



Title	アーク溶接の熱効率に関する研究
Author(s)	藤山, 将士
Citation	大阪大学, 2024, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.18910/98647
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

アーク溶接の熱効率に関する研究

藤山 将士

2024年3月

大阪大学大学院工学研究科

目 次

第 1 章 緒論	1
1.1 溶接施工における溶接入熱	1
1.2 アーク溶接における熱輸送	4
1.3 入熱及び熱効率の定義	5
1.4 入熱及び熱効率の測定手法	6
1.4.1 Seebeck Envelope 熱量計	8
1.4.2 水冷銅板熱量計	8
1.4.3 浸水式熱量計	10
1.4.4 銅ブロック熱量計	11
1.4.5 液体窒素熱量計	13
1.4.6 各測定方法の精度に関する検証	14
1.5 熱効率に関する過去の研究事例	17
1.5.1 実験的に測定された熱効率	19
1.5.2 数値計算により求められた熱効率	25
1.5.3 過去の熱効率測定における問題点	27
1.6 研究目的	29
1.7 論文構成	30
第 2 章 実験方法	32
2.1 諸言	32
2.2 液体窒素熱量計による熱効率測定手法	32
2.2.1 測定方法	32
2.2.2 実験装置	35
2.3 水冷銅板熱量計における熱効率測定手法	36
2.4 結言	37

第3章 熱効率の測定方法に関する妥当性検証	38
3.1 諸言	38
3.2 GTAWによる熱効率測定	38
3.3 溶接中に生じる熱損失の評価	40
3.4 溶接後に生じる熱損失の評価	44
3.4.1 母材からの熱放射による熱損失	44
3.4.2 母材落下中に生じる強制対流による熱損失	46
3.5 熱効率測定値に対する誤差の評価	49
3.6 考察	52
3.6.1 水冷銅板熱量計及び液体窒素熱量計による熱効率測定の比較	52
3.6.2 熱効率の真値	56
3.6.3 温度拡散係数で特徴づけられる実験条件	56
3.6.4 溶融池の影響	57
3.7 結言	57
第4章 溶接方法の比較による熱輸送の違いに関する考察	60
4.1 諸言	60
4.2 実験条件	61
4.3 実験結果	62
4.4 考察	67
4.4.1 溶融池から混入する鉄蒸気が熱効率に与える影響	67
4.4.2 短絡移行時におけるアークの熱放射減少及び溶滴移行	70
4.4.3 溶融池の存在によるアーク-母材間の熱輸送減少	75
4.4.4 アーク中心に鉄蒸気が混入することによるアーク熱放射の増加とジュー ル発熱の減少	77
4.5 結言	78
第5章 先行研究により測定された熱効率と本研究の比較	80
5.1 諸言	80
5.2 Christensenらとの比較	80
5.3 Smarttらとの比較	82
5.4 結言	85

第 6 章 結論	87
謝辞	92
本論文に関する著者の発表論文	93

第1章 緒論

1.1 溶接施工における溶接入熱

アーク溶接は造船, 建築, 橋梁, 自動車産業, 産業機械, パイプライン, タンク, 圧力容器における構造物製造に幅広く利用されている接合方法である。アーク溶接の接合原理は, 溶接電源から供給される電気エネルギーをアークにより熱エネルギーへと変換し, 対象金属を溶融させて接合する (Fig. 1.1)。

アーク溶接における入熱は, 完成品である構造物の強度や外観といった溶接品質を左右する要因の一つである。溶接時には熱源により接合部分を加熱することで金属を溶融するが, 接合部のみならずその近傍も局所的に加熱され, 変態点を超える温度変化を伴うと熱影響部を発生させる。熱影響部は, 溶接時の温度が 800°C から 500°C まで冷却される時間によって評価されるが¹⁾, その温度領域が維持される時間は入熱によって異なる。Fig. 1.2 は軟鋼を被覆アーク溶接で溶接した時の温度履歴を示しており¹⁾, 入熱によって熱履歴は異なり, 热影響部の大きさや性質も変わる。熱影響部は本来の金属材料の特性を変質させ, 韌性や引張強度の低下をもたらす²⁻⁶⁾。熱影響部の範囲は母材への入熱量に依存し, 溶接施工時に母材への入熱を正確に把握することは困難である。従って溶接施工時に入熱量を管理するため, 簡易的に以下の式を用いて入熱量は算出される¹⁾。

$$H = \frac{E \cdot I}{v} \times 60 \quad (1.1)$$

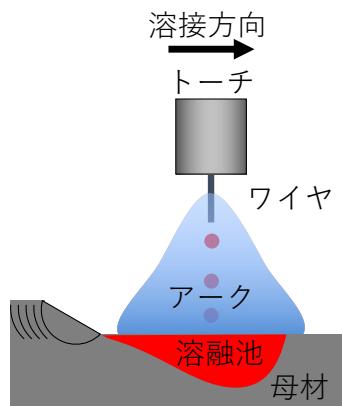


Fig. 1.1 Schematic diagram of gas metal arc welding

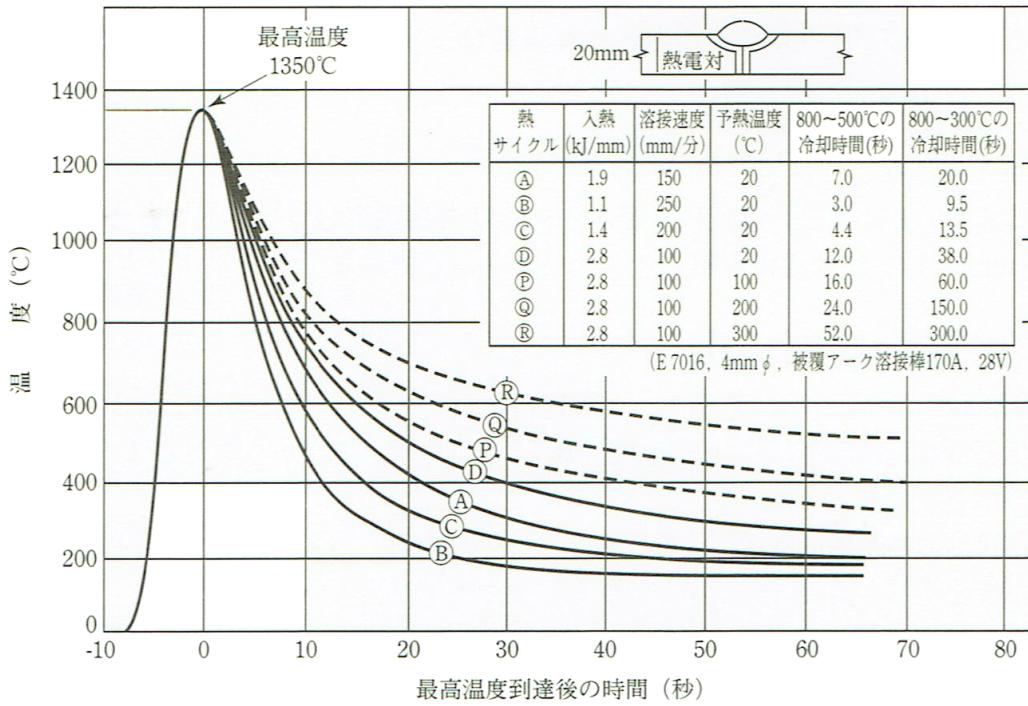


Fig. 1.2 Temperature rise in mild steel welded using shielded metal arc welding¹⁾

ここで H (J/cm) は溶接入熱, v (cm/min) は溶接速度, E (V), I (A), はそれぞれアーク電圧, 溶接電流であり, 溶接電源の出力に関する量である. 溶接用語辞典によれば, H は溶接入熱の他, 単に入熱とも定義されている⁷⁾.

また, 接合部の局所的加熱は溶接変形や残留応力を引き起こす. 母材の溶融, 凝固に伴う体積変化や母材の加熱と冷却による膨張及び収縮によって, 母材内部には降伏応力を超える応力が発生する. これらの応力によって母材は変形する. 横収縮や角変形については入熱との関係が先行研究により示されている^{8,9)}. 軟鋼の突き合わせ継手をガスマタルアーク溶接 (Gas Metal Arc Welding: GMAW) で溶接した場合の入熱と横収縮の関係を Fig. 1.3 に示す. 構造物の溶接過程の後工程において, 溶接変形は寸法違いを生み, 組み立てが困難になるなどの問題を引き起こす. 溶接変形を引き起こすのは母材への入熱と考えられるが, 式 (1.1) に示した関係式は溶接電源の投入エネルギーを以って母材への入熱としている. 溶接施工法試験を定めた日本産業規格 JIS Z 3422-1:2022¹⁰⁾ には, 衝撃試験を実施する試験片に対して入熱の上限を指定するなど, 溶接施工法試験結果を保証するための量として入熱を採用している. 施工管理上, 厳しい入熱範囲を定めることは品質保証の観点から必要なことではあるが, 入熱範囲が狭いことは溶接施工の非効率化を招く恐れがある. 例えば, 母材の表面状態や開先

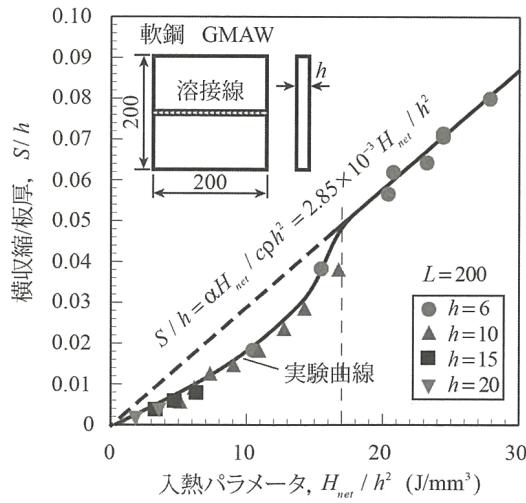


Fig. 1.3 Transverse contraction of mild steel welded using gas metal arc welding¹⁾

形状、他部材との干渉回避、人による施工のばらつきなどの要因によってはアーク電圧や溶接電流が変動する場合がある。入熱のばらつきによって規定範囲を超えた時は試験で不適合とされ、構造物の再製作や手直しが必要となることで、生産性の低下と材料の無駄を発生させる。溶接電源の出力だけではなく母材への入熱も把握した上で適正入熱範囲を指定すれば、過剰に安全を見積もる必要がなくなり、溶接工程の施工効率の向上に貢献できる。

他方で、熱効率は生産効率の向上という観点から議論されることがある。Sproesser らは、アーク溶接が地球温暖化、酸性雨、富栄養化などの環境に与える負荷を定量的に評価しようとしている¹¹⁾。2015 年の国連サミットにおいて全ての加盟国が合意した「持続可能な開発のための 2030 アジェンダ」の中で、持続可能でよりよい社会の実現を目指す世界共通の目標が掲げられ、2030 年を達成年限として 17 のゴールと 169 のターゲットが定められた¹²⁾。アジェンダで掲げられた目標の中に気候変動と持続可能な消費と生産が含まれており、工業における生産効率の向上が深く関わっている。目標達成のためには加盟各国のみならず各国の産業界をも巻き込んだ取り組みが要求されているが、第二次産業の基幹を成す溶接もその目標達成の例外ではない。溶接における生産効率向上の手段として、限られたエネルギーで無駄なく効果的に金属を溶融、接合する技術が求められ、その指標として溶融効率 (melting efficiency) と熱効率は対を成すものである¹³⁻¹⁶⁾。

1.2 アーク溶接における熱輸送

溶接におけるアークから母材への熱輸送メカニズムは溶接変形、溶融池の特性、溶融金属の組織形成に影響を与える因子であり、母材への入熱及び熱効率は重要な指標である。例えば、溶接変形のシミュレーションでは対象とする溶接条件での入熱量が溶接変形やひずみ、残留応力の計算に必要である^{17,18)}。また、溶接プロセスの現象を解明するため、アークプラズマや溶融池の流体計算が活発に行われているが、数値計算の妥当性を確認するために溶込み形状が比較されている¹⁹⁻²⁵⁾。このとき、実験的に求めた入熱量と流体計算から得られた入熱量を比較すれば計算の妥当性の裏付けの一つとなる²⁶⁻²⁹⁾。さらに、溶融金属の組織形成に関する研究においても、溶接熱が組織形成に大きな影響を及ぼすため、正確な熱効率あるいは入熱量が必要になる³⁰⁾。近年は数値計算により溶融池の形状、溶込み深さ、溶接変形を予測する技術が絶えず発達しており、アーク溶接の入熱及び熱効率は数値計算を実施する上での一つのパラメータとして実応用面でも重要性を増している²⁶⁾。

消耗電極式であるGMAWでは電極、アーク、母材の間で複雑な熱輸送経路が存在する。具体的な熱輸送経路として溶滴移行、熱放射、電子流、イオン流、溶融池内の対流、熱伝導が挙げられる。溶接ワイヤに流れる電流により生じたジュール熱は、ワイヤを溶融して溶滴を形成する。高温の溶滴はその熱と共にプラズマ気流により母材へと輸送される。高温のアークと接する母材及びワイヤには熱伝導や熱放射により熱が輸送される。電極であるワイヤから母材への熱輸送を担う媒体として溶滴、プラズマが挙げられ、特にプラズマには電子流、イオン流による熱輸送及びワイヤや母材への熱伝導が考えられる。電極、アーク、母材の間でエネルギーが授受されるメカニズムを適切に捉えるため、Yamamoto らはガスタンクステンアーク溶接 (Gas Tungsten Arc Welding: GTAW) における電極、アーク、溶融池の相互作用を考慮した統合数値シミュレーションモデルを提示し、アーク電圧が実験値と一致することを示した^{31,32)}。さらに Tsujimura らは統合数値シミュレーションモデルを GMAW へと応用し、電極、アーク、母材の間で授受される熱輸送を定量的に図式化した³³⁾。Tsujimura らによって計算された GMAW におけるエネルギーバランスの模式図を Fig. 1.4 に示す。Tsujimura らの数値計算では、シールドガスをアルゴン、溶接電流 280 A、母材をステンレス鋼とした場合、溶接電源から投入されるエネルギーの内、59%が母材へと輸送されている。つまり、電極、アーク及び溶融池の間で複雑な相互作用を経た結果、溶接施工で計算される溶接入熱と母材へ輸送される熱は大きく異なる。

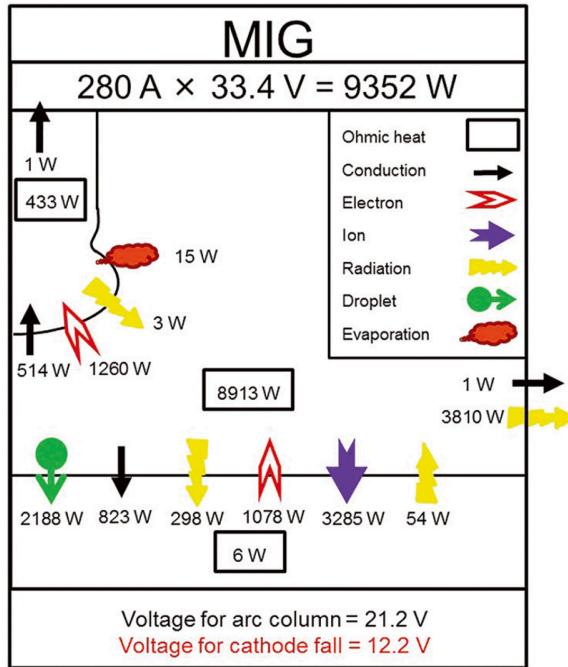


Fig. 1.4 Energy balance in gas metal arc welding³³⁾

1.3 入熱及び熱効率の定義

具体的な測定方法の調査を実施する前に、入熱及び熱効率を定義する。入熱及び熱効率は、研究対象あるいは実応用の場面で定義が異なる。例えば、溶接用語辞典では母材へ与えられる熱量を実効入熱と定義している。以下に計算式を抜粋する⁷⁾。

$$Q_1 = E_1 \eta \quad (1.2)$$

E_1 : 単位長さ当たりの投入熱量 (J/m) = IU/v

I : 溶接電流 (A)

U : 溶接電圧 (V)

v : 溶接速度 (m/s)

η : 熱効率 (JIS Z 3001)

この定義に基けば、投入熱量は溶接電源から出力される溶接電流、溶接電圧の平均値から熱効率を算出することになる。しかしながら、今日の溶接電源はスパッタの低減、溶接品質の向上、小入熱化などを目的として溶接電流やアーク電圧をマイクロ秒の時間で制御しており³⁴⁾、溶接電源からの投入エネルギーを平均電流及び電圧で評価するのは必ずしも正確とは

言えない。Pépe らは以上の点を考慮して以下のように熱効率を定義した³⁵⁾。

$$\eta = \frac{Q_{\text{weld}}}{Q_{\text{total}}} \quad (1.3)$$

ここで、 Q_{weld} (J) は母材に輸送された熱量、 Q_{total} (J) は溶接電源がアーク溶接に要したエネルギー量である。更に Q_{total} は溶接電源が output するアーク電圧と溶接電流を測定することで求められ、以下の式で計算される。

$$Q_{\text{total}} = \int_0^{t_{\text{weld}}} |V(t) \cdot I(t)| dt \quad (1.4)$$

ここで、 $V(t)$ (V) は溶接電源の出力電圧、 $I(t)$ (A) はアーク電流、 t_{weld} (s) は溶接時間である。本論文では投入エネルギー及び母材への入熱に対して正確さを期すため Pépe らと同様の定義を採用する。

1.4 入熱及び熱効率の測定手法

熱効率の測定に使用される熱量計として水冷銅板熱量計³⁶⁻³⁹⁾、水を媒質とした浸水式熱量計^{40,41)}、銅ブロックを媒質とした熱量計⁴²⁾、液体窒素熱量計³⁵⁾が挙げられ⁴³⁾、各測定方法に関して測定精度を検証する研究が行われている。例えば水冷銅板熱量計や液体窒素熱量計について、測定条件が入熱や熱効率の測定精度に及ぼす影響が実験的に検証されている^{44,45)}。また、Pépe らは GMAW の溶接条件が熱効率に与える影響を測定している³⁵⁾。Silkström らは熱効率の測定に当たり 15 名の測定者による測定値の測定誤差を評価した⁴⁶⁾。アークから母材への熱輸送についてもアーク及び溶融池の数値シミュレーションが行われ^{26,28,47-49)}、熱輸送経路が模式化されている。複数存在する測定手法に対して、Stenbacka らは 1955 年から 2011 年の間に報告されたアーク溶接の入熱及び熱効率の測定方法について総括している⁵⁰⁾。その中で、入熱及び熱効率の測定方法を直接測定と間接測定に分類している。間接測定とは、溶接中あるいは溶接後の試験片の温度分布や溶込み形状などを測定し、理論モデルを用いた有限要素法等による数値解析を実施して試験片への入熱量を算出する方法である^{51,52)}。間接測定の例として、Rosenthal の点熱源モデルから導出される母材の温度分布⁵³⁾から入熱量を推定した測定が挙げられる^{54,55)}。複数の熱電対を母材に埋め込んで固定点での温度を計測し、その温度を Rosenthal の導出した母材温度分布に代入して点熱源が母材に与える熱量を逆算する手法である。Dutta らは溶接中に溶融池の形状をリアルタイムで測定し、溶融池の形状を境界条件に設定して熱伝導方程式を有限要素法で数値計算し、母材への入熱を算出した⁵⁶⁾。間接測定において理論モデルや仮定を入熱及び熱効率の計算に適用しなければならないが、妥

妥当性について注意が必要である。Giedt らは点熱源モデルを適用した間接測定と熱量計による直接測定の結果を比較したが、間接測定による熱効率は熱量計による熱効率の 30%以上小さいと結論付けた¹⁴⁾。間接測定は、試験片への入熱分布を計算できる利点がある一方、実際の数値解析では境界条件などの仮定を行う必要があり、それらの仮定が入熱量計算の精度に大きな影響を与える。点熱源モデルよりも現実に即した入熱及び熱効率を求めるため、熱源モデルの改良がされている。Eager と Tsai はガウス分布を仮定した熱源を使用し、実験的に観測される溶融池形状を模擬する母材内部の温度分布を計算した^{57,58)}。近年においても熱源モデルの改良が試みられているものの⁵⁹⁾、依然としてその精度は高くなく、熱源モデルの妥当性の検証が必要である。

対して直接測定とは、溶接後の試験片を熱量計に投入し、冷媒の温度変化から入熱及び熱効率を測定する方法である。直接測定に分類される測定方法として、水冷銅板による熱量測定や浸水式熱量測定がよく知られている。熱量計による直接測定は特定の理論モデルや仮定を使わずに入熱及び熱効率を計算でき、間接測定に比べて結果の解釈が容易である。他にも、入熱量の計算に複雑な数値計算を行う必要がないことが長所であるが、試験片に投入された入熱の総量を測定するため、入熱分布は測定できない短所もある。本論文では、まだ不完全な理論モデルをベースとする間接測定よりも、理論モデルに関する事前検証を多く要しない直接測定を中心に説明する。

熱効率測定に使用される熱量計は冷媒の種類や装置の構成によって様々である。熱効率測定でよく用いられる熱量計は水冷銅板熱量計である^{37), 38)}。銅の母材に冷却水が通過する水路が設けられ、水冷銅板上にアーカを点弧し、冷却水の温度上昇から入熱量を計算する方法である。この方法は定常状態を仮定した測定方法であり、溶加材を使用しない GTAW などの準定常的な溶接に適用できる方法である。温度差を測定する時間は温度計の偶然誤差を無視できる程度に長く取ることができ、算出される熱効率も安定した値を取る。しかしながら、水冷銅板での測定は溶接トーチの動きが制限され、通常は水冷銅板の中央直上に固定される。浸水式熱量測定は、溶接後の母材を断熱材で覆われた水に投入し、水の温度上昇から入熱量を測定する方法である。この方法は水冷銅板上に点弧した GTAW のような準定常的な溶接だけではなく、溶加材を用いた GTAW や GMAW にも適用できる。Giedt らは溶接トーチの動きに制限のない“Seebeck Envelope”熱量計により熱効率を測定した¹⁴⁾。他方、Smartt らは液体窒素の蒸発潜熱を利用した熱量測定方法を導入した⁶⁰⁾。この方法では、溶接された母材を液体窒素に投入し、液体窒素の蒸発量を測定することで、液体窒素が蒸発する際に母材から奪った熱量を計算する。Smartt らによる測定以来、液体窒素熱量計が熱効率測定に使用

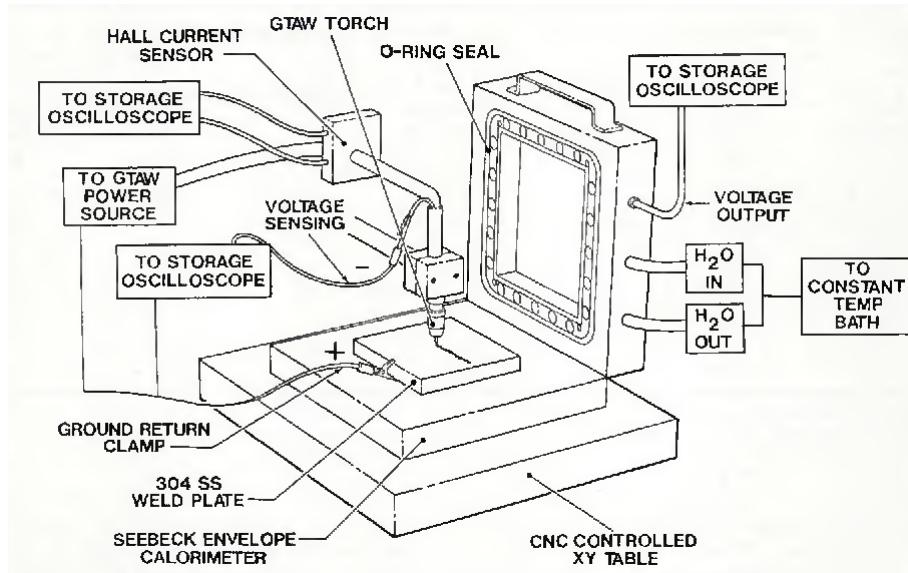


Fig. 1.5 Schematic diagram of Seebeck Envelope calorimeter¹⁴⁾

され始めた。この測定方法では浸水式熱量測定や Seebeck Envelope 熱量計と同じく GTAW, GMAW の入熱量を測定することができる。

以下の節では、直接測定に分類される熱効率測定方法及び測定結果の論文を調査し、各測定法の特徴と課題を整理する。また液体窒素による熱量測定について、測定の系統誤差を体系的にまとめた論文をもとに、測定精度向上の手法を議論する。

1.4.1 Seebeck Envelope 熱量計

熱量計はアタッシュケースのように蓋のついた箱形状であり、全六面に冷却水が循環する構造である (Fig. 1.5)。母材は熱量計に据え付けられた状態である。溶接が完了すると同時にトーチは熱量計から引き下げられ、母材に投入された熱が逃げないように母材は熱量計内に閉じ込められる。母材が溶接前の室温に達するまで循環水で冷却し続け、その間冷却水の温度を測定する。循環水の温度変化と熱量計の熱容量の積を取り、要した冷却時間に亘って積分すると、母材から放出された熱量が求まる。なお、測定が完了するまで六時間程度要する。

1.4.2 水冷銅板熱量計

Hiraoka らは、DCEN (Direct Current Electrode Negative) 極性時の GTAW について、アーク点弧中の電極への入熱量を測定するため、水冷銅板を用いた入熱測定を実施した³⁷⁾。実験装置の概要を Fig. 1.6 に示す。陽極に水冷銅板を用いており、冷却水の供給側と排出側に測温センサを設置している。アークを点弧し、測温センサの測定温度が安定した後、冷却

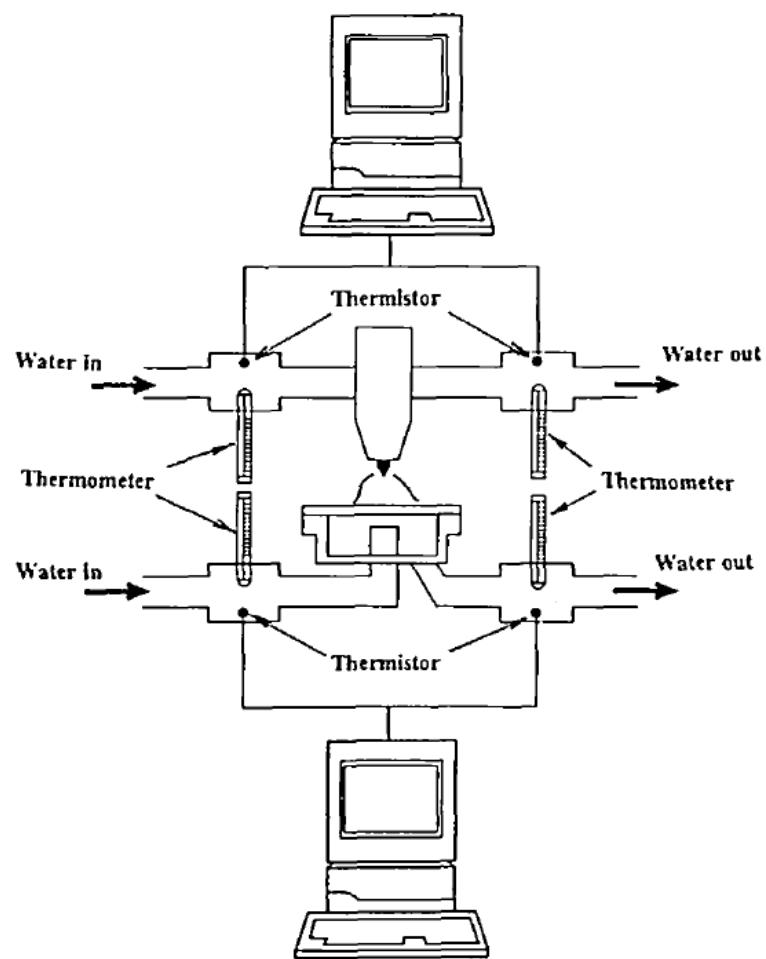


Fig. 1.6 Schematic diagram of heat input measurement with water-cooled copper³⁷⁾

前後の水温差を測定すると、 t_{weld} の間に冷却水が銅板から吸収した熱量が冷却水の流量と水の比熱から計算される。

$$Q_{\text{weld}} = \int_0^{t_{\text{weld}}} c_{\text{water}} q_{\text{water}} \Delta T dt \quad (1.5)$$

ここで、 c_{water} (J/(kg·K)) は水の比熱、 q_{water} (kg/s) は冷却水の流量、 ΔT (K) は冷却水の冷却前と冷却後の水温差である。なお、 Q_{weld} を測定する初期時間は、 ΔT の値が安定した後の時間とする。

この測定方法は、溶着金属が母材に移行しない GTAW やプラズマアーク溶接などに適用可能である。また銅の熱伝導率が軟鋼やステンレス鋼等と比較して大きいため、アークからの熱が冷却水に伝わりやすく、母材が溶融しない。即ち、母材溶融に伴う金属蒸気の混入がなく、溶融池が存在する場合と比較して単純な熱輸送機構における入熱及び熱効率が測定される。一方、溶加材を使用した GTAW や消耗電極式の GMAW の熱効率測定に水冷銅板熱量計を適用すると、溶着金属が母材の一点へ輸送され続けるために定常的な測定ができない。その場合は次に説明する浸水式熱量計等を採用する必要がある。

1.4.3 浸水式熱量計

Haelsig らは、水を冷媒とした熱量計を用いて GTAW 及び GMAW による母材への入熱量を測定した^{40,61)}。この測定手法を浸水式熱量計と呼び、測定装置の概要を Fig. 1.7 に示す。熱量計は冷却水用タンク及びポンプと断熱容器からなる。断熱容器には冷却水が入れてあり、冷却水中に熱電対が複数点設置されている。これは、母材溶接後に冷却水の温度変化を測定するためである。

Haelsig らの実験装置の特長は、試験片が地面に対して水平から角度をつけて設置されている点である。溶接の進行に合わせて冷却水の水位を上昇させ、溶接中でも試験片を浸水させることができる。この特長により、溶接後に空気中へ放熱される時間を極力短くし、熱損失を防止している。入熱量は式 (1.6) により計算する。

$$Q_{\text{weld}} = C_{\text{water}} \Delta T \quad (1.6)$$

ここで、 C_{water} (J/K) は冷却水の熱容量、 ΔT (K) は溶接前後における冷却水の温度差である。

一方、Bosworth は浸水式熱量計を用いて、GMAW の溶接姿勢、母材形状、溶接電流 (ワイヤ送給速度)、シールドガス組成の違いによる熱効率の変化を測定している⁶²⁾。その際、溶接完了直後から熱効率測定の間に生じる熱損失を次の方法で除去し、熱効率を測定している。溶接により母材に投入された熱は放熱により減少し、時刻 t における母材に残存する熱量は

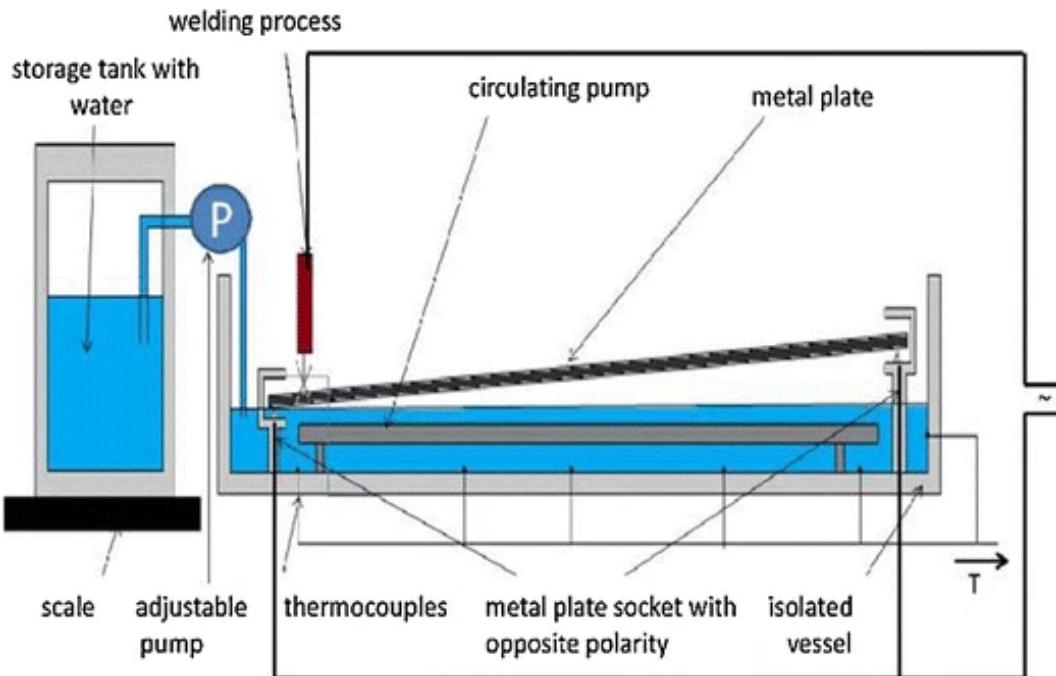


Fig. 1.7 Schematic diagram of heat input measurement with water calorimeter⁴⁰⁾

熱伝導方程式から以下の式で表される。

$$H_W(t) = H_W^0 e^{-Bt} \quad (1.7)$$

ここで H_W^0 (J) は溶接直後における母材に投入された熱量, B (1/s) は放熱による熱損失の時間スケールの逆数を表す定数である。Bosworth は、溶接直後から 10 秒後, 20 秒後, 30 秒後, 60 秒後に入熱量を測定し, 定数 B を求めた。そして, 溶接直後から熱量計に母材を投入するまでの時間と入熱量を式 (1.7) へ値を代入することで, 热損失の影響を除外した入熱量を算出することを可能とした。

1.4.4 銅ブロック熱量計

Pépe らは銅ブロックへの熱伝導を利用した入熱測定を DCEP (Direct Current Electrode Positive) 極性の GMAW に適用した³⁵⁾。Fig. 1.8 に Pépe らが入熱測定に使用した実験装置を示す。Fig. 1.8 において (a) は母材の開先断面形状, (b) は入熱測定部分, (c) は溶接中における装置の動作状態を表す。 (b) において, 銅ブロックに母材をねじで固定し, 母材への入熱を接触により銅ブロックに伝える。入熱測定するための銅ブロックには, 温度測定に使用する熱電対を取り付ける穴が開いている。測定中の熱損失を防ぐため, 銅ブロックは断熱材 (発砲スチロール) で囲うように設置されている。また, 热放射による熱の損失を防ぐため, 断

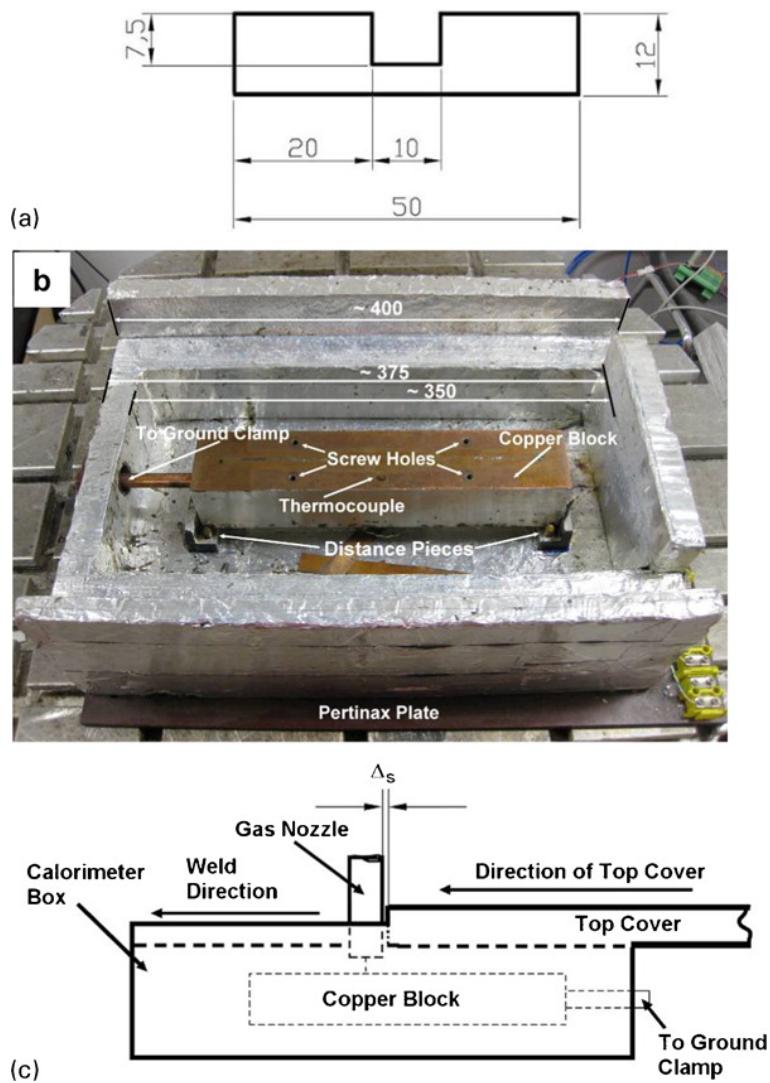


Fig. 1.8 Schematic diagram of heat input measurement with water-cooled calorimeter⁶³⁾

