OUKA
The University of Osaka
Institutional Knowledge Archive

Title	溶融池磁気制御アーク溶接法とその応用に関する研究
Author(s)	真鍋, 幸男
Citation	大阪大学, 2000, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.11501/3172748
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

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

The University of Osaka

溶融池磁気制御アーク溶接法とその応用に関する研究

平成12年3月

真鍋幸男

溶融池磁気制御アーク溶接法とその応用に関する研究

平成12年3月

真鍋幸男

目　次

第1章　緒　論 …… 1
1.1　本研究の背景及び目的 …… 1
1.2　本論文の構成 …… 3

第2章　姿勢溶接の課題と溶融磁気制御アーク溶接法の提案 …… 6
2.1　緒　言 …… 6
2.2　姿勢溶接技術の現状と課題 …… 6
2.2.1　姿勢溶接の施工特性・課題と溶接欠陥及び防止策 …… 6
2.2.1.1　横向姿勢溶接 …… 6
2.2.1.2　上向姿勢溶接 …… 7
2.2.1.3　立向姿勢溶接 …… 8
2.2.1.4　姿勢溶接の施工安定化と欠陥防止対策の考え方 …… 9
2.2.2　横向姿勢での高能率化手法の現状と課題 …… 9
2.2.2.1　MAG溶接 …… 10
2.2.2.2　セルフシールドアーク溶接 …… 12
2.2.2.3　TIG溶接 …… 12
2.2.2.4　潜弧溶接 …… 12
2.2.2.5　エレクトロガスアーク溶接 …… 13
2.2.3　溶接作業の自動化による高能率化 …… 13
2.3　溶融池磁気制御アーク溶接法の提案 …… 15
2.4　結　言 …… 17

第3章　溶融池磁気制御アーク溶接法の基本概念と期待効果 …… 18
3.1　緒　言 …… 18
3.2　溶融池磁気制御アーク溶接法の基本概念 …… 18
3.3　溶接分野での従来の電磁力利用技術と本概念の差異 …… 19
3.4　溶融池磁気制御概念の具体例と発生電磁力の試算 …… 19
3.4.1　溶融池磁気制御概念の具体例 …… 19
3.4.1.1　溶融池内の電流分布を非対称化する手法例 …… 19
(1)主アーク以外の通電手段を用いる例 …… 19
(2)溶融池近傍の形状非対称性を利用する例 …… 20
3.4.1.2　溶融池に付与する外部磁場分布を非対称化する手法例 …… 21
3.4.2　溶融池内に発生する電磁力の試算 …… 22
3.4.2.1　試算モデル …… 22
3.4.2.2　試算結果 …… 23
3.5　溶接施工時の期待効果 …… 24
3.5.1　施工性の改善 …… 25

3.5.2 継手品質の向上 …… 25
3.5.3 溶接施工の高能率化 …… 25
3.6 結 言 …… 26
<3章－付録> 電流分布計算式の導出 …… 27

第4章 電流分布非対称化による溶融池磁気制御の可能性の検討 …… 29
4.1 緒 言 …… 29
4.2 添加ワイヤによる電流経路制御手法を用いた溶融池磁気制御の検討 …… 29
4.2.1 供試材料及び実験方法 …… 29
4.2.1.1 供試材料 …… 29
4.2.1.2 実験装置の全体構成 …… 30
4.2.1.3 磁化装置と磁場分布特性 …… 32
4.2.2 溶融池磁気制御溶接部に想定される溶接現象 …… 34
4.2.3 溶融池内に発生する電磁力の試算と実験条件の予備検討 …… 36
4.2.3.1 試算条件 …… 36
4.2.3.2 試算結果と実験条件の予備検討 …… 36
4.2.4 実験結果 …… 37
4.2.4.1 磁場を付与しない場合の添加ワイヤ溶融及びビード形成現象 …… 37
4.2.4.2 磁気制御時の溶接現象とビード形状の改善効果 …… 38
(1)アーク現象とビード形成現象 …… 38
(2)ビード接触角 …… 41
(3)ビード形状と溶込み特性 …… 41
4.2.4.3 磁場付与による冶金的影響 …… 42
4.2.4.4 開先内溶接試験 …… 44
4.2.4.5 磁気制御による横向姿勢継手溶接試験 …… 45
(1)開先内の磁場分布 …… 45
(2)開先内の積層溶接実験 …… 45
4.3 溶融池近傍の形状非対称性を利用した溶融池磁気制御の検討 …… 46
4.3.1 供試材料及び実験方法 …… 46
4.3.2 実験結果 …… 47
4.4 結 言 …… 49

第5章 2ワイヤ方式による溶融池磁気制御性能の向上 …… 50
5.1 緒 言 …… 50
5.2 供試材料及び実験方法 …… 50
5.2.1 供試材料 …… 50
5.2.2 実験装置の全体構成及び実験方法 …… 51
5.3 高能率化の課題と2ワイヤTIG法の概念 …… 53
5.3.1 溶着速度増大に対する1ワイヤ法の課題 …… 53

5.3.2 改善案と2ワイヤ法の概念 …… 53
5.4 実験結果 …… 54
5.4.1 添加ワイヤの溶融特性・ビード形成現象 …… 54
5.4.2 磁気制御時の溶接現象と溶接結果 …… 56
5.4.2.1 平板溶接時の現象 …… 56
(1)ビード形成現象 …… 56
(2)ビードの接触角 …… 57
(3)2ワイヤ法で発生する電磁力の特性 …… 57
5.4.2.2 モデル開先での溶接試験 …… 59
5.4.3 ステンレスクラッド鋼継手の高能率施工条件の設定と継手品質の確認 …… 60
5.4.3.1 ステンレスクラッド鋼継手の高能率施工条件の設定 …… 60
5.4.3.2 継手品質の確認 …… 61
(1)溶接部組織・硬さの確認 …… 61
(2)機械的性質の確認 …… 63
5.5 結 言 …… 65

第6章 非対称磁場による磁気制御と高能率アーク溶接法への適用 …… 66
6.1 緒 言 …… 66
6.2 供試材料及び実験方法 …… 66
6.2.1 供試材料 …… 66
6.2.2 実験方法と使用機器 …… 67
6.2.2.1 実験方法と使用機器 …… 67
6.2.2.2 磁極形状と磁場分布の基本特性 …… 70
6.2.2.3 実験方法 …… 70
6.3 横向姿勢エレクトロガスアーク溶接法の検討 …… 72
6.3.1 溶接条件・磁場付与効果の予備検討 …… 72
6.3.1.1 アーク電流・電圧の影響 …… 72
6.3.1.2 磁束密度と磁場方向の影響 …… 72
(1)溶接結果 …… 72
(2)予備実験結果の考察 …… 73
6.3.2 電流分布と磁場分布を制御した溶融池磁気制御アーク溶接法の検討 …… 75
6.3.2.1 制御法のケーススタディ …… 75
(1)対称磁場の場合 …… 75
(2)非対称磁場の場合 …… 76
6.3.2.2 電流分布，電磁力分布の試算 …… 76
(1)試算モデルと計算手法 …… 76
(2)電流分布の計算結果 …… 78
(3)電磁力の分布特性 …… 80
6.3.2.3 電流分布と磁場分布を制御したときの溶接現象と溶接結果 …… 82

(1)ワイヤ溶融特性 …… 82
(2)ビード形成に及ぼす磁場分布・方向の影響 …… 83
(3)磁束密度の影響 …… 86
(4)磁束密度とアンダカット深さ …… 87
6.3.3 施工条件の適正化と開先許容度の確認 …… 88
6.3.3.1 添加ワイヤ挿入位置の許容度 …… 88
6.3.3.2 銅当金の改良 …… 88
6.3.3.3 施工条件許容度の確認 …… 89
(1)開先間隙許容度の確認 …… 89
(2)開先目違い許容度の確認 …… 90
6.4 高能率施工条件の設定と継手品質の確認 …… 90
6.4.1 高能率施工条件の設定 …… 90
6.4.2 継手品質の確認 …… 91
6.4.2.1 継手部の組織と硬さ …… 91
6.4.2.2 継手部の機械的性質 …… 92
6.5 結 言 …… 94

第7章 磁気制御の大型構造物への適用性と経済性の検討 …… 96
7.1 緒 言 …… 96
7.2 大型鋼構造物への適用性と高能率化効果の把握 …… 96
7.2.1 ステンレスクラッド鋼製超高層煙突への適用 …… 96
7.2.1.1 適用対象の概要 …… 96
7.2.1.2 適用状況と溶接結果 …… 97
7.2.1.3 磁気制御横向姿勢TIG溶接法の経済性の把握 …… 99
7.2.2 厚板鋼板製超高層煙突への適用性の検討 …… 100
7.2.2.1 想定する適用対象の概要 …… 100
7.2.2.2 モデル試験の概要と試験結果 …… 100
(1)モデル試験の概要 …… 100
(2)モデル試験結果 …… 101
7.2.2.3 磁気制御横向姿勢エレクトロガスアーク溶接法の経済性の把握 …… 103
7.3 結 言 …… 105

第8章 結 論 …… 106
謝 辞 …… 111
参 考 文 献 …… 112
本論文に関連した発表論文 …… 116

第1章　緒　論

1.1　本研究の背景及び目的

溶融溶接は継手の信頼性，施工の利便性等から最も多用されている溶接法であるが，重力により溶融金属が意図せぬ方向に流動し，不整なビードを形成しアンダカット，オーバラップ等の溶接欠陥を発生させたり，積層溶接では次パス施工時に融合不良等の溶接欠陥を発生させるケースがある。これらの問題は横向・上向・立向姿勢等の姿勢溶接時に顕著となっており，このため溶接入熱や溶着速度を制限し低能率施工を余儀なくされたり，施工条件が極めて限定されるなどの実用上の大きい問題となっている[1-1~1-8]。

この原因としては，熱源形態や入熱量が決定された後では従来の溶融溶接法のビード形状形成は主としてアーク圧等の熱源から与えられる力と重力，表面張力のバランスで決まることに任せていたからであると考えられる[1-9)~1-10)]。なお立向姿勢でのエレクトロガスアーク溶接[1-11)~1-13)]やエレクトロスラグ溶接[1-12, 1-13)]のように固体当金で堰を設け，機械的にビード形状を制御し施工の高能率化を図る方法は古くから実用化されているものの，適用姿勢が限定されるなど汎用的な解決手法とは言い難い。このような重力に起因した諸問題に対し，電磁力を用いて溶融金属の流動とビード形状を制御することは，上述の問題に対する一つの有望な解決手段と考えられ，本研究では電磁力利用による溶接施工の高能率化手法の提案を目的とした。

溶接施工への電磁力の利用については荒木田[1-14)]高木[1-15)]，Welz[1-16)]，Matthias[1-17)]らによるパイプ継手を主とする磁気駆動アーク溶接法の研究と，市原[1-18)]，堀[1-19)]小林[1-20), 21)]，荒田[1-22)]，浮田[1-23)]，安藤[1-24)]などによるアーク形態制御で高速溶接・溶着速度増大，溶込形状改善を図る研究文献が認められる。また溶融金属への適用については下向姿勢での磁気攪拌効果（ビード幅・溶込み深さへの影響，結晶粒微細化・脱ガス効果）について安藤[1-25)]，大前[1-26)]，松田[1-27~31)]，渡辺[1-32)]，迎[1-33)]，Malinowski[1-34)]，Brown[1-35)]，Villafuerte[1-36)]，Gupta[1-37)]の多くの報告が認められるが，姿勢溶接への適用文献は極めて少なく，大前[1-38)]らが立向姿勢エレクトロガスアーク溶接法での溶込安定化・高温割れ防止検討が認められる程度である。この理由としては，磁気攪拌はアークから溶融池に流れ出た放射状の電流に垂直磁場を与えることによりアーク直下の溶融池内に回転力を発生させる方法であるため，これでは重力に抗する一方向力を得られず上述の姿勢溶接時のビード形状制御を行うことは困難であるためと考えられる。また別の手法の事例としては，立向溶接時に熱源近傍にリニアモーターを設置し溶融金属の垂落ちを制御する特許例[1-39)]等も認められるが，具体的な検討結果の報告はない。

本研究ではこのような従来の問題を改善するため，反重力方向の電磁力を発生させる手法を提案するとともに，この電磁力を用いて溶融金属の流動とビード形状の制御を行い，溶接施工の安定化と高能率化を図る**溶融池磁気制御アーク溶接法**（Electromagnetic Controlled Molten Pool Arc Welding Process…以下 ECMP 法と呼称する）の新しい基本概念を提案した。ECMP 法では電磁力発生要素となる溶融池内の電流分布または外部磁場分布を非対称化させ，これらの電

流と磁場を直交する配置とし溶融池内に方向性の強い電磁力を発生させることにより，溶融金属の流れとビード形状を制御する点に特徴を有している。

また本技術の検討過程においては，大型構造物の組立溶接作業の特性を考慮し下記の点に注意を払った。

(1) 溶接作業は限られた空間内で作業を行う場合が多いため，可能な限り装置構成の簡略化，装置の小型・軽量化を狙う。

(2) このため電磁力の発生要素はできる限り溶接施工に直結した装置，現象を利用する。
(アーク・ワイヤ電流の有効利用，電流分布に及ぼす開先の幾何学的特異性利用など)

(3) 高能率施工を助長する電磁力発生手法を採用する。
(ワイヤ加熱電流でワイヤ溶融速度の増大と電流分布の一方向化を同時に行う。)

本研究の実施にあたっては，横向・上向・立向などの各姿勢溶接の必要性と現状手法の課題を整理し，煙突・ビルディングなどの高層構造物の組立て溶接には横向姿勢が不可欠であり継手長比率が高いこと，また同姿勢溶接の施工能率が低い点に注目し，横向姿勢溶接を主体にECMP法の基本概念の実証と具体的手法の提案・実用性の評価を行った。

まず，本基本概念の適用性を広げるためにはできるだけ多くの溶接方法と姿勢に適用できることが必要と考え，基本概念より想定し得るECMP法の方法例を検討し，大別して2種類あることを示した。　第一の方法は溶融池内の電流分布を非対称化させ，これに外部磁場を付与させ方向性の強い電磁力を発生させるもので，具体的には①添加ワイヤなどへの通電により電流経路を意図的に制御する手法，②開先間隙を有する継手の初層溶接では，溶融池近傍の形状特異性により溶融池内の電流分布が非対称となることを利用する手法の2手法を提案した。　第二の方法は溶融池に付与する外部磁界の分布を非対称化し，溶融池内の電流との相互作用で方向性の強い電磁力を発生させるものである。

さらに，第一の方法での電流経路を意図的に制御する方法の可能性を把握するため，添加ワイヤでアーク電流の帰還電流の一部を集電し溶融池内に一方向電流を形成させ，これに外部磁場を付与する1ワイヤ式の溶融池磁気制御横向姿勢TIG溶接法を提案した。この後，提案手法での電磁力の強さと分布特性を試算により明らかにするとともに実験条件を設定し，試作した溶接装置により溶接現象の解明，ビード形状改善効果・冶金的改善効果を明らかにするとともに高能率溶接の基本的可能性を実験的に検討した。また溶融池近傍の形状特異性を利用する手法では，上向姿勢片面MAG溶接を事例として反重力方向の電磁力を発生させる具体的手法を提案し，従来施工条件が著しく限られていた上向姿勢裏波溶接の施工安定化とアンダカット防止効果について検討し，横向以外の姿勢での本概念の適用可能性を示した。

ここでTIG溶接法に注目すると，この溶接方法は種々の材料の高品質溶接に適した方法であるが溶着能率が低い問題があり，本概念により高能率化し実用性を試みる良い事例と考えた。そこで上述の検討結果をもとに，いっそうの高能率化を図るには溶着速度の向上とビード形状制御性能の向上が必要と考え，2ワイヤ式の溶融池磁気制御横向TIG溶接法をさらに提案した。本手法ではワイヤ加熱電源に対し直列に結線された2本の添加ワイヤをアークの前後に挿入し，溶融池内に発生する幅広い一方向電流に直交する外部磁場を付与しながら溶接を行うものである。これにより，ワイヤ溶着速度を従来のホットワイヤTIG法の3～4倍とし，この多量の溶融

金属の垂落ちを制御するために反重力方向の電磁力の強化を狙った。さらに本手法での電磁力分布特性，ワイヤ溶融・溶接現象を明らかにするとともに，超高層煙突への適用を意識して，ステンレスクラッド鋼継手の高能率・多層溶接条件の確立と継手品質の確認を行った。

一方，非対称磁場を用いる溶融池磁気制御法は，アークに対する影響度をできるだけ低く押さえたい場合や，溶融池内電流分布の一方向化が困難なケースに適していると考えられ，これを横向姿勢エレクトロガスアーク溶接法に適用した。すなわち，耐食性・靭性値などの要求が厳しくない継手には，高能率1パス施工が可能なエレクトロガスアーク溶接などが望ましいが，横向姿勢ではビード表面に深いアンダカットが形成されやすい問題があった[1-5), 1-40)]。これに対し上向電磁力によりアンダカットを防止することを試みたが，この溶接法での形状的制約条件によりアークと外部磁場は直交せざるを得ない。このためアークは磁場の影響を受け偏向しやすい。また銅当金を用いることにより溶融池内のアーク電流は銅当金に吸収されやすく，前述の添加ワイヤ手法を用いても溶融池内電流の一方向化が困難となった。このような問題に対処するには，磁場分布を制御することにより必要とする電磁力分布を発生させる手法が有望と考え，その具体的手法・構成の提案を行うとともに，磁場分布形態がアーク・溶融池挙動に及ぼす影響とアンダカット防止効果について検討した。また最終的に設定した磁極形状・添加ワイヤの配置条件での施工条件許容度の確認を行うとともに，継手品質の確認を行った。

最後に，本基本概念と具体的提案手法の実用性と経済性を把握するため，横向姿勢溶接が高い継手長比率を占める大型構造物の事例として鋼製超高層煙突を取上げ，耐食性確保のため多層溶接が必要なステンレスクラッド鋼製筒身の周継手に ECMP 法を用いた 2 ワイヤ式横向姿勢 TIG 溶接法を適用した。またこのような制約条件の無い厚板炭素鋼筒身の周継手には横向姿勢エレクトロガスアーク溶接を適用することを想定し，大型モデル試験を行い長尺溶接での安定性・溶接能率・施工コストの確認・把握を試みた。

1.2 本論文の構成

本論文の構成および流れを図 1−1 に示す。本論文は全 8 章から構成されている。

第 2 章では，横向・上向・立向などの姿勢溶接において発生しやすい施工不安定現象・溶接欠陥とその原因について文献調査主体で明らかにするとともに，従来手法での高能率施工時の課題を明らかにし，改善方法として新しい“溶融池磁気制御アーク溶接法”を提案している。

第 3 章では，ECMP 法の基本概念を明らかにするとともに，本手法の電磁力発生要素である電流または磁場分布を非対称化させる手法の具体例を提示し，さらに溶融池に発生する電磁力分布の一例を試算するとともに期待効果を示した。

第 4 章では，溶融池内の電流分布を非対称化させる概念の ECMP 法の可能性を把握するため，電流経路を意図的に制御する手法の事例として横向姿勢 TIG 溶接法の具体的手法を提案し，発生する電磁力分布特性の解析，試作した溶接装置でのワイヤ溶融・ビード形成現象，磁気制御によるビード形状・溶込形状の改善効果および冶金的改善効果を示すとともに，継手溶接試験により高能率施工の可能性検討を行っている。また溶融池近傍の形状特異性に基づく溶接現象を利用する手法の事例として，上向姿勢片面 MAG 溶接法での施工安定性と裏波形状制御効果について可能性検討を行っている。

第5章では，溶融池内の電流分布を非対称化させるECMP法の適用範囲拡大と実用性を高めるため，2ワイヤ方式の横向姿勢TIG溶接法を提案し，ワイヤ溶融能力の増大，上向電磁力の分布特性改善とビード形状制御能力の向上を図るとともに，高能率施工条件の設定と継手品質健全性の確認を行っている。

第6章では，もう一つの電磁力の発生要素である磁場を非対称化する手法を用いた溶融池磁気制御の可能性を把握するとともに，これを横向姿勢エレクトロガスアーク溶接に適用し磁場と電流付与方法が溶接の安定性とアンダカット防止効果に及ぼす影響を把握するとともに，施工条件許容度について検討している。

第7章では，横向姿勢溶接が高い継手長比率を占める大型構造物の事例として超高層鋼製煙突を取上げ，ECMP法を用いた2ワイヤ式横向姿勢TIG溶接と横向姿勢エレクトロガスアーク溶接を煙突筒身に適用したときの実用性と経済性の把握を行った。

第8章では本研究の総括として，各章で得られた成果をまとめている。

第 1 章 緒　論
本研究の背景と研究の位置付け
・本研究の目的
・本論文の構成

第 2 章 姿勢溶接の課題と溶融池磁気制御アーク溶接法の提案
・横向，上向，立向などの姿勢溶接の現状技術の課題抽出
（溶接欠陥の発生，ビード形状の不整化，施工能率の低下）
・電磁力を利用する溶融池磁気制御アーク溶接法の提案

第 3 章 溶融池磁気制御アーク溶接法の基本概念と期待効果
・溶融池磁気制御アーク溶接法（ECMP 法）の基本概念
・溶融池内の電磁力分布の試算と期待効果の提示
（方向性の強い電磁力により溶融金属の流動・ビード形状制御）

[手法] **溶融池内電流分布の非対称化**　**溶融池に付与する外部磁場の非対称化**

第 4 章 電流分布非対称化による溶融池磁気制御の可能性検討
(1) 添加ワイヤ通電による溶融池磁気制御
・電磁力分布特性の解析
・横向姿勢 TIG 溶接でのビード形状，凝固組織，施工能率等の改善効果の確認
(2) 形状非対称性を利用する溶融池磁気制御
・上向姿勢 MAG 溶接時の裏波形状制御効果の確認

第 5 章　2 ワイヤ方式による溶融池磁気制御性能の向上
(1) 横向姿勢 TIG 溶接において，ワイヤ系を直列結線したときのビード形成現象把握
(2) 2 ワイヤ化による上向電磁力発生域の拡大効果と高溶着速度施工限界の把握
(3) 継手溶接での高能率施工性(従来法の 3 倍)，継手品質の確認

第 6 章 非対称磁場による溶融池磁気制御と高能率アーク溶接法への適用
(1) アークと磁場が直交するエレクトロガスアーク溶接での磁気制御手法の検討
(2) 磁場分布・電流付与方法と電磁力分布特性の関係把握，ビード形状制御効果の確認

第 7 章 磁気制御の大型構造物への適用性と経済性の検討
(1) ステンレスクラッド鋼製超高層煙突への 2 ワイヤ式横向姿勢 TIG 溶接法の適用
(2) 厚板鋼板製超高層煙突を想定した横向姿勢エレクトロガスアーク溶接法の大型モデル試験
（施工能率，品質の確認，作業時間，コスト低減効果の評価）

第 8 章 結　論

図 1-1　本論文の構成

第 2 章　姿勢溶接の課題と溶融池磁気制御アーク溶接法の提案

2.1　緒　言

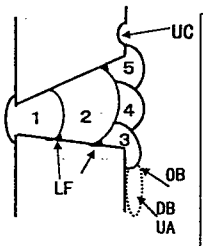
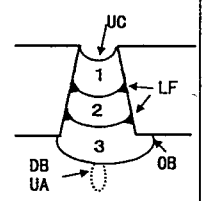
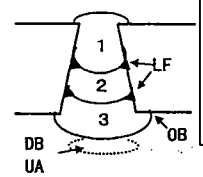
本章では横向・上向・立向姿勢溶接の施工特性と，このとき発生しやすい施工不安定現象，溶接欠陥と発生原因及び防止策の考え方を整理するとともに，従来手法での高能率化の現状と課題を抽出し，開発すべき技術の方向性を示す。またこれらの課題の解決手法として“溶融池磁気制御アーク溶接法（ECMP 法）”を新しく提案する。

2.2　姿勢溶接技術の現状と課題

2.2.1　姿勢溶接の施工特性・課題と溶接欠陥及び防止策

従来の施工法について文献調査を行い，横向・上向・立向姿勢などの姿勢溶接の施工特性（必要性，姿勢の影響）と課題，各姿勢で発生しやすい溶接欠陥と防止策の考え方を整理し，表 2-1 に示す。

表 2-1　各種姿勢溶接の施工特性と，施工不安定現象・溶接欠陥と防止策

溶接姿勢	施工特性と課題	施工不安定現象と溶接欠陥	主な発生原因	防止策
横向	① 必要性：高層構造物の組立溶接では不可欠[1-1]。 ② 姿勢の影響：ビード幅方向に重力が作用するためウイービング効果を得にくい →ストリンガビード溶接主体[1-1),2-1)]。 ・総施工パス数が他姿勢に比べ多く，総パス数に対する最終層のパス数比率が高い。 ・最終層でアンダーカット，オーバラップ，垂れ落ちが発生しやすい[1-1), 2-1)]。 ③ 課題：最終層の施工安定化と高能率化が必要。		DB：（垂落ち） ・表面張力に対し過大な重力ヘッド UA：（アーク不安定） ・垂落ちによるアーク長の不安定化，極点の消失 OB：（オーバラップ） ・溶融金属の過大な重力ヘッド ・極端な入熱不足 UC*：（アンダカット） ・溶融金属の過大な重力ヘッド LF：（融合不良） ・重力によるビードの形状不良 ・溶込深さの不足	DB： ・入熱・溶着量の低減 ・溶融金属の物理的支持 ・表面張力の増大 UA： ・垂落ちの防止 OB，UC*： ・入熱・溶着量の低減 ・溶融金属の物理的支持 ・表面張力の増大 LF： ・前パスのアンダカット，オーバラップ防止（入熱・溶着量低減） ・当該パスの溶込み深さの増大
上向	① 必要性：内部で作業できる場合は，下向施工に変更できる場合が多い。配管溶接では不可欠。 ② 姿勢の影響 ・垂落ちしやすく，最も施工が困難[2-2)]。 ・初層裏面にアンダーカットが発生しやすい[1-8), 2-3), 4)]。 ③ 課題：片面溶接時の初層裏波安定化が必要。			
立向	① 必要性：巾広構造物の組み立て溶接では不可欠。 ② 姿勢の影響 ・3 姿勢の中では最も施工が容易[2-2)]。 ・エレクトロガスアーク溶接のように固体壁による堰き止めで高能率化が容易[1-11, 12)]。 ③ 課題：とくに下進溶接の安定化が必要。			

＊：高速溶接によるアンダカット現象は除外している。

2.2.1.1　横向姿勢溶接

(1) 施工特性と課題

(a) 施工の必要性：図 2-1，2-2 に示すように高層煙突，高層ビルディング，タンク，大型船舶のような大型構造物の組み立て溶接には不可欠の姿勢となり，継手長比率も高い[1-1)]。（例：高さ 200m，筒身径 6 m の高層煙突では筒身組立て継手長の約 75%が横向姿勢，25%が立向姿勢となる。）

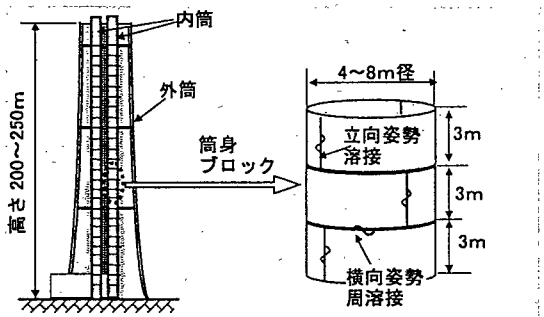


図 2-1　横向姿勢溶接継手比率の高い高層煙突の構造と継手箇所
（横向姿勢の溶接比率：75%，立向姿勢の溶接長比率：25%）

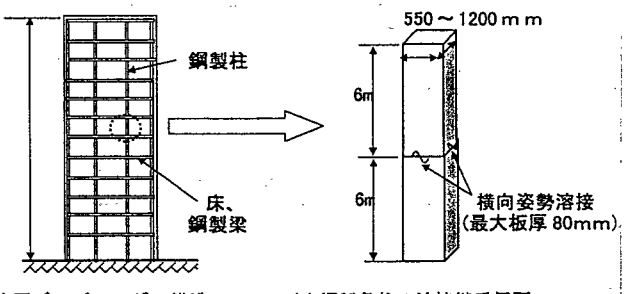


図 2-2　横向姿勢溶接が多い高層ビルディングの構造と継手箇所

(b) 姿勢の影響と課題：ビード幅方向に重力が作用するため，通常のビード幅方向ウイービングでは溶融金属の重力ヘッドを増加させることとなり，ウイービングによる溶融金属分散効果は得にくく，むしろ垂落ちやアンダカットの発生を促進する結果となる。このため，半自動溶接時には微小幅のウイービングが行われる程度であり [2-1]，自動溶接時には装置機構の簡略化のためストリンガビード溶接が主体である。（開先内では板厚方向のウイービングを行う場合もある。）このため 2.2.2 で詳述するように総パス数が他の姿勢溶接に比べ多く，また総パス数に対する最終層のパス数比率が高くなる横向姿勢固有の施工特性がある。一方，最終層では溶融金属を保持する開先がほとんど無いため，入熱・溶着金属量が過大な場合には表中の図に示すごとく最終層でアンダカット・オーバラップ・垂落ちが発生しやすい問題がある [2-1]。これらの制約条件により現状では施工能率が低く，また比較的施工の難度が高いため*2-1，今後施工を容易とする高能率施工法の開発が強く必要とされる姿勢である。

(2) 施工不安定現象，溶接欠陥と発生原因

初層～第 2 パスの 1 層 1 パス溶接時ではワイヤ溶着量が極端に過大な場合に，重力により溶融金属がアークより先行流動し，開先壁への溶込みが浅くなり融合不良が発生する。先行現象が生じない場合でも過大な重力ヘッドにより，ビード形状はオーバラップ気味となり，次パス施行時に下側開先部で融合不良が発生しやすい。また最終層では開先深さが浅くなるため，入熱・溶着量が過大な場合は溶融金属が垂落ちやすく，垂落ちが生じた場合にはアーク長の変動による施工不安定現象が発生する。また垂落ちに至らない場合でもビード下部の止端形状がオーバラップ気味となり，応力集中を増加させる形状欠陥として作用し，継手疲労強度の低下原因となる。さらに最終パスでは溶接ビード上端にアンダカットが発生し，継手の有効板厚を減少させるとともに応力集中を増加させる欠陥となりやすい。

2.2.1.2　上向姿勢溶接

(1) 施工特性と課題

(a) 施工の必要性：作業者が内部に立ち入れない構造（小径パイプなど）では不可欠の溶接姿勢となるが，図 2-3 に示すように内部に作業者が立ち入れる場合は施工の困難度，能

*2-1 日本溶接協会が主要造船所の溶接作業者を対象に行った「CO_2 半自動溶接作業者の意識アンケート」調査結果では，横向姿勢溶接は上向姿勢溶接についで苦手な作業となっている [2-2]。

率の低さを考慮して，開先形状を変え内面からの下向姿勢溶接に変更して実施されるケースが多い。

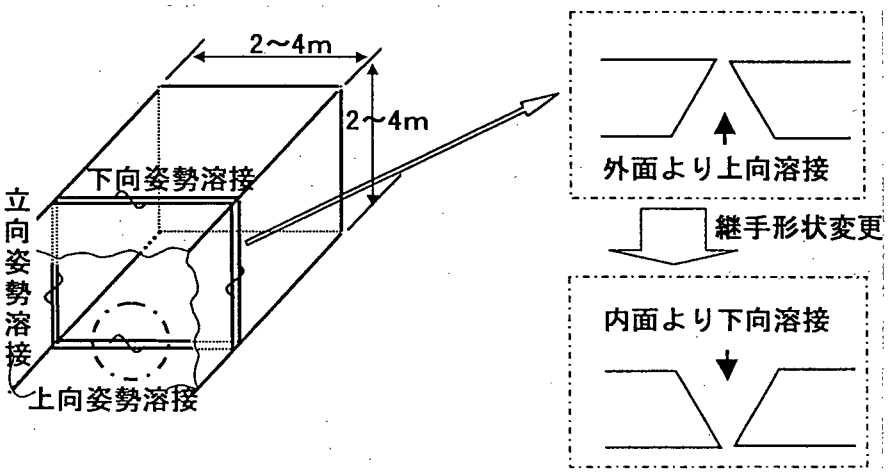


図 2-3　構造体の組立て溶接において姿勢変更が可能な例（橋梁、運搬機械の箱型ﾌﾞﾛｯｸ）

(b) 姿勢の影響と課題：溶融金属の保持は表面張力のみで行うため垂落ち・オーバラップ・アンダカットが発生しやすく，最も施工が困難な姿勢である[2-2]。とくに片面溶接継手での初層裏波溶接の条件（入熱・溶着速度・溶接速度）許容範囲が極めて狭い[1-8), 2-3), 2-4)]。このため現状は溶着量と入熱が独立に制御でき，比較的高能率施工が可能なホット ワイヤ TIG 溶接法が採用されているが[2-5)]，他の姿勢に比べ低能率であり，初層溶接の安定化と高能率化を可能とする施工法の開発が強く必要とされている。

(2) 施工不安定現象，溶接欠陥と発生原因

表面張力に対し過大な重力ヘッドが発生した場合（入熱・溶着量過大の場合），各層で垂落ち・垂下りが発生しやすい。これによりアーク長が変動し施工も不安定となる。これに至らぬ場合でもビード表面部がオーバラップ気味となりやすく，次パス施行時に融合不良が発生しやすい。また片面溶接の初層時には裏波部にアンダカットがとくに発生しやすい問題がある。また最終層ではオーバラップが発生しやすく，横向姿勢と同様に形状欠陥として作用する問題がある。

2.2.1.3 立向姿勢溶接

(1) 施工特性と課題

(a) 施工の必要性：船舶，タンク，橋梁などの長い面を有する大型構造物の溶接組み立てに不可欠の姿勢である。

(b) 姿勢の影響と課題：上進溶接では既に凝固した溶接金属が溶融池下部に存在するため垂落ちは比較的生じにくい。また開先幅・奥行き方向のウイービングで入熱・溶融金属の厚み（重力ヘッド）を分散させることが可能なため，1 層あたりの溶着厚さを大きく施工できる。またエレクトロガスアーク溶接のように固体壁を用いて溶融金属を堰き止め 1 パス施工できるため，高能率化が進んでおり姿勢溶接の中では最も施工が容易である[1-11), 1-12), 2-2)]。しかし下進溶接では上進溶接と逆になり，溶融金属がアークより先行し融合不良が発生しやすいため[2-1)]，これを防止する安定施工技術の開発が必要とされている。

(2) 施工不安定現象，溶接欠陥と発生原因

過度の大溶着量・大入熱施工を行った場合は溶接ビード表面が凸化したり，溶融金属の垂落ちが発生しアークが不安定となる。ビード凸化が著しい場合は次パス施工時に融合不良が発生したり，最終層でオーバラップとなる。

2.2.1.4 姿勢溶接の施工安定化と欠陥防止策の考え方

表 2-1 に示した施工の不安定現象や形状欠陥発生の主因は，溶融金属の表面張力・粘性に対し溶融金属の重力ヘッドが大きすぎるため，溶融金属が垂れ下がりビード形状を悪化させているためと考えられる。また融合不良は形状不良ビードの近傍に次パスを施工した場合に発生しやすい*2-2。このため施工安定化と欠陥防止策の基本的考え方は下記のように整理できる。

①溶着量・入熱を低減し，表面張力・粘性に見合った溶融金属の重力ヘッドとなるよう溶接条件を調整する。

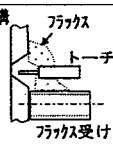
②高粘性のスラグや固体壁，または何らかの外力で溶融金属を支持し過度の流動を防止する。

③溶融金属の粘性または表面張力を大きくして過度の流動を防止する。

2.2.2 横向姿勢での高能率化手法の現状と問題点

横向姿勢溶接は前述のように大型構造物の製作に不可欠でありながら，施工能率が低く高能率施工法の開発が強く必要とされている。そこで本項では横向姿勢溶接を具体例として，これまでに開発された高能率化手法の現状とその問題点を分析する。表 2-2 にはこれらの整理結果を示す。

表 2-2 横向姿勢溶接の高能率化手法の現状と問題点

溶接法	高能率化手法	溶着速度	問題点
(1) MAG 溶接	①フラックス入りワイヤ：溶融金属を覆う Wall effect により大電流施行時の垂落ち防止[2-1), 2-7)]。	・炭素鋼：60～80g/min (ｱｰｸ電流：200～250A) ・ｽﾃﾝﾚｽ鋼：45～70g/min (ｱｰｸ電流：140～200A)	・多層溶接ではｽﾗｸﾞ除去が必要。 ・ｽﾗｸﾞ巻込みが発生する場合がある。 ・最終層でｵｰﾊﾞｰﾗｯﾌﾟ・ｱﾝﾀﾞｰｶｯﾄ発生しやすい。
	②板厚方向ｵｼﾚｰｼｮﾝとｱｰｸ電流の同期制御：入熱・溶着量を制御し，溶込み確保とビード形状の制御[1-2), 1-3)]。	・炭素鋼：50～80g/min (最終層は 50g/min 程度) (ｱｰｸ電流：200～310A)	・狭開先に限定される。 ・最終層でｵｰﾊﾞｰﾗｯﾌﾟ・ｱﾝﾀﾞｰｶｯﾄ発生しやすい。
	③表当材の設置：セラッミクスの表当材を開先下半分に設置し，垂落ち防止[2-8)]。	・炭素鋼：50～70g/min ・平均 60g/min，最終層は 50g/min 程度 (ｱｰｸ電流：～250A)	・トーチ狙い範囲狭い，消耗材増加 ・最終層でｵｰﾊﾞｰﾗｯﾌﾟ・ｱﾝﾀﾞｰｶｯﾄ発生しやすい。
(2) ｾﾙﾌｼｰﾙﾄﾞｱｰｸ溶接	・フラックス入り MAG ワイヤと同様な考え方。生成スラグ量が多い。	・炭素鋼：60～80g/min (ｱｰｸ電流：260～400A)	・溶込みが浅い。 ・溶接金属の靭性値が低下しやすい。
(3) TIG 溶接	・ホットワイヤ TIG 法：ワイヤに通電によりワイヤ溶着速度の増大を図る。 高品質継手が得られやすく，ｽﾃﾝﾚｽ鋼，非鉄合金にも適用可能[2-5)2-9)～2-13)]。	・炭素鋼：30～40g/min (ｱｰｸ電流：300～350A) ・ｽﾃﾝﾚｽ鋼：20～40g/min ・ﾊｽﾃﾛｲ：15～30g/min	・溶着速度が低い。
(4) 潜弧溶接	・コンベアベルト状のフラックス受け機構により，フラックスを支持し，スラグの Wall effect により垂落ちなどを防止し，高能率施工する[2-14)]。 	・80～100g/min	・ｱｰｸが直視できぬため曲線などの施行が困難 ・曲げ半径の小さい部材でのﾌﾗｯｸｽ落下防止。
(5) ｴﾚｸﾄﾛｶﾞｽｱｰｸ溶接	・摺動当金の物理的な堰きとめ効果により溶融金属の垂れ落ちを防止し，1 パスあたりの溶着量を増加させる[1-40)]。 1 パス溶接が可能となればｱｰｸﾀｲﾑ率向上し著しく高能率。	・130～160g/min (ｱｰｸ電流：350～400A)	・過大な入熱により大きいｱﾝﾀﾞｰｶｯﾄが発生しやすい。

*2-2 ここでは下向溶接でもオーバラップ，融合不良が発生するような極端に施工条件の不適切な場合は考慮していない。

2.2.2.1 MAG溶接

(1) フラックス入りワイヤによるMAG溶接

フラックス入りワイヤは近年の改良が著しく，同一アーク電流の施行時にソリッドワイヤより溶着速度が10～20%高くなり，また作業性が良いため姿勢溶接時でも大電流施工が可能と報告されている[2-6]。しかし作業性に関する明確な定義や大電流施工が可能な理由についての公式報告はほとんど認められない*[2-3]。作業性に関する溶融スラグの作用については，わずかに住友金属工業からの報告[2-7]が認められるのみであり，この報告では各種姿勢での狭開先溶接時に溶融金属を覆うスラグがWall effectを発揮し（溶融金属を支持），溶融金属の過剰な流動・ビード形状の劣化を防止することを定性的に示唆している。横向姿勢での施工能率例としては引張強度が500MPaクラスの炭素鋼では60～80g/min，オーステナイト系ステンレス鋼では50～70g/minのワイヤ溶着速度で施工可能と報告されている[2-6]。しかしフラックス入りワイヤでは，各パスごとのスラグ除去が必要となり付帯工数が増加する問題があるほか，全自動化を図る場合にはスラグ自動除去装置の追設を必要とするなど装置構成が複雑となる問題がある。

また著者の実験では表2-3に示すように45～60g/minの溶着速度の施工条件となり，また板厚13.5mmのステンレスクラッド鋼をSUS316Lのフラックス入りワイヤで施工した場合，横向姿勢では総計8パスと多くのパス数を要した。また最終層は4パス施工となり，全パス数の50%を最終層で要している。この原因の一つとしては，横向溶接では余盛形状・高さの調整が難しく，パス間のアンダカットを防止するためやや過剰気味の余盛を与える施工となりやすいためと考えられる。ここで余盛率R_R（%）を下記のように定義すると本横向溶接では，余盛率は48%に達する。

$$R_R=S_R/\ S_V \qquad \cdots(1\text{-}1)$$

ここで S_R ：余盛断面積　(mm^2)

S_V ：初期の開先断面積　(mm^2)

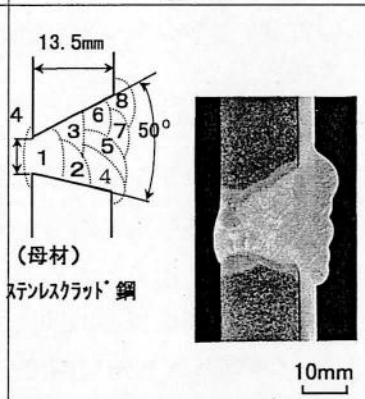
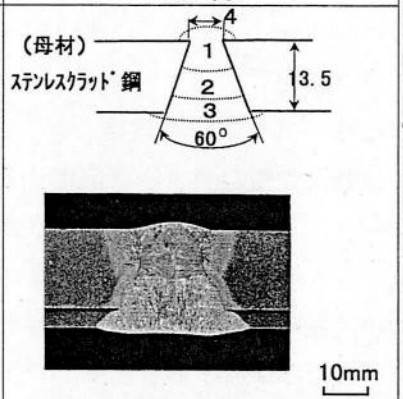
一方，同図(b)の立向姿勢では余盛率はわずかに14%と少なく，横向姿勢では最終層の余盛形成に溶接ワイヤと時間を要することがわかる。 このため横向姿勢では相対的に狭開先で大電流施工を行っているにもかかわらず立向とのアークタイムの差は少ない。 また横向姿勢では凸ビードとなりやすいためグラインダによるパス間のビード整形作業が必要とされ，さらにスラグ除去・トーチ狙い位置調整などの付帯作業が総パス数に比例して増加する。このため総作業時間は立向姿勢より24%増加する。また施工パス数が増加するに従い，施工ミスによる形状不良や融合不良などの欠陥も増加しやすい問題もある。

このように比較的施工性が改善され高能率施工が可能とされているフラックス入りワイヤを使用するMAG溶接においても，横向姿勢溶接では総パス数が増加しアークタイム・付帯作業時間が増加すること，最終層では低電流施工とならざるを得ないことにより，総合的な施工能率は低い。

---

*2-3 フラックス組成、スラグ物性などは溶接材料メーカのノウハウとなっている事が多く、また溶融スラグの挙動を定量化する事が困難なためと考えられる。

表 2-3　従来手法での立向、横向姿勢溶接の作業時間の比較
（SUS309MoL フラックス入りワイヤでの MAG 溶接の場合）

溶接姿勢	横　向				立　向			
開先形状 溶接結果（断面形状）								
溶接条件	ﾊﾟｽ	ｱｰｸ電流	ｱｰｸ電圧	溶接速度	ﾊﾟｽ	ｱｰｸ電流	ｱｰｸ電圧	溶接速度
	初層	150A	26V	18cm/min	初層	140A	24V	10cm/min
	第 2～3 ﾊﾟｽ	180A	26V	30～35 cm/min	第 2 パス	150A	25V	10cm/min
	第 4～8 ﾊﾟｽ	150A	26V	30～45 cm/min	第 3 パス	140A	24V	10cm/min
溶着断面積	総計 S_T：210mm² 開先部 S_V：142 mm² 余盛部 S_R：68 mm²				総計 S_T：182mm² 開先部 S_V：159mm²、余盛部 S_R：23 mm²			
余盛率	48%				14%			
アークタイム	80 分/3m 溶接長				90 分/3m 溶接長			
付帯作業時間	ｽﾗｸﾞ除去・目視検査：24 分 復帰・準備：35 分 ｸﾞﾗｲﾝﾀﾞ作業：16 分				ｽﾗｸﾞ除去・目視検査：9 分 復帰・準備：20 分 ｸﾞﾗｲﾝﾀﾞ作業：6 分			
総作業時間	155 分/3m 溶接長 （ｱｰｸﾀｲﾑ率：52%）				125 分/3m 溶接長 （ｱｰｸﾀｲﾑ率：73%）			

＜前提＞ ① 横向姿勢：ｸﾞﾗｲﾝﾀﾞ作業：（2 分／ﾊﾟｽ）＊8 ﾊﾟｽ＝16 分
ｽﾗｸﾞ除去：（1 分／ﾊﾟｽ・m）＊3m＊8 ﾊﾟｽ＝24 分
復帰・再準備：（5 分／ﾊﾟｽ）＊7 ﾊﾟｽ＝35 分
② 立向姿勢：ｸﾞﾗｲﾝﾀﾞ作業：（2 分／ﾊﾟｽ）＊3 ﾊﾟｽ＝6 分
ｽﾗｸﾞ除去：（1 分／ﾊﾟｽ・m）＊3m＊3 ﾊﾟｽ＝9 分
復帰・再準備：（10 分／ﾊﾟｽ）＊2 ﾊﾟｽ＝20 分

(2) 板厚方向のウイービングとアーク電流の同期制御

多パス溶接時に大電流と小電流の低サイクルパルス（約 40 回／分）と板厚方向ウイービングを同期させて溶接し，溶込み確保と入熱・溶着金属量・ビード形状の制御を行う手法[1-2]や，アーク電流の低サイクルパルス溶接のみで同様な効果を狙う手法[1-3]が提案されている。ワイヤ溶着速度は 50～80g/min の範囲で施工可能とされているが，最終層の溶着速度は 50g/min と低いこと，適用開先が制限されること，最終層が凸ビードやオーバラップビードとなりやすいことなどの問題がある。

(3) 表当材の設置

上述の(1)と(2)項の手法を組み合せ，さらに高能率化を図るためセラミックス製の固定式表当材を開先表面に設置し，開先表面からの溶融金属の垂落ちを防止する手法[2-8]が提案さ

れている。この手法では板厚 20mm で平均 60g/min の溶着速度施工が可能と報告されているが，最終層では 50g/min 程度の溶着速度となる，表当材の消耗コストが増加する，溶接トーチの狙い範囲が制約を受ける，最終層でオーバラップビードが発生しやすいなどの問題がある。またこれらの手法は炭素鋼に使用されているが，ステンレス鋼や非鉄合金への適用報告例は認められない。

2.2.2.2 セルフシールドアーク溶接

この方法は強力な脱酸材・窒素固定元素を含んだフラックスを充填したワイヤを使用する溶接方法であり，シールドガスが不要なため風のある屋外作業に適し，生成した多量のスラグが溶融金属を支持することより高溶着速度施工が可能であるとされている。これを用いて高層煙突の現地屋外溶接の高能率化・自動化を試み，炭素鋼板(SM400A)製の煙突筒身周継手の横向姿勢溶接ではワイヤ溶着速度 60～80 g/min を得た。しかし図 2-4 に示すように板厚 10mm でも合計 6 パスの施工となり，最終層では 3 パスを要し，全体の 50%のパス数を占めていた。このように材質的制約条件が少ない炭素鋼の溶接の場合でも横向姿勢溶接では多くのパス数を要し，総合的な作業能率は低い問題がある。またセルフシールドアーク溶接は溶接法の特性より溶接金属中に多くの介在物を含有し，靭性値が低下しやすいため適用材質が限定されるなどの問題もある。

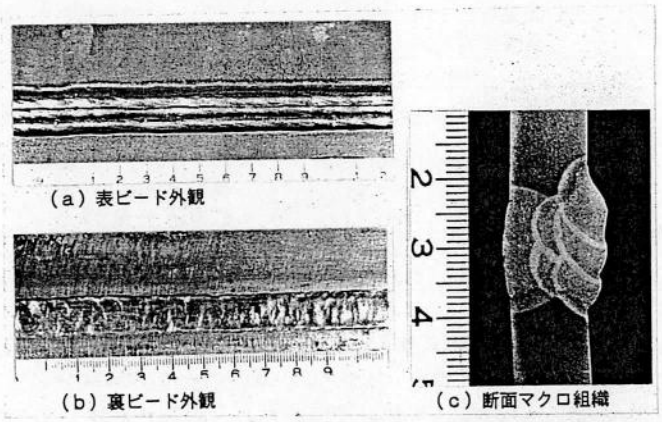


図 2-4 セルフシールドアーク溶接法による横向姿勢多層溶接結果
(母材:SM400A, 板厚:11mm, ｱｰｸ電流:260～400A, ﾜｲﾔ径:1.8～2.4mm)

2.2.2.3 ＴＩＧ溶接

高能率化を図るため添加ワイヤに電流を通電し抵抗加熱によるワイヤ溶融速度の増大を図るホット ワイヤ 法[2-5), 2-9)～13)] がよく知られており，ステンレス鋼，非鉄合金にも幅広く適用可能で清浄度の高い高品質施工が可能である。しかし溶着速度は炭素鋼で 30～40g/min，ステンレ鋼で 20～40g/min 程度と報告されており比較的低能率である。

2.2.2.4 潜弧溶接

ベルトコンベア状のフラックス受け機構によりフラックスの落下を防止し，横向姿勢での潜弧溶接を可能としている。公式発表文献[2-14)]では溶着速度などの具体的記述はないが，アーク電流値などより推定すると 100g/min 程度の高溶着速度施工が可能と考えられる。しかし最終層を除きスラグの剥離性の点で課題があり，開先角度を広くする必要があるため，総合的な作業能率の点ではやや疑問が残る。またアークを直視できぬためアーク狙い位置を正確に調整しにくく，曲線継手の施工が困難，曲面継手ではフラックスがこぼれやすく施工対象材

の曲げ半径に制約が生ずるなどの問題がある。

2.2.2.5 エレクトロガスアーク溶接

立向姿勢で多用されているエレクトロガスアーク溶接装置を横向姿勢で使用するもので，平均 130～160g/min 程度の溶着速度で 1 パス施工が可能なため非常に高能率である[1-40]。しかし 1 パス施工による過大な入熱のためビード上部に幅広いアンダカットが発生しやすい問題がある。

このように溶接材料・溶接装置・施工方法の種々の点で高能率化手法が従来検討されてきたが，重力による溶融金属の流動挙動が支配的な問題点についてはあまり進展が認められず，これを制御する手法の開発が横向姿勢溶接の重要な課題と考えられる。また上向・立向姿勢溶接においても従来の手法での課題は横向姿勢溶接とほぼ同様であり，溶融金属の流動挙動を制御する手法の必要性も同様と考えられる。

2.2.3 溶接作業の自動化による高能率化

これまで示したような溶接プロセスでの現状を打開するため，最近では溶接作業の自動化によりトータル工程の高能率化・省人化を進め，製造コストの低減を図る動きが進んでいる[2-15)～2-20)]。図 2-5 には前述のセルフシールドアーク溶接法を用いた全自動溶接システムの開発事例を示すが，図 2-6 に示すレーザセンサにより開先形状を検知し，開先ルート間隙の変動に対し溶接条件を適応制御するとともに溶接線倣いを行い，溶接作業の無監視化を図ったものである。また自動化により高能率な片面溶接を大電流で安定施工することが可能となり，筒身周長 18.5m の連続溶接化（アークタイム：40～90 分）により，アークタイム率の向上も図り総合的な施工の高能率化を図ったものである。

また図 2-7 には高層ビルディング建設時に実用した現地横向姿勢溶接用ロボットの開発事例を示し，図 2-8 には同ロボットを用いた溶接システムを示す。本ロボットは最大板厚 80mm，単体柱の最大寸法 1m(幅)×1m（奥行）×6m(長さ)の厚板角柱を現地にて積上げ，接合する工程において多層 MAG 溶接を行うものである。溶接条件・ワイヤ溶着速度は従来の MAG 法と変らぬが，図 2-6 と同様のレーザセンサを搭載することにより無監視化を可能としている。これにより作業者 1 人で 2 台のロボットを操作し，全体として少ない人員配置で施工の高速化を図るとともに労務費の低減を図っている。

しかしながらこれらの高層構造物の建設では，継手長比率の高い横向溶接は全体の建設速度に大きい影響を与えるキー工程であり，溶接プロセスの高速化・高能率化は単に溶接作業の時間短縮・コスト低減にとどまらず全体工期の短縮化・コスト低減に繋がる可能性があり，溶接プロセスの新しい高能率化手法の開発が強く望まれている。また，施工条件許容度が広く・高能率な溶接プロセスが開発されれば自動化も容易となり，さらに総合的な高能率化が期待されうる。

図 2-5　煙突筒身・周継手の全自動溶接システムの適用状況
（筒身径：5. 9m，板厚：10～15mm，溶接法：ｾﾙﾌｼｰﾙﾄﾞｱｰｸ溶接法）

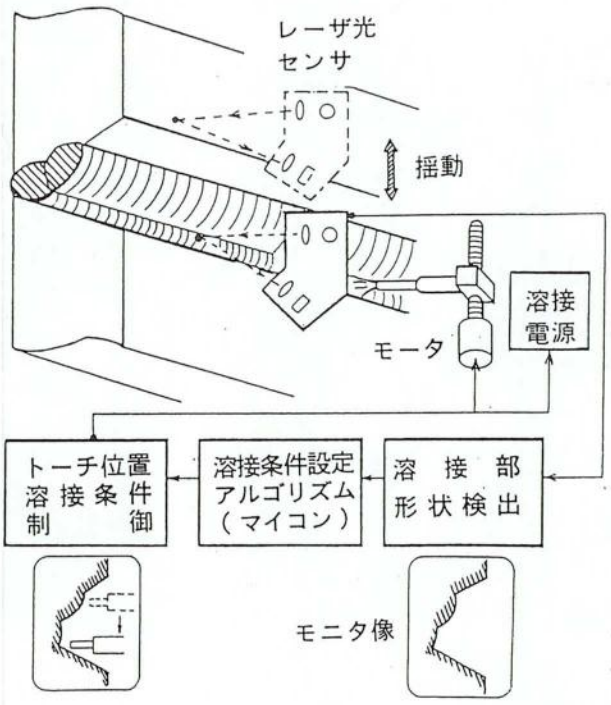


図 2-6　溶接継手形状のﾚｰｻﾞｾﾝｼﾝｸﾞｼｽﾃﾑの概念

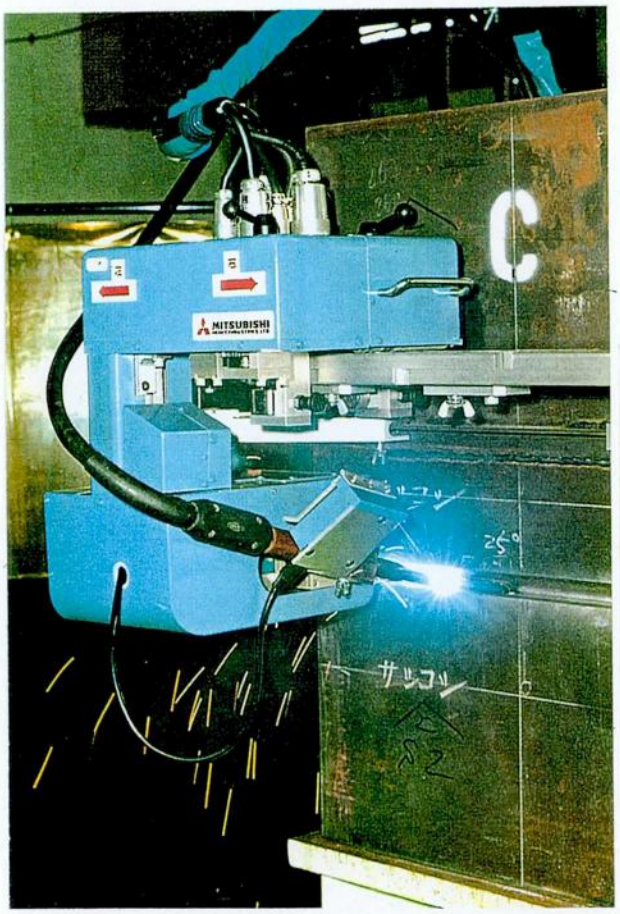


図 2-7　鉄骨柱の横向姿勢多層溶接ﾛﾎﾞｯﾄの外観

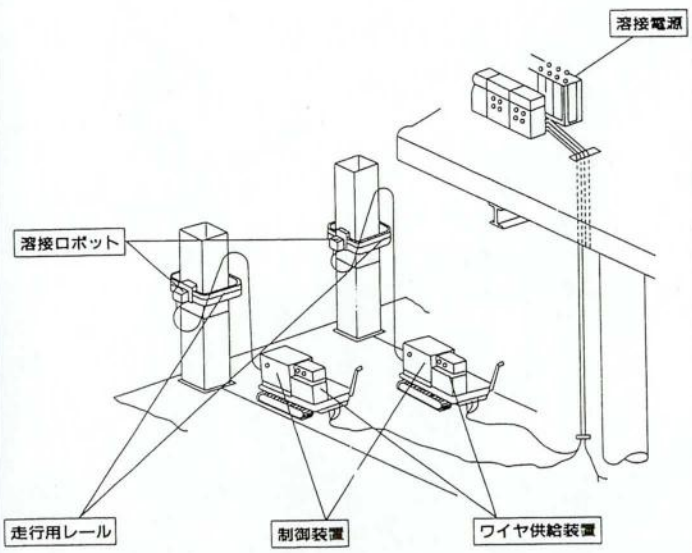


図 2-8　鉄骨柱溶接ロボットシステム

2.3 溶融池磁気制御アーク溶接法の提案

前節で示したように姿勢溶接の高能率化・安定化を図るには，重力による溶融金属の流動を制御することが大きな課題であることが判明した。これに対し溶融金属の流動を制御する従来の試みとしては下記の手法が知られている。

