

破壊力学による溶接継手の疲れ寿命の ばらつきの評価

EVALUATION OF SCATTER OF FATIGUE LIFE OF WELDED DETAILS USING FRACTURE MECHANICS

永津省吾¹⁾, 山田健太郎²⁾, トット木幸子³⁾

By Shogo Nagatsu, Kentaro Yamada, and Yukiko Mitsugi

Scatter of fatigue life of various welded details is the important factor to be considered in fatigue design codes. The fatigue crack propagation life of two welded details, such as non-load carrying fillet welded specimens and welded beams, was computed using fracture mechanics. Monte-Carlo simulation technique was used to define the initial crack sizes, weld toe geometries, crack shapes, and blowhole sizes. The probabilistic distributions of those parameters were obtained from the actual measurements. The analytical results were generally in good agreement with the experimental results. They are also compared with the allowable stresses given in the fatigue design codes.

1 まえがき

構造物の疲れ照査では、発生する応力の分布と、基準となる継手の強度を正確に把握することが重要である。そのうち、強度の基準となる設計 S-N 線図は、対象とする部分をモデル化した試験体を用いて、定振幅疲れ試験を行ない、その結果得られるばらつきをもつ疲れ寿命 N_f を統計的に処理して求められることが多い。しかし一般に、定振幅疲れ限度近くの長寿命域の S-N 線図の傾向については、膨大な時間とコストを必要とするため、疲れ試験によるデータがあまり得られていない。構造物によっては 500 万回を超える繰返し数を受けるような継手が存在するため、長寿命領域での疲労問題は実働荷重による疲労も含めて現在研究が進められている。

そこで、本研究では、これまでの破壊力学によるき裂進展寿命 N_p の解析を拡張して、ばらつきも含めて疲れ寿命を評価することを試みた。すなわち、実測値にもとづいてばらつきの要因と考えられるパラメータ、特に初期き裂や止端角等の形状的なパラメータの確率分布を求めた。次にモンテカルロ・シミュレーションを用いてこの確率分布に従ったばらつきを与え、疲れき裂進展寿命の解析を行ない、 N_p のばらつきを求めた。また特に応力の繰返し数が 500 万回を越えるような長寿命域に注目して、応力拡大係数範囲のしきい値 ΔK_{th} を考慮した解析を行なった。

-
- 1) 工修 川崎製鉄株式会社 エンジニアリング事業部 (〒100 東京都千代田区内幸町2-2-3)
 - 2) Ph.D. 名古屋大学工学部土木工学科 (〒464 名古屋市千種区不老町)
 - 3) 工修 (株) 地域経営研究所 (〒102 東京都千代田区五番町12五番町M-6)

2 モンテカルロ・シミュレーションを用いた疲れ寿命の解析方法

(1) 破壊力学の手法によるき裂進展寿命解析

一般に、疲れ寿命 N_f は疲れき裂発生寿命 N_c と疲れき裂進展寿命 N_p の和として定義できる。溶接継手の場合は、疲れ寿命の比較的初期に疲れき裂が発生する。また設計 $S-N$ 線図では平均値 $-2s$ (s は標準偏差) が必要となる。そのためには初期き裂を仮定して $N_f \approx N_p$ とみなす方がよい。この N_p は、破壊力学の手法を用いて計算できるため、設計 $S-N$ 線図に必要な N_f を推定することができる。

破壊力学の手法では、き裂先端の応力状態を表す特性値である応力拡大係数範囲 ΔK ($\text{MPa} \sqrt{\text{m}}$)、応力拡大係数範囲のしきい値 ΔK_{th} (ΔK がそれ以下であればき裂が進展しない値) とき裂進展速度 da/dn (m/cycle) の関係が次式で与えられている。

$$da/dn = C \cdot (\Delta K^m - \Delta K_{th}^m) \quad (1)$$

本解析で、はき裂進展式の定数 C 、 m および ΔK_{th} として、科学技術庁金属材料技術研究所により求められた SM50B 材の溶接継手一般に対する平均値、 $C = 9.69 \times 10^{-9}$ 、 $m = 2.9$ 、 $\Delta K_{th} = 2.5 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$ を用いた⁶⁾。疲れき裂が進展するのに必要な繰返し数 N_p は、上式を初期き裂 a_0 から最終き裂 a_f まで数値積分して求める。また、溶接継手に発生するき裂の応力拡大係数範囲 ΔK は、一般に次式で表わされる。

$$\Delta K = \sigma_r \sqrt{\pi a} \cdot F_s \cdot F_e \cdot F_t \cdot F_g \quad (2)$$