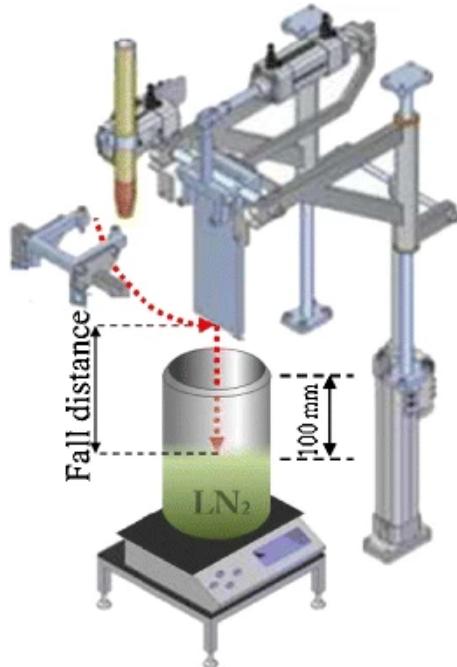


Fig. 1.9 Schematic diagram of heat input measurement with liquid nitrogen calorimeter⁶³⁾

熱材の表面にアルミホイルを貼り付け、放射熱を反射させることで銅ブロックに熱を戻す仕組みとなっている。溶接中も熱損失を極力防ぐため、溶接トーチの移動に合わせて上面を断熱材の蓋で徐々に覆う。入熱量は式 (1.8) により計算する。

$$Q_{\text{weld}} = C_{\text{copper}} \Delta T \quad (1.8)$$

ここで、 C_{copper} (J/K) は銅の熱容量、 ΔT (K) は溶接前後における銅ブロックの温度差である。

1.4.5 液体窒素熱量計

銅ブロックによる熱量測定以外に、Pépe らは液体窒素による熱量測定を実施している⁶³⁾。実験装置の概要を Fig. 1.9 に示す。実験装置は、溶接母材の冷却材である液体窒素、液体窒素の蒸発量を測定する質量計、母材を固定し、溶接後に母材をデュワーへ投入する移動式自動クランプで構成される。なお、溶接後の母材から自動クランプへ熱が拡散するのを抑えるため、クランプの母材接触面が可能な限り小さくなるよう設計されている。

入熱量の測定時に、溶接後に母材を液体窒素のデュワーに投入するが、投入直前の液体窒素の質量を測定する。母材を液体窒素のデュワーへ投入すると、母材から液体窒素へ熱が輸送され、液体窒素が激しく沸騰する。母材が冷却されて液体窒素の沸点 (-195.79 °C すなわち 77.36 K) と同じ温度になると液体窒素の沸騰が収まるので、その時の液体窒素の質量を測定

する。液体窒素の蒸発潜熱を L_v (K/kg), 蒸発した液体窒素の質量を Δm_{WT} (kg) とすると, 母材を溶接直後の温度から液体窒素の沸点まで冷却するのに母材が奪われた熱量 Q_{WT} (J) は,

$$Q_{WT} = \Delta m_{WT} L_v \quad (1.9)$$

で表される。一方, 測定したいのは試験片が室温から溶接直後の温度に達するまでに母材に投入された熱量であるため, Q_{WT} から室温から液体窒素の沸点まで冷却するのに母材が奪われた熱量 Q_{RT} (J) を差し引く必要がある。そこで, Q_{WT} を測定した後の母材を室温へ曝し, 再度同様の測定を実施することで Q_{RT} は求められる。

$$Q_{RT} = \Delta m_{RT} L_v \quad (1.10)$$

ここで, Δm_{RT} は母材を室温から液体窒素の沸点まで冷却した際に蒸発した液体窒素の質量である。式 (1.9) から式 (1.10) を差し引くことで, アーク溶接により母材に投入された熱量が計算される。

$$Q_{weld} = (\Delta m_{WT} - \Delta m_{RT}) \cdot L_v \quad (1.11)$$

1.4.6 各測定方法の精度に関する検証

これまで熱効率の測定方法について記載したが, いずれの方法も母材からの熱損失が発生していることは想像に難くない。例えば, 溶接中及び直後の母材は室温や固定治具と比較して高温であるため, 熱放射や母材の固定治具及び大気との熱伝導によって熱損失が生じている。したがって, 精度の低い測定方法は真値より低い熱効率が測定されると考えられる。Liskevych らは GMAW の熱効率を測定し, 熱損失に影響を与える溶接長, 液体窒素へ母材を投入する際の落下高さ, 母材の寸法の影響を調べ, 実験的に熱損失を補正しようとした⁴⁴⁾。

また, Pépe らは銅ブロック熱量計と液体窒素熱量計を比較し, 測定精度を確認した³⁵⁾。Pépe らは異なる溶接電源及び溶接プロセスにおける熱効率を, 銅ブロック熱量計と液体窒素熱量計で測定して精度を比較している。Fig. 1.10 は Pépe らによる熱効率の測定結果であり, 図中の表記の意味を Table 1.1 に記す。

溶接条件が同一で熱効率の測定結果を比較できるのは “CMT BOP IB” と “CMT BOP LN” であり, 測定結果はそれぞれ 81% と 88% であった。この結果より, 熱損失の観点では銅ブロックによる測定と比較して液体窒素による熱量測定は精度が良いと推測される。一方, 測定ごとのばらつきに関して, 銅ブロックによる熱効率測定の誤差は $\pm 1.5\%$ 以下, 液体窒素による熱効率測定の測定誤差は $\pm 8\%$ であり, 液体窒素による入熱測定は測定ごとのばらつきが課題である。

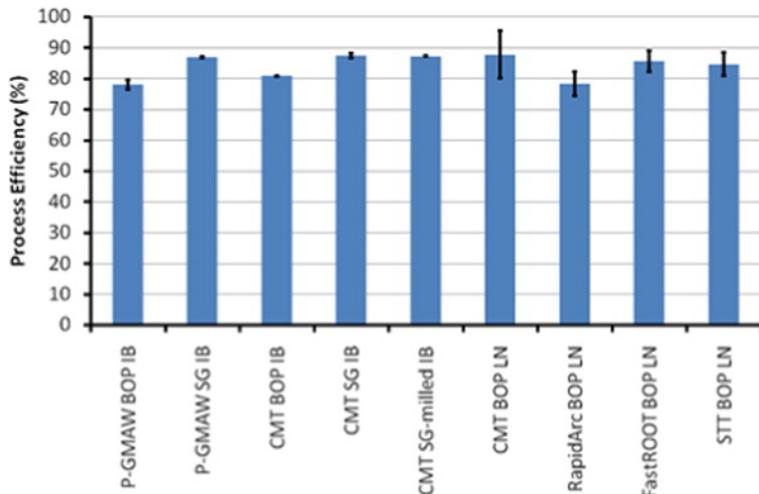


Fig. 1.10 Comparison of process efficiencies measured in different measurement methods³⁵⁾

Table 1.1 Definition of labels in Fig. 1.10

溶接法	P-GMAW	標準的な直流パルス GMAW (詳細不明)
	CMT	フローニアス社製 Cold Metal Transfer 溶接
	RapidArc	リンカーン社製 GMAW 溶接機 “RapidArc” による溶接
	FastROOT	Kemppi 社製 GMAW 溶接機 “FastROOT” による溶接
	STT	リンカーン社製 Surface Tension Transfer 溶接
母材形状	BOP	平板上での溶接
	SG	狭開先を模擬した平板上での溶接 (Fig. 1.8(a) を参照)
測定法	IB	銅ブロックによる入熱測定
	LN	液体窒素による入熱測定

Liskevych らは測定ごとのばらつきの要因を特定するため、測定条件を変更して体系的にばらつきの要因を検証した⁴⁴⁾。Liskevych らは、ばらつきの要因に

1. 液体窒素へ母材を投入する際の作業者の影響
2. 溶接長の影響
3. 試験片（母材）の大きさが及ぼす影響

を挙げている。

1について、母材を液体窒素に投入する際の母材の運搬軌道や投入までの時間により、熱損失の大きさが変わることに起因する。Liskevych らは母材を液体窒素に投入する作業を自動化することで測定値のばらつきが小さくなると指摘している。**2**について、溶接ビード長が長くなれば溶接開始から液体窒素へ母材を投入するまでの時間が長くなり、ビード長に比例して熱損失が増加する。**3**について、Liskevych らは溶接プロセスを比較する際には無限に大きい母材を溶接したときの熱効率を測定することが理想としているが、実際は有限サイズの母材で熱効率を測定することになる。無限に大きい母材では熱伝導によりアークが接触する部分の熱が拡散し、アーク近傍の母材は冷却される。一方、母材が有限サイズの場合、アーク近傍の熱は無限遠に拡散されないため、アーク近傍の母材は無限サイズの場合よりも温度が上がる。Fourier の法則によると熱流束 q (W/m²) は温度場 T (K) の勾配に比例する⁶⁴⁾。

$$q = -\kappa \nabla T \quad (1.12)$$

ここで κ (W/(m·K)) は熱伝導率である。母材の温度が上がりやすい有限サイズの母材における熱効率は小さく測定されることが予想される。

Liskevych らは、**2**に起因する熱損失の影響を考察するため、GMAW における溶接長を変化させて入熱量を測定した (Fig. 1.11)。溶接長が長くなるにつれ、母材への入熱量が小さくなる傾向がみられる。Fig. 1.11において、仮想的に溶接長を 0 にした場合、溶接中における熱放射や熱伝導による熱損失が 0 になると考えられる。そこで Liskevych らは溶接長を変えて入熱量を測定し、溶接長が 0 となる点を外挿したときの入熱量を、溶接中の熱損失を除外した値としている。溶接長を仮想的に 0 としたときの入熱量を外挿により求める手法を用いて、Liskevych らは以下の影響を調べた。

1. 母材を液体窒素に投入する際の落下距離
2. 母材の厚さ

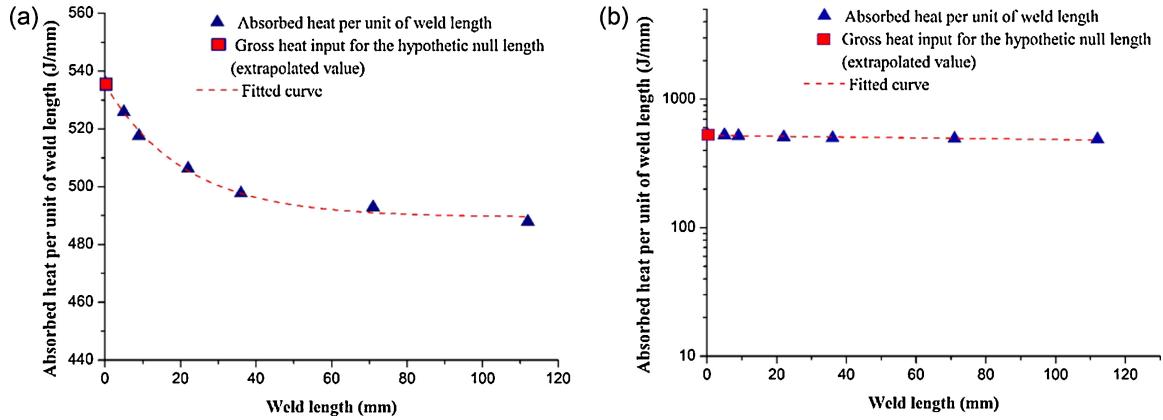


Fig. 1.11 Representation of the extrapolation of the absorbed heat per unit of length from welds at different lengths, reaching the gross heat input (when weld length is tending to zero): (a) the fitted curve showing a natural exponential “e” behavior; (b), the same curve after a log-linearization⁶³⁾.

3. 母材の幅

4. 母材端から溶接開始点までの距離

Liskevych らの論文では上記の全てを実験的に検証しているが、本節では母材を液体窒素に投入する際の落下高さの影響を中心に取り上げる。Fig. 1.9 において落下高さを 550 mm, 445 mm, 420 mm, 395 mm の四通り想定し、溶接長を変えて測定した入熱量を Fig. 1.12 に示す。溶接長を仮想的に 0 とした入熱量は、落下高さが小さくなるにつれ大きくなる傾向が見られる。その傾向を落下高さの関数としてプロットしたものが Fig. 1.13 であり、落下高さを仮想的に 0 mm としたときの値が求まる。この時、指數関数による曲線回帰を行うと、明らかに誤った入熱量が算出される。この問題を回避するため、片対数プロットを施した上で線形回帰すると、尤もらしい値が算出される。この値を採用することで、Liskevych らは落下高さの影響を除外した。

1.5 熱効率に関する過去の研究事例

熱効率の測定には半世紀以上にわたる長い歴史があり、既出の GTAW と GMAW の他、プラズマアーク溶接、被覆アーク溶接、サブマージアーク溶接等で測定が行われている⁶⁵⁻⁶⁹⁾。溶接・接合技術総論ではアーク溶接における熱効率の代表値が Fig. 1.14 のように記載されている¹⁾。母材への入熱量を知るため、熱量計などを用いて実験的な測定が過去に行われてい

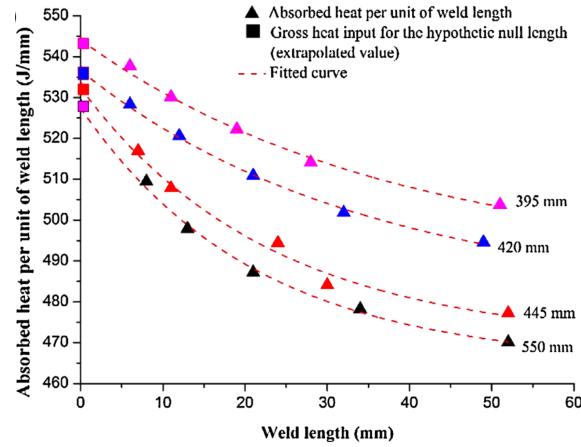


Fig. 1.12 Heat absorbed by the test plate from welds at different lengths for various test plate fall distances and respective curve fittings: the fitted curves showing a natural exponential “e” behavior⁴⁴⁾.

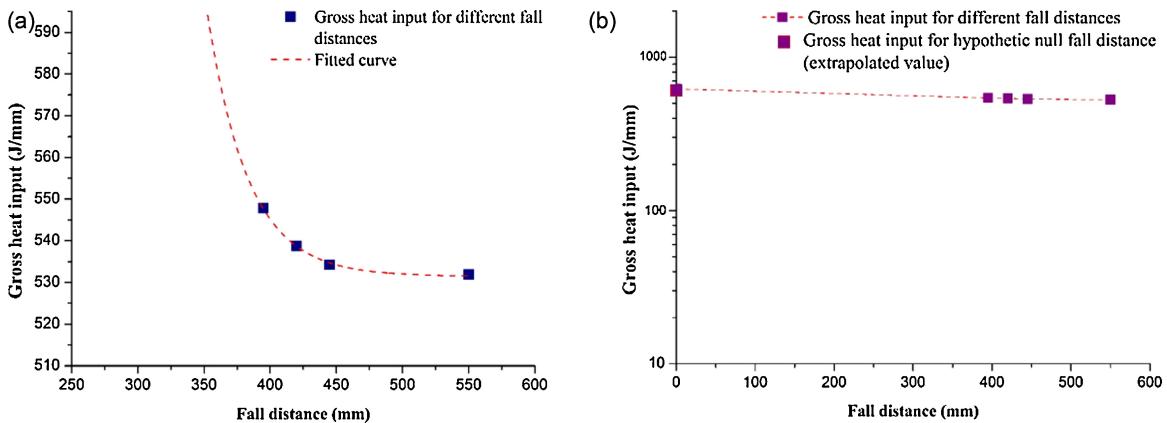


Fig. 1.13 Extrapolation of the gross heat input values from different test plate fall distances to the fall distance equal zero (gross heat input free from bead length and elapsed time-trajectory errors): (a) the fitted curve showing a natural exponential “e” behavior; (b) the same curve after a log-linearization⁶³⁾.

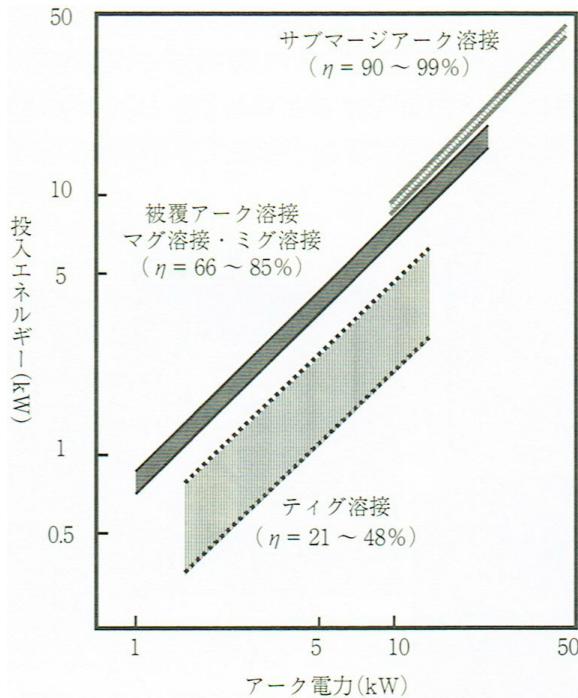


Fig. 1.14 Arc efficiencies of various welding methods¹⁾

る。また、実験的測定では母材への正味の入熱は測定できても熱輸送プロセスを定量的に知る手段は極めて限られている。アーケから母材への熱輸送プロセスを詳しく知るため、電極、アーケ、母材の熱輸送を数値解析的に求める研究が活発に行われている。実験的に測定された熱効率及び数値計算により求められた熱効率を本節で紹介し、熱効率の値とその測定方法に対して問題提起する。

1.5.1 実験的に測定された熱効率

Hiraoka らはアーケ長ごとの GTAW の熱効率を水冷銅板熱量計により測定しており³⁷⁾、その結果を Fig. 1.15 に示す。また、Smartt らは液体窒素熱量計を用いて円形銅板及びステンレス鋼 (SUS304) を陽極として、GTAW の溶接条件と熱効率の関係を測定した⁶⁰⁾。標準とする溶接条件を Table 1.2 に示す。標準とする溶接条件に対して、溶接電流、アーケ電圧、電極先端角、陰極の突き出し、アーケ点弧時間、シールドガス組成、シールドガス流量を変えた時の熱効率を Fig. 1.16(a) から (g) に示す。

Smartt らの測定結果について、測定したアーケ電圧と熱効率の関係 (Fig. 1.16(b)) に着目すると、Hiraoka らの結果と同様にアーケ電圧の増加に伴い熱効率が減少していた。一方で、Ushio らは水冷銅板上にガスタンクスステンアーケを照射した時の、母材表面におけるアーケ

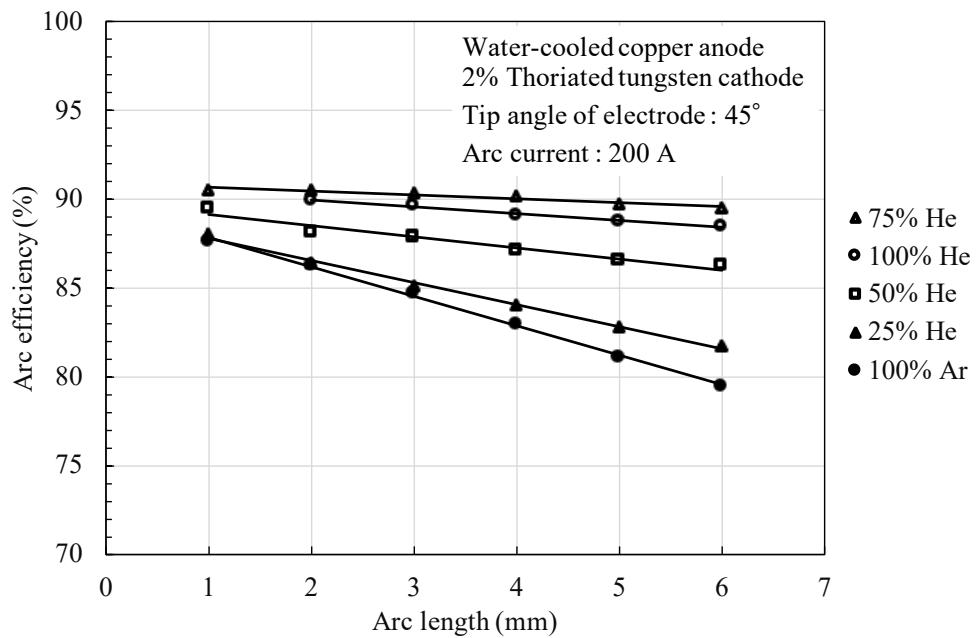
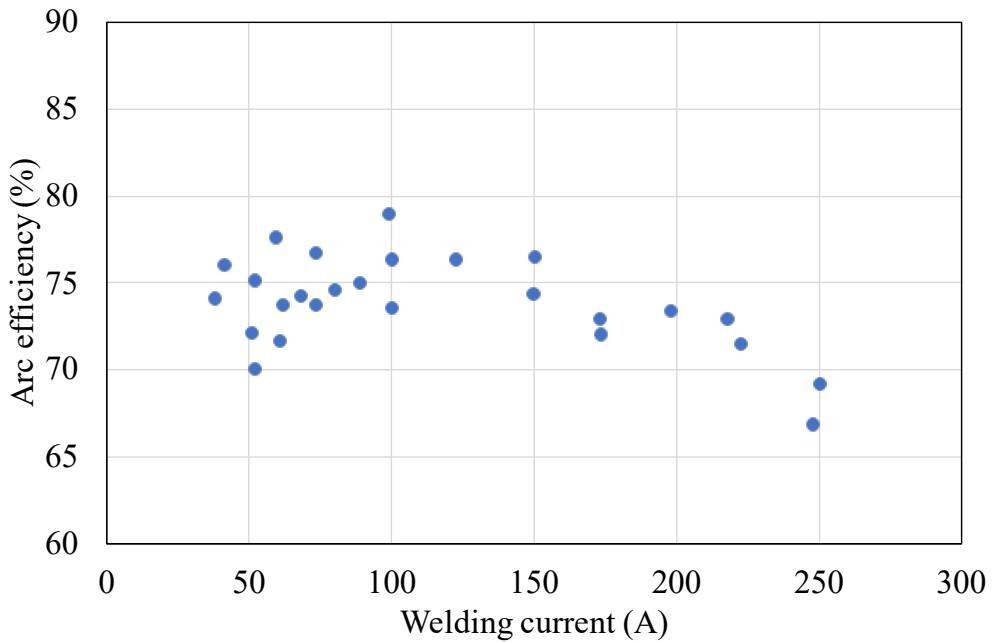


Fig. 1.15 Anode thermal efficiency as a function of arc length in argon-helium mixed gas arcs³⁷⁾

Table 1.2 Standard measuring condition of Smartt *et al.*⁶⁰⁾

Condition	Value
Welding current	100 A
Arc voltage	10 V
Arc time	30 s
Accumulated power input	30,000 J
Electrode diameter	3.175 mm
Electrode truncation	0.5 mm
Electrode tip angle	30°
Electrode type	EWTh-2
Shielding gas	100% Ar
Shielding gas flow rate	12 L/min
Anode material	SUS304

(a)



(b)

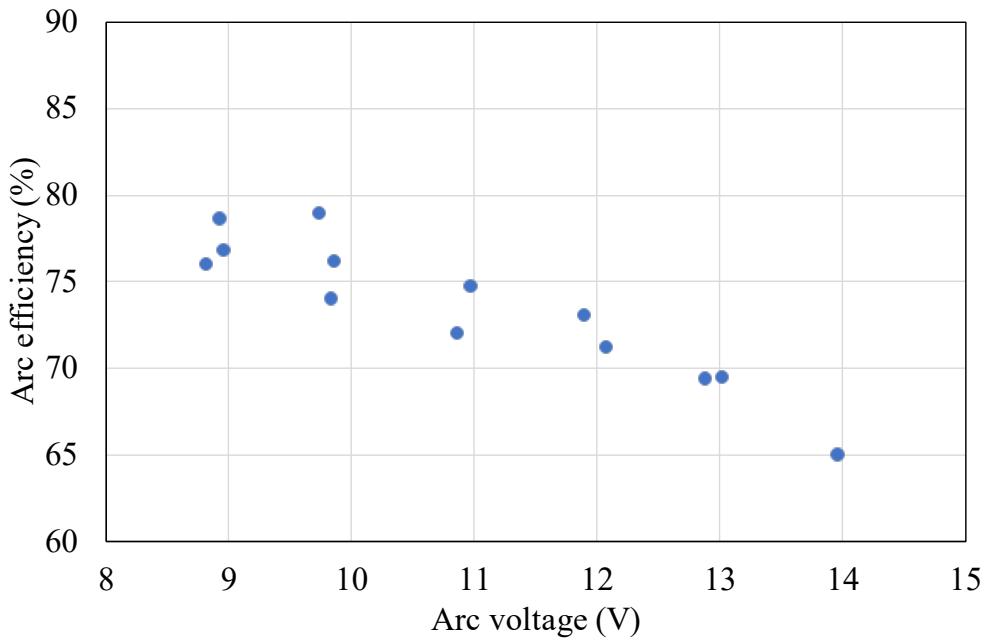


Fig. 1.16 Welding parameter and arc efficiency measured by Smartt *et al.*⁶⁰

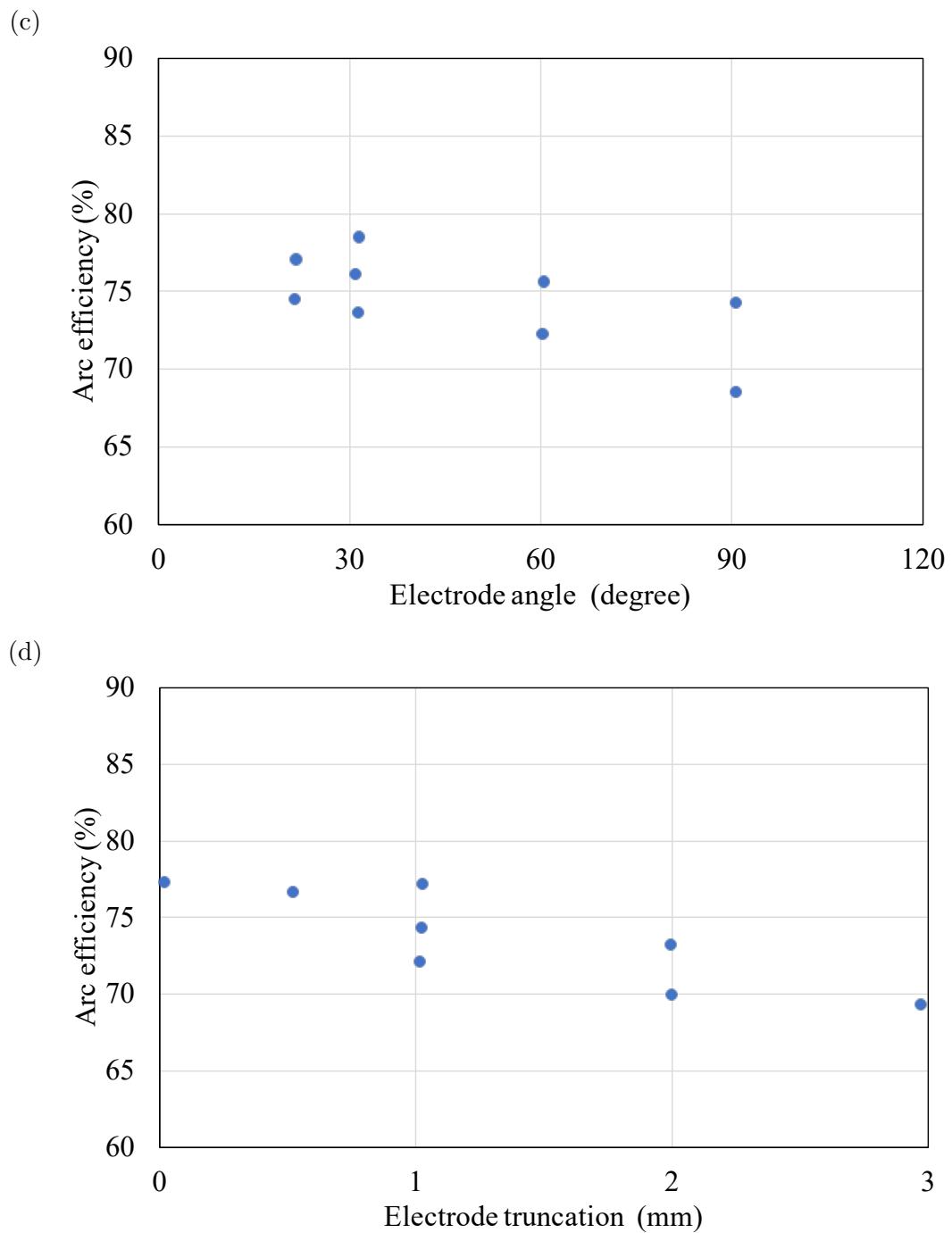


Fig. 1.16 (continued)

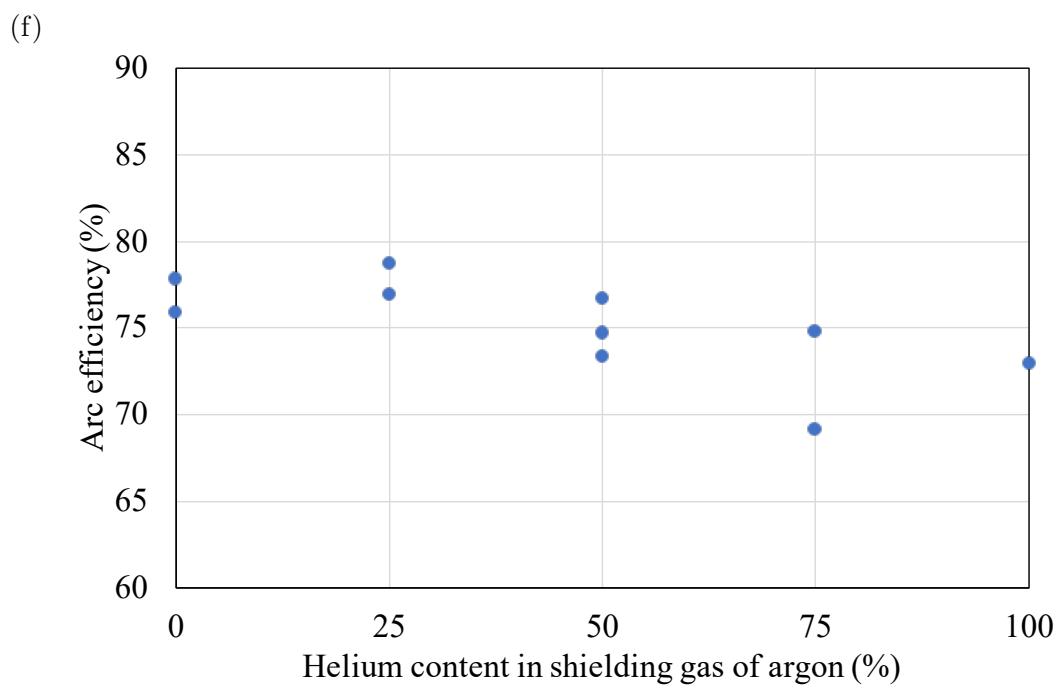
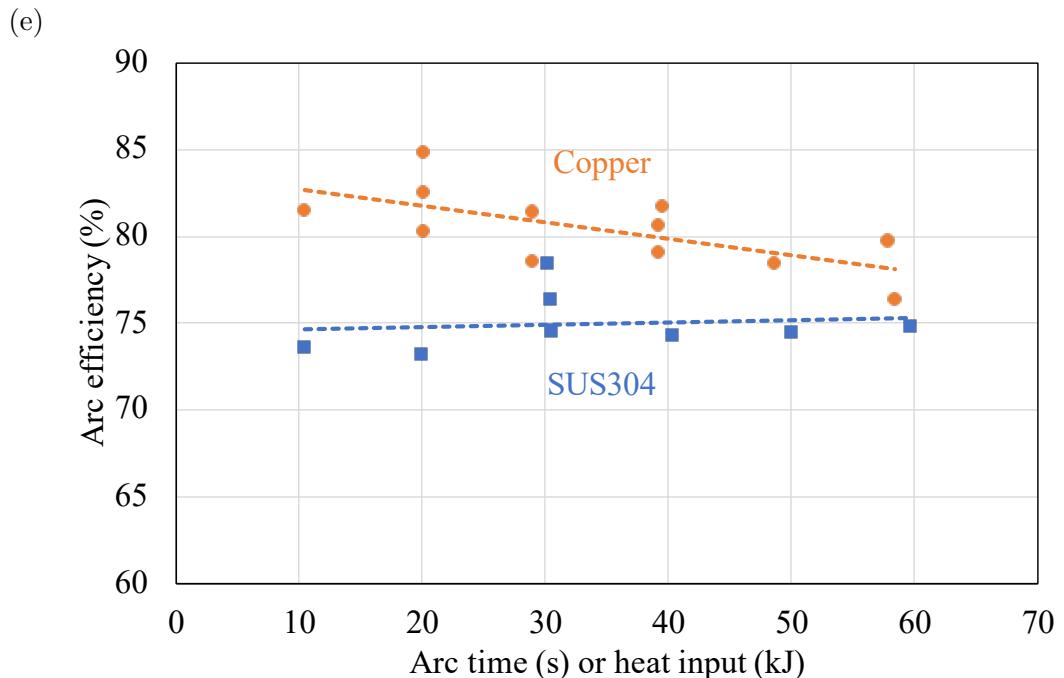


Fig. 1.16 (continued)

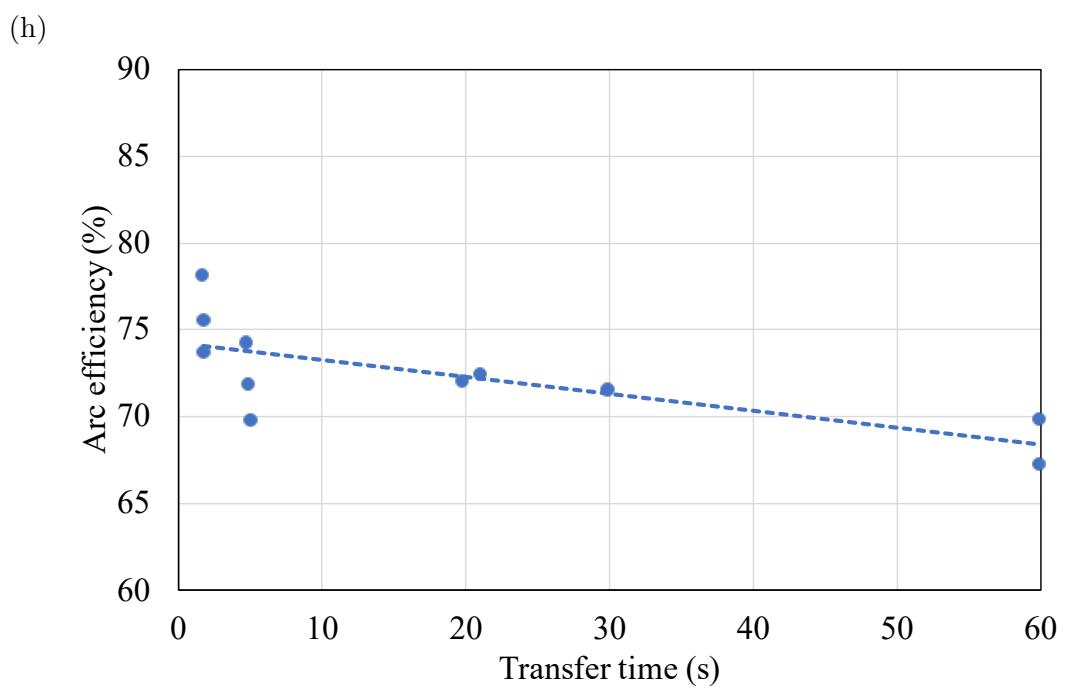
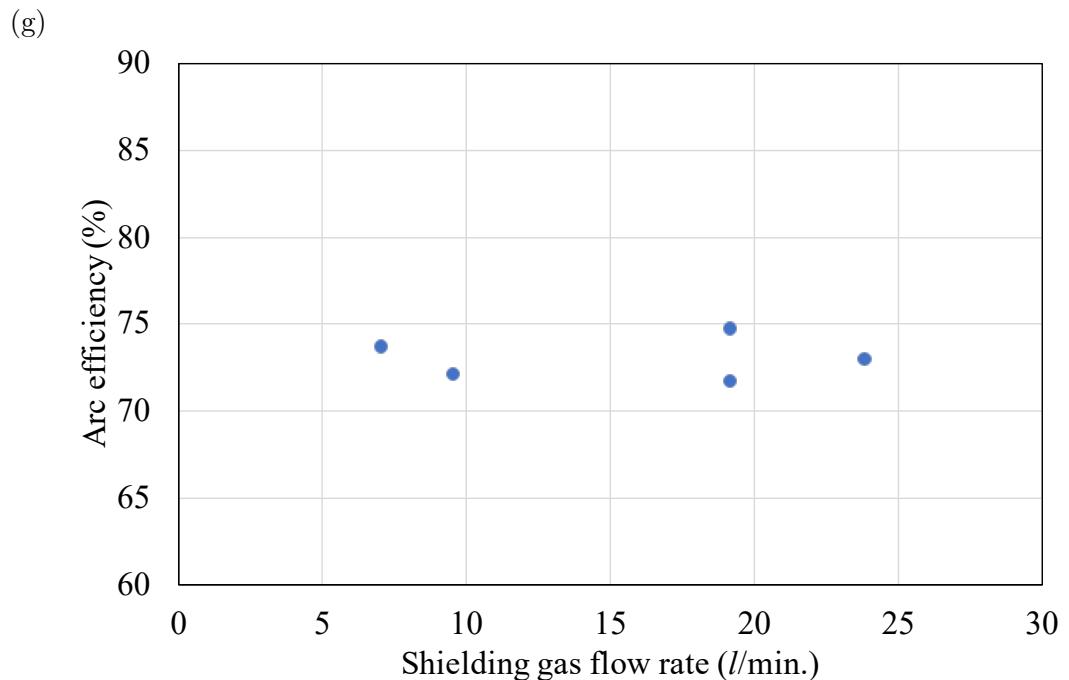


