構造用材料の溶接残留応力分布におよぼす 溶接諸条件の影響*

佐藤 邦彦** 寺崎 俊夫**

Effect of Welding Conditions on Residual Stresses Distributions in Welded Structures Materials*

by Kunihiko Satoh** and Toshio Terasaki**

It is well known that residual stresses due to welding influence the initiation of weld cracks and the strength of welded structures. In the present report, attention is focussed to the effect of welding conditions on residual stress distributions in single-Vee-groove weld.

Analysis and experiments described below are conducted:

- (1) Analysis of weld thermal stresses is carried out based on the thermo-elasto-plastic analysis by the finite element method. The residual stress distributions are obtained under the various conditions, such as weld heat input, plate width and thickness.
- (2) Experiments on residual stress distributions are carried out. Experiments are obtained under various materials and the various conditions such as welding current, welding speed, plate width plate thickness and length.

The results obtained in this report are summarized as follows:

- (1) Residual stress distributions are determined by parameters:
 - (a) Average temperature $T_{av}^* = \alpha_0 Q / 2c\rho\epsilon_{Y0}hW$
 - (b) Initial temperature $\theta_i^* = \alpha_0\theta_i/\epsilon_{Y0}$
 - (c) Temperature above which yield strength becomes zero $\theta_{Y0}^* = \alpha_0\theta_{Y0}/\epsilon_{Y0}$

Comparing of the experimental results with calculated results give evidence that parameters T_{av}^* , θ_{Y0}^* determines residual stress distributions.

- (2) Residual stress distributions are classified two patterns according to average temperature. Residual stress distributions are mainly determined by average temperature in the same material.
- (3) Conventional formulae are presented for the calculation of residual stress distributions produced in single-Vee-groove weld.

1. 緒 言

本研究は Fig. 1 に示すような細長い長方形板のグループ溶接による残留応力分布におよぼす溶接諸条件の影響を論じたものである。この種の溶接継手は溶接残留応力の発生機構を明らかにする場合の対象として古くから取り上げられており、多くの研究報告がなされている。溶接入熱などの条件が残留応力分布におよぼす影響については辻¹⁾が研究を行ない、溶接入熱が溶接線 (Fig. 1 の x 軸) に沿って瞬間投与されると仮想した一次元熱弾塑性解析の手法によって溶接線方向残留応力の分布と溶接入熱の関係を論じている。しかし、辻の研究では、板幅

Fig. 1 Specimen for single-Vee-groove weld

$2W$ の 1 枚の板の上に熱が投与されると仮定しており、材料の変形抵抗がきわめて小さくなる高温においては板幅 W の 2 枚の板がそれぞれ独立に変形し得るというグループ溶接特有の現象を無視しているため、求められた残留応力分布とくに圧縮応力を受ける母材部分の分布形状は、たとえば Tall²⁾ らが行なった実験結果や Fig. 2

* 原稿受付 昭和50年10月14日 (昭和49年度秋季全国大会にて発表)

** 正 員 大阪大学工学部 Member, Faculty of Engineering, Osaka Univ.

Fig. 2 Distributions of residual stress in groove welds of mild steel

に示す著者らの実験結果とはかならずしも一致しない。圧縮応力をうける母材部分を含めた板全体の残留応力の分布と大きさによらず溶接諸条件の影響を明らかにすることが本研究の主たる目的である。

この目的のために本研究では上述のグループ溶接特有の現象を考慮に入れて、二次元 FEM 熱弾塑性解析を行った。まず、残留応力分布に影響をおよぼす諸要因について検討し、溶接諸条件と材料定数を含むパラメータを見出し、実験との比較考察を行なった。次に、このパラメータを用いて残留応力分布を比較的簡単に推定できる算式を見出した。

2. 残留応力分布を整理するためのパラメータ

Fig. 1 に示すような長さ L 、幅 W 、板厚 h の 2 枚の細長い長方形板をその長辺に沿ってグループ溶接する場合を対象として、残留応力分布を規定するパラメータについて考察する。

残留応力分布に影響する要因を見出すため、一次元熱弾塑性応力問題に関する辻¹⁾の研究にならって、ひずみ・応力・温度・材料定数などについて Table 1 に示すような無次元変数を使用する。これらの無次元変数を使用した場合、任意の Y 点の任意の時刻 τ における無次

