すみ肉溶接継手のルートき裂に対する 変位基準の疲労強度評価法

館石 和雄¹・早田 直広²・判治 剛³・清水 優⁴

¹フェロー 名古屋大学大学院教授 工学研究科社会基盤工学専攻 (〒464-8603 名古屋市千種区不老町)

Email: tateishi@civil.nagoya-u.ac.jp

²学生会員 名古屋大学大学院修士課程 工学研究科社会基盤工学専攻 (〒464-8603 名古屋市千種区不老町)

Email: naohirosouda@gmail.com

³正会員 名古屋大学大学院准教授 工学研究科社会基盤工学専攻 (〒464-8603 名古屋市千種区不老町)

Email: hanji@civil.nagoya-u.ac.jp

⁴正会員 名古屋大学大学院助教 工学研究科社会基盤工学専攻 (〒464-8603 名古屋市千種区不老町)

Email: shimizu@civil.nagoya-u.ac.jp

すみ肉溶接継手のルート破壊に対しては、のど断面応力を用いた疲労照査法が示されているが、実際にはのど断面応力が定義できない場合も多い。本研究では、これに代わる手法として、有限要素解析で求めた未溶着部の開口変位を用いる方法について検討した。未溶着部の変位は、応力と比較して要素サイズによる影響が小さく、比較的粗い要素分割によっても安定的な値が得られる。解析結果に基づき、1mmの要素を配置して解析を行い、未溶着部先端から1mmの位置での変位に着目することを提案した。き裂進展解析および過去に行われた疲労試験の結果をその変位で整理した結果、変位と疲労強度には高い相関があり、のど断面応力による方法と同等の精度で疲労強度を推定できることが明らかとなった。

Key Words: fatigue, fillet weld joint, root failure, unfused zone, displacement, fatigue strength evaluation

1. はじめに

鋼橋の疲労き裂はすみ肉溶接継手に生じるものが多いが、すみ肉溶接継手の疲労き裂には、溶接止端を起点とする止端き裂と、溶接ルートを起点とするルートき裂がある。このうち、ルートき裂は、溶接内部から発生することから検知が難しく、それが表面に現れたときにはかなりの長さになっている場合も多い。また、溶接ビードを貫通したルートき裂が母材まで進展し、最終的にかなりの長さになることもある。止端き裂と同様に、ルートき裂に対してもその発生を防止することは重要である。

これまでルートき裂に関する研究は、主に荷重伝達型十字すみ肉溶接継手に対して行われてきた。その成果は日本鋼構造協会の疲労設計指針¹⁾(以下、JSSC 指針)などに取り込まれており、のど断面の公称応力を用いてH等級で照査を行うことが規定されている。この継手の疲労強度は低いため、一般にはすみ肉溶接を荷重伝達型の継手として使用することは避けられている²⁾。しかし、実橋においては、荷重

伝達を期待していないすみ肉溶接に力の伝達が生じることがあり、それにより、プレートガーダーの垂直補剛材上端溶接部や下フランジとソールプレートの溶接部など、様々な継手にルートき裂が生じている³⁾。これらの溶接継手は形状や応力状態が複雑であることから、公称のど断面応力に基づく疲労照査を適用することは難しく、ルートき裂に対して汎用的に適用できる疲労照査法の確立が望まれている。

ルートき裂に着目するもう一つの背景には、止端き裂を対象とした疲労強度向上技術の発展がある。止端き裂に対する対策として、グラインダー処理⁴⁾、ハンマーピーニング⁵⁾、超音波衝撃処理⁶⁾、超音波ピーニング⁷⁾、母材打撃ピーニング⁸⁾、低温変態溶接材料⁹⁾などの手法が提案され、一部は実用化されている。すみ肉溶接継手の場合、止端破壊が防止できれば、次の弱点はルート部となる。すなわち、ルート破壊に対する抵抗性が、その継手の疲労抵抗性を決定する。そのため、これまで以上にルートき裂に対する疲労強度を精度よく評価する技術の重要性が増している。

図-1 ルート部周辺の有限要素解析モデル

現在提案されている疲労照査手法のうち、ルートき裂に対して汎用的に使える手法としては、有効切欠き応力を用いる方法が有望である¹⁰⁾。有効切欠き応力とは、ルート部に仮想的に設けた半径 1mm の円形切欠き部の応力から疲労照査を行うものであり、国際溶接学会 (IIW) の疲労設計指針¹¹⁾においてその手順が示されている。しかし、有効切欠き応力を求めるためには切欠き部周辺に十分に小さな要素を配置する必要がある、例えば IIW の指針では 1/6mm 以下の要素を求めている。これは、特に三次元解析を行う場合にはかなりの労力を必要とすることから、実際に照査を行うのは容易ではない。

本研究では、ルートき裂に対する疲労照査手法として、未溶着部の変位を用いる手法を提案する。有限要素解析で溶接部をモデル化する場合、ルート部の形状を正確に再現することは困難であるため、図-1 に例示するような単純な形状にモデル化されることが多い。この場合、ルート部の形状が再現されていないことと、ルート部の応力は要素を小さくするほど大きくなることから、応力の値そのものの物理的な意味は薄い。ルート部の応力の大小によって疲労強度が議論されることがあるが、これはあくまでも相対比較であり、絶対的で汎用的な疲労強度の推定を行うことは困難である。一方、未溶着部の変位は物理的な意味が明確であり、かつ、要素を小さくするほど値がある値に収束する。よって、応力に着目する場合と比較して、要素サイズの影響を受けにくいことが予想される。

