OUKA
The University of Osaka
Institutional Knowledge Archive

| | |
|---|---|
| Title | 付加溶接による溶接構造物の疲労強度向上に関する研究 |
| Author(s) | 小谷, 祐樹 |
| Citation | 大阪大学, 2021, 博士論文 |
| Version Type | VoR |
| URL | https://doi.org/10.18910/85397 |
| rights | |
| Note | |

*The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA*

https://ir.library.osaka-u.ac.jp/

The University of Osaka

博士学位論文

# 付加溶接による溶接構造物の疲労強度向上に関する研究

小　谷　祐　樹

2021 年 6 月

大阪大学大学院工学研究科

目次

第 1 章　序論　1
1.1　鋼構造物の疲労に関する現状と課題　1
1.2　止端仕上げに関する研究の現状　3
1.3　本研究の目的と方針　5
1.4　本論文の構成　6

第 2 章　疲労寿命に及ぼす付加溶接形状の影響に関する実験的検討　8
2.1　緒言　8
2.2　実験方法　8
2.2.1　試験体形状と溶接条件　8
2.2.2　付加溶接条件　10
2.2.3　形状パラメータの定義と形状計測　13
2.2.4　疲労試験　15
2.2.5　DIC 計測　17
2.3　溶接形状変化による疲労強度への影響　17
2.4　局所ひずみ分布の変化による疲労強度への影響　22
2.5　結言　23

第 3 章　疲労寿命に及ぼす付加溶接と止端グラインダー仕上げの影響に関する実験的検討　25
3.1　緒言　25
3.2　実験方法　26
3.2.1　溶接および止端仕上げ条件　26
3.2.2　形状パラメータの新たな定義　27
3.2.3　疲労試験　29
3.3　形状変化と疲労強度の関係　29

3.3.1 形状計測結果 29
3.3.2 疲労試験結果 31
3.4 有限要素解析による溶接部応力集中部の検証 37
3.5 応力集中係数評価式による検証 41
3.6 結言 43

第 4 章 付加溶接形状適正化に向けた検討および試験体サイズの影響 45
4.1 緒言 45
4.2 実験方法 46
4.2.1 電圧変化による付加溶接形状データの取得 46
4.2.2 応力集中係数の算出と適正形状の選定 49
4.3 付加溶接形状の適正化による疲労強度への影響 52
4.4 試験体サイズの違いによる疲労性能への影響 55
4.4.1 試験体形状および溶接条件 55
4.4.2 試験体幅の異なる継手の溶接形状および疲労性能 56
4.5 結言 62

第 5 章 面外ガセット溶接部の応力集中係数簡易評価式の提案と付加溶接への拡張性に関する検討 63
5.1 緒言 63
5.2 有限要素解析 64
5.2.1 形状モデル 64
5.2.2 溶接継手の有限要素モデル 66
5.3 面外ガセット溶接継手のパラメトリック提案式 70
5.3.1 形状の影響 70
5.3.2 SCF のパラメトリック式 74
5.4 付加溶接形状への提案式の適用性検討 77
5.4.1 形状 FE モデルと境界条件 77

5.4.2 S-N 曲線 79
5.4.3 き裂発生寿命に対する解析結果 80
5.5 結言 84
付録 85

第 6 章 疲労性能設計支援ツールの開発 88
6.1 緒言 88
6.2 き裂発生寿命評価 88
6.2.1 FE モデルと境界条件 88
6.2.2 解析条件と評価手法 89
6.2.3 き裂発生寿命に対する解析結果 89
6.3 き裂伝播寿命評価 93
6.3.1 FE モデルと境界条件 93
6.3.2 解析条件と評価手法 93
6.3.3 き裂伝播寿命に対する解析結果 94
6.4 疲労寿命評価 96
6.5 結言 98

第 7 章 結論 99

謝辞 103

参考文献 104

本論文に関する業績 109

# 第 1 章　序論

## 1.1 鋼構造物の疲労に関する現状と課題

鋼橋の経年劣化によって生じる疲労き裂は、構造部材の耐荷力を低下させ、場合によっては安全性に影響を及ぼす重要な損傷である。例えば ASCE（American Society of Civil Engineering：アメリカ土木学会）は、2016 年には現在アメリカで供用されている橋の約 11%に構造的な欠陥があると報告している [1,2]。特に、1970 年代以前に建設された鋼橋は疲労設計仕様が適切に定義されていなかったため、近年では補修や架け替えの取り組みを強化していることに加え、構造物の状態を継続的に確認し、残存寿命を評価するために新設・既設いずれもの橋梁に対してモニタリング技術が利用されている [3,4]。

一方で、日本では橋長 15m 以上の鋼橋が 6 万橋を超えているが、Fig. 1.1 に示すように、1954 年から 1973 年の高度経済成長期の大規模な建設ラッシュに伴い、供用 50 年を超える鋼橋は 2021 年現在約 2 万橋に達し、全体の約 30%を占める [5,6]。また、Fig. 1.2 に示すように、この割合は年々増加の傾向を辿り、2028 年には 50%に達すると推計されている。高齢化した鋼橋に生じる代表的な損傷には腐食やき裂があり、5 年に一度実施される定期点検でも多数の事例が報告されており、腐食やき裂の進行により大きな断面欠損が生じると、緊急あるいは速やかに補修すべきと判定される場合がある。経年劣化による損傷のうち溶接部に生じる疲労き裂は、道路橋の累積大型車交通量が多くなるにつれて発生割合が高くなる傾向にある。鋼橋の構造形式のうち鋼床版構造に生じる疲労き裂の代表的な損傷部位 [7]を Fig. 1.3 に示す。その中でも U リブと横リブのスカラップ部の廻し溶接部、デッキプレートと垂直補剛材間の廻し溶接部、デッキプレートとUリブの縦方向溶接部の損傷比率が高い [8]。その他の構造に生じる疲労き裂では、主桁ウェブとガセットプレート間の廻し溶接部、支点上ソールプレートと主桁フランジ間の溶接部などが挙げられる。いずれの部位もき裂が進展すると主桁破断や路面陥没など致命的な状態に至る可能性のある損傷であるため、既設橋梁の補修・補強による延命化あるいは架け替えなどの保全事業が近年進められている。

また、新設橋梁においても疲労への品質要求は年々高まっており、その背景には平成 14 年の道路橋示方書 [9]の改訂がある。この改訂以降、鋼橋の設計にあたっては疲労の影響を考慮するものと明記され、日本鋼構造協会（以下、JSSC）の定める鋼構造物の疲労設計指針・同解説 [10]とともに疲労設計が導入されてきた。設計指針では、既往の疲労試験結果を基に継手

形式に応じた疲労強度等級を定めており、例えば荷重非伝達型のすみ肉溶接継手はＥ等級、ガセットを開先溶接した継手はＦ等級と示されている。この疲労等級は、止端部の仕上げ処理によって溶接のままの継手よりも高い等級の疲労強度を有するとみなしてよいとあり、グラインダー処理等が適用されている。

様々な止端処理技術は、総合評価落札方式という橋梁の受注形式において要求される構造物の性能を高める施工・検査技術すなわち技術提案として、各橋梁メーカーが独自に採用する場合がある。日本橋梁建設協会の集計によると、道路橋の受注実績は平成 7 年の 86 万トンをピークに減少傾向を示し近年は 20 万トンに推移しているように、近年の道路橋の発注量減少に伴う橋梁メーカーによる受注競争の激化と、前述した既設橋梁の疲労損傷発生事例を受けて、疲労性能の向上に有効とされる止端処理技術を技術提案として提案する事例が増えている。

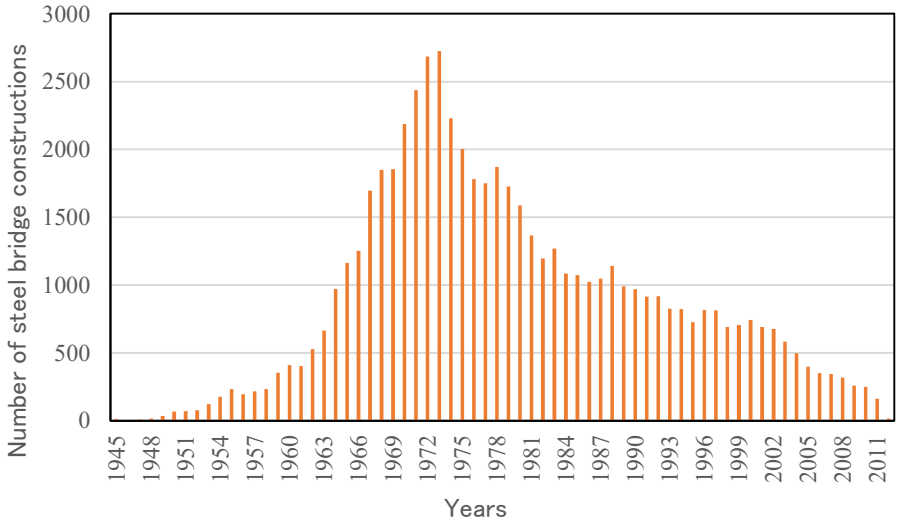
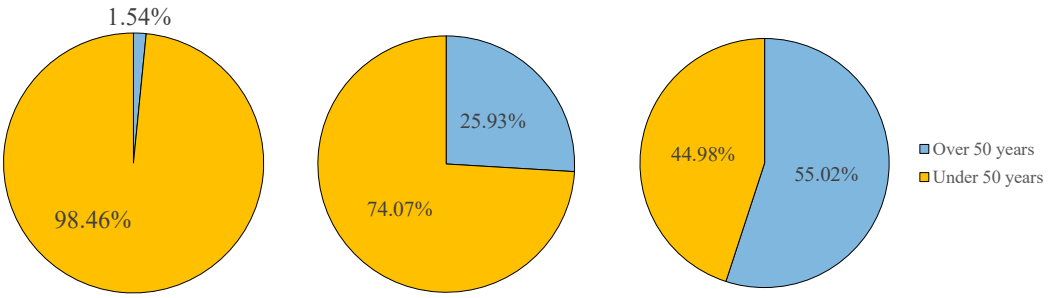



Fig. 1.1 Transition of steel bridge construction




(a) In 2000 years (b) In 2020 years (c) In 2028 years

Fig. 1.2 Transition of steel bridge in service more than 50 years

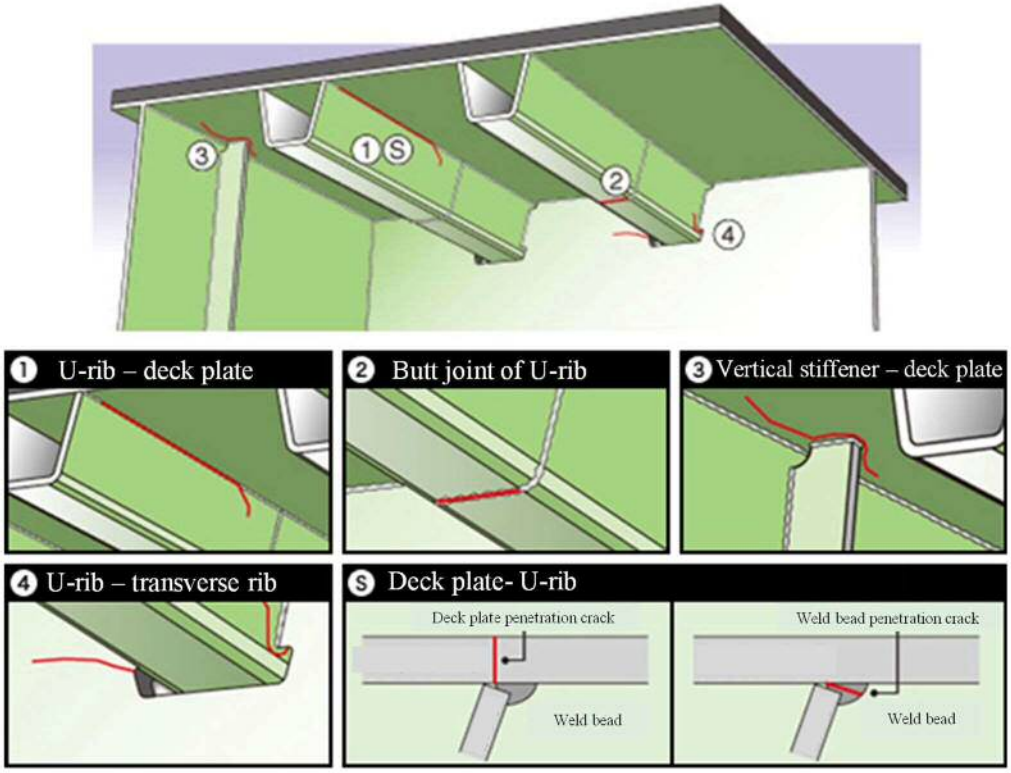



Fig. 1.3 Location of fatigue crack on the orthotropic steel deck structure[7)]

## 1.2 止端仕上げに関する研究の現状

疲労き裂の発生要因は、溶接部形状に起因する応力集中の大小や、溶接熱サイクルによって生じる引張残留応力である[11-14)]。そのため、新設橋梁受注の技術提案において耐疲労技

術が要求されているように、鋼橋の製作においては、疲労き裂の発生要因を抑制するための止端仕上げが疲労性能の向上に有効である。仕上げ処理による疲労性能の向上効果の有効性は、国際溶接学会（以下、IIW）[15]や JSSC の設計指針 [10]に示されている。疲労設計指針では、ガセットを開先溶接した継手の疲労等級が非仕上げでは F 等級であるのに対し、止端仕上げでは E 等級となり 1 等級向上すると示されている。止端仕上げは、止端部形状を滑らかにし応力集中を軽減することに効果的で、グラインダーツールによるグラインダー処理 [16–21]やTIG ドレッシング [22,23]を適用することが推奨されており、三木 [16]や森 [19]によってバーグラインダーを使用して止端曲率半径を 3 mm 以上に形成することが疲労強度の向上に有効であることが報告されている。また、TIG ドレッシングは、TIG アークにより止端部を溶融し滑らかな形状に形成する手法であり、Skriko[23]は、止端半径を 3mm に形成することで疲労寿命が向上することを示している。しかし、TIG ドレッシングによる熱影響部で生じる軟化が疲労寿命に影響を与える可能性も同時に示唆している。

疲労き裂発生のもう一つの要因である残留応力を改善する疲労強度向上法として、ピーニング [24–28]、超音波衝撃処理（Ultrasonic Impact Treatment：以下、UIT）[29–32]、低変態温度（Low Transformation Temperature：以下、LTT）溶接材料による変態膨張を利用した付加溶接法 [33–41] などが研究され、ファブリケーターが独自に採用する場合がある。ピーニングや UIT は、約 3mm 径のツールを使って止端部に打撃を与えて止端部を滑らかに形成し応力集中を軽減する効果を得ると同時に、表面に圧縮残留応力を導入できる手法である。堤 [24]は、鋼床版の縦方向溶接部において、ハンマーピーニング打撃によって圧縮残留応力が導入され、疲労寿命が 3 倍以上に上昇することを実験および解析で示している。また、Zhang[30]は、UIT による疲労寿命向上効果が残留応力に加えて打撃による表面硬化の影響であることを説明している。付加溶接法は、LTT を使用して冷却中の変態膨張により止端部に生じる残留応力を軽減させる手法や、溶接棒を使った化粧溶接により止端形状を改良して応力集中を緩和する手法 [12]など、溶接材料そのものに工夫を加えて疲労強度の向上を図るものが主である。LTT を使った付加溶接については、成分の異なる溶接材料や様々な継手形式に対して数多く検討されている。例えば、Hensel[37]は Ni, Cr を主成分とする LTT を、宮田 [33]は材料コストを抑えた Mn を主成分としたLTTを使用し、引張残留応力を軽減し疲労強度が向上できることを示した。さらには、志賀 [36]は廻し溶接部にLTTを用いた伸長ビードを付加する手法について検討し、長さ 40 mm

の伸長ビードにより圧縮残留応力を導入し、止端形状の平滑化により疲労強度が 7 倍以上に向上することを示している。しかし、LTT を用いた付加溶接では、特殊な溶接材料を使用するため、施工面において溶接ワイヤ交換による施工能率の低下や、材料コストの増加などが懸念される。また、LTT による残留応力の低減効果は、溶接材料に含まれる合金元素[33,36,37]、溶接条件[39]、鋼材との組み合わせ[37,40]、施工手順[41]、継手形式[37]などによって差が生じてしまうことが報告されており、実構造物の残留応力を計測・確認することもまた非常に困難であるといえる。

以上より、施工面・コスト面を考慮した手法として、特殊な溶接材料を使用せず通常のすみ肉溶接と同じ溶接材料を使用した付加溶接を提案する。本提案手法は、特殊な材料を使用しないため付加溶接でも材料コストを抑えられることに加え、ワイヤの交換作業が不要で通常のすみ肉溶接と連続施工が可能となる特徴を有し、止端形状の改善に有効であることから、簡易的な手法で疲労性能を向上できる可能性があると考えられる。

## 1.3 本研究の目的と方針

以上に述べた通り、新設橋梁において疲労性能の要求は年々増加しており、溶接継手の疲労強度を向上できる新たな止端仕上げ手法として、普通溶接材料を用いた付加溶接に着目した。これまでの付加溶接法は、LTT による残留応力改善の効果を利用した疲労性能の向上を期待するものであったが、本提案手法は止端形状の改善を目的としたものである。止端形状を滑らかに形成することで応力集中を低減できることは周知の事実であるが、付加溶接形状に対して、形状の変化によって疲労性能がどのように変わるのか、またどのような形状が有効的なのか明らかになっていない。

そこで本研究では付加溶接の形状を定量的に評価した上で、疲労性能の差異を確認し、形状と疲労性能の関係性とその要因について実験検証した。また、さらなる疲労性能向上のために、付加溶接とその他止端処理技術の組み合わせ技術が有効であると考え、溶接部の仕上げツールとして一般的に使用するグラインダーツールを組み合わせた手法に関して、疲労性能向上に有効的な溶接形状について実験的に検討した。さらには、形状の実測値を反映した有限要素モデルを構築し、解析的アプローチによって形状変化が及ぼす疲労性能の向上効果を明らかにした。

