

(1) 破壊力学を用いた鋼構造物の疲労強度解析

名古屋大学 ○ 山田 健太郎
愛知県 牧野 時則
名古屋大学 馬場 千尋
名古屋大学 菊池 洋一

1. まえがき

鋼構造物のくり返し荷重に対する疲労寿命 N_f は、疲労き裂の発生寿命 N_c と、そのき裂が進展して破断に至るまでの疲労き裂進展寿命 N_p の和として定義される。 N_c と N_p の境界の区別は、現在のところ多分に概念的であり、研究者や対象とする試験片によって便宜的に区合されているに過ぎない。例えば、表面を注意深く仕上げた平滑試験片では N_c が支配的であり、逆に応力集中部を有する継手試験片や溶接欠陥を有する溶接継手試験片では、疲労試験の初期に疲労き裂が発生していることが確認されており、 N_p が支配的であると言われているが、その区合は明確ではない。しかしこのような疲労過程の物理的な現象の差は、当然 その解析法や設計法の差として表わされるべきであると考えられる。

溶接鋼構造物では、経済性との兼ね合いで継手部に発生する過度の応力集中や溶接欠陥（ブローホール、ミクロ割れ、棒端部の欠陥、スラッグの巻き込み等）をすべて除去することがむづかしい^{3,4)}。また、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り、また、現在の非破壊検査の技術では、微少なき裂や欠陥の検出は困難であると言われている。このような応力集中部や欠陥からは、疲労の初期の親階から疲労き裂が発生・進展することがあり、疲労寿命 N_f における疲労き裂進展寿命 N_p の重要性がみなおされてきている。

疲労き裂進展寿命の解析には、破壊力学の手法を用いる解析が有効であることは、衆知の如くで、圧力容器、航空機、海洋構造物、等の設計に積極的に用いられている。^{19,23)} 橋梁等のエネ鋼構造物に破壊力学を応用した例は比較的少なく、橋梁の破壊事故の解析（ケーススタディ）に2,3の例がみられる。^{1,2)} 今後、橋梁の多様化と軽量化および通過車両の重量と頻度の増大等が予想され、さらに道路交通のパターンが米国のそれと類似している我国では、現行の疲労設計法に加えて、溶接欠陥や応力集中の存在を積極的に考慮した破壊力学の手法の確立とデータの蓄積が不可欠であると考えられる。本文では、破壊力学による疲労き裂進展寿命の解析の手法について概説し、2,3の実験例について解析した結果を示し、その考え方を整理するとともに、問題点を指摘することとする。解析の対象は橋梁部材の溶接継手の疲労試験結果（横リボト字すみ肉溶接継手^{9,24)}、ガセット継手^{22,24)}、溶接桁⁵⁾、等）であり、いずれも比較的多数の疲労き裂の形状やその進展寿命が実測されたものである。

2. 破壊力学による疲労き裂進展寿命解析の基本

破壊力学は、き裂あるいは欠陥が存在するか、その発生が予測される部材を、き裂先端の力学的パラメータである応力拡大係数を用いて検討し、強度上安全に使用する工学的手法である。¹⁹⁾

疲労き裂進展速度式 — 疲労き裂の進展に関しては、応力拡大係数範囲 ΔK ($\text{kg} \cdot \text{mm}^{-3/2}$) とき裂進展速度 da/dN (mm/cycle) を関連づけた Paris の実験式が、その簡便さからよく用いられる。

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

ここで、 m と C は材料定数であり、 ΔK が既知の試験片について da/dN を測定することにより実験的に求める係数である。ただし、式1は ΔK が小さい範囲では、この以下の ΔK では疲労き裂は進展しないという限界応力拡大係数範囲 ΔK_{th} (threshold stress intensity factor range) に漸近し、 ΔK の大きい範囲では、 ΔK と K_{min} の和、 K_{max} が材料の破壊靱性 K_{IC} に近づくため、き裂の進展が加速される。¹⁹⁾

疲労き裂進展速度式として、式1の他に Forman らの応力比 R と ΔK が大きい領域の da/dN の加速性を考慮した式、疲労き裂先端での塑性域が疲労き裂の通過後も残留し、疲労き裂を閉じる (crack closure) とを考慮して有効応力拡大係数 ΔK_{eff} を導入した Elber の式¹⁶⁾、さらに ΔK_{th} と R を導入した佐々木らの式等が提案されている。⁸⁾

本報文中は、SM50 と SMA50 材の実測値 (図1) と Barsom らによる構造用鋼 (ferrite-parlute系) の実測値の平均値から、⁷⁾ 次式を用いることとする。

$$\frac{da}{dN} = 1.43 \times 10^{-10} (\Delta K)^{3.0} \quad \text{--- (2)}$$

式2は、 $R=0.1$ の da/dN の実測値の平均値に近い値を示し、佐々木らのデータに漸近する。ただし、疲労き裂進展速度式は、同一の材料でも大きくばらつきを示し、文献によってもばらつきがあるのが現状のようである。

応力拡大係数範囲 — 式1の ΔK は、応力拡大係数 K の応力項に応力振幅 σ_r を代入した次のように表現できる。

$$\Delta K = \sigma_r \sqrt{\pi a} F(a) \quad \text{--- (3)}$$

式3は、十分遠方で引張応力を受ける無限板に、長さ $2a$ のき裂が存在する場合 (Griffith き裂) の $\Delta K = \sigma_r \sqrt{\pi a}$ に対して、き裂形状およびき裂の存在する部材の形状を考慮した補正値 $F(a)$ を乗じて求められる。¹¹⁾

