

論 文

構造用鋼の溶接欠陥の検出と欠陥を含む
溶接継手の疲労及び腐食疲労寿命の予測

青木孝夫*・中野恵司*・福原熙明*・岡田 明*
小林志希男*・木村勝美*²・稲垣道夫*²

Detection of Defects in Welded Joint of a Structural Steel and Prediction of
Fatigue and Corrosion Fatigue Lives for the Joints Containing Those Defects

Takao AOKI, Keishi NAKANO, Hiroaki FUKUHARA, Akira OKADA,
Shigeo KOBAYASHI, Katumi KIMURA and Michio INAGAKI

Synopsis:

The sizes of planar defects in the butt welded joints of a high tensile steel were measured by ultrasonic testing with a point focussed angle probe, and the results were related to the fatigue and corrosion fatigue life predictions for the joints containing those defects. Surface and buried lack of penetration, and pear-shaped bead hot crack were artificially made in the welded joints by the control of gas metal arc welding conditions. The fatigue and corrosion fatigue life curves for the defective specimens were predicted by fracture mechanics technique using the fatigue crack growth data of weld metal measured in air and those of base metal in saltwater reported previously. Reasonably close agreement between the predicted and observed values was obtained for both the cases in fatigue and corrosion fatigue, and hence it was concluded that sufficiently accurate fatigue and corrosion fatigue life predictions would be possible provided the defect shape was detected with the accuracy of about ± 1 mm as was done in this study.

1. 緒 言

溶接構造物には一般に、気孔、スラグ巻込み、融合不良、溶込み不良、アンダーカット、割れなどの各種の欠陥が残存していることがあり、また余盛や熱影響部のような不連続部分も含まれている。これらの欠陥あるいは不連続がその継手性能に及ぼす影響についてはすでに多数の研究が行われ、特に融合不良、溶込み不良、割れのような面状欠陥は、脆性破壊や疲労破壊の起点となる可能性が高く、継手性能に対して著しい悪影響を及ぼすことが報告されている。したがって、圧力容器等の溶接構造物においては、現在多くの場合き裂状の欠陥の存在は許容されない。しかし、非破壊試験の欠陥検出能力には限界があり、欠陥の無いことを完全に保証することは不可能に近いのが実情である。このため、適用された非破壊試験法の欠陥検出能力に応じて見逃された欠陥が残存している可能性を考慮せざるを得ない。このような観点から、構造物の中に欠陥が存在することを前提とした損傷許容設計の概念が発達し、この考え方を取り入れた規格²⁾も 2, 3 作られている。しかし、この概念を有効に

活用するためには、種々の破壊様式に対する材料諸特性の信頼できるデータを集積するとともに、非破壊試験の検出能力を考慮に入れた合理的な欠陥評価体系を確立することが必要である。

本研究は、溶込み不良や高温割れのような比較的大きな面状欠陥を含む突き合せ溶接継手について、超音波試験による欠陥検出精度の向上と、疲労及び腐食疲労の予測並びにその不確かさに及ぼす欠陥検出精度の影響について検討したものである。

2. 実 験 方 法

供試材として、市販の JIS SM50B 鋼板 (板厚 20 mm) を用いた。Table 1 にその化学的組成と機械的性質を示す。ガスマタルアーク溶接法により、その溶接施工条件を制御して、片側溶込み不良、内部溶込み不良及び梨の実形高温割れを含む 500 mm × 500 mm の溶接試験板を製作した。Fig. 1 にそれらの欠陥を含む溶接継手の施工条件を示す。片側溶込み不良を含む継手の場合は、溶接後の角変形を軽減させるため、あらかじめ逆角変形を与えて溶接した。梨の実形高温割れは、第一層

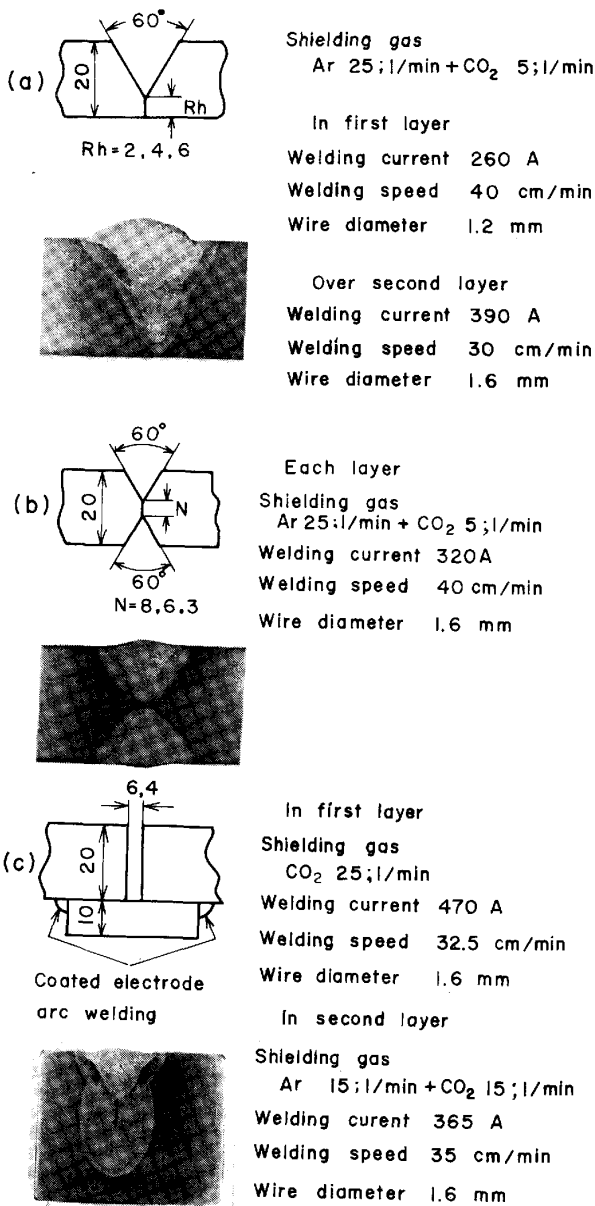
昭和 58 年 10 月本会講演大会にて発表 昭和 59 年 10 月 4 日受付 (Received Oct. 4, 1984)

