

モードⅠとモードⅢの組合せ応力下における内部貫通き裂の疲労寿命の推定

Fatigue life prediction of an internal through crack under combined normal and out-of-plane shear stresses

金 仁泰*, 山田健太郎**

In-Tae KIM, Kentaro YAMADA

*工修, 名古屋大学 大学院工学研究科土木工学専攻博士課程 (〒464-8603 名古屋市千種区不老町)

**Ph.D. 名古屋大学教授, 大学院工学研究科土木工学専攻 (同上)

The concepts of the maximum strain energy release rate criterion and the minimum strain energy density factor criterion are often applied to estimate critical loads and crack initiation-direction of a notched member under mixed mode loading. In this study, the two fracture criteria are applied to fatigue life prediction of a plate with internal through crack under combined normal and out-of-plane shear stresses. Two equivalent stress intensity factors, which are influenced by stress intensity factor K_I and K_{III} , are reduced from the two criteria. Fatigue life prediction using the generalized Paris' equation and the equivalent stress intensity factors is carried out. In order to verify the estimation methods, they are applied to butt welded joints with continuous lack-of-penetration inclined to applied stress. The numerical results are compared with the test results.

Key Words: fatigue life prediction, equivalent stress intensity factor, combined stress

1. まえがき

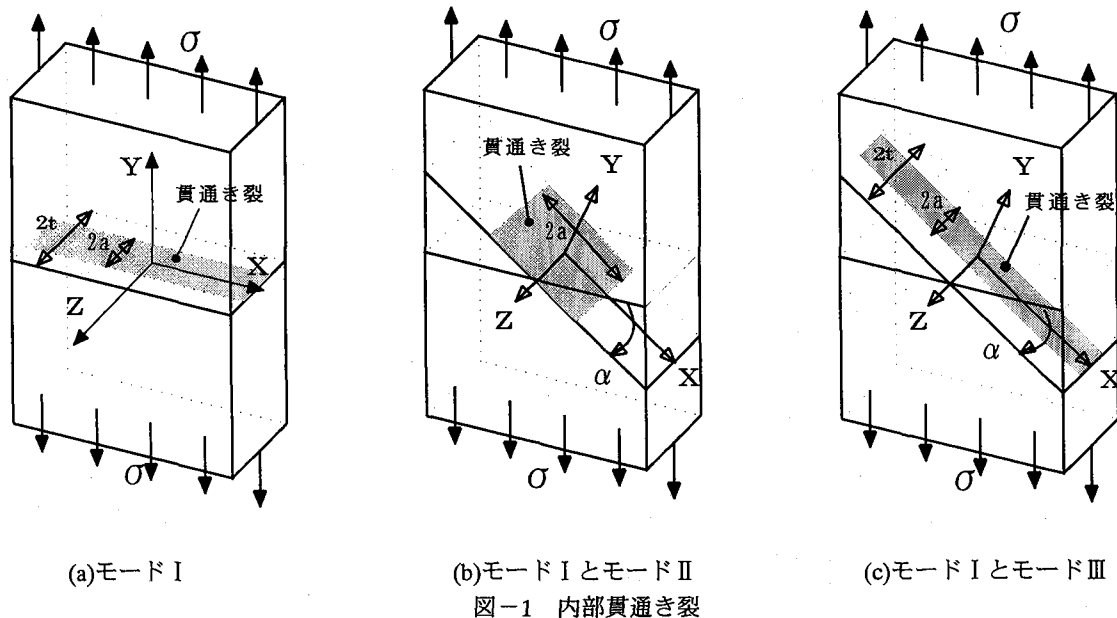
種々の条件下のき裂に対する応力拡大係数 K が解析されるにつれて, 線形破壊力学を用いた疲労き裂進展寿命の定量的な推定が可能になり, 疲労試験とともに疲労耐久性の評価でよく用いられている. しかしながら, これまでの疲労寿命推定では, 主に応力がき裂の垂直方向に作用する場合, およびモードⅠに関するものが多い. これは溶接継手の疲労き裂は作用応力と垂直な方向に発生・進展する場合が多く, き裂に垂直な応力が疲労き裂の発生・進展に大きく影響すると予想されるためである.

しかし, 立体的に溶接組立てされた鋼構造物では, 作用する繰り返し応力範囲が溶接線に垂直でないことがある. 鋼床版Uリブが横リブウェブに溶接された部位のように, 直応力とせん断応力が同時に作用する場合がそれに相当する^{1),2)}. このような組合せ応力下では, K_I のみではなく, モードⅡとモードⅢに対する K_{II} , K_{III} も疲労き裂の発生・進展に関与する. そのため, 種々な混合モ

ードおよび多軸応力下での疲労に関する研究がなされてきている. これらの研究は2軸応力やモードⅠとモードⅡの組合せ応力に関するものが多い^{3)~10)}. それに対して, モードⅠとモードⅢの組合せ応力下の疲労に関する研究は少ない^{11)~21)}.

モードⅠとモードⅢの混合モード下における疲労に関しては, 板厚方向に傾いた切欠きを用いた下限条件 (ΔK_{th}) と疲労き裂の発生挙動に関する研究が多い^{8)~16)}. これに対し, モードⅠとモードⅢの混合モード下における疲労き裂の進展挙動と疲労寿命推定に関する研究は少ない^{13)~16)}. また, 疲労き裂の発生・進展とともにその方向が変わるなど複雑であるため, モードⅠとモードⅢの混合モード下における疲労寿命の評価法が明確にされていないようである.

