

4. 変動荷重を受けるHT80鋼溶接継手の疲労き裂伝ば挙動評価

吉久 悦二*, 橋内 良雄*

4. Estimation of Fatigue Crack Growth Behavior of HT80 Steel Weldments under Variable-Amplitude Loading

by Etsuji YOSHIHISA* and Yoshio KITSUNAI*

Abstract; Many welded joints exist in structural members of overhead travelling cranes. Since actual service loads for the cranes are generally random, these welded joints are under complex loadings. In the evaluation of fatigue strength of these joints, it is essential to clarify the effect of such complexity in load, which is added to the effect of welding-induced residual stress. Recently, damage tolerant design method is adopted in designing certain kinds of machines. In these machines, prompt relevant action based on the knowledge of fatigue crack growth is necessary on cracks detected by inspection in service and in fabrication. As it is considered that this design method will be adopted for many kinds of machines which include cranes, the estimation of fatigue crack growth behaviors will be a matter of great importance.

As a step toward fatigue crack growth tests under random loadings, the fatigue tests under constant amplitude and two-step blocked loadings were carried out on HT80 steel butt-welded joints. The influence of residual stress and variable-amplitude loading on fatigue crack growth rate, da/dN , was evaluated by utilizing linear fracture mechanics.

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

- (1) The crack growth rate, da/dN , in the welds are dominated by residual stress and the total loading cycles in a block, $(N_H + N_L)$, and the ratio of loading cycles in the block, N_H/N_L , have little influence on the growth rate, where N_H and N_L are number of cycles for large and small amplitude loadings, respectively.
- (2) The crack opening stress intensity factor, K_{op} , in the welds under two-step blocked loading remains in the constant level through each block and is governed by the maximum stress intensity factor, K_{Hmax} , in the block.
- (3) The effective stress intensity factor range, ΔK_{Rem} , can be calculated from the stress intensity factor range, $K_{irmax} - K_{op}$, where K_{irmax} is the maximum stress intensity factor in which the residual stress is taken into account at each step in a block. And the average crack growth rate for a loading block in the weld, $(da/dN)_B$, are correlated with ΔK_{Rem} in the same manner which is used for the estimation of crack growth rate in the materials without residual stress under constant amplitude loading.

Keywords; Fatigue crack growth, Two-step blocked loading, Butt-welded joint, Residual stress, Overhead travelling crane, HT80 steel.

1. 緒 言

実際の機械や構造物は一定振幅荷重よりも、むしろ何らかの変動荷重を受けている場合が多い。天井クレーンの構造部材についても、吊り上げ、走行、横行等の動作によって各部位に作用する荷重は複雑に変化するため、部材の軽量化を図るためには実働荷重と疲労強度の関係についてより詳細な検討が必要とされている。また、その利便性から、機械等には溶接が施される場合が少なくない。天井クレーンでも、ボックス構造、トラス構造を問わず、多数の溶接部が存在するが、材質の変化、残留応力の存在等の理由から、溶接部の疲労強度については不明な点が多い。

近年、機械等に対して損傷許容設計の思想が取り入れられ、疲労き裂の発生寿命とともに伝ば寿命が重視されるようになってきているが、溶接部の疲労き裂伝ば寿命は残留応力に強く支配されることが知られており、残留応力場中の疲労き裂の挙動の評価法について多くの検討がなされている^{1)~13)}。このうち、残留応力の影響に対する定量的評価法としては、残留応力により誘起される応力拡大係数 K と外荷重によるそれとを重ね合わせて全体の K を求め、残留応力の効果を応力比の変化として扱って、き裂伝ば速度 da/dN を評価することが試みられている^{1)~12)}。しかし、これらの研究の多くは一定振幅荷重の場合を対象としており、実用上重要と思われる変動荷重下のき裂伝ばを対象にした研究⁹⁾は少ない。

本研究では、クレーン溶接部の疲労強度を評価するための基礎として重要である、変動荷重下の溶接継手の疲労き裂伝ば寿命を予測する手法を確立するために、HT80 鋼突合せ溶接板とその母材から作製した3種類の試験片を用いて、一定振幅荷重ならびに1ブロックが2段からなる変動荷重を負荷して疲労き裂伝ば試験を行い、変動荷重下のき裂伝ば挙動に及ぼす残留応力の影響について検討した。さらに、残留応力を

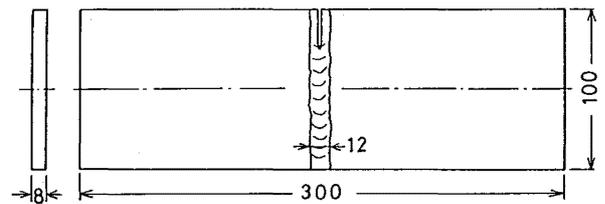
考慮した有効応力拡大係数範囲 ΔK に線形加算則を用いて、残留応力場中の疲労き裂が変動荷重を受ける場合のき裂伝ば速度の評価を試みた。

