しめられているためと考えられる。

4) I_T/I_L が最適値より小さいと、溶鋼ヘッドを支えるアーク圧力は先行電極アークが受持ち、逆に I_T/I_L が大きいと後行アーク圧力のみで溶鋼ヘッドを支えるようになる。

これらの実効的なアーク圧力が溶鋼の全重力ヘッドより大となったとき、アンダーカットが発生する。

5) I_T/I_L が最適値のときでは、両電極アークの溶鋼重力ヘッドに作用する実効的なアーク圧力は等しくかつ最低値をとる。

謝 辞

本研究の遂行にあたり、御指導いただいた大阪大学の西口公之教授、黄地尚義助教授、および佐藤邦彦教授に厚く感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) 西口、黄地、高；高速不安定ビード形成現象に関する研究、溶接アーク物理研究委員会資料、74-252 (1974)
- 2) B.E. Paton, S.L. Mandel'berg, B.G. Sidorenko; Certain Special Features of the Formation of Welds

- Made at High Speeds, Avt. Svarka, 8 (1971), 1-6
- 3) 石崎；高速溶接時のビード形状の生成機構、溶接アーク物理研究委員会資料、72-197 (1972)
- 4) 山内、高；大電流 TIG 溶接法、溶接アーク物理研究委員会資料、78-369 (1978)
- 5) 小倉、二瓶、芦田、小園；2 電極スイッチング TIG 溶接法による高速溶接、溶接アーク物理研究委員会資料、81-459 (1981)
- 6) 赤秀、浮辺、坪井；大電流サブマージアークに関する二、三の特性、溶接アーク物理研究委員会資料、78-383 (1978)
- 7) C. Düren, R. Felleisen, G. Hieber; Four Beats Three in Submerged-Arc Welding, Weld. & Met. Fab., 49-4 (1981), 205-210
- 8) 中根、吉田、関野、塩川；サブマージアーク溶接における溶接鋼の流動に関する一考察、溶接アーク物理研究委員会資料、67-72 (1967)
- 9) 森、堀井；潜弧溶接における溶接池現象、溶接アーク物理研究委員会資料、70-105 (1970)
- 10) B. J. Bradstreet; Effect of Surface Tension and Metal Flow on Weld Bead Formation, Weld. J., 47-7 (1968), 314S-322S
- 11) P. Eichhorn, A. Engel; Mass Transfer in the Welding Pool, IIW Doc. SG212-201-70 (1970)
- 12) 鉄鋼基礎共同研究会、溶鋼・溶滓部会；溶鉄・溶滓の物性値便覧、日本鉄鋼協会、(1972)、6-9
- 13) 奥田、平社、熊谷；サブマージアーク溶接のビード外観に及ぼすフラックス物性の影響、溶接冶金研究委員会資料、WM-789-80 (1980)

構造用鋼溶接継手の溶込み不良の超音波による 検出と疲労試験による品質評価*

稲垣 道夫**, 岡田 明**, 小林志希男**, 木村 勝美**, 福原 熙明***
松本庄次郎***, 青木 孝夫***, 中野 恵司***, 兼古 光行***

Quality Evaluation of Welded Joints for Structural Steels with the Ultrasonic Detection of Lack of Penetration and Fatigue Test*

by Michio Inagaki**, Akira Okada**, Shikio Kobayashi**, Katsuyoshi Kimura**

Hiroaki Fukuhara**, Shojiro Matsumoto**, Takao Aoki**, Keishi Nakano**, and Mitsuyuki Kaneko**

For purpose to obtain the fundamental data of securing the reliability of welded joints, the establishment of welding control technique to make weld defects of arc welded joints in the natural condition, the design and trial making of ultrasonic point focussed probe in order to detect quantitatively planar defects and their application were carried out. And also, effects of the lack of penetration with one side welding of SM50B steels on the fatigue test results of welded joints were investigated. The main results are as follows;

- (1) Relation between the lack of penetration and welding condition in gas metal arc (GMA) welding were made clear.
- (2) The point focusing angle probe using spherical transducer in ultrasonic detecting method was applied

*原稿受付 昭和56年11月11日 (昭和55年度秋季全国大会にて発表)

**正 員 金属材料技術研究所 Member, National Research Institute for Metals

*** 金属材料技術研究所, National Research Institute for Metals

to the measurement of the size of lack of penetration. In case that the root face of butt welded joint was gas cut, the detecting accuracy was about ± 0.5 mm. However, in case that there were blow-holes or some weld defects on the way of passing of ultrasonic beam or near the root, the size of planar defect was often mistaken. And also, in case that the root face was closely attached by welding, the detection of lack of penetration was often difficult.

