

(昭和 50 年 5 月日本造船学会春季講演会において講演)

片面溶接における変形と割れに 関する研究 (第二報)

正員 佐藤 邦彦* 正員 上田 幸雄**
正員 矢田 敏夫*** 正員 神近 亮一***
菊島 信***

Studies on Deformations and Cracking in One Sided Welding (2nd Report)

by Kunihiro Satoh, *Member* Yukio Ueda, *Member*
Toshio Yada, *Member* Ryoichi Kamichika, *Member*
Shin Kikushima

Summary

In the previous paper, the authors showed a method to calculate opening displacements of the groove near the end of plates in one sided automatic welding. Then, they compared the calculated results to the experimental ones. But there were some differences between the calculated displacements and the experimental ones.

In this report, the authors tried some improvements of calculating method aiming to get more, close agreement with experimental data. Based on temperature distributions, which they measured, the opening displacements of the groove are calculated. In this process, the following improvements to the previous method were made:

- (1) Yielding effect of sealing bead in front of welding arc was considered.
- (2) Inherent shrinkage strains were distributed behind welding arc.
- (3) Boundary temperature of elliptic hole representing molten pool and its vicinities was changed to 700°C from 500°C.
- (4) Displacements calculation before welding arc reached sealing bead was tried by arranging a slit between arc and sealing bead.

As a result of these analyses, simulations of deformation behavior of weld metal during solidification in one sided welding were made possible, if a proper distribution of inherent shrinkage behind arc was assumed.

1 緒 言

著者らは前報¹⁾において、片面自動溶接の終端における変形の実測と計算を行ない、計算によって終端部の変位と溶接諸条件との関係を定性的に明らかにした。しかしながら実験と計算とでは未だ若干の定量的な差異が認められた。また、実験と計算から得られた終端開放時の変位量は溶接金属に割れを発生させるに要する変位²⁾よりもずっと大きな変位であると考えられる。したがって終端割れの発生を議論するためには、アークが終端に達する以前の変位量もかなり正確に推定する必要があると考えられる。

* 大阪大学工学部

** 大阪大学溶接工学研究所

*** 石川島播磨重工(株)溶接研究所

本報においては、計算によって求められる変位挙動から終端割れ発生を定量的に推定し有効な対策を講ずることを目的として、前報において示した解析法の精密化を行なった。すなわち前報の解析法に対して以下の5点について改良を行なった。

- (1) 片面自動溶接時の温度分布の測定を行ない、実際の温度分布に近い温度分布をもとにして溶接時の応力と変位の計算を行なった。
- (2) 終端部に作用する引き裂き力によってアーク前方のシーリングビードが降伏する効果を考慮した。
- (3) 溶融池およびその周辺の剛性低下の影響を表わす楕円孔の周囲温度を 700°C とした。
- (4) アークの後方に収縮の影響を表わす固有歪を分布させた。
- (5) 溶融池の前方にスリットを設けて、シーリングビードにアークが乗り上げる以前の状態の解析を試みた。

以上の改良により、計算値と実験値とのかなり良好な一致を得ることができた。よって、本報に示すような解析の精密化を行なえば、溶接時の終端部での変位曲線を弾性計算によって求めることが可能となり、別途延性曲線が得られれば、終端割れ発生の推定が可能になると考えられる。なお、本報で用いる諸記号は前報のものと同一とする。

2 片面溶接時の温度分布

片面自動溶接のように板厚に比べて板の長さや幅が大きな板の溶接では温度分布は二次元的であると考えて差支えない。また単位板厚当りの入熱量に比して板の幅と長さがある程度以上大きければ、板は熱伝導を考える上では無限板と考えるてよい。したがって、このような板の溶接の解析に用いる温度分布としては、従来から Fig. 1 に示すような無限板上を一定速度で無限遠点から進行してきた線熱源による下記の準定常温度分布がよく用いられてきた。

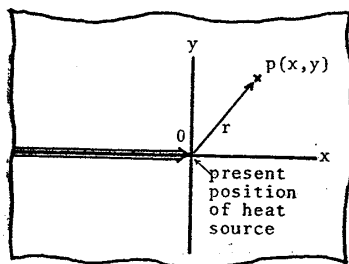


Fig. 1 Moving line heat source in infinite plate

$$\theta = \frac{0.24 \eta I V}{2\pi \lambda h} \exp\left(-\frac{vx}{2k}\right) K_0\left(\frac{vr}{2k}\right) \quad (2.1)$$

