

疲労亀裂の進展挙動に注目したガセット継手の 疲労強度解析

FATIGUE ANALYSIS BASED ON CRACK GROWTH FROM TOE
OF GUSSET END WELD

山田健太郎*・牧野時則**・馬場千尋***・菊池洋一****
By Kentaro YAMADA, Tokinori MAKINO, Chihiro BABA
and Yoichi KIKUCHI

1. ま え が き

繰り返し荷重を受ける溶接鋼構造物の破損事故の多くは疲労破損であり、溶接継手の応力集中部や不連続部、溶接欠陥等から問題を生じることが多い^{1)~3), 21)~24)}。しかし、経済性と兼ね合いで、継手の応力集中部や溶接欠陥(ブローホール^{1), 2)}、マイクロ割れ、棒継部の欠陥²⁾、スラグの巻込み)等を完全に除去することや、継手部すべてに完全な非破壊検査を実施することも困難である。また、現在の非破壊検査の技術では、たとえば深さ1mm程度の亀裂の検出は難しいといわれている。このような溶接鋼構造物に不可避な応力集中や欠陥からは、疲労の初期の段階から疲労亀裂が発生し進展する。そこで、疲労寿命 N_f を構成する疲労亀裂発生寿命 N_c と疲労亀裂進展寿命 N_p の比率について再検討し、疲労設計法^{4), 25)~27)}の基本的な考え方に反映させる必要があると思われる。

疲労亀裂発生寿命 N_c については、各分野で研究途上であり、たとえば疲労亀裂が発生しないことを前提とする設計法でも、その N_c の定義は明確でない。たとえば JSSC 疲労設計指針では²⁷⁾、設計に用いる $S-N_c$ 線図は、 $S-N_f$ 線図から便宜的に誘導されている。研究上では、 N_c の定義は、疲労亀裂発生を確認方法に依存することが多い。たとえば、順次レプリカを取って顕微鏡で観察する方法²⁶⁾、亀裂発生の予想される地点に格子状に銅を真空蒸着させ、その切断から亀裂発生を観察する方法³⁰⁾等である。これらの方法では、それぞれ発生した亀裂に対する感度が異なり、したがって N_c の定義も異

なるようである。一般的には、疲労開始後、疲労亀裂が発生し、それが所定の大きさになるまでの繰り返し数を N_c とするのが理解しやすく、よく用いられる。たとえば、応力集中の異なる試験体の疲労亀裂発生を検討した Barsom と McNicol の実験では^{5), 6)}、疲労亀裂の長さが0.2mmになるまでを N_c と考えてデータを整理した。また、西村・三木は、縦ビード溶接部の2段多重試験を行い、破断面に現れるピーチマークから N_c を推定した²⁾。この手法は、溶接継手に発生する疲労亀裂のように亀裂形状が複雑な場合や、内部から亀裂が発生し進展する場合²⁾には、特に有効な方法である。筆者らは、横リブ十字隅肉溶接継手の疲労試験の途中で、浸透性のよい速乾性の塗料で疲労亀裂をマークすることを試みた^{7), 29), 30)}。この方法により、マークされた亀裂の大きさになるまでの N_c と、それから破断するまでの N_p を求めることができることを示した。この実験で、 N_f の約30%の繰り返し載荷で、深さ約0.5mm程度の疲労亀裂が発生していたことを確認した。

このように、ある亀裂の大きさが与えられると、その亀裂の大きさに至るまでの N_c は、実験から直接求めることが可能である。あるいは、初期亀裂の大きさが与えられると、それから破断までの繰り返し数 N_p *^{注)} は、応力拡大係数範囲 ΔK と疲労亀裂進展速度の関係から、破壊力学の手法を用いて理論上計算できるので^{6), 7), 20)}、 $N_c = N_f - N_p$ の関係から N_c を推定することも可能である。この方法では過去に蓄積された膨大な $S-N_f$ データを利用でき^{26), 32)}、現行の $S-N_f$ を基準に決められた疲労設計基準^{4), 25)}との比較の意味でも重要である。

しかしながら、各種の溶接継手に発生する疲労亀裂の形状や進展挙動については、不明の部分が多く^{19), 28)}、それらの亀裂に対する応力拡大係数も、形状が複雑である

注) 本文では、解析により求めた疲労亀裂発生寿命、疲労亀裂進展寿命をそれぞれ N_c^* 、 N_p^* として、実験から求めた N_c 、 N_p と区別することにする。

* 正会員 Ph.D. 名古屋大学助教授 工学部土木工学科

** 正会員 工修 愛知県土木部(前 名古屋大学大学院)

*** 正会員 工修 (株)横河橋梁製作所(前 名古屋大学大学院)

**** 正会員 工博 名古屋大学教授 工学部土木工学科

ことから、十分な検討がなされているとはいいがたく、今後の検討に待つところが大きいと思われる^{21),23)}。そこで本研究では、縦方向に短いリブが隅肉溶接された、いわゆるガセット継手の疲労試験を行い、リブ端部のまわし溶接止端部から発生する疲労亀裂の発生と進展状況を確認した²⁴⁾。この継手形式では、先に平面ひずみ問題として応力分布を解析することのできた横リブ十字隅肉溶接継手と違って、ガセット端のまわし隅肉溶接の形状による局所的な応力集中とガセットが形成する断面変化による応力集中とが重畳しており、その両者を考慮する必要がある。また、そのためにより大きな応力集中が溶接止端部に発生し、横リブ十字隅肉溶接継手に比べて疲労亀裂の発生が早いものと思われる。亀裂の確認は、前述の浸透性のよい塗料によるマーキングによって行い、マークされた亀裂の大きさになるまでの繰り返し数 N_c と、それから破断までの繰り返し数 N_b を求めた。そして、破壊力学の手法によって N_b^* を計算し、計算の妥当性を実験で得られた N_b と比較して検討した。さらに、初期亀裂の大きさが与えられたときの N_b^* を計算し、 $N_c^* = N_f - N_b^*$ の関係から、その亀裂の大きさに至るまでの繰り返し数 N_c^* を求め、実験より得られた N_c と比較した。

2. ガセット継手の疲労試験

(1) 試験片の製作と疲労試験

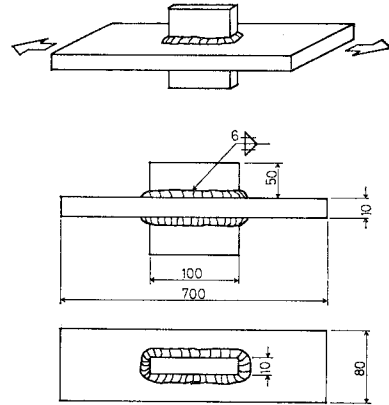
試験片に用いた鋼材 (SM 50 と SMA 50) の化学成分と機械的性質をミルシートに従って表一と表二に示す。ガセット継手試験片の形状は、図一に示すように幅 80 mm の引張試験片の両面に長さ 100 mm のリブが隅肉溶接されたもので、同一の溶接工がすべて手溶接した。隅肉溶接は、リブの中央部からスタートし、リブの端部ではアークを止めずにまわし溶接するようにした。溶接後の仕上げは行わず、サンドブラスト処理した後室内実験に供した。また、リブの溶接のために板厚方

表一 使用鋼材の化学成分

Steel	C	Si	Mn	P	S	Cu	Cr	V
SMA 50-1	0.14	0.23	1.14	0.023	0.01	0.27	0.42	0.03
SMA 50-2	0.17	0.25	1.04	0.018	0.009	0.28	0.44	0.036
SM 50	0.18	0.32	1.30	0.015	0.011			

表二 使用鋼材の機械的性質

Steel	Yield Strength (kg/mm ²)	Ultimate Strength (kg/mm ²)	Elongation (%)
SMA 50-1	41	56	22
SMA 50-2	43	59	18
SM 50	38	56	23



