入熱パラメータと溶接角変形の関係に関する実験的考察*

岡野 成威**, 松下 和憲***, 望月 正人**, 豊田 政男**, 上山 智之****

Experimental Study on Relationship between Heat Input Parameter and Angular Distortion*

by OKANO Shigetaka**, MATSUSHITA Kazunori***, MOCHIZUKI Masahito**,
TOYODA Masao** and UYEYAMA Tomoyuki****

It is well known that weld residual stress and distortion should be controlled appropriately for structural integrity. Recently, it has become much more necessary to control weld distortion for highly improving manufacturing efficiency.

Various studies on control of weld distortion had been conducted based on clarification of influential dominant factors for that. The influential dominant factors had been studied from a viewpoint of temperature distribution in plate thickness section. Without considering moving of weld heat source, the temperature distribution is controlled by weld heat input (Q_{net}) per weld length. Angular distortion, which is controlled by temperature distribution along direction of plate thickness (h), is controlled by heat input parameter (Q_{net}/h^2). However, it has been recently known that the conventional results cannot be applied to all welding processes because such processes are becoming more diversified. It is significant for more accurate control of angular distortion to investigate once again the relationship between the heat input parameter and angular distortion.

In this study, series experiments on the relationship between heat input parameter and angular distortion is performed. The effects of welding current and welding speed are investigated individually in both TIG and MAG welding. The difference between these welding methods is also investigated. Based on the result, the effects of them are discussed in relation to temperature distribution during welding. It is considered that angular distortion is affected by temperature distribution not only in plate thickness section but also along welding direction. So, angular distortion is not always controlled by only the conventional heat input parameter because the heat input parameter is proposed as the influential dominant factor for temperature distribution in plate thickness section. It is concluded that generation characteristics of inherent strain should be considered in relation to three dimensional temperature distributions during welding for more accurate control of angular distortion.

Key Words: angular distortion, heat input parameter, temperature distribution, TIG welding, MAG welding

1. 緒 言

溶接施工に伴って生じる溶接変形・残留応力は、継手性能に対して影響を及ぼす場合があるため、何らかの方法によって適切に制御ならびに低減されているのが現状である。近年では、溶接に伴って生じた変形による寸法精度の低下が、生産工程の高効率化に対する弊害となるとの認識が高まり、生産効率の面からも溶接変形の低減・制御がますます求められている。これに対する方策の一つとして、溶接条件から事前に変形量を正確に予測できることが挙げられる。これによって、生産工程の管理が容易になり、高効率化に繋がることが期待される。

溶接変形の予測・制御に関しては、その発生要因である固有ひずみ^{1, 2)}の発生特性に注目して支配的な温度分布を明らかにするとともに、その温度分布と溶接条件の関係を溶接熱伝導論に基づいて導出することによって支配因子を提案し、こ

れらに基づいて溶接条件から溶接変形を予測する手法を提案しようとする研究が古くからなされている。これらの研究によって、縦収縮・縦曲り変形³⁻⁶⁾、横収縮・角変形⁷⁻¹⁰⁾、座屈変形¹¹⁻¹⁴⁾のそれぞれに対して種々の予測手法が提案されている。本研究で対象とする角変形に対する支配因子としては、古くは渡辺・佐藤によって $I/h\sqrt{v}h$ (I : 溶接電流, v : 溶接速度, h : 板厚) が提案され、その後、佐藤・寺崎によって入熱パラメータ Q_{net}/h^2 (Q_{net} : 単位溶接長当りの実効入熱, h : 板厚) が提案されている。現状として、角変形の予測・制御に際しては後者を用いることが一般的である。しかしながら、この入熱パラメータ Q_{net}/h^2 による角変形量の整理結果においても、多少のバラツキが含まれることが従来から指摘されている。

このように角変形の高精度な予測・制御を困難にしている要因の一つとしては、角変形の発生要因である溶接線直角方向の固有ひずみの発生特性が、両端固定棒モデル¹⁵⁾で考えられる溶接線方向のそれと比較して複雑であるため、支配的な温度分布の考え方が必ずしも明確でないことが挙げられる。このような観点から従来研究の特徴をまとめると、渡辺・佐藤は、固有ひずみの発生領域を溶込み寸法に代表される溶融部近傍の温度分布と関連付けているのに対して、佐藤・寺崎は、結果的に固有ひずみ分布をより低温域での温度分布と関連付けているといえる。現状として、後者によって提案された支配因子に基づいて角変形の予測・制御がなされている

*受付日 平成21年11月9日 受理日 平成22年1月27日 平成19年度溶接学会秋季全国大会で発表

**正 員 大阪大学大学院工学研究科 Member, Graduate School of Engineering, Osaka University

***正 員 (株)ダイヘン (研究当時, 大阪大学大学院工学研究科) Member, Daihen corporation

****正 員 (株)ダイヘン Member, Daihen corporation

が、その一方で、溶込み形状・寸法によって角変形が影響されることもよく知られていることから、角変形に対して比較的低温域における温度分布が支配的であるとは断言できない。また、従来研究においては、固有ひずみ発生特性に関して、板厚断面における温度分布に注目した検討がなされているが、溶接線直角方向の収縮に対して熱源後方のほとんど剛性を有しない領域の長さが影響することも報告されている¹⁶⁾ ことなどから、実際には板厚断面のみならず溶接線方向も含めた三次元的な温度分布に起因した固有ひずみ発生特性を考慮する必要があることも考えられる。

