

組合せ応力下における溶接継手の 疲労寿命評価法

金 仁泰¹・山田健太郎²

¹正会員 博士(工学) 名古屋大学助手 工学研究科地圏環境工学専攻 (〒464-8603 名古屋市千種区不老町)

E-mail: itkim@civil.nagoya-u.ac.jp

²正会員 Ph.D. 名古屋大学大学院教授 環境学研究科 (〒464-8603 名古屋市千種区不老町)

著者らは一連の疲労試験を行い、組合せ応力下における溶接継手の疲労挙動について解明してきた。本研究では、これらの疲労試験結果を用いて、直応力とせん断応力が同時に作用する組合せ応力下における溶接継手の疲労寿命評価法について検討する。最大主応力範囲および直応力範囲を用いる現行の疲労寿命評価法をレビューする。また、最大ひずみエネルギー開放率説に基づいて直応力下と組合せ応力下における応力拡大係数範囲の関係から求めた等価応力範囲を用いる評価法を提案する。本評価法を用いることで、組合せ応力下における溶接継手の疲労寿命は直応力下とほぼ同程度と評価され、直応力の作用を想定している疲労設計S-N線図を組合せ応力下にも適用することができる。

Key Words : *fatigue, welded joint, combined stresses, fatigue life assessment*

1. はじめに

鋼橋で報告されている疲労損傷の多くは、構造部材の複雑な接合部に活荷重の移動により生じる組合せ応力や多軸応力が原因で発生している¹⁾。しかし、疲労設計基準²⁾⁶⁾で定められている溶接継手の疲労強度は、主に単一方向の繰返し疲労試験の結果に基づいている。そのため、直応力とせん断応力の両方が作用するような場合の構造部位の疲労寿命を精度良く評価することは困難とされている。

組合せ応力や多軸応力下の疲労き裂の発生および下限界条件については、いくつかの研究例⁷⁾が見られるが、疲労き裂の進展挙動や疲労寿命に関する研究は少ない。また、直応力とせん断応力が作用する場合の疲労寿命評価は、最大主応力を用いることが多いが、その精度や疲労寿命評価法は必ずしも明確ではない。つまり、せん断応力と直応力の割合や最大主応力の作用方向がどの程度となったとき、組合せ応力をどのように考慮すべきか、疲労寿命評価でどの応力を用いるか、などについては明確になっていない。

著者らは、溶接止端部と溶接ルート部からき裂が発生する溶接継手を用いた疲労試験を行ってきた。

これらは、作用応力に斜めな荷重非伝達型のリブ十字すみ肉溶接継手⁸⁾、突合せ溶接継手⁹⁾、面外ガセット溶接継手¹⁰⁾、および連続未溶着部を含む突合せ溶接継手¹¹⁾である。これらの疲労試験結果から、作用応力の方向による疲労き裂の発生・進展挙動および疲労寿命の違いを明確にした。また、最大主応力範囲を溶接継手に直角方向に作用させることで疲労寿命評価を行う通常の評価法についても検討した。その結果として、このような評価法は、疲労寿命を短く評価し、設計上の安全は確保できるものの、実構造物の疲労耐久性を評価する場合には、短い耐久性を与える場合があることを示した。

本研究では、一連の溶接継手の疲労試験結果を用いて組合せ応力下における疲労寿命評価法について検討する。最大ひずみエネルギー開放率説に基づいて直応力下と組合せ応力下における応力拡大係数範囲の関係から求めた等価応力範囲を用いる評価法を提案する。疲労き裂の発生位置により分類した溶接継手の疲労試験結果を用いて、本評価法の妥当性と適用性を検証する。また、最大主応力範囲、および直応力範囲を用いる現行の疲労寿命評価法をレビューし、それらの適用性についても比較・検討する。

2. 組合せ応力下の疲労寿命評価

鋼構造物の組合せ応力下における疲労寿命評価は、直応力の単一方向の応力下で得られた疲労設計 S-N 線図が組合せ応力にも適用できるという仮定の上で成り立っている。その組合せ応力として広く用いられるのが、式(1)で示される最大主応力である²⁾。疲労設計指針で主応力を適用するのは、主に桁のウェブに溶接された垂直補剛材の疲労試験結果に基づいている。すなわち、疲労き裂は曲げとせん断が作用するウェブの溶接止端部から発生し、ほぼ主応力に直交して進展することに基づいている¹²⁾。

$$\sigma_1 = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} + \frac{1}{2} \left[(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4\tau_{xy}^2 \right]^{1/2} \quad (1)$$

直応力とせん断応力が同時に作用する場合、せん断応力が直応力の15%以下であれば、せん断応力の影響を無視し、直応力のみで疲労寿命評価を行うことができる³⁾⁻⁵⁾。

これまでの組合せ応力に対する疲労寿命評価法は、主に疲労き裂の発生・進展方向や下限条件に基づいており、疲労き裂の進展寿命が全寿命の大部分を占める溶接継手の疲労寿命評価に適切であるかどうかについては明確にされていないようである。

3. 組合せ応力下の疲労寿命評価法の提案

(1) 破壊基準

組合せ応力下やき裂の混合モード下における代表的な破壊基準としては、最大主応力説¹³⁾⁻¹⁵⁾、最大ひずみエネルギー開放率説^{14),15)}、最小ひずみエネルギー密度係数説¹⁴⁾⁻¹⁶⁾がある。それぞれ、き裂近傍の最大主応力、ひずみエネルギー開放率、ひずみエネルギー密度係数が最大あるいは最小になる方向で、ある限界値に達した場合、き裂が進展することを示す。

これらの仮説を用いて、直応力と面内せん断応力の組合せ応力(モードⅠとモードⅡの混合モード)下における疲労き裂の発生・進展方向、および進展寿命を段階的に推定することは可能である^{7),17)}。これに対して、本研究で対象としている直応力と面外せん断応力の組合せ応力(モードⅠとモードⅢの混合モード)下の場合には、疲労き裂の進展とともに進展方向が変化することに加えて、き裂形状が変化し、さらにき裂相互の影響^{8),11)}があることから、き裂進展を定量的に評価することは困難とされている。