* 金属材料技術研究所 (National Research Institute for Metals, 2-3-12 Nakameguro Meguro-ku, Tokyo 153)

*² 金属材料技術研究所 工博 (現: 日本溶接技術センター) (National Research Institute for Metals, Now The Japan Welding Technology Center)

Table 1. Chemical composition and mechanical properties of SM 50B 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 properties of steel used.				
Yield strength (MN/m ²)	Tensile strength (MN/m ²)	Elongation (%)		
355	500	30		



(a) surface lack of penetration (b) buried lack of penetration (c) hot crack

Fig. 1. Manufacturing of test material of welded joints containing various defects.

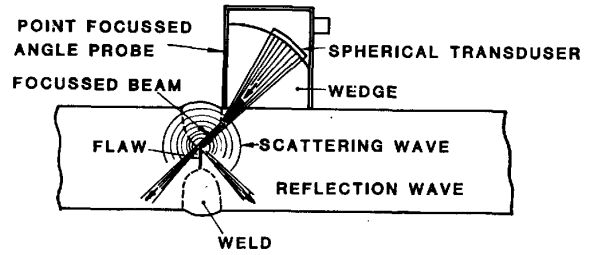


Fig. 2. Measurement of size of defect in weld by point focussed angle probe.

Table 2. Ultrasonic testing condition.

Transducer	P.F.A.P.* (5Z10S50A45)
Flaw detector	UDF-305D
Couplant	Spindle oil
UT method	Flaw tip echo method
Reference block	φ3 side drill hole test block

*Point focussed angle probe.

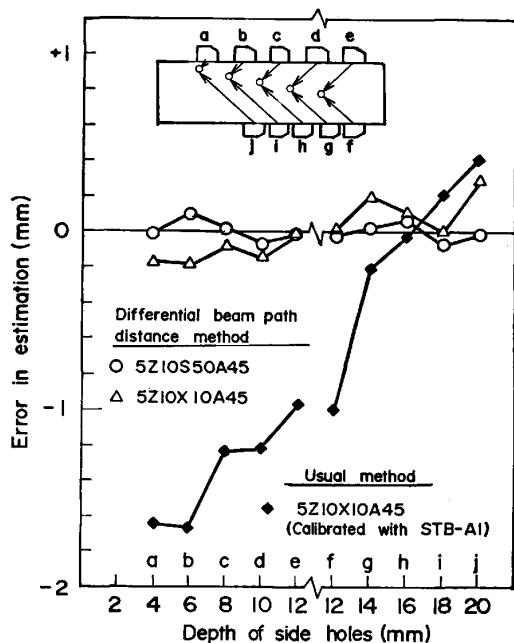
のシールドガスを CO₂ のみとし、溶接電流を大きくしてビード形状を梨の実形にして高温割れを発生させた。これらの試験板については全数 X 線透過試験を行い、欠陥の存在を確認した。ついでこの溶接試験板を溶接線と直角方向に切断し両表面を研削して余盛を除去し、板厚 18 mm、板幅 50 mm、長さ 500 mm の短ざく形の疲労試験片を製作した。大気中疲労試験は、500 kN の油圧サーボ疲労試験機を用い、軸荷重制御の完全片振り引張条件で、応力波形は正弦波、荷重繰返し速度は 10 Hz で行つた。腐食疲労試験は、人工海水中で 0.5 Hz、室温で行つた。

溶接欠陥の測定は、Fig. 2 に示すように球面振動子形の超音波探傷用点集束斜角探触子を用いて行つた。溶接線方向にそつて 1 mm ピッチごとに前後走査して欠陥の上下端から発生する散乱波のピーク位置をとらえ、対比試験片の φ3 mm の横穴の基準エコーと比較して上下端の位置を決定する、「ビーム路程差法」³⁾ によつて欠陥のプロファイルを検出した。超音波試験の条件を Table 2 に示す。

3. 実験結果と解析

3.1 超音波法による欠陥寸法測定精度の向上

著者らが開発・試作した点集束斜角探触子⁴⁾⁵⁾を用い、音場特性の影響を受けにくいビーム路程差法を用いてテストブロックの横穴の深さを測定した例を他の二つの方法と比較して Fig. 3 に示す。通常の斜角探触子を用い、標準試験片 (JIS STB-A1)⁶⁾ により入射点と屈折角を測



(○) Point focussed angle probe (△)(◆) Angle probe
 Fig. 3. Comparison of performance for estimating the depths of side drill holes with three ultrasonic angle beam testing methods.