Table 1 Dimensionless Variables used in Thermo-elasto plastic study

Strain	$\epsilon^* = \epsilon/\epsilon_0$
Stress	$\sigma^* = \sigma/\sigma_0$
Temperature	$\theta^* = \alpha_0 \theta/\epsilon_0$
Yield Stress	$\sigma_y^* = \sigma_y/\sigma_0$
Linear Thermal Expansion Coefficient	$\alpha^* = \alpha/\alpha_0$
Young's Modulus	$E^* = E/E_0$
Coefficient of Work Hardening	$H^* = H/H_0$
Location	$Y = y/W$
Time	$\tau = 2\sqrt{kt}/W$

Note: ϵ : Strain
 σ : Stress
 θ : Temperature
 ϵ_0 : Yield strain at reference temperature
 σ_0 : Yield stress at reference temperature
 α_0 : Linear thermal expansion coefficient
 E : Young's modulus
 H : Coefficient of work hardening
 k : Thermal diffusivity coefficient
 t : Time
 y : Location
 Subscript "0" means at reference temperature

元化された応力・ひずみが同じになるためには次の 2 つの条件が同時に成立しなければならない³⁾。

- ① 温度 $\theta^* = \theta^*(\tau, Y)$ の履歴が同じであること
- ② 材料定数 σ_y^* , α^* , E^* , H^* の温度 θ^* に関する依存性が同じであること

まず上記の条件①について考察する。Fig. 1 に示す溶接継手を想定し、本研究では熱源の移動効果を見捨て x 軸上に強さ Q/h (cal/cm²) の平面熱源が瞬間投与されると仮想する。この場合 Y 軸上の任意の点の任意の時刻 τ における温度 θ^* は板表面からの熱放散を見捨てると次式で与えられる。

$$\theta^* - \theta_i^* = 2T_{av}^* [u_p(\tau, Y) + \sum_{n=1}^{\infty} u_p(\tau, Y \pm 2n)] \quad (1)$$

ただし

$$\left. \begin{aligned} T_{av}^* &= \alpha_0 T_{av} / \epsilon_{Y0} & T_{av} &= Q / 2c\rho hW : \text{板の平均温度上昇} \\ \theta_i^* &= \alpha_0 \theta_i / \epsilon_{Y0} & \theta_i &: \text{板の初期温度} \\ u_p(\tau, Y) &= \frac{1}{\sqrt{\pi \cdot \tau}} e^{-Y^2/\tau^2} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

式 (1) からわかるように、瞬間平面熱源が投与されたという初期条件を用いるかぎり、温度 θ^* の履歴は板の平均温度上昇 T_{av}^* と板の初期温度 θ_i^* によって決定される。したがって、上記の条件①は「 T_{av}^* と θ_i^* が同じであること」と書きかえることができる。

次に上記の条件②について考察する。材料定数 σ_y^* , α^* , E^* , H^* の温度依存性が残留応力におよぼす影響を知るため、Fig. 1 において $L=300$ mm, $W=100$ mm, $h=10$ mm とし、 x 軸上に $Q/h=3000$ cal/cm² の平面熱源が瞬間投与され、 $\theta_i=0^\circ\text{C}$ の場合について解析を行なってみた。解析には二次元 FEM 熱弾塑性プログラムを使用し、Table 1 に示した無次元変数を二次元応力場に対して拡張使用して、 Y 軸上の残留応力 $\sigma_x^* (= \sigma_x/\sigma_{Y0})$ の分布を求めた。この場合、材料定数の温度依存性として Fig. 3 に示す 4 つの形式のものを採用した。すなわち、温度 $\theta_M^* (= \alpha_0 \theta_M / \epsilon_{Y0})$ 以上では材料は応力をうけもたないものとし

Case 1 材料定数 σ_y^* , α^* , E^* , H^* がすべて線型の温度依存性をもち、 $\theta_M^*=6.7$ の場合

Case 2 σ_y^* 以外の材料定数が温度に無関係に一定で、 $\theta_M^*=6.7$ の場合

Case 3 上記と同様で $\theta_M^*=3.3$ の場合

Case 4 σ_1^* の温度依存性が図に示すような 2 本の直線で与えられ $\theta_M^*=6.7$ の場合

について数値解析した。なお、 x 軸上の温度が θ_M^* 以上では板幅 W の 2 枚の板が別々に変形するという条件を解析に導入した。

Fig. 3 Temperature dependence of physical and mechanical properties selected for thermo-elasto-plastic analysis