## 1.4 本論文の構成

本論文は第 1 章から第 7 章により構成されている。Fig. 1.4 に本論文のフローチャートを示す。

第 1 章は序論であり、本研究の背景を述べ、止端仕上げの関連研究の整理を行い、研究の目的を述べている。

第 2 章では、普通溶接材料を用いた付加溶接に関して実験検証を行い、付加溶接形状変化により疲労性能が向上することを確認した。付加溶接の狙い位置をパラメータとした形状変化を 3D スキャナによる計測で整理し、その疲労性能を疲労試験で確認するとともに、疲労性能向上の要因について、デジタル画像相関法(Digital Image Correlation: 以下、DIC)を用いた付加溶接止端部近傍の局所ひずみ変化によって評価する。

第 3 章では、さらなる疲労性能向上を目指すために、第 2 章で検証した形状を制御した付加溶接に止端グラインダー仕上げを組み合わせた手法に関して、第 2 章と同様に形状と疲労性能の関係性を実験検証するとともに、形状の実測値を反映した解析モデルを用いた有限要素法による弾性解析によって各溶接継手の応力集中係数を算出し、疲労性能に差異が生じた要因を評価する。

第 4 章では、付加溶接の適正化に向けて、付加溶接条件の電圧変化により生じる形状変化と疲労性能を確認し、疲労等級を 1 等級向上可能な付加溶接条件範囲の指針を示す。加えて、疲労性能に及ぼす試験体サイズの影響の基礎検討として試験体幅の影響について実験で確認する。

第 5 章では、溶接形状を反映した有限要素モデルの構築と回帰分析によって、面外ガセット溶接継手の廻し溶接止端部の応力集中係数を評価できる $K_t$ 式を提案し、付加溶接形状にも拡張適用可能であることを示す。

第 6 章では、実測の形状データを反映した有限要素モデルを用いた弾塑性有限要素法によるき裂発生寿命評価および XFEM によるき裂伝播寿命評価を行い、発生寿命および伝播寿命の和で表される疲労寿命が実験による疲労試験結果と一致することを明らかにすることで、溶接形状データから疲労寿命を予測できる疲労性能設計支援ツールとしての有限要素解析の有効性を示す。

第 7 章は本研究で得られた各章の知見を総括し、結論を述べる。

第 1 章　序論
・鋼構造物の疲労に関する現状と課題
・止端仕上げに関する研究の現状
・本研究の目的と方針

第 2 章　疲労寿命に及ぼす付加溶接形状の影響に関する実験的検討
・疲労強度に及ぼす付加溶接形状の影響の検証
・溶接止端部の局所ひずみ分布変化の検証

第 3 章　疲労寿命に及ぼす付加溶接と止端グラインダー仕上げの影響に関する実験的検討
・疲労強度に及ぼす付加溶接と止端グラインダー仕上げ形状の影響の検証
・有限要素法を用いた弾性解析による溶接部応力集中の検証

第 4 章　付加溶接形状適正化に向けた検討および試験体サイズの影響
・付加溶接形状適正化による疲労強度への影響
・適正形状を評価するための応力集中係数の有用性検証
・疲労強度に及ぼす試験体サイズの影響に関する基礎的検証

第 5 章　面外ガセット溶接部の応力集中係数評価式の提案と付加溶接への拡張性に関する検討
・有限要素法による廻し溶接部の応力集中係数 $K_t$ 評価式の提案
・付加溶接形状への $K_t$ 評価式の拡張適用性検証
・$K_t$ 評価式による疲労性能簡易評価

第 6 章　疲労性能設計支援ツールの開発
・有限要素法を用いた弾塑性解析によるき裂発生寿命評価
・有限要素法を用いた弾塑性解析によるき裂伝播寿命評価
・疲労寿命評価

第 7 章　結論

Fig. 1.4 Flow chart of this study

# 第 2 章　疲労寿命に及ぼす付加溶接形状の影響に関する実験的検討

## 2.1 緒言

第 1 章で述べたように、疲労き裂の発生要因は、溶接形状に起因する応力集中の大小と、溶接の加熱・冷却によって生じる残留応力であり、いずれかを改善することが溶接継手の疲労強度の向上に寄与する。そのために様々な手法が研究されている中で、本研究では付加溶接に着目した。付加溶接法は、LTT を使用して冷却中の変態膨張により止端部に生じる残留応力を軽減させる手法や、溶接棒を使った化粧溶接により止端形状を改良して応力集中を緩和する手法 [12]など、溶接材料そのものに工夫を加えて疲労強度の向上を図るものが主である。しかし本検討では付加溶接の中でも、特殊な溶接材料を使用せず、すみ肉溶接と同じ通常の溶接材料を用いた付加溶接を適用し、疲労性能向上のために止端形状を改善することを試みた。

本章では、付加溶接の形状を複数パターン形成した継手を作製し、3Dスキャナを用いて形状データを取得するとともに疲労試験にて疲労寿命を実験検証し、付加溶接形状と疲労性能の関係について、止端形状や局所的なひずみ分布の変化から評価した結果と考察を述べる。

## 2.2 実験方法

### 2.2.1 試験体形状と溶接条件

試験体形状を Fig. 2.1 に示す。使用する試験体は、主板 1 枚に対して 2 枚のガセットプレートで構成される面外ガセット溶接継手とし、いずれも板厚は 12 mm とした。使用した鋼板は、JIS G3106 溶接構造用圧延鋼材 SM490YA とした。鋼材の化学組成を Table 2.1 に示す。

溶接材料には直径 1.2 mm のフラックス入りワイヤ JIS Z 3313 T49J0T1-0CA-UH5 を使用した。溶接材料の化学組成を Table 2.1 に示す。ビード形状のバラツキを最小限に抑えるため溶接には多関節ロボット(DAIHEN 製 FD-V6)を使用し、$CO_2$ ガスシールドアーク溶接のすみ肉溶接を目標脚長 6 mm で行った。すみ肉溶接条件を Table 2.2 に示す。

すみ肉の廻し溶接は、半周の廻し溶接を合計 4 回行う施工方法とし、Fig. 2.1 に示す順序で行った。溶接時は、Fig. 2.2 に示すように、試験体を専用の治具に固定し溶接変形を防止し、

いずれの溶接パスも試験体が室温に冷却された状態でスタートさせた。

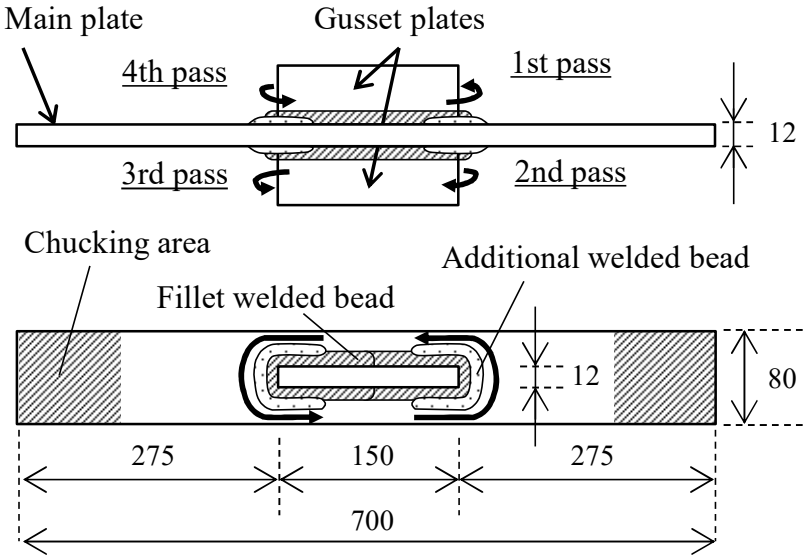



Fig. 2.1 Specimen configuration

Table 2.1 Chemical compositions of materials

| Materials | | Yield strength (MPa) | Tensile strength (MPa) | Elongation (%) | Chemical compositions (%) | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | | C | Si | Mn | P | S |
| Main plate | SM490YA | 439 | 518 | 25 | 0.15 | 0.19 | 1.10 | 0.015 | 0.003 |
| Gusset plate | SM490YA | 453 | 569 | 22 | 0.16 | 0.37 | 1.40 | 0.015 | 0.003 |
| Welding consumable | - | 495 | 572 | 28 | 0.05 | 0.54 | 1.51 | 0.014 | 0.010 |

Table 2.2 Welding conditions

| Weld method | Current (A) | Voltage (V) | Welding speed (mm/min) | Heat input (J/mm) |
|---|---|---|---|---|
| Fillet weld | 270 | 30.5 | 400 | 1,236 |
| Additional weld | 205 | 25.5 | 450 | 697 |



Fig. 2.2 Situation of specimen production

### 2.2.2 付加溶接条件

付加溶接条件を Table 2.2 に示す。付加溶接は、止端形状の改善を目的に行うため、扁平なビード形状が得られるように予め溶接条件を調整して決定し、すみ肉溶接が全て完了した後に、同様の治具拘束を与えた上で、すみ肉溶接と同じ順序で行った。

付加溶接のパラメータとして狙い位置を設定した。すみ肉溶接の主板側止端部を基準の 0 mm とし、2 mm、4 mm 離れた位置を狙い位置として付加溶接を行った。面外ガセット溶接継手の疲労き裂は応力集中部である主板側止端部から生じやすいことが報告されていることから、付加溶接はすみ肉廻し溶接の主板側止端部にのみ施工し、狙い位置の違いにより付加溶接の止端部形状の変化を測った。付加溶接要領の概略図を Fig. 2.3 に、得られる溶接外観の一例を Fig. 2.4 に示す。なお、付加溶接の効果を比較するため、標準的な止端仕上げ処理であるグラインダー処理を施した試験体も製作した。グラインダー仕上げの施工要領を Fig. 2.5 に示す。グラインダー仕上げ要領および形状の許容値は、鋼道路橋施工便覧 [42]の記述に基づいて決定し、目標の止端半径は 3 mm 以上となるよう、超硬バーを装着したバーグラインダーを主板側の止端部に押し当てて切削した。母材への削り込み深さはアンダーカット許容値と同等の 0.3 mm 以下とし、可能な限り母材切削を避けつつ止端ラインが完全に除去されるまで切削を行った。グラインダー仕上げ部の最終的な形状は、曲率半径 3 mm を有する専用ゲージを切削部に押し当てて、目視確認にて形状を管理した。

今回適用した止端処理条件の一覧を Table 2.3 に示す。すみ肉溶接のままの止端未処理材を AW、標準的な止端仕上げ処理であるグラインダー仕上げ材を AWG、付加溶接材を B シリーズとし、付加溶接の狙い位置に応じて B0、B2、B4 とそれぞれ称した。

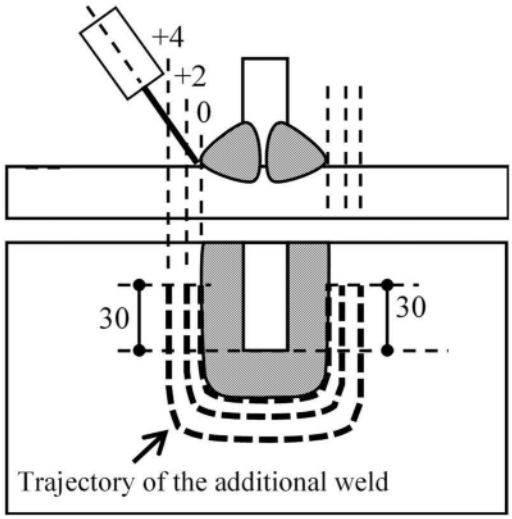



Fig. 2.3 Schematic diagram of the additional weld

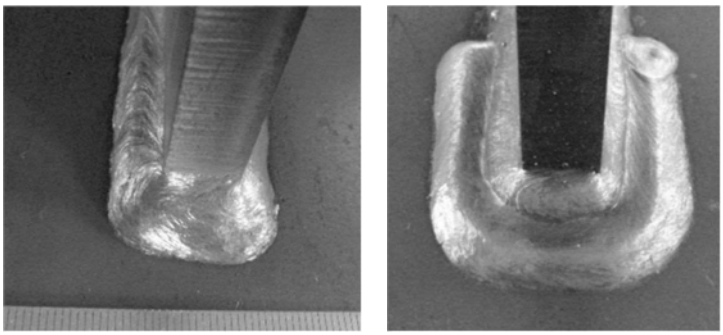
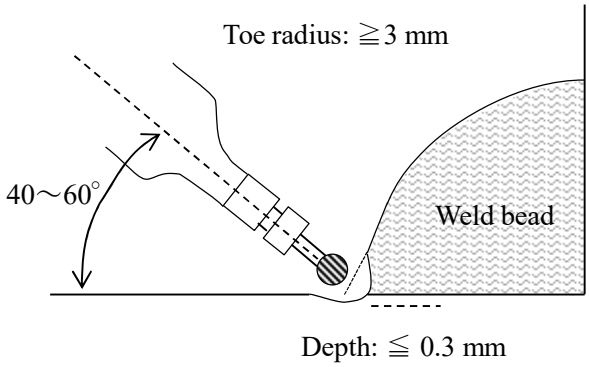
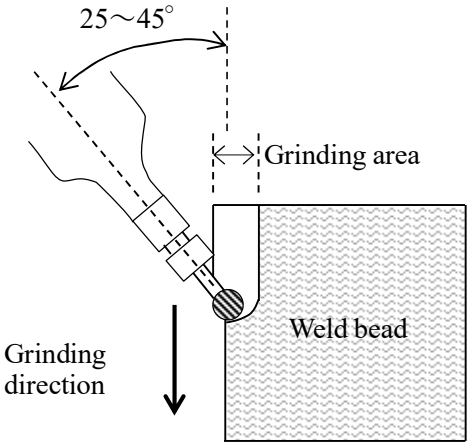
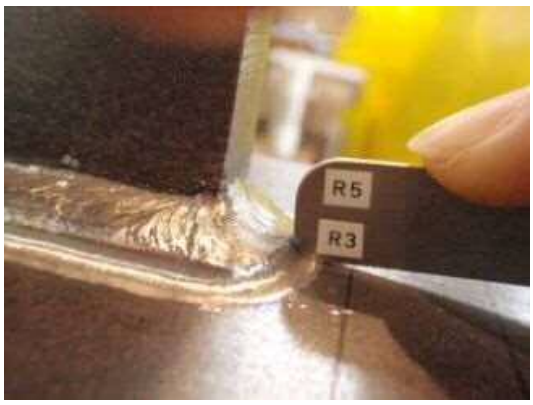


Fig. 2.4 Weld bead appearance




(a) Grinding procedure




(b) Confirmation of finishing shape

Fig. 2.5 Schematic diagram of grinding

Table 2.3 Test specimen conditions

| Symbol | Additional weld | Aiming position | Grinding |
|---|---|---|---|
| AW | × | − | × |
| AWG | × | − | ○ |
| B0 | ○ | 0 mm | × |
| B2 | ○ | 2 mm | × |
| B4 | ○ | 4 mm | × |

### 2.2.3 形状パラメータの定義と形状計測

すみ肉溶接および付加溶接の止端形状を評価するために、廻し溶接部断面に対して止端半径とフランク角を止端形状パラメータとして定義した。既往の研究ではすみ肉溶接や突き合わせ溶接の形状に対して止端半径やフランク角等が定義されている[12,22,29,43,44]が、止端仕上げ部や付加溶接部の形状に対してはパラメータが明確に定義されていない。そこで、本検討では Fig. 2.6 に示す形状パラメータを定義した。止端形状の計測には 3D スキャナを使用し、廻し溶接部の形状データを取得した。各条件の断面形状プロファイルを Fig. 2.7 に、廻し溶接部の中央断面マクロを Fig. 2.8 に示す。形状計測では、Fig. 2.7 に示す断面形状プロファイルを、廻し溶接部 1 か所あたり 9 断面すなわち試験体 1 体あたり 36 断面分取得した。試験体ごとの形状評価には、各断面形状プロファイルから算出される Fig. 2.6 で定義した形状パラメータの平均値を用いた。

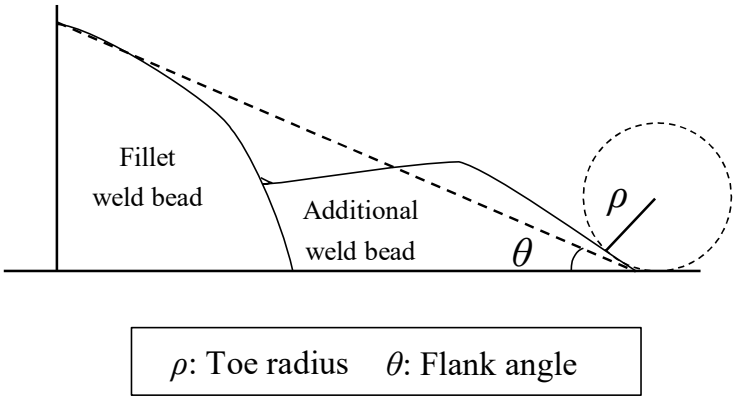
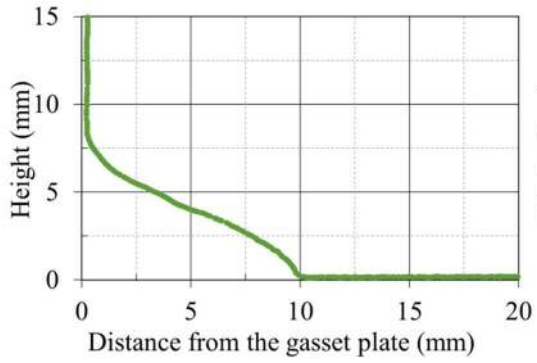
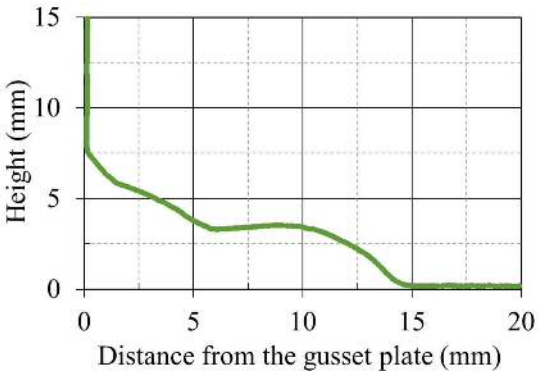


