

鋼橋に生じる疲労き裂の簡易な補強・補修工法
に関する研究

2015 年

松本 理佐

目次

| | |
|---|--------|
| 第1章 序論 | - 1 - |
| 1.1 研究背景 | - 1 - |
| 1.2 鋼橋の疲労き裂の対策技術..... | - 3 - |
| 1.2.1 予防保全対策としての補強技術..... | - 3 - |
| 1.2.2 事後保全対策としての補修技術..... | - 4 - |
| 1.3 鋼床版に発生する疲労き裂..... | - 7 - |
| 1.4 研究目的 | - 12 - |
| 第2章 ピーニング処理工法による疲労き裂の予防保全..... | - 18 - |
| 2.1 はじめに | - 18 - |
| 2.2 ピーニング処理によって生じる残留応力分布の再現..... | - 18 - |
| 2.2.1 試験概要 | - 18 - |
| 2.2.2 計測結果 | - 20 - |
| 2.2.3 有限要素解析による残留応力の再現..... | - 24 - |
| 2.3 溶接止端から離れた位置のピーニングによる溶接部の疲労強度向上効果..... | - 26 - |
| 2.3.1 試験概要 | - 26 - |
| 2.3.2 試験結果 | - 28 - |
| 2.4 ピーニング処理された溶接継手の疲労強度に圧縮の過荷重が及ぼす影響..... | - 31 - |
| 2.4.1 疲労試験 | - 32 - |
| 2.4.2 試験結果 | - 34 - |
| 2.4.3 OLによる溶接止端部の残留応力の変化 | - 37 - |
| 2.4.4 OLによる疲労強度向上効果の低下の推定 | - 40 - |
| 2.5 まとめ | - 43 - |
| 第3章 ICR 処理された疲労き裂の開閉口挙動の解明 | - 46 - |
| 3.1 はじめに | - 46 - |
| 3.2 ICR 処理のよって閉口したき裂の開閉口挙動..... | - 48 - |
| 3.2.1 軸方向荷重を受ける場合..... | - 49 - |
| 3.2.2 板曲げ荷重を受ける場合..... | - 49 - |
| 3.3 静的載荷試験 | - 50 - |
| 3.3.1 試験体 | - 50 - |
| 3.3.2 静的載荷試験..... | - 51 - |
| 3.4 試験結果 | - 51 - |
| 3.4.1 引張応力を受ける場合..... | - 51 - |
| 3.4.2 圧縮応力を受ける場合..... | - 56 - |

| | | |
|-------|-----------------------------------|---------|
| 3.5 | まとめ | - 59 - |
| 第4章 | き裂閉口によるストップホール疲労強度向上 | - 61 - |
| 4.1 | はじめに | - 61 - |
| 4.2 | ICR 処理によるストップホール縁の応力集中低減効果 | - 62 - |
| 4.2.1 | 静的载荷試験 | - 62 - |
| 4.2.2 | 試験結果 | - 62 - |
| 4.2.3 | スリット閉口部に生じる応力 | - 64 - |
| 4.2.4 | スリット長がストップホール縁の応力集中に与える影響 | - 65 - |
| 4.3 | 板曲げ荷重下での ICR 処理によるストップホール疲労強度向上効果 | - 66 - |
| 4.3.1 | 板曲げ疲労試験 | - 66 - |
| 4.3.2 | 試験結果 | - 68 - |
| 4.3.3 | SH(ICR)シリーズの疲労強度の推定 | - 71 - |
| 4.3.4 | SH(ICR)の疲労寿命向上効果の評価 | - 75 - |
| 4.4 | 過荷重がき裂部を閉口したストップホール疲労強度に与える影響 | - 77 - |
| 4.4.1 | 過荷重の作用によるき裂開口メカニズム | - 77 - |
| 4.4.2 | OL の定義 | - 78 - |
| 4.4.3 | 板曲げ疲労試験 | - 78 - |
| 4.4.4 | 試験結果 | - 79 - |
| 4.4.5 | OL を受けた場合のストップホール疲労寿命の推定 | - 82 - |
| 4.4.6 | スリットの開口公称応力の推定 | - 83 - |
| 4.5 | 軸方向荷重下での ICR 処理によるストップホール疲労強度向上効果 | - 84 - |
| 4.5.1 | 引張疲労試験 | - 84 - |
| 4.5.2 | 試験結果 | - 85 - |
| 4.5.3 | ストップホール疲労寿命の推定 | - 88 - |
| 4.6 | まとめ | - 89 - |
| 第5章 | 当て板接着による疲労寿命延命効果 | - 91 - |
| 5.1 | はじめに | - 91 - |
| 5.2 | 当て板接着補修されたき裂を有する鋼板の応力拡大係数の定式化 | - 91 - |
| 5.2.1 | 当て板接着補修された貫通き裂の応力拡大係数 | - 91 - |
| 5.2.2 | 当て板接着による応力拡大係数の低減要因 | - 94 - |
| 5.2.3 | 架橋応力の導出 | - 95 - |
| 5.2.4 | 当て板接着補修された貫通き裂の応力拡大係数の推定式 | - 100 - |
| 5.2.5 | 当て板の厚さと幅が応力拡大係数に与える影響 | - 103 - |
| 5.3 | 軸方向荷重を受ける場合の当て板接着による疲労寿命延命効果 | - 104 - |
| 5.3.1 | 引張疲労試験 | - 104 - |
| 5.3.2 | 有限要素解析 | - 107 - |

| | | |
|-------|---------------------------------------|---------|
| 5.3.3 | 線形破壊力学による応力拡大係数の算出..... | - 109 - |
| 5.3.4 | き裂進展解析..... | - 111 - |
| 5.4 | 板曲げ荷重を受ける場合の当て板接着による疲労寿命延命効果..... | - 112 - |
| 5.4.1 | 板曲げ疲労試験..... | - 112 - |
| 5.4.2 | 応力比 0 の場合の試験結果..... | - 113 - |
| 5.4.3 | 応力比-∞の試験結果..... | - 119 - |
| 5.5 | まとめ..... | - 123 - |
| 第 6 章 | 鋼床版の垂直補剛材溶接部のき裂を対象とした各種補修法の効果の比較..... | - 125 - |
| 6.1 | はじめに..... | - 125 - |
| 6.2 | 面外ガセット試験体を用いた各種補修法の効果の比較..... | - 126 - |
| 6.2.1 | 試験体の概要..... | - 126 - |
| 6.2.2 | 疲労試験概要..... | - 130 - |
| 6.2.3 | 疲労試験結果..... | - 131 - |
| 6.2.4 | FEM 解析概要..... | - 138 - |
| 6.2.5 | 解析結果..... | - 140 - |
| 6.3 | 実物大の鋼床版試験体を用いた ICR 処理工法の補修効果の検討..... | - 144 - |
| 6.3.1 | 鋼床版疲労試験の概要..... | - 144 - |
| 6.3.2 | 鋼床版疲労試験の結果..... | - 145 - |
| 6.3.3 | 板曲げ疲労試験の結果との比較..... | - 149 - |
| 6.4 | まとめ..... | - 151 - |
| 第 7 章 | 結論..... | - 153 - |

謝辞

第1章 序論

1.1 研究背景

現在、我が国には、橋長 2m 以上の道路橋がおよそ 70 万橋存在し、その内の約 4 割が鋼橋である。橋長が 15m 以上の道路橋の建設数の推移を図-1.1 に示す。この図からわかるように、1950 年代前半から道路橋の建設数が増え始め、1970 年代前半に建設のピークを迎えている¹⁾。その後、1980 年代からトラス橋、アーチ橋および鋼板桁橋で疲労き裂の発生が報告され始めた²⁾。近年では、鋼製橋脚や鋼床版でも疲労き裂の発生が報告されている^{3) 4)}。

一方、我が国においては、2002 年から道路橋示方書・同解説書で鋼橋の疲労設計が導入された⁵⁾。図-1.1 からわかるように、現存する橋梁の 9 割が 2002 年の改正以前に建設されているため、鋼道路橋や鋼鉄道橋において多数の疲労き裂が報告されており^{2) 4)}、今後も供用年数や交通量の増加に伴って、更なる疲労き裂の発生が懸念される。

最初に述べたように、我が国では、1980 年代からトラス橋やアーチ橋に疲労き裂が発生していることが報告され始めた。トラス橋やアーチ橋に発生する疲労き裂の模式図を図-1.2, 1.3 に示す。図-1.2 の主構と横桁の接合部に発生する疲労き裂は、主構と縦桁の橋軸方向の相対的な変位差によって横桁に生じる面外曲げ応力に起因する²⁾。図-1.3 のアーチ橋の吊材の上下端の接合部に発生する疲労き裂は、アーチリブと補剛材の橋軸方向の相対的な変位差によって垂直材に生じる面外曲げ応力に起因する²⁾。

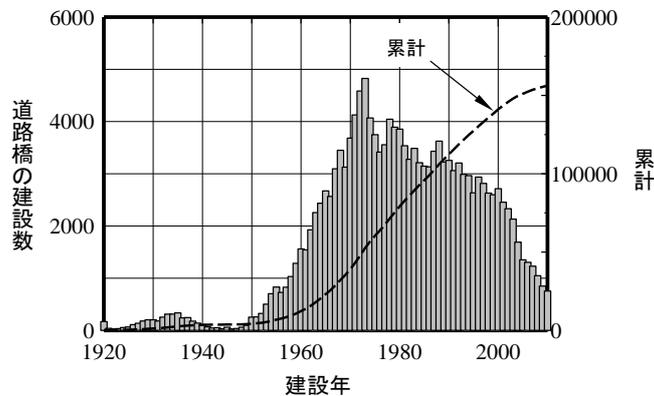


図-1.1 道路橋の建設数の推移

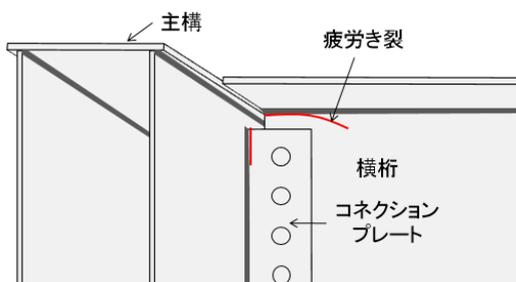


図-1.2 主構と横桁の接合部に発生する疲労き裂

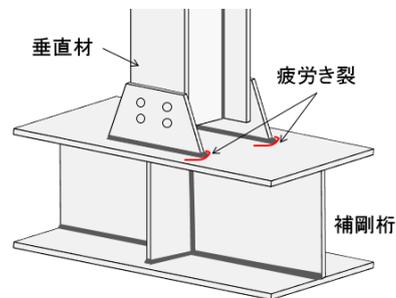


図-1.3 アーチ橋の吊材の上下端の接合部に発生する疲労き裂

鋼鈹桁橋では、図-1.4 に示すように、主桁の桁端で疲労き裂が発見された。図-1.4(a)の桁端の切欠き部に発生する疲労き裂は、切欠き部近傍に生じる法線方向の応力集中に起因する^{2), 3)}。このき裂は進展すると、主桁ウェブを破断させる恐れがある。図-1.4(b)のソールプレートの前面溶接部に発生する疲労き裂は、腐食によって支承機能が低下し、桁端の回転および水平移動が拘束されることによる下フランジの応力増加に起因する^{2), 3)}。このき裂は進展すると、下フランジや主桁ウェブを破断させる恐れがある。

鋼鈹桁橋の主桁中央では、図-1.5 に示すように、主桁と中間横桁の上フランジに取り付けられたウェブギャップ板(図-1.5(a))や、対傾構が接合された垂直補剛材の上端溶接部(図-1.5(b))で疲労き裂が発見された。これらの疲労き裂は、RC床版のたわみによる上フランジの首振り変形と、主桁間の鉛直変位差によって生じる局部応力に起因する^{2), 3)}。また、主桁中央では、図-1.5(c)の主桁のウェブと横桁の下フランジの溶接部から疲労き裂が発生している。この疲労き裂は、主桁の面内曲げ応力と、横桁の水平方向の変形による主桁ウェブの面外曲げ応力に起因する^{2), 3)}。さ

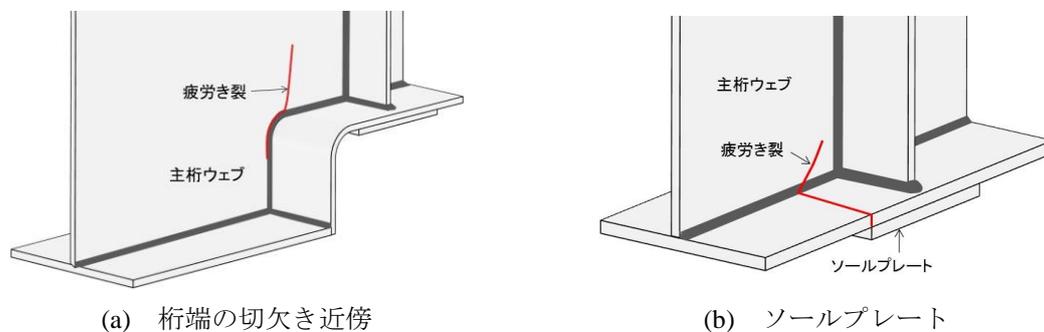


図-1.4 鋼鈹桁橋の桁端に発生する疲労き裂

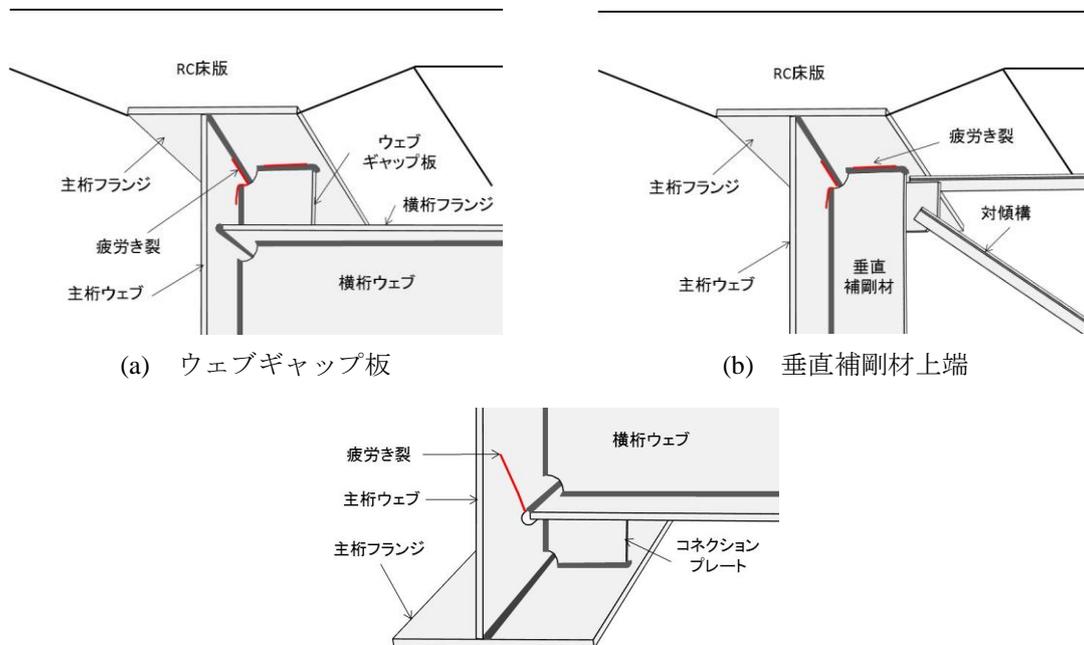


図-1.5 鋼鈹桁橋の主桁中央に発生する疲労き裂

らに、主桁のウェブと横桁の下フランジの溶接部が疲労強度等級の低い継手形状であることも原因の一つであり、横桁の下フランジが主桁ウェブを貫通する構造で、横桁下フランジの片側のみが溶接されている場合は、さらに疲労強度等級が低い構造詳細となる。この疲労き裂は、進展すると主桁ウェブを破断させる恐れがあるため、緊急性が高いき裂である。

このように、我が国の鋼道路橋や鋼鉄道橋で多数の疲労き裂が発生しており、その対策が急務となっている。一方、少子高齢化が進む我が国では労働人口と税収が減少している中で、2014年から、橋長2m以上の橋梁を対象に5年に1回の目視点検が義務付けられている。

このような背景から、鋼橋の維持管理の効率化が求められている。鋼橋の維持管理の方法として、損傷が顕在化した段階で補修を行う「事後保全」と、将来的に損傷が発生すると予想される場合に適切な処置を採ることで長寿命化を図る「予防保全」がある。鋼橋に発生する疲労き裂においては、ある箇所でき裂が発生すると、き裂発生箇所と同様な構造をもつ箇所でき裂の発生が予想されるため、予防保全による補強対策が効率的・効果的であると考えられる。その一方で、疲労き裂が発生した橋梁に対する事後保全による補修対策も必要である。したがって、労力・コストを抑えた疲労き裂の補強技術と補修技術の開発が重要な課題となっている。

1.2 鋼橋の疲労き裂の対策技術

1.2.1 予防保全対策としての補強技術

鋼橋に発生する疲労き裂の大部分は溶接部を起点としており、溶接部から発生するき裂は溶接部の応力集中と引張残留応力に起因している。したがって、溶接部から発生する疲労き裂の予防保全対策は、下記の2つに大別できる。

- (1) 形状変化によって溶接部の応力集中を低減させる方法
- (2) 溶接部に圧縮応力を導入する方法・溶接部の残留応力を消失させる方法

以下に各手法の詳細を述べる。

(1) 溶接部の応力集中を低減させる方法

溶接止端の形状を改善する方法として、バークラインダーで止端を削る手法と、TIG処理によって止端を再溶融させる手法がある。これらの手法は、鋼構造物の疲労設計指針⁶⁾において溶接したままの疲労強度等級と比べて1等級向上した溶接継手とみなすことができるので、新設の鋼橋において数多く取り入れられている。

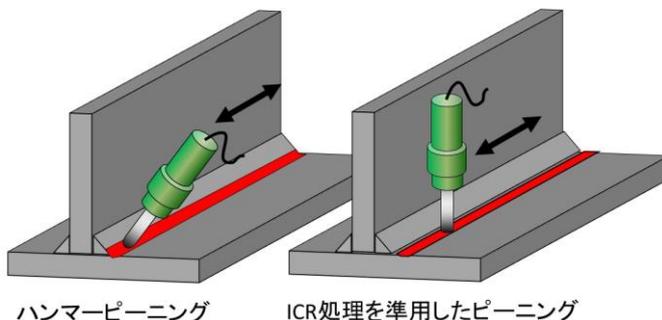


図-1.6 ピーニング処理工法

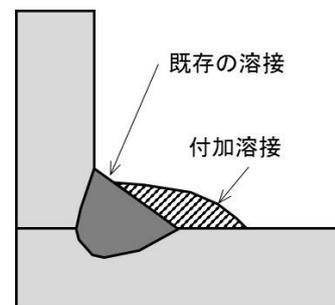


図-1.7 付加溶接

また、急激な構造変化によって、溶接部の応力集中を低減させることがある。例えば、ウェブギャップ板の溶接部から発生する疲労き裂(図-1.5(a))を予防するために、ウェブギャップ板に半円孔を設けて応力を低減させる方法が用いられている⁷⁾。

(2) 溶接部に圧縮応力を導入する方法・溶接部の残留応力を消失させる方法

溶接止端に圧縮応力を導入する手法として、ハンマーピーニングや超音波ピーニング(UIT)等を用いる方法や低温変態溶接材料(LTT)を使用する方法がある。前者は、溶接止端を直接打撃することで、止端を塑性変形させ、溶接止端部に圧縮残留応力を導入することができる(図-1.6 左)⁸⁾⁻¹³⁾。また、止端近傍の母材を叩くことで、止端に圧縮残留応力を導入させるピーニングも提案されている(図-1.6 右)¹⁴⁾⁻¹⁶⁾。後者は、溶接の冷却過程で膨張する材料(LTT)を、溶接過程の最後に付加的に溶接することで、溶接止端部に圧縮残留応力を導入することができる(図-1.7)¹⁷⁾⁻¹⁹⁾。しかし、これらの工法は、溶接止端に直接施工する必要があるため、板組によって溶接止端から離れた位置しか打撃できない場合や閉断面の溶接止端への施工は困難である。

そこで、溶接部を周辺の母材ごと焼鈍することで、溶接部の残留応力を除去する手法も提案されている^{20), 21)}。この方法は、溶接止端に直接施工する必要がないので、ピーニング処理工法やLTTの付加溶接を施工できない箇所にも施工できる。文献20)では、実橋への施工を考慮し、小型のヒーターを用いた局所的な焼鈍手法が提案されている。しかし、この手法は施工に数時間程度要する。

このような背景から、簡易に施工することができ、溶接止端への直接施工が困難な場所でも適用できる、圧縮応力導入工法・残留応力除去工法が求められている。

一方、圧縮応力導入工法・残留応力除去工法では、施工後に、圧縮の過荷重が作用することによって溶接止端に再度引張降伏応力が残され、疲労強度の改善効果が低下することがある^{21), 22)}。

したがって、圧縮の過荷重によるピーニング処理工法の疲労強度改善効果の低下メカニズムや溶接止端の圧縮応力導入工法・引張応力除去工法の適用範囲を明らかにする必要がある。

1.2.2 事後保全対策としての補修技術

鋼橋で疲労き裂が発見されると、き裂の発生部位やき裂長によって対策工法が選定される。以下に、これまで提案されている疲労き裂の補修技術とその適用性を示す。

(1) グライNDER処理によるき裂の切削除去

この工法は、図-1.8に示すように、鋼橋に発生した疲労き裂を、周辺の溶接部や母材ごと、バ

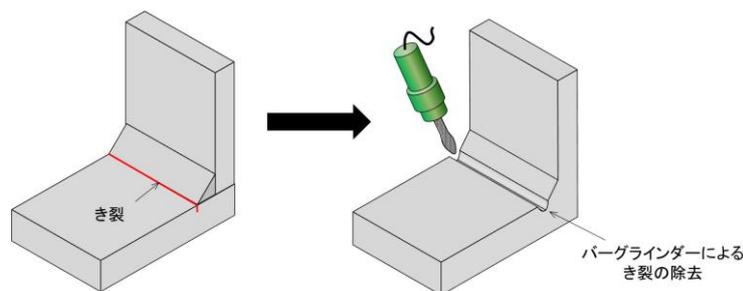


図-1.8 グライNDER処理によるき裂の切削・除去

ーグラインダーで切削・除去する方法である。この工法は、初期の小さく、浅い疲労き裂に対する一般的な補修法であるが、施工に数時間程度要する。また、作用応力やき裂長によっては、グラインダー処理による鋼板切削部の応力が高く、経過観察が必要な場合もある。

(2) ピーニング処理によるき裂の閉口

文献 25), 26)では、ハンマーピーニングを用いて、深さ 0.8~3mm 程度の微細なき裂を叩いて閉口させ、疲労き裂の進展を止める手法が提案されている。文献 26)では、初期き裂に対する UIT の強度向上効果を検討しており、初期き裂深さが 0.8mm 以下までのものは、UIT によりき裂進展が停留することを確認している。このように、ピーニング処理によるき裂の補修工法は、深さ 1mm 程度の微細なき裂に有効であると考えられる。

(3) 樹脂注入によるき裂の開閉口抑制

この工法は、図-1.9 に示すように、き裂に樹脂を注入することで、き裂の開閉口量を抑制し($\delta_1 < \delta_0$)、応力拡大係数範囲を低減させ、き裂の進展を遅延させることができる^{27), 28)}。文献 27)では、軸応力を受ける全長 10~20mm 程度のき裂に対して、樹脂を注入することでき裂の進展が遅延するとされている。文献 28)では、板曲げ荷重を受ける全長 50mm 程度のき裂に対して、樹脂注入の効果が明確でないとしている。したがって、樹脂注入によるき裂の補修工法は、数十 mm 程度のき裂に有効であると考えられる。また、溶接部に発生した疲労き裂に対する効果を検討する必要がある。

(4) ストップホールと当て板接合

一般的に、鋼橋に発生した数十~数百 mm の疲労き裂は、応急処置として、き裂の先端に孔(ストップホール)を施工し、き裂の先端を除去する(図-1.10)。しかし、ストップホールの縁にはき

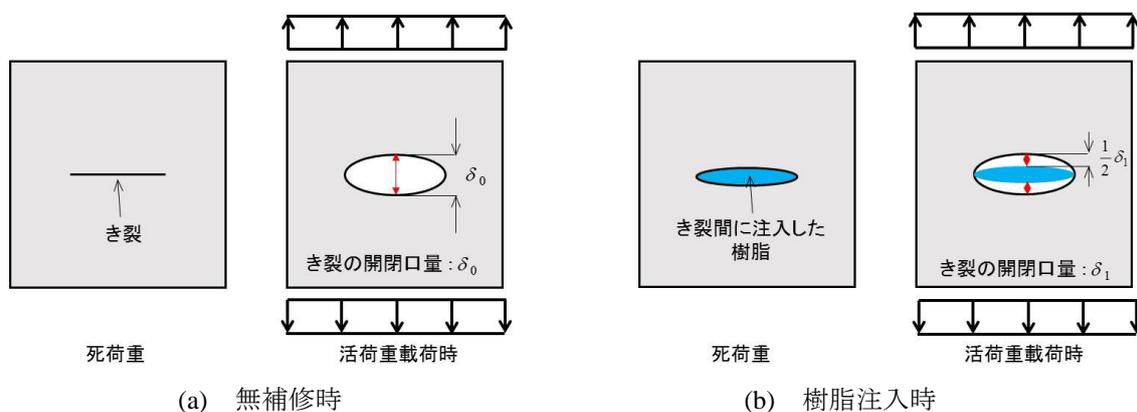


図-1.9 樹脂注入によるき裂の進展遅延法

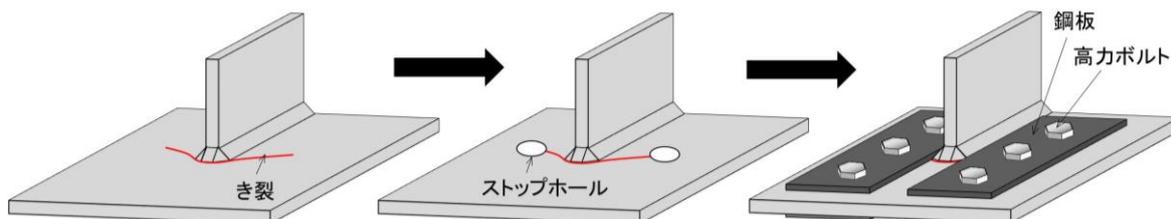


図-1.10 ストップホール+当て板接合

裂長に応じた応力集中が生じ、き裂長や作用応力によってはストップホールの縁からき裂が再発生することがあるため、ストップホールのみによる補修では経過観察が必要となる。したがって、通常は、図-1.10 に示すように、き裂の先端をストップホールで除去した後、高力ボルトで添接板(鋼板)を接合して、作用応力とストップホール縁の応力集中を低減させる。この工法は、グラインダーで切削・除去できない疲労き裂の恒久的対策として用いられるが、狭隘な箇所(例えば、部材の取り合い部など)に発生した疲労き裂には施工することができない。また、施工に足場や大掛かりな重機が必要となるため、労力・コストを要する補修方法である。

(5) 再溶接

1.2.2(4)で述べたように、鋼橋に発生した数十～数百 mm の疲労き裂は、ストップホール施工+高力ボルトによる当て板接合によって、恒久的な補修とする。しかし、き裂発生箇所が狭隘で添接板の設置が困難な場合、図-1.11 に示すように、グラインダー処理でき裂を切削・除去した後、再度溶接を行って補修されることもある^{2) 4) 24)}。ただし、このような場合、高い拘束条件下での溶接となること、溶接施工条件が悪いことなど、一般の溶接と比べて、予熱・後熱・溶接材料等に配慮する必要があるとされている^{2) 4) 24)}。また、溶接姿勢や施工時の温度等による影響が明確になっていないため、適用には詳細な事前検討を要する工法である。

このように、これまで提案されている疲労き裂の補修技術は、比較的施工が容易な補修工法は浅く、小さい疲労き裂のみに有効であり、数百 mm に達するような大きな疲労き裂に有効な補修工法は労力・コストを要する。したがって、長さが十数 mm～数十 mm で、緊急性の低い中程度の疲労き裂が、必ずしも補修されているわけではない。また、数 mm 程度の疲労き裂も、その発生数が多いため、必ずしも補修されているわけではない。

そこで、近年、数 mm～数十 mm 程度の初期～中程度の疲労き裂を簡易に補修する工法として、き裂衝撃閉口処理工法と当て板接着工法が開発されている。以下に、工法の詳細と課題を述べる。

(1) き裂衝撃閉口処理工法

き裂衝撃閉口処理工法(Impact Crack Closure Retrofit treatment, 以下 ICR 処理工法)は、図-1.12 に示すように、市販のエアツールを用いて開口したき裂のすぐ横の母材を叩くことで、周辺の母材を塑性変形させ、き裂の表面を閉口させる工法である。この工法は、大きな重機や反力を必要としないので、簡易な工法であり、エアツールが入る空間さえ確保できれば、施工することができる。

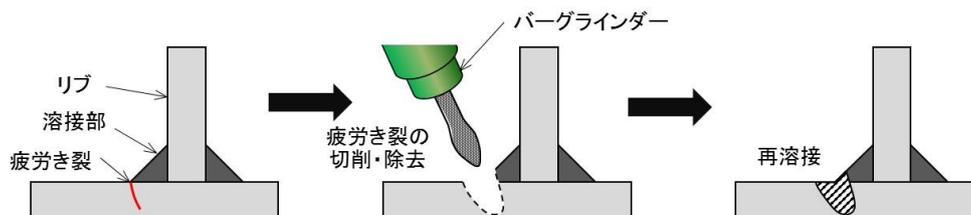


図-1.11 再溶接

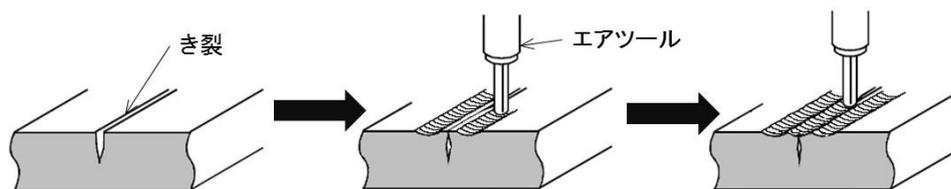


図-1.12 ICR 処理によるき裂の閉口

これまで、板曲げ荷重を受ける場合、この工法によって、数 mm～数十 mm 程度の疲労き裂の疲労寿命が大幅に向上することが明らかにされている^{29)~32)}。軸方向荷重を受ける場合は、板曲げ荷重を受ける場合よりも疲労寿命延命効果が小さいが、応力比や応力範囲、補修時のき裂の長さによっては、疲労寿命が向上することが明らかにされている³³⁾。さらに、橋梁用高降伏点鋼板で作成した桁試験体に対する ICR 処理工法の効果も確認されている³⁴⁾。しかし、疲労寿命向上効果のメカニズムはまだ完全に解明されていない。したがって、ICR 処理工法を適用するにはき裂閉口による疲労寿命向上効果のメカニズムを解明する必要がある。

(2) 当て板接着

当て板接着工法は、き裂の上に当て板(鋼板やFRP板)を接着することで、作用応力とき裂の開口を抑制し、き裂の進展を遅延させる工法である。この工法は、大規模な重機を必要とせず、ボルト孔を設ける必要がないので、簡易に短時間で施工することができる。この工法では、当て板を接着する前に、ディスクグラインダーで表面を処理する必要があるため、ディスクグラインダーが入る空間が確保できれば、施工することができる。近年、当て板として、鋼やコンクリートより軽量の炭素繊維強化樹脂成形板(以下、CFRP板)が注目されており、国内外で実鋼構造物に発生した疲労き裂の補修へ試験的に施工されている³⁵⁾。

疲労き裂へのFRP板接着補修に関する基礎的研究として、FRP板接着後のき裂先端の応力拡大係数の低減効果に着目した検討が行われているが^{36)~38)}、これらの検討では、限定された試験体の寸法や材料物性値に適用できる応力拡大係数の算定式を導出している。一方、Liuらは、貫通き裂を有する鋼板が引張荷重を受ける場合において、鋼板両面あるいは片面にCFRP板を積層接着した場合の応力拡大係数の算定式を、純断面に生じる応力の低減効果に着目して導出しているが³⁹⁾、Liuの推定式では応力拡大係数を過大に評価してしまっている⁴⁰⁾。したがって、当て板接着を疲労き裂の補修に適用するには、当て板接着による疲労寿命延命効果を定量的に評価する手法が必要である。

1.3 鋼床版に発生する疲労き裂

鋼床版は、薄い鋼板を溶接で組み立てた構造であることから、「死荷重を小さくできる」、「架設工期を短くできる」、「設計の自由度が高い」という利点がある。我が国では、その利点を生かして、死荷重の低減が求められる長大橋や複雑な道路線形を有する都市内高架橋、急速架設が必要な橋梁において、数多くの鋼床版が採用されてきた^{3)・4)}。現在では、我が国が有する鋼床版の数は4000径間程度であり、鋼床版のストックが世界で最多となっている。しかし、鋼床版は死荷重が小さいため、鋼床版に作用する荷重のほとんどが繰り返しの活荷重であり、道路橋の他の部位と比較して、疲労き裂が発生しやすい部分であるといえる。

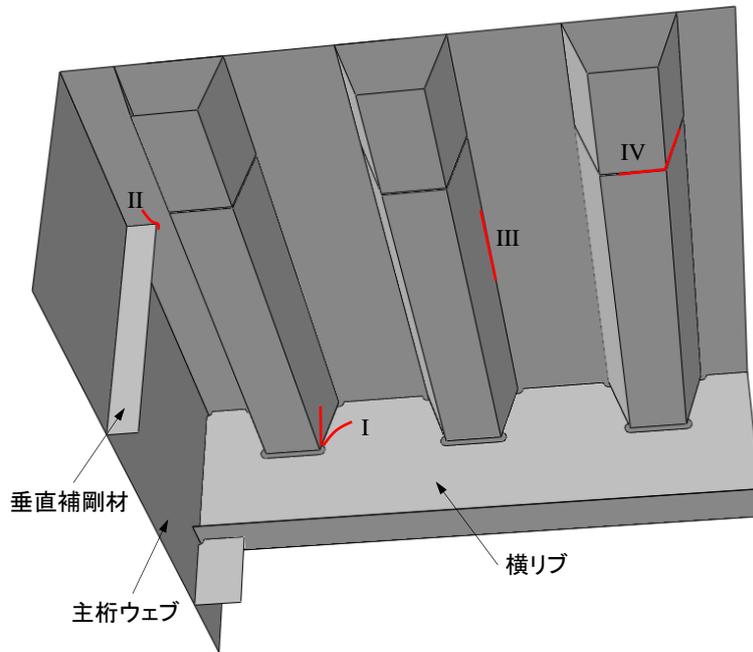


図-1.13 鋼床版に発生する主な疲労き裂

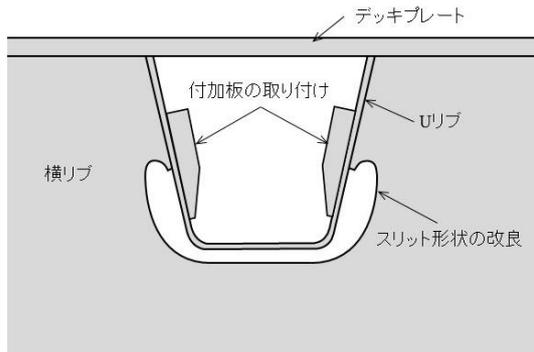
表-1.1 損傷タイプの比率^{3), 4)}

| き裂タイプ | き裂発生部位 | 比率 (%) |
|-------|-------------------|--------|
| I | Uリブと横リブの溶接部 | 38.2 |
| II | デッキプレートと垂直補剛材の溶接部 | 31.5 |
| III | デッキプレートとUリブの溶接部 | 18.9 |
| IV | UリブとUリブの突合せ溶接部 | 5.7 |

1980年代から鋼床版での疲労き裂の発生が報告され始めた。鋼床版に発生する疲労き裂の模式図を図-1.13に示す。当時は、Uリブと横リブの溶接部における疲労き裂(図-1.13 I)やデッキプレートと垂直補剛材の溶接部における疲労き裂(図-1.13 II)そしてUリブとUリブの突合せ溶接部(図-1.13 IV)における疲労き裂がほとんどであった^{3), 4)}。さらに、1990年代になると、デッキプレートとUリブの溶接部からの疲労き裂の発生が報告されるようになった(図-1.13 III)^{3), 4)}。

首都高速道路において鋼床版の溶接部に発生した疲労き裂の比率^{3), 4)}を表-1.1に示す。表-1.1からわかるように、Uリブと横リブの溶接部から発生するき裂(タイプ I のき裂)とデッキプレートと垂直補剛材の溶接部から発生するき裂(タイプ II のき裂)の発生数が最も多い。次いで、デッキプレートとUリブの溶接部から発生するき裂(タイプ III のき裂)が20%程度を占め、続いてUリブとUリブの突合せ溶接部に発生するき裂(タイプ IV のき裂)の発生数が多くなる。

鋼床版の中でき裂好発箇所は、1つの橋梁でも多数存在するため、現在でも鋼床版で数多くの疲労き裂の発生が報告されている。さらに、まだき裂が発生していない場合でも、き裂好発箇所では将来的にき裂が発生する可能性が高い。このような背景から、鋼床版に発生する疲労き裂の予防保全としての補修対策と事後保全としての補強対策が急務となっている。



(a) スリット形状の改良・付加板の取り付け (b) Uリブ下面と横リブへの当て板接合

図-1.14 タイプIのき裂の予防保全対策



(a) ストップホール

(b) L形鋼を用いた補修事例

図-1.15 タイプIのき裂の補修工法

鋼床版から発生する主な疲労き裂であるタイプ I～III のき裂の発生原因と、現在実施されている主な対策を以下に示す。

(1) タイプIのき裂

タイプIのき裂は、スリットまわりの応力集中やUリブのねじれ変形を横リブが拘束することによってUリブや横リブに付加される局部応力に起因すると考えられている。

このき裂を予防する方法として、スリットまわりの応力集中を低減させることを目的とした、Uリブ内部に付加板を取り付ける方法(図-1.14(a))^{42) 43)}や横リブのスリット形状を改良する方法(図-1.14(a))^{44) 45)}が提案されている。図-1.14(b)に示すように、Uリブ下面と横リブを当て板で連結し、Uリブのねじれ変形を拘束することによって溶接部の局部応力を低減し、き裂の発生を予防する補強工法も考案されている⁴⁶⁾。

タイプIのき裂の補修工法としては、Uリブに進展したき裂にストップホールを設けた事例(図-1.15(a))や横リブに進展したき裂にL形鋼を高力ボルトで接合された事例⁴⁷⁾(図-1.15(b))がある。

(2) タイプIIのき裂

タイプIIのき裂は、輪荷重によるデッキプレートのたわみ変形を垂直補剛材が拘束することによって、溶接部に局部的な面外曲げ応力が発生することが原因だと考えられている。このき裂は、デッキプレート側の溶接止端から発生する場合(図-1.16 II-a)と垂直補剛材側の溶接部から発生す

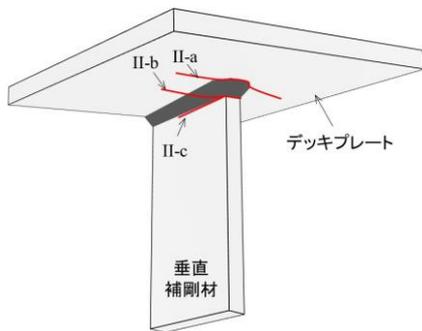


図-1.16 タイプIIのき裂

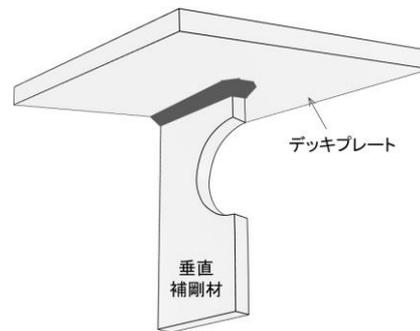


図-1.17 タイプIIのき裂の予防保全対策



図-1.18 タイプIIのき裂のストップホールによる補修



図-1.19 床版内部への泥の流出

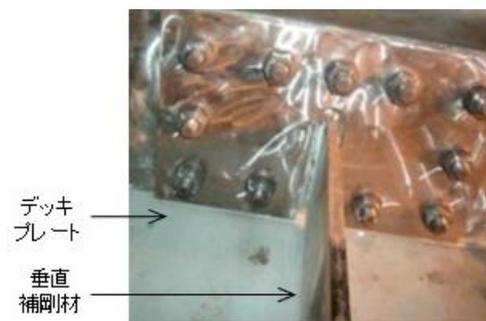


図-1.20 タイプIIのき裂の当て板補修

る場合(図-1.16 II-b)がある。さらに、溶接部ののど厚が小さい場合は、ルート部からき裂が発生することもある(図-1.16 II-c)。いずれのき裂もデッキプレートに進展し、最終的にデッキプレートを貫通するため、交通に支障を来す恐れがある。

このき裂を予防する方法として、図-1.17 に示すように、垂直補剛材上端に半円孔を設け、デッキプレートの変形に対する垂直補剛材の拘束を緩和し、溶接部の局部応力を低減させる工法が用いられている⁴⁸⁾。

このき裂の補修工法として、き裂がデッキプレートに進展していない場合は、バークラインダーによって、き裂を切削・除去する。き裂がデッキプレートに進展した場合は、き裂の先端へのストップホール施工が行われる(図-1.18)。ストップホール法はデッキプレートに貫通孔を設けるため、止水対策が必要となる。

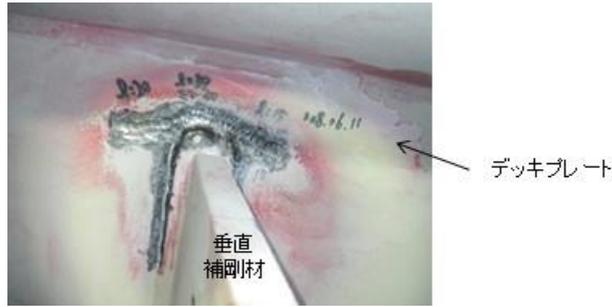


図-1.21 タイプIIのき裂のICR処理による補修

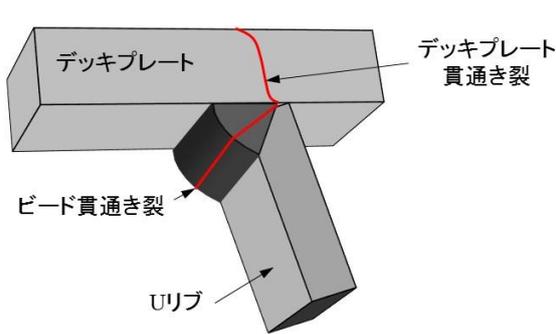


図-1.22 タイプIIIのき裂

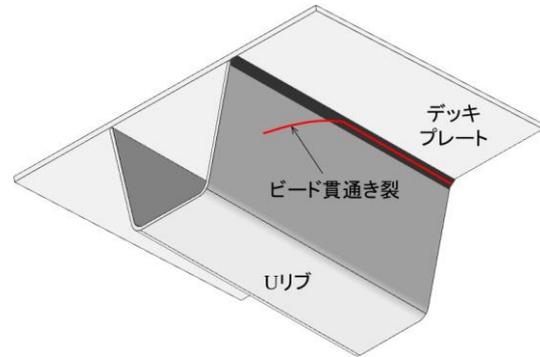


図-1.23 ビード貫通き裂の進展



(a) ストップホール⁴²⁾



(b) 縦リブの取り替え⁴²⁾

図-1.24 ビード貫通き裂の補修

文献 49)では、き裂がデッキプレートを貫通し、床版内部への泥の流出が報告されており(図-1.19)、このき裂に対して、デッキプレートの上下面からの当て板補修が行われている事例がある(図-1.20)。この手法は、デッキプレート上面からの施工が必要となるので、交通規制を要する。

文献 29)、30)では、このき裂の補修対策工法として、き裂近傍の母材を叩いて、き裂表面を閉口させることで、き裂の進展を抑制する工法(以下、ICR 処理工法)が提案されている。この工法は、施工時間が数分程度と短く、大掛かりな重機を必要としない簡易な工法であり、鋼床版の垂直補剛材の溶接部に発生したき裂に、試験的に施工されている^{50)、51)}。

(3) タイプ III のき裂

タイプ III のき裂は、図-1.22 に示すように、Uリブとデッキプレートの未溶着部から発生するき裂であり、溶接ビードを貫通する場合(ビード貫通き裂)と、デッキプレートを貫通する場合(デッキプレート貫通き裂)がある。本タイプのき裂は、ビード貫通き裂となるかデッキプレート貫通き裂となるかの条件が明確になっておらず、有効な予防保全対策も確立されていないのが現状である。

ビード貫通き裂は、図-1.23 に示すように、溶接ビード貫通後、ビードに沿って進展し、ある程度進展すると U リブの母材に進展する。U リブ母材に進展していない段階で発見されたき裂は、き裂先端をバークラインダーで除去し、ストップホールが施工される^{3), 42)}。U リブ母材に進展したき裂は、リブの機能を損なわない程度のき裂長であれば、ストップホールを施工するにとどめられる(図-1.24(a))が、リブの機能を損なうようなき裂長になると、縦リブの交換が実施される(図-1.24(b))^{3), 42)}。

デッキプレート貫通き裂は、デッキプレート下面からの目視点検での検出が困難なため、き裂が発見されたときには、き裂がデッキプレートを貫通し、舗装に変状をきたすほど進展している場合が多い。このため、デッキプレート貫通き裂は、き裂の先端にストップホールを設け、デッキプレートの上面に当て板(鋼板)を高力ボルトで接合して補修される。

上述したように、タイプ II のき裂とタイプ III のデッキプレート貫通き裂は、デッキプレートを貫通・進展するため、注意を要するき裂である。これらのき裂は、デッキプレートを貫通すると、交通規制を伴うデッキプレート上面からの補修が必要となるため、デッキプレートを貫通する前にき裂を発見し、適切な補修を行い、き裂の進展を停止させることが望ましい。特に、タイプ II のき裂は最も発生数が多い疲労き裂の一つであるため、タイプ II のき裂の簡易な補修法が求められている。

現在、デッキプレートと垂直補剛材の溶接部に発生するき裂(タイプ II のき裂)に対して様々な補修法が提案されているが、き裂の長さや実橋梁に生じる作用応力の大きさによって最適な補修法が異なると考えられるため、最適な補修法の検討が求められている。

1.4 研究目的

1.2 節で述べたように、鋼道路橋や鋼鉄道橋では多数の疲労き裂の発見が報告されており、鋼橋に発生した疲労き裂を迅速かつ簡便に補修・補強できる技術が求められている。そこで、本研究では、疲労き裂の簡便な補強工法として、施工が容易なピーニング処理工法、疲労き裂の簡便な補修工法として、近年研究が行われ始めている ICR 処理工法と当て板接着工法に着目する。

ピーニング処理工法は、溶接止端を直接打撃することで溶接止端に圧縮応力を導入し、溶接部の疲労強度を向上させる工法なので、板組みの影響で溶接部に直接施工できないような場合には適用できないという欠点がある。さらに、ピーニング処理施工後に、圧縮の過荷重が作用することによって溶接止端に導入された圧縮応力が減少し、疲労強度の改善効果が低下する場合がある。既設橋梁に対してピーニング処理を施工する場合を考えると、圧縮の過荷重によって改善された疲労強度が低下するメカニズムを解明する必要がある。

ピーニング処理工法の実用化・普及に向けて、以下の項目を検討・実施する。

(1) ピーニング処理工法による疲労き裂の予防 (2 章)

溶接止端への直接施工が困難な場所でも適用できる新たなピーニング処理工法として、溶接止端から離れた位置を打撃するピーニング処理工法を提案する。さらに、ピーニング処理を施工し

た溶接止端が圧縮の過荷重を受けると、溶接止端に導入された圧縮応力が減少し、ピーニング処理によって改善した疲労強度が低下するメカニズムを解明し、その定量的な評価法を提案する。

ICR 処理工法は、疲労試験によってその疲労寿命向上効果が示されているが、ICR 処理工法による疲労寿命延命効果のメカニズムが完全に解明されているわけではないため、き裂閉口による疲労寿命向上効果のメカニズムを解明する必要がある。

ICR 処理の実用化・普及に向けて、以下の項目を検討・実施する。

(2) ICR 処理された疲労き裂の開閉口挙動の解明 (3 章)

ICR 処理工法によるき裂の疲労寿命延命効果のメカニズムを有限要素解析および静的試験から明らかにする。

疲労き裂の恒久的処置として、き裂の先端にストップホールを設け、当て板(鋼板)を高力ボルトで接合することがあるが、き裂長や板組みによっては、鋼板を接合するためのクリアランスが十分になく、ストップホールを施工するにとどめる場合がある。しかし、き裂長や作用応力によってはストップホールの縁からき裂が再発生することがある。そこで、ストップホール間のき裂を ICR 処理工法で閉口させて、ストップホールの疲労強度を向上させる工法を提案する。また、ICR 処理で閉口したき裂が、引張や圧縮の過荷重の作用によって完全に開口し、改善した疲労強度が再度低下する場合がある。したがって、引張や圧縮の過荷重の作用によって、改善した疲労強度が低下するメカニズムを明らかにする必要がある。

ストップホール+ICR 処理工法の提案に向けて、以下の項目を検討・実施する。

(3) き裂閉口によるストップホールの疲労強度向上 (4 章)

ストップホール間のき裂を ICR 処理工法で閉口させることによるストップホールの補強工法を疲労試験によって明らかにし、補強効果の定量的な評価手法を提案する。さらに、圧縮・引張の過荷重の作用によって、ストップホールの疲労強度向上効果が低下する現象を明らかにする。

当て板接着工法は、疲労試験によってその疲労寿命向上効果が示されているが、当て板接着工法による疲労寿命向上効果を定量的に評価できているわけではない。また、現在行われている疲労試験のほとんどは軸方向応力下であり、板曲げ応力下の当て板接着工法の有効性は示されていない。したがって、当て板接着工法の実用化に向けて、当て板接着工法による疲労寿命向上効果の定量的な評価を行い、板曲げ応力下の当て板接着工法の有効性を示す必要がある。

当て板接着工法の実用化・普及に向けて、以下の項目を検討・実施する。

(4) 当て板接着による疲労寿命延命効果 (5 章)

軸応力を受ける場合の当て板接着による疲労寿命延命効果の定量的な評価手法を提案する。引張疲労試験を行い、評価手法の妥当性を検証する。さらに、板曲げ疲労試験を行い、板曲げ荷重を受ける場合の当て板接着の疲労寿命延命効果を明らかにする。

また、1.3 節で述べたように、鋼床版の溶接部から多数の疲労き裂が発生している。その中でも、最も発生数が多い鋼床版のデッキプレートと垂直補剛材の溶接部に発生する疲労き裂に対しては

様々な補修法が提案されているが、各補修法の適用範囲が明らかにされていない。該当箇所の疲労き裂を適切に補修するためには、各補修法の適用条件を明確にする必要がある。

鋼床版のデッキプレートと垂直補剛材の溶接部に発生する疲労き裂の適切な補修に向けて、以下の項目を検討・実施する。

(5) 鋼床版の垂直補剛材溶接部のき裂を対象とした各種補修法の効果の比較 (6章)

鋼床版のデッキプレートと垂直補剛材の溶接部に生じる疲労き裂に対する3種類の補修法を比較・検証する。比較する補修法は、比較的簡易に施工することができるグラインダーによるき裂の除去、ストップホール法およびICR処理工法である。それらを施工した試験体の疲労試験を行うことで、各補修法の疲労寿命延命効果を明らかにする。また、FEM解析を行うことで、各補修法の疲労寿命延命効果のメカニズムを明らかにする。

本論文の構成を図-1.25に示す。



図-1.25 本論文の構成

【参考文献】

- 1) 国土交通省国土技術政策総合研究所：資料第 882 号「平成 25 年度道路構造物に関する基本データ集」，2015.1.
<http://www.nilim.go.jp/lab/bcg/siryoutnn/tnn0822.htm>
- 2) 日本道路協会：鋼橋の疲労，丸善，1997.
- 3) 公益社団法人土木学会 鋼構造委員会：鋼床版の疲労，丸善，2010.
- 4) 公益社団法人土木学会 鋼構造委員会：鋼橋の疲労対策技術，丸善，2013.
- 5) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説 I 共通編 II 解説編，丸善，2002.
- 6) 一般社団法人日本鋼構造協会：鋼構造物の疲労設計指針・同解説 2012 年改訂版，技報堂出版，2012.
- 7) 貝沼重信，山田健太郎，西岡敬治，中村一平，石井博典：鋼 I 桁橋の主桁上フランジと横桁の取合部の応力緩和による疲労強度向上法，構造工学論文集，Vol.43A，pp.1025-1032，1997.
- 8) 三木千壽，穴見健吾，谷英樹，杉本一郎：溶接止端部改良による疲労強度向上法，溶接学会論文集，第 17 巻，第 1 号，pp.111-119，1999.
- 9) K. Anami, C. Miki, H. Tani, H. Yamamoto: Improving Fatigue Strength of Welded Joints by Hammer Peening and TIG-dressing, *Structural Eng./Earthquake Eng.*, Vol.17, pp.57s-68s, 2000.
- 10) 野瀬哲郎：疲労強度向上向け超音波ピーニング法，溶接学会誌，Vol.77, No.3, pp.210-213, 2008.
- 11) 森猛，島貫広志，田中睦人，宇佐美龍一：UIT を施した面外ガセット溶接継手の疲労強度に対する施工時応力レベルと応力比の影響，土木学会論文集 A1(構造・地震工学)，Vol.67, No.2, pp.421-429, 2011.
- 12) 原純哉，下田太一郎，出口貴則，毛利雅志，福岡哲二，小汐啓介，加野大地：船体構造における超音波ピーニングを用いた疲労強度改善に関する研究 第 1 報，日本船舶海洋工学会講演会論文集，第 10 号，pp.599-602，2010.
- 13) 出口貴則，毛利雅志，下田太一郎，加野大地，小汐啓介，福岡哲二：船体構造における超音波ピーニングを用いた疲労強度改善に関する研究 第 2 報，日本船舶海洋工学講演会論文集，第 10 号，pp.603-604，2010.
- 14) 溝上善昭，酒井修平，山内誉史，荒木健二，上原正太郎：簡易なエアツールを用いたピーニング工法の重ねプレートすみ肉溶接部の疲労試験，土木学会第 67 回年次学術講演会，I-264, pp.527-528，2012.
- 15) 森影康，中西克佳，伊木聡，村上琢哉，鞆一，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，鋼構造年次論文報告集，第 21 巻，pp.790-794，2013.
- 16) 中西克佳，森影康，川畑篤敬，鞆一：母材打撃ハンマーピーニングによる溶接継手部の疲労強度向上法に関する研究，土木学会論文集 A1(構造・地震工学)，Vol.71, No.1, pp.10-19, 2015.
- 17) 富永知徳，三木千壽，高橋健，糟谷正，森影康：低変態溶接材料を用いた既設鋼橋の疲労強度向上工法の研究，土木学会論文集，No.759/I-67, pp.355-367，2002.
- 18) 三木千壽，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-67, pp.311-319，2004.

- 19) 富永知徳, 三木千壽, 糟谷正, 松岡和巳: 低温変態溶材の変態温度, 鋼材強度, および作用応力が残留応力に及ぼす影響, 土木学会論文集 A, Vol.66, No.4, pp.653-662, 2010.
- 20) 廣畑幹人, 伊藤義人: 簡易熱源を用いた熱処理によるすみ肉まわし溶接部の残留応力低減に関する研究, 土木学会第 69 回年次学術講演会概要集, I-447, pp.893-894, 2014.
- 21) 森猛, 山本一貫, 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
- 22) 原純哉, 下田太一郎, 出口貴則, 毛利雅志, 福岡哲二, 小汐啓介, 加野大地: 船体構造における超音波ピーニングを用いた疲労強度改善に関する研究 第 1 報, 日本船舶海洋工学会講演会論文集, 第 10 号, pp.599-602, 2010.
- 23) 出口貴則, 毛利雅志, 下田太一郎, 加野大地, 小汐啓介, 福岡哲二: 船体構造における超音波ピーニングを用いた疲労強度改善に関する研究 第 2 報, 日本船舶海洋工学講演会論文集, 第 10 号, pp.603-604, 2010.
- 24) 一般社団法人日本鋼構造協会: 鋼構造物の疲労設計指針・同解説, 技報堂出版, 1993.
- 25) Branco, C. M., Infante, V. and Baptista, R.: Fatigue behaviour of welded joints with cracks, repaired by hammer peening, Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures. Vol.27, pp.785-798, 2004.
- 26) 富永知徳, 本間宏二, 松岡和巳: 初期疲労き裂を有する溶接継手の超音波衝撃処理(UIT)による疲労寿命向上, 土木学会第 64 回年次学術講演会, I-150, pp.299-300, 2009.
- 27) 館石和雄, 北河一喜, 稲葉尚文, 富田芳男: 局部加熱を併用した硬化材注入手法による鋼材の疲労き裂進展抑制, 土木学会論文集 A, Vol.62 No.1, pp.126-131, 2006.
- 28) 服部真未子, 判治剛, 館石和雄: 樹脂注入による溶接継手の疲労き裂補修法に関する研究, 土木学会第 69 回年次学術講演会, I-461, pp.921-922, 2014.
- 29) 山田健太郎, 石川敏之, 柿市拓巳: 疲労き裂を閉口させて寿命を向上させる試み, 土木学会論文集 A, Vol.65, No.4, pp.961-965, 2009.
- 30) 石川敏之, 山田健太郎, 柿市拓巳, 李蒼: ICR 処理による面外ガセット溶接継手に発生した疲労き裂の寿命向上効果, 土木学会論文集 A, Vol.66, No.2, pp.264-272, 2010.
- 31) 柿市拓巳, 石川敏之, 山田健太郎: 鋼板の側面にガセットプレートがすみ肉溶接された継手への ICR 処理による疲労強度向上効果, 鋼構造論文集, 第 18 巻, 第 70 号, pp.39-47, 2011.
- 32) 柿市拓巳, 石川敏之, 山田健太郎: すみ肉溶接継手の溶接止端に発生した疲労き裂の ICR 処理による補修・補強, 構造工学論文集, Vol.59A, pp.665-672, 2013.
- 33) 館石和雄, 判治剛, 石川敏之, 清水優: 引張または曲げ荷重を受ける溶接継手に対する ICR 処理の効果, 構造工学論文集, Vol.61A, pp.627-637, 2015.
- 34) 小野秀一, 巽吉生, 館石和雄, 判治剛: 橋梁用高降伏点鋼板(SBHS)溶接継手の疲労強度と ICR 補修, 土木学会第 67 回年次学術講演会, I-268, pp.535-536, 2009.
- 35) 複合構造委員会 FRP と鋼の接合方法に関する調査研究小委員会: FRP 接着による鋼構造物の補修・補強技術の最先端, 複合構造レポート 05, 2012.
- 36) P. Colombi: Plasticity induced fatigue crack growth retardation model for steel elements reinforced by composite patch, Theoretical and Applied Fracture Mechanics, Vol.43, pp.63-76, 2005.

- 37) 中村一史, 姜 威, 前田研一, 鈴木博之, 入部孝夫, 福田欣弘: CFRP 板接着により補修された面外ガセット溶接継手部き裂の疲労寿命予測, 構造工学論文集, Vol.57A, pp.842-851, 2011.
- 38) 鈴木博之, 稲葉尚文, 富田芳男, 紫桃孝一郎, 岡本陽介: ガラス繊維強化プラスチックの貼付による疲労耐久性向上に関する研究—面外ガセット溶接継手の疲労試験および FEM 解析検討—, 構造工学論文集, Vol.54A, pp.659-666, 2008.
- 39) H. Liu, Z. Xiao, X. L. Zhao and R. Al-Mahaidi: Prediction of fatigue life for CFRP-strengthened steel plates, Thin Walled Structures, Vol.47, Issue10, FRP strengthened Metallic Structures, pp.1069-1077, 2009.
- 40) 林 帆, 中村一史, 前田研一, 福田欣弘: CFRP 板接着による疲労き裂の補修工法における養生中の繰返し荷重と架橋効果の検討, 構造工学論文集, Vol.58A, pp.635-646, 2012.
- 41) 森猛: 鋼床版の疲労, これまでとこれから, 片山技報, No.31, pp.2-10, 2012.
- 42) S. Camo and Q. Ye: Design and testing for the orthotropic deck of the Bronx Whitestone bridge, Proceedings of the 2004 Orthotropic Bridge Conference, pp.616-624, 2004.
- 43) 宮田正史, 千葉照男, 菅沼久忠: 鋼床版交差部スリットに発生する応力の内リブによる低減効果, 土木学会第 62 回年次学術講演概要集, I-4, pp.7-8, 2007.
- 44) 勝俣盛, 小笠原照夫, 町田文考, 川瀬篤志, 溝江慶久: 合理化鋼床版の U リブ・横桁交差部の局所応力特性について, 構造工学論文集, Vol.45A, pp.1241-1252, 1999.
- 45) 勝俣盛, 小笠原照夫, 町田文考, 溝江慶久: 合理化鋼床版における U リブ・横桁交差部の構造に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.46A, pp.1233-1240, 2000.
- 46) 服部雅史, 大西弘志, 高田佳彦, 青木康素, 松井繁之: 鋼床版の閉断面リブと横リブ交差部の疲労損傷対策と輪荷重走行試験, 鋼構造シンポジウム講演論文集, 第 15 巻, pp.431-438, 2007.
- 47) 九鬼智絵, 塚本成昭, 岡本亮二, 青木康素, 薄井王尚: U リブと横リブ交差部の疲労き裂に対するアングル材当て板補強効果の実橋検証, 土木学会第 69 回年次学術講演会, I-477, pp.953-954, 2014.
- 48) 高田佳彦, 川上順子, 酒井優二, 坂野昌弘: 半円切欠きを用いた既設鋼床版橋主桁垂直補剛材上端溶接部の疲労対策, 鋼構造論文集, 第 16 巻, 第 62 号, pp.35-46, 2009.
- 49) 山田健太郎: 重交通下における鋼床版の疲労損傷-名古屋周辺での事例-, 鋼構造と橋に関するシンポジウム論文報告集, Vol.10, pp.11-18, 2007.
- 50) 杉本善博, 塚本成昭, 青木康素: 疲労き裂に対する ICR 処理の試験施工と補修効果, 土木学会第 68 回年次学術講演会概要集, I-553, pp.1105-1106, 2013.
- 51) 塚本成昭, 大田典裕, 岡本亮二, 青木康素, 高井由喜: 垂直補剛材廻し溶接部に対する ICR 処理 2 年後の追跡点検と非破壊検査方法, 土木学会第 69 回年次学術講演会概要集, I-458, pp.915-916, 2014.

