正員征矢勇夫*

Fatigue Strength Evaluation Method Using Local and Structural Stress Concentration Factors for Weld Toe of Welded Joint

by Isao Soya, Member

Summary

Stress concentration at weld toe is one of the major factors influencing fatigue strength of welded structures. The stress concentration factor (SCF) K_t is expressed by $K_t = K_w \cdot K_s$, where K_w is the local SCF depending upon the local geometry of a weld, and K_s is the structural SCF determined by the joint type of a structural member. The structural SCF is currently taken into account by some of fatigue design guidances. While the local SCF and K_t are considered as unknown factors and to be involved in the basic S-N curves. For a consistent fatigue evaluation of various types of joints, it is necessary to establish a unified method dealing with both local and structural SCFs quantitatively.

In this study, a fatigue evaluation method has been studied based on the following phenomenon;

1. Since local stress concentration is principally caused by a very small radius of weld toe, a high stress region is quite limited in a small area. Therefore, the local SCF affects fatigue crack initiation and growth of a very small crack. This means that even if K_w is as large as infinity, the fatigue strength is still greater than that for a crack propagation life. Namely, as K_w becomes large, the fatigue strength decreases from that for a small K_w to that for crack propagation life.

2. Whereas the affecting area of structural stress concentration is relatively large, the structural SCF influences not only crack initiation but also crack propagation until the crack becomes large. Thus, the K_s has the same effect as an increase in nominal applied stress.

Eventually, a unified equation in which the local and structural SCFs are integrated has been proposed for fatigue strength estimation of welded structural members.

1. 緒

藚

構造部材の応力集中は主要な疲労強度支配因子である。 船舶,海洋構造物など複雑な溶接構造部材では,応力解析 や応力測定の技術的制約のために,応力集中係数(SCF) は溶接部の局部形状に依存する局部応力集中係数 K_w と, 構造形式に依存する構造的応力集中係数 K_s に分離した形 で求められる。構造的応力集中を考慮した応力はホットス ポット応力と呼ばれる。従来は, K_w の影響が定量化されて いないために,溶接継手の疲労強度評価に際して, K_w の影

* 新日本製鉄(株)鉄鋼研究所

原稿受付 平成 8 年 6 月 12 日 秋季講演会において講演 平成 8 年 11 月 14, 15 日 響は基準 S-N 線に含ませ, K_s のみで評価する試みがされ てきた^{1,2)}。すなわち, K_w は unknown factor と考え, 実験 データに含まれるとみなしてきた。

両応力集中を考慮した応力集中係数は、 $K_t = K_w \cdot K_s$ と表されるが、基準S-N線に基づいて、 K_t によって統一的に疲労強度を評価する方法はうまくいかない。その理由は次のように、 K_w と K_s の疲労強度への影響度が異なるためと考えられる。

溶接止端のように小さな曲率半径の応力集中源による局部応力集中は、高応力域は極めて狭い領域に限定されるので、疲労亀裂発生には大きな影響を及ぼすが、その後の亀裂伝播への影響は小さい。

② 一方,構造的応力集中は高応力の範囲が広いために, 亀裂発生のみならず,かなり大きな疲労亀裂に成長するま で亀裂伝播にも影響を及ぼす。

溶接継手の統一的疲労強度評価のためには、このように局 部応力集中と構造的応力集中は疲労強度への寄与の仕方が 異なると考えて、KwとKsを別々に取り扱うことが必要で ある。

すなわち,局部応力集中係数 K_w については, K_w に反比 例して疲労強度が低下するのではなく,切欠き係数 β (=平 滑材疲労強度/切欠き材疲労強度)に応じて低下する。一般 的には, $\beta = K_w$ とはならず, Fig. 1 に一般的傾向として示 す曲線の関係が成立する^{3.4)}。この曲線の高低は,材料強度 や評価寿命に依存する。

しかし、 K_w が大きくなっても、 β はそれに応じて上昇し 続けるのではなく、ある値に飽和する。なぜなら、 $K_w = \infty$ であっても、疲労亀裂伝播寿命に対応する疲労強度(以降、 これを伝播強度と称する)を有するので、 β は" $\beta_b = 平滑$ 材疲労強度/伝播強度"に漸近することになる。したがって、 平滑材疲労強度と伝播強度の間を、 K_w に応じて内挿すれ ば良い。この内挿関数の妥当性を検討した。一方、構造的 応力集中は公称応力を上昇させるのと同等の効果を有する と考えると、疲労強度は K_s に反比例する。

本研究では、このように局部応力集中と構造的応力集中 の疲労強度への影響度の違いを考慮した溶接継手の統一的 疲労強度評価法を検討した。

2. 母材疲労試験結果による基礎検討

2.1 切欠き母材疲労試験結果の回帰

疲労強度は局部応力集中係数 K_w に反比例して低下する のではなく、切欠き係数 β に応じて低下する。一般的には、 $\beta < K_w$ である。飯田ら³⁾ によると、亀裂発生寿命に対応す る疲労強度を採った場合は β と応力集中係数はほぼ直線 関係にあるが、破断寿命の場合には、 β は応力集中係数に応 じて単調に上昇し続けるのではなく、ある値に飽和する。



Fig. 1 General tendency of relationship between local SCF and fatigue notch factor

本研究では「破断寿命に対応する疲労強度の β は、 $K_w \rightarrow \infty$ とすると β_p に漸近する」という仮説を設け、切欠き母材の 公表データにより、この関係の定式化を検討した。