種々の形状の溶接継手が発生する疲労き裂に対する応力拡大係数範囲については、有限要素法や選点法等の数値解析や、先弾性実験法やコンプライアンス法等の実験的手法により求めることができる。¹⁹⁾ しかし、これらの方法はいずれも解析や実験が複雑で疲労き裂の進展に伴って数多くの ΔK を

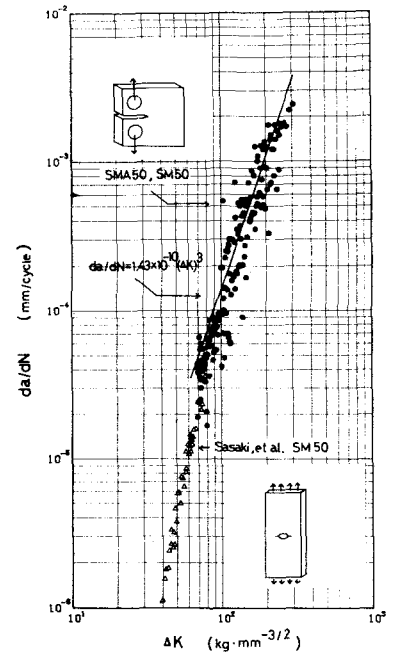


Fig.1 Crack Growth rate data for SM50 and SMA50 steels and crack growth rate equation used in the analysis

必要とする場合には向うである。このような場合、次のような ΔK 決定法が簡便な方法として用いられる。

工学的な応力拡大係数範囲の解析 — 溶接継ぎに発生する半円形表面の裂(図2d)のような場合工学的に有意義な ΔK は、応力拡大係数の重ね合わせの原理、応力集中との関連、3裂のある解とない解の組み合わせ、応力拡大係数の漸近特性、等を用いて比較的簡便に求めることができる¹⁹⁾。この解の精度については、解析全体の精度とのバランスの上で考えるべきであるが、図1に示すようなばらつきを持つ疲労き裂進展速度式を用いる解析等の場合、解析の第1次の近次としては十分である。図2dに示す半円形表面の裂について、その手法を簡単に示す。

図2dに示す横リブ十字すみ肉溶接継ぎに発生する半円形表面の裂は図2aに示す無限体内に存在する円形裂に対する応力拡大係数¹⁹⁾

$$\Delta K = \frac{\{\sin^2\beta + (a^2/b^2)\cos^2\beta\}^{1/4}}{E_k} \sigma_r \sqrt{\pi a} \quad \text{--- (4)}$$

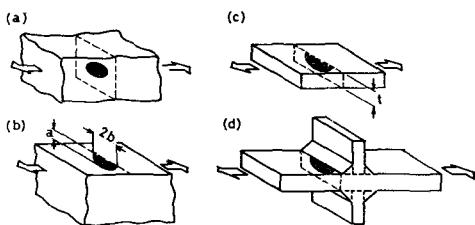


Fig.2 (a) Elliptical crack in infinite body; (b) Semi-elliptical crack with free surface; (c) Semi-elliptical crack in finite plate; (d) Semi-elliptical crack at toe of transverse fillet weld

から求める。ただし、 β は離心率、 $2a$ と $2b$ は円の短軸と長軸の長さ、 E_k は、第2種円周積分で次式で定義される。

$$E_k = \int_0^{\pi/2} \left[1 - \left(1 - \frac{a^2}{b^2} \right) \sin^2\theta \right]^{1/2} d\theta \quad \text{--- (5)}$$

式4から、円周上で ΔK が最大になるのは $\beta = \pi/2$ であり、これを用いると式4は

$$\Delta K = \frac{1}{E_k} \sigma_r \sqrt{\pi a} \quad \text{--- (6)}$$

となる。また、 $a = b$ 、すなわち円形裂 (penny shape crack) では、 $1/E_k = 2/\pi$ となる。

図2dの状態にするには、図2bのように自由表面係数 $F_s = 1.12$ を導入し、図2cのように有限板厚の補正 $F_t = \sqrt{2t/\pi a \tan \pi a/2t}$ を乗じ、最後に応力集中の影響を考慮した形状補正係数 F_g を乗じて次式のように式6を変形することができる。

$$\Delta K = \frac{1.12}{E_k} F_g \cdot \sigma_r \sqrt{\pi a} \sqrt{\frac{2t}{\pi a} \tan \frac{\pi a}{2t}} \quad \text{--- (7)}$$

形状補正係数 F_g は、3裂のある解とない解の重ね合わせを用いて、文献11に示すように求める。

3. 疲労き裂進展速度式の解法

定応力振幅疲労の場合 — 式1は、1階の定微分方程式の形をしており、応力振幅 σ_r が一定の場合には、変数分離を行って積分が可能である。すなわち、

$$N_{ij} = \int_0^N dN = \int_{a_i}^{a_j} \frac{da}{C(\Delta K)^m} \quad \text{--- (8)}$$

