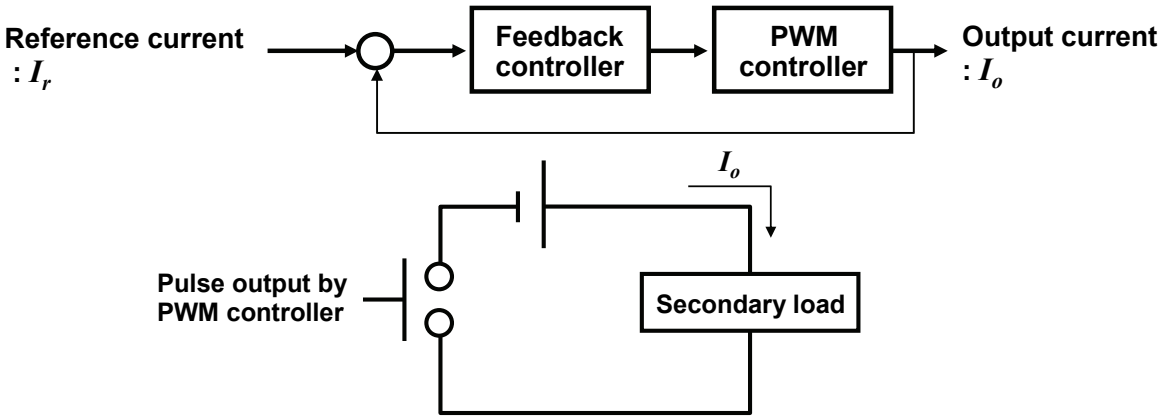


Fig.5.3 Schematic diagram of mechanism of PWM control in TIG power source

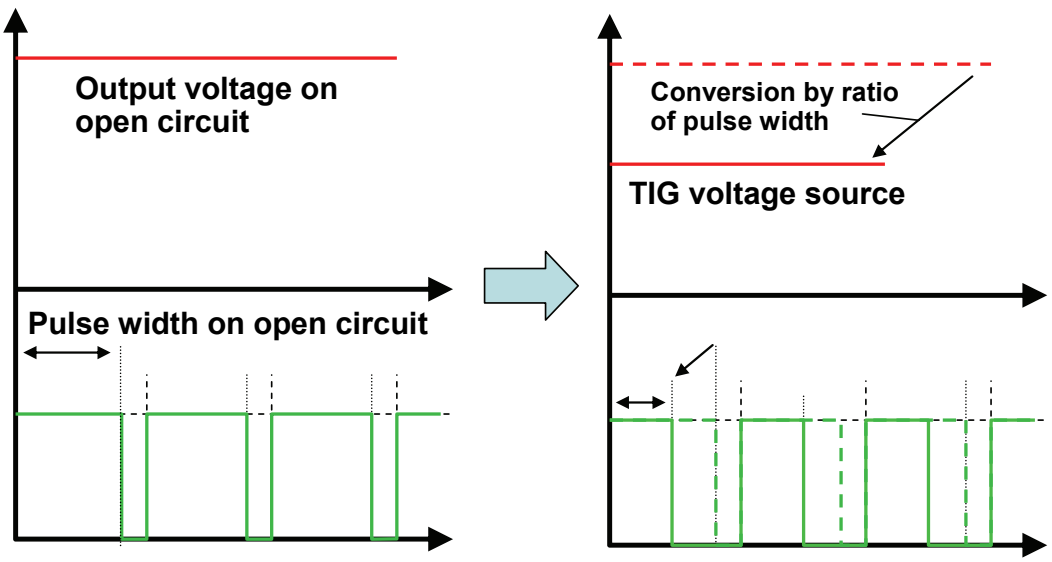


Fig.5.4 Schematic diagram of estimation of voltage source by PWM signal

等価回路上で TIG アークを介して，あるいは TIG 電極に直接 MIG アークからの電極間電流が流れ込んでくるとすると，等価回路上に電流源を挿入することと等価となる．仮に，MIG による電流源が挿入されて設定電流と同じ大きさの電流が供給されると，Fig.5.2 における電流誤差は 0 [A]となり，2 次側に印加される電圧源 ***Es*** も 0 [V]となる．

ここで式 (5.3)より，電圧源 ***Es***=0 の時は，TIG のアーク電圧は電流源により 2 次側抵抗部に発生する起電力が負値で観察されることが示される．このことから，2 章の実験結果において TIG 電流＜MIG 電流となる電流条件で TIG のアーク電圧が 0V あるいはマイナスの値を示した結果は，Fig.5.4 における等価回路上の電流源の存在を意味し，電流源の値によって発生する起電力がアーク電圧として観測されたものであると考えられる．

よって，電圧源 ***Es*** と TIG のアーク電圧を同時に測定して解析し，電圧源 *Es*＝0 かつ TIG アーク電圧が 0V あるいはマイナスの値を示す状態を確認できれば，ある条件においては等価回路上の電流源，すなわち電極間電流の存在を明確に裏付けることができると考えた．

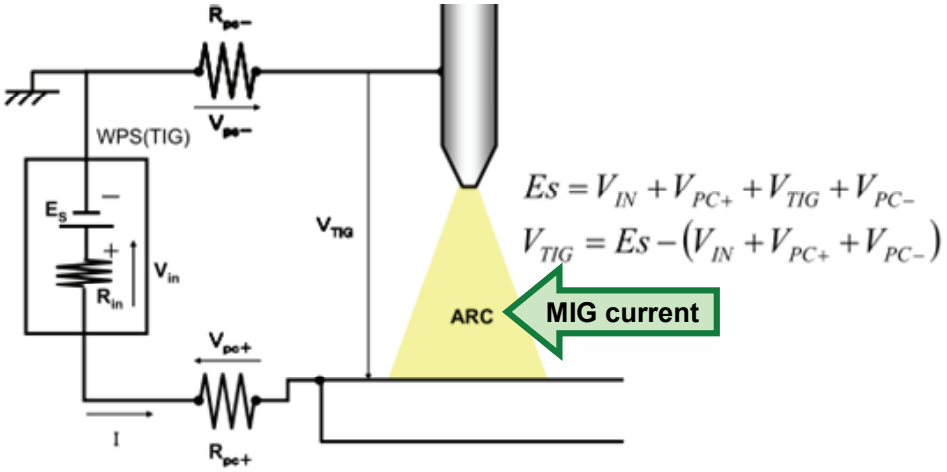


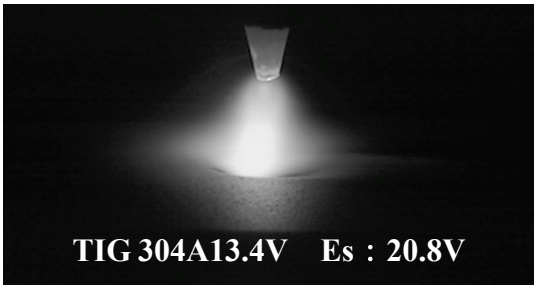
Fig.5.5 Schematic diagram of assignment of voltage source by PWM signal

5.3　TIG 単独と TIG-MIG 複合におけるアーク電圧･電源出力の比較

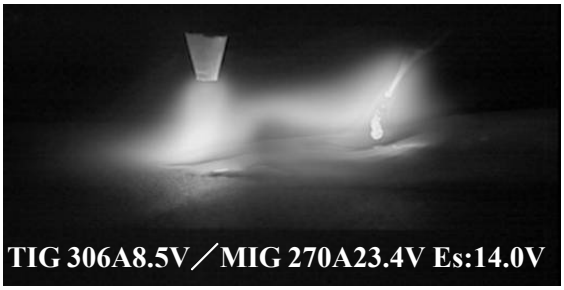
まず，TIG-MIG 複合化によるアーク現象の違いを観察するため，TIG アーク長と設定電流を一定とし，TIG 単独アークと TIG-MIG 複合アークの場合で，TIG 側のアーク現象に注目し，両者を比較した．Fig.5.6 に，TIG 電流 300A の単独アークと TIG300AMIG270A の複合アークの外観写真を示す．併せて図中に各条件における出力電流（平均電流）とアーク電圧（平均電圧）の値を示す．また，比較として TIG 単独アークの 100～500A での結果も示す．同一の TIG アーク長および TIG 電流でありながら，MIG との複合化によって，TIG 電圧について 4.9V もの低下がみられた．アーク外観を比較すると，TIG-MIG 複合アークでは MIG アークとの重なりが生じており，この重なり部分のアークプラズマを経由した電流経路の存在が示唆される．TIG アークの発光強度が TIG 単独アークの状態よりも減少しており，電流密度が低下していることが推測される．単純に発光強度を比較すると，TIG 単独アークの 200A での発光強度に近い状態となっている．

TIG アークにおいて，4.9V の電圧低下となる状態変化について知見を得るために，アーク長および TIG 電流を変化させた際のアーク電圧を測定し，TIG-MIG 複合溶接時の値と比較した．結果を Fig.5.7 に示す．

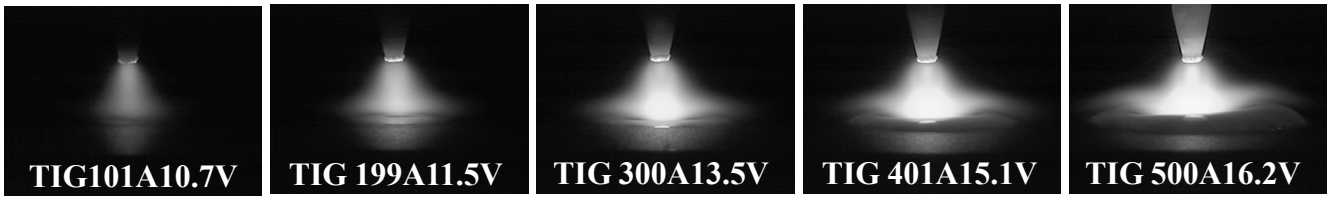
アーク長一定時，出力電流に比例してアーク電圧は増加し，出力電流一定時には，アーク長増加に伴いアーク電圧もプラス側にシフト，アーク長減少に伴いアーク電圧もマイナス側



(1) TIG arc



(2) TIG-MIG hybrid arc



(3) TIG arc on various current conditions

Fig.5.6 Comparison of arc appearance on TIG arc and TIG-MIG hybrid arc

にシフトした．これらの現象は，既知の TIG アーク現象における理解と矛盾しない．しかし，複合アークにおける TIG 電圧は 8.5V という著しく低い値を示しており，同一アーク長の単独 TIG100A における電圧よりも低い値となっている．また，アーク長を 3mmとした電流 200～400A におけるどのアーク電圧にも，複合アークにおける TIG 電圧 8.5V は相当しない．このことから，複合アーク状態においてその電位傾度も大きく変化している可能性もあり，単純な TIG アーク電圧値との比較では考察が難しいことがわかる．

一方，電圧源 *Es* の値を比較すると，TIG-MIG 複合アークでは 14.0V の値を示し，TIG300A の単独アークにおける電圧源 20.8V に対して，5.8V の低下となった．アーク電圧降下の 4.9V とほぼ等しい電圧降下となっており，電源出力の観点からも TIG 電圧に検出された結果と相違なく，TIG 電源の 2 次側出力が低下していることが確認できた．

以上，TIG-MIG 複合アークにおいては，同じ電流の単独 TIG アークと比べて，著しくアーク電圧が低下し，実際に電圧源 ***Es*** もほぼ等しく低下していることが確認できた．TIG-MIG 複合アークにおけるこれら電圧低下の原因として，次の 2 つが考えられる．

(1) 高い電位を持つ MIG ワイヤから TIG 電極へ、アークプラズマを経由して電流が流れ込んでおり，母材と TIG 電極の間を流れる TIG アーク単独の電流が減少している．

(2) TIG-MIG 複合アークにおいて，アークプラズマの拡がりや金属蒸気発生量の増加によって，母材と TIG 電極の間の電流経路の導電性が上昇し，より低い電圧で電流が流れる状態となっている．

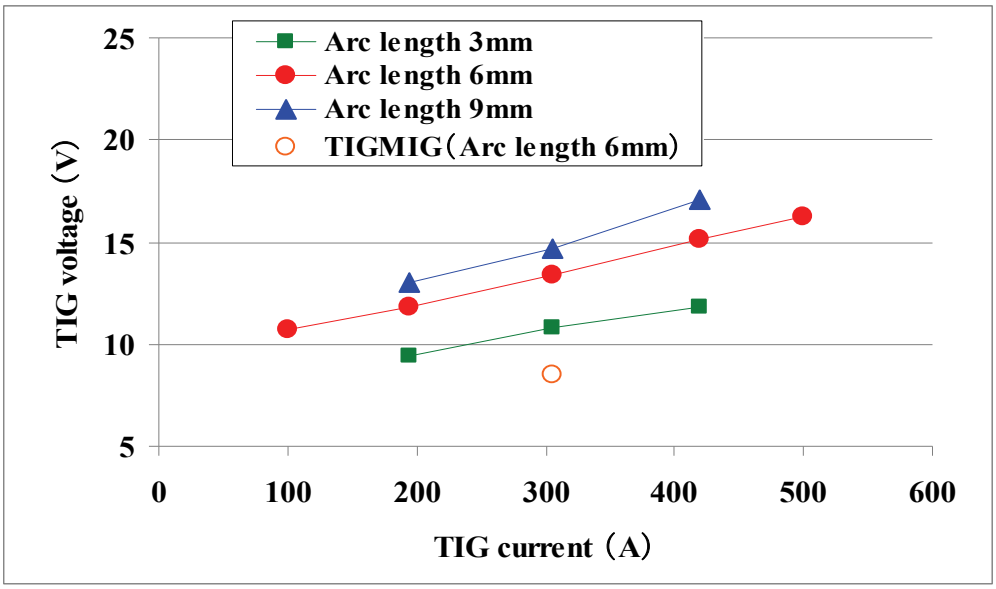


Fig.5.7 Arc voltage of TIG arc on various condition of current and arc length

アークの発光強度からは，200～300A 程度の TIG アーク電流が予想される一方で，アーク電圧としては，TIG 単独アークとは比較しがたいほど顕著に低い値が測定された．このことから，MIG 電流の流入とアークの導電性の変化という現象が，複合アークに同時に影響していることも考えられる

5.4 MIG 電流変化が及ぼす電源出力への影響

5.3 において，TIG-MIG 複合アークにおける TIG 電圧の低下，およびそれに伴う電圧源 ***Es*** の低下が確認され，MIG ワイヤからの電流流れ込みとアーク導電性の変化の可能性が示唆された．更に詳細な検討を行うべく，TIG 電流を 350A で固定し MIG 電流を変化させ，TIG 電圧および電圧源の値を測定した．

Table5.2 に各条件における測定値を示す．TIG 電流を約 370A で一定とし，MIG ワイヤ送給速度を 4～18m/min の範囲で 2m/min ごとに変更した．ワイヤ送給速度による TIG 電圧および電圧源の変化を Fig.5.8 に示す．また，MIG 電流増加による，TIG 単独アーク状態からの TIG 電圧および電圧源の減少量の比較を Fig.5.9 に示す．

Table5.2 Current and voltage value on each condition of MIG current

I_{TIG}	V_{TIG}	D_{TIG}	Es	D_{ES}	$Es - V_{TIG}$	I_{MIG}	—
TIG current (A)	TIG voltage (V)	TIG voltage drop(V)	Voltage source (V)	Voltage source drop(V)	Difference of Es and V_{TIG}	MIG current (A)	Wire feed rate (m/min)
367	-0.800	-15.050	6.816	-19.092	7.616	500	18
372	-2.500	-16.750	7.174	-18.733	9.674	407	16
375	4.660	-9.590	13.950	-11.957	9.290	406	14
371	7.210	-7.040	15.943	-9.964	8.733	384	12
371	9.030	-5.220	19.929	-5.979	10.899	343	10
369	9.260	-4.990	19.530	-6.377	10.270	285	8
370	11.100	-3.150	21.523	-4.384	10.423	222	6
369	11.700	-2.550	23.118	-2.790	11.418	159	4
350	14.250	0.000	25.908	0.000	11.658	0	0

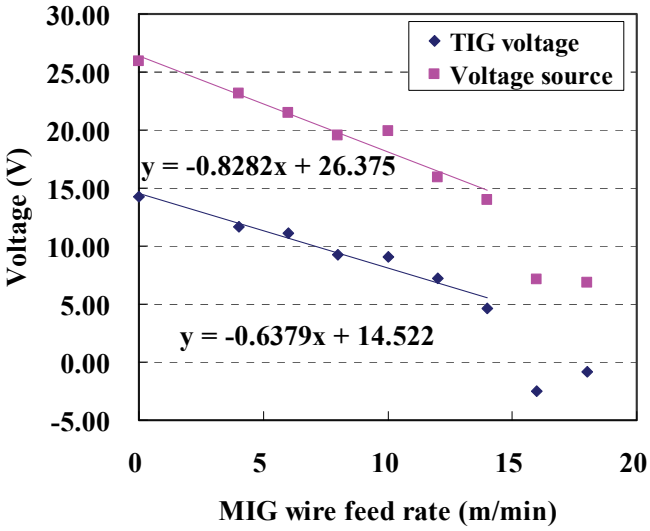


Fig5.8 Change of voltage by MIG wire feed rate

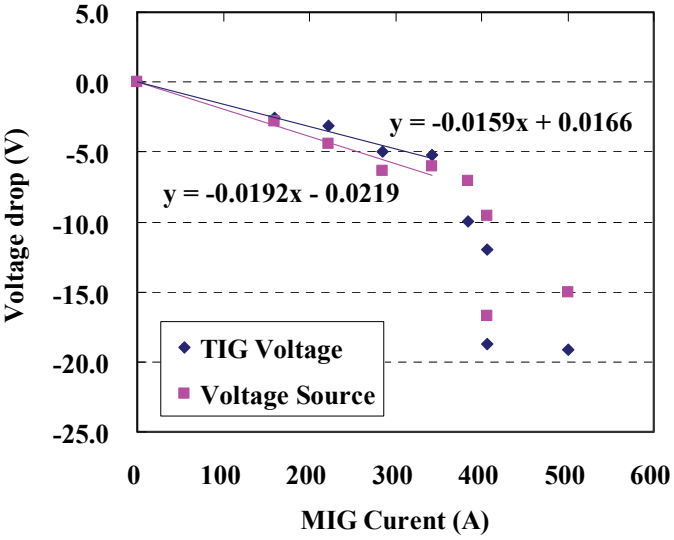


Fig.5.9 Decrease of voltage by MIG current

一定の TIG 電流に対して，ワイヤ送給速度および MIG 電流が増加していくに従い，TIG 電圧および電圧源は低下した．プロセス成立要件を満たす TIG 電流≧MIG 電流の条件範囲においては，TIG 電圧および電圧源の減少は線形的な変化を示し，また，TIG 電圧減少の傾きと電圧源減少の傾きはほぼ等しくなり，アーク電圧の変化と電源出力の関係として矛盾のない結果が得られている．

TIG 電流＜MIG 電流の条件範囲では MIG アークが不安定化するとともに TIG 電圧が著しく低下し，0 以下の平均値を示した．このとき，電圧源 ***Es*** も 0V となる結果が予測されるが，未だ数 V の平均出力が確認され，0V とはならなかった．