(3) The uniaxial stress fatigue strength of arc welded joints for SM50B steels which have the lack of penetration of about 2~4 mm in depth, without reinforcement and finished surface, was extremely lower than that of base metal and welded joints which have full penetration, without reinforcement and finished surface. And the fatigue strength of arc welded joints with reinforcement showed the intermediate values between that of base metal or welded joints which have without reinforcement and finished surface and that of welded joint which have the lack of penetration of about 2~4 mm in depth, lowered fairly in comparison with that of base metal. These test results were discussed with non-linear fracture mechanics, consequently, the fatigue limits of welded joints are evaluated with effective notch depth as a whole.

1. 緒 言

この研究は、溶接構造物の品質保証の一環として、製作時の品質管理、製作後の受入れ検査及び供用期間中の保安管理のため、溶接継手の信頼性の基礎資料を得ることを目的とし、Fig. 1 に示すように金材技研内の研究体制のもとに遂行されているものである。

- EWD : Research Group for Evaluation of Weld Defects
 D : Control of Weld Defects, Welding Div.
 T : Detection of Weld Defects, Non-Destructive Testing Lab.
 P : Performance Tests of Welded Joints, Ferrous Material Div.
 S, C, F : Back-up Division for Strength, Corrosion, Fatigue

Fig. 1 System research for evaluation of weld defects in National Research Institute for Metals (NRIM)

この報告では、主としてガスマタルアーク (GMA) 溶接法を用い、ブローホールやピットを防止し、溶込み形状や余盛形状を制御する方法の確立、溶込み不良などの寸法を定量的に測定するための点集束斜角探触子の設計試作とそれを用いた超音波試験法の確立、ならびに上記成果に基づいて製作された所定の片側溶込み不良を含む SM 50 B 鋼 (板厚 20 mm) の溶接継手の点集束斜角探触子による溶込み不良深さの定量的測定とそれら継手の大気中疲労試験の結果について述べる。疲労試験の結果は、母材、余盛削除完全溶込み溶接継手、及び余盛付溶

接継手の結果と比較した。また、疲労破断後の破面観察を行い、溶接継手の溶込み不良への点集束斜角探触子の適用性について検討するとともに、疲労試験の結果に対して若干の破壊力学的解析を行った。

2. 溶接欠陥と溶接施工条件との関係

ガスマタルアーク (GMA) 溶接法を用い、溶込み不良、ブローホール、ピットなどと溶接諸条件との関係を試験検討し、これらの欠陥を制御する方法を確立した。

2.1 溶接両端近傍におけるアークの不安定

GMA 溶接法で開先内を母材の始端から終端まで溶接する場合、母材の端部での磁束密度分布の変化で発生するアークブローは、数多くの溶接実験を行った結果、母材端面から約 7.5 cm の範囲内であった。直流定電圧特性の電源では、アークブローが発生すると、溶接電流は減少傾向になるかあるいは短絡を繰返し変動する。このため溶接両端近傍では溶込みが減少したり変動する。

溶接試験片の製作においては、溶接開始端と終端部に母材と同じ材質のタブ板 (tab) を溶接し、アークブローの発生を軽減するとともに、始端と終端の 5 cm の溶接長部分は使用しないことにした。

2.2 溶滴移行現象とブローホール、ピットの生成

GMA 溶接における溶滴移行形態は溶接条件によって異なり、アークの安定性と局所的な溶込みの変動、スパッタの発生及びブローホールやピットの生成¹⁾などに大きく影響する。Fig. 2 は、シールドガスとして Ar 25 l/min + CO₂ 5 l/min の中に 1 l/min の窒素ガスを添加した場合の各種溶接条件による溶滴移行形態領域とピット及びブローホールの生成との相関関係を示したもので、ピット及びブローホールはストリーミング移行及び短絡移行ではほとんど生成しなかったが、グロービュール移行、プロジェクト移行及びグロービュール移行と短絡移行の中間領域で多く生成した。

したがって、通常の GMA 溶接において、シールド

Fig. 2 Correlation between field of droplet transfer type and occurrence of pit in shielding gas with N_2 gas

ガス中に空気が風などによって巻込まれたり、ルートギャップから空気が侵入した場合、それが溶接金属内に吸収される度合は、ストリーミング移行か短絡移行の領域が最も少ないと推定される。

