STS 42 鋼溶接継手の疲労き裂伝ば挙動 に及ぼす残留応力の影響†

橋 内 良 雄* 小 林 英 男** 成 本 朝 雄***
石 塚 鉄 夫**** 飯 田 國 廣***** 吉 久 悦 二*

Effect of Residual Stress on Fatigue Crack Growth Behavior of STS 42 Steel Weldments

by

Yoshio KITSUNAI*, Hideo KOBAYASHI**, Asao NARUMOTO***,
Tetsuo ISHIZUKA****, Kunihiro IIDA***** and Etsuji YOSHIHISA*

The fatigue crack growth behavior in butt-welded joints of STS42 steel was examined using compact type (CT), center-cracked tension (CCT) and single edge cracked (SEC) specimens, and the effects of specimen configuration, thickness, crack orientation and location of weld line in the specimens on the fatigue crack growth rate in the welded joints were examined in connection with welding residual stress.

The fatigue crack growth rate in the CCT specimen was similar to or slightly higher than that in the base metal, whereas the crack growth rate in the CT or SEC specimen decreased considerably as compared with that in the CCT specimen, except for the CT specimen with a notch on the weld line. The crack growth rate increased slightly with increasing specimen thickness, regardless of specimen configuration. In the case of the CT specimen with perpendicular crack orientation with respect to the weld line, the crack lengths of the both sides of the specimen surface were often different each other. The side with an advanced crack front corresponded to the backing side with finishing pass. When a crack existed within the region of initial compressive residual stress field, the overall distribution of residual stress did not change appreciably. The effect of welding residual stress on the crack growth rate was the same as that of stress ratio on the growth rate of the base metal. The crack growth rate in the welded joints was correlated with the effective stress intensity factor range, ΔK_{eff} , which was estimated by superposition of the respective stress intensity factors for the residual stress field and for the applied stress, regardless of specimen configuration and distribution of residual stress in the specimens.

キー・ワード：溶接継手，疲労き裂伝ば，残留応力，重ね合せ，破壊力学

1 緒 言

溶接継手の疲労き裂伝ば挙動は，継手の組織や強度よりも残留応力に強く支配されると言われている。このため，残留応力を考慮した継手の疲労寿命の評価法を確立することが，設計や保守管理の上で重要な課題となっている。これまで行われた残留応力が疲労き裂伝ば速度 da/dN に及ぼす影響の評価法を見ると，き裂開閉口を実測する方法と，重ね合せの原理を用いて外荷重と残留応力とに誘起される応力拡大係数 K を線形加算する方法とに大別される。後者の方法は繰返し荷重の間に初期残留応力分布が変化せず，かつ小規模

降伏条件下にあるき裂に対しては有効であると考えられる。しかし，従来の研究では重ね合せに際して有限幅の影響を考慮していない場合も少なくなく，また残留応力が試験片の形状に依存して大きく変るにもかかわらず特定の形状の試験片だけを用いて実験がなされている場合が多く，残留応力の評価法が確立されたとは言い難い。

本研究では溶接継手の da/dN に及ぼす残留応力の影響を合理的に評価する方法を確立することを目的として，突合せ溶接を行った STS 42 鋼から 3 種のタイプの試験片を作製して荷重振幅一定と ΔK 一定試験を

† 原稿受理 昭和61年12月25日 Received Dec. 25, 1986

* 正 会 員 産業安全研究所 清瀬市梅園, Research Institute of Industrial Safety, Umezono, Kiyose

** 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, Ookayama, Meguro-ku, Tokyo

*** 正 会 員 川崎製鉄(株) 千葉市川崎町, Kawasaki Steel Co., Kawasaki-cho, Chiba

**** 正 会 員 横浜国立大学工学部 横浜市保土ヶ谷区常盤台, Faculty of Engineering, Yokohama National University, Tokiwadai, Hodogaya-ku, Yokohama

***** 正 会 員 東京大学名誉教授 東京都文京区本郷, University of Tokyo, Hongo, Bunkyo-ku, Tokyo

行うとともに、試験片の初期および再分布残留応力を計測して試験片の形状や板厚の差異に基づく残留応力が da/dN に及ぼす影響について検討した。さらに、残留応力と外荷重の K 値を線形加算することにより、残留応力場における da/dN の評価を試みた。