ここで、 σ_r は応力範囲 (応力の最大値と最小値の差)、 a はき裂長さである。また、 F_s は自由表面補正係数、 F_e はき裂形状補正係数、 F_t は有限板厚 (板幅) 補正係数、 F_g は幾何学形状補正係数である¹²⁾。

(2) モンテカルロ・シミュレーションの応用

本研究では、各種要因のばらつきが疲れ寿命に及ぼす影響を評価するため、ばらつきの要因となるパラメータの実測値を調査した。その実測値の確率分布に従った数値を、モンテカルロ・シミュレーションを用いて与えて、疲れき裂進展寿命の解析を行なった。また、シミュレーションの結果を疲労設計法で用いられる 95% 信頼区間の下限値と比較するため、次の様に収束性およびシミュレーション回数について検討した。まず、後述するリブ十字形すみ肉溶接継手について、同一レベルで 2000 回のシミュレーションを 2 回行なって、その 2.5% 破壊確率に相当する N_p の平均値を基準値 $N_{p2.5}$ として求めた。これに対し、シミュレーション回数を減じたときの誤差 e を次式で計算した。

$$e = \frac{|\log N_{p2.5} - \log N_{p2.5}|}{\log N_{p2.5}} \quad (3)$$

ここで、 $N_{p2.5}$: 各シミュレーション回数に対する N_p の 95% 信頼区間の下限値。

この結果を、Fig. 1 に示す。応力範囲が大きいときは比較的少ないシミュレーション回数で十分な結果が得られる。今回対象としている小さい応力範囲でもシミュレーション回数が 1000 回以上であれば $e < 0.5\%$ で収束するので、シミュレーションは 1000 回繰返して行なうことにした。

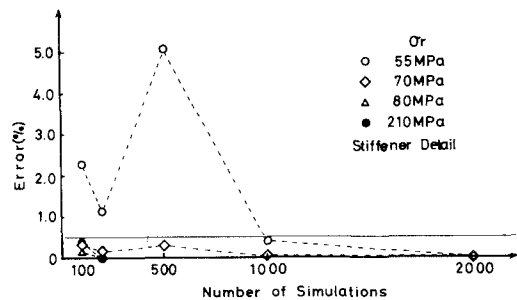


Fig. 1 Number of simulation versus error relation for the lower confidence values.

3 リブ十字形すみ肉溶接継手のき裂進展寿命解析

(1) リブ十字形すみ肉溶接継手の解析モデル

リブ十字形すみ肉溶接継手では、Fig.2に示すようなモデルが疲れ試験に用いられる。疲れき裂は溶接止端部から発生して半楕円き裂として、主板を貫通する方向へ進展する。これまでの研究から、初期き裂長さ a_0 、止端角 θ 、止端半径 ρ 、発生するき裂形状 a/b 、等が疲れ強さに影響を及ぼすことがわかっている²⁾。このき裂の応力拡大係数の補正係数は、き裂深さを a 、き裂の幅を $2b$ とすると、以下のように定義できる。

$$F_s = 1.12 - 0.12 a/b \quad (4)$$

$$F_e = 1/E_k \quad E_k = \int_0^{\pi/2} (1 - k^2 \sin^2 \phi) d\phi, \quad k^2 = 1 - (a/b)^2 \quad (5)$$

$$F_t = \{2t / \pi a \cdot \tan(\pi a / 2t)\}^{1/2} \quad (6)$$

幾何学形状補正係数 F_g については、山田らの解析結果を用いた。これは、リブ十字形すみ肉溶接継手の止端部をモデル化して、12組の止端半径 ρ 、止端角 θ の組み合わせについてFEMによる応力解析を行ない、実際にき裂が進展すると思われる線に沿った F_g を求めたものである²⁾。