2. 試験片および実験方法

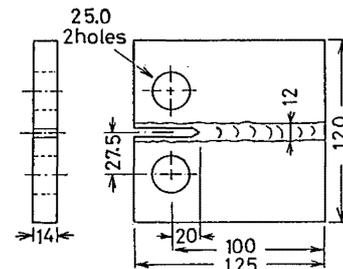
供試材は長さが3000mm、幅が1800mm、厚さが16mmのHT80鋼であって、その化学成分をTable 1に、機械的性質をTable 2に示す。供試材を圧延方向と

Table 3 Welding conditions.
溶接条件

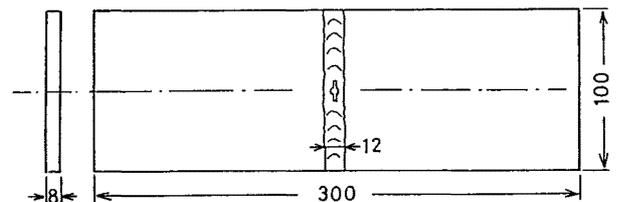
| Parameters | Values |
|--------------------|--------------------------|
| Groove | Double V |
| Position | Flat |
| Electrode | JIS D8016 4 and 8 mm |
| Arc Cur. and volt. | 180 - 220 amps, 35 volts |
| Welding speed | 180 - 220 mm/min |
| Heat input | 17.2 - 25.7 kJ/cm |
| Number of runs | 6 |



(a) CCT specimen.



(b) CT specimen



(c) SEC specimen

Table 1 Chemical composition of material used.
供試材の化学成分 (wt.%)

| C | Si | Mn | P | S | Cu | Mo | Cr |
|------|------|------|-------|-------|------|------|------|
| 0.13 | 0.25 | 0.88 | 0.016 | 0.005 | 0.17 | 0.40 | 0.79 |

Table 2 Mechanical properties of material used.
供試材の機械的性質

| Yield Strength (MPa) | Tensile Strength (MPa) | Elongation % |
|----------------------|------------------------|--------------|
| 760 | 817 | 26.0 |

Fig.1 Shapes and dimensions of specimens.
試験片の形状および寸法

直角に溶断によって 10 等分して得た板を、Table 3 に示す条件で突合せ溶接した。突合せ溶接後、溶接金属中をき裂が伝ばするように、各々切欠を付けた CCT 試験片 [Fig.1(a)], CT 試験片 [Fig.1(b)] および SEC 試験片 [Fig.1(c)] を溶接板から切り出して疲労試験に供した。一方、母材試験片は溶接線から十分離れた位置から採取し、形状、寸法は CT 試験片と同一になるように加工した。

疲労き裂伝ば試験は電気油圧式疲労試験機を用いて、一定振幅荷重および 2 段変動荷重を負荷して行った。応力比 R はいずれも 0.05、繰返し速度は 0.1 ~ 10 Hz である。2 段変動荷重の多くは、第 2 段 (第 2 ステップ) の振幅が第 1 ステップのその 1/2 であり、1 ブロックの繰返し数は 100 ~ 1010 とした。疲労き裂伝ば速度 da/dN は、一定振幅荷重試験では Secant 法¹⁾ を用いて求めた。一方、変動振幅荷重試験では、実測したき裂長さおよび繰返し数に最小二乗法を適用して多項式で近似し、この式を用いて 1 ブロック当たりのき裂伝ば量 Δa を算出して、 Δa を 1 ブロック当たりの総繰返し数 ΔN で除すことにより求めた。き裂開口荷重の測定は除荷弾性コンプライアンス法を用いて行った。なお、これらの結果の多くはデータレコーダに連続して記録した。残留応力の計測は前報⁸⁾ と同様、切欠を有しない試験片の表裏同一箇所にゲージ長さが 1mm の 3 軸ひずみゲージを貼り付けた後、ゲージの周囲を切断してその際に解放されるひずみをもとに弾性計算によって求めた。

3. 実験結果および考察

3.1 母材の疲労き裂伝ば挙動

母材については、一定振幅荷重下の da/dN は ΔK を用いて、また 2 段変動荷重下のそれは ΔK の m 乗重み平均 ΔK_m を用いて評価した。ここで、 ΔK_m は以下のように表される。すなわち、一定振幅荷重における da/dN と ΔK との間には c, m を材料定数として式 (1) で示される Paris 則が成立する。したがって、2 段変動荷重下のステップ i でのき裂伝ば速度 $(da/dN)_i$ が式 (1) に従うならば、 $(da/dN)_i$ はステップ i での応力拡大係数範囲 ΔK_i を用いて式 (2) のように記述できる。

$$\frac{da}{dN} = c (\Delta K)^m \quad (1)$$

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_i = c (\Delta K_i)^m \quad (2)$$