また、その他の要因としては、固有ひずみ発生特性に対して支配的な温度分布と溶接条件との関係を導出するための溶接熱伝導論に関するものが挙げられる。溶接熱伝導論においては熱源として集中熱源を仮定していることから分かるように、溶接電流やアーク長、溶接法などの条件に対応した厳密な入熱分布を考慮できていない。また、従来知見である入熱パラメータ Q_{net}/h^2 の導出過程においては熱源の移動を考慮していないことから、溶接速度などの条件に対応した厳密な入熱分布についても考慮していない。角変形に影響を及ぼすと考えられる熱源近傍の高温域での温度分布に対しては、上述の仮定を前提とした溶接熱伝導論による取り扱いが必ずしも適切でない可能性が考えられる。

以上のように、従来知見である入熱パラメータ Q_{net}/h^2 は、適用に際する課題が従来から指摘されているものの、簡便かつ工学的に十分に有用なパラメータとして広く用いられてきた。一方で、近年ますます多様化する溶接プロセスに対しては、必ずしもこれが適用できないケースが増えつつあることも事実である。また、工作精度に対する要求も近年ますます厳しくなっていることから、従来知見である入熱パラメータ Q_{net}/h^2 による角変形量の整理結果に見られるバラツキが必ずしも許容できなくなっている。そのため、このようなバラツキの傾向と溶接条件の関係について改めて整理し、従来知見で考慮していない溶込み寸法などの溶融部近傍の温度分布との関係について考察する

ことは、より高精度な角変形の予測・制御に向けた取り組みの第一歩として有意義であると考えられる。

このような背景を踏まえて本稿では、角変形の支配因子に関して基礎的な立場から検討することを目的とした実験と数値解析による一連の研究の第一報として、TIG 溶接および MAG 溶接を対象として行った系統的な実験検討について報告する。具体的には、TIG 溶接・MAG 溶接において、溶接電流と溶接速度をそれぞれ変化させた場合に生じる角変形について、入熱パラメータ Q_{net}/h^2 との関係に注目して検討した。また、TIG 溶接と MAG 溶接の違いによる影響に関しても検討し、さらに、これらの検討結果に対して、溶込み形状・寸法や溶接部の温度履歴を参考に温度分布との関係に注目して考察を加えた。

2. 入熱パラメータと溶接角変形に関する実験的検討

2.1 実験条件

本実験に用いた供試材料は溶接構造用圧延鋼材 SM490Y であり、その化学組成と機械的性質は Table 1 に示す通りである。試験体の形状・寸法について Fig. 1 に、溶接実験における試験体の設置方法について Fig. 2 に示す。試験体は板長 200 mm、板幅 500 mm の平板であり、板厚に関しては 6, 12 mm の 2 種類を用いた。また、溶接実験では、試験体の始端および終端において板厚 19 mm の板を台板として用いることによって、溶接部の板裏面が空気と触れるように設置した。これは本実験を踏まえて今後行う予定である数値解析における熱的境界条件の設定に対する配慮のためである。

実験における温度履歴、撓み量の計測位置の詳細に関しては Fig. 3 に示す通りである。溶接に伴って生じる角変形量は、溶接後十分に室温まで冷却された後に、溶接始端・中央・終端の計 3 点 (Fig. 3 中に示す計測点 D1, D2, D3) で接触型変位計を用いて垂直方向の撓み量を計測し、これと溶接線から計測点までの板幅方向距離の比から角度を算出して求めた。なお、本実験に用いた継手では、板幅が比較的広

Table 1 Chemical compositions and mechanical properties of steel plate.

Plate thickness (mm)	Chemical compositions (mass%)					Mechanical properties		
	C	Si	Mn	P	S	Tensile strength (MPa)	Yield stress (MPa)	Elongation (%)
6	0.15	0.25	1.42	0.020	0.004	590	500	22
12	0.16	0.28	1.45	0.015	0.003	590	510	24

Fig. 1 Configuration of bead-on-plate welded joint.

Fig. 2 Setting of test plate in welding experiment.

Fig. 3 Locations for measuring temperature history and vertical displacement.

Table 2 Welding conditions in TIG welding.

	Base	<i>I</i> – changed					<i>v</i> - changed				
	set										
Welding current, <i>I</i> (A)	200	180	160	140	120	100	200	200	200	200	
Welding speed, <i>v</i> (cm/min)	10	10	10	10	10	10	12	14	16	18	20
	measured										
Welding current, <i>I</i> (A)	205	185	164	144	123	103	205	205	205	205	
Arc voltage, <i>V</i> (V)	11.4	11.0	10.6	10.7	10.0	9.8	11.0	11.2	11.6	10.6	
	Calculated										
Welding heat input, <i>IV/v</i> (J/mm)	1400	1220	1040	920	740	610	1130	980	890	720	650

Table 3 Welding conditions in MAG welding.