2.3 溶接条件とビード形状

厚さ 20 mm の平板上にビードを置き溶接したときの溶込み及び熱影響部 (HAZ) の形状を調べた。その結果、溶接条件による HAZ の形状変化は溶込み形状変化とほぼ対応するが、溶込みと HAZ の寸法の差は、深さ方向よりも幅方向の方が大きくなるという特徴があった。

次に、余盛形状はアーク電圧によって大きく変化することがわかった。Fig. 3 にその例を示す。

Fig. 3 Effect of arc voltage on shape of reinforcement

以上のような成果をもとに、非破壊試験による検出用及び疲労試験用などの溶込み不良を含む多数の溶接継手を製作した。

3. 超音波探傷用点集束斜角探触子による欠陥寸法の測定

溶込み不良の定量的な寸法測定のために、端部ピークエコー法に適した点集束斜角探触子を開発し、その適用を検討した。

3.1 点集束斜角探触子の試作

点集束斜角探触子の設計に当たっては、球面振動子の音軸上の音圧²⁾、焦点付近の細いビームの存在範囲³⁾、屈折による細いビームの長さの短縮⁴⁾につき検討し、点集束斜角探触子の音場の計算を行った。その結果に基づいて適切な探触子を設計製作する方法を確立した⁵⁾。このような方法によって、周波数 2~7 MHz、振動子の直径 10~48 mm、曲率半径 30~200 mm の十数個の点集束斜角探触子の設計と試作を行った。

試作した探触子の基本特性、すなわち種々の深さ位置における超音波ビームの集束状況及び音圧上昇状況の測定には、主として Fig. 4 に示すような横穴試験片を用いた。これを水平方向移動台上に載せ、探触子と横穴の相対位置精度を 0.02 mm 程度に保持できるようにし、探触子の基本特性を前後走査により測定した。なお、使用超音波探傷器は三菱電機製 FD 210 S である。

Fig. 4 Side drilled hole test block

超音波の集束係数が異なる各種試作探触子につき、横穴試験片の各横穴によるエコー高さ分布を記録し検討した。その結果、集束係数が比較的小さい探触子の場合、穴の深さが 4 mm 程度するときのみ凹凸のある前後走査グラフとなり、近距離干渉の影響が現われるが、それより深い位置の穴の前後走査グラフは単純な山形すなわち単峰特性を示した⁶⁾。このようにして、超音波ビームが細く絞られ、探傷に適した集束領域を検討した。

次に、Fig. 5 に示す人工溝付試験片を作製し、横穴試

Fig. 5 Performance of point focused probe using slit defect test block

験片による場合と同様に, 人工溝付試験片の前後走査を行い, エコー高さが極大となる位置の探触子の移動距離と屈折角とから人工溝の高さを測定した。

この人工溝付試験片につき, 点集束斜角探触子及び通常の斜角探触子を用いて求めた人工溝の前後走査グラフの例を Fig. 6 に示す。点集束探触子では前後走査グラフの形が鋭くなり, エコーピークの位置も明確である。この実験から, 点集束斜角探触子による人工欠陥の高さ測定誤差は約 0.25 mm 以下と判断される。なお, ここで使用した探触子の屈折角はいずれも 45° であるので, ピーク間距離から直ちに人工欠陥の高さが読みとれる⁶⁾。

Fig. 6 Measurement of height of defect by traversing scan graph

3.2 溶接継手の溶込み不良の寸法測定

欠陥位置の精密測定には, その欠陥深さ位置を想定し前出 Fig. 4 の横穴試験片を用い想定された欠陥深さ位置に近い2つの横穴について行う「ビーム路程差法」が良いとの結論が別に得られている⁷⁾。そこで, このビーム路程差法により溶接継手の溶込み不良の寸法測定方法を実験検討した。

片側溶込み不良の寸法測定を点集束斜角探触子を用いて行う場合, Fig. 7 に示すように, 溶込み不良の反対側から測る方法 (A法) と溶込み不良側から測る方法 (B法) とがある。ここで用いた溶接継手試験片の板厚は 18 mm で, 溶込み不良の深さが 2~6 mm 程度である。そこで, 探触子として溶込み不良の先端位置を考慮して, 焦点位置が適切な点集束斜角探触子を選んで用いた。2個の溶込み不良試験片についての実験結果の例を Fig. 8 に示す。