図一 試験片の形状

向に曲げを生じた試験片については、プレスにより矯正した。

試験は、前川 100 t 疲労試験機を用いて毎分 540 回の繰り返し速度で、定荷重振幅疲労試験を行った。下限荷重は 2 t か 3 t とし、応力振幅 $\sigma_r = 25, 18, 13 \text{ kg/mm}^2$ となるように荷重振幅を選んで試験した。原則として各応力振幅に対して 3 体試験して疲労データのばらつきに対処するとともに、解析の際比較が容易になるように配慮した。

また、疲労試験の途中のある時期に浸透性のよい速乾性の塗料を隅肉溶接のまわし溶接止端部に塗布し、その時点に存在する疲労亀裂をマークした^{27),30)}。塗料は疲労亀裂先端まで十分浸透し、亀裂が比較的大きい場合には図三に示すような明瞭なマークが残った。亀裂が小さい場合には、マークの色が薄くなり、読取顕微鏡 (倍率 25×) によって判別できる亀裂の最小深さは、約 0.1 mm であった。

(2) S-N_f 線図

総数 31 体のガセット継手の疲労試験の結果を、破断までの繰り返し数 N_f と応力振幅 σ_r を用いて図二に示す。SM 50 材と SMA 50 材は、それぞれ記号を変えて示したが、この程度の材質の違いは疲労寿命に影響しないことがわかった。また、破断した試験片の σ_r と N_f が両対数軸上で直線になるとして、最小 2 乗法で求めた回帰式を、図二に実線で示した。これは 50% 破壊確率に相当する。また、 $\log N_f$ のばらつきが正規分布に従うとして、標準偏差 s と相関係数 r を求め、50% 破壊確率に相当する $S-N_f$ 線図から $2s$ 離れた位置にこのデータの 95% 信頼区間を設定し破線で示す。

$$\left. \begin{aligned} \log N_f &= 9.329 - 3.00 \log \sigma_r \\ s &= 0.086 \\ r &= -0.972 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (1)$$

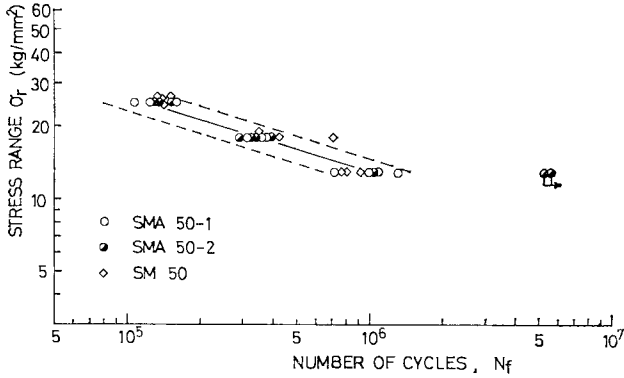


図-2 ガセット継手の疲労試験結果

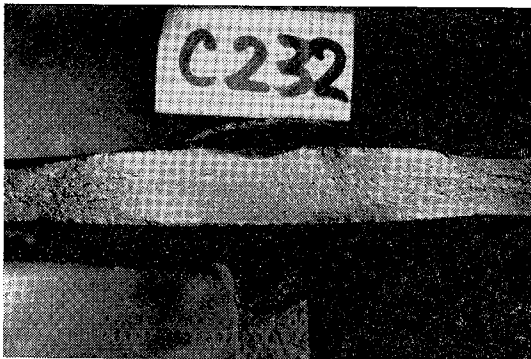
(3) 疲労亀裂のマーキングの結果

前述のマーキングの手法により、31 体中 22 体の試験片の破断面に半楕円形の疲労亀裂のこん跡が残った。残りは、マークをしなかったものである。また、検出した亀裂の深さ a は、 $a=0.18\sim 6\text{mm}$ であり、代表的な破断面の状況を 図-3 に示す。図-3 (a) は、 $\sigma_r=25\text{kg/mm}^2$ で試験し、10 万回の繰り返しの後塗料を塗り、17 万回で破断したもので、まわし溶接止端部に沿って深さ $0.7\sim 1.3\text{mm}$ の亀裂がマークされている

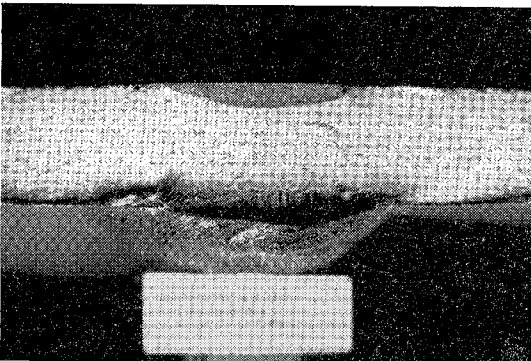
のがわかる。これは、3 個の半楕円形亀裂が合体してできたもの (multiple crack) と思われる。図-3 (b) は、 $\sigma_r=18\text{kg/mm}^2$ で試験した別の試験片で、18 万回でマーキングした後、29 万回で破断したものである。マークされた亀裂は 図-3 (a) の場合に比べて大きく、深さ約 2mm の 1 個の半楕円形亀裂 (single crack) がマークされており、マーキングから破断までの寿命も短い。また、図-3 (c) は、 $\sigma_r=25\text{kg/mm}^2$ で試験したもので、9.7 万回を経過したときマーキングを施し、深さ約 3.4mm の亀裂をマークできた。試験片は、その後 5.3 万回の繰り返しの後破断した。

試験片ごとにマークされた亀裂の大きさや、それから破断までの寿命は異なる。そこでマークした時期 N_{dye} を N_f で無次元化し、マークされた亀裂深さ a に対して示すと 図-4 のようになる。比較的早い時期にマーキングしたものは、複数亀裂 (multiple crack) が多く、その後単一亀裂に成長してゆく傾向がわかる。また、 N_f の約 20% を経過した時点でマーキングを施すと、深さ $0.2\sim 0.4\text{mm}$ の疲労亀裂が発生していることが確認された。これは、 σ_r に関係なく、疲労亀裂発生寿命 N_c が、 N_f の 20% 以下であることを示している。

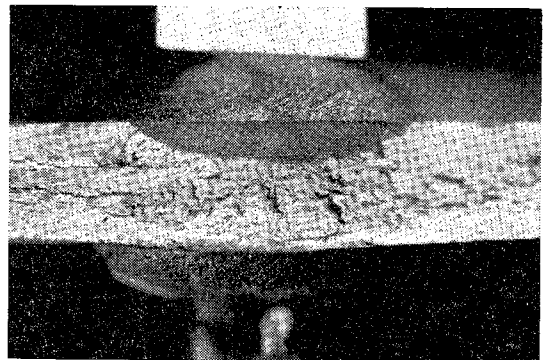
次に、ガセット継手まわし溶接止端部に観察された半楕円形亀裂の形状について、深さ a と幅の半分 b の比 a/b を、 a/t (t : 板厚) に対して示すと 図-5 のようになる。観察された亀裂のうち、単一亀裂を黒塗りの印で、複数亀裂を白抜きの印で示す。図-5 からわかるように、 $a/t=0.1$ ($a=1\text{mm}$) を境に、亀裂が小さい場合には a/b が $0.1\sim 0.4$ に分布する複数亀裂が多く、亀裂が大きくなるに従って単一亀裂が多くなる。また、単一亀裂も $a/t=0.1$ のとき $a/b=0.1$ 程度であるが、 a/t が増加するにつれて a/b も大きくなることがわかった。このような亀裂形状の変化の状況を、模式的に 図-6 に



(a)



(b)



(c)

