

# コンパクト試験片の疲労き裂進展特性 に及ぼす溶接残留応力の影響評価†

小林 英 男\* 轟 章\*\*

## Effect of Weld-Induced Residual Stress on Fatigue Crack Growth in Compact Specimen

by

Hideo KOBAYASHI\* and Akira TODOROKI\*\*

In the general area of fatigue crack growth in the presence of residual stress, it is noted that the correction of stress intensity factor ( $K$ ) to account for residual stress is important for the determination of both range and ratio ( $R$ ) of  $K$  during a loading cycle. The superposition technique can be applied generally for the determination of  $K$ . For compact specimens, however, redistribution of residual stress occurs during crack growth and its effect is not negligible. In this study, experiments were done for the compact (CT) specimens which had such an orientation that the crack grew along the weld line in the weld metal of a butt weld joint of carbon steel. Fatigue crack growth characteristics of the weld joint were examined in comparison with that of the base metal and discussions for the evaluation of residual stress were made. The results obtained are as follows:

- (1) For the CT specimen, it is possible to predict the crack growth characteristics by using the initial residual stress distribution.
- (2) When the crack grows first through the compressive portion of a residual stress field, the effect is actually a result of the ratio ( $R$ ) of  $K$ , although apparent high values of the crack opening stress intensity factor  $K_{op}$  were obtained experimentally.
- (3) The residual stress distribution through the thickness has no important effect on the average through-thickness crack growth rate, although it has some effect on the crack curvature.
- (4) Near the threshold region, the crack growth rate of the weld joint is higher than that of the base metal beyond the consideration of the residual stress effect.

キー・ワード：コンパクト試験片，突合せ溶接継手，疲労き裂進展特性，残留応力

### 1 緒 言

溶接継手の疲労設計や構造健全性保証を行う際には、溶接継手の疲労き裂進展特性に及ぼす影響因子を定量的に評価する必要がある。影響因子としては、残留応力、応力集中、機械的性質や金属組織学的性質の変化などがある。特に、残留応力は重要な因子であり、その影響は無視できない。残留応力の影響を定量的に評価した研究の多くは、重ね合せの原理で残留応力による応力拡大係数を解析し、それによる実質的な応力比<sup>1)~10)</sup>の変化として取扱っている。しかし、これらは無限板の境界条件に近い試験片形状を用いており、き裂進展による残留応力の再配分が無視できないコンパクト試験片（以下、CT試験片と略記）を用いてき裂進展特性を検討した研究は少ない。

本研究では、炭素鋼の突合せ溶接継手について、溶

接金属中を溶接線に沿ってき裂が進展する方向に作製したCT試験片を用いて、き裂進展特性の評価を母材と比較して行い、残留応力の評価手法に関して定性的な考察を加えた。さらに、試験片厚さを変えて、き裂進展特性に及ぼす厚さ方向に分布した残留応力およびき裂わん曲の影響も併せて考察した。

### 2 供試材および実験方法

材料は高圧配管用炭素鋼管 STS 42 である。化学成分および機械的性質をそれぞれ Table I, II に示す。外径 508 mm, 肉厚 32.5 mm の大口径鋼管を 900℃, 30分の焼ならし処理後、長手方向を管軸方向と一致させた幅 100 mm, 厚さ 27 mm, 長さ 600 mm の平板を切り出した。母材試験片としてこの平板から幅  $W=51$  mm, 厚さ  $B=6$  mm の CT 試験片を板厚中央より作製した。溶接継手はこの平板 2 枚を X 開先、

† 原稿受理 昭和60年1月9日 Received Jan. 9, 1985

\* 正 会 員 東京工業大学工学部 東京都目黒区大岡山, Faculty of Engineering, Tokyo Institute of Technology, Ohokayama, Meguro-ku, Tokyo

\*\* 学生会員 東京工業大学大学院 東京都目黒区大岡山, Graduate Student, Tokyo Institute of Technology, Ohokayama, Meguro-ku, Tokyo

Table I. Chemical compositions of STS42 (wt %).

C	Si	Mn	P	S
0.19	0.26	1.40	0.026	0.013

Table II. Mechanical properties of STS42.

Yield strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)
379	544	33

Table III. Welding conditions.