が導かれる。ここで、 N_{ij} は、3裂が a_i の大きさから a_j の大きさまで進展するのに必要なくり返し数である。式8に、式3で示される ΔK を代入して積分すれば、 N_{ij} が求まるが、一般に $F(a)$

は、式7等示すように複雑な形をしており、数値積分が必要となる。⁹⁾

変動応力による疲労の場合 — 応力振幅 σ_r が時間とともに変動する場合、式8の形では積分が必ず1階の微分方程式を直接解く必要がある。すなわち、

$$\frac{da}{dN} = f(a, \sigma_r) \quad \text{--- (9)}$$

の形で示した微分方程式を、Runge Kutta 法等で数値計算する必要がある。例えば、図3に示すような変動ブロック応力が与えられた場合(ブロック幅 n_i を1とし、ランダム波とすることもできる)、あるき裂 a_i に (σ_{ri}, n_i) なるブロック応力を作用させた後のき裂の大きさ a_j を、式9を解いて求めることになる。もし ΔK_{th} を考慮するなら $\Delta K \leq \Delta K_{th}$ では、き裂の進展はないものとする。

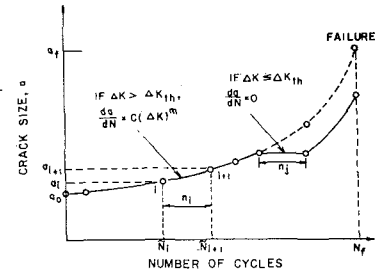
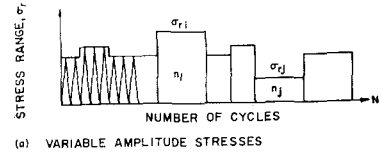


Fig.3 Schematic view of crack growth due to variable amplitude stress cycles

解析における問題点 — 式8の積分や、式9の微分方程式の解析は適当な計算プログラムを用いてかなり精度よく計算できる。こゝでは、解析上の仮定における問題点について簡単に示す。²³⁾

- (1) 溶接鋼構造物では、応力集中や溶接欠陥が存在し、疲労き裂は疲労の比較的初期に発生しているが、その検出が困難でデータの蓄積が少ない。従って疲労き裂進展寿命の解析を行っても、比較できる (calibration) データが少ない。
- (2) 各種の溶接継手に対する応力拡大係数が解析されていない。これは、継手の多様性を考慮すれば当然のことであるが、その平均的な K の値を求めていけば便利である。
- (3) 継手形状だけでなく、継手に発生するき裂形状に関する統計データが少い。疲労き裂の進展寿命解析においては、き裂の形状を仮定する必要があり、データの蓄積が望ましい。
- (4) 疲労き裂進展速度の測定値は、図2に示すようなばらつきを示し、標準的な試験片で十分精度のある測定を行う方法を示すか、その式を与える必要がある。
- (5) ΔK_{th} の測定や ΔK_{th} のもつ物理的な現象の究明が必要である。
- (6) 変動荷重による疲労の場合、過去の応力履歴がそれ以後のき裂進展速度に影響を与えるかを定量的に把握する必要がある。これには、Crack Closureの影響、Overloadによる疲労き裂進展速度の変化 (retardation, delayed retardation) 等の検討が必要であろう。^{10), 16)}

4. 初期き裂の大きさが既知の場合の解析例

破壊力学を用いた疲労寿命解析の利点は、初期き裂の大きさ a_0 が実測される場合や、 a_0 と仮定できる程度の欠陥が存在する場合に、残存する疲労き裂進展寿命が解析できることである。非破壊検査で調査しても見逃す可能性のある欠陥の最大値を a_0 とし、その構造物の使用寿命限界を設定することも可能であり、 a_0 が既知の場合その応用範囲は広い。以下には、横リブ十字すみ肉溶接継手とガセット継手に発生した疲労き裂を測定し、そのき裂の進展寿命を解析して実験値と比較した例 (calibration) を示す。

横リブ十字すみ肉溶接継ぎ — プレートガーダーの補剛材の取付溶接、箱桁のダイヤフラムの取付溶接、等には一般にすみ肉溶接が用いられ、図4に示す横リブ十字すみ肉溶接継ぎでその疲労特性を検討することが多い。ここでは、SM50 と SMA50 さらに比較のため ASTM A588 鋼の疲労試験より得られたデータをプロットした。^(10,24) この内、A588鋼試験片の一部は、道路橋の実動応力履歴を整理した変動ブロック応力を作用させたもので、RMC (root-mean-cube) 法で応力を換算してプロットしている。^[註]

