

## ハンマーピーニングの実適用を目的とした溶接継手の疲労特性向上に関する研究

森影, 康

<https://doi.org/10.15017/1654852>

---

出版情報：九州大学, 2015, 博士（工学）, 課程博士  
バージョン：  
権利関係：全文ファイル公表済

ハンマーピーニングの実適用を目的とした  
溶接継手の疲労特性向上に関する研究

森 影 康



ハンマーピーニングの実適用を目的とした  
溶接継手の疲労特性向上に関する研究

2016年3月

森 影 康



# 目次

|   |    |
|---|----|
| 第1章 緒論                                  |    |
| 1.1 背景                                  | 1  |
| 1.2 疲労強度向上手法に関する研究動向                    | 3  |
| 1.2.1 溶接止端形状の平滑化もしくは脚長増加による応力集中の緩和      | 3  |
| 1.2.2 溶接止端への引張残留応力緩和もしくは圧縮残留導入          | 4  |
| 1.3 疲労寿命予測の手法に関する研究動向                   | 6  |
| 1.4 本研究の目的                              | 8  |
| 1.5 本論文の構成                              | 8  |
| 第2章 ハンマーピーニングによる疲労強度向上効果と疲労強度向上機構       |    |
| 2.1 緒言                                  | 14 |
| 2.2 ハンマーピーニングによる疲労強度向上効果                | 14 |
| 2.2.1 実験方法                              | 15 |
| 2.2.2 実験結果                              | 18 |
| 2.3 ハンマーピーニングによる疲労強度向上機構に関する考察          | 27 |
| 2.4 結言                                  | 37 |
| 第3章 ピーニング後の疲労特性に及ぼす過大応力（予荷重）の影響         |    |
| 3.1 緒言                                  | 39 |
| 3.2 実験方法                                | 39 |
| 3.3 実験結果                                | 41 |
| 3.4 考察                                  | 47 |
| 3.5 結言                                  | 51 |
| 第4章 疲労亀裂進展速度に及ぼす圧縮残留応力の影響               |    |
| 4.1 緒言                                  | 53 |
| 4.2 貫通亀裂における疲労亀裂進展抑制                    | 53 |
| 4.2.1 実験方法                              | 53 |
| 4.2.2 実験結果                              | 56 |
| 4.2.3 残留応力場における貫通疲労亀裂進展推定計算             | 59 |
| 4.2.4 板厚貫通疲労亀裂の進展に及ぼす表層圧縮残留応力場の影響に関する考察 | 64 |

|                        |                               |     |
|------------------------|-------------------------------|-----|
| 4.2.5                  | まとめ                           | 69  |
| 4.3                    | 表面亀裂における疲労亀裂進展抑制              | 70  |
| 4.3.1                  | 実験方法                          | 70  |
| 4.3.2                  | 実験結果                          | 74  |
| 4.3.3                  | 残留応力場における表面疲労亀裂進展推定計算         | 83  |
| 4.3.4                  | 両面ガセット溶接継手における圧縮残留応力場での疲労亀裂進展 | 93  |
| 4.3.5                  | 圧縮残留応力導入による表面疲労亀裂進展抑制機構に関する考察 | 99  |
| 4.3.6                  | まとめ                           | 103 |
| 4.4                    | 結言                            | 103 |
|                        |                               |     |
| 第5章 実構造体における疲労強度向上効果検証 |                               |     |
| 5.1                    | 緒言                            | 105 |
| 5.2                    | 鋼桁試験体を用いた疲労試験による疲労強度向上効果検証    | 105 |
| 5.2.1                  | 実験方法                          | 105 |
| 5.2.2                  | 実験結果                          | 111 |
| 5.3                    | 結言                            | 118 |
|                        |                               |     |
| 第6章                    | 結論                            | 119 |

# 第1章 緒論

## 1.1 背景

造船分野や橋梁分野，圧力容器分野などの鋼構造物においては，疲労現象による破壊が構造健全性担保に関して主要な問題と位置づけられる。橋梁においては鋼床板 U リブ接合部や箱桁の交差部より，船舶においては上甲板ハッチコーナーなどからの疲労亀裂発生が確認されている。これらの疲労亀裂に対しては，亀裂の発生が確認された段階で補修するという対応がなされており，維持管理コストの増大を招いている。

構造物の疲労破壊を防ぐために，大きく分けて

- (1) 設計時に疲労現象を考慮した上で構造物を作製する。
- (2) 保守点検を定期的実施し，疲労亀裂が確認された場合速やかに補修する。

の方策が採られている。

橋梁分野では，一時期，東京都内などを走る首都高速道路の橋脚の溶接部に金属疲労による亀裂が多数見つかるなどの問題が発生し，集中的な補修がなされていたこともある。また，近年の造船分野においては，省エネルギー（低燃費）競争が激化しており，鋼板の板厚減による船体軽量化への要求があるものの，腐食しるを考慮した場合，鋼板厚は確保する必要があり，鋼材の高強度化に対応した継手疲労強度の向上が期待されている。

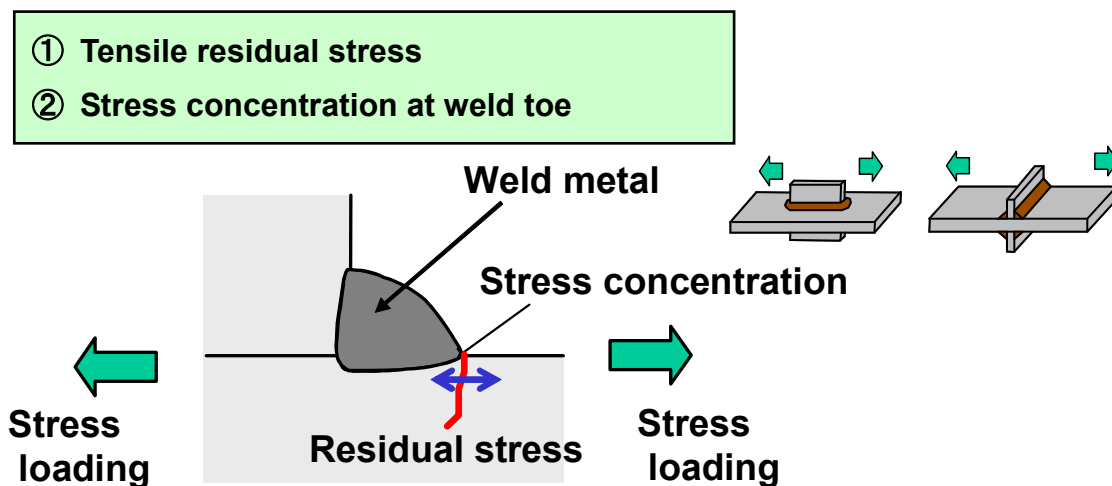


Fig. 1.1 Factors of decreasing fatigue strength in welded joint



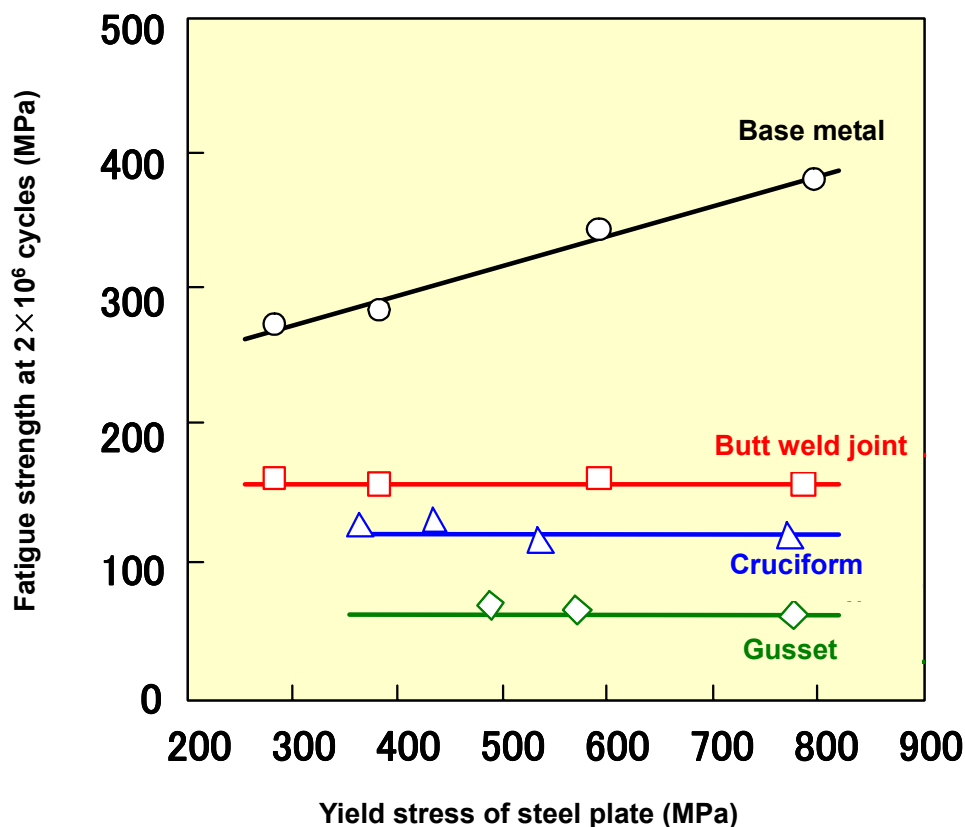


Fig. 1.2 Relationship between YS and fatigue strength at 2,000,000 cycles

鋼構造物において疲労亀裂の発生の起点となるのは溶接部であることが多く、溶接継手を前提とした疲労設計がなされている[1-6]。一般に構造物の溶接部においては、Fig.1.1 に示すように、溶接直後の冷却過程で生じる溶接金属の熱収縮によりに達する高い引張残留応力が発生する。また、溶接止端部の形状に依存する応力集中が発生する。これらの事象が相まって、溶接継手の疲労強度は母材のそれよりも低下する。渡辺ら[7]は、異なる母材強度と溶接継手の疲労強度の関係を調査している。Fig.1.2 に示すように、母材は降伏強さの向上に伴って 200 万回疲労強度も向上している。一方、突合せ、荷重非伝達型十字、角回し（面外ガセット）の各溶接継手においては、母材の疲労強度が向上しても 200 万回疲労強度は向上しない以上の観点から、疲労設計は、鋼材の静的強度レベルに依存しないことを前提に、主に溶接構造や溶接継手形式から構造物全般に対して必要な性能が求められている。例えば、国際溶接学会（International Institute of Welding, IIW）では溶接構造の疲労設計指針[1-2]を提案しており、種々の溶接継手様式に対して疲労等級（疲労寿命 200 万回に対応する応力範囲）を設定している。

橋梁分野の場合、道路橋示方書および設計指針が出版されており[4-6]、継手形式により疲労等級が設定されている。一方、国土交通省は新技術の活用のため、新技術に関わる情報の共有及び提供を目的として、新技術情報提供システム（New Technology Information System : NETIS）

を整備した。NETIS への登録により，疲労強度改善に関する新技術が新設橋梁へ適用される機会が増加する傾向にある。

以上の背景より，

- (1) 溶接部からの疲労亀裂発生抑制による継手疲労強度向上
- (2) 鋼板の強度に応じた疲労強度向上
- (3) 疲労強度向上による保守点検の簡略化

が長年求められており，様々な疲労強度向上手法が検討されてきた。

ところが，造船分野においては，IACS Common Structural Rule（CSR）が 2006 年 4 月より施行され，一定以上の大きさのダブルハルトンカーおよびばら積貨物船に対してこれら規則の適用が要求されている[6]。CSR は，

- 船体構造をより安全かつ環境保護に適した船舶にする
- 船級協会間の構造規則の違いによる構造部材寸法の差異を排除する

ことを目的に制定されたものであるが，最近の技術の進歩に伴い様々な疲労強度向上策の採用が可能であるにも関わらず，これら新規技術の採用が難しい状況となっている。この状況は，例えば船体軽量化による省エネルギーの実現を困難とするものであり，日本の橋梁および造船業のような技術力に優れている業界においては，余力をもてあます状況を生んでいる。

## 1.2 疲労強度向上手法に関する研究動向

溶接継手の疲労強度向上対策としては，Table1.1 に示すように大きく 2 つの観点からの手法が挙げられる。

Table1.1 Method for improving fatigue property of weld joint

| Point of interest                                | Point of improving   | Method for improving fatigue property  |
|--|--|--|
| Reducing stress concentration of weld toe        | <ul style="list-style-type: none"> <li>• Smoothing weld toe</li> <li>• Lengthening leg length of weld metal</li> </ul> | <ul style="list-style-type: none"> <li>• Grinding process</li> <li>• TIG dressing process</li> <li>• Welding consumables for smoothing weld toe</li> </ul>   |
| Reducing tensile residual stress around weld toe | <ul style="list-style-type: none"> <li>• Introducing compressive residual stress to weld toe</li> </ul>                | <ul style="list-style-type: none"> <li>• Peening process (Hammer peening, Laser peening, Ultrasonic peening, Water jet peening )</li> <li>• Welding consumables using expansion by transformation of weld metal</li> <li>• Reducing tensile residual stress by heat treatment</li> </ul> |

以下、溶接継手の疲労強度向上を目的として提案された手法について述べる。

### 1.2.1 溶接止端形状の平滑化もしくは脚長増加による応力集中の緩和

小野塚ら[8-9]は、止端半径、余盛り角度、脚長およびアンダーカットの観点から溶接部止端形状が疲労強度に及ぼす影響の定量化を試みている。溶接止端における応力集中の度合いは、「応力集中係数 ( $K_t$ )」により示されており、この値は止端半径、余盛り角度、脚長などの溶接金属形状を考慮することで算出できる[10-11]。溶接止端部の応力集中を低下させるための施工方法も各種提案されている。止端半径が大きいほど、余盛り角度が小さいほど、脚長が大きいほど応力集中係数が小さくなるため、止端形状をより滑らかにするための方策が考えられてきた。

渡辺ら[5]は、降伏強さ 300～750MPa 級鋼板を用いて荷重非伝達型十字溶接継手について SR 処理を行った後、溶接部にグラインダ仕上げ処理を行い、応力集中係数の低減に応じた疲労寿命の向上を確認した。

松本ら[12]は、溶接スラグの物性を考慮した溶接材料を用いて荷重非伝達型十字溶接継手を作製し、応力集中係数を低下させることで疲労限の 41%～75%の向上を確認した。

河合ら[13]は、SM58Q 鋼板を用いた MIG 溶接により作製したリブ十字溶接継手に、継手疲労強度向上手法の 1 つとして本溶接後に TIG ドレッシング処理を施してビード止端部の応力集中係数を低減することにより、未処理材に比べて 14～30%の疲労強度 ( $10^6$  回時間強度) の向上を確認した。また、HT80 鋼を用いた被覆アーク溶接により作製したリブ十字溶接継手において溶接止端にグラインダ仕上げを施すことにより、溶接ままの継手に比べて約 18%の疲労強度向上効果があることを確認した。

TIG ドレッシング処理による溶接止端部の応力集中低下の効果で継手疲労強度が向上することは、穴見ら[14-15]も確認している。

応力集中の低減が疲労強度の改善に及ぼす効果は広く知られており、特にグラインダ処理により止端形状をスムーズに改善する方法は簡便に実施可能であることと、見た目にも効果が判明しやすいことから、特に造船分野において広く使われている手法である。

以上のように、溶接止端形状の平滑化もしくはビード形状の工夫による応力集中の緩和[16]による疲労寿命の向上手法については、種々提案されている。特に、グラインダなどを用いた溶接止端部の機械的な仕上げに代表されるように、施工現場にて一般的になされている手法である。

### 1.2.2 溶接止端への引張残留応力緩和もしくは圧縮残留導入

継手疲労強度低下の要因となる溶接止端部近傍に生じている引張残留応力を緩和、あるいは圧縮残留応力の導入により継手疲労強度を向上させる手法も数多く検討されている。

溶接止端への圧縮残留応力導入については、ピーニングなど機械的な外力付与による手法と溶接金属の変態膨張特性を利用した手法が提案されている。また、近年においては、超音波による駆動力を利用した UP（超音波ピーニング）、UIT（超音波衝撃処理）の手法も提案されている。

渡辺ら[7]は、降伏強さ 300～750MPa 級鋼板を用いて荷重非伝達型十字溶接継手の溶接部を SR 処理することで、引張残留応力が 100MPa 以下に低減していること並びに母材強度に応じた 200 万回疲労強度の向上を確認した。

河合ら[13]は、HT80 鋼を用いたグラインダ仕上げ後にさらにピーニング処理を施すことで溶接ままの継手に比べて約 114%の疲労強度向上となり、ピーニング処理による疲労強度向上効果を確認した。

穴見ら[14-15]は、ハンマーピーニングによる疲労強度向上において、小型試験体および桁試験体における疲労強度向上を実証した。小型継手試験体においては、日本鋼構造協会（Japanese society of steel Construction, 以下 JSSC）の示す疲労等級[5]の飛躍的な向上が確認でき、桁試験体においても JSSC 疲労等級の 2 等級以上の向上の可能性が示唆された。ハンマーピーニングによる疲労強度向上効果は、田井ら[16]、三木ら[17]によっても実証されている。

Kudryavstsev ら[19,20]や Statnikov ら[21,22]は、簡便かつ高速で疲労強度向上が図れるピーニング手法である超音波ピーニングの 1 種として、超音波衝撃処理（UIT , Ultrasonic Impact Treatment）を提案した。UIT は超音波振動させたツールと処理対象部との間に金属ピンを配置し、発生した超音波による衝撃により対象物を打撃することで対象物表面に塑性流動を起こさせると同時に、打撃した表面近くに圧縮の残留応力を発生させる処理である。UIT による疲労強度向上効果[23-26]についても複数の報告により確認されている。

原、出口ら[27-29]は、超音波ピーニングにより、回し溶接継手部の疲労強度向上を実証した。超音波ピーニングを施工することで、疲労強度はグラインダ処理後とほぼ同等になるまで向上することを確認した。

一方、疲労亀裂が入った溶接継手において、亀裂開口が見える鋼板表面をピーニング手法で打撃することにより、飛躍的に疲労寿命を向上させる ICR 手法（Impact crack closure retrofit treatment）[30-33]を開発、提案した。

外力付与による溶接止端への圧縮残留応力導入方法については、レーザピーニング[34-37]やウォータージェットピーニング[38-39]も提案されており、疲労強度向上効果や安定した圧縮残留応力導入効果も検証されている。

一方、溶接後に外力を与えるのではなく、溶接金属の変態膨張特性を利用して溶接止端への圧縮残留応力導入を図る溶接材料についても提案されてきた。

太田ら[40]は、10%Cr-10%Ni 溶接材料を用いた溶接を行うことにより、溶接ままの状態ですら溶接止端部に圧縮残留応力を導入し、継手疲労強度を向上させる手法を提案した。

10%Cr-10%Ni 溶接材料を用いた疲労強度向上は、角回し溶接継手のほか、荷重非伝達型十字溶接継手においても確認された[41-46]。また、異なる化学組成の溶接材料においても同様に疲労強度向上が確認されている[47]。

また、Shiga ら[48]は 10%Cr-10%Ni 溶接材料を用いて伸長ビードを形成し、変態膨張を利用した圧縮残留応力の導入と脚長の増長による応力集中緩和により、10 倍以上の疲労寿命向上を確認した。

### 1.3 疲労寿命予測の手法に関する研究動向

新設の鋼構造物の疲労設計や既設構造物の保守（モニタリング）の観点から、疲労現象による破壊を未然に防ぐべく、疲労寿命予測の手法も多くなされ、現在も改良、発展を続けている。

豊貞らは、健全な箇所からの疲労亀裂発生および成長過程をモデル化し、剪断亀裂から開口型亀裂になるまでの寿命推定法を確立する[49-53]ことによって、疲労亀裂成長シミュレーションコード「FLARP (Fatigue Life Assessment for RPG)」を開発[54-56]した。FLARP を利用した疲労寿命予測は数多くなされており、回し溶接継手の疲労寿命を予測し、初期欠陥の存在を仮定せずに疲労亀裂の発生から進展まで統一的に推定可能であることが確認され[57]、さらに、面外ガセット継手を対象に初期欠陥の存在無しに疲労亀裂の発生・成長挙動を定量的に推定できることが示された[59]。FLARP による表面亀裂の成長の予測精度の高さは、樟葉ら[58]によっても検証されている。福岡ら[60]は FLARP をベースに平均応力と残留応力の分布および荷重履歴の影響を評価することを可能とした。大川ら[61-62]も豊貞らの提示した亀裂結合モデル[56]をベースとした高精度疲労寿命予測システムを開発し、UIT 施工後を含めた溶接構造物の疲労寿命を定量的に予測した。

白鳥ら[63-66]は、影響関数法と呼ばれる手法を用いて表面亀裂の深さ方向および幅方向に分布する任意の応力場に対して、亀裂前縁の各点の K 値を効果的に評価する手法を確立し、提案した。これを利用した手法も数多く提案されている。岩松ら[67]は、影響関数法をベースに、平板に存在する半だ円表面亀裂に対して任意の分布応力場に対応した影響係数を評価した。これらの成果に基づいて、疲労亀裂進展解析プログラム「SCAN (Surface Crack Analysis)」[68]が開発され、このプログラムを用いた寿命判定も広く用いられている。森影ら[69]は、石油タンク構造のシングルデッキ形浮屋根における繰返し曲げを受けるデッキ板の重ね継手部から成長する疲労亀裂（溶接止端から発生する表面亀裂および溶接ルート部から発生する埋没亀裂）進展評価を行い、任意の曲げ荷重振幅と引張荷重振幅に対する板厚貫通に至る繰返し戴荷回数が得られた。

さらには、奥田らにより、原子炉プラントの亀裂進展評価を目的として多軸応力場での混合モード亀裂進展解析手法も開発されている[70-71]。

#### 1.4 本研究の目的

1.2 節に示した先行研究に関する知見によると、圧縮残留応力を導入された疲労強度向上手法については、その効果が多大であり、ピーニングによる疲労強度向上手法および疲労強度向上効果については、Haagesen and Maddox らにより、他の手法とともに IIW Recommendations[72]として文書化されているが、現状のところ十分には普及しておらず、実構造体にピーニング技術の適用が広がる傾向にない。特に、ハンマーピーニング施工による疲労強度向上手法の施工現場における普及度はグラインダ仕上げに比べて極めて小さい。

その理由として、1.1 項で述べたような造船分野における CSR の施行や、1.2 項で示した知見のピーニングなどにより導入された圧縮残留応力の効果が、予荷重の影響を受けて低下するとされている[27,73]ことが挙げられる。また、高い平均応力に対しては疲労強度がグラインダ仕上げ並みに留まるという知見もある[74]。

以上のような従来知見や背景を踏まえ、本論文ではハンマーピーニングの鋼構造物への適用を推進するための課題について採りあげ、その課題解決の指針を提案すべく検討した。さらにこの検討を踏まえ、圧縮残留応力場が存在する場合の疲労寿命予測を目的として、疲労亀裂開閉口挙動に係る数値シミュレーションを適用した疲労亀裂進展計算も実施することで、その効果を定量化してハンマーピーニングの適用をさらに広げることを目的とした。

鋼構造物への適用を推進するための課題として着目したのは、ハンマーピーニングによる溶接止端部形状の修正による応力集中の緩和や表面疲労亀裂の進展抑制効果の解明である。

本研究において、ハンマーピーニングによる疲労特性向上手法に主眼をおいた理由として、他の手法に比べて、

- (1) 打撃した箇所が目で見えて判断できる
- (2) 打撃した後の形状が確認できる
- (3) 打撃痕により効果が、間接的でも予想しやすい

ため、止端形状および残留応力導入の効果が定量化しやすいと判断した。

また、本研究においてはピーニング手法として、エアツールを使用した。例えば超音波ピーニングの場合、装置そのものが高価であり、かつ止端形状の変更が容易ではない。一方、エアツールの場合は、溶接工が現場作業中に使用するブラックスチップ先端のタガネを取り替えるだけで、安価かつ簡便にピーニング技術を適用できる。さらに、先端形状を自由に変化させることができるため、応力集中を緩和させるための止端形状の平滑化も容易であり、適用の推進に寄与すると考えられる。

## 1.5 本論文の構成

本論文は、全6章から構成する。本論文の構成と検討項目との対応を Fig.1.3 に示した。

第1章においては、疲労強度向上に関する背景と本テーマの選択に至った経緯について示した。

第2章においては、ハンマーピーニングの手法検討と疲労強度向上効果を検証し、ハンマーピーニングの適用による溶接止端における応力集中緩和の効果と圧縮残留応力導入の効果を明確にした。

第3章においては、ピーニング後の疲労特性に及ぼす過大応力（予荷重）の影響について検証し、予荷重と溶接止端部における残留応力の関係および溶接継手の疲労特性の関係を示すことにより、ピーニングによる手法を明確にした。

第4章においては、ハンマーピーニングによって表層付近に導入した圧縮残留応力が、疲労亀裂発生後の疲労亀裂進展速度の遅延現象に及ぼす影響を示すことにより、ハンマーピーニングによる疲労寿命向上効果を疲労亀裂進展の観点から明確にした。

第5章においては、ハンマーピーニング技術を、実構造物を模擬した試験体に適用し、その効果を検証するとともに、寿命計算を実施することで構造体へのハンマーピーニング技術の適用による疲労寿命向上を明確にした。

第6章においては、本論文で得られた結果と今後の課題についてまとめた。

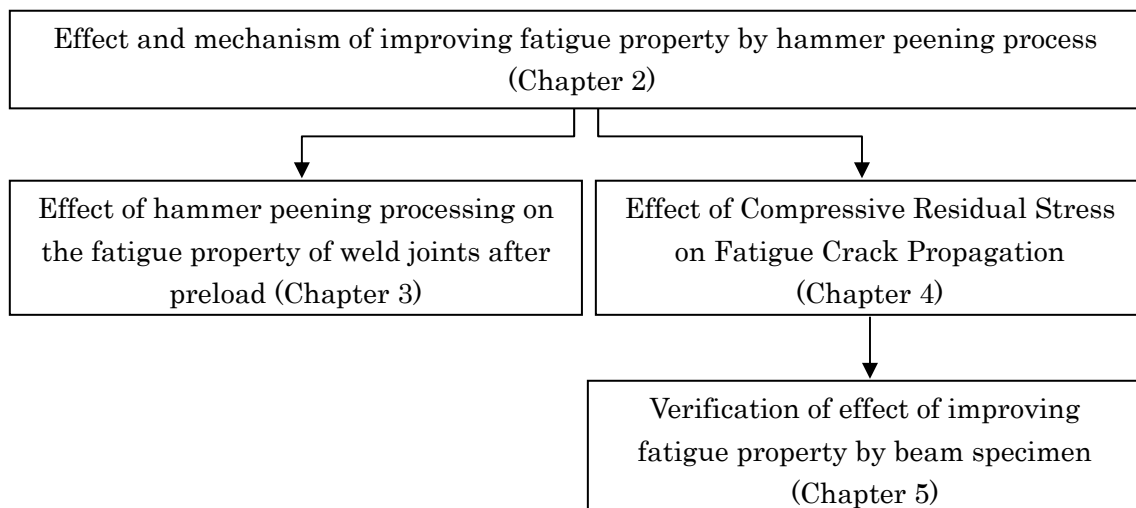


Fig.1.3 Schematic contents in this paper

## 第1章【参考文献】

- [1] A. Hobbacher : Fatigue design of welded joints and components, IIW-1303-95 (ex-doc. XIII-1539-96 / XV-845-96) by International Institute of Welding
- [2] 社団法人溶接学会\_溶接疲労強度研究委員会訳：溶接構造の疲労設計（1999）
- [3] 社団法人日本道路協会：道路橋示方書・同解説 I 共通編 II 鋼橋編（2002）
- [4] 社団法人日本道路協会：鋼橋の疲労（1997）
- [5] 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（2012）
- [6] 秋山章，大庭亮：タンカー共通船体構造規則による試算と今後の対応，日本船舶海洋工学会講演論文集 No.2E（2006），pp.31-32.
- [7] 渡辺修，松本重人，中野善文，斉藤良行：高強度鋼溶接継手の疲労強度とその支配因子一応力集中係数と溶接残留応力の効果一，溶接学会論文集，Vol. 13，No.3（1995），pp.438-443
- [8] 小野塚正一，後川理，熊倉靖，辻勇：溶接止端部形状が疲労強度に及ぼす影響(第1報)：ビード止端の応力集中と疲労寿命：日本造船学会論文集 No.170（1991），pp.693-703.
- [9] 小野塚正一，後川理，熊倉靖，辻勇：溶接止端部形状が疲労強度に及ぼす影響(第2報)：アンダーカットの許容基準，日本造船学会論文集 No.171（1992），pp.385-394.
- [10] 後川理，中山英治：溶接継手部の応力集中係数，石川島播磨技報，Vol.23，No.4，pp.351-355
- [11] 辻勇：非荷重伝達型隅肉溶接継手の止端部の応力集中係数の推定式，西部造船学会会報，Vol.80（1990），pp.241-251.
- [12] 松本重人，小林邦彦，船越 督己，坂本昇，新川耕治：川崎製鉄技報 Vol.9，No.3(1977)，pp57-64
- [13] 河合末男，宮本俊雄，壇野忠彦，才川至孝：高張力鋼溶接継手の疲労強度に及ぼすビード止端処理の効果，溶接学会誌，Vol.48，No.9（1979），pp.700-707
- [14] 穴見健吾，三木千寿，山本晴人，樋口嘉剛：高強度鋼溶接継手部の疲労強度と疲労強度向上法，土木学会論文集 No.675/I-55（2001），pp.251-260
- [15] K.Anami, C.Miki, H.Tani, and H.Yamamoto : Improving Fatigue Strength of Welded Joints by HammerPeening and Tig-dressing, Structural Eng. JSCE, Vol.17, No.1（2000），pp.67-78
- [16] Y.Tomita, K.Hashimoto, K.Ishikawa, H.Yamamoto, T.Fukuoka : Study on Fatigue Strength of Boxing fillet Weldments:(2<sup>nd</sup> report), The Sixth International Offshore and Polar Engineering Conference, May 1996, USA, pp.393-401.
- [17] 田井政行，三木千壽，鈴木啓悟：ハンマーピーニング処理による面外ガセットの溶接止端部の疲労強度改善，土木学会論文集 A，Vol.67，No.2(2011)，pp.396-409
- [18] 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，Vol.17，No.1(1999)，pp.111-119



- [19] Y. Kudryavtsev, V. Korshun and A. Kuzmenko. Improvement of Fatigue Life of Welded Joints by Ultrasonic Impact Treatment. Paton Welding Journal. 1989. No.7, pp.24 - 28.
- [20] Y. Kudryavtsev, P. Mikheev and V. Korshun. Influence of Plastic Deformation and Residual Stress Created by Ultrasonic Impact Treatment on Fatigue Strength of Welded Joints. Paton Welding Journal. 1995. No.12. pp.3 -7.
- [21] E.Sh. Statnikov, V.I. Trufyakov, P.P. Mikheev, Yu.F. Kudryavtsev: Physics and Mechanism of Ultrasonic Impact Treatment, IIW Doc. XIII-1346-96 (1996)
- [22] E.Sh. Statnikov: Specification for weld toe improvement by ultrasonic impact treatment, IIW Doc. XIII-2004-04 (2004)
- [23] 野瀬哲郎, 島貫広志, 中島清孝, 鈴木環輝: UIT による継手疲労強度向上機構, 溶接構造シンポジウム講演論文集(2006), pp.219-222.
- [24] 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.6-9
- [25] 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 A, Vol.67, No.2 (2011), pp.421-429.
- [26] 米澤隆行, 島貫広志, 田中睦人, 法政大学 森猛: UIT を施した面外ガセット溶接継手の止端圧縮残留応力に及ぼす繰返し負荷の影響, 溶接学会全国大会講演概要 97(2015), pp244-245
- [27] 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, 船舶海洋工学会講演論文集, No.10 (2010), pp.599-602.
- [28] 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2報, 船舶海洋工学会講演論文集, No.10 (2010) ,pp.603-604.
- [29] T.Deguchi, M.Mouri J.Hara, D.Kano T.Shimoda F.Inamura, T.Fukuoka, K.Koshio : Fatigue strength improvement for ship structures by Ultrasonic Peening, Journal of Marine Science and Technology, September 2012, Vol. 17, Issue 3, pp.360-369.
- [30] 山田健太郎, 石川敏之, 柿市拓巳: 疲労亀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 (2009), pp.961-965.
- [31] 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亀裂の寿命向上効果, 土木学会論文集 A, Vol.66, No.2 (2010), pp.264-272.
- [32] 村上理一, 秋園幸一: 高張力鋼溶接継手の疲労亀裂成長速度に及ぼす引張および圧縮残留応力ならびに応力比の影響, 材料, Vol.34, No.377 (1985), pp.190-195.
- [33] 舘石和雄, 判治剛, 清水優, 加瀬駿介: 桁試験体に生じた疲労亀裂に対する ICR 処理による延命効果, 溶接学会全国大会講演概要 No.97(2015), pp.228-229.

- [34] 崎野良比呂, 佐野 雄二, 小倉 裕史, 三木 将大, 野末 秀和, 淵上 静也: レーザピーニングの低パルスエネルギー化が突合せ溶接部の残留応力と疲労寿命向に及ぼす影響, 溶接学会全国大会講演概要 97(2015), pp.214-215.
- [35] 崎野 良比呂, 佐野 雄二, 金 裕哲: レーザピーニングによる 780N/mm<sup>2</sup> 級鋼隅肉溶接部の疲労強度向上効果, 溶接学会講演大会, 溶接学会全国大会講演概要 85(2009), 414-415.
- [36] 崎野良比呂, 佐野雄二, 金 裕哲: レーザピーニングによる突合せ溶接継手の疲労強度向上効果と応力除去焼鈍の影響, 溶接学会全国大会講演概要 No.82(2008), pp.206-207.
- [37] 崎野良比呂, 佐野 雄二, 角谷 利恵, 金裕哲: 大型溶接試験体におけるレーザピーニングの疲労寿命向上効果, 溶接学会全国大会講演概要 No.91(2012), pp.350-351.
- [38] 榎本邦夫, 平野克彦, 望月正人, 黒沢孝, 斎藤英世, 林 英策: ウォータージェットピーニングによる材料表面の残留応力改善効果の検討, 材料, Vol.45, No.7 (1996), pp.734-739.
- [39] 大屋寿三・沖村浩司・太田高裕・市岡丈彦: ウォータージェットピーニングによる超小口径管内面の残留応力改善方法の開発, 三菱重工技報, Vol.36, No.6 (1999), pp.328-331.
- [40] 太田昭彦, 前田芳夫, N. T. Nguyen, 鈴木直之, 志賀千晃, 低変態温度溶接材料による溶接継手の疲労強度向上, 日本造船学会論文集, No.188 (2000), pp.609-616.
- [41] 荒川幸次, 阪野賢治, 毛利雅志 (石川島播磨重工業 基盤技研), 久保高宏, 森影康 (川崎製鉄技研) 日本材料学会学術講演会講演論文集, No.49 (2000), pp.177-178.
- [42] 毛利雅志, 荒川幸次, 阪野賢治, 久保高宏, 森影康, 低変態温度溶接材による荷重非伝達型十字継手の疲労強度改善, 日本機械学会材料力学部門講演会講演論文集(2000), pp.143-144.
- [43] 毛利雅志, 荒川幸次, 阪野賢治, 久保高宏, 森影康: 低変態温度溶接材による荷重非伝達型十字継手の疲労強度改善, 溶接学会論文集, Vol.20, No.2 (2002), pp.282-286.
- [44] 望月正人, 松島彰吾, 豊田政男, 森影康, 久保高宏: 溶接材料の相変態挙動を利用した溶接継手の残留応力低減効果に関する検討-溶接時における温度・マイクロ組織・熱応力履歴の数値シミュレーションとその応用に関する研究 (第2報)-, 溶接学会論文集, Vol.23, No.1 (2005), pp.112-121.
- [45] 森影康, 久保高宏, 安田功一, 天野虔一, 平岡和雄, 太田昭彦: 低変態温度溶接材料適用による高強度鋼板の継手疲労強度の向上, 溶接学会全国大会講演概要, No.72 (2003), pp.F.25-F.28.
- [46] MORIKAGE Y, KUBO T, YASUDA K, AMANO K, SHIGA C: Improvement of Fatigue Strength of Welded Joints by Using Low-Temperature Transformation Welding Consumables., Proceedings of the 7<sup>th</sup> International Symposium, JWS, 2001, pp.791-796.
- [47] 富永知徳, 三木千壽, 高橋健, 糟谷正, 森影康: 低温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.758 (2004), pp.355-367.

- [48] C.Shiga, E.Murakawa, Y.Matsuo, U.Ohsuga, K.Hiraoka, Y.Morikage, K.Yasuda :  
Welding in the world, Fatigue improvement of high strength steel welded joints with  
compressive residual stress, No.58 (2014), pp.55-64.
- [49] 豊貞雅宏, 岡本太郎, 藤原裕彦: 亀裂開閉口を考慮した疲労亀裂伝播モデル, 日本造船学会  
論文集, No. 152 (1983), pp. 371-379.
- [50] 豊貞雅宏, 山口喜久次, 丹羽敏男, 武中秀樹, 梶本勝也, 矢島浩: 新疲労亀裂進展パラメータ  
の提案と高精度コンプライアンス計測法の開発, 日本造船学会論文集, No.169 (1991),  
pp.245-255.
- [51] 豊貞雅宏, 丹羽敏男: RPG 荷重のシミュレーション, 日本造船学会論文集, No.176 (1994),  
pp. 427-438.
- [52] 豊貞雅宏, 丹羽敏男, 後藤浩二, 江藤健一, 尾野英夫, 村井亮介: 二次元化による表面亀裂の  
K 値近似解法, 日本造船学会論文集, No. 178 (1995), pp.535-543.
- [53] 豊貞雅宏, 丹羽敏男, 氷見修作, 松田宏之: , 回し溶接止端部から発生・進展する表面き裂の  
疲労寿命推定法について—無き裂状態から任意の大きさのき裂になるまでの疲労寿命推定法  
—, 西部造船会々報, No.99 (1999), pp.255-268
- [54] M. Toyosada, , K. Gotoh, and T. Niwa,: Fatigue crack propagation for a through thickness  
crack: a crack propagation law considering cyclic plasticity near the crack tip,  
International Journal of Fatigue, Vol.26, Issue 9 (2004), pp.983-992.
- [55] M.Toyosada, K.Gotoh, and T.Niwa., “Fatigue life assessment for welded structures  
without initial defects: an algorithm for predicting fatigue crack growth from a sound  
site”, International Journal of Fatigue, Vol.26, Issue 9 (2004), pp. 993-1002.
- [56] 豊貞雅宏, 丹羽敏男: 鋼構造物の疲労寿命予測, 共立出版 (2001)
- [57] 後藤浩二, 小沼恵太郎, 豊貞雅宏: 発生と進展を統一的に評価する疲労き裂成長シミュレ  
ーション—角回し溶接止端部から発生・進展する疲労き裂—, 土木学会西武支部研究発表会  
(2003), A-178-179.
- [58] 永田幸伸, 末田明, 後藤浩二, 豊貞雅宏: 面外ガセット継手の疲労き裂発生・成長シミュレ  
ーション, 日本船舶海洋工学会論文集, No. 2 (2006), pp.361-367.
- [59] 楠葉 貞治, 勝田 順一角回し溶接を模擬した溶接試験片の疲労き裂発生・成長シミュレーシ  
ョン(S14 FLARP による疲労き裂発生進展シミュレーション), 日本機械学会年次大会講演論  
文集 (2006), pp.685-686.
- [60] 福岡哲二, 望月幸司, 竹村理宏, 溶接継手の疲労寿命評価システムの開発, 三井造船技報,  
No. 191(2007), pp.31-37.
- [61] 大川鉄平, 島貫広志, 野瀬哲郎 : 溶接構造シンポジウム講演論文集 (2009), pp.483-486.

- [62] 大川鉄平, 島貫広志, 野瀬哲郎, 鈴木環輝: き裂進展解析による溶接構造物の寿命予測, 新日鉄技報, No.392 (2012), pp.52-57.
- [63] 白鳥正樹, 三好俊郎, 谷川克己: 任意分布力を受ける表面亀裂の応力拡大係数の解析: 日本機械学会論文集(A編), Vol.51, No.467 (1985), pp.1828-1835.
- [64] 白鳥正樹, 三好俊郎, 谷川克己: "任意分布力を受ける表面亀裂の応力拡大係数の解析(第2報, 平板中の半だ円表面亀裂に対する影響係数の解析とその応用)", 日本機械学会論文集(A編), Vol.52, No.474(1986), pp.390-398.
- [65] 白鳥正樹, 三好俊郎, 谷川克己: "任意分布力を受ける表面亀裂の応力拡大係数の解析(第4報, 影響係数データベースの応力集中部材への応用)", 日本機械学会論文集(A編), Vol.53, No.492(1987), pp.1651-1656.
- [66] 白鳥正樹, 生方清美: 影響関数法による三次元混合モードき裂の応力拡大係数の解析, 日本機械学会論文集(A編), Vol.56, No.522 (1990), pp.75-81.
- [67] 岩松史則, 宮崎克雅, 白鳥正樹: 影響関数法による任意分布応力場における表面き裂の応力拡大係数と疲労き裂進展評価手法の開発, 日本機械学会論文集(A編)77巻782号(1990), p.55-66.
- [68] 松下久雄, 小俣重雄, 松田宏之, 白鳥正樹, 吉川直紀, 岩松史則: 表面疲労き裂進展解析ソフトSCAN-微小き裂, 複数き裂, 内部き裂バージョンの開発-, 日本海事協会誌, No.266(2004), p.18-35.
- [69] 森影康, 伊木聡, 若狭勝, 吉田聖一, 白鳥正樹, 関根和喜, 土田智彦, 岩田克己: 不具合溶接を有する重ね継手部の疲労き裂進展評価(影響関数法を用いた疲労き裂進展解析), 圧力技術 vol.50, No.5 (2012), pp.244-253.
- [70] 遠藤徹也, 大橋敏樹, 奥田幸彦: 残留応力場におけるき裂進展シミュレーション, 東芝レビュー, Vol.63, No.8 (2008), pp.25-29.
- [71] 奥田幸彦: 多軸応力場における混合モードき裂進展解析手法の開発, 日本保全学会, 第4回学術講演会(2007), pp.411-414.
- [72] P.J.Haagesen and S.J.Maddox: IIW Recommendations on Post Weld Improvement of Steel and Aluminium Structures, IIW-XIII-1815-00 (2005).
- [73] 大沢直樹, 澤村淳司, 重田圭, 辻知英: 超音波ピーニングによる疲労強度向上効果に及ぼす圧縮過大荷重の影響に関する研究, 日本船舶海洋工学会講演会論文集 第13号, p.353-356.
- [74] 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 (2011), pp.421-429.