式 (2) より、1 ブロック当たりの平均的なき裂伝ば速度 $(da/dN)_B$ は、線形加算則を用いて次のように記述することができる。

$$\begin{aligned} \left(\frac{da}{dN}\right)_B &= \sum_{i=1}^2 \left(\frac{da}{dN}\right)_i \left(\frac{N_i}{\sum N_i}\right) \\ &= c \sum_{i=1}^2 (\Delta K_i)^m \left(\frac{N_i}{\sum N_i}\right) \\ &= c (\Delta K_m)^m \end{aligned} \quad (3)$$

ここで、 N_i はブロック内のステップ i における繰返し数、 $\sum N_i$ は 1 ブロック内の総繰返し数 ($=\Delta N$) である。また、 ΔK_m は ΔK_i の m 乗重み平均であり、次式のように表される。

$$\Delta K_m = \sum_{i=1}^2 \Delta K_i^m \left(\frac{N_i}{\sum N_i}\right)^{1/m} \quad (4)$$

なお、変動荷重下における da/dN の評価にしばしば用いられる ΔK_{rms} は、式 (4) において $m=2$ の場合に相当するものである。

一定振幅荷重下の da/dN を ΔK に対して、また変動荷重下のそれを ΔK_m に対して各々プロットした結果を Fig. 2 に示す。なお、 ΔK_m の算出に際しては、式

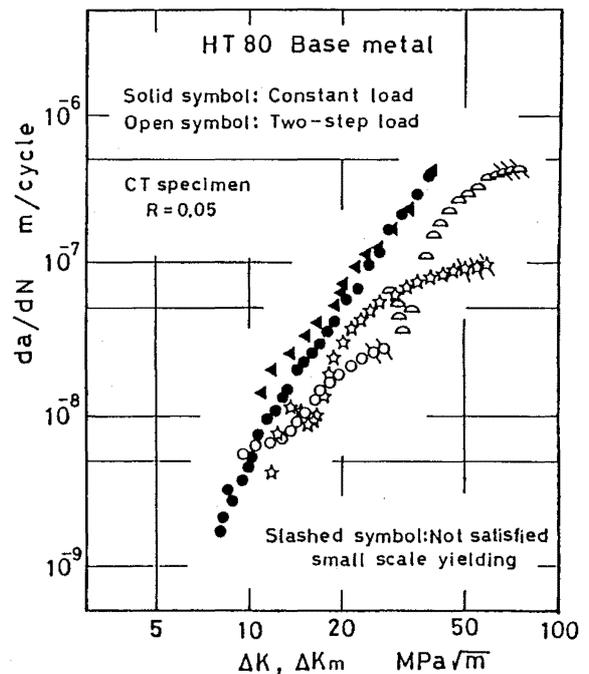


Fig. 2 da/dN vs. $\Delta K, \Delta K_m$ for base metal. 母材の da/dN と $\Delta K, \Delta K_m$ の関係

(4)中の m の値は一定振幅荷重下で実験結果をもとに $m=2.73$ とした。**Fig.2**において、変動荷重下での da/dN はこれまでの多くの報告と同様、一定振幅荷重下のそれよりも遅延する傾向が認められる。また、変動荷重下では ΔK_m の増加に伴い da/dN が若干低下する場合が認められるが、これは最小二乗法によって定めた $a-N$ 関係を用いて da/dN を算出しているためと推察される。

ASTM は CT 試験片の小規模降伏状態に対して平面寸法の基準¹⁴⁾、式(5)を提案している。**Fig.2**中の斜線を付けたデータは、1ブロック中の最大応力拡大係数 K_{Hmax} が式(5)を満足せず、き裂伝ば速度と応力拡大係数範囲との間に Paris 則が成立しないと見られるデータである。

$$w-a = \left(\frac{4}{\pi}\right) \left(\frac{K_{Hmax}}{\sigma_y}\right)^2 \quad (5)$$

ここで、 w は試験片の幅、 a はき裂長さ、そして σ_y は材料の降伏応力である。

変動荷重下での da/dN の遅延は、き裂開口荷重の変化に起因することが知られている。そこで、除荷弾性コンプライアンス法を用いて、変動荷重下のき裂開口荷重 P_{op} を計測した。その結果、菊川ら¹⁵⁾¹⁶⁾や城野ら⁹⁾の報告と同様に P_{op} は1ブロックを通してほぼ一定であって、そのブロック中の最大荷重(第1ステップの最大荷重)に強く支配されていた。ここで、第1ステップのき裂開口比 U_H に着目すると共に、 K_{Hmax} が一定振幅荷重下の K_{max} と等しい場合には両者のき裂開口荷重 P_{op} が一致すると仮定すると、 U_H は式(6)のように表される。

$$U_H = \frac{K_{Hmax} - K_{op}}{K_{Hmax} - K_{Hmin}} = \gamma + \delta R \quad (0 \leq R \leq 0.6) \quad (6)$$