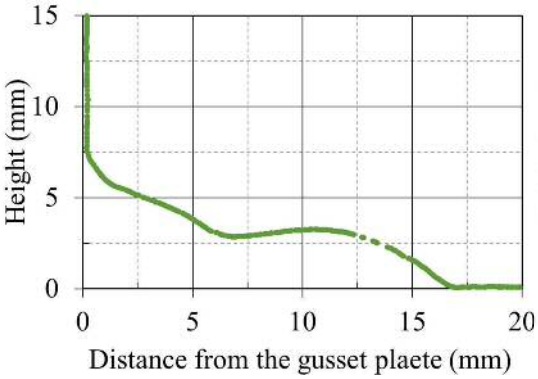

Fig. 2.6 Definition of parameters of the weld bead shape



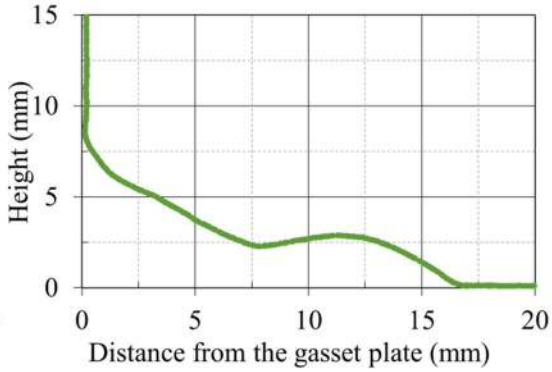

(a) As-welded joint (AW)




(b) Additional welded joint (B0)

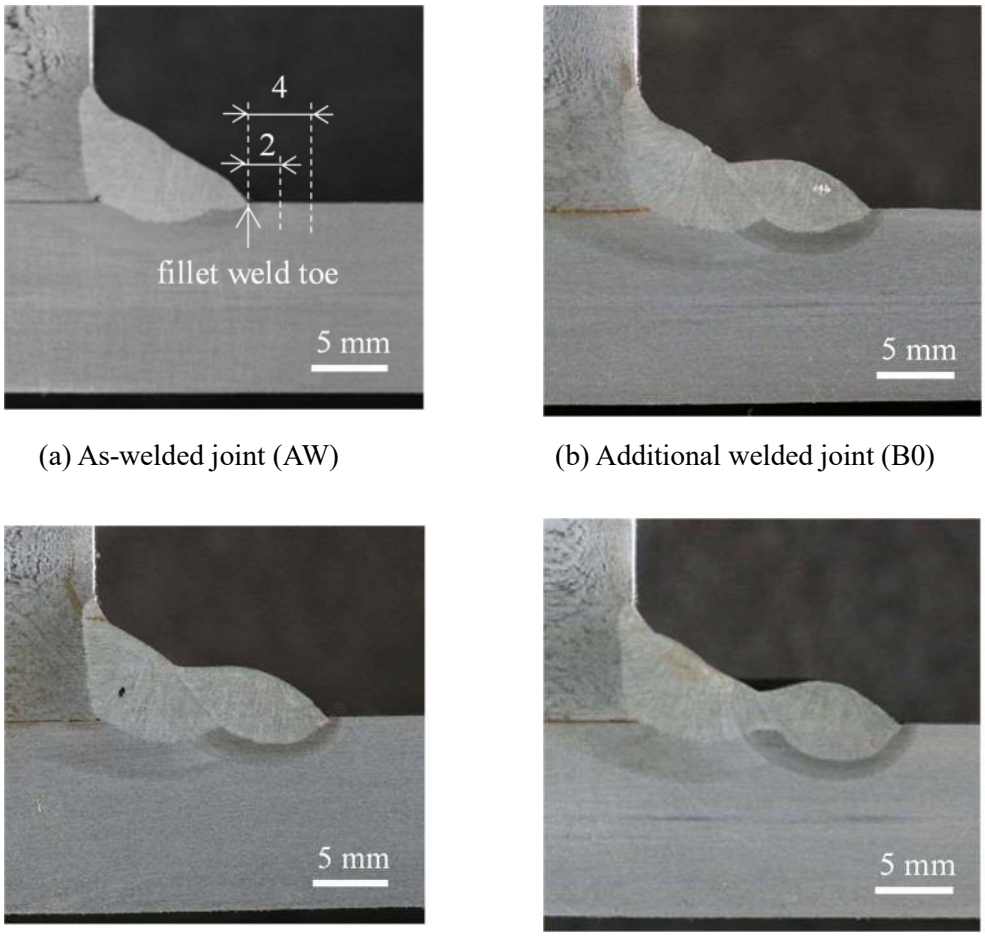



(c) Additional welded joint (B2)




(d) Additional welded joint (B4)

Fig. 2.7 Weld bead shape of boxing weld bead




(a) As-welded joint (AW)　(b) Additional welded joint (B0)

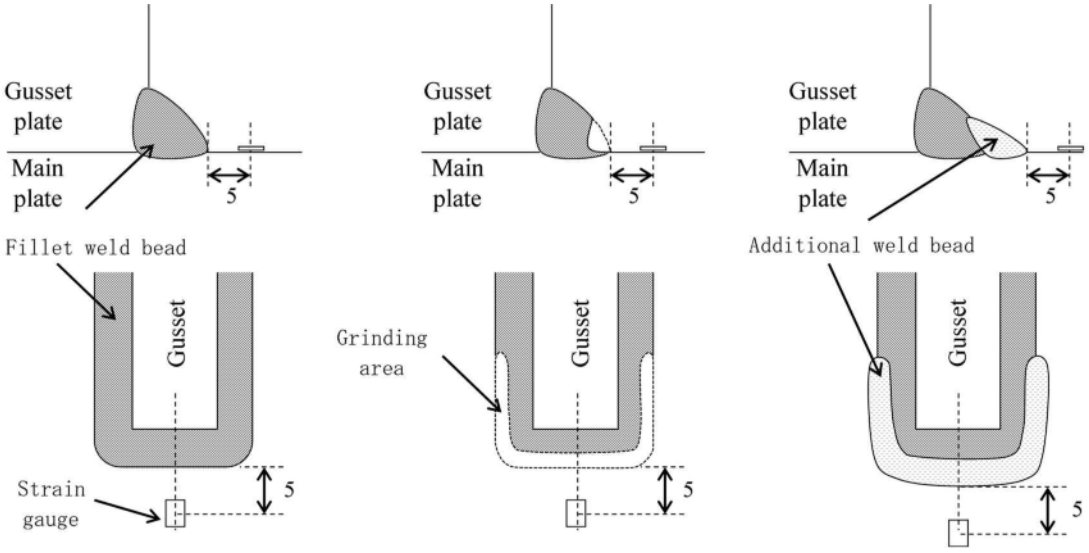
(c) Additional welded joint (B2)　(d) Additional welded joint (B4)

Fig. 2.8 Weld bead cross-sections

### 2.2.4 疲労試験

疲労試験には 30T 油圧サーボ式疲労試験機を使用した。試験体のチャッキング位置は、Fig. 2.1 の斜線部で示すように試験体の両端 105 mm の範囲とした。繰り返し載荷による止端部のひずみ変化を確認するために、試験体の廻し溶接部の主板側止端部中央から 5 mm 離れた位置の主板表面にひずみゲージを貼り付け、一軸方向の引張荷重を負荷し、繰り返し載荷 5,000 回ごとに動的ひずみ計測を行った。各試験条件のひずみゲージの取り付け位置を Fig. 2.9 に示す。試験条件は、公称応力範囲 125、150、175、200 MPa、応力比 0.05、載荷繰り返し速度 7 Hz とした。疲労試験中に計測したひずみ範囲の変化の例を Fig. 2.10 に示す。横軸は繰り返し回数、縦軸は計測したひずみ範囲 $\varepsilon_n$ を初期のひずみ範囲 $\varepsilon_1$ で除して正規

化した値である。図中に示すひずみゲージのチャンネル番号は、4 箇所の廻し溶接の溶接順序に倣った数値で表記している。Fig. 2.10 より、Ch.1 の止端部近傍に貼り付けたひずみゲージの値が最初に減少し始めている。これは止端部からのき裂発生および進展により止端部で応力が伝達されなくなることを示している。また、Ch.1 のひずみ減少に伴い裏面側にあたる Ch.2 のひずみは増加しており、これは表側のき裂進展による応力増加に起因していると考えられる。図中の点線はひずみ範囲の初期値からの 5%変動幅を示しており、4 つのゲージのうち最初にひずみ範囲が低下し始め 5%に達したときの繰り返し回数をき裂発生寿命 Nc と定義した。試験体が破断したときの繰り返し回数を疲労寿命 Nf とし、疲労試験結果を Nc および Nf でそれぞれ整理した。なお、一部の試験体では Nc に達したときのき裂形状を確認するために、公称応力範囲を半分にして 50,000 回載荷することでビーチマークを導入した。




(a) As-welded joint (AW)　(b) Grinding joint (AWG)　(c) Additional welded joint (Series of B)

Fig. 2.9 Attachment position of the strain gauge

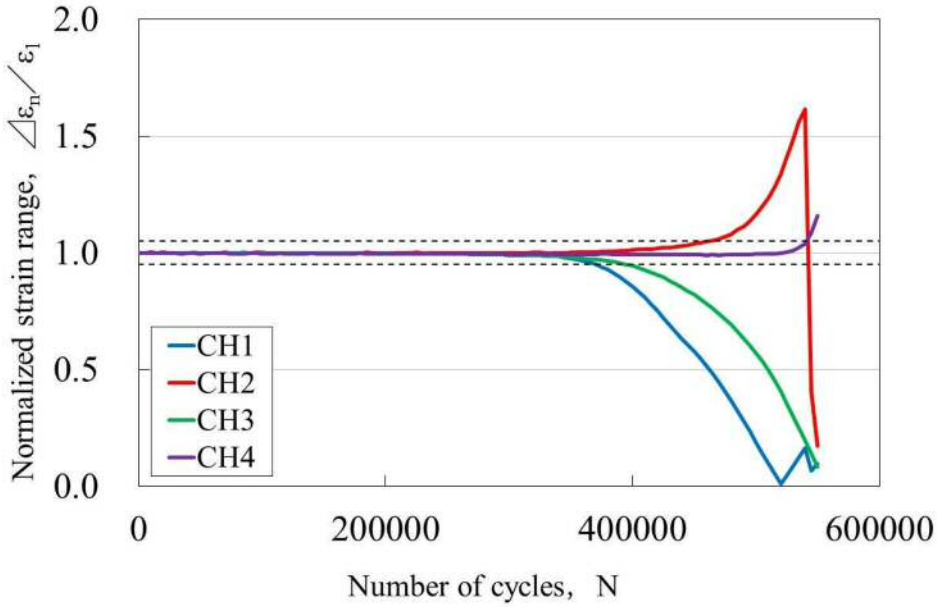



Fig. 2.10 Attachment position of the strain gauge

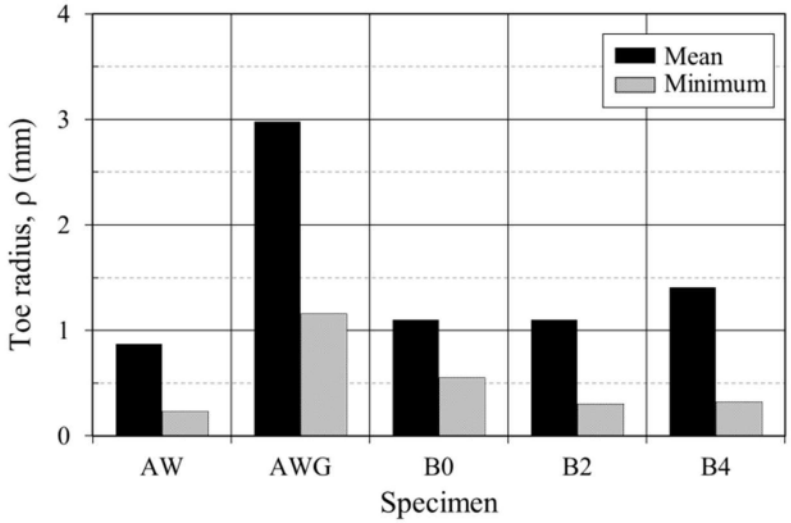
### 2.2.5 DIC 計測

静荷重試験における繰り返し荷重下での止端部近傍のひずみ変化を確認するために、DIC（Digital Image Correlation：デジタル画像相関法）による計測を実施した。DIC 計測では、計測対象表面にスペックルパターンと呼ばれるランダム模様をスプレー塗装で与え、荷重負荷に伴う表面の模様の変化をカメラで撮影する方法である。荷重負荷によりある領域の模様が移動することを変化と捉え、その変位量をひずみとして算出し可視化する。計測対象は、AW と B4 とし、廻し溶接の第 4 パスにあたる箇所を計測した。設定応力範囲は 125 MPa とした。

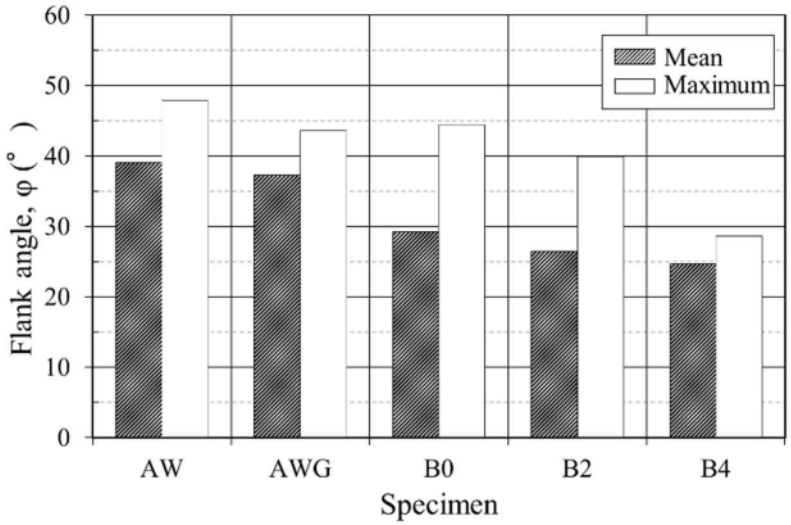
## 2.3 溶接形状変化による疲労強度への影響

形状計測結果を Fig. 2.11 に示す。平均値を比較すると、Fig. 2.11（a）に示すように AWG の止端半径は 2.97 mm と最も大きい値を示し、概ね 3R を満足していた。止端未処理材の AW では止端半径が 0.87 mm であるのに対し、付加溶接材の B シリーズでは全て 1 mm 以上と止端半径が大きくなり、その値は付加溶接の狙い位置が止端部から離れるにつれて増加する傾向を示した（止端半径 $\rho$ の大きさ：AWG＞B4＞B2＞B0＞AW）。また、フランク角についても、Fig. 2.11（b）に示すように、付加溶接の狙い位置が離れるにつれて減少した（フランク角 $\theta$ ：

AW≒AWG＞B0＞B2＞B4)。すなわち、付加溶接を施工し、その時の狙い位置を離すことにより、止端形状が改善されることが確認された。




(a) Mean and minimum toe radii



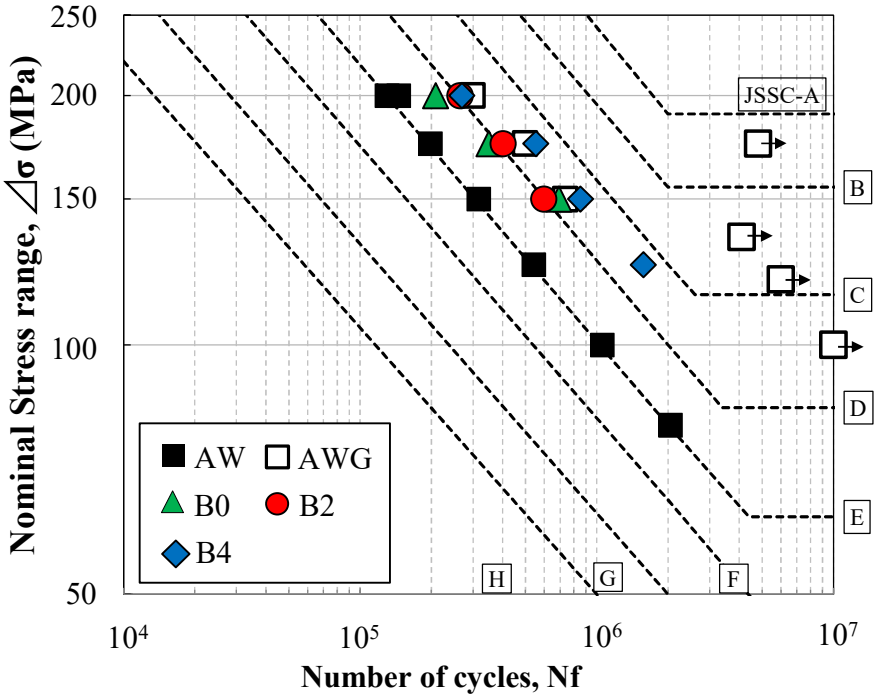

(b) Mean and maximum flank angle

Fig. 2.11 Toe radius and flank angle

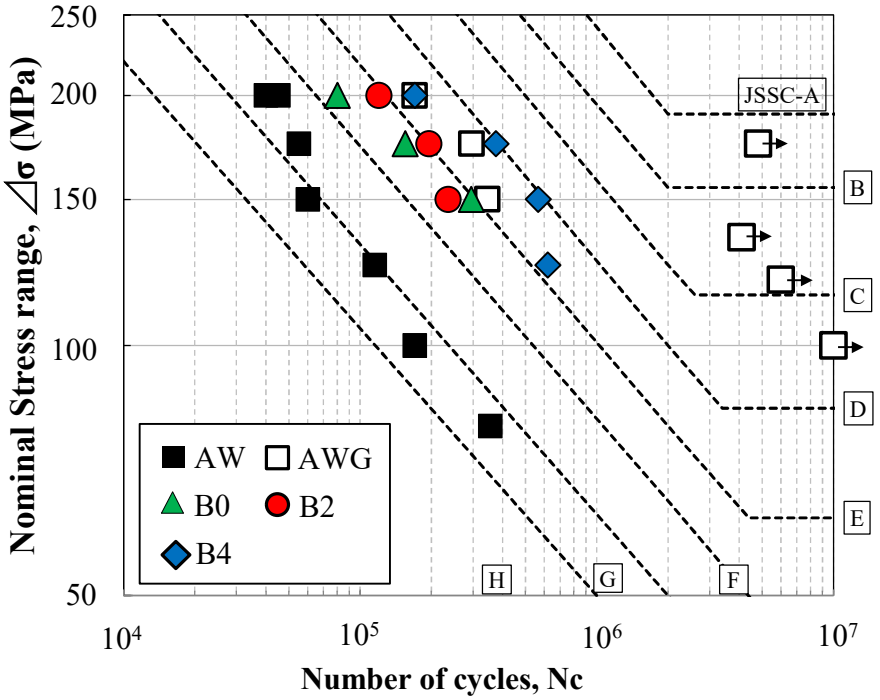
疲労試験結果をき裂発生寿命 Nc と疲労寿命 Nf でそれぞれ整理したものを Fig. 2.12 に、破断後の外観および破面を Fig. 2.13 に、試験結果の一覧を Table 2.4 に示す。Fig. 2.13 より、疲労き裂は AW および B シリーズいずれにおいても主板側の止端部から生じた。また、ビ