## 第2章 ハンマーピーニングによる疲労強度向上効果と疲労強度向上機構

### 2.1 緒言

第1章で述べたとおり、橋梁および造船分野に代表される大型溶接構造物の構造強度健全性を確保するためには溶接継手の疲労強度向上が重要な課題であり、溶接止端形状の平滑化と圧縮残留応力の導入により疲労亀裂発生の抑制するピーニングの手法が提案されており、第1章で言及した IIW Recommendation において複数の手法が提示されている。また、近年においては超音波衝撃処理 (UIT, Ultrasonic Impact Treatment) [1,2]をはじめとした超音波ピーニング (UP) 技術も提案されている。これらの手法は、溶接止端部を打撃することで溶接止端近傍の応力集中の緩和並びに止端近傍に圧縮残留応力場を導入することで溶接継手の疲労強度を向上させる手法であり、打撃方法は異なるものの、疲労寿命改善に寄与している原理は同様のものである[3]。

ハンマーピーニングは、超音波ピーニング手法などに比べて装置が簡便で安価な方法で施工ができるという利点があり、かつ先端ピン形状の調整が可能で、先端ピン半径を大きくできるという利点がある。また、溶接後のスパッタ処理に利用するフラックスチップなどのエアツールの先端を取り替えるだけで本体をそのまま使用することができるため、コスト面でも優位である。

しかし、実際の溶接構造体の施工現場ではグラインダを用いた余盛削除の手法が適用されることが多く、ピーニングが積極的に用いられる状況にない。

その要因のひとつとして、ピーニングの施工結果（施工後の状態）から疲労強度向上効果を定量的に把握できないことが挙げられる。例えばグラインダを用いた場合、止端形状を滑らかにすることのみに注力すればよいが、ピーニングでは圧縮残留応力そのものを外観で確認できないため、その効果が判りづらく、期待する疲労寿命の改善に寄与するために必要な圧縮残留応力場が形成されていることの確認が困難である。また、ピーニング施工では、装置および先端のピン形状の仕様が固定されているために溶接止端形状を変えられる範囲が限られることから、応力集中の低減効果が不十分と受け取られる場合もある。これは、ピーニング施工の場合、どの程度まで止端形状が改善できれば意図する疲労寿命の改善効果が得られるのか定量的に把握できないことも関連している。

本章では、エアツールを用いたハンマーピーニング手法およびその疲労強度向上効果について、ピン先端形状、打撃位置の観点から重点的に検証するとともに、打撃後の外観による圧縮残留応力導入保証についても検討した。

### 2.2 ハンマーピーニングによる疲労強度向上効果

本研究では、圧縮残留応力を導入する方法として、以下に示す2種類の打撃方法について検討した。

- (1) 先端ピン形状を半円柱形として溶接止端を狙って打撃する方法
- (2) 先端ピン形状を平坦（矩形）として溶接止端の周囲の母材側を打撃する方法

方法（1）を採用すると、圧縮残留応力の導入と止端形状の平滑化が同時に達成できる。一方、方法（2）を採用した場合は溶接金属の形状を変えずに溶接止端に圧縮残留応力を導入できることから、溶接ビードへのピーニング施工が困難な場合やビードへの直接加工が禁じられる継手に対する疲労寿命の改善に資することができる。また、(2)の手法においては溶接止端を狙って打撃するよりも溶接止端部に圧縮残留応力を最大限導入することと母材にのみ打撃することで打撃痕形状による保証方法を可能とすることが期待される。

### 2.2.1 実験方法

本研究に用いた鋼板の化学組成と機械的性質を Table 2.1 に示す。板厚 12mm の AH36, SM490Y 級の鋼板を用いた。溶接材料は、JIS Z3313 を満たす軟鋼～490MPa 級鋼用フラックス入りワイヤ（ワイヤ径 1.2mm）を使用し、Fig.2.1 に示す面外ガセット溶接継手を作製した。母材とガセットとは水平すみ肉溶接とした。溶接条件は、Table 2.2 に示す条件で行い、入熱量 10.8KJ/cm および狙い脚長 6mm 以上とした。

Table 2.1 Chemical composition and Mechanical properties of steel plate

| Material ID | Chemical composition (mass%) |      |      |       |       |          | Tensile property |         |       |
|-------------|------------------------------|------|------|-------|-------|----------|------------------|---------|-------|
|             | C                            | Si   | Mn   | P     | S     | Ceq(WES) | YS(MPa)          | TS(MPa) | El(%) |
| A           | 0.16                         | 0.35 | 1.45 | 0.015 | 0.006 | 0.42     | 384              | 533     | 25    |
| B           | 0.15                         | 0.28 | 1.51 | 0.016 | 0.004 | 0.42     | 415              | 543     | 25    |

$$C_{eq}(WES) = C + Mn/6 + Si/24 + Ni/40 + Cr/5 + Mo/4 + V/14$$

Table 2.2 Welding condition

| Shielding gas       | Current | Voltage | Welding speed |
|---------------------|---------|---------|---------------|
| 100%CO <sub>2</sub> | 240A    | 30V     | 40cpm         |

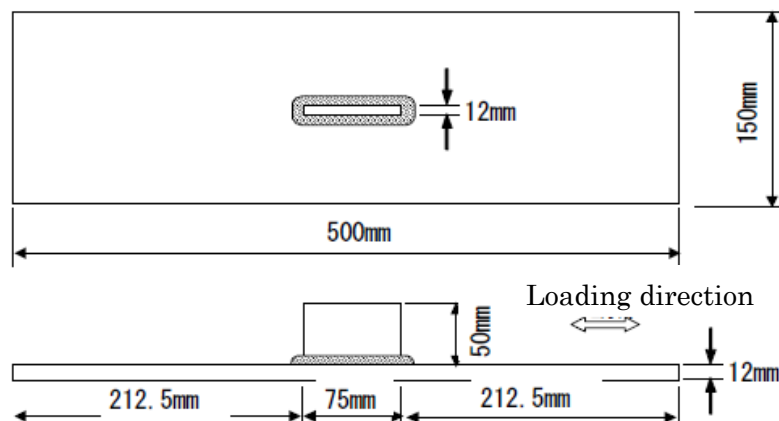


Fig.2.1 Test specimen (Out-of-plain gusset welded joint)

作製した面外ガセット溶接継手の廻し部の止端部にエアツールとして Fig.2.2 に示すブラック スチップ FCH-20 (不二工機製) を用いてピーニング処理を行った。以降、各ピーニング処理の手法の概略を示す。

ピンの先端は、Fig.2.3 a)に示す半径 4.5mm×長さ 5mm の半円柱状の形状のものと、Fig.2.3 b) に示す平坦部が 3mm×3mm、縁部が曲率半径 0.5mm の円弧となるように加工したものをを用いた。比較のため、同形状の試験片の溶接止端部にグラインダ処理を施した試験片を準備した。Fig.2.3 a), b)の各先端ピンを用いたピーニング施工後の外観を Fig.2.4 に示す。a)の先端ピンを用いた場合、溶接止端に斜めに先端ピンを押し当てるようにして打撃を行い、b)の先端ピンを用いた場合では、溶接止端部母材へ垂直に押し当てながら、狙い位置を溶接止端から 1mm 以内として打撃した。エアツールの空気圧は 0.63MPa、エアツールが対象物に与える振動数は 90Hz である。ハンマーピーニング施工時は、試験体が曲げ変形しないように、試験体の長さ方向に母材両端を万力で拘束し、ハンマーピーニング施工後に取り外した。a), b)の各先端ピンを用いてピーニング施工した後の外観を Fig.2.5 a), b)に示す。a)の先端ピンを用いた場合、溶接止端の形状がピーニング前後で変化していることが確認でき、b)の先端ピンを用いた場合では、ほぼ母材のみが打撃されていることが確認された。



Fig.2.2 Air tool for hammer peening

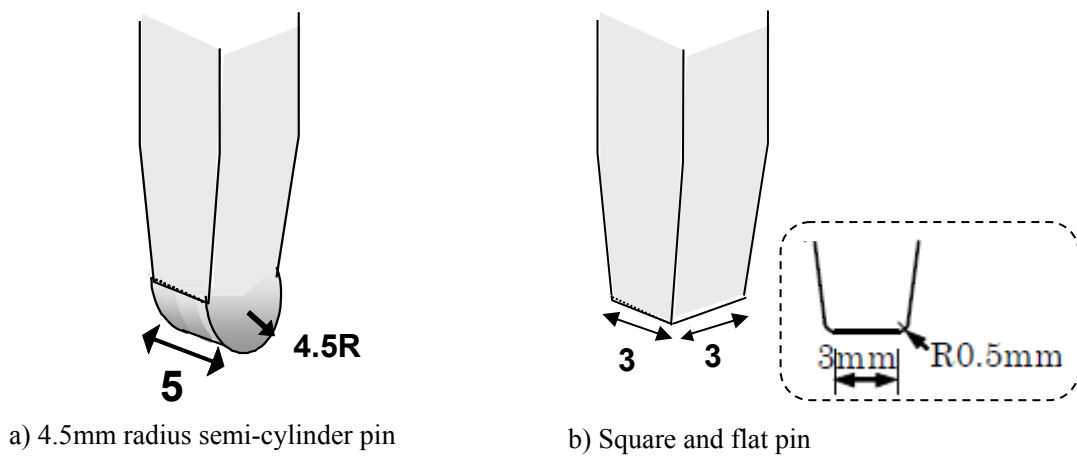


Fig. 2.3 Schematic figure of tip of pin

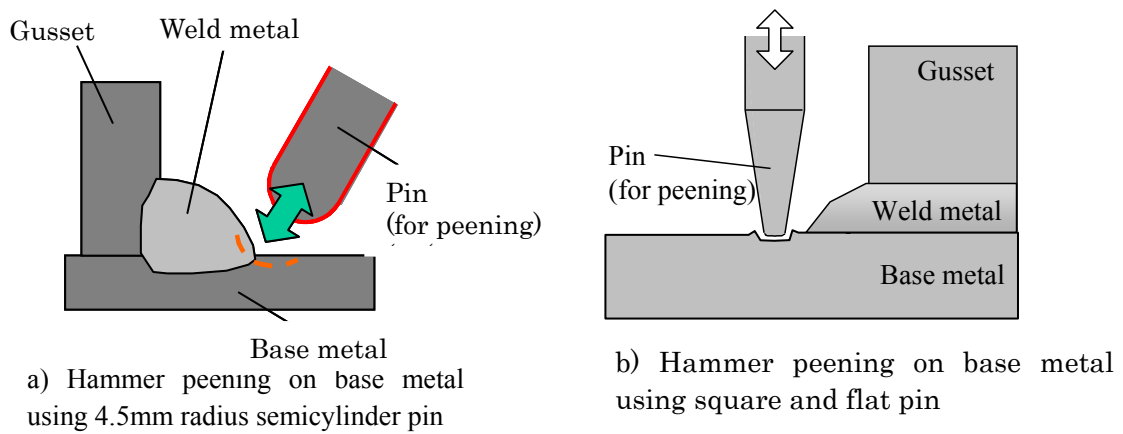


Fig. 2.4 Schematic figure of hammer peening



a) Hammer peening on base metal using 4.5mm radius semicylinder pin



b) Hammer peening on base metal using square and flat pin

Fig. 2.5 Appearance of weld toe after hammer peening



ピーニング施工後の各溶接継手を用いて、溶接止端近傍の残留応力測定および疲労試験を実施した。疲労試験は最小応力を 3MPa に固定した条件もしくは応力比 0.1 とし、応力範囲を 150MPa, 200MPa, 250MPa として実施した。

a)の先端ピンを用いたピーニングによる効果の比較のため、グラインダにより溶接部を仕上げた試験片も準備した。

b)の先端ピンを用いた場合においては、別途打撃痕形状と残留応力および継手疲労強度の関係を定量化することを目的に、打撃回数を変化させた実験を行った。疲労試験は、载荷公称応力範囲 100MPa に対しハンマーピーニング施工回数 0 回（溶接まま）、ならびに载荷公称応力範囲 150MPa, 200MPa, および 250MPa の 3 ケースに対し 1 回あたりの施工速度を 5cm/min とし廻し部にハンマーピーニング施工を行い、ハンマーピーニング施工回数を 0~4 回とした計 16 ケースに関して実施した。ハンマーピーニング施工回数を変化させた理由は、圧縮残留応力導入量を変化させ、圧縮残留応力の導入量と疲労強度との関係を明確化することを意図したためである。

ピーニング施工した溶接継手について、溶接止端（ハンマーピーニング施工部）、かつ表層付近の残留応力を測定した。残留応力の測定は X 線回折法（使用 X 線: Cr-K $\alpha$ （波長=2.29Å）, 1.0mm  $\phi$  の範囲）を使用した。以降、X 線回折法を使用した残留応力測定に関しては、すべて同じ X 線の条件で実施している。

## 2.2.2 実験結果

半径 4.5mm×長さ 5mm の半円柱状の先端ピン形状で溶接止端にピーニング施工した溶接継手（以下、先端ピン半径にかかわらず「止端打撃ハンマーピーニング」と称する）について、レーザ変位計を用いて溶接止端部の形状を測定した。半径 4.5mm×長さ 5mm の先端ピンでピーニングした後の止端形状を Fig.2.6 に、グラインダ処理した継手の止端形状を Fig.2.7 にそれぞれ示す。半径 4.5mm で打撃した継手の止端半径は 6.4mm となっていた。グラインダ処理した継手の止端半径は 6.5mm であった。

半径 4.5mm×長さ 5mm の先端ピンで打撃を施した面外ガセット溶接継手について、溶接止端（打撃部）の残留応力は -607MPa という大きな圧縮残留応力が導入されたことを確認した。

ピーニングを施した面外ガセット継手の疲労試験結果を、グラインダ仕上げした継手および溶接まま継手の疲労特性および IIW（International Institute of Welding）で規定された溶接継手に対する疲労設計曲線[3]と比較して Fig.2.8 に示す。先端半径 4.5mm で打撃を施した面外ガセット溶接継手は、応力範囲 250MPa 以下で IIW 設計曲線 FAT125（200 万回疲労強度が 125MPa）以上であり、特に応力範囲 150~200MPa の試験条件において、グラインダで仕上げた溶接継手よりも優れた疲労寿命を示していた。

以上のように、ピーニング施工後の溶接継手については、溶接止端において圧縮残留応力場が形成され、疲労強度も同程度の溶接止端半径形状を有するようにグラインダ処理された継手を上回ることを確認した。

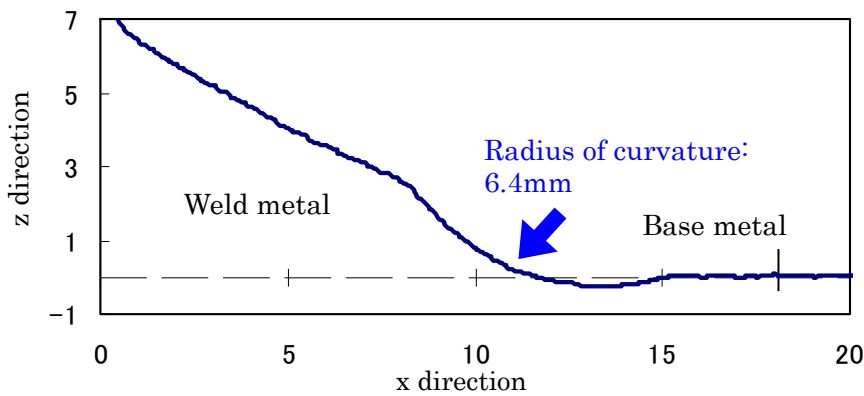


Fig. 2.6 Profiles of weld toe after hammer peening (4.5mm radius pin)

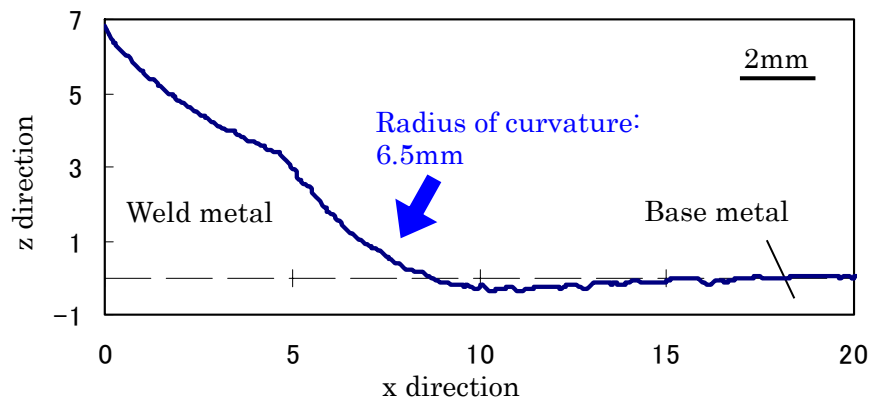


Fig. 2.7 Profiles of weld toe after grinding

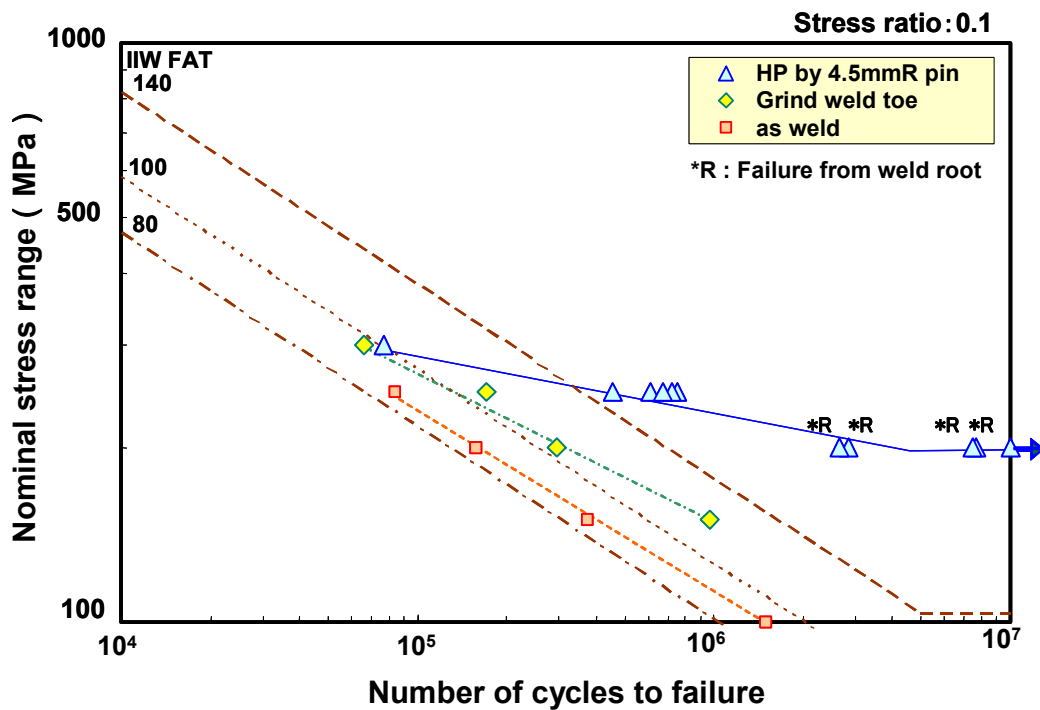


Fig. 2.8 Fatigue property of out-of-plane gusset welded joint after hammer peening (HP)

平坦部が 3mm×3mm，縁部が曲率半径 0.5mm の円弧の形状の先端ピンを溶接止端の周囲の母材側を打撃する方法（以下，「母材打撃ハンマーピーニング」とする）について，各ケースの溶接継手疲労試験結果を，JSSC（日本鋼構造協会）で規定された溶接継手に対する疲労強度等級[4]と比較して Fig.2.9 に示す。Fig.2.9 中の右矢印は，疲労亀裂が未発生であるものの時間短縮のため疲労試験を中断したことを意味している。Fig.2.9 より，ハンマーピーニング施工回数が増加するにつれて，疲労強度が向上していることが確認できる。さらに，溶接ままの試験体が E 等級であったことから，少なくとも施工回数を 3 回とすれば疲労強度等級を 2 等級向上の C 等級に改善できることが分かる。

溶接継手疲労試験に先立ち，応力集中により疲労亀裂が発生する可能性が高い面外ガセットの外側の範囲のハンマー打撃痕形状を，レーザ変位計により測定した。また，X 線回折法によりハンマーピーニング施工後の導入残留応力を計測した。Fig.2.10 a), b)には窪み面積と残留応力との関係を，Fig.2.11 a), b)には窪み面積と載荷公称応力範囲 250MPa 時の破断回数との関係を，窪み面積を「平均深さ×幅」とした場合と窪み面積を「最大深さ×幅」とした場合とに分けてそれぞれ示す。ここで，残留応力の測定点を溶接止端から 10mm とした理由は，溶接止端に打撃痕が近接しており残留応力の測定が困難であり，ハンマーピーニング施工による打撃痕形状と残留応力分布の変化の関係が打撃痕の溶接止端側と打撃痕の母材側とで傾向は同じであると考えたためである。Fig.2.10 a), b)より，窪み面積の増加に伴い，圧縮残留応力の導入量が増加していることが分かる。Fig.2.10 a), (b)の導入残留応力が降伏値を若干超えているのは，面内方向の拘束効果によるものと考えられる。

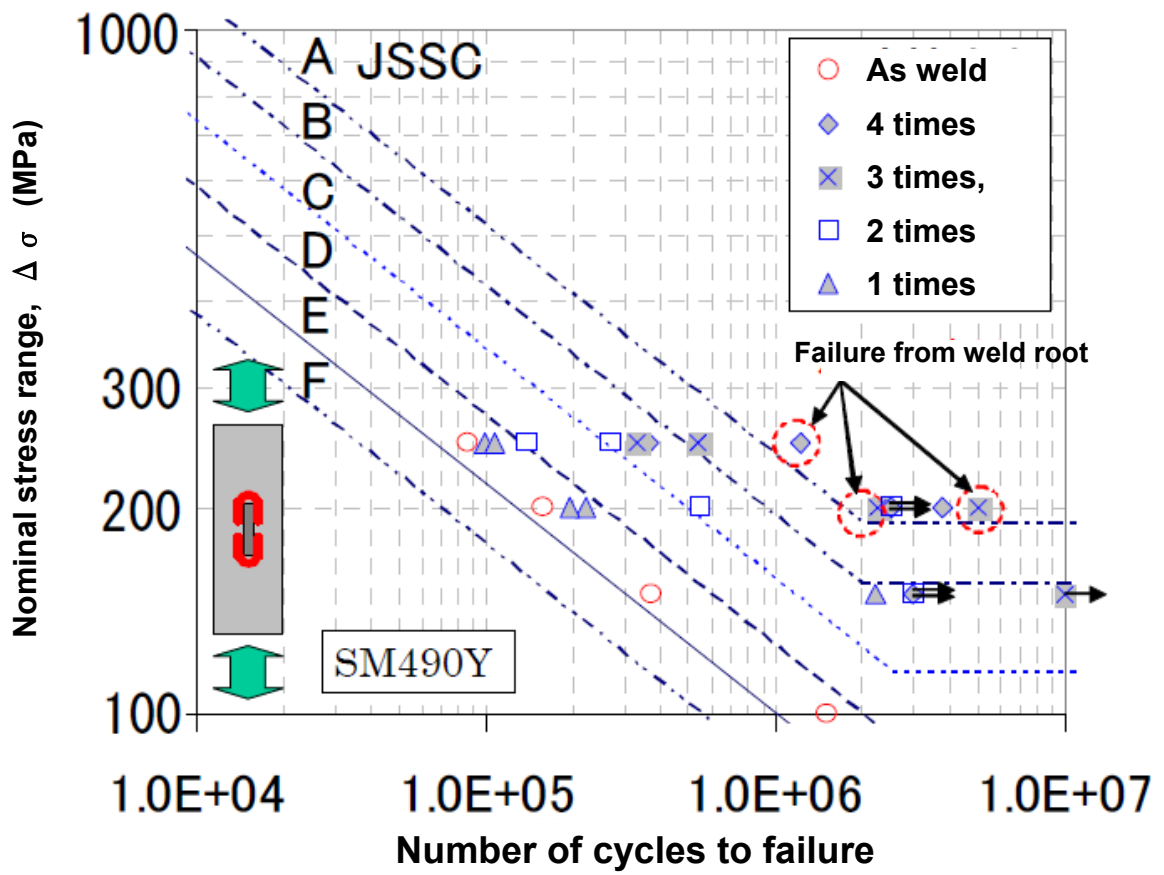
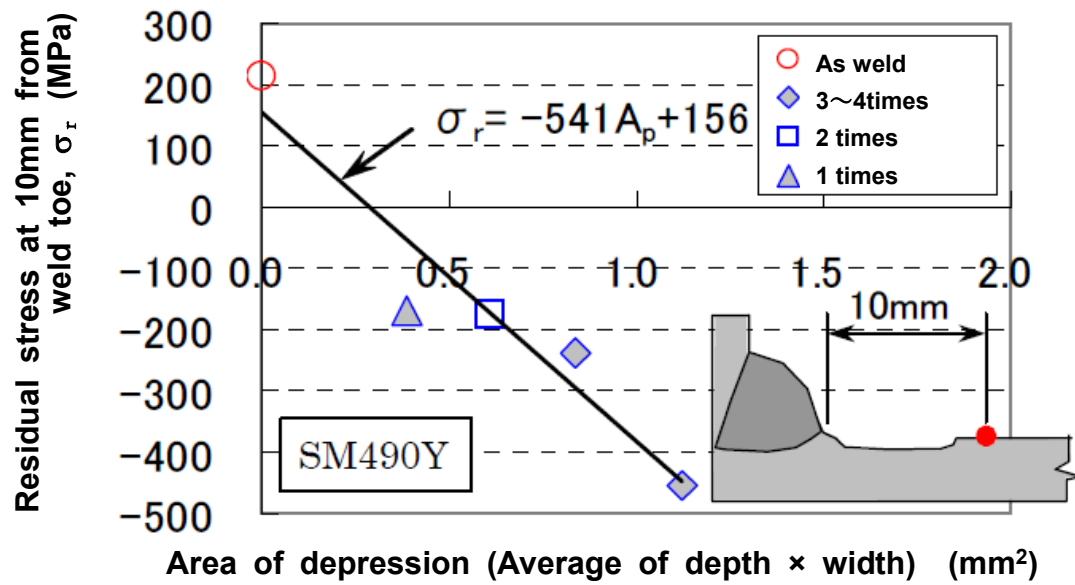
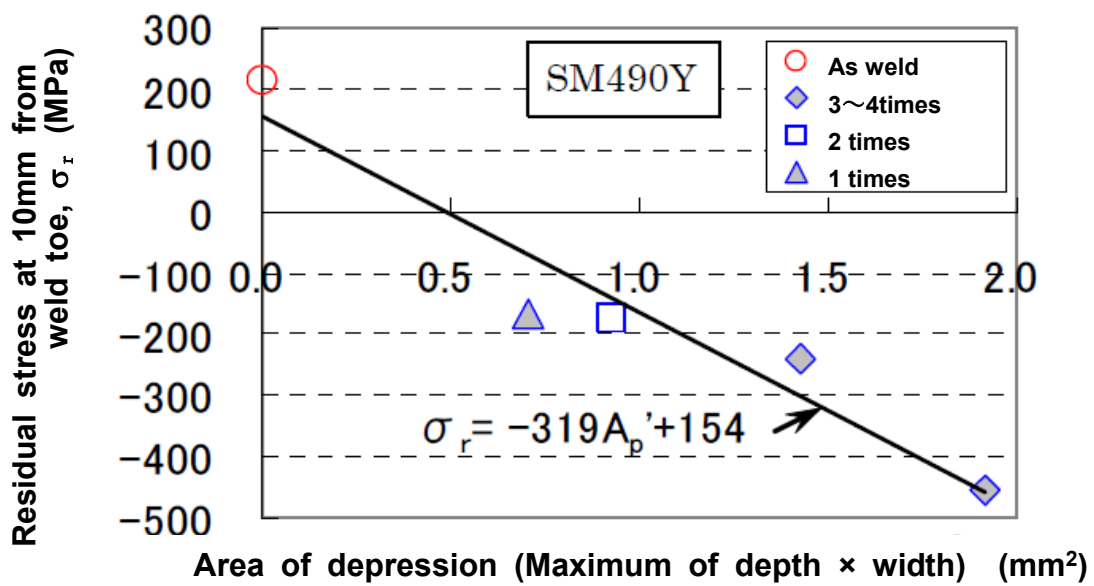


Fig.2.9 Fatigue properties of weld joint which is applied hammer peening by several type of peening times

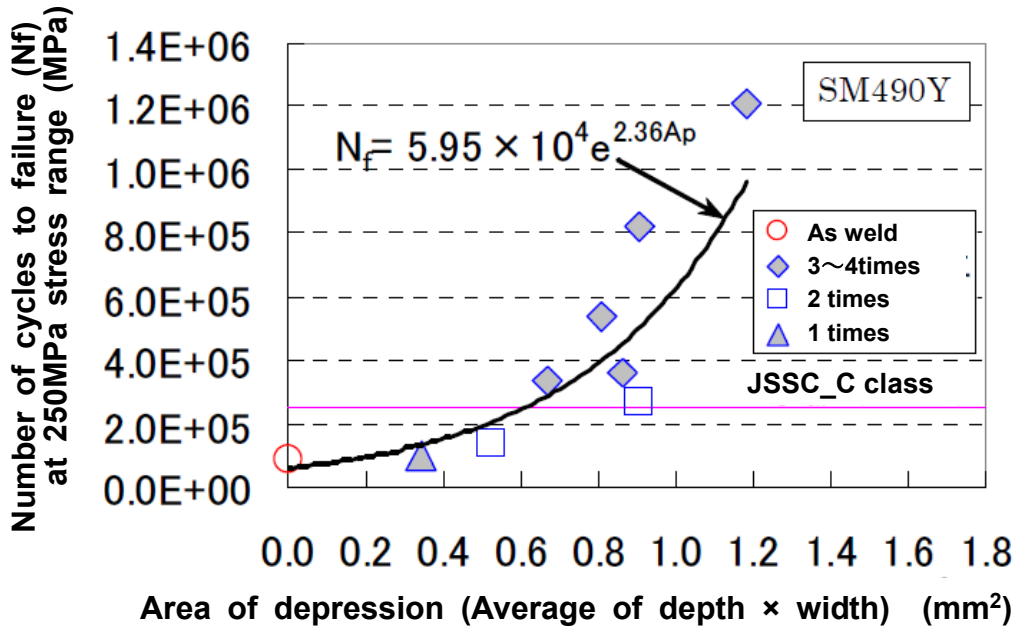


a) Average of depth  $\times$  width as area of depression

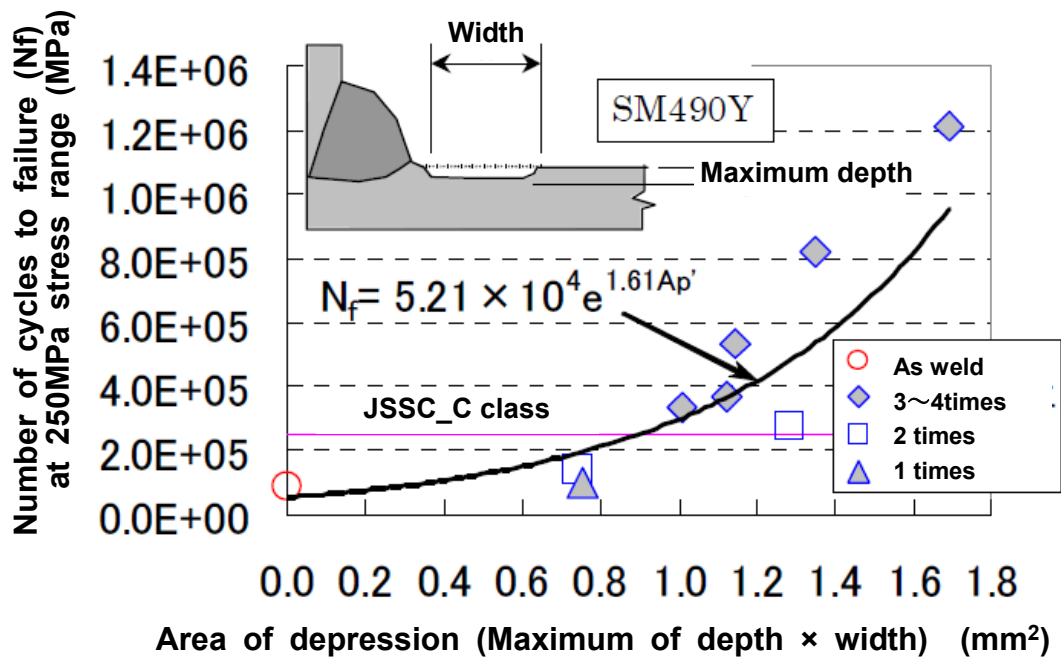


b) Maximum of depth  $\times$  width as area of depression

Fig.2.10 Relationship between area of depression and residual stress after hammer peening on base metal



a) Average of depth  $\times$  width as area of depression



b) Maximum of depth  $\times$  width as area of depression

Fig.2.11 Relationship between area of depression and number of cycles to failure at 250MPa stress range after hammer peening on base metal

また、Fig.2.11 a), b)より、窪み面積の増加に伴い、破断に要する繰返し载荷回数が増えていることが分かる。これらのことから、ハンマーピーニング施工により導入される圧縮残留応力はハンマー打撃痕の窪み面積に関連付けることができ、かつ導入圧縮残留応力量すなわち窪み面積が大きいほど疲労強度が向上すると言える。また、Fig.2.9の結果より、SM490Y 材において疲労強度等級 2 等級向上の C 等級を超えるためには、ハンマー打撃痕の「平均深さ×幅」が  $0.7\text{mm}^2$  以上、あるいは「最大深さ×幅」が  $1\text{mm}^2$  以上であれば良いと言える。なお、Fig.2.11 において C 等級を超えた試験体は、最大深さが  $0.22\text{mm}$  以上、幅が  $3.5\text{mm}$  以上であった。窪み面積を、「平均深さ×幅」および「最大深さ×幅」の 2 種類で整理したのは、本来の窪み面積は「平均深さ×幅」であるが、「最大深さ×幅」で整理することにより、実施工現場における計測の簡略化（例えば、後者は溶接ゲージとノギスで計測が可能）を意図しているためである。

一方、溶接止端への圧縮残留応力導入量を評価するためのパラメータとして、上述した打撃痕の窪み面積以外に、溶接止端からの打撃距離が挙げられる。打撃により生じる塑性流動が面内方向に圧縮残留応力を生じさせるため、打撃位置を溶接止端から離し過ぎると圧縮残留応力導入による疲労寿命改善効果は減少すると考えられる。

リブ十字溶接継手等に適用する場合のハンマーピーニング施工は直線施工となるため、自動溶接機と同様に自動でハンマーピーニング施工する方法[5]が利用できると期待されるが、溶接止端部は必ずしも直線でないため、溶接止端部に沿ってハンマーピーニング施工するならば蛇行して施工する必要がある、ハンマーピーニング施工の自動化は困難である。ハンマーピーニングを自動施工するためには、溶接止端から打撃ピン端部までの距離に許容範囲を設定する必要がある。そこで、所定の疲労強度が得られる溶接止端からの打撃距離の許容範囲を見出すために、Fig.2.12 に示すように、溶接止端からの打撃距離を  $0\text{mm}$  から  $5\text{mm}$  まで  $1\text{mm}$  毎に変化させて同様な窪み面積のハンマーピーニング施工（施工回数 4 回）を行った 6 体の角回し溶接継手試験体に対し、公称応力範囲  $250\text{MPa}$ （最小応力  $3\text{MPa}$ ）の同様な溶接継手疲労試験を実施した。Fig.2.13 には、打撃距離と疲労強度との関係を示す。Fig.2.14 a)~f)には、溶接止端からの距離をパラメータにした試験体のハンマーピーニング施工面の様子を示す。Fig.2.13 より、疲労強度は溶接止端から打撃痕端部までの距離が  $1\text{mm}$  のとき最も大きく、 $1\text{mm}$  から  $2\text{mm}$  の間で急激に低下し、 $2\text{mm}$  以上のとき疲労強度等級が C 等級に満たなくなることが分かる。したがって、目標の 2 等級向上を保証するための打撃痕位置の閾値は、溶接止端位置から  $1\text{mm}$  から  $2\text{mm}$  の間にあると言える。

以上のことから、SM490Y 材において疲労強度等級 2 等級向上の C 等級を超えるためには、ハンマーピーニング施工後の打撃痕の窪み面積（最大深さ×幅）が  $1\text{mm}^2$  以上かつ溶接止端位置からハンマーピーニング施工後の打撃痕位置までの距離  $1\text{mm}$  以内が十分条件と言える。Fig.2.15 には、この十分条件を満たす溶接継手疲労試験結果を溶接ままの疲労試験結果と比較して示すが、同図より、ここで導出した施工条件を守った母材打撃ハンマーピーニングにより JSSC の疲労強度等級で 2 等級の疲労強度向上が可能であることを確認できる。

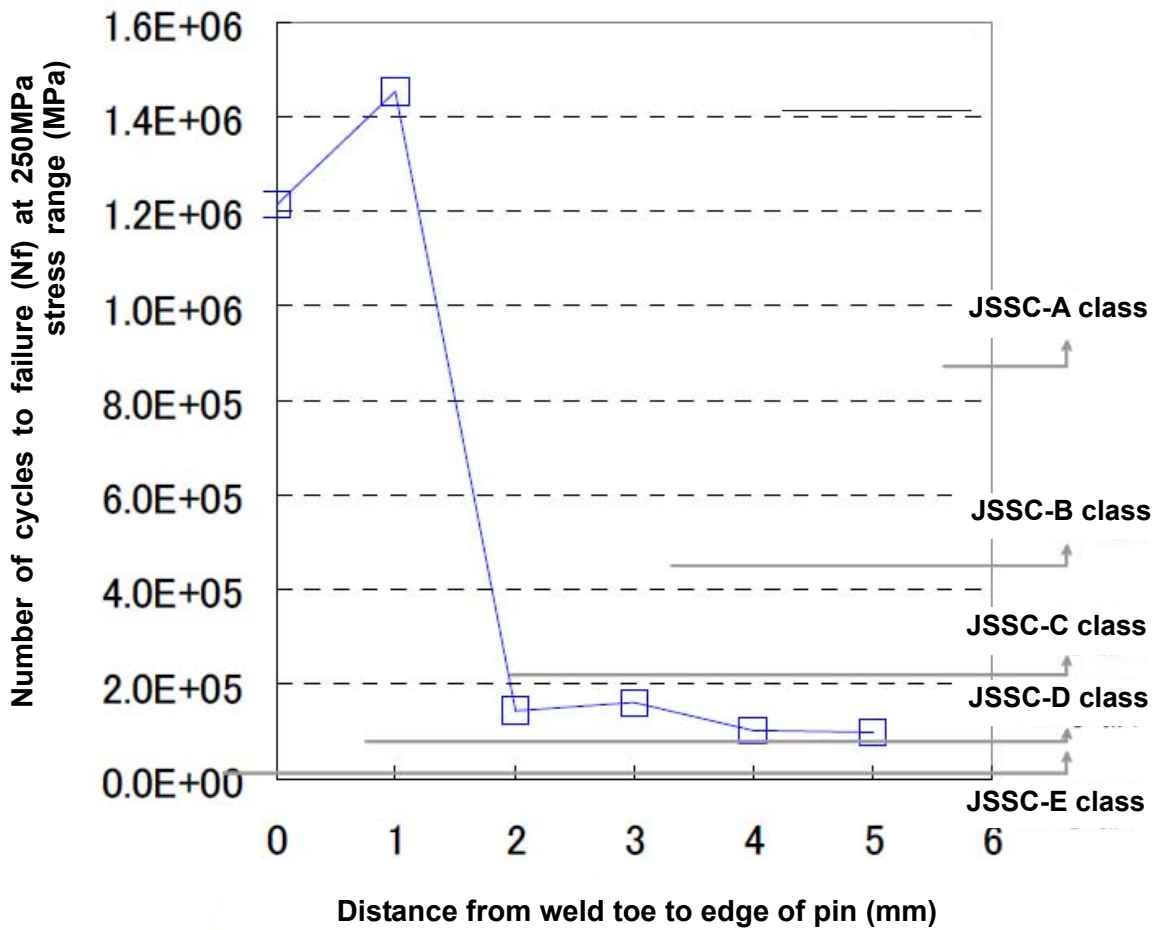
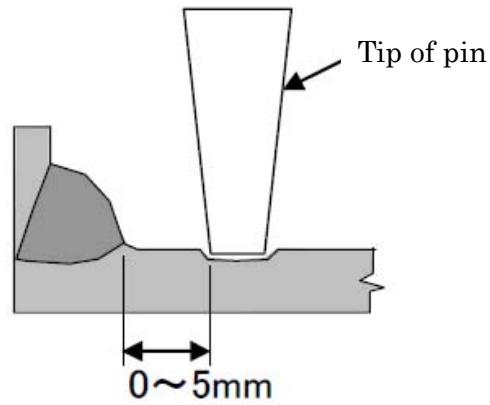


Fig.2.13 Relationship between distance from weld toe to edge of depression and number of cycles to failure at 250MPa stress range



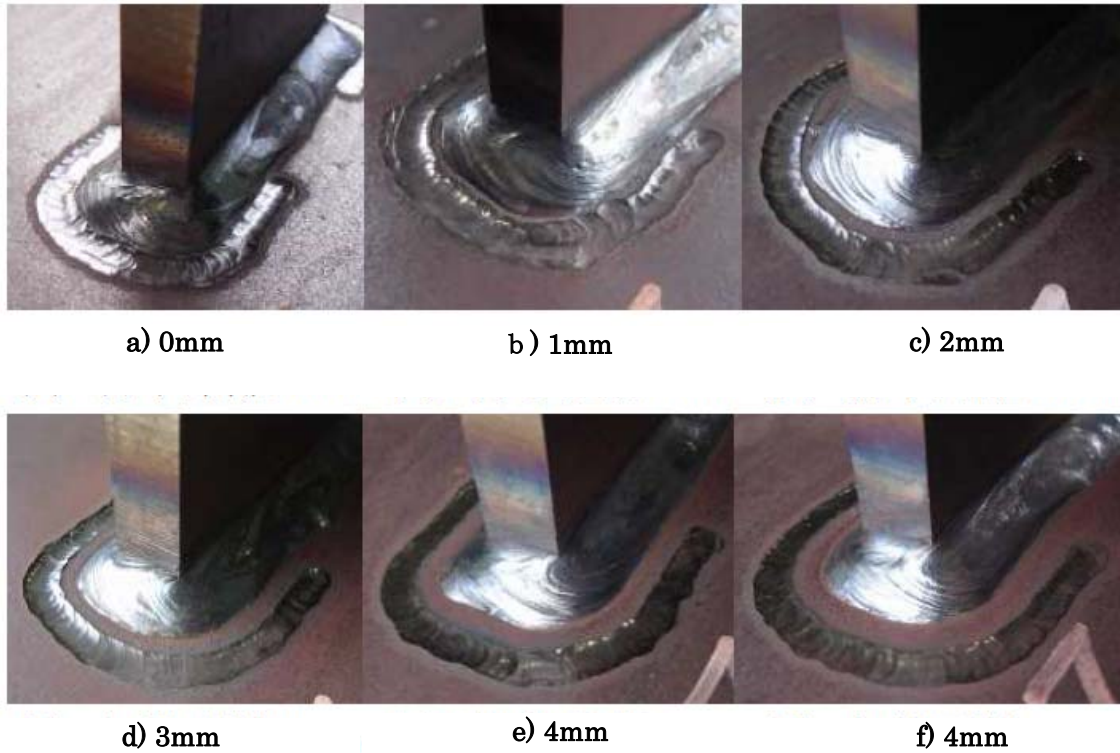


Fig.2.14 Appearance of weld toe after hammer peening on base metal

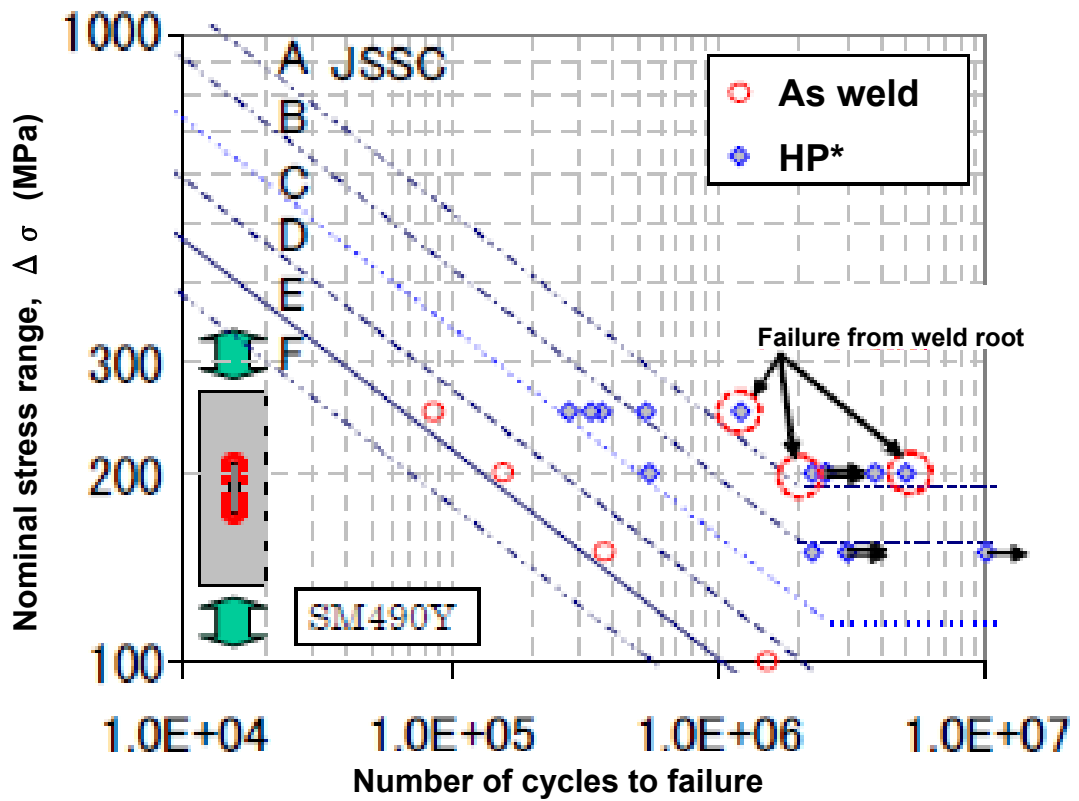


Fig.2.15 Fatigue properties of weld joint which is applied hammer peening on base metal by appropriate peening times

### 2.3 ハンマーピーニングによる疲労強度向上機構に関する考察

先端断面を円弧状として止端に打撃した場合は、止端に打撃することにより、止端への圧縮残留応力導入に加え、止端形状の平滑化による応力集中緩和が期待されることは既に広く知られている。

一方、先端を平坦として母材側に打撃した場合における疲労寿命改善効果については、山田、石川ら[6,7]が、打撃により導入される圧縮残留応力の影響で疲労亀裂の閉口現象が生じることにより疲労亀裂の進展が抑制される効果を挙げているものの、疲労亀裂の発生および継手寿命の向上についての知見は十分とは言い難い。本節では、打撃位置の違いによってもたらされる効果の違いについて検証した。

まず、先端断面を円弧状として止端打撃を施す場合について検討した。Fig.2.16 に示すように、先端半径 4.5mm で打撃を施した面外ガセット溶接継手は、グラインダで仕上げた溶接継手よりも高い疲労強度を示していた。同一形状の場合、グラインダ仕上げを施した継手の疲労強度は IIW 疲労設計曲線の FAT100 等級程度であったが、ピーニングにより応力範囲 250MPa 以下の範囲で FAT140 等級に向上した。この理由として、特に低応力範囲においては、圧縮残留応力場が疲労亀裂の閉口を誘起することで亀裂進展が抑制された結果、疲労強度が著しく向上したためであると考えられる。

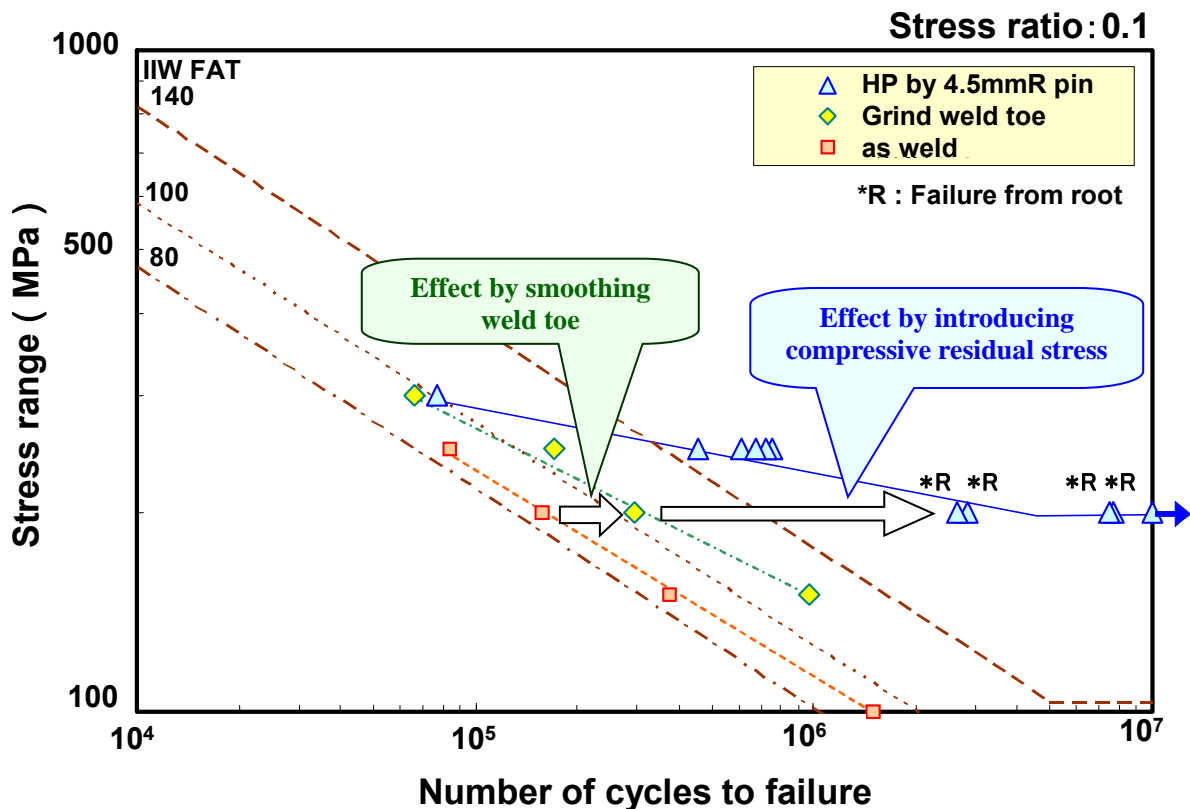


Fig. 2.16 Fatigue property of out-of-plane gusset welded joint after hammer peening (HP)

Fig.2.4a)に示すような止端打撃型のピーニングはある程度効果は知られており、確立した技術と言えるが、Fig.2.4b)に示す母材打撃型のピーニングは、ICR 処理をベースにした技術であり、未確立の部分が多い。しかし、打撃痕の形状による保証方法がしやすいことから、打撃先端形状および打撃痕形状と残留応力や疲労特性の関係について調査を行った。

有限要素ソルバーAbaqus (ver.6.9)[8]を用いた3次元 FEA を実施し、母材打撃ハンマーピーニングによる圧縮残留応力導入の効果について検討した。

溶接継手の計算に先んじて、圧縮残留応力導入に及ぼす先端ピンの形状の影響を基礎的に把握するため、未溶接の鋼板である母材モデルを用いた検討を行った。

母材打撃ハンマーピーニングは、溶接金属ではなく母材に打撃するため、溶接止端部に大きな圧縮応力を導入するために、打撃痕の端の位置をできるだけ溶接止端に近接させることが重要である。ハンマーピーニングにより打撃部周辺に生ずる応力の計算を実施した。

一般構造用鋼 SS400 を想定した、Fig.2.17 に示す応力-ひずみ関係を有する板厚 12mm, 150mm×150mm の鋼板の中央の表面に、剛体とした先端ピンを深さ方向に 0.2mm 静的に押し込み、その後先端ピンを引き抜くことでピーニングを模擬する解析を実施した。モデルは長さおよび幅方向に 1/4 対称として作成した。鋼板および先端ピンのモデル形状を Fig.2.18 に示す。先端ピン形状の影響を調査するため、先端ピンの形状は打撃面を 3mm×3mm の平坦矩形（縁部が曲率半径 0.5mm の円弧）としたものと半径 3mm の球形としたものの2種類とした。メッシュサイズは最も細かい箇所でも 0.1mm, 節点数 107,033, 要素数 100,175 とし、鋼板と先端ピンの接触部は摩擦を考慮せずに計算した。各モデルについて鋼板の表層を 0.2mm 静的に押し込んだ後に引抜くことによりピーニングを再現した。先端ピンの押込-引抜は、1箇所のみで実施した。先端ピンの押込-引抜時は、実際のピーニング施工の条件に合わせ、試験体の主板上に曲げ側拘束を施した上、長手方向の伸縮が可能になるように境界条件を与えた。引き抜き後の深さは平坦矩形としたものが 0.180mm, 球形のものが 0.191mm であった。

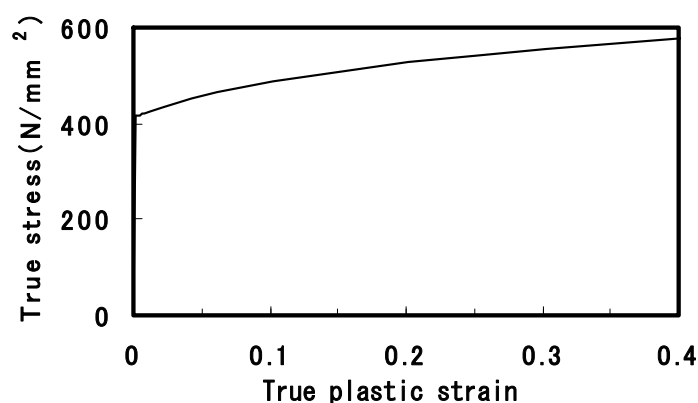


Fig.2.17 Stress versus Strain curve of base metal

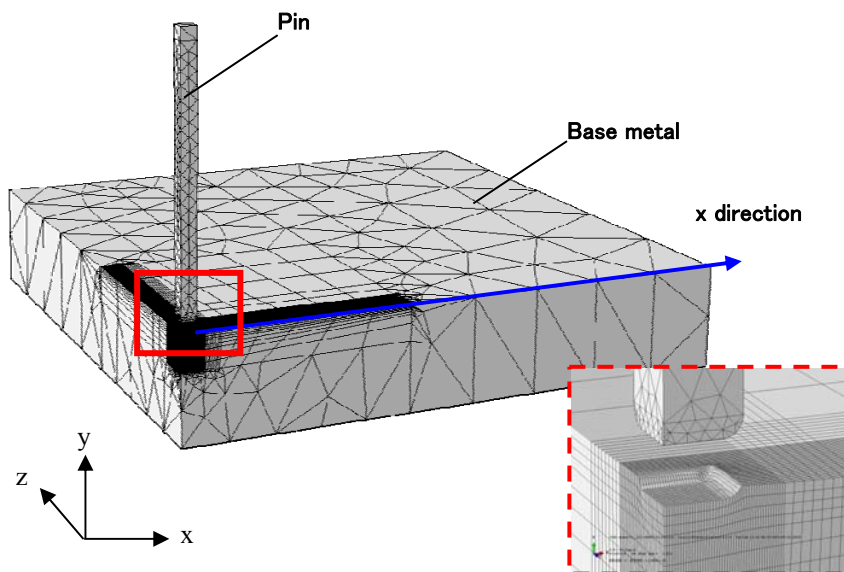


Fig.2.18 Schematic figure of hammer peening on steel plate

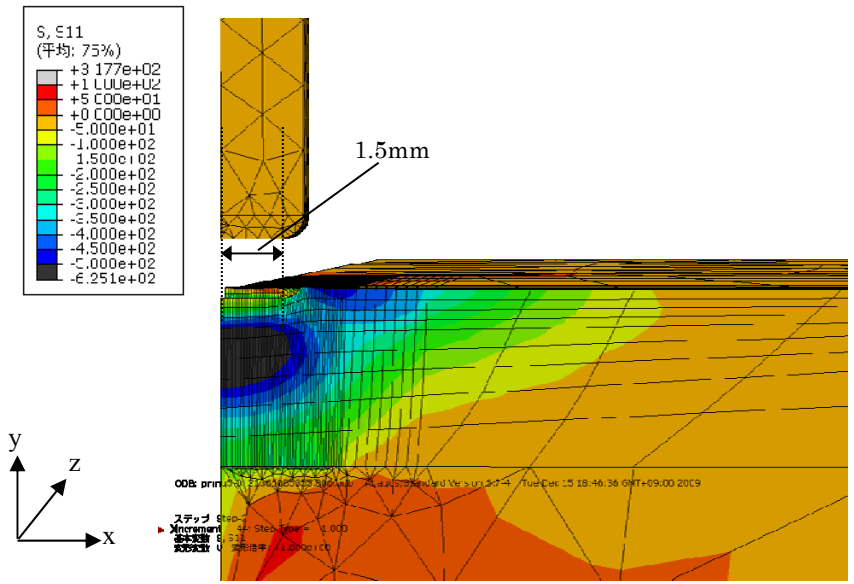
本項においては、押し込み後の凹み（痕跡）のことを、ハンマーピーニングの再現の意図から「打撃痕」と呼称することとする。