図-3 ガセット継手隅肉止端部の破断面とマークされた疲労亀裂の例

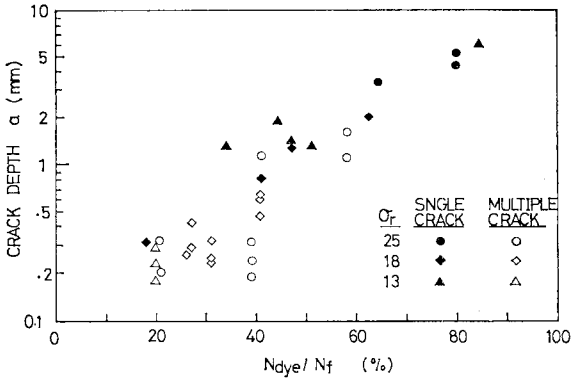


図-4 マーキングの時期と疲労亀裂の深さ

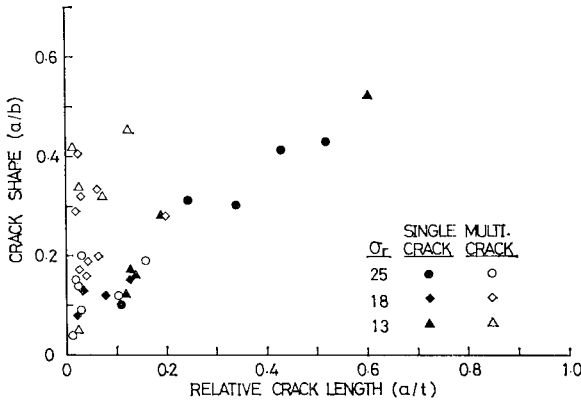


図-5 マークされた疲労亀裂形状の深さ方向の分布

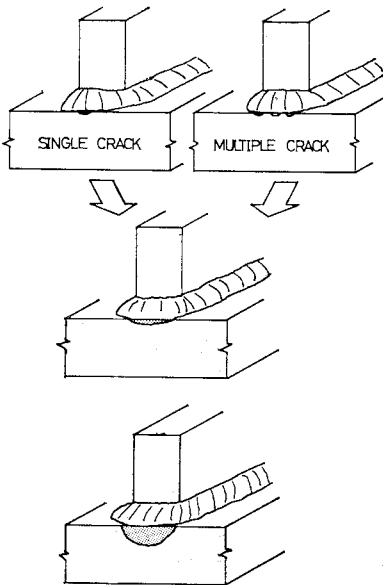


図-6 ガセット継手に発生する疲労亀裂の進展状況

示す。すなわち、ガセット継手のまわし隅肉溶接止端部では、溶接ビードに沿って、1個ないし複数個の微小な亀裂が発生する。今回の実験では、複数亀裂の大半が深さ約 1.6 mm 以下であった。また、単一亀裂と判定された偏平な亀裂の中にも、微小な半楕円形亀裂が合体して形成されたと思われるものもあった。このような単一亀裂や複数亀裂は、まわし溶接止端部に沿って進展し、幅方向に広い偏平な亀裂を形成する。この段階では、複数亀裂は合体し、単一の亀裂になる。さらにまわし溶接止端部いっぱい広がった亀裂は、深さ方向に進展してゆき、しだいに半円形に近い形状を示すようになる。図-3 (c) からわかるように、亀裂はその後、板厚を貫通し、2方向亀裂として板幅方向へ進展するものと思われるが、今回用いた試験片では、この段階の疲労亀裂の進展は急速であり、たとえば、図-10 に示すように、板厚の半分程度の亀裂深さ ($a = 5$ mm) から破断に至るまでの N_b は N_f の約20% 以下であり、板厚を貫通した後の N_b は、 N_f に比べて事実上無視できるほど小さい。なお、測定された亀裂深さの最大値は、6 mm であり、残りの寿命は N_f の 15% 程度であった。

3. 亀裂形状変化の解析と実測値との比較

(1) 亀裂形状変化の解析手法

溶接継手に発生する疲労亀裂の形状は、破壊力学の手法を用いて疲労亀裂進展寿命を計算する場合の重要な要素である^{30),33)}。ここでは、ガセット継手のまわし溶接止端部から発生する疲労亀裂の形状を数値計算で追跡し、疲労亀裂形状の実測値と比較して考察を加える。

疲労亀裂の形状変化の数値解析には、破壊力学の手法を用いる。それには、まずガセット継手のまわし溶接止端部に発生する半楕円形亀裂の深さ方向 (a 方向) と幅方向 (b 方向) の応力拡大係数範囲 ΔK_a と ΔK_b を求める。次に1階の定微分方程式の形で与えられる疲労亀裂進展速度式を解いて、与えられた繰り返し数の増分 ΔN に対する亀裂の進展 Δa と Δb を求める。この場合、 ΔN を与えた後の亀裂形状を最初に仮定し、亀裂進展中の亀裂形状を求めるが、これは ΔN を与えた後の亀裂形状が求まった段階で仮定し直し、両者が1対1の対応を示すまで収束計算を行う³⁴⁾。

解析に用いた仮定および条件式を以下に列挙する。

① 疲労亀裂進展速度 da/dN (mm/cycle) と応力拡大係数範囲 ΔK ($\text{kg}\cdot\text{mm}^{-3/2}$) の関係を示すものとして式 (2) を用いる。これは、材料の性質によって求まる

実験式で、SM50 および SMA50 材では、 a 方向と b 方向ともに次式が適用できるものとする^{6),10),30)}。

$$da/dN = 1.43 \times 10^{-10} (\Delta K)^3 \dots\dots\dots (2)$$

② 式 (2) の右辺の ΔK は、深さ方向 (ΔK_a) と幅方向 (ΔK_b) に対して、それぞれ次式を用いる^{7),11),12)}。

$$\Delta K_a = \frac{1.12 - 0.12(a/b)}{E_K} \cdot F_{Ga} \cdot \sqrt{\frac{2t}{\pi a} \tan \frac{\pi a}{2t}} \cdot \sigma_r \sqrt{\pi a} \dots\dots\dots (3)$$

$$\Delta K_b = \frac{1}{E_K} \cdot (a/b) \cdot F_{Gb} \cdot \sigma_r \sqrt{\pi a} \dots\dots\dots (4)$$

ここで、 E_K は第 2 種完全楕円積分で、亀裂が半楕円形であることの補正係数であり¹¹⁾、式 (5) で示される。また、式 (3) では、板厚が有限であることの補正 ($2t/$

$\pi a \cdot \tan \pi a / 2t)^{1/2}$) および亀裂が半楕円形表面亀裂であることの補正 ($1.12 - 0.12(a/b)$) を考慮している¹²⁾。

$$E_K = \int_0^{\pi/2} \{1 - (1 - a^2/b^2 \cdot \cos^2 \varphi)\}^{1/2} d\varphi \dots\dots (5)$$

③ 式 (3) と式 (4) の F_{Ga} と F_{Gb} は、ガセットの応力集中による ΔK の変化を補正する形状補正係数である^{7),13)}。 F_{Ga} は、ガセットのまわし溶接止端近傍の応力分布を有限要素法によって求め、亀裂が進展すると思われる線に沿っての応力分布から、文献 13) に示す方法で求めた (図-7 (a))。

④ また、 F_{Gb} は、ガセット端のまわし溶接止端部に接する線に沿っての応力分布を、作用平均応力で無次元化したものを用いた³⁴⁾ (図-7 (b))。これには、まずガセット継手 2 体に、図-7 (c) に示すようにひずみゲージを貼付し、ガセットが溶接されたことによる応力集中を求めた。ひずみゲージ貼付位置は、まわし溶接止端から約 3 mm 離れており、応力測定の結果、約 1.5 の応力集中が得られた。さらに、まわし溶接止端部では、溶接ビードによる応力集中が存在し、板厚方向に 0.5 mm 入った点での応力集中が有限要素法による解析によって約 1.9 であることがわかっているため、これをまわし溶接部の区間の応力集中に乗じて F_{Gb} を求めた。同様な方法は、鋼管構造の継手の疲労寿命を検討する際に、構造的応力集中と局部的応力集中を重ね合わせる方法で成果をあげており³¹⁾、単純に平面問題として応力集中や F_G が求まらない場合に有効な方法と思われる。