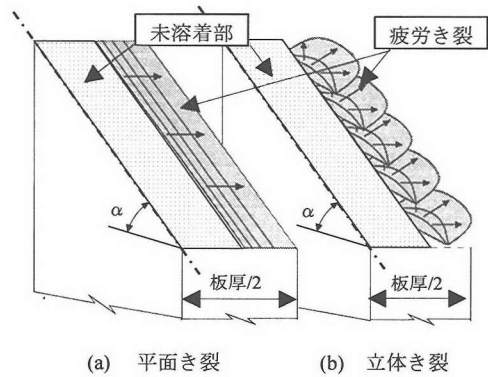


図-1 疲労き裂の発生・進展タイプ¹⁰⁾

(2) 疲労き裂の発生および進展

作用応力に斜めな連続未溶着部を含む突合せ溶接継手の疲労試験¹⁰⁾からは、図-1に示す2種類の疲労き裂の発生・進展タイプが見られた。

図-1(a)に示すように疲労き裂は、未溶着部の延長面を一つの貫通き裂として進展・破断した。つまり、未溶着部の傾きによらず、未溶着部が作用応力に対して垂直である場合と同様な疲労き裂の発生・進展が見られた。以後、このき裂を平面き裂と呼ぶ。

また、もう1つの疲労き裂は、図-1(b)に示すように作用応力に斜めな未溶着の先端部に沿って複数の点から発生し、作用応力に垂直な方向に進展しようとして未溶着部と立体的に交差する進展面を形成した。これらのき裂は進展するに従って隣合うき裂同士が重なるか合体する。その後、重なった部分でのき裂の進展はほぼ停止し、き裂は主に板厚方向に進展した。その後、重なり合う部分が切れて、結果として階段状の立体的な疲労破面を形成した。以後、このき裂を立体き裂と呼ぶ。

未溶着部が作用応力に対して傾いている場合(図-1に示す角度 $\alpha=15^\circ, 30^\circ, 45^\circ$)、疲労き裂は未溶着部に対する直応力範囲により平面き裂か立体き裂として進展する¹⁰⁾。疲労き裂の進展タイプにより、疲労寿命を比較すると立体き裂に比べ、平面き裂として進展した場合の疲労寿命が短いことがわかった。荷重非伝達型のリブ十字すみ肉溶接継手の疲労試験⁸⁾からも同様な結果が得られた。

本研究では、平面き裂として進展した場合の疲労寿命が、立体き裂として進展した場合に比べて短寿命側であることに着目した。つまり、組合せ応力下(モードⅠとモードⅢの混合モード下)の疲労き裂は、初期き裂の延長面上を進展するとモデル化する。

(3) 等価応力範囲

著者らは、前述した3つの破壊基準を用いて組合

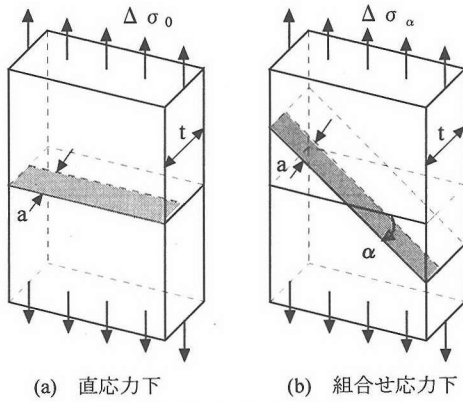


図-2 表面貫通き裂

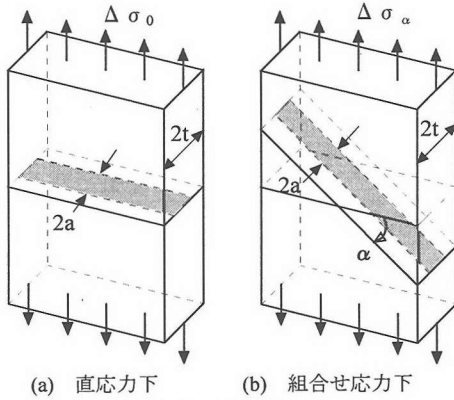


図-3 内部貫通き裂

せ応力下における溶接継手の疲労き裂進展寿命の解析法について検討した^{18), 19)}。その結果、最大ひずみエネルギー開放率に基づいて疲労き裂の進展寿命が精度よく推定されることを示した。また、組合せ応力下の疲労き裂が初期き裂の延長面上を進展することは、最大ひずみエネルギー開放率説を用いて示される。したがって、本研究では組合せ応力下における破壊基準として最大ひずみエネルギー開放率説を用いることとする。

最大ひずみエネルギー開放率説によれば、平面ひずみ状態でモードIとモードIIIが混在している場合、初期き裂の延長面上のき裂に対する等価応力拡大係数範囲 ΔK_{eq} は式(2)で表される^{15), 18)}。これは、モードIと混合モード下のき裂に対する応力拡大係数とひずみエネルギー開放率との関係から求められる。

$$\Delta K_{eq} = \sqrt{\Delta K_I^2 + \frac{1}{1-\nu} \cdot \Delta K_{III}^2} \quad (2)$$

ここで、 ΔK_I と ΔK_{III} はそれぞれモードIとモードIIIの応力拡大係数範囲である。また、 ν はポアソ

ン比で0.3とする

また、疲労き裂の進展寿命 N_p は、直応力下では式(3)で、直応力とせん断応力の組合せ応力下では式(4)で求められる²⁾。

$$N_{p(normal\ stress)} = \int \frac{da}{C(\Delta K_A)^n} \quad (3)$$

$$N_{p(combined\ stress)} = \int \frac{da}{C(\Delta K_{eq})^n} \quad (4)$$

ここで、 ΔK_A は直応力下のモードIの応力拡大係数範囲であり、組合せ応力下の ΔK_I と区別して表記する。また、 C および n は材料定数である。

直応力下と組合せ応力下において同じ疲労き裂進展寿命になるためには、 ΔK_A と ΔK_{eq} が同じでなければならない。この条件から、直応力と組合せ応力との関係は次式で表される。

$$\Delta K_A = \Delta K_{eq} = \sqrt{\Delta K_I^2 + 1.43 \cdot \Delta K_{III}^2} \quad (5)$$

表面および内部貫通き裂を有する平板モデルをそれぞれ図-2と3に示す。それぞれのき裂は、作用応力に対して垂直($\alpha=0^\circ$)あるいはある角度 α だけ傾いている。図-2(a), (b)に示す表面き裂に対するモードIとモードIIIの応力拡大係数範囲は、近似的に次式で表される^{20), 21)}。

$$\Delta K_A = 1.12 \cdot \Delta \sigma_0 \cdot \sqrt{\pi a} \cdot F_I \quad (6)$$

$$\Delta K_I = 1.12 \cdot \Delta \sigma_\alpha \cdot \cos^2 \alpha \cdot \sqrt{\pi a} \cdot F_I \quad (7a)$$

$$\Delta K_{III} = \Delta \sigma_\alpha \cdot \cos \alpha \cdot \sin \alpha \cdot \sqrt{\pi a} \cdot F_I \quad (7b)$$

