

5. ガセット溶接継手の疲労強度と寿命評価

橋内 良雄*, 前田 豊*, 吉久 悦二*

5. Fatigue Strength and Life Prediction for Gusset Welded Joints

by Yoshio KITSUNAI* Yutaka MAEDA* and Etsuji YOSHIHISA*

Abstract; Weld toe in the gusset plate attached with chord members in overhead travelling crane is often an origin of fatigue cracks. Reliable data on fatigue strength and fatigue crack growth behavior of gusset plate are required for assessment of the integrity or determining the inspection period of cranes. The present study is focused on the following issues to assure the safety of the bridge girders in overhead travelling cranes, (1) determining the fatigue strength of gusset plates which tend to be an origin of cracking, and (2) predicting the life of fatigue crack growth for the gusset plates.

The material used to fabricate the specimens is JIS SM490A steel plate with a thickness of 8mm. Gusset plate specimens with two different sizes were fabricated by welding. A gusset plate in the specimen was attached to one side of the main plate by partial penetration fillet welding with coated electrodes of 4 mm dia. Prior to fatigue testing, stress concentration factors of the weld toes of the gusset specimens were examined using an infrared stress analysis system. Welding residual stresses in the specimens were measured using a X-ray diffraction method.

Fatigue test under the constant loading and the program loading which has been determined based on the stress measurement of a crane girder was carried out using two servo-controlled hydraulic testing machines attached with computers. The program loading applied the fatigue test was composed of 5 steps in a block and the total elapsed stress cycles in one block were 100 cycles. Stress ratio which is defined as a ratio of minimum stress to maximum stress in loading during the fatigue test was ranged between 0.05 to 0.2, and the frequency was kept in the range between 0.5 to 10 Hz in a sinusoidal wave form.

It is found that the stress concentration factor of the gusset welded specimens used in this study takes around 2.4. The fatigue strength of the gusset welded specimens under the program loading determined based on monitoring of stresses acting on components of an overhead travelling crane has roughly 90MPa regardless of specimen size. The fatigue life of the gusset welded specimens is dominated by crack initiation rather than crack propagation. The crack growth rate of the gusset welded specimens under the program loading is correlated with an effective stress intensity factor range, ΔK_{Rem} , estimated based on linear accumulation of the stress intensity factor range which takes into account residual stress at each step in a block. The prediction of fatigue propagation life using ΔK_{Rem} agrees with experimental result in the range of error within 15 %, when the crack length is less than 20mm.

Keywords; Overhead travelling crane, Gusset welded joint, Fatigue, Crack growth, Program loading, Residual stress, Superposition, Prediction, Fracture mechanics

1. 緒 言

2章で示したように、天井クレーンではしばしばガセット溶接止端部が疲労き裂の起点となっている。そこで、クレーン構造部分の健全性を確保する上で重要なガセット溶接継手の疲労強度並びに寿命予測法について明らかにするために、クレーンの部材を模擬したガセット溶接試験片を作製し、一定荷重振幅並びに実働荷重の計測結果を基に定めたプログラム荷重振幅を負荷して疲労試験を実施し、ガセット継手の疲労強度及び疲労き裂進展特性について破壊力学的検討を行った。また、ガセット溶接止端部の応力集中係数並びに溶接残留応力について調べた。

2. ガセット溶接試験片

2.1 供試材および溶接方法

実験にはトラスガーダに多用されているガセットを模擬した2種類のガセット溶接試験片を作製して用いた。供試材は板厚が8mmのSM490A鋼であって、その機械的性質は降伏点422MPa、引張り強さ549MPa、伸び26%である。溶接はガセットにレ型開先を加工後、径が4mmの溶接棒(JIS DA5016)を用いて姿勢下向き、電流160A、電圧23V、入熱14.7kJ/cm、層数3層で行った。作製したタイプAとタイプBの2種類の試験片の形状と寸法をFig.1に示す。