第2章 ピーニング処理工法による疲労き裂の予防保全

2.1 はじめに

本章では、ピーニング処理による溶接部の疲労強度向上効果を定量的に評価するために、ピーニング処理工法によって導入される圧縮残留応力を簡易に推定する手法を提案する。また、狭隘な場所にある溶接部にも施工できる、溶接止端から離れた位置に施工する新しいピーニング処理工法を提案し、板曲げ疲労試験によってその効果を明らかにする。

ピーニング処理によって溶接止端に圧縮応力を導入した状態に、さらに圧縮の過荷重が作用すると、溶接止端の圧縮応力が減少し、改善された疲労強度が低下する場合がある。そこで、圧縮の過荷重による疲労強度改善効果の低下メカニズムを板曲げ疲労試験と弾塑性有限変位解析から明らかにする。

2.2 ピーニング処理によって生じる残留応力分布の再現

2.2.1 試験概要

ピーニング処理によって鋼材に導入される残留応力分布を確認するために、図-2.1 に示すように、端部を固定された試験片に対して、ピーニング処理を4往復行った。ピーニング処理範囲は、T字継手に対するピーニング処理のように鋼板の全幅にピーニング処理を行う場合を模擬した。

ピーニング処理には、図-2.2 に示す ICR 処理で用いるツールを用いた。この方法では、先端を平坦に加工したタガネをセットしたエアツールで、 $0.5\sim 0.6\text{N/mm}^2$ の空気圧を保持して、打撃周波数 90Hz で鋼材の表面を叩いて、施工箇所を塑性変形させることができる。

鋼板の板厚は 12mm 、 19mm とし、鋼種は SM490Y、SM570 とした。鋼板の機械的特性および化学成分を表-2.1 に、試験体の一覧を表-2.2 に示す。

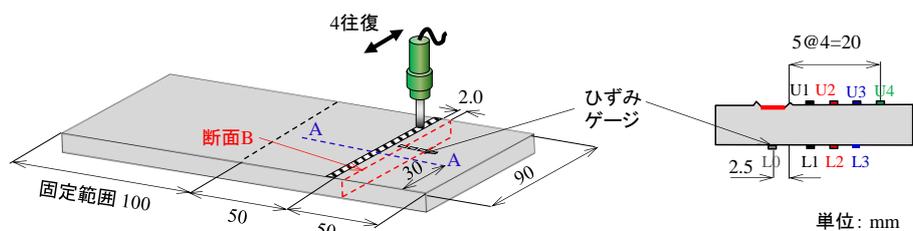
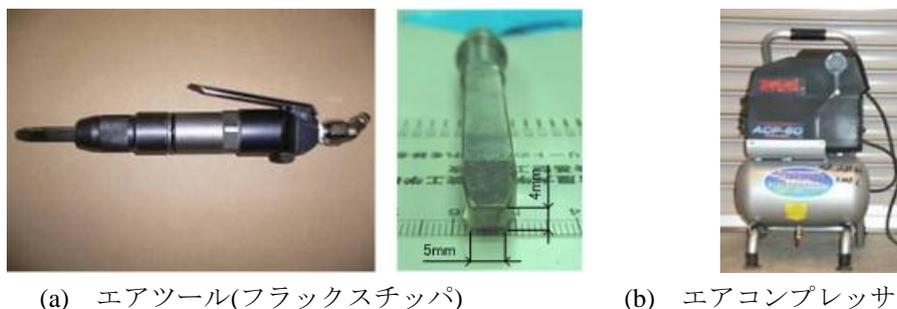


図-2.1 試験体



(a) エアツール(フラックスチッパ)

(b) エアコンプレッサ

図-2.2 ICR 処理のツール

表-2.1 鋼板の機械的特性および化学成分

| 鋼種 | σ_y (N/mm ²) | σ_b (N/mm ²) | 伸び (%) | 化学成分 (%) | | | | |
|--------|------------------------------------|------------------------------------|--------|----------|------|------|-------|-------|
| | | | | C | Si | Mn | P | S |
| SM490Y | 405 | 540 | 28 | 0.16 | 0.40 | 1.4 | 0.015 | 0.004 |
| SM570 | 576 | 636 | 34 | 0.15 | 0.38 | 1.55 | 0.012 | 0.003 |

表-2.2 試験体一覧

| 試験体 | 鋼材 | 板厚 (mm) |
|----------|-------|---------|
| SM490-12 | SM490 | 12 |
| SM490-19 | | 19 |
| SM570-12 | SM570 | 12 |

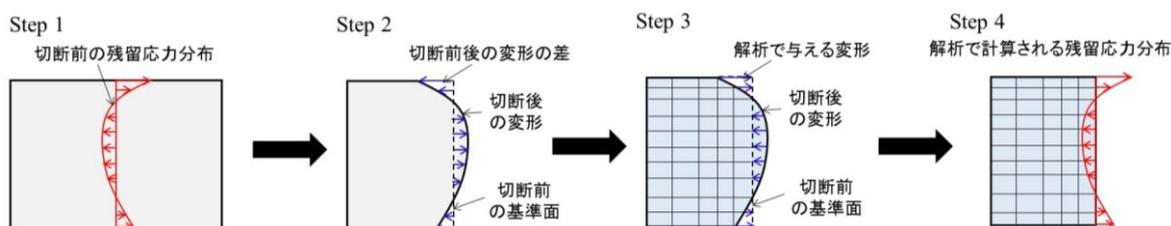


図-2.3 コンター法による鋼板内部の残留応力の推定

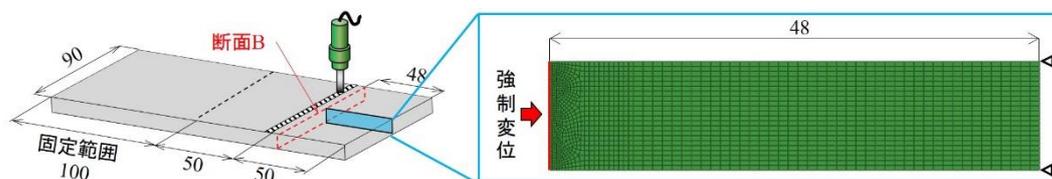


図-2.4 コンター法で用いた解析モデル (単位 : mm)

ピーニング処理中のひずみの変化やピーニング処理後の鋼板の残留応力・硬さ分布を計測した。計測項目と計測方法を以下に示す。

(1) ピーニング処理中のひずみの変化

ピーニング処理中は、図-2.1 の位置に貼付した 2 軸のひずみゲージ(ゲージ長 1mm)によって、ひずみの変化を 100Hz で計測した。

(2) ピーニング処理後の鋼板表面の残留応力

ピーニング処理後の鋼板表面の残留応力を X 線残留応力測定装置 μ -X360 を用いて計測した。一般的に、ピーニング処理による溶接部の疲労強度向上法では、ピーニング処理域に直角な方向に導入される圧縮残留応力が用いられるため、軸方向の残留応力を計測した。計測位置は、図-2.1 に示す、鋼板表面の板幅の 1/3 の位置(A-A ライン)とし、鋼板の裏面も同様とした。

(3) ピーニング処理後の鋼板内部の残留応力

ピーニング処理後の鋼板内部の残留応力は、コンター法^{1), 2)}によって推定した。この手法の概要を図-2.3 に示す。まず、内部の残留応力分布を推定する面で鋼板を切断し、切断後の鋼板の変

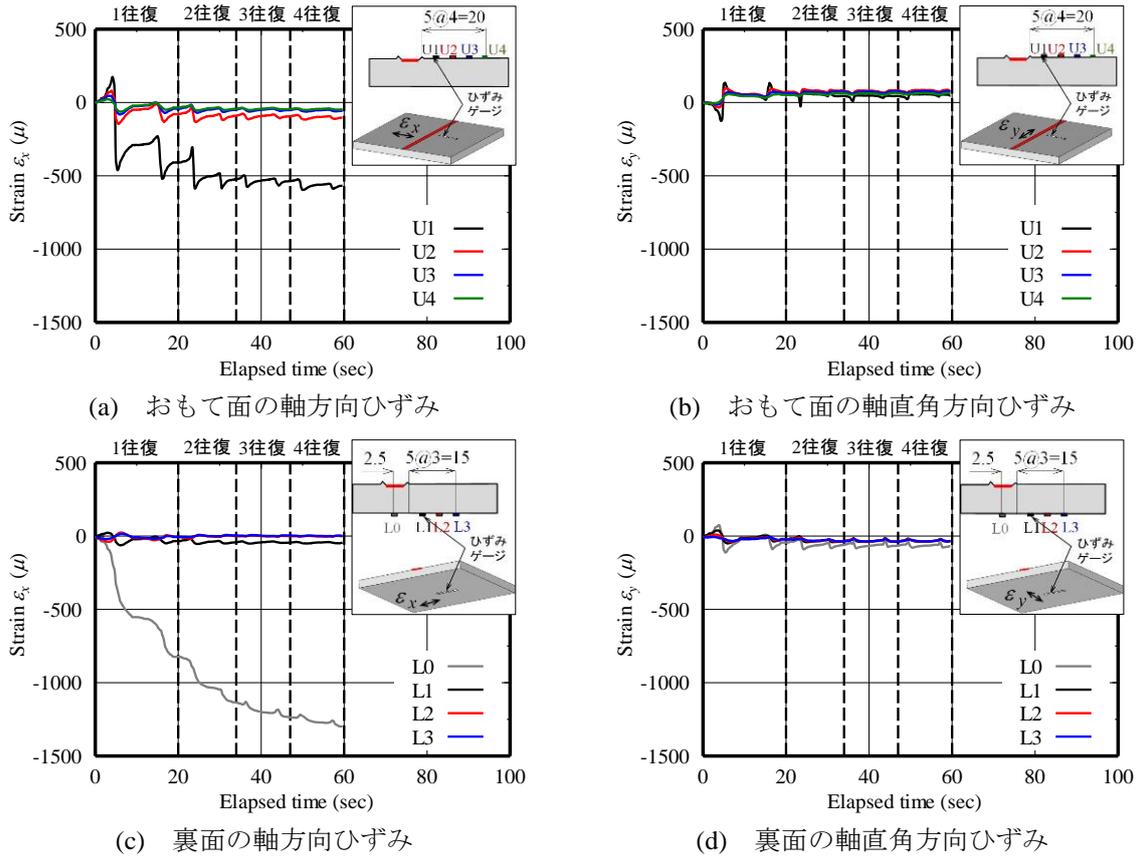


図-2.5 ピーニング処理中のひずみの変化の一例(SM490-12)

形量を計測する(Step2)。切断後の変形面を有限要素解析で再現し、変形面を切断前の基準面に戻すような変形を与えると(Step3)、切断前の残留応力の分布が予測できる。

本研究では、ピーニング処理端から 2mm 位置の断面(図-2.1, 断面 B)の軸方向の残留応力分布を予測した。鋼板は放電加工機によって切断した。

Step3 で行う有限要素解析に用いた解析モデルを図-2.4 に示す。今回、鋼板の全幅にピーニングを施工した(図-2.1)ので、解析では平面ひずみ要素を用いた 2 次元モデルとした。強制変位を与える辺の最小メッシュサイズは 0.2×0.2mm(長手方向×板厚方向)である。材料特性は、ヤング率 200kN/mm²、ポアソン比 0.3 とした。

(4) ピーニング処理後のビッカース硬さ

ピーニング処理による硬さ分布の変化を明らかにするために、鋼板の内部でビッカース硬さを計測した。計測位置は、鋼板を図-2.1 の A-A ラインで放電加工によって切断した切断面とした。

2.2.2 計測結果

(a) ピーニング処理中のひずみの変化

ピーニング処理中のひずみ変化の一例(SM490-12)を図-2.5 に示す。図-2.5(a)より、試験体おもて面のゲージ U1~U4 には、軸方向に圧縮ひずみが導入され、その大きさはピーニング処理面に近いほど大きくなった。また、1 往復目と 2 往復目のひずみ変化が大きく、3 往復目以降はほと

んどひずみが増加していき、ピーニング処理範囲の両側でひずみが急激に減少する傾向が見られる。図-2.5(b)より、試験体おもて面のゲージ U1~U3 には軸直角方向に引張ひずみが生じたが、その大きさは軸方向に生じたひずみより小さかった。

図-2.5(c)より、試験体裏面のゲージ L0 には -1300μ 程度の大きな圧縮ひずみが生じた。これは、ピーニング処理によって打撃された箇所の鋼材が塑性変形して延ばされるため、鋼板に負曲げが生じ、鋼板の裏側が負曲げの圧縮となるためである。ゲージ L2, L3 にはほとんどひずみが生じなかった。図-2.5(d)より、試験体裏面のゲージ L0~L3 には軸直角方向に圧縮ひずみが生じたが、その大きさは数十 μ 程度であった。

以上より、ピーニングした試験体のおもて面では、ピーニング処理近傍のピーニング移動方向に対して法線方向に圧縮ひずみが生じ、処理近傍のピーニング移動方向に対して接線方向に引張ひずみが生じるといえる。さらに、本試験の境界条件ではピーニング処理面の真裏には法線、接線方向ともに圧縮ひずみが生じた。

(b) 鋼板表面の残留応力

ピーニング処理後の軸方向の残留応力の計測結果を図-2.6~2.8 に示す。この図には、図-2.1 位置に貼付したひずみゲージで計測した 2 方向のひずみを用いて算出した残留応力の計算値と、2.2.3 項で行う有限要素解析で求めた残留応力の解析値も示している。

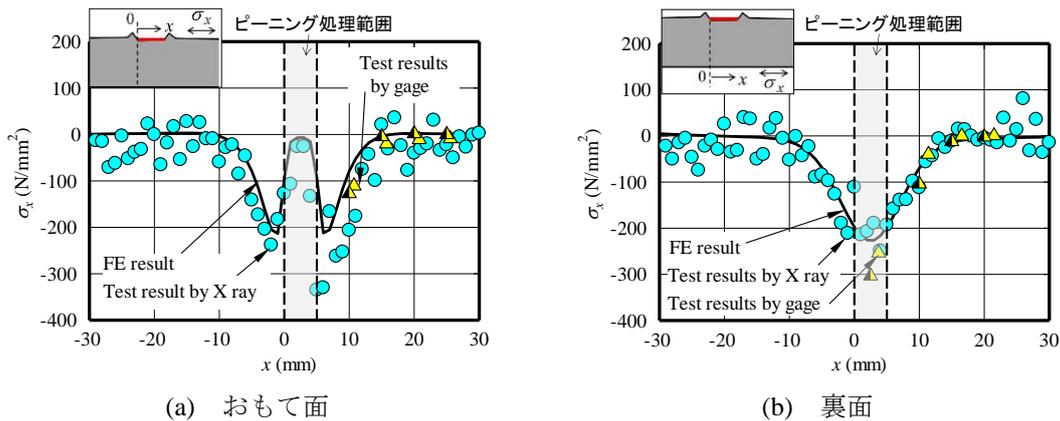


図-2.6 SM490-12 に生じた軸方向の残留応力

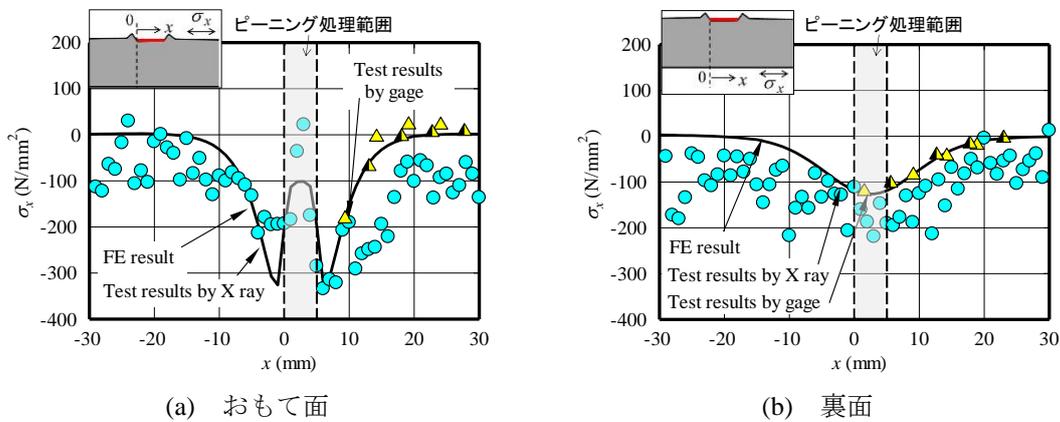


図-2.7 SM490-19 に生じた軸方向の残留応力

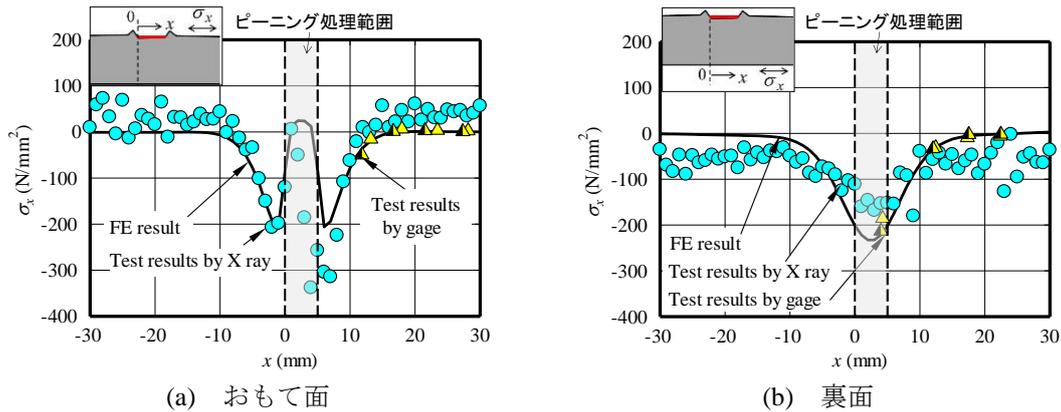


図-2.8 SM570-12 に生じた軸方向の残留応力

図-2.6(a)より、試験体 SM490-12 のおもて面では、ピーニング処理範囲の外側には圧縮残留応力が生じており、その大きさはピーニング処理範囲に近いほど大きくなった。ピーニング処理範囲では、生じる圧縮残留応力が小さくなり、特にピーニング処理範囲の中央では残留応力がほとんど生じていなかった。

図-2.6(b)より、試験体 SM490-12 の裏面では、ピーニング処理範囲の直下に -200N/mm^2 程度の圧縮残留応力は生じた。これは、2.2.2(a)で述べたように、ピーニング処理によって鋼板に負曲げが生じたからである。図-2.6(a), (b)より、X線による計測値とひずみゲージによる計算値はよく一致した。図-2.7, 2.8より、その他の試験体も試験体 SM490-12 と同様の傾向となった。

ここで、図-2.6(a)と図-2.7(a)を比較すると、試験体のおもて面に生じる圧縮残留応力分布に大きな違いはみられない。一方、図-2.6(b)と図-2.7(b)を比較すると、試験体 SM490-19 の裏面に生じる圧縮残留応力は、試験体 SM490-12 のそれよりも小さくなった。これは、鋼板の裏面に生じる圧縮残留応力は、ピーニング処理による負曲げに起因するため、板厚が大きくなると、断面二次モーメントが大きくなり、負曲げによって生じる裏面の応力が小さくなるからである。

図-2.6(a)と図-2.8(a)を比較すると、降伏応力が違うにも関わらず、試験体のおもて面に生じる圧縮残留応力分布に大きな違いはみられなかった。図-2.6(b)と図-2.8(b)を比較すると、試験体の裏面に生じる圧縮残留応力は、試験体 SM490-12 と比べ、SM570-12の方が若干小さくなったが、その差は顕著ではない。

(c) 鋼板内部の残留応力

鋼板内部の残留応力のコンター法による計測結果(CM result)を図-2.9 に示す。この図には、2.2.3 項で行う有限要素解析の残留応力の解析値(FE result)も示している。図-2.9(a)より、SM490-12 では、ピーニング処理した面とその裏面に -200N/mm^2 程度の圧縮応力が生じ、鋼板の内部に 50N/mm^2 程度の引張応力が生じていることがわかる。図-2.9(b), (c)より、SM490-19, SM570-12 でも、ピーニング処理した面とその裏面に圧縮応力が生じ、鋼板の内部で引張応力が生じた。

(d) 鋼板内部のビッカース硬さ

計測したビッカース硬さを、ピーニング処理を施工していない箇所のビッカース硬さの平均値で除した結果を図-2.10 に示す。鋼板両表面の硬さは計測できないので、両表面から 0.5mm より内部の硬さを計測した。図-2.10(a), (b)より、SM490Y 材では、ピーニング処理部直下の深さ 2.5mm

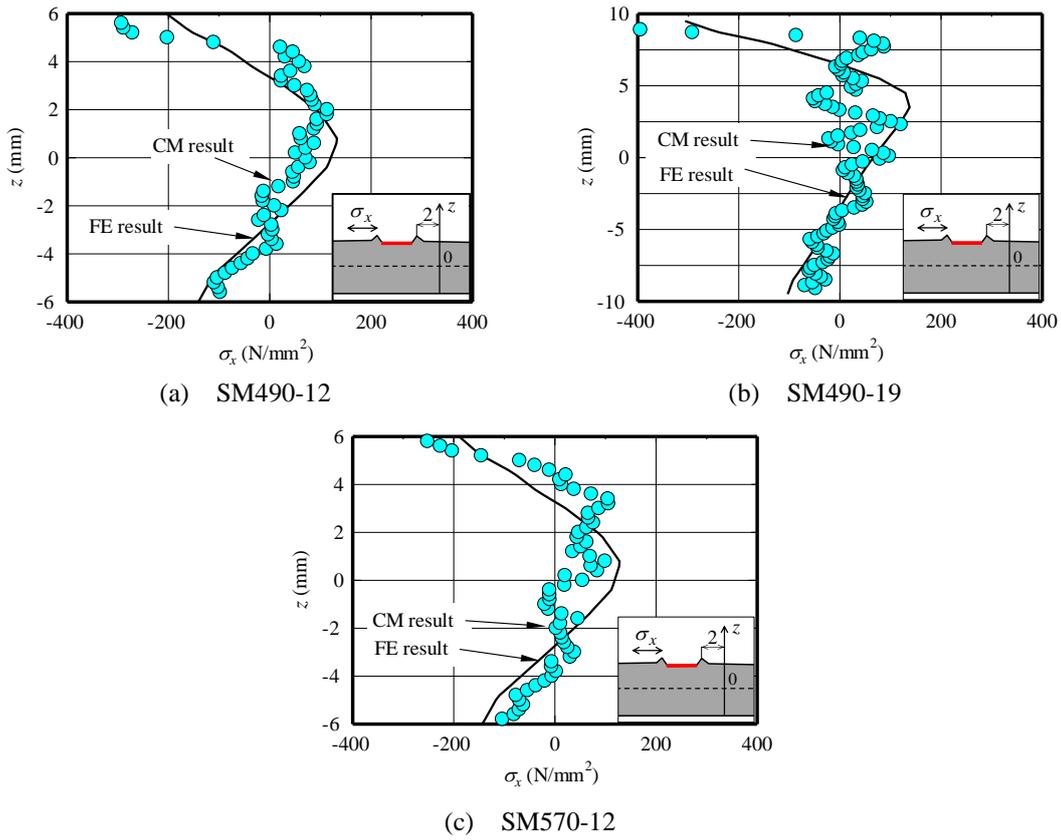


図-2.9 鋼板内部に生じた軸方向の残留応力

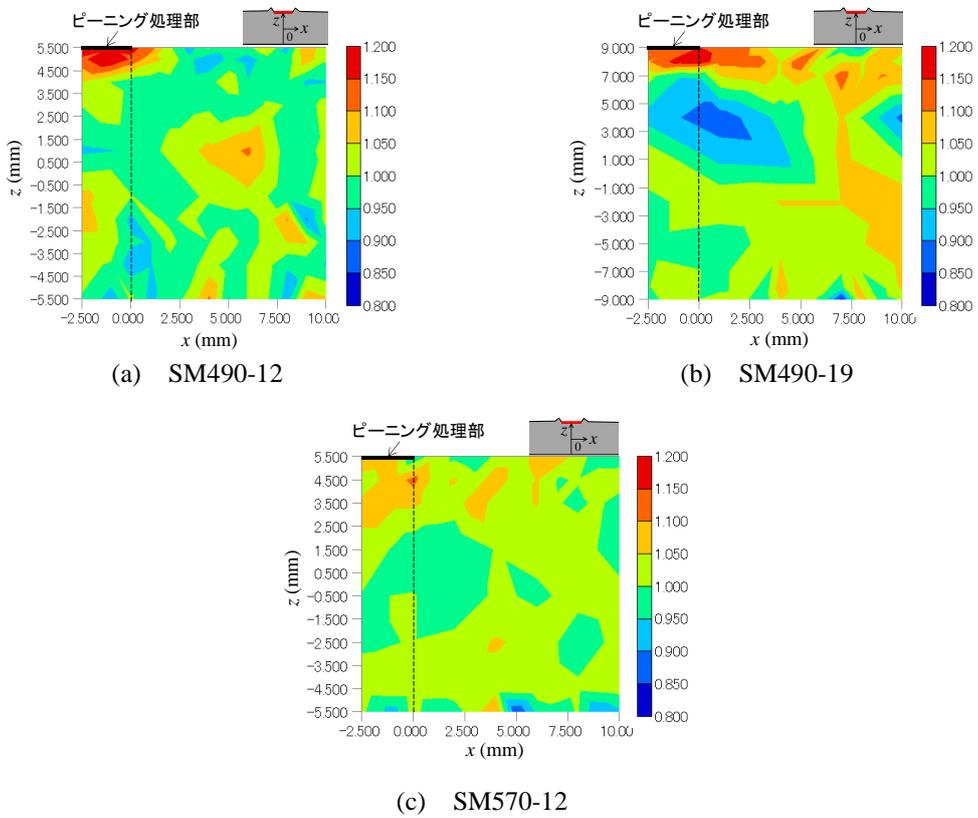


図-2.10 鋼板内部の硬さ分布

程度までのビッカース硬さが、周囲の 1.1～1.2 倍程度となっていることがわかる。したがって、SM490Y 材では、ピーニング処理によって深さ 2.5mm 程度まで鋼材が塑性変形したと考えられる。

図-2.10(c)より、SM570 材では、ピーニング処理直下のビッカース硬さは周囲のそれと比べ、顕著な違いはないが、ピーニング処理部直下の深さ 2.5mm 程度までのビッカース硬さが、周囲の 1.0～1.1 倍程度となっている。したがって、SM570 材では、ピーニング処理によって深さ 2.5mm 程度まで鋼材が塑性変形したと考えられる。

2.2.3 有限要素解析による残留応力の再現

本項では、ピーニング処理による残留応力分布を有限要素解析によって簡易に再現する方法を提案する。

(a) 解析概要

解析モデルを図-2.11 に示す。板幅中央に対称条件を設けた 1/2 モデルとした。解析には、汎用の有限要素解析プログラム ABAQUS CAE/6.14 を用いた。試験と同様に、試験体の固定位置 (100mm) の範囲の全方向の変位を固定した。解析には 8 節点 6 面体要素を用い、ピーニング処理部近傍の最小要素サイズは 0.25×0.25×0.25mm(長手方向×板幅方向×板厚方向)とした。材料特性は、ヤング率 200kN/mm²、ポアソン比 0.3 とした。構成則はバイリニア型モデルとし、SM490Y 材の降伏応力を 400N/mm²、SM570 材の降伏応力を 570N/mm² とした。構成則の二次勾配は完全弾塑性に近い値としてヤング率の 1/1000 とし、Von Mises の降伏条件と移動硬化則を適用した。

ピーニング処理による打撃箇所での塑性変形は、ピーニング処理を施工した幅 5.0mm×深さ d mm の領域(図-2.11 拡大図中のオレンジ色の箇所)に、長手方向および板幅方向に熱膨張ひずみ ε_T を導入することで再現する^{3) 4)}。

熱膨張ひずみの大きさ ε_T と熱膨張ひずみを導入する深さ d を決定するために、 ε_T と d を変化させて解析を行った。熱膨張ひずみ ε_T は、降伏ひずみ(2000 μ)の 2～5 倍とした。既往の研究では、ICR 処理によってき裂の表面が、1mm～3.8mm 程度閉口することが報告されている^{5) 6)}。そこで、鋼が塑性変形する深さ d を 2.0, 3.0, 4.0mm とした。

最適な ε_T 、 d の決定には、次式で計算される測定結果 ε_{test} に対する測定結果と解析結果の差 Δe の比の平方平均二乗誤差率(RMSPE)を用いた。今回は、測定結果に試験体 SM490-19 の結果を用いた。

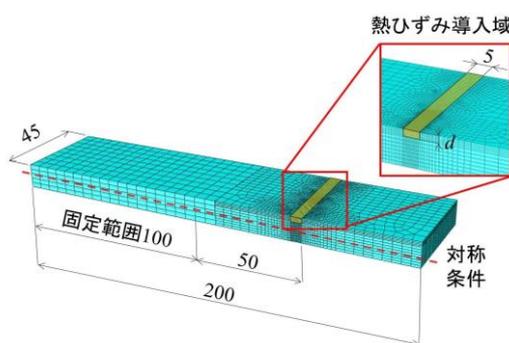


図-2.11 解析モデル

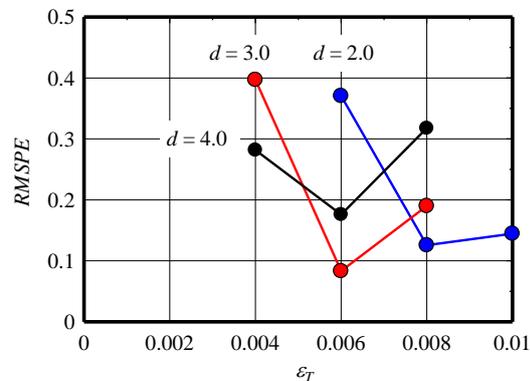


図-2.12 RMSPE の計算結果

また、ピーニング処理による疲労強度向上法では、ピーニング処理部に直角方法に導入される圧縮応力を利用するので、*RMSPE* は軸方向ひずみに対して計算した。

$$RMSPE = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \left\{ \frac{\Delta e}{\varepsilon_{test}} \right\}^2} \quad (2.1)$$

図-2.12 に *RMSPE* の計算結果を示す。図-2.12 より、 $\varepsilon_T = 6000\mu$ 、 $d = 3.0$ の場合が最も *RMSPE* が小さくなった。これは、2.2.2(d)の「ピーニング処理によって深さ 2.5mm 程度まで鋼材が塑性変形した」という結果と概ね一致している。

したがって、ここから以下では、熱膨張ひずみの大きさ $\varepsilon_T = 6000\mu$ 、熱膨張ひずみの導入深さ $d = 3.0$ として、解析を進める。

(b) 残留応力の再現性

鋼板表面に生じた軸方向の残留応力の分布を図-2.6~2.8 に示している。図-2.6~2.8 より、軸方向の残留応力の計測値と解析値がよく一致しているといえる。

鋼板内部に生じた軸方向の残留応力の分布を図-2.9 に示す。図-2.9 より、鋼板内部に生じる軸方向の残留応力も、計測値と解析値がよく一致しているといえる。

図-2.13 に軸応力の残留応力のコンター図を示す。ピーニング処理のよって、打撃箇所直下とその周辺、そして打撃箇所の裏側に圧縮応力が生じており、鋼板の内部に引張応力が生じていることがわかる。また、SM490-19 の裏面に生じる圧縮応力は、SM490-12 や SM570-12 と比較して小さいことがわかる。これは、2.2.2(b)で述べたように、鋼板の裏面に生じる圧縮応力は、ピーニング処理による負曲げに起因するため、板厚が大きくなると、負曲げによって生じる裏面の応力が小さくなるからである。

以上より、鋼材 SM490Y、SM570、板厚 12mm~19mm の範囲であれば、導入する熱膨張ひずみを 6000μ 、熱膨張ひずみの導入深さを 3.0mm とすると、軸方向に生じる残留応力を精度よく推定できることがわかった。

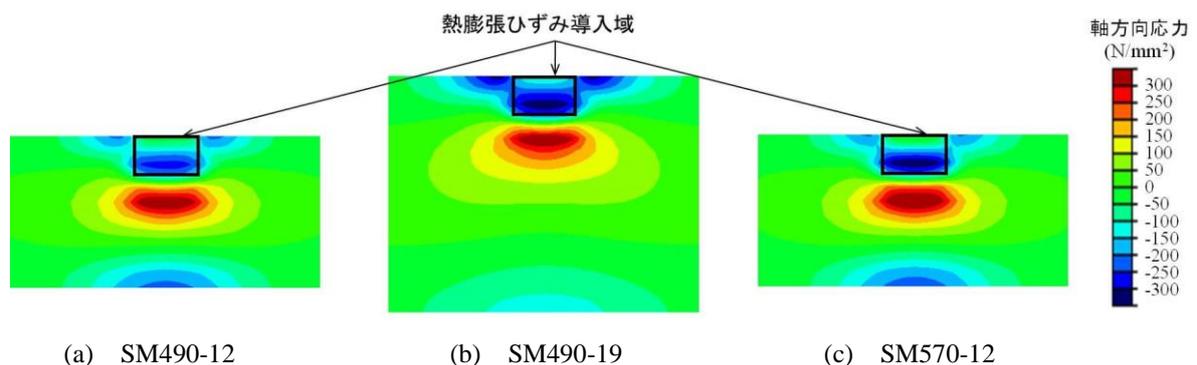


図-2.13 軸方向応力のコンター図

2.3 溶接止端から離れた位置のピーニングによる溶接部の疲労強度向上効果

2.2.3(b)で述べたように、ICR 処理を適用したハンマーピーニングでは、打撃直下と打撃部の周辺、そして打撃面の裏側に圧縮応力が生じる。通常のハンマーピーニングでは打撃直下に生じる圧縮応力が用いられてきたが、本節では打撃部周辺や打撃面の裏側に生じる圧縮応力を用いて、溶接止端から離れた位置へのピーニングや溶接止端の裏側からのピーニングによって溶接止端の疲労強度を向上させるピーニング工法の効果を明らかにする。

2.3.1 試験概要

(a) 試験体

本研究で使用した面外ガセット試験体の寸法を図-2.14 に示す。この図のように、板厚 12mm、幅 300mm の母材に、板厚 12mm、高さ 100mm のガセットプレートが、下向きで半自動 CO₂ ガスシールドアーク溶接(溶接材料 MX-Z200, 溶接電流 215A, 溶接電圧 31.5V, 溶接速度 350mm/min) されている。まわし溶接部では、溶接の継ぎを設けていない。すみ肉溶接は等脚長の 6mm としている。

2.2.3(b)で述べたように、ピーニング処理部の裏面に生じる圧縮応力は、板厚が大きくなる小さくなる。したがって、溶接止端の裏面からピーニングを行う場合は、母材の板厚 16mm の試験体でも疲労試験を行った。試験体には、鋼種 SM490Y の鋼板を用いた。鋼材検査証明書(ミルシート)による材料定数および化学成分を表-2.3 に示している。

印象材を用いて模った溶接止端形状を 1mm 程度にスライスして計測した母材側の止端半径と止端開き角の関係を応力比毎に図-2.15 に示す。各応力比に用いた試験体に対して、止端半径と止端開き角の関数に大差がないことがわかる。全試験体の止端半径と止端開き角の平均値は、それぞれ 1.5mm, 127° であった。

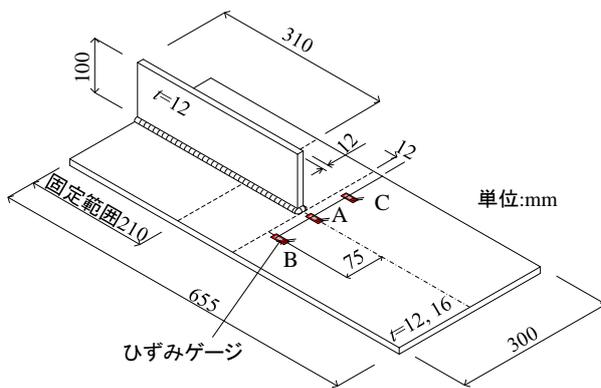


図-2.14 面外ガセット試験体

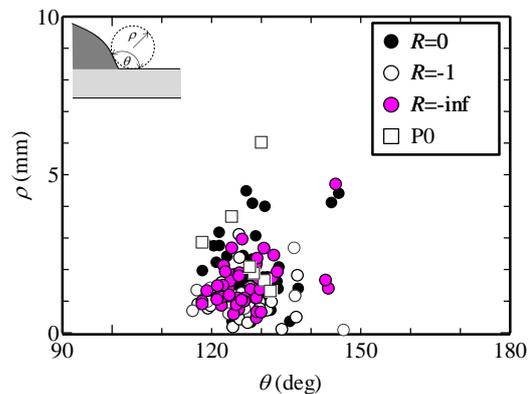


図-2.15 溶接の止端角と止端半径の関係

表-2.3 面外ガセット試験体の機械的特性および化学成分

| 鋼種 | 板厚 (mm) | σ_y (N/mm ²) | σ_b (N/mm ²) | 伸び (%) | 化学成分 (%) | | | | |
|--------|---------|---------------------------------|---------------------------------|--------|----------|------|------|-------|-------|
| | | | | | C | Si | Mn | P | S |
| SM490Y | 12 | 408 | 548 | 24 | 0.15 | 0.38 | 1.40 | 0.013 | 0.003 |
| SM490Y | 16 | 421 | 542 | 26 | 0.17 | 0.40 | 1.43 | 0.016 | 0.007 |

表-2.4 試験体一覧(○：試験を実施した試験体)

| 応力比 R | A (溶接止端からの実測距離 mm) | | | | | B_L | B_T |
|------------|--------------------|------------|-------------|-------------|-------------|-------|-------|
| | 5 | 10 | 15 | 20 | 25 | | |
| 0 | ○ (4.3) | ○ (8.5) | ○ (13.6) | — | — | ○ | ○ |
| -1 | ○ (5.1) | ○ (9.0) | ○ (14.1) | — | — | ○ | ○ |
| $-\infty$ | — | — | ○ (14.6) | ○ (18.8) | ○ (22.4) | ○ | ○ |

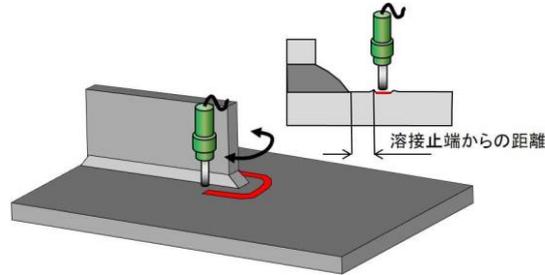


図-2.16 試験体 A シリーズのピーニング位置

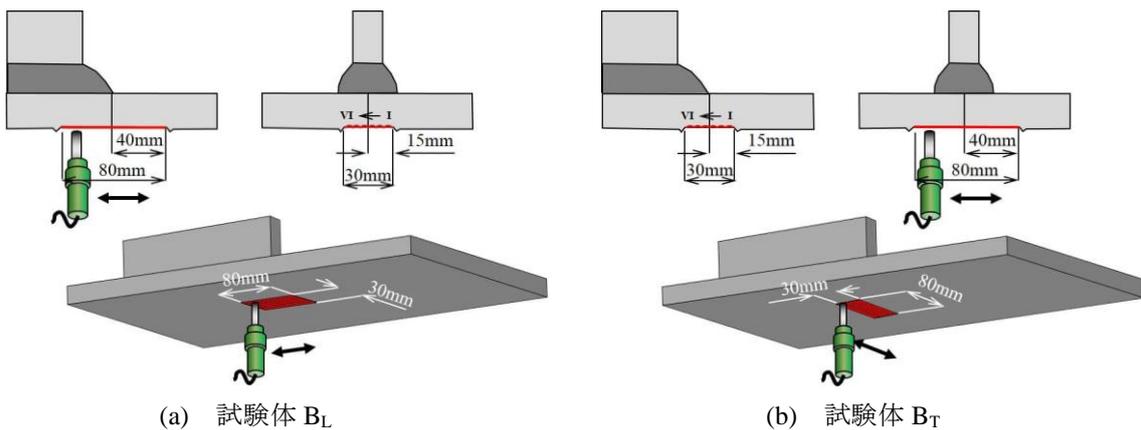


図-2.17 試験体 B シリーズのピーニング位置

試験体の一覧を表-2.4 に示す。本研究では、ゲージ B, C の応力比を $R = -1, 0, -\infty$ とした。試験体 A シリーズは、溶接止端側の母材面をピーニングする試験体であり、図-2.16 に示すように、溶接の止端から 5~25mm 等間隔に離れた位置をピーニングした。本研究では、印象材を用いて溶接止端を型取り、端を回し溶接に沿って所定の間隔になるように切取って、その周りをピーニングした。実測した溶接止端からのピーニング位置までの距離も表-2.4 に示している。

図-2.17 に示す、溶接止端の裏面の母材をピーニングした試験体 B_L 、試験体 B_T は、それぞれガセットプレート軸方向および直角方向に長さ 80mm、幅 5mm のピーニングを 6 ライン(全幅 30mm)施工している。各ラインのピーニングはそれぞれ 4 往復としている。ピーニングの順序(I ~ VI)も図-2.17 に示している。比較として、各応力比に対する溶接したままの試験体 AW、応力比 $R = 0$ に対して、溶接止端に沿ってピーニングを行った試験体 P0 も準備した。また後述するが、板厚 12mm の試験体の裏面からピーニング処理を行った場合は応力比 $R = -\infty$ の B_L シリーズで疲労

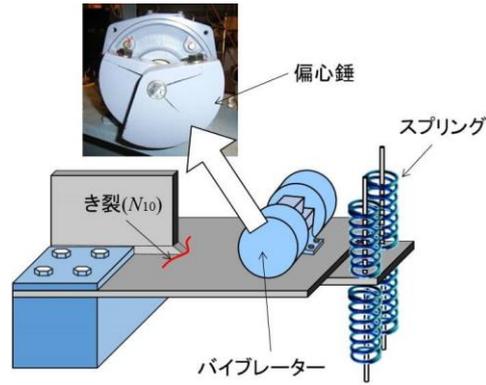


図-2.18 板曲げ振動疲労試験機と N_{10} のき裂

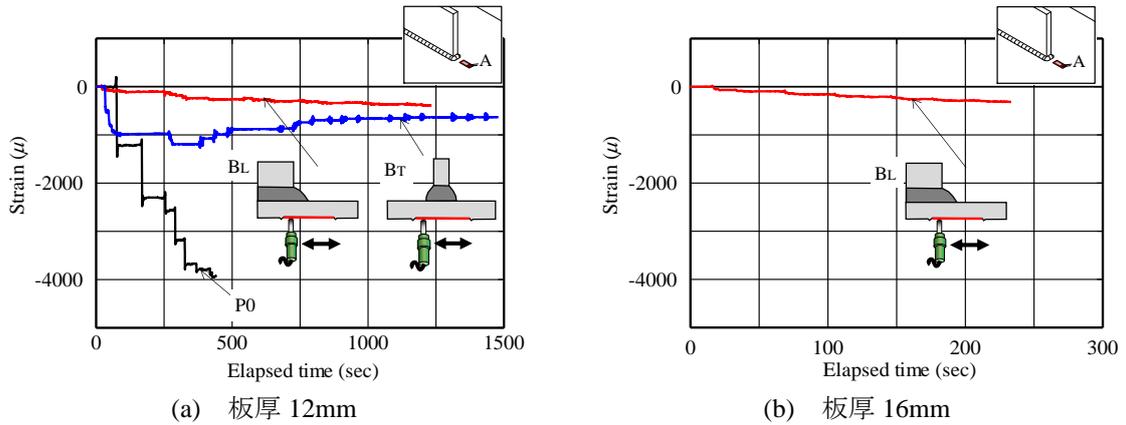


図-2.19 ピーニング処理中のひずみの変化

強度向上効果が得られたため、板厚 16mm の試験体は応力比 $R = -\infty$ の B_L シリーズに対して疲労試験を行った。

(b) 疲労試験

疲労試験では、図-2.18 に示す、板曲げ振動疲労試験機⁷⁾を用いた。試験体の一端を固定して片持ち状態とし、自由端側に偏心重りを有するバイブレーターをセットし、バイブレーターの回転数によって応力範囲を制御した。自由端側に取付けたスプリングを押し下げあるいは押し上げることで平均応力を制御し、応力比を変化させた。公称応力範囲は、ゲージ B、C(図-2.14)の初期のひずみ範囲の平均値に弾性係数を乗ずることで算出した。

図-2.18 に示すように、溶接止端から疲労き裂が発生し、止端を離れて母材に 10mm 進展した段階(N_{10})で疲労試験を終了した。本研究では、溶接止端から 10mm 離れた位置に、直径 0.05mm の銅線を貼付し、き裂の進展によって、銅線が切れた際の繰返し回数を N_{10} としている。

2.3.2 試験結果

(a) ピーニング処理によるひずみの変動

ピーニング中にひずみの変化を計測した試験体 B_L 、 B_T に対して、ゲージ A のひずみ変化を図-2.19 に示す。この図には、試験体 P0 のゲージ A のひずみの変化も示している。この図から、試験体 P0 では、ゲージ A の位置に -4000μ 程度の圧縮ひずみが残されていることがわかる。溶接止

端の裏面の母材を，ガセット軸方向に沿ってピーニングした試験体 B_Lは，6 ラインのピーニングによって徐々に圧縮ひずみが増加し，板厚 12mm では-400 μ ，16mm では-300 μ まで圧縮ひずみが導入された。

一方，溶接止端の裏面の母材を，ガセット軸直角方向に沿ってピーニングした試験体 B_Tでは，最初の I ラインのピーニングでは圧縮ひずみが導入されるが，II，III ラインのピーニングによって圧縮ひずみが低減し，IV～VI ラインのピーニングではその変化がほとんどなく，最終的に-700 μ の圧縮ひずみが導入された。ひずみゲージ A の位置は溶接止端から離れた位置であるので，図-2.19 の残留圧縮ひずみの値から，ピーニングの効果を直接評価できないが，試験体 P0 と比べて，試験体 B_T，B_Lに残される圧縮ひずみは小さいと考えられる。

(b) 疲労試験結果

疲労試験結果を表-2.5，図-2.20 に示す。図-2.20 には，各応力比に対して，これまでに実施された溶接したままの試験体 AW の疲労試験結果^{6)~8)}，ICR 処理を準用した溶接止端に沿ったピーニングの結果⁹⁾もプロットしている。

図-2.20(a)からわかるように，公称応力範囲 $\Delta\sigma = 80\text{N/mm}^2$ で応力比 $R = 0$ の場合，溶接止端から 5mm 離れた位置をピーニングした試験体 A-5 の疲労強度は，溶接したままの試験体 AW と比べて 1 等級以上向上した。溶接止端から 10mm 離れた位置をピーニングした試験体 A-10 の疲労強度も，試験体 AW よりも若干向上しているが，溶接止端から 15mm 離れた位置をピーニングした試験体 A-15，溶接止端の母材裏面をピーニングした試験体 B_L，B_Tは疲労強度向上効果がなかった。したがって，応力比 $R = 0$ に対しては，溶接止端から 10mm 以上離れた位置のピーニングや，溶接

表-2.5 疲労試験結果

(a) 板厚 12mm

| 応力比 R | 試験体 | 公称応力範囲 $\Delta\sigma$ (N/mm ²) | N_{10} ($\times 10^4$) | |
|------------|----------------|--|-----------------------------|----------------|
| 0 | AW | 81.1 | 38.3 | |
| | P0 | 80.5 121.7 | 1,000* 93.8 ^r | |
| | A | 5 | 82.3 | 151.1 |
| | | 10 | 81.8 | 84.4 |
| | | 15 | 81.3 | 55.7 |
| | B _L | 81.7 | 44.5 | |
| | B _T | 85.7 | 25.0 | |
| -1 | AW | 80.1 | 57.2 | |
| | A | 5 | 80.9 120.7 | 1,004* 75.1 |
| | | 10 | 77.0 | 295.8 |
| | | 15 | 79.2 | 143.8 |
| | B _L | 79.4 | 210.7 | |
| | B _T | 80.2 | 63.8 | |
| - ∞ | AW | 80.4 | 45.2 | |
| | A | 15 | 79.6 121.0 | 1,000* 61.0 |
| | | 20 | 80.6 123.3 | 1,000* 92.7 |
| | | 25 | 81.2 | 118.1 |
| | B _L | 80.0 121.4 | 1,000* 55.2 | |
| | B _T | 80.2 | 98.0 | |

(b) 板厚 16mm

| 応力比 R | 試験体 | 公称応力範囲 $\Delta\sigma$ (N/mm ²) | N_{10} ($\times 10^4$) |
|------------|----------------|--|----------------------------|
| - ∞ | AW | 81.5 | 49.2 |
| | B _L | 81.5 | 55.6 |
| | | 80.3 | 78.8 |

*: Run-out データ，r : Root crack

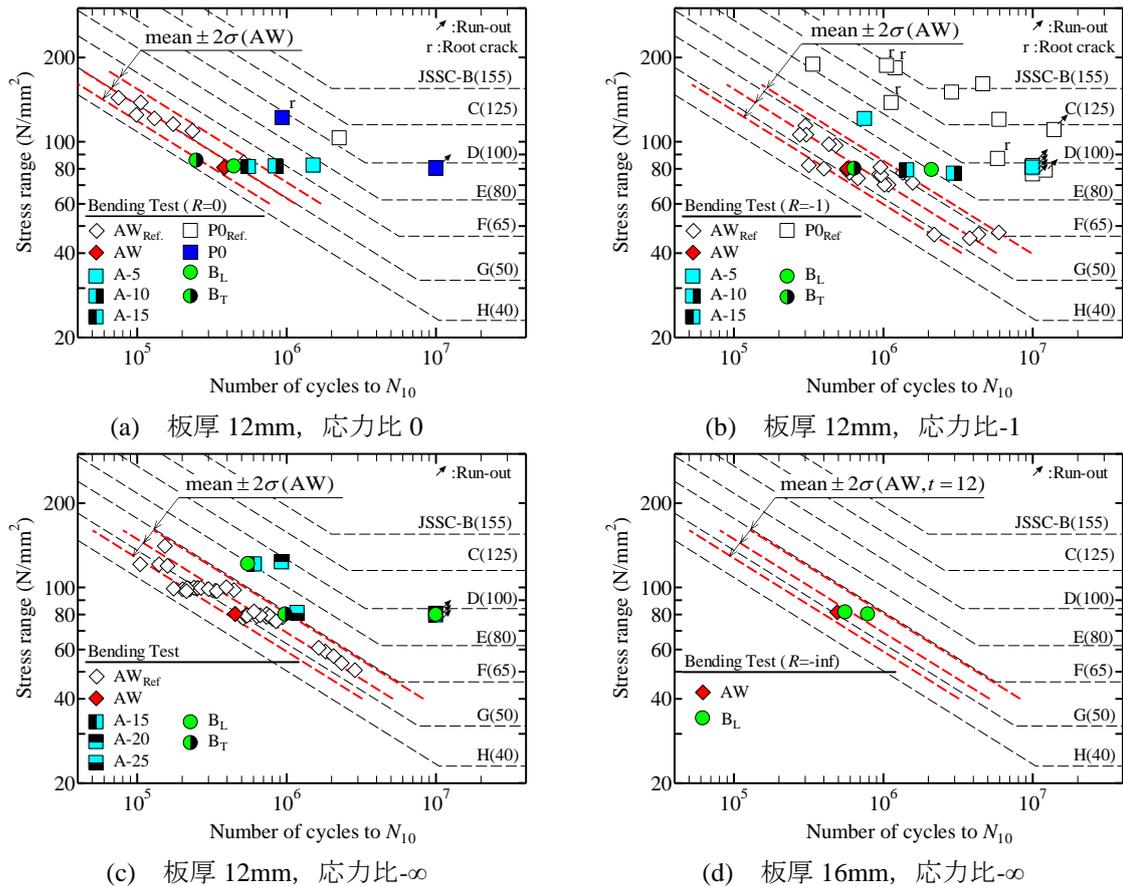


図-2.20 S-N線図

止端の母材裏面をピーニングしても疲労強度を向上させる効果はほとんどないと言える。

図-2.20(b)から、 $\Delta\sigma = 80\text{N/mm}^2$ 、応力比 $R = -1$ の場合、溶接止端から 5mm 離れた位置をピーニングした試験体 A-5 は、1,000 万回の繰返しを受けても疲労き裂が発生しなかったため、 $\Delta\sigma = 120\text{N/mm}^2$ に上げて疲労試験を行った結果、試験体 AW よりも 1 等級以上疲労強度が向上した。 $\Delta\sigma = 80\text{N/mm}^2$ に対して、溶接止端から 15mm 離れた位置をピーニングした試験体 A-15 の疲労強度も、試験体 AW よりも若干向上しているが、試験体 A-10 ほどの向上効果はみられなかった。したがって、応力比 $R = -1$ に対しては、溶接止端から 15mm 以上離れた位置のピーニングによる疲労強度向上効果は期待できないと考えられる。一方、溶接止端の母材裏面をガセット軸方向にピーニングした試験体 B_L の疲労強度は、試験体 AW よりも向上していることがわかる。他方、溶接止端の母材裏面をガセット軸直角方向にピーニングした試験体 B_T は疲労強度向上効果がなかった。試験体 B_L と B_T の疲労強度向上効果の違いは、試験体 B_T では、溶接止端の直裏面から離れた位置をピーニングした際に、溶接止端部に引張ひずみが導入されるので、溶接止端の直裏面のピーニングによる圧縮残留応力が、その後の溶接止端から離れた位置の母材裏面のピーニングにより低下したためであると考えられる。

図-2.20(c)から、 $\Delta\sigma = 80\text{N/mm}^2$ で応力比 $R = -\infty$ の場合、溶接止端から 25mm 離れた位置をピーニングした試験体 A-25 の疲労強度も、試験体 AW よりも若干向上しているが、溶接止端から 15mm, 20mm 離れた位置をピーニングした試験体 A-15, A-20 は、1,000 万回の繰返しを受けても疲労き裂が発生しなかった。試験体 A-15, A-20 に対して、 $\Delta\sigma = 120\text{N/mm}^2$ に上げて疲労試験を行った結

果、試験体 AW よりも 2 等級以上疲労強度が高かった。したがって、応力比 $R = -\infty$ の場合、溶接止端から 20mm 離れた位置に対しても疲労強度向上効果が期待できる。溶接止端の母材裏面をガセット軸方向にピーニングした試験体 B_L では、 $\Delta\sigma = 80\text{N/mm}^2$ のとき、1,000 万回の繰返しを受けても疲労き裂が発生せず、 $\Delta\sigma = 120\text{N/mm}^2$ に対しても、試験体 AW よりも 2 等級以上疲労強度が高かった。一方、溶接止端の母材裏面をガセット軸直角方向にピーニングした試験体 B_T は、 $\Delta\sigma = 80\text{N/mm}^2$ の段階で疲労強度向上効果がほとんどなかった。

図-2.20(d)の板厚 16mm、応力比 $R = -\infty$ の結果には、板厚 12mm、応力比 $R = -\infty$ の試験体 AW の疲労強度の平均値 $\pm 2\sigma$ (σ : 標準偏差) の値も示している。板厚 16mm の AW の疲労強度は、板厚 12mm と同程度であった。また、板厚 16mm の場合、 $\Delta\sigma = 80\text{N/mm}^2$ 、応力比 $R = -\infty$ に対しても、溶接止端の母材裏面をガセット軸方向にピーニングした試験体 B_L で、疲労強度向上効果がほとんどなかった。

一般に、ピーニングのように溶接止端の平均応力を変化させて疲労強度を向上させる工法では、作用応力範囲が高くなると疲労強度向上効果が失われるが、道路橋を計測した結果では、最大作用応力が 50N/mm^2 程度の場合もある^{10), 11)}。したがって、本実験と同様の拘束条件であれば、応力比によっては、道路橋でも本工法による疲労強度向上効果が得られる可能性がある。

2.4 ピーニング処理された溶接継手の疲労強度に圧縮の過荷重が及ぼす影響

ピーニング処理による疲労強度改善法では、ピーニング処理後、圧縮の過荷重(以下、OL と呼ぶ)が作用することによって、溶接止端部が局部的に圧縮降伏し(図-2.21 の点 II)、OL の除荷過程において、溶接止端の応力集中の影響を受けて残留応力が引張側にシフト(図-2.21 の点 III)する。ここで、作用した OL の大きさによっては、引張降伏応力が残される場合(図-2.21 の点 IV)がある。圧縮の OL によって、溶接止端に再び引張応力が残されると、疲労強度の改善効果が低下する^{12), 13)}。本節では、ピーニング処理後に継手形状の違いが圧縮の OL による疲労強度改善効果の低下に与える影響を疲労試験、弾塑性有限変位解析、修正 Goodman 線図によって明らかにする。

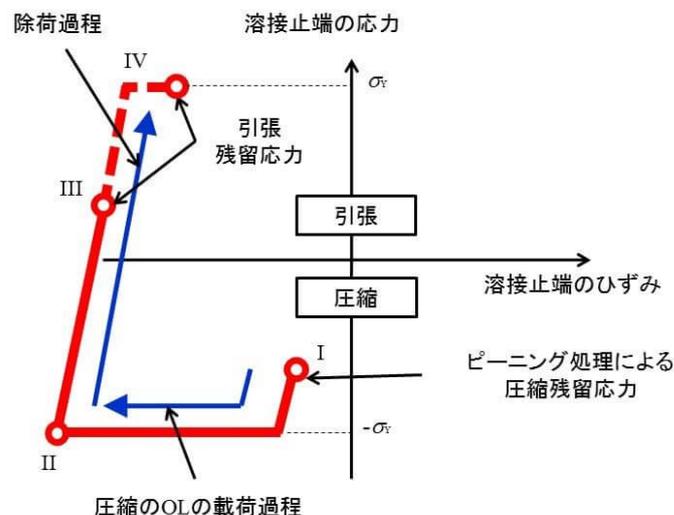


図-2.21 圧縮の過荷重による引張残留応力が生じるメカニズム

2.4.1 疲労試験

(a) 試験体

試験体には、鋼種 SM490Y の鋼板を用いた。鋼材検査証明書(ミルシート)による材料定数および化学成分を表-2.6 に示している。材料 A および B で作成された T 字溶接継手を図-2.22 に示す。図に示すように、板厚 12mm、幅 300mm の母材に、板厚 12mm、高さ 100mm の鋼板を、脚長 6mm ですみ肉溶接したものである。溶接は、下向きの半自動 CO₂ ガスシールドアーク溶接(溶接材料 MX-Z200, 溶接電流 215A, 溶接電圧 31.5V, 溶接速度 350mm/min)とした。ピーニング処

表-2.6 鋼板の材料定数および化学成分

| 鋼種 | 板厚 (mm) | σ_y (N/mm ²) | σ_b (N/mm ²) | 伸び (%) | 化学成分 (%) | | | | |
|---------------|---------|---------------------------------|---------------------------------|--------|----------|------|------|-------|-------|
| | | | | | C | Si | Mn | P | S |
| SM490Y (材料 A) | 12 | 409 | 536 | 25.0 | 0.15 | 0.38 | 1.41 | 0.016 | 0.003 |
| SM490Y (材料 B) | 12 | 409 | 548 | 23.9 | 0.15 | 0.38 | 1.30 | 0.015 | 0.003 |

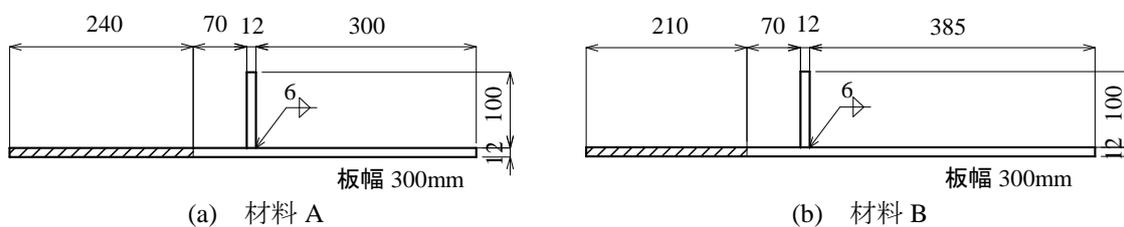


図-2.22 T字溶接継手 (単位 : mm)

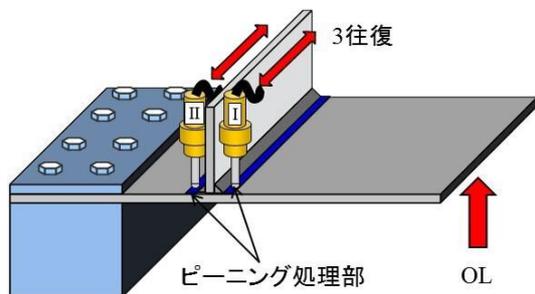


図-2.23 ピーニング処理位置と OL 荷荷位置



図-2.24 ピーニング処理後の止端近傍の様子

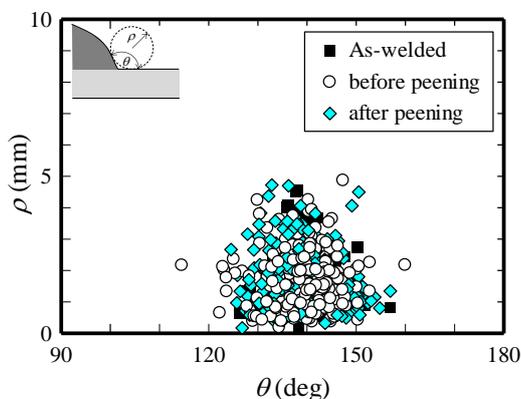


図-2.25 止端角と止端半径の関係

理は、図-2.23 に示すように、試験体の端部を固定した状態で、自由端側の止端前面の母材に施工した後、固定端の止端前面の母材に、それぞれ3~4往復ずつ施工した。

ピーニング処理を行った後の溶接止端近傍の状態を図-2.24 に、印象材を用いて模った溶接止端形状を1mm程度にスライスして計測した母材側の止端半径と止端開き角の関係を図-2.25 に示す。止端半径と止端角の平均値は、溶接ままの試験体で 1.80mm, 139° , ピーニング処理前後で 1.72mm, 139° および 1.78mm, 139° であり、ピーニング処理前後で溶接止端の形状に大きな変化はなかった。図-2.26 にピーニング処理後の止端形状の一例を示す。図-2.26 より、ピーニング処理によって止端から 1.5mm 離れた位置の幅 6.8mm の範囲で段差ができていることがわかる。

圧縮の OL を与える試験体では、ピーニング処理後に、図-2.23 に示すように試験体の自由端側の下側から油圧ジャッキを用いて荷重を 1 度だけ与え、除荷した。

ひずみゲージ(ゲージ長 1mm)は、図-2.27 に示すように、止端位置の公称応力を算出するためにゲージ U0, U0A, U0B, U2 に貼付した。また、ピーニング処理によるひずみの変化を詳細にとるために、1 体の試験体(試験体 P-1.01 P_{max}/P)にはゲージ U1, L0~L2 を貼付した。

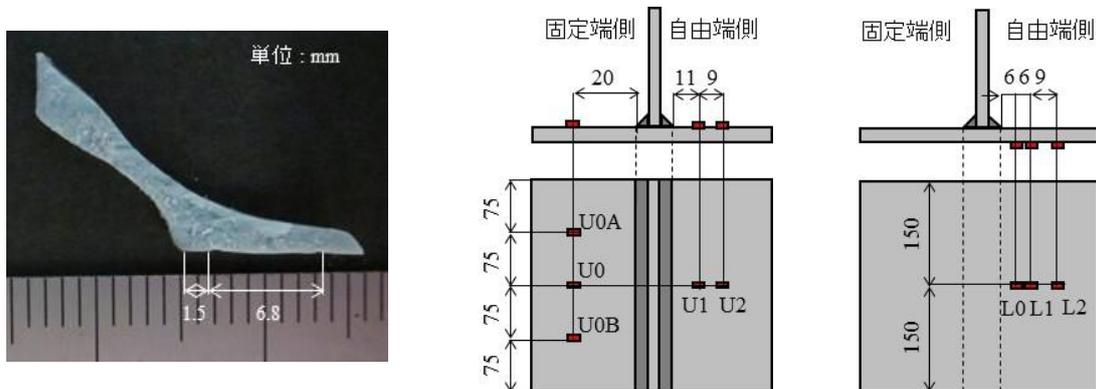


図-2.26 ピーニング処理後の止端形状の一例

(a) 試験体上面 (b) 試験体下面
図-2.27 ゲージ貼付位置 (単位: mm)

表-2.7 試験体

| 試験体 | 材料 | ピーニング | OL の大きさ (N/mm ²) |
|----------------------|--------|---------|------------------------------|
| AW | A or B | — | — |
| P | A | Treated | — |
| P-OL220 | A | Treated | -226.0 |
| P-OL300 | 1 | B | -322.9 |
| | 2 | B | -283.0 |
| P-OL370 | 1 | B | -368.9 |
| | 2 | B | -376.7 |
| P-1.01 P_{max}/P_Y | B | Treated | 1.01 P_{max}/P_Y |
| P-1.11 P_{max}/P_Y | B | Treated | 1.11 P_{max}/P_Y |

試験体一覧を表-2.7 に示す。OL を与えた試験体は、OL の大きさ(OL 载荷中の公称応力の最大値)が、道路橋示方書で定められている SM490Y 材の許容応力度($210\text{N}/\text{mm}^2$)から降伏応力程度となるように設定した¹⁴⁾。公称応力は、ゲージ U0, U2 のひずみを、固定端側の止端位置に内挿した値に、弾性係数を乗じることで求めた。ただし、OL 载荷中にゲージ U2 位置の鋼が降伏した場合は、U2 が弾性範囲のときの U0 のひずみと止端位置での内挿値の比に、常に弾性範囲内であった U0 のひずみと弾性係数を乗じることで求めた値を公称応力とした。

試験体 P-1.01 P_{\max}/P_Y , P-1.11 P_{\max}/P_Y は、OL 载荷時の最大公称ひずみが降伏ひずみ以上となったので、OL 载荷時の最大荷重 P_{\max} を公称ひずみが降伏ひずみに達したときの荷重 P_Y で除した値 (P_{\max}/P_Y) で OL の大きさを評価した。比較のために、溶接したままの試験体 AW とピーニング処理した状態の試験体 P も用意した。

(b) 疲労試験

疲労試験には、2.3 節で用いた板曲げ振動疲労試験機を用い、固定端側の溶接止端位置で応力比が 0 となるよう調整した。疲労試験は、母材表面の溶接止端から発生したき裂が母材側面に達した段階で終了した。本研究では、直径 0.05mm の銅線を母材の側面のエッジに接着し、き裂が進展し母材の側面に達して銅線が切れた際の繰り返し回数を疲労強度としている。

2.4.2 試験結果

(a) ピーニング処理中のひずみの変化

ピーニング処理中に計測した軸方向のひずみの変化を図-2.28 に示す。図-2.28(a)より、自由端側の止端をピーニング処理しているとき、ピーニング処理近傍のゲージ U1 に $-1000\ \mu$ 程度の圧縮ひずみが生じ、止端から 20mm 離れたゲージ U2, 固定端側に貼付したゲージ U0 には、ほとんどひずみが生じなかった。図-2.28(b)より、ピーニング処理面の裏面の L0, L1 では、それぞれ -1300 , $-400\ \mu$ 程度の圧縮ひずみが生じ、止端から 20mm 離れた L2 では、ほとんどひずみが生じなかった。

図-2.28(a), (b)より、固定端側の止端をピーニング処理しているとき、自由端側に貼付した U1, U2, L0, L1, L2 のひずみはほとんど変動しなかったが、固定端の止端から 20mm の位置に貼付した U2 では、ひずみが増加し、若干の圧縮ひずみが生じた。

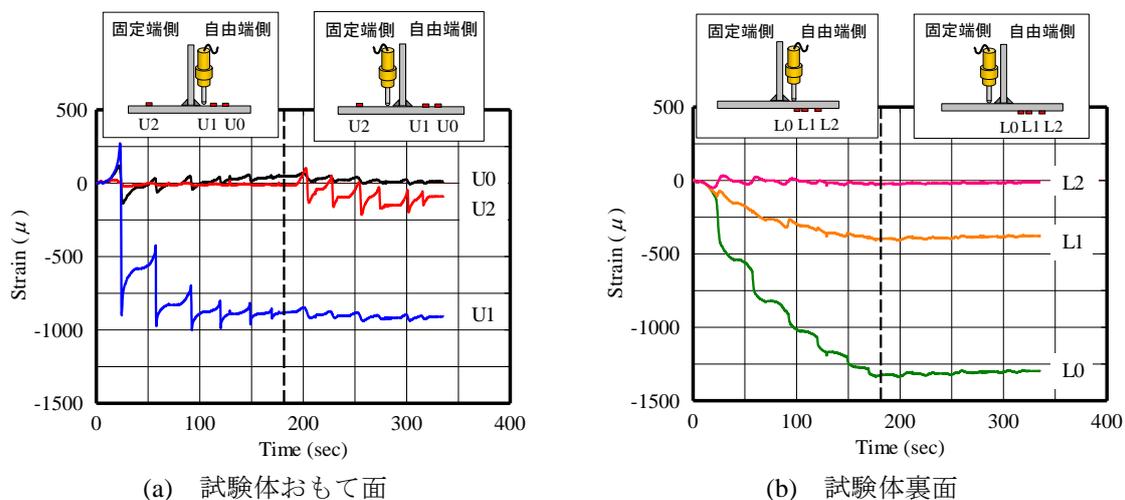


図-2.28 ピーニング処理中のひずみの変化

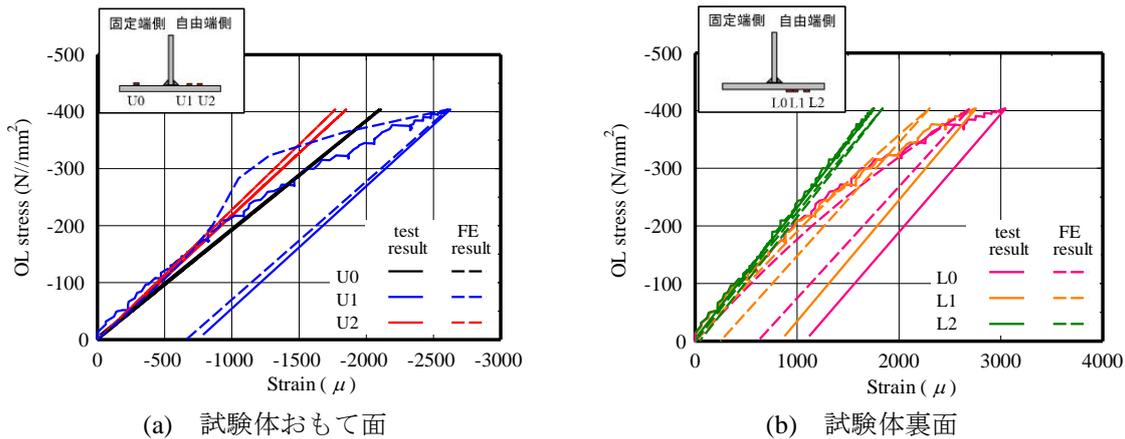


図-2.29 OLによるひずみの変化の一例 (試験体 P-1.01 P_{max}/P_Y)

(b) OLによるひずみの変化

OL 载荷中はひずみの変化を 10Hz で計測し、ゲージ U0, U0A, U0B によって板幅方向に均一に OL が载荷できていることを確認した. 計測結果の一例(試験体 P-1.01 P_{max}/P_Y)を図-2.29 に示す. 図中のひずみの値は、ピーニング処理によって生じたひずみの値は含んでいない. この図には、後の 2.4.3 項で行う弾塑性有限変位解析の結果も示しているが、実験値と解析値の比較は 2.4.3 項で行う.

図-2.29(a)より、試験体上面のゲージ U1 では、OL の载荷過程で圧縮降伏し、OL の除荷後、圧縮ひずみが生じた. U0, U2 は、弾性挙動を示した. 図-2.29(b)より、試験体下面の L0, L1 では、OL の载荷過程で引張降伏し、OL の除荷後、引張ひずみが生じた. L2 は、弾性挙動を示した. U0, U2 のみを貼付した他の試験体でも U0 と U2 は、弾性挙動を示した.

(c) 疲労試験結果

疲労試験結果を表-2.8, 図-2.30(a)に示す. 今回、ゲージ U0, U2 のひずみを、固定端側の止端位置に内挿することで公称応力範囲を求めた. しかし、き裂が母材の側面まで進展すると、U0, U2 のひずみ範囲が変化する. そこで今回は、試験初期の公称応力範囲で試験結果を整理した. すべての試験体で固定端側の溶接止端部からき裂が発生した. 1000 万回繰り返してもき裂が発生しなかった試験体は Run-out データとし、応力範囲を上げて再度試験を行った. いくつかの試験体で、試験体の固定端部の母材からき裂が生じるフレットング破壊がみられたが、繰り返し回数が 500 万回を超えているデータが多かったので、ここでは Run-out データとして図-2.30(a)に示している.

図-2.30(a)より、試験体 AW では公称応力範囲 $\Delta\sigma = 144N/mm^2$ のとき、止端部からき裂が発生しているのに対し、試験体 P では $\Delta\sigma = 176N/mm^2$ でも止端部からき裂が発生していないことから、ピーニング処理によって疲労強度が大幅に向上しているといえる. OL を载荷した場合、試験体 P-OL220, P-OL300 は止端部からき裂が発生しなかった. 試験体 P-OL370, P-1.01 P_{max}/P_Y , P-1.11 P_{max}/P_Y は止端部からき裂が発生したが、これらの試験体の疲労強度は、試験体 AW のそれと比べ、1 等級以上高くなっている. したがって、T 字継手の場合、降伏荷重の 1.1 倍程度の OL を与えても、ピーニングによる疲労強度向上効果が残るといえる.

表-2.8 疲労試験結果

| 試験体 | | 材料 | 公称応力範囲 $\Delta\sigma$ (N/mm ²) | 疲労寿命 ($\times 10^4$) |
|----------------------|---|----|--|------------------------|
| AW | 1 | A | 144.4 | 83.2 |
| | 2 | B | 175.6 | 71.8 |
| | 3 | B | 160.3 | 46.1 |
| | 4 | B | 139.1 | 93.2 |
| P | | A | 176.3 | 944.9 ^f |
| P-OL220 | | A | 162.4 | 679.8 ^f |
| P-OL300 | 1 | B | 167.1 | 996.9 ^f |
| | 2 | B | 180.8 | 867.0 ^f |
| P-OL370 | 1 | B | 158.8 | 1,000* |
| | 2 | B | 169.6 182.3 | 1,000* 143.1 |
| P-1.01 P_{max}/P_Y | | B | 169.2 | 257.0 |
| P-1.11 P_{max}/P_Y | | B | 170.3 | 172.0 |

*: Run-out データ, f : フレッチング破壊

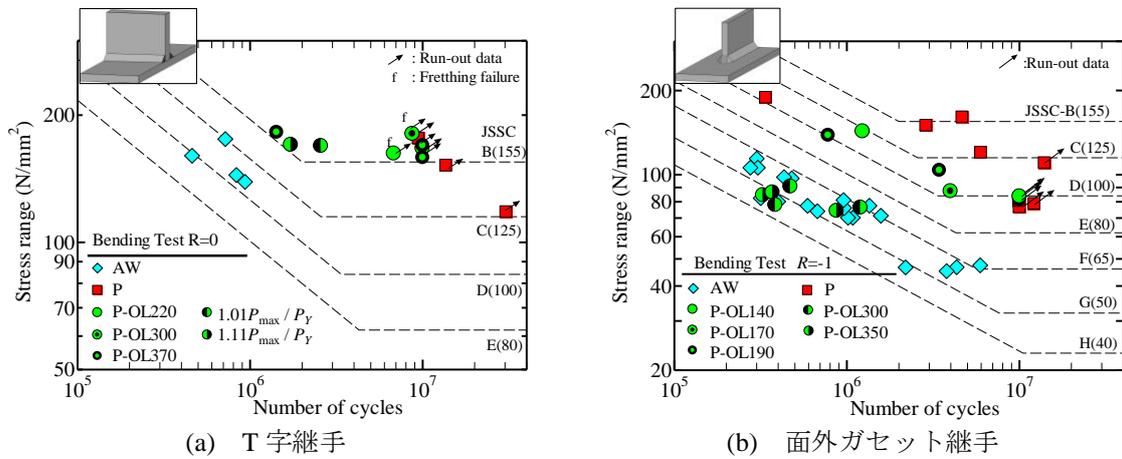


図-2.30 S-N線図

図-2.30(b)に文献9), 15)で行われた面外ガセット継手(SM490Y材, 12mm)に圧縮のOLを与えた場合の疲労試験(応力比 $R = -1$)の結果を示す. ただし, T字継手と同様に, 図-2.30(b)は試験初期の公称応力範囲で整理し直している. 図-2.30(b)中の AW は溶接ままの試験体, P はピーニング処理を行った試験体, P-OL シリーズはピーニング処理後に圧縮のOLを与えた試験体である. P-OLの後の数字はOLの大きさを表している. 図-2.30(b)より, OLが190N/mm²以下の場合, ピーニング処理による疲労強度向上効果が残っているが, OLが300N/mm²以上の場合, 試験体AWと同程度の疲労強度となり, ピーニング処理の効果は完全に失われているといえる.

