圧縮繰返し応力を受ける面外ガセット溶接継手の疲労き裂発生・進展挙動と疲労強度

森 猛¹・木村 直登²

¹フェロー会員 法政大学教授 都市環境デザイン工学科 (〒160-0004 新宿区市谷田町2-33)

E-mail: mori@hosei.ac.jp

²学生会員 法政大学大学院 デザイン工学研究科都市環境デザイン工学専攻 修士課程 (同上)

E-mail: naoto.kimura.8q@stu.hosei.ac.jp

軸方向圧縮繰返し応力を受ける面外ガセット溶接継手の疲労き裂の発生・進展性状と疲労強度を明らかにする目的で、完全片振り圧縮、完全両振り、そして完全片振り引張繰返し応力試験を行っている。疲労試験は、一定振幅繰返し応力に加えて、破面にビーチマークを印す目的で2段多重繰返し応力条件下でも行っている。そして、完全片振り圧縮繰返し応力下では、溶接止端から発生した疲労き裂が主板を貫通し、ある程度進展した後に停留する、圧縮繰返し応力下で主板を貫通するまでの疲労き裂の進展性状（進展形状、進展速度）と疲労強度は引張繰返し応力下と同じである、などの結果を示している。

Key Words : compressive cyclic stress, fatigue strength, crack initiation-propagation, web-gusset joint

1. はじめに

鋼橋に生じる疲労き裂の中には、圧縮応力の繰返しにより生じるものがある。例えば、鋼床版デッキプレートと垂直補剛材の溶接部のデッキプレート側止端には面外曲げ圧縮繰返し応力により数多くの疲労き裂が生じている¹⁾。これは、溶接部に生じた引張残留応力が原因で圧縮繰返し応力が作用する場合でも、疲労き裂の発生・進展が生じたものと考えられる²⁾。I断面の主桁下フランジとソールプレートの前面すみ肉溶接部³⁾、鋼床版デッキプレートとトラフリブの溶接部⁴⁾などの疲労き裂も面外曲げ圧縮繰返し応力によって生じたものである。このような残留応力の影響を考えると、主として軸方向の圧縮繰返し応力を受けるI断面の主桁ウェブと水平補剛材の溶接部にも疲労き裂が生じる恐れが高い。

日本鋼構造協会の「鋼構造物の疲労設計指針・同解説」(JSSC指針)⁵⁾では、疲労強度に対する応力比の影響を以下のように定めている。「原則として平均応力の影響は無視する。ただし、平均応力が圧縮領域にある場合、すなわち応力比 R が -1 以下の場合には、式(1)に示す補正係数 C_R を基本疲労強度に乗ずることにより疲労強度を求めてもよい。

$$C_R = 1.3(1-R)/(1.6-R) \quad (R < -1) \quad (1)$$

最大および最小応力とも圧縮領域にある場合には、 $C_R=1.3$ とする。」この規定は、本州四国連絡橋公団で行われた大型の十字溶接継手試験体の軸方向疲労試験⁶⁾の結果に基づいたものである。そこでは、応力比 $R=0, -1, -2, -5$ とした合計9体の疲労試験が行われている。さらに同指針の解説には、以下のように記されている。

「疲労き裂発生寿命および疲労き裂が小さい間の疲労き裂進展速度に対する応力比の影響は非常に小さく、疲労寿命に対しても応力比の影響はさほど生じない。このような現象を考慮し、引張応力が卓越する応力比 $R=-1$ 以上では、応力比によらず疲労強度を一定とした。しかし、疲労き裂が成長し、ある程度以上の寸法になると残留応力は解放され、進展速度に応力比の影響が現れるようになる。」しかし、その根拠となった実験数は前述のように限られている。また、繰返し応力に引張成分がなく、純粋な圧縮繰返し応力下での疲労強度は明らかにされていない。舘石ら⁷⁾は、試験数は少ないものの十字継手の軸方向圧縮疲労試験を行い、溶接止端からの疲労き裂を観察している。板厚の半分程度までき裂が進展していたという結果が示されているが、き裂の発生・進展性状は明らかとされていない。以上のように、圧縮繰返し応力が原因で生じる疲労き裂は数多く報告されているものの、その発生・進展性状、そして疲労強度が十分に明らかにされているとは言えない。