ただし，この条件範囲では MIG アークが不安定化し不連続な挙動を示しており，測定期間の平均出力値には不安定挙動中の詳細な変化は反映されていない．そこで，電流電圧波形の時間変化を解析し，瞬時的な挙動について考察することとした．

瞬間的挙動を示す電流電圧波形の一例として，Fig.5.10 にワイヤ送給量 16m/min における TIG 電流電圧波形と，電圧源 E_S の変化（概略図として描写）を示す．不安定条件において，TIG 電圧は頻繁に正負の値を繰り返しており，TIG 電圧が負の値を示している期間は，電圧源が全く出力されていないことが確認できた．よって，瞬時電流・電圧で解析すると，TIG 電流値＜MIG 電流値となる条件において電圧源 E_S=0 となっていることが確認できた．

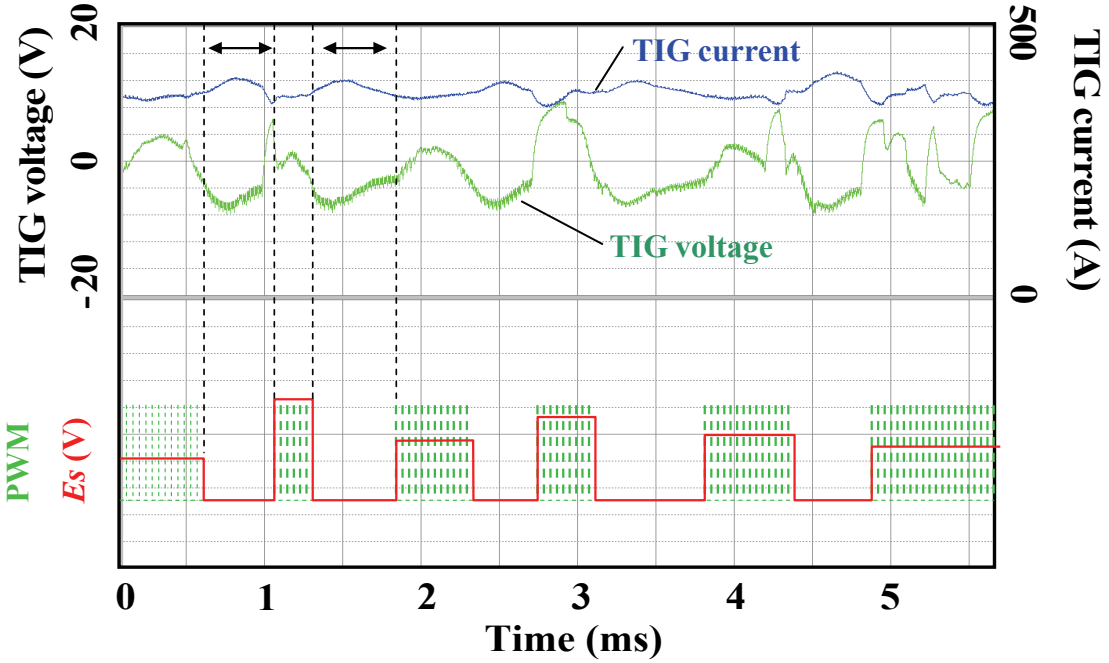


Fig.5.10 Behavior of Current-voltage waveform and voltage source on TIG<MIG current condition in ms time order

Fig.5.4 に示した等価回路における式（5.3）において Es=0 とすると，次の式が成立する．

$$V_{TIG} = -I_{TIG}(R_{in} + R_{PC+} + R_{PC-}) \qquad (5.4)$$

抵抗値および電流値は正値であるため，$\boldsymbol{E_S}$=0 となる区間においては，TIG 電圧は電源内部抵抗とケーブル抵抗値による電圧降下がマイナスの値で示されることが上の式よりわかる．すなわち，TIG 電源からの一切の出力がなくなり，電極間電流が全ての TIG 電流を供給した場合においては，ケーブル及び電源内部を通って，TIG 電極から母材へ電流が流れるため電位が逆転し，マイナスの電圧となることが説明できた．以上より，本実験結果からは以下の知見をえることができた．

(1) MIG 電流の増加に伴い，TIG 電圧および電圧源の線形的減少がほぼ等しい傾きでえられた．電極間電流の増加あるいは TIG アーク電流経路の導電性増加による，MIG 電流変化に対する規則的な電圧変化および電源の応答を確認した．

(2) MIG 電流が TIG 側に回り込んで TIG 側を流れる瞬時電流が設定電流より高くなると電圧源 Es=0 となることを確認し，電極間電流によって，TIG 電流が供給される状態があることを明確に裏付けることができた．

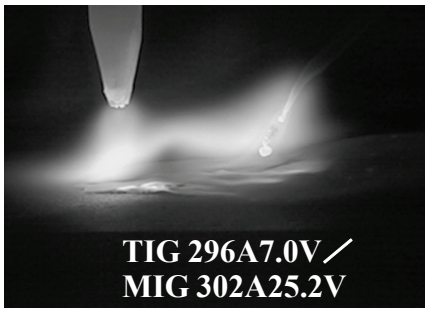
5.5　TIG 電流変化が及ぼす電源出力への影響

5.4 では，TIG 電流を一定とし，MIG 電流変化に対する TIG 電圧および電圧源の変化を測定し，MIG 電流の増加に伴って，TIG 電圧と電圧源が線形的に減少することを確認した．

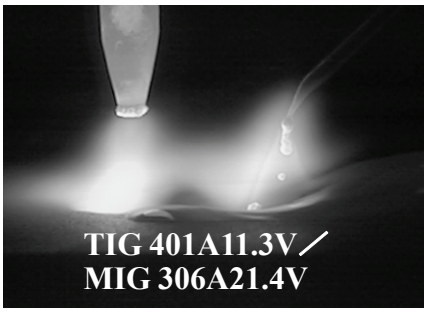
MIG アークは電流に伴って溶滴移行が変化し，特に MIG アーク 400～500A といった電流条件では, 溶滴移行はローテーティング移行となり, 溶滴移行そのものもやや不安定である．本溶接法においては，溶滴移行安定性と MIG アーク硬直性の高さから，ストリーミング移行となる 300A 前後の MIG 電流を基本条件として位置づけている．また，MIG 電流を固定した状態において TIG 電流を増加することで，溶込みを付加的に与えることが可能であることがわかっている．

基本的な条件調整手順となる，MIG 電流一定かつ TIG 電流変化の条件変更において，電圧源の変化を測定し，各条件における TIG 電源出力状態について確認した．また，溶滴移行やアーク硬直性に関する条件を MIG 側で固定できるため，TIG と MIG の電流差による影響をより精度よく測定することができると考えた．

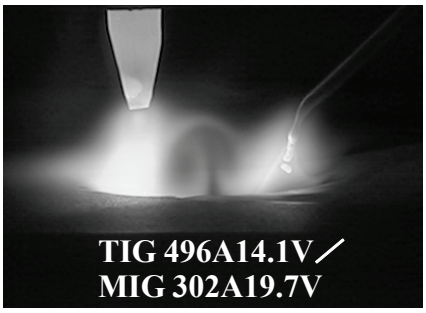
MIG 電流を 300A で一定とし，TIG 入力電流を 100～500A の範囲で 100A ごとに変更し，溶接を行った．各条件におけるアーク外観写真と電流電圧の値を Fig.5.11 に示す．TIG 電流 200～500A の範囲では，TIG 電流の増加に伴い TIG アーク側の発光強度が増加しており，



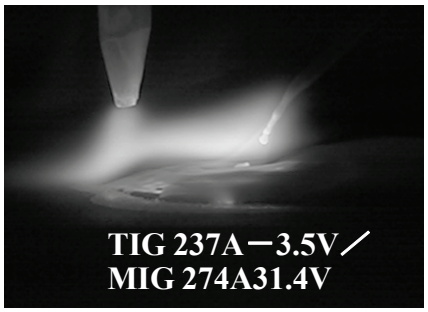
(3) TIG 300A input



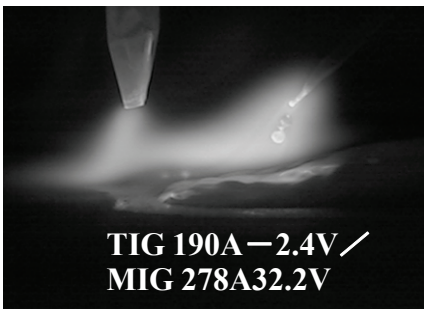
(4) TIG 400A input



(5) TIG 500A input



(1) TIG 100A input



(2) TIG 200A input

Fig.5.11 Comparison of arc shape on various current conditions for TIG-MIG hybrid arc

また，TIG アークにより溶融池が押し下げられて溶込みが増加している様子もみてとれる．TIG アーク単独部分の発光強度を，Fig.5.6 における各電流条件での TIG 単独アークと比較すると，各々100A 低い TIG 単独アークに近い発光強度となっている．一方，TIG 入力電流 100A の条件では，TIG 電流が 237A となり入力値以上の電流が流れる結果となった．結果として，TIG 入力電流 200A の条件よりも多くの電流が流れ，実際に TIG アークの発光強度もやや大きい．

TIG-MIG 複合アークおよび TIG 単独アークの各電流条件における測定値を Table5.3 に示す．同一電流の TIG 単独アークと比べたときの電圧降下 $\boldsymbol{D_{TIG}}$ は，TIG と MIG の電流差が大きいほど小さい値となった．電流差が大きいほど，TIG アークの電流電圧は，MIG 電流の影響を受けにくくなることを示している．TIG 単独アークにおいて，ケーブルおよび電源内部抵抗による電圧降下（$\boldsymbol{Es\text{-}V_{TIG}}$）は（5.3）式から分かるとおり，電流の増加に伴って増加する．電圧降下は，TIG 電流ごとでほぼ等しくなるのが正しい挙動と考えられ，TIG 電流 400～500A では 1～2V 低い値であるがほぼ等しく，電圧降下と TIG 電圧の増加に対応して，TIG 電源からの出力が増加していることを確認できた．TIG 電流 300A では，電圧降下が小さい値となっており，同一電流の TIG 単独アーク発生時と比べて，TIG 電圧の減少分以上に電圧源が減少していることとなり，MIG ワイヤからの電極間電流の影響によるものと考えられる．

また，TIG 入力電流 100A の条件では，平均出力においても電圧源 $Es=0$ となる状態が測定された．TIG 電流の指令電流値 100A 以上の値が MIG ワイヤから流れ込むことで，TIG 電源としては，一切の出力をしない状態となった．また，このとき TIG 電流はほとんど MIG ワイヤからの電極間電流で供給されていると考えられるが，アーク外観写真からは，あたかも TIG アーク電流が母材に流れているかのような形状を示している．TIG 電極先端形状に依存する電流密度勾配によってプラズマ気流が発生し，電極先端からのアークフレームが形成されていると考えられ，このとき母材との電流経路はほぼない可能性が高い．アークプラズマ中の電流経路の自由度の高さが伺われる結果といえる．

Table5.3 Current and voltage value on each condition of TIG current

Ir	I_{TIG}	V_{TIG}	D_{TIG}	Es	D_{ES}	$Es-V_{TIG}$	I_{MIG}	V_{MIG}
Reference TIG current (A)	TIG current (A)	TIG voltage (V)	TIG voltage drop(V)	Voltage source (V)	Voltage source drop(V)	Difference of Es and V_{TIG}	MIG current (A)	MIG Voltage (V)
500	496	14.1	2.1	30.3	3.7	16.2	302	19.7
400	401	11.3	3.8	23.0	5.6	11.7	306	21.4
300	296	7.0	6.5	11.0	10.3	4.0	302	25.2
200	190	-2.4	13.9	1.7	11.9	―	278	32.2
100	237	-3.5	―	0	―	―	274	31.4
500	500	16.2	―	33.7	―	17.5	―	―
400	401	15.1	―	28.6	―	13.5	―	―
300	303	13.5	―	21.3	―	7.8	―	―
200	199	11.5	―	13.6	―	2.1	―	―
100	101	10.7	―	7.3	―	-3.4	―	―

5.6 結言

本章では，4 章までで実験結果およびシミュレーションの結果から示唆されてきた電極間電流の存在について，実験的に裏づけを得ることを目的として，TIG 電源の出力解析を行った．TIG 単独アークと TIG-MIG 複合アークの比較において，アーク外観とアーク電圧および電圧源の値を比較した．本章において得られた知見を以下に示す．

（1）TIG-MIG 複合化により TIG 単独アークと比べ電圧の減少が認められ，TIG と MIG の電流差が小さい条件（TIG300A-MIG270A）においては，5～6V もの電圧減少となった．このとき，TIG 電源からの出力電圧もほぼ等しい値で減少している．

（2）TIG 電流＜MIG 電流の条件において，TIG アークが観察され且つ TIG 電流の発生も測定されている状態で，電圧源 Es＝0 となる状態が確認された．これにより，MIG アークからの電極間電流の存在を実験的に裏付けることができた．

（3）TIG＜MIG の電流条件において，TIG 電圧がマイナスの値を示す現象について，MIG アークからの電極間電流が TIG 電流のほぼ全てを占めた状態において，ケーブル・電源内部の経路抵抗分の電圧が検出された結果であることを明らかにした．

（4）いずれの TIG-MIG 電流条件においても，TIG 電源の動作･制御は，TIG 単独電源とし

ての使用時に対して，単に出力が減少するという影響であり，電位の混在するTIG-MIG 複合化において, 電流逆流のような現象が発生し電源が故障するといった懸念を解消することができた.

第 6 章　TIG-MIG 複合溶接における溶接実入熱の測定

6.1　緒言

前章までにおいて，TIG-MIG 複合アーク現象についてのシミュレーションおよび実験の結果から，アークプラズマを経由した TIG-MIG 電極間電流の存在と，TIG および MIG 電流の各条件におけるアーク安定性・溶込み深さの変化をはじめとする熱源の諸特性について，知見をえてきた．溶接熱源の評価において，溶接実入熱すなわち熱効率に関する情報は母材へ投入される熱量とその影響を考える上で非常に重要である．溶接入熱は，アークに投入される熱量を最大値として，電流と電圧の積によって，次式を用いて求めるのが一般的である[37)]．

$$E = \frac{V \times I}{v} \times 60 \qquad \textbf{(6.1)}$$

E：溶接入熱（J/cm），V：アーク電圧（V），I：溶接電流（A）v：溶接速度（cm/min）

上の式で見積もられる熱量に対し，母材へ実際に投入され，金属組織や変形・歪みに影響する実入熱としての熱量がある．両者の割合が熱効率 η であり，次式の通り定義される．

$$\eta = \frac{E}{H} \qquad \textbf{(6.2)}$$

熱効率は溶接方法および溶接条件によって異なり，例えば，TIG 溶接法と YAG レーザ溶接法の熱効率を比較した佐藤らの実験では，TIG 溶接では 80～90%，YAG レーザでは 45～50%と見積られたと報告されている[38)]．

TIG-MIG 複合溶接法においては，TIG と MIG の各々のアークに対し，電流電圧の積分よりアークに投入されている熱量を計算することが出来る．これにより求まる最大値に対し，その熱効率に基づいて母材への入熱が決まるが，本溶接法では，電極間電流の存在により，従来の TIG および MIG アークよりも熱輸送現象が複雑化することが予想される．Fig.6.1 に，TIG-MIG 複合溶接における電流経路・電位分布の概念図を示す．各電源から電極先端へ電圧が印加され，そこへ TIG 電流 I_{TIG} および MIG 電流 I_{MIG} が流れる．このとき，アークプラズマを経由して，高電位の MIG ワイヤ先端から，低電位の TIG 電極へ電極間電流 $I_{T\text{-}M}$ が流れている可能性が，これまでの実験およびシミュレーションの結果から示唆された．

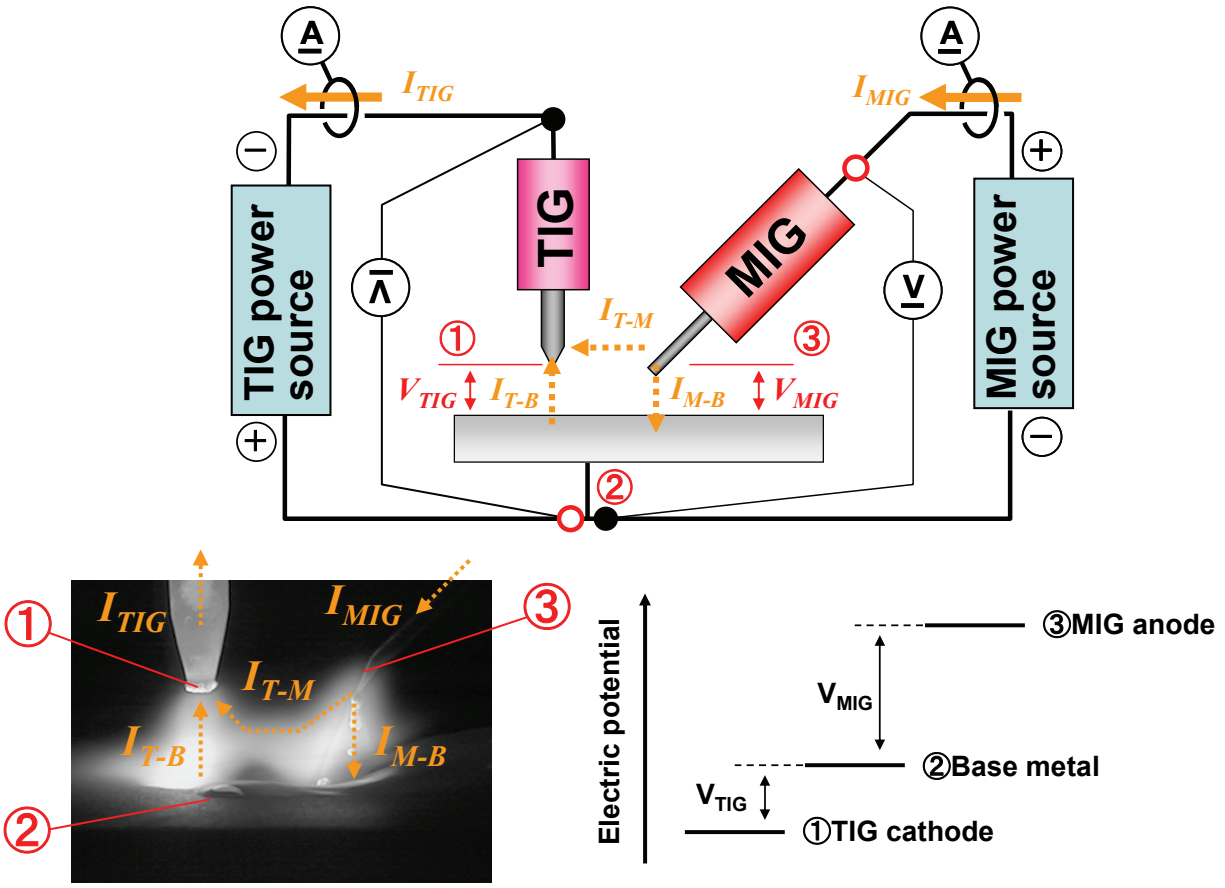


Fig.6.1　Current path and electric potential of each position on TIG-MIG hybrid welding system

I_{TIG} および I_{MIG} はトーチケーブルに設置したクランプメータにより測定可能であるが，溶接入熱には，アークプラズマ中において母材に流れ込む電流 I_{T-B} および I_{M-B} の値が重要と考えられ，これらの電流値についてその絶対値を実験的に測定することは困難である．

TIG および MIG に関する既知の熱効率の値は，基本的に全ての電流が母材に流れ込む状態において，調査されてきたものである．数値計算によって MIG 溶接における熱源特性解析を行い，アーク現象におけるエネルギーバランス関する知見を報告した辻村らによれば，MIG 溶接における母材との熱輸送形態は，熱電子電流とイオン電流，溶滴移行，放射や熱伝導による熱輸送形態に分類され [39]，このうち大きな割合を占める熱電子電流・イオン電流による熱輸送は母材に電流が流れ込むことによって輸送される熱量である．一部の電流が母材へ流れ込まない場合，これらの入熱は失われると考えられる．よって，I_{TIG} と I_{MIG} による見かけ上の電流電圧の積と熱効率から見積られる入熱に対し，電極間電流 I_{T-M} 分の一部の入熱が母材へ投入されずに不足し，熱効率は減少すると予想される．

したがって，TIG-MIG 複合溶接においては，単独の TIG および MIG 溶接と比べて，熱効率が低くなる可能性が高い．溶接実施工への適用においては，材料や施工対象によって，入熱制限が課される場合があり, 実際に母材に投入される熱量および熱効率に関する知見は重要である．また，母材へ投入される熱量は，母材へ流れ込む電流値に比例すると考えられ，複合溶接における熱効率を TIG および MIG の各単独熱源と比較することで，電極間電流の定量値について考察することが可能と考えられる．そこで本章では，溶接実入熱の測定によって，TIG-MIG 複合溶接における熱効率を求め，単独熱源との比較により電極間電流の定量値について考察することを目的とした.