本研究では, モードⅠとモードⅢの組合せ応力下における疲労き裂の進展寿命を推定するため, 歪エネルギー解放率最大説と歪エネルギー密度係数最小説に基づいて等価応力拡大係数を求める. これらの等価応力拡大係数



を用いて、モードⅠとモードⅢの組合せ応力下における内部貫通き裂に関する疲労寿命を推定し、作用応力に傾いたき裂の角度による疲労寿命の違いを検討する。また、これらの推定法の適用性を検討するため、作用応力に対して斜めに未溶着部を有する突合せ溶接継手の疲労寿命を推定し、その結果を疲労試験結果と比較する。

2. 疲労寿命の推定

2.1 概要

図-1(a)に示すように繰り返し応力が内部貫通き裂に対して垂直に作用する場合、き裂はモードⅠで進展するため、一般に次式の疲労き裂進展速度式 da/dN と疲労き裂先端の応力拡大係数範囲 ΔK_I を用いて、疲労寿命を推定することができる²²⁾。

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K_I)^n \quad (1)$$

$$\Delta K_I = F_t \cdot \Delta \sigma \sqrt{\pi a} \quad (2)$$

$$F_t = (1 - 0.025\lambda^2 + 0.06\lambda^4) \sqrt{\sec(\pi\lambda/2)}, \quad \lambda = a/t$$

ただし、 C 、 n ：材料定数

F_t ：有限板厚の補正係数

これに対して、図-1(b)と(c)に示すように内部貫通き裂が作用応力に対してある角度で傾いた場合、疲労寿命の推定法は確立されていないようである。しかしながら、

過去の研究成果^{3)~7)}と疲労設計指針^{22)~25)}を応用し、その疲労寿命を推定することができると考えられる。まず、図-1(b)に示すようにモードⅠとモードⅡの組合せ応力下における貫通き裂の疲労寿命推定には、次式のように解析と試験から得られた疲労き裂進展速度式 da/dN と等価応力拡大係数範囲 ΔK_{eq} を用いることができる^{3), 4)}。

$$\frac{da}{dN} = A(\Delta K_{eq})^m \quad (3)$$

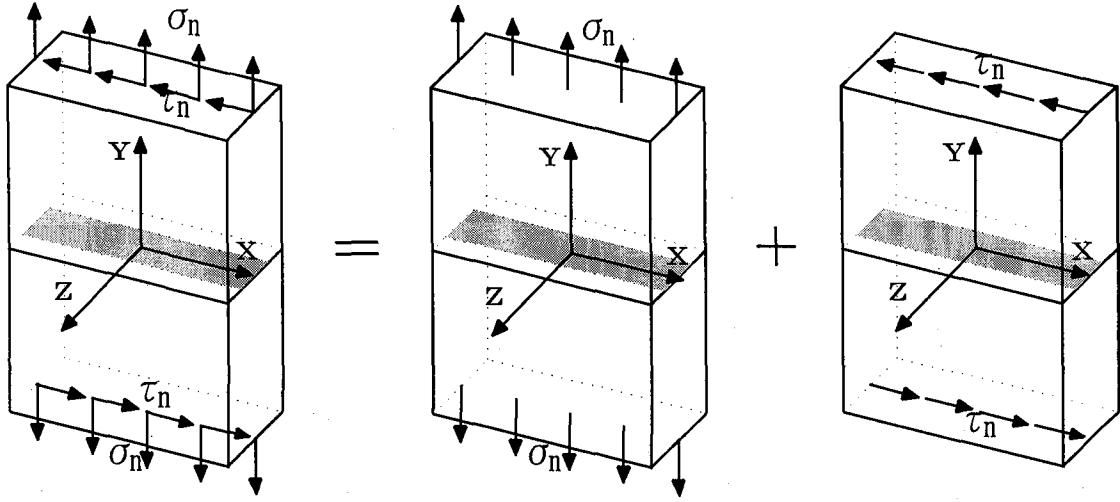
$$\Delta K_{eq} = (\Delta K_I^2 + 2\Delta K_{II}^2)^{1/2}, \quad m=2 \quad \text{Lardner}^{3)}$$

$$\Delta K_{eq} = (\Delta K_I^4 + 8\Delta K_{II}^4)^{1/4}, \quad m=4 \quad \text{Tanaka}^{4)}$$

ただし、 A 、 m ：材料定数

K_{II} ：モードⅡに対する応力拡大係数

図-1(c)に示すようにモードⅠとモードⅢの組合せ応力下における内部貫通き裂に対する疲労寿命の推定は、「欠陥の面が作用応力方向に対して傾いている場合には、欠陥を応力方向と直角な断面に投影し、それを初期き裂とみなして用いる」と規定している JSSC 疲労設計指針²²⁾を応用することができると考えられる。この方法を用いた場合、作用応力に対して貫通き裂の斜め角度が変化しても板厚方向のき裂長さ $2a$ は変化しないため、式(1)と式(2)を用いて得られる疲労寿命は斜めの角度によらず一定になる。



(a)直応力とせん断応力の組合せ応力

(b)直応力

(c)せん断応力

図-2 重ね合せの原理

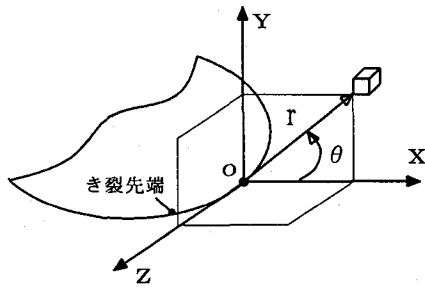


図-3 立体的なき裂先端の局部座標係

は次式のように表示できる.

$$K_{eq} = f(K_{I\alpha}, K_{III\alpha}) \quad (5)$$

本研究では, この K_{eq} を歪エネルギー解放率最大説と歪エネルギー密度係数最小説を用いて求めることとする.

(1) 歪エネルギー解放率最大説⁵⁾

図-3 に示すように立体的なき裂先端上のある点 O から, その延長線上へき裂が進展するときの歪エネルギー解放率 G は, 次式で表される(平面歪状態).

$$G = \frac{(1-\nu^2)}{E} \left[K_I^2 + K_{II}^2 + \frac{1}{1-\nu} K_{III}^2 \right] \quad (6)$$

ただし,

K_I, K_{II}, K_{III} : 各モードに対応する応力拡大係数

E, ν : 弾性係数, ポアソン比

歪エネルギー解放率最大説(maximum strain energy release rate criterion)は歪エネルギー解放率 G が最大となる方向で, G_{max} がある限界値 G_c に達した場合, き裂の進展が生じることを示す.