表-1 供試鋼材の機械的性質

板厚 mm	降伏応力 N/mm ²	引張強度 N/mm ²	伸び %
12	393	539	27
22	358	532	27

図-1 試験体の形状と寸法

本研究では、軸方向の完全片振り圧縮繰返し応力（応力比 $R=-\infty$ ）、完全両振り繰返し応力（ $R=-1$ ）、そして完全片振り引張繰返し応力（ $R=0$ ）下で面外ガセット溶接継手の疲労試験を行い、これらの条件下の疲労き裂の発生・進展性状の相違および疲労強度の相違を明らかにすることを目的とする。そのため、一定振幅繰返し応力試験に加えてビーチマーク試験を行うとともに、試験体を対象とした有限要素解析からき裂深さとひずみの関係を明らかにした上で試験中に測定するひずみ範囲の変化を利用して、疲労き裂の発生・進展性状を明らかにする。また、疲労き裂の開閉口挙動の測定を行い、圧縮繰返し応力下のき裂進展挙動について検討する。

2. 試験体

供試鋼材は、板厚22mmと12mmのSM490である。それらの機械的性質を表-1に示す。試験体は、図-1に示す面外ガセット溶接継手であり、板厚22mm・幅120mm・長さ600mmの基板の表裏面中央に、厚さ12mm・高さ70mm・長さ100mmのガセット板を溶接している。溶接は、すべて直径1.2mmのフラックスコアードワイヤ（JIS 3313 T49J0T1-0CA-U）を用いた1パスのCO₂法ですみ肉溶接としている。目標のすみ肉溶接サイズは6mmである。溶接時の電流は220A、電圧は30V、溶接速度は22～25cm/min、溶接姿勢は水平とした。溶接の棒継ぎは回し溶接部とならないようにしている。

疲労試験に用いたすべての試験体について、回し溶接部の基板側脚長とガセット板側脚長、疲労き裂の起点となる基板側溶接止端部の曲率半径と開き角を測定した。測定は歯科用印象材で採取した溶接部の型をスライスし、基板側脚長とガセット板側脚長は倍率10倍、溶接止端部の曲率半径と開き角は倍率20倍の拡大投影機を用いて測

図-2 試験体モデルの要素分割図

定した。型は一つの試験体で4カ所ある回し溶接部全てから採取し、中央付近と中央から左右3mm離れた位置で、1mm程度の厚さでスライスしている。すなわち、一つの試験体から12の試料を採取している。測定した試験体数は19であり、測定数は計228となる。測定した基板側脚長とガセット板側脚長の平均値（標準偏差）は、8.4mm（0.7mm）と7.4mm（0.8mm）であった。溶接止端の曲率半径 ρ と開き角 θ の平均値（標準偏差）は、0.7mm（0.3mm）と135度（8度）であった。なお、基板の表裏面あわせて4箇所ある回し溶接部は、図-1に示すように、FU・BU・FL・BLと区別している。

上記の測定結果を参考に、基板側脚長を8.5mm、ガセット側脚長を7.5mm、 ρ を0.7mm、 θ を135°とした試験体モデルについて、3次元弾性有限要素応力解析を行った。解析のプリポストにはFEMAP、解析コードにはMD NASTRANを用いた。要素分割図を図-2に示す。溶接止端近傍の要素寸法は0.2mmとしている。解析に用いるヤング率は $2.0 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$ 、ポアソン比は0.3とした。試験体モデルの軸方向に等分布荷重を作用させて求めた溶接止端の主応力を用いて計算した応力集中係数は4.63であった。

3. 疲労試験方法

疲労試験は、動的能力500kNの電気油圧サーボ式材料試験装置を用いて軸方向荷重下で行った。ここでは、3種類の応力比 R （ $-\infty$, -1 , 0 ）と応力範囲 $\Delta\sigma$ （80, 100, 125 N/mm²）を組み合わせた9つの条件で疲労試験を行っている。各条件の疲労試験には2体の試験体を用いている。その内の1体は一定振幅応力試験、もう1体は疲労破面にビーチマークを印す目的で2段多重繰返し応力試験（ビーチマーク試験）を行っている。ただし、応力範囲125 N/mm²・応力比 $-\infty$ の一定振幅応力試験は2体の試験体で行っている。したがって、疲労試験に用いた試験体の総数は19となる。ビーチマーク試験では、平均応力を一定としたまま所定の荷重繰返し数ごとに応力範囲を半減