Groove	Double V
Electrode	JIS YSF-W41 ( $\phi 4.0$ )
Welding position	Flat position
Welding current	600 A
Welding voltage	34 V
Welding rate	25~30 cm/min
Interpass temp.	100~150°C
No. of pass	9

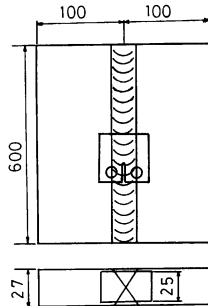


Fig. 1. Configurations of a weld joint and CT specimens.

表側5層で裏はつり後、裏側4層で長手方向にサブマージーク溶接法による突合せ溶接を行った。溶接条件を Table III に示す。溶接継手試験片としてはこの溶接継手から溶接金属中を溶接線に沿ってき裂が進展する Fig.1 のような方位に幅  $W=50.8$  mm, 厚さ  $B=6$  mm および 25 mm の CT 試験片を板厚中央より作製した。

疲労試験には電気油圧式サーボ試験機を用いた。繰返し速度は 5~60 Hz, 応力比は  $R=0.05$  である。き裂長さは読取り顕微鏡を用い、試験片表面で測定した。試験後に破面を開き、き裂わん曲が認められた場合には、試験片表面で測定したき裂長さを厚さ方向5点平均値を用いて修正した。実験は応力拡大係数範囲  $\Delta K$  漸減試験,  $\Delta K$  漸増試験および  $\Delta K$  一定試験を行った。荷重漸減条件は ASTM の提案をほぼ満足するように配慮した。試験に際して、ほぼ一定のき裂長さ増分ごとに、引算回路を用いた背面ひずみ除荷弾性コンプラ

イアンス法 (以下, BFS 法と略記) を用いてき裂開口比  $U=(P_{max}-P_{op})/\Delta P$  を測定した。ここで,  $P_{max}$ ,  $\Delta P$ ,  $P_{op}$  はそれぞれ最大荷重, 荷重振幅, き裂開口荷重である。

### 3 実験結果

#### 3.1 母材と溶接継手の比較 ( $B=6$ mm)

試験片厚さ  $B=6$  mm の場合について、溶接継手試験片および母材試験片のき裂進展速度  $da/dN$  と応力拡大係数範囲  $\Delta K$  の関係を Fig.2 に示す。溶接継手の  $\Delta K$  は負荷の応力拡大係数範囲で、残留応力を考慮していない。溶接継手の結果は母材の結果よりも減速側に位置する。また、同じ方位の片側切欠き試験片の結果と同様に、き裂進展速度がいったん大きく減速し、その後回復するという挙動は認められない。き裂進展速度の中間領域では、同一の  $da/dN$  に対する溶接継手と母材の  $\Delta K$  の差はほぼ  $12 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  一定であるが、下限界応力拡大係数範囲  $\Delta K_{th}$  は溶接継手が  $14.8 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ , 母材が  $9.1 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  であり、両者の差は約  $6 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  と半減している。

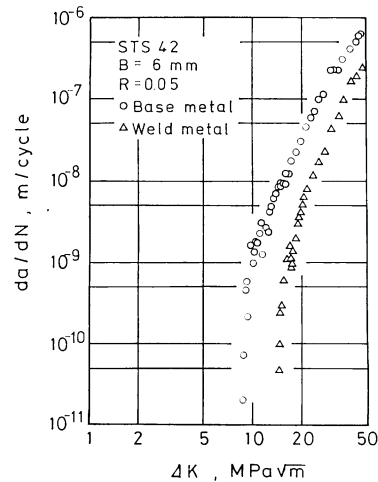
Fig. 2. Comparison of  $da/dN$ - $\Delta K$  relations for base metal and weld joint.