解析結果を Fig. 4 に示す。図からわかるように、Case 3 を除いては残留応力分布の形状はほぼ同一であり、残留応力の大きさの差はたかだか10%以内におさまっている。このことから、残留応力分布に主として影響を与えるのは材料が応力をうけもたなくなる温度 θ_M^* であって、 θ_i^* と θ_M^* の間における材料定数の変化の特性が残留応力分布におよぼす影響は2次的なものに過ぎないように思われる。したがって上記の条件②は「材料

Fig. 4 Distributions of residual stress for selected temperature dependence of physical and mechanical properties

が応力をうけもたなくなる温度 θ_M^* が同じであること」と書きかえてもよからう。

以上の考察によると、残留応力 $\sigma_x^* = \sigma_x^*(Y)$ を規定するパラメータは T_{av} , θ_i^* および θ_M^* であり、同一材料では T_{av} と θ_i^* であると結論される。

3. 実 験

軟鋼 (SS41), Al 合金 (Al 5083-O), オーステナイト系ステンレス鋼 (AISI 310S) の3種の材料を用い、Table 2 に示すように板の長さ L , 板幅 W , 板厚 h および溶接入熱 Q の種々の組合せについて実験を行なった。溶接は GMAW によるグループ単層溶接である。板の初期温度は $15 \sim 25^\circ\text{C}$ の範囲であった。残留応力 σ_x を求めるには溶接後、板の中央断面を中心として溶接線

Table 2 Experimental conditions

Material	Specimen number	Length L (mm)	Width 2W (mm)	Thickness h (mm)	Welding Conditions			$T_{av} (^\circ\text{C})$
					I (A)	V (V)	v (cm/min.)	
SS41	ML1	100	200	12	435	25	35	131
	ML2	200	200	12	445	25	35	134
	ML3	300	200	12	445	25	38	125
	ML4	400	200	12	435	25	35	131
	MW1	300	100	12	435	25	38	240
	MW2	300	240	12	435	24	30	122
	MW3	300	300	12	430	25	38	80
	MW4	300	400	12	435	25	38	60
	MW5	300	800	12	435	25	35	32
	MQ1	300	200	12	455	25	23	210
	MQ2	300	200	12	438	25	28	153
	MQ3	300	200	12	420	25	56	80
	MT1	450	300	15	450	24	31	78
	MT2	450	300	15	435	24	21	111
	MT3	450	300	15	435	25	20	122
	MT4	300	200	10	455	25	30	114
	MT5	300	200	10	455	24	35	157
	MT6	300	200	10	450	24	42	130
	MT7	300	400	12	425	25	38	58
Al5083-O	AL1	300	200	10	220	26	40	120
	AL2	300	200	10	220	27	60	82
	AL3	300	200	10	230	27	49	105
	AL4	300	200	10	135	24	30	88
	AL5	300	400	10	220	27	60	41
AISI310S	SS1	300	200	10	220	27	40	76
	SS2	300	200	10	210	27	26	114
	SS3	300	200	10	215	31	32	109
	SS4	300	200	10	205	27	43	67

に平行に標点距離 60 mm のコンタクトボールを打ち込んだ後開放し、開放前後の標点距離の変化から求めたひずみに縦弾性係数をかけるという単純な方法による。実験結果を整理するために必要な材料定数を一括して Table 3 に示す。Table 3 の定数値を用いて、各試験片の平均温度上昇 T_{av} を計算した結果を Table 2 の右欄に示してある。

Table 3 Physical and Mechanical properties

	Mild steel	Al5083-O	AlSi310S
c (cal/C·g)	0.13	0.23	0.12
ρ (g/cm ³)	7.8	2.64	8.03
E_s (kg/mm ²)	21000	7100	20400
σ_0 (kg/mm ²)	31	14.8	28
E_0 ($=\sigma_0/E_s$)	1.48×10^{-3}	2.11×10^{-3}	1.38×10^{-3}
α_0 (°C ⁻¹)	1.2×10^{-5}	2.38×10^{-5}	1.75×10^{-5}
θ_m (°C)	830	430	950
α_m (°C)	6.7	4.6	12.1

c : Specific heat
 ρ : Density
 E_s : Young's modulus at 0°C
 σ_0 : Yield stress at 0°C
 E_0 : Yield strain at 0°C
 α_0 : Linear thermal expansion coefficient at 0°C
 θ_m : Temperature above which σ_0 becomes zero.
 α_m : Linear thermal expansion coefficient at 0°C