図-3 ゲージ貼付位置

している。そのため、応力半減時には応力比が異なる。1つのブロックの荷重繰返し数は、大きい応力範囲、半減した応力範囲とも同じであり、応力範囲80 N/mm²の試験で30万回、100 N/mm²で15万回、125 N/mm²では7.5万回である。繰返し速度は5あるいは10Hzとした。

各条件で試験を行った試験体の名称は、以下のようにした。 $R=-\infty$, -1 , 0 を0C, TC, 0Tで示す。また、応力範囲80, 100, 125 N/mm²を080, 100, 125で区別する。さらに、一定振幅応力試験とビーチマーク試験をCAとBMで区別する。例えば、 $R=0$, 応力範囲80 N/mm²で一定振幅応力試験を行った試験体を0T-080-CAと称する。ただし、先に述べたように0C-125-CA試験体は2体あるため、0C-125-CA1, 0C-125-CA2と区別する。

疲労き裂の発生・進展を看視する目的で、ゲージレングス3mmの1軸ひずみゲージを、一つの試験体で4箇所ある回し溶接部中央の止端から5mmと15mm離れた位置に貼付し、所定の繰返し数ごとに動ひずみ計を用いてひずみを測定した。一部の試験体については、図-3に示すように、回し溶接中央の止端から5mm・15mm離れた位置に加えて、回し溶接中央から25mm試験体幅方向に離れた位置にもゲージを貼付し、動ひずみ測定を行った。同時に荷重測定も行っている。ひずみと荷重のサンプリング速度は、500Hzあるいは1000Hzとし、1波形で100点のデータを測定できるようにした。なお、回し溶接止端から15mm離れた位置のゲージから求めた面外曲げひずみ成分は、応力範囲や応力比によらず、軸方向ひずみ成分の5%以下であった。

4. 疲労試験結果

(1) 疲労き裂の発生・進展性状

応力比 $R=0$, -1 のいずれの試験においても、疲労き裂は溶接止端から発生し、止端に沿って進展するとともに板厚方向に進展し、主板を貫通した後、板幅方向に進展して破断に至った。 $R=-\infty$ で一定振幅応力試験を行った試験体については、磁粉探傷試験を行い、試験体表面の

図-4 継手表面の疲労き裂の進展挙動

表-2 き裂停留時のき裂長さ 2b(mm)

止端箇所	応力範囲 (N/mm ²)			
	80	100	125	125
FU	84	85	83	88
BU	78	90	89	90
FL	79	68	81	86
BL	75	82	82	100

き裂長さを測定した。測定したき裂長さと荷重繰返し数の関係の例を図-4に示す。これは、0C-80-CA試験体の結果を示したものであるが、4箇所あるすべてのガセット端部（FU, BU, FL, BL）で疲労き裂が観察された。ひずみ範囲の測定結果と疲労破面から判断して、主たる疲労き裂は、ガセット端FLとBLから生じ、それらが合体して貫通き裂となった、そしてガセット端BUで生じた疲労き裂がFUに貫通したものと考えられた。いずれの位置においても、き裂長さは荷重繰返し数に比例して進展した後、徐々にその進展が遅くなり、最終的にはほぼ停留している。このような挙動は、 $R=-\infty$ で試験を行った他の3体の試験体においても同じであった。各試験体の各ガセット端部で停留したと判断したき裂長さを表-2に示す。停留したき裂長さは、68～100mmであり、回し溶接の箇所による差は認められない。また、応力範囲が大きいほど、多少ではあるが停留するき裂が長くなっているような傾向が見られるが、その違いは小さい。なお、 $R=-\infty$ で試験を行った試験体については、き裂進展の停留を確認した後、応力比 R を0として試験を続行し、破断させた。

各応力比で一定振幅応力試験を行った試験体の疲労破面の例を写真-1に示す。 $R=0$ と -1 で試験を行った破面には見られないものの、 $R=-\infty$ の試験体の破面には錆が観察される。これは圧縮応力が作用しており、ある程度き裂が進展すると引張残留応力が軽減され、き裂が閉口す

写真-1 疲労破面の例 (一定振幅応力試験, $\Delta\sigma=100\text{N/mm}^2$)