6.2　溶接実入熱の測定方法

入熱測定の方法としては Scotti らの報告を参考とし [40], 液化窒素の蒸発量と蒸発潜熱より, 母材に投入された熱量を見積もる手法で行った. Fig.6.2 に装置の外観と実験手順の概略を示す．治具に固定されたステンレスの試験材にビードオンプレートで，約 10 秒間溶接を行った後, 速やかに液化窒素槽内に投入した. 試験片投入によって蒸発した液化窒素の重量から, 試験片に投入された熱量を見積もった．槽内において液化窒素は既に沸点 77K の状態にあるため，理論上，冷媒の温度上昇を考慮することなく，蒸発潜熱と蒸発量の関係のみから熱量を求めることができる．液化窒素の重量変化は 1 秒毎に PC に出力されており、液化窒素の重量変化速度が，自然蒸発時とほぼ等しくなったところで，試験片の熱量が全て液化窒素槽に捕集されたものとした(Fig.6.3)．室温における液化窒素の自然蒸発量を，予め測定した蒸発速度(0.06 g/sec)と経過時間より求め，測定された蒸発量から差し引いた．また，溶接前の試験材を投入した際の蒸発量を測定し，室温において 1g あたりの試験材・ワイヤが保有する熱量による蒸発量として求め，自然蒸発量と併せて差引いた．試験片の投入時，液化窒素の沸騰と投入の衝撃による波立ちが発生するが, 液化窒素が槽外へこぼれることのないよう注意して投入した．溶接の電流・電圧はオシロスコープ（HIOKI8855）で測定し、電流と電圧の積から溶接入熱の最大値を算出し、溶接時間中に渡り積分した。

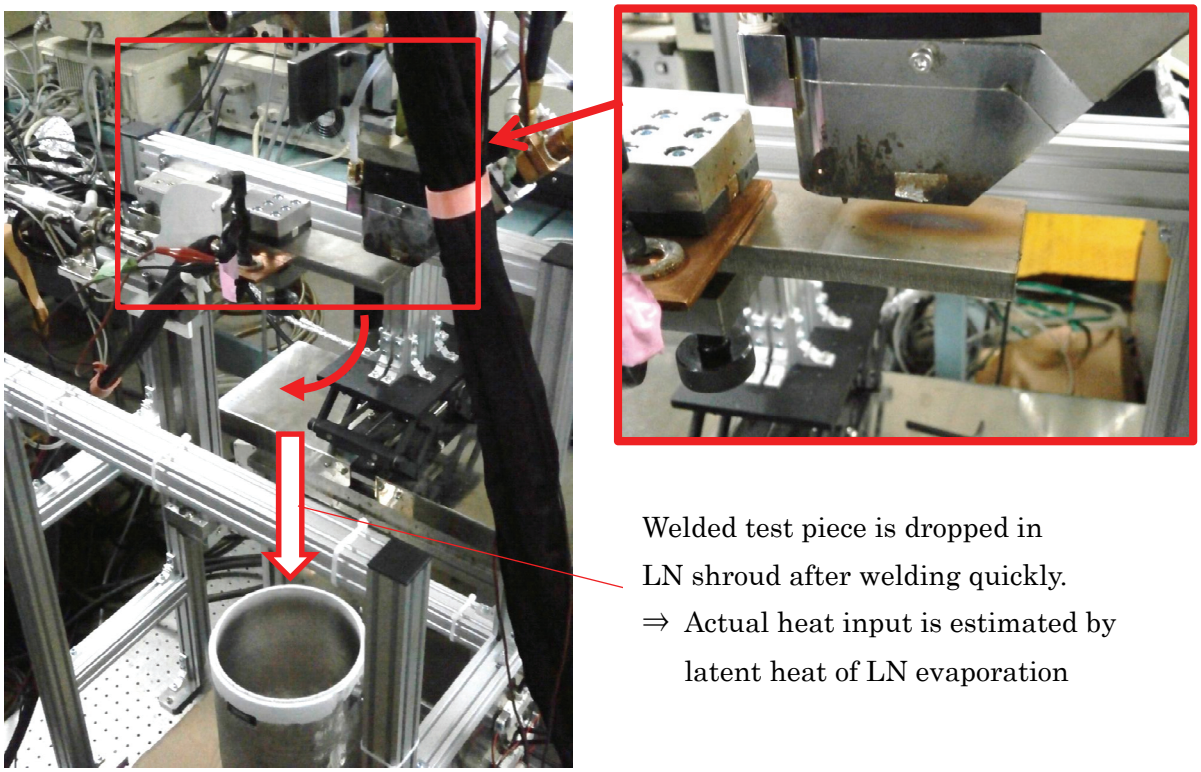


Fig.6.2 Picture of experimental apparatus
(heat input measurement system by change of LN evaporation amount)

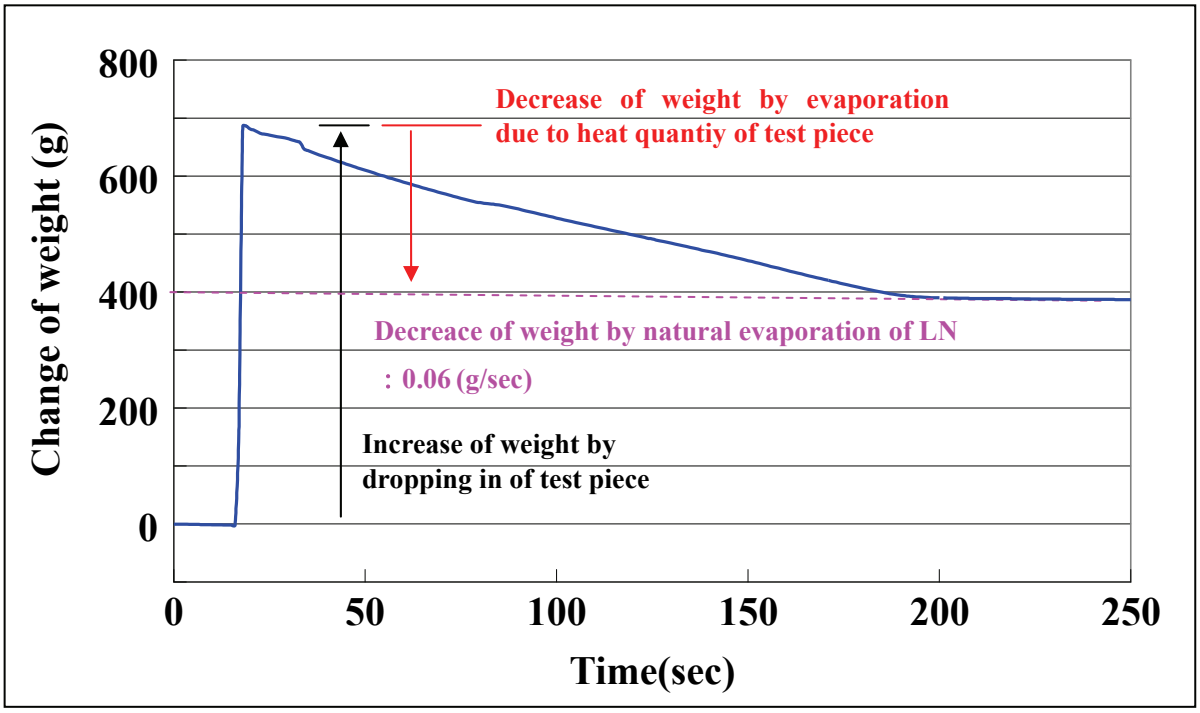


Fig6.3 Estimation of welding heat input by evaporation amount of LN

6.3　結果

6.3.1　基本条件における実入熱測定

実験結果解析の一例として，基本条件 TIG300A／MIG270A の電流条件における実入熱見積もりの詳細を示す．まず予備実験として，室温において溶接前の母材試験片を投入した際の液化窒素重量変化を測定した結果が上述した Fig.6.3 である．重量変化測定開始後，18 秒後に試験片を投入し，200 秒後に蒸発速度が安定し自然蒸発時と等しくなったところを，サンプリング時間 t とした．サンプリング時間までの重量変化 $\triangle W$，および試験片重量 W_{TP}，そして自然蒸発速度 A_0 より，溶接入熱による蒸発量 W_{weld} を次式により求めた．

$$\triangle W = W_{TP} - A_0 t - (W_0 - W_{weld})$$
$$W_{weld} = \triangle W - W_{TP} + A_0 t + W_0 \qquad \textbf{(6.3)}$$

$\triangle W$　：サンプリング時間までの重量変化 (g)　　t　：サンプリング時間 (sec)
W_{TP}　：試験片重量 (g)　　W_0　：室温試験片保有熱量による蒸発量 (g)
A_0　：自然蒸発速度 (g/sec)　　W_{weld}　：溶接入熱による蒸発量 (g)

ここで，1g あたりの室温試験片の保有熱量による液化窒素蒸発量 B_0 を定義する．

$$W_0 = B_0 W_{TP} \qquad \textbf{(6.4)}$$

B_0　：室温試験片(母材・ワイヤ)1g あたりの保有熱量による蒸発量 (g/g)

室温で N 数 2 回にて W_0 を測定した結果を Table6.1 に示す．再現性のある結果が得られ，平均値より B_0＝0.415g とした．溶接後は MIG ワイヤの溶着量分の重量増加があるため，試験後に試験片重量を測定し，これに W_0 を考慮して，バックグラウンドとして差し引き，次式で求められる溶接入熱による蒸発量 W_{weld} および熱量 H_{weld} として求めた．

$$H_{weld} = W_{weld} \times E_{EV,LN} \qquad \textbf{(6.5)}$$

H_{weld}：溶接入熱 (J)，$E_{EV,LN}$：液化窒素の蒸発潜熱 (J/g)

TIG300A/MIG270A における試験結果を Table6.1 中の条件 1 に示す．(6.3)～(6.5) 式に基づき，溶接入熱による蒸発量 W_{weld} は 379.7g，溶接入熱 H_{weld} は 75.4kJ と見積られた．

Table6.1　Estimation of welding heat input by evaporation amount of LN

No.	W_{TP} (g)	t (sec)	W_0 (g)	B_0 (g/g)	W_{weld} (g)	H_{weld} (kJ)
0-1	692.3	200	290.1	0.419	－	－
0-2	688.0	190	283.0	0.411	－	－
1	700.8	441	664.4	－	379.7	75.4

本条件の TIG-MIG 複合溶接における電流電圧波形を Fig.6.4 に示す．また，電流電圧の積により求められる最大入熱 E_{TIG} および E_{MIG} を同図中に示す．複合状態においては，TIG 電圧が低下するため，はじめ約 3 秒間の単独 TIG アーク状態と比べて，TIG アークによる入熱 E_{TIG} は低下する．全溶接時間に渡り，E_{TIG} および E_{MIG} として積分し合計することで，アークに投入された全熱量 E_{TM} を測定し，E_{TM} は 109.6kJ と測定された．式(6.2)に基づき，熱効率 η_{TM} は，最大入熱 E_{TM} および実入熱 H_{weld} より次の式で計算した．

$$\eta_{TM} = \frac{E_{TM}}{H_{weld}} \qquad \textbf{(6.6)}$$

E_{TM}：電流電圧の積分による TIG および MIG の最大入熱 (J)

以上により求められた熱量より，式（6.2）に基づき熱効率を計算すると，結果は 68.2%となった．同様の試験解析手順により，各条件における熱効率について実験結果を得た．次節にて，結果の比較と考察について述べる．

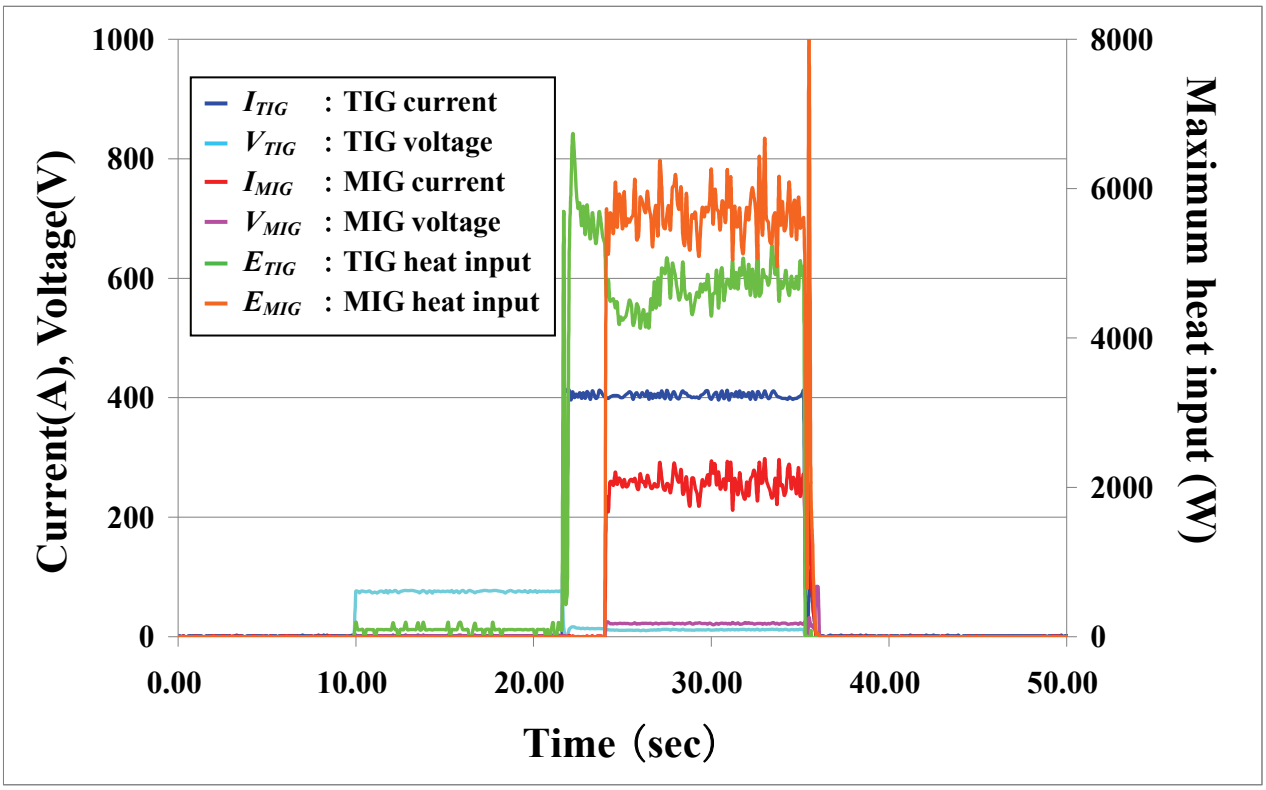


Fig.6.4　Current-Voltage waveform of TIG and MIG,
Maximum heat input of TIG and MIG

6.3.2　TIG-MIG 複合および TIG，MIG 単独における入熱比較

電流電圧の積分による熱量 E_{TM} と、液化窒素蒸発量から見積もられた溶接入熱 H_{TM} を Tabel6.2 に示す．条件 1 および 4，5 の比較より，TIG 単独，MIG 単独アークにおける熱効率が約 80%となったのに対して，TIG-MIG では約 70%の熱効率となった．ほぼ同一電流の単独 TIG および単独 MIG アークによる入熱と比較して熱効率が低下していることは，やはり一部の電流が電極間を流れていることを強く示唆していると言える．

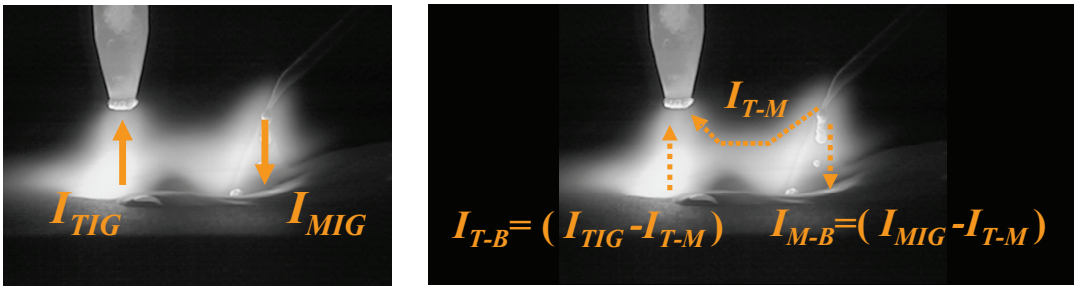
また，溶接熱源として，熱効率が単独熱源よりもやや低い値となったことは望ましい結果とは言えないが，TIG 電流が 200～400A と変化した各電流条件において，一定の熱効率を維持している．これは，TIG 電流の増減が実入熱として一定の割合で母材に投入されていることを示しており，TIG アークとの複合化によって，アークの安定性だけでなく付加的な入熱についても制御可能な複合溶接法であることを裏付けていると言える．

