The University of Osaka
Institutional Knowledge Archive

Title	二段給電式ミグ溶接の溶接プロセスの解明と実用化に関する研究
Author(s)	青木, 篤人
Citation	大阪大学, 2020, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.18910/77492
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

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

The University of Osaka

博士学位論文

二段給電式ミグ溶接の
溶接プロセスの解明と実用化に関する研究

青　木　篤　人

２０２０年６月

大阪大学大学院工学研究科

目次

第 1 章 緒論 1
1.1 本研究の背景 1
1.2 極低温用製品溶接に関する課題と研究の現状 3
1.2.1 極低温用製品溶接の課題 3
1.2.2 純アルゴンミグ溶接のこれまでの研究 4
1.2.3 ぬれ性改善のこれまでの研究 6
1.3 二段給電式ミグ溶接プロセスの可能性 8
1.4 本研究の目的と方針 9
1.5 本論文の構成 10

第 2 章 二段給電式ミグ溶接の実験方法 12
2.1 緒言 12
2.2 溶接試験装置 12
2.2.1 溶接トーチ 12
2.2.2 二段給電式ミグ溶接電源システム 13
2.2.3 溶接ロボット試験装置 14
2.3 計測システム 15
2.3.1 電流・電圧計測 15
2.3.2 高速度ビデオによるアーク観察 15
2.3.3 二色放射測温法による溶滴表面温度計測 16
2.3.4 溶滴熱量計測 19
2.4 溶接材料 23
2.4.1 溶接ワイヤ 23
2.4.2 シールドガス 24
2.5 溶接試験方法 24
2.6 結言 24

第 3 章 二段給電式ミグ溶接の数値計算モデル 25
3.1 緒言 25
3.2 シミュレーションモデル 25
3.3 結言 28

第 4 章 二段給電式ミグ溶接の溶接プロセスの解明 29
4.1 緒言 29

4.2 二段給電式ミグ溶接の基礎溶接試験結果および考察 29
4.2.1 二段給電式ミグ溶接の電流・電圧挙動 29
4.2.2 溶接ビード外観および溶込み 32
4.2.3 アークの観察 34
4.2.4 溶滴温度計測 36
4.2.5 溶滴熱量計測 37
4.2.6 二段給電式ミグ溶接と従来型ミグのワイヤ突出し長短縮との比較 38
4.2.7 二段給電式ミグ溶接基礎試験の考察 41
4.3 二段給電式ミグ溶接プロセスの数値計算結果および考察 43
4.4 結言 49

第 5 章 二段給電式ミグ溶接の応用研究 50
5.1 緒言 50
5.2 給電点間距離の検証 50
5.2.1 実験的検証 51
5.2.2 数値計算による検証 61
5.2.3 給電点間距離の検証まとめ 63
5.3 溶接材料の検証 63
5.3.1 実験検証 64
5.3.2 数値計算検証 70
5.3.3 溶接材料の検証まとめ 73
5.4 給電形式の検証 73
5.4.1 一電極二電源溶接の検証 73
5.4.2 第 1 第 2 入替え二段給電式ミグ溶接の検証 76
5.5 純アルゴンミグ溶接の溶接現象安定化の検討 80
5.5.1 パルス幅変調制御の検証 80
5.5.2 ダブルパルス溶接法の検証 83
5.6 結言 91

第 6 章 二段給電式ミグ溶接の実用化研究 93
6.1 緒言 93
6.2 肉盛溶接への適用 93
6.2.1 肉盛溶接適用の概要 93
6.2.2 実験方法 95
6.2.3 実験結果 98
6.2.4 肉盛溶接適用の考察 106

6.2.5 まとめ 109
6.3 大型極低温用構造物への適用検討 109
6.3.1 積層溶接への適用 109
6.3.2 傾斜溶接への適用 111
6.3.3 まとめ 113
6.4 アーク電流低減プロセスの検討 113
6.4.1 数値計算による検証 114
6.4.2 実験検証による課題抽出 116
6.5 結言 119

第 7 章 将来の二段給電式ミグ溶接プロセス研究方向性 120
7.1 実験的検証 120
7.1.1 溶滴移行の安定化 120
7.1.2 溶滴熱量低減溶接プロセス 120
7.1.3 高効率化の検討 120
7.2 数値計算の発展 121
7.3 実用化へのステップ 121
7.4 結言 121

第 8 章 結論 122

謝辞 128

参考文献 129

本博士論文に関する著者の発表論文 137

第1章 緒論

1.1 本研究の背景

2015 年の第 21 回気候変動枠組条約締約国会議（COP21）にて採択されたパリ協定では，世界全体の温室効果ガス（GHG : Greenhouse Gas）の排出を制限し，世界全体の平均気温の上昇を工業化以前よりも 2 度高い水準を十分に下回るようにする目標を掲げている．日本においては，GHG 排出の約 9 割を占めるエネルギー起源の二酸化炭素の削減がターゲットとなり，目標として 2030 年度に 2013 年度比 26.0%削減の水準が設定されている．この目標を実現するために，短中期的には，石油火力や石炭火力発電のガス化つまり液化天然ガス（LNG）の利用促進が一つの方策となっている[1]．また長期的には，NEDO プロジェクトなどを通して利用時に二酸化炭素を排出しない水素による発電も開発が進められている[2]．水素は液化することでその体積を約 1/800 にできることから，液化水素として貯蔵や運搬することが効率的で有利とされているが，現状ではロケット燃料用タンクやタンクローリーといった比較的小規模の製品における実現にとどまっている[3]．しかし将来的に見れば，発電用途など大規模な水素需要に対応する設備が必要となると考えられる．こうしたエネルギー需要を鑑みると，LNG（-162℃）や液化水素(-253℃)といった極低温物質を大規模に扱うエネルギー産業に関する大型構造物が増加することが予測できる．

地上式 LNG タンク壁は，極低温で強度と低温じん性を有している 9%ニッケル鋼や，熱制御圧延(TMCP)により強度を確保した 7%ニッケル鋼が用いられ，ニッケル基合金の溶接材料であるインコネルやハステロイにて溶接接合される．また，地下式 LNG タンクでは，LNG と接触する壁にオーステナイト系ステンレス鋼の薄板が用いられている[4]–[8]. また，液化水素用のタンク穀には，極低温でのじん性を確保するための鋼材が用いられる．例えば前述のロケット用燃料タンクやタンクローリーではオーステナイト系ステンレス鋼を用いている．タンク穀はそれ自身で構造体でもあるため中厚板となる．また，タンクを大型化する場合は，モス型 LNG 船のタンクがアルミニウム合金鋼であるように，液化水素タンクにおいてもアルミニウム合金鋼の採用も候補になる．

上記のように極低温物質を扱う大型構造物では，その製品の設計から製造，運用に渡るまでの信頼性，品質確保が不可欠である．特に製造工程において，鋼板を接合して製品を組み立てていく溶接工程が，製品の信頼性，品質を実現するための主要な工程となっている．具体的には，溶接部における材料特性として強度とじん性の両立が必須である．またこの溶接部における強度・じん性の品質確保は，ビル・タワー・橋梁といった近年，高強度鋼の採用が進められている構造建築物の溶接施工についても同様のことが言える[9]–[11].

これらの鋼種において，その溶接施工の品質を確保するために，ティグ溶接が主として用いられる．ティグ溶接は 1930 年代に開発され，現代まで安定的に溶接品質が確保される実用的な溶接法として，あらゆる産業製品の製造に利用されている．ティグ溶接は不活性シールドガスと非消耗式電極を用い，高品質，すなわち強度とじん性が得られることが特徴であ

る．その一方でティグ溶接の欠点としてその溶接施工能率が低いことが挙げられる．

1950 年前後に開発されたミグ溶接は，連続的に送給される溶接ワイヤを電極としてアークを発生させ，アーク熱に加えジュール発熱を利用して溶着量を得ていく消耗電極溶接法である．ミグ溶接もティグ溶接と同様に現在においても主力となる溶接方法であり，さらに 2000 年代より，造船，橋梁，鉄骨といった分野の，主としてステンレス鋼，アルミニウム合金鋼，高張力鋼などについて被覆アーク溶接からの切り替えが顕著になってきている[12]．ミグ溶接は高能率ではあるものの，鉄系材料の溶接施工においては，溶接施工中のアークの安定をはかるために，アルゴン等の不活性シールドガスに，酸素や二酸化炭素を微量添加したものを使用している．鉄系材料の純アルゴンシールドガス雰囲気でのミグ溶接では，陰極点が動き回り，それに伴いアークが不安定となりビードの蛇行，融合不良といった溶接欠陥が発生してしまう．

アークを安定化させるため酸素を添加したシールドガスを用いたミグ溶接の溶接金属のじん性への影響について，780 MPa 以下級の高張力鋼や低合金鋼では，溶接金属の低酸素化によってシャルピー吸収エネルギーが増大するが，200～300 ppm を境にそれより酸素量が低下するとかえってじん性低下が起こることが知られている．これは，アシキュラーフェライトの生成が関与していることがわかっている[13]–[15]．一方で引張強さ 950MPa を超える高強度鋼のミグ溶接施工においては，溶接金属中の酸素量が低下すればするほどじん性が向上する[13], [16]–[19]．この溶接金属の低酸素化によるじん性向上はステンレス鋼においても同様にみられる[20], [21]．溶接金属への酸素や窒素の混入は，シールドガスに含んだ酸素や二酸化炭素の活性成分のみでなく，ティグ溶接では発生しないスパッタ発生やアーク不安定によるシールドガス流の乱れのため混入される窒素・酸素や，フラックスコアードワイヤのフラックスに含まれる酸化物[22]も原因となっている．

本研究成果の適用先ターゲットとしている製品は大型構造物であるため，溶接工程に求められる高能率化の要求は非常に高い．ティグ溶接ではホットワイヤを用いる方法[23]などが古くから適用検討され，実用化されている．一方ミグ溶接においては，ティグ溶接に比べ高能率ではあるが，上述した溶接金属のじん性低下など溶接品質の低下が適用の課題となっている．そこで溶接部の高品質化を狙い，近年，高張力鋼，ステンレス鋼，ニッケル合金鋼などを対象に，純アルゴン等不活性ガス 100%のシールドガスで行うミグ溶接をクリーンミグ溶接と呼び，研究開発が進められてきた．平成 19 年度より開始した NEDO プロジェクト『鉄鋼材料の革新的高強度・高機能化基盤研究開発』において，「クリーン MIG 溶接プロセス技術の開発」が目標の一つに掲げられた[9]．これまでのクリーンミグ溶接の研究開発では，100%不活性ガス雰囲気下でのアークの安定性に研究開発の焦点を置き，これを実現してきている[24]．しかしながら，溶接金属の表面張力が高い場合に，溶接ビード止端のぬれ性の悪化や凸ビード形成などの課題[25], [26]が残っている．このようなぬれ性の悪さや凸ビードは，本研究のターゲット製品である大型構造物に必須である積層溶接において溶接欠陥の発生を招く．その補修溶接や準備のためのパス間ビードのグラインダ成形など，

余分な工数が発生し，施工能率も低下する．

そこで本研究では，本質的に強度，低温じん性が確保でき，高能率を実現できる純アルゴンミグ溶接に着目し，大型構造物への適用を考慮し，ぬれ性や凸ビードなどビード形状を改善する溶接プロセスの確立を目的とした．

また，本研究においては，開発した溶接プロセスについて，溶接試験および数値計算を通した基本メカニズムの理解から，応用のための試験検証，純アルゴンミグ溶接でのもう一つの課題であるアークの安定化，さらには実用化に向けた実験的検証を行う．

1.2 極低温用製品溶接に関する課題と研究の現状

1.2.1 極低温用製品溶接の課題

(a) 純アルゴンミグ溶接のアーク不安定の課題

鉄系材料の純アルゴンミグ溶接では，溶接対象である母材表面に形成される陰極点位置が不安定になることが知られている[27], [28]．陰極点の不安定，アークのふらつきは，溶接ビード不整やブローホール等の溶接欠陥の原因となる．また，見かけのアーク長変化が，異常なアーク電圧として溶接電源制御にフィードバックされ，制御処理方法によっては溶接施工の安定を損なう．なお陰極点のふらつきは，溶接ビード周辺のクリーニング領域として認められる．

このため一般に鉄系材料のミグ溶接では，シールドガスとして微量の酸素や二酸化炭素を添加したアルゴンガスが用いられている．シールドガスの微量酸素により，溶融池表面に酸化物が形成され，これに陰極点が固定化されることを利用している．微量酸素が入ったアルゴンシールドガスでは，陰極点のふらつきが見られず，したがって溶接ビードも止端が揃った直線状の良好なビードが得られる．シールドガス中の微量酸素の効果は AC-TIG の事例として，陰極点の挙動観察の報告がなされている[29]．しかしながら，シールドガスの酸素の影響は避けられず，ビード表面は酸化で黒ずみ，溶接金属内部も酸素量が増加する[27]．上述したように，一般に溶接金属内の酸素量増加はじん性の低下をもたらす．

(b) ぬれ性改善の課題

極低温用製品への純アルゴンミグ溶接適用の課題としては，凸ビードとなることや，ビード止端部のぬれ性が悪いことが挙げられる．これについて，純アルゴンミグ溶接では溶接金属中の酸素量が少なくなり，この場合，融点付近において溶接金属の表面張力が大きくなることが知られている[30], [31]．これが溶接ビードの凸形状の主因であると推察される．このようなビードぬれ性を改善する溶接プロセスについて扱っている研究は少なく検討の余地が十分にある．Fig. 1.1 に S.A.David ら[25]によりまとめられた温度，表面張力，溶接金属中の酸素量の関係を示す．多くの領域において，含有酸素量の低下および低い温度が溶接

金属の表面張力を大きくする方向に働くことが確認できる．

また，A-TIG や AA-TIG の活性成分を含んだフラックスにより溶込み形状が変わるように，溶接金属内の酸素量は，溶融池対流形態に作用し溶込み形状にも影響している[32], [33].

これらは，溶接金属中の酸素量が低下することで，溶接金属の表面張力が増加することに起因する．溶接金属の表面張力増加を抑える方法の一つとして，入熱を上げ，溶融金属の温度を上昇させることが挙げられる．しかしながら従来型ミグ溶接では，溶着量と溶接電流すなわち入熱は，一意な関係となっており，溶着量を上げずに，入熱だけを増加させることはできない．

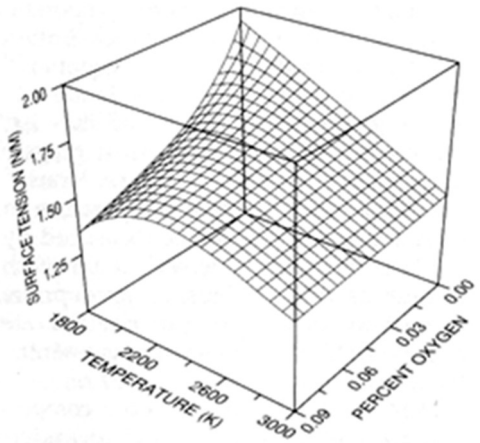
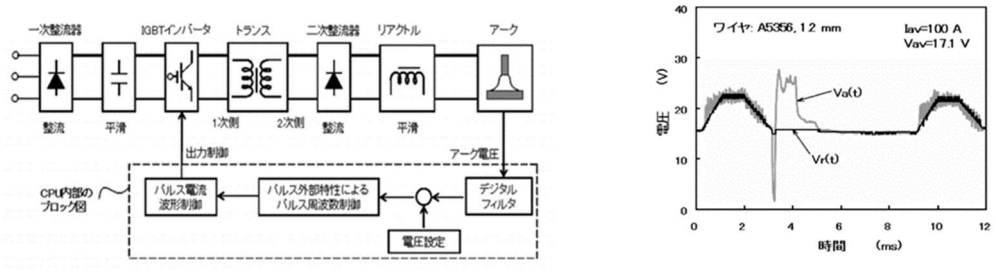


Fig. 1.1 Surface tension of Fe-O alloy as a function of temperature and oxygen concentration[25].

1.2.2 純アルゴンミグ溶接のこれまでの研究

純アルゴンミグ溶接のアーク不安定性に関しては，以下の研究がなされている．

純アルゴンミグ溶接でのアークの不安定は，不規則な陰極点挙動により発生する高い電圧を溶接電源制御にフィードバックしてしまうことも一因である．上園らは，不規則な陰極点挙動により発生する高い電圧を異常値として判別し，異常電圧が発生する前のアーク特性上の電圧値を代入して補うデジタルフィルタリング処理を行うことによって，フィードバック電圧に含まれる外乱の影響を大きく改善することを可能とした（Fig. 1.2）[34]．この手法はアーク長の異常変動に対してはロバストであるが，陰極点の不規則な変動による溶接入熱の分散には対策できず，溶接ビードのぬれ性や凸ビード，溶込みの浅さは問題として残っている．



(a) Schematic diagram of pulse power source circuit

(b) Remove method of abnormal voltage by digital filtering

Fig. 1.2 Digital filtering function of welding power source. [34]

中村らはワイヤ溶融先端液柱がアーク中で極めて長く伸び，かつ大きく不規則に振動している現象が不安定ビードの大きな要因の一つであると見定めた．この細長く伸びた液柱を短くし変動挙動を抑止するために，中心部の材質の融点が周辺部よりも低くなるように径方向のワイヤ組成を設計した同軸複層ワイヤ（Fig. 1.3）を開発し，ミグアークの安定化に成功している[35]．本手法の課題として，特殊な溶接ワイヤが必要となりランニングコストが上がること，ワイヤ構造上，複層の隙間に空気が入り，これが溶接金属のじん性低下につながることが指摘されている．

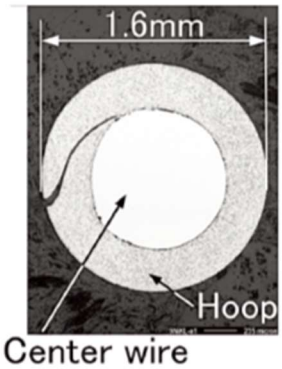


Fig. 1.3 Cross section of coaxial multi-layer solid wire[35].

銭谷らは溶接安定化に必要最低限の酸素量を供給するため，シールドガスには純アルゴンを用い溶融金属柱近傍にワイヤとコンタクトチップの隙間から局部的に微量酸素を軸流添加するプロセスを開発し，シールドガス中の平均酸素濃度を低く抑えつつ溶接の安定性を向上できることを確認した[28]．また，同様の方法で，トーチ構造を開発してパルス状に酸素含有シールドガスを添加する方法も報告されている[36]．これらの方法では，アークは安定化するが微量ながら酸素が溶接金属に混入する課題は残っている．

金丸らは，ティグとミグのアークを向き合わせた TIG-MIG 複合溶接法について，アーク間距離や電流バランスの各複合条件を調整するのみの簡便な複合化によって，純アルゴンシールド条件下で，陰極点のふらつきが解消し十分なミグアーク安定性が得られることを

見出した[37]–[39]．ただし，ティグトーチとミグトーチの 2 本が必要となり溶接部周辺が大きくなることは免れない．

田中らは純アルゴンミグ溶接における不安定現象の要因として不規則な陰極点挙動とワイヤ端液柱の揺動の二点に着目した．両者の課題を解決する溶接プロセスとして電離シールドガス流を活用するプラズマミグ溶接プロセスを提案した[40], [41]．小鶴らはプラズマミグ溶接の基本特性を解明し，プラズマ電極径やプラズマ電流値等プラズマミグ溶接プロセスに影響を与えるパラメータについて検討している[42]．プラズマミグ溶接プロセスはアークの安定化に至ったものの，依然ビードのぬれ性が悪く，溶け込みが浅いという問題点があった．

これらの報告のように，安定的に溶接可能な純アルゴンミグ溶接プロセスを開発するために様々な観点から新たなプロセスが提案されている．しかしながら複雑な制御や特殊な溶接材料を必要とするものが多く実用化が難しいのが現状である．現在広く市販されている溶接材料を用い，かつ発展した電源制御技術をシンプルに利用した，純アルゴンミグ溶接プロセスが求められている．

1.2.3 ぬれ性改善のこれまでの研究

溶接ビード止端部のぬれ性改善には，溶接金属の温度を上げ，溶融金属の表面張力を低下させる方法があると上述した．この実現のために溶着量と入熱を独立して制御するミグ溶接プロセスが望まれる．ミグ溶接またはマグ溶接において溶着量と溶接入熱を独立して制御する方法として，主溶接法をミグ溶接・マグ溶接として，その他の熱源を付加する方法が検討されている．

Gunther らは，メインとなるマグ溶接とは別に，通電して溶融温度以下に温められた溶接ワイヤ（ホットワイヤ）をティグフィラワイヤのように付加するホットワイヤアシストミグ溶接法（Fig. 1.4）を開発し，硬化肉盛溶接に適用した[43]．

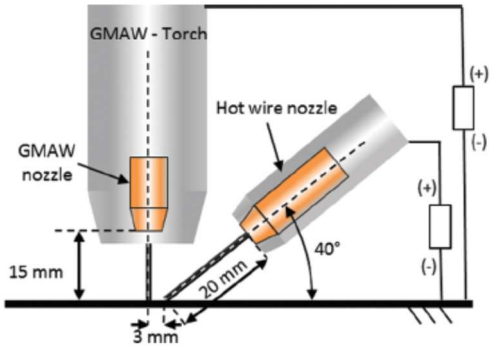


Fig. 1.4 Hot wire-assisted gas metal arc welding [43].

本方法では，付加するホットワイヤは，溶融温度以上には上げられないため，溶接部への入熱を増加させる方向には働かせられない．また，ホットワイヤに通電するために，ホットワイヤ先端は必ず溶融池内に接している必要があり，施工を安定的に行うには，溶接対象が平面であるなどの制約がある．さらにフィラワイヤ形式で溶接ワイヤを付加するために，溶接部まわりの干渉にも注意が必要である．

レーザ溶接とアーク溶接を組み合わせたレーザ・アークハイブリッド溶接も溶接熱量を制御するために用いられている．潘らは，高張力鋼の厚板を対象にレーザ溶接と炭酸ガス溶接の組み合わせを適用している[44]．厚板を少ないパスで溶接するためにレーザ熱源を利用した．近年レーザ装置価格が低下しているといえども，まだまだ高価であり，製品への適用はコストメリットとのバランスが懸念点となっている．

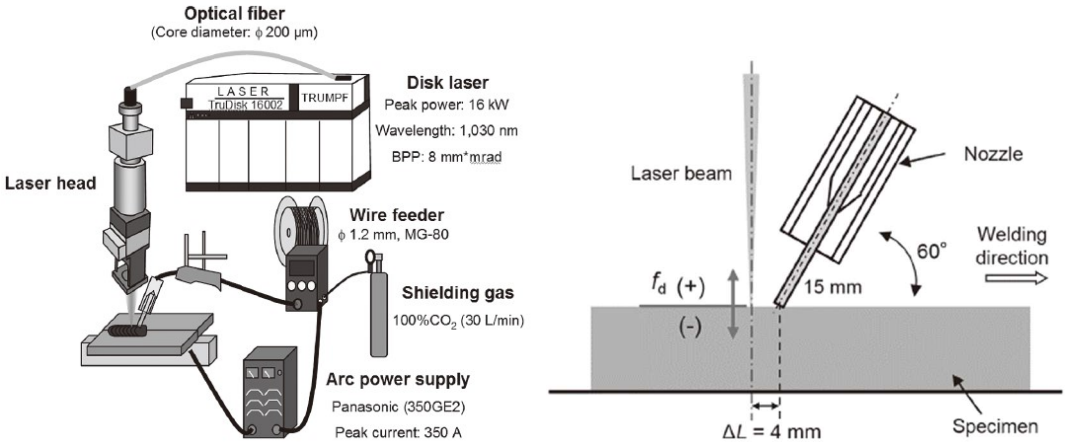


Fig. 1.5 Schematic experimental setup for laser-CO_2 gas arc hybrid welding [44].

安価なティグ溶接を予熱に使うミグ溶接も提案されている．溶接開始時のみであるが，モーターサイクルのアルミフレームの溶接において，溶接開始部の溶込み不良を回避すべく，ティグ溶接でミグ溶接開始部を予熱し，その後ミグ溶接を行う方法が川崎重工から報告されている[45]．しかしこのシステムはロボット 2 台を使うなど大掛かりなシステムとなっている．また，上述した金丸らの TIG-MIG 複合溶接法も，ティグ溶接の追加入熱の効果を得ることができる．ただし，溶接トーチが 2 種類必要となる課題を有する．

上述の田中らのプラズマミグ溶接[40]–[42]も，従来型ミグ溶接に追加的に熱源を加える溶接プロセスの一種である．溶接トーチが 1 本であるメリットがある．しかし，プラズマによるミグ溶接陰極点の安定による溶接安定化に効果があったが，プラズマ溶接による母材への熱量供給は限定的で，凸ビードや溶込の明確な改善には至らなかった．

1.3 二段給電式ミグ溶接プロセスの可能性

極低温用製品を対象とした溶接施工の課題として，低温じん性と施工能率を挙げ，この解決策として純アルゴンミグ溶接を提案した．しかし，純アルゴンミグ溶接を適用する場合，十分なぬれ性が得られず凸ビードとなる課題がある．

ぬれ性の低下は純アルゴンシールドガスを用いることによる溶接金属の含有酸素量低下が溶融金属の表面張力増加を引き起こすことが要因である．この表面張力増加は溶融金属温度を上昇させることでも低下させることができる．そこで筆者らは２台の溶接電源を用いて，１台からはミグ溶接を主溶接としてパルス給電し，もう１台からは溶接ワイヤ先端近くに補助的に給電する新しい溶接プロセスである二段給電式ミグ溶接プロセスを開発した．これにより従来型ミグ溶接では操作不可能であったワイヤ送給量と溶接電流の一意的な関係を切り離して制御を独立させ，同じ溶着量に対し入熱を増加させることが可能となる．

Fig. 1.6 に二段給電式ミグ溶接の構成図を示す．2 カ所の給電位置を同軸上とすることで，溶接部周囲がコンパクトになり，溶接施工範囲が広げられる．これは上述した付加的な熱源を用いるレーザ・アークハイブリッド溶接法や TIG-MIG 複合溶接法など溶接部周りが大きく複雑になる溶接プロセスに対する有利な点となる．

二段給電式ミグ溶接プロセスは，溶接トーチ構造は上述したプラズマミグ溶接プロセスに似ているが，第 2 給電点でプラズマやアークを発生させずに，溶接ワイヤに直接給電し，溶接ワイヤのジュール発熱を促すことが溶接プロセスとして異なる．ジュール発熱した溶接ワイヤは溶滴となって，追加した電流分の入熱を伴って母材に移行し，より直接的に母材や溶接金属に入熱を運ぶことが可能であると考えられる．

この二段給電式ミグ溶接プロセスにより，純アルゴンミグ溶接の課題となる溶接ビード形状改善に有効な溶融金属への入熱増加を実現できると考えられる．

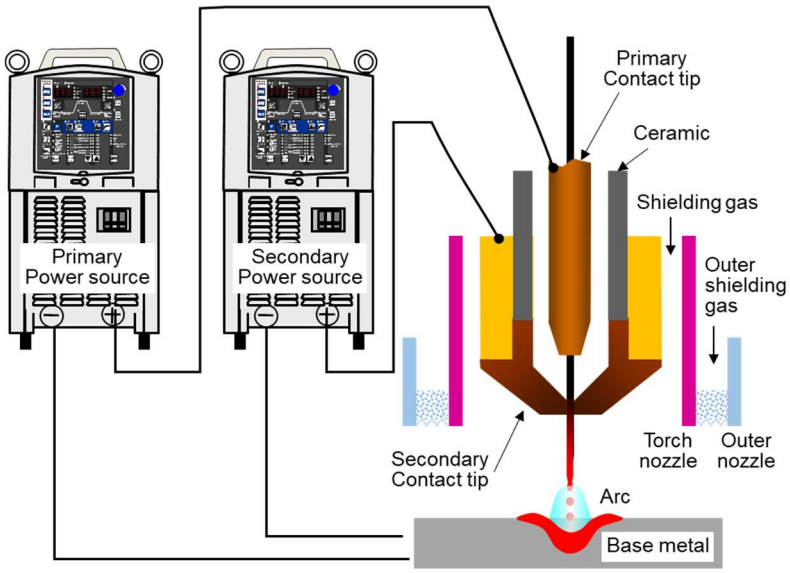


Fig. 1.6 Schematic diagram of Duplex Current Feeding (DCF)-MIG welding system.

また，純アルゴンミグ溶接でのもう一つの課題であるアークの安定性に関し，二段給電式ミグ溶接プロセスでは積極的にアークを安定化させる機能はない．しかし，許容される範囲での溶接品質が得られるように溶接現象を安定化させることは可能であると考える．これについては，二段給電式ミグ溶接プロセスの基本メカニズムの理解を進めながら検討する．

1.4 本研究の目的と方針

二段給電式ミグ溶接プロセスは，ワイヤ送給量すなわち溶着量と，溶接電流すなわち母材への入熱を独立して制御できる溶接プロセスである．しかしながら，その溶接現象，溶滴温度上昇のメカニズム，最適な溶接条件などに関して解明されていない．極低温用製品への適用を考える上には，二段給電式ミグ溶接プロセスのメカニズム解明が，最良な溶接施工を実現するために必要であると考える．

そこで本研究では，まず二段給電式ミグ溶接プロセスの基本的なメカニズムを解明することを目的とし，実験により溶接現象の観察，データ収集・分析を行う．特に二段給電式ミグ溶接プロセスの特長である，同一ワイヤ送給量に対しアーク電流値を独立に制御できることに主眼を置き，その挙動を実験により明らかにする．またより直接的に溶接ビード形状改善に関わる溶滴による母材への熱移送に着目し熱量計を用いて溶滴の熱量計測により検証する．実験を通して観察された二段給電式ミグ溶接プロセスの溶接現象について，溶接ワイヤにおけるジュール発熱に着目し，数値計算にて現象を理解する．さらに二段給電式ミグ溶接プロセスの数値計算モデルを構築し，実験では直接計測できない電流密度や温度分布を可視化するなど実験とは異なる視点で検証を行う．

溶接プロセスのメカニズム理解をさらに進めるため，応用研究として二段給電式ミグ溶接プロセスに対する溶接施工上の影響因子を検証する．二段給電式ミグ溶接プロセスは，溶接トーチ構造，溶接ワイヤ材料，二つの電流の給電形式など，溶接プロセスに影響を及ぼす多くの溶接施工因子がある．これらの因子の溶接現象への影響を実験的に検証することで，二段給電式ミグ溶接プロセスの理解が深まると考える．実験で検証しえない部分については，基本メカニズム検討で確立した二段給電式ミグ溶接プロセスのモデルを使って，数値計算により検証する．また，純アルゴンミグ溶接において，ぬれ性悪化等につながる表面張力増加とは他にもう一つの問題として，アークの不安定がある．不安定なアーク挙動は溶接ビードの蛇行など不具合をもたらす．このアーク不安定性について，許容される溶接品質を得られるよう溶接現象を安定化させるという観点から，二段給電式ミグ溶接プロセスの溶滴移行とパルス電流波形との関係に着目して実験的に検討する．

さらに，二段給電式ミグ溶接の製品への適用を想定し，肉盛溶接への適用を検討する．また液化水素タンクの建造を想定し，積層溶接，傾斜溶接について二段給電式ミグ溶接プロセスの有効性を実験的に検証する．最後に二段給電式ミグ溶接装置システムの構造を利用した，新たな溶接プロセスの提案とその実現性の検討を行う．

1.5 本論文の構成

Fig. 1.7 に本論文の流れ図を示す.

第 1 章では，本研究の背景と目的について述べ，その方針を明確にしている.

第 2 章では，本研究で用いた二段給電式ミグ溶接プロセスの実験方法に関し，二段給電式ミグ溶接用の特殊な溶接試験装置，計測システム，溶接材料について述べている.

第 3 章では，二段給電式ミグ溶接プロセスについて，数値計算により検討するための数値シミュレーションモデルについて述べている.

第 4 章では，二段給電式ミグ溶接プロセスの基本的なメカニズムを理解するために行った溶接試験の結果を示している．これにより，二段給電式ミグ溶接プロセスにおいて溶着量と入熱を独立して制御できることを明らかにしている．また，溶滴熱量・温度の上昇についても，実験および数値計算により明確にしている.

第 5 章では，二段給電式ミグ溶接プロセスの影響因子について，溶接トーチ構造，溶接材料，給電形式の観点から実験的に検証している．また，数値計算により実験結果を異なる視点で検証している．さらに純アルゴンミグ溶接の溶接現象安定化に関して，溶滴移行とパルス電流波形について着目し検討している.

第 6 章では，二段給電式ミグ溶接プロセスを実際の製品に適用するべく，製品における溶接施工方法についてその有効性を明らかにしている．また，二段給電式ミグ溶接プロセスを応用した新しい溶接プロセスについて検討している.

第 7 章では，将来の二段給電式ミグ溶接研究の方向性について議論している.

第 8 章は，本研究で得られた知見を結論としてまとめている.

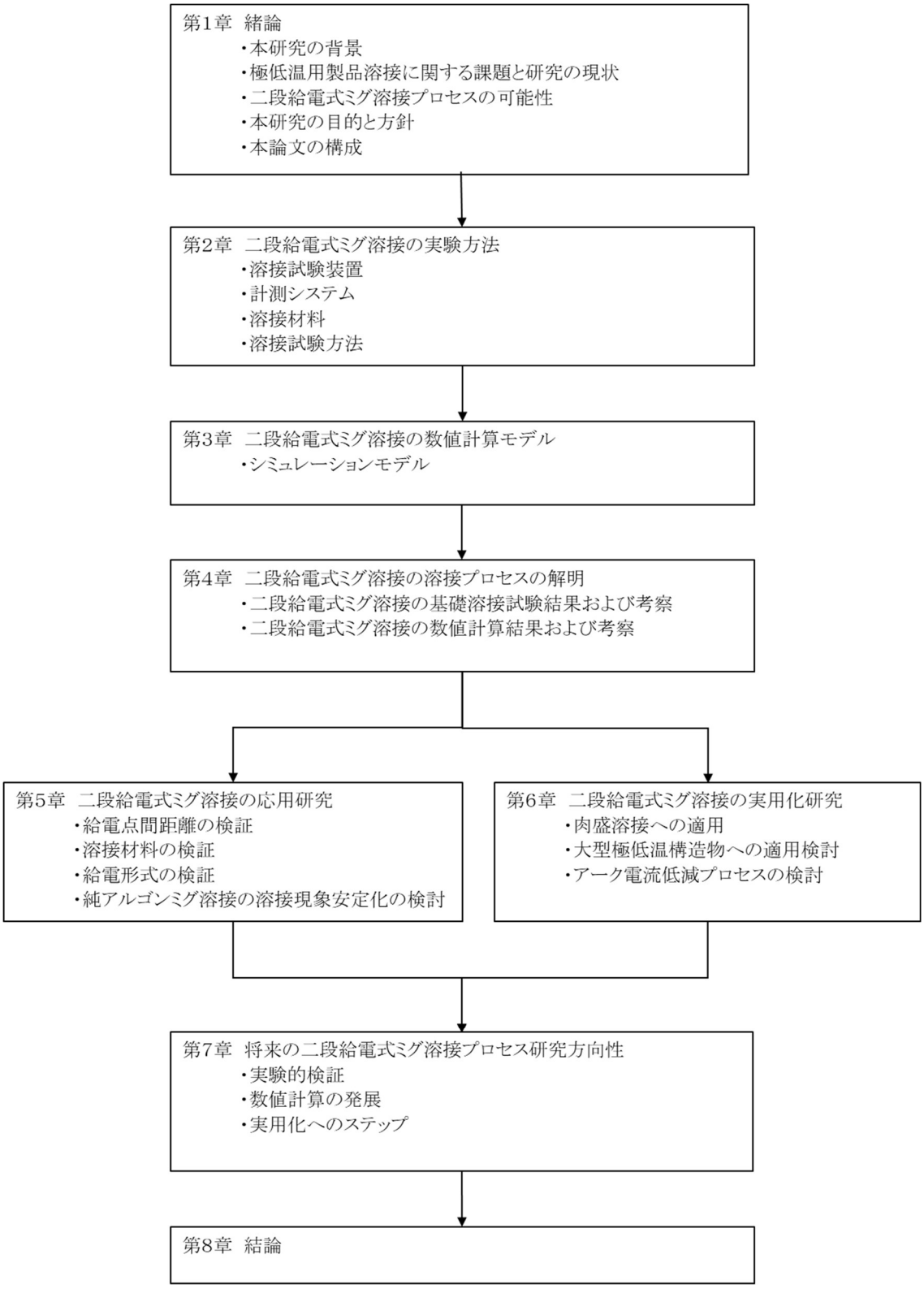


Fig. 1.7 Flowchart of this study.

第2章 二段給電式ミグ溶接の実験方法

2.1 緒言

二段給電式ミグ溶接の溶接プロセスを解明するため，溶接試験を実施した．本章では，溶接試験で用いた溶接システム装置，および，計測機器を説明する．二段給電式ミグ溶接現象を計測するため，基本溶接データとして，溶接中においては，溶接電流・電圧波形，高速度ビデオによるアーク状態および溶滴移行の観察，溶滴熱量の計測を行い，溶接後においては，溶接ビード外観，溶接ビード断面マクロの確認を行った．

2.2 溶接試験装置

本研究における溶接試験は，ロボットに二段給電式ミグ溶接トーチを把持させて行った．溶接試験装置は，二段給電を実現するための特殊構造を有する溶接トーチ，二段給電式ミグ溶接の給電を行うために改造した 2 台の溶接電源，および，溶接トーチを移動させるための溶接ロボットで構成される．本節ではこれらの溶接試験装置について説明する．

2.2.1 溶接トーチ

二段給電式ミグ溶接トーチは，独 TBi 社プラズマミグ溶接トーチ（製品番号：PLM-500）のプラズマ発生用チップを改造したものである．通常のミグ溶接の給電点に相当する上部にあるミグ溶接チップ（第 1 給電チップ）と，その下方にある追加でワイヤに給電を行える第 2 給電チップの二か所で給電を行えるようにした．給電チップ同士は電気的に接触しないようセラミックによって絶縁されている．溶接トーチ外観を Fig. 2.1 に示す．

Fig. 2.1 Duplex current feeding MIG torch.

本溶接トーチのシールドガス流路は，溶接ワイヤ周りのセンターガス，および，トーチノズルからのシールドガスの二重構造になっており，両方に純アルゴンガスを流している．さらに形成された溶接ビードの酸化を防ぐため，ノズルの外側にアウターシールドを設け，これにも純アルゴンガスを流している．アウターシールド治具を Fig. 2.2 に示す．

第 1 給電チップ下端から第 2 給電チップ下端までの給電点間距離は，基準値として 12 mm としている．

第 1 給電点には，従来型のミグ溶接に相当する定電圧特性直流パルス溶接電源によりパルス電流が給電され，第 2 給電点には定電流特性溶接電源により一定値の直流電流が給電される．溶接電源システムの詳細は次項に記す．

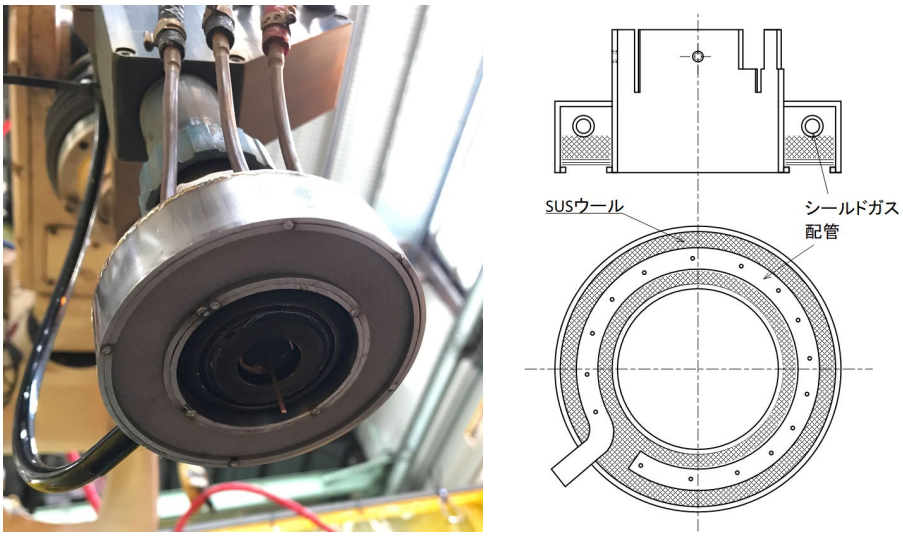


Fig. 2.2 Outer gas shield jig.

2.2.2 二段給電式ミグ溶接電源システム

第 1 給電点に給電する溶接電源は，定電圧特性を有するミグパルス溶接電源であるダイヘン社製溶接電源（機種：DP-500）を用いている．追加の給電を行う第 2 溶接電源には，同じダイヘン社製溶接電源（機種：DP-500）を定電流特性で用いた溶接電源を用いている．溶接ワイヤは，第 1 溶接電源により制御されるワイヤ送給装置（ダイヘン：CMRE-741）により一定速度で送給される．さらに，第 1 溶接電源と第 2 溶接電源の溶接パルスタイミングなどの溶接信号を同期させるために，CAN 通信で溶接電源間を接続している．Fig. 2.3 に二段給電式ミグ溶接溶接電源システムの外観を示す．

第 1 溶接電源は溶接モードが選択でき，本研究においては，「MAG 軟鋼ソリッド」「MIG ステンレスソリッド」「MIG 硬質アルミ」の各モードを溶接ワイヤ材料に合わせて使用した．これらの溶接モード，溶接ワイヤ径，および，電流設定値により，溶接パルス電流のピーク電流値，ベース電流値，ベース電流からピーク電流までの立ち上り時間，ピーク電流時間，ピーク電流からベース電流までの立下り時間が変更される．

また，第 1 溶接電源は，アーク長を一定に制御するために，その代替値であるチップ・母材間電圧をフィードバックし平均電流値が設定値と等しくなるように制御している．平均電流値制御方法として，ベース電流期間の長さを調整するパルス周期変調制御を採用している．例えば，アーク長が長くなれば，ベース電流期間を長くし，パルス周期を長くすることで，平均電流値を下げ，溶接ワイヤの溶融速度を抑制し，アーク長（アーク電圧）が設定した電圧値相当となるように制御している．

Fig. 2.3 DCF-welding power source system

2.2.3 溶接ロボット試験装置

二段給電式ミグ溶接の溶接トーチ（DCF-torch）やワイヤ送給装置は，川崎重工製溶接ロボット（機種：RA010N）に搭載し，溶接を行った（Fig. 2.4）．溶接施工動作は，溶接ロボットにプログラミングし動作を実行させた．溶接ロボットはタッチセンシング機能を有しており，ワイヤ突出し長を正確に合わせてから，これでタッチセンシングすることで，常に同じトーチ高さ，すなわち CTWD（Contact Tip to Work Distance）ワーク＝チップ間距離一定での溶接施工を実現している．

溶接ロボットから溶接電源への溶接開始等の信号は，一旦 PLC（Programmable Logic Controller， デジタル社製 Pro-face LT3300 ）に取込み，PLC のプログラムで，シールドガスのプリフロー，アフターフローのそれぞれの開始，終了と継続時間の設定と制御，第 1 溶接電源と第 2 溶接電源の溶接開始タイミングの制御が行われている．

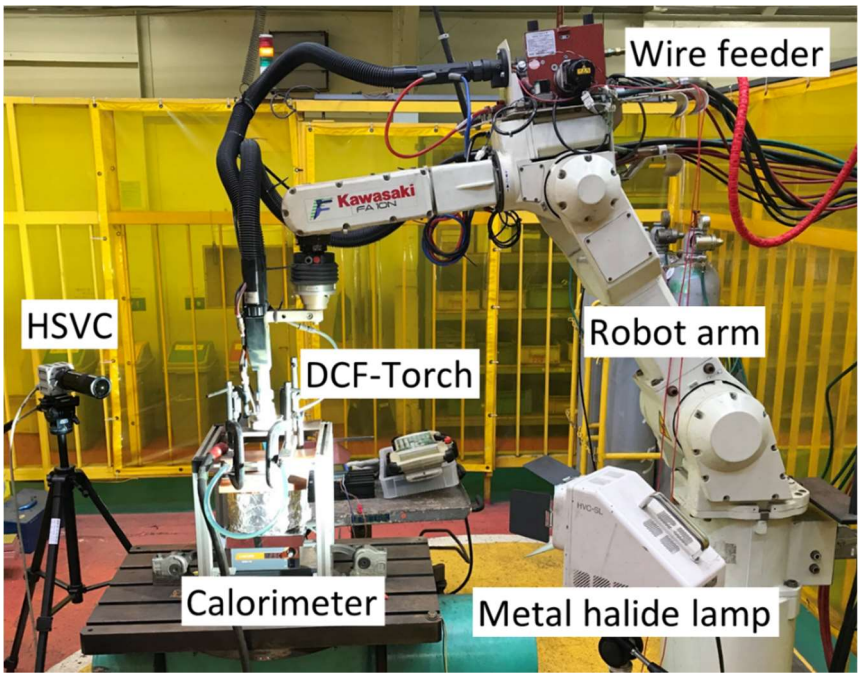


Fig. 2.4 Welding robot system.

2.3 計測システム

本節では，二段給電式ミグ溶接プロセスを解明するために本研究で用いた計測システムについて説明する．

2.3.1 電流・電圧計測

第 1，第 2 の各溶接電源から供給される溶接電流は，クランプメータ（日置電機：CLAMP HITESTER 3290-10）を第 1，第 2 溶接電源のそれぞれのパワーケーブルに取付け，電圧出力に変換したのち，データロガー（日置電機：MEMORY HICODER 8855）に入力し収集した．

同様に，両溶接電源の負極である母材側パワーケーブル端子と，溶接トーチの正極パワーケーブル接続端子との電圧を，電流と同じデータロガーに入力し収集した．

データロガーの電流，電圧データサンプリング時間は，第 1 溶接電源のパルス周期が数～十数 msec であることを勘案し，0.1 msec とし，データ収集時間は，原則，溶接が安定してからの 3～5 sec 程度とした．

2.3.2 高速度ビデオによるアーク観察

アーク形状と溶滴移行を観察するために，高速度ビデオシステムを使用した．アークや溶滴撮影は，望遠レンズ（ニコン社製 Micro-NIKKOR 200 mm）を装着した高速度ビデオカメラ HSVC（High Speed Video Camera：フォトロン社製 FASTCAM-ultima1024 model

4KC）とハロゲンランプ（フォトロン社製 HVC-SL）を，溶接線方向に水平で直交する線上に対向配置させて行った．

画像解像度は基本設定として 1024×512 pixel とし，これはおよそ□34×17 mm の視野を有している．フレームレートはパルス溶接現象が観察可能な 1 秒間に 1000 コマ = 1000 fps とした．なお 2000 fps の場合，HSVC の能力のため撮影範囲が 512×512 pixel □17×17 mm と狭くなるが，試験種類によってはこのフレームレートで撮影した．

アーク光は強いため，光量の調整が必要である．光量は望遠レンズの絞りを最小の F32 に固定し，HSVC のシャッタースピードを 1/32000，1/64000，1/128000 sec から選び調整した．これらの設定により，アーク中の溶滴の成長と離脱を観察する．

2.3.3 二色放射測温法による溶滴表面温度計測

本研究では，溶滴の温度が溶込み深さやビード形状に影響することが考えられる．このため，和木ら[46]が提案したアーク溶接の溶融金属温度場の可視化技術である二色放射測温法を用い溶滴温度の計測を行った．本手法は，GMA 溶接やプラズマミグ溶接の溶滴温度計測においても用いられている[47]，[48]．なお他の溶滴温度計測方法としては，三次元発光分光法などが提案されている[49]．

(a) 二色放射測温法の原理

(2.1)式に示すのが波長と光の強度と温度の関係を示したプランクの式[50]である．

$$I = \varepsilon C_a \lambda^{-5} \left\{ \exp\left(\frac{C_b}{\lambda T} \right) - 1 \right\}^{-1} \tag{2.1}$$

I:光の強度, ε:放射率, λ:波長[nm], T:温度[K], C_a:3.7415×10-19[Wm^2], C_b:0.014388[mK]

(2.1)式の放射率εは非常に取り扱いが難しく，材料の温度や表面の状態によって変化することが知られている．そのために放射率の値を正確に見積もる事ができずに，実際の温度と測定によって得られた温度に誤差が生じる可能性がある．そこで放射率の変動による測定誤差を軽減することのできるのが二色放射測温法である．これは放射率が未知の物体でも狭い波長帯域で分光放射率が一定と見なせる場合（灰色体近似 : $\varepsilon(\lambda_1, \mathrm{T}) = \varepsilon(\lambda_2, T)$），異なる二つの波長の光を選択し，各々の分光放射発散度の比から温度を求める方法である．まず，分光計測により近接する二つの波長それぞれについての光の強度を計測する．その結果を(2.1)式に代入し，光の強度の比を求める((2.2)式)．

$$\frac{I_1}{I_2} = \frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_2}\left(\frac{\lambda_2}{\lambda_1}\right)^5 \frac{1-\exp\left(C_b / \lambda_2 T\right)}{1-\exp\left(C_b / \lambda_1 T\right)} \tag{2.2}$$

I_1，I_2:光の強度，ε_1，ε_2:放射率，λ_1，λ_2:波長[nm]，T:温度[K]，C_b:0.014388[mK]

ここで放射率の比 $\varepsilon_1/\varepsilon_2 = 1$と近似することで(2.3)式が得られる．

$$\frac{I_1}{I_2} = \left(\frac{\lambda_2}{\lambda_1}\right)^5 \frac{1-\exp\left(C_b / \lambda_2 T\right)}{1-\exp\left(C_b / \lambda_1 T\right)} \tag{2.3}$$

(2.3)式は放射率が含まれないため放射率の変化に影響されずに温度求めることが可能となる．これを温度 Tについて変換したのが(2.4)式である

$$T = \frac{C_b\left(\lambda_1 - \lambda_2\right)}{\lambda_1 \lambda_2} \frac{1}{\ln\left(I_1 \lambda_1 / I_2 \lambda_2\right)} \tag{2.4}$$

(2.4)式を用いることで異なる波長の光の強度比から温度を求めることができる[51]．しかし実際の計測系では，特定の波長を選択するために干渉フィルターなどを用い，さらに種々のレンズや分光装置などから構成されている．そのため高温物体から射出された熱放射光はこれらを通して減衰し，光検出部に照射される．これらの光学要素はそれぞれ波長依存性を持つため，計測系全体の分光特性によって決まるので，あらかじめ温度がわかっている高温物体を対象に温度校正を行う必要がある．

(b) 温度校正法

光学要素を考慮した場合，(2.4)式は定数 Pを用いて(2.5)式のように表すことができる．

$$T = P\frac{C_b\left(\lambda_1 - \lambda_2\right)}{\lambda_1 \lambda_2} \frac{1}{\ln\left(I_1 \lambda_1 / I_2 \lambda_2\right)} \tag{2.5}$$

本研究では，タングステン製の標準光源ランプを用いて，今回の赤外線二色放射測温装置での光の強度比と通常の赤外線放射温度計で同時に測定した温度を真温度として，比較し校正した．ここで真温度はあらかじめタングステンを用いて構成されている赤外線放射温度計（タングステンの放射率$\varepsilon = 0.38$）により計測した．このように輝度比と温度の校正線

を求めた．それを Fig. 2.5 に示す．縦軸は標準光源ランプを赤外線放射温度計で測定した真温度，横軸は波長 950 nm と 980 nm における強度比である．Fig. 2.5 に示す校正線を用いて，溶滴の温度を求める．この際，信頼温度範囲は 1600 K～2850 K としそれ以下は 1600 K，それ以上は 2850 K であると仮定して溶滴温度を測定した．

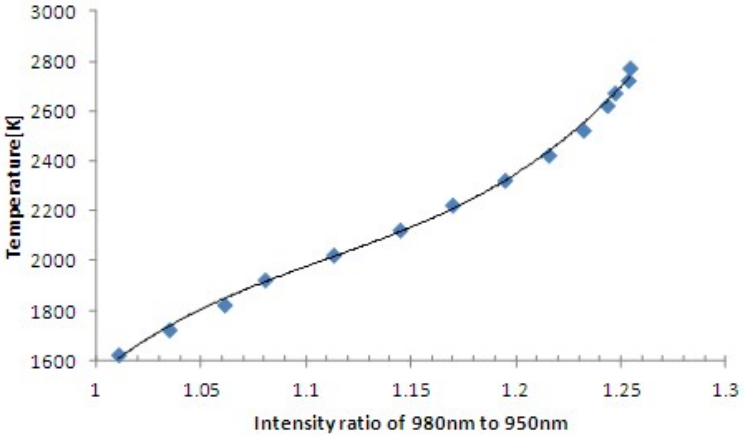


Fig. 2.5 Calibration curve of temperature.