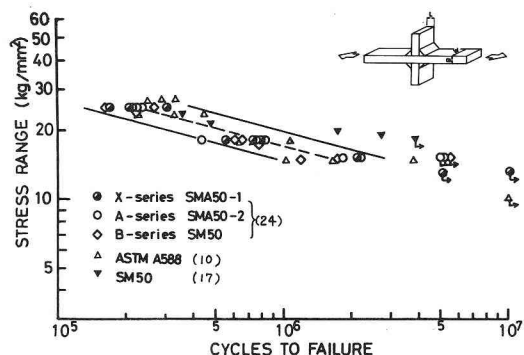


Fig. 4 S-N plot for transverse fillet welded stiffener details

これらの試験では、疲労試験の途中に存在する疲労き裂を、浸透性の良い塗料でマーキングすることを試みた。^(9,24) すなわち、溶接止端部に塗った速乾性の塗料がき裂開口部より浸透し、き裂の表面に広がってその面にマークを残すことを期待したもので、表面き裂に対しては手軽で有効な方法である。写真1には、破断面に残ったマークの代表例を示す。すみ肉溶接止端部では一般に複数個のき裂が同時に存在していることがわかる。このマーキングにより検出されたき裂の長さ a を縦軸に、マーキングの時期 N_{dye} を全疲労寿命 N_f の比で横軸に示したものが図5であり、 N_f のどの段階で疲労き裂が発生していたかを推測することができる。すなわち図中○印で示した SM50 と SMA50 の結果から、 N_f の約 30 % 経過した時点で $a = 0.47 \sim 0.6 \text{ mm}$ の疲労き裂が発生していたことがわかる。図中●印で示したのは、A588 鋼による変動ブロック荷重による試験結果であり、疲労き裂発生に要するくり返し数が多いが SM50 および SMA50 の結果と類似した傾向を示している。

このマーキングにより検出されたき裂の大きさから破断までは、疲労寿命のうち疲労き裂進展寿命だけに相当するもので、マークされたき裂の大きさを a_0 として式8または式9を用いて計算から求めることができる。この場合、すみ肉溶接止端部に発生した半円形表面き裂の形状を測定して図示すると、図6のようになる。これから、き裂形状 a/b は、 $1/6$ (片トネル形に近い形状) と $a/b = 1/1.4$ (半円形に近い形状) の間に分布することがわかった。

以上のような実験結果を考慮して、SM50 と SMA50 について疲労き裂進展寿命を計算し、実験値と比較したもの (calibration) を

[註] RMC 法は変動応力を $\sigma_{req} = (\sum n_i \sigma_i^3 / N)^{1/3}$ なる式で換算したもので、この場合は RMS 法や Miner 則による計算結果とほとんど同一な値を示す。

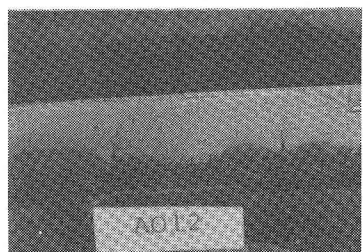
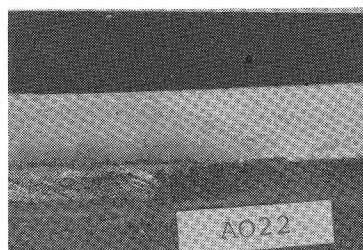
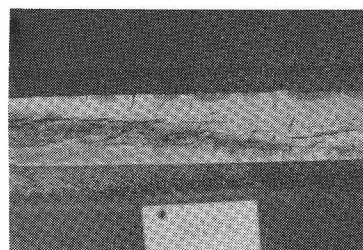


Photo. 1 Typical fatigue fracture surface and dye-marked cracks for stiffener detail

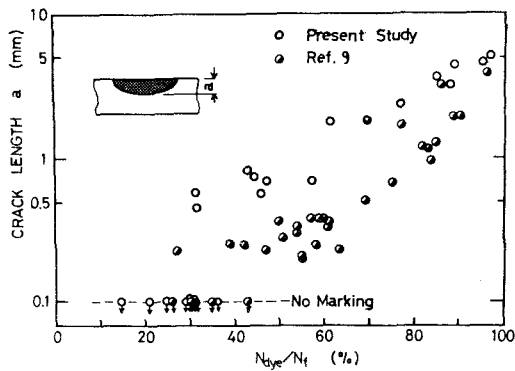


Fig.5 Relation between dye-marked crack length and number of cycles for stiffener detail.

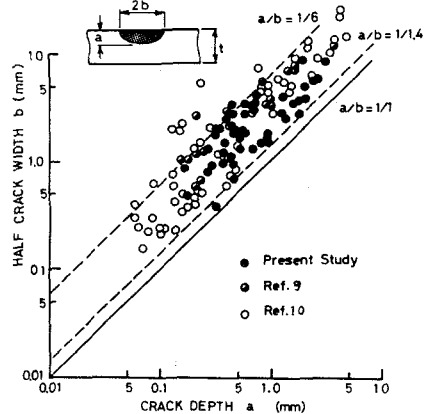


Fig.6 Aspect ratio, a/b , of surface cracks at toe of fillet welds

図7に示す。図7は、縦軸に初期3裂の大きさ、横軸に $a_0 = 0.02 \sim 8.5 \text{ mm}$ の各段階の初期3裂から破断までの残存疲労寿命を連続した曲線で示したものである。幅は、3裂形状の上下限値を用いたため生じたもので、全般的に約2倍の残存疲労寿命の差となってあらわれている。しかし、疲労試験データのばらつき自体もこの程度の差は小さく、すみ肉溶接止端部の疲労3裂進展挙動の多様性を、単純化したモデルで解析している点を考慮すれば、この程度の予測値の範囲はむしろ当然であろう。

図7の○印は、前述のマーキングにより測定された a をプロットしたもので、計算結果に対応するものである。この結果前述のような計算値と実験より求められた N_p はかなり良く一致し、本文で示した単純な解析法でも、長期の疲労3裂進展挙動 (10^5 以上 10^6 cycle 程度まで) の解析に有効なことがわかる。