	Base	<i>I</i> – changed					<i>v</i> - changed				
	set										
Welding current, <i>I</i> (A)	200	180	160	140	120	100	200	200	200	200	200
Welding speed, <i>v</i> (cm/min)	20	20	20	20	20	20	24	28	32	36	40
	measured										
Welding current, <i>I</i> (A)	201	180	161	141	121	101	202	201	203	204	202
Arc voltage, <i>V</i> (V)	19.6	18.4	16.6	16.2	16.3	15.8	19.2	19.6	19.3	19.5	19.8
	calculated										
Welding heat input, <i>IV/v</i> (J/mm)	1180	990	800	690	590	480	970	840	730	660	600

く、板長が比較的小さいために溶接線方向に対する撓みは生じ難いことから、溶接線直下の板厚方向変位量は無視出来るほど小さいと見なした。実際の計測に際しても、角変形量の計測結果に大きく影響するような板の反り（縦曲り変形や座屈変形）が生じていないことは確認している。またこれとは別に、温度分布に関する考察のために、試験体中央の5点でK型熱電対を用いて温度履歴を計測した他、ビード外観・断面マクロ観察からクレータ長さ・溶込み寸法を測定した。

2.2 溶接条件

本実験におけるTIG溶接条件をTable 2に、MAG溶接条件をTable 3に示す。いずれについても、溶接条件の設定に際してはまず基準条件を決定し、これに対して、溶接電流を1/2倍になるまで等間隔で小さくさせる条件群(*I*-changed)と、溶接速度を2倍になるまで等間隔で大きくさせる条件群(*v*-changed)を設定した。基準条件は、実用条件範囲を踏まえて、TIG溶接では溶接電流を200 A、溶接速度を10 cm/minとし、MAG溶接では溶接電流を200 A、溶接速

度を20 cm/minとした。表には、板厚6 mmの場合を例として、溶接中に計測した溶接電流とアーク電圧の値、それらによって算出した電気的な供給エネルギーである溶接入熱 IV/v (I : 溶接電流, V : 溶接電圧, v : 溶接速度)の値も併せて示している。2つの条件群において溶接入熱 IV/v が変化する範囲は凡そ対応していることが分かる。

その他の条件として、TIG溶接では、アーク長は全条件とも3 mmとし、フィラーワイヤは用いていない。また、電極には2%セリウム入りタングステン電極（直径: 3.2 mm, 先端角度: 60°）を使用し、極性を直流電極マイナス(DCEN)とした。シールドガスには100%Arを使用し、その流量を10 l/minとした。一方、MAG溶接では、電極ワイヤにYGW 12（直径: 1.2 mm）を用い、電極突出し長さを15 mm、極性を直流電極プラス(DCEP)とした。電極ワイヤに用いたYGW 12の化学組成と機械的性質はTable 4に示す通りである。シールドガスには80%Arと20%CO₂の混同ガスを使用し、その流量を15 l/minとした。

TIG溶接・MAG溶接のどちらについても、板厚6 mmと

Table 4 Chemical compositions and mechanical properties of welding wire (YGW 12).

Chemical compositions (mass%)					Mechanical properties		
C	Si	Mn	P	S	Tensile strength (MPa)	Yield stress (MPa)	Elongation (%)
0.08	0.50	1.16	0.012	0.011	580	480	30

12 mm の試験体に対して同様に計測実験を行った。溶込み形状・寸法の計測実験は表中の全11条件について、溶接中の温度履歴、完全に室温まで冷却された後の撓み量の計測実験は表中の網掛けされた5条件について行った。

2.3 入熱パラメータと溶接角変形に関する検討

板厚 6 mm, 12 mm の試験体に対して、Table 2 および Table 3 に網掛けして示した溶接条件で撓み量の計測実験を行い、入熱パラメータ Q_{net}/h^2 と角変形の関係について検討を行った。その結果を Fig. 4 に示す。ここで示す角変形量は、溶接線方向中央部のものであり、各溶接条件に対して2回行った溶接実験による結果の平均値である。溶接線方向の3つの計測点における角変形量の違いは数%程度であり、2回行った溶接実験における角変形量の違いは最大でも10%以内であった。このことから、上記の平均値を角変形量の計測結果として用いることは本考察の目的に対しては十分な精度を有していると判断した。また、継手に与えられる実効入熱 $Q_{\text{net}} (= \eta IV/v, \eta$: アークの熱効率) は、文献値¹⁷⁾を参考にして、TIG 溶接におけるアークの熱効率 η を0.6, MAG 溶接におけるアークの熱効率 η を0.8として算出した。図中には、バラツキの程度を確認するために、従来知見¹⁰⁾における入熱パラメータ Q_{net}/h^2 と角変形に関する実験曲線を書き写した補助線を示している。

図から、各溶接条件において生じた角変形量は溶接法に応じた曲線によって評価できているように見受けられる。また、角変形量が最大となるよりも入熱パラメータ Q_{net}/h^2 が小さい条件範囲においては、溶接法による角変形量の違いはそれほど大きくないのに対して、入熱パラメータ Q_{net}/h^2 が大きい条件範囲においては、MAG 溶接における角変形量が TIG 溶接における角変形量よりも明らかに大きくなっており、これらの傾向は、佐藤・寺崎によって報告されている従来知見の通りである。しかしながら、本実験結果ではややバラツキが大きいくようにも見受けられ、溶接条件や溶接法などの影響に注目したより詳細な検討が必要であることも示唆される結果となっている。

3. 入熱パラメータと溶接角変形の関係に及ぼす溶接速度の影響に関する実験的考察

3.1 入熱パラメータと溶接角変形の関係に及ぼす溶接速度の影響

先に示した Fig. 4 は、今回の溶接条件設定の意図を全く考慮せずに整理した結果であったが、ここでは溶接条件設定の意図を反映した形で整理し直した結果を示す。Fig. 5 (a) は

Fig. 4 Arrangement of angular distortion by heat input parameter, Q_{net}/h^2 .