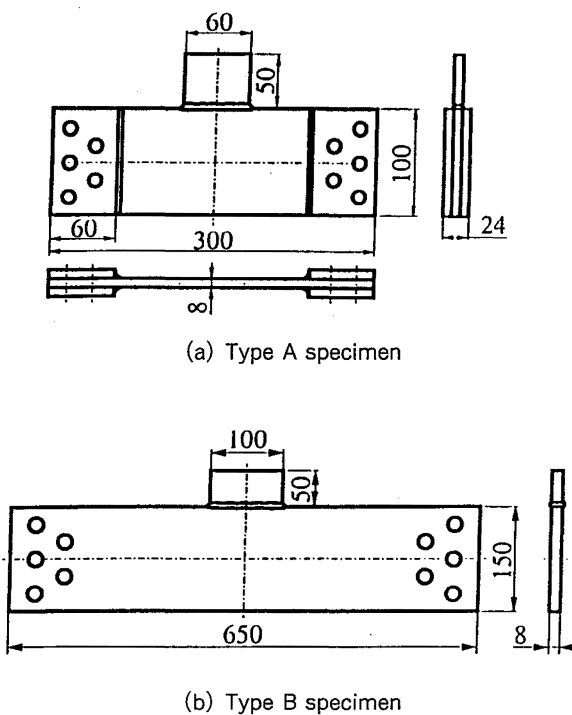


Fig.1 Shapes of gusset weld specimens.
ガセット溶接試験片の形状

2.2 ガセット溶接試験片の応力集中係数および残留応力分布

試験に先立ち、ガセット溶接部止端近傍の形状をシリコンゴムを用いて型取りし、止端半径 ρ 、フランク角 θ および脚長 hp を投影機を用いて計測した結果、 $\rho=0.4\sim 1.7\text{mm}$ 、 $\theta=136\sim 161^\circ$ 、 $hp=6.5\sim 8.5\text{mm}$ となっており、かなりのばらつきが認められた。赤外線応力画像システムを用いて溶接止端部近傍の応力測定を行うと同時に応力集中係数 K_t を求めた結果、止端形状の複雑さを反映して $K_t=2.0\sim 2.9$ の範囲の値となっており、なかでも $K_t=2.4$ 程度の値をとる試験片が多かった。赤外線計測した止端近傍の等応力線図の1例をFig.2に示す。

試験片の負荷方向に存在する残留応力は、X線応力

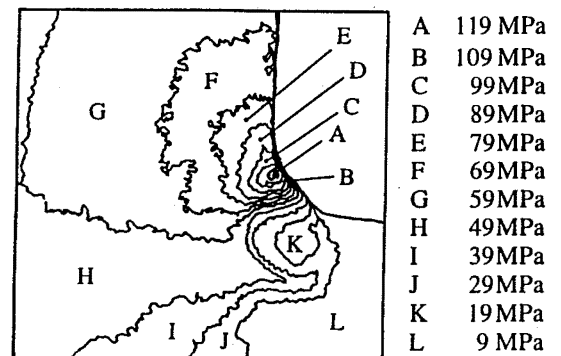


Fig.2 Stress contour near weld toe of gusset specimen by means of infrared stress analysis system.
赤外線応力画像システムによるガセット止端部近傍の等応力線図 (タイプA試験片)

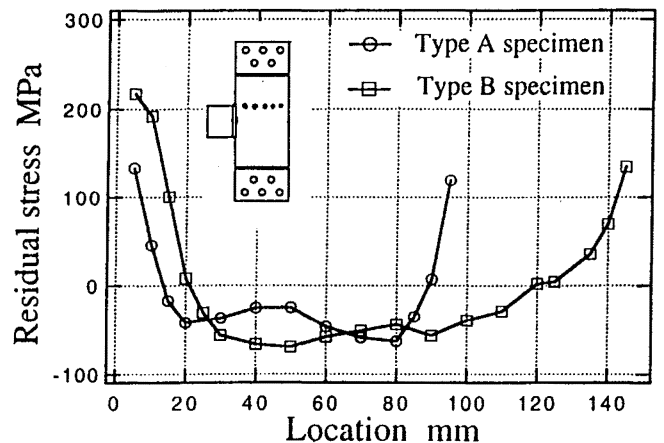


Fig.3 Residual stress distributions in gusset specimens.
ガセット試験片の残留応力分布

測定装置を用いて $Cr-K\alpha$ 回折線により調べた。測定は、タイプ A および B 試験片のいずれも、き裂の進展が予想されるガセット溶接止端から板幅方向の任意の位置で行った。その結果、Fig.3 に見られるように、ガセット溶接側とその反対側で引っ張りの残留応力が、板幅の中央では圧縮の残留応力が存在している。なお、残留応力の絶対値は板幅の大きなタイプ B 試験片の方が若干高くなっている。