飯田ら³⁾は、応力集中係数を変えた母材切欠き平板試験 片(SM 41 A,板厚 10 mm,実断面部の板幅 42 mm)の片 振り引張り疲労試験(応力比 R=0.05)により、亀裂発生寿 命 N_c (亀裂の表面長さ 0.2~0.5 mm に対応)と破断寿命 N_f を求め、各応力集中係数毎(実断面応力集中係数 K_t = 1.08~10.84)に回帰式を得ている。Fig. 2 にその $\Delta \sigma_n - N_f$ 線図($\Delta \sigma_n$:実断面公称応力範囲)を示す。なお、この場合 の K_t は局部応力集中係数 K_w に対応する。

 $\Delta \sigma_n - N_p$ 線図および伝播強度 $\Delta \sigma_p$ を求めるために,上記 の切欠き試験片について疲労亀裂伝播解析を行った。すな わち,疲労設計指針⁵⁾で平均設計線として与えられている 疲労亀裂伝播速度式:

$$da/dN = C \cdot (\Delta K^m - \Delta K_{\rm th}^m) \tag{1}$$

da/dN:亀裂伝播速度(m/cycle),

 ΔK :応力拡大係数範囲(MPa \sqrt{m})

 $C = 1.5 \cdot 10^{-11}, m = 2.75, \Delta K_{\rm th} = 2.9$

と, *K* 値公式

$$\Delta K = \Delta \sigma_g \left\{ 2 W \cdot \tan \frac{\pi a}{2W} \right\}^{1/2}$$
 (2)

ただし, W:板半幅,

 $\Delta \sigma_g$:全断面応力範囲,

により、試験片と同一の板幅と初期亀裂長(=切欠き長;



Fig. 2 S-N diagrams of fatigue test on notched plate specimens of base metal (SM 41 A, t=10 mm)³⁾

 $a_i = 14 \text{ mm}$)で,疲労亀裂伝播寿命を数値積分法により計算 した。計算における破断条件(計算打切り条件)は最終亀 裂長 $a_f = 0.8 W$ である。

その計算結果を、実験による亀裂伝播寿命 N_{ρ} (= N_{f} - N_{c}) と比較して Fig. 3 に破線で示す。 $\Delta \sigma_{g}$ は実断面応力 $\Delta \sigma_{n}$ に換算した。実験点は N_{f} , N_{c} が計測されている全ての 試験片を示す。計算結果は実験データの平均に近いところ に位置している。また、Fig. 2 の破断寿命と比較すると、長 寿命域 (N_{f} =10⁶ 近辺) では K_{t} =10.84 の $\Delta \sigma_{n}$ - N_{f} 回帰線 よりやや下に位置しているが、短寿命域 (N_{f} =10⁵ 近辺) で は逆転している。すなわち、 $N_{f} > N_{p}$ が成立していない。上 記の仮説の下で解析を進めるためには、有限の K_{t} に対し ては $N_{f} > N_{p}$ である必要がある。したがって、本解析では、 N_{ρ} =2·10⁶ で計算結果の伝播寿命に一致し、傾きが実験値 (K_{t} =10.84) の $\Delta \sigma_{n}$ - N_{f} 回帰線に一致する直線 (Fig. 3 の 実直線)を用いて以後の解析を進める。この直線を仮定伝 播 S-N 線とする。これによる伝播強度 $\Delta \sigma_{p}$ は次のようで ある。

$$\Delta \sigma_{p} = \begin{cases} 53 \text{ MPa (for } N_{f} = 2 \cdot 10^{6}) \\ 129 \text{ MPa (for } N_{f} = 10^{5}) \end{cases}$$
(3)

前述のように、切欠き材の疲労強度は切欠き係数 β で整理される。この考え方に倣って、 $K_t \ge 1/2\sigma_n(\Delta\sigma_n: a)$ ある破断寿命に対する疲労強度)の関係式を求める。 $K_t \to \infty \ge c$ っても $\Delta\sigma_n$ は $\Delta\sigma_p$ より低下することはないので、 $\Delta\sigma_n$ は K_t に応じて、平滑材疲労強度 $\Delta\sigma_0$ と伝播強度 $\Delta\sigma_p$ の間に分布する。そこで、その分布形を表す関数を求める。ここで、伝播強度率 γ を



Fig. 3 Comparison between crack growth analysis and experimental results³⁾ on notched plate specimens

511

と定義する。

 $\gamma = \Delta \sigma_p / \Delta \sigma_n$

Fig. 2 の S-N 回帰線による $\Delta \sigma_n \geq (3)$ 式の $\Delta \sigma_p \pm b \gamma$ を求めると Fig. 4 のプロット点のようになり, K_t の増大 につれて γ は1 に漸近する。一方, $K_t = 0$ (応力を分担しな い部位) では, $\gamma = 0$ (疲労強度は ∞) と見なすことができ る。このように K_t が 0 から ∞ に増加するとき, γ は 0 か ら 1 に漸近し, かつ Fig. 4 のプロット点を近似し得ると予 想される簡便な関数として, (5)式を選定しその有効性を 検証する。

$$\gamma = \frac{2}{\pi} \arctan\left(B \cdot K_t\right) \tag{5}$$

ここに、Bは関数曲線の形、fなわち $\gamma=1$ への漸近の様子を決める係数であり、以後これを形状係数と呼ぶ。

実験点を全体的に最も精度よく近似する(5)式の B を 定める。すなわち,

$$\Sigma \left\{ \frac{\varDelta \sigma_p}{\varDelta \sigma_n} - \gamma \right\} = 0 \tag{6}$$