(2) 亀裂の形状変化の解析結果

解析に用いた初期亀裂の大きさ a_0 は、図-5 に示すマークされた亀裂の実測値を参考に、 $a_0/b_0=0.1$ なる偏平な亀裂のとき、 $a_0=0.1, 0.5, 1$ mm と仮定した。 $a_0=0.1$ mm は、偏平な単独の初期亀裂が止端部に発生した場合を、また $a_0=0.5$ と 1 mm は、複数の微小な亀裂が合体して偏平な亀裂が形成された後の挙動を検討するために選んだ。また、 $a_0/b_0=0.9, a_0=0.1$ mm なる半円形に近い単独の微小な初期亀裂が進展する場合についても検討した。

それぞれ与えられた初期亀裂 (図-8 の ◯ 印) からの亀裂形状変化の解析結果を、亀裂形状の実測値とともに、図-8 に示す。 $a_0/b_0=0.1$ で $a_0=0.5$ と 1 mm から進展した場合は、亀裂の進展とともに a/b がほぼ単調に増加する。すなわち、偏平な亀裂形状から半円形に近い形状に漸近し、幅方向の進展に比べて深さ方向の進展が大きいことがわかる。それが $a_0=0.1$ mm なる微小亀裂から進展する場合は、溶接ビード止端の応力集

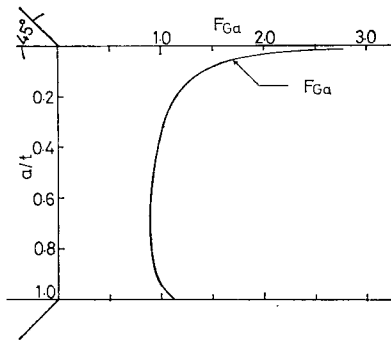


図-7 (a) まわし隅肉溶接止端部の深さ方向の形状補正係数, F_{Ga}

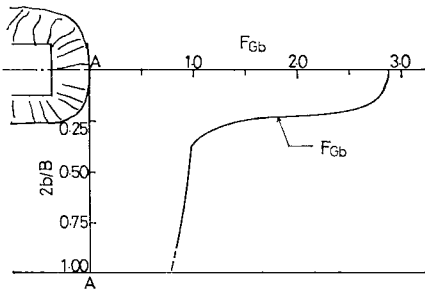


図-7 (b) まわし隅肉溶接止端部の幅方向の形状補正係数, F_{Gb}

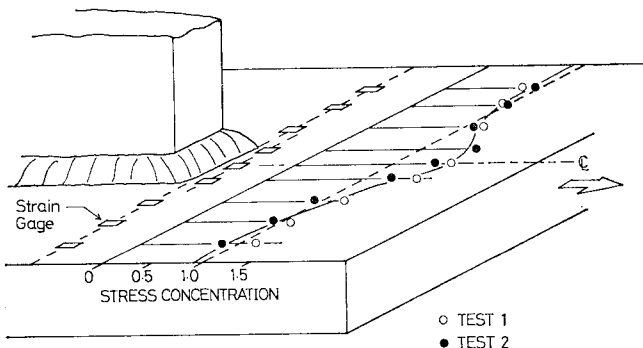


図-7 (c) ガセット端部における応力分布の測定結果

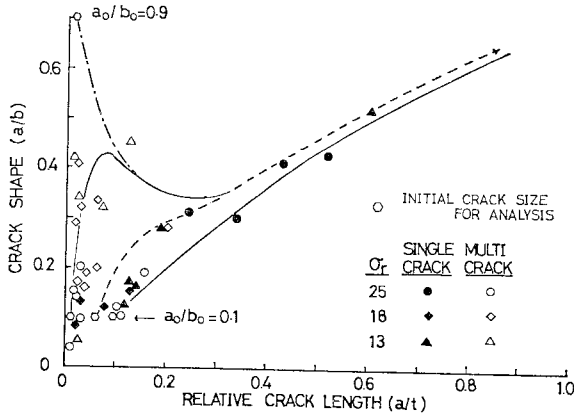


図-8 ガセット端に発生する疲労亀裂の形状変化の解析

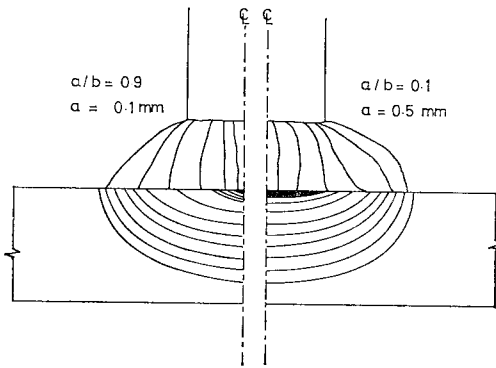


図-9 ガセット端の疲労亀裂の形状変化の模式図

中のため深さ方向に少し進展し、 $a \approx 1$ mm からビード止端の応力集中が小さくなるので逆に幅方向に広がる。さらにまわし隅肉溶接止端部の幅（約 15 mm と思われる）に広がった後、深さ方向に進展する傾向を示した。測定された単一亀裂（図中黒塗りの印で示す）は、 $a_0/b_0 = 0.1$ で $a_0 = 0.5$ mm と $a_0 = 1$ mm に対する計算値に沿って分布していることがわかり、本解析手法による計算結果は、実験における亀裂形状の変化をよく表示しているものと思われる。

また、 $a_0/b_0 = 0.9$ （半円形に近い形状）で $a_0 = 0.1$ mm なる単一の初期亀裂を仮定した場合には、最初幅方向に広がるため a/b が小さくなる。しかし一度扁平な亀裂に成長すると、 $a = 2$ mm 程度からまた深さ方向に進展し、最終的には、 $a_0/b_0 = 0.1$ と仮定した亀裂進展挙動に漸近することがわかった。

図-9 は、 $a_0/b_0 = 0.1$ で $a_0 = 0.5$ mm と仮定したときの亀裂形状変化（図-8 の破線）と、 $a_0/b_0 = 0.9$ で $a_0 = 0.1$ mm と仮定したときの亀裂形状変化（図-8 の一点鎖線）を模式的に示したものである。

4. 疲労亀裂進展寿命の解析と疲労亀裂発生寿命の推定

(1) 疲労亀裂進展寿命の解析

疲労亀裂の進展寿命 N_p^* の解析には、初期亀裂が与えられた場合、破壊力学を用いるのが有効であることが知られている。本研究では、マーキングの手法により、ある時点でガセット継手に発生した疲労亀裂の大きさが既知であるので、それから破断までの N_p と、破壊力学の手法を用いた解析による N_p^* の比較を行い、解析手法の妥当性の検討を行う。また、疲労亀裂発生寿命 N_c についても、ある亀裂の大きさになるまでの繰返し数を N_c と定義することによって、 $N_c^* = N_f - N_p^*$ なる関係を用い、実験で求めた N_f と解析で求めた N_p^* から N_c^* を求めて考察を加える。

本研究で用いたガセット継手の N_p^* は、(i) ガセット端のまわし隅肉溶接止端部からの亀裂の進展と、(ii) それがおもに深さ方向に進展し、(iii) 板厚を貫通して板幅方向に貫通亀裂として進展する段階に分けられる。このうち、(iii) については、腹板に溶接されたガセットのように腹板が十分大きい場合には、貫通亀裂になった後の N_p^* を $\Delta K = \sigma_r \sqrt{\pi a}$ を式 (2) に代入して求めることができる^{(11),(20)}。本研究で用いた試験片では、亀裂が貫通した段階で N_p^* が終了したと考えられる。