3. 疲労試験方法

疲労試験は容量 196kN および 294kN の 2 台の電気油圧式サーボ疲労試験機を用いて、一定荷重振幅および 1 ブロックが 5 ステップからなるプログラム荷重振幅試験を実施した。プログラム荷重は、3 章のクレーン稼働時の応力測定結果のうち、代表例として Fig.4 に示す応力頻度分布を取り上げ、このヒストグラムを基に定めた。この場合、20MPa 以下の応力は疲労強度にあまり影響しないと考えられることや試験時間の短縮を図るために無視し、20MPa 以上の応力頻度分布に対してワイブル分布によって式 (1) で近似して、それを基に各ステップの応力レベルと繰返し数を定めた。1 ブロックの総繰返し数 $\sum n_i$ はクレーンの 1 日当りの稼働回数とほぼ等しい 100 回とした。1 ブロック中の応力振幅の最大値 $\Delta\sigma_{max}$ に対する各ステップの応力範囲 $\Delta\sigma_i$ の比 ($\Delta\sigma_i/\Delta\sigma_{max}$) と各ステップの繰返し数 n_i を Table 1 に示す。応力比 R は主に 0.05 と 0.1 (但し、一部 0.2 と 0.17 を含む)、周波数は 0.5~10Hz である。なお、1 ブロック当りの繰返し数が少ない場合、負荷順序は試験結果に殆ど影響しないことが報告¹⁾されているので、疲労試験は応力漸増状態で行った。

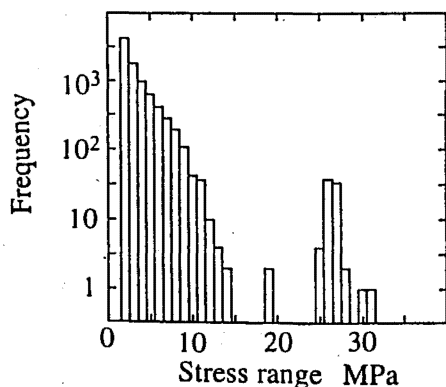


Fig.4 Histogram of stress range measured on a member of girder.
ガーダで測定した応力範囲のヒストグラム

Table 1 Load spectra used for program fatigue test.
1 ブロック内のステップ分割

Step No.	$\Delta\sigma_i/\Delta\sigma_{max}$	n_i
1	0.846	34
2	0.884	41
3	0.923	19
4	0.961	5
5	1.000	1

$$f(x) = 0.219(x-25)^{1.42} e^{-\frac{(x-25)^{2.42}}{11.07}} \quad (1)$$

4. 実験結果および考察

4.1 一定荷重振幅下の疲労強度

Fig.5 に一定荷重振幅下のガセット試験体の疲労試験結果を示す。試験体の応力はガセットを除いた断面の公称応力範囲 $\Delta\sigma$ (最大応力-最小応力) であり、き裂発生寿命 N_c はき裂長さが 2mm に達した時の繰返し数として定義したもので、10 倍の光学顕微鏡で容易かつ確実に検出できるき裂長さを採用した。ガセット長さは溶接止端の応力集中や、後述するように残留分布に影響する。このため、ガセット長さが増加すると疲労寿命が低下することが示されている²⁾。しかし、本試験体では長さがあまり変わらなかったことや、止端

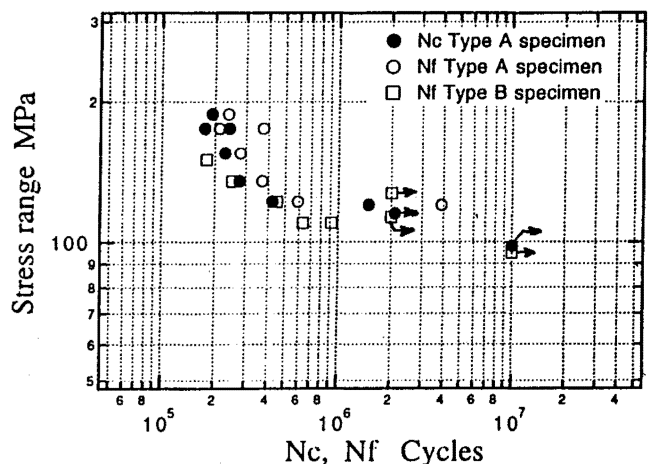


Fig.5 S-N curves of gusset specimens for constant amplitude loading.
一定荷重振幅におけるガセット試験片の S-N 曲線