2 供試材および試験片

供試材は外径が 508 mm, 肉厚が 32.5 mm, 長さが 2880 mm の配管用 STS 42 鋼のパイプであって、これから幅 100 mm, 長さ600あるいは700 mm, 厚さ 27 mm の板 22 枚を切り出した後 X 開先加工を行い、その後それらの板を 2 枚ずつ長手方向に沿って突合せ溶接を行った。母材の機械的性質、化学成分および溶接条件を Table I, II および III に示す。なお、溶接に際して 2 層目までは被覆アーク溶接、3～9 層はサブマージアーク溶接を実施した。また、表側 (Finishing side) の溶接を行ってから裏はつりを行い、その後裏面 (Backing side) の溶接を行った。

試験片は溶接板から CT, CCT および SEC の 3 種類のタイプを作製した。Fig. 1 に実験に用いた試験片

Table I. Mechanical properties of material used.

Yield strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)
404	595	33

Table II. Chemical composition of material used (wt. %).

C	Si	Mn	P	S
0.19	0.26	1.40	0.026	0.013

Table III. Welding conditions.

Welding method	Shield arc welding	Submerged arc welding
Welding position	Flat	Flat
Electrode	LB-52	MF-38xUS36
Pre-heating	None	None
Welding current	170~180 Amps.	600~650 Amps.
Welding voltage	22~23 Volts	34~35 Volts
Welding speed	—	350~370 mm/min.
Interpass temp.	573 K_{max}	573 K_{max}

のタイプと寸法を示す。この場合、試験片の板幅方向の残留応力分布を変える目的で、CT 試験片ではピン穴の荷重軸中心線から溶接線までの距離 M を、また CCT 試験片では板幅の中心線から溶接線までの距離 N をそれぞれ変えている。これらの試験片の多くはき裂が溶接線を直角に横切るように切欠きを付けたが、一部の CT 試験片では溶接金属中をき裂が伝ばするように切欠きを付けた。そこで、前者の切欠きの方位を Perpendicular, 後者を Parallel と呼んで区別する。

母材試験片は、同一のパイプから $W=100$ mm, $B=14$ mm の CT 試験片を作製して実験に供した。

3 実験方法

疲労き裂伝ば試験には 4 台の電気油圧サーボ疲労試験機を使用して、荷重振幅一定試験と $4K$ 一定試験とを実施した。応力比 R は 0.05~0.6 の範囲を対象にしたが、試験の多くは $R=0.05$ で行った。繰返し速度は 5~20 Hz とした。 da/dN は ASTM-E647 で推奨する Secant 法¹¹⁾を用いて求めた。 $4K$ の算定は CT 試験片では Srawley の¹²⁾ CCT 試験片ではき裂の板幅方向への偏心を考慮した Isida の¹³⁾、また SEC 試験片で

Fig. 1. Configuration of specimens used.

は Brown¹⁴⁾ の式を用いた。疲労き裂の伝ば中におけるき裂開閉口は、除荷弾性コンプライアンス法により計測した。

溶接試験片の初期残留応力分布は、試験片の表裏の同一箇所に長さ 1 mm の 3 軸ひずみゲージを貼付した後、その周囲を鋸およびグラインダで切断して、解放されたひずみから弾性計算により残留応力を求めた。残留応力の再分布は、あらかじめ三軸ひずみゲージを貼った試験片に糸鋸で人工き裂を入れながらひずみの変化を読み取り、最後にゲージの周囲を切断してこのとき解放されたひずみと、人工き裂を導入したときに計測したひずみとの差から残留応力の再分布を調べた。