(2) すみ肉溶接に起因するパラメータの評価

初期き裂長さ a ：すみ肉溶接溶接止端部の初期き裂は、アンダーカットなどの欠陥を仮定しないかぎり、一般にその定義が難しい。Engesvikは初期き裂の分布を次式の対数正規分布で与え、そしてアンダーカットやスラグ巻き込みから得られた初期き裂深さのデータを収集し、係数 $A = 0.356$ 、 $B = 2.143$ をさだめた¹²⁾。

$$f(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi} \cdot A x} \exp \left\{ -\frac{1}{2} \left(\frac{\ln x + B}{A} \right)^2 \right\} \quad (7)$$

この分布を Fig.3a に示す。解析では、初期欠陥が小さいときにはき裂が進展しないこと、大きい場合には手なおしをすることなどを考慮して分布を下限で0.075mm、上限で0.4mm で打ち切った。過去のリブ十字形すみ肉溶接継手に対する疲れき裂進展寿命解析では、初期き裂として 0.2mmを用いているが、この仮定は分布の上限近くにある。^{2), 3), 14)} また、道路橋示方書では、アンダーカットの上限を 0.3mmと規定しており、ほとんどがこれ以下になることがわかる。

止端角 θ ：溶接継手の止端角は、歯科用印象材などを用いて測定できる。測定例は、いくつかの文献

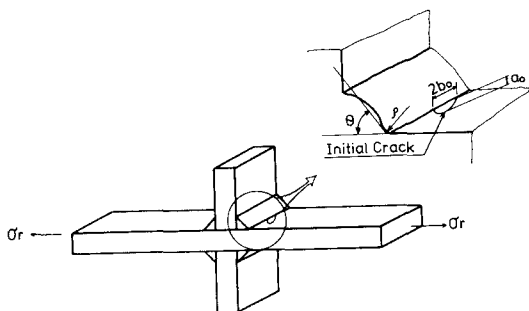


Fig. 2 Typical test specimen for non-load carrying fillet weld. Fatigue cracks normally initiate at the weld toe.

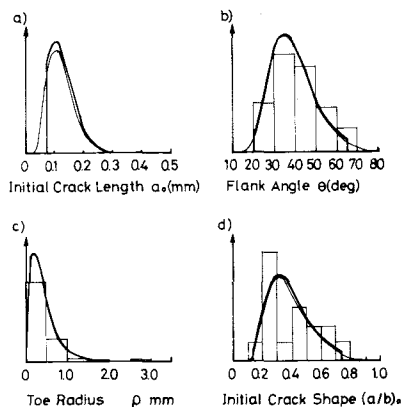


Fig. 3 Distributions for a) initial crack sizes, b) flank angles, c) toe radius, and d) initial crack shape.

にみられるが、き裂発生位置との関係を示したものは少ない。田垣らはき裂の発生した29体のリブ十字すみ肉溶接継手試験片について、1つの試験体につき約20箇所の止端角を測定するとともに、き裂発生位置を記録した。このき裂の発生した部分のデータのヒストグラム、及びモデル化した確率分布をFig.3bに示す。き裂が発生した部分の θ の分布 $f(\theta)$ は、式(7)の対数正規分布 $f(\theta)$ で仮定でき、その係数は、 $A = 0.29$ 、 $B = -3.62$ となった⁴⁾。また、実際には止端角が極端に大きい場合に手直しを行なうことを考えて、最小値を 20° 、最大値を 65° として、打ち切りを行なった。