本研究では、まず要素サイズが未溶着部の変位に与える影響を調べ、疲労強度評価に用いるのに適切な要素サイズおよび変位の参照位置を明らかにする。次に荷重伝達型十字溶接継手および横突合せ溶接継手を対象に、ルート破壊する場合の疲労寿命と未溶着部の変位を解析により求め、両者の関係を調べることで、未溶着部の変位を用いた疲労強度評価手法を提案する。さらに、これらの2種類の溶接継

図-2 解析対象と载荷パターン

手と面外ガセット溶接継手を対象とした過去の疲労試験結果を用いて、提案する手法の妥当性を検討する。

2. ルート周辺の応力・変位の解析

(1) 解析条件

解析対象は図-2 に示す十字すみ肉溶接継手である。図の水平な板を主板、垂直な板を交差板と呼ぶこととする。このモデルに対して、汎用有限要素解析コード MSC. Marc を利用して弾性解析を行った。解析パラメータは、板厚 t 、脚長 s 、溶込み量 p 、ルートギャップ g 、载荷パターンである。载荷パターンは図-2 に示す5つとした。载荷パターン A および C は主板に引張および純曲げが作用する場合、载荷パターン B および D は交差板に引張および純曲げが作用する場合である。载荷パターン B および D によってルートき裂が発生するとは考えにくい、幅広い载荷条件での検討を行うためと、後述の面外ガセット継手に生じるルートき裂を念頭において、解析条件として加えた。载荷パターン E は交差板の鉛直変位を固定し、主板の端部に鉛直荷重を载荷することにより、未溶着部にせん断力と曲げを作用させる場合であり、主板長 L を変化させることでルート部におけるせん断応力と曲げ応力の比 τ/σ を変化させた。主板の全長は、载荷パターン A~D では 200mm, E では 50~300mm とした。交差板の全長は 200mm である。

要素には平面ひずみ一次要素を用い、ヤング率は

図-3 要素サイズ 1/64mm の要素分割例

図-5 ルート近傍の変形の模式図

200kN/mm², ポアソン比は 0.3 とした. 各解析ケースに対して, ルートを含む未溶着部付近の要素サイズを 1mm, 1/2mm, 1/8mm, 1/64mm とした 4 つのモデルを作成した. 既出の図-1 は, ルートギャップが 1mm で要素サイズが 1mm の場合の要素分割の例である. ルートギャップが 1mm で要素サイズが 1/64mm の場合の要素分割の例を図-3 に示す. 解析モデルの対称性を考慮し, 载荷パターン A, B では 1/4 モデル, 载荷パターン C, D, E では 1/2 モデルを解析対象とした. ルートギャップを 0mm とした場合, 载荷パターンによっては未溶着部に圧縮領域が生じ, 未溶着部の幅が狭くなる方向に変位するため, 要素が重なることとなる. しかし, 圧縮となる領域はルートから離れており, 未溶着部表面の接触の有無がルート周辺の変位に与える影響は小さいことから, 要素が重なる場合においてもその結果をそのまま用いることとし, 未溶着部表面の接触の影響は考慮しないこととした.

図-4 ルート近傍の応力

(2) 解析結果

板厚 16mm, 脚長 8mm, 溶込み量 0mm, ルートギャップ 0mm の継手において, 载荷パターン A で公称応力を 100N/mm²としたときの応力解析結果を図-4 に示す. 図の横軸はx軸方向の応力, 縦軸はルートからの溶接ビード方向の距離yであり, 要素サイズが異なった場合の応力分布の変化を示している. 当然であるが, 要素サイズが小さくなるほどルート (y=0) の応力は大きくなり, 値が発散していく.

一方, 未溶着部の変位として, ここでは次の二つの量に着目する. 一つは破壊力学でいうところの ModeI (開口型変形) に対応する変位であり, 未溶着部表面の相対する位置における, 表面に直角な方向の相対変位である. 以下ではこれを開口変位uと呼ぶ. ただし, 図-5 に示すように, ルートギャップがある場合には, 未溶着部先端に配置された要素の弾性変形が開口変位に含まれることになり, また, ルートギャップが大きくなるにつれてその影響が大きくなる. 実のど断面で整理した場合には, 疲労強度に与えるルートギャップの影響が小さい¹²⁾ことを考慮して, ここでは未溶着部先端の要素の弾性変形の影響は除外し, 次式により開口変位uを算出することとする.

$$u = |(u_B - u_{B0}) - (u_A - u_{A0})| \quad (1)$$

ここで, u_A , u_B は着目点のx軸方向変位, u_{A0} , u_{B0} はルートのx軸方向変位であり, ルートギャップが 0mm の場合には $u_{A0} = u_{B0}$ となる.