Fig. 1.16 (continued)

から母材への熱流束を測定した⁷⁰⁾。アーク長が大きくなるにつれて投入電力は増加していたが、熱流束に関しては減少していた。これはアーク中心軸に対して軸方向に熱流束が分散したことを意味する。従って、アーク長が増加すると熱流束が分散し、熱効率が減少することが示唆された。

Smartt らのデータ (Fig. 1.16(e)) を見ると、銅を母材とした時に点弧時間が 10 秒で熱効率が 83.5% であり、点弧時間が長くなるにつれ熱効率は減少している。母材をステンレス鋼とした時は点弧時間が長くなても熱効率に変化はない。点弧時間の増加とともに熱効率が減少する理由について Smartt らは、銅の温度拡散係数がステンレス鋼の場合よりも大きいため、母材表面に熱が輸送されて熱損失が増加したと指摘している。Smartt らは液体窒素熱量計の妥当性を検証する際、アーク消弧後に母材を液体窒素へ投入するまでの時間を変えて熱効率を測定した (Fig. 1.16(h))。Fig. 1.16(h) では、アーク消弧後の時間が長くなれば熱効率は低下しており、回帰直線からアーク消弧後の時間 x (s) と熱効率 y (%) の関係を読み取ると $y = -0.0976x + 74.24$ であった。アークの点弧時間が 10 秒から 60 秒に増加した時、Fig. 1.16(h) から見積もられる熱効率の減少は 4.88% であり、Fig. 1.16(e) で示されている銅の熱効率の減少 5% と概ね一致する。

Hiraoka らや Smartt らによる GTAW の熱効率測定よりも以前に、Christensen らは過去に測定された GTAW, GMAW, サブマージアーク溶接、被覆アーク溶接の熱効率を総括しており、GTAW は 21~48%, GMAW は 66~85% としている (Fig. 1.17)⁶⁹⁾。このように、GTAW の熱効率は測定者によって大きな違いが出ている。

1.5.2 数値計算により求められた熱効率

GTAWにおいて、エネルギー授受がなされる対象はプラズマ、電極、母材、溶融池、周囲環境が挙げられ、更に熱輸送手段に至っては熱伝導、熱放射、電子またはイオンと電極の衝突エネルギーがあり、複雑な相互作用を経て母材へと熱が輸送される。プラズマ、電極、母材、溶融池の各要素同士が与える影響に対する知見が無く、多くの研究がなされた。

まず、Hsu 及び Pfender, Kovitya 及び Lowke によってアークプラズマの支配方程式及び計算手法が提示され、温度分布、質量流束などが計算された^{71,72)}。その後、タンゲステン電極（陰極）まで含めた電流保存則が Lowke らによってアークプラズマの支配方程式に組み込まれ、陰極がアークへ及ぼす影響を考慮したアークプラズマの数値計算が可能となった⁷³⁾。Wu らはアークプラズマを構成する電子、イオン、原子が熱平衡状態であると仮定 (LTE : Local Thermodynamic Equilibrium) し、軸対称、定常状態のアークプラズマから母材への熱流束

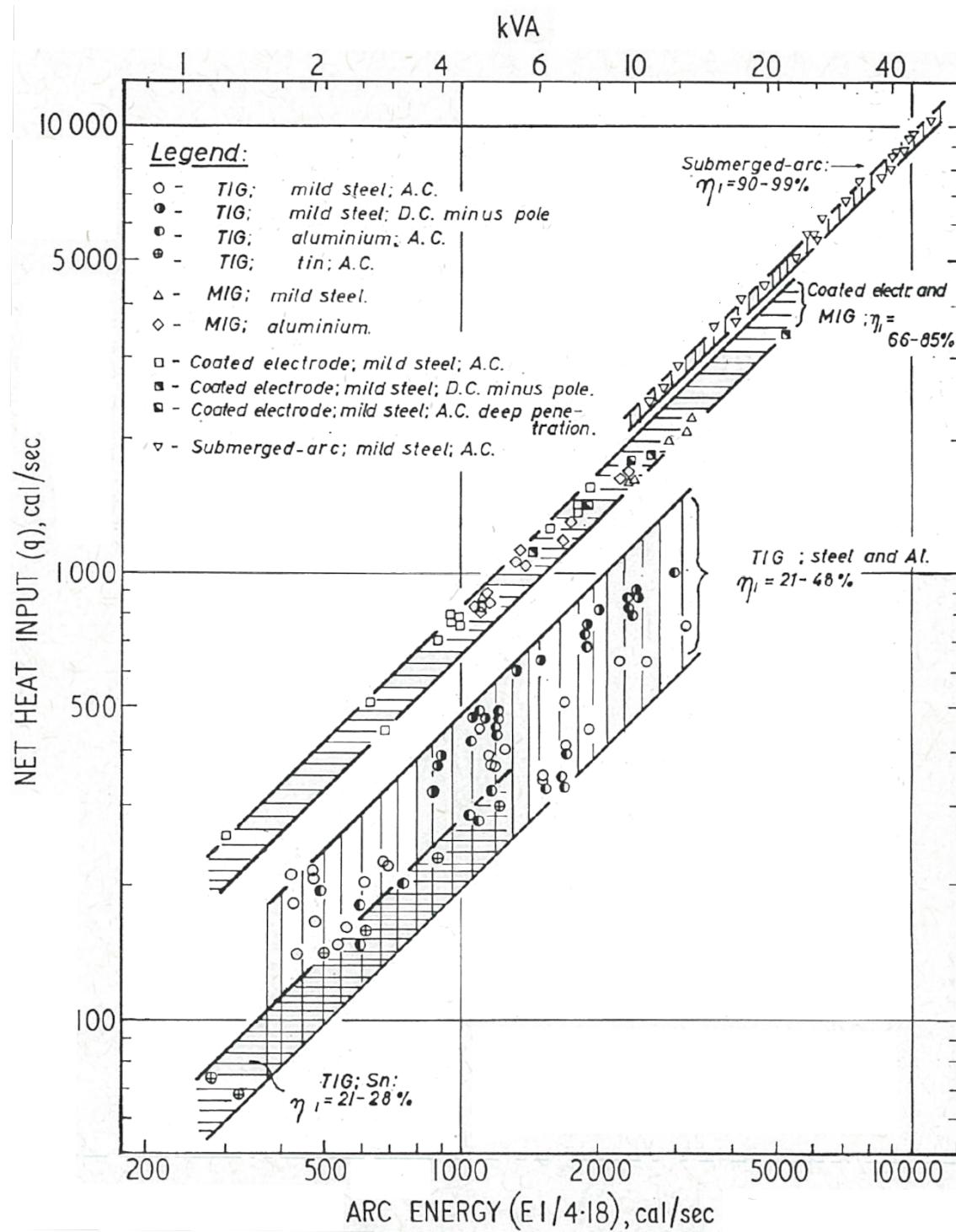


Fig. 1.17 Arc efficiencies summarized by Christensen *et al.*⁶⁹⁾

を計算し⁷⁴⁾、Nestor による水冷銅板を用いた熱流束の測定値⁷⁵⁾と一致することが示された。なお、Wu らはアークプラズマの電流密度、流れ関数、熱流束を計算しており、陰極、母材との相互作用は考慮していない。一方、Choo と Szekely は溶融池からの鉄元素の蒸発を考慮して溶融池の対流を計算し、溶融池から発生する鉄蒸気が溶融池の対流に及ぼす影響を考察した⁷⁶⁾。Choo と Szekely の数値計算では、アークから母材へ輸送される熱流束や電流密度はアークプラズマ単独で計算した結果を溶融池の対流計算に利用している。Goodarzi らは陰極の先端角がアークに及ぼす影響を計算し⁷⁷⁾、その結果をアークから溶融池対流の数値計算に反映させることで、陰極の先端角が溶融池対流に及ぼす影響を考察した⁷⁸⁾。

上述の数値計算はアーク、陰極、溶融池の数値計算を別々に解いており、各要素が別の要素に与える影響を考慮したものであったが、Tanaka らは鉄蒸気の影響を考慮しない場合の SUS304 でのアーク、溶融池、電極間の相互作用を考慮した上でそれらを同時に計算した⁷⁹⁾。Tanaka らの結果は、Zhou らによって実験的に測定されている陰極の温度分布⁸⁰⁾、Tanaka らによって測定されている LTE を仮定しない場合のイオン温度、電子温度、各数密度の測定結果⁸¹⁾と良い一致を示した。

Tanaka と Lowke はアーク、陰極、母材の間の相互作用を取り入れ、それらの方程式を同時に解いた²⁶⁾。その結果、定常状態におけるエネルギーの均衡が自己完結的に記述できるようになった。Tanaka と Lowke により定量的に計算されたエネルギー授受を Fig. 1.18 に示す。この時に計算された熱効率は 82% であり、Hiraoka らが水冷銅板を用いて測定した GTAW の熱効率と良い一致を示している³⁷⁾。また、アークプラズマに溶融池から発生する鉄蒸気などが混入した場合にエネルギーの授受に与える影響も考慮されるようになり、鉄蒸気によって熱放射による熱輸送が増加することが示された³²⁾。

他方、GTAW におけるアーク、陰極、溶融池間の相互作用を考慮した方程式を発展させ、消耗電極式である GMAW においてもアーク、溶接ワイヤ、溶融池間の相互作用を考慮した数値計算も行われ³³⁾、エネルギーの均衡が図式化されている (Fig. 1.4)。Tsujimura らの計算では、熱効率は 60% となっており、Fig. 1.14 で示された熱効率 66% よりもやや低い値を示した。

1.5.3 過去の熱効率測定における問題点

液体窒素熱量計による熱効率の測定は Smartt ら及び Liskevych らによって実施されている。Smartt らは液体窒素熱量計により軟鋼を母材として溶接電流を変化させて GTAW の熱効率を測定した⁶⁰⁾。Smartt らは母材の中心に 30 秒間アークを照射している。しかしながら、実

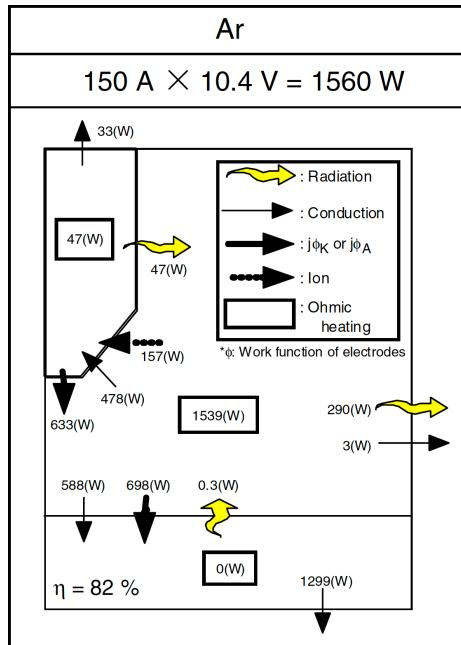


Fig. 1.18 Energy balance in gas tungsten arc welding²⁶⁾

際の施工では定点でのアーク照射ではなく一定の溶接速度で溶接しており、Smartt らの条件とは異なる。溶接速度の有無は母材の温度分布に影響を与える。アークを定点で照射した場合と一定速度で移動した場合の母材表面の温度分布を点熱源モデルによって計算した結果を Fig. 1.19 に示す。式 (1.12) によると、固体内部の熱伝導では温度勾配に比例した熱流束が発生する。つまり母材内部の温度分布が異なる状況では母材表面におけるアークから母材への熱流束も同一ではなく、母材への入熱も変化する恐れがある。従って一定の溶接速度を持った状態で熱効率を測定する必要がある。

Liskevych らは溶接速度を 5 mm/s として液体窒素熱量計により入熱を測定した。1.4.6 節で示した通り、Liskevych らは溶接長を変えた時の入熱を測定して溶接中に生じる熱損失を評価した⁴⁴⁾。その結果では、測定された入熱量は溶接長を大きくした時に減少したため、Liskevych らは溶接長を仮想的に 0 mm とした時の入熱こそが真の入熱であると主張した。しかしながら、溶接長が 0 mm の場合はアーク、母材温度分布、溶融池が過渡的状況であると想定され、実際の溶接施工で実現されている状況とは異なる恐れがある。Tanaka らはステンレス鋼を GTAW で溶接した時の電極、アークプラズマ、母材及び溶融池の相互作用を考慮した二次元モデルに基づき数値シミュレーションを行い、それらの溶接時間 20 秒にわたる温度分布の時間発展を計算した⁸²⁾。その結果、アーク及び陰極の温度分布は時間経過とともに大きな違い

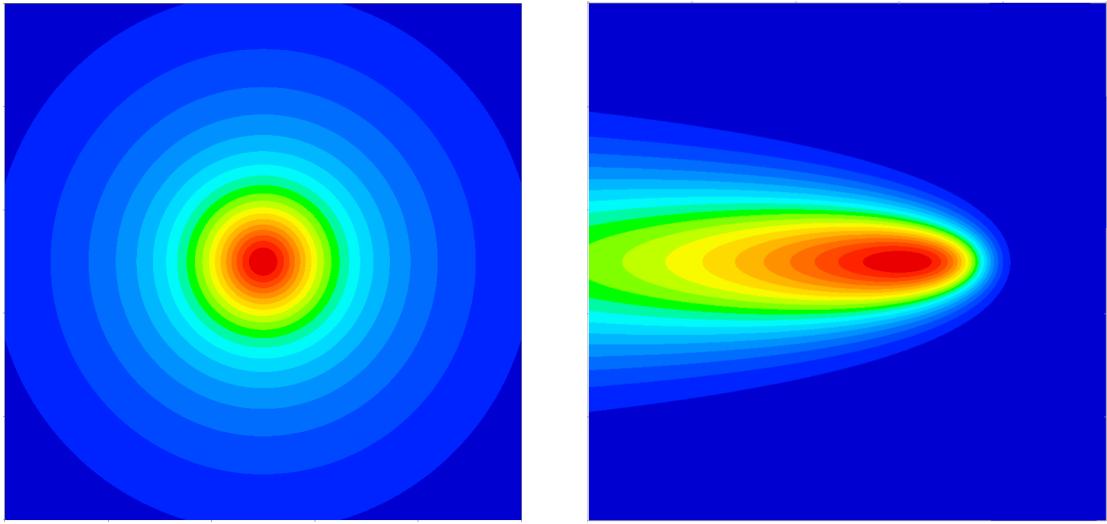


Fig. 1.19 Schematic diagram of temperature contour on base metal when arc is spotted at center (on the left) and arc is moving at constant speed (on the right)

は見られなかったものの、20秒の間に母材内部の温度分布及び溶融池は変化していく様子が明らかとなった。更に、Yamamoto らは Tanaka らのモデルに対して溶融池から発生する金属蒸気がアークに混入する効果も考慮に入れてアークプラズマのダイナミクスを数値計算により求めた³¹⁾。その結果、アークプラズマ内の鉄蒸気濃度はアーク点弧直後（数値計算開始）から徐々に増加し、およそ10秒経過した頃に一定になることが明らかとなった。つまり、熱損失が少ないと想定して、溶接長が0 mmの仮想的な入熱及び熱効率が本来求めたい値であるとは限らない。また、Liskevych らが溶接長と入熱の関係に対して回帰曲線を導入しているが、この回帰曲線は経験的に選択されたものであり、具体的な根拠は示されていない。

従って、Liskevych らが提唱した入熱の評価方法に対して上記の問題を解決した上で入熱及び熱効率を決定する必要がある。

1.6 研究目的

1.5.1 節で指摘した通り、熱効率の測定値は測定者によって大きな違いが出ている。熱効率の違いは熱効率の測定方法に固有の誤差及び溶接条件に起因しているのではないかと疑われる。測定方法については水冷銅板^{37,38)}、水を媒質とした熱量計⁴⁰⁾、銅ブロックを媒質とした熱量計⁸³⁾、液体窒素の蒸発潜熱による熱量計^{35,42)}を使用して熱効率が測定され、各測定方法の測定精度を検証する研究が行われているが、1.5.3 節で提示したように過去の測定値は実際の溶接に即した条件で測定されていない。特に、Christensen らの示した熱効率は各溶接法

に特有の幅を持っているが、測定条件が記載されておらず、幅をもたらす要因が単なる誤差によるものか、アークの物理現象として説明されるものなのか明らかにされていない。真因が分からぬまま、今日では溶接・接合技術総論に熱効率が幅を持つことが Fig. 1.14 のように事実として示されており、アーク溶接の熱輸送を理解する上で誤解を招く恐れがある。そこで、本論文における研究目的は以下の通りとする。

1. 測定者によって生じる熱効率の差異に潜む真因を解き明かし、熱損失やアークから母材への熱輸送現象を適切に考慮した評価方法を確立する。
2. 確立された評価方法を用いて GTAW 及び GMAW の熱効率を測定し、両者の熱輸送プロセスの違いから熱効率に影響を与える要因を考察する。

そして、アーク溶接という広い技術分野の内、著者が熱効率の測定対象とするのは工業的に最も使用されている鉄鋼とし、中でも代表的な普通鋼（SS400）を選定した⁸⁴⁾。そして実用されている溶接への応用を想定し、母材の定点にアークを照射した場合の熱効率ではなく溶接速度を与えた状態でのアーク溶接を対象とする。

1.7 論文構成

1 章で、溶接施工における溶接入熱の実用的意味とアーク溶接の熱輸送の一部としての熱効率について説明する。そして過去に熱効率測定で使用された熱量計の原理と特徴を説明し、各測定における問題点を述べる。各測定の問題点に対して、本論文の研究目的を述べる。

2 章で、GMAW 及び GTAW の熱効率を主に測定する方法として液体窒素熱量計について説明する。また、比較対象である水冷銅板熱量計も併せて説明する。

3 章では、採用する液体窒素熱量計による測定方法の妥当性を、水冷銅板熱量計で得られた熱効率の値と比較、考察することで検証する。そして母材内部での熱輸送に影響を与える母材内部の温度勾配や溶融池の存在が熱効率に与える影響を考察する。

4 章では GTAW 及び GMAW の熱効率を測定する。代表的な溶接条件である溶接電流をパラメータとして GTAW の熱効率を液体窒素熱量計及び水冷銅板熱量計により測定し、溶接電流、アークに混入した鉄蒸気が熱効率に与える影響を考察する。また、GTAW 及び GMAW の熱効率を比較することで溶滴移行や溶滴から発生する鉄蒸気が熱効率に与える影響を考察する。

5 章では、3 章で確立した熱効率測定方法により測定された GTAW 及び GMAW の熱効率を、過去に測定された熱効率を総括した Christensen らの結果及び Smartt らにより液体窒素

熱量計で測定された熱効率と比較し, その差を考察する.

最後に 6 章で本論文を総括する.

第2章 実験方法

2.1 諸言

1.4 節で入熱及び熱効率に使用される熱量計について説明した。Stenbacka らが提示した直接測定及び間接測定の分類に対し、数値解析に用いる理論モデルや境界条件などの仮定が入熱量の計算精度に大きな影響を与える間接測定ではなく、理論モデルに関する事前検証を多く要しない直接測定を中心に本論文では検証を進めることとする。

直接測定に属する各熱量計の特徴を Table 2.1 にまとめる。銅ブロック熱量計、Seebeck Envelope 热量計、液体窒素熱量計は GTAW のみならず GMAW に対しても適用可能である。しかしながら、液体窒素熱量計以外は測定時間などに起因して熱損失の影響が懸念される。特に、Giedt らの Seebeck Envelope 热量計が一回の測定に六時間要する¹⁴⁾ のに対して Smartt ら⁶⁰⁾ の液体窒素熱量計による測定方法は一回の測定が数十分程度で完了するため、測定効率が良い。従って本論文では液体窒素熱量計を主に採用する。また、測定方法による溶接条件の変化が熱効率に与える影響を考察するため、溶融池や鉄蒸気の影響を含まず、更に過去の実績が多い水冷銅板熱量計を比較対象として使用する。なお、水冷銅板熱量計は熱的な定常状態を仮定しているため、トーチが移動しない定点での溶接にのみ適用される。そして定点でのアーク照射では継続的な溶滴移行が困難であるため、水冷銅板熱量計による熱効率測定を GMAW に対しては実施せず GTAW のみに適用する。他方、液体窒素熱量計は水冷銅板熱量計のような制約は受けないため、GTAW、GMAW の双方に適用して両者の違いを比較する。本章では各熱量計の具体的な測定原理と測定方法を説明する。

2.2 液体窒素熱量計による熱効率測定手法

2.2.1 測定方法

液体窒素は自身の沸点以上の物体に触れると物体から熱を奪い、激しく沸騰する。物体から奪われた熱量を計算するには、液体窒素の質量減少と蒸発潜熱の積を計算すれば良い。測定手順は次の通りである。アークを母材に照射し、溶接電流とアーク電圧を同時に測定する。そして溶接電流とアーク電圧の積を溶接時間にわたって積分し、溶接電源の投入エネルギー Q_{total} (J) を計算する。次にアークを照射した母材を液体窒素の入った容器（デュワー）に投

Table 2.1 Characteristics of calorimetries

熱量計	特徴
水冷銅板	非消耗電極のアーク溶接にのみ適用可能 溶融池を形成しない（金属蒸気や溶融池の影響を含まない）
銅ブロック	適用できる溶接方法の種類が多い 同一条件での測定で液体窒素熱量計より熱効率が約 7% 低い ³⁵⁾
Seebeck Envelope	適用できる溶接方法の種類が多い 一回の計測に約六時間要し、熱損失の恐れがある
液体窒素	適用できる溶接方法の種類が多い 一回の計測が十分程度で終わり、熱損失の恐れが少ない

入する (Fig. 2.1). 液体窒素の蒸発が落ち着いたら (本実験の場合 450 秒), デュワーの質量減少 Δm_{WT} (kg) を測定する. 最後に, 溶接した母材を室温 (本実験では 24 °C) に馴染ませた後, 再び液体窒素に投入し, 母材の蒸発が落ち着いたらデュワーの質量減少 Δm_{RT} (kg) を測定する.

次にデュワーの質量減少 Δm_{WT} 及び Δm_{RT} の測定について説明する. 母材をデュワーへ投入した後のデュワーの質量変化は溶接後及び室温に馴染ませた母材とで定性的に同じであるから, Δm_{WT} 及び Δm_{RT} を代表して Δm と表記する. デュワーへ母材を投入する前から, デュワーへ母材を投入して液体窒素の激しい沸騰が収まるまでのデュワーの質量遷移を Fig. 2.2 に示す. 母材投入直前のデュワーの質量を M_1 (kg) と表す. 母材をデュワーに投入すると, デュワーの質量は M_1 から母材の質量 m_b (kg) だけ増加する. そして液体窒素は母材の熱を吸収して蒸発し, デュワーの質量は徐々に減少する. やがて母材の温度が液体窒素の沸点 77 K まで下がると, 液体窒素の激しい蒸発が収まる. この時のデュワーの質量を M_2 (kg) とする. M_1 と M_2 を用いて液体窒素が母材から吸収した熱量を計算するが, 母材を液体窒素に投入しなくとも液体窒素は自然蒸発していることを考慮しなければならない. M_1 と M_2 を測定する間の時間を Δt (s), 単位時間当たりの液体窒素の自然蒸発量を c_{evp} (kg/s) とすると, 溶接直後の母材を液体窒素の沸点まで冷却する際に蒸発した液体窒素の質量は

$$\Delta m = M_1 + m_b - (M_2 + c_{evp} \Delta t) \quad (2.1)$$

で計算される. Δt は母材を液体窒素に投入する直前から, M_2 を計測するまでの時間である.

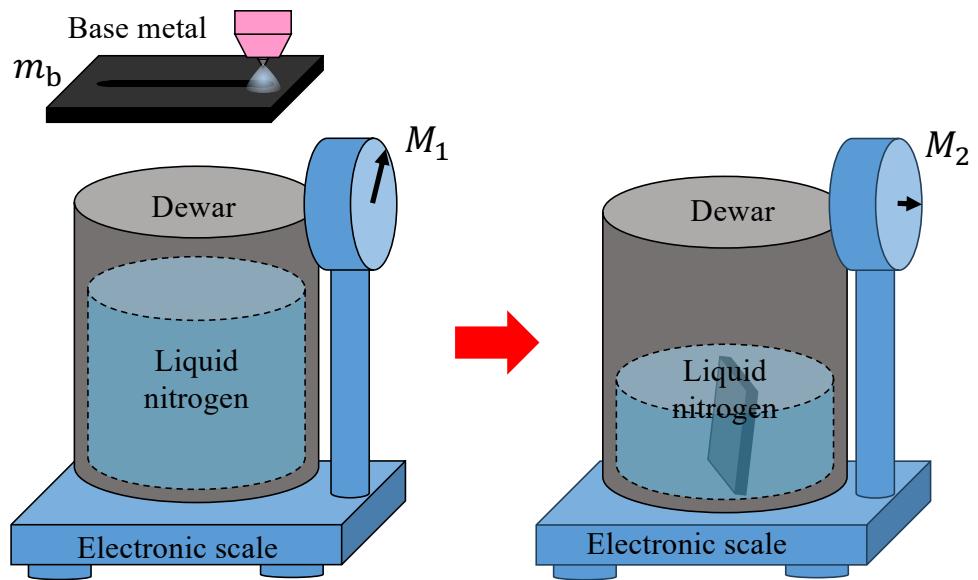


Fig. 2.1 Measurement procedure of heat input to base metal using liquid nitrogen calorimetry

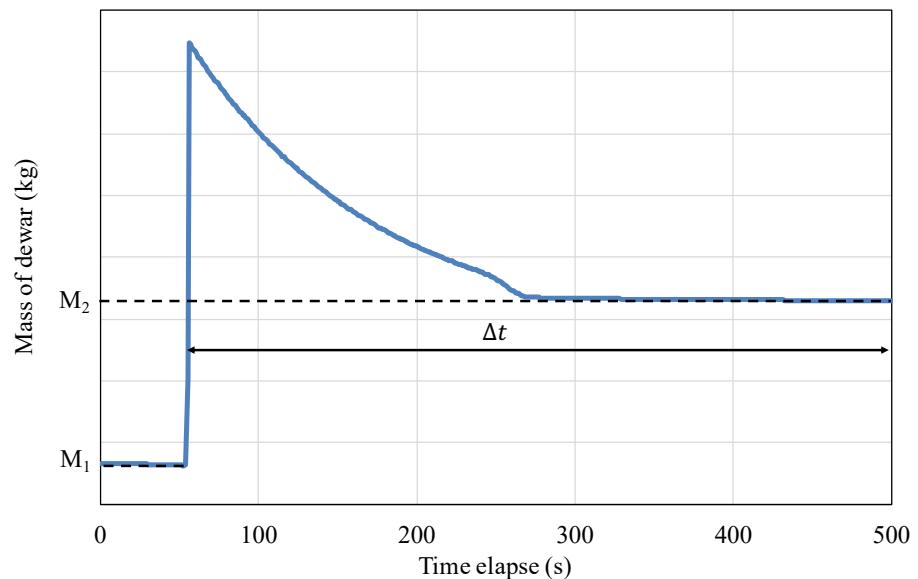
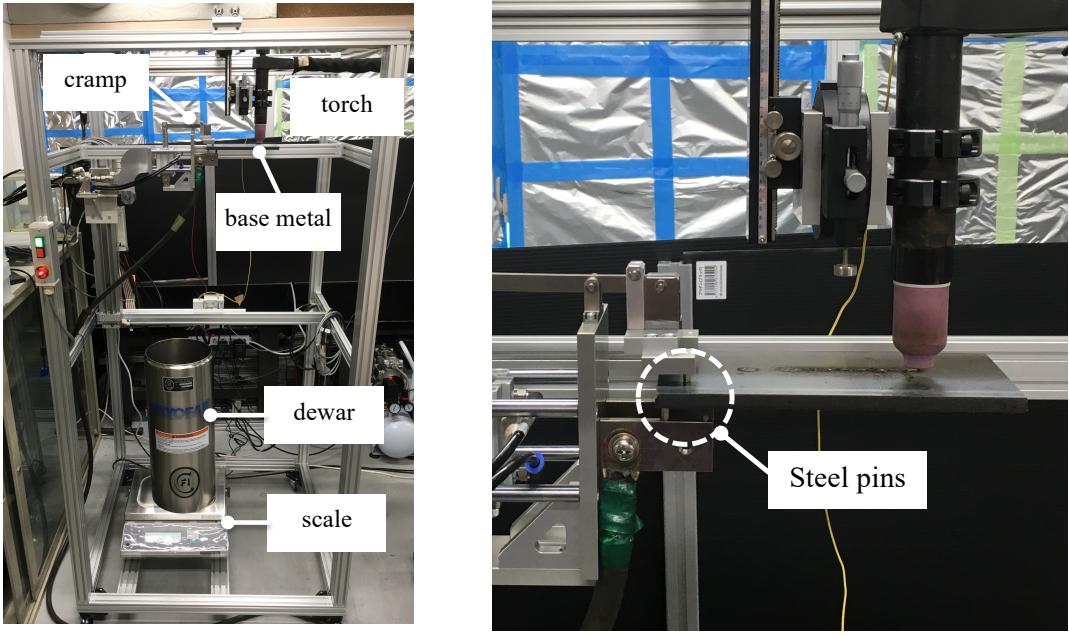


Fig. 2.2 Change of dewar's mass



(a) Perspective view

(b) Enlarged photograph of cramp mechanism
of base metal in (a)

Fig. 2.3 Photographs of liquid nitrogen calorimetry

なお、自然蒸発量は母材をデュワーへ投入した後に液体窒素の激しい蒸発が収まった後の 50 秒間の蒸発量から算出した。室温からアーク溶接直後の温度まで母材を熱する熱量を Q_{steel} (J), 液体窒素の蒸発潜熱を L (J/kg) とすると、

$$Q_{\text{steel}} = (\Delta m_{\text{WT}} - \Delta m_{\text{RT}}) L \quad (2.2)$$

と表される。最終的に熱効率 η は

$$\eta = \frac{Q_{\text{steel}}}{Q_{\text{total}}} \quad (2.3)$$

で与えられる。

2.2.2 実験装置

実験装置の概要 (Fig. 2.3(a)) を説明する。溶接中は母材の片側を直径 4.5 mm の鉄製のピンで六箇所固定した (Fig. 2.3(b))。このピンは溶接電源の正極に対する電気的接点の役割も担っている。溶接開始点は母材長手方向に沿って端から 50 mm の位置とした。液体窒素をデュワーの底から 300 mm まで満たし、実験の度に液体窒素を注入した。液体窒素液面に対する母材の落下距離は、落下距離が熱損失に与える影響を検証できるようにした。具体的に

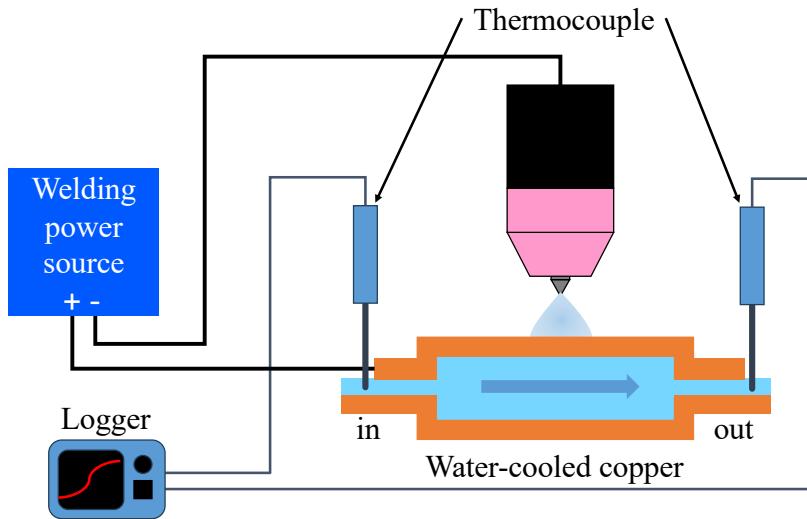


Fig. 2.4 Schematics of water-cooled copper calorimetry

は電子天秤の下に高さを調整できる機構を設けることで、落下距離が 199 mm から 279 mm まで変えることを可能とした。この機構を利用して母材落下中の強制対流や熱放射による熱損失が無視できることを 3 章で検証する。なお、母材の固定から溶接、母材を液体窒素へ投入する一連の過程は機械的に自動化することで、人為的な不確かさを極力排除するようにした。

2.3 水冷銅板熱量計における熱効率測定手法

実験装置の概略図を Fig. 2.4 に示す。水冷銅板内部に冷却水用の流路を設けており、アークが接触する銅板表面と流路との距離は 1.5 mm である。流入する冷却水と流出する冷却水の温度差 ΔT (K) を測定すると、以下の式から t_{weld} の間に冷却水が母材である銅板から奪った熱量 Q_{copper} (J) が計算される。

$$Q_{\text{copper}} = q \rho c_{\text{water}} \Delta T t_{\text{weld}} \quad (2.4)$$

ここで q (m^3/s) は単位時間当たりに流路に流入する冷却水の体積、 ρ (kg/m^3) は水の密度、 c_{water} ($\text{J}/\text{kg}\cdot\text{K}$) は水の比熱である。式 (2.4) を溶接電源の投入エネルギー Q_{total} (J) で除すると熱効率が求められる。

母材である水冷銅板について、板厚（冷却水の流路とアークに接する銅板表面との距離）は 1.5 mm とした。冷却水の流量は一定になるよう調整し、溶接条件ごとに計測前に測定した流量を式 (2.4) に代入して入熱量を計算した。冷却水の流量は $1.91 \pm 0.04 \text{ L}/\text{min}$ であった。冷却水の温度上昇は、変動が落ち着いた後の 30 秒間、0.1 秒間隔で冷却水の温度を測定し、そ

の平均を計算して温度上昇とした。本論文の測定条件において、冷却水の温度上昇は 8 K から 23 K の範囲で収まった。

2.4 結言

ここでは、本論文で使用する液体窒素熱量計と水冷銅板熱量計の具体的な装置構成を記載した。

本論文で採用した熱量計に対して、熱量計に特有の制限や熱損失が熱効率に与える影響を評価するには水冷銅板熱量計と液体窒素熱量計による GTAW の熱効率測定結果を比較する必要がある。過去に実施された検証内容を参考に、液体窒素熱量計により測定された熱効率の妥当性を [3 章](#) で確認する。

第3章 熱効率の測定方法に関する妥当性検証

3.1 諸言

本章では液体窒素熱量計でアーク溶接の熱効率を特定する手法を確立する。初めに先行研究である Liskevych らの手法⁴⁴⁾を参考にして溶接長を変えた場合の入熱が Liskevych らと同様の傾向が見られることを確認する。そして溶接中及び溶接後から入熱量の測定開始までに発生する熱損失を見積もる。次に液体窒素熱量計により測定された熱効率の誤差の由来を考察する。

Hiraoka らの水冷銅板熱量計により測定された GTAW の熱効率³⁷⁾と本論文で液体窒素熱量計により特定した熱効率に差があり、その原因が母材の材質に起因するのか、あるいは測定方法の違いから生じるのか、Hiraoka らや Smartt らの熱効率測定結果と比較して要因を読み解く。

母材内部の熱伝導による熱輸送に関する考察から、溶接電源から母材表面へ輸送される熱量は母材内部の温度勾配に依存することが示唆された。そこで母材内部における熱伝導の観点から、溶融池の存在が熱効率に与える影響や本論文で熱効率に対する真値の考え方を議論し、熱的定常状態に達する条件を導出する。

3.2 GTAW による熱効率測定

2 章で説明した液体窒素熱量計により、GTAW の熱効率が適切に測定されるか確認する。Liskevych らは GMAW の入熱を測定する際、測定中の熱損失を補正するために溶接長を変えて入熱を測定し、それらの測定値から溶接長が 0 mm である仮想の入熱量を外挿する手法を用いた⁴⁴⁾。本節では GTAW において Liskevych らと同様の傾向が見られるか確認する。