止端半径 ρ ：止端半径も止端角と同様に、印象材を用いて測定できる。田垣らによってき裂発生位置で測定された ρ のヒストグラム、及びモデル化した確率分布を Fig.3c に示す。き裂の生じたものは、ほぼ一定の小さい値をとり、止端半径がき裂発生に及ぼす影響が大きいことが定性的にわかる。頻度は $\rho = 0.3\text{mm}$ で最も大きいので、対数平均値が 0.33mm の対数正規分布（式(7)の $f(\rho)$ の係数 $A = 0.86, B = 1.10$ ）で仮定した。また、非仕上げの状態で ρ が 3mm を超えることはないと考えられるので、この値で打ち切りを行なった。

初期き裂形状 (a/b) ：き裂形状 a/b は、一般にき裂の進展にともなって変化する。Fig.4に、リブ十字すみ肉溶接継手について、田垣らとAlbrechtらの測定したき裂長さ a とき裂の幅 b の関係を示す。初期き裂長さは $0.075 \sim 0.4\text{mm}$ に分布するので、その区間のき裂形状を初期き裂形状として分布を与えた。ヒストグラムと確率分布を Fig.3d に示す。初期き裂形状は、式(7)の対数正規分布 $f((a/b)_0)$ で仮定し $A = 0.40$ 、 $B = 1.01$ とした。この分布の対数平均値は 0.36 で、最小値、最大値をそれぞれ $0.14, 0.73$ として打ち切りを行なった。また、山田らは、リブ十字すみ肉溶接継手の止端部から発生するき裂は、き裂形状 $a/b = 1/3$ に収束する傾向にあることを示している²⁾。そこで本解析でも、き裂長さが約 1mm まではき裂形状が一定で、それ以上では、最終き裂長さでき裂形状が $1/3$ に収束するように仮定した。

(3) 感度解析について

前述した4つのパラメータの1つに、確率分布に従ったばらつきを与えて感度解析を行なった。各変数の分布において、ばらつきを与えなかったパラメータは、それぞれの平均値を用いた。Fig.5に応力範囲が 80 、 210MPa のときの感度解析の結果のヒストグラムを示す。

応力範囲 $\sigma_r = 210\text{MPa}$ のとき、き裂進展寿命の平均値は約16万回で、き裂形状、止端半径、止端角、初期き裂長さの順に変動係数が小さくなった。 ΔK_{th} の影響を受け始める $\sigma_r = 80\text{MPa}$ では、未破断データが出てくることにより、ばらつきの形状が高応力範囲の場合と異なってくる。Npの平均値は、約300万回で各パラメータとも変動係数は $\sigma_r = 210\text{MPa}$ の場合より増加し、ばらつきがなだらかになっている。変動係数は、

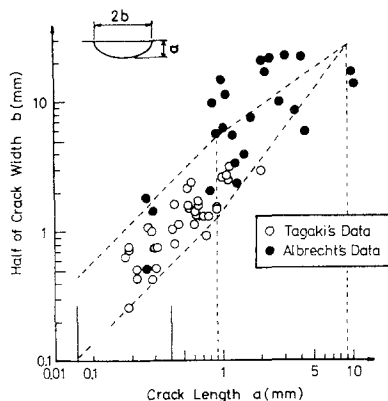


Fig. 4 Measured crack shapes during crack propagation stage.

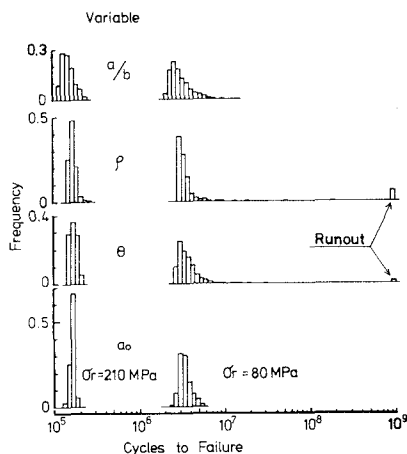


Fig. 5 Effect of various parameters on the fatigue crack propagation life.

Table 1 Simulation results of non-load carrying fillet welded specimens with 10 mm plate thickness.