4 実験結果および考察

4.1 疲労き裂伝ばに及ぼす板厚および試験片形状の影響

Fig. 2 は溶接金属中をき裂が伝ばする Parallel CT 試験片と母材の da/dN を R が 0.05~0.6 の範囲について比較した結果であって、 $R=0.05$ における溶接金属の da/dN は母材のそれよりも著しく低下しているが、 R の増加に連れて両者の差異は減少する傾向を示している。なお、Parallel CT 試験片の da/dN は R によらず全 ΔK 域において母材よりも低下していることから、Parallel CT 試験片のき裂先端には圧縮残留応力が誘起されていると推察される。Fig. 3 は $B=7$ および 25 mm の Perpendicular CT 試験片の da/dN を示したもので、引張残留応力が存在すると考えられる溶接線からき裂が伝ばするように切欠きを付けた

Fig. 2. Fatigue crack growth rate in base metal and weld metal CT specimens (parallel crack orientation).

Fig. 3. Effects of specimen thickness and parameter M on fatigue crack growth rate in welded joint CT specimens (perpendicular crack orientation).

$M=20$ の試験片では、板厚によらず母材とほぼ同様な da/dN となっている。一方、圧縮残留応力が存在すると考えられる母材から溶接線に向かってき裂が伝ばするように切欠きを付けた $M=40\sim75$ の試験片では、母材中の da/dN に遅延が生じており、その程度は M の値に依存している。たとえば、溶接線が板幅のほぼ中央に位置するような $M=40$ や 60 の試験片では、き裂が溶接線を横切る以前の $\Delta K < 80 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ において著しい遅延が生じているのに対して、切欠きから溶接線までの距離が長い $M=75$ の試験片では遅延の程度が比較的小さく、また $M=60$ 試験片よりも低 ΔK 域において母材の da/dN に近づく傾向が認められる。つぎに板厚の効果について見ると、 ΔK のレベルによって傾向が若干異なるが、多くは板厚が大きの場合のほうが da/dN に強い遅延が生じている。これは板厚の減少が残留応力の軽減に寄与しているためと推察される。Fig. 4 はき裂が溶接線を直角に横切る CCT と SEC 試験片の da/dN を比較したもので、図に見られる横軸に平行な矢印は、CCT 試験片の溶接線の位置に対応する ΔK の範囲である。図に見られるように、溶接線近傍からき裂の伝ばが始まる $N=0$ や 10 の試験片では母材の da/dN よりも若干速く、また $N=30$ の試験片ではき裂伝ばの初期に da/dN がわずかに遅延するが、高 ΔK 域に移行するに連れて母材のそれを上回っている。一方、SEC 試験片では溶接線から離れた切欠き近傍の低 ΔK 域で母材の da/dN

Fig. 4. Effect of parameter N on fatigue crack growth rate in welded joint CCT and SEC specimens (perpendicular crack orientation).

とはほぼ等しく、き裂が溶接線に近づくにつれて da/dN が遅延する傾向が見られるが、これは溶接線の手前に強い圧縮残留応力が存在するためと推察される。

4・2 ΔK 一定試験における疲労き裂伝ば挙動

残留応力が da/dN に及ぼす影響をより明確にするために、 $B=25$ mm の CT 試験片を用いて ΔK 一定試験を行い、 da/dN をき裂長さ a に対してプロットした。結果の代表例を Fig.5 に示す。図に見られるように、引張残留応力が存在する溶接線からき裂が伝ばする $M=20$ の場合には、直線で示す母材の da/dN をほんのわずかに上回る程度である。一方、溶接線前方に強い圧縮残留応力が存在すると予想される $M=40$

Fig. 5. Fatigue crack growth rate versus crack length in welded joint CT specimens (perpendicular crack orientation, constant ΔK test).