ただし、 F_I は有限板厚の補正係数でモードIとモードIII下において同じ値になるとする。

式(6)および式(7)を式(5)に代入すると、モードIとモードIIIの混合モードに相当するモードIの等価応力範囲 $\Delta \sigma_{eq}$ が次式のように求められる。

$$\Delta \sigma_{eq} = \Delta \sigma_\alpha \cdot \cos \alpha \cdot \sqrt{\cos^2 \alpha + 1.14 \sin^2 \alpha} \quad (8)$$

次に、図-3に示す内部貫通き裂に対しても、式(9)および式(10)に示す内部貫通き裂の応力拡大係数範囲を用いて、式(11)が得られる^{21), 22)}。

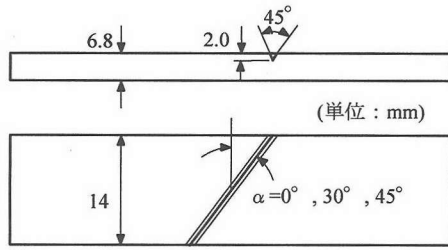


図-4 斜めの表面 V 溝切欠きを有する平板²³⁾

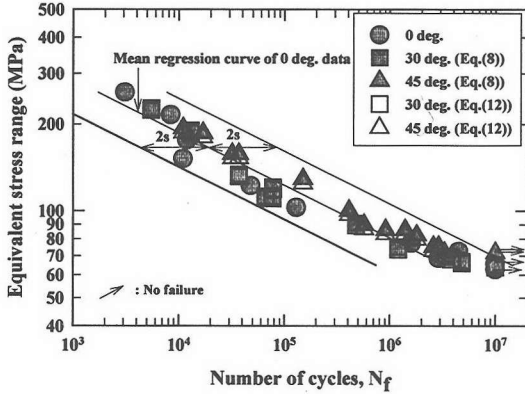


図-5 等価応力で整理した S-N 線図

$$\Delta K_A = \Delta \sigma_0 \cdot \sqrt{\pi a} \cdot F_I \quad (9)$$

$$\Delta K_I = \Delta \sigma_\alpha \cdot \cos^2 \alpha \cdot \sqrt{\pi a} \cdot F_I \quad (10a)$$

$$\Delta K_{III} = \Delta \sigma_\alpha \cdot \cos \alpha \cdot \sin \alpha \cdot \sqrt{\pi a} \cdot F_I \quad (10b)$$

$$\Delta \sigma_{eq} = \Delta \sigma_\alpha \cdot \cos \alpha \cdot \sqrt{\cos^2 \alpha + 1.43 \sin^2 \alpha} \quad (11)$$

式(8)および式(11)は、等価応力範囲 $\Delta \sigma_{eq}$ で直応力下および組合せ応力下における表面および内部貫通き裂の進展寿命が同じと評価されることを意味する。

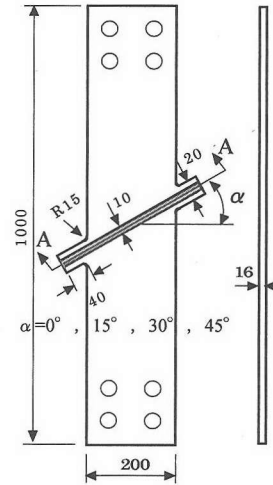
(4) 本評価法の検証

以上で求めた式(8)および式(11)の等価応力範囲で直応力下と組合せ応力下の疲労寿命を同じように評価できるかどうかについて、表面あるいは内部貫通き裂の疲労試験結果を用いて検証する。

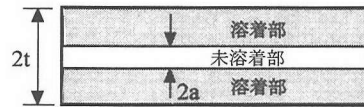
a) 表面貫通き裂

作用応力に斜めな表面 V 溝切欠きを有する平板の引張疲労試験体を図-4 に示す²³⁾。V 溝切欠きは、作用応力に対して垂直である場合を $\alpha = 0^\circ$ とし、 30° 、 45° と傾いている。

この疲労試験結果を式(8)の等価応力範囲で整理



(a) 全体の形状および寸法(単位: mm)



(b) A-A 断面($2t=16\text{mm}$, $2a=2.2\sim 7.1\text{mm}$)

図-6 連続未溶着部を含む突合せ溶接継手¹¹⁾

して図-5 に S-N 線図として示す。また、 $\alpha = 0^\circ$ の疲労試験結果から得られた平均および平均 $\pm 2s$ (s : 標準偏差) の回帰直線も示す。その結果、 30° および 45° のデータは 0° の平均 $\pm 2s$ の回帰直線内に分布する。つまり、斜めの角度 $\alpha = 0^\circ$ 、 30° 、 45° によらず、疲労寿命は式(8)を用いてほぼ同じと評価される。

b) 内部貫通き裂

つぎに、作用応力に斜めな連続未溶着部を含む突合せ溶接継手の疲労試験結果¹¹⁾を用いて、内部貫通き裂について同様な検討を行う。図-6 に示すように、作用応力に対して試験体内の連続未溶着部は $\alpha = 0^\circ$ 、 15° 、 30° 、 45° と傾いている。

この疲労試験結果を式(11)を用いて整理して図-7 に示す。実線で示す $\alpha = 0^\circ$ の回帰直線を基準にすると、5 個の 45° のデータは若干長寿命側であるが、 0° 、 15° 、 30° 、 45° の斜めの角度によらず、疲労寿命はほぼ同じである。つまり、表面貫通き裂の場合と同様に、斜めの角度 α が $15^\circ \sim 45^\circ$ の場合の疲労寿命は、式(11)の等価応力範囲を用いることで $\alpha = 0^\circ$ とほぼ同程度と評価される。

以上の結果から、式(8)と式(11)の等価応力範囲を用いることで、組合せ応力下における表面あるいは内部貫通き裂の疲労寿命は、直応力のみ作用する場合とほぼ同程度と評価される。また、図-5 および