写真-2 ビーチマーク試験を行った試験体の疲労破面

図-5 き裂深さと荷重繰返し数の関係

図-6 き裂形状比とき裂深さの関係

るようになり、破面が繰返し擦り合わされることで生じたと考えられる。写真-1は応力範囲を100 N/mm^2 とした試験体の疲労破面を示したものであるが、以上の性状は他の応力範囲の試験体においても同じであった。

ビーチマーク試験を行った試験体の破面を写真-2に示す。なお、 $R=-\infty$ のビーチマーク試験では、写真-1に示したような破面の擦れによってビーチマークが見えなくなる恐れが高いため、一定振幅応力の試験結果を参考に、 $\Delta\sigma=80\text{N/mm}^2$ で330万回（半減した荷重の繰返し数を除く）、100 N/mm^2 で90万回、125 N/mm^2 では67.5万回で疲労

試験を終了している。その後、応力比 R を0とした一定振幅応力試験を行い、試験体を破断させた。いずれの試験体においても、疲労き裂はほぼ溶接止端中央から発生し、半楕円形き裂として進展した後、貫通き裂となっている。

破面に残されたビーチマークを倍率10～50倍のデジタルマイクロスコプで観察し、き裂深さ a と荷重繰返し数の関係を求めた。その結果を図-5に示す。 $\Delta\sigma=80\text{N/mm}^2$ では、 $R=-\infty$ と -1 に比べて $R=0$ でき裂の発生が早いものの、 $\Delta\sigma=100$ と125 N/mm^2 では応力比によるき裂発生に顕

図-7 深さ方向の疲労き裂進展速度

著な違いは認められない。

図-6はき裂の形状比 a/b (b :表面でのき裂長さの半分)とき裂深さ a の関係を示したものである。いずれの応力範囲、応力比においても、き裂深さが大きくなるにしたがって扁平な半楕円形から半円形に近づいている。また、このようなき裂形状およびその変化に応力範囲と応力比による違いは認められない。

ビーチマークを観察することにより、深さ方向のき裂進展速度を求めた。また、ビーチマークから観察されたき裂の形状・寸法を有する試験体モデルを作成し、市販の疲労き裂進展解析ソフトFINAS CRACKを用いてき裂深さ方向前縁での応力拡大係数を算出した。応力拡大係数はJ積分により求めている。ここでは、進展速度を求めた2つのき裂の応力拡大係数を求め、それらの2.75乗平均の2.75乗根を進展速度に対応する応力拡大係数とした。このようにして求めた疲労き裂進展速度 da/dN と応力拡大係数範囲 ΔK の関係を図-7に示す。図中には、JSSC指針に示されている平均設計曲線も示している。この曲線は、高い引張残留応力場を進展する際、すなわちき裂の閉口が生じない状態での平均的な da/dN - ΔK 関係を示している。ここで得られた da/dN - ΔK 関係に応力比と応力範囲の影響は認められない。したがって、 $R=-\infty$ においてもビーチマークが観察された領域(板厚貫通前)では疲労き裂の閉口はほとんど生じなかったものと考えられる。また、ここで得られたデータはJSSC指針の平均設計曲線よりも下に位置しているが、その差は小さい。

(2) ひずみ範囲減少率を用いたき裂深さの推定

疲労き裂の発生・進展を看視する目的で一つの試験体で4箇所ある回し溶接の止端から5mmおよび15mm離れた位置でのひずみ範囲の荷重繰返しに伴う変化を調べた。その結果の例(TC-080-CA, BU)を図-8(a)に示す。荷重

(a) ひずみ範囲

(b) ひずみ範囲減少率

図-8 荷重繰返し数に伴うひずみ範囲の変化

繰返し直後のひずみ範囲は、応力集中の影響で15mm位置に比べて5mm位置で大きい。そして、5mm位置のひずみ範囲が荷重繰返しとともに減少し、50万回程度以降は15mm位置のひずみ範囲よりも小さくなっている。

図-8(b)は、以下のように定義するひずみ範囲減少率と荷重繰返し数の関係を示している。

(初期ひずみ範囲-ひずみ範囲)/初期ひずみ範囲
5mm位置のひずみ範囲減少率は、荷重繰返し数30万回程度から上昇しており、疲労き裂はこの時点で生じていたものと推察される。荷重繰返し数170万回程度ではほぼ1.0となり、その後小さくなっている。15mm位置では5mm位置に比べて荷重繰返しにともなうひずみ範囲減少率の変化が遅く、220万回程度まで二次曲線的に変化している。このように、き裂に近い位置ほど、ひずみ範囲の減少率の変化は大きくなるものの、き裂がある程度深くなるとき裂深さに伴う変化は小さくなる。