(1) 移動磁界を溶融金属に付与し特定方向に駆動する[2-21, 22]。
(溶融金属の移送を目的として電磁樋，電磁ポンプなどの検討が行われている。)

(2) 不活性ガスを溶融池に吹き付け動圧で特定方向に駆動する[2-23]。
(下向姿勢高速TIG溶接時の溶融金属の後方への流れを抑制する手段として検討された。)

(3) 溶融池に垂直外部磁界を付与し，回転運動を与える[1-25)~38)]。
(磁気攪拌法として知られており，下向姿勢溶接で凝固組織の微細化，ブローホール防止，高温割れ防止などの目的で検討された。)

(1)の手法では移動磁界発生用の磁極ピッチに対し溶融池の寸法が小さいこと，磁極と溶融金属との接触防止や溶融池・アークからの熱輻射対策の点より磁極と溶融池の間隙を大きく取らざるを得ないことなどの制約こと項により，駆動効率が著しく低くなると考えられる[*2-4]。また一次側ステータの寸法が大きくなり溶融池近傍の狭い空間スペースに配置することが困難となるケースが予想されるほか，装置の可搬性も低下する。このことより移動磁界による手法は設備の軽量・コンパクト性が必要とされる大型構造物の溶接作業には適していないと考えられる。(2)の手法は可搬性に優れているが，横向姿勢で溶融金属に上向のガス動圧を作用させる場合は，溶接トーチと直交する方向からガスを上向に吹き付ける必要があり，シールドが乱れやすい問題がある。また(3)の手法では回転力が付与されるのみで特定方向に溶融金属を駆動させることは困難と考えられる。

このように，これまで溶接部の溶融金属（溶融池）が重力により垂下がることに対し，十分な制御性と作業性を満足する方法は提案されているとは言い難く，新たな方法の提案が必要とされている。これに対し本研究では，図2-9に示す考え方の溶融池を電磁力で制御する溶融池磁気制御アーク溶接法 …… Electromagnetic Controlled Molten Pool Arc Welding Process (ECMP法) を新しく提案する。本磁気制御法の考え方の特徴と開発方針は下記のとおりである。

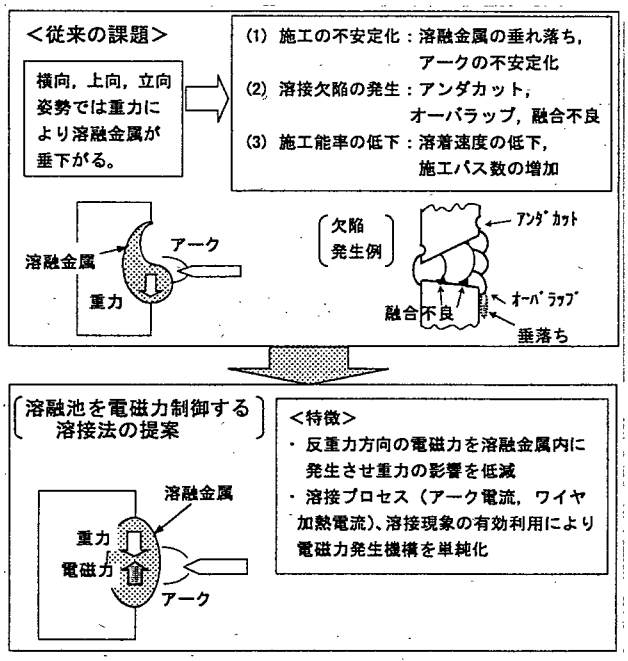


図2-9 姿勢溶接における従来の問題点とこれを解決するための溶融池磁気制御ｱｰｸ溶接法の提案

*2-4 リニアモータによる溶融金属の駆動技術は鉄鋼プロセスで溶融鉄の搬送・流量調整などへの応用を狙って検討されているが、厚み3mm・幅100mmの溶融ウッドメタル層を400mm高さの重力ヘッドに抗して支持するために12kVAの電力を必要とし、そのリニアモータ寸法は約500×230×170mm(質量60kg)となり、ポールピッチは75mmと大きくなることが報告されている[2-21]。

●溶融池内に電磁力を発生させ，この電磁力の強さ・分布・方向を制御することにより，重力による溶融金属の垂下がりを緩和・解消するとともに溶接ビード形状を制御行う溶接法。

●溶接施工に直結した装置，現象（アーク電流・ワイヤ加熱電流の有効利用，溶接部形状の特異性など）を利用して電磁力の強さ・分布・方向を制御することにより，電磁力発生機構を含む装置の小型・軽量化・構成の簡略化を可能とする溶接方法。

2.4 結 言

本章では横向・上向・立向などの姿勢溶接において発生しやすい施工不安定現象・溶接欠陥とその原因について文献調査主体で明らかにするとともに，従来の溶接手法での高能率施工時の課題を著者のこれまでの研究成果も含めて明らかにした。また溶接ビードの流動・形状制御に従来手法と他分野技術の適用を想定したときの課題を示した。さらにこれらの課題を分析することにより，改善方法として新しい“溶融池磁気制御アーク溶接法（ECMP 法）”の基本概念を提案するとともに開発方針を示した。得られた成果を以下に示す。

(1) 各姿勢溶接において溶融金属の垂落ち・アーク不安定化などの施工不安定現象やオーバラップ・アンダカットなどの形状欠陥の多くは，溶融金属の重力ヘッドが表面張力に対し過大となることにより，垂下がることにより発生する。また融合不良は前パスビードの形状不良が引金となって2次的に発生することが多く，これらの欠陥発生防止にはビード形状の制御・改善手法の開発が必要である。

(2) 各姿勢溶接の必要性と課題を整理した。すなわち，横向姿勢溶接は大型構造物の組立溶接に不可欠であり，特に煙突などの高層構造物では継手長比率も高い。また他の姿勢に比べ施工総パス数が増加するとともに，重力の影響を受けやすい最終層でのパス数が多く（板厚 10～13mm の中厚板では最終層のパス数は総パス数の 50%を占める），高能率化手法の開発ニーズが高い。上向姿勢溶接は下向施工に変更し得るケースが多いが，上向施工が不可欠の場合には初層裏波溶接時の施工安定化とアンダカット防止が強く必要とされる。また立向姿勢溶接は大型構造物の組立て溶接に不可欠であるが，高能率化は比較的進んでいる。

(3) 横向姿勢を一例として従来の高能率化手法を分析した。多パス施工技術ではいずれの方法でも重力によるビード形状の劣化・垂落ち発生の制約条件より，最終層では低溶着速度施工となっており，比較的汎用的なホットワイヤ TIG 法で 20～30g/min，MAG 法では 50g/min 程度と低い。また知能化された自動溶接システムで溶接施工を安定化するとともに無監視化を図り総合的に高能率化する方向の検討も進められているが，溶接プロセスの高能率化はベース技術として必要である。

(4) 上述の重力に起因した溶融金属の過度の流動により発生する諸問題の改善方法として，ガス吹付け・溶融金属を直接駆動するリニアモータ・磁気攪拌などを想定したが力の発生方向，装置の寸法・効率，シールド性などの点で課題が多かった。このような現状に対し，溶接施工に直結した装置・現象を利用して，溶融金属内に上向電磁力を発生させ，この電磁力の強さ・分布・方向を制御することにより溶融金属の流動とビード形状を制御する溶融池磁気制御アーク溶接法（ECMP 法）を新しく提案した。

第 3 章　溶融池磁気制御アーク溶接法の基本概念と期待効果

3.1　緒　言

本章では前章で提案した溶融池磁気制御アーク溶接法（ECMP 法）の基本概念を具体的に示すとともに，従来の磁気攪拌法との差を明確にし本方法の期待効果を提示する。

3.2　溶融池磁気制御アーク溶接法の基本概念

図 3-1 には溶融池磁気制御アーク溶接法（以後，溶融池磁気制御と略称する）の基本概念を示すが，以下の 3 要素より構成される。

(1) 電磁力発生要素となる溶融池内の電流分布，外部磁場の分布を非対称化[*3-1] させること。これらは各々片方のみを非対称化しても，両者の外積が非対称性を強化するように同時に非対称化してもよい。

- 電流の場合は溶融池内に溶接電極 Ea からの主アーク以外の給電または集電手段を保有させる（本図の場合は添加ワイヤ電極 E_f を図示している），もしくは開先間隙 G 等の溶融池近傍の形状非対称性を利用して溶融池内の電流分布を非対称化させ，溶融池内の一方向電流成分 I_U を発生させる。
- 磁場の場合は磁極形状，磁極配置の調整により注目する電流源に対し非対称分布の磁場を与える。（本図の場合はアークに集電される電流に注目し，B_f（アーク前方の磁束密度）$<B_b$（アーク後方の磁束密度）としている。）

(2) 溶融池内の注目する電流に直交する方向の外部磁場を付与すること。
（例えば I_U に対し B_b を付与している。）

(3) これらの相互作用により溶融池内に方向性の強い電磁力 F(反重力方向を主体とする)を発生させ，溶融金属に作用する力のバランス・溶融金属の流動を制御することにより，施工の安定化・ビード形状の制御を図ること。

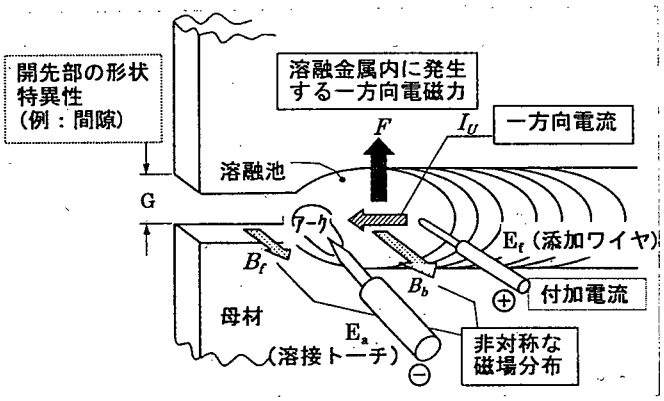


図 3-1　溶融池磁気制御溶接法（ECMP 法）の基本概念

*3-1 非対称化の定義：アーク点または通電点に対し非対称な分布とすること。

3.3 溶接分野での従来の電磁力利用技術と本概念の差異

このような本概念と従来の電磁力を利用する溶接方法との違いを以下に示す。アークの磁気制御[1-14~24]は電磁力によりアークを回転・偏向・ウイービングさせるもので本方法と全く制御対象が異なる。一方，磁気撹拌溶接法[1-25~38]は図 3-2 に示すようにアークから溶融池に流れ込んだ放射状に広がる等方的な電流に対し，周方向に対称な垂直外部磁場を与え，これによりアーク直下の溶融金属内に発生する電磁力（回転力）を利用して凝固組織の微細化・ブローホール防止，下向姿勢における溶接ビード幅の広がり改善等を狙ったものであり，前章で示したような重力による種々の問題点を改善することは困難と考えられる。

これに対し本概念では，上述の(1)項を新規に提案することにより一方向電磁力（主として上向方向）を発生させ，重力に起因する施工の不安定化とビード形状不整問題の改善を図ることを特徴としており，この点で従来の方法とは概念が異なっている。

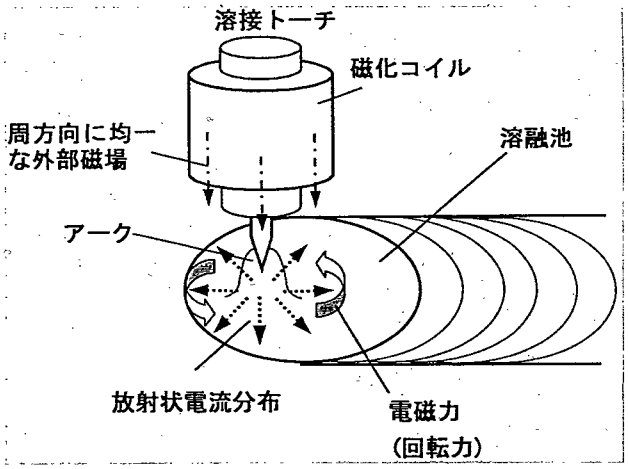


図 3-2　従来の磁気撹拌溶接法の概念

3.4 溶融池磁気制御概念の具体例と発生電磁力の試算

前述のように電磁力発生要素（電流，磁場）の非対称分布化が，方向性の強い電磁力発生の要諦であり磁気制御溶接の基本部分を構成していることを示したが，次項では方向性の強い電磁力発生のための電流・磁場の非対称化手法例を具体的に示す。

3.4.1 溶融池磁気制御概念の具体例

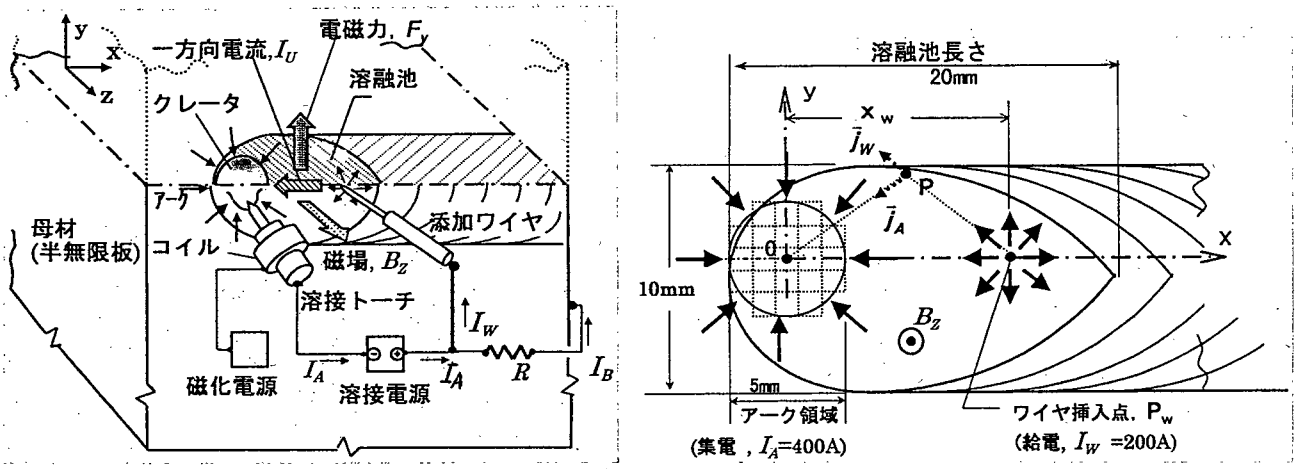
3.4.1.1 溶融池内の電流分布を非対称化する手法例

(1) 主アーク以外の通電手段を用いる例

図 3-3 には横向姿勢 TIG 溶接において，添加ワイヤを主アーク以外の通電手段としたときの溶融池磁気制御アーク溶接法の具体的構成例と溶接部のモデルを示す。同図(a)は溶接ビード中心部を通る x−z 平面でカットした断面と，これより下部の溶接部近傍の外観を三次元カットモデルで示し，(b)には溶融池表面の拡大図を示す。

ここでは回路構成の簡略化のため溶接電源からの電流 I_A は抵抗 R により添加ワイヤと母材側回路とに分流して供給されている。添加ワイヤはアーク後方 P_W 点より溶融池に挿入され，同ワイヤに分流された電流 I_W はこの挿入点 P_W より溶融池内に流れ込み放射状に広がる。一方，アーク部では母材側に分流された電流 I_B とワイヤ電流 I_W が集電される。このときワイ

ヤは陽極，アークは陰極側に結線され，ワイヤ電流はあまり拡散しないまま比較的近傍にあるアークに集電され，マクロ的に見るとワイヤ～アーク間の溶融金属内に方向性の強い電流 I_Uが発生した状況となることが予想される*3-2。これに直交する外部磁場 B_Z（本図の場合は板厚方向）を付与することにより溶融金属内に上向方向の電磁力 F_y が発生する。これにより横向姿勢溶接では溶融金属に作用する重力に対し，この上向電磁力で力バランスを制御し流動とビード形状を制御することが可能になると考えられる。



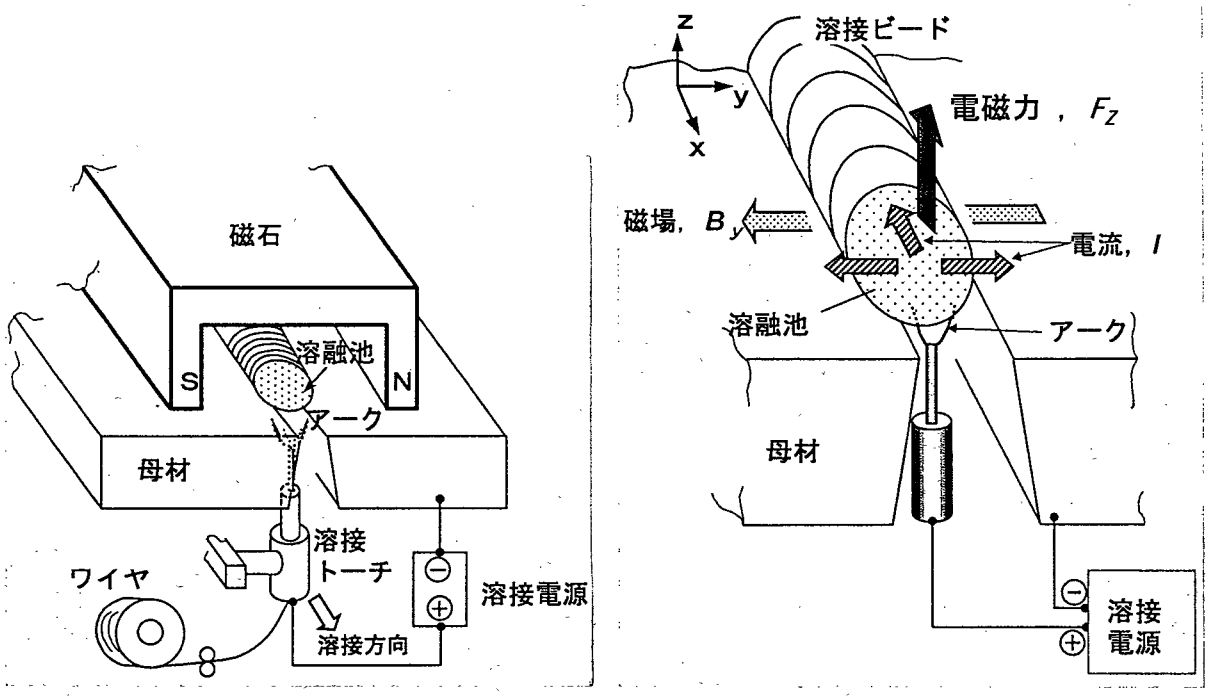
(a) 全体構成　　(b) 溶融池のモデル

図 3-3　添加ワイヤへの通電により溶融池内の電流分布を一方向化する溶融池磁気制御の手法
（横向姿勢 TIG 溶接での具体例）

(2) 溶融池近傍の形状非対称性を利用する例

図 3-4(a)の溶接部構成及び同図(b)の溶融池モデルに示すように，開先間隙を有する継手（裏当材を用いないか非導電性の裏当材を用いる場合）の初層溶接ではアーク前方に導体の無い部分が存在し，アーク電流は主として溶融池を経て側方及び後方に流れ，溶接線方向では後方に偏った流れが発生すると考えられる。これに直交する開先幅方向の磁場 B_yを付与すれば，後方（x 軸方向）へ偏った電流成分との相互作用により方向性に強い電磁力 F_zが発生する。この手法を上向姿勢溶接に適用すれば，上向電磁力 F_zにより，(1) 項と同様に溶融金属の力バランスを制御でき，溶融金属の流動とビード形状を制御することが可能になると考えられる。

*3-2 母材が十分広く・供給点がアークより十分遠い場合には、溶融池近傍の導伝率の不均一性を無視すると母材に供給された電流は x－z 平面上ではアークに対し等方的に流れ込むと考えられ、溶融池内の電流分布の非対称化にはあまり寄与しないと考えられる。

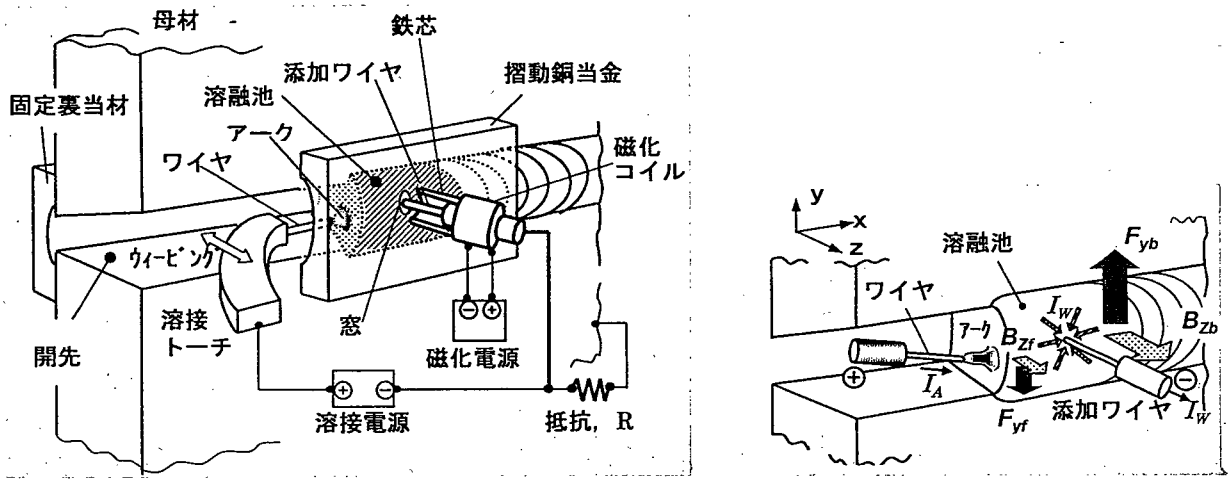


（a） 全体構成　　（b） 溶融池のモデル

図 3-4　継手の形状特異性による電流分布の非対称化を利用する溶融池磁気制御の手法（上向片面 MAG の例）

3.4.1.2　溶融池に付与する外部磁場分布を非対称化する手法例

図 3-5 の横向姿勢エレクトロガスアーク溶接を事例として本手法の具体例を示す。同図(a)は全体構成を示すが溶接トーチ，摺動銅当金及びこれらを搭載して移動する台車等は市販の立向姿勢のエレクトロガスアーク溶接装置を横向姿勢で使用するを想定している。ここで添加ワイヤは摺動銅当金を貫通して溶融池内に挿入し，添加ワイヤを経由してアーク電流の一部を集電していること，及び添加ワイヤに同軸に磁化コイルを装着していることが既存の方法と異なっている。このとき磁化コイル先端の鉄芯の後半分を板厚方向に突出した形状とすれば，図 3-5(b)の溶接部モデルに示すように溶融池に付与される磁場は添加ワイヤの後方磁界 B_{Zb} が前方磁界 B_{Zf} より強化された非対称な分布となる。この磁界と添加ワイヤに集電される電流との相互作用によって，添加ワイヤ前方の下向電磁力 F_{yf} より大きい上向電磁力 F_{yb} をワイヤ後方に発生させ得る。この手法を用いれば溶接アークに対する外部磁場の影響を少なくし，かつ溶融池全体としては上向電磁力を優勢に作用させることが可能となり，本溶接部の溶融金属の流動を制御することが可能となる。



(a) 全体構成　　(b) 溶融池のモデル

図 3-5　非対称分布磁場による溶融池磁気制御の手法（横向姿勢エレクトロガスアーク溶接での具体例）

3.4.2　溶融池内に発生する電磁力の試算

本項では一例として，添加ワイヤを用いて溶融池内の電流分布を非対称化させる手法での電磁力の強さと分布を試算し，溶融池磁気制御法の可能性を机上検討する。

3.4.2.1　試算モデル

図 3-3 で示した横向姿勢 TIG 溶接のモデルを用い，下記の仮定のもとで溶融池に発生する電磁力を簡易試算した。このモデルに従い溶融池内に発生する電磁力（ローレンツ力）$\vec{F}$ は (3-1) 式のように示される。

＜電磁力試算時の仮定条件＞

①母材：3 次元半無限体とした。　（x，y，z 軸の原点はアーク中心とした）

②給電：ワイヤ挿入点 P_W よりワイヤ電流 I_W が 1 点で供給され，母材電流 I_B は無限遠方より方向性無く供給されるとした。

③集電：アークの広がりを 5mm 径とし，これを 1 mm 間隔で x－y 平面上に等分布している 21 個の微小集電要素の集合体として近似した。 アーク電流 I_A は微小な集電要素の各中心点に均等に集電されるとした。（一個の集電要素中心点に集電される電流値は I_A／21 アンペアとした。）

④磁束密度 B_Z の分布：溶融池表面，内部とも一定とした。

⑤溶融池・母材の抵抗率：溶融池内・外とも一定とした。

$$\vec{F} = \vec{J} \times \vec{B}_Z \quad (\mathrm{N/m^3}) \qquad \cdots (3\text{-}1)$$

溶融池内の電流密度分布は導体内の定常電流場として求める必要があるが，導体の抵抗率が一定とすると，この計算は均一な誘電体中の静電場の導出と同様にあつかうことができる。したがって(3-2)式のように任意の位置における電流密度 $\vec{J}$ は給電点及び集電点が作る電流

密度ベクトルの和として求められる。

$$\vec{J} = \vec{j}_W + \vec{j}_A \quad (\mathrm{A/m^2}) \qquad \cdots(3\text{-}2)$$

$$\vec{j}_W = \left(\frac{I_W \cdot (x - x_W)}{2\pi\left((x-x_W)^2 + y^2 + z^2\right)^{3/2}}, \frac{I_W \cdot y}{2\pi\left((x-x_W)^2 + y^2 + z^2\right)^{3/2}}, \frac{I_W \cdot z}{2\pi\left((x-x_W)^2 + y^2 + z^2\right)^{3/2}} \right) \qquad \cdots(3\text{-}3)$$

$$\vec{j}_A = \left(\sum_{i=1}^{n} \frac{I_{Ai} \cdot X_i}{2\pi\left(X^2 + Y^2 + Z^2\right)^{3/2}}, \frac{I_{Ai} \cdot Y_i}{2\pi\left(X^2 + Y^2 + Z^2\right)^{3/2}}, \frac{I_{Ai} \cdot Z}{2\pi\left(X^2 + Y^2 + Z^2\right)^{3/2}} \right) \qquad \cdots(3\text{-}4)$$

$$X_i = x - x_i \qquad \cdots(3\text{-}5)$$

$$Y_i = y - y_i \qquad \cdots(3\text{-}6)$$

ここで I_{Ai} は座標（x_i, y_i）の位置に有る各集電微小要素(個数 n=21)からの電流成分，x_W はアーク中心～ワイヤ挿入点間距離である。

(3-3，3-4 式の導出については 3 章付録を参照)

3.4.2.2 試算結果

電磁力の試算はオーステナイト系ステンレス鋼を対象母材として溶接電流 I_A=400A，ワイヤ電流 I_W=200A，磁束密度 B_Z=0.03T，アーク中心～ワイヤ挿入点間距離 x_W =7 mm で行った。図 3-6 にはアーク単独で集電した場合の電流，ワイヤ単独で給電した場合の電流及び両者の合成電流による溶融池表面中心部（y=z=0）の電磁力分布を示す。

図 3-6 に示すようにアーク電流成分と磁場の相互作用による電磁力はアーク点前方で下向，アーク点後方では上向に作用し，ピーク値は重力の約 4 倍の体積力となる。また，ワイヤ電流成分による電磁力はワイヤ挿入点前方では上向，ワイヤ挿入点後方では下向に作用し，そのピーク値は重力の約 11 倍となる。この結果，アーク点からワイヤ挿入点間では両電流の和に起因した上向への強い押上げ力が比較的広い範囲に発生している。

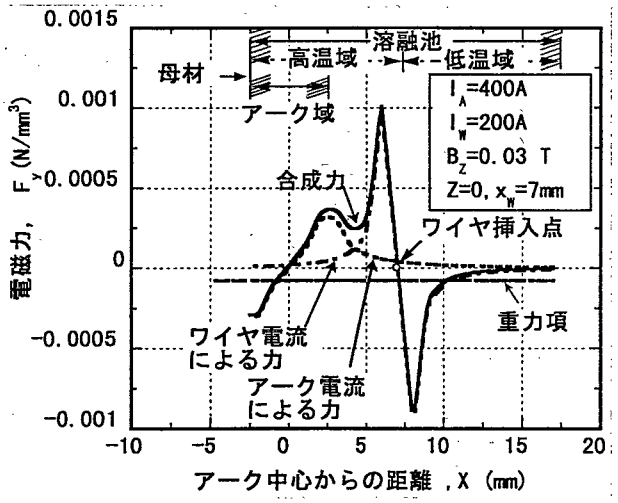


図 3-6　溶融池内の電磁力分布

一方，図 3-7 に示すように溶接現象から考えると本試算ケースのような大電流溶接条件域では，アーク点前方はガウジング領域になり，押下げ力が作用する領域の溶融金属は少ない。また，ワイヤ挿入点より後方では溶融金属の温度は相対的に低く，粘性が高いため流動しにくい状態であると考えられ押し下げ効果は現れにくいと考えられる。これに対し，アーク点からワイヤ挿入点間には高温で豊富な溶融金属が存在し，アーク・ワイヤ電流の相乗効果により押し上げ力が強く作用するため，溶融

池全体としては押上げ効果が強く現れることが予想される。

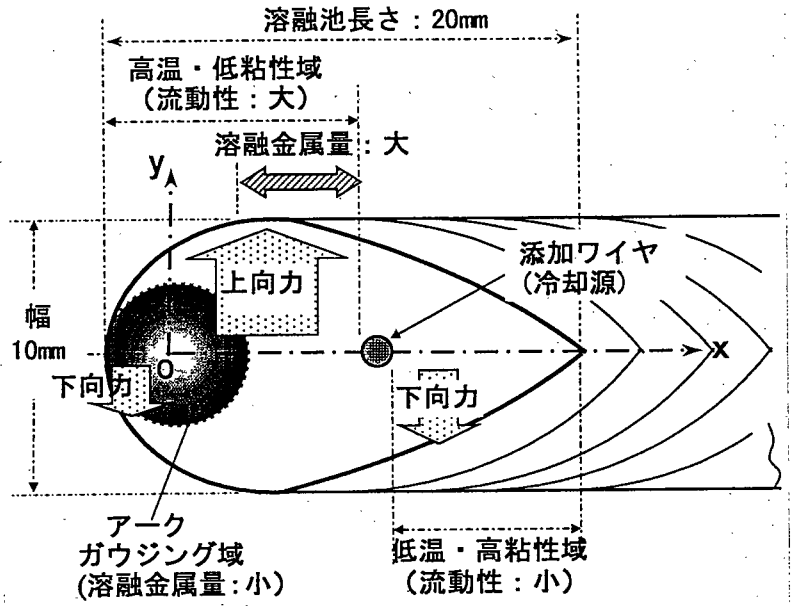


図 3-7　横向姿勢 TIG 溶接での溶融池の温度・物性状態と電磁力分布の関係

3.5　溶接施工時の期待効果

本概念を各種姿勢でのアーク溶接施工に適用したときに期待される効果を図 3-8 に示す。期待される効果は大別して下記のように 3 項目に分類される。

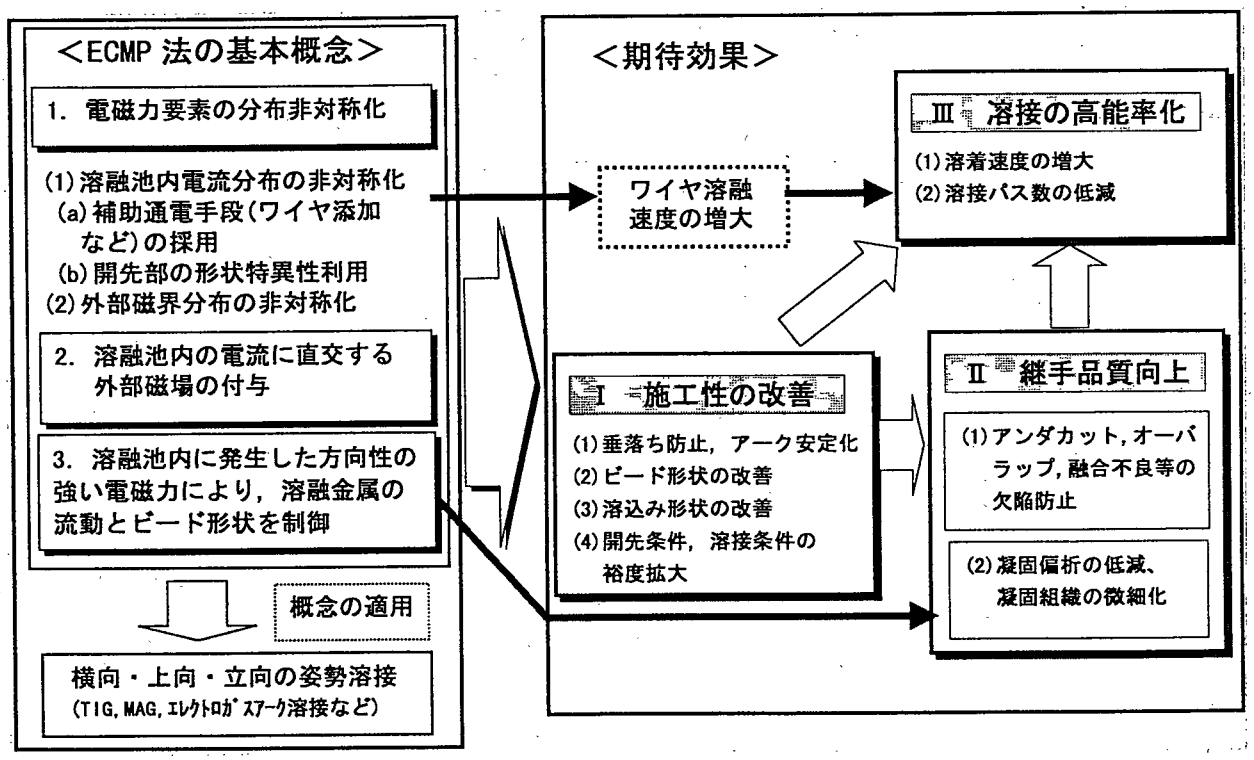


図 3-8　溶融池磁気制御アーク溶接法の基本概念と期待効果

3.5.1 施工性の改善

(1) 溶融金属の垂落ち防止，アークの安定化

溶融金属内に上向電磁力を発生させることにより，重力の影響を軽減することが可能となり姿勢溶接時の溶融金属の垂落ちを防止するとともに，垂落ちに伴うアークの不安定化を防止可能となる。

(2) 溶接ビード形状の改善

溶融金属内に発生させた上向電磁力で重力との力バランスを制御し，ビード形状の改善が可能となる。

(3) 溶込み形状の改善

電磁力により溶融池内に強制流動が生じ，溶込み深さや幅などの溶込み形状が改善される。

(4) 開先条件，溶接条件の許容度の拡大

重力の影響が低減することにより，垂落ち限界やビード形状に影響する溶接条件（ワイヤ溶着速度・溶接入熱など）及び開先間隙などの許容度が拡大する。

3.5.2 継手品質の向上

(1) 溶接欠陥の発生防止

姿勢溶接時の溶融金属の過剰流動を抑制し，ビード形状を制御することにより，アンダカット・オーバラップ等の形状欠陥及び積層溶接時の融合不良を防止することが可能となる。

(2) 溶接部凝固組織の改善

電磁力により溶融池内に強制流動が生じ，磁気攪拌法でよく知られている凝固偏析の低減や凝固組織の微細化などの溶接部凝固組織の冶金的改善が派生的に期待できる。

3.5.3 溶接施工の高能率化

(1) 溶着速度の増大

上述のビード形状の制御と溶込み形状の改善効果により，高溶着速度条件で施工をしてもビード形状の劣化・溶接欠陥の発生無しに施工可能となれば，施工の高能率化が可能となる。また前節で示したように電流分布経路制御手段として添加ワイヤを用いる場合は抵抗加熱効果によりワイヤ溶融能力も増加させることができ，いっそうの高能率施工が可能となる。

(2) 厚板溶接時の溶接パス数の低減

重力の影響の低減効果により，単位溶接長当たりの溶着金属量を多く施工しても溶融金属の垂落ちが無く，ビード形状の劣化が少なく施工できるとなれば，溶接パス数を少なく施工することができる。これにより前パスのスラグ剥離・始終端処理や溶接台車の空送りなどの付帯作業を低減し，総合的な施工の高能率化が期待できる。

3.6 結　言

本章では溶融池磁気制御アーク溶接法の基本概念を明らかにするとともに本手法の具体例を提示し，さらに溶融池に発生する電磁力分布を試算するとともに期待効果を示した。得られた成果を以下に示す。

(1) 電磁力を用いて溶接ビードの形状制御と，施工の高能率化・安定化を図る溶融池磁気制御アーク溶接法の新しい基本概念を明らかにした。本概念では電磁力発生要素となる溶融池内の電流分布または外部磁場分布を非対称化させ，これらの電流と磁場を直交するように配置させることにより溶融池内に発生する方向性の強い電磁力（主として上向方向）を用いて，溶接ビードの形状制御・施工の安定化を図るものである。

(2) 溶融池磁気制御アーク溶接法には上記の概念より大別して 2 種類の方法が考えられ，その具体的手法例を提案した。第一の方法は溶融池内の電流分布を非対称化させ，これに外部磁場を付与させ方向性の強い電磁力を発生させるもので，電流経路を意図的に制御する手法と継手部の形状特異性に基づく溶接現象を利用する手法の 2 種類が考えられる。

具体的には添加ワイヤへの通電により溶融池内に一方向電流成分を発生させる手法を横向姿勢 TIG 溶接において提案するとともに，開先間隙を有する継手の初層溶接では溶融池近傍の形状特異性により溶融池内の電流分布が非対称となることを利用する手法を上向片面 MAG 溶接で提案した。

(3) 第二の方法は溶融池に付与する外部磁界の分布を非対称化し，溶融池内の電流との交互作用で方向性の強い電磁力を発生させるもので，横向姿勢エレクトロガスアーク溶接においてその具体的手法を提案した。

(4) 添加ワイヤを用いる手法を一例として溶融池内に発生する電磁力の分布を試算し，磁束密度 0.03T，ワイヤ電流 200A，アーク電流 400A の条件下では，アーク～添加ワイヤ間の溶融金属中に重力より大きい上向電磁力が発生し得ることを示した。

(5) 溶融池磁気制御アーク溶接法を各種姿勢での溶接施工に適用すれば，溶融金属の流動とビード形状の制御により下記の効果が期待できることを示した。

① 施工性の改善（溶融金属の垂落ち防止，ビード形状の改善，開先許容度の拡大など）

② 継手品質の向上（アンダカット，オーバラップ，融合不良などの欠陥防止と凝固組織の改善）

③ 溶接施工の高能率化（溶着速度増大，溶接パス数の低減による付帯作業の低減）

<3 章－付録>　　電流分布計算式の導出

(1) 集電点，給電点とも一点の場合

付録図 3－1 に示すように半無限体の母材を考え，この表面の x－y 面に溶融池表面があるとする。

この時，集電点であるアーク中心を A 点とし，この座標を (0, 0, 0)，添加ワイヤ挿入点 Pw の座標を (Xw, 0, 0)，溶融池内の任意の位置 P 点の座標を (x, y, z) とする。

ここで給電，集電状態を下記のように設定する。

A 点に流れ込むアーク電流値：I_A (A)，　P_W 点より供給されるワイヤ電流値：I_W (A)，無限遠より供給される母材電流値 $I_B = I_A - I_W$　(A)

このとき A 点にある電流源による任意点 P でのアーク電流密度ベクトルを $\vec{j}_A$ とすると，このスカラー量 $\left|\vec{j}_A\right|$ は (付 3－1) 式のように示される。

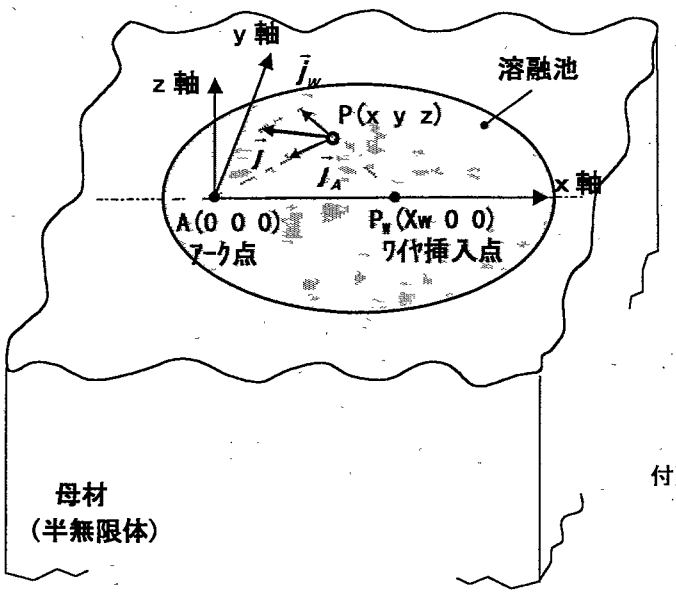
$$\left|\vec{j}_A\right| = I_A / (2\pi (x^2 + y^2 + z^2)) \qquad \cdots(付\ 3\text{-}1)$$

$\vec{j}_A$ の単位ベクトルを $\vec{u}_{jA}$ とすると (付 3-2) 式のように表現される。

$$\vec{u}_{jA} = \frac{1}{\sqrt{x^2 + y^2 + z^2}}(x, y, z) \qquad \cdots(付\ 3\text{-}2)$$

$$\vec{j}_A = \left|\vec{j}_A\right| \cdot \vec{u}_{jA}$$

$$= \left(\frac{I_A \cdot x}{2\pi (x^2 + y^2 + z^2)^{3/2}}, \frac{I_A \cdot y}{2\pi (x^2 + y^2 + z^2)^{3/2}}, \frac{I_A \cdot z}{2\pi (x^2 + y^2 + z^2)^{3/2}} \right) \qquad \cdots(付\ 3\text{-}3)$$



付図 3-1　集電，給電点とも一点の場合の電流分布計算モデル

任意点Pでのワイヤ電流密度ベクトルを $\vec{j}_W$ とすると，同様にして（付3−4）式を得る。

$$\vec{j}_W = \left(\frac{I_W \cdot (x - x_W)}{2\pi \left((x - x_W)^2 + y^2 + z^2\right)^{3/2}}, \frac{I_W \cdot y}{2\pi \left((x - x_W)^2 + y^2 + z^2\right)^{3/2}}, \frac{I_W \cdot z}{2\pi \left((x - x_W)^2 + y^2 + z^2\right)^{3/2}} \right) \quad \cdots(付\ 3\text{-}4)$$

(2) アーク部を微小集電要素の集合体とするとき

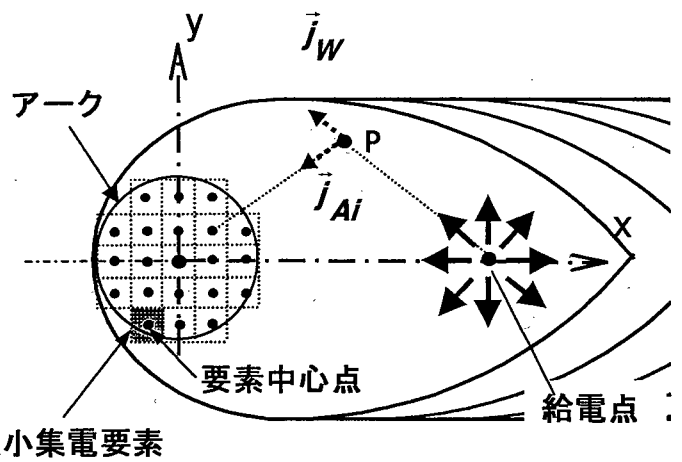
付図3−2に示すようにアークの広がりを考慮するため，溶融池表面のアークによる集電部をn個の微小な集電要素の集合で近似し，アーク電流は各微小要素の中心点に均等に集電されると仮定する。このとき各集電要素による任意点Pの電流密度ベクトル $\vec{j}_{Ai}$ は（付3-5）式のように示されるので，P点でのアーク電流密度ベクトル $\vec{j}_A$ は $\vec{j}_{Ai}$ の総和として（付3-6）式のように示し得る。

$$\vec{j}_{Ai} = \left(\frac{I_{Ai} \cdot x}{2\pi \left(X_i^{\,2} + Y_i^{\,2} + z^2\right)^{3/2}}, \frac{I_{Ai} \cdot y}{2\pi \left(X_i^{\,2} + Y_i^{\,2} + z^2\right)^{3/2}}, \frac{I_{Ai} \cdot z}{2\pi \left(X_i^{\,2} + Y_i^{\,2} + z^2\right)^{3/2}} \right) \quad \cdots(付\ 3\text{-}5)$$

ただし $X_i = x - x_i$，$Y_i = y - y_i$

$$\vec{j}_A = \sum_{i=1}^{n} \vec{j}_{Ai}$$

$$= \left(\sum_{i=1}^{n} \frac{I_{Ai} \cdot X_i}{2\pi \left(X_i^2 + Y_i^2 + Z^2\right)^{3/2}}, \sum_{i=1}^{n} \frac{I_{Ai} \cdot Y_i}{2\pi \left(X_i^2 + Y_i^2 + Z^2\right)^{3/2}}, \sum_{i=1}^{n} \frac{I_{Ai} \cdot Z}{2\pi \left(X_i^2 + Y_i^2 + Z^2\right)^{3/2}} \right) \quad \cdots(付\ 3\text{-}6)$$



付図3-2 アーク部を微小集電要素の集合体とするときの電流分布計算モデル

第4章　電流分布非対称化による溶融池磁気制御の可能性の検討

4.1　緒　言

本章では溶融池内の電流分布を非対称化させる概念を用いた溶融池磁気制御の可能性の検討を行う。3章で示したように本方法には電流経路を意図的に制御する手法と，継手部の形状特異性に基づく溶接現象を利用する手法の2種類有るが，前者については横向姿勢TIG溶接を事例に，後者については上向姿勢片面MAG溶接を事例に，その可能性の把握と改善効果の確認を行う。

4.2　添加ワイヤによる電流経路制御手法を用いた溶融池磁気制御の検討

本節では表記の磁気制御手法の可能性確認のため，横向姿勢TIG溶接を事例としてその溶接現象，電磁力分布を把握するとともに施工性・継手品質・能率などの点での改善効果の確認を行う。

4.2.1　供試材料及び実験方法

4.2.1.1　供試材料

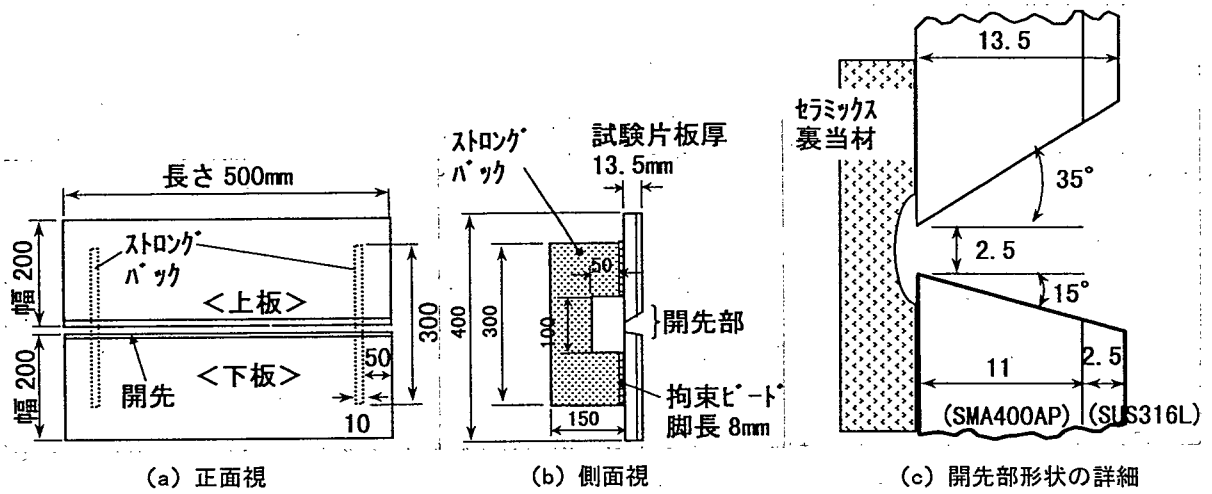
本実験に使用した母材，添加ワイヤの化学組成と機械的性質を表4-1に示す。

表4-1　供試材料の化学組成と機械的性質

材質		化学組成 (mass %)									機械的性質		
		C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	$\sigma_{0.2}$ (N/mm²)	σ_B (N/mm²)	ε (%)
SUS304 (板厚 10mm)		0.05	0.31	1.15	0.029	0.005	—	8.26	18.21	—	316	610	60
クラッド鋼	SUS316L (板厚：2.5 mm)	0.012	0.24	1.63	0.023	0.001	—	12.44	16.53	2.07	262	419	26
クラッド鋼	SMA400AP (板厚：11mm)	0.110	0.18	0.82	0.008	0.001	0.22	0.16	0.34	—			
SUS309MoL (ワイヤ径 1.2mm) JIS Y 309Mo 相当		0.025	0.52	1.22	0.018	0.002	—	13.02	24.49	2.45	—	715	30.8

平板溶接時には厚さ10mmのオーステナイト系ステンレス鋼SUS304の母板を，長さ500mm・幅400mmの寸法に切断して溶接試験片として用い，添加ワイヤは1.2mm径のSUS309MoLソリッドワイヤを使用した。また継手溶接試験では板厚11mmの耐候性鋼SMA400APと板厚2.5mmのオーステナイト系ステンレス鋼SUS316Lを接合したクラッド鋼（全板厚13.5mm）を使用した。継手溶接試験片の寸法・形状は図4-1に示すように，上板・下板とも長さ500mm・幅200mmの寸法に切断し，下板の開先角度は15°，上板の開先角度は35°とし，これを突き合わせて開先ルート間隙2.5mmの50°変形V開先とし，多層溶接試験に供した。なお，試験片裏面には板厚10mmのストロングバックを溶接・固定して開先間隙の保持を行っており，継

手溶接の初層施行時には市販のセラミックス系裏当材（神戸製鋼社製，製品名：FBB-3）を使用した。

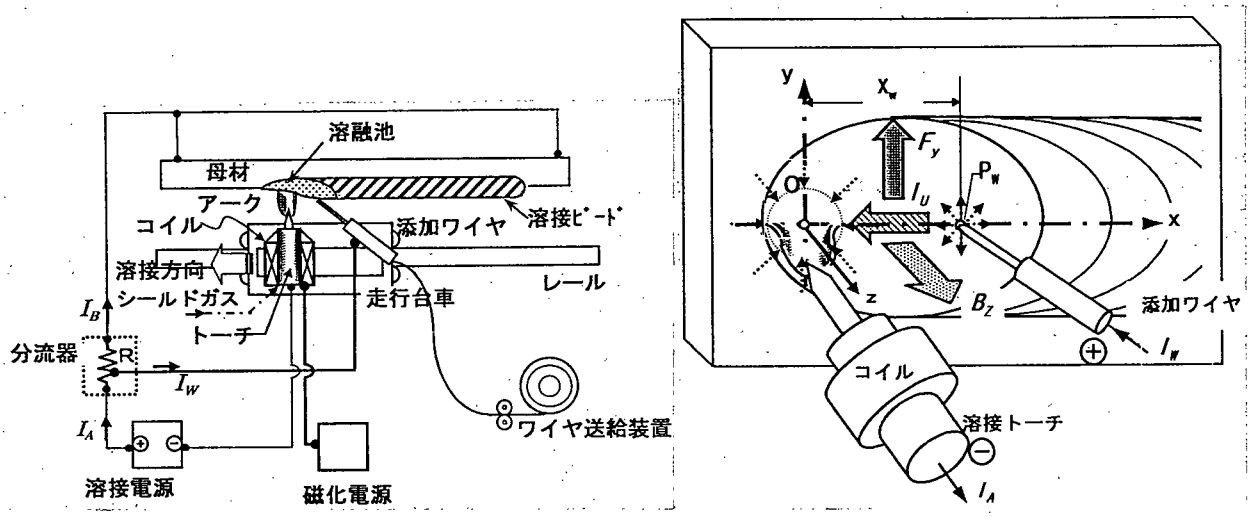


(a) 正面視　(b) 側面視　(c) 開先部形状の詳細

図 4-1　ステンレスクラッド鋼継手の試験片寸法と開先形状

4.2.1.2　実験装置の全体構成

図 4-2(a)には本手法による溶融池磁気制御を用いた横向姿勢 TIG 溶接装置の構成を示し，同図(b)には溶接トーチ近傍の配置の詳細と溶融池に付与される外部磁場 B_Z と溶融池内に発生する一方向電流成分 I_U 及び電磁力 F_y の方向の関係を示す。図 4-2(b)では，座標軸は溶融池表面のアーク中心を原点とし，溶接線方向を x 軸，溶接ビード幅方向（上下方向）を y 軸，板厚方向を z 軸としている。



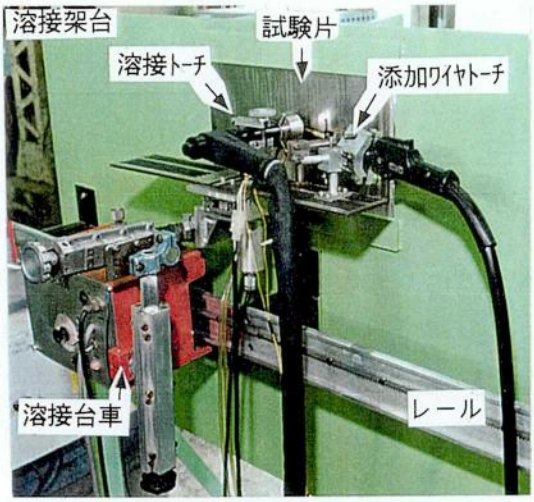
(a) 実験装置の構成　(b) 溶融池と溶接トーチ・添加ワイヤ配置の詳細

図 4-2　磁気制御横向姿勢 TIG 溶接法の実験装置構成

また表 4-2 には使用した器機の特性・仕様を示し，図 4-3 には試作した溶融池磁気制御溶接装置の全体写真を示す。

表 4-2　使用機器の特性と仕様

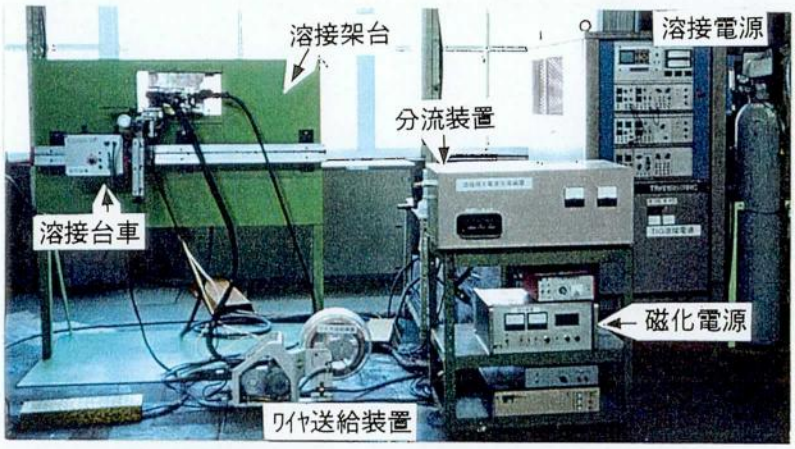
項　目	特性、仕様
溶接電源	DC，定電流、定電圧切替え型 （本実験では定電流型で使用） 定格電流：800A
磁化電源	DC，定電流型 定格電流：10A
磁場強さ測定装置	ホール効果利用式ガウスメータ ・分解能：0.01mT（測定の確度：0.4mT） ・測定可能な最大磁束密度： 0.02、0.2T に切替え可能
溶接トーチ	水冷式，最大電流容量：500A 極性：マイナス
溶接台車	ラック・ピニオン駆動式 最大速度：1m/min
分流装置	抵抗値調整により添加ワイヤへの分流値を制御 ・冷却：水冷式 ・抵抗可変範囲：0.02～0.1Ω