2種類の各先端ピンを用いて押し込みを実施した後のx方向残留応力分布を Fig. 2.19(1)(2)に示す。Fig.2.19 a-1), a-2)には、断面の応力分布図を、Fig.2.19 b-1), b-2)には、鋼板の最表面部での応力分布をそれぞれ示す。ピン先端形状を平坦にした場合、圧縮応力のピークは打撃痕の外側となり、打撃痕の直下には大きな圧縮残留応力は存在しなかった。圧縮応力のピークは打撃痕の端から0.5mmの位置（A点）に存在しており、値は約-480MPaであった。また、打撃痕から離れた位置においても大きな圧縮残留応力が存在しており、打撃痕端から2mm離れた位置（B点）においても-420MPaの圧縮残留応力が存在していた。

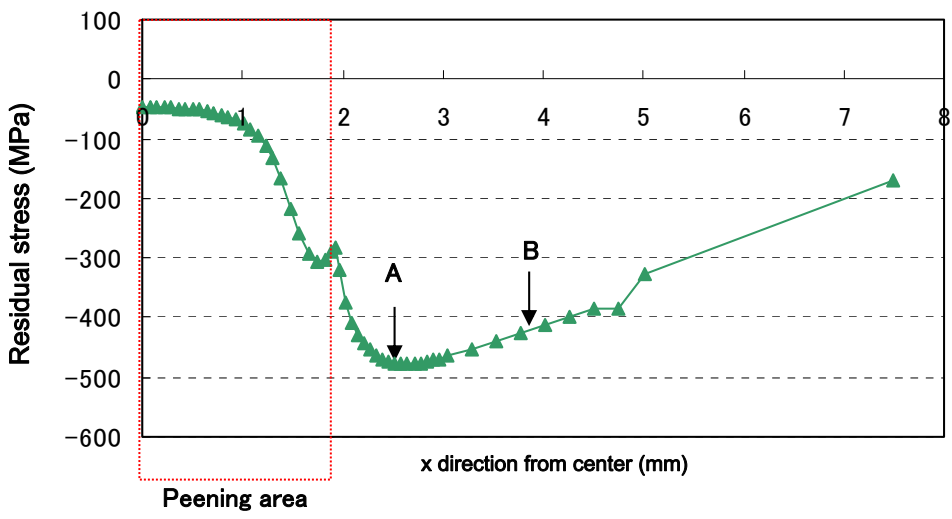
一方、ピン先端形状を球形とした場合では、打撃痕の直下と打撃痕の外側の両方に圧縮応力のピークが存在した。最も高い圧縮応力は打撃痕の端から0.3mmの位置（C点）であり、値は約-420MPaであった。また、打撃痕端から2mm離れた位置（D点）においては圧縮応力が-280MPaとなっており、最も高い圧縮応力の箇所比べて約140MPa小さくなっていた。

押し込み深さを同じくした場合、先端形状を矩形とした方が、球形のものよりも、押し込みにより打撃痕の外側に押し出される塑性変形量が大きくなるために、圧縮残留応力の値が大きく、かつ打撃痕から離れた位置においても圧縮残留応力が導入されたと考えられる。

以上の計算結果より、同じ押し込み深さに対しては、先端形状を矩形としたほうが、先端を球形とするよりも広範囲に大きな圧縮残留応力を導入することが可能であると考えられる。従って、先端を矩形とした場合には、溶接継手において溶接止端にできるだけ近い母材側への打撃を施工することにより、疲労強度向上を達成することが可能である。

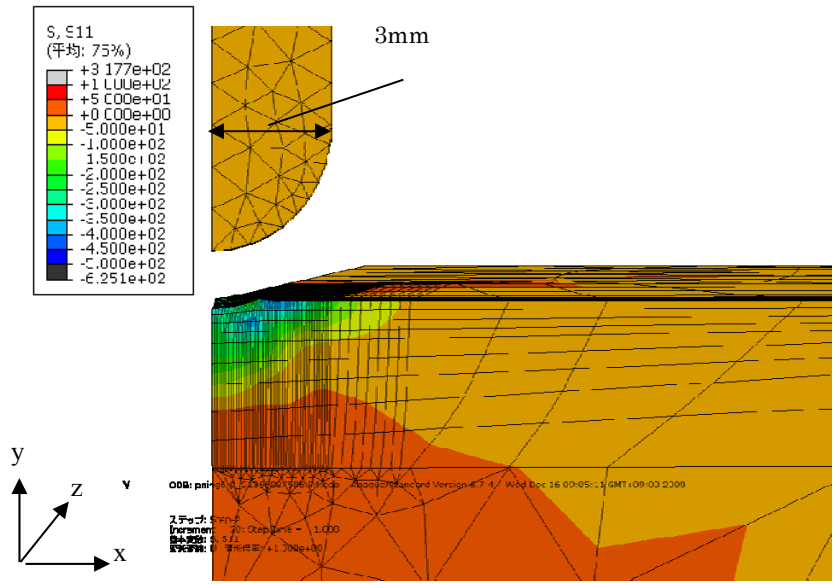


a-1) cross-section, square type tip

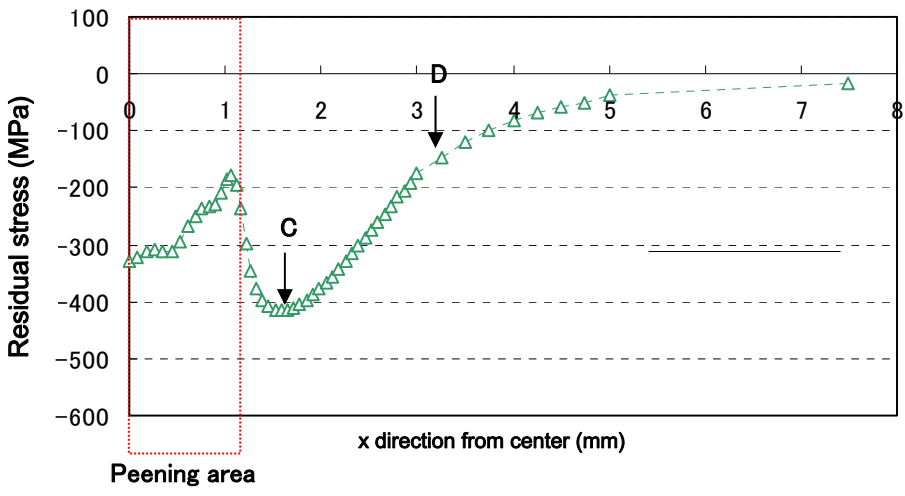


b-1) Distribution of residual stress on surface , square type pin

Fig.2.19(1) Distribution of residual stress on base metal after peening in case of flat and sphere type pins (square type pin)



a-2) cross-section, sphere type tip



b-2) Distribution of residual stress on surface , sphere type pin

Fig.2.19(2) Distribution of residual stress on base metal after peening in case of flat and sphere type pins (sphere type pin)

一方、先端を球形とする場合は、打撃痕直下に大きな圧縮残留応力を導入でき、かつ止端形状の平滑化による応力集中緩和効果も同時に見込めることから、止端への打撃が有効であると考えられる。

さらに、面外ガセット溶接継手のモデルを用いて、母材打撃ハンマーピーニングによる溶接止端への圧縮残留応力導入について検証した。

Fig.2.20 に示すように片面面外ガセット溶接継手の 1/4 モデルを作成して前節と同様に有限要素ソルバーAbaqus(ver.6.9) を用いた 3 次元 FEA を行い、ピーニング後の溶接止端近傍における残留応力を計算し導出した。溶接ままの止端半径は 1mm、フランク角は 135° とし、先端ピンの端と溶接止端の距離は 0mm とした。メッシュの大きさは溶接止端近傍、打撃部およびその周辺においては十分な精度を持たせるため、一辺を 0.1mm とした。鋼材は、溶接構造用鋼 SM490Y (YS415MPa, TS515MPa) を想定した。母材および溶接金属の室温での応力-ひずみ曲線を Fig.2.21 に示す。ピーニング前には、溶接後の溶接止端近傍における引張残留応力を模擬[8]するため、溶接金属の線膨張係数 $\alpha = 1 \times 10^{-5}$  [°C] とし、固有ひずみ $\epsilon_T = 1.5\%$ を付与して 1,500°C の昇温後、冷却によって溶接金属周辺に引張応力を分布させた。Fig.2.22 には、先端ピンによる溶接部の母材側への押込の様子を示す。ハンマーピーニングによる打撃痕の形成を模擬するため、3.1 節における実験で用いた先端形状と同様の形状のピンについて、母材側を表層から 0.2mm 静的に押し込んだ後に引抜くことによりピーニングを再現した。先端ピンの押込-引抜は、試験片長手方向（一軸）への負荷における解析であることを考慮し、1箇所のみで実施した。押込-引抜後の打撃痕の深さは 0.18mm であった。この押込-引抜が終了した時点、および試験片の x 方向に 150MPa および 250MPa の引張応力を付与した後の溶接止端近傍の応力分布を計算した。

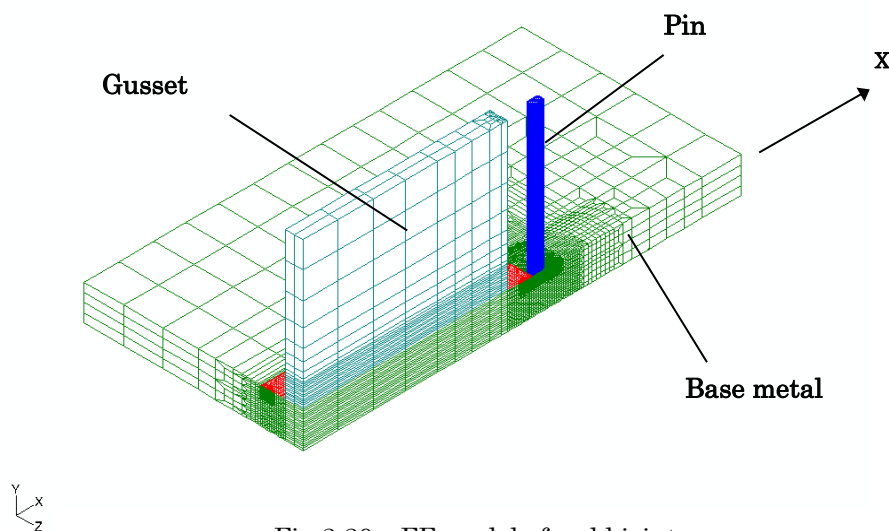


Fig.2.20 FE model of weld joint

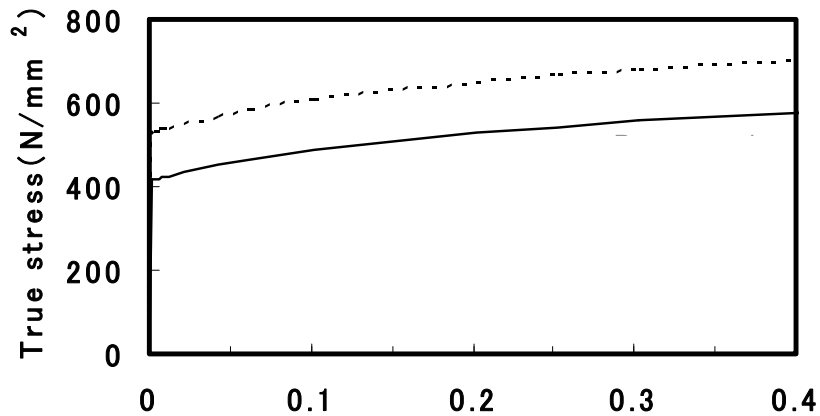


Fig.2.21 S-S curve of base metal and welded metal

3次元FE解析によるピーニング（押込－引抜）前後における溶接止端付近の残留応力計算結果を Fig.2.23 に示す。ピーニング前は溶接止端近傍において引張側の残留応力が導入されていたが、ピーニング後の溶接止端近傍から打撃痕の範囲においてはほぼ圧縮側に転じていた。溶接止端の位置においては、ピーニング前には約 400MPa の引張応力であったが、ピーニング後に約 330MPa の圧縮応力を示していた。

以上の結果より、溶接金属の外側の母材に打撃痕を形成することにより、溶接止端に強い圧縮残留応力の導入が可能であることが確認された。

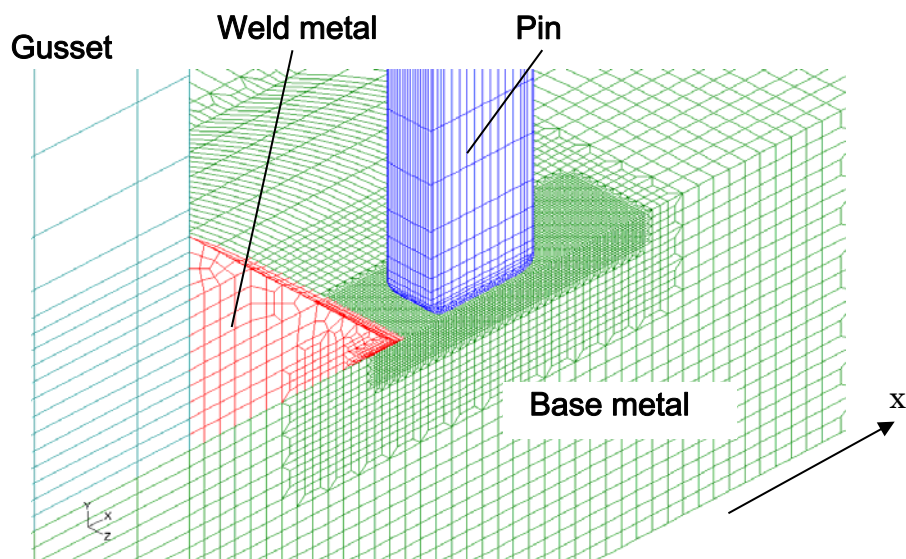


Fig.2.22 Pushing pin on FE model of weld joint



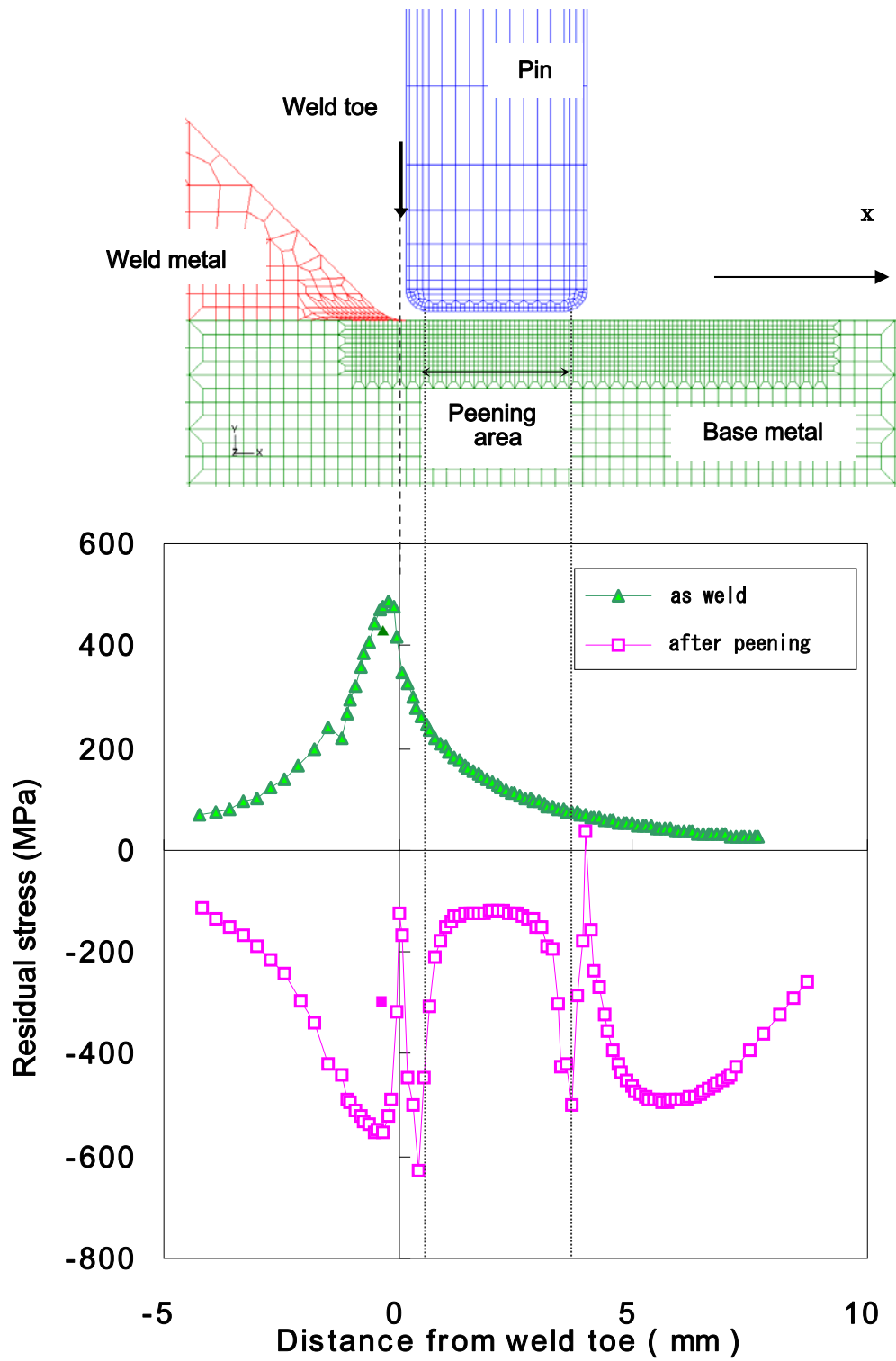


Fig.2.23 Residual stress around the weld toe in case of “as weld” and “after peening” (x-direction)

ピーニング(押し込み-引抜き)後, 150MPa 引張付与時, 250MPa 引張付与時の各段階における, 角回し溶接継手の溶接止端 (Fig.2.23 の x 座標が 0 の位置)の応力を, 溶接まま(ピーニング前)と比較して Fig.2.24 に示す。ピーニング(押し込み-引抜き)による打撃痕形成後に約-380MPa であった止端の応力は, 150MPa の引張付与を施した後も約-150MPa の圧縮応力を示しており, 250MPa の引張付与を施した後においても約 20MPa であった。一方, 溶接ままにおける止端の応力は, 150MPa および 250MPa の応力付与を施した後においても, 約 500MPa と高い引張応力を示していた。溶接ままのものは常に引張側にあるのに対し, ピーニング(押し込み-引抜き)後の引張付与前後の応力範囲は, 圧縮側となることが確認された。

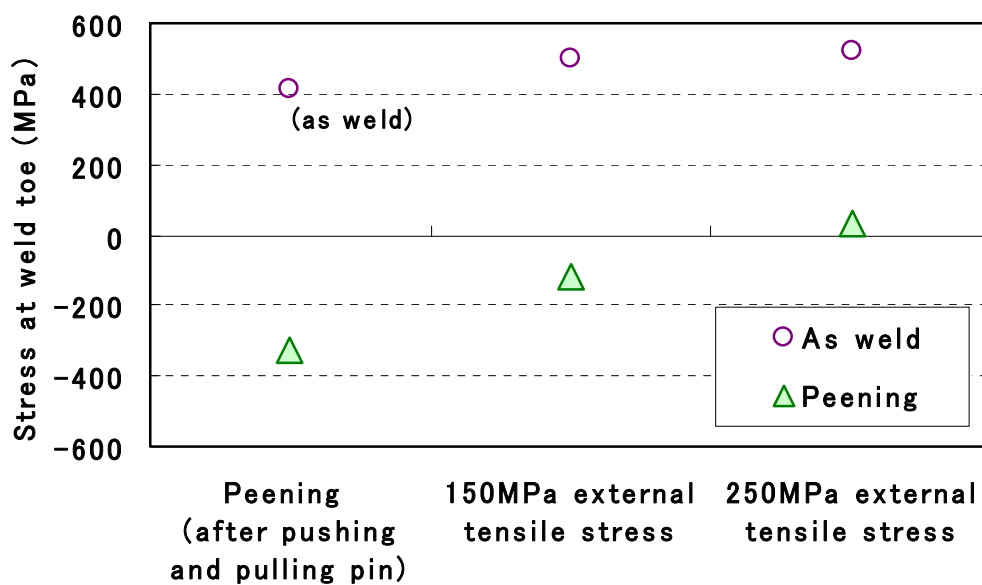
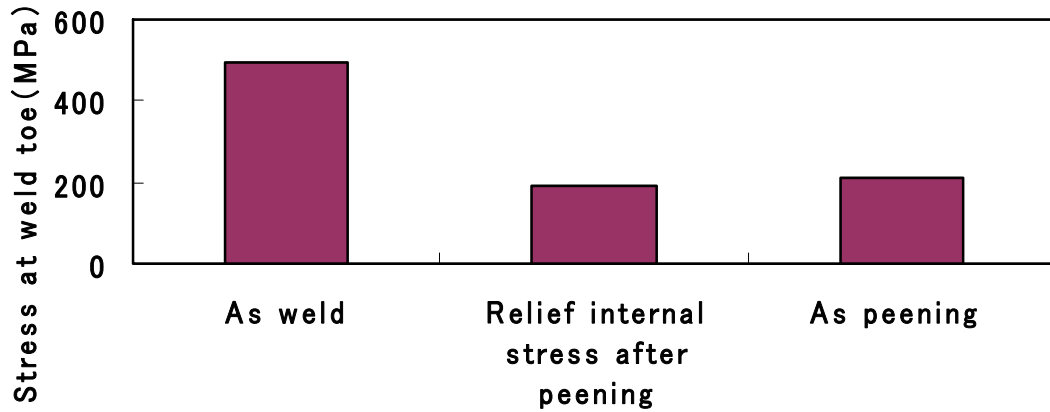


Fig.2.24 Residual stress at the weld toe in case of “as weld” and “after peening” (X-direction) after process of external tensile loading

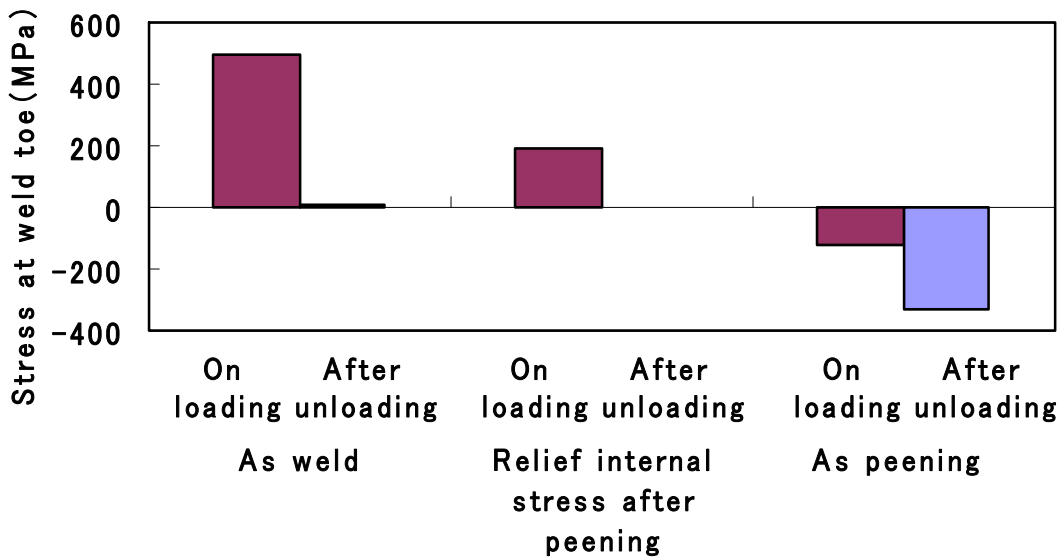
溶接まま(打撃痕非形成)のモデル, 打撃痕形成後に応力除去したモデル, 打撃痕形成後のモデルについて, 150MPa の引張载荷時および除荷時の止端の応力および载荷時-除荷時の差を Fig.2.25 に示す。溶接ままでの溶接止端における戴荷時と除荷時の応力差が 493MPa であるのに対し, ピーニング後に応力除去したものは 192MPa となっていた。つまり, 打撃痕の形成により, 溶接止端における応力集中係数はおおよそ 3.3 から 1.3 に低下していた。

また, 打撃痕形成後のものについては, 戴荷時と除荷時の応力差が 208MPa となっており, ピーニング後に応力除去した継手における値に近いものとなった。この結果は, ピーニングによる溶接止端近傍への打撃痕の形成によって, 止端への応力集中が緩和されていることを示すものである。この現象は, 応力集中部の近傍に打撃痕(窪み)が存在した場合, 溶接止端に流入する応力が減少したために生じたものと考えられる。

以上の結果より、止端近傍に母材打撃ピーニングを施すことにより、溶接金属の形状を変化させることなく溶接止端に流入する応力が減少し、かつ打撃痕の外側に圧縮残留応力が導入されることにより、溶接止端における応力の減少と圧縮残留応力導入の両方の効果により疲労強度が向上すると考えられる。



a) In case of on loading and after unloading



b) Difference between on loading and unloading

Fig.2.25 Residual stress at the weld toe after process of 150MPa tensile loading toe in case of “as weld” , “Relief internal stress after peening” and “after peening”

## 2.4 結言

本章では、疲労特性向上の観点から、実用に適するハンマーピーニング技術の新たな手法を2種類について検討し、半径4.5mm×長さ5mmの半円柱状の先端ピン形状を用いて溶接止端にピーニング施工する方法および先端ピン形状を矩形とし、溶接止端の母材側を打撃する手法を提案した。それぞれの手法について、圧縮残留応力導入効果および継手疲労強度向上効果を検証した。得られた主な結果を以下にまとめる。

- 1) 半径4.5mm×長さ5mmの半円柱状の先端ピン形状を用いて溶接止端にピーニング施工した溶接継手について、溶接止端において圧縮残留応力が残存し、疲労強度もグラインダ処理した継手を上回ることを確認した。
- 2) 先端ピンを矩形とし、溶接止端の母材側を打撃するハンマーピーニング施工によって、溶接止端部に大きな圧縮残留応力を導入できる。打撃痕の断面の最大深さと幅の積で定義した窪み面積が大きいほど、導入される圧縮残留応力量が増大する傾向にある。
- 3) 溶接止端の母材側を打撃するハンマーピーニング施工において窪み面積を1mm<sup>2</sup>以上に施工管理することにより、日本鋼構造協会の疲労設計指針に記載の角回し溶接継手の疲労強度に対し、2等級以上の向上を達成可能である。
- 4) ピーニング施工後は引張応力を作用させた際の溶接止端部での応力上昇幅がピーニング前の継手に比べて小さくなる。これは溶接止端近傍の母材側に打撃痕を形成することにより、溶接止端の応力集中が緩和されたことによる。

本研究においては「半円柱状の先端ピンを用いて溶接止端に打撃する方法」と「先端ピンを矩形とし、溶接止端の母材側を打撃する方法」も同程度の疲労強度向上効果を確認した。技術的な観点とは異なるが、止端形状の滑らかさを重視する場合は「半円柱状の先端ピンを用いて溶接止端に打撃する方法（止端打撃ハンマーピーニング）」、溶接止端形状の凹み形状による施工現場での間接的な圧縮残留応力の保証を重視する場合は、「先端ピンを矩形とし、溶接止端の母材側を打撃する方法（母材打撃ハンマーピーニング）」を同じ装置を使い、先端を取り換えることで施工できることを付記しておく。

## 第2章 参考文献

- [1] E.Sh. Statnikov, V.I. Trufyakov, P.P. Mikheev, Yu.F. Kudryavtsev: Physics and Mechanism of Ultrasonic Impact Treatment, IIW Doc. XIII-1346-96 (1996)
- [2] E.Sh. Statnikov: Specification for weld toe improvement by ultrasonic impact treatment, IIW Doc. XIII-2004-04 (2004)
- [3] P.J.Haagesen and S.J.Maddox : IIW Recommendations on Post Weld Improvement of Steel and Aluminium Structures, IIW-XIII-1815-00 (2005)
- [4] 日本鋼構造協会：鋼構造物の疲労設計指針・同解説－付・設計例－ (2012)
- [5] 中野隆, 鞆一：ICR 処理ピーニングの自動化と打撃痕管理, 鋼構造年次論文報告集, Vol.21, No.113 (2013), pp.785-789
- [6] 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 (2009), pp.961-965
- [7] 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 (2010), pp.264-272.
- [8] <http://www.3ds.com/ja/products-services/simulia/products/abaqus/> (accessed on 2015.12.19)
- [9] 藤木二男：固有ひずみの概念による溶接残留応力および溶接変形の解析法, 溶接学会誌, Vol. 39, No. 4 (1970), pp.236-252.

## 第3章 ピーニング後の疲労特性に及ぼす過大応力（予荷重）の影響

### 3.1 緒言

第2章において、先端形状及び打撃位置を変更したハンマーピーニング施工した試験片を用いることで、溶接止端平滑化による応力集中緩和の効果と圧縮残留応力導入の効果を分離し、実験室の試験片レベルでのハンマーピーニング施工による疲労強度向上効果を定量的に検討した。

このハンマーピーニング施工による疲労寿命改善技術を船舶、橋梁などの実構造体へ適用する際には、圧縮残留応力の導入後の部材組立段階や新造船の進水時に船体にかかる大きな曲げ応力が作用することで溶接残留応力が再配分する結果、溶接部に導入した圧縮残留応力が減少し、この結果、意図する疲労寿命改善効果が得られない懸念があった。

大沢ら[1]は、超音波ピーニング後に過大圧縮荷重が作用した場合では、繰返し負荷作用中のほぼ全期間で溶接止端において残留応力に作用応力を加えた局所応力が引張りになることを示している。原ら[2]は、超音波ピーニング施工後に過大圧縮荷重が負荷される場合、超音波ピーニング施工による疲労強度改善効果が小さくなる可能性を示している。一方、島貫ら[3]は、UIT処理を施した荷重非伝達型十字溶接継手の疲労試験を行い、母材の降伏強度の60%の圧縮応力または90%の引張応力を予荷重として与えた場合、破断寿命に若干の低下が見られるものの、グラインダ処理により改善させた疲労強度よりも高い値を示した。このように、ピーニング施工後の静的応力付与が残留応力や疲労強度の改善効果に及ぼす影響については異なる結論が報告されており、十分な検討がなされているとは言い難い。

本章においては、ハンマーピーニング施工により圧縮残留応力を導入した溶接継手の疲労特性に及ぼす、ピーニング施工後の静的荷重付与の影響を明確にすることを目的とし、面外ガセット継手を評価対象として検討した。

本研究にて提案する手法では、先端ピンを適切に加工することで先端ピン半径（結果として溶接止端形状）を比較的自由に變更可能であることにも特徴がある。その利点を活かし、本章においては、「半円柱状の先端ピンを用いて溶接止端に打撃する方法（止端打撃ハンマーピーニング）」を対象として、面外ガセット継手を用いて繰返し負荷の前に過大な静的応力（予荷重）を付与し、その後の圧縮残留応力場の残存の程度について検証した。また、ハンマーピーニング施工した面外ガセット溶接継手の疲労特性に及ぼす予荷重の影響および、先端ピン半径の疲労寿命への影響を明確化すると共に、予荷重の影響を受けにくい適正な先端ピン半径について検討した。

### 3.2 実験方法

2.2.1で示した鋼材およびFig.3.1に示す溶接継手を用いて実験を実施した。作製した面外ガセット溶接継手の角回し溶接部の止端部にピーニング施工を行った。ピーニング施工の手法をFig.3.2に示す。ピン先端は、1)半径1.5mm×長さ5mm（以降先端形状1とする）及び、2)半径

1.5mm×長さ 5mm の形状のもの（以降先端形状 2 とする）を用いた。比較のため、同形状の試験片の溶接止端部にグラインダ処理を施した試験片を準備した。ピーニング施工後の溶接継手を用いて、溶接止端近傍の残留応力測定および疲労試験を実施した。

継手疲労特性に及ぼす予荷重の影響を調査するため、疲労試験開始前に、公称応力で 302MPa（引張側）、-302MPa（圧縮側）となるように試験片の疲労試験時の応力荷重方向と同じ方向に予荷重を付与したのち除荷した。試験条件の概略を Fig.3.3 に示す。公称応力の 302MPa は、造船会社へのヒアリングをもとにした就航中の想定最大値を考慮し、AH36 級鋼板の規格最低降伏応力値（355MPa）の 0.85 倍を根拠に設定した。

ピーニング処理を施した溶接継手について、溶接止端（ピーニング施工部）、かつ表層付近の残留応力を調査した。残留応力は、第 2 章に記した実験と同様、X 線測定器を使い、使用 X 線は Cr-K $\alpha$ （波長=2.29Å），1.0mm $\phi$ の範囲で測定を行った。

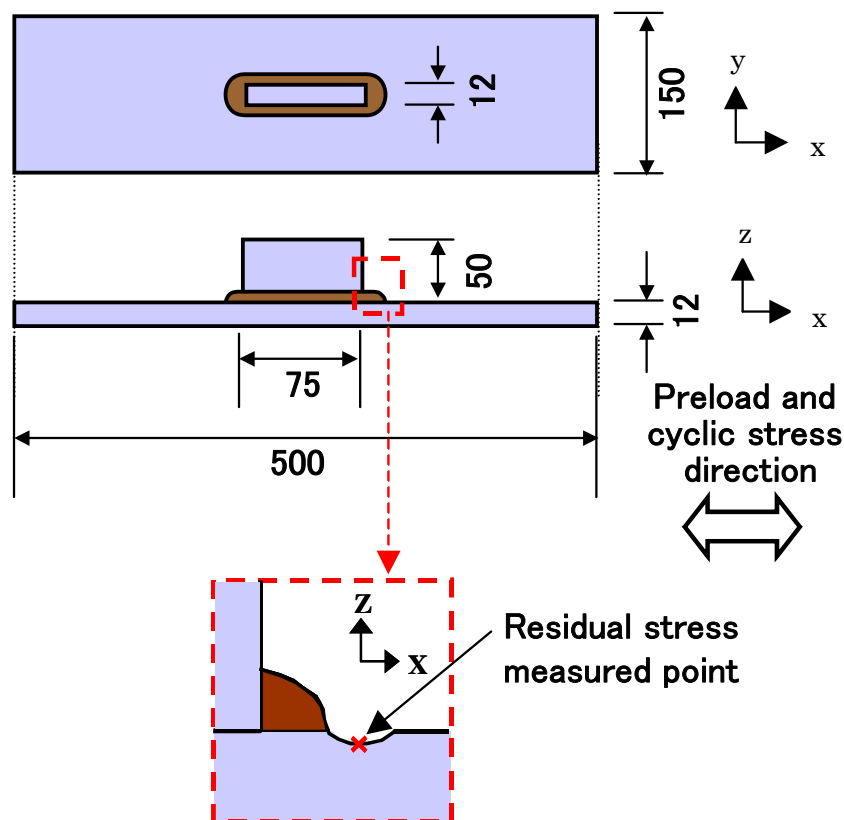


Fig. 3.1 Shape of test specimen

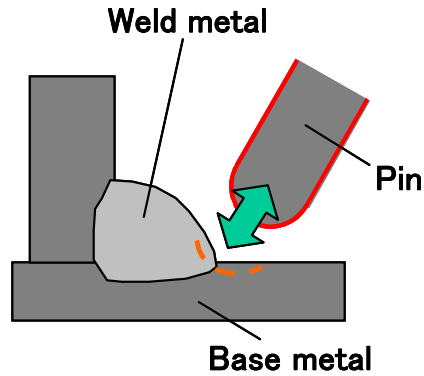


Fig. 3.2 Schematic figure of hammer peening

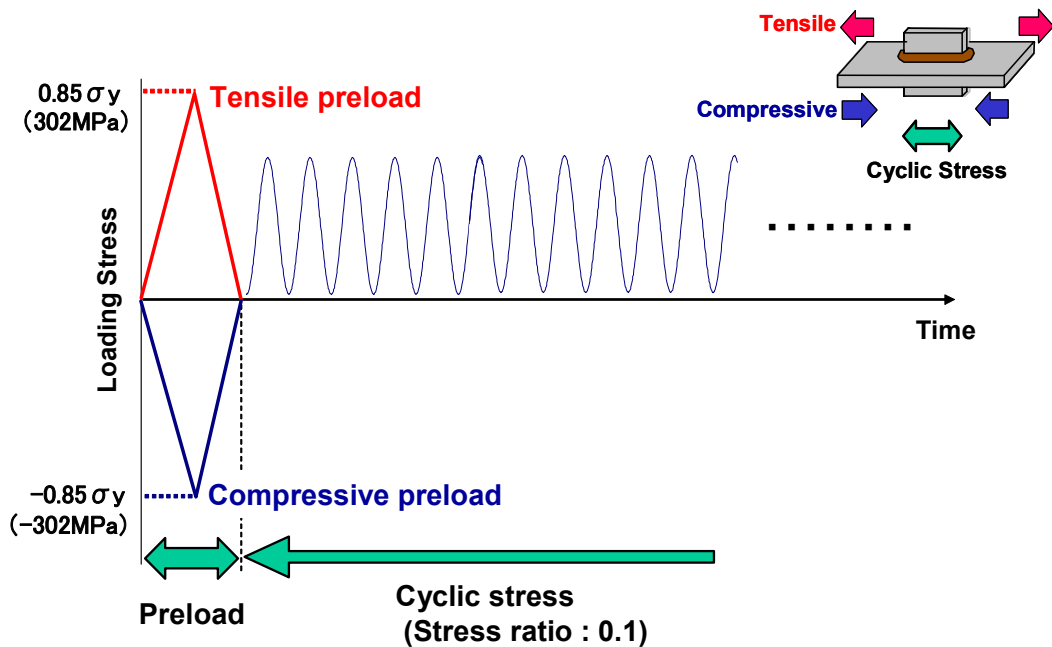


Fig.3.3 Schematic conditions of preload and fatigue test

### 3.3 実験結果

先端形状1（半径 4.5mm×長さ 5mm の半円柱状）、先端形状2（半径 1.5mm×長さ 5mm の半円柱状）の先端ピン形状でそれぞれピーニング施工した溶接継手について、レーザ変位計を用いて溶接止端部の形状測定を実施した。半径 1.5mm の先端ピンに対応する止端形状を Fig.3.4 に示す。半径 1.5mm で打撃した継手の止端半径は 3.5mm であった。なお、第2章で記したとおり、先端形状1（半径 4.5mm）で打撃した継手の止端半径は 6.4mm、グラインダ処理した継手の止端半径は 6.5mm であった。



先端形状1および先端形状2の先端ピンで打撃を施した面外ガセット溶接継手について、  
 -302MPa（圧縮側）および302MPa（引張側）の予荷重戴荷を施したあとの溶接止端（打撃部）  
 の残留応力を Table3.1 および Fig.3.5 に示す。予荷重戴荷を施した継手においては、ハンマーピ  
 ーニング施工した状態に比べて、絶対値は小さくなるものの、圧縮残留応力が残存していたこと  
 が判明した。また、先端半径の大きい先端形状1の方が、より大きな圧縮内部応力が残存する傾  
 向にあることを確認した。

各先端形状のピンで打撃した継手の疲労試験結果を、グラインダ仕上げした継手および溶接ま  
 ま継手の疲労特性および IIW の疲労設計曲線[4]と比較して Fig.3.6 に示す。先端形状1で打撃を  
 施した面外ガセット溶接継手は、応力範囲 250MPa 以下で IIW 疲労設計曲線における FAT125  
 以上のレベルであった。先端半径 1.5mm で打撃を施した面外ガセット溶接継手は、先端形状1で  
 打撃した試験片に比べて若干低い疲労寿命を示していたが、いずれも、グラインダで仕上げた溶  
 接継手よりも高い疲労強度を示していた。

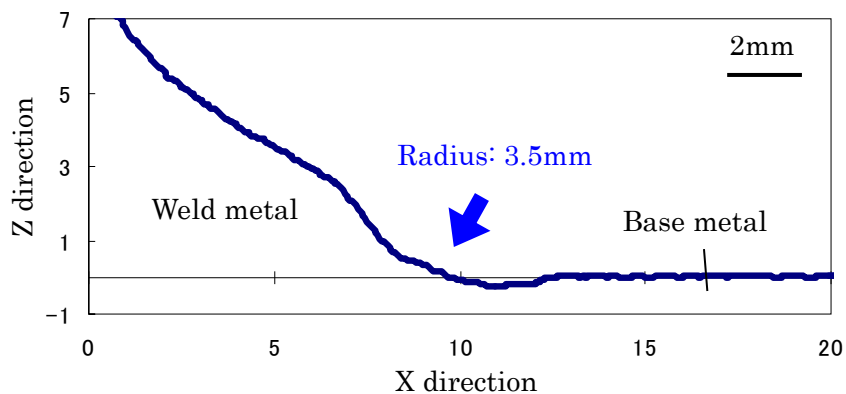


Fig. 3.4 Profiles of weld toe after hammer peening (Using 1.5mm radius pin)

Table 3.1 Residual stress at weld toe of peening area (unit in MPa)

|                          | Radius of pin |       |
|--------------------------|---------------|-------|
|                          | 4.5mm         | 1.5mm |
| As HP                    | -607          | -560  |
| -302MPa<br>(compression) | -541          | -411  |
| 302MPa (tension)         | -260          | -197  |

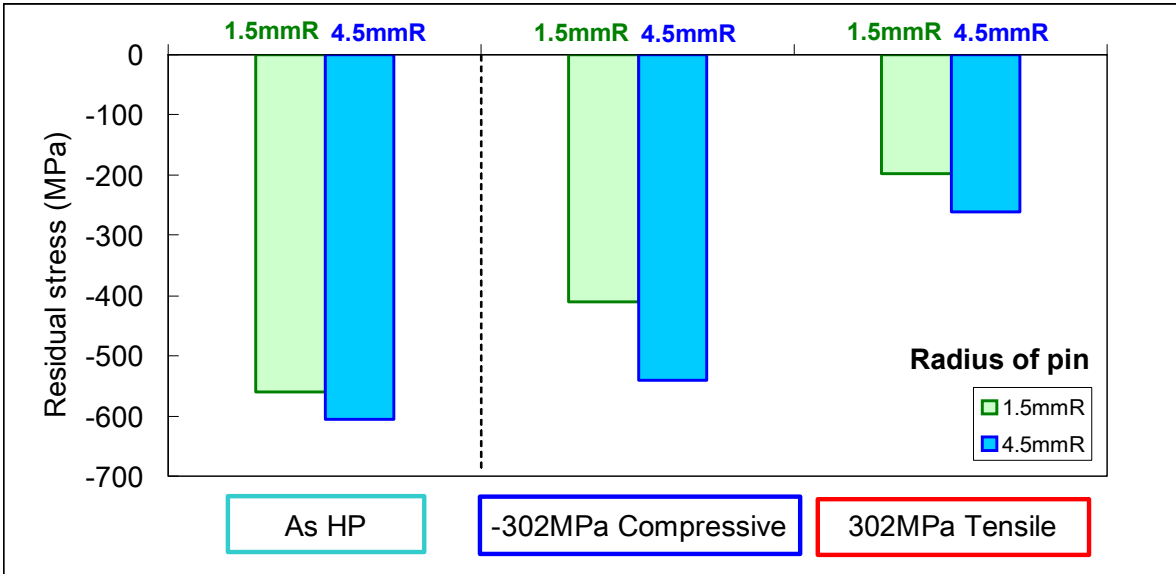


Fig.3.5 Residual stress at weld toe of peening area

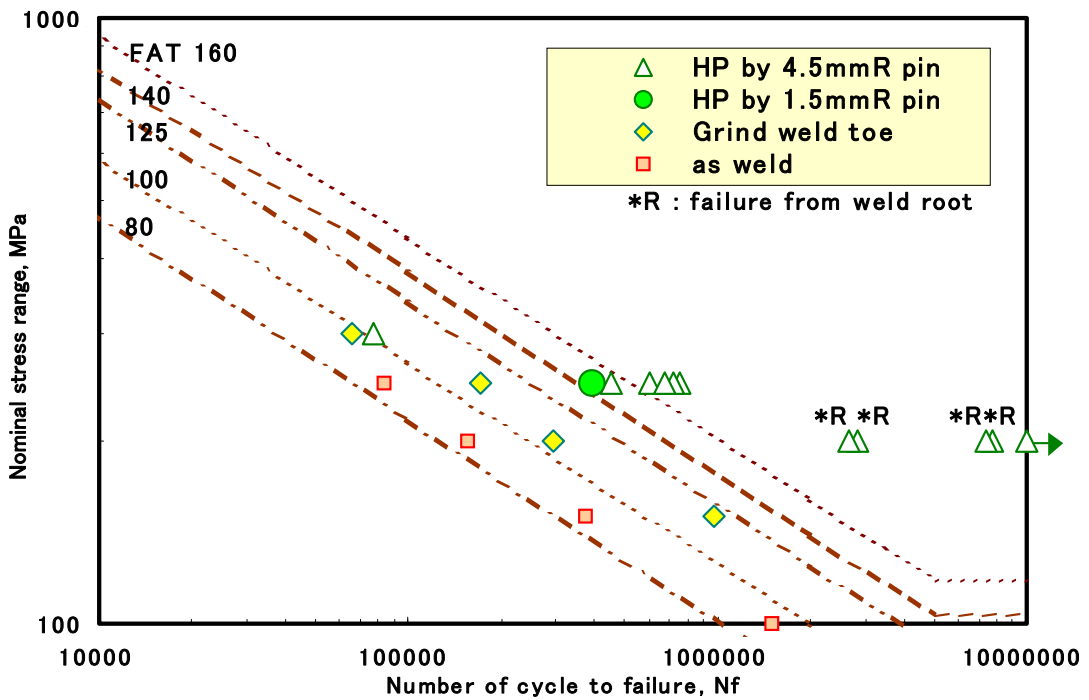
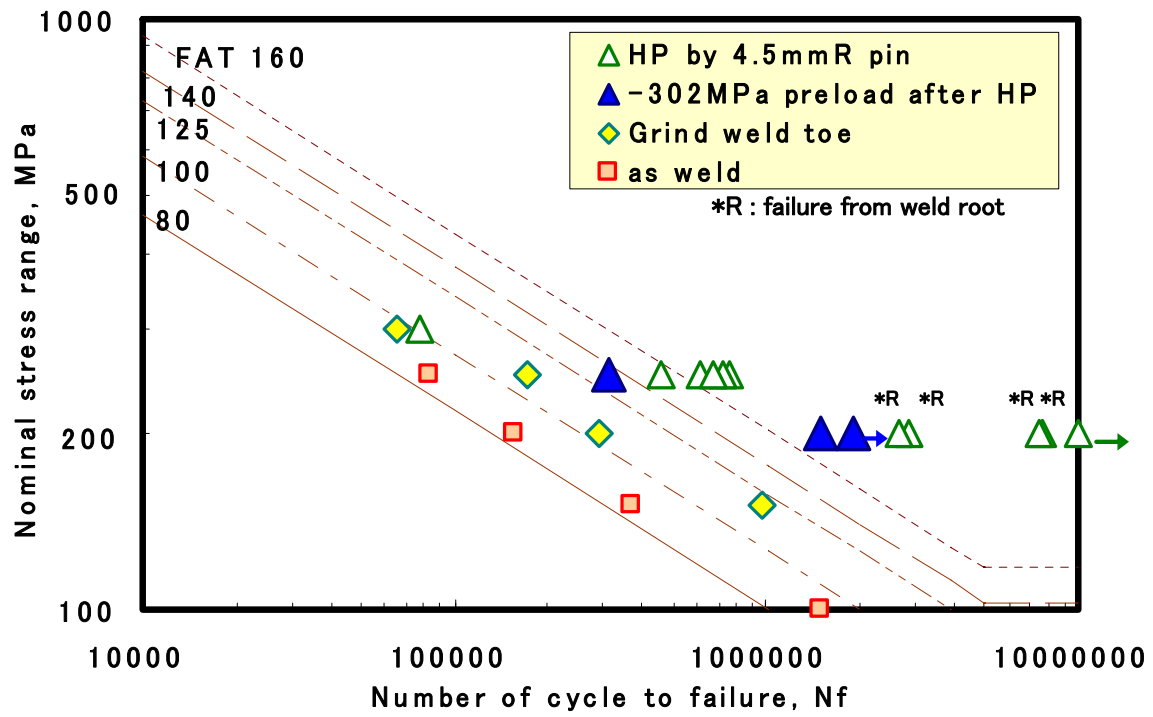


Fig. 3.6 Fatigue property of out-of-plane gusset welded joint after hammer peening (HP)