部の形状にバラツキが存在した等のために、タイプ A とタイプ B 試験体で疲労寿命に大きな差異は認められなかった。なお、一部の試験片では N_c を計測することが困難であったが、実測した N_c と $\Delta\sigma$ に対する回帰結果は式 (2) で、疲労寿命 N_f と $\Delta\sigma$ の関係は式 (3) によって与えられる。

$$N_c = 2.81 \times 10^{12} (\Delta\sigma)^{-3.19} \quad (2)$$

$$N_f = 7.07 \times 10^{11} (\Delta\sigma)^{-2.90} \quad (3)$$

本試験体における N_c/N_f は 0.75~0.92 程度であって、寿命の大部分が止端からのき裂発生寿命に支配されており、面外ガセット試験片で報告³⁾されているように N_c/N_f が 0.15 に達するような結果は得られなかった。これは面外ガセット試験片では回し溶接によりガセットと母材が接合されるために、不溶着部が存在するのに対して、本実験に使用した面内ガセット試験片では完全溶け込み溶接がなされており、溶接方法の差異が N_c/N_f に反映されていると推察される。

4.2 変動荷重振幅下の疲労強度

Fig.6 はプログラム荷重試験結果を示したもので、縦軸は疲労寿命がマイナー則に従うと仮定して式 (4) で定義した等価応力範囲 $\Delta\sigma_e$ である。

$$\Delta\sigma_e = \left(\sum_{i=1}^5 \Delta\sigma_i^q \frac{n_i}{\sum n_i} \right)^{1/q} \quad (4)$$

ここで、 $\Delta\sigma_i$ と n_i は各ステップの公称応力範囲と繰返

し数、 $\sum n_i$ は 1 ブロック中の総繰返し数である。q は JSSC 疲労設計指針⁴⁾ に従い、q=3 を採用した。

疲労試験の大部分は疲労限 (100MPa) 以上の応力を負荷して行ったが、一部のタイプ B 試験片では 1 ブロック中に疲労限以下の応力範囲を包含した試験も実施した。このデータ ($\Delta\sigma_e=105\text{MPa}$) を除いて求めた $\Delta\sigma_e-N_c$ および $\Delta\sigma_e-N_f$ の関係を式 (5), (6) に示す。

$$N_c = 1.19 \times 10^{12} (\Delta\sigma_e)^{-3.00} \quad (5)$$

$$N_f = 9.18 \times 10^{11} (\Delta\sigma_e)^{-3.36} \quad (6)$$

プログラム荷重試験における N_c/N_f は 0.75~0.85 程度であって、一定荷重振幅の結果とほぼ同様であった。Fig.6 において、1 ブロック中の全ての応力範囲に対して 3 乗重み平均した $\Delta\sigma_e$ を用いてデータを整理した場合、疲労限以下の応力範囲を除いたデータは低寿命側 ($\Delta\sigma_e=105\text{MPa}$, $N_c=3.22 \times 10^5$) にプロットされたが、この結果は従来からの報告と同様、マイナー則を用いた場合には危険側の評価を与える可能性があることを示唆している。そこで、このデータに対して疲労限以下のデータも含めて等価応力範囲 $\Delta\sigma_e$ を用いて再整理した結果、斜線を付けたデータ ($\Delta\sigma_e=98\text{MPa}$, $N_c=1.36 \times 10^6$) で示すように他のデータの延長線上に表示されるようになり、修正マイナー則の適用が有効であることをこの結果は示唆している。