入熱量の小さい手溶接の場合について仲ら³⁾は、 $\eta=0.63$ として、600°C の時の鋼の熱常数 $\lambda=0.094$ (cal./cm·sec.°C), $k=0.065$ (cm²/sec.) を用いると移動線熱源による非定常温度分布計算式による結果と実験値が比較的よく一致することを示している。しかしながら、入熱量の大きな潜弧溶接の場合について妥当と考えられる η の値として 0.8~0.9 を用い、鋼の 600°C の時の熱常数を用いて非定常または準定常の温度分布を計算すると、溶接中心線から余り離れない所では実験値よりもかなり高めの最高到達温度が得られ、かつ実験値よりもかなり大きな冷却速度が得られるようである。この実験値と計算値の差異の原因としては、溶融池中での液体金属の流れ、溶融池から母材への熱伝達、凝固・変態の際の潜熱、熱常数の温度依存性などが考えられる。これらの影響を考慮するためにはより精密な数値計算が必要であるが、本報においては、これらの効果を総合的な形で修正し、実験値と (2.1) 式を用いた計算値とを合わせるために η, k, λ の値をまとめた形で考察した。なお実験は有限板で行なったが、実験に対応する非定常の計算式を用いた結果と準定常状態を表わす (2.1) 式を用いた結果とでは、熱源が終端に達するまででは殆んど差が見られないので、以下 (2.1) 式を用いて検討した結果を記す。実験は以下のとおりである。

2.1 実験

実験に用いた鋼材は板厚 12 mm の軟鋼でその化学組成および溶接条件は変位測定実験の場合とすべて同一で、これを Table 1, 2 に示す。温度の測定は Fig. 2 に示す各位置に表側から直径 4 mm, 深さ 5 mm の穴を

Table 1 Chemical compositions and mechanical properties

Steel		Chemical Compositions (%)					Mechanical Properties		
		C	S _t	M _n	P	S	Y. P. (kg/mm ²)	T. S. (kg/mm ²)	EL. (%)
SM 41 C	t=12 mm	0.11	0.22	0.91	0.013	0.009	29	45	34

Table 2 Standard welding conditions for experiments and calculation

電 極	電 流 (Amp.)	電 圧 (Volt)	速 度 (cm/min.)	鉄粉充填	開先形状	フ ラ ッ ク ス	溶接芯線	裏当て剤
単電極	850	34	32	面一(RR-2) 〔神鋼製〕	50°V 開先 (gap 0)	PFH-45 〔神鋼製〕	US-43 (4.8φ) 〔神鋼製〕	FAB-1 〔神鋼製〕

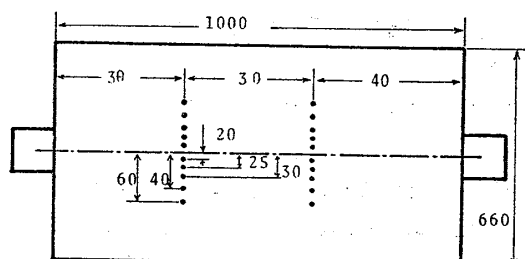


Fig. 2 Measuring points for temperature

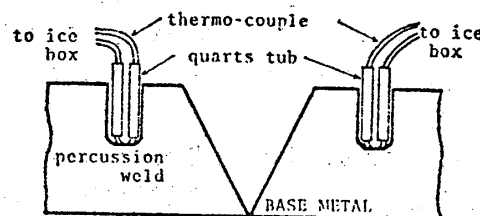


Fig. 3 Temperature measurement by thermo-couple

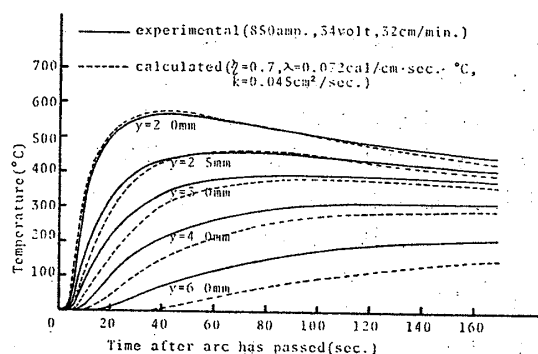


Fig. 4 Temperature change at various points

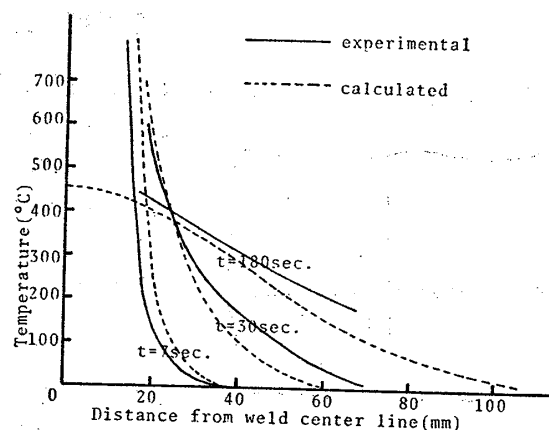


Fig. 5 Temperature distribution at various times

あけ、0.7 mmφ のアルメルクロメル熱電対を Fig. 3 に示すように溶接して行なった。なお、熱電対の試験片への溶接は、最初は予め両線を結合した後に試験片に溶接していたがデータに多少のばらつきが見られたので、Fig. 3 に示すようにそれぞれの線を個別に直接試験片に溶接する方法に改良したところデータのばらつきは殆んど見られなくなった。