（a）溶接架台，試験片，溶接台車，
レール，溶接トーチの設置状況

（b）　分流装置

（c）磁化電源



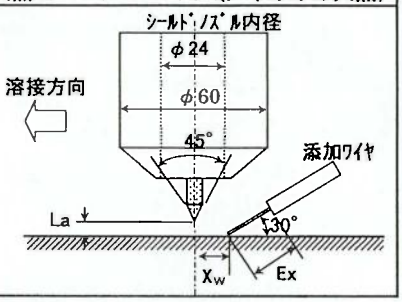
（d）　実験装置の全体配置

図 4-3　磁気制御横向姿勢 TIG 溶接に使用した実験装置と全体配置

本実験では前述の溶接試験片を垂直に固定し，TIG 溶接トーチ・磁化コイル・添加ワイヤトーチを溶接台車に搭載し，この台車をレール上に沿って移動させながら横向姿勢にて溶接実験を行った。(溶接台車の外観は図 4-3(a)参照) また分流装置，磁化電源，溶接電源及び添加ワイヤ送給装置は床置きで固定としている。溶接電源は 800A 定格の直流・定電流電源，TIG 溶接トーチは 500A 定格・水冷式のものを用いており，磁化コイルは溶接トーチに対し同軸に配置されている。TIG 溶接は電極マイナスの極性にて行い，溶接試験片の中でのアーク電流 I_B の分布の偏りとこれに伴う磁気吹きを防止するためアースケーブルを母材の両側端部に結線している。添加ワイヤは TIG 溶接用送給装置を介してアーク後方の P_W 点から溶融池に挿入され，添加ワイヤ回路に分流された電流 I_W は P_W 点より溶融金属内を縦断して流れた後にアークで集電され，マクロ的に見るとアーク～ワイヤ間に一方向電流成分 I_U を形成する。これに対し，溶接トーチに同軸に設置された磁化コイルから母材に垂直方向な外部磁場 B_Z を付与することにより，上向電磁力 F_y がアーク～添加ワイヤ間の溶融金属内に発生する。

表 4-3 には平板溶接時の標準的な溶接条件を示す。アーク電極は直径 4mm φ の 2%トリヤ入りタングステン電極の先端を 45° に研磨し使用し，添加ワイヤの突出し長は 20mm としている。溶接は Ar シールドにて，アーク電流 400A，アーク長 3mm，溶接速度 40cm/min 一定の条件で行った。図 4-4 にはこのときの溶接状況を示す。

表 4-3　平板溶接時の標準溶接条件

項　目	条　件
トーチの極性	マイナス
電極	2%Th-W　(4.0mm 径) 電極先端角度：45°
添加ワイヤ	SUS309MoL，ワイヤ径：1.2mm ・ワイヤ突出し長 Ex：20mm
シールドガス	Ar，流量：20ℓ/min
溶接姿勢	横向
溶接表件	アーク電流 I_A　：400A　，　アーク長 La：3mm アーク電圧 E_A　：磁束密度 0T のとき：14V 磁束密度 0.03T のとき：16V 溶接速度 Vw：40cm/min 溶接入熱 Qw：8.4～9.6kJ/cm(アークのみの入熱)
電極・ワイヤの配置	

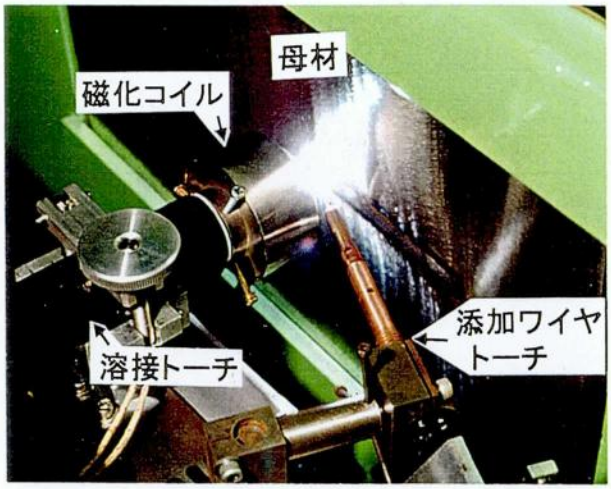


図 4-4　磁気制御 TIG 溶接トーチの外観と溶接状況

4.2.1.3　磁化装置と磁場分布特性

試作した電磁石の寸法・形状および磁場分布の測定要領を図 4-5 に示す。磁化コイルは 1.2mm 径のポリエステル被覆銅線を外径 32mm・厚さ 2mm の鉄芯の外部に 210 ターン巻き付けており，磁化電流による発熱とアークによる輻射加熱による昇温を防止するため磁化コイルのケーシングを水冷している。磁場の測定はホール素子式のガウスメータ (F.W.Bell 社製，Type4048) を使用した。

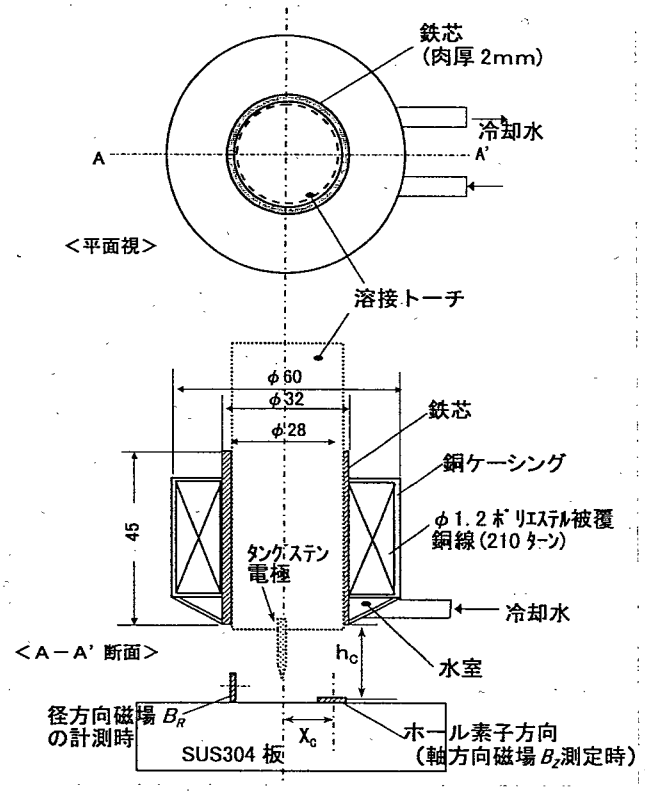
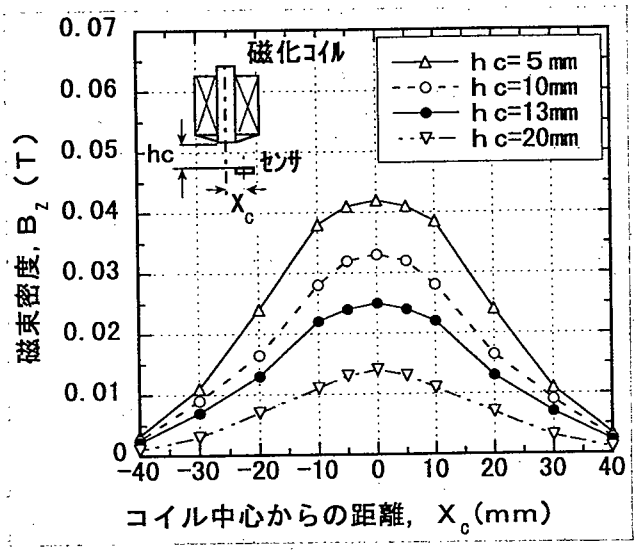


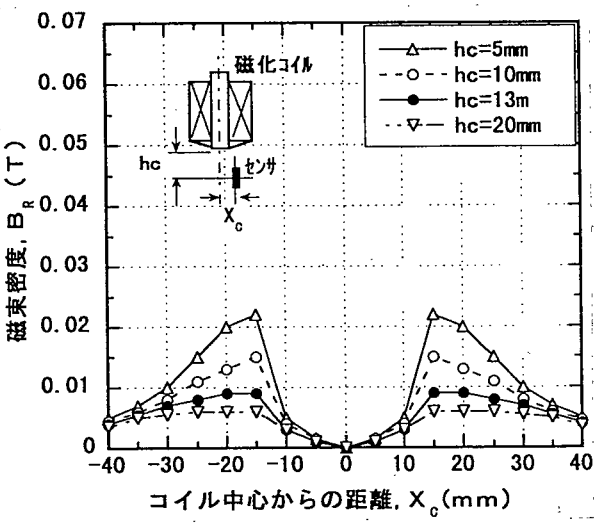
図 4-5　磁化コイルの形状・寸法及び磁場分布の測定要領

図 4-6(a)には試作コイルの軸方向磁場成分 B_Zの分布を SUS304 材上で測定した結果を示すが，溶融池内の電流密度分布の高い領域（アーク点より 10mm の範囲）ではほぼ一様な磁束密度分布となっている。また図 4-6(b)には径方向の磁場成分 B_Rの分布を示すが，アーク点からの距離が 10mm の範囲では B_Rは B_Zの 1/8 以下であり，電磁力分布に及ぼす影響度は比較的小さいと考えられる。このことより今後の実験では SUS304 材のような非磁性体母材上の測定結果の表示は，コイル直下で溶融地表面の軸方向磁場成分 B_Zで代表することとした。

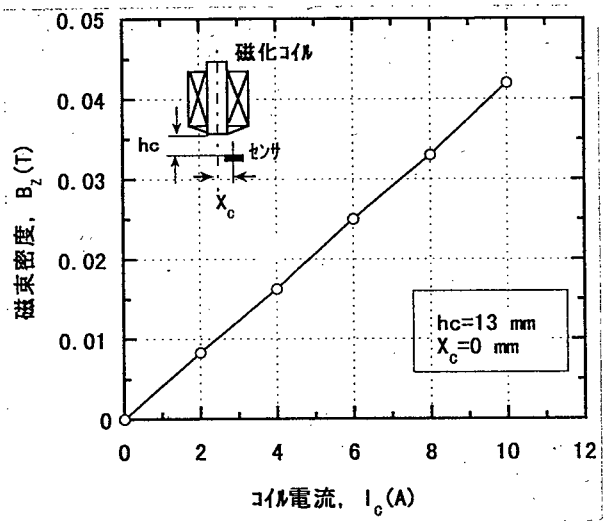
また図 4-6(c)に示すように磁化電源の出力電流限界の 10A までは，磁束密度はコイル電流に比例して増加する。



(a) 軸方向磁場成分 B_z の分布（コイル電流：6A）



(b) 径方向磁場成分 B_R の分布（コイル電流：6A）



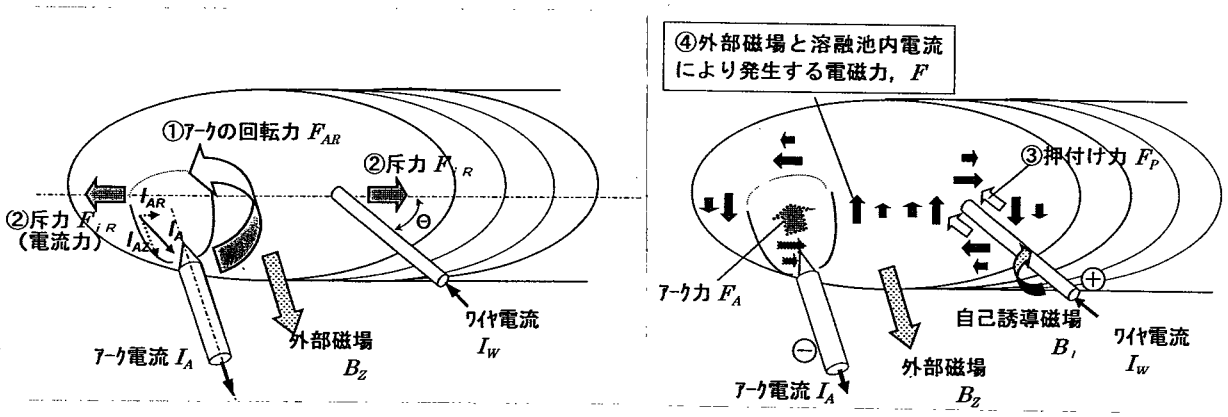
(c) コイル電流と軸方向磁束密度の関係

図 4-6　磁化コイルの磁場分布・磁化特性

4.2.2　溶融池磁気制御溶接部に想定される溶接現象

本項では磁気制御手法によって発生する電磁力の位置付けを明確にするため，本溶接部で生じると想定される電磁力などに起因した溶接現象につき定性的な整理を行う。

図 4-7(a)には本溶接部のアークに作用する主な電磁力・電流力を示し，図 4-7(b)には溶融金属に作用する電磁力の状況を示す。ただし通常の TIG アーク溶接で発生するとされている現象や影響度が小さいと考えられる項目（アース電流によるアークの磁気吹き，溶融池内を縦断する電流による溶融金属のピンチ効果など）については本検討から除外している。



(a) アークに作用する電磁力、電流力　　(b) 溶融池に作用する電磁力

図 4-7　溶接部に作用する電磁力、電流力の状況

アークに作用する電磁力・電流力と溶接現象は下記の項目が想定される。

① 外部磁場 B とアーク柱中の電流 I_A との相互作用により発生する電磁力 F_{AR} によるアークの回転[1-25]。

② アーク柱中の電流 I_A とワイヤ電流 I_W との相互作用により発生する電流力（斥力）によるアークの前方への傾斜[2-5), 4-1)]。

一方，溶融金属（溶融池）に作用する電磁力と溶接現象は下記の項目が想定される。

③ 溶融池に垂直な外部磁場 B_Z と溶融池内を流れるアーク電流 I_A・ワイヤ電流 I_W との相互作用により溶融金属内に発生する電磁力 F による溶融金属の流動。（これらの電磁力は各電流源の周囲に同心円状に発生し，アーク直下では反時計回りに，ワイヤ直下では時計回りに溶融金属を回転させる。）

④ ワイヤ電流 I_W によりワイヤに沿って時計回りに発生する自己誘導磁場 B_I と，ワイヤ電流が溶融池内に流れ込んだときの電流との相互作用で発生する電磁力 F_P により，ワイヤ近傍の溶融池は押込まれる[4-2)]。

溶融金属に作用する電磁力の④項[*4-1]はアーク圧力と溶融池前後の温度差にもとづく表面張力流により溶融池後方に集ろうとする溶融金属を添加ワイヤ側より押し戻し，ハンピング防止に効果があると考えられるが，電磁力の発生方向を考慮すると，溶融金属の垂落ち・垂れ下り防止の効果は少ないと考えられる。これに対し③項はアーク・添加ワイヤ近傍の溶融池を単独でみると回転運動を溶融金属に与えるのみであるが，それぞれの回転方向が逆になっているため，溶融池全体としてみるとアーク・添加ワイヤ間には両者の流れが助け合って，マクロ的には上向の方向性が強い溶融金属流れを発生させ，ビード形状の制御が可能になるものと考えられる。

---

*4-1 安藤らの示した本電磁力の計算式によると半無限長のワイヤが溶融池に垂直に差込まれている場合，ワイヤ電流 200A で溶融池とワイヤの径の比を（10mm/1.2mm）=8.33 したとき，溶融池全体の受ける押込み力は 8.22×10^{-3}N 程度となる。

4.2.3 溶融池内に発生する電磁力の試算と実験条件の予備検討

4.2.3.1 試算条件

試算モデルは3章に示したように，母材を3次元半無限板とし，従来のTIG溶接の実験結果を参考として集電域はアークの広がりを5mm径とし，これを一辺が1mmの正方形小要素の集合体で近似した，給電域はワイヤ径が1.2mmと細いことより点給電としている。また電磁力の試算は非磁性体を対象母材として磁束密度B_Zは溶融池表面，内部とも0.03T一定とし，溶接電流400A，ワイヤ電流200Aで行った。

4.2.3.2 試算結果と実験条件の予備検討

図4-8には添加ワイヤの挿入位置をアーク中心からの距離X_W＝4，7，10mmと変化させたときのワイヤ電流による溶融地表面の電磁力分布（y＝z＝0mm），及びアーク電流による電磁力分布を示す。アーク電流成分によりアーク中心より前方では下向，アーク中心より後方では上向の電磁力が発生するが，集電域が5mm径の範囲に分布している影響により比較的なだらかな電磁力分布特性となっている。また電磁力のピーク値は3×10^{-4}N/mm^{3}と重力（7.8×10^{-5}N/mm^3）に対し約4倍となっている。これに対しワイヤ電流成分により発生する電磁力はワイヤ挿入点前方で上向，ワイヤ挿入点後方では下向となっており，給電域が狭いことにより鋭いピーク（重力の約11倍）を持つ電磁力の分布特性となっている。

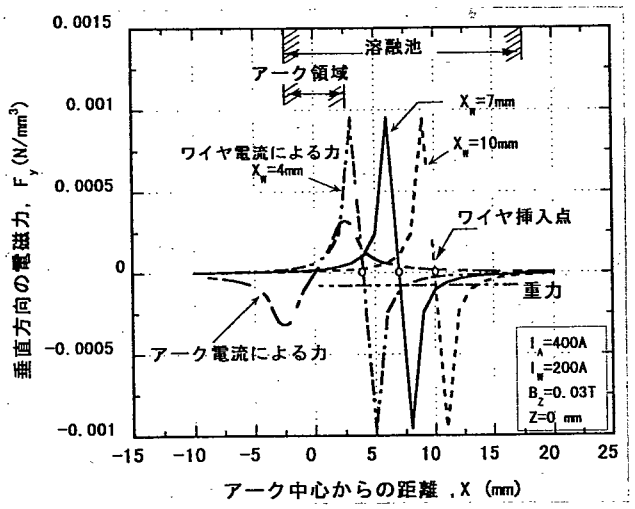
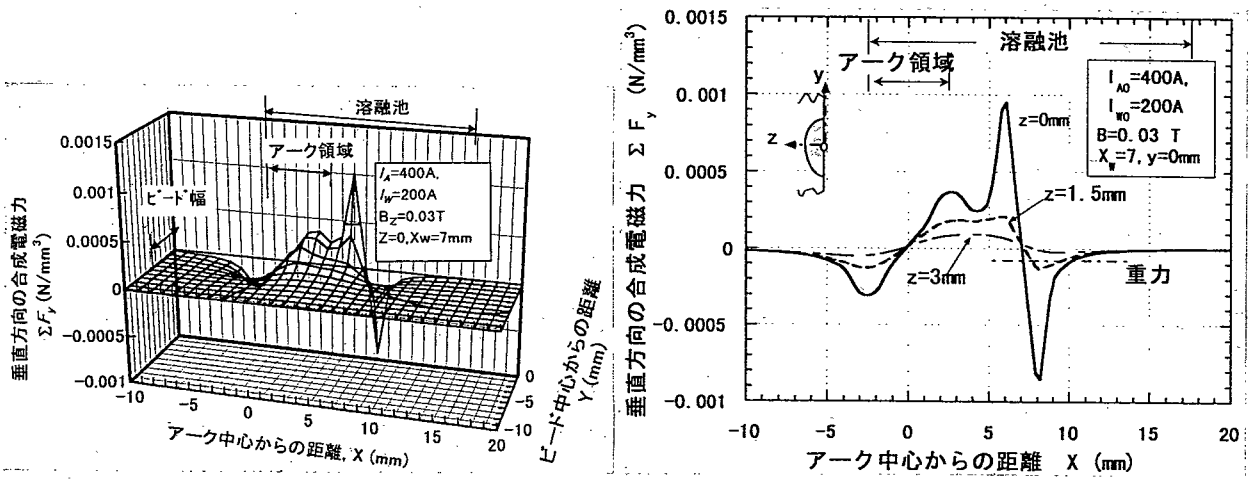


図4-8 ワイヤ挿入点が電磁力分布に及ぼす影響

ワイヤ挿入位置がX_W＝4mmの場合には両者の上方向電磁力のピークが重なり局部的に過大になりすぎることが予想されるほか，タングステン電極からワイヤに向かって直接アーク発生しやすい傾向が認められた。一方X_W＝10mmでは両者による上向力を幅広く作用させる点では有望に考えられたが，溶接予備実験を行った際にワイヤ溶融の安定条件域が狭い問題が有った。X_W＝7mmの場合は上述の問題が比較的少ないと考えられ，詳細実験はこのワイヤ添加位置で行うこととした。

図4-9(a)にはワイヤとアーク電流成分による電磁力のベクトル和の垂直方向成分ΣF_yについての2次元分布（z＝0mmでのx～y面内分布）を示す。図よりわかるようにアーク中心～添加ワイヤ挿入位置間には溶融金属を押し上げる上向の電磁力が広い範囲で発生している。幅方向の分布に注目するとビード中心部が最も強く周辺に行くほど減少しているが，本計算モデルのビード幅端部（y＝-5mm）の位置でもアーク～ワイヤ挿入点間には重力の1/3～1/2程度の押し上げ力が発生している。また図4-9(b)には溶接ビード幅方向中心部（y＝0mm）での深さ方向の電磁力分布ΣF_yを示すが，Z＝-3mmの深さ位置では添加ワイヤ後方の下向力は著しく減少しているが，アーク～ワイヤ間の上向力の減少は比較的少なく重力とほぼ同等の強さの電磁力が発生している。



(a) X-Y 平面上の合成電磁力の分布（z=0mm）　　(b) 各深さ位置での電磁力分布 (y=0mm)

図 4-9　垂直方向合成電磁力の分布

4.2.4　実験結果

4.2.4.1　磁場を付与しない場合の添加ワイヤ溶融及びビード形成現象

図 4-10(a)には本溶接回路構成で，平板溶接試験（磁束密度 0T）において添加ワイヤの溶融現象とビード形成現象に及ぼすワイヤ電流とワイヤ送給速度*4-2の関係を示す。図中の一点鎖線 Vf_C は(4-1)式に示される添加ワイヤ中の抵抗発熱速度とこれにバランスするワイヤ送給速度の関係を図示したものである。

$$Vf_C = I_W^2 R_W / (C\Delta T + \Delta H) \quad \cdots(4\text{-}1)$$

ここで Vf_C：抵抗発熱速度にバランスするワイヤ送給速度（g/min）

R_W　：コンタクトチップ～溶融池間の添加ワイヤの抵抗（0.022Ω）

C　：添加ワイヤの比熱（0.644J/kg・K）

ΔT：昇温量（1400K）

ΔH　：融解潜熱（267K）

曲線 Vf_Cはビード安定形成の下限とほぼ対応しており，Vf_C近傍の送給速度では添加ワイヤの先端から微小なアークが 0.01～0.2 秒の短周期で発生している。図 4-10(a)の A 条件でのワイヤ電流・母材電流の波形を図 4-10(b)に示すが，このような微小アーキング域ではアークが発生すると，添加ワイヤ回路の抵抗が増加するためワイヤ電流は減少するとともに並列回路の母材電流が増加する。この結果ワイヤ溶融速度は減少し，再度抵抗加熱状態に復帰するとともにアークは短時間で消弧する自己制御作用が認められる。またアーキングは微小で短時間であるためワイヤ溶融と溶滴移行はマクロ的には安定しており，溶接ビードも連続形成される。この A 条件よりさらにワイヤ送給速度が低下すると比較的長時間（0.5～1 秒）のアークが発生する過大アーキング領域となり，この領域ではアークが発生すると時間とともにア

---

*4-2 ここでは実測したワイヤの送給速度 Vf_1（単位時間当りのワイヤ送給長さ：m/min）より(4－2)式を用いて単位時間当りの送給質量 Vf（g/min）へと換算している。

$$Vf = 1000\,\rho\,\pi\,d_W^2 \cdot Vf_1 / 4 \quad \cdots(4\text{－}2)$$

d_W：ワイヤ径（m），　ρ_W：ワイヤの密度（7950kg/m^3）

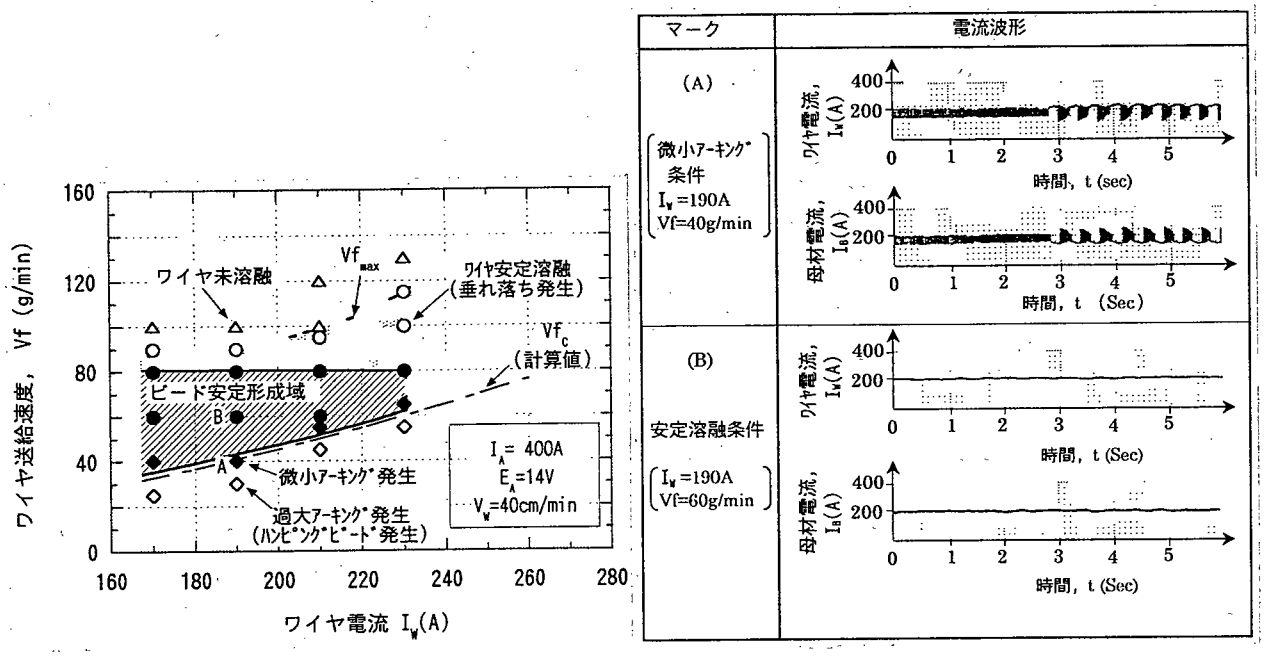
また TIG 溶接では溶融金属の垂落ちが無い限り，送給速度と溶着速度は等しいとしている。

ーク長は増大し，過大なアーク長になると消弧する。消弧後はワイヤ送給により再度短絡状態に復帰するまでワイヤ溶融は行われないため（ワイヤ電流は 0A となる），ワイヤ溶融と溶滴移行が比較的長周期で断続的に変動し，ビード形成は不安定でハンピングビード状態となる。

一方，図 4-10(a)のワイヤ溶融速度の上限曲線 Vf_{max} より過大な送給速度域では，ワイヤ電流による加熱能力が不足するためワイヤ先端の温度が低下し，溶融池内で溶融しきれなかったワイヤが溶融池前方へ突き抜ける等の現象が発生し安定なワイヤ溶融は困難となる。Vf_{max}, Vf_Cの両曲線に挟まれた領域の黒丸・白丸で示した領域では，図 4-10(b)に示すように安定したワイヤ通電・溶融が可能な領域である。

ビード形成現象より見ると，安定溶融域でもワイヤ送給速度が 80g/min 以上では過大なワイヤ送給により表面張力による溶融金属の保持が困難になり垂落ちが発生する。

この結果図 4-13 の磁束密度 0T の断面マクロ組織写真例に認められるようにワイヤ送給速度が 40～80g/min の範囲で安定な溶接ビード形成が可能となった。しかしビードは垂れ下がった状態の形状不良となっており，このような形状では開先溶接時にはパス間での融合不良，最終層でのオーバラップビードなどの欠陥発生の可能性が強い状態であり，継手の疲労強度を低下させる危険性がある[4-3), 4-4)]。



(a) ﾜｲﾔ溶融とﾋﾞｰﾄﾞ形成に及ぼすﾜｲﾔ電流・ﾜｲﾔ送給速度の影響　　(b) 微小ｱｰｷﾝｸﾞ，安定溶融条件でのﾜｲﾔ・母材電流波形

図 4-10　ﾜｲﾔ溶融，ﾋﾞｰﾄﾞ形成、電流波形に及ぼすﾜｲﾔ電流とﾜｲﾔ送給速度の影響

4.2.4.2　磁気制御時の溶接現象とビード形状の改善効果

(1) アーク現象とビード形成現象

図 4-11 には磁化コイルにより付与される外部磁場強さを 0～0.03T に変化させて溶接したときのアークの状況を示す。

ﾜｲﾔ添加	ﾜｲﾔ添加 無し（I_w=0A）		ﾜｲﾔ添加有り（I_w=190A）
磁束密度	0 T	0.025 T	0.025T
ｱｰｸ電圧	14 V	15.5V	16V
アークの状況			
4mm			

図 4-11　磁化ｺｲﾙにより付与された外部磁場、ﾜｲﾔ電流とｱｰｸ形態の関係
（ｱｰｸ電流：400A，溶接速度：40cm/min，溶接姿勢：横向）

前述のように磁場のみをアークに付与した場合は，釣鐘上に広がるアーク柱中の径方向電流成分とトーチ軸方向の外部磁場により発生する電磁力によってアークは回転し，磁束密度の増加に伴いアークは広がる傾向を示した。またアーク電圧もこれに伴い増加し磁束密度 0.025T では 15.5～15.6V となり磁場を付与しないときに対し約 1.5V 増加した。一方，これに 190A の電流を通電したワイヤを添加した場合，ワイヤ電流とアーク電流との電流力により斥力を受けアークは若干前方に傾斜しアーク電圧は 16～16.1V となるが，添加ワイヤを付与しない場合に比べ電圧増加値は 0.5V 程度であり影響度は比較的少なかった。（写真より判断したアーク中央と電極を結ぶ角度より判断するとアークの偏向角度は 20～30° であり，小方[2-5]らの報告と同様な傾向を示しているが，アーク周辺部が主として前方に傾斜しており，アークコア部の偏向は比較的少ない）

図 4-12 にはワイヤ送給速度 60g/min 一定で，磁場強さを 0～0.03T に変化させ溶接したときのクレーター部を含む溶接ビード外観と断面マクロ組織を示す。なお，溶接停止時にはアーク電流，ワイヤ送給を同時に急速停止させている*4-3。磁束密度が 0T の場合，図 4-12(a) の断面写真では Ha 部のように重力によりビードは垂れ下がり，余盛の最頂部 R_p と溶け込み深さの最大部 P_p の位置がかなり異なっており施工性の悪いビードとなっている。このとき外観写真を見ると，溶融池は下方に傾いた涙滴状の形状を示しビード下端はクレータ（アーク直下点）より下部にある。これより溶融金属はアーク点より下方に流動してビードが形成されていることが理解できる。

*4-3 溶接停止時には溶接電流，ワイヤ送給を同時に急速停止させており，溶接停止部には溶融池形状が比較的保たれていると考えられる。

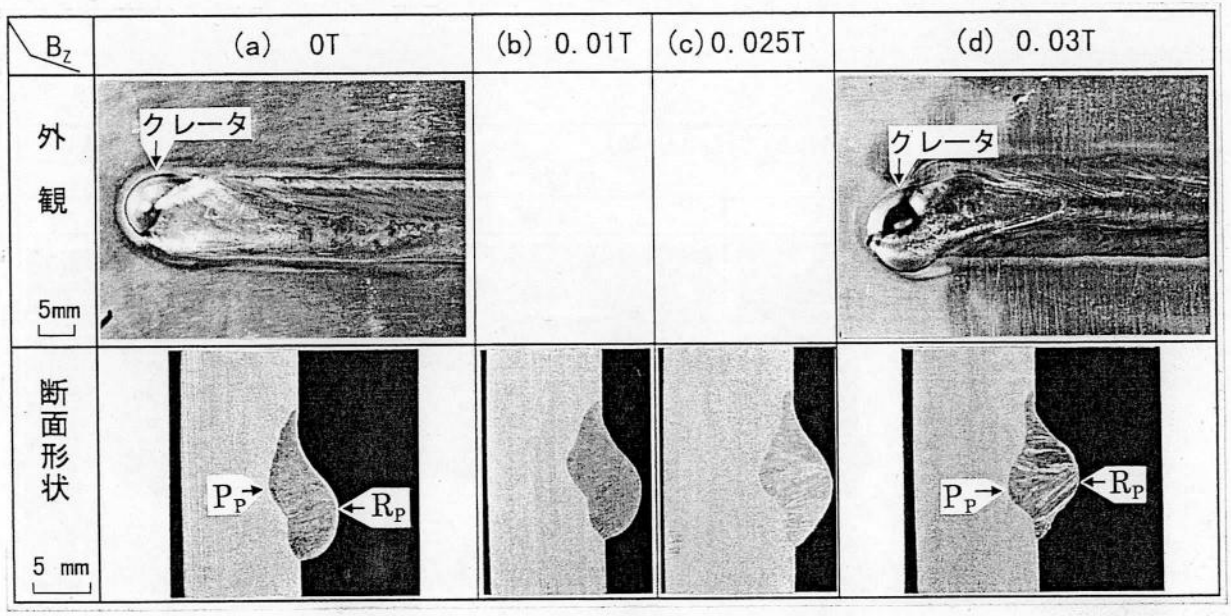


図 4-12 ﾋﾞｰﾄﾞ外観と断面形状に及ぼす磁束密度の影響
(ｱｰｸ電流：400A, ｱｰｸ電圧：12V, ﾜｲﾔ電流：190A, ﾜｲﾔ送給速度：60g/min)

これに対し，磁束密度を増加するに従い上向電磁力で溶融金属は押し上げられ気味となるため，断面写真に示すようにビードの垂れ下がりが防止され，上下対称なビード形状へと変化する。図 4-12(d)の磁束密度が 0.03T の場合は溶接ビード外観写真でわかるように，ビード上端はクレータより上部に位置しており溶融池はやや上方に傾いて形成されておることより，溶融金属が上方に流動しながらビードが形成されたことが理解できる。これらの溶融金属の流動状況は図 4-19 に示す断面マクロ組織の柱状晶の方向からも理解できる。さらに磁束密度が増大し 0.035T より大きくなると，電磁力が過大になりすぎ溶融金属が上方へ飛散し安定なビード形成は困難となった。

また，図 4-13 には磁束密度が 0T と 0.025T の磁場条件下において，ワイヤ送給速度を 40～80g/min に変化させたときのビード断面マクロ組織を示す。磁場付与下ではいずれのワイヤ送給速度条件においても前述と同様なビード形状改善効果が認められた。

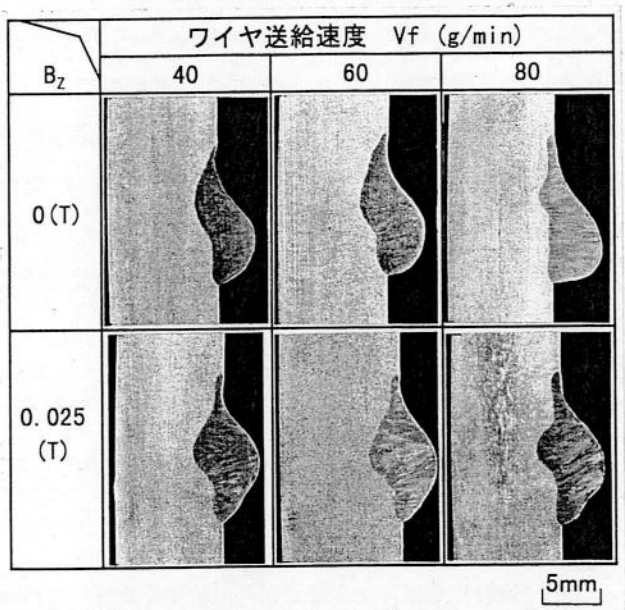


図 4-13 ﾜｲﾔ送給速度とﾋﾞｰﾄﾞ断面形状の関係
(I_A=400A, E_A=16V, I_W=190A, V_W=40cm/min)

(2) ビード接触角

図 4-14 に余盛形状の改善効果の指標として，オーバラップビードなどの溶接品質面で問題となる接触角度と磁束密度の関係を示すが，ここでの接触角度はビード下止端部と母材の成すの角度と定義する。磁束密度の増加に伴い接触角度は減少するが，溶接ビード形成が安定で最大の形状改善効果が得られる磁束密度 0.03T では，0T の場合に比べ接触角度は約 1/2 に減少している。これらの改善効果は 40～80g/min のいずれのワイヤ送給速度下でも認められた。

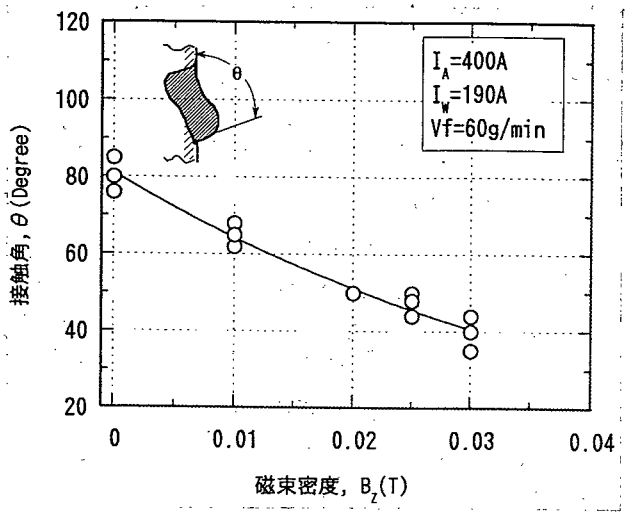


図 4-14　磁束密度とビード接触角の関係

(3) ビード形状と溶込み特性

ビード幅方向の中心に対する最大溶け込み深さの相対位置 y^*_P を（4-3）式，最高余盛り高さの相対位置 y^*_r を（4-4）式に示すように定義し，磁束密度とこれらの位置との関係を図 4-15 に示す。

$$y^*_P = y_P/W \quad \cdots (4\text{-}3)$$

$$y^*_r = y_r/W \quad \cdots (4\text{-}4)$$

ここで W はビード幅，y_P はビード中心に対する最大溶け込み深さの幅方向位置，y_r は最大余盛高さの位置である。

磁束密度が小さい場合の最大溶け込み深さ位置は，溶融金属の垂れ下がりによりビード中心より上方にあるが，磁束密度が増加するにつれて溶融金属が押し上げられるため，最大溶け込み深さ位置は相対的に下降する。これに対し，最大余盛り高さ位置は磁束密度の増加につれて上昇する。磁束密度 B=0.025T の時には y^*_P，y^*_r とも中心に近づきほぼ一致するため，対称性が良くなり施工性に優れるビードとなる。 さらに磁束密度を 0.03T まで増加させた場合には溶融池全体が電磁力により強く押し上げられるため，最大溶け込み深さの位置はビード中心よりかなり下方に移動している。また図 4-16 に示すように B=0.025T の条件下でワイヤ送給速度を 40～80g/min 変化させた場合にも y^*_P，y^*_r がほぼ一致する傾向が認められた。

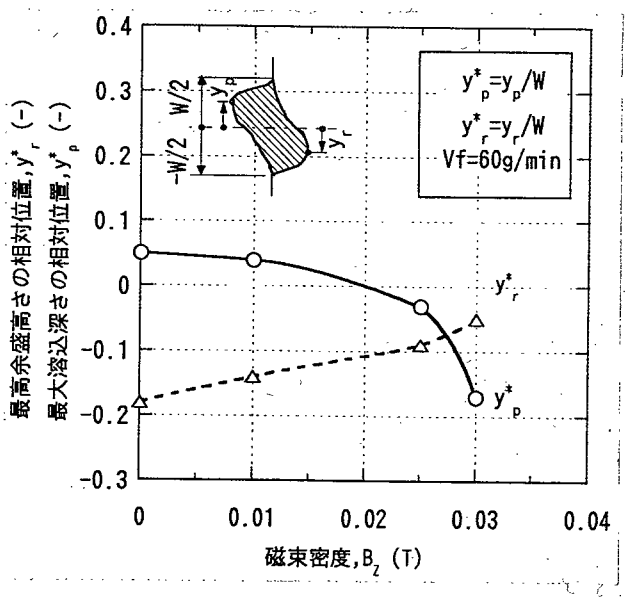


図 4-15　最高余盛高さと最大溶込位置に及ぼす磁束密度の影響

図 4-17 にはワイヤ送給速度 60g/min 一定のときに磁束密度を変化させた時の最大溶込み深さの変化を示すが，0.01～0.02T までは磁束密度に伴いにより溶込み深さは増加するがこ

れ以上では減少する傾向が認められる。

この理由としては，磁束密度が比較的小さい間はアーク電圧の増加と溶融池の回転による母材溶融効率の増加が溶込み深さの増大に寄与するが，さらに磁束密度が増加するとアークの回転によりアーク圧力の低減が顕著になり [1-25]，溶込みを減少させているものと考えられる。

一方図 4-18 にはワイヤ送給速度と最大溶け込み深さの関係に及ぼす磁場付与の影響を示す。 磁束密度が 0.025T の場合はいずれのワイヤ送給速度下において溶込み深さは磁束密度 0T の場合に比べ増加している。また磁場を与えない場合，ワイヤ送給量の増加により溶け込み深さの減少は著しいが，磁場を与えた場合には溶け込み深さの減少は比較的少ない。

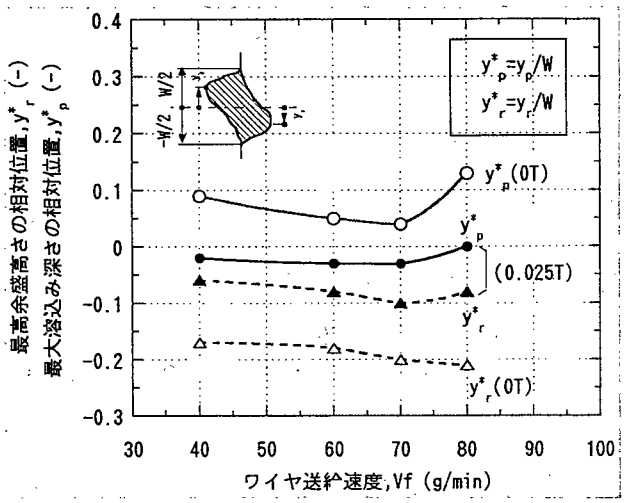


図 4-16 最高余盛高さ・最大溶込位置に及ぼすﾜｲﾔ送球速度の影響

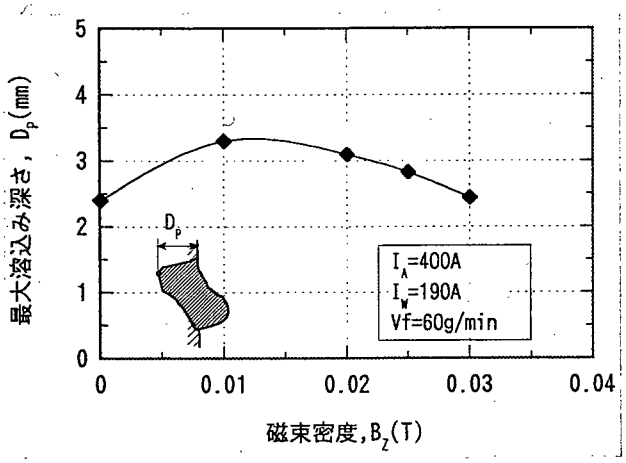


図 4-17 最大溶込深さに及ぼす磁束密度の影響

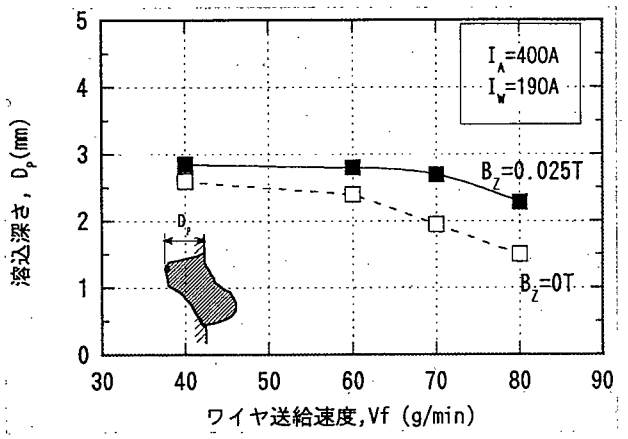


図 4-18 ﾜｲﾔ送給速度と溶込深さの関係に及ぼす磁束密度の影響

4.2.4.3 磁場付与による冶金的影響

図 4-19 には図 4-12(a),(b)の溶接ビードに直交する横断面と，母材表面に平行に表面下 0.2mm まで研磨した平行断面のマクロ組織を示す。横断面に注目すると磁場を付与しない場合では，ビード表面・ボンド部近傍を除き横断面全体の柱状晶の成長方向は母材法線に対し-5～20 度*4-4 の狭い範囲にあり，多くは 15±5 度の方向でほぼ平行に成長している。これに対し磁場を付与した場合では (0.03T)，柱状晶の成長方向は 0～55 度と広い範囲に分布しており，ビード幅中心より下部の柱状晶は特に傾斜が著しく (35～55 度)，ビード幅中心近傍ではビード下半分の領域での斜め上方に成長した柱状晶と，ビード上半分の領域での母材法線に

*4-4 ボンド部からビード表面へ向かって斜め上方へ成長する場合を正，斜め下方へ成長する場合を負の角度とした。

ほぼ平行に成長した柱状晶が大きい会合角度でぶつかり合っている。また磁場を付与したビードでは磁場を付与しない場合に比べ，柱状晶の幅，長さとも平均値で約 30～35%程度低減している*4-5。これらのことより溶融池の磁気制御は溶接ビード内の柱状晶成長方向の異方性を促進する共に，結晶粒寸法の低減効果も認められる。(結晶粒寸法の低減効果は縦断面でも同様な傾向が確認された。)

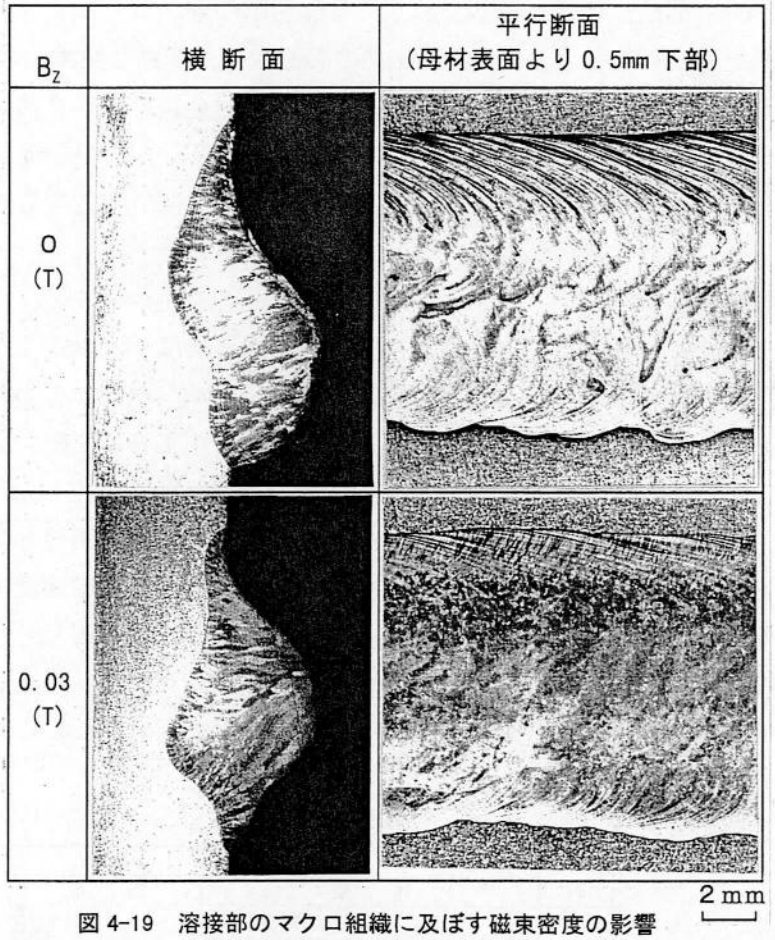


図 4-19　溶接部のマクロ組織に及ぼす磁束密度の影響
(I_A=400A、I_W=190A, V_W=40cm/min, Vf=60g/min)

これらの原因としては以下のことが考えられる。すなわち溶融池では表面に近づくにつれて電磁力は強くなり，また溶融金属は固体壁からの拘束が少なくなるため，表面部ほど電磁力により上向に強制流動されやすい。一方，ボンド部から生成した柱状晶はその成長方向と熱流方向（流動方向）が異なる場合は，熱流方向に沿った優先方向を有する柱状晶が新たに発生・成長することが知られている[4-3)]。このため本溶接部ではビード中央部～上部ではビード底部と異なった成長方向（斜め上方）を有する柱状晶が発生し，柱状晶の幅・長さの成長も抑制されたためと考えられる。

また平行断面に注目すると，磁場を付与していない場合はビード上部のリップルが顕著に認められ，7～17Hz の範囲で不規則に発生している太いリップル線と，33Hz 程度の周期で比較的規則的に発生している細いリップル線で構成されている。一方，磁場を付与した場合は

*4-5 母材表面より 1～1.5mm 余盛側の位置で，母材表面に平行なラインを引き，このラインにかかる各柱状晶の幅と長さを計測した。

太いリップル線は減少し，33Hz の細く規則正しいリップルが主体となっており，またリップル線のビード幅方向の長さは約 1/2～1/3 に減少している。リップルは凝固時の結晶成長の変動に起因した偏析により発生するといわれているが[4-5)～7)]，磁場を付与した場合にリップルの長さが全体的に減少する理由としては上述の強制流動によりビード上部の攪拌が良好に行われためと考えられる。また磁場を付与しない場合の太いリップル線の発生周期はビード下側ボンドラインの凹凸にほぼ対応しており，溶融金属の垂れ下りによりビードの下側止端部が不規則に微小滑りを起したときに，溶融池の凝固状態が変動し発生したものと考えられる。

一方，磁場を付与した場合は上向電磁力により溶融金属の垂下りが防止されるため，太いリップル線が減少したものと考えられる。ここで細いリップル線の周波数より考えると，発生原因としては溶接電源周波数の影響とは考えられず，部分溶込み溶接時の溶融池の固有振動に起因したものと考えられる[*4-6]。

4.2.4.4 開先内溶接試験

横向姿勢での V 開先多層溶接では，初層～第 2 層溶接は 1 パス施工が採用されるケースが多いが，第 2 層溶接時には残存開先の底部幅が広いため溶融池の重力ヘッドの増加により凸ビードが発生しやすく，この凸ビードの上に第 3 層を施工すると融合不良が発生しやすい問題が有る。このため図 4-20 には初層溶接完了後の開先状態を想定したモデル開先（開先角度 60 度，開先底部幅 12mm）で溶接を行い，ビード形状に及ぼす磁場付与効果の確認結果を示す。本開先内では磁場を付与しない場合には 60g/min の高ワイヤ送給速度で溶接すると，ビード下部と開先面との会合角が大幅に減少し，この上に積層溶接すると融合不良が発生する危険性が高くなっている。これに対し磁気制御することによりビード形状は平坦化し，特にビード下部の会合角の改善効果が顕著に認められ，多層溶接時の欠陥の防止効果が期待できる状態となっている。

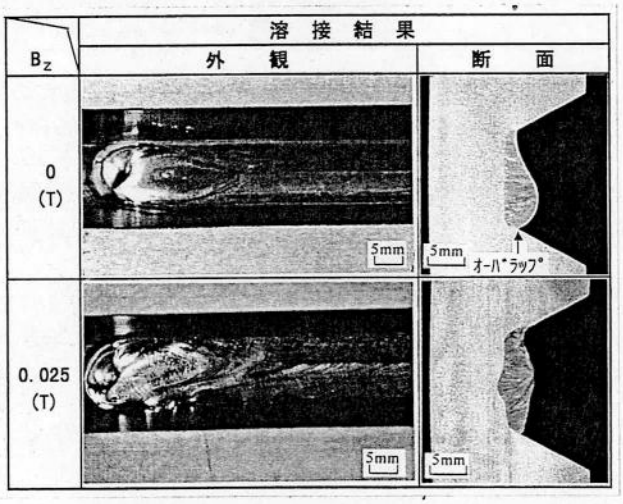


図 4-20 モデル開先での横向姿勢溶接結果
（開先角度:60°，開先底部幅:12mm, I_A=400A、I_W=190A, V_W=40cm/min, Vf=60g/min）

---

*4-6 丸尾[4-8)]，菅[4-9),10)]によると部分溶込みのときの溶融池の一次モード固有振動数 f_0 は(4-5)式によって示される。

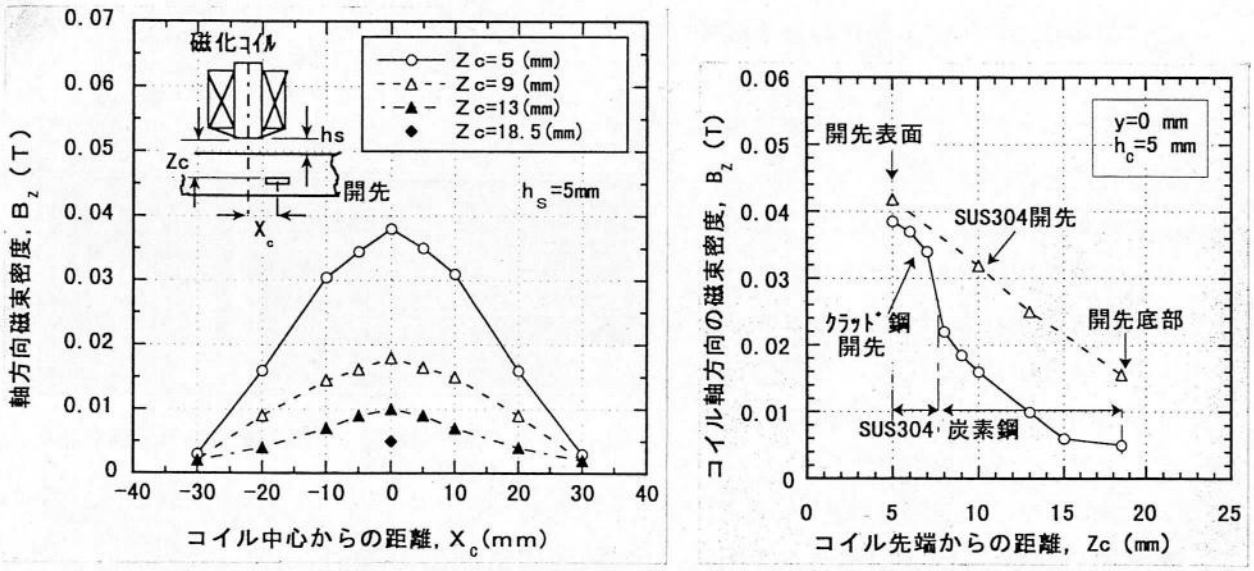
$$f_0=5.84\sqrt{\gamma/\rho D_W^3} \qquad \cdots(4\text{-}5)$$

ここで γ：溶融金属の表面張力（1.9N/m），ρ：密度（7950kg/m^3），D_W：溶融池の相当直径（m）
相当直径を溶融池の長さとすると D_W=20mm となり，f_0=32Hz となり細いリップル線の周波数とほぼ対応している。