Fig. 7 Measuring methods of the size of lack of penetration

Fig. 8 Measured results of the size of lack of penetration

試験片 A1 については、超音波による推定値（黒丸）と疲労破断後の破面上で工具顕微鏡によって測定した結果（白丸）とは、数点の例外を除けばかなりよく一致し、超音波による測定誤差は $\pm 0.5 \text{ mm}$ 程度と判断される。しかし、試験片 A20 については超音波による推定値は大きくばらついている。A 法では超音波ビームが溶接金属中を通過するため、Fig. 9 の疲労破面写真に見られるような途中のブローホールなどを検出し、これを溶込み不良の先端と誤認することがある。GMA 溶接による溶込み不良の先端には往々にしてブローホールが存在することがあり、このような場合には溶込み不良の先端位置が正確に求められなくなる。試験片 A20 の A 法の場合はまさにこれに該当しており、B 法の方が適していると判断される。しかし、B 法では溶込み不良の寸法が 2.5 mm 以下になると、Fig. 10 に示すように溶込み不良の表面開口部のエコーと溶込み不良の先端のエコーとが分離しなくなり、測定が不可能となる。

また、A 法でも B 法でも溶込み不良を著しく浅く誤認している場合があるが、この原因として、溶接線方向に

Fig. 9 Macrograph showing blow holes at the bottom of penetration

Fig. 10 Measuring limit of B-method in very shallow lack of penetration
T: Transmitted pulse, E₁: Echo from the corners consisted of the surface and the lack of penetration, E₂: Echo from the tip of lack of penetration

平行な機械仕上げによるルート面上の凹凸からのエコーを検出していると推定される。通常の溶接継手では、ルート面はガス切断のままの場合が多いので、機械仕上面の方向性の問題はないと判断される。

次に突合せ継手において両側から GMA 溶接を行い、溶込み深さを制御して内部溶込み不良を含む試験片を製作し、内部溶込み不良の検出特性を検討した。

継手のルート面を溶接線方向と平行にシェーパ仕上げした試験片では、機械仕上げ面からのエコーが大きく、上・下端のエコーの判別が困難であったので、ルート面を平面研削盤で仕上げ、かつ、ところどころ $0.02 \sim 0.1 \text{ mm}$ だけ深く研削し、意識的にルート間隔を与えて溶接継手試験片を製作した。溶接入熱量が過少で、ルート面の両端に若干の融合不良が発生した場合には、上・下端のエコーは明確に検出されたが、ルート間隔が 0 で、GMA 溶接の入熱量が通常 (15 kJ/cm) か多少大きい (35 kJ/cm) の場合には、溶接金属の収縮のためルート面が強く密着され、超音波ビームが透過してしまい、溶込み不良が検出されない場合が生じることが示された。現実にはルート面を研削仕上げることはないであろうが、かなり平滑に機械仕上げされる場合があるようであり、その場合にルート面が溶接により密着されると、超音波探傷による溶込み不良の検出が不可能になることが予想される。

4. SM 50 B 鋼溶接継手の疲労試験による溶込み不良の品質評価

SM 50 B 鋼の片側溶込み不良を含む溶接継手試験片の大気中疲労試験を行い、母材、余盛削除完全溶込み溶接継手、及び余盛付溶接継手の結果と比較し、若干の破壊力学的検討を加えた。

4.1 実験方法

供試材として JIS SM 50 B 鋼板 (20 mm) で、Table 1 に示すような市販の標準的な化学成分と強度を有する

Table 1 Chemical composition and mechanical property of SM50B steel, 20 mm in thickness

(a) Chemical composition of steel used (wt%)

C	Si	Mn	P	S
0.14	0.34	1.32	0.018	0.007

(b) Mechanical property of steel used

Yield strength (kg/mm^2) [N/mm^2]	Tensile strength (kg/mm^2) [N/mm^2]	Elongation (%)
36.2 {355}	51.0 {500}	30

ものを選定し使用した。既に2章で述べたような成果をもとに, Fig. 11 に示す GMA 溶接施工法と溶接条件で, 深さ 2~4 mm の片側溶込み不良を含む溶接継手試験片を多数製作した。また, 溶込み不良の寸法(深さ)は, 点集束斜角探触子を用いて測定した。

Fig. 11 Manufacturing of test material of GMA welded joint with lack of penetration

疲労試験には, ± 50 ton 油圧サーボ疲労試験機を用い軸荷重制御の片振り引張疲労試験方法⁸⁾により, 応力比 R (下限応力 $\sigma_{\min}$ /上限応力 $\sigma_{\max}$) = 0, 繰返し速度 5 Hz で行った。母材及び溶接継手の疲労試験片の平行部幅はいずれも 50 mm とした。母材試験については, 黒皮付きと表面研削仕上げの両者とし, 黒皮付きの場合の板厚は 20 mm, 表面研削仕上げの場合の板厚は 18 mm とした。溶接継手試験片については, 溶込み不良のない完全溶込みのもの, 深さ 2~4 mm 程度の片側溶込み不良を含むものとし, 余盛りはいずれも削除して表面研削仕上げを行い, 板厚は 18 mm とした。