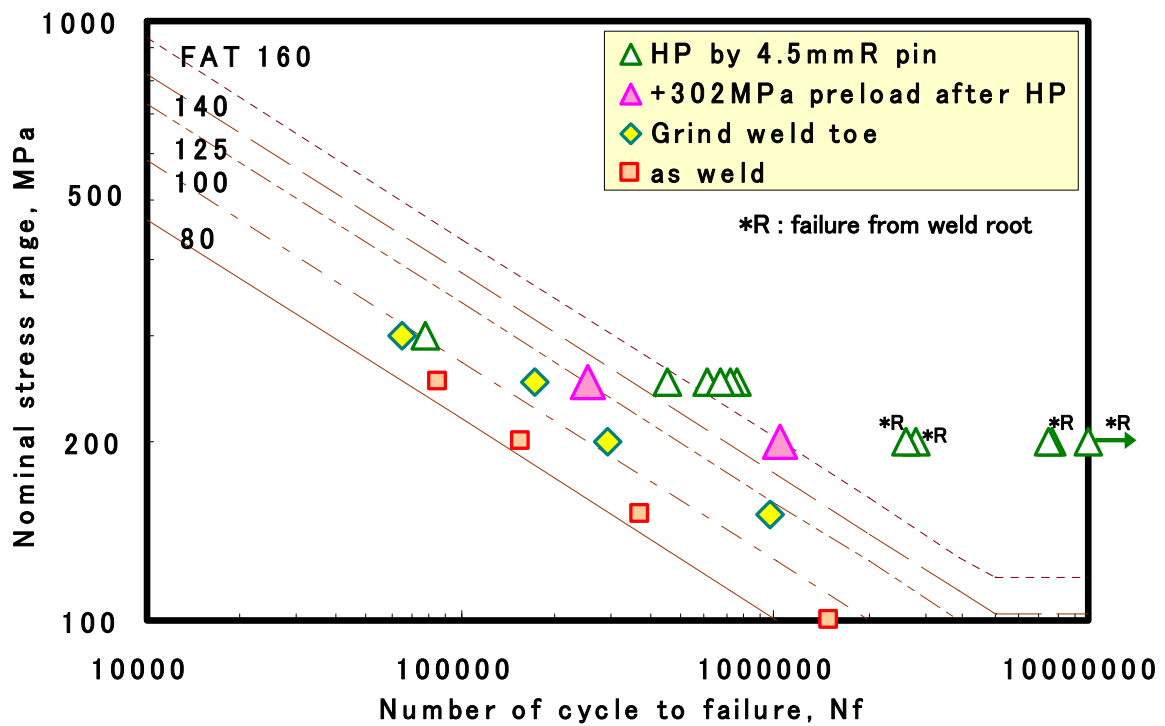
先端形状1で打撃を施した面外ガセット溶接継手について、302MPa 圧縮および引張方向の予荷重を付与し、疲労試験を行った結果を Fig.3.7 a), Fig.3.7 b)にそれぞれ示す。予荷重付与していない継手に比べて疲労寿命が低下する傾向にあったものの、応力範囲 250MPa 以下で IIW 疲労設計曲線における FAT125 以上と、グラインダ処理の継手に比べても高い疲労寿命を呈していた。

先端形状2のピンで打撃した溶接継手について、-302MPa（圧縮側）の予荷重戴荷を施したあとの疲労特性を、先端形状1のピンによる打撃と比較して Fig.3.8 に示す。先端形状2のピンで打撃した溶接継手は、先端半径 4.5mm のピンで打撃した溶接継手と比べて疲労寿命が低下していたが、グラインダ処理した溶接継手よりも高い疲労特性を有していた。同様に、先端形状2のピンで打撃した溶接継手について、302MPa（引張側）の予荷重戴荷を施したあとの疲労特性を、先端半径 4.5mm のピンによる打撃と比較して Fig.3.9 に示す。先端形状2のピンで打撃した溶接継手は、-302MPa（圧縮側）の予荷重戴荷を施したあとと同様に、先端形状1のピンで打撃した溶接継手と比べて疲労寿命が低下する傾向にあったが、グラインダ処理した溶接継手よりも高い疲労特性を有していた。

以上のように、ピーニング施工後の溶接継手については、圧縮および引張の予荷重を付与した後でも溶接止端における圧縮残留応力が残存し、疲労強度もグラインダ処理した継手を上回ることを確認した。



a) Compressive preload (-302MPa)



b) Tensile preload (302MPa)

Fig. 3.7 Fatigue property of out-of-plane gusset welded joint after HP and preloading

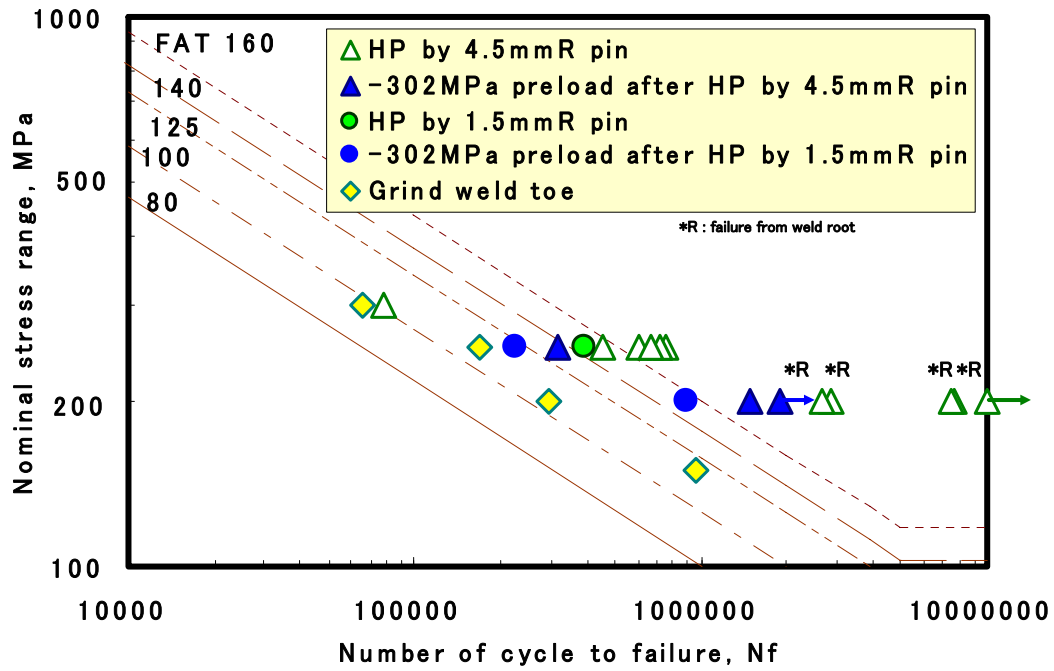


Fig. 3.8 Fatigue property of out-of-plane gusset welded joint after HP by 4.5mmR and 1.5mmR pins and compressive preloading

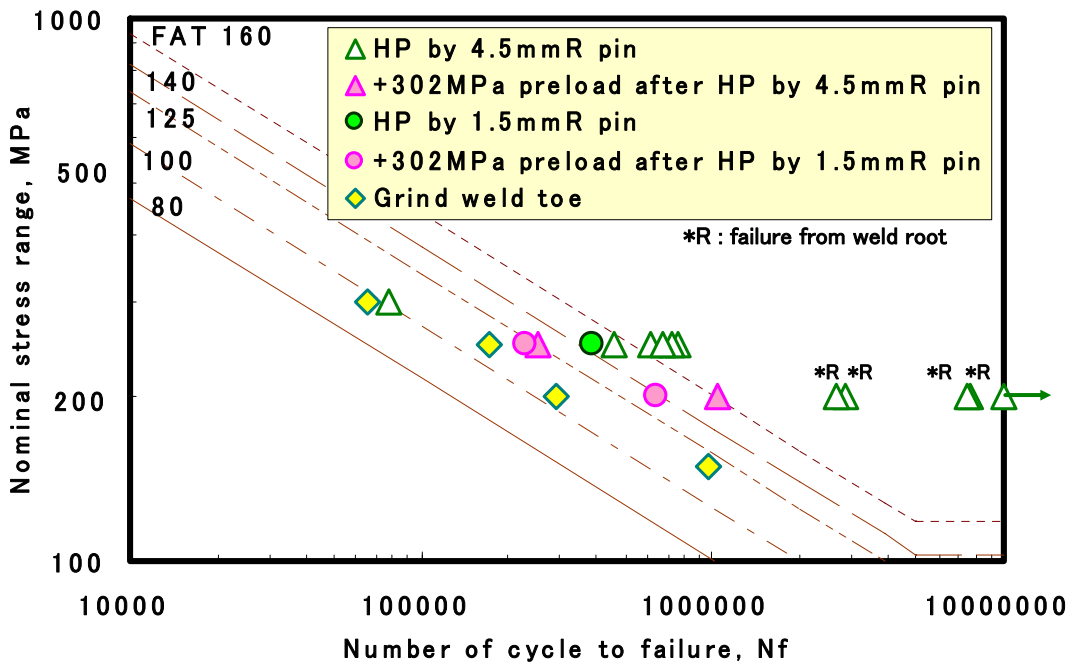


Fig. 3.9 Fatigue property of out-of-plane gusset welded joint after HP by 4.5mmR and 1.5mmR pins and tensile preloading

### 3.4 考察

3.3 節に示したように、規格最低降伏応力の 0.85 倍の圧縮もしくは引張の応力に対応する荷重を付与した場合には、継手疲労強度はピーニングままに比べて低下するものの、同じ止端形状を有するグラインダ処理よりも長寿命となった。また、先端ピンの半径が大きい方が、予荷重を付与した後の疲労寿命が大きくなる傾向にあることを確認した。

本節においては、繰返し負荷の前に圧縮付与した場合を想定し、ピーニング後の溶接止端部における応力変化を計算して上記現象について考察を行った。

計算手法は、有限要素ソルバーAbaqus(ver.6.9)を用いた 2 次元 FEA を実施し、溶接止端部のモデルに半径 6.5mm, 4.5mm, 3.5mm の剛体の先端ピンを押し込み、引抜をしてピーニングを模擬した打撃痕を作製した。ピーニング後の止端形状実測結果に基づき、計算における「半径 6.5mm の先端ピン」は、実験で先端形状 1 (半径 4.5mm) の先端ピンを用いてピーニングを施した場合に形成される打撃痕の止端半径を、計算における「半径 3.5mm の先端ピン」は、実験で先端形状 2 (半径 1.5mm) の先端ピンを用いてピーニングを施した場合に形成される打撃痕の止端半径をそれぞれ想定した。

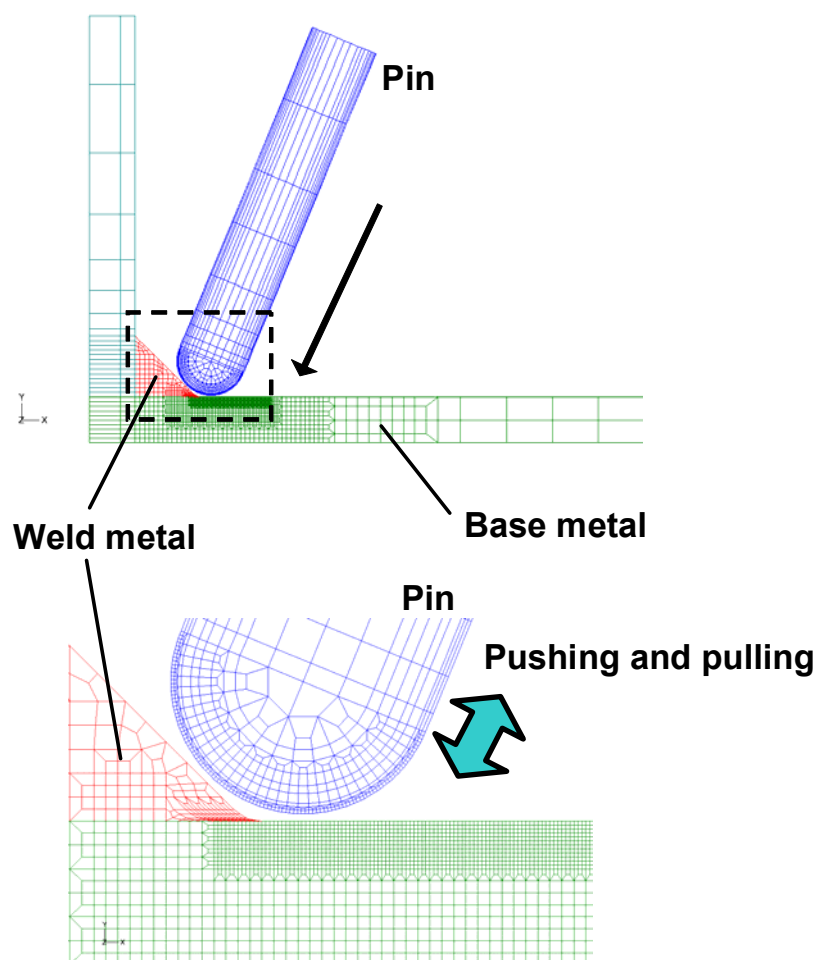


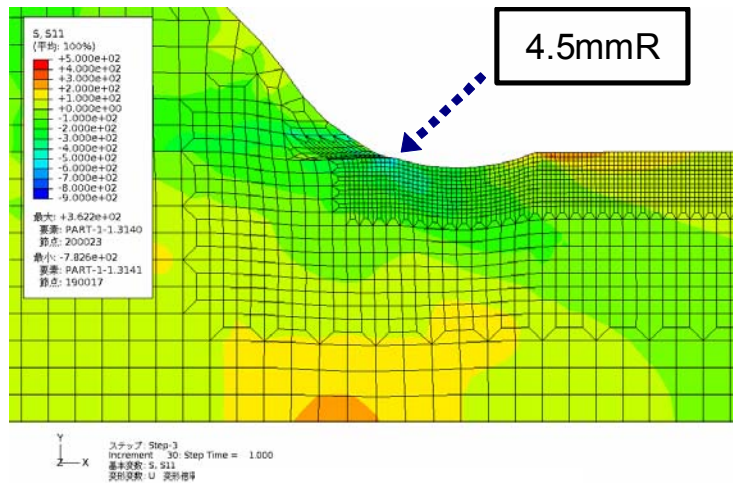
Fig. 3.10 Calculation model of by using by using Abaqus (ver.6.9)

作成したモデルおよび押込－引抜の様子を Fig.3.10 に示す。鋼材は、SM490Y (YS415MPa, TS515MPa) を想定し、第 2 章の Fig.2.21 に示した母材および溶接金属の応力－ひずみ曲線を用いた。

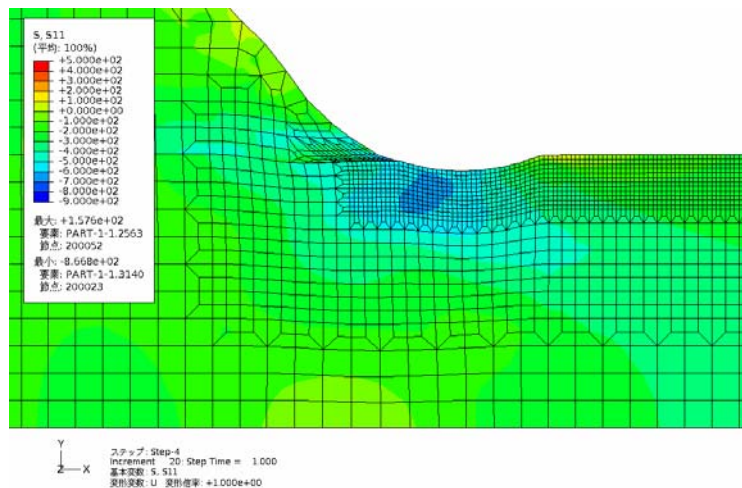
半径 4.5mm の先端ピンを用いての押込－引抜後、300MPa の圧縮予荷重付与後、圧縮予荷重付与後に除荷した後のそれぞれの状態における止端部近傍の応力分布を Fig.3.11 に示す。

300MPa の圧縮予荷重付与後に止端部は強い圧縮応力が作用しており、圧縮予荷重付与後に除荷した後においても、止端部には圧縮応力場が存在していた。

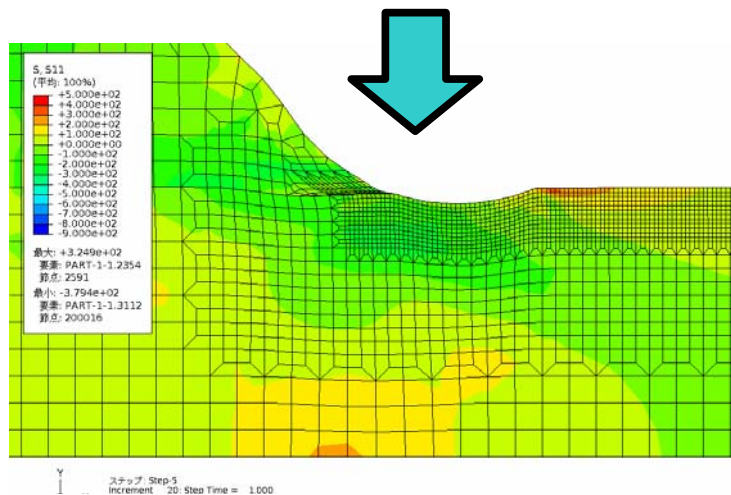
半径 6.5mm, 4.5mm, 3.5mm の剛体の先端ピンを用いて押込－引抜を行った後、300MPa の圧縮予荷重付与後に除荷した後、さらに 200MPa の引張応力を付与した後の溶接止端の応力変化を Fig.3.12 に示す。



a) After "Peening"



b) 300MPa Compressive preloading



c) Unloading after 300MPa Compressive preloading

Fig. 3.11 Calculation result of Stress at weld toe after peening and preload



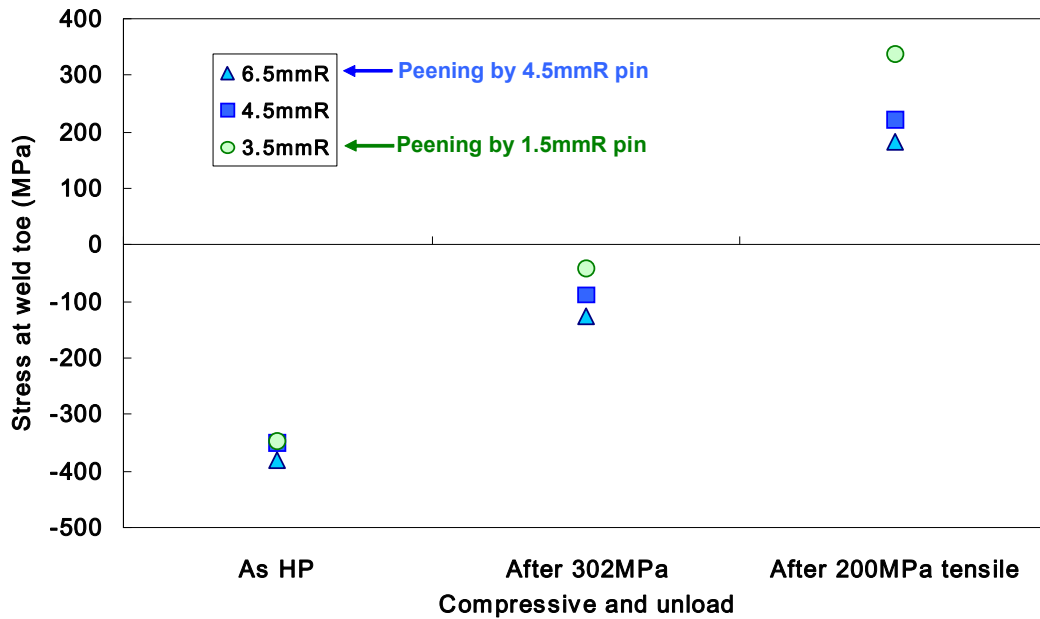


Fig. 3.12 Calculation result of stress at weld toe after peening and preload

200MPa の引張応力は、応力範囲 200MPa での試験の最大引張ピークを想定して付与した。300MPa の圧縮予荷重付与後に除荷した後の止端部の応力は、半径 6.5mm, 4.5mm, 3.5mm の順に小さくなっていった。さらに、200MPa の引張応力を付与した後の溶接止端の応力についても、半径 6.5mm, 4.5mm, 3.5mm の順に小さくなっていった。このことは、圧縮残留応力を付与した後においても、止端半径が大きい方が、より多くの応力集中の緩和効果が生じていると考えられる。

押込－引抜を行った後に 300MPa の圧縮予荷重付与し、その後予荷重を除荷し、さらに 200MPa の引張応力を試験片に付与した後の溶接止端の応力変化に関して、溶接止端半径の影響を検討した結果を Fig.3.13 に示す。本計算においては、先端ピンの 1 回の押込－引抜によって打撃痕を形成しているため、溶接止端半径は先端ピン半径と同一である。押込－引抜を行った後は、溶接止端半径にかかわらず約-380MPa の強い圧縮応力が生じていた。300MPa の圧縮予荷重付与後に除荷した後の止端部に生じている応力は、止端半径が小さいほど大きくなり、0MPa に近づく傾向にあった。さらに、200MPa の引張応力を付与した後の溶接止端の応力は引張側に転じ、止端半径が小さいほど大きくなり、止端半径による応力の差はさらに大きくなった。この結果、300MPa の圧縮予荷重付与後に除荷した後の止端応力と 200MPa の引張応力を付与した後の溶接止端の応力との差は止端半径が小さくなるにつれて広がり、かつ応力範囲が引張側に移行した。

止端半径が大きくなるに従い、応力集中が低くなることにより、(1) 圧縮予荷重付与後（除荷後）の応力、(2) (1)後に引張応力を付与した後、の溶接止端における応力がいずれも疲労寿命に有利に働いた結果、疲労寿命が長くなると考えられる。

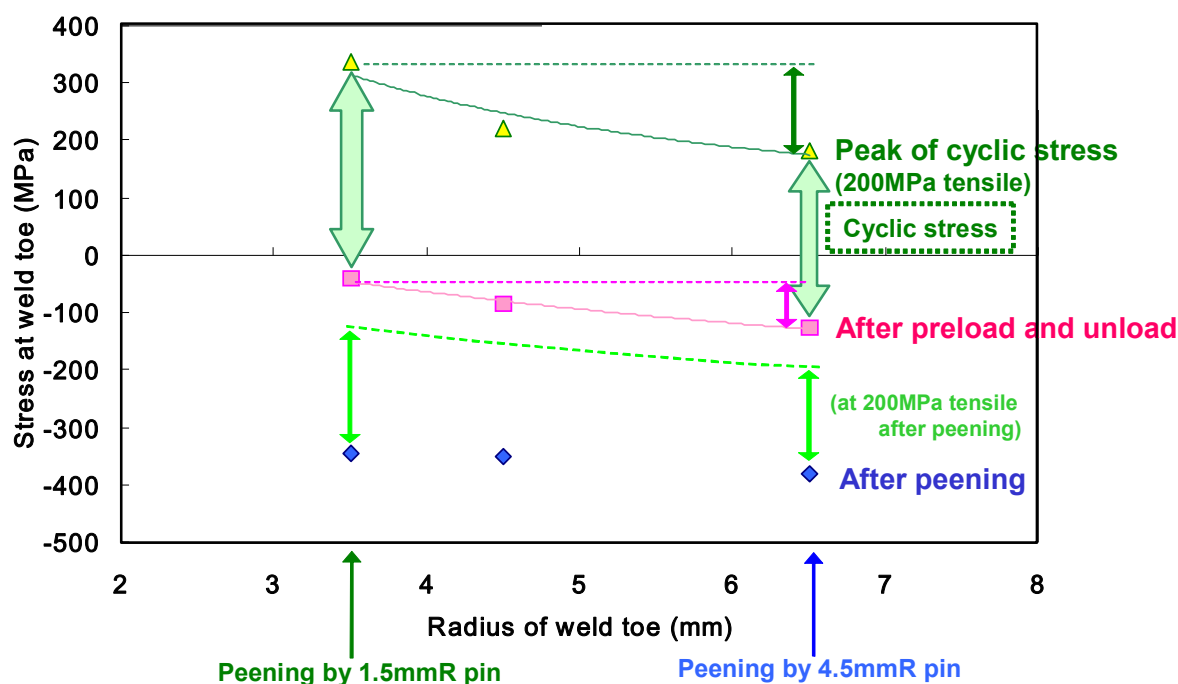


Fig. 3.13 Relationship between behavior of stress at weld toe and radius of weld toe

### 3.5 結言

ハンマーピーニング施工した溶接継手の疲労特性に及ぼす静的荷重付与の影響を明確にすることを目的とし、面外ガセット継手を用いた疲労試験および残留応力測定を行った。その結果、ピーニングを施した面外ガセット継手において、造船会社へのヒアリングをもとにした想定最大値を考慮して設定した規格最低降伏応力の 0.85 倍の圧縮もしくは引張の応力に対応する荷重を付与した後の疲労特性について、下記の知見が得られた。

- 1) SM490 鋼板を用いた面外ガセット溶接継手について、ハンマーピーニング施工後に規格最低降伏応力の 85%の圧縮および引張の予荷重を付与した場合、溶接止端部の圧縮残留応力はハンマーピーニングままに比べて小さくなるものの、40%以上残留していることを確認した。この結果、圧縮および引張の予荷重付与後の疲労寿命は、グラインダ処理後の疲労寿命に比べて 1.5 倍程度高くなっていた。
- 2) ピーニング施工後に圧縮および引張の予荷重を付与した場合面外ガセット溶接継手について、施工後の止端半径の大きいほうが、圧縮および引張の予荷重付与後により大きな圧縮内部応力が残存していた。このことから、ハンマーピーニング施工した溶接継手の止端における圧縮残留応力の大きさは、予荷重の載荷をうけたあとに、溶接部の応力集中の影響を受ける傾向にあると考えられる。また、止端半径の大きいほうが小さいほうに比べて、予荷重付与および除荷後の疲労特性が長寿命となっていた。

### 第3章 参考文献

- [1] 大沢直樹, 澤村淳司, 重田 圭, 辻知英: 超音波ピーニングによる疲労強度向上効果に及ぼす圧縮過大荷重の影響に関する研究, 日本船舶海洋工学会講演会論文集, No.13 (2011), pp.353-356.
- [2] 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, 船舶海洋工学会講演会論文集 No.10 (2010) , pp.599-602.
- [3] 島貫広志, 大川鉄平, 船津裕二, 野瀬哲郎, 角洋一: 超音波衝撃処理による継手疲労強度に及ぼす予荷重と応力比の影響, 溶接構造シンポジウム 2011 講演論文集 (2011), pp.293-299.
- [4] A. Hobbacher : Fatigue design of welded joints and components, IIW-1303-95 (ex-doc. XIII-1539-96 / XV-845-96) by International Institute of Welding (1995)

## 第4章 疲労亀裂進展速度に及ぼす圧縮残留応力の影響

### 4.1 緒言

第1章にも示したとおり、溶接継手の止端部近傍は構造的な不連続部による局所的応力集中および溶接による引張残留応力の存在により、疲労破壊が発生しやすい箇所である。それゆえ、溶接部における疲労亀裂発生および進展の抑制は、鋼構造物の構造健全性や長寿命化の観点から大きな課題である。

本論文においては、第2章、第3章を通してハンマーピーニング施工による圧縮残留応力導入による疲労強度向上効果について述べてきたが、鋼構造物の保守による寿命延長も考慮すると、万一疲労亀裂が発生した場合の疲労亀裂進展抑制の観点からも検討が必要である。

ピーニングをはじめとした圧縮残留応力の導入による疲労寿命向上手法については、主に疲労亀裂の発生抑制による効果が報告されている一方、圧縮残留応力導入による疲労亀裂進展抑制に関してもその有用性が指摘されている。例えば、石川、山田ら[1]は、面外ガセット溶接継手に存在する疲労亀裂の開口部をICR処理（Impact crack closure retrofit treatment, 第1章参照）によって閉口させることにより、疲労寿命延長効果を実証している。また、村上ら[2]は、高張力鋼を用いた疲労亀裂進展試験の結果から、圧縮残留応力場中の疲労亀裂進展が特定の応力拡大係数範囲（ $\Delta K$ ）において遅延することを示した。しかしながら、ピーニングのような鋼板表層に圧縮残留応力が導入される場合の、疲労亀裂進展初期段階を含む亀裂進展抑制効果および寿命向上効果の定量化、機構などについては十分な研究がなされていない。

本章では、ピーニング処理した試験片[3,4]での疲労亀裂の進展形態を実験及び解析により調査することで、鋼材表面に圧縮残留応力が存在する場合の疲労亀裂進展抑制現象を検討した。具体的には、ピーニング施工した母材および溶接継手試験体に、板厚貫通亀裂もしくは表面亀裂を予め導入し、これらについてビーチマーク導入による疲労亀裂進展試験および疲労試験を実施し、ピーニング施工による疲労亀裂の進展形態の変化や進展速度の相違を検証した。また、表面に圧縮残留応力が導入された場合の疲労亀裂進展抑制効果を進展疲労亀裂進展に関する数値シミュレーションの結果も考慮して定量化することで、ピーニング施工による疲労亀裂進展抑制の効果を検討した。

### 4.2 貫通亀裂における疲労亀裂進展抑制効果

本節では、貫通亀裂に着目した実験および解析について説明する。実験では、予め板表裏面にピーニング施工した鋼材より中央貫通切欠付き試験片を採取して疲労亀裂進展試験を実施し、疲労亀裂進展挙動を調査することにより、疲労亀裂の進展形態に及ぼす鋼板表層に分布する圧縮残留応力場の影響を検証した。さらに、疲労亀裂進展に関する数値シミュレーション結果も考慮することで、ピーニング施工による疲労亀裂進展抑制機構を検討した。

#### 4.2.1 実験方法

ピーニング施工による疲労亀裂進展抑制効果を確認するため、14mm厚の軟鋼を用いた疲労亀裂進展試験を行った。試験に用いた鋼板の化学組成と引張特性を Table 4.1 に示す。

疲労亀裂進展試験に用いた中央貫通切欠付き試験片形状を Fig.4.1 に示す。試験片厚さは4mmで、鋼板の板厚中央より採取した。各試験片について、試験片中央部に切欠を導入する前に試験片平行部中央の両面に対してピーニング施工を行った。ハンマーピーニング施工は Fig.4.2 に示すように、専用の治具を使って実施した。打撃痕の深さは0.2mmを目標とした。ピーニング後の試験片の打撃部表面について第2章と同じくX線回折法(使用X線:Cr-K $\alpha$ (波長=2.29Å), 1.0mm $\phi$ の範囲)による残留応力測定を行い、打撃範囲の中央に-100~-300MPaの圧縮残留応力が導入できていることを確認した。打撃痕の形成後、打撃により生じた局部的形状変化(バリの生成や打撃面の粗さ等)に起因する応力集中の影響を取り除くため、ペンスルグラインダと紙やすりを使用することでバリを取り、削りすぎないように打撃面の粗度緩和処理を施した。この後、平行部中央に、Fig.4.1 に示す幅0.2mm、長さ10mmの貫通ノッチを加工した。一部試験片については、比較のためピーニング施工せずに貫通切欠を導入した。ピーニング施工後に貫通切欠を導入した試験片の外観を Fig.4.3 に示す。さらに、試験片幅の側面かつ試験片長さ中央部にひずみゲージを貼り付け、この出力に基づいたコンプライアンス法による亀裂長さ計測を行った。ピーニング材および非ピーニング材の各試験片を用いて、Table 4.2 に示す試験条件下で疲労亀裂進展試験を行った。なお、亀裂長さをコンプライアンス法で測定するために、予めピーニング材及び非ピーニング材のそれぞれについてビーチマーク法により疲労亀裂長さとコンプライアンスの関係を測定し、コンプライアンスと疲労亀裂長さとの校正曲線を作成した。その後、各試験片について疲労亀裂進展試験を行った際、先に導出したコンプライアンスと亀裂長さの関係曲線を用いて亀裂長さを導出している。

Table 4.1 Chemical composition and mechanical properties of base plate

| Chemical composition (mass%) |      |      |       |       |          | Tensile property |         |       |
|------------------------------|------|------|-------|-------|----------|------------------|---------|-------|
| C                            | Si   | Mn   | P     | S     | Ceq(WES) | YS(MPa)          | TS(MPa) | El(%) |
| 0.12                         | 0.30 | 1.34 | 0.100 | 0.040 | 0.34     | 321              | 463     | 28    |

$$Ceq(WES)=C+Mn/6+Si/24+Ni/40+Cr/5+Mo/4+V/14$$





Fig.4.3 Appearance of specimen after hammer peening treatment

Table 4.2 Fatigue crack growth test conditions

| Specimen ID | Maximum stress:<br>$\sigma_{\max}$ [MPa] | Minimum stress:<br>$\sigma_{\min}$ [MPa] | $\Delta K^{***}$<br>[MPa $\cdot$ m $^{0.5}$ ] | Stress ratio:<br>$R = \sigma_{\min} / \sigma_{\max}$ |
|-------------|--|--|---|--|
| TP1*        | 165.7                                    | 8.2                                      | 20  | 0.05   |
| TP3*        | 122.7                                    | 6.13                                     | 15  | 0.05   |
| TP4*        | 165.7<br>(165.7)                         | 8.2<br>(87.0)                            | 13<br>-                                       | 0.05<br>(0.53) ****                                  |
| NP1**       | 67.3<br>(67.3)                           | 3.7<br>(35.5)                            | 8<br>-  | 0.05<br>(0.53) ****                                  |
| NP2**       | 82.4                                     | 4.1                                      | 10  | 0.05   |

(Notes) \* peened specimen; \*\*non-peened specimen; \*\*\* $\Delta K$  at start of testing;  
\*\*\*\*Beach mark test

#### 4.2.2 実験結果

Fig.4.4 にピーニング材(TP4)、非ピーニング材(NP1)を用いたビーチマーク法による疲労試験により得られたコンプライアンスと疲労亀裂長さの関係を示す。ピーニング材と非ピーニング材では異なる結果が得られた。

コンプライアンスと疲労亀裂長さの関係を用いて、ピーニング材と非ピーニング材の各試験片についてサイクル数  $N$  と亀裂長さ  $a$  の関係を取得した結果を Fig.4.5 に示す。ピーニング材 (TP1,TP3) は非ピーニング材 (NP2) に比べて疲労亀裂の進展が遅くなる傾向にあることが確認された。

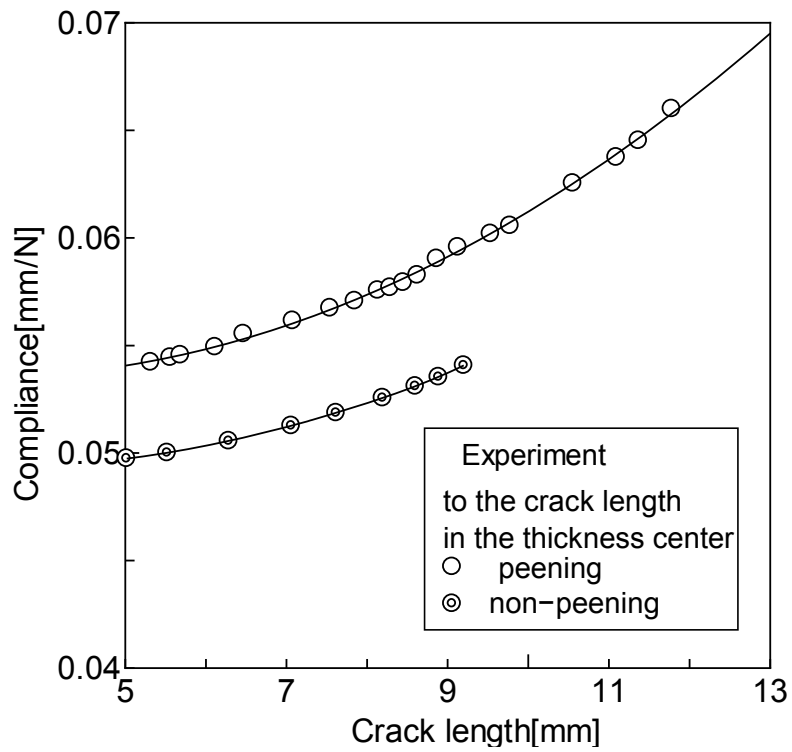


Fig.4.4 Relationship between compliance and crack length

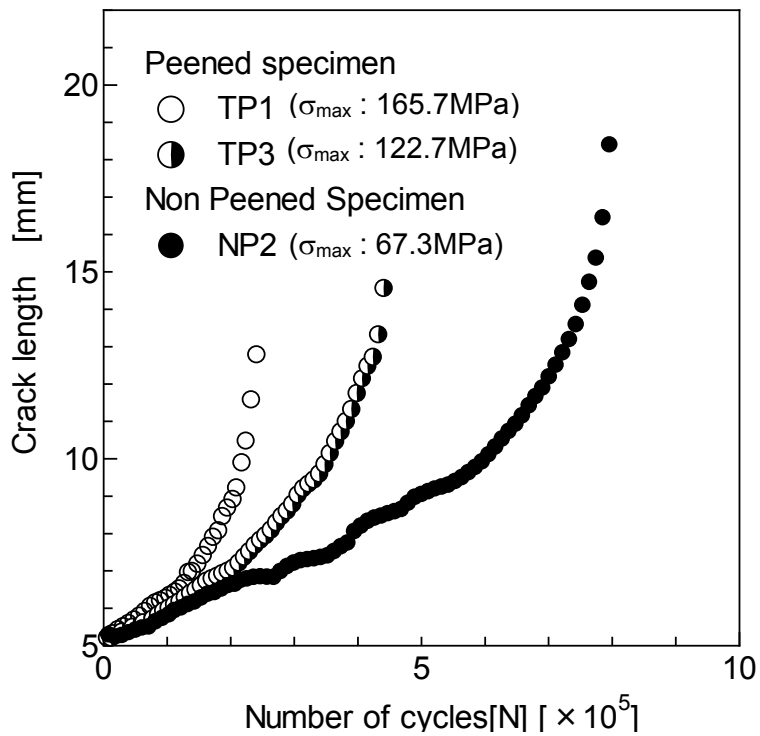


Fig.4.5 Relationship between cycles and crack length



本実験より得られた疲労亀裂進展速度  $da/dN$  と応力拡大係数範囲  $\Delta K$  との関係を Fig.4.6 に示す。 $\Delta K$  基準で整理した場合、同一の  $\Delta K$  値におけるピーニングが施された TP1 および TP3 試験片の  $da/dN$  は、非ピーニング材である NP2 の  $da/dN$  よりも低くなる傾向にあった。ピーニング処理により母材における疲労亀裂進展が抑制される傾向にあることが確認できた。

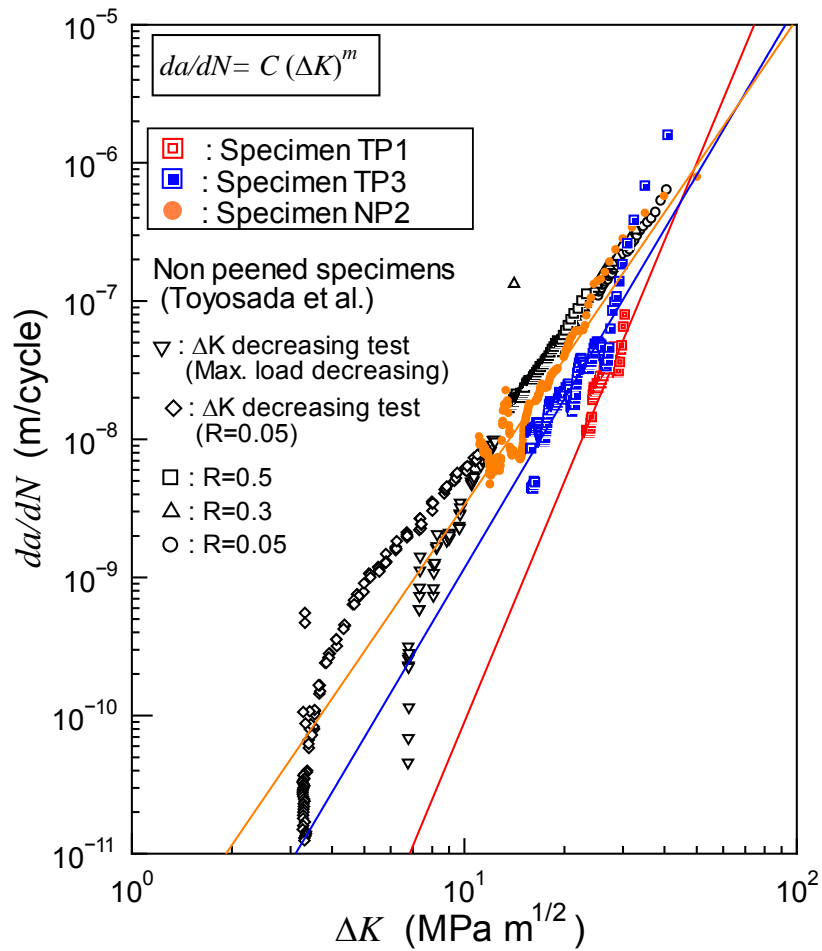


Fig.4.6 Relationship between  $\Delta K$  and  $da/dN$

### 4.2.3 残留応力場における疲労亀裂進展推定計算

#### (1) 残留応力分布推定のための弾塑性 FE 解析モデル

ハンマーピーニング施工により試験片に導入された圧縮残留応力による疲労亀裂進展の抑制効果を明確にするために、後述する疲労亀裂進展シミュレーションによる検討を実施するが、このためには残留応力場を疲労亀裂進展シミュレーションに入力する必要がある。そこで、弾塑性 FEM を使用して残留応力分布を推定したが、推定結果の妥当性を検証するために X 線回折法による実測結果との比較検討を実施した。FE 解析には汎用解析コード Marc (ver.2013)を使用した。

解析に用いた FE メッシュ分割図を Fig.4.7 に示す。また、解析条件を Table 4.4 に示す。FE 解析は厚さ、幅、長さ方向の対象条件を考慮し、Fig.4.1 に示した試験片平行部の 8 分の 1 に対して行った。FE メッシュの最小要素寸法は亀裂先端に発生する塑性域を考慮した計算の実施のため、 $0.1 \times 0.1 \times 0.2$ [mm]とした。載荷方向 (x 軸) に 10mm までの範囲は最小寸法の要素で構成した。なお、Fig.4.7 中にはピーニングの打撃ツールに相当するメッシュも記載した。

ピーニング処理の現象を再現する方法として、打撃ツールを剛体と仮定して剛体モデルを作成し、剛体モデルを試験片モデルに接触させ準静的に押し込む方法で打撃部に圧痕を生じさせた。準静的負荷とするため、剛体を  $0.002\text{mm/s}$  の速度で試験片モデルへの押し込みを行い、その後引抜きを実施した。剛体の押し込み量は実験によるハンマーピーニング施工によるピーニング実績から、 $0.2\text{mm}$  と設定した。

弾塑性 FE 解析において使用する応力～ひずみ関係には、圧子押し込型応力ひずみ曲線測定装置 (AIS2100) を用いたインデンテーション測定[5]により取得した、Fig.4.8 に示す応力～塑性ひずみ曲線を使用した。

本研究においては、ピーニングによる打撃 (加工硬化) の影響を受けていると考えられる範囲の応力～ひずみ関係を、Fig.4.7 に示したピーニングの施された箇所の応力～塑性ひずみ関係を使用して解析を行うこととした。ここでは事前に測定したピーニング施工後の断面硬さ分布より、剛体接触面の試験片表層から  $0.5\text{mm}$  以内の範囲を加工硬化が生じていると見なしてピーニング部の応力～ひずみ関係を与え、それ以外の領域は非ピーニング部の応力～ひずみ関係を与えた。

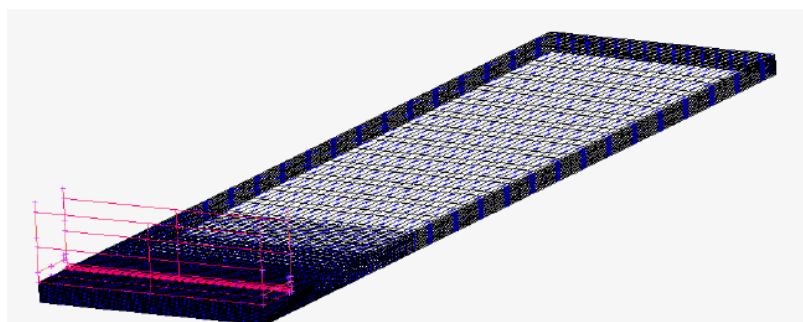


Fig.4.7 Model of calculation

Table 4.4 Condition of calculations

|                    |                       |
|--------------------|-----------------------|
| Analysis range:    | 1/8 model             |
| Kind of element:   | 8 nodes solid element |
| Minimum mesh size: | 0.1 x 0.1 x 0.2[mm]   |
| Young's modulus:   | 206,000MPa            |
| Poisson's ratio:   | 0.3                   |

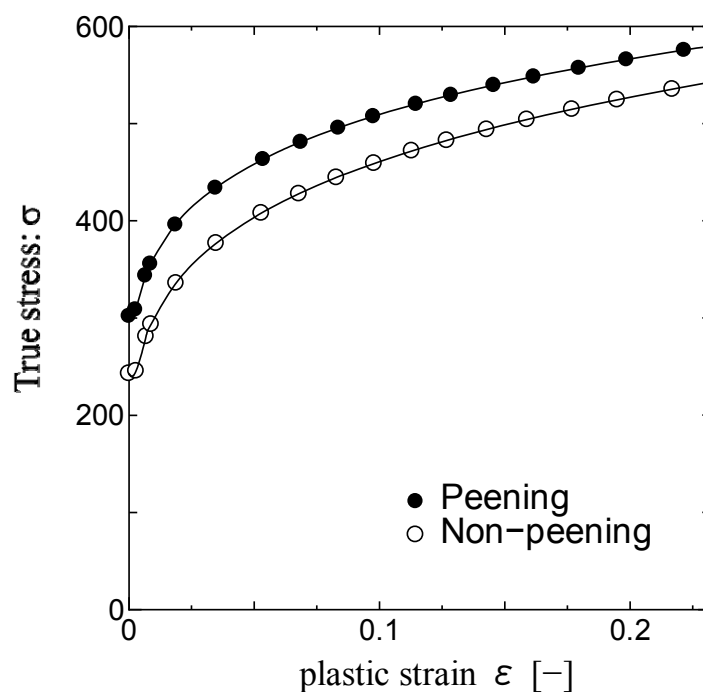


Fig.4.8 Relationship between true plastic strain and true stress

(2) RPG 基準の疲労亀裂進展則と疲労亀裂開閉口シミュレーションによる疲労亀裂進展解析結果

本節においては、ハンマーピーニング施工による疲労亀裂進展抑制効果を疲労亀裂開閉口挙動の観点から明らかにすることを目的に、疲労亀裂先端近傍における繰返し塑性挙動の観点から有効応力拡大係数範囲を定義する RPG 荷重[6]基準の疲労亀裂進展則を実装させた進展疲労亀裂開閉口シミュレーションコード FLARP[6]の考え方に沿った数値シミュレーションコードを作成し、これを用いて亀裂成長曲線を推定し、実験値との比較を行った。なお、進展則の定数は豊貞らによる値 ( $C=4.505 \times 10^{-11} \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$ ,  $m=2.692$ ) [7]を用いた。

ハンマーピーニングを試験片表裏面に施工すると、板厚方向で残留応力の値が大きく異なるが、本研究で使用した疲労亀裂進展シミュレーションコードは二次元問題に対して構築しているため、

板厚方向に応力分布が異なる場合を考慮できない。そこで FE 解析結果より得られた板厚内残留応力分布を板断面全体で平均した値 ( $\sigma_x = -40\text{MPa}$ ) が板厚内で一様に分布するとして疲労亀裂進展解析を実施した。Fig.4.9 に数値シミュレーションにより得られた疲労亀裂成長曲線（繰返し載荷数と疲労亀裂長さの関係）を実測値と比較して示すが、試験片全体の疲労亀裂進展挙動をおおよそ推定できていることが確認できる。

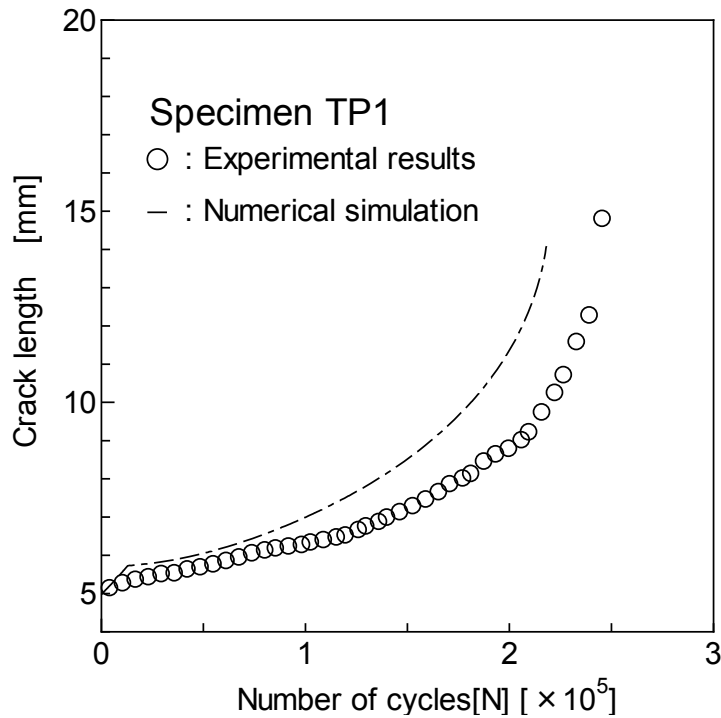


Fig.4.9 Experimental and numerical simulation results of fatigue crack growth property (TP-1)

### (3) 圧縮残留応力による疲労進展抑制効果

ハンマーピーニング施工により導入される圧縮残留応力による疲労亀裂進展抑制効果を検討するため、残留応力を考慮せずに実施した数値シミュレーションによる疲労亀裂成長曲線を、ピーニング施工した試験片による実測結果と比較して Fig.4.10 に示す。

非ピーニング試験片である NP2 の実測結果と数値シミュレーション結果は良好に一致している。使用した数値シミュレーションの過去の実績を考慮すると、残留応力を考慮せずに実施した TP1, TP3 の数値シミュレーション結果は妥当なものと考えられる。

ピーニング試験片である TP1, TP3 の実測結果と比べて残留応力を考慮せずに得られた数値シミュレーション結果と比較することで、圧縮残留応力による疲労亀裂進展抑制効果を検討することができるが、数値シミュレーション結果は亀裂進展が速くなる方向に大きく離れていた。このことより、ハンマーピーニング施工した試験片である TP1, TP3 においては、圧縮残留応力により疲労亀裂進展が抑制されていると考えられる。

Fig.4.6 に示した応力拡大係数範囲  $\Delta K$  と疲労亀裂進展速度  $da/dN$  の関係を RPG 荷重基準の有効応力拡大係数範囲で整理すると、残留応力分布の相違が疲労亀裂進展則の材料定数  $C, m$  の値に与える影響は大きくないと判断し、先ず非ピーニング材（母材）の材料定数  $C, m$  を与え、その上で圧縮残留応力を考慮することでピーニング施工された試験片の疲労亀裂進展挙動評価を行うこととした。