(a) TIG welding

(b) MAG welding

Fig. 5 Effect of welding speed on arrangement of angular distortion by heat input parameter, Q_{net}/h^2 .

TIG 溶接に関する結果、Fig. 5 (b) は MAG 溶接に関する結果である。どちらについても、基準条件 (図中 Base)、溶接電流を変化させた条件群 (図中 I-changed)、溶接速度を変化させた条件群 (図中 v-changed) を区別してプロットしている。これらを見ると、基準条件に対して、溶接電流を変化させた

Crater geometry
Macro cross-section
Welding current, I (A)	205	185	164	144	123	103
Arc voltage, V (V)	11.4	11.0	10.6	10.7	10.0	9.8
Welding speed, v (cm/min)	10	10	10	10	10	10
Welding heat input, IV/v (J/mm)	1400	1220	1040	920	740	610

(a) Base condition and I - changed conditions

Crater geometry
Macro cross-section
Welding current, I (A)	205	205	205	205	205	205
Arc voltage, V (V)	11.4	11.0	11.2	11.6	10.6	10.6
Welding speed, v (cm/min)	10	12	14	16	18	20
Welding heat input, IV/v (J/mm)	1400	1130	980	890	720	650

(b) Base condition and v - changed conditionsFig. 6 Configuration of weld penetration in TIG welding ($h = 6$ mm).

条件群と溶接速度を変化させた条件群で生じる角変形量が入熱パラメータ Q_{net}/h^2 によって必ずしも統一して評価できていないことは明らかである。具体的には、板厚が 12 mm で入熱パラメータ Q_{net}/h^2 が小さい条件範囲では、入熱パラメータ Q_{net}/h^2 が同じ程度の条件であっても、溶接速度を変化させた場合の方が溶接電流を変化させた場合よりも角変形量が明らかに大きい。すなわち、入熱パラメータ Q_{net}/h^2 が同じであれば、溶接速度が大きい場合の方が変形量が大きくなるといえる。これは TIG 溶接と MAG 溶接の場合で同様である。それに対して、板厚が 6 mm で入熱パラメータ Q_{net}/h^2 が大きい条件範囲では、板厚 12 mm の場合のような明瞭な傾向は見られない。TIG 溶接の場合には、溶接電流を変化させた場合の方が溶接速度を変化させた場合よりも角変形量がわずかに大きくなる傾向にあるように見受けられるが、MAG 溶接ではこうした傾向は見られず、入熱パラメータ Q_{net}/h^2 に対しておおよそ一つの曲線に乗っているように見える。

以上のことから、溶接速度が異なる場合には、角変形は入熱パラメータ Q_{net}/h^2 のみによって必ずしも評価できないことが示された。しかしながら、入熱パラメータ Q_{net}/h^2 の条件範囲や溶接法などによって、変形量に対する影響の仕方が異なるため、溶接中の温度分布との関係に注目した詳細な考察が必要であると考えられる。

3.2 溶接速度の影響に注目した溶接中の温度分布に関する考察

溶接速度が異なる場合に、角変形が入熱パラメータ Q_{net}/h^2 のみによって必ずしも評価できない要因として、溶接中の温

(a) Plate thickness, $h = 6$ mm (b) Plate thickness, $h = 12$ mm

Fig. 7 Effect of welding conditions on weld penetration in TIG welding.

度分布が溶接入熱 IV/v （溶接法と板厚が等しい場合の入熱パラメータ Q_{net}/h^2 に対応する）のみによって決まっていなかったと考えられる。そこで、溶接速度の影響に注目して、溶接中の温度分布と溶接入熱 IV/v の関係について検討を行った。

Table 2 に示した全ての条件で TIG 溶接を行い、ビード外観・断面マクロ観察を行った結果を Fig. 6 に、クレータ長さ・溶込み寸法と溶接入熱 IV/v の関係の整理結果を Fig. 7 に示す。Fig. 6 では一例として板厚 6 mm の場合のみを示しており、Fig. 7 では (a) 板厚 6 mm の場合と (b) 板厚 12 mm の場合について示している。MAG 溶接の場合についても同様に、Fig. 8 と Fig. 9 (a) および (b) に示している。ここで示す測定結果は、TIG 溶接ではビード幅、溶込み深さ、クレータ長さの 3 つであり、MAG 溶接ではこれらに加えて余盛高さの 4 つである。図を見ると、TIG 溶接と MAG 溶接のどちらの場合でも、溶接入熱 IV/v が等しい場合、溶接速度が大きい方がビード幅やクレータ長さは明らかに大きい。また、絶対値が小さいこともあり、ビード幅やクレータ長

さは顕著でないものの、溶込み深さに関しても同様の傾向であると考えられる。一方、余盛高さに関しては溶接電流を変化させた場合と溶接速度を変化させた場合で明確な違いはないように思われる。これらの結果から、母材における溶融部近傍の温度分布は溶接入熱 IV/v のみで決まっていなかったことは明らかである。