となる $B を 反 復計 算により求める。{} 内の第一項は実験$ 値であり、第二項は(5)式の値である。この様にして得られた <math>B は次のようである。

$$B = \begin{cases} 0.307(\text{for } N_f = 2 \cdot 10^6) \\ 0.465(\text{for } N_f = 10^5) \end{cases}$$
(7)

この値による(5)式を Fig.4 中の破線と一点鎖線で示す。 この曲線は実験値の傾向を良く表しており,(5)式による 近似が有効であることを示している。

このように、 $\Delta \sigma_p$ と B が定まれば、任意の K_t に対する $\Delta \sigma_n$ は次式で求められる。

$$\Delta \sigma_n = \frac{\pi \Delta \sigma_P}{2 \cdot \arctan\left(B \cdot K_t\right)} \tag{8}$$



Fig. 4 Relationship between SCF and crack growth strength factor of notched plate specimens

9)

この計算値と実験値の比較を Fig. 5 に示す。この場合は, K_t の増大につれて $\Delta \sigma_n$ は $\Delta \sigma_p$ に漸近していく。

(8)式において $K_t = 1$ に対する $\Delta \sigma_n$ が平滑材の疲労強度 $\Delta \sigma_0$ であり、 $\beta_p = \Delta \sigma_0 / \Delta \sigma_p$ が切欠き係数 β の漸近値である。また、平滑材の疲労強度がわかれば、次式により切欠き係数 β が計算できる。

$$\beta = \Delta \sigma_0 / \Delta \sigma_n \tag{6}$$

この β について、計算値と実験値との比較をFig.6に示 す。 β の実験値の算定においても上記の $\Delta \sigma_0$ を用いた。こ



Fig. 5 Relationship between SCF and fatigue strength of notched plate specimens



Fig. 6 Comparison between calculated fatigue notch factor and experimental ones³⁾ on notched plate specimens

の図によると,計算値は実験値の傾向を良く近似している ことが判る。

Fig. 7 は, (8)式による各 K_t に対する疲労強度を $\Delta \sigma_n$ - N_f 線図の形で表して実験値と比較したものである。こ の図の計算値(各直線)は $N_f = 2 \cdot 10^6$ と $N_f = 10^5$ に対する $\Delta \sigma_n$ を直線で結んだものである。このように,(8)式を用い れば任意の K_t に対する $\Delta \sigma_n - N_f$ 線図が得られる。

2.2 切欠き疲労強度の降伏応力依存性

溶接継手の疲労強度には材料強度依存性が認められない が、その理由の1つは溶接部の応力集中であると考えられ ている⁵⁾。平滑母材の疲労強度には明白な材料強度依存性 が認められるが、応力集中係数が大きいと切欠き疲労強度 に鋼材強度依存性はなくなる。当解析法の応用例として、 どの程度の応力集中係数ならば、鋼材強度依存性がなくな るのか検討した。

渡辺らは YP 240 鋼, YP 360 鋼, YP 700 鋼の平滑母材試 験片(K_t =1) および切欠き母材試験片(K_t =1.5~4)によ る片振り引張り疲労試験を行って 2・10⁶ 回疲労強度を求め ている⁶)。その結果を実測の降伏応力に対してプロットす ると Fig. 8 のようになる。この場合も、 $\Delta \sigma_n$ は実断面公称 応力範囲である。図中の最下段の実直線以外の直線は実験 データの回帰線である。このデータについて当理論を適用 して、切欠き疲労強度の鋼材強度依存性の検討をした。

この切欠き平板試験片(板幅 2W=60 mm, サイド切欠き 長 a_i =10 mm)について、計算打切り亀裂長 a_f =0.8W と して、亀裂伝播速度の鋼材強度依存性を考慮した疲労亀裂 伝播解析を行った。鋼種による疲労亀裂伝播速度の違いは、 亀裂開閉口現象の差で定量化される。疲労亀裂の開口比(=



Fig. 7 Comparison between calculated S-N line and experimental fatigue data³⁾ of notched plate specimens



Fig. 8 Relationship between yield stress and fatigue strength for $N_f = 2 \cdot 10^6$ of base metal specimens⁶⁾

(最大応力−亀裂開口応力)/応力範囲)をUとすると, U=1/(R₀-R)−K₀/ΔK (10)

ただし, 0<*U*≦1

R:応力比(=最小応力/最大応力)

R₀, K₀: 材料定数

と表される⁷⁾。降伏応力 $\sigma_r = 163 \sim 888$ MPa の 6 種類の溶 接構造用鋼について, R_0 と K_0 を測定した結果⁸⁾ によると, 測定値にかなりばらつきが認められるが, ほぼ

$$\frac{R_0 = 0.875 + 0.000161\sigma_Y}{K_0 = 9.71 - 0.00655\sigma_Y}$$
(11)

の関係がある。このとき、(1)式の疲労亀裂伝播則は、
$$da/dN = C \cdot \{ (U \cdot AK)^m - AK_m^m \}$$
 (12)

と表される。

渡辺らの疲労試験は完全片振り引張りであるので,R=0とし, $C, m, \Delta K_{th}$ は(1)式の値を用い, σ_r を変化させて疲 労亀裂伝播解析を行った。この解析より得られた $\Delta \sigma_p$ を Fig. 8 の最下段の実線で示す。このように、降伏応力が上昇 するにつれて $\Delta \sigma_p$ が徐々に低下していくのは、亀裂閉口を 生じにくくなり、亀裂伝播寿命が短くなるためである。