先ず亀裂先端に引張塑性域が生じ始める荷重である RPG 荷重[8]を、コンプライアンス微分法[9]により求めた。Fig.4.11 に本実験において測定された亀裂長さと RPG 荷重の関係を示す。ピーニング試験片 TP1 および TP3 については、板厚方向の残留応力分布を一定と仮定し、算定 RPG 荷重と計測 RPG 荷重が一致する残留応力を設定した。実測された RPG 荷重は亀裂進展中もほぼ一定値であった。この測定結果は、亀裂進展方向の残留応力分布が一様に近い傾向を有することを示唆している。また、表層での残留応力の実測値が  $-100 \sim -300 \text{MPa}$  であることから、試験片厚での残留応力分布を考えた場合、RPG 荷重を用いて推定した値である  $-70 \text{MPa}$  ないし  $-40 \text{MPa}$  という値は計算するには妥当であるといえる。ピーニング試験片 TP1 の圧縮残留応力は亀裂進展方向に一定値  $-70 \text{MPa}$ 、ピーニング試験片 TP3 の圧縮残留応力は亀裂進展方向に一定値  $-40 \text{MPa}$  と仮定し、材料定数  $C, m$  を豊貞らによる値 ( $C=4.505 \times 10^{-11} \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ ,  $m=2.692$ ) [7]として疲労亀裂進展挙動を計算した結果を Fig.4.12 に示す。いずれの試験片に対しても、推定結果は実験結果と良好な一致を示した。この結果からも、ピーニング施工による圧縮残留応力導入により疲労亀裂進展を抑制できることが確認できた。

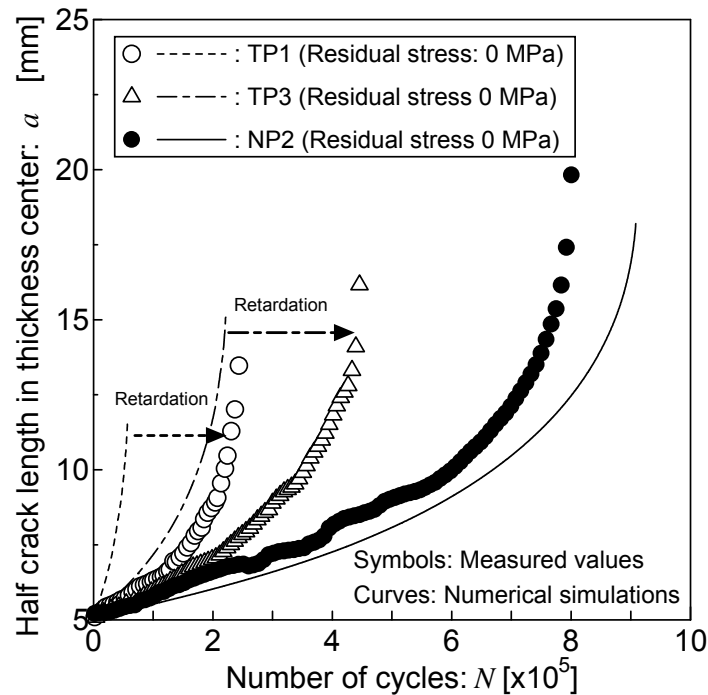


Fig.4.10 Fatigue crack growth curve by numerical simulation

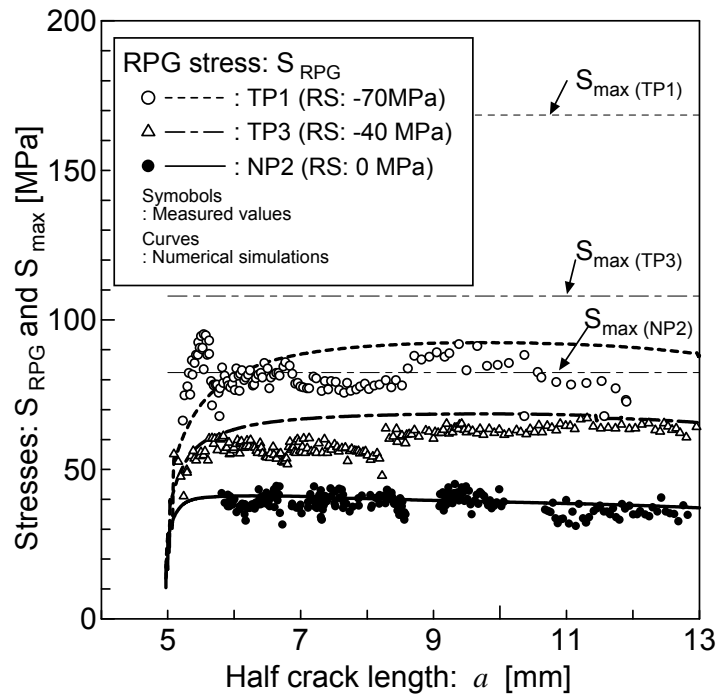


Fig.4.11 Relationship between fatigue crack length and RPG stress

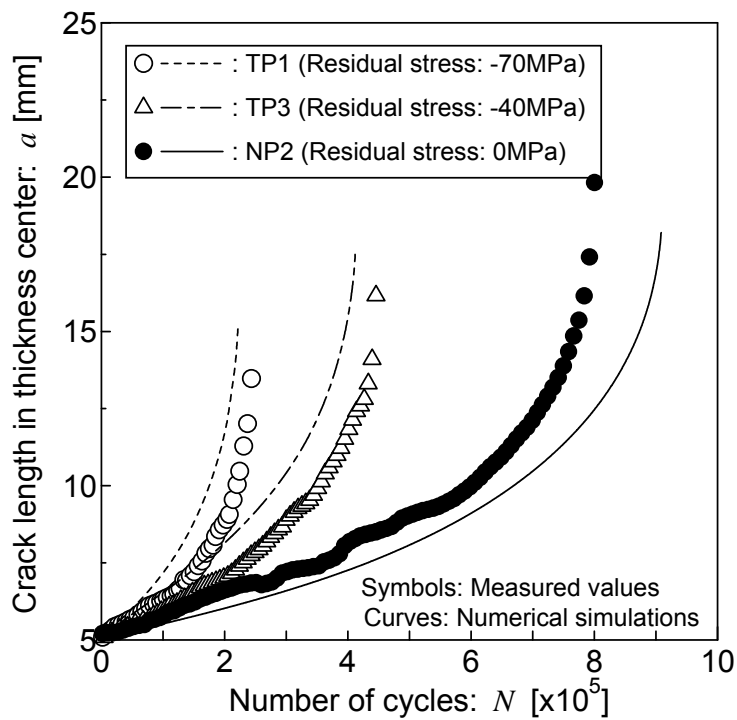


Fig.4.12 Fatigue crack growth curve by numerical simulation including residual stress estimation

#### 4.2.4 板厚貫通疲労亀裂の進展に及ぼす表層圧縮残留応力場の影響に関する考察

本項においては、実験結果および計算結果を解析し、板厚貫通疲労亀裂の進展に及ぼす表層圧縮残留応力場の影響について考察を行った。

Fig.4.13 および Fig.4.14 は荷重繰返し数と亀裂長さとの関係であり、残留応力を考慮せずに行った数値シミュレーション結果と実測値の比較を示す。実測値は試験片厚中央（1/2）部のビーチマークを計測した結果から与えたものである。Fig.4.13 は非ピーニング材、Fig.4.14 はピーニング材である。Fig.4.14 のピーニング材については、数値シミュレーション結果と実測値が大きく異なっている。

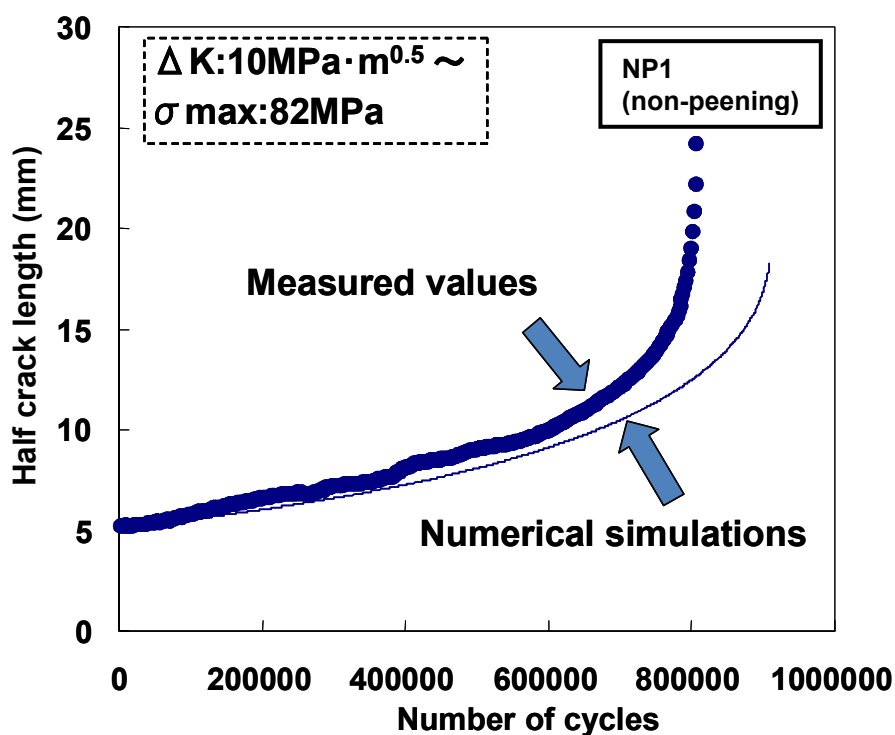


Fig.4.13 Behavior of fatigue crack propagation in comparison between simulation and measured value (NP1, as weld) (Simulation is based on FLARP : in case without considering residual stress.)

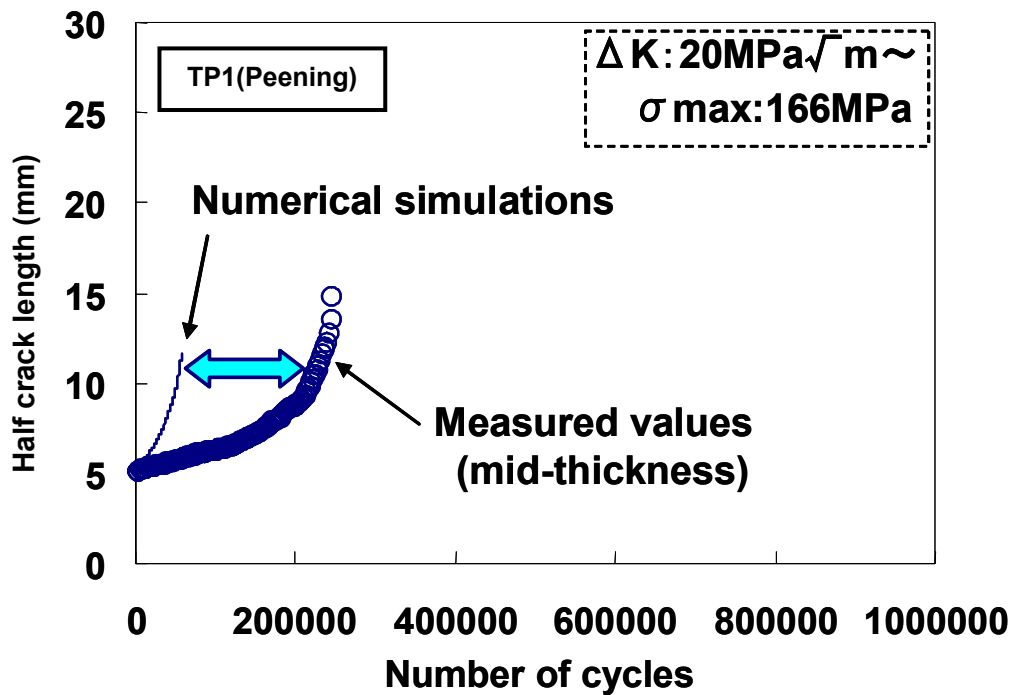


Fig.4.14 Behavior of fatigue crack propagation in comparison between simulation and measured value at mid-thickness (TP1, Peening) (Simulation is based on FLARP : in case without considering residual stress.)

Fig.4.15 にピーニング施工した場合の 4.2.3 で説明した計算方法により得られた残留応力の計算結果と試験後の破断面の対応を示す。残留応力は試験片厚さ中心部においては若干引張側となっており、試験片厚さ中心部は試験片表面に比べて疲労亀裂が進展している傾向にあった。

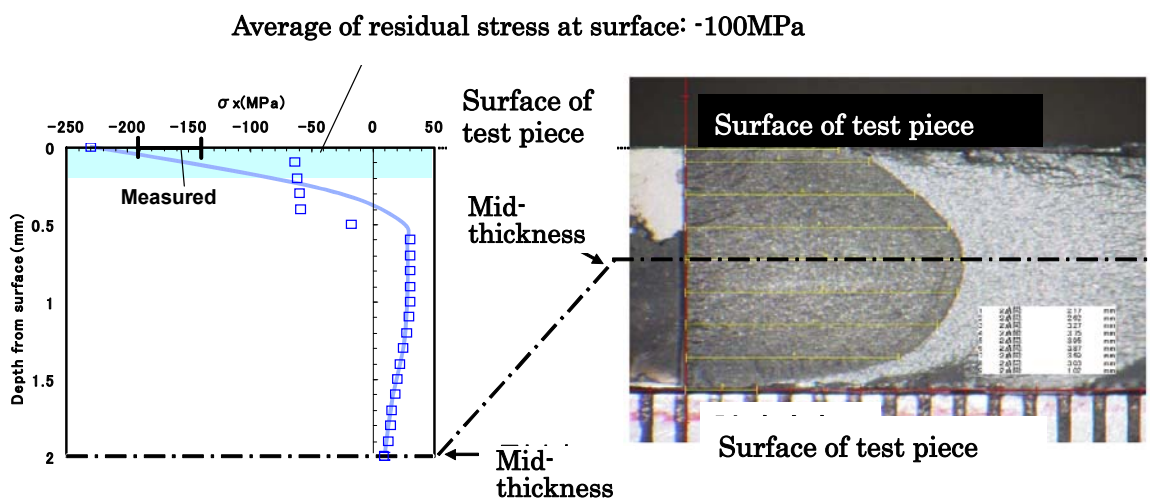


Fig.4.15 Residual stress distribution between surface and mid-thickness of test piece by calculation



Fig.4.16 に Paris 則による疲労亀裂進展量の計算を、試験片 TP1(ピーニング材)の試験条件に対して実施した結果を実測結果と比較して示す。試験片厚さ中心部の実測結果は、試験片表面を想定した残留応力が-100MPa 存在する場合の計算結果と、ピーニング施工による残留応力が存在しない場合(板厚中心部の応力状態に相当)の中間にあった。この比較結果は、圧縮残留応力の影響を受けない板厚中心位置でも疲労亀裂進展の遅延が起きていることを意味している。この現象について、以下に説明する。

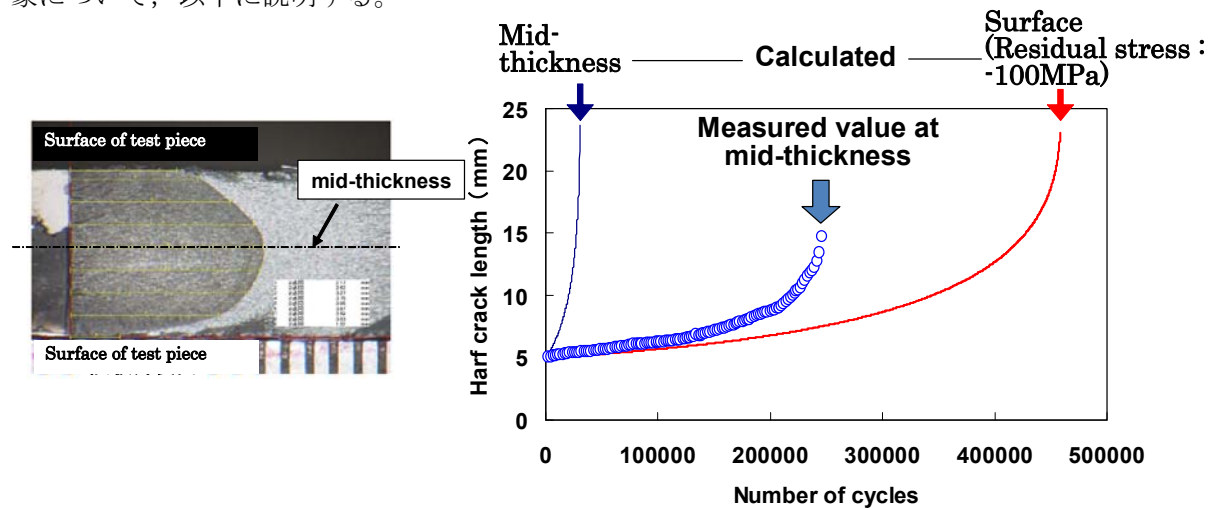


Fig.4.16 Behavior of fatigue crack propagation in comparison between calculation based on Paris low and measured value at mid-thickness (TP1, Peening)

まず、ピーニング施工された試験片を用いた疲労亀裂進展試験において実測された RPG 荷重の挙動を考慮して、ピーニング施工した試験片に存在する残留応力分布を想定することとした。Fig.4.17 は亀裂長さと RPG 荷重の関係であるが、実測された RPG 荷重は亀裂進展中もほぼ一定値であることから、亀裂進展方向の残留応力分布は一様に近い傾向にあると考えられる。そこで、板厚方向の残留応力分布を一定と仮定し、算定 RPG 荷重と計測 RPG 荷重がほぼ一致する残留応力をピーニング施工により導入される平均的な残留応力分布であると想定した。この手法により、試験片 TP1(ピーニング材)の亀裂面には一定の圧縮残留応力-70MPa が生じているとして疲労亀裂進展量の計算を実施した。

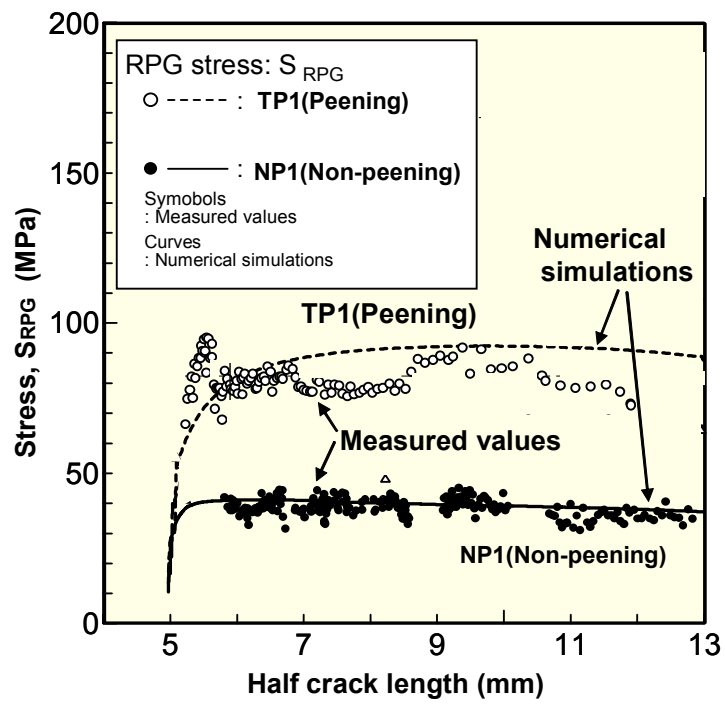


Fig.4.17 Relationship between fatigue crack length and RPG stress (Estimation of residual stress by using RPG stress)

Fig.4.18 に、圧縮残留応力-70MPa として計算した場合の疲労亀裂長さ と 載荷サイクル数の関係について、数値シミュレーション結果と実測値の比較を示す。実測値と計算値はほぼ一致していることから、板厚表層近傍にハンマーピーニング施工により導入した圧縮残留応力が板厚中央部でも疲労亀裂進展抑制に寄与し、結果として板厚貫通亀裂全体の進展の抑制に効果を示していると考えられる。

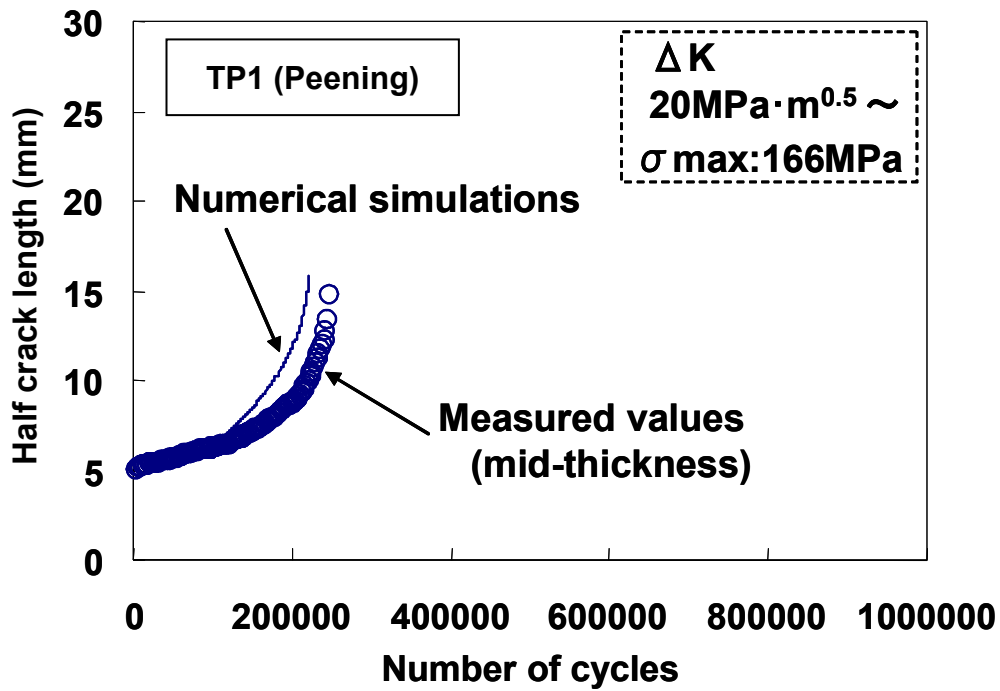


Fig.4.18 Behavior of fatigue crack propagation in comparison between simulation and measured value at mid-thickness (TP1, Peening) (Simulation is based on FLARP : in case of considering residual stress.)

#### 4.2.5 まとめ

ピーニング施工により鋼材表面に圧縮残留応力を導入することで、板厚貫通疲労亀裂に対する亀裂進展抑制現象を明確にすることを目的として実験および数値計算を行い、以下の結果が得られた。

- 1) ピーニング施工による鋼材表面への圧縮残留応力導入により、貫通疲労亀裂進展が抑制されることを実証した。
- 2) RPG 荷重を用いた疲労亀裂進展則を実装させた疲労亀裂進展シミュレーションを用いることでピーニング材の疲労亀裂進展抑制状況を良好に推定できる進展
- 3) ピーニングによる鋼材表面への圧縮残留応力導入により、鋼材中央においても疲労亀裂進展が抑制されることを示した。

### 4.3 表面亀裂における疲労亀裂進展抑制効果

前節までに、板表層部へのピーニング施工により板厚貫通亀裂に対して疲労亀裂進展を抑制できることを確認した。次に本節では実構造部中の疲労亀裂の形態としてより一般的な表面亀裂を対象に、ピーニング施工による疲労亀裂進展抑制効果について検討する。

#### 4.3.1 実験方法

4.2 節と同様の手法で、表面亀裂を有する母材および面外ガセット溶接継手を評価対象として、ピーニング施工による継手疲労強度向上効果の検証を行う。

供試鋼板は 4.2 節と同様の軟鋼である。

試験片形状を Fig.4.19(1)(2)に示す。溶接継手については、幅 80mm、長さ 500mm の鋼板に、75mm×50mm のガセットを、JIS Z3313 を満たす軟鋼～490MPa 級鋼用フラックス入りワイヤ（ワイヤ径 1.2mm）を用いて Table4.3 の条件で溶接を行った。

ピーニング施工は、先端ピンの先端形状を 3mm×3mm の矩形縁部が曲率半径 0.5mm の円弧となるように加工したものとし、第 2 章と同様にフラックスチップ FCH-20（不二工機製）と Fig.4.2 に示すジグを用いて 160 秒間の打撃を、施工後深さ 0.2mm を目標にして施工し、施工後にピーニングした面の残留応力を測定した。

初期ノッチ形状は長さ 5mm、深さ 0.4mm を目標に、放電加工により導入した。ピーニング材は初期ノッチをピーニング後に導入した。ピーニング施工後の施工部外観写真を Fig.4.20 に示す。

ピーニング材、溶接ままのそれぞれについて疲労試験を実施した。疲労試験機は 500kN および 1000kN の能力の油圧疲労試験機を用いた。疲労亀裂長さは適切な荷重回数ごとにビーチマークを導入し、試験片が疲労試験によって完全に破断した後に破面観察を行って試験片幅方向（亀裂長さ方向）と板厚方向（亀裂深さ方向）の亀裂進展量を計測した。ビーチマーク導入条件を含む疲労試験時の荷重条件を Fig.4.21 及び Table 4.4 に示す。疲労試験は応力比 0.1 をベースとし、ビーチマーク導入時は等しい最大荷重の下、応力比 0.5 の繰返し負荷として、20,000 回ないし 50,000 回毎に応力比を切り替えて連続して行った。

Table 4.3 Welding condition

| Shielding gas       | Current | Voltage | Welding speed |
|---------------------|---------|---------|---------------|
| 100%CO <sub>2</sub> | 240A    | 30V     | 40cpm         |

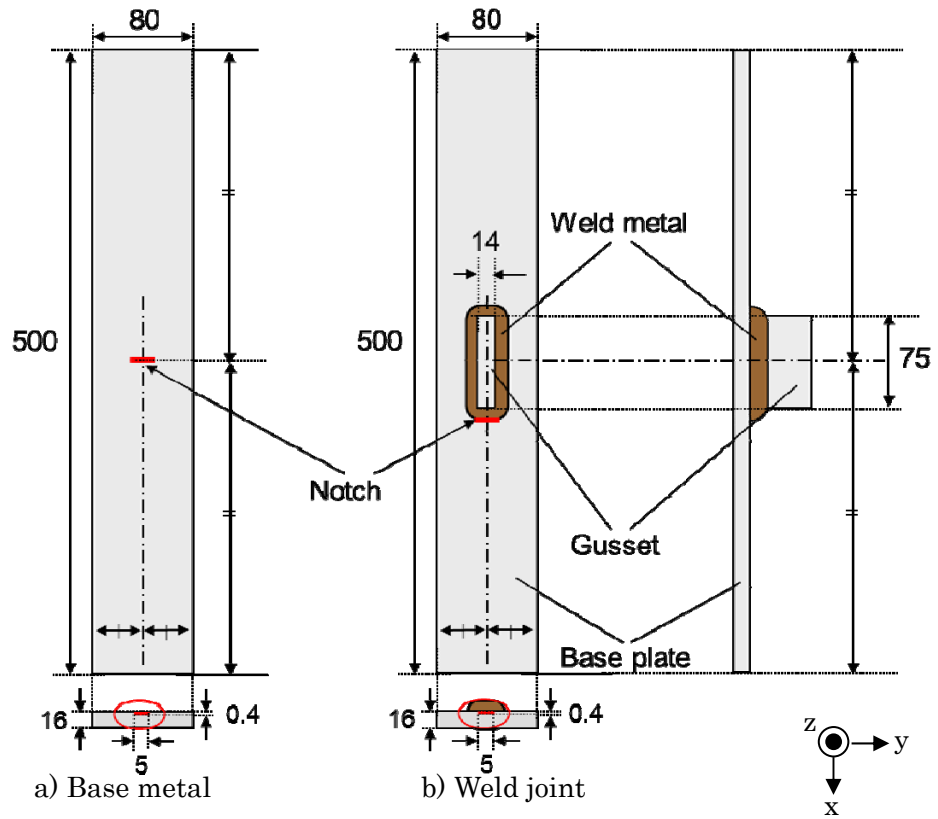


Fig.4.19 (1) Test specimen (non-peening / as weld)

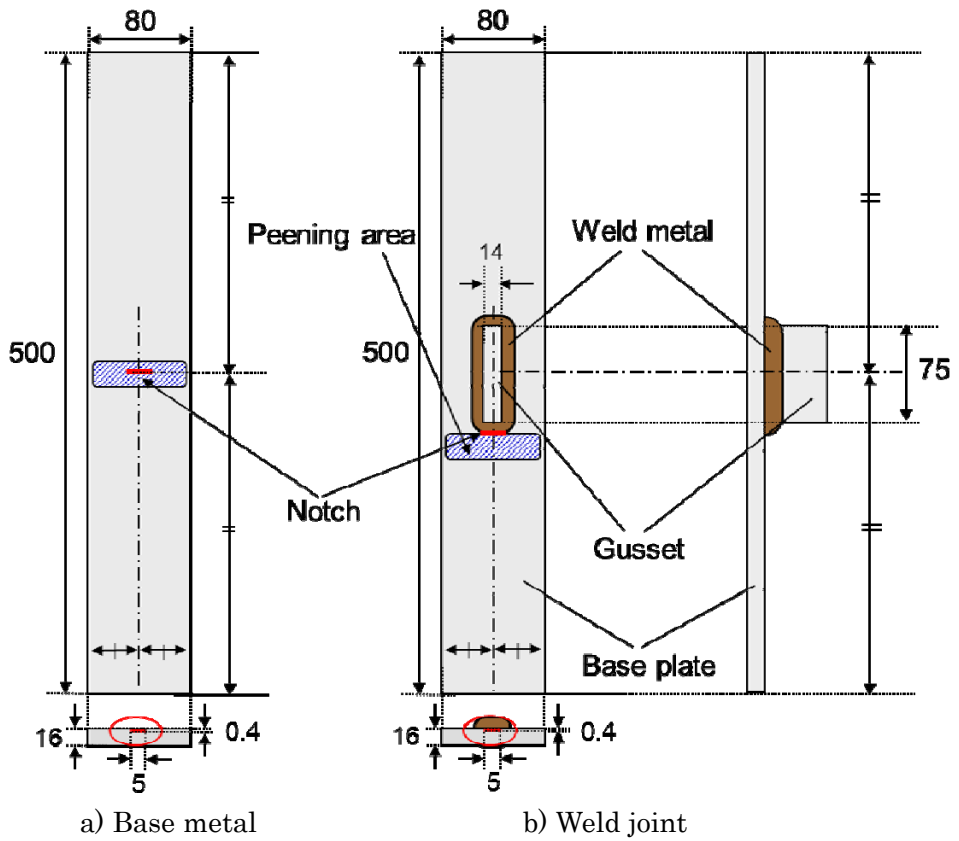


Fig.4.19 (2) Test specimen (Peening)

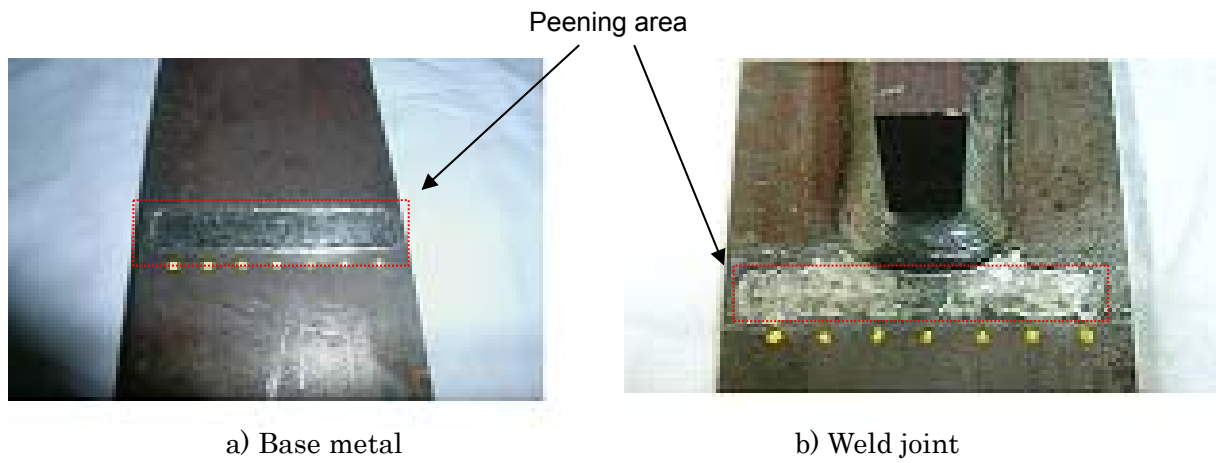


Fig.4.20 Test specimen after peening

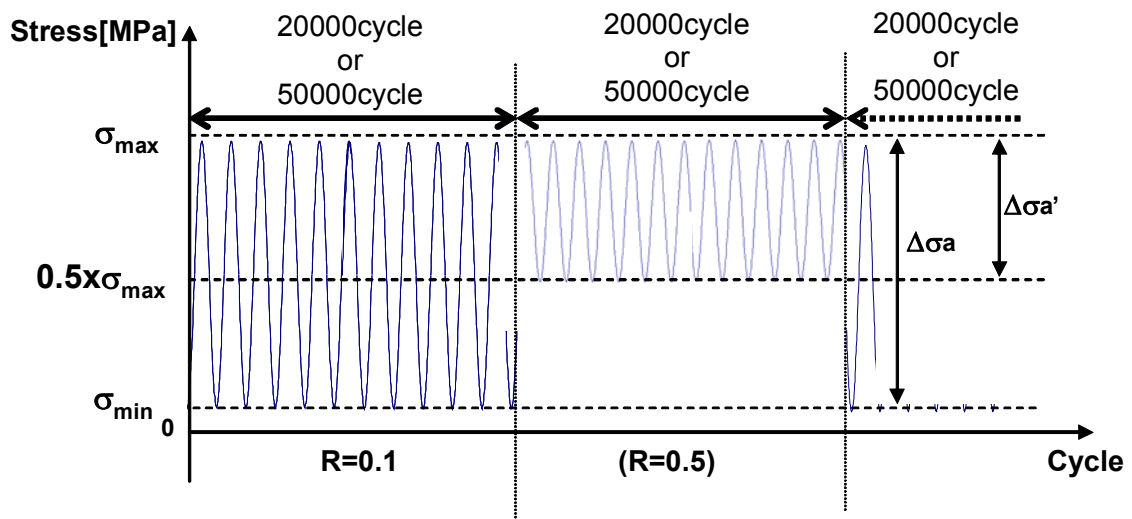


Fig. 4.21 Schematic fatigue crack growth test conditions applied beach mark

Table 4.4 Fatigue test condition of beach mark method

a) Base metal

| Mark | Peening | $\sigma_{\max}$<br>( $\sigma_{\max}$ )<br>[MPa] | $\sigma_{\min}$<br>( $\sigma_{\min}$ )<br>[MPa] | R            | Cycle            |
|------|---------|---|---|--------------|------------------|
| B1   | No      | 277.8<br>(277.8)                                | 27.8<br>(138.9)                                 | 0.1<br>(0.5) | 50000<br>(50000) |
| BP1  | Peening | 277.8<br>(277.8)                                | 27.8<br>(138.9)                                 | 0.1<br>(0.5) | 50000<br>(50000) |
|      |         | 311.1<br>(311.1)                                | 31.1<br>(155.6)                                 | 0.1<br>(0.5) | 50000<br>(50000) |

b) Weld joint

| Mark | Peening | $\sigma_{\max}$<br>( $\sigma_{\max}$ )<br>[MPa] | $\sigma_{\min}$<br>( $\sigma_{\min}$ )<br>[MPa] | R            | Cycle            |
|------|---------|---|---|--------------|------------------|
| A1   | No      | 277.7<br>(277.7)                                | 22.7<br>(134.85)                                | 0.1<br>(0.5) | 20000<br>(20000) |
| A2   | No      | 222.2<br>(222.2)                                | 22.2<br>(111.1)                                 | 0.1<br>(0.5) | 20000<br>(20000) |
| A3   | No      | 144.4<br>(144.4)                                | 14.4<br>(72.2)                                  | 0.1<br>(0.5) | 20000<br>(20000) |
| P1   | Peening | 222.2<br>(222.2)                                | 22.2<br>(111.1)                                 | 0.1<br>(0.5) | 20000<br>(20000) |
|      |         | 244.4<br>(244.4)                                | 24.4<br>(122.2)                                 | 0.1<br>(0.5) | 20000<br>(20000) |
| P2   | Peening | 277.7<br>(277.7)                                | 22.7<br>(134.85)                                | 0.1<br>(0.5) | 50000<br>(50000) |
| P3   | Peening | 244.4<br>(244.4)                                | 24.4<br>(122.2)                                 | 0.1<br>(0.5) | 20000<br>(20000) |



#### 4.3.2 実験結果

ピーニング施工後の試験片表面の板厚方向変形状況を Fig.4.22 に、打撃痕の残留応力を Table 4.5 に示す。なお、残留応力測定位置は Fig.4.22 中に赤丸印で示している。ピーニング施工後の試験片表層部には、鋼板の降伏応力と同等以上の大きな圧縮残留応力が導入されていたことが確認できる。

Fig.4.23 には、溶接まま、ピーニング材それぞれのガセット溶接継手の破断寿命を示す。初期ノッチの導入により、疲労亀裂の進展寿命で比較した場合においても、ピーニングにより破断寿命が向上していることが確認された。

疲労試験後の破断面を Fig.4.24 に示す。ピーニング材では疲労亀裂進展初期におけるビーチマークの視認が困難であった。この理由は、疲労亀裂進展初期ではビーチマーク間隔が非常に狭かったためであると推測される。

ピーニング材と溶接まま（非ピーニング材）の破面観察結果に基づき、両者の疲労亀裂進展挙動を比較した。Fig.4.25 には、各試験片における繰返し数と亀裂長さおよび亀裂深さとの関係を示す。ピーニング材は溶接ままに比べて、亀裂長さ、亀裂深さとも疲労亀裂が遅延していることが確認できる。特に、亀裂進展初期における進展挙動の差が大きい。

Fig.4.26 には、表面亀裂の最大長さ端部および最大深さ位置での応力拡大係数と亀裂長さ方向、亀裂深さ方向の疲労亀裂進展速度を示す。亀裂長さ方向においては、ピーニング材は溶接ままに比べて、K 値が小さい領域ほどピーニング材の進展速度（亀裂長さ方向）の低下の程度が大きい進展傾向にあった。

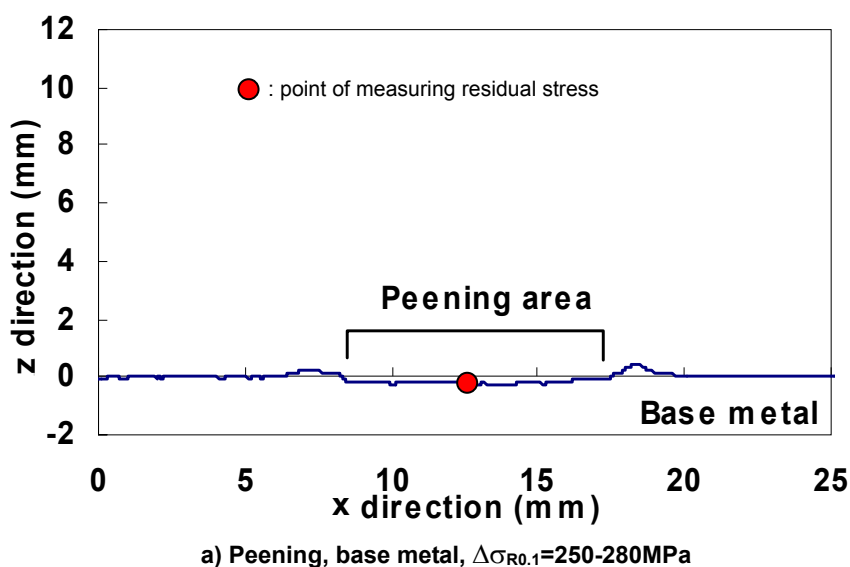
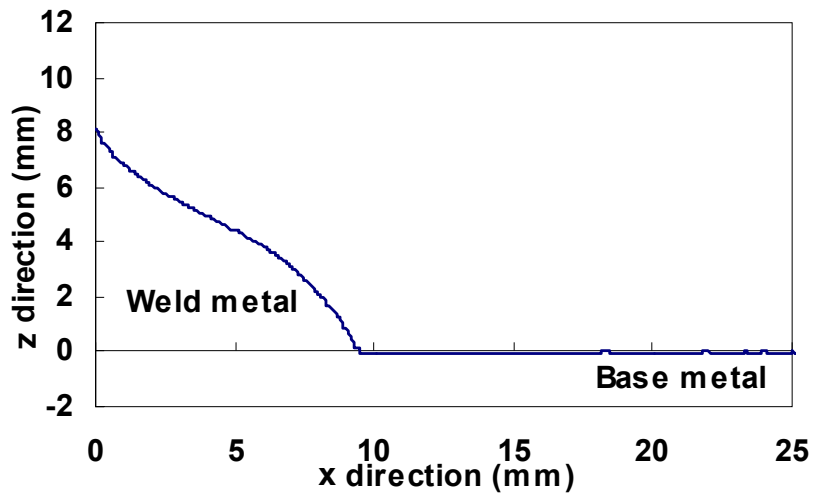
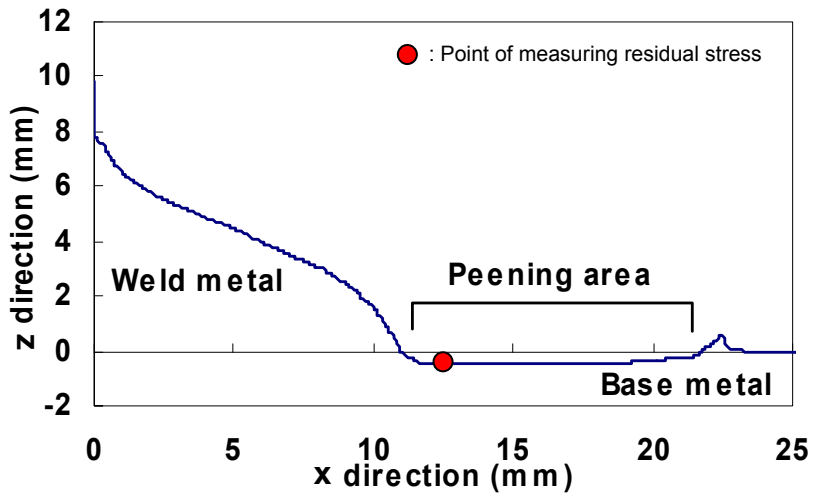


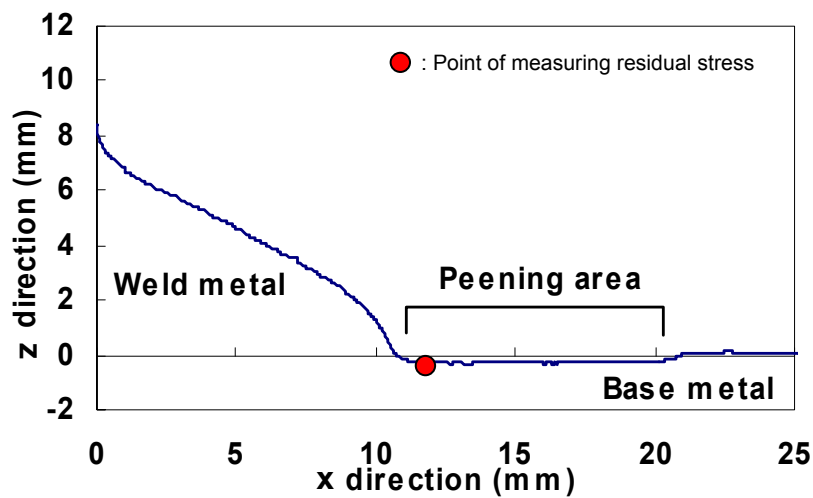
Fig.4.22(1) Profiles of base metal and weld toe in test piece



b) Non-peening, weld joint,  $\Delta\sigma_{R0.1}=200\text{MPa}$



c) Peening, weld joint,  $\Delta\sigma_{R0.1}=220\text{MPa}$



d) Peening, weld joint,  $\Delta\sigma_{R0.1}=200\text{-}220\text{MPa}$

Fig.4.22(2) Profiles of base metal and weld toe in test piece

Table 4.5 Residual stress near the weld toe after peening

a) Base metal

| Mark | Peening | Residual stress (MPa) | Residual stress / $\sigma_y$ |
|------|---------|-----------------------|------------------------------|
| BP1  | Peening | -322                  | -1.00                        |

b) Weld joint

| Mark | Peening | Residual stress (MPa) | Residual stress / $\sigma_y$ |
|------|---------|-----------------------|------------------------------|
| P1   | Peening | -450                  | -1.40                        |
| P3   | Peening | -407                  | -1.26                        |

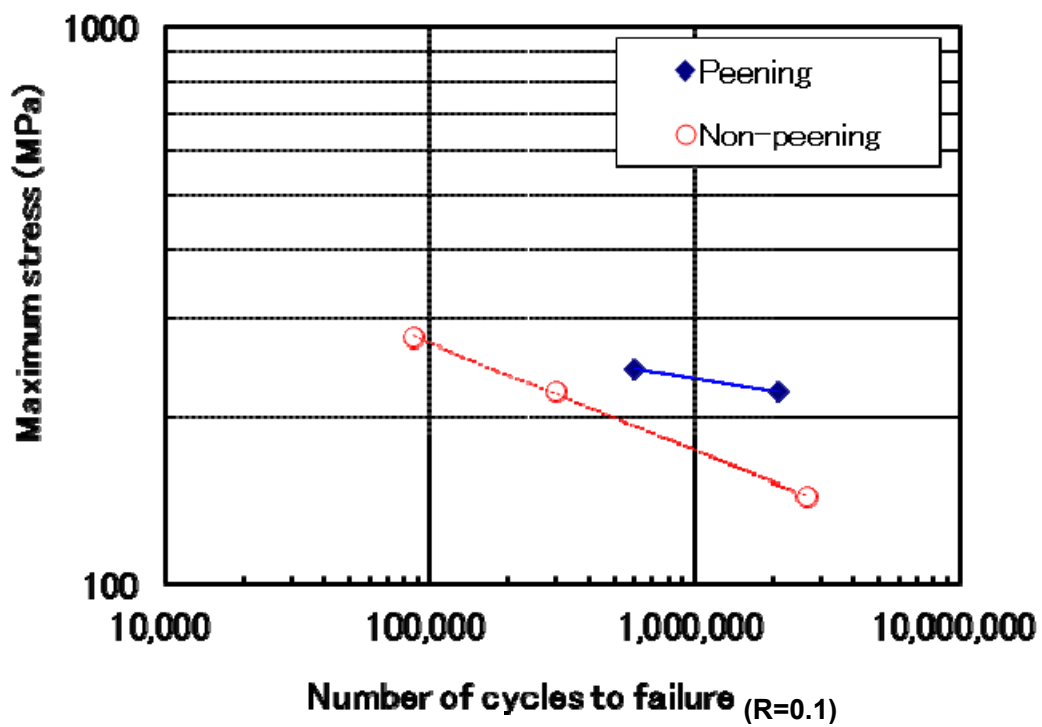
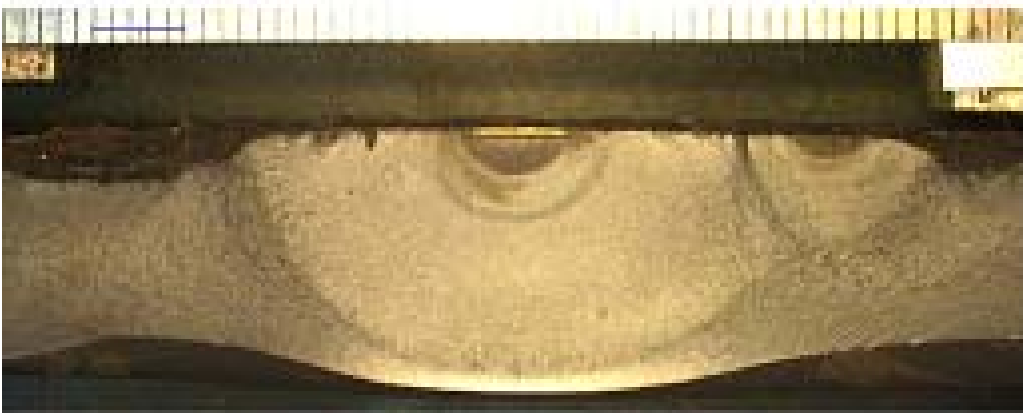


