いる。しかし $\sum_t (V_W - V_{01}) dt$ が負の値で非溶融圧接状態となったものは、破断面を観察すると中心部はディンプルからなっているものの周辺部では擬へき開破面を示している。破断も接合界面にそって生じており十分な接合とはいえない。一方、 $\sum_t (V_W - V_{01}) dt$ が正の値をとるものは破断面全域にディンプルが形成されている。破断は熱影響部付近から生じているが、この理由としては溶接部のピッカース硬さが母材に比べて2割程度低下しており、伸びが溶接部から生じるためと考えられる。

Fig. 11 は $\sum_t (V_W - V_{01}) dt$ と曲げ強さとの関係を示したものである。この場合、接合面の状態の違いが明確に現れている。すなわち接合面が溶融状態に到達せず、界面に介在物が多数存在する場合は180°曲がる以前に破断に至る。一方、 $\sum_t (V_W - V_{01}) dt$ が正の値をとり溶融層が形成されたと判定されるものは、接合面の介在物が分散微細化されているため、割れが発生することなく、180°まで曲げうる。

4. 結 言

前報につづいて、アプセット溶接品質を支配する他の因子である接合面積をモニタリング要素として取り上げ

実験、検討を行い、本モニタリング法の有効性を検討した。その結果以下のことことが明らかとなった。

(1) 発熱状態が異なる場合の接合面積の計測を溶接部抵抗で行うためには、固有抵抗の温度補正が必要である。そこで、溶接部から逃げていく熱および溶接部の発熱に関与しない部分の電圧降下分の電圧として $V_{02} = 0.5 V$ を実験的に定め、 $\sum_t (V_W - V_{02}) dt$ から溶接部の等価平均固有抵抗を補正することにより、接合面積の計測を行った。その結果計測誤差は±10%以内となることを示した。

(2) 母材と同等の引張強さおよび180°曲げが可能な溶接部継手品質の判定方法として、本モニタリング法が有効であることを示した。

参 考 文 献

- 1) N. M. Budnik, M. I. Romanets and Yv. G. Belousov; Effects of End Surface Shape on the Mechanical Properties of Resistance Butt Welded Joints, Weld. Prod., 9 (1962)
- 2) 田沼, 橋本: 開先加工した丸棒のバット溶接について, 抵抗溶接研究委員会資料, RW-109-77
- 3) 仲田, 加柴: 溶接部電圧検出による接合面溶融層形成の有無の判定—溶接部電圧・抵抗によるアプセット溶接品質のモニタリング法(第1報)—, 本会論文集, 4-4 (1986)

スポット溶接継手の疲れき裂の非破壊検出方法*

阿 部 博 司**, 佐 藤 次 彦**

Non-destructive Detection Method of Fatigue Crack in Spot-Welded Joints*

by Hiroshi Abe** Tsugihiko Satoh**

This paper deals with a non-destructive detection method of the generation time, the crack length and the propagation speed of fatigue crack in spot-welded joints under tensile-shear load.

In case of spot-welded joints, fatigue cracks generate usually at the neighborhood of nugget tips of the weld interface, and propagate toward outer surfaces of the sheets. Accordingly, it is very difficult to observe and measure the crack length, consequently the generation time and the propagation speed of crack by using conventional measuring devices.

Authors developed a non-destructive method of fatigue crack, which the generation time, the crack length and the propagation speed of fatigue crack can be quantitatively estimated by utilizing information obtained from the strain gages bonded on the electrode indentations of spot welds. Specimens used in this experiment are made of various kinds of thin steel sheets.

Main conclusions obtained in this study are as follows:

- (1) The propagation length of fatigue crack is related with both mean strain and strain range of out-put of the strain gage, and the changing rate of strain range is specially useful for fatigue crack detection.
- (2) The generation time and the propagation speed of fatigue crack can be estimated easily from relationship between the number of cycles and the crack length, which is established in advance for an individual test piece.

Key Words: Spot welds, Fatigue crack, Detection method, Prediction, Measurement, Initiation, Propagation

* 原稿受付 昭和60年9月10日 昭和57年度春季全国大会で発表 昭和59年10月抵抗溶接研究委員会で発表

** 正 員 大阪工業大学 Member, Osaka Institute of Technology

1. は じ め に

スポット溶接継手の場合、疲れき裂は一般にナゲット端部近傍の板内面側から発生し、板外表面に向かって進

Table 1 Chemical composition and mechanical properties of base metals.