(c) 高速度カメラと画像分光器

対物レンズから入射した高温物体からの画像(放射光)は画像分光器（Photron, Multi-Spectral-Imager）によって二つに分割され，それぞれが異なる二つの波長の干渉フィルター（中心波長 950 nm と 980 nm）を通過して，高速度デジタルビデオカメラ（nac, MEMRECAM-GXLink）の素子表面で結像して画像として記録される．またこの高速度デジタルカメラは露光時間を変えて撮影する事が可能で，静止画像として一枚分だけを取り込む事も可能である．この高速度デジタルカメラで撮影した画像を，画像解析ソフト ImageJ[52], [53]を用いて取り込んだ．画像処理では放射光強度を一つの画素について 12 ビットの色情報を持たせる方式で，最大 4096 色を同時に表示する事ができる（4096 階調）．それらのデータを，画像解析ソフトを用いてエクセルに写した．さらにそれらをエクセル上で正確に位置合わせを行った．そして得られた輝度比のデータを各セルに標準温度実験からの計算式を与えて温度データを導いた．撮影画素の関係上，1 ドット以下のズレが予想され，画像の完全な一致は困難なため，温度勾配の高い部分や測定物体と空間の端の部分は輝度比に誤差が生じるために温度誤差が生じやすいといった問題点がある．

撮影方向は溶接進行方向正面からとした．アークの光が入ると正確な輝度比が求められないため，溶接中に電源のブレーカを落とすことで強制的にアークを消弧させ，アーク消弧直後の瞬間を撮影した．また，撮影条件はトーチ-カメラ間距離を 30 cm，撮影フレームレート 500 fps，シャッター速度 1/500 sec とした．

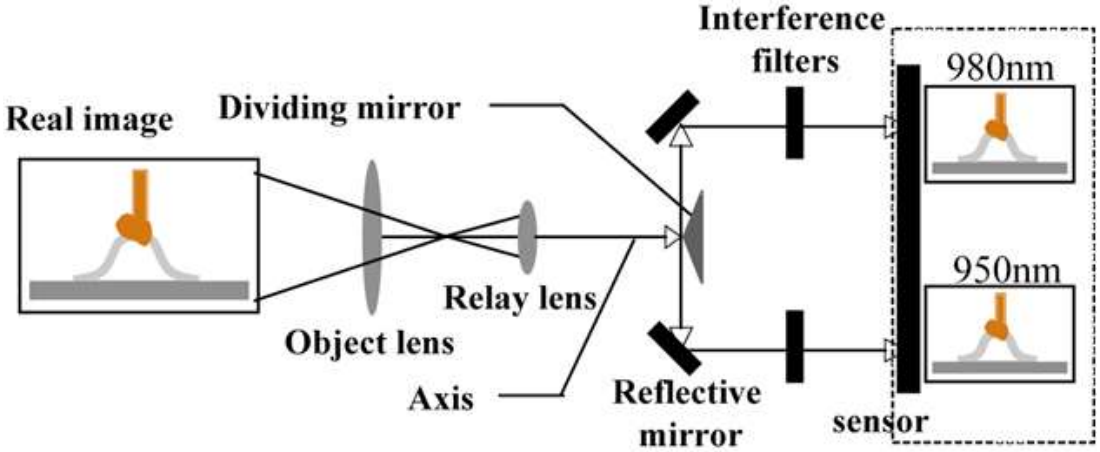


Fig. 2.6 Schematic diagram of principle of image processing.

2.3.4 溶滴熱量計測

溶滴の熱量を計測するために，これまで様々な方法が報告されている[54]–[61]．これらで報告されている溶滴熱量計の工夫としてカソード形状と，溶滴の捕集方法に特徴がある．

カソードの工夫としてタングステン電極を用いる方法や，穴の開いた水冷銅を用いる方法が報告されている．本研究では，後者の水冷銅のドーナツカソード方式を採用した．

溶滴の捕集方法では，水中に溶滴を落とす方法が報告されているが，溶滴の熱量により水が蒸発する．水の蒸発量計測および蒸発熱量の取り扱いが難しいことから，本研究では採用しなかった．他の方法として，水中に置かれた銅容器に溶滴を集め，溶滴熱量を銅容器に移してから水に熱量を移す方法が提案されている．溶滴熱量が完全に水へ移動するための時間が必要になるが，本研究ではこの方法を採用することとした．

また，カソード電極から銅容器までの距離が近いと，アークによる熱が銅容器に入ってしまう．文献[56]を参考に，銅板カソードから銅容器までの距離を 140 mm 以上としてアーク熱の影響が軽減するよう考慮した．

(a) 溶滴熱量計

本研究では，Fig. 2.7 に示す溶滴熱量捕集装置を製作した．Fig. 2.8 に示す穴を有する銅板を陰極として用い，これにアークを発生させた．溶滴は銅板の穴を通って下方の銅容器（Fig. 2.9）に蓄積する．銅板上端から銅容器上端までは 140 mm とした．銅容器は断熱されたデュワー瓶の水 1000 g の中に沈められている．銅容器本体および底面に取り付けた冷却フィンを通して，溶滴の熱量は水に移動する．水温が一様となるように，磁気撹拌機にて 250 rpm で撹拌され，K 熱電対でその温度を計測する．水温以外に銅容器温度およびデュワー瓶内の空気温度も計測し，水温とともに 50 msec のサンプリング時間でロギングを行った．溶接開始から 180 秒以上のデータを収集し，水温が安定する溶接開始後 120 秒から 180 秒の 60 秒間の銅容器への移動熱量も含めて算出した熱量の平均値を溶滴熱量とした．

溶接時間は，溶滴が銅容器に溜まりすぎないように 3～5 秒間の静止溶接とした．溶滴質量は 3～6 g となる．溶滴や水の質量は電子天秤を用い 10 mg の精度で計測した．水，銅容器，デュワー瓶内空気の温度上昇から求めた総熱量を溶滴の質量で除し，溶滴の単位質量当たりの熱量 [kJ/g]を算出し，比較に用いた．

計測で用いたパラメータを Table 2.1 にまとめる．

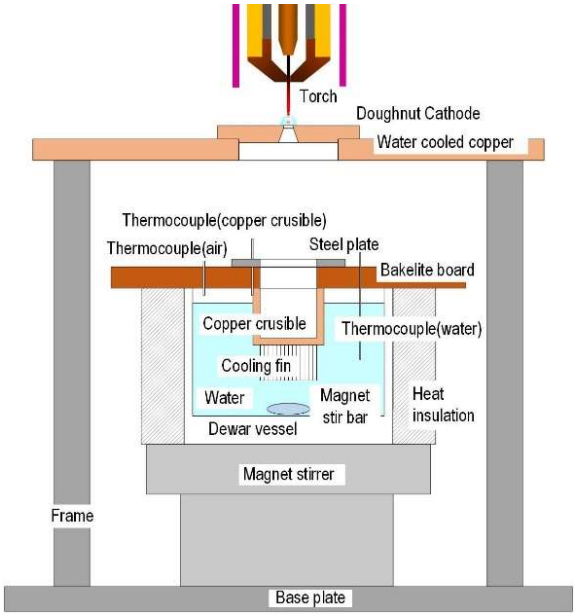


Fig. 2.7 Schematic illustration of calorimeter.

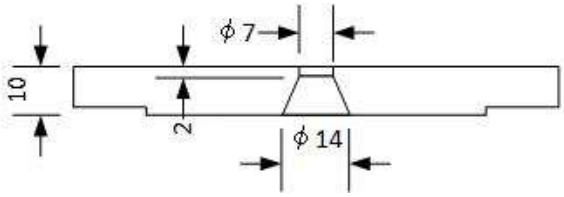


Fig. 2.8 Schematic illustration of doughnut cathode.

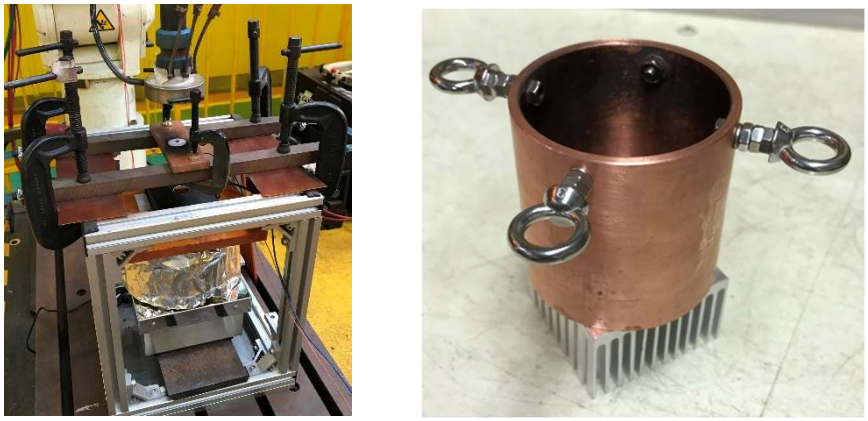


Fig. 2.9 Calorimeter of droplet (Left) and Copper crucible (Right)

Table 2.1 Parameter of calorimeter.

Item	Value
Length between cathode and crucible	140 mm
Welding time	3～5 sec
Measuring accuracy of electronic balance	0.01 g
Stirring speed of water	ab. 250 rpm
Mass of water	1000 g
Water temperature	10～30 ℃
Holding time after welding	ab. 3 min.
Period of calculation of calorie	150～230 sec After welding
Specific heat of water	4.18 J/(g･K)
Specific heat of copper	0.385 J/(g･K)
Specific heat of air	1.006 J/(g･K)
Sampling time of thermocouple data	50 msec

(b) 溶滴熱量算出方法

ここでは，溶滴熱量の算出方法を説明する．

溶接を開始する前の水，銅容器，デュワー瓶上部の空気の各 20 秒間の平均温度を基準温度とし，基準温度からの温度上昇が，溶滴が保有している熱量によるものとして，溶滴熱量を算出した．

温度データの一例を Fig. 2.10 に示す．最初に銅容器の温度が上がり，その後，銅容器の熱量が水に移り，水温が上昇していることがわかる．

温度変化が安定する計測開始後 150 秒から 230 秒の温度上昇量を用いて，各材料の比熱から，各時刻における溶滴から得た熱量を算出する．Fig. 2.11 に算出した熱量およびその合計値のグラフを示す．熱量計が得た熱量の 97%前後は水が保有している．この熱量の合計値の 150 秒から 230 秒の平均値から，銅容器で捕集した溶滴の熱量を算出した．

さらに，比較を容易にするため，捕集した溶滴の質量を計測し，1 g 当たりの熱量 [kJ/g] を算出した．

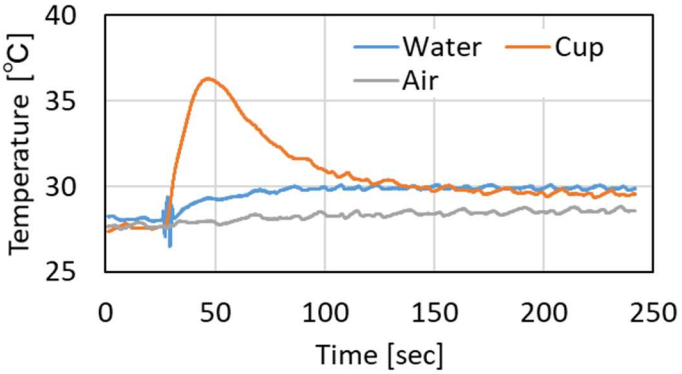


Fig. 2.10 Temperature data of calorimeter.

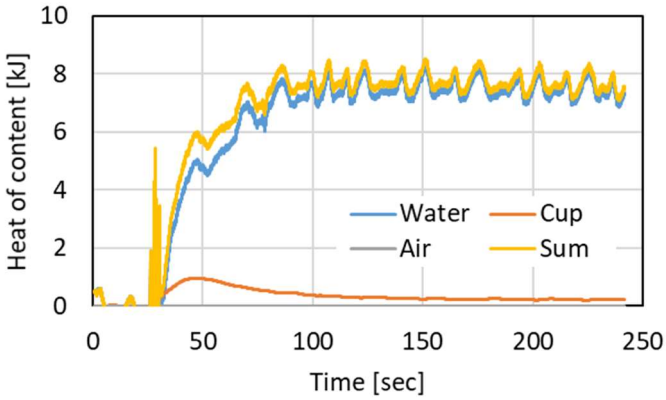


Fig. 2.11 Heat of content data of calorimeter.

(c) 熱量計測誤差の検討

熱量計の誤差を検討するため，まず熱量計測システムにおける水当量を以下の手順で求めた．

溶融したスズ（融点 232 度）を本研究で使用した溶滴熱量計測装置に投入し，水，銅容器等の温度上昇量から溶融スズの熱量を算出した．この値とスズの物理定数から計算した溶融スズ熱量から，溶滴熱量計測器全体の水当量を推定した．

スズ（(株)ニラコ取扱い 純金属スズ線材 品番：SN-441595 サイズ：φ5.0 mm×1 m 純度 99.9 %）を金属製の坩堝に入れ，電気コンロで溶融させた．溶融したスズに K 熱電対を差し込んで温度を計測し，熱量計測器の水温などと同時に記録した．

溶融したスズを熱量計測器に投入し，水温等の温度から熱量を計算した．投入前後でスズを入れた坩堝重量を計測し，その差から熱量計測器に投入したスズの重量を求めた．2 回の計測を行った．Table 2.2 にスズの物性パラメータを示す．

Table 2.2 Physical property of tin

Item	Value
Specific heat (Solid)	0.22839 J/(g･K)
Specific heat (Liquid)	0.26752 J/(g･K)
Melting point	231.93 ℃
Heat of fusion	59.2 J/g (7020/molar mass)
Molar mass	118.71 g/mol

電気コンロで溶融させたスズを 1 回目は 166.94 g，2 回目は 89.07 g 熱量計測器に投入した．スズ物性値を用いて計算した単位質量当たりの熱量と，熱力計測器の温度変化の結果から算出した熱量計測器の全水当量の結果を Table 2.3 に示す．

Table 2.3 Result of measuring heat of content of tin

	Mass	Temperature	Heat of content	water equivalent of calorimeter system
First time	166.94 g	343.2 ℃	22.91 kJ	1021.468 g
Second time	89.07 g	333.6 ℃	11.95 kJ	1038.346 g
				Ave. 1029.907 g

次に溶滴熱量計測の誤差を検討する．

溶滴熱量測定値には，重量測定と熱量測定に伴う誤差が含まれる．溶滴の捕集質量は 3～6 g で，電子天秤は 0.01 g 単位で測定するため，重量測定による誤差は 0.3 %である．熱量計の全水当量は Table 2.3 の水当量平均値を用いると 1029.907 g となり，測定値の標準偏差は 8.44 g なので，誤差は全水当量の 0.82 %となる．熱電対による誤差は K 熱電対を用い 0.1 ℃の精度で測定を行い，熱量計測器の全水当量が約 1000 g なので，1 回の実験で扱った熱量 20 kJ の熱量計測に対して，2.15 %の誤差となる．これらから熱量計測の誤差は 4 %以下であると見込まれる．丸尾らの文献[56]の結果と同等からやや良い精度で計測できていることが確認できた．

2.4 溶接材料

2.4.1 溶接ワイヤ

本研究では，二段給電式ミグ溶接プロセスの基本メカニズム検討においては，軟鋼ソリッドワイヤを用いて溶接試験を行った．本研究で用いた，溶接ワイヤの仕様を Table 2.4 に示す．溶接ワイヤ径はいずれも Φ1.2 mm を用いた．

Table 2.4 Welding wire material specification

Wire material	JIS code	Brand
Aluminum	Z 3232 A5183-WY	Kobelco, KOBE A5183-WY
Steel	Z 3312 G 49 AP 3 M 16	Kobelco, MG-S50
SUS308	Z 3321 YS308	Kobelco, MG-S308
Inconel 625	Z 3334 GNi6625	Nippon Welding Rod, WEL MIG 625

2.4.2 シールドガス

二段給電式ミグ溶接のセンターガス，シールドガス，アウターガスとして Table 2.5 に示す 7 m^3 ボンベのアルゴンガスを用いた．

Table 2.5 Shielding gas specification

Gas	JIS code	Brand
Argon	JIS Z 3253 I1	Air Liquide Japan：Nertal 7m^3 cylinder

2.5 溶接試験方法

本研究では，表面をグラインダにてスケール除去した軟鋼（JIS SS400）の板厚 9 mm または 12 mm の鋼板に，溶接トーチを装着したロボットが直線動作して行うビードオンプレート溶接による実験を基本とした．溶接中の収集データは，第 1 溶接電源，第 2 溶接電源の電流および電圧，高速度ビデオ（HSVC）によるアークおよび溶滴移行の観察を行った．また溶接後は，溶接ビード外観撮影，必要に応じて断面マクロ処理を行った．

また溶滴熱量計測では，溶接トーチを固定した溶接により実験を行い，熱量計にて溶滴熱量を計測した．

2.6 結言

本章では，本研究で行ったベースとなる試験方法について述べた．なお，以下の各章の試験においては，本章で述べた基本方法からの応用もあり，これらに対応した試験方法については，各章，節において記す．

第3章 二段給電式ミグ溶接の数値計算モデル

3.1 緒言

本研究では，実験検証と合わせて，二段給電式ミグ溶接の簡易数値シミュレーションモデルを開発し，二段給電式ミグ溶接プロセスのメカニズムについて検討を加えた．本章では，本研究で用いた二段給電式ミグ溶接の簡易シミュレーションモデルについて述べる．

3.2 シミュレーションモデル

ここでは簡単のため静止溶接を仮定し，アーク領域及びワイヤ領域から構成される，Fig. 3.1 に示す半径 30 mm 及び高さ 30 mm の 2 次元軸対称領域（r,z） を定義する．領域高さは実験における CTWD（Contact Tip to Work Distance）と同一としている．メッシュサイズほぼ均一に約 0.1 mm とする．領域上部境界においてコンタクトチップ，シールドガス導入口及びノズル領域（ノズルパーツ先端の平坦部）を定義する．コンタクトチップは外径 2.4 mm，シールドガス導入口は内径 14 mm とする．また，中心軸上では突出し長 25 mm（アーク長 5 mm）となる様，直径 1.2 mm のワイヤを定義する．本モデルではワイヤは固体とし，ワイヤの変形や突出し長の変化及び溶滴の離脱は無視するが，送給に伴うワイヤ内での熱輸送及び溶滴移行に伴うワイヤの熱損失は考慮する．領域右部境界は出口圧力境界とする．領域下部境界は母材表面に対応するものとし母材内部は考慮しない．

第 1 電流は定電圧特性，第 2 電流は定電流特性とする．実験では第 1 電流に直流パルスを使用するが，ここでは簡単のため両電流とも直流とする．第 1 電流は領域上部境界のワイヤ領域から給電され，給電位置での電圧が設定電圧と一致する様，第 1 電流を繰り返し計算ごとに 0.01 A ずつ増減する．第 2 電流はコンタクトチップ先端から 6 mm，12 mm または 20 mm 下の位置より給電され，それぞれの位置を Fp1, Fp2 及び Fp3 と定義する．前節の実験方法に示す二段給電式ミグ溶接トーチ構造は Fp2 からの給電に対応する．Fp1 及び Fp3 は給電位置の影響を検討するために設定した．電流は電位を 0 とした領域下部境界へと流入する．

本モデルでは定常状態を仮定した以下の支配方程式を解くことにより，領域内の温度場及び流れ場等を求める．

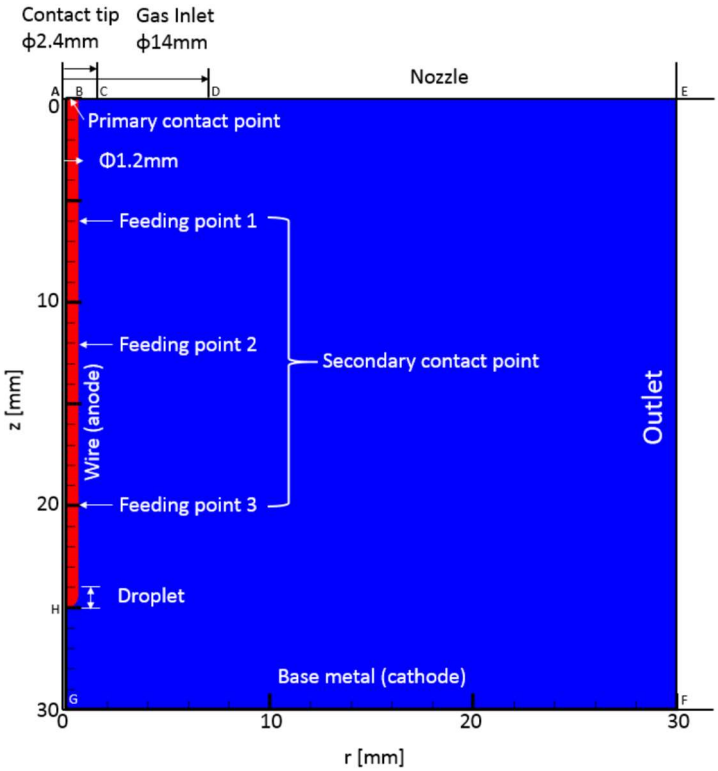


Fig. 3.1 Schematic diagram of simulation domain

質量保存式：

$$\nabla \cdot (\rho \vec{u}) = 0 \tag{3.1}$$

運動量保存式：

$$\nabla \cdot (\rho \vec{u}\vec{u}) = -\nabla \mathrm{p} + \nabla \cdot \vec{\tau} + \rho \vec{g} + \vec{j} \times \vec{B} \tag{3.2}$$

$$\vec{\tau} = \mu(\nabla \vec{u} + \vec{u}^T) \tag{3.3}$$

エネルギー保存式：

$$\nabla \cdot (\rho h \vec{u}) = \nabla \cdot (k \nabla T) + \vec{j} \cdot \vec{E} - R + Q_s - Q_{mt} \tag{3.4}$$

$$Q_s = (j\emptyset - \varepsilon \alpha T^4) S_{sc}/V_{sc} \tag{3.5}$$

$$\mathrm{Q}_{mt} = \rho h_d u_w / V_d \tag{3.6}$$

金属蒸気の質量保存式：

$$\nabla \cdot (\rho Y \vec{u}) = \nabla \cdot (\rho D \nabla Y) + Q_v \tag{3.7}$$

$$Q_v = \left(\sqrt{\frac{m}{2\pi k_b T_s}} P_v \right) S_c / V_c \tag{3.8}$$

電流保存式：

$$\nabla \cdot \sigma \nabla \Phi = 0 \tag{3.9}$$

オームの法則：

$$\vec{j} = -\sigma \nabla \Phi = \sigma \vec{E} \tag{3.10}$$

ベクトルポテンシャル

$$\nabla^2 \vec{A} = -\mu_0 \vec{j} \tag{3.11}$$

磁場：

$$\vec{B} = \nabla \times \vec{A} \tag{3.12}$$

ただし，ρ：質量密度，$\vec{u}$：速度，p：圧力，$\vec{\tau}$：粘性応力テンソル，μ：粘性，$\vec{g}$：重力，$\vec{j}$：電流密度，$\vec{B}$：磁場，h：エンタルピー，k：熱伝導率，T：温度，$\vec{E}$：電場，R：アーク放射損失，Q_s：電子凝縮及び表面放射，Q_{mt}：溶滴移行に伴うワイヤの熱損失，ϕ：ワイヤ仕事関数，ε：表面放射率，α：ステファン・ボルツマン定数，S_{sc}：ワイヤ表面セルの表面積，V_{sc}：ワイヤ表面セルの体積，h_d：溶滴のエンタルピー，u_w：ワイヤ送給速度，V_d：溶滴体積，Y：金属蒸気質量分率，D：金属蒸気拡散係数，Q_v：金属蒸気蒸発量（融点以上の金属表面に接したセルのみ），m：金属原子質量，k_b：ボルツマン定数，T_s：金属表面温度，P_v：飽和蒸気圧，S_c：セルの表面積，V_c：セルの体積，σ：電気伝導率，Φ：電位，$\vec{A}$：ベクトルポテンシャルである．

質量保存式及び運動量保存式，金属蒸気の質量保存式はアーク領域でのみ計算される．エネルギー保存式の生成項 R はアーク領域でのみ，Q_s およびQ_{mt} はワイヤ領域でのみ計算される．ワイヤ領域では送給に伴う熱輸送を考慮するため，移流項にワイヤ送給速度を与える．また，高温のアークに接しているワイヤ先端から 1mm の範囲に溶滴が形成されているものと仮定した．溶滴内では流動による熱輸送が大きく均一な温度であるものと仮定し，繰り返し計算ごとに温度を平均化した．Q_{mt} は溶滴内から均一に差し引かれる．

アークは LTE 近似が成立するものと仮定し，温度及び金属蒸気濃度の関数として計算された物性値を用いた[62]．金属蒸気の拡散係数については文献[63]を参考にした．金属蒸気成分としては鉄のみを考慮する．ワイヤについては軟鋼の物性値を用いた[64], [65].

境界条件を Table 3.1 に整理した．ただし，u_{gas} はシールドガス流量から求められるガス流速，j_1 は第 1 電流の電流密度である．また，母材溶融池からの金属蒸気の蒸発を考慮するため，領域下部境界では r <= 5 mm で 1800 K 及び r > 5 mm で 300 K の表面温度となるものと仮定した[47], [48]．P_{atm} は大気圧である．

ワイヤ送給速度は 8 m/min とした．シールドガスは純アルゴンとし流量は 10 L/min とした．また，設定電圧は実験で用いた 24 V から陰極降下電圧と仮定する 2.25 V[66]を差し

引いた 21.75 V とし，第 2 電流は 0 または 25A，50A，75A 及び 100A とした．

計算は ANSYS Fluent 16.1 を用いて行われた．

Table 3.1 Boundary conditions.

Boundary	Mass and momentum	Mass fraction of metal vapor	Energy	Electric potential	Magnetic potential
AB (Wire inlet)	$\partial\vec{u}/\partial n=0$	–	300K	$-\sigma\partial\Phi/\partial n=j_1$	$\partial\vec{A}/\partial n=0$
BC (Contact tip)	$\partial\vec{u}/\partial n=0$	$\partial Y/\partial n=0$	300K	$\partial\Phi/\partial n=0$	$\partial\vec{A}/\partial n=0$
CD (Gas inlet)	$\vec{u}=\vec{u}_{gas}$	Y=0	300K	$\partial\Phi/\partial n=0$	$\partial\vec{A}/\partial n=0$
DE (Nozzle)	$\partial\vec{u}/\partial n=0$	$\partial Y/\partial n=0$	300K	$\partial\Phi/\partial n=0$	$\partial\vec{A}/\partial n=0$
EF (Gas outlet)	$P=P_{atm}$	Y=0	300K	$\partial\Phi/\partial n=0$	$\vec{A}=0$
FG (Base metal)	$\partial\vec{u}/\partial n=0$	$\partial Y/\partial n=0$	1800K (r<=5mm) 300K (r>5mm)	$\Phi=0$	$\partial\vec{A}/\partial n=0$
GHA (Axis)	$\partial\vec{u}/\partial n=0$	$\partial Y/\partial n=0$	$\partial T/\partial n=0$	$\partial\Phi/\partial n=0$	$\partial\vec{A}/\partial n=0$

3.3 結言

本章では，本研究で行ったベースとなる，二段給電式ミグ溶接モデルの数値計算方法について述べた．なお，以下の各章では，本章で述べた基本方法からの応用もあり，これらに対応した数値計算方法，前提条件については，各章，節において記す．

第4章 二段給電式ミグ溶接の溶接プロセスの解明

4.1 緒言

本章では，二段給電式ミグ溶接プロセスの基本的なメカニズムを解明するために行った溶接試験および数値計算の結果および考察を示す.

4.2 二段給電式ミグ溶接の基礎溶接試験結果および考察

4.2.1 二段給電式ミグ溶接の電流・電圧挙動

電流および電流の挙動を検証するためにTable 2.4に示す軟鋼ソリッドワイヤを用い，表面スケールをグラインダで除去した板厚 12 mm の JIS SS400 軟鋼板にビードオンプレート溶接で行った．この時の溶接条件をTable 4.1に示す．第2給電点から供給する第2電流は，従来型ミグ溶接に相当する 0 A から 25 A ピッチで 150 A まで変更した.

Table 4.1 Experimental condition of bead on plate welding.

Wire feed speed	Welding speed	Welding voltage	Shielding gas flow rate	Center gas flow rate	CTWD
8 m/min.	30 cm/min.	28.5 V	25 L/min.	3 L/min.	27 mm

Fig. 4.1 に，第 2 電流設定値に対する，第 1 電流（Primary current）および第 2 電流（Secondary current）の実測平均値のグラフを示す.

少なくとも 25 A を第 2 電流として追加することで，ワイヤ先端部からのアーク電流となる第 1 と第 2 電流の合計電流値は，従来型ミグ溶接の電流値に比べ大きくなっていることがわかる．例えば，第 2 電流設定値が 50A の場合では，第 1 電流が 149 A で，合計電流値は 201 A となり，従来型ミグ溶接電流値の 175 A より 26 A 大きくなっている.

また，第 1 電流は，第 2 電流値の増加に伴い単調に減少している．一方，合計電流値は，第 1 電流の低下分を第 2 電流の追加分で補い，単調に増加していくことが確認できる.

第 2 電流追加による，第 1 電流の低下は，第 1 溶接電源の定電圧特性によるものである．定電圧特性の溶接電源では，アーク長を一定に保つために，フィードバックした電圧（これには，アーク電圧に加え，チップから先の溶接ワイヤ突出し部での電圧降下分を含む）が一定になるように電流値が制御される．この溶接制御現象に第 2 電流を加えると，増加した電流の分，溶接ワイヤの溶融速度が上がる．溶接電流が高いままでは，アーク長が伸び，電圧が上昇するので，これを低下させるために，第 1 溶接電源の電流を減少させる制御が働く．これと同様の現象は，Ni らが，ミグ溶接チップをティグアークで加熱し，溶接ワイヤを温める試験を報告しており[67]，この試験結果においても，ミグ電流が減少している結果

が得られており，二段給電式ミグ溶接の現象と一致する．

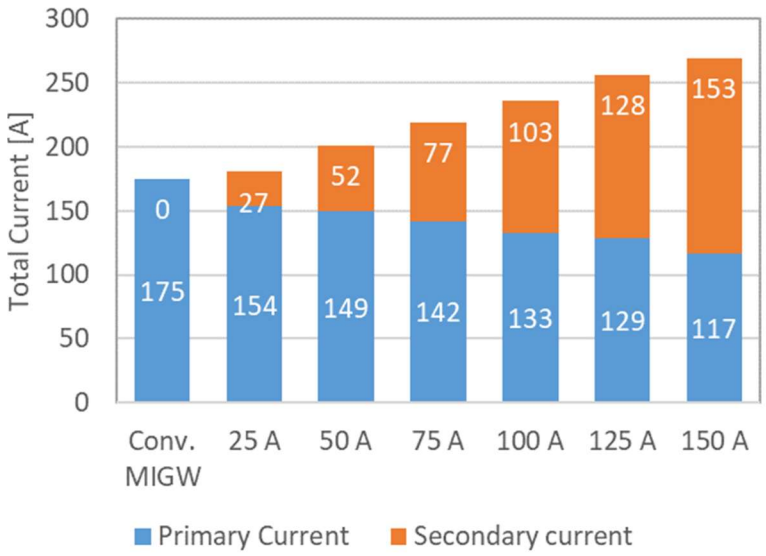


Fig. 4.1 Dependence of total current on secondary current.

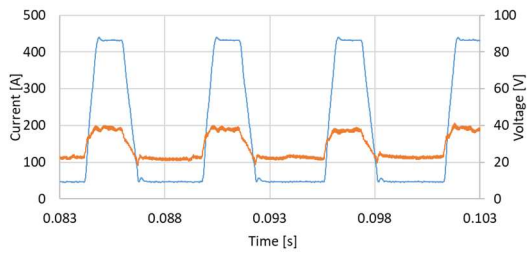
次に第 2 電流増加に伴う，第 1，第 2 溶接電源の電流波形および電圧波形を Table 4.2 に示す．第 1 電流はパルス溶接であるので，ピーク電流 440 A，ピーク期間 12 msec のパルス電流波形が確認できる．

第 1 溶接電源はこの平均電流低下をパルス周期変調方式で実現している．具体的には，平均電流を低下させる場合，パルス溶接のベース電流期間を長くすることで，パルス周波数を下げ，平均電流値を低下させている．したがって，Fig. 4.1 に示すように，第 2 電流値が大きくなるに伴い，第 1 電流の平均値は低下し，パルス周波数が低下（＝パルス周期が増加）していることが，Table 4.2 の電流波形からもわかる．

第 2 電流に関しては，定電流特性であるため，第 1 電流パルスによる若干の変動はあるが，ほぼ一定の電流値を示している．

また，電圧波形に関して，パルス電流区間においては，電圧が一時的に高くなる現象が見られる．パルスの高電流によりアーク長が長くなったためと考えられる．第 1 溶接電源の電圧の方が第 2 溶接電源の電圧より高くなっているが，これは，第 1 給電点と第 2 給電点間の溶接ワイヤによる電圧降下分であると考えられる．

Table 4.2 Waveform of welding current and voltage with steel wire for bead on plate welding.



Conventional MIG graph legends

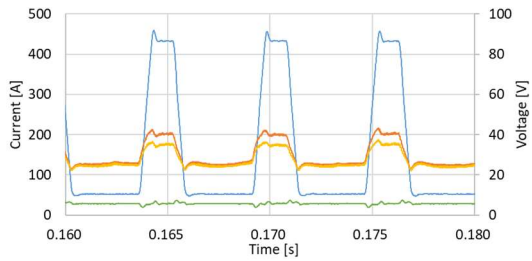
Current [A] Voltage [V]

DCF-MIG graph legends

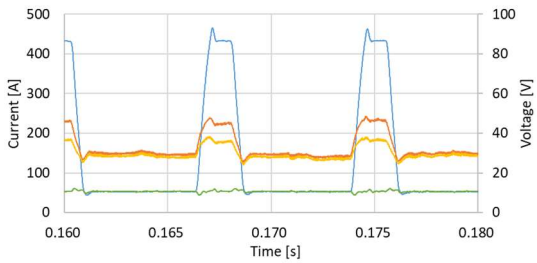
Prim. Current [A] Sec. Current [A]

Prim. Voltage[V] Sec. Voltage [V]

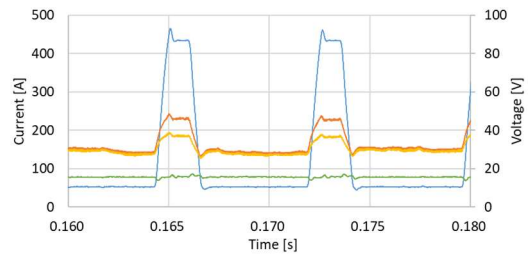
Convenional MIG



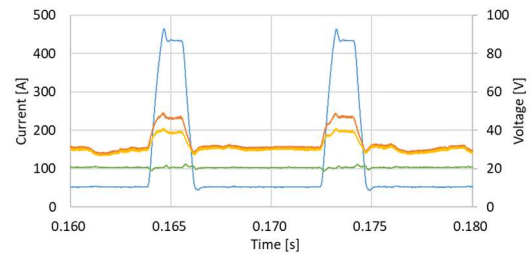
Secondary current 25 A



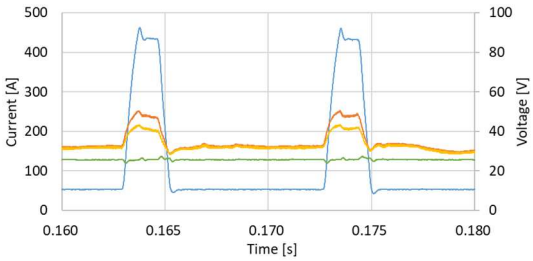
Secondary current 50 A



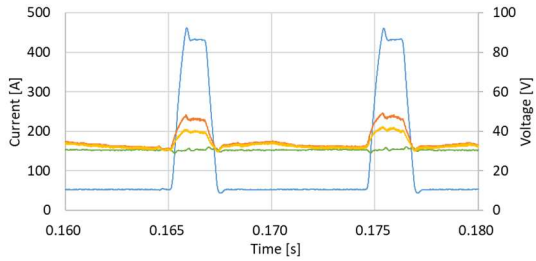
Secondary current 75 A



Secondary current 100 A



Secondary current 125 A

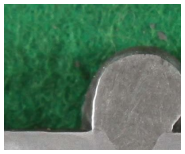
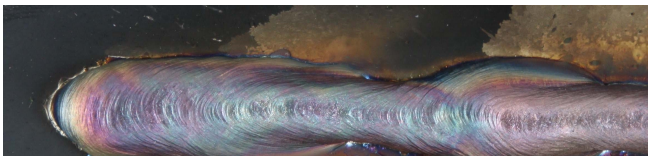
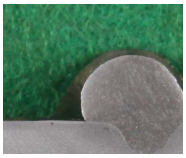
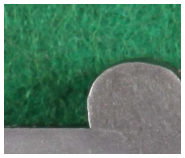
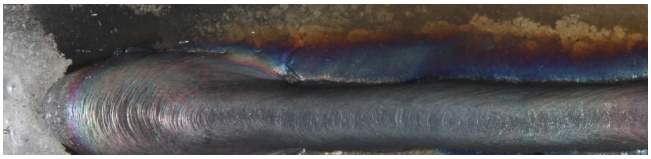
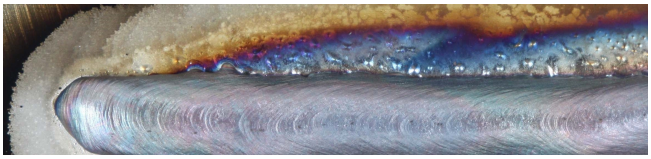
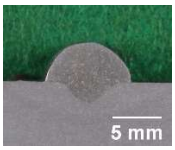
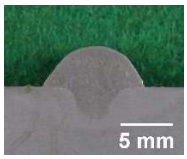


Secondary current 150 A

4.2.2溶接ビード外観および溶込み

従来型ミグ溶接におけるビード外観およびそのマクロ断面，並びに，二段給電式ミグ溶接におけるビード外観およびそのマクロ断面を Table 4.3 に示す.

Table 4.3 Bead appearance and cross section with steel wire for bead on plate welding.

		Bead appearance	Cross section
Conv. MIG			
Secondary Current [A]	25		
	50		
	75		
	100		
	125		
	150		

従来型ミグ溶接ではビード幅が狭く，ビード止端部が不揃いな形状となっていることが分かる．また，ぬれ性が悪く凸型ビードを形成しており，さらに溶込みが浅い．一方，二段給電式ミグ溶接では，第 2 電流の増加に連れてビード幅が広く止端部の揃ったビードを形成している．また，従来型ミグ溶接に比べぬれ性が格段に向上しており，ビード中心部に深く溶込んでいる．このぬれ性の向上および溶込み深さの増大は，ワイヤ送給速度が同一であっても二段給電式ミグ溶接ではより高電流を供給できることによるワイヤ先端から離脱する溶滴温度が上昇すること，および高電流アークによる母材への予熱効果とで母材への入熱が増加したことが要因と考えられる．

次に，溶込み形状およびビード形状の定量評価を行うために，ビード断面マクロ写真から溶込み断面積およびビード止端部の接触角度の計測を行った．計測は 3 断面とし，接触角は左右合わせて 6 カ所とした．

Fig. 4.2 に第 2 電流に対する，溶込み断面積値のグラフを示す．従来型ミグ溶接と二段給電式ミグ溶接の第 2 電流が 100 A 以下の場合は，溶込み断面積がほぼ同じである．Table 4.3 の断面マクロ写真を見ると，ミグ溶接に特徴的なフィンガー状の溶け込み形状が表れており，その大きさはほとんど変わりがない．しかしながら，二段給電式ミグ溶接の第 2 電流が 100 A を超えると，溶込み断面積が大きく増加している結果が得られている．Table 4.3 の第 2 電流が 125 A および 150 A の断面マクロ写真では，溶込み深さも深くなり，なべ底状に近い溶込み形状となっている．

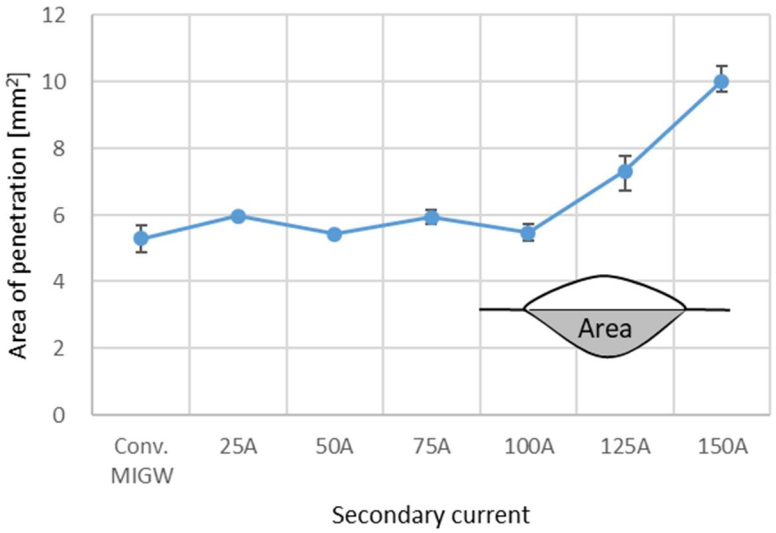


Fig. 4.2 Dependence of area of penetration on secondary current.

Fig. 4.3 に，二段給電式ミグ溶接の第 2 電流に対する，溶接ビード止端部の接触角の計測結果を示す．エラーバーは計測結果の範囲を示す．ここで，溶接ビードの接触角は，ビード外形線と溶込み境界線のそれぞれの接線が成す角度と定義する[68]．また，溶接施工におけ

るぬれ性は，定義した接触角で評価する．接触角の大きさとその計測値のばらつきは，溶接ビードの形状を間接的に表していると考える．

純アルゴンミグ溶接では，溶融金属内の酸素量の減少が溶融金属の表面張力の増加を引き起こし，高い表面張力は溶接ビードぬれ性の低下につながる．二段給電式ミグ溶接において溶滴熱量を上昇させ，表面張力を低下させる効果がある．Fig. 4.3 の接触角平均値を示す折れ線グラフからも，第 2 電流の増加に伴い，接触角が低下していることから，溶滴熱量増加による効果が表れていると考えられる．また，第 2 電流の増加は，ワイヤ先端のアーク電流の増加にもつながるため，アークによる母材予熱効果による，ビードぬれ性改善も影響していると考えられる．

Fig. 4.3 では従来型ミグ溶接および二段給電式ミグ溶接の第 2 電流が 75 A 以下の場合に特にエラーバーで示すばらつきが大きいことが確認できる．このばらつきは，純アルゴンミグ溶接における欠陥につながる現象であるアークのふらつきに伴うビードの蛇行が現れた結果で，Table 4.3 のビード形状外観写真からも確認できる．このビードのばらつきに関しても，第 2 電流を上昇させることで，小さくなっていることがわかる．

結果をまとめると，二段給電式ミグ溶接において高い第 2 電流を付加することで，凸ビード形状や止端部のぬれ性といったビード形状および溶込みを改善させることができることが示された．

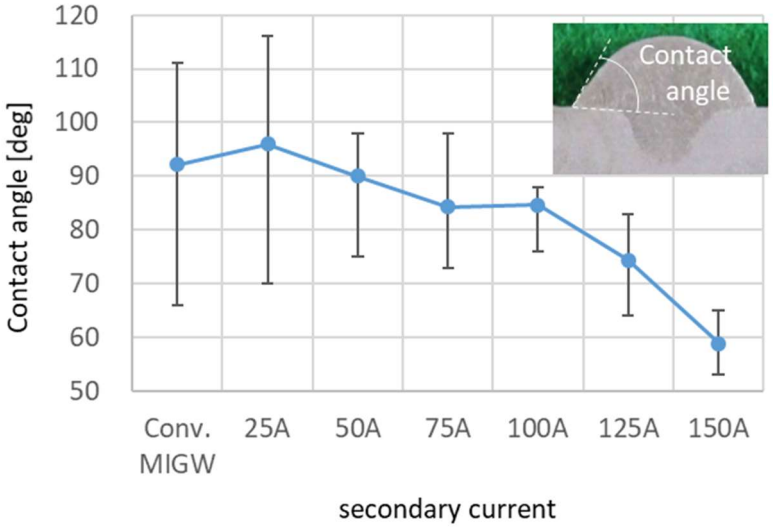


Fig. 4.3 Dependence of contact angle on secondary current.