Fig.2 に示した結果を、BFS 法により測定した開口比  $U$  を用い、有効応力拡大係数範囲  $\Delta K_{eff}=U\Delta K$  で表示して、Fig.3 に示す。母材と溶接継手の結果は塑性誘起き裂開口が支配なき裂進展速度の中間領域ではほぼ一致しており、き裂進展に及ぼす残留応力の影響がき裂開口に着目すれば説明できるという従来の報告と一致している。しかし、酸化物誘起き裂開口が支配的な下限界近傍では、母材の結果が明確な下限界挙動を示すのに対して、溶接継手の結果は両対数直線関係が維持されている。したがって、Fig.2 とは逆に、溶接継手の結果が母材よりも加速側となり、き裂開口では説明できない。母材と溶接継手の試験後の破面

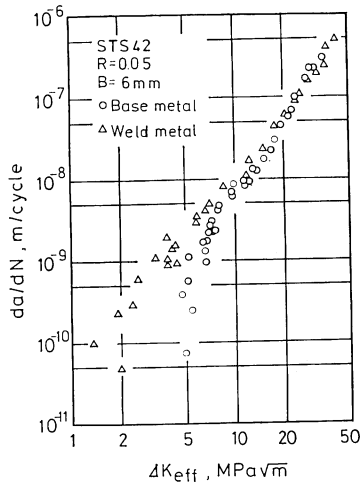


Fig. 3. Comparison of  $da/dN$ - $\Delta K_{eff}$  relations for base metal and weld joint.

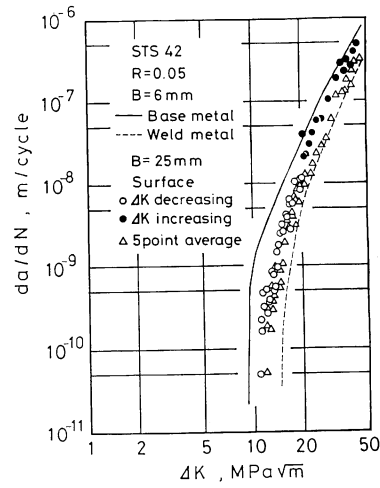


Fig. 5. Relation between  $da/dN$  and  $\Delta K$  ( $B=25$  mm, weld joint).

Fig. 5 において  $\Delta K \approx 20 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  から荷重漸減試験を行った結果と、 $\Delta K_{th}$  に至った後に  $\Delta K \approx 20 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  となるように荷重を設定し、その値から荷重漸増試験を行った結果では、 $\Delta K \approx 20 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  でき裂進展速度の不連続が認められる。しかし、この試験片の破面を Fig. 6 に示すように、荷重漸減に伴い次第にき裂わん曲が生じ、荷重漸増時に急激にわん曲が減少し

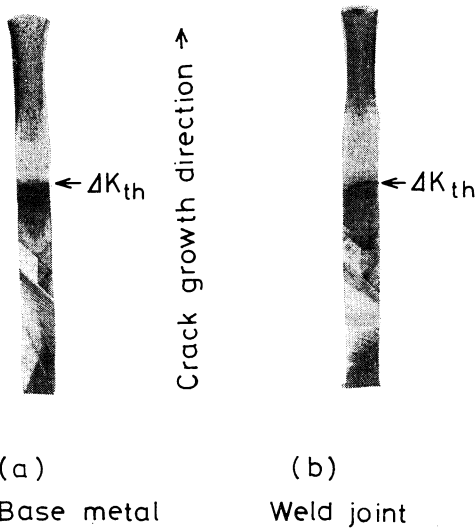


Fig. 4. Fracture surface of CT specimen ( $B=6$  mm, weld joint).

を Fig. 4 に示す。Fig. 4 (a)の母材の破面は下限界近傍のみならず、全体に酸化物が付着している。Fig. 4 (b)の溶接継手の破面は下限界近傍のみに酸化物が付着している。すなわち、フレッチング酸化物の生成量が両者で異なることがわかる。

3・2 試験片厚さの影響 ( $B=25$  mm)

突合せ溶接継手の原厚とほぼ同じ試験片厚さ  $B=25$  mm の溶接継手のき裂進展速度  $da/dN$  と応力拡大係数範囲  $\Delta K$  の関係を、 $B=6$  mm の母材および溶接継手の結果と比較して Fig. 5 に示す。き裂長さを試験片表面で測定した溶接継手の  $B=25$  mm の結果は  $B=6$  mm の結果より加速側に、母材の結果よりも減速側に位置する。

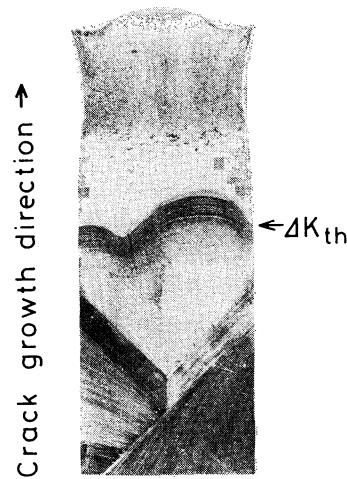


Fig. 6. Fracture surface of CT specimen ( $B=25$  mm, weld joint).