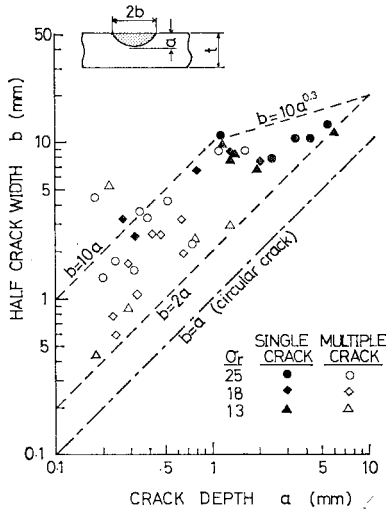
亀裂進展の過程のうち、(i) と (ii) については、疲労亀裂の形状を考慮することで解析に取り入れることができる。図-8 にも示すように、実際の試験片に生じる亀裂形状にはばらつきがあり、 N_p^* の解析に亀裂形状の変化を簡単に取り入れることは難しい。また、試験片ごとに異なる亀裂形状を採用するのも実用的ではない。そこで本解析では、図-8 または 図-10 に示される亀裂形状を包含するような亀裂形状の幅を選び、それを a と b の 1 次式で表すことにした。具体的には、図-10 の破線で示される 3 つの式、

$$b = 2a \dots \dots \dots (6)$$

$$b = 10a \text{ ただし } a \leq 1 \text{ mm} \dots \dots \dots (7 \cdot a)$$

$$b = 10a^{0.3} \text{ ただし } a \geq 1 \text{ mm} \dots \dots \dots (7 \cdot b)$$

が、それぞれ亀裂形状の上・下限値を与えるものと考えた。ここで式 (6) は、半円形に近い形状を与えるもので、式 (3) の第 2 種楕円積分の項に代入すると $1/E_K = 0.83$ となり、 N_p^* の上限を与える。また、式 (7・a, b) は、片トンネル形に近い亀裂形状を与えるもので、ガセット端のまわし隅肉溶接止端部に発生した扁平な亀裂をモデル化するものである。式 (7・a) を用いると $1/E_K =$



図一10 ガセット端に発生した半楕円形亀裂形状の実測値と計算に用いた亀裂形状の上・下限値

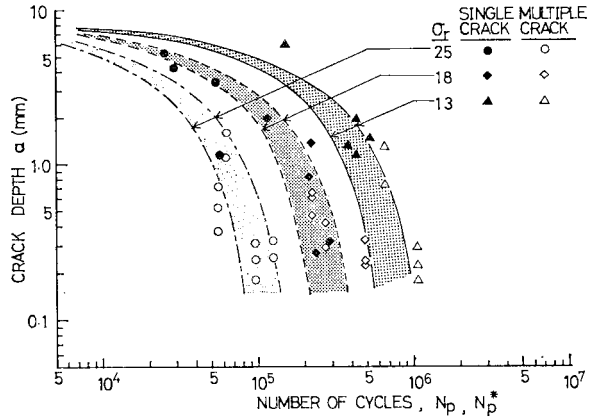
1.0 となり、片トンネル形の亀裂形状を与えた場合とほぼ同じになり、 N_p^* の下限を与えるものと考えられる。また、式 (7・b) は、扁平な亀裂が式 (6) で示される楕円形に漸近する様子を示す。また、図一8 に示すように、 N_p の初期には複数個の亀裂が観察され、それが合体して単一の亀裂となって進展するが、式 (7・a, b) のように亀裂形状を仮定することによって、亀裂の合体と無関係に N_p^* の下限を求めることができる。

N_p^* は、 a と b の関係が与えられるので、式 (2) に示される疲労亀裂進展速度式に、ガセット継手のまわし溶接止端部の亀裂の深さ方向の dK_a を示す式 (3) を代入して積分することにより計算することができる。積分は、与えられた初期亀裂 a_0 と最終亀裂 a_f の区間で行う。

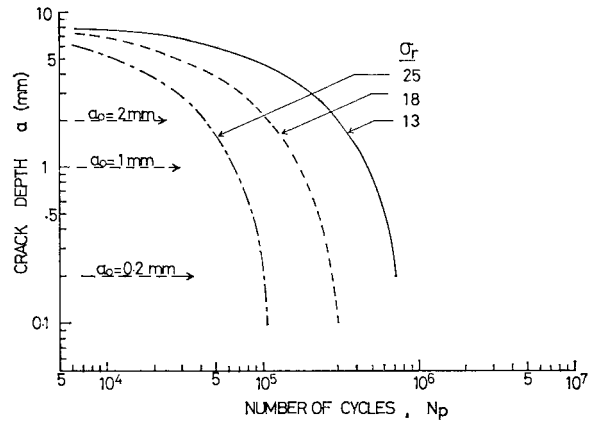
$$N_p^* = \int_{a_0}^{a_f} \frac{1}{1.43 \times 10^{-10} (dK_a)^3} da \quad \dots \dots \dots (8)$$

実際の計算では、 a_0 に 0.1 mm から 8.5 mm までの種々の値を与えて N_p^* を計算し、図一11 に示すように、ある亀裂の大きさ a から破断までの N_p^* を連続した残存疲労亀裂進展寿命として表示した。

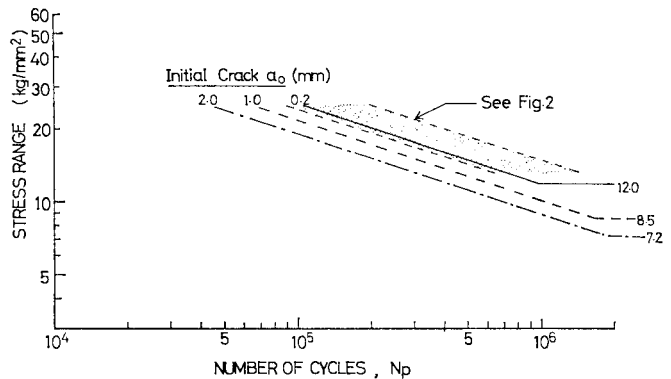
図一11 では、 $\sigma_r=25, 18, 13 \text{ kg/mm}^2$ で試験した場合のガセット継手の N_p^* を、式 (6) と式 (7) で示される疲労亀裂の形状の上・下限値から計算されるバンドで示した。また、マーキングの手法によって得られた N_p の実測値も σ_r 別にプロットして、 N_p^* と比較した。 $\sigma_r=13 \text{ kg/mm}^2$ で試験した試験片の N_p (図中 ▲ と △



図一11 疲労亀裂進展寿命の実測値と計算値の比較



図一12 疲労亀裂進展寿命の平均値



図一13 疲労亀裂進展寿命を基準にした $S-N_p$ 線図と疲労限

印) は、 N_p^* の幅 (実線) に入るものと、少し N_p の大きい方にはずれるものがあるが、 $\sigma_r=18 \text{ kg/mm}^2$ で試験したもの (◆ と ◇ 印が実験値で破線が計算値) と、 $\sigma_r=25 \text{ kg/mm}^2$ (● と ○ 印が実験値で一点鎖線が計算値) では、良好な一致をみている。また、 dK の小さい領域、すなわち a または σ_r が小さい場合、 N_p^* は実測の N_p より小さくなる傾向がみられる。これは、式 (2)

で仮定した疲労亀裂進展速度が ΔK の小さい領域で da/dN を若干過大に評価しているためと思われる^{6),14)}。

次に、図-11 に示す各応力レベルで計算した N_p^* の幅の算術平均値を求めてプロットすると、図-12 が得られる。これは、亀裂形状のばらつきを考慮した N_p^* の平均値と考えられる。そこで、この平均的な N_p^* と亀裂の大きさ a との関係から、初期亀裂深さ $a_0=0.2, 1, 2$ mm の場合に予想される $S-N_p$ 線図を求めると、図-13 のようになる。このうち $a_0=0.2$ mm は、本実験で用いた塗料による亀裂のマーキング手法によって検出された亀裂深さが 0.18 mm であることから選んだ。 $S-N_p^*$ 線図は式 (3) を式 (8) に代入して変形すると、

$$N_p^* = \left\{ \frac{a_f}{a_0} \frac{1}{1.43 \times 10^{-10} (F \cdot \sqrt{\pi a})^3} da \right\} \cdot \sigma_r^{-3} \dots\dots\dots (9)$$