モード I とモード III の組合せ応力下の場合, 立体的なき裂先端の歪エネルギー解放率はその延長線上($\theta=0^\circ$)へき裂が進展するとき最大になるため, 式(6)は次式で表される.

$$G_{max} = \frac{(1-\nu^2)}{E} \left[K_I^2 + \frac{1}{1-\nu} K_{III}^2 \right] \quad (7)$$

そこで, 本研究ではモード I とモード III の組合せ応力

2.2 モード I とモード III 下の疲労寿命推定

図-1(c)に示すように等分布応力 σ を受ける斜めの貫通き裂は, 図-2(a)に示すき裂面に対する直応力 σ_n とせん断応力 τ_n を同時に受ける貫通き裂になる. このように直応力 σ_n とせん断応力 τ_n を受ける貫通き裂は, 線形弾性体と仮定すれば, 図-2(b)と(c)のように直応力 σ_n を受ける場合とせん断応力 τ_n を受ける場合に分けることができる. それぞれの応力下におけるき裂先端の応力拡大係数を $K_{I\alpha}, K_{III\alpha}$ とし, 次式で表される¹¹⁾.

$$K_{I\alpha} = K_I \cdot \cos^2 \alpha = \sigma_n \sqrt{\pi a} \cdot F_I \quad (4a)$$

$$K_{III\alpha} = K_{II} \cdot \cos \alpha \sin \alpha = \tau_n \sqrt{\pi a} \cdot F_{II} \quad (4b)$$

ここで, α は図-1(c)に示すように貫通き裂の斜め角度を示し, K_I は図-1(a)に示すように作用応力 σ と垂直な貫通き裂先端の応力拡大係数である.

モード I とモード III の組合せ応力下における応力拡大係数を, 本研究では等価応力拡大係数 K_{eq} と呼ぶ. これ

下の等価応力拡大係数 K_{eq} を次式とする.

$$G_{\max} = \frac{(1-\nu^2)}{E} K_{eq}^2 \quad (8a)$$

$$K_{eq} = (K_I^2 + \frac{1}{1-\nu} K_{III}^2)^{1/2} \quad (8b)$$

(2) 歪エネルギー密度係数最小説^{26),27)}

図-3 に示すように立体的なき裂先端近傍の微少要素 ΔA に貯えられる歪エネルギー ΔW は次式で表される.

$$\frac{\Delta W}{\Delta A} = \frac{S}{r} + (\text{特異性のない項})$$

$$S = a_{11}K_I^2 + 2a_{12}K_I K_{II} + a_{22}K_{II}^2 + a_{33}K_{III}^2 \quad (9)$$

$$a_{11} = \frac{1}{16\mu} [(3 - 4\nu \cos \theta)(1 + \cos \theta)]$$

$$a_{12} = \frac{1}{16\mu} [2 \sin \theta (\cos \theta - 1 + 2\nu)]$$

$$a_{22} = \frac{1}{16\mu} [4(1-\nu)(1-\cos \theta) + (1+\cos \theta)(3\cos \theta - 1)]$$

$$a_{33} = \frac{1}{4\mu}$$

式(9)で定義される S が歪エネルギー密度係数(strain energy density factor)である. き裂の進展は S が最小値になり, かつその方向の $S_{\min}$ が限界値 S_c に達するときに生じると考えるのが歪エネルギー密度係数最小説(minimum strain energy density factor criterion)である.

き裂先端のある点 O から, その延長線上($\theta=0^\circ$)へき裂が進展するとき歪エネルギー密度係数 S は次式で表される.

$$S = \frac{(1+\nu)(1-2\nu)}{2E} \{K_I^2 + \frac{1}{(1-2\nu)}(K_{II}^2 + K_{III}^2)\} \quad (10)$$

モード I とモード III の組合せ応力下では, 立体的なき裂先端の歪エネルギー密度係数はその延長線上($\theta=0^\circ$)へき裂が進展するとき最少になるため, 式(10)は次式で表される.

$$S_{\min} = \frac{(1+\nu)(1-2\nu)}{2E} [K_I^2 + \frac{1}{(1-2\nu)} K_{III}^2] \quad (11)$$

そこで, 本研究ではモード I とモード III の組合せ応力下の等価応力拡大係数 K_{eq} を次式とする.

$$S_{\min} = \frac{(1+\nu)(1-2\nu)}{E} K_{eq}^2 \quad (12a)$$

$$K_{eq} = (K_I^2 + \frac{1}{1-2\nu} K_{III}^2)^{1/2} \quad (12b)$$

(3) 疲労き裂進展速度式と等価応力拡大係数範囲

前述した等価応力拡大係数範囲 ΔK_{eq} は次式で表される.

$$\Delta K_{eq} = (\Delta K_{Ia}^2 + B(\Delta K_{IIIa})^2)^{1/2} \quad (13)$$

ただし, $\nu=0.3$ とした場合,

$$B=1.43 \text{ (歪エネルギー解放率最大説)}$$

$$B=2.50 \text{ (歪エネルギー密度係数最小説)}$$

モード I とモード III の組合せ応力下の貫通き裂に対する ΔK_{eq} は, 式(4)を式(13)に代入して, 次式で表示される.

$$\begin{aligned} \Delta K_{eq} &= (\Delta K_{Ia}^2 + B(\Delta K_{IIIa})^2)^{1/2} \\ &= \cos \alpha (\cos^2 \alpha + B \sin^2 \alpha)^{1/2} \Delta K_I \\ &= Y \cdot \Delta \sigma \cdot F_I \sqrt{\pi a} \end{aligned} \quad (14)$$

つまり, モード I とモード III の組合せ応力下の貫通き裂に対する等価応力拡大係数範囲 ΔK_{eq} は, モード I の応力拡大係数範囲 ΔK_I に斜め角度の係数 Y を乗じて求めることができる.

モード I とモード III の組合せ応力下における疲労き裂進展速度式 da/dN は確立されていない. そこで, 本研究では疲労き裂進展速度式 da/dN が式(14)において $Y=1$ としたモード I 下の等価応力拡大係数範囲で成立するように, モード I とモード III の組合せ応力下でも成立すると仮定し, 次式で表すこととする.