このように、継手形状によって、圧縮の OL が疲労強度の低下に及ぼす影響が異なることがわかる。

2.4.3 OL による溶接止端部の残留応力の変化

2.4.2(c)で述べたように、継手形状の違いによって、圧縮の OL が疲労強度の低下に及ぼす影響が異なった。本項では、この違いを明らかにするために、弾塑性有限変位解析によって、OL による止端部の残留応力の変化を再現する。

(a) 解析モデル

図-2.31(a)に材料 B で作成した T 字継手試験体(図-2.22(b))を模擬した解析モデルを示す。解析には、汎用の有限要素解析プログラム ABAQUS CAE/6.10 を用いた。試験と同様に、試験体の固定位置(210mm)の範囲の全方向の変位を固定した。解析には 4 節点平面ひずみ要素を用い、溶接止端近傍の最小要素サイズは $0.1\text{mm}\times 0.1\text{mm}$ とした。ピーニング処理による打撃部の形状変化は再現していない。材料特性は、ヤング率 200kN/mm^2 、ポアソン比 0.3 とした。構成則はバイリニア型モデルとし、降伏応力を 400N/mm^2 、完全弾塑性に近い値として二次勾配をヤング率の $1/1000$ とした。Von Mises の降伏条件と移動硬化則を適用した。2.4.1(a)で述べたように、T 字継手では、止端半径の平均値が 1.80mm 程度であったので、止端半径 r を 0, 1, 2mm と変化させて解析した。

溶接による残留応力は、文献16)を参考に、溶接部(図-2.31 拡大図中の青色の箇所)の温度を 1500°C まで上昇させた後、 0°C まで下げることで再現した。ここで、溶接部の線膨張係数は 12μ とした。ピーニング処理による鋼材の塑性変形は、2.2 節を参考に、 6000μ の熱膨張ひずみを、止端から 1.5mm 離れた幅 $6.8\text{mm}\times$ 深さ 3.0mm の領域(図-2.31 拡大図中の赤色の箇所)の長手方向および板幅方向に導入することで再現した。ピーニング処理を再現した後、OL を模擬した集中荷重をモデルの自由端部に載荷・除荷した。

図-2.31(b)に文献9), 15)の面外ガセット継手を模擬した解析モデルを示す。モデルの材料特性や構成則は、T 字継手の解析で用いたそれと同様とした。モデルは、板幅中央に対称条件を設けた $1/2$ モデルとし、端部の 240mm の範囲の全方向の変位を固定した。要素は 8 節点六面体要素を用い、溶接止端近傍の最小要素サイズは $0.1\text{mm}\times 0.2\text{mm}\times 0.1\text{mm}$ (長手方向 \times 板幅方向 \times 板厚方向)とした。面外ガセット継手の止端半径の平均値が 1.35mm 程度であるため、止端半径 r を 0, 1, 2mm と変化させて解析した^{9), 15)}。溶接、ピーニング処理、OL による残留応力の模擬は、T 字継手と同様とした。

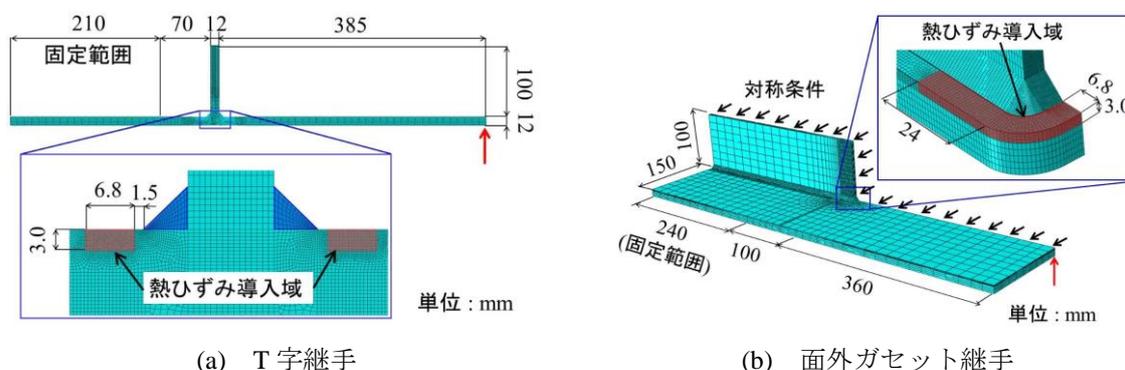


図-2.31 解析モデル

(b) 解析結果

(1) T字継手

図-2.32 に T 字継手のピーニング処理による残留ひずみの解析値の一例($r = 0$)を示す。この図には、2.4.2(a)に示したピーニング処理後の残留ひずみの実験値も示している。実験値と解析値がよく一致していることがわかる。

図-2.20 に、T 字継手の解析から得られた、OL 荷重除荷過程における公称応力とゲージ U0～U2, L0～L2 位置のひずみの関係($P-1.01P_{max}/P_Y$)の一例($r = 0$)を示す。この図より、公称応力とひずみの関係には、実験値と解析値で若干異なる挙動が見られた範囲もあった。これは、鋼材の構成則の違いやピーニング処理による打撃箇所への硬化を再現していないことが原因の一つだと考えられる。しかし、試験結果と同様に、試験体おもて面の U1, 裏面の L1 と L2 に、ひずみが残留していることがわかる。

(2) 面外ガセット継手

図-2.33 に面外ガセット継手のピーニング処理によるひずみの変化の解析値の一例($r = 0$)を示す。この図には、ゲージ A でのひずみの実験値も示している。実験値は大きくばらついてはいるが、実験値、解析値ともに止端から 12mm 離れた位置には-1000 μ 以上の圧縮ひずみが生じている。

図-2.34 に面外ガセット継手における OL の除荷後のゲージ A の残留ひずみの実験値および解析値を示す。図-15 より、作用させた OL が大きくなるほど、ゲージ A に生じる引張ひずみが大き

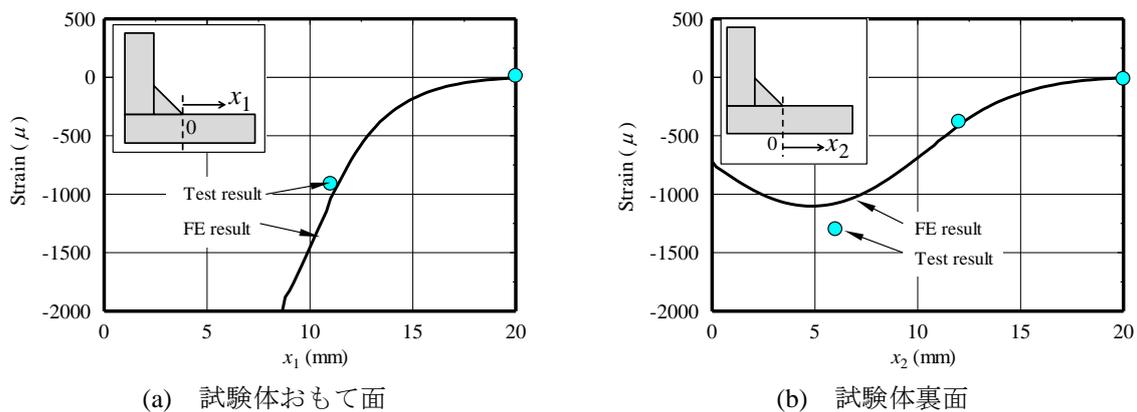


図-2.32 解析によるピーニング処理の再現 (T字継手)

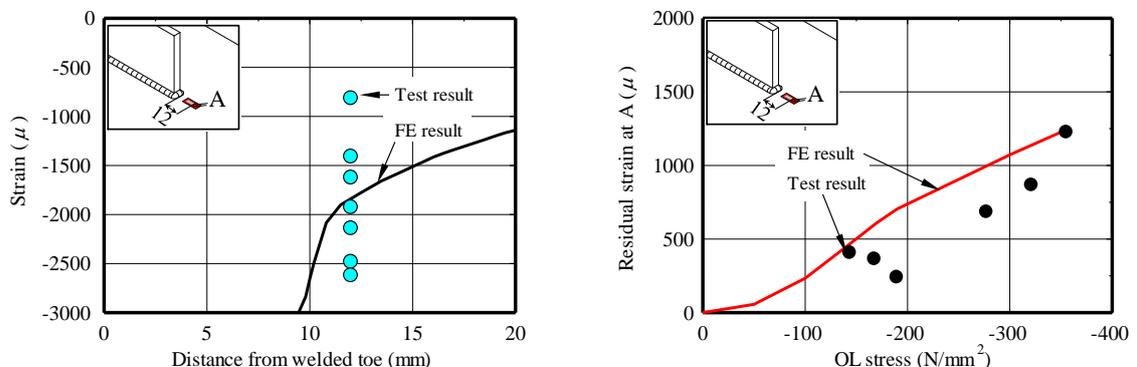


図-2.33 解析によるピーニング処理の再現 (面外ガセット継手)

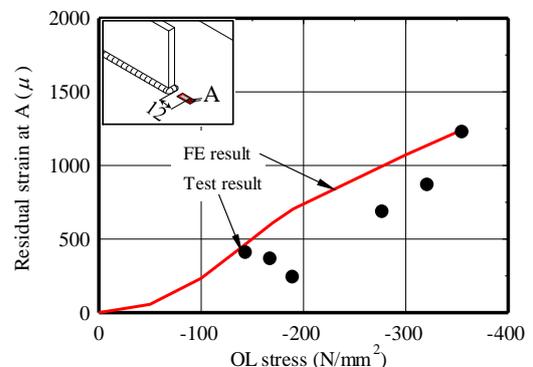


図-2.34 OL 後の残留ひずみ (面外ガセット継手)

くなっており、実験値と解析値が同様な傾向であることがわかる。

(c) T字継手と面外ガセット継手のOLの影響の比較

図-2.21 に示したように、圧縮のOLの作用によって、ピーニング処理で溶接止端に導入された圧縮応力が引張側にシフトするため、疲労強度が低下する。したがって、OL作用後の止端近傍の応力状態が、疲労強度の低下に影響するといえる。そこで、FEM解析によってOL作用後の止端近傍の残留応力を調べる。

(1) 溶接止端部極近傍の残留応力

図-2.35 は、圧縮のOLの作用によって生じる、止端近傍の要素の残留応力を示している。縦軸は端近傍の要素の圧縮のOL除荷後の残留応力、横軸は作用させた圧縮のOLの値である。図-2.35 から、圧縮のOLを与えない場合(OLが0N/mm²の場合)、ピーニング処理による圧縮応力が、両方の継手に残されている。また、両継手で、圧縮のOLの値が大きくなるにつれて、止端近傍の要素の残留応力が引張側にシフトする。図-2.35の曲線の傾きが面外ガセット継手の方がT字継手に比べて大きいことから、止端部の応力集中が大きい面外ガセット継手の方が、T字継手と比べて、小さい圧縮のOLの作用によって止端部の残留応力が引張側にシフトするといえる。したがって、T字継手と比べて、面外ガセット継手の方が、小さな圧縮のOLの作用によって疲労強度が低下すると考えられる。これは、2.4.2(c)の疲労試験の結果の傾向と合致している。しかし、T字継手の疲労試験の結果では圧縮のOLが降伏荷重の1.11倍の場合でもピーニングの効果が残っていた(図-2.30(a))が、止端近傍の要素では、止端半径に関わらず、引張の

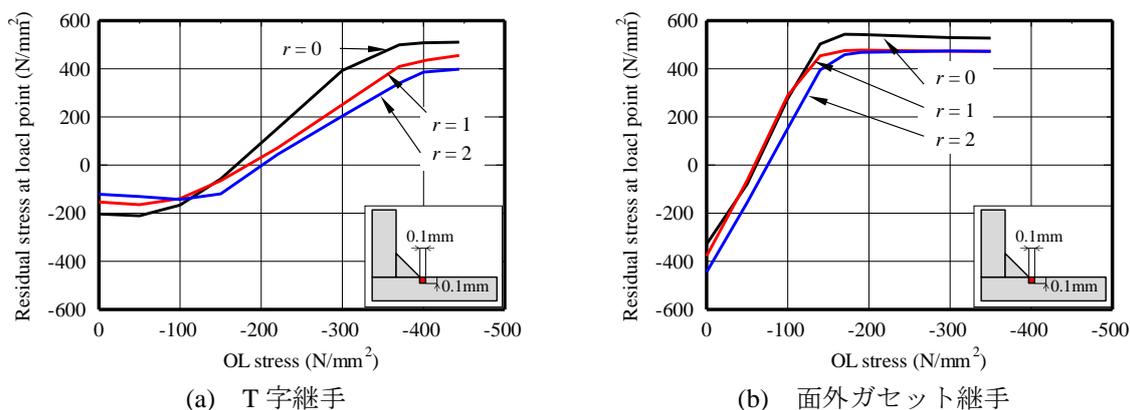


図-2.35 OLと止端近傍の要素応力の関係

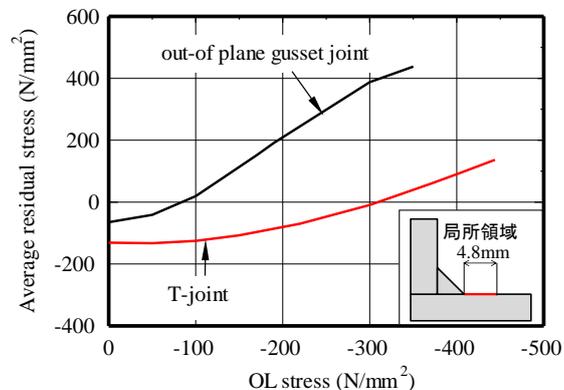


図-2.36 OLと局所領域の平均残留応力の関係

降伏応力にシフトするため疲労強度向上効果がなくなることになる(図-2.35(a)). また, 面外ガセット継手においても -190N/mm^2 のOLが作用しても, ピーニングによる疲労強度の向上効果が残っていた(図-2.30(b))が, 止端近傍の要素では, 止端半径に関わらず, 疲労強度向上効果が完全になくなる応力状態になっている(図-2.35(b)).

このように, 止端半径を考慮した場合でも, 疲労試験ではピーニングの効果が残る圧縮のOLに対して, 溶接止端極近傍は引張降伏に近い残留応力になる. したがって, 溶接止端の極近傍の残留応力状態を用いて, OLによる疲労強度向上効果の減少を定量的に評価できなかった.

(2) 溶接止端近傍の局所領域の平均残留応力

文献17)~19)では, X線によって計測した止端近傍の平均的な残留応力を用いて, 平均応力が疲労限に与える影響が評価できている. X線によって計測した残留応力は, 直径2mmの円に含まれる鋼の残留応力の平均値になる. 本研究でも同様に, ピーニング処理の効果や圧縮のOLの影響の評価に, 溶接止端近傍の局所領域の平均の残留応力を用いることに着目した. ここで, IIWではHSSを2点外挿法によって求めるとき, 止端から $0.4t$ と $1.0t$ (t :母材の板厚)の2点から外挿するよう定めている²⁰⁾. したがって, 止端から $0.4t$ 以内の範囲は溶接止端の局所的な応力集中の影響を受ける範囲といえるので, 止端から $0.4t$ 以内の板厚表面の範囲を局所領域として, その平均の残留応力を用いてOLによる疲労強度向上効果の減少を評価する.

図-2.36に, OLと局所領域の平均残留応力の関係($r=0$)を示す. この図より, 両方の継手で, 図-2.35の曲線の傾きと比べて傾きが小さくなるのがわかる. 特に, 面外ガセット継手では, OL 190N/mm^2 では平均応力が降伏応力の半分程度であるが, OL 300N/mm^2 では平均応力が引張降伏に達する. これは, OL 190N/mm^2 ではピーニングの効果が残るが, OL 300N/mm^2 では効果が完全に失われた実験結果と傾向が合致するといえる.

2.4.4 OLによる疲労強度向上効果の低下の推定

(a) 修正 Goodman 線図を用いた評価方法

溶接止端の引張残留応力を低減させた場合の疲労強度の推定方法は, いくつかの文献で提案されている. 文献21)や22)では, 残留応力を考慮したき裂の進展解析を行う手法によって, ハンマーピーニングによる溶接止端の疲労強度向上効果を推定している. 文献17)~19)では, 修正 Goodman 線図を用いて, UITや低温変態溶材の付加によって, 止端の残留応力の低減した場合の疲労限度の向上を推定している. 修正 Goodman 線図は切欠き部材などの応力集中を受ける場合, 局所的な応力を用いることで, 平滑材と同様の評価を行うことができる²³⁾. また, 一般的に修正 Goodman 線図は疲労限度の推定に用いられるが, 文献24), 25)では, 平均応力が疲労寿命に与える影響を修正 Goodman 線図によって評価している. したがって, 2.4.3(c)の局所領域の平均残留応力を修正 Goodman 線図に適用して, ピーニング処理を行った場合およびOLを受けた場合の疲労寿命を推定する.

一般的に, 修正 Good-man 線図は以下の式で表される.

$$\sigma_w = \sigma_{w0} \cdot \left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_b}\right) \quad (2.2)$$

ここに、 σ_{w0} は応力比 $R = -1$ の疲労限度、 σ_w は任意の平均応力 σ_m が作用する場合の疲労限度、 σ_b は引張強度である。式(2.2)を変形すると、以下の式が導かれる²⁵⁾。

$$\Delta\sigma_{L,0} = \frac{\Delta\sigma_L}{1 - \sigma_{L,\min}/\sigma_b} \quad (2.3)$$

ここに、

$\Delta\sigma_L, \sigma_{L,\min}$: 局所領域の応力範囲、最小応力

$\Delta\sigma_{L,0}$: 局所領域の $R = 0$ のときの疲労強度

ここで、局所領域の最大応力 $\sigma_{L,\max}$ および最小応力 $\sigma_{L,\min}$ は以下の式で計算できる。

$$\sigma_{L,\min} = \sigma_{L,FEM} + \frac{R}{1-R} \cdot \Delta\sigma_L \quad (2.4)$$

$$\sigma_{L,\max} = \sigma_{L,FEM} + \frac{1}{1-R} \cdot \Delta\sigma_L \quad (2.5)$$

$$\Delta\sigma_L = K \cdot \Delta\sigma_n \quad (2.6)$$

ここに、 K は局所領域の応力集中、 $\sigma_{L,FEM}$ は、解析で得られる OL 除荷後の局所領域の応力の平均値($r = 0$)である。ただし、式(2.4)、(2.5)による計算では、鋼の塑性域を考慮できていない。したがって、試験体 AW の場合や $\sigma_{L,\max}$ が引張の降伏応力 σ_Y 以上となる場合は、 $\sigma_{L,\max} = \sigma_Y$ として、 $\sigma_{L,\min}$ は式(2.7)で与えられる。

$$\sigma_{L,\min} = \sigma_{L,\max} - \Delta\sigma_L \quad (2.7)$$

同様に、 $\sigma_{L,\min}$ が圧縮の降伏応力 $-\sigma_Y$ 以下となる場合は、 $\sigma_{L,\min}$ が $-\sigma_Y$ と等しいとし、以下の式で与えた。

$$\sigma_{L,\min} = -\sigma_Y \quad (2.8)$$

今回、き裂発生箇所がすべて溶接止端であるため、式(2.2)~(2.8)によって計算された $\Delta\sigma_{L,0}$ で試験結果を整理することで、ピーニング処理、OL の有無に関わらず、同一の疲労強度となり、その疲労強度曲線は次式で与えられると考えられる。

$$\Delta\sigma_{L,0}^m \cdot N = C \quad (2.9)$$

ここに、 m, C は材料定数である。

溶接ままの試験体の試験結果を用いて、式(2.9)の m, C を決定し、式(2.3)を用いることで、ピーニング処理を行った場合および OL を受けた場合の疲労寿命 N を推定する。

(b) OL を受けた場合の疲労寿命の推定結果

(1) T 字溶接継手

図-2.37 に疲労試験の結果を、式(2.3)の $\Delta\sigma_{L,0}$ で整理した結果を示す。 σ_b 、 σ_Y は、表-2.6 のミルシートの値を用いた。この図には、試験体 AW の疲労寿命 N に対する回帰直線も実線で示している。この回帰直線の式(2.9)の材料定数は、 $m = -6.542$ 、 $C = 1.496 \times 10^{22}$ である。図-2.37 より、OL を受けた場合の試験結果も回帰直線上に分布していることがわかる。

次に、 $\Delta\sigma_{L,0}$ を式(2.9)に代入することによって予測した疲労強度を公称応力範囲で整理した結果を図-2.38 に示す。この図の赤線および破線は、試験体 P および試験体 P-OL シリーズの疲労強度の予測線である。図-2.38 より、圧縮の OL が大きくなるほど、疲労強度の予測値が小さくなる。また、疲労強度の予測値は、実験値を安全側に評価しているといえる。

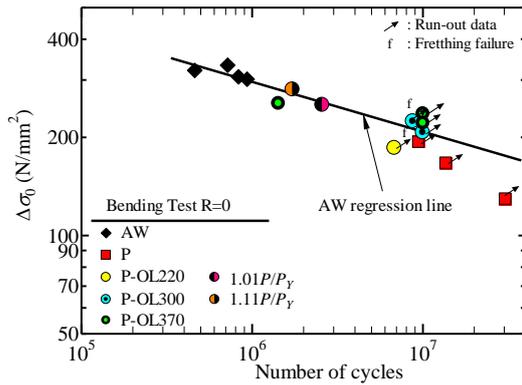


図-2.37 $\Delta\sigma_{L,0}$ で整理した結果 (T字継手)

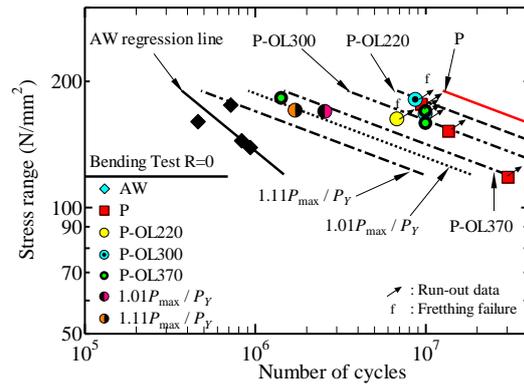


図-2.38 疲労寿命の推定結果 (T字継手)

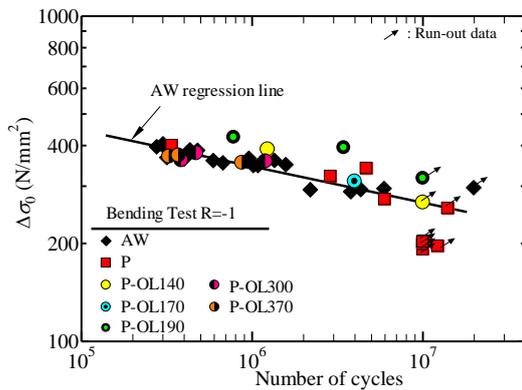


図-2.39 $\Delta\sigma_{L,0}$ で整理した結果 (面外ガセット継手)

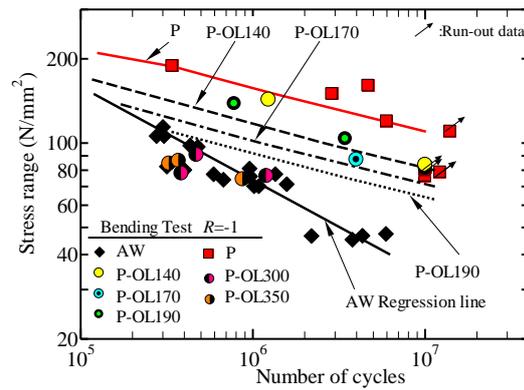


図-2.40 疲労寿命の推定結果 (面外ガセット継手)

(2) 面外ガセット継手

図-2.39 に疲労試験の結果を、 $\Delta\sigma_{L,0}$ で整理した結果を示す。T字溶接継手の場合と同様に、 σ_b 、 σ_Y には、文献9)のミルシートの値を用いた。この図には、試験体AWの疲労寿命 N に対する回帰直線も実線で示している。この回帰直線の式(2.9)の材料定数は、 $m = -8.976$ 、 $C = 6.050 \times 10^{28}$ である。図-2.39より、試験体P-OL190は回帰直線より上側にあるが、その他の試験結果はほぼ回帰直線上に分布している。

次に、 $\Delta\sigma_{L,0}$ を式(2.9)に代入することによって予測した疲労強度を公称応力範囲で整理した結果を図-2.40に示す。この図の赤線や破線は、試験体Pおよび試験体P-OLシリーズの疲労強度の予測線である。圧縮のOLの大きさが 300N/mm^2 以上の場合、図-2.36より、局所領域の応力が引張の降伏応力以上になるので、P-OL300とP-OL350の推定線は、AWの回帰直線と一致する。

図-2.40より、試験体Pに関しては、疲労強度の実験値と予測線がよく一致している。一方、試験体P-OLシリーズに関しても、疲労強度を安全側に予測している。

以上より、T字溶接継手と面外ガセット継手の継手形状の違いが疲労強度改善効果の低下に及ぼす影響を、弾塑性有限変位解析と修正 Goodman 線図によって、安全側に評価できるといえる。

2.5 まとめ

本章では、ピーニング処理による溶接部の疲労強度向上効果を定量的に評価するために、ピーニング処理工法によって導入される圧縮残留応力を簡易に推定する手法を開発した。そして、溶接止端から離れた位置に施工する新しいピーニング処理工法を提案し、板曲げ疲労試験によってその効果を明らかにした。さらに、圧縮の過荷重による疲労強度改善効果の低下メカニズムを板曲げ疲労試験と弾塑性有限変位解析から定量的に説明した。本章で得られた主な成果を以下に示す。

- 1) 鋼材 SM490Y, SM570, 板厚 12mm~19mm の範囲であれば, 6000 μ の熱膨張ひずみを深さ 3.0mm の要素に導入することで, ICR 処理を適用したピーニングによって軸方向に生じる残留応力を精度よく推定できる。
- 2) ICR 処理を適用したピーニングを用いて, 溶接止端から離れた位置や溶接止端の裏面からのピーニング工法を提案し, 表-2.9 の○印の組み合わせであれば, 実橋梁においても, 溶接ままと比較し, 疲労強度が向上する可能性がある。ただし, 溶接止端の裏面からのピーニング処理は, 拘束条件に影響を受けると考えられるため, 今後, 拘束条件が裏面からのピーニング処理工法による疲労強度改善効果に与える影響を明らかにする必要がある。
- 3) 圧縮の過荷重が溶接止端の疲労強度向上効果の低減に与える影響は, 応力集中が大きいほど大きくなり, その程度は弾塑性有限変位解析と修正 Goodman 線図によって安全側に評価できる。

表-2.9 疲労試験結果(溶接ままと比較し, 2 等級以上疲労強度が向上した試験体)

| 応力比 R | (a) 板厚 12mm | | | | | (b) 板厚 16mm | |
|------------|----------------|----|----|----|----|-------------|-----|
| | 溶接止端から離れたピーニング | | | | | 裏面からのピーニング | |
| | 5 | 10 | 15 | 20 | 25 | 軸直角方向 | 軸方向 |
| 0 | ○ | — | — | — | — | — | — |
| -1 | ○ | ○ | — | — | ○ | — | ○ |
| $-\infty$ | — | — | ○ | ○ | ○ | — | ○ |

○: 疲労試験において, 溶接ままと比較し, 1 等級以上疲労強度が向上した試験体 (公称応力範囲 $\Delta\sigma = 80\text{N/mm}^2$)

【参考文献】

- 1) M. B. Prime: Cross-Sectional Mapping of Residual Stresses by Measuring the Surface Contour After a Cut, Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME, Vol.123, pp.162-168, 2000.
- 2) Adrain T. Dewald, Jon E. Rankin, Micheal R. Hill, Matthew J. Lee, Hao-Lin Chen: Assessment of Tensile Residual Stress Mitigation in Alloy 22 Welds Due to Laser Peening, Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME, Vol.126, pp.465-473, 2004.

- 3) 柿市拓巳, 山田健太郎, 石川敏之: ICR 処理による疲労寿命延命効果のメカニズム, 日本材料学会東海支部第 4 回学術講演会講演論文集, 1-6, 2010.
- 4) 館石和雄, 判治剛, 石川敏之, 清水優: 引張または曲げを受ける溶接継手に対する ICR 処理の効果, 構造工学論文集, Vol.61A, pp.627-637, 2015.
- 5) 山田健太郎, 石川敏之, 柿市拓巳: 疲労き裂を閉口させて寿命を向上させる試み, 土木学会論文集 A, Vol.65, No.4, pp.961-965, 2009.
- 6) 石川敏之, 山田健太郎, 柿市拓巳: ICR 処理による面外ガセット溶接継手に発生した疲労き裂の寿命向上効果, 土木学会論文集 A, Vol.66, No.2, pp.264-272, 2010.
- 7) 山田健太郎, 小藺江朋堯, 小塩達也: 垂直補剛材と鋼床版デッキプレートのすみ肉溶接の曲げ疲労試験, 鋼構造論文集, Vol.14, No.55, pp.1-8, 2007.
- 8) 山田健太郎, 小塩達也, 鳥居詳, 白彬, 佐々木裕, 山田聡: 面外ガセット溶接継ぎ手の曲げ疲労強度に及ぼすショットブラストの影響, 構造工学論文集, Vol.54A, pp.522-529, 2008.
- 9) 石川敏之, 清水優, 鞆一, 河野広隆, 山田健太郎: ICR 処理による疲労強度向上効果に圧縮の過荷重が与える影響, 鋼構造年次論文報告集, 第 19 巻, pp.345-350, 2011.
- 10) 小林裕介, 三木千壽, 田辺篤史: リアルタイム全自動処理 Weigh-In-Motion による長期交通荷重モニタリング, 土木学会論文集 No.773/I-69, pp.99-111, 2004.
- 11) 石川敏之, 清水優, 小塩達也, 渡邊英, 山田健太郎: デッキプレート厚 12mm と 16mm を有する鋼床版に生じるひずみの計測, 鋼構造論文集, 第 19 巻, 第 76 巻, pp.97-106, 2012.
- 12) 原純哉, 下田太一郎, 出口貴則, 毛利雅志, 福岡哲二, 小汐啓介, 加野大地: 船体構造における超音波ピーニングを用いた疲労強度改善に関する研究 第 1 報, 日本船舶海洋工学会講演会論文集, 第 10 号, pp.599-602, 2010.
- 13) 出口貴則, 毛利雅志, 下田太一郎, 加野大地, 小汐啓介, 福岡哲二: 船体構造における超音波ピーニングを用いた疲労強度改善に関する研究 第 2 報, 日本船舶海洋工学講演会論文集, 第 10 号, pp.603-604, 2010.
- 14) 日本道路協会: 道路橋示方書・同解説 I 共通編 II 解説編, 丸善, 2012.
- 15) Ishikawa, T., Shimizu, M., Tomo, H., Kawano, H. and Yamada, K., Effect of Compression Overload on Fatigue Strength Improved by ICR Treatment, International Journal of Steel Structures, Vol.13, No.1, pp.175-181, 2013.
- 16) 早田直広, 館石和雄, 判治剛: 低温変態溶接材料を用いた溶接継手の残留応力に関する研究, 土木学会第 68 回年次学術講演概要集, I-554, 2013.
- 17) 野瀬哲郎: 疲労強度向上向け超音波ピーニング法, 溶接学会誌, Vol.77, No.3, pp.210-213, 2008.
- 18) 望月正人, 善宗利, 服部敏雄, 渡邊道弘, 中門公明, 橋本昭: 溶接パスの積層順序の制御による残留応力低減および疲労強度向上法, 日本機械学会論文集(A 編), 第 64 巻, 第 626 号, 1998.
- 19) 望月正人, 豊田政男, 森影康, 久保高宏: 低温変態溶接材料による溶接継手の残留応力と疲労強度の関係, 溶接学会全国大会講演概要集第 72 集, pp.242-243, 2003.
- 20) Niemi, E.: IIS/IIW-1221-93, *The International Institute of Welding*, 1995.

- 21) 三木千壽, 穴見健吾, 谷英樹, 杉本一郎: 溶接止端部改良による疲労強度向上法, 溶接学会論文集, 第17巻, 第1号, pp.111-119, 1999.
- 22) K. Anami, C. Miki, H. Tani, H. Yamamoto: Improving Fatigue Strength of Welded Joints by Hammer Peening and TIG-dressing, *Structural Eng./Earthquake Eng.*, Vol.17, pp.57s-68s, 2000.
- 23) 日本材料学会 疲労部門委員会: 初心者のための疲労設計法, 西村信天堂, 2004.
- 24) C.-B. Lim, K.S. Kim, J.B. Seong: Ratcheting and fatigue behavior of a copper alloy under uniaxial cyclic loading with mean stress, *International Journal of Fatigue*, Vol31, pp.501-507, 2009.
- 25) 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.

第3章 ICR 処理された疲労き裂の開閉口挙動の解明

3.1 はじめに

鋼橋に発生したき裂に対する簡易な応急処置法として、ICR 処理工法が開発された^{1) 2)}。この工法は、図-3.1 に示すように、開口したき裂のすぐ横の母材を叩いて塑性変形させ、き裂の表面を閉じ、き裂の進展を遅延させる工法であり、実橋梁に対して試験的に施工がなされている。この工法では、き裂閉口による部分的な有効断面の回復によって、き裂の進展を遅延させることができる。文献 3)では、载荷条件によっては ICR 処理工法で閉口したき裂の一部が開くが、き裂の一部が開いても、き裂が再進展していない場合があること報告されている。

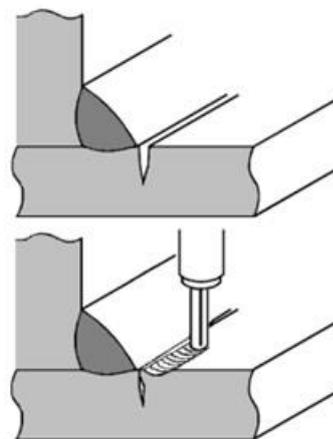


図-3.1 ICR 処理によるき裂閉口

一般的に、疲労き裂の進展速度 $\frac{da}{dN}$ は、一般的に応力拡大係数範囲 ΔK を用いた式(3.1)で評価できる。

$$\frac{da}{dN} = c(\Delta K^n - \Delta K_{th}^n) \quad (3.1)$$

$$\Delta K = \Delta\sigma \cdot F \sqrt{\pi a} \quad (3.2)$$

ここに、

- C, m : 材料定数
- ΔK_{th} : 下限界応力拡大係数範囲
- F : 補正係数
- $\Delta\sigma$: 公称応力範囲
- a : き裂寸法

$\Delta K < \Delta K_{th}$ では、 $\frac{da}{dN} = 0$ である。

表-3.1 に示す数値を式(3.1)に代入したときのき裂進展速度と応力拡大係数範囲の関係を図-3.2 に示す。表-3.1 の数値は、文献 4)で示されている、疲労き裂進展解析における最安全設計曲線と平均設計曲線の材料特性である。図-3.2 から分かるように、 $\Delta K < \Delta K_{th}$ では、き裂が進展せず($da/dN = 0$)、 $\Delta K > \Delta K_{th}$ では、応力拡大係数範囲 ΔK が大きくなるとき裂進展速度 da/dN が大き

図-3.1 疲労き裂の材料特性⁴⁾

| | C | m | ΔK_{th} |
|---------|-----------------------|------|-----------------|
| 最安全設計曲線 | 2.0×10^{-12} | 2.75 | 63 |
| 平均設計曲線 | 1.1×10^{-12} | 2.75 | 76 |

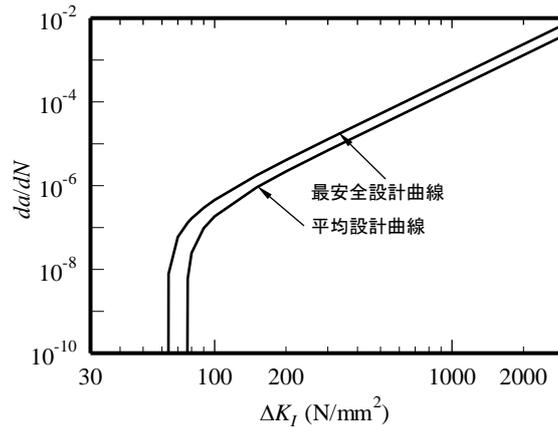


図-3.2 き裂進展速度と応力拡大係数範囲の関係の一例

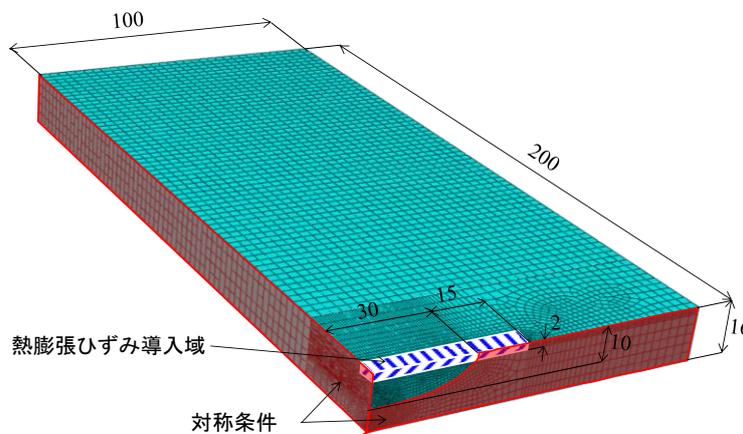


図-3.3 解析モデル

くなる。したがって、ICR 処理によって、応力拡大係数範囲 ΔK が下限界応力拡大係数範囲 ΔK_{th} 以下になれば、き裂の進展を完全に止めることができる。

ここで、ICR 処理によるき裂の閉口がき裂先端の応力拡大係数に与える影響を弾性有限要素解析で検証する。解析モデルは図-3.3に示すような、対称性を考慮した1/4モデルとした。解析には8節点六面体要素を用い、溶接止端近傍の最小要素サイズは $0.15\text{mm} \times 0.15\text{mm} \times 0.15\text{mm}$ (板幅方向×長手方向×板厚方向)とした。材料特性は、ヤング率を 200kN/mm^2 、ポアソン比を 0.3 とした。ICR 処理によるき裂の閉口は、き裂表面の $45\text{mm} \times 6\text{mm} \times 2\text{mm}$ (板幅方向×長手方向×板厚方向)の要素(図-3.3の網掛けの要素)に、板幅方向と長手方向に $6000\ \mu$ の熱膨張ひずみを与え、き裂面に接触条件を与えることで再現した。接触解析では、接触面の法線方向に対して剛接触とし、向かい合う要素が交差しないようにした。なお接触面での摩擦は考慮していない。

応力拡大係数 K_I の解析結果を図-3.4に示す。この図には、raju-newmanの式で計算される表面き裂の K_I の理論値も黒の破線で示している。図-3.4(a)からわかるように、き裂を閉じた場合(crack+ICR)、公称応力が 0N/mm^2 のとき、 K_I が正の値となる。これは、ICR 処理によってき裂を閉口させることで、き裂の先端に引張応力が生じるからである。図-3.4(a)より、公称応力 150N/mm^2 (図中の黒丸)以下では、無補修の場合(crack)よりも、き裂を閉じた場合(crack+ICR)の方が、曲線の傾きが小さいことがわかる。これは、き裂の閉口によって、 K_I が低減したからである。

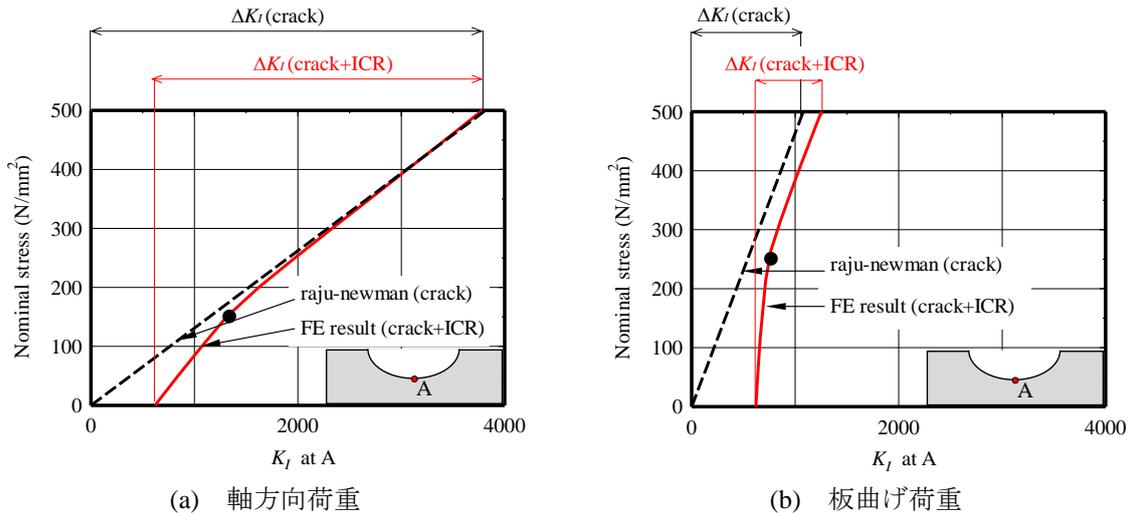


図-3.4 解析結果

公称応力 150N/mm^2 (図中の黒丸) 以上になると、き裂を閉じた場合 (crack+ICR) の曲線の傾きが小さくなり、無補修の場合 (crack) と平行になる。これは、公称応力 150N/mm^2 のとき閉じていたき裂が開き、 K_I が無補修の場合と同程度となったからである。しかし、き裂が途中で開いても、き裂を閉じた場合の応力拡大係数範囲 ΔK_I (crack+ICR) は、無補修の場合 ΔK_I (crack) と比較して、8割程度まで低減された。

図-3.4(b)より、板曲げ荷重を受ける場合も、軸方向荷重を受ける場合と同様に、ある公称応力 (図中の黒丸) でき裂が開くが、き裂を閉じた場合の応力拡大係数範囲 ΔK_I (crack+ICR) は、無補修の場合 ΔK_I (crack) と比較して、5割程度となる。このように、軸方向荷重を受ける場合、板曲げ荷重を受ける場合ともに、ICR 処理で閉じたき裂が再度開いても、応力拡大係数範囲が低減するといえる。ただし、き裂が進展した場合はき裂閉口範囲やき裂開口時の公称応力が変化するため、き裂の進展に伴って、応力拡大係数範囲が増加すると考えられる。

これまで、ICR 処理の効果は、主に応力比 $R = -\infty, -1, 0$ の条件下で、平板や溶接継を対象に、小型の板曲げ疲労試験で確認されている^{1), 2), 5)-7)}。また、文献7)では、面外ガセット溶接継手に対して、板曲げ荷重下での応力範囲や応力比が ICR 処理の効果に及ぼす影響を検討している。その結果、応力範囲が小さい場合は、応力比に関わらず、疲労寿命が大幅に延びるが、応力範囲が大きくなると、主板裏面からき裂が発生しやすくなり、特に応力比 $R = 0$ と $-\infty$ では $R = -1$ の場合と比べて、延命効果が若干小さくなることが示されている。しかし、ICR 処理による疲労寿命の延命効果が応力比によって異なる理由は明らかにされていない。そこで、本章では、応力比 0 と $-\infty$ の場合に、ICR 処理による疲労寿命の延命効果が小さくなる原因を明らかにする。

3.2 ICR 処理のよって閉じたき裂の開閉口挙動

ICR 処理工法は、き裂の表面を閉口することでき裂の進展を遅延させる工法であるが、3.1 節に示したように、ICR 処理したき裂が開口する状態となっても応力拡大係数範囲は小さくなる。本節では、軸方向荷重あるいは板曲げ荷重を受ける場合に対して、ICR 処理によって閉じたき裂の開閉口挙動を概説する。

3.2.1 軸方向荷重を受ける場合

図-3.5 に、軸方向荷重を受ける場合の荷重 P と閉口したき裂に生じる応力 σ_{crack} の模式図を示す。ICR 処理によって圧縮の残留応力を導入してき裂表面が閉口しているため、 $P=0$ で σ_{crack} が圧縮となっている [I]。荷重の増加とともに、き裂閉口部の圧縮応力が弾性的に減少する ([I] → [II])。き裂閉口部の圧縮応力が 0 になるとき裂が開き [II]，その後荷重を増加させると、き裂が開いたままとなる ([II] → [III])。除荷過程では、荷重過程と同様の経路をたどるため、荷重が大きい範囲ではき裂が開いたままであるが ([III] → [II])，ある荷重で再びき裂が閉じ、応力が伝達されるようになる ([II] → [I])。ただし、き裂先端の塑性化に伴い、荷重過程と除荷過程は完全に同じ経路にはならない。また、引張荷重が著しく大きく、き裂先端が大きく塑性変形が生じた場合は、荷重除荷後もき裂が開いたままになる。

3.2.2 板曲げ荷重を受ける場合

図-3.6 に板曲げ荷重を受ける場合の荷重 P と閉口したき裂に生じる応力 σ_{crack} の模式図を示す。板曲げ荷重を受ける場合は、引張応力(応力比 $R = 0$)と圧縮応力(応力比 $R = -\infty$)を受ける場合が考えられるので、2つの応力状態下でのき裂の開閉挙動について述べる。

(a) 引張応力を受ける場合

図-3.6(a)より、引張応力を受ける場合は、3.2.1 項で述べた軸方向荷重を受ける場合と同様、荷重過程で荷重がある値より大きくなるとき裂が開く ([I] → [II]) が、除荷過程で荷重がある値より小さくなるとき裂が再度閉じる ([II] → [I])。

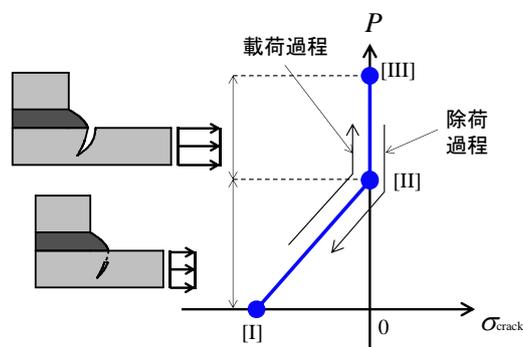
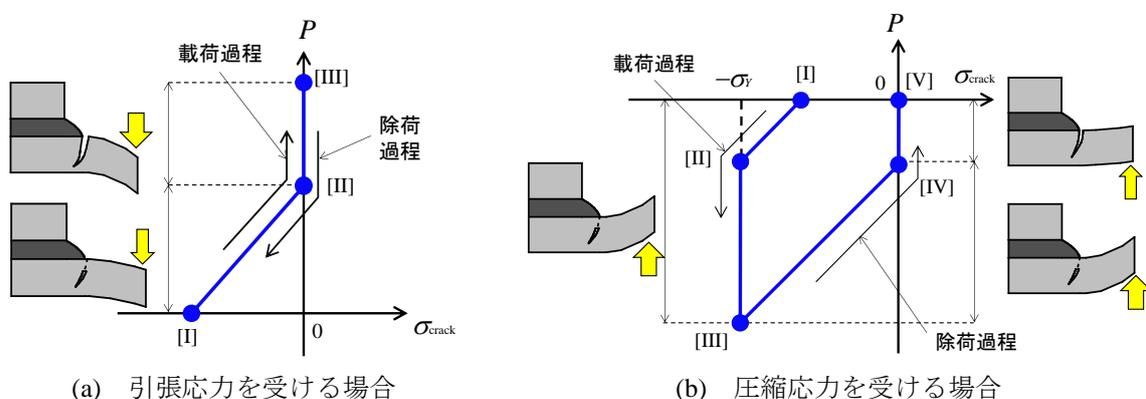


図-3.5 軸方向荷重を受ける場合のき裂の開閉挙動



(a) 引張応力を受ける場合

(b) 圧縮応力を受ける場合

図-3.6 板曲げ荷重を受ける場合のき裂の開閉挙動

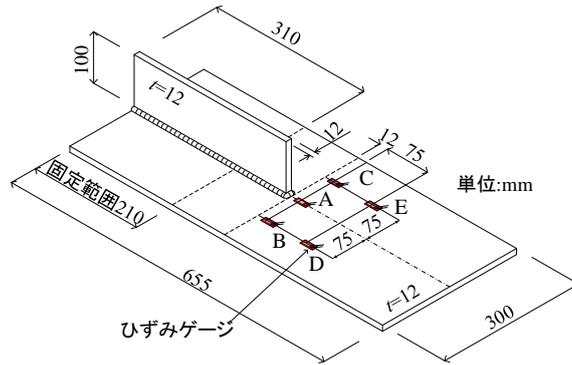


図-3.7 面外ガセット試験体

表-3.2 鋼板の機械的特性および化学成分

| 鋼種 | σ_Y (N/mm ²) | σ_b (N/mm ²) | 伸び (%) | 化学成分 (%) | | | | |
|--------|------------------------------------|------------------------------------|--------|----------|------|------|-------|-------|
| | | | | C | Si | Mn | P | S |
| SM490Y | 409 | 536 | 25 | 0.15 | 0.40 | 1.41 | 0.016 | 0.003 |

(b) 圧縮応力を受ける場合

図-3.6(b)に圧縮の応力を受ける場合の荷重 P とき裂閉口部の応力 σ_{crack} の関係の模式図を示す。この図に示すように、ICR 処理によって圧縮の残留応力を導入してき裂表面が閉口されているので[I]、圧縮荷重が作用すると、閉口したき裂が局部的に圧縮降伏し[II]、荷重の増加に伴い圧縮ひずみは増加するが、応力は増加しなくなる([II] → [III])。除荷過程では、周辺の母材とともに応力 σ_{crack} が弾性的に減少し([III] → [IV])、圧縮の過荷重の大きさによっては、き裂閉口部の圧縮残留応力が完全に失われ、き裂が再び開口する場合もある([IV] → [V])。

3.3 静的載荷試験

3.3.1 試験体

本節では、き裂の開閉口挙動を静的載荷試験によって明らかにする。3.2 節で述べたように、軸方向荷重を受ける場合は、板曲げ荷重の引張応力を受ける場合と同様の挙動となるので、本節では板曲げ荷重の引張応力と圧縮応力を受ける場合に対して試験を行った。

本研究に用いた面外ガセット溶接継手の寸法を図-3.7 に示す。この図のように、板厚 12mm、幅 300mm の母材に、板厚 12mm、高さ 100mm のガセットプレートが、下向きで半自動 CO₂ ガスシールドアーク溶接(溶接材料 MX-Z200, 溶接電流 215A, 溶接電圧 31.5V, 溶接速度 350mm/min) されている。すみ肉溶接は等脚長の 6mm とした。まわし溶接部の先端では、溶接の継ぎを設けていない。ひずみゲージ(ゲージ長 1mm)は、図-3.7 に示す位置に貼付した。試験体には、SM490Y の鋼板を用いた。鋼材検査証明書(ミルシート)による材料定数および化学成分を表-3.2 に示す。

本研究では、図-2.18 に示した板曲げ振動疲労試験機を用いて、き裂を発生させた。試験機の詳細は2.3.1(a)に述べている。公称応力は、図-3.7 のゲージ B, C の初期応力範囲の平均値とした。公称応力範囲は 60N/mm² とし、応力比 R は 0, $-\infty$ とした。試験体は、図-3.8 に示すように、き裂をまわし溶接まで進展させた N_b シリーズとき裂を母材に 10mm 進展させた N_{10} シリーズを製作した。

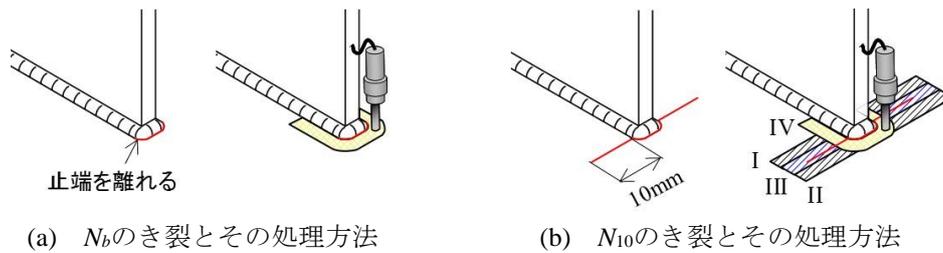


図-3.8 き裂長の定義とICR処理方法

表-3.3 試験体一覧

| 試験体名 | 応力比 R | き裂 |
|-------------------------|------------|----------|
| $N_b+ICR(R=0)$ | 0 | N_b |
| $N_{10}+ICR(R=0)$ | | N_{10} |
| $N_b+ICR(R=-\infty)$ | - ∞ | N_b |
| $N_{10}+ICR(R=-\infty)$ | | N_{10} |

N_b および N_{10} のき裂をICR処理工法^{1), 2)}によって閉口させた。この方法では、先端を平坦に加工したタガネをセットしたエアツールで、空気圧を $0.5\sim 0.6\text{N/mm}^2$ 、打撃周波数を 90Hz に保持した状態でき裂の表面近傍の母材を叩くことにより、き裂表面を閉口させる。本研究では、図-3.8に示すように、 N_b に対してはまわし溶接に沿ってICR処理を施工し、 N_{10} に対しては母材のき裂をI~IIIの手順で閉口させた後、 N_b と同様の手順でまわし溶接部のき裂を閉口させた(IV)。

試験体は、応力比、ICR処理施工時のき裂に応じて表-3.3のように設定した。

3.3.2 静的載荷試験

ICR 処理工法を施工した試験体の静的載荷試験は、試験体の一端を固定した状態で、油圧ジャッキを用いて、図-2.18のバイブレーター設置箇所中央に荷重を載荷した。試験体 $N_b+ICR(R=0)$ 、 $N_{10}+ICR(R=0)$ に対しては、応力比 $R=0$ の繰り返し荷重を再現するために試験体の上側から荷重を載荷し、試験体 $N_b+ICR(R=-\infty)$ 、 $N_{10}+ICR(R=-\infty)$ に対しては、応力比 $R=-\infty$ の繰り返し荷重を再現するために試験体の下側から荷重を載荷した。

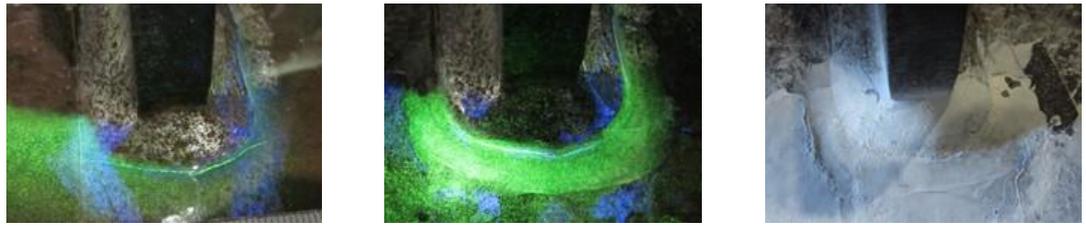
荷重の大きさは、公称応力の最大値 $\sigma_{n,\max}$ または最小値 $\sigma_{n,\min}$ の絶対値が60, 80, 100, 120N/mm^2 となるように設定し、公称応力の絶対値が小さい方から順に各公称応力範囲に対して5回ずつ静的載荷した。

3.4 試験結果

3.4.1 引張応力を受ける場合

(a) 試験体 $N_b+ICR(R=0)$

ICR 処理前後に磁粉探傷試験(以下、MT)を行った結果を図-3.9(a), (b)に示す。ICR 処理では、板の表面から 2mm 程度しかき裂が閉口していないため、これらの図からわかるように、MTでICR処理後のき裂閉口部が反応している。ICR 処理後に青の染料を用いた浸透探傷試験(以下、PT)を行った結果を図-3.9(c)に示す。PTではき裂閉口部が反応しておらず、ICR 処理によるき裂の閉口がPTによって確認できることがわかる。



(a) ICR処理前のMTの結果 (b) ICR処理後のMTの結果 (c) ICR処理後のPTの結果

図-3.9 ICR処理前後のき裂 (試験体 $N_b+ICR(R=0)$)

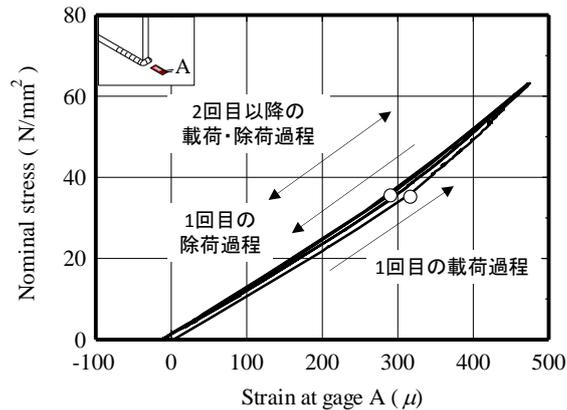


図-3.10 公称応力とゲージAのひずみの関係 (試験体 $N_b+ICR(R=0)$, $\sigma_{n,max} = 60N/mm^2$)



(a) 最大荷重時

(b) 除荷時

図-3.11 き裂の開閉口 (試験体 $N_b+ICR(R=0)$, $\sigma_{n,max} = 60N/mm^2$)

図-3.10に $\sigma_{n,max} = 60N/mm^2$ の荷重を載荷したときの公称応力とゲージAのひずみの関係を示す。図-3.10より、1回目の載荷過程の白丸より公称応力が高くなると、曲線の傾きが大きくなる。これは、図-3.10中の白丸付近でき裂が開き始め、応力の伝達が変化したためであると考えられる。1回目の除荷過程の公称応力とひずみの関係では、載荷過程のそれとは異なる経路となる。これは、き裂先端で残留応力が再配分されたためだと考えられる。1回目の除荷過程でも、載荷過程と同様に、白丸より公称応力が小さくなると曲線の傾きが小さくなる。これは、一度開いたき裂が、荷重の除荷とともに再び閉じるためである。2回目以降の載荷・除荷過程では、応力の再配分がなされておらず、1回目の除荷過程と同じ経路となった。

図-3.11に最大荷重時と除荷後にPTを行った結果を示す。最大荷重時はき裂が完全に開いているが、除荷後にはき裂が完全に閉じていることがわかる。

図-3.12に $\sigma_{n,max} = 60\sim 100N/mm^2$ における1回目の載荷・除荷過程の公称応力とゲージAのひずみの関係を示す。すべての引張応力に対して、載荷過程と除荷過程で異なる経路となったため、1回目の載荷で残留応力が再配分されたと考えられる。今回の試験では、1体の試験体で、全ての荷重

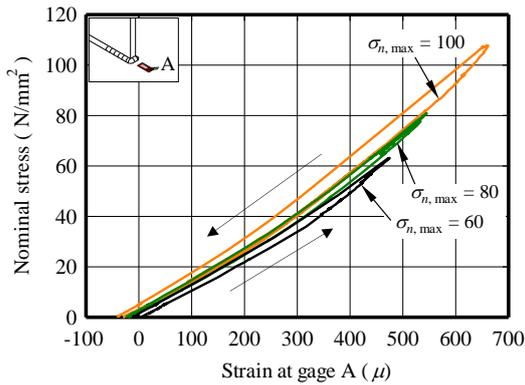


図-3.12 1回目の荷重・除荷過程
(試験体 $N_b+ICR(R=0)$)

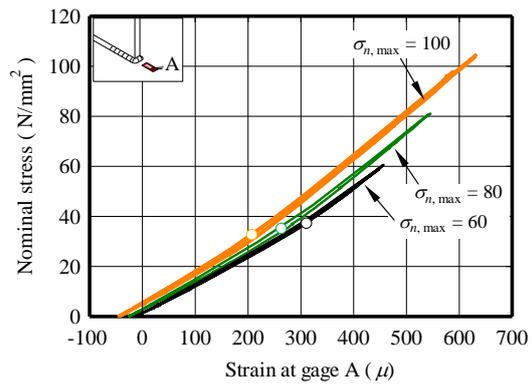


図-3.13 2回目以降の荷重・除荷過程
(試験体 $N_b+ICR(R=0)$)



(a) 最大荷重時



(b) 除荷後

図-3.14 き裂の開閉口 (試験体 $N_b+ICR(R=0)$,
 $\sigma_{n,max} = 80\text{N/mm}^2$)



(a) 最大荷重時



(b) 除荷後

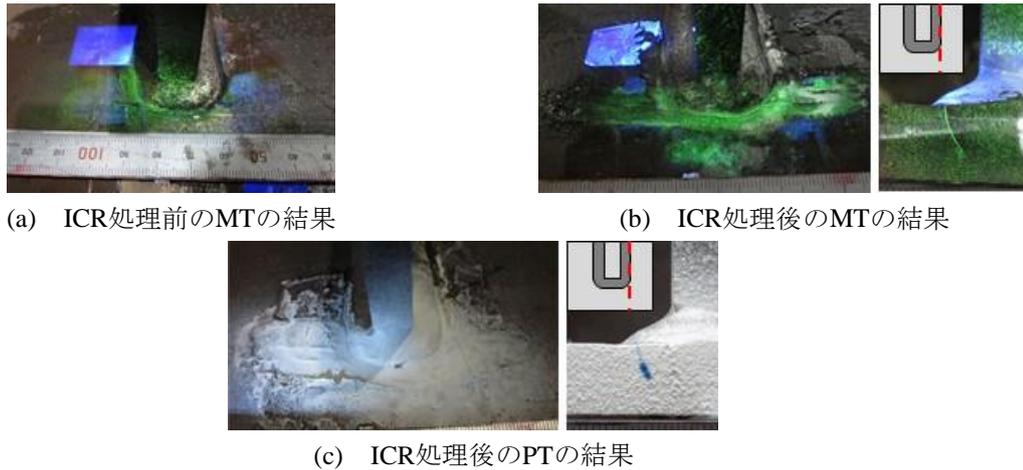
図-3.15 き裂の開閉口 (試験体 $N_b+ICR(R=0)$,
 $\sigma_{n,max} = 100\text{N/mm}^2$)

状態に対するき裂の開閉口の挙動を確認したため、 $\sigma_{n,max} = 60\text{N/mm}^2$ の除荷過程と $\sigma_{n,max} = 80\text{N/mm}^2$ の荷重過程、 $\sigma_{n,max} = 80\text{N/mm}^2$ の除荷過程と $\sigma_{n,max} = 100\text{N/mm}^2$ の荷重過程がそれぞれ同じ経路となっている。

図-3.13に $\sigma_{n,max} = 60\sim 100\text{N/mm}^2$ に対する2回目以降の荷重・除荷過程の公称応力とゲージAのひずみの関係を示す。 $\sigma_{n,max} = 60\text{N/mm}^2$ と同様に、 $\sigma_{n,max} = 80, 100\text{N/mm}^2$ でも、ある公称応力(図中の白丸)を境に曲線の傾きが変化しているが、荷重・除荷過程でほぼ同じ経路となっている。したがって、曲線の傾きが変化する位置で閉口したき裂が開くが、引張荷重が除荷されると再びき裂が閉口していると考えられる。しかし、最大公称応力が高くなると、曲線の傾きが変化する公称応力(き裂開口時の公称応力)が小さくなっていることが図-3.13からわかる。これは、荷重荷重が大きくなると、最大荷重時にき裂先端が塑性域に達し、除荷の過程で、き裂閉口部の圧縮残留応力が減少するためと考えられる。

図-3.14, 3.15に $\sigma_{n,max} = 80, 100\text{N/mm}^2$ に対して、最大荷重時と除荷後のPTの結果を示す。 $\sigma_{n,max} = 60\text{N/mm}^2$ と同様に、最大荷重時は閉じたき裂の表面が開いているが、除荷後にはき裂表面が完全に閉じていることがわかる。図-3.11, 3.14, 3.15から、 $\sigma_{n,max} = 60, 80, 100\text{N/mm}^2$ の範囲では、最大荷重時にき裂が開く範囲が表面で同じであったため、図-3.13のき裂開口後の曲線は、それぞれ平行となっている。

したがって、試験体 $N_b+ICR(R=0)$ では公称応力 60N/mm^2 以上であれば、閉じたき裂が完全に開き、最大公称応力が高くなるほど、閉じたき裂が開く公称応力は小さくなる。



(a) ICR処理前のMTの結果

(b) ICR処理後のMTの結果

(c) ICR処理後のPTの結果

図-3.16 ICR処理前後のき裂 (試験体 $N_{10}+ICR(R=0)$)

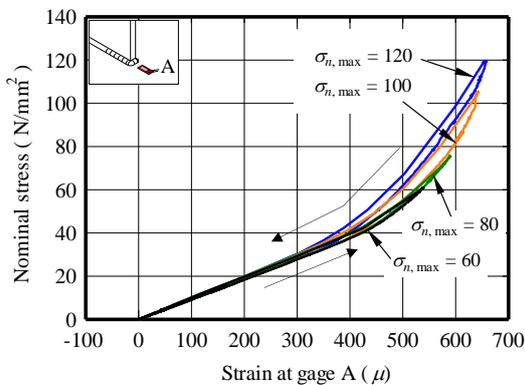


図-3.17 1回目の載荷・除荷過程
(試験体 $N_{10}+ICR(R=0)$)

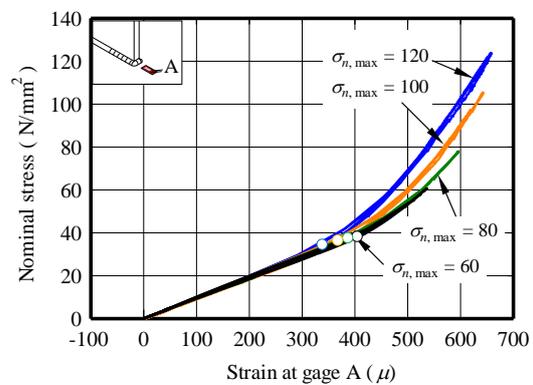


図-3.18 2回目以降の載荷・除荷過程
(試験体 $N_{10}+ICR(R=0)$)

(b) 試験体 $N_{10}+ICR(R=0)$

ICR 処理前後に MT と PT を行った結果を図-3.16 に示す。試験体 $N_b+ICR(R=0)$ と同様、MT では ICR 処理によるき裂が検出されるが、PT からき裂が完全に閉じていることが確認できる。図-3.16(b), (c)にはすみ肉溶接に沿って試験体を切断し、切断面に対して PT, MT を行った結果も示している。切断によって残留応力分布が変化するため、切断前の状態と完全に同じ応力状態ではないが、内部き裂の開閉口挙動の傾向を把握することができると思われる。

図-3.16(c)より、板厚内部ではき裂が開いているが、試験体の表面でき裂が閉じていることがわかる。

$\sigma_{n,max} = 60 \sim 120 \text{ N/mm}^2$ の荷重を載荷したときの 1 回目の載荷・除荷過程における公称応力とゲージ A のひずみの関係を図-3.17 に示す。試験体 $N_b+ICR(R=0)$ と同様に、1 体の試験体で、全ての荷重状態に対する ICR 処理したき裂の開閉口の挙動を確認したため、 $\sigma_{n,max} = 60 \text{ N/mm}^2$ の除荷過程と $\sigma_{n,max} = 80 \text{ N/mm}^2$ の載荷過程、 $\sigma_{n,max} = 80 \text{ N/mm}^2$ の除荷過程と $\sigma_{n,max} = 100 \text{ N/mm}^2$ の載荷過程、 $\sigma_{n,max} = 100 \text{ N/mm}^2$ の除荷過程と $\sigma_{n,max} = 120 \text{ N/mm}^2$ の載荷過程がそれぞれ同じ経路となっている。

$\sigma_{n,max} = 60 \sim 120 \text{ N/mm}^2$ の荷重を載荷したときの 2 回目以降の載荷・除荷過程における公称応力とゲージ A のひずみの関係を図-3.18 に示す。試験体 $N_b+ICR(R=0)$ と同様に、すべての場合で、



(a) 最大荷重時

(b) 除荷後

図-3.19 き裂の開閉口 (試験体 $N_{10}+ICR(R=0)$, $\sigma_{n,max} = 60N/mm^2$)



(a) 最大荷重時

(b) 除荷後

図-3.20 き裂の開閉口 (試験体 $N_{10}+ICR(R=0)$, $\sigma_{n,max} = 80N/mm^2$)



(a) 最大荷重時

(b) 除荷後

図-3.21 き裂の開閉口 (試験体 $N_{10}+ICR(R=0)$, $\sigma_{n,max} = 100N/mm^2$)



(a) 最大荷重時

(b) 除荷後

図-3.22 き裂の開閉口 (試験体 $N_{10}+ICR(R=0)$, $\sigma_{n,max} = 120N/mm^2$)

ある公称応力を境に曲線の傾きが変化しているが、載荷・除荷過程でほぼ同じ経路となっているため、ICR処理したき裂が開閉口していると考えられる。

図-3.19～3.22に最大荷重時と除荷後のPTの結果を示す。すべての場合で、引張荷重の最大時に閉じたき裂が開いているが、除荷後は再びき裂が閉じていることがわかる。また、最大荷重が大きくなるほどき裂が開く範囲が大きくなっている。すみ肉溶接に沿って切断した試験体(試験体幅約155mm)に対しても、 $\sigma_{n,max} = 60\sim 120N/mm^2$ となるように荷重を与え、最大荷重時の板厚に沿ったき裂の開閉口を確認したが、最大荷重時には、板の表面でもき裂が開いていることが確認された(図-3.19～3.22)。

図-3.18より、最大荷重が大きくなるにつれてき裂開口後の曲線の傾きが大きくなっている。これは、最大公称応力が高くなるほどき裂が開く範囲が大きくなるためである。また、最大公称応力が高いほど曲線の傾きが変化する公称応力(き裂開口時の公称応力)が小さくなっている。これは、 $N_b+ICR(R=0)$ の場合と同様な現象であると考えられる。

以上より、試験体 $N_{10}+ICR(R=0)$ では、最大公称応力が高くなるほど、閉じたき裂が開く範囲が大きくなり、き裂が開く時の公称応力が小さくなるといえる。

3.4.2 圧縮応力を受ける場合

(a) 試験体 $N_b+ICR(R = -\infty)$

試験体 $N_b+ICR(R = -\infty)$ では、ICR 処理前に MT を行わなかったため、ICR 処理後に MT, PT を行った結果を図-3.23 に示す。PT では ICR 処理によってき裂表面が完全に閉じていることが確認できる。

図-3.24 に $\sigma_{n,min} = -60N/mm^2$ の荷重を載荷したときの公称応力とゲージ A のひずみの関係を示す。1 回目の載荷過程で残留応力が再配分されるため、公称応力とひずみの関係は、1 回目の載荷過程と 1 回目の除荷過程は異なる経路となるが、1 回目の除荷過程以降は同じ経路となる。また、1 回目の除荷過程以降は公称応力とゲージ A のひずみの関係が線形である。

載荷終了時に PT を行った結果を図-3.25(a)に示す。この図から、き裂表面が完全に閉じていることがわかる。したがって、載荷・除荷過程で、き裂表面は閉じた状態であったといえる。

$\sigma_{n,min} = -60 \sim -120N/mm^2$ の荷重を載荷したときの 1 回目の載荷・除荷過程の公称応力とゲージ A のひずみの関係を図-3.26 に示す。すべての場合で載荷過程と除荷過程で経路が異なっている。



(a) ICR処理後のMTの結果



(b) ICR処理後のPTの結果

図-3.23 ICR処理前後のき裂 (試験体 $N_{10}+ICR(R = -\infty)$)

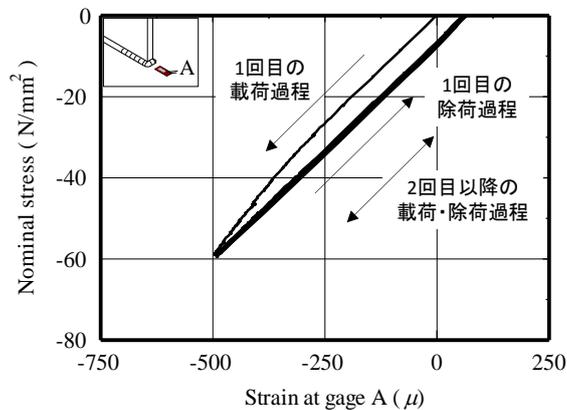


図-3.24 公称応力とゲージAのひずみの関係 (試験体 $N_b+ICR(R = -\infty)$, $\sigma_{n,min} = -60N/mm^2$)



(a) $\sigma_{n,min} = -60N/mm^2$



(b) $\sigma_{n,min} = -80N/mm^2$



(c) $\sigma_{n,min} = -100N/mm^2$



(b) $\sigma_{n,min} = -120N/mm^2$

図-3.25 除荷後のき裂の閉開口 (試験体 $N_{10}+ICR(R = -\infty)$)

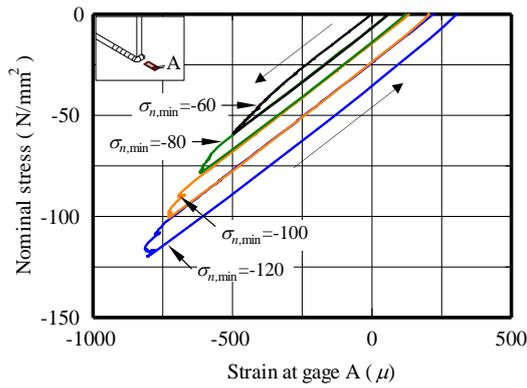


図-3.26 1回目の荷重・除荷過程
(試験体 $N_b+ICR(R = -\infty)$)

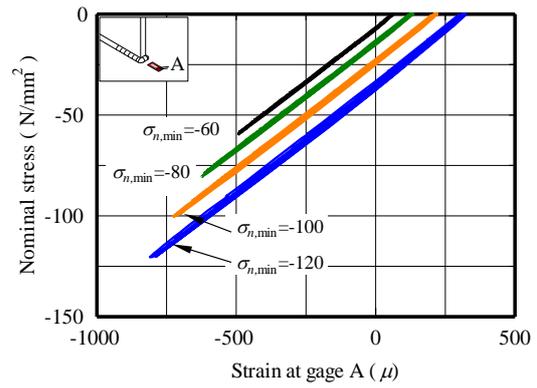


図-3.27 2回目以降の荷重・除荷過程
(試験体 $N_b+ICR(R = -\infty)$)

また、荷重が小さい方から順に荷重しているため、 $\sigma_{n,min} = -60\text{N/mm}^2$ の除荷過程と $\sigma_{n,min} = -80\text{N/mm}^2$ の荷重過程、 $\sigma_{n,min} = -80\text{N/mm}^2$ の除荷過程と $\sigma_{n,min} = -100\text{N/mm}^2$ の荷重過程、 $\sigma_{n,min} = -100\text{N/mm}^2$ の除荷過程と $\sigma_{n,min} = -120\text{N/mm}^2$ の荷重過程がそれぞれ同じ経路となっている。

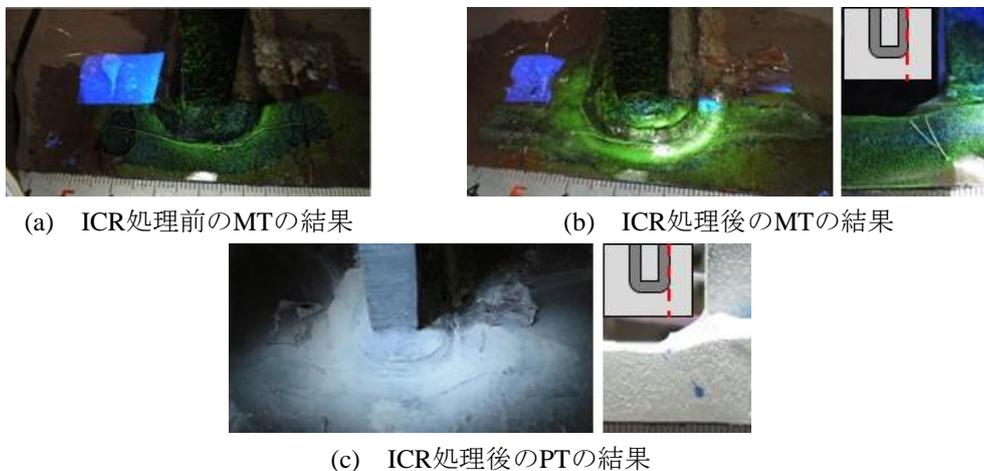
$\sigma_{n,min} = -60 \sim -120\text{N/mm}^2$ の荷重を載荷したときの2回目以降の荷重・除荷過程における公称応力とゲージAのひずみの関係を図-3.27に示す。すべての場合で公称応力とひずみの関係が線形で、それぞれの曲線が平行であることがわかる。また、図-3.25より、試験体 $N_b+ICR(R = -\infty)$ では、今回の荷重範囲において、除荷後にはき裂表面が完全に閉口していたことがわかる。

以上より、試験体 $N_b+ICR(R = -\infty)$ では、今回の荷重範囲では、荷重・除荷過程で常にき裂表面が閉口しているといえる。

(b) 試験体 $N_{10}+ICR(R = -\infty)$

ICR処理前後にMT, PTを行った結果を図-3.28に示す。PTではICR処理によって試験体の表面でき裂が完全に閉じていることが確認できる。図-3.28(b), (c)にはすみ肉溶接に沿って試験体を切断し、切断面に対してPT, MTを行った結果も示している。図-3.28(c)より、試験体の表面付近でき裂が閉口していることがわかる。

$\sigma_{n,min} = -60 \sim -120\text{N/mm}^2$ の荷重を載荷したときの1回目の荷重・除荷過程の公称応力とゲージAのひずみの関係を図-3.29に示す。 $\sigma_{n,min} = -60\text{N/mm}^2$ の荷重過程では、公称応力とひずみの関係が



(a) ICR処理前のMTの結果

(b) ICR処理後のMTの結果

(c) ICR処理後のPTの結果

図-3.28 ICR処理前後のき裂 (試験体 $N_{10}+ICR(R = -\infty)$)

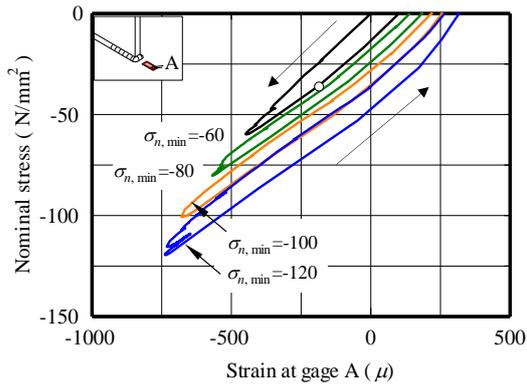


図-3.29 1回目の荷重・除荷過程
(試験体 $N_{10}+ICR(R = -\infty)$)

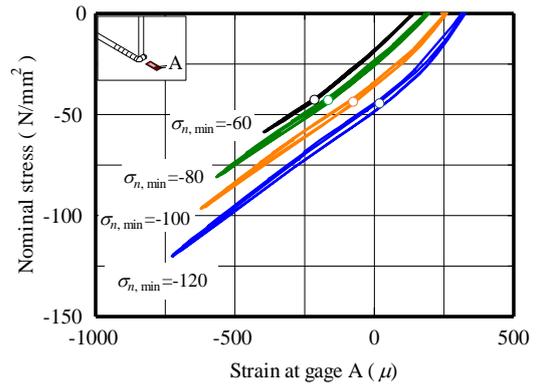


図-3.30 2回目以降の荷重・除荷過程
(試験体 $N_{10}+ICR(R = -\infty)$)



(a) 最大荷重時

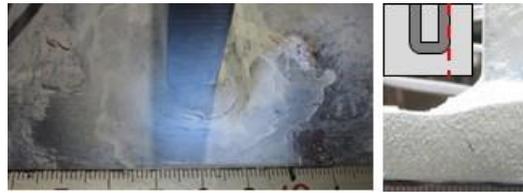


(b) 除荷後

図-3.31 き裂の開閉口 (試験体 $N_{10}+ICR(R = -\infty)$, $\sigma_{n, \min} = -60\text{N/mm}^2$)



(a) 最大荷重時



(b) 除荷後

図-3.32 き裂の開閉口 (試験体 $N_{10}+ICR(R = -\infty)$, $\sigma_{n, \min} = -80\text{N/mm}^2$)



(a) 最大荷重時



(b) 除荷後

図-3.33 き裂の開閉口 (試験体 $N_{10}+ICR(R = -\infty)$, $\sigma_{n, \min} = -100\text{N/mm}^2$)



(a) 最大荷重時



(b) 除荷後

図-3.34 き裂の開閉口 (試験体 $N_{10}+ICR(R = -\infty)$, $\sigma_{n, \min} = -120\text{N/mm}^2$)

線形であるため、き裂表面が完全に閉口していると考えられる。しかし、 $\sigma_{n,\min} = -60\text{N/mm}^2$ の除荷過程では、図中の白丸以下の公称応力で曲線の傾きが大きくなっている。これは、1回目の載荷時にき裂閉口部が圧縮塑性することでき裂閉口部の圧縮の塑性ひずみが生じ、除荷過程ではひずみは荷重とともに弾性的に低下するので、除荷過程の途中(図中の白丸時)でき裂の一部が開いたことが原因だと考えられる。荷重が小さい方から順に載荷しているため、 $\sigma_{n,\min} = -60\text{N/mm}^2$ の除荷過程と $\sigma_{n,\min} = -80\text{N/mm}^2$ の載荷過程、 $\sigma_{n,\min} = -80\text{N/mm}^2$ の除荷過程と $\sigma_{n,\min} = -100\text{N/mm}^2$ の載荷過程、 $\sigma_{n,\min} = -100\text{N/mm}^2$ の除荷過程と $\sigma_{n,\min} = -120\text{N/mm}^2$ の載荷過程がそれぞれ同じ経路となっている。

$\sigma_{n,\min} = -60 \sim -120\text{N/mm}^2$ の荷重を載荷したときの2回目以降の載荷・除荷過程における公称応力とゲージAのひずみの関係を図-3.30に示す。すべての場合で、図中の白丸以下の公称応力で曲線の傾きが大きくなっている。したがって、すべての場合で、ある公称応力より小さくなるとき裂が開いていると考えられる。また、今回の荷重範囲であれば、き裂が開くときの公称応力に大きな差はなかった。

図-3.31~3.34に最大荷重時と除荷後にPTを行った結果を示す。最大荷重時は、すべての場合で、板表面では青色の染料が確認できないが、板厚内部に青色の塗料が確認できる。したがって、すべての場合で、最大荷重時に板表面でき裂が完全に閉口しているといえる。また、最小公称応力が -120N/mm^2 以下であれば、板厚内部でき裂が開いているといえる。除荷後は、 $\sigma_{n,\min} = -60\text{N/mm}^2$ の場合では、表面でき裂の開きは確認できなかった。これは、き裂の開いている範囲がわずかであったため、PTで確認できなかった可能性がある。 $\sigma_{n,\min} = -80, 100\text{N/mm}^2$ の場合も、はっきりとき裂表面の開きが確認できないが、まわし溶接の周囲に若干青色の塗料が確認できる。 $\sigma_{n,\min} = -120\text{N/mm}^2$ の場合はまわし溶接の箇所でき裂表面が開いていることが確認できた。切断面からも同様に、 $\sigma_{n,\min} = -60 \sim 100\text{N/mm}^2$ の場合は閉じたき裂の開きがはっきり確認できなかったが、 $\sigma_{n,\min} = -120\text{N/mm}^2$ の場合は閉じたき裂の開きが確認できた。このように、最小公称応力が小さい $\sigma_{n,\min} = -120\text{N/mm}^2$ では、PTによってき裂表面の開きが確認できた。

一方、図-3.30より、最小公称応力が小さくなるにつれて、曲線の傾きが変化する(き裂表面が開く公称応力)が小さくなる。これは、載荷する圧縮荷重が大きくなるに従って、き裂閉口部の塑性ひずみが生じる範囲が大きくなり、き裂が開く範囲が広がったためだと考える。

以上より、試験体 $N_{10} + \text{ICR}(R = -\infty)$ では、1回目の載荷過程ではき裂が完全に閉口しているものの、除荷過程で閉じたき裂が開き、最小公称応力が小さくなるに従って、閉じたき裂が開く範囲が広がるといえる。また、今回の荷重範囲では、き裂が開くときの公称応力に大きな差は見られなかった。

3.5 まとめ

本章では、ICR処理によるき裂進展の遅延効果のメカニズムを明らかにするために、面外ガセット溶接継手を対象に、応力比 $R = 0, -\infty$ の板曲げ応力を受ける場合に対して、ICR処理したき裂の開閉挙動を詳細に観察した。以下に、本研究の条件下で得られた知見を示す。

- 1) 応力比 $R=0$ の場合、まわし溶接まで進展したき裂をICR処理すると、公称応力が 60N/mm^2 以上でICR処理によって閉口したまわし溶接部のき裂が完全に開いた。また、最大公称応力が高くなるほど、き裂が開くときの公称応力が小さくなった。

- 2) 応力比 $R=0$ の場合、母材に 10mm 程度進展したき裂を ICR 処理すると、公称応力が 60N/mm^2 以上で ICR 処理によって閉口したき裂が開き、作用引張応力が高くなるほど、き裂が開くときの公称応力が小さく、き裂が開く範囲が大きくなった。
- 3) 応力比 $R=-\infty$ の場合、まわし溶接まで進展したき裂を ICR 処理すると、圧縮の公称応力が 120N/mm^2 以下であれば、載荷・除荷過程でき裂が完全に閉じていた。
- 4) 応力比 $R=-\infty$ の場合、母材に 10mm 程度進展したき裂を ICR 処理すると、1 度目の圧縮応力の載荷過程ではき裂が完全に閉じているが、その除荷の過程で閉口したき裂が開いた。この現象は、圧縮の公称応力が 60N/mm^2 の場合でも生じた。また、作用圧縮応力が高くなるほど、き裂が開く範囲が大きくなった。

【参考文献】

- 1) 山田健太郎, 石川敏之, 柿市拓巳: 疲労き裂を閉口させて寿命を向上させる試み, 土木学会論文集 A, Vol.65, No.4, pp.961-965, 2009.
- 2) 石川敏之, 山田健太郎, 柿市拓巳: ICR 処理による面外ガセット溶接継手に発生した疲労き裂の寿命向上効果, 土木学会論文集 A, Vol.66, No.2, pp.264-272, 2010.
- 3) 塚本成昭, 大田典裕, 岡本亮二, 青木康素, 高井由喜: 垂直補剛材廻し溶接部に対する ICR 処理 2 年後の追跡点検と非破壊検査方法, 土木学会第 69 回年次学術講演会概要集, I-458, pp.915-916, 2014.
- 4) 一般社団法人日本鋼構造協会: 鋼構造物の疲労設計指針・同解説 2012 年改訂版, 技報堂出版, 2012.
- 5) 柿市拓巳, 石川敏之, 山田健太郎: 鋼板の側面にガセットプレートがすみ肉溶接された継手への ICR 処理による疲労強度向上効果, 鋼構造論文集, 第 18 巻, 第 70 号, pp.39-47, 2011.
- 6) 柿市拓巳, 石川敏之, 山田健太郎: すみ肉溶接継手の溶接止端に発生した疲労き裂の ICR 処理による補修・補強, 構造工学論文集, Vol.59A, pp.665-672, 2013.
- 7) 舘石和雄, 判治剛, 石川敏之, 清水優: 引張または曲げ荷重を受ける溶接継手に対する ICR 処理の効果, 構造工学論文集, Vol.61A, pp.627-637, 2015.