Table6.2　Actual heat input measured by evaporation amount of LN

No.	***Current condition***	***Maximum heat quantity :E_{TM} (kJ)***	***Actual heat input : H_{weld} (kJ)***	***Heat efficiency : η_{TM}(%)***
1	TIG300A/MIG270A	109.62	75.97	69.3
2	TIG400A/MIG270A	135.04	95.12	70.4
3	TIG200A/MIG270A	83.60	62.11	74.3
4	TIG300A	48.59	38.39	79.0
5	MIG270A	85.32	69.31	81.2

ここで，いくつかの仮定のもと，TIG-MIG 複合状態における電極間電流の値を見積ることとする。

まず，TIG-MIG 複合状態においても，TIG と MIG の各アークから母材へ流れ込む電流と電圧について,その熱効率は単独アークにおける効率のままであると仮定し，これを Table6.2 の条件 No.4 および 5 の結果より η_{TIG}=79.0(%)，η_{MIG}=81.2(%)とする．Table6.2 条件 No.1 の最大入熱 $E_{T\text{-}M}$=109.6(kJ) に対して η_{TIG} および η_{MIG} を適用した場合の入熱を $H_{T\text{-}M0}$ とし，実入熱との差ΔH を次式の通り求める．



(a)Direct current path is none (b)Direct current path exists

Fig.6.5 Two case for the detail of current path during TIG-MIG hybrid welding

$$E_{T\text{-}M} = I_{TIG} \times V_{TIG} + I_{MIG} \times V_{MIG} = 109.6(\mathrm{kJ})$$

$$H_{T\text{-}M0} = I_{TIG} \times V_{TIG} \times \eta_{TIG} + I_{MIG} \times V_{MIG} \times \eta_{MIG} = 88.1(\mathrm{kJ})$$

$$\triangle H = H_{T-M0} - H_{weld} = 12.2(\mathrm{kJ})$$

$\boldsymbol{H_{T\text{-}M0}}$：TIG および MIG の単独アークが各熱効率で入熱した場合の入熱量(kJ)

求められた$\triangle \boldsymbol{H}$ は，TIG および MIG アークが各々単独で母材に入熱した場合((Fig.6.5(a))に対し，電極間電流 $\boldsymbol{I_{T\text{-}M}}$ の発生によって一部の電流が母材に流れ込まなかった(Fig.6.5(b))ことによる差分と考えると，$\triangle \boldsymbol{H}$ は次の式で表される．

$$\triangle H = (I_{T-M} V_{TIG} \eta_{TIG} + I_{T-M} V_{MIG} \eta_{MIG}) \times t_{T\text{-}M} \qquad \textbf{(6.7)}$$

$\boldsymbol{t_{TM}}$：TIG-MIG 複合溶接時間(sec)

このとき，電極間電流 IT-M は母材に直接流れ込みはしないものの，ワイヤ溶滴加熱や輻射，熱伝導による母材への入熱については，単独電流と同様に寄与すると考えられる．辻村らによれば，数値解析シミュレーションによる GMA 溶接における母材へ移行するエネルギーバランスの内訳は，Table6.3 の通りとなり [39]，このうち，母材に直接電流が流れずとも入熱に寄与すると思われる溶滴，熱伝導，輻射による入熱の割合を合計すると 34.8%となる．

Table6.3　Energy balance for heat input to base metal on GMA welding process[39]

Mode	Ratio
Droplet	23.4%
Conduction	2.6%
Radiation	8.8%
Ion&Electron	23.6%
Total	58.4%

よって，電極間電流 $\boldsymbol{I_{T\text{-}M}}$ の母材への熱効率 $\boldsymbol{\eta_{T\text{-}M}}$ をこの値と仮定し，式(6.7)より以下の通り，$\boldsymbol{\triangle H}$ から電極間電流 $\boldsymbol{I_{T\text{-}M}}$ の値を見積ることができる．

$$\triangle H = (I_{T-M}V_{TIG}\eta_{TIG} + I_{T-M}V_{MIG}\eta_{TIG} - I_{T-M} \times V_{T-M} \times \eta_{T-M}\} \times t_{T\text{-}M}$$
$$= I_{T-M}(V_{TIG}\eta_{TIG} + V_{MIG}\eta_{TIG} - V_{T-M} \times \eta_{T-M}) \times t_{T-M}$$

$$I_{T-M} = \frac{\triangle H}{(V_{TIG}\eta_{TIG} + V_{MIG}\eta_{MIG} - V_{T-M}\eta_{T-M}) \times t_{T-M}} = 80(\mathrm{A}) \qquad \textbf{(6.8)}$$

以上より，電流条件 TIG300A/MIG270 において，TIG 単独および MIG 単独アークとの入熱の違いに基づき見積った電極間電流の値は，80A となった．5 章におけるシミュレーションの結果では，電極角度や距離の配置を変更した各条件において，電極間電流 30～49A の値が示されている．5 章における実験と本章とでは電極配置も異なっており，これらの値の定量的な比較は困難であるものの，実入熱測定に基づく本実験においても，電極間電流の存在を裏付ける結果が得られ，前章までの考察に対し，定性的に矛盾のない結果が得られたと言える．

6.4　結言

本章では TIG-MIG 複合溶接における熱効率及び実入熱の評価と，単独熱源との熱効率比較による電極間電流に関する考察を目的として，液化窒素蒸発量の測定による溶接実入熱の測定実験を行った．以下の知見が得られた．

（1）TIG-MIG 複合溶接における熱効率は，約 70%となり，TIG と MIG の電流条件が異なる場合でも，ほぼ同じ熱効率となった．

（2）同一電流条件の TIG 溶接および MIG 溶接における熱効率は 80%となり，TIG-MIG 複合溶接においては，単独溶接よりも熱効率が 10%低下することが分かった．

（3）TIG および MIG の単独熱源との実入熱の比較より，TIG-MIG 複合溶接における電極間電流の見積りを行い，電極間電流は TIG300A/MIG270 において 80A と見積られ，電極間電流の存在を裏付ける定性的結果が得られた．

第 7 章　TIG-MIG 複合溶接法の確立

7.1　緒言

本研究のこれまでの過程を述べる. まず第 1 章で起案した TIG-MIG 複合溶接法を, 第 2 章で実際に実験確認しその効果と基本的特性を確認した. 第 3 章および 4 章では理論的現象理解を目的として三次元モデル化・数値計算シミュレーションを行い，電極間電流の存在の理論的示唆を得ると共に，電極間距離・角度の配置と TIG と MIG の電流条件による反発作用や電極間電流への影響を明らかにした. 第 5 章および 6 章において，TIG-MIG 複合溶接現象のメカニズムに対する実験的解析手法として，電源動作状態解析および溶接実入熱測定を行い，電極間電流の存在の実験的裏づけを得て，その定量的見積もりを行い，実際の溶接入熱への影響までを明らかにした.

本章では，これまでの知見を踏まえた上で，アーク間距離および角度による溶接性への影響について実験比較を行い，実用的に望ましい距離･角度への最適化を行った. 最適化した構造を一体型の専用トーチへと落とし込み，製作した専用トーチの使用によって，すみ肉溶接や多層溶接継手といった傾斜姿勢を含む施工やウィービング運棒など，より実践的な施工条件選択を可能にした．実用継手として，隅肉溶接，開先突合せ溶接について，TIG-MIG 複合溶接の適用を行い継手を作製し，適用された溶接条件および試験片について，単独 TIG との能率の比較，単独 MIG との品質の比較を行い，純 Ar シールド MIG 溶接として，高品質・高能率な溶接法であることを確認した.

以上の内容により，実用施工可能な溶接法確立という段階への到達を目指す.

7.2　実験方法

TIG および MIG 電極の距離･角度の検討においては, 汎用の TIG 溶接トーチと MIG 溶接トーチを治具で固定配置し，複合化を行った．実験装置外略図は，2 章で述べた内容と同じであるため割愛する. Table7.1 に溶接条件を示す. TIG 電源として日立製デジタルペアティグ電源（型式 : AD-DG 500A)，MIG 電源としてパナソニック製電源(YD-350GE2）を使用した．溶接開始および条件調整の手順，電流電圧の値･波形測定，高速度デジタルビデオカメラによる溶滴移行･アークの観察方法については,

第 2 章での実験と同じである．Table7.1 左の基本条件で得られる溶接ビードに対し，アーク間距離，トーチ角度の各条件を変更し，アーク現象およびビード形状について比較，検討を行った．

Table7.1 Welding condition for TIG-MIG hybrid welding

Parameter	Basic Condition	Range of condition
Base metal	Stainless steel type304　t8，t12mm	
Joint	Bead on plate	
Current (TIG/MIG)	350A／270A	200～330A 150～500A
Welding speed	30cm/min	20～40cm/min
Wire feed speed	10m/min	6～13m/min
Distance between TIG and MIG arc	4mm	0～25mm
TIG electrode	2%La_2O_3　φ4.0　tip angle 30° tip diameter　φ1.0	
TIG arc length	5，6mm	
MIG wire	Stainless steel type308　φ1.2	
Wire extension	25mm	
Torch angle (TIG/MIG)	－30°／＋30°	(1) TIG vertical : 0°　／+ 30～60° (2) Symmetrical :　- 15～60°　／+ 15～60°
Shielding gas	100%Ar，TIG：15 L/min, MIG：30 L/min Shielding BOX：80 L/min	

7.3　アーク間距離が TIG-MIG 複合溶接に及ぼす影響

Table7.1 右に示す条件範囲において，アーク間距離を変化させて溶接を行った．TIG 電流および MIG ワイヤ送給量は固定とし，アーク間距離の変化に対して，MIG 電圧のみを適宜調整し，同一アーク長となるようにした．ビード外観および断面マクロ，アーク観察写真を Fig.7.2 に示す．

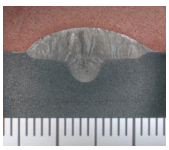
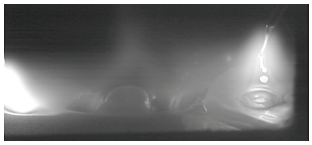
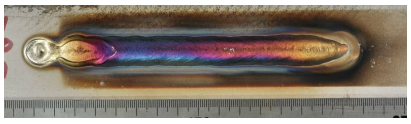
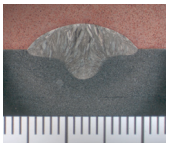
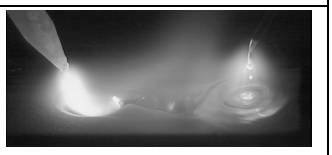
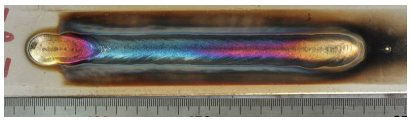
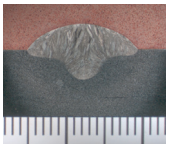
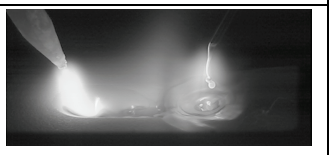
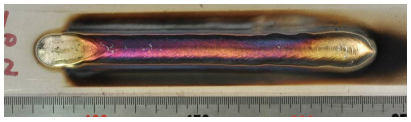
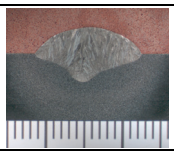
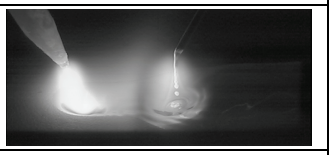
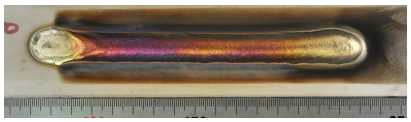
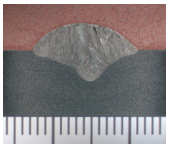
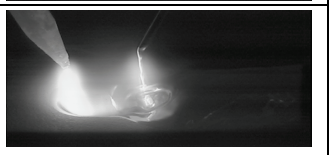
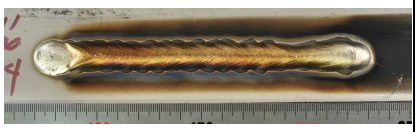
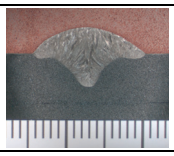
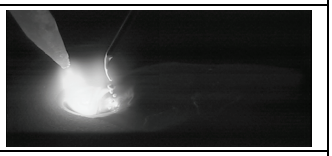
25mm TIG：355A14.2V MIG：266A33.5V ［28.0 kJ/cm］			
16mm TIG：355A13.9V MIG：266A28.2V ［24.8 kJ/cm］			
12mm TIG：355A13.7V MIG：272A25.7V ［23.7 kJ/cm］			
8mm TIG：352A13.7 MIG：267A23.4V ［22.1 kJ/cm］			
4mm TIG：352A13.4V MIG：264A21.2 ［20.6 kJ/cm］			
0mm TIG：352A12.9V MIG：258A15.1V ［16.9 kJ/cm］			
Distance between TIG and MIG arc current-voltage **［Heat input］**	**Bead appearance (As weld)**	**Cross section**	**Image of High speed camera**

Fig.7.2 Influence of the distance between TIG and MIG arc

アーク間距離を 16mm まで離しても，MIG アークは安定し，止端の揃った良好なビードが形成された. 距離が大きくなるほど, MIG の適正電圧が増加する傾向がみられ, 電圧が同値としたまま距離だけを大きくすると, MIG アーク側に短絡が発生しスパッタが発生した．アーク観察写真を比較すると，各条件において MIG アーク長はほぼ同じであるにもかかわらず, アーク電圧に著しい違いが出ており, 距離 8mm と 16mm では約 5V の違いがある.

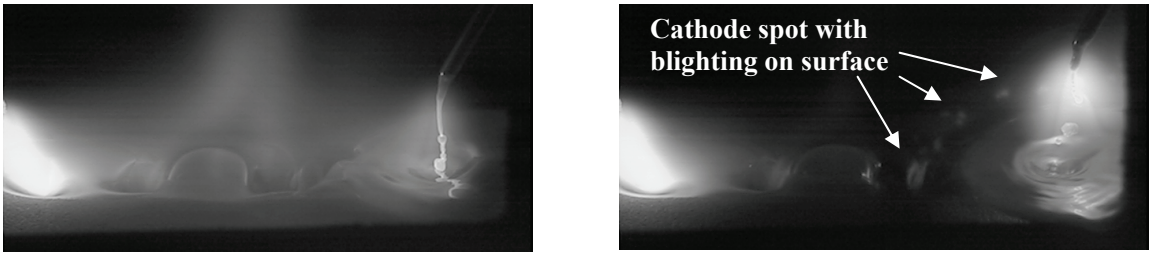
同一アーク長において電圧が増大しながらも，TIG および MIG の電流はほぼ同じ値を示したことは，前章までで議論してきた電極間電流の存在を強く示唆している．すなわち，TIG と MIG の電極間の距離が増大することで電極間電流による電位差も増加し，MIG アーク電圧の増加として測定されていると考えられる．単独 MIG の溶接において電圧を 5V も増加させると，アーク長増加あるいは電流増加に反映されるが，TIG-MIG 複合化においては，電極間電流の電圧として反映され，その結果，アーク長や電流値には変化が見られなかったものと考えられる.

4 章で行った数値解析では，電極間の距離が増大することにより，単純に電極間電流経路の電気伝導性が低下し，電極間電流が低下する結果となった．実験結果においては，電流経路の電気伝導性の低下が必要電圧の増加として表れていると考えると，矛盾のない解釈といえる.

一方で，アークプラズマの拡がりは，導電するアークプラズマの体積が増えることから，MIG アーク単独の電流経路における電気伝導性は増加すると思われ，電圧の低下に繋がる可能性もあると考えられる．しかしながら，トータルの電位差として増加していることから，距離増大による電気伝導性減少の影響の方が大きかったと考えられる．以上より，TIG-MIG 複合アーク現象において，電極間電流が一定以上の割合で存在していることが，距離比較の実験結果からも示唆された.

アーク間距離が 25mm まで大きくなると，MIG アークが不安定化し，ビードの蛇行およびビード周辺へのクリーニング領域の拡がりが確認された．アーク観察写真においても TIG アークと MIG アークの重なり部がなくなり，溶融池外の母材表面上に，陰極点のふらつきを示す輝点がみられる．アーク間距離 25mm の高速カメラ観察写真において，瞬時的なアーク状態を解析すると，陰極点輝点が観察されない瞬間 (Fig.7.3(a))と観察される瞬間（Fig.7.3(b)）があり，後者においては TIG アークと MIG

アークの重なり部がなくなっている．アークの重なりがあり電極間電流の必要量が得られるアーク間距離が，安定距離範囲の上限になると考えられる．



(a) Blighting Cathode spot is not observed　　**(b) Blighting Cathode spot is observed**

Fig.7.3　Difference of blighting cathode spot behavior for condition of arc frame on the large distance 25mm

一方，距離を 0mm まで近づけた条件では，アーク電圧は著しく低減し，MIG 電流 258A に対して 15V という極端に低い値を示すも，アークは安定に発生した．近接した距離条件では反発作用が増大するため，距離 4mm および 0mm の条件では，他の条件と比べて，ワイヤ先端の溶融部分は後方に指向した．一方，距離 8～16ｍｍにおけるアーク観察では MIG アークがうける反発作用の程度はそれほど大きく変わっていないようにみえる．数値解析においても，反発作用は電流密度が高い TIG 電極先端と近接する条件となるアーク間距離 0mm において著しく大きくなり，アーク間距離 4mm と 8mm とでは反発の程度に大きな差はないという結果であった．本条件でも，TIG 電極先端および TIG アークの高輝度放射部分が高電流密度部分と思われ，その部分と近接することで反発が増大したと考えられる．

ビード外観について，アーク間距離 0mm での結果は止端不揃いなものとなった．これは，TIG と MIG のアークが一体化し表面の入熱半径が狭まったところへ，多量の溶着金属が滴下されたことによるものと考えられる．すなわち，母材表面において必要なぬれ性をえるためには，母材表面上の入熱の広さが重要であるが，本条件ではアークが一体化し入熱半径が狭まった状態であり，またアーク間での湯流れによる熱の拡がりも見込めない，更には反発により MIG アーク自体も後退角へ指向したことで，表面上の入熱を拡げる要素が充分得られなかったと推測される．溶接施工においては，幅が狭く余盛の高い凸なビード形状は応力集中の観点から望ましくなく，余盛形成の不安定さからもアンダカットやオーバーラップが懸念される．よって，止端が

揃い，かつ一定以上のぬれ性を有する溶接部を得るためには，あまり近すぎる距離条件は望ましくなく，本条件において適正なビード形状を得るためには，アーク間距離 4mm 以上とする必要があると考える．

アーク間距離 4～16mm の条件範囲においては，ビード断面形状および寸法に大きな違いはみられなかった．MIG 電圧の増加によって，TIG および MIG の電流電圧の積和より計算される溶接入熱としては増大した条件となるが，顕著な溶込みの増加はみられない．同じ溶着量および溶込みが得られるのであれば，熱効率や施工における入熱制限の観点からは電圧が低いほうが良いといえる．また，距離 12mm 以上の条件においては，溶融池が分離し溶融池間に固体面が露出しており，融合不良やハンピングの発生が懸念される．本実験の結果において，溶融池を共有することはアーク安定化のための必要条件ではないと考えられるが，複合入熱を効率よく母材へ投入し，安定したビード形成を得るためには，アーク間距離はある程度近接し，かつ溶融池は一体化しているのが望ましいと考える．よって，アーク間距離 25mm 以内とすることは，アーク安定化のために必要な条件であるが，更にハンピングの防止や熱効率を考慮した適性条件としては，距離は 8mm 以内が適当と考える．