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K_{eq})^n \quad (15)$$

$$\Delta K_{eq} = (\Delta K_{Ia}^2 + B(\Delta K_{IIIa})^2)^{1/2}$$

2.3 モード I とモード III 下の疲労寿命

歪エネルギー解放率最大説($B=1.43$)と歪エネルギー密度係数最小説($B=2.50$)に基づいて求めた等価応力拡大係数範囲を用いた場合, 図-1(c)に示すような斜めの貫通き裂に対して, 斜めの角度 α が 0° から 45° まで大きくなることによる疲労寿命の違いを検討する. すなわち, 貫通き裂面に対して直応力 σ_n とせん断応力 τ_n の比 τ_n/σ_n が 0 から 1 まで大きくなることによる疲労寿命の変化を検討する.

モード I のみ($\alpha=0^\circ$)の疲労寿命を 1 とし, その変化率 I を次のように求める. 式(15)に式(14)を代入して, 積分形に直すと次式のようなになる.

$$N_{\alpha} = \frac{1}{C} \frac{1}{Y^n} \int_{a_i}^{a_f} \frac{1}{(\Delta \sigma \sqrt{\pi a} F_i)^n} da \quad (16)$$

このとき、ある角度 α の疲労寿命 N_{α} と $\alpha=0^{\circ}$ の疲労寿命 $N_{\alpha=0}$ の比 I を求めると以下ようになる。

$$I = \frac{N_{\alpha}}{N_{\alpha=0}} = \frac{1}{Y^n} \quad (17)$$

ここで、 n は JSSC 疲労設計指針の平均設計曲線を用いて 2.75 とする。

$B=1.43, 2.50$ とした ΔK_{eq} を用いて、角度 α が 0° から 45° まで大きくなるにしたがって、 I の変化を検討する。図-4 に示すように、 $B=1.43$ とした場合は、 α が大きくなるに従って I が大きくなり、 $\alpha=45^{\circ}$ では約 2 倍になる。これは、 $\alpha=0^{\circ}$ の疲労寿命に比べて、 α が大きくなると長寿命になることを意味している。これに対して、 $B=2.50$ とした場合の I は、 $\alpha=0^{\circ}$ に比べ、 $\alpha=35^{\circ}$ までは若干低下し、その後徐々に増加する。

これらの推定法から得られた $\alpha=0^{\circ} \sim 15^{\circ}$ ($\tau_n/\sigma_n=0 \sim 0.26$) の疲労寿命は $\alpha=0^{\circ}$ を基準として約 5% 以内であり、その変化は小さく、ほぼ一定である。

3. 疲労試験結果との比較

3.1 疲労試験の概要と結果

板厚 16mm 普通構造用鋼材 JIS SM490YA で、図-5 に示すように未溶着部を有する突合せ溶接継手の疲労試験を行った。未溶着部の角度 α は、作用応力に対して垂直方向を $\alpha=0^{\circ}$ とし、 $\alpha=15^{\circ}, 30^{\circ}, 45^{\circ}$ の 4 タイプ(それぞれ B0, B15, B30, B45 と呼ぶ)とした。また、それぞれの試験体のルートギャップを 0, 1.5mm の 2 タイプ(それぞれ G0, G1 と呼ぶ)とした。試験体の中央部に R 加工を施した突起部をつけることで、未溶着部の両端部からの疲労き裂の発生を防止し、未溶着部の板幅方向の中央部からき裂が発生するようにした。その中央部の応力分布は一定である。溶接は CO_2 自動溶接で溶接余盛りは平らに削除し、繰り返し荷重の上限荷重(公称応力 208MPa)を一定として疲労試験を行った。疲労寿命は、疲労き裂が未溶着部の先端から発生・進展し、板厚を貫通するまでの繰り返し数とした。未溶着部の大きさは、各試験体の疲労破面で未溶着部の大きさを板幅方向に 1