しかしながら、溶込み寸法が溶接入熱 IV/v のみで決まらないことは既に報告されており¹⁸⁻²⁰⁾、入熱パラメータ Q_{net}/h^2 が対象としている温度分布はおそらくもう少し低温域の温度分布であると考えられる。瞬間熱源を用いた従来知見によると、材料・板厚が等しい継手の板厚断面における温度分布は実効入熱 Q_{net} （ここでは溶接法が同じであるので、溶接入熱 IV/v で置き換えても良いと考えられる）のみで決まるとされている。そこで、低温域の温度上昇について検討するために、溶融部から比較的離れた位置での温度上昇について検討を行った。板厚が 6 mm で、基準条件に対して溶接電流を 1/2 倍にした場合と溶接速度を 2 倍にした場合の

Crater geometry
Macro cross-section
Welding current, I (A)	201	180	161	141	121	101
Arc voltage, V (V)	19.6	18.4	16.6	16.2	16.3	15.8
Welding speed, v (cm/min)	20	20	20	20	20	20
Wire feed speed, v_w (m/min)	5.0	4.2	3.4	2.8	2.5	2.2
Welding heat input, IV/v (J/mm)	1180	990	800	690	590	480

(a) Base condition and I - changed conditions

Crater geometry
Macro cross-section
Welding current, I (A)	201	202	201	203	204	202
Arc voltage, V (V)	19.6	19.2	19.6	19.3	19.5	19.8
Welding speed, v (cm/min)	20	24	28	32	36	40
Wire feed speed, v_w (m/min)	5.0	5.0	5.0	5.0	5.0	5.0
Welding heat input, IV/v (J/mm)	1180	970	840	730	660	600

(b) Base condition and v - changed conditionsFig. 8 Configuration of weld penetration in MAG welding ($h = 6\text{mm}$).

(a) Plate thickness, $h = 6$ mm (b) Plate thickness, $h = 12$ mm

Fig. 9 Effect of welding conditions on weld penetration in MAG welding.

2条件の温度履歴をFig. 10に比較して示す。TIG溶接の場合をFig. 10(a)に、MAG溶接の場合をFig. 10(b)に示しており、融合線からの距離が最も遠い計測位置である計測点T1 (Fig. 3に位置を示している)における温度履歴を示している。どちらの場合でも、溶接入熱 IV/v がほぼ等しいこれらの条件で、溶接速度が大きい場合の方が最高到達温度上昇が明らかに大きい。すなわち、熱源移動を考慮しない瞬間熱源を対象とした溶接熱伝導論の適用がそもそも適切でないと考えられる溶融部近傍のみならず、最高到達温度が 500°C 程度のこのような比較的低温域の温度分布に対しても同様に、熱源移動を考慮しない瞬間熱源を対象とした溶接熱伝導論によって導出された入熱パラメータ Q_{net}/h^2 による取り扱いが必ずしも適切でない場合があることが示された。

3.3 溶接角変形に対する溶接速度の影響に関する考察

以上のように、溶接入熱 IV/v が等しくても溶接速度が大きい方が溶接部の温度上昇は大きくなり、言い換えると、或る温度に達する領域は大きくなる。これによる角変形への影響について、溶込み寸法に代表される板厚断面における温度分布とクレータ長さに代表される溶接線方向の温度

(a) TIG welding

(b) MAG welding

Fig. 10 Effect of welding conditions on temperature history in welds.

分布に分けて考察する。

まず、板厚断面における温度分布に注目して考察する。溶接入熱 IV/v が等しくても溶接速度が大きいと、板厚断面において或る温度に達する領域が広がる。すなわち、板厚断面における温度分布の広がりという観点から見ると、溶接速度が大きくなることは入熱パラメータ Q_{net}/h^2 の値が大きくなることに対応する。すなわち、これによる角変形への影響としては、入熱パラメータ Q_{net}/h^2 が小さい条件範囲では変形量は大きくなり、逆に入熱パラメータ Q_{net}/h^2 が大きい条件範囲では変形量は小さくなると考えられる。一方、溶接線方向の温度分布に注目した場合、溶接入熱 IV/v が等しくても溶接速度が大きいと、溶接線方向の或る温度に達している領域の長さが長くなる。剛性が極めて小さい溶融部近傍に周辺の熱膨張などに起因して収縮が生じ易いと考え、溶接速度が大きいと入熱パラメータ Q_{net}/h^2 の条件範囲に関わらず変形量は大きくなる。これらを組み合わせたものとして溶接速度の影響を考えた場合、入熱パラメータ Q_{net}/h^2 が小さい条件範囲では、入熱パラメータ Q_{net}/h^2 の値が等しくても溶接速度が大きくなると変形量は大きくなる。一方、入熱パラメータ Q_{net}/h^2 が大きい条件範囲では、

上述の影響が相殺される方向に働くために、入熱パラメータ Q_{net}/h^2 が小さい条件範囲と比較して、溶接速度の影響は現れにくい。Fig. 5 に示した結果はこれに従う結果となっており、定性的な理解としては妥当であると考えられる。しかしながら、TIG 溶接と MAG 溶接で入熱パラメータ Q_{net}/h^2 が大きい条件範囲での影響の仕方がやや異なっていることなど、より定量的な理解に向けては、数値解析などを含めた今後の更なる検討が必要であると考えられる。