4.2.3 アークの観察

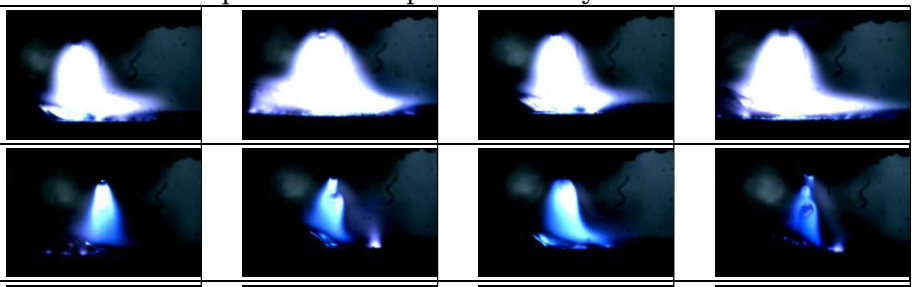
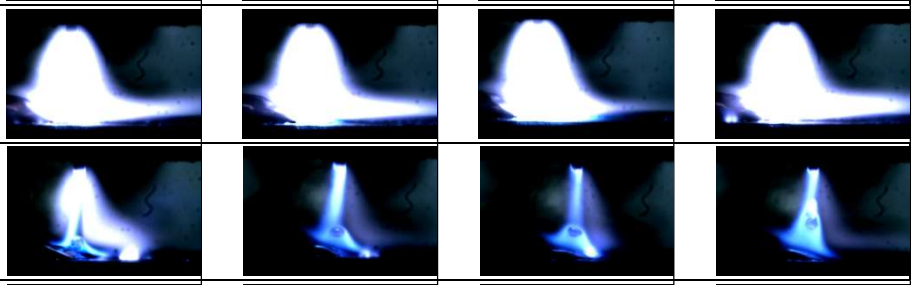
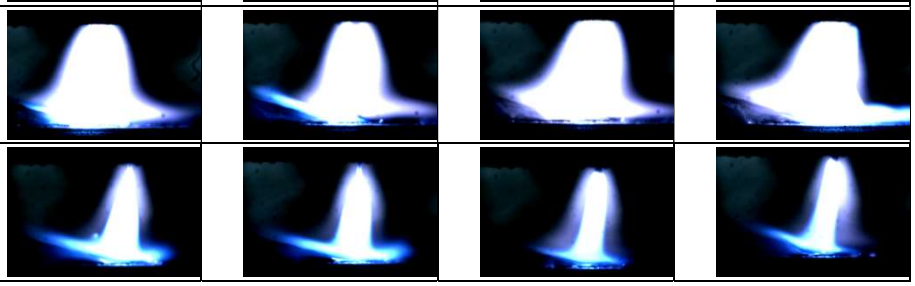
Table 4.4 に高速度ビデオ（HSVC）で撮影した，二段給電式ミグ溶接のパルスピーク電流時のアーク形状（各電流値上段）とベース電流時のアーク形状（同下段）を示す．下段のベース電流時アーク画像は，ピーク電流区間の最終フレームから 1 フレーム分，つまりピ

ーク区間終了後 1/1000 秒後の，ベース区間最初の画像である．Table 4.5 にベース区間におけるアーク方向の角度について，10 フレーム分から計測・算出した統計値を示す．

アーク形状を観察すると，ピーク区間時のアークの発生方向は，ほとんど差異なく同じである．しかしながら，第 2 電流が 50 A のベース区間の時には，アークのふらつきが見られる．これは，陰極点のふらつきによるものと考えられる．このアークのふらつきは第 2 電流が 100 A の時にもやや見られる．一方，第 2 電流が 150 A になると，ベース区間であってもアーク方向はほぼ一定しており，Table 4.5 に示す標準偏差値にも表れている．

これらから高い第 2 電流を与えることで特にパルスベース期間のアーク硬直性が上がる現象が見られ，純アルゴンミグ溶接でアークを安定させる可能性を確認できた．

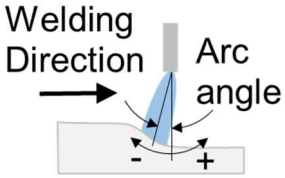
Table 4.4 Examples of arc shape observed by HSVC.

Sec. current 50 A	
Sec. current 100 A	
Sec. current 150 A	

upper: peak current, lower: base current, welding direction: left to right

Table 4.5 Statistic of measurements of arc angle during base current.

Secondary current	Average [deg]	Range [deg]	Std. deviation [deg]
50 A	3.2	23.9	7.0
100 A	-6.7	9.5	2.8
150 A	-8.0	4.4	1.2

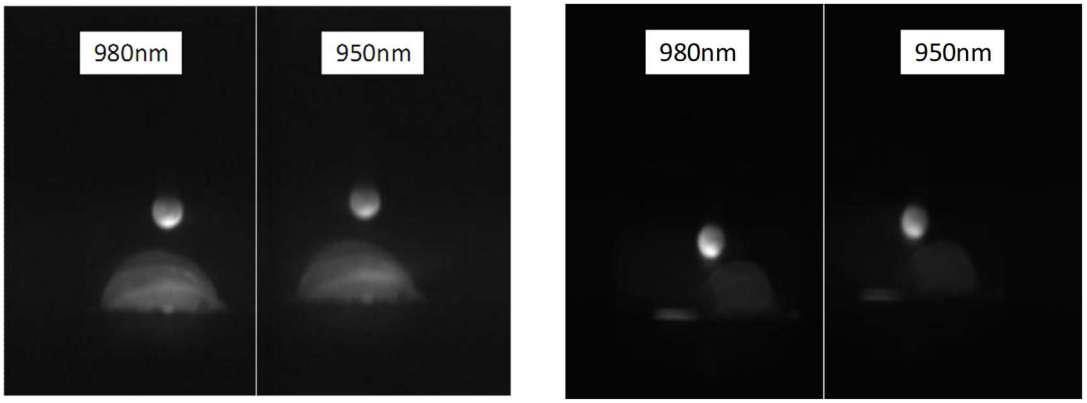


4.2.4 溶滴温度計測

溶滴の温度測定を 2.3.3 項で述べた二色放射測温法によって測定した．撮影方向は溶接進行方向正面からとし，撮影条件はトーチ-カメラ間距離 30 cm，撮影速度 500 fps，シャッター速度 1/500 sec として撮影を行った．撮影した分光画像の内，アーク消弧直後の波長 980 nm と 950 nm における従来型ミグ溶接の分光画像を Fig. 4.4(a)に，同じく二段給電式ミグ溶接の第 2 電流 50 A の時の分光画像を Fig. 4.4 (b)に示す．

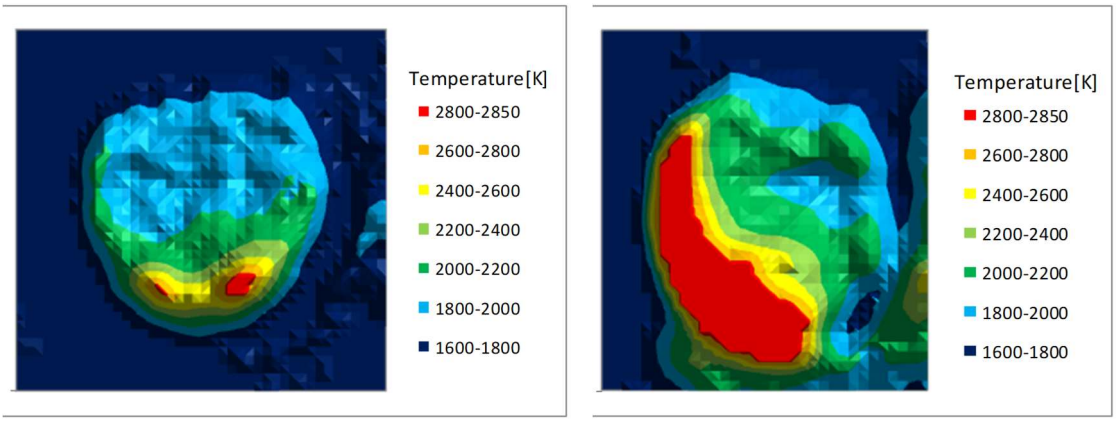
この時の溶滴部分を切り出し，二つの異なる波長の輝度比から溶滴の温度分布を求めた．従来型ミグ溶接の溶滴の温度分布を Fig. 4.5 (a)に，二段給電式ミグ溶接の溶滴の温度分布を Fig. 4.5 (b)に示す．

従来型ミグ溶接では融点直上の 2000 K 弱の温度域が広く分布しているのに対し，二段給電式ミグ溶接では 2200 K 以上の高温部が広く分布し，溶滴が全体的に高温となっていることが分かる．この時の溶滴の平均温度は従来型ミグ溶接で 1870 K，二段給電式ミグ溶接で 2160 K であり，およそ 300 K 溶滴の温度が上昇したこととなる．したがって，二段給電式ミグ溶接において，従来型ミグ溶接に比べてぬれ性の向上および溶込み深さの増大が発生したのは，母材への入熱量が増加したことに加えて，この溶滴温度が上昇したことも影響していることが確認できた．



(a) Conventional MIG welding　　(b) DCF-MIG welding.

Fig. 4.4 Spectroscopic image of 950nm and 980nm wavelength of conventional MIG welding and GMA welding with duplex current feeding.



(a) Conventional MIG welding. (b) DCF-MIG welding.

Fig. 4.5 Surface temperature distribution on the droplet of conventional MIG welding and DCF-MIG welding.

4.2.5 溶滴熱量計測

Fig. 4.6 に二段給電式ミグ溶接の第 2 電流に対する溶滴熱量の計測結果を示す．グラフデータは溶滴熱量計測を同じ第 2 電流に対し 5 回行った平均値と標準偏差をエラーバーで示した結果である．

二段給電式ミグ溶接の第 2 電流の増加に伴い，単位質量当たりの溶滴熱量も上昇していることが確認できる．この溶滴熱量の増加が，溶込み断面積を増加させ，溶融金属温度を上昇させることで，表面張力を低下させ，凸ビードやぬれ性を改善する一つの要因であると考える．また，溶接電流や溶滴熱量は第 2 給電の増加とともに単調増加するが，Fig. 4.2，Fig. 4.3 で示したビード形状の計測値は単調な変化とはなっていない．これは接触角，溶込み断面積といったビード形状要素が，必ずしも溶滴熱量だけで決まるものでなく，母材熱容量などにも影響を受けるためである．

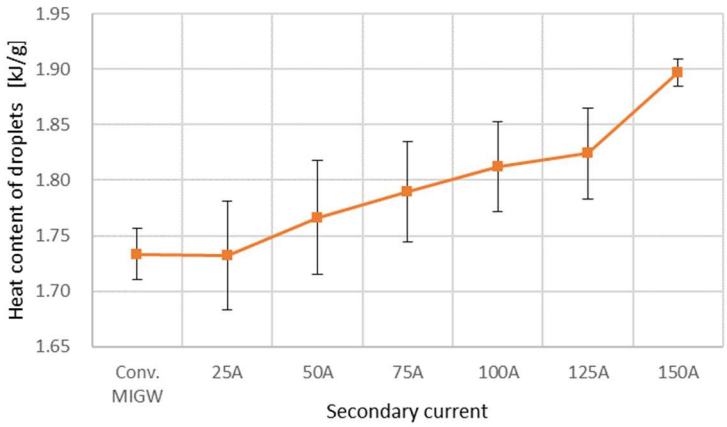
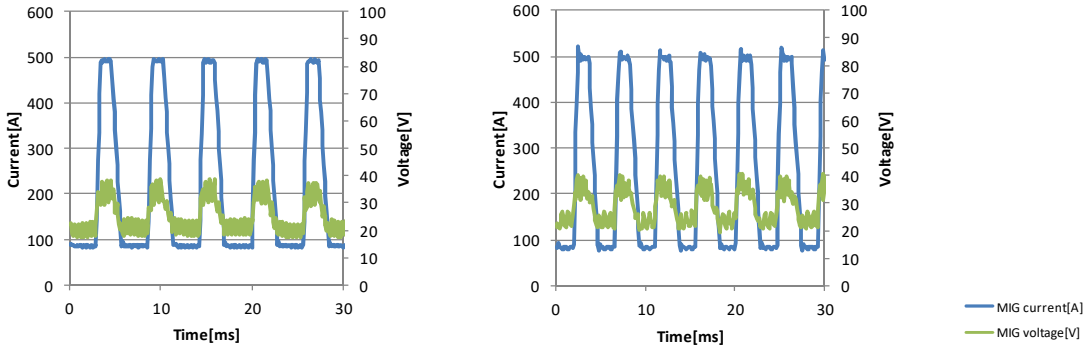


Fig. 4.6 Dependency of heat content of droplets on secondary current.

4.2.6 二段給電式ミグ溶接と従来型ミグのワイヤ突出し長短縮との比較

従来型ミグ溶接の場合であっても，溶接ワイヤ突出し長を短くすることでアーク電流値を上昇させることができる．これは，ワイヤ突出し長が短くなることにより，ワイヤにおける抵抗発熱が少なくなり，同じワイヤ溶融速度を保つためにはより大きな電流が必要となるためである．本項では従来型ミグ溶接においてワイヤ突出し長さを短くし溶接電流を増やすことにより，二段給電式ミグ溶接と同等の効果が得られるかについて検討した結果と考察について述べる．

従来型ミグ溶接では，これまでのコンタクトチップからワークまでの距離 CTWD（Contact Tip to Work Distance）を基準としてきた 30 mm から，20 mm および 15 mm にした．この時の電流波形を Fig. 4.7 に示す．CTDW が小さくなるほど，パルス周期が短くなり，平均電流値が高くなっている．CTWD 20mm の平均電流値が 226 A，同 15 mm が 262 A となった．これは二段給電式ミグ溶接の第 2 電流が 50 A の場合の 201 A と比べて，それぞれ 25 A，61 A も大きくなっている．



(a) CTWD 20 mm　　(b) CTWD 15 mm

Fig. 4.7 Waveform of welding current and voltage of conventional MIG welding.

次にビード外観と断面マクロ写真を Table 4.6 に示す．なお，母材には板厚 9 mm の軟鋼板（JIS SS400）を用いており，Table 4.3 と比べ溶込みおよびぬれ性が向上している．

CTWD が短くなるにつれてビード止端部は不揃いで所々掘り下げられた部分が生じるが，溶込みが深くなりぬれ性は改善される傾向にあることが分かる．これはミグ電流の増加に伴うものであるが，Table 4.6 (b)と(d)を見比べると従来型ミグ溶接において CTWD を 20mm とした場合には二段給電式ミグ溶接と同等以上の電流が流れているにも関わらず二段給電式ミグ溶接ほどのぬれ性は得られていないことが分かる．また(c)と(d)を見比べると CTWD を 15mm とした場合には二段給電式ミグ溶接にかなり近いぬれ性が得られるものの，ビードのぬれ性が均一でなく所々深いアンダカットを生じることが分かった．これはワイヤ送給量に対し，平均電流が上昇し過ぎるためにアークによって深く掘り下げられた溶融地に溶接金属が十分に満たされないまま溶接が進行していくためと考えられる．したが

って突出し長さを短くすることによって二段給電式ミグ溶接のような効果を得ようとすると，二段給電式ミグ溶接と同程度の電流値では十分なぬれ性が得られず，同じほどのぬれ性を得るためにはより多くの電流値を必要とし，その結果アンダカットのような溶接欠陥を招く原因となり得るといえる．

また，従来型ミグ溶接において突出し長さによって電流値を調整するには適正電流範囲が狭く難しいのに対し，二段給電式ミグ溶接ではワイヤ送給量と溶接電流を独立して制御できるため，第 2 電流を調整することにより突出し長さ一定のままでビード形成を改善できることが分かった．さらに開先内の溶接等，トーチの近付ける限界のある場合を想定すると CTWD を縮めるのにも限界があり，突出し長さの変更が不要であることは大きな利点であるといえる．

Table 4.6 Bead appearance and cross section (thickness 9 mm).

(a) Conventional MIG CTWD 30 mm

(b) Conventional MIG CTWD 20 mm

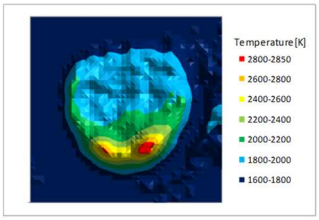
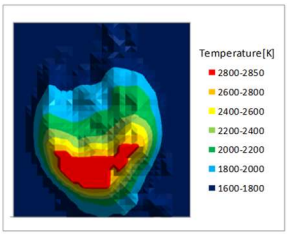
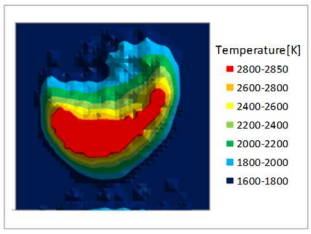
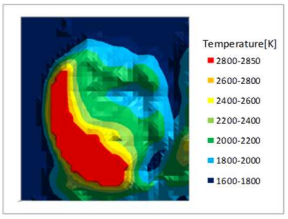
(c) Conventional MIG CTWD 15 mm

(d) DCF-MIG Secondary current 50 A

Table 4.7 に二色放射測温法で計測した各条件における溶滴の温度分布示す．この時の溶滴の平均温度は CTWD 20 mm の場合が 2020 K，CTWD 15 mm の場合が 2110 K であった．CTWD 30 mm の場合が 1870 K であったことと比較すると，CTWD を短くし電流値

が上昇するにつれて溶滴の温度が上昇していくことが分かる．CTWD を短くすることでぬれ性が向上するのはこの理由にあると考えられる．しかしながら二段給電式ミグ溶接の場合が 2160 K であったことと比較すると従来型ミグ溶接では二段給電式ミグ溶接よりも多くの電流値が流れている場合でも二段給電式ミグ溶接と同等の温度，もしくはそれ以下となることが分かった．したがって，二段給電式ミグ溶接では従来型ミグ溶接と比較して合計で同じ電流を流した場合，より効率的に溶滴温度の上昇が可能となることがわかった．

Table 4.7 Surface temperature distribution droplets of conventional MIG welding and MIG welding with dual current feeding.

 (a) Conv. MIG CTWD 30 mm	 (b) Conv.MIG CTWD 20 mm
 (c) Conv.MIG CTWD 15 mm	 (d) DCF-MIG 2nd current 50 A

結論をまとめると，

1) 従来型ミグ溶接において，CTWD を 15mm まで短くすると，電流値は 262 A まで増加し，二段給電式ミグ溶接（CTWD 30 mm）の全電流値である 201 A を大きく上回った．
2) 従来型ミグ溶接において，CTWD を短くするほど，ぬれは性改善され溶込み深さは増加するが，電流値の増加によりアンダカットを生じる結果となった．一方で，二段給電式ミグ溶接では同程度のぬれ性及び溶込み深さであってもアンダカットは生じなかった．
3) 従来型ミグ溶接では，二段給電式ミグ溶接よりも多くの電流値が流れている場合でも二段給電式ミグ溶接と同等，もしくはそれ以下の溶滴温度にしかならないことが判明した．

4.2.7 二段給電式ミグ溶接基礎試験の考察

(a) 溶滴熱量の簡易計算

これまでの溶接試験にて，二段給電式ミグ溶接では従来型ミグ溶接に比べ，溶滴熱量が上昇し，ビードのぬれ性が向上することが実験的に確認できた．ここでは溶滴の保有熱量を計算し，ビードのぬれ性が向上した原因について考察を行う．

ワイヤの溶融速度 V_m [mm/sec]と溶滴の保有熱量 H_0 [J/mm3]の関係は(4.1)式に示すHalmoy の式で表される[69].

$$V_m = \frac{1}{H_0 + b}(\phi j + aLj^2) \tag{4.1}$$

ただし， ϕ はアークによる陽極溶融の等価電圧 [V]， j は電流密度 [A/mm^2]， L はワイヤ突出し長さ [mm]， a はワイヤ先端部の高温比抵抗で定数 [Ω･mm]， b はワイヤの常温における比抵抗に依存する定数 [J/mm^3]とする．これを H_0 について整理すると(4.2)式が得られる．

$$H_0 = \frac{\phi j}{V_m} + \left(\frac{aLj^2}{V_m} - b\right) \tag{4.2}$$

従来型ミグ溶接と二段給電式ミグ溶接の概略図は Fig. 4.8 のように表すことができる．従来型ミグ溶接では突出し長さ L の間に電流 I が流れる．丸尾らは本研究の条件と同じ ϕ 1.2mm の軟鋼ソリッドワイヤについて ϕ, a, b の値を実験によりそれぞれ $\phi = 5.7$, $a = 9.40 \times 10^{-4}$（1000 K の電気抵抗率），$b = 1.78$ と求めている[70]．これを用いて，今回の実験のワイヤ送給速度および得られた電流値から溶滴の保有熱量を求めると，従来型ミグ溶接ではおよそ 8.92 J/mm^3 となる．

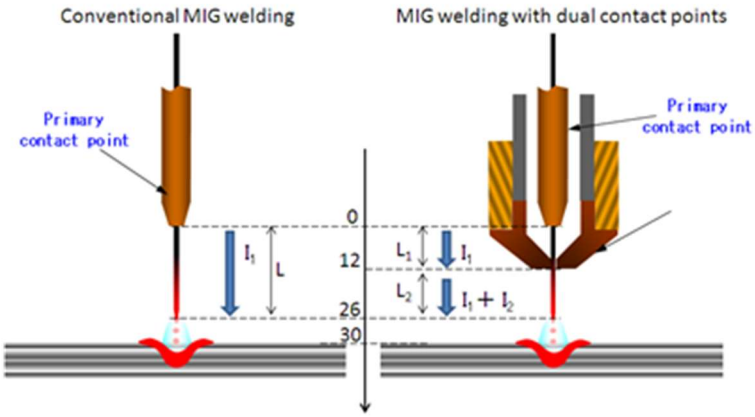


Fig. 4.8 Schematic illustration of conventional MIG welding and DCF-MIG welding.

一方で，二段給電式ミグ溶接では第１給電点―第２給電点の距離 L_1 の間に電流 I_1 が，第２給電点―ワイヤ先端の距離間に各区間で L_2 の間に電流 $I_1 + I_2$ が流れることになる．従来型ミグ溶接と同様に，アーク長がどちらも等しく 4 mm とすると，従来型ミグ溶接では L= 26 mm，二段給電式ミグでは L_1 = 12 mm，L_2 = 14 mm となる．第１給電点―第２給電点の電気抵抗率を $a = 2.52\times10^{-4}$（473 K）とし，第２給電点―ワイヤ先端間の平均温度を 9.40 ×10-4（1000 K）として，第 2 電流が 50 A の際の(4.2)式の右辺第 1 項を計算すると，10.81 J/ mm^3 となり，従来型ミグの 8.92 J/mm^3 と比較して 15 %増加する．実際には，各区間のワイヤ温度はこれよりも高いため，二段給電式ミグ溶接の溶滴保有熱量の増加が顕著になると考えられる．

二段給電式ミグ溶接では溶滴の保有熱量が増加することが分かった．高い熱量を保有する溶滴が移行することで溶融地の温度を上昇させ，溶融池の表面張力を低下できたため，ぬれ性の向上や溶込み深さの増大につながったと考えられる．これにより，ワイヤ送給量と溶接電流の一意的な関係により，充分なぬれ性が得られなかった従来型ミグ溶接の問題を解決し，ワイヤ送給量と溶接電流の分離制御が可能になったといえる．

(b) 溶滴熱量の実験値比較

次に，計算で出した溶滴熱量と Fig. 4.6 の実験で得られた結果を比較する．軟鋼の密度（7.87 g/cm^3）を使って，計算値である体積当たりの熱量単位 J/mm^3 を重量当たりの熱量単位 kJ/g に変換する．二段給電式ミグ溶接の第 2 電流値が 50 A の時の，式(4.2)の計算結果は，1.37 kJ/g となる．実験結果の平均値が約 1.77 kJ/g である．この差は，ジュール発熱量の計算で仮定した電気抵抗値を少なく見積もっていること，および，アークからの溶接ワイヤや溶滴に入る輻射熱の影響であると思われる．

(c) 溶滴温度比較

4.2.4 節で二色放射測温法によって測定した溶滴温度と 4.2.5 節で測定した溶滴熱量とを比較する．軟鋼ワイヤの比熱を 0.461 J/(g･K)とし，潜熱を 272 J/g，室温 20 ℃として，溶滴熱量から溶滴温度を計算すると，従来型ミグ溶接の溶滴温度は 1674±50 K，二段給電式ミグ溶接 50 A の溶滴温度は 1746±111 K となった．

これは，Fig. 4.5 の溶滴表面平均温度である従来型ミグ溶接の 1870 K，二段給電式ミグ溶接 の第 2 電流 50 A の時の 2160 K と比べると，300 K までの差はないものの同様の傾向は示している．

熱量計測結果から計算した溶滴温度は，二色放射測温法に比べ低い温度になっている．二色温度計は溶滴離脱後，溶融池に到達する前の溶滴温度であるのに対し，溶滴熱量計測では，140 mm 落下するため，その間に冷えた温度となるためと考えられる．これについては，文献[56]にビード径を計測し，熱伝達損失と輻射損失を考慮した溶接ワイヤ直下の溶滴温度を算出しているが，高温領域である溶滴の比熱や輻射率が明確でなく，決定的な温度を得られ

ていない．しかしながら，文献[56]の比熱や輻射率の範囲を変えて検討した結果の範囲に，今回の溶滴熱量から溶滴温度算出結果が入っており，妥当であると考えられる．

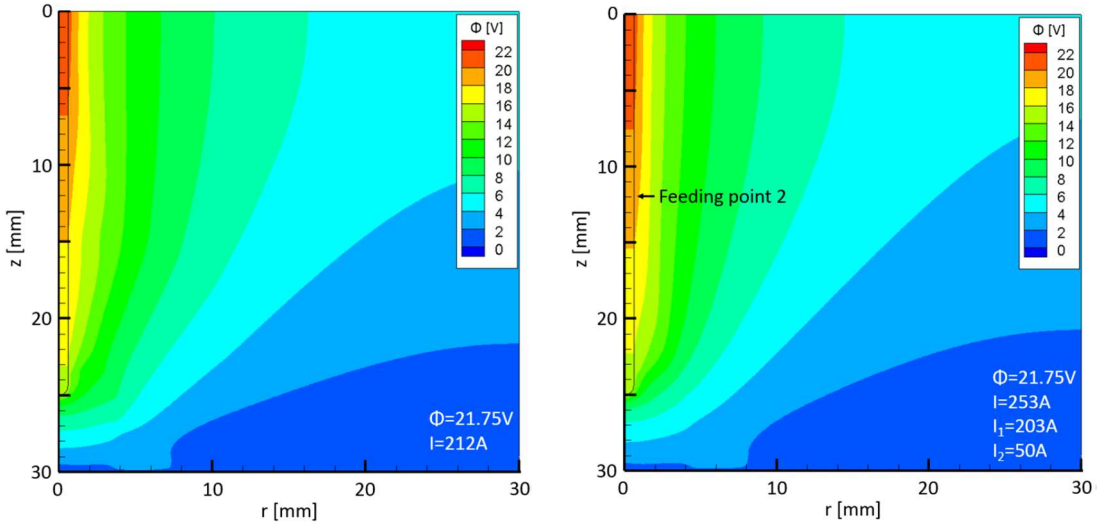
(d) 二段給電式ミグ溶接ビードの改良

二段給電式ミグ溶接によって，第 1，第 2 給電の合計電流値および溶滴熱量を上昇させることが確認できた．しかしながら，本研究の目的の一つは，溶接ビード形状や溶込みといった溶接品質の改善である．第 2 電流が 100 A 以下では溶込み断面積がほとんど増加せず，溶接ビード止端部の接触角のばらつきも大きいままである．高速度ビデオで撮影した Table 4.4 のベース区間のアーク形状から，低い第 2 電流値の場合はアークが不安定であることが見られる．このアーク不安定は，純アルゴンミグ溶接で見られる現象で，溶込みや溶接ビード形状の品質に影響し，ビード形状の改善を改善を妨げるものである．アークの安定化については二段給電式ミグ溶接プロセスではアーク硬直性を効果的に用いる必要がある．

また，当然のことながら溶接ビードのぬれ性や溶込みは，母材の大きさ，表面温度，表面性状などに影響を受け，ぬれ性等の改善にはこれらに適した溶接条件が必要となる．溶接ワイヤ送給量と溶接電流を独立して制御できる二段給電式ミグ溶接プロセスが有効であると考えられる．

4.3 二段給電式ミグ溶接プロセスの数値計算結果および考察

本節では，従来型ミグ溶接ならびに二段給電式ミグ溶接の例として第 2 給電位置 Fp2 及び第 2 電流 50 A の条件について計算を行った結果を検証する．

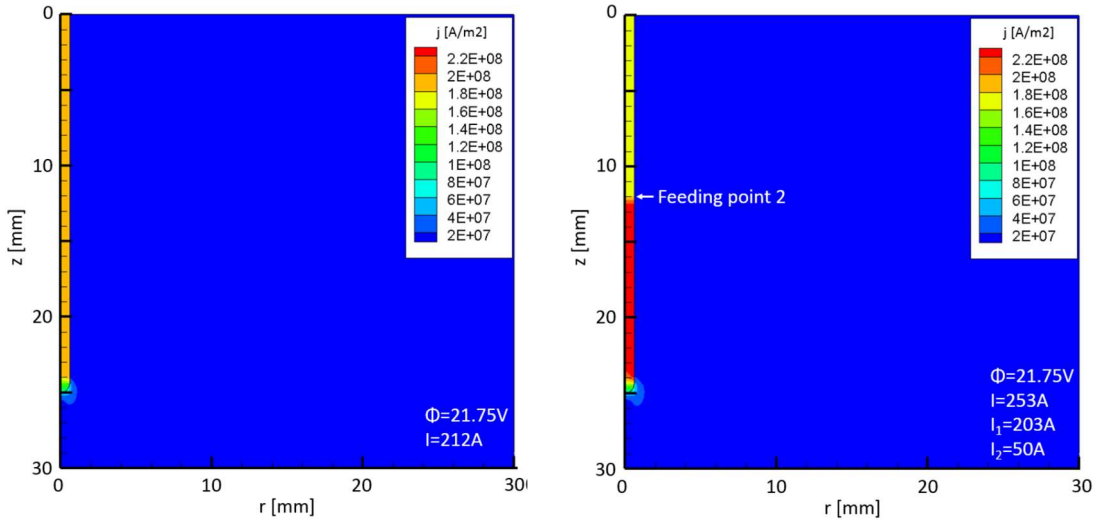


(a) Conventional MIG welding　　(b) DCF-MIG welding

Fig. 4.9 Distributions of electric potential.

Fig. 4.9 に計算領域全体の電位分布を示す．第 1 電流を定電圧特性としているため，領域上端のコンタクトチップの位置にて設定電圧の 21.75 V となっていることが確認できる．また，二段給電式ミグ溶接の場合，従来型ミグ溶接と比較して，第 2 電流の給電位置より上側では電圧降下が小さくなり，下側ではこれが逆に大きくなることが確認できる．

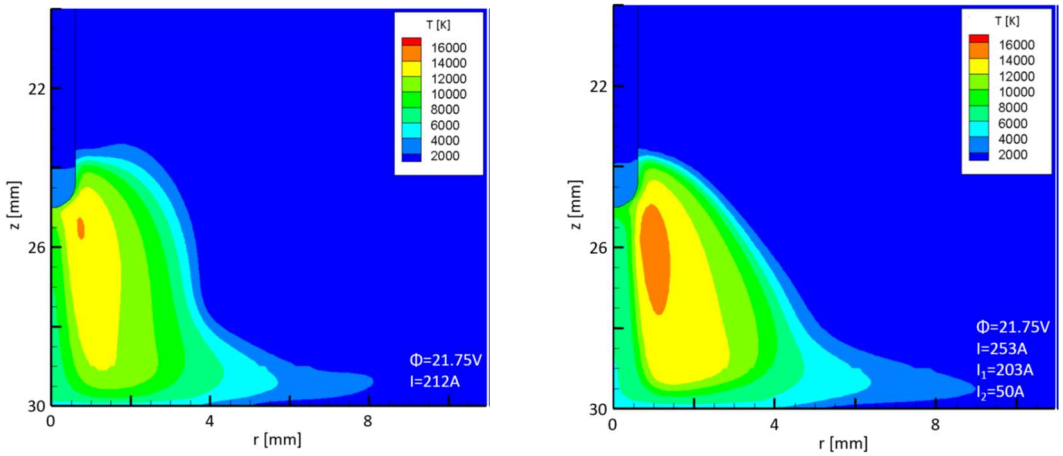
続いて，Fig. 4.10 に電流密度分布を示す．従来型ミグ溶接では電流は 212 A となった．一方，二段給電式ミグ溶接の場合，第 2 電流の給電位置より下側では第 2 電流分だけ電圧降下が大きくなる．その結果，第 1 電流は低下し 203 A となるが，第 2 電流を加えた合計電流は 253 A となり，従来型ミグ溶接と比較して増加することがわかった．



(a) Conventional MIG welding　　(b) DCF-MIG welding

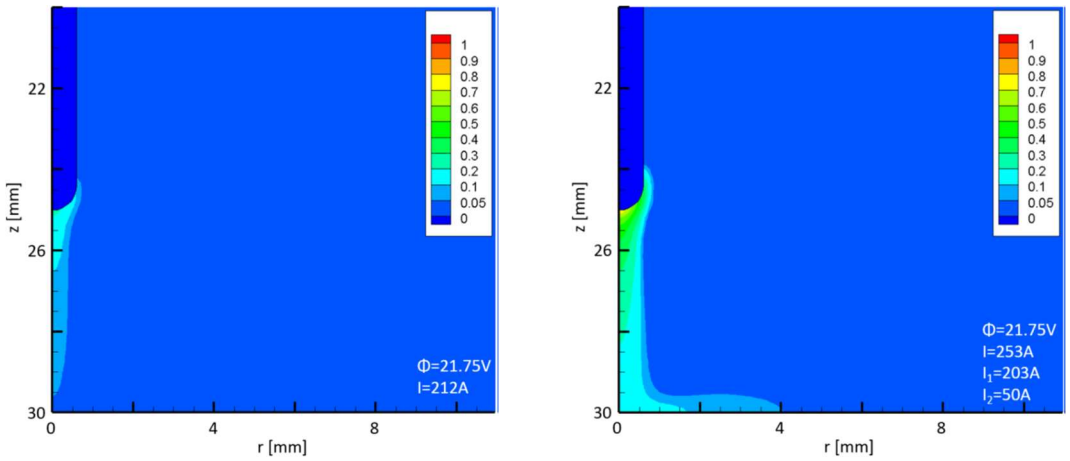
Fig. 4.10 Distributions of current density.

Fig. 4.11 に温度分布を，Fig. 4.12 に金属蒸気モル分率分布を示す．従来型ミグ溶接では溶滴温度は 2096 K であった．これに対して二段給電式ミグ溶接では，電流の増加により主としてワイヤ内でのジュール加熱及びワイヤ先端で生じる電子凝縮加熱が増したため，溶滴温度は 2324 K となり，約 230 K の温度上昇が見られた．その結果，従来型ミグと比較して二段給電式ミグ溶接では溶滴からの金属蒸気の蒸発が活発となり，金属蒸気モル分率の最大値は 0.22 から 0.78 まで増加した．母材側への金属蒸気の輸送経路となるアーク中心軸近傍では放射損失による温度の低下が顕著となった．同領域の電気伝導率の低下により，電流が周囲のアルゴンリッチな領域を通電し易くなることと，合計電流が増加したことにより，周囲のアルゴンリッチの領域ではジュール加熱が大きくなり，最高温度は 14103 K から 14855 K へと上昇した．



(a) Conventional MIG welding (b) DCF-MIG welding

Fig. 4.11 Distributions of temperature.

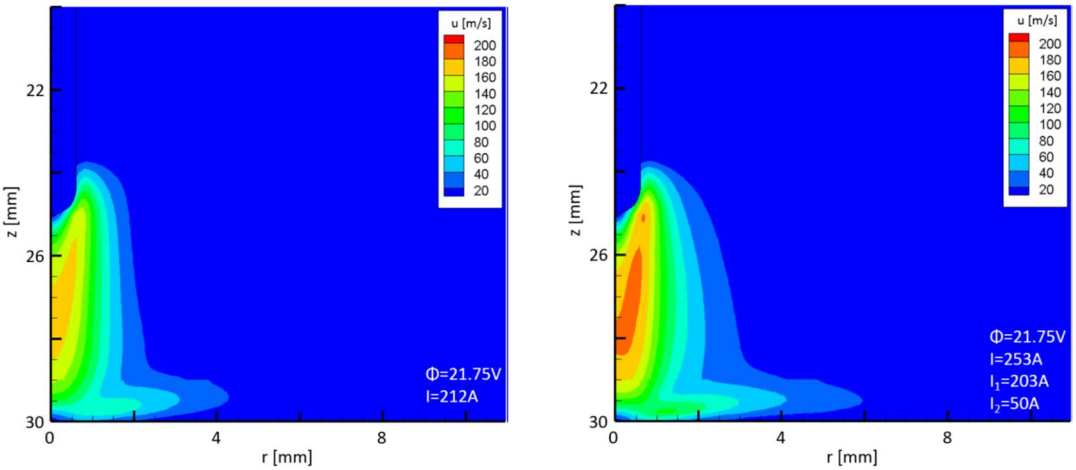


(a) Conventional MIG welding (b) DCF-MIG welding

Fig. 4.12 Distributions of mole fraction of metal vapor.

Fig. 4.13 に流速分布を示す．二段給電式ミグ溶接では電流の増加によりローレンツ力が大きくなり，流速の最大値は 167 m/s から 186 m/s へと増加した．二段給電式ミグ溶接では従来型ミグ溶接と比較して中央部の溶込みが顕著に増加することが確認されている（Table 4.3）．これは，流速が増加することによりアーク硬直性が高くなり，溶滴移行の安定性が向上した結果，母材への入熱が中央部付近に集中したためと考えられる．

続いて，第 2 給電位置及び第 2 電流の大きさが溶接電流及び溶滴温度等に及ぼす影響について検討する．



(a) Conventional MIG welding (b) DCF-MIG welding

Fig. 4.13 Distributions of flow velocity.

Fig. 4.14 に第 1 電流及び合計電流（第 1 電流と第 2 電流の和）の第 2 電流依存性を示す．第 2 電流を 25 A に増加させることにより，合計電流が大きく増加することがわかる．第 2 電流 25 A 以上においては，第 2 電流の増加に伴い第 1 電流は低下する傾向が見られた．これは第 2 電流の給電位置より下側では第 2 電流分だけ電圧降下が大きくなるためである．

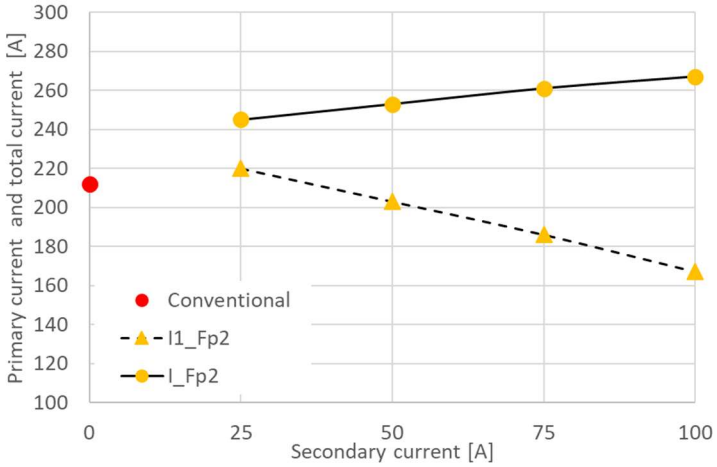


Fig. 4.14 Dependences of primary current and total current on secondary current

Fig. 4.15 に溶滴温度の第 2 電流依存性を示す．従来型ミグ溶接での溶滴温度は 2096 K であったが，第 2 電流を 25 A まで増加させると約 2300 K まで増加した．これはこの第 2 電流により合計電流が大きく増加したことが原因と考えられる．

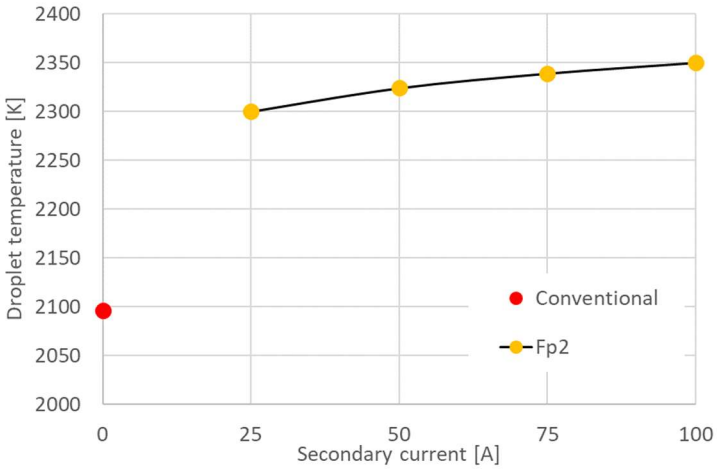


Fig. 4.15 Dependence of droplet temperature on secondary current.

Fig. 4.16 にワイヤの主要なエネルギーバランスの第 2 電流依存性を示す．図中，EC は電子凝縮を，JH はジュール加熱を，TC は熱伝導を，Sum はこれら 3 成分の合計を表している．熱伝導によるワイヤ加熱の影響は少なく，およそ 300 W 程度であることがわかる．続いて電子凝縮による加熱が大きく 1200 W 程度となり，第 2 電流が大きくなるほど増加する傾向が見られる．ジュール加熱による影響が最も大きく 1500 W 程度となることがわかる．ジュール加熱は電子凝縮とは逆の傾向が見られ，第 2 電流が大きくなるほど減少する傾向が確認できた．結果として各成分の合計値は 3000 W 弱となり，第 2 電流には大きく依存せずほぼ一定値となった．これは電子凝縮とジュール加熱の変化分が打ち消しあったためであることがわかる．

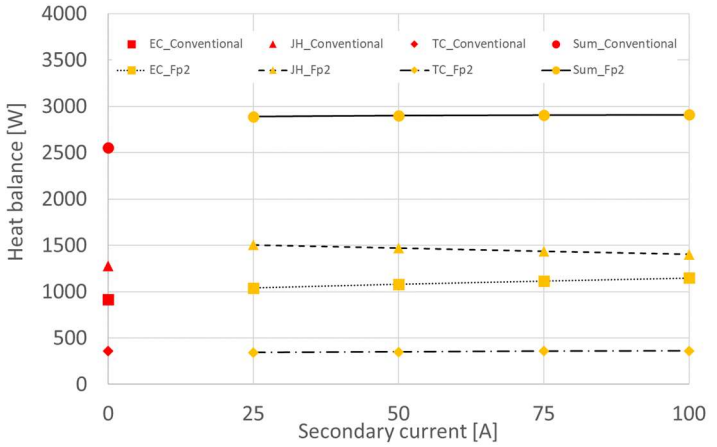


Fig. 4.16 Dependences of source terms in energy conservation equation on secondary current.

Fig. 4.17 に母材への入熱の第 2 電流依存性を示す．図中，Drop は溶滴移行による入熱を，TC は熱伝導による入熱を示している．熱電子放出による冷却及びイオン再結合による

加熱の影響を検討するためには母材表面温度の計算が必要となるが，ここでは母材内での温度場計算を行ってないため，これらについては考慮しない．第 2 電流を通電することにより，溶滴移行及び熱伝導による入熱は，従来型ミグ溶接よりも増加することがわかる．溶滴移行による入熱は第 2 電流を増加させても約 2300 W で一定となるが，これは Fig. 4.15 に示した様に，溶滴温度の変化が小さいことに起因する．一方，熱伝導による入熱は約 700 W で第 2 電流とともに増加する傾向が見られた．これは Fig. 4.11 に見られるようにアーク温度が上昇するためであることがわかる．

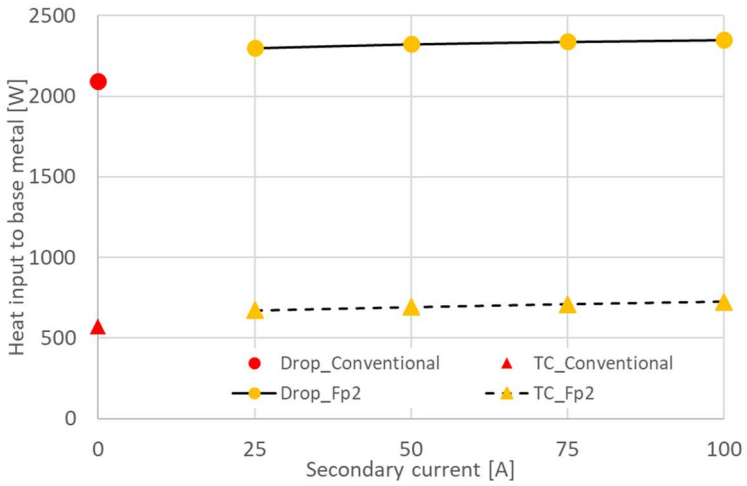


Fig. 4.17 Dependences of heat input to base metal on secondary current.

以上の様に，二段給電式ミグ溶接では，従来型ミグ溶接と同一のワイヤ送給速度，同一電圧のもと，定電圧特性の第 1 電流に加えて，定電流特性の第 2 電流を通電することにより，合計電流値が大幅に増加することがわかった．これに伴い溶滴温度も大きく上昇した．これによりワイヤ送給速度と電流値の独立制御が可能であることが示された．

4.4 結言

本章では，二段給電式ミグ溶接の基本的な特性を明らかにするために，実験による検証を行った．また，実験による検証を基に，Halmoy の式を用いた二段給電式ミグ溶接の溶滴熱量の数値計算，および，簡易モデルを用いた数値計算を行った．軟鋼溶接ワイヤを対象とした本章の実験，数値計算によって得られた結論を以下に示す．

二段給電式ミグ溶接プロセスにおいて，付加する第 2 電流の大きさに応じた合計電流（アーク電流）が得られることを実験および数値計算により確認した．このとき，付加する第 2 電流の大きさに応じて第 1 電流が低下する．これが第 1，第 2 給電点間における第 1 電流により溶接ワイヤがジュール発熱し，第 2 給電点から先のワイヤ突出し部でワイヤ溶融速度が上がり，これによりアーク長が伸びるが，これを抑えるために定電流特性である第 1 溶接電源の電流値を下げる制御が働くためであることを明らかにした．

二段給電式ミグ溶接プロセスにより，付加する第 2 電流の大きさに応じて，溶滴温度，溶滴熱量が上昇することを実験により確認した．また，この溶滴熱量上昇は Halmoy の式を用いた計算においても検証し，溶接ワイヤのジュール発熱の寄与が一定程度あることを明らかにした．さらに，従来型ミグ溶接と比較し，わずかな第 2 電流の付加によっても，溶滴の保有熱量の上昇効果があることを実験および数値計算により示した．

二段給電式ミグ溶接プロセスによって溶滴の保有熱量を上昇させ，溶接ビードのぬれ性などのビード形状の改善，溶込み増加などの溶接品質改善が可能であることを明らかにした．

アークの安定性に関して，高い第 2 電流を付加することで，アークの硬直性が増し，純アルゴンミグ溶接におけるアークが安定する可能性を見出した．

以上の実験および数値計算結果より，二段給電式ミグ溶接プロセスにおいて，ワイヤ送給量と溶接電流を独立して制御でき，これが溶接ビード形状や溶込みの改善に寄与すると結論づけられた．

第5章 二段給電式ミグ溶接の応用研究

5.1 緒言

第 4 章では，二段給電式ミグ溶接について実験および数値計算を用いて検証し，その基本的な特性について明らかにしてきた．本章では，応用研究として二段給電式ミグ溶接プロセスに対する溶接施工上の影響因子を検証し，種々の実用化を見据えた特性を理解したいと考える．そこで本章では，まず，二段給電式ミグ溶接の溶接トーチ構造に着目し，給電点間距離についての研究について述べる．次いで，溶接ワイヤ材料の影響について検証する．これら二つの研究は，二段給電式ミグ溶接トーチ構造の第 1，第 2 給電点間における溶接ワイヤジュール発熱への影響項目を検証する研究となる．さらに，二段給電式ミグ溶接プロセスの給電形式について検証する．具体的には，給電点を 1 カ所にする場合，および，第 1 と第 2 給電の給電電流を入れ替えた場合の溶接プロセス現象について検証する．

最後に，純アルゴンミグ溶接で課題となるアーク安定化について，溶接現象の安定化という観点からパルス電流波形に着目して検討した結果を示す．

5.2 給電点間距離の検証

二段給電式ミグ溶接において，第 2 給電位置を変更するため，Table 5.1 に示す第 2 給電チップを溶接試験に用いた．給電チップの写真は第 2 給電チップを溶接トーチの先端側から見たものである．第 4 章で用いた第 1 給電点と第 2 給電点間の給電点間距離 12 mm に加えて，16 mm，20 mm と第 2 給電点の距離を離した場合を検証した．また，従来型のミグ溶接との比較実験を行う際は，二段給電式ミグ溶接の第 1 給電点を従来型ミグ溶接の給電部として用い，第 2 給電チップと溶接ワイヤが接触しないようにし，第 2 給電点には給電しなかった．以降，従来の二段給電式ミグ溶接第 2 給電チップを“12mm チップ”，第 1 給電からの距離に応じてそれぞれ“16mm チップ”，“20mm チップ”と呼ぶこととする．なお，第 2 給電チップの給電部の厚さは 1 mm である．

Table 5.1 Secondary contact tips for experiments.

	“12mmTip” (Previous experiment tip)	“16mmTip”	“20mmTip”
Distance between 1st tip and 2nd tip	12 mm	16 mm	20 mm
Appearance			

5.2.1 実験的検証

溶接ワイヤには，Table 2.4 に示した JIS Z 3312 G 49 AP 3 M 16 の ϕ 1.2mm 軟鋼ソリッドワイヤを用い，シールドガス，アウターシールドガスともに純アルゴンを用いた．以降の溶接試験においては，第 2 給電点位置の影響を確認するために，第 1 給電点下端から母材までの距離（Contact tip To Work Distance 以下，CTWD と記す）を 30mm で一定とした．すなわち，第 2 給電が“12mm チップ”の場合，第 2 給電チップ下端から母材までの距離は 18mm，同様に“16mm チップ”で 14mm，“20mm チップ”で 10mm となる．また，従来型ミグ溶接ではミグ溶接チップから母材までの距離を 30mm とした．

第 1 溶接電源の溶接条件として，軟鋼マグパルス溶接モードにおいて，ワイヤ送給速度を 8 m/min.（溶接電流設定値は 207 A）とした．第 1 溶接電源の基本パルスは，パルスピーク電流は 403 A，ピーク時間は 1.2 msec，パルスベース電流は 89 A であった．第 1 溶接電源はパルス周期制御により，アーク長の安定を実現しているため，例えばパルスベース期間を伸ばしてパルス溶接の平均電流を低下させる制御が行われる．

溶滴熱量の計測試験では，溶接トーチを固定した静止溶接を行った．溶滴熱量計測時の第 1 溶接電源の設定電圧は溶接中のアーク長が一定となるように 21～27 V の範囲で設定した．第 2 溶接電源は，設定電流を 20～100 A の範囲で設定し，設定電圧は 20 V とした．溶接条件を Table 5.2 に示す．

Table 5.2 Welding conditions for calorimetric experiment.