ており、試験片表面で測定したき裂長さやその増分は試験片内部の正確な情報になっていない。そこで、厚さ方向5点平均値を用い、き裂長さおよびその増分を線形補間法により修正した。この結果にはき裂進展速度の不連続が認められず、また中間領域では厚さ  $B=6$  mm の溶接継手の結果とほぼ一致している。

Fig. 7 に  $B=25$  mm の溶接継手のき裂進展速度  $da/dN$  と有効応力拡大係数範囲  $\Delta K_{eff}$  の関係を示す。Fig.

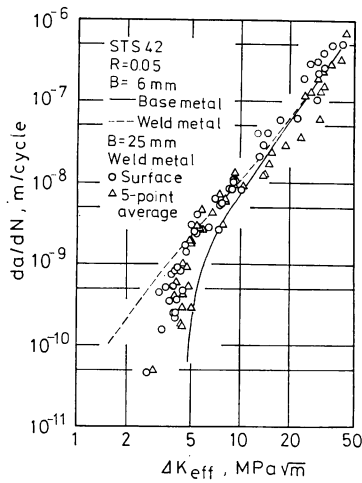


Fig. 7. Relation between  $da/dN$  and  $\Delta K_{eff}$  ( $B=25$  mm, weld joint).

6 の  $da/dN-\Delta K$  関係と比較して,  $da/dN-\Delta K_{eff}$  関係のばらつきは大きくなる. また, 下限界近傍では試験片表面で測定したき裂長さの結果, 5 点平均値を用いて修正した結果のいずれもが  $B=6$  mm の溶接継手の結果よりも減速側, 母材の結果よりも加速側に位置している.

3・3 き裂開閉口のき裂進展に伴う変化

試験片厚さ  $B=25$  mm の試験片について, 応力拡大係数範囲  $\Delta K \approx 20.2$  MPa√m 一定とした試験で測定した開口比  $U$  とき裂長さ比  $a/W$  の関係を Fig. 8 に示す. 開口比はき裂進展に伴いほとんど変化せず, 母材の測定値  $U \approx 0.9$  よりも小さい. これに対応して,

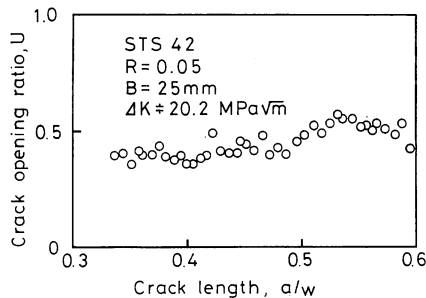


Fig. 8. Relation between  $U$  and  $a/W$  ( $B=25$  mm, weld joint).

き裂進展速度  $da/dN$  もほとんど変化がなく,  $B=6$  mm の溶接継手の  $\Delta K \approx 20$  MPa√m の値とはほぼ同じであった. 破面観察の結果, 初期にき裂わん曲がわずかに認められたが, き裂進展に伴いわん曲は減少していた.

4 考 察

4・1 CT 試験片における残留応力の影響評価

Fig. 1 の方位に作製した CT 試験片の場合, 溶接線

に直角にき裂が進展する場合と異なるき裂進展挙動を示した. この原因としてき裂進展に伴う残留応力の再配分の相違が指摘されている<sup>16)</sup>. しかし, き裂進展による残留応力の再配分は, 基本的には初期残留応力分布から重ね合せの原理によって得られる. したがって, 上記のき裂進展挙動も初期残留応力分布から説明できるはずである. Fig. 1 の方位に作製した CT 試験片の場合, 定性的な残留応力分布を Fig. 9 に示す. 初期残留応力から重ね合せの原理を用いて残留応力による応力拡大係数を得る具体的な手法は, き裂面に垂直な初期残留応力  $\sigma_{ry}$  と符号が異なる同じ大きさの分布力をき裂面に負荷した際の応力拡大係数を得ることに帰着する. しかし, 残留応力は試験片全体でつり合い条件を満たしている. したがって, この初期残留応力  $\sigma_{ry}$  による分布力をき裂面に負荷することは, Fig. 10 に示すようなき裂進展によってき裂面に水平な初期残留応力  $\sigma_{rx}$  が解放されるために生じる曲げモーメントを負荷すること, 本質的に同じである<sup>18)19)</sup>. ゆえに, 以後は初期残留応力として  $\sigma_{rx}$  についてのみ考える.