第4章 き裂閉口によるストップホールの疲労強度向上

4.1 はじめに

鋼橋に発生した疲労き裂の補修方法として、き裂の先端にドリル孔(ストップホール)を設け、き裂先端を除去した後、当て板を高力ボルトで接合することが一般に行われている¹⁾。しかし、図-4.1に示すように、き裂の発生・進展箇所によっては当て板を施工できず、疲労き裂の先端にストップホールを設けるのみの応急的処置を行い、経過観察する場合がある。ストップホール縁ではき裂の長さに応じて応力集中が大きくなる^{2) 3)}ため、ストップホールのみによる補修ではき裂が早期に再発生する可能性がある。このような理由から、ストップホールは応急的な補修と位置づけられてきた。

森らはストップホール縁の応力集中を低減させるために、ストップホールを高力ボルト締めする方法を提案している(図-4.2)^{5) 6)}。ストップホールを高力ボルト締めすることにより、公称応力範囲で評価した疲労強度が大幅に増加することが明らかにされている。ただし、ストップホールの高力ボルト締めは、高力ボルトのワッシャーと母材での摩擦が十分に必要であるので、母材表面の錆による凹凸が生じている場合、ストップホールの高力ボルト締めの効果が十分に発揮できない場合も考えられる。

このような背景から、本章では、ストップホール縁の応力集中を低減させる新たな方法として、き裂近傍を叩いてき裂表面を閉口させる方法(ICR処理)^{7) 8)}をストップホール間のき裂へ適用する手法を提案する。この方法では、先に述べたようにき裂が長くなるとストップホール縁の応力集中が増



図-4.1 ストップホールによる疲労き裂の応急処置

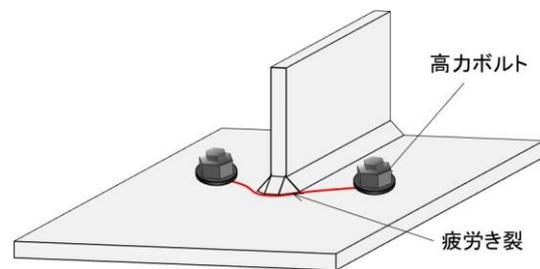


図-4.2 高力ボルトによるストップホールの締め付け

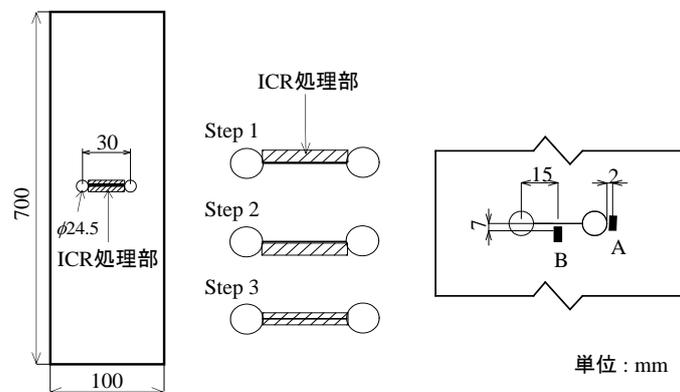


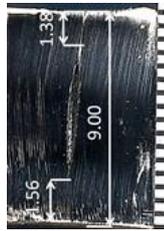
図-4.3 帯板試験体

表-4.1 鋼板の材料定数および化学成分

| 鋼種 | σ_Y (N/mm ²) | σ_b (N/mm ²) | 伸び (%) | 化学成分 (%) | | | | |
|-------|------------------------------------|------------------------------------|--------|----------|------|------|-------|-------|
| | | | | C | Si | Mn | P | S |
| SM490 | 388 | 532 | 27 | 0.17 | 0.34 | 1.32 | 0.017 | 0.003 |



(a) ICR 処理前



(b) ICR 処理後

図-4.4 ICR 処理によるスリット表面の閉口

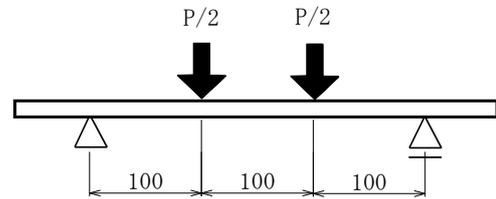


図-4.5 板曲げ試験

加するので、き裂表面を閉口し、き裂の長さによる応力集中の増加を抑えることを目的としている。

4.2 ICR 処理によるストップホール縁の応力集中低減効果

4.2.1 静的载荷試験

ICR 処理によるストップホール縁の応力集中の低減を確認するために、静的試験を行った。試験に用いた帯板試験体(SM490)を図-4.3 に示す。試験体は、板厚 9mm の鋼板に貫通き裂を模擬した長さ 30mm、幅 0.2mm のスリットを設け、スリットの両端に径 7.8mm のストップホールを設けた。スリットの閉口には、ICR 処理^{7, 8)}を用いた。ICR 処理は、最初にストップホール間のスリットの両側に施工し(図-4.3 Step1, 2),最後にスリット直上に施工することで(図-4.3 Step3),スリットの表面を完全に閉口させた。ICR 処理は鋼板の両面に施した。

試験に用いた平板の鋼材検査証明書(ミルシート)による材料定数および化学成分を表-4.1 に示す。ICR 処理を施していない試験体を試験体 SH, ICR 処理した試験体を試験体 SH(ICR)としている。軸方向のひずみを計測するために、図-4.3 に示す位置にひずみゲージ A, B を試験体に貼付した。ゲージ B は、ICR 処理によるスリットの閉口と载荷試験によるスリットの開口を確認する目的で、試験体 SH(ICR)にのみ貼付した。図-4.4 に ICR 処理前後の切断面の一例を示す。ICR 処理後は切断面から鋼板表面の 1.3~1.6mm 程度閉口していることがわかる。帯板試験体では、スリットがノコで加工されており、その幅が疲労き裂と比べて広いため、ICR 処理による接触深さは、6 章で疲労き裂に対して ICR 処理を施工した場合と比べて浅かった。

静的試験には 2000kN の万能試験機を用いた。板曲げ試験は、図-4.5 に示すように 4 点曲げ载荷とした。

4.2.2 試験結果

(a) ICR 処理による残留ひずみ

ICR 処理近傍に導入される残留ひずみを確認するために、ICR 処理直後の A, B のひずみを測定した。

表-4.2 ICR 処理によって導入されたひずみ (μ)

| ひずみゲージ | A | B |
|----------------|------|-------|
| 上面処理前後のひずみの変化量 | 496 | -2475 |
| 下面処理前後のひずみの変化量 | -154 | -269 |
| ひずみの変化量の合計 | 342 | -2744 |

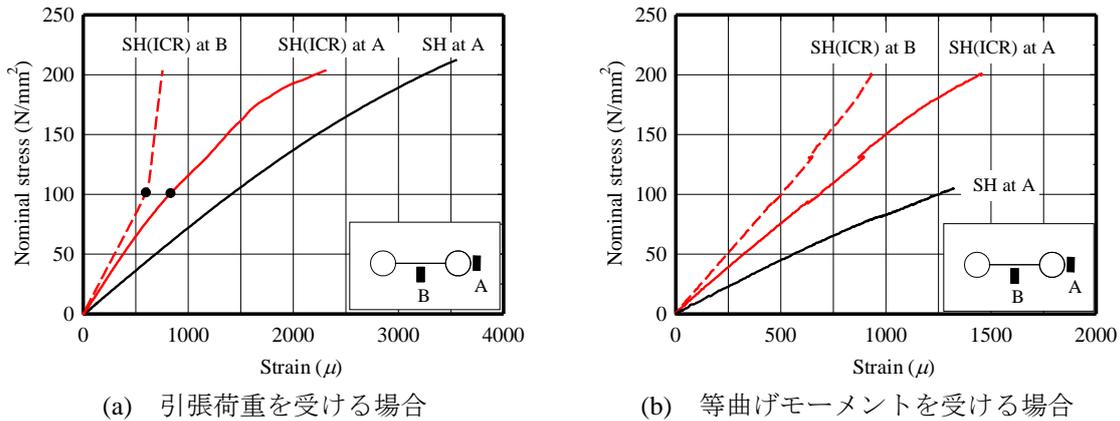


図-4.6 公称応力とひずみの関係

試験体上面と下面をそれぞれ ICR 処理した際のひずみの変化量とその和の一例を表-4.2 に示す。表-4.2 からわかるように、ひずみゲージを貼り付けた面(上面)を ICR 処理した場合、スリットが閉口したため、ゲージ B に圧縮ひずみが生じている。ゲージ A には、ICR 処理側面に導入された圧縮ひずみにつり合うように引張ひずみが生じた。ひずみゲージを接着した面と反対の面(下面)を ICR 処理した場合、ゲージ A, B に若干の圧縮ひずみが残された。これは、ICR 処理により鋼板表面が延ばされることによって鋼板に負曲げが生じ、ICR 処理面の反対側の面が板曲げの圧縮となるためである。合計としてゲージ A には引張ひずみが、ゲージ B には圧縮ひずみが残された。

(b) 静的載荷試験結果

図-4.6(a)に引張試験による公称応力と各ひずみの関係を示す。公称応力は、断面欠損がない場合の帯板中央の鋼板表面に生じる応力である。この図から試験体 SH(ICR)のゲージ B において公称応力が 100N/mm²(図中の黒丸)以上になると、傾きが大きくなっていることがわかる。これは、ICR 処理によって閉口した部分が、引張荷重の作用により開口し、スリット近傍で応力が伝わらなくなったためである。試験体 SH(ICR)のゲージ A においても、公称応力 100N/mm² (図中の黒丸)以上で曲線の傾きが小さくなることから、スリットの開口によってストップホール縁の応力集中が増したといえる。ただし、スリットが閉口している 100N/mm² 以下の公称応力の範囲に対して、試験体 SH(ICR)のゲージ A の傾きが試験体 SH と比べて大きいので、スリット表面を閉口させてストップホール縁の応力集中を低減できていることがわかる。

図-4.6(b)に板曲げ試験による公称応力と各ひずみの関係を示す。等曲げモーメントを与えた試験体の公称応力は、断面欠損がないとした場合の等曲げモーメント区間の鋼板下面に生じる応力

を示している。この図からわかるように、今回の载荷の範囲内(公称応力 200N/mm^2 以下)では、試験体 SH(ICR)のゲージ A の傾きが試験体 SH と比べて常に大きいので、スリット表面を閉口させてストップホール縁の応力集中を低減できることがわかる。また、試験体 SH(ICR)のゲージ A, B において公称応力とひずみの関係はほぼ線形関係にあるので、今回の载荷の範囲内(公称応力 200N/mm^2 以下)では、スリットは開口しなかったといえる。

4.2.3 スリット閉口部に生じる応力

板曲げ試験では公称応力 200N/mm^2 においてもスリットは閉口していたが、引張試験では公称応力 100N/mm^2 程度で開口したスリットが開口した。载荷方法の違いによってスリット閉口部が開口する公称応力が異なる原因を検討するために、FEM 解析によってスリット閉口部に作用する応力を調べる。

解析では、汎用の有限要素解析ソフト ABAQUS CAE/6.10 を使い、8 節点ソリッド要素を使用した。ICR 処理による閉口深さは、図-4.4 を参考に、 1.5mm とした。ストップホール近傍の要素サイズに対しては、あらかじめ要素サイズと応力の関係を確認し、応力の値がほぼ収束した $0.25 \times 0.05 \times 0.25\text{mm}$ (長手方向×板幅方向×板厚方向)とした。

スリット閉口部に作用する応力の解析結果を図-4.7 に示す。縦軸は各位置での応力 σ を公称応力 σ_n で除した値である。この図には、ストップホール縁からの応力分布も示している。図-4.7 からわかるように、ストップホール縁から外側の鋼板に生じる応力は、ストップホールの縁の応力集中の値は異なるものの、ストップホールから離れるにしたがって、引張荷重を受ける場合と等曲げモーメントを受ける場合で大きな違いがなくなる。しかし、引張荷重を受ける場合にスリット閉口部に生じる応力は、等曲げモーメントを受ける場合の 2 倍程度大きくなっている。これは、スリット閉口部の断面積は、スリットがない場合と比べて $1/3$ 程度であるが、断面 2 次モーメントは、スリットがない場合の 70% ほどに回復しているためである。したがって、板曲げ試験で公称応力 200N/mm^2 においても開口しなかったスリット閉口部が、引張試験では、公称応力 100N/mm^2 程度で開口したと考える。

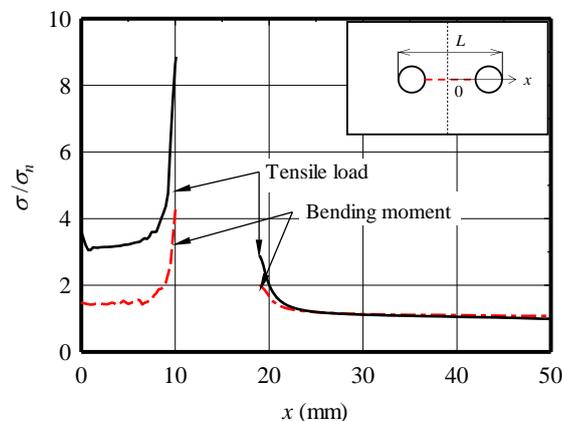


図-4.7 スリット閉口部に生じる応力

4.2.4 スリット長がストップホール縁の応力集中に与える影響

通常のストップホールでは、き裂長が長くなるほどストップホール縁の応力集中が大きくなる^{2) 3)}。そこで、き裂を閉口させた場合に、き裂長がストップホール縁の応力集中に与える影響を明らかにするために、スリット長 L (図-4.7)の値を変えてパラメトリックに FEM 解析を行った。スリットやストップホールによる断面欠損が応力集中に与える影響を小さくするように板幅を 500mm と十分広くした。板厚は 9mm とし、ストップホールの径を 7.8mm, スリット長 L を 40~160mm とした。スリット閉口部の深さは 1.5mm とした。

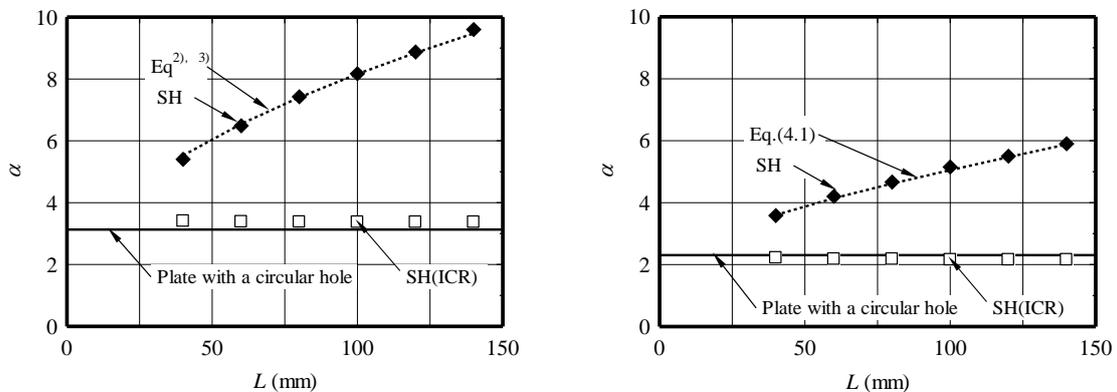
引張荷重を受ける場合の解析結果を図-4.8(a)に示す。引張荷重を受ける場合、板厚中央のストップホール壁の応力集中係数 α が最も大きくなるので、図-4.8(a)には板厚中央での応力集中係数 α を示している。図-4.8(a)から、SH の応力集中係数 α_{SH} は、スリットが長くなるほど大きくなっており、文献 2), 3) で与えられている α_{SH} の推定式と合致していることがわかる。一方、SH(ICR) の応力集中係数 $\alpha_{SH(ICR)}$ は、スリット長に対してはほぼ一定値であったが、中央に一つの円孔を有する帯板の応力集中係数(3.13)までは低減しなかった。

等曲げモーメントを受ける場合の鋼板表面のストップホール縁の応力集中係数 α の解析結果を図-4.8(b)に示す。SH の α_{SH} は、スリットが長くなるほど大きくなり、等曲げモーメントを受ける場合の SH の α_{SH} は、次式で与えた等曲げを受ける楕円の応力集中に有限板の影響および板厚の影響を考慮した式で精度よく推定できる。

$$\alpha_{SH} = \sqrt{\sec\left(\frac{\pi L}{2w}\right)} \left(1 + \frac{2.6\sqrt{L/\phi}}{3.3}\right) \left(\frac{1.766 + 1.732\phi/t}{1 + 1.767\phi/t}\right) \quad (4.1)$$

ここに、 w は板幅、 ϕ はストップホールの径、 t は板厚である。SH(ICR)の解析結果は、引張荷重を受ける場合とほぼ同じ傾向を示した。ただし、等曲げモーメントを受ける場合の SH(ICR)の $\alpha_{SH(ICR)}$ は、板曲げを受ける中央に円孔を有する帯板の応力集中係数と同程度まで低減した。

したがって、スリット表面を閉口させることで、引張荷重を受ける場合、等曲げモーメントを受ける場合ともに、スリット長が長くなっても、ストップホール縁の応力集中がほぼ一定となった。特に等曲げモーメントを受ける場合は、スリットを閉口させることで、ストップホール縁の応力集中が中央に円孔を有する帯板の応力集中係数と同程度まで低減するといえる。



(a) 引張荷重を受ける場合

(b) 等曲げモーメントを受ける場合

図-4.8 公称応力とひずみの関係

4.3 板曲げ荷重下でのICR処理によるストップホールの疲労強度向上効果

4.3.1 板曲げ疲労試験

(a) 試験体

板曲げ荷重下でのスリット閉口によるストップホールの疲労強度向上効果を明らかにするために、板曲げ疲労試験を行った。試験には、図-4.9に示すような、板幅300mm、板厚12mm、長さ610mmの帯板試験体を用いた。試験に用いた鋼板の鋼材検査証明書(ミルシート)による材料定数および化学成分を表-4.3に示す。帯板の中央近傍に2つの円孔径($\phi 24.5$ mm)を設け、その間に貫通き裂を模擬したスリットをレーザー加工した。レーザー加工によってストップホールの縁に残留応力が生じる可能性があるため、通常のスストップホールと提案工法の相対的な疲労強度を比較する。ストップホールの中心間隔の長さ l は60, 80, 100mmの3種類とした。ドリル孔の縁はサンドペーパー型研磨ディスク(#100)を用いてグラインダー処理し、ドリル孔の板厚内部は処理を施

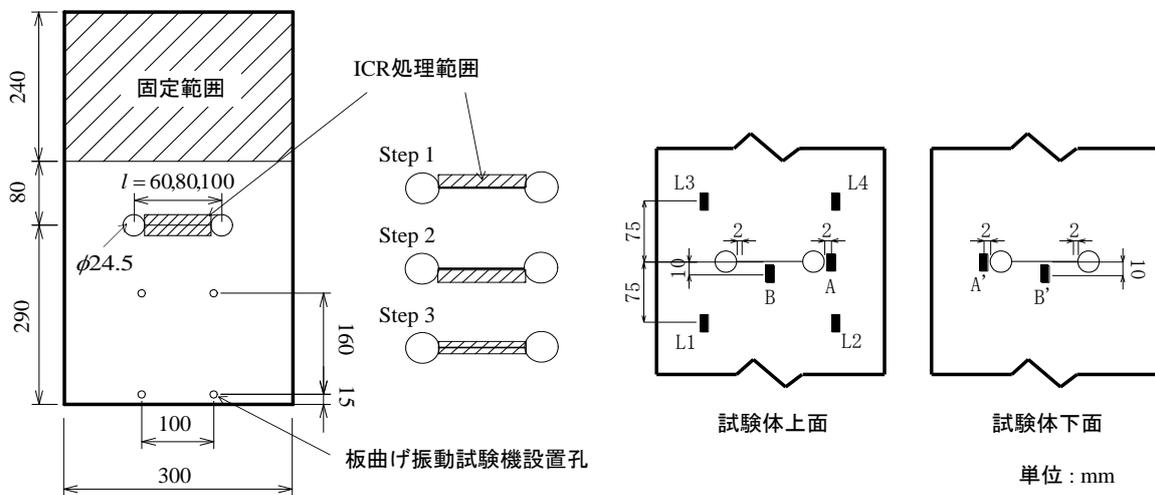


図-4.9 帯板試験体

表-4.3 鋼板の材料定数および化学成分

| 鋼種 | σ_Y (N/mm ²) | σ_b (N/mm ²) | 伸び (%) | 化学成分 (%) | | | | |
|--------|------------------------------------|------------------------------------|--------|----------|------|-----|-------|-------|
| | | | | C | Si | Mn | P | S |
| SM490Y | 405 | 537 | 26 | 0.15 | 0.38 | 1.4 | 0.013 | 0.003 |

表-4.4 試験体名

| 試験体名 | ICR 処理の有無 | ICR 処理の手順 | スリット長 l (mm) |
|--------------|-----------|--|----------------|
| SH60 | - | - | 60 |
| SH80 | | | 80 |
| SH100 | | | 100 |
| SH60(ICR-U) | ○ | 1回目：上面(U-Surface) 2回目：下面(L-Surface) | 60 |
| SH80(ICR-U) | | | 80 |
| SH100(ICR-U) | | | 100 |
| SH60(ICR-L) | ○ | 1回目：下面(L-Surface) 2回目：上面(U-Surface) | 60 |
| SH80(ICR-L) | | | 80 |
| SH100(ICR-L) | | | 100 |

さなかった。スリットの閉口には、ICR 処理工法を用い、その手順は 4.2.1(a)で述べた手順と同様とした。ICR 処理は試験体端部の 240mm の範囲(図-4.9)を固定した片持ち状態で行い、鋼板の両表面のスリットに施工した。鋼板の両表面に同時に ICR 処理が施せないので、処理の順序が疲労寿命に与える影響を明らかにするために、試験体の上面(U-Surface)を最初に処理した場合と、試験体の下面(L-Surface)を最初に処理する試験体を用意した。

スリットの閉口の有無、ストップホールを中心間隔および ICR 処理順序の違いにより、試験体名を表-4.4 のように設定した。ゲージ(長さ 1mm)は、図-4.9 に示すように、試験体上面の L1~L4 および A と B、試験体下面の A' と B' に貼付した。上面のゲージ B は、ICR 処理によるスリット表面の閉口の確認と、载荷試験時のスリットの開口を確認する目的で貼付した。試験体の下面に貼付したゲージは、ICR 処理の順序が試験体に導入されるひずみに及ぼす影響を確認する目的として、SH(ICR)シリーズのみに貼付けた。

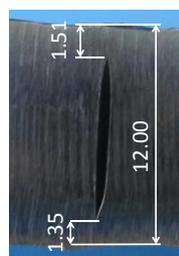
図-4.10 に ICR 処理によるスリット両表面の閉口深さの一例を示す。ICR 処理によって鋼板表面から深さ 1.3~1.6mm 程度が接触していることがわかる。帯板試験体では、スリットがレーザーで加工されており、その幅が疲労き裂と比べて広いいため、ICR 処理による接触深さは、6 章で疲労き裂に対して ICR 処理を施工した場合と比べて浅かった。また、ストップホール縁近傍のスリット表面では、図-4.11 に示すように、ICR 処理を行っても完全に閉口しない範囲があった。試験体によってはストップホール縁付近でスリット幅が広くなり、最大で 5mm 程度閉口しない場合があった。

(b) 疲労試験

疲労試験には、2.3 節で用いた板曲げ振動疲労試験機を使用した。疲労試験中の様子を図-4.12 に示す。試験機の詳細は 2.3.1(a)に述べている。試験中は、試験体上面(U-Surface)のストップホール位置で応力比 R が 0 となるように設定した。本試験では、断面欠損がない場合のストップホー



(a) ICR 処理前



(b) ICR 処理後

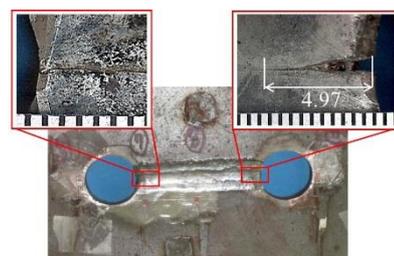


図-4.11 ICR 処理後の試験体の表面状態

図-4.10 ICR 処理によるスリット表面の閉口



図-4.12 板曲げ疲労試験機

ル位置に生じる曲げの引張側の応力を公称応力としており、ゲージ L1~L4 のひずみの平均値に弾性係数を乗じた値を用いた。さらに、き裂の検出のためにストップホール縁から 1mm の位置に直径 0.05mm の被覆銅線を貼付し、き裂の発生により銅線が切断したときに試験機が停止するようにした。

4.3.2 試験結果

(a) ICR 処理による残留ひずみ

ICR 処理によって、ストップホールおよびスリット近傍に導入される残留ひずみを確認するために、ICR 処理によって試験体の各面に生じるひずみをゲージ A, B および A', B' で測定した。

試験体の各面をそれぞれ ICR 処理した後のひずみの変化量の一例(試験体 SH80(ICR-L))を表 4.5 に示す。この表から、試験体の下面(L-Surface)を ICR 処理した後は、下面のスリット表面が閉口したため、試験体の下面のゲージ B' に大きな圧縮ひずみが導入され、ストップホール縁近傍のゲージ A' には引張ひずみが生じた。さらに、試験体の上面(U-Surface)のゲージ A, B には圧縮の残留ひずみが生じた。これは、試験体の下面の ICR 処理によりスリット表面の鋼が部分的に伸ばされることで板曲げが生じ、処理面の反対側の面(U-Surface)が曲げモーメントの圧縮側になるためである。試験体の下面(L-Surface)の ICR 処理後に試験体の上面(U-Surface)を ICR 処理した場合、U-Surface 面のスリットが閉口するので、ゲージ B に高い圧縮ひずみが、ゲージ A に引張ひずみが生じた。その際、L-Surface に貼付したゲージ A', B' の変動は小さかった。L-Surface の ICR 処理と同様に、U-Surface のスリットを ICR 処理することで、U-Surface のスリット表面の鋼が部分的に伸ばされるため板曲げが生じるが、既にスリットの両表面が閉口しているため、スリット部の断面 2 次モーメントが大きくなり、板曲げによって生じるひずみが小さかったと考えられる。最終的に、ゲージ A, A' には引張ひずみが、ゲージ B, B' には圧縮ひずみがそれぞれ残された。これは、4.2.2(a)の結果と同様の傾向である。

(b) スリットおよびストップホール近傍のひずみの挙動

図-4.13 に疲労試験中の試験体 SH80 と試験体 SH80(ICR-U)の公称応力とゲージ A のひずみの関係を示す。この図には、試験体 SH80(ICR-U)の公称応力とゲージ B のひずみの関係も示している。ただし、横軸のひずみは、ICR 処理によって導入されたひずみを含んでいない。

図-4.13 より、試験体 SH80(ICR-U)のスリット近傍(B)において、公称応力 80N/mm²(図中の白丸)以上で曲線の傾きが大きくなっていることがわかる。これは、試験体上面のスリットの閉口部(図-4.10(b))が引張応力の作用によって公称応力 80N/mm² のときに開口し、上面のスリットの鋼

表-4.5 ICR 処理によって導入されたひずみ (μ)

| ひずみゲージ | 上面 (U-Surface) | | 下面 (L-Surface) | |
|----------------------------|----------------|-------|----------------|-------|
| | A | B | A' | B' |
| 下面 (L-Surface)処理前後のひずみの変化量 | 352 | -1006 | -53 | 56 |
| 上面 (U-Surface)処理前後のひずみの変化量 | -23 | -322 | 206 | -1256 |
| ひずみの変化量の合計 | 329 | -1327 | 153 | -1200 |

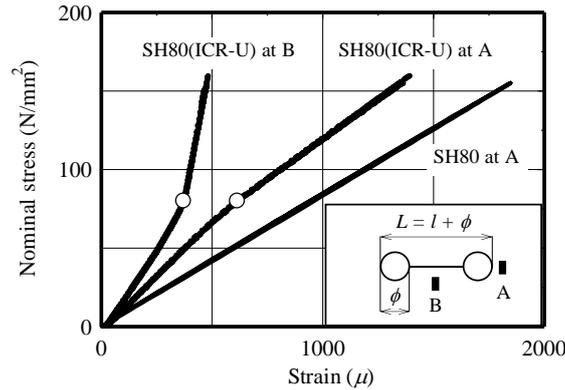


図-4.13 荷重初期段階の公称応力とひずみの関係

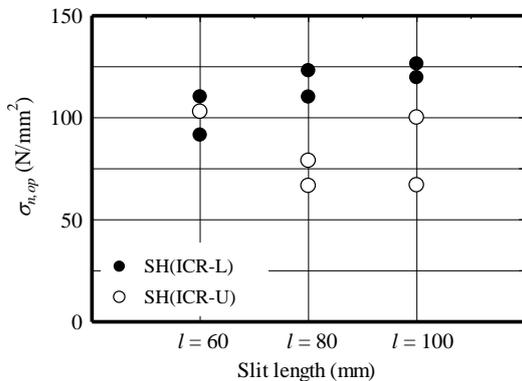


図-4.14 上面のスリットの開口公称応力

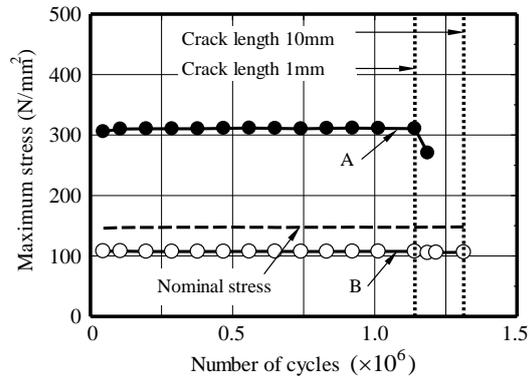


図-4.15 疲労試験中の最大応力の変化

材表面で応力が伝わらなくなったためである。一方、試験体 SH80(ICR-U)のストップホール縁近傍(A)では、スリットが閉じている公称応力以下(図中の白丸で約 80N/mm²)以下では、曲線の傾きが試験体 SH80 よりも大きい、スリットが開く以上の公称応力では、試験体 SH80(ICR-U)の傾きが、試験体 SH80 の傾きに近づいていることがわかる。したがって、スリット表面が閉じている間は、ストップホール縁の応力集中が低減するが、スリットが開くと、ストップホール縁の応力集中が補修前の応力集中と同程度に戻るといえる。しかし、荷重除荷過程で試験体 SH80(ICR-U)の A および B の公称応力とひずみの経路が同じなので、繰返し荷重中にスリットが開閉挙動を繰り返していることがわかる。その結果、試験体 SH80(ICR-U)のストップホールの縁に生じる応力範囲は、試験体 SH80 に比べて 30%程度低減していた。

(c) スリットの開口公称応力

図-4.14 に、SH(ICR)シリーズの上面のスリットが開くときの公称応力 $\sigma_{n,op}$ (スリットの開口公称応力)を示す。 $\sigma_{n,op}$ は、公称応力とゲージ B のひずみの曲線において、傾きが変わったときの公称応力として算出した。図-4.14 より、SH(ICR-L)(下面の後の上面を処理した試験体)よりも SH(ICR-U)(上面を最初に処理した試験体)の方が、 $\sigma_{n,op}$ が小さくなる傾向にある。また、今回の試験体では、スリット長の違いによる $\sigma_{n,op}$ の相違は明確でなかった。

(d) 疲労試験結果

疲労試験中のゲージ A, B の最大のひずみに弾性係数を乗じて求めた最大応力の変化の一例(試験体 SH80(ICR-U))を図-4.15 に示す。ストップホール縁近傍(ゲージ A)では、き裂が 1mm 進展し

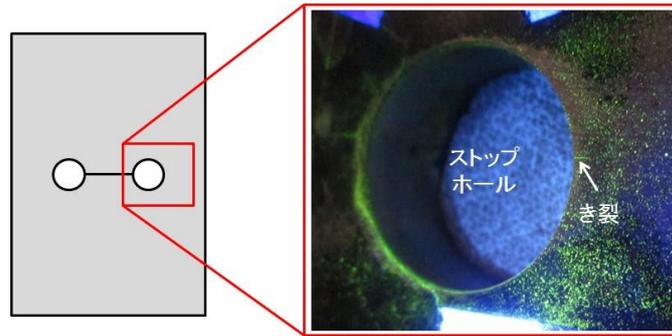


図-4.16 ストップホール縁の応力範囲で整理した疲労試験結果

表-4.6 疲労試験結果.

| Specimen | No. | $\Delta\sigma_n$ (N/mm ²) | $\sigma_{n,op}$ (N/mm ²) | N ($\times 10^4$ cycles) | |
|------------|------------|---------------------------------------|--------------------------------------|-----------------------------|--------------------|
| SH | 60 | 1 | 169.6 | 11.3 | |
| | | 2 | 130.0 | 1,000* | |
| | | | 145.0 | 920.0 ^F | |
| | 80 | 1 | 168.9 | 15.5 | |
| | | 2 | 152.0 | 18.1 | |
| | 100 | 1 | 146.0 | 12.1 | |
| 2 | | 130.0 | 42.9 | | |
| SH (ICR-U) | 60 | 1 | 173.9 | 103.0 | 35.0 |
| | | 80 | 1 | 148.0 | 78.9 |
| | | | 2 | 178.0 | 66.6 |
| | 100 | 1 | 141.2 | 100.2 | 61.8 |
| | | 2 | 186 | 66.9 | 10.8 |
| | SH (ICR-L) | 60 | 1 | 168.0 | 91.5 |
| 2 | | | 148.7 | 110.3 | 508.9 ^F |
| 80 | | 1 | 170.2 | 110.2 | 41.4 |
| | | 2 | 151.0 | 123.1 | 721.1 ^F |
| 100 | | 1 | 139.0 | 126.4 | 500 ^F |
| | | 2 | 168 | 119.7 | 270.4 ^F |

*: Run-out データ, f: フレッシング破壊

た段階で最大応力に大きな変化がないが、き裂が 1mm 以上進展した後ゲージ A が断線した。一方、スリット近傍(ゲージ B)の最大応力は、疲労試験を通してほとんど変化していない。

表-4.6 に板曲げ疲労試験の結果を示す。 $\Delta\sigma_n$ は公称応力範囲、 $\sigma_{n,op}$ は上面のスリットの開口公称応力、 N は板表面のストップホール縁から 1mm の位置にき裂が入った際の疲労寿命である。図-4.16 にストップホール縁からき裂が 1mm 進展した状態の一例を示す。図-4.16 より、ストップホール縁の表面および内面にき裂が発生していることが確認できる。

表-4.6 より、試験体 SH60-2 では、1000 万回の繰返しでの板曲げ応力を与えてもストップホール縁からき裂の発生が見られなかったため Run-out データとし、応力範囲を上げて再度疲労試験を行った。その結果、試験体の固定端位置に摩擦によるき裂(フレッシング破壊)が生じた。SH(ICR-L)の試験体も、ストップホール縁に疲労き裂が生じる前にフレッシング破壊が多数生じた。

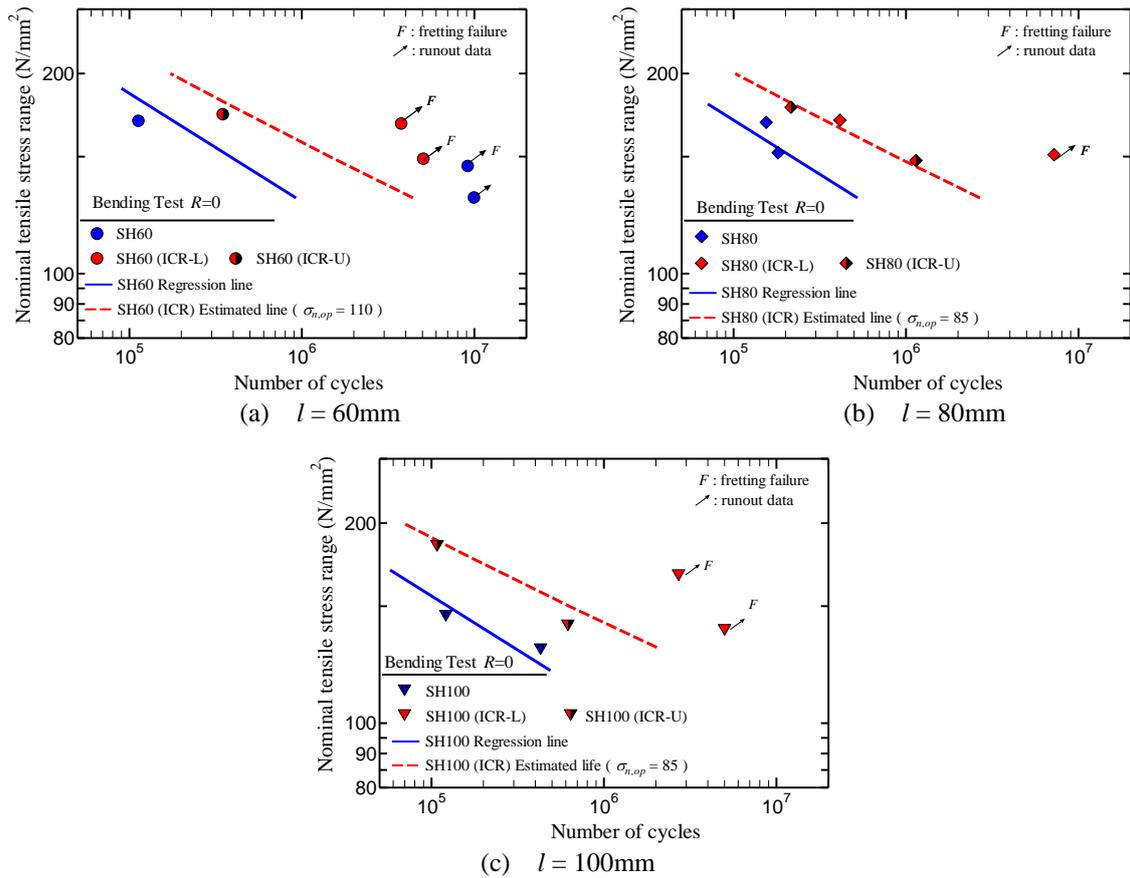


図-4.17 公称応力範囲で整理した疲労試験結果

公称応力範囲 $\Delta\sigma_n$ と疲労寿命 N の関係を図-4.17 に示す. この図には, 後の 4.3.3(c) で述べる SH シリーズの疲労寿命の回帰曲線と SH(ICR) シリーズの疲労寿命の推定曲線が示されている. 各シリーズの試験体数は少ないが, 図-4.17(a)~(c) より, 全てのスリット長に対して, SH(ICR) シリーズの疲労寿命が, SH シリーズと比較して 3 倍以上向上していることがわかる.

4.3.3 SH(ICR) シリーズの疲労強度の推定

ストップホール縁の疲労強度は, ストップホール縁の応力比と応力集中に依存する. 4.3.2(a) で述べたように, SH(ICR) シリーズは, ICR 処理によってストップホール縁に引張残留ひずみが導入されるが, 本研究では応力集中の影響のみに注目して, SH(ICR) シリーズの疲労強度を推定する.

(a) SH(ICR) の応力集中係数

4.3.2(b) で述べたように, 最大公称応力 $\sigma_{n,max}$ がスリットの開口公称応力 $\sigma_{n,op}$ 以上の場合, 試験体 SH(ICR) の上面のスリットが開くため, スリットの開口前後でストップホール縁の応力集中が変化する. そこで, $\sigma_{n,max} > \sigma_{n,op}$ の場合, 応力集中係数の代わりに指標として, 「公称応力範囲 $\Delta\sigma_n$ に対するストップホール縁の応力範囲 $\Delta\sigma_H$ の比」と定義した平均応力集中係数 $\bar{\alpha}$ を用いる. $\bar{\alpha}$ は図-4.18 より以下の式から算出することができる.

$$\bar{\alpha} = \frac{\Delta\sigma_H}{\Delta\sigma_n} = \alpha_{bop} \cdot \frac{\sigma_{n,op} - \sigma_{n,min}}{\Delta\sigma_n} + \alpha_{aop} \cdot \frac{\sigma_{n,max} - \sigma_{n,op}}{\Delta\sigma_n} \quad (4.2)$$

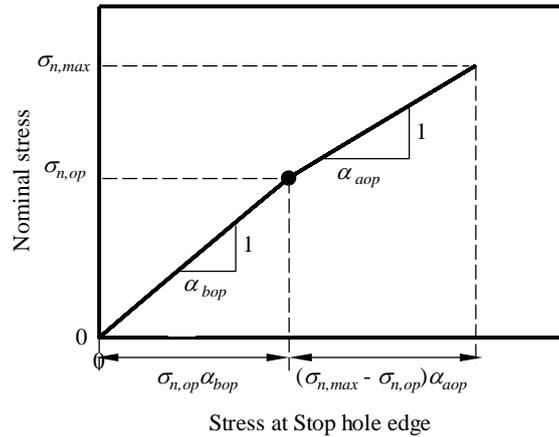


図-4.18 公称応力とストップホール縁の応力

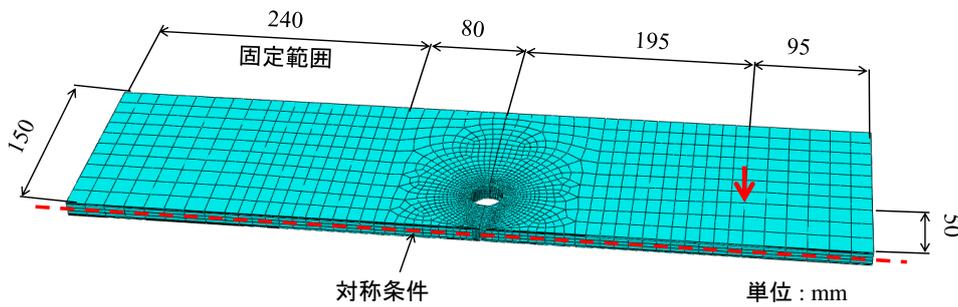


図-4.19 解析モデル

ここに,

$\sigma_{n,\min}$: 最小公称応力

$\sigma_{n,\max}$: 最大公称応力

α_{bop} : スリットが閉じている場合のストップホール縁の応力集中係数

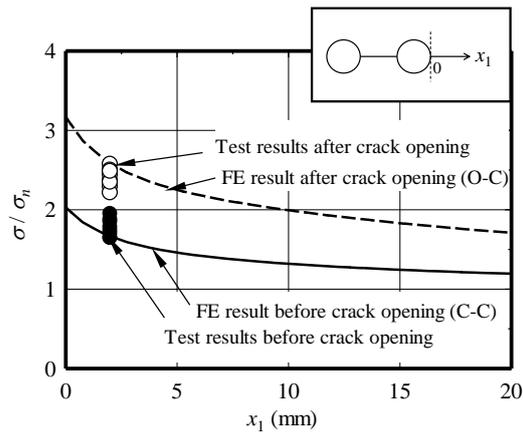
α_{aop} : スリットが開いている場合のストップホール縁の応力集中係数

また, $\sigma_{n,\max} \leq \sigma_{n,op}$ の場合, 上面のスリットが開かないため, SH(ICR)の応力集中係数が α_{bop} と等しいと考えられる. したがって, SH(ICR)の応力集中係数 $\alpha_{SH(ICR)}$ は以下の式で表される.

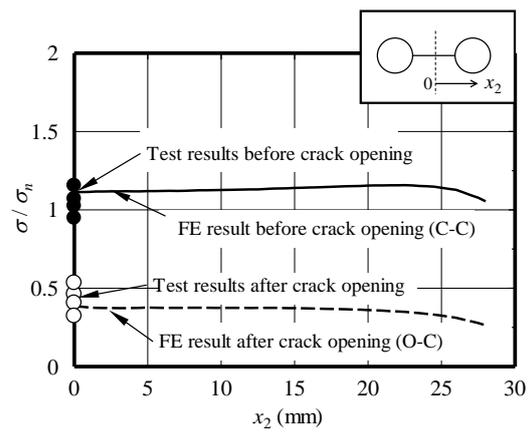
$$\alpha_{SH(ICR)} = \begin{cases} \alpha_{bop} & (\sigma_{n,\max} \leq \sigma_{n,op}) \\ \alpha & (\sigma_{n,\max} > \sigma_{n,op}) \end{cases} \quad (4.3)$$

(b) スリット開口前後の応力集中係数

式(4.2), (4.3)の, 上面のスリットが開く前後のストップホール縁の応力集中係数 α_{bop} , α_{aop} を算出するために, 図-4.9 に示した試験体を対象に, 汎用有限要素解析プログラム ABAQUS CAE/6.10 を用いた線形有限要素解析を行った. 解析モデルは図-4.19 に示すように, 板幅の中央に対称条件を設けた 1/2 モデルとし, モデルの端部から 240mm の範囲は, 全方向の変位を拘束した. 板曲げ振動試験機の設置孔(図-4.9)の中心位置に, 公称応力が $100\text{N}/\text{mm}^2$ となるような集中荷重を載荷した. 解析には線形 3 次元 20 節点ソリッド要素を使用した. ストップホール近傍の要素サイズに対しては, あらかじめ要素サイズと応力の関係を確認し, 応力の値がほぼ収束した $0.25 \times 0.25 \times 0.25\text{mm}$ (長手方向×板幅方向×板厚方向)とした. スリットの閉口深さは, 図-4.10(b)を参



(a) ストップホール縁近傍



(b) スリット近傍

図-4.20 実験値と解析値の比較 ($l = 80\text{mm}$)

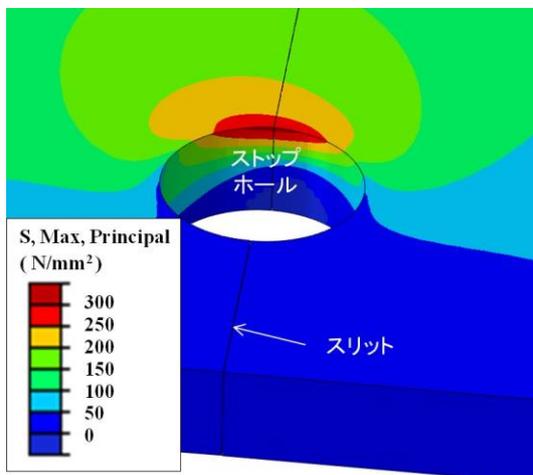


図-4.21 ストップホール縁の最大主応力分布

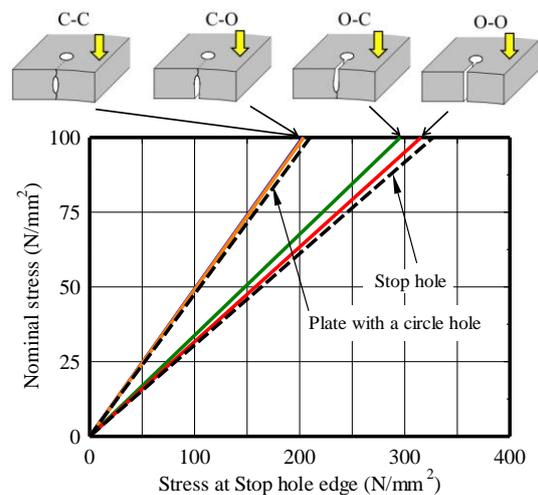


図-4.22 上面のストップホール縁の応力

考に 1.5mm とし、この範囲でスリットの向かい合う節点を結合することでスリットの閉口を再現した。スリットの閉口状態は、両面のスリットが開いている状態(状態 O-O)、下面のスリットが閉じている状態(状態 O-C)、上面のスリットが閉じている状態(状態 C-O)、両面のスリットが閉じている状態(状態 C-C)とした。

図-4.20 に、状態 C-C、O-C の場合の軸方向の応力 σ を公称応力 σ_n で除した値 σ/σ_n の分布の一例(スリット長 $l = 80\text{mm}$)を示す。この図には、 $l = 80\text{mm}$ の場合の実験値も示している。上面のスリットが開く前の実験値は、ストップホール縁近傍、スリット近傍の双方で状態 C-C の解析値とよく一致し、上面のスリットが開いた後の実験値は、ストップホール縁近傍、スリット近傍の双方で、状態 O-C の解析値とよく一致した。

図-4.21 に状態 O-O の場合のストップホール縁近傍の最大主応力のコンター図の一例(スリット長 $l = 80\text{mm}$)を示す。図-4.21 より、スリットの延長線上のストップホール縁の表面と表面のごく近傍の板厚内部で主応力が最も大きいことがわかる。

図-4.22 に上面のストップホール縁の応力 σ_H の解析値を示す. この図には, 公称応力に式(4.1)と以下の式(4.4)で表される応力集中係数を乗じて算出した, 通常のストップホール(SH)と中央に一つの円孔を有する帯板の σ_H の計算値も破線で示している.

$$\alpha_{\text{circle}} = 1.788 \sqrt{\sec\left(\frac{\phi\pi}{w}\right) \cdot \left(\frac{1.766 + 3.464\phi/t}{1 + 3.539\phi/t}\right)} \quad (4.4)$$

ここに, α_{circle} は文献3)で提案されている中央に一つの円孔を有する帯板の応力集中係数である.

図-4.22 より, 状態 C-C と C-O の解析値が完全に一致しており, それぞれの解析値は中央に一つの円孔を有する帯板の計算値と近いことがわかる. したがって, 上面のスリットが閉じていれば, 上面の σ_H は中央に一つの円孔を有する帯板の σ_H と同程度になるといえる. また, 通常のストップホールの計算値が状態 O-O の解析値をよく再現している. 一方, 上面のスリットが開いた場合(状態 O-C), 上面の σ_H は, 通常のストップホールの σ_H と近いことがわかる. 以上より, 本研究では α_{bop} と α_{aop} を, それぞれ一つの円孔および二つの円孔を有する通常のストップホールの応力集中係数の式で近似できると考え, 次式で与えた.

$$\alpha_{\text{bop}} \cong \alpha_{\text{circle}} \quad (4.5)$$

$$\alpha_{\text{aop}} \cong \alpha_{\text{SH}} \quad (4.6)$$

これらの式を用いると, 式(4.3)から SH(ICR)のストップホール縁の応力集中係数を容易に推定することができる.

(c) 疲労寿命の推定

今回の試験では, 全試験体においてき裂発生点がストップホール縁であったことから, 疲労寿命がストップホール縁の応力範囲で整理できると考えられる. したがって, 公称応力範囲 $\Delta\sigma_n$ とストップホール縁の応力集中係数 α を用いると, 疲労寿命 N はマイナー則を用いて以下の式で表わされる.

$$(\alpha \cdot \Delta\sigma_n)^m \cdot N = C \quad (4.7)$$

式(4.7)を変形すると, 疲労寿命は以下の式で表わされる.

$$N = \frac{C}{(\alpha \cdot \Delta\sigma_n)^m} \quad (4.8)$$

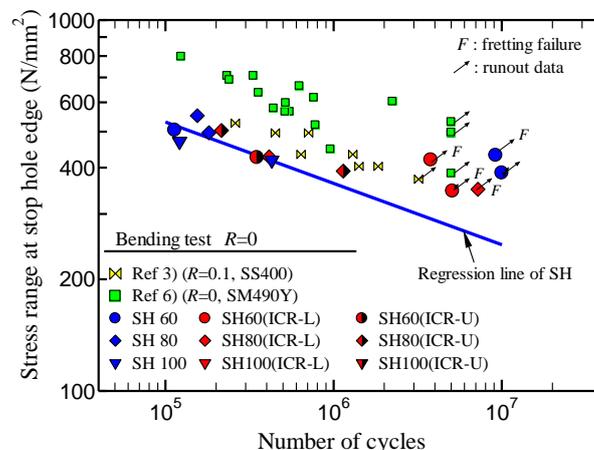


図-4.23 ストップホール縁の応力範囲で整理した疲労試験結果

$$\alpha = \begin{cases} \alpha_{SH} & \text{For SH} \\ \alpha_{SH(ICR)} & \text{For SH(ICR)} \end{cases} \quad (4.9)$$

ここに、 m および C はストップホール縁の応力範囲と疲労寿命の関係を表す材料定数である。

図-4.23 にストップホール縁の応力範囲で整理した疲労試験の結果を示す。式(4.2)に用いるスリットの開口公称応力 $\sigma_{n,op}$ は、各スリット長においてき裂が発生した試験体の $\sigma_{n,op}$ の平均値とした。図-4.23 には、中央に一つの円孔を有する帯板を用いた文献 3)の曲げ疲労試験の結果(鋼材 SS400, 応力比 $R = 0.1$)およびストップホールを用いた文献 6)の曲げ疲労試験の結果(鋼材 SM490Y, 応力比 $R = 0$)も示している。今回の疲労試験結果は、文献 3)や 6)の結果よりも疲労強度が低くなった。これは、スリット作成時のレーザー加工による残留応力の影響や、ストップホールの内壁にグラインダー処理を施さなかったことが原因だと考えられる。また、図中の実線は、ストップホール縁の応力範囲に対する試験体 SH の疲労寿命の回帰直線である。この直線から材料定数 m と C は、それぞれ、6.140, 7.174×10^{21} となった。

図-4.23 から、ストップホール縁の応力範囲で整理することで、SH(ICR)の試験結果が SH の回帰直線上に分布していることがわかる。したがって、SH(ICR)の疲労寿命は、ストップホール縁の応力範囲を用いて通常のスストップホールと同様に評価できると考える。

一般に、疲労寿命の評価は公称応力を用いるのが便利である。そこで、式(4.8)から算出した SH(ICR)の公称応力を用いた疲労寿命の推定線を図-4.17 に示す。この図から推定線と試験結果はよく一致しているので、式(4.8)によって SH(ICR)の疲労寿命を予測できるといえる。また、図-4.17 より、公称応力範囲が大きい方が、ICR 処理による疲労強度向上効果が小さくなることがわかる。これは、公称応力範囲、つまり最大公称応力が大きいほど、式(4.2)の右辺第二項が大きくなり、平均応力集中係数 $\bar{\alpha}$ が大きくなるからである。

4.3.4 SH(ICR)の疲労寿命向上効果の評価

4.3.3(c)より、応力比 $R = 0$ の場合、公称応力範囲つまり最大公称応力 $\sigma_{n,max}$ が大きくなるほどスリット閉口による疲労強度向上効果が小さくなることがわかった。そこで、通常のスストップホールに対して本工法を適用した場合のスストップホールの疲労強度向上度 $\beta (= N_{SH(ICR)}/N_{SH})$ と本工法の適用によって、1つの円孔の疲労強度(改善される最大の疲労強度)までの回復度を 1 としたときの疲労強度回復度 $\eta (= N_{SH(ICR)}/N_{circle})$ を用いて、最大公称応力 $\sigma_{n,max}$ (ただし応力比 $R = 0$)に対する疲労強度の向上効果を評価する。

疲労強度向上度 β と疲労強度回復度 η は、式(4.8)からそれぞれ次式で与えられる。

$$\beta = \frac{N_{SH(ICR)}}{N_{SH}} = \left(\frac{\alpha_{SH}}{\alpha_{SH(ICR)}} \right)^m \quad (4.10)$$

$$\eta = \frac{N_{SH(ICR)}}{N_{circle}} = \left(\frac{\alpha_{circle}}{\alpha_{SH(ICR)}} \right)^m \quad (4.11)$$

図-4.24 に応力比 $R = 0$ の場合の疲労強度向上度 β と最大公称応力 $\sigma_{n,max}$ の関係を示す。4.3.2(c)で述べたように、今回の試験体寸法ではスリット長の変化によるスリットの開口公称応力 $\sigma_{n,op}$ に大きな違いが見られなかったため、すべてのスリット長でスリットの開口公称応力を $\sigma_{n,op} = 100$ とした。また、ストップホールに関する一連の研究から、 m の値は 5~10 程度であることがわかつ

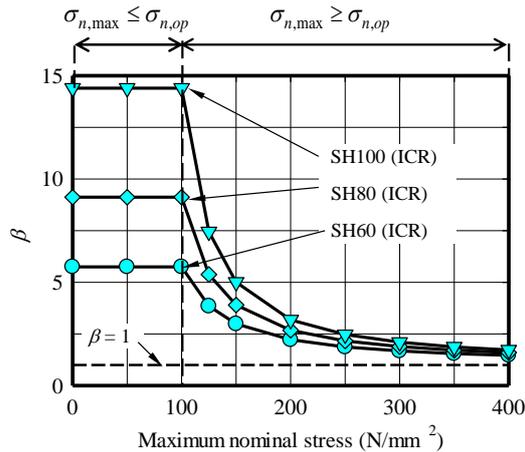


図-4.24 疲労強度の向上度と最大公称応力の関係

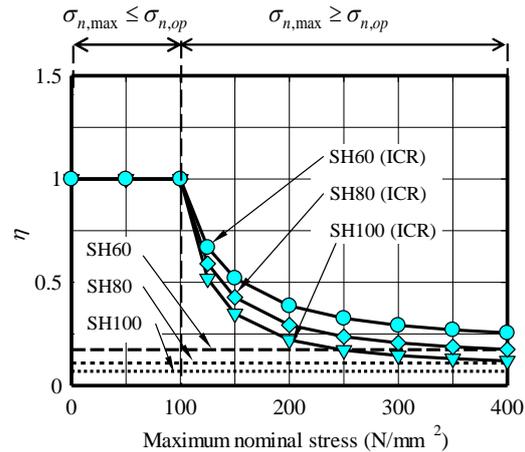


図-4.25 疲労強度回復度と最大公称応力の関係

ている3), 4)~6). m の値が大きいかほど β を過大評価するので、 β を安全側に評価するために $m=5$ とした。

図-4.24より、すべてのスリット長で最大公称応力 $\sigma_{n,max}$ がスリットの開口公称応力以下($\sigma_{n,max} \leq \sigma_{n,op}$)の場合、 β が一定の値となる。これは、 $\sigma_{n,max} \leq \sigma_{n,op}$ の場合、式(4.3)、(4.5)より $\alpha_{SH(ICR)}$ が一定値となるからである。一方、 $\sigma_{n,max}$ がスリットの開口公称応力以上($\sigma_{n,max} > \sigma_{n,op}$)の場合、 $\Delta\sigma_n$ が大きくなるにつれて β が減少している。これは、4.3.2(c)で述べたように、 $\sigma_{n,max} > \sigma_{n,op}$ の場合、 $\Delta\sigma_n$ が大きくなるに従ってスリットの開口公称応力以上の応力範囲成分が増えるので平均応力集中係数 $\bar{\alpha}$ が高くなるからである。また、図-4.24より、スリットが長いほど β が大きくなる。したがって、スリットが長い場合、本工法を適用することにより、通常のストップホールのみと比べて疲労強度向上効果が期待できる。

図-4.25に応力比 $R=0$ の場合の疲労強度回復度 η と公称応力範囲 $\Delta\sigma_n$ の関係を示す。この図には、各スリット長さに対する普通のストップホール(SH)の疲労強度回復度 η も示している。すべてのスリット長で $\sigma_{n,max}$ がスリットの開口公称応力以下($\sigma_{n,max} \leq \sigma_{n,op}$)の場合、 $\alpha_{SH(ICR)} = \alpha_{circle}$ となるので疲労回復度は上限の $\eta=1$ になる。一方、 $\Delta\sigma_n$ がスリットの開口公称応力以上($\sigma_{n,max} > \sigma_{n,op}$)の場合、 $\sigma_{n,max}$ が大きいかほど η が小さくなる。これは、疲労強度向上度 β と同様に、 $\sigma_{n,max}$ が大きくなるに従って平均応力集中係数 $\bar{\alpha}$ が大きくなるためである。さらに、 $\sigma_{n,max} > \sigma_{n,op}$ の範囲では、スリットが長いほど η が小さくなっていることがわかる。これは、スリットが長くなると、式(4.2)の α_{aop} が大きくなるため、平均応力集中係数 $\bar{\alpha}$ が大きくなるからである。

以上のように、スリット長さによって疲労強度の向上効果は異なるが、いずれの場合に対してもストップホール間のスリットを閉口するのが良いといえる。

4.4 過荷重がき裂部を閉口したストップホールの疲労強度に与える影響

通常、ICR 処理によって閉口したき裂は、導入された圧縮応力よりも大きな引張応力が作用した場合に開口するが、鋼材の降伏に達するような大きな圧縮力や引張力が作用すると、その荷重が除荷された後に閉口したき裂が開き、疲労強度が低下する可能性がある。曲げモーメントを受ける鋼板は、断面二次モーメントが小さいので曲げの引張側あるいは圧縮側に大きな応力が作用しやすくなる。例えば、鋼床版のように曲げを受ける部材では、常時の荷重よりも大きな荷重(例えば過積載車)の作用が部材の表裏面で圧縮や引張の過荷重になると考えられる。

そこで本節では、提案工法によるき裂補修の基礎的研究として、曲げの圧縮や引張の過荷重が、き裂を閉じたストップホールの板曲げ疲労強度に与える影響を明らかにする。

4.4.1 過荷重の作用によるき裂開口メカニズム

4.4 節では、作用応力よりも高い応力を生じさせる荷重を過荷重(以下、OL)と呼ぶ。以下に、圧縮および引張の OL の作用によって、閉口したき裂が開口するメカニズムを述べる。

(a) 圧縮の OL を受ける場合

図-4.26(a)に圧縮の OL(-P)と閉口したき裂に生じる応力 σ_{crack} の関係の模式図を示す。この図に示すように、ICR 処理によって圧縮の残留応力を導入してき裂表面を閉口しているため[I]、圧縮の OL が作用すると、閉口したき裂表面が局部的に圧縮降伏し[II]、OL の増加に伴いひずみは増加するが応力は増加しなくなる([II] → [III])。OL の除荷過程では、周辺の母材とともに弾性的に応力 σ_{crack} も減少し([III] → [IV])、OL の大きさによっては、き裂に導入されていた圧縮残留応力が完全に失われ、き裂が再び開口する可能性がある([IV] → [V])。このメカニズムは、3.2.2(b)で述べた、ICR 処理で閉口したき裂が圧縮応力を受ける場合の挙動と同じである。

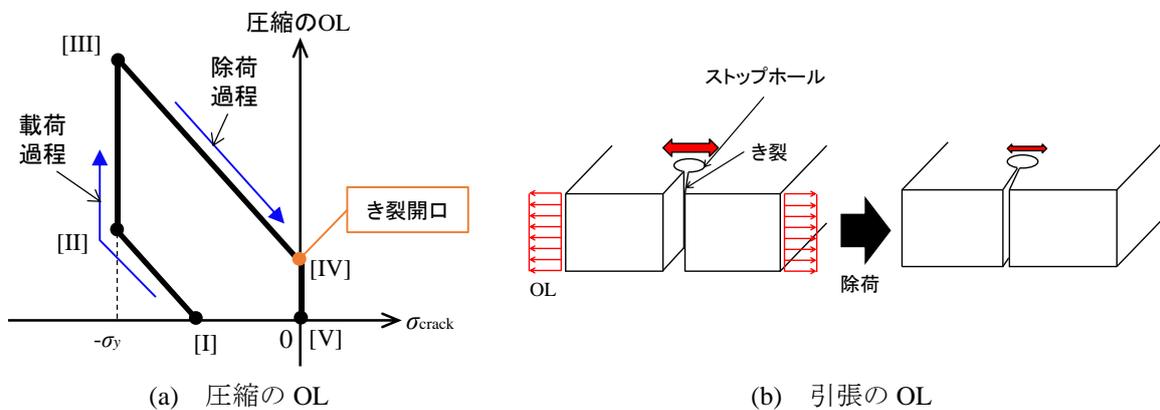


図-4.26 OL の作用によるき裂の開口メカニズム

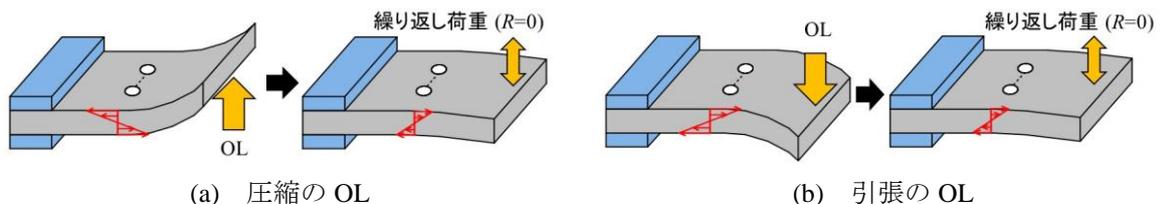


図-4.27 OL の定義

(b) 引張の OL を受ける場合

一般に、溶接したままの状態では、溶接止端に高い引張の残留応力が生じているので、溶接部材に引張の OL が作用し、除荷されると、溶接止端に圧縮残留応力が生じ、疲労強度が向上することが知られている⁷⁾。ストップホール間のき裂を閉口させた場合も、ストップホールの縁に引張の残留応力が生じるので、引張の OL によってストップホールの縁に圧縮残留応力が付加され、疲労強度が向上することが考えられる。しかし、き裂を ICR 処理で閉口したストップホールでは、引張荷重が大きい場合、図-4.26(b)に示すように、ストップホールの縁に大きな塑性ひずみが生じるため変形が残り、引張の OL が除荷されても、き裂が開口したままになる場合がある。