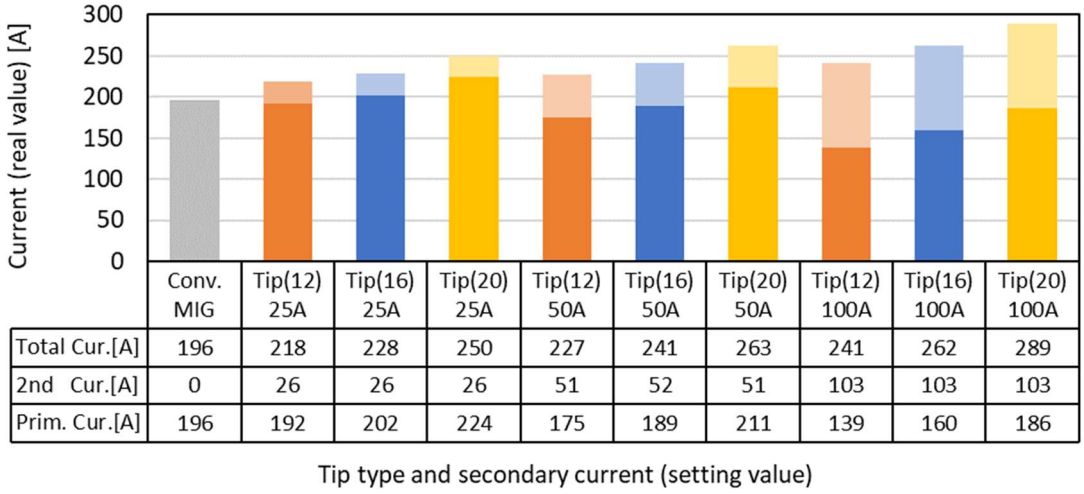
Welding Process	**Wire Feeding Speed**	**Primary Power Source Setting Voltage**	**Secondary Setting Current**
Conventional MIG	8 m/min	26 V	-
DCF-MIG	8 m/min	21 ~ 27 V	20 A, 25 A 50 A, 100 A

溶接ビード外観，断面マクロの検証では，ビードオンプレート溶接を行い，溶接速度は 30 cm/min.とした．どの条件においてもアーク長が 4 mm 程度で一定となり，短絡移行をできる限り発生させないように，第 1 給電の設定電圧を 30～41 V の範囲で設定した．アーク長を同一にするには，給電点間距離が大きいほど，また，第 2 電流が小さいほど設定電圧を大きくする必要があった．表面の黒皮をグラインダで除去した板厚 9 mm の軟鋼板（SS400）を母材として用いた．溶接条件を Table 5.3 に示す．

Table 5.3 Welding conditions for bead on the plate welding experiment.

Welding Process	Welding Speed	Wire Feeding Speed	Primary Power Source Setting Voltage	Secondary Setting Current
Conventional MIG	30 cm/min	8 m/min	31 V	-
DCF-MIG	30 cm/min	8 m/min	30 ~ 41 V	25 A 50 A, 100 A

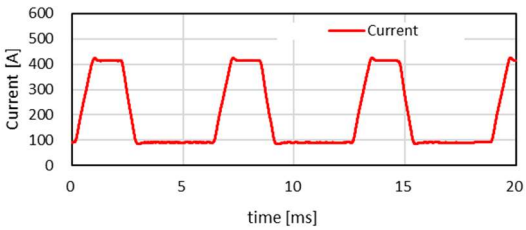
Fig. 5.1 に，給電点間距離を変化させた時の，第 2 電流値に対する第 1 電流の平均値（図中 “Prim. Cur.”）および第 1 と第 2 電流の合計電流平均値（図中 “Total Cur.”）の実験結果を示す．なお，本実験の電流・電圧波形の計測は溶滴熱量計測と同時に行い，銅板電極を用いトーチを固定した静止溶接で行った．4.2.1 節の結果と同様に，第 2 電流の増加に伴い第 1 電流は低下し，合計電流値は増加する．合計電流値はいずれの給電点間距離（Tip(12)／Tip(16)／Tip(20)）においても，従来型ミグ溶接の電流値より大きくなっている．また，給電点間距離の増加に伴い，第 2 電流値がいずれの値であっても合計電流値が増加していることが見られる．



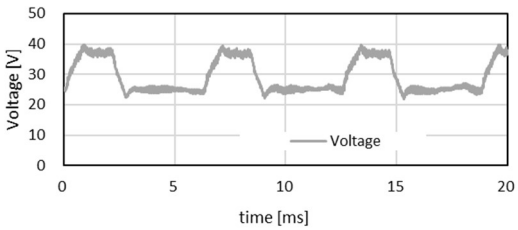
	Conv. MIG	Tip(12) 25A	Tip(16) 25A	Tip(20) 25A	Tip(12) 50A	Tip(16) 50A	Tip(20) 50A	Tip(12) 100A	Tip(16) 100A	Tip(20) 100A
Total Cur.[A]	196	218	228	250	227	241	263	241	262	289
2nd Cur.[A]	0	26	26	26	51	52	51	103	103	103
Prim. Cur.[A]	196	192	202	224	175	189	211	139	160	186

Fig. 5.1 Average value of the current
(lower: primary current (Prim. Cur.), upper: secondary current (2nd Cur.)).

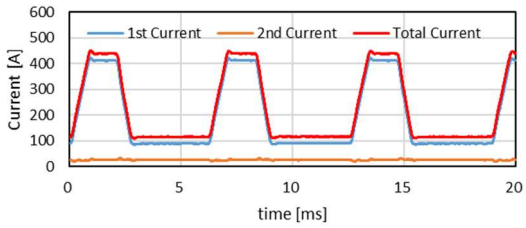
一例として第 2 電流設定値を 25 A とし，アーク長が等しく 4 mm となるように第 1 溶接電源の電圧設定値 26～29 V とした場合の電流，電圧波形を Fig. 5.2 に示す．給電点間距離が大きいほど設定電圧を高くする必要があった．比較のため従来型ミグ溶接の波形も示す．いずれの給電点間距離においても実測した電圧平均値は 27～29 V となった．



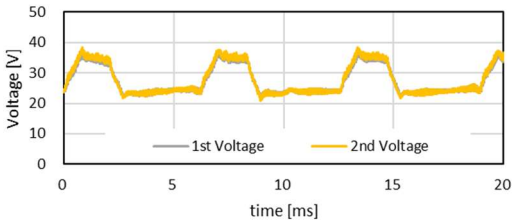
(**a**) Conventional MIG current



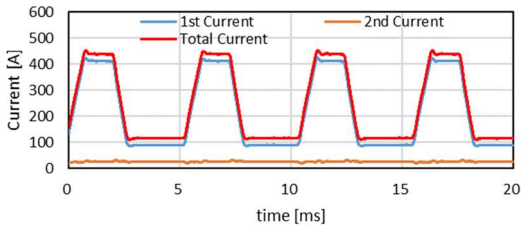
(**b**) Conventional MIG voltage



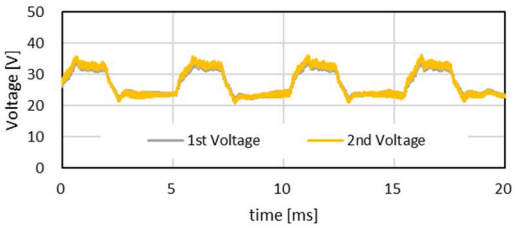
(**c**) 12 mm Tip (Previous experimental tip) current



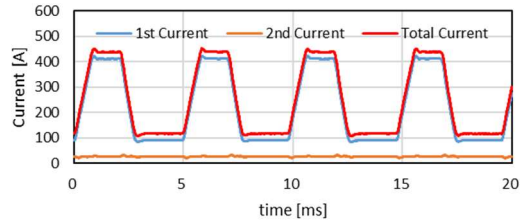
(**d**) 12 mm Tip (Previous experimental tip) voltage



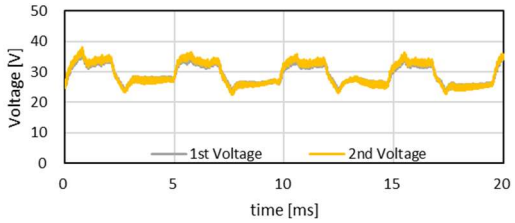
(**e**) 16 mm Tip current



(**f**) 16 mm Tip voltage



(**g**) 20 mm Tip current



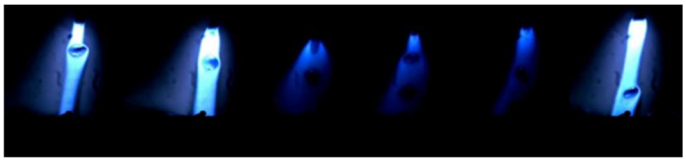
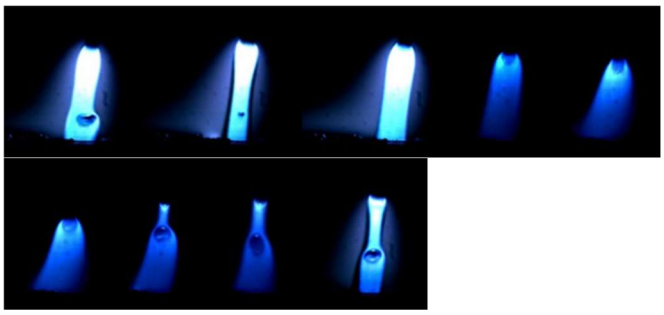
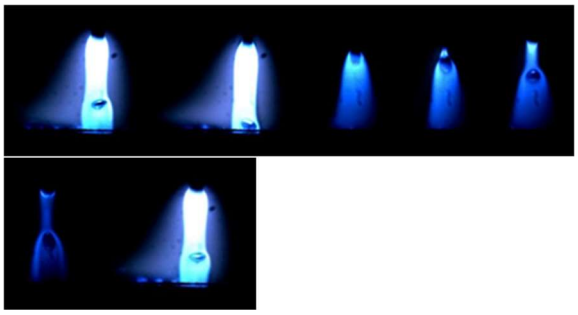
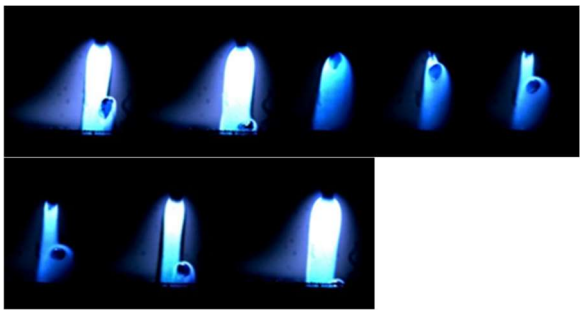
(**h**) 20 mm Tip voltage

Fig. 5.2 Waveforms of welding current and voltage.

電流波形を見ると，給電点間距離の増加に伴い，パルス周期が短くなっていることが確認でき，第 1 電流平均値が増加していることがわかる．また，電圧は電流パルスに合わせて上昇が見られ，その上昇幅は給電点間距離が長いほど小さくなっている．例えば“12mm チップ”や従来型ミグ溶接ではパルス期間にベース期間の電圧から約 11 V 上昇しているのに対し，“20mm チップ”では 6 V 程度の上昇と小さくなっている．

Table 5.4 に 1 秒間に 1000 コマで撮影した第 2 電流を 50 A と 100 A に設定した時の溶滴移行写真を示す．なお，第 2 電流が 25 A の溶滴移行状態は，50 A のそれとよく似ているため省略した．一連の画像はパルスピークから次のパルスピーク電流までのパルス 1 周期分であり，1 画像が 1 msec と対応している．二段給電式ミグ溶接では，第 2 電流が大きくなるに従い，第 1 電流が低下し，第 1 溶接電源ではパルス周期変調制御が実施されているため，第 2 電流の増加に伴いパルス周期が伸びている．これは画像枚数が増えていることで確認できる．また，給電点間距離が大きくなるに従い，同じ第 2 電流値であっても，第 1 電流の低下が小さく，パルス周期が短くなっている．第 2 電流が 25 A，50 A の場合はどの給電点間距離であっても 1 パルス 1 ドロップの安定したパルス溶接となっているが，第 2 電流が 100 A の場合，第 1 電流低下が小さい“20mm チップ”の場合を除いて，1 パルスで多数の溶滴が移行している．第 2 電流 100 A 画像のアークの明るさからパルスベース期間においても，相応の電流が流れていることが見てとれ，これがワイヤ溶融を促進し多数の溶滴移行が発生している要因となっている．また，多数の溶滴移行が発生すると，短絡が発生しやすくなり，溶接現象が不安定となりやすい．これを避けるためにはアーク長を長くする，すなわち設定電圧を高くする必要がある．設定電圧を高くするとワイヤは燃え上がり，チップに溶着しやすくなり，長い第 1，第 2 給電点間距離，つまりこれは，第 2 給電点から母材までの距離が短いチップを採用する場合の制約となる．

Table 5.4 Droplet images taken by a high speed video camera.

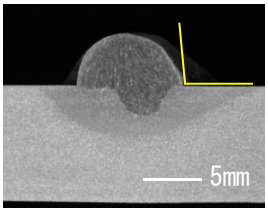
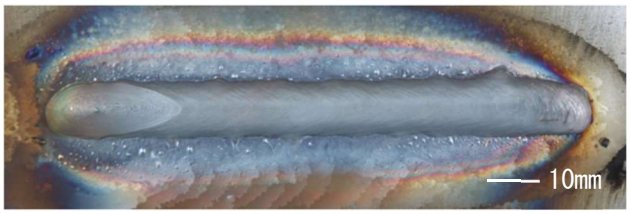
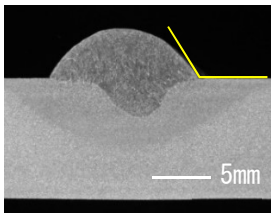
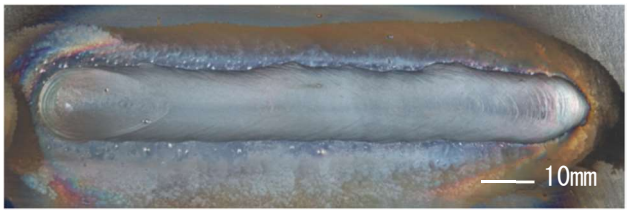
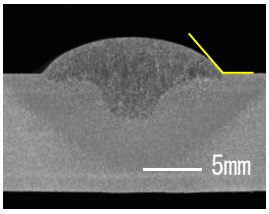
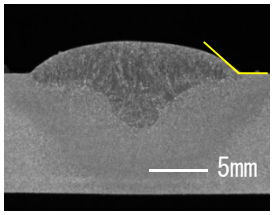
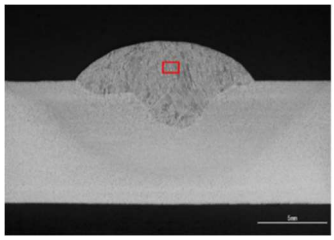
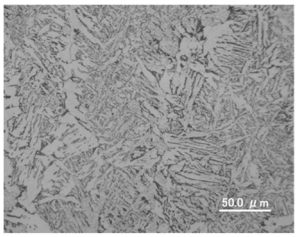
Welding Cond.		Image of Droplet 1 frame = 1 msec
Conv. MIG		
2ndCur.	Tip	
50 A	Tip 12 mm	
	Tip 20 mm	
100 A	Tip 12mm	
	Tip 20 mm	

第２電流が 25 A の場合の溶接ビード外観，断面マクロ写真，およびその時の実電流・電圧の平均値，ビードフランク角度を Table 5.5 に示す．溶接ビード外観写真より，給電点間距離が大きくなるにつれて溶接ビード幅が大きくなっていることがわかる．なお，従来型ミ

グ溶接においては溶接中に短絡移行状態となったため中央付近でビード幅が大きくなっている．マクロ断面においては，フランク角度が給電点間距離の増加に伴い大きくなっている．つまり，ぬれ性が改善している．溶込み深さも明確に向上している様子が確認できる．

Table 5.5 に第 2 電流が 100 A の時のミクロ写真を示す．Terashima らの文献[13]と同様の低酸素における金属組織が見られる．

Table 5.5 Appearance and cross section of weld beads of conventional MIGW and DCF-MIGW with a second current of 25 A as well as the microstructure of DCF-MIG in 20 mm Tip with a second current of 100 A.

Conventional MIG		
	Cur. = 194A, Vol. = 36.6 V	Flank ang.= 95.4 (ave.)
DCF-MIG 12 mm Tip		
	Total cur. = 258 A, Vol. = 35.3 V	Flank ang. = 117 (ave.)
DCF-MIG 16 mm Tip		
	Total cur. = 283 A, Vol.=35.7 V	Flank ang. = 134 (ave.)
DCF-MIG 20 mm Tip		
	Total cur. = 306 A, Vol. = 36.7 V	Flank ang. = 140 (ave.)
Micro-structure DCF-MIG 20 mm Tip 2nd Cur 100 A	 	

試験した 3 種類の第 2 給電チップにおいて，第 2 電流値を 25A，50A，100A にした場合のマクロ断面から溶込み面積を測定した結果を Fig. 5.3 に示す．測定には画像処理ソフトウェア ImageJ [52], [53]を用い，断面マクロ写真から計測した．給電点間距離が大きくなる，すなわち 12mm チップから 16mm チップ，20mm チップとなるに伴い，溶込み断面積が増加していることがわかる．Fig. 5.1 の表中に示す第 2 給電式ミグ溶接の合計電流値が給電点間距離の増加に伴い増加し，母材への入熱が増加することと整合が取れている．また，明らかに従来型ミグ溶接との溶込み面積の量が異なり，第 2 電流のわずか 25 A の供給においても二段給電式ミグ溶接の効果が確認できる．

なお，16mm チップおよび 20mm チップの第 2 電流 25A において，それぞれ同じ電極間距離のチップの第 2 電流 50 A，100 A より溶込み断面積が大きくなっている．これは，アーク長を一定にする試験条件の下では，電極間距離が長いチップの場合，設定電圧を上げる必要があり，これに伴って第 1 電流値も上がり（例えば，20mm チップ，第 2 電流 25 A の場合で約 280 A），結果，投入電力量が増えた影響があるものと考えられる．

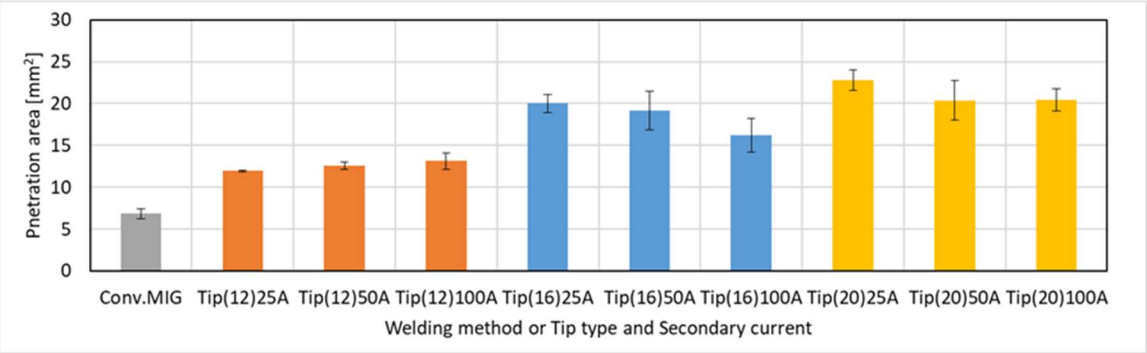


Fig. 5.3 Penetration area of beads.

2.3.4 項で説明した熱量計測方法にて熱量を計測した結果を Fig. 5.4 に示す．二段給電式ミグ溶接法を用いることで，従来型ミグ溶接よりも溶滴熱量が大きくなっていることがわかる．また，第 2 電流の増加に伴い溶滴熱量の増加傾向が見られる．これは，4.2.1 項の結果と同様に，第 2 電流の増加に伴い，第 1 と第 2 電流の合計値が増え，溶滴の熱量が増えているためと考えられる．さらに，給電点間距離の増加に伴い溶滴熱量が増加していることがわかる．

これらの結果より，二段給電式ミグ溶接において，第 2 電流の増加や給電点間距離の増加による溶滴熱量の増加が，溶接ビードの溶込みや止端部ぬれ性に影響しているものと考えられる．

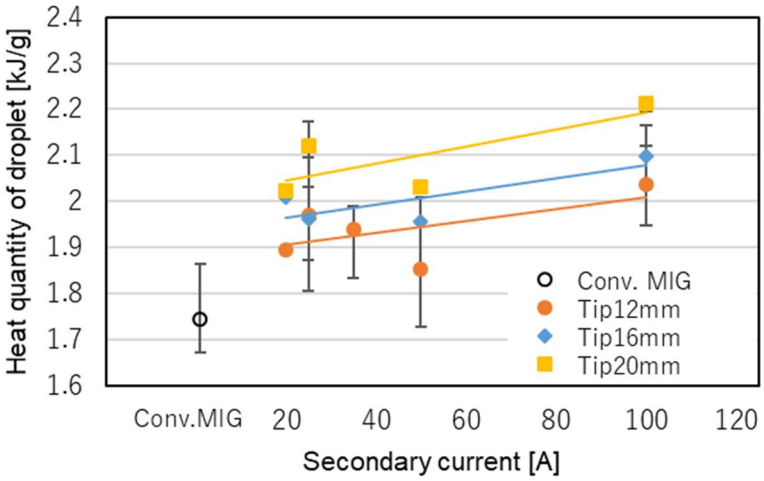


Fig. 5.4 Result of quantity of heat of droplet measurement.

上述した実験結果から，二段給電式ミグ溶接において，第 2 電流の増加に伴い，第 1，第 2 電流の合計電流値が増加すること，溶込み面積が増加し，ぬれ性も改善すること，溶滴熱量が上昇していることが確認できた．また，第 1 給電点と第 2 給電点の距離，すなわち給電点間距離を大きくすることで，合計電流および溶滴熱量が上昇することも確認できた．

以降では二段給電式ミグ溶接のワイヤのジュール発熱に着目し，溶滴熱量を計算し，給電点間距離の役割を考察する．またこの際に，二段給電式ミグ溶接では，第 2 電流の増加に伴い，第 1 電流が低下し，溶接電流パルス周期が伸びていくが，この溶滴熱量への影響についても考慮する．

最初に溶接ワイヤのジュール発熱から考察する．

4.2.7 項において導出した(4.2)式を，二段給電式ミグ溶接のトーチ構造に合わせ，拡張する．二段給電式ミグ溶接のトーチ構造は，Fig. 5.5 のように表せられる．第 1 給電点と第 2 給電点の間の距離 L_1 には，第 1 溶接電源からの第 1 電流 I_1 が，第 2 給電点から先のワイヤ溶融先端までの距離 L_2 の区間には第 1 電流 I_1 に第 2 電流 I_2 を足した合計電流 I_{12} がそれぞれ流れることとなる．I_1，I_{12} をワイヤ断面積（$\pi(d/4)^2$ mm^2，　d:ワイヤ径 1.2 mm）で除した電流密度をそれぞれ j_1 ，j_{12} とし，式(4.2)を二段給電式ミグに拡張すると式(5.1)のように第 1，第 2 給電点間のジュール発熱の項を加える．

$$H_0 = \frac{\phi j_{12}}{V_m} + \left(\frac{aL_1 j_1^2}{V_m} - b_1\right) + \left(\frac{aL_2 j_{12}^2}{V_m} - b_2\right) \tag{5.1}$$

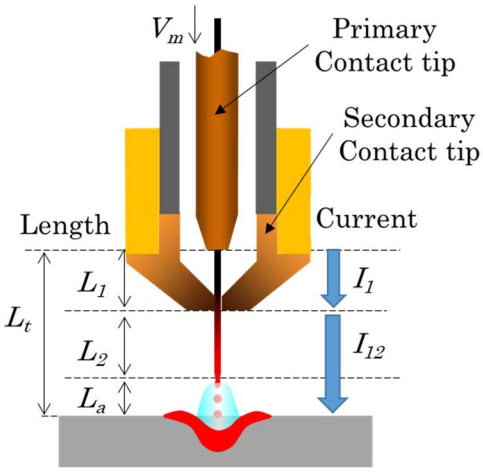


Fig. 5.5 Schematic representation of the DCF-MIG torch

ここで二段給電式ミグ溶接においては，第 2 給電に伴い，第 1 電流の数十アンペアの無視できない変動が見られることを考慮する．第 1 溶接電源はパルス周期変調によるアーク長制御法を実行しているため，第 1 電流の増加または低下に伴いパルス周期が変化する現象が起こる．瞬時電流値が大きく変化するパルス溶接では，電流の平均値よりも実効値の方がジュール発熱への影響を真に表していると考えられる[70]．したがって，第 1 電流の低下によるパルス周期（T）の長期化は電流実効値 I_{rms} が低下する方向にあると考えられる．溶接パルスのような非正弦波の電流実効値は式(5.2)で表せられ，ここで $i(t)$ は時刻 t の電流の瞬時値を表す．式(5.2)を見ると，第 1 溶接電源のパルス周期変調制御のように，パルスピーク波形が変化せず，ベース期間が延びる，つまりパルス周期が伸びると，その実効値が低下することがわかる．

$$I_e = \sqrt{\frac{1}{T}\int_0^T i(t)^2 dt}. \qquad (5.2)$$

実験での実効値については，例えば 12mm チップの場合，第 2 電流が 25 A の時にパルス周期約 6.5 msec となり，計測平均値 192 A で実効値 212 A，また第 2 電流が 100 A の時にはパルス周期約 12.5 msec となり，計測平均値 141 A で実効値 164 A となる．概ね実効値は平均値より高くなっており，第 2 電流が大きい方がその差が大きい．

式(5.1)で算出した溶滴熱量に対し，熱量計測試験で計測した溶滴熱量をプロットしたグラフを Fig. 5.6 に示す．グラフ中の点線は計算溶滴熱量の一次近似線で，切片は約 0.3 kJ/g である．計算値と実験値が 1:1 となる直線をグラフ対角に示しているが，近似線はほぼこれを平行移動したようになっている．R2 値は 0.78 で，ばらつきはあるものの，上記の計算値はほぼ実験で得られた溶滴熱量を表しているものと考えてよい．

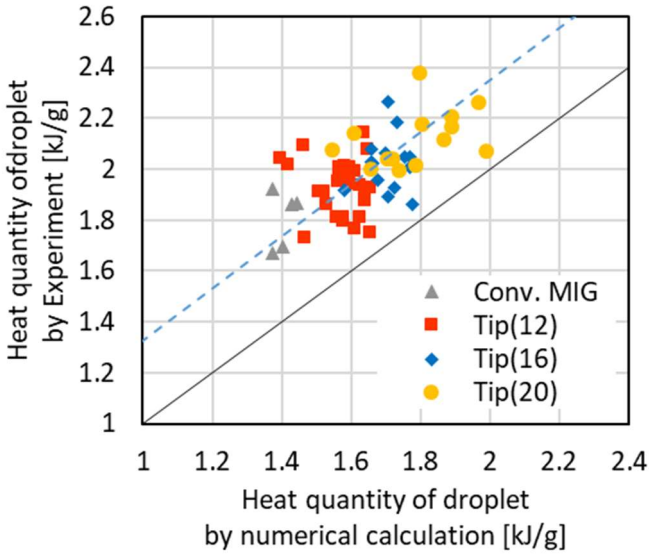


Fig. 5.6 Heat quantity of a droplet by numerical calculation and experimental value.

次に，第 1，2 電極間距離の異なる 3 種類のチップにおいて，第 2 電流値を変えた場合の式(5.1)で計算した溶滴熱量を Fig. 5.7 に示す．比較のため従来型ミグ溶接も掲載する．電流値は実験により得られた波形データを用いた．棒グラフの色分けしている上方から給電点間におけるジュール発熱，第 2 電極から先のワイヤ突出しにおけるジュール発熱，アークによる熱量を表している．

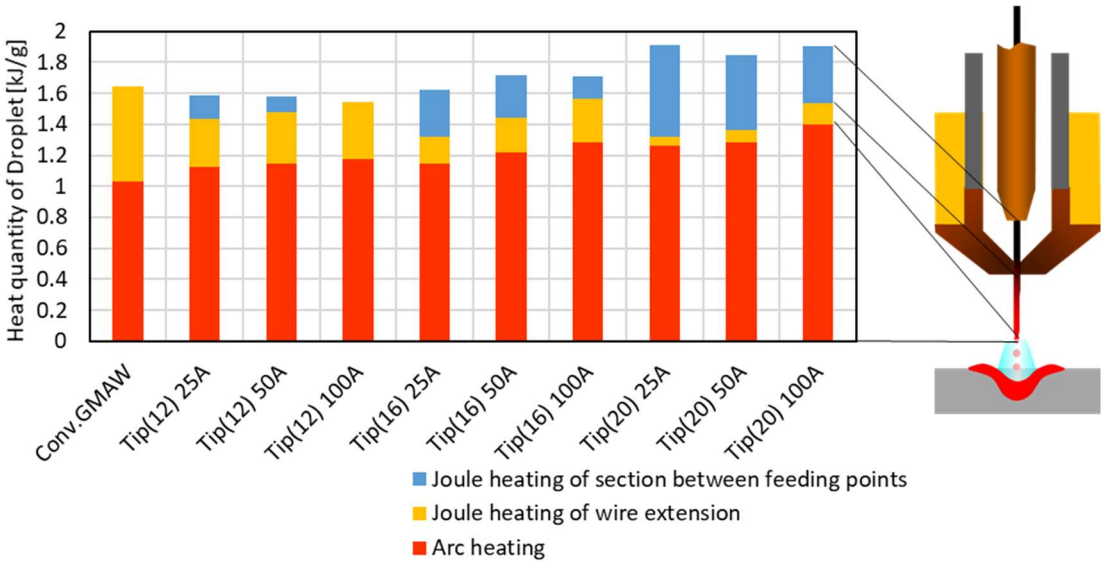


Fig. 5.7 Contribution of each section to the quantity of the heat of a droplet by numerical calculation.

これを見ると，チップの種類（給電点間距離），第 2 電流の大きさによって，ジュール発熱の第 1，第 2 給電点間と第 2 給電から先のワイヤ突出し分の寄与割合が変化していることが確認できる．具体的には，給電点間距離の増加に伴い，当然ながらジュール発熱距離が増えるので給電点間でのジュール発熱（青）が増えている．逆に第 2 電極から先のジュール発熱（黄）はその距離が短くなるので発熱量が減っている．次に第 2 電流の変化で見ると，第 2 電流が大きくなるにつれて，給電点間のジュール発熱（青）は減り，第 2 給電点から先の発熱量（黄）は増加している．これらの現象は，第 2 電流の増加に伴い第 1 電流が減少するためである．アークによる発熱（赤）は合計電流の増加（電極間距離の増加，第 2 電流の増加に正の相関）に伴い増加している．

しかしながら，アーク発熱とジュール発熱を加算した合計の溶滴熱量については，チップ種類における溶滴熱量の差は見られるものの，第 2 電流の増加に伴う溶滴熱量の増加，従来型ミグ溶接と二段給電式ミグ溶接の明らかな溶接ビード形成の差異を説明しきれていない．今回，簡易的な計算で溶滴熱量を計算したため，実際とのずれがあるものと考える．特に給電点間のジュール発熱量が小さい領域では，Halmoy の実験から近似した直線式との乖離が大きいことが要因の一つと考えられる．また，このずれは Fig. 5.7 で表れている溶滴熱量の計算値と実験値との差となっていると考えられる．

5.2.2 数値計算による検証

二段給電式ミグ溶接の第 2 給電点位置の実験検証に対し，Halmoy の簡易モデルにより溶滴熱量について検討したが，さらに詳細に検討するため，第 3 章で示した数値計算モデルを用いて検討を行った．本検証では，第 2 電流は第 1 給電コンタクトチップ先端から 6 mm，12 mm または 20 mm 下の位置より給電され，それぞれの位置を Fp1, Fp2 及び Fp3 と定義する（Fig. 5.8）．0 項の実験の“12mm チップ”の第 2 給電点位置は Fp2 に，“20mm チップ”は Fp3 にそれぞれ対応する．第 1 給電コンタクトチップから 6 mm の位置である Fp1 は，実験としては，チップ構造上難しいが，基準となる“12mm チップ”より短い側を検証するために実施した．

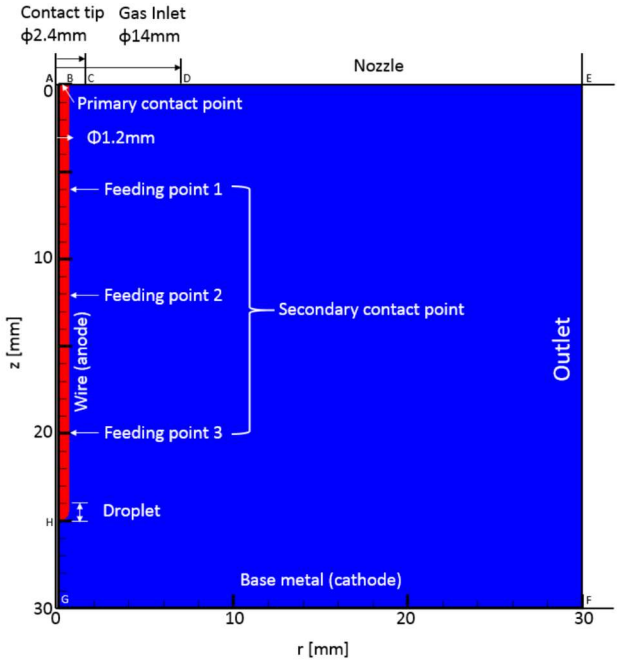


Fig. 5.8 Schematic diagram of simulation domain.

Fig. 5.9 に第 1 電流及び合計電流（第 1 電流と第 2 電流の和）の第 2 電流依存性を示す．第 2 給電点が第 1 給電点から離れるほど，第 2 電流増加に伴い合計電流が大きく増加することがわかる．従来型ミグでは電流は 212 A であるが，第 2 給電位置 Fp3 及び第 2 電流 100 A の条件では，合計電流が 289 A まで増加することが明らかになった．

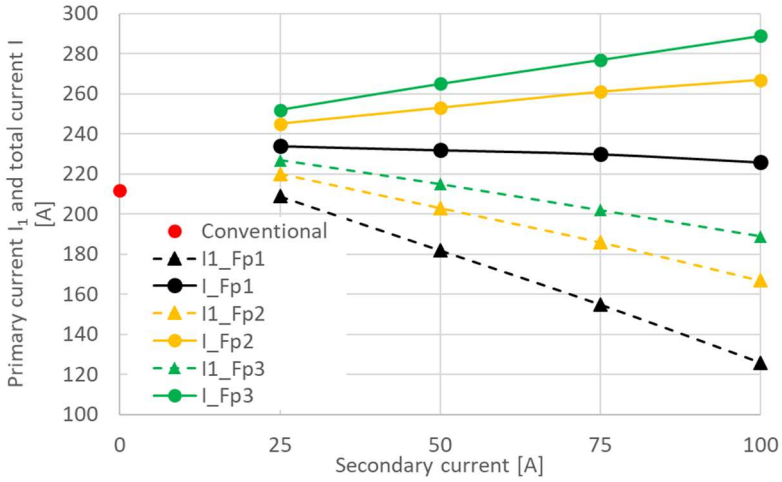


Fig. 5.9 Dependences of primary current and total current on secondary current

Fig. 5.10 に溶滴温度の第 2 電流依存性を示す．第 2 給電点が離れることにより溶滴温度には若干の上昇が見られ，第 2 給電位置 Fp3 では Fp1 の場合と比較して 30 K 程度高温となった．第 2 電流増加によっても僅かではあるが溶滴温度は上昇し，第 2 電流 100 A で

は 25 A よりも 40 K 程度高温となった．

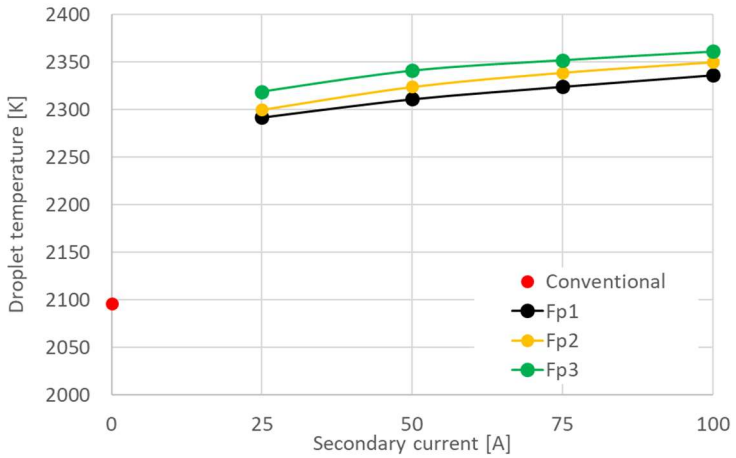


Fig. 5.10 Dependence of droplet temperature on secondary current.

5.2.3 給電点間距離の検証まとめ

二段給電式ミグ溶接の第 1，第 2 給電点間の距離について，実験および数値計算により検証した．以上の結果をまとめる．

1) 給電点間距離が大きくなると，給電点間における溶接ワイヤのジュール発熱量が増加し，第 1，第 2 の合計電流（アーク電流）や溶滴熱量が増加することを明らかにした．
2) 二段給電式ミグ溶接の第 1，第 2 給電点間の距離の上限については，トーチ構造上の物理的な制限のほかに，第 2 給電点から先のワイヤ突出し長部分におけるワイヤ溶融速度が上がりすぎて，ワイヤ燃え上がりが発生することが上限となることを明らかにした．
3) 溶滴保有熱量計算について，Halmoy の式を二段給電式ミグ溶接に合わせ，パルス溶接電流の実効値を用いることで，実験値との良い相関を見た．

5.3 溶接材料の検証

これまでの実験では，軟鋼溶接ワイヤを用いて行ってきた．本節では，材料特性の異なる溶接材料を用いた時の，二段給電式ミグ溶接の特性を検証する．これまでの実験では，溶接ワイヤのジュール発熱が，二段給電式ミグ溶接の溶滴の表面温度や熱量に影響していることを確認してきた．そこで，ジュール発熱への影響が大きい溶接ワイヤ材料の電気伝導度に注目して検証する．

5.3.1 実験検証

Table 5.6 に本試験で用いた溶接材料仕様を示す．スプール巻きの直径 φ 1.2 mm の溶接ワイヤを用いた．各溶接材料の電気伝導度も Table 5.6 に示す．アルミニウム合金の電気伝導度が最も高く，SUS308 およびインコネル 625（以降，インコネル）溶接ワイヤは，軟鋼溶接ワイヤより電気伝導度が低い．インコネルが最も低く，軟鋼溶接ワイヤの 1/10 程度となっている．

Table 5.6 Welding wire material specification

Wire material	JIS code of welding wire	20℃ Electrical Conductivity
Aluminum	Z 3232 A5183-WY	17.98×10^6 S/m
Steel	Z 3312 G 49 AP 3 M 16	7.04×10^6 S/m
SUS308	Z 3321 YS308	1.39×10^6 S/m
Inconel 625	Z 3334 GNi6625	0.78×10^6 S/m

第 1 給電点の下端から母材ワーク表面までの距離（CTWD：Contact Tip to Work Distance）は，30 mm に固定した．アルミニウム合金溶接ワイヤ以外の溶接ワイヤ材料では，第 1 給電点下端から第 2 給電点下端までの距離を 12 mm とした．すなわち，第 2 給電点下端から母材ワーク表面までの距離は 18 mm となる．アルミニウム合金溶接ワイヤの場合は，アルミニウム合金用チップを用いるため，第 1 給電点下端から第 2 給電点下端までの距離を 14.5 mm となった．すなわち，第 2 給電点下端から母材ワーク表面までの距離は 15.5 mm となる．なお，第 2 給電チップの給電部の厚さは 1 mm である．

実験は，ビードオンプレート溶接と溶滴熱量計測を行った．溶接条件をそれぞれに Table 5.7，Table 5.8 示す．アーク長は等しく 4 mm を保つようにし，短絡移行は発生しないように電圧値を設定した．アルミニウム合金溶接では，母材ワークを板厚 10 mm のアルミニウム合金鋼板 A5083-O を用い，その他の材料では板厚 12 mm の表面をグラインダでスケール除去処理した軟鋼鋼板（SS400）を用いた．

Table 5.7 Welding conditions for bead on plate welding.

Welding Materials	Welding Mode	Welding speed	Wire feeding speed	Primary pow.src. voltage	2ndary setting current
Aluminum	MIG hard aluminum w.	30 cm/min.	8 m/min	18~22 V	0:Conv.MIG, 25, 50, 75, 100 A
Steel	MAG mild steel solid w.			28~29 V	
SUS308	MIG Stainless solid w.			25~29 V	
Incnel625	MIG Stainless solid w.			20~27 V	

Table 5.8 Welding conditions for calorimetry.

Welding Materials	Welding Mode	Wire feeding speed	Primary pow.src. voltage	2ndary setting current
Aluminum	MIG hard aluminum w.	13 m/min	25~27 V	0,25,50 A
Steel	MAG mild steel solid w.	8 m/min	25~27 V	0:Conv.MIG, 25, 50, 75, 100 A
SUS308	MIG Stainless solid w.		26~28 V	
Incnel625	MIG Stainless solid w.		23~27 V	

試験結果および考察を以下で述べる．

Table 5.6 に示した材料溶接ワイヤを用いたビードオンプレート溶接における二段給電式ミグ溶接の第 1 電流と第 2 電流の各平均電流の合計値のグラフを Fig. 5.11 に表す．横軸は二段給電式ミグ溶接の第 2 電流設定値である．第 1 電流が棒グラフの下側，第 2 電流が同上側を表す．比較のため，従来型ミグ溶接の値も掲載している．

アルミニウム溶接ワイヤを除いて，他の材料の溶接ワイヤでは，第 2 電流の増加に伴い，第 1 電流値は低下していくが，合計電流値は増加する傾向が見られる．一方，アルミニウム溶接ワイヤでは，第 1 電流値は第 2 電流の増加に伴い低下するものの，合計電流値はほぼ一定である．なお，第 2 電流を供給する第 2 溶接電源は定電流特性を有するので，実電流は設定値とほぼ同じ値となっている．アルミニウム溶接ワイヤも含め，二段給電式ミグ溶接では，わずか 25 A の第 2 電流の追加であっても，従来型ミグの電流値より，合計電流値は大きくなっている．

Fig. 5.11 において，注目すべきは，第 2 電流の増加に伴う第 1 電流の低下割合が，溶接ワイヤ材料によって異なることである．Table 5.9 に，第 2 電流設定値の増加に対する，合計電流値と第 2 電流値の増加割合および第 1 電流の低下割合を示す．この低下割合が溶接ワイヤ材料で異なる原因の一つは，その電気伝導度の違い（Table 5.6）によるものと考えられる．低い電気伝導度は，二段給電式ミグ溶接トーチの第 2 給電点およびワイヤ突出し部における大きな電圧降下につながる．例えば，インコネル溶接ワイヤでは，電圧降下が大きく，第 2 電流増加に伴う第 1 電流の電流低下は，軟鋼溶接ワイヤや SUS308 溶接ワイヤに比べて大きい．アルミニウム溶接ワイヤの場合は，電気伝導度は大きいが，その融点が他の溶接ワイヤ材料と比べ著しく低いことが影響していると考えられる．

以上の電流計測結果は，これらの現象が，溶接ワイヤ材料の違いによる二段給電式ミグ溶接の電流値に表れている．

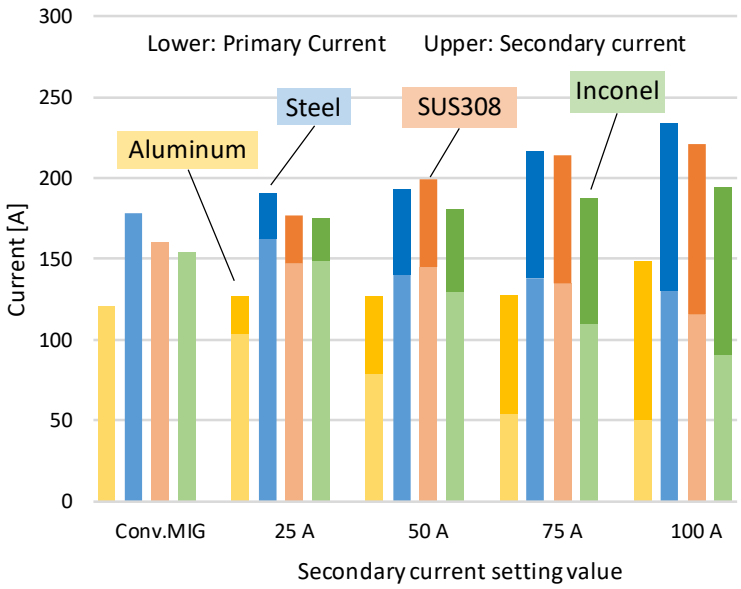


Fig. 5.11 Trend of DCF-MIG current.

Table 5.9 Ratio of change of currents.

Wire material	Ratio of change Trend of measured current against 2nd current		
	Total current	Prim. current	2nd current
Aluminum	0.26	-0.74	1.00
Steel	0.68	-0.32	1.00
SUS308	0.49	-0.52	1.02
Inconel625	0.24	-0.78	1.02

次に，二段給電式ミグ溶接の溶滴熱量への影響を，2.3.4 項で説明した溶滴熱量計を用いて調査した．Fig. 5.12 に各溶接ワイヤ材料の溶滴熱量計測結果を示す．なお，アルミニウム溶接ワイヤでは，溶滴重量を確保するためワイヤ送給速度 13 m/min の条件としたため，他のワイヤ材料と比べ溶滴熱量が大きくなっている．

アルミニウム溶接ワイヤを除いて，第 2 電流の増加に伴い，概ね溶滴熱量の増加傾向を示している．一方，アルミニウム溶接ワイヤの溶滴熱量は，第 2 電流の増加に対しほぼ一定で，この傾向は，アルミニウム溶接ワイヤの電流値実験結果の傾向に似ている．SUS308 溶接ワイヤおよびインコネル溶接ワイヤの二段給電式ミグ溶接では，わずか 25 A の第 2 電流の追加であっても，従来型ミグ溶接に比べ，溶滴熱量が大きくなっていることがわかる．

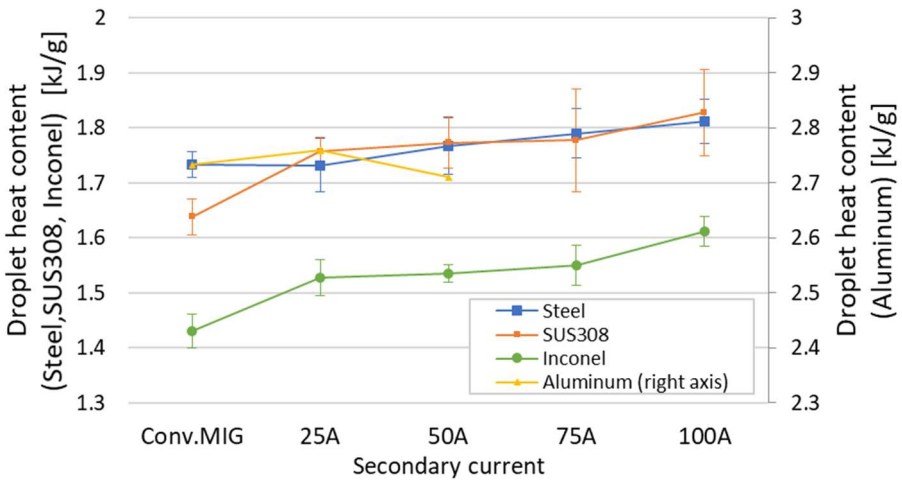


Fig. 5.12 Droplet heat content of various welding wire materials.