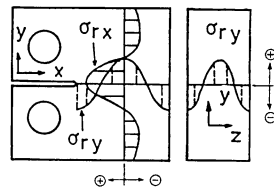


Fig. 9. Schematic illustration of residual stress distribution in CT specimen ( $B=25$  mm, weld joint).

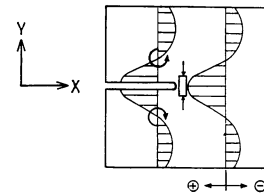


Fig. 10. Schematic illustration of bending moment induced by  $\sigma_{rx}$  relaxation due to crack growth.

CT 試験片を二重片持はり試験片とみなし, 初期残留応力  $\sigma_{rx}$  による応力拡大係数を近似する. 単位厚さ当たり  $M$  のモーメントが負荷された場合, 応力拡大係数  $K_r$  は次式となる.

$$K_r = 2\sqrt{3} M/H^{3/2} \quad (1)$$

ここで,  $H$  ははりの高さである. 初期残留応力  $\sigma_{rx}$  によるモーメント  $M$  はき裂長さによらず一定である. すなわち, 初期残留応力による応力拡大係数はき裂長さによらず, 一定の負の値となる. したがって, 溶接継手の実際の応力比  $R_r$  は次式となる.

$$R_r = \frac{K_{\min} + K_r}{K_{\max} + K_r} \quad (2)$$

ここで、 $K_{\min}$  は最小応力拡大係数、 $K_{\max}$  は最大応力拡大係数である。本実験においては、 $K_{\min} \doteq 0$  ( $R = 0.05$ ) であるから  $R_r < 0$  となり、正の変動範囲のみを考えれば、実際の  $\Delta K$  は次式で表示される。

$$\Delta K \doteq K_{\max} + K_r \quad (3)$$

すなわち、 $\Delta K = K_{\max} - K_{\min} \doteq K_{\max}$  とすれば  $K_r$  だけ  $\Delta K$  が過大評価され、き裂進展速度は減速側となる。

Fig. 2 に示したように、溶接継手の  $da/dN$ - $\Delta K$  関係はき裂長さによらず、母材のそれを  $\Delta K$  で約  $12 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  だけ平行移動した結果となっている。すなわち、き裂進展による残留応力の再配分が無視できない CT 試験片についても、初期残留応力分布からき裂進展速度の変化を予測できることがわかる。

圧縮残留応力場でき裂進展速度が減速される理由として、圧縮残留応力はき裂開口応力拡大係数  $K_{op}$  の上昇、つまり開口比  $U$  の下降をもたらすことが指摘されている<sup>12)13)15)16)</sup>。しかし、これはむしろ応力比の問題として説明されるべきである。実験では、負荷の応力比は  $R \doteq 0$  であるが、実際の応力比は  $R_r < 0$  である。応力比が負の場合、最大応力拡大係数で無次元化した塑性誘起のき裂開口応力拡大係数  $K_{op}/K_{\max}$  は、応力比や  $K_{\max}$  に無関係な一定値となる<sup>20)</sup>。したがって、母材と溶接継手において、真のき裂開口応力拡大係数をそれぞれ  $K_{op}$ 、 $K_{opr}$  とすると、次式が成立する。

$$K_{op}/K_{\max} \doteq K_{opr}/(K_{\max} + K_r) \quad (4)$$

さらに、溶接継手の開口比  $U_r$  は次式で表示される。

$$U_r = \{1 - K_{opr}/(K_{\max} + K_r)\}/(1 - R_r) \quad (5)$$

式(5)から、 $U_r$  は負荷の応力比が  $R \doteq 0$  であるにもかかわらず、実際の応力比が  $R_r < 0$  であるために、母材の  $R = 0$  の値よりも見掛け上過小評価されることがわかる。式(4)において、式(5)および本実験の条件  $R \doteq 0$ 、 $\Delta K \doteq K_{\max}$  を代入すれば、次式が得られる。