Fig. 4.23 S-N curve of gusset weld joint with and without peening



a) Non-peening, base metal,  $\Delta\sigma_{R0.1}=250\text{MPa}$

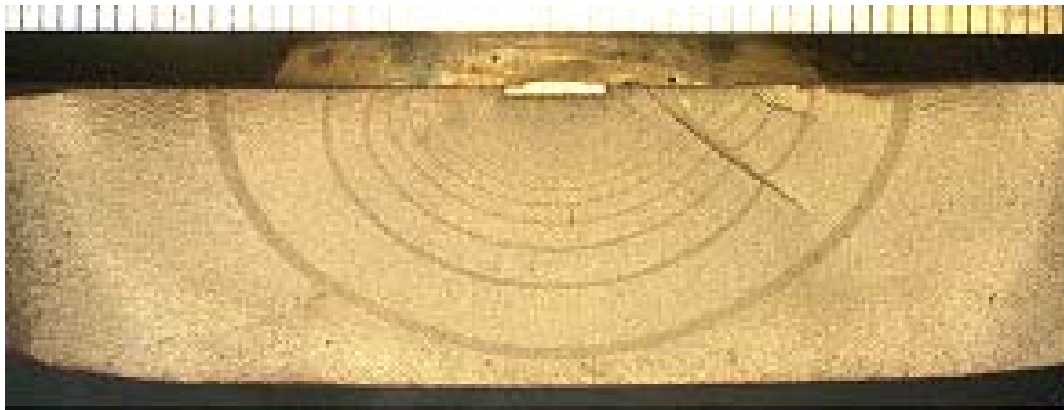


b) Peening, base metal,  $\Delta\sigma_{R0.1}=250\text{MPa}$



c) Non-peening, weld joint,  $\Delta\sigma_{R0.1}=200\text{MPa}$

Fig.4.24 (1) Fracture cross-section after fatigue test under beach mark method



d) Non-peening, weld joint,  $\Delta\sigma_{R0.1}=130\text{MPa}$

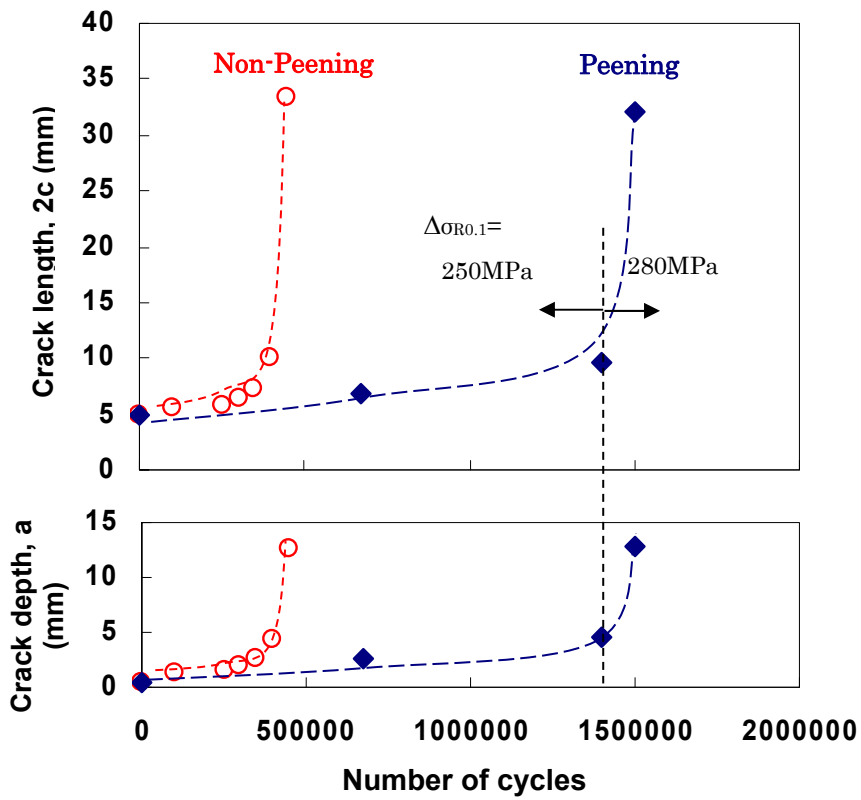


e) Peening, weld joint,  $\Delta\sigma_{R0.1}=220\text{MPa}$

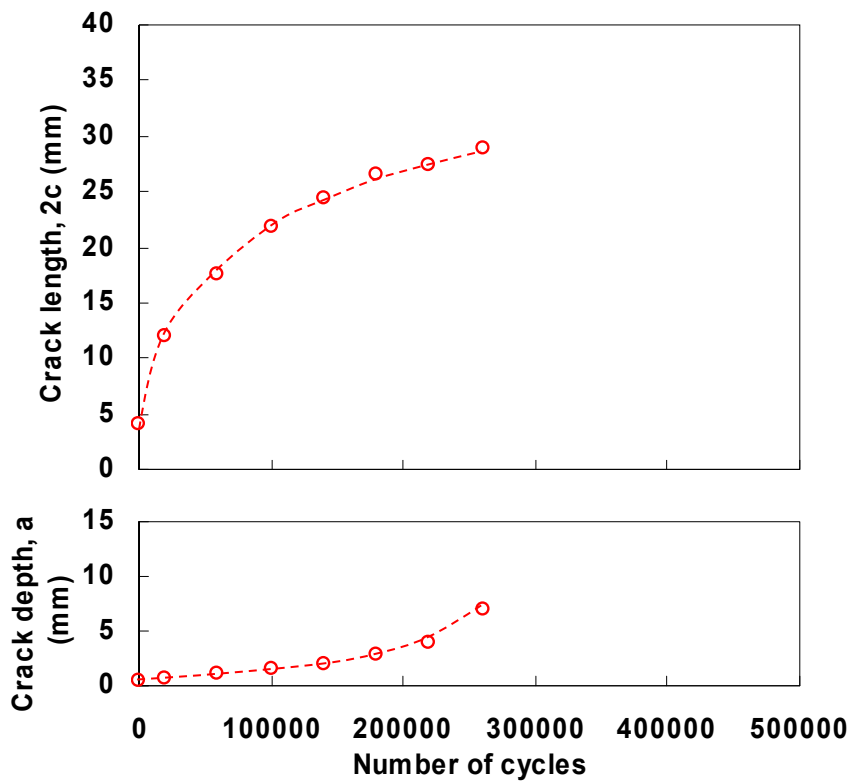


f) Peening, weld joint,  $\Delta\sigma_{R0.1}=200\rightarrow 220\text{MPa}$

Fig.4.24 (2) Fracture cross-section after fatigue test under beach mark method

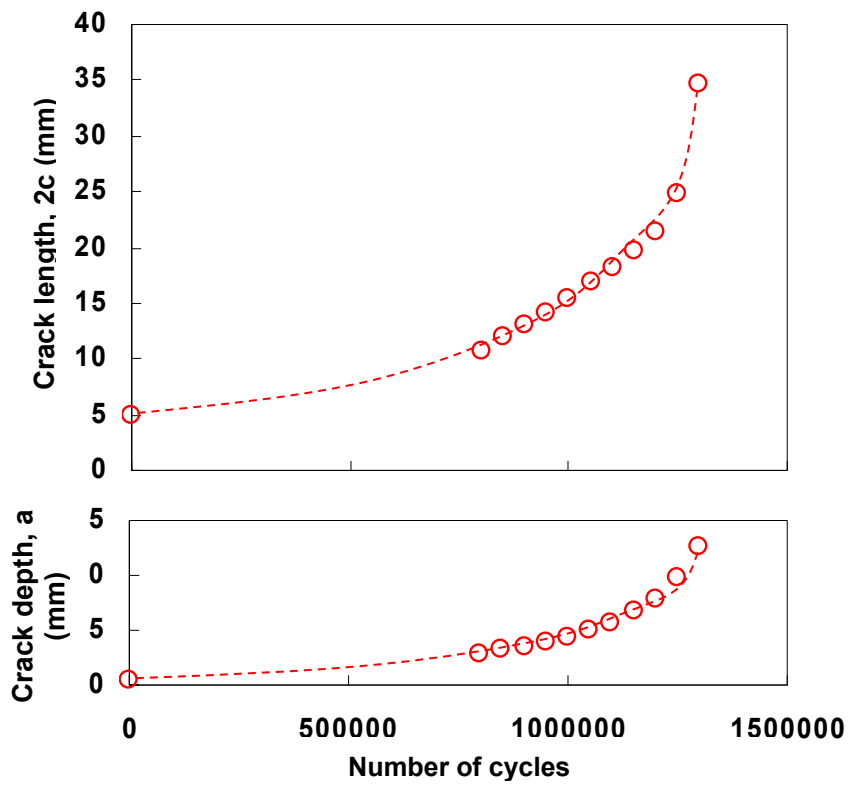


a) Base metal,  $\Delta\sigma_{R0.1}=250\text{-}280\text{MPa}$



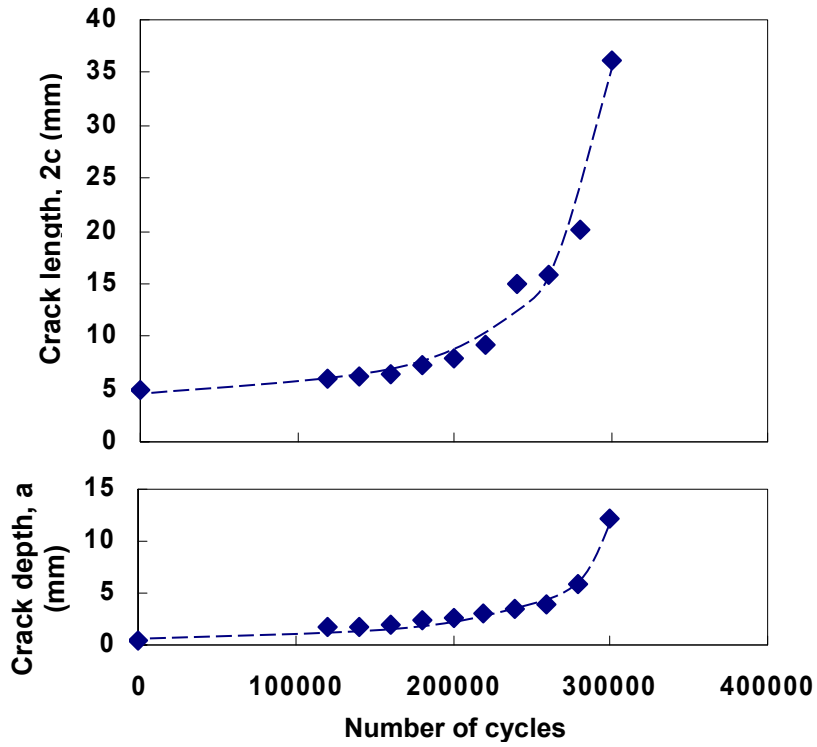
b) Non-peening, weld joint,  $\Delta\sigma_{R0.1}=250\text{MPa}$

Fig.4.25 (1) Relation between cycle and crack length and crack depth

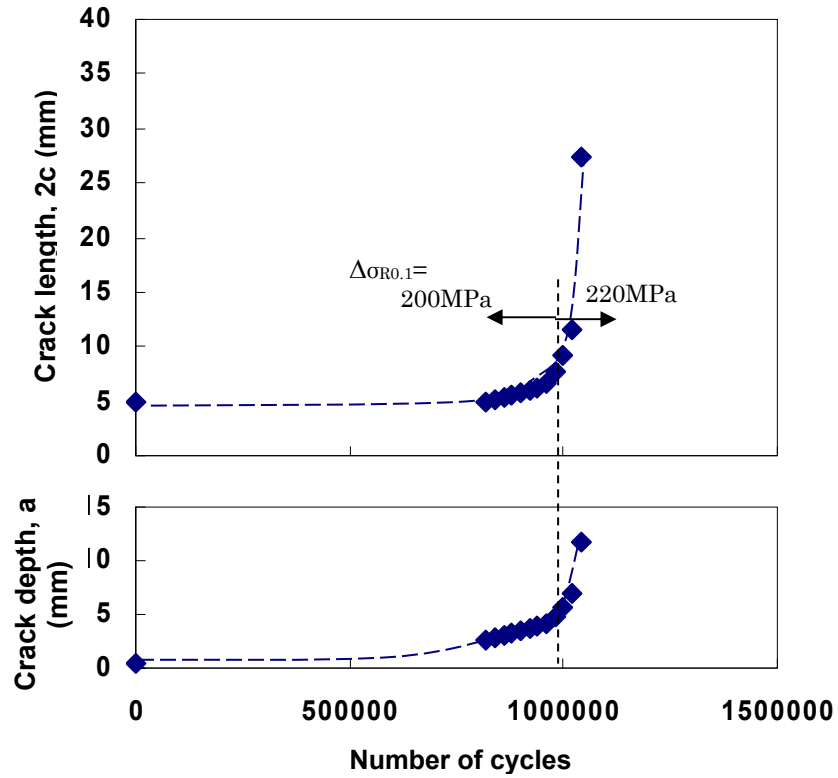


c) Non-peening, weld joint,  $\Delta\sigma_{R0.1}=130\text{MPa}$

Fig.4.25 (2) Relation between cycle and crack length and crack depth



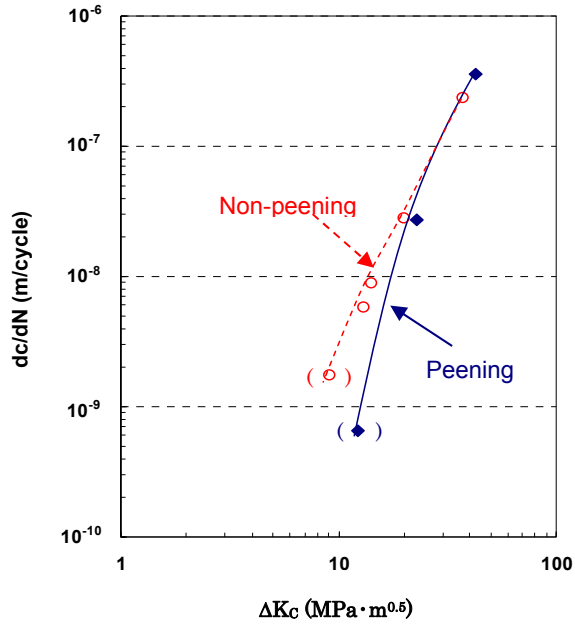
d) Peening, weld joint,  $\Delta\sigma_{R0.1}=220\text{MPa}$



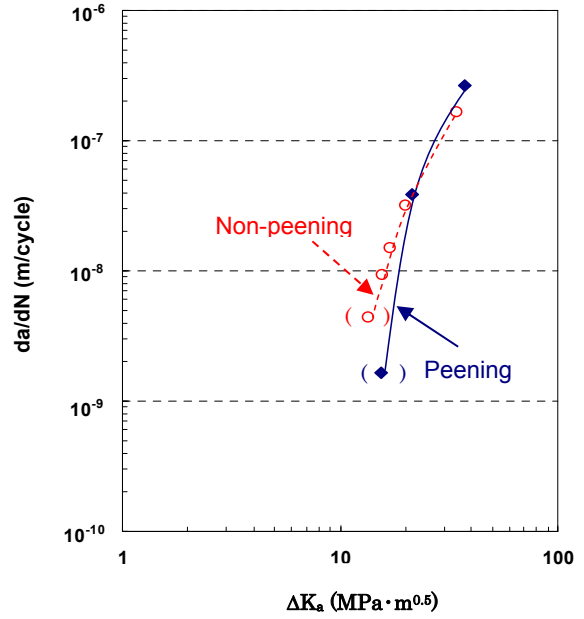
e) Peening, weld joint,  $\Delta\sigma_{R0.1}=200\text{-}220\text{MPa}$

Fig.4.25 (3) Relation between cycle and crack length and crack depth





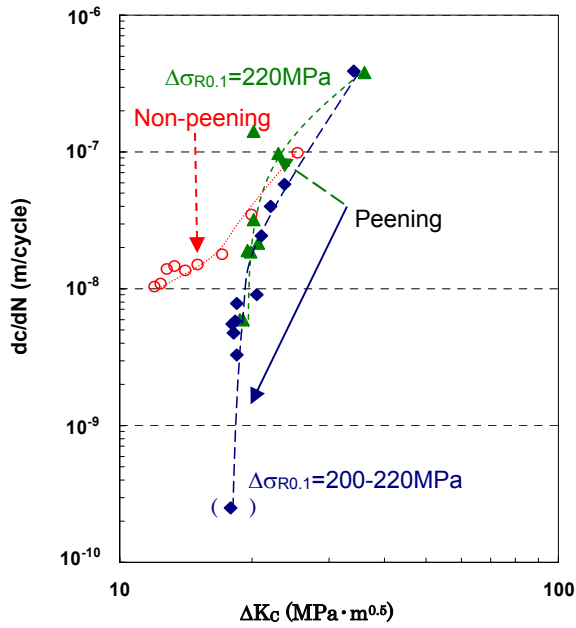
a) Crack length



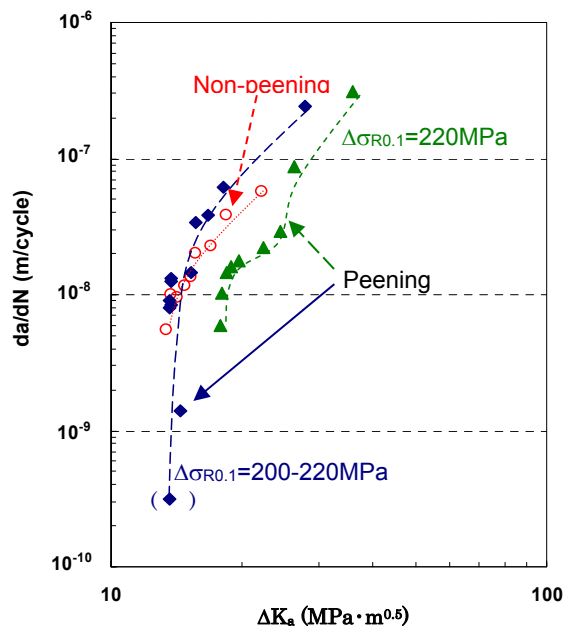
b) Crack depth

( ): Average fatigue crack propagation rate among mechanical notch and beach mark

Fig.4.26 (1) Relation between stress intensity rate and fatigue crack propagation rate (Base metal)



a) Crack length



b) Crack depth

( ): Average fatigue crack propagation rate among mechanical notch and beach mark

Fig.4.26 (2) Relation between stress intensity rate and fatigue crack propagation rate (Weld joint)

### 4.3.3 圧縮残留応力場における表面疲労亀裂進展推定計算

表面疲労亀裂の進展に及ぼす表層圧縮残留応力場の影響について、ピーニング材を用いた疲労亀裂進展試験結果をベースに FLARP を用いた数値シミュレーションを実施し、考察を行った。

Fig.4.27 に示した 4.3.2 項での実験結果を利用した。

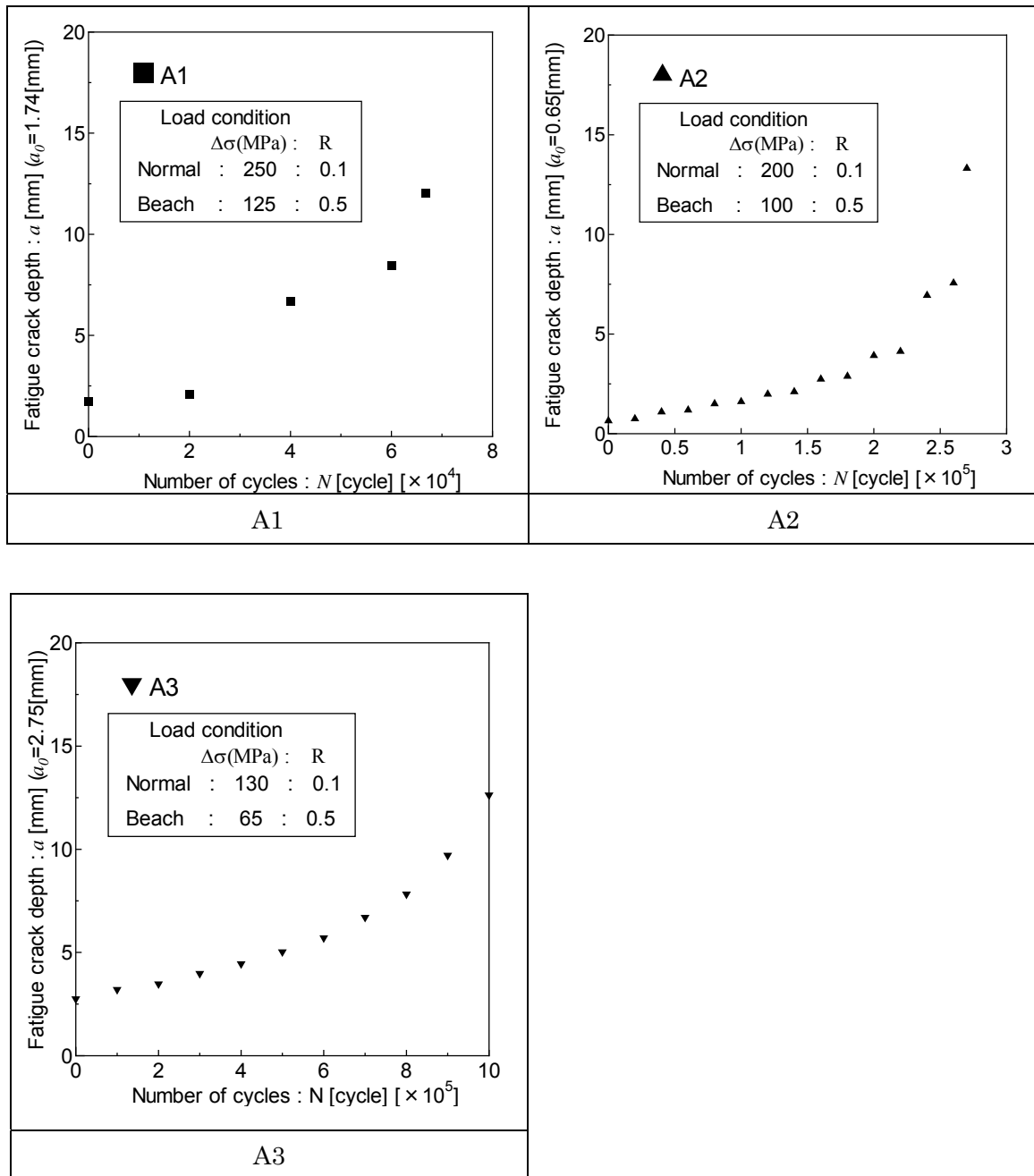


Fig.4.27(1) Fatigue test result of test piece (as weld)

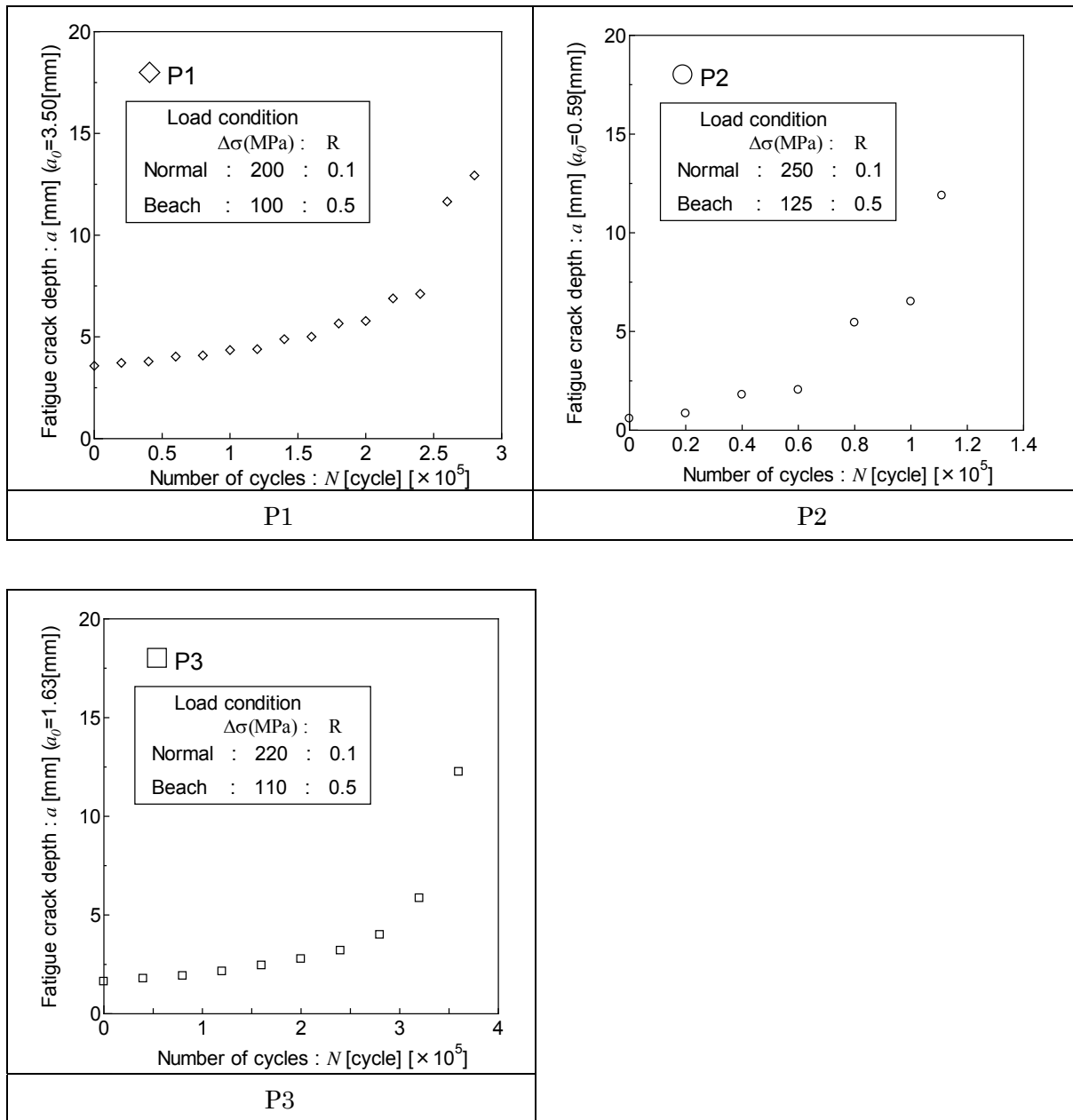


Fig4.27(2) Fatigue test result of test piece (Peening)

Fig.4.28 には溶接ままおよびピーニング材の  $a$  (亀裂深さ) - $K$  関係を示す。亀裂深さ先端の  $K$  値を求めるにあたって、破面から計測した亀裂形状を有する溶接継手の FEM モデルを作成して  $J$  積分を計算し、平面ひずみ状態として  $J$  積分から応力拡大係数に換算した。Fig.4.28b) には、溶接ままおよびピーニング後について MARC(ver.2013)を用いて計算した残留応力分布下での応力拡大係数を示した。その結果を図中に●印で示す。なお、亀裂発生初期段階の微小亀裂の段階では FE 解析 ( $J$  積分法) を用いず、Newman-Raju の式[10]による  $K$  値に基づく重ね合わせの手法により  $K$  値を求めた。溶接止端部近傍の応力分布は Toyosada ら[11]の手法にならない、ノッチ導入

位置の溶接止端半径の平均値を元に Glinka[12]に提案された切欠底近傍における応力分布式による結果と FE 解析結果を滑らかに接続することで与えた。

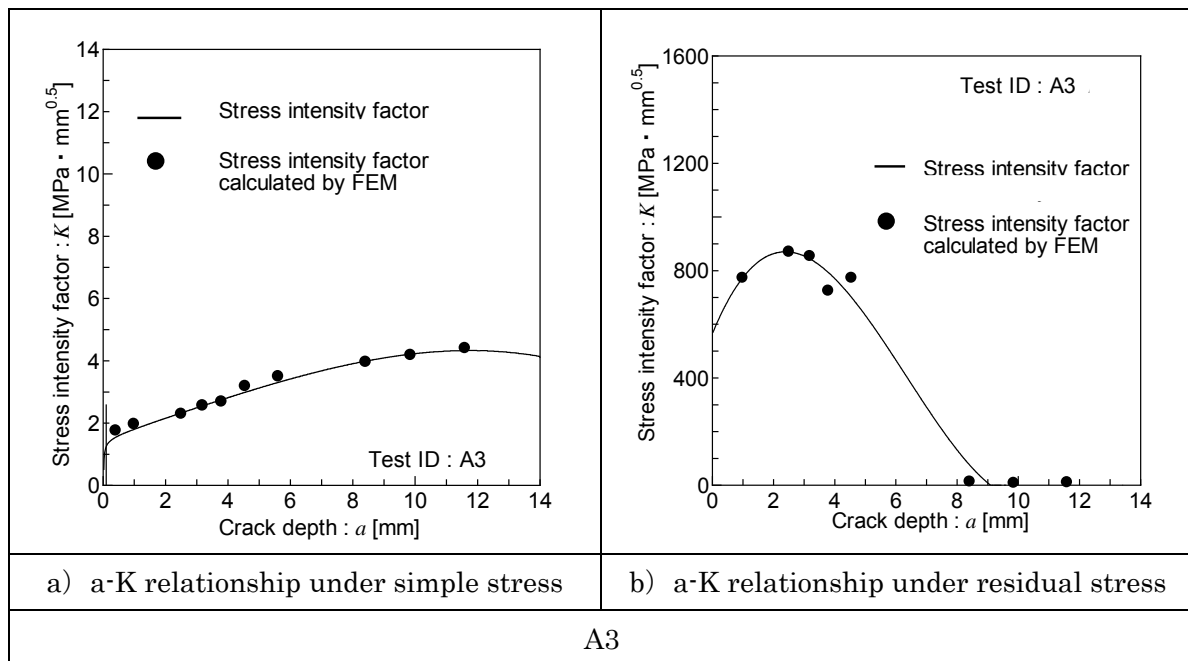
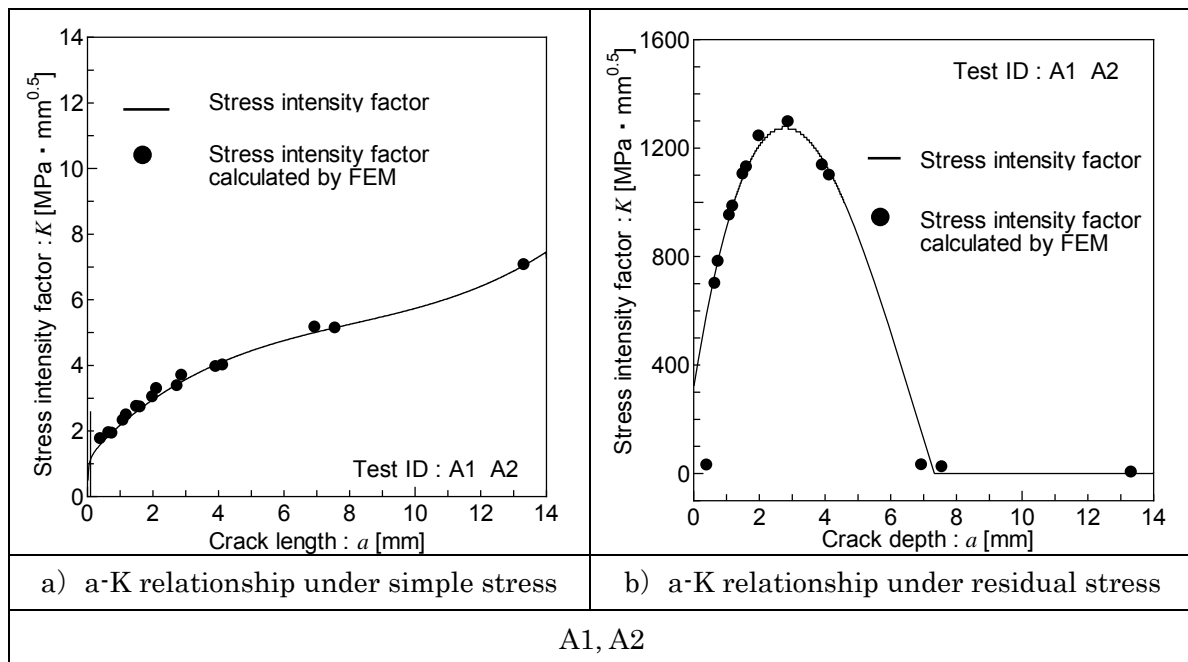


Fig.4.28(1) Relationship between crack depth and stress intensity factor (as weld)

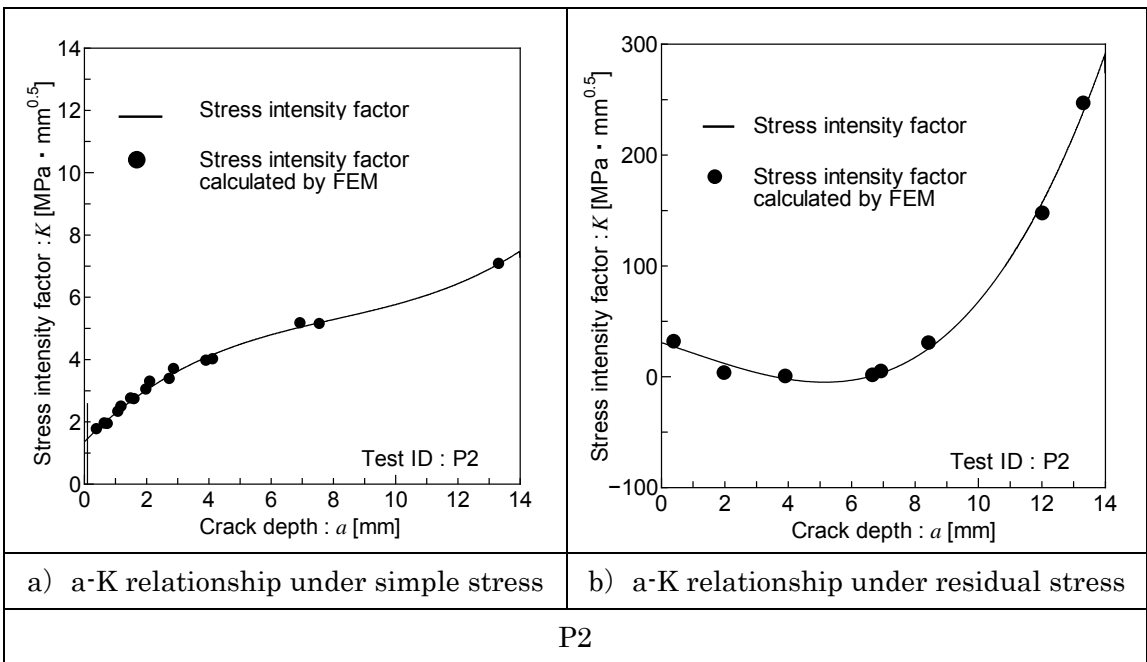
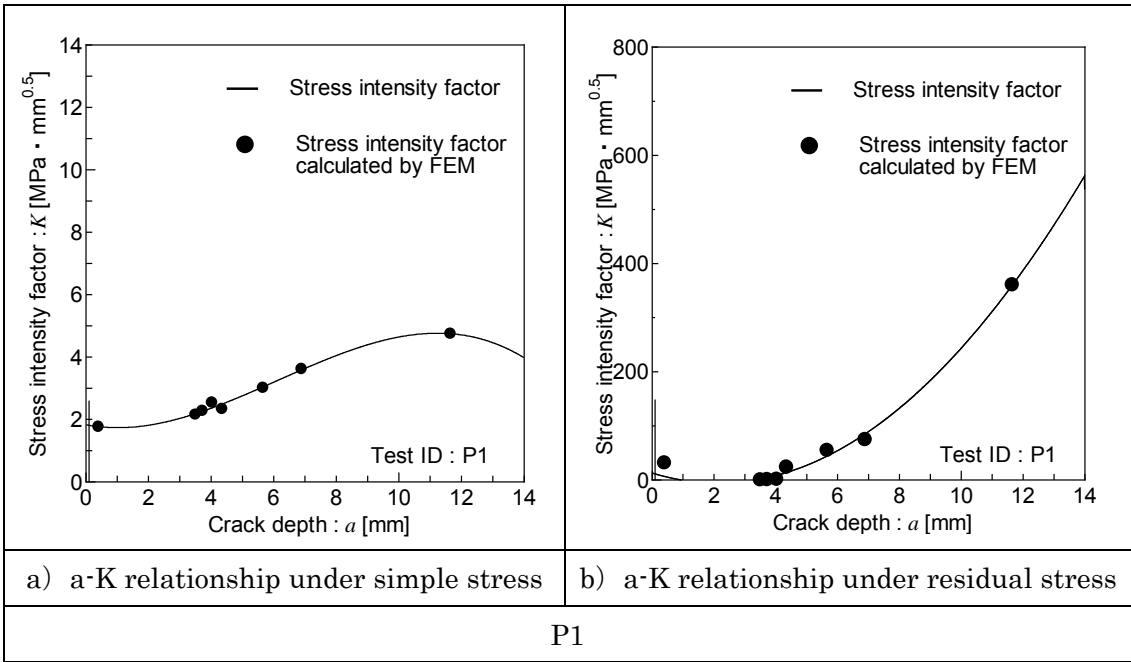


Fig.4.28(2) Relationship between crack depth and stress intensity factor (Peening)

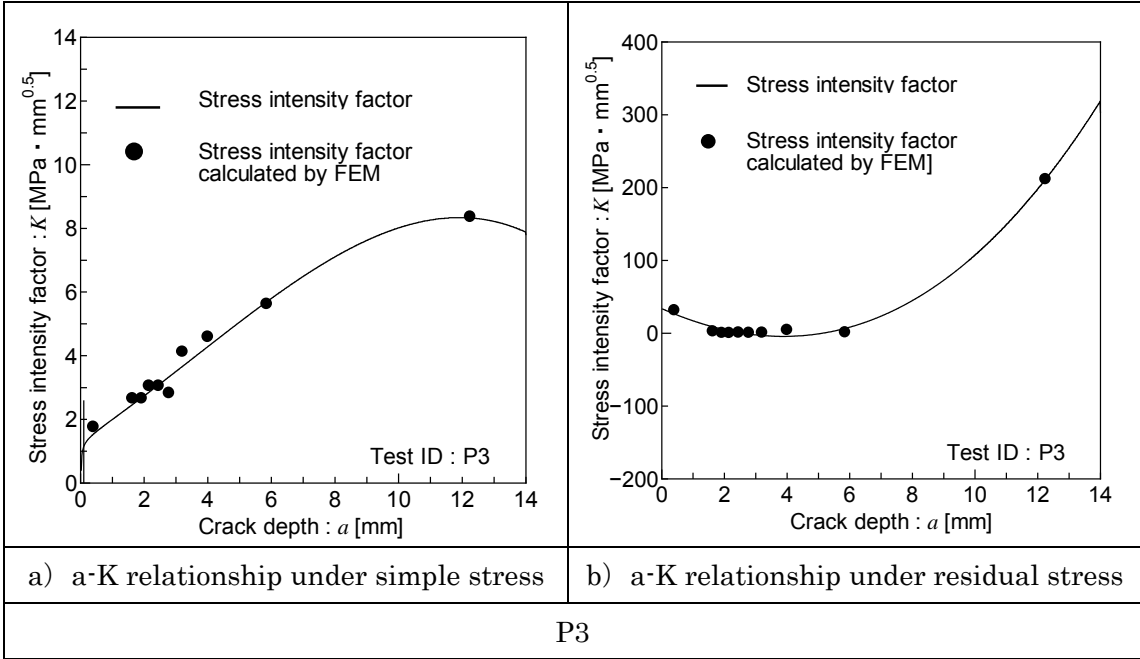


Fig.4.28(3) Relationship between crack depth and stress intensity factor (Peening)

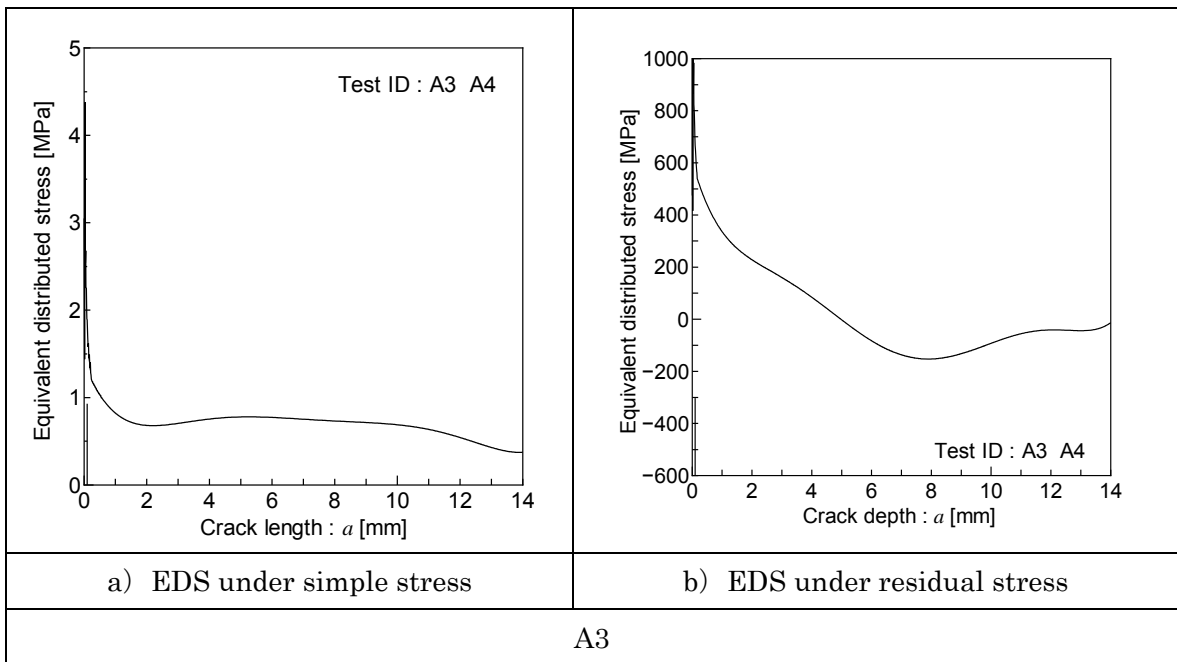
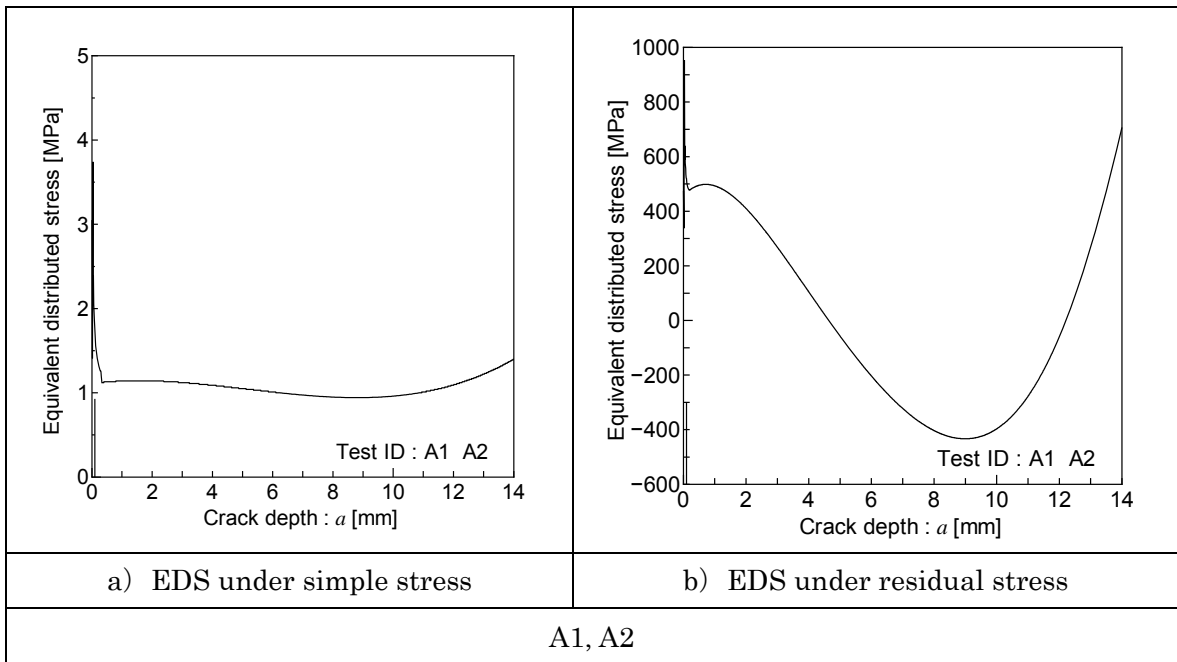


Fig.4.29(1) Equivalent distributed stress (as weld)

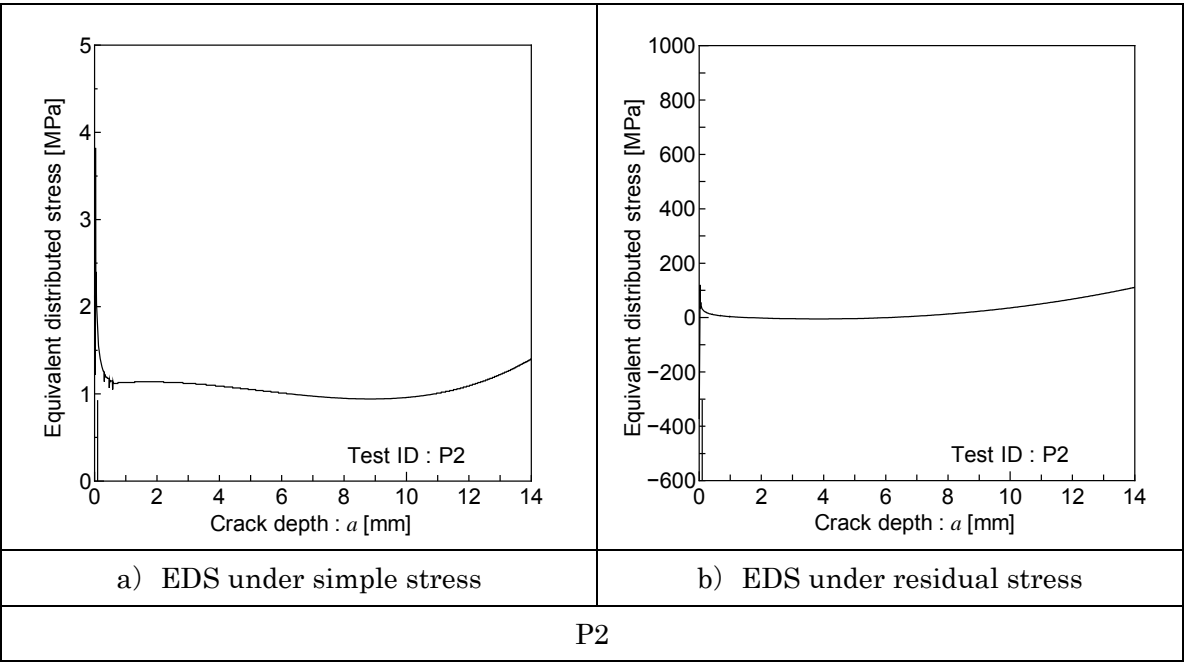
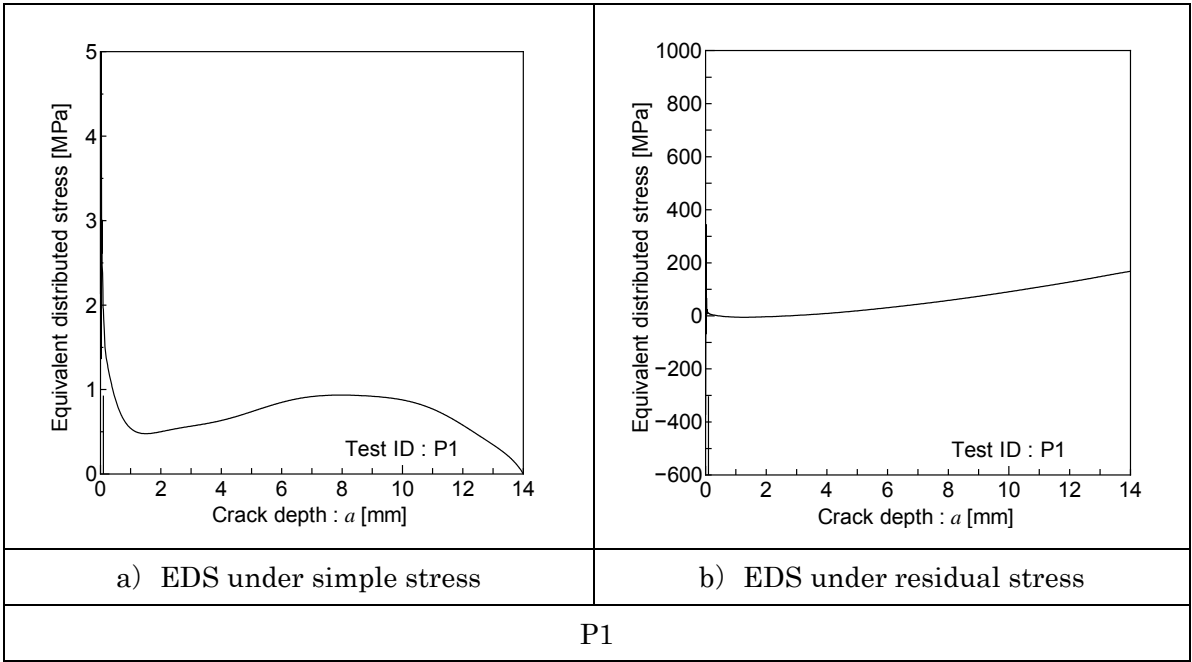


Fig.4.29(2) Equivalent distributed stress (Peening)



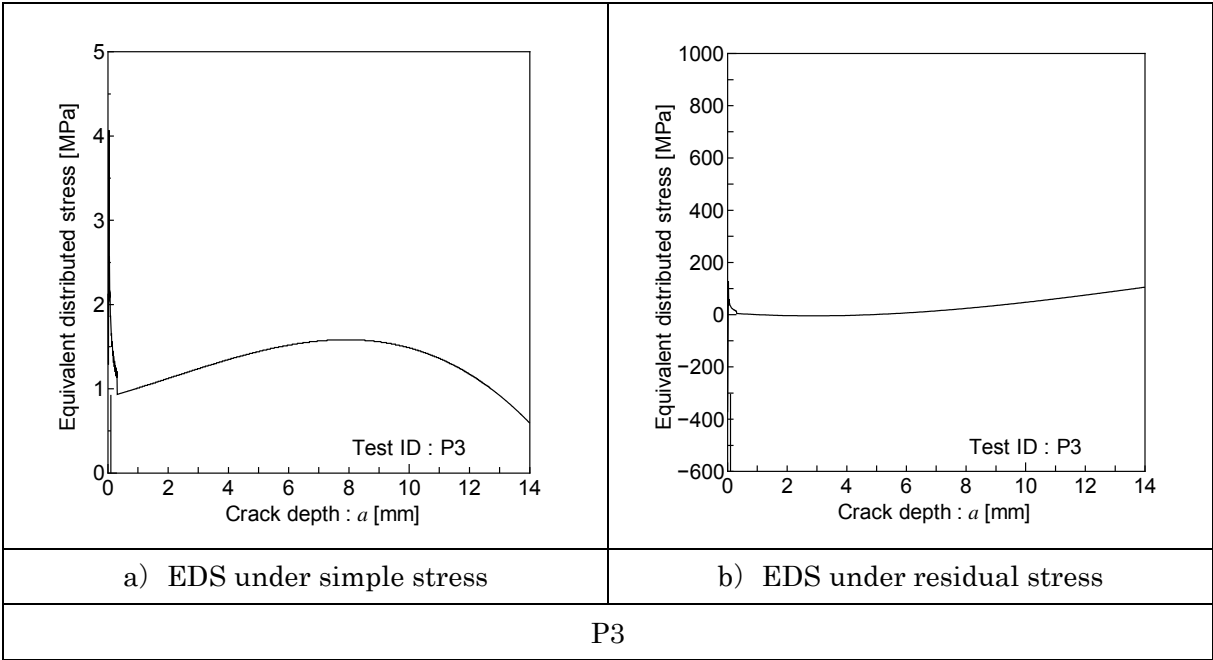


Fig.4.29(3) Equivalent distributed stress (Peening)