ーチマーク試験により得られたAWの破面より、繰り返し回数がNcに達したときの疲労き裂は廻し溶接止端部の中央部付近から発生した後、半楕円形のき裂として進展していることから、溶接止端部の応力集中の影響を受けて止端部に沿ってき裂が進展し、このときのき裂深さは1 mm程度であることが確認された。

Fig. 2.12に示す疲労試験結果では、JSSCの定める疲労等級をFig. 2.12中に点線で併記する。JSSCの疲労設計指針では、止端仕上げによって疲労等級が1等級以上向上すると示されているが、Fig. 2.12(a)より、本試験におけるNfの結果では、AWのE等級に対して、AWGでは1等級向上のD等級を示したため、施工便覧の要領に基づいて施工した今回の止端仕上げの品質は概ね良好と考えられる。また、付加溶接のBシリーズでは、いずれも疲労寿命は延伸し、付加溶接狙い位置が離れるにつれて疲労寿命は延伸する傾向を示した(Nfの大小関係:B4＞AWG＞B2＞B0＞AW)。特に、最も狙い位置の離れたB4が最も長寿命化し、公称応力範囲150 MPaの結果を比較すると、AWに対して2.7倍となり、JSSCの疲労強度等級は、AWGと同等のD等級を示した。形状計測結果より、特にB4ではAWに対して止端半径が大きく、かつフランク角が小さくなる傾向を示したことから、止端形状の改善によって応力集中が軽減し疲労寿命の延伸に寄与したと考えられる。一方Fig. 2.12(b)より、き裂発生寿命Ncに着目すると、条件ごとの寿命の大小関係はNfと概ね一致(Ncの大小関係:B4＞AWG＞B2＞B0＞AW)しており、公称応力範囲150 MPaでのNcを比較すると、AWに対してB4は9.4倍と大きく寿命が延伸した。またNfとNcの差を比較すると、公称応力範囲150 MPaではAWが約25万回、B4が約28万回と近い値を示した。すなわち、き裂が発生してから破断に至るまでの寿命に対しては止端処理の影響は小さいと考えられる。よって今回の検討では、付加溶接によって止端形状が改善しき裂を発生しにくくさせたことが、疲労寿命の延伸に寄与したと考えられる。




(a) Fatigue life, Nf

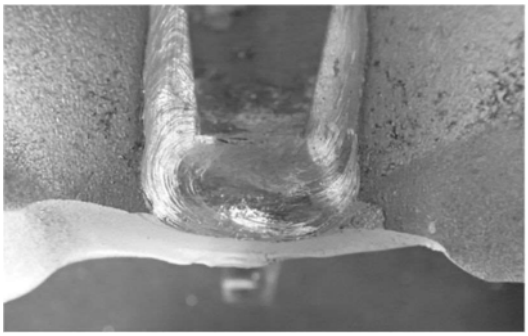



(b) Crack initiation life, Nc

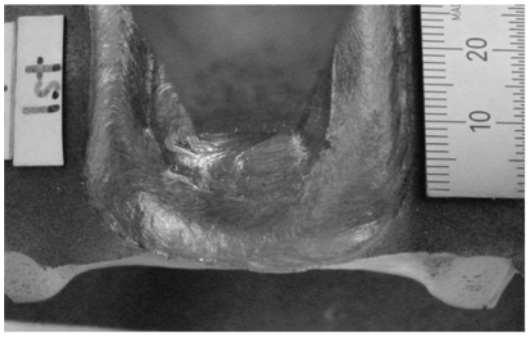
Fig. 2.12 S-N diagrams

Table 2.4 Results of the fatigue test

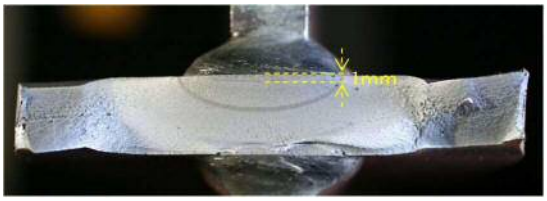
| | Nominal stress range, Δσ (MPa) | Fatigue life, Nf | Ratio of AW for Nf | Crack initiation life, Nc | Ratio of AW for Nc | Fracture position | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| AW | 125 | 541,427 | - | 115,000 | - | toe | |
| | 150 | 317,479 | - | 60,000 | - | toe | |
| | 175 | 198,285 | - | 55,000 | - | toe | |
| | 200 | 129,895 | - | 45,000 | - | toe | |
| | 200 | 145,637 | - | 45,000 | - | toe | |
| AWG | 120 | >6,000,000 | - | >6,000,000 | - | - | Runout |
| | 135 | >4,100,000 | - | >4,100,000 | - | - | Runout |
| | 150 | 735,987 | 2.3 | 345,000 | 5.8 | toe | |
| | 175 | >4,800,000 | - | >4,800,000 | - | - | Runout |
| | 175 | 497,985 | 2.5 | 295,000 | 5.4 | toe | |
| | 200 | 298,487 | 2.0 | 170,000 | 3.8 | toe | |
| B0 | 150 | 691,079 | 2.2 | 295,000 | 4.9 | toe | |
| | 175 | 349,569 | 1.8 | 155,000 | 2.8 | toe | |
| | 200 | 208,165 | 1.4 | 80,000 | 1.8 | toe | |
| B2 | 150 | 596,615 | 1.9 | 235,000 | 3.9 | toe | |
| | 175 | 401,163 | 2.0 | 195,000 | 3.5 | toe | |
| | 200 | 264,441 | 1.8 | 120,000 | 2.7 | toe | |
| B4 | 125 | 1,573,054 | 2.9 | 620,000 | 5.4 | toe | |
| | 150 | 852,463 | 2.7 | 565,000 | 9.4 | toe | |
| | 175 | 552,499 | 2.8 | 375,000 | 6.8 | toe | |
| | 200 | 269,215 | 1.8 | 170,000 | 3.8 | toe | |



(a) Appearance for AW



(b) Appearance for B4



(c) Fracture surface for AW



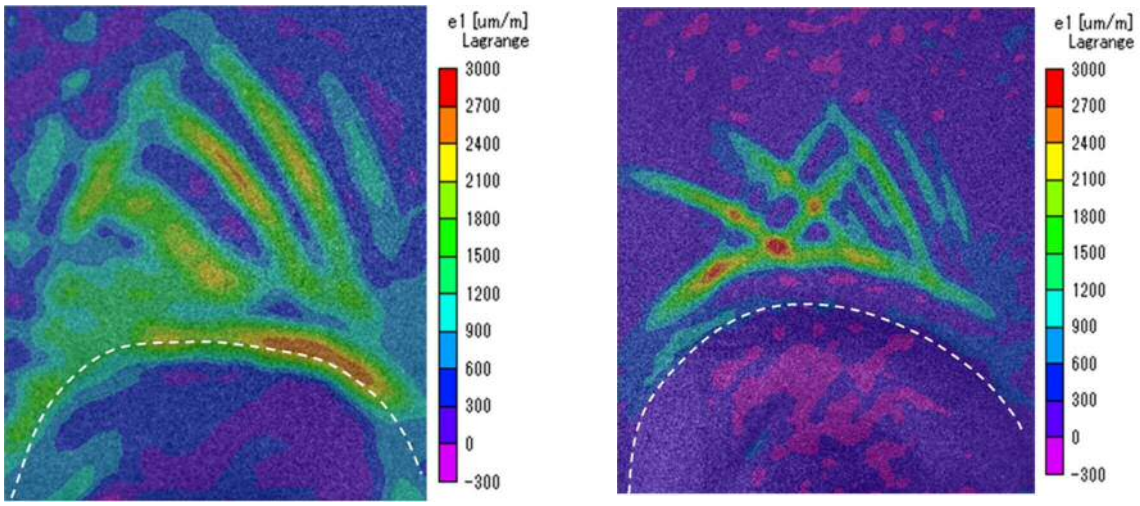
(d) Fracture surface for B4

Fig. 2.13 Photographs of fracture surface and appearance

## 2.4 局所ひずみ分布の変化による疲労強度への影響

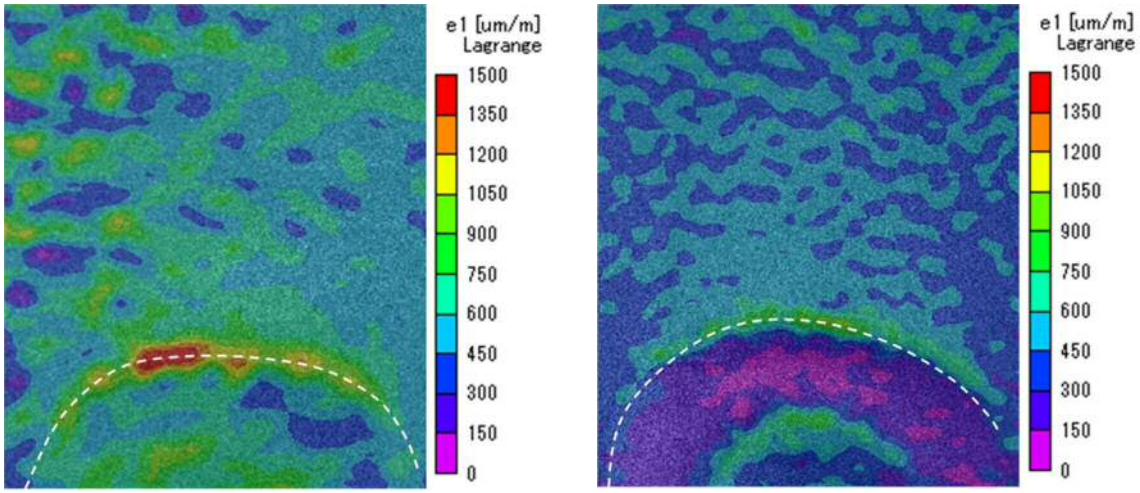
Fig. 2.14 に AW と B4 における静荷重試験の最初の最大荷重負荷時の廻し溶接周辺の主ひずみ分布を、FIG. 2.15 に 3 繰り返し載荷 3 サイクル目の最大荷重負荷時の主ひずみ範囲の分布をそれぞれ示す。Fig. 2.14 および 2.15 中の白破線は溶接の止端ラインを示し、緑・黄・赤色などのひずみ量が大きい領域は荷重負荷によって変形が生じていることを示している。Fig. 2.14 より、すべり線の形成を示す大きいかつ局所的なひずみ分布が観察された。既往の研究で報告されているように、これらのすべり線はリューダース線と呼ばれる、材料降伏や塑性すべりを示す線だと考えられる [45]。AW では、応力集中しやすい主板側の溶接止端部で最大のひずみが生じていることが確認された一方で、B4 では主板側の溶接止端部からわずかに離れた位置で最大のひずみが生じていた。これは形状改善による応力集中緩和の効果に加え、付加溶接がすみ肉溶接に比べて低入熱量であることによる硬さの上昇によって止端部での塑性化が抑制されたことが起因したと考えられる。

一方、Fig. 2.15 より、静荷重試験の 3 サイクル目の最大荷重負荷時のひずみ範囲に着目すると、止端部のひずみ範囲が付加溶接によって大きく低下することが確認された。これは、止端部近傍の材料硬化により塑性化が抑制され、止端部近傍の領域が弾性的に変形したことを示唆している。よって、疲労き裂が生じやすい応力集中部である溶接止端部のひずみが低下しき裂が生じにくくなったことが、疲労寿命の延伸に寄与したと考えられる。




(a) Aw-welded joint (AW)　　(b) Joint with additional weld (B4)

Fig. 2.14 Initial strain distribution around the weld toe, ε1




(a) Aw-welded joint (AW)　　(b) Joint with additional weld (B4)

Fig. 2.15 Strain distribution around the weld toe, Δε1

## 2.5 結言

本章では、面外ガセット溶接継手における疲労寿命延伸に寄与する付加溶接の効果について、付加溶接狙い位置をパラメータとした形状変化を図り、形状変化が及ぼす疲労強度向

上効果について実験的に検証した結果について報告した。以下に結論を示す。

(1) 適切な狙い位置で付加溶接を施工することで、止端半径が大きく、かつフランク角の小さいフラットな付加溶接形状が得られた。

(2) 通常のすみ肉溶接と同じ溶接材料を用いた付加溶接により、面外ガセット溶接継手の疲労強度を改善することができ、通常のすみ肉溶接継手に対して狙い位置 4 mm の付加溶接継手では、$\Delta\sigma$=125 MPa の疲労寿命は 2.9 倍となった。

(3) DIC計測により、溶接止端部近傍の局所的なひずみが付加溶接により減少し、疲労寿命延伸の一因になることが明らかになった。

# 第 3 章　疲労寿命に及ぼす付加溶接と止端グラインダー仕上げの影響に関する実験的検討

## 3.1 緒言

JSSC の定める疲労設計指針では、止端仕上げによって疲労等級が 1 等級向上すると示されている。止端仕上げには様々な種類があり、ディスク型・バー型の種類を有するグラインダー処理[16-21]が一般的で、溶接止端部の形状を整えて応力の流れを滑らかにすることで応力集中を低減できると報告されている。その他にも、打撃ツールを用いたピーニング[24-28]、低変態温度（LTT）溶接材料を使った付加溶接[33-41]なども、疲労き裂の発生要因の一つである溶接の加熱・冷却サイクルによって溶接止端部に生じる引張残留応力を低減する効果が報告されていることから、工事入札時の技術提案として施工側が独自に採用する場合がある。しかし、止端仕上げはグラインダーによる仕上げを前提に示されているため、ピーニングや LTT 付加溶接などは専用のツールや材料が必要となり準備手間や材料コストなどが増加する。そこで、本研究では、特殊な溶接材料を使用しない付加溶接法に着目した。従来の付加溶接法は、LTT を使用して冷却中の変態膨張により止端部に生じる残留応力を軽減させる手法[33-41]や、溶接棒を使った化粧溶接により止端形状を改良して応力集中を緩和する手法[12]など、溶接材料そのものに工夫を加えて疲労強度の向上を図るものが主である。一方で、今回適用した付加溶接法は、通常のすみ肉溶接と同じ溶接材料を使用して止端形状の改善を図る手法である。この方法は、溶接材料コストを抑えられることに加え、付加溶接前に溶接材料の交換が不要で通常溶接と連続施工が可能となることが大きなメリットとなる。第 2 章では、面外ガセット溶接継手を対象とした付加溶接法によって、止端半径を大きくかつフランク角を小さく形成でき、一般的な止端仕上げであるグラインダー処理と同等の疲労強度が得られることを明らかにした。また、狙い位置に応じて変化する付加溶接形状が疲労寿命に大きく影響する、つまり付加溶接形状の適正化が重要であることを示した。一方、継手疲労性能のさらなる向上を目指す上では、その他止端処理技術との併用が有効と考えられ、止端仕上げ、余盛り削除、フィレット部仕上げなど溶接部の仕上げ作業に標準的に使用しているグラインダーが準備手間や材料コストを最小限に抑えられる有効なツールであるといえる。例えば、堤ら[14]は、荷重非伝達型の十字すみ肉溶接継手を対象として、付加溶接とグラインダーによる疲労寿命延伸に関して検

討しているが、溶接後工程でグラインダー仕上げを前提とする場合にどのような付加溶接形状が継手疲労性能の向上に有効かなど明らかにされていない。

そこで本研究では、第 2 章と同様に面外ガセット溶接継手を対象として、付加溶接に加えてグラインダー仕上げによる止端部のさらなる形状改善を図る付加溶接＋グラインダー仕上げの併用手法を適用した。本手法における疲労寿命向上に有効な付加溶接形状形成のための適正条件を探査することを目的に、付加溶接狙い位置をパラメータとした形状変化に伴う疲労寿命を実験検証した。さらには、疲労寿命延伸効果を FEM 解析によって求めた付加溶接近傍の応力集中係数 $K_t$で整理した考察も加えて報告する。