溶接条件を Table 3.1 に示す。母材寸法は Liskevych らの実験と同じものを採用した。ただし板厚については、Liskevych らの結果から板厚が小さい場合に熱損失が大きくなることが示されていたため⁴⁴⁾、Liskevych らの板厚 6.4 mm よりも大きい 9 mm を採用した。

Fig. 3.1 は溶接中における溶接電源の全投入エネルギーと母材への全入熱、Fig. 3.2 は液体窒素の蒸発量から計算された単位溶接長当たりの入熱及び熱効率であり、溶接長を横軸としている。なお、溶接速度は 5 mm/s で一定としており、第二横軸に溶接長に対応する溶接時間を

Table 3.1 Welding parameter

Electrode	2%-lanthanated tungsten of diameter 3.2 mm (YWLa-2, JIS Z 3233)
Base metal	Mild steel (SS400, JIS G 3101)
Base metal size	200 × 100 × 9 mm
Welding current	150 A
Current waveform and polarity	Direct Current Electrode Negative
Arc voltage	13.2 V (average)
Arc electric power	1.98 kW (average)
Electrode tip angle	60°
Arc length	3.0 mm
Shielding gas	Pure argon, flow rate 20 L/min
Welding speed	5 mm/s

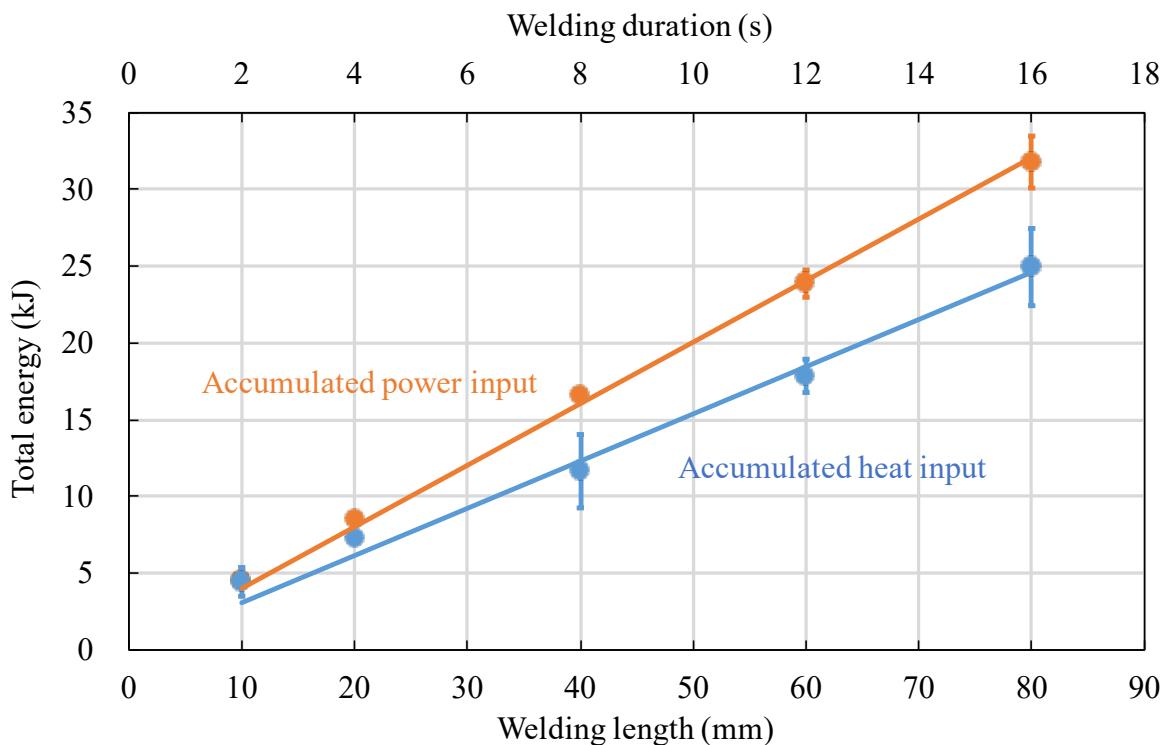


Fig. 3.1 Accumulated power input and heat input

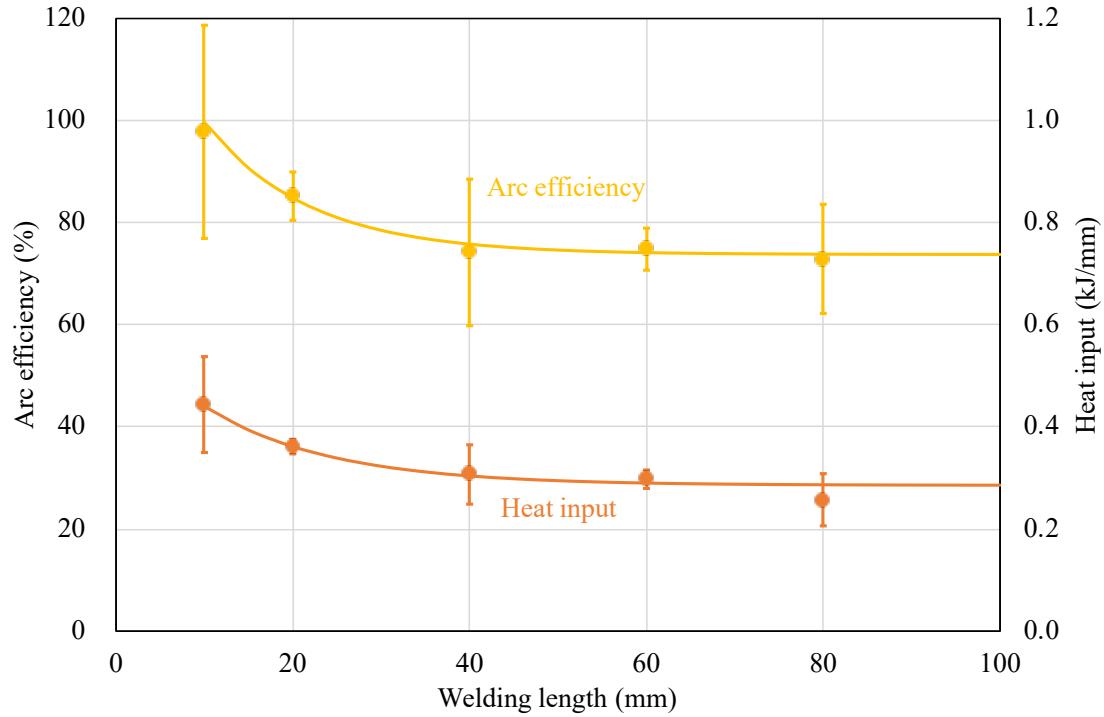


Fig. 3.2 Heat input and arc efficiency of GTAW

示している。各測定を少なくとも三回以上実施し、誤差範囲は不偏分散の平方根を表している。溶接長 x (mm) と投入エネルギー y (J) の関係を最小二乗法により求めると $y = 401.1x$ であり、決定係数は $R^2 = 0.9995$ であった。溶接長 x (mm) と母材への入熱 y (J) の関係は $y = 307.6x$ 、決定係数は $R^2 = 0.9966$ であった。溶接長が大きくなると入熱及び熱効率が減少する傾向が見られ、Liskevych らの GMAW の入熱測定結果⁴⁴⁾ と傾向が一致した。

3.3 溶接中に生じる熱損失の評価

Fig. 3.2 の測定値から GTAW の入熱及び熱効率を特定するため、溶接長が 0 mm に近づくにつれ入熱が増加する物理的意味を考察する必要がある。Liskevych らは、溶接長が小さくなれば溶接中に母材から周囲の環境へ失われる熱量が小さくなると考え、溶接長が 0 mm の极限を取る時の入熱を母材への入熱であるとした⁴⁴⁾。なお、溶接中に電極やアークから周囲環境へ放出される熱損失は一時的熱損失と捉える。Liskevych らや筆者が排除しようとする熱損失とは、一度母材へ輸送された後に周囲環境へ散逸される二次的熱損失である。しかし、筆者は以下に示す二つの理由により、Liskevych とは異なる入熱の計算方法を取ることとする。

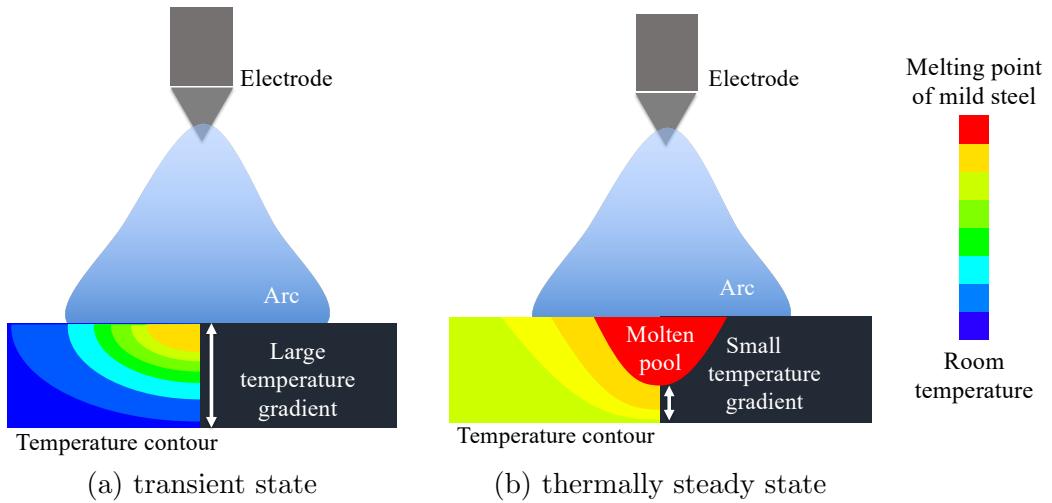


Fig. 3.3 Schematic diagram of temperature gradient in base metal

1. 溶接長 0 mm の極限では熱的定常状態に達していない

一般的には「熱的定常状態」と言うと熱平衡状態が想起されるが、著者は「熱的定常状態」により、アークと同じ動きをする慣性基準系から見てアーク近傍における母材の温度分布が時間によらず一定である状態を意味する。アークと母材の間で生じる熱輸送はアークが接する母材表面で生じると考えられ、母材表面を介して複数の熱輸送の形態、例えば熱伝導、熱放射、電子衝突加熱により母材に熱が輸送される。母材表面に熱が輸送された後は、式 (1.12) に従って熱伝導によりその熱が母材内部へ輸送される。母材内部の温度分布とその時間変化は、Tanaka らによる数値シミュレーションによって示されている。Tanaka らはステンレス鋼を GTAW で溶接した時の電極、アークプラズマ、母材及び溶融池の相互作用を考慮した二次元モデルに基づき温度分布に関する数値シミュレーションを行い、それらの 20 秒にわたる時間発展を示した⁸²⁾。母材の材質がステンレス鋼、アーク長が 5 mm である点は本論文の条件と異なるが、母材内部の温度分布を考える上で定性的に本論文と同じ結果が得られているものと期待できる。母材内部の温度分布において、アーク点弧から時間が経過するにつれて等温曲線が大きく変化している。1 秒後において 500 K を超える温度勾配は母材表面から 8 mm 以内に集中しているが、20 秒経過時には母材表面から 15 mm の間で緩やかな温度勾配を示している。Tanaka らの結果を参考にして、本実験における母材内部の温度分布の予想を Fig. 3.3 に描く。アーク点弧直後 (Fig. 3.3(a)) と母材内部の温度分布が定常状態になった時 (Fig. 3.3(b)) と比較すると、Fourier の法則により、アーク点弧直後では母材内部の温度勾配が大きく入熱量が定常状態よりも大きくなると予想される。つまり Fig. 3.2 において、溶

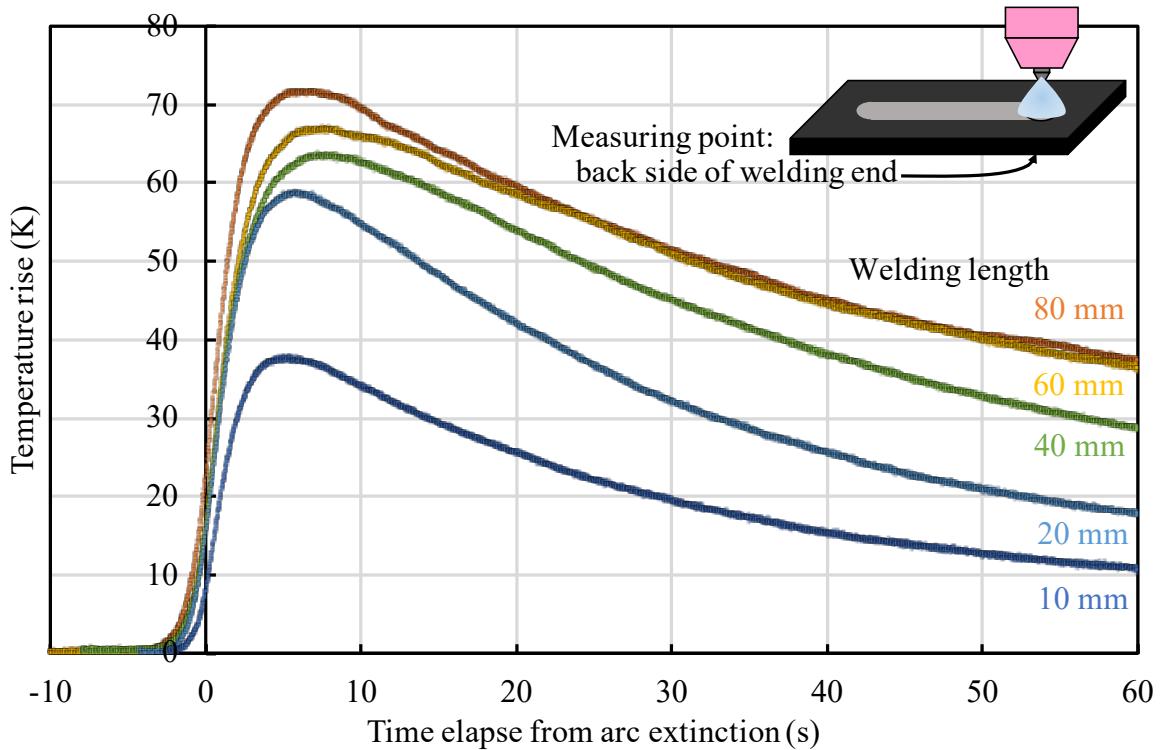


Fig. 3.4 Temperature rise at welding end point on the back side of base metal

接長が短い場合は、アーク点弧直後で母材内部の温度分布が定常状態に達していなかったため、入熱や熱効率が大きくなつたと考えられる。

さて、本実験において母材の温度分布が実際に熱的定常状態に達しているか確認するため、アーク消弧後における溶接終端の母材裏側での温度変化を測定し、溶接長を変えて結果を比較した。時定数が1秒のK熱電対で温度を測定し、熱電対の計測部先端が母材表面上に一点で接触するように取り付けた。測定結果をFig. 3.4に示す。

温度を時間の関数と見ると、溶接長が長くなるにつれて関数の形状が収束した。つまり温度分布が熱的定常状態に移行していた。なお、溶接長が60 mm及び80 mmの場合を見ると、一見母材表面の最高温度は更に上昇するように見える。これは母材表面温度が熱電対の取り付け位置に敏感で、溶接長60 mmの場合に熱電対の取り付け位置がわずかに溶接終端直下からずれていたことが疑われる。しかし最高温度に到達した後の温度緩和の様子は溶接長が60 mm, 80 mmの場合も同様であるため、本論文での議論に影響はないと考える。

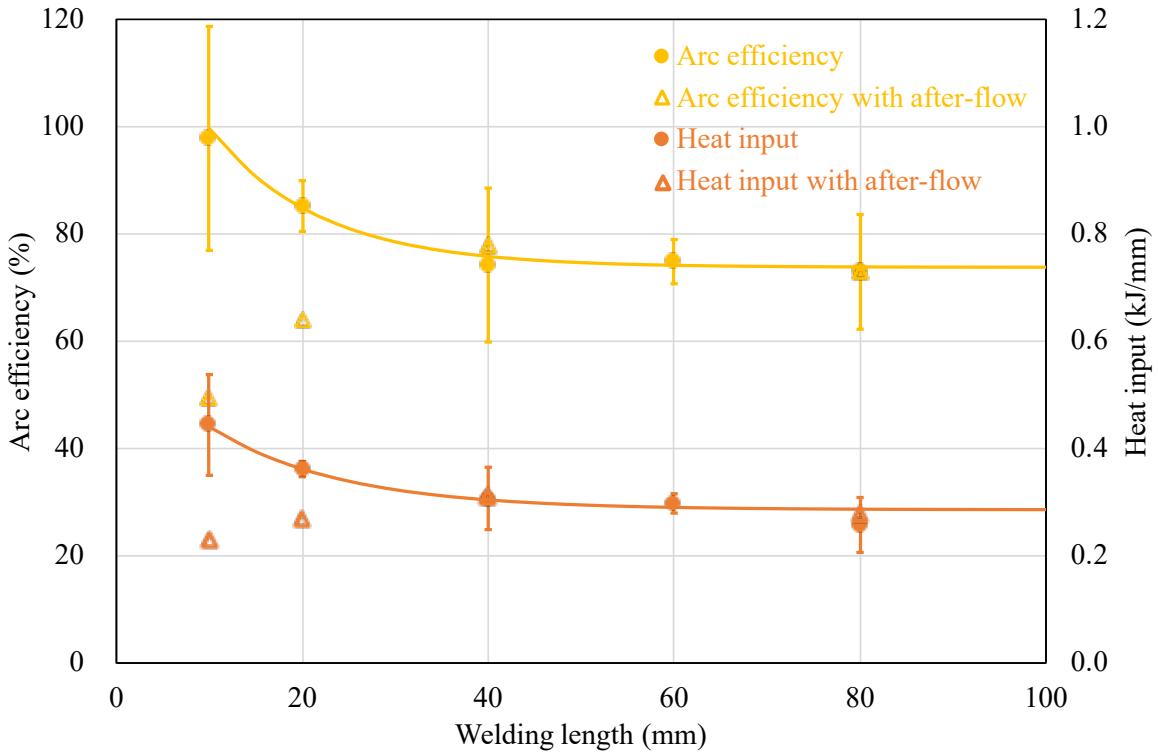


Fig. 3.5 Effect of after-flow of shielding gas on heat input and arc efficiency

2. 数十 mm 程度の溶接長では熱損失は無視できる

Liskevych らは溶接長と入熱の関係を表す回帰曲線として $y = a + b \cdot e^{-cx}$ (x は溶接長, y は入熱であり a , b , c は係数) を導入し, 信頼係数 95%を得た⁴⁴⁾. なお, 回帰曲線自体の選択は経験則に基づくものである. 著者が着目するのは, 溶接長が ∞ の極限を取ると 0 ではなく一定の値に収束する点である. このことは溶接中の熱損失が入熱の計算に影響を与えないことを示唆している. さもなければ溶接長を ∞ としたときの入熱が 0 に収束するはずである.

上述の理由により, 著者は回帰曲線において溶接長を十分大きくしたときの値を入熱及び熱効率の値として採用する. 回帰曲線の係数を非線形最小二乗法により計算すると⁸⁵⁾, 入熱に対して $y = 285.74 + 313.67 \cdot e^{-0.07093x}$, 熱効率に対して $y = 73.78 + 60.34 \cdot e^{-0.08479x}$ を得た.

ところで, 偶然誤差により熱効率の回帰曲線は溶接長 0 mm の極限で 100%を超える, 物理的意味を成さない. 大きな偶然誤差が生じる理由を考える上で, 事前に実施した実験結果を参考にする. Table 3.2 に示す熱効率及び Fig. 3.5 は Fig. 3.2 の測定と同様の方法で測定した入熱と熱効率だが, 溶接直後のアフターフローを 7 秒間実施している. 40 mm 未満では溶接

Table 3.2 Heat input and arc efficiency with 7 s after-flow of shielding gas

Welding length (mm)	Accumulated heat input (J)	Heat input (J/mm)	Arc efficiency (%)
5	896	179	35.1
10	2,322	232	51.1
20	5,347	267	63.8
40	12,378	309	78.0
80	22,224	278	73.0

長が減少すると熱効率も減少しているが、これは高温の溶接部がアフターフローによって冷却されたためと考えられる。一方で溶接長が 40 mm から 80 mm の場合、アフターフローの有無にかかわらず熱効率は同様の傾向を示している。投入エネルギー及び入熱に着目すると、Fig. 3.1 において、溶接長が 10 mm の投入エネルギーは 80 mm と比較して十分の一程度である。つまりアフターフローによる冷却効果は溶接長にかかわらず入熱及び熱効率に影響しているものの、溶接長が短い場合はその影響が大きく出やすいことを意味している。しかしながら、著者が注目するのは定常状態が実現している溶接長の長い時の入熱及び熱効率であるため、アフターフローによる冷却効果は無視できるとみなす。したがって、得られる入熱は 286 J/mm、熱効率は 74% となる。

3.4 溶接後に生じる熱損失の評価

3.3 節では、母材内部の熱的定常状態と、溶接長と熱効率に関する回帰曲線の性質に着目して、溶接中の熱損失が無視できることを示した。ここでは溶接後から入熱量の測定開始までに発生する熱損失について、母材からの熱放射と母材落下時に発生する空気の強制対流を挙げ、それぞれの寄与を見積もる。

3.4.1 母材からの熱放射による熱損失

熱放射は Stefan–Boltzmann の熱放射公式

$$I = \sigma T^4, \sigma = \frac{4\pi^5 k^4}{15c^2 h^3} \quad (3.1)$$

を母材表面にわたって積分することで求められる⁶⁴⁾。ここで k (J/K)、 c (m/s)、 h (J·s) はそれぞれ Boltzmann 定数、光速、Planck 定数である。母材表面の領域を S_a で表現すると、溶

接後に母材表面から放射される単位時間当たりの熱エネルギー Q_{out} (W) は

$$Q_{\text{out}} = \int_{S_a} I(T(\mathbf{r}))dS \quad (3.2)$$

で表される。ここで、母材表面温度 T は母材表面上の座標 \mathbf{r} の関数で表される。一方で、母材は周囲環境からも熱放射及び熱伝導によって熱を受け取っている。式 (3.1) は 0 K よりも大きい温度を持っていれば常に熱を放射していることを意味するが、常温の物体は熱放射によって熱を失い続けることなく常温を保っている。これは常温の物体が熱放射によって熱を失っている一方で周囲の物体から熱放射あるいは大気との熱伝導によって熱を受け取っており、両者が均衡しているためである。周囲から実質的に受け取る単位時間当たりの熱量 Q_{in} (W) は次式で表される。

$$Q_{\text{in}} = \int_{S_a} I(T_{\infty})dS \quad (3.3)$$

従って、溶接直後の母材が熱放射によって単位時間当たりに失うエネルギー ΔQ (W) は

$$\Delta Q = Q_{\text{out}} - Q_{\text{in}} \quad (3.4)$$

となる。

熱放射による熱損失の最大値を見積もるため、無限に大きい母材を一定の速度 v (m/s) で溶接するものと仮定する。Rosenthal は無限に大きい母材を点熱源で溶接した時の母材の温度分布 T (K) を熱伝導方程式から導いた⁵³⁾。

$$T - T_{\infty} = \frac{q_p}{2\pi\lambda_m \sqrt{(x-vt)^2 + y^2 + z^2}} \exp \left[-\frac{v}{2\alpha} \left\{ (x-vt) + \sqrt{(x-vt)^2 + y^2 + z^2} \right\} \right] \quad (3.5)$$

ここで温度分布は母材内の位置 (x, y, z) 、時刻 t (s) における温度を表し、 T_{∞} (K) は無限遠における母材の温度、 q_p (W) は点熱源の入熱、 λ_m (W/(m·K)) は母材の熱伝導率、 α (m^2/s) は温度拡散係数を意味する。Rosenthal による熱伝導方程式の解を用い、無限大の母材に対して大きさ 100 mm × 200 mm の表面の一部（本実験で用いる母材に対応）について温度を計算する (Fig. 3.6)。Rosenthal のモデルでは熱源上の温度が無限に発散してしまうので、式 (3.5) で純鉄の融点以下となる領域は固体の母材と想定して Rosenthal のモデルを採用し、融点以上の領域は溶融池と見做すこととする。溶融池表面の温度について、Yamazaki らはステンレス鋼を母材とした GTAW の溶融池温度を赤外線二色放射測温法により測定しており⁸⁶⁾、その時に測定された最高温度 2,900 K を採用する。式 (3.5) を式 (3.1) へ代入し、式 (3.1) を 100 mm × 200 mm の表面に亘って数値的に積分すると、溶接直後及び室温における母材の放射エネルギー流量としてそれぞれ 153.93 W, 17.97 W を得た。本論文における実験では、母

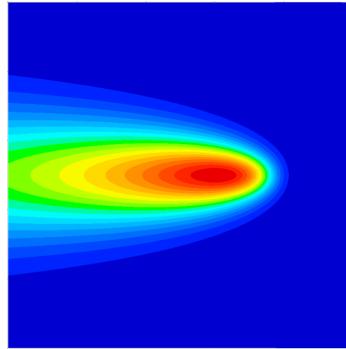


Fig. 3.6 Schematic diagram of temperature contour on welded base metal

Welded base metal

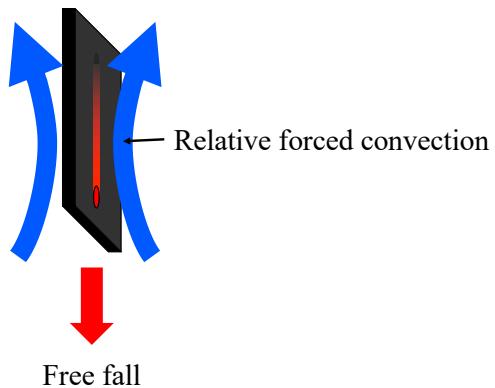


Fig. 3.7 Schematic diagram of relative forced convection when base metal falls

材の落下高さは 199 mm から 279 mm の範囲であり、対応する落下時間は 0.20 秒から 0.24 秒の範囲を取る。放射される正味の全エネルギーは高々 33 J であり、溶接による入熱（溶接長 80 mm の場合 22 kJ）に対して 0.2% 以下であった。

3.4.2 母材落下中に生じる強制対流による熱損失

Fig. 3.7 に図示するように、溶接直後の母材を液体窒素へ落下させる時に母材は空気に対して相対速度を持ち、母材には実質的に強制対流が発生する。この強制対流による母材の冷却効果を見積もる。母材表面に垂直な熱流束 $q(t)$ (W/m^2) は Newton の冷却則により記述される⁶⁴⁾。

$$q(t) = -h(T_S(t) - T_\infty) \quad (3.6)$$

ここで h ($\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$) は熱伝達係数であり、 $T_S(t)$ (K) は時刻 t における母材表面の温度、 T_∞ (K) は環境温度である。一方、温度 $T_m(t)$ (K) の母材を環境温度 T_∞ まで冷却する際に母材か

ら奪われる熱量は、熱容量 C_m (J/K) を用いて

$$Q(t) = C_m \{T_m(t) - T_\infty\} \quad (3.7)$$

と表される。また、熱流束と熱量の定義より

$$\frac{dQ(t)}{dt} = Aq(t) \quad (3.8)$$

が成り立つ。ここで A (m^2) は母材の表面積である。母材内部の温度が一様 ($T_S(t) = T_m(t)$) と仮定して、式 (3.8) に式 (3.6) と式 (3.7) を代入すると

$$C_m \frac{d}{dt} (T_m(t) - T_\infty) = hA (T_m(t) - T_\infty) \quad (3.9)$$

を得る。熱伝達係数はヌッセルト数 Nu を用いて $h = (\lambda Nu)/x$ と表記できるため、式 (3.9) は

$$C_m \frac{d}{dt} (T_m(t) - T_\infty) = \frac{\lambda Nu}{x} A (T_m(t) - T_\infty) \quad (3.10)$$

となる。ここで x (m) は系の特徴的長さ、 λ ($\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$) は空気の熱伝導率である。母材が落下しているとき、周囲の空気は母材に対して相対的に速度を持ち、強制対流のようにふるまう。層流の強制対流に対する平均ヌッセルト数はレイノルズ数とプラントル数の組み合わせで以下のように表される⁸⁷⁾。

$$Nu_m = 0.664 Re^{\frac{1}{2}} Pr^{\frac{1}{3}} \quad (3.11)$$

ここでレイノルズ数とプラントル数はそれぞれ $Re = \rho U L / \mu$ 、 $Pr = (\mu c_p) / \lambda$ であり、 λ は粘性、 c_p ($\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$) は空気の定圧比熱である。レイノルズ数に現れる速度 U は落下速度、つまり gt であるため、レイノルズ数自体も時間に依存している。本論文における実験では、特徴的長さ L は母材長手方向の長さとした。式 (3.11) と $U = gt$ を式 (3.9) に代入し、微分方程式を解くと、

$$Q(h) = C_m (T_m(0) - T_\infty) \exp \left(-\frac{2\alpha}{3C_m} (2gh)^{\frac{3}{4}} \right) \quad (3.12)$$

を得る。ここで定数 α を $1.288 \lambda W (\rho g L / \mu)^{1/2} Pr^{1/3}$ と定義する。本論文における実験では落下高さが 199 mm から 279 mm の範囲であり、対応する落下時間は 0.20 秒から 0.24 秒である。式 (3.12) から計算すると、対流による熱損失は 0.2% 以下であった。実際に母材落下中の熱損失が無視できることを確認するため、母材の落下高さを変えて溶接長 80 mm の溶接を行い入熱及び熱効率を測定した。Fig. 3.8 の横軸は落下時間、縦軸は熱効率及び入熱を表し、落下高さと熱効率の相関係数を計算すると -0.134 であった。従って、落下高さを変えて誤

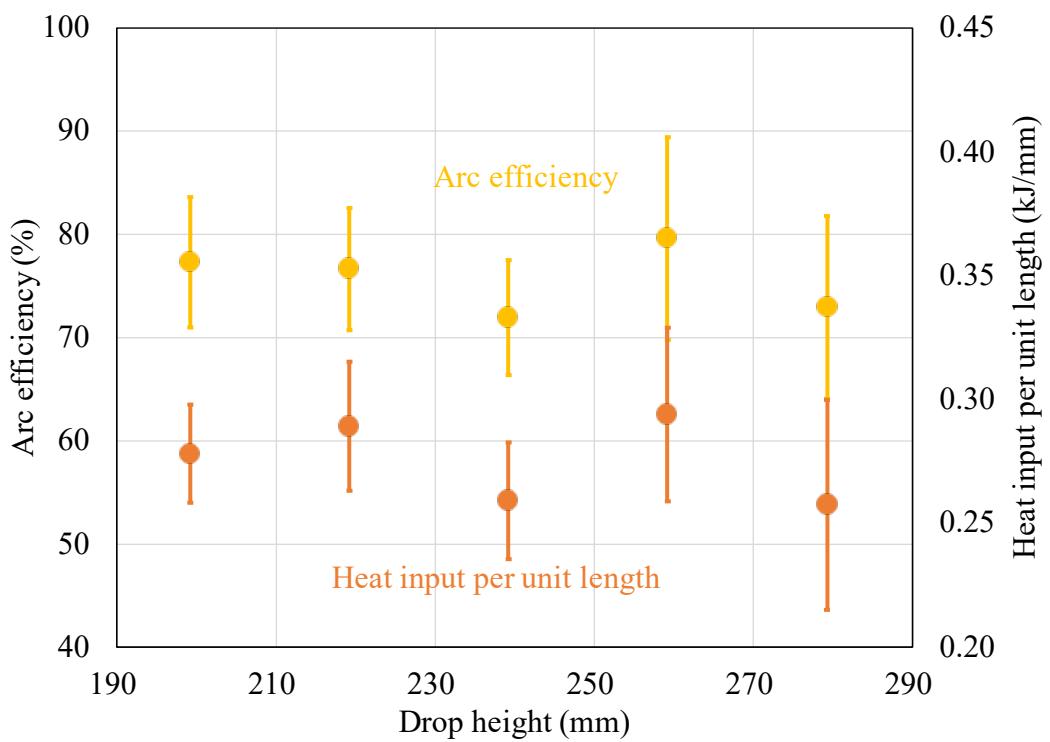


Fig. 3.8 Effect of drop height on heat input and arc efficiency of GTAW with welding length 80 mm

差範囲内で入熱及び熱効率が一定で、溶接後に生じる熱損失は無視できるものみなす。即ち、Table 3.1 に示した実験条件における GTAW の熱効率は、Fig. 3.2 の溶接長が十分に長い時の熱効率 73.78% とする。

3.5 熱効率測定値に対する誤差の評価

熱効率を求めるために、Fig. 3.2 から無限に長い溶接長の熱効率を求め、複数の測定値から熱効率を特定した。しかし各溶接長における熱効率は概ね 10% 程度の大きな誤差を示し、特に溶接長 10 mm の測定値に対しては 20% を超えている。この誤差の由来を考察する。

熱効率は式 (2.3) から算出しており、誤差の要因として液体窒素の蒸発量から算出した母材への入熱及び投入エネルギーに由来する誤差に分類される。Fig. 3.9 に液体窒素熱量計により測定された母材への入熱に対する普遍分散の平方根 s_{heat} と入熱の平均 \bar{q}_{heat} に対する s_{heat} の割合 r_{heat} を示す。 s_{heat} は溶接長が大きくなるに従い増加する傾向が読み取られるが、 r_{heat} に着目すると、溶接長が最も短い 10 mm の値が他の溶接長の場合と比較して最も大きかった。このことから、溶接長が小さくなると \bar{q}_{heat} が小さくなり、相対的な誤差が増加したと推測される。

次に、溶接電源の投入エネルギーに対する誤差に着目する。Fig. 3.10 に溶接電源の投入エネルギーに対する普遍分散の平方根 s_{power} と投入エネルギーの平均 \bar{q}_{power} に対する s_{power} の割合 r_{power} を示す。Fig. 3.9 で示した入熱の誤差と比較して投入エネルギーの誤差は小さく、熱効率の誤差は入熱の誤差が大きく影響していることが分かる。また、Fig. 3.9 と対照的に、溶接長が大きくなるにつれて s_{power} 、 r_{power} ともに増加している。溶接電源の投入エネルギーの誤差に影響を与えるのは溶接電流及びアーク電圧の誤差であるが、GTAW の溶接電源は定電流特性であり、実際に溶接電源に設定した溶接電流と実測された電流値の差は 1 A 以下であった。Fig. 3.11 に溶接電源の投入エネルギー及びアーク電圧に対する不偏分散の平方根 s_{power} 、 s_V を示す。 s_{power} と s_V はほぼ同じ傾向を示しており、溶接電源の投入エネルギーの誤差はアーク電圧の誤差が支配的であった。溶接長が大きくなるにつれてアーク電圧の誤差が増加するのは、Fig. 2.3(b) に示された母材の固定方法に関係していると推測される。母材は片側のみクランプで固定されており、トーチの移動方向に対して母材の平行は保証されていない。電極と母材との距離は溶接開始位置で調整したが、溶接終端では電極と母材の距離が異なっている恐れがある。それに伴い、アーク電圧が変動したと推測する。

更に、液体窒素熱量計で測定された入熱の誤差が大きい理由について考察する。Fig. 3.8 の誤差範囲に注目すると、落下高さが増加すると誤差が増しているように見える。このことを

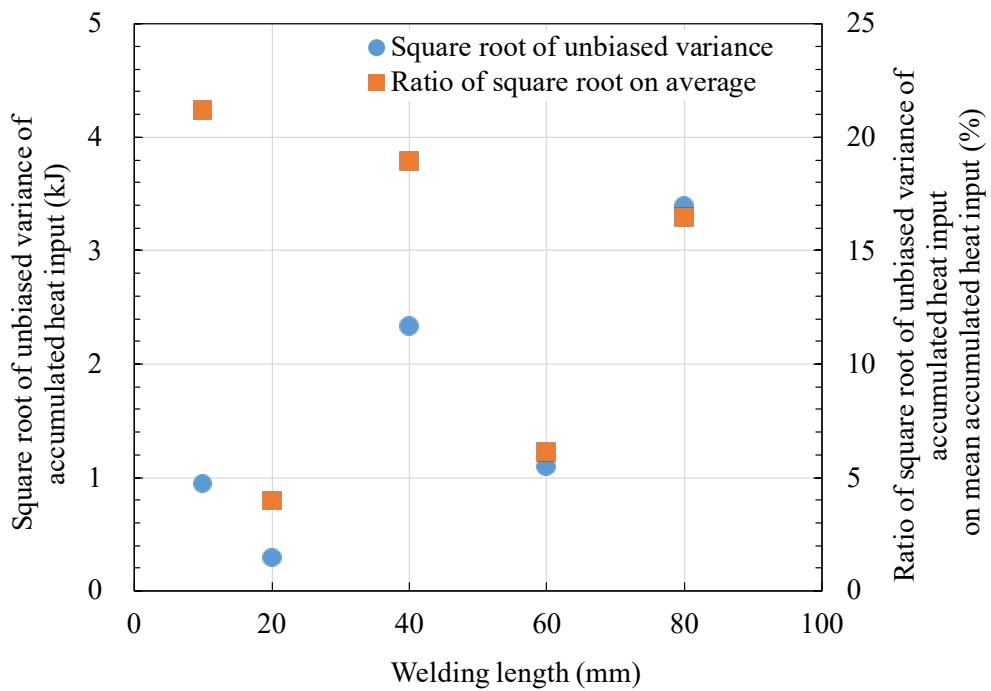


Fig. 3.9 Systematic error of accumulated heat input measured using liquid nitrogen calorimetry