ただし、

$$F = \frac{1.12 - 0.12(a/b)}{E_K} \cdot F_{Ca} \cdot \sqrt{\frac{2t}{\pi a} \cdot \tan \frac{\pi a}{2t}}$$

となり、基本的に $N = A \cdot \sigma_r^B$ で示される $S-N$ 線図と同じ形になる。ただし、 F はガセット継手に発生する亀裂の Griffith 亀裂 ($\Delta K = \sigma_r \sqrt{\pi a}$) に対する補正係数である。本解析では、式 (2) の $S-N_f$ 線図の傾き $B = -3$ であることから、計算された $S-N_p^*$ 線図は、 $S-N_f$ 線図と傾きが同じ (-3) で、 a_0 が大きくなると N_p^* が小さくなるような平行線で示すことができる。このうち、 $a_0=0.2$ mm の場合は $S-N_f$ データの 95% 信頼区間の下限値に近い $S-N_p^*$ 線図を与えていることがわかる。

さらに、 ΔK が小さくなると疲労亀裂の進展速度が非常に小さくなり、ついにはまったく進展しなくなるという限界の応力拡大係数範囲 ΔK_{th} (threshold stress intensity factor range) を用いて、疲労亀裂が存在してもそれが進展しない応力振幅を求めることができる^{6),14),20)}。すなわち、実測された ΔK_{th} を、式 (3) に代入し、 σ_r を未知数として解けばよい。各種の材料の ΔK_{th} の実測値^{6),14)~17)} については、Barsom らは応力比 R の関数として整理し、その下限値として、図-14 の実線で示すような値を設計に用いることを提案している。この方法は、 ΔK_{th} の実測値のない場合に有効で、本研究で用いた鋼材についても、 $R=0.1 \sim 0.23$ の場合 $\Delta K_{th} \approx 20 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-3/2}$ と仮定した。この結果、図-13 に示すように、 $a_0=0.2$ mm と仮定した場合の疲労限界は、 $\sigma_r = 12 \text{ kg/mm}^2$ と計算された。 $a_0=0.2$ mm と仮定した場合の $S-N_p^*$ 線図が $S-N_f$ 線図の 95% 信頼区間の下限値を示すこと、および $\sigma_r = 13 \text{ kg/mm}^2$ で試験したもののうち 2 体が

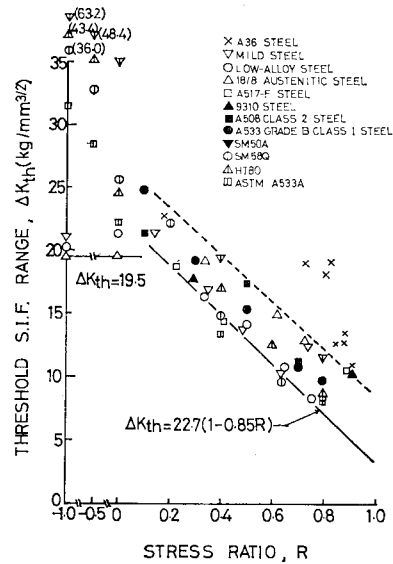


図-14 実測された ΔK_{th} と応力比 R の関係

破断しなかったことを考え合わせると、 $\sigma_r = 12 \text{ kg/mm}^2$ がこの試験体の疲労限界に相当するものと思われる。さらに、たとえば $a_0=1$ mm と仮定した場合の疲労限界に相当する値は、 $\sigma_r = 8.5 \text{ kg/mm}^2$ となり、 $a=1$ mm 以下の疲労亀裂状の欠陥が存在してもそれが進展しないという条件で設計することが可能である。

(2) 疲労亀裂発生寿命の推定

前節では、疲労亀裂進展寿命 N_p^* の解析を行い、マーキング手法による N_p の実測値との比較を行って、解析手法の妥当性について検討した。その結果を用いて、ガセット継手の疲労亀裂発生寿命 N_c^* を、 $N_c^* = N_f - N_p^*$ の関係から求める。ただし、ここでは疲労亀裂が発生しそれが進展してある亀裂深さになるまでの繰返し数を N_c と定義する。

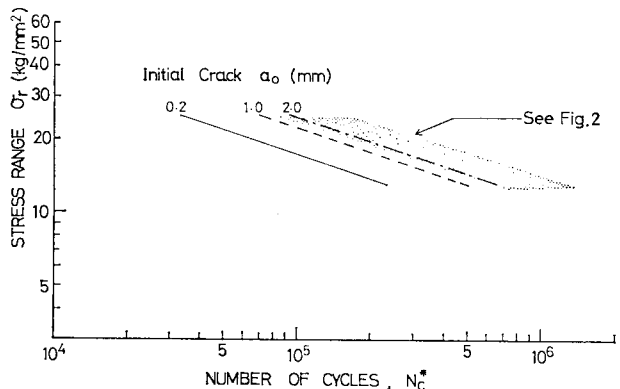


図-15 疲労亀裂が与えられた大きさになるまでの $S-N_c$ 線図

N_c^* は、式 (1) で示される 50% 破壊確率に相当する N_f から、図-12 または 図-13 に示される N_p^* の平均を引いて求める。ここでは、 $S-N_p^*$ 線図を求めたのと同様に、 $a_0=0.2, 1, 2$ mm の 3 ケースについて N_c^* を求め、 $S-N_c^*$ 線図として 図-15 に示す。 $S-N_c^*$ 線図は、 $S-N_f$ 線図の傾き (式 (1)) と疲労亀裂進展速度式 (式 (2)) の傾きがともに 3 であるため、両対数座標上で $S-N_f$ 線図に平行な直線となる。 $a_0=2$ mm に至るまでの N_c^* は、 $S-N_f$ データの 95% 信頼区間 (影の部分) の下限値に近く、 a_0 が小さくなるに従って N_c^* が小さくなる。 $a_0=0.2$ mm に至るまでの N_c^* は、 $\sigma_r=25$ kg/mm² の場合には、 $N_f=135000$ に対して $N_c^*=43000$ で、 $N_c^*/N_f \approx 32\%$ となり、 $\sigma_r=13$ kg/mm² では、 $N_f=978000$ に対して $N_c^*=230000$ で $N_c^*/N_f = 24\%$ となる。これは、図-4 に示すマーキングによる疲労亀裂の発見の時期およびその深さの関係とよく一致している。そこで、図-16~18 では、マーキングにより発見された亀裂の深さを、0.2~1 mm, 1~2 mm, 2~6 mm に分類し、図-15 で求めた $S-N_c^*$ 線図とともにプロットした。図-16 は、 $a_0=0.2\sim 1$ mm の亀裂になるまでの N_c^* と N_c (測定では N_{dye}) を比較したもので、それぞれのデータ点には、亀裂深さ (mm) が付記されている。データのばらつきはあるが、 N_c^* は N_c をよく示していると思われる。図-17 に示す $a_0=1\sim 2$ mm の場合には、特に $\sigma_r=13$ kg/mm² で N_c が N_c^* より短い傾向にある。これは、図-11 にも示されるように、 ΔK が小さい領域での N_p^* が必ずしも N_p を表現していないためと思われる。今後の検討が必要であろう。図-18 では、 $a_0=2\sim 6$ mm のデータを示したが、この亀裂深さに至るまでに N_f のかなりの部分を費やしており、計算値と実測値はよく一致した。