溶滴熱量の実計測値に対し，5.2.1 項でも実施した二段給電式ミグ溶接モデルを用いた溶滴熱量の簡易計算を行った．丸尾らの報告[70]および各種材料データ[71]–[75]のデータ，および，推定したデータに基づき，式(5.1)における定数は Table 5.10 の値を用いた．アルミニウム溶接ワイヤを除き，(5.1)式の計算には，溶滴熱量計測試験における電流計測波形から実効値を求めて用いた．アルミニウム溶接ワイヤでは，ビードオンプレート溶接における電流計測値を用いた．

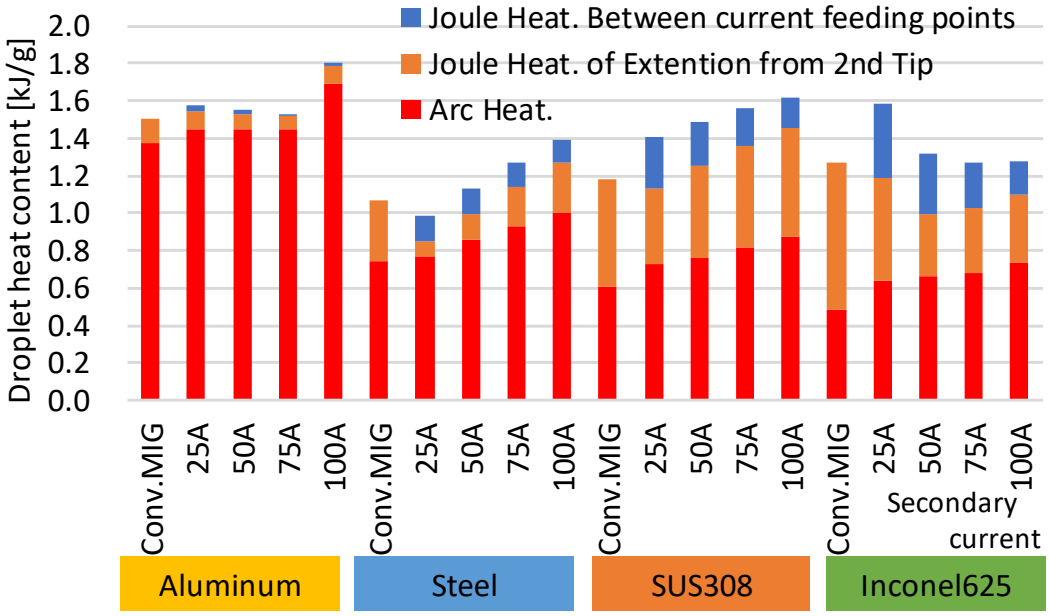


Fig. 5.13 Calculation of droplet heat content.

Table 5.10 Coefficients of droplet heat content calculation.

	Aluminum	**Steel**	**SUS308**	**Inconel625**
ϕ [V]	5.1	5.7	5.3	5.3
V_m [mm/sec]	133.3	133.3	133.3	133.3
a_1 [10^{-8} Ω m]	1.70	9.40	11.60	13.50
L_1 [mm]	14.5	12	12	12
b [J/mm^3]	0.00	1.92	0.97	0.00
a_{12} [10^{-8} Ω m]	0.56	3.97	8.33	13.20
L_2 [mm]	11.5	14	14	14

Fig. 5.13 に，溶接ワイヤ材料および二段給電式ミグ溶接の第 2 電流に対する，溶滴熱量の計算結果グラフを示す．棒グラフの最上部は，第 1 給電点と第 2 給電点間のジュール発熱による熱量，中央部は第 2 給電点から先のワイヤ突出し部のジュール発熱による熱量，下部はアーク発熱による熱量をそれぞれ表す．

溶滴熱量の計測値と計算値の，第 2 電流に対する傾向は一致している．比較的電気伝導度が低い SUS308 溶接ワイヤとインコネル溶接ワイヤでは，溶滴熱量に対するジュール発熱による貢献が大きいことが見てとれる．アルミニウム溶接ワイヤでは，ジュール発熱の寄与分は小さく，溶滴熱量の第 2 電流値に対する変化はほとんどない．

さらにインコネル溶接ワイヤの場合，第 2 電流が 25 A の溶滴熱量の計算結果が非常に高く，これは，Fig. 5.12 のインコネル溶接ワイヤの溶滴熱量実測値でもこの傾向が見られる．この理由として，インコネル溶接ワイヤの二段給電式ミグ溶接では，第 2 電流に対する第 1 電流の低下量が大きく，第 1 溶接電源のパルス周期変調制御によりパルス周期が延びるため，電流実効値が大きく低下する．これに応じて溶滴熱量が低下している．

各溶接ワイヤ材料の二段給電式ミグ溶接による溶接ビード形状に対する，電流増加および溶滴熱量の増加の影響をビード断面マクロから検証した．Table 5.11 に，従来型ミグ溶接および二段給電式ミグ溶接の第 2 電流が 100 A の時の溶接ビード断面マクロを示す．

二段給電式ミグ溶接により施工した溶接ビードの全ての溶接ワイヤ材料において，溶込みや溶接ビード止端部におけるぬれ性が，従来型ミグ溶接のそれに比べ改善していることが見てとれる．

Table 5.12 にアルミニウム溶接ワイヤの溶接ビード外観を示す．第 2 電流による溶接ビード形状の差異はほとんど見られない．これまでの実験結果で見てきたように，第 2 給電による合計電流や溶滴熱量の増加はほとんど見られないこととも整合がとれている．

Fig. 5.14 にそれぞれの溶接ビード幅を計測したグラフを表す．グラフ中の直線は各溶接ワイヤ材料計測平均値の直線近似線である．全ての溶接ワイヤ材料で，第 2 電流の増加に合わせ，ビード幅が増加する傾向が見られる．しかしながら，アルミニウム溶接ワイヤの増加幅は他に比べ小さい．

さらに，二段給電式ミグ溶接の合計電流値は第 2 電流の増加に対し，単調増加していくが，ビード幅の増加率は一定ではない．これは，各溶接ワイヤ金属の溶融時の表面張力とい

った金属物性の違いが，ビード形状形成に影響したものと思われる．さらに，アークによる母材の予熱効果がぬれ性の改善に影響したものとも考えられる．

Table 5.11 Cross section of bead.

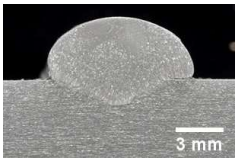
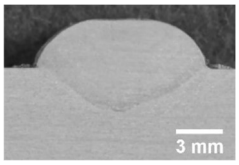
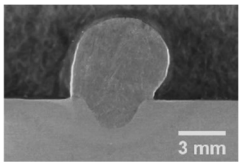
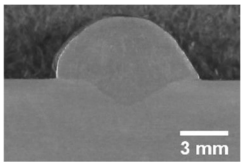
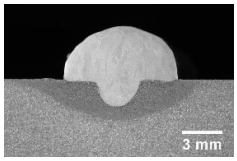
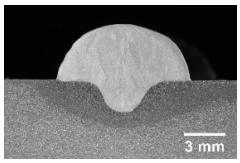
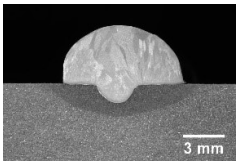
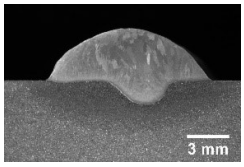
Material	Conventional MIG	DCF-MIG 2nd current:100A
Aluminum		
Steel		
SUS308		
Inconel625		

Table 5.12 Appearance of bead of Aluminum wire by DCF-MIG welding

Secondary current	Appearance of bead
25 A	
50 A	
75 A	
100 A	

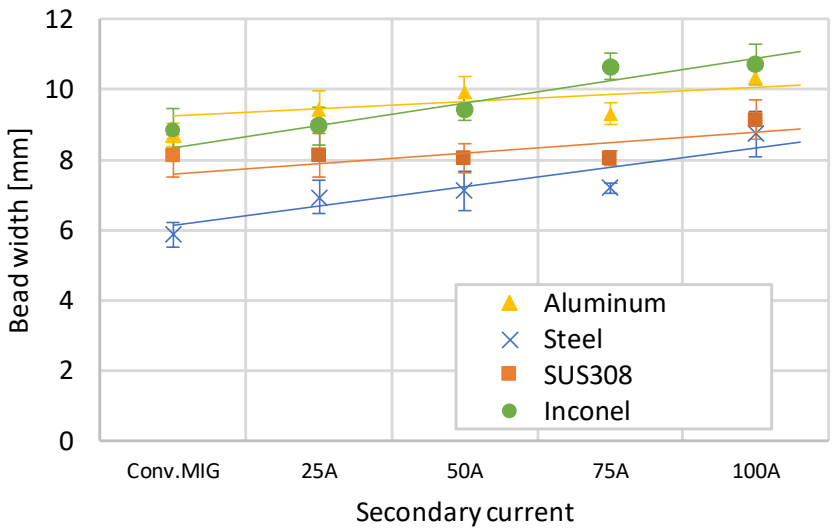
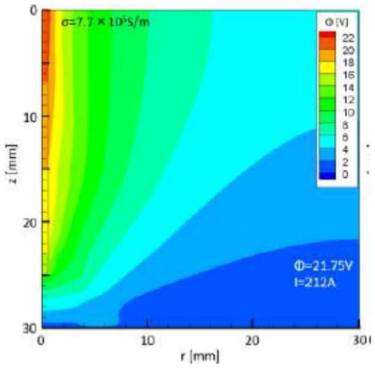


Fig. 5.14 Measured bead width on secondary current.

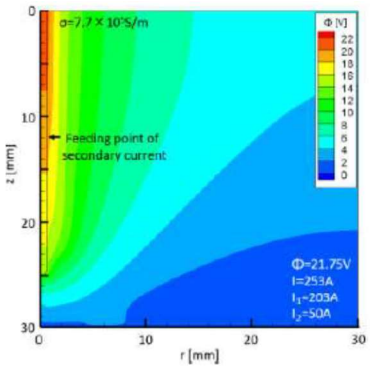
5.3.2 数値計算検証

5.3.1 項では，二段給電式ミグ溶接の溶接ワイヤ材料の影響について実験的に検証を行ってきた．この結果，溶接ワイヤ材料の電気伝導度や融点が，二段給電式ミグ溶接の溶接プロセスに影響があることがわかった．また，4.3 節では，軟鋼溶接ワイヤについて，二段給電式ミグ溶接のモデルを構築し，その特性を明らかにした．これらの結果から，二段給電式ミグ溶接プロセスは，溶接ワイヤ材料の化学成分に由来する熱物理的特性に大きく影響を受けると考えられる．そこで本節では，最も影響のある特性であると考えらえる，溶接ワイヤ材料の電気伝導度の影響に関して，二段給電式ミグ溶接モデルの数値計算により考察する．

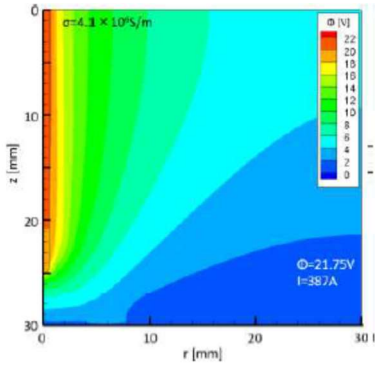
まず，従来型ミグ溶接と二段給電式ミグの基本特性を確認するため，電気伝導度 7.7×10^5 S/m と 4.1×10^6 S/m の場合を比較した．Fig. 5.15 に計算領域全体の電位分布を示す．設定した電圧値と同じ 21.75 V がコンタクトチップ先端位置である領域上端にかかっていることが確認できる．二段給電式ミグでは，第 2 給電点の上部で電界が弱くなっているが，第 2 給電点の下部では，反対に増加している．これは，従来型ミグ溶接（7.7×10^5 S/m の場合 212 A）に比べ，第 2 給電点で電流が付加され二段給電式ミグ溶接の電流密度が増大するためである．この結果，二段給電式ミグ溶接の第 1 電流が 203 A に低下したとしても，合計電流値は従来型ミグ溶接を上回る 253 A となる．これにより従来型ミグ溶接の溶滴温度の 2096 K に対し，二段給電式ミグ溶接では，従来型ミグ溶接に比べ約 230K 高い 2324 K となった．これは溶接ワイヤにおけるジュール発熱および電流増加に伴う溶接ワイヤ表面の電子凝縮に起因している．対照的に，電気伝導度が 4.1×10^6 S/m の時の二段給電式ミグ溶接の従来型ミグ溶接に対する電流上昇は 8 A に留まる．



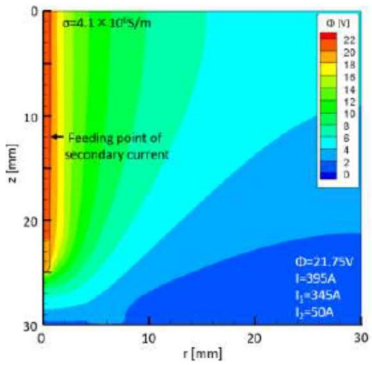
(a) Conventional MIG ($\sigma = 7.7\times10^5$ S/m)



(b) DCF-MIG ($\sigma = 7.7\times10^5$ S/m)



(c) Conventional MIG ($\sigma = 4.1\times10^6$ S/m)



(d) DCF-MIG ($\sigma = 4.1\times10^6$ S/m)

Fig. 5.15 Distributions of electric potential.

次に，溶接ワイヤ材料の電気伝導度の影響について考察する．Fig. 5.16 は二段給電式ミグ溶接の合計電流値について溶接ワイヤ材料の電気伝導度の依存度を表す．二段給電式ミグ溶接の合計電流値の電気伝導度増加に対する増加量は，従来型ミグ溶接の電流値の増加量に比べて，徐々に少なくなっている．つまり，電気伝導度の値が大きくなるにつれ，二段給電式ミグ溶接の合計電流値と従来型ミグ溶接の電流値の差が小さくなっている．

Fig. 5.17 に溶滴温度の電気伝導度依存性グラフを示す．この結果から，二段給電式ミグ溶接の溶滴温度は特に電気伝導度が小さい場合，例えばアルミニウム溶接ワイヤよりも軟鋼溶接ワイヤといった場合に，従来型ミグ溶接との差が大きく現れることが明らかになった．

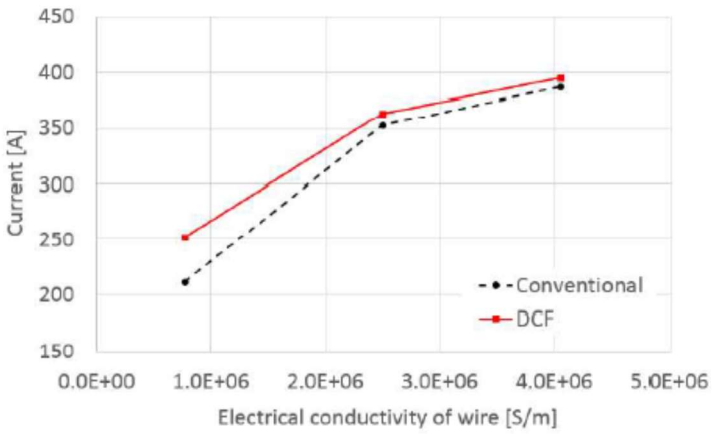


Fig. 5.16 Dependence of electrical conductivity of wire on total current.

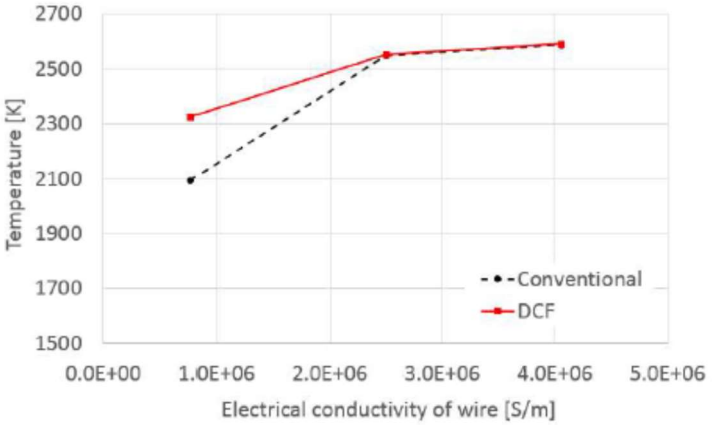


Fig. 5.17 Dependence of electrical conductivity of wire on droplet temperature.

溶接ワイヤ材料の電気伝導度に関する二段給電式ミグ溶接モデルの数値計算の結果をまとめると，二段給電式ミグ溶接において，溶滴温度の上昇は，特に電気伝導度の小さい場合に顕著であることが明らかになった．

数値計算で得られた結果と 5.3.1 項の実験結果について，電気伝導度が異なる軟鋼溶接ワイヤとインコネル溶接ワイヤを用いて比較する．電気伝導度 4.1×10^{6} S/m は約 400 K の場合の軟鋼溶接ワイヤに相当し，7.7×10^{5} S/m はインコネル溶接ワイヤに相当する．なお，インコネル 625 は電気伝導度の温度依存性がほとんどない[75].

実験結果の電流値グラフ Fig. 5.11 と Fig. 5.17 を比較すると，数値の違いはあるが，電気伝導度が小さいインコネル溶接ワイヤでは電流値が小さくなっている．また，溶滴温度に関しても，Fig. 5.12 は溶滴熱量の実験結果であるが，インコネル溶接ワイヤの方が軟鋼よりも低い値を示し，さらに二段給電式ミグ溶接を用いることで従来型ミグ溶接から溶滴熱量が大きく増加する傾向示しており，実験による傾向と計算による傾向が一致している．

5.3.3 溶接材料の検証まとめ

本節では，溶接ワイヤ材料の影響を実験的に検証してきた．本節で得られた結論を下記に述べる．

1) 二段給電式ミグ溶接において，軟鋼溶接ワイヤ，SUS308 溶接ワイヤ，インコネル溶接ワイヤでは，第 2 給電の増加に伴い，合計電流が増加する．
2) 溶接ワイヤ材料の電気伝導度は，二段給電式ミグ溶接による溶滴熱量増加に大きな影響を及ぼす．例えば，SUS308 やインコネル溶接ワイヤといった小さい電気伝導度の溶接ワイヤ材料では，二段給電式ミグ溶接の合計電流値と溶滴熱量が，第 2 電流の増加に対し，必ずしも増加しない場合がある．
3) SUS308 やインコネル溶接ワイヤといった小さい電気伝導度の溶接ワイヤ材料であっても，二段給電式ミグ溶接の第 2 電流を付加することで従来型ミグ溶接よりも溶滴熱量が大きく上昇する．これは，本研究対象である極低温溶接構造物への適用において，溶接施工に有利に働くと推察できる．
4) アルミニウム溶接ワイヤでは，電気伝導度は軟鋼等より高いものの低い融点がワイヤ溶融速度を上げるため，二段給電式ミグ溶接プロセスにおける合計電流増加の効果が低くなる．
5) 二段給電式ミグ溶接における溶接ビード形状，特にぬれ性の改善効果は，溶滴熱量の増加のみでなく，母材へのアークの予熱効果も影響している．
6) 数値計算においても，電気伝導度の小さい場合に溶滴温度が顕著である傾向が明らかになった．

5.4 給電形式の検証

ここでは，二段給電式ミグ溶接プロセスの給電形式について検証する．具体的には，給電点を 1 カ所にする場合，および，第 1 と第 2 給電の給電電流を入れ替えた場合の現象について検証する．

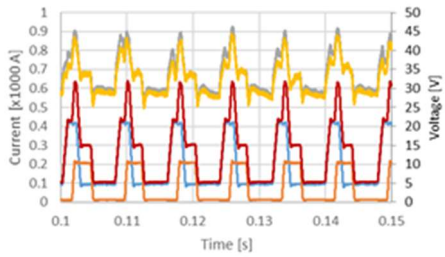
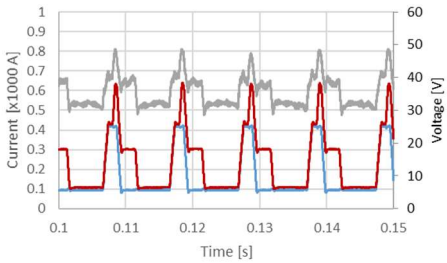
5.4.1一電極二電源溶接の検証

二段給電式ミグ溶接の効果を検証するため，第 1 給電点に第 1 溶接電源の正極に加え，第 2 溶接電源の正極もつなぎ，1 カ所から給電する溶接法（一電極二電源溶接）と二段給電式ミグ溶接との比較を行った．試験は第 2 電流もパルス化した二段給電式ミグ溶接とした．第 1 給電点のコンタクトチップから母材表面までの距離（CTWD）は 27 mm とした．これにより第 1 電流と第 2 電流の合計電流（アーク電流）波形は，両者で同等となる．二段給電式ミグ溶接においては，第 1，2 の給電点間でのジュール発熱発生のあることが，一電極二電源溶接との差異となり，この効果の検証を目的とする．

Table 5.13 に二段給電式ミグ溶接と一電極二電源溶接の，電流波形，溶滴移行写真の比較

結果を示す．第 2 電流には 5.5.2 項で説明するパルス電流波形を用いている．第 2 電流は平均 50 A，ピーク 200 A 設定としており，合計電流波形（赤グラフ）を見ると，パルス電流波形は同形状であることがわかる．しかし，一電極二電源溶接の方が，パルス周期が長くなっている．これは一電極二電源溶接において電流値が低下していることを示す．この一電極二電源溶接のパルス周期の伸長に伴いメインパルスに伴う溶滴寸法は，二段給電式ミグ溶接に比べやや大きくなっている．また，溶滴移行形態はどちらも 1 パルスに対し一つの大きな溶滴と数粒の小径溶滴が移行する形態となっている．

Table 5.13 Influence of one feeding point with two power sources.

Current and Voltage waveform	Droplet transfer by HSVC
	
(a) Conventional DCF-MIG	
	
(b) One feeding point by two power sources	
Legend	1st Current, 2nd Current, Total Current, 1st Voltage, 2nd Voltage

第 2 電流を 25 A から 150 A に 25 A ピッチで変え，ピーク電流値を 200 A または 300 A に設定した場合の第 1，第 2 電流の実測値をまとめたグラフを Fig. 5.18 に示す．二段給電式ミグ溶接では，第 2 電流の増加に伴い，ほとんどの場合で合計電流が増加する傾向が見られる．一方，一電極二電源溶接の場合の合計電流値は 230 A 程度でほぼ一定となっている．第 2 電流を増やした電流値とほぼ同じ量，第 1 電流が低下している．これは，第 1 溶接電源が定電圧特性を有しているため，アーク長を一定にするために，第 2 電流が増加した分，第 1 電流を低下させて，一定のワイヤ溶融速度を保とうとするためである．また，パルス周期変調制御を用いている第 1 溶接電源では，特に第 2 電流設定値の 125 A 以上の高電流域において，第 1 電流低下に伴いパルス周期が延び，大きな溶滴が低周期で移行する

不安定な溶接となっている．

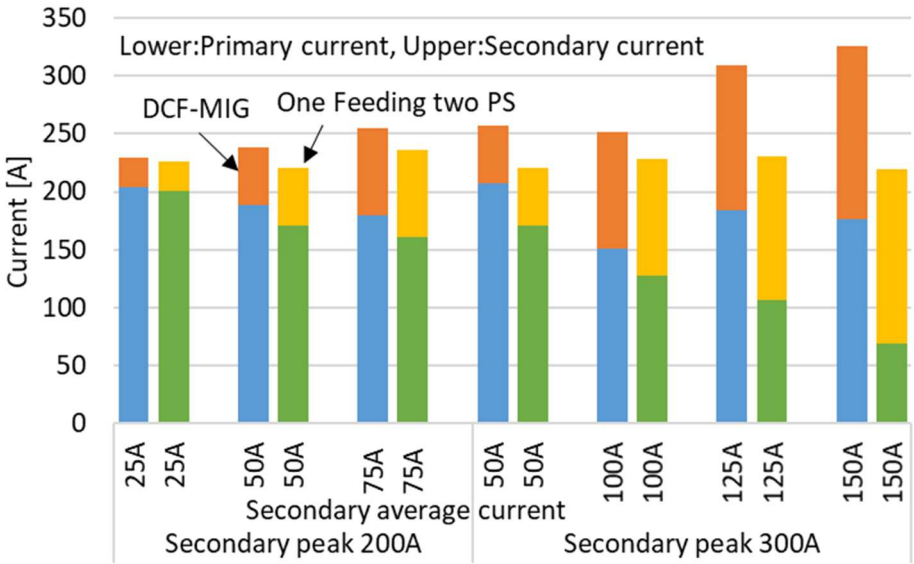
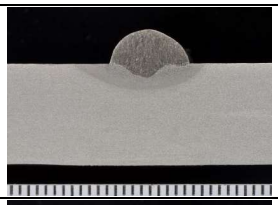
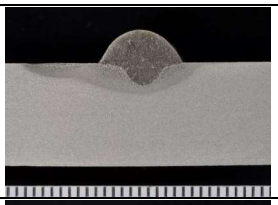
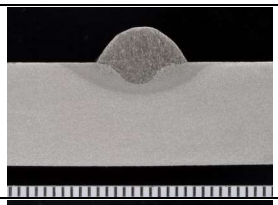
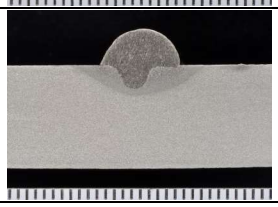
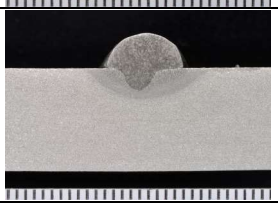
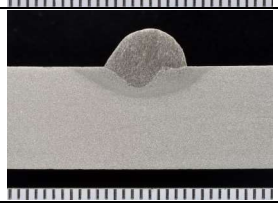
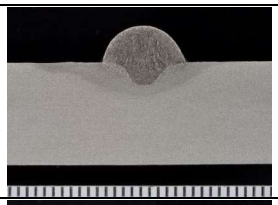
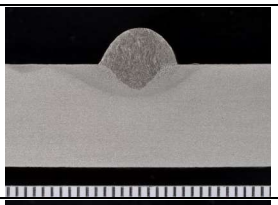
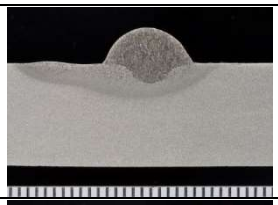
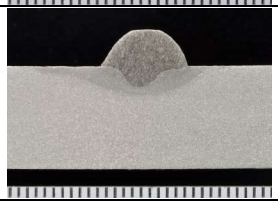
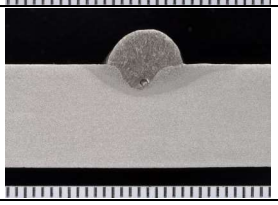
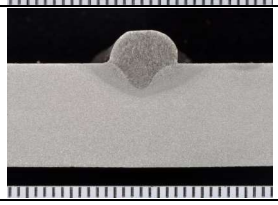


Fig. 5.18 Total current of DCF-MIG and One feed point with two power sources.

ビード断面マクロを Table 5.14 に示す．二段給電式ミグ溶接（DCF-MIG）では，第 2 電流の増加に伴いビード止端部のぬれ性がよくなり，フランク角が大きくなっているが，一電極二電源溶接（1FP2PS）の場合は，溶接止端部の形状改善があまり見られない．特に，第 2 電流が 150 A の場合，ビード止端部がかなり立っている．これは，パルス周期が延びたことにより，大きな溶滴が長周期で移行する影響と，第 2 電流をパルス化しているためにベース区間での母材予熱効果が乏しいことが相乗した影響であると考えられる．またパルス周期の伸びによるアークの不安定化は，溶込みの最深部が溶接ビード中央からずれていることからも確認できる．

Table 5.14 Macrostructure of DCF-MIG and One feed point with two power sources.

2nd current		25 A	50 A	75 A
Peak 200 A	DCF-MIG			
Peak 300 A	1FP 2PS			
2nd current		50 A	100 A	150 A
Peak 200 A	DCF-MIG			
Peak 300 A	1FP 2PS			

一電極二電源溶接法の検証結果を以下にまとめる．

1) 二段給電式ミグ溶接に比べ，第 2 電流増加による，合計電流増加への効果がほとんどない．
2) 一電極二電源溶接では溶接ビード形状や溶込みの改善効果も期待できない．
3) これらの結果から，二段給電式ミグ溶接において，異なる二つの給電点から電流を供給することが有効であることが確認された．

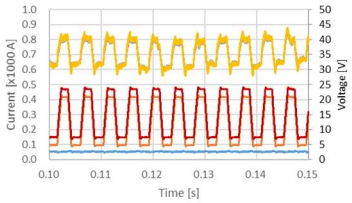
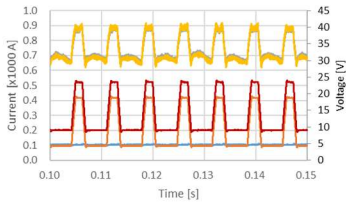
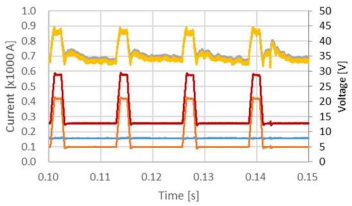
5.4.2 第 1 第 2 入替え二段給電式ミグ溶接の検証

これまでの二段給電式ミグ溶接では，トーチ構造上方の第 1 給電点にメインとなる定電圧特性のミグパルス溶接電源により給電し，その下方の第 2 給電点に定電流特性溶接電源から補助的な溶接電流を流していた．本項では，これを逆にして，第 1 給電点に定電流特性溶接電源からの補助的な溶接電流を流し，第 2 給電点に定電圧特性ミグパルス溶接電流を流す，“第 1 第 2 入替え二段給電式ミグ溶接”を検証した．この構成は溶接ワイヤを予め定電流のジュール発熱で予熱するホットワイヤティグ溶接法のミグ溶接版と考えられる．

Table 5.15 に第 1 第 2 入替え二段給電式ミグ溶接の電流・電圧波形および溶接ビード外観を示す．電流，電圧波形は第 1 電流と第 2 電流が入れ替わっているが，従来の二段給電

式ミグ溶接と同じように，定電流特性溶接電源からの補助的な電流（本試験では第 1 電流）の上昇とともに，パルス周期が長くなり，メインのパルスミグ溶接電流の平均値が低下していることがわかる．溶接ビード外観としては，ビード幅は第 1 電流値によって大きくは変わりないが，150 A の場合には，ビード止端部のぬれ性が向上している．

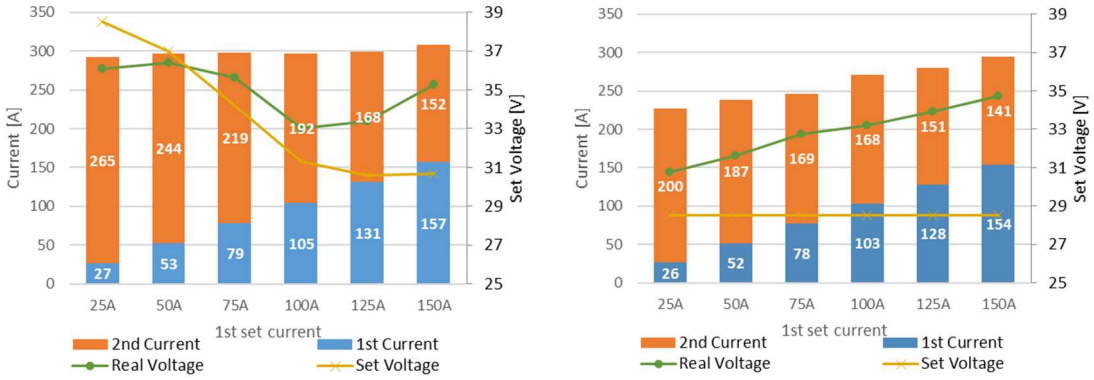
Table 5.15 Waveform of current & voltage and weld bead appearance of swapped DCF-MIG.

Current and Voltage waveform	Appearance of weld bead
	
(a) Primary(1st) current from constant current power source 50 A	
	
(b) Primary(1st) current from constant current power source 100 A	
	
(c) Primary(1st) current from constant current power source 150 A	
Legend	

次に Fig. 5.19 に第 1 第 2 入替え二段給電式ミグ溶接の第 1，第 2 および合計電流のグラフを示す．グラフ(a)はアーク長を約 4 mm で一定に調整した場合の結果，グラフ(b)は設定電圧を一定にした場合の結果である．アーク長を揃えたグラフ(a)では，第 1 電流を変えても，合計電流値はほぼ 300 A で一定となる．一方，設定電圧を一定にしたグラフ(b)では，第 1 電流の増加に伴い，合計電流が増加することが確認できる．

高速度ビデオで撮影したアークと溶滴移行状態を Table 5.16 に示す．(a)アーク長を一定にした場合には，どの第 1 電流設定値においても液柱が発生していることが確認できる．(b)設定電圧を一定にした場合には，第 1 電流の増加に伴い，アーク長が延びていくことが見られる．これは，Fig. 5.19 グラフ(b)の実測電圧(緑折れ線)が単調増加していることにも

表れている．また液柱が延び，小さな溶滴がストリーミング移行していることが確認できる．



(a) constnt arc length　　(b) constant setting voltage

Fig. 5.19 Current of swapped power sources DCF-MIG.

Table 5.16 Droplet transfer of swapped power source DCF-MIG by HSVC.

25 A	50 A	75 A	100 A	125 A	150 A
(a) Constant arc length					
(b) Constant setting voltage					

従来の二段給電式ミグ溶接では，アーク長が一定になるように電圧を設定した場合でも，定電流特性溶接電源の追加電流（従来の場合は第 2 電流）の大きさに応じて，合計電流値は増加する現象がみられていた．しかし，電圧特性を入れ替えた第 1 第 2 入替え二段給電式ミグ溶接では，合計電流値はほぼ一定となってしまう（Fig. 5.19 (a)）．第 1 第 2 給電点間でジュール発熱により予熱された溶接ワイヤが，溶融しやすくなり，結果アーク長が伸びやすくなる現象に対し，パルスミグ溶接電源の定電圧特性が働き，パルスミグ溶接電源の電流を下げるように働く．この現象は，従来の二段給電式ミグ溶接でも，本項の第 1 第 2 入替え二段給電式ミグでも同じである．しかし，後者では，給電点からの突出し，アーク，母材までの各区間における電圧合計値がダイレクトにフィードバックされるのに対し，前者の

従来の二段給電式ミグ溶接では，パルスミグ溶接の給電点からアーク，母材に至るまでに，第 2 給電点が入ることが異なる．第 1 第 2 入替え二段給電式ミグでは，溶接ワイヤによる電圧降下分も含めた第 2 給電点チップから母材間電圧を一定にするように働くため，単純に，第 1 給電点に付加される電流分と第 2 給電点に付加される電流分の合計分が一定になると考えられる．一方，従来の二段給電式ミグ溶接では，第 2 給電点と母材間にも定電流特性溶接電源の電圧がかかることで，定電圧特性パルスミグ溶接電源が検出する見かけの電圧が低く抑えられ，電流の低下が小さくなり，定電流特性溶接電源の電流に応じて，合計電流値が増えていくものと考えられる．

次に溶滴熱量の計測を行った．第 1 第 2 入替え二段給電式ミグ溶接の計測結果を Fig. 5.20 に示す．第 1 第 2 入替え二段給電式ミグ溶接では，合計電流は，定電流特性溶接電源の電流値が上がっても，ほぼ同じ 300 A 程度であったが，溶滴熱量に関しては定電流特性溶接電源の電流上昇に伴い，増加する傾向が見られる．これについては，第 1，第 2 給電点間における溶接ワイヤのジュール発熱が溶滴熱量増加に効果があることが示唆される．

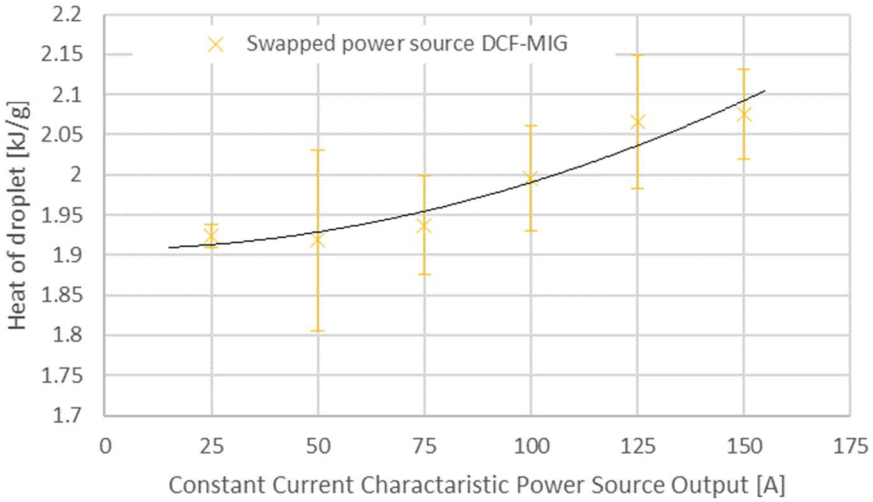


Fig. 5.20 Experimental heat content of droplet by swapped power sources DCF-MIG.

二段給電式ミグ溶接と本項で検証した第 1 第 2 入替え二段給電式ミグ溶接は，メイン電流となるパルス溶接電源を第 1 給電点に印加するか，第 2 給電点に印加するかの違いである．第 1，第 2 給電点間で溶接ワイヤのジュール発熱が発生する現象は同様である．このジュール発熱による溶接現象に対する溶接電源へのフィードバックをどの給電点電圧で行うかが異なることにより溶接現象が変わることがわかった．本項で第 1 第 2 入替え二段給電式ミグ溶接を検証した結論を以下にまとめる．

1) アーク長を一定にするよう設定電圧を決めると，アーク電流となる合計電流は，定電流特性溶接電源の電流値に関わらず，約 300 A で一定となる．
2) 溶滴熱量は定電流特性溶接電源の電流値上昇に合わせて，上昇していく．一方溶滴

熱熱量は上昇するが，従来方式の二段給電式ミグ溶接に比べ，その値は小さい．

3) 2)はパルスミグ溶接電源の定電圧特性のフィードバック電圧の要素に二段給電式ミグ溶接では給電点間の電圧降下が含まれることが影響していると推察される．

4) 従来の二段給電式ミグ溶接に比べ，合計電流を調整できず，施工の自由度が狭い．

5.5 純アルゴンミグ溶接の溶接現象安定化の検討

純アルゴンミグ溶接において，ぬれ性悪化等につながる表面張力増加とは他にもう一つの問題として，アークが不安定となる問題がある．不安定なアークは溶接ビードの蛇行など溶接不具合をもたらす．純アルゴンミグ溶接における不安定なアークは，陰極点が母材表面を動き回ることに起因する．二段給電式ミグ溶接プロセスにおいて，アークを安定化させる方法の一つとして，高電流によるアーク硬直性が挙げられ，Table 4.5 で示したように第 2 電流の高電流域では一定の効果が確認された．しかし，二段給電式ミグ溶接プロセスにおいて本質的には陰極点安定化効果は乏しい．また，二段給電式ミグ溶接の溶接電源特性で，第 2 電流の付加に伴い第 1 電流の低下が起こり，パルス周期が延びる．これが溶滴移行において溶滴の大粒化や液柱の発生などの不安定さを引き起こす．ここでは，アーク不安定も溶滴移行不安定もビード形状の乱れにつながるが，二段給電式ミグ溶接プロセスにおいてパルス電流波形に着目し，溶滴移行を安定化させ，ビード形状を安定化させる方法について実験的に検証する．

5.5.1 パルス幅変調制御の検証

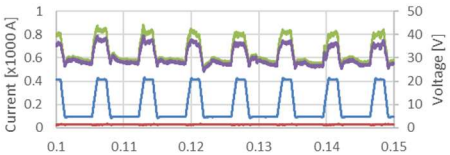
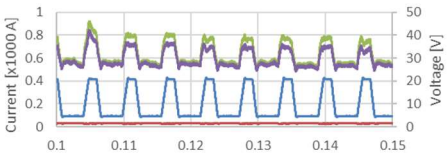
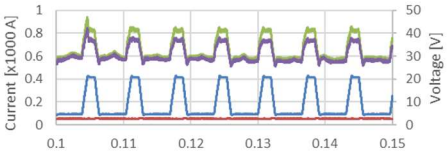
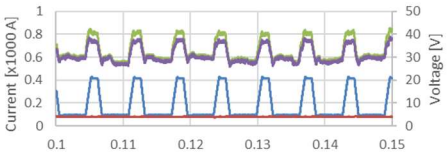
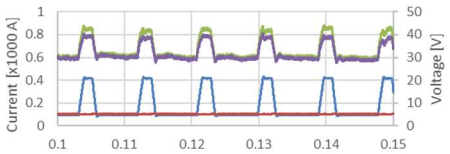
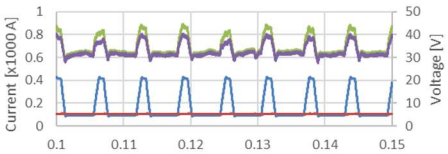
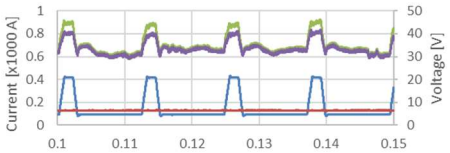
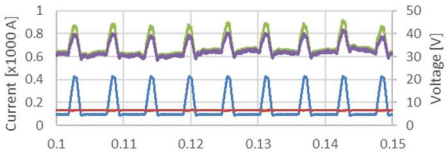
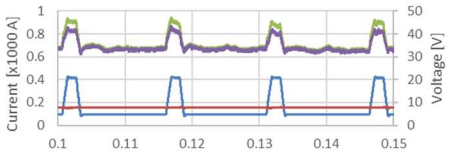
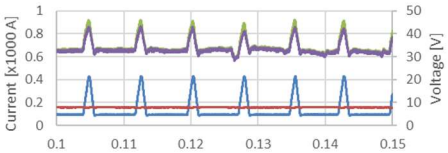
これまでの二段給電式ミグ溶接では，第 2 電流の増加に伴い第 1 電流が低下し，第 1 溶接電源ではパルス周期変調制御を行っているためパルス周期が延びていく．これにより，パルスベース区間でワイヤ先端の溶滴が増大しまたは液柱が発生し，このため不安定な移行形態となっていた．これに対しパルスピーク時間を電流値の低下に合わせて短くするパルス幅変調制御を行うと，パルス周期は保たれて，適度な大きさの溶滴が移行する形態になると考えられる．一般に溶接電源のパルス溶接制御方法を変更することは溶接電源の改造が必要になる．そこで簡易的に，第 1 電流のパルスピーク時間を設定で予め短くして，パルス周波数をある程度維持する制御方法（疑似パルス幅変調制御）を用いて，その効果の検証試験を行った．二段給電式ミグ溶接では，第 2 電流値に応じた第 1 電流の低下量はおおよそ一定の値となるため，計算によりパルスピーク時間を決めることは可能である．試験で用いたパルスピーク時間を Table 5.17 に示す．第 2 電流は直流を用いた．

Table 5.17 Pulse peak time in pseudo pulse peak modulation

2nd current	Conv. DCF-MIG	25 A	50 A	75 A	100 A	125 A	150 A
Peak time [msec]	1.2	1.1	1.0	0.9	0.6	0.3	0.1

実験で得られた電流波形を Table 5.18 に示す．従来二段給電式ミグ溶接のパルス周期変調制御のグラフ（左列）の場合，第 2 電流の増加に伴い，パルス周期が延びていることがわかる．一方，疑似パルス幅変調制御を行ったグラフ（右側）では，多少のずれはあるものの，大きな周期の変化は抑えられていることがわかる．また，パルス波形形状よりパルスピーク時間が短くなっていることも確認できる．ただし，150 A ではパルスピーク時間がほとんどなく，ベース区間を伸ばすパルス周期変調も働いていることが認められる．

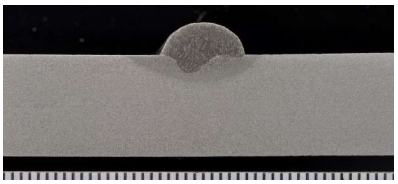
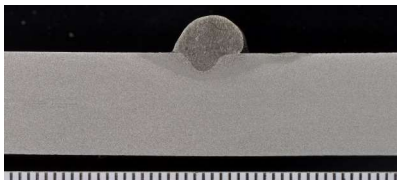
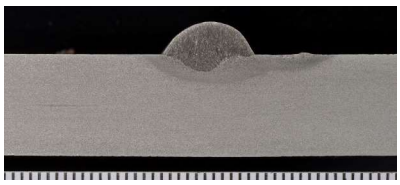
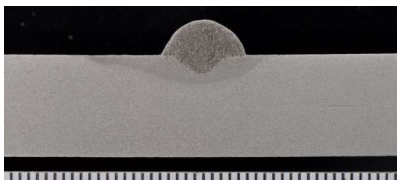
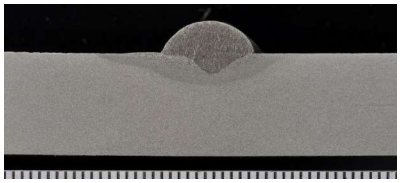
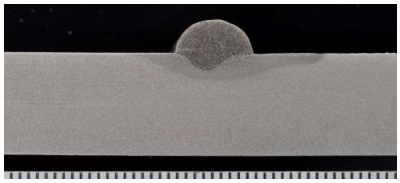
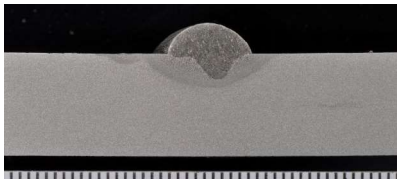
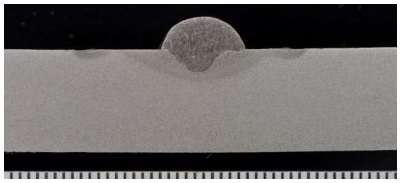
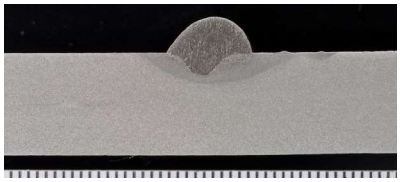
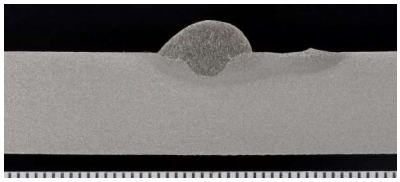
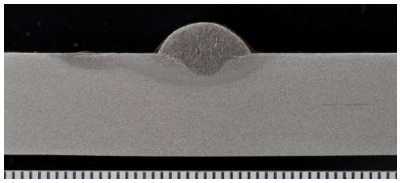
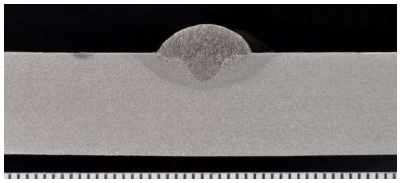
Table 5.18 Current waveform of pulse peak width modulation test.

2nd current	Pulse Period Modulation (Conventional)	Pseudo Pulse Peak Width Modulation
25 A		
50 A		
75 A		
100 A		
125 A		
150 A		
Legend	1st Current　2nd Current　1st Voltage　2nd Voltage	

溶滴移行に関して，従来のパルス周期変調制御の特に第 2 電流が 125 A 以上の場合は液柱の発生が顕著であったが，疑似パルス幅変調制御では，液柱はあまり見られず，メインパルスによる比較的小さめの溶滴の移行とそれに続く数個の小粒の比較的安定した溶滴移行現象が見られた．

疑似パルス幅変調における溶込みやビード形状への影響を確認するために，ビード断面マクロを観察した．これを Table 5.19 に示す．疑似パルス幅変調制御の場合でも，ビード形状や溶込みについては，従来方式と同等の結果が得られている．ただし，第 2 電流が 125 A 以上では，フィンガー状の溶込み深さがやや大きく，尖っている傾向が見られる．これは高い熱量を持った小粒の溶滴が溶融池の底に集中して落下するためと考えられる．

Table 5.19 Macrostructure of pseudo pulse peak modulation.