## 3.2 実験方法

### 3.2.1 溶接および止端仕上げ条件

試験体形状、継手形状、溶接条件、使用材料は 2 章で使用したものと同じとした。付加溶接の形状変化を図るための付加溶接パラメータも同様に、すみ肉溶接止端から 0 mm、2 mm、4 mm の 3 条件とし、付加溶接ビードの主板側止端部全線に渡りグラインダー仕上げを施した。グラインダー仕上げの施工要領もまた第 2 章と同様に、鋼道路橋施工便覧[42)]の記述に基づいた、目標止端半径 3 mm 以上、母材削り込み深さ 0.3 mm 以下とし、超硬バーを装着したバーグラインダーを主板側の止端部に押し当てて切削した。Fig. 3.1 に付加溶接とグラインダー仕上げの併用継手の外観および断面マクロを示す。

本検討で適用した試験条件を第 2 章の条件とともに Table 3.1 に示す。Table 3.1 の中で、付加溶接とグラインダー仕上げを併用したものを BG シリーズとし、付加溶接の狙い位置に応じて、B0G、B2G、B4G とそれぞれ称した。

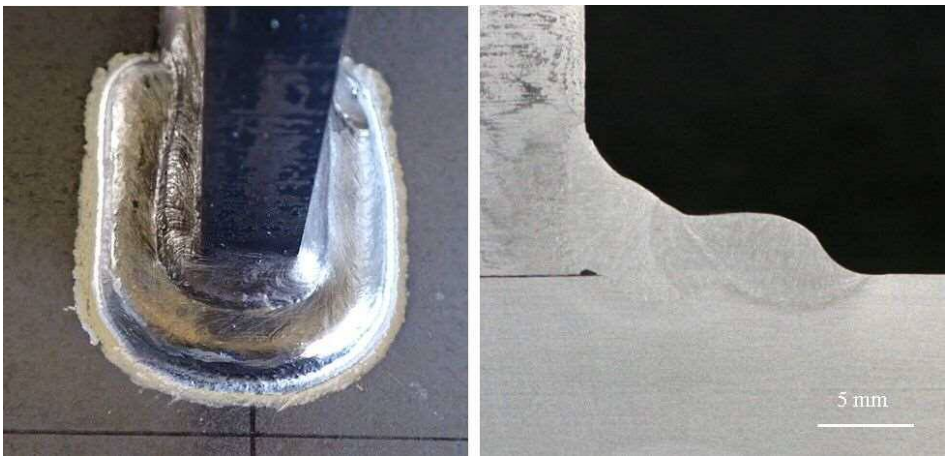



Fig. 3.1 Weld bead and cross-section with additional weld and grinding

Table 3.1 Test specimen conditions

| Symbol | Grinding | Additional Weld | Aiming position |
|---|---|---|---|
| AW | × | × | - |
| AWG | ○ | × | - |
| B0 | × | ○ | 0 mm |
| B2 | × | ○ | 2 mm |
| B4 | × | ○ | 4 mm |
| B0G | ○ | ○ | 0 mm |
| B2G | ○ | ○ | 2 mm |
| B4G | ○ | ○ | 4 mm |

### 3.2.2 形状パラメータの新たな定義

溶接部の形状は第 2 章と同様に、3D スキャナで計測し、形状評価には試験体 1 体あたり 36 断面分取得した断面形状プロファイルを使用して各形状パラメータを算出した。第 2 章では形状パラメータとして止端部における止端半径（$\rho$）とフランク角（$\theta$）を定義したが、本章における付加溶接とグラインダー仕上げを組み合わせた継手形状に対しては、加えてすみ肉溶接と付加溶接が重なる境界部の形状パラメータとして、境界部曲率半径（$r$）と境界部深さ（$d$）を新たに定義した。なお、境界部のパラメータは、後に述べる疲労試験結果と形状の関係を整理する上で必要となるため、付加溶接とグラインダー仕上げを組み合わせた BG シリーズにの

み定義した。本章における新たな溶接形状パラメータの定義と BG シリーズの形状プロファイルをそれぞれ Fig. 3.2 および 3.3 に示す。

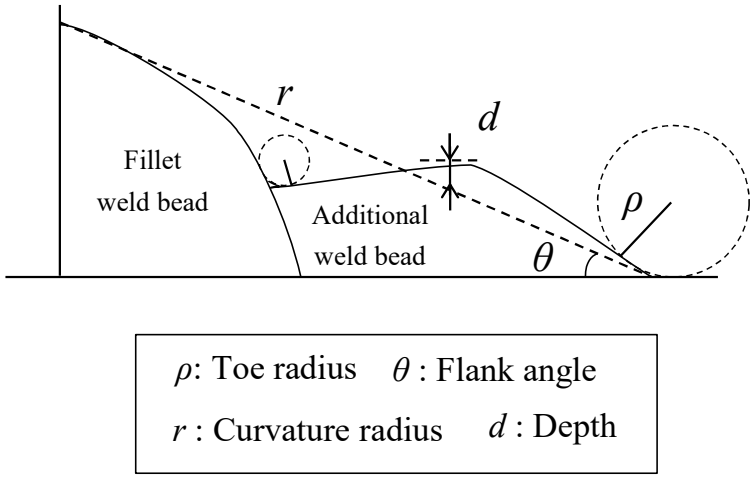
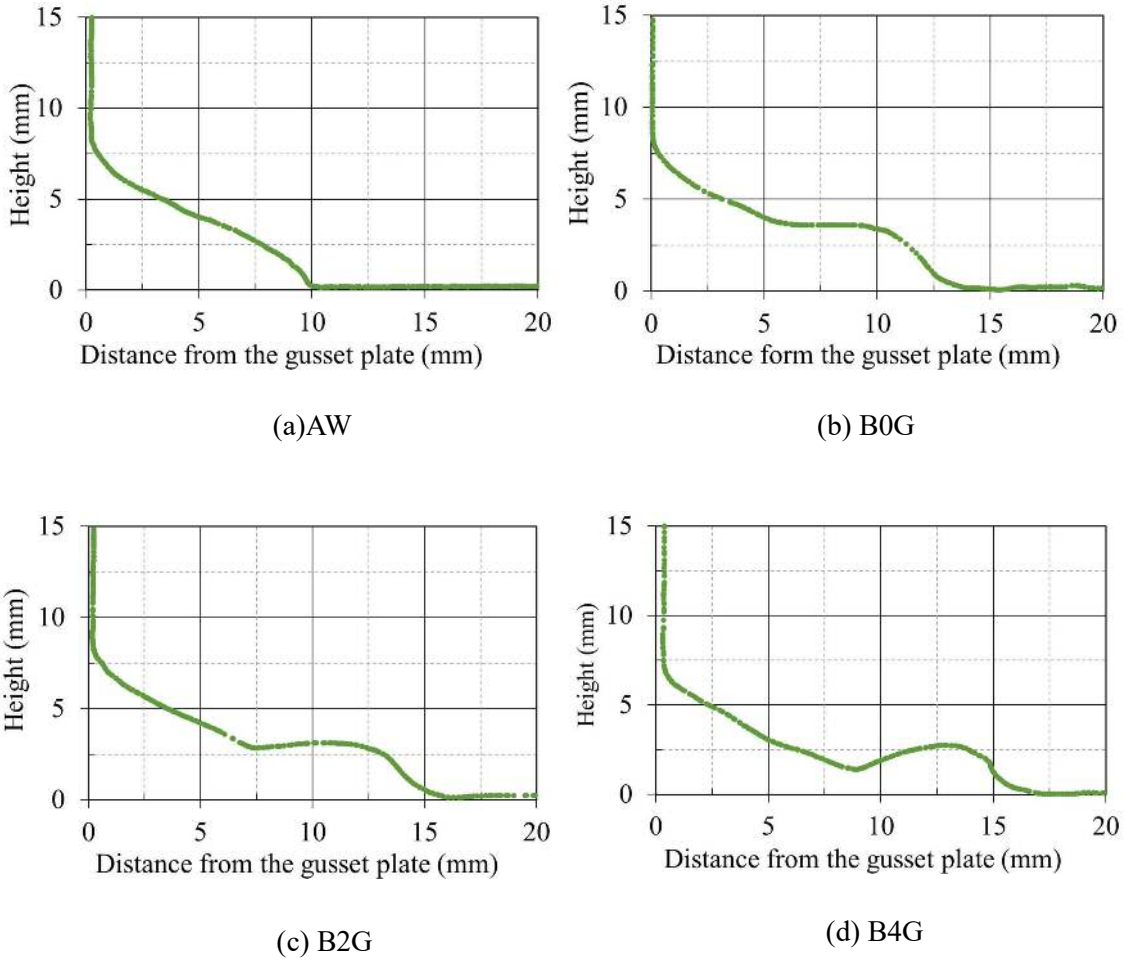



Fig. 3.2 Definition of weld bead parameters（weld toe and weld boundary）




(a)AW　　(b) B0G

(c) B2G　　(d) B4G

Fig. 3.3 Weld bead profiles for AW, B0G, B2G and B4G

### 3.2.3 疲労試験

試験機、チャッキング位置、ひずみゲージの取り付け位置、寿命の定義等はすべて第 2 章と同じとした。試験条件は、公称応力範囲 150、175、200、225、250 MPa、応力比 0.05、載荷繰り返し速度 5～7 Hz とした。

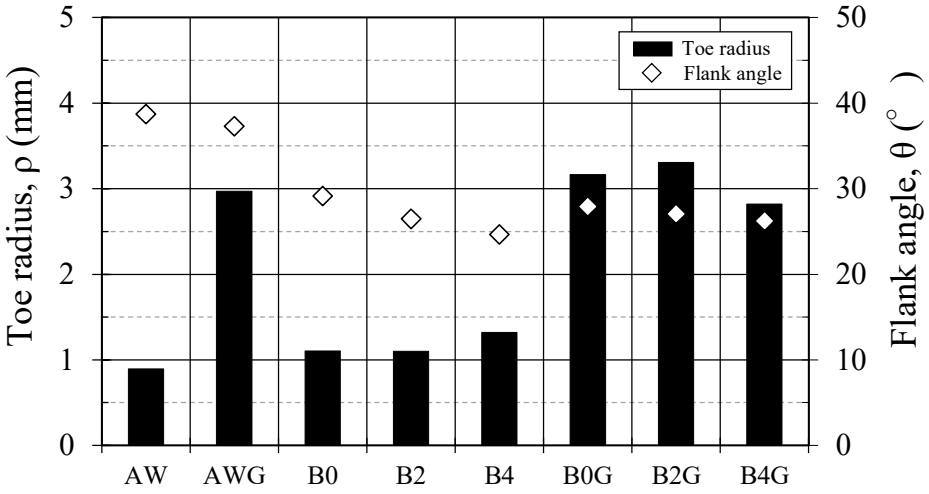
## 3.3 形状変化と疲労強度の関係

### 3.3.1 形状計測結果

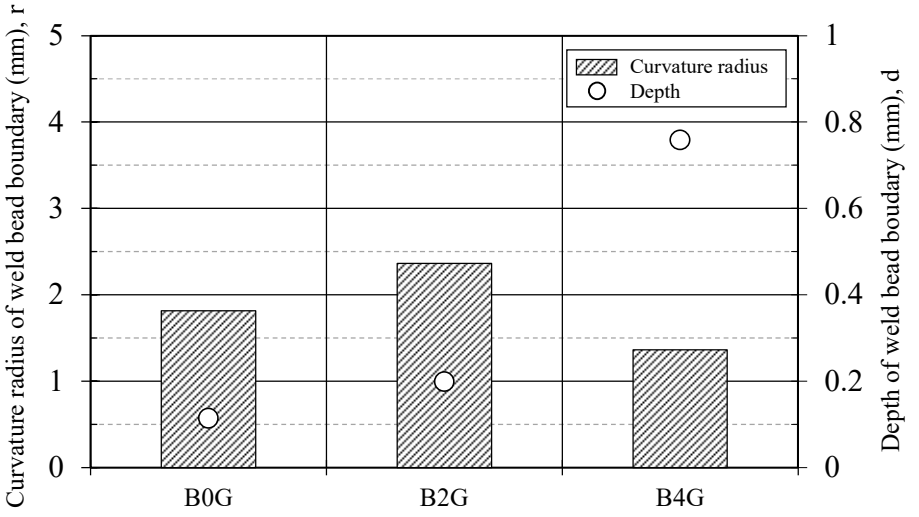
止端処理条件ごとに平均値で整理した形状計測結果を Fig. 3.4 に示す。Fig. 3.4 (a) に止端半径およびフランク角を、Fig. 3.4 (b) に境界部の曲率半径と深さを示し、Fig. 3.4 (a) には

BG シリーズに加えて第 2 章で示した AW、AWG、B シリーズの値を併記した。Fig. 3.4 (a) より、止端部形状については BG シリーズでも B シリーズと同様に狙い位置が離れるにつれてフランク角は小さくなる傾向を示し、止端半径については AWG も含めグラインダー仕上げによって止端半径 3 mm を概ね満足する形状であった。一方で境界部形状については Fig. 3.4 (b) より、狙い位置が離れるにつれて境界部深さは一様に大きくなる傾向を示し、狙い位置が 4 mm の場合（B4G）に境界部の曲率半径は最も小さく、境界部深さは最も大きくなることが確認された。

付加溶接の止端形状への影響についてまとめると、フランク角については付加溶接を施工した場合の方が小さく、B および BG シリーズともに狙い位置が離れるほどより小さくなる傾向を示した。また境界部に着目すると、狙い位置が離れるほど特に境界部深さが大きくなる傾向が顕著に示された。すなわち、付加溶接の狙い位置がすみ肉止端部から離れるにつれて止端部の形状は滑らかになるが、境界部には段差が生じやすく応力集中部になり得る形状になることが示唆された。




(a) Toe radius and flank angle




(b) Curvature radius and depth of the boundary

Fig. 3.4 Results of the weld shape measurement

### 3.3.2 疲労試験結果

疲労試験結果をき裂発生寿命 Nc および疲労寿命 Nf でそれぞれ整理したものを Fig. 3.5 に示す。図の横軸は繰り返し回数、縦軸は公称応力範囲を示し、図中には疲労強度等級ごとの JSSC 疲労設計曲線を点線で示す。また、2 章で示した AW、AWG、B シリーズの結果も併

記し、図中のプロットのうち＊印が付加したものは境界部破断、矢印が付加したものは未破断の結果を示す。条件ごとの疲労試験結果一覧を Table 3.2 に示す。表中には同じ公称応力範囲の AW の寿命に対する比率を示し、※印を付与した値は AW の疲労試験結果を最小二乗法により直線回帰した近似線から求めた 225 および 250 MPa における寿命の予測値に対する比率を示している。

Fig. 3.5 および Table 3.2 より、付加溶接と止端グラインダー仕上げを併用した BG シリーズでは AW、AWG および B シリーズに比べて疲労寿命は延伸し、JSSC の疲労等級は B～C 等級を示した。Fig. 3.5 (a) において、AW の E 等級に対して 2 等級以上、B シリーズの E～D 等級に対して 1 等級以上向上することが確認された（疲労寿命 Nf の大小関係：B2G＞B0G＞B4G＞B4＞AWG＞B2＞B0＞AW）。ここで、B シリーズと BG シリーズにおける狙い位置と疲労寿命の関連性に着目すると、2 章では付加溶接の狙い位置が離れるにつれて B シリーズの疲労寿命が延伸すること（B4＞B2＞B0）が確認されたが、BG シリーズでの Nf の大小関係は B2G＞B0G＞B4G となった。疲労寿命を最大限に延伸させる狙い位置の最適値は 2 章と異なる傾向を示したが、併用手法においても疲労寿命を最大限に延伸させられる狙い位置が存在し、付加溶接形状を適正に制御する必要があることが示された。狙い位置に関わらず本併用手法においても、JSSC の疲労設計指針に示される止端仕上げによる疲労等級 1 等級向上が達成されることに加え、付加溶接形状の制御すなわち本検討における狙い位置の制御（2 mm に管理）に止端部グラインダー仕上げを併用することにより、JSSC の疲労等級は 3 等級向上し、疲労寿命は $\Delta\sigma$=200 MPa で 6.9 倍、$\Delta\sigma$=175 MPa で 12.6 倍（250 万回打切り）に延伸することが明らかとなった。

また、B4G の疲労寿命が B0G や B2G に比べて短くなったのは、Fig. 3.4 (b) に示すように、狙い位置が止端線から離れるにつれて境界部曲率半径の減少と境界部深さの増加が顕著となり、凹凸を生じさせたことが要因と考えられる。止端グラインダー仕上げによって止端部の応力集中を軽減できた一方で境界部の凹凸による応力集中が増加してき裂が境界部で生じやすくなり、継手の疲労寿命を低下させたと考えられる。破断位置が異なる場合の破面と外観を比較するため B2G、B4G の破面および破断後の外観写真を Fig. 3.6 に示す。B0G の破断位置は全て止端部であったのに対して、B2G および B4G は Fig. 3.6 に示すように止端部またはすみ肉溶接と付加溶接の境界部から破断し、止端または境界部から発生したき裂が半楕円形