Fig.4.28 に示した溶接ままおよびピーニング後の各溶接継手の単位荷重作用時の応力拡大係数、及び残留応力下の応力拡大係数を等価応力分布 (EDS) に変換した結果を Fig.4.29 に示す。さらに、得られた EDS を FLARP によって寿命解析した結果を Fig.4.30 に示す。溶接ままの継手およびピーニング施工後の一部継手では実測結果と数値シミュレーション結果は比較的良好な一致を示しており、表面亀裂においても、ピーニング施工による圧縮残留応力導入された溶接継手での疲労亀裂進展について、数値シミュレーションを用いて予測可能であることを確認した。ピーニング施工後の溶接継手においては、個々の試験片に対する残留応力分布を考慮した疲労亀裂伝播解析を実施する必要があるが、前述の伝播解析は、標準的なピーニング状態に対する残留応力を考慮して実施しているために、今後更に検討を必要とする。

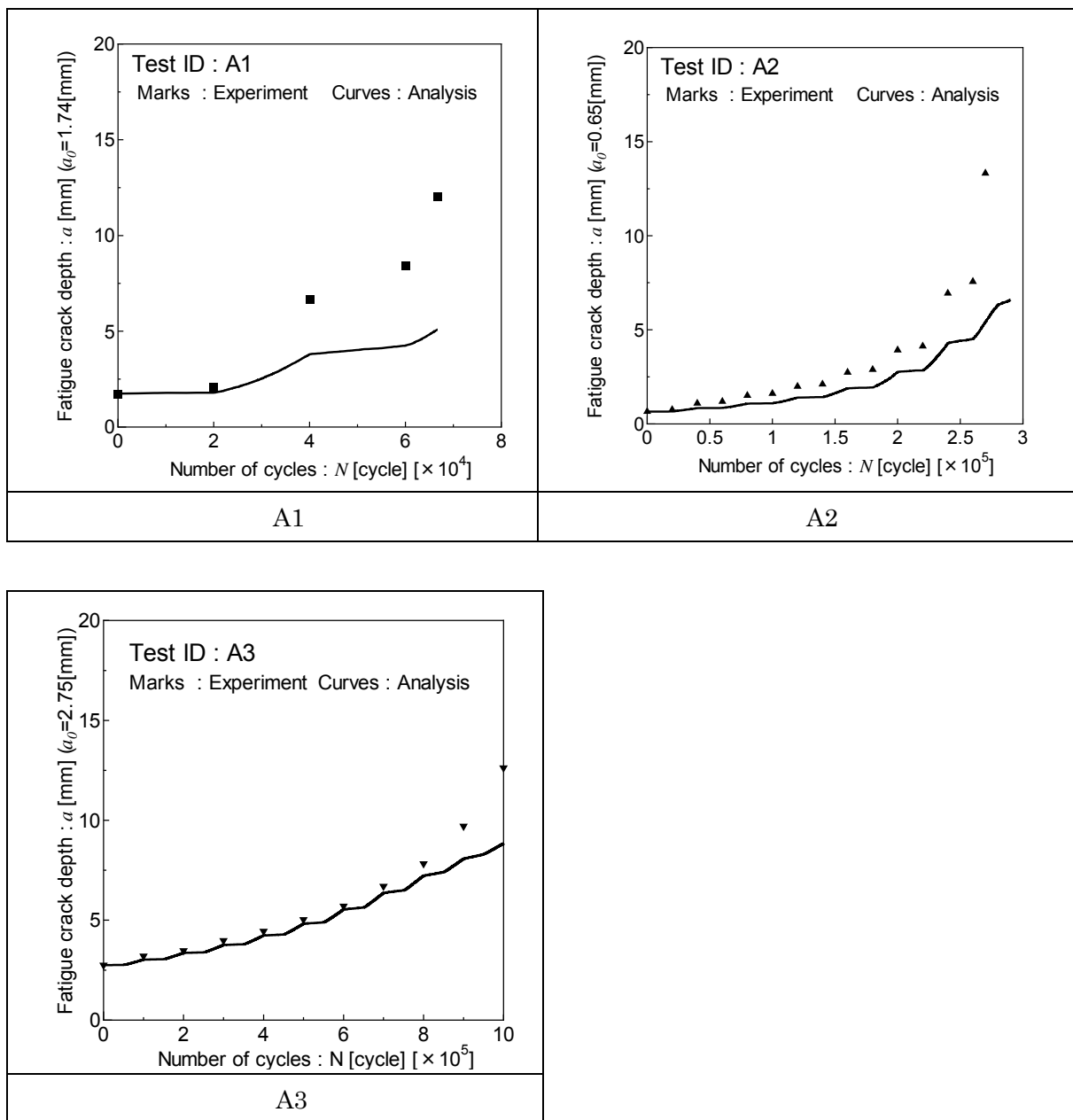


Fig.4.30(1) Fatigue crack propagation curve (as weld)

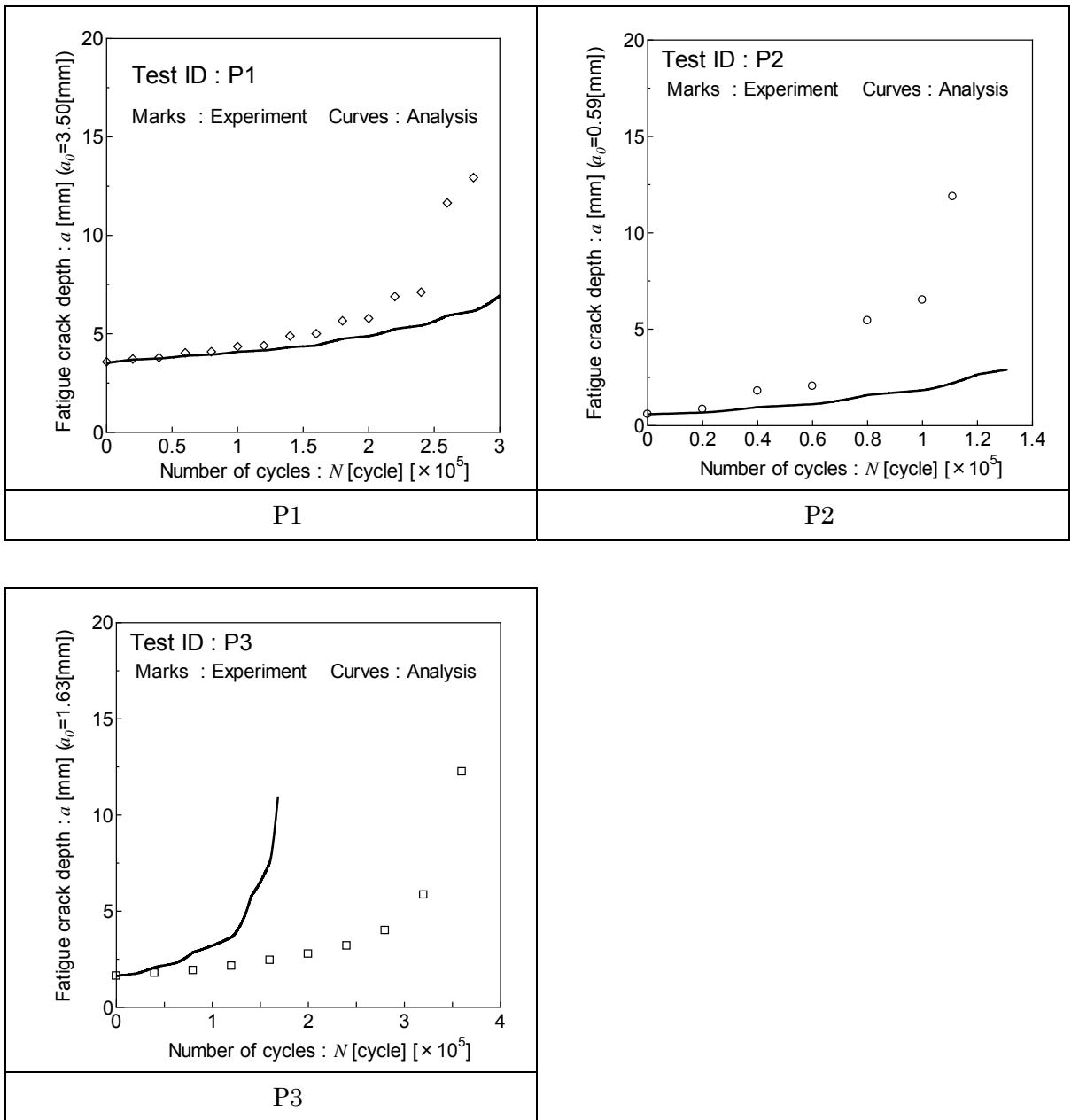


Fig.4.30(2) Fatigue crack propagation curve (Peening)



試験条件を Table4.8 に示す。最初は応力範囲 123MPa より開始し、疲労亀裂が発生していないことを目視で確認しながら応力範囲を大きくしていき、最終の応力範囲を 250MPa とした。

Table 4.8 Fatigue test condition of beach mark

|                    |         |
|--------------------|---------|
| Stress ratio       | 0.01    |
| Stress range (MPa) | 123     |
| Cycles             | 500,000 |

↓

|                      |         |         |
|----------------------|---------|---------|
| Stress ratio         | 0.01    | 0.5     |
| Stress range (MPa)   | 123     | 62.12   |
| Maximum stress (MPa) | 124.24  | 124.24  |
| Minimum stress (MPa) | 1.24    | 62.12   |
| Cycles in a priod    | 100,000 | 100,000 |

Stress ratio 0.01⇔0.5 66 times

↓

|                      |        |        |
|----------------------|--------|--------|
| Stress ratio         | 0.01   | 0.5    |
| Stress range (MPa)   | 195    | 88.49  |
| Maximum stress (MPa) | 196.97 | 196.97 |
| Minimum stress (MPa) | 1.97   | 88.49  |
| Cycles in a priod    | 20,000 | 20,000 |

Stress ratio 0.01⇔0.5 200 times

↓

|                      |        |        |
|----------------------|--------|--------|
| Stress ratio         | 0.01   | 0.5    |
| Stress range (MPa)   | 250    | 126.26 |
| Maximum stress (MPa) | 252.52 | 252.52 |
| Minimum stress (MPa) | 2.52   | 126.26 |
| Cycles in a priod    | 20,000 | 20,000 |

Stress ratio 0.01⇔0.5

溶接止端部の形状計測結果および残留応力測定結果を Fig.4.32 に示す。打撃痕での圧縮残留応力の導入を確認した。

疲労試験結果を Table 4.9 に示す。最終の応力範囲を 250MPa とした際に試験片が破断に至った。破断後のビーチマーク破面を Fig.4.33 に示すが、目視で確認できたビーチマークの本数は7本であった。確認できたビーチマークは全て応力範囲 250MPa の条件で形成されたものと判断される。

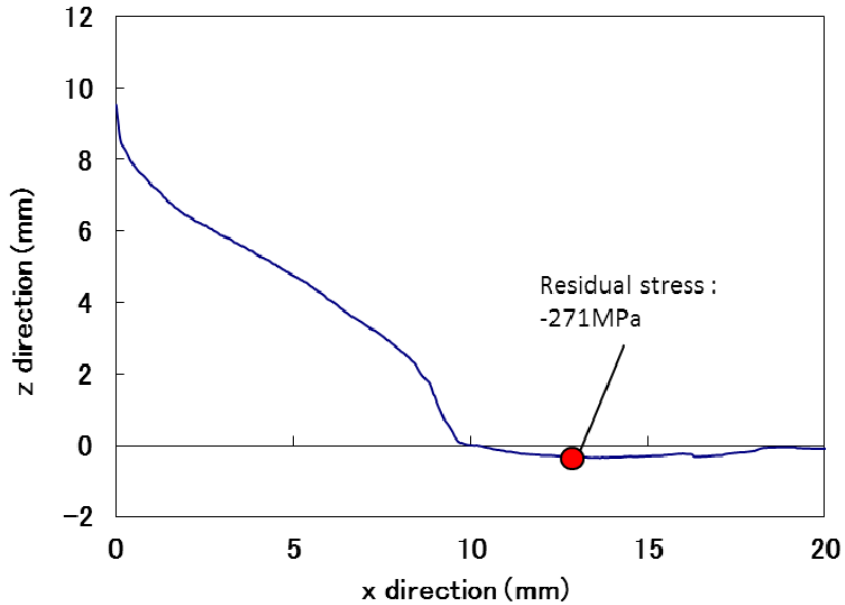


Fig.4.32 Profiles around weld toe in test specimen

Table 4.9 Results of fatigue test

|         | Mark | Stress range (MPa) | Stress ratio | Cycles in a period | Frequency (Hz) | Load     |          | Number of cycles to failure |
|---------|------|--------------------|--------------|--------------------|----------------|----------|----------|-----------------------------|
|         |      |                    |              |                    |                | Max (kN) | Min (kN) |                             |
| Peening | RP1  | 123                | 0.01         | 20,000             | 5              | 151.6    | 1.5      | 1,420,000                   |
|         |      | 62.12              | 0.5          | 20,000             | 5              | 151.6    | 75.8     | (No failure)                |
|         |      | 195                | 0.01         | 20,000             | 5              | 240.3    | 2.4      | 8,000,000                   |
|         |      | 88.49              | 0.5          | 20,000             | 5              | 240.3    | 120.1    | (No failure)                |
|         |      | 250                | 0.01         | 20,000             | 5              | 308.1    | 3.1      | 890,439                     |
|         |      | 126.26             | 0.5          | 20,000             | 5              | 308.1    | 154.0    |                             |

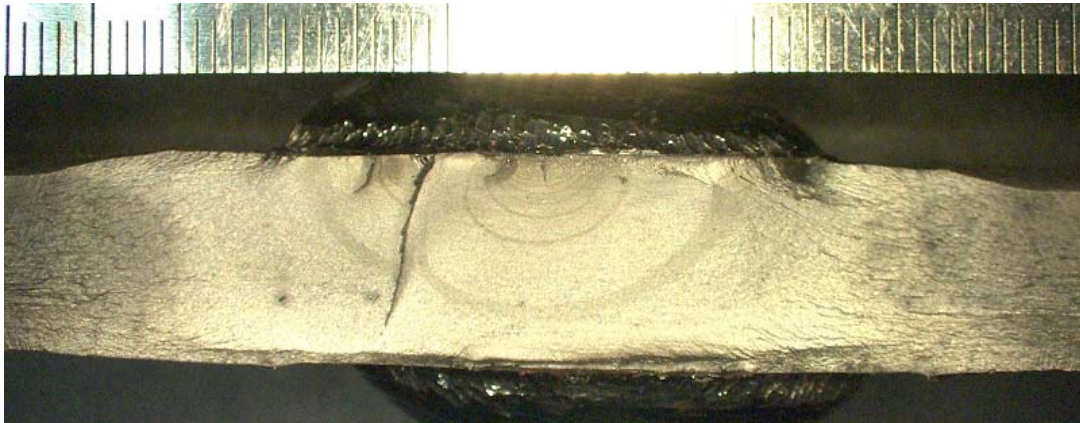


Fig.4.33 Fracture cross-section after fatigue test under beach mark method

両面ガセット溶接継手で得られた結果について FLARP を用いて、ピーニングにより導入された圧縮残留応力場における疲労亀裂進展抑制効果を取り入れた寿命計算を行い、構造体におけるピーニングによる疲労寿命向上効果を定量的に示す。

計算にあたっては、溶接ままおよびピーニング後の残留応力分布を MARC(ver.2013)を用いて計算し、投入した。ピーニング前には、溶接後の溶接止端近傍における引張残留応力を模擬するため、溶接金属の線膨張係数  $\alpha = 1 \times 10^{-5} [1/^\circ\text{C}]$  とし、 $\epsilon T = 1.5\%$  の固有ひずみを付与して  $1500^\circ\text{C}$  の昇温後、冷却によって溶接金属周辺に引張応力を分布させた。さらに、溶接金属の周囲の母材側を表層から  $0.2\text{mm}$  静的に押し込んだ後に引抜くことによりハンマーピーニング施工による打撃痕形成を再現した。

亀裂が安定して成長している領域では、有限要素解析により算出した各実験結果の亀裂長さにおける応力拡大係数を滑らかに結ぶことで、亀裂成長の各成長過程における応力拡大係数を与えることができる。

Fig.4.34 には、ピーニング施工後の両面ガセット溶接継手の単位荷重作用時及び残留応力下の  $a\text{-}K$  関係を示す。さらに、応力拡大係数を等価応力分布 (EDS) に変換した結果を Fig.4.35 に示す。

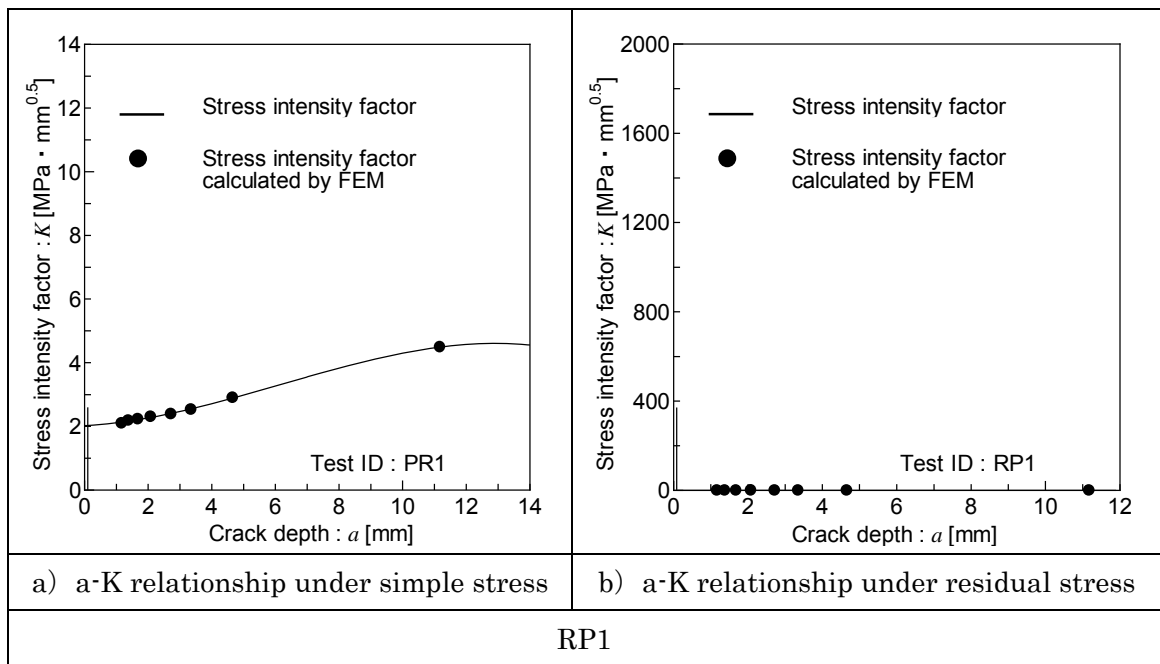


Fig.4.34 Relationship between crack depth and stress intensity factor (Peening)

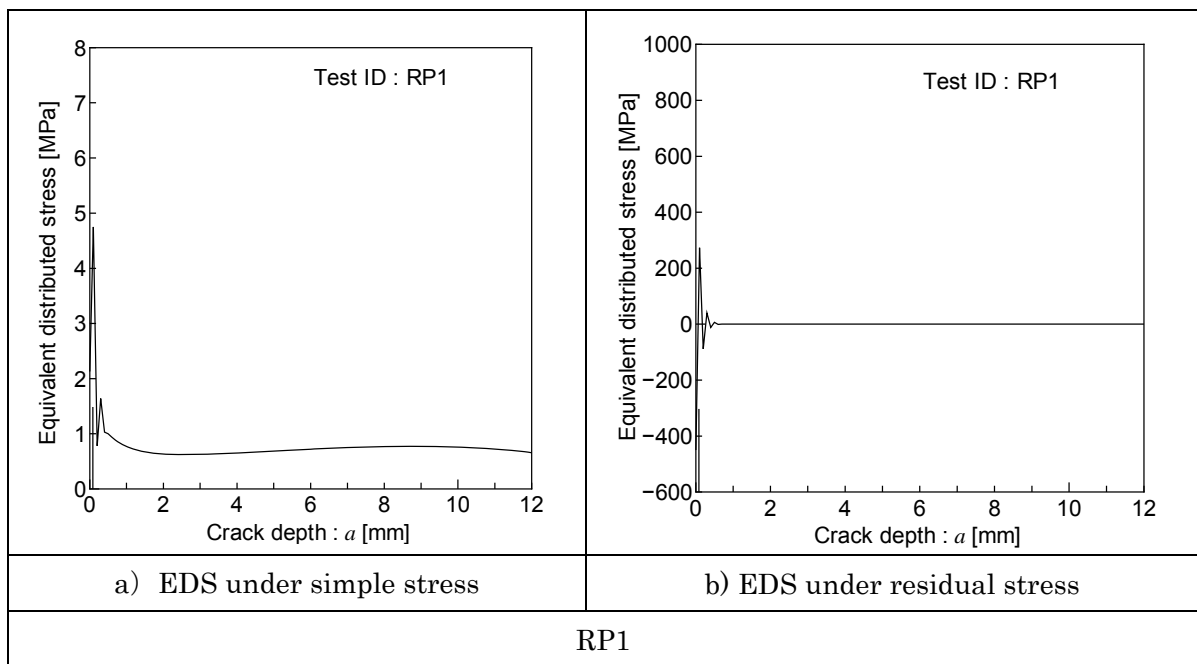


Fig.4.35 Equivalent distributed stress

さらに、得られた EDS を FLARP によって寿命解析した結果を Fig.4.36 に示す。ピーニング施工後の各継手では実測結果と数値シミュレーション結果は比較的良好な一致を示しており、両面ガセット溶接継手においても、ピーニング施工による圧縮残留応力導入された溶接継手での疲労亀裂進展について、数値シミュレーションを用いておおよそ予測可能であることを確認した。



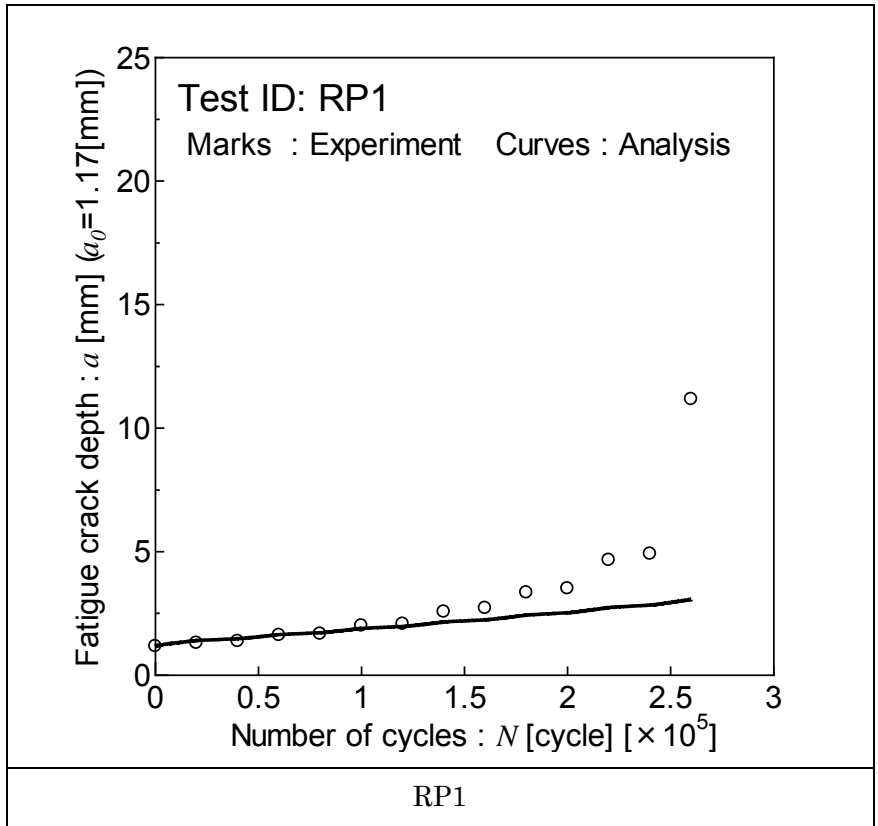


Fig.4.36 N-a relationship

#### 4.3.5 圧縮残留応力導入による表面疲労亀裂進展抑制機構に関する考察

4.3.2 項および 4.3.3 項に示したように、母材および溶接継手のいずれに対しても、ピーニング施工により疲労亀裂進展に遅延が生じることが確認された。

本節では、ピーニングによる鋼材表面（かつ溶接止端近傍）への圧縮残留応力導入が疲労表面亀裂進展に及ぼす影響について、応力比 0.1 での応力範囲 200MPa の条件で実施した試験片（記号 A2, P1）の結果を参照しつつ考察する。

Fig.4.37 には、4.3.2 項のビーチマーク試験結果より導出した溶接まま材とピーニング材における亀裂深さ(a)と深さ方向における疲労亀裂進展速度(da/dN)の関係を示す。ピーニング材については、深さ方向が 0.5mm 以上の範囲においても、溶接ままに比べて深さ方向への疲労亀裂進展速度が極めて遅くなった。

この現象について、ビーチマークのアスペクト比に着目し、応力拡大係数 ( $\Delta K$ ) と疲労亀裂進展速度の関係进行调查することで検討する。応力拡大係数は、Newman & Raju の式[10]を使用した。ここでは溶接止端からの疲労亀裂進展に着目していることから、溶接止端における応力集中を考慮するため、Maddox & Andrew の式[13]を用いて応力拡大係数の補正を行った。なお、今回の応力拡大係数の計算には、圧縮残留応力の値を入力せずに実施した。

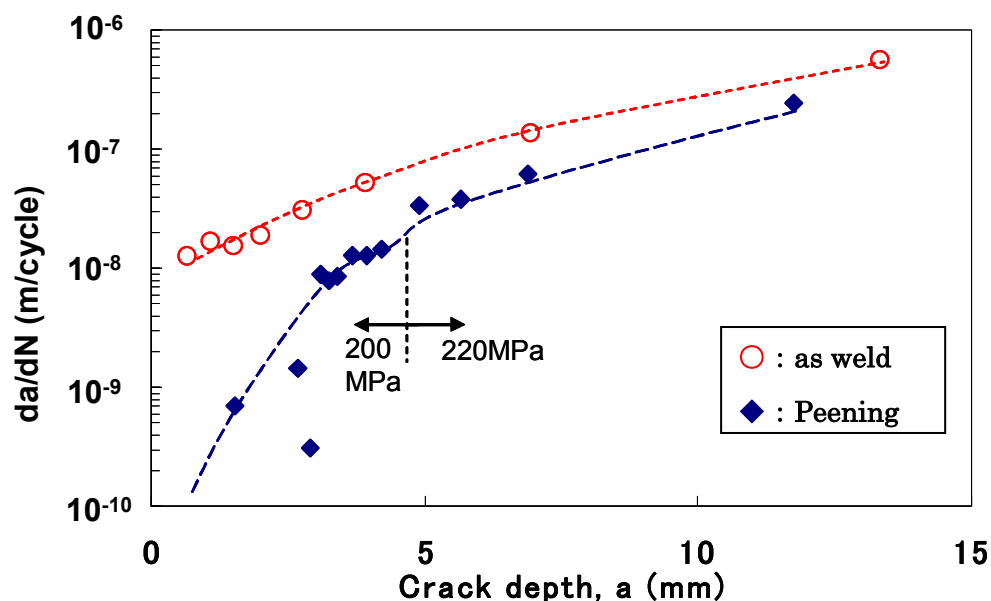


Fig.4.37 Crack propagation rate in depth direction

亀裂深さと亀裂形状のアスペクト比計測結果の関係を Fig.4.38 に示す。溶接まま試験片では、亀裂深さに対するアスペクト比が徐々に上昇するのに対して、ピーニング試験体では亀裂進展初期においてはアスペクト比が大きく上昇して最大値は 1.2 以上に達し、その後低下する傾向が確認された。

各試験片における、亀裂深さと亀裂深さ先端における応力拡大係数の関係を Fig.4.39 に示す。溶接ままは、亀裂深さの増大に従って応力拡大係数 ( $\Delta K_a$  値) が増加しているのに対し、ピーニング材は、亀裂深さが約 5mm 以下の範囲では応力拡大係数 ( $\Delta K_a$  値) は増加せず、 $15\text{MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$  以下であった。

ピーニング材における、表面亀裂深さと表面亀裂最深部における応力拡大係数 ( $\Delta K_a$  値) の関係、亀裂長さと亀裂長さ端部における応力拡大係数 ( $\Delta K_c$  値) の関係を、表面亀裂のアスペクト比の挙動と比較して Fig.4.40 に示す。

表面亀裂長さ端部においては、深さ方向への進展に伴って  $\Delta K_c$  値が上昇しており、この傾向は試験片が破断するまで継続していた。

一方、表面亀裂最深部においては、Fig.4.39 にも示したとおり、亀裂深さが約 5mm 以下の範囲では応力拡大係数 ( $\Delta K_a$  値) が増加せず、 $15\text{MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$  以下であった。亀裂深さが約 5mm に達した段階で、 $\Delta K_a$  値は上昇に転じた。

本実験においては、ピーニング施工により表面亀裂の長さ方向、深さ方向のいずれにおいても疲労亀裂進展抑制の効果が確認できたが、その機構は異なると推察される。

Fig.4.41 には、ピーニング施工による疲労亀裂進展抑制挙動を示す。表面亀裂長さ方向においては、表層において圧縮残留応力が導入されたことにより疲労亀裂進展が抑制される。このことにより、深さ方向に疲労亀裂が優先して進展することになり、アスペクト比は上昇する。ところが、長さ方向への進展が抑制されている場合、Fig.4.39 に示したように表面亀裂最深部において応力拡大係数がほとんど変化しない。このため、表面亀裂深さ方向への疲労亀裂進展が遅延することになる。なお、長さ方向への疲労亀裂進展が抑制されるのは、作用応力に対して表層に導入された圧縮残留応力が十分に大きく、表面亀裂の長さ方向先端での  $\Delta K$  値が材料の  $\Delta K_{th}$  値に近い場合、それ以下となっている場合と考えられる。

以上の機構により、ピーニングを施した溶接継手の止端部における疲労亀裂は、長さ方向、深さ方向ともに進展が抑制されると考えられる。

なお、上記に記した機構により、ピーニング施工によって、鋼材表面において確認された疲労亀裂に対して板厚（深さ）方向に大きく進展している可能性があるため、実構造物における亀裂進展の観察においては注意が必要である旨を付記しておく。

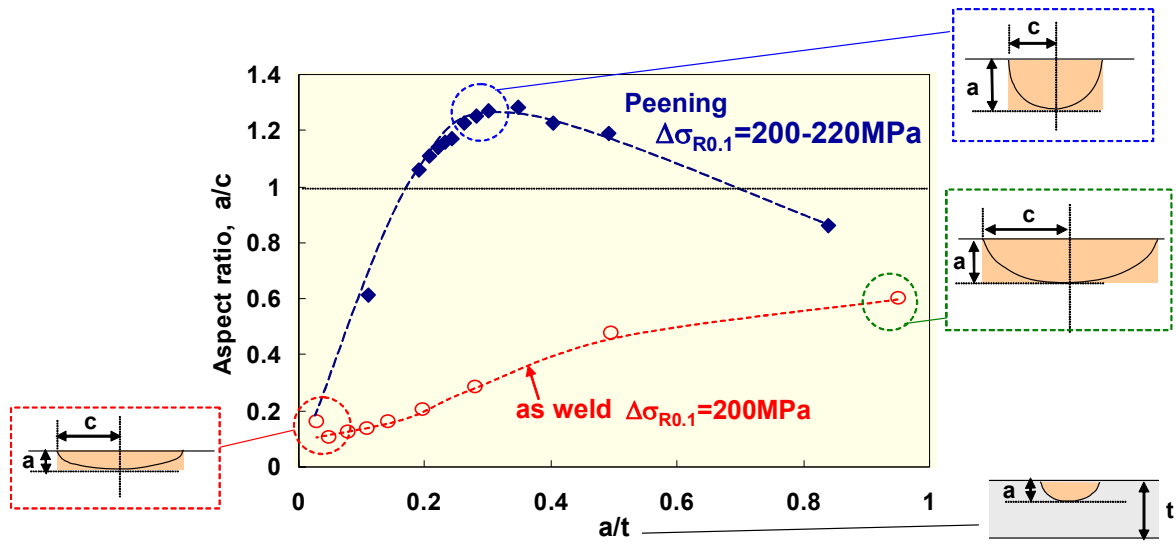


Fig.4.38 Relation between crack depth and aspect ratio in fatigue surface crack

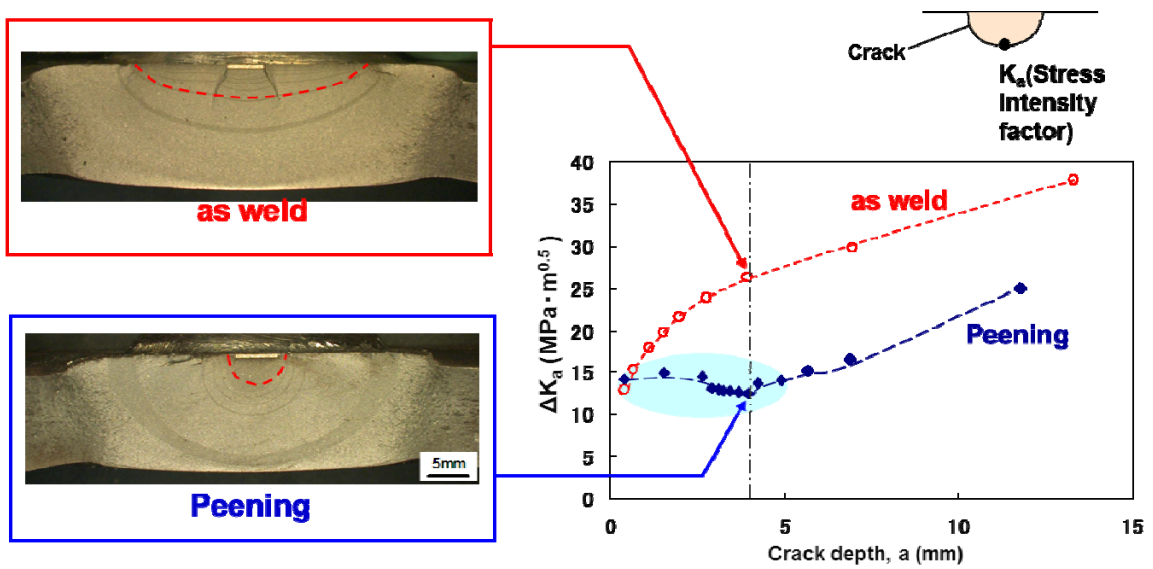


Fig.4.39 Stress intensity factor variation of each specimen

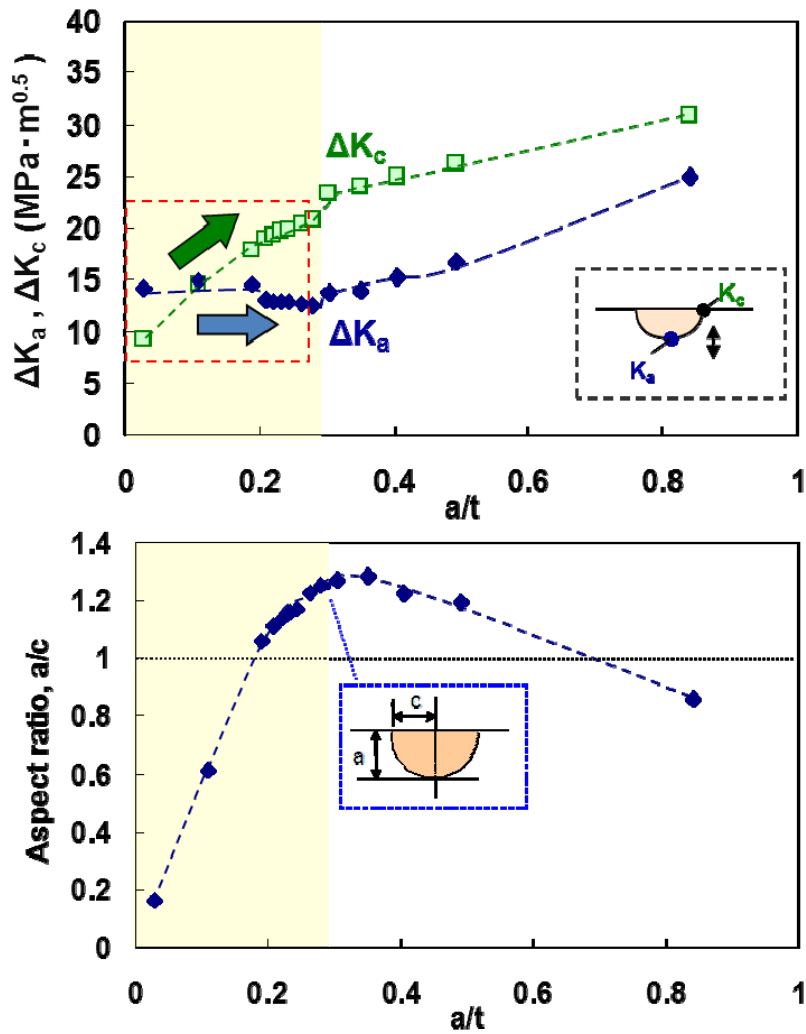


Fig.4.40 Stress intensity factor variation of specimen after peening

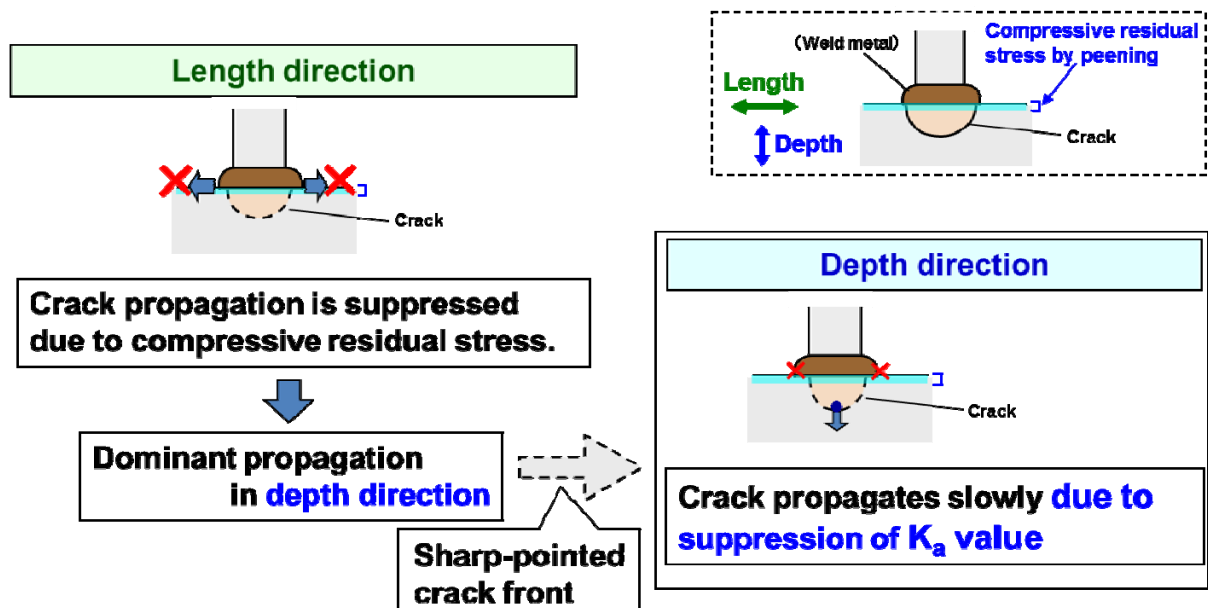


Fig.4.41 Surface fatigue crack propagation behavior in gusset weld joint which is applied peening

#### 4.3.6 まとめ

ハンマーピーニング施工により鋼材表面に導入された圧縮残留応力場における表面亀裂の進展抑制現象を明確にすることを目的に、ピーニング施工後の面外ガセット継手における疲労亀裂進展試験および解析を行い以下の結果が得られた。

- 1) ピーニングによる鋼材表面への圧縮残留応力導入により、表面疲労亀裂進展が抑制されることを実証した。
- 2) 表面疲労亀裂進展は、長さ方向においては圧縮残留応力の効果により進展が遅延する。表層に導入された圧縮残留応力に対して作用応力が小さい試験条件においては、表面亀裂の形状（アスペクト比）の影響を受け、深さ方向においても疲労亀裂進展が抑制されることが確認された。

#### 4.4 結言

ピーニング施工により圧縮残留応力を導入した試験片での疲労亀裂の進展形態を試験、解析を通して詳細に調査することによって、鋼材表面に圧縮残留応力が存在する場合の疲労亀裂進展抑制現象を解明、明確化することを目的として、母材および面外ガセット継手を用いた実験および数値解析を行い、板厚貫通亀裂と表面亀裂のそれぞれについて疲労亀裂の進展形態を調査した。

その結果、ピーニング施工による鋼材表面への圧縮残留応力導入により、貫通疲労亀裂進展が抑制されることを実証した。さらには、RPG 荷重を用いた疲労亀裂進展則を実装させた疲労亀裂進展シミュレーションを用いることでピーニング材の疲労亀裂進展抑制状況を良好に推定できることを確認し、ピーニングによる鋼材表面への圧縮残留応力導入により、鋼材中央においても疲労亀裂進展が抑制されることを示した。

また、ピーニング施工後の面外ガセット継手における疲労亀裂進展試験および解析を行い、表面疲労亀裂進展の抑制にも効果があることを実証した。表面疲労亀裂進展は、長さ方向においては圧縮残留応力の効果により進展が遅延する。表層に導入された圧縮残留応力に対して作用応力が十分に小さい試験条件によっては、表面亀裂の形状（アスペクト比）の影響を受け、深さ方向においても疲労亀裂進展が抑制されることを確認した。

#### 第4章 参考文献

- [1] 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亀裂の寿命向上効果, 土木学会論文集 A, Vol.66, No.2(2010), pp264-272.
- [2] 村上理一, 秋園 幸一: 高張力鋼溶接継手の疲労亀裂成長速度に及ぼす引張および圧縮残留応力ならびに応力比の影響, 材料, Vol. 34, No. 377 (1985), pp190-195.
- [3] 森影 康, 中西克佳, 伊木 聡, 村上琢哉, 鞆 一: 母材打撃ハンマーピーニングによる継手疲労強度向上, 鋼構造年次論文集, No.21 (2013), pp.790-794.
- [4] 森影 康, 伊木 聡, 大井健次: ハンマーピーニング処理後の溶接継手の疲労特性に及ぼす荷重の影響, 溶接構造シンポジウム 2014 講演論文集 (2014), pp.473-476.
- [5] Metallic materials - Measurement of mechanical properties by an instrumented indentation test - Indentation tensile properties, ISO/TR 29381:2008(E) Technical report (2008)
- [6] 豊貞雅宏, 丹波俊男: 鋼構造物の疲労寿命予測, 共立出版 (2001)
- [7] M. Toyosada, , K. Gotoh, and T. Niwa,: Fatigue crack propagation for a through thickness crack: a crack propagation law considering cyclic plasticity near the crack tip, International Journal of Fatigue, Vol.26, Issue 9 (2004), pp.983-992.
- [8] 豊貞雅宏, 丹羽敏男: RPG 荷重のシミュレーション, 日本造船学会論文集, No.176(1994), pp. 427-438.
- [9] 豊貞雅宏, 山口喜久次, 丹羽敏男, 武中秀樹, 梶本勝也, 矢島浩: 新疲労亀裂進展パラメータの提案と高精度コンプライアンス計測法の開発, 日本造船学会論文集, No. 169 (1991), pp. 245-255.
- [10] J. C. Newman, Jr. and I. S. Raju, STRESS-INTENSITY FACTOR EQUATIONS FOR CRACKS IN THREE-DIMENTIONAL FINITE BODIES SUBJSCTED TO TENTION AND BENDING LOADS, NASA Technical Memorandum 85793, NASA (1984)
- [11] M.Toyosada, K.Gotoh, and T.Niwa, , “Fatigue life assessment for welded structures without initial defects: an algorithm for predicting fatigue crack growth from a sound site”, International Journal of Fatigue, Vol.26, Issue9 (2004), pp. 993-1002.
- [12] G.Glinka, “Calculation of inelastic notch-tip strain–stress histories under cyclic loading”, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 22, No.5 (1985), pp. 839-864.
- [13] S. J. Maddox and R. M. Andrews, Stress Intensity Factors for Weld Toe Cracks, Paper presented at Damage 90 (1990)

## 第5章 実構造体におけるハンマーピーニングによる疲労強度向上効果検証

### 5.1 緒言

ハンマーピーニング施工技術について、第2章から第4章までは、代表的な溶接継手形式を有する小型試験体を用いて疲労強度の向上効果を検証した。本章では実用的な適用をより視野に入れ、ハンマーピーニング施工による疲労強度向上効果が3次元的な応力場を有する実構造においても有効であることを確認するため、実構造を模擬した鋼桁試験体を作製し、4点曲げ疲労試験を実施した。本章においては、打撃痕の保証の観点から橋梁ファブの要望もあり、既に首都高速道路への適用実績のある母材打撃ハンマーピーニング施工を適用した。

### 5.2 鋼桁試験体を用いた疲労試験による疲労強度向上効果検証

#### 5.2.1 実験方法

##### (1) 鋼桁曲げ疲労試験の試験方法

実機相当の3次元的な応力場を有する溶接構造に対する母材打撃ハンマーピーニング施工による疲労強度向上効果を検証するため、複数の水平補剛材を桁 Web 部分に取り付けた鋼桁の4点曲げ疲労試験を実施した。Fig.5.1 には曲げ疲労試験の载荷状況などを模式的に示す。Fig.5.2 に示す鋼桁試験体図面に示すように、試験体には複数の水平補剛材を取り付けられている。本実験ではハンマーピーニング施工により、水平補剛材の角回し溶接部（試験箇所）から疲労亀裂が発生する载荷回数が、日本鋼構造協会で規定される疲労設計曲線[1]において規定される疲労強度が2等級以上の向上を達成できるか否かを検証する。载荷範囲は450kNとし、载荷回数は疲労強度2等級向上を達成するまで、あるいは試験が続行不可能になるまで実施した。材料力学の梁理論に沿って曲げ荷重450kNの時に水平補剛材位置において生じる試験体軸方向応力を計算すると123MPaである。4点曲げ载荷によるBMDをFig.5.3に示す。

試験体の健全性を確認するため、1回、100回、1,000回、1万回、10万回、20万回、以降は少なくとも20万回毎に1サイクルの载荷速度を十分に静的と見なせるレベルに低下させ、そのサイクル中のたわみ及びひずみの変化を確認した。本試験においては、磁粉探傷により疲労亀裂を確認した時点での载荷回数を記録した。1箇所から疲労亀裂が発生したあと疲労試験を継続すると、試験体が破断に至ってしまい、他の箇所からの疲労亀裂発生の確認が不可能となるため、疲労亀裂が発生した時点までの累積繰返し数は記録した上で、亀裂長が20mmに達した時には、他の箇所からの亀裂発生時に亀裂部および亀裂先端延長10mmをICR処理（Impact crack closure retrofit treatment）[2]により補修した。また、疲労亀裂がさらに進展した場合には、亀裂先端にストップホールを開けた。下フランジに疲労亀裂が発生した場合には、下フランジ断面



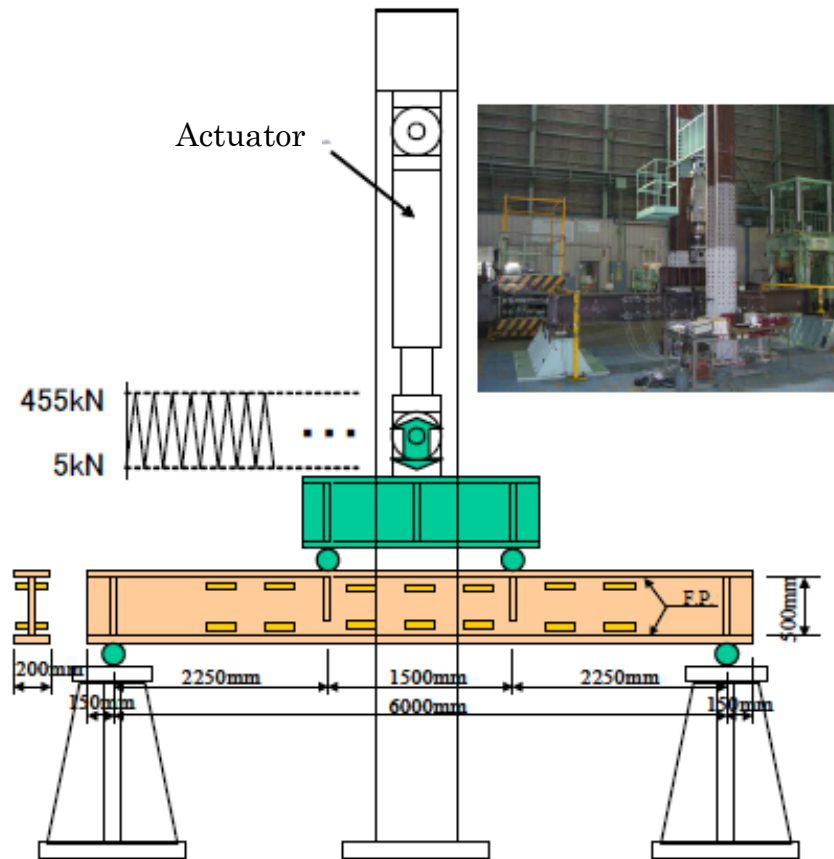


Fig.5.1 Schematic figure of bend fatigue test of beam specimen

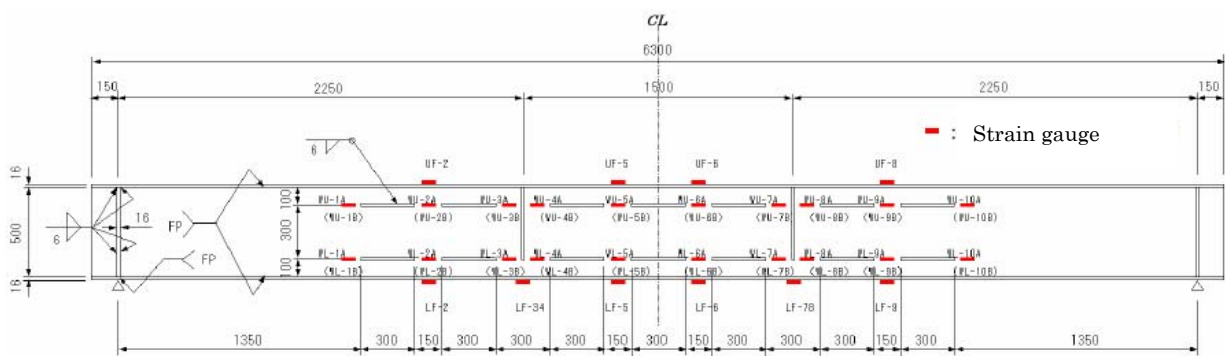


Fig.5.2 Beam specimen for fatigue test

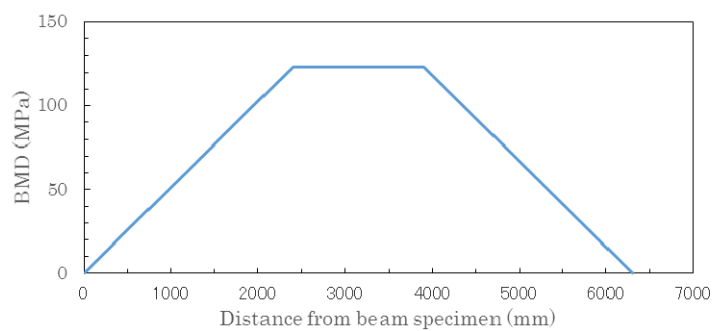


Fig.5.3 BMD of beam specimen by calculating bending moment

相当の添接板を用いた高力ボルト摩擦接合により補修した。なお、補修により応力が緩和され、所定の公称応力を下回った試験箇所は、その後の载荷回数を結果整理の際に加算しないこととした。