2.2 実験結果および考察

実験は熱電対を予め結合して試験板に溶接する方法で3枚、Fig. 3 に示すような方法で3枚行なったが、前者と後者と余り差がなく、後者においては溶接中心線をはさんで対称な位置の平均をとれば板の前方と後方の測定結果が殆んど一致したので、代表例について溶接中心線をはさんで両側の平均をとった結果得られた各位置での温度変化を Fig. 4 に示す。次に実験結果をシミュレートするために(2.1)式で η , λ , k の値を種々変えて温度分布の計算を行なった。その結果、一般的に言える傾向は、 λ と k を小さくして溶接線近傍の冷却速度すなわち溶接線方向の分布を実験値に合わせようとすれば、板幅方向への熱の伝わりが遅くなり、溶接線から離れ、かつ時間が経過するほどに計算値の方が低くなる。逆に板幅方向の分布を合わせるために λ , k の値を大きくすれば、溶接線近傍での冷却速度が実験値よりもずっと大きくなるようである。本報では主として終端部の変形に対する効きが大きいと思われる溶接線近傍の温度分布を実験値と合わせるように η , λ , k の値を選定した。

すなわち $\eta=0.7$, $\lambda=0.072$ (cal/cm·sec.·°C), $k=0.045$ (cm²/sec.) なる値を採用し、これを熱応力分布の計算に用いた。この計算による温度変化を Fig. 4 に破線で示す。これらの結果を熱源通過後の種々の時刻における板幅方向の分布で見ると Fig. 5 のようになる。同図からわかるように応力計算に用いた温度分布は溶接中心線から離れた所では実験値より低目の値を与えている。このため破線の分布を用いて計算した応力および変位は若干低目になることが予想される。

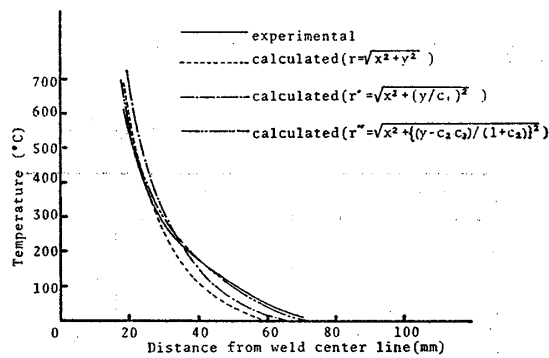


Fig. 6 Temperature distribution calculated by corrective method (30 sec. after arc has passed)

$\sqrt{x^2 + \{(y - c_2 c_3) / (1 + c_2)\}^2}$ とおけば、冷却速度と温度分布のより良いシミュレーションが可能となる。 r の代りに r' や r'' を用いた場合の板幅方向の温度分布の一例を Fig. 6 に示す。同図に示す計算結果は、 $c_1 = 1.25$, $c_2 = 0.4$, $c_3 = 20$ (mm) として計算を行なったものである。

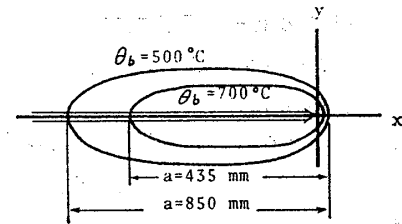


Fig. 7 Dimensions of elliptic hole

なお、板幅方向の温度分布をさらに実験値と近づけるためには (2.1) 式において、 $r = \sqrt{x^2 + y^2}$ の代りに $r' = \sqrt{x^2 + (y/c_1)^2}$ とおけばよい。また溶接母材部のみに限定すれば、(2.1) 式において r の代りに $r'' =$

3 楕円孔の境界温度

前報におけると同様に、溶融池およびその周辺の剛性低下の影響を考慮するために $\theta > \theta_b$ の温度領域は力を受けもたないものとして、 $\theta = \theta_b$ なる等温線の形の穴があいていると考える。この穴の境界の温度 θ_b として、前報では実験と計算の比較の際に凝固温度の約 3 分の 1 である 500°C を採用した。しかし 500°C とすると、終端より内側に入ってゆくに従って実験値より計算値の方が終端開放時の変位がずっと大きくなる傾向があった。すなわち楕円孔の長径 a が大きすぎたと考えられる。そこで本報では、この温度を凝固温度の 2 分の 1 よりやや低目の 700°C とすることにした。 $\theta_b = 500^\circ\text{C}$ とした時と $\theta_b = 700^\circ\text{C}$ とした時の楕円孔の長さの比較を Fig. 7 に示す。

4 シーリングビードの降伏の影響

溶接アークが終端部に近づき、シーリングビードに乗り上げてシーリングビードを溶融していくにつれて、アーク前方の引き裂き力を支えている拘束断面が段々小さくなる。その結果、引き裂き力を支えている部分の溶接線と直角方向の応力値が材料の降伏強度を越えるに至る。そのために、シーリングビードが弾性体であるとして計算した終端部開放までの変位量よりも実際にはもっと大きな変位が出ることが予想される。そこでこの変位量に対する修正の計算を以下の手順で行なった。