Material	t (mm)	Chemical composition (%)						Mechanical properties		
		C	Mn	P	S	Si	Al	Y.P. (MPa)	T.S. (MPa)	El. (%)
SPCC	0.8	.025	.23	.013	.016	—	—	193	329	50
	1.6	.043	.30	.004	.008	.002	—	233	333	45
	2.3	.036	.12	.004	.013	.012	—	266	327	43
	3.2	.059	.28	.004	.016	.002	—	257	319	43
HT45R	0.8	.073	.26	.127	.015	.02	.041	287	440	40
HT50D	0.6	.040	1.92	.013	.006	.05	.051	280	547	31
	0.8	.033	1.11	.013	.008	.04	.024	278	495	33
	1.0	.065	1.89	.014	.006	.05	.044	290	560	32
	1.2	.083	1.86	.015	.006	.05	.045	318	562	35
	1.6	.042	1.93	.013	.006	.04	.047	301	484	36
HT50	0.8	.107	1.34	.002	.009	.25	.043	425	546	25

展する。そのため、スポット溶接継手の疲れき裂の発生時期や疲れき裂の進展速度の測定は非常に困難であった。そのために、スポット溶接継手の疲れ強さに及ぼす諸因子(被溶接材の材質、板幅、板厚およびナゲット径など)が疲れき裂の発生寿命に主に影響しているのか、それとも疲れき裂の進展寿命に主に影響しているのかを区別して考察することが非常に困難であった。このことが、スポット溶接継手の疲れ強さに及ぼす諸因子の影響を統一的に評価することを困難なものとしてきた主な原因であると考えられる。

そこで著者らは、薄鋼板の引張せん断スポット溶接継手試験片を用いて、疲れき裂の発生と進展の挙動を非破壊で検出する方法を開発するために実験を行ってきた¹⁻⁴⁾。その結果、繰り返し荷重下のスポット溶接部の電極圧痕表面に貼り付けたひずみゲージより得られるひずみ出力を情報処理することによって、疲れき裂の発生と進展の挙動はかなり正確に検出できることがわかった。電極圧痕表面のひずみは、主に一般市販のひずみゲージを用いて計測した。特に、多点スポット溶接継手を対象とする場合には、著者らの研究室で開発した SA ゲージの一部を使用した。

2. 実験方法

本実験に用いた被溶接材の化学成分およびその主な機械的性質は、Table 1 に示すとおりである。この表において、SPCC は軟鋼、HT 45 R はリン添加型45キロ級高張力鋼、HT 50 D は複合組織による50キロ級高張力鋼そして HT 50 は析出および固溶体強化型50キロ級高張力鋼である。

試験片の作成に当たっては、目標ナゲット径よりもわずかに小さな先端径を有する CF 形電極を用いて、シート・セパレーションがあまり生じないようなスポット溶接部が得られるようなスポット溶接条件によって溶接を行った。

引張りせん断疲れ試験は、最小最大荷重比 R が0.05、繰り返し速度が 50 Hz の正弦波で行った。なお、疲れ寿命の判定は、疲れき裂が板表面で目視により確認できる程度の長さに達した時点とした。この疲れ寿命の判定基準は、JIS Z 3138 (スポット溶接継手の疲れ試験方法) に準拠したものである。

Fig. 1 Schematic shape and dimension of normal strain gage mainly used.**Table 2** Electric specifications of normal strain gage shown in Fig. 1.

Gage length	2 mm
Gage resistance	$120.0 \pm 0.3 \Omega$
Gage factor	$2.06 \pm 1\%$

疲れき裂の発生時期、き裂長さおよび進展速度は、繰り返し荷重下にあるスポット溶接部の電極圧痕表面に貼り付けたひずみゲージから得られるひずみ出力を情報処理することによって検出した。使用したひずみゲージは、主にゲージ長さが 2 mm の一般市販の箔ゲージである。特に、スポット溶接部に加わる荷重軸方向や応力場の状態が予知できないような多点スポット溶接構造体の場合は、著者らの研究室で開発した SA ゲージを用いた。

本実験で主に使用した一般市販のひずみゲージの形状と寸法を Fig. 1 に、またその主な電気的特性を Table 2 にそれぞれ示す。Fig. 2 および Table 3 は、われわれの研究室で開発した SA ゲージの形状と寸法およびその主な電気的特性をそれぞれ示したものである。SA ゲージは、Fig. 2 に示すように、(a) に示す形状と寸法のゲージ素子を (b) に示すように軸対称形に 8 素子を配列し

Fig. 2 Schematic shape and dimensions of SA-gage developed at our laboratory
(a) One gage element of SA-gage
(b) SA-gage made up of eight gage elements as shown in (a).