本研究では、溶接止端部の応力集中が大きいガセット継手試験体を用いたため、塗料によって検出された最小亀裂を目安に決められた $a_0=0.2$ mm に至るまでの N_c が小さい。したがって、ガセット継手試験体の疲労強度を検討するためには、 $S-N_p^*$ 線図または $S-N_f$ 線図が適当と思われる。しかし、応力集中が小さく、したがって N_f に占める N_c の割合の大きい試験体では、ここに示した $N_c^* = N_f - N_p^*$ の関係を用いて、既存の $S-N_f$ データを用いて解析的に $S-N_c^*$ 線図を推定することができ、有効に設計に用いることができると思われる。

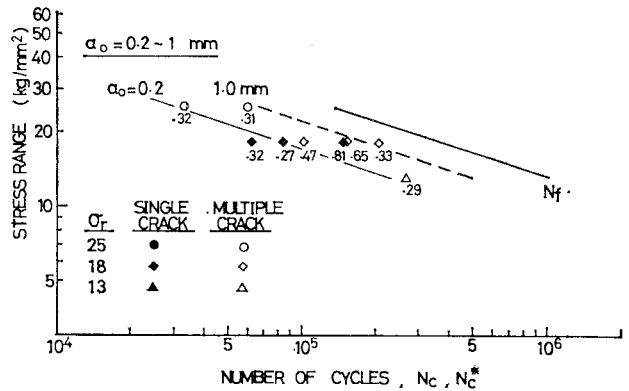


図-16 疲労亀裂発生寿命の計算値と実測値 N_{dye} の比較 ($a=0.2\sim 1$ mm)

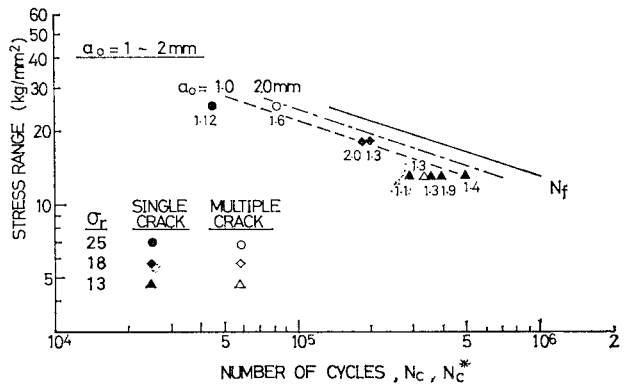


図-17 疲労亀裂発生寿命の計算値と実測値 N_{dye} の比較 ($a=1\sim 2$ mm)

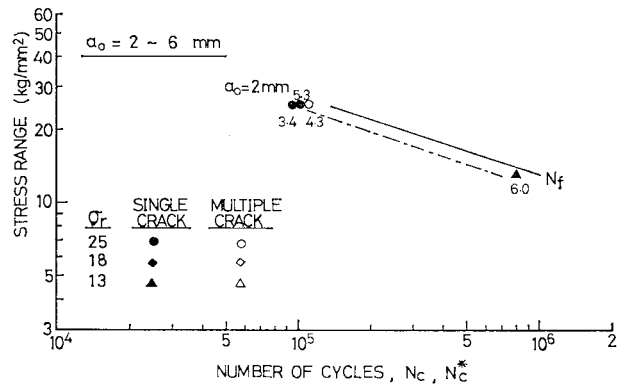


図-18 疲労亀裂発生寿命の計算値と実測値 N_{dye} の比較 ($a=2\sim 6$ mm)

5. まとめ

引張試験片の荷重作用方向に短いリブが溶接された、いわゆるガセット継手 (材質 SM 50 と SMA 50) 31 体の疲労試験を行い、リブ端のまわし隅肉溶接止端部から

発生する疲労亀裂の進展挙動について検討した。まず浸透性のよい速乾性の塗料で疲労亀裂をマークし、疲労亀裂発生寿命 N_c と疲労亀裂進展寿命 N_p 、および疲労亀裂の形状に関するデータを収集した。 N_p^* の解析には、疲労亀裂進展速度 da/dN と応力拡大係数範囲 ΔK の関係を用い、 N_c^* の解析には、 $N_c^*=N_f-N_p^*$ の関係を用いて行い、実測された N_c および N_p と比較検討した。この結果、次に示すような点が明らかになった。

(1) 多数の試験体による疲労亀裂のマーキングの結果、リップ端のまわし隅肉溶接止端から発生する疲労亀裂の進展挙動を確認できた。すなわち、溶接止端に沿って深さ $a=0.1\sim 1$ mm で亀裂形状 $a/b=0.1\sim 0.4$ の単数ないし複数の半楕円形表面亀裂が現れ、まず溶接止端部全幅に広がる方向へ亀裂の合体も含めて進展する。そして、まわし溶接止端部全幅に広がった後、亀裂はむしろ板厚方向に進展し、 a/b が半円形に近くなっていく傾向を示した。

(2) 疲労亀裂の進展の状況を、亀裂深さ方向と亀裂幅方向の ΔK を求めて破壊力学の手法を用いて追跡した結果、上記の亀裂の形状変化をよくシミュレーションすることができた。

(3) ガセット継手の N_p^* を、破壊力学の手法を用いて計算した。この場合、亀裂形状はマーキングによる亀裂形状の実測値のばらつきを参考にして、

$$b=2a$$

と、

$$b=10a \quad \text{ただし、} a \leq 1 \text{ mm}$$

$$b=10a^{0.3} \quad \text{ただし、} a > 1 \text{ mm}$$

で表される亀裂形状の上・下限値を用いて計算した。この結果、実測された N_p は、ほとんどこの亀裂形状のばらつきから計算される N_p^* 内に含まれることがわかり、この手法が N_p^* の解析に有効なことがわかった。

(4) $S-N_f$ 線図を基本に疲労設計を行う場合でも、設計 $S-N_f$ 線図と同じ寿命を与える $S-N_p^*$ 線図を初期亀裂の大きさの関数として与えることができる。また、疲労亀裂進展の下限値 ΔK_{th} を与えることで、初期亀裂が存在すると考えた場合の疲労限に相当する応力振幅を求めることも可能なことを示した。

(5) 亀裂形状のばらつきを考慮した N_p^* の平均値と、50% 破壊確率に相当する N_f を用いて、 $N_c^*=N_f-N_p^*$ の関係から、亀裂長さ 0.2, 1, 2 mm に至るまでの N_c^* を求めた。これは、マーキングの手法により実測された N_c と良好な一致を示し、本解析法による N_c^* の推定が可能なことがわかった。

(6) これは、過去に蓄積された $S-N_f$ 線図を基準に、破壊力学の手法によってある亀裂深さに対する N_p^* を求め、 $N_c^*=N_f-N_p^*$ の関係から N_c^* を推定でき

ることを示しており、 N_c が大きい継手形式に対して有効な方法と思われる。ただし、応力集中の大きい溶接継手では、亀裂深さを小さく取った場合、 N_c は N_p に比べて小さくなり、設計上無視できる場合がある。たとえば、本研究で用いたガセット継手の場合、疲労限に近いと思われる $\sigma_r=13$ kg/mm² では、 $a_0=0.2$ mm とすると N_c は N_f の約 24% であることが、実験と解析により確かめられた。

最後に、本研究の一部は、名古屋高速道路公社および新日鉄技術サービス部より受託された研究費を用いたことを付記する。研究に協力していただいたトピー工業技術研究所の青木尚夫氏と長井憲一氏、名古屋大学土木工学科の近藤明雅氏、玉田伸一氏（現名古屋市消防局）、田垣徳幸氏に感謝します。なお、解析には、名古屋大学大型計算機センターの FACOM 230-75 および図形出力装置を用いたことを付記する。

【記号】

a : 亀裂の大きさ、半楕円形表面亀裂の深さ (mm)

b : 半楕円形表面亀裂の幅の半分 (mm)

a_0, b_0 : 上述の計算における初期値 (mm)

da/dN : 疲労亀裂の進展速度 (mm/cycles)