同様の計算を、A588 鋼試験片に変動ブロック荷重が作用した場合について行ったものが図8であり、SM50 および SMA50 の場合と同様の結果が得られている。⁹⁾

図7および図8では、すみ肉溶接止端部に発生する疲労3裂の形状 a/b をパラメータとして解析しているが、その他に、すみ肉溶接の止端角 R や、切欠半径 r をパラメータとして解析することもでき、本文で示したものと同様の形で比較することが可能である。

ガセット継手 — すみ肉溶接の形状の1つに作用応力に平行にリブが全周溶接された、いわゆるガセット継手が存在する。(図9) この場合は、疲労3裂はリブ溶接したすみ肉溶接止端部に発生し、すみ肉溶接線に沿って幅方向と深さ方向に進展する。図9は、SM50 と SMA50 のガセット継手の $S-N$ 図を示し、写真2ではこれらの試験において、マーキング法によって得られた疲労3裂形状の代表例を示す。マーキングされた疲労3裂は、いずれも初期3裂 a_0 と考えられるので、横リ

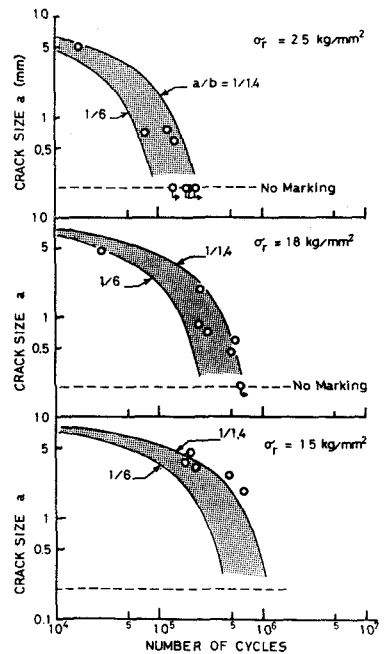


Fig.7 Comparison between observed and computed crack propagation life for stiffener details due to constant amplitude stress cycles

ブナ字すみ肉溶接継ぎで行ったと同様の計算を行って、実験値と比較することができる。ここでは、実験結果と計算結果を横りブナ字すみ肉溶接継ぎの場合と同様に 図10～図12に示すが、比較的単純化したモデルで実験結果をある程度推測できることがわかる。

5. 初期の裂の大きさが未知の場合の解析例

前節では、初期の裂の大きさ a_0 が既知の場合、計算手法の検定 (calibration) や、残存疲労寿命の計算が可能であることを示した。しかし、実際の溶接鋼構造物では、明確に定義できる a_0 が存在しないか、すなわち未知の場合が多い。今日まで蓄積された疲労データのうち、初期欠陥ないし初期の裂の大きさは不明で、疲労寿命 N_f が求められているに過ぎない。

しかし、疲労の進展寿命 N_p が N_f の大半を占めると思われる溶接継ぎでは、 $N_f = N_p$ とし、式8を用いて a_0 を想定することが可能である。この場合、求めらる a_0 は、換算初期の裂 $a_{0,eq}$ と考えることができる。この値を用いることによ

って、あたかも初期の裂 a_0 が既知のように考え、前節で述べたような種々の計算が可能になる。これを溶接継ぎのすみ肉溶接に存在する欠陥 (ブローホール、スラグの巻き込み) から発生する疲労の裂の解析に適用した例を示す。⁵⁾

換算初期の裂 $a_{0,eq}$ の計算 — Hirt, Fisher らは、溶接継ぎの疲労破壊は、継ぎすみ肉溶接部に存在する平均直径 1mm の球形のブローホールやスラグ巻き込みから発生し、円板状 (penny shaped crack) に進展する裂に起因することを示した。¹³⁾ Hirt は、この球形欠陥の直径を初期の裂の大きさ $2a_0$ として解析に用いている。しかし、球形の欠陥では、鋭い先端をもった

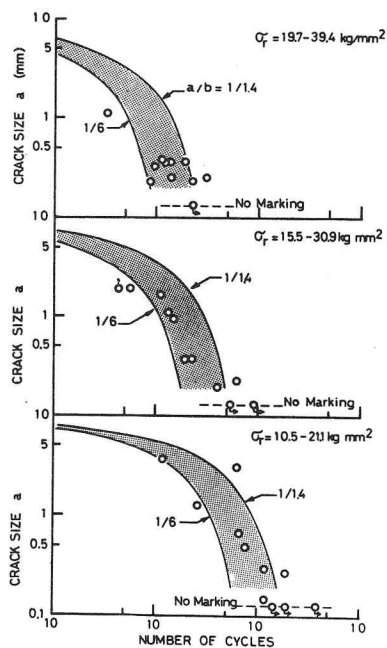


Fig.8 Comparison between observed and computed crack propagation life for stiffener details due to variable amplitude block loading