$$K_r \doteq (U_r/U - 1)\Delta K \quad (6)$$

ここで、 $U$ 、 $U_r$  はそれぞれ母材、溶接継手の開口比である。式(6)から得られる溶接継手の  $K_r$  とき裂長さ

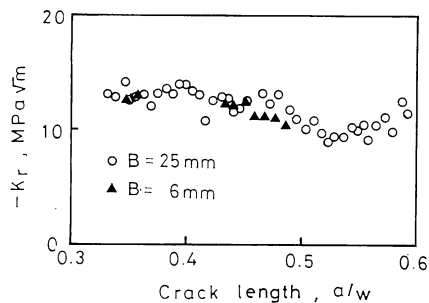


Fig. 11. Relation between  $K_r$  and  $a/W$  ( $B = 25 \text{ mm}$ , weld joint).

比  $a/W$  の関係を Fig. 11 に示す。 $K_r$  はき裂長さによらずほぼ一定であり、その値は Fig. 2 に示した母材と溶接継手の  $da/dN$ - $\Delta K$  関係の平行移動の差、 $12 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  とほぼ一致している。すなわち、圧縮残留応力場をき裂が進展する場合、測定される開口比  $U$  の減少 ( $K_{op}$  の上昇) は見掛け上のものであり、本質は応力比効果にはかからない。

#### 4.2 試験片厚さの影響

試験片厚さ  $B = 25 \text{ mm}$  の場合、Fig. 6 に示したように、き裂わん曲が生じる。わん曲形状と残留応力  $\sigma_{ry}$  の定性的な厚さ方向分布の類似性から、わん曲は  $\sigma_{ry}$  の厚さ方向分布に起因していると考えられる。前述したように、厚さ方向 5 点平均値を用いて修正した  $da/dN$ - $\Delta K$  関係は、 $B = 6 \text{ mm}$  の溶接継手の結果とほぼ一致する。したがって、厚さ方向に分布する残留応力はき裂わん曲にのみ寄与し、厚さ方向の平均き裂進展速度は幅方向に分布する残留応力によって支配されていると判断できる。これは、CT 試験片でき裂がわん曲した場合、わん曲を減少させるようなき裂前縁に沿った応力拡大係数の再配分が生じるという報告から<sup>21)22)</sup>、厚さ方向に分布する残留応力の影響と応力拡大係数のき裂わん曲による再配分が釣り合う結果と考えられる。しかし、き裂わん曲が大きくなると、平均き裂長さから得られる応力拡大係数は実際の厚さ方向の平均応力拡大係数よりも過大評価されるという報告がある<sup>21)</sup>。したがって、厚さ方向 5 点平均値を用いた修正が有効なき裂わん曲の限界が問題となる。これは今後の課題である。わん曲程度を次式で定義する。

$$\eta = (a_{\max} - a_{\min})/B \quad (7)$$

ここで、 $a_{\max}$ 、 $a_{\min}$  はそれぞれ最大および最小き裂長さである。本実験では  $\eta \doteq 0.12$  である。少なくとも、この程度のわん曲では厚さ方向 5 点平均値を用いた修正は有効と考えられる。

#### 4.3 下限界特性

Fig. 2 あるいは Fig. 3 において、残留応力による応力拡大係数を考慮すると、中間領域では溶接継手のき裂進展速度は母材の結果と一致するが、下限界近傍では加速側となった。これは、溶接金属の強度が母材の強度よりも高く、フレッチング酸化物の生成が抑制され、酸化物誘起き裂閉口が十分に生じていない結果と考えられる。また、Fig. 10 に示したように、曲げ変形が生じる場合、まず切欠き先端でき裂面が接触し、き裂先端の閉口を妨げる可能性も考えられる。これも今後の課題である。BFS 法ではき裂先端からかなり後方のき裂面接触を検出しているため<sup>23)24)</sup>、フレッチング酸化物の有無により Fig. 3 のような差異が生じる。したがって、残留応力分布や強度分布が未知の場合、実構造物におけるき裂停留の条件としては、破面接触