定して測定範囲を調整する通常法による場合 (◆) は、浅い横穴位置をかなり小さめに推定し、横穴の深さの増大とともに誤差が減少し、約 16 mm 以上になると大きめに推定する傾向が見られる。これに対し、点集束斜角探触子を使用しビーム路程差法による場合 (○) は、±0.15 mm 以内の誤差で各穴の位置を正確に推定することができ、穴の深さによつて誤差が変化する傾向も認められない。また、通常の斜角探触子を用いてビーム路程差法による場合 (△) は、±0.35 mm 程度の誤差で推定が可能である。

つぎに、この点集束斜角探触子を用い、ビーム路程差法によつて、片側と内部溶込み不良及び高温割れを含む溶接継手の欠陥寸法を測定した結果を Fig. 4 に示す。図中の実線は、疲労破断後工具顕微鏡で破面上の欠陥寸法を実測した値を示す。この場合、欠陥先端が不規則であることや溶接残留応力による先端密着効果などの影響により、テストブロックの場合に比べ測定値にややばらつきが見られたが、±1 mm 以内の精度で欠陥プロフィールを十分検出することができた。

3.2 疲労き裂成長速度の測定

深さ 3 mm, 幅 0.2 mm, 先端半径 0.1 mm の表面スリットを付けた母材及び深さ 3 mm の片側溶込み不良を含む溶接継手の溶接金属部の板厚方向の疲労き裂成長速度をビーチマーク法によつて測定した結果を Fig. 5 と Fig. 6 に示す。き裂成長速度 da/dN (m/cycle) と応

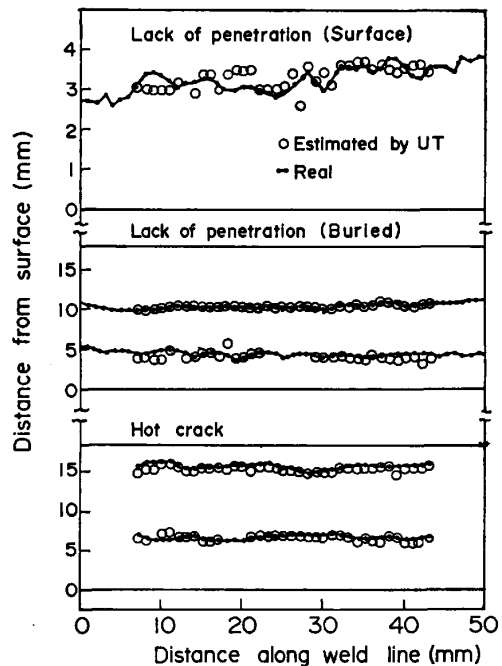


Fig. 4. Measured result of size of hot crack and lack of penetration.

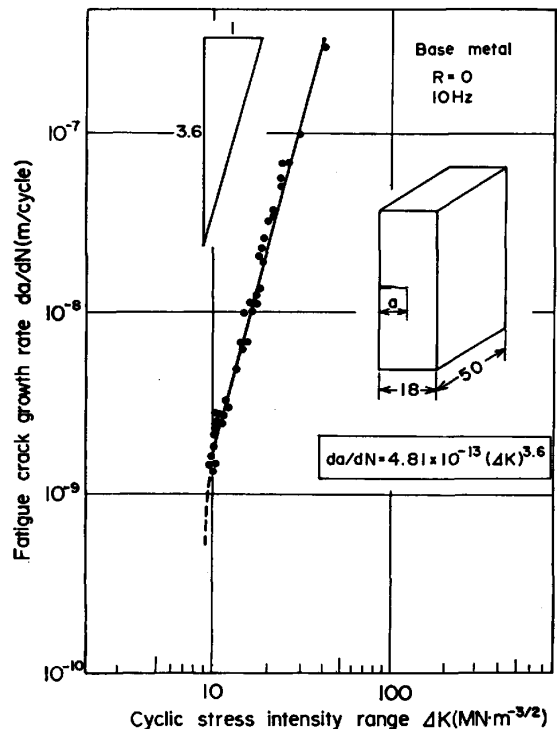


Fig. 5. Fatigue crack growth rates in air as a function of ΔK for base metal.

力拡大係数変動範囲 ΔK ($\text{MN}\cdot\text{m}^{-3/2}$) の直線比例範囲内でそれぞれつぎのような PARIS 則が成立する。

$$\text{(母材)} \quad \frac{da}{dN} = 4.81 \times 10^{-13} (\Delta K)^{3.6} \dots\dots\dots (1)$$

$$\text{(溶接金属)} \quad \frac{da}{dN} = 5.41 \times 10^{-12} (\Delta K)^{2.7} \dots\dots\dots (2)$$

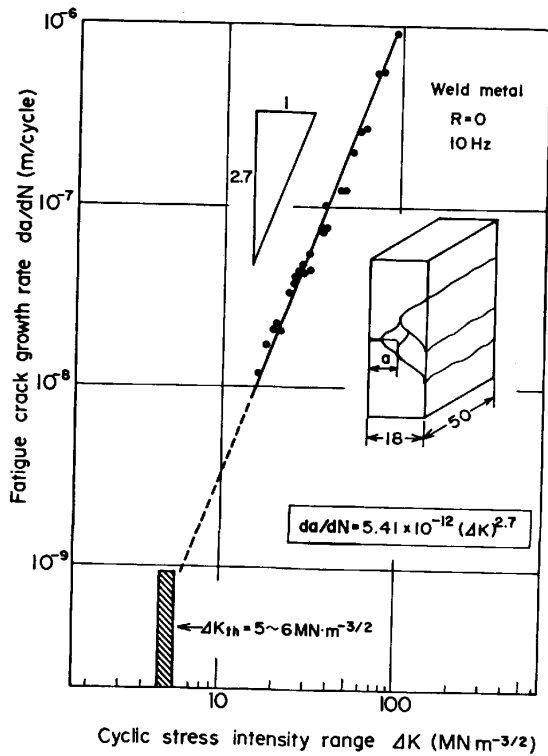


Fig. 6. Fatigue crack growth rates in air as a function of ΔK for welded metal.