4. 実験結果と考察

4.1 残留応力分布の型

前項の実験は初期温度 $\theta_i = 15 \sim 25^\circ\text{C}$ ほぼ一定で行なわれているので、残留応力分布はそれぞれの材料ごとに板の平均温度上昇 T_{av} によって定まると予想される。

Fig. 5 (a), (b), (c) は使用した 3 種の材料の残留応力の測定値を平均温度上昇 T_{av} の比較的低い場合と高い場合について、 $Y(=y/W)$ に対してプロットしたものである。図において 3 つの折れ線であらわした直線は FEM 二次元熱弾塑性解析の結果を直線で結んだものであって、実験値ときわめてよい一致を示している。図(a)の $T_{av} = 125^\circ\text{C}$ の実験値はそれぞれ板幅、板厚、入熱が異なっているにもかかわらず一本の曲線に乗っており、平均温度上昇 T_{av} が同じならば残留応力分布 $\sigma_x^* = \sigma_x^*(Y)$ が同一になることを示している。

Fig. 5 によるといずれの材料でもその残留応力分布は平均温度上昇 T_{av} の高低によっておおむね Fig. 6 の 2

Fig. 6 Residual stress patterns obtained by experiments

種類に大別できる。このことは溶接金属の変形抵抗がきわめて小さくなる高温の状態 ($\theta \geq \theta_m$) では板幅 W の 2 枚の板が Fig. 6 (b) の図中に示すようにそれぞれ個別に変形するというグループ溶接特有の現象に基因するものである。

4.2 残留応力分布の略算式

残留応力分布を Fig. 6 に示したように 3 本の折れ線であらわすならば、図に示す $\sigma_1^*, \sigma_2^*, \sigma_3^*$ および Y_1, Y_2, Y_3 の値を知ることによって残留応力分布を求めることができる。

実験に使用した軟鋼、Al 合金、ステンレス鋼の残留応力 $\sigma_1^*, \sigma_2^*, \sigma_3^*$ および位置 Y_1, Y_2, Y_3 と平均温度上昇 T_{av} の関係を FEM 二次元熱弾塑性解析によって求めた結果と実験値とをあわせて示すと Fig. 7 (a), (b), (c) のようになる。実験値と計算値とはおおむねよい一致を示している。

これらの実験値と計算値から次のようなことがいえる。Fig. 7(a) によれば軟鋼板では T_{av} がおよそ 50°C 以下の場合 ($W \geq 10^{-2} Q/h\text{cm}$ の場合) すなわち入熱が十分小さいか板幅が十分大きい場合には、 $\sigma_1^* \approx 1.0 \sim 1.1$, $\sigma_2^* \approx -0.25$, $\sigma_3^* = 0$ で残留応力分布は Fig. 6 (a) の型の分布となる。この場合には Fig. 7 (a) に示すように Y_1, Y_2, Y_3 は T_{av} にほぼ比例して増加しており、したがって y_1, y_2, y_3 は板幅 W に無関係で入熱 Q/h に比例することがわかる。Fig. 7 (a) からこの比例定数を求め、残留応力値とともにまとめると Table 4 のようになる。次に、Fig. 7 (a) において T_{av} がおよそ 150°C 以上の

Fig. 5 Distributions of residual stress

(a) Mild steel

(b) Alalloy

(c) Stainless steel

Fig. 7 Effect of average temperature T_{av} on residual stress σ_1^* , σ_2^* , σ_3^* and locations Y_1 , Y_2 , Y_3 .