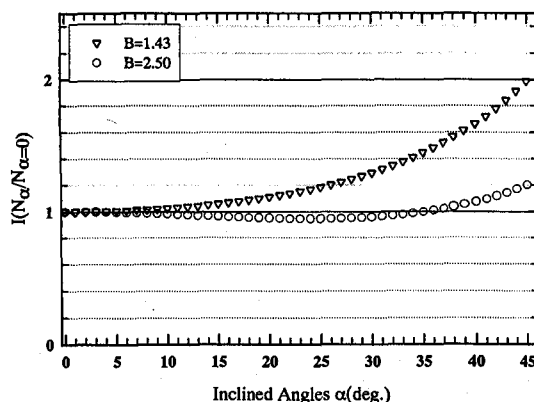


図-4 斜めの角度 α による疲労寿命の変化

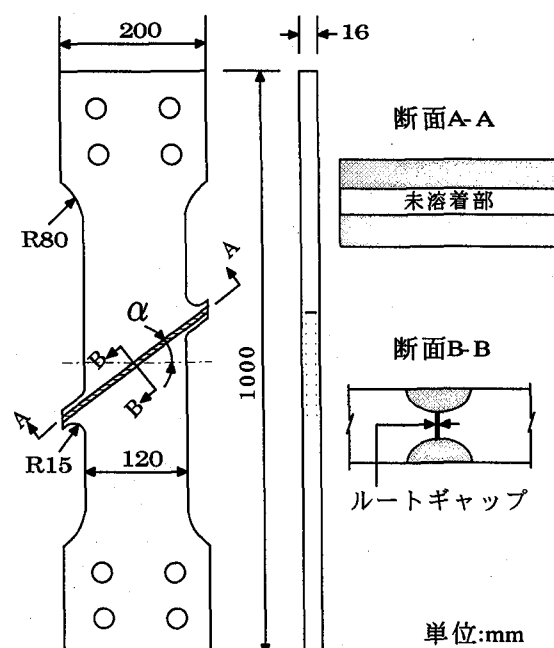


図-5 試験体の寸法および形状

mm 間隔で測定し、平均値を算出した。

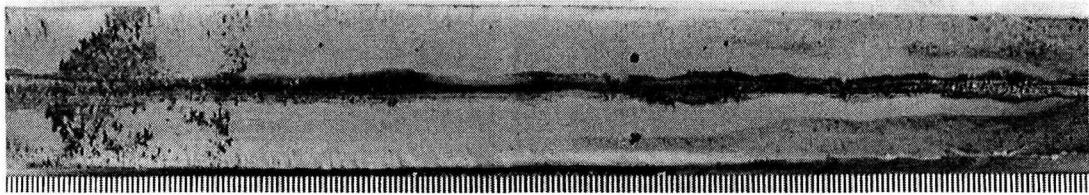
疲労試験結果を表-1 に示す。疲労き裂の発生・進展挙動は角度 α と作用応力範囲による違いが見られた。それらは次の 2 タイプである。まず、タイプ I は、疲労き裂が未溶着部の先端から同時に発生し、同一面に一つの扁平なき裂として進展し破断に至った。例えば、 $\alpha=45^{\circ}$ の試験体では、作用応力と 45° 傾いた未溶着部の延長面上を進展し、破断した。タイプ II は、疲労き裂が未溶着部の複数点から発生し、それぞれ独立したき裂として作用応力に対してほぼ垂直方向の異なる面上に半楕円形のき裂で進展し、破断時に進展面の違いが段差になって破面に現れた。

それらの疲労破面を図-6 に示す。図-6(c)に示すよう

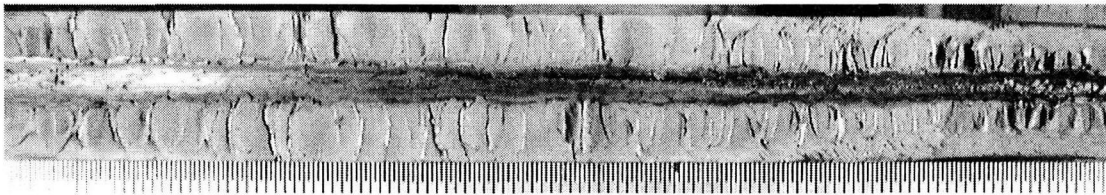
表-1 疲労試験結果

(a) ルートギャップ 0mm の場合					(b) ルートギャップ 1.5mm の場合				
試験体	応力 範囲 (MPa)	疲労 寿命 ($\times 10^3$)	平均未溶 着部の大 きさ(mm)	き裂の発 生・進展 タイプ	試験体	応力 範囲 (MPa)	疲労 寿命 ($\times 10^3$)	平均未溶 着部の大 きさ(mm)	き裂の発 生・進展 タイプ
B0G0-1	192.2	60	3.15	I	B0G1-1	192.2	34	6.13	I
-2	192.2	95	2.22		-2	82.3	306	6.77	
-3	137.3	239	2.84		-3	82.3	232	6.48	
-4	137.3	328	2.90		-4	54.9	577	6.55	
-5	82.4	804	2.51		-5	54.9	720	6.54	
-6	82.4	692	2.71		-6	137.2	65	6.31	
B15G0-1	192.2	96	2.93	I	B15G1-1	82.3	450	5.91	I
-2	137.3	217	3.31		-2	54.9	677	6.45	
-3	82.4	999	3.29	II	-3	137.2	83	6.19	
-4	82.4	712	4.07		-4	54.9	940	6.00	
B30G0-1	192.2	54	4.42	I	B30G1-1	137.2	117	7.06	II
-2	137.3	169	4.59		-2	82.3	394	6.64	
-3	82.4	1350	3.16	II	-3	54.9	1467	5.81	
-4	82.4	1110	4.25		B45G1-1	137.2	476	4.52	II
B45G0-1	197.6	85	4.08	I	-2	82.3	1819	4.78	
-2	192.2	104	3.43		-3	54.9	4120	5.15	
-3	192.2	207	3.06	I + II					
-4	137.3	600	3.47						
-5	82.4	2270	3.91	II					

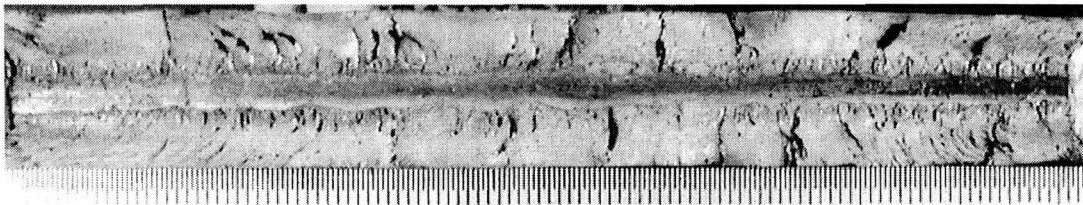
B0, B15, B30, B45 : 斜めの角度 $\alpha=0^\circ, 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ$
G0, G1 : ルートギャップサイズ 0mm, 1.5mm



(a)段差がない疲労破面(B0G0-06)ータイプ I



(b)段差が生じた疲労破面(B45G0-05)ータイプ II



(c)部分的に段差が生じた疲労破面(B45G0-03)ータイプ I + II

図-6 疲労破面

に B45G0-3 の場合は、未溶着部の板幅方向の中央部はタイプ I であり、両端部はタイプ II であった。表-1 に示したように斜めの角度が大きく、作用応力範囲が小さくなるにしたがって、疲労き裂の発生・進展挙動はタイ

プ II になって疲労破面に段差が形成される傾向が見られた。

表-2 試験結果と解析結果の比較($\alpha=0^\circ$)

試験体	応力範囲 (MPa)	試験／解析比	試験／解析比の平均値
B0G0-1	192.2	0.92	1.14 (1.01)
-2	192.2	1.00	
-3	137.3	1.29	
-4	137.3	1.81	
-5	82.4	0.94	
-6	82.4	0.87	
B0G1-1	192.2	1.48	1.25
-2	137.3	1.61	
-3	82.4	1.11	
-4	82.4	0.93	
-5	54.9	1.15	
-6	54.9	1.19	