4.2 実験結果と考察

SM 50 B 鋼母材及び溶接継手の疲労試験結果を一括して Fig. 12 に示す。この結果によれば, 表面研削仕上げを行った母材と黒皮付きの母材の疲労強度は近似しているが, 表面研削仕上げを行った母材の疲労強度の方がわずかに高かった。溶込み不良がなく完全溶込みで余盛りを削除して表面研削仕上げを行った溶接継手の疲労強度は, 黒皮付きの母材のそれとほとんど同じ値を示し

Fig. 12 Effect of discontinuities on uniaxial stress fatigue test results for JIS SM50B steel, 20 mm in thickness, stress ratio $R=0$

た。したがって溶接による材質的不連続が疲労強度に及ぼす影響はわずかしき認められなかった。しかし, 深さ 2~4 mm の片側溶込み不良を含み, 余盛りを削除して表面研削仕上げを行った溶接継手の疲労強度は, 母材及び溶込み不良なし(完全溶込み)で余盛り削除仕上げの溶接継手のそれに比べて著しく低下した。なお, 溶込み不良の深さは, 溶接試験片の製作上厳密に制御することが困難で, 2~4 mm の範囲にばらつき, かつ疲労試験の測定点も少ないが, 溶込み不良の深さが 2~3 mm の継手試験片と, 3~4 mm の継手試験片とでは, 疲労限度 $\Delta\sigma_s$ に約 10 N/mm² 程度の差異が認められるようである。

一方, 金材研 (NRIM) において作成されている溶接継手の疲れデータシートの中から, SM 50 B 鋼 (20 mm t) の黒皮付母材及び余盛付被覆アーク (MAC) 及び GMA 溶接継手の疲労強度データを抽出し⁹⁻¹¹⁾, 上記疲労試験結果と比較したものを Fig. 13 に示す。疲れデータシートにおいて使用した SM 50 B 鋼の化学成分は, Fig 13 の上部に今回のものと比較して示した。両者の化学成分は類似しており, 両者の黒皮付母材の疲労強度はほぼ等しかった。そして黒皮のまま余盛付きの MAC 及

Fig. 13 Comparison of fatigue lives between NRIM data sheet and present study

び GMA 溶接継手の疲労強度は、母材のそれと溶込み不良を含む溶接継手のその中間の値を示し、母材の疲労強度に比べてかなり低下した。

そこで、Fig. 13 の結果について若干の破壊力学的検討を行った。宇佐美らは、溶接継手に含まれる微小き裂について非線形破壊力学的検討を行い、き裂先端での繰返し塑性変形域の大きさ $\gamma_{p(c)}$ が疲労限度 $\Delta\sigma_e$ では材料定数 $\gamma_{p(c)e}$ に等しいと設定して、次の関係式を導いた¹²⁾。

$$\gamma_{p(c)} = \gamma_{p(c)e} \quad \cdots \cdots (3)$$

$$\gamma_{p(c)} = a_e \left(\sec \frac{\pi \Delta\sigma_e}{4\sigma_{yc}} - 1 \right), R \geq 0 \quad \cdots \cdots (4)$$

$$\gamma_{p(c)} = a_e \left\{ \sec \frac{\pi}{2(2\sigma_{yc}/\sigma_{max} + R)} - 1 \right\}, R \leq 0 \quad \cdots \cdots (5)$$

ここで、 σ_{yc} は材料の繰返し降伏強さで、静的引張降伏強さの 0.7 倍として¹²⁾。当供試鋼 SM 50 B 鋼の静的引張降伏強さは 355 N/mm² であるので σ_{yc} は 249 N/mm² となる。また a_e は無限板中の有効き裂深さ (き裂半長) で次式で示される¹³⁾。

$$a_e = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K}{\sigma_0} \right)^2 \quad \cdots \cdots (6)$$

ここで K は応力拡大係数、 σ_0 は公称応力である。

また、小規模降伏条件下では次の関係が成立つ¹²⁾。

$$\gamma_{p(c)e} = \frac{\pi}{32} \left(\frac{\Delta K_{th}}{\sigma_{yc}} \right)^2 \quad \cdots \cdots (7)$$