ここで、 K_{Hmin} は第1ステップでの最小応力拡大係数、 R は応力比である。また、 γ と δ は定数で、一定振幅荷重試験の結果から、 $\gamma=0.85$ 、 $\delta=0.25$ とした。式(6)を用いて2段変動荷重下の U_H を推定したところ、 $U_H=0.863$ が得られた。一方、小規模降伏状態を満足する $15\text{MPa}\sqrt{\text{m}} < \Delta K_m < 40\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ の範囲について実測した U_H の平均値は 0.855 であり、両者は良く一致している。したがって、一定振幅荷重下の $U-R$ 関係を用いて変動荷重下のき裂開口レベルを推定することが可能である。また、前述したように、 K_{op} は1ブロックを通してほぼ一定であることから、式(6)を用いて K_{op} を算出してこれを各ステップの最大応

力拡大係数 K_{imax} から減じれば、各ステップにおける有効応力拡大係数範囲 ΔK_{ieff} を定められることができ、これを式(4)の ΔK_i に代入することによって、式(8)に示すように有効応力拡大係数範囲の m 乗重み平均 ΔK_{effm} が算出できる。

$$\Delta K_{ieff} = \Delta K_{imax} - \Delta K_{op} \quad (7)$$

$$\Delta K_{effm} = \sum_{i=1}^2 \Delta K_{ieff}^m \left(\frac{N_i}{\sum N_i}\right)^{1/m} \quad (8)$$

Fig.3 は **Fig.2** に示した da/dN のうち、一定振幅荷重下の da/dN を ΔK_{eff} ($=U\Delta K$) で、変動荷重下のそれを ΔK_{effm} で整理し直したもので、 ΔK_{effm} が $10 \sim 35\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ の範囲では変動荷重における遅延効果を取り除かれ、 da/dN は一定振幅荷重に対する結果とほぼ一致している。

3.2 溶接継手の疲労き裂伝ば挙動

Fig.4 は溶接継手の da/dN を ΔK_m に対してプロットしたものであり、図中には比較のために $da/dN < 2 \times 10^{-9}\text{m/cycle}$ の母材のデータを破線で示した。また、**Fig.4** 中の斜線を付けたデータは小規模降伏

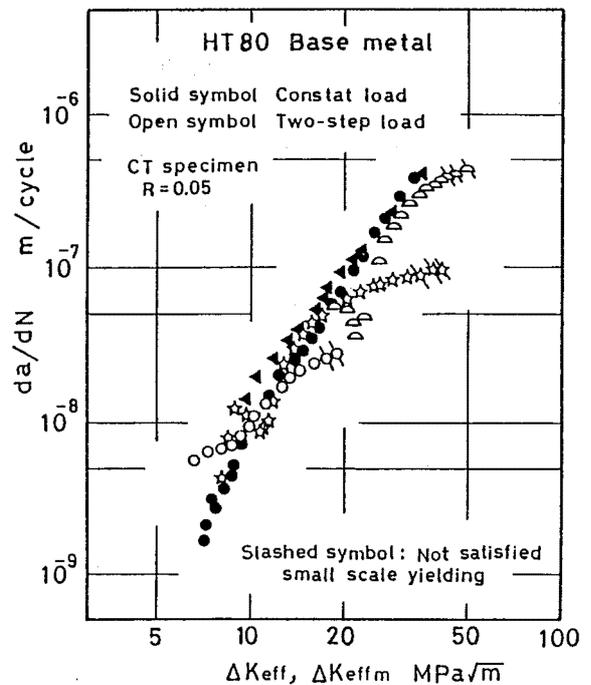


Fig.3 da/dN vs. ΔK_{eff} , ΔK_{effm} for base metal. 母材の da/dN と ΔK_{eff} , ΔK_{effm} の関係