の CT 試験片ではき裂が溶接線を完全に通過するまでは da/dN に強い遅延が生じており、通過後は母材のそれにほぼ一致している。さらに、切欠きから溶接線までの距離が長い $M=60$ の試験片では、き裂が溶接線に近づくにつれて da/dN が減少している。このような da/dN の挙動は、Fig.5 中に示したき裂開口比 U の測定結果や、後述する試験片の残留応力分布とほぼ対応している。

4・3 残留応力がき裂前縁形状に及ぼす影響

$B=25$ mm の CT 試験片では、き裂導入時の荷重

あるいはき裂伝ばの $4K$ レベルが低いときには、荷重振幅一定および $4K$ 一定のいずれの試験においてもき裂前縁が大きく湾曲しており、特に $M=40$ や 60 の試験片においてこの傾向が顕著に見られた (Fig. 6)。このようなき裂前縁の変化は、板厚方向で残留応力分布が異なるためと考えられる。そこでナイトル腐食を行い組織を出現させて溶接順序と残留応力の関係について検討した。その結果、き裂の伝ばが加速する側は最後に溶接した側である Backing side に、遅延する側は Finishing side に対応していた。これは最後に溶接した Backing side に強い引張残留応力が残されているのに対して、Finishing side では Backing side の溶接熱によってこれまで存在していた残留応力が解放されたために、板厚方向で残留応力分布に差異が生じたものと推察される。なお、本報ではき裂前縁の位置が板厚方向で10%以上相違したときには、それらのデータを無効とした。

Fig. 6. Mophology of fracture surfaces. Constant $4K$ test, $4K=52 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

4・4 試験片の初期および再分布残留応力

Fig. 7 は CT と CCT 試験片の初期残留応力分布の測定結果の代表例を示したもので、いずれも溶接線上では引張りの、母材側では圧縮の残留応力分布となっている。Fig. 8 は CT と CCT 試験片に糸鋸でスリット (人工き裂) を導入しながら再分布する溶接残留応力を計測した結果である。このうち CT 試験片では人工き裂が溶接線に到達するまではき裂長さが増加しても溶接線上の引張残留応力が若干低下する程度であって、初期残留応力分布に大きな変化は認められない。一方、引張残留応力が存在する溶接線から人工き裂を導入した CCT 試験片では、初期に圧縮残留応力が存在していた領域においてもき裂長さによらずき裂の先端には常に引張残留応力が誘起されており、しかも残留応力がリガメントでバランスするように再分布が生じている。本報の場合、人工き裂先端半径は約 0.5 mm 程度であって、疲労き裂のそれよりもはるかに大きい。このため人工き裂による再分布残留応力は、引張残留応力場をき裂が伝ばする場合のそれに対応し

(a) CT specimen.

(b) SEC specimen.

Fig. 7. Distribution of residual stress.

ていると思われる。一方、圧縮残留応力場を疲労き裂が伝ばする際にはき裂の先端は常に幾分かの閉口が生じるのに対して人工き裂先端は閉口せず、したがって疲労き裂では人工き裂で得られた結果 (Fig. 8(a)) よりもさらに少ない再分布しか起こらないと考えられる。これらの結果から、溶接縦継手の場合、溶接線からき裂が伝ばするときにはき裂先端に常に引張残留応力が誘起されるのに対して、母材から溶接線に向かってき裂が伝ばするときには、初期残留応力分布を反映してき裂の先端は圧縮残留応力場に置かれることがわかる。

4・5 き裂開閉口による da/dN の評価

Fig. 9 はき裂開閉口比 U を測定した CT と CCT 試験片の da/dN を有効応力拡大係数範囲 $4K_{\text{eff}} = U4K$

Fig. 8. Redistribution of residual stress.