4.2.4.5 磁気制御による横向姿勢継手溶接試験

(1) 開先内の磁場分布

図 4-21(a)には図 4-1 で示したステンレスクラッド鋼開先部での開先長手方向の磁場分布，図 4-21(b)には板厚方向の磁場分布を示す。本継手のような強磁性体（炭素鋼）が主体の開先部では，空中もしくは SUS304 材の非磁性体の開先部に比べ溶接線方向・板厚方向の磁場分布域が狭くなる傾向が認められた。



(a)溶接線方向の磁場分布(開先幅方向位置 y=0mm)　　(b) 板厚方向磁場分布 (Xc=y=0mm)

図 4-21 ｽﾃﾝﾚｽｸﾗｯﾄﾞ鋼開先部の磁場分布
(ｺｲﾙ電流：6A、ｺｲﾙ～開先表面距離 hs=5mm)

(2) 開先内の積層溶接試験

図 4-22 には本クラッド鋼継手で第 2～4 パスを溶接したときの積層試験結果を示す。磁場を付与しない場合は 60g/min の高溶着速度施工では第 2 パスは極端なオーバラップビードとなり，この結果第第 3～4 パスで融合不良が発生している。一方，上述のように磁場分布域が狭くなる現象が認められるものの，初層ビード表面（コイル先端からの距離 z_c=13mm）に B_z=0.01T の磁束密度を付与した場合は，ビード形状は磁場を付与しない場合に比べ大幅に改善されている。このため第 3～4 パス溶接時にも融合不良は発生せず，ビード表面は平坦な形状となっており重力によるビード形状劣化の影響を防止できている。

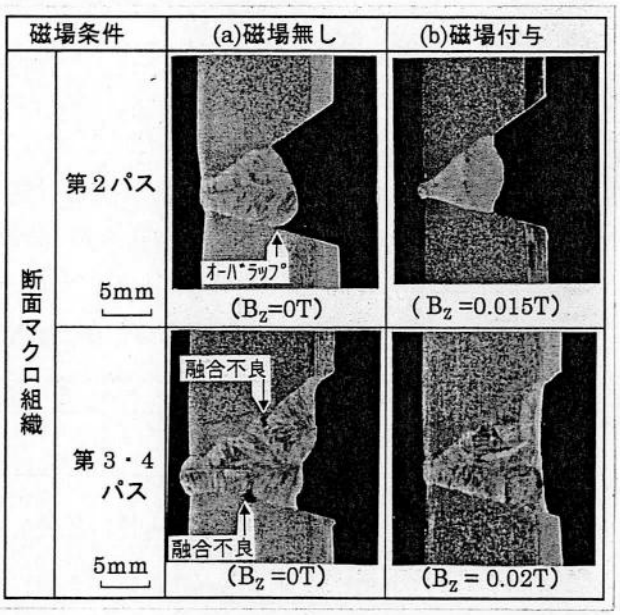


図 4-22 ｽﾃﾝﾚｽｸﾗｯﾄﾞ鋼継手の積層過程での磁気制御効果
(ｱｰｸ電流：400A，ｱｰｸ電圧：14～16V，溶接速度：40cm/min
ﾜｲﾔ電流：190A，ﾜｲﾔ溶着速度：60g/min)

このことより強磁性体である炭素鋼主体の継手部においても本手法は有効であることが

認められた*4-7。このような検討結果に基づき本継手部の多層溶接を行った結果（ビード外観，断面マクロ組織）を図 4-23 に示す。7 パスの多層溶接の中で第 2 パス～第 7 パスは全て 60g/min の高ワイヤ送給速度条件で施工したが，これまでに示した本手法による溶接ビードの形状制御作用により，各パス間の融合不良や最終層のオーバラップビードなどの溶接欠陥の発生は防止でき，良好な溶込みとビード形状が得られた。ここで実施した横向姿勢での継手溶接時の溶着速度は従来のホットワイヤ TIG 法に比べ約 2 倍[1-21), 22)]の高能率施工が可能となっている。

また本溶接部の JIS Z3121，3122 に準じた継手引張試験では母材破断，曲げ試験では割れなども認められず良好な継手性能が得られることを確認し，本手法が横向姿勢溶接の高能率施工に有効であることを確認した。

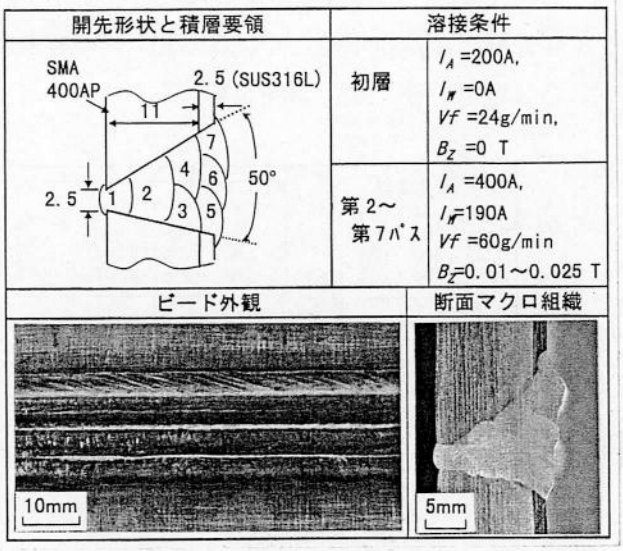


図 4-23　溶融池磁気制御 TIG 溶接法でのｸﾗｯﾄﾞ鋼継手の溶接結果

4.3　溶融池近傍の形状非対称性を利用した溶融池磁気制御の検討

片面溶接のように初層溶接時に開先間隙が存在し，これにより初層溶接時に溶融池内の電流分布が前後非対称となることが考えられる。3.4.1.1 ではこのような溶接部の形状特異性に起因して溶融池内の電流分布が一方向化する現象に着目し，これに適正な方向の外部磁場を付与することにより，上向電磁力を発生させ溶接の安定化・裏波ビードのアンダカットを防止する手法を提案したが，本節ではこの可能性を検討した。

4.3.1　供試材料及び実験方法

本実験に供試した材料の化学組成・機械的性質を表 4-4 に示す。母材は板厚 25mm の SM490B，溶接ワイヤは溶着金属の引張強さが 490N/mm^2 級の 1.2mm 径フラックス入りワイヤ(JIS YFW34)を使用した。

表 4-4　上向姿勢 MAG 溶接に使用した母材、溶接ﾜｲﾔの化学組成と機械的性質

種類	板厚 ﾜｲﾔ径	化学組成 (Mass%)					機械的性質		
		C	Si	Mn	P	S	σ_y (N/mm^2)	σ_B (N/mm^2)	ε (%)
母材 (SM490B)	25mm	0.14	0.35	1.45	0.012	0.005	423	550	29
ﾌﾗｯｸｽ入りﾜｲﾔ (YFW34)	1.2mm	0.05	0.45	1.24	0.010	0.005	505	566	28

*4-7 本供試材より更に板厚が増加する場合の開先内では外部磁場が到達しにくくなる事が予想されるが，この場合にはコイル電流の増加もしくは開先内に磁極を挿入し開先側壁への磁場吸収の影響を低減させる手法を採用すれば，適用板厚の増大は可能と考えられる。

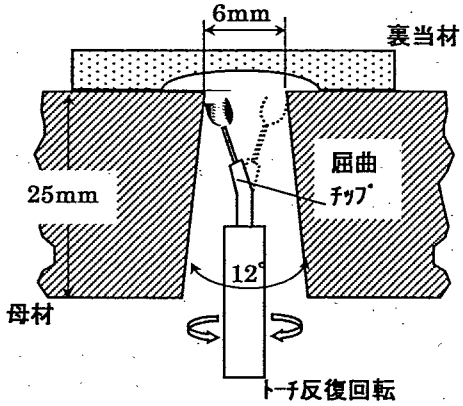
本手法の可能性検討実験に用いた上向姿勢片面 MAG 溶接装置の全体構成と，磁気制御の手法は図 3-4 と同様である。使用器材の特性と仕様を表 4-5 に示すが，溶接電源は直流・定電圧特性のものを使用し，ワイヤプラスの極性としている。溶接試験片は長さ 500mm，幅 200mm の部材を付き合わせ，開先角度 12° ・開先ルート間隙 6mm の狭開先継手とした。表 4-6 にはこの開先形状と開先上面に設置したセラミックス系裏当て材の状況を示す。溶接トーチは表 4-6 に示すように屈曲チップを反復回転させ狭開先溶接可能な構造としており，これをラック・ピニオン駆動式の走行台車に搭載し，自動走行させながら溶接した。

表 4-5　上向姿勢 MAG 溶接に使用した器材の特性と仕様

項　目	特性・仕様
溶接電源	DC, 定電圧型 定格電流: 350A ﾜｲﾔの極性:プラス
溶接台車	ﾗｯｸ・ﾋﾟﾆｵﾝ駆動方式 最大走行速度:50cm/min
ｳｨｰﾋﾞﾝｸﾞ装置	狭開先用反復回転方式 最大ｳｨｰﾋﾞﾝｸﾞ回数:60 回/min
シールドガス	Ar(80%)＋CO_2(20%)混合ガス 流量:50ℓ/min
裏当材	市販セラミックス裏当材 (神戸製鋼社製:FBB-3)
磁　石	希土類鉄磁石 保持力:987kA/m

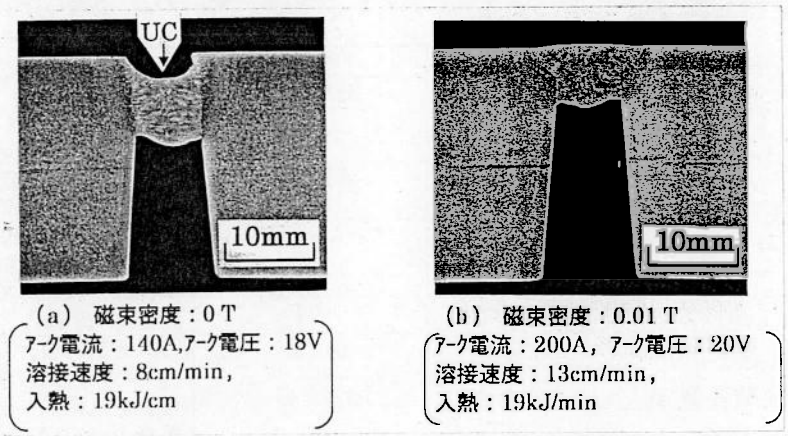
磁場形成には軟鋼材のヨーク付きの希土類鉄磁石(保磁力 987kA／m)を開先裏面側に設置し，開先間隙を挟んでN極・S極が対向する配置としている。 これにより磁場方向は溶接線に直角方向（y 方向）に形成され，その磁束密度は B_y=0.01～0.012T となるよう調整した。

表 4-6　溶融池磁気制御手法を用いた上向姿勢片面 MAG 溶接の開先形状と溶接条件

開先形状とｳｨｰﾋﾞﾝｸﾞ要領	溶接条件	
	初層	ｱｰｸ電流：200A ｱｰｸ電圧：20V 溶接速度：13cm/min ｳｨｰﾋﾞﾝｸﾞ幅：3mm ｳｨｰﾋﾞﾝｸﾞ回数：40 回/min 磁束密度：0.01T
	第 2～第 6 パス	ｱｰｸ電流：200A ｱｰｸ電圧：20V 溶接速度：13cm/min ｳｨｰﾋﾞﾝｸﾞ幅：4~10mm ｳｨｰﾋﾞﾝｸﾞ回数：40 回/min 磁束密度：0T （1 層 1ﾊﾟｽ溶接）

4.3.2　実験結果

図 4-24(a)には磁場を付与しない条件下（B_y=0T）で，上向姿勢にて初層の裏波溶接を行った結果を示すが，溶接電流 140A の低電流施工でも溶接ビードの上面側は重力により凹み，深いアンダカットが発生しており（図中の UC 部），200A では同じ入熱量でも溶融金属が垂落ち，連続したビードを得ることができなかった。これに対し 0.01T の磁束密度を付与した図 4-24(b)の場合には(a)とほぼ同じ入熱・溶着金属厚さにもかかわらず，溶融金属の垂落ちは発生せず安定に施工することが可能であり，上面側もわずかに膨らみ良好な裏波形状が得られている。一方，下面側のビード表面形状を比較してみると磁場の有無に関わらずほぼ同様な形状となっている。



(a) 磁束密度：0 T
ｱｰｸ電流：140A,ｱｰｸ電圧：18V
溶接速度：8cm/min,
入熱：19kJ/cm

(b) 磁束密度：0.01 T
ｱｰｸ電流：200A，ｱｰｸ電圧：20V
溶接速度：13cm/min,
入熱：19kJ/min

図 4-24　上向姿勢片面 MAG 溶接の初層溶接結果

このようにビード上面の形状が凸と凹に逆転しているにもかかわらず，下面がほぼ同じ形状を呈する現象は表面張力と重力とのバランスのみでは説明できず，本手法により発生した上向電磁力による効果がこの差をもたらしたものと考えられる。

図 4-25 には磁場を付与して初層溶接した試験片に対し，第 2～第 6 パスを 1 層 1 パス施工にて上向姿勢で積層溶接した結果を示す。本実験条件のような狭開先施工においても初層溶接ビードの下面の接触角は良好に保たれているため，融合不良が生じ易い第 2 層においても欠陥は発生せず良好な継手溶接結果が得られている。

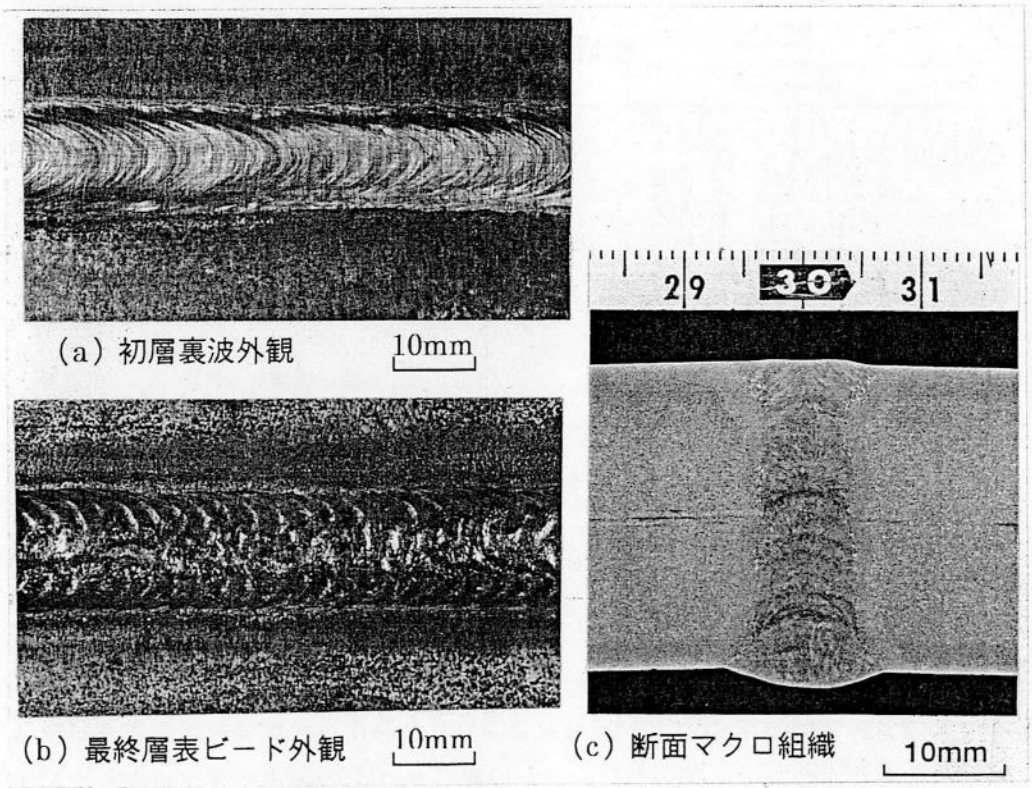


図 4-25　溶融池磁気制御手法を用いた上向姿勢片面 MAG 溶接結果
＜初層～第 6 ﾊﾟｽの溶接条件＞ｱｰｸ電流：200A，ｱｰｸ電圧:20V，磁束密度：0～0.01T
溶接速度：10～14cm/min，ｳｲｰﾋﾞﾝｸﾞ回数：40 回/min，ｳｲｰﾋﾞﾝｸﾞ幅：3～10mm

4.4. 結 言

本章では溶融池内の電流分布を非対称化させる概念の溶融池磁気制御法として，電流経路を意図的に制御する手法と，継手部の形状特異性に基づく溶接現象を利用する手法の 2 種類について可能性の把握検討を行った。得られた結果は以下のように要約される。

(1) 横向姿勢 TIG 溶接法において，溶接電源より供給する電流を添加ワイヤと母材に分流させアークで集電する回路により，溶融池内にワイヤからアークに向かう一方向電流成分を発生させ，これに垂直磁場を付与することにより溶融金属に上向電磁力（ローレンツ力）を発生させる手法を提案した。また本手法を用いた溶融池磁気制御溶接 TIG 溶接装置を試作した。

(2) 本手法により発生する電磁力を試算し，溶接線方向・ビード幅方向・深さ方向の分布及び添加ワイヤ挿入位置の影響を明らかにした。発生する上向電磁力はアーク～添加ワイヤ間を結ぶ軸上の表面部が最も強く，磁束密度 0.03T，ワイヤ電流 200A，溶接電流 400A の条件下では最高値で重力の約 11 倍の上向電磁力が発生することを示した。

(3) オーステナイト系ステンレス鋼の横向姿勢 TIG 溶接試験（磁束密度 0T，平板溶接）において，上述の溶接回路構成における添加ワイヤの溶融現象・ビード形成現象を明らかにし，溶接電流 400A・ワイヤ電流 190A の条件下では最大 80g／min の高溶着速度溶接が可能なことを示した。しかしこのような高溶着速度溶接では，溶接ビードは垂下り，余盛・溶込み形状の非対称化，ビード下部の接触角度増大等の現象が認められた。

(4) これに対し溶融池に磁場を付与することにより溶融金属内に上向電磁力を発生させ，ビード形状の制御が可能なことを実験的に示した。すなわち 0.03T までは磁束密度にほぼ比例してビード余盛形状・溶込み形状の非対称性は低減し，接触角度も低減し上下対称なビード形状が得られた。また磁場付与により溶込み深さが増大する傾向が認められた。

(5) 上述の溶接・磁場条件下（0.03T）の溶接ビードの下半分領域では，電磁力による強制流動方向に沿って柱状晶の成長方向は著しく上向に傾斜した。これにより本ビードの柱状晶の成長方向は磁場を付与しないビードの約 2 倍の角度範囲に分散した。また本溶接部では磁場を付与しない場合に比べ，柱状晶の長さ・幅が 30～35%低減するとともに，溶融池内の攪拌促進によりリップル生成領域が低減することを示した。

(6) 多層溶接時にオーバラップビードを発生しやすい形状を再現したモデル開先での溶接試験において，本手法が開先内においてもビード形状改善・融合不良防止に有効であることを示した。 またステンレスクラッド鋼の継手溶接では従来法（ホットワイヤ TIG 法）の約 2 倍の高溶着速度施工を行い，良好な継手性能が得られることを確認し本手法の可能性を示した。

(7) 開先間隙等の溶融池近傍の形状的特異性により電流分布が非対称になることを利用する溶融池磁気制御の具体的手法例を示した。すなわち片面溶接の初層施工時は，開先間隙により溶融池内電流分布が溶接線方向に非対称になると考え，0.01T の開先中方向磁場を付与し溶融金属中に上向電磁力を発生させ，上向姿勢初層溶接時の溶融金属の垂落ちやビード上部のアンダカットを防止可能なことを実験的に示した。またこの初層溶接ビードのうえに多層溶接施工を行い継続パスの溶接部でも欠陥が発生しないことを確認し，本磁気制御手法の可能性を実験的に示した。

第5章　2ワイヤ方式による溶融池磁気制御性能の向上

5.1　緒　言

前章の検討により溶融池磁気制御法の基本的可能性が確認されたが，本手法の適用性の拡大と実用性を高めるにはいっそうの高能率化が可能となることが望ましい。そこで本章では2ワイヤ方式により，ワイヤ溶融速度の高速化を図るとともにこれにより保持すべき溶融金属量が増加することに対し，上向電磁力の分布特性と溶融池の流動・ビード形状制御能力の向上を図った結果を示す。すなわち，ワイヤ加熱電源に対し直列に結線された2本の添加ワイヤをアークの前後に挿入し，母材に対して垂直な外部磁場を付与しつつ溶接を行う2ワイヤ式横向姿勢TIG溶接の手法を提案し，この手法を用いた装置を試作した。さらに本手法での電磁力分布特性，ワイヤ溶融・ビード形成現象を明らかにするとともに，ビード形状改善効果の確認，高能率施工条件の設定，各種継手品質の確認結果を示す。

5.2　供試材料及び実験方法

5.2.1　供試材料

本実験に使用した母材，添加ワイヤの化学組成と機械的性質を表5-1に示す。

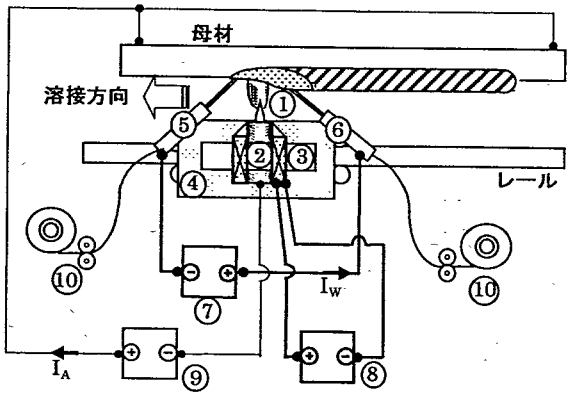
表5-1　供試材料の化学組成と機械的性質

材質	化学組成 (Mass %)									機械的性質		
	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	$\sigma_{0.2}$ (N/mm²)	σ_B (N/mm²)	ε (%)
SUS304 (板厚 10mm)	0.05	0.31	1.15	0.029	0.005	—	8.26	18.21	—	316	610	60
クラッド鋼 SUS316L (板厚：1.5 mm)	0.012	0.24	1.63	0.023	0.001	—	12.44	16.53	2.07	245	415	30
クラッド鋼 SMA400AP (板厚：11mm)	0.110	0.18	0.82	0.008	0.001	0.22	0.16	0.34	—			
SUS309MoL (ワイヤ径 1.2mm) JIS Y 309Mo 相当	0.025	0.52	1.22	0.018	0.002	—	13.02	24.49	2.45	—	715	30.8

平板溶接時では厚さ10mmのオーステナイト系ステンレス鋼SUS304の母板を4章と同様に切断し溶接試験片として用い，添加ワイヤは1.2mm径のSUS309MoLソリッドワイヤを使用した。また継手溶接試験では板厚11mmの耐候性鋼SMA400APと板厚1.5mmのオーステナイト系ステンレス鋼SUS316Lを接合したクラッド鋼（全板厚12.5mm）を使用した。継手溶接試験片の開先形状は前章と同様に変形50° V開先であるが，前章の実験では裏波ビード幅がやや狭かったことを考慮し，ルート間隙を4mmとし，その他の寸法などは図4-1と同様に設定して多層溶接試験に供した。また開先間隙の保持も図4-1と同様な要領で実施し，継手溶接の初層施行時には市販のセラミックス系裏当材（神戸製鋼社製，製品名：FBB-3）を使用した。

5.2.2 実験装置の全体構成及び実験方法

図 5-1 には溶融池磁気制御手法を用いた 2 ワイヤ式横向姿勢 TIG 溶接法（以下本章で提案する方法を 2 ワイヤ法と呼称し，4 章で提案した方法を 1 ワイヤ法と呼称する。）の実験装置構成を平面視にて模式的に示す。また使用した機器の特性と仕様を表 5-2 に示す。 本実験では長さ 500mm・幅 400mm・厚さ 10～12.5mm の溶接試験片を垂直に固定し，TIG 溶接トーチ②・前方添加ワイヤトーチ⑤・後方添加ワイヤトーチ⑥を溶接台車④に搭載し，この台車をレール上に沿って移動させながら横向姿勢にて溶接実験を行った。なお本章の実験では溶接トーチの保持部には市販の AVC 装置（アーク長制御装置）を設置し，長尺溶接時のアーク長の一定化を図った。またワイヤ加熱電源⑦，磁化電源⑧，溶接電源⑨及び添加ワイヤ送給装置⑩は床置きで固定としている。溶接電源⑨は 500A 定格の直流・定電流電源を用いており，電極マイナスの極性にて TIG 溶接を行い，溶接試験片中でのアーク電流 I_A・ワイヤ電流 I_Wの分布の偏りとこれに伴う磁気吹きを防止するためアースケーブルを母材の両側端部に結線して実施した。TIG 溶接トーチ②は 500A 定格・水冷式のものを用いており，磁化コイル③は溶接トーチに対し同軸に配置されている。ワイヤ加熱電源⑦は 300A 定格容量の直流・定電流特性電源を使用し，アークの前方及び後方より溶融池に添加されるワイヤに対し直列に結線されている。ここでアーク後方のワイヤはプラス極に，アーク前方のワイヤはマイナス極に結線されている。



① アーク，② TIG トーチ，③ 磁化コイル，④ 溶接台車
⑤ 前方添加ワイヤ，⑥ 後方添加ワイヤ，⑦ ワイヤ加熱電源，
⑧ 磁化電源，⑨ 溶接電源，⑩ ワイヤ送給装置

図 5-1 磁気制御法を用いた 2 ﾜｲﾔ式横向姿勢 TIG 溶接装置の構成

表 5-2 使用機器の特性、仕様

機器名	特 性，仕様
溶接電源	ＤＣ，定電流特性 定格電流：500A
ワイヤ加熱電源	ＤＣ，定電流特性 定格電流：300A
磁化電源	ＤＣ，ＡＣ，定電流特性 定格電流：10A
溶接トーチ	水冷式，定格電流：500A 極性：マイナス
溶接台車	ラック・ピニオン駆動式，z 軸上に AVC 装置搭載 ・電動 3 軸（x、y、z 軸） ・x 軸最大走行速度：1m/min
アーク長制御装置	アーク電圧検出・サーボ軸によるアーク長制御方式 ・ストローク：±30mm ・アーク電圧制御精度：±0.1V

図 5-2 にはこれらの溶接トーチ近傍の配置の詳細と溶融池に付与される外部磁場 B_Z と溶融池内に発生する一方向電流成分 I_U 及び電磁力 F_yの方向の関係を示し，図 5-3 には溶接トーチ・磁化コイル・添加ワイヤ・母材の配置関係を外観写真にて示す。図 5-2 では，座標軸は溶融池表面のアーク中心を原点とし，溶接線方向を x 軸，溶接ビード幅方向（上下方向）を y 軸，板厚方向を z 軸としている。

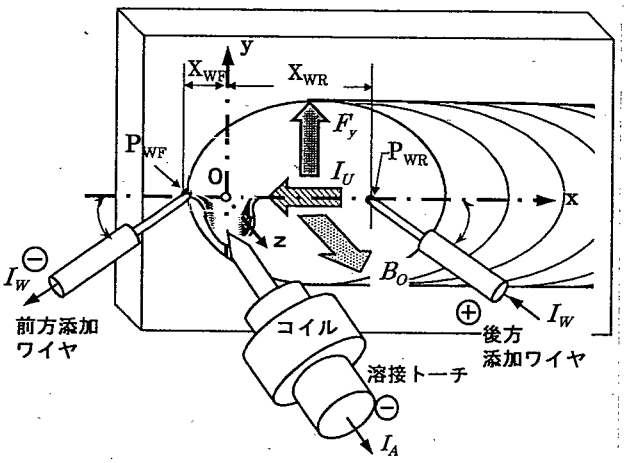
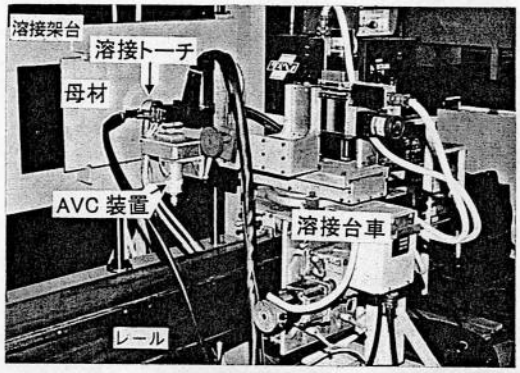
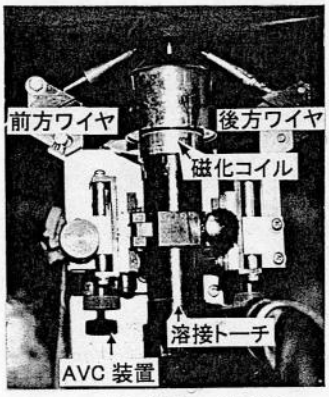


図 5-2 2 ﾜｲﾔ TIG 法の溶接ﾍｯﾄﾞの構成と溶融池ﾓﾃﾞﾙ

また後方添加ワイヤはアーク中心より x_{WR} 後方に位置する P_{WR} 点に，前方添加ワイヤは x_{WF} 前方に位置する P_{WF} 点に挿入されている。ここで後方添加ワイヤより給電されたワイヤ電流 I_Wは溶融池内を縦断して流れ，前方添加ワイヤにて集電され，マクロ的に見るとワイヤ間に一方向電流成分 I_Uを形成する。これに対し溶接トーチに同軸に設置された磁化コイルにより母材に対し垂直方向の外部磁場 B_Zを付与することにより上向電磁力 F_yが添加ワイヤ間の溶融金属内に発生する。



(a) 溶接装置全体外観



(b) 溶接ﾍｯﾄﾞ外観

(c) 溶接電源

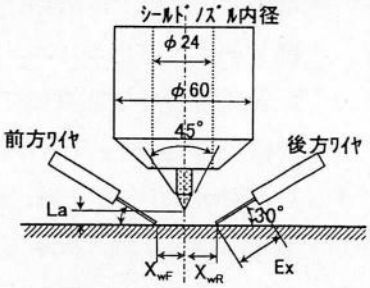
(d) ﾜｲﾔ加熱電源

図 5-3　磁気制御手法を用いた 2 ﾜｲﾔ式横向姿勢 TIG 溶接装置の外観

磁化電源⑧は交流・直流いずれも発生可能な電源であるが，ここでは直流で使用した。また使用した磁化コイル③は図 4-4 に示したものと同様である。

表 5-3 には平板溶接時の標準的な溶接条件を示すが，後述の実機適用を意識してアーク電極には消耗の少ない 2%La_2O_3－W 電極 [5-1]（直径 4mm ϕ）を使用しており，アーク電流 I_W=500A，アーク電圧 16V，溶接速度 V_W=50cm/min，アークによる溶接入熱 Q=9.6kJ/cm 一定条件で実験を行っている。

表 5-3　平板溶接時の標準溶接条件

項　目	条　件
ﾄｰﾁの極性	マイナス
電極	2%La_2O_3-W　(4.0mm 径) 電極先端角度：45°
添加ワイヤ	SUS309MoL，ﾜｲﾔ径：1.2mm ・ワイヤ突出し長 Ex：25mm（前方、後方共）
シールドガス	流量：30ℓ/min ガス組成：He：50%，Ar：47.5～50% H_2：0～2.5%
溶接姿勢	横向
溶接表件	ｱｰｸ電流 I_A：500A ｱｰｸ電圧 E_A：16V，溶接速度 Vw：50cm/min 溶接入熱 Qw：9.6kJ/cm （ｱｰｸのみの入熱）
電極・ワイヤの配置	

5.3 高能率化の課題と2ワイヤTIG法の概念

5.3.1 溶着速度増大に対する1ワイヤ法の課題

溶接の高能率化には高溶着速度施工が有力な手法となるが，前章で示した1ワイヤ法でさらなる高溶着速度化を図るには下記の課題があった。

平板溶接試験ではワイヤ溶融速度80g/minがビード安定形成の限界であり，これ以上ではワイヤの未溶融，溶融金属の垂落ち等が発生した。また溶込み深さがワイヤ送給速度の増大に伴い減少するため，磁場を付与してビード形状を良好に保った場合でも，継手溶接試験で欠陥の発生なく安定施工可能なワイヤ送給速度は60g/min（アーク電流400Aの場合）程度であった。

ワイヤ送給速度を増大して溶込みを確保するにはアーク電流の増加が必要であるが，Arガスシールドではアーク電流500Aでアーク圧力が過大となり，ハンピングビードが発生する問題があった。またアーク後方からのみワイヤを添加する1ワイヤ法では，80g/min以上の送給速度ではワイヤ電流，アーク電流，ワイヤ添加位置等の溶接条件がバランスする許容範囲が極めて狭く，安定施工が困難であった。

5.3.2 改善案と2ワイヤ法の概念

上述の種々の課題に対して高溶着速度施工を可能とするには，下記の改善が必要となる。

(a) ワイヤ溶融能力の増大。

(b) ワイヤ溶融に影響する溶接条件の許容範囲の拡大。

(c) 溶込み深さの確保。

(d) これらにより増大する溶融金属の垂落ち防止・ビード形状制御能力の増大。

(a)，(c)項には溶接入熱の増大が有効であるためアーク電流の増大を図るとともに電位傾度が高い特性[5-2]に注目し，He,H_2ガスをArに添加した混合シールドガスを用いた。またHeはアーク圧力を低減[5-3]させる目的でも添加している。混合比はAr(47.5～50%)+He(50%)+H_2(0～2.5%)の範囲である。しかし(b)項に付いては，アーク後方からワイヤを添加する1ワイヤ法では以下の問題があった。すなわち，1ワイヤ法では，上向電磁力の押上効果を発現しやすくするためアーク後方よりワイヤを添加している。このときワイヤ挿入点では溶融金属が盛り上っているため，ワイヤはアーク加熱を十分受ける前に溶融池に突入する状態となっており，溶融能力の許容範囲は少ない。またワイヤ送給速度と溶融能力とのバランスが崩れた場合，溶融池底部に未溶融ワイヤが突き当たり溶接台車の進行に伴いワイヤ先端部が押し戻される。これによりワイヤ先端の狙いがずれる現象が発生し，安定溶融が困難となる。以上のことより，後方ワイヤ添加のみでは高溶着速度溶接を行った場合，施工パラメータの変動に対する許容範囲が少ないと考えられる。

また(d)項のビード形状制御も1ワイヤ法では実用的には60g/minが限界と考えられ，これらの点を改善するため図5-1に示す2ワイヤ法を提案した。本法の概念と期待される効果を以下に示す。

① 溶接トーチの前後に添加ワイヤを配置し，これらのワイヤ送給系はワイヤ加熱電源に直列結線する。これにより1台の加熱電源で2本のワイヤを同時に抵抗加熱でき，回路構成が簡略化できる。またワイヤを2本送給することにより，熱源であるアーク及び高温溶融金

属から受熱する表面積が１ワイヤ法に比べ増大し，これらの効果により本溶接装置のワイヤ溶融速度は増大することが期待できる。

② 上述の配置とすることにより，ワイヤ電流が溶融池内の後方ワイヤ挿入点P_{WR}から前方ワイヤ挿入点P_{WF}に向かって溶融池を縦断して流れるため，一方向電流I_Uの形成領域は１ワイヤ法に比べ長くなる。(1 ワイヤ法では後方添加ワイヤ～アーク間にI_Uが形成される。) この溶接部に垂直な外部磁場B_Zを付与することにより，溶融池内の上向電磁力の発生する領域が増加し，溶融金属の押上げ・ビード形状制御能力も増大することが期待できる。

5.4 実験結果

5.4.1 添加ワイヤの溶融特性・ビード形成現象

２ワイヤ法ではワイヤ電流のみならず前方ワイヤの送給速度Vf_Fと後方ワイヤの送給速度Vf_Rの比がワイヤ溶融・ビード形成の安定性に及ぼす影響が大きいと考えられる。そこで図 5-4 には総ワイヤ送給速度を$\Sigma Vf = Vf_F + Vf_R = 100$ g/min と一定にし，前方ワイヤの送給速度Vf_Fと総ワイヤ送給速度ΣVfとの比（$Vf_F/\Sigma Vf$）を変化させた場合の添加ワイヤ溶融特性を示す。(磁場無しで平板溶接を実施。)

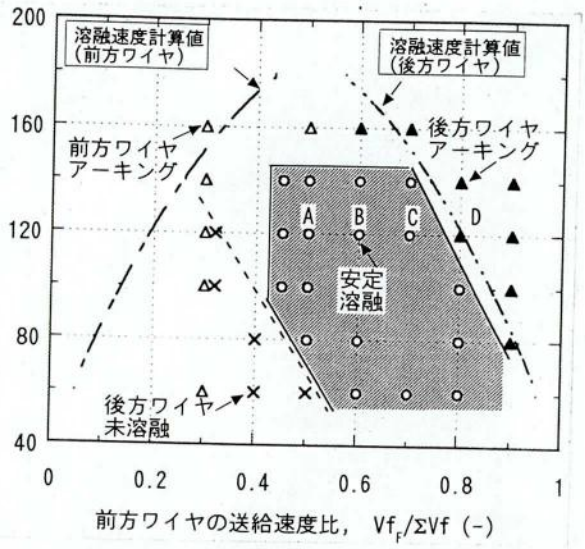


図 5-4 ２ﾜｲﾔ TIG のﾜｲﾔ溶融特性
(I_A=500A, V_A=16V, ΣVf=100g/min, V_W=50cm/min, ｼｰﾙﾄﾞｶﾞｽ：Ar (47.5%) +He (50%) +H_2 (2.5%))

$Vf_F/\Sigma Vf$が 0.3 以下の領域では，ワイヤ電流60A以上において前方ワイヤが溶融池に挿入される前にワイヤ先端よりアークが発生するアーキング状態となった。また点線より下部の領域では後方ワイヤが未溶融となった。図中のハッチング領域ではワイヤ電流が 60～140A の広範囲において前･後のワイヤ送給速度とワイヤ溶融速度がバランスし，安定溶融・ビード形成が可能となった。$Vf_F/\Sigma Vf$が 0.9 以上では送給速度の低い後方ワイヤでアーキングが発生した。図 5-4 での安定溶融条件 B とアーキング条件 D でのアーク・ワイヤ溶融状況とワイヤ電流波形及び溶接ビード外観例を図 5-5 に示す。条件 B ではアーク・ワイヤ電流とも安定であるため溶接ビードも安定に形成されているが，条件 D では後方ワイヤのアーキングにより

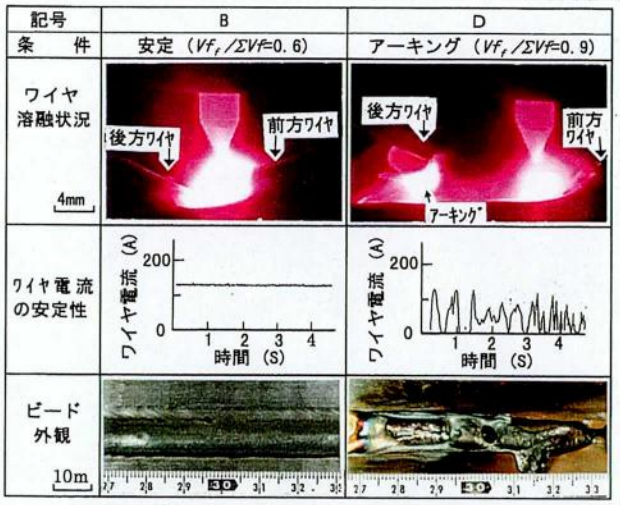


図 5-5 ２ﾜｲﾔ式横向姿勢 TIG 溶接のﾜｲﾔ溶融・ﾋﾞｰﾄﾞ形成現象
(I_A=500A, I_W=120A, ΣVf=100g/min, B_Z=0T)

ワイヤ電流は激しく変化し不連続なビードが形成されている。

ここで図 5-4 の一点鎖線は前方ワイヤの送給速度比 $Vf_F/\Sigma Vf$ と溶融に必要なワイヤ電流 I_W の関係を示す曲線であり，二点鎖線は後方ワイヤの送給速度比 $Vf_R/\Sigma Vf$ と I_W についての関係を示す曲線である。なお前方ワイヤの送給速度比とワイヤ電流の関係は(5-1)式，前方ワイヤの送給速度比と後方ワイヤの関係は(5-2)式で示される。

$$Vf_F/\Sigma Vf = 60 I_W^2 \cdot R_W / ((C\Delta T + \Delta H)\Sigma Vf) \quad \cdots (5\text{-}1)$$

$$Vf_R/\Sigma Vf = 1 - Vf_F/\Sigma Vf \quad \cdots (5\text{-}2)$$

ここで R_W ：コンタクトチップ～溶融池間のワイヤの抵抗（実測値で 0.0026Ω）

C ：比熱（0.644 J/g･K）

ΔT ：融点までの温度上昇（1400K），ΔH：融解潜熱（267J/g）

Vf_F ：前方ワイヤの送給速度（g/min）

Vf_R ：後方ワイヤの送給速度（g/min）

ΣVf ：総ワイヤの送給速度（100g/min 一定）

図中のアーキング限界は，後方ワイヤでは上述の計算曲線とほぼ一致しているが，前方ワイヤの限界は計算値よりかなり高送給速度側にずれている。この原因としては，図 5-5 のワイヤ溶融状況の写真でわかるように溶融池先端部では大電流によりクレータが形成されており，前方ワイヤは溶融池先端からこのクレータ内に挿入されるためアークにより加熱される距離が長くなり，アーク主体の溶融特性となっているためと思われる。また，このため前方ワイヤの未溶融現象は実験範囲ではほとんど発生しない。

一方，後方ワイヤは挿入点がアーク中心より 7mm 離れているため，アークによる加熱効果は比較的少なくアーキング限界は抵抗加熱支配になっていると考えられる。また，後方ワイヤは溶接進行方向側に送給されるため，ワイヤが溶融池表面から底部にいたる途中で溶融しきれなかった場合は溶融池底部に突き当たり，この時ワイヤの狙い方向がアーク中心からずれ，未溶融現象を発生しやすいものと考えられる。

また図 5-6 にはワイヤ電流が 120A一定の安定溶融域において，前方ワイヤ送給速度比がビード断面形状に及ぼす影響を調査した結果を示す。前方ワイヤの送給比が増加するに従いビード上部のアンダカットが低減し，ビード下部の垂れ下がりもやや減少する。しかしこの範囲では溶込み深さの変化は認められなかった。前方ワイヤの送給速度比が一定の場合，ワイヤ電流の低下に伴いビードの垂れ下がりはやや減少するが，溶込みが浅くなる傾向が認められた。以上のことより，磁気制御を行う場合ワイヤ電流に比例して大きい電磁力が得られることを考慮するとともに，ビード形成の安定性の裕度を考え，B 条件を以後の実験の標準とした。

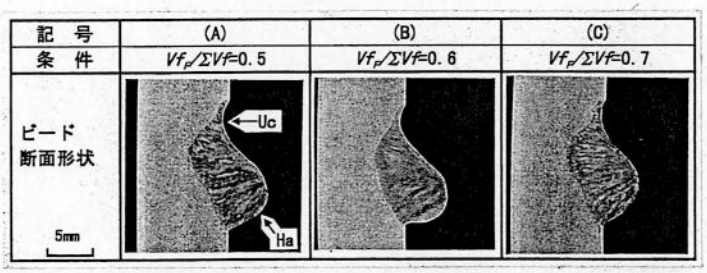


図 5-6 前方ﾜｲﾔ送給速度比とﾋﾞｰﾄﾞ形状の関係
(I_A=500A, I_W=120A, ΣVf=100g/min, B_Z=0T)

5.4.2 磁気制御時の溶接現象と溶接結果

5.4.2.1 平板溶接時の現象

(1) ビード形成現象

図 5-7 には外部磁場の磁束密度 B_Z と総ワイヤ送給速度 ΣVf を変化させたときの安定ビード形成域と，その周辺条件域でのビード形成現象を示し，同図中の A～D 点の条件下での溶接ビード外観と断面形状を図 5-8 に示す。

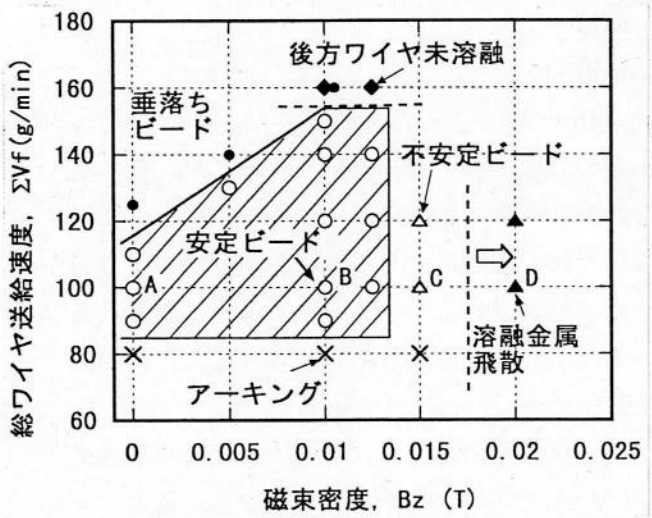


図 5-7 2 ﾜｲﾔ式 TIG の溶接現象に及ぼすﾜｲﾔ送給速度と磁束密度の影響
(I_A=500V_A, I_W=120A, $Vf_F/\Sigma Vf$=0.6)

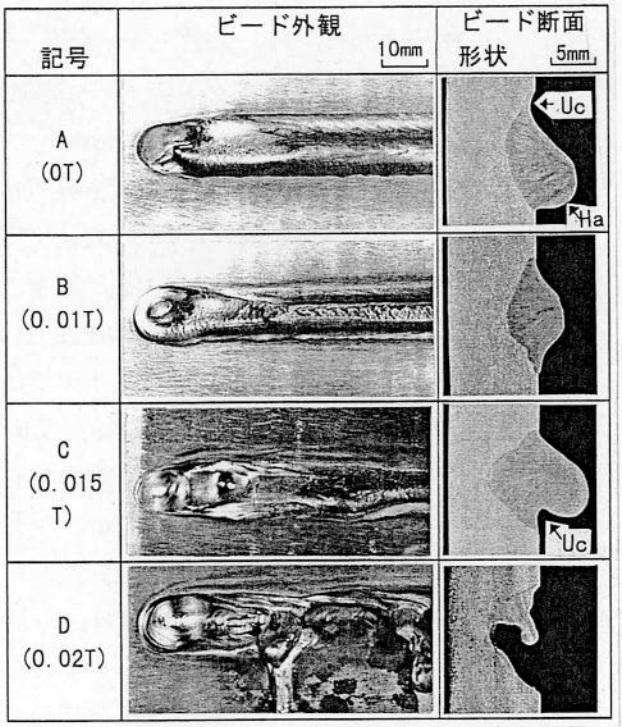


図 5-8 磁束密度とﾋﾞｰﾄﾞ外観，断面形状との関係
(I_A=500V_A, I_W=120A, ΣVf=100g/min)

図 5-7 のハッチング部は安定ビード形成が可能な領域であるが，ΣVf=100g/min 一定の場合，B_Z =0T（A 点）では垂下りによりビード形状の上下非対称化が著しいが，B_Z =0.01T（B 点）の磁場を付与すると上向電磁力の押上げ効果と重力がバランスし，ビードは上下対称の良好な形状が得られる。B_Z=0.015T（C 点）まで磁束密度が増加すると，過大な上向電磁力により溶融金属は上方に押上げられ，ビード上端の接触角*5-2は著しく増大するとともにビード下端の接触角は減少し下方に浅いアンダカットが現れる。またビード下端がやや蛇行する現象が発生し，安定ビード形成が可能な磁束密度の限界が現れる。さらに B_Z =0.02T（D 点)まで磁束密度が強くなると，過大な上向電磁力によりビード下部の溶融金属は上方に飛散し，ビード形成が困難な状況となった。

一方，ワイヤ送給速度の下限はアーキングにより決定され，磁束密度によらず 90g/min 一定となった。またΣVf の上限は B_Z=0T では 110g/min であり，これ以上では垂落ちが発生した。これに対し磁束密度が増加するにともない溶融金属を押上げる上向電磁力が増加するた

*5-2 ここでの接触角は図 5-9 の補助図に示すように，ビード止端部と母材の成す角度と定義する。

め，安定ビード形成が可能な上限のΣVfはB_Z=0.01Tでは150g/minまで増加する。

ΣVf=160g/minでは溶融金属の垂落ちが発生するとともに後方ワイヤの溶融が不安定となった。

(2) ビードの接触角

図5-9には 余盛形状の改善効果の指標としてオーバラップビードなどの溶接品質面で問題となる接触角と磁束密度の関係を示すが，磁束密度の増加に伴い接触角は減少し，溶接ビード形成が安定で最大の形状改善効果が得られる磁束密度 B_Z=0.01Tでは，0Tの場合に比べ接触角は約1/3に減少している。また，同図に比較のため示す1ワイヤの場合に比べ約1/3の磁束密度で，より小さい接触角が得られている。

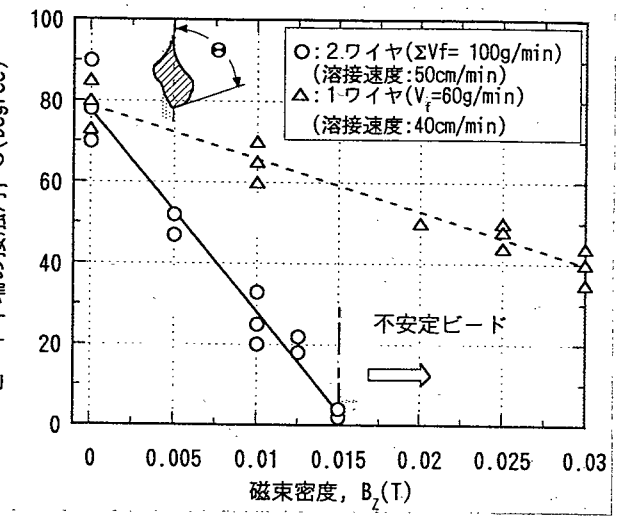


図5-9 磁束密度とビード下端の接触角の関係
(I_A=500V_A, I_W=120A, Vf_F/ΣVf=0.6)

(3) 2ワイヤ法で発生する電磁力の特性

2ワイヤ法では前章で示した1ワイヤ法に比べ磁束密度が約1/3，ワイヤ電流が約2/3と低いにもかかわらず，同等以上のビード形状制御効果が得られた。この原因について考察するため，図5-10には2ワイヤ法での溶融池内電磁力計算のモデルを示す。

母材は3次元半無限体，磁束密度B_Zは溶融地表面，内部とも一定，アークの広がりは5mmとし21個の微少集電要素の集合体と近似するなどの仮定は1ワイヤでの計算と同様である。またワイヤ電流I_Wは後方ワイヤの挿入点P_{WR}から給電され，前方ワイヤで集電されるとし，アーク電流I_Aは母材の無限遠から供給されアーク部で集電されるとしている。 このモデルに従い溶融池内に発生する電磁力（ローレンツ力）$\vec{F}$は(5-3)式のように示される。

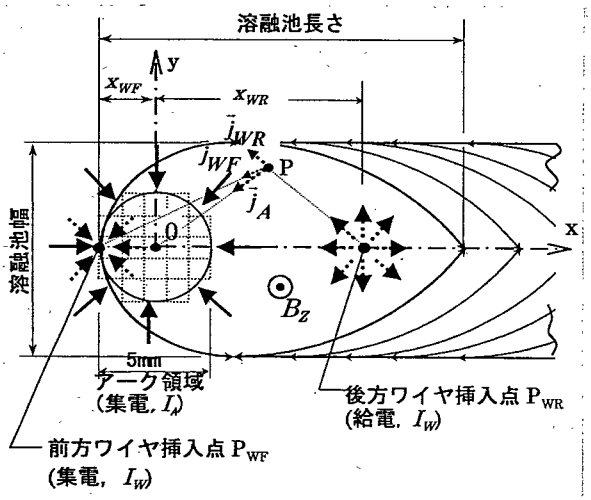


図5-10 2ワイヤTIG溶融池電磁力試算のためのモデル

$$\vec{F} = \vec{J} \times \vec{B}_Z \quad (\mathrm{N/m^3}) \qquad \cdots(5\text{-}3)$$

溶融池内の電流密度分布は導体内の定常電流場として求める必要があるが，導体の抵抗率が一定とすると，この計算は均一な誘電体中の静電場の導出と同様にあつかうことができる。したがって(5-4)式のように任意の位置における電流密度は給電点及び集電点が作る電流密度ベクトルの和として求められる。

$$\vec{J} = \vec{j}_{WF} + \vec{j}_{WR} + \vec{j}_A \quad (\mathrm{A/m^2}) \qquad \cdots(5\text{-}4)$$

$$\vec{J}_{WF}=\left[\frac{I_W\cdot(x-x_{WF})}{S_{WF}},\frac{I_W\cdot y}{S_{WF}},\frac{I_W\cdot z}{S_{WF}}\right] \quad \cdots(5\text{-}5)$$

$$\vec{J}_{WR}=\left[\frac{I'_W\cdot(x-x_{WR})}{S_{WR}},\frac{I'_W\cdot y}{S_{WR}},\frac{I'_W\cdot z}{S_{WR}}\right] \quad \cdots(5\text{-}6)$$

$$\vec{J}_A=\left[\sum_{i=1}^{n}\frac{I_{Ai}\cdot(x-x_i)}{S_{WA}},\sum_{i=1}^{n}\frac{I_{Ai}\cdot(y-y_i)}{S_{WA}},\sum_{i=1}^{n}\frac{I_{Ai}\cdot z}{S_{WA}}\right] \quad \cdots(5\text{-}7)$$

$$S_{WF}=2\pi\left[(x-x_{WF})^2+y^2+z^2\right]^{3/2} \quad \cdots(5\text{-}8)$$

$$S_{WR}=2\pi\left[(x-x_{WR})^2+y^2+z^2\right]^{3/2} \quad \cdots(5\text{-}9)$$

$$S_{WA}=2\pi\left[(x-x_i)^2+(y-y_i)^2+z^2\right]^{3/2} \quad \cdots(5\text{-}10)$$

ここで$I_W=-I'_W$，I_{Ai}は座標（x_i，y_i）の位置に有る各集電微小要素(個数 n=21)からの電流成分，x_{WF}は前方ワイヤの挿入位置，x_{WR}は後方ワイヤの挿入位置である。

本モデルにおいて，アーク電流 500A，ワイヤ電流 120A，磁束密度 0.01T として計算したときの垂直方向電磁力 F_y の分布を図 5-11 に示す。アーク電流 I_A（破線）による電磁力分布の傾向は1ワイヤ法と変わらない。一方，ワイヤ電流 I_W（実線）による電磁力分布は1ワイヤ法と大きく異なり，給電部及び集電部に起因する2個のピークが発生しており，これにより溶融池内の上向電磁力は大きく増加している。図 5-12 には 2 ワイヤ法での各電磁力和ΣF_y（アーク電流による電磁力とワイヤ電流による電磁力の和）の分布を示すとともに，前章で示した 1 ワイヤ法での電磁力分布を比較のため示す。2 ワイヤ法では 1 ワイヤ法で発生するような溶融池先端部でのアーク電流による下向の電磁力はほとんど消失しており，溶融池内は上向電磁力が幅広く分布している。なお参考として溶融金属に作用する重力（7.8×10^{-5}N/mm^3）を図 5-12 中に示すが，上向電磁力はほぼ重力と対応したレベルである。一方，1 ワイヤ法では付与するワイヤ電流，磁束密度が大きいため高いピークの上向電磁力が発生し

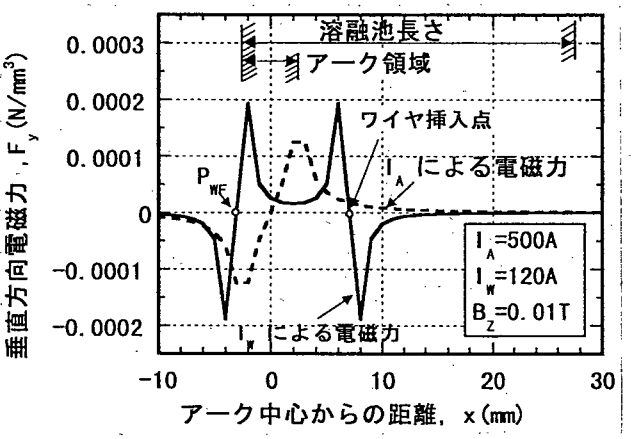


図 5-11　溶融池内の垂直方向電磁力の分布

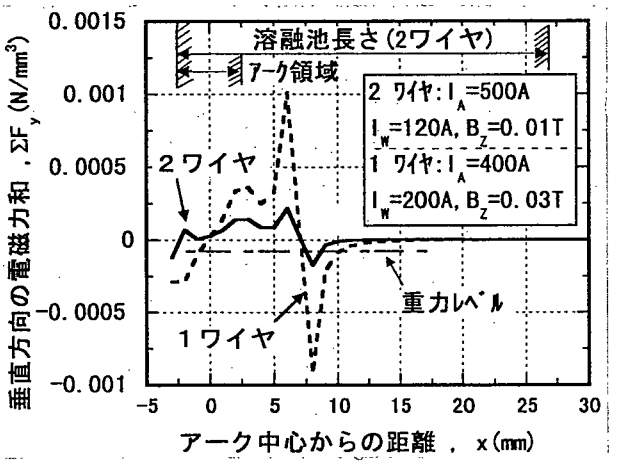


図 5-12　溶融池内に発生する 1 ワイヤ法と 2 ワイヤ法の電磁力の比較

ているが，溶融池先端部・添加ワイヤ後方では大きな下向電磁力も発生している。このため本図の溶融池内の電磁力をｘ軸方向に積算すると（積算範囲の幅，深さは1mm），2ワイヤ法では5.1×10^{-4}N，1ワイヤ法では4.7×10^{-4}Nとほぼ同等の上向電磁力となる。