図-7には、平面き裂と立体き裂の疲労試験結果を用いたため、等価応力範囲は平面き裂に限らず、より長寿命側である立体き裂の疲労寿命評価にも適用できるといえる。

式(8)と式(11)の右辺√の項は1に近いので近似的に式(12)で表せる。たとえば、 $\alpha=45^\circ$ の場合、それぞれに対する誤差は3%および10%程度である。式(12)を用いた場合の結果を図-5および7に白ぬきのシンボルで示す。図-5に示すように式(8)と式(12)による結果の差はほとんど見られない。また、図-7に示すように式(12)を用いるとすべてのデータが $\alpha=0^\circ$ の平均±2sの回帰直線内に分布して、式(11)に比べて疲労寿命のばらつきが小さくなる。したがって、本研究では表面および貫通き裂の両方ともに適用できる式(12)を等価応力範囲として用いることとする。

$$\Delta\sigma_{eq} = \Delta\sigma_{\alpha} \cdot \cos\alpha \quad (12)$$

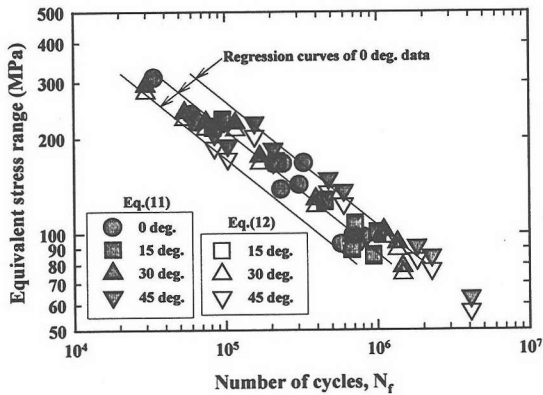


図-7 等価応力で整理した S-N 線図

4. 溶接継手への適用

(1) 概要

ここでは、過去に行われた溶接継手の疲労試験結果を、疲労き裂の発生位置により分類し、さらに最大主応力範囲、直応力範囲、および本研究で提案した等価応力範囲を用いて、S-N 線図に示す。

対象にしたのは、溶接止端部と溶接ルート部から疲労き裂が発生して破断に至った継手である。溶接止端破壊の場合には、図-8(a)に示す溶接止端部から、図-8(b)に示す面外ガセット溶接継手のまわり溶接止端部から、および図-8(c)に示す溶接端近辺の溶接止端部からき裂が発生したことがある。

このうち、まわり溶接止端部からのき裂発生については、モード I とモード III の混合モード下の疲労き裂の進展より立体き裂が見られたが、疲労き裂の発生および初期き裂の進展は主に作用応力に直角なモード I 下である。この疲労寿命評価については、本研究で対象にした応力条件と異なる部分があり、付録で検討する。

(2) 疲労試験の内容および結果

本研究で参考にした疲労試験結果は、表-1に示すように引張あるいは桁の曲げ疲労試験から得られたものである。引張疲労試験では、直応力とせん断応力を同時に作用させるために、単一方向に作用させた引張繰り返し荷重に対して溶接線がある角度だけ傾いた試験体を用いた。

この場合、ある幅を持つ主板上に溶接したものから短冊状に切り出した試験体を用いると、溶接端部の応力集中が他の溶接部より高くなり、疲労き裂がこの部分から発生する可能性が高い。そこで、図-9(c)に示すリブ十字すみ肉溶接継手の疲労試験では、

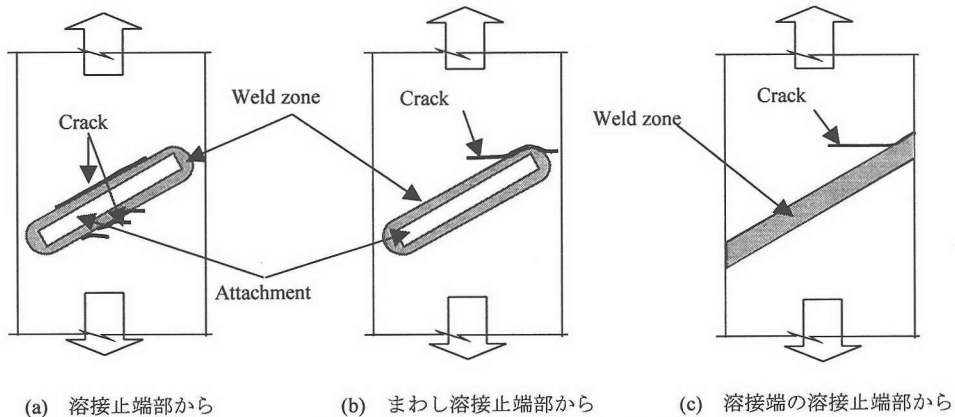
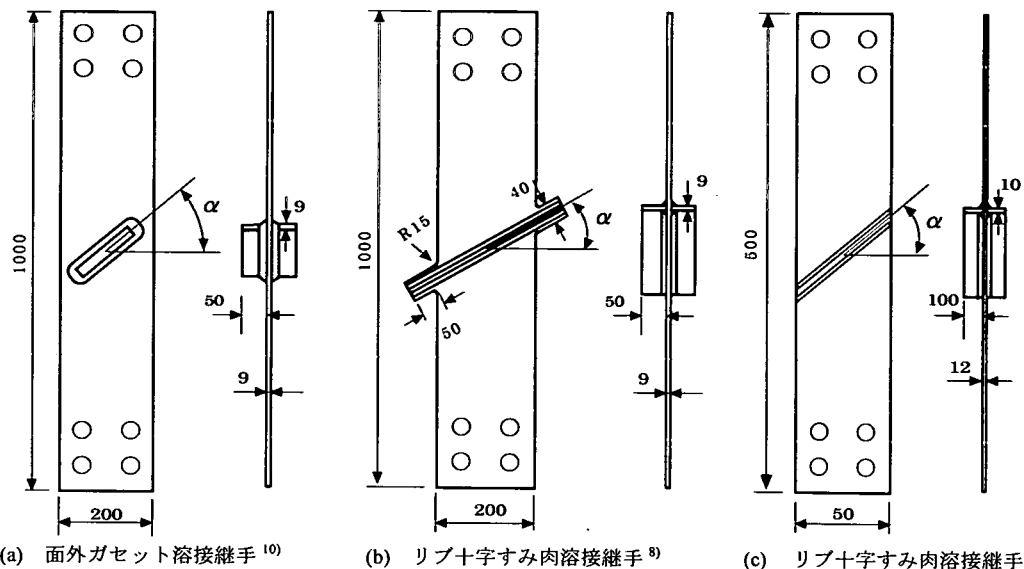


図-8 溶接止端部からの疲労き裂の発生位置および進展タイプ



(a) 面外ガセット溶接継手¹⁰⁾ (b) リブ十字すみ肉溶接継手⁸⁾ (c) リブ十字すみ肉溶接継手²⁴⁾
 図-9 荷重非伝達型のすみ肉溶接継手(単位: mm)

表-1 疲労試験の内容

試験条件	溶接継手の種類	角度 α *(°)	疲労試験データ数	き裂の発生位置	参考文献
引張試験	荷重非伝達型のリブ十字すみ肉溶接継手	0, 15, 30	28	溶接止端部	名大 ⁸⁾
	”	0, 30, 45, 60	19	溶接止端部	下平ら ²⁴⁾
桁の曲げ試験	垂直補剛材	0, 12	27	溶接止端部	Fisherら ²⁵⁾
引張試験	面外ガセット溶接継手	0, 30, 45	15	溶接止端部 まわし溶接止端部	名大 ¹⁰⁾
		0, 30, 45, 60	14		
桁の曲げ試験	面外ガセット溶接継手	0, 約 20	24	まわし溶接止端部	森ら ²⁶⁾
引張試験	突合せ溶接継手	0, 15, 30	16	端部近くの溶接止端部	名大 ¹⁰⁾
引張試験	連続未溶着部を含む突合せ溶接継手	0, 15, 30, 45	39	溶接ルート部	名大 ¹¹⁾