E_K : 応力拡大係数の亀裂形状に対する補正値、第 2 種楕円積分

F : Griffith 亀裂に対する応力拡大係数の補正係数、 $\Delta K=F\cdot\sigma_r\sqrt{\pi a}$

F_{Ga}, F_{Gb} : 亀裂の深さ方向および幅方向の形状補正係数

N_c : 疲労亀裂発生寿命 (cycles)

N_f : 疲労寿命 ($N_f=N_c+N_p$) (cycles)

N_p : 疲労亀裂進展寿命 (cycles)

N_c^*, N_p^* : 計算上の N_c, N_p

N_{dye} : 塗料によって亀裂をマークしたときの繰り返し回数 (cycles)

R : 応力比 (最小応力/最大応力)

s : $S-N_f$ 線図を最小 2 乗法で求める際の標準偏差

t : 試験片の板厚 (mm)

$\Delta a, \Delta b$: ΔN による疲労亀裂の a 方向および b 方向の進展量

ΔK : 応力拡大係数範囲 (kg \cdot mm^{-3/2})

$\Delta K_a, \Delta K_b$: a 方向および b 方向の応力拡大係数範囲 (kg \cdot mm^{-3/2})

ΔK_{th} : 疲労亀裂進展の限界応力拡大係数範囲 (kg \cdot mm^{-3/2})

r : $S-N_f$ 線図を最小 2 乗法で求める際の相
関係数

σ_f : 応力範囲 (kg/mm²)

参 考 文 献

- 1) Kanazawa, T. and A.S. Kobayashi : Significance of Defects in Welded Structures, Proceedings of the Japan-US Seminar, 1973, University of Tokyo Press, 1974.
- 2) Hirt, M.A. and J. W. Fisher : Fatigue Crack Growth in Welded Beams, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 5, No. 2, June, 1973.
- 3) Fisher, J.W., A.W. Pense and R. Roberts : Evaluation of Fracture of Lafayette Street Bridge, Proc. of ASCE, Vol. 103, No. ST7, pp. 1339~1357, July, 1977.
- 4) Standard Specifications for Highway Bridges, American Association of State Highway and Transportation Officials, 1977.
- 5) Barsom, J.M. and R.C. McNicol : Effect of Stress Concentration on Fatigue Crack Initiation in HY-130 Steel, ASTM STP 559, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1974.
- 6) Barsom, J.M. and S.T. Rolfe : Fracture and Fatigue Control in Structures, Prentice-Hall, pp. 232~267, 1977.
- 7) Yamada, K. and P. Albrecht : Practical Aspects of Fatigue Analysis of a Weldment, Fracture 1977, Vol. 2, Proc. of Fourth International Conference on Fracture, pp. 959~966, 1977.
- 8) Fisher, J.W. et al. : Effect of Weldments on the Fatigue Strength of Steel Beams, NCHRP Report 102, Transportation Research Board, National Research Council, Washington, D.C., 1970.
- 9) Fisher, J.W. et al. : Fatigue Strength of Steel Beams with Welded Stiffeners and Attachments, NCHRP Report 147, Transportation Research Board, National Research Council, Washington, D.C., 1974.
- 10) Barsom, J.M. : Fatigue Behavior of Pressure Vessel Steels, Welding Research Council, Bulletin No. 194, May, 1974.
- 11) Tada, H., P.C. Paris and G.R. Irwin : The Stress Analysis of Cracks Handbook, Del Research Co., 1973.
- 12) Kobayashi, A.S. (ed.) : Experimental Techniques in Fracture Mechanics, Society for Experimental Stress Analysis, The Iowa State University Press, 1973.
- 13) Albrecht, P. and K. Yamada : Rapid Calculation of Stress Intensity Factors, Proc. of ASCE, Vol. 103, No. ST 2, pp. 377~389, Feb., 1977.
- 14) Sasaki, E., A. Ohta and M. Kosuge : Fatigue Crack Propagation Rate and Stress Intensity Threshold Level of Several Materials, National Research Institute for Metals, 1977.
- 15) Bucci, R.J., W.G. Clark, Jr. and P.C. Paris : Fatigue Crack Propagation Growth Rates under a Wide Variation of ΔK for an ASTM A 518 Grade F(T-1) Steel, ASTM STP 513, American Society for Testing and Materials, 1972.
- 16) Paris, P.C. et al. : Extensive Study of Low Fatigue Crack Growth Rates in A 533 and A 508 Steels, American Society for Testing and Materials, 1972.
- 17) Klingerman, D.J. and J.W. Fisher : Threshold Crack growth in A 36 Steel, Fritz Engineering Report No. 386.2, Lehigh University, 1971.
- 18) Maddox, S.J. : Assessing the Significance of Flaws in Welds Subjected to Fatigue, Welding Research Supplement, Sept., 1974.
- 19) 田島二郎・奥川淳志 : 80 キロ鋼を使用したトラス格点構造の疲労試験, 橋梁と基礎, 73-9, pp. 12~19, 1978 年 9 月.
- 20) 岡村弘之 : 線形破壊力学入門, 培風館, pp. 155~165, 1976 年.
- 21) 日本鋼構造協会天井クレーン 走行ばり懇談会 : クレーンガーダーの疲労損傷に関する調査報告, JSSC Vol. 12, No. 128, pp. 9~22, 1976 年 8 月.
- 22) 西村俊夫・三木千寿 : 引張応力に起因する鋼橋梁の変状, 土木学会誌, pp. 55~64, 1975 年 11 月.
- 23) 阿部英彦・足立成之 : 鋼橋の変状, 鋼構造物設計資料 No. 33, 1973 年 3 月.
- 24) 西村俊夫・三木千寿 : 80 キロ鋼縦ビード溶接部の疲れ強さ, 東工大土木工学科研究報告, No 22, 1978 年 1 月.
- 25) 土木学会 : 鋼鉄道橋設計標準解説, 1964 年.
- 26) 土木学会 : 本州四国連絡橋上部構造に関する調査研究報告書, 別冊 2, 本州四国連絡橋の疲労設計, 1974 年.
- 27) 日本鋼構造協会技術委員会耐久性分科会疲労小委員会 : 日本鋼構造協会疲労設計指針・同解説(案), JSSC, Vol. 10, No. 101, 1974 年 5 月.
- 28) 張 東一・三木千寿・西村俊夫 : 直線被害則による鋼部材片の疲れ寿命予測, 土木学会論文報告集, 第 270 号, pp. 15~29, 1978 年 2 月.
- 29) 山田健太郎ほか : 破壊力学を用いた鋼構造物の疲労強度解析, 第 25 回構造工学シンポジウム論文集, pp. 1~11, 昭和 54 年 2 月.
- 30) 山田健太郎・牧野時則・菊池洋一 : 横リブ十字隅肉溶接止端部に発生する疲労亀裂の解析, 土木学会論文報告集, 第 292 号, pp. 1~12, 1979 年 12 月.
- 31) 砂本大造・山内崇賢・的場正明 : 溶接継手の疲れ強さに関する新しい評価法の検討, 三菱重工技報 Vol. 16, No. 3, pp. 15~23, 1979 年.
- 32) 日本鋼構造協会 : 疲労データシート(第 1 集) 日本鋼構造協会, 昭和 43 年 1 月.
- 33) 溶接学会 : 疲労き裂伝播寿命基準による設計上の諸問題, 溶接学会 FS 委員会資料, FS 481~484-78, 1978 年.
- 34) 牧野時則 : 付加物溶接継手に発生する疲労き裂の破壊力学的考察, 名古屋大学土木工学科修士論文, 1978 年 2 月.
- 35) 奥川淳志 : 80 キロ鋼溶接継手の疲労試験, 本四技報 No. 2, pp. 10~15, 1977 年 10 月.
- 36) 太田昭彦ほか : 溶接継手の疲労き裂発生寿命の自動計測法, 日本材料学会第 12 回疲労シンポジウム前刷集, pp. 169~173, 昭和 53 年 11 月.

(1979.9.17・受付)