σ_r	210	130	80	70	59	55	50	48	45
Maximum Value	5.44	6.14	Runout	Runout	Runout	Runout	Runout	Runout	Runout
Minimum Value	4.98	5.57	6.22	6.39	6.62	6.71	6.90	6.93	7.04
Range	0.46	0.57	—	—	—	—	—	—	—
Mean Value	5.17	5.79	6.45	6.64	6.88	6.98	7.09	7.24	7.37
Standard Deviation	0.09	0.10	0.14	0.16	0.17	0.21	0.17	0.34	0.31
Variance Coeff.	0.0173	0.0172	0.0224	0.0247	0.0250	0.0306	0.0241	0.0464	0.0423
Skewness Coeff.	0.40	0.48	2.49	2.44	3.29	2.78	3.64	2.69	1.09
Ratio of Runout	0.00	0.00	0.07	0.27	0.62	0.78	0.92	0.96	0.99

$\sigma_r = 210\text{MPa}$ の場合と異なり、止端半径によるものが最も大きく、止端角、き裂形状、初期き裂長さの順になる。また、止端半径と止端角を変えたものには未破断データがみられ、変動係数は $\sigma_r = 210\text{MPa}$ のときに比べ、その差が大きくなっている。 $\sigma_r = 55\text{MPa}$ では、止端半径、止端角、き裂形状だけを変えた場合Npはすべて未破断となり、初期き裂長さを変えたもののみばらついた。以上より、高応力範囲ではき裂形状、 ΔK_{th} の影響を受け始める応力範囲では、止端形状、低応力範囲では初期き裂長さの影響によるばらつきが大きいといえる。

(4) シミュレーション結果と考察

前述したパラメータのばらつきを考慮して、 $\sigma_r = 45 \sim 210\text{MPa}$ の9応力範囲レベルでシミュレーションを行なった。その結果を Table 1に示す。またFig.6に $\sigma_r = 55, 80, 130, 210\text{MPa}$ のヒストグラムと各応力範囲のNpの対数平均値を示した。高応力レベルでは、変動係数が小さく、Npは対数正規分布に近い形をしている。 $\sigma_r = 70 \sim 45\text{MPa}$ では、未破断データの占める割合が大きくなり、Npの分布形が大きく右方向に裾を引く。特に $\sigma_r = 45\text{MPa}$ では、全データの99%が未破断となり、この応力レベルを、疲れ限度と考えてもよい。

このシミュレーション結果を、実験結果と比較した。比較したのは主板の板厚が9~12mmで、溶接止端が非仕上げのもの119個(うち87個が破断)である。Fig.7に実験結果および最小2乗法によって求めたS-N線図とシミュレーションによるNpの平均値、平均値-2×標準偏差を示す。高応力範囲で両者を比較すると、平均値、ばらつき共に実験結果の方が大きい。こ

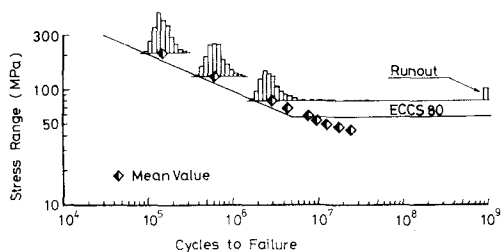


Fig. 6 Histograms and mean values obtained from simulation.

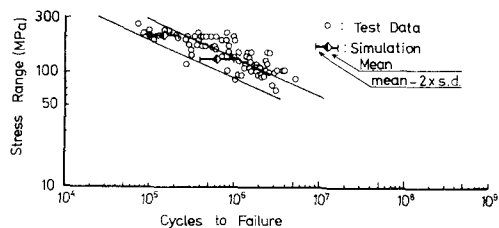


Fig. 7 Comparison between simulation results and test results of similar dimension.

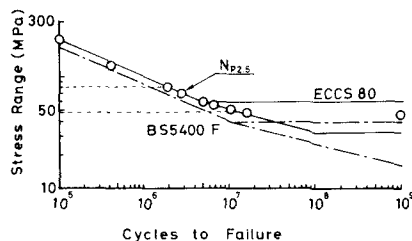


Fig. 8 Comparison between the simulated lower bound($N_{p2.5}$) and ECCS and BS5400 allowable stresses.