4.1 アーク前方の引き裂き力

移動線熱源による無限板の熱源前方の中心線上での引き裂き力の分布は次式で与えられる。

$$\sigma_y = -\frac{0.24 \eta I V \alpha E}{4 \pi \lambda h} \left[-\frac{2k}{vx} + \exp\left(-\frac{vx}{2k}\right) \left\{ K_0\left(\frac{vx}{2k}\right) + K_1\left(\frac{vx}{2k}\right) \right\} \right] \quad (4.1)$$

上式を用いて Table 2 に示す溶接条件、Table 3 に示す諸常数の値を用いて計算した引き裂き応力分布を Fig. 8 に破線で示す。次に板の大きさが有限であり楕円孔がある効果を修正するために有限要素法を用いて修正量の計算を行なった。楕円孔の前端から板終端までの距離 x_e が二種類の場合についての結果を Fig. 8 中に一点鎖線で示す。ただし、この例の場合の応力修正量は熱源後方の収縮として後に述べる S_h のみを考慮した場合のものである。無限板における分布と有限要素法を用いて計算した修正量を加え合わせた結果を同図中に実線で示す。

Table 3 Constants used in calculation of tear stress

η	I (amp.)	V (volt)	α ($1/^\circ\text{C}$)	E (kg/mm^2)	λ ($\text{cal./sec.} \cdot \text{cm} \cdot ^\circ\text{C}$)	h (mm)	k ($\text{cm}^2/\text{sec.}$)	v (cm/min.)
0.7	850	34	0.11×10^{-4}	21000	0.072	12	0.045	32

4.2 シーリングビードの抵抗

簡単のためシーリングビードは完全弾塑性体であるとし、その降伏応力を $\sigma_{\text{yield}}=35 \text{ (kg/mm}^2\text{)}$ とした。

4.3 降伏効果の修正

Fig. 8 に示すように、楕円孔の前端から板終端までの距離 x_e がかなり大きい時には楕円孔の前端付近のみが降伏し、 x_e が小さくなるにつれて降伏領域が増加し、残されたシーリングビードの長さ x_e が 30 mm 程度になると全断面にわたって降伏するに至る。そこで、降伏した領域については、破壊力学における Dugdale model にならって、全引き裂き力から降伏応力を差し引いた余分の応力を計算し、この力を降伏した領域までスリットが伸びたと考えてスリットの縁に作用させた。この操作によって計算される新しい変位修正量をシーリングビード全体が弾性体として計算された変位量に加え合わせることによってシーリングビードの降伏の効果と考えた変位量を求めた。なお、実際の計算は Fig. 8 の下段に示すように有限要素法計算において最初支持されていた節点を自由節点に変更し、その自由節点に節点力として修正力を負荷して行なった。計算結果によれば、熱源の後方の収縮域として後述の $S_g + S_h + S_p$ を仮定する場合には降伏修正のための引き裂き応力は全体的にレベルダウンした形になるが、降伏効果としては後方の収縮域の大きさは余り影響がない。

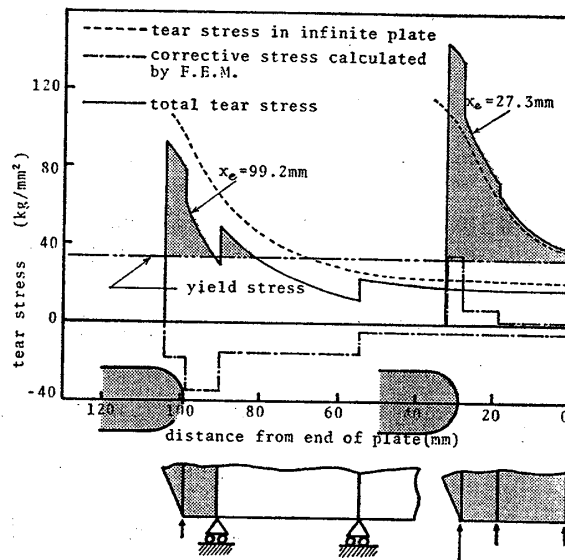


Fig. 8 Tear stress distribution and yield effect correction ($S=S_h$)

これは無限板における引き裂き応力の成分が支配的だからである。降伏効果修正を行なうと、終端開放時を除くすべての x_e に対して、すなわちアークがかなり終端から遠い場合から終端に近づいた場合にわたって、楕円孔のわずかな前方の位置の変位が若干増す。また残されたシーリングビードの長さが 30~45 mm まで減少すると全体的な変位量が増加し、前報の降伏効果を考慮しない場合について終端開放時に見られた不連続的な変位の変化は緩和される。

