

破壊力学を応用したパラメトリックな疲労寿命解析

PARAMETRIC FATIGUE ANALYSIS OF WELDMENTS
USING FRACTURE MECHANICS

山田 健太郎*・M.A. HIRT**

By Kentaro YAMADA and Manfred A. HIRT

1. ま え が き

鋼構造物が疲労破壊する過程は、疲れ亀裂が発生する過程、それが安定成長する過程、さらにそれがある終局状態に達して破壊する過程とに分けられる¹⁰⁾。最後の過程は、疲労寿命の最後のごくわずかを占めるだけでありその終局状態が何によって決まるかは重要な問題であるが、疲労寿命の観点からは除外しても差し支えない。したがって、疲労寿命 N_f は、便宜上、疲れ亀裂の発生に要する繰返し数 N_c と、発生した亀裂が進展して破壊に至る繰返し数 N_p との和として定義できる。

N_f を構成するこの物理的に異なる過程をより正確に把握するためには、発生した疲れ亀裂の確認の技術が重要になってくる。この方法には、実験室的には、疲れ試験片の亀裂を直接観察するものと、なんらかの方法で亀裂をマークし、あとから亀裂が発生した時点の状況を推定する間接的な方法がある。直接法には、周期的に実施される目視、カラーチェック、磁粉探傷、などの亀裂検出法のほか、亀裂発生の予想される箇所を、直径 0.03 mm 程度の銅線^{22), 25)}、クラックゲージ、縞状に真空蒸着した銅、などにより電気的にモニターする方法が開発されてきた。また、間接法には、浸透性のよい塗料やガス炎で亀裂をマークする方法^{14), 23)}、表面レプリカを一定繰返し数ごとに採取して顕微鏡で拡大観察する方法²⁸⁾、一定繰返し数ごとに作用応力振幅を変えて、疲れ破面に条痕(ピーチマーク)を残す方法²⁶⁾、などがある。これらの方法には、一長一短があり、確認できる亀裂の大きさが異なる。一般に、 N_c を、疲れ亀裂が確認できるまでの繰返し数、あるいはそれに準じて定義するので、 N_c と N_p の割合は継手形式だけではなく、この検

出可能な亀裂の大きさによっても、大きく左右される。したがって、 N_c および N_p を論ずる場合には、この亀裂の大きさととの関連性を明らかにする必要がある。

最近の研究によると、応力集中を有する溶接継手や^{33), 34)}、スラグの巻込みやブローホールなどの溶接欠陥を有する継手では^{6), 36), 37)}、疲れ試験の比較的初期に亀裂が発生していることが確認されてきた。これは、亀裂確認の重要性の認識と、検出技術の進歩に負うところが大きいと思われる。このような継手では、したがって N_p を追跡することで、継手の疲労挙動をある程度推定できるものと思われる。そのための手法として、破壊力学を応用した解析法がある^{5), 10), 20)}。

破壊力学では、継手に発生する疲れ亀裂の力学的特性を、亀裂の大きさ、形状および継手の力学的特性の関数として、応力拡大係数 K を用いて定義する^{7), 13)}。そして、これと、その材料がもつ疲れ亀裂進展特性とから⁹⁾、その後の疲れ亀裂の進展を推定する。この手法によれば、継手形式や亀裂の力学的特性と、疲れ亀裂進展速度 da/dN で代表される材料特性を別々に評価するので、継手形式(形状、板厚、板幅など)や、作用応力、残留応力などが変化した場合にも拡張できるので便利である。

最近の研究により、破壊力学を疲労寿命解析に用いる際に生じる種々の問題点が指摘され、研究が進んできている^{8), 26)}。しかしながら、解析に用いる da/dN の式や、実用的で精度の高い K の解析、あるいは溶接継手の溶接止端形状のばらつきの影響など、疲労寿命の定量的な評価につながるとと思われる要因については研究途上であり、今後の検討に待つところが大きい。

そこで、本報文では、その準備段階として、比較的簡単なモデルを用いて、これらの要因が疲れ亀裂進展寿命に及ぼす影響を検討する手法を示し、代表例について、要因の効果をパラメトリックに検討した。解析に用いられる条件や仮定は、可能な限り過去の研究成果を参考にして単純なものとし、各要因の影響を比較することを主

* 正会員 Ph. D. 名古屋大学助教授 工学部土木工学科

** Ph. D. Prof., Dept. of Civil Engrg., ICOM, Swiss Fed. Inst. of Techn.

眼にした。解析結果は、応力振幅・疲れ亀裂進展寿命線図(σ_r-N_p 線図)として示し、疲れ試験データの整理に用いる応力振幅・疲れ寿命線図(σ_r-N_f 線図)と比較する。

なお、疲れ亀裂進展寿命の解析では、初期亀裂長 a_0 を決める必要がある。明確に a_0 も定義できる場合には、その値を使うが、溶接継手では一般に a_0 を明確に定義できない場合が多く、破壊力学を用いて N_p を解析する際のネックになっている。本報文中で示す解析では、一般に $a_0=0.2$ mm を与えて、同一の初期亀裂条件のもとで、要因が N_p に及ぼす影響を、パラメトリックに評価した。 a_0 をこのように仮定することで、解析が容易になる反面、解析結果を実験データと比較する際には、実際に存在しない亀裂を仮定することになり、矛盾を生じる。したがって、実際に N_p と N_f を直接比較する場合には、 N_p の計算が $a_0=0.2$ mm を仮定している点に注意する必要がある。

筆者らは、先に浸透性のよい速乾性の塗料で微小な亀裂を検出したが、その方法では、約 0.2 mm の深さの亀裂を確認できた。また、亀裂発生寿命に関する実験^{10),22)}でも、 $a_0=0.2$ mm 程度の亀裂を N_c と N_p の境界と仮定しており本報文中でもそれに従った。必要であれば、他の a_0 についても比較的容易に解析することができる。

2. 解析の手法

解析には、破壊力学の手法を用いた。この手法については、文献 1), 33), 34) などに述べられているので、ここでは解析に用いた仮定および条件式について簡単に示す。

(1) 疲れ亀裂進展速度式, da/dN

対象とする材料の疲れ亀裂進展速度 da/dN (mm/cycle) は、応力拡大係数範囲 ΔK (MPa \cdot m^{1/2}) の関数として、次式で表現されるものとする⁹⁾。

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 C と m は材料定数であり、 ΔK の既知な試験片の疲れ亀裂進展速度の測定値から決定される¹⁵⁾。本報文中では、構造用鋼の平均的な値として、 $C=48 \times 10^{-10}$ 、 $m=3$ を用いる^{10),14),33),34)} (Fig. 1)。

式 (1) の適用範囲の下限は、限界応力拡大係数範囲 ΔK_{th} (threshold stress intensity factor range) で与えられる。これは、 da/dN の測定の際、 ΔK を小さくしてゆくと、 da/dN が極端に小さくなり、ついには ΔK_{th} において、その亀裂が停留するという実験事実に基づいている^{10),11)}。この ΔK_{th} は、応力比 R の影響を受ける

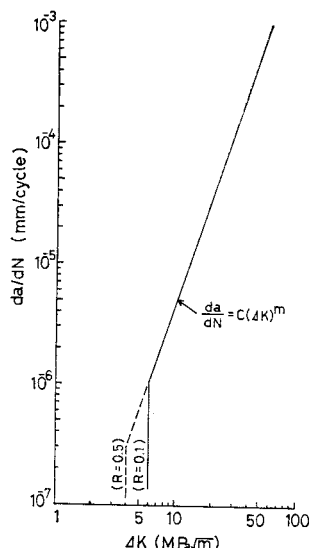


Fig. 1 Fatigue Crack Growth Rate Equation and Threshold Stress Intensity Factor Range used in the Parametric Analysis.