Table 3 Electric specifications of SA-Gage shown in Fig. 2.

Gage length	0.5 mm
Gage resistance	$120.0 \pm 0.5 \Omega$
Gage factor	2.09

た特殊なゲージ・パターンを有するものである。

Fig. 3 は、電極圧痕表面にひずみゲージを貼り付けた単点スポット溶接継手試験片の概略図を示したものである。本実験では、Fig. 3 に示すような単点スポット溶接継手試験片と Fig. 1 に示すような一般市販のひずみゲージを主に使用した。この場合、ひずみゲージは電極圧痕表面の中心に、荷重軸と平行な方向に貼り付けた。

Fig. 4 は、引張りせん断繰り返し荷重のもとで、疲れき裂がスポット溶接部のいずれかの板表面で目視されるまで疲れ試験を行った場合、電極圧痕表面の中心に貼り付けたひずみゲージより得られるひずみ出力波形が荷重

Fig. 3 Schematic configuration of strain gages bonded on electrode indentations of tensile-shear spot welds.

の繰り返し数の増加とともに変化していく様子の一例を模式的に図示したものである。図中の一点鎖線は、ひずみ出力波形の平均ひずみ値を示す。また、一点鎖線の両側の実線は、ひずみ出力波形のひずみ範囲を示す。ただし、図中に示す三角波は、連続した正弦波の1サイクルを模式的に表示したものである。この図には、ひずみ範囲が極小値になるまでは、ひずみ範囲は荷重波形と同相であり、それ以後は逆相となることが示されている。本論文では、ひずみゲージから得られる全ひずみ出力のうち、弾性的なひずみに相当するひずみ範囲の変化率を疲れき裂の発生時期および疲れき裂長さの検出のための検出信号として用いた。なお、ひずみ範囲は、ひずみ出力波形の位相が繰り返し荷重波形と同相のとき正、逆相のとき負として整理した。

本論文で取り扱う疲れき裂は、ナゲット中心の荷重軸断面上で観察される疲れき裂を対象とし、そのき裂長さの測定は板厚方向に投影した長さを光学顕微鏡を用いて計測した。したがって、本論文で取り扱うき裂長さ a はナゲット中心断面の疲れき裂を板厚方向に投影した長さであって、疲れき裂の実長でないことに注意していたきたい。

3. 実験結果および考察

本実験では、Table 1 に示すように、被溶接材の板厚として 0.6~3.2 mm の範囲について実験を行った。しかし、本論文で述べる疲れき裂の非破壊検出方法は、実験に使用した板厚の範囲内では、板厚に関係なく共通の実験方法および共通の整理方法を使って、それぞれの継

Fig. 4 Schematic example of strain (ϵ) versus number of cycles (N) for strain out-put obtained from strain gage bonded on electrode indentation of tensile-shear spot welds.

Fig. 5 Load range (ΔL) versus number of cycles (N) for tensile-shear spot-welded joint specimens made of four kinds of 0.8 mm thick steel sheet shown in Table 1.

手に対する実験結果を整理しているの、ここでは、板厚が 0.8 mm の場合の実験結果を用いて述べることにする。

Fig. 5 は、本実験で主に使用した板厚 0.8 mm の各種鋼板の引張りせん断スポット溶接継手試験片の疲れ試験結果を示したものである。Fig. 6 は、1つの試験片について、疲れ試験の開始から疲れ破断を起こすまで、電極

Fig. 6 An example of strain range ($\Delta \epsilon$) versus number of cycles (N) for base metal HT50 obtained from load range level 1.47 kN data.