もう一つは, 開口変位uと, 未溶着部の相対する位置における表面に平行な方向の相対変位vにより, 次式により算出される変位dである.

$$v = |(v_B - v_{B0}) - (v_A - v_{A0})| \quad (2)$$

図-7 各载荷パターンでの未溶着部開口変位

図-6 ルート近傍の開口変位

$$d = \sqrt{u^2 + 3v^2} \quad (3)$$

ここで、 v_A 、 v_B は着目点の y 軸方向変位、 v_{A0} 、 v_{B0} はルートの y 軸方向変位である。 v は Mode II (面内せん断変形) に対応した変位であり、以下ではこれをせん断変位 v と呼ぶ。また、 d は Mode I と Mode II の混合モード条件下での応力拡大係数の考え方¹³⁾を参考に定めた変位であり、Mode I と Mode II の応力拡大係数を K_I 、 K_{II} としたときに、相当応力に対応するパラメータ $K_{eq} = \sqrt{K_I^2 + 3K_{II}^2}$ と疲労寿命に高い相関があることと、開口変位 u とせん断変位 v が、それぞれ K_I 、 K_{II} と比例関係にあることを利用して定めたものである。以下ではこれを合成変位 d と呼ぶ。

荷重伝達型十字すみ肉溶接継手の疲労試験結果によれば、ルートき裂は荷重に直角な方向に進むとは限らず、ある角度をもって溶接ビード内を斜めに進展する場合がある¹²⁾。これは、溶接ビード内の主応力方向が必ずしも荷重方向と直角ではないためである。よって、開口変位 u のみでは、斜めに進展するルートき裂に関する適切な指標とはならない可能性がある。これが開口変位 u に加えて合成変位 d にも着目する理由である。

図-4 と同じ解析ケースにおいて得られた未溶着部の開口変位 u を図-6 に示す。縦軸はルートからの板

厚方向の距離 y である。応力とは対照的に、開口変位は要素サイズが小さくなるほど収束していく。また、要素サイズが 1mm の場合とそれ以下の場合で、開口変位の差はそれほど顕著ではない。すなわち、ルート部の応力と比較して、未溶着部の開口変位の方が要素サイズの影響を受けにくいことが明らかである。要素サイズが 1/8mm の場合と 1/64mm の場合の結果はほぼ同一であり、開口変位が収束したとみなせることから、以後、要素サイズが 1/64mm のモデルから得られた開口変位が最も正解に近い値であるとみなし、それを u_c とする。結果は省略するが、合成変位 d についても、要素サイズが 1/8mm 以下で解析結果がほぼ同じとなることを確認しており、ここでは要素サイズ 1/64mm のモデルから得られた値を d_c とする。

図-4 で対象としたものと同じ継手に対して、载荷パターンを変えた場合の未溶着部の開口変位を図-7 に示す。縦軸はルートからの距離、横軸は各要素サイズのモデルより得られた開口変位 u を u_c で除した値である。ルートの極近傍を除いて、要素サイズを 1/8mm とした場合には値がほぼ 1.0 となっており、前述のように、要素サイズの影響は 1/8mm 程度以下の要素を用いれば消失する。しかし、実際の解析において、1/8mm 以下の小さい要素を配置することは煩雑であり、できるだけ大きな要素で解析を行えるのが望ましい。そこでここでは、要素サイズが大きい場合でも、その解析結果が収束値に対してほぼ同じ比率であることに着目する。具体的には、図-7 より、要素サイズが 1mm の場合、ルートから 1mm 離れた位置の u/u_c が、いずれの载荷パターンでも約 0.9 であることに着目する。

解析結果の一覧を表-1 に示す。表中の u_1/u_c 、 d_1/d_c とは、要素サイズ 1mm の解析モデルにより得られる、ルートから 1mm 位置での開口変位 u_1 および合成変位 d_1 と、それぞれの収束値 u_c 、 d_c との比である。表より、载荷パターンや継手寸法が変化した場合でも、ほとんどのケースにおいて u_1/u_c 、 d_1/d_c の値は

表-1 解析結果の一覧

No.	t (mm)	s (mm)	p (mm)	g (mm)	τ/σ	u_1/u_c					d_1/d_c				
						載荷パターン					載荷パターン				
						A	B	C	D	E	A	B	C	D	E
1	6	6	0	0		0.894	0.902	0.906	0.866		0.888	0.893	0.807	0.865	
2	8	6	0	0		0.892	0.900	0.906	0.874		0.886	0.883	0.831	0.874	
3	16	6	0	0		0.891	0.899	0.900	0.887		0.884	0.857	0.861	0.879	
4	16	8	0	0		0.898	0.904	0.907	0.891		0.891	0.870	0.862	0.888	
5	16	16	0	0		0.910	0.912	0.917	0.899		0.903	0.898	0.850	0.898	
6	16	8	1	0		0.900	0.904	0.908	0.892		0.895	0.874	0.848	0.890	
7	16	8	4	0		0.903	0.904	0.911	0.895		0.902	0.890	0.792	0.895	
8	16	8	7	0		0.863	0.863		0.861		0.863	0.863	0.574	0.861	
9	16	8	0	1		0.950					0.950				
10	16	8	0	2		0.934					0.936				
11	16	8	0	3		0.927					0.929				
12	16	8	0	0	0.375					0.911					0.910
13	16	8	0	0	0.188					0.909					0.889
14	16	8	0	0	0.094					0.908					0.875
15	16	8	0	0	0.063					0.908					0.871

表-2 き裂進展解析パラメータ (単位: mm)

(a)荷重伝達型十字継手				(b)横突合せ継手		
No.	板厚	脚長	溶込み量	No.	板厚	リガメント長 b
1	6	6	0	1	20	2
2	8	6	0	2	20	4
3	12	6	0	3	20	5
4	16	6	0	4	20	6
5	20	6	0	5	20	7
6	20	8	0	6	20	8
7	20	12	0	7	8	2
8	20	16	0	8	12	2
9	20	20	0	9	16	2
10	16	8	0	10	24	2
11	16	8	1			
12	16	8	2			
13	16	8	3			
14	16	8	4			