ここで ΔK_{th} は疲労き裂進展限界値であり、次式で示される¹³⁾。

$$\Delta K_{th} = \Delta\sigma_e \sqrt{\pi a} \cdot f\left(\frac{a}{t}\right) \quad \cdots \cdots (8)$$

ここで a はき裂深さ、 t は板厚、 $f(a/t)$ は a/t の関数で次式を採用した¹³⁾。

$$f\left(\frac{a}{t}\right) = 1.12 - 0.231 \left(\frac{a}{t}\right) + 10.55 \left(\frac{a}{t}\right)^2 - 21.72 \left(\frac{a}{t}\right)^3 + 30.39 \left(\frac{a}{t}\right)^4$$

いま、溶込み不良をき裂と見なし、Fig. 12 の実験結果から $\Delta\sigma_e = 50$ N/mm²、 $a = 3$ mm として ΔK_{th} を計算すると、 $6.3 \text{ MN} \cdot \text{m}^{-3/2}$ ($199 \text{ N} \cdot \text{mm}^{-3/2}$) の値が得られる。この ΔK_{th} の値を (7) 式に代入すると、 $\gamma_{p(c)e}$ は 0.063 mm と計算される。この値を (4) 式に代入し、疲労限度 $\Delta\sigma_e$ と有効き裂深さ a_e との関係を求めると、Fig. 14 の実線のようになる。また、溶込み不良の深さ a が 2~4 mm の範囲の溶接継手試験片の、繰返し数 10^7 回における破断の有無の実験データも、 a を a_e に換算して図中にプロットした。実験した試験片の溶込み不良の深さ a は正確に制御できなかったが、2~3 mm と 3~4 mm の溶込み不良の平均値がそれぞれ 2.5 mm と 3.5 mm であると仮定すると、(4) 式と (6) 式から σ_e はそれ

Fig. 14 Analysis of the fatigue limits of specimens with various weld discontinuities

ぞれ 47.7 と 58.3 N/mm² と計算され、Fig. 12 に示した疲労限度の実験結果にほぼ対応する。

なお、黒皮付母材の疲労限度の値をこの実線に当てはめれば、深さが 0.07 mm 程度の表面きずを含むものと評価されよう。また、余盛りを削除した完全溶込み溶接継手の疲労限度が平滑母材より若干低くなった理由としては、溶接残留応力や材質の不連続に基づく応力集中効果と考えられるが、黒皮付母材と同程度の応力集中効果を持つものと評価されよう。

一方、余盛付突合せ溶接継手の疲労限度に対しては、溶接止端部の応力分布はくさび形切欠きに近く、余盛りを先端半径が 0 のくさび形切欠きと見なした解析が有効であると報告されている¹⁴⁾。また、Fig. 15 に示すように、余盛付溶接継手 (a) を、両側に先端半径 0 のくさび形の切欠きを有する試験片 (b) に置き換えて考えると、切欠底近傍の応力 σ は、くさびが浅い場合次式で表される¹⁴⁾。

Fig. 15 Conversion of profile for reinforcement

$$\sigma = \sigma_0 \left\{ \frac{(a_e + r)^2}{2a_e + r^2} \right\}^m \quad \cdots \cdots (9)$$

ここで r は切欠き底からの距離、 m はくさび形切欠きの開き角 $\psi = 180^\circ - \theta$ の関数で、宇佐美らの弾性応力解析によると、 ψ が 0° 、 135° 、 165° の場合、 m はそれぞれ 0.5、0.33、0.14 となる¹⁵⁾。 a_e はき裂の場合と同様に (b) 式から計算された無限板における有効切欠深さである。

(9) 式にこれら m の値を代入し、 r が疲労限度におけ

る $\gamma_{p(c)\theta}$ に等しいとにおいて σ/σ_0 を計算した。そして、 ψ が 135° または 165° ($\theta = 45^\circ$ または 15°) の σ/σ_0 の値と ψ が 0° における σ/σ_0 の値の比を計算し、(4) 式の $\Delta\sigma_0$ にこの値を乗じて $\Delta\sigma_0$ と a_0 との間の関係を求めた。この計算結果を Fig. 14 の破線で示し、NRIM データシートの余盛付溶接継手の実験結果と比較した。実際の余盛付溶接継手の場合には、止端部の形状、先端半径のばらつき、あるいは溶接残留応力や材質不連続に基づく応力集中効果なども合わせて考慮に入れ検討されなければならないが、実用的に止端部をくさび形切欠きと見なして評価することができると思われる。