またビード形成現象から考察すると，2ワイヤ法では上向電磁力が発生している溶融池先端～後方ワイヤ挿入点間には，アーク前方から多量に供給されたワイヤ（総ワイヤ送給量の60%）と共に母材が溶融している。このため溶融池内の総溶融金属量に対して上向電磁力が作用する溶融金属の比率が高く，押上げ効果が発現しやすいと考えられる。一方，1ワイヤ法ではアーク後方からワイヤを添加しているため，溶融池先端～ワイヤ間に存在する溶融金属は母材が溶融されたものが主体であり，上向電磁力が作用する溶融金属の比率は2ワイヤ法に対し少ない。

これらの理由により2ワイヤ法では1ワイヤ法に比べ少ないワイヤ電流，磁束密度で同等以上のビード制御効果が得られたものと考えられる。

5.4.2.2　モデル開先での溶接試験

上述の高溶着速度条件での継手溶接の可能性検討と，磁気制御によるビード形状制御効果を確認するため，図5-13には初層溶接完了後の継手状態を想定したモデル開先試験片（開先角度:50度，開先底部幅7mm，開先深さ5mm）にて，1パス溶接を実施した結果を示す。

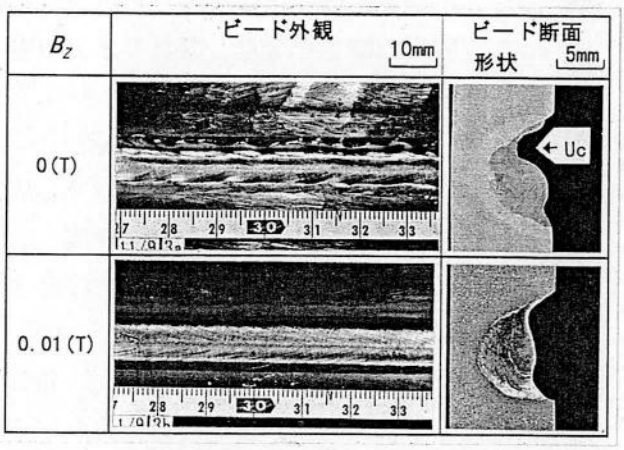


図 5-13　ﾓﾃﾞﾙ開先でのﾋﾞｰﾄﾞ外観、断面形状に及ぼす磁束密度の影響
（I_A=500A，I_W=120A，ΣVf=100g/min）

磁場を付与せず総ワイヤ送給速度ΣVf=100g/minの高溶着速度溶接を行った場合，断面写真よりわかるように溶融金属は一旦開先上部をぬらしているが重力により下方に流動し，開先上部では深いアンダカットUcが発生するとともに下部ではオーバラップ気味となっている。また開先側壁への溶込み深さの変動も著しく，外観写真よりわかるようにビード幅の変動も著しい。このため本ビードの上に次パスを施工する場合，融合不良を発生しやすい状況にある他，ビードの積層高さをそろえることが困難等の問題が発生する。一方，磁束密度がB_Z=0.01Tの場合は上述の不整ビードは防止され，重力の影響をほとんど受けていないような上下対称の溶込み・表面形状のビードが安定して得られており，次パスの施工が容易となっている。このことより開先内においても電磁力によるビード形状制御効果が有効であることが確認できた。

5.4.3 ステンレスクラッド鋼継手の高能率施工条件の設定と継手品質の確認

5.4.3.1 ステンレスクラッド鋼継手の高能率施工条件の設定

これまでの基礎試験結果をもとに図 5-14 に示すステンレスクラッド鋼板 の V 開先継手で横向姿勢多層溶接試験を行った。なおここでステンレスクラッド鋼を継手溶接の母材として用いたのは，第 7 章に示す超高層煙突などの大型構造物への実機適用を意識しているためである。圧力容器などの厚板のクラッド鋼継手では，通常炭素鋼の開先部では炭素鋼系溶接材料で施工し，最終層またはその 1 層手前よりステンレス系溶接材料を使用して施工されるケースが多い。しかし第 7 章で示す施工対象の超高層煙突では筒身は自重による座屈防止を主体に設計されており，板厚は 10～15mm 程度が採用されている。(クラッド鋼を使用する煙突ではこの程度の板厚となるケースが多い) 溶接施工の観点より考えると，このような板厚では残存開先の深さを管理しながら施工の途中で溶接材料を変更することは，現場施工での生産性が低くなる問題がある。このためここでは初層より SUS309MoL の異材継手用ワイヤを用い，単一の溶接材料で最終層まで施工することとした。

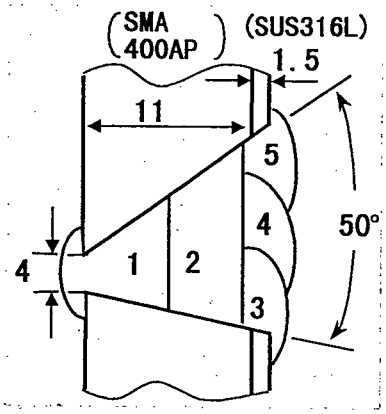


図 5-14 ｸﾗｯﾄﾞ鋼継手の開先形状と積層要領

表 5-4 にはこのような観点より施工した時の溶接条件，図 5-15 には最終層まで積層したときの溶接部の表ビード・裏ビード外観・断面マクロ写真を示す。初層では裏波形成の安定化と過度の希釈を防止するためアーク電流 I_A=320A，総ワイヤ送給速度ΣVf =40g/min で施工しているが ，第 2 パス以降は I_A=450～500A，ΣVf=90～100g/min と従来の横向姿勢でのホットワイヤ TIG 法[2-5), 2-9), 2-10), 2-13)] の約 3 倍の高溶着速度施工を行っている。このような高能率施工にもかかわらず，上述の電磁力のビード形状制御効果により安定な施工が行え，JIS Z 3104 にもとづく放射線検査においても継手内部の溶接欠陥は認められず，最終層におけるオーバラップ・アンダカットなどの形状欠陥も認められない良好な溶接結果が得られている。

表 5-4 ｽﾃﾝﾚｽｸﾗｯﾄﾞ鋼継手の溶接条件

パス No,	ｱｰｸ 電流 I_A (A)	ﾜｲﾔ 電流 I_W(A)	ｱｰｸ 電圧 E_A(V)	溶接速度 Vw (cm/min)	入 熱 Q_A (kJ/cm)	総ﾜｲﾔ送給速度ΣVf (g/min)	磁束密度 B_Z(T)
1	320	60	12	17	20	40	0.005
2~4	450 ~500	90 ~120	15.5~ 16	40~50	8.2~13	90 ~100	0.01
5	350	60	14	55	5.5	60	0.01

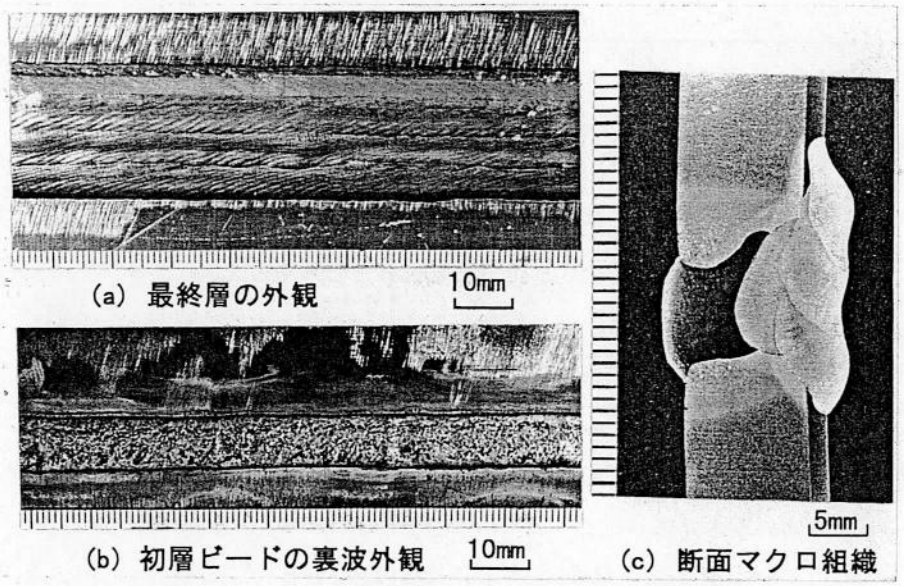


図 5-15　ｽﾃﾝﾚｽｸﾗｯﾄﾞ鋼継手の２ﾜｲﾔ式磁気制御溶接結果

5.4.3.2　継手品質の確認

(1) 溶接部組織・硬さの確認

本継手のような片面溶接施工の場合，初層溶接部は形状的な問題より母材の希釈が大きくなりやすく，希釈の程度により溶接金属中のフェライト量が減少すると高温割れの発生，母材の希釈率が過大な場合にはマルテンサイト組織が発生し延性が低下する可能性がある。

図5-16にはシェフラの組織図を示し，この中に使用した母材・溶接ワイヤおよび希釈を考慮した初層溶接金属の化学組成に相当する点を記入している。本溶接条件での初層溶接の希釈率は 27～32%であるため，平均組成では溶接金属は 7%程度のフェライト量を含むオーステナイト組織となっており高温割れの懸念は少なく，検鏡試験でも割れは認められなかった。またこの組成より初層溶接金属の延性は十分有るものと考えられる。

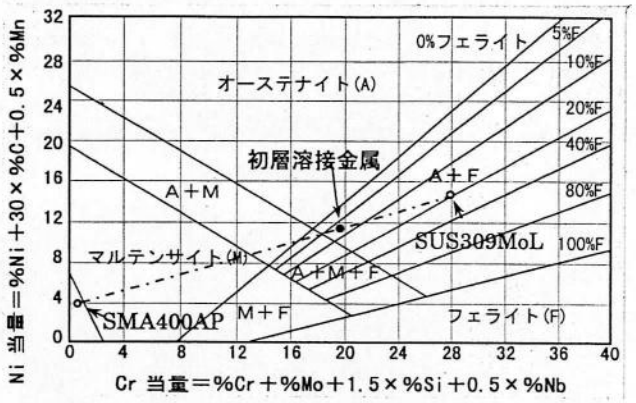


図 5-16　ｽﾃﾝﾚｽｸﾗｯﾄﾞ鋼の初層溶接部のﾌｪﾗｲﾄ量と組織の推定

図 5-17(a)，(b)には継手部の硬さ分布，図 5-18 には溶接部のミクロ組織を示す。溶接金属の硬さは荷重 1.96N のビッカース硬さで 200～235 程度であり，ミクロ写真結果とも考え合わせると上述の組織になっていると考えられる。本継手のような異材継手ではボンドマルテンサイトの形成が知られているが[5-4]，荷重 0.49N でボンド部近傍の硬さを詳細に調査した場合は初層溶接部で 320～340 の硬さが認められ，その形成幅は 50～100μm であった。また第 2･3 パスでは溶接入熱が少なくなるためボンドマルテンサイトの形成は幅は 20～30μm に減少し，第 4～5 パスでは炭素鋼を溶融しないためボンドマルテンサイトの発生は認められない。

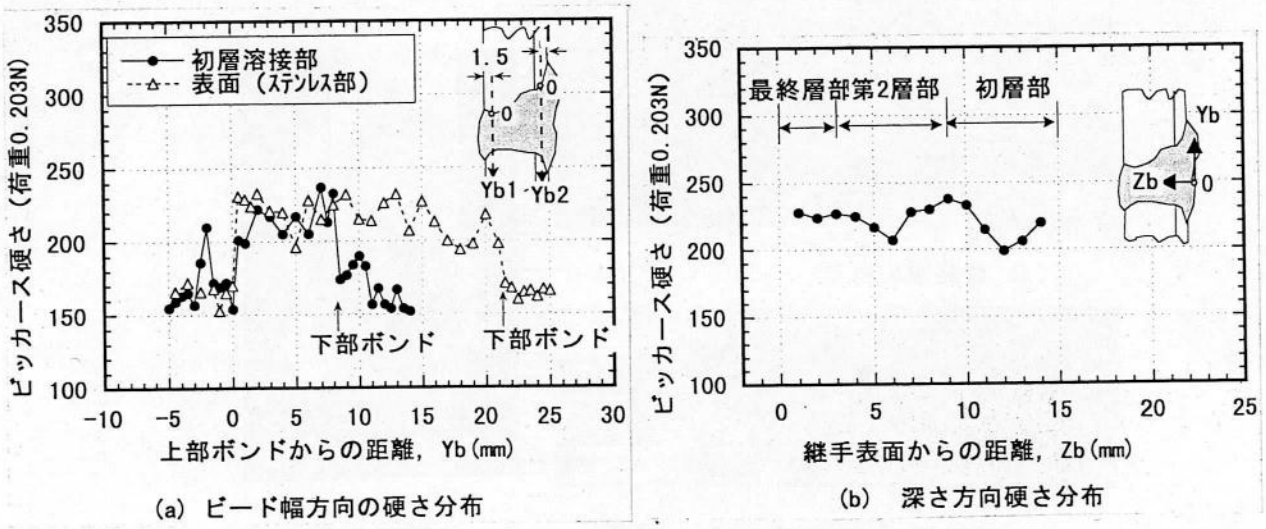


図 5-17　ｽﾃﾝﾚｽｸﾗｯﾄﾞ鋼溶接部の硬さ分布
（溶接法：2 ﾜｲﾔ TIG，溶接姿勢：横向）

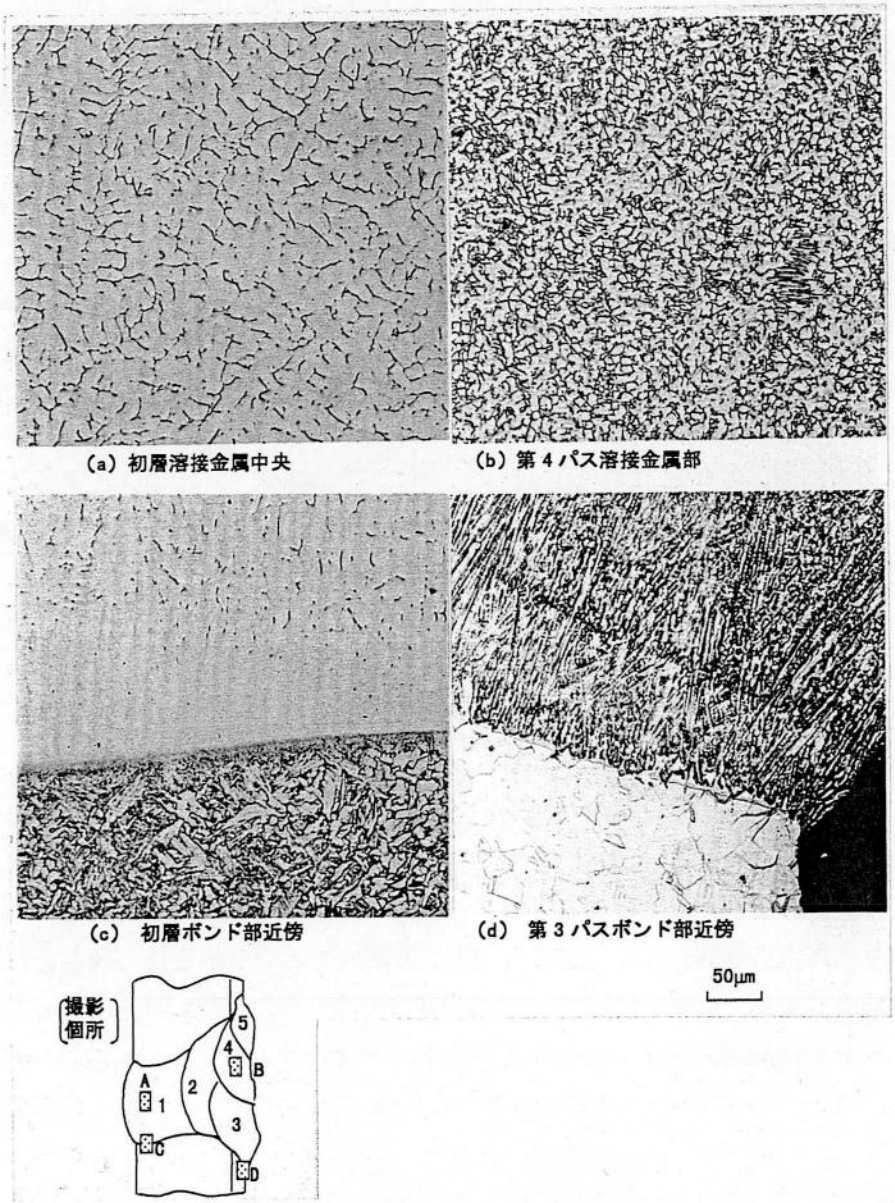
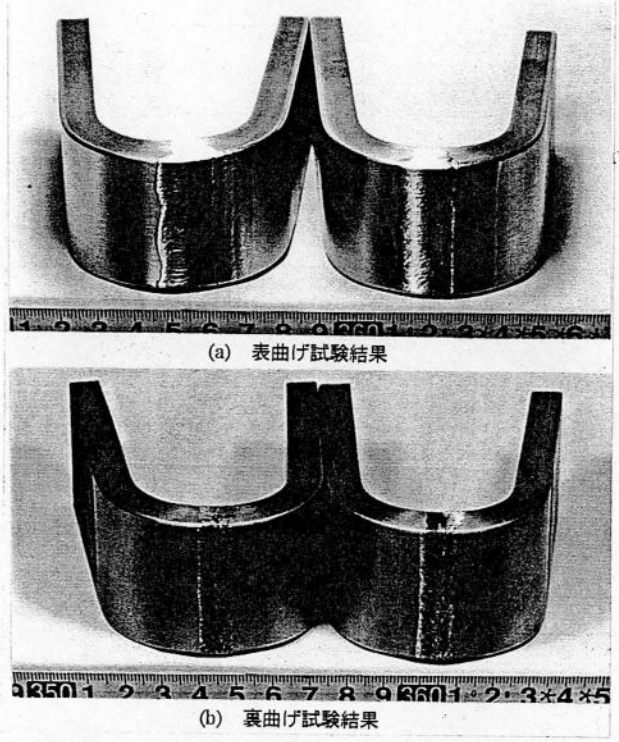


図 5-18　2 ﾜｲﾔ TIG 溶接によるｽﾃﾝﾚｽｸﾗｯﾄﾞ鋼継手部のﾐｸﾛ組織

(2) 機械的性質の確認

図 5-19，図 5-20 には JIS Z 3121，3122 に準じた表・裏曲げ試験結果，継手引張試験を示すが，継手引張試験では 472～474N/mm² の強度を示し，母材破断した。また曲げ試験においても 180° まで亀裂の発生なく曲がり，良好な継手性能を有することが確認された。



(a) 表曲げ試験結果

(b) 裏曲げ試験結果

図 5-19 2ワイヤ式溶融池磁気制御 TIG 溶接部の曲げ試験結果
（母材：ステンレスクラッド，板厚：12.5mm，溶接姿勢：横向）

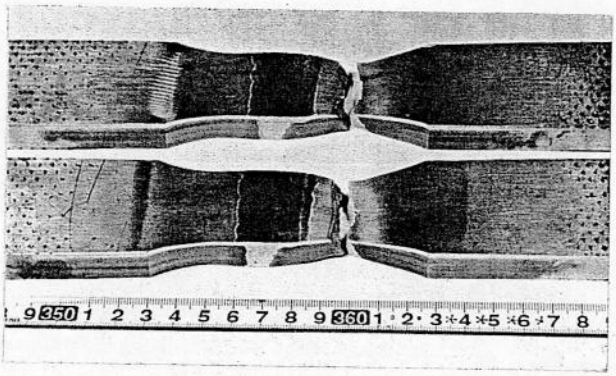


図 5-20 2ワイヤ式溶融池磁気制御 TIG 溶接部の継手引張試験結果
（母材：ステンレスクラッド，板厚：12.5mm，溶接姿勢：横向）

(3) 耐食性能の確認

図 5-21 には腐食試験に用いた試験片形状・寸法と採取要領を示す。採取した試験片はエメリー紙により＃600 まで全面湿式研磨ししている。表 5-5 には本採取試験片の化学組成の分析結果を示すが，C 量は JIS Z 3323（1989）の規格値である C<0.04%を満足しており，耐食性・耐孔食性を支配する Cr，Mo とも母材の SUS316L より多く含有されていることが確認された。

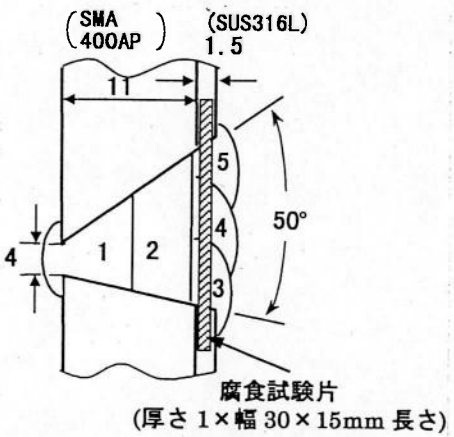


図 5-21 クラッド鋼継手の積層要領と
腐食試験片の採取位置

表 5-5 ステンレスクラッド鋼継手表層部の化学組成
（採取位置：表層より 0.5mm 下部）

	化学組成 (Mass%)			
	C	Ni	Cr	Mo
分析値	0.035	12.55	23.58	2.31

また後述の煙突（LNG 焚きボイラ用煙突）での使用環境を模擬した腐食条件での腐食試験を本継手について実施した。腐食環境は CO_2 ガス濃度 10Vol%，水分 20Vol%とした。煙突のような環境下での腐食試験方法として江原[5-5), 5-6)]が提案している乾湿繰り返し CO_2 ガス腐食試験装置のフローシートを図 5-22 に示し，この試験の温度サイクルを図 5-23 に示す。

ここでは 45℃/Hr で 55℃から 100℃まで昇温 0.5Hr 保持後，-22.5℃/Hr の冷却速度で 55℃まで冷却させた後，2Hr 保持するパターンを 1 サイクル（5.5Hr）とした。本ガス環境では 60.4℃が水露点であるため，これ以下の温度では結露状態になるため，乾湿繰り返しをともなう CO_2 ガス環境となる。試験時間は最長 672Hr とし，144Hr，336Hr，504Hr 及び 672Hr の所定時間毎に試験片を取り出し，外観観察・腐食減量を測定した。この結果，腐食はまったく発生せず，本施工法が耐食性の観点からも良好であることが確認された。

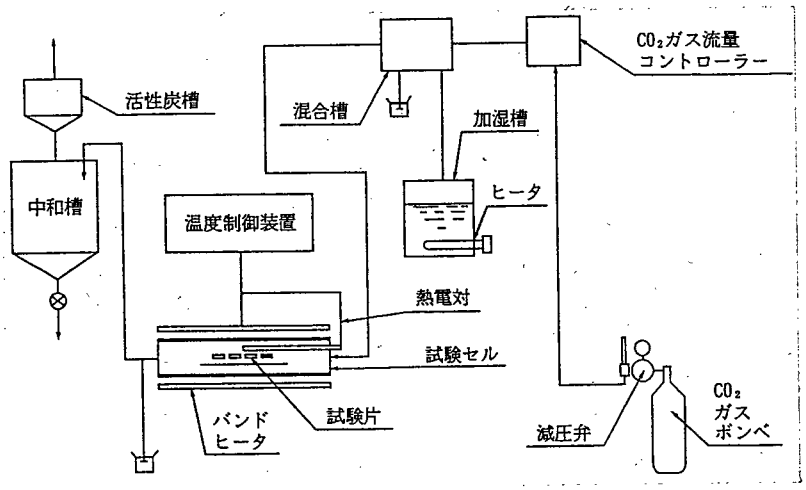
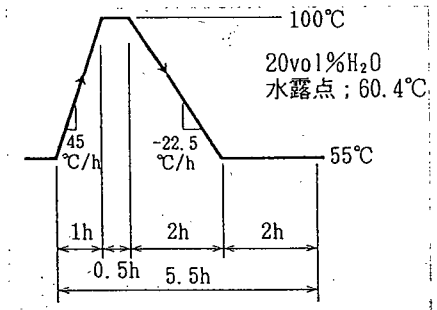


図 5-22　乾湿繰返し CO_2 ガス腐食試験装置のフローシート



（注）　温度サイクル；100～55℃
水　分　　；20vol%
CO_2　　；10vol%
5.5hサイクル；乾湿繰返し

図 5-23　乾湿繰返し CO_2 ガス腐食試験条件

5.5 結　言

溶融池内の電流分布を非対称化させる溶融池磁気制御法の適用範囲の拡大と実用性を高めるにはいっそうの高能率化が可能となることが望ましい。そこで本章では 2 ワイヤ方式により，ワイヤ溶融速度の高速化を図るとともにこれにより保持すべき溶融金属量が増加することに対し，上向電磁力の分布特性の改善とビード形状制御能力の向上を図った。得られた成果を以下に示す。

(1) 2 ワイヤ式の溶融池磁気制御横向 TIG 溶接法を提案するとともに，溶接装置を試作した。すなわち，本溶接法は 1 台のワイヤ加熱電源に直列に結線される 2 台のワイヤ送給系を持ち，これらのワイヤをアークの前後に添加するよう配置し，同時加熱することにより高溶着速度化を図るものである。またこの配置ではワイヤ電流が溶融池を縦断するよう流れ，これに垂直外部磁場を付与することにより溶融池内の反重力方向電磁力の発生領域を増加させることができ，溶融金属の押上げ・制御能力の増大が期待できることを示した。

(2) 磁場を付与しない状態下での 2 ワイヤ TIG 法の添加ワイヤ溶融特性・ビード形成現象を明らかにするとともに，前方ワイヤと後方ワイヤの適正ワイヤ送給速度比を設定した。

(3) 母材には SUS304，添加ワイヤには SUS309MoL を用いた平板溶接試験で，磁束密度を変化させたときのビード形成現象と，ビード形成が可能なワイヤ限界送給速度を明らかにした。すなわち，2 ワイヤ法では 100g/min の高溶着速度溶接下でも，0.01T の低い磁束密度で発生する上向電磁力により上下対称で良好な形状のビードが得られ，磁束密度が 0.02T 以上となると過大な上向電磁力により溶融金属は上方に飛散する。またビード形成が可能な最大ワイヤ送給速度は磁束密度に比例して増加し，0.01T では 150g/min での高溶着速度溶接が可能である。

(4) 100g/min の溶着速度下では，ビード下端部の接触角は磁束密度の増加に伴い減少し，0.01T の磁束密度下では 0T の接触角の 1/3 に低減する。

(5) 2 ワイヤ法で発生する電磁力分布を計算し，溶融池を縦断するワイヤ電流が幅広い上向電磁力分布を作り出すことを示すとともに，1 ワイヤ法で発生する溶融池先端部の下向き電磁力を大幅に低減させることを明らかにした。また 2 ワイヤ法では，この上向電磁力発生部に多量の溶融金属が供給されることにより，1 ワイヤ法の 1/3 の磁束密度，2/3 のワイヤ電流の電磁力発生条件下でも良好なビード形状制御効果が発現し得た原因を考察した。

(6) 多層溶接時に不整形状ビードが発生しやすい開先状態を再現したモデル開先での溶接試験において，本手法が開先内においてもビード形状を制御可能で，アンダカット・オーバラップビード・融合不良防止に有効であることを示した。

(7) 上述の基礎試験結果をもとに本溶接手法を超高層煙突の筒身へ適用することを想定し，SUS316L と SMA400AP で構成されるステンレスクラッド鋼の横向姿勢 V 開先継手の多層溶接試験を実施した。この結果，溶接欠陥の発生を防止しながら従来法（ホットワイヤ TIG 法）の約 3 倍の高溶着速度施工可能な溶接条件を設定した。また本溶接継手部では問題となるミクロ組織・硬さは認められず，継手引張・曲げ試験においても良好な結果を得，実機適用を想定した乾湿繰返し CO_2 ガス腐食試験においても本溶接部の継手品質が良好であることを示した。

第6章　非対称磁場による磁気制御と高能率アーク溶接法への適用

6.1　緒　言

4，5章では溶融池内の電流分布を非対称化する手法による溶融池磁気制御の手法につき検討を行ってきたが，適用する継手・溶接法によってはこの手法を採用することが困難なケースが有る。そこで本章では3章の基本概念で提案したように，もう一つの電磁力の発生要素である磁場を非対称化する手法による溶融池磁気制御の可能性を検証するとともに，高能率アーク溶接への適用を検討する。

一方，施工形態に注目するとこれまでは多層溶接時での高能率化を検討してきたが，継手の耐食性や低温靭性などに厳しい制約が無い場合には高溶着速度で1パス施工が可能な溶接法が望ましい。このような観点より継手の制約条件が緩やかな場合には立向姿勢ではエレクトロガスアーク溶接が高能率溶接法として実用化されているが，横向姿勢では溶融金属の過大な重力ヘッドによりアンダカットが発生しやすく，開先ルート間隙の許容度が狭い問題があった。

このような現状より，本章では溶融池磁気制御によるこれらの問題の改善を試み，磁場分布，補助的な電流付与位置が溶接現象に及ぼす影響を明らかにし，横向姿勢エレクトロガスアーク溶接のようなアークと外部磁場が直交せざるを得ないような状況下においては，磁場分布の非対称化手法が上述の問題改善に効果的であることを示すとともに，本手法において得られた継手の健全性を確認する。

6.2　供試材料及び実験方法

6.2.1 供試材料

表6-1に本実験で使用した母材と溶接ワイヤ・添加ワイヤの溶着金属の化学組成と機械的性質を示す。母材は今後の実機適用を考慮し，耐食性を要求されない使用環境の超高層煙突などに多用される板厚16mmのJIS規格SM490A材，板厚25mmのSM490B材を使用した。板厚16mmの母材は溶接部に磁場のみを付与する予備試験に用い，主な溶接実験は超高層煙突で多用される厚板の（板厚25mm）の母材を中心に行った。

表6-1　供試材料，溶接ﾜｲﾔの化学組成と機械的性質

材料			化学組成（mass%）							機械的性質			
種類	JIS規格	板厚、ﾜｲﾔ径	C	Si	Mn	P	S	Ni	Nb	降伏点 $\sigma_{0.2}$ (N/mm²)	引張強さ σ_B (N/mm²)	伸び ε (%)	ｼｬﾙﾋﾟ吸収ｴﾈﾙｷﾞｰ ${}_{2V}E_0$(J)
母材	JIS SM490A	16	0.17	0.28	1.22	0.018	0.003	—	—	406	555	22	—
	JIS SM490B	25	0.15	0.36	1.42	0.018	0.002	—	0.02	422	548	28	248
溶接ﾜｲﾔ	YFWC502X（ﾌﾗｯｸｽ入り）	1.6	0.76	0.57	1.70	0.010	0.008	0.59	—	460	593	29	55
添加ﾜｲﾔ	YGW-11（ｿﾘｯﾄﾞﾜｲﾔ）	1.6	0.08	0.71	1.21	0.010	0.007	—	—	490	590	33	182

溶接ワイヤは引張強さが 590N/mm^{2}級のメタル系フラックス入りワイヤ（JIS YFW-C502X 相当，ワイヤ径 1.6mm）を用い，添加ワイヤは同様の強度レベルの市販ソリッドワイヤ（JIS YGW11，ワイヤ径 1.6mm）を用いた。予備試験では，溶接ワイヤにソリッドワイヤを用いた場合はアークの安定性がフラックス入りワイヤに比べ悪く，また銅当金のなじみ性が悪いためビード表面の滑らかさが得られにくい問題が有った。一方，スラグ形成材を比較的多く含むスラグ系フラックス入りワイヤを用いた場合は，溶接金属中へのスラグ巻き込みが多くなる傾向が認められるとともに，スラグの形成状況によっては銅当金と溶融金属の間に形成されたスラグ層が溶融金属を押し，アンダカットが著しくなる問題が有った。これに対しスラグ形成材の少ないメタル系フラックス入りワイヤを用いた場合は，アンダカット深さ・スラグ巻き込みの低減とビード外観の滑らかさ・アークの安定性の点で良好であったため本実験で使用した。板厚 16mm 母材を使用しての予備試験では，裏当材は SM400A の板厚 8mm の共金材を使用し，板厚 25mm の継手溶接試験では裏波形成用に 5 章に示したものと同様なセラミックス系裏当材を使用した。

6.2.2 実験方法と使用機器

6.2.2.1 実験方法と使用機器

図 6-1 には溶融池磁気制御手法を用いた横向姿勢エレクトロガスアーク溶接装置の全体構成を示し，図 6-2 には溶接部近傍の機器配置を示す。使用したエレクトロガスアーク装置の走行台車・レール・ウイービング装置・溶接トーチ・走行速度制御装置は立向姿勢用の市販装置をベースとしており，銅当金・磁化コイル・添加ワイヤトーチ・分流装置部は新たに試作し，横向姿勢で使用している。ウイービング装置・溶接トーチ・摺動銅当金　磁化コイル・添加ワイヤトーチは台車上に搭載されており，台車はレール上をラックピニオン駆動により走行する。溶接トーチはほぼ 90 度湾曲したカーブドトーチを使用しており，ウイービング装置により板厚方向に揺動される。

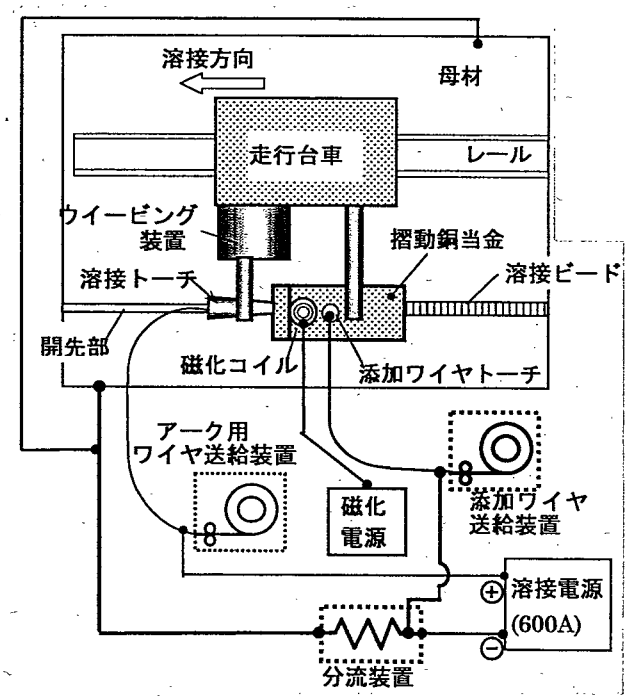


図 6-1　溶融池磁気制御式の横向ｴﾚｸﾄﾛｶﾞｽｱｰｸ溶接装置の全体構成

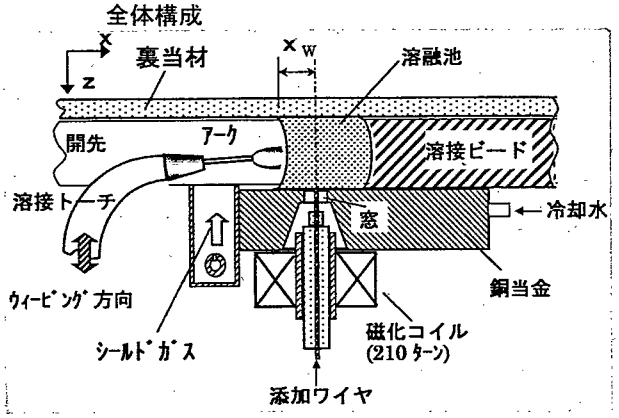
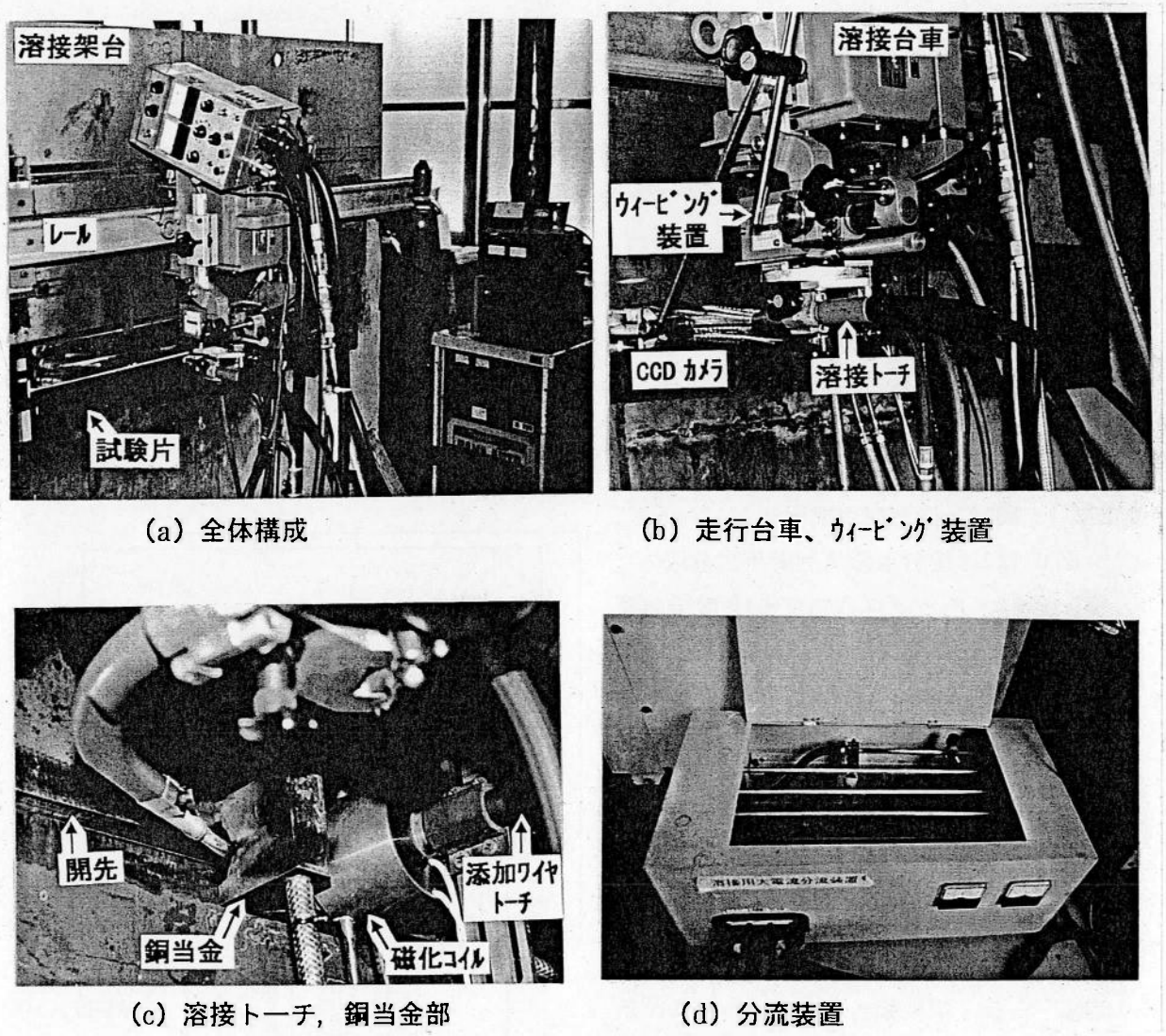


図 6-2　溶接部近傍の機器配置（開先部の平面視）

また図 6-3(a)には試作した横向姿勢エレクトロガスアーク溶接装置の全体構成，(b)には走行台車・ウイービング装置の拡大写真，(c)には溶接トーチ・銅当金・磁化コイル・ワイヤ添加トーチの配置状況，(d)には分流装置の外観を示す。



(a) 全体構成　　(b) 走行台車、ｳｨｰﾋﾞﾝｸﾞ装置

(c) 溶接トーチ，銅当金部　　(d) 分流装置

図 6-3　試作した横向姿勢ｴﾚｸﾄﾛｶﾞｽｱｰｸ溶接装置の外観

また表 6-2 には本実験に使用した装置の仕様・特性を示す。

表 6-2　横向姿勢ｴﾚｸﾄﾛｶﾞｽｱｰｸ溶接に使用した各種装置の仕様・特性

項　目		仕　様
走行台車	走行方式	ラック･ピニオン方式
	走行速度	0～25cm/min
	走行速度制御	アーク電流検出・走行速度ﾌｨｰﾄﾞﾊﾞｯｸによる突き出し長制御（制御精度：±3mm）
ｳｨｰﾋﾞﾝｸﾞ装置	ｳｨｰﾋﾞﾝｸﾞﾊﾟﾀｰﾝ	板厚方向の直線振り
	ｳｨｰﾋﾞﾝｸﾞ幅	5～30 mm
	ｳｨｰﾋﾞﾝｸﾞ回数	最大 70 Cycle/min
	両端停止時間	0～3 Sec
溶接電源	型式	ｻｲﾘｽﾀ制御直流定電圧電源
	定格電流	500A （定格使用率：100%）
磁化電源	型式	定電流/定電圧直流電源
	定格電流	10A
分流装置	型式	水冷抵抗による回路抵抗制御方式（抵抗可変値： 0.02～0.1 Ω）
	電流許容値	300A

台車の走行速度制御は図 6-4 に示すように市販装置に付属している自動制御回路を利用して行っており，これにより溶接中のアーク電流値 I_A を検出し基準電流 I_{AO} と比較することにより，走行台車の移動速度をフイードバック制御し，ワイヤ突き出し長を±3mm の精度で制御している。溶接電源は直流定電圧特性の電源を使用し，ワイヤプラスの極性で使用している。磁化電源は直流定電流特性で使用した。分流装置は 4 章で使用したものと同様である。

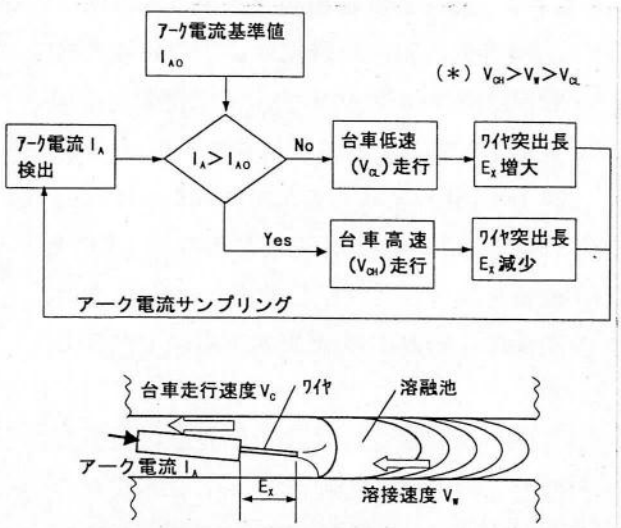


図 6-4　市販横向ｴﾚｸﾄﾛｶﾞｽｱｰｸ溶接装置の走行速度自動制御方法

銅当金は図 6-5 に示す磁化コイルと添加ワイヤトーチを取りつけた構造のものを試作した。ここで磁化コイルと添加ワイヤトーチは同軸にセットされており，添加ワイヤは銅当金のほぼ中心部に設けた窓（巾：6mm，長さ 20mm）より溶融池に挿入できる構造となっている。また添加ワイヤを溶融池に挿入する場合は，第 4 章に示した試作分流装置を用いて添加ワイヤに帰還電流を通電している。

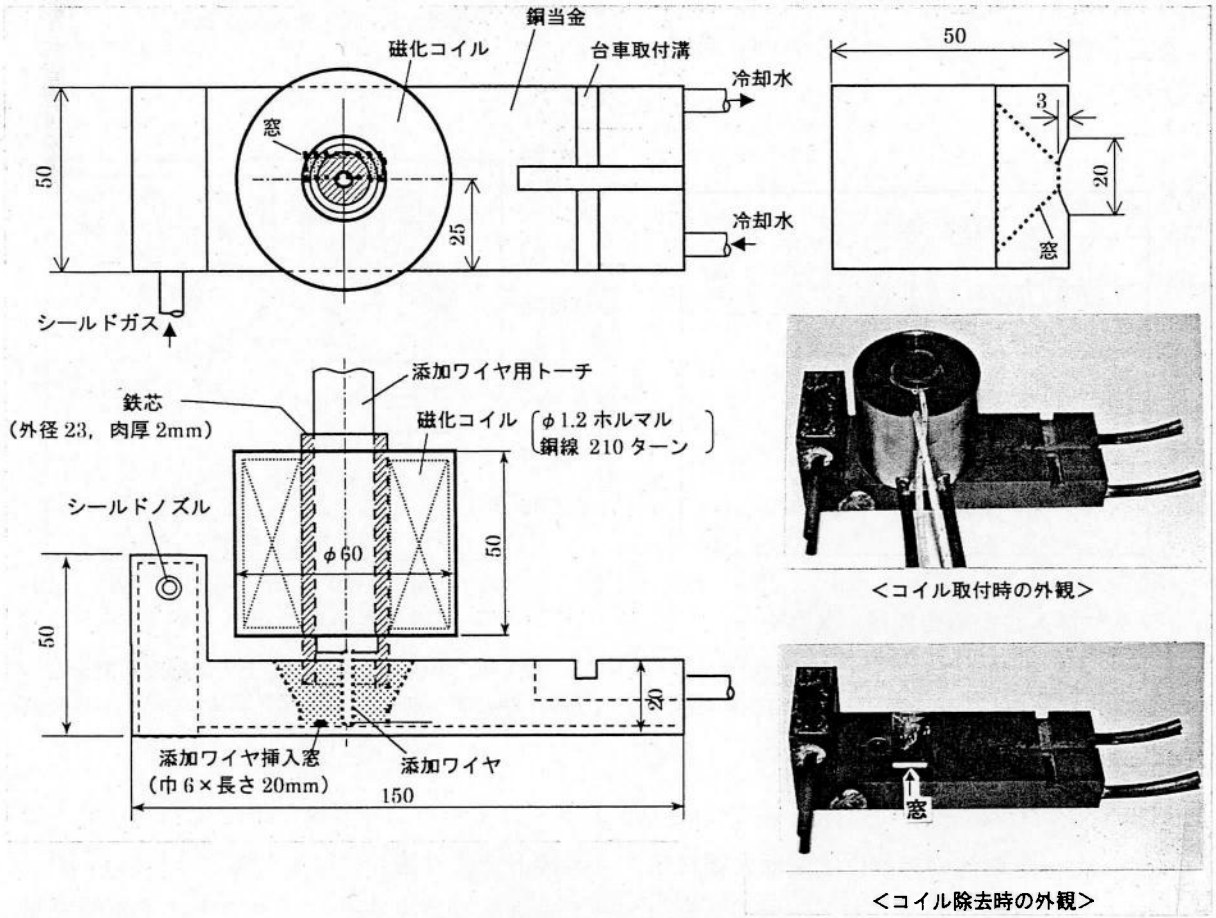


図 6-5　鋼当金と磁化コイルの外形寸法と外観
（電流経路制御行う場合）

6.2.2.2 磁極形状と磁場分布の基本特性

銅当金に組込む磁化コイルの磁極先端形状は図 6-6(a)に示すように先端が添加ワイヤに対し同心円形状のコイル A と，図 6-6(b)のように先端が添加ワイヤに対し偏芯した平板磁極を有するコイルBの2種類を試作した。また磁束密度は 4 章と同様にホール素子センサを用いて測定した。

銅当金と磁化コイルを開先上に設置したときの磁場分布例を図 6-7 に示すが，コイル A では溶接線方向の磁場分布をみるとワイヤ挿入位置（コイル中心）に対し対称となっている。一方，コイルＢでは図 6-8 に示すように磁束密度のピークは平板磁極の直下にあり，ワイヤ挿入位置に対し 10mm 後方に位置した状態の非対称磁場分布となっている。ここで磁場の方向は母材の裏面から表面へ向かう方向を正，表面から裏面へ向かう方向を負の方向とした。

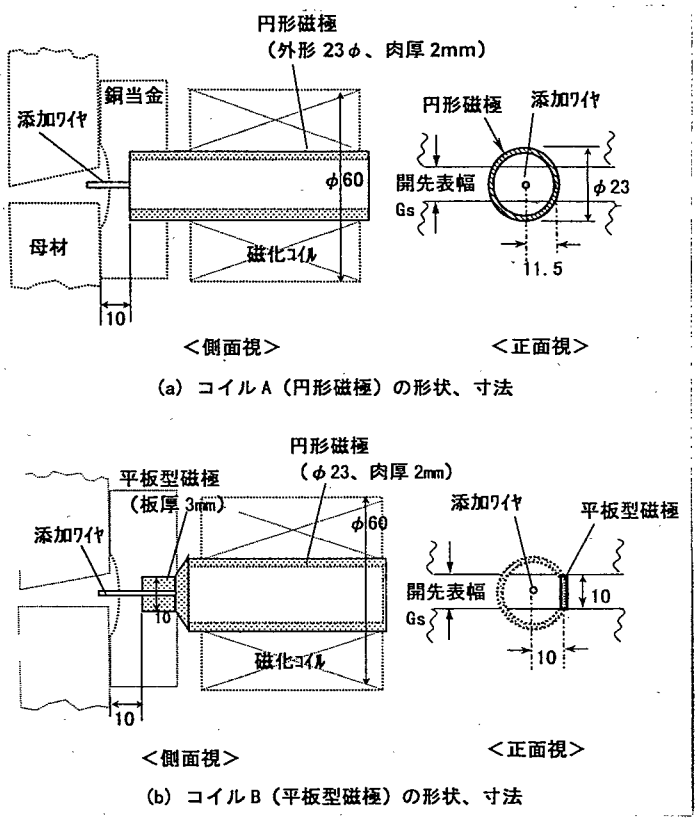


図 6-6 試作磁化装置の磁極形状
（板厚 25mm のとき Gs=10.5mm）

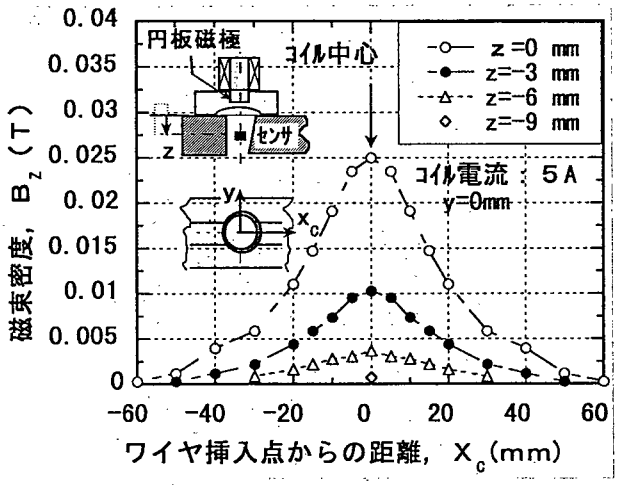


図 6-7 円形磁極の開先上での磁束密度分布
（母材：SM490B・25mm 厚さ，開先隙間：6mm，10 度レ型開先）

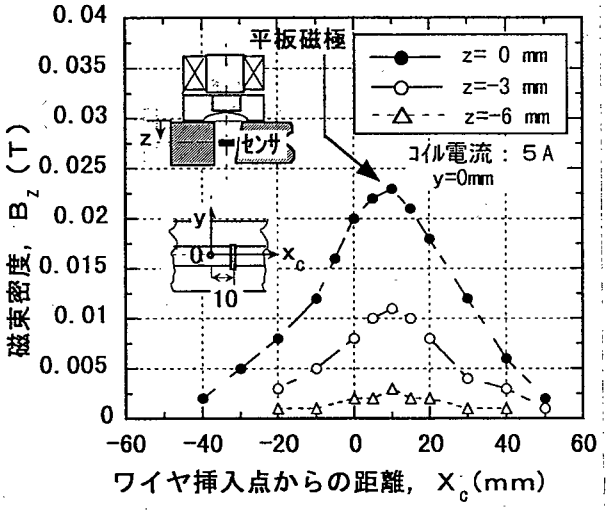


図 6-8 平板型磁極の開先上での磁束密度分布
（母材：SM490B・25mm 厚さ，開先隙間：6mm，10 度レ型開先）

6.2.2.3 実験方法

図 6-9 には開先形状と溶接トーチのセッテング・ウイービング要領と銅当金・トーチ・添加ワイヤ・溶融池の相対位置関係を概略示す。溶接トーチは図 6-3 に示したようにほぼ 90° 湾曲している薄型カーブドトーチであり，トーチ先端部では図 6-9 に示すように下板開先面と成す角度 α_w=0～5° ，溶接線方向との成す角 β_w=20° となるよう設定している。溶接トー

チのウイービングは下板側開先面に平行に行い，ウイービング巾 W_W と両端停止時間 t_S・t_B は厚板・溶接条件に応じ適宜調整した。

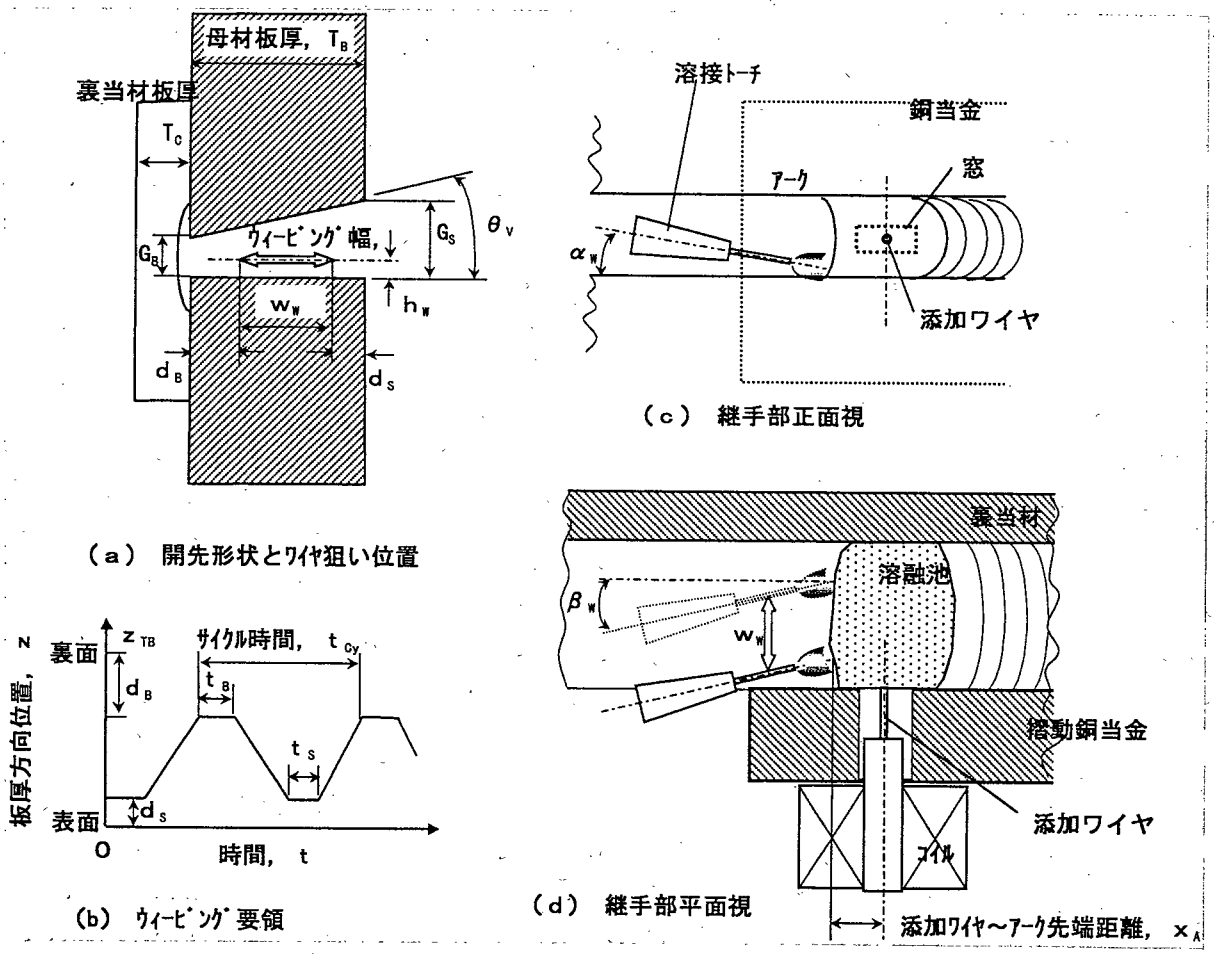


図 6-9 開先形状と溶接部近傍の配置，ウィービング要領

開先角度・ルート間隙はウイービング時の溶接トーチと開先との接触防止の観点とからは広いほど望ましいが，アンダカット防止の観点からは溶融金属の重力ヘッドが少なくなる狭開先が望ましい。予備実験結果よりこれらの兼ね合いを考慮し，標準ルート間隙を G_B=6mm，開先角度を θ_V=10° のレ型開先とした。母材板厚 16mm での予備試験条件を表 6-3，板厚 25mm での本試験の標準的な溶接条件例を表 6-4 に示す。