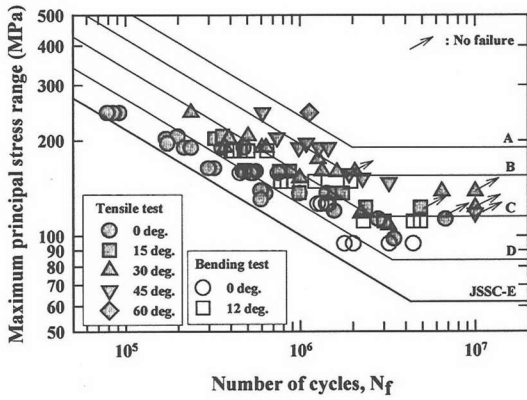
α *: 通常の溶接継手を基準として、リブ十字すみ肉および突合せ溶接継手の場合には、リブあるいは溶接線が作用応力に直角である場合を $\alpha=0^\circ$ とする。また、まわし溶接止端部から疲労き裂が発生した面外ガセットの場合にはガセットが作用応力に平行である場合を 0° とする。

溶接端の溶接止端部を仕上げした後、疲労試験が行われた。著者らの疲労試験^{8),11)}では、図-9(b)に示すように主板の両側の一部を拡幅し、両端部の応力集中を軽減した。その結果、疲労き裂は、端部の溶接止端部あるいは溶接ルート部からは発生せず、試験体の中央部(幅 200mm 内)の溶接止端部⁸⁾あるいは溶接ルート部¹¹⁾から発生・進展した。これに対して、突合せ溶接継手の疲労試験¹⁰⁾では、短冊状に切り出した試験体を用いたため、疲労き裂は溶接端近辺の溶接止端部から発生・進展した。

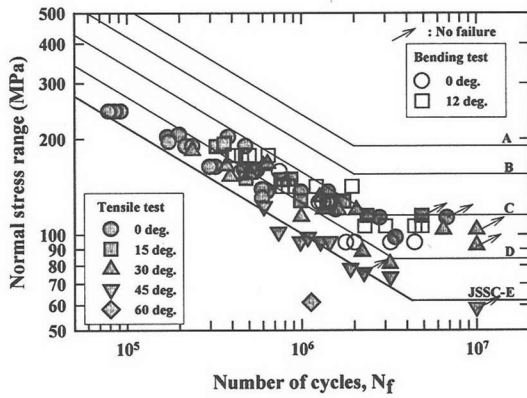
(3) 溶接止端破壊に対する疲労寿命評価

リブ十字すみ肉溶接継手の疲労試験結果を最大主応力範囲で整理した S-N 線図を図-10(a)に、直応力範囲で整理したものを 10(b)に示す。また、JSSC 疲労設計指針²⁾の疲労設計 S-N 線図も示す。このリブ十字すみ肉溶接継手は JSSC の E 等級に分類される。

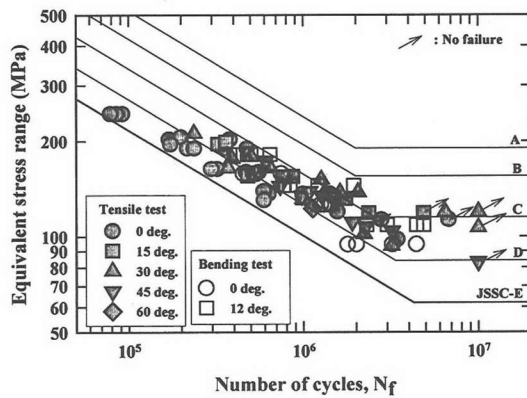
図-10(a)に示す最大主応力範囲を用いた場合には、すべての疲労試験結果が JSSC-E 等級を満たしている。したがって、最大主応力が $0^\circ \sim 60^\circ$ の範囲内で作用する場合の疲労寿命は、最大主応力範囲で評価することができる。しかしながら、疲労寿命



(a) 最大主応力範囲



(b) 直応力範囲

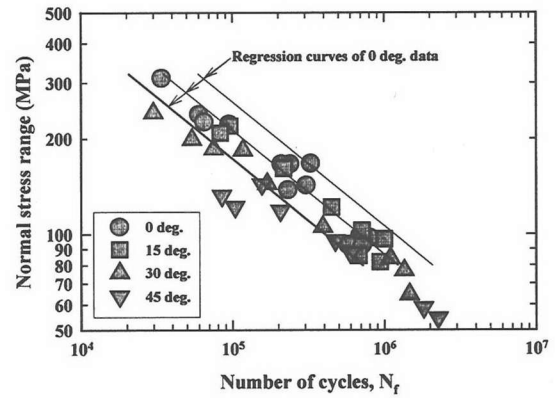


(c) 等価応力範囲

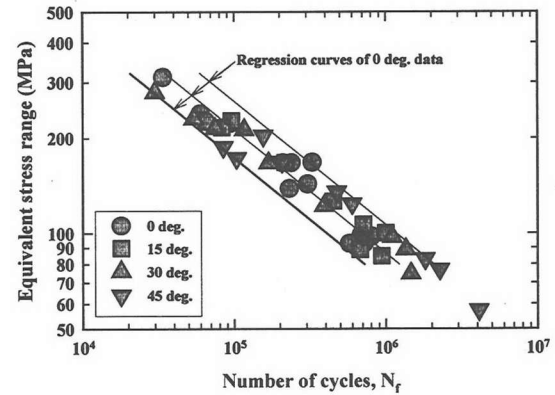
図-10 荷重非伝達型のリブ十字すみ肉溶接継手の疲労寿命評価



(a) 最大主応力範囲



(b) 直応力範囲



(c) 等価応力範囲

図-11 連続未溶着部を含む突合せ溶接継手の疲労寿命評価

は斜めの角度が大きくなるにしたがって長寿命側となり、寿命予測としては安全側の疲労寿命評価となる傾向が見られる。たとえば、45°のデータはJSSC-C等級程度となるが、疲労寿命評価はJSSC-E等級を用いて行われるために、疲労寿命を2等級程度低く評価する結果となる。