4.3 一定荷重振幅下の疲労き裂進展挙動

Fig.7 に試験体のき裂進展速度 da/dN と応力拡大係数範囲 ΔK との関係を示す。 ΔK は片側き裂を有する板が引張りを受ける場合の解⁵⁾ に、止端近傍に生じる応力集中に対する補正係数 M_k ⁶⁾ および板幅に対する補正係数 $F(a/W)$ を乗じた式 (7) により評価した。

$$\Delta K = M_k \Delta\sigma \sqrt{\pi a} F(a/W) \quad (7)$$

$$M_k = 0.51 (L/W)^{0.27} (a/W)^{-0.31} \quad a/W \leq 0.05 (L/W)^{0.55}$$

$$M_k = 0.83 (a/W)^{-0.15G} \quad a/W > 0.05 (L/W)^{0.55}$$

$$G = (L/W)^{0.46}$$

ここで、 a はき裂長さ、 W は試験片の幅、 L は溶接部を含むガセット長さである。

タイプ B の一部の試験片ではガセットの両側からき裂が発生・進展する場合も見られたが、このような場合の ΔK は平行な 2 本の片側き裂を有する半無限板が引張りを受ける場合の解を用いた。Fig.7 を見ると、 da/dN は直線で示す母材の da/dN よりも若干高

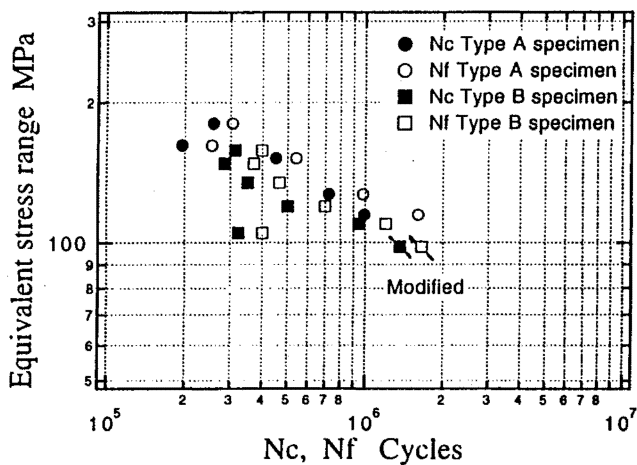


Fig.6 S-N curves of gusset specimens for program loading. 変動荷重下におけるガセット溶接試験片の S-N 曲線

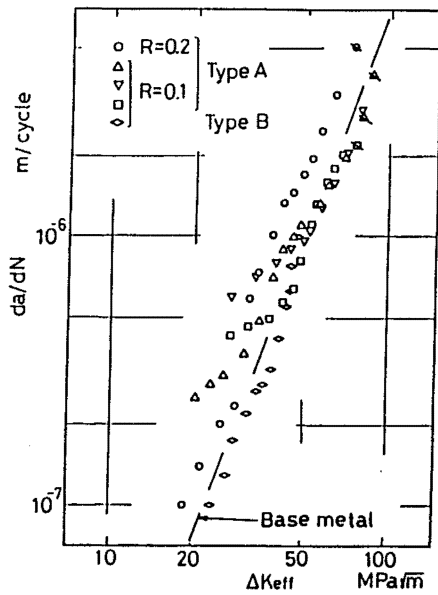


Fig.7 Relationship between fatigue crack growth rate, da/dN , and ΔK_{eff} for constant amplitude loading. 一定荷重振幅におけるき裂進展速度 da/dN と ΔK の関係

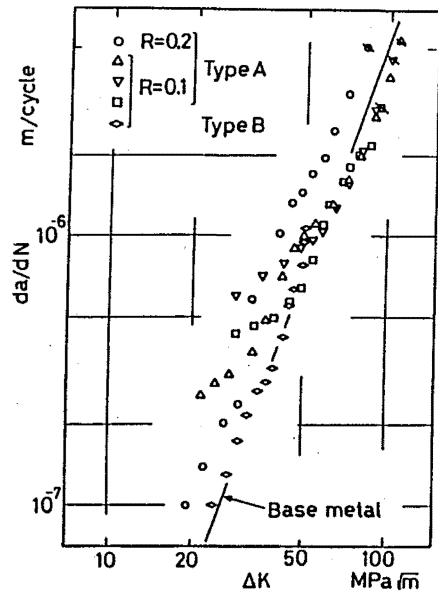


Fig.8 Relationship between fatigue crack growth rate, da/dN , and ΔK_{eff} for constant amplitude loading. 一定荷重振幅における疲労き裂進展速度 da/dN と ΔK_{eff} の関係