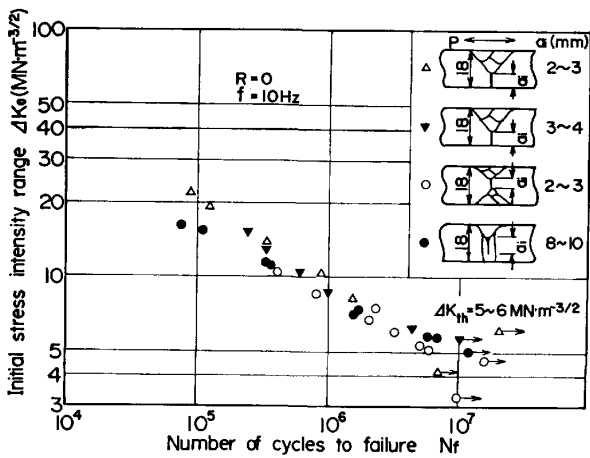


Fig. 7. Threshold stress intensity range in air of welded joints containing various defects.

また、Fig. 1 の試験片断面写真に見られるように、溶込み不良のルート面はほぼ密着した状態にあり、高温割れの先端は不規則であるが約 0.1 mm 以下の半径と考えられるので、それらの欠陥を平面状の割れと見なして Fig. 7 に示すように初期応力拡大係数変動範囲 ΔK_0 と疲労破断寿命の関係としてプロットした。いま、 10^7 サイクルにおける ΔK_0 の値を下限応力拡大係数範囲 ΔK_{th} とすると、いずれの欠陥においても $5 \sim 6 \text{ MN} \cdot \text{m}^{-3/2}$ のほぼ一定の値が得られた。

3.3 大気中における疲労寿命の解析

疲労き裂成長速度が(1)ないし(2)式のような PARIS

則で表され、荷重変動範囲 $\Delta\sigma$ が一定であるとき、十分に長いき裂状の面状欠陥を含む溶接継手の疲労破断寿命 N_f は、板厚方向のき裂成長のみを考慮して次式で示される。

$$N_f = \frac{1}{C(\sqrt{\pi} \cdot \Delta\sigma)^m} \int_{a_i}^{a_f} \left[\sqrt{a} \cdot f(a/W) \right]^{-m} da \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここで、 a_i は初期欠陥寸法、 a_f は N_f におけるき裂寸法で、疲労破壊靱性値 K_{If} を $200 \text{ MN} \cdot \text{m}^{-3/2}$ と仮定して計算した。 $f(a/W)$ は板厚を W として片側溶込み不良の場合は、

$$f(a/W) = 1.12 - 0.231(a/W) + 10.55(a/W)^2 - 21.72(a/W)^3 + 30.39(a/W)^4$$

内部溶込み不良と高温割れに対しては、き裂寸法を $2a$ として

$$f(a/W) = [1 - 0.025(2a/W)^2 + 0.06(2a/W)^4] \sqrt{\sec[\pi(2a/W)/2]}$$

で表される。

また、疲労き裂の成長が実質的に起きない下限応力変動範囲 $\Delta\sigma_{th}$ (疲労限) は、

$$\Delta\sigma_{th} = \Delta K_{th} / \sqrt{\pi a_i} \cdot f(a/W) \quad \dots\dots\dots (4)$$

で示される。(3)と(4)式を組み合わせると疲労限をもつ S-N 線図の推定図が得られる。

Fig. 8 には片側溶込み不良、Fig. 9 には内部溶込み不良と高温割れを含む突き合せ溶接継手の推定 S-N 線図を実測値と比較して示す。PARIS 則の C 及び m の値は、溶接金属中の疲労き裂成長実験から求めた $C = 5.41 \times 10^{-12}$ 、 $m = 2.7$ を用いた。また、疲労限は $\Delta K_{th} = 5 \text{ MN} \cdot \text{m}^{-3/2}$ として計算した。高温割れの場合は割れの形状が不規則で、必ずしも中心にないこともあつて多少実測値と予測値にずれが見られるが、片側と内部溶込み不良の場合は比較的予測値と実測値がよい一致を示し、面状欠陥の大きさや位置が非破壊試験によつて $\pm 1 \text{ mm}$ 程度の

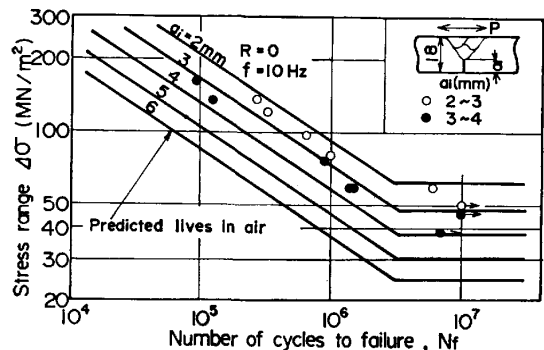


Fig. 8. Predicted and observed fatigue lives in air of specimens containing surface lack of penetration.

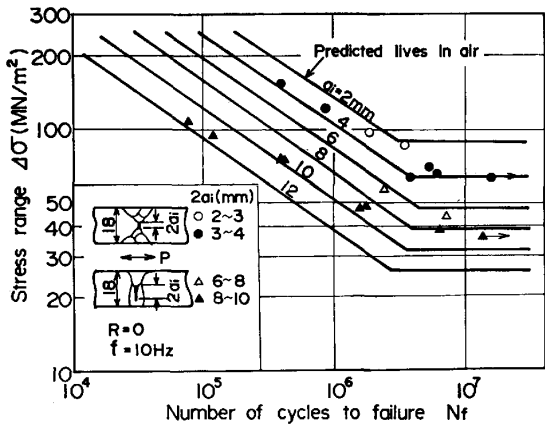


Fig. 9. Predicted and observed fatigue lives of specimens containing buried lack of penetration and hot crack.