以上，反発およびビードぬれ性の観点からは，アーク間距離 4mm 以上が良く，ハンピング防止および融合不良，熱効率の観点からは，アーク間距離 8mm 以内が良いと考えられ，両要件を満たす適正条件範囲としては 4～8mm が適当であると考えられる．適正距離条件は，電極角度や電流バランスによっても変わると予想されるが，本結果からは，距離が過小および過大となった場合の影響について有用な知見をえることができた．

7.4　電極角度が TIG-MIG 複合溶接に及ぼす影響

トーチ角度を変化させた条件において得られた結果を Fig.7.4 に示す．条件範囲としては Table7.1 右 (2) symmetrical に示した条件範囲となる．向き合い角度が大きい条件ほど，ビード形状としては平坦で幅広なビードとなった．向き合い角度の小さい条件では，ビード幅が狭くなり凸なビードとなった．溶込み深さは，角度条件によって大きくは変わらず，各条件でほぼ同じ溶込み深さとなった．

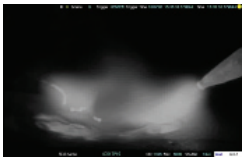
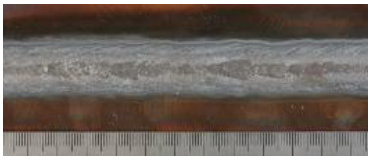
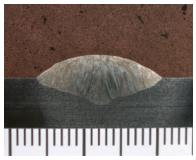
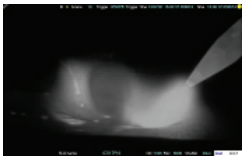
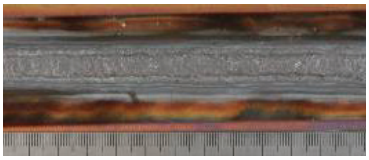
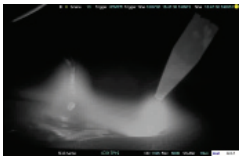
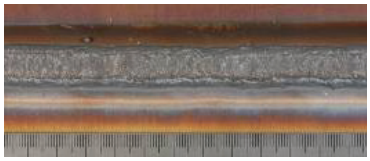
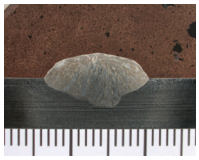
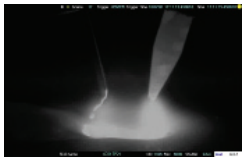
－60°／＋60° ［15V／31V］			
－45°／＋45° ［15V／26V］			
－30°／＋30° ［14V／24V］			
－15°／＋15° ［14V／22V］			
Torch angle (TIG／MIG) [MIG current-voltage]	**Bead appearance (As weld)**	**Cross section**	**Image of High speed camera**

Fig.7.4 Schematic diagram of experimental setup

4 章の数値解析より得られた結果では，一定以上の向き合い角がないと電極間のプラズマ高温領域の形成が充分でなく，電極間電流が流れにくくなるという傾向であった．向き合い角度（－15°／+15°）における数値解析では，電極間電流がゼロとなり，著しくアークは反発する結果となった．実験結果においても，同様の傾向がみられ，向き合い角度（－15°／＋15°）では，MIG アーク先端は反発によって後方へ指

向している．TIG 電圧・MIG 電圧に大きな変化がないことから，電極間電流ゼロといったような顕著な変化が起きているとは考えにくいが，アーク形状は数値解析においてえられたものと良く一致しており，電流密度の高い電極先端部分同士の近接によって，顕著な反発作用の増大が起きていると考えられる．

距離における検討と同様の考え方として，ハンピング発生の防止を考えると，MIG アークが後方へ指向する条件は望ましくない．よって，向き合い角度は一定以上大きい必要があると考えられ，本条件では，（－30°／+30°）以上の向き合い角が必要と考える．

一方，向き合い角度の大きい条件では，プラズマ気流の著しい衝突とともに広い範囲で高温領域が形成し，電極間電流が増大することが数値解析の結果で示された．実験においても，（－60°／+60°）および（－45°／+45°）の条件では，上方へのアークの吹き上がりが観察されており，プラズマ気流がより大きい角度で衝突することによって，周囲への熱の拡散も大きいと予想される．

7.5　電極配置の最適化

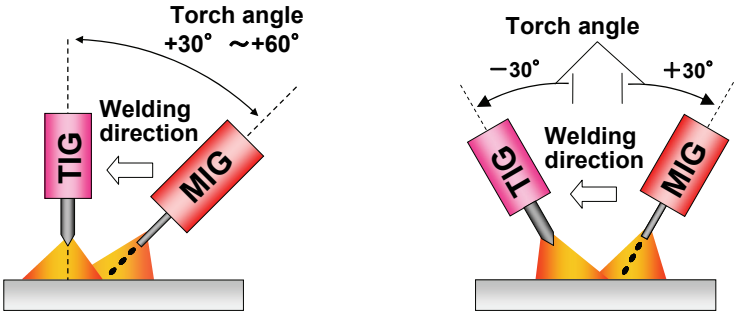
ここまでの検討において，距離および角度については一定の安定条件範囲があり，その範囲内においては，アーク安定性やビード形状に顕著な差はないことがわかった．言い換えると，本溶接法における電極配置による結果への影響は条件裕度がありロバスト性に富むと言える．とはいえ，実用において取扱いやすい溶接法確立を目指すうえでは，ある程度の溶接パラメータは適正値にて固定することが望ましく，固定値は他の調整パラメータとの相性をよく考慮して決める必要がある．電極配置を決定し，電流電圧の調整によって施工ごとの適正条件を選定することを想定すると，TIG と MIG の電流条件に対して裕度の広い配置の選定が望ましい．そこで本節では，各電極配置における電流条件の影響を評価し，適切な電極配置を決定することとした．

7.4 において，電極角度については TIG と MIG の電極を等しく向き合わせる対称配置を検討した．TIG と MIG という電極の極性および構造が異なる熱源の複合化において，対称配置による評価をすることで向き合い角の影響を良く理解することができたが，実用においては対称配置とする必要性はなく，各々の電極の役割に応じた配置を設定すれば良い．

単電極 TIG 溶接においてよく挙がる問題点として，高電流・高速度条件におけるハンピングの発生がある．TIG アークの前進・後退角による影響を考える場合，後退角姿勢はアーク圧力によって溶融池を後方へ押しやり，ハンピングの原因とされる固体面の露出を招く可能性がある．この点では，TIG アークが後退角で指向することはハンピング発生を招く懸念があり，望ましくない．

よって，TIG の電極角度については，垂直配置を検討することとした(Fig.7.5)．TIG 電極を垂直とすることで，TIG 電極角度の前進角・後退角の要素を簡単化し，なおかつ効率良い母材への入熱が期待できる．

また，溶接施工を考える上で TIG 電極とトーチ全体の軸を鉛直として共有することは，自動溶接におけるトーチと電極軸の管理を簡単化し汎用性の高い機器構成とできると考える．また，電極配置について，溶接施工対象によってアーク長を工夫する場合や上下の位置ずれが発生した際に，アーク間距離の変化を考慮する場合も，トーチの上下による TIG アークの水平方向の配置変化は生じないため MIG 電極配置への考慮のみで取り扱うことができ，利便性が高い．



(a) TIG vertical　　(b) Symmetrical

Fig.7.5 Two patterns of torch angle configuration

7.5.1　TIG 電極の垂直配置と反発作用を考慮した MIG 電極前進角の検討

TIG 電極を垂直に設定し，MIG ワイヤを前進角 35°，45°，55° として，電流条件変化による反発作用の影響を比較した．MIG のワイヤ送給速度を 10m/min に固定し，TIG 電流を 350A，450 A と変化させ，高速ビデオカメラによるアーク観察を行った．結果を Fig.7.6 に示す．それぞれの角度条件において，TIG 電流の増加に伴って反発が増大し，MIG アークの指向が変化しているのがわかる．MIG 前進角が大きいほど，反発作用下でも前進角が維持される傾向であり，MIG 前進角 35° では TIG 電流が増加した 450 A の条件において MIG アークが後方へ指向している．MIG アークが

後退角となることによって，ビード止端の乱れが懸念される．実際のビード外観をみると, 顕著なビード不整となっているわけではないが, ほか2つの角度条件と比べて，やや止端の揃いに乱れがみられ，条件裕度としては厳しい印象を受ける．

MIG 電流 280A 前後でのストリーミング移行を基本条件とし，TIG 電流≧MIG 電流の条件範囲内で，TIG 電流により溶込みの調整を図るという考え方によれば，電流差がある程度大きくなり反発が増大しても, MIG アークの指向角度が後退角とならないことが望ましい．一般的な高電流 TIG 溶接電源として 500A の上限値を想定すると，本実験の結果から MIG 前進角は 45°以上で設定するのが良いと考えられる．

MIG 前進角 55°の条件では，TIG 電流を増加しても MIG アークの前進角は維持されており，ビード外観も止端の揃った良好な結果が得られている．しかしながら，TIG 電流 350Ａでのアーク状態をみると，やや前進角となりすぎており，溶融池の先行が進み，溶込みの浅い断面となっている．TIG 電流 450A で反発が増大し，ちょうど良い前進角条件に収まるが，TIG350～450Ａにおける適正条件としては，何れの電流においても標準的な溶込みを示している MIG 前進角 45°の条件のほうが良いと考える．また, MIG 前進角が大きい条件では, MIG 電流電圧の適正値が高くなる傾向にあり，その結果，電流電圧の積和で計算される溶接入熱も大きくなる．7.3 における距離増大の影響と同様に，角度が大きい条件は熱効率が低くなることが予想され，この点からも角度が過大なる条件は望ましくない．したがって，本条件において，電流差が大きくなっても MIG アークの前進角を維持できる適正なMIG 前進角としては，45°が適正であると考える．

ここで，角度以外の重要パラメータとして，距離が挙げられる．向き合い角度を大きくすることと, 電極間距離を大きくすることは, アークへの影響において似ており，これは，電極軸延長線の母材表面上の交点を基準に角度を変更していることにも起因している．距離を大きくとると，もう少し小さい MIG 前進角でも TIG アークの反発と対応できる．といったように，距離と角度がトレードオフの関係となることが予想される．比較例として，MIG 前進角 45°の角度条件において，アーク間距離を 0mm とした場合の結果を Fig.7.7 に示す．やはり，TIG350A での比較において，距離 4mm の条件よりも大きな反発作用がみられており, TIG450A の条件では後方へと指向すると考えられる．

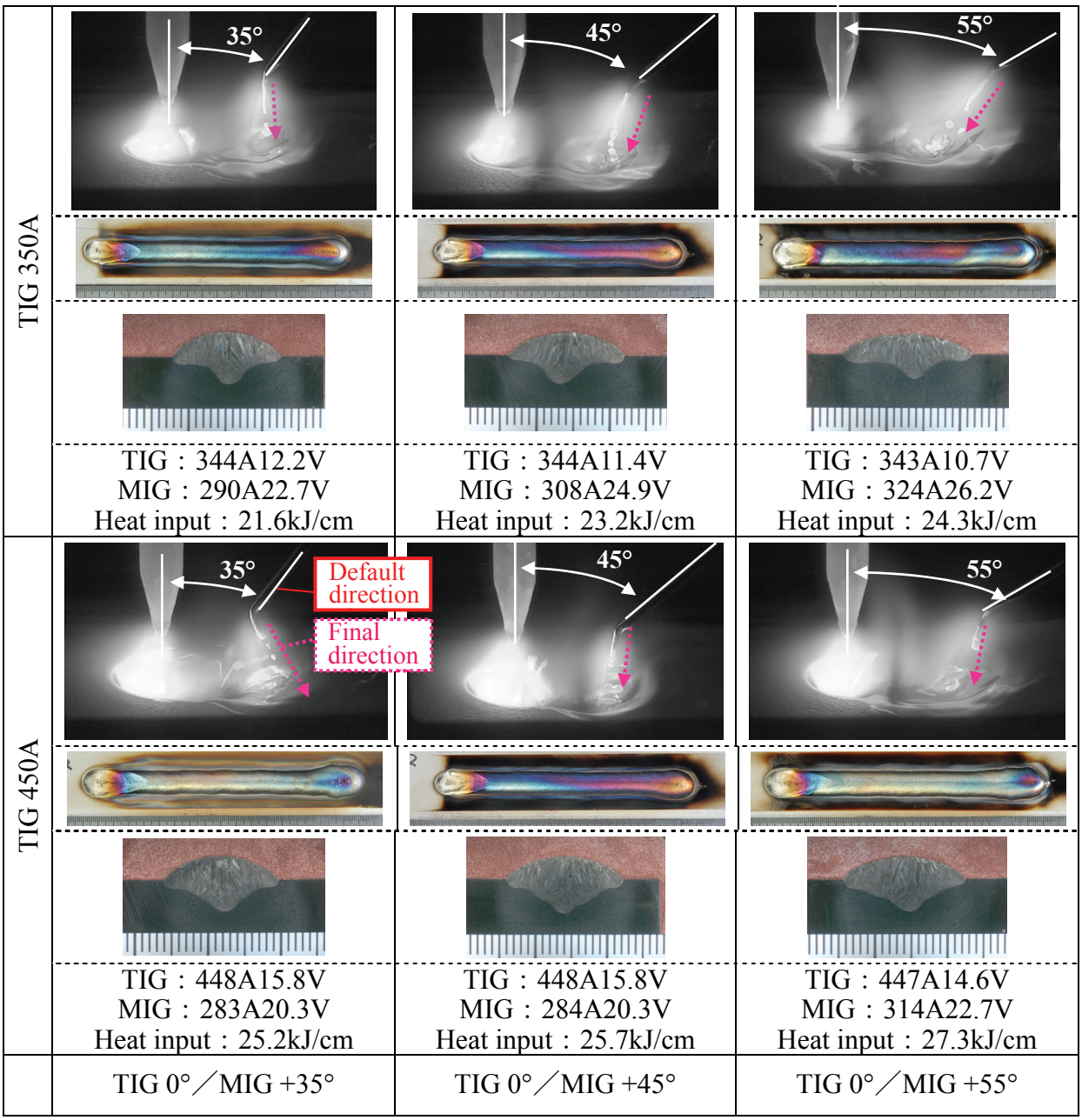


Fig.7.6 Comparison of the image of high speed camera and bead appearance each torch angle

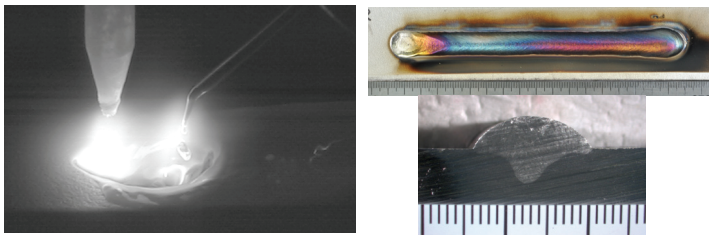


Fig.7.7 Experimental results on distance : 0mm, torch angle : 0°／+45°

同様に反発作用の大きさを基準として，距離 0mm での適正角度を選ぼうとすると，おそらく 45°よりも大きい前進角となると考えられる．電極配置については，ロバスト性に富む一方で，絶対的な最適配置という結論は難しく，対象とする電流条件や継手等により変わると考えられるが，7.3～7.5 において検討してきた中で良好な結果が得られてきた本配置は種々の要素に広く対応することができる配置として望ましいと考える．

7.5.2　溶込み及び余盛形状を考慮した電極配置の検討

上述の通り，アーク反発影響下の MIG アーク指向角度に関する検討に基づき，電極配置として TIG 0°／MIG+45°を設定したが，ビード形状への影響を確認するため，次の 4 つの角度条件で電流を変化させ，断面マクロより余盛形状や溶込みについて比較した．角度条件：(1) TIG0°／MIG+30°，(2) TIG0°／MIG+45°，(3) TIG0°／MIG+60°，(4) TIG－30°／MIG+30°．ここで参考までに，対称配置の一条件を比較に加えた．断面マクロの一覧を，Fig.7.8 に示す．

Fig.7.9 にそれぞれの角度条件における，TIG 電流による溶込み深さの変化を示す．TIG 電流によって溶込み深さが増加する傾向はいずれの条件でも同様であり，300～500A の電流変化に対する溶込み深さの変化範囲もおおよそ同一範囲で約 1.5mm となった．溶込み深さの値としては，MIG 前進角が小さいほど溶込み深さは大きくなり，TIG0°／MIG+30°の条件で最大値を示した．Fig.7.8 より，溶込みの形状を比較すると，MIG 前進角が小さいほど細く深いフィンガー状の溶込みとなっている．また，溶込み中心位置が余盛中心とずれており，MIG ワイヤの曲がりによる影響と考えられる．MIG 前進角 45°において比較的中心位置が改善しているが，トーチ角度条件変更ごとに，ワイヤの曲がりも変わっていたため，角度条件により改善したものではないと考える．しかし，溶込み中心のずれの可能性もあるなかでより裕度を得るためには，顕著なフィンガー状溶込みは宜しくない．溶込み形状のバランスとしては，TIG0°／MIG+45°あるいは TIG-30°／MIG+30°が適当と考える．

Fig.7.10 に各条件における，余盛形状に関する寸法値の変化を示す．余盛の平坦さを評価する目的で，余盛高さに対するビード幅の割合H/Wを比較した．同一溶着量で，余盛高さが小さくビード幅が広いほうが，形状としては平坦という評価になる．Fig.7.8 の断面マクロからも分かるとおり，断面形状については溶接の可否を決めるほ

どの著しい差ではないが，H/W として得られた条件毎の傾向としては，TIG0°／MIG+45°の配置において最も良い結果が得られた．MIG 前進角が大きいほど溶融池の先行が進むため，余盛形状は平坦化すると思われるが，TIG0°／MIG+60°の配置では，H/W の値はやや増加した．断面マクロをみると，TIG0°／MIG60°の条件は，止端部のぬれ角が大きいが余盛高さがやや高い傾向となっており，余盛高さの大きさが反映された結果と考えられる．

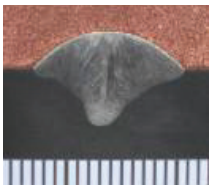
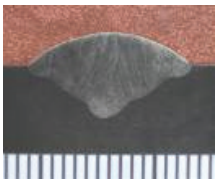
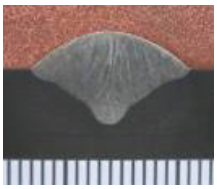
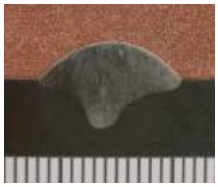
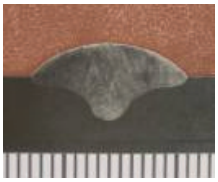
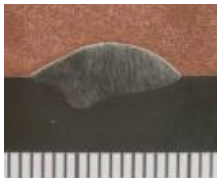
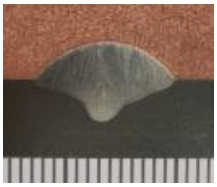
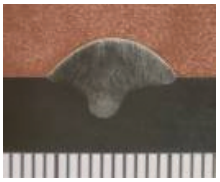
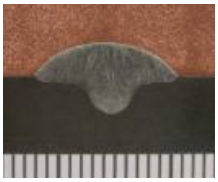
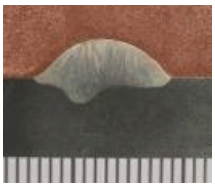
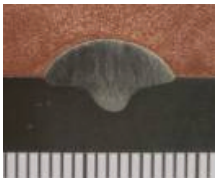
TIG 500A	 **depth:5.2mm H:2.8 mm W:13.8mm**	 **d:4.8mm H:2.9mm W:14.5mm**	**d:3.7mm H:2.9mm W:13.7mm**	 **d:4.9mm H:3.2mm W:14.0mm**
TIG 400A	 **d:4.6mm H:3.1mm W:12.6mm**	 **d:4.0mm H:2.9mm W:13.9mm**	 **d:2.9mm H:3.1mm W:13.5mm**	 **d:4.0mm H:3.2mm W:12.9mm**
TIG 300A	 **d:3.8mm H:3.4mm W:11.4mm**	 **d:3.4mm H:3.0mm W:12.7mm**	 **d:2.2mm H:3.5mm W:12.2mm**	 **d:3.1mm H:3.4mm W:11.7mm**
	TIG 0° / MIG +30°	**TIG 0° / MIG+45°**	**TIG 0° / MIG+60°**	**TIG -30° / MIG+30°**

Fig.7.8　Cross section on each torch angle (MIG290A)
d: penetration depth, H: reinforcement height, W:bead width

以上のとおり，溶込み・余盛の断面形状においてもも TIG0°／MIG+45°の配置がバランス良く適当な形状がえられることがわかった. 比較とした対称配置 TIG-30°／+30°における結果については，他の角度条件と同一範囲内での変化傾向であり，著しく差異はないことを確認できた．対称配置 TIG-30°／+30°もバランスの良い形状が得られる良好な条件といえる.

