

鋼の溶接継手の疲労き裂伝播挙動に及ぼす残留応力の影響の評価

橘内良雄* 吉久悦二*

Evaluation of the Effect of Residual Stresses on the Fatigue Crack Growth Behavior of Welded Joints in Steel

by Yoshio KITSUNAI* and Etsuji YOSHIHISA*

Abstract ; Various kinds of defects, such as lack of fusion or poor penetration, are sometimes introduced into welded structures during the welding operation, though the best welding techniques are made available today. Therefore, it is said that the fatigue life of weldments is almost entirely controlled by crack from pre-existing defects. Reliable data on fatigue crack growth rates in welded joints are required for assessment of the integrity or determining the inspection period of weldments. Considerable work has been carried out on the fatigue crack growth rates in welded joints under various conditions. However, a large variation is found in the results, because the fatigue crack growth rates are affected by many factors such as welding conditions or mechanical properties of materials. In particular, distributions and magnitudes of welding residual stresses seem to be a most important factor dominating the crack growth.

In this study, the fatigue crack growth behavior in welded joints of STS 42 steel was evaluated using compact type (CT), center-cracked tension (CCT) and single edge-cracked (SEC) specimens, and effects of specimen configuration, thickness, width, crack orientation with respect to the weld line, location of weld line in the specimen and pre-loaded history on the crack growth rates in the welded joints were analyzed by the fracture mechanics approaches. The fatigue crack growth tests were performed using a closed-loop servo-controlled hydraulic testing machine under constant load and constant stress intensity factor range, ΔK , as control parameters, respectively. Welding residual stresses were measured by the sectioning method using rosette type strain gauges mounted on the specimens. Redistributions of residual stresses were measured with monitoring the change of released strains due to extension of saw cut notches.

The main results obtained in this study are summarized as follows :

- (1) As a fatigue crack propagated from a weld line with tensile residual stress to compressive residual stress field, the crack growth rate was roughly the same as that of base metal or slightly higher than the base metal regardless of specimen types or specimen sizes (thickness and width), because the growing fatigue crack tip is always opened even when the crack propagated into the compressive residual stress field.
- (2) As a fatigue crack propagated from the compressive residual stress field to the tensile residual stress field, the fatigue crack growth rate decreased with increasing specimen sizes,

* 機械研究部 Mechanical Safety Research Division

because the welding residual stresses were a little released when the specimen sizes increased.

(3) When the growing fatigue crack is within a region of initial compressive residual stress field, the overall residual stress distribution does not change appreciably.

(4) The fatigue crack growth rates in the parallel CT specimens of which the crack grew in the weld metal to the direction parallel to the weld line decreased as compared with those in the base metal, because the crack tips in the parallel CT specimens were always existed in the field of compressive residual stresses.

(5) Static pre-load history was found to have a reduction effect on the welding residual stresses. The fatigue crack growth rates of the CCT specimens which were pre-loaded above 50% of yield stress of the base metal showed a tendency to approach the crack growth behavior of the base metal.

(6) The influence of residual stresses on the fatigue crack growth rates of welded joints was found to be the same effect of stress ratio on the crack growth of the base metal.

(7) The fatigue crack growth rates in the welded joints were correlated with effective stress intensity factor range, ΔK_{eff} , which was estimated by superposition of respective stress intensity factor for the residual stress field and for applied stress regardless of specimen types, specimen sizes and difference of residual stresses in the specimens.

Keywords : Fatigue, Crack Growth, Welded Joint, Residual Stress, Superposition, Fracture Mechanics

1. 緒言

溶接部にはその製作過程において何らかの欠陥が作られる場合が少なく、特にき裂状の欠陥を有する溶接構造物が繰返し荷重を受けるときは、その寿命の大部分はき裂の伝播過程に支配されると言われている¹⁾。このため、溶接継手の疲労き裂伝播挙動は設計や保守管理上重要であることから、これまでに種々の溶接継手について疲労強度が調べられてきた^{2)~10)}。しかし、材質、溶接条件、試験片の形状や寸法などによって結果にかなりのばらつきが認められる。この原因として、溶接継手では伝播速度に及ぼす影響因子が多岐にわたるため、とりわけ溶接残留応力が最も強く影響していると考えられる。したがって、残留応力を考慮した疲労き裂伝播寿命の評価方法を確立することが重要な課題となっている。

本研究では溶接継手の疲労き裂伝播速度 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、STS 42 鋼の溶接板から 3 種のタイプの試験片を作製して荷重振幅一定あるいは応力拡大係数範囲 ΔK 一定の疲労き裂伝播試験を行うとともに、試験片の初期及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総合的な検討を行った。さらに、破壊力学の手法を適用して、残留応力によって誘起される応力拡大係数 K と外荷重による K を線形加算することにより、残留応力場における da/dN の評価を試みたのでそれらの結果について報告する。

2. 供試材および試験片

供試材は外形が 508 mm、内径が 443 mm、長さ 2880 mm の配管用 STS42 鋼のパイプであって、その機械的性質と化学成分を Table 1 および Table 2 に示す。このパイプから板幅 100 mm、長さ 600 あるいは 700 mm、厚さ 27 mm の板 22 枚を切り出し、その後 X 開先を付けて板を 2 枚ずつ長手方向に沿って突合せ溶接を行った。また、長さ 700 mm、幅 180 mm、板厚 14 mm の板 6 枚を採取して、板表面に溶接金属を盛って行くビードオンプレートを作製した。突合せ溶接に際して 2 層目までは被覆アーク溶接、3~5 層はサブマージアーク溶接を実施した。突合せ溶接条件を Table 3 に、ビードオンプレートの製作条件を Table 4 に示す。

試験片は突合せ溶接板から CT (Compact Tension), CCT (Center-Cracked Tension) および SEC (Single Edge Cracked) の 3 種類のタイプを作製した。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、

Table 1 Mechanical properties of material used.
材料の機械的性質

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

Table 2 Chemical composition of material used (wt.%).
材料の化学成分 (重量%)

C	Si	Mn	P	S
0.19	0.26	1.40	0.026	0.013

Table 3 Welding conditions of butt-welded joint.
突合せ溶接継手の溶接条件

	Shield arc welding	Submerged arc welding
Welding method	Flat	Flat
Welding position	LB-52	MF-38xUS36
Electrode	None	None
Pre-heating	170 ~ 180 Amps.	600 ~ 650 Amps.
Welding current	22 ~ 23 Volts	34 ~ 35 Volts
Welding voltage	—	350 ~ 360 mm/min.
Welding speed	573 K max	573 K max
Interpass temp.		