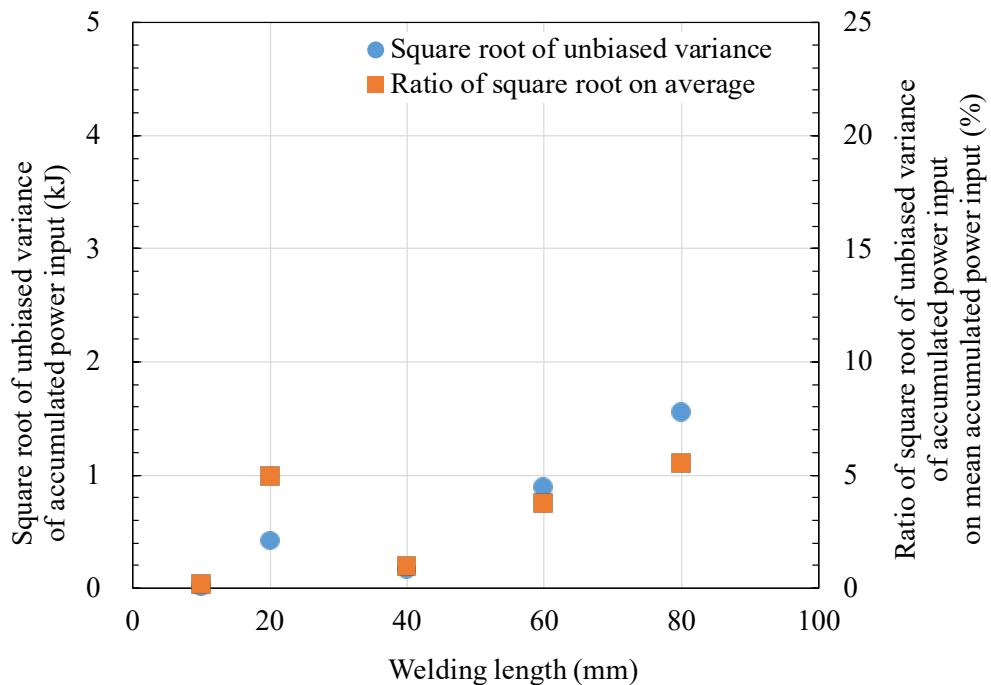


Fig. 3.10 Systematic error of accumulated power input

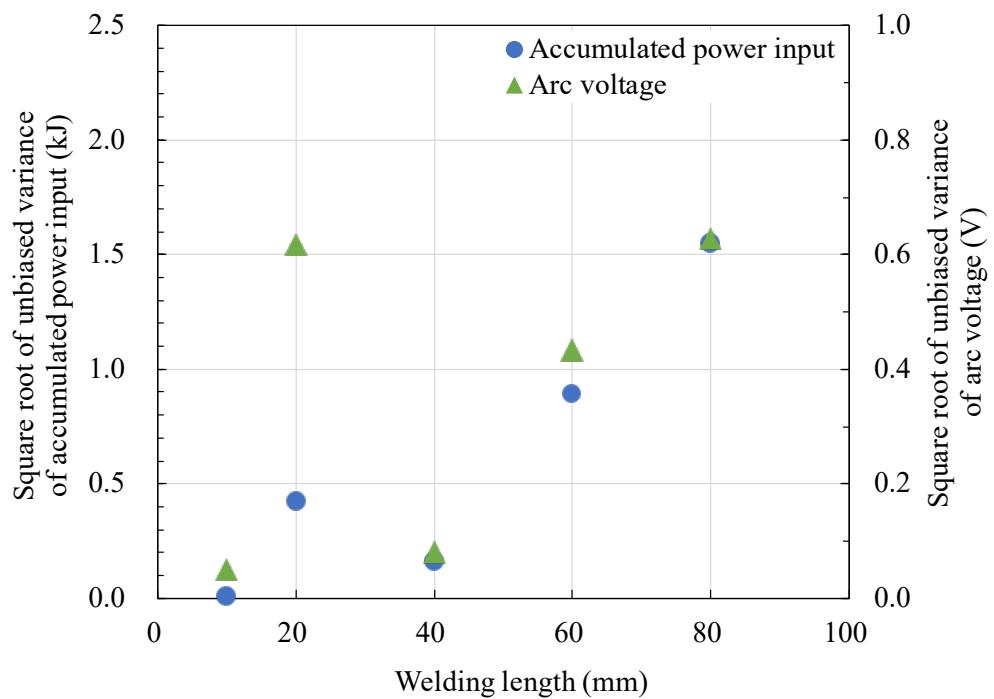


Fig. 3.11 Systematic error of accumulated power input and arc voltage

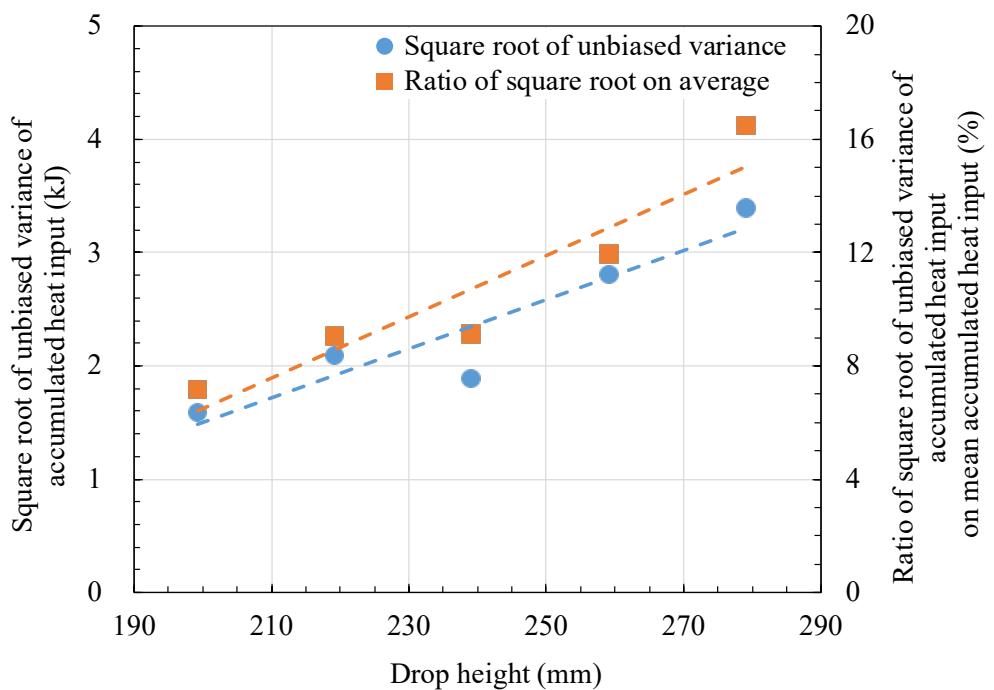


Fig. 3.12 Systematic error of heat input, in relation to drop height of base metal

明確にするため、液体窒素熱量計により測定された母材への入熱に対する普遍分散の平方根 s_{heat} と入熱の平均 \bar{q}_{heat} に対する s_{heat} の割合 r_{heat} を、落下高さの関数として Fig. 3.12 に示す。母材への入熱の誤差は落下高さが大きくなるにつれて増加し、両者の相関係数を計算すると 0.92 であった。この相関の理由として、母材を液体窒素へ投入する際の衝撃が影響していると考えられる。母材が液体窒素に着水すると、飛沫が発生して液体窒素の質量損失になりうる。また、着水により液体窒素の液面が揺動すると、液体窒素に接していない液面上方のデュワー内壁に液体窒素が接し、内壁から熱を吸収しうる。母材が液体窒素の液面に着水する衝撃は、本実験装置では制御できないため、液体窒素の質量損失が発生したと考えられる。

3.4.2 節で、落下高さが 299 mm 以下において落下高さは熱効率の測定値に影響を与えないことを示したが、熱効率の誤差については落下高さが小さい方が望ましい。従って本論文における熱効率の測定は、落下高さが実験装置の物理的な限界である 199 mm とする。

3.6 考察

3.6.1 水冷銅板熱量計及び液体窒素熱量計による熱効率測定の比較

本論文における液体窒素熱量計による熱効率測定はアーク長 3 mm で実施しており、同一条件における Hiraoka らの測定結果は 84.5% である。なお、Hiraoka らの測定値は Fig. 1.15 の回帰直線から読み取り、アーク長 x (mm) と熱効率 y (%) の関係を $y = -1.6402x + 89.42$ と読み取った。Giedt らの論文で、水冷銅板による GTAW の熱効率測定では Seebeck Envelope 熱量計や液体窒素熱量計による測定よりも熱効率が大きく測定されることが言及されている¹⁴⁾。実際に、著者の熱効率測定では 74% であるのに対し、Hiraoka らによる水冷銅板の熱量測定では熱効率が 80% から 88% の範囲で測定されている³⁷⁾。本実験と Hiraoka らの測定条件の違いは、入熱測定に利用した熱量計の違い及び母材の違いである。Hiraoka らの測定結果と本論文での測定結果に 10 ポイント近く差があることに対し、差の原因が母材の材質に起因するのか、あるいは測定方法の違いから生じるのか、過去の論文と比較して要因を読み解く。

測定方法の違いを考察するには、GTAW で銅板を溶接した時の熱効率を液体窒素熱量計で測定した値が必要である。Smartt らは液体窒素熱量計を用いて円形銅板及びステンレス鋼 (SUS304) を陽極として熱効率を測定した⁶⁰⁾。Smartt らの測定条件を Table 3.3 に、測定結果を Fig. 1.16(e) に示す。Fig. 1.16(e) はアークの点弧時間（溶接電流が 100 A、アーク電圧が 10 V であるため、1 秒当たり 1 kJ の入熱）を横軸として表記されている。円形銅板にアークを照射した時の熱効率を Fig. 1.16(e) の回帰直線から読み取ると、アーク点弧時間 x (s) と熱効率 y (%) の関係は $y = -0.1025x + 84.59$ であった。さて、Smartt らと Hiraoka ら

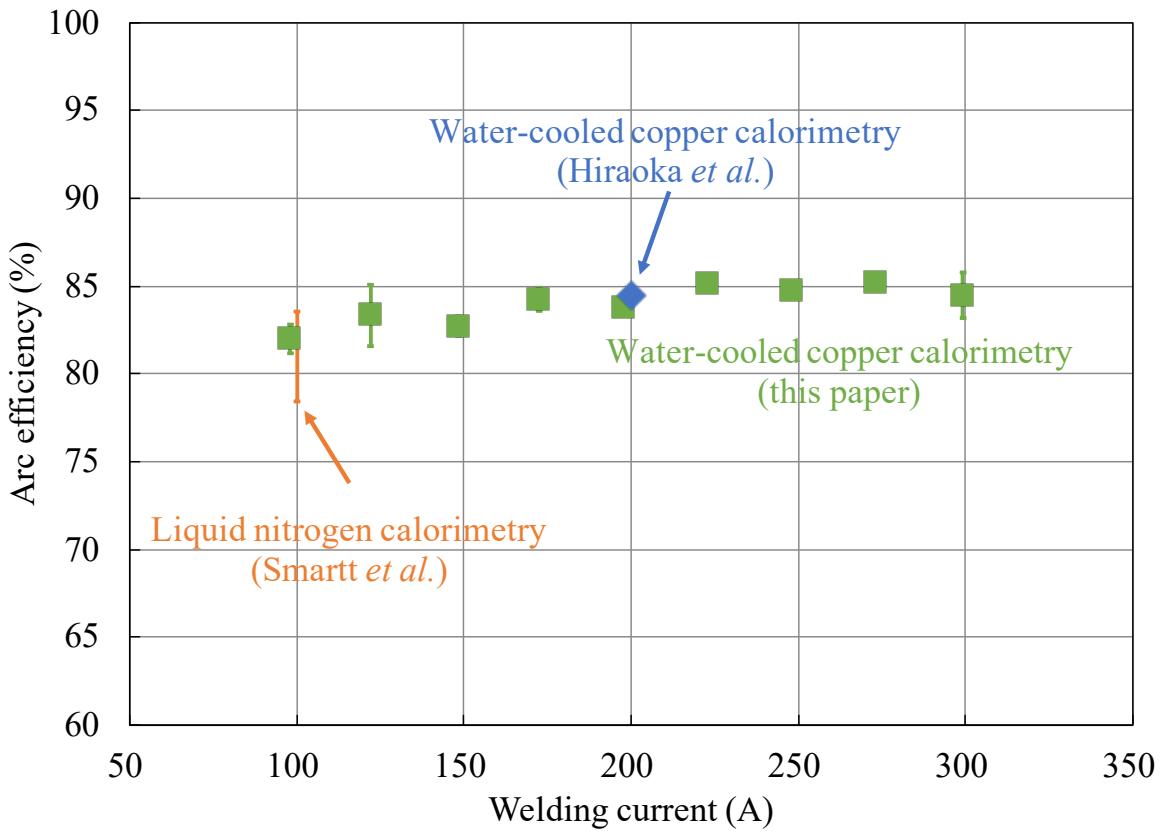


Fig. 3.13 Arc efficiencies measured with water-cooled copper anode as function of welding current, and arc efficiency measured by Hiraoka³⁷⁾ and Smartt⁶⁰⁾

の測定結果を比較する前に、Smartt らは溶接電流 100 A で、Hiraoka らは 200 A で測定しているため、単純には比較できない。銅板を GTAW で溶接した時の液体窒素熱量計及び水冷銅板熱量計で測定した熱効率を比較するため、溶接電流を変化させて水冷銅板熱量計により GTAW の熱効率を測定した (Fig. 3.13)。溶接条件を Table 3.3 に示す。比較のため Fig. 3.13 には Hiraoka ら及び Smartt らにより測定された熱効率を重ねて示した。Smartt らによる熱効率は、点弧時間が 10 秒から 60 秒の範囲を Fig. 3.13 に示している。本論文で溶接電流 200 A で水冷銅板により測定した熱効率は Hiraoka らの熱効率測定値と近い値を示しており、Hiraoka らの実験を再現できている。なお、Hiraoka ら及び Smartt らの測定値は回帰直線から読み取り、Hiraoka らのデータ (Fig. 1.15) はアーク長 x (mm) と熱効率 y (%) の関係を $y = -1.6402x + 89.42$ 、Smartt らのデータ (Fig. 1.16(e)) はアーク点弧時間 x (s) と熱効率 y (%) の関係を $y = -0.1025x + 84.59$ と読み取った。

熱量計の違いを比較すると、溶接電流 100 A における Smartt らの熱効率測定値はアーク

Table 3.3 Welding parameter for GTAW on copper anode

	Smartt <i>et al.</i> ⁶⁰⁾	Hiraoka <i>et al.</i> ³⁷⁾	this paper
Welding current	100 A	200 A	100 ~ 300 A
Electrode polarity	DCEN	DCEN	DCEN
Arc voltage	10 V	10.4 V	11.34 ~ 12.28 V
Arc length	Not described	3 mm	3 mm
Starting temperature	22 °C	Not described	31 °C
Anode size	φ 75 mm	40 × 40 mm	50 × 50 mm
Anode thickness	25 mm	Not described	1.5 mm
Anode configuration	Flat	Flat	Flat
Shielding gas	100% Argon	100% Argon	100% Argon
Shielding gas flow rate	12 L/min	20 L/min	20 L/min
Electrode tip angle	30°	45°	60°
Electrode diameter	3.175 mm	3.2 mm	3.2 mm
Electrode extension	0.5 mm	Not described	3 mm
Tungsten electrode	2% thoriated	2% thoriated	2% lanthanated
Calorimeter	LN	WC	WC

DCEN : Direct Current Electrode Negative

LN : Liquid nitrogen calorimeter

WC : Water-cooled copper anode calorimeter

Table 3.4 Comparison between arc efficiencies in GTAW using copper-cooled copper³⁷⁾ and water coolant calorimeter⁴⁰⁾

	Hiraoka <i>et al.</i>	Haelsig <i>et al.</i>
Calorimeter	Water-cooled copper calorimeter	Water coolant calorimeter
Base metal	Copper	Steel, G3Si1 (EN440-94)
Electrode diameter	3.2 mm	3.2 mm
Electrode tip angle	45°	20°
Arc length	4 mm	4 mm
Polarity	DCEN	DCEN
Welding current	100 A and 200 A	150 A
Shielding gas	Argon 20 L/min	Argon 15 L/min
Arc efficiency	82.9%	76%

点弧時間によって値に範囲があるが、水冷銅板で測定された熱効率はその範囲内に収まっていた。また、Smartt らによれば Fig. 1.16(e) の測定時には銅板に溶融池は形成されておらず、溶融金属蒸気、溶融池は測定値に影響しないと考えられる。

以上の結果から、Hiraoka らの水冷銅板熱量計により測定された GTAW の熱効率と本論文において液体窒素熱量計により測定された GTAW の熱効率の違いは、母材の違いに起因している可能性がある。実際に、Haelsig らが GTAW で鋼板を溶接した時に浸水式熱量計により測定した熱効率は 76% であり、アーク長を 4 mm としたときの Hiraoka らの熱効率 82.9% と比較して約 7% 小さい。ここで Hiraoka らの水冷銅板熱量計による測定³⁷⁾ 及び Haelsig らの浸水式熱効率測定⁴⁰⁾ の測定条件を Table 3.4 に記す。母材の違いが熱効率に与える影響については、4 章で考察する。

Smartt らの測定結果 Fig. 1.16(e) からステンレス鋼を母材とする熱効率と GTAW で軟鋼を溶接した時の熱効率を比較する。ステンレス鋼に対する Smartt らの測定値を (Fig. 1.16(e)) 回帰直線から読み取り、アーク点弧時間 x (s) と熱効率 y (%) の関係を $y = 0.01611x + 73.63$ と読み取った。本論文での実験条件と比較して主だった違いは、母材の形状と、トーチが定点で固定されていることである。その結果、アーク点弧時間が 10 秒から 60 秒におけるステンレス鋼に対する熱効率の範囲は 73.8% から 74.6% であり、GTAW で軟鋼を溶接して液体窒素熱量計で測定した熱効率 74% と近い値を示した。

3.6.2 熱効率の真値

Hurtig らが主張する熱効率の真値⁴⁵⁾と本論文で対象とする熱効率の真値は異なることを述べる。Hurtig らは入熱を、溶接電源から母材表面へ輸送された熱量であるとしており、本論文でも同じ定義を採用した。しかしながら、Hurtig らは母材内部の熱伝導が起きない状態での入熱量こそが入熱量の真値であるとし、入熱量は母材の形状には依存しないと帰結している。実際に Hurtig らと同様に Liskevych らは溶接長を無限小とする時の仮想上の入熱及び熱効率を真値とみなした⁴⁴⁾。Liskevych らが仮想的に溶接長を無限小とするのは溶接中における母材から環境への熱放射や熱伝達による熱損失を除外することを目的としており、同時に母材形状や母材内部の温度分布の影響を除去する狙いもある。しかし 3.3 節から、溶接電源から母材表面へ輸送される熱量は母材内部の温度勾配に依存することが示唆されており、Hurtig らの仮定とは異なる。すなわち母材形状が変われば母材内部の熱伝導も変わり、入熱や熱効率も変わる。本論文では、母材形状によって母材への入熱、熱効率も変わることを前提として、熱効率の測定及び考察を行う。本論文では、アークが点弧した直後に観測される入熱量及び熱効率を真値とするのではなく、母材の温度分布が定常となった時の入熱量及び熱効率を真値とする。

3.6.3 溫度拡散係数で特徴づけられる実験条件

熱伝導方程式では、物理量を特徴づけるパラメータとして温度拡散係数が挙げられる。本節では熱的定常状態が実現する条件を温度拡散係数から求めてみる。熱伝導方程式の解である式 (3.5) を見ると、特徴的長さは温度拡散係数と溶接速度の組み合わせ、例えば α/v のように表される。式 (3.5) によれば、温度は熱源から距離 α/v より十分に離れれば室温に急激に近づく。本論文における実験では、温度拡散係数が $2.28 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ であり⁸⁸⁾ (母材が純鉄と仮定して温度が 300 K の場合)、溶接速度 5 mm/s で割ると特徴的長さスケール 4.52 mm を得る。従って、母材の板厚が特徴的長さスケールより厚ければ熱効率は板厚に依存しないと考えられる。同様にして温度拡散係数と溶接速度の組み合わせで、特徴的時間も α/v^2 と表される。この特徴的時間スケールより短い時間であれば、母材内の温度分布は過渡現象と見做せると考えられる。本論文における実験では、特徴的時間スケールは 0.9 秒であり、溶接時間 16 秒 (溶接速度 5 mm/s, 溶接長 80 mm) はこれよりも十分大きく、熱的定常状態に達していると考えられる。熱的定常状態に達するには溶接時間 t_{weld} を α/v^2 より十分に大きく取ればよい。

3.6.4 溶融池の影響

3.6.3 節では溶融池の存在は考慮せずに熱伝導のみで熱輸送を議論した。もし溶融池が存在する場合、熱伝導よりも溶融池による対流の方が熱輸送は速いため、溶融池表面の熱は対流により母材へ輸送され、結局溶融池の温度はおよそ融点程度に限定される⁸⁶⁾と考えられる。更に、溶融池が深い場合、相対的に未溶融の母材板厚が減少するため、あたかも薄板を溶接しているかのように振る舞うと予想される。薄板は熱容量が小さく板厚方向全体に温度上昇するため、熱効率は小さくなると予想される。溶融池の深さを増加させる溶接条件、例えば溶接電流⁸⁹⁾、アーク電圧⁹⁰⁾、シールドガス組成⁹¹⁾を変更すると熱効率は減少すると考えられる。

シールドガス組成を例に挙げると、Zähr らはアルゴンのシールドガスにヘリウムを混合させた時の溶込み深さを測定し⁹²⁾、ヘリウムの混合比率が上昇すると溶込み深さが増加することを示した。他方で Smartt らは、シールドガスのアルゴンにヘリウムを混合した時、熱効率が減少することを示した⁶⁰⁾。従って、シールドガス組成と溶込み深さ、そして熱効率が互いに関係することが示唆される。

3.7 結言

本章では液体窒素熱量計により GTAW の熱効率を測定し、熱損失の評価、誤差の評価及び過去に液体窒素熱量計、水冷銅板熱量計により測定された熱効率と比較することで本論文における測定方法の妥当性を検証した。

はじめに溶接中及び溶接後に生じる熱損失についてそれぞれ評価し、以下の結論を導き出した。

- 溶接中に生じる熱損失については Liskevych らと異なる解釈を提示し、溶接長 0 mm の極限では熱的定常状態に達していないこと、数十 mm 程度の溶接長では熱損失は無視できることを考察し、溶接長が十分長い時の熱効率を採用することとした。
- 溶接後から入熱量の測定開始までに発生する熱損失として、母材からの熱放射と母材落下時に発生する空気の強制対流を挙げ、それぞれの寄与を見積もった。その結果、母材からの熱放射による熱損失は母材への入熱の 0.2% 以下、空気の強制対流による熱損失は母材への入熱の 0.2% 以下であることを示した。そして母材の落下高さを変えて入熱及び熱効率を測定し、母材落下中の熱損失が無視できることを確認した。

次に、液体窒素熱量計による熱効率測定で生じた 10% 程度の誤差について考察し、以下の

結論を導き出した。

- トーチの移動方向に対して母材の平行は保証されておらず、溶接中にアーク電圧が変動したことが大きな誤差の原因であった。
- 母材の落下高さと誤差の相関を計算し、落下高さが増すと誤差も増加することを示した。従って本論文における熱効率の測定は、落下高さが実験装置の物理的な限界である 199 mm とすることにした。

Hiraoka らが水冷銅板熱量計により測定した GTAW の熱効率 (Fig. 1.15) と本論文での測定値に 10 ポイント近く差が生じていたが、その差が母材の材質に起因するのか、あるいは測定方法の違いから生じるのか、本論文にて水冷銅板熱量計により測定した GTAW の熱効率と比較して以下の結果を得た。

- Smartt らによる円形ステンレス鋼にアークを定点照射した時の熱効率の範囲が 73.8% から 74.6% であり (Fig. 1.16(e))、本論文において GTAW で軟鋼を溶接して液体窒素熱量計で測定した熱効率 74% と近い値を示していた。
- 溶接電流 100 A における Smartt らの熱効率測定値はアーク点弧時間によって値に範囲があるが、本論文において水冷銅板により測定された GTAW の熱効率はその範囲内に収まっていた。即ち銅板を母材とした GTAW において、液体窒素熱量計及び水冷銅板により測定された GTAW の熱効率は同等の値を示していた。

以上の結果より、Hiraoka らにより測定された熱効率と本論文で測定された熱効率の違いは母材の違いに起因している可能性があることを示した。

最後に、母材内部の熱伝導による熱輸送に関する考察から、以下の結論を提示した。

- 溶接電源から母材表面へ輸送される熱量は母材内部の温度勾配に依存することが示唆された。従って、アークを点弧した直後に観測された入熱量及び熱効率を真値とするのではなく母材の温度分布が定常となった時の入熱量及び熱効率を真値とした。
- 溶融池が深い場合、相対的に未溶融の母材板厚が減少するため、あたかも薄板を溶接しているかのように振る舞うと仮定した。薄板は熱容量が小さく板厚方向全体に温度上昇するため、熱効率は小さくなると予想した。
- 母材内部の温度分布は熱伝導方程式に支配されており、熱伝導方程式は温度拡散係数により特徴付けられる。このことから、母材が特徴的長さスケールより厚ければ熱効率は板厚に依存しないことを仮定した。

- 温度拡散係数と溶接速度の組み合わせから特徴的時間 α/v^2 を導入し, 特徴的時間スケールより短い時間であれば母材内の温度分布は過渡現象と見做せることを示した.

第4章 溶接方法の比較による熱輸送の違いに関する考察

4.1 諸言

GTAW の熱効率がこれまでに多く研究されている^{13,14,37,50,54,60,69)} のに対し, GMAW の熱効率は 2000 年代から活発に行われ始めた. 消耗電極によって引き起こされる溶滴移行現象により, GMAW は GTAW と比較して複雑な熱輸送形態を示す.

さらに, 近年はアーク溶接機のデジタル制御技術が著しい発展を遂げており, 溶接電流, 溶滴移行, 入熱の制御やスパッタの抑制を自動制御できる溶接電源が商用化されている⁹³⁻⁹⁵⁾. 多種多様なガスマタルアーク溶接電源の登場により, 母材への入熱及び熱効率は改めて多くの研究者の注目を集める事となった. 熱効率の測定例としては, Bosworth によるパルスガスマタルアーク溶接の熱効率測定^{62,68)} に始まり, Egerland と Colegrove による CMT 溶接, STT 溶接の熱効率測定⁸³⁾, Pépe らによる GMAW の熱効率測定³⁵⁾, Riberiro らによるコールド ワイヤガスマタルアーク溶接の熱効率測定⁹⁶⁾ が挙げられる. GMAW の入熱及び熱効率の測定が活発に行われ, その測定方法が洗練されてきた⁴⁴⁾ にもかかわらず, アーク現象で培われた知見で熱効率を理解する取り組みは未だなされていない. 熱効率の測定値を実際の溶接施工で活用したり, 溶接変形や溶込み形状などを予測するための数値計算に活用したりする上で, あらゆる溶接プロセスの溶接電流域に応じた熱効率を測定することは非現実的である. また, スパッタの最小化, 小入熱, 高品質な GMAW を実現するために複合化したガスマタルアーク溶接電源が登場しており⁹⁷⁻¹⁰⁰⁾, アーク溶接における熱輸送現象を包括的に理解する必要性が増している.

本章では, 電流制御などを使用しない GMAW において, 特定の溶接電流域で熱効率を測定することにより, アーク内に存在する鉄蒸気, 熱放射及び溶滴移行現象が熱輸送に及ぼす影響を考察する.

しかし, それら以外にも熱効率に影響を与える要因が考えられる中で, GMAW のみの測定結果では他の要因と溶滴移行現象及び金属蒸気混入の影響を区別して議論することが困難である. 従って GTAW 及び GMAW の熱効率を比較することで, 溶滴移行現象や金属蒸気混入以外の要因についても考察する.

Table 4.1 Welding conditions of GTAW

Welding power source	DT-300 (DAIHEN Corporation)
Electrode	2% lanthanated-tungsten
Electrode tip angle	60°
Welding current	150 ~ 300 A
Polarity	Direct Current Electrode Negative
Arc length	3 mm
Shielding gas	Argon
Shielding gas flow rate	20 L/min

4.2 実験条件

液体窒素熱量計による熱効率測定において、母材は軟鋼 (SS400, JIS G 3101) を使用した。3章では母材の大きさを $200 \times 100 \times 9$ mm とし、溶接長を 60 mm 以上とすると、アーク近傍での温度場が準定常状態に達しており、溶接開始から準定常状態までの過渡現象が熱効率に影響を及ぼさないことを示した。本章でも同様の条件を採用するが、その妥当性を説明する。本論文では母材内部の温度分布が準定常状態となるときの熱効率を測定しようとしている。熱伝導方程式は温度拡散係数 α (m^2/s) により特徴づけられ、また母材内部の熱伝導において時間スケールに関する量は溶接速度 v (m/s) である。次元解析の観点から、特徴的長さスケールは α/v で与えられると考えられる。母材の温度拡散係数及び溶接速度が同じであるため、異なる溶接電流であっても同じ溶接長及び母材の大きさであれば母材内部における温度分布の準定常状態が実現されていると考えられる。そこで本章でも3章と同様に溶接長を 80 mm、溶接速度を 5 mm/s に設定し、その時に測定された熱効率をもって無限溶接長における熱効率とする。

水冷銅板熱量計による熱効率測定において、母材の形状は3章で説明した通りである。アークの照射位置は水冷銅板の中央に固定、すなわち溶接速度は 0 mm/s とした。

GTAW 及び GMAW の溶接条件を Table 4.1, Table 4.2 にそれぞれ記す。計測は少なくとも三回以上実施し、特筆しない限り本章で図示する値は平均値とした。また、測定誤差として不偏分散の平方根を採用した。

Table 4.2 Welding conditions of GMAW

Welding power source	DP-350 (DAIHEN Corporation)
Wire	Solid wire (JIS Z 3312 YGW11)
Base metal	Mild steel (SS400, JIS G 3101)
Welding current	125 ~ 300 A
Arc voltage	18.7 ~ 34.0 V (one knob control)
Current waveform and polarity	Direct Current Electrode Positive
Contact tip to work distance	20 mm
Shielding gas	Argon + 2% Oxygen
Shielding gas flow rate	20 L/min

4.3 実験結果

Fig. 4.1 に溶接電流と熱効率の関係を示す。熱効率の測定値について議論する前に、熱効率の測定誤差について言及する。水冷銅板熱量計による測定誤差に対して液体窒素熱量計による測定、特にGTAW の誤差が概して大きかった。系統誤差の原因として考えられるのが、液体窒素の質量測定に起因する誤差と、溶接電源の投入エネルギーに起因する誤差である。まず液体窒素熱量計における系統誤差について考える。初めに式 (2.3) における Q_{steel} 及び式 (2.4) の系統誤差を評価する。Fig. 4.2 に、液体窒素熱量計により測定された母材への入熱量に対する不偏分散の平方根 s_{heat} を、GTAW 及び GMAW のそれぞれについて示す。GTAW 及び GMAW の s_{heat} はそれぞれ最大で 3.6 kJ, 4.0 kJ であり、両者は同程度であった。一方、水冷銅板の水温上昇から計算された入熱 Q_{copper} の不偏分散の平方根は最大で 0.037 kJ であり、液体窒素熱量計と比較して百分の一程度であった。入熱 Q_{steel} のばらつきが Q_{copper} のばらつきよりも著しく大きくなった理由は 3.5 節で説明したように母材が液体窒素に投入される際の衝撃が影響していると考えられる。

次に式 (2.3) における Q_{total} の系統誤差を評価する。Fig. 4.3 に溶接電源の投入エネルギーに対する不偏分散の平方根 s_{power} , Fig. 4.4 に投入エネルギーの平均 \bar{q}_{power} に対する s_{power} の割合 r_{power} を示す。液体窒素熱量計で熱効率を測定した場合の GTAW 及び GMAW の s_{power} はそれぞれ最大で 140 J, 138 J であった。一方、水冷銅板熱量計で熱効率を測定した場合の s_{power} は 28J であり、液体窒素熱量計で熱効率を測定した場合の s_{power} と比較して五分の一程度であった。 Q_{total} , Q_{steel} , Q_{copper} の系統誤差を比較すると、液体窒素熱量計で測定した

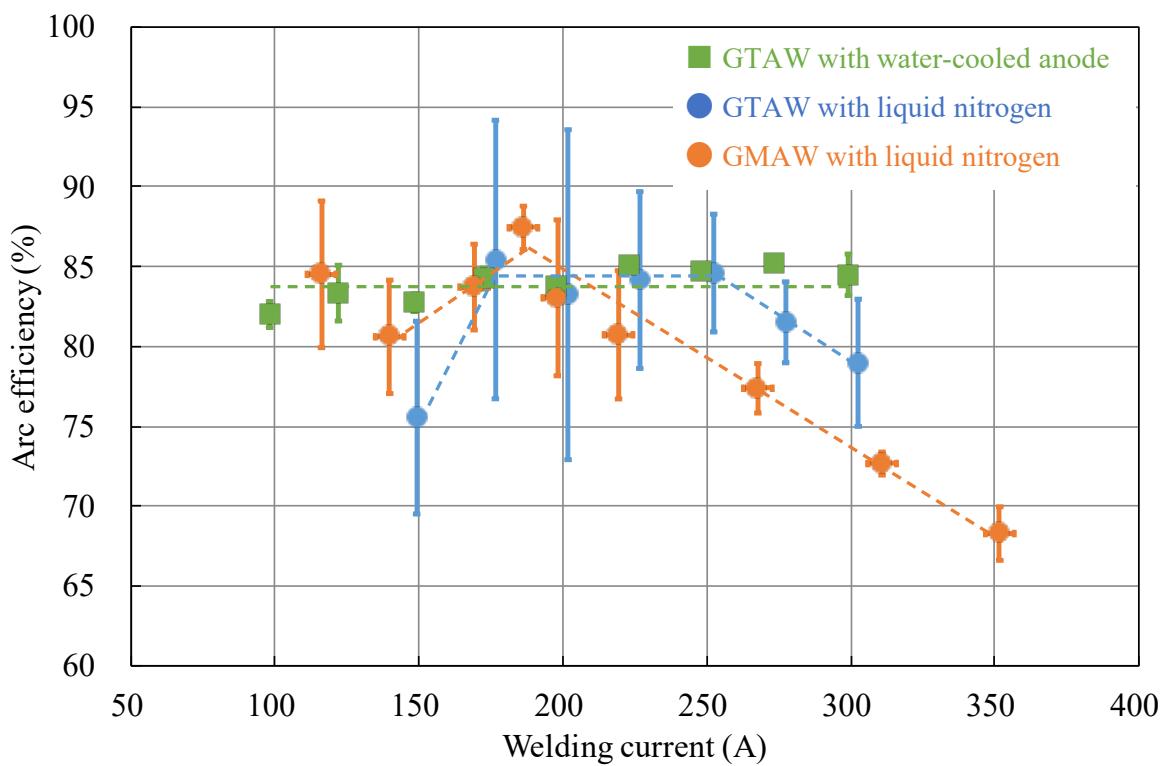


Fig. 4.1 Welding current and arc efficiency of GTAW and GMAW, with dashed lines depicting hypothesis by author

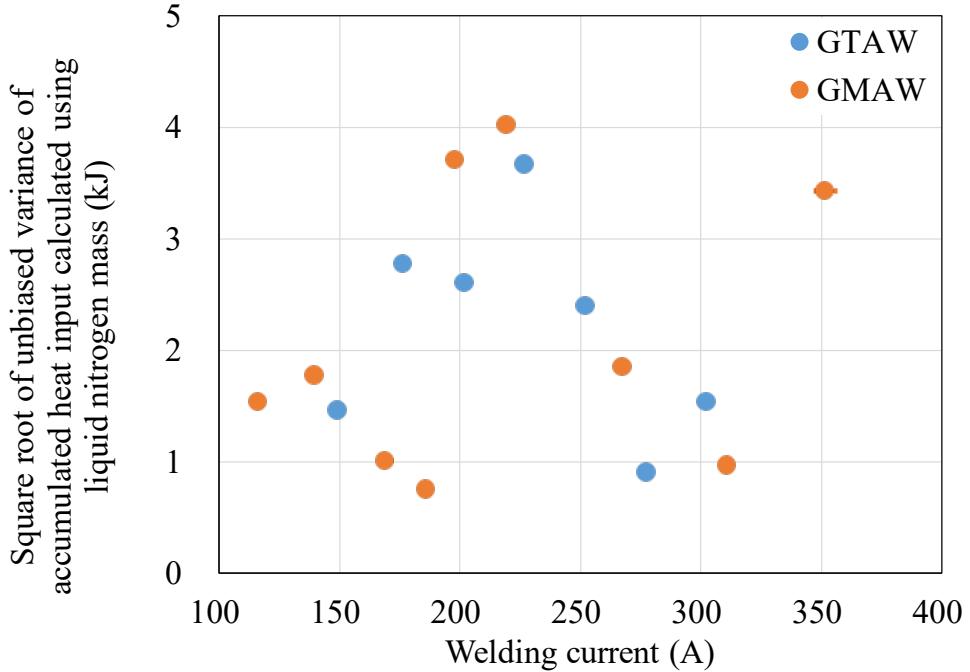


Fig. 4.2 Systematic error of accumulated heat input measured using liquid nitrogen calorimeter