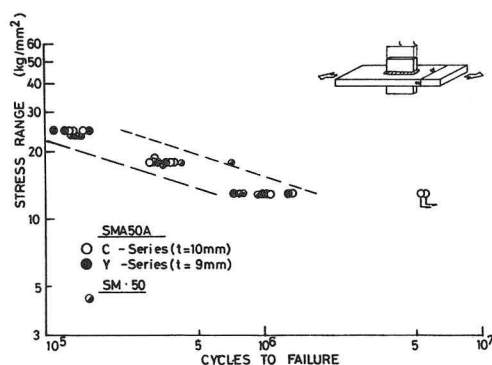


Fig.9 S-N plot for tensile specimen with attachments

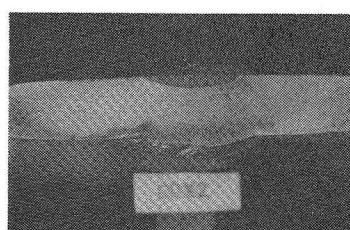
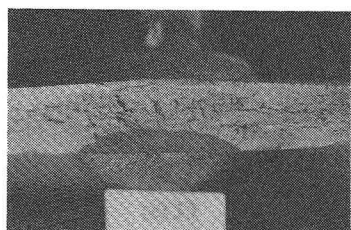
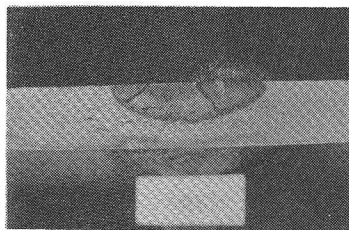


Photo.2 Typical fatigue fracture surface and dye-marked cracks for tensile specimen with longitudinal attachments

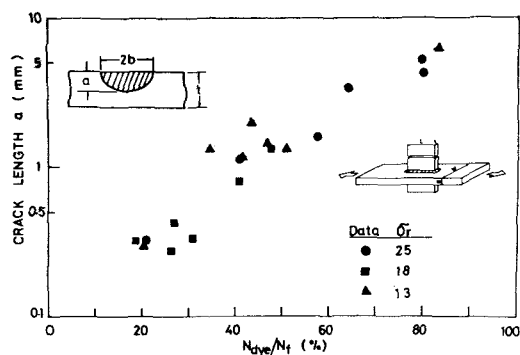


Fig.10 Relation between dye-marked crack length and number of cycles for tensile specimen with longitudinal attachments

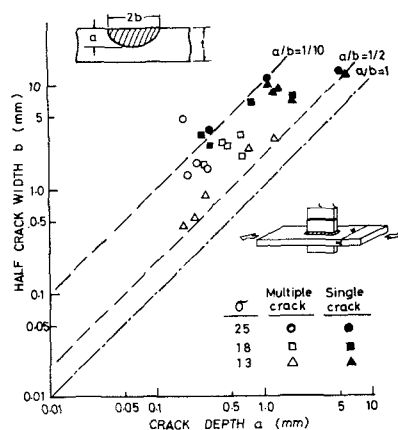


Fig.11 Aspect ratio, a/b , of surface cracks at toe of end welds of tensile specimen with longitudinal attachments

き裂とは考えられず、必ずしもこの取り扱いが妥当ではない。ここでは、き裂はこの球形欠陥の外側に応力直角方向に土星の輪状に進展してゆくものと考え、 $S-N_f$ 図との比較から $A_{0,eq}$ を推定する。最終き裂の大きさは、き裂が引張フランジ表面に現れ出したときとして $A_f = 9.5 \text{ mm}$ とする。また K 値は、図13に示すものを用いる。⁹⁾ 計算は、まず図14に示すように疲労試験時の応力振幅についてそれぞれ残存疲労寿命曲線を描く。これは、式8を用いて数値計算である。また、疲労き裂進展速度式は式2を用いており、下限は $\Delta K_{th} = 18 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-3/2}$ で定義されるとする。^{7,15)}

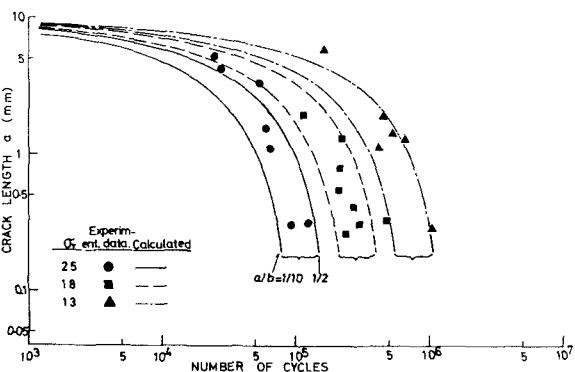


Fig.12 Comparison between observed and computed crack propagation life for tensile specimen with longitudinal attachments

すなわち、 σ_r と a の組み合わせによっては、式3から計算される ΔK が ΔK_{th} 以下になることもあり、無限大のくり返し荷重に対して疲労き裂が進展しないと考えられる。これは図14の破線で示されている。

Fisherらの行った実験で、疲労き裂の発生に要するくり返し数を無視すれば、各試験荷の疲労寿命を図14の計算値に投影して、その疲労寿命と等価な疲労き裂進展寿命を与える $A_{0,eq}$ を推定することが出来る。疲労寿命にばらつきがあるように、 $A_{0,eq}$ の推定値も大きくなばらつきをもち、 $A_{0,eq}$ は $0.05 \sim 1 \text{ mm}$ の間にばらつく。この計算では、疲労寿命のばらつきが初期き裂の大きさのばらつきに起因すると仮定しているが、球形の欠陥の大きさや形状のばらつきも当然考慮する必要がある。