ことが知られており、実験値自体のばらつきも大きい。そこで、本解析では、次に示す Barsom らの提案式を用いる¹⁰⁾。

$$\left. \begin{aligned} \Delta K_{th} &= 6 & R \leq 0.1 \\ \Delta K_{th} &= 7(1 - 0.85R) & R > 0.1 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2)$$

(2) 応力拡大係数範囲, ΔK

式 (1) の ΔK は、応力拡大係数 K の式の応力項に、応力振幅 σ_r (MPa) を代入して、次式のように表現できる¹³⁾。

$$\Delta K = F(a) \cdot \sigma_r \sqrt{\pi a} \dots\dots\dots (3)$$

式 (3) の補正項 $F(a)$ は、亀裂の形状や亀裂の存在する部材の形状を考慮する項で、本報文中では、従来から用いられている既知の補正係数の組合せで、近似的に $F(a)$ を表現する方法を用いた。

$$F(a) = F_S \cdot F_E \cdot F_W \cdot F_G \dots\dots\dots (4)$$

ここで、 F_S は亀裂が表面にあることの自由表面補正係数、 F_E は亀裂形状が楕円であることの亀裂形状補正係数、 F_W は亀裂進展方向に板幅または板厚が有限であることの補正係数、 F_G は応力集中などの影響を考慮した形状補正係数である。式 (4) の形で $F(a)$ を定義しておく、問題によって補正係数を組み合わせることができ、特に本報文中で示すパラメトリックな解析や、 N_p の近似解を求める際に便利である。

Fig. 2 に示す 2 次元の亀裂では、Fig. 2 (a) の Griffith 亀裂に対して、(b) に示す片側に自由縁をもつ亀裂では $F_S=1.12$ 、(c) に示す両側に自由辺をもつ亀裂では $F_W = \{\sec(\pi a/W)\}^{1/2}$ を用いて $F(a)$ を表現できる^{9),13)}。(d) に示す応力集中を考えた場合の F_G は、

与えられた応力状態に対して、文献 1) に示す方法で求めることができる。また Fig. 3 に示す 3 次元の亀裂では、(a) に示す無限体内の楕円形内部亀裂の短軸と亀裂端の交点 A の補正係数は $F_E=1/E_k$ で表現されているので、(b) に示す亀裂ではさらに $F_S=1.12-0.12 a/b$ 、(c) では $F_W=\{2t/\pi a \cdot \tan(\pi a/2t)\}^{1/2}$ 、(d) では F_G を重ね合わせて $F(a)$ を表現できる^{1),5)}。なお、 E_k は、第 2 種完全楕円積分で、楕円亀裂の短軸 a と長軸 b を用いて、次式で表わされる。

$$E_k = \int_0^{\pi/2} (1 - k^2 \sin^2 \varphi)^{1/2} d\varphi \dots\dots\dots (5)$$

ここで、 $k^2=1-a^2/b^2$ である。

(3) 疲れ亀裂進展寿命の計算

疲れ亀裂進展寿命 N_p は、式 (3) を式 (1) に代入し

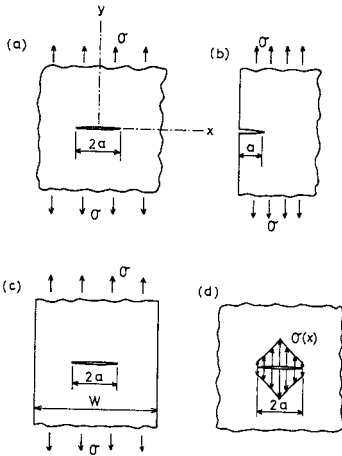


Fig. 2 Definition of Correction Factors in Two Dimensional Cases. (a) Central Crack in Infinite Plate; (b) Edge Crack in Semi-Infinite Plate, F_S ; (c) Central Crack in Finite Width Plate, F_W ; (d) Central Crack in Infinite Plate Subjected to Non-uniform Opening Stresses, F_G .

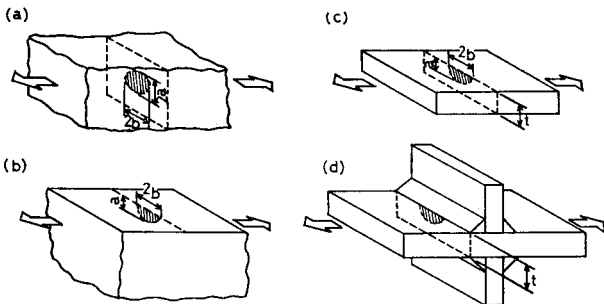


Fig. 3 Definition of Correction Factors in Three Dimensional Cases. (a) Elliptical Crack in Infinite Body, F_E ; (b) Semi-Elliptical Crack in Semi-Infinite Body, F_S ; (c) Semi-Elliptical Crack in Finite Body, F_W ; (d) Semi-Elliptical Crack at Toe of Fillet Weld, F_G .

てできる一階の常微分方程式を解いて計算する。 σ_r が一定の場合には、 N_p は次式のように与えられる。

$$N_p = \frac{1}{C} \int_{a_0}^{a_f} \frac{1}{\{F(a) \sqrt{\pi a}\}^m} da \cdot \sigma_r^{-m} \dots\dots\dots (6)$$

ここで、 N_p は、亀裂が初期の大きさ a_0 から最終の大きさ a_f まで進展するのに必要な繰り返し回数である。式 (6) の対数をとると、 $\log N_p = C^* - m \log \sigma_r$ の形となり、両対数軸上にプロットすると直線となる。これは、 $N_c=0$ と考えた場合の σ_r-N_f 線図と同じになる。したがって本報文では、解析結果をすべて σ_r-N_p 線図として表示し、 σ_r-N_f 線図と比較できるようにした。