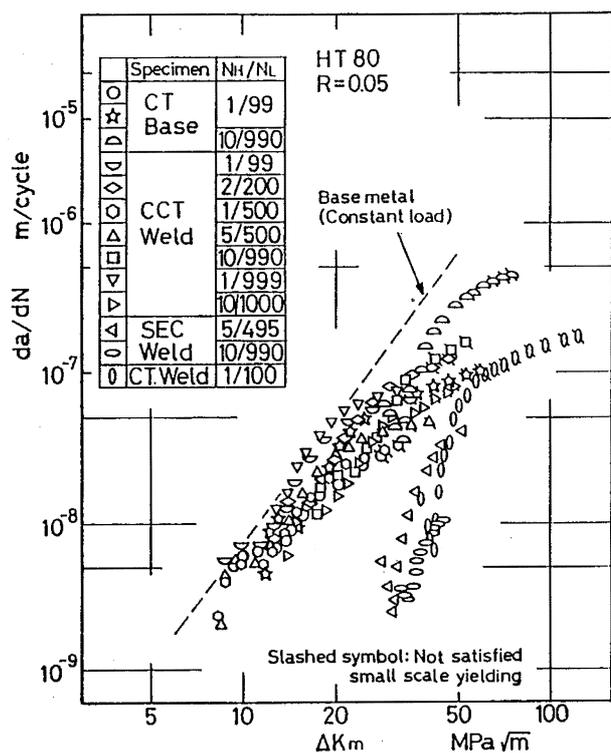


Fig.4 da/dN vs. ΔK_m for welded specimens.
変動荷重下の溶接継手の da/dN と ΔK_m の関係

状態から逸脱したデータで、CT 試験片では式 (5)、CCT 試験片では式 (9) の条件を満足しないデータである。

$$\sigma_y > \sigma_n = \frac{P_{Hmax}}{BW(1-2a/W)} \quad (9)$$

ここで、σ_n は公称応力、P_{Hmax} は 1 ブロック中の最大荷重、B は試験片の厚さ、そして W は試験片の幅である。

Fig.4において、溶接継手の da/dN は以前に報告⁸⁾した一定振幅荷重の場合と同様に、試験片のタイプに強く依存していることが分かる。すなわち、試験片の板幅の端から中心に向かって溶接線中をき裂が伝ばする CT および SEC 試験片では、da/dN が母材の場合よりも著しく遅延するのに対して、板幅の中央から端に向かってき裂が伝ばする CCT 試験片の da/dN は母材のそれとほぼ等しい。このような da/dN の差異は、残留応力によってき裂先端に誘起される応力拡大係数が試験片のタイプに依存して異なるためである。

第 1 ステップ繰返し数を N_H、第 2 ステップのそれを N_L とし、溶接継手の da/dN と繰返し数比 N_H/N_L の関係について検討した結果、N_H/N_L が同じであっても記号▽のデータは溶接 CCT 試験片の上限となっているのに対して、記号○のデータは下限近傍となっており、da/dN と N_H/N_L との間に系統的な関

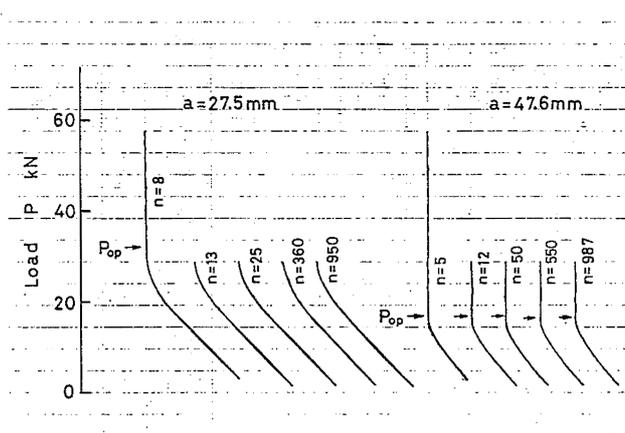


Fig.5 Crack opening level for welded specimen (Two-step loading).
変動荷重下の溶接継手のき裂開口レベル

係は認められない。これは N_H/N_L が 1/99 ~ 1/1010 であって N_H/N_L の変動幅が小さいことならびに同一タイプの試験片でも残留応力分布が試験片毎に若干異なっていることによると推察される。

溶接試験片の変動荷重下におけるき裂閉口挙動について検討した結果、CCT 試験片では繰返し数比によらず 1 ブロックを通してき裂先端はほぼ開口状態であった。一方、CT および SEC 試験片ではき裂の閉口現象が明確に認められた。Fig.5 は除荷弾性コンプライアンス法により求めたき裂開口レベル P_{op} を示したものである。小規模降伏状態にある P_{op} は、Fig.5 に見られるように 1 ブロック中では一定であって、母材の場合と同様にブロック中の最大荷重に支配されている。

3.3 残留応力場における da/dN の評価

前述したように、残留応力を有する溶接継手が変動荷重を受ける場合についても、き裂の開口荷重は 1 ブロックを通してほぼ一定であった。したがって、各ステップにおいて、残留応力による応力拡大係数と外荷重によるそれとの和からき裂開口応力拡大係数 K_{op} を減じた応力拡大係数範囲を求めれば、それが各ステップでの da/dN を支配しているものと考えられる。この K_{op} は式 (10) によって与えられる。

$$K_{op} = K_{imax} + K_{res} - (\gamma + \delta R_{ires}) \Delta K_i \quad (10)$$

ここで、K_{imax} と ΔK_i は各々ステップ i での最大応力拡大係数と応力拡大係数範囲、K_{res} は残留応力による応力拡大係数である。また、R_{ires} はステップ i において残留応力を考慮した応力比であって、K_{imin} をステップ i での最小応力拡大係数として、式 (11) で与え