精度で検出されたならば、き裂成長過程のみを考慮して実用上十分な精度で疲労寿命を予測できると思われる。

3.4 人工海水中における腐食疲労寿命の解析

腐食疲労き裂の成長速度は、空气中に比べて環境条件、応力比、荷重繰返し速度などの各種の要因の影響をより大きく受けるので単純に解析するのは困難である。人工海水や 3~3.5% 食塩水中の腐食疲労き裂の成長に関するデータはきわめて多いが、試験方法の相違や実験者によつてばらつきが大きく、特に低 ΔK 領域における信頼できる長時間データはまだ少ない。また、海洋構造物の腐食疲労寿命を考える場合、陰極防食条件下の疲労き裂の成長挙動を的確に把握することも重要である。

従来の腐食疲労き裂の成長データ^{8)~10)}から、腐食疲労寿命は自然腐食では少なくとも 2 領域、陰極防食条件下では 3 領域に分けて近似的に解析することが可能と思われる。VOSIKOVSKY¹¹⁾ は、ラインパイプ用の X-65 鋼の 3.5% 食塩水中の疲労き裂の成長挙動を、自然腐食 (-680 ± 30 mV vs SCE) と陰極防食条件下 (-1040 ± 10 mV vs SCE) で、0.01~10 Hz の範囲で調べ、ΔK と繰返し速度依存性を含む腐食疲労き裂の成長に関する実験式を提出した。すなわち、自然腐食条件下のき裂成長挙動は、

$$(da/dN)_I = C_I (\Delta K)^{m_I}, (da/dN)_{II} = C_{II} (\Delta K)^{m_{II}}$$

なる二つの PARIS 則で近似することができ、低 ΔK 領域の第 I 領域における A_I, m_I は荷重繰返し速度 f に依存せず $MN \cdot m^{-3/2}, m/cycle, Hz$ 単位で表した場合、 $A_I = 1.5 \times 10^{-12}, m_I = 3.95$ で示される。高 ΔK 領域の第 II 領域では f に依存して、 $A_{II} = F(f), m_{II} = 2.1(f)^{0.12}$ で表される。同様に、陰極防食条件下では三つの PARIS 則で近似され、第 I 領域では $A'_{I1} = 1.3 \times 10^{-14}, m'_{I1} = 6.2$ 、第 II 領域ではほぼ水平なプラトー域を形成して、 $A'_{II} = 1.3 \times 10^{-7}(f)^{-0.8}, m'_{II} = 0$ 、第 III 領域は空气中の

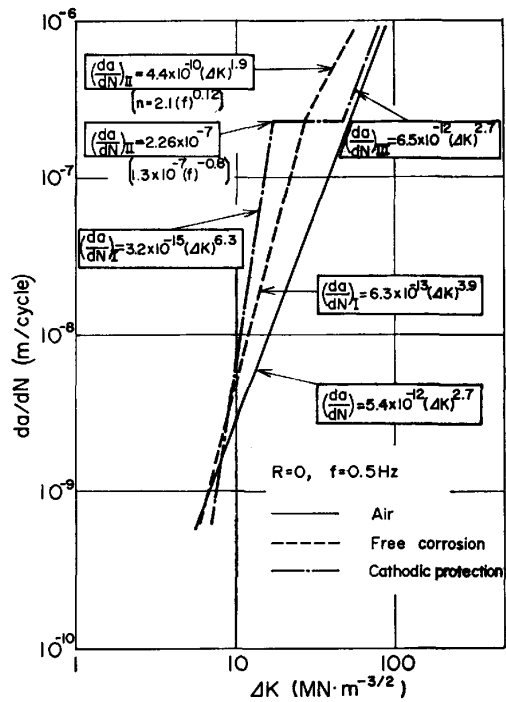


Fig. 10. Schematic illustration of corrosion fatigue crack growth rates in saltwater based on the data of VOSIKOVSKY¹¹⁾.

データに近く、 A_{III} は f にわずかに依存し、 $m'_{III} = m(\text{air})$ である。また、自然腐食条件下の第 I 領域と第 II 領域の交点が陰極防食条件下のプラトー部と一致するという条件から A_{II} が求められる。

上述の実験式を用い、 $f = 0.5 Hz$ における腐食疲労き裂の成長挙動を Fig. 10 に示す。ただし、VOSIKOVSKY のデータは、すべて応力比 $R = 0.2$ の条件で求められたものであるので、 $da/dN = A(\Delta K + 4R)^{m_{12}}$ の関係を用いて R の影響を補正し、空气中と塩水中のデータを比較してそれぞれの ΔK における促進倍数を求め、これらの値を SM50B 鋼の空气中データの対応する値に乗じて成長速度を計算した。また、陰極防食下の領域 III における成長速度は空气中の 1.2 倍と仮定して求めた。