5 アーク後方の収縮の影響

溶接が終了し、板全体が常温に戻った後には、溶接部にかなり大きな収縮域（固有歪の存在する領域）が残留している。拘束のない状態での片面自動溶接の場合について溶接線と直角方向の残留収縮の溶接方向の分布の測定結果の一例を Fig. 9⁴⁾ に示す。この収縮域が形成されはじめるのは溶接アークの通過直後である。したがって溶接中の過渡変形を解析する際にもこの収縮域を考慮する必要がある。この後方収縮を計算によって厳密に求めるためには各部の歪履歴を考慮した熱弾塑性解析を行なう必要があるが、本報では収縮量について定性的に考察するために、収縮域の発生過程を便宜的に以下のように考えた。まず Fig. 10 に示すように溶接される板全体を、前報および本報における変位の解析法にならって、変形抵抗を一時的にでも失う領域とそれ以外の終始弾性体として挙動する領域とに分けて考える。そして簡単のために収縮域がこの変形抵抗を一時的にでも失う領域内

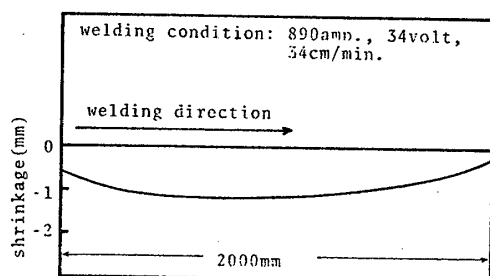


Fig. 9 Experimental value of final shrinkage

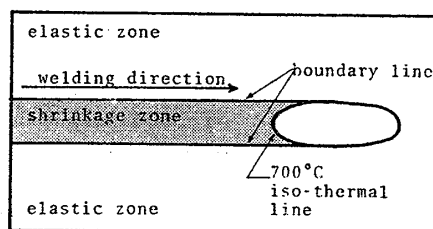


Fig. 10 Division of shrinkage and elastic zone

に限られると考える。そうすれば、負の固有歪の発生要因は大きく分けて次の三つの成分より成ると考えることができる。すなわち、(i) 変形抵抗が一時的になくなると考えている領域と弾性体と考えている領域との境界線(最高到達温度が θ_b となる境界線)の凝固開始直前の変形状態⁵⁾(これを初期食い違い量と呼ぶことにする)、(ii) 凝固開始以後に、溶接される板の全体的変形によって収縮域の外部から受ける力によって収縮域の内部に生ずる塑性変形、(iii) 凝固開始以後に温度下降によって減少する熱膨張歪(変態による歪も含む)、の三つである。これら(i)、(ii)、(iii)の要因による収縮量をそれぞれ S_g, S_p, S_h で表わし、全体の収縮量を S で表わすことにすると、

$$S = S_g + S_p + S_h \quad (5.1)$$

となる。 S_g は変形抵抗を有しない部分を除いた全体構造(楕円孔を有する矩形板)に溶接時の温度分布および S の分布を与えた時の熱弾性応力解析を行ない、それにより得られた境界線上の変位の量から求められる。 S_h は線膨張係数の温度依存性と温度分布がわかっている下式により直ちに求められる。

$$S_h(\xi) = \int_{-b/2}^{b/2} \left\{ \int_{\theta_b}^{\theta(\xi, y)} \alpha(\theta) d\theta \right\} dy \quad (5.2)$$

ただし ξ は板に固定した溶接線方向の位置を示す座標を表わすものとする。また、 S_p は次式で与えられる。

$$S_p(\xi) = \int_{-b/2}^{b/2} \left\{ \sum_i \Delta \varepsilon_{pyi}(\xi, y) \right\} dy \quad (5.3)$$

上式において $\sum_i \Delta \varepsilon_{pyi}$ は考えている部分の温度が θ_b になってから以後の溶接線と直角方向の塑性歪増分の総和である。 $\sum_i \Delta \varepsilon_{pyi}$ はここで考えているような簡単な弾性解析によっては求めることはできない。

本報告においては、実験値を参考にして $S_g + S_p$ をまとめた形で以下のように推定した。すなわち、Fig. 9 によれば $S = S_g + S_p + S_h$ は終端付近で大体 0.75mm 程度である。また S_h は 0.3mm 程度である。よって $S_g + S_p$ は 0.45mm になる。しかし、Fig. 9 に示す実験時の拘束に比べて、今回の実験では溶接の始端と終端部にそれぞれ長さ 100 mm、のど厚 12 mm のシーリングビードがあり拘束が大きいと考えられるので、その影響を考慮して $S_g + S_p$ の値を 0.30 mm と仮定して計算を行なった。その結果によると本報の例のように短い試験片の場合には S_h は余り大きくなく、変位挙動に大きな影響を与えるのは $S_g + S_p$ だと考えてよいようである。計算結果によれば、 $S_g + S_p$ の値 (0.30 mm) を考慮したことによって終端開放時の Fig. 12(a) の A 点における見掛けの変位は 0.9 mm 程度減少する。また、後述の凝固過程での変位挙動に対して、後方収縮の影響を見ると、後方収縮を仮定することによって凝固過程で変位量は 2 分の 1 程度に減少し、かなり影響が大きいことがわかる。これらの結果を Fig. 14 (a), (b) に示す。

6 アークがシーリングビードに達する以前の変位

前報においては終端部のみを解析することを目的として、楕円孔の前方にはシーリングビードがあり、そのシーリングビードにアークが乗り上げてから後の現象のみを解析した。本報ではアークがシーリングビードに乗り