表 6-3 横向姿勢ｴﾚｸﾄﾛｶﾞｽｱｰｸ溶接の予備実験条件
（母材条件：16mm）

項目		条件
ワイヤ	溶接ワイヤ	フラックス入りワイヤ（1.6 mm径） 突出長：E_X＝３０ mm
ワイヤ	添加ワイヤ	使用せず
シールドガス		CO_2ガス （流量 Q_S=30ℓ/min）
ｱｰｸ電流		I_A=300～400 A
アーク電圧		E_A=２６～３６ V
溶接速度		V_W=14～20 cm/min
裏当材		セラミック系
開先条件	板厚	T_B=16 mm
開先条件	開先角度	θ_V= 10 度
開先条件	ルート間隙	G_B= 6 mm （標準）
開先条件	表面側開先間隙	G_S=8.8 mm （標準）
ウィービング条件	回数	N_W=70 Cycle/min
ウィービング条件	幅	w_W=8 mm
ウィービング条件	両端停止時間	表面側停止時間：t_S＝0 Sec 裏面側停止時間：t_B＝0 Sec
ウィービング条件	トーチ角度	溶接進行方向に対する角度：θ_W=20 度 水平面に対する角度：α_W=0～5 度

表 6-4 横向姿勢ｴﾚｸﾄﾛｶﾞｽｱｰｸ溶接の標準実験条件
（母材条件：25mm）

項目		条件
ワイヤ	溶接ワイヤ	フラックス入りワイヤ（1.6 mm径） 突出長：E_X＝３０ mm
ワイヤ	添加ワイヤ	ソリッドワイヤ（1.6mm径）
シールドガス		CO_2ガス （流量 Q_S=30ℓ/min）
ｱｰｸ電流		I_A=350～400 A
アーク電圧		E_A=２６～３６ V
溶接速度		V_W=10～15 cm/min
裏当材		セラミック系
開先条件	板厚	T_B=25 mm
開先条件	開先角度	θ_V= 10 度
開先条件	ルート間隙	G_B= 6 mm （標準）
開先条件	表面側開先間隙	G_S=10.4 mm （標準）
ウィービング条件	回数	N_W=40～50 Cycle/min
ウィービング条件	幅	w_W=15～18 mm
ウィービング条件	両端停止時間	表面側停止時間：t_S=0～0.1 Sec 裏面側停止時間：t_B=0～0.3 Sec
ウィービング条件	トーチ角度	溶接進行方向に対する角度：θ_W=20 度 水平面に対する角度：α_W=0～5 度

6.3 横向姿勢エレクトロガスアーク溶接法の検討

6.3.1 溶接条件・磁場付与効果の予備検討

本項ではビード形成に及ぼすアーク電流，アーク電圧の影響と磁場の影響について予備検討するため，比較的施工の容易な板厚 16mm の母材を用い，裏波形成が不要な共金系裏当材を使用して実験を行った。

6.3.1.1 アーク電流・電圧の影響

図 6-10 に磁場を付与しない場合にアーク電流 400A 一定でアーク電圧を変化させたときの溶接ビードの断面形状と溶込みを示す。アーク電圧が 32V と低い場合は融合不良が発生し，34V では融合不良は発生しないが表面側の溶込みが浅く高温割れが発生し易い形状となっており，ビード上部で 0.7mm 深さのアンダカットが発生している。36V までアーク電圧を上昇させるとビード表面の溶込み幅は増加し溶込み形状は改善されるが，ビード上部のアンダカット深さは 1mm までに増加し同時ビード下部にオーバラップが発生した。

アーク電流が 300A の場合は比較的低電流施工となるため熱伝導的な溶込み形態となり全体的に開先面の溶込み深さは増加するが，アンダカット深さ・幅とも 400A 施工の場合に比べ増加しオーバラップも著しくなった。(アーク電流 300A，アーク電圧 32V の場合，アンダカット深さは 2mm となった。) このことより以後の試験ではアーク電流 400A で行うこととした。

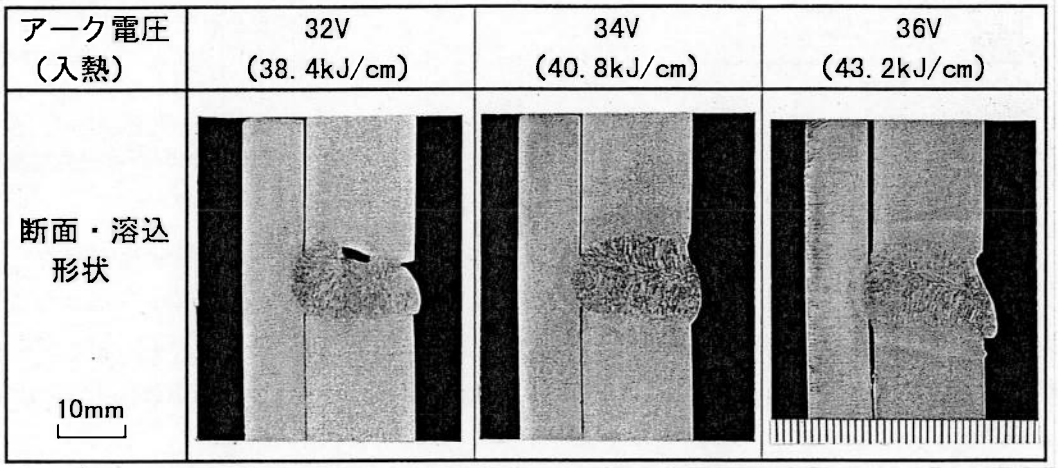


図 6-10 断面形状・溶込み形状に及ぼすアーク電圧の影響
(アーク電流：400A，溶接速度：20cm/min，母材板厚：16mm)

6.3.1.2 磁束密度と磁場方向の影響

(1) 溶接結果

横向姿勢のエレクトロガスアーク溶接では図 6-2 に示したように溶融池前方の開先間隙部よりトーチを挿入し溶融池前面に対しアークを発生させる。このためアーク電流は溶融金属前面から放射状に拡散すると考えられ，これに垂直な磁界を付与すれば，4 章で示したような開先形状の特異性にもとづく電流分布の非対称性を利用した溶融池磁気制御の可能性が想定される。

図6-11には円形磁極の中心をアーク先端に一致させる磁極配置で，溶融池に上向電磁力が発生するよう磁場のみを溶接部に付与（磁場の方向は負）したときの，磁束密度と溶接ビード表面の溶込み深さとアンダカットの関係を示す。ここで付与した外部磁場の磁束密度は開先表面のピーク値で代表しているが，磁束密度の増加に従いビード表面での上開先の溶込み深さは増加している。一方，下開先では磁束密度 B_z=-006T のとき最大となり-0.015T の場合は磁場を付与しない場合より減少している。またビード表面のアンダカットUcの深さ・幅は磁束密度の絶対値の増加に従い増大している。

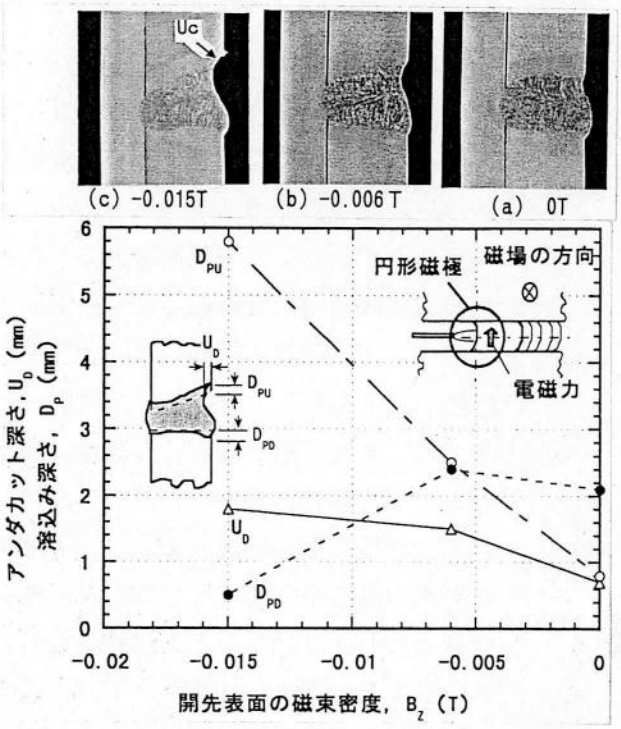


図 6-11　上向電磁力を与えた場合のｱﾝﾀﾞｶｯﾄと溶込み深さ
(ｱｰｸ電流：400A，ｱｰｸ電圧：34V，母材板厚：16mm，添加ﾜｲﾔ無し)

図6-12には溶融池に下向方向の電磁力が発生するよう図6-11の逆方向の磁場を付与したとき（正の方向）の溶接結果を示す。この場合は上開先の溶込み深さは磁束密度 B_z=0.006T のときピークを示すが，0.015T の場合でも溶込み深さは0Tの場合より深い。また下開先では磁束密度に伴い溶込みは増加しており，下向電磁力を付与した場合，表面部の開先壁の溶け込みは上下とも増加した。一方アンダカットUcの深さは若干減少し 0.5mm となったが，適用板厚がさらに増加した場合にはアンダカット深さが更に増加し実用的ではない。

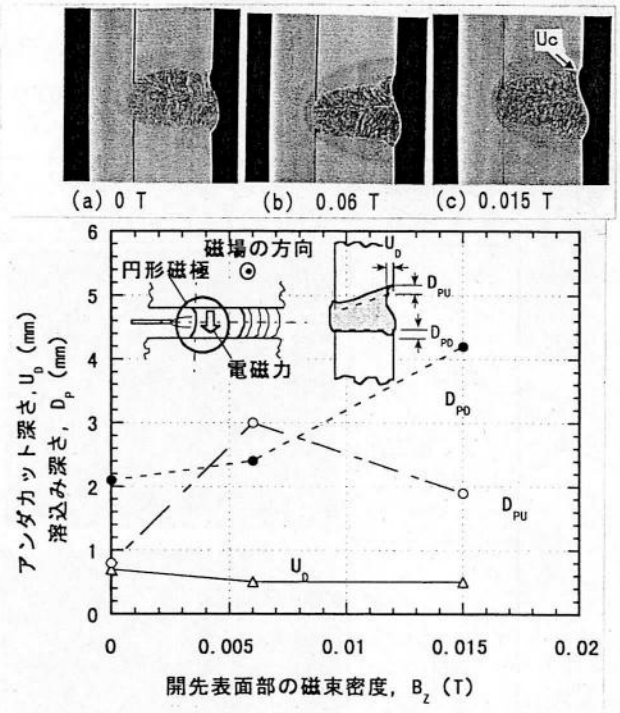


図 6-12　下向電磁力を与えた場合のｱﾝﾀﾞｶｯﾄと溶込み深さ
(ｱｰｸ電流：400A，ｱｰｸ電圧：34V，母材板厚：16mm，添加ﾜｲﾔ無し)

(2) 予備実験結果の考察

本予備実験では溶融池に下向電磁力を付与した方がアンダカット深さが減少する結果が得られており，この原因と今後の検討方針について考察する。

図6-13にはこれらの溶接状況を溶融池前方よりCCDカメラで観察した結果を示す。アークは磁場の方向と直交しているため溶融金属に上向電磁力を発生させるよう磁場を付与した場合は，アークにも同様な電磁力が発生し上方に偏向している。また溶融池に下向電磁力

を発生させる磁場を付与した場合はアークも下方に偏向している。

このことと前述の溶込み形態の変化より考え合わせると以下のように考察できる。

① 溶融池に上向電磁力を付与した場合：アークは上向偏向するため上開先の溶込みは増加する。またアーク点近くの高温の溶融金属が電磁力により上方に向って流動し，上開先の溶込みをさらに増加させるが，上方に流動した高温の溶融金属は開先壁に衝突しても凝固しえず，むしろ開先壁をえぐりながら反転流となって下方の流れに変化する。溶融池後方では電流密度が低くなり，上向電磁力も弱くなるためこの下方流れを阻止することができず，磁場を付与しない場合よりもアンダカット深さは増加する。

② 溶融池に下向電磁力を付与した場合：アークは下向に偏向するため下開先の溶込みが増加する。またアーク点近くの高温の溶融金属は下方に流動し下開先をえぐりながら反転流となって溶融池後方で上昇しアンダカットを減少させる。このような流れがエンクローズド溶接でない通常の MAG, TIG などで発生した場合は，溶融金属の垂落ちが発生すると考えられるが本溶接では銅当金が存在するため垂落ちは防止され，反転流による溶融金属の押し上げ効果が若干現れたものと考えられる。このとき溶融池前方側に反転する成分もあると考えられるが，下方に偏向したアークのアーク圧により押し戻され，溶融金属の先行が防止されているものと考えられる。

また全般的に磁場を付与した場合には溶込み深さが増加する効果が認められているが，この理由としては電磁力により溶融金属が強制流動され，開先壁の溶融効率が増大したためと考えられる。これらのことより横向姿勢エレクトロガスアーク溶接の適用板厚を増大させ，アンダカットを防止するには，電磁力によるアークの偏向の制御，溶融金属に付与する電磁力の位置・分布の制御などのさらに詳細な検討が必要であると考えられる。

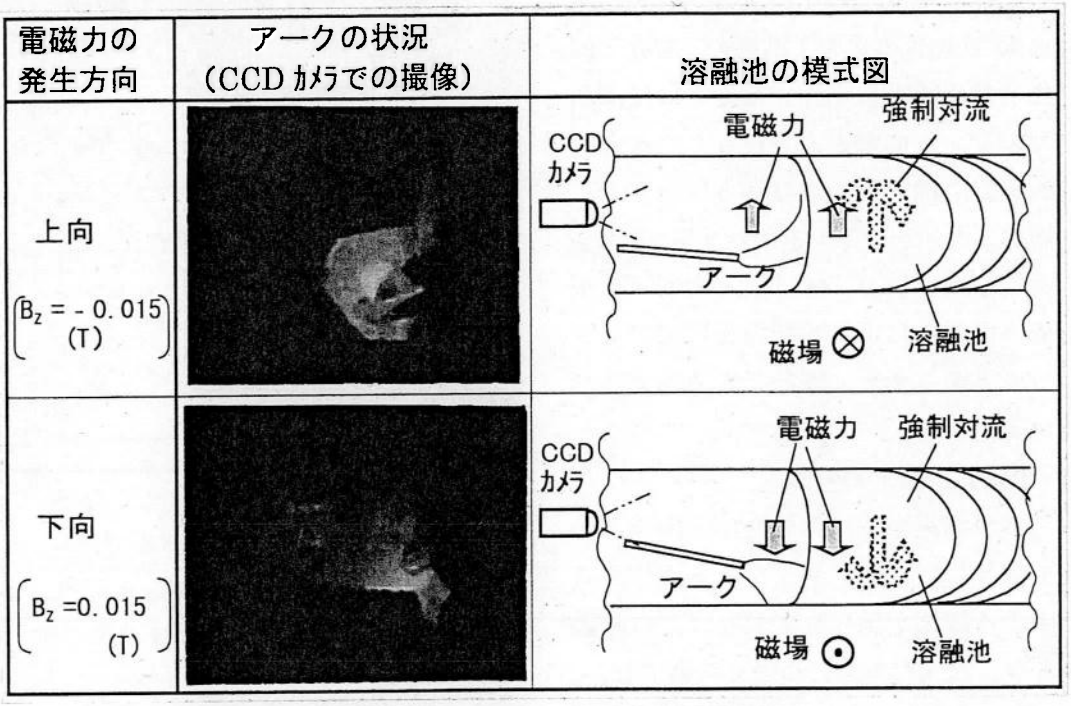


図 6-13　外部磁場付与時のアーク形態と溶接部の状況

（溶接条件：400A, 34V, 溶接速度:14cm/min, 母材板厚：16mm,
撮像条件：f=16mm, シャッター速度：1/1000, 絞り：開放, 光学フィルタ：SC690nm）

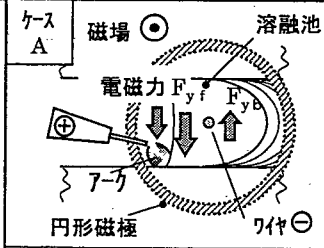
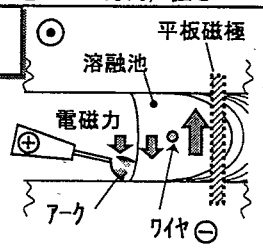
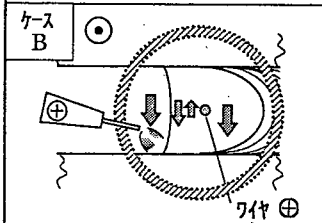
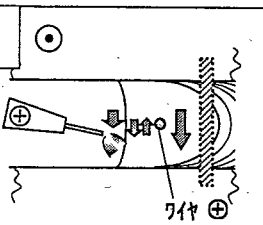
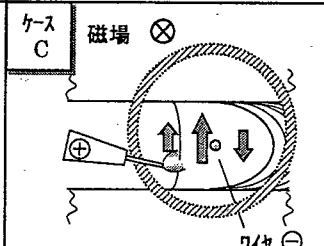
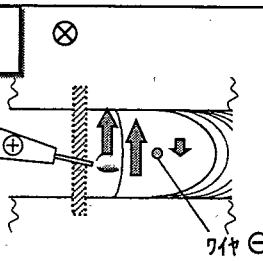
6.3.2　電流分布と磁場分布を制御した溶融池磁気制御アーク溶接法の検討

6.3.2.1　制御法のケーススタディ

前述の予備検討結果より，5 章まで検討してきた円形磁極による軸対称磁場のみの電磁力付与では横向姿勢エレクトロガスアーク溶接の問題解決は困難と考え，添加ワイヤを用い電流分布の制御と，偏芯平板型磁極を用いた非対称磁場により電磁力の発生位置・分布を制御する手法を本項では検討する。

表 6-5 にはこのような考え方に基づき添加ワイヤの電流・極性，磁場極性，磁極形状の代表的組み合せ例を示すとともに，このとき溶融池・アークに発生する電磁力の強さと方向を定性的に示す。

表 6-5　電流極性，磁場極性，磁極形状と電磁力分布特性の関係についてのケーススタディ

磁場の方向	(1) 対称磁場		(2) 非対称磁場	
	電磁力の方向，強さ	特徴・予想現象 評価	電磁力の方向，強さ	特徴・予想現象 評価
裏面 ↓ 表面 (正)	ケース A 	アーク～添加ワイヤ間の電流を一方向化 ・アーク：下向偏向 ・溶融金属： 下向力強い 評価：やや有望	ケース D 	アーク近傍の磁束密度低い ・アーク：弱く下向偏向 ・溶融金属： 上向力強い 評価：有望
	ケース B 	アーク～添加ワイヤ間 の電流の方向性弱い ・アーク：下向偏向 ・溶融金属： 下向力強い 評価：×	ケース E 	アーク近傍の磁束密度低い ・アーク：弱く下向偏向 ・溶融金属： 上向力強い 評価：×
表面 ↓ 裏面 (負)	ケース C 	アーク～添加ワイヤ間の電流を一方向化 ・アーク：上向偏向 ・溶融金属： 上向力強い 評価：やや有望	ケース F 	アーク部の磁束密度強い ・アーク：強く上向偏向 ・溶融金属： 上向力最も強い 評価：やや問題あり

(1) 対称磁場の場合

溶接アーク近傍の狭い空間に添加ワイヤと磁化装置を配置するにはこれらを同軸配置とするのが最も省スペースとなるが，円形磁極では溶接線方向に対称な磁場分布となってしまう。また，ワイヤ溶融が十分に行われるよう添加ワイヤの挿入位置は比較的高温の溶融池部とせざるを得ないため，極端にアークから遠い位置に挿入することは困難である。このため表 6-5 の(1)のように対称磁場では，溶融池に十分な電磁力を発生させる磁束密度を確保しながらアークに対する磁場の影響度を抑制するには，ケース A, B, C とも限界があると考えられる。

一方，溶融池内の電磁力分布に注目するとケース A は図 6-12 に示した予備試験と同様な磁場方向であるが，添加ワイヤから通電される点で異なっている。このため添加ワイヤ後方で上向電磁力が発生する点では図 6-12 の場合よりアンダカット防止にやや有望と考えられ

る。(しかし同様な考え方をするならばケースDのように添加ワイヤ後方の磁場分布を強化するほうが一層有望と考えられる。)また，ケースBはアーク・添加ワイヤとも同極であるためこの間の溶融金属には上向・下向の電磁力が同時に発生し，添加ワイヤ後方の電磁力も下向のためアンダカット防止には不利な組み合せと考えられる。一方，ケースCではアークが上向偏向するため不利な面もあるがアークと添加ワイヤは逆の極性となっているため，両者間の一方向電流の効果により，比較的低い磁束密度で添加ワイヤ前方の溶融金属を強く押上げ，アークの上向偏向を少ない状態に保ち得ればアンダカットを防止できる可能性はある。

(2) 非対称磁場の場合

これに対し表6-5の(2)のように添加ワイヤに対し溶接線方向に非対称な磁極（図6-6(b)参照）を用いる場合は，アーク添加ワイヤ電流に対し磁場分布を制御しやすい特徴がある。このとき磁極配置は添加ワイヤの後方に配置するケースD,Eと前方に配置するケースFが想定し得るが，アークに対する影響度を低減させるにはケースD,Eのように添加ワイヤ後方に配置するほうが有望と考えられる。一方，溶融金属中に発生する電磁力に注目するとケースDでは添加ワイヤ挿入部近傍の高い電流密度の溶融金属に局部的に強い磁場を付与し，添加ワイヤ後方に大きい上向電磁力を発生させ得る点で有望と考えられる。これに対しケースEではケースBと同様に溶融池の押下げ力のみが強くなり良好な結果は期待できない。またケースFのように磁極を添加ワイヤ前方に配置した場合は，アークに対する影響度が最も強くなり，良好な結果は期待できない。

以上のことを整理すると，アークに対する影響度を抑制しながら添加ワイヤ後方の電流密度の高い領域に高密度の磁場を付与しこの領域に強い上向電磁力を発生させ得るケースDと，アーク～添加ワイヤ間の一方向電流形成域に強い上向電磁力を発生させ得るケースCが比較的有望と考えられる。

6.3.2.2 電流分布，電磁力分布の試算

前述の結果より本項では添加ワイヤを用いるエレクトロガスアーク溶接部の電流分布を試算し，これに各磁極形状での磁場分布を考慮しながら，表6-5の有望ケースD・Cと比較のためにケースFについて電磁力分布の試算を行う。

(1) 試算モデルと計算手法

図6-14には横向姿勢エレクトロガスアーク溶接部の電流分布試算モデルを示す。ここでは長さ1000mm・巾500mm・板厚25mmの母材をI開先で突合せ，開先間隙10mmで1パス溶接しながら溶接長さの半分完了した状態を想定している。なお計算の簡便化のため軸対称モデルを用いているので，開先形状はI開先とした。溶接ワイヤの極性はプラス，アーク電流は400Aで,溶融地表面のアークの広がりは溶接部の観察結果から溶融池表面では6mm径に広がっているとした。またアークの位置は，板厚方向に15mmウイービングさせたときの板厚表面にもっとも接近した状態（アーク位置Z_A=-5mm）を想定している。溶融池は開先間隙と同様に巾10mmであると仮定し，長さはビード観察結果より35mmとした。添加ワイヤはマイナス極としアーク先端から10mm後方の位置に挿入しており，溶融池に流れたアーク電流のなかから150Aが添加ワイヤを通じて集電されるとしている。残りの250Aは母材端部の集電域（巾10mm・長さ10mmの領域広さ）から集電されるとしている。また母材表面には摺動表当材が長さ100mm，巾50mm，厚さ20mm設置されており，表当材の種類は図6-14に示した銅当

金のほか図 6-15 に示すように電気絶縁体，銅当金と絶縁体の組み合せの 3 種類を想定した。なお銅当金は母材と電気的に導通状態に有るとしており，添加ワイヤの近傍は巾 6mm・長さ 20mm の電気的絶縁体の窓が存在しワイヤと銅当金の短絡を防止する構造としている。

計算は電流・磁場解析用汎用有限要素法計算プログラムの“MAGNA”を使用し，軸対称として開先中心より上半分のみを計算した。図 6-16 にはこのときの全体と溶接部近傍のメッシュ分割要領を示す。また表 6-6 には母材・溶融池・銅・絶縁体に関し，本計算に用いた抵抗率を示す。

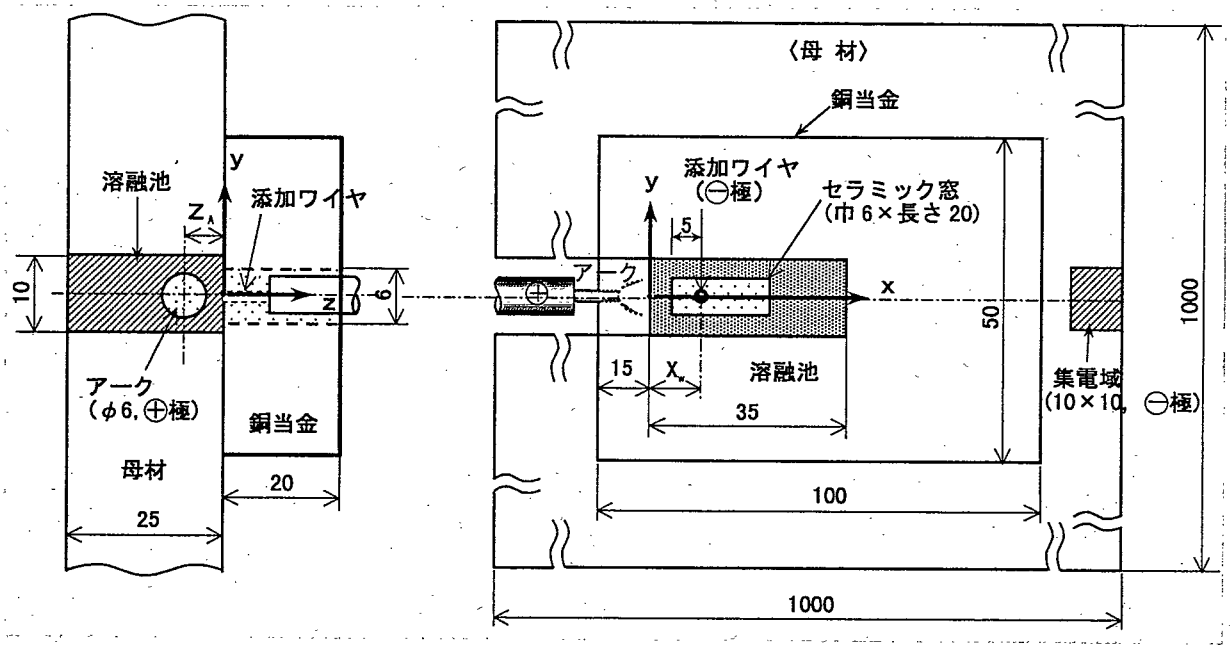
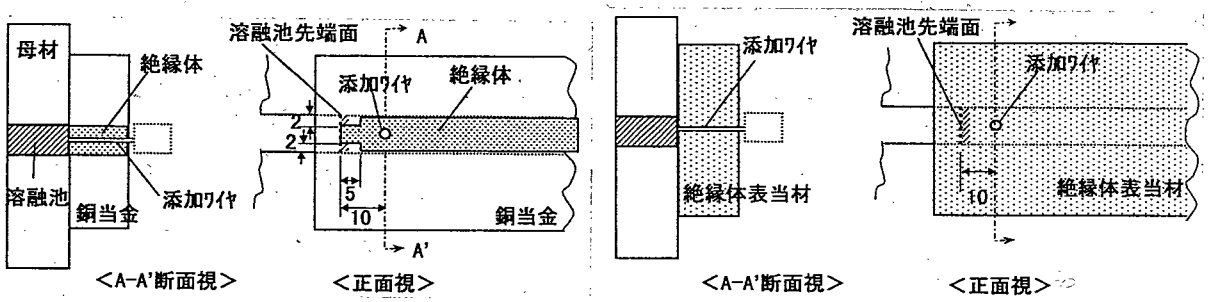
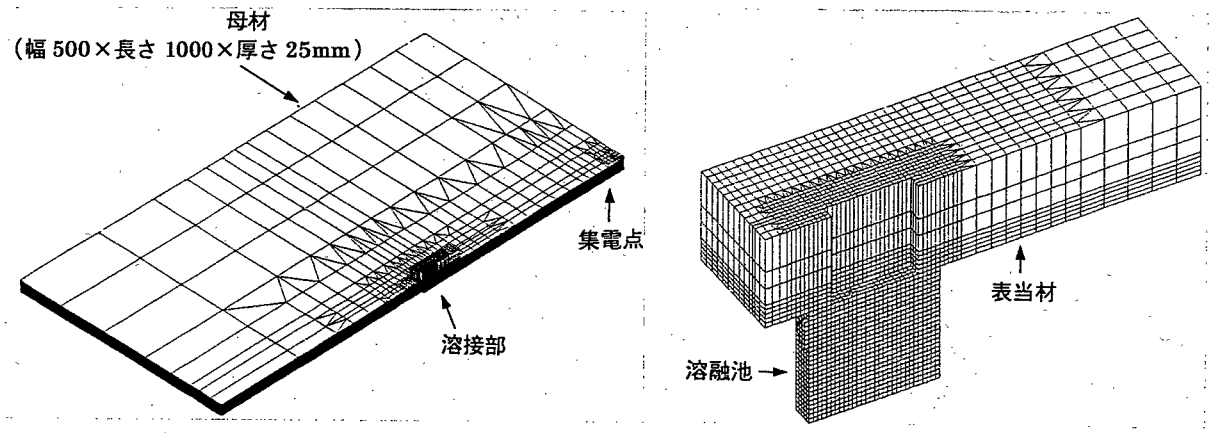


図 6-14　横向姿勢ｴﾚｸﾄﾛｶﾞｽｱｰｸ溶接部の電流分布計算のﾓﾃﾞﾙ



(a) 表当材が部分銅当金の場合の構造　　(b) 表当材が絶縁体の場合の構造

図 6-15　表当材が部分銅当金と絶縁体の場合の構造



(a) 全体の計算ﾒｯｼｭ分割要領　　(b) 溶接部近傍のﾒｯｼｭ分割要領

図 6-16　ｴﾚｸﾄﾛｶﾞｽｱｰｸ溶接部の電流分布計算のﾒｯｼｭ分割要領

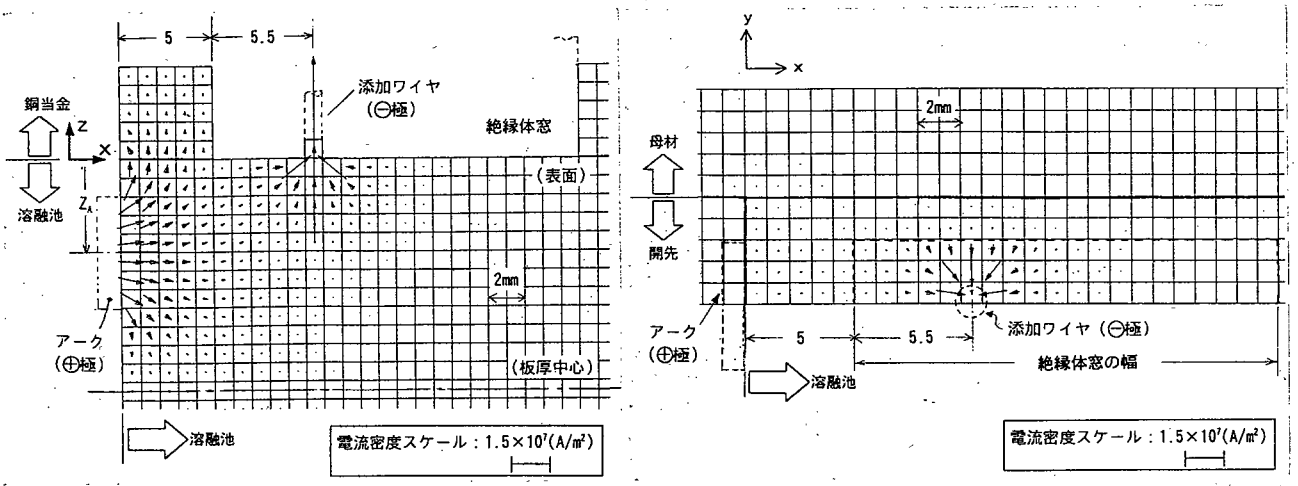
表 6-6　電流密度分布の計算に用いた物性値

項　目	抵抗率（μΩcm）
絶縁体	1.00×10^{10}
銅	1.55
母材（炭素鋼）	45.8
溶融池	139.0

(2) 電流分布の計算結果

図 6-17 には表当材が銅当金を使用し，溶接アークがウィービングで最も母材表面に近づいたとき（アークの深さ方向位置 z_A=-5mm）の電流分布，図 6-18 にはアーク位置を同様とし表当材が絶縁体の場合の電流分布をベクトル図で示す。

表当材が銅当金の場合は図 6-17(a)の溶融池の幅方向中央での x-z 面内電流分布に示すように，溶融池に流れ込んだアーク電流は抵抗の少ない銅当金にアーク近傍で多く流れ込むため，表面近傍での x 軸方向の電流成分は少ない。この結果，図 6-17(b)の溶融地表面での x-y 面内電流分布に示すように，添加ワイヤ近傍にのみしか x-y 面に平行な電流成分は高密度で存在しないため，3～4 章で示したようなアークと逆極性の添加ワイヤによる電流分布の一方向化効果は著しく減少している。

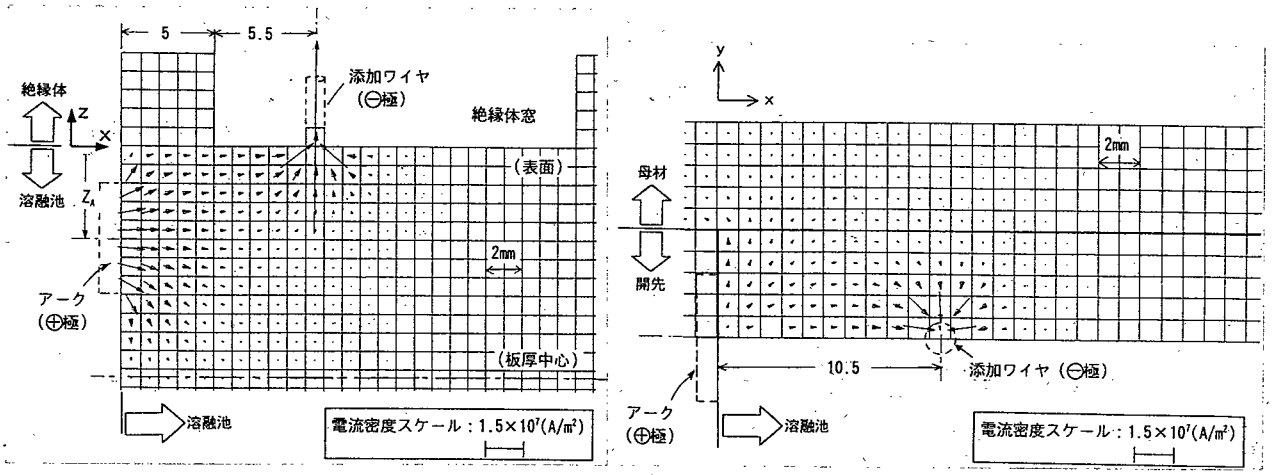


(a) 溶融池幅方向中央 (y=0.5mm) での x-z 面内の電流分布　　(b) 溶融池表面 (z=0.5mm) での x-y 面内の電流分布

図 6-17　表当材が銅の場合の電流分布

（ｱｰｸ位置：Z_A=−5mm
ｱｰｸ電流：400A，ﾜｲﾔ電流：150A）

一方，図 6-18(a)，(b)に示すように表当材が絶縁体の場合は，電流は溶融金属を介して母材に拡散するとともに添加ワイヤにより集電されており，溶融池部での電流分布は添加ワイヤの集電の影響が強く認められ，マクロ的に見ると一方向化電流が形成されている事が認められる。



(a) 溶融池幅方向中央(y=0.5mm)での x-z 面内の電流分布　　(b) 溶融池表面(z=0.5mm)での x-y 面内の電流分布

図 6-18　表当材が絶縁体の場合の電流分布

(アーク位置：Z_A=−5mm
アーク電流：400A，ワイヤ電流：150A)

ここで現実の溶接現象を考えると両者の中間に位置すると考えられ，アーク近傍ではスラグは未凝固で導電性のある状態であり，また溶融金属も部分的には銅当金に直接接触していると考えられる。しかしアークから離れた部分では銅当金によりスラグが冷却・凝固し，溶融金属と銅当金の間に薄い絶縁層が形成されていると考えられる。また溶接現象の観察結果・溶接後のクレータ部の観察結果も含め，現実の溶接現象に比較的近いモデルとして，図6-15(a)に示したようにアークに近い溶融池先端では長さ 5mm・巾 2mm にわたって溶融金属が銅当金に直接接触・導通しており，銅当金は開先周辺部で母材と短絡，また開先部では直接接触領域以降は絶縁体の表当材が存在する複合的なモデルを設定した。図 6-19 にはこの部分銅当金モデルでの電流分布計算結果を示すが，全面銅当金の電流分布とほとんど変わらない結果となっている。この原因としては銅当金の抵抗率が炭素鋼の約 1/50 であることにより，比較的小面積でも銅当金が接触していると，この部分に電流が集中して集電されるためと考えられる。このことより今後の電磁力分布の検討に当たっては部分銅当金モデルの計算結果を利用することとした。

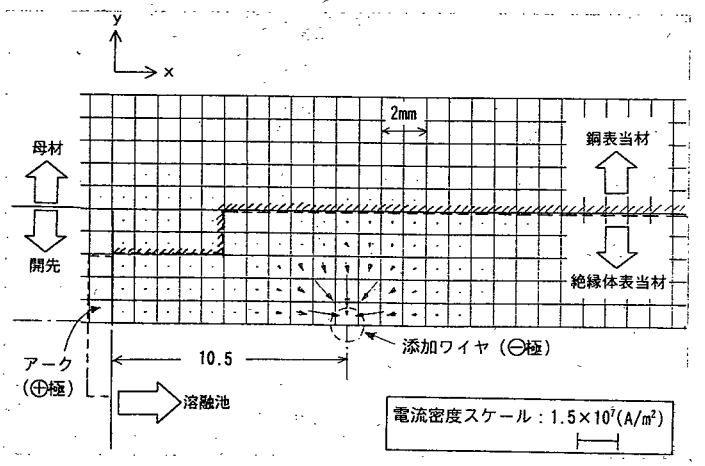


図 6-19　表当材が銅と絶縁体の組み合せの場合(部品銅当金モデル)での溶融地表面電流分布

(表示位置：z=0.5mm，アーク位置：Z_A=−5mm
アーク電流：400A，ワイヤ電流：150A)

表 6-5 に示したアーク・溶融金属に作用する電磁力の分布を定量的に評価するには，前述の溶融池内電流分布のほかアーク部の電流分布も検討・整理しておく必要がある。そこでアーク部についてはアーク柱中心位置（z =5mm），溶融池については表面部（z =0. 5mm）の電流分布について注目することとし，上向方向の電磁力分布に大きい影響を及ぼす x 軸方向電流成分について整理することとした。

図 6-20 にはアーク先端からの距離 Xa とワイヤ・アーク・溶融池内の x 軸方向電流密度 i_x の関係を示す。ここでアーク柱の電流密度試算に当たっては，アークの陽極側はワイヤ径に等しいとし，陰極側は溶融地表面で 6 mm 径であり，アーク長 5mm の範囲で直線的に広がっていると仮定した。ワイヤ中の電流密度は 200 A/mm² で一定，アーク中ではワイヤ先端部からアーク先端部にかけて 200 A/mm² から 14 A/mm² に減少している。一方溶融池表面では溶融池先端部は前述のように銅当金部分に電流が集電されるため x 軸方向電流密度は低く，添加ワイヤ近傍で最大 12～13 A/mm² のピークを有する分布となる。

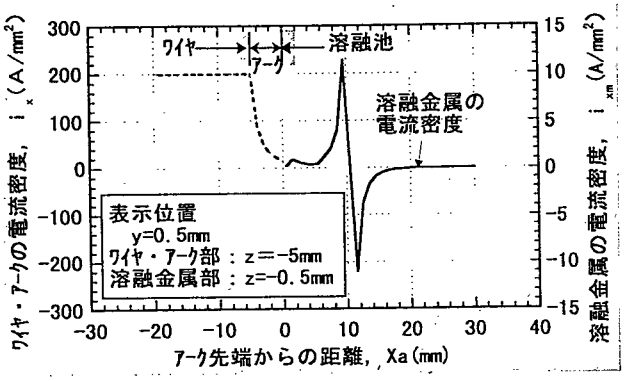


図 6-20 ワイヤ・アーク・溶融池の x 軸方向電流密度の分布
（アーク電流：400A，ワイヤ電流：150A，ワイヤ径：1. 6mm）

(3) 電磁力の分布特性

① 円形磁極による対称磁場の場合

図 6-21 には溶融池先端（＝アーク先端）より 10mm 後方にワイヤを添加すると想定し，表 6-5 のケース C に相当するように，添加ワイヤに対し同軸円形磁極で対称磁場（磁場方向：負）を付与した場合の磁場分布を示す[*6-1]。これに前述の電流分布を考慮し，アーク（深さ Z=−5mm），溶融池（深さ Z=−0. 5mm）に発生する電磁力の分布を図 6-22 に示す。

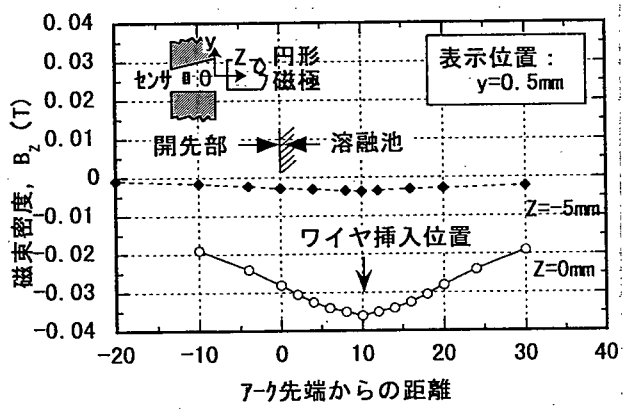


図 6-21 添加ワイヤがある場合の円形磁極の磁場分布
（コイル電流：5A）

この場合はアーク部・添加ワイヤ前方の溶融池に強い上向電磁力が発生し，添加ワイヤ後方では下向電磁力が発生する。ここで電磁力分布の特性を比較しやすくするため，アークに発生する垂直方向電磁力の和を ΣF_{yA}，溶融金属に発生する上向電磁力の和を ΣF_{yU}，溶融金属に発生する下向電磁力の和を ΣF_{yD} と表現し，図示されている領域で各部分に発生する電磁力の比を整理する

*6-1 図 6-7,8 に示した磁場分布の基本特性に対し，添加ワイヤの影響が懸念されるが，安藤[6-1]の計算式に従い，後述の溶接条件（ワイヤ電流 150A，突出し長 35mm，ワイヤ送給速度 1.0m/min）で試算すると，溶融池表面から 5mm 以上離れると磁気変態温度を超えていない。これより図 6-21，23 での磁場分布測定時には，この状態を想定して添加ワイヤを配置している。図 6-23 の場合は添加ワイヤの影響で磁場ピークは若干添加ワイヤ側へ移動している。

と下記のようになる。

● 溶融金属に発生する上向電磁力和 ΣF_{yU} と下向電磁力和 ΣF_{yD} の比

$$\Sigma F_{yU}/\Sigma F_{yD}=1.16$$

● アークに発生する電磁力和 ΣF_{yA} と上向電磁力和 ΣF_{yU} の比

$$\Sigma F_{yA}/\Sigma F_{yU}=1.38$$

これより溶融金属には下向電磁力より上向電磁力が多く発生し，またアーク中に発生する電磁力は溶融金属中の上向電磁力より大きく，アークの上向偏向が予想される。

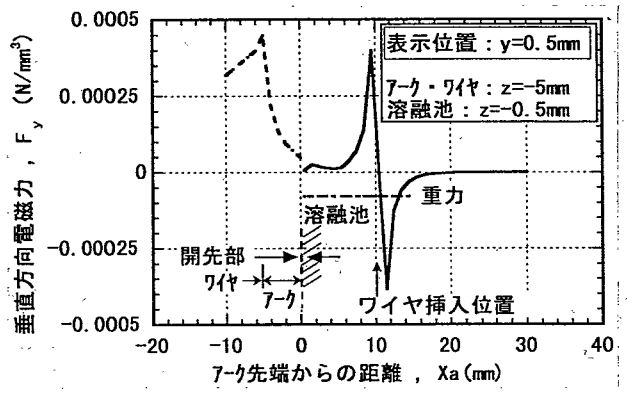


図 6-22　軸対称円形磁極を用いたときの電磁力分布
（コイル電流：5A，Aアーク電流：400A，ワイヤ電流：150A）

② 偏芯磁極による非対称磁場の場合

i） 磁極を後方に偏芯させ磁場方向が正の場合

添加ワイヤ位置を①項と同様にアーク先端より 10mm の位置に挿入するとともに添加ワイヤ後方に偏芯磁極を設置し，非対称磁場（磁場方向：正，表 6-5 のケースDに相当）を付与した時の磁場分布を図 6-23 に示し，このとき溶接部に発生する電磁力を図 6-24 に示す。この場合は，磁場のピークが添加ワイヤ後方に偏った非対称磁場となっているため，アーク部の磁束密度は円形磁極の場合の約 1/2 となる。これによりアーク部ではやや弱い下向電磁力，添加ワイヤ前方の溶融金属に下向電磁力，添加ワイヤ後方の溶融金属にやや強い上向電磁力が発生する。ここで①項と同様にアーク・溶融金属各部分に発生する電磁力の比を整理すると下記のようになる。

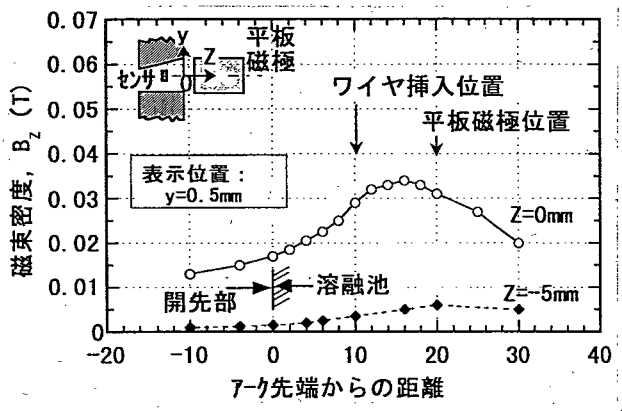


図 6-23　平板磁極を添加ワイヤ後方に設置したときの磁場分布
（コイル電流：5A）

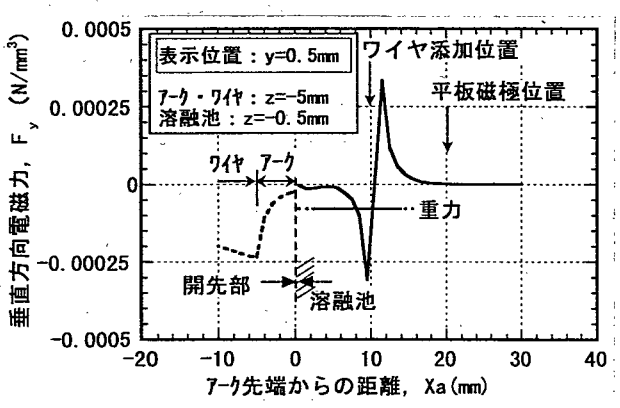


図 6-24　平板磁極を添加ワイヤ後方に設置したときの電磁力分布
（コイル電流：5A，アーク電流：400A，ワイヤ電流：150A）

● 溶融金属に発生する上向電磁力和 ΣF_{yU} と下向電磁力和 ΣF_{yD} の比

$$\Sigma F_{yU}/\Sigma F_{yD}=1.07$$

● アークに発生する電磁力和 ΣF_{yA} と溶融金属の上向電磁力和 ΣF_{yU} の比

$$\Sigma F_{yA}/\Sigma F_{yU}=0.858$$

本ケースでは①項と比べると溶融金属中での上向電磁力の発生比率は減少するが，アークに対する影響度は減少する事がわかる。

ii） 磁極を前方に偏芯させ磁場方向が負の場合

①項と同様な添加ワイヤ挿入位置で，添加ワイヤ前方に偏芯磁極を設置し非対称磁場（磁場方向：負，表 6-5 のケースFに相当）を付与した時の溶接部に発生する電磁力を図 6-25 に示す。この場合はアーク・添加ワイヤ前方の溶融金属にさらに強い上向電磁力が発生し，添加ワイヤ後方には下向電磁力が発生する。前述と同様にアーク・溶融金属各部分に発生する電磁力の比を整理すると下記のようになる。

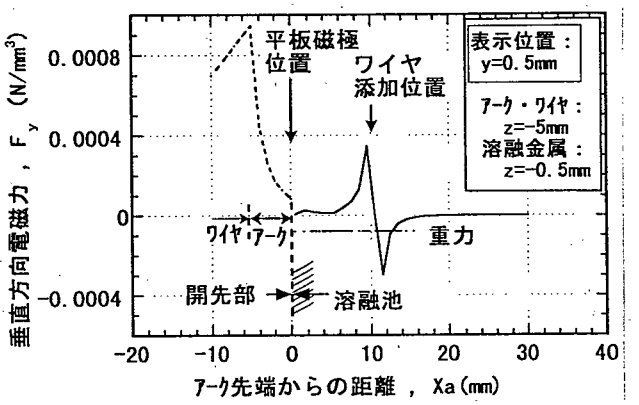


図 6-25 平板磁極を添加ﾜｲﾔ前方に設置したときの電磁場分布
（ｺｲﾙ電流：5A，ｱｰｸ電流：400A，ﾜｲﾔ電流：150A）

● 溶融金属に発生する上向電磁力和 ΣF_{yU} に対する下向電磁力和 ΣF_{yD} の比

$$\Sigma F_{yU}/\Sigma F_{yD}=1.43$$

● アークに発生する垂直方向電磁力和 ΣF_{yA} に対する上向電磁力和 ΣF_{yU} の比

$$\Sigma F_{yA}/\Sigma F_{yU}=2.98$$

本ケースの場合は溶融金属中に発生する上向電磁力の発生比率は 3 ケースの中でもっとも大きいが，アーク中に発生する電磁力がもっとも強く，溶接施工への悪影響が懸念される。

6.3.2.3 電流分布と磁場分布を制御したときの溶接現象と溶接結果

(1) ワイヤの溶融特性

図 6-26 には横向姿勢エレクトロガスアーク溶接法においてマイナス極の電流源位置を制御するための添加ワイヤ通電時の溶融特性を示す。ここで使用した銅当金には図 6-5 に示したように幅 6mm・長さ 20mm の窓を設けてあり，添加ワイヤはこの窓を通過して溶融池に供給される。また窓は添加ワイヤから溶融池へワイヤ電流を供給するさいに，銅当金への短絡を防ぐ役割を果たすとともに，図中の写真に見るようにワイヤの溶融状況を観察するにも役立っている。

ワイヤ電流に対しワイヤ送給速度が少ない場合はアーキングが発生し，送給速度が過大な場合はワイヤが未溶融となる基本現象は 4 章などの TIG 溶接の場合と同様である。しかし溶融池の保有熱量が大きく溶融池が深いため，安定溶融域の下限から上限までの送給速度比は 2.5 となり TIG 溶接の場合に比べ広い特徴がある。図 6-27 にはワイヤを添加しながら溶接を行ったときのアーク電流・電圧・ワイヤ電流の時間変化特性を示す。添加ワイヤは溶融池が

安定するアーク起動後 25 秒の時点で挿入を開始しているが，直ちに安定通電（分流）が行われておりアークへの悪影響は特に認められない。

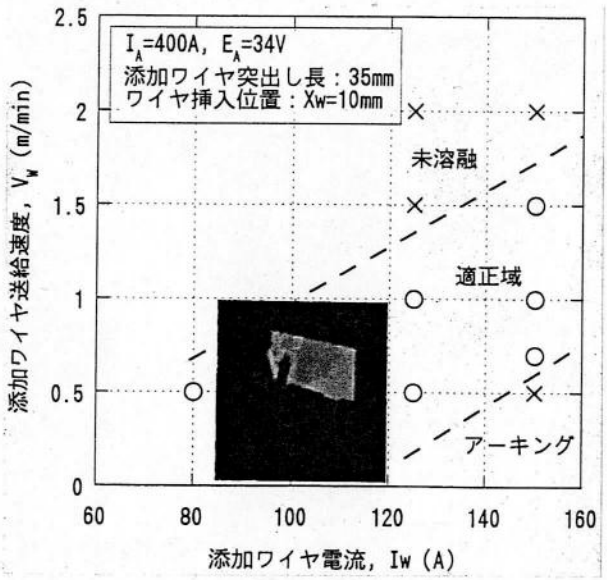


図 6-26　添加ワイヤの溶融特性

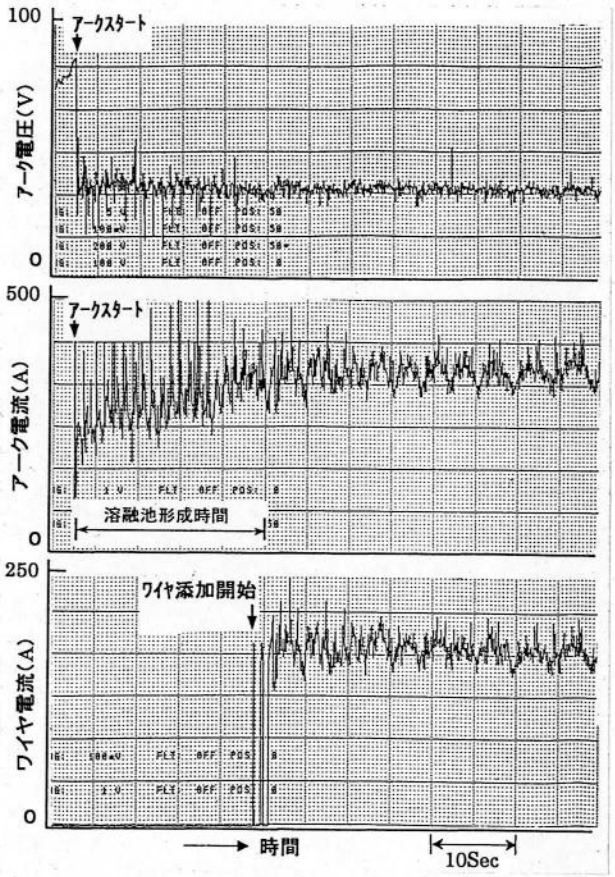


図 6-27　添加ﾜｲﾔ通電時のｱｰｸ電圧・電流，ﾜｲﾔ電流の時間変化特性
(ｱｰｸ電流 370～400A，ｱｰｸ電圧：33～34V，ﾜｲﾔ電流：140～160A)