この腐食疲労き裂の成長速度線図を基礎として、空气中の場合と同様に腐食疲労破断寿命の推定を行った。まず、自然腐食条件下の腐食疲労寿命は、第 I 領域における寿命 N_I と第 II 領域における寿命 N_{II} の和として次式で求められる。

$$N_f(\text{free corrosion}) = N_I + N_{II} = \frac{1}{C_I (\sqrt{\pi} \cdot \Delta \sigma)^{m_I}} \int_{a_i}^{a_c} [\sqrt{a} \cdot f(a/W)]^{-m_I} da + \frac{1}{C_{II} (\sqrt{\pi} \cdot \Delta \sigma)^{m_{II}}} \int_{a_c}^{a_f} [\sqrt{a} \cdot f(a/W)]^{-m_{II}} da \dots (5)$$

ここで、Fig. 10 より $C_I = 6.3 \times 10^{-13}, m_I = 3.9, C_{II} =$

4.4×10^{-10} , $m_{II}=1.9$ である。 a_c は領域IからIIへ遷移する点のき裂寸法で $\Delta\sigma$ に依存する。 a_i , a_f 及び $f(a/W)$ は(3)式と同じである。同様に、陰極防食条件下における寿命は3領域の寿命の和として求められる。

$$N_f(\text{cathodic protection}) = N_I + N_{II} + N_{III}$$

$$= \frac{1}{C'_I (\sqrt{\pi} \cdot \Delta\sigma)^{m'_I}} \int_{a_i}^{a_c'} \left[\sqrt{a} \cdot f(a/W) \right]^{-m'_I} da$$

$$+ \frac{a_c'' - a_c'}{C'_{II}} + \frac{1}{C'_{III} (\sqrt{\pi} \cdot \Delta\sigma)^{m'_{III}}} \int_{a_c''}^{a_f} \left[\sqrt{a} \cdot f(a/W) \right]^{-m'_{III}} da \dots\dots\dots (6)$$

ここで、 $C'_I=3.2 \times 10^{-15}$, $m'_I=6.3$, $C'_{II}=2.26 \times 10^{-7}$, $C'_{III}=6.5 \times 10^{-12}$, $m'_{III}=2.7$ である。また、 a_c' は第I領域から第II領域へ、 a_c'' は第II領域から第III領域へ遷移する点のき裂寸法である。

上述の(5)と(6)式を用いて、鋼種及び母材と溶接金属の組織上の差を無視して2~6mmの片側溶込み不良を含む溶接継手の腐食疲労寿命を推定した結果を実測値と比較して Fig. 11 と 12 に示す。Fig. 11 の自然腐食条件下では、破断寿命が約 10^4 サイクル以上で N_I と N_{II} が全寿命に関係するが、それ以下では N_{II} のみとなり寿命線図の傾斜が変わる。破断寿命の実測値は、データの少ないこともあつて溶込み不良の寸法の影響は空気中のようにはつきり分けられないが、推定寿命線図の2~4

mm の範囲内にある。一方、陰極防食条件下では、約 3×10^4 サイクル以下では N_{II} と N_{III} のみが全寿命に影響し、プラトー領域のき裂成長過程が寿命の大部分を占めるようになるので、低 $\Delta\sigma$ 範囲とは異なる挙動を示す。すなわち、 $\Delta\sigma$ が $100 \sim 200 \text{ MN/m}^2$ の範囲内では欠陥寸法の破断寿命に及ぼす影響が相対的に小さくなる。実測値は、 $\Delta\sigma$ が $100 \text{ MN} \cdot \text{m}^{-3/2}$ 以上では推定寿命よりやや短寿命側にあるが、自然腐食の場合と同じように2~4mmの寿命推定線図の範囲にあるといえるであろう。しかし、低 $\Delta\sigma$ 域で実測値が推定値より長寿命側にずれる傾向が見られるが、寿命推定に用いられた VOSIKOVSKY のデータは3.5%食塩水中で得られたものであり、人工海水中の実測値、特に陰極防食した場合に差がでると考えられる。すなわち、人工海水中で陰極防食した場合は、き裂内部に石灰質のスケールが沈積し、そのくさび作用によつて有効応力拡大係数が低下する効果¹³⁾により、 $\Delta\sigma$ の低い領域で疲労寿命が見かけ上長くなると考えられる。

4. 考 察

4.1 欠陥測定精度と疲労寿命の推定

欠陥を含む溶接継手の疲労寿命 N_f は、初期欠陥寸法、材料定数 (K_{Ic} , C , m), 荷重変動範囲に工作誤差等を考慮に入れて計算されるが、これらのパラメータはそれぞれ比較的大きな不確かさを含んでいる。各パラメータの不確かさを考慮して N_f 推定の不確かさを評価する場合は、初期欠陥寸法の影響が最も大きいと計算されている¹⁴⁾。すなわち、溶接欠陥の受入評価に対して非破壊試験の信頼度が重要な因子になる。日本圧力容器研究会議(JPVRC)、溶接部の不連続専門委員会が最近行つたアンケート調査¹⁵⁾、神奈川県下の高張力鋼製球形タンクの開放検査結果¹⁶⁾、あるいは実験室的な研究¹⁷⁾などを総合すると、現在の非破壊試験の技術で現場的にはほぼ確実に検出できる溶接欠陥の大きさは、長さが約10mm、高さ(高さ)が約5mm以上と考えられる。これに対して、実際の溶接構造物に存在している欠陥の寸法はこれ以下のものが大部分であり¹⁵⁾¹⁶⁾、欠陥を検出する精度と確率が問題となつている。

Fig. 13 には、深さ4mmの片側溶込み不良を含む溶接継手の大気中における $\Delta\sigma_{th}$ と $\Delta\sigma$ が 100 MN/m^2 における N_f の推定に及ぼす欠陥測定精度の影響を示す。例えば、Fig. 3 に示したように、従来法で4mmの欠陥を-1.6mmの誤差で推定したとすると、 N_f を約3倍、 $\Delta\sigma_{th}$ を約1.4倍大きめに見積もる結果となり、非保守的な評価となる。