また、式 (2) で示される ΔK_{Ih} を用いると、初期亀裂 a_0 が存在しても、それが進展しない σ_r を計算することができる。このときの σ_r を疲れ限度 σ_{rD} とよび、疲れ試験から求められる疲れ限度に相当するものとする。 σ_{rD} は、式 (3) より、次式で計算できる。

$$\sigma_{rD} = \Delta K_{Ih} / \{F(a) \sqrt{\pi a}\} \dots\dots\dots (7)$$

ΔK_{Ih} が式 (2) で仮定したように R の関数であるので、この疲れ限度に相当する σ_{rD} も、 R の関数になる。

(4) 疲れ亀裂進展に有効な応力振幅

疲れ亀裂が進展するに伴って、亀裂先端の微小な塑性域の変化や残留応力が変化し、それに伴って疲れ亀裂の進展に有効な応力振幅が微妙に変化することが考えられる。これを、亀裂開閉口現象と結びつけて有効応力拡大係数範囲を定義することも行われている¹⁰⁾。しかしながら、これらの研究は、いまだ研究途上であり定量的な評価が難しい。本報文では、パラメトリックな解析を行うために、亀裂進展に有効な σ_r を、次式のように定義した。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= \sigma_{\max} - \sigma_{\min} & \sigma_{\min} &\geq 0 \\ \sigma_r &= \sigma_{\max} & \sigma_{\min} &< 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (8)$$

すなわち、 σ_r の範囲で、応力が正の部分だけが疲労亀裂の進展に寄与すると仮定した。これは有効な応力を定義するのに、明瞭で使いやすく、また疲れ亀裂進展速度の測定法を規定した ASTM E 647-78 T の考え方とも一致する¹³⁾。

3. 連続隅肉溶接部の欠陥からの疲れ亀裂

(1) 溶接桁の疲れ強度

作用応力の方向に連続した隅肉溶接継手では、ブローホールやスラグ巻込みなどの溶接欠陥が応力集中を起し、疲れ亀裂の発生点となることがある^{2),6)}。たとえば、Lehigh 大学の溶接桁の約 80% は、これらの欠陥を起点とした疲れ亀裂に

よって破損したことが報告されている。このデータのばらつきを、**Fig. 5** に影で示す⁶⁾。その他の桁では、フランジ端や表面の切欠きから発生した亀裂によって寿命が決まっている。また、SS 41 から HT 80 までの鋼材を用いた溶接桁の疲れ試験結果も同図に示す²⁾。この実験では、亀裂が内部欠陥から発生したかどうかの判定は難しいが (**Photo 1** 参照) 球形の欠陥の存在は確認できる。

このような内部欠陥から亀裂が発生したものは、**Fig. 4** に示すように、円形に進展する。この円形は、溶接桁の場合、一般に円弧の一端が引張フランジの板厚を貫通するまで保たれる。円形亀裂が板厚を貫通した後は、引張フランジとウェブの3方向に亀裂は進展し、断面欠損による降伏によって寿命を終える。この最後の段階は、 N_f の10% 以下といわれており²⁾、溶接桁の N_f のほとんどが、この円形の亀裂の進展に費やされることがわかる。

(2) 亀裂進展寿命の解析

溶接桁の隅肉溶接部に発生する円形の疲れ亀裂は、penny shape 亀裂として式 (4) の $F_E=2/\pi$ を用いて、

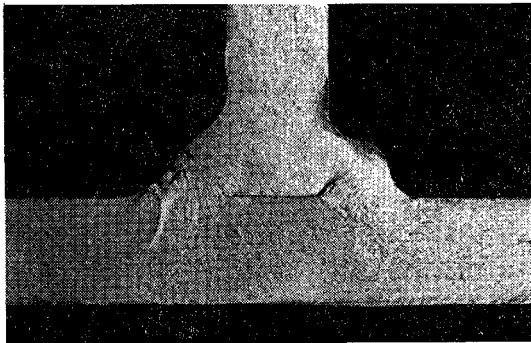


Photo 1 Fatigue Fracture Surface of HT-80 Welded beam with Internal Discontinuities.

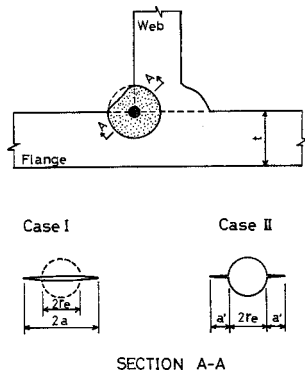


Fig. 4 Fatigue Crack Propagation Model of Welded Beams, where Crack Initiates and Propagates from Weld Porosity.

$F(a)$ を定義できる⁶⁾、¹³⁾。他の補正係数は1とおく。

また、 N_p の計算に用いる初期亀裂長 a_0 は、次のようにして求める。隅肉溶接に発生する内部欠陥は penny shape 亀裂と定義できるような完全に円形のは少ない。そこで、Hirt らが行ったように、これらに外接する楕円形亀裂を求め、その K を計算する。その K と等価な penny shape 亀裂の半径 r_e を求めて、それを初期亀裂として N_p の計算に用いる。これは、試験体の破面観察を行った結果を用いるので、理解しやすく便利である。Hirt らの報告では、 r_e の平均が約 1 mm、上限が約 2 mm であった。また、亀裂が発生し、それが破断に至った内部欠陥の下限が、約 0.5 mm である⁶⁾。

そこで、これらの値を用いて、式 (6) から N_p を求め **Fig. 5** に示す。内部欠陥の大きさのばらつきを、 r_e の上・下限値を用いて評価しているため、得られた σ_r-N_p 線図もある幅をもっている。これと、 σ_r-N_f 線図と比較すると、計算された σ_r-N_p 線図が少し短い疲労寿命を示している。しかし、 N_f に含まれる円形亀裂がフランジ端を貫通してから破断までの寿命 (N_f の10% 以内といわれている) を考慮すると両者の差は縮まる。いずれにしても、簡単なモデルを用いて N_p を計算しても、ある程度、疲労寿命を推定できることがわかる。

また、実験で求めた σ_r-N_f 線図からは、疲れ限度 σ_{rD} に相当するデータがなく、その推定は難しい。しかしながら破断面を観察して求めた r_e がわかっていると、式 (7) から σ_{rD} を計算することができる。いま、溶接桁の連続隅肉溶接部に存在する残留応力が、応力比を見かけより高めることを考慮して、 $R=0.5$ と仮定すると、式 (2) から、 $\Delta K_{Ih}=4 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ となる。これを用いて、各 r_e 値に対応する σ_{rD} を計算すると、**Fig. 5** に示したようになる。いま、 $r_e=2 \text{ mm}$ 程度の大きさの内部欠陥が存在すると、 $\sigma_{rD}=79 \text{ MPa}$ となり、隅肉溶接の疲れ強度を規定した示方書の許容応力より振幅低い値を示

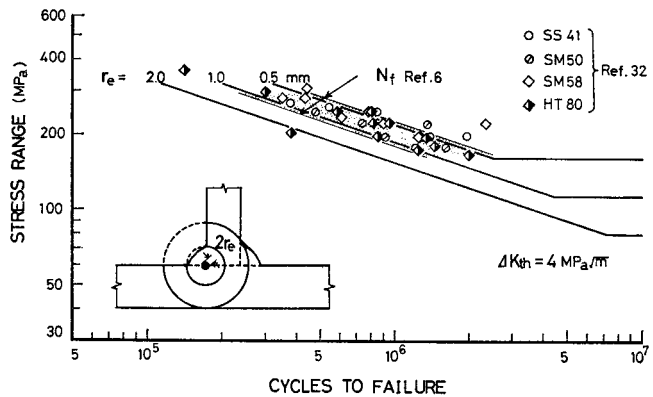


Fig. 5 Computed Fatigue Crack Propagation life from Various Weld Porosities, Compared with Fatigue Test Results of Welded Beams.