圧痕表面に貼り付けたひずみゲージより得られるひずみ範囲 $\Delta \epsilon$ の変化の様子を、繰返し数 N との関係で表わした例を示したものである。図中に示す 2 本の曲線 (▲と○印でプロットされたグラフ) は、スポット溶接継手の両側の電極圧痕表面に貼り付けたそれぞれのひずみゲージより得られる 2 種類のひずみ範囲の値をそれぞれプロットしたものである。ひずみ範囲の初期値やその値が繰返し数の増加とともに変化していく様子は、同一条件の疲れ試験片や疲れ試験条件であっても、種々の原因により、個々の試験片によって多少異なっている。なお、図中に示す " $\Delta L (A10^5) = 1.47 \text{ kN}$ " の意味は、 $\Delta L-N$ 線図より求めた 10^5 サイクルの疲れ寿命に対する時間強さ (荷重範囲) が 1.47 kN であることを表したもので、この表示方法は JIS Z 3138 による。また、後述の図中に示す条件 $\Delta L (A10^5)$ は、 10^5 サイクルの疲れ寿命に対応する荷重範囲 ΔL を表す。

Fig. 7 は、測定されたひずみ範囲 $\Delta \epsilon$ をそれぞれの初期値 $\Delta \epsilon_i$ に対する割合、すなわちひずみ範囲の変化率 $\Delta \epsilon_r$ で Fig. 6 の縦軸を整理し直したものである。なお、ひずみ範囲の変化率 $\Delta \epsilon_r$ は次式で表すこととする。

$$\Delta \epsilon_r = (1 - \Delta \epsilon / \Delta \epsilon_i) \times 100 (\%)$$

ここで、2本の曲線が一致していないのは、疲れき裂の発生と進展の挙動が重ね継手部のそれぞれの板で異なっているためである。

次に、ひずみ範囲の変化率と疲れき裂長さとの関係を明らかにするために、疲れ試験中に計測したひずみ範囲の変化率が適当な値に達したとき、疲れ試験を中止し、その時点までに進展した疲れき裂長さを測定した結果について述べる。

Fig. 7 An example of changing rate of strain range ($\Delta\epsilon_r$) versus number of cycles (N) for base metal HT50 obtained from load range level 1.47 kN data. Here, $\Delta\epsilon_r = (1 - \Delta\epsilon/\Delta\epsilon_i) \times 100$; $\Delta\epsilon_i$: initial value of strain range.

Fig. 8 Fatigue crack length (a) versus number of cycles (N) for base metal SPCC obtained from load range level 2.06 kN data.

Fig. 8~11は、疲れ試験を中止した時点までに要した繰返し数で疲れき裂長さを直接に整理した結果の例である。これらの図中に示す○印は、ナゲットのそれぞれの荷重端部に発生した疲れき裂のうち、より長い方の疲れき裂長さを表し、△印はより短い方の疲れき裂長さを表

Fig. 9 Fatigue crack length (a) versus number of cycles (N) for base metal HT45R obtained from load range level 1.86 kN data.

Fig. 10 Fatigue crack length (a) versus number of cycles (N) for base metal HT50D obtained from load range level 1.80 kN data.

す (Fig. 12 参照)。これらの実験結果はあまりにもバラツキが大きいため、これらの実験結果を利用して、疲れき裂の発生時期や疲れき裂長さを繰返し数に対応させて求めることは実際上不可能である。次に、Fig. 13~16は、Fig. 8~11と同一の疲れ試験片の結果を用いて、疲れき裂長さを疲れ試験を中止したときのひずみ範囲の変化率で整理した場合のそれぞれの結果を示したものである。これらの図からわかるように、ひずみ範囲の変化率で疲れき裂長さを整理した場合は、バラツキも少なく、それらの関係はかなり良い対応関係にあることがわかる。すなわち、疲れき裂長さはひずみ範囲の変化率から、かなり精度良く検出できることがわかる。なお、こ

Fig. 11 Fatigue crack length (a) versus number of cycles (N) for base metal HT50 obtained from load range level 1.47 kN data.

Fig. 12 Schematic configuration of fatigue cracks generating at the neighborhood of nugget tips of weld interface and then propagating toward outer surfaces of the sheets.

Fig. 13 Fatigue crack length (a) versus changing rate of strain range ($\Delta\epsilon_r$) for base metal SPCC obtained from the same specimens using in Fig. 8.

Fig. 14 Fatigue crack length (a) versus changing rate of strain range ($\Delta\epsilon_r$) for base metal HT45R obtained from the same specimens using in Fig. 9.

Fig. 15 Fatigue crack length (a) versus changing rate of strain range ($\Delta\epsilon_r$) for base metal HT50D obtained from the same specimens using in Fig. 10.