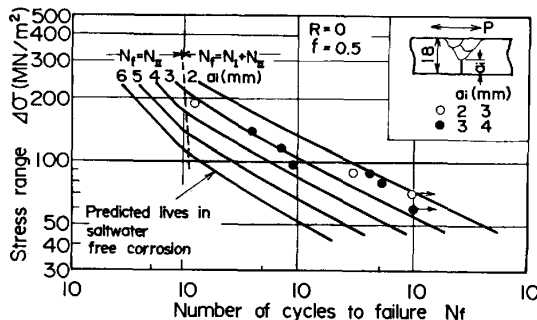


Fig. 11. Predicted and observed corrosion fatigue lives in saltwater at free corrosion potential.

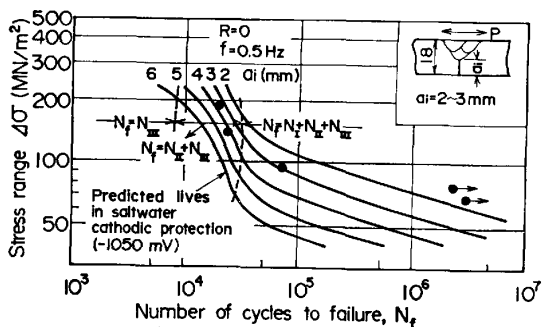


Fig. 12. Predicted and observed corrosion fatigue lives in saltwater at a cathodic protection potential of -1050 mV (SCE).

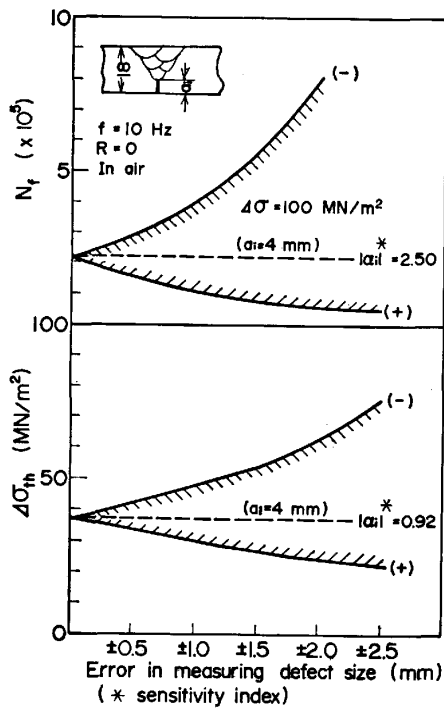


Fig. 13. Effect of error in measuring defect size on the estimation of threshold stress range, $\Delta\sigma_{th}$ and fatigue life, N_f for specimens containing surface lack of penetration.

N_f や $\Delta\sigma_{th}$ の推定の不確かさに及ぼす欠陥寸法の影響度合は、つぎに示すような影響度指標 (sensitivity index) α_i を求めて定量的に比較することができる¹⁸⁾。例えば、 N_f に対して、

$$\alpha_i = \left(\frac{\partial N_f}{\partial X_i} \right)_{X_i = \bar{X}_i} \cdot \left(\frac{\bar{X}_i}{N_f} \right) \dots\dots\dots (7)$$

ここで X_i は N_f に影響を与える不確かさを含むパラメータで、 \bar{X}_i と \bar{N}_f はそれぞれの期待値である。(7)式の偏微分項は近似的につぎのような数値計算によって求められる。

$$\left(\frac{\partial N_f}{\partial X_i} \right)_{X_i = \bar{X}_i} = \{ N_f(\bar{X}_1, \bar{X}_2, \dots, \bar{X}_i + \Delta X_i, \dots, \bar{X}_n) - N_f(\bar{X}_1, \bar{X}_2, \dots, \bar{X}_i - \Delta X_i, \dots, \bar{X}_n) \} / 2\Delta X_i \dots\dots\dots (8)$$

いま、大気中の N_f が(3)式の形で定まる場合を考える。パラメータ \bar{X}_i として Fig. 13 における条件、 $\Delta\sigma = 100 \text{ MN/m}^2$, $a_i = 4 \text{ mm}$, $a_f = 15 \text{ mm}$, $C = 5.41 \times 10^{-12}$, $m = 2.7$, $W = 18 \text{ mm}$ を用い、 $\Delta a_i = 0.1 \text{ mm}$ として欠陥深さの疲労寿命に対する $|\alpha_i|$ を計算すると 2.5 となる。同様に $\Delta\sigma_{th}$ が(4)式の形で定まるとし、 \bar{X}_i として $\Delta K_{th} = 5 \text{ MN}\cdot\text{m}^{-3/2}$, $a_i = 4 \text{ mm}$, $W = 18 \text{ mm}$ として $|\alpha_i|$ を求めると 0.92 となる。これらの値を Fig. 13 にそれぞれ示した。

この $|\alpha_i|$ の値は欠陥寸法や他のパラメータの期待値によって変化したが、Fig. 14 には大気中、自然腐食及

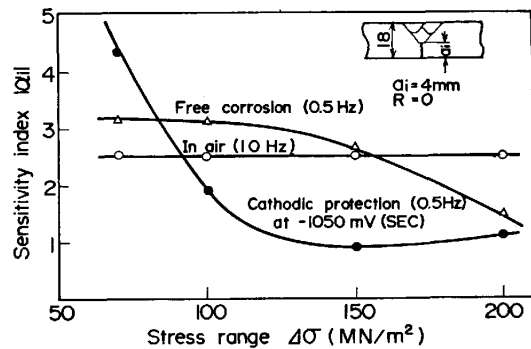


Fig. 14. Sensitivity indexes of defect size for fatigue life as a function of stress range.