2nd current	Pulse Period Modulation (Conventional)	Pseudo Pulse Peak Width Modulation
25 A		
50 A		
75 A		
100 A		
125 A		
150 A		

パルス幅変調制御を疑似的に実現し，その効果を検証した結果を以下にまとめる．

1) パルス周期が安定することで，溶滴移行が安定し，液柱の発生が抑えられる効果が見られた．
2) パルス周期を一定にするパルス幅変調制御によるビード止端形状への影響は，従来のパルス周期変調制御方式と同等である．
3) 溶込み深さに関し，第 2 電流が大きくなると深くなる傾向がある．これは，小粒の溶滴が集中的に溶融池底部に集中するためであると考えられる．

5.5.2 ダブルパルス溶接法の検証

これまでの二段給電式ミグ溶接試験では，第 2 電流を直流一定値としていた．この結果，第 2 電流値が高い電流域の場合には，溶滴熱量を増大させることができるものの，パルスベース電流期間においても比較的高い電流値となり，第 1 溶接電源の電源特性によるパルス周期の伸長も伴い，ベース期間で複数の溶滴移行が発生する不安定な溶接現象となることがあった．そこで本項では，第 2 電流も第 1 電流に同期したパルス波形にすることで，ベース電流域での電流値を抑え，また，第 2 電流のピーク電流波形およびそのタイミングを制御することで，第 1 電流のピーク電流に伴うメインの溶滴離脱を補助し，溶接現象を安定化させることを試みた．この溶接法を以下では，ダブルパルス溶接法と称する．

パルスアーク溶接に関しては，インバータ式溶接電源の普及時に，そのパルス波形形状と溶滴移行の関係やシールドガスの影響，スパッタ抑制に関する研究などが盛んにおこなわれていた[76]–[81]．その後も溶接電源の高機能化，パルス溶接現象の理解が進み，溶接高速化といった適用に応じた現象理解と開発[82]，パルス溶接安定化についての溶接電源や制御方法の開発が進んできた[83]–[85]．またミグ溶接についても，ミグ溶接特有の溶融池現象や溶滴移行現象も研究されてきており[86]，[87]，最近ではシミュレーションによるミグアークのエネルギーバランスの報告[88]もある．マグ溶接ではあるが，溶滴移行現象について数値計算を用いた研究が進んでいる[89]，[90]．パルス溶接についても，数値計算による研究が報告されており，ヒュームの形成過程や，溶滴移行現象の解明が図られている[64]，[91]．また実験研究においても，パルス溶接波形と溶滴移行の関係[92]，[93]やステンレス鋼を対象とした研究[94]，[95]がなされている．さらに実適用研究においても，アルミニウムや亜鉛メッキ鋼板を対象とした研究報告[96]，[97]，パルス溶接波形の開発[98]，[99]，交流パルス溶接適用の報告[100]がある．

上述したこれまでの研究をみると，パルス溶接において，溶接ワイヤ材料やワイヤ径，使用電流域といった溶接施工パラメータに対応して，安定した溶滴移行を得るためには，ある一定範囲のパルス波形条件が必要であることがわかる．一方，二段給電式ミグ溶接におけるパルス波形は，第 1 溶接電源パルスに第 2 溶接が重畳される波形となり，必ずしもパルス溶接の溶滴離脱現象を安定化するのに適した電流波形とはなっていない．そこで本項では，二段給電式ミグ溶接のメリットである熱量を増加させることができる特長と，溶滴移行の

安定性を両立させることを目的として，第 2 給電をパルス化して溶滴移行安定化に対する効果および溶接現象への影響を検証していく．

本研究で用いた二段給電式ミグ溶接電源システム（2.2.2 項）において，Fig. 5.21 に示すように第 2 電流パルス波形を設定することができるようにした．標準状態では，第 2 電流パルス波形の立ち上りは，第 1 電流パルスの立ち上りと同期する．このパルス同期は，第 1 電流の平均電流が低下し，パルス周期変調制御が働き，第 1 電流パルス周期が変化した場合も，第 1 電流と第 2 電流のパルス立ち上りタイミング同期は維持される．この第 2 電流立ち上りタイミングについては，第 1 電流立ち上りタイミングからの遅れ時間を 0.05 msec 単位で設定することが可能である．次に第 2 電流のパルス波形について，そのピーク電流値およびベース電流値を 1 A 単位で，ベース電流値からピーク電流までの立ち上り時間を 0.1 msec，反対のピーク電流値からベース電流値までの立下り時間を 0.1 msec で設定できる．付加する第 2 電流値の大きさは，パルス電流波形の平均値として設定する．第 2 溶接電源では，設定された第 2 電流平均値が出力されるようにパルスピーク時間を制御する，つまりパルス幅変調制御を行う．これは例えば，第 2 電流のパルスピーク電流値が低い場合には，パルスピーク時間を延ばし，反対にピーク電流が高い場合にはパルスピーク時間を短くする．この第 2 電流のパルス幅変調制御は，第 1 電流のパルス周期変動にも追随する．

本試験では，Fig. 5.21 に示す第 2 電流の①遅れ時間，②ピーク電流，③平均値の主たる三つの制御パラメータを変えて溶接試験を実施した．

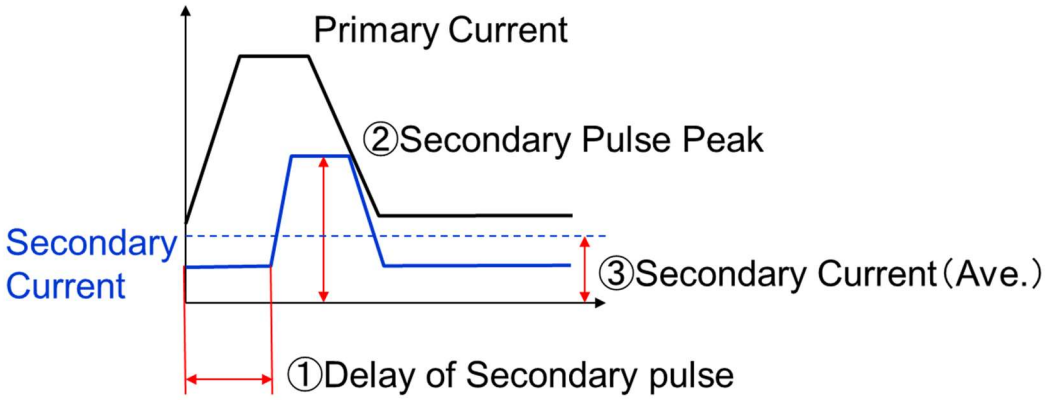


Fig. 5.21 Double pulse setting parameters.

(a) 第 2 電流パルス遅れ時間の検証

ここでは二段給電式ミグ溶接の第 2 電流パルス電流の開始タイミングを第 1 電流のパルス電流開始タイミングからずらした場合における，二段給電式ミグ溶接の溶接現象への影響を検証した．第 2 電流パルスの遅れ時間として，第 1 電流パルスと同時に第 2 電流パルスが立ち上がる“0 msec 遅れ”，第 1 電流パルス期間のおよそ中央のタイミングで立ち上が

る“1.4 msec 遅れ”，第 1 電流パルスと第 2 電流パルスが重ならない，“3.0 msec 遅れ”の 3 種類を検証した．第 2 電流パルスピーク電流値は 200 A，ベース電流は 10 A とした．

Table 5.20 に第 2 電流が 50 A のおける，電流および電圧波形，および，高速度ビデオ撮影による溶滴移行写真を示す．電流波形グラフからは，第 2 電流（橙グラフ）のパルス化に伴って，第 1 電流（青）パルスに重畳して，合計のアーク電流（赤グラフ）の波形が形成されていることが見てとれる．

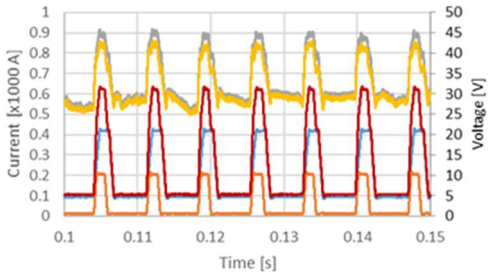
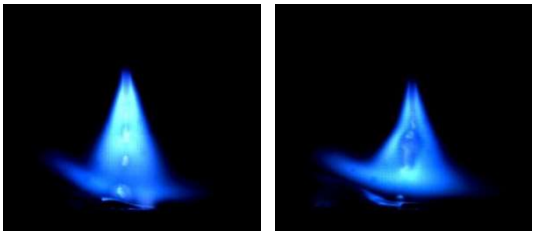
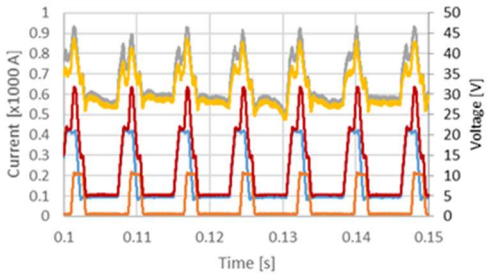
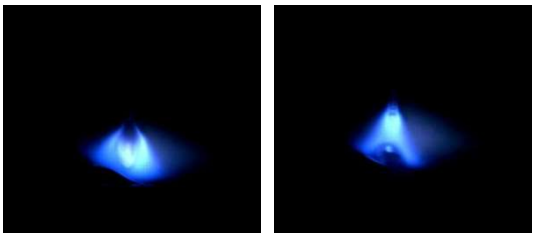
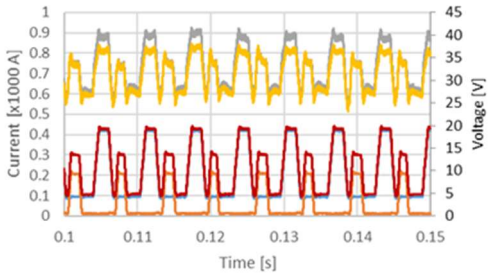
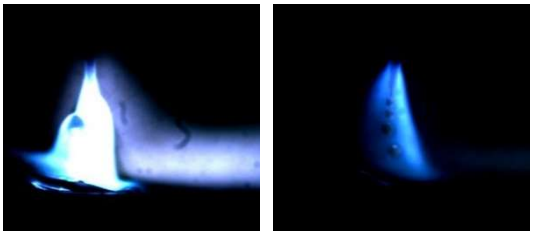
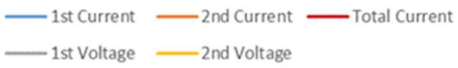
第 2 電流パルス立ち上りの遅れが第 1 電流パルス立ち上りに対し 0 msec の場合（Table 5.20 (a)），第 1 電流パルスと第 2 電流パルスがほぼ重なり，合計アーク電流はおおよそ台形状のパルス波形となり，そのピーク電流は 600 A 超になる．溶滴移行は，パルスピーク直後のベース電流区間で大きい溶滴が落下し，その後のベース電流区間で，小さな溶滴が 2, 3 粒落下していく．パルス電流に伴う溶滴移行は周期的に発生しており安定していた．ただし，ベース電流区間で溶融ワイヤによる液柱が発生する場合があり，液柱はローテート移行する場合も見られた．パルスピーク時の大電流によるワイヤへの熱量供給が大きいため，低電流に保ったベース電流区間でも溶滴移行が生じたり，液柱が発生したりしていると考えられる．

第 2 電流パルス立上り遅れが 1.4 msec の場合，合計アーク電流波形（Table 5.20 (b)（赤グラフ））は，第 1 電流のピーク電流区間後半に，600 A 超のシャープな電流上昇が現れ，その後，約 200 A の段を形成してベース電流区間に移行する．パルス電流に伴う溶滴移行は，非常に安定しており，ピーク電流区間直後に，大粒の溶滴が落下し，ワイヤの溶融が進むのに伴いアーク長が延び，ワイヤ先端に次の溶滴が形成される．これまでのパルス電流波形の研究[93], [97], [100]–[102]において，パルスピークの立ち下り部分で段をつけることで，溶滴離脱をスムーズにできることが報告されており，二段給電式ミグ溶接においても，この効果が表れているものと考えられる．

第 2 電流パルス立上り遅れが 3.0 msec の場合，合計アーク電流波形（Table 5.20 (c)（赤グラフ））は，第 1 電流パルスと第 2 電流パルスが重ならず，パルスピーク波形が増えたような波形となっている．溶滴移行に関しては，第 1 電流パルスで大粒の溶滴が 1 つ移行するが，続く第 2 電流パルスにより，ワイヤ先端に液柱が発生し，その先に小粒の溶滴がストリーミング移行する形態が見られる．溶滴移行は不安定であり，液柱のローテートも見られる．

いずれの遅れ時間条件においても第 1 電流の平均値が 190 A 前後，合計電流平均値が 240 A 前後となっている．また遅れ時間によってパルス周期に大きな変化はなく，140 Hz 前後であった．

Table 5.20 Influence of delay time of secondary pulse.

Current and Voltage waveform	Droplet transfer by HSVC
	
(a) Pulse delay 0 msec	
	
(b) Pulse delay 1.4 msec	
	
(c) Pulse delay 3.0 msec	
Legend	

Secondary current 50 A, Secondary Current peak 200 A

(b) 第 2 電流パルスピーク電流の検証

ここではパルスピーク電流値の影響について検証を行った結果を示す．第 2 電流値は 50 A とし，第 2 電流パルスの第 1 電流パルスの立ち上りからの遅れは 1.4 msec とした．第 2 電流パルスピーク電流を 100 A, 200 A, 300 A と変えてビードオンプレート溶接を行った．

溶接試験結果を Table 5.21 に示す．溶接電流グラフを見ると，第 2 電流の平均値が設定値である 50 A となるように，第 2 電流パルスピーク区間の時間長さが制御されている．例えば第 2 電流パルスが 100 A の時には，第 1 電流パルス波形の後半に低い段が生じる合計電流波形（赤グラフ）となっている．第 2 電流パルスピークが 200 A，300 A となるにつれ

て，第 2 電流のパルスピーク区間時間が短くなり，300 A の時には第 1 電流パルスピーク後半部分において，さらに第 2 電流ピークが重畳された合計電流波形となっている．

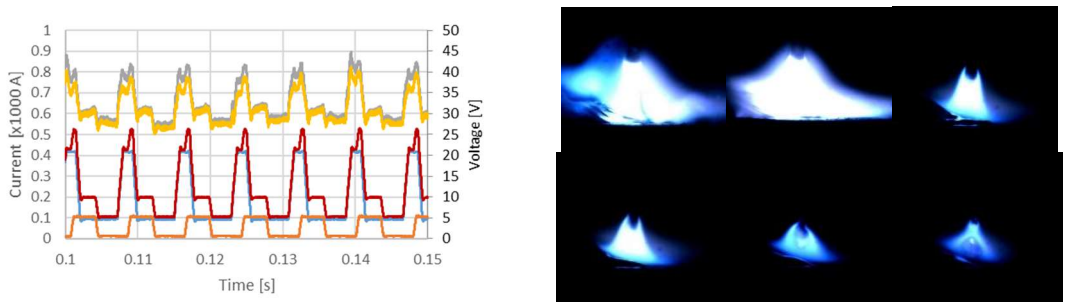
溶滴移行を見ると第 2 電流パルスピークが 100 A の場合（Table 5.21(a)），溶滴移行は比較的安定的で，基本的に 1 パルス 1 ドロップ溶滴移行形態となっている．ただしベース電流区間でアーク長が極端に短くなる場合があり，その時にワイヤ先端が母材に短絡し，溶接が不安定になる現象も散見された．第 2 電流パルスピークが 200 A の場合（Table 5.21(b)），合計電流のパルスピークによって引き起こされる溶滴移行が発生した直後に，細長く伸びた液柱が観察された．液柱がベース区間に複数個の小粒の溶滴となってストリーミング移行する現象が見られた．次に第 2 電流パルスピークが 300 A の場合（Table 5.21(c)），安定した 1 パルス 1 ドロップ溶滴移行形態となった．パルス周期が短いため，比較的小粒の溶滴となっている．また，アークの硬直性が高いと思われ，高輝度の絞られた直線状のアーク柱がパルスピーク時に見られる．

また，それぞれの平均電流値を Table 5.22 に示す．第 2 電流パルスピーク電流値が大きいほど高い第 1 電流値を保っており，これが合計電流値の差となって表れている．また，第 2 電流ピーク値が 300 A において，第 1 電流が高く保たれていることは，第 1 溶接電源の電源特性によりパルス周期が短く保たれていることを意味し，溶滴が小粒になる現象として表れている．

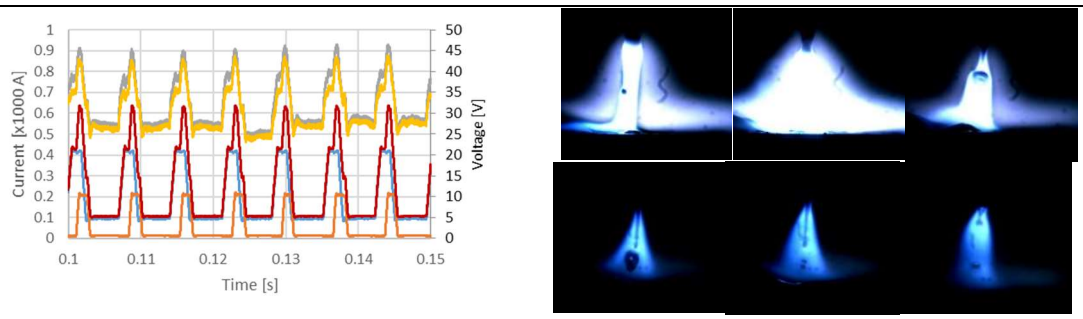
第 2 電流パルスピーク値に関してまとめる．例えば 300 A の時のようにベース区間にパルス波形がかからないような合計電流波形にすることで，第 1 電流が高い値で保たれ，これによりパルス周期が短くなる．短いパルス周期は，突出し部のワイヤが軟化して液柱化する前にワイヤ先端から溶滴が離脱する現象となり，溶滴移行の安定化に寄与していると考えられる．また，ベース区間の電流値を低く抑え，電流波形のメリハリを与えることで，溶滴離脱を促進する効果もあると考えられる．

Table 5.21 Influence of secondary pulse peak current.

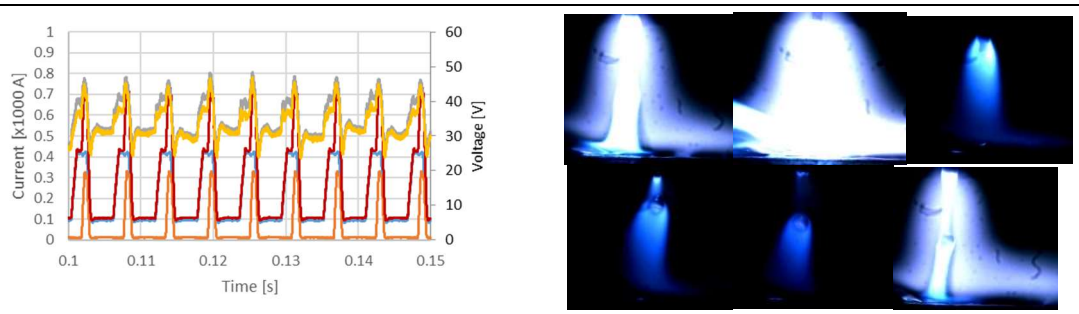
Current and Voltage waveform	Droplet transfer by HSVC



(a) Secondary pulse peak 100 A

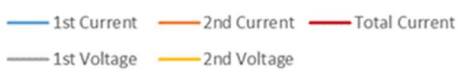


(b) Secondary pulse peak 200 A



(c) Secondary pulse peak 300 A

Legend



Secondary current 50 A, Pulse delay 1.4msec

Table 5.22 Average current of double pulse DCF-MIG

Secondary Pulse Peak Current	Primary current	Secondary current	Total current
100 A	171 A	49 A	220 A
200 A	185 A	53 A	238 A
300 A	204 A	53 A	257 A

(c) 第 2 電流設定値とパルスピーク電流の組み合わせの検証

ここでは, ダブルパルス二段給電式ミグ溶接における第 2 電流設定値の影響をみていく. 第 2 給電電流を 25 A から 150 A まで 25 A ピッチで 6 パターンを試験した. この第 2 電流設定値に対し第 2 電流パルスのピーク電流を 100 A から 400 A まで 100 A ずつ変えた組合せ試験を行った. ベース電流は 10 A とした. 第 2 電流の遅れ時間は 1.4 msec とした. なお, 第 2 電流設定値が低く, ピーク電流が高い場合, 第 2 電流平均値を設定値に合わせるためのピーク時間が 0 msec 以下となり正常な波形が得られない. 反対に第 2 電流設定値が高く, ピーク電流が低い場合には, パルス時間 : ベース時間のパルス幅デューティ比が 50 % を超えるため, 溶接電源仕様として出力できなかった. そのためこれら条件は省いた.

溶滴移行形態の傾向のまとめを Table 5.23 に示す. 第 2 電流が 25 A や 50 A の時の低電流域では 1 パルス 1 ドロップ移行が保たれ, 第 2 電流が大きくなるにつれて, 複数の溶滴が移行する形態に変化する. さらに第 2 電流設定値が 125 A や 150 A になると液柱が発生する. これらは溶接ワイヤへの入熱が増加し, ワイヤが軟化した結果である. 第 2 電流が直流の場合も同様に, 高電流域では液柱が発生する傾向を示しており, 第 2 電流をパルス化し, ワイヤへの入熱タイミングを制御しても, 第 2 電流が 75 A 以上の電流域では, 溶滴移行を 1 パルス 1 ドロップ形態にコントロールすることは困難であることを示唆している.

Table 5.23 Influence of combination of pulse peak and average of secondary current.

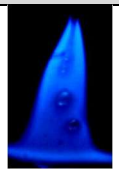
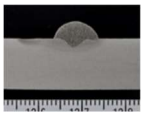
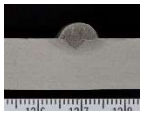
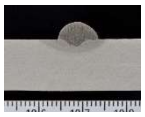
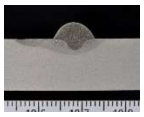
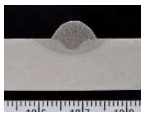
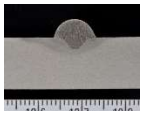
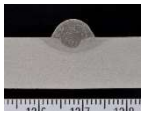
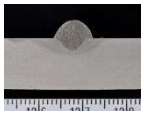
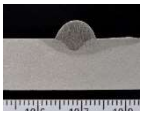
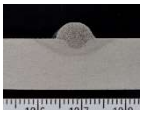
Pulse Peak \ Average	25 A	50 A	75 A	100 A	125 A	150 A
100 A	1Pulse 1Drop		—	—	—	—
200 A			1Pulse Multi Drop		—	—
300 A	Multi Drop 2nd=25 A P=200A		2nd=75 A P=200A	Liquid Column Multi Drop		 2nd=150 A P=300A
400 A	—	—	—	—	—	

Table 5.24 に Table 5.23 の白抜きセルに相応する条件における溶接ビード断面マクロを示す. 第 2 電流ピークが 300 A の時の溶接ビードのぬれ性に着目すると, 第 2 電流が直流の Table 4.3 の場合に比べ, 溶接ビード止端形状の第 2 電流に対する変化が小さい. これは, ビード止端部ぬれ性に関しては, 第 2 電流が直流の場合のベース区間での母材の予熱効果が大きいことが示唆される. また, 第 2 電流が 25 A と低い場合でも, 溶込みが深く, ビード止端部ぬれ性においても第 2 電流が直流の場合よりも得られている. パルスピーク時に短時間で集中的にワイヤへの入熱を与えることが, 溶滴熱量の上昇につながり, 一定の割合でビード形状, 溶込みに寄与していると考えられる. 逆に言えば, 第 2 電流をパルス化

することで，小さい第 2 電流で，ある程度の溶込みとビード形状が得られると言える．

Table 5.24 Macrostructure of combination of pulse peak and average of secondary current.

Ave. / Peak	25 A	50 A	75 A	100 A	125 A	150 A
100 A			—	—	—	—
200 A				—	—	—
300 A						
400 A	—	—	—	—	—	

(d) ダブルパルス溶接のまとめ

二段給電式ミグ溶接の第 2 電流をパルス化することによる溶滴移行の安定化および溶接現象への影響を検証した．以下に検証結果をまとめる．

1) 第 1 電流パルスに対する第 2 電流パルスのタイミングを変えることで，溶滴移行形態を 1 パルス 1 ドロップや液柱を伴うストリーミング移行に変えることができる．
2) 第 2 電流パルスピーク値により，溶滴移行形態が変わる．第 1 電流のパルスベース区間に第 2 電流ピーク波形がかかると，液柱が発生しやすい．
3) 第 2 電流パルスピーク値が大きいほど，二段給電式ミグ溶接の第 1 電流低下が抑えられ，合計電流値が高くなる．この現象に対する溶滴熱量，溶込み，ビード形状への影響については検討の余地がある．
4) 第 2 電流がパルス化された場合，第 2 電流平均値のビード止端ぬれ性や溶込みへの影響は小さくなる．これは，パルスベース区間のアークによる母材の予熱効果が減少したためと考えられる．

5.6 結言

本章では，応用研究として二段給電式ミグ溶接プロセスに対する溶接施工上の影響因子について，実験および数値計算により検証してきた．本章で得られた結論を以下に示す．

二段給電式ミグ溶接の第 1，第 2 給電点間の距離について，実験および数値計算により検証した．給電点間距離が大きくなると，給電点間における溶接ワイヤのジュール発熱量が増加し，第 1，第 2 の合計電流（アーク電流）および溶滴熱量が増加する．また二段給電式ミグ溶接の第 1，第 2 給電点間の距離の上限については，トーチ構造上の物理的な制限のほかに，第 2 給電点から先のワイヤ突出し長部分におけるワイヤ溶融速度が上がりすぎて，ワイヤ燃え上がりが発生することが上限となることを明らかにした．

二段給電式ミグ溶接プロセスに対する，溶接ワイヤ材料の影響について，実験および数値計算による検証を行った．軟鋼，ステンレス鋼，インコネル 625 の溶接ワイヤ材料では，第 2 電流の増加に伴い合計電流（アーク電流）が増加することを確認した．また，その上昇度は溶接ワイヤ材料の電気伝導度の影響を受ける．これらの溶接ワイヤの合計電流の上昇度は，電気伝導度が低くなると小さくなる．また，インコネル溶接ワイヤでは，第 2 電流が単調に増加しても，溶滴熱量の上昇は単調増加とはならない．これは，第 2 電流印加に伴う第 1 電流の低下が大きく，第 1，第 2 給電点間での溶接ワイヤのジュール発熱の寄与分が大きく低下するためであることを明らかにした．ただしぬれ性に関しては，高電流アークによる母材の予熱効果があり，第 2 電流付加により改善することを確認した．本研究の製品対象である極低温溶接構造物へのステンレスおよびインコネル溶接ワイヤの適用を考えた時，第 2 電流付加により従来型ミグ溶接より大きく溶滴熱量が上昇しており，これが溶接施工において有利に働くと推察される．アルミニウム溶接ワイヤでは，電気伝導度は軟鋼等より高いものの低い融点がワイヤ溶融速度を上げるため，二段給電式ミグ溶接プロセスにおける合計電流増加の効果が低くなる．

二段給電式ミグ溶接プロセスにおける第 1，第 2 溶接電源からの給電形式について実験的に検証した．二つの溶接電源出力を一つの給電点から供給する方法では，合計電流増加の効果がほとんどなく，二つの給電点から電流を供給する二段給電式ミグ溶接プロセスの有効性を明らかにした．また，従来の二段給電式ミグ溶接とは逆に，第 1 給電を定電流溶接電源，第 2 給電をパルスミグ溶接電源に入れ替える溶接プロセスでは，第 2 給電電流値によらず合計電流値がほぼ一定となることを確認した．また溶滴熱量の上昇も従来の二段給電式ミグ溶接プロセスと比べ低くなることを確認した．これにはパルスミグ溶接電源の定電圧特性が影響していることを明らかにした．

溶接現象安定化に対するパルス電流波形の検討では，第 1 溶接電の疑似的にパルス幅変調制御方法を実施し，溶滴移行の周期が一定になることで，溶滴サイズが過度に大きくなりすぎず，溶滴移行形態が安定する可能性があることを示した．しかしながら溶接ビード止端形状への効果は小さいことがわかった．また，第 2 電流のパルス化を検証し，パルスベース電流値を低く抑えられることによって，溶滴移行形態を安定化できることを示した．しかし

第 2 電流のパルス化は溶込みを深くする効果がみられたが，ビード止端形状改善への効果は限定的であることが明らかとなった．純アルゴンミグ溶接の陰極点挙動の安定化については，二段給電式ミグ溶接のアーク硬直性の利用が一定の効果があることを明らかにした．

第6章 二段給電式ミグ溶接の実用化研究

6.1 緒言

本章では，二段給電式ミグ溶接プロセスのこれまでの基本メカニズムの検証研究，応用研究を通して得られた知見を基に，製品への実用化を目指す際の溶接施工の基礎検討研究を行った．その検討結果を示す．

肉盛溶接では，肉盛金属の母材との接合と希釈率低減という，相反する入熱要求のバランスを取る必要がある．これに二段給電式ミグ溶接プロセスの適用を検討した．

二段給電式ミグ溶接の適用を検討する極低温用構造物として，液化水素タンクを取り上げる．液化水素タンクは，極低温じん性を要求するためオーステナイト系ステンレス鋼で構成される[103]．Fig. 6.1 にタンク試験設備の外観を示す．液化水素タンク壁自体が構造体となるため厚板となり積層溶接が必須となる．そこでこの突合せ溶接を念頭に，二段給電式ミグ溶接の有効性を検証する．さらに大型構造物であるため溶接線をポジショニングして下向き姿勢にすることが難しい場面が出てくる．傾斜溶接線に対する溶接が必要になる場合があり，これに対し，入熱をコントロールできる二段給電式ミグ溶接の適用性を検討する．

さらに，ろう付など溶接材料（ろう材）は溶かし温度を上げたいが，母材への入熱は抑えたいといった溶接施工対象への適用を検討する．二段給電式ミグ溶接装置システムの構造を利用し，これまでとは逆に，アーク電流を低減させ，母材への入熱を下げる新しい二段給電式ミグ溶接プロセスについて検討する．

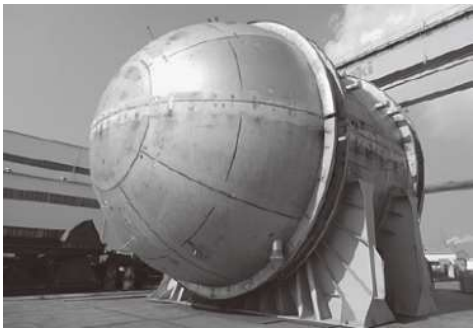


Fig. 6.1　Liquefied hydrogen 1000m^3 test tank[103].

6.2 肉盛溶接への適用

6.2.1 肉盛溶接適用の概要

ニッケル基合金は，その耐食性，耐熱性を有する特性から産業用タービン機器やガスタービン部品などの高温耐食が問題となる製品に用いられている．ボイラや舶用エンジンのような大型構造物では，部分的にニッケル基合金の特性を得るために，肉盛溶接されることが多い．また，LNG タンクでは，ニッケル基合金の低温での強度，じん性の高さから，タン

ク炉壁に用いられる低ニッケル合金鋼板同士の突合せ溶接に，溶接材料として用いられている[5], [104]–[106].

LNG タンクのような極低温用構造物に用いられるニッケル基合金溶接材料の溶接では，溶接金属の低温じん性の確保が必須である．溶接金属のじん性を低下させる要因の一つとして，溶接金属への酸素や窒素の混入が挙げられる．そこで，純アルゴンをシールドガスに用いて低温じん性等を確保しやすいティグ溶接が一般的に用いられる．しかしティグ溶接は施工能率が低いことが課題である．一方，施工能率の高いミグ溶接では，アーク陰極点を安定させるために，シールドガスに少量の酸素を混ぜる．これにより溶接金属のじん性低下が引き起こされる．このじん性低下を避けるため，近年，純アルゴンガスをシールドガスに用いる「純アルゴンミグ溶接」に注目が集まっている[9]．例えば，中村らは純アルゴンミグ溶接の LNG タンク鋼材への適用に関して，中心部の材質の融点が周辺部よりも低くなるように径方向のワイヤ組成を設計した同軸複層ワイヤを開発し，ミグアークの安定化に成功している[35]．また，肉盛溶接においても，溶接金属の品質確保の観点から一般的に純アルゴンをシールドガスに用いている．本研究においても，純アルゴンを用いた二段給電式ミグ溶接（DCF-MIG）の実験的検証を行う．

これまでの二段給電式ミグ溶接の研究では，溶接材料として主として軟鋼を用い，二段給電式ミグ溶接の基本特性を検証してきた．本章では，実製品への適用を見据え，肉盛溶接に使われるニッケル基合金を溶接材料に用いた場合の二段給電式ミグ溶接の溶接特性を検証する．ニッケル基合金溶接材料は，軟鋼やステンレスの溶接ワイヤと比べ，電気伝導度が小さい．そのため給電点間とワイヤ突出し部でジュール発熱が大きくなると考えられる．溶滴熱量上昇には，ワイヤのジュール発熱が寄与しており，この影響を検証する．

次いで肉盛溶接への二段給電式ミグ溶接の応用を検討する．一般に，異材金属の肉盛では，肉盛金属の耐食性などの性能を発揮させるために，母材との希釈を極力抑える必要がある．つまり，母材への入熱を抑える溶接施工が必要になる．一方，溶接金属と母材の接合では，ビード形状に起因する溶込み不良や，平面状のコールドシャット等の入熱不足に起因する溶接欠陥は避けなければならない．また，異材溶接となるために，母材に対する肉盛溶接金属のぬれ性が問題となる場合がある．ビードを重ねていく肉盛溶接では，肉盛金属のぬれ性は，安定した肉盛形状を得るために考慮すべき項目の一つである．さらに，肉盛溶接の後工程，例えば表面を平滑にする機械加工を考えると，肉盛溶接表面の凸凹がなく平滑に仕上げたいとの要求もある．これら溶接ビードのぬれ性と表面の平滑さの改善には，入熱を上げ溶融金属の表面張力を下げることが必要である．このように肉盛溶接への適用については，相反する入熱要求を満たすような溶接条件が求められる．二段給電式ミグ溶接は，ワイヤ送給量とアーク電流を独立に制御できることを特徴の一つとして有しており，この特徴を生かした施工が可能である．本研究において実験的に検証を行う．

6.2.2 実験方法

本研究では，ニッケル基合金として，Special Metals Company 社の製品であるインコネル 625 に準拠した溶接材料を用いた．また，二段給電式ミグ溶接による溶接現象との比較のために，従来型ミグ溶接での試験も行った．これらにより二段給電式ミグ溶接の肉盛溶接への有用性を検証する．最初に基本的な特性を把握するために，二段給電式ミグ溶接におけるインコネル 625 溶接材料の特性について，軟鋼溶接ワイヤと比較検証した．検証項目として，ビードオンプレート溶接を行い，ビード外観，断面マクロについて観察を行った．二段給電式ミグ溶接の第 2 給電電流の増加に対して，第 1，第 2，およびその合計溶接電流値への影響を検証した．この際に，溶接電流波形の検証，および溶滴移行形態の観察を行った．また，第 2 給電電流の増加による，溶滴熱量への影響について溶滴熱量計測器を用いて調べた．さらに，エネルギー分残型 X 線分光器(EDX: energy dispersive X-ray spectrometer)を用いて，溶接金属の元素成分を分析し，肉盛溶接金属の場所による成分の違いを検証した．

次に肉盛溶接施工に対する，従来型ミグ溶接と二段給電式ミグ溶接の差異および第 2 電流の影響を検証するために，母材への入熱量を揃えて，溶込み形状や希釈率を調査した．

最後に肉盛溶接の製品適用を模擬して複数パスを重ねて行う肉盛溶接の特性について検証した．軟鋼母材上に，1 層 5 パスのウィービングなしの溶接を行った．溶接ビード外観，断面マクロにより，溶融金属の溶込み状態，溶接欠陥の有無を確認し，希釈率を算出，比較した．

溶接試験では，ニッケル基合金溶接材料として，インコネル 625 系溶接ワイヤ（以下，インコネル溶接ワイヤ）を用いた．Table 6.1 にその仕様，溶接ワイヤの化学成分，インコネル 625 の棒材の物性[75]をそれぞれ示す．

インコネル 625 は軟鋼に比べ，電気伝導度は 1/10 程度と極めて小さくジュール発熱しやすいことを示している．また融点は 200 K ほど低く，比熱は軟鋼の 461 Jkg/℃に対し，10 % 程度低くなっている．

Table 6.1 Specification of Inconel 625 Welding Material.

Maker	**Brand**	**Standards**	**Dia.**
NIPPON WELDING ROD	WEL MIG 625	JIS Z 3334 GNi6625	1.2 mm

Elements	**Fe**	**Si**	**Cu**	**Ni**	**Cr**	**Nb**	**Mo**
wt%	0.33	0.29	0.16	65.68	21.59	3.29	8.19

Density [g/cm³]	**Melting range [℃]**	**20℃ Electrical conductivity [S/m]**	**20℃ Specific heat [Jkg/℃]**
8.44	1290-1350	0.78×10^{6}	410

第 1 給電点下端から母材までの距離を 30 mm で一定とした．すなわち，第 2 給電チップ下端から母材までの距離は 18 mm となる．また，従来型ミグ溶接においてもミグ溶接チップから母材までの距離を 30 mm とした．

第 1 溶接電源の溶接モードとして，ステンレスミグパルスソリッドワイヤモードを用いた．ワイヤ送給速度は 8 m/min とした．この時の溶接電流設定値は 148 A となる．第 1 溶接電源はパルス周期変調制御により，アーク長の安定化を実現しているため，例えば，電流を低下させる制御を行う場合は，パルスベース期間を伸ばしてパルス溶接の平均電流値を低下させる制御が行われる．

溶接ビード外観，断面マクロの検証では，ビードオンプレート溶接を行った．どの条件においてもアーク長が 4 ㎜程度で一定となるように，第 1 溶接電源の設定電圧を調整した．第 2 溶接電源は，設定電流を 25～150 A の範囲で設定し，設定電圧を 20 V とした．溶接条件を Table 6.2 に示す．母材には表面の黒皮をグラインダで除去した板厚 12 mm の軟鋼（JIS SS400）を用いた．

Table 6.2 Welding Condition for Bead on Plate Welding Experiment.

Welding Speed	Wire Feeding Speed	1st Pow. src. Voltage	2nd setting Current
30 cm/min	8 m/min	20.7 ~ 27.0 V	0 (Conv.MIG), 25, 50, 75, 100, 125, 150 A

溶滴熱量計測試験では，溶接トーチを動かさずに固定して溶接を行った．溶滴熱量計測時の第 1 溶接電源の設定電圧は溶接中のアーク長が 4 mm 程度で一定となるように設定した．第 2 溶接電源は，設定電流を 25～100 A の範囲で設定し，設定電圧は 20V とした．なお，第 2 溶接電流が 100 A を超えると，アーク長 4mm 程度とするために，高い設定電圧を設定する必要があり，高い設定電圧では，アークスタート時に，ワイヤの燃え上がりが生じ，溶接が不可能であった．溶接条件を Table 6.3 に示す．

次に肉盛溶接を想定し，母材に対する入熱を揃えた溶接条件で 1 パスのビードオンプレート溶接を実施した．上記の試験で得られた二段給電式ミグ溶接におけるアーク状態や溶滴移行形態の変化がでないようにするため，溶接速度を調整することで入熱が一定の範囲内に収まるようにした．二段給電式ミグ溶接の第 2 電流が 75 A の時の入熱である 10.7 kJ/cm を基準とした．ワイヤ送給速度は 8 m/min，電圧はアークが短絡せず，アーク長が約 4 mm となるように調整した．この時の溶接条件を Table 6.4 に示す．

Table 6.3 Welding Condition for Calorimetry.

Wire Feeding Speed	1st Pow. src. Voltage	2nd setting Current
8 m/min	23.4 ~ 27.0 V	0 (Conv.MIG), 25, 50, 75, 100 A

Table 6.4 Welding Condition for Bead on Plate Welding Experiment under Equal Heat Input.

DCF-MIG 2nd current [A]	Welding Speed [cm/min]	1st Pow. src. Voltage [V]
0 (Conv. MIG)	20.0	23.4
25	26.9	26.2
50	27.0	25.5
75	30.0	24.1
100	31.6	24.1
125	32.4	22.3
150	33.0	20.6

三つ目として実際の肉盛溶接施工を想定し，各溶接条件で入熱を揃えて，1 層 5 パスの溶接施工を実施した．従来型ミグ溶接の入熱条件 7.5 kJ/cm を基準とし，二段給電式ミグ溶接各条件の溶接速度を選定した．溶接条件を Table 6.5 に示す．2 パス目以降の溶接狙い位置は，前パスのビードの止端を狙うこととした．これは溶接ビードの幅方向のおよそ半分を重ねながら溶接することになる．また，母材がぬくもっていることによる溶込み，希釈率への影響を避けるため，各条件の 1 パス目の溶接開始時において，母材表面温度は室温とした．

Table 6.5 Welding Condition for Overlay Welding under Equal Heat Input.

DCF-MIG 2nd current [A]	Welding Speed [cm/min]	1st Pow. src. Voltage [V]
0 (Conv. MIG)	30.0	23.4
50	40.0	25.4
100	46.8	24.1
150	48.8	20.6

EDX を用いて，肉盛溶接金属の場所による成分の違いを検証した．分析位置は，溶接ビードの上端，溶込み最深部中央，両止端の 0.5 mm 内部に入った部分の 4 カ所で，約 0.1 mm 四方の領域を調査した．検出成分は，Si，Ti，Cr，Mn，Fe，Ni，Cu，Nb，Mo とした．

成分分析結果と Table 6.1 のインコネル溶接ワイヤ成分との比較から式(6.1)を用いて各成分希釈率 d を算出した．

$$d = \frac{z-x}{y-x} \times 100 \ [\%] \tag{6.1}$$

ここで x は溶接ワイヤ材料の，y は母材の，z は溶着金属の対象成分の重量%をそれぞれ表す．全体の希釈率の計算では，含有量の多い，Cr，Ni，Fe のそれぞれの希釈率に対し加重平均をとった．ミグ肉盛溶接の希釈率目標値は 20 %とすることが多く，本研究においても，20 %以下を目標とする．

6.2.3 実験結果

(a) ニッケル基合金溶接材料の二段給電式ミグ溶接特性

Table 6.6 にインコネル溶接ワイヤを用い，二段給電式ミグ溶接で溶接した溶接ビード外観, および, その断面マクロ写真を示す. 比較のため従来型ミグ溶接で施工したものも示す.

第 2 給電電流の増加に伴い，ビード幅が広がっていることがわかる．溶込み形状に関して，第 2 電流が 100 A 以下の場合，フィンガー状であるが，125 A 以上の場合は，なべ底形状になっている．また，溶込み深さに関して，第 2 給電電流 100 A 以下の場合は，ほとんど変わらないが，125,150 A ではやや浅くなっている．

Table 6.6 Appearance and Cross Section of Weld Bead.

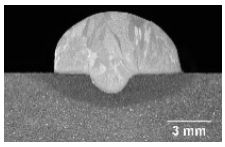
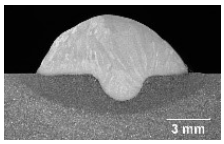
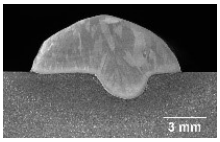
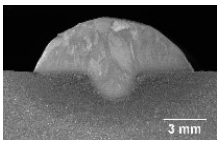
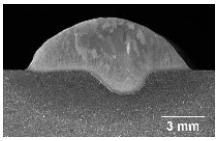
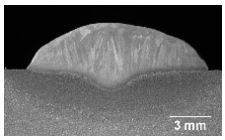
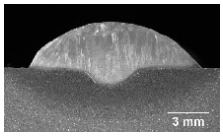
2nd Cur.	Appearance	Cross Section
0 A Conv. MIG		
25 A		
50 A		
75 A		
100 A		
125 A		
150 A		

Fig. 6.2 に第 2 電流に対する，第 1 電流の実測値，および，溶接アーク電流となる第 1 電流と第 2 電流の合計値を表すグラフを示す．インコネル溶接ワイヤの特徴を明確にするために軟鋼溶接ワイヤにおけるデータ（Fig. 4.1）も示す．

インコネル溶接ワイヤでは，軟鋼溶接ワイヤに比べ，第 2 電流増加に伴う第 1 電流の低下が大きい．この結果，インコネル溶接ワイヤにおいて，第 2 給電電流増加に伴う二段給電式ミグ溶接合計電流の増加幅は軟鋼溶接ワイヤに比べ小さいことが確認できる．

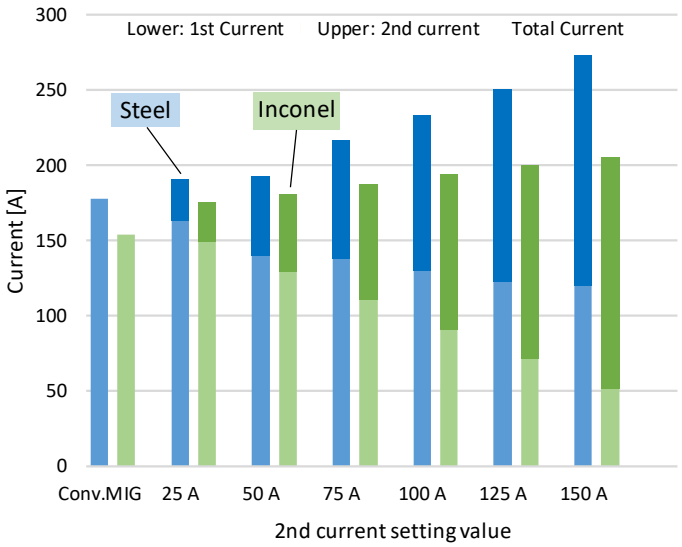


Fig. 6.2 Average Current of DCF-MIG.

インコネル溶接ワイヤを用いた二段給電式ミグ溶接の電流波形と，高速度ビデオで撮影した溶滴移行状態を Table 6.7 に示す．溶滴の大きさを白破線で示す．

第 2 電流が増加するに従い，第 1 電流値が低下し，第 1 溶接電源はパルス周期変調制御を採用しているため，パルス周期が伸びていることが見られる．またこれに伴い，パルスベース区間でワイヤ先端の溶融部が成長し，大きな溶滴となって移行していることがわかる．第 2 電流が 125 A の場合には，溶滴が大きくなりすぎて，形状が球状でなくなっている．第 2 電流が 150 A の場合には，ベース区間においても溶滴移行が発生しており，1 パルスで 3 回程度溶滴移行が起こっている．溶滴は比較的球状をしていた．

Table 6.7 Current waveform and droplet transfer.

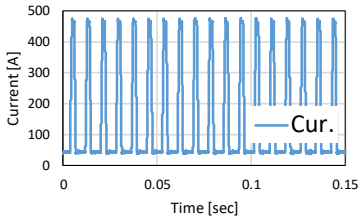
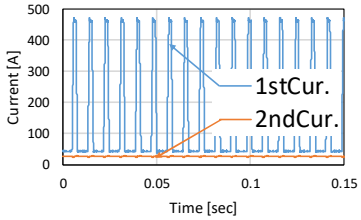
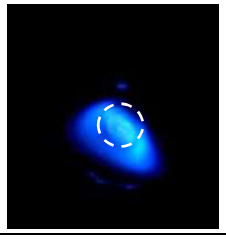
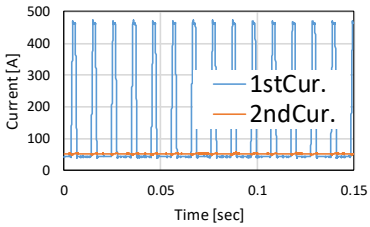
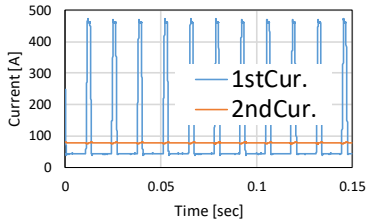
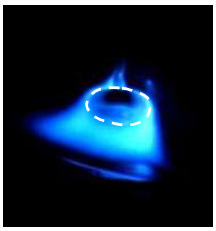
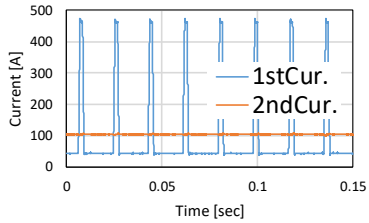
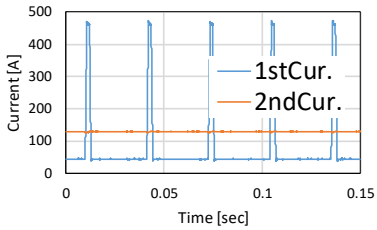
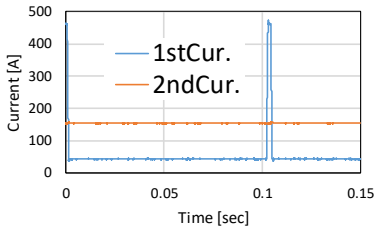
2nd Cur.	Current Waveform	Droplet Transfer
0 A Conv. MIG		
25 A		
50 A		
75 A		
100 A		
125 A		
150 A		

Fig. 6.3 にインコネル溶接ワイヤの溶滴計測を行った結果を示す．比較のために，軟鋼溶接ワイヤを用いた二段給電式ミグ溶接（Fig. 4.6）および各ワイヤの従来型ミグ溶接の結果も掲載している．

インコネル溶接ワイヤでは，二段給電式ミグ溶接の第 2 電流の増加に対し溶滴熱量が単調な増加とはなっていない．従来型ミグ溶接と比べると，第 2 給電を付加することで，溶滴熱量が増加する結果は得られているが，第 2 電流が 25 A から 75 A まではほぼ同じ値を示し，100 A では上昇している．軟鋼溶接ワイヤは，第 2 電流の増加に伴い溶滴熱量が単調に増加する結果となっており，インコネル溶接ワイヤを用いた二段給電式ミグ溶接の特徴と言える．

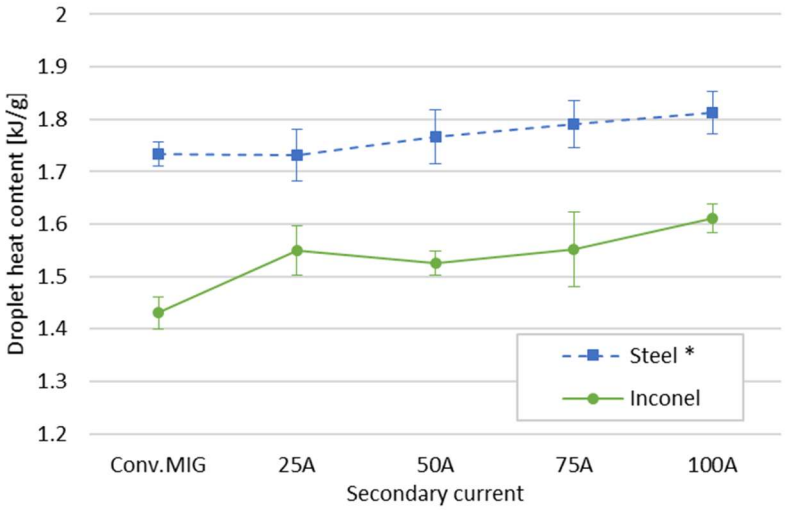
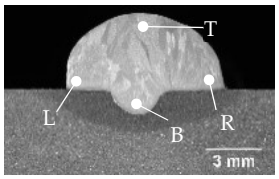
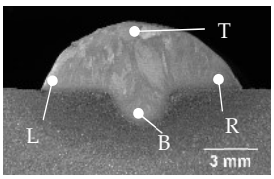
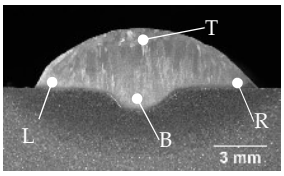


Fig. 6.3 Heat Content of Inconel 625 Welding Material.