このように $\Delta \sigma_p$ が定まると、任意の K_t に対する疲労強度 $\Delta \sigma_n$ が分かっているとき、形状係数 B は(8)式より、

 $B = \frac{1}{K_{\star}} \tan\left(\frac{\pi \varDelta \sigma_{P}}{2\varDelta \sigma_{n}}\right) \tag{13}$

となる。さらに、平滑材 (K_t =1)の疲労強度 $\Delta \sigma_0$ が分かっているときは、形状係数 B は次式で求められる。

$$B = \tan\left(\frac{\pi \Delta \sigma_{P}}{2\Delta \sigma_{0}}\right) \tag{14}$$



Fig. 9 Estimated dependence of fatigue strength of notched plate specimen on yield stress of base metal

Fig. 8 の $K_t = 1$ の回帰線より $\Delta \sigma_0$ を求め、上式により B を決定して推定した $\Delta \sigma_n$ の降伏応力依存性を Fig. 9 に示 す。図より K_t が大きくなるに従って $\Delta \sigma_n$ の降伏応力依存 性は小さくなっていく様子が判る。この場合は、 $K_t = 8$ で降 伏応力依存性はなくなり、 $K_t > 8$ では逆依存性となる。Fig. 8 の実験データでは $K_t = 4$ で降伏応力依存性は見られず、 解析結果とは少し異なる傾向となっている。

溶接継手では、局部応力集中係数が8以下であっても疲労強度の鋼材強度依存性は見られないが、これは溶接残留応力、溶接部材質変化などの影響も重畳しているためと考えられる。なお、 $\Delta \sigma_{p}$ に降伏応力依存性がないとすれば、有限の K_{t} に対する $\Delta \sigma_{n}$ は必ず降伏応力依存性を有することになる。

3. 溶接継手への適用

3.1 横溶接継手の引張り疲労データの解析

上述のように,(8)式で切欠き材の疲労強度を表現しう ることが判ったので,以下この式の溶接継手への適用を検 討する。

横溶接継手のうち、荷重非伝達リブ十字継手と突合せ継 手はともに、構造的応力集中係数は K_s=1 であるので、応 力集中の観点からは局部応力集中係数 K_w のみが疲労強度 の支配因子と考えられる。したがって、荷重非伝達リブ十 字継手と突合せ継手の軸力疲労データを合わせて解析し た。この解析には、強度の異なる鋼板の継手が含まれるが、 溶接継手の疲労強度には、材料強度の影響は現れないので 無視した。

日本造船学会論文集 第180号

ここでは、SR 202 研究部会⁹⁰のYP 360 鋼(KE 36, EH 36)の荷重非伝達隅肉リブ十字継手(AC 1, AC 2 シリ ーズ)の引張り疲労試験結果(R = 0)と、金材技研疲れデ ータシート¹⁰⁾によるSM 50 B,SM 58 Q,HT 80 鋼の突合 せ継手の引張り疲労試験結果(R = 0)を使用した。隅肉リ ブ十字継手の主板厚 t は 10,22,40,80 mm であり、この うち、AC 1 シリーズはリブ板厚を主板厚に比例させたも の、AC 2 シリーズはリブ板厚を一定(22 mm)としたもの である。溶接は手溶接で、溶接ままで疲労試験を行なって いる。この試験では、歪範囲 5%ドロップ法により亀裂発生 寿命 N_c を計測している。溶接止端部の応力集中係数は辻 の式¹¹⁾によっている。

突合せ継手は手溶接ままの試験片で, SM 50 B 鋼の板厚 は 9, 20, 40 mm, SM 58 Q 鋼と HT 80 鋼は板厚は 9, 20 mm である。この試験では N_c は計測されていない。止端部

Table 1	Geometrical	conditions	for	fatigue	crack
	growth calcu	lation in we	lded	joints	

Code of Case	Plate Thickness t (mm)	Plate Width 2 W (mm)	Weld Width	Surface Depth	Crack Size
T -1	1.0	2.0.0	1.0		
T -2	10 <i>"</i>	200	13	2.0	8.0
T -3 T -4	80 ″	200	104	2.0 2.0	20.0 8.0
B -1 B -2 B -3	80 ″	200 ″	104 " "	2.0 3.0 4.0	20.0 30.0 40.0
	of Case T -1 T -2 T -3 T -4 B -1 B -2 B -3 B -4	of Thickness Case t (mm) T -1 1 0 T -2 " T -3 8 0 T -4 " B -1 8 0 B -2 " B -3 "	of Thate Trace of Thickness Width Zase t (mm) 2 W (mm) T-1 1 0 2 0 0 T-2 " " T-3 8 0 2 0 0 T-4 " " B-1 8 0 2 0 0 B-2 " " B-3 " "	of Thickness Width Width Case t (am) 2 W (nm) (mm) T -1 1 0 2 0 0 1 3 T -2 " " " T -3 8 0 2 0 0 1 0 4 T -4 " " " B -1 8 0 2 0 0 1 0 4 B -2 " " " B -3 " " "	of Thickness Piate Piate Piate Surface of Thickness Width Width Depth T-1 1.0 2.00 1.3 2.0 T-2 " " " 2.0 T-3 8.0 2.00 1.04 2.0 T-4 " " " 2.0 B-1 8.0 2.00 1.04 2.0 B-2 " " " 3.0 B-3 " " " 4.0



Fig. 10 Comparison between crack growth analysis and experimental results⁹⁾ of fillet-welded cruciform joint