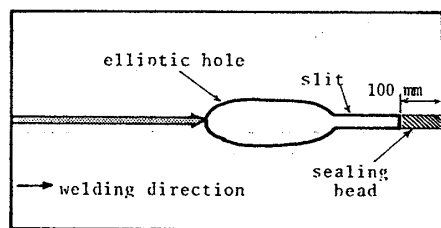


Fig. 11 Model for displacement calculation until arc reach the sealing bead

上げる以前の状態も解析できるように Fig. 11 に示すように楕円孔の前方にスリットを有するモデルを考えて解析した。アークがシーリングビードに達する以前は Fig. 11 のモデルを用い、アークがシーリングビードに達して乗り上げて以後は前報で用いたと同じ楕円孔のみのモデルを用いた。計算結果によれば、シーリングビード長が 100 mm 程度と長ければアークがシーリングビードに達するまでの開先部の顕著な変位は殆んど見られない。強いてその傾向を述べると以下のとおりである。

(i) アークがシーリングビードから 250 mm 程度離れている時にはシーリングビードの手前 70 mm 程度の位置ではわずかながら (0.03 mm 程度) 開先が閉じる方向に変形する。

(ii) シーリングビードの直前 (20 mm 手前) の位置ではアークが近づいてくるにつれて段々開先が開く方向に変形する。しかしながらその変形量は最大 0.1 mm 程度である。

(iii) シーリングビードの 150 mm 手前の位置では、アークが近づいてくるにつれて、開先が開いた状態から段々閉じる方向に変形する。その変位量は最大 0.1 mm 程度である。

以上の結果より、シーリングビード長が100 mm 程度あればシーリングビードにアークが到達するまでの変形は割れには関係しないということが言える。

7 実験と計算の比較

Fig. 12 (a)~(f) に実験での変位測定位置に対応する場所での実験と計算による見掛けの変位の時間的变化を示す。実線が実験結果であり、破線は計算結果である。

なお、Fig. 12 (a) の左上に示す crack 位置は試験片 1-5 に対応するものである。その他の試験片の割れ位置をまとめて Table 4 に示す。本報では解析法にいくつかの精密化を行なったために、前報の結果に比べて実験と計算のかなり良好な一致が得られていることがこれらの図から明らかである。Fig. 12 (a)~(d) において、計算による終端開放直前から終端開放時への不連続的な変位変化が前報の結果に比べてずっと小さくなり、実験値に近いようなゆるやかな変化になっているのが見られる。これは本報において、熱源前方の降伏の効果を考慮したためである。次に、これらの計算結果から溶接時の見掛けの変位の溶接線方向分布の時間的变化を、横軸に