した^{(12),(17),(21)}。これは、応力の繰り返しを多数受けることが予想される箇所での大きさの内部欠陥が存在すると、疲れ亀裂が発生し進展する可能性のあることを示唆している。

なお、球形のブローホールでは、亀裂が小さいうちは Fig. 4 の Case II のようなブローホールの影響を考慮したモデルが妥当と思われる。この場合 F_G として Bowie による円孔縁からの亀裂の解を用いる²⁰⁾。また円孔縁にある大きさの初期亀裂が発生したと考えると N_p を計算できる。この場合、 $a_0=0.2$ mm 程度を仮定すると Case I のモデルとほとんど同じ N_p が計算された。

4. リブ十字形隅肉溶接継手に関する検討

(1) 隅肉溶接止端に発生する疲れ亀裂

引張試験片の作用応力直角方向にリブが隅肉溶接されたリブ十字形隅肉溶接継手 (Fig. 3 (d)) では、隅肉溶接の止端部に発生する疲れ亀裂によって破断する^{3),14),33)}。この破断面の代表例を、Photo 2 に示す³⁵⁾。写真では、塗料によってマークされた亀裂およびその後導入されたビーチマークが、亀裂の進展の状況を明確に示している。この結果、この実験で用いた継手では、少なくとも N_f の約 30% を過ぎた段階で、深さ $a=0.47\sim 0.6$ mm の疲れ亀裂が発生しており、疲れ亀裂形状のばらつきを考慮した N_p の解析により、その亀裂の進展挙動を追跡できることがわかった³³⁾。

本報文では、この結果をふまえて、この継手形式の疲労寿命に関するパラメトリックな解析を行い、過去の実験値と比較検討した。解析した点は、a) 隅肉溶接止端形状の影響、b) 試験体の板厚効果、c) 継手の疲労強度向上法、および、d) 疲れ亀裂の補修方法、である。

(2) 隅肉溶接の止端形状の影響

隅肉溶接の止端部の形状は、板厚 t 、脚長 L 、止端角 θ 、止端の切欠半径 ρ などのパラメーターで表示することができる^{24),30)}。そこで本報文では、 ρ と θ を変えた隅肉溶接止端部の応力分布から計算した F_G を用いて実際に N_p を計算して比較することとした。なお、文献 33) では、 $t=10$ mm、 $L=6$ mm の隅肉溶接について計算したので、本解析結果の適用範囲も、それに準ずる。

Fig. 6 には、 $\theta=45^\circ$ で、 $\rho=0, 1.2, 3$ mm と変化した場合の N_p 、および $\Delta K_{I,0} = 6 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ($R=0.1$) と仮定した場合の疲れ限度 $\sigma_{r,D}$ の計算値を示した。この計算では、パラメトリックな比較を行うために、 $a_0=0.2$ mm、亀裂形状は $b=3a$ (一定) とし、板厚 $t=10$ mm に対し、最終亀裂長 $a_f=0.85t$ とした。まず、計

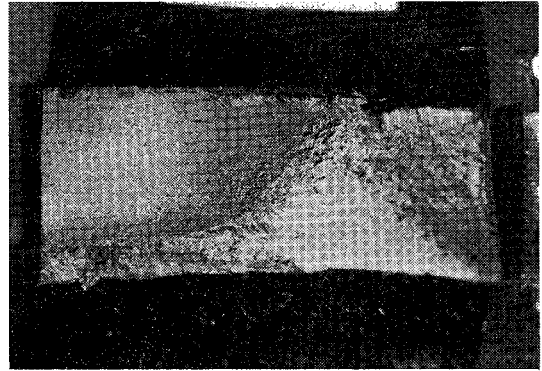


Photo 2 Fatigue Fracture Surface of Transverse Fillet Welded Specimen. Dye-marked and Beach-marked Cracks are visible.

算に用いた条件からは、 $\rho=0$ を $\rho=3$ mm にして、応力集中率 K_T (注) を 2.67 から 1.65 に低減しても、 N_p はそれほど向上しないことがわかる。それに比べて、 $\sigma_{r,D}$ は、約 30% 向上しており、止端形状の変化の影響が顕著にみられる。ただ、ここで注意する必要があるのは、 N_p に及ぼす亀裂形状の影響である。たとえば、 $\theta=45^\circ$ の隅肉溶接に、実測された亀裂形状の範囲、すなわち $b=1.4a$ と $b=6a$ の間の形をもつ亀裂が発生すると想定して N_p を計算すると³³⁾、Fig. 6 の影で示したような結果になる。 ρ が大きくなったことによる N_p の増加分より、亀裂形状の差の影響が大きく、 ρ の影響が隠されてしまうことが十分考えられる。

一般に、溶接止端部を上げると、疲れ強度はかなり向上する^{23),31)}。たとえば、文献 23) のデータでは、溶接止端部を $\rho=3$ mm の円弧状に上げることにより、

注) 有限要素法による応力集中の解析で、止端部近傍で最大応力を示した要素 (板厚の約 1/40 の大きさをもつ正方形要素) の応力を、作用応力で無次元化したものを K_T とした。

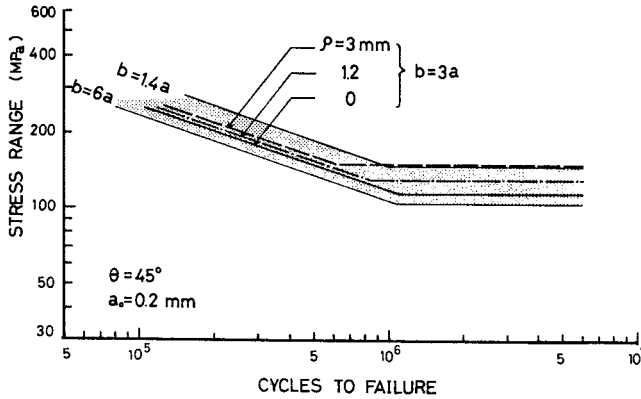


Fig. 6 Computed Fatigue Crack Propagation Life for Various Fillet Weld Toe Radii. The Results are Compared with Possible Variation of Life due to Various Crack Shapes.