の応力集中係数は溶接部の寸法測定結果¹⁰⁾を用いて後川の式¹²⁾により算定した。

これらの継手を対象とした溶接止端部表面亀裂の伝播寿 命解析を行った。K値の計算式は Newman-Raju の表面亀 裂の式^{5,13)} であり,溶接止端部の応力集中による補正¹³⁾を 考慮した。板厚 t は 10 mm と 80 mm(上記リブ十字継手の 最小・最大板厚)とした。リブ十字継手の試験片幅は 80 mm であるが,表面亀裂の幅方向への成長と Newman-Raju 式 の適用限界を考慮してそれより大きな板幅とした。その寸 法条件を Table 1 (T-1~T-4) に示す。この計算では,溶 接ビード幅を与える必要があるので,リブ板両面の隅肉溶 接止端部間の距離をビード幅とみなし,AC1シリーズの値 を用いた。亀裂伝播則は(1)式である。計算法は,表面亀 裂の深さ a と表面長さ 2c をステップ状に増加させていく 方法であり,ステップ数は数百~数千となるようにした。 計算打切り条件は,表面亀裂深さ a が 0.7t となったときで ある。

これらの条件で計算すると、亀裂深さがa=0.7tとなる ときは、ほぼc = 0.5Wとなり、Newman-Raju 式の適用限 界となる。この計算による $S-N_p$ 関係を、リブ十字継手の



Fig. 11 Relationship between local SCF and crack growth strength factor of cruciform and butt joints

実験データ (N_f) と比較して Fig. 10 に示す。これによると, $c_i = 10 \text{ mm}$ の場合は,t = 10 mm (T-1) と 80 mm (T-3) で伝播寿命にかなり差があるが, $c_i = 4 \text{ mm}$ では板厚によ る差は小さい。 $c_i = 4 \text{ mm}$ の伝播寿命は、実験による破断寿 命 N_f のほぼ下限に位置している。実験計測による伝播寿 命 N_f と比較すると, $c_i = 4 \text{ mm}$ の解析結果はデータのばら つきの平均的なところにある (図は割愛)。実験による N_f は、止端部の表面亀裂深さ 1~2 mm に対応しており⁹, a_i = 2 mm, $c_i = 4 \text{ mm}$ (T-4)の伝播解析が妥当な結果を与え ていることを示している。この解析による伝播強度 $\Delta \sigma_f$ は

$$\Delta \sigma_{p} = \begin{cases} 72 \text{ MPa (for } N_{f} = 2 \cdot 10^{\circ}) \\ 211 \text{ MPa (for } N_{f} = 10^{\circ}) \end{cases}$$
(15)

0 1061)

である。以後,板厚に関係なく, $\Delta \sigma_p$ はこの値であるとして 解析を試みた。

3.7

(TO NOT (C

各実験シリーズの板厚別 S-N 回帰線により, $N_f=2\cdot 10^6$ と $N_f=10^5$ に対応する疲労強度 $\Delta\sigma$ を求め,それより伝播 強度率 γ を計算した。この γ と K_w の関係を Fig. 11 のプ ロット点で示す。横軸の応力集中係数 K_w は個々の試験片 について計測された値を板厚毎に平均したものである。こ れらのデータに対する(5)式(ただし, K_e は K_w に置き換 える)の Best Fit Curve を図中に示すが,このときの形状 係数 B は(16)式のようになる。この B は(6)式により求 めた。

$$B = \begin{cases} 0.422 \text{ (for } N_f = 2 \cdot 10^6) \\ 0.905 \text{ (for } N_f = 10^5) \end{cases}$$
(16)

この B を用いて推定した疲労強度 $\Delta \sigma$ と切欠き係数 β について、実験値との比較をそれぞれ Fig. 12 と Fig. 13 に



Fig. 12 Relationship between local SCF and fatigue strength of cruciform and butt joints (Quadrilaterals indicate scatter areas of improved joints)

示す。これらの図によると、突合せ継手とリブ十字継手の データの分布領域がやや異なる。この解析では、両継手と も K_s=1 であるので1つのグループとみなしたが、突合せ 溶接と隅肉溶接では溶接残留応力に差があるので、データ の分布領域が分かれたと思われる。

SR 202 研究部会では AC1, AC2 シリーズの継手にグラ インダーによる溶接部改善処理を施した継手(プロファイ ル処理: PC1, PC2 シリーズ,止端研削:GC1 シリーズ) の実験も行っている⁹⁰。その疲労強度の分布範囲を Fig. 12 に四辺形で示す。この改善処理は、応力集中係数が約 2 と なるようにしているので、各シリーズのデータは四辺形の 範囲内に集まっている。この図によると、グラインダーに よる改善処理をした継手も、ほぼ溶接ままの継手と同一の 線上にあると言える。

Fig. 12 の $N_f = 2 \cdot 10^6$ の推定線によると、 $K_w = 2$ のとき $\Delta \sigma = 160$ MPa, $K_w = 4$ のとき $\Delta \sigma = 109$ MPa であり, K_w が 2 倍になっても疲労強度の低下は3割程度である。また通 常,疲労実験データにはある程度のばらつきは必ず含まれ る。多くの場合,溶接継手試験片による疲労強度と K_w との 間に明白な相関が認められないのは、このためである。

また Fig. 12 で, $K_w = 1$ に外挿した値が溶接継手平滑試 験片(溶接のままで $K_w = 1$ の試験片)の止端部疲労強度 $\Delta \sigma_0$ であり, $\Delta \sigma_0 = 281$ MPa (for $N_f = 2 \cdot 10^6$), 451 MPa (for $N_f = 10^5$)となる。溶接継手平滑試験片(溶接まま)の製作 は困難で,出来たとしても溶接止端部で破断するとは限ら ない。したがって,この $\Delta \sigma_0$ は仮想的な値であるが,継手 の基準軸力疲労強度と考えることができる。この基準軸力