られる。

$$R_{ires} = \frac{K_{imin} + K_{res}}{K_{imax} + K_{res}} \quad (11)$$

残留応力によってき裂先端に誘起される応力拡大係数 K_{res} は、残留応力 $\sigma_R(x)$ と等価逆符号の分布荷重がき裂面に作用するときの K 値として算出される。本実験で使用した CCT および SEC 試験片については、き裂面に集中荷重が作用する場合の解が Tada ら^{17) 18)} によって与えられているので、この解の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、き裂面に沿って積分することによって K_{res} を算出した。なお、 K_{res} の算出に際して、残留応力 $\sigma_R(x)$ は測定した試験片の残留応力分布に最小二乗法を適用して、以下のような多項式近似を行った。

$$\sigma_R(x) = \sum m_i x^i \quad (12)$$

ここで、 x は試験片の端からの距離である。

Fig.6 と Fig.7 は CT と CCT 試験片について各々測定した残留応力分布を示したものである。測定結果から求めた各試験片に対する式 (12) の係数 m_i を以下に示す。なお、 x および $\sigma_R(x)$ の単位は各々 mm および MPa であり、また、SEC 試験片の残留応力分布は CCT 試験片のものと同じであると仮定し、 K_{res} の算出に使用した。

CT 試験片に対する式 (12) の係数

$$\begin{aligned} m_0 &= -0.1593 \times 10^3, m_1 = -0.3901 \times 10^1 \\ m_2 &= 0.9583 \times 10^0, m_3 = -0.3192 \times 10^{-1} \\ m_4 &= 0.4663 \times 10^{-3}, m_5 = -0.3208 \times 10^{-5} \\ m_6 &= 0.8382 \times 10^{-6} \end{aligned}$$

CCT 試験片に対する式 (12) の係数

$$\begin{aligned} m_0 &= -0.2790 \times 10^3, m_1 = 0.2907 \times 10^2 \\ m_2 &= 0.8921 \times 10^0, m_3 = 0.1203 \times 10^{-1} \\ m_4 &= -0.6017 \times 10^{-4} \end{aligned}$$

式 (11) から算出される R_{ires} は、本実験の範囲では 0.6 を超えなかった。しかし、負となる場合にはその扱いが問題となる。そこで、 $R < 0$ の条件で一定振幅荷重の疲労き裂伝ば試験を実施したところ、圧縮荷重側ではき裂の開口は認められなかった。疲労き裂の伝ばにはき裂開口点以上の応力拡大係数範囲が寄与することから、 R_{ires} が負になるときは $R_{ires} = 0$ として扱った。この場合の K_{op} は次式で表される。

$$K_{op} = (1 - \gamma) (K_{Hmax} + K_{res}) \quad (13)$$

圧縮残留応力場をき裂が伝ばする場合 (本報では、

CT や SEC 試験片の場合がこれに相当する。) には、圧縮残留ひずみが解放されるに伴ってき裂面が接触するようになり、き裂面接触による応力拡大係数 K_{co} が誘

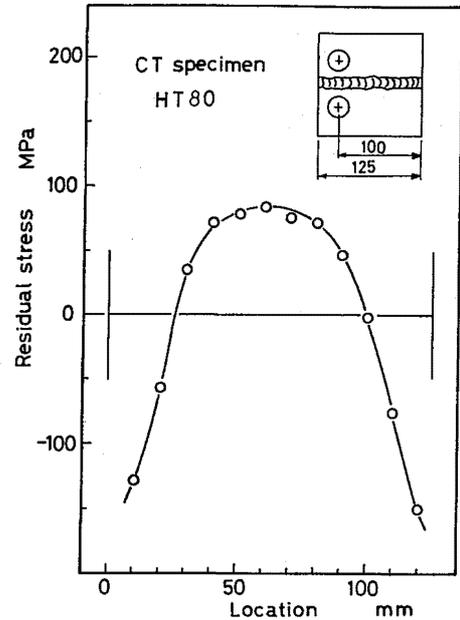


Fig.6 Residual stresses for CT specimen. CT 試験片の残留応力分布

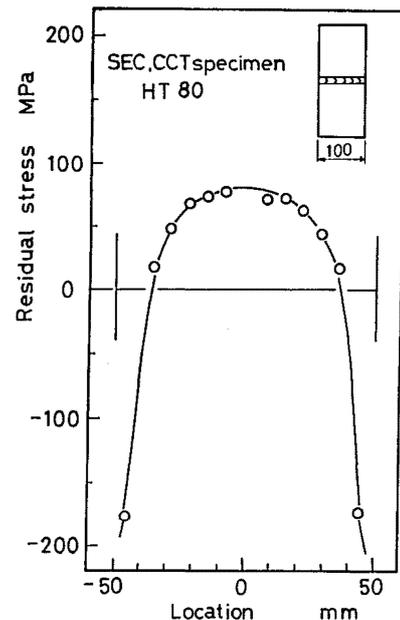


Fig.7 Residual stresses for CCT specimen. CCT 試験片の残留応力分布

起される¹¹⁾¹²⁾。このために、 K_{op} を正確に推定しようとするときには、式(10)、(11)および(13)でこの K_{co} の影響を考慮する必要がある。しかし、CT試験片では K_{op} や R_{res} に及ぼす K_{co} の影響は比較的小さいことが報告¹²⁾されていることから、本報ではCT試験片に対してき裂面接触の影響を無視した。また、SEC試験片においてはどの程度の K_{co} が誘起されるか明らかではないが、ここではCT試験片と同様にき裂面接触の効果は考慮しなかった。