0.9 程度となっている。ただし、C 載荷（主板の純曲げ）の場合の d_1/d_c に着目すると、板厚が薄い場合（No. 1, 2）や溶込みが深い場合（No. 7）に 0.8 前後の値であり、他と比べて若干小さな値となっている。これらは、未溶着部が短く、そこに配置される要素数が少なくなるケースである。また、No. 8 ($t=16\text{mm}$, $p=7\text{mm}$) では 0.574 と極端に小さな値となっているが、これは未溶着長が 2mm となり、変位の着目位置が中立軸に一致して開口変位が 0 となるためであり、特殊なケースであるといえる。

要素サイズ 1mm という比較的粗い要素を用いた解析でも、継手寸法や載荷方法によらず、微細要素

を用いた場合の約 9 割の値が安定的に得られるという点は重要である。表-1 に示す結果のばらつきを大きいとみるか小さいとみるかは主観的な判断となるが、疲労強度そのもののばらつきを考えれば、工学的に許容される範囲の差であると考えられる。そこで本研究では、要素サイズを 1mm とした解析により得られる、ルートから 1mm 位置での開口変位または合成変位に着目し、これらの変位を用いた疲労強度評価法について検討する。以下においては、そのようにして求めた値を開口変位 u 、合成変位 d として表記する。

なお、ルートは高い応力集中点であり、塑性変形が生じるため、実際の開口変位はここでの弾性解析結果とは異なるであろう。本研究の目的は未溶着部の正確な開口変位を求めることではなく、要素サイズに比較的鈍感な変位の弾性解が、疲労照査のためのパラメータとして使用できるかを検討することにある。

3. き裂進展解析による検討

本章では、荷重伝達型十字溶接継手と横突合せ溶接継手の一軸引張載荷によるルート破壊を対象とする。このケースでは、せん断変位 v が開口変位 u に比べて非常に小さく、 $u \approx d$ となるため、開口変位 u のみに着目する。

図-8 き裂進展解析モデルの例

図-9 き裂進展解析結果

(1) 解析条件

き裂進展解析には、汎用き裂進展解析コード FRANC2D¹⁴⁾を用いた。解析パラメータを表-2に、解析モデルの例を図-8に示す。横突合せ継手のリガメント長とは未溶着部先端から板表面までの距離のことであり、余盛高は0mmとした。これらのパラメータを組み合わせ、14ケースの荷重伝達型十字継手および10ケースの横突合せ継手の解析を行い、公称応力 100 N/mm^2 の一軸引張が繰り返し作用するときの疲労寿命を求めた。解析条件として、初期き裂長は未溶着部長さ、限界き裂長はき裂がほぼ表面に達するまでの長さ、き裂進展方向の判定方法は最大主応力説、応力拡大係数の算出方法はJ積分法とした。き裂進展速度式にはJSSC 指針で定められている次式を用いた。

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^n, \quad C = 1.1 \times 10^{-12}, \quad n = 2.75 \quad (4)$$

ここで、 da/dN はき裂進展速度 (mm/cycle)、 ΔK は応力拡大係数範囲 ($\text{N/mm}^{3/2}$) である。解析は平面ひずみ条件下で行い、ヤング率は 200 kN/mm^2 、ポ

アソン比は0.3とした。ルート近傍の要素サイズは0.5mmとした。

未溶着部の変位は、MSC. Marcの平面ひずみ一次要素を用いた二次元弾性解析により求めた。ルート近傍の要素サイズは1mmとし、ルートから1mm位置の未溶着部開口変位 u を求めた。

(2) 解析結果

き裂進展解析により求めた疲労寿命と未溶着部の開口変位 u の関係を図-9に示す。図中のRは相関係数である。図より、横突合せ継手の解析結果は荷重伝達型十字継手の結果よりも明らかに下に分布していることがわかる。また、継手形状が同じでも解析結果は一本の直線に沿っておらず、若干のばらつきが見られる。これは継手寸法の影響であると考えられる。

溶接止端から発生するき裂に対する疲労き裂進展解析は、初期き裂長を0.1mmなどに設定して行う¹⁾。この場合、き裂進展速度は、き裂が短いちは遅いが、き裂が長くなるにつれて急激に増加する。そのため、全体のき裂進展寿命に対しては、き裂が短いうちに費やされる寿命がほとんどを占め、き裂が長くなってからの寿命は最終的な結果にはほとんど影響を与えない。それに対して、今回の解析では、初期き裂長を未溶着部の長さとしており、き裂が長い状態から進展を開始することになる。そのため、板厚やリガメント長さが解析結果に与える影響が大きく、継手の全体寸法によって結果がばらついたものと考えられる。この点を考慮するために、以下のような補正を行うこととした。

図-8 (b) に示すように帯板の中央に未溶着部が存在するものとし、未溶着部をき裂とみなすと、これに対する応力拡大係数範囲は次のように表される¹⁵⁾。

表-3 荷重伝達型十字溶接継手 (単位: mm)

試験体	NRIM ¹⁶⁾		森ら				木下	永井ら ²¹⁾		穴見・横田 ²²⁾			名大
	9T1	20T1	1999 ¹⁷⁾	1994 ¹⁸⁾	S3G ¹⁹⁾	S5G ¹⁹⁾	ら ²⁰⁾	A	B	At	Bt	Ct	
载荷条件	引張	引張	引張	引張	4点曲げ	4点曲げ	引張	引張	引張	引張	引張	引張	板曲げ
主板厚	9	20	16	16	15	15	30	30	30	22	22	22	16
交差板厚	9	20	16	16	15	15	25	25	25	22	22	22	16
脚長	5.7	12.7	11	7.7	3	5	26	26	26	10	10.5	9.1	7.8
ルートギャップ	0	0	0*	0*	0*	0*	0*	0.7	0.7	0	0	2.4	0
溶込み量	1	1	1	0.1	1.85	0.9	0	0	0	0	4.7	4.3	0.7