Fig. 13 Comparison between calculated fatigue notch factor and experimental ones of cruciform and butt joints

疲労強度は実継手のデータよりかなり上方に位置すること になるが、Fig. 5、Fig. 8 と較べるとおよそ軟鋼の平滑母材 並みの疲労強度である。

3.2 横溶接継手の曲げ疲労データの解析

一般的には、 $K_s=1$ であっても、軸力疲労強度と曲げ疲労 強度は異なるので、この節では片振り面外曲げ応力による 溶接ままの継手疲労データについて検討した。

ここでも、SR 202 研究部会⁹⁾の荷重非伝達隅肉 T 字継 手(AT 1, AT 2 シリーズ, t=22, 40, 80mm)の三点曲げ 疲労試験結果(R=0)を取り上げた。このうち,AT 1 シ リーズはリブ板厚を主板厚に比例させたもの、AT 2 シリ ーズはリブ板厚を一定としたものである。鋼種,溶接法, 板厚組合せ, N_c 計測法などはリブ十字継手に同じである。 止端部の応力集中係数は曲げ応力を受ける T 字継手の 式¹¹⁾によっている。このデータに,BS 4360-43 E 鋼の完全 溶込み十字継手(t=25, 50, 100, 200mm)の三点曲げ疲労試 験結果(R=0)と K_w の測定データ¹⁴⁾を加えた。この試験 では,電気ポテンシャル法により N_c を計測している。これ ら T 字継手,十字継手とも,構造的応力集中係数は $K_s=1$ とみなした。

この継手の溶接止端部表面亀裂の疲労亀裂伝播寿命解析 を行った。K値の計算式、および溶接止端部の応力集中補 正式、疲労亀裂伝播則などは前節と同じである。前節の解 析結果を考慮して、ここで解析した板厚は t=80 mm のみ であり、その初期亀裂寸法を Table 1(B-1~B-4)に示す。 曲げ応力下では亀裂深さより表面長さが優先して進展す



Fig. 14 Comparison between crack growth analysis and experimental results^{9,14)} of bending fatigue test on T-type and cruciform joints

るので、表面亀裂としての解析は、表面亀裂長さ2cが AT 1、AT 2 シリーズの試験片幅 100 mm (c=0.5W)となったときに打ち切り、それ以後は、その時の亀裂深さaの 幅方向貫通亀裂として、a=0.7tとなるまで進展させた。K 値式は、表面亀裂については Newman-Raju の式^{5,13}、幅方 向貫通亀裂については純曲げ応力下の片側亀裂平板の K 値式¹³⁾を用いた。

この計算による $S - N_p$ 関係を,実験の $\Delta \sigma_n - N_f \vec{r} - \phi$ (板厚 50 mm 以上)と比較して Fig. 14 に示す。これによる と, $a_i = 5$ mm(B-4)というかなり深い初期亀裂を仮定しな いと,実験による $N_f \vec{r} - \phi$ の下限近くの伝播寿命 N_p と ならない。実験の N_p と比較すると, $a_i = 5$ mm, $c_i = 25$ mm (B-4)の解析結果は全データのばらつき範囲の平均よりや や下に位置している(図は割愛)。ここでは、Case B-4の 解析による伝播強度 $\Delta \sigma_p$ を用いる。その値は次のようであ る。

$$\Delta \sigma_{p} = \begin{cases} 71 \text{ MPa (for } N_{f} = 2 \cdot 10^{6}) \\ 210 \text{ MPa (for } N_{f} = 10^{5}) \end{cases}$$
(17)

この値は,前節の引張り応力の解析結果にほとんど一致している。

AT1. AT2シリーズおよび BS 4360 鋼の板厚別 S-N



Fig. 15 Relationship between local SCF and bending fatigue strength of T-type and cruciform joints (Quadrilaterals indicate scatter areas of improved joints)

回帰線により、 $N_f=2\cdot10^6$ と $N_f=10^5$ に対応する疲労強度 $\Delta \sigma$ と伝播強度率 γ を求め、2.1節の方法で最適の形状係数 Bを計算すると、次のようになる。

$$B = \begin{cases} 0.523 \text{ (for } N_f = 2 \cdot 10^6) \\ 0.983 \text{ (for } N_f = 10^5) \end{cases}$$
(18)

この係数を用いて得られる $\Delta \sigma$ について実験値との比較を Fig. 15 に示す。横軸の応力集中係数 K_{ω} は個々の試験片に ついて計測された値を板厚毎に平均したものである。

図中の四辺形は、グラインダーによる溶接部改善処理を 施した継手(プロファイル処理:PT1,PT2シリーズ,止 端研削:GT1シリーズ)⁹⁹の疲労強度の分布範囲である。 この場合も、応力集中係数が約2となるように処理してい るので、データは四辺形の狭い範囲内に集まっている。こ の図によると、改善処理継手は溶接ままの継手の線よりや や上にあるが、データのばらつきを考慮すると、溶接まま 継手と同様な整理が可能と考えられる。

この図で、 K_w =1 に外挿した値が溶接継手平滑試験片の 疲労強度 $\Delta \sigma_0$ であり、継手の基準曲げ疲労強度と考えるこ とができる。この値は前節の基準軸力疲労強度よりやや低 い。また、この B を用いて推定した β について実験値との 比較を Fig. 16 に示す。実験値のばらつきが大きいが、計算 値は実験値の傾向を表している。