熱効率の系統誤差が水冷銅板熱量計で測定した場合よりも大きいのは Q_{steel} の系統誤差による影響が大きいことが分かった。

次に液体窒素熱量計で測定した GTAW の熱効率の系統誤差が GMAW の場合よりも大きい理由を考える。Fig. 4.2 で見たように、GTAW と GMAW の入熱に対する系統誤差に大きな違いは見られなかった。しかしながら、入熱量に対する不偏分散の平方根 s_{heat} と入熱の平均 \bar{q}_{heat} に対する s_{heat} の割合 r_{heat} に着目すると GTAW と GMAW に違いがみられた。Fig. 4.5 に GTAW と GMAW の r_{heat} を示す。GTAW の r_{heat} は最大で 10.8% に達しているのに対して GMAW の r_{heat} は最大で 6.1% であった。この違いを理解するため投入エネルギー Q_{total} の範囲に着目する。Fig. 4.6 に溶接電流と投入エネルギーの関係を示す。なお、三回以上測定した溶接電流の変動の最大はそれぞれ 1.6% と 1.2% であり、Fig. 4.6 に誤差範囲を表示しているが測定点に隠れている。GTAW は 29~65 kJ、GMAW は 36~189 kJ であり、 Q_{total} は GMAW の方が大きな値であった。つまり、式 (2.3) により熱効率を求める際、GTAW の系統誤差が相対的に GMAW よりも大きくなつたと推測される。

さて、熱効率の測定値について説明する。水冷銅板の熱量計による熱効率は 82% から 85% であり、液体窒素熱量計による熱効率と比較すると熱効率の変化が少なかった。液体窒素及

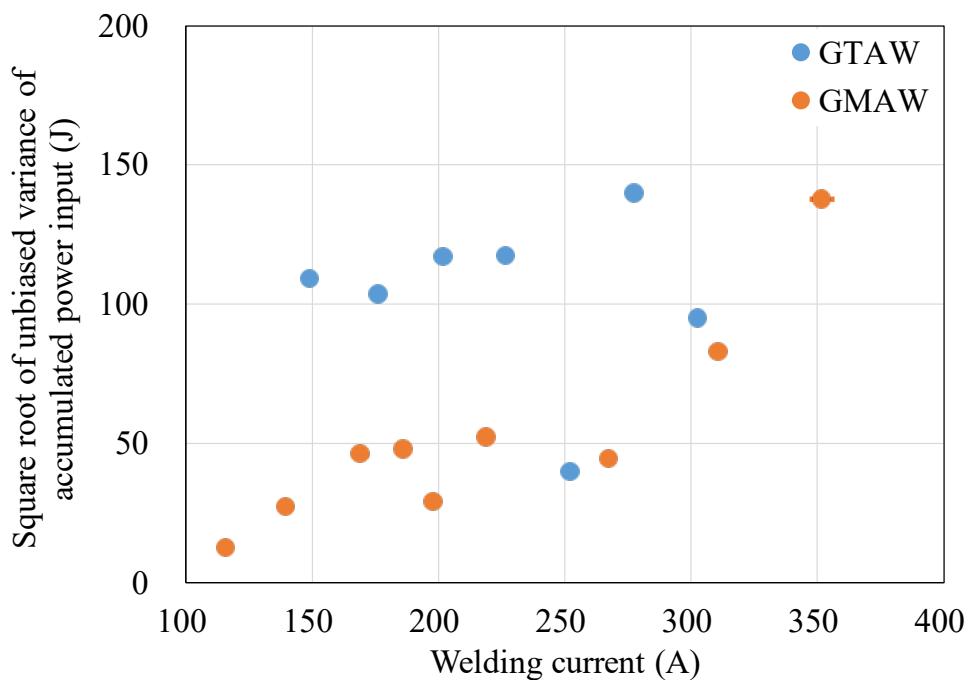


Fig. 4.3 Systematic error of accumulated power input measured using liquid nitrogen calorimeter

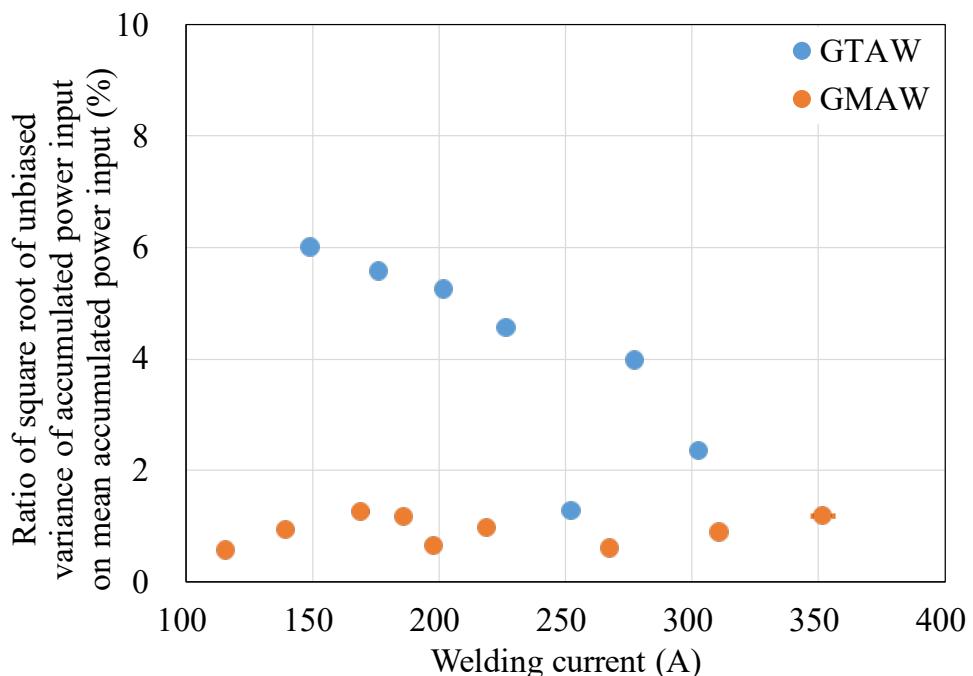


Fig. 4.4 Error ratio of accumulated power input of measured using liquid nitrogen calorimeter

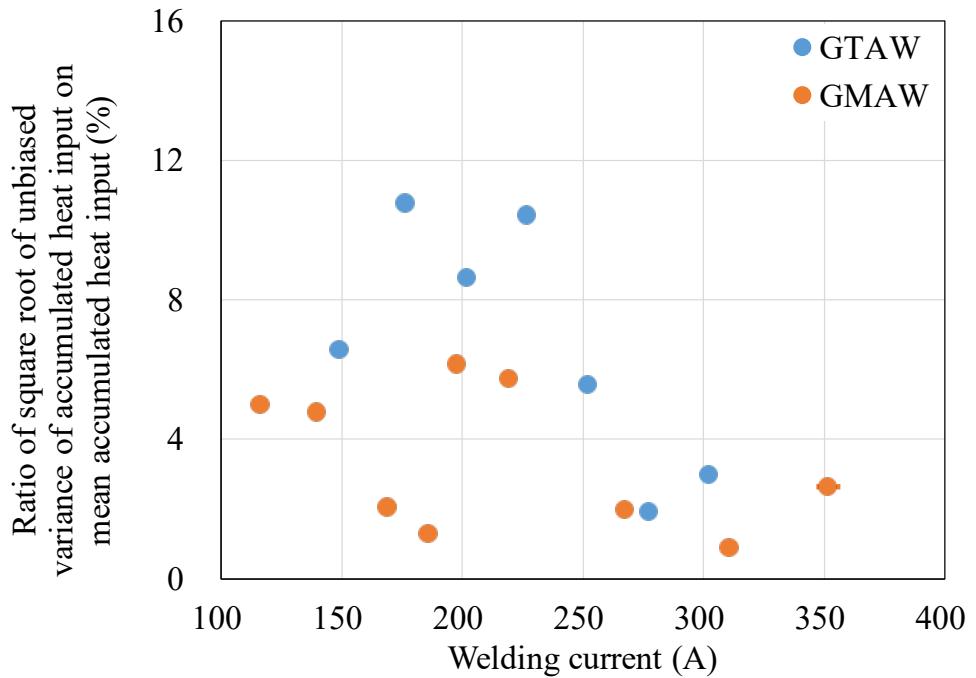


Fig. 4.5 Error of accumulated heat input measured using liquid nitrogen calorimeter

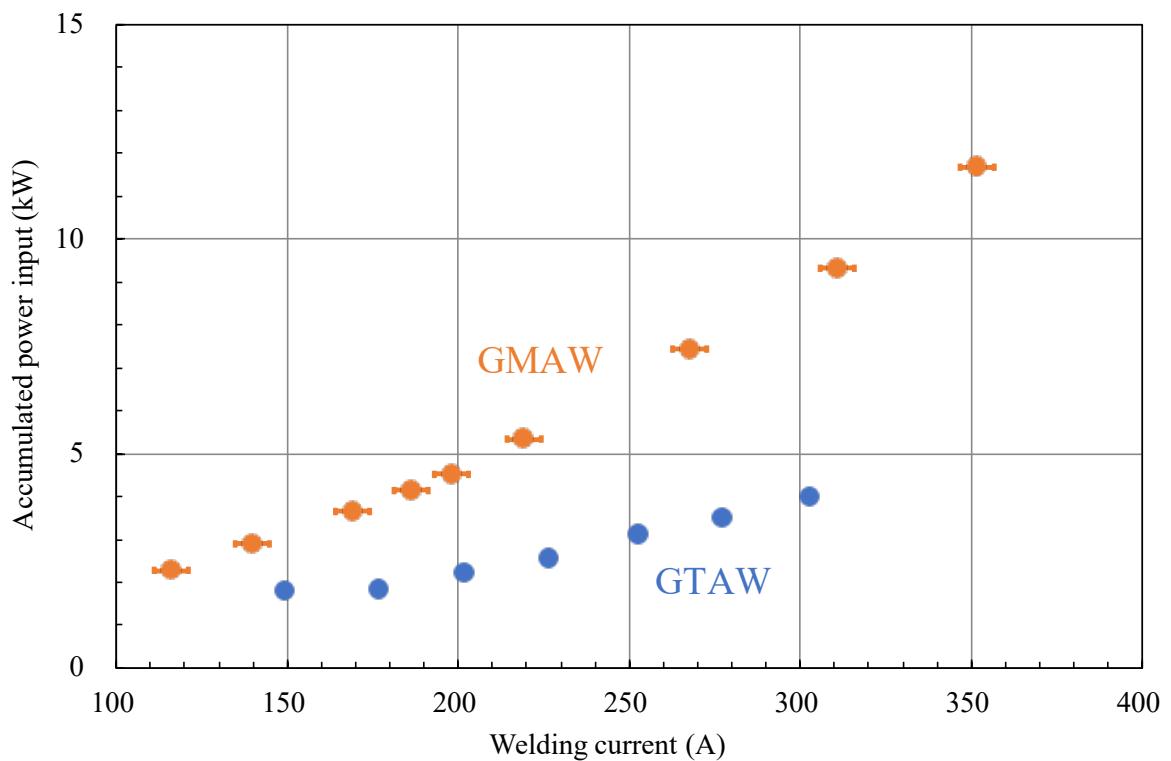


Fig. 4.6 Welding current and accumulated power input

び水冷銅板熱量計による熱効率を比較すると、180 A から 250 A の範囲で GTAW の熱効率が一致した。一方で、溶接電流 140 A では、液体窒素熱量計による熱効率が水冷銅板熱量計による結果よりも低い値を示した。277 A 以上の溶接電流では、液体窒素熱量計による熱効率が水冷銅板の場合よりも減少した。116 A を除き、溶接電流の増加に伴い GMAW の熱効率は上昇し、180 A で最大となり、その後減少に転じた。また、液体窒素熱量計で測定した熱効率において、溶接電流の増加に伴い熱効率が減少する程度は、GMAW では減少が急激であるのに対し、GTAW の場合は緩やかな減少を示した。

4.4 考察

熱量計及び溶接方法により熱効率の測定値に違いが出た要因を考察する。熱量計及び溶接方法の違いから熱効率に及ぼす影響を細分化した結果を Table 4.3 に示す。GTAW の熱効率を液体窒素熱量計により測定する際に母材を軟鋼としたが、鉄蒸気が熱輸送に大きな影響を与えることが知られている。Lago らは、母材が鉄及び銅の場合に GTAW のアークから母材へのエネルギー流を数値計算により求め、両者でエネルギー流の構成割合に大きな違いを与えないことを示した¹⁰¹⁾。一方で、母材が溶融して金属蒸気がアークに混入する場合、電気伝導度、アーク内の電流経路、アークからの熱放射に影響を与えることが先行研究^{102,103)}から明らかになっている。水冷銅板については溶融池が形成されておらず、銅蒸気の影響は考えられないが、軟鋼を母材とする場合は溶融池が存在し、鉄蒸気の影響を考慮する必要がある。

次に溶接方法の違いに着目すると、熱効率への影響として溶滴移行現象が挙げられる。溶滴移行が熱効率に及ぼす影響として、短絡移行時にアークからの熱放射が減少すること、溶滴自体が溶接電源から与えられたエネルギーを直接母材へ輸送すること、溶滴から蒸発する鉄蒸気がアークに混入することが考えられる。

以下の各節では、鉄蒸気や溶滴移行が熱効率に与える影響を考察するため、鉄蒸気の影響がない水冷銅板熱量計により測定した GTAW の熱効率を基準として、軟鋼を母材とする GTAW、GMAW の熱効率を比較する。なお、後述する仮説を理解しやすくするため、測定値から著者が推測した溶接電流と熱効率の関係を Fig. 4.1 に破線で表現し、測定値の点の色と破線の色を対応させた。

4.4.1 溶融池から混入する鉄蒸気が熱効率に与える影響

水冷銅板熱量計による GTAW の熱効率を基準として、軟鋼を母材とする GTAW の熱効率が 149 A で減少し、176 A で上昇する理由について考察する。両者の熱効率測定において考

Table 4.3 Factors affecting on arc efficiency, classified by metal transfer and materials of base metal

	Factor	Mechanism	Effect on arc efficiency	Explained section
Base metal	Penetration	Less heat conduction in anode	Decrease	4.4.3
	Iron vapor on base metal	Less heat conduction from arc	Decrease	4.4.1
		More arc radiation	Decrease	4.4.1
Metal transfer	Iron vapor in arc column	More arc radiation	Decrease	4.4.4
		Less heat conduction from arc	Decrease	4.4.4
	Short circuit	Less arc radiation	Increase	4.4.2
	Metal droplet	More heat transfer	Increase	4.4.2

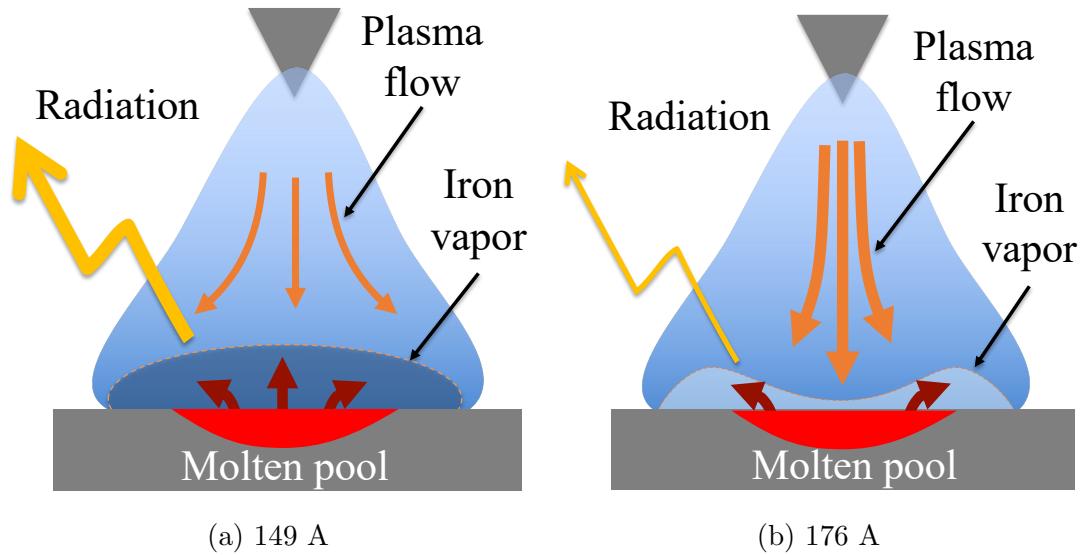


Fig. 4.7 Schematics of iron vapor effect on heat transfer of GTAW

えられる条件の違いは溶接速度の有無か、鉄蒸気の有無が挙げられる。

はじめに溶接速度の有無を考察する。Fig. 1.19 で示したように、溶接速度の有無は母材内部の温度分布に影響しうる。溶接速度が 0 mm/s に設定された状態で母材にアークを照射すると、母材に投入されたエネルギーは行き場を失い、母材は温度上昇を続ける。即ち定常状態が存在しない。しかしながら、水冷銅板熱量計の場合はアークから母材へ投入されたエネルギーが水冷により失われるため、定常状態が実現している。従って、溶接速度がある場合と比較して母材内部の温度分布は異なるものの、タンゲステン電極と同じ動きをする座標系から見たときにアーク直下の母材温度分布が時間的に変化しないという点で、同様の定常状態が実現していると考えられる。

溶接速度の有無による影響が小さいと考えると、 149 A における液体窒素熱量計により測定された GTAW の熱効率が水冷銅板熱量計により測定された熱効率よりも小さい理由は、鉄蒸気が関係していると考えられる。

仮説について Fig. 4.7 を用いて説明する。軟鋼を母材とする GTAW (Fig. 4.7 (a) に相当) の熱効率が 149 A で水冷銅板を母材とする GTAW の熱効率よりも小さい理由は、母材溶融池から発生する鉄蒸気のアークへの混入がアークの熱放射を増加させてアーク温度が低下した結果、アークから母材への熱伝導による熱輸送が減少したためと考えられる。一方、溶接電流が 176 A の場合、鉄蒸気は 149 A の場合よりも多く発生し、アーク中の鉄蒸気濃度は増加していると考えられる。しかしながら、溶接電流が 149 A の場合よりも 176 A の方が電流密

度が高いことでプラズマ気流の流速が増加しているため、プラズマ気流により鉄蒸気がアーク円周部へと掃き出される量も増加する。その結果、鉄蒸気による熱放射の影響が抑制され、水冷銅板で測定された熱効率に近い値へと回復する (Fig. 4.7(b) に相当) と推測される。

なお、GMAW の熱効率が溶接電流 140 A で水冷銅板により測定された GTAW の熱効率よりも小さいことについて、詳細は次節で述べるがアーク中心に混入している鉄蒸気の熱放射により熱損失が発生していると考えられ、液体窒素により測定された GTAW の熱効率の減少とメカニズムが異なると考えられる。これは母材を軟鋼とした時、母材表面付近にのみ鉄蒸気が偏在した時とアーク中心にも鉄蒸気が存在する場合とで熱効率に違いが生まれることを示唆している。

4.4.2 短絡移行時におけるアークの熱放射減少及び溶滴移行

短絡移行による熱放射の減少及び溶滴移行による熱輸送は熱効率を増加させる効果があり、186 A 以下で GMAW の熱効率が母材を軟鋼とした GTAW よりも大きいのはこの二つの要因によるものと考えた。特に、186 A の熱効率に着目すると母材を銅板及び軟鋼とした時のいずれの GTAW の熱効率よりも母材を軟鋼とした時の GMAW の熱効率が 3% 大きい理由は、GTAW では非消耗式電極であるタンゲステン電極でのジュール発熱が主に電極の温度上昇に用いられ、その熱エネルギーが母材へは輸送されないのに対し、GMAW ではワイヤ電極がジュール発熱等による加熱により溶融し、やがて電磁気力等によってワイヤ先端から離脱することで、その熱エネルギーが溶滴移行によって母材へ輸送されたためであると考えられた。

二つの要因の内、まず溶滴移行により輸送される熱量を見積り、溶滴移行が熱効率に与える影響を考察する。Tatsumi らは GMAW における溶滴が輸送する入熱量を測定した¹⁰⁴⁾。コンタクトチップ - 母材間距離及びシールドガスの酸素混入を除き、彼らの溶接条件と本論文での溶接条件は類似しているため、彼らの測定した溶滴移行による熱輸送量を参照して議論する。なお、本論文とは異なり彼らはコンタクトチップ - 母材間距離を 25 mm としており、シールドガスには純アルゴンを使用している。これらの違いはアーク電圧、溶接電流、溶接ワイヤからの溶滴離脱等へ影響を及ぼす恐れがある。

はじめにコンタクトチップ - 母材間距離の違いが溶滴移行に与える影響について考察する。Tatsumi らは高速度カメラにより溶滴移行形態を観察し、およそ 200 A 以下の溶接電流ではグロビュール移行であるとしている¹⁰⁵⁾。本論文においても高速度カメラにより溶滴移行形態を観察したところ、グロビュール移行と短絡移行が混合していた。それぞれの溶滴移行形態の撮影写真を Fig. 4.8 及び Fig. 4.9 に示す。

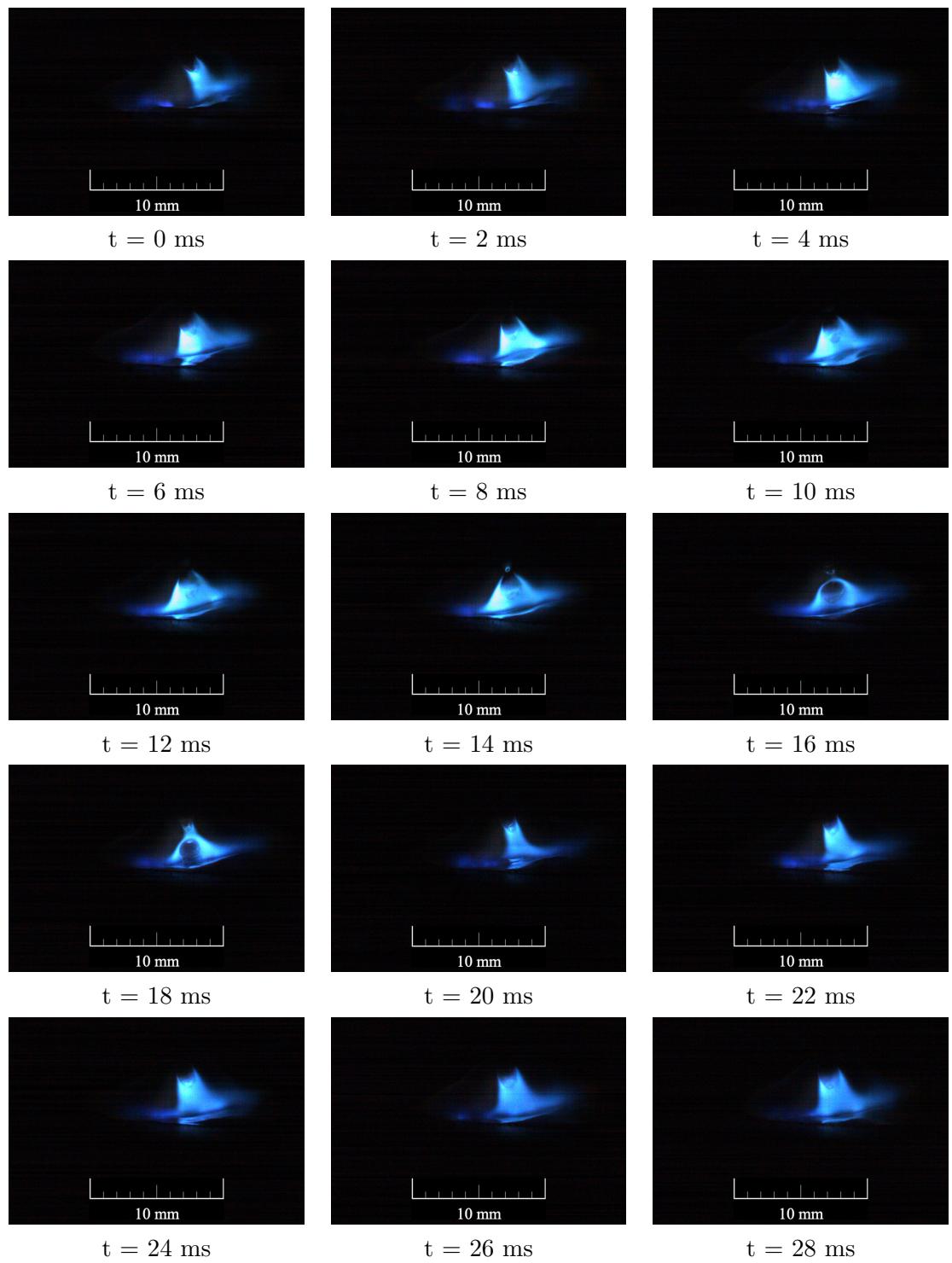


Fig. 4.8 Photographs of arc in welding current 190 A during globular transfer

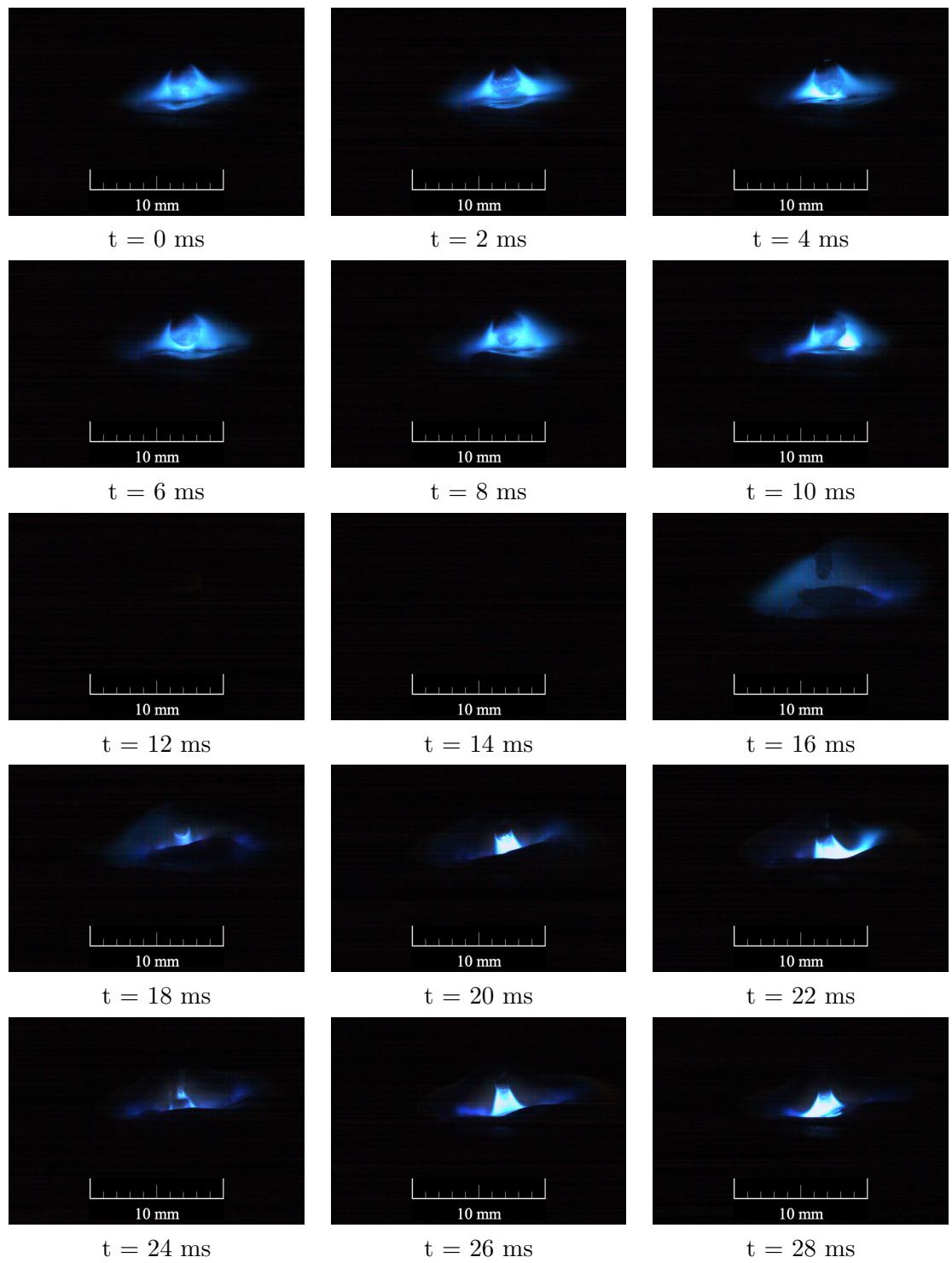


Fig. 4.9 Photographs of arc in welding current 190 A during short circuit transfer

これはコンタクトチップ-母材間距離が Tatsumi らの場合と比較して 5 mm 短く、溶融池に溶滴が接触しやすくなったことによると考えられる。Fig. 4.11 に示すように、短絡移行が発生する割合は 5% 程度である。200 A 以上の溶接電流では、Tatsumi ら及び本論文の両方においてプロジェクト移行であった。以上の結果から、コンタクトチップ-母材間距離が溶滴移行に与える影響は高々 5% 程度であると推察される。

次にシールドガスの違いが与える影響について考える。Jönsson らはアルゴンのシールドガスに添加した酸素がアークに与える影響を検証し、添加量が 5% であれば質量流、運動量流、アーク温度、アーク内の電位に与える影響は 5% 未満であると結論付けた¹⁰⁶⁾。また、シールドガス組成が溶滴移行に影響を与えることが知られているが、酸素を添加する場合はスプレー移行臨界電流にほとんど影響を与えないことが示されている¹⁰⁷⁾。従って、酸素ガスの添加が溶滴移行による熱輸送の議論をする上で妨げとならないものと考える。

更に、入熱量そのものではなく溶接電流を増加させた場合の入熱の増加量に着目すれば、Tatsumi らの測定結果と本論文における測定結果に違いはないと考えられる。従って本節では、溶接電流を変化させた時の溶滴による熱輸送量の増加率を評価する。溶滴移行による熱輸送と入熱量の関係を考察するため、本論文で測定された溶接電源の二次出力と Tatsumi らにより測定された GMAW における溶滴が輸送する入熱量を Fig. 4.10 に示した。

Tatsumi らの測定によると、溶接電流を 140 A から 180 A へ増加させた時、溶滴による熱輸送量は 900 W から 1,500 W へと増加し、その増加率は 67% であった。一方で本論文での実験では、溶接電流を 140 A から 186 A へ変化させた時に溶接電源の二次出力は 1,243 W だけ増加し、その増加率は 43% であった。従って、溶滴移行の増加率は溶接電源の二次出力の増加率を超えており、熱効率の増加に寄与したと言える。同様の議論は溶接電流が 180 A 以上の場合でも成り立つが、本論文で測定した熱効率はむしろ減少している。Tatsumi らの測定結果によると、溶接電流が 180 A の場合と比較して 270 A の場合は溶滴移行による熱輸送量は倍になっている。一方で本論文において溶接電流を 186 A から 268 A へ変化させても溶接電源の二次出力は 4,139 W から 7,438 W への増加にとどまり、その増加率は 79% である。このことは、溶滴移行による熱輸送を上回る熱損失が生じていることを意味しており、考えられる熱損失はアークによる熱放射である。Tsujimura 及び Tanaka は GMAW のアーク現象に関する数値計算を実施し、アークプラズマに存在する金属蒸気がアークの熱特性に与える影響を考察した³³⁾。その結果、溶接電流 280 A において、アークからの熱放射による熱損失は溶接電源の二次出力に対して 40.7% に達することを示した。本論文の測定では、溶滴移行による入熱量増加がアークからの熱放射によって相殺され、溶接電流が 186 A 以上では熱効

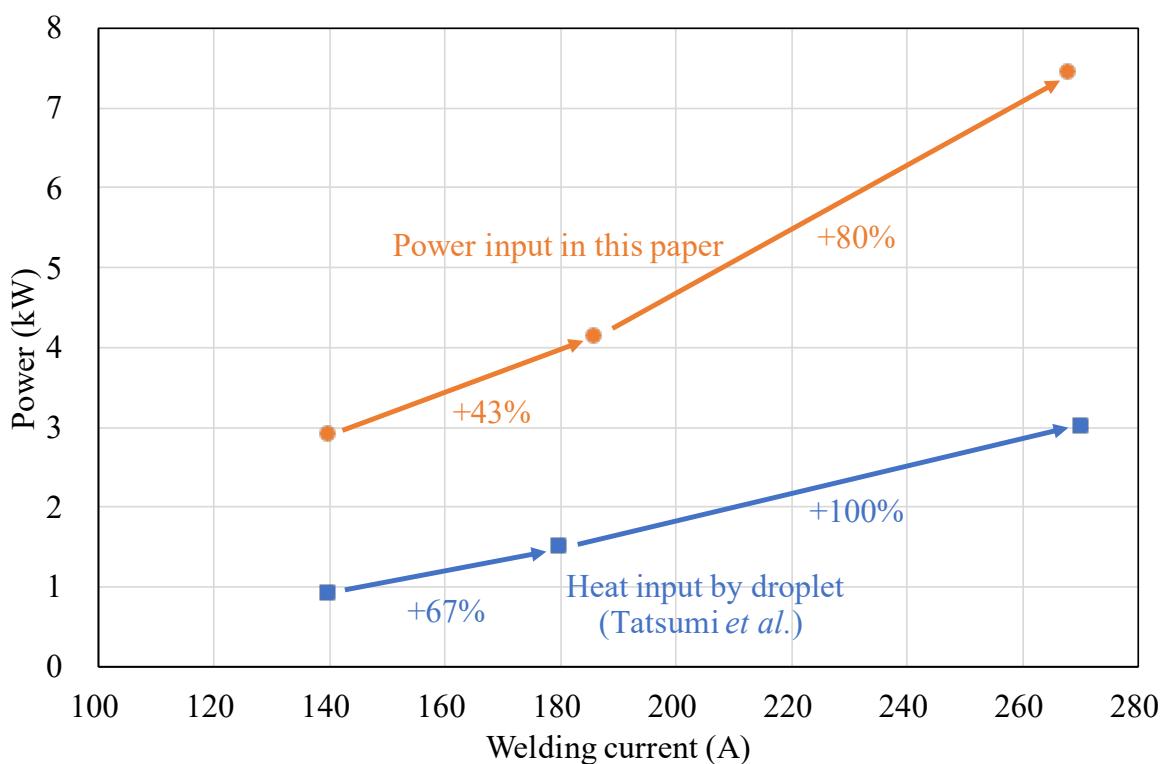


Fig. 4.10 Comparison between increase of power input measured in this paper and increase of heat input transferred by droplet measured by Tatsumi *et al.*¹⁰⁴

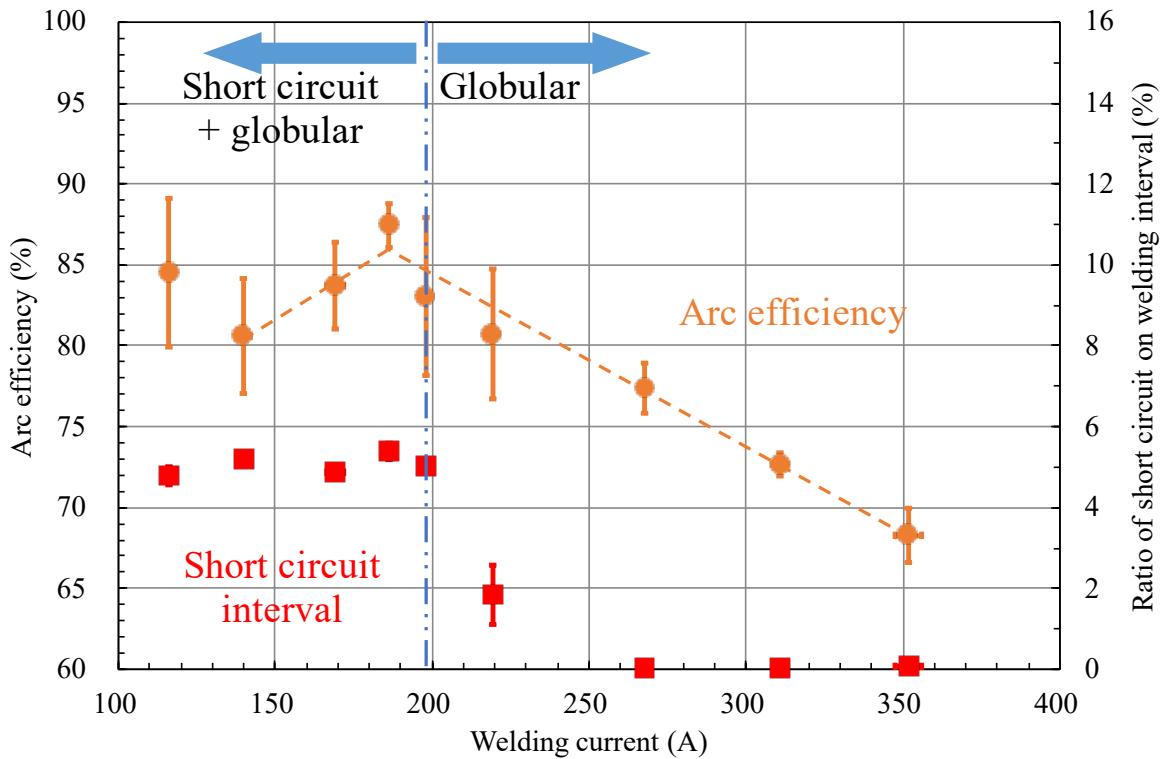


Fig. 4.11 Arc efficiency and short circuit duration with respect to welding current, with dashed lines depicting hypothesis by author