めにプロットされているが、これは残留応力の影響と考えられる。図中の斜線は小規模降伏から逸脱したデータである。残留応力が da/dN に及ぼす影響を母材の応力比効果と等価と仮定すると、残留応力場における応力比 R_{res} と残留応力を考慮した有効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} は式 (8), (9) によって表される。

$$R_{res} = (K_{min} + K_{res}) / (K_{max} + K_{res}) \quad (8)$$

$$\Delta K_{eff} = (\gamma + \delta R_{res}) \Delta K \quad (9)$$

ここで、 K_{res} は残留応力によって誘起される応力拡大係数、 γ と δ は定数であって母材のき裂開口比 U の応力比 R 依存性⁷⁾から $\gamma=0.82$, $\delta=0.3$ とした。 K_{res} はき裂の進展にともない解放された残留応力と等価逆符号の分布荷重がき裂面に作用するとして、Tadaの解⁵⁾を用いて算出した。なお、残留応力 σ_y の分布は Fig.3 の測定結果を多項式近似を行い、タイプ A 試験片では式 (10) で、タイプ B では式 (11) で与えた。

$$\sigma_y = 276.82 - 34.54d + 1.28d^2 - 1.93 \times 10^{-2}d^3 + 1.03 \times 10^{-4}d^4 - 3.70 \times 10^{-8}d^5 \quad (10)$$

$$\sigma_y = 362.30 - 25.96d + 5.49 \times 10^{-1}d^2 - 4.96 \times 10^{-3}d^3 + 1.81 \times 10^{-5}d^4 - 1.38 \times 10^{-8}d^5 \quad (11)$$

ここで、 d は溶接線からの距離である。

Fig.8 は Fig.7 のデータを ΔK_{eff} に対して再プロットしたもので、 ΔK で整理したときよりも若干母材の

データに近づいている。これは、き裂が引張り残留応力場から進展しているの、き裂先端がほぼ開口状態にあって、 $\Delta K = \Delta K_{eff}$ となっているためである。

4.4 プログラム荷重下のき裂進展挙動

Fig.9 にプログラム荷重下でのき裂進展速度 da/dN と式 (12) で与える応力拡大係数範囲 ΔK_m との関係を示す。

$$\Delta K_m = \left(\sum_{i=1}^5 \Delta K_i^m \frac{n_i}{\sum n_i} \right)^{1/m} \quad (12)$$

ここで、 ΔK_i はステップ i での応力拡大係数範囲、 m は母材の $da/dN - \Delta K$ 関係から $m=2.77$ とした。

Fig.9 を見ると、変動荷重試験を行ったにもかかわらず、 da/dN は母材の一定荷重試験結果(実線)と大略一致している。これは本実験に用いた1ブロック中の応力範囲の変動幅が0.846~1.0とかなり小さいために、き裂先端に形成される塑性域の大きさも差異が少なく、従って大きな遅延が生じなかったためと推察される。

一般に、変動荷重を受けて残留応力場をき裂が進展する場合、 da/dN は変動荷重によってき裂先端近傍に生じる残留応力と溶接残留応力との相乗作用がき裂開口レベルに影響し、その結果が da/dN に反映されていると考えられる。そこで、以下では両者の影響を

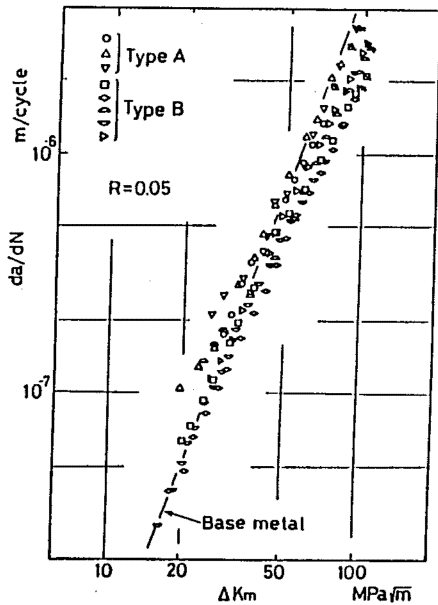


Fig.9 Relationship between fatigue crack growth rate, da/dN , and ΔK_m for program loading.
プログラム荷重下の疲労き裂進展速度 da/dN と ΔK_m の関係