場合 ($W \leq 0.33 \times 10^{-2} Q/h$ cm の場合) すなわち入熱が十分に大きい板幅が十分小さい場合には $\sigma_1^* \approx 0.9 \sim 1.1$, $\sigma_2^* \approx -0.1$, $\sigma_3^* \approx -0.8$ で残留応力分布は Fig. 6 の (b) 型の分布になる。この場合には Fig. 7 (a) に示すように Y_1 , Y_2 , Y_3 は T_{av} に無関係にほぼ一定であり、したがって y_1 , y_2 , y_3 は入熱に無関係で板幅 W に比例することがわかる。Fig. 7 (a) からこの比例定数を求め、残留応力値とともにまとめると Table 4 のようになる。 T_{av} が 50°C と 150°C の間では残留応力分布は上に述

Table 4 Residual Stress Pattern for Groove Weld of Selected Materials

Material	Width of plate (cm)	pattern	Residual stress (kg/mm ²)	Location (cm)
Mild steel (SS41)	$W \geq 10^{-2} Q/h$	Fig. 6(a)	$\sigma_1 = (1.0 \sim 1.1) \sigma_0$ $\sigma_2 = -0.25 \sigma_0$ $\sigma_3 = 0$	$y_1 = 0.6 \times 10^{-3} Q/h$ $y_2 = 2.0 \times 10^{-3} Q/h$ $y_3 = 1.1 \times 10^{-3} Q/h$
	$W \leq 0.33 \times 10^{-2} Q/h$	Fig. 6(b)	$\sigma_1 = (0.9 \sim 1.1) \sigma_0$ $\sigma_2 = -0.1 \sigma_0$ $\sigma_3 = -0.8 \sigma_0$	$y_1 = 0.18 W$ $y_2 = 0.4 W$ $y_3 = W$
Al-alloy (Al5083-O)	$W \geq 2.7 \times 10^{-2} Q/h$	Fig. 6(a)	$\sigma_1 = (1.0 \sim 1.1) \sigma_0$ $\sigma_2 = -0.24 \sigma_0$ $\sigma_3 = 0$	$y_1 = 0.8 \times 10^{-3} Q/h$ $y_2 = 2.3 \times 10^{-3} Q/h$ $y_3 = 1.8 \times 10^{-3} Q/h$
	$W \leq 0.9 \times 10^{-2} Q/h$	Fig. 6(b)	$\sigma_1 = (0.9 \sim 1.1) \sigma_0$ $\sigma_2 = 0.05 \sigma_0$ $\sigma_3 = -0.7 \sigma_0$	$y_1 = 0.12 W$ $y_2 = 0.33 W$ $y_3 = W$
Stainless steel (AISI310S)	$W \geq 1.5 \times 10^{-2} Q/h$	Fig. 6(a)	$\sigma_1 = (1.0 \sim 1.1) \sigma_0$ $\sigma_2 = -0.3 \sigma_0$ $\sigma_3 = 0$	$y_1 = 1.0 \times 10^{-3} Q/h$ $y_2 = 2.2 \times 10^{-3} Q/h$ $y_3 = 1.5 \times 10^{-3} Q/h$
	$W \leq 0.4 \times 10^{-2} Q/h$	Fig. 6(b)	$\sigma_1 = (1.0 \sim 1.1) \sigma_0$ $\sigma_2 = -0.25 \sigma_0$ $\sigma_3 = -0.9 \sigma_0$	$y_1 = 0.22 W$ $y_2 = 0.45 W$ $y_3 = W$

べた 2 つの中間の様相を示す。すなわち $\sigma_1^* \approx 1.0 \sim 1.1$, $\sigma_2^* \approx -0.1$ で σ_3^* は T_{av} の上昇とともに 0 からおよそ -0.8 まで変化する。一方 y_1 と y_2 はどちらかといえば板幅に無関係で入熱 Q/h に比例するが、 y_3 は入熱に無関係で $y_3 = W$ である。

Al 合金板 (Fig. 7 (b)), オーステナイト系ステンレス鋼板 (Fig. 7 (c)) の溶接残留応力分布についても上述の軟鋼板と類似の特性が認められる。これらの材料について上と同様に残留応力分布を求めるのに必要な諸量を計算した結果を Table 4 に示す。

4.3 三種の材料の残留応力分布の比較

実験に使用した三種の材料の残留応力分布の特性を比較考察する目的で、2 節で述べた考察に基づき、Fig. 7 の横軸を $T_{av}^* (= \alpha T_{av} / \epsilon Y_0)$ に換算して示すと Fig. 8 のようになる。図に示すように T_{av}^* が同じであっても材料の $\theta_M^* (= \alpha \theta_M / \epsilon Y_0)$ が異なると残留応力分布はかならずしも同一にはならない。しかし T_{av}^* が十分に小