式(10)および式(13)から算出した K_{op} を残留応力を考慮した各ステップの最大応力拡大係数 K_{iRmax} から減じることにより、各ステップの有効応力拡大係数範囲 ΔK_{iReff} が算定できる。ここで、ステップ*i*でのき裂伝ば速度 $(da/dN)_i$ はステップ*i*での ΔK_{iReff} を用いて式(14)のように記述できる。

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_i = c (\Delta K_{iReff})^m \quad (14)$$

$$\Delta K_{iReff} = K_{iRmax} - K_{op}$$

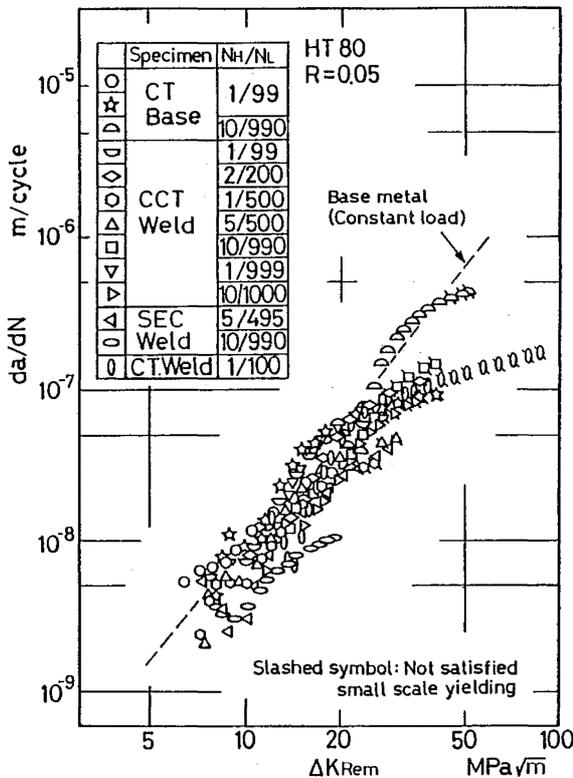


Fig.8 da/dN vs. ΔK_{Rem} for welded specimens (Two-step loading).
変動荷重下の溶接継手の da/dN と ΔK_{Rem} の関係

また、式(14)より1ブロックごとの平均的なき裂伝ば速度 $(da/dN)_B$ は、以下のように表される。

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_B = c (\Delta K_{Rem})^m \quad (15)$$

ここで、 ΔK_{Rem} は ΔK_{iReff} の*m*乗重み平均であり、次式で与えられる。

$$\Delta K_{Rem} = \sum_{i=1}^2 \Delta K_{iReff}^m \left(\frac{N_i}{\sum N_i}\right)^{1/m} \quad (16)$$

Fig.4に示した溶接継手の da/dN を式(16)で定義する ΔK_{Rem} に対して再プロットした結果をFig.8に示す。なお、 ΔK_{Rem} の算出に際して*m*の値には先に報告⁸⁾したHT80鋼の母材に対する $da/dN - \Delta K_{eff}$ の関係から、 $m=2.66$ を用いた。Fig.8において、斜線を付けたデータを除くと、各データは破線で示す母材の一定振幅荷重下の da/dN の近傍の比較的狭い散布帯中にプロットされる。なお、データがばらつく原因としては、試験片ごとに残留応力分布が若干異なると予想されるにもかかわらず、測定した1本の試験片の残留応力分布を用いて他の試験片の K_{res} を算出していることが考えられる。Fig.8において斜線を付けたデータは、残留応力を考慮した最大応力拡大係数が小規模降伏条件から逸脱したデータである。なお、小規模降伏の判定には、CTおよびSEC試験片では式(17)を、CCT試験片では便宜的に式(17)の左辺を1/2にしたものを用いた。

$$w-a = \left(\frac{4}{\pi}\right) \left(\frac{K_{Hmax} + K_{res}}{\sigma_y}\right)^2 \quad (17)$$

以上の結果から、溶接継手が変動荷重を受ける場合には、1荷重ブロック内において残留応力を考慮した各ステップの最大応力拡大係数から K_{op} を減じた有効応力拡大係数範囲の*m*乗重み平均を用いることにより、 da/dN を評価することができる。

本報では2段変動荷重下の da/dN を対象にしたが、溶接継手が多段変動荷重を受ける場合においても、1ブロック中の K_{op} が変動しない場合には、上記の方法を適用して da/dN を評価することが可能であると考えられる。