Table 4 Welding conditions of bead-on-plate weld.
ビードオンプレートの溶接条件

Welding method	Submerged arc welding
Welding position	Flat
Electrode	MF-38xUS36
Pre-heating	None
Welding current	550 ~ 560 Amps.
Welding voltage	32 ~ 33 Volts
Welding speed	350 ~ 360 mm/min.
Interpass temp.	573 K max

3. 実験方法

疲労き裂伝播試験には主として電気油圧式サーボ疲労試験機を用いて、荷重振幅一定と、 ΔK 一定の試験を行った。なお、一部の CCT 試験片では電磁共振型疲労試験機を用いて荷重振幅一定の試験を実施した。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。疲労き裂伝播速度 da/dN は、ASTM-E 647 で推奨する Secant 法¹¹⁾を用いて求め、結果は以下に示す応力拡大係数範囲 ΔK に対してプロットした。 ΔK の算定には CT 試験片では式(1)¹²⁾を、CCT 試験片では式(2)¹³⁾を、SEC 試験片では式(3)¹⁴⁾を用いた。

CT 試験片の ΔK

$$\Delta K = \frac{\Delta P(2+a)}{B\sqrt{W}(1-a)^{3/2}} \times (0.886 + 4.64a - 13.32a^2 + 14.72a^3 - 5.60a^4) \quad (1)$$

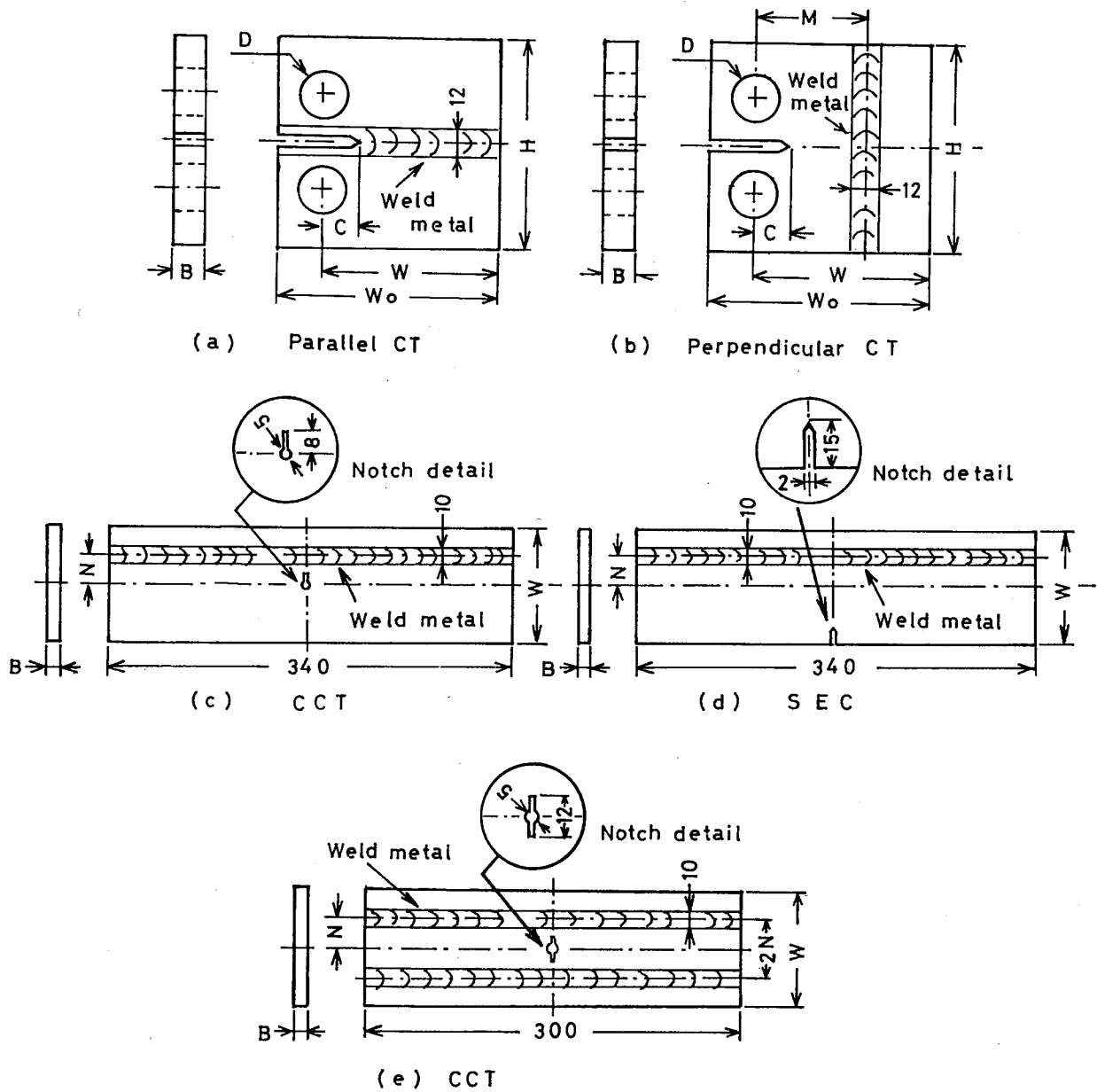
ここで、 ΔP は荷重範囲、 B は板厚、 W は試験片の幅、 a はき裂長さ、 $\alpha = a/W$ である。

CCT 試験片の ΔK

$$\Delta K = \Delta\sigma\sqrt{\pi a} \sqrt{\sec \frac{\pi\lambda}{2} \cdot \frac{\sin 2\lambda\varepsilon}{2}} \quad (2)$$

ここで、 $\Delta\sigma$ は応力範囲、 $\lambda = a/W_1$ 、 $\varepsilon = 2e/W$ 、 W_1 は

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、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。そ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播するように切欠きを付けた。そこで前者の切欠き方位を Perpendicular、後者を Parallel と呼んで区別する。一方、ビードオンプレートからは CCT 試験片だけを作製した。これらの試験片の幾つかに対してはアムスラー試験機を用いて $0.5\sigma_y$ あるいは $0.97\sigma_y$ (但し、 σ_y は母材の降伏応力) の静的予荷重を負荷した後、疲労き裂伝播試験に供した。実験に用いた試験片の形状と寸法を Fig. 1 に示す。なお、母材に対する疲労試験片は同一のパイプから板幅 $W=100$ mm、板厚 $B=14$ mm の CT 試験片を作製して試験に供した。



Specimen type	Notch direction	M or N (mm)	B (mm)	W (mm)	Wo (mm)	H (mm)	D (mm)	C (mm)
CT	Parallel	—	6	51	63.5	61	12.7	10
CT	Perpen.	30	7	50	63.0	60	12.5	10
CT	Perpen.	20,40,60,75	7, 25	100	125	120	25	20
CT	Perpen.	120	7	200	250	240	50	40
CCT	Perpen.	0, 10, 30	7	100	—	—	—	—
SEC	Perpen.	25	7	100	—	—	—	—
CCT	Perpen.	30	7	100	—	—	—	—

Fig. 1 Configurations of specimens used.
 使用した試験片の形状

き裂長さの中心から試験片の端までの距離、 e は試験片の幅の中心線からき裂長さの中心までの距離である。

SEC 試験片の ΔK

$$\Delta K = \Delta\sigma\sqrt{\pi a} (1.12 - 0.231\alpha + 10.55\alpha^2 - 21.72\alpha^3 + 30.39\alpha^4) \quad (3)$$