5. 結 言

アーク溶接継手の信頼性の確保のための基礎資料として得られた結果を要約すると次のとおりである。

1) GMA 溶接において、ワイヤ溶滴移行形態がピット及びブローホール生成に大きく影響を及ぼし、ストリーミング移行及び短絡移行ではこれらの欠陥がほとんど形成しない。

2) 定電圧特性の電源を用い GMA 溶接で開先内を母材端面まで突合せ溶接する場合、溶込みに及ぼすアークブローの影響は母材端面から約 7.5 cm の範囲内である。

3) 溶込み不良などの寸法を超音波探傷試験法で定量的に測定するため、球面振動子を使用する点集束斜角探触子を設計試作し適用した。片側溶接による溶込み不良の場合、探触子を溶込み不良の反対側に設置して測る A 法では、超音波ビームが溶接金属中を通過するので、その途中やルート部にブローホールなどがあると溶込み不良の先端位置が正確に求められなくなる場合がある。一方、探触子を溶込み不良側に設置して測る B 法では、このような問題がなく一般に適していると判断されるが、片側溶込み不良の寸法が 2.5 mm 以下になると測定が不可能となる。

4) 突合せ溶接継手のルート面が機械仕上げで仕上げ面の凹凸が溶接線方向に並ぶ場合には、上記 A 法でも B 法でも溶込み不良の寸法を小さく見誤まることがある。しかし、ルート面がガス切断のままの場合は問題なく、検出精度は ± 0.5 mm 程度と推定される。

5) 両側溶接による溶込み不良については、溶接継手のルート面を平滑に機械仕上げを行い、溶接時の収縮によってルート面が強く密着される場合には、溶込み不良の検出が困難になる場合がある。したがって、内部溶込み不良の検出には、ルート間隔がある程度以上存在することが必要である。

6) SM 50 B 鋼板 (20 mm₃) のガスメタルアーク

(GMA) 溶接による片側溶込み不良が疲労試験結果に及ぼす影響につき、母材の表面状態、溶接継手の余盛りの有無及び完全溶込みの場合と比較して検討した。その結果、深さ 2~4 mm 程度の溶込み不良を含み、余盛りを削除して表面研削仕上げを行った溶接継手の疲労強度は母材及び完全溶込みで余盛り削除仕上げの溶接継手のそれに比べて著しく低下した。

7) 表面研削仕上げを行った母材と黒皮付きの母材の疲労強度は近似していたが、表面研削仕上げを行った母材の疲労強度の方がわずかに高かった。完全溶込みで余盛りを削除し表面研削仕上げを行った溶接継手の疲労強度は、黒皮付きの母材のそれとほぼ同じ値を示した。したがって、溶接による材質不連続が疲労強度に及ぼす影響は比較的少なかった。

8) 黒皮のままの余盛付被覆アーク (MAC) 及び GMA 溶接継手の疲労強度は、母材のそれと溶込み不良を含む溶接継手のその中間の値を示し、母材の疲労強度に比べてかなり低下した。

9) 上記 (6), (7), (8) の実験結果について非線形破壊力学的検討を行い、有効切欠深さと疲労限度との関係を求めた。黒皮付母材の疲労限度は、0.07 mm 程度の表面きずを含むものに対応するものと評価される。また、余盛りを削除した完全溶込み溶接継手の溶接残留応力や材質不連続に基づく応力集中効果は、黒皮付母材と同程度と評価される。さらに、余盛付溶接継手の疲労限度は、止端部をくさび形切欠きと見なしてほぼ評価することができるようである。

参 考 文 献

- 1) 宇田, 大野, 和田: アークおよびレベレーション溶解における溶鉄および溶融鉄合金中への窒素溶解量について, 本誌, 38-4 (1969), 390-406
- 2) 木村; 音響レンズの超音波集束効果, NDI 資料, 2222 (1965)
- 3) 島飼; 超音波場と Lommel 関数, 東大生研報告, 25-4 (1976), 12
- 4) I. N. Ermolov; Use of Amplitude-Distance-Diameter Diagrams when Inspection with Inclined Probes, Defectoscopiya, 6-6 (1970), 41
- 5) 木村, 福原, 松本; 超音波探傷用点集束斜角探触子の設計方法, 非破壊検査, 31-1 (1982), 2
- 6) 松本, 木村, 福原; 点集束斜角探触子の性能, NDI 資料 2669 (1978)
- 7) NDI 202 小委; 集束斜角探触子の性能測定方法と使用方法に関する指針, 非破壊検査, 30-1 (1981), 30
- 8) 日本溶接協会; JIS Z3103「アーク溶接継手の片振り引張疲れ試験方法 (改正案)」(昭和56年3月)
- 9) 金材研 (NRIM) データシート; 「溶接構造用圧延鋼 SM50B 突合せ溶接継手の疲れデータシート」, No. 5 (1978)
- 10) 金材研 (NRIM) データシート; 「溶接構造用圧延鋼 SM50B 突合せ溶接継手の疲れデータシート-溶接法の効果」, No. 27 (1981)
- 11) M. Inagaki, M. Nihei, M. Kamakura, E. Sasaki and M. Kanao; Effects of Specimen Configuration and Test Frequency on Fatigue Strength, IIW Doc. XIII-994-81
- 12) S. Usami and S. Shida; Elastic-Plastic Analysis of the