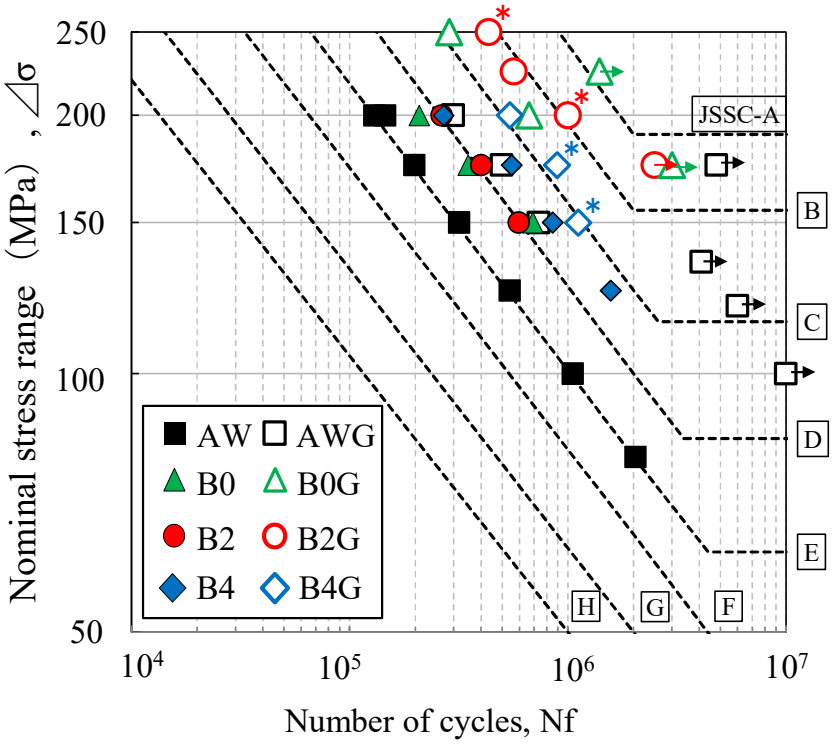
のき裂として進展したことが確認できる。すなわちどちらの破断の場合でも、形状による応力集中の影響を受けて廻し溶接中央部の止端部または境界部から発生したき裂が止端部または境界部に沿って進展したと考えられる。ここで、一例として公称応力範囲 200 MPa の B0G、B2G、B4G の寿命に着目すると、疲労寿命とき裂発生寿命の AW に対する比率はそれぞれ 3.7～6.9 倍、8.7～19.4 倍であった。一方で疲労寿命とき裂発生寿命の差をき裂進展寿命と仮定した場合、 AW に対する比率は 1.09～1.51 倍に推移した。すなわち付加溶接と止端グラインダー併用による形状改善の効果はき裂の進展寿命への影響は小さく、き裂発生寿命の延伸に大きく寄与するといえるため、各止端処理条件の疲労寿命の差異をき裂発生寿命の観点から考察する。

まず、付加溶接試験体に止端部破断が生じる場合に着目し、公称応力範囲 200 MPa の B4 と B4G の Nc を比較すると、止端グラインダー仕上げを行った B4G の Nc は B4 に対して 2.2 倍であった。これは Fig. 3.4 (a) より、B4G と B4 は同程度のフランク角であったのに対し止端グラインダー仕上げによって B4G の止端半径は 3 mm と大きくなったことが寄与しているといえる。

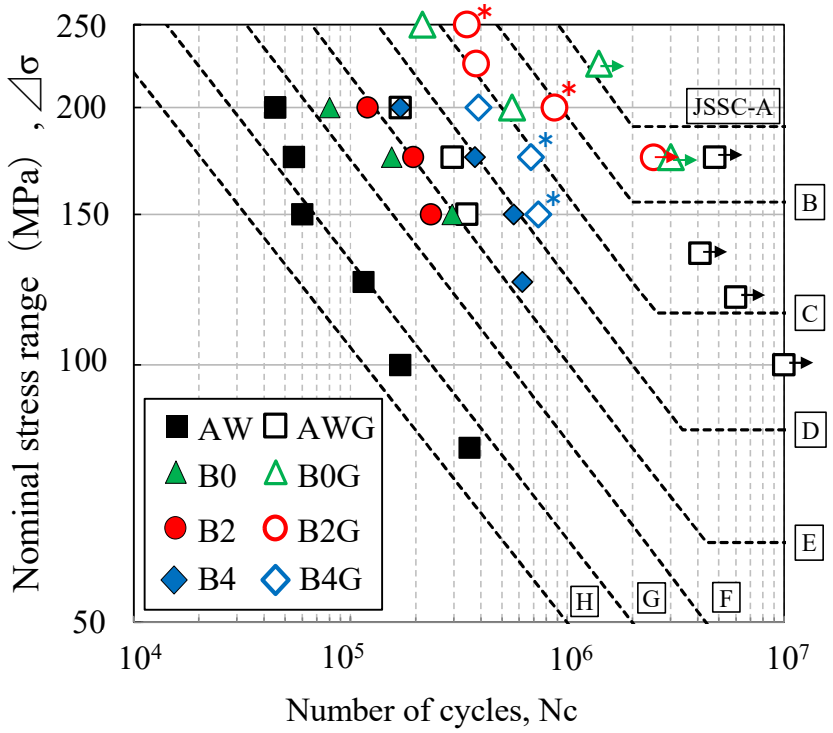
次に破断位置が異なる場合の止端グラインダー仕上げ有無の Nc 差に着目した。公称応力範囲 175 MPa の Nc を比較すると、境界部破断 B4G の Nc は止端部破断の B4 に対して 1.8 倍となり、上述した破断位置が同じ 200 MPa の結果と比較して比率は若干低下した。よって、付加溶接と止端グラインダー仕上げを併用した場合でも、境界部の凹凸も小さくしなければ止端部と同程度またはそれ以上の応力が境界部でも生じやすくなり、き裂の発生位置が境界部へ移行して止端形状改善による疲労寿命の延伸効果を低下させてしまうことが示唆された。

続いて、最も長寿命な結果が得られた B2G において、破断位置が異なる場合の付加溶接と止端グラインダー仕上げ併用の有無の寿命差に着目し Nc を比較した。止端部破断が生じた公称応力範囲 225 MPa の B2G が AW に対して 13.3 倍であったのに対し、境界部破断が生じた公称応力範囲 200 MPa の B2G は AW に対して 19.4 倍であり、境界部破断の方が Nc の AW に対する比率は大きくなることが確認された。公称応力範囲 200 MPa における境界部破断の B2G の Nc は止端部破断が生じた B4 と比較しても 5.1 倍と大きく延伸していた。ただし、境界部破断の場合はき裂発生位置とひずみゲージの距離が 5 mm よりも離れているため、実際に境界部のひずみ範囲が 5 %低下する繰り返し数は計測値よりも低い可能性があると考え

られる。狙い位置が離れることによる境界部の凹凸形成によってき裂の発生起点となり得るが、Nc は止端部破断した場合の方が AW に対する比率は低くなる傾向が示されたことから、境界部の形状を適正化できた場合の Nc の大小の決定には止端部形状の影響によるところが大きいことが示唆された。すなわち、形状を制御した付加溶接にグラインダー仕上げによる止端形状の改善効果を加えることで、継手疲労性能を向上できることが示された。続いて、疲労試験結果を 200 万回疲労強度で整理するため、疲労試験結果を最小二乗法により直線で回帰した近似線から求めた条件ごとの 200 万回疲労強度を Table 3.3 に示す。まず付加溶接による効果を見てみると、AW と B4 はそれぞれ 79.9 MPa、119.2 MPa となり、疲労強度は 1.5 倍程度向上し、JSSC の疲労等級は AW の E 等級に対して 1 等級向上の D 等級を示した。付加溶接＋止端部グラインダー仕上げの効果に着目すると、B0G と B2G はそれぞれ 148.9 MPa、166.3 MPa となり、AW に対する疲労強度はおおよそ 2 倍程度に増加した。疲労等級は B0G が C 等級、B2G が B 等級を示し、AW の E 等級に対して 2 等級以上の向上が確認された。よって、今回適用した付加溶接条件で付加溶接を 0～2 mm の狙い位置で制御しつつ、かつ止端グラインダー仕上げを併用した場合に形成されるビード形状は疲労強度を 2 等級以上向上できる有効な形状であったといえる。また、B2G が最大の疲労強度向上効果を示した様に、付加溶接の形状を適正に管理し作り込むことで疲労等級を 3 等級以上向上できることが示唆された。そのため、本研究で考慮した狙い位置以外のパラメータ調整による付加溶接形状制御により、疲労強度をさらに向上できる可能性があると考えられる。




(a) Fatigue life, Nf




(b) Crack initiation life, Nc

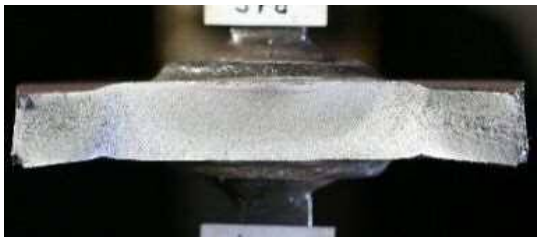
Fig. 3.5 S-N diagrams



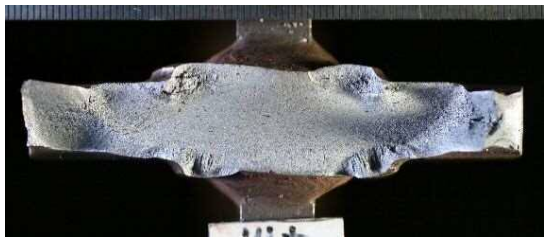
(a) Appearance for B2G




(b) Appearance for B4G



(c) Fracture surface for B2G



(d) Fracture surface for B4G

Fig. 3.6 Photographs of the fracture surface

Table 3.2 Results of the fatigue test

| | Nominal stress range, Δσ (MPa) | Fatigue life, Nf | Ratio of AW for Nf | Crack initiation life, Nc | Ratio of AW for Nc | Fracture position | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| AW | 125 | 541,427 | - | 115,000 | - | toe | |
| | 150 | 317,479 | - | 60,000 | - | toe | |
| | 175 | 198,285 | - | 55,000 | - | toe | |
| | 200 | 129,895 | - | 45,000 | - | toe | |
| | 200 | 145,637 | - | 45,000 | - | toe | |
| B4 | 125 | 1,573,054 | 2.9 | 620,000 | 5.4 | toe | |
| | 150 | 852,463 | 2.7 | 565,000 | 9.4 | toe | |
| | 175 | 552,499 | 2.8 | 375,000 | 6.8 | toe | |
| | 200 | 269,215 | 1.8 | 170,000 | 3.8 | toe | |
| B0G | 175 | >3,000,000 | - | >3,000,000 | - | - | Runout |
| | 200 | 664,761 | 4.6 | 555,000 | 12.3 | toe | |
| | 225 | >1,400,000 | - | >1,400,000 | - | - | Runout |
| | 250 | 286,178 | ※3.9 | 215,000 | ※9.6 | toe | |
| B2G | 175 | >2,500,000 | - | >2,500,000 | - | - | Runout |
| | 200 | 1,002,000 | 6.9 | 875,000 | 19.4 | boundary | |
| | 225 | 565,912 | ※5.7 | 380,000 | ※13.3 | toe | |
| | 250 | 433,949 | ※5.9 | 345,000 | ※15.4 | boundary | |
| B4G | 150 | 1,115,137 | 3.5 | 735,000 | 12.3 | boundary | |
| | 175 | 892,833 | 4.5 | 680,000 | 12.3 | boundary | |
| | 200 | 542,055 | 3.7 | 390,000 | 8.7 | toe | |

Table 3.3 Fatigue strength at 2 million cycles

| Symbol | Fatigue strength at 2 million cycles (MPa) | Ratio of AW |
|---|---|---|
| AW | 79.9 | - |
| AWG | 110.4 | 1.4 |
| B0 | 116.1 | 1.5 |
| B2 | 98.7 | 1.2 |
| B4 | 119.2 | 1.5 |
| B0G | 148.9 | 1.9 |
| B2G | 166.3 | 2.1 |
| B4G | 123.3 | 1.5 |

## 3.4 有限要素解析による溶接部応力集中部の検証

本章では、付加溶接および付加溶接と止端グラインダー仕上げ併用の手法により廻し溶接部の形状を改善し、疲労強度が向上することを示した。しかし、き裂の発生位置が止端部または境界部の 2 パターン存在することから、止端処理条件ごとのビード形状が応力集中に及ぼす影響を評価するために有限要素解析を実施した。

解析には汎用の有限要素解析ソフト ABAQUS を使用し、有限要素モデル（以下、FE モデル）は対称性を考慮した Fig. 3.7 に示す 1/8 モデルとした。FE モデルは疲労試験を行ったすべての試験体種を対象とし、第 2、3 章で計測した止端部形状のうち疲労特性上最も厳しくなる条件として各試験体の止端半径および境界部曲率半径の最小値およびフランク角および境界部深さの最大値を各 FE モデルに適用し、0.05 mm のメッシュサイズで構築した。FE モデルに適用した各部位の形状パラメータ一覧を Table 3.4 に示す。

構築した FE モデルを使って弾性解析を実施して得られた AW、B4、B2G および B4G の溶接止端部および境界部の最大主応力分布例を Fig. 3.8 に、応力集中係数 $K_t$ の一覧を Table 3.4 に示す。なお応力集中係数は公称応力範囲に対する最大主応力範囲の比率とした。Fig. 3.8 (c) および (d) の止端部形状に段差が生じているのは、グラインダー処理によってわずかに母材が削れていることを FE モデルに反映しているためである。なお、疲労試験にて全て止端部破断となった AW、AWG および B シリーズについては、境界部の $K_t$ の算出は行っていない。

Fig. 3.8 (a) および (b) より、AW と B4 では止端部に大きな応力が生じているが、AW に対して B4 は止端部の応力が軽減されていることが確認できる。また Fig. 3.8 (c)～(f) より、B2G および B4G では止端部に加え境界部でも比較的高い応力が生じており、実験結果で示したようにき裂の発生起点が止端部または境界部どちらにもなり得ることを示している。

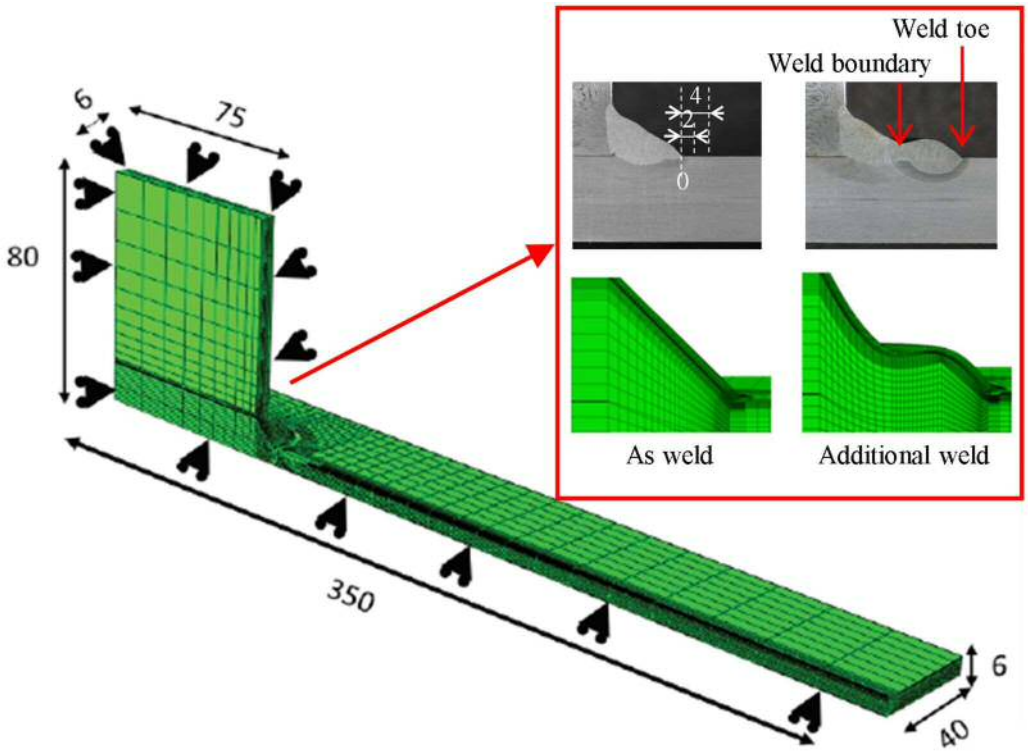
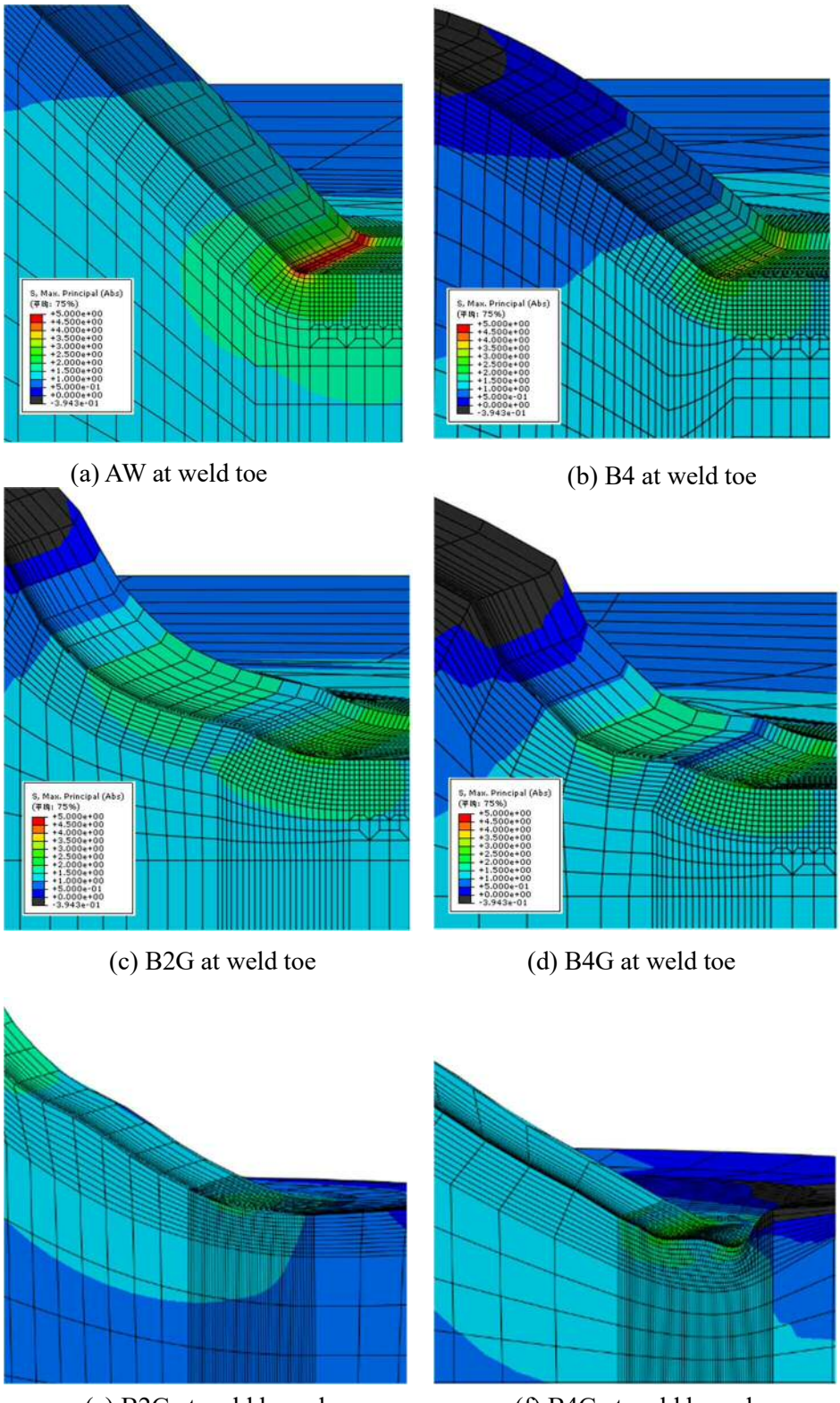