ここで、 $\Delta\sigma$ は応力範囲、 a はき裂長さ、 $\alpha = a/W$ 、 W は試験片の幅である。

疲労き裂の伝播中におけるき裂先端の開閉口の測定は、CT 試験片では試験片の背面に、また CCT と SEC 試験片では試験片表面のき裂が伝播すると予測される位置近傍にひずみゲージを貼り、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った後、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式(4)を用いて残留応力を求めた。き裂が伝播するのに伴い再分布する残留応力は、あらかじめ長さ 1 mm の 3 軸ひずみゲージを表裏に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に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の差を式(4)に代入して残留応力の再分布を調べた。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{Ry} &= \frac{-E}{2} \left[\frac{(\epsilon_x + \epsilon_y)}{1-\nu} \right. \\ &\quad \left. + \frac{1}{1+\nu} \sqrt{2\{(\epsilon_y - \epsilon_z)^2 + (\epsilon_x - \epsilon_z)^2\}} \right] \\ \sigma_{Rx} &= \frac{-E}{2} \left[\frac{(\epsilon_x + \epsilon_y)}{1-\nu} \right. \\ &\quad \left. - \frac{1}{1+\nu} \sqrt{2\{(\epsilon_y - \epsilon_z)^2 + (\epsilon_x - \epsilon_z)^2\}} \right] \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

ここで、 σ_{Ry} は負荷方向 (Y 軸方向) 残留応力、 σ_{Rx} はき裂伝播方向 (X 軸方向) 残留応力、 ϵ_y は負荷方向のひずみ、 ϵ_x はき裂伝播方向のひずみ、 ν はポアソン比、 E は縦弾性係数である。

4. 実験結果および考察

4.1 荷重振幅一定試験における疲労き裂伝播挙動

Fig. 2 は母材ならびに溶接金属中をき裂が伝播する Parallel CT 試験片の da/dN を R が 0.05 から 0.6 の範囲について示したもので、 $R=0.05$ における溶接金属の da/dN は ΔK の全範囲に渡って母材のそれより

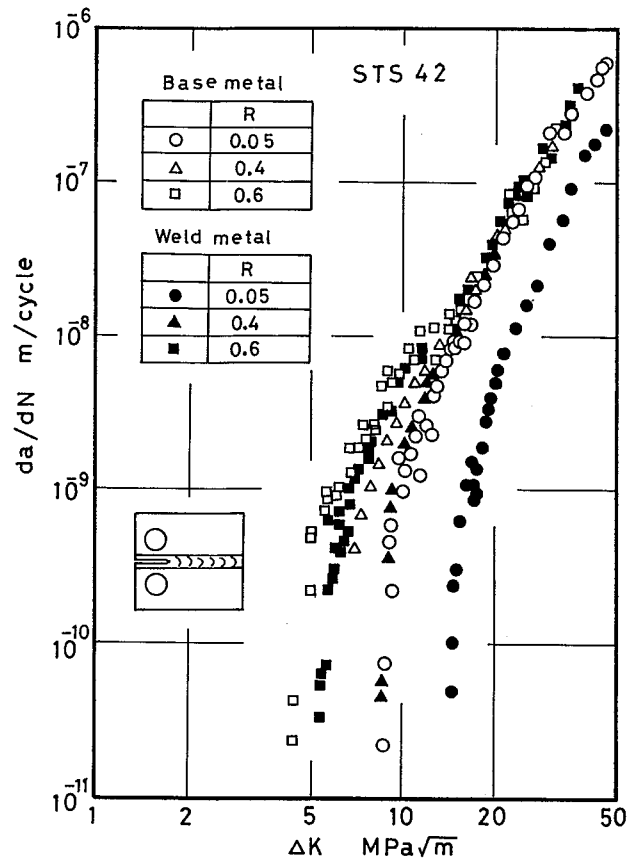
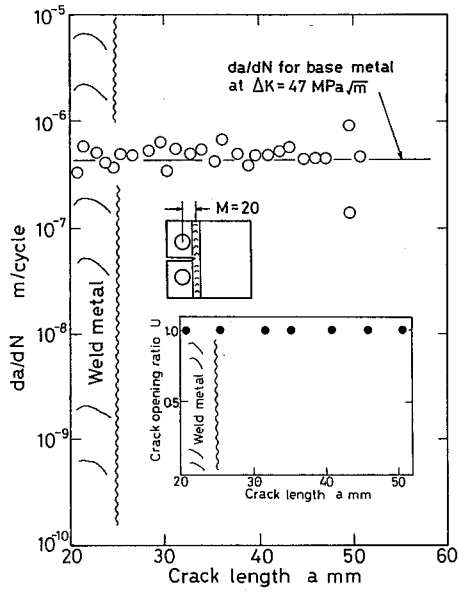
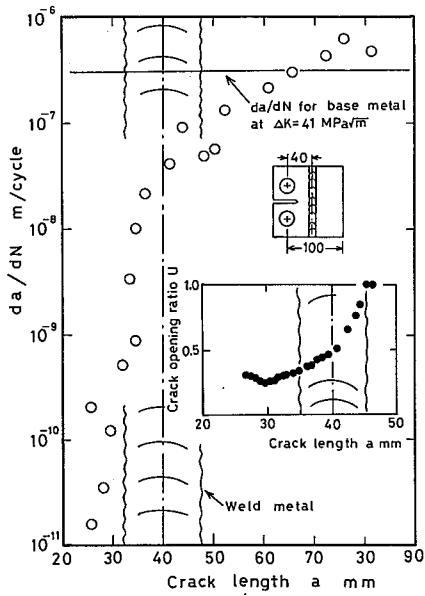


Fig. 2 Fatigue crack growth rates in base metal and weld metal CT specimens. (parallel crack orientation).
母材および溶接金属 CT 試験片の疲労き裂伝播速度 (き裂方位平行)

も低下している。また、他の R においても $\Delta K < 45 \text{ MPa}\sqrt{m}$ では母材よりも溶接金属のほうが低下しているが、 R が増加する程両者の差異は減少する傾向が認められる。これらの結果から明らかのように、Parallel CT 試験片のき裂伝播抵抗は母材のそれよりも高くなっているが、これは Parallel CT 試験片のき裂先端に常に圧縮残留応力が誘起されるため⁷⁾と推察される。Fig. 3 はき裂が溶接線を直角に横切る CCT, SEC および CT 試験片の da/dN を $R=0.05$ において比較して結果であって、図中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が伝播する $N=0$ や $N=10$ の CCT 試験片では点線で示す母材の da/dN よりも若干速く、また $N=30$ の CCT 試験片ではき裂伝播の初期に 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 や CT 試験片ではいずれも母材の da/dN よ



(a) $M=20$ mm.



(b) $M=40$ mm.