4. 入熱パラメータと溶接角変形の関係に及ぼす溶接法の影響に関する実験的考察

4.1 入熱パラメータと溶接角変形の関係に及ぼす溶接法の影響

先の考察から、溶接速度の違いは入熱パラメータ Q_{net}/h^2 と角変形の関係に影響を及ぼすことが示された。そのため、TIG 溶接と MAG 溶接における入熱特性の違いの影響について検討するためには、溶接速度が等しい条件で比較する必要があると考えられる。ここで、TIG 溶接と MAG 溶接における入熱特性の違いとは、TIG 溶接では母材に与えられる実効入熱の全てが母材へ直接与えられるのに対して、MAG 溶接では実効入熱の一部は溶融したワイヤが保有する熱量として母材へ与えられることを意味している。

Fig. 4 で示した結果の中から、溶接速度が等しく、入熱パラメータ Q_{net}/h^2 がほぼ等しいと考えられる条件での TIG 溶接および MAG 溶接の結果を区別してプロットしたものが Fig. 11 である。TIG 溶接では、溶接電流 200 A、溶接速度 20 cm/min の条件、MAG 溶接では、溶接電流が 100 A、溶接速度が 20 cm/min の条件がこれに相当する。このときのアーク電圧とアークの熱効率の違いによって、結果として入熱パラメータ Q_{net}/h^2 がほぼ等しい条件となっている。図を見ると、溶接速度が等しいことを前提として比較したこれらの条件において、板厚が 12 mm で入熱パラメータ

Q_{net}/h^2 が小さい条件範囲では、TIG 溶接の方が MAG 溶接よりも角変形量が多い。一方、板厚が 6 mm で入熱パラメータ Q_{net}/h^2 が大きい条件範囲では、TIG 溶接よりも MAG 溶接の方が角変形量が大きくなっており、板厚 12 mm の場合とは逆の傾向となっている。従来知見では、変形量が最大となるよりも入熱パラメータ Q_{net}/h^2 が小さい条件範囲においては、角変形は溶接法の影響を受けないとされているが、溶接速度が等しい条件での本比較によると、溶接法の影響を受けて、TIG 溶接における角変形量が MAG 溶接におけるそれよりも大きくなることが示唆された。

4.2 溶接法の影響に注目した溶接中の温度分布に関する考察

溶接法が異なると角変形が入熱パラメータ Q_{net}/h^2 のみによって決まらない要因について、先と同様に、溶接中の温度分布と溶接入熱 Q_{net} (板厚が等しい場合の入熱パラメータ Q_{net}/h^2 に対応する) の関係に注目して検討を行った。

Fig. 11 で比較した条件での TIG 溶接と MAG 溶接におけるクレータ長さ、溶込み寸法の測定結果を Fig. 12 に比較して示す。板厚の違いによる影響は見られなかったため、板厚 6 mm の場合のみを示している。図を見ると、ビード幅に関しては TIG 溶接の方が明らかに大きいものに対して、溶込み深さに関しては TIG 溶接と MAG 溶接でほとんど違いが見られない。しかしながら、TIG 溶接における溶込みが熱伝導型であるのに対して、MAG 溶接における溶込みは中央溶込み型であるため、溶込み深さとしてはほとんど違いが見られなかったものの、溶融断面面積のような母材への溶込みとしては TIG 溶接の方が大きいといえる。一方で、クレータ長さに関しては、TIG 溶接よりも MAG 溶接の場合の方がやや大きい結果となっている。したがって、溶接速度が等しく、入熱パラメータ Q_{net}/h^2 もほぼ等しいと考えられる条件で TIG 溶接と MAG 溶接を比較した場合、MAG 溶接の方が板厚断面において或る温度に達する領域は小さく、

Fig. 11 Effect of welding method on arrangement of angular distortion by heat input parameter, Q_{net}/h^2 .

Fig. 12 Effect of welding method on weld penetration.

Fig. 13 Effect of welding method on temperature history in welds.

溶接線方向の或る温度に達する領域はやや大きくなると考えられる。以上から、ほとんど同じ実効入熱 Q_{net} が与えられた場合であっても、TIG 溶接と MAG 溶接では母材における溶融部近傍の温度分布は異なることが示唆された。

続いて、Fig. 12 に示した条件での溶接部の温度履歴を Fig. 13 に示す。溶融部から比較的離れた計測点 T1 における温度履歴を Fig. 13 (a) に、溶接線直下の溶融部近傍の計測点 T3 における温度履歴を Fig. 13 (b) に示している。ほとんど等しい入熱パラメータ Q_{net}/h^2 の条件であるにもかかわらず、どちらの計測点における温度履歴を見ても、TIG 溶接における最高到達温度は MAG 溶接におけるそれと比較して明らかに大きい。このことから、溶接速度が等しく、入熱パラメータ Q_{net}/h^2 もほぼ等しい条件で TIG 溶接と MAG 溶接を比較した場合、TIG 溶接の方が、板厚断面において或る温度に達する領域は大きいといえる。しかしながら、溶接後の冷却過程における温度上昇の差も顕著であることから、母材へ与えられた熱量の違いが小さくないことも予想される。これに関しては、アークの熱効率に関する溶接プロセス的検討も含めて今後の更なる考察が必要であると

Fig. 14 Conditions for comparison of weld penetration in between TIG welding and MAG welding.