以上のような溶接止端から5mmおよび15mm離れた位

図-9 き裂を有するモデルの最大主応力のコンター図

図-10 解析より求めたき裂深さとひずみ範囲減少率の関係

置のひずみ範囲の変化とき裂深さの関係を明らかにする目的で、試験体を対象とした3次元弾性有限要素解析を行い、き裂深さとひずみ範囲減少率の関係を求めた。これと図-8(b)に示したひずみ範囲減少率と荷重繰返し数の関係を利用することで、き裂深さと荷重繰返し数の関係(き裂進展曲線)を求めることができる。解析対象は疲労試験で用いた面外ガセット継手である(図-2参照)。このモデルの溶接止端に深さ1~17mmのき裂を導入し、き裂がない場合のひずみとき裂を導入した際のひずみを比較することによりひずみ範囲減少率を求めた。その際、き裂の表面での長さ $2b$ は、図-6に示したき裂形状比 a/b とき裂深さ a の関係より定めている。用いた関係を図-6中に実線で示している。き裂は試験体長手方向に対して垂直に設置した。き裂を導入した解析モデルの溶接止端要素分割図(最大主応力のコンター図)の例を図-9に示す。

このような解析から求めたき裂深さとひずみ範囲減少率の関係を実線(止端から5mm位置)と破線(止端から15mm位置)で図-10に示す。図中には、ビーチマーク試験を行った試験体の破面観察と試験時のひずみ測定より求めたき裂深さとひずみ範囲減少率の関係も示している。止端から5mmの位置については、き裂深さ3mm程度までは解析結果が実験結果をよく再現しているが、さらに深

図-11 推定したき裂進展曲線の例

くなると両者の差が大きくなっている。これは、き裂が深くなると溶接止端近くの表面でのひずみの変化がき裂進展に対して鈍感になるためと考えられる。すなわち、き裂が深くなると、き裂深さの推定精度が低くなることによるものと考えられる。なお、5mm位置でひずみ範囲減少率が5%となるときのき裂深さは1mm程度とされているが、ここでの結果は減少率14%でき裂深さ1mmという結果となっている。一方、止端から15mmの位置では、き裂が浅い領域ではひずみ範囲の変化が小さいものの、一部の試験体を除いて、き裂深さが3mm以上から11mm(板厚の半分)程度までの解析結果は実験結果とほぼ一致している。なお、 $\Delta\sigma=80 \text{ N/mm}^2 \cdot R=0$ 、 $\Delta\sigma=125 \text{ N/mm}^2 \cdot R=-1$ の解析結果は実験結果を特に過大に評価しているが、これらの試験体では、表裏面の溶接止端に同程度の大きさの疲労き裂が生じていた(写真-2参照)ためと考えられる。以上のようなゲージ貼付位置によるひずみ範囲減少率とき裂深さの関係の違いから、き裂深さ3mmまでは5mm位置での関係(解析結果)、き裂深さ3~11mmの範囲では15mm位置での関係(解析結果)を用いて、一定振幅応力試験下のき裂深さ-荷重繰返し数関係を求めることにした。

図-11に一定振幅応力試験で求めたひずみ範囲減少率と荷重繰返し数の関係、そして有限要素解析より求めたき裂深さとひずみ範囲減少率の関係をを用いてき裂深さと荷重繰返し数の関係(き裂進展曲線)を推定した結果の例($\Delta\sigma=100 \text{ N/mm}^2$)を示す。き裂深さ3mmを境として、き裂深さを求めるゲージ位置を変えているため、き裂深さ3mmで進展曲線が不連続となっているものの、このようにして求めたき裂進展曲線は、ビーチマーク試験で求めた関係(図-6)と同様、応力比の顕著な影響は認められない。 $\Delta\sigma=80, 125 \text{ N/mm}^2$ においても、き裂深さ11mmまでは疲労き裂進展曲線に対する応力比の影響は認められなかった。

図-12 荷重-ひずみ関係の例 (き裂深さ 11mm まで)

図-14 き裂開閉口点の変化 ($R=-\infty$)

図-13 荷重-ひずみ関係 (貫通き裂)