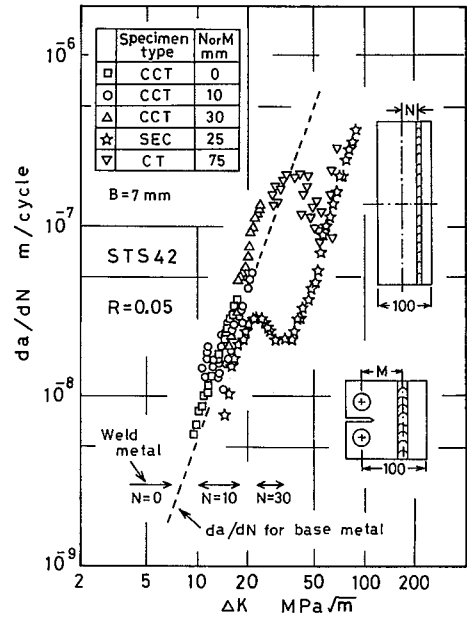
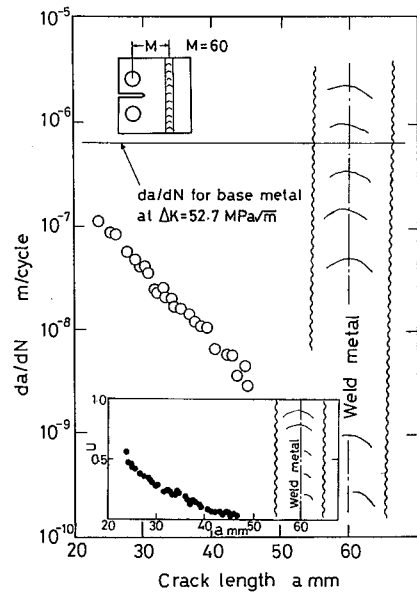


Fig. 3 Effect of specimen type on fatigue crack growth rates in welded joints.

溶接継手の疲労き裂伝播速度に及ぼす試験片タイプの影響



(c) $M=60$ mm.

Fig. 4 Effects of parameter M on fatigue crack growth rates in weld metal CT specimens (perpendicular crack orientation, constant ΔK test).

溶接 CT 試験片の疲労き裂伝播速度に及ぼすパラメータ M の影響 (き裂方位直角, ΔK 一定試験)

(a) $M=20$ mm, (b) $M=40$ mm, (c) $M=60$ mm

りも低下しているが、これは溶接線前方の母材に圧縮残留応力が存在するためと考えられる。

4.2 ΔK 一定試験における疲労き裂伝播挙動

残留応力が da/dN に及ぼす影響をより明確にするために、Perpendicular CT 試験片を用いて ΔK を一定とした試験を行い、 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. 4 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播する場合には、直線で示す母材の da/dN を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 $M=40$ の試験片では、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と連れて da/dN が低下している。このような da/dN の挙動は、Fig. 4 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 疲労き裂の伝播に及ぼす試験片寸法の影響

板厚 $B=7$ mm とし、板幅 W を 50, 100 および 200 mm の 3 種類に変えた Perpendicular CT 試験片を用いて ΔK 一定試験を行い、 da/dN に及ぼす試験片寸法の影響について検討した。その結果、引張残留応力が存在する溶接線からき裂が伝播する場合には、試験片の寸法効果は認められず、 da/dN はいずれの試験片においても母材のそれとほぼ等しいか、あるいは若干増加する程度である。これは Fig. 4(a) 中に示した U - a 関係からも明らかのように、引張残留応力場からき裂が伝播する場合には $U=1$ となり、き裂先端が常に開口状態に置かれるために寸法効果が生じないと考えられる。一方、圧縮残留応力を有する母材から溶接線に向かってき裂が伝播する CT 試験片では、Fig. 5 に見られるように板幅の増加に連れて da/dN に強い遅延が生じている。これは試験片寸法を減じると、それに伴い残留応力が解放されるため推察される。次に、 $W=100$ mm として板厚 B を 7 と 25 mm にした Perpendicular CT 試験片の da/dN を比較した結果、溶接線からき裂が伝播する場合には da/dN に板厚の影響は認められなかったが、圧縮残留応力場から引張残留応力場に向かってき裂が伝播するときには、板厚の厚い試験片のほうが da/dN により強い遅延が生じている (Fig. 6)。これは前記した寸法効果の場合と同様、板厚

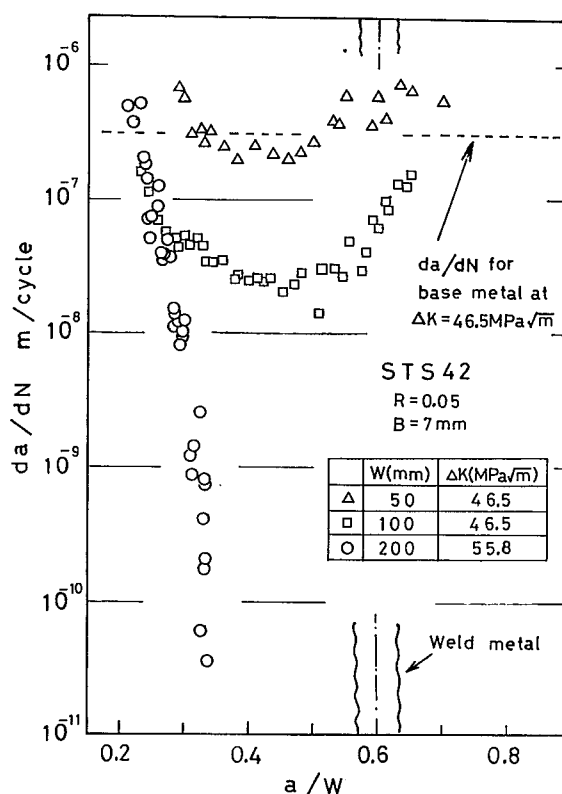


Fig. 5 Effect of specimen width on fatigue crack growth rates in weld CT specimens (perpendicular crack orientation, constant ΔK test).