この等価初期き裂 $A_{0,eq}$ を用いると、 $S-N$ 線図を等価き裂の関数として見なおすことが出来る。すなわち、式8と $S-N$ 線図との相関性を用いて、疲労き裂進展寿命の $S-N$ 線図を描くと、図15の実線のようになり、 $A_{0,eq} = 1.2 \text{ mm}$ を用いれば疲労寿命の下限値(破線)に相当する $S-N$ 線図を与えることが出来る。さらに、この値を式3に代入し、 $\Delta K = \Delta K_{th}$ とおくことにより、 σ_r は 10 kg/mm^2 が得られ、き裂の大きさのばらつきを考慮しても、き裂はそれ以上進行しない。従って $S-N$ 線図の疲労限に相当する応力振幅も推定できることになり、工学上その利点は多い。

6. まとめ

本研究では、可能な限り単純化したモデルを用いた破壊力学の手法を応用して溶接鋼構造物の疲労寿命解析を行って実験値と比較した例を示し、その問題点を指摘した。解析の対象としては、横リブ十字すみ肉溶接継手およびガセット継手の溶接止端部に発生する半円形表面の裂と、溶接継手の継すみ肉の球形欠陥（スラッグの巻き込み、ブローホール、等）から発生する土星の輪状のき裂である。前者では、解析における初期の裂をマーキング法により求め、解析の照査（calibration）を行い、後者では、 $S-N_f$ 線図の比較から等価初期の裂 $a_{0,eq}$ を推定し、それを用いた解析例について示した。その結果をまとめると次のようである。

(1) 浸透性の良い塗料を用いたマーキングによって

横リブ十字すみ肉溶接継手およびガセット継手では、疲労のかなり初期に微小な裂が発生していることがわかった。

(2) 破壊力学を用いた疲労の裂進展寿命では、裂の形状のばらつきを考慮した解析を行うに、実験で求めた疲労の裂進展寿命を十分精度よく予測できることがわかった。

(3) 疲労寿命のかなり初期に疲労の裂が発生するような溶接継手では、 $S-N_f$ 線図との比較から N_f と同等の疲労の裂進展寿命を与える等価初期の裂 $a_{0,eq}$ を推定することが可能で、それを用いて種々の解析を行うことができる。

破壊力学を用いた疲労寿命解析では、本文中で述べた問題点の他、複数の裂の相互干渉の問題や、疲労の裂の発生メカニズムと破壊力学との関連等、今後の研究とデータの蓄積に期待するところが多い。²³⁾

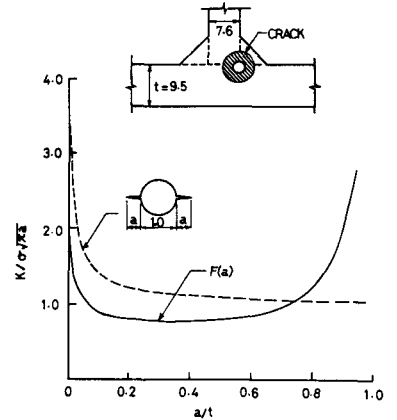


Fig. 13 Stress intensity factor for crack emanating from spherical weld porosity

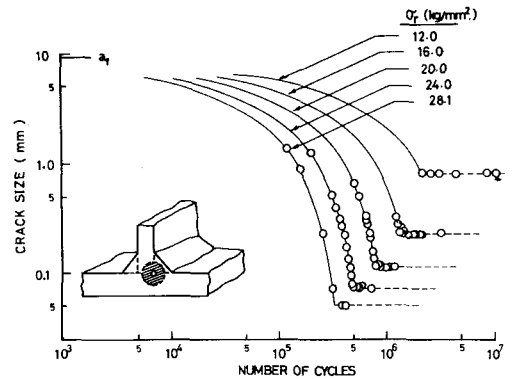


Fig. 14 Computation of the equivalent initial crack sizes which give the same fatigue lives as the S-N data

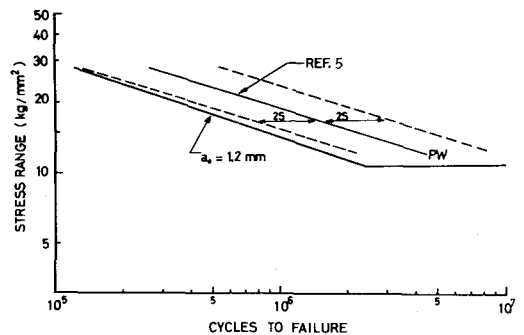


Fig. 15 Estimation of lower bound S-N plot from the upper bound of estimated equivalent initial crack size

最後に、本研究は昭和 52 年度に行った橋梁用耐候性鋼および普通鋼の大気暴露後の疲労挙動を検討する試験研究の結果の一部を用いていることを付記する。また、試験研究の一部は、名古屋高速道路公社および新日本製鉄株式会社の委託を受けて行ったことを付記し、感謝の意を表します。