Fatigue Limit for a Material with Small Flaws, Fatigue of Engineering Materials and Structures, Pergamon Press, Oxford, 1-4 (1979), 471-481

13) 岡村; 線形破壊力学入門, 培風館, (1976), 212, 217

14) 宇佐美, 志田; くさび形切欠きを有する部材の疲労限度, 機械学会

関西支部第239回講演大会論文集, (1978), 52-54

15) S. Usami, H. Kimoto and S. Kusumoto; Cyclic Strain and Fatigue Strength at the Toes of Heavy Welded Joint, Trans. JWS 9-2 (1978), 118-127

308 系溶接金属の高温特性に及ぼす溶接法の影響*

財前 孝**, 青木 司郎**, 鈴木 克巳**, 橋本 勝邦**

Effects of Welding Methods on the High Temperature Properties for the 308 Type Stainless Steel Weld Metals*

by Takashi Zaizen**, Shiro Aoki**, Katsumi Suzuki**, and Katsukuni Hashimoto**

The effects of the welding methods, heat input and heat cycle on the mechanical properties at elevated temperature for the 308 type stainless steel weld metals are investigated and the following results are obtained.

- 1) Creep rupture strength for the TIG arc weld metals is large about 2 kg/mm² compared with that for the submerged arc weld metals, and creep rupture elongation for the submerged arc weld metals is large compared with that for the TIG arc weld metals.
- 2) The oxygen contents of the submerged arc weld metals are more than ten times as much as those for the TIG arc weld metals. The oxygen in the weld metals forms the inclusion.
- 3) The inclusions in the submerged arc weld metals are from about 0.2 to 0.4 μ in diameter, and are distributed at a mean interval of about 4 μ in length. These inclusions decrease the both strengths and increase the creep rupture elongation.
- 4) The hardness and the tensile rupture elongation for the lower heat input submerged arc weld metal are high compared with those for the higher heat input submerged arc weld metal.
- 5) Structures of solidification, dendrite, δ ferrite network for the low heat input submerged arc weld metal are fine compared with those for the high heat input submerged arc weld metal.

It is supposed that these fine structures increase the hardness and rupture elongations at tensile test.

6) As the followed thermal cycles increase the room temperature hardness for preceded weld metals, these thermal cycles have no effects on the tensile strength at elevated temperature and creep rupture strength of the preceded weld metals. These results are caused by the disappearance of the difference in the structures between the followed and the preceded weld metals during tests at the elevated temperature.

1. 緒 言

308 に V を 0.1% 添加した 308 V オーステナイトステンレス鋼は優れた高温特性をもっている^{1,2)}。しかしながら TIG 溶接およびサブマージアーク (以下 SAW) 溶接などによる溶接金属は少量の金属を極めて短時間で溶解・凝固させたものである。したがって十分管理されたいくつかの製造工程を経て製品化された圧延鋼材に比

べると組織は小さな凝固組織となり、偏析の傾向が強くなり、非平衡な空格子点が多く、熱的に不安定で再加熱による組織変化が起こり易い。

また SAW 溶接の場合にはフラックスの影響で酸化物介在物が生成されこのため TIG 材より酸素量が多くなる。さらに多層盛溶接金属において先行ビードは後行ビードによる熱サイクルを多く受けるので、先行・後行ビード間では組織が異なる。このように溶接金属は通常の鋼材には存在し難い特殊の因子が存在する。

一方鋼材の機械的性質は組織と強いかわりがある。高温引張やクリープ試験などの高温試験においては試験

*原稿受付 昭和56年11月13日 (昭和53年度春季全国大会にて発表)

**正 員 新日本製鉄(株)製品技術研究所 Member, Product Research & Development Laboratories Nippon Steel Corp.