溶接 CT 試験片の疲労き裂伝播速度に及ぼす試験片幅の影響 (き裂方位直角, ΔK 一定試験)

を薄くすると残留応力が軽減するためと考えられる。

4.4 疲労き裂の伝播に及ぼす予荷重の影響

実構造物では降伏点に近い荷重が作用する場合があるが、このようなときには初期残留応力分布が変化すると予想される。そこで予荷重が残留応力場の da/dN に及ぼす影響を明確にするために、ビードオンプレートから作製した CCT 試験片 (Fig. 1 e) に、予荷重なし、 $0.5\sigma_y$ および $0.97\sigma_y$ (σ_y は母材の降伏応力) の予荷重を負荷後、荷重振幅一定の疲労き裂伝播試験を行った。その結果、Fig. 7 に見られるように予荷重効果は $\Delta K < 40 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ で顕著であって、予荷重レベルの増加に連れて da/dN が増加する傾向が認められた。特に母材の降伏点にほぼ等しい $0.97\sigma_y$ の予荷重を与えた試験片の da/dN は母材のそれと大略一致していた。これは降伏点レベルの予荷重が負荷されたために、残留応力の大部分が解放されたことによると考えられる。この結果から、予荷重は初期残留応力を軽減する効果

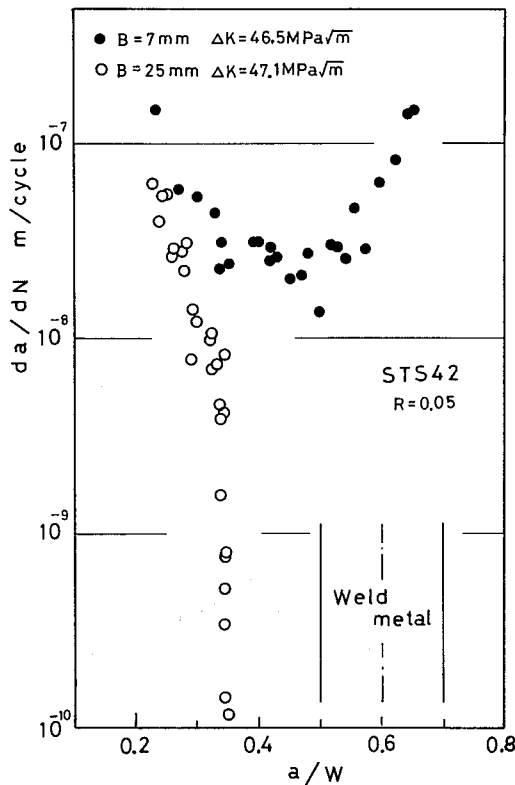


Fig. 6 Effect of specimen thickness on fatigue crack growth rates in weld metal CT specimens (perpendicular crack orientation, constant ΔK test).
溶接 CT 試験片の疲労き裂伝播速度に及ぼす試験片厚さの影響 (き裂方位直角, ΔK 一定試験)

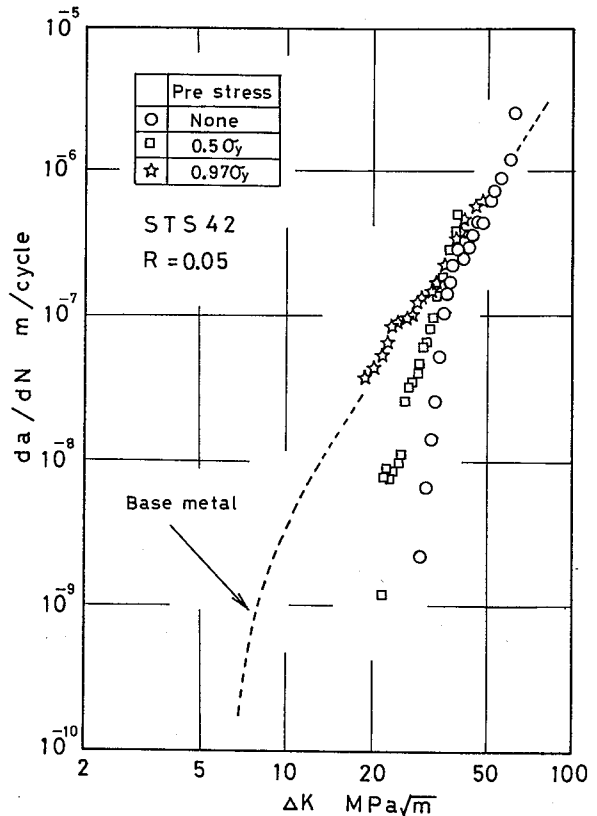


Fig. 7 Effect of pre-load on fatigue crack growth rates in weld metal CCT specimens.
溶接 CCT 試験片の疲労き裂伝播速度に及ぼす予荷重の影響

を有しており、残留応力は全断面が弾性変形する場合に最も強く da/dN に影響することがわかる。

4.5 試験片の初期残留応力分布

Fig. 8 は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、このうち (a) は CT, (b) は SEC, (c) は $0.97\sigma_y$ の予荷重負荷した CCT 試験片の残留応力分布である。これらを見るといずれも溶接線上では引張の、母材側では圧縮の残留応力が存在していることがわかる。なお、予荷重負荷した CCT 試験片では、予荷重の影響を反映して溶接線上の引張残留応力の大きさが、予荷重を与えなかった CT や SEC 試験片の引張残留応力よりもかなり減少していることがわかる。

4.6 試験片の再分布残留応力

Fig. 9 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、初期残留能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の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 (残存部分) でバランスするように再分布が生じている。本報の場合、人工き裂の先端半径は約 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と推定される。このため人工き裂ではき裂先端が常に開口している状態となることから、人工き裂による再分布残留応力の挙動は、引張残留応力場を疲労き裂が伝播する場合のそれにほぼ対応しているものと思われる。一方、圧縮残留応力場を疲労き裂が伝播する際にはき裂の先端は常に幾分の閉口が生じるの