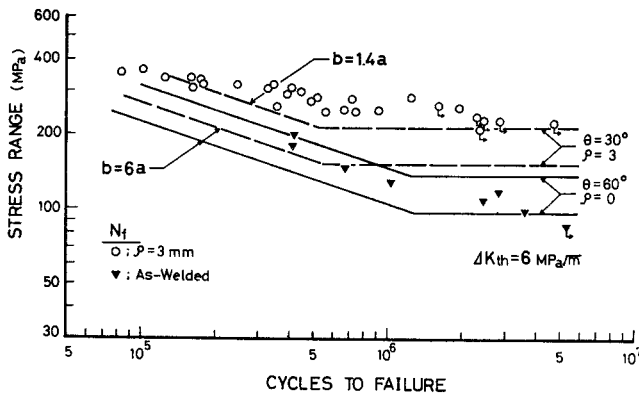


Fig. 7 Improvement of Fatigue Life of Stiffener Specimens by Reducing Fillet Weld Toe Radii.

たとえば 2×10^6 回の時間強度で約 2 倍になった (Fig. 7). そこで、溶接のままの状態では、局部的に $\theta = 60^\circ$, $\rho = 0$ になることを想定して N_b を計算し、仕上げによって $\theta = 30^\circ$, $\rho = 3$ mm になったと仮定して計算した N_b と比較して仕上げの効果を検討する。亀裂形状は、実測値の幅を用いた。計算結果を、Fig. 7 に示す。この程度の仕上げにより、 N_b で約 70%, σ_{rD} で約 56% の向上が期待できることがわかる。

本解析例では触れなかったが、溶接止端部を仕上げることにより、さらに次のような効果も期待できる。まず、止端部に発生するアンダーカットやノッチ等の局部的な応力集中を除去できる。これは、解析で用いた a_0 を減少させる効果をもっと考えられる。ここでは $a_0 = 0.2$ mm の亀裂を発生させるのに必要な繰返し数を N_c と仮定したが、仕上げによりこの N_c の増加も期待できる。Fig. 7

に示すように、仕上げによって N_f が大きくなったのは、これらの効果の複合作用の結果によるものと思われる。

(3) 主板の板厚効果

疲れ試験は、試験機の容量の制限によって、小型の試験片で実施されることが多い。小型の試験片から得られた疲れ試験データを実構造物に適用するためには、小型試験片と実構造物との相関関係について調べておく必要がある⁴⁾。幸いにも、近年の大型疲れ試験機の開発により、実物に近い試験片の実験が可能になってきた^{24), 25), 26)}。しかし、この試験片の寸法効果については、多数の試験片と容量の異なる一連の試験機を必要とする面や、止端形状のばらつきや亀裂形状を詳細に検討することなど、技術的に難しい問題を含む^{24), 25), 27)}。そこで、本報文では簡単な仮定のもとに N_b を計算して、疲れ亀裂進展寿命の立場から、リブ十字形隅肉溶接継手の板厚効果について検討した。

解析に用いたモデルは、Fig. 8 に示すように、主板とリブの板厚が、 $t = 10$ mm の基準形に対して、2 倍と 4 倍になったものを考えた。このようにすると、応力集中は、絶対値が同じで分布形が相似になる。これから F_G を計算し、 N_b を計算して比較する。

Fig. 8 には、 $\theta = 45^\circ$, $\rho = 0$ の隅肉止端部に発生した亀裂が、亀裂形状 $b = 3a$ を保ちながら $a_0 = 0.2$ mm から $a_f = 0.85t$ まで進展するのに要する N_b を示す。これは、板厚の寸法効果を、応力分布だけに注目した解析である。これをみると、板厚の増加に伴い、 N_b および σ_{rD} が小さくなっているのがわかる。たとえば、 5×10^6 回の疲れ強度をみると、

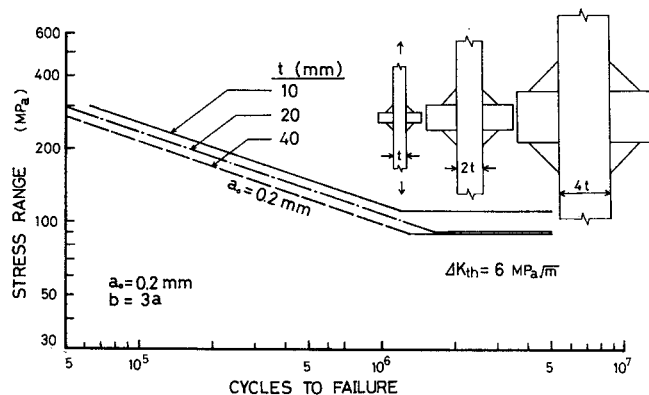


Fig. 8 Effect of Plate Thickness on Fatigue Crack Propagation Life of Stiffener Specimens.

$t=10\text{ mm}$ の場合には 150 MPa であったのが、 $t=40\text{ mm}$ になると 125 MPa となって、約 17% 低下している。これは、次のような理由による。板厚が増加すると、それに連れて応力集中の及ぼす範囲も、比例して大きくなる。同じ a_0 から亀裂が進展しても、板厚が大きい場合、この応力集中の範囲では、亀裂進展が加速される。 N_b の計算では、亀裂が小さい時点での N_b が支配的であり、その部分での亀裂進展が加速されるため、板厚が大きくなることの N_b の増加も打ち消して、 N_b が小さくなる。

実際の溶接継手の N_f に及ぼす寸法効果では、さらに次のような点を考慮する必要がある。それぞれ定性的に N_f の増加につながると思われるものを正、減少につながるものを負として、文末の括弧内に示した。a) 解析例では、応力集中係数 K_T を一定とした。一般に、この K_T は主板とリブの板厚、隅肉溶接の脚長、 ρ 、 θ によって決まる。たとえば、鎌倉らの報告によると²⁴⁾、亀裂発生点付近の止端形状から Haywood の式で K_T を求めたものの対数平均値は、 $t=9\text{ mm}$ で 2.7 、 $t=20\text{ mm}$ で 4.3 、 $t=40\text{ mm}$ で 4.9 となった。つまり、板厚が増大すると K_T も増加する傾向にある(負)。b) 疲れ試験片が大きくなると、それだけ疲れ亀裂を発生させる悪条件をもつ点が多くなる(負)。c) 計算では、 $a_0=0.2\text{ mm}$ を用いたが、試験片が大きくなると、それだけ大きな欠陥を含む率が高くなる(負)。d) 試験体が大きくなると、作業性が向上することで止端形状が改善されるか(正)その逆になるか(負)については、溶接止端形状との関連で、綿密な調査が必要であろう。e) 大型の構造物では、溶接ビード形状が滑らかになる溶接棒を使用することや²⁵⁾、止端部の仕上げも、経済性と兼ね合いで可能になってくる(正)。このように考えると、特別な場合を除いて、 N_f と板厚の間には、負の相関があると考えられ⁴⁾ Fig. 8 は、これを N_b の立場から説明している。