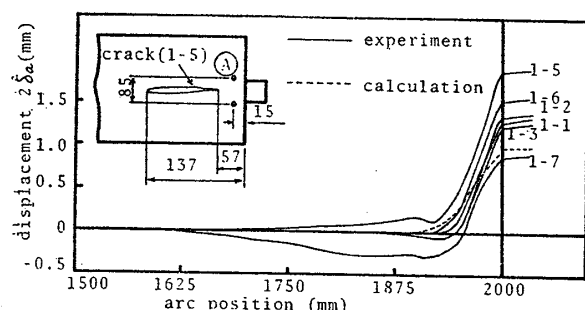


Fig. 12 (a) Displacement at section A by experiments and calculation

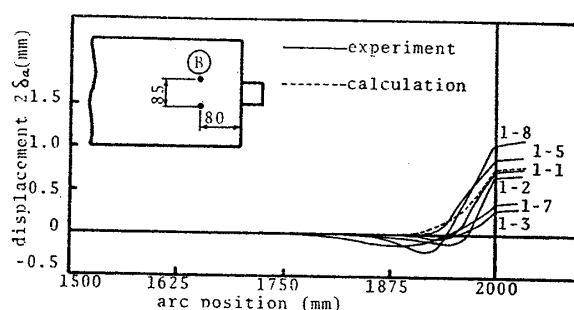


Fig. 12 (b) Displacement at section B by experiments and calculation

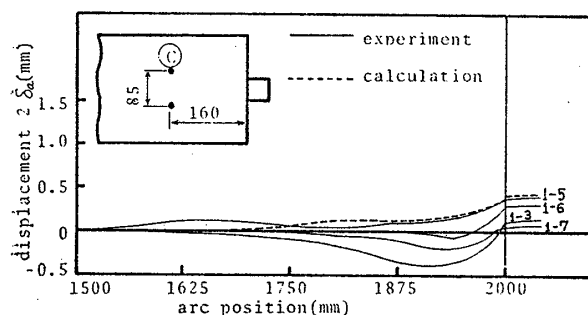


Fig. 12 (c) Displacement at section C by experiments and calculation

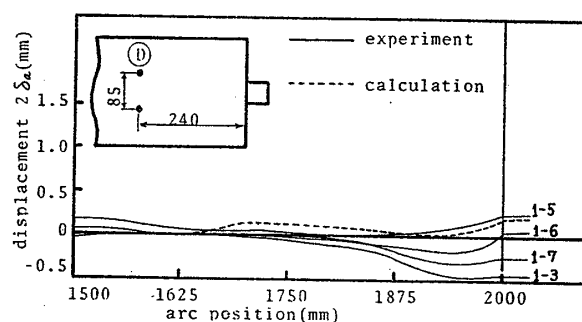


Fig. 12 (d) Displacement at section D by experiments and calculation

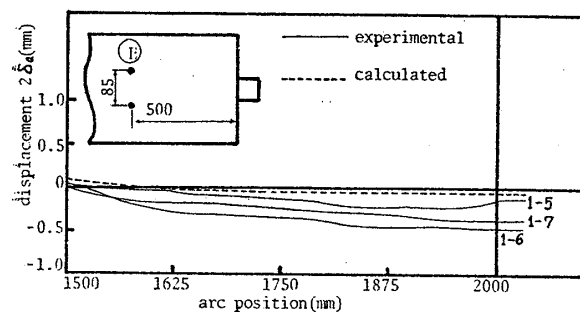


Fig. 12 (e) Displacement at section E by experiments and calculation

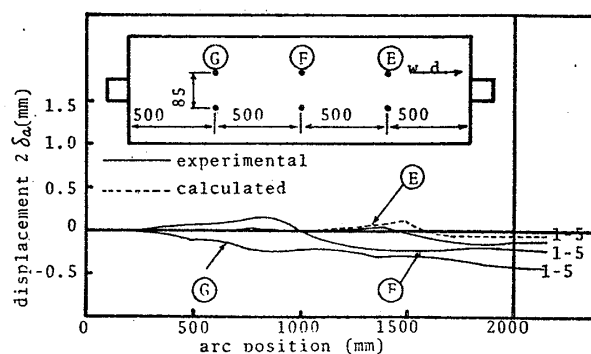


Fig. 12 (f) Displacement at section F, G, H by experiments and calculation

Table 4 Positions of cracks in test plate

T. P. No.	start position of crack from end of plate (mm)	end position of crack from end of plate (mm)
1-1	0	150
1-2	75	165
1-3	40	140
1-4	100	145
1-5	57	137
1-6	45	164

溶接線方向座標, 縦軸に見掛けの変位, 時間を表わすパラメータとしてアーク位置 x_e をとって図示すると

Fig. 13 のようになる。 $x_e=260$ mm の時の変位分布が同図中に記されている。これを見ると熱源後方の収縮は実験に比べてかなり小さい。それにも拘わらず, 終端開放時の終端部での変位は実験の平均より小さ目になっている。これは熱源後方に分布させた収縮量が過小であり, かつ変位計算に用いた温度分布が変位を小さ目に与える方にずれていたためと考えられる。

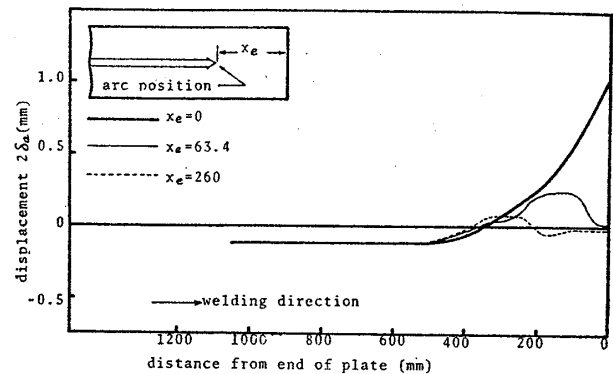


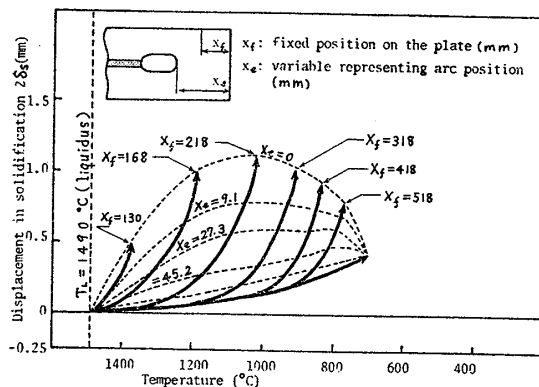
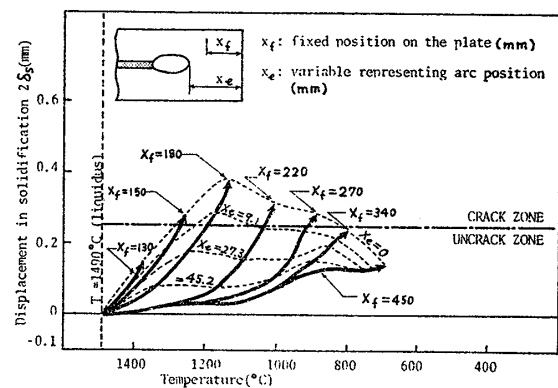
Fig. 13 Calculated change of displacement distribution along weld line