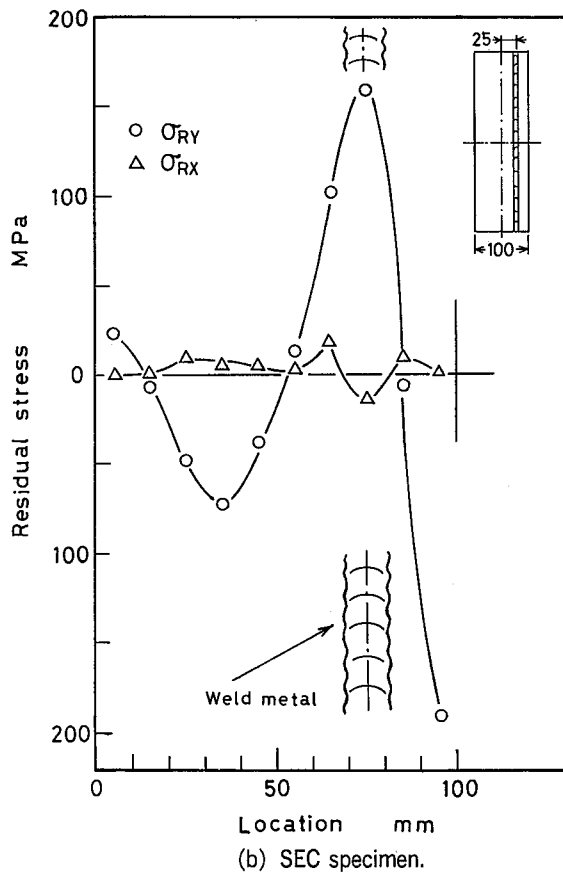
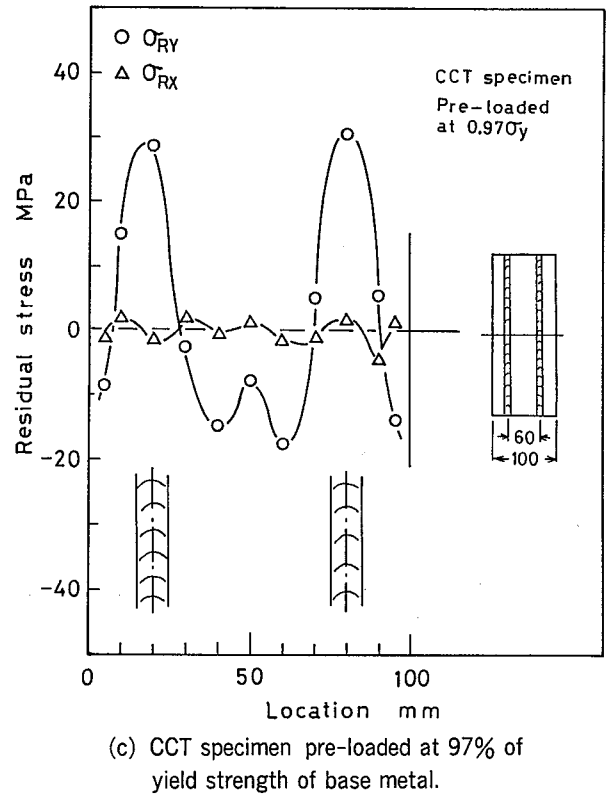
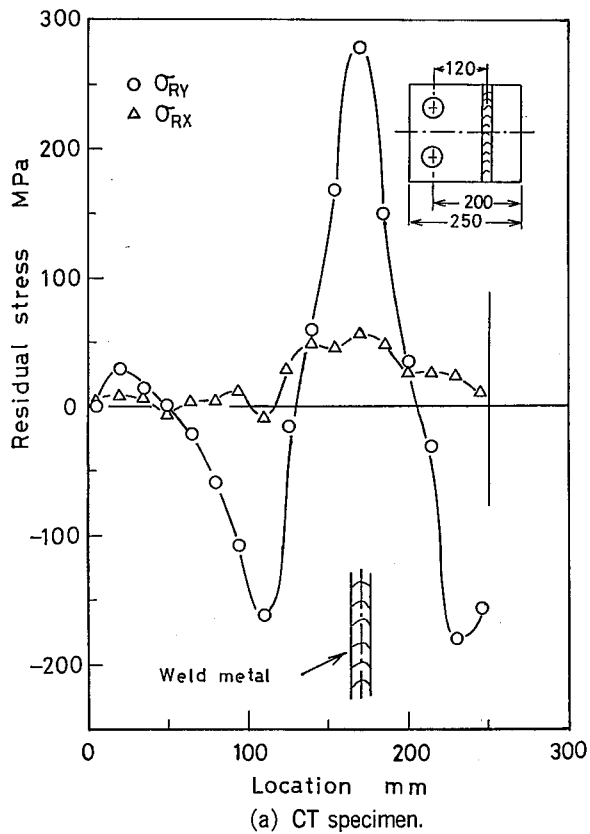


Fig. 8 Distributions of residual stresses.

残留応力分布

(a) CT 試験片, (b) SEC 試験片, (c) 母材の降伏点の97%の予荷重負荷した CCT 試験片

に対して、人工き裂先端は閉口せず、したがって実際の疲労き裂では人工き裂で得られた挙動 (Fig.9) よりもさらにわずかな再分布しか起こらないものと推察される。以上の結果から、溶接線からき裂が伝播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播するときには、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。

4.7 残留応力を考慮した応力拡大係数による da/dN の評価

残留応力場におけるき裂開口比 U は Fig.4 中に示した $U-a$ 関係から明らかなように、圧縮残留応力場では減少し、逆に引張残留応力場ではほぼ1となっていた。このような挙動は、母材の応力比効果と類似している。このため残留応力が da/dN に及ぼす影響を、応力比 R が母材の da/dN に及ぼす効果と等価に扱うことが可能であると考えられる。そこでまず母材の da/dN