び陰極防食の各条件下における N_f に対する欠陥寸法の $|\alpha_i|$ を $\Delta\sigma$ の関数として示した。大気中においては $|\alpha_i|$ は一定であるが、腐食疲労、特に陰極防食条件下では $\Delta\sigma$ によって大きな変化を示す。このような挙動は、Fig. 10 に示した $da/dN - \Delta K$ 図における m 値の変化やプラトー域の出現に対応するもので、腐食環境中においては、欠陥検出精度の寿命評価に及ぼす影響度合が空気中と異なることを示すものである。

4.2 溶接残留応力の影響について

溶接部の疲労挙動を解析する場合、残留応力の影響は当然考慮されなければならない¹⁹⁾²⁰⁾。本研究では、残留応力の影響を含む片側溶込み不良試験片のき裂成長データを用いて解析したが、厳密に言えば内部溶込み不良や高温割れ試験片では残留応力分布が異なり、寿命予測に影響すると思われる。しかし、母材のデータを用いても実質的に十分な精度で予測可能であり、本実験の場合、寿命予測に対する残留応力の影響は比較的小さかつたと考えられる。

5. 結 言

(1) 超音波試験による欠陥測定において、点集束斜角探触子を用いビーム路程差法で推定した場合、溶込み不良や高温割れの輪郭を $\pm 1 \text{ mm}$ の精度で検出できた。

(2) 母材及び溶接金属中の大気中板厚方向疲労き裂成長速度は、実験範囲内において m/cycle , $\text{MN}\cdot\text{m}^{-3/2}$ 単位で、

$$\text{(母材)} \quad da/dN = 4.81 \times 10^{-13} (\Delta K)^{3.6}$$

$$\text{(溶接金属)} \quad da/dN = 5.41 \times 10^{-12} (\Delta K)^{2.7}$$

の形で表された。また、各種欠陥を含む溶接継手の疲労試験から、 $\Delta K_{th} = 5 \sim 6 \text{ MN}\cdot\text{m}^{-3/2}$ の同一の値が得られた。

(3) 面状欠陥を含む溶接継手の大気中疲労寿命は、本研究で得られたように $\pm 1 \text{ mm}$ 程度の精度で欠陥が

検出されたならば、十分正確に予測できることを実験的に検証した。

(4) 表面に面状欠陥を含む溶接継手の腐食疲労寿命は、自然腐食で二つ、陰極防食条件下で三つのき裂成長式を仮定して、大気中と同様に寿命を予測できた。

(5) 疲労寿命と疲労限の予測に及ぼす欠陥検出精度の影響割合は、疲労限より疲労寿命の方が大きかった。また、疲労寿命に対する欠陥寸法の影響度指標は、大気中では $\Delta\sigma$ に依存しなかったが、腐食環境、特に陰極防食条件下では $\Delta\sigma$ に強く依存した。

文 献

- 1) C. D. LUNDIN: The Significance of Weld Discontinuities—A Review of Current Literature, WRC Bulletin, No. 222 (1976), p. 1
- 2) ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section XI-1980, BSI PD 6493-1980, WES 2805-1980
- 3) NDI 202 小委員会: 非破壊検査, 30 (1981), p. 30
- 4) 木村勝美: NDI 資料, No. 2644 (1977), p. 1
- 5) 松本庄次郎, 木村勝美, 福原熙明: NDI 資料 No. 2669 (1978), p. 23
- 6) JIS Z 2347 超音波探傷用 A-1 形標準試験片
- 7) 岡村弘之: 線形破壊力学入門 (1975), p. 217 [培風館]
- 8) C. E. JASKE, J. H. PAYER and V. S. BALINT: Corrosion Fatigue of Metals in Marine Environments (1981), p. 35 [Battelle Press]
- 9) B. TOMKINS: Met. Sci., 7 (1979), p. 387
- 10) P. W. LOHNE: Metal Construction, 11 (1979), p. 382
- 11) O. VOSIKOVSKY: Trans. ASME, J. Eng. Mat. and Tech., 97 (1975), p. 298
- 12) O. VOSIKOVSKY: J. Testing and Evaluation, 8 (1980), p. 68
- 13) J. L. NICHOLS: Material Performance, 2 (1963), p. 46
- 14) N. YURIOKA, M. OKUMURA, E. KAMISAKA and T. ITOH: Proc. Coll oquium on Practical Application of Fracture Mechanics (1979), p. 246 [IIS/IIW]
- 15) JPVRC 施工部会 No. V 専門委員会: 第 33 回委員会 (1984 年 5 月), V-182-84(私信)
- 16) 川原正言: 日本材料学会関東支部第 8 回シンポジウムテキスト (1984 年 1 月), p. 1
- 17) P. F. PACKMAN, H. S. PEARSON, J. S. OWENS and G. YOUNG: J. Mater., 4 (1969), p. 666
- 18) 岡村弘之, 板垣 浩: 強度の統計的取扱い(1979), p. 234 [培風館]
- 19) 太田昭彦, 佐々木悦男, 鎌倉将英, 二瓶正俊, 小菅通雄, 金尾正雄, 稲垣道夫: 溶接学会誌, 50 (1981), p. 161
- 20) B. M. KAPADIA: Fatigue Testing of Weldments, ASTM 648, ed. by D. W. HOEPPNER (1978), p. 244 [ASTM]