考えられる。

4.3 溶接角変形に対する溶接法の影響に関する考察

先の考察から、本比較条件において実際には実効入熱がほぼ等しい条件となっていない可能性があるが、ここでは本比較条件における角変形量の違いを、溶接速度の影響の場合と同様に、温度分布との関係から説明できるのかについて考察する。

まず、溶込み寸法のような板厚断面における温度分布の観点から見れば、TIG 溶接の方が MAG 溶接と比較して、或る温度に達する領域の広がりが大きいいため、入熱パラメータ Q_{net}/h^2 の値が大きい条件に対応すると考えられる。一方、クレータ長さのような溶接線方向の温度分布の観点から見ると、MAG 溶接の方が TIG 溶接の場合よりも或る温度に達する領域がやや長くなっている。しかしながら、クレータ長さに関しては TIG 溶接と MAG 溶接でそれほど大きな差はなかったため、変形量に対してもそれほど影響はないと考えられる。以上から、本比較条件においては板厚断面における温度分布の影響が比較的大きいと推察される。すなわち、TIG 溶接と MAG 溶接の違いによる変形量への影響としては、入熱パラメータ Q_{net}/h^2 が小さい条件範囲では、TIG 溶接の方が MAG 溶接よりも変形量が大きくなり、入熱パラメータ Q_{net}/h^2 が大きい条件範囲では、MAG 溶接の方が TIG 溶接よりも変形量が大きくなると考えられる。実際に、Fig. 11 に示した結果はこれに従う傾向となっており、定性的な理解としては妥当であると考えられる。

また、角変形に対する溶接法の影響に関して、より詳細に検討するために、変形量が等しい条件での比較・考察を行った。ここで取り上げる条件を Fig. 14 に示す。TIG 溶接では、溶接電流 160 A、溶接速度 10 cm/min であり、MAG 溶接では、溶接電流 160 A、溶接速度 20 cm/min である。このときの角変形量はどちらの条件についても、およそ 0.015 rad である。また、これらの条件におけるクレータ長

Fig. 15 Comparison of weld penetration in between TIG welding and MAG welding.

さ、溶込み寸法について Fig. 15 に示している。これを見ると、溶込み深さはほとんど等しいが、クレータ長さ、ビード幅ともに MAG 溶接の方が明らかに大きい。変形量が最大となるよりも入熱パラメータ Q_{net}/h^2 が小さい条件範囲においては、溶込み寸法のような板厚断面における温度分布の拡がり、クレータ長さのような溶接線方向の温度分布の拡がりは共に、変形量を大きくさせる要因であると考えられるため、MAG 溶接の方が変形量は大きくなることが予想される。しかしながら、Fig. 14 に示すように、実際には両溶接法における変形量はほぼ等しい。したがって、これは母材における温度分布とは別の要因によるものと考えられ、余盛の影響である可能性が考えられる。余盛があると角変形に対する剛性が増加すると考えられ、余盛がない場合と比べて変形量が小さくなることが予想される。

以上の考察は、限られたデータ数の実験結果に基づいた推察ではあるものの、従来知見である入熱パラメータ Q_{net}/h^2 による角変形の整理結果に見られるバラツキの傾向は、溶接部の温度分布の拡がりの観点から定性的な理解が可能であることが示された。すなわち、このようなバラツキを生じる原因として、集中熱源を仮定し、熱源移動を考慮していない溶接熱伝導論に基づいて導出された入熱パラメータ Q_{net}/h^2 が、必ずしも溶接部の温度分布を支配する因子となり得ていないことが示唆された。言い換えると、より高精度な角変形の予測・制御のためには、より正確な温度分布の考慮が必要である。そのためには、従来知見で考慮していない熱源移動の影響を考慮すべきであることは言うまでもなく、溶接電流やアーク長、溶接法などに応じた正確な入熱量ならびに入熱分布を考慮することも重要となってくることが予想される。このような観点からも、入熱分布などをより柔軟に考慮することが可能な熱弾塑性数値解析を活用した検討などを含めた、今後のより詳細かつ定量的な考察の必要性が示唆される。これらの取り組みによって、より高精度な溶接変形の予測・制御手法の確立に繋

がっていくことが期待される。

5. 結 論

溶接角変形の支配因子に関して基礎的な立場から検討することを目的とした、実験と数値解析による一連の研究の第一報として、溶接速度や溶接法の影響に注目して、入熱パラメータ Q_{net}/h^2 と溶接角変形に関する系統的な実験検討を行った。本実験によって得られた結論について以下に示す。

- (1) 溶接速度や溶接法が異なる場合には、角変形は入熱パラメータ Q_{net}/h^2 のみによって必ずしも評価できない。また、入熱パラメータ Q_{net}/h^2 と角変形の関係に対するこれらの影響は、入熱パラメータ Q_{net}/h^2 の条件範囲によって異なる。
- (2) 角変形が入熱パラメータ Q_{net}/h^2 のみによって必ずしも評価できない要因として、溶込み寸法や溶接部の最高到達温度上昇などが必ずしも入熱パラメータ Q_{net}/h^2 によって決まっていなかったことが示された。
- (3) 入熱パラメータ Q_{net}/h^2 の条件範囲に応じて、入熱パラメータ Q_{net}/h^2 と角変形の関係に対する溶接速度や溶接法の影響が異なる要因として、角変形に対しては、板厚断面における温度分布だけでなく、溶接線方向の温度分布も影響する可能性が示唆された。
- (4) MAG 溶接によるビードオンプレートのように、余盛を伴う溶接の場合には、余盛による曲り剛性の増加によって変形量が小さくなることが示された。