変化率と、その時点でもより大きく進展している側の疲れき裂長さから整理したものである。さらにこれらと同様な数多くの実験結果より、疲れき裂の発生時期は、ひずみ範囲の変化率が明瞭に変化し始める時期と非常に良く一致していること、そして検出できる最小の疲れき裂長さは、おおよそ $1/100 \sim 2/100$ mm 程度であることが本実験の範囲内で確認できた。

Fig. 17 は、あかかじめ求めておいた $a-\Delta\epsilon_r$ 線図 (Fig. 16 参照) と繰り返し荷重下にある 1 つのスポット溶接継手試験片より得られた $\Delta\epsilon_r-N$ 線図 (Fig. 7 参照) とから、その継手試験片の繰り返し数 N に対する疲れき裂長さ a を $a-N$ 線図として整理し直したものの一例である。なお、この結果は、被溶接材が高張力鋼 HT 50 板厚 t が 0.8 mm、板幅 W が 40 mm、ナゲット径 d が 5.0 mm、荷重範囲 ΔL が 1.47 kN の場合の一例であるが、他の条件のスポット溶接継手試験片の場合についても、必要に応じてそれぞれの疲れ試験条件に対応し

これらの実験結果は、ひずみ範囲の変化率がより大きく変化している側のひずみゲージより得られるひずみ範囲の

Fig. 16 Fatigue crack length (a) versus changing rate of strain range ($\Delta\epsilon_r$) for base metal HT50 obtained from the same specimens using in Fig. 11.

Fig. 17 An example of predicted fatigue crack length (a) versus number of cycles (N) for base metal HT50 obtained from the curve obtained in Fig. 16 and an experimental data as shown in Fig. 7.

た $a-\Delta\epsilon_r$ 線図をあらかじめ求めておけば、必要とするスポット溶接継手の $a-N$ 線図は、Fig. 17 と同様の方法で求めることができる。

必要とするスポット溶接継手の $a-N$ 線図が求まれば、板内面側より板外表面に向かって進展する疲れき裂の各位置における進展速度 da/dN は、その $a-N$ 線図の各点の接線の傾きから、容易に求めることができる。

Fig. 18 は、電極圧痕表面に SA ゲージを貼り付けて、上記と同様な方法でひずみ測定をした場合の一例を示す。図中の 8 つのグラフは、8 つのゲージ素子から得られるひずみ範囲にそれぞれ対応している。この場合、ゲージ No. 1 が荷重軸方向に一致している。そして、それぞれのゲージ素子には、右回りに番号を振り付けている。この場合も、それぞれのひずみゲージ素子より得られるひずみ範囲は、上記の場合と同様に、疲れき裂の発生と進展にともなって明確に変化しており、上記と同様

Fig. 18 An example of Strain range ($\Delta\epsilon$) versus number of cycles (N) for base metal SPCC obtained from load range level 1.72 kN data, when SA-gage is used.

な方法で疲れき裂挙動を検出することができる。特に、ゲージ No. 1 とゲージ No. 5 より得られるひずみ範囲を加え合わせると、Fig. 6 に示した▲印のグラフにはほぼ対応した変化率のパターンが得られる。さらに、SA ゲージの場合は、同時に 8 方向のひずみを計測することができるので、それら 8 種類のひずみ出力を適当な方法で情報処理することによって、特にスポット溶接構造体のような応力状態が予知できない場合でも、疲れき裂の発生方向や疲れき裂挙動が検出できると、そしてそのスポット溶接部に加わっている応力状態の測定や疲れ寿命予測を行なえる可能性もあることがわかった。これについてのより詳細な報告は別の機会に譲ることとする。

4. おわりに

本研究より得られた主な結論は、次のとおりである。

(1) スポット溶接部に発生する疲れき裂長さは、電極圧痕表面に貼り付けたひずみゲージより得られる平均ひずみとひずみ範囲のいずれとも密接な関係がある。特に、ひずみ範囲の変化率を繰り返し荷重下で計測することによって、疲れき裂長さはかなり精度良く、かつ非破壊で検出することができる。

(2) 疲れき裂の発生時期は、上記(1)の方法を用いて得られるひずみ範囲が明確に変化し始める時期と非常に良く一致しており、かなり正確に検出することができる。

(3) 疲れき裂の進展速度は、上記(1)より求めた疲れき裂長さとし繰り返し数の関係の線図 ($a-N$ 線図) の傾きからかなり精度良く求めることができる。

(4) 本検出法は、疲れ荷重下にあるスポット溶接部の疲れ挙動が非破壊で検出することができるので、電極圧痕表面に貼り付けたひずみゲージより得られるひずみ出

力の変化率を疲れ荷重下でモニターすれば、実際に稼働しているスポット溶接構造体の疲れ破壊に対する安全モニターとして応用できる。その場合、同時に8方向のひずみ測定ができる SA ゲージを使用すれば、疲れき裂の発生方向や応力場の状態までもある程度予測できる可能性があり、より効果的であることがわかった。

参 考 文 献

- 1) 佐藤, 阿部, 石橋: スポット溶接継手の疲れき裂に関する研究一庄

縮加工の効果一, 溶接学会全国大会講演概要, 第29集, (1981), 80-81.