以上より，TIG 0°／MIG+45°アーク間距離 4ｍｍの条件を，本研究における最適電極配置として設定した.

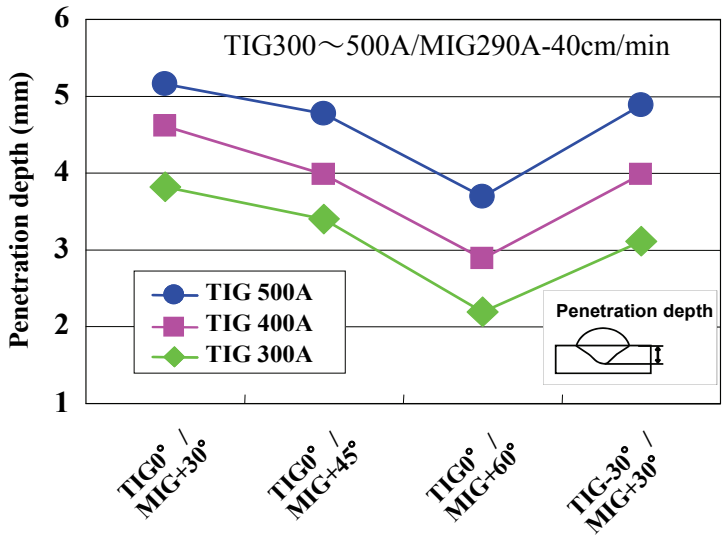


Fig.7.9　Change of penetration depth by torch angle

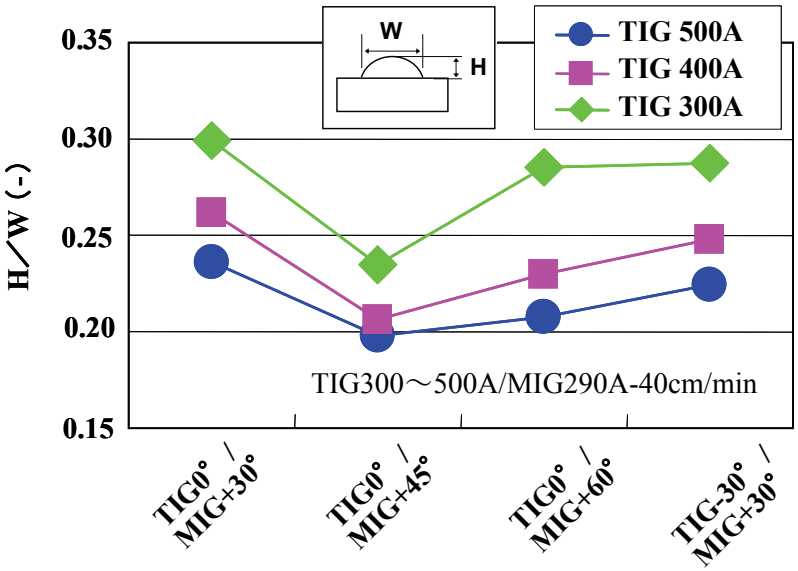


Fig.7.10 Change of bead shape by torch angle

7.6　TIG-MIG 複合溶接専用トーチの製作と継手溶接への適用

7.5 で決定した電極配置にて，一体型の専用トーチを製作した（Fig.7.11）．TIG および MIG のトーチを銅製の構造体で固定し，１つのノズル内に収めた構造となっており，両トーチと銅製構造体の間は，エンジニアリングプラスチックで絶縁されている．両トーチボディと銅製構造体は水冷となっており，高電流条件での使用を想定している．TIG トーチおよび TIG 電極を全体の軸として取扱い，TIG トーチ部分をクランプする．一体化構造によって，すみ肉や突合せ多層盛りといった傾斜姿勢を含む継手溶接においても，良好なシールド性と溶接性が得られる．さらにアフターシールドの付加によって光沢あるビード外観が得られる．

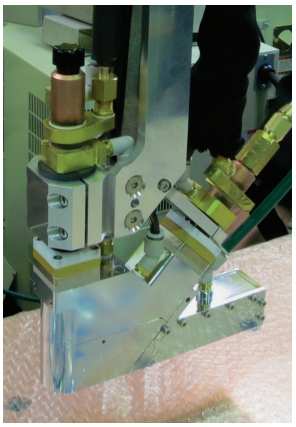
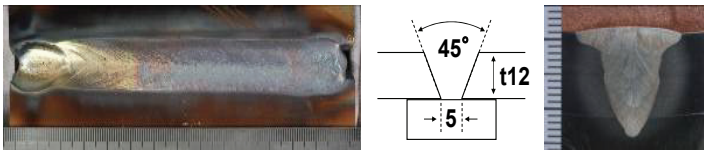
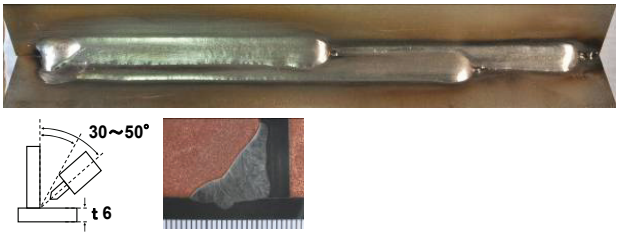


Fig.7.11 Appearance of original torch for TIG-MIG hybrid welding

本トーチを使用し，下向き開先突合せおよび隅肉多層溶接において，良好なシールド性と溶接性が得られた．ビード外観および断面マクロを Fig.7.12 に示す．また，ビードオン溶接条件における各 TIG 電流におけるビード外観，断面マクロ，アーク観察



（a）Groove butt joint　［t12mm 3pass］



（b）Fillet weld joint　［t6mm 3pass］

Fig.7.12　Application example for practical joint with using the original torch
［SUS304 welding speed : 30cm/min，Shieldign gas：Ar］

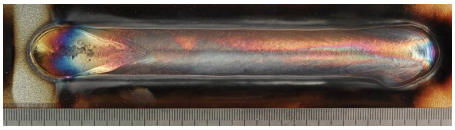
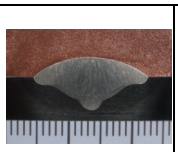
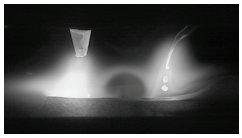
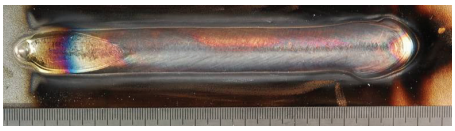
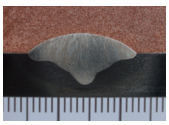
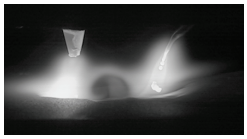
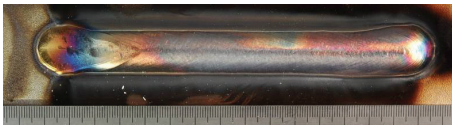
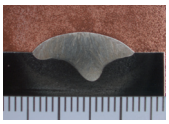
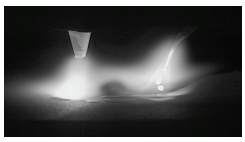
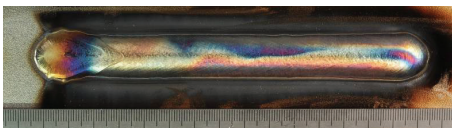
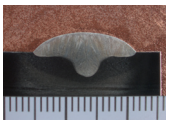
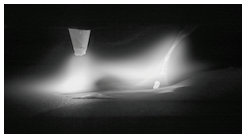
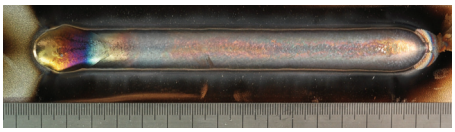
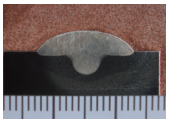
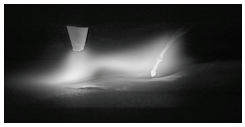
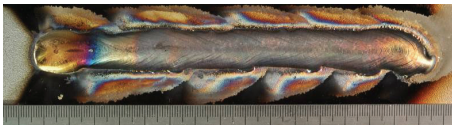
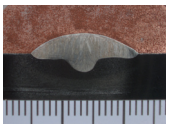
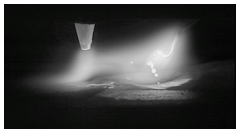
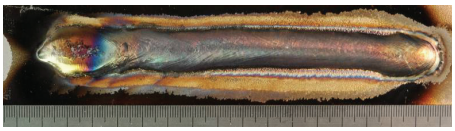
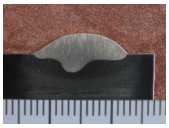
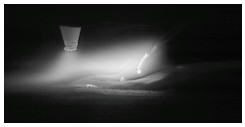
TIG current [detail of current-voltage]	Bead appearance (As weld)	Cross section	Image of High speed camera
500A TIG : 499A13.0V MIG : 300A24.2V			
450A TIG : 452A11.9V MIG : 302A24.7V			
400A TIG : 399A10.4V MIG : 304A25.1V			
350A TIG : 350A8.6V MIG : 302A25.6V			
300A TIG : 299A5.1V MIG : 296A26.6V			
250A TIG : 250A-0.4V MIG : 308A32.6V			
200A TIG : 197A-2.6V MIG : 293A31.5V			

Fig.7.13 Experimental results of TIG-MIG hybrid welding with using the original torch basic result

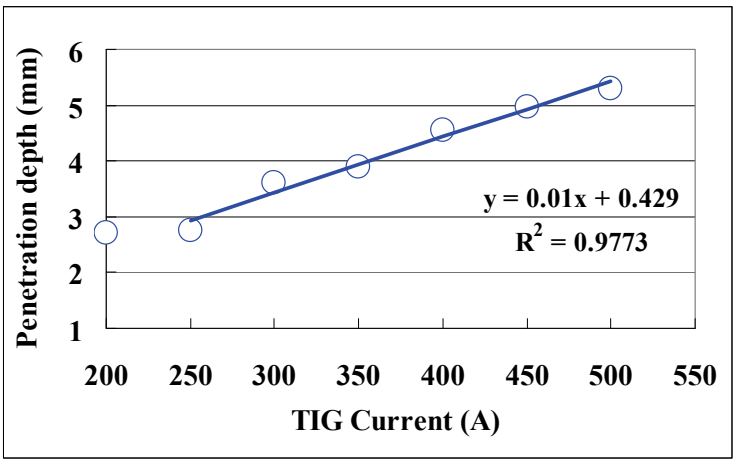


Fig.7.14 Change of penetration depth

写真を Fig.7.13 に示す．TIG 電流と溶込み深さの関係を Fig.7.14 に示す．

TIG 電流 500Ａの条件においても，MIG アークは前進角を維持しており，非常に良好なビード外観が得られている．また，Fig.7.14 より，TIG 電流による溶込みの増加も再現性良く得られた．

7.7　実用継手への適用と従来法との比較

7.7.1　従来 TIG 溶接との能率比較

本研究では, TIG-MIG 複合溶接法によって純 Ar シールドでの安定な MIG 溶接の実現し，高品質かつ高能率な溶接法を確立することを目的としている．本溶接法における高品質とは，純 Ar シールドにより得られる継手品質のことを主に意図しており，従来のガスシールドアーク溶接法との比較においては，TIG と同等の高品質を維持したまま，MIG 溶接並みの高能率溶接が可能な溶接法となる．

そこで，実用継手である下向き開先突合せ，水平すみ肉継手への適用性を評価するとともに従来法である TIG 溶接法との比較を行った．選定した溶接条件について，ステンレス鋼溶接施工基準[36] における同一形状継手に対する TIG 溶接の標準溶接条件例と比較し，速度・パス数について比較を行い，削減可能な溶接施工時間について検討した．

電極配置については，対称配置である角度 TIG－30°／MIG＋30° アーク間距離 4mm で溶接を行った．本配置は，6.5 までで議論してきた TIG 電極を垂直に配置する最適配置ではないが，これまでの実験結果において，その特性を評価してきた基本的配置である. 本節における継手試験においても, 良好な結果が得られており, TIG-MIG 溶接法の継手適用性の評価として，適切な結果が得られると考える．角度 TIG 0°／MIG+45° アーク間距離 4ｍｍの最適配置においても同様に良好な継手を溶接できることは，7.6 で示した．

Fig.7.15 に，t12 SUS304 の 2 層 3 パス，および t6 SUS304 の 1 パスでの開先突合せ溶接，t13 SUS304 の 1 パスのすみ肉溶接における溶接条件およびビード外観，断面マクロを示す．Table.7.2 に，TIG 溶接標準条件例との比較結果を示す．施工時間については，溶接速度とパス数のみ考慮し，溶接長 1m 当りを溶接するのに必要な時間を施工時間とした．

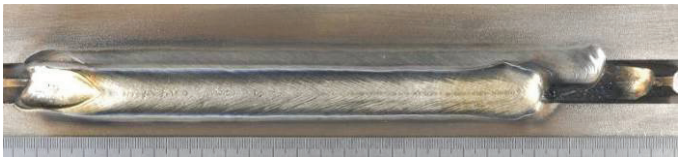
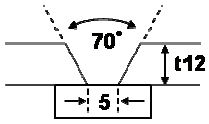
板厚 12mm の突合せ溶接において, TIG 標準条件例の速度・パス数が, 5～20cm/min・6 層 6 パスであるのに対し，TIG-MIG 溶接では 25cm/min・2 層 3 パスで良好な継手を作製でき, その結果, 施工時間は 12min となり, TIG との標準条件比で 40%となった. ビードの表面酸化についても，純 Ar シールドにより TIG 溶接と同等の高品質なビードが得られた.

板厚 6mm の突合せにおいても，TIG 標準条件例の 10～15cm/min・2 層 2 パスに対して，TIG-MIG 溶接では，30cm/min・1 パスで溶接可能となり，施工時間は 3.3min, 標準条件比で 25%となった.

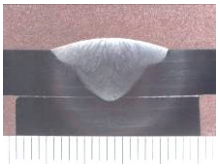
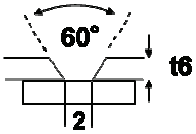
板厚 13mm のすみ肉溶接においては, 板厚 12mm 目標脚長 10mm 水平すみ肉溶接における TIG 標準条件例の 5～10cm/min・2 層 2 パス, 必要脚長 10mm に対して, TIG-MIG 溶接では 30cm/min・1 パスで，脚長は，ほぼ必要脚長に達する 上 9.7mm／下 9.8mm が得られた．施工時間は 3.3 分となり，標準条件比で 17%となった.

以上のことから，下向き開先突合せおよび水平すみ肉において，溶接長 1m あたりの施工時間（溶接工程のみを考えた場合）について，TIG-MIG 溶接法適用によって，TIG 標準条件と比べ施工時間を約 60～80%，削減できる可能性が高いと考える.