(2) ビード形成に及ぼす磁場分布・方向の影響

図 6-28 には電磁力分布を試算した表 6-5 のケース C・D・F の磁場付与方法での溶接中のアーク状況と溶接後のビード外観・断面写真を示す。

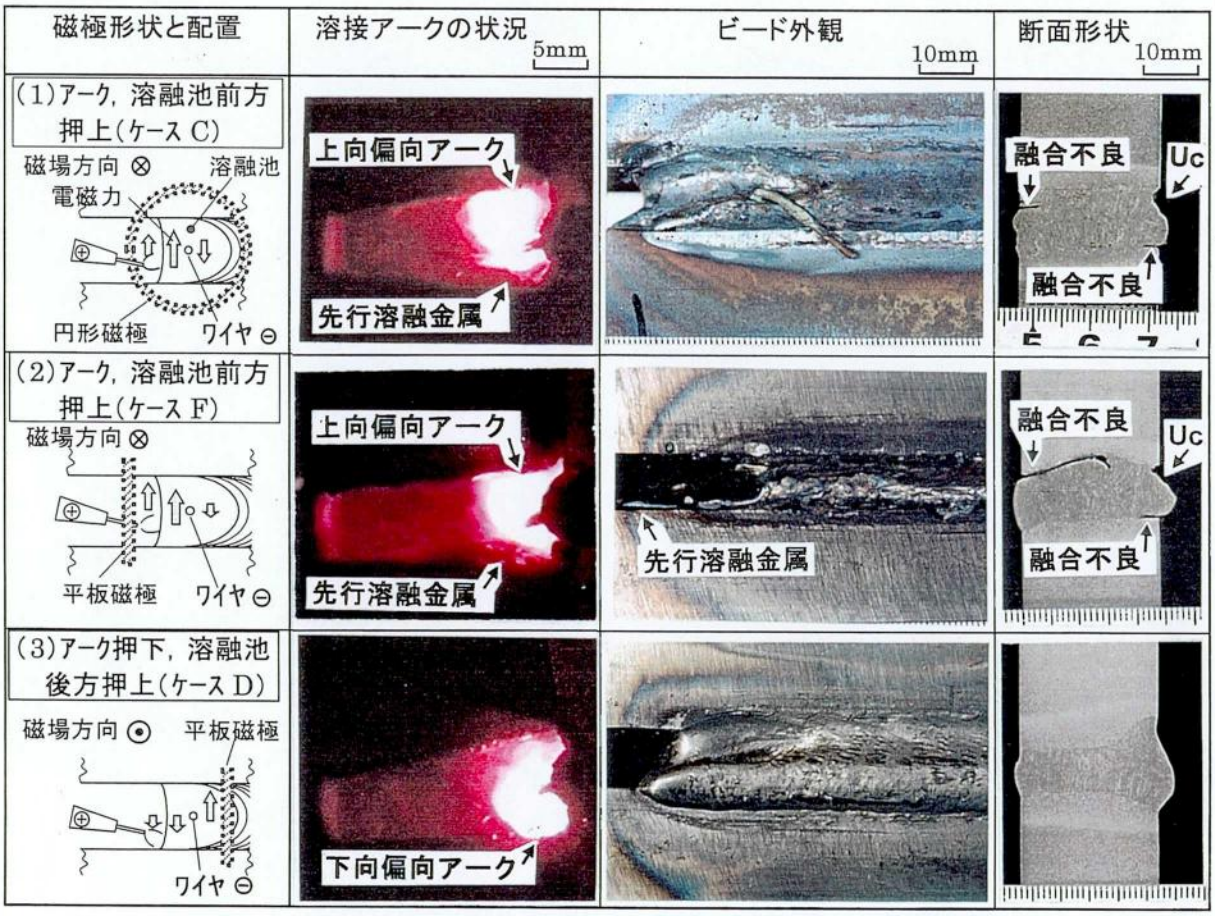


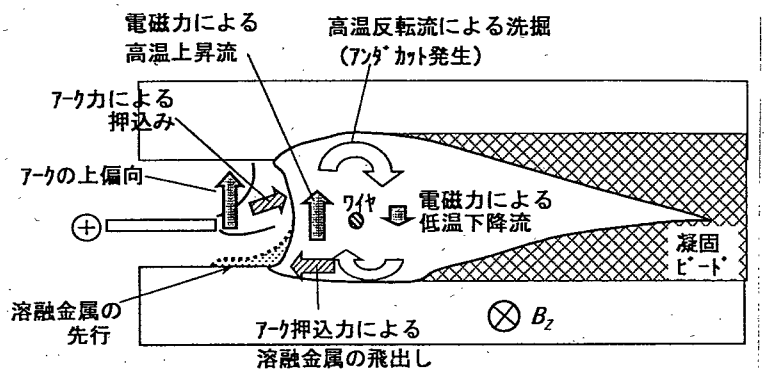
図 6-28　磁極形状と配置，磁場方向が溶接現象，ﾋﾞｰﾄﾞ形状に及ぼす影響
(ｱｰｸ電流 400A，ｱｰｸ電圧：34V，開先表面の磁束密度 B_z=0.035T)

① 添加ワイヤ前方に上向電磁力が発生する場合（ケースC・F)

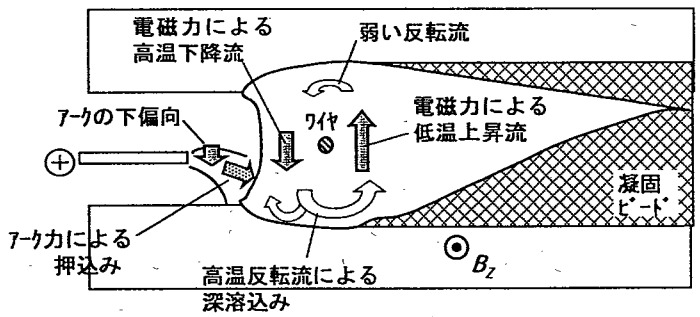
添加ワイヤの前方に上向電磁力が発生するケースC・Fでは，トーチウイービングにより開先表面部にトーチが接近するといずれもアークは上方に偏向し，下開先表面部（写真の右部）に溶融金属がアークより先行する現象が見られた。特にアークに発生する上向電磁力が強いケースFでは先行した溶融金属が銅当金表面からこぼれ落ち，溶接の継続が不可能となるケースも発生した。またビード表面の下開先部では融合不良が発生し，上開先部では深いアンダカットが発生しており，開先裏面近傍では上開先部に融合不良が発生している。

この原因としては図6-29(a)に示すような現象が考えられる。アークが開先表面部へ接近すると，外部磁場による磁束密度が増加し，アークの上方偏向は著しくなり，溶融池先端の上部にアーク力が作用する。一方，横向姿勢のエレクトロガスアーク溶接では重力の影響により溶融金属は先行流動しやすい傾向があるが，この溶融池上部へアーク力が作用することにより，拘束の無いアーク下部へ溶融金属が押出され，先行現象が発生しているものと思われる。アンダカットの発生原因に付いては以下のように考えられる。添加ワイヤの前方の溶融金属には上向電磁力により溶融金属中に上昇流が発生するが，アーク直下の高温溶融金属であるため上開先部で十分凝固せず，一部は上開先を洗掘しながら下方に向かう反転流となるため，上向偏向したアークによる上開先のガウジング部を充填するにいたらなかったものと考えられる。また溶融金属の先行現象が発生するとアーク長は減少

しアーク電流が増加するため，本装置の走行速度制御回路は溶融池が接近しすぎたと判断し，通常の溶接速度より台車走向速度が増加する。このためやや充填不足気味となることもアンダカットを助長する結果となっている。下開先の融合不良はアークの上偏向により下開先部の加熱・溶融能力が減少したため発生したものと考えられる。開先裏面の融合不良は溶融金属の先行現象が発生したときに開先内での溶融金属の液面位置が低下し充填不足により発生したものと考えられる。



(a) 対称磁場により添加ﾜｲﾔ前方を押上げたときの溶接現象（ｹｰｽ C）



（b）非対称磁場により添加ﾜｲﾔ後方を押上げたときの溶接現象（ｹｰｽ D）

図 6-29　添加ﾜｲﾔに通電するｴﾚｸﾄﾛｶﾞｽｱｰｸ溶接において磁場方向・分布を制御したときの溶接現象に関する考察

② 添加ワイヤ後方に上向電磁力が発生する場合　（ケース A，D）

一方，添加ワイヤ前方に下向電磁力，後方に上向電磁力が発生するケース D では，アークは下方にやや偏向するものの溶融金属の先行現象は認められず安定した施工が可能であった。また溶接ビードは下開先部の溶込みが深くなっているにもかかわらず，上開先部には融合不良・アンダカットが発生せず良好な溶込みとビード形状が得られている。なお図示は省略するが，表 6-5 のケース A（円形磁極を使用し磁場の方向はケース D と同様）では同様な電磁力の発生傾向で，溶接は安定であったがアンダカットの発生は防止できなかった。

ケース D で良好な結果が得られた原因に付いては図 6-29(b)に示す現象が発生しているものと考えられる。すなわち本ケースでは，アークは若干下向偏向し下開先を十分溶融するとともに，アーク力により溶融池下部を押し付け溶融金属の先行を防止する。また添加ワイヤ前方の溶融金属中には電磁力により下降流が発生し，下開先に衝突し洗掘するため深い溶込みを形成する。下開先に衝突した下降流は反転流となり，一部は溶融金属を先行

させようとするがアーク力により押し戻される。残りの一部は後方へ向かう反転流となり，添加ワイヤ後方で発生する強い上向電磁力により駆動され上昇流となり，銅当金と開先に囲まれた領域を充填し，アンダカットを防止する。ここで添加ワイヤ後方の溶融金属はアークから 10mm 以上離れており比較的低温になっているため，上開先に衝突したときに凝固が完了し，ケース C・F のような洗掘によるアンダカットは発生しないものと考えられる。

ケース A ではこれと同様な現象が発生するが，添加ワイヤ後方の磁束密度が低く，これに伴い上向電磁力による上昇流が弱いため，開先部を充填しきれずアンダカットが発生したものと考えられる。

(3) 磁束密度の影響

図 6-30 にはケース D での磁極・添加ワイヤの配置で付与する外部磁場の磁束密度（ここでは開先表面の最大値で代表しており，以後もこの最大値で代表して表示する。）を変化させたときの溶接結果を示し，図 6-31 にはこれらのビードの開先壁溶込み深さの分布を示す。

① 磁束密度が 0T の場合：クレータ部表面外観に着目すると，幅広いクレータがほぼ水平に伸びており，アーク近傍で発生したアンダカットはあまり充填されない状態で凝固している。この結果，断面写真に認められるように深さ 1.5mm・巾 9mm の大きいアンダカットが発生している。裏ビードにはアンダカットはないが，溶融幅が狭いため部分的には図中の M 部のように不安定な形状が認められる。また上開先表面近傍は比較的深い溶込みを有しているが，下開先部では浅い溶け込みが連続している。このような開先表面部での溶け込み形態発生の原因としては，ウイービング時の表面側停止時間 t_s の影響，さらにアークは上昇気流により軽微な上向偏向をしていることと熱対流による溶融金属の上方流動が考えられる。

② 磁束密度が 0.035～0.05T の場合：これに対し磁束密度が増加するに伴い，クレータ部表面形状は上方に傾き，電磁力により溶融金属が上方に流動しながらクレータ部の窪みが充填されている状況がうかがえる。磁束密度が 0.035T の場合は，上開先部に深さ 0.2mm・幅 3mm の極微小なアンダカットが認められるのみで，0.05T の場合ではアンダカットは認められない。また溶込み深さに注目すると，磁束密度が増加するに伴いアークが下向に偏向するため上開先の加熱が抑制され，上開先表面近傍の溶込み深さは減少し，なだらかな分布となる。一方，下開先表面近傍部ではアークの偏向により溶込み深さが増加し，特に磁束密度が 0.05T の場合は表面から 10mm の深さの位置まで溶込み深さが著しく増加している。

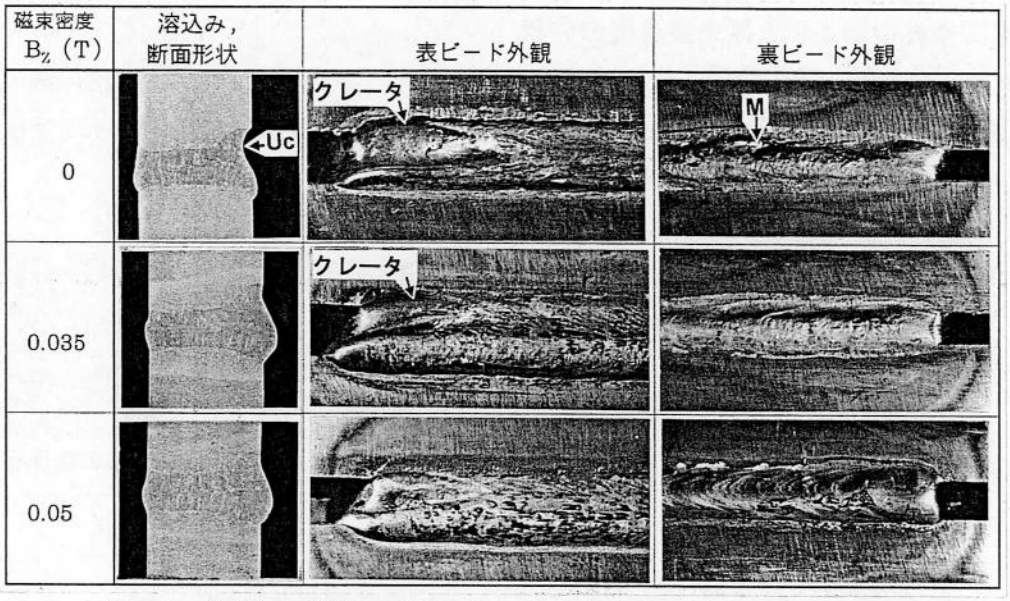
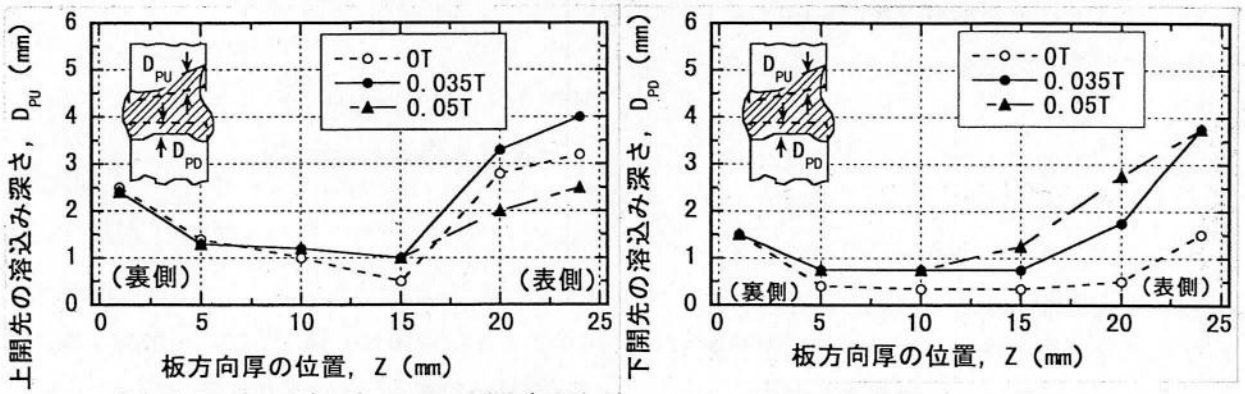


図 6-30　溶接部の溶込み・断面形状，ビード外観に及ぼす磁束密度の影響
（ｱｰｸ電流：400A，ｱｰｸ電圧：34V，ﾜｲﾔ電流：150A，後方偏芯磁極）



(a) 上開先壁の溶込み深さ分布　　(b) 下開先壁の溶込み深さ分布

図 6-31　開先壁の溶込深さに及ぼす磁場の影響
（ｱｰｸ電流：400A，ｱｰｸ電圧：34V，後方偏芯磁極）

(4) 磁束密度とアンダカット深さ

図 6-32 には付与した外部磁束密度とアンダカット深さの関係を示すが，0T の場合は1.2～2.0mm深さのアンダカットが発生したが，磁束密度の増加に伴いアンダカット深さは減少し，0.035T 以上ではアンダカット深さは大幅に減少し，発生しても許容範囲内（0.5mm）[6-2),3)]になる。また磁束密度を 0.05T にするとアンダカットは認められなくなる。

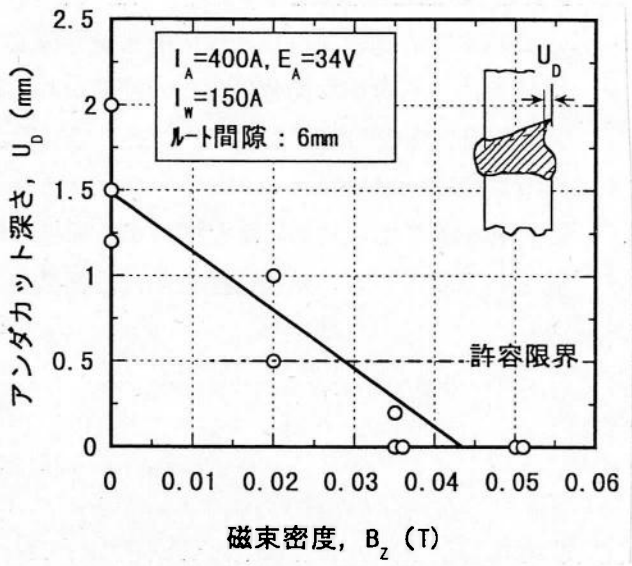


図 6-32　磁束密度とｱﾝﾀﾞｶｯﾄ深さの関係

6.3.3　施工条件の適正化と開先許容度の確認

前項までの基礎試験結果をもとに，本項では横向姿勢エレクトロガスアーク溶接法の実用性を高めるための銅当金の構造改善と，大型構造物の施工に際し必要とされる施工安定性の確認（ワイヤ添加位置，開先条件許容度等）を行った。

6.3.3.1　添加ワイヤ挿入位置の許容度

図 6-33 にはアーク先端位置に対する添加ワイヤ挿入位置が溶接現象に及ぼす影響を検討した結果を示す。これまで検討してきた添加ワイヤの挿入位置 Xw=10mm に対し，5mm アーク側に近づけて添加した場合はアークと添加ワイヤの距離が近くなりすぎ，添加ワイヤのワイヤ電流による自己誘導磁界がアークに作用しアークがやや上に偏向しやすい傾向が認められた。また添加位置が Xw=17mm と後方になると溶融金属の押上効果は減少し，アンダカットが発生するようになる。これは，添加ワイヤ位置が後方になりすぎると溶融金属温度が低下し粘性が上昇するため，電磁力で押上げにくくなるためと考えられる。さらに後方に添加するとワイヤは未溶融となり安定な施工は困難となった。これらの結果より安定施工が可能で，溶融金属の押上効果（アンダカットを防止）の得られる添加ワイヤの挿入位置はアーク先端より 7mm～15mm であることがわかった。

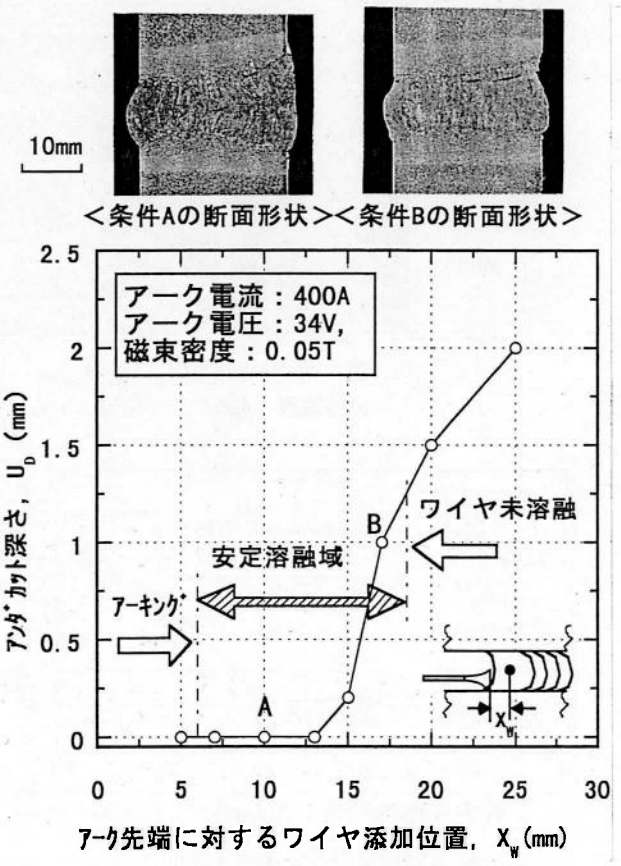


図 6-33　ｱﾝﾀﾞｶｯﾄ深さ，ﾜｲﾔ溶融安定性に対する添加ﾜｲﾔ挿入位置の影響

6.3.3.2　銅当金の改良

これまでの試験ではワイヤ溶融状況を確認するため銅当金の窓部は空隙状態としていたが，溶接条件の不適切な場合にはこの窓部から溶融金属がこぼれるケースも有った。実施工を考えた場合，多少の溶接条件変動に対しても系が安定であることが必要なため，図 6-34 に示すように窓部をボロンナイトライド系セラミックスでふさぎ，その中央部に 2mm 径の孔を設け，この孔を通じて添加ワイヤを挿入する構造の改良銅当金を試作した。1.6mm 径の添加ワイヤと孔との隙間は小さいため溶融金属は表面張力で保持され，この孔からこぼれることはなかった。

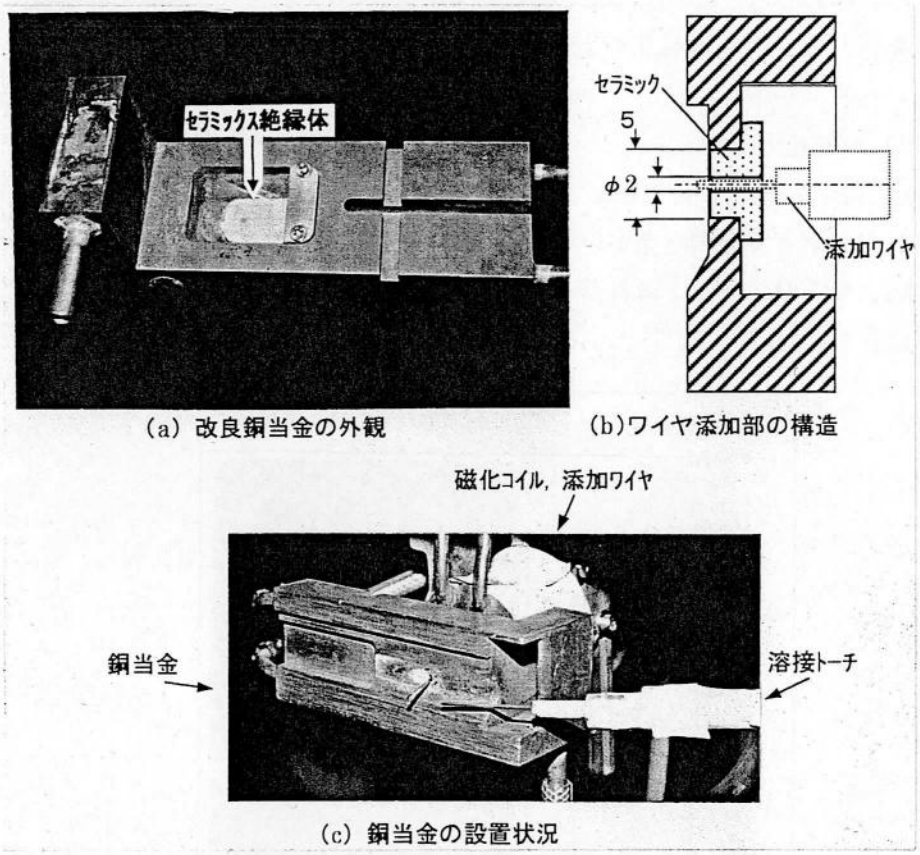


図 6-34　改良銅当金の外観，構造および設置状況

6.3.3.3　施工条件許容度の確認

(1) 開先間隙許容度の確認

図 6-35 には開先ルートと間隙 G_R を 3～9mm まで連続的に変化させて溶接したときの，G_R とアンダカット深さの関係を示す。磁束密度が 0T の場合，開先間隙が 4mm 以上に増加するに伴いアンダカット深さは増大し，開先間隙が 6mm 以上では許容値を超えている。また開先間隙が 3mm と狭くなった場合は溶融金属が裏面まで流動せず，溶込み不良が発生している。

これに対し磁束密度を 0.05T 付与した場合は，ほとんどの条件でアンダカットは発生せず，開先間隙が 9mm の場合でも 0.2mm と浅く，許容限界以下であり問題とはならない。また開先間隙が 3mm の場合でも裏面は良好な溶込みが得られており，施工許容度が広が

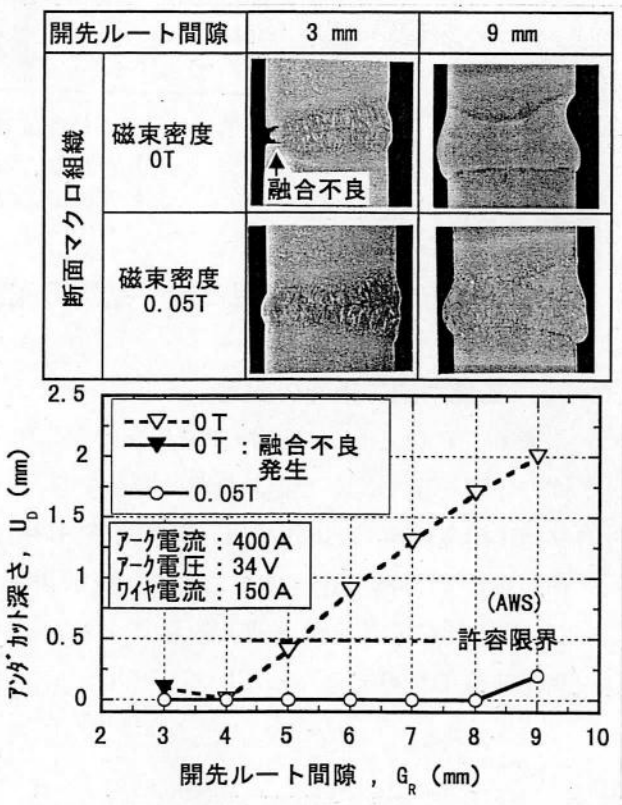


図 6-35　開先間隙とｱﾝﾀﾞｶｯﾄ深さの関係

っていることがわかる。この原因としては，溶融金属中に発生する電磁力により溶融金属の流動が活発化し狭い開先間隙下でも裏面にまで溶融金属が流動したことに起因しているものと考えられる。

(2) 開先目違い許容度の確認

図 6-36 には開先ルート間隙 8mm で目違いを 2mm 付与した時の溶接結果を示す。このような目違いが存在する場合銅当金がいずれか飛出した側の母材にのみ接触し，奥側の母材と銅当金の隙間より溶融金属がこぼれ落ちる懸念があったが，いずれの場合にも安定に施工できることが確認された。

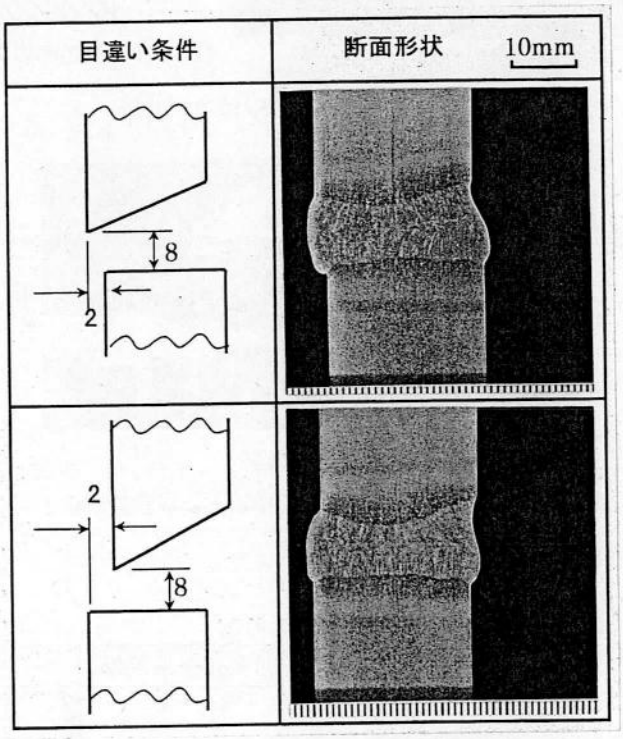


図 6-36　目違い存在下での溶接試験結果
（ｱｰｸ電流：400A，ｱｰｸ電圧：34V
ﾜｲﾔ電流：150A，磁束密度：0.05T）

6.4　高能率施工条件の設定と継手品質の確認

6.4.1　高能率施工条件の設定

表 6-7 にはこれまでの検討結果を整理して，板厚 25mm の母材を使用したときの適正施工条件の一覧を示す。施工能率の点に着目すると，アーク電流によるワイヤ溶融速度は 193g/min，ワイヤ溶着速度は 168g/min（溶着効率 87%），添加ワイヤによる溶着速度は 24g/min で総計 192g/min の高溶着速度施工により，板厚 25mm の厚板が 1 パス施工可能となっている。従来の MAG 法と比較すると溶着速度の点では 2.3～3.7 倍，溶接パス数の点では 1/18 に低減し大幅な高能率施工が可能となっている。

表 6-7　溶融池磁気制御手法を用いる横向姿勢エレクトロガスアーク溶接法の適正施工条件例

開先条件	板厚 (mm)	25
	開先角度 (°) ルート間隙 (mm)	10 6
溶接条件	アーク電流 (A)	400
	アーク電圧 (V)	34~35
	溶着速度 (g/min)	168
	溶接速度 (cm/min)	10~12
	入熱 (kJ/cm)	69~83
ウィービング条件	ウィービング幅 (mm)	16
	ウィービング回数 (cpm)	40~50
磁化条件	磁場の方向	板厚表面から裏面へ
	磁極形状・配置	板状 (添加ワイヤ後方に配置)
	磁束密度 (T)	0.035～0.05
添加ワイヤ送給条件	ワイヤの極性	マイナス
	ワイヤ電流 (A)	150

6.4.2　継手品質の確認

6.4.2.1　継手部の組織と硬さ

図 6-37 には磁束密度が 0T の場合と 0.05T を付与した場合のビード断面マクロ組織，図 6-38 にはミクロ組織例を示す。本溶接法ではフラックス入りワイヤを用いているため溶接金属内には微小な球状スラグが散見されるが，磁場を付与した場合は溶融金属の流動が活発化するためやや減少する傾向が認められる。結晶粒度・組織については，両者とも顕著な差は認められず，溶接金属のミクロ組織観察ではフェライト組織が結晶粒界に析出し，粒内には中間組織が形成されており，特に異常な組織は認められない。また熱影響部では 69～83kJ/cm と大入熱溶接のため結晶粒がやや粗大化しているのが認められる。図 6-39 には溶接部の硬さ分布を示すが溶接金属部で Hv170～190，熱影響部で Hv150 程度であり，大入熱溶接のため硬さ上昇は少ない。

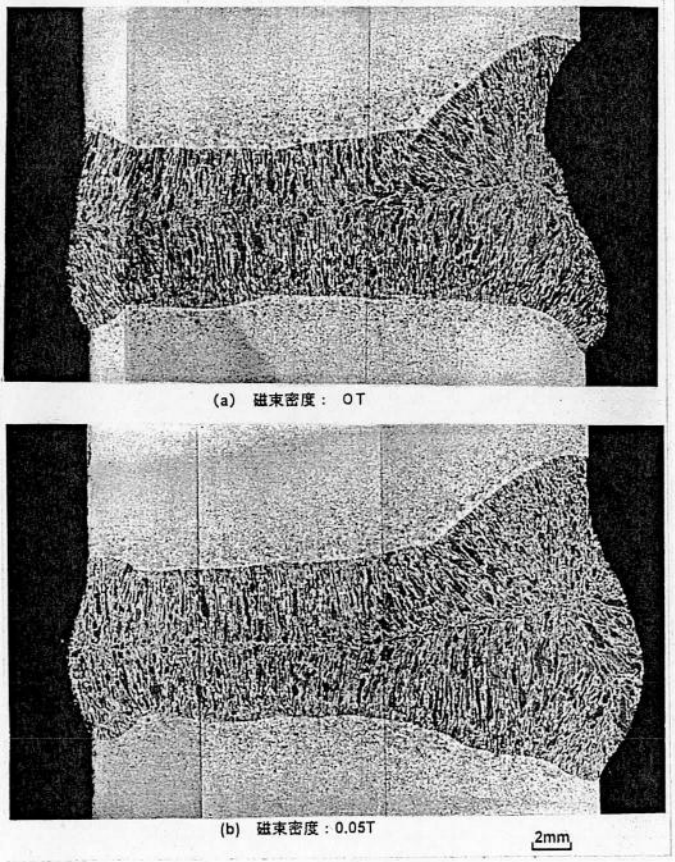


図 6-37　横向姿勢ｴﾚｸﾄﾛｶﾞｽｱｰｸ溶接部の断面ﾏｸﾛ組織

（母材：板厚 25mmSM490B，開先形状：10° レ型（ﾙｰﾄ間隔：6mm）
ｱｰｸ電流：400A，ｱｰｸ電圧：34V，ﾜｲﾔ電流：150A，
溶接入熱：70kJ/cm，腐食液：ﾋﾟｸﾘﾝ酸飽和溶液＋界面活性剤）

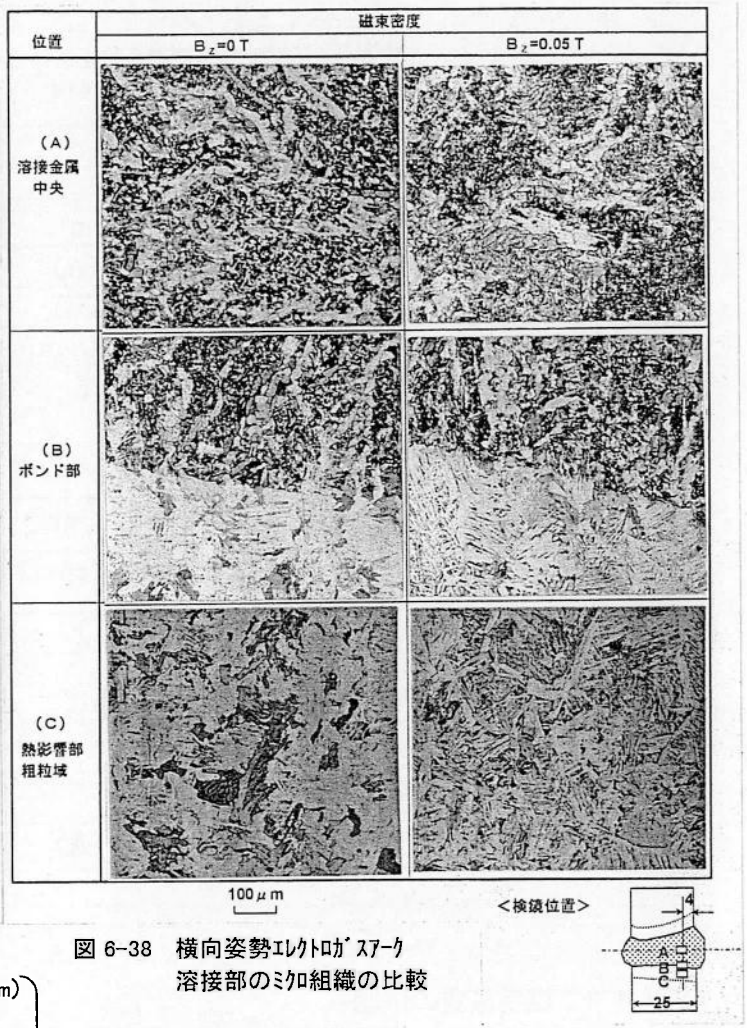


図 6-38　横向姿勢ｴﾚｸﾄﾛｶﾞｽｱｰｸ溶接部のﾐｸﾛ組織の比較

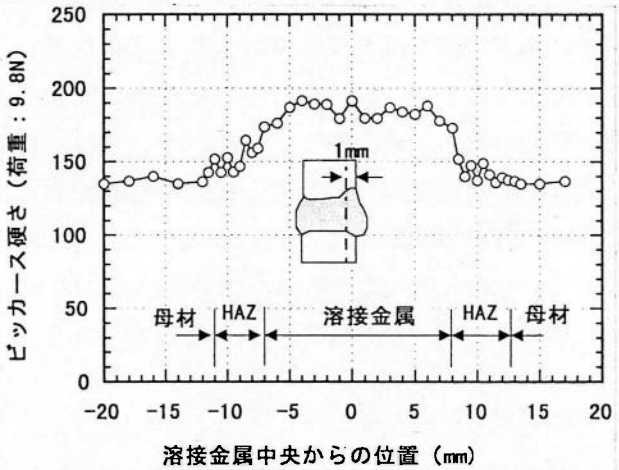


図 6-39　横向姿勢ｴﾚｸﾄﾛｶﾞｽｱｰｸ溶接部の硬さ分布
（測定位置：ﾋﾞｰﾄﾞ表面より 1mm）

6.4.2.2　継手部の機械的性質

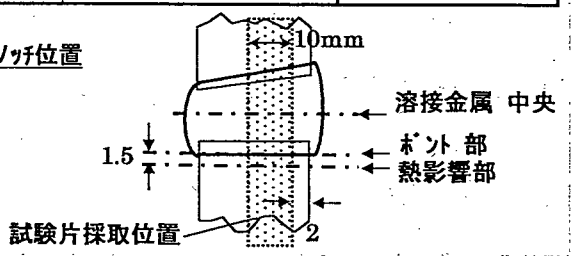
表 6-8 には JIS の溶接部の試験方法に準じて実施した本溶接部の機械試験結果を示す。なお機械試験を実施するにあたり，溶接継手の放射線検査を JIS Z3104 に基づき実施し，1 類を満足することを確認している。なお検出された欠陥は，前述したように直径が 0.3～0.6mm 程

度球状の独立したスラグ巻込み*6-2であった。継手引張り試験結果では母材破断で破断強度は619N/mm²であった。また型曲げ試験では側曲げ試験（曲げ半径2tR）でも亀裂の発生なく良好な曲げ延性を示した。0℃での2mmVノッチシャルピー衝撃試験では，溶接金属中央部で52～71J，溶接ボンド部で60～76J，ボンドより1.5mm離れた位置の熱影響部では35～61Jを示し，使用した母材SM490Bの規格値（27J以上）を満足している。

表6-8　横向姿勢ｴﾚｸﾄﾛｶﾞｽｱｰｸ溶接継手部の機械試験結果

継手の試験項目		試験結果
継手引張試験 (JIS Z 3121)	引張強さ（N/mm²） （破断位置）	619 （母材）
側曲げ試験 (JIS Z 3122)	割れの有無	無し （合格）
ｼｬﾙﾋﾟｰ衝撃試験 (JIS Z 3128) (2mmVﾉｯﾁ，0℃)	母材　(J) (SM 490B)	245～255 （平均：250）
	溶接金属 中央 (J)	52～71 （平均：62）
	ボンド部　(J)	60～76 （平均：69）
	熱影響部　(J)	35～61 （平均：42）

（＊）試験採取・ﾉｯﾁ位置



*6-2　球状欠陥をEPMAで分析すると，Si，Mnの酸化物が主成分であり，ビード外に排出されなかったスラグがトラップされているものと考えられる。

6.5 結　言

本章では，基本概念で提案したもう一つの電磁力の発生要素である磁場を非対称化する手法を用いた溶融池磁気制御の可能性を把握するとともに，これを横向姿勢で 1 パス施工が可能な高能率アーク溶接に適用し，従来問題であったアンダカットの防止を図った。得られた成果を以下に示す。

(1) 基本的には市販のエレクトロガスアーク溶接装置を利用し，溶融池部に磁場を付与すると共にワイヤを添加できる構造の銅当金と，添加ワイヤにアーク電流の帰還電流を分流することが可能な回路を有する横向姿勢エレクトロガスアーク溶接装置を試作した。

(2) これを用い板厚 16mm のレ型開先において，ワイヤプラスの極性にて横向姿勢エレクトロガスアーク溶接の予備実験を行った。 母材表面から裏面へ向かう方向の外部磁場（開先表面で最大 0.015T）のみをアーク先端部に付与した場合には，アークは上向に偏向し上開先のアンダカットが増加した。また母材裏面から表面へ向かう方向の磁場を付与した場合は上開先のアンダカットは減少したが，これを解消することはできなかった。さらに 0.015T より大きい磁束密度を付与すると，スパッタ発生が顕著となり安定施工は困難となった。

(3) この原因としては，溶融池に上向電磁力を発生させる磁場を付与したときは高温の溶融金属が上開先を洗掘するとともに，近接するアーク中に発生した上向電磁力がアークを上方偏向させ，上開先を深く溶融するためアンダカット深さが増加したものと考えられる。一方，下向電磁力を発生させた場合，アークは下方に偏向するとともに，溶融金属は下方に流動し，下開先と衝突して発生した適度な温度の反転流が開先を充填したためアンダカット深さは減少したと考えられる。

(4) この予備実験結果を参考に，外部磁場の方向・磁極形状・添加ワイヤの電流極性との組み合せを机上検討した。この結果，添加ワイヤに同軸な円形磁極で対称磁場（磁場は母材表面から裏面へ向かう方向）を付与するケースＣでは，アークと添加ワイヤ間の一方向電流により，添加ワイヤ前方に強い上向電磁力が発生しアンダカット防止に有望と考えられたが，アークが上向偏向する懸念も残った。一方，添加ワイヤの後方に偏芯した平板型磁極による非対称磁場（磁場は母材裏面から表面へ向かう方向）を用いるケースＤでは，添加ワイヤ後方に比較的強い磁場と上向電磁力を発生させつつ，アークの下向偏向を抑制可能な点で有望と想定された。

(5) これを定量的に評価するため，エレクトロガスアーク溶接部の電流分布を有限要素法にて試算した。この結果，実際の溶接状態に近いと思われる銅と絶縁体の複合構造体の表当材を使用したモデルでは，溶融池表面近傍のアーク電流分布は抵抗率の小さい銅当金部の影響を強く受け，アーク近傍の溶融池内の水平方向電流成分は極めて弱く，電流の一方向化効果は少ないことが判明した。さらに磁極形状による外部磁場分布特性を考慮し，電磁力の分布を試算した結果，非対称磁場（ケース D）と対称磁場（ケース C）とで溶融金属中に発生する上向電磁力の差は少ないが，アークに発生する電磁力は非対称磁場では対称磁場の約 1/2 に減少し，好ましいことがわかった。

(6) これらの計算結果の妥当性を確認するため板厚 25mm の炭素鋼板（ＳＭ490Ｂ材）を用いて横向姿勢エレクトロガスアーク溶接試験を行った。ケースＣでは計算結果で予想されたよう

に，アークは著しく上方向に偏向し溶融金属が先行する現象が発生するとともに，融合不良や鋭いアンダカットが発生した。溶融金属の先行現象は上向偏向したアークが溶融池上部を押したため，拘束の少ないアーク下部に溶融金属がはみ出してきたためと考えられる。一方，添加ワイヤ後方に上向電磁力が発生する非対称磁場を付与した場合は，アークはやや下方に偏向し，このアーク圧力が溶融金属の先行を防止するとともに，添加ワイヤ後方の溶融金属中に発生した上向電磁力がアンダカットを防止し良好な継手が得られた。

(7) この非対称磁場を付与した溶接部では，開先壁の溶込み深さが全体的に増加する傾向が認められ，特にアークの下向偏向により下開先の板厚中央から表面にかけての溶込み深さが著しく増加した。また磁束密度の増加に伴い上開先部のアンダカット深さは減少し，磁束密度が 0.035T の場合は鋼構造物の許容基準である 0.5mm 以下となり，0.05T ではアンダカットは認められなくなった。

(8) この磁場を付与した溶接部の施工条件許容度を調査し，添加ワイヤの挿入位置許容範囲はアーク先端に対し６～15mm，開先間隙許容範囲はは 6±3mm，目違い許容範囲はは 0±2mm と広く，大型鋼構造物の組み立て誤差範囲を満足していることを確認した。

(9) 本溶接部の継手品質の確認を行い，マクロ・ミクロ組織・硬さ分布とも特に異常は認められず，継手引張試験では母材破断し，側曲げ試験では 180° まで亀裂の発生なく良好な曲げ延性を示した。また 0℃・2mmV ノッチシャルピー衝撃試験では母材規格値を満足することを確認した。

第7章　磁気制御の大型構造物への適用性と経済性の検討

7.1　緒　言

これまで示した4・5章では溶融池内の電流分布の非対称化手法を用いた横向姿勢TIG溶接の可能性確認と磁気制御能力の向上手法の有効性を示してきた。また6章では非対称磁場による溶融池磁気制御手法を用いる横向姿勢エレクトロガスアーク溶接について，可能性の検討とのビード形状制御効果・継手品質の確認を行い，磁気制御法の有効性を示してきた。

本章では横向姿勢溶接が高い継手比率を占める大型構造物の事例として鋼製超高層煙突を取上げ，上記の溶融池磁気制御アーク溶接法の実用性と経済性の把握を行う。まず電流分布の非対称化手法を用いた溶融池磁気制御手法の代表として，磁気制御性能・高溶着速度施工に優れる2ワイヤ式横向姿勢TIG溶接法を選定し，これを多層溶接が必要とされるステンレスクラッド鋼製の煙突筒身の周継手に適用した。このとき長尺溶接時の施工の安定性・施工能率の確認・品質等の技術的確認を行い実用性を評価すると共に，適用結果より経済性（作業時間，施工コスト）についても評価を行い，本溶接法の工業的意義を確認した。また非対称磁場による溶融池磁気制御手法を用いた横向姿勢エレクトロガスアーク溶接については，その特性を活用できる厚板炭素鋼製の煙突筒身に適用することを想定し，大型モデル試験により上述と同様な観点で実用性と経済性を評価した。

7.2　大型鋼構造物への適用性と高能率化効果の把握

7.2.1　ステンレスクラッド鋼製超高層煙突への適用

7.2.1.1　適用対象の概要

超高層煙突は発電用大型ボイラなどの燃焼排ガスを大気中に排出する装置として設置されているが，燃焼排ガスは燃料の組成，排ガスの処理方法や排出温度等により，種々の腐食性を有している。これら煙突の筒身を保護する為に，筒身内面には腐食対策が施され，腐食環境が比較的穏やかな場合は無機系モルタル材料などのライニング処理が施される。腐食環境が厳しい場合はステンレス鋼などの耐食材料を貼り合わせたクラッド鋼が用いられる場合が多い。図7-1には2ワイヤ式横向姿勢TIG溶接法を適用した超高層煙突の構造・寸法を示すが，LNG焚きボイラ（280万kW）に付設される高さ200m，幅・奥行きが28～24mの鋼製煙突で，美観を意識した曲線断面形状の外筒（炭素鋼製）の内部に直径5.5mのステンレスクラッド鋼製の内筒が4本設置される。クラッド鋼は表5-2に示したようにSUS316Lと耐候性鋼SMA400APを接合したもので，接合された板厚は10～15mm（この内SUS316Lは1.5mm厚さ）であり，接煙側である筒身内面にステンレス鋼が配置される。内筒の製作工程は下記のとうりである。

① プレス曲げをした高さ3mの半円形の筒身リング部材同士を立向姿勢でMAG溶接し，リング材を製作する。（表2-3に示したように60° V開先継手をMAG溶接施工）

② このリング材を上下に3段積み重ね，リング間を横向姿勢で周溶接し，高さ9mのブロックを製作する。

（表 2-3 に示すように，従来は 50° 変形レ型開先で，比較的高能率施工が可能なフラックス入り MAG 溶接にて片面施工）

③ このブロックを外筒内部で垂直方向に接合してゆき，高さ 200m の内筒を建設する。ここでは各リング間の周溶接に溶融池磁気制御を用いた 2 ワイヤ式横向姿勢 TIG 溶接法を適用した。

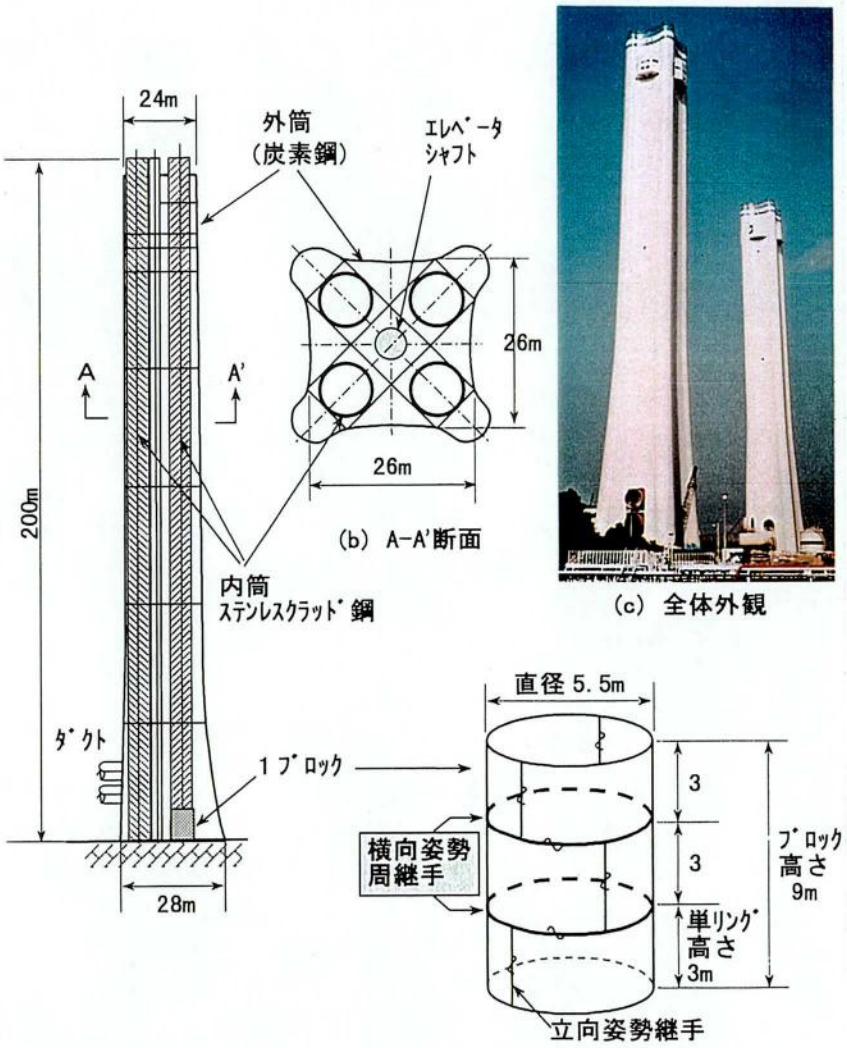


図 7-1　溶融池磁気制御 TIG 溶接法の実用化対象
（ｽﾃﾝﾚｽｸﾗｯﾄﾞ鋼内筒を有する超高層煙突）

7.2.1.2　適用状況と溶接結果

図 7-2 には 2 個のステンレスクラッド鋼リング材を上下に積上げ組み立てている状況，図 7-3 にはこの筒身内面と溶接台車・レールの外観を示す。ここでは筒身内側に作業ステージとレールを設置し，レール上を図 5-3，表 5-1 に示した機能を有する電動溶接台車が溶接トーチと 2 本の添加ワイヤを搭載して周方向に走行しながら溶接を行う。 溶接電源・ワイヤ加熱電源・磁化電源・磁化コイルなどは 5 章の試験に用いたものと同機能の装置を使用した。筒身周継手の開先形状は図 5-14 と同様に開先ルート間隙が 4mm（目標値）の変形レ型開先で，実際の

開先ルート間隙は 3.5～4.5mm の範囲にあった。図 7-4 には周溶接状況を示すが，施行時には溶接作業者は上下方向のトーチの狙いズレのみを補正すれば良く，長尺溶接時にもワイヤ溶融・ビード形成は安定した結果が得られており，本溶接法が実用的に使用し得ることを確認した。溶接条件は表 5-4 と同条件であり，最大 100g/min の高溶着速度施工が行え，板厚 12.5mm の筒身では 5 パスにて溶接は完了した。

図 7-5 には溶接部の裏波・最終層表面の外観を示すが，継手溶接試験と同様に良好なビード形状が得られ，周継手部の放射線試験においても JIS Z3104 の 1 類を十分満足する結果が得られた。また，本溶接部の変形量を実測したが，継手部の横収縮量は 1～1.3mm であり図 2-5 に示したセルフシールドアーク溶接法の収縮量とほぼ同様な値であり，角変形量は最大 0.2° 程度と比較的少なかった。

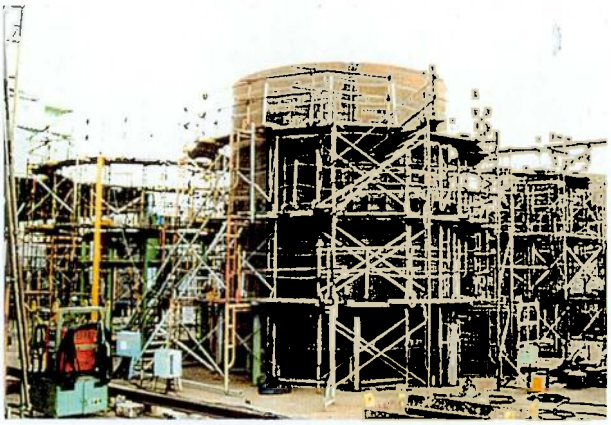


図 7-2　煙突筒身のリング組立て状況

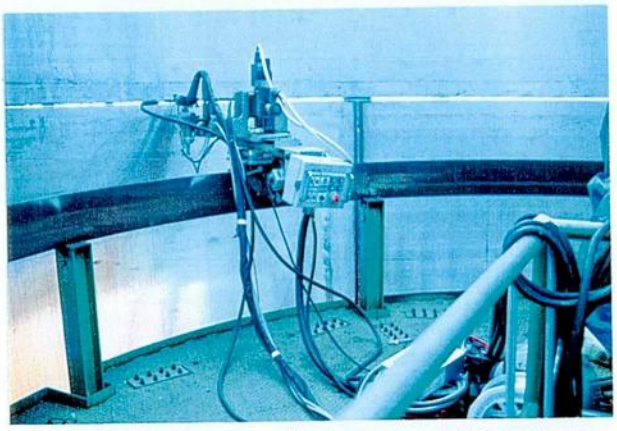


図 7-3　作業ｽﾃｰｼﾞ，溶接台車，ﾚｰﾙの設置状況

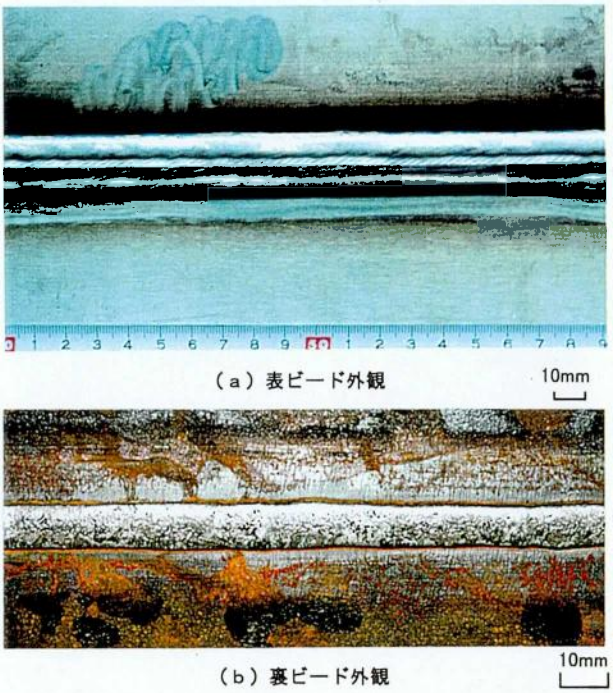


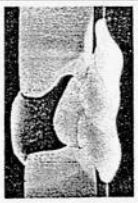
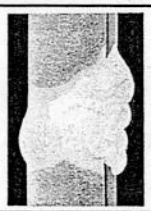
図 7-5　2 ﾜｲﾔ式横向姿勢 TIG 溶接法の実機適用結果

図 7-4　2 ﾜｲﾔ式横向姿勢 TIG 溶接法の実機適用状況

7.2.1.3 磁気制御横向姿勢 TIG 溶接法の経済性の把握

上述の実機適用時の施工結果と従来の MAG 法での施工結果より，本磁気制御 TIG 溶接法と従来法の経済性を比較した。表 7-1 には同一板厚・筒身径を両方法で施工したときの，溶接時間・付帯作業時間・消耗材コスト及び人件費も含めた総施工コストを比較して示す。

表 7-1 煙突筒身横向姿勢周溶接における溶融池磁気制御 TIG 法と従来法の施行時間・コストの比較
（母材：ｽﾃﾝﾚｽｸﾗｯﾄﾞ鋼，板厚：12.5mm，周長 16.3m の場合）

溶接法		溶融池磁気制御 TIG 法	従来法（MAG 溶接）
溶接部断面形状		 〔5 パス，平均：76 g/min〕	 〔8 パス，平均：47g/min〕
アークタイム		240 分	410 分
付帯作業	①ｽﾊﾟｯﾀ付着防止材塗布	（不要）	20 分
	②ｽﾗｸﾞ除去等		40 分
	③ﾋﾞｰﾄﾞ成形		40 分
	④電極交換	30 分	40 分
	⑤位置再セット	30 分	（不要）
	⑥その他休憩	20 分	50 分
	作業時間小計	80 分	225 分
総施工時間		320 分/継手 〔総合ｱｰｸﾀｲﾑ率：75%〕	635 分/継手 〔総合ｱｰｸﾀｲﾑ率：68%〕
施工時間比		0.50	1.0
消耗品	シールドガス	Ar-He ガス： 7.2 m^3 7.2 千円	CO_2 ガス： 14.9 m^3 4.1 千円
	ｾﾗﾐｯｸｽ裏当材	7.5 千円	7.5 千円
	ﾜｲﾔ SUS309MoL	ｿﾘｯﾄﾞ： 28 千円	ﾌﾗｯｸｽ入り： 33 千円
消耗品コスト比率		0.96	1.0