Fig. 8 Effect of dimensionless average temperature T_{av}^* on residual stresses σ_1^* , σ_2^* , σ_3^* and locations Y_1 , Y_2 , Y_3

さい場合、すなわち、 $T_{av}^* \leq 0.4$ の広幅溶接継手の場合には θ_i の値のいかんにかかわらず次式によって残留応力分布のおよその傾向を求めることができる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_1^* &= 1.0 \sim 1.1, & y_1 &= 0.075 \alpha_0 Q / c \rho \varepsilon_{Y_0} h \\ -\sigma_2^* &= 0.25 \sim 0.3, & y_2 &= 0.22 \alpha_0 Q / c \rho \varepsilon_{Y_0} h \\ \sigma_3^* &= 0, & y_3 &= 1.3 \alpha_0 Q / c \rho \varepsilon_{Y_0} h \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

5. 残留応力分布におよぼす初期温度 θ_i の影響

初期温度 θ_i が残留応力分布におよぼす影響を FEM 二次元熱弾塑性解析により調べた。Fig. 9 は平均温度上昇 T_{av} 25°C の軟鋼板について θ_i を 0°C ~ 200°C と変化させて、 θ_i が残留応力 σ_1^* , σ_2^* , σ_3^* および位置 Y_1 , Y_2 , Y_3 におよぼす影響を示したものである。図に示すように引張最大応力 σ_1^* は θ_i の上昇とともにやや減少するが、その他の値は θ_i によって目立った変化を示さず、したがって残留応力分布の全般的な傾向は θ_i によってほとんど影響をうけないといえる。

Fig. 9 Effect of initial temperature (preheat temperature) θ_i on residual stresses σ_1^* , σ_2^* , σ_3^* and locations Y_1 , Y_2 , Y_3

6. 残留応力分布におよぼす溶接長の影響

以上の計算と実験は Fig. 1 に示す長方形板において溶接長 L が十分に長い場合についてであった。溶接長 L が短い場合には端部効果のために板の中央断面 (y 軸) における残留応力 σ_x は前節までに述べたものより小さくなるはずである。 y 軸上の残留応力 σ_x が端部効果をうけない最小の溶接長 L_{cr} を求めるため、次に述べるような計算を行なった。すなわち、まず半無限板の端面に Fig. 10 の図中に示すような釣合った外応力を

$$\left. \begin{aligned} \sigma_x &= -\sigma_{Y_0} \quad (0 \leq |y| \leq y_1) \\ \sigma_x &= \frac{y_1}{y_3 - y_1} \sigma_{Y_0} \quad (y_1 \leq |y| \leq y_3) \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

作用させた場合の x 軸上における x 方向応力 $\Delta \sigma_x$ を計算する。 $\Delta \sigma_x$ は板の端面からの距離 ∞ で零となるが、便

Fig. 10 Relation between critical weld length and locations

宜上 $|\Delta \sigma_x| = 0.1 \sigma_{Y_0}$ になる板の端面からの距離を求め、その2倍を L_{cr} とした。このようにして計算した L_{cr} は y_3 / y_1 の値によって Fig. 10 のように変化する。Fig. 10 と Fig. 7 あるいは Fig. 8 とを組合せると、与えられた溶接諸条件に対して L_{cr} を求めることができる。

一例として、 $T_{av}^* \leq 0.4$ なる十分な広幅の溶接継手を考える。この場合、Fig. 8 より $Y_3 / Y_1 = 17$ であり、したがって Fig. 10 から

$$L_{cr} = 17 y_1 = y_3$$

式 (3) より

$$L_{cr} = 1.3 \alpha_0 Q / c \rho \varepsilon_{Y_0} h \quad (5)$$

と求められる。

上に述べた L_{cr} の推定の妥当性を実験によって検討する。Fig. 11 は Table 2 において溶接長の影響を調べた ML シリーズの実験結果である。ML シリーズでは平均温度上昇は約 130°C であり、Fig. 7 と Fig. 10 から L_{cr} を求めると 18 cm となる。残留応力の測定は標点距離 6 cm で行なっているので、 $L_{cr} = 18 + 6 = 24$ cm 以上の溶接長で残留応力の測定値はほぼ変化しなくなる。このことは Fig. 11 の実験結果とほぼ一致している。