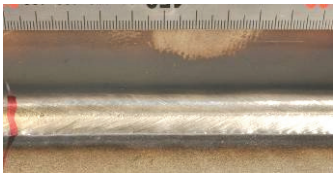
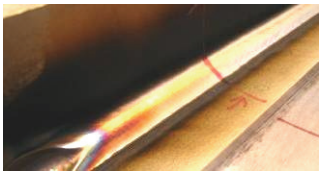
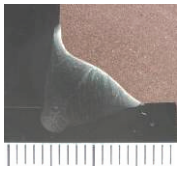
1pass：TIG 450A－MIG280A－speed 25cm/min	heat input：25.2 kJ/cm
2pass：TIG 450A－MIG270A－speed 25cm/min	heat input：26.8 kJ/cm
3pass：TIG 450A－MIG 300A－speed 25cm/min	heat input：28.2kJ/cm

		
Bead appearance	Cross section	Forms of groove

(a) t12 SUS304 groove butt／2 layer 3pass welding

1pass：TIG400A－MIG280A－speed 30cm/min		heat input：20.7 kJ/cm
		
Bead appearance	Cross section	Forms of groove

(b) t6 SUS304 groove butt／1 pass welding

1pass：TIG450A－MIG250A－speed 30cm/min		heat input：21.4 kJ/cm
 		Vertical：9.8mm Horizontal： 9.7mm
Bead appearance	Cross section	Leg length

(c) t6 SUS304 filler weld (horizontal position)／1 pass welding

Fig.7.15　TIG-MIG hybrid welding on practical joint

Table7.2　Comparison of welding process time for TIG vs TIG-MIG

		Welding speed (cm/min)	Number of layer・pass	welding time (min/m)	ratio of time (TIG-MIG／TIG)
(a) t12 SU304 butt joint	TIG standard condition	5～20	6・6	30	－
	TIG-MIG	25	2・3	12	0.4
(b) t6 SU304 butt joint	TIG standard condition	10～15	2・2	13.3	－
	TIG-MIG	30	1・1	3.3	0.25
(c) t13 SUS304 Filler joint	TIG standard condition	5～10	2・2	20	－
	TIG-MIG	30	1・1	3.3	0.17

7.7.2　従来 MIG 溶接との品質比較

実用継手の溶接において，純不活性シールドによって実際に酸素量の少ない高靭性な溶接金属が得られていることを確認するため，開先突合せ継手の溶接を行い，溶接金属中の酸素量・窒素量の測定およびシャルピー衝撃試験による靭性値の測定を実施した．ここでは，比較として従来 MIG 溶接をシールドガス Ar+2%O_2 の条件で行い，同じく継手を作製し，測定値を比較した．TIG-MIG 複合溶接はシールドガスとして Ar+He の純不活性ガスを使用し，溶接速度を 45cm/min（5 パス溶接・入熱 17～19kJ/cm）と 30cm/min（4 パス溶接・入熱 26～27kJ/cm）との 2 条件に分け，高速度・多パスの条件選定により入熱低減が可能であることを確認するとともに，靭性値および酸素・窒素量への影響を比較した．

各条件におけるビード外観および断面マクロを Fig.7.16 に示す．いずれも良好なビード外観，断面が得られたが，Ar-2%O_2 の結果において，初層底部に溶込み不良と思われる部分がみられた．Ar-2%O_2 の溶接においては，トーチ前進角 30°として，やや前進角の大きい条件で行ったため，溶融池の先行が進み初層の溶込みが不十分となったと考えられる．継手としては一部不完全な部位を含むが，溶接金属部分は充分に融合しているため，各種試験は実施し，参考値として比較を行った．

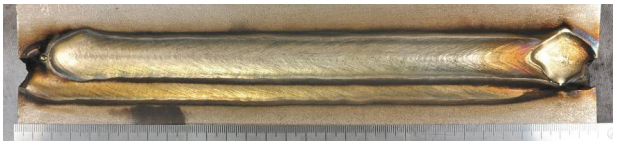
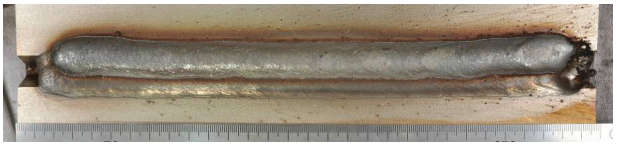
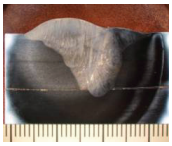
TIG-MIG① Welding speed：45cm/min Heat input：17～19kJ/cm Shielding gas：Ar-He		
TIG-MIG② Welding speed:30cm/min Heat input：26～27kJ/cm Shielding gas：Ar-He		
Conventional MIG Welding speed:30cm/min Heat input：18～19kJ/cm Shielding gas：Ar-2%O_2		
Welding condition	Bead appearance	Cross section

Fig.7.16　TIG-MIG hybrid welding on practical joint
t12 SUS304 groove butt／2 layer 3pass welding

作製した溶接継手について，Fig.7.17 に示すとおり，フルサイズシャルピー衝撃片(ノッチは溶接金属中央)を採取し，JIS Z 2242 に準拠して V ノッチシャルピー衝撃試験を行った．また溶接金属および母材，ワイヤより試験片採取し，酸素量・窒素量の成分分析試験を行った（O：不活性ガス融解-赤外線吸収法，N：JIS G 1228 不活性ガス融解-熱伝導度法母材酸素量により測定）．

試験結果を Table7.3 および 7.4 に示す．酸素量について，TIG-MIG 溶接では何れの条件でも酸素量 30ppm 未満となる，母材・ワイヤと同等以上の低酸素溶接金属が得られた．従来 MIG 溶接では，400ppm 以上の多くの酸素を含んだ溶接金属となった．シャルピー衝撃値について，試験温度－20℃において，TIG-MIG 溶接では，200J 前後の高い値が得られた．入熱が小さい溶接速度 45cm/min の結果のほうが平均値 216J と高めの値であり，入熱が大きい溶接速度 30cm/min の結果では，平均値 195J であった．Fig.7.18 に，溶接法ごとに得られるシャルピー衝撃値を示す[42]．また，図中に今回えられた値を示す．TIG 溶接によってえられる 200J 前後の高靭性値が得られ，酸素量および靭性値について，実際に TIG と同等の高品質な継手を得られることが確認できた．

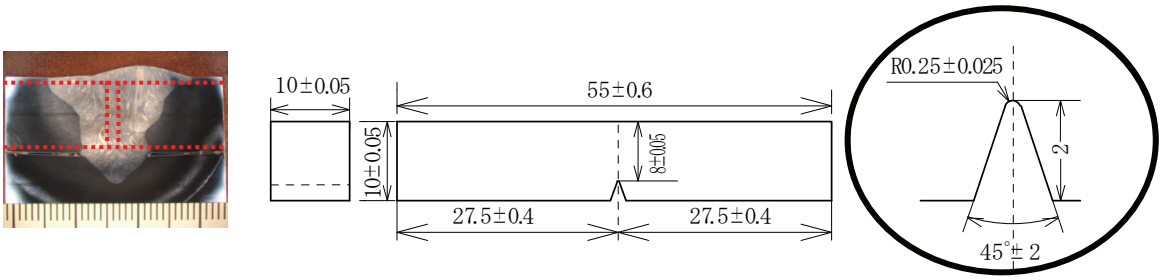


Fig.7.17 position and sizes of V-notched sharpy impact test

Table7.3　Result of V-notched sharpy impact test (-20℃)

Condition		Absorbed energy (J)	
		Single	Ave.
TIG-MIG① Welding speed：45cm/min Heat input：17～19kJ/cm	N1	211	216
	N2	217	
	N3	220	
TIG-MIG② Welding speed：30cm/min Heat input：26～27kJ/cm	N1	197	195
	N2	190	
	N3	199	
Conventional MIG Welding speed：30cm/min Heat input：18～19kJ/cm	N1	87	86
	N2	85	
	N3	85	

Table7.3　Oxygen content of weld metal

Sample	O(ppm)	N(%)
Weld metal (TIG-MIG①)	27	0.0282
Weld metal (TIG-MIG②)	25	0.0301
Weld metal (Conventional MIG)	419	0.0262
Wire	46	0.0167
Base metal	34	0.0536

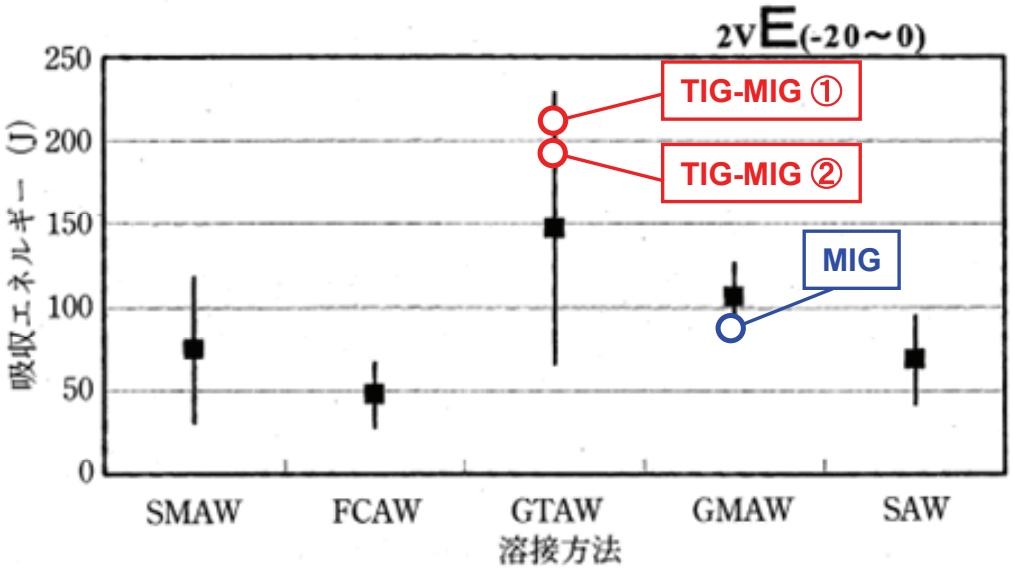


Fig.7.18 General value of sharpy impact test on each welding process [43)]

7.8　結言

本章では, 6 章までに得られた TIG-MIG 複合溶接に関する実験および数値解析による知見をふまえ，電極間の距離および角度が及ぼすアーク状態およびビード外観，断面形状への影響を調べた．実際の施工に適した電極配置を検討し，決定した電極配置において，一体型の TIG-MIG 溶接法専用の溶接トーチを製作した．製作した溶接トーチを用いて，ビードオンおよび継手溶接への適用を行い，良好な溶接が可能であることを確認した．最後に，TIG-MIG 複合溶接法による実用溶接継手の作製を行い，従来溶接法である TIG 溶接および MIG 溶接と比べ，能率および品質について比較し，安定な純 Ar シールド MIG 溶接ならではの，従来法では実施できない水準の高品質・高能率な溶接施工が可能である溶接法であることを確認した．

本章で得られた知見は以下の通りである．

・対称配置（TIG-30°／MIG+30°）において，アーク間距離 25mm まで距離が離れるとアーク不安定となり，距離 0mm まで近づけるとビードが凸形状となり止端が不整となる．

・距離が離れるほど，適正 MIG 電圧が高くなり，電流電圧の積和で計算される入熱は増大する．しかし，溶込みは大きくならない．

・対称配置において，電極角度を小さくすると，ビード形状は凸になる．電極角度を大きくするとビード形状は平坦となり，ビード幅が広くなる．溶込み深さはあまり変わらず，向き合い角度の大きい条件では，プラズマ気流衝突により電極間でのアークの拡がりが顕著になる．

・電極配置については条件裕度が比較的高く配置の自由度が高いことから，実用上取扱い易い電極配置を考慮して，TIG 電極を垂直，MIG ワイヤを前進角として適正な MIG 前進角を検討した．MIG ワイヤ前進角が大きいほど反発影響下でも MIG アークが後方に吹かれることなく，良好な溶接が可能となる．電流差がある程度大きい条件でも MIG アークの前進角を維持できる電極配置として，角度 TIG0°／MIG+45° アーク間距離 4mm を選定した．

・選定した電極配置にて，一体型の TIG-MIG 溶接専用トーチを試作した．ビードオンおよび隅肉，突合せの溶接継手で良好な溶接性を確認した．

・実用継手への適用検討を行うと共に，従来溶接法である TIG 溶接との能率比較を行った．TIG 溶接標準条件と速度・パス数に基づき溶接時間を比較し，TIG-MIG 複合化によって，TIG 溶接よりも 44～17%まで溶接時間を削減できる可能性を示した．

・開先突合せ継手を作製し，溶接金属酸素量測定，シャルピー衝撃試験を実施した．TIG-MIG 複合溶接によって，従来 MIG 溶接法と同等の能率で，酸素量および靭性値について TIG 溶接並みの高品質継手が得られることを確認した．

第 8 章　総括

本研究では，純 Ar シールド MIG 溶接において実用への課題とされてきたアーク不安定に対し，課題を解決できる実用的な溶接プロセスとして TIG-MIG 複合溶接法に着目し，電流・距離・角度といった基本的な条件を調整するのみの簡便な複合化によって，純 Ar シールドでも安定な MIG 溶接が可能となり，高品質･高能率な溶接法が実現できる可能性を見出した．実験評価により，TIG と MIG の電流バランスをはじめとする安定条件範囲の確認や溶滴移行形態の変化といったプロセスの基本特性を明らかにし, 溶接法実用化へ向け取扱いを容易にするための多くの知見をえた. また, 複合アーク現象のメカニズムを理解するべく，三次元モデル化を行い TIG-MIG 複合アーク溶接の数値解析シミュレーションを可能にした. 複合アーク現象に深く関わると思われる，TIG と MIG の電極間を流れる電極間電流経路の存在について，数値解析の結果より示唆をえて，電源出力の解析および溶接実入熱の測定によって，その存在を実験的に裏付け，熱効率について単独の TIG 溶接および MIG 溶接との比較を行った. 最後に, 得られた諸々の知見に基づき, 実用的に最適な電極配置について評価･設計を行い，一体型の TIG-MIG 複合溶接法専用トーチを製作した．一体化により傾斜姿勢やウィービング運棒を含む継手溶接への適用を可能にした. TIG-MIG 複合溶接の実用継手への適用試験を行い，TIG と同等の低酸素量･高靭性な溶接金属が，MIG と同等の高能率プロセスにより得られることを確認し，実用可能な TIG-MIG 溶接法を確立した.

第 1 章は緒論であり，本研究の背景と目的，従来の研究，現状の問題点について触れ，研究の方針について述べた.

第 2 章では，着想した TIG-MIG 複合溶接法について実験確認を行い，実際に TIG との複合化によって純不活性シールド MIG アークが安定化し，良好な溶接が可能となることを確認し，電流条件が及ぼすアーク安定性や溶滴移行への影響を調べ，プロセスの基本的特性を明らかにした．本章で得られた結果を以下に示す.

(1) 電流条件が TIG 電流≧MIG 電流の関係であることが，MIG アーク安定化に必要となる．

(2) TIG 電流≧MIG 電流となる条件範囲では，TIG の電流増加に伴って溶込みが増加し，一方 TIG 電流＜MIG 電流の関係となる条件では，溶込みは TIG 電流値と相関しなかった．

(3) MIG 電流を 200～320A の範囲で変更し，以下の通り溶滴移行形態が変化することを確認した．

・MIG200A（ワイヤ送給量 6m/min）(TIG300A)：ドロップ移行

・MIG260A（ワイヤ送給量 9m/min）(TIG350A)：ストリーミング移行

・MIG320A（ワイヤ送給量 13m/min）(TIG400A)：ローテーティング移行

(4) 各 MIG 電流における TIG 電流変化の影響を確認し，何れの MIG 電流条件でも TIG 電流≧MIG 電流が安定条件範囲となり，MIG の電流域に依らない普遍的な法則であるとの見通しを得た．

第 3 章では，観察・計測からは得られないアークプラズマの振る舞いを定量化し TIG-MIG 複合アーク現象のメカニズムを明らかにする為に，TIG-MIG 複合溶接の三次元モデルを構築し，基本条件における TIG-MIG 複合アーク現象の諸特性について数値計算シミュレーションを行った．本章において得られた知見を以下に示す．

(1) TIG-MIG 複合溶接法の三次元数値解析モデルを構築し，アーク反発および温度分布について立体的な挙動を見積もることが出来た．計算結果として得られたアーク形状や電圧値は，実験結果と良く一致しており，正当性の高いモデル化ができたといえる．

(2) TIG-MIG 電極間で発生する高温のアークプラズマ領域を経由して，TIG 電極～MIG ワイヤ間の直接の電流経路が形成されることが示された．TIG-MIG 複合アークにおける電極間電流の存在を，数値計算によって理論的に示唆することができた．

(3) 溶融池流動を考慮した計算結果において，溶込み深さの計算値は，実験値と良く一致した．すなわち，アークプラズマ-電極-溶融池を一体化した系のモデルとして，母材への熱輸送現象を定量的に精度良く取り扱えたと考えられる．

(4) 溶融池流動の有無によって，熱効率および表面電流の内訳に顕著な違いが生じた．母材への入熱や陰極点挙動に関わるこれらの特性について，詳細な検討を行うためには，溶融池流動を含むモデルによって数値解析を行う必要があるとの見解を得た．

第 4 章では，3 章で構築したモデルを用い，距離･角度の電極配置や電流条件が複合アークに及ぼす影響を数値解析シミュレーションによって明らかにし，複合溶接条件の最適化への指針を得た．

(1) アーク間の反発作用はアーク間距離の大小に強く依存し，距離が小さい条件では，電流密度が高い電極先端周辺の部分が近づくため，特に反発が大きくなる．

(2) 電極間電流は，プラズマ気流衝突による高温領域の形成と，電流経路の距離に依存し，距離が近く，電極の向き合い角が大きい程，大きな電極間電流が流れる．

(3) TIG 電流値による電極間電流の変化は距離・角度の配置による変化よりも小さい．

(4) TIG 電流が低い条件では，元々の電流が少ない上に，更にその一部あるいは大半は電極間電流となり，母材に流れ込まない．このため低電流域では，TIG 電流と溶込み深さが比例せず，TIG 電流が一定値以上（本条件では 200A）になってくると電流値は大きくなり，また母材に流れ込む電流が大半となるため，TIG 電流に比例して溶込み深さが増加するようになると考えられる．

第 5 章では，4 章までで実験結果およびシミュレーションの結果から示唆されてきた電極間電流の存在について，実験的に裏づけを得ることを目的として，TIG 電源の出力解析を行った．TIG 単独アークと TIG-MIG 複合アークの比較において，アーク外観とアーク電圧および電圧源の値を比較した．本章において得られた知見を以下に示す．

(1) TIG-MIG 複合化により TIG 単独アークと比べ電圧の減少が認められ，電流差が小さい条件（TIG300A-MIG270A）においては，5～6V もの電圧減少となっ

た．このとき，TIG 電源からの出力電圧もほぼ等しい値で減少している．

(2) TIG 電流＜MIG 電流の条件において，TIG アークが観察され且つ TIG 電流の発生も測定されている状態で，電圧源 $Es=0$ となる状態が確認された．これにより，MIG アークからの電極間電流の存在を実験的に裏付けることができた．

(3) TIG 電流＜MIG 電流の条件において，TIG 電圧がマイナスの値を示す現象について，MIG アークからの電極間電流が TIG 電流のほぼ全てを占めた状態において，ケーブル・電源内部の経路抵抗分の電圧が検出された結果であることを明らかにした．

(4) いずれの TIG-MIG 電流条件においても，TIG 電源の動作･制御は，TIG 単独電源としての使用時に対して，単に出力が減少するという影響であり，電位の混在する TIG-MIG 複合化において，電流逆流のような現象で電源が故障するといった懸念を解消することができた．

第 6 章では, TIG-MIG 複合溶接において明らかとなった電極間電流の存在とそれによる熱効率への影響について知見を得るため，溶接実入熱の測定を行った．液化窒素の蒸発量による測定手法を用い，単独の TIG 溶接，MIG 溶接と比較すると共に，一定の仮定をおいた上で，電極間電流の定量的な見積りを行った．本章で得られた知見を以下に示す．

(1) TIG-MIG 複合溶接における熱効率は，約 70%となり，TIG 電流を変化した条件においても，ほぼ同じ熱効率となった．

(2) 同一電流条件における TIG 溶接および MIG 溶接における熱効率は約 80%となり，TIG-MIG 複合溶接においては，単独溶接よりも 10%低下する結果がえられた．

(3) TIG および MIG の単独熱源との実入熱の比較より，TIG-MIG 複合溶接における電極間電流の見積りを行い, 電極間電流は TIG300A/MIG270 において 80A と見積られ，電極間電流の存在を裏付ける定性的結果が得られた．

第 7 章では，本研究で得られた TIG-MIG 複合溶接に関する全ての知見をふまえ，電極間の距離および角度が及ぼすアーク状態および溶接結果（ビード外観，断面形状

など）への影響を評価し，実施工に適した電極配置の最適化を行った．一体型のTIG-MIG 溶接法専用の溶接トーチを試作し，ビードオンおよび継手溶接に使用し，良好な溶接が可能であることを確認した．最後に実用溶接継手の作製を行い，従来溶接法の TIG 溶接，MIG 溶接と能率，品質について比較した．本章でえられた知見は以下の通りである．

・対称配置（TIG-30°／MIG+30°）において，アーク間距離 25mm まで距離が離れるとアーク不安定となり，距離 0mm に近づけるとビードが凸形状となり止端不揃いとなる．

・距離が離れるほど，適正 MIG 電圧が高くなり，電流電圧の積和で計算される入熱が増大する．しかし，溶込みはあまり大きくならない．

・対称配置において，電極角度を小さくすると，ビード形状は凸になる．電極角度を大きくするとビード形状は平坦となり，ビード幅が広くなる．溶込み深さはあまり変わらず，向き合い角度の大きい条件では，プラズマ気流衝突により電極間でのアーク熱の拡散が顕著になる．

・電極配置による条件裕度が比較的高いことから，実用上取扱い易いレイアウトとして，TIG 電極を垂直，MIG ワイヤを前進角とし，適正な MIG ワイヤ前進角を検討した．

・MIG ワイヤ前進角が大きいほど反発影響下でも MIG アークが後方に吹かれることなく，良好な溶接が可能となる．電流差がある程度大きい条件でも MIG アークの前進角を維持できる電極配置として，角度 TIG0°／MIG+45°アーク間距離 4mm を選定した．

・選定した電極配置にて，一体型の TIG-MIG 溶接専用トーチを試作した．ビードオンおよび隅肉，突合せの溶接継手で良好な溶接性を確認した．

・実用継手への適用検討を行うと共に，従来溶接法である TIG 溶接との能率比較を行った．TIG 溶接標準条件と速度・パス数に基づき溶接時間を比較し，TIG-MIG 複合化によって，TIG 溶接よりも 44～17%まで溶接時間を削減できる可能性を示した．

・開先突合せ継手を作製し，溶接金属酸素量測定，シャルピー衝撃試験を実施した．TIG-MIG 複合溶接によって，従来 MIG 溶接法と同等の能率で，酸素量および靭

性値について TIG 溶接並みの高品質継手が得られることを確認した.