() : B0G0-4 を除いた平均値

表-3 試験／解析比(B=1.43)

試験体	平均試験／解析比		段差の有無
B0G0	1.01		なし
B15G0	1.36	1.29	なし
		1.44	あり
B30G0	1.45	1.17	なし
		1.73	あり
B45G0	1.54	0.94	なし
		1.55	部分的にあり
		2.15	あり
B0G1	1.25		なし
B15G1	1.30		
B30G1	1.70		あり
B45G1	2.28		

3.2 疲労試験結果との比較

(1) 概要

斜めの未溶着部を有する突合せ溶接継手の疲労寿命推定は、疲労き裂進展速度式 da/dN の ΔK_I を ΔK_{eq} に置き換えて行った。各試験体の疲労破面で板幅方向に 1mm 間隔で測定した未溶着部の大きさを平均することで求めた平均未溶着部の大きさを初期き裂長さ $2a$ とした。板厚 $2t$ は 16mm である。また、疲労き裂進展速度式 da/dN の材料定数 C と n は、JSSC 疲労設計指針の平均設計曲線を用いて $C=1.5 \times 10^{-11}$, $n=2.75$ とした。

(2) B0G0 と B0G1 の場合($\alpha=0^\circ$)

未溶着部と作用応力が垂直な場合($\alpha=0^\circ$)、その試験結果と解析結果を比較する。表-2 に示すように、試験

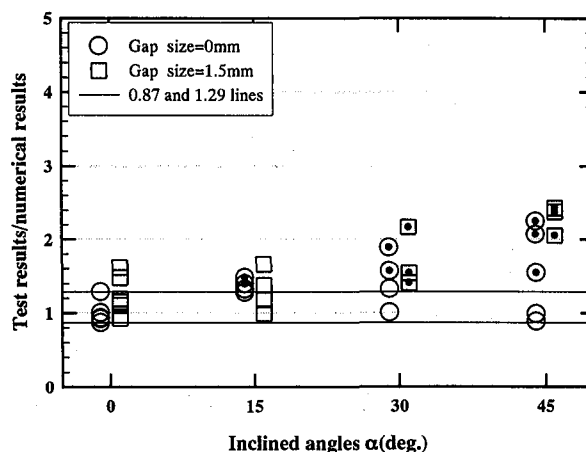


図-7 試験結果と解析結果の比較(B=1.43)

結果と解析結果の比(試験／解析比と呼ぶ)が、B0G0 では 0.87~1.81 であり、その平均値は 1.14 である。これに比べ、B0G1 の場合は 0.93~1.61 であり、その平均値は 1.25 で若干大きい。これらのうち、B0G0-4 の試験／解析比は他の B0G0 より大きい。これは未溶着部の一部分から発生・進展したき裂の形状が半楕円形き裂($a/b \approx 0.3$)になったことがその理由であると考えられる。その他の試験体では、き裂形状は $a/b < 0.1$ であった。このようなき裂進展の違いがあるため、B0G0-4 を除いた試験／解析比は 0.87~1.29、その平均値は 1.01 であり、試験結果と解析結果がよく一致する。以下では、B0G0-4 を除いた B0G0 の試験／解析比を基準として検討する。

(3) 等価応力拡大係数範囲を用いた疲労寿命の推定

$B=1.43, 2.50$ とした等価応力拡大係数範囲 ΔK_{eq} を用いて疲労寿命を推定し、その解析結果と試験結果を、横軸に斜めの角度 α 、縦軸に試験／解析比として図-7 と 8 に示す。図中の点を含むマークは疲労破面に段差が生じたデータを示し、図中の実線は、それぞれ B0G0 の試験／解析比の最小値 0.87 と最大値 1.29 を示す。

(a) B=1.43 とした場合

図-7 と表-3 に示すように、B0G0 の試験／解析比 (1.01) に比べ、角度 $\alpha=15^\circ, 30^\circ, 45^\circ$ と大きくなるに従って、それぞれの試験／解析比は大きくなり、そのばらつきも大きくなるが見られる。つまり、 $\alpha=15^\circ, 30^\circ, 45^\circ$ の平均試験／解析比は、それぞれ 1.36, 1.45, 1.54(ルートギャップ 0mm)と 1.30, 1.70, 2.28(ルートギャップ 1.5mm)であり、ともに大きくなる。

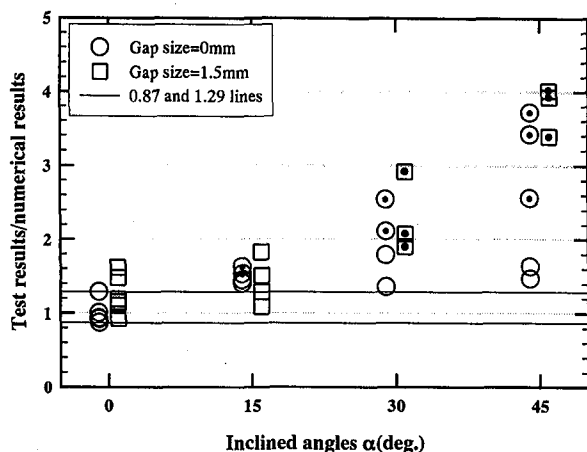


図-8 試験結果と解析結果の比較(B=2.50)

疲労破面の観察により、疲労き裂の発生・進展挙動の違いが見られたため、段差の有無でデータを整理し、検討する。まず、段差がない場合、 $\alpha=15^\circ$ 、 30° 、 45° の平均試験／解析比は1.29、1.17、0.94でB0G0の試験／解析比0.87～1.29以内に分布し、解析結果と試験結果がよく一致することがわかる。これに比べ、段差がある場合の平均試験／解析比は、 $\alpha=15^\circ$ が1.44、 $\alpha=30^\circ$ 、 45° がそれぞれ1.73と2.15である。つまり、段差がない場合に比べ、段差がある場合の試験／解析比が大きくなり、疲労寿命を過少評価することになる。また、角度が大きくなるにつれて、段差の有無による試験／解析比の差が大きくなる傾向が見られる。