4.4.2 OL の定義

4.4.1 項に述べたように、圧縮および引張の OL がき裂を開口させる恐れがあるが、板曲げの OL が作用する場合、片面が圧縮の OL を受け、その裏面は引張の OL を受けることになる。また、4.3.3(b)で述べたように、上面のストップホールの応力集中は上面のき裂の閉口の有無のみに依存し、下面のストップホールの応力集中は下面のき裂の閉口の有無のみに依存する。そこで、本研究では試験体上面のストップホールに着目し、疲労試験中に引張を受ける面(試験体上面)が圧縮となるような OL を「圧縮の OL(図-4.27(a))」、疲労試験中に引張を受ける面(試験体上面)が引張となるような OL を「引張の OL(図-4.27(b))」と定義する。

4.4.3 板曲げ疲労試験

4.3.1 項で用いた試験体と同様の帯板試験体(図-4.9)を用い、板曲げ疲労試験を行った。スリット長 l は 80mm とした。ゲージ貼付位置は図-4.9 に示すとおりとし、試験体の上面のみに貼付した。ICR 処理は、4.3.1 項に述べた手順に従って施工し、試験体下面のスリットを閉口させた後、試験体上面のスリットを閉口させた。

試験体名は、表-4.7 に示すとおりとした。公称応力(図-4.9 中のゲージ L1~L4 のひずみの平均値に弾性係数を乗じた値)の最大値が 200~400N/mm² になるように、各試験体に圧縮および引張の OL を一度だけ与え除荷した。OL の大きさは、道路橋示方書で定められている SM490Y 材の許容

表-4.7 試験体一覧

| 試験体名 | ICR 処理の有無 | OL の大きさ (N/mm ²) |
|------------------|-----------|------------------------------|
| SH | — | — |
| SH(ICR) | ○ | — |
| SH(ICR)-OL(C)200 | ○ | -201.9 |
| SH(ICR)-OL(C)300 | 1 | -275.7 |
| | 2 | -286.5 |
| SH(ICR)-OL(C)370 | ○ | -373.9 |
| SH(ICR)-OL(T)300 | ○ | 311.4 |
| SH(ICR)-OL(T)360 | ○ | 362.9 |

応力度(210N/mm²)の 1~2 倍となるように設定した⁸⁾。比較のために、ICR 処理を施さない試験体 SH と、ICR 処理を施した状態の試験体 SH(ICR)も用意した。

疲労試験では、2.3.1(b)で用いた板曲げ疲労試験機を用いた。試験機の詳細は 2.3.1(b)に述べている。本研究では、試験体上面のストップホール位置で応力比が 0 となるように調節した。さらに、ストップホールの縁から 1mm 離れた位置に、直径 0.05mm の銅線を貼付し、き裂の進展によって、銅線が切れた際の繰返し回数を疲労寿命としている。

4.4.4 試験結果

(a) ICR 処理による残留ひずみ

ICR 処理によるスリットの閉口を確認するために、ICR 処理後の残留ひずみを計測した。試験体の各面をそれぞれ ICR 処理した際のゲージ A, B のひずみの変化量とその和の一例を表-4.8 に示す。表-4.8 からわかるように、試験体の下面を処理した場合、ゲージ A, B に圧縮ひずみが残された。一方、試験体の上面を ICR 処理した場合、スリットの閉口によって、スリット近傍(B)に圧縮ひずみが生じ、ストップホール縁(A)に引張ひずみが生じた。合計としてゲージ A には引張ひずみが、ゲージ B には圧縮ひずみが残された。これは、4.3.2(a)の結果と同様の傾向であった。

(b) OL によるストップホール縁の残留ひずみ

図-4.28 に OL の載荷・除荷時のストップホール縁(ゲージ A)のひずみの変化の一例を示す。引張の OL300N/mm²(SH(ICR)-OL(T)300)の場合、載荷過程では、応力集中の影響を受けて公称応力 250N/mm²程度のときにゲージ A(ストップホール縁近傍)が引張降伏し、その後ひずみが 6000 μ まで増加する。除荷過程では、荷重とともに降伏ひずみ(2000 μ)以上のひずみが線形に減少した。し

表-4.8 ICR 処理によって導入されたひずみ (μ)

| ひずみゲージ | A | B |
|----------------|-----|-------|
| 下面処理前後のひずみの変化量 | -52 | -388 |
| 上面処理前後のひずみの変化量 | 295 | -1525 |
| ひずみの変化量の合計 | 243 | -1913 |

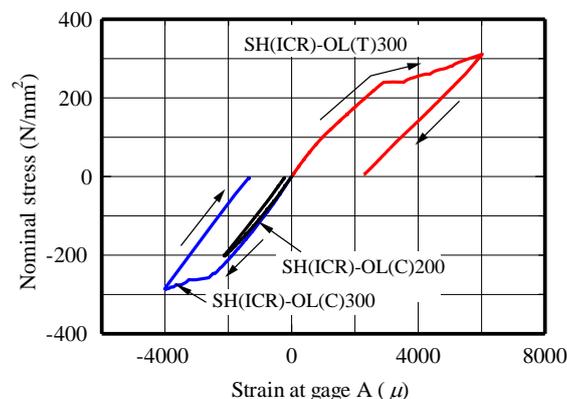


図-4.28 OL によるストップホール縁のひずみの変化

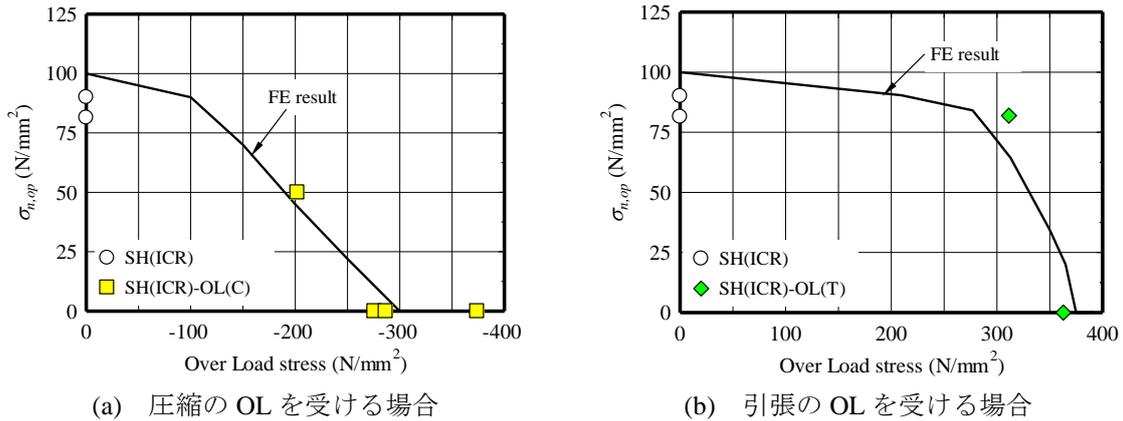


図-4.29 試験体 SH(ICR)の $\sigma_{n,op}$ の変化

たがって、OL 除荷後、ストップホール縁の応力が圧縮となっていると考えられる。

圧縮の OL300N/mm²(SH(ICR)-OL(C)300)の場合も同様に、荷重過程でストップホール縁近傍のゲージ A が圧縮降伏し、除荷過程で荷重とともに降伏ひずみ以上のひずみが線形に減少した。したがって、圧縮の OL を除荷した後、ストップホール縁の応力が引張側にシフトしているといえる。また、図-4.28 から、圧縮の OL200N/mm²(SH(ICR)-OL(C)200)の場合、OL の荷重前後で、ストップホール縁近傍(A)のひずみがほとんど変化しなかったことがわかる。

(c) スリット開口時の公称応力

4.2.2(b)、4.3.2(b)で示したように、スリットを閉口させた試験体 SH(ICR)では、ある公称応力 $\sigma_{n,op}$ で閉口させたスリットが開く。ここでは、OL の作用によるスリットの開口公称応力 $\sigma_{n,op}$ の変化を整理した。

図-4.29(a)に圧縮の OL によるスリット開口時の公称応力 $\sigma_{n,op}$ の変化を示す。この図には、後の 4.4.6 項の有限変位解析の結果も示している。図-4.29(a)より、圧縮の OL を受ける場合は、OL が-300N/mm²以上では $\sigma_{n,op}$ が 0N/mm²であるが、OL-200N/mm²程度の場合 $\sigma_{n,op}$ が 50N/mm²程度であった。したがって、OL300N/mm²以上であれば、ICR 処理工法による圧縮残留応力が完全に失われ、常にスリットが開いた状態、つまり通常のストップホール(SH)と同じ状態となる。

図-4.29(b)に引張の OL によるスリット開口時の公称応力 $\sigma_{n,op}$ の変化を示す。この図には、後の 4.4.6 項の有限変位解析の結果も示している。図-4.29(b)より、引張の OL を受ける場合は、OL360N/mm²以上では $\sigma_{n,op}$ が 0N/mm²であり、通常のストップホール(SH)と同程度となる。OL300N/mm²程度であれば、 $\sigma_{n,op}$ がほとんど低下しないといえる。

(d) 疲労試験結果

表-4.9 に疲労試験の結果を示す。 $\Delta\sigma_n$ は公称応力範囲、 N は板表面のストップホール縁から 1mm の位置にき裂が入った際の疲労寿命である。図-4.30 にストップホール縁からき裂が 1mm 進展した状態を示す。図-4.30 より、ストップホール縁からき裂が発生していることが確認できる。

いくつかの試験体で、ストップホールからき裂が発生する前に、試験体の固定端位置に摩擦によるき裂(フレッチング破壊)が生じた。試験体 SH(ICR)-OL(T)300 は、1000 万回荷重してもき裂が見られなかったため Run-out データとし、応力範囲を上げて再度試験を行った。

表-4.9 疲労試験結果

| 試験体名 | No | $\Delta\sigma_n$ (N/mm ²) | N ($\times 10^4$ cycles) |
|---------------|-----|---------------------------------------|-----------------------------|
| SH | 1 | 180.0 | 11.3 |
| | 2 | 149.0 | 15.5 |
| | 3 | 192.0 | 18.1 |
| | 4 | 173.0 | 12.1 |
| | 5 | 181.0 | 42.9 |
| SH(ICR) | 1 | 168.0 | 487.2 ^F |
| | 2 | 179.0 | 106.1 |
| SH(ICR)-OL(C) | 200 | 1 | 182.0 |
| | 300 | 1 | 157.0 |
| | | 2 | 181.0 |
| 370 | 1 | 187.0 | |
| SH(ICR)-OL(T) | 300 | 1 | 178.0 |
| | | | 193.0 |
| | 360 | 1 | 193.0 |

*: Run-out データ, f: フレッチング破壊

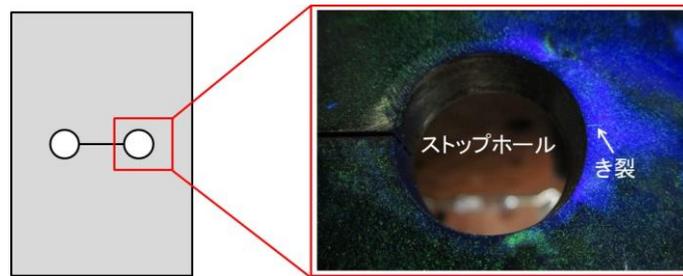
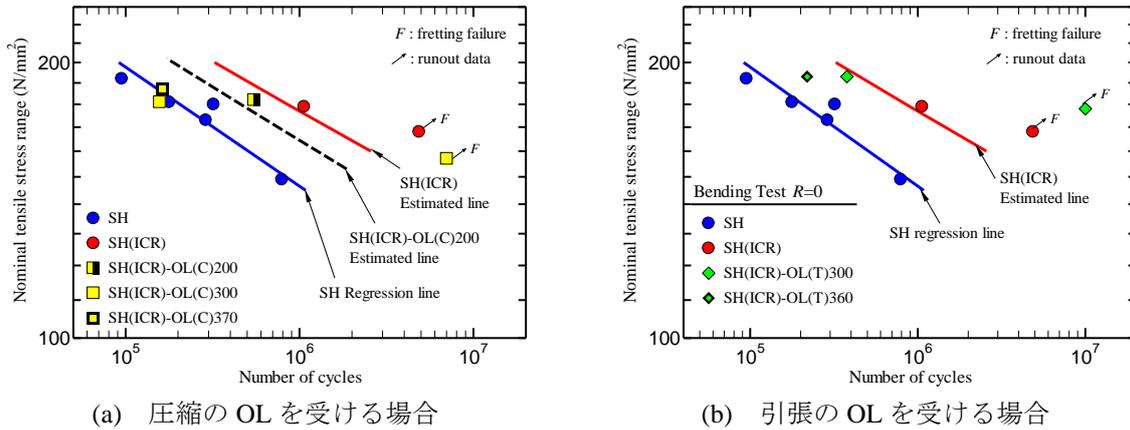


図-4.30 ストップホール縁から発生したき裂



(a) 圧縮の OL を受ける場合

(b) 引張の OL を受ける場合

図-4.31 S-N 線図

図-4.31(a)に圧縮の OL を与えた場合の $S-N$ 関係を示す. 4.3.2(d)と同様に, 試験体 SH(ICR)の疲労寿命は試験体 SH と比較して3倍以上向上している. また, 試験体 SH(ICR)-OL(C)300-2, 370 は, 常にスリットが開いた状態であるため, 疲労強度が試験体 SH のそれと同程度となった. しかし, 試験体 SH(ICR)-OL(C)300-1 では, き裂が発生せず, 試験体 SH より高い疲労強度となった. この詳細な原因は分からないが, 試験体 SH の疲労限度に近い $\Delta\sigma_n$ で試験を行ったことが原

因だと考えられる。一方、試験体 SH(ICR)-OL(C)200 は、試験体 SH(ICR)と試験体 SH の中間程度となった。

図-4.31(b)に引張の OL を与えた場合の $S-N$ 関係を示す。試験体 SH(ICR)-OL(T)300 の疲労強度は公称応力範囲 $\Delta\sigma_n=178\text{N/mm}^2$ の場合は試験体 SH(ICR)より高くなったが、 $\Delta\sigma_n=193\text{N/mm}^2$ の場合は試験体 SH(ICR)と同程度となった。また、試験体 SH(ICR)-OL(T)360 の疲労強度は、試験体 SH(ICR)と試験体 SH の中間程度となった。

4.4.5 OL を受けた場合のストップホールの疲労寿命の推定

ストップホールの疲労強度は、ストップホール縁の応力比と応力集中に依存する。4.3.3(c)では、ストップホール縁の応力集中に着目すると、式(4.3)、(4.9)によって、スリットを閉口した場合の疲労寿命を精度よく推定できるとしている。そこで、OL を受けた場合の SH(ICR)の疲労寿命を式(4.3)、(4.9)を用いて推定する。式(4.2)の $\sigma_{n,op}$ には実験値を用いる。

(a) 圧縮の OL を受ける場合

図-4.31(a)に圧縮の $OL200\text{N/mm}^2$ を受ける場合の疲労寿命の推定線を示す。この図には、試験体 SH の疲労寿命の回帰直線(青線)と、試験体 SH(ICR)の疲労寿命の推定線(赤線)も示している。式(4.8)中の材料定数 C 、 m は試験体 SH の疲労寿命の回帰直線から決定し、その値は $C = 3.969 \times 10^{26}$ 、 $m = -7.691$ となった。

図-4.31(a)より、試験体 SH(ICR)-OL(C)200 の疲労寿命の推定値と実験値がよく一致している。したがって、式(4.3)、(4.9)によって圧縮の OL が疲労強度に及ぼす影響を妥当に評価できるといえる。

(b) 引張の OL を受ける場合

図-4.31(b)に試験体 SH の疲労寿命の回帰直線と試験体 SH(ICR)の疲労寿命の推定線を示している。図-4.31(b)に示しているように、スリット開口時の公称応力 $\sigma_{n,op}$ は、試験体 SH(ICR)-OL(T)360 ではほぼ 0N/mm^2 であった。したがって、ストップホール縁の応力集中の影響のみを考えると、この 2 つの試験体の疲労強度は同程度となると考えられる。しかし、図-4.31(b)より、試験体 SH(ICR)よりも試験体 SH(ICR)-OL(T)360 の方が若干高い疲労強度を示している。これは、引張の OL の作用によって、ストップホールの縁に付加された圧縮の残留応力が影響している可能性がある。

同様に、試験体 SH(ICR)と試験体 SH(ICR)-OL(T)300 で $\sigma_{n,op}$ が同程度であるが、公称応力範囲 $\Delta\sigma_n=178\text{N/mm}^2$ で試験体 SH(ICR)はき裂が発生したが、試験体 SH(ICR)-OL(T)300 はき裂が発生しなかった。これは、試験体 SH(ICR)の疲労限度に近い $\Delta\sigma_n$ で試験を行ったため、ストップホール縁に付加された圧縮残留応力の影響で、試験体 SH(ICR)-OL(T)300 にき裂が発生しなかった可能性がある。 $\Delta\sigma_n=193\text{N/mm}^2$ では、試験体 SH(ICR)-OL(T)300 と試験体 SH(ICR)の疲労強度が同程度となった。OL が 300N/mm^2 程度の場合、 $\Delta\sigma_n$ が 200N/mm^2 程度まで高くなると、ストップホール縁に付加される圧縮応力の影響をほとんど受けなくなったと考えられる。

以上より、式(4.3)、(4.9)によって引張の OL が疲労強度に及ぼす影響を安全側に評価できるといえる。

4.4.6 スリットの開口公称応力の推定

式(4.3), (4.9)による疲労寿命の推定法によって, 圧縮および引張の OL が疲労強度に与える影響を評価できることがわかった. しかし, 式(4.3), (4.9)による推定法では, スリット開口時の公称応力 $\sigma_{n,op}$ (式(4.2))が必要となる. そこで, 4.4.4(c)に示した, OL の作用による $\sigma_{n,op}$ の変化を弾塑性有限変位解析によって推定する.

(a) 解析モデル

図-4.32 に解析モデルの要素分割を示す. 解析には, 汎用の有限要素解析プログラム ABAQUS CAE/6.10 を用いた. 解析モデルは図-4.9 に示した疲労試験体を模擬しており, 板幅中央に対象条件を設けた 1/2 モデルとしている. 疲労試験と同様に, 試験体の固定位置(240mm)の範囲の全方向の変位を固定した. 解析には 8 節点立体要素を用い, ストップホール縁の要素サイズは $0.25 \times 0.25 \times 0.25$ mm(長手方向×板幅方向×板厚方向)とした. 鋼部材の材料特性は, ヤング率を 200 kN/mm^2 , ポアソン比を 0.3 とした. 構成則はバイリニア型モデルとし, 二次勾配はヤング率の $1/100$ とした. また, Von Mises の降伏条件と移動硬化則を適用した. このモデルでは, スリット間のギャップ(0.7mm)は考慮せず, 0 ギャップとしている.

ICR 処理によって鋼板に導入される残留ひずみは, 図-4.32 の拡大図中の青枠で囲まれた要素に, 長手方向と板幅方向に 6000μ の熱膨張ひずみを与える方法で再現した. ICR 処理による板厚表面でのスリットの開閉口を表現するために, 板厚表面から $0 \sim 1.5$ mm のスリット部では接触条件(接触面の法線方向に対しては剛接触とし, 向かい合う部材が交差しないようにした)を設けた. 接触面の接線方向に対しては摩擦を考慮していない.

熱膨張ひずみを導入した後, 圧縮および引張の OL を模擬した荷重をモデルの自由端部に 1 回与えた. その後, 疲労試験中の繰り返し荷重を模擬した荷重を, 試験体のおもて面が応力比 0 となるように, 試験体の自由端部に 2 回与えた. 荷重の载荷回数は, スリット近傍およびストップホール縁で応力とひずみの経路が収束する回数である.

(b) 解析結果

(1) ICR 処理による残留ひずみ

ICR 処理によってゲージ A, B に導入された残留ひずみの計測結果と, 熱膨張ひずみによってゲージ位置に導入された残留ひずみの解析結果の比較を図-4.33 に示す. すべての試験体でゲージ A に導入された残留ひずみの解析値と実験値がよく一致している. 一方, ゲージ B に導入され

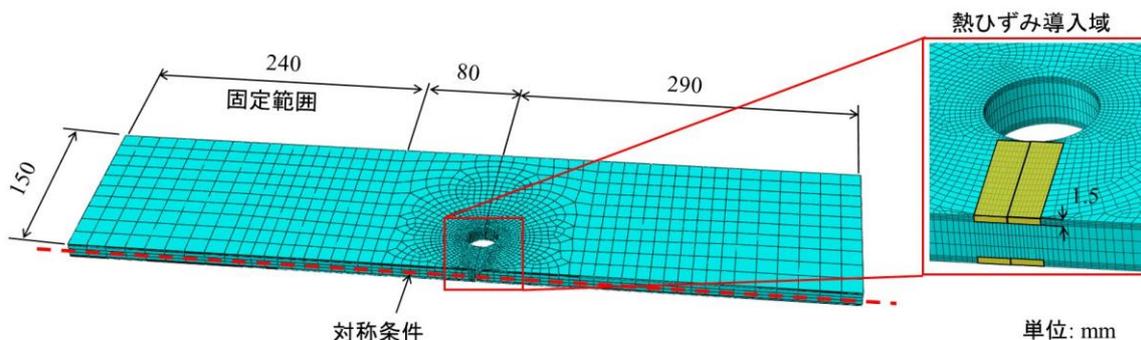


図-4.32 解析モデル

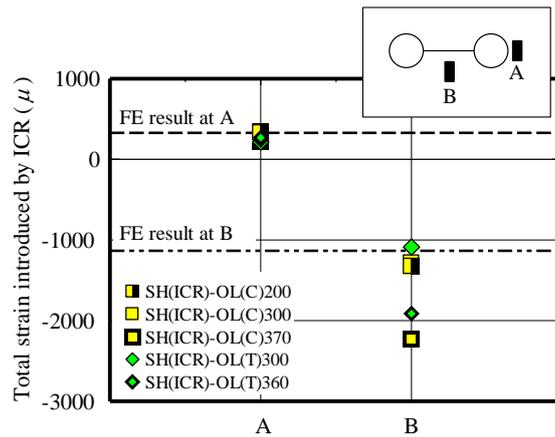


図-4.33 ICR 処理による残留ひずみの測定結果と解析結果の比較

た残留ひずみに関しては、試験体 SH(ICR)-OL(C)370, SH(ICR)-OL(T)360 の測定結果が解析結果よりも過大となっている。これは、実際のゲージ貼付位置(B)が貼付予定位置より ICR 処理部に近かったため、ひずみゲージにより大きな圧縮ひずみが導入されたことが原因である。

(2) スリットの開口公称応力

図-4.29(a)に圧縮の OL によるスリット開口時の公称応力 $\sigma_{n,op}$ の変化の解析結果を示す。この図から、実験結果と解析結果がよく一致していることがわかる。

図-4.29(b)に引張の OL による $\sigma_{n,op}$ の変化の解析結果を示す。引張の OL に対しても実験結果と解析結果がよく一致している。

したがって、圧縮および引張の OL による $\sigma_{n,op}$ の変化を、弾塑性有限変位解析によって精度よく推定することができるといえる。

4.5 軸方向荷重下での ICR 処理によるストップホールの疲労強度向上効果

4.5.1 引張疲労試験

(a) 試験体

引張荷重下でのスリット閉口によるストップホールの疲労強度向上効果を明らかにするために、板厚 12mm の帯板試験体(図-4.34)を用いて疲労試験を行った。試験に用いた鋼板の鋼材検査証明書(ミルシート)による材料定数および化学成分を表-4.10 に示す。帯板の中央近傍に 2 つの円孔径 ($\phi 24.5\text{mm}$) を設け、その間に貫通き裂を模擬したスリットをレーザー加工した。ドリル孔の縁はサンドペーパー型研磨ディスク(#100)を用いてグラインダー処理し、ドリル孔の板厚内部は粗さ#100 のサンドペーパーを用いて磨いた。

スリットの閉口には、ICR 処理工法を用い、その手順は 4.2.1(a) で述べた手順と同様とした。ICR 処理は、試験体の上面に施工した後、試験体の下面に施工した。

図-4.34 に示すように、試験体両面のストップホール縁(A)とスリット近傍(B)にひずみゲージ(ゲージ長 1mm)を貼付した。ゲージ B は、ICR 処理によるき裂の閉口と、载荷によるき裂の開口を確認する目的として、ICR 処理を施工した試験体(SH(ICR))のみに貼付けた。

図-4.35 に ICR 処理によるスリット両表面の閉口深さの一例を示す。ICR 処理によって鋼板表面から深さ 1.6mm 程度が接触していることがわかる。帯板試験体では、スリットがレーザーで加

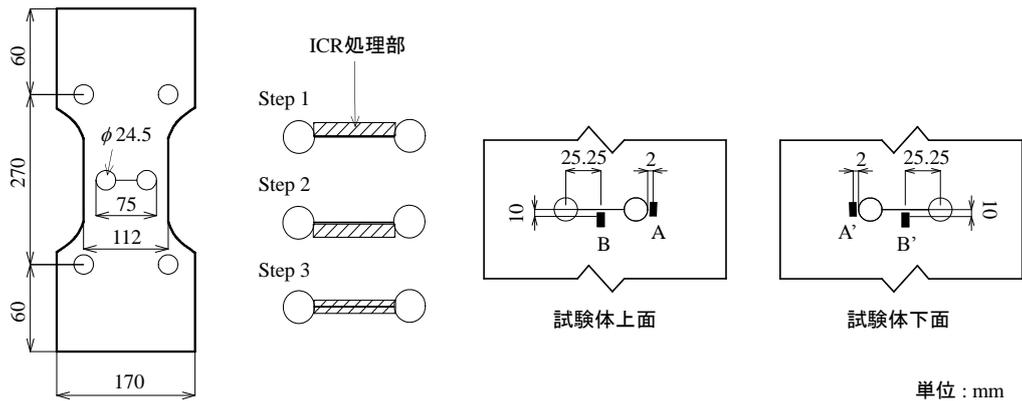
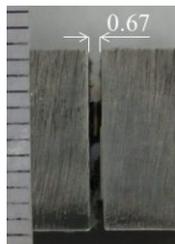


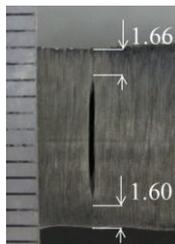
図-4.34 帯板試験体

表-4.10 鋼板の材料定数および化学成分

| 鋼種 | 板厚 (mm) | σ_y (N/mm ²) | σ_b (N/mm ²) | 伸び (%) | 化学成分 (%) | | | | |
|-------|------------|------------------------------------|------------------------------------|--------|----------|------|------|-------|-------|
| | | | | | C | Si | Mn | P | S |
| SS400 | 12 | 405 | 540 | 28 | 0.16 | 0.40 | 1.40 | 0.015 | 0.004 |



(a) ICR 処理前



(b) ICR 処理後



図-4.36 ICR 処理後の試験体の表面状態

図-4.35 ICR 処理によるスリット表面の閉口

工されており、その幅が疲労き裂と比べて広いため、ICR 処理による接触深さは、6 章で疲労き裂に対して ICR 処理を施工した場合と比べて浅かった。また、図-4.36 に示すように、試験体の表面ではき裂が完全に閉口していた。

(b) 疲労試験

疲労試験には、荷重能力 200kN の油圧式疲労試験機を用いた。試験中の応力比 R は 0 とし、3 ~ 6Hz で载荷を行った。試験中は、5 ~ 15 分ごとに、8 秒間、500Hz でひずみを計測した。

4.5.2 試験結果

(a) ICR 処理による残留ひずみ

ICR 処理によって、ストップホールおよびスリット近傍に導入される残留ひずみを確認するために、ICR 処理によって試験体の各面に生じるひずみをゲージ A, A', B, B' で測定した。

試験体の各面をそれぞれ ICR 処理した後のひずみの変化量の一例を表-4.11 に示す。この表からわかるように、試験体の上面を ICR 処理した後は、上面のスリット表面の閉口によって、上面のゲージ B に大きな圧縮ひずみが、上面のストップホール縁近傍のゲージ A に引張ひずみが生じた。上面への ICR 処理によって負曲げが生じるため、試験体の下面のゲージ A', B' には圧縮ひずみが生じた。試験体上面の ICR 処理後に試験体下面を ICR 処理した場合、下面のスリットの閉口

表-4.11 ICR 処理によって導入されたひずみ (μ)

| ひずみゲージ | 上面 | | 下面 | |
|----------------|------|-------|-----|-------|
| | A | B | A' | B' |
| 上面処理前後のひずみの変化量 | 588 | -1000 | -95 | -37 |
| 下面処理前後のひずみの変化量 | -182 | -188 | 643 | -1434 |
| ひずみの変化量の合計 | 406 | -1188 | 548 | -1471 |

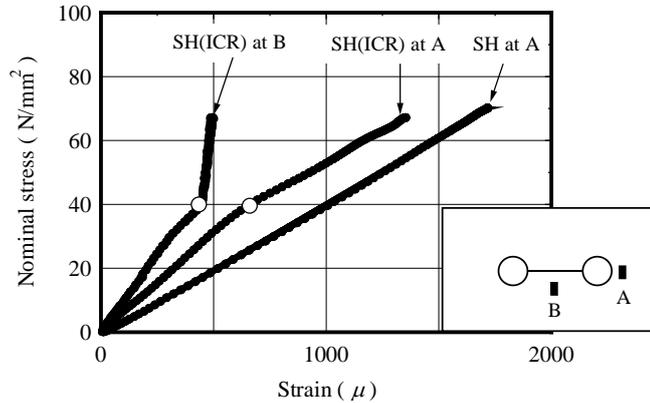


図-4.37 公称応力とひずみの関係

によって、下面のゲージ B' に高い圧縮ひずみが、ゲージ A' に引張ひずみが生じた。下面への ICR 処理によって負曲げが生じるため、上面のゲージ A, B には圧縮ひずみが生じた。

最終的に、試験体の両面で、ストップホール縁(A, A')には引張ひずみが、スリット近傍(B, B')には圧縮ひずみがそれぞれ残された。これは、4.3.2(a)の結果と同様の傾向である。

(b) スリットおよびストップホール近傍のひずみの挙動

図-4.37 に静的に載荷した場合の試験体 SH と試験体 SH(ICR)の公称応力とゲージ A のひずみの関係を示す。この図には、試験体 SH(ICR)の公称応力とゲージ B のひずみの関係も示している。ただし、横軸のひずみは、ICR 処理によって導入されたひずみを含んでいない。

図-4.37 からわかるように、試験体 SH(ICR)のスリット近傍(B)において、公称応力 40N/mm²(図中の白丸)以上で曲線の傾きが大きくなっている。これは、スリットの閉口部(図-4.35(b))が引張応力の作用によって公称応力 40N/mm²のときに開口したためである。試験体 SH(ICR)のストップホール縁近傍(A)では、スリットが閉口している場合(公称応力 0~40N/mm²)は、曲線の傾きが試験体 SH よりも大きいことから、スリットの閉口によってストップホールの応力集中が低減したといえる。しかし、スリットが開口すると(公称応力 40~65N/mm²)、試験体 SH(ICR)のゲージ A の傾きが、試験体 SH のゲージ A の傾きに近づいている。したがって、スリットが開口すると、ストップホール縁の応力集中が補修前と同程度に戻るといえる。この傾向は、4.2.2(b), 4.3.2(b)で示した傾向と同じである。

しかし、板曲げ荷重を受ける場合(4.3.2(b))はスリット開口時の公称応力 $\sigma_{n,op}$ が 80N/mm² であったのに対し、引張荷重を受ける場合は $\sigma_{n,op}$ が 40N/mm² であり、板曲げ荷重を受ける場合の半分程度となった。これは、4.2.3 項で述べたように、スリット閉口による断面 2 次モーメントの回復度よりも、有効断面積の回復度の方が小さいため、スリット閉口部に生じる応力が、板曲げ荷重を受ける場合よりも引張荷重を受ける場合の方が大きくなるためである。

表-4.12 疲労試験結果

| Specimen | No | $\Delta\sigma_n$ (N/mm ²) | $\sigma_{n,op}$ (N/mm ²) | | $N_{5\%}$ ($\times 10^4$ cycles) |
|----------|----|---------------------------------------|--------------------------------------|-------|-----------------------------------|
| | | | 上面 | 下面 | |
| SH | 1 | 101.4 | / | / | 2.43 |
| | 2 | 75.2 | | | 8.85 |
| | 3 | 57.1 | | | 16.2 |
| | 4 | 67.8 | | | 8.64 |
| SH(ICR) | 1 | 75.0 | 54.45 | 24.16 | 11.4 |
| | 2 | 56.9 | 47.67 | 29.19 | 200* |
| | | 64.2 | | | 26.3 |

*: Run-out データ

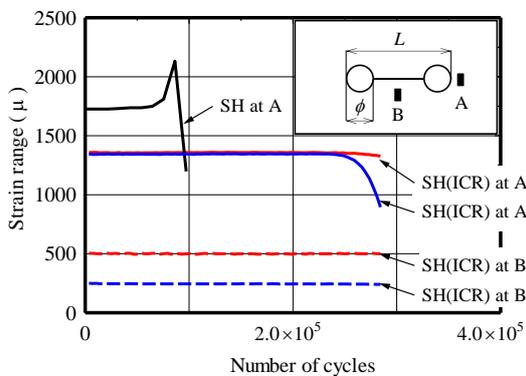


図-4.38 疲労試験中のひずみ範囲の変化

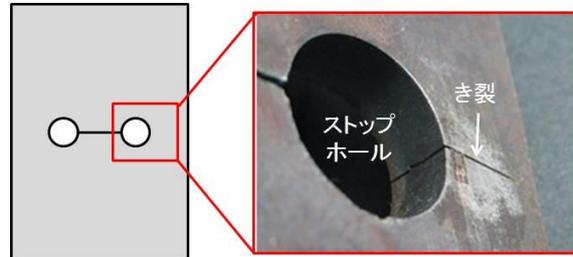


図-4.39 試験終了後の試験体の状況

(c) スリット開口時の公称応力

4.5.2(b)で示したように、スリットを閉口させた試験体 SH(ICR)では、ある公称応力 $\sigma_{n,op}$ で閉口させたスリットが開いた。表-4.12 にスリット開口時の公称応力 $\sigma_{n,op}$ を示す。初めに ICR 処理を施工した上面のスリットが開く応力の方が、後で ICR 処理を施工した下面のスリットが開く応力より大きくなった。これは、4.3.2(c)の板曲げ荷重を受ける場合の結果と異なる傾向であるが、この詳細な原因は分からない。

(d) 疲労試験結果

疲労試験中の試験体 SH, SH(ICR)のゲージ A のひずみ範囲の変化の一例を図-4.38 に示す。この図には、試験体 SH(ICR)のゲージ B のひずみ範囲の変化も示している。試験体 SH のストップホール縁近傍(A)では、ストップホール縁からのき裂の発生・進展に伴って、ひずみ範囲が増加した後、減少した。試験体 SH(ICR)のストップホール縁近傍(A, A')では、試験体 SH と同様に、ストップホール縁からのき裂の発生・進展に伴って、ひずみ範囲が減少した。試験体 SH(ICR)のスリット近傍(B, B')のひずみ範囲は、疲労試験を通してほとんど変化せず、試験体下面(B')のひずみ範囲が、試験体上面(B)より小さかった。これは、4.5.2(c)で述べたように、下面のスリットが開く応力 $\sigma_{n,op}$ の方が、上面のスリットが開く応力 $\sigma_{n,op}$ より小さかったためであると考えられる。また、すべての試験体 SH(ICR)では、 $\sigma_{n,op}$ が小さい試験体下面のストップホール縁近傍(A')で、試験体上面(A)より先に、ひずみ範囲が変化した。これは、 $\sigma_{n,max} > \sigma_{n,op}$ の場合、 $\sigma_{n,op}$ が

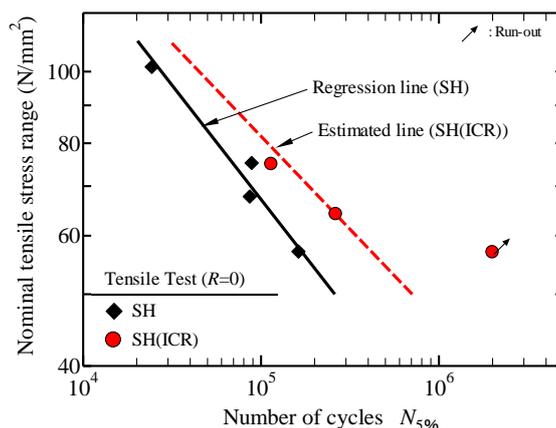


図-4.40 公称応力範囲で整理した疲労試験結果

小さくなるほど、スリットを閉口させた場合のストップホールの応力集中 $\alpha_{SH(ICR)}$ が大きくなる (式(4.2), (4.3))ため、 $\sigma_{n,op}$ が小さい試験体下面のストップホール縁の応力範囲 $\Delta\sigma_H$ が、上面の $\Delta\sigma_H$ と比較して、大きかったためだと考えられる。

表-4.12 に板曲げ疲労試験の結果を示す。 $\Delta\sigma_n$ は公称応力範囲、 $N_{5\%}$ はストップホール縁のゲージ A のひずみ範囲が、初期のひずみ範囲から 5%変化したときの繰返し回数である。 図-4.39 に疲労試験終了後の試験体の状態を示す。 図-4.39 より、ストップホール縁の表面および内面にき裂が発生・進展していることが確認できる。

表-4.12 より、試験体 SH(ICR)-2 では、200 万回の繰返しの引張荷重を与えてもストップホール縁からき裂の発生が見られなかったため Run-out データとし、応力範囲を上げて再度疲労試験を行った。

公称応力範囲 $\Delta\sigma_n$ と疲労寿命 $N_{5\%}$ の関係を図-4.40 に示す。 この図には、後の 4.5.3 項で述べる SH シリーズの疲労寿命の回帰曲線と SH(ICR)シリーズの疲労寿命の推定曲線が示されている。 この図からわかるように、応力範囲 65N/mm^2 以下では、試験体 SH(ICR)の疲労寿命が試験体 SH と比較して 3 倍以上向上し、応力範囲が 75N/mm^2 になると、試験体 SH(ICR)の疲労寿命が試験体 SH のそれと同程度となった。

したがって、引張荷重を受ける場合でも、低応力範囲であれば、スリットを閉口させることで、ストップホールの疲労強度を向上させることができるといえる。

4.5.3 ストップホールの疲労寿命の推定

本項では、4.3.3(c)で示した、ストップホール縁の応力集中に着目した疲労寿命の推定法(式(4.3), (4.9))を用いて、引張荷重を受ける場合の SH(ICR)の疲労寿命を推定する。 式(4.2)の $\sigma_{n,op}$ には実験で得られた $\sigma_{n,op}$ の平均値を用いる。

4.2.4 項で述べたように、引張荷重を受ける場合、SH(ICR)のストップホール縁の応力集中は、中央に一つの円孔を有する帯板の応力集中係数までは低減しない。 したがって、式(4.2)の α_{bop} は FEM 解析によって求めた ($\alpha_{bop} = 4.70$)。 FEM 解析では、図-4.35 を参考に、き裂の閉口深さを 1.5mm とした。 また、引張荷重を受ける場合の SH のストップホール縁の応力集中係数 $\alpha_{SH} (= \alpha_{aop})$ は、以下の式(4.12)によって計算できる^{2), 3)}。 式(4.12)の L と ϕ は、図-4.38 に示している。

$$\alpha_{SH} = 1 + \sqrt{L/\phi} \quad (4.11)$$

しかし、今回用いた試験体の寸法は、純断面積が総断面積の3割であるため、ストップホール縁の応力集中は有限幅の影響を受けると考えられる。したがって、式(4.2)の α_{oop} もFEM解析によって求めた($\alpha_{oop} = 10.0$)。

図-4.40に引張荷重を受ける場合のSH(ICR)の疲労寿命の推定線を赤の破線で示す。この図には、試験体SHの疲労寿命の回帰直線(黒線)も示している。式(4.8)中の材料定数 C 、 m は試験体SHの疲労寿命の回帰直線から決定し、その値は $C = 1.425 \times 10^{14}$ 、 $m = -3.238$ となった。図-4.40より、試験体SH(ICR)の疲労寿命の推定値と実験値がよく一致している。したがって、引張荷重を受ける場合も、式(4.3)、(4.9)によってSH(ICR)の疲労寿命を妥当に評価できるといえる。

4.6 まとめ

本章では、ストップホール間のき裂をICR処理で閉口させるという疲労き裂の新たな応急処置工法を提案し、その効果を静的試験と疲労試験によって明らかにした。さらに、過荷重の作用によって、改善したストップホールの疲労強度が低下する可能性があることを明らかにした。以下に本章で得られた知見を示す。

- 1) 引張荷重を受ける場合、板曲げ荷重を受ける場合よりも小さい応力で閉口したスリットが開口した。これは、作用応力に対する切込み閉口部に生じる応力が、板曲げ荷重を受ける場合よりも引張荷重を受ける場合の方が大きいためである。
- 2) ストップホール間のスリットの表面を閉口することにより、引張荷重および板曲げ荷重の両方に対して、スリットが閉口している場合のストップホール縁の応力集中が、スリット長さに関わらず一定値となった。引張荷重を受ける場合の応力集中は、中央に円孔をもつ帯板の応力集中の値まで改善しなかったが、曲げ荷重を受ける場合の応力集中は、中央に円孔をもつ帯板と同程度まで改善できた。
- 3) 板曲げ荷重を受ける場合、ストップホール間のスリット表面を閉じることによって、スリット長が60~100mmの場合は、ストップホールの疲労強度が3倍以上向上した。
- 4) スリットを閉じた場合の応力集中を表す指標として平均応力集中係数を定義し、その推定式を与えた。さらに、平均応力集中係数を利用して、ストップホール縁の疲労寿命の予測式を与えた。
- 5) 圧縮の過荷重導入時の最大公称応力が -300N/mm^2 以上の場合、スリットを閉じたストップホールの疲労強度が通常のストップホールと同程度まで低下した。過荷重導入時の最大公称応力が -200N/mm^2 の場合は、疲労強度があまり低下しなかった。
- 6) 引張の過荷重導入時の最大公称応力が 360N/mm^2 の場合は、過荷重を受けた場合の疲労強度が通常のストップホールより若干高くなった。過荷重導入時の最大公称応力が 300N/mm^2 の場合は、き裂を閉じたストップホールと同等以上の疲労強度となった。
- 7) 弾塑性有限変位解析によって、圧縮の過荷重による疲労強度の低下を概ね評価でき、引張の過荷重による疲労強度の低下を安全側に評価することができた。
- 8) 引張荷重を受ける場合、ストップホール間のスリット表面を閉じることによって、応力範囲 75N/mm^2 では疲労強度が向上しなかったが、応力範囲 65N/mm^2 以下であれば、ストップホー

ルの疲労強度が3倍以上向上した.

【参考文献】

- 1) 日本道路協会：鋼橋の疲労，丸善，1997.
- 2) 山田健太郎，近藤明雅：鋼部材の亀裂補修・補強後の疲れ挙動，土木学会論文集，No.368，pp.411-415，1986.
- 3) I. Okura and T. Ishikawa: “Stop-Hole Conditions to Prevent Re-Initiation of Fatigue Cracks”, Steel and Composite Structures, Vol.2, No.6, pp.429-440, 2002.
- 4) 森猛:ストップホールをボルト締めすることによる疲労亀裂の補修，構造工学論文集，Vol.35A，pp.969-976，1989.
- 5) 森猛:ボルト締めした円孔の応力集中と疲労強度，土木学会論文集，No.543，pp.123-132，1996.
- 6) 内田大介，森猛，西尾一徹：板曲げを受ける疲労損傷面外ガセット溶接継手に対するボルト締めストップホール法の補修効果，鋼構造年次論文報告集，Vol.10，pp. 473-480，2003.
- 7) 三ツ木幸子，大野貴史，山田健太郎：過荷重を受けた応力集中のある部材の疲れ特性，土木学会論文集，第368号 /I-5，pp.293-300，1986.
- 8) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説I・II 共通編・鋼橋編，丸善，2012.

第5章 当て板接着による疲労寿命延命効果

5.1 はじめに

近年疲労き裂の応急処置の一つとして、炭素繊維強化樹脂成形板(以下、CFRP板)の接着が注目されており、国内外で実鋼構造物に発生した疲労き裂の補修へ試験的に施工されている(図-5.1)¹⁾。CFRP板は、その重量が鋼やコンクリートと比べて軽いことや、特別な機材や大掛かりな足場を必要としないため施工が容易であるといった利点があるため、CFRP板を用いた疲労き裂の補修に関する研究が行われてきた。

これまで、疲労き裂へのFRP板接着補修に関する基礎的研究として、FRP板接着後のき裂先端の応力拡大係数の低減効果に着目した検討が行われてきたが²⁾⁻⁷⁾、FRP板を接着した場合の応力拡大係数を定量的に評価できていなかった。したがって、FRP板を接着した場合の応力拡大係数を線形破壊力学に基づいて定式化する。さらに、引張疲労試験を行って、FRP板接着工法の効果を明らかにする。

既往の研究は、軸方向荷重下でFRP板接着によるき裂進展遅延効果に着目した研究がほとんどであり、板曲げ荷重下でのき裂進展遅延効果に関する研究はほとんどない。そこで、CFRP板接着工法の実用化に向けて、板曲げ荷重下で発生したき裂に対するCFRP板接着によるき裂進展抑制効果を実験によって明らかにする。

5.2 当て板接着補修されたき裂を有する鋼板の応力拡大係数の定式化

5.2.1 当て板接着補修された貫通き裂の応力拡大係数

本項では、当て板接着補修された貫通き裂の応力拡大係数を有限要素解析によって与える。ここでは、当て板を等方性材料として、鋼板を含めた一般的な当て板に対する応力拡大係数を与えることとした。

(a) 有限要素解析

図-5.2の帯板モデルの応力拡大係数を算出する。本研究では、き裂の中央に当て板を接着するMシリーズ(図-5.2(a))とき裂の中央から15mm偏心した位置($w=30\text{mm}$)に当て板を接着するEシリーズ(図-5.2(b))の両方の解析を行った。表-5.1に解析に用いた部材の材料特性を示す。

解析には、汎用の有限要素解析ソフトABAQUS CAE/6.10を用い、8節点ソリッド要素を使用した線形有限要素解析を行った。解析モデルは、図-5.3に示すように母材の長手方向、板幅方向そ

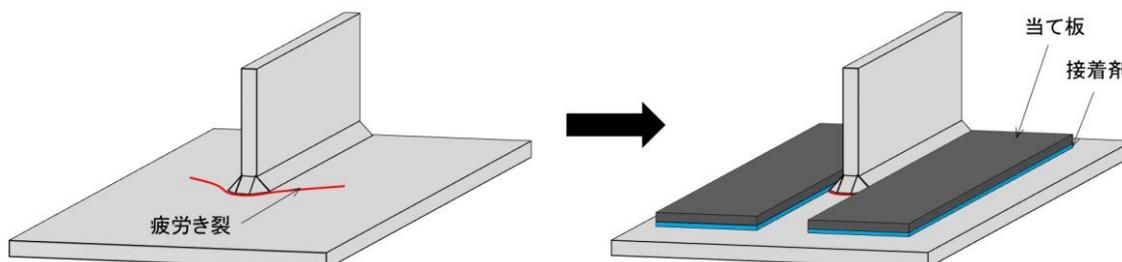


図-5.1 当て板接着による疲労き裂の補修

して板厚方向の中央で対称性を考慮して全体の 1/8 の部分モデルとした。解析では、母材の半長さ L を 400mm, 母材の板厚と幅 t_s , b_s をそれぞれ 9, 500mm, 当て板の半長さ l を 300mm, 当て板厚と幅 t_a , b_a をそれぞれ 2, 60mm ならびに接着厚さ h を 0.4mm としている。解析では、一様引張応力 $\sigma_0 = 1\text{N/mm}^2$ を母材板軸方向に载荷した。

き裂は 2 重節点でモデル化した。図-5.3 に示すように、き裂先端では応力の特異性を精度よく評価するために 8 節点ソリッド要素を 6 節点ソリッド要素に退化させた特異要素を用いた。き裂先端の要素サイズは $0.05 \times 0.05 \times 0.5\text{mm}$ (長手方向 \times 板幅方向 \times 板厚方向)とした。当て板および接着剤の板厚方向の分割数は、それぞれ 5 分割および 3 分割とした。両シリーズ共に、き裂長さ a を 15~120mm まで 15mm 間隔で変化させ、解析を行った。

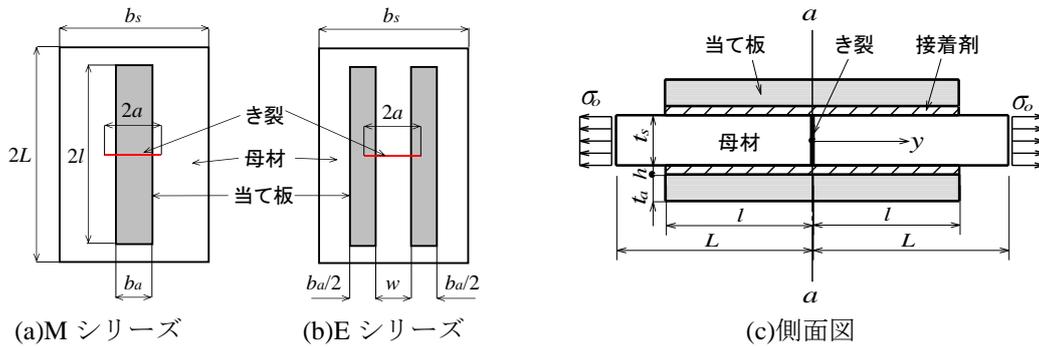


図-5.2 解析の対象とする帯板モデル

表-5.1 各部材の材料特性

| 母材, 当て板 | | | 接着剤 | | |
|----------------------------|----------------|-----|----------------------------|---------|------|
| ヤング率 (kN/mm ²) | E_s, E_a | 200 | ヤング率 (kN/mm ²) | E_g | 2.0 |
| ポアソン比 | ν_s, ν_a | 0.3 | ポアソン比 | ν_g | 0.35 |

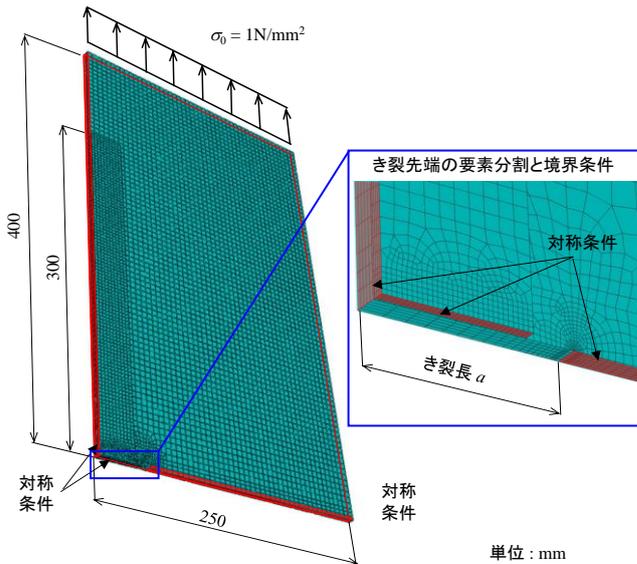


図-5.3 解析モデル

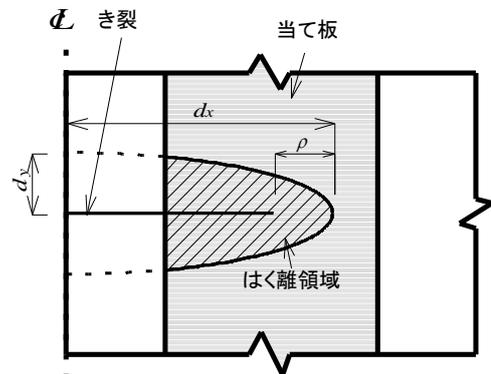


図-5.4 き裂先端でのはく離領域^{2), 8)}

疲労き裂の当て板接着補修では、き裂位置から当て板が徐々に離れる場合があることが報告されている^{2), 8)}。したがって、両シリーズにおいて、当て板がはく離した場合を想定した解析も行った。さらに、き裂の直上に当て板を接着した場合、図-5.4 に示すように、母材と接着剤の界面のはく離領域は楕円形となる^{2), 8)}。き裂の先端が当て板接着範囲内にある場合は、き裂先端よりも外側のはく離領域の先端($\rho > 0$)となり、き裂の先端が当て板接着範囲の外側にある場合、き裂先端を通る楕円($\rho = 0$)の範囲がはく離領域になることが報告されている^{2), 8)}。本研究では、き裂先端が当て板接着範囲内にある M シリーズの $a = 15\text{mm}$ の解析と E シリーズの $a = 15, 30\text{mm}$ の解析では、 $\rho = 0, 10\text{mm}$ としたはく離領域に対して FEM 解析を行い、応力拡大係数を算出した。上記以外のモデルでは、き裂先端が当て板接着範囲の外側になるので $\rho = 0$ とした楕円面積をはく離領域とした。全てのシリーズに対して、文献 2), 8) を参考に、楕円の長軸短軸比は 5 とした。母材と接着剤の界面ではく離を表現するために、はく離界面では接触判定を用い、接触面の法線方向では剛接触として部材が交差しないようにし、接触面の接線方向では応力の分配を行わないように摩擦を考慮していない。応力拡大係数 K_I は、き裂先端の微小区間内の最小ポテンシャルエネルギー解放率を求めることによって算出した。

(b) 解析結果

M シリーズと E シリーズに対して、FEM 解析から求めた応力拡大係数 K_I とき裂長さ a の関係を図-5.5, 5.6 に示す。立体要素を用いた解析から得られる応力拡大係数 K_I は、板厚の中央で最

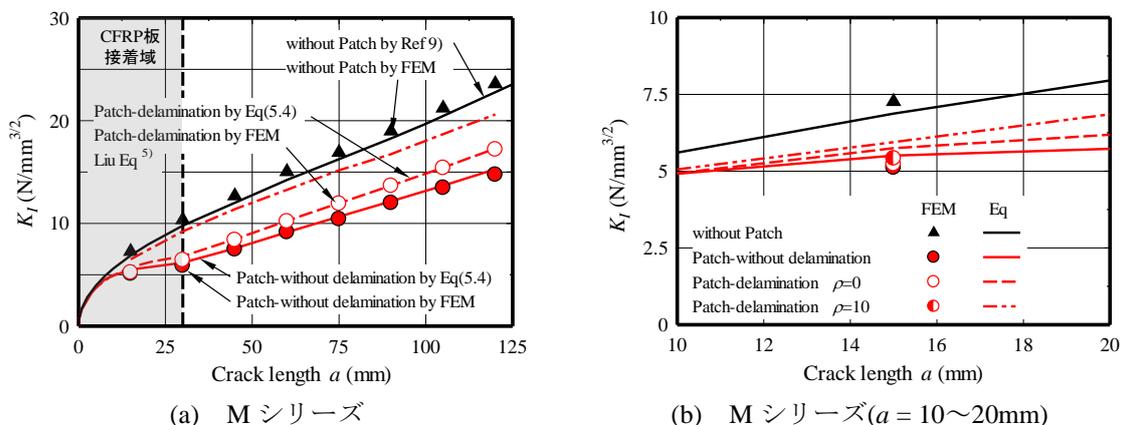


図-5.5 Mシリーズの解析結果

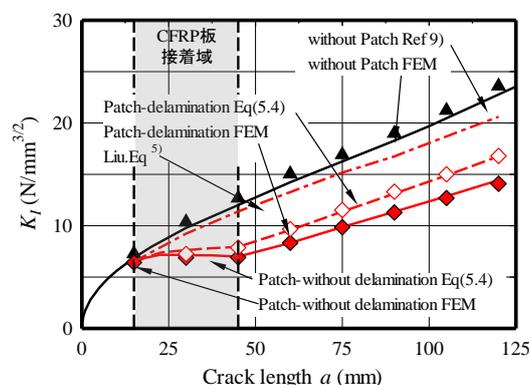


図-5.6 Eシリーズの解析結果

も大きくなり、表面で最も小さくなる³⁾。したがって、図の解析値は板厚方向の平均値をプロットしている。さらに、図-5.5, 5.6には、当て板されていない中央に貫通き裂を有する帯板の K_I の解析値と理論値⁹⁾も示している。当て板がない場合の K_I の理論値と解析値がよく一致していることがわかる。図-5.5, 5.6に示している K_I の推定式(5.4)については、後の5.2.4項で詳細に述べる。

図-5.5(a)より、Mシリーズでは、当て板接着補修を施した場合の応力拡大係数 K_I は、当て板がない場合の6割程度まで低減していることがわかる。はく離を考慮した場合の K_I の値は、はく離がない場合より1割程度大きな値となった。さらに図-5.5(b)に示すように、はく離域が0mmと10mmの場合の解析結果から、両者の応力拡大係数 K_I の値に大きな差は見られなかった。

一方、図-5.6より、Eシリーズにおいても当て板補修を施すことにより、はく離がない場合の K_I の値から6割程度低減し、Mシリーズと同様の傾向を示した。はく離を考慮した場合の K_I の値もMシリーズと同様に、はく離がない場合より1割程度大きな値となった。

5.2.2 当て板接着による応力拡大係数の低減要因

当て板が接着された母材に一樣引張 σ_0 が作用した場合、接着された当て板が母材と完全に合成されていれば、母材の公称応力 σ_n は次式で与えられる。

$$\sigma_n = \frac{E_s t_s b_s}{E_s t_s b_s + 2E_a t_a b_a} \sigma_0 \quad (5.1)$$

ここに、

σ_0 : 作用応力,
 E_s, E_a : それぞれ、母材と当て板のヤング係数.

図-5.2(c)に示すような、2枚の鋼板を当て板で接着接合した場合、鋼板の接合位置($y=0$)の当て板が応力を分担するため、当て板がない場合よりもき裂の開口が抑制される。このとき、鋼板の接合位置の当て板が受け持つ応力 $\sigma_a(y=0)$ は以下の式で表わされる。

$$\sigma_a(y=0) = \sigma_n + \frac{t_s}{2t_a} \sigma_{br} \quad (5.2)$$

この式の、右辺第1項の σ_n は、式(5.1)で与えられる母材と当て板との合成断面とみなした場合の公称応力であるが、当て板の幅に対する母材の板幅の比や、当て板の接着長さの制約を受けることに注意を要する。式(5.2)の右辺第2項は、き裂があることによって母材が分担できない応力を当て板が負担することによって付加される応力である。 σ_{br} は、当て板を接着することによって、当て板が応力を架橋し、母材のき裂の開口を抑制する効果を示す応力であるので、架橋応力(bridging stress)と呼ぶ¹⁰⁾。

式(5.2)を変形すると、架橋応力 σ_{br} は以下の式で与えられる。

$$\sigma_{br} = \left\{ \sigma_a(y=0) - \sigma_n \right\} \frac{2t_a}{t_s} \quad (5.3)$$

当て板を接着することによるき裂先端の応力拡大係数の推定の状態を図-5.7に示す。当て板を接着することにより公称応力が低減するので、図-5.7の状態0の応力 σ_0 の作用と状態1の当て板が接着された範囲に対する応力 σ_n の作用は同じである。また、き裂位置($y=0$)で当て板が応力

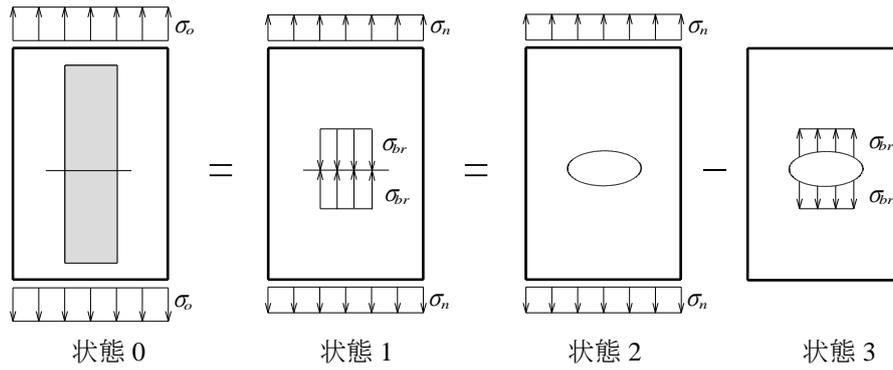


図-5.7 重ね合わせの原理

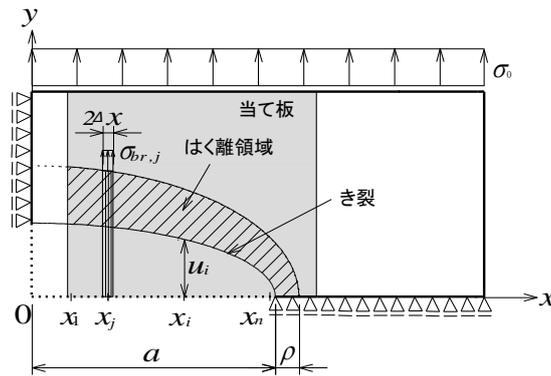


図-5.8 架橋応力の計算モデル

を負担するので、母材では当て板がない場合と比べて架橋応力 σ_{br} の効果によりき裂の開口が抑制されるため、図-5.7 の状態 0 と状態 1 が同等になると考えられる。つまり、当て板接着補修をしたときの応力拡大係数 $K_I^{(0)}$ は、状態 1 に対する応力拡大係数 $K_I^{(1)}$ と同等になる。さらに $K_I^{(1)}$ は、図-5.7 に示すような重ね合わせの原理から導出できるので、当て板接着されたき裂の応力拡大係数は次式で与えられる。

$$K_I^{(0)} \cong K_I^{(1)} = K_I^{(2)} - K_I^{(3)} \quad (5.4)$$

ここに、 $K_I^{(0)}$ 、 $K_I^{(1)}$ 、 $K_I^{(2)}$ 、 $K_I^{(3)}$ はそれぞれ、図-5.7 に示す状態 0~3 に対する応力拡大係数である。

5.2.3 架橋応力の導出

本項ではき裂開口変位(以下、COD)の適合条件から架橋応力 σ_{br} を導出する方法を示す。図-5.8 に示すように、当て板が接着され、かつ、き裂が存在している区間を N 個の微小区間に分割し、それぞれの微小区間の変位の適合条件から、各位置 x_i に対する架橋応力 $\sigma_{br,i}$ を導出する。

(a) COD の推定式

本研究では、き裂先端の微小範囲の塑性領域を考慮してない。当て板を接着した場合の位置 x_i での COD は、図-5.7 に示した重ね合わせの原理を用いると次式で与えられる。

$$u_i = \eta(x_i)\sigma_n - \sum_{j=1}^N \{g(x_i, x_j) \cdot \sigma_{br,j}\} \quad (i=1 \sim N) \quad (5.5)$$

ここに、

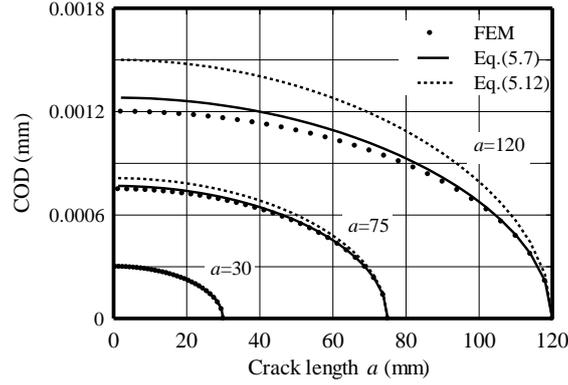


図-5.9 COD の比較

$$\eta(x_i) = \frac{2}{E_s} \sqrt{a^2 - x_i^2} \cdot \sqrt{\sec\left(\frac{\pi a}{b_s}\right)} \quad (5.6)$$

$$g(x_i, x_j) = g'(-x_i, x_j) + g'(x_i, x_j) \quad (5.7)$$

$$g'(x_i, x_j) = \frac{2}{\pi E_s} \left[(b_2 - x_i) \cosh^{-1}\left(\frac{a^2 - b_2 x_i}{a|b_2 - x_i|}\right) - (b_1 - x_i) \cosh^{-1}\left(\frac{a^2 - b_1 x_i}{a|b_1 - x_i|}\right) \right. \\ \left. + \sqrt{a^2 - x_i^2} \left\{ \sin^{-1}\left(\frac{b_2}{a}\right) - \sin^{-1}\left(\frac{b_1}{a}\right) \right\} \right] \times \left\{ \frac{\sin^{-1} B_2 - \sin^{-1} B_1}{\sin^{-1}(b_2/a) - \sin^{-1}(b_1/a)} \right\} \quad (5.8)$$

$$B_k = \sin(\pi b_k / b_s) / \sin(\pi a / b_s) \quad (k=1, 2) \quad (5.9)$$

$$b_1 = x_j - \Delta x \quad (5.10)$$

$$b_2 = x_j + \Delta x \quad (5.11)$$

ここに,

N : 分割数,

Δx : 図-5.8 に示す微小区間.

式(5.5)の $\eta(x_i)$ は母材に一樣な単位分布荷重が作用するときの位置 x_i での COD を表す関数⁹⁾であり, 右辺第1項は図-5.7の状態2に対する位置 x_i の COD を表している. $g(x_i, x_j)$ は位置 x_j に単位応力が作用するときの位置 x_i の COD を表す関数であり¹¹⁾, 右辺第2項は図-5.7の状態3における位置 x_i の COD を表している. 文献11)では, $g(x_i, x_j)$ はさらに以下の式で与えられている.

$$g(x_i, x_j) = \left\{ g'(-x_i, x_j) + g'(x_i, x_j) \right\} \sqrt{\sec\left(\frac{\pi a}{b_s}\right)} \quad (5.12)$$

母材幅 $b_s = 500\text{mm}$ の中央に長さ $2a$ のき裂を有する帯板が, $\sigma_0 = 1\text{N/mm}^2$ の一樣な引張応力を長手方向に受ける場合に対して, 式(5.7)および(5.12)から計算される COD の推定値と COD の解析値を図-5.9に示す. 図-5.9より, 式(5.12)はき裂長さが大きくなるほど COD を過大評価している. 一方, 式(5.7)も, き裂長さが大きくなるほど COD を大きく評価しているが, FEM 解析値との相対誤差は6%以内であった. したがって, 本研究では, 微小区間に分割させた場合の COD の計算に用いる $g(x_i, x_j)$ として式(5.7)を採用する.

(b) はく離がない場合の架橋応力

き裂近傍で当て板がはく離していない場合、当て板が接着された場合の COD とき裂位置の接着剤のせん断変位 $\delta_{g,i}$ は等しくなる。

$$u_i = \delta_{g,i} \quad (5.13)$$

ここで、図-5.8 に示すように、当て板が接着され、かつ、き裂が存在している微小区間を、板幅 $2\Delta x$ を有する図-5.2(c)の二次元の当て板接着切断鋼板モデルとみなす。二次元において、切断された母材が、上下面に接着された2枚の当て板によって接合され、母材に引張応力 σ_0 を作用させた場合、切断部位置での接着剤に生じるせん断応力の理論解 τ_0 は次式で与えられる¹²⁾。ただし、この式は、母材と当て板が軸力を伝達し、接着剤がせん断力を伝達すると仮定して導出されている。

$$\tau_0 = \frac{ct_s}{2} \left\{ \frac{\xi_0}{\tanh(cl)} + \frac{1-\xi_0}{\sinh(cl)} \right\} \sigma_0 \quad (5.14)$$

ここに、

$$c = \sqrt{\frac{G_g}{h}} \sqrt{\frac{2}{1-\xi_0}} \frac{1}{\sqrt{E_s t_s}} \quad (5.15)$$

$$\xi_0 = \frac{E_s t_s}{E_s t_s + 2E_a t_a} \quad (5.16)$$

G_g , h : それぞれ、接着剤のせん断弾性係数と厚さ。

二次元の場合、 $y=0$ において、当て板の応力は次式で与えられる。

$$\sigma_a(y=0) = \frac{t_s}{2t_a} \sigma_0 \quad (5.17)$$

切断部位置における接着剤のせん断変位は次式で与えられる。

$$\delta_g = h \frac{\tau_0}{G_g} \quad (5.18)$$

式(5.18)に式(5.3)、(5.14)および(5.17)を代入することで、次式が得られる。

$$\delta_g = \kappa \times \left(\frac{t_s}{2t_a} \sigma_{br} + \sigma_n \right) \quad (5.19)$$

ここに、

$$\kappa = \frac{cht_a}{G_g} \left\{ \frac{\xi_0}{\tanh(cl)} + \frac{1-\xi_0}{\sinh(cl)} \right\} \quad (5.20)$$

式(5.19)の σ_{br} を、母材幅方向を考慮した $\sigma_{br,i}$ に拡張すると次式になる。

$$\delta_{g,i} = \kappa \times \left(\frac{t_s}{2t_a} \sigma_{br,i} + \sigma_n \right) \quad (5.21)$$

さらに、式(5.5)、(5.13)および(5.21)より次式が与えられる。

$$\sum_{j=1}^n \{g(x_i, x_j) \cdot \sigma_{br,j}\} + \frac{\kappa t_s}{2t_a} \sigma_{br,i} = \{\eta(x_i) - \kappa\} \sigma_n \quad (5.22)$$

式(5.22)をベクトル・行列表記すると、当て板のはく離がない場合の微小区間の各架橋応力成分は以下で与えられる。

$$\sigma_{br} = \left(\frac{t_s \kappa}{2t_a} E + G \right)^{-1} (\eta - \kappa) \sigma_n \quad (5.23)$$

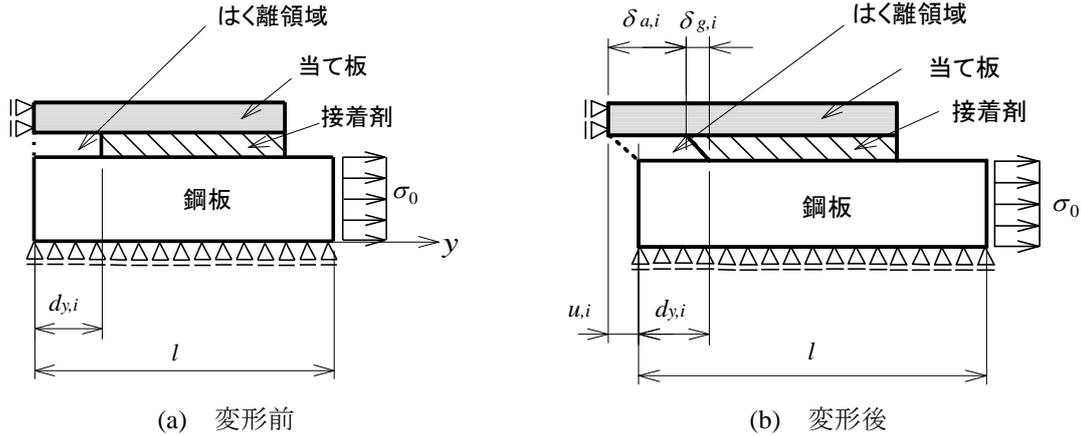


図-5.10 はく離を考慮した場合の変形

ここに、 E は単位行列($n \times n$)、 G は $g(x_i, x_j)$ を $n \times n$ 行列表記したものである。 η と \mathbf{K} はそれぞれ n 次元の変数ベクトルと定数ベクトルである。

(c) はく離がある場合の架橋応力

図-5.10 にき裂周辺において母材と当て板がはく離した際の変形前と変形後の鋼板接着切断鋼板の模式図を示す。

当て板に伝達される応力の増分は接着剤に生じるせん断応力に依存する¹²⁾。はく離が生じている範囲($0 \leq y \leq d_{y,i}$)では、接着剤にせん断応力が生じないので当て板の応力は一定となる。したがって、図-5.10(b)の $\delta_{a,i}$ は以下の式で表わされる。

$$\delta_{a,i} = \left\{ 1 + \frac{\sigma_a(y=0)}{E_a} \right\} d_{y,i} \quad (5.24)$$

変位の適合条件式は次式になる。

$$u_i + d_{y,i} = \delta_{a,i} + \delta_{g,i} \quad (5.25)$$

式(5.24)と(5.25)より、 u_i (COD)は以下の式で与えられる。

$$u_i = \frac{\sigma_a(y=0)}{E_a} d_{y,i} + \delta_{g,i} \quad (5.26)$$

ここで、はく離がある場合、接着剤は $d_{y,i} \leq y \leq l$ の範囲($l - d_{y,i}$)でのみせん断応力が生じるので、 $\delta_{g,i}$ は、母材軸方向に $2(l - d_{y,i})$ の長さの当て板を貼付した場合の切断位置に生じる接着剤のせん断変位と等しくなる。したがって、位置 x_i でのはく離量が $d_{y,i}$ の場合、切断部での接着剤のせん断変位は次式で与えられる。

$$\delta_{g,i} = \kappa_i' \left(\frac{t_s}{2t_a} \sigma_{br} + \sigma_n \right) \quad (5.27)$$

ここに、

$$\kappa_i' = \frac{cht_a}{G_g} \left[\frac{\xi_0}{\tanh\{c(l - d_{y,i})\}} + \frac{1 - \xi_0}{\sinh\{c(l - d_{y,i})\}} \right] \quad (5.28)$$

さらに、式(5.5)、(5.26)と(5.27)より、次式を得る。

$$\sum_{j=1}^n \{g(x_i, x_j) \cdot \sigma_{br,j}\} + \frac{\lambda_i t_s}{2t_a} \sigma_{br,i} = \{\eta(x_i) - \lambda_i\} \sigma_n \quad (5.29)$$

ここに,

$$\lambda_i = \kappa_i' + \frac{d_{y,i}}{E_a} \quad (5.30)$$

式(5.30)をベクトル・行列表記すると, 当て板が部分的にはく離した場合の微小区間の各架橋応力成分は以下で与えられる.

$$\sigma_{br} = \left(\frac{t_s}{2t_a} \lambda E + G \right)^{-1} (\eta - \lambda) \sigma_n \quad (5.31)$$

ここに, λ は n 次元変数ベクトルである.