(3) 疲労き裂の開閉口挙動

動ひずみ測定に加えて、荷重の測定も行っている。ここでは荷重とひずみの関係を整理することにより、疲労き裂の開閉口挙動について検討する。OC-125-CA1試験体では、BUの回し溶接止端から主たるき裂が生じた。この位置に生じた疲労き裂の深さが1mm, 3mm, 6mm, 11mm程度と推定されるとききの荷重-ひずみ関係を図-12に示す。なお、き裂深さ1mmと3mmでは5mm位置で測定したひずみ、6mmと11mmについては15mm位置で測定したひずみを用いている。いずれの場合も、荷重-ひずみ関係はほぼ線形であり、き裂の開閉は生じなかったものと推定される。他の応力比、応力範囲、そしてピーチマーク試験を行ったすべての試験体において、き裂深さ11mmまでは、同様の結果が得られた。このように、き裂は閉口せずに開口したままであったため、図-7に示したように、き裂進展速度に応力比の影響が生じなかったものと考えられる。

$R = -\infty$ の一定振幅応力試験では、図-4に示したように、

疲労き裂が主板を貫通した後にき裂の停留が確認された。OC-100-CA試験体については、図-3に示したように、試験体中央から幅方向に25mm離れた位置にもひずみゲージを貼付している。この位置で求めた荷重-ひずみ関係の例(左側のゲージ、き裂長さ $2b=55\text{mm}$)を図-13に示す。なお、この試験体ではBUで主たる疲労き裂が生じた。荷重が -70kN 程度の位置で荷重-ひずみ関係に折れ曲がりが生じている。荷重-ひずみ関係の傾きから考えると、荷重が -70kN 以下(上)でき裂が開口、それ以上(下)では閉口していると判断される。図-14は、この試験体で測定されたき裂開閉口荷重とき裂長さ $2b$ の関係を示している。ここで測定されたき裂開閉口荷重は、き裂の左右、き裂の長さによらず、ほぼ一定となっている。ただし、ひずみゲージとき裂先端の距離は、き裂が長くなるほど大きくなる。したがって、き裂が長い場合にはき裂開閉口荷重を高く評価している可能性があり、実際にはき裂が長くなるにしたがって、き裂開閉口荷重は小さくなっていると推察される。すなわち、き裂が開いているときの荷重範囲はき裂が長くなるにしたがって小さくなっているものと推察される。このき裂は長さ $2b=90\text{mm}$ で停留したが、そのときの有効応力拡大係数範囲(き裂が開いている領域での応力拡大係数の変動幅)は、き裂長さ 90mm の貫通き裂、そしてき裂開閉口荷重を 70kN とみなせば、 $400\text{ N/mm}^{3/2}$ 程度となる。これは、JSSC指針の平均設計曲線の下限界応力拡大係数範囲 $76\text{ N/mm}^{3/2}$ の5倍程度である。このことから、き裂停留時のき裂開閉口荷重はさらに小さかったものと考えられる。

(4) 残留応力を考慮した応力拡大係数の解析

$R = -\infty$ で疲労き裂が停留した原因を明らかにする目的で、幅 120mm の平板が溶接により図-15に示すような残

図-15 仮定した残留応力の分布

留応力を有し、その中心に貫通き裂があるとして応力拡大係数を求めた。その際、上限応力は0、下限応力は -100 N/mm^2 としている。応力拡大係数は、付加応力によるものと残留応力によるものを重ね合わせることで求められている。このようにして求めた上限応力に対応する応力拡大係数 $K_{\max}$ と下限応力に対応する応力拡大係数 $K_{\min}$ のき裂長さ $2b$ に伴う変化を図-16に示す。なお、上限応力は0としているため、 $K_{\max}$ は残留応力による応力拡大係数 K_{res} に等しい。

K_{res} は $2b$ が20mm程度までは $2b$ が大きくなるにしたがって大きくなっているものの、その後徐々に小さくなっている。ただし、残留応力の再分配のため、圧縮残留応力場となる $2b$ が40mm以上の領域においても正のままである。単純に考えれば、疲労き裂の進展は応力拡大係数が正の領域での変動幅 ΔK_{eff} に依存する。この ΔK_{eff} の大きさも図-16中に示している。 $K_{\min}$ が正の領域にあるき裂長さ $2b$ が36mm程度までは、 ΔK_{eff} は $2b$ が大きくなるにしたがって大きくなるものの、それを超えると徐々に小さくなっている。JSSC指針に示されている下限界応力拡大係数範囲 ΔK_{th} (平均設計曲線)は $76 \text{ N/mm}^{3/2}$ であり、 ΔK_{eff} がこれ以下となるき裂長さは63.7mmである。応力比 $R=-\infty$ 、応力範囲 100 N/mm^2 の疲労試験で求められた停留き裂長さは68~90mmであった。