の要因として、疲れき裂発生寿命 N_c の存在が考えられる。しかし、シミュレーション結果は、実験データのばらつきの中に含まれており、基準 $S-N$ 線図の作成で重要になる平均値 $-2 \times$ 標準偏差の傾向をよく表わしている。また、未破断データの存在する 80MPa 以下の応力範囲では、右に裾を引いたばらつきになるため対数正規分布が仮定できない。そこで設計で用いられる 95% 信頼区間の下限値を、1000 個のシミュレーション結果のうち下から 25 番目の値 $N_{p2.5}$ と仮定した。この値を Fig. 8 に示す。 $N_{p2.5}$ と ECCS の設計 $S-N$ 線図を比較すると、 $\sigma_r = 80 \sim 50$ MPa で両者はほぼ一致している⁹⁾。 50MPa 以下では、 $N_{p2.5}$ は ECCS の基準より大きくなるが、疲れ限度は小さくなる。すなわち、ECCS では定振幅疲れ限度 500 万回に対して 59MPa としているが、シミュレーション結果では 2000 万回付近で 48MPa 程度となり、約 1/1.2 になった。

4 溶接桁の縦方向すみ肉溶接のき裂進展寿命解析

(1) 溶接桁のブローホールの解析モデル

I 型溶接桁の疲れき裂は、Fig. 9 に示すようにフランジと腹板とのすみ肉溶接のルート部に存在するブローホールまたはすみ肉溶接表面の凹凸から生じる。一般にブローホールからのものが短い寿命を与えるため、この種の継手の疲れ寿命解析には、ブローホールから発生する円板状 (Penny shape) のき裂を対象にすることが多い。

Hirt らはブローホールを応力に垂直な面に投影し、外接する楕円と等価な ΔK を与える円板き裂の半径を等価き裂 r_e とした¹³⁾。一方、三木らは、ブローホールを楕円に置き換えた場合には、疲れ寿命を小さめに見積ることを指摘した上で、ブローホールを微小なき裂を伴う回転楕円体とみなして、等価き裂 r_e を次式で与えた⁵⁾。

$$r_e = 0.80 W^{0.857} \cdot H^{0.616} / 2 \quad (8)$$

ここで、 W と H はそれぞれブローホールの応力垂直面での幅と高さである。また深沢は、箱桁の大型試験体を用いて疲労試験を行い、き裂の発生した 53 個のブローホールの寸法、形状、発生位置を詳細にスケッチしている⁷⁾。そこでこれを用いて、両者の方法で等価半径を計算して、Fig. 10 に示す。Hirt の方法による等価半径は、三木らの約 2 倍の値をとる。従って、同じデータに基づいて解析を行なっても、 r_e の換算方法により結果が異なることがわかる。

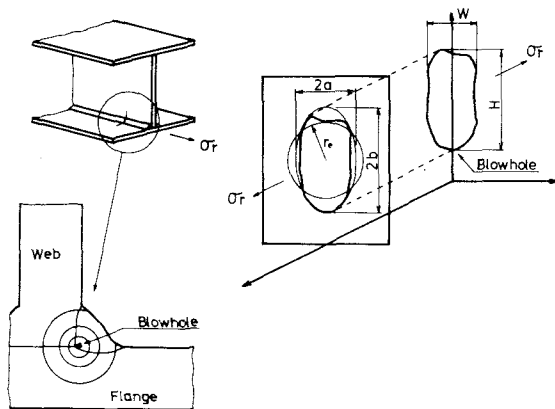


Fig. 9 Model of fatigue crack growth from blowholes in longitudinal fillet weld of welded beams.