式(5.31)へ $d_{y,i} = 0$ を代入すると, 式(5.23)と一致する.

(d) 推定した架橋応力と解析結果の比較

式(5.23), (5.31)から推定される架橋応力 σ_{br} と解析結果から得られた σ_{br} の値の比較を図-5.11に示す. 縦軸は架橋応力 σ_{br} を示し, 横軸は当て板の幅方向の座標(図-5.8)を示している. 解析結果の架橋応力は, き裂位置の当て板に作用する板厚方向の平均応力 $\sigma_a(y=0)$ を算出し, $\sigma_a(y=0)$ を式(5.3)に代入して求めた. 図-5.11には, 分割数 $N=1, 5, 10, 30$ として式(5.23), (5.31)から推定した値を示している. Mシリーズに関しては, き裂先端が当て板接着幅内にある $a = 30\text{mm}$ の結果と, き裂先端が当て板接着幅外にある $a = 90\text{mm}$ の結果をプロットしている. Eシリーズに関し

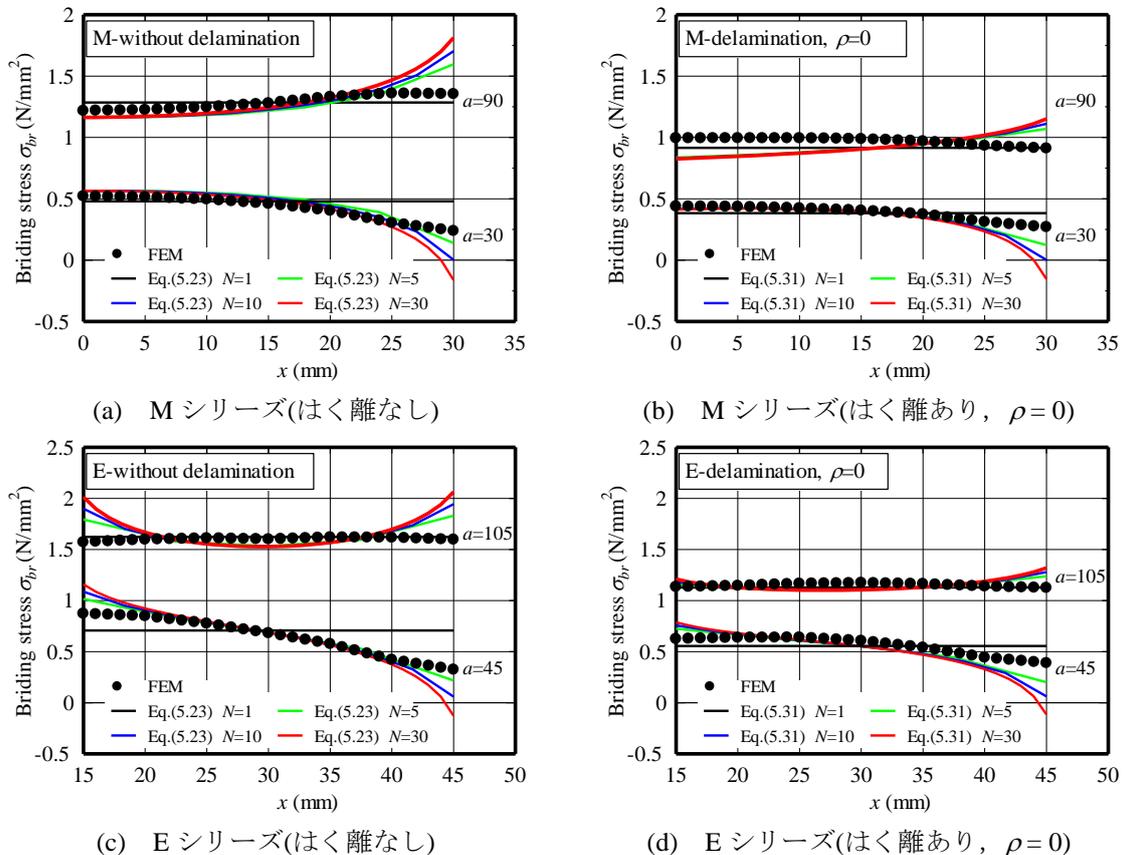


図-5.11 推定した架橋応力と解析結果の比較

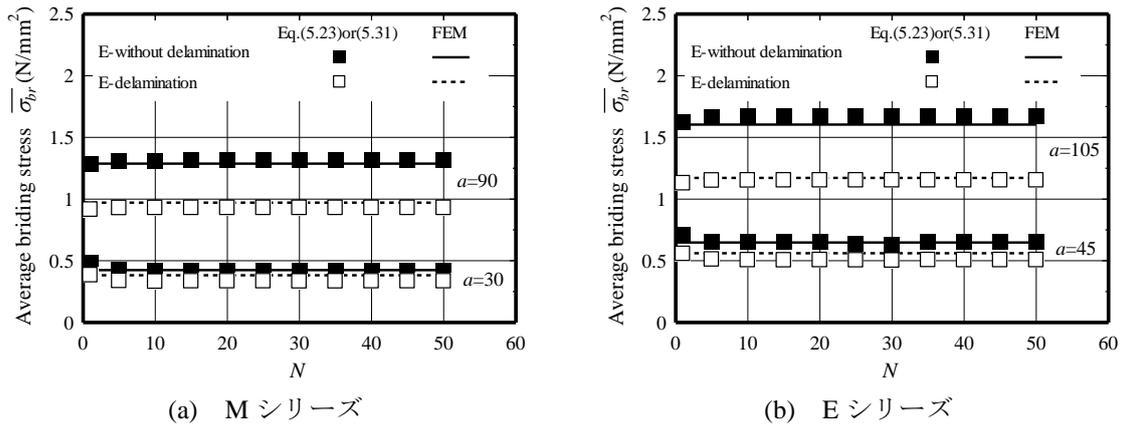


図-5.12 架橋応力の平均値と分割数の関係

では、き裂先端が当て板接着幅内にある $a = 45\text{mm}$ の結果と、き裂先端が当て板接着幅外にある $a = 105\text{mm}$ の結果をプロットしている。

図-5.11(a)より、Mシリーズ(はく離なし)の $a = 30\text{mm}$ (き裂先端が当て板接着範囲内にある場合)の σ_{br} の解析値は、き裂中央で最も大きくなり、き裂先端に近づくにつれて小さくなった。この σ_{br} の計算結果は、分割数を増やすにつれて収束していくが、 $N=5$ の場合の計算値が解析結果と最もよく一致した。 σ_{br} の推定方法において、き裂が存在している範囲を分割し、各要素を二次元の当て板接着切断鋼板モデルとみなしているため、要素内の断面力は別の要素に分配されないと仮定している。しかし、実際には分割された要素間で接着剤を介して断面力の分配が行われているため、要素を分割しすぎると、 σ_{br} の推定値は計算値よりも端部で過大もしくは過小に評価してしまっていると考える。一方、Mシリーズ(はく離なし)の $a = 90\text{mm}$ (き裂先端が当て板接着範囲の外側にある場合)の解析結果は、ほぼ一定の値となり、 $N=1$ のときの計算結果とよく一致した。

図-5.11(b), (c), (d)より、Mシリーズ(はく離あり)、Eシリーズ(はく離なし)、(はく離あり)の場合についても、Mシリーズ(はく離なし)と同様の結果となった。

次に、架橋応力の板幅方向の平均値と分割数の関係を図-5.12に示す。この図より、架橋応力の板幅方向の平均値は、分割数に関わらず式(5.23)、(5.31)から計算される値がほぼ一定となり、計算値と解析値がよく一致した。

式(5.23)、(5.31)の計算に用いる分割数に対しては、次項の応力拡大係数の推定の際にさらに検討を行っている。

5.2.4 当て板接着補修された貫通き裂の応力拡大係数の推定式

(a) 応力拡大係数の推定式

式(5.4)で与えられる、中央に貫通き裂を有する鋼板を当て板接着補修した場合の応力拡大係数 $K_I^{(0)} \cong K_I^{(1)}$ の算出において、次式の $K_I^{(2)}$ と $K_I^{(3)}$ を用いる。

$$K_I^{(2)} = F_w \cdot \sigma_n \sqrt{\pi a} \quad (5.32)$$

$$K_I^{(3)} = F_w \cdot F_g \cdot \sigma_n \sqrt{\pi a} \quad (5.33)$$

$$F_w = \sqrt{\sec(\pi a / b_s)} \quad (5.34)$$

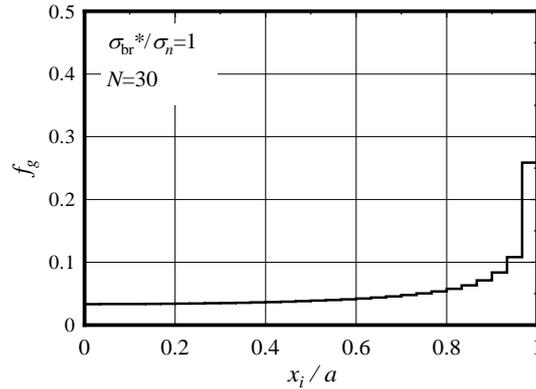


図-5.13 f_g と x_i/a の関係

$$F_g = \frac{2}{\pi} \sum_{i=1}^N \left(\frac{\sigma_{br,i}^*}{\sigma_n} \cdot f_g(x_i) \right) \quad (5.35)$$

$$f_g(x_i) = \arcsin\left(\frac{x_i + \Delta x}{a}\right) - \arcsin\left(\frac{x_i - \Delta x}{a}\right) \quad (5.36)$$

$$\sigma_{br,i}^* = \begin{cases} 0 & \text{if } \sigma_{br,i} < 0 \\ \sigma_{br,i} & \text{if } \sigma_{br,i} \geq 0 \end{cases} \quad (5.37)$$

F_w は、き裂進展方向に板幅が有限であることの補正係数であり、 F_g は形状補正係数である¹³⁾。式(5.35)からわかるように、 F_g の計算に架橋応力 σ_{br} を用いている。

図-5.13 に、 $\sigma_{br}^*/\sigma_n=1$ 、 $N=30$ の場合に対して、式(5.36)から計算される f_g と x_i/a の関係を示す。図-5.13 より、 f_g はき裂中央でほぼ一定の値となるが、き裂先端に近づくにつれて大きくなる。

図-5.11 で示したように、き裂先端が当て板接着幅内にある場合、き裂先端近傍の架橋応力 $\sigma_{br,i}$ の推定値は負の値になる場合があった。したがって、 $\sigma_{br,i}$ が負の値になる場合、式(5.37)に示すように $\sigma_{br,i}^*=0$ とした。

(b) 分割数が応力拡大数の計算値に与える影響

(1) M シリーズ

図-5.14(a)に M シリーズにおける分割数 N と応力拡大係数の推定値 $K_I^{(1)}$ の関係を示す。この図には、応力拡大係数の解析値も示している。

図-5.14(a)より、M シリーズ(はく離なし)の $a = 30\text{mm}$ (き裂先端が当て板接着範囲内にある場合)の $K_I^{(1)}$ の推定値は、分割数 $N=1$ の場合、応力拡大係数を過小評価している。これは、 f_g が大きくなるき裂先端近傍(図-5.13 参照)で σ_{br} を大きく推定している(図-5.11(a)参照)ため、架橋応力による応力拡大係数の低減効果 $K_I^{(3)}$ が過大に評価され、その結果として $K_I^{(1)}$ が小さく推定されるためである。分割数が増すにつれて M シリーズ(はく離なし)の $a = 30\text{mm}$ の $K_I^{(1)}$ の推定値が大きくなり、 $N=10$ でほぼ収束し、解析値と一致した。これは、図-5.11(a)に示しているように、 $N=10, 30$ のとき σ_{br} の解析値と推定値に違いが見られる範囲が $x = 25 \sim 30\text{mm}$ のみであり、かつ $x = 25$

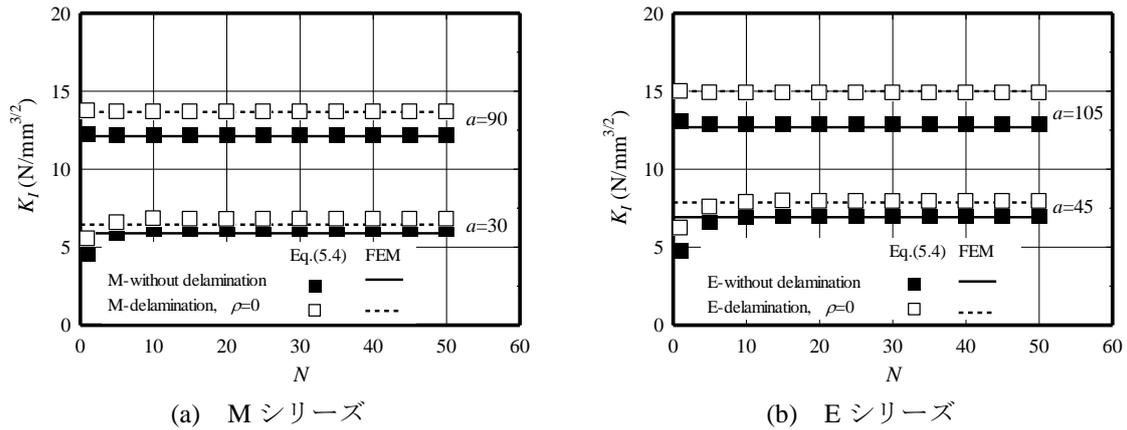


図-5.14 応力拡大係数の推定値と分割数の関係

～30mm に作用する σ_{br} が小さいため、図-5.11(a)の σ_{br} の推定値と計算値の相違が $K_I^{(1)}$ の推定値に及ぼす影響が小さくなるからである。したがって、当て板がき裂先端を覆う場合は、分割数を多くする必要がある。

図-5.14(a)より、M シリーズ(はく離なし)の $a = 90\text{mm}$ (き裂先端が当て板接着範囲の外側にある場合)の $K_I^{(1)}$ の推定値は、全ての分割数に対してほぼ一定の値となり、解析値とよく一致している。 $a = 90\text{mm}$ の場合、 σ_{br} の作用区間($x/a = 0 \sim 1/3$)に対して、 f_g はほぼ一定となり(図-5.13 参照)、かつ σ_{br} の平均値が分割数に依存せずほぼ一定となる(図-5.12(a)参照)。 $K_I^{(3)}$ は、式(5.33)に示しているように分割した領域の $f_g \times \sigma_{br}$ を積分して求めるため、 f_g 、 σ_{br} の平均値が σ_{br} の作用区間でほぼ一定になる場合、推定される $K_I^{(3)}$ の値は σ_{br} の分布形状に関わらず、同程度となる。したがって、M シリーズ(はく離なし)の $a = 90\text{mm}$ の $K_I^{(1)}$ の推定値は、全ての分割数に対してほぼ一定の値となり、解析値とよく一致した。このように、き裂先端が当て板からある程度出ている場合は、分割数の影響をあまり受けないといえる。

M シリーズ(はく離あり)の結果は、M シリーズ(はく離なし)の結果と同様な傾向であった。

(2) E シリーズ

図-5.14(b)に E シリーズにおける分割数 N と応力拡大係数の推定値 $K_I^{(1)}$ の関係を示す。この図には、応力拡大係数の解析値も示している。

図-5.14(b)より、E シリーズ(はく離なし)の $a = 45\text{mm}$ (き裂先端が当て板接着範囲内にある場合)の $K_I^{(1)}$ は、分割数 $N = 1$ の場合の応力拡大係数を過小評価している。この理由は、M シリーズ(はく離なし)の $a = 30\text{mm}$ と同様である。分割数が増すにつれて E シリーズ(はく離なし)の $a = 45\text{mm}$ の $K_I^{(1)}$ の推定値は大きくなり、 $N = 10$ でほぼ収束し、解析値と一致した。き裂先端部($x = 40 \sim 45\text{mm}$)では σ_{br} を小さく推定し、き裂中央部($x = 15 \sim 20\text{mm}$)では σ_{br} を大きく推定している(図-5.11(c)参照)が、応力拡大係数を推定するには分割した領域で $f_g \times \sigma_{br}$ を積分する。結果的に、 σ_{br} のき裂先端部と中央部での推定値と解析値の相違は応力拡大係数の推定値にあまり影響を及ぼさなかったといえる。つまり、図-5.11(c)において、分割数を多くすると架橋応力に違いが見られたが、 $K_I^{(1)}$ の値は、分割数を多くしても精度よく推定できる。したがって、M シリーズと同様、当て板がき裂先端を覆う場合は、分割数を多くする必要があるといえる。

他方、図-5.14(b)より、Eシリーズ(はく離なし)の $a = 105\text{mm}$ (き裂先端が当て板接着範囲の外側にある場合)の $K_I^{(1)}$ の推定値は、全ての分割数に対してほぼ一定の値となり、解析値とよく一致している。これは、Mシリーズ(はく離なし)と同様、 σ_{br} の作用している区間 ($x/a = 1/7 \sim 3/7$) に対して、 f_g がほぼ一定となり(図-5.13 参照)、かつ σ_{br} の平均値が分割数に依存せずほぼ一定となるので(図-5.12(b)参照)、推定される $K_I^{(3)}$ の値は σ_{br} の分布形状に関わらず、同程度となるためである。したがって、き裂先端が当て板からある程度出ている場合は、分割数の影響をあまり受けないといえる。

Eシリーズ(はく離あり)の結果は、Eシリーズ(はく離なし)の結果と同様な傾向であった。

(c) 応力拡大係数の推定値と解析値の比較

5.2.4(b)で述べたように、全シリーズにおいて、分割数 N をある程度大きくすれば応力拡大係数が精度よく推定できたので、以降分割数を $N = 30$ として計算を行う。

(1) Mシリーズ

式(5.4)から推定した応力拡大係数 $K_I^{(1)}$ と解析結果の比較を図-5.5 に示している。はく離の有無やはく離量に関わらず、解析値と推定値がよく一致していることがわかる。

図-5.5 には、Liu らの推定式もプロットしている。Liu らの推定式は、き裂部の断面(図-5.2(c)の $a-a$ 断面)で母材と当て板の間で応力の再分配が十分に行われることによって、母材に生じる応力が低減する効果を考慮している。しかし、き裂部の断面では断面力を担う面積が、一般部と比べて急激に小さくなる。このような断面急変部では、母材と当て板の間で断面力の再分配が十分に行われず、当て板には、断面力の再分配が十分に行われる場合よりも大きな断面力が作用すると考えられる。したがって、Liu らの推定式は、応力拡大係数を過大に評価することになる。これは、中村らの結果と同様の傾向であった¹³⁾。

(2) Eシリーズ

Eシリーズにおける応力拡大係数 $K_I^{(1)}$ の推定値を図-5.6 に示している。Eシリーズの $K_I^{(1)}$ の推定値は、Mシリーズの場合と同様に、解析値を精度よく推定していることがわかる。

5.2.5 当て板の厚さと幅が応力拡大係数に与える影響

本項では、当て板厚 t_a や板幅 b_a が応力拡大係数に与える影響を明らかにするために、 t_a および b_a を変化させて FEM 解析を行い、その結果から算出される応力拡大係数と推定値を比較する。

(a) 当て板厚さの影響

当て板厚 t_a を 0.5, 1, 2, 3, 4mm と変化させた場合の応力拡大係数の推定値と解析値の比較を図-5.15 に示す。ただし、解析では当て板幅 b_a を 60mm としている。解析結果は、M, E 両シリーズにおいて同様の傾向を示したので、図-5.15 には M シリーズのはく離がない場合を想定した結果を示している。この図には、Liu らが提案している応力拡大係数 K_I の推定値と公称応力の低減効果のみを考慮した場合の応力拡大係数 $K_I(\sigma_{br} = 0)$ の値も示している。図-5.15 から、当て板厚 t_a が大きくなると、応力拡大係数 K_I が緩やかに低減しており、推定値は解析値とよく一致している。さらに、推定値および解析値は、 $K_I(\sigma_{br} = 0)$ の傾きとほぼ平行になっている。したがって、当て板厚を

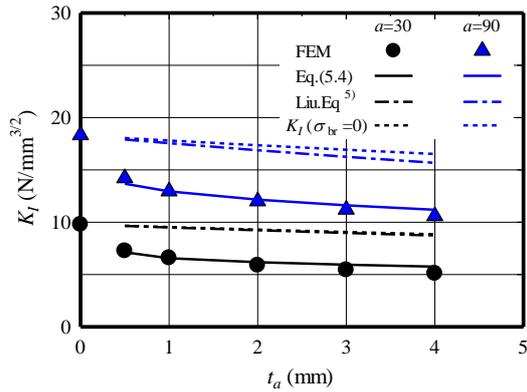


図-5.15 K_I と当て板厚 t_a の関係
(M シリーズはく離なし)

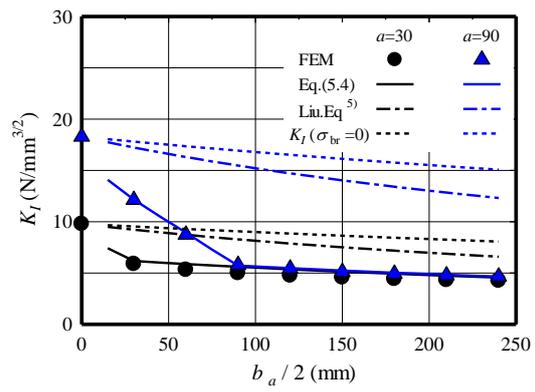


図-5.16 K_I と当て板幅 b_a の関係
(M シリーズはく離なし)

増加させた場合、応力拡大係数 K_I の低減効果は当て板の断面の増加による公称応力の低減の影響が大きいと考えられる。

(b) 当て板幅の影響

当て板幅 b_a を 60~480mm まで 60mm ずつ変化させた場合の応力拡大係数 K_I の推定値と解析値を図-5.16 に示す。ただし、解析では当て板厚 t_a を 2mm としている。M、E 両シリーズにおいて同様の傾向を示したので、M シリーズのはく離がない場合の結果を図-5.16 に示している。この図には、Liu らの K_I の推定値と公称応力の低減効果のみを考慮した場合の応力拡大係数 $K_I(\sigma_{br}=0)$ の値も示している。

図-5.16 から、き裂長さ $a = 30, 90\text{mm}$ の両方において当て板幅 b_a が大きくなると応力拡大係数 K_I が低減するが、当て板幅がき裂長さよりも長くなり、き裂先端が当て板で覆われた場合 ($b_a \geq a$)、当て板幅 b_a が大きくなっても応力拡大係数 K_I の低下は緩やかになる。さらにき裂先端が当て板で覆われた場合の応力拡大係数 K_I は、き裂の長さによる差がほとんどないことがわかる。

応力拡大係数 K_I の推定値および解析値は、 $b_a \leq a$ では $K_I(\sigma_{br}=0)$ より傾きが大きい、 $b_a \geq a$ では $K_I(\sigma_{br}=0)$ の傾きとほぼ平行であった。したがって、き裂先端が当て板で覆われていない場合 ($b_a \leq a$)、当て板幅が広くなることにより架橋応力の範囲が広がることが K_I の低減に大きく影響を与えるが、き裂先端が当て板で覆われた場合 ($b_a \geq a$)、当て板の断面の増加による公称応力の低減効果が応力拡大係数 K_I に大きく影響を与えている。

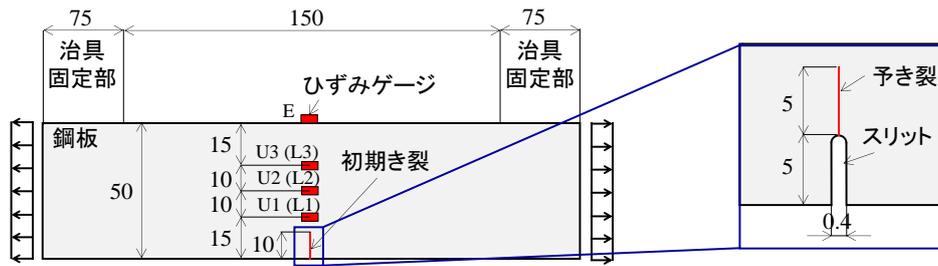
以上より、当て板が接着された貫通き裂を有する帯板の応力拡大係数の推定式を、当て板による公称応力の低減効果と、当て板が応力を分担することによるき裂開口の抑制効果(架橋応力)を考慮し、重ね合わせの原理を適用して与えた。さらに、応力拡大係数の推定値と有限要素解析結果の比較を行った結果、両者が良い一致を示した。

5.3 軸方向荷重を受ける場合の当て板接着による疲労寿命延命効果

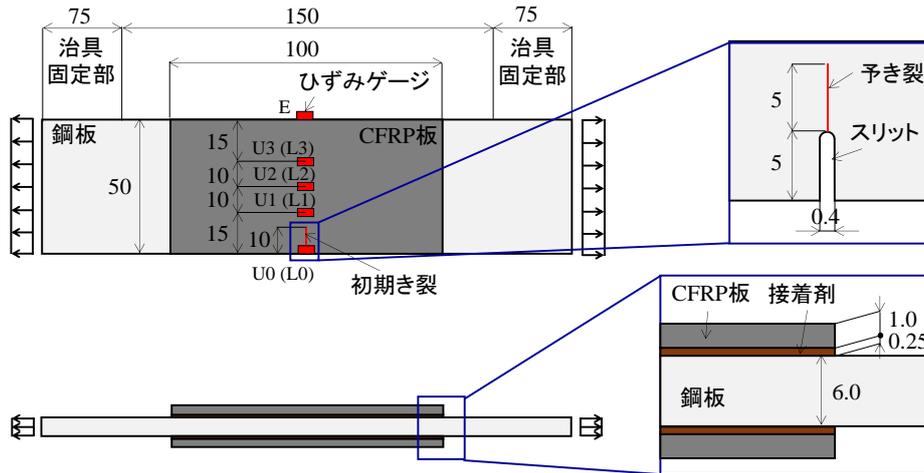
5.3.1 引張疲労試験

(a) 試験体

当て板接着による軸方向荷重下での疲労寿命延命効果を明らかにするために、引張疲労試験を行った。



(a) 試験体 N



(b) 試験体 N+CFRP

図-5.17 試験体

表-5.2 鋼板の機械的特性および化学成分

| 鋼種 | σ_Y (N/mm ²) | σ_b (N/mm ²) | 伸び (%) | 化学成分 (%) | | | |
|-------|------------------------------------|------------------------------------|--------|----------|------|-------|-------|
| | | | | C | Mn | P | S |
| SS400 | 293 | 449 | 24 | 0.17 | 0.35 | 0.010 | 0.004 |

図-5.17に疲労試験に用いた帯板試験体(SS400)を示す。試験体には、板厚6mm、幅50mmの鋼板の片側に幅0.4mm、長さ5.0mmのスリット加工し、応力比 $R=0$ 、応力範囲80N/mm²または100N/mm²で、長さ5.0mmの予き裂を導入した。予き裂導入後に無補強で疲労試験を行った試験体を試験体N、予き裂導入後に鋼板にCFRP板を接着してから疲労試験を行った試験体を試験体N+CFRPとした。試験体N+CFRPでは、鋼板の表面をサンドペーパー#100で目粗しを行い、アクリル樹脂(弾性係数1358N/mm²)を用いて、CFRP板(長手方向の弾性係数170kN/mm²)を鋼板に接着した(図-5.17)。接着剤の養生中は温度を20℃とし、最大養生時間は12時間とした。

試験に用いた鋼板の鋼材検査証明書(ミルシート)による材料定数および化学成分を表-5.2に示す。また、試験体Nには鋼板の両表面にひずみゲージU1~U3、L1~L3を、鋼板の側面にひずみゲージEを貼付した(図-5.17)。試験体N+CFRPには、CFRP板の両面にひずみゲージU1~U3、L1~L3を、鋼板の側面にひずみゲージEを貼付した(図-5.17)。

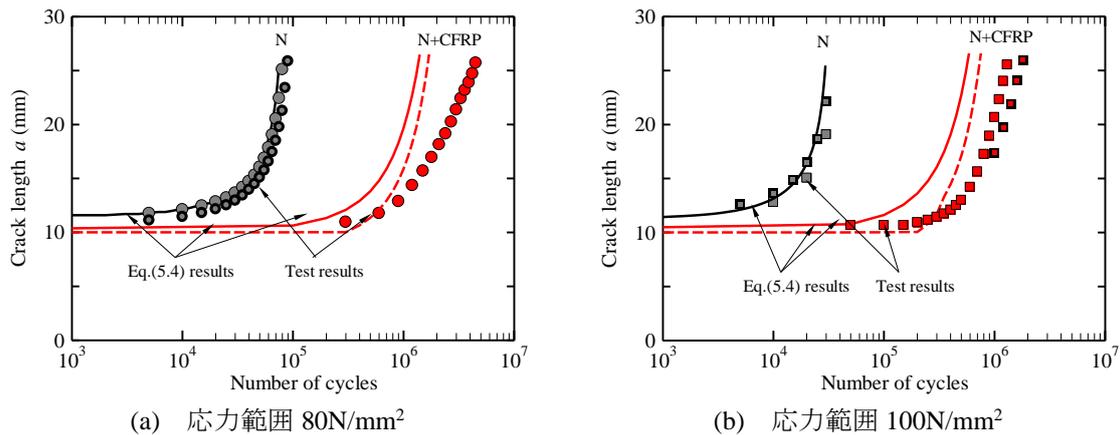


図-5.18 疲労試験結果

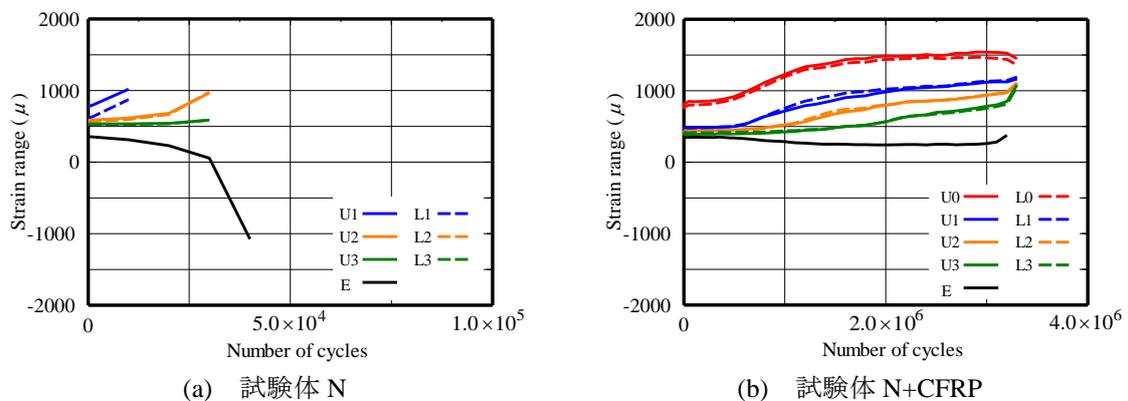


図-5.19 ひずみ範囲の変化 (応力範囲 100N/mm²)

(b) 疲労試験

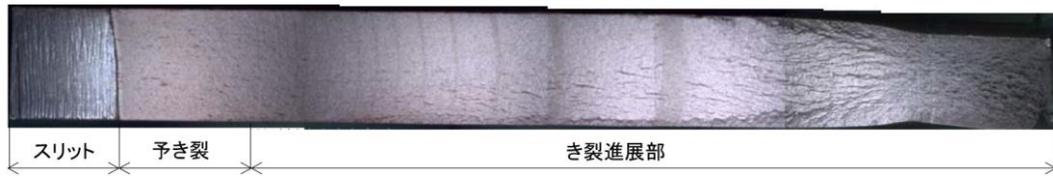
疲労試験には、荷重能力 50kN の油圧式疲労試験機を用いた。予き裂導入後、応力比を $R = 0$ 、応力範囲を $\Delta\sigma = 80, 100\text{N/mm}^2$ とし、鋼板が破断するまで疲労試験を続けた。試験体 N には繰り返し回数 5000 回または 1 万回ごとに、試験体 N+CFRP には繰り返し回数 5 万回または 10 万回ごとにビーチマークを導入した。

(c) 試験結果

疲労試験結果から得られた、き裂長と繰り返し回数の関係を図-5.18に示す。この図では、き裂長が板幅の半分の25mmに達するまでの繰り返し回数を比較することとした。さらに、図には後の5.3.4項で行ったき裂進展解析の結果も示している。き裂進展解析と試験結果の比較は、後の5.3.4項で行う。

図-5.18より、応力範囲 $\Delta\sigma = 80, 100\text{N/mm}^2$ の場合、CFRP板を接着することで、き裂が鋼板の半分まで進展するまでの寿命が50倍以上となることがわかる。また、応力範囲 $\Delta\sigma = 80, 100\text{N/mm}^2$ では、試験体N+CFRPにおいて、疲労試験中にCFRP板がはく離しなかった。

図-5.19に疲労試験中のひずみ範囲の変化の一例(応力範囲 $\Delta\sigma = 100\text{N/mm}^2$)を示す。試験体Nの場合は、き裂の進展によって鋼板上のゲージU1~U3, L1~L3ではひずみ範囲が増加し、鋼板側面のゲージEではひずみ範囲が減少している。これは、き裂の進展によって鋼板に生じる面内曲げが大きくなり、ゲージEの鋼板側面が面内曲げの圧縮側になるためである。試験体N+CFRPでは、き

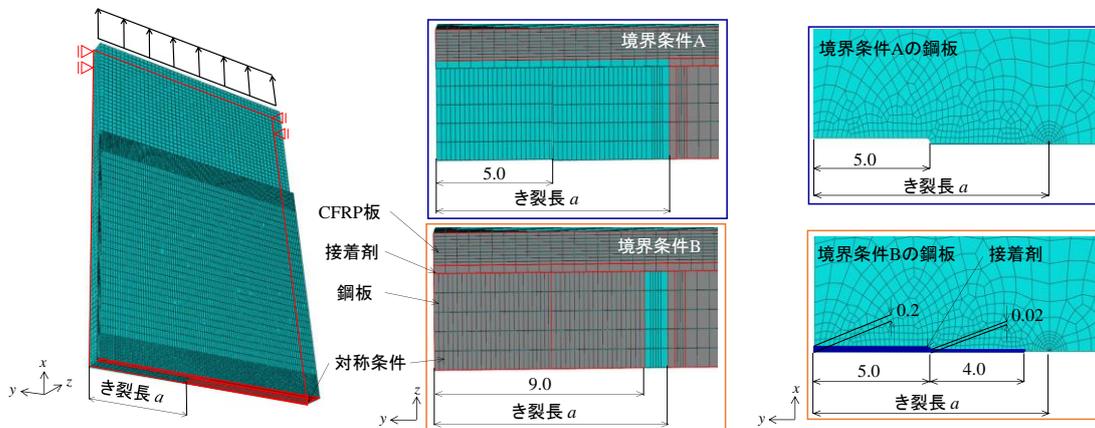


(a) 試験体 N



(b) 試験体 N+CFRP

図－5.20 疲労試験後の破面 (応力範囲 100N/mm^2)



図－5.21 解析モデル

裂の進展によってCFRP板上のゲージU1～U3, L1～L3ではひずみ範囲が若干増加した。鋼板側面のゲージEでは逆に、ひずみ範囲が減少したが、その減少量は試験体Nと比較して非常に小さかった。したがって、CFRP板を全面に接着することで、鋼板に生じる面内曲げがほとんど発生していないと言える。

図－5.20に、疲労試験後の破面の一例(応力範囲 100N/mm^2)を示す。図－5.20(a)より、試験体Nでは試験体の端部が大きくくびれていることから、き裂の進展に伴って断面が減少して延性破壊したと考えられる。図－5.20(b)より、試験体N+CFRPでは、試験体Nでみられた試験体端部でのくびれがみられないことから、CFRP板を接着した場合は、CFRP板が荷重を負担したため、き裂の進展によって鋼板断面積が減少しても鋼板に大きな応力が生じなかったと考えられる。

5.3.2 有限要素解析

(a) 解析モデル

本項では、5.3.1項の疲労試験で示されたCFRP板接着によるき裂進展遅延効果を明らかにするために、8節点の立体要素を用いた線形有限要素解析を行った。本解析では、当て板の材料特性の直交異方性や予き裂に浸透した接着剤(図－5.20)も考慮する。

表－5.3 各部材の材料特性

(a) 鋼板と接着剤

| | E_s, E_e | ν_s, ν_e |
|-----|------------|----------------|
| 鋼板 | 200 | 0.3 |
| 接着剤 | 1.36 | 0.4 |

(b) CFRP 板

| E_{cx} | E_{cy}, E_{cz} | ν_{xy} | ν_{xz} | ν_{yz} | G_{cxy}, G_{czx} | G_{cxy} |
|----------|------------------|------------|------------|------------|--------------------|-----------|
| 170 | 6.34 | 0.34 | 0.012 | 0.40 | 2.32 | 2.29 |

E : 弾性係数(kN/mm²), ν : ポアソン比, G : せん断弾性係数(kN/mm²)

図－5.21に解析モデルを示す。解析モデルは、試験体の対称性を考慮した1/4モデルとした(図－5.21)。き裂先端では応力の特異性を精度よく評価するために8節点ソリッド要素を6節点ソリッド要素に退化させた特異要素を用い、き裂先端の要素サイズは0.3×0.3×0.5mm(長手方向×幅方向×板厚方向)とした。解析では、鋼板の自由端に1N/mm²の荷重を一様に载荷し、実験の状況に合わせて鋼板の両端で回転を拘束した。

図－5.21 で確認された予き裂部に浸透した接着剤の影響を明らかにするために、き裂部断面において2通りの境界条件で解析を行った。境界条件 A はき裂部で接着剤に対称条件を設けない場合(図－5.21(b)上側)、境界条件 B は予き裂の9割(長さ9mmの範囲)に接着剤が浸透し、浸透した接着剤に対称条件を設けた場合(図－5.21(b)下側)である。各モデルのき裂部の平面からの様子を図－5.21(c)に示す。解析では、試験体(図－5.17)と同様に、長さ5mm、幅0.4mmのスリットを模擬している。

表－5.3 に解析に用いた部材の材料特性を示す。CFRP板は直交異方性材料としての複合則に基づいた材料定数としている。この表からわかるように、CFRP板のマトリックス樹脂のせん断弾性係数が小さいため、せん断弾性係数の値が等方性材料の場合($G=E/(2(1+\nu))$)と比べて小さい。5.2節で定式化した応力拡大係数の理論式(5.4)では、CFRP板のマトリックス樹脂のせん断変形の影響が考慮されていないので、比較のために、弾性係数170kN/mm²、ポアソン比0.34の等方性材料の当て板とした解析も行った。

(b) 解析結果

図－5.22(a)に境界条件Aの場合の応力拡大係数 K_I の解析結果を示す。この図には、補修を行わなかった場合の K_I の解析値、後の5.3.3(a)で行った破壊力学に基づいた K_I の理論値、CFRP板を接着した場合の応力拡大係数の理論値(式(5.4))も示している。CFRP板を接着した場合の応力拡大係数の理論値と解析値の比較は、5.3.3(b)で行う。

図－5.22(a)より、CFRP板の材料特性に関わらず、CFRP板を接着した場合、無補強の場合と比較して K_I が大幅に低減していることがわかる。CFRP板を直交異方性材料とした場合の K_I は、CFRP板を等方性材料とした場合よりも5%程度大きくなった。これは、CFRP板を直交異方性材料とした場合、マトリックス樹脂のせん断変形が大きいため、等方性材料の場合よりもき裂が開く

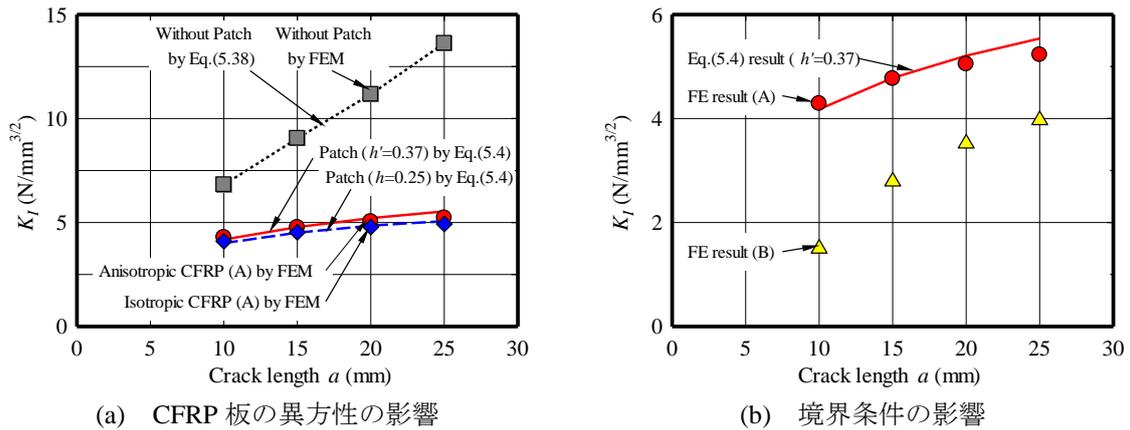


図-5.22 応力拡大係数の解析結果

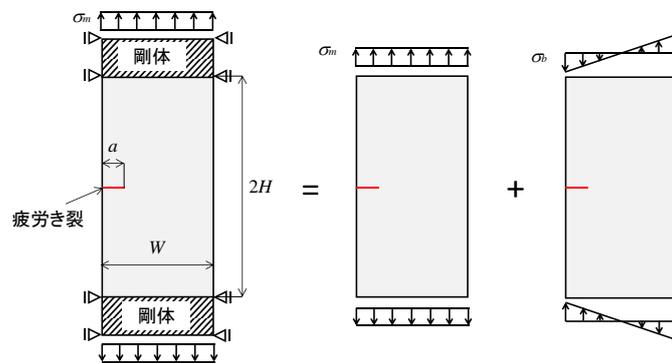


図-5.23 片側き裂の応力拡大係数

こと、およびき裂直上でのCFRP板の応力の伝達量が、等方性材の当て板と比べて小さくなる¹⁴⁾ことが原因として考えられる。

図-5.22(b)に、CFRP板を異方性材料とした場合の応力拡大係数 K_I の解析結果を示す。この図にも、後の5.3.3(b)で行った破壊力学に基づいた K_I の計算値も示している。図-5.22(b)より、応力拡大係数 K_I は、き裂直上で接着剤が完全に切れている場合(境界条件 A)が最も大きくなった。予き裂の9割(長さ9mmの範囲)に接着剤が浸透し、き裂直上で接着剤が切れていない境界条件 B では、境界条件 A と比較して K_I が3~7割程度小さくなった。接着剤の浸透による K_I の低減率は、き裂長が短い場合の方が顕著であった。

5.3.3 線形破壊力学による応力拡大係数の算出

(a) 無補強の場合

線形破壊力学では、引張応力または曲げモーメントを受ける場合の片側き裂の応力拡大係数 K_I の近似式が提案されている⁹⁾。ただし、文献9)で提案されている引張応力を受ける場合の K_I の近似式は、鋼板端部の回転を許容する場合のみに適用することができる。今回の疲労試験では、鋼板端部を治具で固定しているため、鋼板端部の回転が固定され、既往の K_I の近似式を適用することができない。そこで、鋼板端部が回転しない場合の片側き裂の K_I の近似式を提案する。

片側にき裂を有し、試験治具に固定された試験体端部の回転が固定された鋼板が一様に軸力 σ_m を受ける場合の応力拡大係数 K_I は、図-5.23に示すように、一様に軸力 σ_m を受ける場合の K_I とき裂

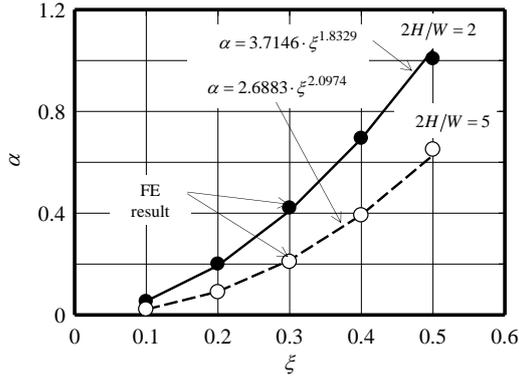


図-5.24 α の近似

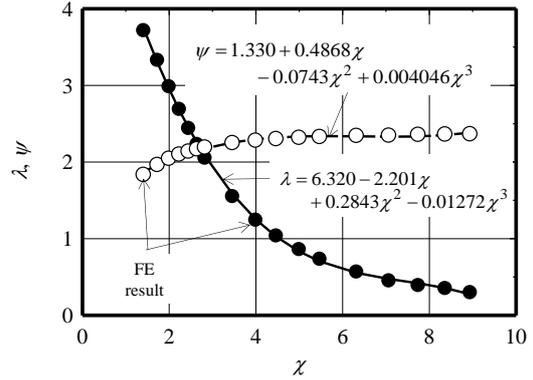


図-5.25 λ, ψ の近似

による面内曲げ応力成分 σ_b が導入された場合の K_I の和で計算できる⁹⁾。したがって、端部の回転が固定された鋼板が一様に軸力を受ける場合の応力拡大係数 K_I は、以下の式で計算できる。

$$K_I = \sigma_m \{F_t - \alpha \cdot F_b\} \sqrt{\pi a} \quad (5.38)$$

$$F_t = 0.256(1-\xi)^4 + (0.857 + 0.265)/(1-\xi)^{3/2} \quad (5.39)$$

$$F_b = \sqrt{\frac{2}{\pi\xi} \tan \frac{\pi\xi}{2}} \cdot \frac{0.923 + 0.199\{1 - \sin(\pi\xi/2)\}^4}{\cos(\pi\xi/2)} \quad (5.40)$$

$$\xi = a/W \quad (5.41)$$

ここで、 σ_m と σ_b の比 α は、 ξ の関数として以下の指数関数に近似できることがわかる(図-5.24)。

$$\alpha = \lambda \cdot \xi^\psi \quad (5.42)$$

また、式(5.42)の λ, ψ は、 $\chi = \sqrt{2H/W}$ を関数として以下の3次関数に近似できる(図-5.25)。

$$\lambda = 6.320 - 2.201\chi + 0.2843\chi^2 - 0.01272\chi^3 \quad (5.43)$$

$$\psi = 1.330 + 0.4868\chi - 0.0743\chi^2 + 0.004046\chi^3 \quad (5.44)$$

したがって、端部の回転が固定された鋼板が一様に軸力 σ_m を受ける場合の応力拡大係数 K_I は、式(5.38)~(5.44)によって計算できる。また、この式の適用範囲は、 $0 \leq a/W \leq 0.5$ 、 $2 \leq 2H/W \leq 80$ である。

図-5.22(a)に、式(5.38)~(5.44)によって計算した、無補強の場合の応力拡大係数 K_I を示す。計算値と解析値がよく一致していることがわかる。したがって、片側にき裂を有する鋼板の疲労試験に対して、 $0 \leq a/W \leq 0.5$ 、 $2 \leq 2H/W \leq 80$ の範囲では、応力拡大係数が式(5.38)で評価できる。

(b) CFRP板を接着した場合

5.2節では、CFRP板接着による中央き裂の応力拡大係数 $K_I^{(0)}$ は、式(5.4)で計算できるとした。ここで、式(5.4)に式(5.32)と式(5.33)を代入すると、中央貫通き裂を有する鋼板への両面当て板を接着に対する応力拡大係数 $K_I^{(0)}$ が次式で与えられる。

$$K_I^{(0)} \cong \sigma_n F_w (1 - F_g) \sqrt{\pi a} \quad (5.45)$$

通常、片側にき裂を有する場合は、き裂が自由表面を有することによって、面内曲げが生じ、開口量が大きくなることを表す補正係数 $F_g=1.12$ を式(5.45)に乗じる。しかし、CFRP板を鋼板の

全面に接着した場合は、5.3.1 項の実験結果から明らかのように、CFRP 板の接着によってき裂の開口が抑制されるため、面内曲げがほとんど生じないため、自由表面を有さない場合の半分のモデルと近い状態になる。そこで、式(5.4)を用いて、図-5.21 の帯板モデルの K_I を算出することを考えた。

一方、CFRP 板を用いた場合、CFRP 板が異方性材料であるため、 K_I の算出には CFRP 板のマトリックス樹脂によるせん断変形を考慮する必要がある。文献 14) では、CFRP 板のマトリックス樹脂によるせん断変形を考慮した換算接着厚さ h' が提案されている。

$$h' = h + \frac{G_{c2x}(1-V_c) + G_e V_c}{G_{c2x}} \cdot \frac{t_c}{3} \quad (5.46)$$

ここに、

- h : 実際の接着剤の厚さ、
- t_c : CFRP 板の板厚、
- G_e : 接着剤のせん断弾性係数、
- G_{c2x} : CFRP 板の面外方向のせん断弾性係数、
- V_c : 炭素繊維の含有率。

である。式(5.46)の $G_e V_c$ は小さいため無視すると、次式を得る。

$$h' = h + (1-V_c) \frac{t_c}{3} \quad (5.47)$$

本研究では、 $K_I^{(0)}$ の計算の際に用いる接着厚さ h の代わりに、式(5.47)の換算接着厚さ h' を用いた。図-5.22(a)に CFRP 板を接着した場合の応力拡大係数 K_I の計算結果を示す。接着剤厚さ $h = 0.25\text{mm}$ とした場合の計算結果は、等方性材料の当て板の解析結果に概ね一致し、換算接着剤厚さ $h' = 0.37\text{mm}$ とした場合の計算結果は、直交異方性材料の複合則を用いた解析結果に概ね一致していることがわかる。ただし、き裂長が大きくなると、式(5.4)から計算される応力拡大係数の値が解析値よりも若干高くなる傾向であった(図-5.22(a), (b))。

5.3.4 き裂進展解析

無補修の場合と CFRP 板を接着した場合で、疲労寿命延命効果を明らかにするために、以下の式で表される Paris 則を用いてき裂進展解析を行った。

$$da/dN = C(\Delta K_I^m - \Delta K_{th}^m) \quad (5.48)$$

ここに、 N は繰り返し回数、 ΔK_{th} は、下限界応力拡大係数範囲である。今回は $\Delta K_{th} = 0$ とした。き裂進展解析で用いる材料定数 C 、 m は、図-5.26 に示す試験体 N の da/dN と ΔK の関係から求めた値 ($C = 7.019 \times 10^{-16}$ 、 $m = 3.945$) を使用した。図-5.26 には、試験体 N+CFRP の結果および JSSC の疲労設計指針で示されている最安全設計曲線と平均設計曲線¹⁵⁾も示している。図-5.25 の da/dN は実験結果、 ΔK_I は式(5.38)または式(5.4)から求めた理論値を用いている。

図-5.26 より、試験体 N+CFRP の結果は、線形でなく、上に凸となっている。これは、き裂長が大きくなると、応力拡大係数の理論値が解析値よりも若干高くなるのが原因だと考えられる(図-5.26)。また、試験体 N+CFRP の結果は、試験体 N の結果よりも右下側に分布している。これは、式(5.4)の応力拡大係数の理論値は図-5.22(b)の境界条件 A の仮定で導出されているが、実

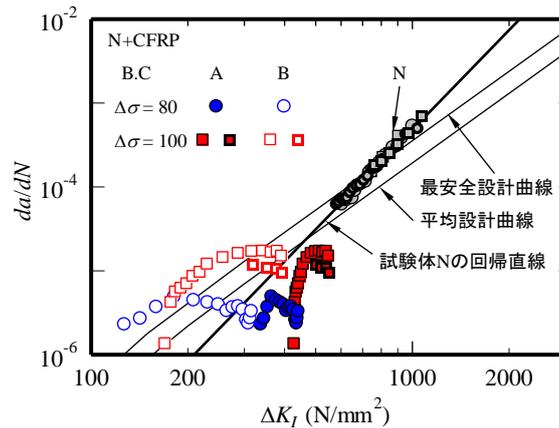


図-5.26 片側き裂の応力拡大係数

際には接着剤がき裂内部に浸透していたため(図-5.20(b)), 载荷初期ではき裂直上の接着剤や、き裂内部の接着剤の影響により、試験体の応力拡大係数範囲 ΔK_I が式(5.4)の計算値より小さかったためだと考えられる。

図-5.26には、き裂内部の接着剤が抵抗しているとした境界条件 B の応力拡大係数範囲 ΔK_I を用いた実験結果も、白抜きで示している。試験体 N の結果が、境界条件 A の試験体 N+CFRP の結果と境界条件 B の試験体 N+CFRP の結果の間になっていることがわかる。したがって、試験体 N+CFRP は、き裂内部の接着剤が全く抵抗していないとした境界条件 A とき裂内部の接着剤が完全に抵抗しているとした境界条件 B の中間の状態となっているといえる。

図-5.26の試験体Nから求めた C, m を用いてき裂進展解析を行った結果を図-5.18の実線に示す。無補修の場合は、応力範囲 $\Delta\sigma = 80, 100\text{N/mm}^2$ の実験結果とそれぞれの計算結果がよく一致している。一方、CFRP板を接着した場合の境界条件Aの場合(赤の実線)は、計算結果が実験結果よりも安全側の推定となった。これは、上記で述べたように、载荷初期ではき裂直上の接着剤が切れておらず、またき裂内部に浸透した接着剤が荷重を伝達していないため、応力拡大係数が式(5.4)の値よりも小さいためであると考えられる。

そこで、载荷開始から繰り返し回数20万回まで接着剤が切れていない(境界条件B)として、き裂の進展解析を行った。その結果を図-5.18の赤の破線に示す。载荷初期段階で接着剤が健全であるとしても、载荷過程の後半で計算結果が実験結果よりも安全側の推定となった。これは、载荷過程の後半でも接着剤が部分的に健全であり、応力拡大係数範囲 ΔK_I が、計算結果よりも小さかったためであると考えられる。

以上より、片側き裂の両面へCFRP板を接着した場合、き裂内部の接着剤の影響を無視して、式(5.4)より応力拡大係数を安全側に求めることができる。

5.4 板曲げ荷重を受ける場合の当て板接着による疲労寿命延命効果

5.4.1 板曲げ疲労試験

(a) 試験体

当て板接着による板曲げ荷重下での疲労寿命延命効果を明らかにするために、板曲げ疲労試験を行った。

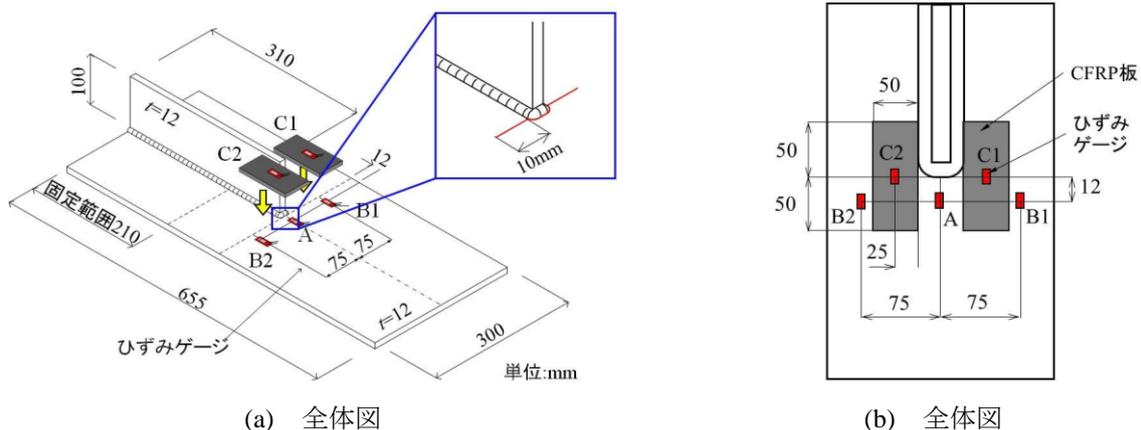


図-5.27 面外ガセット継手

表-5.4 鋼板の機械的特性および化学成分

| 鋼種 | σ_Y (N/mm ²) | σ_b (N/mm ²) | 伸び (%) | 化学成分 (%) | | | | |
|--------|------------------------------------|------------------------------------|--------|----------|------|------|-------|-------|
| | | | | C | Si | Mn | P | S |
| SM490Y | 409 | 536 | 25 | 0.15 | 0.40 | 1.41 | 0.016 | 0.003 |

面外ガセット溶接継手試験体(SM490Y 材)を図-5.27 に示す. 図に示すように, 板厚 12mm, 幅 300mm の母材に, 板厚 12mm, 高さ 100mm のガセットプレートが, 下向きで, 半自動 CO₂ ガスシールドアーク溶接(溶接材料 MX-Z200, 溶接電流 215A, 溶接電圧 31.5V, 溶接速度 350mm/min) されている. すみ肉溶接は等脚長の 6mm とした. まわし溶接部の先端では, 溶接の継ぎを設けていない. 試験体には, 鋼種 SM490Y の鋼板を用いた. 鋼材検査証明書(ミルシート)による機械的性質および化学成分を表-5.4 に示す.

疲労試験には, 2.3 節で用いた板曲げ振動疲労試験機を使用した. 試験機の詳細は 2.3.1(a) に述べている. 公称応力は, 载荷初期時の図-1 のゲージ B1, B2 の平均ひずみ範囲に鋼の弾性係数を乗じて求めた. 板曲げ荷重を受ける場合は, 引張応力(応力比 $R = 0$)と圧縮応力(応力比 $R = -\infty$)を受ける場合が考えられるので, 疲労試験中の溶接止端位置の公称応力に対して応力比を $R = 0, -\infty$ とした.

試験体の溶接止端からき裂が発生し, 図-5.27 の拡大図のように, 母材に 10mm き裂が進展した段階 (N_{10}) で, 50mm×2.1mm×100mm(板幅×板厚×長さ)の CFRP 板(長手方向のヤング率 $E_c=450\text{kN/mm}^2$)を図-5.27 の位置に, アクリル樹脂(ヤング率 $E_g=1.35\text{kN/mm}^2$)で接着した. 接着鋼板の接着面は, 粗さ#100 のサンドペーパーで目粗し, 脱脂した後に接着した. CFRP 板の接着の際は無荷重状態とした. ひずみゲージ(ゲージ長 1mm)は, 図-5.27 に示す位置に貼付した. ひずみ範囲の計測を主としているので, CFRP 板に接着したひずみゲージも鋼用を用いた.

5.4.2 応力比 0 の場合の試験結果

(a) S-N 線図

表-5.5, 図-5.28 に疲労試験の結果を示す. 疲労寿命は, き裂が母材に 10mm 進展してからき裂が母材の裏面に発生するまでの回数 $N_{10} \rightarrow N_t$ とした. 試験体 AW は溶接ままの試験体, 試験体

表-5.5 疲労試験結果 ($R=0$)

| 試験体 | 補修状況 | 応力範囲 (N/mm^2) | 疲労寿命 $N_{10} \rightarrow N_t (\times 10^4)$ |
|-----------------|---------------|----------------------|--|
| AW-1 | 溶接まま | 60.8 | 198.2 |
| AW-2 | | 99.9 | 16.0 |
| $N_{10}+CFRP-1$ | $N_{10}+CFRP$ | 57.5 | 1846.7 |
| $N_{10}+CFRP-2$ | | 57.8 | 2589.2 |
| $N_{10}+CFRP-3$ | | 80.2 | 376.8 |
| $N_{10}+CFRP-4$ | | 79.9 | 410.8 |
| $N_{10}+CFRP-5$ | | 101.8 | 56.8 |
| $N_{10}+CFRP-6$ | | 99.8 | 123.4 |
| $N_{10}+CFRP-7$ | | 130.0 | 35.7 |
| $N_{10}+CFRP-8$ | | 122.1 | 26.8 |

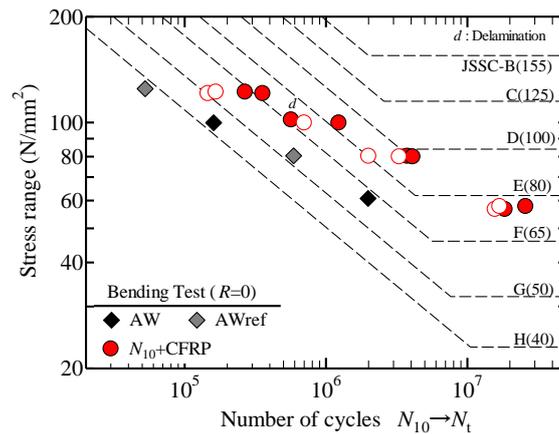


図-5.28 S-N 線図

$N_{10}+CFRP$ は CFRP 板を接着した試験体である。試験体 $N_{10}+CFRP$ は、公称応力範囲 $\Delta\sigma = 60, 80, 100, 120 N/mm^2$ で試験を行った。全ての試験体で、母材のおもて面のき裂が徐々に再進展し、その後母材の裏面からき裂が発生した。図-5.28 には、CFRP 板がはく離し始めたときの疲労寿命 (CFRP 板上のゲージ C1, C2 のひずみ範囲が減少したときの繰り返し回数) を白抜きで示している。試験体完成時に、CFRP 板の角部の一部が接着不良であった試験体 (図中の "d" の付いた試験結果) は、5.4.2(b) で述べるように、試験開始直後から CFRP 板のはく離が進行したため、CFRP 板がはく離し始めたときの疲労寿命を図-5.28 に示していない。図-5.28 からわかるように、すべての試験体で CFRP 板がはく離し始めてから、試験体の裏面にき裂が発生した。また、CFRP 板の角部の一部が接着不良であった試験体の疲労寿命向上効果が若干小さくなっているが、CFRP 板を接着することで、公称応力範囲 $\Delta\sigma = 60 \sim 100 N/mm^2$ で 7~10 倍程度、 $\Delta\sigma = 120 N/mm^2$ で 5 倍程度、疲労寿命が向上したことがわかる。

(b) 疲労試験中のひずみ範囲の変動

図-5.29~5.31 に試験体 AW と試験体 N_{10} +CFRP の疲労試験中のひずみ範囲の変化をそれぞれ示す。図-5.30, 5.31 には、 N_{10} のき裂が入ったときの試験体 AW のゲージ A, ゲージ B1, B2 のひずみ範囲(AW, N_{10})も破線で示している。

図-5.29 より、試験体 AW では止端からのき裂の発生・進展に伴って、止端近傍のゲージ A のひずみ範囲が減少し、き裂先端のゲージ B1, B2 のひずみ範囲が増加した。ゲージ A のひずみ範囲の減少は、溶接止端の母材からき裂が発生することにより、面外ガセットに断面力を伝達できなくなるためであり、ゲージ B1, B2 の増加は、き裂先端の応力集中の影響によるものである。

図-5.30(a)より、CFRP 板接着してから 2 時間後に疲労試験を行った試験体では、試験開始直後に、CFRP 板のゲージ C1, C2 に生じるひずみ範囲が急増している。これは、接着の 2 時間後では完全に強度発現していなかった接着剤が、数万回載荷すると(1 時間程度経過すると)完全に強度発現し、CFRP 板への応力の伝達量が増えたためであると考えられる。き裂先端のゲージ B1, B2 でも、試験開始直後にひずみ範囲が急激に減少し、数万回載荷すると(1 時間程度経過すると)、(AW, N_{10})の 6 割程度まで低減した。止端近傍のゲージ A もゲージ B1, B2 と同様の傾向となった。

その後、繰り返し回数の増加に伴って、止端近傍のゲージ A のひずみ範囲が徐々に減少していることから、今回の公称応力範囲では、き裂が緩やかに進展していると考えられる。き裂の進展に伴って、き裂先端のゲージ B1, B2 や CFRP 板の直上のゲージ C1, C2 のひずみ範囲が徐々に増

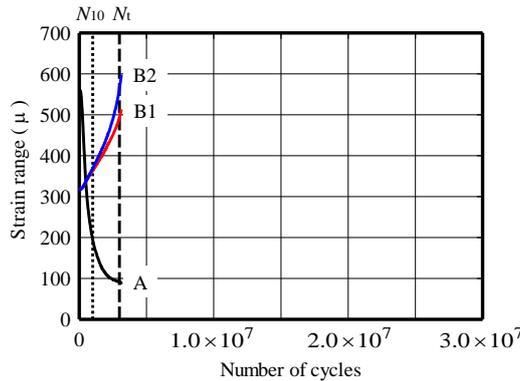
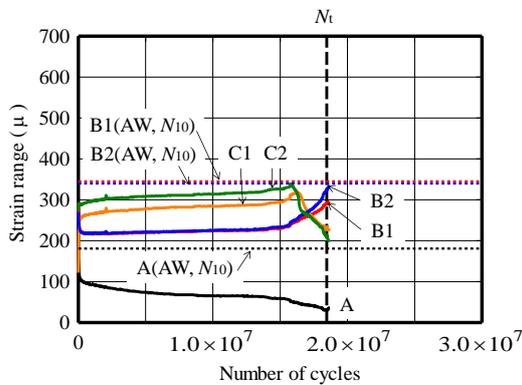
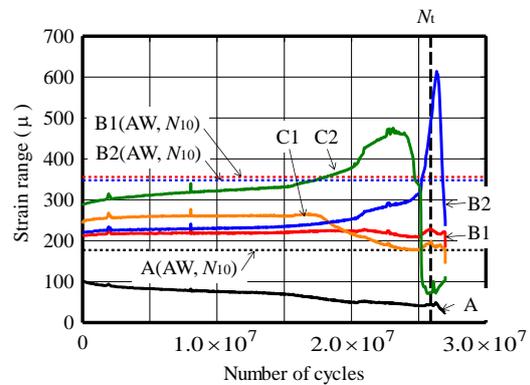


図-5.29 試験体 AW のひずみ範囲の変化 ($\Delta\sigma = 60\text{N/mm}^2$)



(a) 接着の 2 時間後に行った試験結果



(b) 接着の 2 週間後に行った試験結果

図-5.30 試験体 N_{10} +CFRP のひずみ範囲の変化 ($\Delta\sigma = 60\text{N/mm}^2$)

加している。また、ゲージ C1, C2 のひずみ範囲は、繰り返し回数 1700 万回の直前で急増し、1700 万回を超えると減少した。したがって、繰り返し回数 1700 万回程度で CFRP 板がはく離し始めたといえる。ゲージ C1, C2 のひずみ範囲の減少に伴って、ゲージ B1, B2 のひずみ範囲が急増していることから、繰り返し回数 1700 万回を超えたあたりでき裂の進展が速くなったと考えられる。

図-5.30(b)より、CFRP 板接着の 2 週間後に疲労試験を行った試験体では、図-5.30(a)のような試験開始直後のひずみ範囲の変動はみられず、試験開始直後から接着剤が完全に強度発現していたといえる。疲労試験中は、繰り返し回数の増大に伴って、ゲージ A のひずみ範囲が減少していることから、この試験体でも、き裂が徐々に進展したと考えられる。き裂先端のゲージ B2 ではき裂の進展に伴ってひずみ範囲が増加したが、ゲージ B1 ではひずみ範囲がほとんど変化しなかった。CFRP 板直上のゲージ C2 では、き裂の進展に伴ってひずみ範囲が増加し、繰り返し回数 2500 万回でひずみ範囲が減少した。ゲージ C1 では、繰り返し回数 1500 万回までひずみ範囲が大きく変化しなかったが、繰り返し回数 1500 万回でひずみ範囲が減少した。このように、接着の 2 週間後に行った試験体では、ガセットの左右でひずみ範囲の変化が異なった。

ガセットの左右でのひずみ範囲の変化の違いと CFRP 板のはく離範囲を明らかにするために、疲労試験終了後に、接着の 2 週間後に行った試験体の CFRP 板を剥がした(図-5.32)。図-5.32 より、ガセットの右側(ゲージ B1, C1)ではき裂が隅肉溶接に沿ってガセットの奥側に進展した後、き裂が母材に進展した。このため、ゲージ B1, C1(図-5.30)では、き裂の進展に伴うひずみ範囲

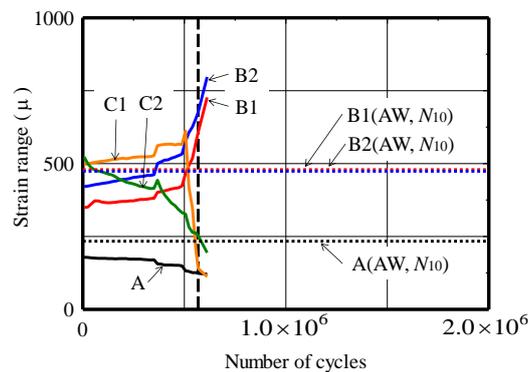


図-5.31 試験開始前に接着不良がみられた試験体 $N_{10}+CFRP$ のひずみ範囲の変化 ($\Delta\sigma=100N/mm^2$)

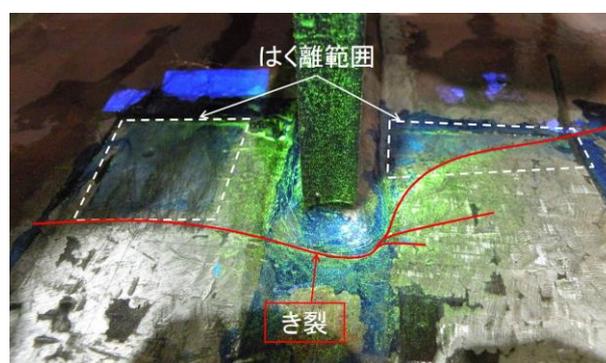


図-5.32 CFRP 板のはく離状況

の変化が小さかったと考えられる。ガセットの左側(ゲージ B2, C2)ではき裂がまわし溶接を離れて、母材に進展した。このため、ゲージ B2, C2(図-5.30)では、き裂の進展に伴うひずみ範囲の変化が大きかったと考えられる。

さらに、図-5.32 からわかるように、ガセットの奥側で CFRP 板のはく離が観察された。すべての試験体で、疲労試験中の CFRP 板直上のゲージ C1, C2 のひずみ範囲の減少がみられたため、すべての試験体で疲労試験の途中で CFRP 板がはく離し始めたと考えられる。

図-5.31 からわかるように、試験開始前に接着不良がみられた試験体 $N_{10}+CFRP$ では、接着不良が確認された CFRP 板上のゲージ C2 では、試験開始直後からひずみ範囲が減少している。したがって、試験開始前に接着不良が確認された CFRP 板は、試験開始直後から繰り返し回数の増加に伴って、はく離が進行したといえる。完全に接着できていた CFRP 板上のゲージ C1 では、繰り返し回数の増大に伴ってひずみ範囲が増加するが、繰り返し回数 50 万回でひずみ範囲急減したことから、繰り返し回数 50 万回で CFRP 板がはく離し始めたといえる。また、接着不良が確認された方のき裂先端 B2 のひずみ範囲は、完全に接着できていた方のき裂先端 B1 のひずみ範囲よりも高いことから、接着不良が確認された側では、き裂先端の応力が十分に低減できていなかったといえる。

(c) 疲労試験後の破面

(1) 試験体 AW

図-5.33 に疲労試験後に試験体 AW のき裂の進展状況を観察した様子を示す。き裂が裏面から発生した後も、き裂が母材に 50mm 進展するまで試験を行ったため、図-5.28 に示した疲労強度の状態よりき裂が長くなっている。公称応力範囲 $60N/mm^2$ の場合は、溶接止端からき裂が枝分かれして進展し、枝分かれしたき裂は双方とも同程度のき裂長であった。公称応力範囲 $100N/mm^2$