を用いて再整理した結果を示したもので、 R の低い一部の試験片のデータを除けば各データは傾斜が2.35の直線を中心とする散布帯上にプロットされる。この結果から残留応力場における da/dN は、従来からの報告と同様き裂開口点以上の応力拡大係数範囲に支配され、残留応力が da/dN に及ぼす影響は平均応力の効果として扱ひ得ることがわかる。

4・6 残留応力を考慮した応力拡大係数による da/dN

Fig. 9. Relation between fatigue crack growth rate and ΔK_{eff} in welded joint CT and CCT specimens.

dN の評価

残留応力は応力比 R の効果と等価であることが判明したので、まず母材の da/dN に及ぼす R の影響を U との関連で調べた。その結果、母材の U と R は $0.05 \leq R \leq 0.6$ において、式(1)で示す関係が存在した。

$$U = 0.82 + 0.3R \quad (1)$$

繰返し荷重を受けてき裂が残留応力場を伝ばする場合、残留応力を考慮した応力比 R_{res} は繰返し荷重における最大と最小の応力拡大係数 K_{max} と K_{min} に残留応力によって誘起される応力拡大係数 K_R を加算することにより、式(2)のように表される。

$$R_{res} = (K_{min} + K_R) / (K_{max} + K_R) \quad (2)$$

ここで、 K_R はき裂面に残留応力 $\sigma_R(x)$ と等価逆符号の分布力が作用したときの K 値として算出できる¹⁵⁾。そこで、CT と SEC 試験片に対する K_R は有限幅を有する SEC 試験片のき裂面に集中荷重が作用する場合の解¹⁶⁾(式3)を、また CCT 試験片に対しては式(4)を用いるとともに、集中荷重をき裂面の微小部分に作用する分布荷重に置き換え、分布荷重をき裂面に沿って積分することにより K_R を求めた。

CT と SEC 試験片に対する K_R

$$K_R = \frac{2}{\sqrt{\pi a}} \int_0^a \frac{\sigma_R(x) G(x/a, a/w)}{(1-a/w)^{3/2} \sqrt{1-(x/a)^2}} dx$$

$$x/a = \alpha, \quad a/w = \beta$$

$$G(\alpha, \beta) = g_1(\beta) + g_2(\beta)\alpha + g_3(\beta)\alpha^2 + g_4(\beta)\alpha^3$$

$$g_1(\beta) = 0.46 + 3.06\beta + 0.84(1-\beta)^5$$

$$+ 0.66\beta^2(1-\beta)^2$$

$$\begin{aligned}
 g_2(\beta) &= -3.52\beta^2 \\
 g_3(\beta) &= 6.17 - 28.22\beta + 34.54\beta^2 \\
 &\quad - 14.39\beta^3 - (1-\beta)^{3/2} \\
 &\quad - 5.88(1-\beta)^5 - 2.64\beta^2(1-\beta)^2 \\
 g_4(\beta) &= -6.63 + 25.16\beta - 31.04\beta^2 \\
 &\quad + 14.41\beta^3 + 2(1-\beta)^{3/2} \\
 &\quad + 5.04(1-\beta)^5 + 1.98\beta^2(1-\beta)^2
 \end{aligned} \quad (3)$$

ここで、 a はき裂長さ、 W は試験片の幅である。

CCT 試験片に対する K_R

$$\begin{aligned}
 K_R &= \frac{1}{\sqrt{2w}} \int_{-a}^a \sigma_R(x) f\left(\frac{a}{w}, \frac{x}{a}\right) dx \\
 a/w &= \beta, \quad x/a = \alpha \quad \text{とおくと} \\
 f(\beta, \alpha) &= \{1 + 0.297\sqrt{1-\alpha^2}(1 - \cos U)\} g(\beta, \alpha) \\
 g(\beta, \alpha) &= \sqrt{\tan U} \frac{1 \pm (\sin V / \sin U)}{\sqrt{1 - (\cos U / \cos V)^2}}
 \end{aligned} \quad (4)$$

ここで、 $U = \pi\beta/2$, $V = \pi\alpha\beta/2$, a はき裂長さ、 w は試験片の幅の 1/2 である。

式(3)と(4)の $\sigma_R(x)$ は、試験片の初期残留応力分布に最小自乗法を適用して多項式近似によって与えた。

前記したように、残留応力が da/dN に及ぼす影響は母材の R の効果と等価であるので、式(2)の R_{res} を式(1)の R に代入することにより、残留応力を考慮したき裂開口比 U_{res} は式(5)のように記述される。

$$U_{res} = 0.82 + 0.3R_{res} \quad (5)$$

さらに、残留応力場における有効応力拡大係数範囲 ΔK_{effR} は式(6)によって与えられる。

$$\Delta K_{effR} = U_{res} \cdot \Delta K = (0.82 + 0.3R_{res}) \Delta K \quad (6)$$