*は文献に明記されていないもの。

図-10 リガメント長の影響を考慮した解析結果

$$\Delta K = \Delta \sigma \sqrt{\pi a} \sqrt{\sec(\pi a/t)} \quad (5)$$

ここで、 a はき裂の半長、 t は板厚である。これを式(4)に代入すると、疲労寿命は以下ようになる。

$$N = \frac{(\xi_i \sec \xi_i)^{n/2}}{C(\Delta K_i)^n} \frac{t}{\pi} \int_{\xi_i}^{\xi_c} \left(\frac{1}{\xi \sec \xi} \right)^{n/2} d\xi \quad (6)$$

ここで、 ΔK_i は初期き裂に対する応力拡大係数範囲、 $\xi = \pi a/t$ 、 $\xi_i = \pi a_i/t$ 、 $\xi_c = \pi a_c/t$ 、 a_i は初期き裂長、 a_c は限界き裂長である。ここでは $n=3$ とおくこととし、き裂長が板厚の半分以上になった場合、すなわち $2a/t > 0.5$ ($\xi > \pi/4$) の場合のみに着目すると、相関係数0.995で以下の近似が成り立つ。

$$\left(\frac{1}{\xi \sec \xi} \right)^{3/2} = 1.47 \left(\frac{\pi}{2} - \xi \right)^2 \quad (7)$$

これを式(6)に代入し、 $\xi_c = \pi/2$ として実際に積分を行うと、次式が得られる。

$$N = \frac{1}{C(\Delta K_i)^3} \frac{t - 2a_i}{6} \quad (8)$$

ここで、 $t - 2a_i$ は板厚からき裂長を差し引いた長さ、すなわち図-8(b)に示すリガメント長に等しく、これを $2b$ とする。応力拡大係数範囲とき裂開口変位とは比例関係にあるので、上式の ΔK_i を u で置き換

表-4 横突合せ溶接継手 (単位: mm)

試験体	森ら ²³⁾			金ら ²⁴⁾	
	レ-0	レ-0F	レ-1	B0G0	B0G1
载荷条件	引張	引張	引張	引張	引張
板厚	12	12	12	16	16
試験体長	600	600	600	1000	1000
余盛幅	上面	11.8	0	11.1	0
	下面	11.2	0	11.9	0
余盛高	上面	2.4	0	2.5	0
	下面	3	0	2.9	0
余盛偏心量	1.7	0	1.4	0	0
未溶着長	5.8	5.9	5.1	2.8	6.5
未溶着偏心量	0.6	7.05	0.35	0	0
ルートギャップ	0	0	1	0	1.5

え、その他の係数をまとめて C' とすると、式(8)は次のように表すことができる。

$$\left(\frac{u}{b^{1/3}} \right)^3 N = C' \quad (9)$$

すなわち、開口変位を $b^{1/3}$ で除した値と疲労寿命は両対数紙上で線形関係になる。

き裂進展解析の結果、既往の研究¹⁸⁾と同様に、疲労き裂は荷重に対してほぼ垂直な方向に進展したため、ここでは b として、図-8に示すように荷重伝達型十字継手では(脚長+溶込み量)、横突合せ継手では(板厚-未溶着長)/2をとることとする。き裂進展解析結果を $u/b^{1/3}$ で整理した結果を図-10に示す。リガメント長の影響を考慮したパラメータ $u/b^{1/3}$ を用いることで、継手の種類や寸法によるばらつきがほとんど見られなくなる。式(7)に示す近似式は $2a/t > 0.5$ の条件で求めたものであり、解析ケースの中にはその条件から外れるものも含まれているが、この補正により実用上十分な精度で疲労強度を整理できることがわかる。

式(9)は、中央き裂を有する帯板が引張载荷を受ける場合の考察により得られたものである。よって、これと異なる形状や载荷条件においては、 $u/b^{1/3}$ を用いることの理論的根拠は失われる。しかし、

図-11 解析モデルの例

図-13 開口変位 u で整理した結果

ルートき裂に対してはリガメント長が疲労寿命に影響を与えることは明らかであるので、それを考慮するための便宜上の手法として、ここでは $u/b^{1/3}$ が他の場合にも一般的に使えるものと仮定し、ルートき裂に対する疲労強度を評価するパラメータとして用いることを試みる。次章において、疲労試験結果を基にその妥当性について検討する。

4. 疲労試験結果による検証

(1) 荷重伝達型十字継手および横突合せ継手への適用

荷重伝達型十字継手および横突合せ継手に対して行われた疲労試験のうち、ルートき裂によって破壊した試験結果が記載されている文献を調査した。荷重伝達型十字継手に関する文献および疲労試験体の寸法等を表-3に¹⁶⁾⁻²²⁾、横突合せ継手に関するそれを表-4に示す²³⁾⁻²⁴⁾。荷重伝達型十字継手については名古屋大学で行った板曲げ振動試験機による試験体1体も含めた。これらのデータを参考に、個々の試験体ごとに解析モデルを作成し、疲労試験と同じ境界条件を設定して解析することで、未溶着部の変位を求めた。