勘案して da/dN の評価を試みた。

残留応力を有する溶接継手の変動荷重を受ける場合のき裂開口荷重を計測した結果⁸⁾によれば、母材⁹⁾と同様、開口荷重は1ブロック中でほぼ一定であって、開口荷重は1ブロック中の最大荷重によって支配されていた。本試験片についても同様な結果が成立すると仮定すると、各ステップのき裂進展速度 (da/dN)_i は式 (13) で示すように、各ステップを考慮した最大応力拡大係数 K_{iRmax} から、き裂開口応力拡大係数 K_{op} を減じた有効応力拡大係数範囲 ΔK_{iReff} によって支配されると考えられる。

$$\Delta K_{iReff} = K_{iRmax} - K_{op} \quad (13)$$

ここで、 K_{op} および各ステップの残留応力を考慮した応力比 R_{ires} は、式 (14) と (15) で与えられる。

$$K_{op} = K_{imax} + K_{res} - (\gamma + \delta R_{ires}) \Delta K_i \quad (14)$$

$$R_{ires} = (K_{imin} + K_{res}) / (K_{imax} + K_{res}) \quad (15)$$

ここで、 K_{imin} と K_{imax} はステップ i での外荷重による最小および最大応力拡大係数である。

以上から、1ブロックにおける有効応力拡大係数範囲は式 (13) の ΔK_{iReff} を m 乗重み平均することによ

り、式 (16) で与えられる。

$$\Delta K_{Rem} = \left(\sum_{i=1}^5 \Delta K_{iReff}^m \frac{n_i}{\sum n_i} \right)^{1/m} \quad (16)$$

Fig.9 のデータを式 (16) で示す ΔK_{Rem} を用いて再評価したところ、一定荷重振幅き裂進展試験の場合と同様、残留応力を考慮した場合としない場合で結果に大きな差異は認められなかった (Fig.10)。これは負荷した応力の変動範囲が小さく、また本試験体 (ガセット溶接継手) では引張り残留応力場からき裂が進展するために、式 (14) で示す K_{op} が 0.1 以下となっており、したがって $\Delta K = \Delta K_{Rem}$ が成立するためである。しかし、大きな変動荷重が作用する場合にはき裂が引張り残留応力場にある場合でも両者は一致しなくなることや、寿命予測を行う際には誤差が集積される等の理由により、 ΔK よりも ΔK_{Rem} による評価が適切と考えられる。

4.5 寿命予測

ガセット溶接継手の疲労寿命 N_f はき裂発生寿命 N_c とき裂進展寿命 N_p の和として式 (17) のように表される。

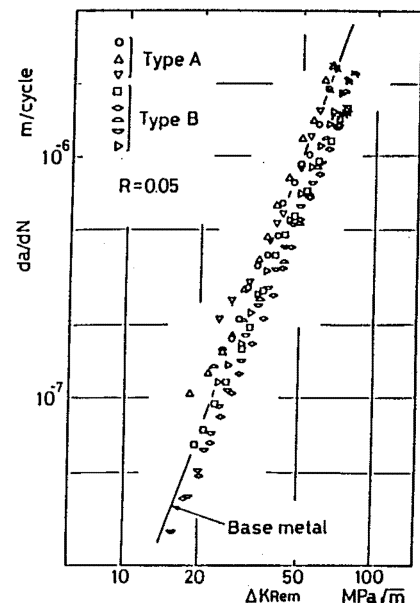


Fig.10 Relationship between fatigue crack growth rate, da/dN , and ΔK_{Rem} for program loading.
疲労き裂進展速度 da/dN と ΔK_{Rem} の関係

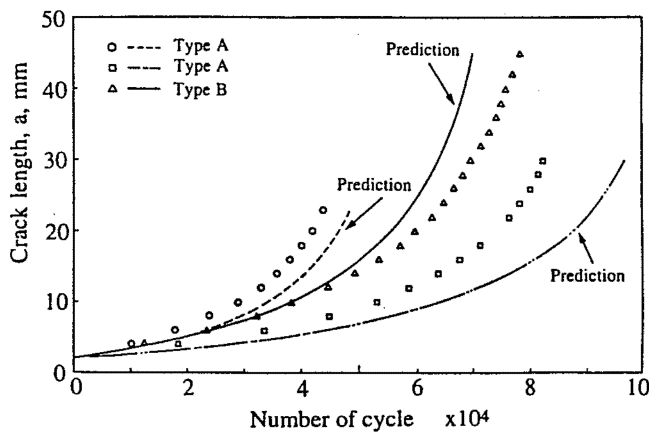


Fig.11 Comparison between predicted fatigue crack growth life and test result.
疲労き裂進展寿命の予測と試験結果の比較