溶接ビード断面の EDX 成分分析から計算した希釈率および断面積から算出した希釈率を Table 6.8 に示す．いずれの場所の希釈率も第 2 電流が 75 A の時に大きくなり，150 A で低下する傾向が出ている．また，成分から計算した希釈率から，溶込み部位を示す領域 B において，他の領域と比べ希釈率が低い傾向がみられる．

Table 6.8 Elemental Analysis of Weld Bead Cross Section.

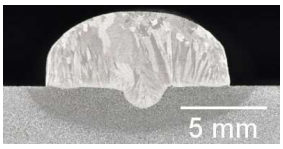
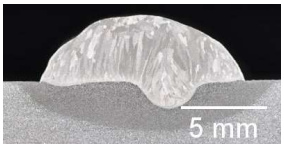
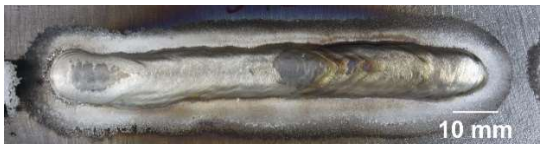
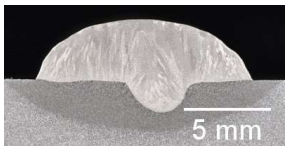
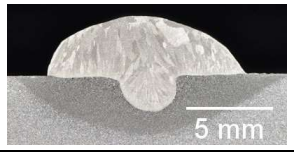
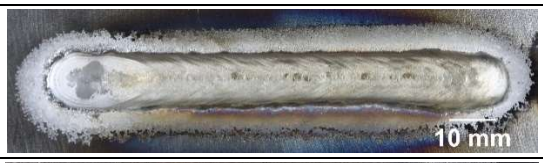
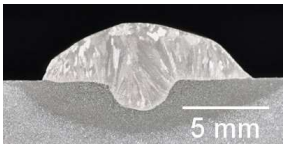
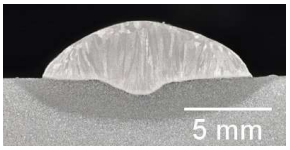
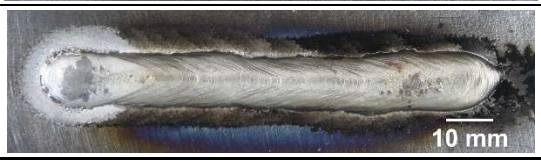
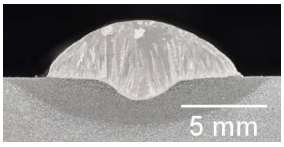
2nd Cur.	Cross Section	Dilution Ratio [%]			
0 A Conv. MIG		T R L B	11.18 10.99 9.94 9.36	Analysis Average 10.38	Area Meas. 11.4
75 A		T R L B	16.88 18.10 17.24 15.30	Analysis Average 16.88	Area Meas. 17.2
150 A		T R L B	15.56 14.77 16.01 15.31	Analysis Average 15.41	Area Meas. 13.2

(b) ニッケル基合金の二段給電式ミグの肉盛溶接

Table 6.4 の条件で，母材への入熱を揃えた 1 パスビードオンプレート溶接の溶接ビード外観および断面マクロ写真を Table 6.9 に示す．入熱を一定にしたため，第 2 電流の上昇につれて溶接速度が速くなり，溶着断面積が減少している．それにもかかわらず，ビードのぬれ性が向上しているため，見かけのビード幅はほぼ同じ程度となっている．

また，溶接速度一定で行った試験（Table 6.6）と同様に，第 2 電流が 125，150 A の時に溶込み形状がなべ底状になり，浅くなっている．

Table 6.9 Appearance and Cross Section of Bead on Plate Welding Bead under Equal Heat Input.

2nd Cur.	Appearance	Cross Section
0 A Conv. MIG		
25 A		
50 A		
75 A		
100 A		
125 A		
150 A		

母材への入熱を揃えた肉盛溶接のビード外観と断面マクロをそれぞれ Table 6.10 および Table 6.11 に示す.

どの条件においてもワイヤ送給速度は同じ 8 m/min であるため，単位長さ当り溶接長に対する溶着量は異なるが，ぬれ性が向上したため，ビード幅は同程度になっている．溶接ワイヤの狙い位置は，前ビードの止端部としており，前ビードからのずらし量はいずれの条件においても 6±1 ㎜の範囲であった.

溶込み形状に関して，従来型ミグ溶接では，融合不良などの溶接欠陥は見られなかったが，溶込みがかなり浅い．溶接速度が一番遅いため，溶着量が増え，その分計算上の希釈率は低い．ビード表面は凹凸が目立つ．第 2 電流が 50 A および 100 A の二段給電式ミグ溶接では，フィンガー状の溶込み形状が見られ，これが希釈率を押し上げている．50 A では溶込

みの浅い部分も見られる．第 2 電流が 150 A になると，フィンガー状の溶込みはなくなり，確実に安定して溶込みが得られている．また，ビード表面も平滑になっている．希釈率は溶着量が少ないことでやや高い値になっているが，目標である 20 %は下回っている．

Table 6.10 Appearance of Overlay Weld Bead under Equal Heat Input.

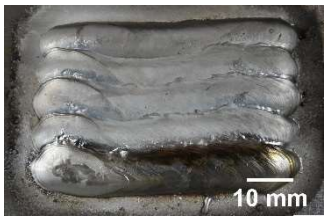
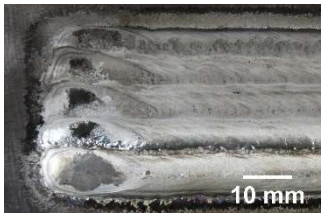
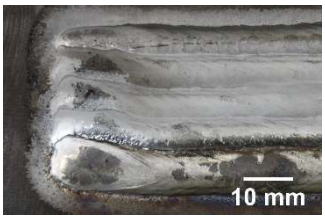
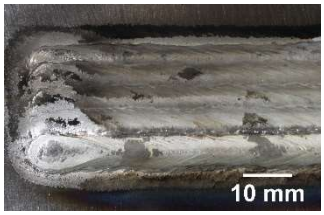
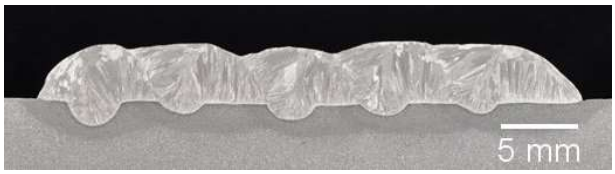
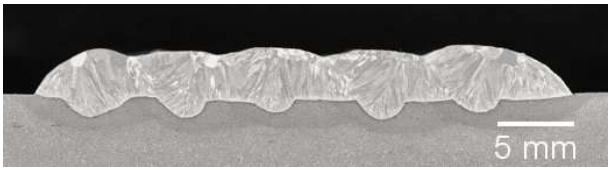
Appearance		
2nd Cur.	0 A Conv. MIG	50 A
Appearance		
2nd Cur.	100 A	150 A

Table 6.11 Cross Section of Overlay Weld Bead under Equal Heat Input.

2nd Cur.	**Cross Section**	**Dilution**
0 A Conv. MIG		6.4 %
50 A		12.9 %
100 A		19.6 %
150 A		17.3 %

6.2.4 肉盛溶接適用の考察

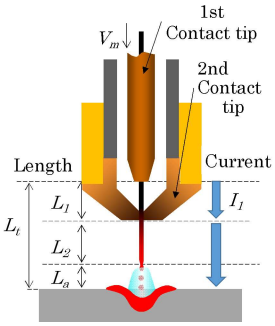
(a) ニッケル基合金溶接材料の二段給電式ミグ溶接特性

インコネル溶接ワイヤの二段給電式ミグ溶接では，アーク電流値は，軟鋼溶接ワイヤと同様に，第 2 電流の増加に伴い単調に増加する．一方，溶滴熱量に関しては，従来型ミグ溶接からの溶滴熱量上昇はあるが，軟鋼溶接ワイヤと異なり，第 2 電流の増加に対し単調増加となっていない（Fig. 6.3）．

これについて，Halmoy の式[69]を二段給電式ミグ溶接に拡張した式(6.2) を用いて簡易計算した．溶滴熱量はアークによる発熱量および給電点間とワイヤ突出し部のジュール発熱量との和で表される．この計算では，ビードオンプレート溶接試験で得られた各溶接電流の平均値から，ワイヤ断面積で割った電流密度 j を用いた．その他の定数パラメータ[75]を Table 6.12 に示す．比較のため，軟鋼ワイヤのデータも同様に計算した．結果を Fig. 6.4 に示す．

$$H_0 = \frac{\phi j_{12}}{V_m} + \left(\frac{a_1 L_1 j_1^2}{V_m} - b\right) + \left(\frac{a_{12} L_2 j_{12}^2}{V_m}\right) \tag{6.2}$$

Table 6.12 Coefficients of droplet heat content calculation.

Coefficients	Value		Diagram
	Steel	Inconel 625	
ϕ [V]	5.7	5.3	
V_m [mm/sec]	133.3	133.3	
a_1 [10^{-8} Ω・m]	9.40	13.50	
L_1 [mm]	12	12	
b [J/mm^3]	1.92	0.00	
a_{12} [10^{-8} Ω・m]	3.97	13.20	
L_2 [mm]	14	14	

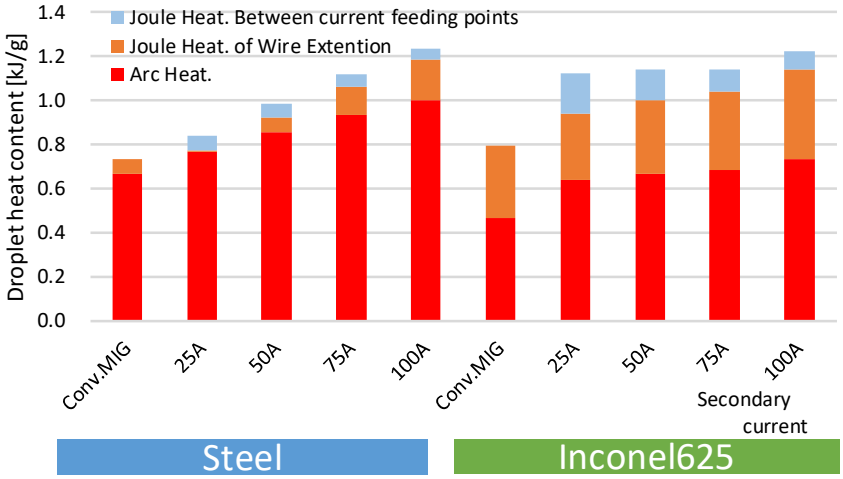


Fig. 6.4 Droplet Heat Contents by calculation.

この計算結果でも示されるように，インコネル溶接ワイヤは電気伝導度が小さいため，第 1 給電点と第 2 給電点間におけるジュール発熱（Fig. 6.4 の棒グラフの上二つのブロック）の全体に対する割合が，軟鋼溶接ワイヤに比べて極めて大きいことがわかる．

次に，軟鋼ワイヤでは，二段給電式ミグ溶接の第 2 電流の増加に伴い，溶滴熱量も増加していっているが，インコネル溶接ワイヤでは，上昇量はかなり小さい計算結果が得られた．この傾向は Fig. 6.3 の溶滴熱量の実験結果ともほぼ一致しており，インコネル溶接ワイヤの特徴と言える．

インコネルワイヤの溶滴熱量上昇が小さい理由として，第 2 電流増加に伴う第 1 電流の低下が，軟鋼ワイヤに比べ大きいためと考えられる（Fig. 6.2）．第 1 溶接電源はパルス周期変調によるアーク長制御を行っているため，アーク長を一定に保つようにパルス溶接の平均電流値を制御している．例えば，アーク長が長い，つまり，第 1 電源が検出する電圧が高い場合，溶接電流を低下させて溶接ワイヤの溶融速度を下げ，アーク長が適正となるように制御している．二段給電式ミグ溶接において第 2 給電電流を印加すると，その電流値に応じて，ワイヤ部分で電圧降下が生じ，第 1 溶接電源が検出する電圧が高くなる．インコネル溶接ワイヤの場合，Table 6.12 の a が表すワイヤの電気抵抗値（電気伝導度の逆数）が軟鋼ワイヤの 1.5 倍となっているため，この電圧降下が軟鋼ワイヤに比べ顕著となる．また，インコネル 625 の比熱は軟鋼に比べ 1 割ほど低いため，同じ熱量を印加した場合，ワイヤの温度上昇が大きくなる．さらにこれに加えて融点も軟鋼に比べ低いため，ワイヤ先端が溶融しやすい．これらの結果，アーク長が軟鋼に比べ溶融して長くなりやすく，これを抑えるため第 1 電流の低下が大きくなる．インコネル溶接ワイヤが溶融しやすい現象は，溶接スタート時に，第 2 電流値が高い場合，ワイヤが燃え上がってしまう現象にも表れている．

第 1 電流が下がると，第 1 給電点と第 2 給電点間でのジュール発熱量が減少する．第 2 給電点から先のワイヤ突出し部では，第 1 電流に加え第 2 電流が印加され，合計電流値は

上昇するが，第 1 給電点と第 2 給電点間のジュール発熱量の減少を十分に補えていない．これが，インコネル溶接ワイヤの二段給電式ミグ溶接において第 2 電流を増加させても，顕著に溶滴熱量が増加しない理由と考えられる．

ここでは，インコネル溶接ワイヤの二段給電式ミグ溶接施工におけるビード形状および溶込み形状について考察する．

溶接ビード形状に影響する項目の一つとして，溶接金属の表面張力が考えられる．溶接ビードは，溶滴熱量が大きいほど溶融金属温度が上がり，その表面張力が低下する．溶融金属の表面張力の低下により，平滑な溶接ビードが得られる．また，母材温度が高いほど，溶接ビードのぬれ性が改善することは一般に知られている．つまり，アーク電流が高いほど，アークによる母材の予熱効果が上がり，ぬれ性が向上し，溶接ビード形状の改善につながる．

また，溶込みに着目すると，第 2 電流の値によってフィンガー状か，なべ底状かの溶込み形状に分かれている．この溶込み形状は，溶滴の大きさの影響を受けると考えられる．第 2 電流が小さい場合，パルス周波数が上がり，Table 6.7 に示すように溶滴の一粒が小さくなる．小さな溶滴の場合，溶融金属底部に熱量が集中しフィンガー状になりやすいと考えられる．反対に，第 2 電流が大きい場合，パルス周波数の低下に伴い，溶滴が大きくなり，溶融金属底部への熱量集中が緩まるためなべ底形状の溶込みになると考えられる．溶滴が溶込みの底に集中していることは，Table 6.8 の成分分析の結果において，溶込み底部の希釈率が低い結果とも適合する．

上記の知見を基に，Table 6.6 および Table 6.9 に示すインコネル肉盛溶接の断面ビード形状をみると，第 2 給電電流が 100 A 以下の場合には，フィンガー状の溶込み形状となっている．一方，第 2 給電電流が 125 A，150 A の場合，溶滴の増大による溶滴熱量の溶込み底部への集中が抑えられ，また電流が高くなることでアークによる予熱効果も高まり，なべ底状の溶込みとなると考えられる．

ビード外観については，電流が増加することで，溶接金属の表面張力が下がることに加え，母材への予熱効果が高まる．この結果，ビード表面もフラットとなっており，肉盛溶接としては望ましい形状となっていると言える．

(b) 肉盛溶接への適用

二段給電式ミグ溶接の肉盛溶接への適用に関して，二段給電式ミグ溶接のワイヤ溶着量と溶接電流を独立して制御できるという特徴を利用することで，肉盛溶接施工状態を制御できることが示された．

本検証試験で得られた結果より，二段給電式ミグ溶接の肉盛溶接適用に関する知見をまとめる．

1) 目標の希釈率 20%を達成できるよう制御可能．

2) 二段給電式ミグ溶接では，母材への同等の熱量を与える条件下では，従来型ミグ溶接

と比べ速い溶接速度で施工でき，施工能率の向上に寄与する．

3) 第 2 電流を 100 A 以上とすることで，溶滴の増大，および，合計電流上昇によるアークの広がりにより母材への入熱が分散し，肉盛溶接に適した，必要最小限の薄い溶込みが得られる．
4) 高電流アークによる母材への予熱効果により肉盛に適した平滑なビード形状が得られる．
5) 今回試験で用いたワークに対して，第 2 給電電流の最適値は 125 A 以上であると考えられる．

6.2.5 まとめ

結論を以下にまとめる．

1) ニッケル基合金であるインコネル溶接ワイヤの二段給電式ミグ溶接では，第 2 電流印加により，従来型ミグ溶接からのアーク電流増加の効果はあるが，軟鋼溶接ワイヤと比較して，その効果は小さい．
2) インコネル溶接ワイヤの二段給電式ミグ溶接では，軟鋼溶接ワイヤと異なり，第 2 電流の増加に対して，溶滴熱量が単調増加しない．これはインコネル溶接ワイヤの電気伝導度の低さが第 1 溶接電源の定電圧特性のアーク長制御に影響した結果である．
3) インコネル溶接ワイヤを用いた肉盛溶接において，二段給電式ミグ溶接を適用する場合，従来型ミグ溶接に比べ，溶滴寸法の増大および高電流によるアークの広がりにより，溶接入熱が分散され，肉盛溶接に適したなべ底状の溶込みが得られる．
4) 高いアーク電流による母材予熱効果により，溶接ビードのぬれ性が改善する．これにより施工上好ましい肉盛溶接ビード形状が得られる．
5) インコネル溶接ワイヤを用いた肉盛溶接試験において，第 2 電流の最適値は 125 A 以上であった．

6.3 大型極低温用構造物への適用検討

本節では，適用を検討する極低温用構造物として，液化水素タンクを取り上げる．液化水素タンク壁厚板の積層突合せ溶接を念頭に，二段給電式ミグ溶接の有効性を検証する．さらに傾斜溶接線に対する溶接を想定し，入熱をコントロールできる二段給電式ミグ溶接の適用性を検討する．

6.3.1 積層溶接への適用

積層溶接への適用検証では，厚板の突合せ溶接を念頭に，二段給電式ミグ溶接の有効性を

検証した．基礎検討のため軟鋼ワイヤを使用した．突合せ溶接を模擬した V 型開先の 3 層積層溶接の溶接試験を行い，従来型ミグ溶接に対する二段給電式ミグ溶接の効果を検証した．積層溶接条件を Table 6.13 に示す．試験で用いた開先形状を Fig. 6.5 に示す．溶接長は 200 mm とし，開先幅に応じて，溶接トーチをウィービングして溶接を行った．

Table 6.13 Multi-layer welding experimental condition.

Wire feed speed	Welding speed	Secondary current	Welding voltage	Shielding gas flow rate	CTWD
8 m/min.	1st:30cm/min. 2nd:25cm/min. 3rd:20cm/min.	100 A	22-25 V	30 L/min.	27 mm

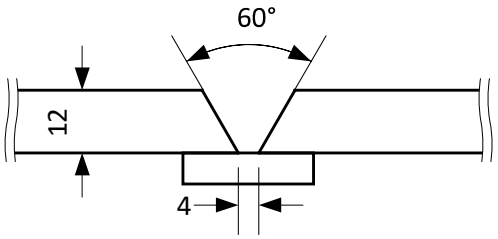


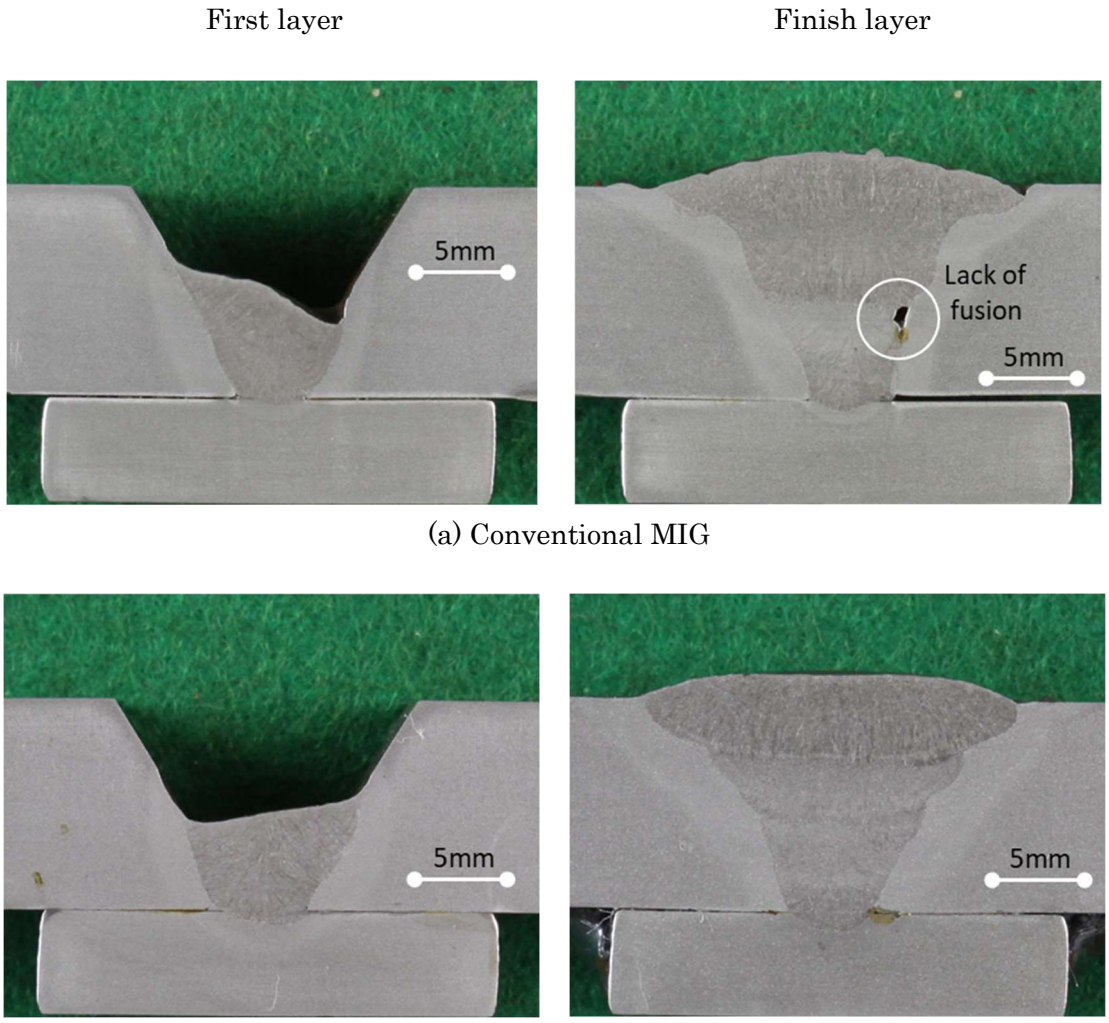
Fig. 6.5 Test piece of multi-layer groove welding.

Fig. 6.6 に積層溶接の，従来型ミグ溶接および二段給電式ミグ溶接の溶接ビード断面マクロを示す．従来型ミグ溶接においては，初層において純アルゴンミグ溶接に伴うアークの不安定さから開先の片側に溶接金属が寄ってしまっている．また，ルート部，開先壁面への溶込みも浅めである．さらに最終層溶接後では融合不良が発生しており，最終層の止端部ではアーク圧力が強すぎて，ビード止端部にアンダカットが生じている．

一方，二段給電式ミグ溶接では，初層はややアークの不安定さの影響で右側に溶接金属が寄っているが，表面は非常に平滑で，止端にアンダカットも生じていない．積層溶接を進めていくと，従来型ミグ溶接で発生した融合不良も解消している．さらに最終層のビード止端部のぬれ性が大きく改善している．これらの結果は，二段給電式ミグ溶接で溶滴熱量を上昇させた効果であると考えられる．

厚板溶接において入熱の増加は母材熱影響部（HAZ）などのじん性低下が懸念される．例えば本研究の対象製品である LNG タンク壁である 9%ニッケル鋼の溶接では，じん性低下を避けるため 45 kJ/cm 以下の入熱制限が設けられている[107]．また，堀田らは，9%ニッケル鋼溶接の入熱 32.5 kJ/cm では HAZ における低温シャルピー衝撃値低下が大きくないことを示している[108]．二段給電式ミグ溶接プロセスでは従来型ミグ溶接に比べ入熱が大きくなるが，本実験における溶接条件では最大でも 23.3 kJ/cm に抑えられており，HAZ 低温じん性低下への影響は小さいと考えられる．

以上の溶接試験により，積層溶接においても二段給電式ミグ溶接の優位性が確認できた．



(a) Conventional MIG

(b) DCF-MIG

Fig. 6.6 Bead cross section in multi-layer groove welding

6.3.2 傾斜溶接への適用

大型の低温構造物製造においては，その一部の構造物である溶接ブロックをポジショニングして下向き姿勢にすることは難しく，傾斜溶接線に対する溶接施工が必要になる場合がある．登り傾斜溶接では入熱が低すぎると，溶接ビードが凸ビードとなりやすくなる．大型構造物の溶接施工は一般に積層溶接となるので，凸ビードは融合不良の原因となり溶接継手品質の低下，手直しコストの増大を招く．そこで本項では，入熱をコントロールできる二段給電式ミグ溶接の登り傾斜溶接への適用性を検討する．

溶接進行方向に対し登りの傾斜面では，一般的に溶接ビードが凸ビードとなる．凸ビード

の原因は溶融金属の表面張力が高いため，溶融金属の表面張力でビード幅中央に溶融金属が引き寄せられてしまうことにある．そこで二段給電でワークへの入熱量を増加させることで，溶接金属の表面張力を下げてぬれ性を改善し，凸ビードを解消できるかを検証した．

溶接試験では，極低温向けの溶接構造物として，オーステナイト系ステンレス SUS304L 鋼板の溶接施工を想定し，溶接ワイヤ SUS308L で実施した．ステンレス材の溶接は，その溶接金属の表面張力の高さが影響し，特に傾斜溶接で凸になりやすい材料である．また純アルゴンミグ溶接とすることで，溶接金属の表面張力を下げる効果を持つ酸素がなくなることで，さらに溶融金属の表面張力が高くなりやすい．また純アルゴンミグなのでアークも不安定になり，溶接ビードが蛇行しやすい．

溶接施工の傾斜角度として，登り傾斜，10 度，20 度，30 度，および比較のための水平（=0 度）の試験を行った．また，二段給電式ミグ溶接の第 2 電流は 50 A および 100 A とし，比較のため従来型ミグ溶接での施工も行った．

傾斜溶接した溶接ビード外観を Table 6.14 に示す．

Table 6.14 Appearance of bead in inclined position welding experimentation.

Method / Angle	Conv. MIG	
0 deg.		
10 deg.		
20 deg.		
30 deg.		
Method / Angle	DCF-MIG 2nd = 50 A	DCF-MIG 2nd = 100 A
0 deg.		
10 deg.		
20 deg.		
30 deg.		

従来型ミグ溶接と比較して，二段給電式ミグ溶接の方が，凸度が小さく，ビード止端部のぬれ性も大きい．また，第 2 電流値が大きい 100 A の方が，20 度傾斜まで良好な溶接ビードが得られている．しかし，いずれの溶接方法の場合であっても，登り傾斜 30 度になると安定した溶接ビードが形成できない．

6.3.3 まとめ

大型の極低温用構造物を想定して実用化の溶接検証を行った．積層溶接では，二段給電式ミグ溶接の母材への熱量を増加できることの有効性を確認した．母材への入熱を増加させることで，融合不良やビード形状不良の解消，母材上面の最終層の形状改善に大いに有効であることを確認した．また，登り傾斜溶接線に対し適用を検討した結果，二段給電式ミグ溶接プロセスが入熱をコントロールできることにより，溶融金属の表面張力を低下させ，極端な凸ビードを避けられることが確認できた．溶接線の登り傾斜が 20 度までは施工可能なことが示された．また，二段給電式ミグ溶接プロセスの入熱条件は母材熱影響部の低温じん性に影響するほど大きくない．以上の結果より，二段給電式ミグ溶接プロセスの極低温溶接構造物への適用可能であることを示した．

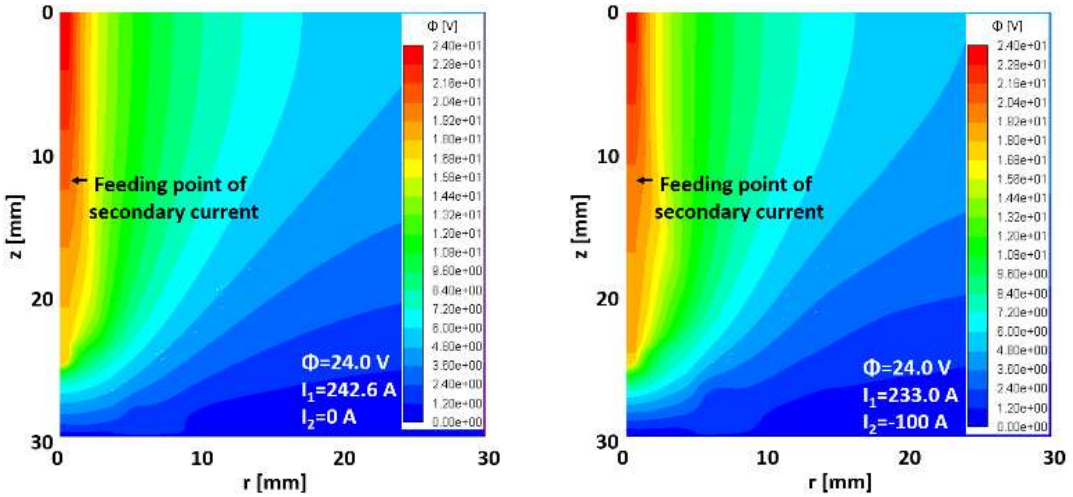
6.4 アーク電流低減プロセスの検討

二段給電式ミグ溶接では，第 1，第 2 給電点とも正極としてそれぞれの溶接電源に接続し溶接を行っている．これにより，第 1 給電電流に第 2 給電電流が加わり，大きな電流出力が得られる．この効果は対象ワークに対し，一定の溶接ワイヤ送給量で大きな電流を与えたい場合に有効である溶接方法である．一方，接合方法には，アークろう付のように，ろう材の温度は上げてろう材の表面張力を下げてぬれ性を良くしたいが，母材への入熱は極力抑えたいといった，熱量に関する相反する条件を満たさなければならない施工がある．そこで，二段給電式ミグ溶接トーチの構造を利用し，第 2 給電点において，第 1 給電点からの電流を，溶接ワイヤを通した母材ワークへの電流と第 2 給電点を通した第 2 溶接電源の方へ分流させる溶接方法を検討した．具体的には，第 2 給電点に第 2 溶接電源の負極，母材ワークを第 2 溶接電源の正極をつなげると，原理的には第 2 給電点で第 1 給電点からの電流を分流することができる．これにより，第 1，第 2 の給電点間においてはジュール発熱によりワイヤへの熱量を増加させ，かつ，第 2 給電点で分流することで，アーク電流を低減させ，母材ワークへの入熱を下げることが可能になると考えられる．本項では，まず，第 2 給電点における極性を入れ替えた二段給電式ミグ溶接（“第 2 給電極性入替え二段給電式ミグ溶接”と称す）モデルの数値計算を行い，原理的な実現性を検証する．次に，実験による検証に取り組んだ．実験検証の結果を先に述べるとハードウェアの仕様上，実現が難しいことが判明した．そこで実現への課題抽出を行った．

6.4.1 数値計算による検証

数値計算モデルは，第 3 章に示したモデル・パラメータを使用した．

Fig. 6.7 に従来型ミグ溶接と第 2 電流を-100 A とした二段給電式ミグ溶接の電位分布を示す．領域の左上となるコンタクトチップの先端で，設定値と同じ 24.0 V であることがわかる．二段給電式ミグ溶接では従来型ミグ溶接と比べ，ワイヤ内の電界が第 2 給電点の上側で増加しているが，その下方では反対に減少している．さらに，アークの電界は二段給電式ミグにおいてより高いことが確認できる．



(a) Conventional MIG　　(b) DCF-MIG (I_2 = 100 A)

Fig. 6.7 Distributions of electric potential in conventional MIG welding and DCF-MIG welding (I2=-100 A).

Fig. 6.8 に第 2 給電極性入替え二段給電式ミグ溶接の第 2 電流に対する第 1 電流（I_1）と合計電流（I_{total}）のグラフを示す．合計電流値は第 1 電流から負である第 2 電流値を足し合わせた値を示している．第 1 電流値は負の第 2 電流が 75 A 以下では，第 2 電流の絶対値の大きさに伴って上昇している．しかしながら，それ以上の電流になると減少し始める．反対に，合計電流値は，第 2 電流の絶対値増加に伴い単調に減少し，特に第 2 電流 75 A 以上になると急峻に減少する．第 2 電流が-100 A の時に合計電流値は 133 A となる．これは，温度低下に伴うアークの電気伝導度低下に起因すると考えられる．

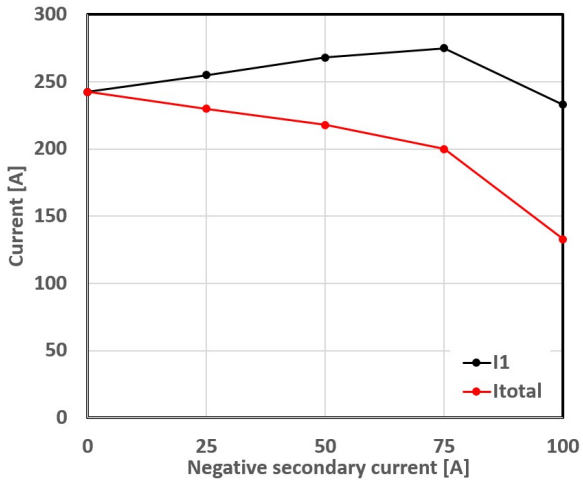
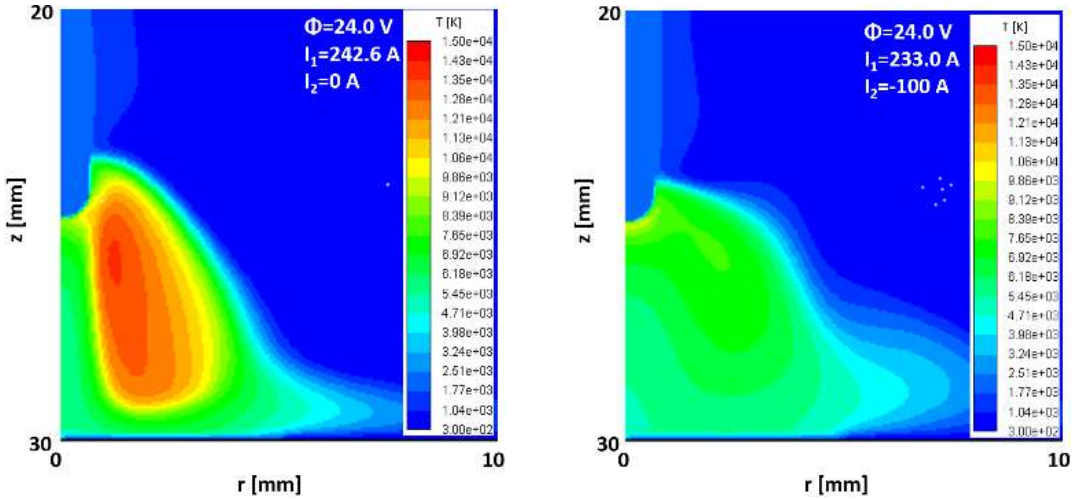


Fig. 6.8 Dependence of secondary current on primary current and total current.

Fig. 6.9 に従来型ミグ溶接と第 2 電流を-100 A とした二段給電式ミグ溶接の温度分布を示す．従来型ミグ溶接の場合，アーク温度は最高で約 14000 K まで到達する．アーク中心軸近傍の温度低下は，金属蒸気密度の上昇による強い輻射損失によるものである．一方，第 2 給電極性入替え二段給電式ミグ溶接の最高温度は，合計電流値低下の影響を受け，10000 K 以下に下がっている．



(a) Conventional MIG　　(b) DCF-MIG (I_2 = 100 A)

Fig. 6.9 Distributions of temperature in conventional MIG welding and DCF-MIG welding (I_2= -100 A).

Fig. 6.10 に第 2 電流の絶対値に対する溶滴温度の計算結果を示す．第 2 電流絶対値が 50 A までの溶滴温度は，2250 K でほぼ一定である．第 1 給電点と第 2 給電点における第 1 電流の上昇によるジュール発熱により溶接ワイヤ温度が上昇する．しかし，合計電流値の減少が，溶滴への電子凝縮による入熱を低下させる．結果的に溶滴温度はほとんど変わらないと

考えられる．第 2 電流絶対値が 75 A 以上では，第 1 電流も合計電流も減少するため，溶滴温度は 1900 K まで大幅に減少する. 従来型ミグ溶接の 133 A の場合の溶滴温度も Fig. 6.10 グラフ中に示している．この場合，溶滴温度は約 1500 K まで低下しており，これは溶接ワイヤの融点より低い．この結果は，設定したワイヤ送給速度 8 m/min.では従来型ミグ溶接のワイヤ溶融速度が不十分で，アーク長を保てないことを意味している．このことは，同じワイヤ送給速度でも溶接施工可能な第 2 給電極性入替え二段給電式ミグ溶接の優位性の一つである．

これらの数値計算結果から，第 2 給電極性入替え二段給電式ミグ溶接では，広い範囲で溶滴温度を減少できると推察される．

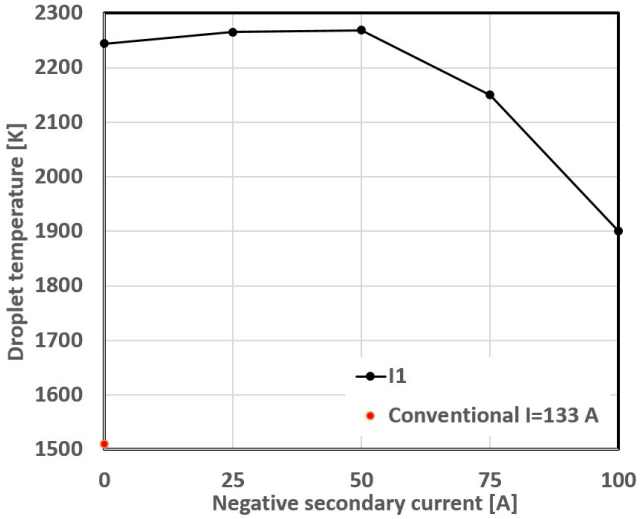


Fig. 6.10 Dependence of secondary current on droplet temperature.

以上より本項では，二段給電式ミグ溶接を用いて溶滴温度を低下させる可能性について，数値計算により検討した．結果，第 2 給電極性を入れ替えた二段給電式ミグ溶接により実現可能であると推測される．

6.4.2 実験検証による課題抽出

前項では，第 2 給電極性入替え二段給電式ミグ溶接により溶滴温度を低下させる可能性について数値計算により確認した．これを実験検証するために取り組んだ．しかしながら結果的に溶接施工するまでに至らなかった．そこで本項では溶接施工実現のための課題抽出を目的に，取り組んだ内容と実現への課題を整理する．

(a) 実験試行

検討した第 2 給電極性入替え二段給電式ミグ溶接を実現する装置として，これまでの二段給電式ミグ溶接システムにおいて第 2 溶接電源の正／負の極性を入れ替えて行う溶接装

置システム，および，定電流特性溶接電源を第 2 溶接電源用に追加した溶接装置システムの 2 種類を検討した．また，それぞれの装置システムについて，第 2 給電の給電開始タイミングを第 1 溶接電源の開始に対し変更することで，溶接開始時のスタート不良に対策した．以下ではその結果についてまとめる．

従来の二段給電式ミグ溶接において第 2 給電点の極性を入れ替えた溶接装置システムを用いて検討を行った．第 2 電流は設定可能な最小値である 20 A とした．

最初に，従来の二段給電式ミグ溶接の溶接開始シーケンスと同様の，第 2 電流が流れたことを検出してから，第 1 電流を印加する溶接シーケンスを検証した．結果，第 1 の溶接開始と同時に第 1，第 2 給電点間でアークが発生し，溶接ワイヤが第 1 給電チップに溶融付着した．さらに第 2 給電チップの上部にススが残った．第 1，第 2 両方の溶接電源で電圧検出線異常のエラーが発生し，溶接開始が不可能であった．これは，第 1 給電が開始する時点で，第 2 電流が逆向きに流れているため，第 1 給電点と第 2 給電点の間でアークが発生し，ワイヤが溶融してしまったものと思われる．

次に第 2 給電を遅らせるため，第 2 溶接電源への溶接開始信号を遅らせる方法を検討した．結果，第 1 溶接電源開始と同時に第 1 溶接電源で電圧検出線異常のエラーが発生し，溶接が不可能であった．第 2 溶接電源内部に回路ができているため，第 1 溶接電源の電圧値が異常となったと考えられる．

三つ目として，第 2 給電のパワーケーブルの接続を溶接開始後に行う方法を検討した．パワーケーブルの接続は，正負両極とも同時に電磁開閉器により行った．結果，第 2 溶接電源を接続する以前に，第 1 溶接電源のミグ溶接が開始せず，第 1 溶接電源で電圧検出線異常のエラーが発生した．第 2 溶接電源は回路的に切れているが，第 2 給電点が溶接ワイヤに接触しているため，第 1 溶接電源が電圧エラーとして検出してしまった．

次に溶接装置システムとして追加直流溶接電源により第 2 給電を実施する検討した．

Table 6.15 に追加した溶接電源の仕様と外観を示す．二段給電式ミグ溶接トーチを使用するため，第 1 溶接電源と第 2 溶接電源の両方の正極は溶接トーチのコンタクトチップから給電することとし，第 2 溶接電源からは最小の 20A を一定値で供給．その分第 1 溶接電源のパルス波形を変更し，ベース，ピークの電流値を 20A 低減させた．

Table 6.15 Additional welding power source.