図-12 のど断面応力で整理した結果

解析モデルの一例として、森ら²³⁾が用いた横突合せ継手試験体のモデルを図-11に示す。試験体の寸法は、文献から得られる中で最も正確だと思われるもの(例えば計測結果の平均値)を用いているが、ルートギャップについて文献中に記載がない場合は0mmとした。また、溶込み量について記載が無く、すみ肉溶接とわかる試験体については溶込み量を0mmとした。止端半径は全てのモデルで0mmとし、グラインダーやピーニングによる止端形状の変化は解析モデルに反映していない。

平面ひずみ一次要素による二次元弾性解析を行い、ヤング率は200kN/mm²、ポアソン比は0.3とした。ルート近傍の要素サイズは基本的に1mmとしたが、例えばルートギャップが1.5mmの場合など、1mmの要素ではモデル化が不可能な場合にはそれより小さいサイズの要素を用いた。

のど断面応力によって疲労寿命を整理した結果を図-12に示す。のど厚は、荷重伝達型十字継手の場合には(脚長+溶込み量)× $\sqrt{2}$ とし、横突合せ継手の場合には(余盛高+板厚-未溶着長)とした。曲げ载荷を受ける荷重伝達型十字継手ののど断面応力は、外力モーメントと等しくなるように上下の溶接部の展開断面に生じる偶力を求め、それをのど断面積で除すことによって求めた。図中にはJSSC指針のH等級の設計曲線とともに示す。荷重伝達型十字継手の疲労試験結果はH等級を下限とする位置に分布しており、現在のJSSC指針の規定が適切であることがわかる。また、JSSC指針では横突合せ継手のルート破壊に対する設計曲線は示されていないが、疲労強度は荷重伝達型十字継手のそれと同程度となっている。

解析から求めた開口変位 u で疲労強度を整理した結果を図-13に示す。継手の種類や载荷方法によ

表-5 面外ガセット溶接継手 (単位: mm)

試験体		森ら				三木ら ²⁷⁾		下川ら ^{28),29)}			名大	
		BG ²⁵⁾	DG ²⁵⁾	F-AW ²⁶⁾	F-LS ²⁶⁾	LTT	HP	GA	GB	GE	No.18	No.20
载荷条件		引張	引張	引張	引張	引張	引張	引張	引張	引張	板曲げ	板曲げ
板厚	主板	12	12	10	10	12	12	30	30	30	16	16
	ガセット	12	12	16	16	12	12	15	15	36	16	16
脚長	主板側	13	13	7.5	14	15*	8*	13.8*	16.2*	13.4*	12.4	12.2
	ガセット側	7.6	7.3	8.2	12.9	10*	10*	11.2*	8.7*	13.6*	7.4	8.3
溶込み量	長手方向	0	0	2.4	1.5	0	0	0	0	0	2.5	0
	幅方向	0	0	0	0	0	0	0	0	0	5	5
主板的幅		150	150	120	120	70	70	300	300	280	300	300
主板的長		700	700	700	700	500	500	3000	3000	3000	700	700
ガセット長		110	110	160	160	100	100	380	380	450	340	340
ガセット高		50	50	50	50	50	50	190	190	200	300	300

*は写真などから推定したもの。

図-14 $u/b^{1/3}$ で整理した結果

図-15 $d/b^{1/3}$ で整理した結果

て疲労強度が異なっており、前章で示したき裂進展解析結果と同様に、十字継手(引張)よりも突合せ継手の方が疲労強度が低くなっている。また、のど断面応力で整理した結果と比べて全体的にばらつきが大きい。よって、開口変位 u では、ルート破壊に対する疲労強度評価を精度よく行うことはできない。

リガメント長の影響を考慮した開口変位 $u/b^{1/3}$ を用いて疲労強度を整理した結果を図-14に示す。継手の種類による差は小さくなり、相関係数はのど断面応力で整理した場合の値に近づいている。しかし、十字継手の結果に着目すると、曲げ载荷による結果が引張载荷の結果に比べて低くなっている。曲げを受けた場合の未溶着部の開口挙動を観察したところ、開口変位 u に加え、表面に平行な方向のせん断変位 v も生じており、その大きさは開口変位の40~50%と比較的大きなものとなっていた。そこで、開口変位 u ではなく、合成変位 d を $b^{1/3}$ で除した値で疲労試験結果を整理しなおした。再整理した結果を図-15に示す。 $d/b^{1/3}$ で整理することで、十字継手の曲げ载荷と引張载荷の差は小さくなり、全デー

タから求めた相関係数は、のど断面応力で整理した場合とほぼ同じ値となった。

以上より、リガメント長の影響を考慮した合成変位 $d/b^{1/3}$ を用いることで、のど断面応力で整理する場合と同等の精度で疲労強度が評価できることが明らかとなった。

(2) 面外ガセット継手への適用

公称のど断面応力が定義できない例として、面外ガセット溶接継手に着目して本手法の適用を試みる。文献調査を行い、面外ガセット溶接継手がルートき裂によって疲労破壊した試験体を抽出した。表-5に試験体の寸法や载荷条件を示す²⁵⁾⁻²⁹⁾。ルート破壊が生じたものであっても、ルート部に三角形の未溶着部が残されているものなど、一般的な試験体と大きく条件が異なっているものは対象からはずした。また、名古屋大学で行った板曲げ振動試験機による2体の試験結果も用いた。表中に示す脚長や溶込み量は、文献に記載されているものはそれを用い、記載のないものは写真などから推定した。