以上のように、圧縮繰返し応力下で疲労き裂が停留する原因は、従来から考えられていたように残留応力による応力拡大係数がき裂長さによって変化するため、 ΔK_{eff} が ΔK_{th} よりも小さくなることによると考えられる。

(5) 疲労強度

各試験体の疲労試験結果を表-3に示す。表中には、破断するまでの寿命に加えて、き裂発生寿命、板厚貫通寿命も示している。き裂発生寿命は、き裂深さが1.0mmとなったときの荷重繰返し数と定義した。また、き裂深さ

図-16 き裂進展に伴う応力拡大係数の変化

図-17 き裂貫通の判断

図-18 疲労試験結果 (破断寿命)

が1.0mmとなったときの荷重繰返し数は、図-10に示したき裂深さとひずみ範囲減少率の関係より、止端から5mm位置のひずみ範囲減少率が14%のときの荷重繰返し数とした。

図-19 疲労試験結果 (き裂発生寿命)

図-20 疲労試験結果 (き裂貫通寿命)

図-17は、TC-100-CA試験体のFUとBUで得られた止端から5mm位置のひずみ範囲と荷重繰返し数の関係を示している。この試験体の主たる疲労き裂がBUから生じており、BUのひずみ範囲が荷重繰返し数15万回程度から減少し始めている。このき裂が板厚方向に進展したため、BUの裏面であるFUのひずみ範囲が荷重繰返し数90万回程度から増加している。そしてFUのひずみは105万回程度で最大となり、その直後に急減している。この減少はBUからのき裂が主板を貫通したために生じたと判断される。また、両面から疲労き裂が生じ、それらが合体して板を貫通した場合にも、ひずみ範囲の急激な減少が生じる。各試験体の板厚貫通寿命は、このようなひずみ範囲の測定結果から判断した。

応力範囲と破断に至るまでの疲労寿命の関係を図-18に示す。ビーチマーク試験を行った試験体の荷重繰返し数は、荷重範囲が半減している時の回数を1/8倍して加えている。なお、図中の矢印は、その繰返し数でも疲労破壊が生じなかったことを示している。図中にはJSSC指針に示されている各疲労強度等級の疲労設計曲線も示している。 $R=-\infty$ では疲労破壊が生じなかったため、最も疲労強度が高くなっている。JSSC指針では $R=-\infty$ の疲労強度を $R=0$ の1.3倍にしてよいとしているが、ここでの結果はそれよりもさらに大きい疲労強度の差が生じている。 $R=0$ と $R=-1$ での疲労強度はほぼ同じとなっている。これは、JSSC指針の規定 ($R=0$ と $R=-1$ で疲労強度は同じ) と一致している。

応力範囲とき裂発生寿命の関係を図-19に示す。応力範囲80 N/mm²では、応力比が低い試験体ほどき裂発生寿命が長くなっているものの、応力範囲125と100 N/mm²では疲労寿命に対する応力比の顕著な影響は認められない。

き裂貫通寿命で整理した疲労試験結果を図-20に示す。き裂発生寿命で整理した場合に応力範囲80 N/mm²で見ら

図-21 疲労試験結果 (き裂進展寿命)

れた応力比の影響は、き裂貫通寿命では明確ではない。他の応力範囲においてもき裂貫通寿命に対する応力比の影響は認められない。すなわち、疲労寿命を板厚貫通寿命と定義すれば、圧縮繰返し応力を受ける場合の面外ガセット溶接継手の疲労強度は、引張繰返し応力を受ける場合と同じである。

き裂が主板を貫通するまでの寿命とき裂発生寿命の差をき裂進展寿命と定義し、この寿命で整理した疲労試験結果を図-21に示す。ここで示すデータは、強度等級EとFの疲労設計曲線の間にほぼ位置している。図-19に示したき裂発生寿命で整理した場合のデータは強度等級F以下の領域に位置している。このことから、ここで用いた試験体では、深さ1mmのき裂が生じるまでの寿命よりも、深さ1mmのき裂から主板を貫通するまでの寿命の方が長いといえる。また、このような傾向に対する応力範囲と応力比の影響は認められない。