図-10(b)に示す直応力範囲で評価した場合には、30°以下のデータはJSSC-E等級を満たしている。したがって、最大主応力の作用方向が $\alpha=30^\circ$ 以下であれば、せん断応力の影響が少なく直応力範囲のみで評価することができるといえる。しかし、45°以上になるとE等級以下になり、寿命予測としては

危険側の評価になる場合がある。

本研究で提案する等価応力範囲で疲労試験結果を整理した S-N 線図を図-10(c)に示す。すべてのデータが JSSC-E 等級を満たしている。また、 $12^\circ \sim 60^\circ$ のデータは、 $\alpha=0^\circ$ と同様に JSSC-E と C の間に分布する。したがって、等価応力範囲を用いることで、組合せ応力下においても直応力下と同程度の疲労寿命評価になることがわかる。また、図-10(a)および(b)に示す評価法に比べ、最大主応力の方向 ($\alpha=0^\circ \sim 60^\circ$) に対してより適切に疲労寿命評価を行うことができる。

(4) 溶接ルート破壊に対する疲労寿命評価

溶接ルート破壊について、連続未溶着部を含む突合せ溶接継手の疲労試験結果を用いて検討した結果を図-11(a), (b), (c)に示す。ここで、 $\alpha=0^\circ$ の疲労試験結果から得られた平均および平均 $\pm 2s$ の回帰直線を実線で示す。板厚方向の未溶着部の深さは一定ではないため、実際ののど断面に基づいて最大主応力範囲、直応力範囲や等価応力範囲を求めた¹²⁾。

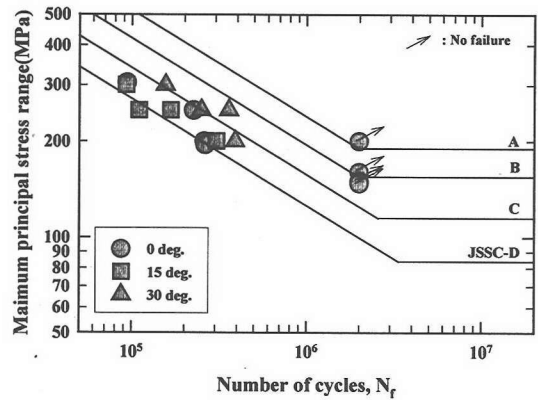
JSSC 疲労設計指針には、この溶接継手の疲労設計等級が規定されていないため、 $\alpha=0^\circ$ の下限の回帰直線を用いる。

図-11(a)に示すように最大主応力範囲を用いた場合、すべてのデータは $\alpha=0^\circ$ の下限の回帰直線を上回る。このうち、 45° の場合には、他のデータに比べ長寿命側である。図-11(b)に示すように未溶着部の垂直方向の直応力範囲を用いた場合には、 15° のデータは下限の回帰直線を上回るが、 30° と 45° では下回るデータが見られる。したがって、最大主応力範囲および直応力範囲を用いた場合、最大主応力の方向により、疲労寿命は短くあるいは長く評価される場合がある。これに対して、図-11(c)に示すように等価応力範囲を用いた場合には、 $\alpha=15^\circ, 30^\circ, 45^\circ$ のデータが 0° の平均 $\pm 2s$ の回帰直線内に分布している。つまり、組合せ応力下の疲労寿命は、最大主応力の方向によらず、直応力下の場合と同程度と評価される。

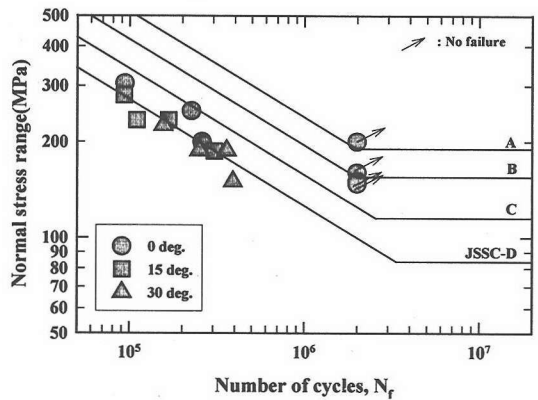
(5) 溶接端近辺の溶接止端破壊に対する疲労寿命評価

図-8(c)に示す溶接端近辺の溶接止端から疲労き裂が発生した場合に対して突合せ溶接継手の疲労試験結果¹⁰⁾を用いて検討する。

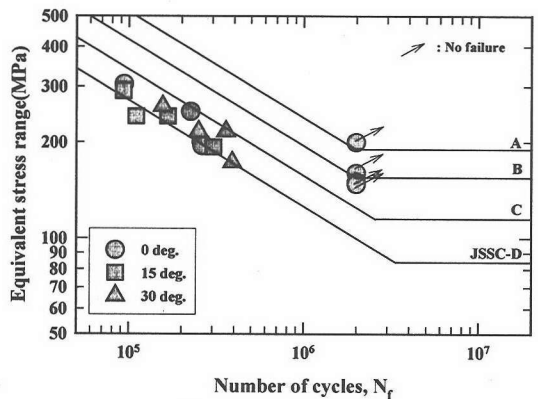
$\alpha=0^\circ$ の場合、試験体の中央部の溶接止端から疲労き裂が半楕円形で複数発生し、これらのき裂が合体しながら進展した。これに対して、 $\alpha=15^\circ$ では



(a) 最大主応力範囲



(b) 直応力範囲



(c) 等価応力範囲

図-12 突合せ溶接継手の疲労寿命評価

中央部あるいは溶接端近辺の溶接止端部、 $\alpha=30^\circ$ では主に溶接端近辺の溶接止端から半楕円形のき裂が複数発生し、これらのき裂が合体しながら主に1/4楕円形のき裂として進展した。その後、き裂は溶接止端から分岐して作用応力に直角な方向に進展した。

JSSC-D 等級に相当する突合せ溶接継手の疲労試

験結果を最大主応力範囲，直応力範囲，等価応力範囲で整理した S-N 線図を図-12 に示す。1つの $\alpha=15^\circ$ のデータと未破断のデータを除いた疲労試験データからは，図-12(a)，(b)に示すように最大主応力範囲あるいは直応力を用いる評価法は斜めの角度によっては多少安全側あるいは危険側の評価になることがある。これに対して，図-12(c)に示す等価応力範囲を用いた場合には， $\alpha=0^\circ\sim 30^\circ$ に対して突合せ溶接継手の疲労寿命をより適切に評価することができる。

(6) 疲労寿命評価法の適用範囲

溶接継手を疲労き裂の発生位置より，溶接止端破壊，溶接ルート破壊，まわし溶接止端破壊，溶接端近辺の溶接止端破壊とに分類した。また，それぞれに対して，最大主応力範囲，直応力範囲，および等価応力範囲を用いる評価法の適用性を比較・検討した。