Fig. 3.7 FE model

Table 3.4 Geometric parameters of FE model and stress concentration factor, Kt

| Specimen | Weld shape parameter | | | | Stress concentration factoe, Kt | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | Toe radius, ρ (mm) | Flank angle, θ (deg.) | Curvature radius of boundary, r (mm) | Depth of boundary, d (mm) | Weld toe | Weld boundary |
| AW | 0.34 | 45.14 | - | - | 4.73 | - |
| AWG | 1.51 | 42.58 | - | - | 3.02 | - |
| B0 | 0.53 | 33.23 | - | - | 3.68 | - |
| B2 | 0.53 | 30.50 | - | - | 3.37 | - |
| B4 | 0.53 | 27.85 | - | - | 3.08 | - |
| B0G | 2.15 | 27.90 | 1.82 | 0.11 | 2.19 | 1.95 |
| B2G | 2.08 | 27.06 | 2.36 | 0.20 | 2.15 | 1.64 |
| B4G | 1.70 | 26.23 | 1.36 | 0.76 | 2.06 | 2.77 |




(a) AW at weld toe

(b) B4 at weld toe

(c) B2G at weld toe

(d) B4G at weld toe

(e) B2G at weld boundary

(f) B4G at weld boundary

Fig. 3.8 Maximum principle stress distribution at weld toe and weld boundary

## 3.5 応力集中係数評価式による検証

既往の研究では、荷重非伝達型の様々な継手形状を対象とした止端部の応力集中係数の簡易評価式[22,46-48]が提案されている。本研究と継手形式は異なるが、ここではすみ肉 T 継手を対象とする簡易評価式[22,46]を用いて各条件における止端部の応力集中係数(以下、簡易評価値と称する)を算出し、本研究で実施した FEM 解析結果との比較を行った。AW と B シリーズの計算には、溶接のままの継手に対する辻[46]の提案する(3-1)～(3-4)式を用いた。$t$ は主板厚(12 mm)、$t_p$ は付加板厚(12 mm)、$h$ は垂直脚長の実測値(AW：6.47 mm、B0：6.61 mm、B2：6.62 mm、B4：　6.80 mm)、$h_p$ は水平脚長の実測値(AW：8.97 mm、B0：13.09 mm、B2：14.65 mm、B4：　16.49 mm)とし、止端半径 $\rho$ とフランク角 $\theta$ は Table 3.4 の値を適用した。また AWG と BG シリーズの計算には、舘石ら[22]の提案する止端処理を施した継手に対する(3-5)～(3-9)式を用いた。$t$ は主板厚(12 mm)、$t_p$ は付加板厚(12 mm)、$h$ は垂直脚長の実測値(AWG：6.22 mm、B0G：6.22 mm、B2G：7.58 mm、B4G：7.51 mm)、$h_p$ は水平脚長の実測値(AWG：8.89 mm、B0G：13.35 mm、B2G：15.42 mm、B4G：16.55 mm)とし、止端半径 $r$ (Table 3.4 中の $\rho$)とフランク角 $\theta$ は Table 3.4 の値を適用した。

Fig. 3.9 に簡易評価値と FEM 解析による値を比較した結果を示す。両者を比較すると、止端形状に応じた応力集中係数の変化傾向は概ね一致しているものの、特に応力集中係数が大きな領域では、簡易評価値は小さめの $K_t$ 値を与えており、本研究の FEM 解析による各試験体の $K_t$ 値はより安全な評価を与えることが示された。

次に、Table 3.4 に示す応力集中係数の解析値を用いて疲労試験結果を考察する。付加溶接の有無で止端部の $K_t$ の大小関係を整理すると、AW＞B0＞B2＞B4 となった。つまり付加溶接を行うことおよび付加溶接の狙い位置をすみ肉溶接止端部から離すほど廻し溶接部形状が改善し、$K_t$ が小さくなることが明らかとなった。また、$K_t$ の大小関係は疲労試験結果における疲労寿命 Nf の関係と一致した。すなわち、き裂の発生位置である止端部の $K_t$ の大きさが疲労寿命に影響することが確認された。

次に付加溶接＋止端グラインダー処理の効果について見てみると、止端半径が大きくかつフランク角の小さい BG シリーズでは、AW、AWG および B シリーズと比べても止端部の $K_t$ は小さい値を示した。なお、同じようにグラインダー仕上げを施工した AWG と BG シリーズで $K_t$ に差が生じるのは、FE モデルに適用する形状パラメータのうちフランク角が付加溶接によって

小さくなることが影響している。続いて止端部と境界部の $K_t$ を比較すると、B4G 境界部の $K_t$ は止端部のそれよりも大きい値を示し、B0G、B2G に比べて境界部の形状パラメータである境界部曲率半径が小さく、かつ境界部深さが大きいことが影響したと考えられる。これは境界部でき裂が生じやすくなる可能性を示唆しており B4G の疲労試験において境界部破断が生じた結果と一致する。なお B4G でも一部止端部破断が生じる場合もあったが、これはグラインダー仕上げにより部分的に止端ラインを完全に除去できなかったことが影響したと考えられる。すなわち、グラインダー仕上げにて止端部を滑らかな形状に整形できると止端部の $K_t$ を軽減できるが、境界部の形状悪化に伴う $K_t$ 増加によってより短い寿命で境界部からき裂が発生しやすくなると考えられる。一方 B0G および B2G では、境界部の $K_t$ が止端部と同等以下となった。そのため、今回の付加溶接形状では止端部・境界部いずれの部位からき裂が生じる可能性があることが示唆された。しかし、付加溶接と止端グラインダー仕上げの併用による止端半径の増加とフランク角の低下に加え、境界部の曲率半径の増加と境界部深さの低下に伴い、止端部および境界部の $K_t$ が AW、AWG および B シリーズに比べて低値に抑えられたことから、BG シリーズの疲労等級は AW に対して 2 等級以上向上した。さらには止端グラインダー仕上げを前提とした付加溶接形状の適正化により、疲労等級は 3 等級向上することが明らかとなった。

$$K_t = 1 + \left\{1.348 + 0.397 \cdot ln\left(\frac{S}{t}\right)\right\} \cdot Q^{0.467} \cdot f_\theta \tag{3-1}$$

$$Q = \frac{1}{2.8\left(\frac{W}{t}\right) - 2}\left(\frac{h}{\rho}\right) \tag{3-2}$$

$$f_\theta = \frac{1 - exp\left\{-0.90\sqrt{\frac{W}{2h} \cdot \theta}\right\}}{1 - exp\left\{-0.90\sqrt{\frac{W}{2h} \cdot \frac{\pi}{2}}\right\}} \tag{3-3}$$

$$W = t + 2h \ , S = t_p + 2h_p \tag{3-4}$$

$$K_t = K_{t(d=0)} + 0.73 \cdot \left(\frac{d}{r}\right)^{0.766} \cdot \left(\frac{t}{t - 2d}\right)^{2.8} \cdot (\pi - \theta)^{-0.6} \tag{3-5}$$

$$K_{t_{(d=0)}} = 1 + f(\theta) \cdot \{g(r) - 1\} \tag{3-6}$$

$$f_\theta = \frac{1 - exp\left\{-0.90\left(\frac{W}{2h}\right)^{1.64} \cdot (\pi - \theta)\right\}}{1 - exp\left\{-0.90\left(\frac{W}{2h}\right)^{1.64}\right\} \cdot \frac{\pi}{2}} \tag{3-7}$$

$$g(r) = 1 + 1.542 \cdot \left(\frac{h}{r}\right) \cdot \frac{1}{2.1\left(\frac{W}{t}\right) + 0.394^{0.59}} \tag{3-8}$$

$$W = (t + 4h) - 0.33\left(t_p + 2h_p\right) \tag{3-9}$$

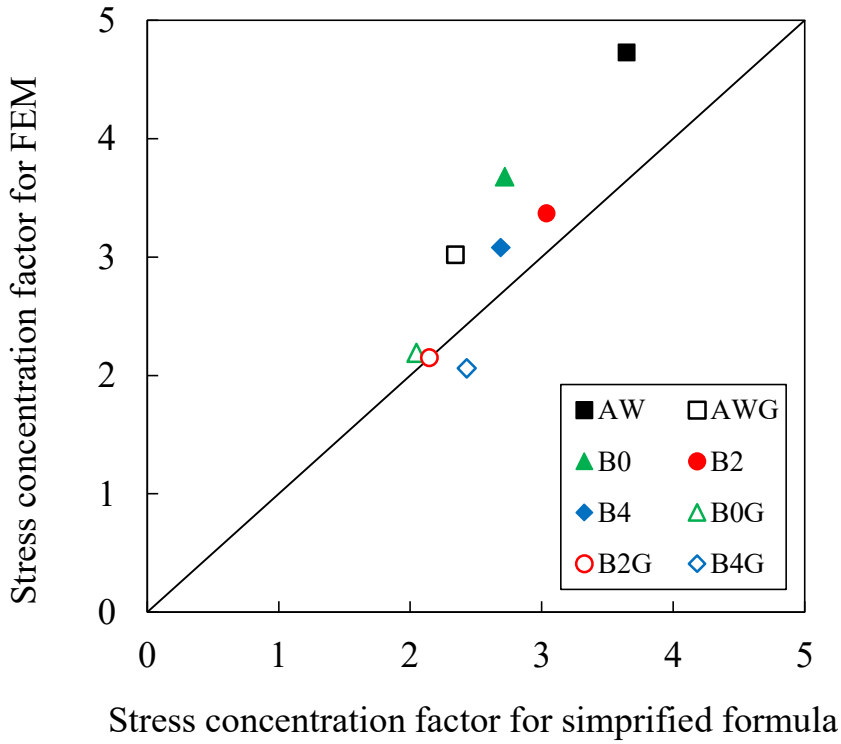



Fig. 3.9 Comparison of the stress concentration factor

## 3.6 結言

本章では、通常のすみ肉溶接と同じ溶接材料を用いて形状を制御した付加溶接と止端グラインダーを併用した手法による形状改善効果と疲労強度に及ぼす影響について、面外ガセッ

ト溶接継手を対象に検証した。得られた結論を以下に示す。

(1) 200 万回疲労強度が、付加溶接継手では AW に対して最大 1.5 倍であったのに対し、付加溶接と止端グラインダー仕上げの併用によって最大で 2.1 倍に向上し、JSSC の疲労等級は 3 等級向上することが確認された。

(2) 狙い位置で形状を制御した付加溶接と止端グラインダー仕上げの併用によって付加溶接のみの場合よりも疲労強度がさらに向上し、疲労寿命を最大限に延伸できる形状が存在することが確認された。本章においては狙い位置を 2 mm に制御し、かつ止端グラインダー仕上げを併用することで、疲労寿命は $\Delta\sigma$=200 MPa で 6.9 倍、$\Delta\sigma$=175 MPa で 12.6 倍(250 万回打切り)向上した。

(3) 付加溶接の狙い位置がすみ肉溶接止端部から離れるとすみ肉溶接部と付加溶接の境界が凹みやすく、この境界部からき裂が発生する可能性があることが確認された。

(4) 有限要素解析で算出した溶接止端部の $K_t$ と実験結果の疲労寿命の大小関係は一致し、付加溶接形状制御による形状の適正化に伴い止端部および境界部いずれもの $K_t$ が低値に抑えられることで疲労強度が向上することが確認された。

付加溶接形状を制御する上で本研究では狙い位置をパラメータとして適用した。適正な付加溶接形状を作り込むことで疲労等級を 3 等級以上向上できる可能性が示唆された。よって、狙い位置以外のパラメータ調整によるさらなる付加溶接形状制御が疲労強度をさらに向上できる可能性を有する有効な手法であると考えられる。また、様々な止端処理技術においても板厚や試験体サイズによって疲労強度向上効果に影響を及ぼすことが報告されているため、本手法においても試験体サイズの異なる場合の検討が重要といえる。

# 第 4 章　付加溶接形状適正化に向けた検討および試験体サイズの影響

## 4.1　緒言

付加溶接の狙い位置をパラメータとした付加溶接形状変化に伴い、疲労き裂の発生起点である止端部やすみ肉溶接と付加溶接の境界部における応力集中を低下させ、疲労強度の向上に寄与することを第 2 章および第 3 章で示した。付加溶接単独施工の場合、狙い位置を離して止端部形状を滑らかにすることが疲労寿命の向上に効果的であること、また、付加溶接と止端グラインダーの組み合わせ施工の場合、付加溶接狙い位置を近づけることで境界部の凹凸を抑え、かつ止端部をグラインダー仕上げで滑らかに形成することが疲労寿命の向上に効果的であり、組み合わせ手法の方がより疲労寿命が向上することを確認した。組み合わせ手法で適用したグラインダーツールは、フィレット仕上げなどの溶接部仕上げ処理に使用する一般的な仕上げツールであるため、溶接の後工程としての手間を最小限に抑えることができる。一方で、付加溶接単独でも 0、2、4 mm といった狙い位置の違いだけでも形成される付加溶接形状が異なるように、その変化に応じて疲労性能にも差が生じる。付加溶接施工に適用している $CO_2$ ガスシールドアーク溶接は、溶接電流、アーク電圧、溶接速度などによりビード形状が決まるが、通常の溶接施工では、溶込み深さ、溶接脚長、外観の美麗さなどの要求品質に応じて溶接技術者がこれらの溶接パラメータに調整を加えている。本検討で適用している付加溶接においては、溶接ビードを扁平かつ止端部・境界部を滑らかに形成することが重要である。一般的にアーク電圧を増加させると溶け込み深さは浅く、ビード幅は広く、余盛高さは低くなる傾向を示す [49-51]が、止端を滑らかに形成することを目的に付加溶接を行うため、電圧増加が形状改善に効果的と考えられる。

本章では、複数のアーク電圧条件により形成される付加溶接形状データを取得し、有限要素解析モデルを構築することで、各形状における応力集中の大小を把握し、適正な溶接形状を選定した上で、その形状を有する継手の疲労性能を疲労試験にて確認する。第 2 章で示した付加溶接狙い位置が 4 mm の B4 は、すみ肉溶接のままの継手に対して疲労等級が 1 等級向上する付加溶接条件であったことから、同等の疲労性能向上効果が得られる付加溶接形状および付加溶接条件の条件裕度を確認することを目的に検討する。

また、これまでは小型試験体を用いて、すみ肉溶接のままの継手に対する付加溶接継手の疲労性能向上効果を確認し、JSSC の定める疲労等級もまた過去に蓄積された小型試験体による疲労試験データである [10,52]。一方で、小型継手試験体と大型の桁試験体において疲労強度に差が生じることが報告されており [35,53]、三木ら [35]は、試験体サイズの増加に伴い、溶接のままの継手では疲労強度が低下するのに対し、LTT 付加溶接やピーニングを施した継手では小型試験体と同様の疲労強度向上効果が得られることを報告している。そのため、今後の課題として大型構造物を想定した疲労試験体で疲労強度向上効果の検証が必要である。しかし、本検討ではその基礎検討として、同じ一軸引張荷重下において、主板幅を増加させた面外ガセット試験体を使用した疲労試験を行い、試験体サイズの違いによるすみ肉継手と付加溶接継手の疲労性能について実験検証する。

## 4.2 実験方法

### 4.2.1 電圧変化による付加溶接形状データの取得

溶接条件は第 2 章で示す付加溶接条件（205 A–25.5 V）をベースに、可変パラメータである電圧を 21.5～31.5 V の範囲で 2 V ごとに設定し、付加溶接を形成した。なお、第 2 章にて付加溶接単独の継手においては、付加溶接狙い位置 2 mm および 4 mm のとき JSSC 疲労等級が 1 等級向上することが確認されたことを踏まえて狙い位置は 2 mm と 4 mm の 2 条件とし、それぞれに電圧調整を加えた。それぞれの付加溶接条件一覧を Table 4.1 に、形成されるビード形状の外観一覧を Fig. 4.1 に示す。形状データを取得するために試験体であるため、主板 1 枚に片側のみのガセットを付加し、1 つの溶接条件に対して廻し溶接部は 1 箇所とした。電圧調整前の試験体シリーズをそれぞれ B2、B4 と称したのに対し、本検討で使用する電圧調整を加えた試験体のうち、付加溶接狙い位置が 2 mm の試験体番号 1～6 を B2’、狙い位置が 4 mm の 7～12 を B4’とそれぞれ称した。