3.3 横溶接継手の疲労強度の板厚効果

前節で求めた局部応力集中係数と疲労強度の関係を用い れば,継手疲労強度の板厚効果も評価できる。すなわち, 溶接止端半径が同一でも,板厚が増すと局部応力集中係数 Kwが大きくなり,それに応じて疲労強度が低下すること



Fig. 16 Comparison between calculated fatigue notch factor and experimental ones of T-type and cruciform joints

になる。

Fig. 17 に引張り応力下のリブ十字隅肉溶接継手と曲げ 応力下の T 字隅肉溶接継手について,板厚と応力集中係数 の関係の例を示す。この例では,リブ板厚は 0.5t (t:主板



Fig. 17 Dependence of local SCF at weld toe with toe radius of 1 mm and flank angle of 45° on plate thickness of joint



Fig. 18 Thickness effect of estimated fatigue strength at weld toe with toe radius of 1 mm and flank angle of 45°



Fig. 19 S-N diagrams of fatigue test on boxing-welded plate specimens with longitudinal ribs¹⁶⁾

厚),溶接脚長は 0.4t の比例継手とし,フランク角と止端半 径はそれぞれ 45°,1 mm の一定値とした。応力集中係数の 計算式は辻の式¹¹⁾ である。このように板厚の増大に伴っ て,応力集中係数は増加していく。

3.1 節と 3.2 節の $\Delta \sigma_{\rho}$ と B を用いて(8)式により, Fig. 17 の応力集中係数に対して疲労強度 $\Delta \sigma$ を計算した。その $\Delta \sigma$ と板厚の関係を Fig. 18 に示す。これによると,

 $\Delta \sigma \propto 1/t^n$ (19) の関係があり、nの値は設計指針⁵⁾に採用されている値(n=1/4) や、SR 202 研究部会⁹⁾で得られている値より小さ い。また、引張り応力下のリブ十字継手よりも曲げ応力下 のT字継手の方が傾きは緩やかになっている。これは、松 岡ら¹⁵⁾が指摘するように、溶接残留応力も板厚効果の1つ の要因であるが、今回の解析では残留応力の影響を考慮し ていないこと、および $\Delta \sigma_p$ の板厚依存性も考慮していない ことなどが原因と考えられる。

3.4 縦リブ回し溶接継手への適用

構造的応力集中係数が $K_s \neq 1$ である例として,表裏面縦 リブ付きの平板を取り上げる。すなわち,NK 規格 KA 36 鋼と KAS 鋼の縦リブ端部の回し溶接部の疲労試験結果 と,局部応力集中係数 K_w の測定結果(主板厚:25 mm, 幅:80 mm,リブ厚:12 mm,リブ高さ:60 mm,リブ長 さ:100 mm,応力比 $R \Rightarrow 0$)¹⁶⁾ により,提案法の有効性を検 討した。

構造的応力集中は公称応力を上昇させるのと同等の効果 を有すると考えると、公称応力で表した疲労強度は K_s に 反比例する。すなわち、 $K_s \neq 1$ のときの疲労強度 $\Delta \sigma$ は(8) 式から、

 $\Delta \sigma = \frac{\pi \Delta \sigma_P}{2K_s \cdot \arctan\left(B \cdot K_w\right)} \tag{20}$

となる。ここに、 $\Delta \sigma_p$ と B は $K_s=1$ の試験片で求められる



Fig. 20 Comparison between estimated fatigue strength and experimental results on boxingwelded plate specimens with longitudinal ribs

定数である。

回し溶接継手の S-N データを Fig. 19 に示す。破断位置 は回し溶接止端部である。これより $N_f=2\cdot10^6$ と $N_f=10^5$ に対応する疲労強度 $\Delta \sigma$ が求められる。この継手の局部応 力集中係数 (平均値) は, $K_w=4.70$ (KA36), 5.51 (KAS) である。一方,この試験片の FEM 解析結果¹¹ によると,構 造的応力集中係数は $K_s=1.14$ である。

この $K_w \geq K_s$, および 3.1 節の横溶接継手についての $\Delta \sigma_p \geq B \in H$ いた(20)式の推定疲労強度と Fig. 19 による 疲労強度の比較を Fig. 20 に示す。これによると,推定線と 実験値は良く合っている。この適用例は比較的小さな K_s の 場合であるが,構造的応力集中の影響範囲が比較的大きく て,公称応力を上昇させるのと同等の効果をもたらすもの であれば,これより大きな K_s であっても(20)式は成立す る。このように,(20)式は局部応力集中係数と構造的応力 集中係数を考慮した疲労強度の推定式として有効であると 言える。

この式は、局部応力集中と構造的応力集中が重畳する構 造部材の疲労強度は、 $K_t = K_s \cdot K_w$ に反比例するのではな く、 $K_s \cdot \arctan(B \cdot K_w)$ に反比例することを示している。 また、疲労強度に及ぼす影響は、局部応力集中より構造的 応力集中の方が大きいことになる。すなわち、構造的応力 集中係数を低減させる設計上の配慮は、構造物の長寿命化 に非常に有効であることになる。また、この式を用いれば、 $K_s > 1$ の部材でも板厚効果の予測ができる。

この方法によれば、ある特定の $K_w \ge K_s$ の組合せに対 する基準 S-N線を定めておけば、任意の $K_w \ge K_s$ の組合 せに対して疲労強度の推定が可能となるので、構造物の疲 労設計が容易となる。ただし、疲労データのばらつきを考