その結果，組合せ応力下における溶接継手の疲労寿命評価は，疲労き裂の発生位置および最大主応力の作用方向によらず，最大主応力範囲を用いて行うことができる。しかしながら，主応力の作用方向(角度 α)が大きくなると疲労寿命は短く評価され，設計上の安全は確保できるものの，実構造物の耐久性を評価する場合には，耐久性を低く見積もる傾向が見られた。

直応力範囲を用いた評価法は，溶接止端破壊ではせん断応力が直応力の57%($\alpha=30^\circ$ に相当)以下，溶接端近辺の溶接止端破壊および溶接ルート破壊では26%($\alpha=15^\circ$ に相当)以下に対して適用できる。したがって，疲労き裂の発生位置によらず，26%($\alpha=15^\circ$ に相当)以下であれば，直応力範囲のみで評価することができる。これに対して，IIW 疲労設計指針³⁾では，15%($\alpha=9^\circ$ に相当)以下であれば，直応力範囲のみで評価できると規定されている。

以上に示すように最大主応力範囲あるいは直応力範囲を用いる評価法は，最大主応力の作用方向によっては安全側，あるいは危険側の疲労寿命評価になる場合がある。これに対して，本研究で提案した $\Delta\sigma_a \cdot \cos\alpha$ の等価応力範囲を用いた場合には，組合せ応力下における溶接継手の疲労寿命を直応力下とほぼ同程度と評価できる。つまり，疲労設計基準で定められている溶接継手の疲労設計 S-N 線図に対して等価応力範囲を用いることで，組合せ応力下の疲労寿命をより精度よく評価することが可能となる。

5. まとめ

本研究は，最大主応力が斜めに作用する場合および直応力とせん断応力が同時に作用する組合せ応力下の場合，溶接継手の疲労寿命評価法について検討した。つまり，最大主応力範囲，直応力範囲や本研究で提案した等価応力範囲を用いる評価法について，溶接継手の疲労試験結果を用いて比較・検討した。

主な結果を以下にまとめる。

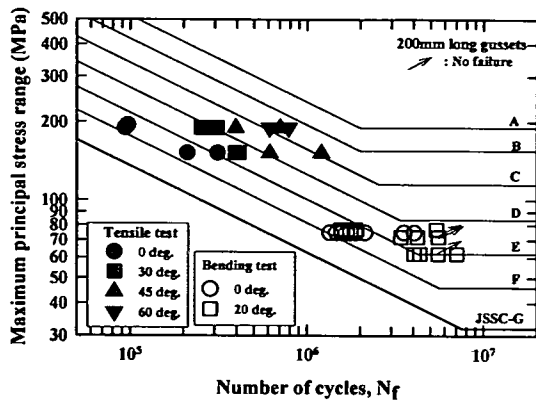
- 1) 疲労き裂の発生位置および最大主応力の作用方向によらず，最大主応力範囲を用いて組合せ応力に対する溶接継手の疲労寿命評価を行うことができる。しかしながら，疲労寿命を短く見積もり，設計上の安全は確保できるものの，実構造物の耐久性を評価する場合には，耐久性を低く見積もる場合があることを確認した。
- 2) せん断応力が直応力の26%以下であれば，せん断応力の影響は小さく，直応力範囲のみで疲労寿命評価を行うことができる。
- 3) 最大ひずみエネルギー開放率説に基づいて求めた式(12)の等価応力範囲を用いることで，直応力と組合せ応力下の疲労寿命をほぼ同程度と精度よく評価することができる。したがって，本評価法より，疲労設計基準で定められている溶接継手の疲労設計 S-N 線図を組合せ応力下にも適用することができる。

謝辞：本研究を行うあたりに，法政大学工学部土木工学科森猛教授および日立建機株式会社下平貴之氏には，面外ガセット溶接継手や荷重非伝達型のリブ十字すみ肉溶接継手の疲労試験データをいただいた。なお，本研究の一部は，平成14年度の科学研究費補助金(課題番号14350241：研究代表者山田健太郎)の補助を受けた。ここに記して感謝の意を表します。

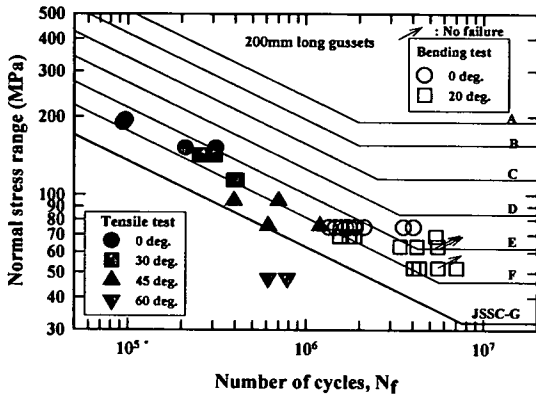
付録 まわし溶接止端破壊に対する疲労寿命評価

面外ガセット溶接継手の疲労試験結果を用いて図-8(b)に示すまわし溶接止端部から疲労き裂が発生した場合の疲労寿命評価について検討する。

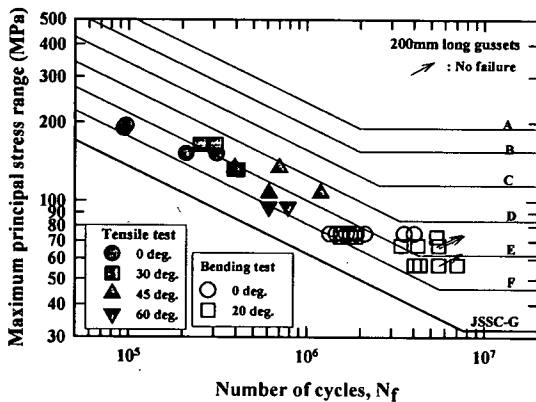
この試験体では，作用応力にほぼ直角な溶接止端部から複数のき裂が発生し，溶接止端に沿って進展した。その後，き裂は溶接止端部から分岐して，作用応力に垂直に主板を貫通する方向にき裂が進展し



(a) 最大主応力範囲



(b) 直応力範囲



(c) 等価応力範囲

付図-1 面外ガセット溶接継手の疲労寿命評価

た。このき裂の進展では、止端部は作用応力に対して垂直ではなくある角度で傾いているため、立体き裂と同様な進展が見られた。

最大主応力範囲、直応力範囲や等価応力範囲で整理した疲労試験結果を付図-1に示す。この溶接継手は、JSSC-G等級に分類されている。付図-1(a)に示すように最大主応力範囲を用いた場合、すべて