(4) 隅肉溶接継手の疲れ強度向上法

隅肉溶接止端部の疲れ強度向上法として、各種の試験研究が行われている。ここでは、止端部を仕上げる方法と^{23), 31)}、ピーニング処理する方法^{18), 23)}について、 N_b の観点から検討を加える。前者については、(2)の止端形状の改善による N_b の向上の項ですでに議論した。

溶接止端部にピーニング処理を行うと、止端部は局部的に塑性変形し、その結果、表面近くに高い圧縮残留応力が発生する。また、先端の丸いピーニングハンマーを用いることで、止端形状を改善する効果も期待できる¹⁸⁾。ここでは、Fig. 9 に示すように分布する局所的な圧縮残留応力 $\sigma_R(x)$ が発生したとして、この残留応

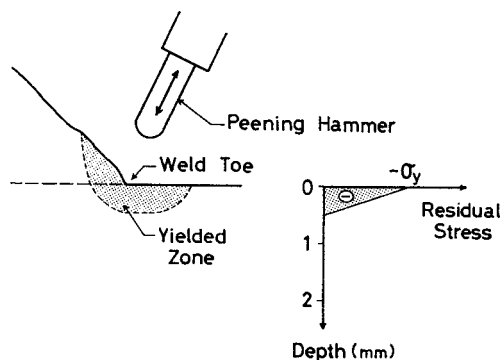


Fig. 9 Model of Surface Residual Stresses at Fillet Weld Toe Induced by Peening.

力が N_b に及ぼす影響を検討する。ここで、 x は隅肉溶接止端からの距離であり、一般にこのような残留応力は深さ方向に変化するので、 x の関数として表わされる。この残留応力は、表面で降伏点 $-\sigma_Y$ 、深さ $x=0.5\text{ mm}$ で零になるような分布形と仮定する。

溶接止端の近傍では、残留応力の有無にかかわらず作用応力振幅 σ_r は応力集中度 $K_T(x)$ によって影響を受け、深さ x の点では $K_T(x) \cdot \sigma_Y$ に相当する応力が発生する。ところが、圧縮残留応力が存在するため、平均応力が下がり、応力振幅の一部が圧縮側に入ることがある。疲れ亀裂の進展に有効な応力振幅を式(8)のように仮定したので、この圧縮側の応力は、疲れ亀裂進展に関与しないことになる。たとえば、残留応力の分布を、 $-\sigma_R(x)$ で定義すると、 $K_T(x) \cdot \sigma_r - \sigma_R(x)$ で計算される応力振幅の正の部分だけが疲れ亀裂の進展に寄与する。たとえば、SM 50 相当の鋼材に、 $\sigma_R=360\text{ MPa}$ ($\approx \sigma_Y$) なる残留応力をピーニング処理により発生させたとする。 $\sigma_r=180\text{ MPa}$ が作用すると、隅肉止端の有効な応力振幅は、 $180 \times 2.67 - 360 = 120\text{ MPa}$ と計算される。ここで、応力集中を、 $\theta=45^\circ$ 、 $\rho=0$ の隅肉形状を仮定して、 $K_T=2.67$ とした。この溶接止端部に、仮に、 $a_0=0.2\text{ mm}$ の初期亀裂があっても、 $\Delta K \approx 3.3\text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2} < \Delta K_{Ih}$ となって、この亀裂は進展しないことになる。すなわち、有効な応力振幅の減少が、この亀裂を停留させる結果となる。 $\sigma_r=240\text{ MPa}$ が作用した場合には、亀裂は進展するが、この亀裂が残留応力の影響のある区間を通過する間、やはり有効な応力が減少し、 N_b が増加する。

Fig. 10 には、このようにして計算した N_b と σ_{rD} を実験値²³⁾ とともに示す。計算は、溶接したままの状態 ($\theta=45^\circ$ 、 $\rho=0$ 、As-Welded) に対して、Fig. 9 に示す残留応力を考慮した場合 (Peening 処理) と、比較のために止端部を $\rho=3\text{ mm}$ に仕上げた場合について行った。亀裂形状は、すべて $b=3a$ (一定) とした。この結果、ピーニング等により、止端部に局所的な残留応力

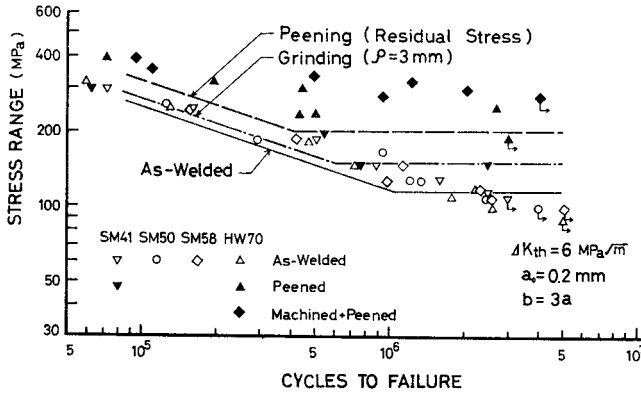


Fig. 10 Model Analysis of Improvement of Fatigue Crack Propagation Life of Stiffener Specimens by Peening.

を発生させることは、 N_p の向上に効果のあることがわかった。また、ピーニング処理による止端形状の改善による N_p の向上や、それに付随する N_c の増加によって、 N_f では、さらにピーニング処理の効果が期待できるものと思われる。

しかしながら、実際の止端処理による疲れ強度の向上法について検討する場合、その作業性や、仕上げの確実性および精度といったものが問題となる¹⁸⁾。たとえば、粒度の高いグラインダーで仕上げたとき、応力直角方向に鋭いグラインダー跡を残すと、それに沿って亀裂が発生することも考えられるので注意を要する¹⁹⁾。また、一部分でも仕上げが不完全であれば、その部分から疲労亀裂が発生することも十分考えられる。特に、ピーニングの処理では、工具の形状、荷重、ピーニングの回数、などの施工上の要因によって、その効果が変わると思われるので、施工試験を行ってその効果を十分吟味する必要がある。

(5) 疲れ亀裂の補修方法の検討

隅肉溶接止端部に発生した亀裂の補修 (retrofitting)¹⁸⁾ には、グラインダー仕上げにより亀裂を除去する方法、ピーニングによる方法、止端部を再溶融する方法、などが有効と考えられている。前二者については、前節と同じように N_p や σ_{rD} を計算して、補修の効果について検討できる。ここでは、隅肉溶接止端に、 $a_0=1\text{ mm}$ と 2 mm の深さの亀裂 (形状はすべて $b=3a$) が発生した場合を想定して、補修の効果について検討する。