(b) B=2.50 とした場合

図-8に示すようにB=2.50とした場合には、角度 $\alpha=0^\circ$ 、 15° 、 30° 、 45° と大きくなると、それぞれの試験／解析比も大きくなる。このうち、段差がない $\alpha=15^\circ$ 、 30° 、 45° の試験／解析比は、ほぼ同程度であり、B0G0に比べて若干大きい。これに対して、段差がある場合は $\alpha=15^\circ$ 、 30° 、 45° と大きくなるにしたがって試験／解析比も大きくなり、 $\alpha=45^\circ$ では2.56～3.71となる

B=1.43とした場合に比べ、B=2.50とした $\alpha=15^\circ$ 、 30° 、 45° の試験／解析比は大きくなり、疲労寿命を過少評価することがわかる。

(4) 簡便推定法による疲労寿命の推定

JSSC疲労設計指針を応用し、作用応力の垂直方向に投影した斜めの未溶着部の大きさを初期き裂2aとすることで、斜めの角度を無視し、モードⅠ下の貫通き裂とみ

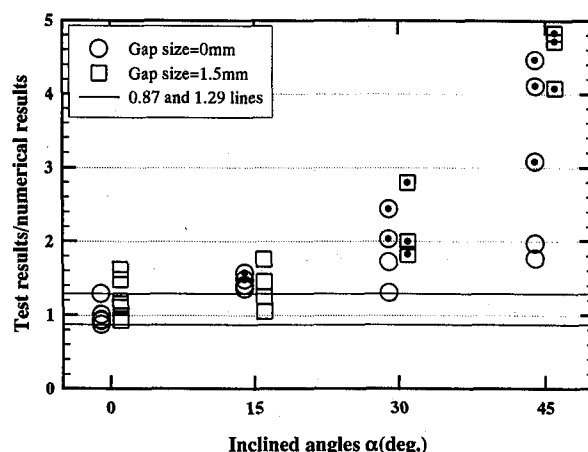


図-9 試験結果と解析結果の比較(簡便推定法)

なし、その疲労寿命を推定する。これを簡便推定法と呼び、その結果を試験結果と比較する。

図-9に示すように段差がない場合、平均試験／解析比はB0G0に比べ、B15G0、B30G0、B45G0となるにつれて1.38、1.51、1.87と大きくなる。それ以外のデータは角度 $\alpha=15^\circ$ 、 30° 、 45° と大きくなるにつれて、 $\alpha=15^\circ$ で1.05～1.76、 $\alpha=30^\circ$ で1.81～2.80、 $\alpha=45^\circ$ で3.08～4.83となり、試験／解析比は大きくなる。

簡便推定法より得られた $\alpha=15^\circ$ 、 30° の試験／解析比は、B=1.43と2.50とした場合の間にあり、 $\alpha=45^\circ$ ではより大きい。

3.3 考察

作用応力に対して斜めの未溶着部を有する突合せ溶接継手の疲労寿命を3種類の推定法を用いて行い、その結果を試験結果と比較した。その中で、B15G0、B30G0、B45G0の場合、段差の有無によって試験／解析比が異なり、段差がないデータに比べ、いずれも段差があるデータの試験／解析比が大きい。つまり、段差が生じることによりタイプⅡの疲労寿命は、段差がないタイプⅠに比べて長寿命となるため、その疲労寿命はより過少評価されると考えられる。また、本研究で用いた等価応力拡大係数は、疲労き裂が初期き裂の延長線上を進展する場合に相当するため、段差がない場合に比べて段差がある場合の試験／解析比が大きくなり、過少評価になったと考えられる。

歪エネルギー解放率最大説から得られた等価応力拡大係数を用いた推定法は、JSSC疲労設計指針を応用した簡

便法に比べ $\alpha=15^\circ$, 30° , 45° の疲労寿命を精度よく推定する。つまり、段差がある $\alpha=30^\circ$, 45° の疲労寿命は短寿命と推定されるが、段差がない $\alpha=0^\circ$, 15° , 30° , 45° の場合はそれぞれの解析結果と試験結果がよく一致し、疲労寿命を精度よく推定することができる。したがって、この推定法を用いてモードⅠとモードⅢの組合せ応力下の未溶着部を有する溶接継手の疲労寿命を推定することが可能であると考えられる。

4. まとめ

本研究では、モードⅠとモードⅢの組合せ応力下における疲労き裂の進展寿命を推定するため、歪エネルギー解放率最大説と歪エネルギー密度係数最小説に基づいて等価応力拡大係数 K_{eq} を求めた。また、疲労き裂進展速度式 da/dN においてモードⅠの応力拡大係数範囲 ΔK_I を、モードⅠとモードⅢの組合せ応力下の等価応力拡大係数範囲 ΔK_{eq} に置き換え、疲労寿命を推定した。これらの推定方法と JSSC 疲労設計指針を応用した推定法を用いて、作用応力に対して垂直方向を $\alpha=0^\circ$ とし、 15° , 30° , 45° と傾いた未溶着部を有する突合せ溶接継手の疲労寿命を推定し、その結果を試験結果と比較した。そこで、得られた結果をまとめると以下ようになる。

- 1) 角度 $\alpha=0^\circ \sim 45^\circ$ ($\tau_n/\sigma_n=0.0 \sim 1.0$) と傾きが変化した貫通き裂と未溶着部を有する突合せ溶接継手に対する疲労寿命を推定した結果、 $\alpha=0^\circ \sim 15^\circ$ ($\tau_n/\sigma_n=0.0 \sim 0.26$) の疲労寿命の変化は小さく、ほぼ同程度である。したがって、 $\alpha=0^\circ \sim 15^\circ$ と傾いた場合、未溶着部が作用応力に対して垂直方向である疲労寿命と同一として評価することが可能である。
- 2) 歪エネルギー解放率最大説に基づいた等価応力拡大係数範囲 ΔK_{eq} を用いた疲労寿命の推定法は、作用応力に対して斜めの未溶着部を有する突合せ溶接継手の疲労寿命を精度よく推定する。そのため、モードⅠとモードⅢの組合せ応力下における未溶着部を有する溶接継手のルート破壊に対する疲労寿命の推定に有用であると考えられる。