のデータは JSSC-G 等級を満たしている。疲労寿命は面外ガセットがリブ十字溶接継手に近づくにしたがって長寿命側となり、疲労寿命予測としては安全側の評価となる。付図-1(b)に示す直応力範囲で評価した場合には、45°以下のデータは JSSC-G 等級で評価できる。しかし、60°以上になると G 等級以下になり、疲労寿命評価としては危険側の評価になる。

付図-1(c)に示すように等価応力範囲を用いた場合には、すべてのデータが JSSC-G 等級を満たしている。また、20°~60°のデータは、 $\alpha=0^\circ$ と同様に JSSC-F と D の間に分布する。つまり、等価応力範囲で、組合せ応力下の疲労寿命を直応力下とほぼ同程度と評価することができる。これは、疲労き裂の発生および初期段階の進展はモード I 下であるが、主に角度 α による溶接止端部の応力集中の違いが及ぼす疲労寿命への影響¹⁰⁾を等価応力で評価できたことに起因すると考えられる。

参考文献

- 1) 土木学会鋼構造委員会：鋼橋における劣化現象と損傷の評価，鋼構造シリーズ 7，社団法人土木学会，pp.1-22，1996。
- 2) 日本鋼構造協会：鋼構造物の疲労設計指針・同解説，技報堂出版，1993。
- 3) International Institute of Welding: Recommendation on Fatigue of Welded Components, *IIW Document XIII-1539-96/XV-845-96*, 1996。
- 4) ECCS-Technical Committee 6: Recommendation for the Fatigue Design of Steel Structures, Committee TC6, 1985。
- 5) British Standards Institution: Steel, Concrete and Composite Bridge, BS5400, Part10, 1980。
- 6) AASHTO: Standard Specification for Highway Bridge, American Associate of State Highway and Transportation Officials, 15th edition, 1992。
- 7) たとえば，Tanaka, K.: Fatigue Crack Propagation from a Crack Inclined to the Cycle Tensile Axis, *Eng. Fract. Mech.*, Vol.6, pp.493-507, 1974。
- 8) 山田健太郎，金 仁泰，伊藤健一：作用応力に斜めの荷重非伝達型リブ十字すみ肉溶接継手の疲労挙動，土木学会論文集，No.682/I-56, pp.383-390, 2001。
- 9) 山田 聡，高松大輔，山田健太郎，池田博之：波形鋼板ウェブの現場突合せ溶接継手の疲労強度，土木学会論文集，No.724/I-62, pp.115-126, 2003。
- 10) 山田健太郎，加藤秀一郎，岡部篤紀，金 仁泰，小塩達也：作用応力に斜めに溶接された面外ガセット

- 継手の疲労試験, 構造工学論文集, Vol.47A, pp.1039-1045, 2001.
- 11) 金 仁泰, 新海英昌, 山田健太郎, 近藤明雅: 斜め連続未溶着部をもつ突合せ溶接継手の疲労挙動, 土木学会論文集, No.703/I-59, pp.211-219, 2002.
- 12) Maddox, S. J. and Ranmjuo, G. R.: Interim fatigue design recommendations for fillet welded joints under complex loading, *Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.*, Vol.24, pp.329-337, 2001.
- 13) Erdogan, F. and Sih, C. M.: On the crack extension in plates under plane loading and transverse shear, *Journal of Basic Engineering*, pp.519-527, 1963.
- 14) Ueda, Y., Ikeda, K., Yao, T., Aoki, M. and Shibasaki, S.: Characteristic of brittle fracture under general combined modes including those under bi-axial tensile loads, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.18, No.6, pp.1131-1158, 1983.
- 15) Cheng, X. M., Jiao, G. Q. and Cui, Z., Y.: Application of combined-mode fracture criteria to surface crack problems, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.24, No.1, pp.127-144, 1986.
- 16) Sih, C. M. and Macdonald, B.: Fracture mechanics applied to engineering problems-strain energy density fracture criterion, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.6, pp.361-386, 1974.
- 17) たとえば, Sih, G.C. and Barthelemy, B. M.: Mixed Mode Fatigue Crack Growth Prediction, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.13, pp.439-451, 1980.
- 18) 金 仁泰, 山田健太郎: 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, 構造工学論文集, Vol.47A, pp.1029-1038, 2001.
- 19) 金 仁泰: 組合せ応力下における溶接継手の疲労き裂進展寿命解析法, 鋼構造論文集, 第 9 巻第 36 号, pp.9-18, 2002.
- 20) Pook, L. P.: The effect of crack angle on fracture toughness, *Eng. Fract. Mech.*, Vol.3, pp.205-218, 1971.
- 21) Murakami, Y.: Stress Intensity Factors Handbook, Vol.1-2, *Pergamon Press*, 1987.
- 22) Yoshioka, S., Watanabe, K., Kitagawa, H., Inoue, A. and Kumasawa, M.: 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.
- 23) Wellinger, K., Gabmann, H. and Zenner, H.: The fatigue behavior of welded pipes under combined pulsating stresses in relation to the angle of inclination of the weld seam, *Schweissen und Schneiden Jahrgang 20*, pp.8-17, 1968.
- 24) 下平貴之, 中門公明, 橋本昭: 荷重が斜めに作用する場合のリブ十字すみ肉継手の疲労強度, 茨城講演会講演論文集(日本機会学会関東支部, 精密工学会, 日本塑性加工学会, 97-9-26), pp.131-132, 1997.
- 25) Fisher, J. W., Albrecht, P. A., Yen, B. T., Klingerman, D. J. and Mcnamee, B. M.: Fatigue strength of steel beams with welded stiffeners and attachments, NCHRP Report 147, Transportation Research Board, 1974.
- 26) 西尾一徹, 森猛: 鋼桁ウェブ・面外ガセット溶接部の疲労損傷に対するボルト締めストップホール法の補修効果, 溶接学会全国大会講演概要, 第 67 集, pp.434-435, 2000.

(2002. 11. 13 受付)

FATIGUE LIFE ASSESSMENT OF WELDED JOINTS UNDER COMBINED NORMAL AND SHEAR STRESSES

In-Tae KIM and Kentaro YAMADA

The authors have investigated fatigue crack propagation behavior and fatigue life of welded joints under combined normal and shear stresses acting in phase through fatigue tests. In this study, methods of fatigue life assessment of welded joints under the combined stresses are investigated. Fatigue life assessment methods based on maximum principal stress range or normal stress range are reviewed. A method based on fatigue crack propagation behavior and the concept of maximum strain energy release rate is proposed. Using the proposed method, fatigue life under the combined stresses is in good agreement with that under normal stress, and thus fatigue design S-N curves of welded joints for the normal stress cycle can be applicable to the combined normal and shear stress cycles.