日本造船研究協会 SR147 部会ではその研究の一部として造船用鋼板 (降伏応力 25~40 kg/mm²) の溶接残留応力を測定している⁴⁾。この実験では溶接長 2000~2250 mm, 板幅 1000 mm, 板厚 25.4 mm の板を2枚、入熱 $Q = 108 \sim 195$ KJ/cm でグループ溶接し、溶接部の溶接線方向の残留応力分布を調べている。以上の溶接諸条件の場合、大部分の溶接継手で $T_{av}^* \leq 0.4$ の条件が成立し、 L_{cr} は式 (5) で与えられる。すなわち、板端部から 36~50 cm 内部にはいると溶接線上の応力はほぼ一定になると予想される。SR147 の実験値は 32~50 cm 板端部から内部にはいるとほぼ一定となっており、上記の推定とほぼ一致する。

Fig. 11 Effect of weld length on residual stresses

7. 結 論

本論文で得られた結論を要約すると次の通りである。

(1) グループ溶接の残留応力分布は

平均温度上昇の無次元パラメータ $T_{av}^* = \alpha_0 Q / 2c\rho\varepsilon_{Y0}hW$

初期温度の無次元パラメータ $\theta_i^* = \alpha_0\theta_i/\varepsilon_{Y0}$

降伏応力が零になる温度の無次元パラメータ

$$\theta_M^* = \alpha_0\theta_M/\varepsilon_{Y0}$$

で規定される。

同一材料では

平均温度上昇 T_{av}

初期温度 θ_i

で規定される。

(2) 残留応力分布は平均温度上昇の高低によっておおむね Fig. 6 の 2 種類に大別できる。

(3) 平均温度上昇 T_{av} で軟鋼, Al 合金, オーステナイト系ステンレス鋼の残留応力分布を整理し, 残留応力分布を求める略算式を導いた (Table 4 参照)。

(4) 平均温度上昇の無次元パラメータ T_{av}^* で三種の材料の残留応力分布を整理し, 広幅溶接継手で $T_{av}^* \leq 0.4$ の場合には θ_M^* に無関係に残留応力分布は略算式 (3) で求められることを示した。

(5) 初期温度 θ_i は $\theta_i = 0 \sim 200^\circ\text{C}$ の範囲では残留応力分布に影響を与えない (軟鋼の場合)。

(6) 板中央の残留応力分布が変化しなくなる溶接長 L_{cr} は入熱, 板厚, 板幅, 材料定数の関数となり, 平均温度上昇の無次元パラメータ T_{av}^* で残留応力分布を整理した Fig. 8 と Fig. 10 より求められる。 $T_{av}^* \leq 0.4$ のとき

$$L_{cr} \approx 1.3\alpha_0 Q / c\rho\varepsilon_{Y0}h \quad (\text{軟鋼板では } L_{cr} = 0.33 Q / h\sigma_{Y0})$$

となる。

参 考 文 献

- 1) 辻勇: “一次元的温度分布を有する矩形板の熱弾塑性応力問題に関する研究(第4報)”, 造船協会論文集, 第118号(1965年), p. 307~p. 317
- 2) N.R. Nagaraja Rao and Lambert Tall: “Residual Stresses in Welded Plates”, W.J., Vol. 40 (1961年), No. 10, 468s~480s
- 3) 佐藤邦彦, 寺崎俊夫: “熱弾塑性パラメータによる溶接応力・変形の研究”, 本誌, 第44巻(1975年), 第2号, p. 31~p. 36 (昭和50年春季大会シンポジウム)
- 4) SR 147 (1975年)“, 船体用高張力鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊評価に関する研究”, 研究資料 No. 229

New Publication from the Japan Welding Society

ADVANCED WELDING TECHNOLOGY

Proceedings of the Second International Symposium of the Japan Welding Society held in Osaka, August, 1975

Maintopics are as follows; High Energy Density Beam Welding, High Power Welding and Cutting, Advanced Technology for Welding and Cutting, Automatic Control for Welding and Cutting, Solid State Welding.

It includes 110 papers and those discussions. To be published in January, 1976, Approx. 700 pages, 210×297 cm, Price 30,000 Yen (IIW Members and Booksellers)