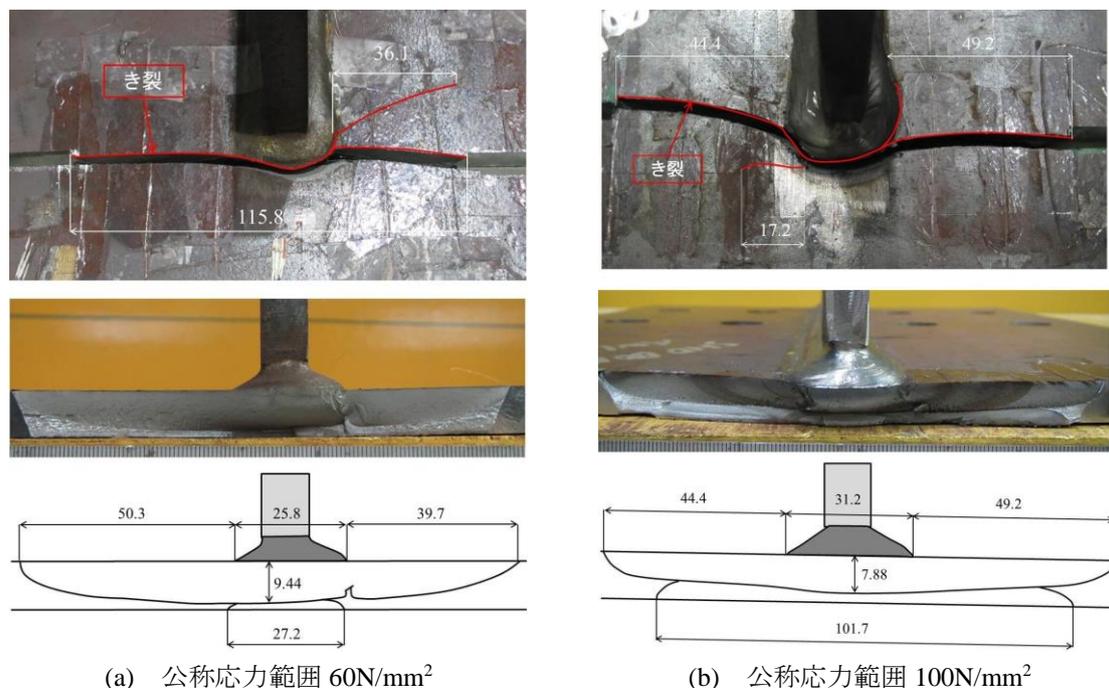


図-5.33 試験体 AW のき裂の進展状況

の場合も、溶接止端からき裂が枝分かれして進展したが、片方のき裂が大きく進展する傾向にあった。また、まわし溶接に沿って進展し、そのまま隅肉溶接沿いに進展したき裂がみられた。

このように、試験体 AW の場合、公称応力範囲に関わらず、まわし溶接の数箇所からき裂が発生・進展するが、公称応力範囲が高い場合は、枝分かれしたき裂の片方のみ大きく進展する傾向にあった。

(2) 試験体 $N_{10}+CFRP$

図-5.34 に疲労試験後に試験体 $N_{10}+CFRP$ のき裂の進展状況を観察した様子を示す。試験体 AW と同様、裏面からき裂が発生した後も試験を続けたため、図ではき裂長が長くなっている。試験体 $N_{10}+CFRP$ では、補修時のき裂の大きさがわかるように、補修時に青の罫書きインクでダイマールを行った。図-5.34(a)より、公称応力範囲 $60N/mm^2$ の場合は、補修時に N_{10} に達していたき裂(図中の赤の破線)が再進展し、まわし溶接を回り込むようなき裂も進展していた。最終的にはま

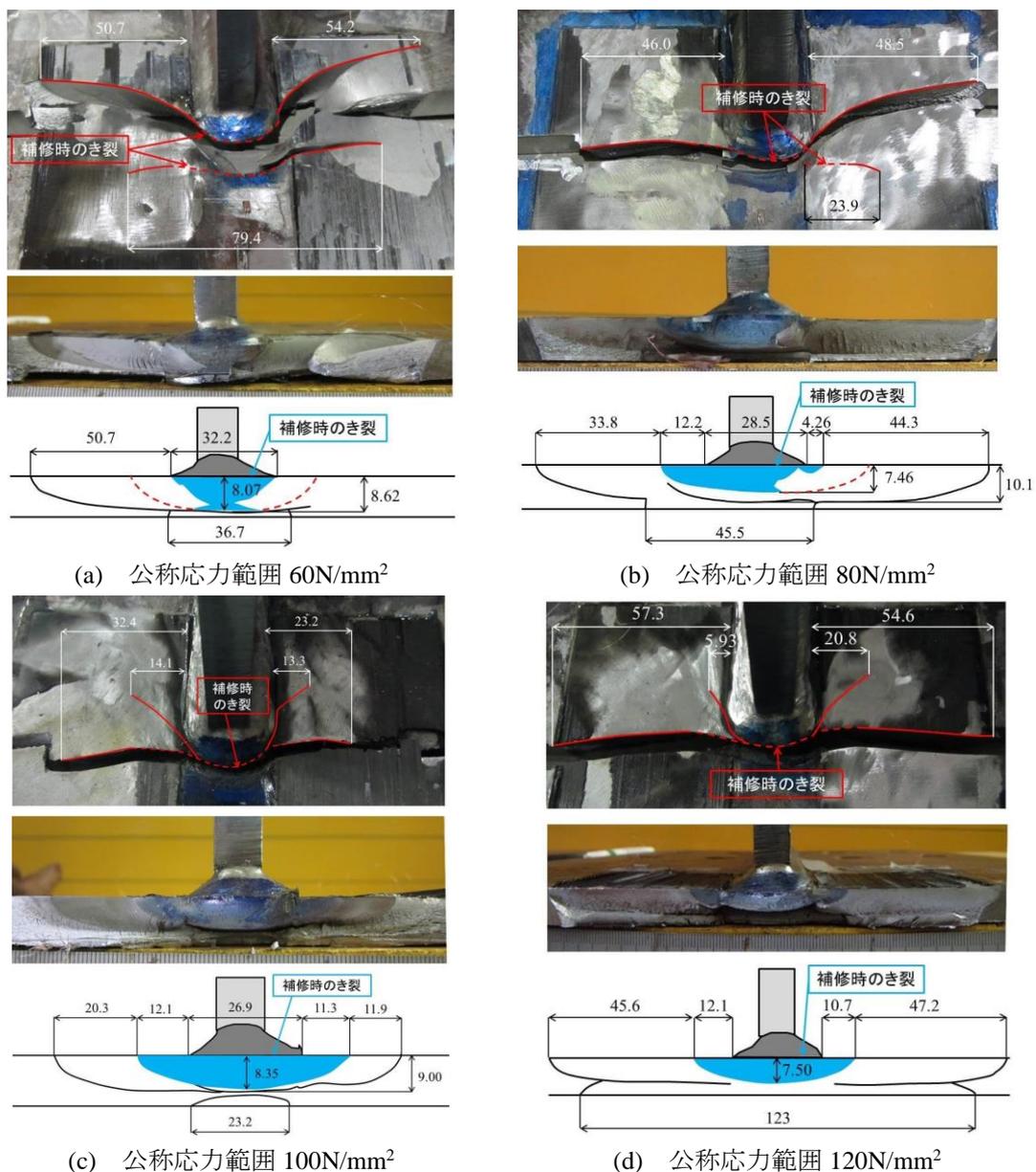


図-5.34 試験体 $N_{10}+CFRP$ のき裂の進展状況の一例



図-5.35 き裂部に浸透した接着剤

わし溶接を回り込んだき裂が先に CFRP 板の幅よりも長くなった。図-5.34(b)より、公称応力範囲 80N/mm^2 の場合は、ガセットの右側では公称応力範囲 60N/mm^2 と同様な傾向となったが、ガセットの左側では補修時に N_{10} に達していたき裂が大きく進展した。図-5.34(c), (d)より、公称応力範囲 100N/mm^2 , 120N/mm^2 の場合は、まわし溶接を回り込むようなき裂が進展していたが、補修時に N_{10} に達していたき裂が先に CFRP 板の幅よりも長くなった。このように、CFRP 接着により補修対象き裂の進展が十分に抑えられたが、他のき裂が進展する結果となった。しかし、CFRP 板接着補修により、補修の対象き裂以外のき裂に対して、その進展直角方向に作用する応力が大幅に小さくなったため、余寿命が延命した。

このように、試験体 $N_{10}+\text{CFRP}$ の場合、公称応力範囲に関わらず、補修時に N_{10} に達していたき裂以外のき裂も発生・進展した。公称応力範囲が低い場合、補修対象の N_{10} き裂以外のき裂が大きく進展し、公称応力範囲が高い場合補修対象の N_{10} き裂が大きく進展した。したがって、今後、き裂が複数あった場合、CFRP 板接着補修後の補修対象き裂と対象がき裂の進展挙動を明らかにする必要があると考えられる。

一方、図-5.35 のように、疲労試験後の破面を観察すると、青色で着色した補修対象の N_{10} き裂面に接着剤が浸透していることがわかった。接着剤がき裂面に浸透している場合、作用荷重によるき裂閉口量が抑制されるため、疲労強度が上昇することが知られている¹⁶⁾。無応力状態で CFRP 板を接着した本研究では、接着剤が補修対象の N_{10} き裂面へ浸透していたが、5.3 節の場合のように、疲労寿命延命効果につながったかどうかは不明である。

5.4.3 応力比- ∞ の試験結果

(a) S-N 線図

表-5.6, 図-5.36 に疲労試験の結果を示す。疲労寿命は、き裂が母材に 10mm 進展してからき裂が母材の裏面に発生するまでの回数 $N_{10} \rightarrow N_t$ とした。試験体 AW は溶接ままの試験体、試験体 $N_{10}+\text{CFRP}$ は CFRP 板を接着した試験体である。試験体 $N_{10}+\text{CFRP}$ は、公称応力範囲 $\Delta\sigma = 80, 100, 120\text{N/mm}^2$ で試験を行った。試験体 $N_{10}+\text{CFRP}-1$ では、公称応力範囲 $\Delta\sigma = 80\text{N/mm}^2$ で試験を行い、2000 万回載荷してもひずみ範囲が変化しなかったため、Runout データとし、公称応力範囲を 100N/mm^2 に上げて試験を行った。公称応力範囲 $\Delta\sigma = 100\text{N/mm}^2$ でもひずみ範囲が変化しなかったため、さらに公称応力範囲を 120N/mm^2 に上げて試験を行った。応力比 0 の場合と同様、すべて

表-5.6 疲労試験結果 ($R = -\infty$)

| 試験体 | 補修状況 | 応力範囲 (N/mm^2) | 疲労寿命 $N_{10} \rightarrow N_t (\times 10^4)$ |
|-------------------------------|---------------|----------------------|--|
| $N_{10}+CFRP-1 (R = -\infty)$ | $N_{10}+CFRP$ | 81.7 | 2110.7 |
| | | 99.6 | 2005.9 |
| | | 121.5 | 186.2 |
| $N_{10}+CFRP-2 (R = -\infty)$ | | 97.3 | 981.2 |

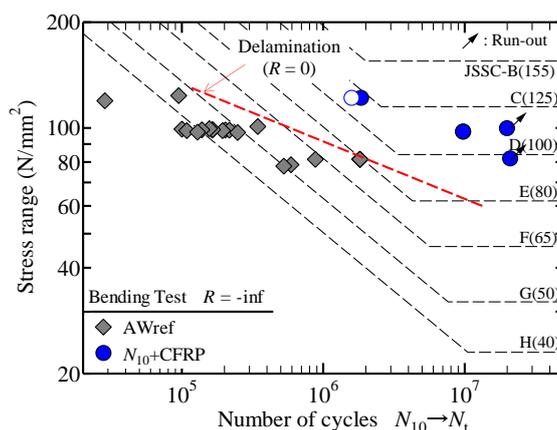


図-5.36 S-N線図

の試験体で、おもて面のき裂が再進展し、その後母材の裏面からき裂が発生した。図-5.36には、CFRP板がはく離し始めたときの疲労寿命(CFRP板上のゲージC1, C2のひずみ範囲が減少したときの繰り返し回数)を白抜きで、応力比0の場合にCFRP板がはく離し始めるまでの疲労寿命の回帰直線を赤の破線で示している。公称応力範囲 $\Delta\sigma = 120N/mm^2$ では、応力比0の場合と同様に、CFRP板がはく離してから裏面にき裂が発生したが、 $\Delta\sigma = 100N/mm^2$ では裏面にき裂が発生してからCFRP板がはく離している。また、CFRP板を接着することで、全ての公称応力範囲で10倍以上疲労寿命が向上した。このように、応力比 $-\infty$ の場合の方が、応力比0の場合よりも、CFRP板接着による疲労寿命向上効果が大きかった。これは、図-5.36からわかるように、応力比 $-\infty$ の場合のCFRP板がはく離し始めるまでの疲労寿命が、応力比0の場合と比較して10倍以上であることが原因であると考えられる。

(b) 疲労試験中のひずみ範囲の変動

疲労試験中のひずみ範囲の変動を図-5.37, 5.38に示す。図-5.37(a), 図-5.38には、 N_{10} のき裂が入ったときの試験体AWのゲージA, ゲージB1, B2のひずみ範囲(AW, N_{10})も破線で示している。

図-5.37(a)より、試験体 $N_{10}+CFRP-1 (R = -\infty)$ 、公称応力範囲 $\Delta\sigma = 80N/mm^2$ の場合、き裂先端のゲージB1, B2の応力範囲が、(AW, N_{10})の5割程度まで低減していることから、CFRP板の接着によってき裂先端に生じる応力が低減したといえる。一方、止端近傍のゲージAの応力範囲は、(AW, N_{10})よりも増加している。これは、5.4.2(b)の応力比0の場合とは異なる傾向である。この現象を明らかにするために、試験体 $N_{10}+CFRP-1 (R = -\infty)$ のき裂面を観察した(図-5.39)。図-5.39からわかるように、試験体 $N_{10}+CFRP-1 (R = -\infty)$ では、応力比0の場合と同様に、補修時のき裂部

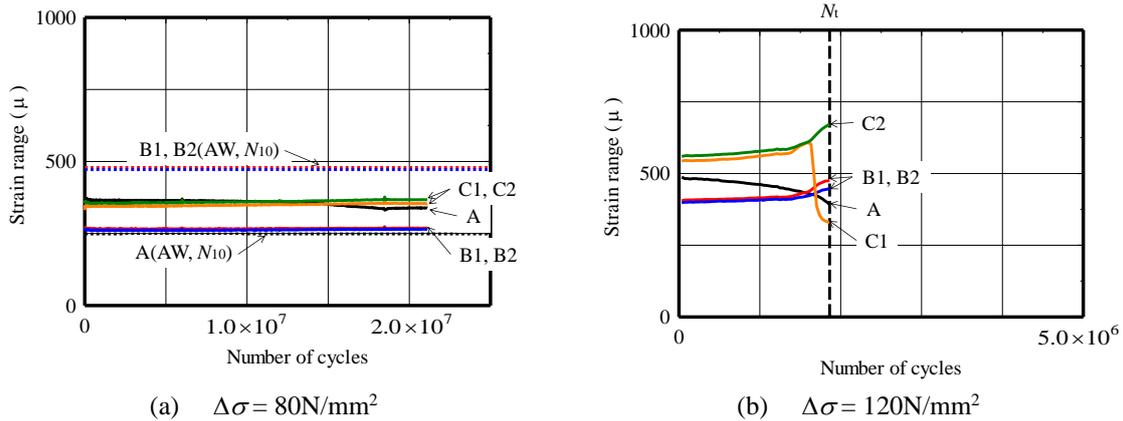


図-5.37 試験体 $N_{10}+CFRP-1$ ($R = -\infty$) のひずみ範囲の変化

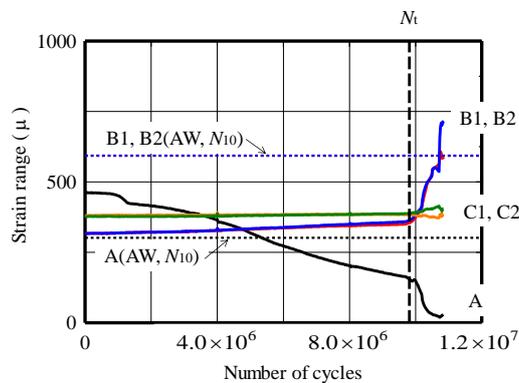


図-5.38 試験体 $N_{10}+CFRP-2$ ($R = -\infty$) のひずみ範囲の変化 ($\Delta\sigma=100N/mm^2$)



図-5.39 き裂部に浸透した接着剤

に接着剤が浸透していた。応力比 $-\infty$ の場合、き裂部に浸透した接着剤が荷重載荷時に圧縮応力を負担することで、溶接止端部の応力の伝達量が増加したため、止端近傍のゲージ A のひずみ範囲(図-5.37(a))が(AW, N_{10})よりも増加したと考えられる。図-5.37(a)より、試験体 $N_{10}+CFRP-1$ ($R = -\infty$)、公称応力範囲 $\Delta\sigma=80N/mm^2$ の場合、ゲージ A のひずみ範囲が繰り返し回数の増加とともに若干減少するが、繰り返し回数 1700 万回程度になるとひずみ範囲が収束した。これより、初期き裂が内部で若干再進展したが、途中で進展が止まったと考えられる。ゲージ B1, B2 と C1, C2 のひずみ範囲は、ほとんど変化しなかった。

図-5.37(b)より、試験体 $N_{10}+CFRP-1$ ($R = -\infty$)、公称応力範囲 $\Delta\sigma=120N/mm^2$ の場合、繰り返し回数の増加に伴って、止端近傍のゲージ A のひずみ範囲が減少し、き裂先端のゲージ B1, B2 のひずみ範囲が増加していることから、き裂が再進展しているといえる。また、CFRP 板のゲージ C1, C2 ではき裂の再進展に伴ってひずみ範囲が増加するが、ゲージ C1 のひずみ範囲は繰り返し

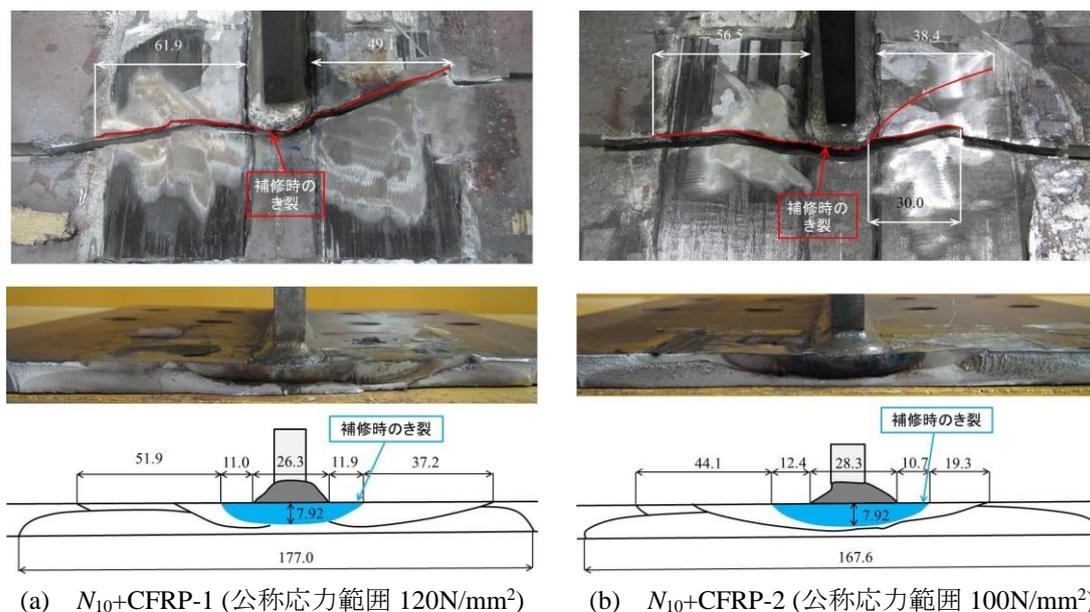


図-5.40 試験体 $N_{10}+CFRP$ のき裂の進展状況の一例

回数 160 万回程度で急減している。これは、CFRP 板が疲労試験の最中にはく離し始めたことが原因だと考えられる。

図-5.38 より、試験体 $N_{10}+CFRP-2$ ($R = -\infty$)、公称応力範囲 $\Delta\sigma = 100N/mm^2$ の場合、繰り返し回数の増加に伴って、ゲージ A のひずみ範囲が減少し、ゲージ B1, B2 のひずみ範囲が増加していることから、初期き裂が再進展しているといえる。き裂貫通後は、ゲージ A のひずみ範囲が急増、ゲージ B1, B2 のひずみ範囲が急減していることから、き裂進展速度が速くなったといえる。また、CFRP 板上のゲージ C1, C2 のひずみ範囲は疲労試験を通して変化しなかったため、疲労試験中に CFRP 板がはく離しなかったといえる。したがって、応力比 $-\infty$ の場合、公称応力範囲 $\Delta\sigma = 100N/mm^2$ 程度であれば、CFRP 板がはく離しないといえる。

(c) 疲労試験後の破面

図-5.40 に疲労試験後に試験体 $N_{10}+CFRP$ のき裂の進展状況を観察した様子を示す。応力比 0 の場合と同様、裏面からき裂が発生した後も試験を続けたため、図-5.36 に示した疲労強度の状態よりき裂が長くなっている。

図-5.40(a)より、公称応力範囲 $120N/mm^2$ の場合は、補修時に N_{10} に達していたき裂(図中の赤の破線)が大きく進展した。一方、図-5.40(b)より、公称応力範囲 $100N/mm^2$ の場合は、補修時に N_{10} に達していたき裂が再進展し、まわし溶接を回り込むようなき裂も進展していた。最終的にはまわし溶接を回り込んだき裂が先に CFRP 板の幅よりも長くなった。このように、公称応力範囲が小さい場合に補修対象と異なるき裂が大きく進展する傾向は、応力比 0 の場合と同様であった。これは、補修対象の N_{10} き裂面へ浸透した接着剤がき裂の閉口を抑制し、き裂の開閉口量を低減したため、公称応力範囲が小さくなると、 N_{10} き裂の進展が遅延され、補修対象と異なるき裂が進展する傾向にあったと考えられる。

5.5 まとめ

本章では、当て板接着によるき裂進展の遅延効果を定量的に評価する方法として、軸方向荷重を受ける場合の当て板接着による応力拡大係数の低減効果を線形破壊力学に基づいて定式化した。さらに、CFRP 板接着による疲労寿命延命効果を引張疲労試験と板曲げ疲労試験によって明らかにした。以下に、本章で得られた知見を示す。

- 1) 当て板が接着された貫通き裂を有する帯板の応力拡大係数の推定式を、当て板による公称応力の低減効果と、当て板が応力を分担することによるき裂開口の抑制効果(架橋応力)を考慮し、重ね合わせの原理を適用して与えた。さらに、応力拡大係数の推定値と有限要素解析結果の比較を行った結果、両者が良い一致を示した。
- 2) 軸方向荷重を受ける場合、公称応力範囲 100N/mm^2 以下では、CFRP 板を接着することで、疲労寿命が無補強の場合と比較して 10 倍以上向上した。
- 3) 定式化した応力拡大係数の理論式を用いてき裂進展解析を行ったところ、CFRP 板を接着した場合の解析結果、疲労試験の疲労寿命を安全側に評価した。
- 4) 応力比 $R=0$ の板曲げ荷重を受ける場合、CFRP 板の接着補修したときの疲労寿命が、公称応力範囲 $60\sim 100\text{N/mm}^2$ では 7 倍以上、公称応力範囲 120N/mm^2 では 5 倍以上、無補強の場合と比較して向上した。
- 5) 応力比 $R=-\infty$ の板曲げ荷重を受ける場合、CFRP 板の接着補修することで、公称応力範囲 $80\sim 120\text{N/mm}^2$ で疲労寿命が 10 倍以上向上した。

【参考文献】

- 1) 複合構造委員会 FRP と鋼の接合方法に関する調査研究小委員会：FRP 接着による鋼構造物の補修・補強技術の最先端，複合構造レポート 05，2012。
- 2) P. Colombi: Plasticity induced fatigue crack growth retardation model for steel elements reinforced by composite patch, Theoretical and Applied Fracture Mechanics, Vol.43, pp.63-76, 2005.
- 3) 中村一史, 姜 威, 前田研一, 鈴木博之, 入部孝夫, 福田欣弘：CFRP 板接着により補修された面外ガセット溶接継手部き裂の疲労寿命予測，構造工学論文集，Vol.57A, pp.842-851, 2011.
- 4) 鈴木博之, 稲葉尚文, 富田芳男, 紫桃孝一郎, 岡本陽介：ガラス繊維強化プラスチックの貼付による疲労耐久性向上に関する研究－面外ガセット溶接継手の疲労試験および FEM 解析検討－，構造工学論文集，Vol.54A, pp.659-666, 2008.
- 5) H. Liu, Z. Xiao, X. L. Zhao and R. Al-Mahaidi: Prediction of fatigue life for CFRP-strengthened steel plates, Thin Walled Structures, Vol.47, Issue10, FRP strengthened Metallic Structures, pp.1069-1077, 2009.
- 6) 林 帆, 中村一史, 前田研一, 福田欣弘：CFRP 板接着による疲労き裂の補修工法における養生中の繰返し荷重と架橋効果の検討，構造工学論文集，Vol.58A, pp.635-646, 2012.
- 7) 稲葉尚文, 富田芳男, 紫桃孝一郎, 鈴木博之, 小池洋平：ガラス繊維強化プラスチックの貼付による疲労耐久性向上に関する研究－実構造ディテールを反映した継手の疲労試験－，構造工学論文集，Vol.54A, pp.667-674, 2008.

- 8) P. Colombi, A. Bassetti and A. Nussbaumer: Delamination effects on cracked steel members reinforced by prestressed composite patch, *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, Vol.39, pp.61-71, 2003.
- 9) 岡村弘之：線形破壊力学入門，破壊力学と材料強度講座 1，培風館，1976.
- 10) Ya-Jun Guo, Xue-Ren Wu: Bridging stress distribution in center-cracked fiber reinforced metal laminates: modeling and experiment, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.63, pp.147-163, 1999.
- 11) J. C. Newman: A crack-closure model for predicting fatigue crack growth under aircraft spectrum loading, *ASTM STP 748*, pp.53-84, 1981.
- 12) 大倉一郎，福井唯夫，中村圭吾，松上泰三：炭素繊維シートによる鋼板応力の低下とはく離せん断応力，*土木学会論文集*，No.689, I-57, pp.239-249, 2001.
- 13) P. Albrecht and K. Yamada: Rapid calculation of stress intensity factors, *Journal of the Structural Division, ASCE*, Vol.103, No.ST2, Proc. Paper 12742, pp.377-389, 1977.
- 14) 白井瑛人，北根安雄，石川敏之，伊藤義人：軸力が作用する CFRP 接着補修鋼板に対する CFRP 板のせん断変形を考慮した理論解析，*構造工学論文集*，Vol.61A, pp.798-807, 2015.
- 15) 社団法人 日本鋼構造協会：鋼構造物の疲労設計指針・同解説一付・設計例一，技報堂出版，2012.
- 16) 舘石和雄，北河一喜，稲葉尚文，富田芳男：局部加熱を併用した硬化材注入手法による鋼材の疲労き裂伸展抑制，*土木学会論文集 A*，Vol.62, No.1, pp.126-131, 2006.

第6章 鋼床版の垂直補剛材溶接部のき裂を対象とした各種補修法の効果の比較

6.1 はじめに

近年、鋼床版に多数の疲労き裂の発生が報告されている^{1)~3)}。その中でも、図-6.1に示すような垂直補剛材上端とデッキプレートの溶接部からのき裂は発生数が非常に多いき裂である⁴⁾。このき裂は、デッキプレート側の溶接止端や垂直補剛材側の溶接止端から発生した後、デッキプレートに進展し、最終的にデッキプレートを貫通するため、交通に支障を来す恐れがある。

現在、垂直補剛材上端とデッキプレートの溶接部からのき裂に対する補修は様々な工法が提案されている^{5)~9)}。デッキプレートを貫通したき裂に対してはデッキプレートの上下から当て板を高力ボルト接合が一般的に行われている⁵⁾。阪神高速道路では、き裂長が短く、デッキプレートを貫通していない場合はグラインダーでき裂を削り取るなどの応急処置が行われ、き裂がデッキプレートに進展する程度まで成長している場合は、き裂の先端にストップホールを設ける処置が行われてきた⁶⁾。しかし、グラインダーによるき裂の除去では、き裂の長さや深さによっては数時間程度の施工時間が必要となる。また、ストップホール法はデッキプレートに貫通孔を設けるため、止水対策が必要となり、その対策が不十分な場合は、デッキプレートから鋼床版の内部に漏水し、鋼床版の内部を腐食させる恐れがある。

文献7)では、デッキプレート貫通前のき裂に対して、小型の油圧ジャッキを用いてデッキプレートにL形鋼を押し当て、き裂の進展を遅延させる方法を提案している。この方法は、垂直補剛材に孔をあける必要があり、グラインダーによるき裂の除去やストップホール法と比較して、手間がかかる工法である。

一方、文献8)では、このき裂の補修対策工法として、き裂近傍の母材を叩いて、き裂表面を閉口させることで、き裂の進展を抑制する工法(以下、ICR処理工法)が提案されている。この工法は、施工時間が数分程度と短く、大掛かりな重機を必要としない簡易な工法であり、鋼床版の垂直補剛材の溶接部に発生したき裂に、試験的に施工されている^{10), 11)}。

デッキプレートを貫通したき裂に対して、デッキプレート上面から炭素繊維強化樹脂や鋼板を接着する補修法の検討も行われている⁹⁾。

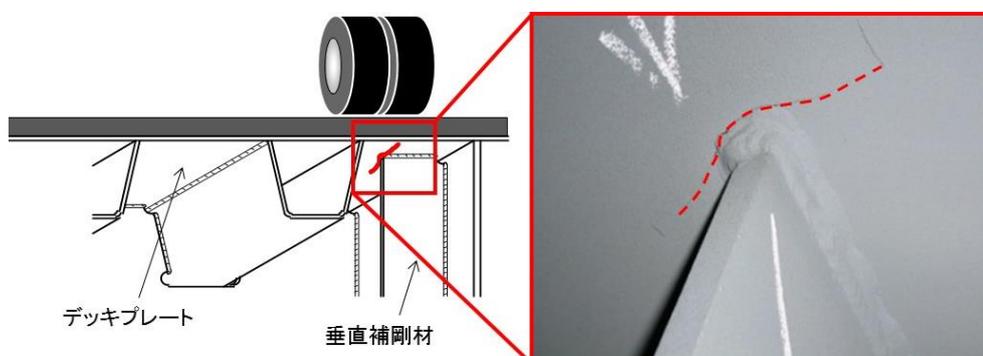


図-6.1 垂直補剛材上端とデッキプレートの溶接部から発生した疲労き裂

以上のように、デッキプレートと垂直補剛材の溶接部に発生するき裂に対して様々な補修法が提案されているが、き裂の長さや実橋梁に生じる作用応力の大きさによって最適な補修法が異なると考えられる。また、供用中の橋梁の維持管理には施工上の制約やコスト面での制約があり、簡易な補修法が求められている。

本研究では、いくつかの長さの疲労き裂に対し、グラインダーによるき裂の除去、ストップホール法およびICR処理工法に着目し、それらを施工した試験体の疲労試験を行うことで、各補修法の疲労寿命延命効果を明らかにする。また、FEM解析を行うことで、疲労寿命延命効果のメカニズムを明らかにする。

6.2 面外ガセット試験体を用いた各種補修法の効果の比較

6.2.1 試験体の概要

(a) 試験体

鋼床版のデッキプレートと垂直補剛材の溶接部を模擬した小型の面外ガセット試験体を用いて、非貫通き裂に対する各種補修法の効果の比較を行う。この図のように、板厚 12mm、幅 300mm の母材に、板厚 12mm、高さ 100mm のガセットプレートが、下向きで半自動 CO₂ ガスシールドアーク溶接(溶接材料 MX-Z200、溶接電流 215A、溶接電圧 31.5V、溶接速度 350mm/min)されている。まわし溶接部では、溶接の継ぎを設けなかった。すみ肉溶接は、鋼床版の垂直補剛材の溶接と合わせて、等脚長の 6mm としている。試験体には、鋼種 SM490Y の鋼板を用いた。鋼板検査証明書(ミルシート)による鋼板の材料特性を表-6.1 に示す。ひずみゲージ(ゲージ長 1mm)は、図-6.2 に示す位置に貼付した。

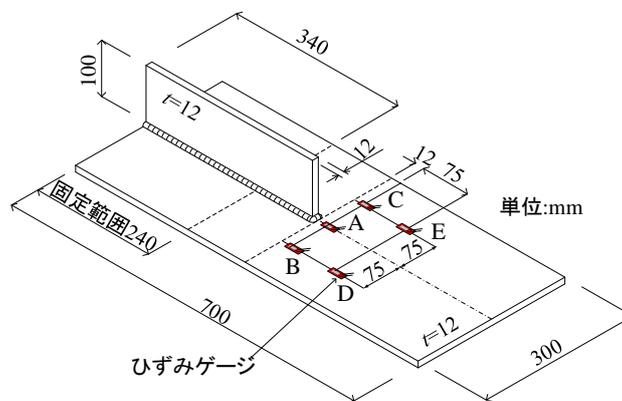


図-6.2 面外ガセット試験体

表-6.1 面外ガセット試験体の機械的特性および化学成分

| 鋼種 | 板厚 (mm) | σ_Y (N/mm ²) | σ_b (N/mm ²) | 伸び (%) | 化学成分 (%) | | | | |
|--------|------------|------------------------------------|------------------------------------|--------|----------|------|------|-------|-------|
| | | | | | C | Si | Mn | P | S |
| SM490Y | 12 | 409 | 536 | 25 | 0.15 | 0.40 | 1.41 | 0.016 | 0.003 |

(b) 予き裂

補修時のき裂の長さが疲労寿命延命効果に与える影響を検討するために、2.3節で用いた板曲げ振動疲労試験機を用いて予き裂を発生させた。試験機の詳細は、2.3.1(a)に述べている。垂直補剛材上端の溶接部の応力状態を再現するために、溶接止端部の応力比 R を $-\infty$ 、公称応力範囲を 80N/mm^2 とした。低応力範囲に対する、き裂の補修効果を確認した試験体では、補修後の応力範囲と同じ状態で予き裂を発生させた。この状態で発生する疲労き裂は、垂直補剛材直上から少し離れた位置の輪荷重の作用に相当すると考えられ、これまでの疲労試験では、デッキプレート側の溶接止端から疲労き裂が発生している^{8), 9), 12)}。

公称応力は、ゲージB, Cの初期ひずみの平均値に弾性係数を乗ずることで算出した。試験体には $\phi 0.05\text{mm}$ の被覆銅線を貼り、疲労き裂が発生・進展によって銅線が断線すると疲労試験機が止まるようにした。

予き裂の長さは、以下に示す5通りとした。

N_{toe} : 溶接止端に2mm間隔程度で貼り付けた銅線が切れた時の微細なき裂(図-6.3(a))

N_b : まわし溶接まで進展したき裂(図-6.3(b))

N_5, N_{10}, N_{20} : まわし溶接から離れ母材に5, 10, 20mm 進展したき裂(図-6.3(c))

まず、各予き裂の深さを明らかにするために、溶接ままの試験体を用いて、公称応力範囲 80N/mm^2 で、き裂が母材に $50\text{mm}(N_{50})$ に達するまで疲労試験を実施した。疲労試験では、上述の各き裂の長さに対応した際にビーチマークを行い、試験終了後に疲労破面から各き裂長さに対応する深さを計測した。図-6.4に溶接ままの試験体の破面を示す。図-6.4より、 N_{toe} の深さが約2mmであるのに対し、 N_b の深さが約7mmであることから、き裂がまわし溶接を進展するにつれてガセットプレートの下に潜り込むように深さ方向に大きく進展していることがわかる。き裂が母材

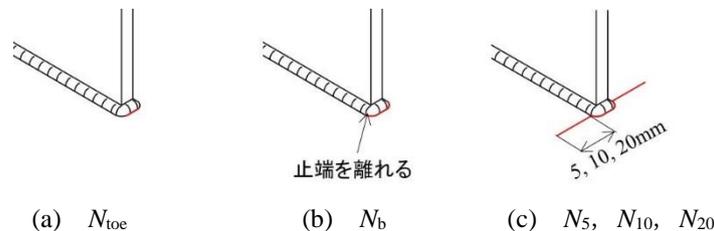


図-6.3 予き裂の定義

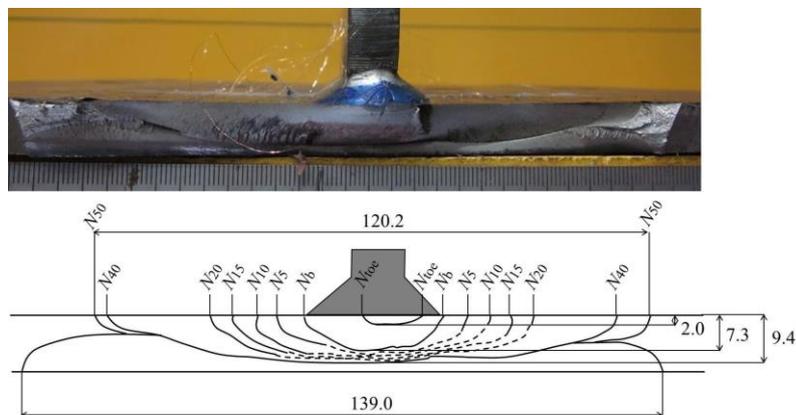


図-6.4 試験体AWの破面

に進展すると、試験体の表面でき裂が進展しても、深さ方向にはほとんど進展せず、最も大きな予き裂である N_{20} の深さは約 9mm であった。

(c) き裂の補修法

(1) グラインダー処理によるき裂の除去

グラインダーによるき裂の除去は、鋼材に発生したき裂をバークラインダーによって周辺の金属ごと切削する工法である。一般的に、グラインダーによるき裂除去工法は、母材に進展していない小さなき裂に対して用いられる。本研究では、き裂が母材まで進展していない N_{toe} と N_b に加え、き裂が母材に若干進展した N_5 と N_{10} に対して、グラインダーによるき裂除去工法の効果を調べる。き裂を除去後、フラップホイールを用いて、き裂先端の処理部を曲率半径3mm程度のなめらかな球形状になるように仕上げた。図-6.5に、グラインダー後の試験体とグラインダー処理による切削部を印象材でかたどって深さを計測した結果を示す。グラインダーによる母材の削り込みの深さは、 N_{toe} で1.6mm、 N_b で5.9mm、 N_5 で7.7mm、 N_{10} で9.0mmであった。

グラインダーによるき裂除去の試験体 $N+G$ の一覧を表-6.2 に示す。

(2) ICR 処理工法

ICR 処理工法は、先端を平坦に加工したタガネをセットしたエアツールで、き裂の表面近傍の母材を叩くことにより、き裂表面を閉口させる工法である。この工法は、初期の微細なき裂から数十 mm 程度なき裂に施工することができるので、 $N_{toe} \sim N_{20}$ のき裂を対象とした。図-6.6 に示す

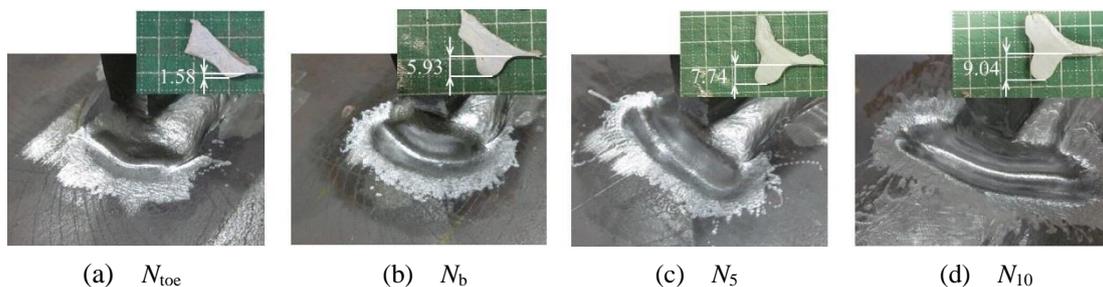


図-6.5 グラインダーによるき裂除去後の試験体

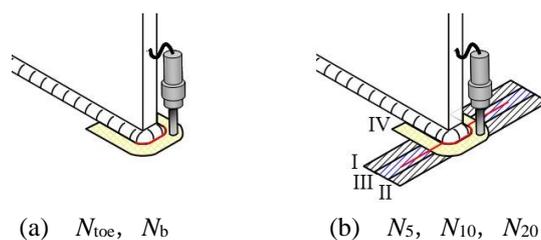


図-6.6 ICR処理の手順



図-6.7 ICR処理後の試験体の一例

ように、 N_{10c} 、 N_b に対してはまわし溶接に沿ってICR処理を施工し、 N_5 、 N_{10} 、 N_{20} に対しては母材のき裂をI~IIIの手順で閉口させた後、 N_b と同様の手順でまわし溶接部のき裂を閉口させた(IV)。図-6.7にICR処理後の試験体の一例を示す。

ICR処理を施工した試験体 $N+ICR$ の一覧を表-6.2に示す。

(3) ストップホール

ストップホールは、き裂の先端にドリル孔を設け、き裂の進展を抑制する工法である。本研究では、マグネット式ボール盤ドリル($\phi 24.5\text{mm}$)を用いて、ガセットプレートが取り付けられている面から、き裂の先端が5mm程度ストップホール内に入りかつき裂の進行方向とストップホールの中心が一致するように、ストップホールを施工した(図-6.8)⁶⁾。通常、ストップホールはき裂が母材に十分進展してから施工されるので、き裂が母材に進展した N_{10} 、 N_{20} を試験対象とした。 N_{10} では、き裂先端にストップホールを施工した後、ストップホール間のき裂をICR処理で閉口させた試験体も作成した。 N_{20} では、まわし溶接近傍のき裂をグラインダーで削り込み、母材に進展したき裂にストップホールを施工した試験体も作成した。

図-6.9にストップホール施工後の試験体の一例を示す。ストップホール間の距離 L は、 N_{10} で90mm、 N_{20} で110mm程度であった。また、本研究ではデッキプレートへのストップホールの施工を想定しているため、実橋ではアスファルト舗装があってストップホール縁の仕上げができない

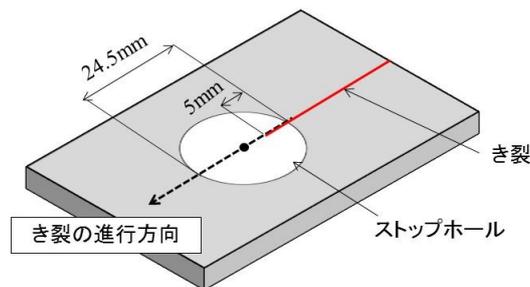


図-6.8 グラインダーによるき裂除去後の試験体

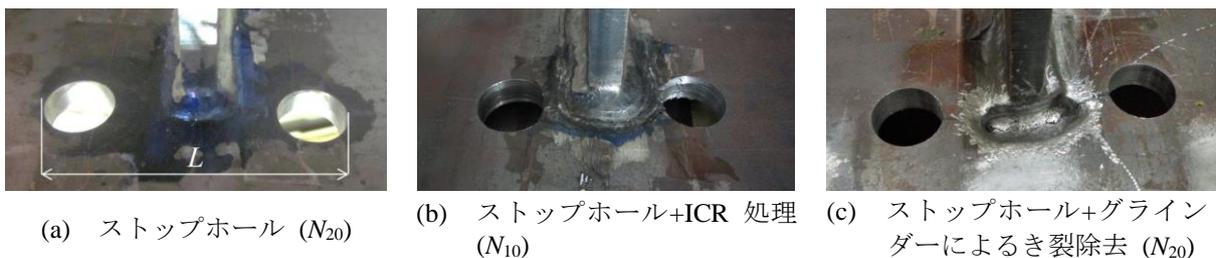


図-6.9 ストップホール施工後の試験体 (N_{20})

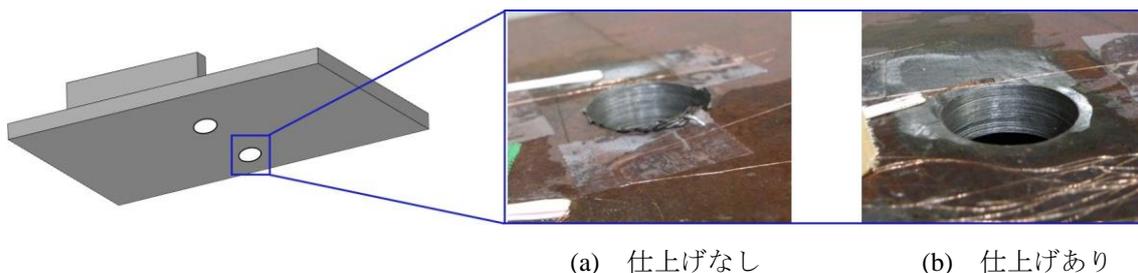


図-6.10 ICR処理後の試験体の一例

表-6.2 試験体一覧

| 試験体 | き裂長 | G | ICR | SH |
|-----------------|-----------|---|-----|-----------|
| $N_{toe}+G$ | N_{toe} | ○ | — | — |
| N_b+G | N_b | ○ | — | — |
| N_5+G | N_5 | ○ | — | — |
| $N_{10}+G$ | N_{10} | ○ | — | — |
| $N_{toe}+ICR$ | N_{toe} | — | ○ | — |
| N_b+ICR | N_b | — | ○ | — |
| N_5+ICR | N_5 | — | ○ | — |
| $N_{10}+ICR$ | N_{10} | — | ○ | — |
| $N_{20}+ICR$ | N_{20} | — | ○ | — |
| $N_{10}+SH$ | N_{10} | — | — | ○ (仕上げなし) |
| $N_{10}+SH+ICR$ | N_{10} | — | ○ | ○ (仕上げなし) |
| $N_{20}+SH$ | N_{20} | — | — | ○ (仕上げなし) |
| $N_{20}+SH+G$ | N_{20} | ○ | — | ○ (仕上げなし) |
| $N_{10}+SH^*$ | N_{10} | — | — | ○ (仕上げあり) |
| $N_{20}+SH^*$ | N_{20} | — | — | ○ (仕上げあり) |

G: グラインダー処理, ICR: ICR処理工法, SH: ストップホール

ことを考慮するために、ドリルが抜けた裏面のストップホール縁の仕上げは行わなかった。ただし比較のため、粗さ#100のディスクグラインダーを用いて裏面のストップホール縁を仕上げた試験体も用意した。ストップホール縁を仕上げしていない試験体と仕上げした試験体の様子を図-6.10に示す。

ストップホール試験体 $N+SH$ の一覧を表-6.2 に示す。

6.2.2 疲労試験概要

疲労試験は、予き裂の導入時に用いた板曲げ疲労試験機を用いた。試験の詳細は、2.3.1(a)で述べている。ここで、図-6.11(a)に示すように、溶接ままの試験体の疲労試験中のゲージB, Cの応力範囲は、き裂の発生による応力集中を受けて高くなるが、その影響がないゲージD, Eではほとんど応力範囲が変化していなかった。したがって、き裂を補修した試験体では、その試験体の予き裂を導入した際に計測したゲージB, CとD, Eの初期ひずみ範囲の平均値の比に、D, Eのひずみ範囲の平均値と弾性係数を乗ずることで、公称応力範囲 $\Delta\sigma$ を算出した。

本研究では、試験体の裏面にき裂が発生した時点(N_i)を疲労寿命とした。一部の試験では試験体の裏面にき裂が発生する前に、試験体のおもて面のき裂が母材に30mm進展した。それらの試験ではき裂が母材に30mm進展した時点(N_{30})を疲労寿命とした。ただし、き裂の破面を観察するために、き裂自体はさらに進展させている。ストップホールを施工した試験体では、ストップホールの縁からき裂が1mm進展した時点を疲労寿命とした。

図-6.11(b)~(d)に、各種補修法を施工した試験体の疲労試験中の応力範囲の変化を示す。図-6.11(b), (c)より、グラインダーでき裂を切削した試験体($N_{10}+G$)とICR処理を施工した試験体

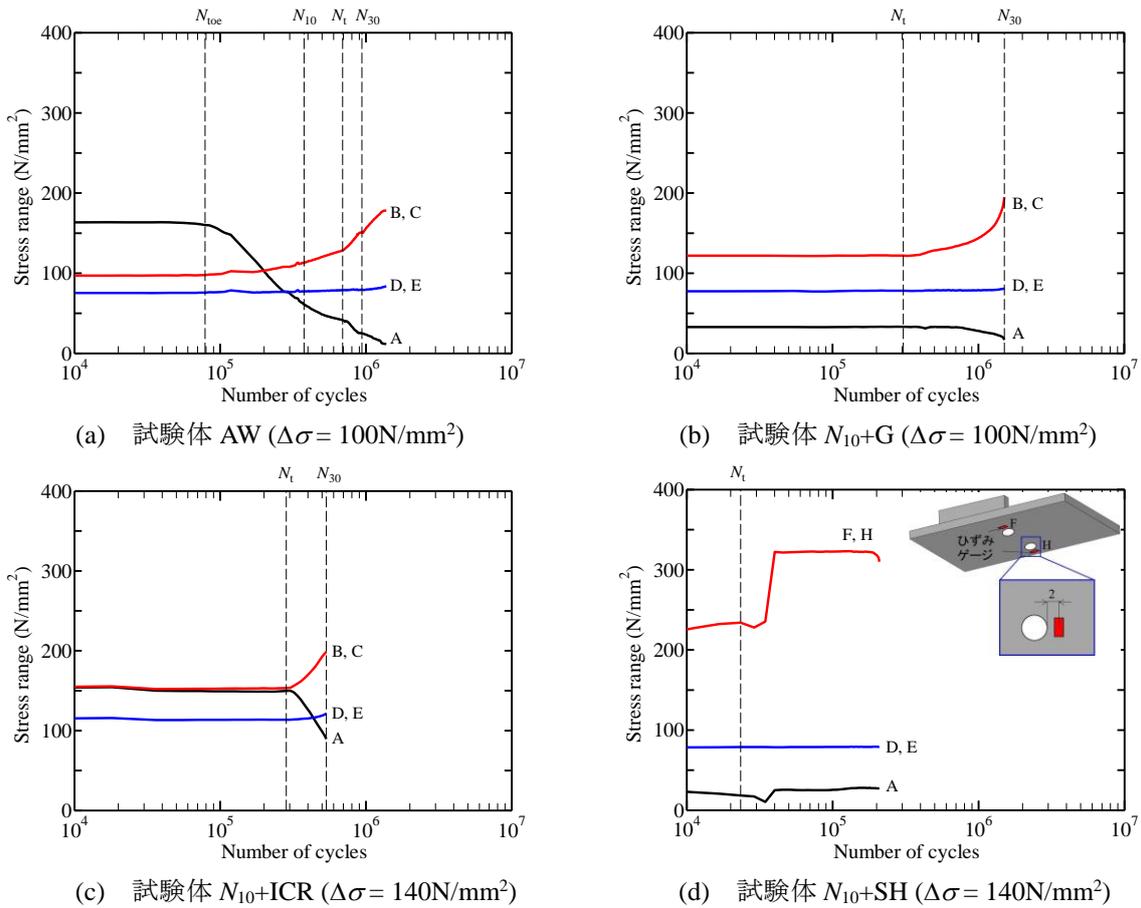


図-6.11 疲労試験中の応力範囲の変化

($N_{10}+ICR$)は、き裂の発生・進展に伴い、ゲージ A の応力範囲が減少し、ゲージ B, C の応力範囲が増加したが、ゲージ D, E の応力範囲はほぼ一定となっていた。図-6.11(d)は、ストップホールを施工した試験体($N_{10}+SH$)の結果である。図-6.11(d)には試験体裏面のストップホール縁に貼付したゲージ F, H の応力範囲の変化も示している。図-6.11(d)より、ストップホールを施工した場合、き裂が貫通すると(N_t)、ストップホール縁のゲージ F, H の応力範囲が大幅に増加した。ゲージ D, E は、他の補修法を施工した場合と同様、疲労試験を通して、応力範囲がほぼ一定となった。

6.2.3 疲労試験結果

(a) 溶接ままの試験結果

溶接まま(AW)の試験結果を図-6.12 に示す。縦軸が公称応力範囲、横軸は裏面からき裂が発生するまでの繰り返し回数 N_t である。裏面からき裂が発生する前におもて面のき裂が母材に 30mm 進展した試験体(図中の”30”の付いた試験結果)は、き裂が母材に 30mm 進展するまでの繰り返し回数 N_{30} を示している。今回行った試験結

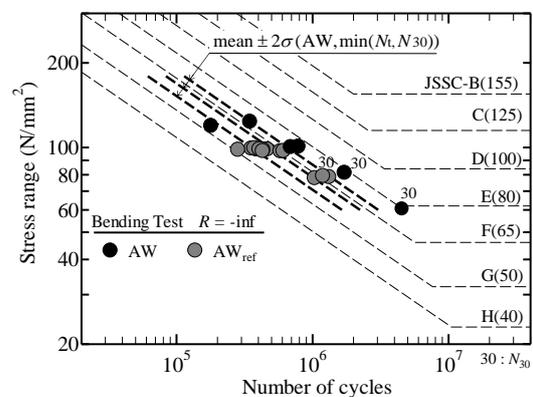


図-6.12 S-N 線図 (AW)

果は過去の試験結果⁹⁾と同等の疲労強度となった。

(b) 予き裂を補修した後の試験結果

予き裂を補修したときの $S-N$ 線図を図-6.13に示す。縦軸が公称応力範囲 $\Delta\sigma$ 、横軸はき裂を補修してからき裂が裏面から発生するまでの繰り返し回数である。溶接まま(AW)と同様、き裂が裏面から発生する前におもて面のき裂が30mm進展した試験体(図中の”30”の付いた試験結果)は、き裂を補修してからおもて面のき裂が母材30mm進展するまでの繰り返し回数を示している。载荷回数が1000万回に達しても、試験終了に至らなかった試験体(図中の矢印の付いた試験結果)はRunoutとして扱い、応力範囲を上げて再度試験を行った。図-6.13には、参考までに、図-6.12のAWの疲労寿命 $\min(N_t, N_{30})$ の平均値 $\pm 2\sigma$ (σ : 標準偏差)の結果も破線で示している。

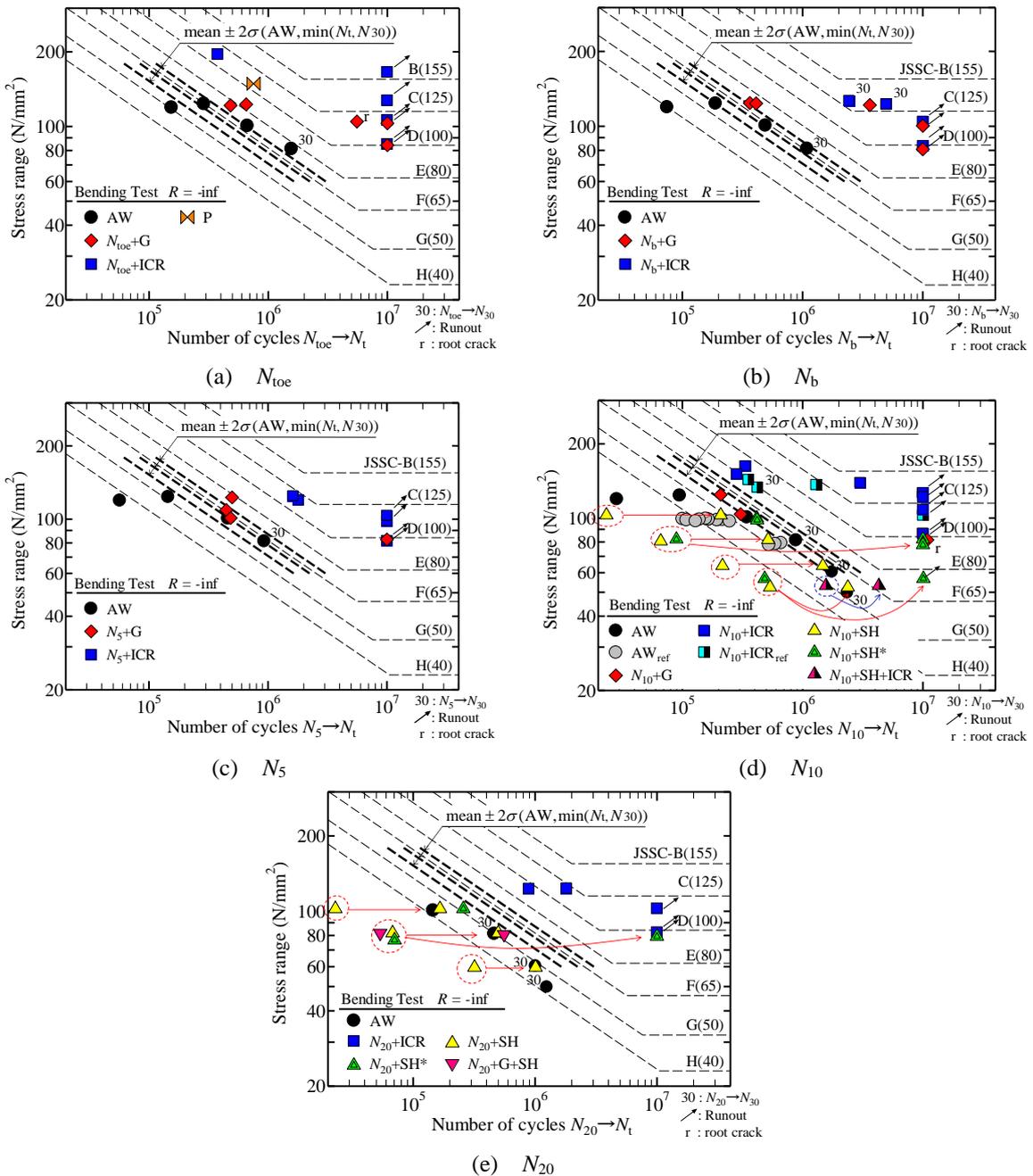


図-6.13 補修後の $S-N$ 線図

図-6.13(a)より、 N_{toe} のき裂をグラインダーで除去した場合(試験体 N_{toe+G})、公称応力範囲 $\Delta\sigma=80, 100\text{N/mm}^2$ ではき裂が発生しなかった。 $\Delta\sigma=120\text{N/mm}^2$ になると、グラインダーによる母材の切削部からき裂が発生したが、疲労寿命はAWの2倍程度となった。また、一部の試験体 N_{toe+G} ではルートからき裂が発生した。これは、図-6.5からわかるように、グラインダーによりき裂を除去する際に溶接部も切削されてのど厚が小さくなったためであると考えられる。

N_{toe} のき裂をICR処理した場合(試験体 $N_{toe+ICR}$)、 $\Delta\sigma=150\text{N/mm}^2$ 以下ではき裂が発生しなかった。 $\Delta\sigma=180\text{N/mm}^2$ になると、試験体の裏面からき裂が発生したが、疲労強度はAWよりも2等級程度向上した。

図-6.13(a)には、疲労試験を行う前にピーニング処理を行った試験体の結果(試験体P)も示している。試験体Pの疲労強度は、試験体 $N_{toe+ICR}$ の疲労強度が同程度であり、き裂は試験体の裏面から発生した。したがって、 N_{toe} の段階でICR処理を施工すると、溶接ままにピーニング処理を施工した状態と同等と考えられる。

図-6.13(b)より、 M_b のき裂を補修した場合、 $\Delta\sigma=80, 100\text{N/mm}^2$ では、試験体 M_b+G 、試験体 M_b+ICR ともにき裂が発生しなかった。 $\Delta\sigma=120\text{N/mm}^2$ になると、試験体 M_b+G では母材裏面から、試験体 M_b+ICR ではおもて面からき裂が発生するが、試験体 M_b+G では約2倍、試験体 M_b+ICR では約10倍、AWと比較して疲労寿命が長くなった。

図-6.13(c)より、 N_5 のき裂を補修した場合、 $\Delta\sigma=80\text{N/mm}^2$ では試験体 N_5+G 、試験体 N_5+ICR ともにき裂が発生しなかった。 $\Delta\sigma=100, 120\text{N/mm}^2$ になると、試験体 N_5+G では、き裂が裏面から発生し、AWと同程度の疲労寿命となった。一部の試験体 N_5+G では、グラインダーによって削り込みや仕上げが行われなかったまわし溶接部からき裂が発生した後、母材裏面からき裂が発生した。一方、試験体 N_5+ICR では、 $\Delta\sigma=100\text{N/mm}^2$ ではき裂が発生せず、 $\Delta\sigma=120\text{N/mm}^2$ では母材裏面からき裂が発生したが、AWと比較して10倍程度疲労寿命が長くなった。

図-6.13(d)より、 N_{10} のき裂を補修した場合、 $\Delta\sigma=80\text{N/mm}^2$ では試験体 N_{10+G} 、試験体 N_{10+ICR} ともにき裂が発生しなかった。 $\Delta\sigma=100, 120\text{N/mm}^2$ になると、試験体 N_{10+G} では裏面からき裂が発生し、AWと同程度の疲労寿命となった。試験体 N_{10+ICR} では $\Delta\sigma=100, 120\text{N/mm}^2$ でもき裂が発生せず、 $\Delta\sigma=140\text{N/mm}^2$ で裏面からき裂が発生した。この傾向は既往の研究の試験結果⁹⁾と合致している。

一方、ストップホールに関しては、ストップホール縁の仕上げなしの場合(試験体 N_{10+SH})、すべての公称応力範囲に対して、引張応力を繰返し受ける母材裏面のストップホール縁からき裂が発生し、疲労寿命はAWよりも若干短くなった。ストップホールとICR処理を併用した場合(試験体 $N_{10+SH+ICR}$)、 $\Delta\sigma=60\text{N/mm}^2$ でストップホール縁からき裂が発生したが、その疲労寿命はAWの2倍程度となった。ストップホール縁の仕上げありの場合(試験体 N_{10+SH}^*)、 $\Delta\sigma=60, 80\text{N/mm}^2$ ではき裂が再発生せず、 $\Delta\sigma=100\text{N/mm}^2$ では裏面のストップホール縁からき裂が発生し、疲労寿命はAWと同程度となった。

図-6.13(d)には、ストップホールを設けてから母材裏面のストップホール間からき裂が発生するまでの結果(破線で囲まれた点)も示している。仕上げの有無に関わらず、数万回程度でストップホール間の母材裏面からき裂が発生した。試験体 $N_{10+SH+ICR}$ 、 $\Delta\sigma=60\text{N/mm}^2$ でも母材裏面のストップホール間からき裂が発生したが、そのときの繰返し回数は試験体 N_{10+SH} の3倍程度となった。

このように、ストップホールを設けた場合、ストップホールが断面欠損となるため、ストップホール間なき裂は貫通き裂になりやすいが、ストップホールとICR処理工法を併用することで、き裂が貫通するまでの疲労寿命を延命させることができる。

図-6.13(e)より、 N_{20} のき裂を補修した場合、試験体 $N_{20}+ICR$ では $\Delta\sigma=80$ 、 $100N/mm^2$ でき裂が発生しなかった。 $\Delta\sigma=120N/mm^2$ で裏面からき裂が発生したが、AW 比較して3倍程度疲労寿命が長くなった。

ストップホールに関しては、ストップホール縁の仕上げなしの場合(試験体 $N_{20}+SH$)、すべての公称応力範囲で裏面のストップホール縁からき裂が発生し、そのときの疲労寿命はAWよりも若干短くなった。ストップホール縁の仕上げありの場合(試験体 $N_{20}+SH^*$)、 $\Delta\sigma=80N/mm^2$ ではき裂が再発生せず、 $\Delta\sigma=100N/mm^2$ では裏面のストップホール縁からき裂が発生し、そのときの疲労寿命はAWと同程度となった。ストップホールとグラインダーを併用した試験体 $N_{20}+SH+G$ では、試験体 $N_{20}+SH$ と同程度の疲労寿命であり、グラインダーを併用した効果はみられなかった。

図-6.13(e)には、ストップホールを設けてから母材裏面のストップホール間なき裂が発生するまでの結果(破線で囲まれた点)も示しているが、 N_{10} と同様、数万回程度で母材裏面のストップホール間からき裂が発生し、母材を貫通した。

(c) き裂の再進展

(1) グラインダーによってき裂を除去した試験体

図-6.14 にグラインダーによってき裂を除去した試験体の疲労破面を示す。図-6.14(a)より、切削深さが6mm程度の試験体 N_b+G では、グラインダーによる鋼材の切削部からき裂が発生・進展した。図-6.14(b)より、切削深さが9mm程度の試験体 $N_{10}+G$ では、試験体の裏面からき裂が発生・進展した。このように、切削深さが小さい場合は切削部からき裂が発生し、切削深さが大きくなると、試験体裏面に生じる応力が大きくなるため、裏面からき裂が発生しやすくなる。表-6.3に各試験体のき裂発生位置を示す。表-6.3に示しているように、公称応力範囲や予き裂の大きさに関係なく、切削後の形状を滑らかに仕上げられていなかったまわし溶接部や、ビードを削り込みすぎた溶接部のルートからき裂が生じた試験体があった。したがって、グラインダーによる補修は、仕上げや削り込みの量によっては、まわし溶接やビードからき裂が再発生する可能性がある。

(2) ICR 処理を施工した試験体

図-6.15 に ICR 処理を施工した試験体の破面を示す。

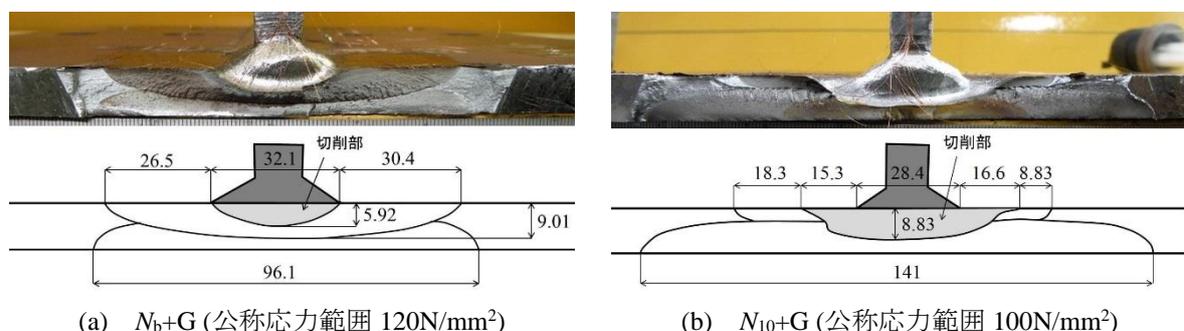


図-6.14 グラインダー処理を施工した試験体の破面

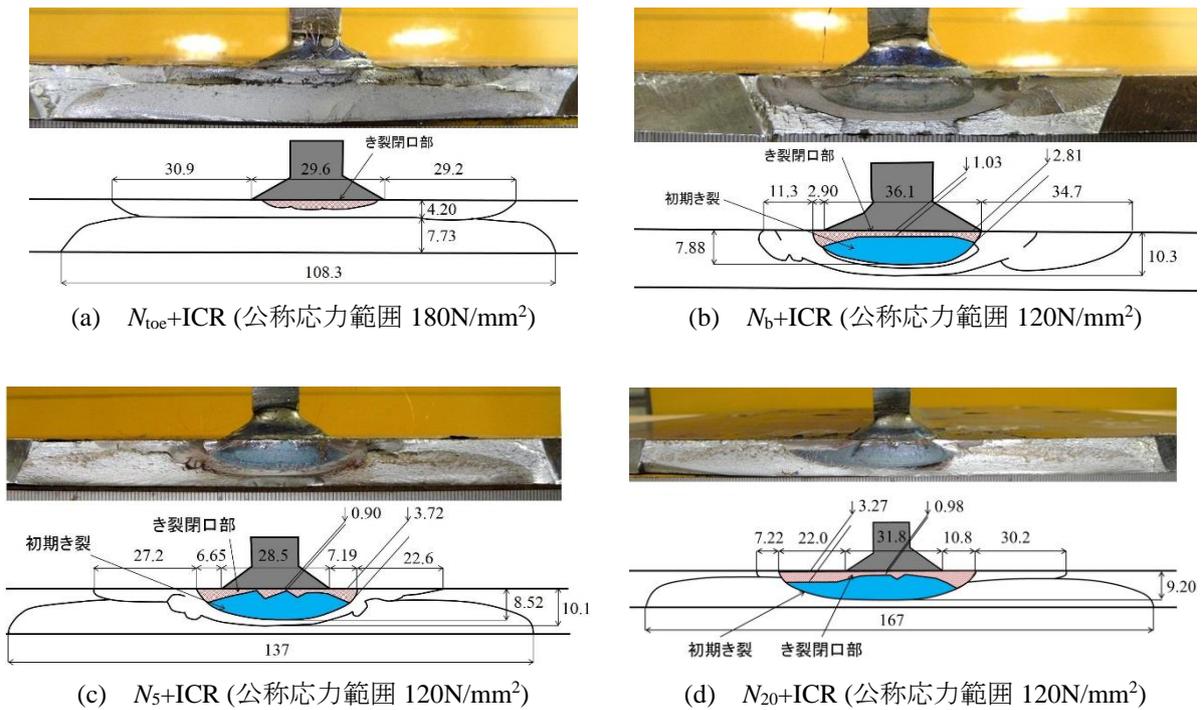


図-6.15 ICR 処理を施工した試験体の破面

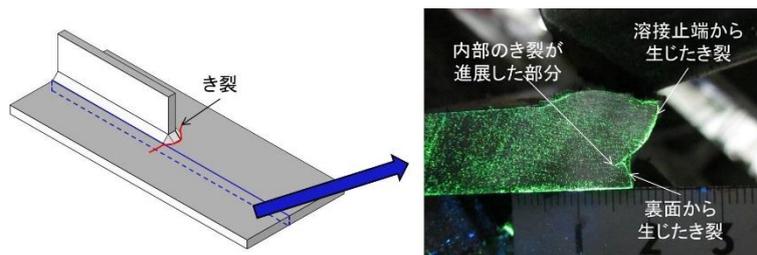


図-6.16 内部に進展したき裂 ($N_{20}+ICR$)

図-6.15(a)は、試験体 $N_{10e}+ICR$ の破面である。予き裂の部分は青い浸透液で着色していたが、青色の染料が観察できないことから、き裂が完全に閉口していたといえる。き裂は試験体の裏面から発生・進展したことがわかる。

図-6.15(b)は、試験体 N_6+ICR の破面である。青色の染料で着色した予き裂が試験体の内部で板幅方向と板厚方向に進展した状態でビーチマークが確認できたので、 $\Delta\sigma = 80N/mm^2$ あるいは $100N/mm^2$ の状態で既にき裂内部が進展していたといえる。 $\Delta\sigma = 120N/mm^2$ になると、ICR 処理後に試験体の内部に残ったき裂が板幅方向と板厚方向に進展して、試験体のおもて面に出現したといえる。

図-6.15(c)は、試験体 N_5+ICR の破面である。青色の染料で着色した予き裂が試験体の内部で板幅方向と板厚方向に進展した状態でビーチマークが確認できたので、 $\Delta\sigma = 80N/mm^2$ あるいは $100N/mm^2$ の状態で既にき裂内部が進展していたといえる。 $\Delta\sigma = 120N/mm^2$ になると、ICR 処理後に試験体の内部に残ったき裂が板幅方向と板厚方向に進展して、試験体裏面の応力が高くなり、最終的に裏面からき裂が発生したといえる。試験体 $N_{10}+ICR$ も試験体 N_5+ICR と同様の傾向であった。

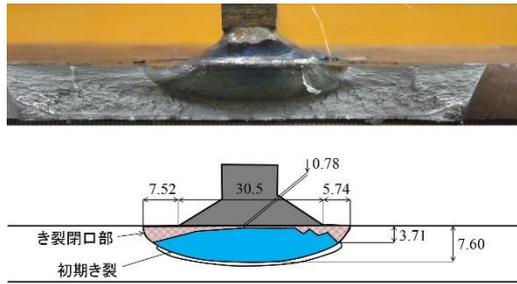


図-6.17 Runout した試験体 N_5+ICR の破面 (公称応力範囲 $100N/mm^2$)

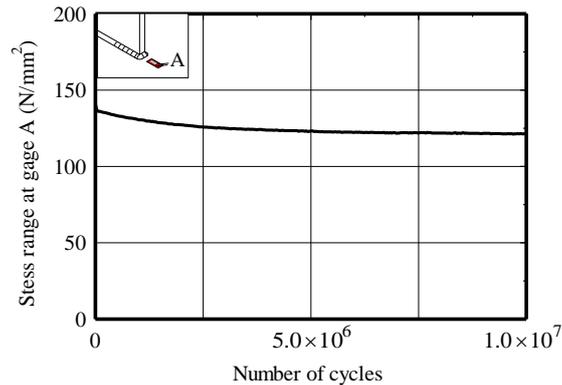


図-6.18 Runout した試験体 N_5+ICR のゲージ A の公称応力範囲の変化 (公称応力範囲 $100N/mm^2$)

表-6.3 き裂発生位置

| 補修法 | $\Delta\sigma$ (N/mm^2) | 予き裂 | | | | |
|-----|--------------------------------|-----------|------------|------------|----------|------------|
| | | N_{toe} | N_b | N_5 | N_{10} | N_{20} |
| G | 80 | × | × | × | ルート | — |
| | 100 | × | × | 裏面 | 裏面 | — |
| | 120 | 切削部 | 切削部 裏面 | まわし溶接部 | 裏面 | — |
| ICR | 80 | × | (内部) | (内部) | (内部) | (内部) |
| | 100 | × | (内部) | (内部) | (内部) | (内部) |
| | 120 | × | 表面 (内部) | 裏面 (内部) | (内部) | 裏面 (内部) |
| | 150 | × | — | — | (内部) | — |
| | 180 | 裏面 | — | — | — | — |

× : き裂が発生しなかった結果, — : 疲労試験を実施していない項目

図-6.15(d)は、試験体 $N_{20}+ICR$ の破面である。図-6.15(d)より、内部でのき裂の進展が確認できなかった。図-6.16 に、試験体 $N_{20}+ICR$ をすみ肉溶接に沿って切断して、磁粉探傷試験を行った結果を示す。図-6.15(d)では確認できなかった板厚内部へのき裂の進展が、図-6.16 では確認できる。以上より、試験体 $N_{20}+ICR$ は、内部に残されたき裂が板厚内部に進展することで裏面の応力が高くなり、最終的に裏面からき裂が発生したといえる。表-6.3 に各試験体のき裂発生位置を示す。

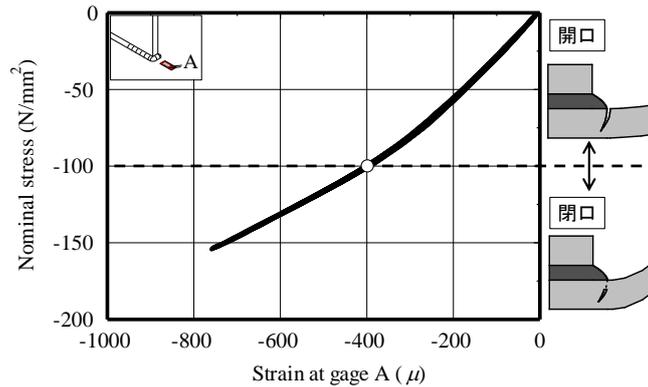


図-6.19 公称応力とゲージ A のひずみの関係 (試験体 $N_{10}+ICR$)

ここで、疲労試験で繰り返し回数が 1000 万回に達し、Runout とした試験体の破面の一例(試験体 N_5+ICR)を図-6.17 に示す。図-6.17 より、Runout とした試験体でも板の内部でき裂が再進展していることがわかる。図-6.18 に、図-6.17 に示した試験体の止端近傍のゲージ A の応力範囲の変化を示す。図-6.18 より、疲労試験の開始直後は繰り返し回数の増加に伴って、ゲージ A の応力範囲が減少しているが、繰り返し回数が 500 万回以上になると応力範囲の変化が収束したため、内部き裂はある程度成長すると、進展が止まったと考えられる。図-6.18 のようなゲージ A の応力範囲の減少・収束は、試験体 N_6+ICR , N_5+ICR , $N_{10}+ICR$, $N_{20}+ICR$ のうち、Runout したすべての試験体でみられた。したがって、上記の試験体は、内部でき裂が再進展したが、き裂がある程度成長すると進展が止まったと考えられる。表-6.3 に、き裂が内部で再進展したと考えられる試験体に(内部)と表記する。

図-6.15, 6.17 には、ICR 処理でき裂が閉口したと考えられる範囲(予き裂に導入したダイマーカーが ICR 処理による塑性変形によって確認できなかった範囲)を示している。図-6.15, 6.17 からわかるように、き裂が完全に閉口した試験体 $N_{10e}+ICR$ 以外では、溶接止端部で表面から 1mm 程度、母材に進展した部分で表面から 3mm 程度き裂が閉口していた。

(d) ICR 処理後のき裂の開閉口

3.4.2項で述べたように、ICR 処理は母材を打撃することで溶接止端部を塑性変形させ圧縮応力を残すことでき裂を閉じているため、溶接止端にさらに圧縮荷重が作用すると、き裂が再度開口する場合がある。

図-6.19に試験体 $N_{10}+ICR$ に公称応力範囲 $\Delta\sigma = 150\text{N/mm}^2$ の疲労試験中の公称応力とゲージ A のひずみの関係を示す。図-6.19より、公称応力が小さくなるにつれて、曲線の傾きが徐々に大きくなる。これは、圧縮荷重の載荷・除荷によって開口していたき裂が、圧縮荷重の載荷によって徐々に閉じることで、止端近傍に伝達される応力が増加したためと考えられる。公称応力 -100N/mm^2 (図中の黒丸)以下では曲線の傾きがほぼ一定になっているので、公称応力 -100N/mm^2 以下になると再びき裂が完全に閉口したと考えられる。

これは、3.4.2項で述べた、ICR 処理によって閉口したき裂が圧縮応力を受ける場合のき裂の開閉口挙動と同じ傾向を示している。このような、き裂の開閉口挙動が疲労寿命延命効果に与える影響については FEM 解析と合わせて 6.2.5 項で検討する。

6.2.4 FEM 解析概要

6.2.3 項では疲労試験により各補修法の疲労寿命延命効果を明らかにした。その結果、グラインダーによるき裂除去では試験体のおもて面や裏面からき裂が再発生した。ICR 処理では内部に残されたき裂が再進展し、それに伴って試験体のおもて面や裏面からき裂が再発生した。き裂の再発生や再進展の要因を FEM 解析によって明らかにする。

解析には汎用の有限要素解析プログラム ABAQUS CAE/6.13 を用い、8 節点ソリッド要素を使用した線形有限要素解析を行った。解析では、ヤング係数を 200kN/mm^2 、ポアソン比を 0.3 とし、中央に対称条件を設けた 1/2 モデルとした。

(a) AWモデル

図-6.20 に溶接ままとを模擬したモデルを示す。溶接止端の止端角は 45° 、曲率半径は 1mm とし、止端近傍の最小メッシュサイズは $0.15\sim 0.2\text{mm}$ 程度とした。

(b) グラインダーによるき裂切削モデル

グラインダーによるき裂の切削部は、溶接止端近傍をサブモデリング化して再現した。止端近傍のサブモデルの一例を図-6.21 に示す。切削部の形状は、試験体の切削部を印象材で型を取り、その型をもとにメッシュを作成した。切削部の最小メッシュサイズは 0.15mm である。

(c) き裂モデル

解析で模擬した予き裂を図-6.22~6.24 に示す。試験体 AW の破面(図-6.4)を参考に、まわし溶接に沿ったき裂面は、ガセットプレートの下に潜り込むような面となるように再現した。き裂面は図-6.22~6.24 の赤色の領域である。き裂の深さは、試験体 AW の破面(図-6.4)を参考に、

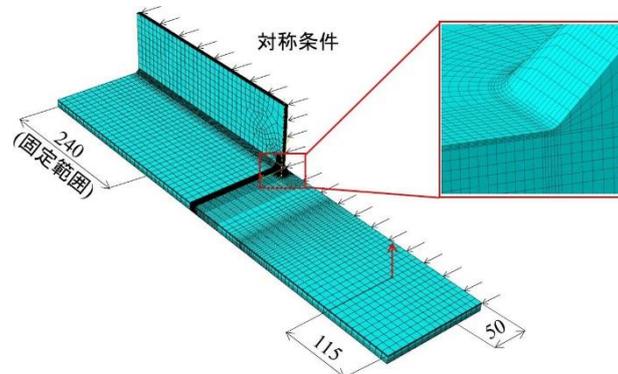


図-6.20 解析モデル (溶接まま)

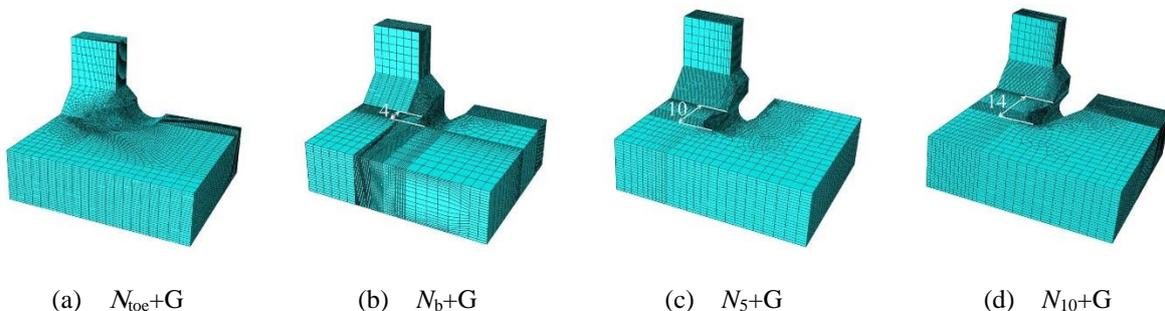


図-6.21 グラインダー処理による切削部のサブモデル

N_{toe} で 2mm, N_b で 7mm, N_5, N_{10}, N_{20} で 9mm とした. 母材に進展したき裂長 L は, N_5 で $L=5\text{mm}$, N_{10} で $L=10\text{mm}$, N_{20} で $L=20\text{mm}$ とした. き裂面は二重節点とし, き裂先端の最少メッシュサイズは 0.15mm とした.