の生じない高応力比の母材のき裂進展速度の中間領域の特性を  $10^{-10}$ m/cycle まで外そうして用いれば安全側となるが<sup>20)</sup>、それ以下の低いき裂進展速度を用いると危険側の評価となる可能性がある。

### 5 結 論

突合せ溶接継手の溶接金属中を溶接線に沿ってき裂が進展する方位に作製した CT 試験片を用いて、疲労き裂進展特性を母材のそれと比較して検討した。得られた結果を要約すると以下のとおりである。

(1) き裂進展による残留応力の再配分の無視できない CT 試験片においても、初期残留応力分布からき裂進展特性を予測できる。

(2) 圧縮残留応力場をき裂が進展する場合、測定されるき裂開口応力拡大係数  $K_{op}$  の上昇は見掛け上のものであり、本質は応力比効果にほかならない。

(3) 厚さ方向に分布する残留応力はき裂わん曲にのみ寄与し、厚さ方向の平均き裂進展速度は幅方向に分布する残留応力によって支配されている。

(4) 残留応力の寄与を考慮しても、き裂進展の下限界近傍では溶接継手のき裂進展速度は母材の結果よりも加速側となる。フレッチング酸化物の生成など、その原因については今後の検討が必要である。

本研究は日本原子力研究所の委託により、日本溶接協会原子力委員会 TFC 小委員会（主査、飯田國廣 東京大学教授）が実施中の「軽水炉機器疲労強度の実験解析法に関する研究」の一環として行われた。関係各位に謝意を表する。

(昭和59年11月14日 第17回疲労シンポジウムにて講演)

### 参 考 文 献

- 1) G. Glinka, ASTM STP 677, 198 (1979).
- 2) G. A. Vroman, ASTM STP 687, 89 (1979).
- 3) A. T. Jones and M. L. Callabresi, Eng. Fract. Mech.,

- 11, 675 (1980).
- 4) W. H. Cathey and A. F. Grandt, Jr., Trans. ASME, J. Eng. Mat. Tech., **11**, 675 (1979).
- 5) E. F. Rybicki, R. B. Stonesifer and R. J. Olson, Trans. ASME, J. Press. Vess. Tech., **103**, 66 (1981).
- 6) A. P. Parker, ASTM STP 776, 13 (1982).
- 7) D. V. Nelson, ASTM STP 776, 172 (1982).
- 8) 本田和男, 鳥居太始之, 戸井詔彦, 元木克行, 材料, **31**, 908 (1982).
- 9) H. Tada and P. C. Paris, Int. J. Fract., **21**, 279 (1983).
- 10) X. R. Wu and J. Carlsson, Eng. Fract. Mech., **21**, 279 (1984).
- 11) 森 猛, 堀川浩甫, 溶接学会論文集, **1**, 436 (1983).
- 12) 村上理一, 秋園幸一, 溶接学会論文集, **2**, 714 (1984).
- 13) 竹園茂男, 佐藤晶宏, 田北勝彦, 材料, **32**, 1150(1983).
- 14) 福田収一, 渡 秀二, 堀川浩甫, 日本機械学会論文集, A-47, 384 (1981).
- 15) 橋内良雄, 日本機械学会論文集, A-47, 677 (1981).
- 16) 橋内良雄, 材料, **32**, 304 (1983).
- 17) 太田昭彦, 佐々木悦男, 鎌倉将英, 二瓶正俊, 小管通雄, 金尾正雄, 稲垣道夫, 溶接学会誌, **50**, 161 (1981).
- 18) R. J. Bucci, ASTM STP 743, 28 (1981).
- 19) G. E. Nordmark, N. N. Mueller and R. A. Kelsey, ASTM STP 776, 44 (1982).
- 20) 小林英男, 日本機械学会論文集, A-49, 771 (1983).
- 21) J. Alam and A. Mendelsen, Int. J. Fract., **23**, 317 (1983).
- 22) D. N. Fenner and M. J. Abdul Mihseln, Int. J. Fract., **25**, 121 (1984).
- 23) 小林英男, 小川武史, 齊藤信広, 中村春夫, 中沢 一, 日本機械学会論文集, A-50, 1686 (1984).
- 24) 小林英男, 中村春夫, 柳瀬 悟, 中沢 一, 日本機械学会論文集, A-51, 152 (1985).