まず、亀裂が $a_0=2\text{ mm}$ まで進展した継手に、 $\sigma_r=150\text{ MPa}$ が作用すると、残存寿命

N_p は、約 2×10^5 回になる (Fig. 11)。すなわち、 $a_0=0.2\text{ mm}$ と仮定した場合の N_p が、約 5×10^5 回なので、その 40% 程度の N_p しか期待できなくなる。そこでこの止端部を、たとえば $r=3\text{ mm}$ に仕上げると、止端部が仕上げられた効果が期待でき、たとえ $a_0=0.2\text{ mm}$ の亀裂が残留しても、 N_p は 6×10^5 回程度になり、補修の効果が現われる。また、 $\Delta K_{th}=6\text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ から計算される σ_{rD} にしても、 $a_0=2\text{ mm}$ で約 68 MPa であったものが、 $\sigma_{rD}=150\text{ MPa}$ まで向上し、仕端部を仕上げで亀裂を除去する効果の大きいことがわかる。

ところが、グラインダーによる補修は、発生している亀裂を完全に除去することが条件になるので、作業後に残存する亀裂の有無を、適当な方法で確認する必要がある。グラインダー処理をして補修しても、なんらかの原因で $a_0=0.5\text{ mm}$ 程度の亀裂が残留すると、 N_p および σ_{rD} の計算値はいずれも小さくなり、期待どおりの効果が得られなくなることがある。この様子を、Fig. 11 に一点鎖線で示す。

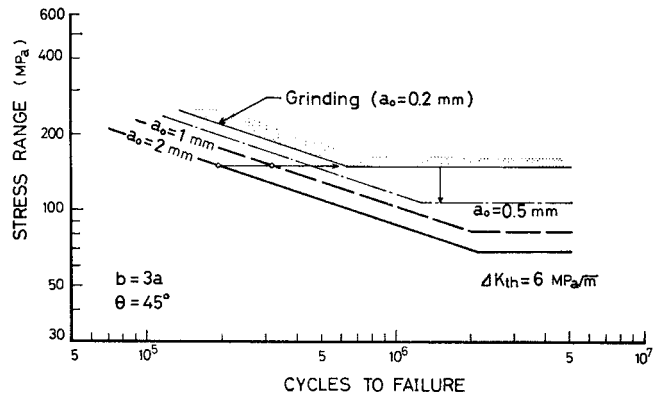


Fig. 11 Model Analysis of Retrofitting of Fatigue Cracks at Fillet Weld Toe by Grinding.

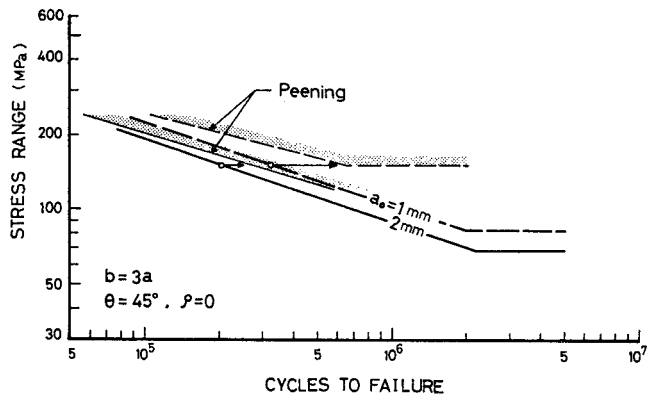


Fig. 12 Model Analysis of Retrofitting of Fatigue Cracks at Fillet Weld Toe by Peening.

ピーニングの補修の効果は、たとえば **Fig. 9** に示す局部的な残留応力が発生すると考えて検討できる。この残留応力は、亀裂を閉じる向きに作用するので、それから計算される有効な ΔK が小さくなり、その結果 N_p の向上につながる。もし、発生している亀裂が $a_0=1$ mm であって、 $\sigma_r=180$ MPa が作用している場合、ピーニング処理しなければ $\Delta K=13.4$ MPa \cdot m $^{1/2}$ であるが、ピーニング処理による残留応力によって ΔK を 8.3 MPa \cdot m $^{1/2}$ にまで抑えることができ、残存寿命を約 60% 向上できる。 σ_r が小さくなると、 ΔK は ΔK_{th} に近づき、 $\sigma_r=150$ MPa ではほぼこの亀裂は停留する計算になる。もし、 $a_0=2$ mm の亀裂が発生していると、この亀裂はピーニング処理による残留応力の分布より深くなり、ピーニングの効果があまり期待できなくなる。この様子を **Fig. 12** に示す。このような場合には、グラインダーで亀裂を取り除いた後に、ピーニング処理を施すことで、ピーニングの効果が改めて期待できることが想像される。

5. ま と め

疲労寿命 N_f の大半を疲れ亀裂進展寿命 N_p が占めるような継手形式では、破壊力学の手法を用いて疲労寿命解析できることが知られている。そこで、本報文では、簡単な仮定のもとで、継手の疲労寿命解析を行う手法を示した。また、その手法を用いて、種々の条件のもとに、パラメトリックな N_p の解析を行い、実験値と比較検討し、疲れ亀裂進展寿命の観点から、疲労試験データを見直すことを試みた。対象としたのは、溶接部の連続隅肉溶接部に発生するスラグ巻きみやブローホールなどの内部欠陥、および隅肉溶接止端部から疲れ亀裂が発生する場合である。解析の結果を要約すると次のようである。

(1) 破壊力学を用いた N_p の解析では、明確に定義できるような初期欠陥や初期亀裂のある場合には、それを初期亀裂の大きさ a_0 とおくことで、解析の初期条件が明確になる。また、得られた結果も、実験で得られた N_p とよく一致する。

(2) 疲労寿命に及ぼす止端形状や板厚効果、さらに局部的な残留応力の影響も、これらの要因それぞれについてパラメトリックな解析を行うことで、ある程度評価できることがわかった。このような評価をもとに、今後疲れ試験を実施する際に注目すべき点を明らかにすることができると思われる。

(3) 溶接止端形状が改善されたリブ十字形隅肉溶接継手であっても、 $a_0=0.2$ mm 程度の初期亀裂が存在すれば、 N_p は溶接したままの状況と比較して、それほど

差がないことがわかった。ただし、疲れ限度に相当する応力振幅 σ_{rD} は向上する。ところが、実際には止端部を仕上げることにより N_f はかなり向上する。これは、疲れ亀裂が発生してある大きさ（本報文では $a_0=0.2$ mm とした）まで進展するのに必要な繰り返し数（便宜上、疲れ亀裂発生寿命 N_c とした）が向上したためであると予想される。

(4) 試験片の板厚効果が N_p に及ぼす影響も、簡単な仮定をおいて評価した。本解析例では、リブ十字形隅肉溶接継手で板厚が 4 倍になったとき、疲れ強度は約 17% 低下した。