率が減少したものと推測する。

次に、短絡移行による熱放射の減少と熱効率の増加の関係を探るため短絡移行を定量化する。溶接時間に対する消弧時間の割合を短絡移行の指標とし、消弧時間の割合と熱効率を Fig. 4.11 に示す。消弧時間の算出にあたり、溶接中のアーク電圧が全溶接時間にわたる平均アーク電圧の $1/2$ を下回った時に消弧したと仮定した。溶接電流が 200 A 未満の時に短絡現象が観測され、短絡時間の割合はおよそ 5% で一定であった。溶接電流が 200 A 以上になると短絡時間の割合は減少し、250 A 以上で短絡現象は観測されなくなった。短絡現象の消失とともにアークからの熱放射が減少すると考えられるが、Fig. 4.11 における熱効率の減少と一致している。

4.4.3 溶融池の存在によるアーク - 母材間の熱輸送減少

3.3 節では母材内部の熱輸送を熱伝導論的に考察して熱効率の変化を説明しようと試みた。母材内部の温度分布が安定した定常状態ではアーク直下と母材裏側の間に温度勾配が生じ (Fig. 3.3(a))，式 (1.12) に従い温度勾配に比例する熱流束が発生する。即ち、温度勾配が大きければ熱効率は上昇する。3.6.4 節では、溶融池が存在する場合、溶融池の温度が均一であ

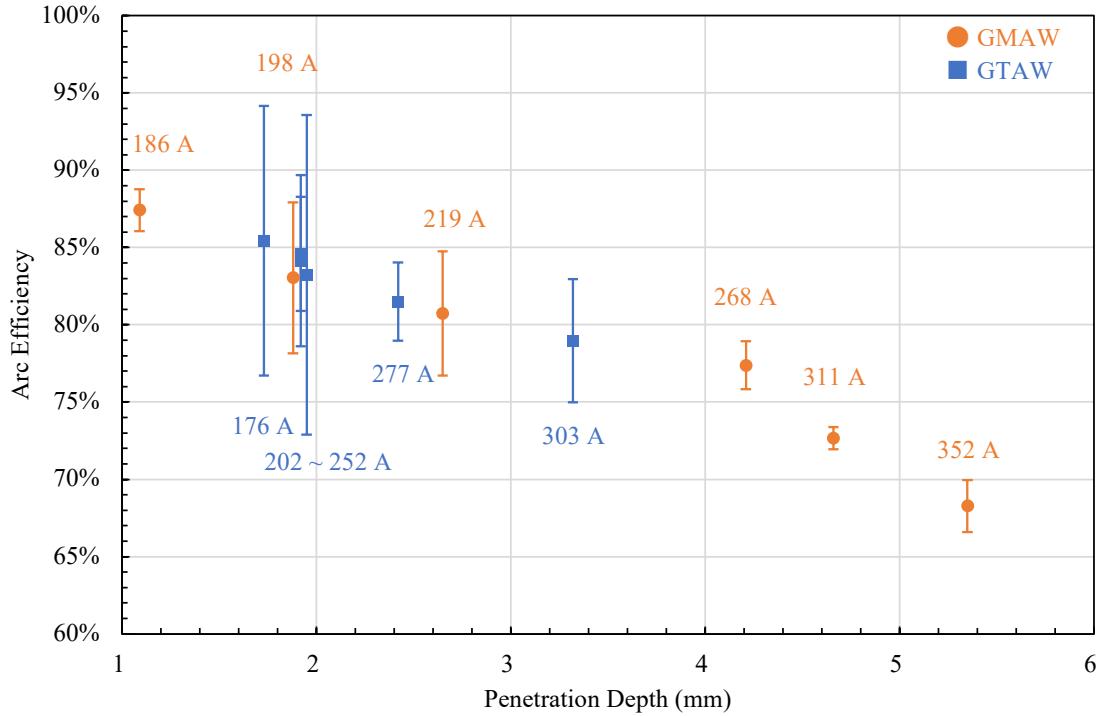


Fig. 4.12 Penetration depth and arc efficiency

ると仮定し、未溶融部分の板厚の温度勾配が熱効率に影響することを説明した。具体的には、未溶融部分の板厚が特徴的長さスケールよりも減少すると板厚方向にわたって均一に温度上昇し (Fig. 3.3(b))，温度勾配が減少したことで熱効率も減少したと考えられる。

この事を確認するため、GTAW 及び GMAW の溶込み深さを測定し、熱効率の関係を Fig. 4.12 に示した。溶込み深さを計測するための断面は、溶接長 80 mm に対して溶接開始点から 60 mm の位置から採取した。この位置を選んだ理由は、3.3 節より 60 mm の位置では母材内の温度分布が準定常状態に達していることが確認されているためである。なお、溶込み深さの変化による熱効率の低下を確認するため、熱効率が減少する溶接電流域、つまり GTAW については、溶接電流が 176 A 以上、GMAW では 186 A 以上の溶込み深さ及び熱効率を図示している。溶込み深さは三回以上測定した試験片の代表値を採用している。溶込み深さと熱効率について相関係数を計算すると-0.445 であり、弱い負の相関を示した。溶込み深さを採取した標本数が少なく (GTAW, GMAW 合わせて $n = 23$)、熱効率の誤差も大きいため決定的な結論は出すことはできないが、Fig. 4.12 は溶込み深さ、ひいては板厚と熱効率に関係があることを示唆している。なお、GMAW の溶込み形状は全てフィンガー形状であり、GTAW は鍋底

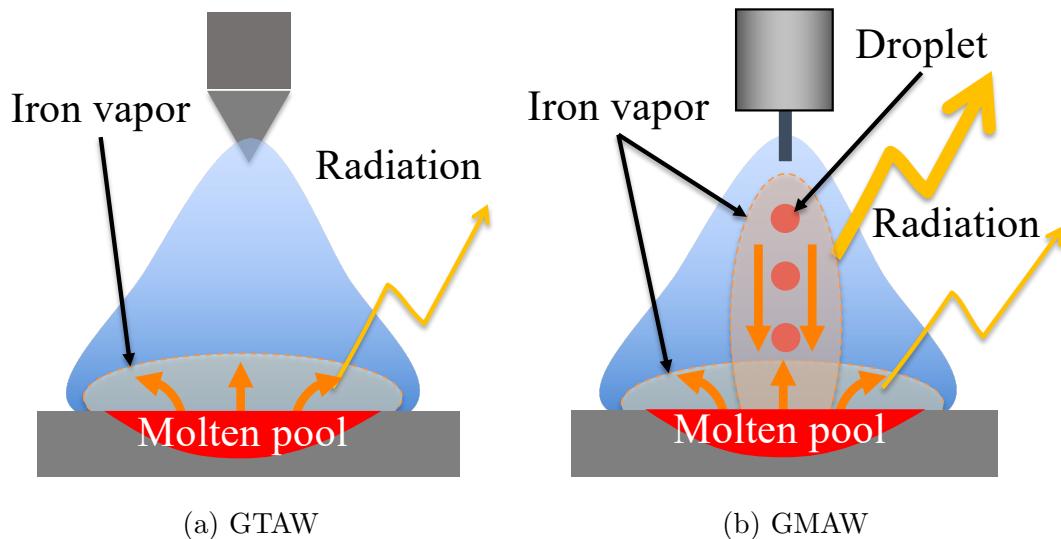


Fig. 4.13 Schematics of the effect of iron vapor on radiation from arc

形状であった。本節の冒頭で言及した、母材内部の温度勾配と熱効率の関係はあくまでも板厚方向の一次元的な温度分布を仮定した考察であり、溶込み深さと熱効率の関係に迫るには溶込み形状の違い等の影響も丁寧に議論する必要がある。

4.4.4 アーク中心に鉄蒸気が混入することによるアーク熱放射の増加とジュール発熱の減少

GMAW の溶接電流 311 A 以上では、186 A から 268 A にわたる熱効率の減少傾向と比較して、より大きな熱効率の減少が見られる。アーク中心部の鉄蒸気による熱放射の寄与が大きいことは、Tsujimura 及び Tanaka によって実施された数値シミュレーションにより示されている³³⁾。彼らは鉄蒸気による熱放射の影響を考慮した GMAW のシミュレーションを実施し、280 A の溶接電流を想定した場合、溶接電源の投入エネルギーに対して約 40% のエネルギーがアークからの熱放射で周囲環境へ放出されていることを示した。熱放射によるエネルギー損失により、アーク中心部の温度が 6,000 K、中心より外部で 13,000 K となっており、中心部の熱が著しく失われていることがわかる。

なお 4.4.1 節での説明と同様に、鉄蒸気混入によりアークでのジュール発熱が減少して、アーク-母材間の熱伝導が減少すると考えられる。しかしながら、母材表面にのみ鉄蒸気が混入する場合 (Fig. 4.13(a)) とアーク中心にも鉄蒸気が混入する場合 (Fig. 4.13(b)) で、鉄蒸気が熱効率に与える影響は異なることを述べる。アーク中心に鉄蒸気が混入する場合、アーク中心軸上で強い熱放射が起きた結果アーク中心軸上で軸周辺と比較してアーク温度が低下し¹⁰⁸⁾、アークの電気伝導度が低下する。つまりジュール発熱が減少し、アークから母材への

熱伝導が抑制される。この傾向は溶接電流の増加とともに著しくなると考えられる。一方で GTAW の場合、GMAW と違ってアーク中心に鉄蒸気が混入せず、母材表面にのみ鉄蒸気が発生し、アーク周辺部の温度が熱放射により低下することで、アーク中心の電流密度が上昇して電子流によるエネルギー輸送が増加する。したがって、溶接電流の増加と共に熱効率が上昇すると考えられる。以上が、GTAW と GMAW で溶接電流が熱効率に及ぼす影響の決定的な違いとなる。

4.5 結言

本章では、GTAW 及び電流制御などを使用しない GMAW の熱効率を特定の溶接電流域で測定して両者を比較することで、アーク内に存在する鉄蒸気、アークからの熱放射、溶滴移行現象、母材内部の熱伝導が熱輸送に及ぼす影響を考察した。

はじめに熱効率の測定誤差について言及した。液体窒素熱量計で測定した入熱量の系統誤差について、GTAW と GMAW の場合で同程度であった。一方水冷銅板熱量計で測定した入熱量の系統誤差は液体窒素熱量計で測定した場合と比較して百分の一程度であった。液体窒素熱量計で測定した入熱量の系統誤差が水冷銅板熱量計の場合よりも著しく大きいのは、母材を液体窒素に投入する際の衝撃が影響していると推測した。液体窒素熱量計による熱効率測定において、GTAW での系統誤差が GMAW の系統誤差よりも大きいのは、GMAW における溶接電源の投入エネルギーが GTAW における溶接電源の投入エネルギーよりも大きく、GMAW における入熱量の系統誤差の影響が相対的に小さくなつたためと結論付けた。

溶接電流を変化させて GTAW の熱効率を、水冷銅板熱量計及び液体窒素熱量計により測定し (Fig. 4.1)、以下の結果を得た。

- GTAW の水冷銅板による熱効率は 82%から 85%に収まり、およそ一定であった。
- 軟鋼を母材とする GTAW の熱効率は、149 A で水冷銅板よりも 10%低い値を示した。
- 軟鋼及び銅板を母材とする GTAW は溶接電流域 176~252 A で同じ熱効率を示した。
- 軟鋼を母材とする GTAW の熱効率は、252 A 以上で減少傾向を示した。
- 軟鋼を母材とする GMAW の熱効率は、溶接電流 116 A を除き 186 A まで上昇した。
- 軟鋼を母材とする GMAW の熱効率は、186 A 以上の溶接電流において減少傾向を示した。

以上の結果を矛盾なく説明するため、以下の仮説を提示した。

- 軟鋼を母材とする GTAW の熱効率が 149 A で銅板を母材とする GTAW の熱効率よりも小さくなった理由は、アーケに混入した鉄蒸気によりアーケからの熱放射が増大し、アーケ温度が減少したためである。アーケ温度の減少によりアーケから母材への熱伝導が減少したことで、熱効率が下がったと考えられる。
- 軟鋼を母材とする GTAW の熱効率が 176 A で水冷銅板により測定された熱効率に近い値へと回復する理由は、溶接電流が 149 A の場合よりも 176 A の方がプラズマ気流の流速が増加しており、プラズマ気流により鉄蒸気がアーケ円周部へと掃き出される量も増加する。その結果、鉄蒸気による熱放射の影響が抑制されたためである。
- 軟鋼を母材とする GTAW の熱効率が 252 A 以上で、また GMAW の熱効率が 198~268 A の溶接電流域で減少する理由は、溶込み深さの増加に伴いアーケ直下の未溶融母材の温度勾配が小さくなり、母材内の熱伝導が抑制されたためである。この仮説を裏付けるため、軟鋼を母材とする GTAW 及び GMAW の溶込み深さを測定し (Fig. 4.12)，両者に負の弱い相関が認められた。
- 軟鋼を母材とする GMAW の熱効率が減少する理由は、アーケ中心に混入した鉄蒸気により熱放射が増加し、環境への熱損失が増加したためである。

本論文での熱効率と軟鋼を母材とする GMAW の熱効率を比較し、186 A 以下で見られる熱効率の上昇は、GTAW, GMAW とで異なるメカニズムであることを示唆した。また GMAWにおいて、198~268 A にわたる熱効率の減少と、311 A 以上での熱効率の減少とでメカニズムが異なることを示唆した。

第5章 先行研究により測定された熱効率と本研究の比較

5.1 諸言

溶接速度と母材・溶融池の過渡特性を考慮した上で測定した熱効率と Christensen らがまとめた熱効率及び Smartt らによって測定された熱効率を比較し、熱効率の値の差異について考察する。

5.2 Christensen らとの比較

Fig. 5.1 は Christensen らが示した熱効率⁶⁹⁾に本論文の熱効率を重ね合わせた結果である。GTAW の熱効率は本論文の結果は 75~85%， Christensen らの値は 21~48% であり、熱効率が取る値とその幅に大きな差がある。Christensen らの熱効率のうち、軟鋼を母材とする DCEP 極性の GMAW の熱効率は 36~46% であり、熱効率の幅は一致するものの本研究の結果とは 40% の差がある。Christensen らの論文では熱効率の具体的な測定方法及び条件が示されていないため、詳細な比較はできないが、差を生む要因を考察する。Christensen らは、溶接中に母材を水で冷却し、冷却水の温度上昇から母材への入熱を測定したとのみ記している⁶⁹⁾。また、Christensen らは電流、電流密度、アーク電圧、溶接速度によってデータを分類しようと試みたものの、熱効率の測定値の変動を細分化できなかったと記しており⁶⁹⁾、溶接条件によって熱効率が変動した訳ではないと推察される。GMAW や被覆アーク溶接、サブマージアーク溶接と比較して GTAW の測定値の変動幅が大きいことから、GTAW の熱効率測定時に母材への入熱が冷媒である水に十分伝達されていなかったために、実際よりも低い入熱が測定され、本研究と比べて 40 % も低い熱効率が得られたと考えられる。

一方、GMAW の熱効率は Christensen らの示した熱効率と本論文において測定した熱効率が概ね一致した。単位時間当たりの溶接電源による投入エネルギーが 1,375 cal/s 以上で母材への入熱が下振れしているが、Fig. 4.1 における溶接電流 268 A 以上に対応している。つまり、母材への入熱が下振れしている原因はアーク中心に鉄蒸気が混入することによる熱放射の増加であると考えられる。

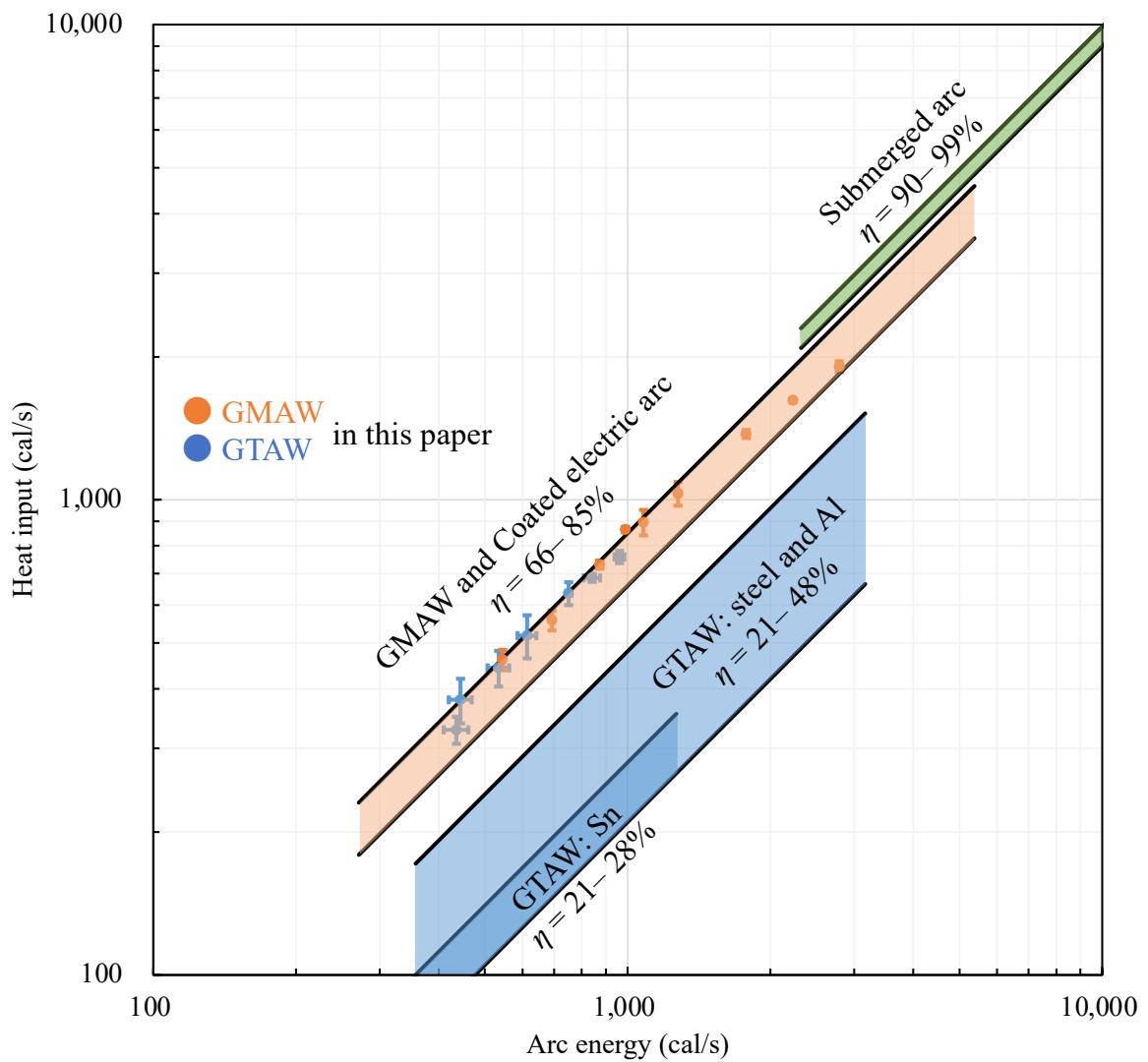


Fig. 5.1 Comparison between arc efficiencies summarized by Christensen *et al.*⁶⁹⁾ and those in this paper

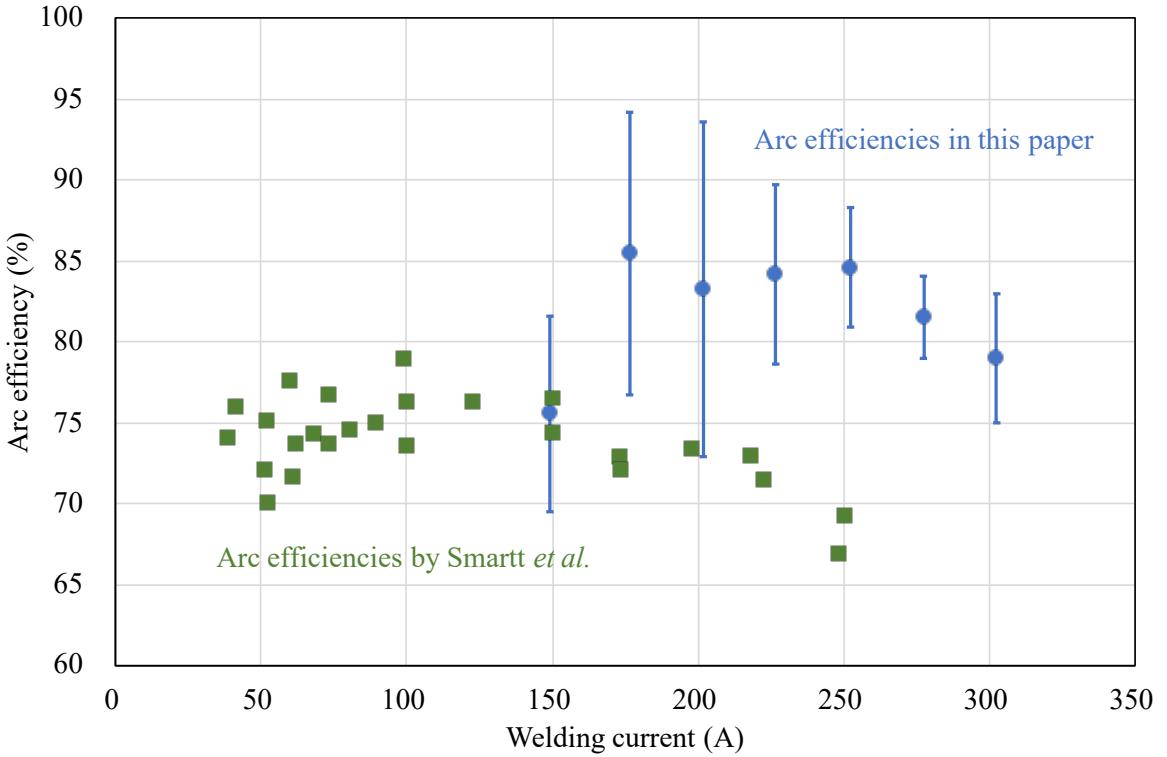


Fig. 5.2 Comparison between arc efficiencies by Smartt *et al.*⁶⁰⁾ and those in this paper

5.3 Smartt らとの比較

次に Smartt らによって液体窒素熱量計を用いて測定された、GTAW の熱効率と本論文での測定値を比較する。Fig. 5.2 に Smartt らによって測定された熱効率と本論文で測定された GTAW の熱効率を示す。Smartt らの結果に対して、本論文で測定された熱効率は概ね 10% 程度大きい値である。Smartt らと本論文の結果の違いが現れる要因を考察するため、溶接条件の違いを Table 5.1 にまとめる。アーク電圧の違いに着目すると、Smartt らの実験及び Hiraoka らの水冷銅板による熱効率測定結果から、アーク電圧が増加すると熱効率が減少する傾向が見られる (Fig. 1.15, Fig. 1.16(b))。この傾向に沿って考察すると、アーク電圧が高い本論文での熱効率が小さくなるはずである。同様に、Smartt らの熱効率測定結果から、陰極先端角 (Fig. 1.16(c))、陰極突出し長 (Fig. 1.16(d)) が増加するといずれも熱効率は減少する傾向が観測されている。また、シールドガス流量 (Fig. 1.16(g)) は熱効率に影響しないことが観測されている。いずれの条件を考慮しても本論文で測定した熱効率は Smartt の場合よりも小さくなるはずである。

他に本論文の結果において熱効率が Smartt らの場合よりも大きくなる要因として、母材の

Table 5.1 Differences in welding parameter between Smartt *et al.* and this paper

	Smartt <i>et al.</i>	this paper
Arc voltage	10 V	11.34 ~ 12.28 V
Anode material	SUS304	mild steel
Anode size	$\phi 75$ mm	100 × 200 mm
Anode thickness	25 mm	9 mm
Welding speed	0 mm	5 mm/s
Shielding gas flow rate	12 L/min	20 L/min
Electrode truncation	0.5 mm	3 mm
Electrode included angle	30°	60°

材質の違い、母材の寸法及び溶接速度の違いである。1章で述べたように、溶接速度がある場合とない場合では母材内部の温度分布が異なり、母材への入熱も変化しうる。溶接速度がない場合、母材内部は Fig. 5.3 に図示するような温度分布を示すと考えられる。アーク点弧直後の母材内部はほぼ室温であり、アークとの間に大きな温度差がある (Fig. 5.3(a))。この温度差は式 (1.12) で表される熱流束が発生し、比較的大きな入熱が発生する。アーク点弧から時間が経過すると、アークから母材への入熱により母材が加熱され、母材内部の温度勾配は鈍化する (Fig. 5.3(b))。更に時間が経過すると溶融池が拡大し、母材内部の固体部分の温度勾配は更に小さくなる (Fig. 5.3(c))。なお、アークから投入され続けるエネルギーは母材からほとんど外部に放出されないため、母材温度は上昇し続けて、定常状態に達することはないと考えられる。一方、溶接速度がある場合、Fig. 3.4 で示したように一定の溶接長が確保されていれば定常状態に達する。

上述のメカニズムは、Tanaka らによって計算された、ステンレス鋼を GTAW で溶接したときの母材温度分布から確認できる⁸²⁾。Tanaka らは陰極、アーク、溶融池、母材に関する質量、運動量、エネルギー、電荷の保存則を解いて温度分布の時間変化を計算した。陰極軸方向の母材温度分布を Tanaka らの結果から読み取った図を Fig. 5.4 に示す。横軸は母材表面からの距離 x 、左側の縦軸は陰極の中心軸上における母材の温度分布 $T(x)$ 、右側の縦軸は温度勾配の絶対値 $|\partial T / \partial x|$ を表す。なお、等温線の距離は $T = 500, 1,000, 1,500, 1,750$ K から読み取り、四次の多項式で補間しており、温度勾配は補間式を微分して算出している。また、Tanaka らの計算では SUS304 の融点を 1,750 K に設定しており、この等温線は溶融境界

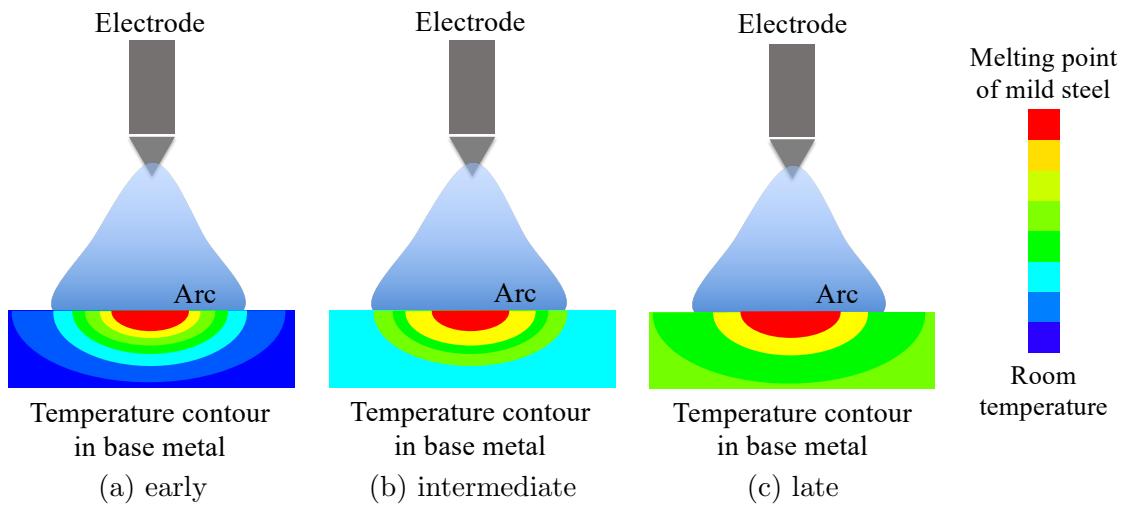


Fig. 5.3 Schematics of transient temperature contour in base metal when stationary arc is present

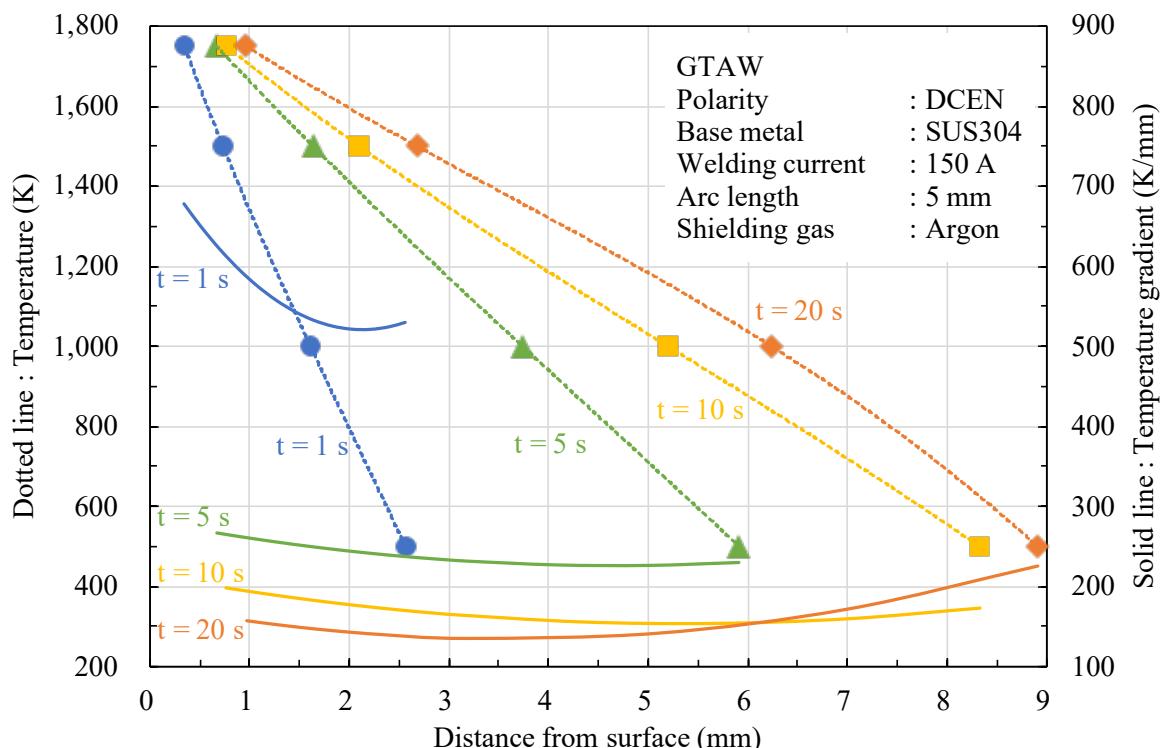


Fig. 5.4 Transient temperature in solid base metal, read from the paper by Tanaka⁸²⁾.

を意味する。アーク点弧から1秒後における温度勾配の最大値は $T = 1,750$ K の等温線上の $x = 0.34$ mm で 678 K/mm であるが、時間が経過すると徐々に温度勾配は減少し、20秒後において高々 230 K/mm である。本論文では軟鋼を母材としているため、熱伝導率及び温度拡散率に多少の違いはあるものの、定性的には同様の傾向を示すと考えられる。つまり、アーク点弧直後における母材内部の温度とアークに接触する母材表面との温度差が大きく、温度勾配が大きい。その結果、熱流束は比較的大きく、入熱量も増加する。アーク点弧から時間が経過すると母材全体が温度上昇し、温度勾配がアーク点弧直後と比較して小さくなり、熱流束も小さくなる。その結果、入熱量は減少する。

Tanaka らの数値計算では、アークと接する母材表面から 15 mm の位置において温度分布の境界条件を室温に設定しているため、15 mm の境界から熱は流出する。Smartt らの実験では母材の裏側は冷却されていないため、アークから輸送される熱は母材に留まる。つまり、Tanaka らの数値計算では時間経過とともに定常状態に近づくが、Smartt らの実験において定常状態は存在せず、母材は温度上昇を続ける。

以上の結果をまとめると、Smartt らの実験条件では定常状態には至らず、溶融池が拡大し続ける母材における熱効率を意味しており、この場合は母材内部の温度勾配が相対的に小さく、式 (1.12) に従う熱輸送が発生しにくい。対して本論文における実験条件は母材内部の温度分布における定常状態が実現しており、式 (1.12) に従う熱輸送が生じているため、Smartt らにより測定された条件よりも大きな熱効率を測定したと推測される。

5.4 結言

Christensen らにより総括された熱効率と本論文の熱効率を重ね合わせた結果、GMAW の熱効率は概ね両者が一致する一方、GTAW の熱効率は本論文の結果は 75~85%，Christensen らの値は 21~48% であり、熱効率が取る値とその幅に大きな差があった。その差を生む要因として、Christensen らにより提示された GTAW の熱効率は熱効率測定時に母材への入熱が冷媒である水に十分伝達されていなかったことが疑われた。

一方、GMAW の熱効率は Christensen らの示した熱効率と本論文において測定した熱効率が概ね一致した。単位時間当たりの溶接電源による投入エネルギーが 1,375 cal/s 以上で母材への入熱が下振れしているが、その原因はアーク中心に鉄蒸気が混入することで熱放射の増加したことであると考えられた。

Smartt らにより液体窒素熱量計で測定された熱効率と本論文での熱効率を比較し、本論文の熱効率が概ね 10% 程度大きい値を示した。その要因として、溶接速度の有無について考察

し, Smartt らの実験条件では母材内部の温度勾配が相対的に小さく, 式 (1.12) に従う熱輸送が発生しにくい. 対して本論文における実験条件は母材内部の温度分布における定常状態が実現しており, 式 (1.12) に従う熱輸送が生じているため, Smartt らにより測定された条件よりも大きな熱効率を測定したと推測した.