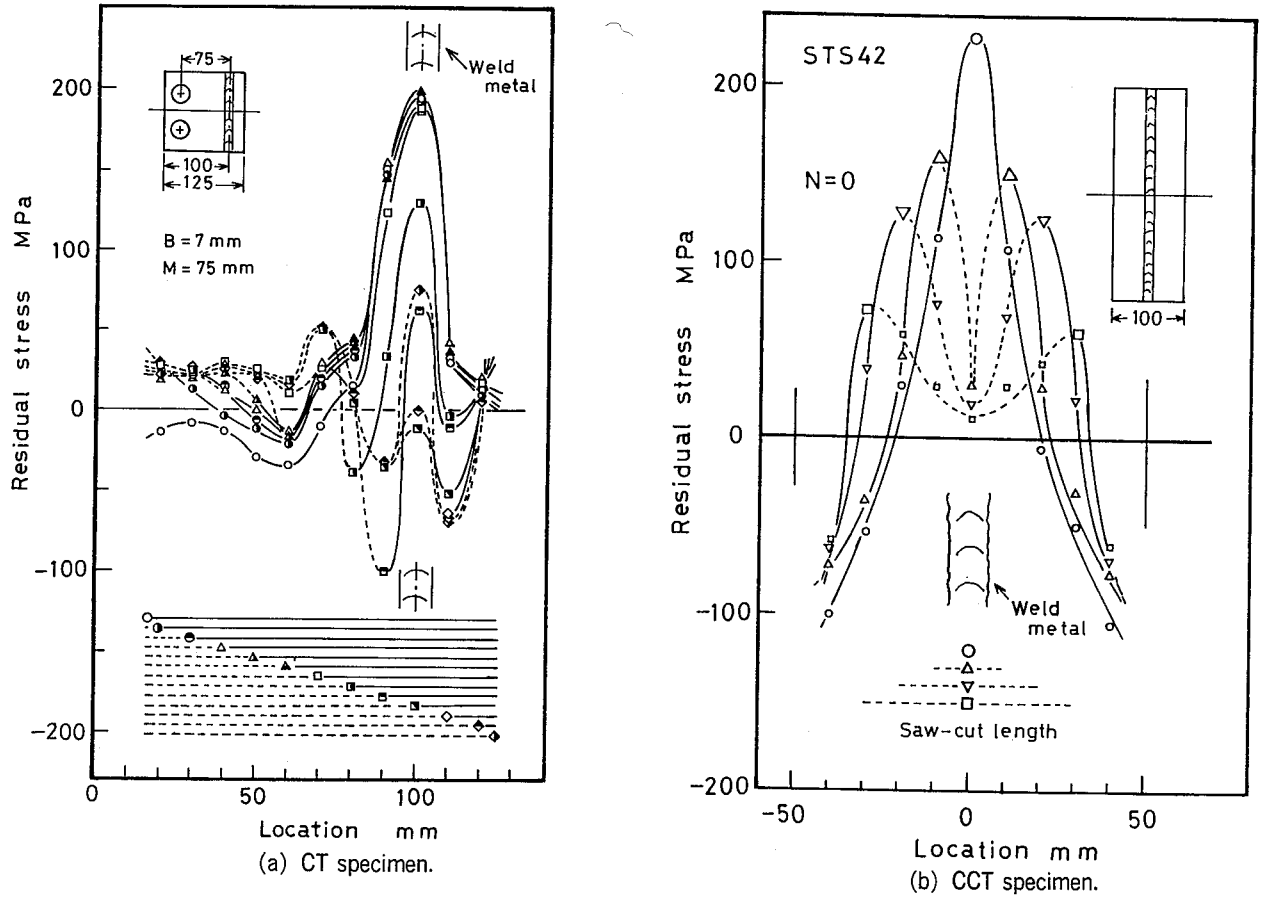


Fig.9 Redistributions of residual stresses.
 残留応力の再分布
 (a) CT 試験片, (b) CCT 試験片

dN に及ぼす R の影響を U との関連で調べた。Fig. 10 は ΔK が $15.5 \sim 37.2 \text{ MPa}\sqrt{m}$ の範囲における U と R との関係を示したもので、両者は $0.05 \leq R \leq 0.6$ において式(5)で示す関係にある。

$$U = 0.82 + 0.3 R \quad (5)$$

ところで線形弾性体ではき裂寸法を一定とすると、応力拡大係数 K は外力に比例するために、重ね合せの原理を適用することができる。すなわち、繰返し荷重を受けてき裂が残留応力場を伝播する場合、残留応力場における応力比 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(6)のように表わされる。

$$R_{res} = \frac{K_{min} + K_R}{K_{max} + K_R} \quad (6)$$

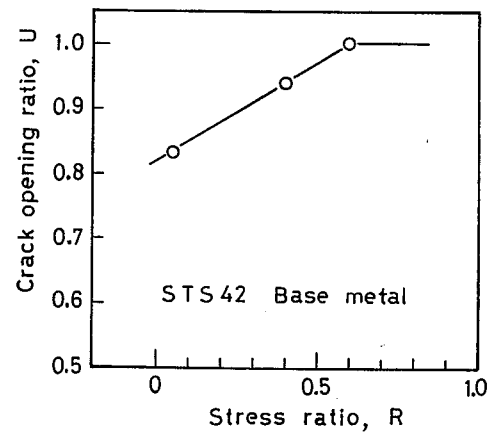


Fig. 10 Relation between crack opening ratio, U , and stress ratio, R , of base metal.
 母材のき裂開口比 U と応力比 R の関係

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場合の K 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(式7)¹⁶⁾を、また CCT 試験片に対しては式(8)¹⁷⁾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

$$\left. \begin{aligned} K_R &= \frac{2}{\sqrt{\pi a}} \int_0^a \frac{\sigma_R(x) G(x/a, a/W)}{(1-a/W)^3 \sqrt{1-(x/a)^2}} dx \\ x/a &= \alpha, \quad a/W = \beta \\ G(\alpha, \beta) &= g_1 \alpha + g_2 \beta \alpha + g_3 \beta \alpha^2 + g_4 \beta \alpha^3 \\ g_1(\beta) &= 0.46 + 3.06\beta + 0.84(1-\beta)^5 \\ &\quad + 0.66\beta^2(1-\beta)^2 \\ g_2(\beta) &= -3.52\beta^2 \\ g_3(\beta) &= 6.17 - 28.22\beta + 34.54\beta^2 \\ &\quad - 14.39\beta^3 - (1-\beta)^{3/2} - 5.88(1-\beta)^5 \\ &\quad - 2.64\beta^2(1-\beta)^2 \\ g_4(\beta) &= -6.33 + 25.16\beta - 31.04\beta^2 \\ &\quad + 14.41\beta^3 + 2(1-\beta)^{3/2} + 5.04(1-\beta)^5 \\ &\quad + 1.98\beta^2(1-\beta)^2 \end{aligned} \right\} (7)$$

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

$$\left. \begin{aligned} K_R &= \frac{1}{\sqrt{2W}} \int_{-a}^a \sigma_R(x) f\left(\frac{a}{W}, \frac{x}{a}\right) dx \\ a/W &= \beta, \quad x/a = \alpha \\ f(\beta, \alpha) &= \{1 + 0.297\sqrt{1-\alpha^2}(1-\cos u)\} \\ &\quad \times g(\beta, \alpha) \\ g(\beta, \alpha) &= \sqrt{\tan u} \frac{1 \pm (\sin v / \sin u)}{\sqrt{1 - (\cos u / \cos v)^2}} \end{aligned} \right\} (8)$$

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(7)と(8)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 に及ぼす影響を母材の R の効果と等価であると仮定すると、式(6)の R_{res} を式(5)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(9)のように記述される。

る。

$$U_{res} = 0.82 + 0.3 R_{res} \quad (9)$$

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(10)によって与えられる。

$$\begin{aligned} \Delta K_{effR} &= U_{res} \cdot \Delta K = (0.82 + 0.3 R_{res}) \Delta K \\ \text{但し } R_{res} &> 0 \end{aligned} \quad (10)$$

ここで、式(6)は R_{res} が正の場合について記述したものである。なお、 R_{res} が負となるときには応力拡大係数範囲の正の部分だけがき裂の伝播に貢献していると考えられる。そこで、 R_{res} が負となるときには第1近似として $R_{res} = 0$ として、式(11)のように ΔK_{effR} を定める。

$$\begin{aligned} \Delta K_{effR} &= 0.82 \Delta K = 0.82 (K_{max} + K_R) \\ \text{但し } R_{res} &\leq 0 \end{aligned} \quad (11)$$

Fig. 11 は、Fig. 3 に示した CCT, SEC および CT 試験片の da/dN を式(10)と(11)に示す ΔK_{effR} に対して再プロットした結果を示したもので、試験片の形状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。この結果は、初期残留応力分布が既知の場合には、外荷重と残留応力による K 値を線形加算すると同時に、残留応力を応力比の効果と等価に扱うことにより、溶接継手の寿命評価が可能であることを示している。

Fig. 12 は、Fig. 7 に示したデータのうち $0.97 \sigma_y$ の予荷重負荷した試験片と、負荷しなかった試験片の da/dN を ΔK_{effR} に対して再プロットしたもので、予荷重の有無によらず da/dN は ΔK_{effR} と良い相関が認められる。このため、溶接継手が降伏点に到達するような大きな変動荷重あるいは静的荷重を受けた場合においても、再分布後の残留応力を用いて ΔK_{effR} を算出すれば、 da/dN をうまく予測することができると考えられる。

5. 結 論

STS 42 鋼溶接板から作製した CT, CCT および SEC の3種のタイプの試験片を用いて荷重振幅一定、あるいは ΔK 一定の疲労き裂伝播試験を行い、 da/dN に及ぼす試験片のタイプ、寸法、溶接線に対するき裂の方位、試験片中の溶接線位置および予荷重が da/dN に及ぼす影響を残留応力との関連で調べた。また、これ