Specifications	Appearance
Maker :SUZUKID Model :DC Welder Imax 120 No. :SIM-120 Output :DC 10-120 A Constant current characteristics Start :touch start	

まず，第 2 給電のみで電流を流し，アークは発生しないが設定電流が流れていることを確認できた．

次に第 1 給電から溶接開始させ，その後第 2 給電印加する溶接シーケンスを検討した．結果，第 1 給電ミグパルス溶接開始と同時に，第 2 給電点でアークが発生し，ワイヤが第 2 給電チップ内に固着した．ススは付着しておらずアークは発生しなかったと思われる．

三つ目として第 2 給電から印加開始，その後第 1 給電を印加する方法を検証した．結果，第 2 電流は流れたが，第 1 給電印加後，すぐに第 2 給電チップ内でアークが発生し，ワイヤが溶着した．

以上の結果から，現状保有の二段給電式ミグ溶接装置システムでは，第 2 給電極性入替え二段給電式ミグ溶接を実現することは不可能であるとの結論となった．

(b) 実現への課題

第 2 給電極性入替え二段給電式ミグ溶接を実現するための装置システムを考察する．

まず，メインであるミグ溶接電源の溶接スタートシーケンスに関して，電圧異常を検出してエラー停止してしまうことから，従来方法と異なる電圧制御調整が必要になる．

スタート直後の溶接ワイヤ燃え上がりに関しては，ミグ溶接電源の溶接開始時の無負荷電圧を燃え上がりが起きないよう調整する必要がある．

第 1，第 2 の印加タイミングとしては，第 1 溶接電源へのフィードバック変化を最小にするためには，最初に第 2 電流を印加し，そののち第 1 溶接電源の溶接が開始する方法が良いと考えられる．

現状の第 1 溶接電源は定電圧特性であるため，異常電圧に対し大きく反応してしまう．定電流特性溶接電源を第 1 溶接電源として使うのも一案である．

第 2 給電極性入替え二段給電式ミグ溶接を実現するには，上記機能を搭載した溶接装置システム開発が必要となり，将来的な課題であると考える．

6.5 結言

本章では，二段給電式ミグ溶接プロセスのこれまでの基本メカニズムの検証研究，応用研究を通して得られた知見を基に，製品への実用化を目指す際の溶接施工の基礎検討研究を行った．実用化研究の対象として，肉盛溶接，ならびに，液化水素タンクを想定した積層溶接と傾斜溶接を取り上げた．また，母材への入熱を下げる二段給電式ミグ溶接装置構造を用いた新しい溶接プロセスの検討を行った．本章で得られた結論を以下に記す．

二段給電式ミグ溶接プロセスの肉盛溶接への適用検討では，インコネル溶接ワイヤを対象に，二段給電式ミグ溶接の第 2 電流付加による溶込みの改善，溶接ビード止端部のぬれ性改善効果があることを示した．本プロセス肉盛溶接における，溶込み形状のなべ底化には，溶滴サイズの増大に伴う母材への入熱の分散効果があることが推察された．

液化水素タンクを想定した厚板の突合せ積層溶接では，二段給電式ミグ溶接の有効性を検証した．二段給電式ミグ溶接において，母材への入熱を増加させることができ，積用溶接で発生する融合不良やビード形状不良の解消，母材上面の最終層の形状改善に大いに有効であることを確認した．また，二段給電式ミグ溶接の入熱が LNG タンク壁用母材の熱影響部における低温じん性低下に影響するほどではないと推察された．同様に液化水素タンクの傾斜溶接線を想定し，これに対する二段給電式ミグ溶接の適用を検討した．二段給電式ミグ溶接において入熱をコントロールできるため，溶融金属の表面張力を低下させることができ，溶接線の登り傾斜が 20 度までは極端な凸ビードを避けられることが確認できた．

最後に第 2 溶接電源の正極と負極を入れ替えて，第 2 給電点において第 1 電流を第 2 給電チップと溶接ワイヤとに分流し，母材へのアーク入熱を低下させる新しい二段給電式溶接プロセスを検証した．数値計算においては，溶滴熱量を低下させることができる結果が得られた．しかしながら，実現するためには，溶接スタートでの溶接ワイヤ燃え上がりなどがあり，溶接装置システムの開発が必要といった課題がある．

第7章 将来の二段給電式ミグ溶接プロセス研究方向性

本研究では二段給電式ミグ溶接プロセスの基本的な特性を実験および数値計算により検証してきた．これら解明した基本現象理解を基に，本章では二段給電式ミグ溶接プロセスの将来の研究方向性について述べる．

7.1 実験的検証

7.1.1 溶滴移行の安定化

二段給電式ミグ溶接では，第 2 電流の大きさに応じて，ワイヤ第 1 電流が低下する．これに対し，アーク長を維持するために第 1 溶接電源はパルス周期変調方式を採用している．このため，第 1 電流の低下量が大きい場合，パルス電流が長い期間印加されず，溶滴がワイヤ先端で成長し，巨大な溶滴となったり，ベース期間で溶滴移行したりする．これが，溶接現象の不安定につながりやすい短所がある．

これに対し，パルス周期を維持したまま平均電流を一定にする制御方式の適用が考えられる．一つは 5.5.1 項で疑似的にパルス幅を変えて試験検証した，“パルス幅変調方式”である．もう一つは，“パルス振幅変調方式”で，これは 5.5.2 項のダブルパルス溶接試験で第 1 電流と第 2 電流が重なった場合に副次的に観察された．これらパルス変調制御方式を実現できる溶接電源の開発が必要となる．

また，第 2 電流のパルス化を試験したが，これを進め第 2 電流も含め溶滴移行に最適な出力を第 1 溶接電源と第 2 溶接電源で作り出す溶接電源制御方式も有効であると考える．

7.1.2 溶滴熱量低減溶接プロセス

6.4 節の第 2 給電極性を入れ替えた数値計算において，第 1 電流と第 2 電流の電流方向を逆にすることで，本研究のこれまでとは反対に溶滴熱量を下げる方向に溶接現象を制御できることが示唆された．溶滴熱量は給電点間における溶接ワイヤのジュール発熱で確保しつつ，アーク熱による溶滴加熱は抑えるといった新溶接プロセスが考えられる．交流溶接を用いたミグ溶接でアーク力を抑える方法が提案されており[109]，同様の溶接結果が得られる可能性がある．

本報告の試験では，溶接開始シーケンスにおける給電点間での溶接ワイヤ燃え上がりがネックとなり，溶接の確認は実現できなかったが，ハードウェア改良や溶接シーケンスの開発で可能になると考えられる．

7.1.3 高効率化の検討

二段給電式ミグ溶接プロセスでは，溶接ワイヤに追加で入熱を加えることができ，溶融速度を上げることが可能である．本研究では，ワイヤ送給量を固定し，溶接電流を上昇させる方向で検討したが，速いワイヤ送給量を実現する施工も二段給電式ミグ溶接プロセスで可

能であると考える．この時，高電流の従来型ミグ溶接との溶接現象の差異が，二段給電式ミグ溶接プロセスの特徴として捉えられる．高電流の従来型ミグ溶接で問題となる強いアーク圧力で溶接ビード止端部にアンダカットが生じることがあるが，二段給電式ミグ溶接プロセスでは，二段で給電することにより，アーク電流を低下させ，アーク圧力を下げられる可能性が考えられる．ただし，この実現には，第 1 溶接電源の溶接モードの調整，すなわち，設定した電流値に対するワイヤ送給速度を上げる改造が必要になる．

7.2 数値計算の発展

本研究における数値計算では，簡易的なモデルを用いた．実験における二段給電式ミグ溶接は，パルス溶接を行っており，溶滴移行の安定性が溶接現象に対し影響があることが示された．溶接ワイヤの溶融速度に関しては，パルス溶接の研究[70]やアークセンサにおけるモデル化[110], [111]，狭開先内でのアーク長変動の解析[112]などが報告されている．また溶滴移行に関しては，門田[89]や荻野[113]によって数値計算の精緻化が図られている．さらには溶接姿勢も考慮した解析[114]の報告もある．これらに加え，溶接ワイヤのジュール発熱が特徴である二段給電式ミグ溶接プロセスでは，文献[115]–[117]に示されたような接触抵抗やコンタクトチップ内の給電点のばらつきも考慮すべき項目である．

こうした数値計算を行うことで，二段給電式ミグ溶接プロセスの解明が進むと考える．

7.3 実用化へのステップ

製品への適用，実用化に耐えられるように，溶接現象を安定化させるには，ハードウェアの改良は欠かせない．具体的には溶接トーチと溶接電源システムである．

溶接トーチ構造の最適化について，二段給電式ミグ溶接では，大電流を対象とするため水冷構造とする必要がある．一方で，製品によっては開先底部へのアプローチ性が必要であったり，狭隘部が対象であったりするため，小型のトーチが望まれる．また，溶接対象に適した溶接条件範囲を満たすような第 1, 第 2 電極間距離などのトーチ構造を最適化する必要がある．

溶接電源システムについては，一つは溶接開始スタートシーケンスの確立が必要である．二段給電式ミグ溶接プロセスの原理上，溶接ワイヤの溶融速度が上がってしまうために，溶接開始時にワイヤの燃え上がりが生じる．これを避けるためのシーケンスを見出す必要がある．二つ目としては，溶滴移行の安定である．現行溶接システムでは，第 2 電流の印加電流の大きさに伴い，第 1 電流が低下し，パルス周期変調制御のためパルス周期が長くなり溶滴移行間隔が伸びる．この現象への対応が望まれる．さらに根本的は，第 1 電流値と第 2 電流値の合計電流値を考慮してパルス波形を変更する溶接電源制御も有効であると考える．

7.4 結言

本章では，二段給電式ミグ溶接プロセスの将来の研究方向性について述べた．

第8章 結論

本研究では極低温用製品の溶接部に対し低温じん性を確保でき，かつ効率的な溶接施工法適用を目標として，二段給電式ミグ溶接プロセスを開発し，その溶接プロセスメカニズムの解明を行った．実験による溶接現象の観察，および実験の知見を反映した数値計算の両面から，二段給電式ミグ溶接プロセスのメカニズムを検証した．この結果，二段給電式ミグ溶接プロセスが，ワイヤ送給量（溶着量）と溶接電流（母材への入熱）を独立に制御できる利点があり，これを有効に活用できることを明らかにした．これにより，純アルゴンミグ溶接において課題となる溶接ビード形状の不整や溶込み不良を解決できることを示した．

また，二段給電式ミグ溶接プロセスに影響を及ぼす因子として，溶接トーチ構造，溶接ワイヤ材料，電流給電形式について実験的および数値計算により検証を行った．これにより，二段給電式ミグ溶接プロセスにおいて，第 1 給電点と第 2 給電点間における溶接ワイヤのジュール発熱が溶接現象に大きく影響していることが明らかになった．さらに純アルゴンミグ溶接におけるアークの不安定性に対し，二段給電式ミグ溶接プロセスにおける溶接現象の安定化という観点で解決方法を検討した．高電流によるアーク硬直性を利用したアークの安定化，第 1，第 2 電流のパルス電流波形を制御することによる溶滴移行の安定化により，溶接現象を安定化できる可能性を示した．

最後に実用化を見据え，肉盛溶接施工および厚板積層溶接への適用検討を行い，二段給電式ミグ溶接プロセスの有効性を示した．次いで，これまでとは反対に母材への入熱を下げる二段給電式ミグ溶接装置構造を用いた新しい溶接プロセスの検討を行い，実現可能性を示した．

これらの結果により，二段給電式ミグ溶接プロセスにより，本研究のターゲットであった極低温用溶接構造物に対し高品質で効率的な溶接施工が可能であることを明らかにした．

本研究で得られた結果を以下に総括する．

第 1 章は緒論であり，本研究の背景と目的，研究方針を述べた

第 2 章では，本研究で実施した二段給電式ミグ溶接試験の装置，計測システム，溶接材料について説明した．また溶接試験方法について述べた．

第 3 章では，本研究で実施した二段給電式ミグ溶接プロセスの数値計算モデルを説明した．数値計算モデルは，ワイヤおよびアーク領域で構成し，定常状態を仮定した各種支配方程式を解くことにより，領域内の温度場及び流れ場等を求めることに用いた．

第 4 章では，二段給電式ミグ溶接プロセスの基本メカニズムを明らかにするために，実験による検証を行った．また，実験結果を基に，Halmoy の式を用いた二段給電式ミグ溶接

の溶滴熱量の数値計算，および，第 3 章の簡易モデルを用いた数値計算を行った．軟鋼溶接ワイヤを対象とした本章の実験および数値計算によって得られた結論を以下に示す．

1) 二段給電式ミグ溶接プロセスにおいて，付加する第 2 電流の大きさに応じた合計電流（アーク電流）が得られることを実験および数値計算により確認した．
2) 二段給電式ミグ溶接プロセスにおいて，付加する第 2 電流の大きさに応じて第 1 電流が低下する．これは第 1，第 2 給電点間における第 1 電流により溶接ワイヤがジュール発熱し，第 2 給電点から先のワイヤ突出し部でワイヤ溶融速度が上がる．これによりアーク長が伸びるが，これを抑えるために定電流特性である第 1 溶接電源の電流値を下げる制御が働くためであることを明らかにした．
3) 二段給電式ミグ溶接プロセスにおいて，従来型ミグ溶接と比較し，わずかな第 2 電流の付加によっても，溶滴の保有熱量の増加効果があることを実験により確認し，またモデルによる数値計算からも溶滴温度上昇を明らかにした．
4) 二段給電式ミグ溶接プロセスにより，付加する第 2 電流の大きさに応じて，溶滴の保有熱量が増加することを実験により示した．また，この溶滴熱量増加は Halmoy の式を用いた計算においても確認した．
5) 二段給電式ミグ溶接プロセスの溶滴熱量増加に関して，Halmoy の式により，第 1，第 2 給電点間および第 2 給電点から先のワイヤ突出し部の溶接ワイヤのジュール発熱による寄与があることを示した．
6) 二段給電式ミグ溶接プロセスの溶滴保有熱量増加の効果によって，溶接ビードのぬれ性等のビード形状の改善，溶込み増加などの溶接品質改善が可能であることを示した．
7) 高い第 2 電流を付加することで，アークの硬直性が増し，純アルゴンミグ溶接におけるアークが安定する可能性を見出した．
8) 以上の実験およびモデル数値計算結果より，二段給電式ミグ溶接プロセスにおいて，ワイヤ送給量と溶接電流を独立して制御でき，これが溶接ビード形状や溶込みの改善に寄与することを示した．

第 5 章では，応用研究として二段給電式ミグ溶接プロセスに対する溶接施工の影響因子として溶接トーチ構造，溶接ワイヤ材料，電流給電形式を取り上げ，実験および数値計算により検証した．また，純アルゴンミグ溶接におけるアークの不安定性について，溶接現象安定化の観点からパルス電流波形を制御する方法を検討した．本章で得られた結論を以下に示す．

1) 二段給電式ミグ溶接の第 1，第 2 給電点間の距離について，実験および数値計算により検証した．給電点間距離が大きくなると，給電点間における溶接ワイヤのジュール発熱量が増加し，第 1，第 2 の合計電流（アーク電流）および溶滴の保有熱量が増加することを実験および数値計算により確認した．これには第 1，第 2 給電点間におけ

る溶接ワイヤのジュール発熱の影響が大きいことを明らかにした.

2) 二段給電式ミグ溶接の第 1，第 2 給電点間の距離の上限については，トーチ構造上の物理的な制限のほかに，第 2 給電点から先のワイヤ突出し長部分におけるワイヤ溶融速度が上がりすぎて，ワイヤ燃え上がりが発生することが上限となることを明らかにした.

3) 二段給電式ミグ溶接プロセスにおける溶滴の保有熱量計算について, Halmoy の式を第 1，第 2 給電点間のジュール発熱を考慮した式(8.1)に拡張し，さらに電流値としてパルス電流波形の実効値を用いることで，実験で得られた溶滴熱量値との良い相関が得られることを示した.

$$H_0 = \frac{\phi j_{12}}{V_m} + \left(\frac{aL_1 j_1^2}{V_m} - b_1\right) + \left(\frac{aL_2 j_{12}^2}{V_m} - b_2\right) \tag{8.1}$$

4) 二段給電式ミグ溶接プロセスに対する，溶接ワイヤ材料の影響について，実験および数値計算による検証を行った．軟鋼，ステンレス鋼，インコネル 625 の溶接ワイヤ材料では，第 2 電流の増加に伴い合計電流（アーク電流）が増加することを確認した．また，その上昇度は溶接ワイヤ材料の電気伝導度の影響を受けることを明らかにした．これらの溶接ワイヤの合計電流の上昇度は，電気伝導度が低くなると小さくなることを確認した.

5) アルミニウム溶接ワイヤでは，電気伝導度は軟鋼等より高いものの低い融点がワイヤ溶融速度を上げるため，二段給電式ミグ溶接プロセスにおける合計電流増加の効果が低くなる.

6) 二段給電式ミグ溶接プロセスに対する溶接ワイヤ材料について，第 2 電流の増加に伴い合計電流は上昇するが，本試験で電気伝導度の最も低いインコネル溶接ワイヤでは，溶滴熱量の上昇は単調増加とはならない．これは，第 2 電流印加に伴う第 1 電流の低下が大きく，第 1，第 2 給電点間での溶接ワイヤのジュール発熱の寄与分が大きく低下するためであることを明らかにした．ただしぬれ性に関しては，高電流アークによる母材の予熱効果があり，第 2 電流付加により改善することを確認した.

7) SUS308 やインコネル溶接ワイヤといった小さい電気伝導度の溶接ワイヤ材料であっても，二段給電式ミグ溶接の第 2 電流を付加することで従来型ミグ溶接よりも溶滴熱量が大きく上昇することを明らかにした．これにより本研究対象である極低温溶接構造物への適用において，従来型ミグ溶接と比べ溶接施工上有利に働くと推察した.

8) 二段給電式ミグ溶接プロセスにおける第 1, 第 2 溶接電源からの給電形式について実験的に検証した．二つの溶接電源出力を一つの給電点から供給する方法では，合計電流増加の効果がほとんどなく，二つの給電点から電流を供給する二段給電式ミグ溶

接プロセスの有効性を明らかにした.

9) 従来の二段給電式ミグ溶接とは入れ替えて，第 1 給電を定電流溶接機，第 2 給電をパルスミグ溶接機に入れ替える溶接プロセスでは，第 2 給電電流値によらず合計電流値がほぼ一定となることを確認した．また溶滴熱量の上昇も従来の二段給電式ミグ溶接プロセスと比べ低くなることを確認した．これにはパルスミグ溶接電源の定電圧特性のフィードバック電圧の要素に二段給電式ミグ溶接では給電点間の電圧降下が含まれることが影響していると推察される.

10) 溶接現象安定化に対するパルス電流波形の検討では，第 1 電流に対し疑似的にパルス幅変調制御方法を実施し，溶滴移行の周期を一定にすることで，溶滴サイズが過度に大きくなりすぎず，溶滴移行形態が安定する可能性があることを示した．しかしながら溶接ビード止端形状への改善効果は小さいことがわかった.

11) 溶接現象安定化に対し第 2 電流のパルス化を検証し，パルスベース電流値を低く抑えることによって，溶滴移行形態を安定化できることを示した．しかし第 2 電流のパルス化により溶込みを深くする効果がみられたが，ビード止端形状改善への効果は限定的であることが明らかとなった．また，純アルゴンミグ溶接の陰極点挙動の安定化については，二段給電式ミグ溶接のアーク硬直性の利用が一定の効果があることを明らかにした.

第 6 章では，これまでの二段給電式ミグ溶接プロセスの基本メカニズムの検証研究，応用研究を通して得られた知見を基に，製品への実用化を目指す際の溶接施工の基礎検討研究を行った．実用化研究の対象として，肉盛溶接，ならびに，液化水素タンクを想定した積層溶接および傾斜溶接を取り上げた．また，母材への入熱を下げる二段給電式ミグ溶接装置構造を用いた新しい溶接プロセスの検討を行った．ここで得られた結論を以下に記す.

1) 二段給電式ミグ溶接プロセスの肉盛溶接への適用検討では，インコネル溶接ワイヤを用い，二段給電式ミグ溶接の第 2 電流付加による溶込みの改善，溶接ビード止端部のぬれ性改善効果があることを示した.

2) 肉盛溶接における，溶込み形状のなべ底化には，溶滴サイズの増大に伴う母材への入熱分散効果があることが推察された.

3) 積層溶接では，二段給電式ミグ溶接の母材への熱量を増加できることの有効性を確認した．母材への入熱を増加させることで，積層溶接で発生する融合不良やビード形状不良の解消，母材上面の最終層の形状改善に大いに有効であることを確認した．また，二段給電式ミグ溶接の入熱が LNG タンク壁用母材の熱影響部における低温じん性低下に影響するほどではないと推察，結論づけた.

4) 大型の低温構造物製造の傾斜溶接線に対する二段給電式ミグ溶接の適用を検討した．二段給電式ミグ溶接において入熱をコントロールできることにより，溶融金属の表面張力を低下させることができ，極端な凸ビードを避けられることが確認できた．溶

接線の登り傾斜が 20 度までは施工可能なことが示された.

5) 第 2 溶接電源の正極と負極を入れ替えて，第 2 給電点において第 1 電流を第 2 給電チップと溶接ワイヤとに分流し，母材へのアーク入熱を低下させる新しい二段給電式溶接プロセスを検証した. 数値計算においては, 溶滴熱量を低下させることができる結果が得られた. しかしながら，溶接法実現においては，溶接ワイヤ燃え上がりに対処する溶接装置システムの開発等が必要という課題を示した.

第 7 章では，二段給電式ミグ溶接プロセスに対する将来の研究の方向性として下記を示した.

1) 実験的検証を進めるため, 溶滴移行の安定化を図るために, パルス周期を維持した溶接電源制御方法の開発.
2) 第 1, 第 2 電流を統合したパルス電流に対して溶滴移行を安定化させるパルス電流波形の最適化および制御方法の開発.
3) 二段給電式ミグ溶接プロセスの高効率施工対象への適用研究.
4) 新しい溶接プロセス実現にむけ，第 2 溶接電源の極性を反対にする溶滴熱量低減溶接プロセス実現のための装置開発.
5) 溶滴移行を考慮した数値計算の高度化.
6) 実用化に向けた研究. 第 1，第 2 給電点間距離の適用対象に適した溶接トーチ構造の開発.

以上第 4 章から第 7 章までの研究結果から二段給電式ミグ溶接プロセスの主要な溶接現象メカニズムを次にまとめる.

1) 二段給電式ミグ溶接プロセスにより，従来型ミグ溶接では一意の関係であったワイヤ送給量と溶接電流を独立して制御できる.
2) 二段給電式ミグ溶接プロセスを用いてより多くの電流を溶接ワイヤに供給することにより，溶滴の温度，保有熱量を上昇させることができる.
3) 二段給電式ミグ溶接プロセスによる溶滴温度・熱量上昇により，溶接母材への入熱も上げられ，入熱不足に伴う凸ビードやビード止端部のぬれ性改善に寄与する. また，溶込みも改善できる.

また，二段給電式ミグ溶接プロセスにおいて，第 1，第 2 給電点間および第 2 給電点から先のワイヤ突出し部における溶接ワイヤのジュール発熱の効果が重要な役割を持つことを示した. すなわち，第 1 給電と第 2 給電点間における溶接ワイヤのジュール発熱は，溶滴の保有熱量を効果的に上昇させるために作用する. 一方で，第 1，第 2 給電点間による溶接ワイヤのジュール発熱のために, ワイヤ突出し部でのワイヤ溶融速度が上昇する. これが溶滴移行形態および定電圧特性を有する第 1 溶接電源の制御に影響を与える. これらは溶接を不安定にする方向に働くため, 溶接施工の良否には，これら悪影響を溶接品質上許容でき

る範囲に抑える溶接条件のバランスが必要である.

以上，本研究における研究成果をもとに，二段給電式ミグ溶接プロセスについて次のように結論づけられた.

二段給電式ミグ溶接プロセスを採用することにより，極低温用構造物の溶接施工に対し，従来のティグ溶接や微量酸素を含むシールドガスを用いるミグ溶接と比べ，高能率で低温じん性を確保した溶接施工が可能であることを示した.

二段給電式ミグ溶接プロセスのワイヤ送給速度（溶着量）と溶接電流（母材への入熱）を独立に制御するという溶接施工上の有効性を実験および数値計算により示した.

二段給電式ミグ溶接プロセスメカニズムとして，その溶接トーチの特徴である第 1 給電点と第 2 給電点が溶接ワイヤを介して同軸上にある構造において，給電点間の溶接ワイヤのジュール発熱が，アーク電流の上昇，溶滴保有熱量，溶滴移行，パルス周期変調制御結果といった溶接現象に影響を与えることを明らかにした.

最後に二段給電式ミグ溶接プロセスの最適な適用形態を次のようになる.

1) 第 1 給電に定電圧特性パルス溶接電源，第 2 給電に定電流特性溶接電源を用いる.
2) 大きい入熱を必要とする場合は給電点間距離を離した溶接トーチ構造を採用すると効率的に電流上昇効果が得られる.

本研究により極低温用溶接構造物への純アルゴンシールドガスを用いた二段給電式ミグ溶接法の適用が促進され，製品製造における溶接の高品質化，低コスト化に貢献できるものと期待する.

謝辞

本研究は，大阪大学接合科学研究所 教授 田中 学 博士の懇切なご指導とご鞭撻を賜り遂行しえたものであり，ここに謹んで深甚なる謝意を表わします.

また，本論文をまとめるにあたり，大阪大学接合科学研究所 教授 井上 裕滋 博士，大阪大学大学院 教授 佐野 智一 博士には，有益なご教示とご討論を賜り，大変お忙しい中お時間を割いて頂いたことに深く感謝いたします.

本論文に関する研究は，大阪大学接合科学研究所と川崎重工業株式会社の共同研究として行った研究をまとめたものであります．川崎重工業株式会社 技術開発本部 フェロー 古賀 信次 博士，ものづくり推進センター 副センター長 藤本 光生 博士，ならびに，川重テクノロジー株式会社 前社長 道場 康二 博士，同社 社長 熊本 秀喜 博士，同社システム開発事業部 事業部長 村井 謙一 氏，同社同事業部生産・ロボットシステム部 部長 二之湯 秀幸 氏には，本研究を遂行する機会を与えて頂くと共に，終始ご鞭撻いただき，深く感謝いたします.

本研究の遂行および論文の執筆にあたり，特に溶接プロセスモデルの数値計算における研究の遂行にご尽力頂き，懇切なご指導を頂きました大阪大学接合科学研究所 助教 田代 真一 博士に心から感謝いたします.

本研究の実験遂行および論文執筆にあたり，多大なご協力をいただきました 川崎重工業株式会社技術開発本部ものづくり推進センター生産技術開発部第三課 課長 黒川 英朗 氏をはじめとする同部員の皆様，川重テクノロジー株式会社システム開発事業部生産・ロボットシステム部 主事 冨上 泰央 氏をはじめとする同部員の皆様には，日々の研究と業務において支えていただき，厚くお礼申し上げます.

株式会社ダイヘン溶接機事業部研究開発部 部長 恵良 哲生 博士には，有益な助言をいただくと共に，同社には二段給電式ミグ溶接電源の改造を請け負っていただき，実験を遂行できることができました．ここに心よりお礼申し上げます.

また，大阪大学接合科学研究所 田中研究室 の社会人ドクターコースでともに論文執筆に励んだ 前中 志郎 氏，迎井 直樹 氏 他，研究室の皆様にも，心の支えとなっていただいたこと深く感謝いたします.

故 瀬渡 賢 氏におかれましては，本研究の基礎を築かれましたが，筆者が通った社会人ドクターコースにおいて志半ばで逝去されたことは遺憾に堪えません．同氏が示した道筋を頼りに，遺志を引き継ぎ本研究が遂行できたことには感謝の言葉もありません.

最後に，筆者が社会人として勤務する傍ら，博士課程へ入学することを快く承諾し，どのような状況においても優しく明るい笑顔で支えてくれた筆者の家族達に，心からの敬意と感謝を捧げます.

参考文献

[1] 経済産業省 資源エネルギー庁, “平成 30 年度 エネルギーに関する年次報告書”, Jun. 07, 2019.

[2] 水素・燃料電池戦略協議会, “水素・燃料電池戦略ロードマップ ～水素社会実現に向けた産学官のアクションプラン～”, Mar. 12, 2019.

[3] 神谷 祥二, “液体水素の輸送と貯蔵”, 水素エネルギーシステム, vol. 31, no. 2, pp. 26–31, 2006.

[4] N. Kubo et al., “Development of 7%Ni-TMCP Steel Plate for LNG Storage tanks”, Q. J. Jpn. Weld. Soc., vol. 28, no. 1, pp. 130–140, 2010.

[5] 新見 健一郎 and 土田 義夫, “タンク（日本産業機械工業会 タンク部会）－LNG 貯槽の溶接施工と日本におけるものづくり力－”, 溶接学会誌, vol. 82, no. 1, pp. 46–50, 2013.

[6] 星野学, 斎藤直樹, 村岡寛英, and 佐伯修, “LNG タンク用高靭性スーパー 9 %Ni 鋼の開発”, 新日鉄技報, vol. 380, pp. 17–20, 2004.

[7] 加賀谷崇之 et al., “新 LNG タンク用鋼板”, 新日鉄住金技報, vol. 400, pp. 38–44, 2014.

[8] 仮屋崎 誠, “LNG タンク向け TMCP 型 7%Ni 鋼の性能”, 神戸製鋼技報, vol. 64, no. 1, pp. 54–57, Apr. 2014.

[9] 小溝 裕一, “NEDO プロジェクト「鉄鋼材料の革新的高強度・高機能化基盤研究開発」の概要と枠組みについて”, 溶接学会誌, vol. 78, no. 6, pp. 525–528, 2009.

[10] Horikawa K., “The Use of High Strength Steel for Civil Engineering Structures”, Tetsu--Hagane, vol. 58, no. 13, pp. 1806–1811, 1972.

[11] Kanno R., “ADVANCES IN STEEL STRUCTURES AND STEEL MATERIALS IN JAPAN”, ce/papers, vol. 1, no. 4, pp. 394–404, Dec. 2017.

[12] 溶接学会溶接法研究委員会アンケート調査委員会, 溶接法ガイドブック 6 溶接プロセス高機能化に向けた新しい展開. 2008.

[13] S. Terashima and H. K. D. H. Bhadeshia, “Changes in toughness at low oxygen concentrations in steel weld metals”, Sci. Technol. Weld. Join., vol. 11, no. 5, pp. 509–516, Sep. 2006.

[14] 伊藤 慶典, 中西 睦夫, and 小溝 裕一, “溶接金属の連続冷却変態挙動におよぼす酸素の影響 －溶接金属の組織と靭性に関する研究（第 1 報）－”, 溶接学会誌, vol. 50, no. 12, pp. 1211–1218.

[15] N. N. Potapov, “Oxtgen Effect on Low-Alloy Steel Weld Metal Properties”, Weld. Res. Suppl., vol. August 1993, pp. 367s–370s, 1993.

[16] M. Gouda, M. Takahashi, and K. Ikeuchi, “Microstructures of gas metal arc weld metal of 950 MPa class steel”, Sci. Technol. Weld. Join., vol. 10, no. 3, pp. 369–377, Jun. 2005.

[17] 都島 貞雄, 堀井 行彦, and 百合岡 信孝, “AC-MIG 狭開先溶接法の 980MPa 級高張

力鋼突合せ継手への適用", 溶接学会論文集, vol. 12, no. 1, pp. 51–57, Feb. 1994.

[18] 廖 金孫, 亀谷 博仁, 岡田 斎, and 池内 建二, "950 MPa 級高超力鋼溶接金属の組織及び靭性に関する基礎的検討", 溶接学会論文集, vol. 18, no. 3, pp. 496–506, Aug. 2000.

[19] E. A. Metzbower, J. J. DeLoach, S. H. Lalam, and H. K. D. H. Bhadeshia, "Analysis of toughness of welding alloys for high strength low alloy shipbuilding steels", Sci. Technol. Weld. Join., vol. 6, no. 6, pp. 368–374, Dec. 2001.

[20] 神谷 修, 藤田 春彦, 圓城 敏男, and 菊地 靖志, "SUS 304 MIG 溶接金属中の酸素と破壊靭性に関する研究", 溶接学会論文集, vol. 3, no. 3, pp. 574–581, Aug. 1985.

[21] 広 紀治, 阿草 一男, and 西山 昇, "SUS316L 鋼 MIG 溶接金属の低温靭性の改善", 溶接学会論文集, vol. 2, no. 3, pp. 513–520, Aug. 1984.

[22] T. Hidaka, K. Suenaga, Y. Okazaki, and H. Ishida, "Influence of Oxides on Microstructure and Notch Toughness of Weld Metal with Flux-cored Wires for High Strength Steel", Q. J. Jpn. Weld. Soc., vol. 27, no. 2, pp. 154s–157s, 2009.

[23] 堀 勝義, 渡辺 浩, 明賀 俊治, and 草野 和喜, "ワイヤ加熱にパルス電流を用いたホットワイヤ tig 溶接法の開発", 溶接学会論文集, vol. 21, no. 3, pp. 362–373, 2003.

[24] 独立行政法人新エネルギー・産業技術研究所, "平成 19 年度～平成 23 年度成果報告書 鉄鋼材料の革新的高強度・高機能化基盤研究開発." 2012.

[25] S. A. David, T. DebRoy, and J. M. Vitek, "Phenomenological Modeling of Fusion Welding Processes", MRS Bull., vol. 19, no. 1, pp. 29–35, 1994.

[26] 荻野 和巳, 野城 清, and 細井 千秋, "溶融 Fe-O-S 合金の表面張力", 鉄と鋼, vol. 69, no. 16, pp. 1989–1994, 1983.

[27] 松田 福久, 牛尾 誠夫, 才川 至孝, 丸山 裕, and 荒谷 雄, "9%Ni 鋼の共金溶接のための GMA 溶接に関する研究", 溶接学会誌, vol. 52, no. 3, pp. 306–313, 1983.

[28] 銭谷 哲, 中村 照美, 平岡 和雄, and 篠崎 賢二, "微量酸素軸流局部添加による Ar-MIG アーク溶接特性", 溶接学会論文集, vol. 25, no. 1, pp. 187–195, 2007.

[29] T. YUJI et al., "Influence of Admixture of Oxygen into Shielding Gas on Cathode Spot Behavior", 溶接学会論文集, vol. 35, no. 2, pp. 47s–50s, 2017.

[30] 泰松斉, 野城清, and 荻野和己, "溶融 Fe-O 合金の表面張力", 高温学会誌, vol. 18, no. 1, pp. p14-19, Jan. 1992.

[31] 吉川健, 山本 耕司, 田中 敏宏, and 森田 一樹, "溶融合金の表面張力に及ぼす表面活性成分の影響に関する一考察", 高温学会誌, vol. 32, no. 5, pp. 289–294, Sep. 2006.

[32] H. Fujii, T. Sato, S. Lu, and K. Nogi, "Development of an advanced A-TIG (AA-TIG) welding method by control of Marangoni convection", Mater. Sci. Eng. A, vol. 495, no. 1–2, pp. 296–303, Nov. 2008.

[33] 藤井 英俊, "A-TIG 溶接のメカニズムと AA-TIG(Advanced A-TIG)", 溶接学会誌, vol. 74, no. 3, pp. 158–163, Apr. 2005.

[34] 上園 敏郎 and 仝 紅軍, “デジタルフィルタリング処理溶接電源の mig 溶接への適用”, 溶接学会誌, vol. 76, no. 4, pp. 243–246, 2007.

[35] 中村 照美 and 平岡 和雄, “純 Ar 中での GMA 溶接を可能とする共金系 9%Ni 鋼用同軸複層ワイヤ”, 溶接学会論文集, vol. 30, no. 3, pp. 254–261, 2012.

[36] 小原昌弘, 原田雄也, and 本山輝明, “局所パルスガス添加による極低酸素 GMA 溶接の安定化”, in 溶接学会全国大会講演概要, 2015, vol. 2015s, pp. 10–11.

[37] 金丸 周平, “TIG-MIG 複合溶接法の開発－純不活性シールド MIG による高品質・高能率溶接の実現－”, WE-COM, Oct. 2014.

[38] 金丸 周平, 佐々木 智章, 佐藤 豊幸, 三島 久, 田代 真一, and 田中 学, “TIG-MIG 複合溶接法の三次元モデル数値解析”, 溶接学会論文集, vol. 30, no. 4, pp. 306–312, 2012.

[39] 金丸 周平, 佐々木 智章, 佐藤 豊幸, 三島 久, 田代 真一, and 田中 学, “三次元モデル数値解析による TIG-MIG 複合溶接法のアーク現象の考察”, 溶接学会論文集, vol. 30, no. 4, pp. 323–330, 2012.

[40] M. Tanaka, T. Tamaki, S. Tashiro, K. Nakata, T. Ohnawa, and T. Ueyama, “Characteristics of ionized gas metal arc processing”, Surf. Coat. Technol., vol. 202, no. 22, pp. 5251–5254, Aug. 2008.

[41] 玉置孝啓, “電離シールドガス流を活用する高能率クリーン MIG 溶接プロセス技術の開発”, 博士前期課程修士論文, 大阪大学大学院マテリアル生産科学専攻, 2008.

[42] 小鶴哲史, “純アルゴン雰囲気におけるガスメタルアーク溶接技術の開発に関する研究”, 博士前期課程修士論文, 大阪大学大学院マテリアル生産科学専攻, 2009.

[43] K. Günther, J. P. Bergmann, C.-H. Zhang, M. Rosenberger, and G. Notni, “Hot Wire-Assisted Gas Metal Arc Welding of Ni-Based Hardfacing The degradation behavior and distribution of fused tungsten carbides were influenced by applying an additional hot wire”, Welding Journal, vol. 97, pp. 99s-107s, April 2018.

[44] 潘慶竜, 水谷正海, 川人洋介, and 片山聖二, “高張力鋼厚板のレーザ・炭酸ガスアークハイブリッド溶接における溶込み特性”, レーザ加工学会誌, vol. 23, no. 2, pp. 153–158, 2016.

[45] 田畑穣 et al., “グローバル生産を加速させる‘ものづくり力’の高度化”, 川崎重工技報, no. 174, pp. 46–49, Jan. 2014.

[46] 和木謙治, “アーク溶接における溶融金属場の汎用可視化技術に関する研究”, 博士前期課程修士論文, 大阪大学大学院マテリアル生産科学専攻, 2008.

[47] S. B. Mamat, S. Tashiro, M. Tanaka, and M. Yusoff, “Study on factors affecting the droplet temperature in plasma MIG welding process”, J. Phys. D: Appl. Phys., vol. 51, no. 13, p. 135206, Mar. 2018.

[48] 山崎 圭 et al., “赤外線二色放射測温法による GMA 溶接の溶滴温度測定”, 溶接学会論文集, vol. 26, no. 3, pp. 214–219, 2008.

[49] 戸田要, 吉井嘉一郎, 三村晃平, 野村和史, 平田好則, and 浅井知, “三次元発光分光法を用いたミグアークプラズマの温度・金属蒸気濃度計測”, 溶接学会論文集, vol. 36, no. 1, pp. 39–48, 2018.

[50] ランカスター, 溶接アークの物理. 溶接学会溶接アーク物理委員会, 1990.

[51] G. W. H., W. X. C., and W. S. R., “Effect of Surface Convection on Stationary GTA Weld Zone Temperatures”, Weld. J., vol. 63, no. 12, pp. 376s–383s, 1984.

[52] D. M. D. Abràmoff, “Image Processing with ImageJ”, p. 7.

[53] C. A. Schneider, W. S. Rasband, and K. W. Eliceiri, “NIH Image to ImageJ: 25 years of image analysis”, Nat. Methods, vol. 9, p. 671, Jun. 2012.

[54] 安藤 弘平, 西口 公之, and 福田 和, “MIG 溶接における移行粒子の保有熱量,温度”, 溶接学会誌, vol. 36, no. 10, pp. 1117–1124, 1967.

[55] X.-S. Fu, M. Ushio, and F. Matsuda, “Melting characteristics of some steel and aluminum alloy wires in GMA welding”, vol. 12, Dec. 1983.

[56] 丸尾 大, 平田 好則, and 野田 純孝, “パルス MIG 溶接における溶滴の保有熱量と温度”, 溶接学会論文集, vol. 2, no. 4, pp. 573–578, Nov. 1984.

[57] M. J. Lu and S. KOU, “Power Inputs in Gas Metal Arc Welding of Aluminum - Part 2”, Weld. J., vol. Novmber 1989, pp. 452s–456s, 1989.

[58] 山口勉功 and 板垣乙未生, “落下型熱量計による高温熱含量測定”, 熱測定, vol. 29, no. 4, pp. 173–180, 2002.

[59] 仝 紅軍, 上山 智之, 木原 貴行, 中田 一博, and 牛尾 誠夫, “レーザ・交流パルスミグハイブリッド溶接法による薄板アルミニウム合金溶接の高速化”, 溶接学会論文集, vol. 22, no. 1, pp. 27–36, 2004.

[60] E. J. Soderstrom, K. M. Scott, and P. Mendez, “Calorimetric Measurement of Droplet Temperature in GMAW”, vol. 90, pp. 77s–84s, Apr. 2011.

[61] E. Siewert, J. Schein, and G. Forster, “Determination of enthalpy, temperature, surface tension and geometry of the material transfer in PGMAW for the system argon–iron”, J. Phys. D: Appl. Phys., vol. 46, no. 22, p. 224008, May 2013.

[62] M. Tanaka et al., “Time-dependent calculations of molten pool formation and thermal plasma with metal vapour in gas tungsten arc welding”, J. Phys. D: Appl. Phys., vol. 43, no. 43, p. 434009, Oct. 2010.

[63] M. Schnick, U. Fuessel, M. Hertel, A. Spille-Kohoff, and A. B. Murphy, “Numerical investigations of arc behaviour in gas metal arc welding using ANSYS CFX”, Front. Mater. Sci., vol. 5, no. 2, pp. 98–108, Jun. 2011.

[64] M. Hertel, A. Spille-Kohoff, U. Füssel, and M. Schnick, “Numerical simulation of droplet detachment in pulsed gas–metal arc welding including the influence of metal vapour”, J. Phys. D: Appl. Phys., vol. 46, no. 22, p. 224003, May 2013.

[65] Y. Ogino, Y. Hirata, and A. B. Murphy, “Numerical simulation of GMAW process using Ar and an Ar–CO2 gas mixture”, Weld. World, vol. 60, no. 2, pp. 345–353, Mar. 2016.

[66] 辻村 吉寛, 金丸 周平, and 田中 学, “アークプラズマを考慮した gma 溶接プロセスの動特性数値シミュレーション”, 溶接学会論文集, vol. 30, no. 1, pp. 60–67, 2012.

[67] J. Ni and H. M. Gao, “Effect of the Wire Temperature on the Weld Formation in GMAW”, Advanced Materials Research, 2013.

[68] “What is meant by wetting and how can it be used?”, TWI Technical knowledge FAQs. twi-global.com/technical-knowledge/faqs/faq-what-is-meant-by-wetting-and-how-can-it-be-used.aspx (accessed Aug. 26, 2019).

[69] E. Halmoy, “Wire melting rate, droplet temperature, and effective anode melting potential”, in Conference on Arc Physics and Weld Pool Behavior, 1979, p. 29.

[70] 丸尾 大, 平田 好則, and 野田 純孝, “パルス MIG 溶接におけるワイヤの溶融速度 ―パルスアーク溶接に関する研究（第 3 報）―”, 溶接学会論文集, vol. 3, no. 1, pp. 191–196, Feb. 1985.

[71] 住友軽金属, アルミハンドブック. 2003.

[72] 日本金属学会, 金属便覧, 5th ed. 丸善出版, 1990.

[73] 日本鉄鋼協会, 鉄鋼便覧 CD-ROM, 4th ed. 2002.

[74] ステンレス協会, ステンレス鋼便覧. 日刊工業新聞, 1995.

[75] SPECIAL METALS, “Inconel alloy 625”, www.specialmetals.com, Aug. 2013. https://www.specialmetals.com/assets/smc/documents/alloys/inconel/inconel-alloy-625.pdf (accessed Mar. 26, 2020).

[76] 松縄 朗, 山本 英幸, and 平本 誠剛, “パルスアーク溶接法”, 溶接学会誌, vol. 53, no. 6, pp. 284–322, Sep. 1984.

[77] 松田福久, 牛尾誠夫, and 田中康裕, “GMA パルス溶接の溶滴移行現象に関する研究（第一報）”, 溶接学会全国大会講演概要, Oct. 1983, vol. 33, pp. 34–35.

[78] 松田福久, 牛尾誠夫, 田中康裕, and 糸永敬治, “GMA パルス溶接の溶滴移行現象に関する研究（第二報）”, 溶接学会全国大会講演概要, Oct. 1983, vol. 33, pp. 36–37.

[79] 大嶋 健司, 安陪 稔, and 窪田 武文, “MIG パルスアーク溶接におけるアーク長のサンプル値制御”, 溶接学会誌, vol. 51, no. 8, pp. 700–707, Aug. 1982.

[80] 殖栗 成夫, 小村 宏次, and 水野 孝治, “パルスマグ溶接における溶滴移行現象”, 電気製鋼, vol. 55, no. 1, pp. 11–17, Jan. 1984.

[81] 殖栗 成夫, 田畑 要一郎, 岩田 明彦, and 水野 孝治, “パルス MAG 溶接におけるスパッタ発生現象”, 溶接学会論文集, vol. 4, no. 4, pp. 684–690, Nov. 1986.

[82] 松井 仁志 and 鈴木 弘, “高速パルス MAG 溶接におけるスパッタ発生量の低減”, 溶接学会論文集, vol. 15, no. 2, pp. 254–258, May 1997.

[83] 山本英幸, 中俣利昭, 上園敏郎, and H. Tong, “パルス溶接における安定化制御法の検討（第 1 報）”, 溶接学会全国大会講演概要, Oct. 1996, vol. 59, pp. 20–21, Accessed: May 20, 2019.

[84] 山本英幸, 中俣利昭, 上園敏郎, and H. Tong, “パルス溶接における安定化制御法の検討（第 2 報）”, 溶接学会全国大会講演概要, Sep. 1997, vol. 61, pp. 24–25, Accessed: May 20, 2019.

[85] 山本英幸, 中俣利昭, 上園敏郎, H. Tong, 牛尾誠夫, and 田中学, “パルス溶接における安定化制御法の検討（第 3 報）”, 溶接学会全国大会講演概要, Sep. 1997, vol. 61, pp. 74–75.

[86] 安藤 弘平, 西川 淳, and 井上 真, “高電流・高速 MIG 溶接における溶融池現象に関する研究”, 溶接学会誌, vol. 40, no. 4, pp. 307–311, Apr. 1971.

[87] 渡邊 之, 鈴木 元昭, 小嶋 敏文, and 平野 攻, “鋼の大電流 MIG 溶接法におけるアーク現象と溶滴移行形態”, 溶接学会誌, vol. 52, no. 2, pp. 177–185, Feb. 1983.

[88] M. Schnick, M. Hertel, U. Fuessel, and D. Uhrlandt, “Energy balance in MIG arcs”, J. Phys. D: Appl. Phys., vol. 46, no. 22, p. 224002, Jun. 2013.

[89] 門田 圭二, “GMA 溶接における溶滴移行現象のモデル解析”, 大阪大学, 2011.

[90] 荻野 陽輔 and 平田 好則, “アークプラズマを考慮した GMA 溶滴移行現象のシミュレーション”, 溶接学会論文集, vol. 33, no. 1, pp. 1–12, 2015.

[91] M. Boselli, V. Colombo, E. Ghedini, M. Gherardi, and P. Sanibondi, “Two-dimensional time-dependent modelling of fume formation in a pulsed gas metal arc welding process”, J. Phys. D: Appl. Phys., vol. 46, no. 22, p. 224006, May 2013.

[92] 丸尾 大, 平田 好則, and 野田 純孝, “パルス MIG 溶接における溶滴移行とビード形成に及ぼす電流波形の効果”, 溶接学会論文集, vol. 2, no. 1, pp. 12–18, Feb. 1984.

[93] C. S. Wu, M. A. Chen, and Y. F. Lu, “Effect of current waveforms on metal transfer in pulsed gas metal arc welding”, Meas. Sci. Technol., vol. 16, no. 12, pp. 2459–2465, Oct. 2005.

[94] P. K. Ghosh, L. Dorn, S. Kulkarni, and F. Hofmann, “Arc characteristics and behaviour of metal transfer in pulsed current GMA welding of stainless steel”, J. Mater. Process. Technol., vol. 209, no. 3, pp. 1262–1274, Feb. 2009.

[95] P. K. Ghosh, S. G. Kulkarni, M. Kumar, and H. K. Dhiman, “Pulsed Current GMAW for Superior Weld Quality of Austenitic Stainless Steel Sheet”, ISIJ Int., vol. 47, no. 1, pp. 138–145, 2007.

[96] 荒谷 雄 and 遠藤 喜重, “アルミニウム合金のパルス MIG 溶接に関する研究”, 溶接学会誌, vol. 50, no. 2, pp. 201–207, Feb. 1981.

[97] 上田 裕司 et al., “亜鉛めっき鋼板溶接におけるスパッタ低減”, 溶接学会全国大会講演概要 平成２４年度春季全国大会, 2012, pp. 96–97.

[98] 伊佐 太作, 上田 裕司, 上園 敏郎, and 高橋 憲人, “パルス GMA 溶接における最適電流波形の検討”, 溶接学会全国大会講演概要 平成２１年度秋季全国大会, 2009, pp. 42–42.

[99] 劉 忠杰, 高橋 憲人, 上山 智之, and 廣田 周吾, “サイクルパルス溶接法の開発”, presented at the 溶接学会全国大会講演概要 平成２２年度秋季全国大会, 2010, pp. 53–53.

[100] W. J. So, M. J. Kang, and D. C. Kim, “Weldability of pulse GMAW joints of 780 MPa dual-phase steel”, Arch. Mater. Sci. Eng., vol. 41, no. 1, p. 8, 2010.

[101] A. Joseph, D. Farson, D. Harwig, and R. Richardson, “Influence of GMAW-P current waveforms on heat input and weld bead shape | Request PDF”, Sci. Technol. Weld. Join., vol. 10, pp. 311–318.

[102] 仝 紅軍 and 上山 智之, “交流パルスミグ溶接における微小スパッタ及びアーク切れ問題の対策”, 溶接学会論文集, vol. 22, no. 2, pp. 240–247, 2004.

[103] 森本 勝哉, 山下 誠二, and 渡辺 大介, “液化水素貯蔵システムの開発”, 溶接学会誌, vol. 88, no. 1, pp. 56–62, 2019.

[104] 篠崎 賢二, “Fe 及び Ni 基超合金の溶接・接合”, 溶接学会誌, vol. 69, no. 5, pp. 447–464, 2000.

[105] J. Hilkes, F. Neessen, and S. Caballero, “Electrodes for Welding 9% Nickel Steel”, Weld. J., vol. 83, pp. 30–37, Jan. 2004.

[106] “Kobelco’s Welding Consumables for LNG starage Tanks Made of 9% Ni Steel”, Kobelco welding today, vol. 14, no. 2, 2011.

[107] “Q-09-04-03 LNG 貯槽に使われる９%Ni 鋼, ステンレス鋼およびアルミ合金の溶接施工について。.” http://www-it.jwes.or.jp/qa/details.jsp?pg_no=0090040030 (accessed Jun. 04, 2020).

[108] 堀田 知道, 池田 保, 伊藤 亀太郎, and 川村 浩一, “9%Ni 鋼について”, 高圧力, vol. 4, no. 1, pp. 633–644, 1966.

[109] 都島 貞雄, 藤田 治男, and 岩見 博志, “大電流 AC-MIG 溶接法の開発”, 溶接学会論文集, vol. 10, no. 1, pp. 83–88, Feb. 1992.

[110] 牛尾誠夫 and 毛文傑, “直流オープンアーク MIG/MAG 溶接におけるアークセンサの数学モデル化”, 溶接学会論文集, vol. 14, no. 1, pp. 99–107, Feb. 1996.

[111] 児玉真二, 一山靖友, 生野康之, and 馬場則光, “短絡アーク溶接プロセスのモデリングとアークセンサ制御技術への応用”, 新日鉄技報, vol. 385, pp. 64–68, 2006.

[112] 中村 照美 and 平岡 和雄, “GMA 溶接におけるワイヤ突出し部の非定常熱伝導解析”, 溶接学会論文集, vol. 20, no. 1, pp. 53–62, 2002.

[113] 荻野陽輔, 平田好則, 木花翔吾, and 新田夏規, “3 次元溶滴移行モデルによる自由移行現象解析”, 溶接学会論文集, vol. 36, no. 1, pp. 94–103, 2018.

[114] 荻野陽輔, 高部義浩, 平田好則, and 浅井知, “継手形状・溶接姿勢を考慮した 3 次元溶融池モデル”, 溶接学会論文集, vol. 35, no. 1, pp. 13–20, 2017.
[115] 山田 忠昭, 平社 敬一郎, 藤崎 洋, and 金子 保, “CO2 アーク溶接におけるコンタクトチップでの通電現象の研究”, 溶接学会論文集, vol. 2, no. 4, pp. 619–624, Nov. 1984.
[116] 清水 弘之, 横田 泰之, 伊藤 崇明, 黒川 剛志, and 牛尾 誠夫, “溶接用ソリッドワイヤのジュール発熱に関する考察”, 溶接学会論文集, vol. 23, no. 1, pp. 25–36, 2005.
[117] 清水 弘之, 伊藤 和彦, 政家 規生, 黒川 剛志, and 牛尾 誠夫, “溶接用ワイヤの送給性に関する考察”, 溶接学会論文集, vol. 23, no. 2, pp. 209–219, 2005.

本博士論文に関する著者の発表論文

【雑誌掲載原著論文】

[1] 青木篤人, 田代真一, 黒川英朗, 田中 学, “ニッケル基合金溶接材料を用いた二段給電式ミグ溶接の肉盛溶接への適用”, スマートプロセス学会誌, vol. 9, no.3, pp. 140-147, 2020.

[2] A. Aoki, S. Tashiro, H. Kurokawa and M. Tanaka, “Influence of Welding Materials of Duplex Current Feeding MIG Welding”, 溶接学会論文集, vol. 38, no. 2, pp. 16s–20s, 2020.

[3] S. Tashiro, A. Aoki, H. Kurokawa and M. Tanaka, “Numerical Prediction of Feasibility to Lower Droplet Temperature in Duplex Current Feeding MIG Welding Process”, 溶接学会論文集, vol. 38, no. 2, pp. 44s–48s, 2020.

[4] A. Aoki, S. Tashiro, H. Kurokawa and M. Tanaka, “Influence of Current Feeding Position of Duplex Current Feeding MIG Welding on Droplet Heat Quantity”, Materials, vol. 12, no. 21, p. 3590, 2019.

[5] A. Aoki, S. Tashiro, H. Kurokawa and M. Tanaka, “Development of novel MIG welding process with duplex current feeding”, Journal of Manufacturing Processes, vol. 47, pp. 74-82, 2019.

[6] 瀬渡 賢, 青木篤人, 田代真一, 田中 学, “二段給電式ミグ溶接プロセスと従来型ミグ溶接プロセスにおけるビードのぬれ性の比較検討”, スマートプロセス学会誌, vol. 6, no. 1, pp. 28-32, 2017.

[7] S. Tashiro, M. Tanaka, M. Seto and A. Aoki, “Numerical Analysis on Influence of Electrical Conductivity of Wire on Droplet Temperature in Duplex Current Feeding MIG Welding”, 溶接学会論文集, vol. 35, no. 2, pp. 51s–55s, 2017.

[8] M. Seto, M. Tanaka, S. Tashiro and A. Aoki, “Study on new GMA welding process with duplex current feeding - Influence of welding wire –”, 溶接学会論文集, vol. 35, no. 2, pp. 56s-60s, 2017.

[9] 田代真一, 瀬渡賢, 青木篤人, 田中 学, “二段給電式ミグ溶接プロセスの数値シミュレーション”, 溶接学会論文集, vol. 34, no. 4, pp. 223-230, 2016.

[10] 瀬渡 賢, 青木篤人, 田中 学, 田代真一, 恵良哲生, “二段給電式ミグ溶接プロセスの検討”, 溶接学会論文集, vol. 34, no. 2, pp. 150-157, 2016.

【国際会議発表論文】

[1] A. Aoki, S. Tashiro, H. Kurokawa and M. Tanaka, “Experimental Study on Novel MIG welding process with duplex current feeding”, Visual-JW 2019 & WSE, PT-2, Osaka, Japan, 2019.