ここで、式(6)は R_{res} が正の場合について扱ったもので、 R_{res} が負になるときは応力拡大係数の性質上 $R_{res} = 0$ とする。

Fig. 10 は、Fig. 4 に示した CCT および SEC 試験片の da/dN と、Fig. 3 の $M=75$ の CT 試験片の da/dN を式(6)で示す ΔK_{effR} を用いて再プロットした結果であって、試験片のタイプや残留応力分布が異なるにもかかわらず各データは点線で示す母材の da/dN を中心とした比較的狭い散布帯中に表示され、残留応力場における da/dN の評価に対して ΔK_{effR} による整理が有効なことがわかる。

5 結 論

(1) 試験片の板厚が増加すると試験片の表裏で da/dN に差異が生じ、 da/dN に加速が見られる側は最後に溶接したために大きな引張残留応力が存在する Backing side に、遅延する側は最初に溶接した側である Finishing side と対応している。

(2) 縦溶接継手において、圧縮残留応力を有する母材から引張残留応力が存在する溶接線に向かってき裂が伝ばする場合、き裂が溶接線に到達する以前の圧縮

Fig. 10. Relation between fatigue crack growth rate and ΔK_{effR} in welded joint CT, CCT and SEC specimens.

残留応力場では残留応力の再分布は顕著には起こらず、初期残留応力分布を反映したき裂伝ば挙動を示す。

(3) 溶接残留応力が da/dN に及ぼす影響が母材の応力比効果と等価であるとして、外荷重と残留応力とに誘起される K 値を線形加算することにより残留応力を考慮した有効応力拡大係数範囲 ΔK_{effR} を用いて、溶接板から切り出した CT, CCT および SEC の 3 種のタイプの試験片の da/dN の評価を行った結果、試験片のタイプや残留応力分布が異なるにもかかわらず da/dN は比較的狭い散布帯中に表示され、 ΔK_{effR} による評価が有効であることが判明した。

(昭和61年11月13日 第18回疲労シンポジウムにて講演)

参 考 文 献

- 例えば、橋内良雄，日本機械学会論文集，A-47，677 (1981)。
- 仁瓶寛太，尾野英夫，恒成利康，日本造船学会論文集，152，390 (1982)。
- A. P. Parker, ASTM STP 776, 13 (1982)。
- D. V. Nelson, ASTM STP 776, 172 (1982)。
- 本田和男，鳥居太始之，戸井詔彦，元木克行，材料，31，908 (1982)。
- 本田和男，鳥居太始之，熊沢純一，日本機械学会論文集，A-47，899 (1981)。
- 小林英男，轟 章，材料，35，401 (1986)。
- 向井喜彦，西村 新，金 應俊，溶接学会論文集，4，154 (1986)。
- 大路清嗣，久保司郎，辻 昌宏，小川秀樹，桜田欣也，日本機械学会講演論文集，No. 860-3，225 (1981)。
- 橋内良雄，吉久悦二，日本機械学会講演論文集，No. 860-3，231 (1986)。
- Annual Book of ASTM Standards, E647-81 (1981)。
- J. E. Srawley, Int. J. Fract., 12, 475 (1976)。
- M. Isida, Trans. ASME, J. App. Mech., 674 (1966)。
- W. F. Brown and J. E. Srawley, ASTM STP 410, 1 (1966)。
- 岡村弘之，“線形破壊力学入門”(1977) 培風館。
- H. Tada, "The Stress Analysis of Crack Handbook", 2.33 (1985) Del Research Co.
- H. Tada, et al., "The Stress Analysis of Cracks Handbook", 2.27 (1985) Del Research Co.