従来の MAG 法では表 2-3 に示した溶接条件で行い，ステンレス鋼の高能率施工可能なフラックス入りワイヤを使用した場合でも平均溶着速度は 47g/min と低く，周長 16.3m を 8 パス施工でアークタイムは 410 分要している。これに対し，溶融池磁気制御 TIG 法では 5 パス施工・平均溶着速度 76g/min でアークタイムは 240 分と大幅に低減し，従来法の 59%の時間で施工可能となった。MAG 法では，このほか付帯作業としてスパッタ付着防止材の塗布・スラグ除去・グラインダによるビード形状成形・スパッタ除去・パスごとの溶接台車の復帰・トーチ狙い位置調整が必要となり，これに 230 分要しアークタイム率は 68%に低下する。一方，磁気制御 TIG 法では電極交換は必要となるがスパッタ・スラグは発生せず，始終端も含めビード形状が良好であるため，これらに関連する付帯作業が大幅に減少し，さらに総パス数が低減されるためこれに比例してトーチ位置調整時間など減少する。これにより磁気制御 TIG 法での付帯作業時間は 80 分となり，従来法に比べ大幅に減少しアークタイム率も 75%に向上する。この結果総作業時間は従来法が 635 分を要するのに対し，本法では 320 分で施工でき，総施工時間比は従来の 50%と大幅に低減した。

また主な消耗材コストを比較すると，シールドガスは本法では Ar-He の混合ガスを用いるため従来法の CO_2 ガスより単価は高価となるが，アークタイムが減少するためガスコストの増加率は 1.8 倍程度にとどまる。これに対し使用ワイヤは，従来法がフラックス入りワイヤのため高価であるが，本法ではソリッドワイヤが使用できるためワイヤコストを低減できる。このワイヤコストが消耗品の中で大きな比率を占めるため総合的な消耗品コストの比較では本法がやや低減気味となった。

以上の結果より，溶融池磁気制御手法を用いる横向姿勢 TIG 溶接法では，工期の短縮化・作業工数の低減などに効果的であり，本法が経済性においても優れていることを把握した。

7.2.2 厚板鋼板製超高層煙突への適用性の検討

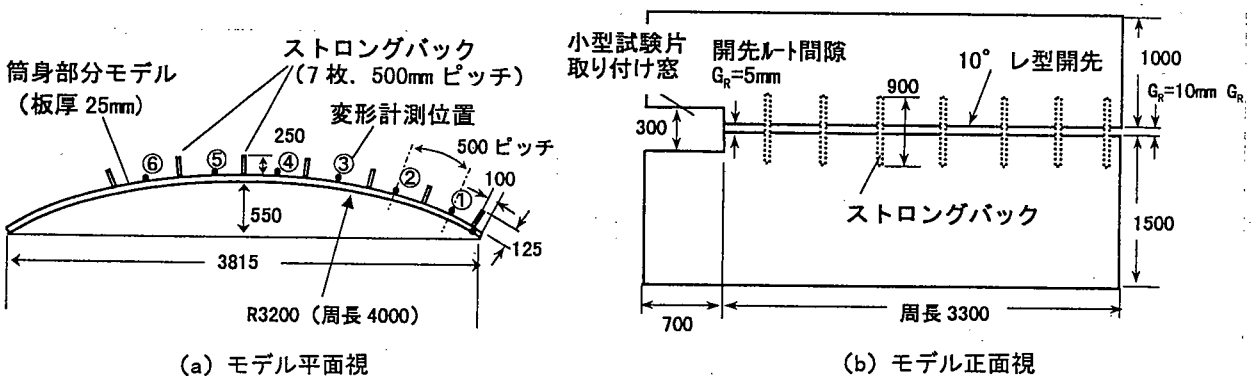
7.2.2.1 想定する適用対象の概要

超高層煙突では腐食環境が緩やかで，筒身内面にモルタルライニングによる防食を施す構造や，筒身内面に別の薄板耐食材料の筒身を設ける構造も採用される。このとき，主となる筒身は耐食性が問題とならないため炭素鋼のみで構成され，地震・風などの外力に対するに対する剛性確保の点より，使用される板厚は 25mm 程度に厚くなる。これに対し，従来はフラックス入りワイヤを使用する MAG 溶接（ワイヤは共金系）で多層溶接されていたが，板厚 25mm の横向姿勢溶接では 18 パスも要し，多大の施工時間と工数を要していた。このような現状より，立向姿勢と同様に横向姿勢でも 1 パス施工による高能率化の工業的ニーズは極めて強い。本項では，この継手部に 6 章で可能性を示した横向姿勢エレクトロガスアーク溶接法を適用することを想定し，筒身リング間の周継手を部分的に再現した大型モデル試験を行った結果を示し，本溶接法の実用性と経済性を評価する。

7.2.2.2 モデル試験の概要と試験結果

(1) モデル試験の概要

図 7-6 には製作した筒身周継手の大型モデルを示すが，リング材の曲げ半径は 3.2m と実機とほぼ同様にし，周長は 4m で実機の約 20%，高さは 1～1.5m で実機の 1/3～1/2 サイズとしたものである。モデルの外面にはストロングバックを溶接にて取り付け，開先ルート間隙保持・目違い矯正と溶接時の過大収縮防止用拘束材として使用している。



(a) モデル平面視　　(b) モデル正面視

図 7-6 大型モデル試験体の形状・寸法

本モデル試験で評価する項目は，実用化時の課題を意識して下記のように設定した。

① 長尺溶接時のアーク・ビードの安定性

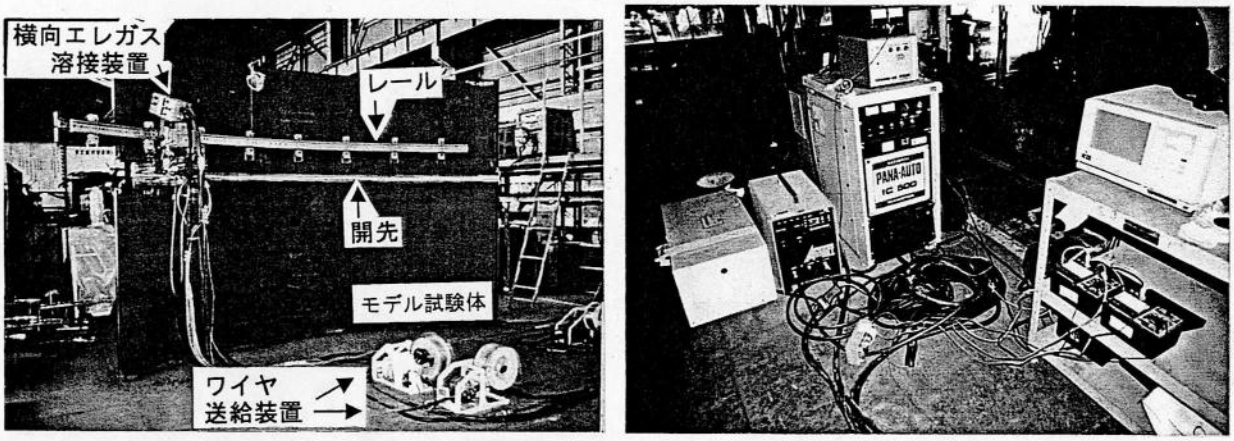
② 開先間隙の変動に対する溶接部の溶込み・ビード形状健全性の確認

③ 本溶接法の曲面継手への適用性把握（銅当金の溶融金属シール性，摺動の安定性）

④ 長尺溶接時の継手変形挙動の概略確認

これを確認するため本モデルの開先ルート間隙は，実機での開先精度の変動範囲を考慮して 5～10mm に連続的に変化させている。また溶接中の開先の収縮挙動を測定するため，継手部には周方向 500mm 毎に開先を挟んで標点間距離 100mm のポンチマークを設け，溶接中と溶接後 24 時間経過時に標点間距離の変動を測定した。また標点④の位置には電気マイクロメータを設置し，変形を連続的に測定した。

図 7-7(a)には大型モデル試験体の外観と溶接台車・溶接トーチ・レール・ワイヤ送給装置の設置状況を示し，(b)には溶接電源・分流装置・磁化電源・記録装置などの配置を示すが，これらの装置は 6 章で示したものと同様である。



(a) 大型ﾓﾃﾞﾙ試験体，溶接台車，ﾚｰﾙ，ﾜｲﾔ送給装置の配置状況

(b) 溶接電源，分流装置，磁化電源，各種計測機器の配置状況

図 7-7 大型モデル試験体と実験装置の外観

(2) モデル試験結果

溶接はモデル右端近傍の開先ルート間隙 9.5mm の部分より開始し，左端の開先ルート間隙 5mm の部分で溶接を終了した。図 7-8 には大型モデル試験体での溶接状況を示すが，作業者は溶接トーチの狙い位置調整とトーチのスパッタ除去作業を行ったが，溶接速度は自動制御にゆだね，とくに調整操作は行わなかった。この結果，開始部から終了部まで溶融池の湯面位置・アーク電流・アーク電圧と

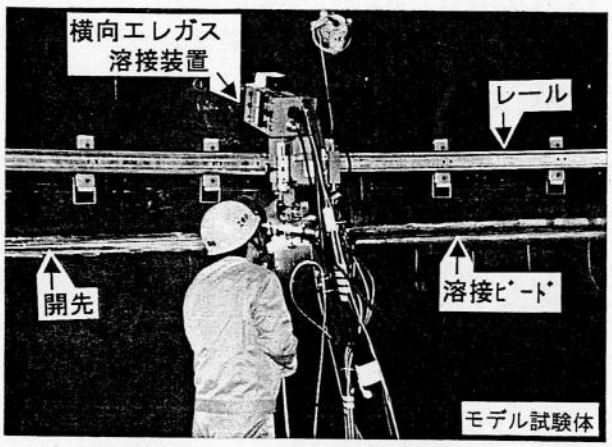


図 7-8 大型モデル試験体の溶接状況

も安定しており，これらの溶接条件に対する開先間隙による影響は認められなかった。一方，図 7-9 には溶接中に台車移動量を 3 分毎に測定し，3 分間の平均溶接速度として，溶接開始後の時間との相関で表示した結果を示す。本試験体は開先間隙が 9.5～5mm まで直線的に減少するテーパギャップ試験片としているため，スタート部の開先断面積はエンド部に比べ約 1.6 倍多い。エレクトロガスアーク溶接のような 1 パス施工では，溶接速度は開先断面積に反比例するが，溶接速度データの回帰直線をみると，エンド部ではスタート部の約 1.6 倍に増加している。また実測した溶接速度は若干振動気味であるが全体的に見ると開先断面積との相関は良く現れていると考えられ，アーク電流検出方式による自動走行速度制御が横向姿勢の長尺溶接でも適用可能なことを示している。

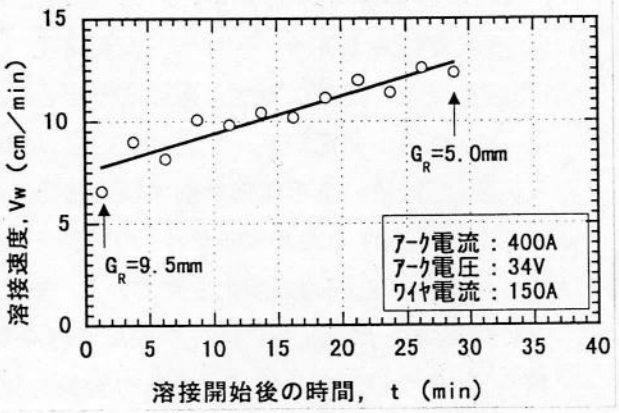


図 7-9 ﾃｰﾊﾟｷﾞｬｯﾌﾟを有する大型ﾓﾃﾞﾙ試験体での溶接速度の変化
（開先間隙：5～9.5mm，板厚：25mm，開先角度：10°）

図 7-10 には本モデル試験での開先ルート間隙 5mm と 9.5mm の部分の溶接ビード断面形状を示すが，アンダカットもなく良好な溶け込みが得られている。図 7-11 には溶接中の変形挙動を示すが，測定個所①（スタート部より 300mm の位置）ではアークが通過する前は，既溶接部の収縮の影響を受けて最大 0.3mm 縮んでいるが，アーク通過後は標点間の溶接熱の影響によりやや膨張気味となる。この後，熱が標点間から逃げるに従い収縮へ転じる。測定個所③（スタート部より 1300mm の位置）では初期の収縮は①より少なく，アークが接近すると若干膨張する傾向が認められ，アーク通過直前から①と同様に収縮へと転じる。測定個所⑥（スタート部より 2850mm の位置）ではアークが接近するまでは 0.1mm 程度膨張し，直前では最大 0.25mm 膨張し，その後収縮へ同様に転じる。このように継手部ではスタート点より遠ざかるにつれアーク通過前の変形は膨張気味となるが，この原因は以下のように考えられる。スタート部近傍では早い時期に溶接後の冷却・収縮が進むが，スタート部より少し離れた部分は遅れて溶接され冷却・収縮を開始する。例えば溶接開始後 21 分経過時には測定個所①では最終収縮量にほぼ等しい収縮を完了しているが，測定点③ではまだ 0.7mm 程度しか収縮していない。このような位置による収縮タイミングの差により溶接線方向に角変形が生じ，試験体は未溶接部の終端側の開先が開く挙動をしているものと考えられる。

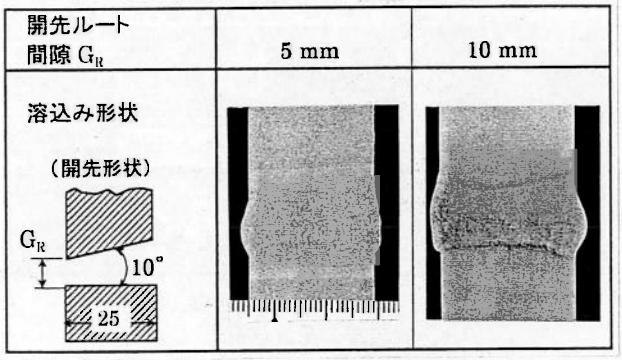


図 7-10 大型モデル試験体の溶接結果
（ｱｰｸ電流：400A，ｱｰｸ電圧 34V
磁束密度：0.05T，溶接速度：7.5～13cm/min）

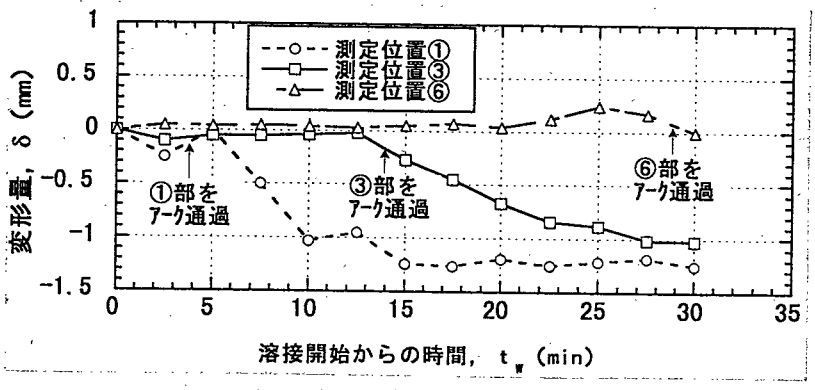
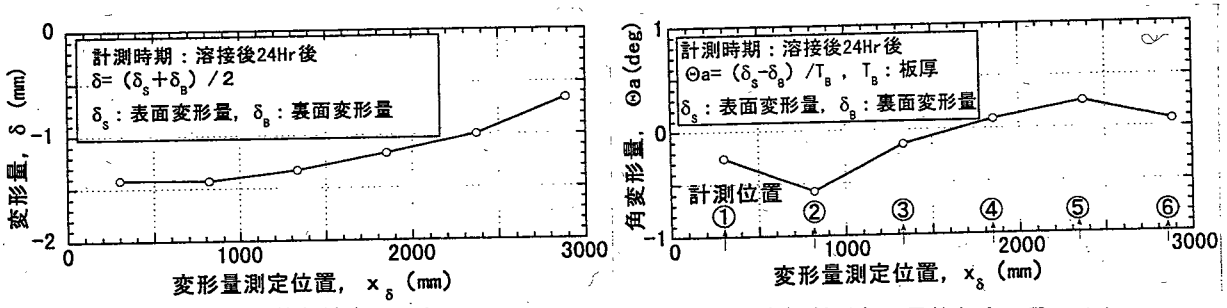


図 7-11　大型ﾓﾃﾞﾙ試験体の溶接中の過渡変形特性

図 7-12(a)には溶接後 24 時間経過後の継手最終収縮量の分布を示すが，スタート部近傍での収縮量は 1.4mm と比較的大きいが，エンド部に行くに従い収縮量は減少し 0.65mm 程度となっている。この主因は開先ルート間隙がエンド部では小さく入熱量が少なかったこと，エンド部では初期の間隙より膨張した状態で溶融金属が充填され，この状態より収縮したため見かけ上収縮量が減少したこと*7-1などが影響しているものと考えられる。また図7-12(b)には角変形量の分布を示すが，本溶接部の角変形量は少なく-0.6～＋0.25° 程度であった。この原因は図 7-10 の溶込み形態より理解できるように，表面側と裏面側の溶込み幅の差が少ないエレクトロガスアーク溶接の特徴によるものであると考えられる。



(a) 継手の最終収縮変形分布　　(b) 継手部の最終角変形量の分布

図 7-12　大型ﾓﾃﾞﾙ試験体溶接部の最終変形量の分布

(ｱｰｸ電流：400A，ｱｰｸ電圧：34V，ﾜｲﾔ電流：150A，溶接速度 7.5～13cm/min)

7.2.2.3 磁気制御横向姿勢エレクトロガスアーク溶接法の経済性の把握

これまでの大型モデル試験体の溶接結果より，本溶接法の長尺安定性が検証されるとともに溶接部の変形挙動なども確認され，実用化を進める点で技術上の不都合点はないことが確認された。これにもとづき本項では経済性について検討する。

表 7-2 には本モデル試験で想定した直径 6.4m・板厚 25mm の筒身周継手の横向姿勢溶接において，従来の MAG 溶接法とエレクトロガスアーク溶接法の施工時間・消耗材コストなどを比較して示す。従来法では開先角度を 50° の変形レ型開先（ルート間隙 4mm）とすると，板厚 25mm では 18 パスと多大の施工パス数を必要とし，アークタイムは 1100 分必要となる。またパス間のﾄｰﾁ清掃・スラグ除去・トーチ狙い位置調整・始終端のグラインダ手入れ作業などによる付帯工数がパス数の増加に伴い増え，約 450 分程度となる。この結果，総作業時間は 1550 分/継手となりアークタイム率は 70%となる。

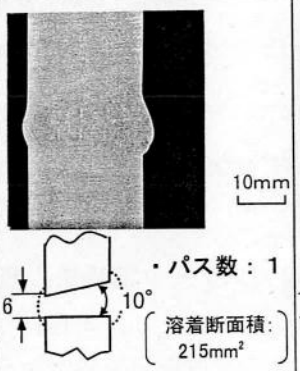
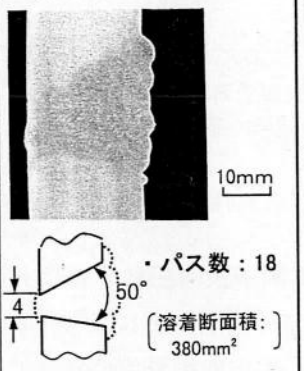
*7-1　開先間隙が一定の試験片でも終端側の収縮量は、スタート側に比べ少なくなる傾向が認められている。

一方，本溶接法では400Aの大電流1パス施工で溶接が完了するため，アークタイムは167分となり，従来法の15%のアークタイムに減少する。一方，周継手にエレクトロガスアーク溶接法を適用するときの固有の問題として，溶接が進行して始端部近傍まで周回してきたときに，始端部手前約200mmで未溶接部を残し溶接を終了する必要がある。またエレクトロガスアーク溶接法では始端部の融合不良と終端部クレータ割れ発生の問題は避け難いため，始終端部で各々50mm程度は削除し，前述の溶接残し部とともに半自動溶接で仕上げ施工を行う必要がある。この作業が本溶接法の付帯作業時間として80分必要になる。これらを考慮すると本溶接法での総作業時間は230分となる。この結果，本溶接法の総作業時間比は従来法の16%に大幅短縮する。

一方，消耗材料コスト比においても本溶接法では開先断面積・アークタイムが従来法より減少するため，消耗材コスト比も従来法の39%に低減する。これらの結果より本溶接法は経済性の点でも優れていることが把握できた。

また大型構造物の組立作業は工場建屋の寸法制約等の点で屋外施工されるケースが多く，輸送コストなどの点より現地の屋外で施工されるケースも多い。この場合従来のMAG溶接では風によるシールド不良が発生し易いため，防風用覆いの設置が必要となり，相当な準備費用が発生する。これに対し本溶接法はエンクローズド溶接法であるため風には強く，大掛かりな防風対策は不要となるため，本溶接法が適用可能となればこのような点でも作業能率・施工性が向上する工業的な意義もある。

表7-2　横向エレガス法と従来MAG法との施工時間・コストの比較
（板厚：25mm，筒身径：6.4m）

溶接法		横向エレガス法	従来MAG法
溶接部断面形状 （開先形状 溶接パス数）			
溶接電流（A）		400	250（初層：180）
溶接速度（cm/min）		12	40（初層：17）
作業時間	アークタイム ＜時間比＞	167分 ＜0.15＞	1100分 ＜1.0＞
	付帯作業時間	ｱｰｸｶﾞｳｼﾞﾝｸﾞ　：10分 表面清浄化　：20分 仕上げ溶接　：30分 グラインダ仕上げ：20分 ＜小計：80分＞	トーチ，ﾋﾞｰﾄﾞ清掃：90分 トーチ狙い調整等：180分 始終端手直し　：90分 休憩　：90分 ＜小計：450分＞
	総作業時間/継手 ＜時間比＞	247分（4.1Hr） ＜0.16＞	1550分（25.8Hr） ＜1.0＞
消耗品	消耗品コスト/継手	CO_2ガス：1.2千円 ワイヤ：16千円（39kg） 裏当材：11千円 ＜小計：17.9千円＞	CO_2ガス：7.3千円 ワイヤ：27.6千円（69kg） 裏当材：11千円 ＜小計：46.9千円＞
	消耗材コスト比	0.39	1.0

7.3 結　言

本章では横向姿勢溶接が高い継手比率を占める大型構造物の事例として鋼製超高層煙突を取上げ，溶融池磁気制御手法を用いたTIG・エレクトロガスアーク溶接法を煙突筒身に適用したときの実用性と経済性の把握を行った。得られた成果を以下に示す。

(1) 電流分布の非対称化手法を用いた溶融池磁気制御法の代表として，磁気制御性能・高溶着速度施工に優れる2ワイヤ式横向姿勢TIG溶接法を選定し，これを耐食性確保の点で多層溶接が必要とされるステンレスクラッド鋼製の煙突筒身（板厚12.5mm，筒身径5.2m）の周継手に適用した。周長16.3mの長尺溶接時においてもアーク・溶接ビードは安定しており，基礎試験結果と同様に良好なビード形状制御を得，溶着速度は最大100g/minの高能率施工が実機でも行えた。またビードの裏波・表ビード外観は良好であり，非破壊検査結果でもJIS 1類を十分満足する結果が得られ，本溶接法の技術的な実用性を把握した。

(2) 本溶接法の経済性を従来のMAG溶接法と比較し，アークタイムでは従来法の59%，付帯作業を含めた総作業時間では従来法の約50%に低減可能なことを示し，消耗材コストは従来法とほぼ同等であることを示した。これらのことより，本溶接法は高品質継手を必要とされる大型構造物の溶接作業時間を大幅に低減し，工期短縮・作業工数低減に有望で経済性にも優れていることを示した。

(3) 耐蝕性や継手の低温靭性を要求されず，構造物としての剛性が必要な煙突筒身では厚板炭素鋼が多用されるが，このような煙突筒身の周継手横向溶接の高能率化を想定して，非対称磁場による横向姿勢エレクトロガスアーク溶接の大型モデル試験を行った。試験体は板厚25mmのSM490B材を半径3.2mで曲げ，周長4m・高さ1～1.5mの筒身リング部分モデルを上下に積み重ねたものであり，溶接は各リング間の横向姿勢継手を1パス施工した。本試験体の開先ルート間隙は9.5～5mmに直線的に変動させたが，良好な溶込み・ビード形状が得られ，本溶接法の長尺施工の安定性が確認できた。また溶接中の変形挙動を明らかにするとともに，最終収縮量・角変形量を測定し，最終収縮量は最大でも1.4mm程度であり通常のアーク溶接に近いこと，角変形量は最大0.6°と少ないことを確認した。さらに継手部の非破壊検査，断面マクロ組織検査においても良好な溶込みと継手品質の健全性を確認し，本溶接法の技術的な実用性を確認した。

(4) 本溶接法の経済性を従来のMAG溶接法と比較し，アークタイムでは従来法の15%，付帯作業を含めた総作業時間では従来法の約16%に低減可能なことを示し，また消耗材コストも従来法の39%に低減可能なことを示した。これらのことより本溶接法は溶接作業時間を大幅に低減し，大型構造物の工期短縮・作業工数低減に有望であり，経済性にも優れていることを示した。

第8章　結　論

横向・上向・立向姿勢のアーク溶接施工時では，重力により溶融金属が意図せぬ方向に流動するため不整なビードが形成され，アンダカット，融合不良等の溶接欠陥の発生原因となる場合があり，溶着速度を制限した低能率施工を余儀なくされている。本研究ではこの問題に対し，電磁力により溶融金属の流動とビード形状を制御し，溶接施工の安定化と高能率化を図る基本概念の提案と可能性・実用性の把握を行ったものである。

本研究では，まず，姿勢溶接時の従来手法の問題点を抽出するとともに，これを改善するための溶融池磁気制御アーク溶接法（Electromagnetic Controlled Molten Pool Arc Welding Process，略称：ECMP 法）の基本概念を示し，大別して溶融池内の電流分布を非対称化する手法と，磁場分布を非対称化する二つの手法がありえることを示した。ついで，電流分布を非対称化する手法を用いた溶融池磁気制御横向姿勢 TIG 溶接法と上向姿勢 MAG 溶接法を提案し，その可能性を計算及び実験で把握した。さらに磁気制御性能の向上といっそうの高能率化を狙いとして，2 ワイヤ式の横向姿勢 TIG 溶接法を提案し，ビード形状制御性能とワイヤ溶着速度の高速化効果を確認するとともに継手品質を確認した。また，非対称磁場を用いる磁気制御手法を用いた横向姿勢エレクトロガスアーク溶接法を提案し，磁場と電流付与方法が溶接現象，アンダカット防止効果に及ぼす影響を把握するとともに施工条件の確認と継手品質の把握を行った。さらに，提案・検討した磁気制御法の実用性を確認するため，超高層煙突部材の大型モデル試験と実機適用試験を行うとともに，経済性の評価を行った。

以下に，本研究で得られた主要な知見を総括する。

第 1 章は，緒論であり各種姿勢でのアーク溶接の現状課題を示したのち，溶接施工への電磁力利用の現状と技術課題を明らかにし，本研究の位置付けと進め方を明らかにした。

第 2 章では横向・上向・立向などの姿勢溶接において発生しやすい施工不安定現象・溶接欠陥とその原因，従来手法での高能率施工の課題を文献調査と実験により明らかにし，改善方法として新しい“溶融池磁気制御アーク溶接法”を提案した。得られた成果を以下に示す。

(1) 姿勢溶接で施工不安定現象や溶接欠陥が発生しやすい原因としては，溶融金属の重力ヘッドが溶融金属の表面張力に対し過大となり，下方向へ過度に流動し（垂下る）不整ビードを形成することが主因と考えられる。なかでも横向姿勢溶接は煙突などの高層構造物の組立てに不可欠であり，継手長比率も高い。また，これまで種々の高能率施工法が提案されているが，総パス数が多くなることに加え重力の影響を受けやすい最終層の比率が高いことにより，高能率化の限界があった。

(2) このような重力に起因した溶融金属の垂下りに起因する諸問題の改善方法として，溶融金属内に方向性の強い電磁力を発生させ，電磁力の方向・強さ・分布を制御することにより溶融金属の流動とビード形状を制御する“溶融池磁気制御アーク溶接法（ECMP 法）”を新しく提案した。

第3章ではECMP法の基本概念を明らかにするとともに本手法の具体例を提示し，さらに溶融池に発生する電磁力分布を試算するとともに期待効果を示した。得られた成果を以下に示す。

(1) 本概念は，電磁力発生要素となる溶融池内の電流分布または外部磁場分布を非対称化させ，これらの電流と磁場を直交するように配置させることにより溶融池内に発生する方向性の強い電磁力（ローレンツ力）を用いて，溶接ビードの形状制御・施工の安定化を図るものである。

(2) ECMP法には上記の概念より大別して2種類の方法が考えられ，その具体的手法例を提案した。

第一の方法は溶融池内の電流分布を非対称化させ，これに外部磁場を付与し方向性の強い電磁力を発生させるもので，

① 添加ワイヤなどでの補助通電により電流経路を意図的に制御する手法

② 溶融池近傍の形状特異性により溶融池内の電流分布が非対称となることを利用する手法

の2手法を提案した。①の手法については横向姿勢TIG溶接，②の手法については上向姿勢MAG溶接で具体的手法を示した。

第二の方法は溶融池に付与する外部磁場の分布を非対称化し，溶融池内の電流との相互作用で方向性の強い電磁力を発生させるもので，横向姿勢エレクトロガス溶接においてその具体的手法を提案した。

(3) 添加ワイヤを用いる手法を一例として溶融池内に発生する電磁力の分布を試算し，磁束密度0.03T，ワイヤ電流200A，アーク電流400Aの条件下では，アーク～添加ワイヤ間の溶融金属中に重力より大きい上向電磁力が幅広く発生し得ることを示した。またこの電磁力により下記の効果が期待できることを示した。

① 施工性の改善（溶融金属の垂落ち防止，ビード形状の改善，開先許容度の拡大など）

② 継手品質の向上

（アンダカット，オーバラップ，融合不良などの欠陥防止と凝固組織の改善）

③ 溶接施工の高能率化（溶着速度増大，溶接パス数低減）

第4章では溶融池内の電流分布を非対称化させるECMP法として，電流経路を意図的に制御する手法と，溶融池近傍の形状特異性に基づく溶接現象を利用する2手法について可能性の把握を行った。得られた成果は以下のように要約される。

(1) 横向姿勢TIG溶接法において，溶接電源より供給する電流を添加ワイヤと母材に分流させアークで集電する回路により，溶融池内にワイヤからアークに向かう一方向電流成分を発生させ，これに垂直磁場を付与することにより溶融金属に上向電磁力を発生させる具体的手法を提案し，その溶接装置を試作した。

(2) 本装置を用いた平板溶接試験(母材：SUS304,添加ワイヤ：SUS309MoL)では，アーク電流400A，ワイヤ電流190Aで60～80g／minの高溶着速度施工を行うと，磁束密度が0Tの場合には溶接ビードが垂下る，余盛・溶込み形状が非対称化する，ビード下部の接触角が増大する等の溶接施工性と品質を低下させる現象が認められた。これに対し0.03Tまでの垂直外部磁場を付与した場合は，磁束密度にほぼ比例してこれらの問題点が改善されビード形状の制

御が可能なことを実験的に示した。また本溶接部では，柱状晶の成長方向は電磁力による流動の影響を受け，柱状晶のサイズは幅・長さとも 30～35%低減し，リップル生成領域が低減するなどの冶金的改善効果も認められた。

(3) オーバラップビードを発生しやすい形状を再現したモデル開先での溶接試験において，本手法が開先内においてもビード形状改善・融合不良防止に有効であることを示した。またステンレスクラッド鋼の継手溶接では，従来のホットワイヤ TIG 法の約 2 倍 (60 g/min) の高溶着速度施工を行い，良好な継手性能が得られることを確認し本手法の可能性を示した。

(4) また溶融池近傍の形状的特異性により，電流分布が非対称になる現象を利用する磁気制御の具体的手法例を示した。すなわち，開先間隙を有する継手の初層溶接では溶融池内の電流分布が後方に偏ることを推定し，この偏った電流に直交する適度な磁束密度の磁場を付与することにより，アークの安定性を保ちながら上向電磁力を発生させた。これにより上向姿勢 MAG 溶接の初層溶接において，溶融金属の垂落ちやビード上部のアンダカットが防止可能なことを実験的に示し，本磁気制御手法の可能性を把握した。

第 5 章では溶融池内の電流分布を非対称化させる ECMP 法の適用範囲の拡大と実用性を高めるため，2 ワイヤ方式によりワイヤ溶融速度の高速化を図るとともに，上向電磁力の発生範囲の拡大とビード形状制御能力の向上を図った。得られた成果を以下に示す。

(1) 2 ワイヤ式の溶融池磁気制御横向 TIG 溶接法を提案するとともに，溶接装置を試作した。すなわち，本溶接法は 1 台のワイヤ加熱電源に直列に結線される 2 台のワイヤ送給系を持ち，これらのワイヤをアークの前後に添加し，ワイヤ間の電流により溶融池内の上向電磁力の発生域を拡大するとともに，添加ワイヤを同時加熱することにより高溶着速度化を図るものである。

(2) 2 ワイヤ TIG 法の平板溶接試験では，アーク電流 500A・ワイヤ電流 120A のとき安定なワイヤ溶融・ビード形成が可能で，前方ワイヤと後方ワイヤの適正ワイヤ送給速度比は 6：4 となった。

100g/min の高溶着速度条件下では，磁束密度 0T の場合は重力の影響によりアンダカット・垂下りビードの発生などの問題があったが，0.01T の磁場を付与した場合は，上向電磁力により上下対称で良好な形状のビードが得られ，ビード下端部の接触角は 0T の接触角の 1/3 に低減した。磁束密度が 0.02T 以上となると過大な上向電磁力により溶融金属は上方に飛散した。またビード形成が可能な最大ワイヤ送給速度は磁束密度に比例して増加し，0.01T では 150g/min の高溶着速度溶接が可能となった。

(3) 2 ワイヤ法で発生する電磁力分布を計算し，溶融池を縦断するワイヤ電流が 1 ワイヤ法に比べ幅広い上向電磁力分布を作り出すことを示した。また 2 ワイヤ法では，この上向電磁力発生部に多量の溶融金属が供給されることにより，1 ワイヤ法の 1/3 の磁束密度，2/3 のワイヤ電流の電磁力発生条件下でも良好なビード形状制御効果が発現し得たものと考えられる。

(4) 本溶接手法を超高層煙突の筒身へ適用することを想定し，ステンレスクラッド鋼の横向姿勢 V 開先継手の多層溶接試験を実施した。この結果，溶接欠陥の発生を防止しながら従来

法（ホットワイヤ TIG 法）の約 3 倍の高溶着速度施工が可能な溶接条件を設定した。また本継手部ではミクロ組織・硬さに異常は認められず，継手引張・曲げ試験においても良好な結果を得，腐食試験においても良好な耐食性を有することを確認し，本溶接部の継手品質が実用に耐えうることを示した。

第 6 章では，もう一つの電磁力の発生要素である磁場を非対称化する手法を用いた溶融池磁気制御の可能性を把握するとともに，これを横向姿勢エレクトロガスアーク溶接に適用し，従来問題であったアンダカットの防止を図った。得られた成果を以下に示す。

(1) 基本的には市販のエレクトロガスアーク溶接装置を利用し，溶融池部に磁場を付与するとともにワイヤを添加できる構造の銅当金と，添加ワイヤにアーク電流の帰還電流を分流することが可能な回路を有する横向姿勢エレクトロガスアーク溶接装置を試作した。

(2) これを用い板厚 16mm のレ型開先において，ワイヤプラスの極性にて横向姿勢エレクトロガスアーク溶接の予備実験を行った。溶融池に上向電磁力が発生する方向の磁場のみを付与した場合には，アークは上方偏向し上開先のアンダカットが増加した。また逆方向磁場を付与した場合は上開先のアンダカットは減少したが，解消することはできなかった。

(3) この予備実験結果を参考に，外部磁場の方向・磁極形状・添加ワイヤの極性との適正組み合せを机上検討した。この結果，アークと逆極性の添加ワイヤを溶融池に挿入し，これに同軸円形磁極で対称磁場（磁場は母材表面から裏面へ向かう方向）を付与するケース C では，アーク～添加ワイヤ間の一方向電流により添加ワイヤ前方に強い上向電磁力が発生しアンダカットを充填しうる可能性があるが，アークが上方偏向する懸念も残った。一方，添加ワイヤの後方に偏芯した平板型磁極による非対称磁場（磁場は上述の逆方向）を用いるケース D では，添加ワイヤ後方に比較的強い磁場と上向電磁力を発生させつつ，アークの偏向をできる限り少なくしうる点で有望と想定された。

(4) 電磁力の発生挙動を予測するため，エレクトロガスアーク溶接部の電流分布を有限要素法にて試算した。この結果，溶融池前面近傍では抵抗率の小さい銅当金部の影響を強く受け，溶融池内のアーク電流の水平方向電流成分は極めて弱く，ケース C で期待した一方向電流による溶融池内の上向電磁力を強化することは困難であることがわかった。これに対しケース D では磁場分布のピークが添加ワイヤ後方に偏芯することにより，添加ワイヤ後方の溶融金属内に強化された上向電磁力が発生し，またアークに発生する電磁力は対称磁場の約 1/2 に減少し，アークの磁気偏向が低減することより，好ましいことがわかった。

(5) 本計算結果の妥当性を確認するため，板厚 25mm の炭素鋼板（ＳM490Ｂ材）の横向姿勢エレクトロガスアーク溶接試験を行った。前述のケース C では，アークは著しく上方偏向するとともに，溶融金属が下開先でアークより先行する現象が認められ，融合不良・アンダカットの欠陥が発生した。一方，非対称磁場を付与したケース D の場合は，アークはやや下方偏向して溶融金属の先行を防止し，添加ワイヤ後方に発生した上向電磁力によりアンダカットを低減させることができ，本磁場付与方法が有望であることを確認した。

(6) 磁束密度とアンダカット深さの関係を調査し，磁束密度 0T では最大深さ 2mm・幅 9mm の大きいアンダカットが発生するが，0.05T ではアンダカットを防止できることを確認した。また磁場を付与することにより溶融金属の流動が活発化し，開先壁の溶込み深さが全体的に

増加するほか，特に下開先表面近傍の溶込み深さが著しく増加した。さらに本磁場を付与した溶接部の施工条件許容度を調査し，添加ワイヤの挿入位置・開先間隙・目違い許容範囲は十分広く，大型鋼構造物の組み立て誤差に対応できることを確認した。

(7) 本溶接部の継手品質の確認を行い，マクロ・ミクロ組織・硬さ分布とも特に異常は認められず，継手引張試験・側曲げ試験でも良好な機械的性質を得，0℃・2mmV ノッチシャルピー衝撃試験では SM490B の母材規格値を満足した。

第 7 章では横向姿勢溶接が高い継手長比率を占める大型構造物の事例として鋼製超高層煙突を取上げ，ECMP 法を用いた TIG・エレクトロガスアーク溶接を煙突筒身に適用したときの実用性と経済性の把握を行った。得られた成果を以下に示す。

(1) 電流分布の非対称化手法を用いた ECMP 法の代表として，磁気制御性能・高溶着速度施工に優れる 2 ワイヤ式横向姿勢 TIG 溶接法を選定し，これを耐食性確保の点で多層溶接が必要とされるステンレスクラッド鋼製の煙突筒身（板厚 12.5mm，筒身径 5.2m）の周継手に適用した。実機の長尺溶接時においてもアーク・溶接ビードは安定しており，基礎試験と同様に良好なビード形状制御効果を得，溶着速度は最大 100g/min の高能率施工が行えた。また非破壊検査でも JIS 1 類を十分満足する結果が得られ，本法の技術的な実用性を把握できた。

(2) 本溶接法の経済性を従来の MAG 溶接法と比較し，付帯作業を含めた総作業時間では従来法の約 50%に低減可能なこと，消耗材コストは従来法とほぼ同等であることを示した。これにより本法は溶接時間の大幅低減，大型構造物の工期短縮・作業工数低減に有望であり，経済性にも優れていることを把握した。

(3) 厚板炭素鋼による煙突筒身の周継手横向溶接の高能率化を想定して，非対称磁場による横向姿勢エレクトロガスアーク溶接の大型モデル試験を行った。（試験体は板厚 25mm・周長 4m の筒身リング部分モデルを上下に積み重ねたもの。）本試験体の開先ルート間隙を 9.5～5mm 変化させ溶接を行い，本溶接法の長尺施工の安定性が確認できた。また溶接中の変形挙動を計測し，横収縮は通常のアーク溶接に近いこと，角変形量は最大 0.6° と少ないことを確認した。さらに継手部の非破壊検査，断面マクロ組織検査においても良好な溶込みと継手品質の健全性を確認し，本溶接法の技術的な実用性を把握した。

(4) 本溶接法の経済性を従来の MAG 溶接法と比較し，付帯作業を含めた総作業時間では従来法の約 16%に低減可能なこと，消耗材コストも従来法の 39%に低減可能なことを示した。これにより本法は溶接時間の大幅低減，大型構造物の工期短縮・作業工数低減に有望であり，経済性にも優れていることを把握した。

謝　　辞

本研究の遂行にあたっては数多くの方々から有益な御指導と御助言を賜った。

とくに大阪大学大学院工学研究科 仲田周次教授には研究の計画から本論文のまとめに至るまで終始御指導と御鞭撻を賜った。ここに衷心より感謝の意を表します。

また，大阪大学大学院工学研究科 宮本 勇教授，黄地尚義教授には本論文の御検討並びに御助言を賜った。ここに深甚の謝意を表します。

さらに，本論文の一連の研究は三菱重工業(株)広島研究所において遂行したものであり塚本顕彦所長，阿比留久徳次長，島筒博章室長，並びに解析と実験面で御支援，御協力頂いた広本悦己主務，根石 哲之氏，銭谷 哲氏，小林泰幸氏及び研究所の各位に心より御礼申し上げます。

参 考 文 献

第1章

1-1) 和田 , 真鍋 他："溶接ロボットによる建設現場の施工能率向上に関する研究", 経営工学実践研究論文集, No.5, (1998), 78-87

1-2) 森垣 , 多喜 他："溶接電流変化方式片面横向自動アーク溶接法", 第 37 回アーク物理研究委員会, (1974), 74－253.

1-3) 大石 実, 永井 保宏他：SS－ARC 溶接法の横向溶接への適用について, 第 45 回溶接法研究委員会, (1973), 73－598.

1-4) 有川 正康, 大井 淳司：厚板用全姿勢自動 TIG 溶接法の研究, 第 45 回溶接法研究委員会 (1973), 595－73.

1-5) 荒田 , 西口 ："現代溶接技術大系－第２巻－溶接法の基礎－", 産報, (1980), 106～108.

1-6) 深見 俊介, 真壁 健 他："極厚板継手横向自動溶接法の開発", 溶接学会全国大会講演概要集, Ｎｏ. 57, (1995), 394-395

1-7) 峰久 節治 他："水圧鉄管の現地自動溶接施工法 II 傾斜管周継手の裏波溶接", 溶接学会全国大会講演概要集, Ｎｏ. 27, (1980), 168-169

1-8) 野村 博一 他:" 上向ＭＡＧ自動溶接装置の橋梁への適用", 第 98 回溶接法研究委員会, (1984)

1-9) 溶接学会, 溶接アーク物理研究委員会："溶接プロセスの物理", 黒木出版, (1996), 141－147.

1-10) Keizo Ishizaki : Mechanism of Bead Formation in High Speed Submerged Arc Welding, (1973), IIW Doc. 212－275－73.

1-11) 多喜の 雄 他："円筒形石油タンクの溶接技術", 製鉄研究, No. 307, (1982), 14220-14228

1-12) 荒田 , 西口 ："現代溶接技術大系－第２巻－溶接法の基礎－", 産報, (1980), 59-63

1-13) 山本 英幸："サブマージアーク／エレクトロスラグ／エレクトロガス溶接 特集 日本の溶接技術の現状と展望", 溶接技術, Vol. 34 (1986), No. 4, 47-53

1-14) 荒木田 史穂："磁気駆動アーク溶接法「ロータリアーク溶接システム」による配管溶接について" 配管技術, Vol.32(1990), No.12, 62-67

1-15) 高木 健治 他 "パイプラインの磁気駆動アーク溶接 II", 溶接学会全国大会講演概要集, No. 20(1977), 220-221

1-16) Seffen E. Welz : "Pressschen von rohren mit magnetisch bewegtem lichitbogen.", Schweissen Schneiden, Vol.34(1982), No.4, 185-188

1-17) Matthias W : "MBL-schweissen rationalisieren mit neuen und neuen technologischen fertigungs-verfaren", Schweisstechnik, Vol. 32 (1982), No. 4, 169-170

1-18) 市原 泉 他："フイラーワイヤ通電による TIG アークの磁気駆動とその応用", 溶接学会全国大会講演概要集, No.24(1979), 144-145

1-19) 堀勝 義 他："線状電極による磁気駆動アーク III U 型線状電極アークに対する芯線添加の検討", 溶接学会全国大会講演概要集, No. 18(1976), 172-173

1-20) 小林 秀雄 他 ："添加ワイヤ供給式ＴＩＧ溶接におけるビード形状の制御", 機械技術研究所所報, Vol.40 (1986), No.3, 101－110.

1-21) 小林 秀雄 他："クラッド鋼板のアーク溶接の複式化ﾌﾟﾛｾｽについて"，溶接学会論文集, Vol. 11(1993)，No. 1，81-87
1-22) Arata Y etal.："Magnetic controll of plasma arc welding. Ⅲ. On the pressure distribution of plasma and its effect on key hole action."，Trans. JWRI，Vol. 3(1974)，No. 2，1-9
1-23) 浮田 静雄 他："電磁付加によるAl極薄板の高速TIG溶接に関する研究"，溶接学会講概, No. 39 (1986)，284－285.
1-24) 安藤 弘平，長谷川 光雄："溶接アーク現象<<増補版>>"，産報，(1973)，157-159.
1-25) 安藤 弘平，長谷川 光雄："溶接アーク現象<<増補版>>"，産報，(1973) 414-415.
1-26) 大前 尭，若元 郁夫他："磁気攪拌利用高品質溶接法の研究（第1報)"，溶接学会論文集，Vol. 3(1985)，No. 1，117-123.
1-27) 松田 他：軽金属溶接，Vol. 16 (1978)，No1, 8-20.
1-28) F. Matsuda et al.: Trans. JWRI, Vol. 7(1978), No. 1, 111-127.
1-29) F. Matsuda et al.: Trans. JWRI, Vol. 7(1978), No. 2, 181-193.
1-30) F. Matsuda et al.: Trans. JWRI, Vol. 15 (1978), No. 2, 327-338.
1-31) 松田 他：溶接学会論文集，Vol4，(1986)，No. 1，120-125.
1-32) 渡辺 他：溶接学会論文集，Vol. 6，(1988)，No. 1, 132-138
1-33) 迎 他：軽金属溶接，Vol. 22 (1984) , No. 7, 299-309.
1-34) M. Malinowski－Brodnicka, G. den Ouden : Welding Research Supplement , Feb－1990, 52－59.
1-35) D. C. Brown et al.: Welding Journal, (1962), 241s-250s.
1-36) J. c. Villlafuerte et al.: Welding Journal, (1990) 1s-13s.
1-37) P. c. Gupta, D. Rehfeldt 他："サブマージアーク溶接における縦方向磁場の効果"，溶接学会誌，Vol. 45(1976)，No. 3，30-36.
1-38) 大前 尭 他 "溶接品質に及ぼす磁気攪拌の影響について Ⅵ. 立向自動溶接への適用"，溶接学会全国大会講演概要集，No. 33(1983), 116-117
1-39) 叶野 元己，平社 敬一浪："溶接方法および装置"， 特許 公開５２－１３８４５０.
1-40) 佐野 博丈 他："横向エレクトロガス溶接法の開発（第1報)"，溶接学会全国大会講演概要集, Vol. 60(97-4), 148-149

第2章

2-1) 日本溶接協会 編："炭酸ガス半自動アーク溶接"，産報出版（1986)，104-106
2-2) 溶接冶金研究委員会："ステンレス鋼とチタン・チタン合金の溶接施工"，溶接冶金研究委員会溶接技術講習会資料，1993年1月，16－17
2-3) 大竹 勝彦："上向片面自動溶接法の開発（ＯＨＭ－ＯＳＷ法)"，第113回溶接法委員会資料，1987年7月21日
2-4) 高田機工㈱ "開先形状許容範囲の大きい裏波全自動ＣＯ2アーク溶接法の開発"，第76回溶接アーク物理研究委員会資料，1984年7月
2-5) 小方 洋二 他："全姿勢 TIG 溶接の高能率化とその応用"，第 76 回溶接法委員会資料，No. SW-1181-80 (1980)
2-6) 日本溶接協会編集："フラックス入りワイヤの実践"，産報出版（1994)，113-150

2-7) 住金溶接棒株式会社，住友金属工業株式会社："SMAC 法の鋼構造物への適用"，日本溶接協会船舶鉄構海洋構造物部会総会資料，1984，No. SK－41－59
2-8) 日鐵溶接工業："ニッテツ溶接材料・機器ハンドブック"，1997 年 4 月 1 日版，402
2-9) 伊藤 俊雄 ，名倉 保身：大型ステンレス鋼製原子力容器の狭開先ホットワイヤ GTA 溶接法の適用，三菱重工技報，Vol. 19，(1982)，No. 4，404－409
2-10) 菅 哲男 他："タンク向け新 TIG 溶接施工法及び溶接ロボット"，神戸製鋼技報，Vol45 (1995)，No. 1，10-13.
2-11) 堀 勝義："パルス通電加熱ホットワイヤを用いたＴＩＧ溶接のアーク現象"，第 88 回溶接アーク物理研究委員会資料，1987 年 11 月 20 日
2-12) 溶接アーク物理研究委員会："パルスアーク溶接"，1986，172-179
2-13) 接合技術総覧，産業技術サービスセンター，（１９８４），１４５.
2-14) 堀田 知道："高能率溶接法 "，溶接学会誌，42-11(1973)，1116－1157
2-15) Yukio Manabe："Development of Automatic Welding System for Horizontal Joint on Site" , IIW Doc. No. XII - 1393－95
2-16) Hirokazu Wada，Yukio Manabe：" Application of Robots for Welding of Larg Scale Steel Structures"，IIW Doc. No. XII－947－86
2-17) 和田 宏一，真鍋 幸男：" 狭開先 MIG 群管理システム"，溶接法ガイドブック 2ISBN4－906110－23－1(1990)，溶接学会 溶接法研究委員会編，Ⅱ－61～Ⅱ－64
2-18) 萩原 忠治："鉄骨丸柱現場横向溶接用ロボットの実用化"，溶接法ガイドブック３ ISBN4－906110－30－4 アーク溶接の自動化技術，溶接法研究委員会編，Ⅱ252－Ⅱ256
2-19) 小林 正宏：" 全姿勢 TIG 全自動溶接システム"，溶接法ガイドブック３ ISBN4－906110－30－4 アーク溶接の自動化技術，溶接法研究委員会編，Ⅱ276－Ⅱ281
2-20) 柴田 信雄："視覚ｾﾝｻを搭載した全自動溶接システム"，溶接法ガイドブック３ ISBN4－906110－30－4 アーク溶接の自動化技術，溶接法研究委員会編，Ⅱ272－Ⅱ275
2-21) 日本鉄鋼協会 特基研究会 材料電磁プロセッシング部会 " 電磁気力による新しいプロセッシングの可能性を求めて"，1993 年 5 月，128－137
2-22) 浅井 滋生："電磁流体学の冶金ﾌﾟﾛｾｽへの応用"，日本金属学会報，Vol. 22 (1983)，No. 12
2-23) 岡田 明："アークならびに溶融池の流体制御"，第 53 回溶接アーク物理研究委員会資料 (1978 年 11 月)

第 4 章

4-1) 尾本義一 監修："電気工学必携 改訂新版"，三省堂(1967)，40－42
4-2) 安藤 弘平，長谷川 光雄："溶接アーク現象<<増補版>>"，産報，(1973)，205-207
4-3) 金沢 武，飯田 国広："溶接継手強度"，産報出版，(1979)，103
4-4) 金材技研疲れデータシート資料，2(1983)，31
4-5) 松田 福久："溶接冶金学"，日刊工業新聞(1976)，121-123
4-6) 松田 福久："溶接冶金学"，日刊工業新聞(1976)，121-123
4-7) 中根 金作："テイグ溶接ビードの波と偏析"，第 43 回溶接アーク物理研究委員会資料，76－311
4-8) 丸尾 大，溶接学会論文集，11－1(1993)，50－54

4-9) 溶接アーク物理研究委員会編：“溶接プロセスの物理”，溶接アーク物理研究委員会（1998年5月），207－211

4-10) 菅 泰雄 他：“ TIG溶接法による裏波溶接の溶込み制御について”，第117回溶接アーク物 理研究委員会資料（1995年2月2日）

第5章

5-1) 田中 和士，牛尾 誠夫：“タングステン電極の大電流放電における消耗特性”，溶接学会全国大会講演概要集，Vol. 53('93-9)，32-33

5-2) 安藤 弘平，長谷川 光雄：“溶接アーク現象<<増補版>>”，産報，(1973)，106-107

5-3) ランカスター編著：“溶接アークの物理”，産報(1990)，296-298

5-4) 吉武 進也・中村 治方：“現代溶接技術大系第１２巻－ｽﾃﾝﾚｽ鋼の溶接”，産報出版（1980)，160－161

5-5) 江原 隆一郎 ほか：“ 煙突用新耐食ステンレス鋼の開発”， 三菱重工技報，Vol.27，NO.5（1990-9)，431－436

5-6) 江原 隆一郎 ほか：“ ＬＮＧ円筒用新耐食鋼の開発”， 三菱重工技報，Vol.34，NO.1（1997-1)，46－49

第6章

6-1) 安藤 弘平，長谷川 光雄：“溶接アーク現象<<増補版>>”，産報，(1973)，326-329

6-2) 日本建築学会 鉄骨工こと技術指針・工場製作編

6-3) アメリカ溶接協会：“構造物溶接規格－鋼”，改訂第8版，ANSI/AWSD1.1-84，1984年2月13日，日本規格協会出版，196－197

本論文に関連した発表論文

1. 真鍋 幸男 , 和田 宏一, 銭谷 哲, 広本 悦己, 小林 泰之 :“溶融池磁気制御溶接法の基本概念と可能性の検討”, 高温学会誌, Vol. 25(1999), No. 1, 38-45.

2. 真鍋 幸男 , 和田 宏一, 銭谷 哲, 若元 郁夫, 小林 泰之 :“溶融池磁気制御横向 TIG 溶接法の研究”, 高温学会誌, Vol, 25(1999), No. 5, 211-218.

3. 真鍋 幸男 , 和田 宏一, 銭谷 哲, 広本 悦己, 橋本 安之 :“ 溶融池磁気制御手法を用いた2ワイヤ式横向姿勢ＴＩＧ溶接法の研究”, 溶接学会論文集, Vol. 18 (2000), No. 1, 40-50.

4. 飯塚 厚美, 山内 一秀, 松尾 繁, 和田 宏一, 真鍋幸男, :“ 現地工こと用横向溶接ロボットの開発”, 第2回建築施工ロボットシンポジウム論文集, 日本建築学会 (1988. 2), 49-54.

5. 和田 宏一, 真鍋 幸男, 広本 悦己 :“溶接ロボットによる建設現場の施工能率向上に関する研究”, 経営工学実践研究論文集, No. 5 (1998), 78-87.

6. K. Wada, Y. Manabe, S. Inoue, K. Kawakami, K. Fujiyama :“ Development of Automatic Welding System for Heavy-Steel Structures” , IIW Doc. XII-1086-88 (1988)

7. Yukio Manabe, Hirokazu Wada, Shigeo Inoue :“ Development of Automatic Welding System for Horizontal Joint on Site ” , IIW Doc. XII-1393-95 (1995).

8. Yukio Manabe, Hirokazu Wada, Hiroshi Kondou, Yoshinori Hiromoto, Yasuyuki Kobayashi :” Development of New GTAW Process by Magnetic Control on Molten Pool”, IIW Doc. XII-1484-97(1997).