(5) 疲れ強度向上法の一手法である止端部の仕上げやピーニング処理の効果についても、止端部の形状や局部的な残留応力の影響を考慮して N_p を計算した。本報文では、疲れ強度に及ぼす各種の要因をパラメトリックに評価するため、モデルを可能な限り簡素化した。現象をより正確に把握するためには、今後それぞれのパラメーターの力学的特性やばらつきなどを調査し、解析に生かす必要があるものと思われる。

謝 辞：本報文で示した解析の一部は、筆者が日本学術振興会とスイス科学財団の援助で、スイス工科大学（ローザンヌ）の鋼構造研究所（ICOM）に滞在したときに行った。解析を進めるにあたり同所の Prof. J.-C. Badoux には、貴重な助言と励ましをいただいた。ここに記して、感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) Albrecht, P. and K. Yamada : Rapid Calculation of Stress Intensity Factors, Proc. of ASCE, Vol. 103, No. ST 2, pp. 377~389, Feb., 1977.
- 2) 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.
- 3) Fisher, J.W. et al. : Fatigue Strength of Steel Beams with Welded Stiffener and Attachments, NCHRP Report No. 147, Transportation Research Board, National Research Council, Washington, D.C., 1974.
- 4) Gurney, T.R. and S.J. Maddox : Comparison of British and American Fatigue Design Rules for Welded Structures, Preprint, Presented at ASCE Annual Convention and Exposition, Hollywood-by-the-Sea, October 27-31, 1980.
- 5) Hertzberg, R.W. : Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials, John Wiley & Sons, 1976.
- 6) Hirt, M.A. and J.W. Fisher : Fatigue Crack Growth in Welded Beams, Journal of Engineering Fracture Mechanics, Vol. 5, 1973.
- 7) Irwin, G.R. : The Crack Extension Force for a Part Through Crack in a Plate, Trans. ASME, Series E, Vol. 84, No. 4, pp. 651~654, 1962.
- 8) Maddox, S.J. : Assessing the Significance of Flaws in

- Welds Subjected to Fatigue, Welding Research Supplement, Sept., 1974.
- 9) Paris, P.C. and F. Erdogan : A Critical Analysis of Crack Propagation Laws, Trans. ASME, Series D, Vol. 85, No. 4, pp. 528~533, 1963.
 - 10) Rolfe, S.T. and J.M. Barsom : Fracture and Fatigue Control in Structures, Application of Fracture Mechanics, Prentice-Hall Inc., 1977.
 - 11) Sasaki, E., A. Ohta and M. Kosuge : Fatigue Crack Propagation Rate and Stress Intensity Threshold Level of Several Structural Materials at Various Stress Ratios, National Research Institute for Metals, 1977.
 - 12) Standard Specification for Highway Bridges, American Association of State Highway and Transportation Officials, Washington, D.C., 1977.
 - 13) Tada, H., P.C. Paris and G.R. Irwin : The Stress Analysis of Cracks Handbook, DEL Research Co., 1973.
 - 14) 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.
 - 15) ASTM E 647-78 T : Tentative Test Method for Constant-Load-Amplitude Crack Growth Rates Above 10^{-9} m/cycle, American Society of Testing and Materials, 1978.
 - 16) Elber, W. : The Significance of Fatigue Crack Closure, ASTM STP 486, American Society of Testing and Materials, 1971.
 - 17) British Standards Institution : Steel, Concrete and Composite Bridges, Part 10, Code of Practice for Fatigue, BS 5400, Part 10, 1980.
 - 18) Fisher, J.W. et al. : Detection and Repair of Fatigue Damage in Welded Highway Bridges, NCHRP Report 206, Transportation Research Board, National Research Council, Washington, D.C., June, 1979.
 - 19) Yamada, K. and P. Albrecht : Fatigue Behavior of Two Flange Details, Proc. of ASCE, Vol. 103, No. ST4, April, 1977.
 - 20) 岡村弘之 : 線形破壊力学入門, 培風館, 昭和 51 年.
 - 21) 日本道路協会 : 道路橋示方書・同解説, pp. 189~193, 昭和 55 年 2 月.
 - 22) 太田昭彦ほか : 溶接継手の疲労き裂発生寿命の自動計測, 材料, Vol. 28, No. 313, pp. 1009~1014, 1979 年 10 月.
 - 23) 太田省三郎・工藤松一 : すみ肉溶接継手の止端の研削およびワイヤーピーニングによる疲れ強さ向上 (第 1 報), 溶接学会誌, 第 49 巻, 第 2 号, pp. 28~34, 昭和 55 年 2 月.
 - 24) 鎌倉将英ほか : SM 50 B リブ十字すみ肉溶接継手の疲れ特性におよぼす寸法効果, 溶接学会誌, 第 48 巻, 第 12 号, pp. 46~50, 1979 年.
 - 25) 伊藤文夫・岸本良孝・田島二郎 : 溶接止端形状と疲れ強さに関する一考察, 土木学会第 35 回年次学術講演会概要集第 I 部, pp. 189~190, 昭和 55 年 9 月.
 - 26) 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. 283~291, 1979 年.
 - 27) 二瓶正俊・今野武志・佐々木悦男 : 亀裂発生寿命に及ぼす切欠形状の影響, 日本造船学会論文集, 第 144 号, pp. 323~333.
 - 28) 張 東一・三木千寿・西村俊夫 : 直線被害則による鋼部材の疲れ寿命予測, 土木学会論文報告集, 第 270 号, pp. 15~29, 1978 年 2 月.
 - 29) 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.
 - 30) 二瓶正俊ほか : 被覆アーク溶接継手の疲れ強さに及ぼす溶接止端形状および溶接条件についての統計的解析, 日本造船学会論文集, 第 146 号, pp. 413~426, 1979 年 11 月.
 - 31) 日本鋼構造協会疲労小委員会 : 溶接継手の止端研削による疲れ強さ向上法, JSSC, Vol. 12, No. 126, pp. 1~22, 1976.
 - 32) 菊池洋一・山田健太郎 : 溶接桁の鋼種別の疲労強度について, 溶接学会誌, 第 41 巻, 第 9 号, pp. 73~81, 1972 年.
 - 33) 山田健太郎・牧野時則・菊池洋一 : 横リブ十字すみ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. 1~11, 1979 年 2 月.
 - 34) 山田健太郎ほか : 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, 土木学会論文報告集, 第 303 号, pp. 31~41, 1980 年 11 月.
 - 35) 馬場千尋 : 横リブ十字すみ肉溶接継手の疲労強度解析, 名古屋大学土木工学科修士論文, 1980 年 2 月.
 - 36) 三木千寿・西村俊夫・鶴巻正行 : 部分溶け込み縦ビード溶接部の疲れきれつ発生・進展性状, 土木学会第 35 回年次学術講演会概要集第 I 部, pp. 195~196.
 - 37) 田島二郎ほか : 溶接構造と疲労, 土木学会誌, 増刊, Annual '81, Vol. 66-4, 1981 年.

(1981.2.19・受付)