謝辞：修士論文として疲労試験を共に行った新海英昌君に感謝の意を表す。

参考文献

- 1) 林幸司, 広瀬剛, 西星匡博, 貝沼重信, 山田健太郎：鋼床版の縦リブと横リブの交差部の応力測定, 土木学会第53回年次学術講演会, I-A79, pp.158-159, 1998.
- 2) 三木千壽, 館石和雄, 奥川淳志, 藤井裕司：鋼床版縦リブ・横リブ交差部の局部応力と疲労強度, 土木学会論文集, No.519, pp.127-137, 1995.
- 3) Lardner, R. W.: A Dislocation Model for Fatigue Crack Growth in Metals, *Phil. Mag.*, Vol. 17, pp. 71-82, 1968
- 4) Tanaka, K.: Fatigue Crack Propagation from a Crack Inclined to the Cycle Tensile Axis, *Eng. Fract. Mech.*, Vol. 6, pp. 493-507, 1974.
- 5) Ueda, Y. et al.: Characteristic of Brittle Fracture Under General Combined Modes Including Those Under Bi-axial Tensile Loads, *Eng. Fract. Mech.*, Vol. 18, No. 6, pp. 1131-1158, 1983.
- 6) Sih, G.C. and Barthelemy, B. M.: Mixed Mode Fatigue Crack Growth Prediction, *Eng. Fract. Mech.*, Vol. 13, pp. 439-451, 1980.
- 7) Ingrassia, A. R., Blandford, G. E. and Liggett, J. A.: Automatic Modelling of Mixed-Mode Fatigue and Quasi-Static Crack Propagation Using the Boundary Element Method, *Fracture Mechanics: Fourteen Symposium-Vol. I, ASTM STP791*, I-407-I-426, 1983.
- 8) 北川英夫, 結城良治, 東郷敬一郎, 角田義秋: 面内二軸荷重を受ける高張力鋼板中の疲労き裂成長の破壊力学的研究, 日本機械学会論文集(A 編), 45 巻 395 号, 1980.
- 9) 結城良治, 北川英夫, 東郷敬一郎: 二軸荷重下の疲労き裂成長の下限界条件と開閉口挙動, 日本機械学会論文集(A 編), 47 巻 422 号, 1981.
- 10) Otsuka, A., Togho, K. and Yoshida, M.: Fatigue Crack Growth of a Mixed Mode Three-Dimensional Crack, *JSME(series-A)*, Vol. 54, No. 505, pp. 1735-1744, 1988.
- 11) Pook, L. P.: The Effect of Crack Angle on Fracture Toughness, *Eng. Fract. Mech.*, Vol. 3, pp. 205-218, 1971.
- 12) Yoshioka, S. et al.: Fatigue Crack Growth Threshold (ΔK_{th}) under Mode III(The Effect of Stress Ratio and Mixed Mode), *JSME(series-A)*, Vol. 50, No. 454, pp. 1267-1274, 1984.
- 13) Makabe, C. et al.: Fatigue Crack Propagation under Mixed Mode of Modes I, II and III Started from Notch Inclined in Thickness Direction, *JSME(series-A)*, Vol. 59, No. 562, pp. 1421-1428, 1993.
- 14) Yates, J. R. and Miller, K. J. : Mixed Mode(I+III) Fatigue Threshold in a Forging Steel, *Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.*, Vol. 12, pp. 259-270, 1989.

- 15) Yates, J. R. and Mohammed, R. A. : The Effect of Mean Stress on Mixed Mode(I+III) Fatigue Thresholds, *Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.*, Vol. 16, No.12, pp. 1355-1363, 1993.
- 16) Yates, J. R. and Mohammed, R. A. : Crack Propagation Under Mixed Mode(I+III) Loading, *Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.*, Vol. 19, pp. 1285-1290, 1996.
- 17) Yates, J. R., Ho, K. F. and Goldthorpe, M. R.: Mixed Mode Stress Intensity Calibrations for an Angled Crack Bend Specimens, *Journal of Testing and Evaluation*, JTEVA, Vol. 23, No. 5, pp. 341-346, 1995.
- 18) Yates, J. R. and Mohammed, R. A. : The Determination of Fatigue Crack Propagation Rates under Mixed Mode(I+III) Loading, *Int. J. Fatigue*, Vol. 18, pp. 197-203, 1996.
- 19) Qian, J. and Fatem, A.: Mixed Mode Fatigue Crack Growth : A Literature Survey, *Eng. Fract. Mech.*, Vol. 55, No. 6, pp. 969-990, 1996.
- 20) Yu, H.C., Tanaka, K. and Akiniwa, Y.: Estimation of Torsional Fatigue Strength of Medium Carbon Steel Bars with a Circumferential Crack by the Cyclic Resistance-curve Method, *Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.*, Vol. 21, pp. 1067-1076, 1998.
- 21) Maddox, S. J., Ranmjee, G. R. and Sonsino, G.R.: Interim Fatigue Design Recommendations for Fillet Welded Joints under Complex Loading, IIW Document No.XIII-1787-99, 1999.
- 22) 日本鋼構造協会：鋼構造物の疲労設計指針，技報堂出版，1993.
- 23) International Institute of Welding: Recommendation on Fatigue of Welded Components, IIW Document XIII-1539-96/XV-845-96, 1996.
- 24) ECCS-Technical Committee 6: Recommendation For the Fatigue Design of Steel Structures, Committee TC6, 1985.
- 25) British Standards Institution: Steel, Concrete and Composite Bridge, BS5400, Part10, 1980.
- 26) Erdogan, F. and Sih, G.C.: On the Crack Extension in Plates Under Plane Loading and Transverse Shear, *Journal of Basic Engineering*, pp. 519-527, 1963.
- 27) Sih, G.C. : Some Basic Problems in Fracture Mechanics and New Concepts, *Eng. Fract. Mech.*, Vol. 5, pp. 365-377, 1973.

(2000年9月14日 受付)