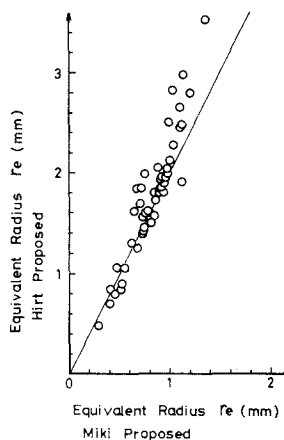


Fig. 10 Comparison of the equivalent crack sizes computed by two methods.

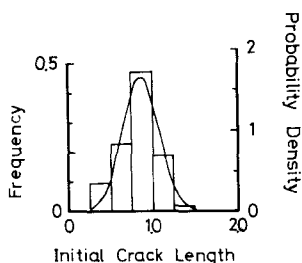


Fig. 11 Distribution of initial crack sizes used in the analysis.

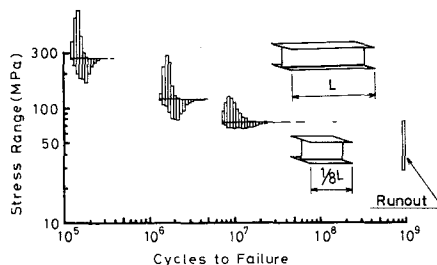


Fig. 12 Simulation results of welded beams with 2 m long and 0.25 m long.

本解析では、深沢の示したブローホールの寸法をもとに、等価初期き裂長さ r_e を三木らの近似式に基づいて整理し、確率分布を求めた。このヒストグラムと確率分布を Fig.11 に示す。確率分布は、正規分布で表わすものとした。この分布の平均値は0.83mmで、最小値、最大値をそれぞれ、0.30、1.36mm として打ち切りを行なった。

(2) ブローホールの長手方向の分布

溶接桁では、溶接の長手方向に複数のき裂が発生、進展するが、破壊の原因になるものはそのうち最も大きいものと考えられる。深沢のデータでは、1 mにつき平均8個の疲れき裂が発生、進展している⁷⁾。そこで、等曲げ区間の長さ2 mの部材を想定し1 mあたり8個のブローホールのうち最も大きいものを初期き裂として疲れき裂進展寿命解析を行なった。その結果をFig.12の上段に示す。

リブ十字形すみ肉溶接継手の場合と同様に、高応力レベルでは、変動係数にそれほど差がみられないが、応力範囲が小さくなるにつれて、 $\log N_p$ の分布が右に裾を引くことがわかる。 $\sigma_r = 60\text{MPa}$ では、99%が未破断データになっており、この応力範囲が計算上の定振幅疲れ限度となった。この継手に対するECCS疲労設計指針の定振幅疲れ限度は、40MPa である⁹⁾。

(3) 長さの影響

縦方向すみ肉溶接継手では、試験体の大小にかかわらず同一条件で溶接を行なえば、溶接中の単位長さ当たりに同程度の数のブローホールが発生すると考えられる。従って、小型試験体を用いた場合には、試験対象区間内のブローホール数は少なくなると考えてよい。すみ肉溶接の長さを大型試験体の1/8、すなわち長さ25cmの小型試験体を想定したシミュレーションの結果をFig.12の下段に示す。 N_p の下限値は両者とも似ているが、平均値は小型試験体の方が大きい。また $\sigma_r = 74\text{MPa}$ の未破断データの占める割合も、小型試験体の方が大きい。

5 まとめ

破壊力学とモンテカルロ・シミュレーションを用いて、疲れき裂進展寿命のばらつきを調べた。2種類の溶接継手について、疲れ寿命のばらつきの要因、たとえば初期き裂長さ、き裂形状、溶接部の止端角、止端半径等の形状的なパラメータに確率分布を与え、モンテカルロ・シミュレーションを用いて、それぞれのパラメータにその分布に従ったばらつきを与えた。次に、破壊力学の手法によって、応力拡大係数のしきい値 ΔK_{th} を考慮した疲れき裂進展寿命 N_p を求め、そのばらつきについて検討した。その結果、以下のことがわかった。