図-16 解析モデルの例

図-18 面外ガセット継手のリガメント長

例として、森ら²⁵⁾が用いた面外ガセット継手試験体のモデルを図-16示す。解析は8節点ソリッド要素を用いた三次元弾性解析であり、他の解析条件は荷重伝達型継手および横突合せ継手に対するものと同様である。変位の着目位置は、試験体中心線上の、未溶着部のルートから1mm離れた位置とした。

解析結果の例として、試験体中心線上に沿った未溶着部の変形の様子を図-17に示す。面外ガセット継手では、未溶着部が荷重方向と平行な向きに存在しているため、未溶着部には開口変位だけでなく、試験体長手方向の相対変位が生じていることがわかる。

前節までの結果に基づき、面外ガセット継手の疲労寿命を、リガメント長の影響を考慮した合成変位 $d/b^{1/3}$ で整理することを試みた。回し溶接部の脚長は、主板側よりもガセット側の方が小さいのが一般的であるため、ここではガセット側の脚長を用い、それと溶込み量を考慮して、図-18および次式に示すようにリガメント長 b を定めた。

$$b = (p_l + s_g) / \sqrt{2} \quad (10)$$

ここで、 p_l は長手方向の溶込み量、 s_g はガセット側の脚長である。 $d/b^{1/3}$ で疲労寿命を整理した結果を図-19に示す。面外ガセット継手のように、荷重と未溶着部の向きが平行な場合においても、 $d/b^{1/3}$ で整理することによって、ほとんどの結果が狭いばらつきの範囲内に収まり、全データから得られる相関

図-17 面外ガセット継手の変形図

 図-19 $d/b^{1/3}$ で整理した結果

係数は、のど断面応力によって整理した場合と同等となった。

以上より、要素サイズ1mmの解析モデルから得られる、ルートから1mm位置の合成変位 d を $b^{1/3}$ で除した値を用いることで、ルートき裂を対象とした溶接継手の疲労寿命が、これまでと同等の精度で予測できることが明らかとなった。本手法によれば、公称のど断面応力が求められない場合でも、1mm程度の比較的粗い要素を用いた有限要素解析を行えば、疲労寿命の予測が可能となる。

未溶着部における合成変位を用いた疲労設計曲線として以下の式を提案する。

$$\left(\frac{d}{b^{1/3}} \right)^3 N = 6.86 \times 10^{-4} \quad (11)$$

ここに、 d は合成変位 (mm)、 b はリガメント長 (mm)、 N は疲労寿命である。式(11)で示される線を図-19中に併せて示す。

5. 結論

未溶着部の変位を用いて、すみ肉溶接継手のルート破壊に対する疲労強度を評価する方法について検討し、以下の結論を得た。

- (1) ルート部周辺の要素サイズを 1mm とした解析モデルから得られる、ルートから 1mm 離れた未溶着部の相対変位は、継手寸法や載荷方法によらず、微細要素を用いた解析モデルから得られる値の 0.9 倍程度の値となったことから、この相対変位を疲労照査に用いるパラメータとして提案した。
- (2) 荷重伝達型十字溶接継手および横突合せ溶接継手を対象としたき裂進展解析結果より、未溶着部の開口変位に、リガメント長の影響を考慮することで、疲労寿命を精度よく推定できることを示した。
- (3) 荷重伝達型十字継手と横突合せ継手に対する疲労試験により求められた疲労寿命を、(2)と同じ手法で整理した結果、引張載荷の場合と曲げ載荷の場合で疲労強度が異なる結果となった。未溶着部の開口変位とせん断変位とから算出される合成変位に、リガメント長の影響を考慮することで、載荷方法による差はなくなり、のど断面応力で整理した場合と同程度の相関が得られた。
- (4) 面外ガセット継手に生じるルート破壊に対しても、(3)の手法を適用できることが明らかとなった。

本論文で対象としたのは、荷重伝達型十字継手など、未溶着部の形状が平面状のもののみである。鋼床版のUリブとデッキプレートの溶接部など、未溶着部の形状がそれと異なる場合への適用性については今後の課題としたい。

謝辞：本研究の実施にあたっては文部科学省科学研究費補助金（課題番号 25420481）の援助を受けた。また、本研究は日本鋼構造協会「鋼橋の合理化構造・耐久性向上委員会」（日本鉄鋼連盟委託）の疲労強度研究部会の活動の一部として実施したものである。（一社）施工技術総合研究所の小野秀一氏には既往の疲労試験に関するデータをご提供いただいた。ここに記して関係各位に感謝します。

参考文献

- 1) 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、2012。
- 2) 日本道路協会：鋼道路橋の疲労設計指針、丸善、2002。