## (2) 鋼桁曲げ疲労試験体およびハンマーピーニング施工条件

鋼桁曲げ疲労試験体は、SM490YA 材の I 形断面（ウェブ高さ 500mm，ウェブ厚 12mm，上下フランジ幅 230mm，上下フランジ厚 16mm）で支間長 6,000mm とした[3]。载荷点および支点には、板厚 12mm および 16mm の垂直補剛材を各 2 カ所計 4 カ所のウェブ両面に設置した。水平補剛材（PL.80×12×300，SM490YA 材）は、上下フランジから 100mm 離れた位置のウェブ両面 28 カ所に設置した。ここに、試験体を構成する全ての部材は長さ方向を圧延方向とし、ウェブとフランジとはレ形開先の完全溶込み溶接とした。Table 5.1 には、使用鋼材の機械的性質と化学組成を示す。

ウェブと水平補剛材とはウェブを水平にして下向きのすみ肉溶接とし、溶接材料は、JIS Z3313 を満たす軟鋼～490MPa 級鋼用フラックス入りワイヤ（ワイヤ径 1.2mm）を用い、Table 5.2 に示す条件で溶接を実施した。狙い脚長を 6mm とし、角回し部が溶接始端・終端とならないように配慮した。鋼桁疲労試験体の一般図を Fig.5.2 に示す。なお、角回し溶接部近傍（各水平補剛材端部から 75mm の位置）には、試験体の健全性を確認するため、試験体軸方向に一軸ひずみゲージを貼付した。

試験体は No.1 と No.2 の 2 体とし、No.1 試験体は、試験体中央から試験体軸方向片側半分のウェブ両側の水平補剛材角回し溶接止端近傍 28 箇所（試験箇所）に、Fig.5.4 に例示するようにハンマーピーニング施工した。試験体中央から試験体軸方向もう片側半分のウェブ両側の水平補剛材角回し溶接止端は、比較のため、ハンマーピーニング施工せずに溶接ままとした。さらに、整理のため各溶接止端位置に S1～S14 の溶接止端番号を付与した。施工箇所と溶接止端番号は Fig.5.5 に示した。

ハンマーピーニング施工後、ノギスによるハンマーピーニング施工後の幅計測と溶接ゲージによる最大深さ計測を行った。計測の結果、2.2 節で示した閾値より、「窪みの最大深さ×幅 $\geq 1\text{mm}^2$ 」の条件を満足しない場合は、条件を満足するまで追加でハンマーピーニング施工を行った。

Fig.5.5 には、No.1 試験体の各角回し溶接部のハンマーピーニング施工形状計測結果を、ハンマーピーニング施工位置図と併せて示す。ハンマーピーニング施工箇所ではハンマー打撃痕の窪み面積（最大深さ×幅）が  $1\text{mm}^2$  以上を満たしていることが分かる。

No.2 試験体は、試験体軸方向中央でハンマーピーニング施工管理レベルを変えた。すなわち、試験体軸方向中央から片側半分をハンマーピーニング窪み形状で管理（No.1 試験体と同じ施工管理レベル）とし、もう片側半分を窪み形状を管理せずに施工回数（施工回数 2 回）での管理とした。Fig.5.6 には、No.2 試験体の各角回し溶接部のハンマーピーニング施工後の窪み形状計測結

果を、ハンマーピーニング施工位置図と併せて示す。ハンマーピーニング施工回数2回の場合は、ハンマー打撃痕の窪み面積（最大深さ×幅）が1mm<sup>2</sup>以上を満たしていない箇所があることが分かる。

Table 5.1 Chemical composition and mechanical properties of steel

| Thickness | Chemical composition (mass%) |      |      |       |       |          | Tensile property |             |           |
|-----------|------------------------------|------|------|-------|-------|----------|------------------|-------------|-----------|
|           | C                            | Si   | Mn   | P     | S     | Ceq(WES) | YS<br>(MPa)      | TS<br>(MPa) | El<br>(%) |
| 12mm      | 0.16                         | 0.26 | 1.50 | 0.014 | 0.002 | 0.43     | 419              | 556         | 23        |
| 16mm      | 0.16                         | 0.26 | 1.50 | 0.014 | 0.002 | 0.43     | 413              | 550         | 27        |

$$C_{eq}(WES) = C + Mn/6 + Si/24 + Ni/40 + Cr/5 + Mo/4 + V/14$$

Table 5.2 Welding condition

| Shielding gas       | Current | Voltage | Welding speed |
|---------------------|---------|---------|---------------|
| 100%CO <sub>2</sub> | 240A    | 30V     | 40cpm         |

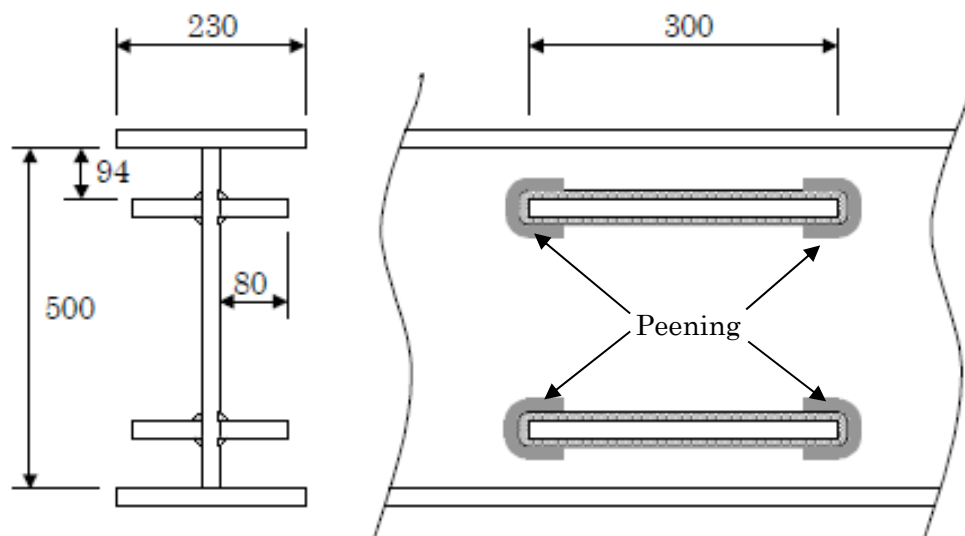


Fig.5.4 Area applied hammer peening around stiffener of gusset weld  
(unit:mm)

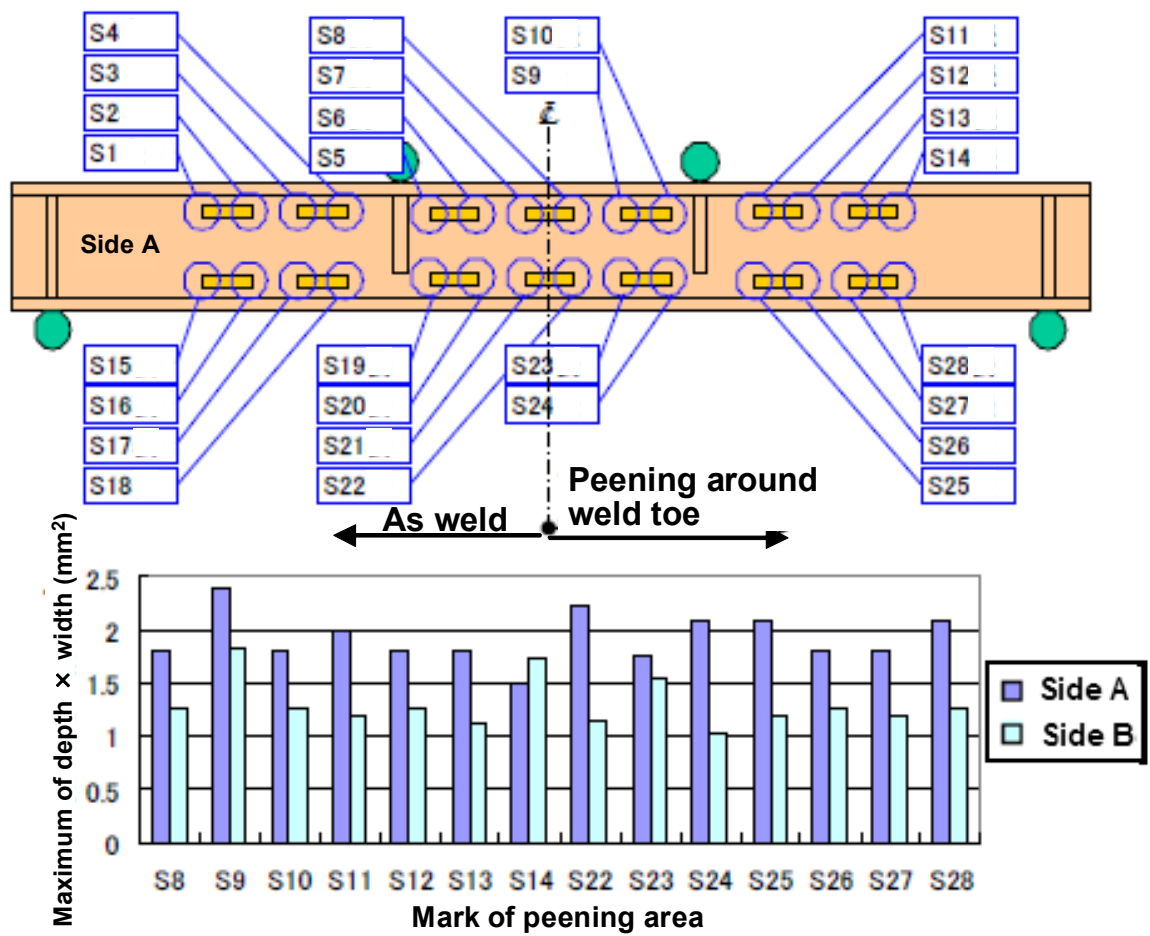


Fig.5.5 Peening area (Maximum of depth × width) on No.1 specimen

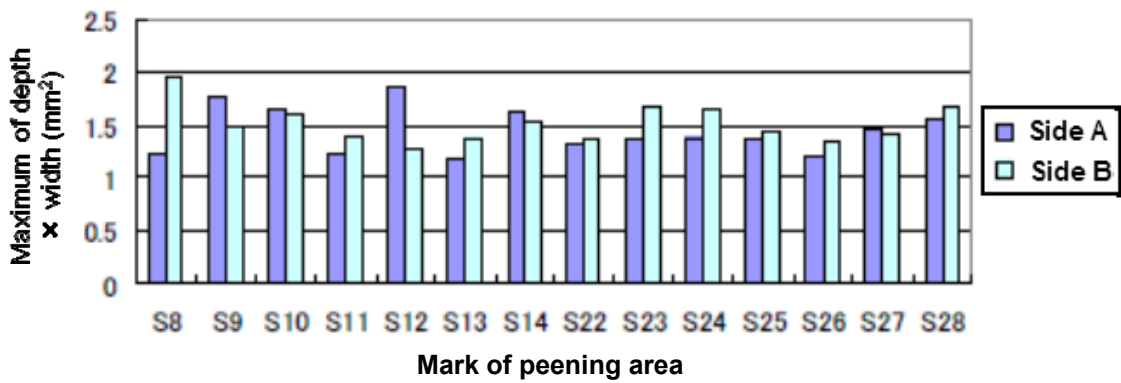
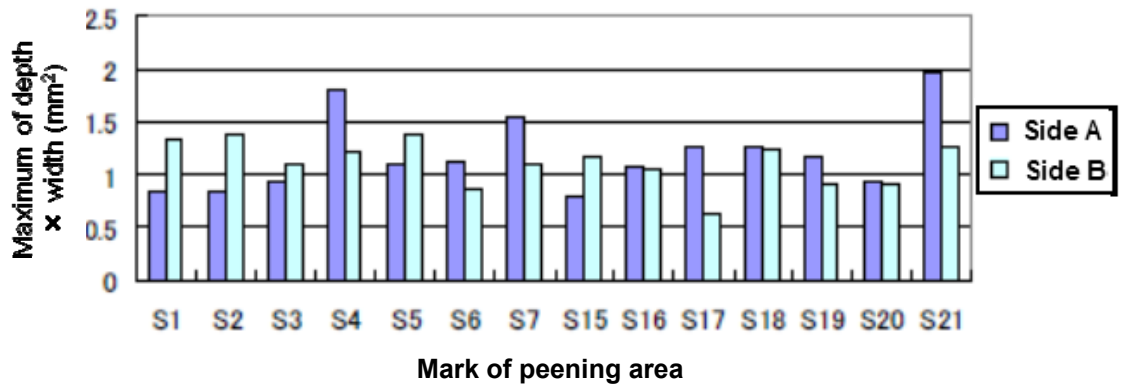
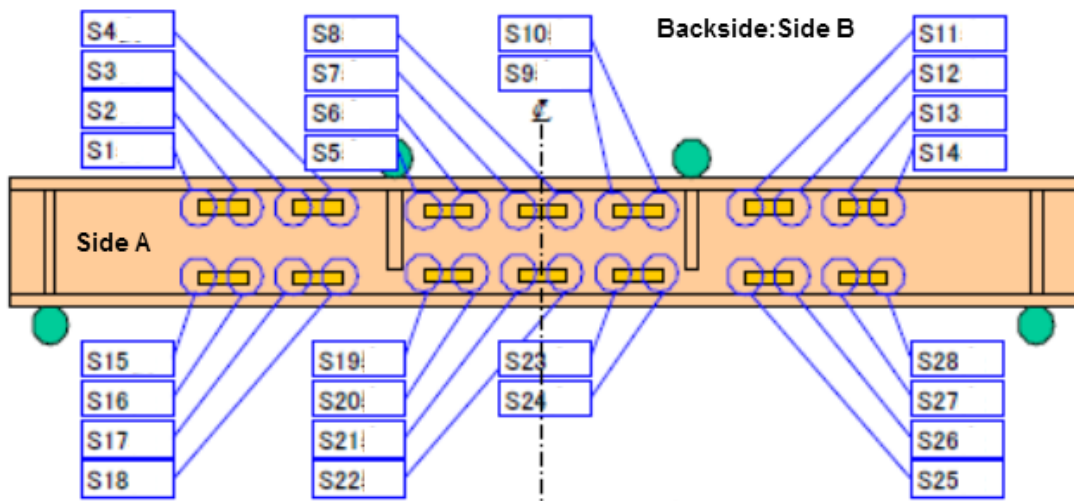


Fig.5.6 Peening area (Maximum of depth  $\times$  width) on No.2 specimen

### 5.2.2 実験結果

No.1 試験体は、荷重回数 260 万回で溶接まま側に多数の亀裂が発生・進展し、試験続行不可能となったため試験を終了した。試験終了時の水平補剛材溶接部の亀裂発生状況および荷重回数と公称応力範囲との関係を、Fig.5.7 に示す。ここで、図中の亀裂発生のプロットは、磁粉探傷により疲労亀裂を確認した時点での荷重回数である。荷重回数 62 万回で溶接止端番号 S4~7 および S18~21 から疲労亀裂が発生し、その後 67 万回で S1、73 万回で S15 から疲労亀裂が発生した。いずれも溶接ままの箇所であり、ハンマーピーニング施工位置からは疲労亀裂が発生していない。にもかかわらず Fig.5.7 上のハンマーピーニング施工した試験箇所全てが 260 万回のプロットとなっていないのは、試験体軸方向中央よりハンマーピーニング施工側にも、ウェブと下フランジとの溶接部に疲労亀裂が発生し、下フランジ破断への対処として添接板補修を施したこ

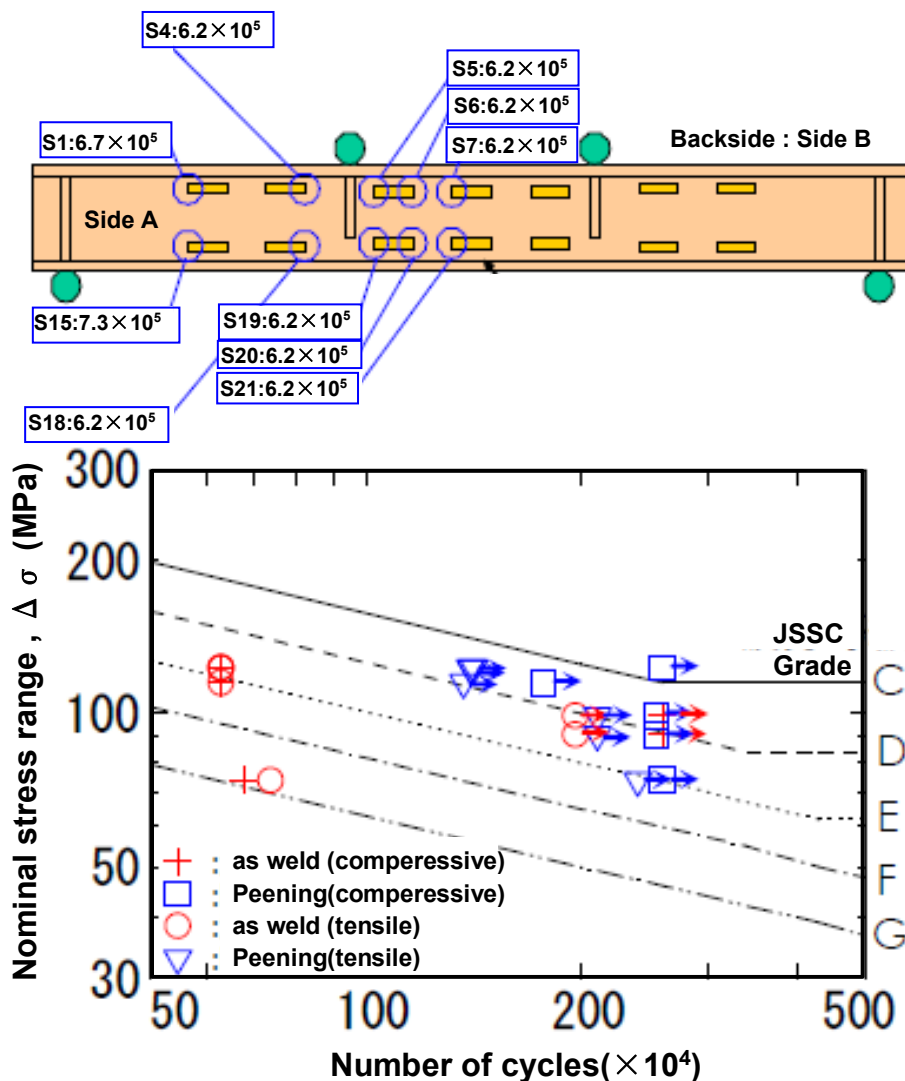


Fig.5.7 Relation between number of cycles when crack is confirmed and nominal stress range on No.1 specimen

とにより、ひずみが緩和された箇所があるためである。すなわち、前述したように、ひずみ緩和後の载荷回数を加算しなかったことによる。補修によるひずみ緩和後の载荷回数を加算した結果を Fig.5.8 に示す。ひずみ緩和の影響の考慮は必要ではあるが、補修前に亀裂が確認されなかった箇所については、1 箇所が 255 万回で発生していた以外ほとんどの箇所で 260 万回で未破断となっていた。

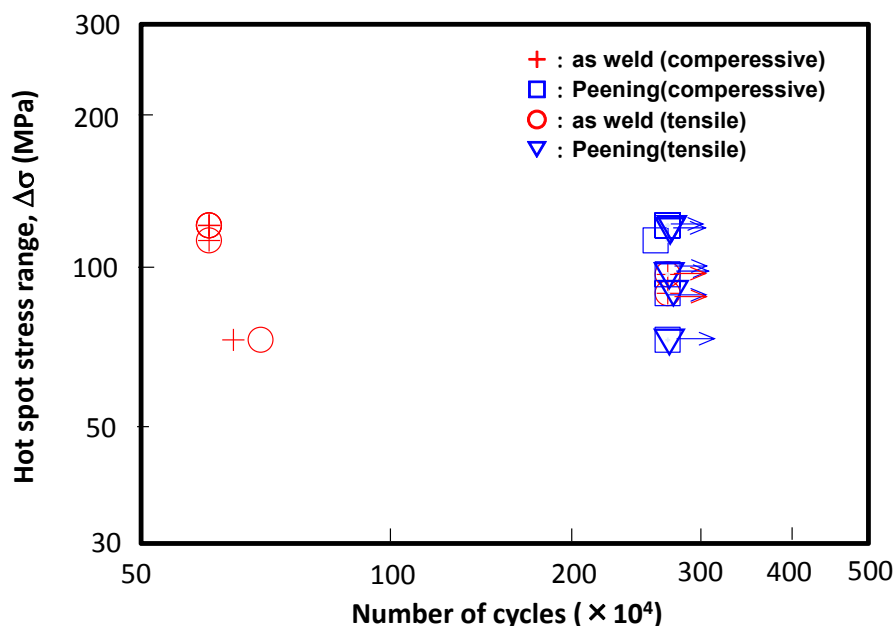


Fig.5.8 Relation between number of cycles when crack is confirmed and hot spot stress range on No.1 specimen

Fig.5.7 には、JSSC の疲労設計曲線を併記している。本試験はガセット長さ 300mm の面外ガセット溶接継手であり、溶接止端部が非仕上げの場合、相当する疲労設計曲線は G 等級である。Fig.5.7 に示した桁疲労試験結果より、少なくとも、公称応力範囲 123MPa の角回し溶接止端（圧縮側）において、疲労強度等級が溶接まま部の E 等級に対して、ハンマーピーニング施工部は少なくとも 2 等級向上の C 等級以上、および公称応力範囲 115MPa の角回し溶接止端（引張側、圧縮側）において、疲労強度等級が溶接まま部の F 等級に対して、ハンマーピーニング施工部は少なくとも 2 等級向上の D 等級以上に向上したことが分かる。また、公称応力範囲が 74MPa の角回し溶接止端においても、溶接まま部に対してハンマーピーニング施工部は疲労強度等級が少なくとも 1 等級以上向上していることが分かる。

No.1 試験体は、溶接まま部における疲労亀裂進展によりハンマーピーニング施工部が健全であるにも関わらず試験続行が不可能となり終了した。そのため、公称応力範囲が 123MPa および 115MPa の角回し溶接止端において疲労強度 2 等級向上が確認できたものの、公称応力範囲が

74MPa の角回し溶接止端に対しては少なくとも疲労強度 1 等級向上を確認するに留まった。そこで、No.2 試験体は、公称応力範囲が 74MPa の角回し溶接止端において疲労強度 2 等級以上の向上確認を目的に、ハンマーピーニング施工管理レベルを試験体軸方向中央で分けるものの、全ての水平補剛材角回し溶接部止端およびウェブとフランジとの溶接部のウェブ側溶接止端にハンマーピーニング施工後、同様な曲げ疲労試験を実施した。Fig.5.9 には、No.2 試験体の試験終了時の水平補剛材溶接部の亀裂発生状況および载荷回数と公称応力範囲との関係を示す。Fig.5.8 より、角回し溶接部に疲労亀裂が発生した箇所は、桁に最大曲げモーメントが作用する区間のみであることが分かる。载荷回数 197 万回で引張側角回し溶接部 S19 に、233 万回で圧縮側角回し溶接部 S10 にそれぞれルート亀裂が発生し、载荷回数 362 万回で圧縮側角回し溶接部 S8 の溶接止端に、385 万回で圧縮側角回し溶接部 S5 の溶接止端にそれぞれ疲労亀裂が発生した。試験は 463 万回で終了した。

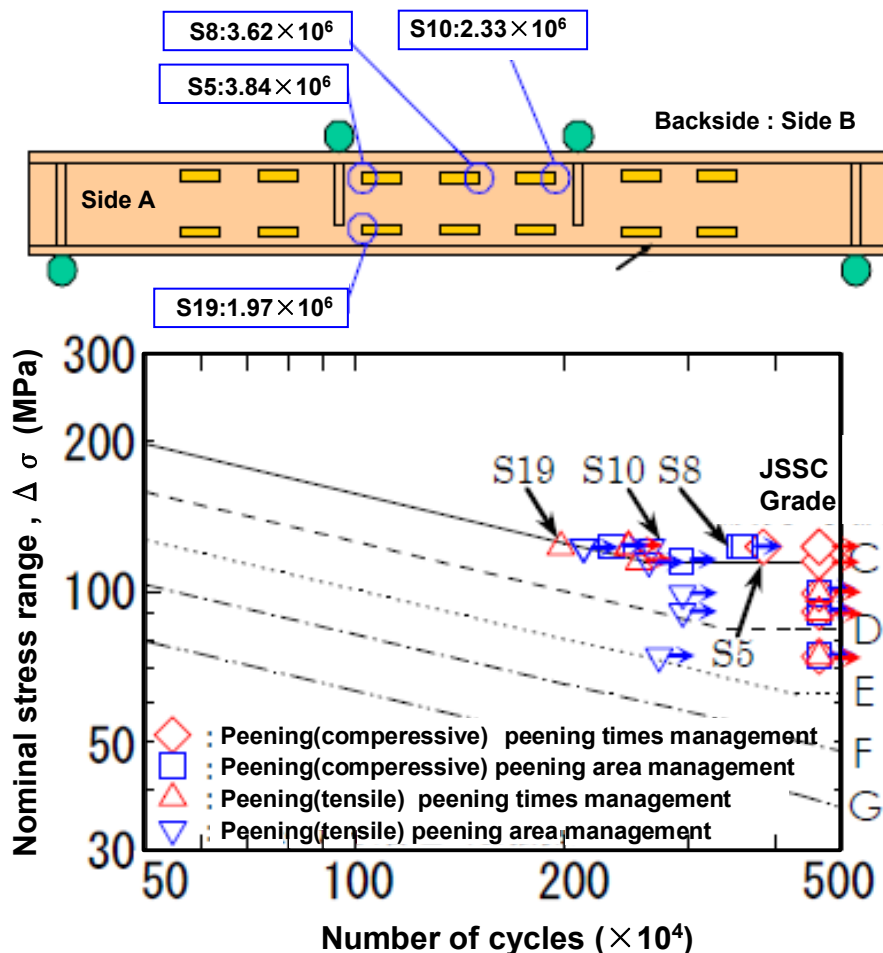


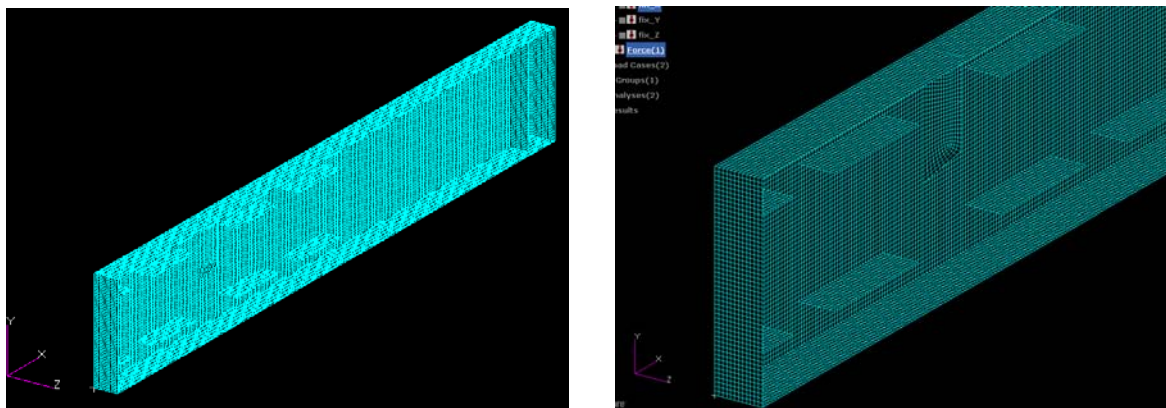
Fig.5.9 Relation between number of cycles when crack is confirmed and nominal stress range on No.2 specimen



ここで、ハンマーピーニング施工による疲労寿命向上効果をより明確にするために、角回し溶接止端部のホットスポット応力に基づき疲労試験結果の整理を行った。

溶接部に作用する応力の把握にあたり、Fig.5.10 に示すように実試験を模擬したモデルを作成した。試験体の対称性を考慮し、実構造の 1/4 モデルを作成した。対称面では変位・回転を固定した。Fig.5.11 の試験体 x 方向中央の対称面では、x 方向の変位と z 軸方向の回転を固定した。

FE 解析により算出したホットスポット応力[4]を Fig.5.12 及び Fig.5.13 に示す。ガセットの存在に起因する構造的な応力集中の結果、FE 解析結果の方が Fig5.3 に示した材料力学計算より得られる応力値よりも大きい傾向にある。



a) Overall view

b) Enlarged view

Fig.5.10 Model for analysis of beam specimen

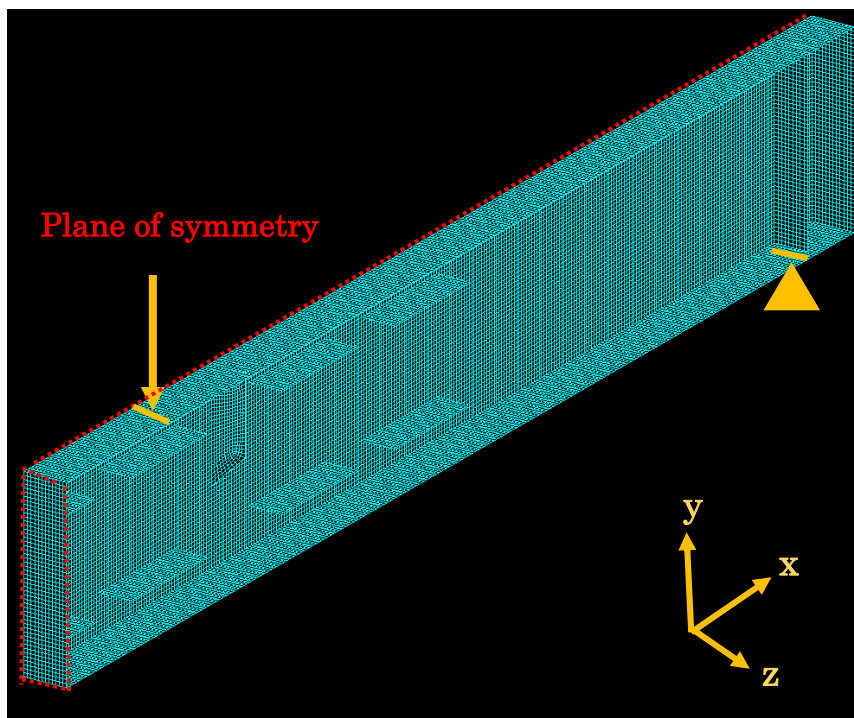


Fig.5.11 Boundary condition



Fig.5.7 に示した試験結果を、FE 解析により算出したホットスポット応力を考慮して整理し直し、Fig.5.14 に示す。

ガセットの存在に起因する構造的な応力集中の影響を受け、Fig5.7 に示した材料力学計算より得られる応力範囲よりも大きい傾向にある。圧縮残留応力を利用する場合、2.2.3 項に記したように高い応力範囲では疲労強度向上効果が小さくなることが懸念されるが、ホットスポット応力範囲が約 200MPa のとき、溶接ままの箇所では 62 万回で疲労亀裂が発生しているのに対し、ハンマーピーニング施工した箇所では 270 万回でも疲労亀裂は発生していない。このように、構造的な応力集中を考慮してもハンマーピーニング施工によって疲労寿命が向上していることを確認できた。この結果は、複雑な構造においてもハンマーピーニング施工による溶接継手部の疲労強度向上の目安をたてることが可能となることを示すものである。

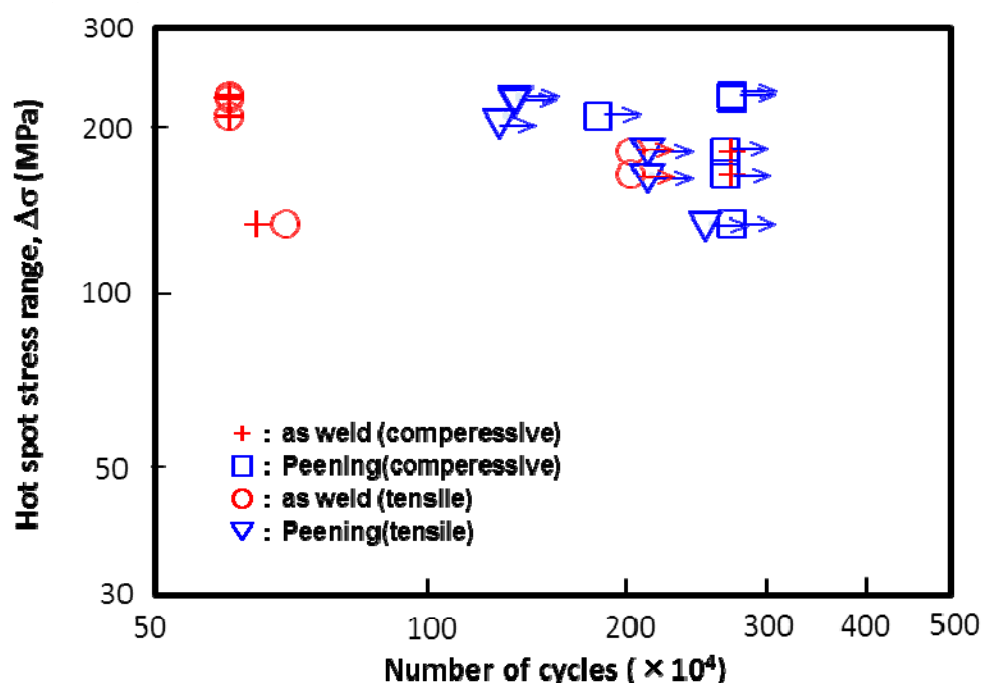


Fig.5.14 Relation between number of cycles when crack is confirmed and nominal stress range on No.1 specimen

Fig.5.15 a), b)および Fig.5.16 a), b)には, No.2 試験体の溶接止端番号 S8 および S5 における表面・裏面の疲労亀裂発生状況をそれぞれ示す。両試験箇所においては, 表裏面とも溶接止端近傍に疲労亀裂が発生していることが分かる。圧縮応力場にある溶接止端番号 S8 および S5 に疲労亀裂が発生した理由は, S8 は溶接止端形状が滑らかでなかったため, S5 はハンマーピーニング施工位置が溶接止端から 3mm 程度離れている箇所があり, 2.2 項で示した保証範囲である「溶接止端位置からハンマーピーニング施工後の打撃痕位置までの距離 1mm 以内」を越えていたため, 溶接止端部の残留引張応力をハンマーピーニング施工により完全に取り除くことができなかったことに起因していると考えられる。

Fig.5.9 より, 公称応力範囲 90~127MPa において, ハンマーピーニング施工により疲労強度は本試験に相当する設計曲線である G 等級より 4 等級分高い C 等級を超えることが確認できる。ハンマーピーニング施工回数 2 回でも D 等級 (ルート亀裂を除くと C 等級) を超えることが分かる。また, 公称応力範囲 74MPa の最小応力部においても疲労強度は E 等級を超え, 面外ガセット G 等級より 2 等級向上していることを確認した (前述した鋼桁疲労試験 No.1 試験体の溶接ままの角回し溶接部の疲労等級は G 等級である)。

以上に示したとおり, 実構造を模した鋼桁において曲げ疲労試験の実施により, 角回し溶接部の疲労強度が母材打撃ハンマーピーニング施工により 2 等級向上することを実証した。

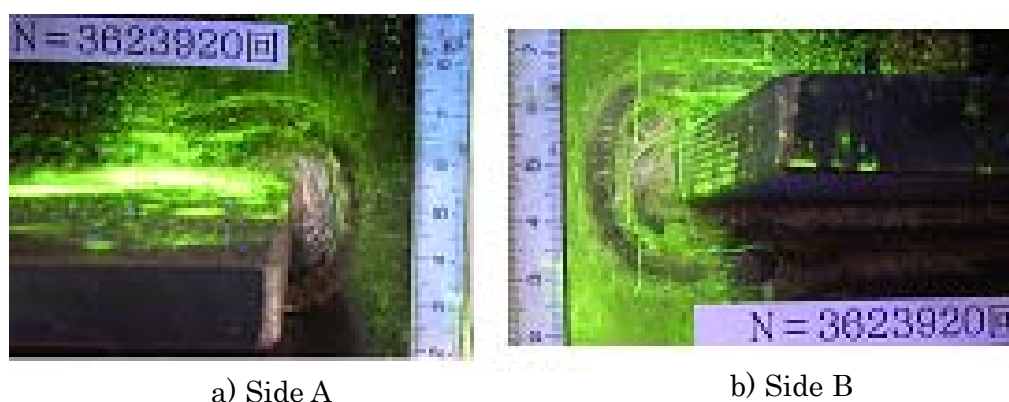


Fig.5.15 Appearance of fatigue crack at area S8 on No.2 specimen

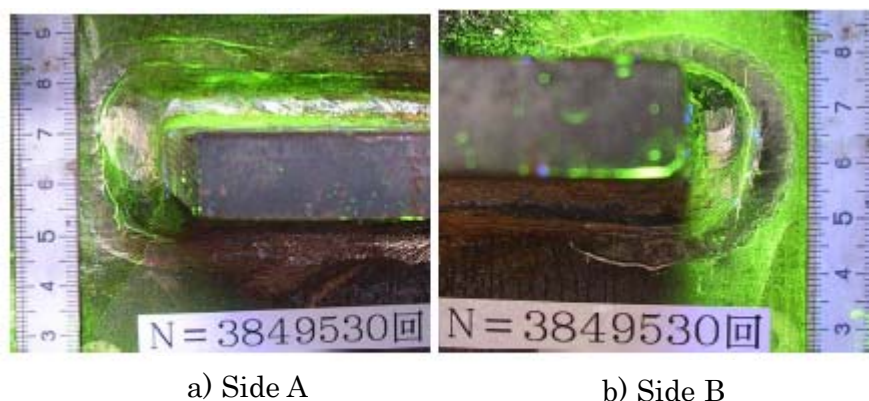


Fig.5.16 Appearance of fatigue crack at area S5 on No.2 specimen

### 5.3 結言

本章では、実構造を模擬した鋼桁に水平補剛材を付加した試験体を用いて曲げ疲労試験を行い、実構造サイズでのハンマーピーニング施工による疲労強度向上効果を検証した。その結果、実構造を模擬した鋼桁における曲げ応力場においても、母材打撃ハンマーピーニング施工によって、日本鋼構造協会で規定されたガセット溶接継手の疲労等級で 2 等級向上すること及び、低い応力範囲においては疲労寿命が約 4 倍になることを、公称応力範囲 74~123MPa の範囲に関し実証した。

### 第 5 章 参考文献

- [1] (社)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），2012.6.
- [2] 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 (2010)，pp.264-272.
- [3] 三木千壽，杉本一朗，鍛冶秀樹，根岸裕，伊藤裕一：既設鋼鉄道橋のフランジガセット取付け部の疲労強度向上に関する研究，土木学会論文集，No.584 (1998)，pp.67-77.
- [4] 仁瓶寛太，稲村文秀，公江茂樹：板すみ肉溶接構造の統一的な疲労強度評価に関する研究：(第 1 報) 簡易的なホットスポット応力の算出法について，関西造船協会誌 No.220 (1993)，pp.159-166.

## 第6章 結論

産業界にとって、構造物の疲労現象は、破壊そのものに繋がる無視できない問題であり、橋梁分野においては、一時期、東京都内などを走る首都高速道路の橋脚の溶接部に金属疲労による亀裂が多数見つかるなどの問題も発生し、集中的な補修がなされていたこともある。また、造船分野においても、省エネルギー（低燃費）競争が激化しており、鋼板の板厚減による船体軽量化への要求があるものの、疲労設計を考慮した場合、鋼板厚は確保する必要があり、鋼材の高強度に対応した継手疲労強度の向上が期待されている。

本論文では、主に溶接部からの疲労亀裂発生および疲労亀裂進展抑制に着目し、疲労強度向上手法としてハンマーピーニングを取り上げた。ハンマーピーニングは、溶接工が作業にて使用するフラックスチップをそのまま使い、先端のタガネを取り替えることによって、安価かつ簡便にピーニング技術を適用することができるものである。上記の手法によってハンマーピーニングの鋼構造物への適用を推進するための課題についてとりあげ、その課題解決の指針を提案すべく検討した。

第2章においては、ハンマーピーニング施工方法に関する検討と疲労強度向上効果検証に関する疲労試験を実施し、ハンマーピーニングの適用による溶接止端における応力集中緩和の効果と圧縮残留応力導入の効果を明確にした。ピーニングツールのピン先端形状を半円柱型として止端を打撃する方法、ピン先端形状を矩形として溶接金属周辺の止端に打撃する方法のいずれも、圧縮残留応力の導入効果と応力集中緩和効果により、溶接継手の飛躍的な疲労強度向上に寄与することを確認した。

第3章においては、溶接止端における応力集中が大きい面外ガセット溶接継手を評価対象としてピーニング施工後の疲労特性に及ぼす過大応力（予荷重）の影響について検証し、予荷重と溶接止端部における残留応力の関係および溶接継手の疲労特性の関係並びに、疲労寿命も疲労寿命改善対策として現状多用されているグラインダによる止端形状仕上げよりも改善することを確認した。

第4章においては、ハンマーピーニング施工により表層付近に導入した圧縮残留応力が、疲労亀裂発生後の疲労亀裂進展速度の遅延現象に及ぼす影響を示すことにより、ハンマーピーニングによる疲労寿命向上効果を疲労亀裂進展の観点から明確にした。ピーニングにより圧縮残留応力を導入することにより、疲労亀裂進展寿命にも効果があることを確認した。また、表層に圧縮残留応力を導入した場合でも、深さ方向への疲労亀裂進展抑制に寄与することも確認した。

第5章においては、ハンマーピーニング施工を実構造物を模擬した試験体に適用し、その効果を検証するとともに、寿命計算を実施することで構造体へのハンマーピーニング施工技術の適用により日本鋼構造協会の疲労等級で2等級以上向上することを立証し、実構造体におけるハンマーピーニング施工の有用性を確認した。

第6章においては、本論文で得られた結果と今後の課題についてまとめた。

予荷重と溶接止端部における残留応力の関係および溶接継手の疲労特性の関係など、機構が解明されていないこともあり、今後のさらなる検討が待たれる。

## 本研究に関する発表論文・口頭発表

1. 母材打撃ハンマーピーニングによる継手疲労強度向上 (第1報)  
溶接学会全国大会講演概要, 第92集 (平成25年4月)  
著者名 森影康, 中西克佳, 栗原康行, 伊木聡, 村上琢哉, 加藤真志, 鞆一, 土居真
2. EFFECT OF HAMMER PEENING PROCESSING ON FATIGUE PROPERTY OF WELDED JOINTS AFTER OVERLOAD  
Proceedings of the ASME 2013 Pressure Vessels and Piping Conference PVP2013  
(平成25年7月)  
著者名 Yasushi Morikage, Satoshi Igi, Kenji Oi
3. 母材打撃ハンマーピーニングによる継手疲労強度向上に関する研究  
(第1報) ハンマー打撃痕形状と疲労強度との関係  
土木学会第68回年次学術講演会 (平成25年9月)  
著者名 中西克佳, 森影康, 村上琢哉, 伊木聡, 鞆一, 土居真
4. 母材打撃ハンマーピーニングによる継手疲労強度向上に関する研究  
(第2報) 母材打撃ピーニングによる止端部応力の変化  
土木学会第68回年次学術講演会 (平成25年9月)  
著者名 森影康, 中西克佳, 伊木聡, 村上琢哉, 鞆一, 土居真
5. 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 (平成25年11月)  
著者名 森影康, 中西克佳, 伊木聡, 村上琢哉, 鞆一
6. 母材打撃ハンマーピーニングによる継手疲労強度向上 (第2報)  
溶接学会全国大会講演概要, 第94集 (平成26年4月)  
著者名 森影康, 中西克佳, 伊木聡, 村上琢哉, 鞆一, 土居真, 中野隆
7. ハンマーピーニング処理後の溶接継手の疲労特性に及ぼす予荷重の影響  
溶接構造シンポジウム2014講演論文集 (平成26年12月)  
著者名 森影康, 伊木聡, 大井健次



8. 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方法に関する研究  
土木学会論文集 第71巻 第1号 (平成27年1月)  
著者名 中西克佳, 森影康, 川畑篤敬, 鞆一
9. 疲労き裂進展抑制に及ぼす圧縮残留応力の影響  
日本船舶海洋工学会講演会論文集, 第20号 (平成27年4月)  
著者名 森影康, 伊木聡, 大井健次, 城雄一郎, 村上幸治, 後藤浩二
10. 母材打撃ハンマーピーニングによる溶接継手の疲労強度向上機構  
溶接学会論文集 第33巻 第2号 (平成27年5月)  
著者名 森影康, 中西克佳, 伊木聡, 中野隆, 鞆一
11. 疲労き裂進展抑制に及ぼす圧縮残留応力の影響  
溶接学会全国大会講演概要, 第97集 (平成27年9月)  
著者名 森影康, 伊木聡, 大井健次, 城雄一郎, 村上幸治, 後藤浩二
12. Effect of Compressive Residual Stress on Fatigue Crack Propagation  
Proceedings of ICPVT - 14(14th International Conference on Pressure Vessel  
Technology (平成27年9月)  
著者名 Y. Morikage, S. Igi, K. Oi, Y. Jo, K. Murakami, K. Gotoh

## 謝 辞

本研究は、著者が九州大学大学院工学府後期課程に所属中に九州大学大学院工学研究院 海洋システム工学部門 後藤浩二准教授のご指導のもとに遂行した実験および解析の結果、および JFE スチール株式会社 スチール研究所で行った実験および解析の結果をもとに遂行したものです。後藤浩二准教授には、終始多大なるご指導、ご鞭撻を賜りましたことを、深く感謝申し上げます。

本論文の作成に際して、ご多忙中にもかかわらず丁寧なご校閲を賜りました、九州大学大学院工学研究院海洋システム工学部門 吉川孝男教授、機械工学部門 野口博司教授、社会基盤部門 園田佳巨教授に心より御礼申し上げます。

著者の勤務先である JFE スチール株式会社 スチール研究所 津山青史前所長（現 JFE テクノリサーチ株式会社）、曾谷保博所長、接合・強度研究部 大井健次部長、田川哲哉主任研究員、伊木 聡主任研究員および疲労・強度グループの方々には、博士後期課程への編入学と本論文の執筆を後押しして頂くとともに、本論文の執筆にあたり有益なご指導ご助言を賜りました。ここに深く感謝いたします。さらに、接合・強度研究部所属中に著者がご指導頂いた JFE テクノリサーチ株式会社 安田功一様、久保高宏様には、現在に至るも多大なご指導を賜っております。深く御礼を申し上げます。

本研究は、JFE エンジニアリング株式会社 川畑篤敬常務執行役員、鞆 一様（現 株式会社建設技術研究所）、土居 真様、中野 隆様、JFE スチール株式会社 厚板セクター部 加藤真志主任部員、土木・建築研究部 村上琢哉主任研究員、中西克佳主任研究員、栗原康行主任研究員と協力して実施した疲労試験結果および解析結果が多く含まれております。さらに、九州大学大学院工学府建設システム工学専攻 船舶海洋構造工学講座 村上幸治技術専門職員 および、九州大学大学院工学府建設システム工学専攻 生産システム工学研究室 修士課程 城雄一郎氏と共同で実施した疲労試験結果および解析結果も本内容の中核を為しております。皆々様に改めてここに厚く御礼申し上げます。

実験および解析の遂行にご協力頂きました JFE テクノス株式会社 設備技術部 田中洋一様、JFE スチール株式会社 接合・強度研究部 井上嗣章様、宇野國雄様、宮崎一夫様、矢澤 浩様、渡邊 隆様、内田賢二様、および JFE テクノリサーチ株式会社 吉村 洋様、武 慎一郎様、関本春造様、松田直樹様、荻野信雄様、井上康明様はじめ多数の研究員、技術員の方々に心より御礼申し上げます。

最後に、筆者の現在の所属先である接合・強度研究部の皆様には、本論文を取りまとめる時間を確保するため、種々の援助を頂きました。ここに深く感謝申し上げます。