1)リブ十字形すみ肉溶接継手については、疲れ寿命のばらつきに最も影響を及ぼすパラメータは、応力範囲の大きさによって変わる。 ΔK_{th} の影響をほとんど受けない高応力範囲ではき裂形状、 ΔK_{th} の影響を受けて N_p が増加し始める応力範囲では止端半径、ほとんどのデータが ΔK_{th} の影響を受けて未破断となるような低い応力範囲では初期き裂長さの影響が最も大きい。

2)すべてのパラメータにばらつきを与えたときの N_p のばらつきは、実験値のばらつきの中に含まれる。平

均値、標準偏差共に実験値の方が大きい、95%信頼区間の下限値の傾向はほぼ一致している。

3) ΔK_{th} の影響を受けて疲れ寿命が増加したり、未破断となる応力範囲では、25番目(0.025×シミュレーション回数)の値によって疲れ寿命の95%信頼区間の下限値を評価できる。結果はECCSの設計S-N線図と傾向がよく似ているが、定振幅疲れ限度はECCSの値よりも小さな値をとった。

4) I型断面の縦方向すみ肉溶接継手では、き裂発生・進展の原因となる初期き裂の数とその中で破断するものとの割合を変えた計算をおこなった。大型試験体を想定した解析結果と小型試験体を想定したものでは、ばらつきの大きさに違いがみられるが、最小値はほぼ一致した。

謝辞

本研究の一部は、文部省科学研究助成金(一般C)の助成を受けて行なった。本研究をまとめるにあたり、名古屋大学土木工学科篠田泰蔵氏および津曲智氏には大変お世話になった。ここに記して感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 野村俊夫：データベースによる溶接継手の疲れ強さの評価とLRF Dへの応用，名古屋大学土木工学科修士論文，1986。
- 2) 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，1979，pp.1-12。
- 3) 山田健太郎，Hirt, M.A.：破壊力学を応用したパラメトリックな疲労寿命解析，土木学会論文報告集，第319号，1982，pp.55-64。
- 4) 田垣徳幸，近藤明雅，山田健太郎，菊池洋一：溶接継手の疲労寿命に与える隅肉溶接止端形状の影響，土木学会論文報告集，第324号，1982，pp.151-159。
- 5) 三木千寿，森猛，阪本謙二，佐々木利規：縦方向溶接部のルートブローホールからの疲労き裂進展解析，構造工学論文集，Vol.32A，1986，pp.11-23。
- 6) 科学技術庁金属材料技術研究所：各種アーク溶接法による溶接構造用高張力鋼溶接継手の疲れき裂伝播特性，金材技研疲れデータシート資料3，1984。
- 7) 深沢誠，名取暢，寺田博昌，明石重雄：残留応力低減処理を施したかど継手の疲労強度に関する研究，溶接学会，FS-657-84，1984。
- 8) 近藤俊行：ガセット長さが疲労強度に及ぼす影響，第37回土木学会年次学術講演会，1982。
- 9) ECCS: Recommendations for the Fatigue Design of Steel Structures, 1985。
- 10) Engesvik, K.M. and Moan, T.: Probabilistic Analysis of the Uncertainty in the Fatigue Capacity of Welded Joints, Engineering Fracture Mechanics, Vol.18, No.4, 1983, pp.743-762。
- 11) Albrecht, P. and Yamada, K.: Rapid Calculation of Stress Intensity Factors, Proc. of ASCE, Vol. 103, No. ST2, 1977, pp.377-389。
- 12) Engesvik, K.M.: Analysis of Uncertainties in the Fatigue Capacity of Welded Joints, Report VR-82-17, The Norwegian Institute of Technology, 1981。
- 13) Hirt, M.A.: Fatigue Behavior of Rolled and Welded Beams, Ph.D. dissertation, Lehigh University, 1971。
- 14) Yamada, K. and Hirt, M.A.: Fatigue Life Estimation Using Fracture Mechanics, IABSE Report, Vol.37, 1982, pp.361-368。
- 15) British Standard Institution: Steel, Concrete and Composite Bridges, Part10, Code of Practice for Fatigue, BS5400, 1980。

(1987年10月16日)