- 3) 土木学会鋼構造委員会：鋼橋の疲労対策技術、鋼構造シリーズ 22、丸善、2013。
- 4) 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。
- 5) Haagensen, P. J. and Maddox, S. J. : Recommendation on post weld improvement of steel and aluminum structures, *International Institute of Welding*, XIII-1815-00, 2006。
- 6) 山口篤志、戸ヶ崎祐、本田尚、佐々木哲也、辻裕一：UITによる高張力鋼溶接継手の疲労強度改善、日本機械学会論文集 A 編, Vol. 77, No. 777, pp.690-693, 2011。
- 7) Kudryavtsev, Y., Kleiman, J., Lobanov, L., Knysh, V. and Prokopenko, G. : Fatigue life improvement of welded elements by ultrasonic peening, *International Institute of Welding*, XIII-2010-04, 2004。
- 8) 森影康、中西克佳、栗原康行、伊木聡、村上琢哉、加藤真志、軯一、土居真：母材打撃ハンマーピーニングによる継手疲労強度向上（第 1 報）、溶接学会季全国大会講演概要, Vol. 92, pp.160-161, 2013。
- 9) 太田昭彦、前田芳夫、鈴木直之：低変態温度溶接材料による角回溶接継手の疲労強度の 2 倍化、鋼構造年次論文報告集, Vol. 7, pp.173-180, 1999。
- 10) 森猛、明見政雄：十字溶接継手ルート破壊の疲労強度評価に対する有効切欠き応力概念の適用性、土木学会論文集 A, Vol. 165, No. 1, pp.188-195, 2009。
- 11) Hobbacher, A. : Recommendations for fatigue design of welded joints and components, *International Institute of Welding*, XIII-1569-96/ XV-845-96, 2007。
- 12) 貝沼重信、川本恭朗、高松大輔、山田健太郎：溶接姿勢とルートギャップが荷重伝達型十字溶接継手の疲労強度に及ぼす影響、土木学会論文集, No. 647/ I-51, pp.435-445, 2000。
- 13) 横堀寿光、横堀武夫、石井顕治、佐藤清、庄司一夫：モード I・モード II 組合せ応力負荷の下での疲労き裂進展挙動とき裂の発生・破断寿命、材料, Vol. 35, No. 395, pp.930-935, 1986。
- 14) Wawrzynek, P. and Ingraffea, A. : *FRANC2D User's Guide*, ver. 3. 1, 1993。
- 15) 岡村弘之：線形破壊力学入門、培風館、1976。
- 16) 金属材料技術研究所：溶接構造用圧延鋼 SM50B 十字溶接継手の疲れ特性データシート（試験片寸法の効果）、疲れデータシート, No. 18, 1980。
- 17) 森猛、一宮充：荷重伝達型十字すみ肉溶接継手の疲労破壊起点の検討、溶接学会論文集, Vol. 17, No. 1, pp. 94-101, 1999。
- 18) 森猛、貝沼重信：荷重伝達型十字すみ肉溶接継手・ルート破壊の疲労強度評価方法の提案、土木学会論文集, No. 501, pp.95-102, 1994。
- 19) 森猛、内田大介、福岡哲二、明見正雄：板曲げを受け

- る十字溶接継手ルート破壊の疲労強度評価法の提案, 土木学会論文集 A, Vol. 66, No. 3, pp.568-575, 2010.
- 20) 木下幸治, 荒川慎平, 盛高志: 軟質溶接継手を適用した荷重伝達型十字すみ肉溶接継手の疲労強度, 鋼構造論文集, Vol. 18, No. 69, pp.33-40, 2011.
- 21) 永井欣一, 岩田光正, 康聖原, 新井誠: 軟質十字すみ肉溶接継手の片振り引張疲労強度について, 日本造船学会論文集, No. 148, pp.261-267, 1980.
- 22) 穴見健吾, 横田博之: 引張と曲げを受ける荷重伝達十字継手の疲労挙動, 構造工学論文集, Vol. 54A, pp. 695-702, 2008.
- 23) 森猛, 藤野大地, 南邦明, 谷口哲志: 余盛と未溶着を有する横突合せ溶接継手の疲労強度評価, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol. 70, No. 1, pp.118-128, 2014.
- 24) 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.
- 25) 森猛, 猪股俊哉, 平山繁幸: グラインダー仕上げ方法が面外ガセット溶接継手の疲労強度に及ぼす影響, 鋼構造論文集, Vol. 11, No. 42, pp.55-62, 2004.
- 26) 谷口哲憲, 森猛, 遠藤健太: 面外ガセット溶接継手ルート破壊の疲労強度評価法の検討, 土木学会第 69 回年次学術講演会, I-481, pp.961-962, 2014.
- 27) 三木千寿, 穴見健吾, 樋口嘉剛: 低温相変態溶接棒を用いた付加溶接による疲労強度向上の試み, 土木学会論文集, No. 710/I-60, pp.311-319, 2002.
- 28) 下川浩資, 竹名興英, 伊藤文夫, 三木千寿: 800MPa 級の鋼材の大型ガセット継手の疲労強度, 構造工学論文集, Vol. 33A, pp.429-437, 1987.
- 29) 本州四国連絡橋公団: 本州四国連絡橋大型疲労試験写真集, 海洋架橋調査会, 1996.

(2015. 2. 2 受付)

DISPLACEMENT BASED FATIGUE STRENGTH EVALUATION FOR ROOT FAILURE IN FILLET WELD JOINTS

Kazuo TATEISHI, Naohiro SODA, Takeshi HANJI and Masaru SHIMIZU

Fatigue strength for root failure in fillet weld joints is conventionally estimated with nominal stress in weld throat. This idea is applicable only when the nominal throat stress is clearly obtained. This paper presents a new fatigue strength evaluation method for root failure, based on displacement at unfused zone around weld root. An advantage of the use of the displacement, instead of stresses, is low sensitivity to finite element mesh in FEA. We propose a method to use the displacement at the spot 1mm away from the root on unfused zone surface, obtained by FEA with 1mm size elements, as a parameter for fatigue strength evaluation. The results of analytical and experimental verification on load-carrying cruciform joints, butt joints and out-of-plane gusset joints demonstrate that the displacement based method can evaluate the fatigue strength of root failure with the accuracy equivalent to that of throat stress method.