(d) ICR 処理モデル

$N_{toe+ICR}$ では, き裂全面が完全に閉口し, AW にピーニング処理を施工した状態と同等となったので, ICR 処理モデルとしては, N_b, N_5, N_{10}, N_{20} の予き裂を対象とした. N_b, N_5, N_{10}, N_{20} では, 6.2.3(d)で示したき裂の開閉口挙動が見られたため, 部分的なき裂の開口を再現した Open タイプと, き裂表面の閉口時を再現した Close タイプを作成した. ICR 処理モデルにおけるき裂の開口範囲を図-6.23, 6.24 に示す. Close タイプのモデルでは, まわし溶接に沿ったき裂は深さ 1mm, 母材に進展したき裂は深さ 3mm までき裂を閉口させている. Open タイプでは 3.4.2 項の結果を考慮して, まわし溶接に沿ったき裂が開いているとした.

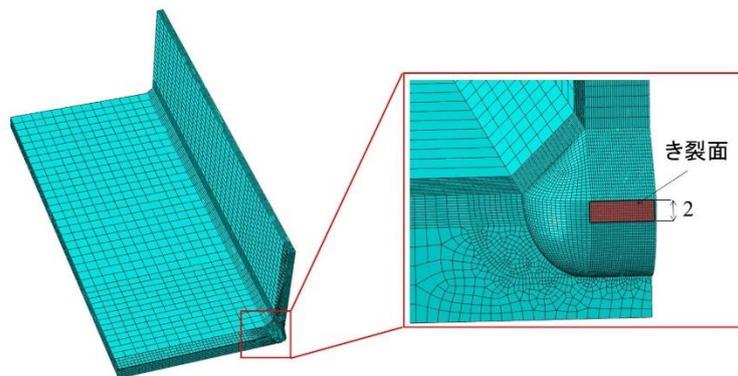


図-6.22 N_{toe} のき裂モデル

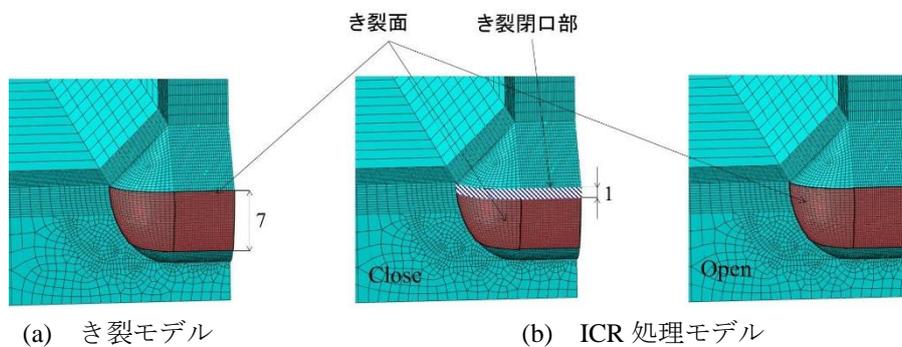


図-6.23 N_b のき裂モデルおよび ICR 処理モデル

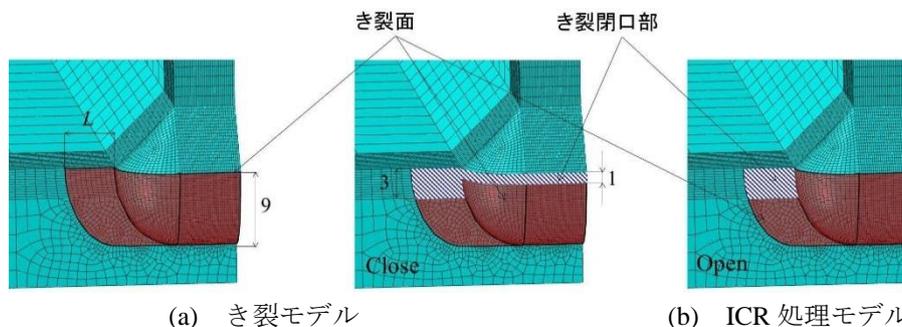


図-6.24 N_5, N_{10}, N_{20} のき裂モデルおよび ICR 処理モデル

6.2.5 解析結果

(a) グラインダーによるき裂切削モデルの解析結果

(1) 切削部の主応力範囲

N_{toe+G} , N_{b+G} , N_{5+G} , N_{10+G} の主応力のコンター図をそれぞれ図-6.25に、主応力範囲の最大値(最小主応力範囲)を表-6.4に示す。本研究の解析は弾性解析であるため表-6.4の主応力範囲は線形応力を示している。この表からわかるようにグラインダー処理によって切削部の応力集中がAWと比較して緩和している。また、表-6.4に下線付きの太字で示している、6.2.3項の疲労試験において切削部からき裂が再発生した試験体では主応力範囲の最大値(最小主応力範囲)が740N/mm²以上であった。

このように切削部では圧縮応力が繰り返し作用しているが、切削部に溶接による引張残留応力が残存しているため、切削部からき裂が再発生したと考えられる。

(2) 試験体裏面の主応力範囲

試験体の裏面に発生した主応力範囲の最大値(最大主応力範囲)を表-6.5に示す。比較のために

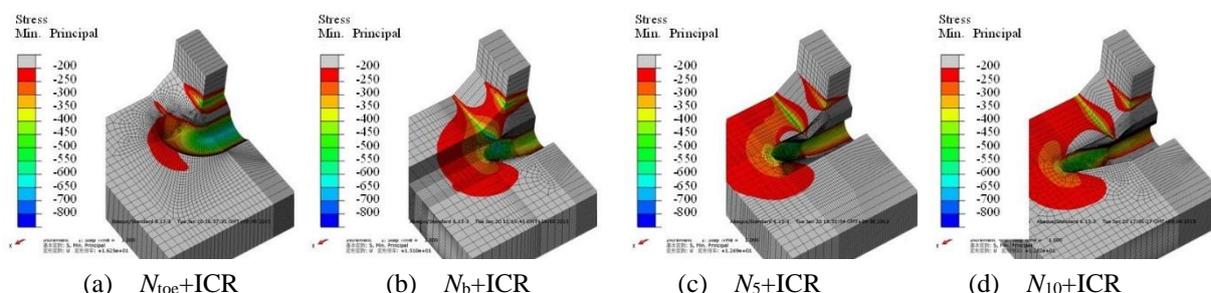


図-6.25 グラインダー処理モデルのコンター図

表-6.4 切削部の主応力範囲の最大値 (単位: N/mm²)

| 公称応力範囲 $\Delta\sigma$ (N/mm ²) | AW | N_{toe+G} | N_{b+G} | N_{5+G} | N_{10+G} |
|--|-----|-------------------|-------------------|-----------|------------|
| 80 | 634 | 496 | 525 | 478 | 413 |
| 100 | 792 | 620 | 656 | 597 | 516 |
| 120 | 951 | <u>740</u> | <u>787</u> | 717 | 620 |

表-6.5 グラインダーによるき裂除去モデルの母材裏面の主応力範囲の最大値 (単位: N/mm²)

| 公称応力範囲 $\Delta\sigma$ (N/mm ²) | AW | N_{toe+G} | N_{b+G} | N_{5+G} | N_{10+G} |
|--|-----|-------------|-------------------|-------------------|-------------------|
| 80 | 168 | 200 | 228 | 272 | 296 |
| 100 | 210 | 250 | 284 | <u>340</u> | <u>370</u> |
| 120 | 252 | 300 | <u>341</u> | <u>408</u> | <u>444</u> |

表-6.6 き裂モデルの母材裏面の主応力範囲の最大値 (単位: N/mm²)

| 公称応力範囲 $\Delta\sigma$ (N/mm ²) | N_{toe} | N_b | N_5 | N_{10} |
|--|-----------|-------|-------|----------|
| 80 | 265 | 295 | 323 | 362 |
| 100 | 332 | 369 | 404 | 452 |
| 120 | 398 | 443 | 485 | 542 |

き裂モデルの試験体裏面の最大主応力範囲の最大値を表-6.6 に示す. 表-6.5, 6.6 に示した主応力範囲は線形応力である. N_{toe+G} を除いて, グラインダーによるき裂除去では, 母材裏面の応力が AW と比較して緩和していることがわかる. また, 表-6.5 に下線付きの太字で示している, 6.2.3 項の疲労試験において母材裏面からき裂が再発生した試験体では, 線形主応力範囲の最大値が 340N/mm^2 以上であった. 特に, 試験体 N_5+G , $N_{10}+G$ では, グラインダー処理によって 7~9mm 程度母材を削り込んだため, 裏面に高い引張応力が生じて, 母材裏面からき裂が発生したと考えられる.

以上より, グラインダー処理によるき裂の切削は垂直補剛材とデッキプレートの溶接部の応力集中を緩和し, 切削部からのき裂の発生を抑制できるが, 母材の削り込みが深くなるとデッキプレート上面側からき裂が発生する可能性がある.

(b) ICR 処理モデルの解析結果

(1) ICR 処理モデルでの解析値の算出方法

$N_{toe+ICR}$ を除く ICR 処理を施工した試験体では, き裂の開閉口挙動がみられた. そこで, ICR 処理を施工したモデルでは, 以下のようにして, 母材裏面の応力とき裂先端の応力拡大係数を算出した.

- i) 図-6.26 のような公称ひずみとゲージ A のひずみの関係に, Open タイプの解析結果と Close タイプの解析結果を漸近させ, その交点をき裂開口時の応力 $\sigma_{n,op}$ とした. 公称応力 σ_n が $\sigma_{n,op} < \sigma_n < 0$ であれば, き裂は Open タイプ(開口)であり, $\sigma_{n,min} < \sigma_n < \sigma_{n,op}$ であれば, き裂が Close タイプ(閉口)であるとした. ここに, $\sigma_{n,min}$ は最小公称応力である.
- ii) 試験体裏面の主応力範囲 $\Delta\sigma_L$ と応力拡大係数範囲 ΔK_I は, き裂開口中の σ_L , K_I の増加量と, き裂閉口中の σ_L , K_I の増加量を足し合わせることで算出できるとした. 以上より, き裂の開閉口を考慮した, σ_L と K_I は以下の式で表される.

$$\Delta\sigma_L = \sigma_{L,op}\sigma_{n,op} + \sigma_{L,cl}(\sigma_{n,op} - \sigma_{n,min}) \quad (6.1)$$

$$\Delta K_I = K_{I,op}\sigma_{n,op} + K_{I,cl}(\sigma_{n,op} - \sigma_{n,min}) \quad (6.2)$$

ここに,

$\sigma_{L,op}$, $\sigma_{L,cl}$: き裂開口時, 閉口時の試験体裏面の応力

$K_{I,op}$, $K_{I,cl}$: き裂開口時, 閉口時の応力拡大係数

である.

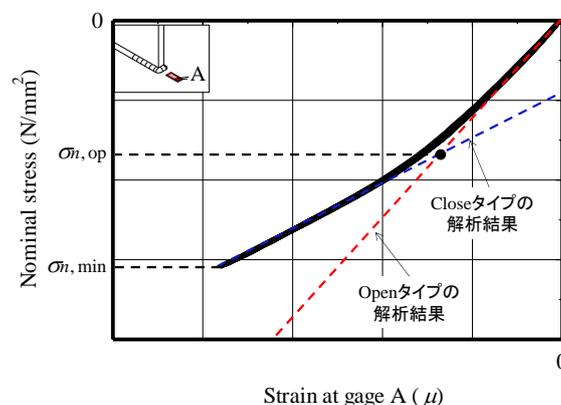


図-6.26 き裂開口時の公称応力の求め方

表-6.7 ICR 処理モデルの試験体裏面の主応力範囲の最大値 (単位: N/mm²)

| 公称応力範囲 $\Delta\sigma$ (N/mm ²) | AW | N_b+ICR | N_5+ICR | $N_{10}+ICR$ | $N_{20}+ICR$ |
|--|--------------------|-----------|------------|--------------|--------------|
| | P $N_{toe}+ICR$ | | | | |
| 80 | 178 | 171 | 250 | 209 | 245 |
| 100 | 221 | 272 | 263 | 273 | 302 |
| 120 | 266 | 336 | 361 | 314 | 362 |

表-6.8 き裂底面の応力拡大係数 (単位: N/mm^{3/2})

(a) ICR 処理モデル

| 公称応力範囲 $\Delta\sigma$ (N/mm ²) | N_b+ICR | N_5+ICR | $N_{10}+ICR$ | $N_{20}+ICR$ |
|--|------------|------------|--------------|--------------|
| 80 | 81 | 205 | 155 | 189 |
| 100 | 208 | 166 | 218 | 235 |
| 120 | 267 | 272 | 244 | 279 |
| 150 | — | — | 314 | — |

(b) き裂モデル

| 公称応力範囲 $\Delta\sigma$ (N/mm ²) | $N_{toe}+G$ | N_b+G | N_5+G | $N_{10}+G$ |
|--|-------------|---------|---------|------------|
| 80 | 269 | 258 | 213 | 288 |
| 100 | 336 | 323 | 266 | 360 |
| 120 | 403 | 388 | 320 | 432 |
| 150 | — | — | 400 | — |

(2) 母材裏面の主応力範囲

母材裏面の線形主応力範囲の最大値を表-6.7に示す。試験体 P と試験体 $N_{toe}+ICR$ は、き裂が発生していない、もしくは完全に閉口しているため、AW と同じであると考えている。表-6.7の下線付きの太字で示している、6.2.3 項の疲労試験において試験体裏面から疲労き裂が発生した試験体では、主応力範囲の最大値が 340N/mm² 以上となっている。これは、グラインダー処理の場合(表-6.5)と一致している。

(3) き裂先端の応力拡大係数

6.2.3(c)で述べたように、内部に残されたき裂は、板幅方向と板厚方向に再進展したため、応力拡大係数範囲 ΔK_I はき裂底面(板厚方向)とき裂側面(板幅方向)で計算した。き裂の進展方向はき裂面の法線方向とした。き裂底面の ΔK_I を表-6.8(a)に、き裂側面の ΔK_I を表-6.9(a)に示す。比較のために、き裂モデルの ΔK_I も表-6.8(b), 6.9(b)に示す。

6.2.4 項で述べたように、解析ではき裂を二重節点で模擬し、要素間の接触を考慮していないため、応力拡大係数の解析値は負の値となった。ここで、AW, ICR 処理を施工した試験体をすみ肉溶接に沿って切断し、120N/mm²の圧縮荷重を载荷した状態でPTを行った結果を図-6.27に示す。図-6.27より、両試験体とも、120N/mm²の圧縮応力が作用した状態でもき裂が板厚内部で開口していた。これはAWでは溶接による引張残留応力、ICR処理では表面のき裂を閉じるための圧縮

表-6.9 き裂側面の応力拡大係数 (単位: $\text{N}/\text{mm}^{3/2}$)

(a) ICR 処理モデル

| 公称応力範囲 $\Delta\sigma$ (N/mm^2) | N_{b+ICR} | N_{5+ICR} | N_{10+ICR} | N_{20+ICR} |
|--|-------------|-------------|--------------|--------------|
| 80 | <u>123</u> | <u>125</u> | <u>98</u> | 64 |
| 100 | <u>190</u> | <u>114</u> | <u>131</u> | 79 |
| 120 | <u>235</u> | <u>172</u> | <u>149</u> | 94 |
| 150 | — | — | <u>192</u> | — |

(b) き裂モデル

| 公称応力範囲 $\Delta\sigma$ (N/mm^2) | N_{toe+G} | N_{b+G} | N_{5+G} | N_{10+G} |
|--|-------------|-----------|-----------|------------|
| 80 | 548 | 581 | 482 | 465 |
| 100 | 685 | 726 | 602 | 582 |
| 120 | 821 | 871 | 722 | 698 |
| 150 | — | — | 903 | — |



(a) AW



(b) ICR 処理後

図-6.27 圧縮荷重載荷時の内部き裂の開口

応力の反力として板厚内部に引張応力が生じるため、無応力状態でもき裂内部が開口しているからである。したがって、以降は、 ΔK_I の解析値の絶対値を用いて評価する。

表-6.8, 6.9 より、 ΔK_I は ICR 処理によって大きく低減していることがわかる。表-6.8(a), 6.9(a)において、6.2.3 項の疲労試験においてき裂が進展した試験体は下線付きの太字で示している。鋼構造物の疲労設計指針・同解説¹³⁾示されている下限界応力拡大係数範囲 ΔK_{th} は最安全設計曲線で $63\text{N}/\text{mm}^{3/2}$ 、平均設計曲線で $76\text{N}/\text{mm}^{3/2}$ である。き裂が進展しなかった箇所では ΔK_I が ΔK_{th} に近い値となっており、き裂が進展した箇所では ΔK_I が ΔK_{th} より大きい値となっていることがわかる。このように、き裂の内部で ΔK_I が ΔK_{th} より大きくなるため、多くのき裂が内部で再進展したといえる。そのため内部き裂の進展は多くの試験体で発生していると考えられる。

以上より、小型の板曲げ疲労試験によって、グラインダーによるき裂の除去工法は溶接部の応力集中を緩和し、応力範囲 $80\text{N}/\text{mm}^2$ ではグラインダー処理部からの疲労き裂の発生を防ぐが、応力範囲が高くなると、試験体の裏面からき裂が発生することがわかった。ICR 処理工法は、溶接止端に発生した微小き裂から、デッキプレートに 20mm 進展したような長いき裂に対しても、応力範囲 80, $100\text{N}/\text{mm}^2$ では、き裂の進展が止まるが、応力範囲が高くなると、試験体の裏面からき裂が発生することがわかった。また、ストップホールはき裂の進展を一時的に抑制する効果があるが、ストップホール孔縁部の仕上げを行わない場合では、溶接ままと同等の疲労強度となることがわかった。

6.3 実物大の鋼床版試験体を用いた ICR 処理工法の補修効果の検討

6.2 節より、鋼床版のデッキプレートと垂直補剛材の溶接部に生じる非貫通き裂において、ICR 処理工法は、溶接止端に発生した微小き裂からデッキプレートに 20mm 進展したような長いき裂に対してもき裂の進展を停滞させるが、応力範囲が高くなると、試験体の裏面からき裂が発生することがわかった。

本節では、実物大の鋼床版を模擬した試験体を用いて、非貫通き裂に対する ICR 処理の補修効果を明らかにする。また、6.2 節より、応力範囲が高くなると、裏面からき裂が発生し、貫通き裂となることがわかったので、貫通き裂に対して、両面から ICR 処理を施工したときの補修効果を検討する。

6.3.1 鋼床版疲労試験の概要

(a) 試験概要

本研究で用いた鋼床版試験体を図-6.28 に示す。U リブとデッキプレートの接合部の直上の橋軸直角方向に 400mm、橋軸方向に 200mm の範囲に、厚さ 20mm のクロロプレンゴムを敷き、その上に厚さ 12mm の鋼板を載せ、載荷梁を介して荷重を与えた。試験体の製作に用いた鋼板(SS400)の鋼板検査証明書(ミルシート)による鋼板の材料特性を表-6.10 に示す。

疲労試験の様子を図-6.29 に示す。疲労試験は、最大荷重 400kN のアクチュエータを用いて荷重制御で行った。疲労試験中は、載荷速度を 3.2Hz とし、圧縮の最大荷重を-120kN(溶接ままの垂直補剛材 1 のみ-100kN)、圧縮の最小荷重を-10kN とした。橋軸直角方向のひずみを計測する目的で、図-6.30 に示すように、ゲージ(ゲージ長 1mm)を貼付した。公称応力は、6.2 節と同様に、止端から橋軸直角方向に 12mm、橋軸方向に 75mm 離れたゲージ LB 位置の応力と定義した。ゲージ

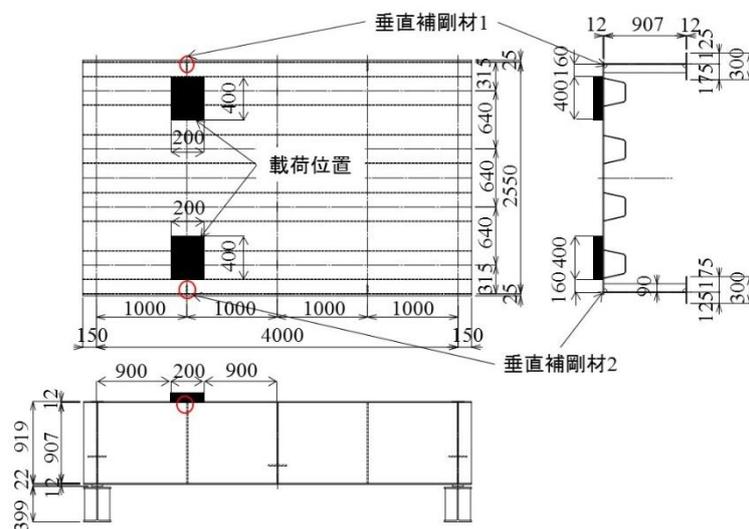


図-6.28 鋼床版試験体 (単位 : mm)

表-6.10 鋼床版試験体の機械的特性および化学成分

| 鋼種 | 板厚 (mm) | σ_Y (N/mm ²) | σ_b (N/mm ²) | 伸び (%) | 化学成分 (%) | | | | |
|-------|------------|------------------------------------|------------------------------------|--------|----------|------|------|-------|-------|
| | | | | | C | Si | Mn | P | S |
| SS400 | 12 | 405 | 540 | 28 | 0.16 | 0.40 | 1.40 | 0.015 | 0.004 |



図-6.29 疲労試験中の様子

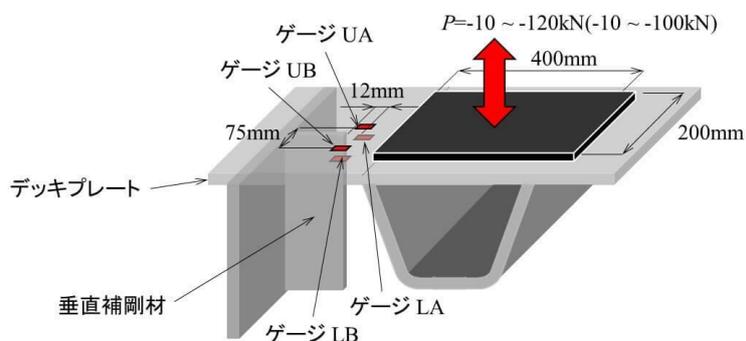


図-6.30 ひずみゲージ貼付位置

LB 位置の応力は、ゲージ LB 位置が平面ひずみ状態であるとして、計測されたひずみに $E/(1-\nu^2)$ を乗ずることで算出した。ここに、 E は弾性係数、 ν はポアソン比である。平面ひずみ状態として橋軸直角方向のひずみを用いて算出したゲージ LB 位置の応力が、橋軸直角方向および橋軸方向のひずみを用いて平板として算出した応力と概ね一致することは事前に確認している。

6.3.2 鋼床版疲労試験の結果

(a) 溶接ままの疲労試験結果

図-6.31 に荷重初期の荷重 P とゲージ LA, LB 位置のひずみの関係を示す。図-6.31 より、ゲージ LA, LB 位置では、荷重の荷重によって圧縮のひずみが生じていることから、垂直補剛材上端の溶接止端部は応力比 $R = -\infty$ となっているといえる。

疲労試験を行った結果、溶接まま(以下、AW)の垂直補剛材 1, 2 とともにデッキプレート側の溶接止端からき裂が発生し、き裂がデッキプレートに進展した。

垂直補剛材 1 は、荷重範囲 $\Delta P = 90 \text{ kN}$ (公称応力範囲 $\Delta \sigma = 63.4 \text{ N/mm}^2$) で疲労試験を行った。溶接止端から発生したき裂は、デッキプレートに 10 mm 進展した。そのときの繰返し回数 N_{10} は 177.9 万回であった。その直後に、疲労試験を終了した ($N = 180.8$ 万回)。

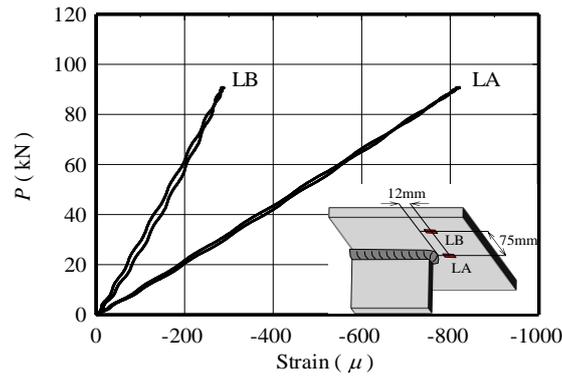


図-6.31 荷重とひずみの関係

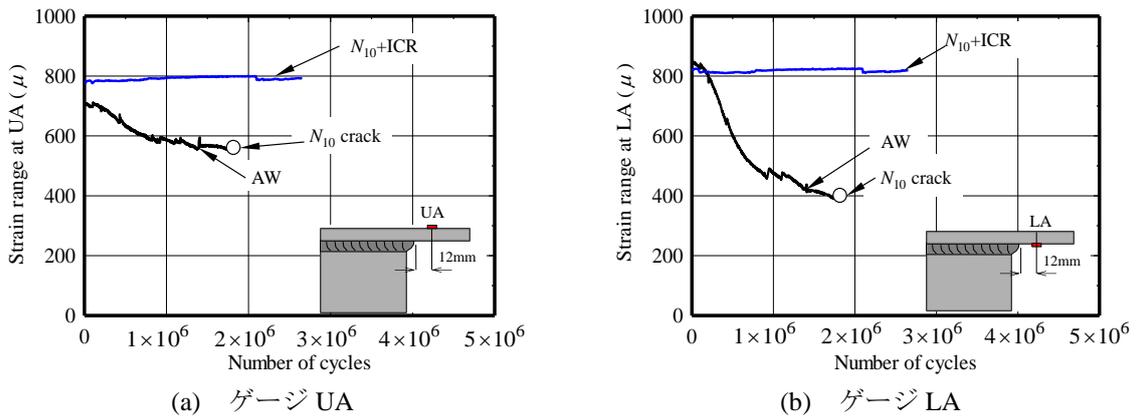


図-6.32 疲労試験中のひずみ範囲の変化 (垂直補剛材 1)

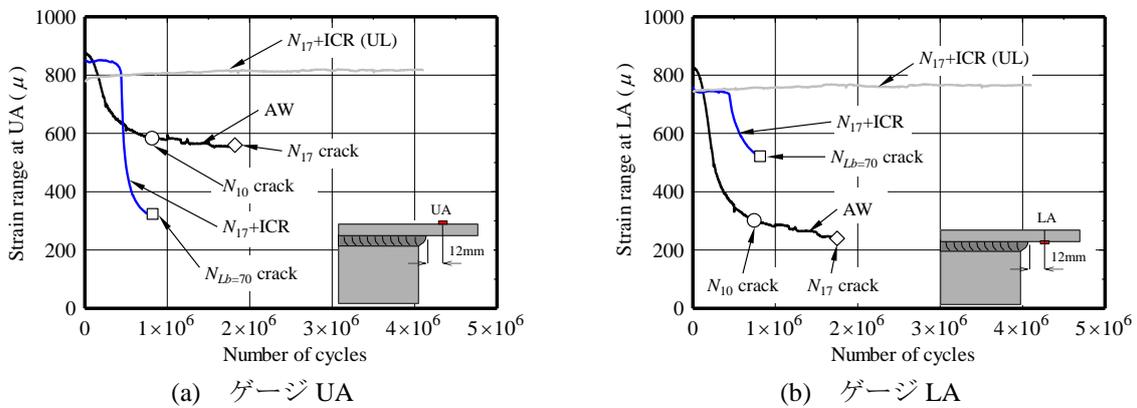


図-6.33 疲労試験中のひずみ範囲の変化 (垂直補剛材 2)

垂直補剛材 2 は、荷重範囲 $\Delta P = 110\text{kN}$ (公称応力範囲 $\Delta\sigma = 86.6\text{N/mm}^2$)で疲労試験を行った。垂直補剛材 2 では、デッキプレートにき裂が 10mm 進展したときの繰り返し回数 N_{10} が 83.6 万回であった。垂直補剛材 2 では、き裂がデッキプレート上面から発生して貫通き裂になるまでの試験を試みたが、デッキプレートのき裂が枝分かれしたため、177.0 万回で疲労試験を終了した。その時のき裂は、デッキプレートに 17mm 進展していた。

溶接まま(AW)の垂直補剛材 1, 2 に対して、溶接止端から 12mm 離れた位置 UA, LA のひずみ範囲と繰り返し回数の関係を図-6.32, 6.33 に示す。この図には、後の 6.3.2(b)で示す、垂直補剛材 1, 2 に発生したき裂を ICR 処理によって閉口させた後の疲労試験結果も示している。図-6.32,

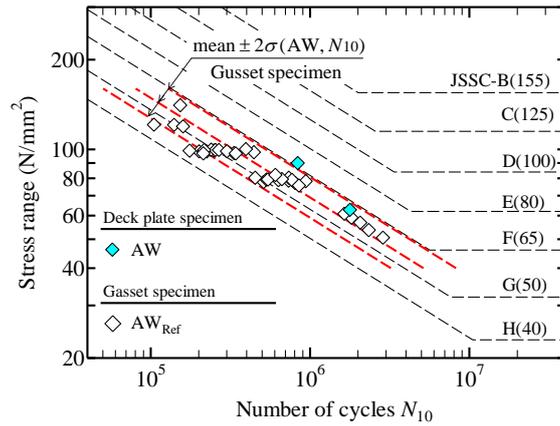
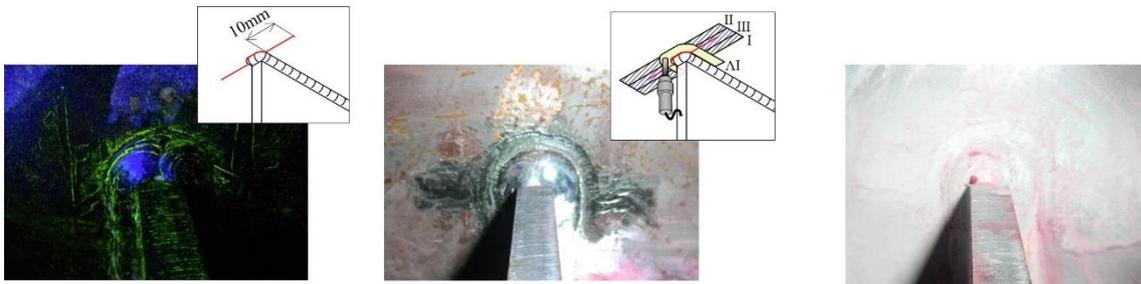


図-6.34 溶接ままの疲労試験結果



(a) ICR 処理前の MT の結果 (b) ICR 処理後のき裂の閉口状況 (c) ICR 処理後の PT の結果

図-6.35 ICR 処理前後のき裂 (垂直補剛材 1)

6.33 より、ゲージ UA, LA とともにき裂が進展するにつれて、ひずみ範囲が小さくなっていることがわかる。

図-6.34 に、6.2 節で行った面外ガセット試験体を用いた板曲げ疲労試験の結果($R = -\infty, N_{10}$)と実物大の鋼床版試験体を用いた疲労試験の結果の比較を示す。鋼床版試験体を用いた試験結果の方が、面外ガセット試験体を用いた試験結果より若干高い疲労強度であったが、その差は 1 等級程度であった。

(b) ICR 処理後の試験結果

(1) 垂直補剛材 1

垂直補剛材 1 に生じたき裂を図-6.35(a)に示す。垂直補剛材 1 に生じたき裂は、溶接止端を離れ、デッキプレートに 10mm 進展していた(N_{10})。このき裂を ICR 処理によって閉口させた($N_{10}+ICR$)。ICR 処理は、6.2 節で述べた手順と同様の手順で施工した。ICR 処理後の表面を図-6.35(b)に示す。ICR 処理後は、浸透探傷試験(以下、PT)により、き裂表面が完全に閉口したことを確認した(図-6.35(c))。

き裂を閉口した後、荷重範囲 $\Delta P = 110\text{kN}$ (公称応力範囲 $\Delta\sigma = 88.8\text{N/mm}^2$)で疲労試験を行った。疲労試験中のゲージ UA, LA のひずみ範囲と ICR 処理を施工してからの繰り返し回数を図-6.32 に示す。この図より、き裂を閉口することで溶接止端に応力が伝達するようになるため、ゲージ UA, LA のひずみ範囲が溶接ままの試験体(AW)と同程度まで回復していることがわかる。また、ゲージ UA, LA のひずみ範囲は疲労試験を通して一定であったといえる。疲労試験中にき裂が再進展しなかったため、繰り返し回数 265.4 万回で試験を終了した。



(a) ICR 処理前の MT の結果 (b) ICR 処理後のき裂の閉口状況 (c) ICR 処理後の PT の結果

図-6.36 ICR 処理前後のき裂 (垂直補剛材 2)



(a) ICR 処理前の MT の結果 (b) ICR 処理後のき裂の閉口状況 (c) ICR 処理後の PT の結果

図-6.37 デッキプレートの上面に発生したき裂 (垂直補剛材 2)

試験結果は 6.3.3 項の面外ガセット試験体の疲労試験の結果と合わせて考察する。

(2) 垂直補剛材 2

垂直補剛材 2 に生じたき裂を図-6.36 に示す。垂直補剛材 2 では、2 本に枝分かれしたき裂がデッキプレートに 17mm 進展していた(N_{17})。このき裂に ICR 処理を施工して、図-6.36(b)に示すように、き裂を閉口させた($N_{17}+ICR$)。ICR 処理後は、PT によりき裂表面が完全に閉口したことを確認した(図-6.36(c))。

き裂を閉口した後、荷重範囲 $\Delta P = 110\text{kN}$ (公称応力範囲 $\Delta\sigma = 86.6\text{N/mm}^2$)で疲労試験を行った。疲労試験中のゲージ UA, LA のひずみ範囲と ICR 処理を施工してからの繰り返し回数の関係を図-6.33 に示す。図-6.33 より、垂直補剛材 1 と同様に、き裂を閉じることでゲージ UA, LA のひずみ範囲が AW の初期のそれと同程度となっているが、载荷回数が 50 万回を超えると、ゲージ UA, LA の双方でひずみ範囲が減少していることがわかる。また、载荷回数が 84.1 万回の時点で、デッキプレート下面のき裂は進展していなかったが、デッキプレート上面で図-6.37 に示すような 70mm のき裂を発見したため、試験を終了した。

次に、デッキプレート上面に生じたき裂を ICR 処理によって閉口させ($N_{17}+ICR(UL)$)、荷重範囲を変化させずに疲労試験を再開した。閉口後のき裂の状態を図-6.37(b)に示す。ICR 処理後は、PT によりき裂表面が完全に閉口したことを確認した(図-6.37(c))。

デッキプレート上面のき裂を閉口させた後、荷重範囲 $\Delta P = 110\text{kN}$ (公称応力範囲 $\Delta\sigma = 86.6\text{N/mm}^2$)で疲労試験を行った。疲労試験中のゲージ UA, LA のひずみ範囲とデッキプレート上面のき裂に ICR 処理を施工してからの繰り返し回数の関係を図-6.33 に示す。図-6.33 より、上下面のき裂を閉じることで、ゲージ UA, LA に生じるひずみ範囲が AW の初期のそれと同程度となっており、

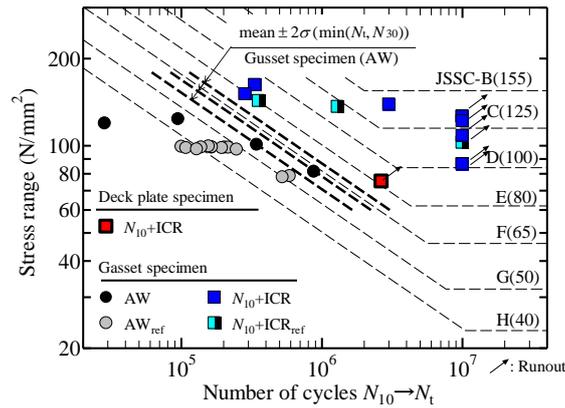


図-6.38 N_{10} のき裂に対する ICR 処理の補修効果

試験を通してひずみ範囲が変化していないことがわかる。疲労試験中にき裂の再進展はみられなかったため、繰り返し回数 411 万回で試験を終了した。

6.3.3 板曲げ疲労試験の結果との比較

本項では、面外ガセット試験体を用いた板曲げ疲労試験の結果と実物大の鋼床版疲労試験の結果を比較する。

(a) N_{10} のき裂に対する ICR 処理の効果

図-6.38 に、6.2 節で行った面外ガセット試験体を用いた板曲げ疲労試験の結果を示す。疲労寿命は、き裂が母材に 10mm 進展してからき裂が裏面に発生するまでの繰り返し回数 $N_{10} \rightarrow N_t$ である。図-6.38 には、参考までに AW の疲労寿命 $\min(N_t, N_{30})$ の平均値 $\pm 2\sigma$ (σ : 標準偏差) の結果(図-6.12 参照)も破線で示している。この図には、垂直補剛材 1 の試験結果も示している。垂直補剛材 1 では、疲労試験中にき裂の進展がみられなかったため、Runout データとしている。

図-6.38 からわかるように、公称応力範囲 $\Delta\sigma = 80 \text{ N/mm}^2$ の場合、鋼床版試験体の疲労試験、6.2 節の面外ガセット試験体の疲労試験ともにき裂が貫通していないことから、 N_{10} のき裂に対する ICR 処理の効果が伺える。

(b) N_{17} のき裂に対する ICR 処理の効果

N_{17} のき裂に対する ICR 処理の効果を面外ガセット試験体を用いた板曲げ疲労試験で明らかにする。疲労試験には、6.2 節で用いた試験体と同様の面外ガセット試験体(図-6.2)を用い、溶接ままの状態、溶接止端からき裂を発生させた。板曲げ疲労試験の詳細は、2.3.1(a)で述べている。溶接止端部の応力比は $-\infty$ とした。

垂直補剛材 2 のき裂を模擬するために、き裂が母材に 18mm 進展した状態(目標値は 17mm であった)でガセット側のき裂に ICR 処理を施工($N_{18} + \text{ICR}$)し、疲労試験を再開した。裏面にき裂が発生し、裏面のき裂長が 80mm(目標値 70mm)になるまで疲労試験を続けた。

き裂を母材に 18mm 進展させた面外ガセット試験体($N_{18} + \text{ICR}$)では、垂直補剛材 2 とは異なり、き裂が枝分かれしなかった。試験体 $N_{18} + \text{ICR}$ では、公称応力範囲 $\Delta\sigma = 80, 100 \text{ N/mm}^2$ のときはき裂が進展せず、 $\Delta\sigma = 120 \text{ N/mm}^2$ で裏面からき裂が発生し、母材を貫通した後、き裂の長さが 80mm に達した段階で疲労試験を終了した。図-6.39 に公称応力範囲 $\Delta\sigma = 120 \text{ N/mm}^2$ のときの疲労試験

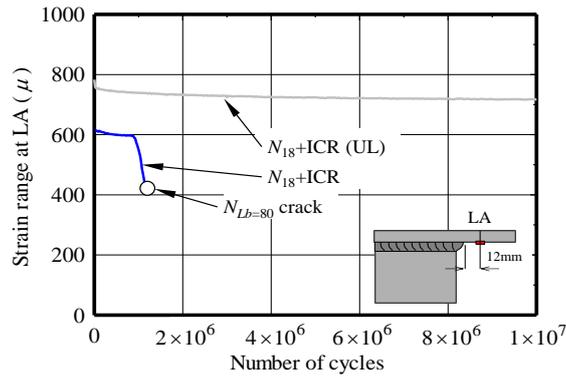


図-6.39 試験体 $N_{18}+ICR$ の疲労試験中のひずみ範囲の変化

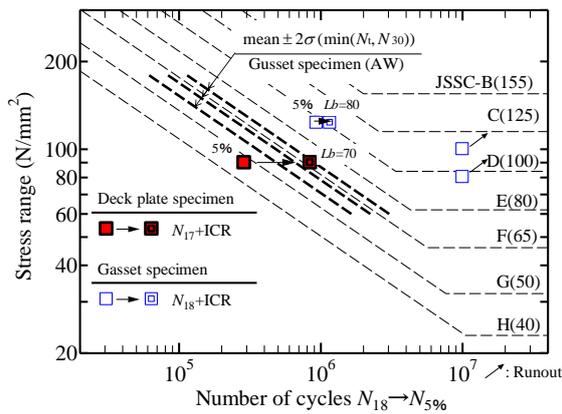


図-6.40 N_{18} のき裂に対する ICR 処理の補修効果

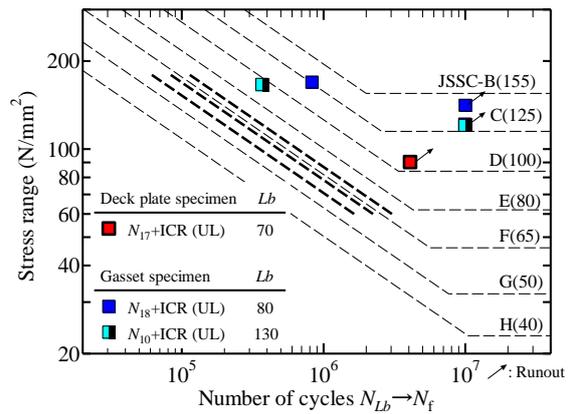


図-6.41 貫通き裂に対する両面 ICR 処理の補修効果

中のゲージ LA のひずみ範囲の変化を示す。図-6.39 から、100 万回程度で裏面にき裂が発生したため、ゲージ LA のひずみ範囲が低下していることがわかる。

図-6.40 に、母材に 18mm 進展したき裂を ICR 処理してからゲージ LA のひずみ範囲が 5%低下するまでの繰り返し回数 $N_{18} \rightarrow N_{5\%}$ の関係を示す。この図には、裏面のき裂が 80mm まで進展するまでの繰り返し回数 $N_{18} \rightarrow N_{Lb=80}$ も示している。また、垂直補剛材 2 の試験結果 ($N_{17} \rightarrow N_{5\%}$, $N_{17} \rightarrow N_{Lb=70}$) も示している。垂直補剛材 2 の疲労試験では、公称応力範囲 90N/mm^2 で裏面にき裂が発生し進展していたが、面外ガセット試験体の疲労試験では、裏面から疲労き裂が発生した公称応力範囲は 120N/mm^2 であった。この違いは、垂直補剛材 2 ではき裂が枝分かれしていたが、小型面外ガセット試験体では、き裂が枝分かれしなかったため、両者で鋼板内部のき裂の状態が異なったことが原因の一つだと考えられる。

(c) 貫通き裂に対する両面 ICR 処理の効果

面外ガセット試験体 $N_{18}+ICR$ の裏面のき裂(き裂長 80mm)に ICR 処理を行って疲労試験を再開し、貫通き裂に対する両面 ICR 処理の効果を明らかにした。

裏面のき裂を ICR 処理した試験体 $N_{18}+ICR(UL)$ に対して、公称応力範囲 $\Delta\sigma = 120\text{N/mm}^2$ のときの疲労試験中のゲージ LA のひずみ範囲の変化を図-6.39 に示す。この図から、裏面にき裂が発生することで低下したゲージ A のひずみ範囲が再び高くなっていることがわかる。

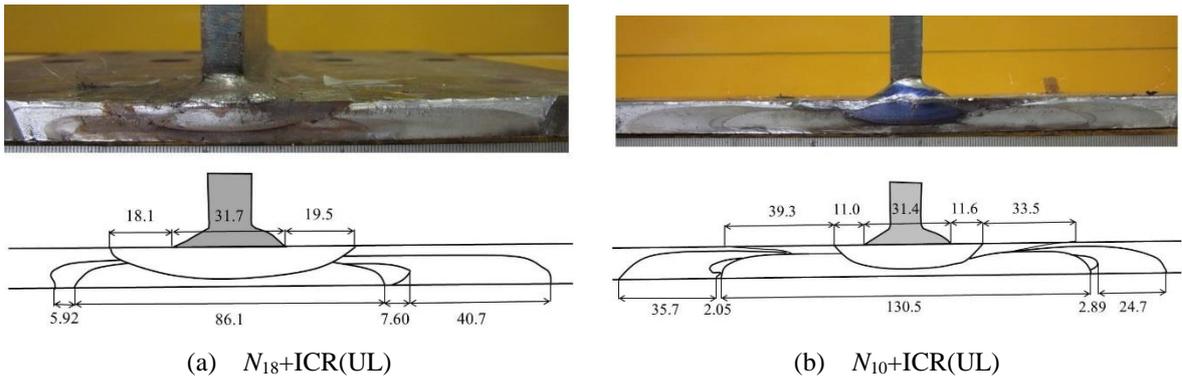


図-6.42 疲労試験後の破面(両面に ICR 処理を施工した試験体)

試験体 $N_{18}+ICR(UL)$ は、公称応力範囲 $\Delta\sigma = 120, 140N/mm^2$ ではき裂が進展せず、 $\Delta\sigma = 170N/mm^2$ の際によりやく再進展した。図-6.41 に $\Delta\sigma$ と裏面のき裂を閉口させてからき裂が再進展するまでの繰り返し回数 $N_{Lb} \rightarrow N_f$ の関係を示す。この図には、別途行った、板曲げ疲労試験でガセット取り付け面のき裂が N_{10} の状態でき裂を閉口させ、その後、裏面のき裂が 130mm に達した段階でき裂を閉口させた結果($N_{10}+ICR(UL, Lb=130)$)も示している。図-6.41 には垂直補剛材 2 から生じたき裂の両面を ICR 処理したときの試験結果も示している。

図-6.41 より、面外ガセット試験体では、貫通き裂に対して、板の両面からき裂を閉口することで、公称応力範囲 $\Delta\sigma = 140N/mm^2$ 以下であれば、き裂が再進展していないことがわかる。このことから、垂直補剛材 2 では、き裂が再進展する公称応力範囲より小さい公称応力範囲で疲労試験を行っていたため、き裂が再進展しなかったといえる。

図-6.42 に、面外ガセット試験体でき裂が再進展した $N_{18}+ICR(UL)$ と $N_{10}+ICR(UL)$ の疲労試験後の破面を示す。図-6.42 より、どちらの試験体でも公称応力範囲が $\Delta\sigma = 170N/mm^2$ 程度では、板厚の内部でき裂が進展し、裏面のき裂が再進展したことがわかる。疲労試験終了時、 $N_{18}+ICR(UL)$ では、おもて面のき裂が進展せず、裏面のき裂のみが左右に 5.92mm と 48.3mm 進展していた。 $N_{10}+ICR(UL)$ では、おもて面のき裂が左右に 39.3mm と 33.5mm、裏面のき裂が左右に 37.7mm と 27.6mm 進展していた。

以上より、鋼床版疲労試験の結果、き裂がデッキプレートに 10mm 進展した段階で ICR 処理によってき裂を閉口させると、き裂がそれ以上進展しなかったが、き裂がデッキプレートに 17mm 進展し枝分かれした状態で ICR 処理を施工すると、デッキプレートの上面からき裂が発生・進展し貫通した。しかし、貫通したき裂をデッキプレートの上面から ICR 処理を行うことで、き裂がそれ以上進展しなくなった。このように、き裂がデッキプレートを貫通しても、デッキプレートの上面から ICR 処理工法を施工することで、疲労寿命を向上できることがわかった。

6.4 まとめ

本章では、鋼床版のデッキプレートと垂直補剛材の溶接部に生じる疲労き裂を対象に、グラインダー処理によるき裂の切削工法、ICR 処理工法、ストップホール法の補修効果を検討した。本章で得られた知見を以下に示す。

- 1) き裂がデッキプレートを貫通していない場合、グラインダーによるき裂の除去工法は溶接部の応力集中を緩和し、低応力範囲ではグラインダー処理部からの疲労き裂の発生を防ぐ。
- 2) き裂がデッキプレートを貫通していない場合、ICR 処理工法は、溶接止端に発生した微小き裂から、デッキプレートに 20mm 進展したような長いき裂に対しても高い補修効果を示すことがわかった。ただし、き裂が 15mm 以上で枝分かれしていた場合、補修効果が低くなる可能性がある。
- 3) ストップホールはき裂の進展を一時的に抑制する効果があるが、ストップホール孔縁部の仕上げを行わない場合では、溶接ままと同等の疲労強度となる。
- 4) き裂がデッキプレートを貫通した場合、貫通き裂の両面から ICR 処理を施工することで、応力範囲が 140N/mm² 以下であればき裂の再進展を防ぐことができる。

【参考文献】

- 1) 日本道路協会：鋼橋の疲労，丸善，1997.
- 2) 公益社団法人土木学会，鋼構造委員会：鋼床版の疲労，丸善，2010.
- 3) 公益社団法人土木学会，鋼構造委員会：鋼橋の疲労対策技術，丸善，2013.
- 4) 森猛：鋼床版の疲労，これまでとこれから，片山技報，No.31，pp.2-10，2012.
- 5) 山田健太郎：重交通下における鋼床版の疲労損傷-名古屋周辺での事例-，鋼構造と橋に関するシンポジウム論文報告集，Vol.10，pp.11-18，2007.
- 6) 阪神高速道路(株)：既設鋼床版疲労対策マニュアル，2014.
- 7) 森猛，原田英明，大住圭太，平山繁幸：鋼床版垂直スチフナー溶接部に生じる疲労き裂の補修・補強方法，鋼構造論文集，第 18 巻，第 69 号，pp.519-524，2010.
- 8) 石川敏之，山田健太郎，柿市拓巳，李蒼：ICR 処理による面外ガセット溶接継手に発生した疲労き裂の寿命向上効果，土木学会論文集 A，Vol.66，No.2，pp.246-272，2010.
- 9) 青木康素，石川敏之，松本理佐，河野広隆，足立幸郎：垂直補剛材上端のデッキプレート貫通き裂への当て板接着補修，構造工学論文集，Vol.61A，pp.408-415，2015.
- 10) 杉本善博，塚本成昭，青木康素：疲労き裂に対する ICR 処理の試験施工と補修効果，土木学会第 68 回年次学術講演会概要集，I-553，pp.1105-1106，2013.
- 11) 塚本成昭，大田典裕，岡本亮二，青木康素，高井由喜：垂直補剛材廻し溶接部に対する ICR 処理 2 年後の追跡点検と非破壊検査方法，土木学会第 69 回年次学術講演会概要集，I-458，pp.915-916，2014.
- 12) 山田健太郎，小藺江朋亮，小塩達也：垂直補剛材と鋼床版デッキプレートのすみ肉溶接の曲げ疲労試験，鋼構造論文集，Vol.14，No.55，pp.1-8，2007.
- 13) 社団法人日鋼構造協会：鋼構造物の疲労設計指針・同解説-付・設計例-，技報堂出版，2012.

第7章 結論

本研究では、疲労き裂の簡易で迅速な補修・補強工法の開発に取り組んだ。疲労き裂の補強工法としてピーニング処理工法，疲労き裂の補修工法として ICR 処理工法と当て板接着工法に着目した。これらの工法は，簡易かつ迅速に施工することができる。さらに，近年問題となっている鋼床版の溶接部から発生する疲労き裂のうち，最も発生数が多い鋼床版のデッキプレートと垂直補剛材の溶接部に発生する疲労き裂の最適な補修法を検討した。

第1章では，鋼道路橋や鋼鉄道橋で多数の疲労き裂が発生していることを紹介し，既往の疲労き裂の補修工法とその問題点を述べた。次に，簡易で迅速に疲労き裂を補強できる工法としてピーニング処理工法，簡易で迅速に疲労き裂を補修できる工法として ICR 処理工法と当て板接着工法を紹介し，これらの工法の有効性を述べる一方で，これらが実用化にいたっていない現状とその理由を述べた。本論文では，ピーニング処理工法，ICR 処理工法そして当て板接着工法の実用化に向けて，これらの工法の問題点の解決を目的とした。

さらに，近年問題となっている鋼床版の溶接部に発生する疲労き裂とその補修工法を紹介し，鋼床版のデッキプレートと垂直補剛材の溶接部に発生する疲労き裂が最も多いこと，該当箇所に発生する疲労き裂の補修工法は多数提案されているが，適用条件が明確になっていないことを述べた。本論文では，鋼床版のデッキプレートと垂直補剛材の溶接部に発生するき裂の補修工法の適用条件を明確にすることも目的とした。

第2章では，ピーニング処理による溶接部の疲労強度向上効果を定量的に評価するために，ピーニング処理工法によって導入される圧縮残留応力を簡易に推定する手法を提案した。また，狭隘な場所にある溶接部にも施工できる，溶接止端から離れた位置に施工する新しいピーニング処理工法を提案し，板曲げ疲労試験によってその効果を明らかにした。さらに，ピーニング処理によって溶接止端に圧縮応力を導入した状態に，さらに圧縮の過荷重が作用すると，溶接止端の圧縮応力が減少し，改善された疲労強度が低下するメカニズムについても板曲げ疲労試験と弾塑性有限変位解析から明らかにした。その結果，以下に示す知見を得た。

表-7.1 疲労試験結果(溶接ままと比較し，2等級以上疲労強度が向上した試験体)

| 応力比 R | (a) 板厚 12mm | | | | | (b) 板厚 16mm | |
|------------|----------------|----|----|----|----|-------------|-----|
| | 溶接止端から離れたピーニング | | | | | 裏面からのピーニング | |
| | 5 | 10 | 15 | 20 | 25 | 軸直角方向 | 軸方向 |
| 0 | ○ | — | — | — | — | — | — |
| -1 | ○ | ○ | — | — | ○ | — | ○ |
| $-\infty$ | — | — | ○ | ○ | ○ | — | ○ |

○：疲労試験において，溶接ままと比較し，1等級以上疲労強度が向上した試験体（公称応力範囲 $\Delta\sigma = 80\text{N/mm}^2$ ）

- 1) 鋼材 SM490Y, SM570, 板厚 12mm~19mm の範囲であれば, 6000 μ の熱膨張ひずみを深さ 3.0mm の要素に導入することで, ICR 処理を適用したピーニングによって軸方向に生じる残留応力を精度よく推定できる.
- 2) ICR 処理を適用したピーニングを用いて, 溶接止端から離れた位置や溶接止端の裏面からのピーニング工法を提案し, 表-7.1 の○印の組み合わせであれば, 実橋梁においても, 溶接ままと比較し, 疲労強度が向上する可能性がある. ただし, 溶接止端の裏面からのピーニング処理は, 拘束条件に影響を受けると考えられるため, 今後, 拘束条件が裏面からのピーニング処理工法による疲労強度改善効果に与える影響を明らかにする必要がある.
- 3) 圧縮の過荷重が溶接止端の疲労強度向上効果の低減に与える影響は, 応力集中が大きいほど大きくなり, その程度は弾塑性有限変位解析と修正 Goodman 線図によって安全側に評価できる.

第3章では, ICR 処理によるき裂進展の遅延効果のメカニズムを明らかにするために, 面外ガセット溶接継ぎ手を対象に, 応力比 $R=0$, $-\infty$ の板曲げ応力を受ける場合に対して, ICR 処理したき裂の開閉挙動を詳細に観察した. その結果, 以下に示す知見を得た.

- 1) 応力比 $R=0$ の場合, まわし溶接まで進展したき裂を ICR 処理すると, 公称応力が 60N/mm² 以上で ICR 処理によって閉口したまわし溶接部のき裂が完全に開いた. また, 最大公称応力が高くなるほど, き裂が開くときの公称応力が小さくなった.
- 2) 応力比 $R=0$ の場合, 母材に 10mm 程度進展したき裂を ICR 処理すると, 公称応力が 60N/mm² 以上で ICR 処理によって閉口したき裂が開き, 作用引張応力が高くなるほど, き裂が開くときの公称応力が小さく, き裂が開く範囲が大きくなった.
- 3) 応力比 $R=-\infty$ の場合, まわし溶接まで進展したき裂を ICR 処理すると, 圧縮の公称応力が 120N/mm² 以下であれば, 載荷・除荷過程でき裂が完全に閉じていた.
- 4) 応力比 $R=-\infty$ の場合, 母材に 10mm 程度進展したき裂を ICR 処理すると, 1 度目の圧縮応力の載荷過程ではき裂が完全に閉じているが, その除荷の過程で閉口したき裂が開いた. この現象は, 圧縮の公称応力が 60N/mm² の場合でも生じた. また, 作用圧縮応力が高くなるほど, き裂が開く範囲が大きくなった.

第4章では, ストップホール間のき裂を ICR 処理で閉口させるという疲労き裂の新たな応急処置工法を提案し, その効果を静的試験と疲労試験によって明らかにした. さらに, 過荷重の作用によって, 改善したストップホールの疲労強度が低下する可能性があることを明らかにした. その結果, 以下に示す知見を得た.

- 1) 引張荷重を受ける場合, 板曲げ荷重を受ける場合よりも小さい応力で閉口したスリットが開口した. これは, 作用応力に対する切込み閉口部に生じる応力が, 板曲げ荷重を受ける場合よりも引張荷重を受ける場合の方が大きいためである.
- 2) ストップホール間スリットの表面を閉口することにより, 引張荷重および板曲げ荷重の両方に対して, スリットが閉口している場合のストップホール縁の応力集中が, スリット長さに関わらず一定値となった. 引張荷重を受ける場合の応力集中は, 中央に円孔をもつ帯板の

応力集中の値まで改善しなかったが、曲げ荷重を受ける場合の応力集中は、中央に円孔をもつ帯板と同程度まで改善できた。

- 3) 板曲げ荷重を受ける場合、ストップホール間のスリット表面を閉じることによって、スリット長が 60~100mm の場合は、ストップホールの疲労強度が 3 倍以上向上した。
- 4) スリットを閉じた場合の応力集中を表す指標として平均応力集中係数を定義し、その推定式を与えた。さらに、平均応力集中係数を利用して、ストップホール縁の疲労寿命の予測式を与えた。
- 5) 圧縮の過荷重導入時の最大公称応力が -300N/mm^2 以上の場合、スリットを閉じたストップホールの疲労強度が通常のスストップホールと同程度まで低下した。過荷重導入時の最大公称応力が -200N/mm^2 の場合は、疲労強度があまり低下しなかった。
- 6) 引張の過荷重導入時の最大公称応力が 360N/mm^2 の場合は、過荷重を受けた場合の疲労強度が通常のスストップホールより若干高くなった。過荷重導入時の最大公称応力が 300N/mm^2 の場合は、き裂を閉じたストップホールと同等以上の疲労強度となった。
- 7) 弾塑性有限変位解析によって、圧縮の過荷重による疲労強度の低下を概ね評価でき、引張の過荷重による疲労強度の低下を安全側に評価することができた。
- 8) 引張荷重を受ける場合、ストップホール間のスリット表面を閉じることによって、応力範囲 75N/mm^2 では疲労強度が向上しなかったが、応力範囲 65N/mm^2 以下であれば、ストップホールの疲労強度が 3 倍以上向上した。

第 5 章では、当て板接着によるき裂進展の遅延効果を定量的に評価する方法として、軸方向荷重を受ける場合の当て板接着による応力拡大係数の低減効果を線形破壊力学に基づいて定式化した。さらに、CFRP 板接着による疲労寿命延命効果を引張疲労試験と板曲げ疲労試験によって明らかにした。その結果、以下に示す知見を得た。

- 1) 当て板が接着された貫通き裂を有する帯板の応力拡大係数の推定式を、当て板による公称応力の低減効果と、当て板が応力を分担することによるき裂開口の抑制効果(架橋応力)を考慮し、重ね合わせの原理を適用して与えた。さらに、応力拡大係数の推定値と有限要素解析結果の比較を行った結果、両者が良い一致を示した。
- 2) 軸方向荷重を受ける場合、公称応力範囲 100N/mm^2 以下では、CFRP 板を接着することで、疲労寿命が無補強の場合と比較して 10 倍以上向上した。
- 3) 定式化した応力拡大係数の理論式を用いてき裂進展解析を行ったところ、CFRP 板を接着した場合の解析結果、疲労試験の疲労寿命を安全側に評価した。
- 4) 応力比 $R = 0$ の板曲げ荷重を受ける場合、CFRP 板の接着補修したときの疲労寿命が、公称応力範囲 $60\sim 100\text{N/mm}^2$ では 7 倍以上、公称応力範囲 120N/mm^2 では 5 倍以上、無補強の場合と比較して向上した。
- 5) 応力比 $R = -\infty$ の板曲げ荷重を受ける場合、CFRP 板の接着補修することで、公称応力範囲 $80\sim 120\text{N/mm}^2$ で疲労寿命が 10 倍以上向上した。

第6章では、鋼床版のデッキプレートと垂直補剛材の溶接部に生じる疲労き裂を対象に、グラインダー処理によるき裂の切削工法、ICR 処理工法、ストップホール法の補修効果を検討した。その結果、以下に示す知見を得た。

- 1) き裂がデッキプレートを貫通していない場合、グラインダーによるき裂の除去工法は溶接部の応力集中を緩和し、低応力範囲ではグラインダー処理部からの疲労き裂の発生を防ぐ。
- 2) き裂がデッキプレートを貫通していない場合、ICR 処理工法は、溶接止端に発生した微小き裂から、デッキプレートに 20mm 進展したような長いき裂に対しても高い補修効果を示すことがわかった。ただし、き裂が 15mm 以上で枝分かれしていた場合、補修効果が低くなる可能性がある。
- 3) ストップホールはき裂の進展を一時的に抑制する効果があるが、ストップホール孔縁部の仕上げを行わない場合では、溶接ままと同等の疲労強度となる。
- 4) き裂がデッキプレートを貫通した場合、貫通き裂の両面から ICR 処理を施工することで、応力範囲が 140N/mm^2 以下であればき裂の再進展を防ぐことができる。

謝辞

本論文は、京都大学大学院工学研究科 河野広隆教授の御指導のもとに行った研究の成果を取りまとめたものであります。

本論文をまとめるにあたり、多くの方々の御協力を賜りました。著者が京都大学大学院工学研究科 都市社会工学専攻 構造物マネジメント工学講座に在籍した4年半の期間、一貫して丁寧で的確な御指導を賜りました河野広隆教授ならびに服部篤史准教授に深く感謝しております。関西大学環境都市工学部都市システム工学科 石川敏之准教授には、実験器具の使用方法から論文の構成および学会発表のスライド作成に至るまで、多岐にわたって一貫して懇切丁寧な御指導を賜りました。ここに深く感謝の意を表します。京都大学大学院工学研究科 白土博通教授には、論文の審査をして頂き、的確な御助言を賜りました。ここに御礼申し上げます。有馬博人技官には、実験の遂行と安全に対して御尽力・御配慮して頂きましたことを感謝しております。平野裕一技官には、構造物マネジメント工学講座のゼミナールで御助言を頂きましたことを感謝いたします。

大阪大学接合化学研究所 堤成一郎准教授には、実験設備を提供して頂くとともに、本研究を遂行するにあたり、丁寧で的確な御指導・御助言を賜りました。ここに、御礼申し上げます。

中日本ハイウェイ・エンジニアリング名古屋(株)、名古屋大学 山田健太郎名誉教授には、本研究を遂行するにあたり、的確な御助言を頂きましたことを感謝しております。

ショーボンド建設(株)の平塚慶達氏、竹村学氏には、CFRP板と接着剤ならびに実験データを提供して頂くとともに、有益な御助言を賜りましたことを大変感謝しております。

著者が所属している構造物マネジメント工学講座において、HENG SALPISOTH博士(現 三井住友建設(株))、清水優博士(現 名古屋大学)、寺澤広基博士(現 大阪大学)、阪神高速道路(株)の青木康素氏、ショーボンド建設(株)の三村典正氏、ROHAYA ABDUL MALEK氏には、構造物マネジメント工学講座のゼミナールで御助言いただいたことを深く感謝しております。

本研究を遂行するにあたり、著者が構造物マネジメント工学講座に在籍した4年半の期間に実験および解析に御協力を頂きました。栗津裕太氏(現 日本工営)、ロッケンバッハ浄氏をはじめ、同講座の関係各位に深く感謝いたします。大阪大学接合化学研究所 植田一樹氏には、実験および解析に御協力を頂きました。ここに、御礼申し上げます。

インフラ先端技術共同研究講座 宮川豊章教授、構造工学講座 構造材料分野の山本貴士准教授、高谷哲助教ならびに同講座の関係各位には、合同ゼミナールで的確な御助言を頂きました。ここに、深く感謝いたします。

最後になりましたが、著者をここまで健康に育ててくれ、常に暖かく見守ってくれた両親に心から感謝し、本論文の謝辞とさせていただきます。

2015年9月

松本 理佐