第6章 結論

熱効率の測定値は測定者によって大きな違いが出ている。熱効率の違いは熱効率の測定方法に固有の誤差及び溶接条件に起因しているのではないかと疑われる。測定方法については水冷銅板^{37,38)}、水を媒質とした熱量計⁴⁰⁾、銅ブロックを媒質とした熱量計⁸³⁾、液体窒素の蒸発潜熱による測定^{35,42)}を使用して熱効率が測定され、各測定方法の測定精度を検証する研究が行われているが、1.5.3節で提示したように過去の測定値は実際の溶接に即した条件で測定されていない。特に、Christensenらの示した熱効率は各溶接法に特有の幅を持っているが、測定条件が記載されておらず、幅をもたらす要因が単なる誤差によるものか、アークの物理現象として説明されるものなのか明らかにされていない。真因が分からぬまま、今日では溶接・接合技術総論に熱効率が幅を持つことがFig. 1.14のように事実として示されており、アーク溶接の熱輸送を理解する上で誤解を招く恐れがある。そこで、本論文における研究目的は以下の通りとした。

1. 測定者によって生じる熱効率の差異に潜む真因を解き明かし、熱損失やアークから母材への熱輸送現象を適切に考慮した評価方法を確立する。
2. 確立された評価方法を用いて GTAW 及び GMAW の熱効率を測定し、両者の熱輸送プロセスの違いから熱効率に影響を与える要因を考察する。

1章で過去に熱効率測定で使用してきた熱量計を紹介し、各手法の特徴を整理した。Stenbackaらが提示した直接測定及び間接測定の分類に対し、数値解析に用いる理論モデルや境界条件などの仮定が入熱量の計算精度に大きな影響を与える間接測定ではなく、理論モデルに関する事前検証を多く要しない直接測定を中心に本論文では検証を進めることとした。

熱効率測定に用いられる熱量計の中で水冷銅板熱量計、浸水式熱量計、銅ブロック熱量計、Seebeck Envelope 熱量計、液体窒素熱量計を取り上げて過去の研究事例を整理した。そしてそれらの熱量計に対する測定精度に関して過去に実施された検証内容を整理した。

1章で紹介した熱量計の内、適用できる溶接方法の多様さ及び測定効率の高さから液体窒素熱量計を熱効率測定に採用した。また、測定方法による溶接条件の変化が熱効率に与える影

響を考察するため、溶融池や鉄蒸気の影響を含まず、更に過去の実績が多い水冷銅板熱量計を比較対象として採用した。

2章において本論文で使用する液体窒素熱量計と水冷銅板熱量計の具体的な装置構成を記載した。

本論文で採用した熱量計に対して、熱量計に特有の制限や熱損失が熱効率に与える影響を評価するには水冷銅板熱量計による GTAW の熱効率と液体窒素熱量計による GTAW の熱効率測定結果を比較する必要があった。そこで3章では液体窒素熱量計により GTAW の熱効率を測定し、熱損失の評価、誤差の評価及び過去に液体窒素熱量計、水冷銅板熱量計により測定された熱効率と比較することで本論文における測定方法の妥当性を検証した。

はじめに溶接中及び溶接後に生じる熱損失についてそれぞれ評価し、以下の結論を導き出した。

- 溶接中に生じる熱損失については Liskevych らと異なる解釈を提示し、溶接長 0 mm の極限では熱的定常状態に達していないこと、数十 mm 程度の溶接長では熱損失は無視できることを考察し、溶接長が十分長い時の熱効率を採用することとした。
- 溶接後から入熱量の測定開始までに発生する熱損失として、母材からの熱放射と母材落下時に発生する空気の強制対流を挙げ、それぞれの寄与を見積もった。その結果、母材からの熱放射による熱損失は母材への入熱の 0.2% 以下、空気の強制対流による熱損失は母材への入熱の 0.2% 以下であることを示した。そして母材の落下高さを変えて入熱及び熱効率を測定し、母材落下中の熱損失が無視できることを確認した。

次に、液体窒素熱量計による熱効率測定で生じた 10% 程度の誤差について考察し、以下の結論を導き出した。

- トーチの移動方向に対して母材の平行は保証されておらず、溶接中にアーク電圧が変動したことが大きな誤差の原因であった。
- 母材の落下高さと誤差の相関を計算し、落下高さが増すと誤差も増加することを示した。従って本論文における熱効率の測定は、落下高さが実験装置の物理的な限界である 199 mm とすることにした。

Hiraoka らが水冷銅板熱量計により測定した GTAW の熱効率 (Fig. 1.15) と本論文での測定値に 10 ポイント近く差が生じていたが、その差が母材の材質に起因するのか、あるいは測定方法の違いから生じるのか、本論文にて水冷銅板熱量計により測定した GTAW の熱効率と比較して以下の結果を得た。

- Smartt らによる円形ステンレス鋼にアークを定点照射した時の熱効率の範囲が 73.8% から 74.6% であり (Fig. 1.16(e))、本論文において GTAW で軟鋼を溶接して液体窒素熱量計で測定した熱効率 74% と近い値を示していた。
- 溶接電流 100 A における Smartt らの熱効率測定値はアーク点弧時間によって値に範囲があるが、本論文において水冷銅板により測定された GTAW の熱効率はその範囲内に収まっていた。即ち銅板を母材とした GTAW において、液体窒素熱量計及び水冷銅板により測定された GTAW の熱効率は同等の値を示していた。

以上の結果より、Hiraoka らにより測定された熱効率と本論文で測定された熱効率の違いは母材の違いに起因している可能性があることを示した。

最後に、母材内部の熱伝導による熱輸送に関する考察から、以下の結論を提示した。

- 溶接電源から母材表面へ輸送される熱量は母材内部の温度勾配に依存することが示唆された。従って、アークが点弧した直後に観測される入熱量及び熱効率を真値とするではなく母材の温度分布が定常となった時の入熱量及び熱効率を真値とした。
- 溶融池が深い場合、相対的に未溶融の母材板厚が減少するため、あたかも薄板を溶接しているかのように振る舞うと仮定した。薄板は熱容量が小さく板厚方向全体に温度上昇するため、熱効率は小さくなると予想した。
- 母材内部の温度分布は熱伝導方程式に支配されており、熱伝導方程式は温度拡散係数により特徴付けられる。このことから、母材が特徴的長さスケールより厚ければ熱効率は板厚に依存しないことを仮定した。
- 温度拡散係数と溶接速度の組み合わせから特徴的時間 α/v^2 を導入し、特徴的時間スケールより短い時間であれば母材内の温度分布は過渡現象と見做せることを示した。

4 章では、GTAW 及び電流制御などを使用しない GMAW の熱効率を特定の溶接電流域で測定して両者を比較することで、アーク内に存在する鉄蒸気、アークからの熱放射、溶滴移行現象、母材内部の熱伝導が熱輸送に及ぼす影響を考察した。

はじめに熱効率の測定誤差について言及した。液体窒素熱量計で測定した入熱量の系統誤差について、GTAW と GMAW の場合で同程度であった。一方水冷銅板熱量計で測定した入熱量の系統誤差は液体窒素熱量計で測定した場合と比較して百分の一程度であった。液体窒素熱量計で測定した入熱量の系統誤差が水冷銅板熱量計の場合よりも著しく大きかった理由は、母材を液体窒素に投入する際の衝撃が影響したと推測した。液体窒素熱量計による熱効率測定において、GTAW での系統誤差が GMAW の系統誤差よりも大きかった理由は、GMAW における溶接電源の投入エネルギーが GTAW における溶接電源の投入エネルギーよりも大きく、GMAW における入熱量の系統誤差の影響が相対的に小さくなつたためと結論付けた。

溶接電流を変化させて GTAW の熱効率を、水冷銅板熱量計及び液体窒素熱量計により測定し (Fig. 4.1)、以下の結果を得た。

- GTAW の水冷銅板による熱効率は 82%から 85%に収まり、およそ一定であった。
- 軟鋼を母材とする GTAW の熱効率は、149 A で水冷銅板よりも 10%低い値を示した。
- 軟鋼及び銅板を母材とする GTAW は溶接電流域 176~252 A で同じ熱効率を示した。
- 軟鋼を母材とする GTAW の熱効率は、252 A 以上で減少傾向を示した。
- 軟鋼を母材とする GMAW の熱効率は、溶接電流 116 A を除き 186 A まで上昇した。
- 186 A 以上の溶接電流において、熱効率は減少傾向を示した。

以上の結果を矛盾なく説明するため、以下の仮説を提示した。

- 軟鋼を母材とする GTAW の熱効率が 149 A で銅板を母材とする GTAW の熱効率よりも小さいのは、アークに混入した鉄蒸気によりアークからの熱放射が増大し、アーク温度が減少したためである。アーク温度の減少により、アークから母材への熱伝導が減少したからである。
- 軟鋼を母材とする GTAW の熱効率が 176 A で水冷銅板により測定された熱効率に近い値へと回復する理由は、溶接電流が 149 A の場合よりも 176 A の方がプラズマ気流の流速が増加しており、プラズマ気流により鉄蒸気がアーク円周部へと掃き出される量も増加する。その結果、鉄蒸気による熱放射の影響が抑制されたためである。
- 軟鋼を母材とする GTAW の熱効率が 252 A 以上で、GMAW の熱効率が 198~268 A の溶接電流域で減少するのは、溶込み深さの増加に伴いアーク直下の未溶融母材の温度勾

配が小さくなり、母材内の熱伝導が抑制されたためである。この仮説を裏付けるため、軟鋼を母材とする GTAW 及び GMAW の溶込み深さを計測し (Fig. 4.12)，両者に負の弱い相関が認められた。

- 軟鋼を母材とする GMAW の熱効率が減少するのは、アーク中心に混入した鉄蒸気により熱放射が増加し、環境への熱損失が増加したためである。

本論文での熱効率と軟鋼を母材とする GMAW の熱効率を比較し、186 A 以下で見られる熱効率の上昇は、GTAW, GMAW とで異なるメカニズムであることを示唆した。また GMAW において、198~268 A にわたる熱効率の減少と、311 A 以上での熱効率の減少とでメカニズムが異なることを示唆した。

5 章で、溶接速度と母材・溶融池の過渡特性を考慮した上で測定した熱効率と Christensen らがまとめた熱効率及び Smartt らによって測定された熱効率を比較し、熱効率の値の差異について考察した。

Christensen らにより総括された熱効率と本論文の熱効率を重ね合わせた結果、GTAW の熱効率は本論文の結果は 75~85%，Christensen らの値は 21~48% であり、熱効率が取る値との幅に大きな差があった。その差を生む要因として、Christensen らにより提示された GTAW の熱効率は熱効率測定時に母材への入熱が冷媒である水に十分伝達されていなかったことが疑われた。

一方、GMAW の熱効率は Christensen らの示した熱効率と本論文において測定した熱効率が概ね一致した。単位時間当たりの溶接電源による投入エネルギーが 1,375 cal/s 以上で母材への入熱が下振れしているが、その原因はアーク中心に鉄蒸気が混入することで熱放射の増加したことであると考えられた。

Smartt らにより液体窒素熱量計で測定された熱効率と本論文での熱効率を比較し、本論文の熱効率が概ね 10% 程度大きい値を示した。その要因として、溶接速度の有無について考察し、Smartt らの実験条件では母材内部の温度勾配が相対的に小さく、式 (1.12) に従う熱輸送が発生しにくい。対して本論文における実験条件は母材内部の温度分布における定常状態が実現しており、式 (1.12) に従う熱輸送が生じているため、Smartt らにより測定された条件よりも大きな熱効率を測定したと推測した。

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を賜った上、長きにわたり筆者が挫折しないよう暖かく見守って下さりました。謹んで深甚なる謝意を表します。また、本論文をまとめるにあたり、有益なご教示とご討論を賜りました大阪大学大学院工学研究科マテリアル生産科学専攻教授 佐野 智一博士、平田 弘征博士に深く感謝いたします。

東北大学大学院工学研究科教授 茂田正哉博士には強制対流の冷却効果に関するご助言とご指導をいただき、研究最初の論文を完成させることができました。そして家族ぐるみで交流させて頂き、公私共に大変お世話になりました。大阪大学接合科学研究所講師 古免久弥博士には実験の遂行から本論文に対するご指導に至るまで親身にご指導頂き、深く感謝致します。田中研究室秘書 増田万里氏、進智恵子氏、接合科学研究所所長秘書 吉村淳子氏には、研究活動において必要な手続きや研究資材の手配に至るまで多岐に亘りお世話になりました。感謝の意を表します。研究活動を共にした田中慶吾博士、山下悠登氏、浅井祐輝氏には、筆者が会社の業務で平日の研究活動が限られていた時に、実験に必要な資材調達や実験装置の調整など研究活動を支えていただきました。特に田中慶吾博士には、平日に研究室を不在にする筆者を気遣って頂き、研究室や履修過程等の諸事をご教示いただきました。田中慶吾博士の協力なしには円滑な研究活動の継続が叶いませんでした。深く感謝いたします。

著者が田中研究室でアーク溶接の熱効率を研究する原点となった、株式会社モリタホールディングスと接合科学研究所の共同研究の機会を与えて下さった同社会長 中島正博氏に感謝致します。そして2012年から同社と田中研究室と共同研究を開始して以来、研究室の多くの学生、研究員、他企業の共同研究者の方々との出会いがあり、多くの刺激を受け、研究の糧となりました。

何より、妻の薫は休日の研究活動に理解を示し、6年にも及ぶ活動を支えていただきました。また息子の篤士、智士とは十分な時間が取れずに寂しい思いをさせたかもしませんが最後まで我慢してくれました。最後まで筆者の研究活動を受け止めてくれた家族に敬愛と感謝の意を示し、謝辞の結びと致します。

本論文に関する著者の発表論文

雑誌掲載論文

1. S. Fujiyama, M. Shigeta and M. Tanaka: [Comparison between methods measuring arc efficiency of gas tungsten arc welding](#), Science and Technology of Welding and Joining, Vol. 26, No. 5, pp.371-376, 2021.
2. S. Fujiyama, H. Komen and M. Tanaka: [Dependency of arc efficiency on welding current in gas metal arc welding](#), Welding Letters, Vol. 40, No. 4, pp.4WL-12WL, 2022.
3. 藤山将士, 浅井祐輝, 古免久弥, 田中学: [水冷銅板及び液体窒素を用いたアーク溶接の熱効率測定と影響を与える要因の考察](#), 溶接学会論文集, Vol. 41, No. 3, pp.248-256, 2023.

国際会議発表

1. S. Fujiyama, Y. Asai, H. Komen and M. Tanaka: Dominant Factors in Arc Efficiency of Arc Welding Measured with Liquid Nitrogen Calorimetry, *Visual-JW 2022 The 6th International Symposium on Visualization in Joining & Welding Science through Advanced Measurements and Simulation*, WM-03-O, October, 2022.

国内学会発表

1. 藤山 将士, 阿部 真哉, 中西 省太, 田中 学: 母材形状がマグ溶接の熱効率に及ぼす影響の考察, 一般社団法人溶接学会 2013年度 秋季全国大会, 2013.
2. 藤山 将士, 茂田 正哉, 田中 学: ティグ溶接の熱効率に関する測定方法の比較および考察, 一般社団法人溶接学会 2019年度 秋季全国大会, 2019.

参考文献

- 1) 一般社団法人溶接学会, 一般社団法人溶接協会 (編) . 溶接・接合技術総論, 第一章. 産報出版株式会社, 第 7 版, 2023.
- 2) 本間宏二, 三木千壽. 鋼部材溶接熱影響部の靱性に溶接入熱量が与える影響に関する研究. 土木学会論文集, Vol. 2001, No. 689, pp. 19–30, 2001.
- 3) P. Ferro, K. Tang, and F. Berto. The influence of welding heat input on Residual Notch Stress Intensity Factor. *International Journal of Fatigue*, Vol. 163, p. 107042, 2022.
- 4) H. Li, D. Liu, Y. Yan, N. Guo, Y. Liu, and J. Feng. Effects of heat input on arc stability and weld quality in underwater wet flux-cored arc welding of E40 steel. *Journal of Manufacturing Processes*, Vol. 31, pp. 833–843, 2018.
- 5) H. Schönmaier, R. Krein, M. Schmitz-Niederau, and R. Schnitzer. Influence of the Heat Input on the Dendritic Solidification Structure and the Mechanical Properties of 2.25Cr-1Mo-0.25V Submerged-Arc Weld Metal. *Journal of Materials Engineering and Performance*, Vol. 30, No. 10, pp. 7138–7151, 2021.
- 6) M. Randić, D. Pavletić, and c. Potkonjak. The Influence of Heat Input on the Formation of Fatigue Cracks for High-Strength Steels Resistant to Low Temperatures. *Metals*, Vol. 12, No. 6, 2022.
- 7) 社団法人日本溶接協会 (編) . 溶接用語辞典. 産報出版株式会社, 第 2 版, 2015.
- 8) 佐藤邦彦, 寺崎俊夫. 構造用材料の溶接残留応力分布における溶接諸条件の影響. 溶接学会誌, Vol. 45, No. 2, pp. 150–156, 1976.
- 9) 佐藤邦彦, 寺崎俊夫. 溶接残留応力・溶接変形における相変態の影響. 溶接学会誌, Vol. 45, No. 7, pp. 560–566, 1976.

- 10) 日本規格協会. 日本産業規格 JIS Z 3422-1:2022 金属材料の溶接施工要領及びその適格性確認－溶接施工法試験－第1部：鋼のアーク溶接及びガス溶接並びにニッケル及びニッケル合金のアーク溶接, March 2022.
- 11) G. Sproesser, Y.-J. Chang, A. Pittner, M. Finkbeiner, and M. Rethmeier. [Environmental energy efficiency of single wire and tandem gas metal arc welding](#). *Welding in the World*, Vol. 61, pp. 733–743, 2017.
- 12) [Resolution adopted by the General Assembly on 25 September 2015](#), October 2015.
- 13) N. Collings, K. Y. Wong, and A. E. Guile. [Efficiency of tungsten-inert-gas arcs in very-high-speed welding](#). *Proceedings of the Institution of Electrical Engineers*, Vol. 126, No. 1, pp. 276–280, March 1979.
- 14) W. Giedt, L. Tallerico, and P. Fuerschbach. [GTA welding efficiency: calorimetric and temperature field measurements](#). *Welding journal*, Vol. 68, No. 1, pp. 28–32, 1989.
- 15) P. W. Fuerschbach and G. A. Knorovsky. [A Study of Melting Efficiency in Plasma Arc and Gas Tungsten Arc Welding](#). *Welding Journal*, Vol. 70, No. 11, pp. 287s–297s, 1991.
- 16) E. K. Hirata, L. F. Beltzac, P. C. Okimoto, and A. Scotti. [Influence of current on the gross fusion efficiency in MIG/MAG welding](#). *Welding International*, Vol. 30, No. 7, pp. 504–511, 2016.
- 17) S. Okano, M. Mochizuki, and M. Tanaka. [Numerical Analysis of Weld Distortion using Arc Physics Based Heat Source Modeling -A Discussion about Relationship between Heat Input Parameter and Angular Distortion-](#). *Quarterly Journal of The Japan Welding Society*, Vol. 29, No. 2, pp. 77–85, 2011.
- 18) S. Okano, M. Mochizuki, K. Yamamoto, and M. Tanaka. [An attempt to enhance numerical models of angular distortion by considering the physics of the welding arc](#). *Welding in the World*, Vol. 55, No. 5, pp. 93–100, 2011.
- 19) M. Tanaka, M. Ushio, and J. J. Lowke. [Numerical study of gas tungsten arc plasma with anode melting](#). *Vacuum*, Vol. 73, No. 3, pp. 381–389, 2004. The 4th International Symposium on Applied Plasma Science.

- 20) 山崎洋輔, 宮坂史和, 黄地尚義. 薄板高速 MAG 溶接プロセスモデルの開発. 溶接学会論文集, Vol. 24, No. 4, pp. 368–372, 2006.
- 21) C. Won-Ik and N. Suck-Joo. 韓国におけるアーク, レーザ, 及びそれらのハイブリッド溶接プロセスの動的数値シミュレーションに関する最近の研究動向. 溶接学会誌, Vol. 80, No. 1, pp. 12–20, 2011.
- 22) Z. N. Cao and P. Dong. Modeling of GMA Weld Pools With Consideration of Droplet Impact. *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 120, No. 4, pp. 313–320, October 1998.
- 23) A. Kumar and T. DebRoy. Heat Transfer and Fluid Flow during Gas-Metal-Arc Fillet Welding for Various Joint Configurations and Welding Positions. *Metallurgical and Materials Transactions A*, Vol. 38, No. 3, pp. 506–519, 2007.
- 24) 荻野陽輔, 高部義浩, 平田好則, 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.
- 25) S. Bag and A. De. Probing Reliability of Transport Phenomena Based Heat Transfer and Fluid Flow Analysis in Autogeneous Fusion Welding Process. *Metallurgical and Materials Transactions A*, Vol. 41, No. 9, pp. 2337–2347, 2010.
- 26) M. Tanaka and J. Lowke. Predictions of weld pool profiles using plasma physics. *Journal of Physics D: Applied Physics*, Vol. 40, No. 1, pp. R1–R23, 2007.
- 27) M. Tanaka, H. Terasaki, and M. Ushio. Effect of anode heat transfer on melted penetration in welding process by free-burning argon arc. *ISIJ international*, Vol. 42, No. 9, pp. 1005–1009, 2002.
- 28) H. Komen, M. Shigeta, M. Tanaka, Y. Abe, T. Fujimoto, M. Nakatani, and A. B. Murphy. Numerical investigation of heat transfer during submerged arc welding phenomena by coupled DEM-ISPH simulation. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 171, p. 121062, 2021.
- 29) S. Mishra and T. DebRoy. A heat-transfer and fluid-flow-based model to obtain a specific weld geometry using various combinations of welding variables. *Journal of Applied Physics*, Vol. 98, No. 4, p. 044902, August 2005.

- 30) F. Njock Bayock, P. Kah, P. Layus, and V. Karkhin. Numerical and Experimental Investigation of the Heat Input Effect on the Mechanical Properties and Microstructure of Dissimilar Weld Joints of 690-MPa QT and TMCP Steel. *Metals*, Vol. 9, No. 3, p. 355, 2019.
- 31) 山本健太郎, 田中学, 田代真一, 中田一博, 山崎圭, 山本恵理, 鈴木啓一. 数値計算シミュレーションによるガスタンクステンアーク溶接の金属蒸気挙動解析. 溶接学会論文集, Vol. 25, No. 3, pp. 443–449, 2007.
- 32) K. Yamamoto, M. Tanaka, S. Tashiro, K. Nakata, and A. B. Murphy. Metal Vapor Behavior in GTA Welding of a Stainless Steel Considering the Marangoni Effect. *IEEJ transactions on electrical and electronic engineering : official journal of the Institute of Electrical Engineering of Japan*, Vol. 4, No. 4, pp. 497–503, July 2009.
- 33) Y. Tsujimura and M. Tanaka. Numerical Simulation of heat source property with metal vapor behavior in GMA Welding. *QUARTERLY JOURNAL OF THE JAPAN WELDING SOCIETY*, Vol. 30, No. 1, pp. 68–76, 2012.
- 34) 上山智之, 恵良哲生. 電流波形制御によるガスシールドアーク溶接プロセスの進化. 溶接学会誌, Vol. 81, No. 1, pp. 5–15, 2012.
- 35) N. Pépe, S. Egerland, P. A. Colegrove, D. Yapp, A. Leonhartsberger, and A. Scotti. Measuring the process efficiency of controlled gas metal arc welding processes. *Science and Technology of Welding and Joining*, Vol. 16, No. 5, pp. 412–417, 2011.
- 36) J. B. Wilkinson and D. R. Milner. Heat transfer from arcs. *British Welding Journal*, Vol. 7, No. 2, February 1960.
- 37) K. Hiraoka, J. Sakuma, and J. Zijp. Energy balance in argon-helium mixed gas tungsten (TIG) arcs. Study of characteristics of gas tungsten arc shielded by mixed gases (3rd Report). *Welding International*, Vol. 12, No. 5, pp. 372–379, 1998.
- 38) J. Gonzalez, P. Freton, and M. Masquere. Experimental quantification in thermal plasma medium of the heat flux transferred to an anode material. *Journal of Physics D: Applied Physics*, Vol. 40, No. 18, pp. 5602–5611, 2007.

- 39) M. B. Nasiri, M. Behzadinejad, H. Latifi, and J. Martikainen. **Investigation on the influence of various welding parameters on the arc thermal efficiency of the GTAW process by calorimetric method.** *Journal of Mechanical Science and Technology*, Vol. 28, No. 8, pp. 3255–3261, 2014.
- 40) A. Haelsig and P. Mayr. **Energy balance study of gas-shielded arc welding processes.** *Welding in the World*, Vol. 57, No. 5, pp. 727–734, 2013.
- 41) W. Sudnik. *Arc Welding*, pp. 265–280. IntechOpen, Rijeka, 2011.
- 42) A. Joseph, D. Harwig, D. Farson, and R. Richardson. **Measurement and calculation of arc power and heat transfer efficiency in pulsed gas metal arc welding.** *Science and Technology of Welding and Joining*, Vol. 8, No. 6, pp. 400–406, 2003.
- 43) V. Malin and F. M. Sciammarella. **Controlling heat input by measuring net power.** *Welding Journal*, Vol. 85, pp. 44–50, 2006.
- 44) O. Liskevych and A. Scotti. **Determination of the gross heat input in arc welding.** *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 225, pp. 139–150, 2015.
- 45) K. Hurtig, I. Choquet, A. Scotti, and L.-E. Svensson. **A critical analysis of weld heat input measurement through a water-cooled stationary anode calorimeter.** *Science and Technology of Welding and Joining*, Vol. 21, No. 5, pp. 339–350, 2016.
- 46) F. Sikström. **Operator Bias in the Estimation of Arc Efficiency in Gas Tungsten Arc Welding.** *Soldagem & Inspeção*, Vol. 20, No. 1, pp. 128–133, 2015.
- 47) D. Wu, S. Tashiro, X. Hua, and M. Tanaka. **Analysis of the energy propagation in the keyhole plasma arc welding using a novel fully coupled plasma arc-keyhole-weld pool model.** *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 141, pp. 604–614, 2019.
- 48) B. Xu, S. Tashiro, F. Jiang, M. Tanaka, and S. Chen. **The effect of electrode energy balance on variable polarity plasma arc pressure.** *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 145, p. 118715, 2019.
- 49) H. Komen, M. Shigeta, and M. Tanaka. **Numerical simulation of molten metal droplet transfer and weld pool convection during gas metal arc welding using incompressible**

- smoothed particle hydrodynamics method. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 121, pp. 978–985, 2018.
- 50) N. Stenbacka, I. Choquet, and K. Hurtig. **Review of arc efficiency values for gas tungsten arc welding**. In *IIW Commission IV-XII-SG212, Intermediate Meeting, BAM, Berlin, Germany*, pp. 1–21, April 2012.
- 51) V. A. Karkhin, O. V. Panchenko, P. N. Khomich, S. Y. Ivanov, and A. M. Levchenko. Analysis of temperature field around moving molten pool using boundary element method. In *Proceeding of IIW 2017 International Conference*, pp. 29–30, 2017.
- 52) 野村和史, 山下隼, 井村文哉, 浅井知. **アーク溶接における表面温度情報を用いた溶込み深さの推定**. 溶接学会論文集, Vol. 36, No. 4, pp. 264–273, 2018.
- 53) D. Rosenthal. Mathematical theory of heat distribution during welding and cutting. *Welding journal*, Vol. 20, pp. 220–234, 1941.
- 54) R. W. Niles and C. E. Jackson. **Weld Thermal Efficiency of the GTAW Process**. *Welding Research Supplement to the Welding Journal*, pp. 25s–32s, January 1975.
- 55) C. V. Gonçalves, L. Vilarinho, A. Scotti, and G. Guimarães. **Estimation of heat source and thermal efficiency in GTAW process by using inverse techniques**. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 172, No. 1, pp. 42–51, 2006.
- 56) P. Dutta, Y. Joshi, and C. Franche. **Determination of gas tungsten arc welding efficiencies**. *Experimental Thermal and Fluid Science*, Vol. 9, No. 1, pp. 80–89, 1994.
- 57) T. W. Eagar and N.-s. Tsai. **Temperature fields produced by traveling distributed heat sources**. *Welding Research Supplement to the Welding Journal*, pp. 346s–355s, December 1983.
- 58) N.-s. Tsai and T. W. Eagar. **Distribution of the heat and current fluxes in gas tungsten arcs**. *Metallurgical Transactions B*, Vol. 16, pp. 841–846, 1985.
- 59) S. Arul and R. Sellamuthu. **Application of a simplified simulation method to the determination of arc efficiency of gas tungsten arc welding (GTAW) and experimental**

- validation. *International Journal of Computational Materials Science and Surface Engineering*, Vol. 4, No. 3, pp. 265–280, 2011.
- 60) H. B. Smartt, J. A. Stewart, and C. J. Einerson. Heat transfer in gas tungsten arc welding. In *ASM metals congress/TMS-AIME fall meeting*, May 1986.
 - 61) A. Haelsig, M. Kusch, and P. Mayr. Calorimetric analyses of the comprehensive heat flow for gas metal arc welding. *Welding in the World*, Vol. 59, pp. 191–199, 2015.
 - 62) M. Bosworth. Effective heat input in pulsed current gas metal arc welding-solid wire electrodes. *SUPPLEMENT TO THE WELDING JOURNAL*, pp. 111s–117s, May 1990.
 - 63) O. Liskevych, L. Quintino, L. O. Vilarinho, and A. Scotti. Intrinsic errors on cryogenic calorimetry applied to arc welding. *Welding in the World*, Vol. 57, No. 3, pp. 349–357, 2013.
 - 64) D. Radaj. *Heat Effects of Welding*. Springer Berlin, Heidelberg, 1st edition, 2012.
 - 65) Y.-R. Wong and S.-F. Ling. Improved measurement of resistance and calculation of arc power in fusion welding. *Science and Technology of Welding and Joining*, Vol. 18, No. 1, pp. 52–56, 2013.
 - 66) G. M. D. Cantin and J. A. Francis. Arc power and efficiency in gas tungsten arc welding of aluminium. *Science and Technology of Welding and Joining*, Vol. 10, No. 2, pp. 200–210, 2005.
 - 67) D. M. Evans, D. Huang, J. C. McClure, and A. C. Nunes. Arc Efficiency of Plasma Arc Welding. *Welding Research Supplement to the Welding Journal*, pp. 53s–58s, February 1998.
 - 68) J. N. Dupont and A. R. Marder. Thermal efficiency of arc welding processes. *Welding Journal*, Vol. 74, pp. 406s–416s, December 1995.
 - 69) N. Christensen, V. d. L. Davis, and K. Gjermundsen. Distribution of temperatures in arc welding. *British Welding Journal*, Vol. 12, No. 2, pp. 54–75, 1965.

- 70) M. Ushio, M. Tanaka, and J. Lowke. **Anode melting from free-burning argon arcs.** *IEEE Transactions on Plasma Science*, Vol. 32, No. 1, pp. 108–117, 2004.
- 71) K. Hsu and E. Pfender. **Two-temperature modeling of the free-burning, high-intensity arc.** *Journal of applied physics*, Vol. 54, No. 8, pp. 4359–4366, 1983.
- 72) P. Kovitya and J. Lowke. **Two-dimensional analysis of free burning arcs in argon.** *Journal of Physics D: Applied Physics*, Vol. 18, No. 1, p. 53, January 1985.
- 73) J. J. Lowke, P. Kovitya, and H. P. Schmidt. **Theory of free-burning arc columns including the influence of the cathode.** *Journal of Physics D: Applied Physics*, Vol. 25, No. 11, p. 1600, November 1992.
- 74) C. Wu, M. Ushio, and M. Tanaka. **Analysis of the TIG welding arc behavior.** *Computational Materials Science*, Vol. 7, No. 3, pp. 308–314, 1997.
- 75) O. H. Nestor. **Heat Intensity and Current Density Distributions at the Anode of High Current, Inert Gas Arcs.** *Journal of Applied Physics*, Vol. 33, No. 5, 1962.
- 76) R. Choo and J. Szekely. **Vaporization kinetics and surface temperature in a mutually coupled spot gas tungsten arc weld and weld pool.** *Welding Journal(USA)*, Vol. 71, No. 3, p. 77, 1992.
- 77) M. Goodarzi, R. Choo, and J. M. Toguri. **The effect of the cathode tip angle on the GTAW arc and weld pool: I. Mathematical model of the arc.** *Journal of Physics D: Applied Physics*, Vol. 30, No. 19, p. 2744, October 1997.
- 78) M. Goodarzi, R. Choo, T. Takasu, and J. M. Toguri. **The effect of the cathode tip angle on the gas tungsten arc welding arc and weld pool: II. The mathematical model for the weld pool.** *Journal of Physics D: Applied Physics*, Vol. 31, No. 5, p. 569, March 1998.
- 79) M. Tanaka, H. Terasaki, M. Ushio, and J. J. Lowke. **A unified numerical modeling of stationary tungsten-inert-gas welding process.** *Metallurgical and Materials Transactions A*, Vol. 33, No. 7, pp. 2043–2052, 2002.

- 80) X. Zhou and J. Heberlein. [An experimental investigation of factors affecting arc-cathode erosion](#). *Journal of Physics D: Applied Physics*, Vol. 31, No. 19, p. 2577, October 1998.
- 81) M. Tanaka and M. Ushio. [Plasma state in free-burning argon arc and its effect on anode heat transfer](#). *Journal of Physics D: Applied Physics*, Vol. 32, No. 10, p. 1153, May 1999.
- 82) M. Tanaka, H. Terasaki, M. Ushio, and J. J. Lowke. [Numerical Study of a Free-Burning Argon Arc with Anode Melting](#). *Plasma Chemistry and Plasma Processing*, Vol. 23, pp. 585–606, 2003.
- 83) S. Egerland and P. Colegrove. [Using Solid State Calorimetry for Measuring Gas Metal Arc Welding Efficiency](#). In W. Sudnik, editor, *Arc Welding*, chapter 12. IntechOpen, Rijeka, 2011.
- 84) [鉄鋼生産速報](#), April 2022.
- 85) 吉澤康和. [新しい誤差論：実験データ解析法](#), 第9章 最小2乗法一般論. 共立出版, November 1989.
- 86) K. Yamazaki, E. Yamamoto, K. Suzuki, F. Koshiishi, S. Tashiro, M. Tanaka, and K. Nakata. [Measurement of surface temperature of weld pools by infrared two colour pyrometry](#). *Science and Technology of Welding and Joining*, Vol. 15, No. 1, pp. 40–47, 2010.
- 87) R. B. Bird, W. E. Stewart, and E. N. Lightfoot. [Transport Phenomena](#), Vol. 1. John Wiley & Sons, 2006.
- 88) J. R. Davis. [Metals Handbook: Desk edition](#), pp. 112–113. ASM International, 2nd edition, December 1998.
- 89) S. I. Rokhlin and A. C. Guu. [A study of arc force, pool depression and weld penetration during gas tungsten arc welding](#). *Welding Journal*, Vol. 72, No. 8, August 1993.
- 90) A. A. Shirali and K. C. Mills. [The effect of welding parameters on penetration in GTA welds](#). *Welding Journal*, Vol. 72, No. 7, pp. 347s–353s, 7 1993.

- 91) R. Hsieh, Y. Pan, and H. Liou. **The study of minor elements and shielding gas on penetration in TIG welding of type 304 stainless steel.** *Journal of Materials Engineering and Performance*, Vol. 8, , 1999.
- 92) J. Zähr, U. Füssel, M. Hertel, M. Lohse, M. Sende, and M. Schnick. **Numerical and Experimental Studies of the Influence of Process Gases in Tig Welding.** *Welding in the World*, Vol. 8, No. 56, 2012.
- 93) Y. Hirota. **New technology of the arc welding.** *Welding International*, Vol. 25, No. 12, pp. 945–951, 2011.
- 94) P. Kah, R. Suoranta, and J. Martikainen. **Advanced gas metal arc welding processes.** *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 67, No. 1, pp. 655–674, 2013.
- 95) K. Furukawa. **New CMT arc welding process – welding of steel to aluminium dissimilar metals and welding of super-thin aluminium sheets.** *Welding International*, Vol. 20, No. 6, pp. 440–445, 2006.
- 96) R. A. Ribeiro, P. D. C. Assunção, E. M. Braga, and A. P. Gerlich. **Welding thermal efficiency in cold wire gas metal arc welding.** *Welding in the World*, Vol. 65, No. 6, pp. 1079–1095, 2021.
- 97) T. Ueyama, T. Ohnawa, M. Tanaka, and K. Nakata. **Effects of torch configuration and welding current on weld bead formation in high speed tandem pulsed gas metal arc welding of steel sheets.** *Science and Technology of Welding and Joining*, Vol. 10, No. 6, pp. 750–759, 2005.
- 98) S. Kanemaru, T. Sasaki, T. Sato, H. Mishima, S. Tashiro, and M. Tanaka. **Study for TIG-MIG Hybrid Welding Process.** *QUARTERLY JOURNAL OF THE JAPAN WELDING SOCIETY*, Vol. 31, No. 4, pp. 18s–21s, 2013.
- 99) S. Kanemaru, T. Sasaki, T. Sato, H. Mishima, S. Tashiro, and M. Tanaka. **Study for TIG–MIG hybrid welding process.** *Welding in the World*, Vol. 58, pp. 11–18, 2014.
- 100) S. Kanemaru, T. Sasaki, T. Sato, T. Era, and M. Tanaka. **Study for the mechanism of TIG-MIG hybrid welding process.** *Welding in the World*, Vol. 59, pp. 261–268, 2015.

- 101) F. Lago, J. Gonzalez, P. Freton, and A. Gleizes. **A numerical modelling of an electric arc and its interaction with the anode: Part I. The two-dimensional model.** *Journal of Physics D: Applied Physics*, Vol. 37, No. 6, pp. 883–897, 2004.
- 102) G. Zhao, M. Dassanayake, and K. Etemadi. **Numerical Simulation of a Free-Burning Argon Arc with Copper Evaporation from the Anode.** *Plasma Chemistry and Plasma Process*, Vol. 10, pp. 87–98, March 1990.
- 103) J. Menart and L. Lin. **Numerical Study of a Free-Burning Argon Arc with Copper Contamination from the Anode.** *Plasma Chemistry and Plasma Processing*, Vol. 19, pp. 153–170, June 1999.
- 104) K. Tatsumi, K. Tanaka, H. Komen, M. Tanaka, M. Nomoto, K. Watanabe, and T. Kamo. **Identification of dominant factors determining droplet temperature in gas metal arc welding.** *Welding International*, Vol. 36, No. 8, pp. 489–499, 2022.
- 105) 辰巳和也. ガスメタルアーク溶接における極性が溶滴温度に与える影響, 大阪大学大学院工学研究科修士論文, February 2021.
- 106) P. G. Jönsson, A. B. Murphy, and J. Szekely. **The Influence of Oxygen Additions on Argon-Shielded Gas Metal Arc Welding Processes.** *Welding Journal*, Vol. 74, p. 48, 1995.
- 107) 池上祐一, 宮内秀樹, 山本信也, 内原正人. **シールドガスによるスパッタ低減について.** 溶接学会誌, Vol. 75, No. 7, pp. 570–574, 2006.
- 108) Y. Ogino and Y. Hirata. **A unified numerical model of MIG welding process.** *QUARTERLY JOURNAL OF THE JAPAN WELDING SOCIETY*, Vol. 34, No. 1, pp. 35–41, 2016.