5. まとめ

圧縮繰返し応力を受ける面外ガセット溶接継手の疲労き裂発生・進展性状と疲労強度を明らかにする目的で、応力比を $-\infty$, -1 , 0 とした条件で軸方向荷重疲労試験を行った。ここで得られた主な結果は以下のとおりである。

- (1) 圧縮繰返し応力下 (応力比 $R=-\infty$) では、主板を貫通してある程度進展した後 (試験体幅120mmに対してき裂長さ60~100mm), 疲労き裂は停留した。このような疲労き裂の停留を、残留応力を考慮した疲労き裂進展解析により定性的に再現した。
- (2) 疲労き裂が主板を貫通するまでの領域では、疲労き裂の進展形状・進展速度に対する応力比 ($R=-\infty$, -1 , 0) の影響は認められなかった。
- (3) 応力比 ($R=-\infty$, -1 , 0) によらず、主板を貫通するまでの疲労き裂進展速度 da/dN は、高い引張残留応力場で得られているJSSC指針の平均設計曲線 (da/dN - ΔK 関係) とほぼ一致した。
- (4) 疲労き裂が主板を貫通するまでを疲労寿命とみなすと、応力範囲 - 疲労寿命関係に対する応力比 ($-\infty$, -1 , 0) の影響は認められなかった。

謝辞：本研究を推敲するにあたり、法政大学の学生であった中山大輝氏 (現在、NEXCO中日本) には多大なる協力をいただいた。また、本研究の一部は科学研究費基

盤研究(B) (課題番号：26289147) の補助を受けて実施した。ここに記して深謝します。

参考文献

- 1) 土木学会・鋼構造委員会・鋼床版の疲労改訂小委員会：鋼床版の疲労 (2010年改訂版), 丸善, 2010.
- 2) 森 猛, 長田 樹, 大住圭太：鋼床版デッキプレート・垂直スティブナ溶接部に生じる疲労き裂の再現と起点の検討, 鋼構造論文集, Vol.21, No.82, pp.87-98, 2014.
- 3) Takeshita, M., Mori, T. and Uchida, D. : A Study on Improvement of Fatigue Durability of Bearings in Steel I Girder Bridges, *The 12th Japan-Korea Joint Symposium on Steel Bridges*, pp.116-127, 2013.
- 4) 森 猛, 山本一貴, 内田大介, 林 暢彦：デッキプレート進展き裂を対象とした鋼床版疲労耐久性に対する残留応力除去焼鈍の効果, 鋼構造論文集, Vol.22, No.85, pp.101-109, 2015.
- 5) 日本鋼構造協会：鋼構造物の疲労設計指針・同解説 (2012年度版), 技報堂出版, 2012.
- 6) Shimokawa, H., Takena, K., Ito, F. and Miki, C. : Effects of Stress Ratios on the Fatigue Strengths of Cruciform Fillet Welded Joints, 土木学会論文集, No.344, pp.121-128, 1984.
- 7) 舘石和雄, 判治 剛, 崔 誠珉, 吉嶺建史, 高瀬達也：部分溶込み溶接で製作された鋼橋ブラケット基部の溶接継手の疲労強度, 鋼構造論文集, Vol.20, No.77, pp.15-24, 2013.

(2016. 10. 6 受付)

FATIGUE CRACK INITIATION-PROPAGATION AND STRENGTH OF OUT-OF-PLANE GUSSET WELDED JOINTS UNDER COMPRESSIVE CYCLIC STRESSES

Takeshi MORI and Naoto KIMURA

Fatigue tests have been carried out on out-of-plane gusset welded joint specimens under axially pulsating compressive stresses, reversed stresses and pulsating tensile stresses in order to clarify the fatigue crack initiation and propagation behavior, and fatigue strength under compressive cyclic stresses. In the fatigue tests, the multiple repeated two-step stress tests have been also performed for the purpose of leaving beach marks in a fatigue failure surface in addition to the constant amplitude stress tests. The fatigue test results suggest that the fatigue crack stops propagating under the pulsating compressive stresses after the crack penetrates the main plates and extends to a certain extent, the fatigue strength and propagation behavior before it penetrates the plate under the pulsating compressive stresses are the same as those under the pulsating tensile stresses.