謝 辞

本研究で行った実験の結果に関する考察にあたり、大阪大学 接合科学研究所 村川英一 教授、九州工業大学 寺崎俊夫 教授 より、貴重なご意見を賜りました。ここに記して、謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) T. Fujimoto: "A Method for Analysis of Residual Welding Stresses and Deformations based on the Inherent Strain - A Theoretical Study of Residual Welding Stresses and Deformations (Report 1) -", Journal of the Japan Welding Society, 39-4 (1970), 236-252. (in Japanese)
- 2) T. Fujimoto: "Residual Stresses in Rectangular Plates with Slit-Type Butt Welded Joint - A Theoretical Study of Residual Welding Stresses and Deformations (Report 2) -", Journal of the Japan Welding Society, 40-5 (1971), 459-473. (in Japanese)
- 3) J. D. White, R. H. Leggat and J. B. Dwight: "Weld Shrinkage Prediction", Welding and Metal Fabrication, November, 1980, 587-596.
- 4) K. Matsuoka: "An Analytical Method on Residual Stress in Welded Built-up Shell Structures", Journal of the Society of Naval Architects of Japan, 153 (1983), 210-216. (in Japanese)
- 5) T. Terasaki, T. Ishimura, K. Matsuishi and T. Akiyama: "Study on

- Longitudinal Shrinkage of Bead-On-Plate", Quarterly Journal of the Japan Welding Society, 20-1 (2002), 136-142. (in Japanese)
- 6) T. Terasaki, T. Kitamura, I. Kidota, T. Ishimura and S. Hamashima: "Study on Longitudinal Shrinkage and Bending of Fillet T-Joint", Quarterly Journal of the Japan Welding Society, 21-1 (2003), 81-86. (in Japanese)
- 7) M. Watanabe and K. Satoh: "Effect of Welding Conditions on the Transverse Shrinkage Distortion of Bead-On-Plates - Shrinkage Distortion in Welded Joints (Report 1) -", Journal of the Japan Welding Society, 25-4 (1956), 211-216. (in Japanese)
- 8) M. Watanabe and K. Satoh: "Control of Angular Distortion due to Welding Conditions in T-Filet Welded Joints - Shrinkage Distortion in Welded Joints (Report 2) -", Journal of the Japan Welding Society, 25-6 (1956), 343-348. (in Japanese)
- 9) M. Watanabe and K. Satoh: "Effect of Welding Conditions on the Transverse Distortion in Butt-Welded Joints - Shrinkage Distortion in Welded Joints (Report 3) -", Journal of the Japan Welding Society, 25-8 (1956), 455-460. (in Japanese)
- 10) K. Satoh and T. Terasaki: "Effect of Welding Conditions on Welding Deformations in Welded Structures Materials", Journal of the Japan Welding Society, 45-4 (1976), 302-308. (in Japanese)
- 11) M. Watanabe and K. Satoh: "Fundamental Study on Buckling of Thin Steel Plate due to Bead-Welding", Journal of the Japan Welding Society, 27-6 (1958), 313-320. (in Japanese)
- 12) Y. Fujita, T. Nomoto, K. Terai, S. Matsui and T. Kinoshita: "Studies on Welding Deformation in Thin-Skin Plates Structures (1st Report: On the Analysis of Lateral Deformation due to Welding)", Journal of the Society of Naval Architects of Japan, 153 (1983), 210-216. (in Japanese)
- 13) T. Nomoto, T. Terasaki and K. Maeda: "Study of Parameters Controlling Weld Buckling", Transaction of the Japan Society of Mechanical Engineering, Series A, 63-609 (1997-5), 591-596. (in Japanese)
- 14) T. Terasaki, K. Maeda, H. Murakawa and T. Nomoto: "Critical Conditions of Plate Buckling Generated by Welding", Transaction of the Japan Society of Mechanical Engineering, Series A, 64-625 (1998), 2239-2244. (in Japanese)
- 15) K. Satoh and T. Ohnishi: "Transient Thermal Stresses of Weld Heat-Affected Zone by Both-Ends-Fixed Bar Analogy", Journal of the Japan Welding Society, 38-4 (1969), 359-371. (in Japanese)
- 16) M. Shibahara and H. Murakawa: "Effect of Various Factors on Transverse Shrinkage under Butt Welding", Journal of the Kansai Society of Naval Architects, 230 (1998), 263-272. (in Japanese)
- 17) K. Satoh, Y. Ueda and T. Fujimoto: "Weld Distortion and Residual Stress", SANPO PUBLICATIONS, (1994). (in Japanese)
- 18) M. Watanabe and K. Satoh: "Prediction of Penetration in Welded Joints by Welding Conditions (Part I): Fundamental study on penetration of welded joints", Journal of the Japan Welding Society, 24-12 (1955), 512-519. (in Japanese)
- 19) M. Watanabe and K. Satoh: "Prediction of Penetration in Welded Joints by Welding Conditions (Part II): Conventional formula on penetration of welded joints", Journal of the Japan Welding Society, 25-1 (1956), 18-23. (in Japanese)
- 20) S. Yamauchi, T. Nakai and T. Kunihiro: "The Shrinkage Distortion in Welding Bead Deposited on Flat Steel Plate", Journal of the Society of Naval Architects of Japan, 94 (1954), 145-158. (in Japanese)
-