8 溶接金属の凝固開始以後の変位挙動

前報と同様に, 最高到達温度が $\theta_b=700^\circ\text{C}$ であるところの境界線ではさまれた幅 $b=31.8$ mm なる溶接金属が, その中央断面の温度が凝固点になってから冷却してゆく過程で, 外側から強制的にどれだけの変位を受けるかということに着目して整理を行ない, 凝固中の溶接金属の温度～変位曲線を求めた。その結果を Fig. 14 (a), (b) に示す。Fig. 14 (a) は後方収縮源として S_h のみを考えた場合で, Fig. 14 (b) は, $S=S_h+S_g+S_p$ と考えた時のものである。これらの計算においては, シーリングビードは十分に長いものと考え, シーリングビードの前方にはスリットがないものと考えて作図を行なった。Fig. 14 (a), (b) より, 後方収縮源として S_g と S_p を考えると変位量は2分の1程度に減少する。これらの結果から適切な後方収縮の仮定が不可欠なものであることがわかる。

9 割れ発生の有無の判定

本報の計算によって, 熱源後方に適当な大きさの収縮域を分布させさえすれば, かなり正確に終端部の溶接金属の凝固過程での変位挙動を知ることができた。しかしながら割れ発生を判定するのに必要なもう一つの割れ発生限界変位を求めるためには, かなり大がかりな変位制御型溶接割れ試験を行なわなければいけない。片面溶接については現在までにわずかに寺井ら²⁾が実験データを取得しているのみのようである。寺井らのデータは, 板厚, 溶接条件などが本報の実験条件とは異なるものである

Fig. 14 (a) Deformation of weld metal during solidification ($S=S_h$)Fig. 14 (b) Deformation of weld metal during solidification and rough estimation of crack occurrence ($S=S_h+S_g+S_p$)

が、これより推定すると割れ発生に必要な最低変位量はほぼ 0.25 mm 程度と考えられる。この限界線を Fig. 14 (b) 中に一点鎖線で示している。この限界線の上側に変位曲線がくれば割れが発生すると考えられる。同図より推定した割れ発生位置は終端より約 120 mm から約 250 mm の位置である。これに対して実験での割れ発生位置を Table 4 に示している。また同図によれば、本報におけるような試験片の溶接では、終端が開放される所まで溶接アークを進行させれば割れは 100% 発生することは明らかである。割れの発生を防止しようすれば少なくともシーリングビードの長さを 45 mm 程度以上残してアークを停止させなければならないことがわかる。

10 結 論

前報で用いた解析法にいくつかの改良を行なって、片面自動溶接の終端部における変位挙動を計算した結果、以下の結論を得た。

- (1) 片面自動溶接の温度分布を移動線熱源による温度分布の解析解によって近似するために、鋼の熱伝導率 λ および熱拡散係数 k として実際の値より小さ目の値を用いた。その結果、実用上差支えない程度の近似が得られた。
- (2) 熱源後方に適当な大きさの収縮域を仮定し、熱源前方の引き裂き力による降伏の効果を考慮すれば、前報¹⁾ および本報で行なったような弾性計算によっても終端部の変位をかなり正確に求めることができる。
- (3) 片面溶接において、終端部が開放される所までアークを進行させれば確実に割れが発生することが本研究の計算によっても示された。また、本報で示した例において終端割れを防止するためには少なくとも 45 mm 程度以上シーリングビードを残した状態でアークを停止する必要がある。

最後に本研究の遂行に当り多大のご高配を賜りました前大阪大学溶接工学研究所長東京大学木原名誉教授に深く感謝の意を表します。また有益なご討論を頂いた造船学会溶接研究委員会第2分科会および溶接学会溶接構造委員会 WD 分科会委員各位ならびに種々ご教示頂きました大阪大学溶接工学研究所松田助教授、さらに暖いご配慮を頂きました IHI 溶接研究所田知本所長、同技術研究所前田副所長に対し厚くお礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) 佐藤邦彦, 上田幸雄, 前田豊生, 矢田敏夫, 神近亮一, 金 裕哲: 片面溶接における変形と割れに関する研究(第一報), 日本造船学会論文集第136号, (1974).
- 2) 寺井 清, 山田桑太郎, 松村裕之: 片面自動溶接の終端割れに関する一考察, 溶接学会, 昭和45年度秋期全国大会発表資料.
- 3) 仲 威雄, 増淵興一: 溶接される板の温度分布に関する研究(第2報), 溶接学会誌, 第16巻第12号, (昭和22年12月).
- 4) 前田豊生, 矢田敏夫, 中村宇八郎, 神近亮一: 片面溶接の終端部割れ防止に関する研究(第1報), 日本造船学会論文集第129号, (1971).
- 5) 前田豊生, 矢田敏夫, 中村宇八郎, 福沢光男: エレクトロガス溶接中の熱変形挙動と防止対策, 石川島播磨技報, 第13巻第6号, (1973).