- 2) 佐藤, 阿部, 石橋, 藤田: スポット溶接継手の疲れき裂に関する研究 (2)一疲れき裂の発生時期と進展位置の検出一, 溶接学会全国大会講演概要, 第30集, (1982), 230-231.
3) 佐藤, 阿部: スポット溶接継手の疲れき裂に関する研究 (3)一疲れき裂の発生時期と伝播速度一, 溶接学会全国大会講演概要, 第31集, (1982), 260-261.
4) 佐藤, 阿部, 片岡, 杉本: スポット溶接継手の疲れき裂進展挙動と疲れ寿命予測法について, 溶接学会, Doc. No. RW-277-84 (1984).

アーク溶接における溶融池の非線形モデル*

—アーク溶接の溶融池現象に関する界面張力論的解析 (第4報) —

西口 公之**, 黄地 尚義**, 吉田 裕彦***, 白樫 充彦****

A Nonlinear Model of Molten Pool in Arc Welding

—Study on Behaviour of Molten Pool in Arc Welding (4th Report)—

by Kimiyuki Nishiguchi**, Takayoshi Ohji**, Yasuhiko Yoshida*** and Mitsuhiko Shirakashi****

A mathematical model of the weld pool, where the heat input from arc is situated on the molten pool surface, has been developed to discuss the influence of weld pool configuration on the heat flow in arc welding.

The numerical model, based on the heat flow equation in the quasi-stationary state and the surface tensional balance equation for the molten pool, makes it possible to assess the effect of process parameters such as arc pressure and wire deposition rate on the weld penetration.

In the first part of this paper, the finite difference molten pool models have been proposed and the numerical method has been discussed.

In the second part of this paper, the effect of thermal property of material on the weld pool shape has been discussed and the influence of weld pool configuration on the penetration has been made clear.

Key Words: Heat conduction, Numerical analysis, Arc welding, Penetration, Free boundary problem, Latent heat, Thermal radiation

1. 緒 言

本研究では、アーク溶接過程における溶融池の現象をそこに作用する重力、表面張力およびアーク圧力等に注目して解析することを目的としている。

第1報¹⁾では、薄板の裏波溶接を対象に、溶融池の保持形態とその限界を平衡と安定性の両面から検討した。

第2報²⁾では、溶融池の平衡形態をより正確に解析する目的で、曲面方程式の3次元差分解法について検討した。

第3報³⁾では、第1・2報での結果をもとに、薄板裏波溶接の差分モデルを提案・検討し、満足すべき結果の得られることを示した。

しかしながら、前報では薄板の溶融池を対象としたこともあって、アーク入熱は母材表面上に投与されるものと仮定した。この仮定は、肉盛とか隅肉溶接のようなよ

り一般的な溶接過程を考える場合、少なくとも定量的には問題があると考えられる。

すなわち、通常の溶接熱伝導計算では、簡単のため、アーク入熱を母材表面上に仮定する場合が多い。当然のことではあるが、現実の溶接部においては、アークからの熱の多くは、溶融池表面(液面)上に投与され、この熱は溶融池を介して母材部へと伝わる。したがって、たとえば、隅肉溶接とか、肉盛溶接のようにアーク直下に存在する溶着金属量の多い溶接過程においては溶融池は、アークからの熱を分散させる働きをする。いいかえると溶融池の形態そのものが母材の溶融現象に強い影響を与えるはずである。

このような観点から、本研究では、溶融池表面に入熱を投与する計算モデルについて検討することにした。なお、溶融池表面に入熱を投与する計算モデルについては、すでに Friedmann⁴⁾ によって検討されているが、静止アークによる軸対称溶融池を対象としており、現実の溶接現象を解析・検討するには至っていないようである。

ここでは、準定常状態にある移動溶融池を対象にモデル化を試みる。

* 原稿受付 昭和60年11月22日 昭和59年度春季全国大会で発表

** 正 員 大阪大学 Member, Osaka University

*** 学生員 大阪大学 Student Member, Osaka University

**** 日産自動車(株) Nissan Motors Co., Ltd.