1. Madison, R.B., and Irwin, G.R.: Fracture Analysis of King's Bridge, Melbourne, ASCE, Vol. 97, No. ST9, Sept., 1971.
2. Fisher, J.W., Pense, A.W., and Roberts, R.: Evaluation of Fracture of Lafayette Street Bridge, ASCE, Vol. 103, No. ST7, July, 1977.
3. Maddox, S.J.: Assessing the Significance of Flaws in Welds Subjected to Fatigue, Welding Research Supplement, Sept. 1974.
4. Kanazawa, T. and Kobayashi, A.S. (Edit.): Significance of Defects in Welded Structures, Proceedings of the Japan U.S. Seminar, 1973, University of Tokyo Press, 1974.
5. 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.
6. 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.
7. Barsom, J.M. and Rolfe, S.T.: Fracture and Fatigue Control in Structures, Prentice-Hall, pp. 232-267, 1977.
8. Sasaki, E., Ohta, A. and Kosuge, M.: Fatigue Crack Propagation Rate and Stress Intensity Threshold Level of Several Materials, National Research Institute for Metals, 1977.
9. Yamada, K. and Albrecht, P.: Practical Aspects of Fatigue Analysis of a Weldment, Fracture 1977, Vol. 2, Proc. of Fourth International Conference on Fracture, pp. 959-966, 1977.
10. Abtahi, A., Albrecht, P. and Irwin, G.R.: Fatigue of Periodically Overloaded Stiffener Detail, ASCE, Vol. 102, No. ST11, Oct. 1976.
11. Albrecht, P. and Yamada, K.: Rapid Calculation of Stress Intensity Factors, ASCE, Vol. 103, No. ST2, Feb., 1977.
12. Tada, H., Paris, P.C. and Irwin, G.R.: The Stress Analysis of Cracks Handbook, DEL Research Co., 1973.
13. Hirt, M.A., and Fisher, J.W.: Fatigue Crack Growth in Welded Beams, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 5, No. 2, June, 1973.
14. Paris, P.C. and Erdogan, F.: A Critical Analysis of Crack Propagation Laws, Journal of Basic Engineering, Trans. ASME, Series D, Vol. 85, No. 4, Dec. 1963.
15. Barsom, J.M.: Fatigue Behavior of Pressure Vessel Steels, Welding Research Council, Bulletin No. 194, May, 1974.
16. Elber, W.: The Significance of Fatigue Crack Closure, ASTM STP 486, American Society for Testing and Materials, 1971.
17. 日本鋼構造協会疲労小委員会 : 溶接継手の疲労強度に関する実験的研究 (第1報), JSSC, Vol. 7, No. 72, pp. 17~38, 1971年12月.
18. 同 (第3報), JSSC, Vol. 10, No. 105, pp. 37~42, 1974年9月.
19. 岡村弘之 : 線形破壊力学入門, 培風館, 1976年.
20. 土木学会 : 鋼鉄道橋設計標準解説, 1964年.
21. 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.
22. 牧野時則 : 付加物溶接継手に発生する疲労3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.
23. 溶接学会疲労強度委員会 : 疲労亀裂伝播寿命基準による設計上の諸問題, FS-481~484-78.
24. 菊池洋一, 山田健太郎 : 大気曝露下の鋼材溶接継手の動的強度に関する研究, 名大土木研究報告, 昭和53年3月.

Fatigue Crack Propagation Analysis of Welded Steel
Structures using Fracture Mechanics Approach

Kentaro YAMADA* Tokinori MAKINO**
Chihiro BABA* Yoichi KIKUCHI*

Current specifications for fatigue design of weldments are either based on the fatigue strength corresponding to two million cycles of repeated loads or based on the fatigue crack initiation life, N_f . For example, the fatigue specification of Japanese National Railroad reflects the former criteria, while the fatigue design guide proposed by Japan Society for Steel Construction reflects the latter. The welded steel structures are, however, prone to weld defects, some of which are beyond the capability of current non-destructive testing technique. Laboratory fatigue testing have showed that from these weld defects fatigue cracking usually initiated at an early stage of fatigue. It is, therefore, recommendable to use the third fatigue design criteria based on the fatigue crack propagation life, N_p .

Computation of fatigue crack propagation based on the fracture mechanics approach has been shown to be the most promised procedure to be used in the design. It has been successfully applied to the pressure vessels, aerospace industry, and others. Yet only a little fatigue crack propagation data of welded details is available, probably because of the unawareness of importance of fatigue crack propagation life, and of the complexity of the procedure.

In this report, three typical weld details are analyzed using the fracture mechanics approach to fatigue. First, the propagations of semi-elliptical surface cracks emanating from the toe of transverse fillet weld and the end of longitudinal fillet weld are computed by the fracture mechanics analysis. The analytical results are further compared with the experiment results, where the fatigue crackings are marked by dye-penetrant to see the size and shape of the fatigue cracks. A good correlation between the two is observed.

Second, a concept of an equivalent initial crack size, $a_{0,eq}$ is introduced in the analysis of circular cracks emanating from the spherical weld defects observed at the longitudinal fillet weld of welded beams. $a_{0,eq}$ is assumed to provide the same fatigue life as the $S-N_f$ data, where N_f is assumed to consist of only the crack propagation stage of fatigue. Although the procedure is only applicable to weld details which have high stress concentration or where weld defects are anticipated, the conventional $S-N_f$ data is also utilized in the fatigue crack propagation analysis.

* Dept. of Civil Eng., Nagoya University, Nagoya, Japan.

** Aichi Prefectural Office, Former Graduate Student of Dept. of Civil Eng., Nagoya University, Nagoya, Japan.