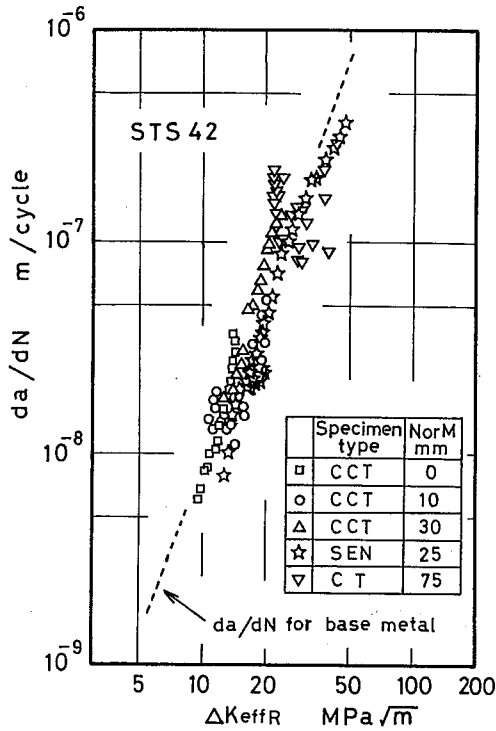


Fig. 11 Relation between fatigue crack growth rates and ΔK_{effR} in weld metal CT, CCT and SEC specimens.
溶接 CT, CCT および SEC 試験片の疲労き裂伝播速度と ΔK_{effR} の関係

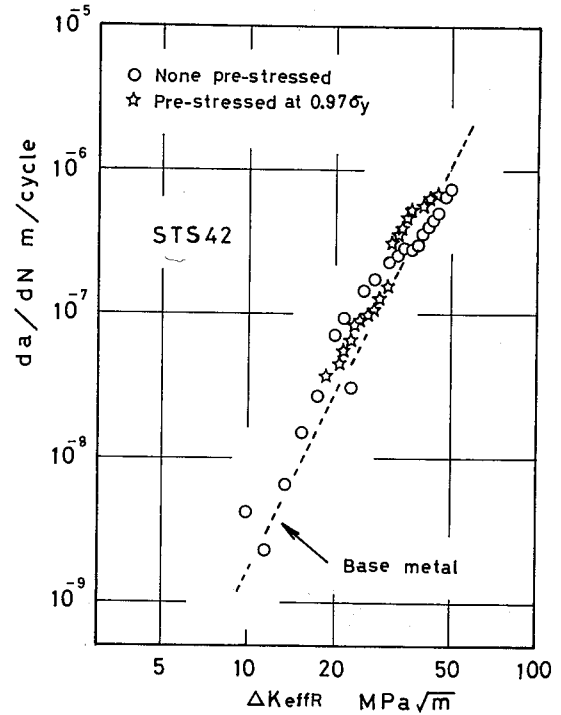


Fig. 12 Relation between fatigue crack growth rates and ΔK_{effR} in pre-loaded and none pre-loaded weld metal CCT specimens.
予荷重負荷および無負荷の溶接 CCT 試験片の疲労き裂伝播速度と ΔK_{effR} の関係

らの結果に破壊力学を適用して、残留応力場における da/dN の評価を試みた。得られた結果は、以下のよう
に要約される。

- (1) 引張残留応力場からき裂が伝播する Perpendicular CT 試験片や CCT 試験片では、き裂が初期圧縮残留応力場に到達しても、試験片の寸法（板幅や板厚）によらずき裂先端はほぼ開口状態 ($U=1$) にあるために、 da/dN に及ぼす試験片寸法の影響は認められない。
- (2) 圧縮残留応力場からき裂が伝播する Perpendicular CT 試験片では、試験片寸法が増大する程初期圧縮残留応力場において da/dN に強い遅延が認められた。これは、試験片寸法が増大する程初期残留応力が解放されずに残存するためである。
- (3) 溶接金属中をき裂が伝播する Parallel CT 試験片では、き裂先端が常に圧縮残留応力場に置かれるために、母材の da/dN よりも低下する。
- (4) 残留応力が da/dN に及ぼす影響は、予荷重を与えない場合に最も顕著に認められる。予荷重の増加は残留応力を軽減し、 da/dN は母材のそれに近づくよう

になる。

- (5) 溶接残留応力が da/dN に及ぼす影響を母材における応力比の影響と同等であると仮定して、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 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表示され、 ΔK_{effR} による評価が有効である。
- (6) 大きな予荷重が作用して初期残留応力分布が変化した場合でも、再分布した残留応力を用いて応力拡大係数 K の重ね合せを行えば、 da/dN の評価が可能となる。

謝 辞

本研究の一部は、著者の 1 人である吉久悦二が昭和 60 年 5 月 1 日から 61 年 3 月 31 日まで、東京工業大学工学部機械物理工学科小林研究室に国内留学した際に

行ったものである。国内留学に際して受け入を快諾していただくと同時に、種々御指導下さいました小林英男助教授に心からお礼申し上げます。また、数値解析等で直接御指導下さいました中村春夫助手をはじめ、輪講において貴重な御意見をいただきました小林研究室の皆様にもお礼申し上げます。

(昭和62年3月9日受理)

参考文献

- 1) S.J.Maddox, Metal Const. and The British Weld. J., 2 (1970), pp. 285~289.
- 2) 橘内良雄, 日本機械学会論文集, 47-A, (昭56), pp. 677~688.
- 3) 仁瓶寛太, 尾野英雄, 恒成利康, 日本造船学会論文集, 152 (昭57), pp. 390~396.
- 4) A.P.Parker, ASTM STP, 776, (1982), pp. 13~31.
- 5) D.V.Nelson, ASTM STP, 776, (1982), pp. 172~194.
- 6) 本田和男, 鳥居太始之, 態沢純一, 日本機械学会論文集, 47-A, (昭56), pp. 376~383.
- 7) 橘内良雄, 材料, 32 (昭58), pp. 304~309.
- 8) 小林英男, 轟 章, 材料, 35 (昭61), pp. 401~406.
- 9) 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 (昭61), pp. 225~230.
- 10) 橘内良雄, 吉久悦二, 日本機械学会講演論文集, No.860-3 (昭61), pp. 231~236.
- 11) Annual Book of ASTM Standards, E 647-81, (1981).
- 12) J.E.Srawley, Int. J. Fract., 12 (1976), pp. 475~476.
- 13) M.Isida, Trans. ASME, J. App. Mech., (1966), pp. 674~675.
- 14) W.F.Brown and J.E.Srawley, ASTM STP, 410, (1966), pp. 1~65.
- 15) 岡村弘之, 線形破壊力学入門, (昭52), 培風館.
- 16) H.Tada, P.C.Paris, G.R.Irwin, The Stress Analysis of Cracks Handbook, 2.33 (1985), Del Research Corporation.
- 17) H.Tada, P.C.Paris, G.R.Irwin, The Stress Analysis of Cracks Handbook, 2.27 (1985), Del Research Corporation.