慮する必要がある。

4. 結 言

本研究では、局部応力集中係数 K_w と構造的応力集中係 数 K_s は疲労強度への影響度が異なるとの考えの下に、両 応力集中係数を考慮した溶接継手の統一的疲労強度評価法 を検討した。その結果、以下の結論を得た。

(1) 局部応力集中を有する部材の疲労強度は、平滑材 ($K_{w}=1$)の疲労強度 $\Delta \sigma_{0} \geq K_{w}=\infty$ として疲労亀裂伝播 解析から求められる伝播強度 $\Delta \sigma_{p}$ の中間にあり、 K_{w} に応 じて内挿評価する方法を提案した。さらに、構造的応力集 中を考慮する方法として、(20)式の推定式を導出した。

(2) この提案法によれば、ある $K_w > K_s$ の組合せに 対する疲労強度 $\Delta \sigma_p$ が分かっていれば、任意の $K_w > K_s$ の組合せに対して疲労強度の推定が可能となる。ただ し、疲労データのばらつきを考慮する必要がある。

(3) 局部応力集中が大きくなっても,疲労強度がそれ に応じて減少しないのは,塑性変形による切欠き鈍化のた めだけではなく,全寿命に占める亀裂伝播寿命の割合が大 きくなるためである。

(4) 平滑母材の疲労強度には明確な材料強度依存性が あるが、切欠き母材では K_t が大きくなるに従って $\Delta \sigma_p$ の 材料強度依存性に近づいていく。今回の試算例では、 $K_t \approx$ 8 で疲労強度の材料強度依存性はなくなり、それ以上の K_t では逆依存性となる。

(5) 提案法によれば、溶接止端部の局部応力集中係数 の板厚依存性が疲労強度の板厚効果と定量的に関係付けら れる。

(6) グラインダー研削による溶接部改善処理を施した 継手の疲労強度も、応力集中係数で整理すると、ほぼ溶接 ままの継手と同一の線上に分布する。

(7) 溶接施工上の配慮による局部応力集中の低減より も,設計上の配慮による構造的応力集中の低減の方が,長 疲労寿命化効果が大きい。

(8) 提案法によれば, $K_w \ge K_s$ の代表的組合せの溶接 継手の基準 S-N 線を1つ定めておけば, $K_w \ge K_s$ の任意 の組合せの継手部材の疲労設計が可能になる。ただし,基 準 S-N 線が引張り荷重用と曲げ荷重用の2 種類必要かど うかはさらに検討を要する。

このように、当報告では統一的疲労強度評価法の基本ス トーリーを提案したが、取り上げた解析例では推定精度が 必ずしも充分ではない。その最大の原因は、溶接残留応力 を考慮しなかった点にある。したがって、残留応力の影響 を考慮して推定精度を向上させることが今後の課題であ る。また、構造的応力集中の異なる各種の継手データによ って、当手法の有効性を確認することも必要である。

謝

辞

本研究に対し,溶接学会溶接疲労強度研究委員会の三木 千壽委員長ほか各委員より有益な討論をいただいたことを 記し,謝意を表します。

参考文献

- 川野, 佐藤, 田口: 疲労強度精査手法に関する基礎 的研究 (その2), 日本造船学会論文集, 第176号 (1994).
- (二瓶, 稲村, 公江:溶接構造の統一的な疲労強度評価法に関する研究, 日本造船学会論文集, 第179号 (1996).
- 3) 飯田,高:ヒステリシスエネルギに基づいた疲労強度減少係数の一考察,日本造船学会論文集,第134号(1973).
- 高橋,高島,伊藤,矢崎:高力鋼母材および溶接継手の疲れ強さ:日本機械学会論文集(第1部),第38 巻,第310号(1972).
- 5) 日本鋼構造協会編:鋼構造物の疲労設計指針・同解 説,技報堂出版 (1993).
- 6) 渡辺,松本,斉藤,中野:高強度鋼溶接継手の疲労強度とその支配因子,溶接学会全国大会講演概要,第52集(1993).
- 7) 田中, 征矢: 疲労亀裂開閉口に及ぼす応力比と応力 拡大係数範囲の影響について, 溶接学会論文集, 第5 巻, 第1号 (1987).
- 8) 田中, 征矢:各種溶接構造用鋼の疲労亀裂伝播特性の検討, 溶接学会論文集, 第7巻, 第2号 (1989).
- 9) 日本造船研究協会,第202研究部会(SR202)報告書:海洋構造物の疲労設計法および溶接部の品質に関する研究,(1991).
- 10) 金属材料技術研究所,疲れデータシート, No.5 (1978), No.11 (1979), No.12 (1979).
- 11) 辻:非荷重伝達型すみ肉溶接継手の止端部の応力集 中係数の推定,西部造船会会報, No. 80 (1990).
- 後川,中山:溶接継手部の応力集中係数,石川島播 磨技報,第23巻,第4号(1983.8).
- 日本溶接協会規準:溶接継手の脆性破壊及び疲労き 裂進展に対する欠陥の評価方法,WES 2805-1995 (改訂作業中).
- 14) 川崎製鉄(株):十字すみ肉溶接継手の疲労強度に及 ぼす寸法効果,日本造船学会,材料分科会資料 No.1 -701-88 (1988).
- 15) 松岡,高橋,藤井:荷重非伝達すみ肉溶接継手の疲労強度に及ぼす降伏応力の影響,日本造船学会論文集,第171号(1992).
- 16) 町田:疲労設計理念の実現法に関する研究,平成3 年度科学研究補助金研究成果報告書 (課題番号 01850093)(1992).