以上，本研究における研究成果に基づき，TIG-MIG 複合化による高品質・高能率な溶接法の検討は次のように結論付けることができる.

TIG と MIG の電極を向き合わせアークを発生させる TIG-MIG 複合化によって，純 Ar シールドでのアーク安定化という画期的効果を得ることが出来る．安定化の必要条件として，TIG 電流≧MIG 電流の条件を満たすことが必要となる．MIG 電流と溶滴移行形態の関係は, 基本的に従来 MIG 溶接と同様の理解で取り扱うことができる. TIG 電流は更なる電流で付加的な溶込みを与えることができ，溶着量と溶込みの個別制御調整を条件選定において行うことが可能である.

三次元モデル化によって，本溶接法における立体的な温度分布やアーク形状を精度良く得ることが出来る正当性の高い数値解析モデルが構築できた．モデル内において, 高温のアークプラズマの導電性が，電極間電流を形成させることの示唆を得た.

TIG 電源側の出力解析を行い，電極間電流の形成について実験的な裏づけを得た. 更には，TIG-MIG 複合溶接状態における TIG 電源の出力状態としては，単独 TIG 溶接の際よりも単に出力が減少する挙動であり，電極同士の先端が混在することによる電流の逆流現象が起きるわけではないことを確認した.

液化窒素の蒸発量による溶接実入熱の測定を行い, TIG-MIG 複合溶接における熱効率が，TIG，MIG 単独の溶接よりも約 10%低下することを明らかにした.

最後に距離･角度の電極配置による溶接現象への影響評価と施工へ向けた最適化を行い，一体型の専用トーチへ落とし込み，適用性を確認した．実用継手への適用において，TIG-MIG 複合溶接法によって，TIG 溶接と同等の高品質継手が，MIG 溶接と同等の高能率な溶接プロセスで得られることを確認した.

本研究によって得られた TIG-MIG 複合溶接に関する知見は，近年の溶接業界において要求が高まりつつある安定な純 Ar シールド MIG 溶接の実現を可能にし，高品質・高能率な溶接プロセスの実用化･普及に大きく貢献できるものである.

謝辞

本研究は，筆者が大阪大学接合科学研究所と大陽日酸株式会社との共同研究として行った研究をまとめたものです.

大阪大学接合科学研究所教授 田中 学 博士には，この貴重なる入学の機会を頂くとともに，本研究を遂行し博士論文をまとめるにあたり，終始懇切なご指導とご鞭撻を賜りました．丁寧なご教授と暖かい激励に幾度となく励まされたことを忘れることはありません．ここに謹んで深甚なる謝意を表します.

大阪大学接合科学研究所教授 中田一博 博士，同大学大学院工学研究科マテリアル生産科学専攻教授 平田好則 博士には，本論文をまとめるにあたり，有益なご教示とご討論を賜り，大変お忙しい中お時間を割いて頂いたことに深く感謝いたします.

本研究の遂行および論文の執筆にあたり，特に第 3 章および第 4 章における研究の遂行にご尽力頂き，懇切なご指導を頂きました大阪大学接合科学研究所助教 田代真一 博士に心から感謝いたします．また，同じく第 3 章および第 4 章における研究の遂行にご尽力頂き，多大なご支援とご協力を頂きました，三島久 氏（現 特殊財団法人日本海事協会）に心より御礼申し上げます.

大陽日酸株式会社 開発・エンジニアリング本部ガスエンジニアリング統括部 統括部長 佐藤豊幸 氏，同社 開発・エンジニアリング本部 ガスアプセンター 溶接技術課 課長 佐々木智章 氏には，熱心に入学を奨めて頂くとともに，社内への理解獲得にもご尽力頂き，さらには研究の遂行と論文の執筆においても終始懇切なご指導と暖かい激励を頂きました．お二人の存在なくして，このような機会を頂き，研究を遂行することはできませんでした．ここに深く感謝し御礼申し上げます.

大陽日酸株式会社開発・エンジニアリング本部 本部長 有賀敬記 氏，同社 開発・エンジニアリング本部 技術サポートセンター 所長 太田英俊 氏（前 同社 開発・エンジニアリング本部 ガスアプセンター 所長）をはじめ，同社 同本部 上長各位には，入学をご承認頂くとともに、勤務の傍ら本研究を遂行することを見守って頂き，折に触れて数多くの暖かい激励の言葉を頂きました。ここに深く感謝し御礼申し上げます.

株式会社ダイヘン 溶接機事業部 第二技術部 部長 恵良哲生 博士には，第 5 章の内容を中心に，溶接電源の複合化，共同実験の実施において，有益なご助言を頂くと

ともに，多大なるご支援とご協力を頂きました．溶接電源の特殊な複合化を試みる本研究において，同社および同博士のご理解とご協力なくしては，研究の遂行は行えないものであったことをここに記すとともに，心より御礼申し上げます．

みずほ産業株式会社 森下琢磨 氏 には，試験機材製作にあたり，特殊な加工・製作にも関わらず，多大なご協力を頂き，同社および同氏のご協力なくして実験の実施は行えないものであったことをここに記し，心より御礼申し上げます．

辻村吉寛 博士（現 株式会社東芝）には，本研究を進めるにあたり，多大なご支援とご協力を頂き，同じ研究室の先輩として，様々な面でサポートして頂きました，心より御礼申し上げます．

大阪大学接合科学研究所 田中研究室 中西省太 氏，坂井大介 氏，松井翔 氏をはじめ，同研究室の皆様には，共同実験においてご協力頂くとともに，様々な面でサポートして頂きました．心より御礼申し上げます．

大陽日酸株式会社開発・エンジニアリング本部 山梨研究所 ガスアプセンター 溶接技術課 課員各位の皆様には，勤務の傍ら本研究を遂行することを見守って頂き，日々の研究と業務において，多大なるご協力を頂きました，身近な皆様からのご協力なくして本研究の遂行は行えないものであったことをここに記すとともに，心より御礼申し上げます．

最後に，筆者が社会人として大陽日酸株式会社に勤務する傍ら，博士課程へ入学することを快く承諾し，どのような状況においても優しく明るい笑顔で支えてくれた素晴らしい妻と 2 人の息子，筆者の家族達に，心からの敬意と感謝を捧げます．

2013 年 6 月

金丸周平

参考文献

1) 神谷修，藤田春彦，圓城敏男，菊地靖志：SUS304MIG 溶接金属中の酸素と破壊靭性に関する研究，溶接学会論文集，Vol.3，No.3 (1985)，pp138-145.

2) 溶接学会溶接法研究委員会アンケート調査委員会：溶接プロセスの高機能化に向けた新しい展開，溶接法ガイドブック 6 (2008)，pp91-107.

3) 産報出版：別冊／溶接ニュース 2012 溶接関連資料集，pp28-29.

4) 新報株式会社：ウェルディング MART／2012，pp47-66.

5) 小溝裕一：NEDO プロジェクト「鉄鋼材料の革新的高強度・高機能化基盤研究開発」の概要と枠組みについて，溶接学会誌，Vol.78，No.6（2009），pp11-14.

6) 松田福久，牛尾誠夫，才川至孝，丸山裕，荒谷雄：純 Ar-MIG 溶接アーク現象についてーアークの安定性とクリーニング域ー，溶接学会全国大会講演概要第 28 集(1981)，pp150-151.

7) 松田福久，牛尾誠夫，才川至孝，丸山裕，荒谷雄：9%Ni 鋼の共金溶接のための GMA 溶接に関する研究ーアークの安定性と陰極点の挙動ー, 溶接学会誌, Vol.52, No.3（1983），pp66-73.

8) 銭谷哲，中村照美，平岡和雄，篠崎賢二：微量酸素軸流局部添加による Ar-MIG アーク溶接特性，溶接学会論文集，Vol.25, No.1 (2007), pp187-195.

9) 安藤弘平, 長谷川光雄: 溶接アーク現象 6 版, 産報(1976), pp94-95,

10) 中村照美，平岡和雄．溶接法ガイドブック 6「溶接プロセスの高機能化にむけた新しい展開」．黒木出版社，2008，Ⅱ-53－57

11) 上山智之，恵良哲生，劉忠杰他：プラズマ GMA 溶接システムの開発，溶接技術，Vol.56，No.8 (2008)，pp82-85.

12) 田代真一，田中学．：溶接学会全国大会講演概要第 88 集，2011，pp40-41.

13) 浅井知，小川剛，太田健志，峯村敏幸：溶接学会全国大会講演概要第 80 集，2007，20-21

14) 小林秀雄，中村吉宗：TIG-MIG アーク溶接におけるアーク現象とビード形成について，機械研究所所報，Vol.37，No.2(1983)，pp49-59.

15) 小林秀雄，中村吉宗，中原征治：TIG－MIG アーク溶接の研究(Ⅱ)-肉盛溶接への

適用-，機械研究所所報，Vol.38，No.3(1984)，pp117-128.

16) 小倉慧，二瓶正恭，芦田栄次，田口文夫，妹島五彦：2 電極スイッチング・アーク溶接法に関する研究（第 5 報）-スイッチング TIG-MIG 溶接法におけるアーク現象-，溶接学会誌，Vol.52，No.3(1983)，pp282-286.

17) 小倉慧，二瓶正恭，芦田栄次，田口文夫，妹島五彦：2 電極スイッチング・アーク溶接法に関する研究(第 6 報)-スイッチング TIG-MIG 溶接法による銅の溶接-，溶接学会論文集，Vol.1，No.3(1983)，pp282-286.

18) 小倉慧，二瓶正恭，芦田栄次，田口文夫，妹島五彦：2 電極スイッチング・アーク溶接法に関する研究（第 7 報）-スイッチング TIG-MIG 溶接法におけるステンレス鋼の高速溶接-，溶接学会全国大会講演概要，Vol.34，No.4 1 (1984)，pp48-49.

19) 伊藤慶典，池田允彦，山内信幸：サブマージアーク・タンデム方式におけるビード形成に関する研究－2 電極方式について－, 溶接学会誌, Vol.39, No.10(1970), pp101-108.

20) J.J.Lowke，M.Tanaka，A.B.Murphy：Metal Vapor in MIG Arcs can cause (1) minima in central Arc Temperatures and (2)Increased Arc Voltages, Welding in the World，Vol.54(2010)，No.9/10，ppR292-R297.

21) K.Nomura，K.Morisaki，Y.Hirata：Magnetic Control of Arc Plasma and its Modeling, Welding in the World，Vol.53(2009)，No.7/8，ppR181-R187.

22) 辻村吉寛，金丸周平，田中学：アークプラズマを考慮した GMA 溶接プロセスの動特性数値シミュレーション，溶接学会論文集，Vol.30，No.1(2012)，pp60-67.

23) R.P.Reis，D.Souza，A.Scotti：MODELS to describe PLASMA JET，ARC TRAJECTRY and arc blow formation in arc welding，Welding in the World，Vol.55(2011)，No.3/4，pp24-32.

24) M.Tanala，S.Tashiro，T.Sato，A.B.Murphy，J.J.Lowke：Influence of Shielding gas composition on arc properties in TIG welding：Science and Technology of Welding & Joining，Vol.13，No.3(2008)，pp225-231.

25) 荻野陽輔，野村和史，平田好則：3 次元アークモデルの開先部への適用，溶接学会論文集，Vol.28，No.1(2010)，pp10-15.

26) M.I.Boulos, P.Fauchais, E.Pfender：THERMAL PLASMAS, Plenum Press No.8(1994),

pp388-392.

27) K. Yamazaki, E. Yamamoto, K. Suzuki, F. Koshiishi, K. Waki, S. Tashiro, M. Tanaka and K. Nakata: The Measurement of Metal Droplet Temperature in GMA Welding by Infrared Two-Color Pyrometry, Quarterly J. Japan Welding Soc., 26-3 (2008), 214-219

28) M.Tanaka, H.Terasaki, M.Ushio, J.J.Lowke : Numerical Study of Free-burning Argon Arc with Anode Melting, Plasma Chemistry and Plasma Processing : Vol.23, No.3, September 2003, pp

29) 管哲男，村井康生，小崎泰三，上山智之，恵良哲生，上田裕司，佐藤統宣，原則行 : HT780 鋼のレーザ・アークハイブリッド溶接に関する検討, 溶接学会論文集, Vol.29，No.4(2011)，pp248-257.

30) F.Vollertsen， C.Thomy : Laser-MIG Hybrid welding of aluminium to steel-A straightforward analytical model for wetting length，Welding in the World，55(2011)，pp58-66.

31) G.L.Qin，Z.Lei，S.Y.Lin : Effect of Nd YAG laser + pulsed MAG arc hybrid welding parameters on its weld shape，Science and Technology of Welding & Joining，Vol.12，No.1(2007)，pp79-86.

32) T.Ueyama, T.Ohnawa, M.Tanaka, K.Nakata: Effects of torch configuration and welding current on weld bead formation in high speed tandem pulsed gas metal arc welding of steel sheets, Science and Technology of Welding & Joining, Vol.10, No.6(2005), pp750-759.

33) T.Ueyama, T.Ohnawa, M.Tanaka, K.Nakata: Occurrence of arc interaction in tandem pulsed gas metal arc welding, Science and Technology of Welding & Joining, Vol.12, No.6(2007), pp523-529.

34) T.Ueyama, T.Uezono, T.Era, M.Tanaka, K.Nakata: Solution to problem of arc interruption and arc length control in tandem pulsed gas metal arc welding, Science and Technology of Welding & Joining, Vol.14, No.4(2009), pp305-314.

35) 小林和行，松岡孝昭，牛尾誠夫，田中学：2 電極 TIG アーク現象の解明，溶接学会全国講演概要，Vol.73(2003)，pp194-195.

36) 森本慶樹，土井敏光，真鍋陽彦，AHMED.Tarek，平木英治，Lee.Hyun-Woo，中岡

睦雄：新方式電圧給電フルブリッジ形ソフトスイッチング PWM 高周波インバータを用いたアーク溶接機用高出力 DC - DC 変換器，電気学会論文誌. D, 産業応用部門誌，Vo.126，No.3(2006), pp.237-247.

37) 社団法人溶接学会：新版 溶接・接合技術特論，産報出版， p 127.

38) 佐藤章弘，加藤光雄，塚本武志，宮崎邦夫，加藤隆彦：低入熱領域における TIG 及びレーザ溶接の熱効率･溶融効率の検討，溶接学会全国大会講演概要，Vol.68(2001)，pp4-5.

39) 辻村吉寛，田中学：数値計算シミュレーションによる金属蒸気挙動を考慮した GMA 溶接の熱源特性解析，溶接学会論文集，Vol.30，No.1(2012)，pp68-76.

40) O.Liskevich，L.Quintino，L.Vilarinho，A.Scotti : Intrinsic errors on Cryogenic Calorimetry Applied to Arc，IIW Doc.XII-2061-12(2012).

41) 社団法人日本化学会：化学便覧基礎編改定 4 版，丸善株式会社，ppⅡ-245.

42) ステンレス協会:改正 SAS 801 ステンレス鋼溶接施工基準, 平成 12 年 12 月 1 日改正，pp33-72.

43) 三五哲也:ステンレス鋼建築構造用溶接材料の動向, 溶接技術, Vol.52, No.7(2011), PP67-72.

本論文に関する著者の発表論文

雑誌掲載論文

1) 金丸周平，佐々木智章，佐藤豊幸，田中 学 : TIG-MIG 複合溶接法の基礎的検討，溶接学会論文集，Vol.30(2012)，No.1，p29-34.

2) 辻村吉寛，金丸周平，田中学：アークプラズマを考慮した GMA 溶接プロセスの動特性数値シミュレーション，溶接学会論文集，Vol.30(2012)，No.1，p60-67.

3) 金丸周平，佐々木智章，佐藤豊幸，三島久，田代真一，田中学：TIG-MIG 複合溶接法の三次元モデル数値解析，溶接学会論文集，Vol.30(2012)，No.4，p306-312.

4) 金丸周平，佐々木智章，佐藤豊幸，三島久，田代真一，田中学：三次元モデル数値解析による TIG-MIG 複合溶接法のアーク現象の考察，溶接学会論文集，Vol.30(2012)，No.4，p323-330.

5) S.Kanemaru，T.Sasaki，T.Sato，H.Mishima，S.Tashiro，M.Tanaka : Study for TIG-MIG Hybrid Welding Process -Experimental Consideration for Optimum Torch Configuration-，溶接学会論文集 (Visual-JW2012)，掲載可.

6) H.Mishima, S.Tashiro, S.Kanemaru, M.Tanaka : Numerical simulation on plasma property in TIG-MIG hybrid welding process，溶接学会論文集 (Visual-JW2012)，掲載可.

国際会議発表論文

1) S.Kanemaru，T.Sasaki，T.Sato，H.Mishima，S.Tashiro，M.Tanaka : Study for TIG-MIG Hybrid Welding Process，IIW Doc.XII-2101-12(2012).