4. 結 論

クレーン構造部材では溶接後熱処理は通常行われていないことから、溶接部には比較的大きな溶接残留応力が存在している。本研究では、溶接欠陥から発生した疲労き裂が、変動荷重を受けて、高い残留応力を有する溶接部を進展する際の挙動を評価するために、突

合わせ溶接した HT80 鋼溶接板から切り出した 3 タイプの試験片に 2 段変動荷重を負荷するき裂伝ば試験を行って、き裂伝ば速度に及ぼす残留応力の影響について破壊力学的評価を行った。得られた結果は以下のように要約される。

(1) 2 段変動荷重を受ける溶接継手の疲労き裂伝ば速度 da/dN に及ぼす各段の荷重繰返し数の比の影響は認められない。しかし、 da/dN は一定振幅荷重の場合と同様、試験片のタイプに依存して分布する残留応力に強く支配されている。すなわち、CT や SEC 試験片の da/dN は、試験片の残留応力分布を反映して CCT 試験片のそれよりも著しく遅延する。

(2) 変動荷重を受ける残留応力場中のき裂の開口荷重は 1 ブロック中ではほぼ一定であって、ブロック中の最大荷重に支配されている。

(3) 変動荷重を受ける溶接継手の da/dN は、ブロック内において残留応力を考慮した各ステップの最大応力拡大係数から、式 (10) あるいは (13) を用いて推定した K_{op} を減じてステップ毎の有効応力拡大係数範囲を算出して、その m 乗重み平均をとった応力拡大係数範囲 ΔK_{Rem} を用いて評価することができる。

文 献

- 1) Glinka, G., Effects of Residual Stresses on Fatigue Crack Growth in Steel Weldments Under Constant and Variable Amplitude Loads, ASTM STP 677, pp.198~214 (1979).
- 2) 仁瓶ほか, 溶接残留応力を考慮した疲労き裂伝播寿命の推定に関する研究, 造船学会論文集, Vol. 152, pp.390~396 (1982).
- 3) Parker, A.P., Stress Intensity Factors, Crack Profiles, and Fatigue Crack Growth Rates in Residual Stress Fields, ASTM STP 776, pp.13~31 (1982).
- 4) Nelson, D.V., Effects of Residual Stress on Fatigue Crack Propagation, 文献 3) の pp.172~188.
- 5) 本田ほか, き裂周辺の残留応力測定とそれによる疲労き裂進展の考察, 材料, Vol.33, No.365, pp. 209~215 (1984).
- 6) 小林, 轟, 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, 材料, Vol.35, No.391, pp.401~406 (1986).
- 7) 大路ほか, 残留応力場におけるき裂伝ば寿命推定法, 機械学会論文集, Vol.53, No.492, A 編, pp. 1516~1523 (1987).
- 8) 橋内, 吉久, 低温環境下における高張力鋼溶接継手の疲労き裂伝播寿命の予測, 産業安全研究所研究報告 RIIS-RR-87, pp.1~12 (1987).
- 9) 城野, 菅田, 変動荷重下の疲労き裂進展速度と開閉口挙動に及ぼす残留応力の影響, 材料, Vol.36, No.411, pp.1071~1076 (1987).
- 10) 橋内ほか, 溶接継手の疲労き裂伝ば挙動に及ぼす試験片寸法及び予荷重履歴の影響, 機械学会論文集, Vol.54, No.501 A 編, pp.941~947 (1988).
- 11) 轟, 小林, 残留応力場の疲労き裂進展速度の予測 (重ね合わせの原理の適用), 機械学会論文集, Vol. 54, No.497, A 編, pp.30~36 (1988).
- 12) 轟ほか, 残留応力場の疲労き裂進展速度の予測 (き裂面部分接触の考慮), 機械学会論文集, Vol.54, No.498, A 編, pp.205~211 (1988).
- 13) 橋内, 低温における SM50A 鋼溶接継手の疲労き裂伝ば挙動, 機械学会論文集, Vol.50, No.459, A 編, pp.1811~1818 (1984).
- 14) Annual Book of ASTM Standards, E 647-81 Constant-load-amplitude fatigue crack growth rates above 10^{-8} m/cycle, ASTM (1981).
- 15) 菊川ほか, 低 K 領域における 2 段ならびに 3 段多重変動荷重下の疲労き裂進展と開閉口挙動, 材料, Vol.28, No.313, pp. 946~952 (1979).
- 16) 菊川ほか, 低 K 領域における変動荷重下の疲労き裂進展挙動と進展速度の評価法, 機械学会論文集, Vol.47, No.417, A 編, pp.468~475 (1981).
- 17) Tada, H. *et al.*, The Stress Analysis of Cracks Handbook, 2.27, Del Research Corporation (1985).
- 18) 文献 17) の 2.23.

(平成 8 年 3 月 20 日受理)