$$N_f = N_c + N_p \quad (17)$$

$$N_p = \int_{a_i}^{a_f} \frac{1}{C(\Delta K_{Rem})^m} da$$

ここで、 a_i は初期欠陥寸法、 a_f は限界き裂寸法である。 N_c は式(2)および(5)によって与えられるので、ここではき裂進展寿命について検討した。Fig.11は2~3の試験片に対して $a_i=2\text{mm}$ 、 a_f を小規模降伏範囲に限定して、疲労き裂進展寿命を予測した結果(点線、実線参照)と実験結果(○□△)を比較したもので、高寿命側に移行するに連れて誤差が集積されるために、予測値と実験結果との差が増加する傾向が見られるが、き裂長さが20mm以下の場合には両者の差異は15%以内であって大略一致しており、したがって式(17)によりクレーンの部材として用いられるガセット溶接継手の全疲労寿命を推定することが可能と考えられる。

5. 結 論

面内ガセット溶接試験片に一定荷重振幅およびクレーンが稼働時に受ける応力を模擬したプログラム荷重を負荷して疲労試験を行い、ガセット試験片の疲労強度並びに疲労き裂進展寿命の予測法について検討した。結果は以下のように要約される。

(1) ガセット溶接止端部の応力集中係数 K_t を赤外線応力画像システムを用いて計測した結果、止端形状のばらつきを反映して $K_t=2.0\sim 2.9$ の範囲に散布して

おり、2.4程度の値をとる場合が多い。

(2) 一定荷重振幅および変動荷重振幅のいずれの場合も、破断寿命 N_f に対するき裂発生寿命の比は0.7~0.92程度であって、ガセット溶接継手の全寿命はき裂の進展よりも発生寿命に支配されている。

(3) 変動荷重を受けるガセット溶接継手の200万回疲労強度は90MPa程度である。

(4) 変動荷重を受けるガセット溶接継手のき裂進展速度は、1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(14)で予測したき裂開口応力拡大係数 K_{op} を減じて各ステップごとに有効応力拡大係数を算出し、これを m 乗重み平均した応力拡大係数範囲 ΔK_{Rem} を用いて評価できる。

(5) ΔK_{Rem} を用いた疲労き裂進展寿命の予測結果は、き裂長さが20mmに達するまでは実験結果とほぼ良く一致する。

文 献

- 1) 小林・ほか5名, P分布プログラム荷重下の疲労き裂進展の評価, 日本機械学会論文集, Vol.50, No.452, A編, pp.820~827, (1984).
- 2) 山田・ほか2名, ガセットを溶接した引張り材の疲れ強さとストップホールの効果, 土木学会論文報告集, 第341号, pp.129~136, (1984).
- 3) 橋内・本田, 面外ガセット溶接試験体の疲労強度の寸法効果, 機械学会講演論文集, No.95-2, Vol. B, pp.451~452, (1995).
- 4) 日本鋼構造協会, 鋼構造物の疲労設計指針・同解説, 5, (1993), 技報堂.
- 5) Tada, H, Paris, P. C, and Irwin, G., The Stress Analysis of Cracks Handbook, (1985), 2.27, Del Research Corporation.
- 6) Maddox, S. J, Lechocki, J. P. and Andrew R. M., Welding Institute Report, 3873/I/86, (1986).
- 7) 橋内, 低温におけるSM50A鋼溶接継手の疲労き裂伝ば挙動, 日本機械学会論文集, Vol.50, No.459, A編, pp.1811~1811, (1984).
- 8) 橋内・吉久, 変動荷重を受けるHT80鋼溶接継手の疲労き裂伝播挙動の評価, Vol.56, No.523, A編, pp.537~542, (1990).
- 9) 菊川・ほか2名, 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, 日本機械学会論文集, Vol.47, No.417, A編, pp.468~475, (1981).

(平成8年3月20日受理)