Table 4.1 Welding conditions of the additional weld

| Specimen number | Aiming Position | Current (A) | Voltage (V) | Welding speed (mm/min) | Heat imput (J/mm) |
|---|---|---|---|---|---|
| **1** | 2 mm | 205 | 21.5 | 450 | 588 |
| **2** | 2 mm | 205 | 23.5 | 450 | 643 |
| **3** | 2 mm | 205 | 25.5 | 450 | 697 |
| **4** | 2 mm | 205 | 27.5 | 450 | 752 |
| **5** | 2 mm | 205 | 29.5 | 450 | 807 |
| **6** | 2 mm | 205 | 31.5 | 450 | 861 |
| **7** | 4 mm | 205 | 21.5 | 450 | 588 |
| **8** | 4 mm | 205 | 23.5 | 450 | 643 |
| **9** | 4 mm | 205 | 25.5 | 450 | 697 |
| **10** | 4 mm | 205 | 27.5 | 450 | 752 |
| **11** | 4 mm | 205 | 29.5 | 450 | 807 |
| **12** | 4 mm | 205 | 31.5 | 450 | 861 |

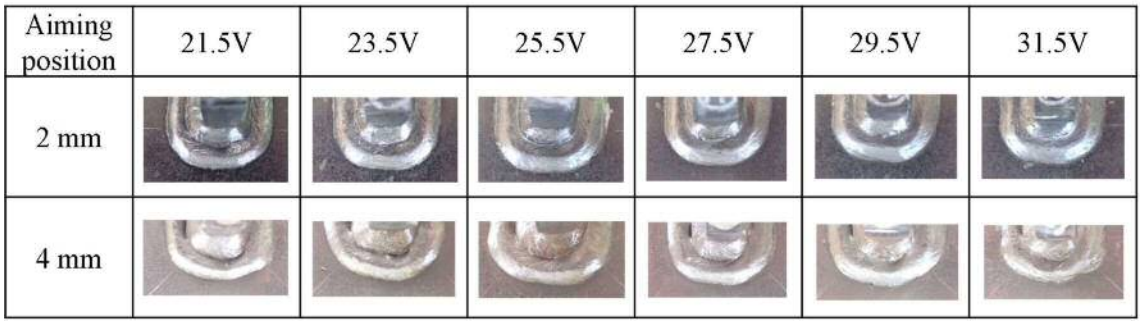
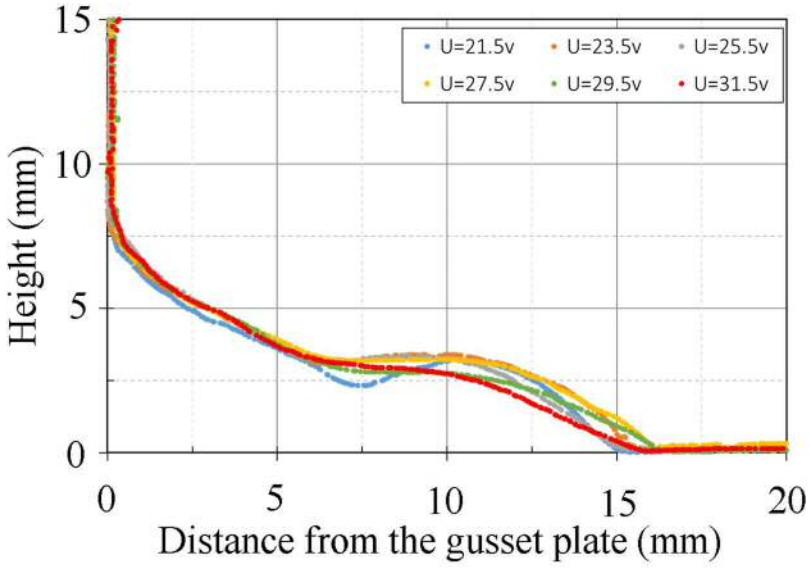


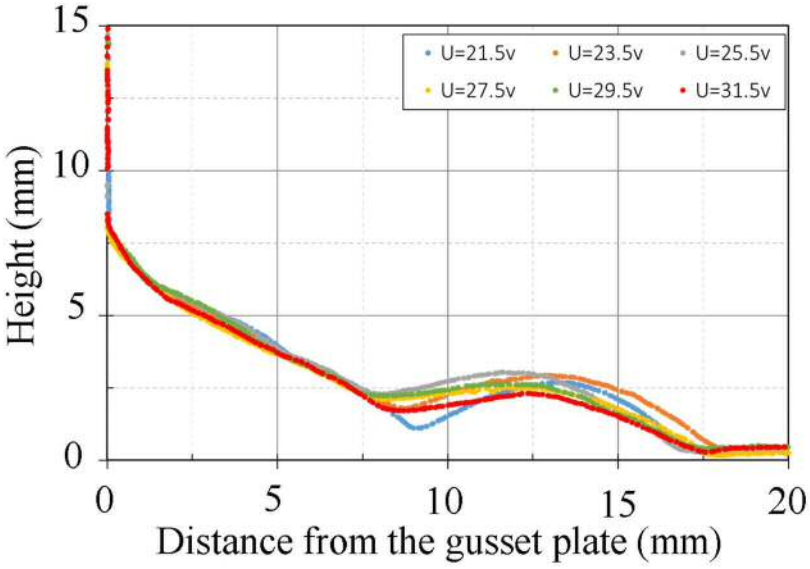

Fig. 4.1 Weld bead appearance

第 2 章と同様に、Fig. 4.1 に得られたビード形状に対して、3D スキャナで 9 断面の形状プロファイルデータを取得し、第 3 章に示した止端部パラメータ（止端半径、フランク角）と境界部パラメータ（曲率半径、深さ）を算出し平均値で整理した。各条件で取得した断面形状プロファイルを Fig. 4.2 に、算出した形状パラメータ一覧を Table 4.2 および 4.3 に示す。電圧の増加に伴い、フランク角は大きな変化が生じない一方で止端半径は概ね大きくなる傾向を示した。ま

た、境界部の曲率半径は大きく、深さは小さくなる傾向を示し境界部の凹凸も低減することが確認された。これは、狙い位置 2 mm、4 mm いずれにおいても同様の傾向を示しており、電圧増加に伴い、ビード幅が広く、余盛高さが小さくなるという一般的な変化と同じ傾向が確認された。




(a) B2’




(b) B4’

Fig. 4.2 Weld shape profiles

Table 4.2 Average parameters of the weld bead for B2’

| Number | Voltage (V) | Toe radius (mm) | Flank angle (°) | Curvature radius (mm) | Depth (mm) |
|---|---|---|---|---|---|
| 1 | 21.5 | 1.52 | 26.92 | 1.33 | 0.82 |
| 2 | 23.5 | 1.08 | 25.71 | 1.42 | 1.07 |
| 3 | 25.5 | 1.12 | 26.71 | 2.26 | 0.16 |
| 4 | 27.5 | 1.30 | 24.34 | 2.14 | 0.11 |
| 5 | 29.5 | 1.48 | 26.01 | 3.32 | -0.04 |
| 6 | 31.5 | 2.83 | 26.49 | 2.93 | -0.14 |

Table 4.3 Average parameters of the weld bead for B4’

| Number | Voltage (V) | Toe radius (mm) | Flank angle (°) | Curvature radius (mm) | Depth (mm) |
|---|---|---|---|---|---|
| 7 | 21.5 | 1.23 | 22.46 | 0.49 | 1.60 |
| 8 | 23.5 | 1.03 | 21.92 | 0.61 | 1.29 |
| 9 | 25.5 | 1.08 | 21.98 | 1.08 | 0.75 |
| 10 | 27.5 | 1.28 | 21.21 | 1.19 | 0.53 |
| 11 | 29.5 | 1.91 | 23.27 | 1.87 | 0.35 |
| 12 | 31.5 | 2.02 | 20.85 | 1.35 | 0.61 |

### 4.2.2 応力集中係数の算出と適正形状の選定

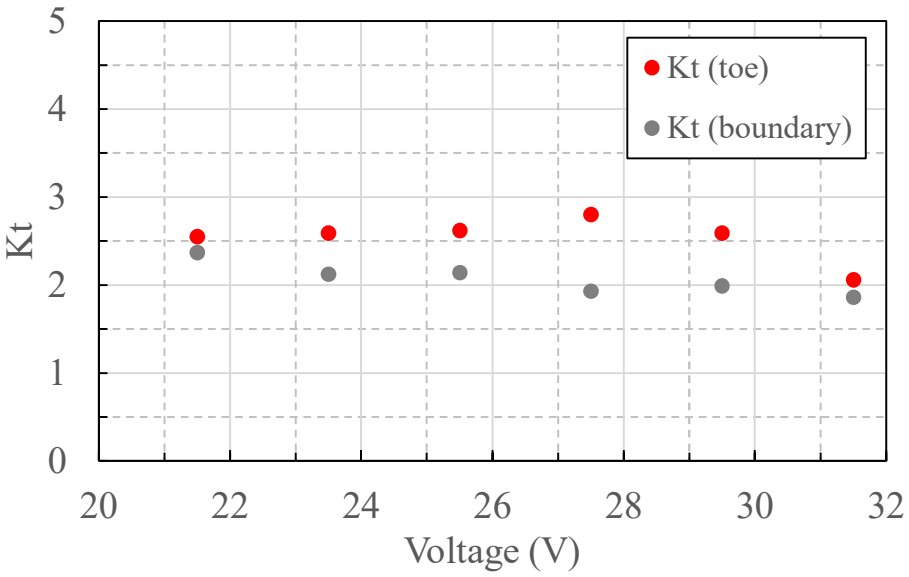
全 12 条件の付加溶接形状のパラメータを基に、FE モデルを構築し、止端部および境界部の応力集中係数を算出した。FE モデルは第 3 章と同様の 1/8 モデルとし、形状計測の実測値を使用してモデルを作成した。なお、第 2 章で示したように、付加溶接継手では疲労き裂の発生起点が止端部となることを踏まえ、疲労上厳しい止端形状をモデルへ再現するため、止端形状については止端半径の最小値、フランク角の最大値を適用し、境界部形状は、曲率半径および深さの平均値を適用した。モデル作成に使用した形状パラメータと算出した応力集中係数 $K_t$を Table 4.4 および 4.5 に、電圧に対する応力集中係数の変化傾向を Fig. 4.3 にそれぞれ示す。

Table 4.4 Parameters of weld shape and stress concentration factor (Kt) for B2’

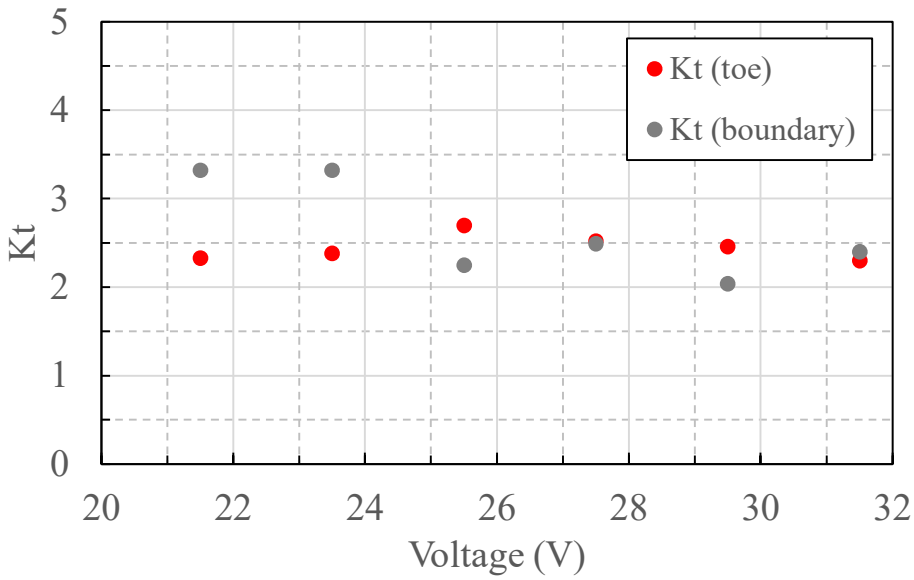
| Number | Voltage : V | Toe radius (min) : mm | Flank angle (max) : ° | Curvature radius (ave.) : mm | Depth (ave.) : mm | Kt (toe) | Kt (boundary) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 1 | 21.5 | 0.75 | 32.67 | 1.33 | 0.82 | 2.55 | 2.37 |
| 2 | 23.5 | 0.78 | 28.03 | 1.42 | 1.07 | 2.59 | 2.12 |
| 3 | 25.5 | 0.78 | 28.34 | 2.26 | 0.16 | 2.62 | 2.14 |
| 4 | 27.5 | 0.76 | 27.61 | 2.14 | 0.11 | 2.80 | 1.93 |
| 5 | 29.5 | 0.95 | 33.85 | 3.32 | -0.04 | 2.59 | 1.99 |
| 6 | 31.5 | 1.56 | 28.65 | 2.93 | -0.14 | 2.06 | 1.86 |

Table 4.5 Parameters of weld shape and stress concentration factor (Kt) for B4’

| Number | Voltage : V | Toe radius (min) : mm | Flank angle (max) : ° | Curvature radius (ave.) : mm | Depth (ave.) : mm | Kt (toe) | Kt (boundary) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 7 | 21.5 | 0.72 | 24.31 | 0.49 | 1.60 | 2.33 | 3.32 |
| 8 | 23.5 | 0.74 | 23.51 | 0.61 | 1.29 | 2.38 | 3.32 |
| 9 | 25.5 | 0.82 | 23.84 | 1.08 | 0.75 | 2.7 | 2.25 |
| 10 | 27.5 | 0.92 | 23.61 | 1.19 | 0.53 | 2.52 | 2.49 |
| 11 | 29.5 | 1.12 | 24.51 | 1.87 | 0.35 | 2.46 | 2.04 |
| 12 | 31.5 | 0.99 | 22.51 | 1.35 | 0.61 | 2.3 | 2.4 |




(a) B2’




(b) B4’

Fig. 4.3 Comparison of Stress concentration factor

前章にて、電圧増加に伴い止端部および境界部の形状が疲労に有利な形状に変化していることが確認できたように、Fig. 4.3 より、応力集中係数も概ね電圧増加に伴い低下する傾向を示した。

全 12 条件の中でも特に、狙い位置 2 mm、電圧 31.5 V の条件において、止端部・境界部ともに応力集中が最も低い値を示したことから、最も疲労に有利な形状を形成できる付加溶接条件を選定した。それを踏まえ、実際の疲労性能を把握するために、狙い位置 2 mm、電圧 31.5 V による付加溶接形状を有する面外ガセット溶接継手を製作し疲労試験を実施した。狙い位置 2 mm、4 mm の付加溶接条件を B2 および B4 と称したのに対し、本試験条件は D2 と称した。

## 4.3 付加溶接形状の適正化による疲労強度への影響

第 2 章と同じ形状の面外ガセット溶接試験体を製作し、試験体 1 体につき 4 箇所の廻し溶接部の形状を3D スキャナで計測した。なお、第 2 章で示した付加溶接継手 B0、B2、B4 では、全て疲労き裂の発生位置が止端部であったことを踏まえ、D2 シリーズの形状計測は止端部のみ実施した。止端形状の計測結果を、前述した AW、B2、B4 を併記して Table 4.6 に示す。

同じ狙い位置である B2 と D2 を比較すると、止端半径は約 1.5 倍に拡大し、フランク角もわずかながら小さくなり、より扁平かつ滑らかな形状に変化したことが確認できた。また、B4 と比較しても、フランク角はやや劣っているものの止端半径は約 1.3 倍に拡大していることから、止端形状を滑らかに形成できたといえる。

Table 4.6 Results of the weld shape measurement

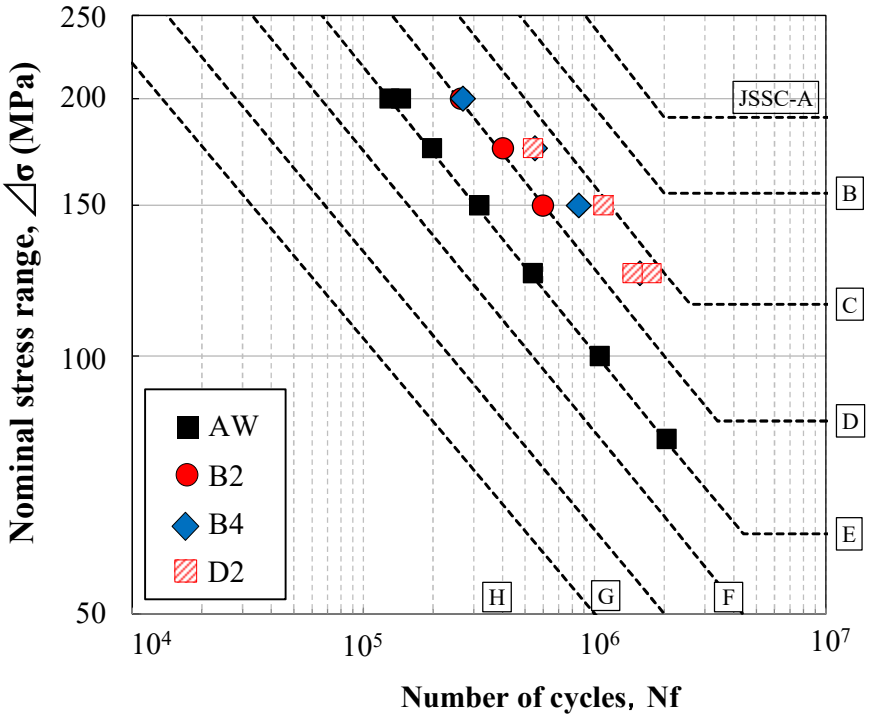
| Number | Average toe radius (mm) | Average flank angle (°) |
|---|---|---|
| **AW** | 0.89 | 38.72 |
| **B2** | 1.09 | 26.46 |
| **B4** | 1.31 | 24.65 |
| **D2** | 1.67 | 25.10 |

続いてこの形状を有する継手の疲労強度を確認するため、第 2 章と同じ面外ガセット溶接試験体を製作し、疲労試験を実施した。疲労試験条件は、公称応力範囲 125、150、175 MPa、応力比 0.05 で一軸引張とし、チャッキング位置、ひずみゲージの取り付け位置等は、第 2 章で示したものと同じとした。

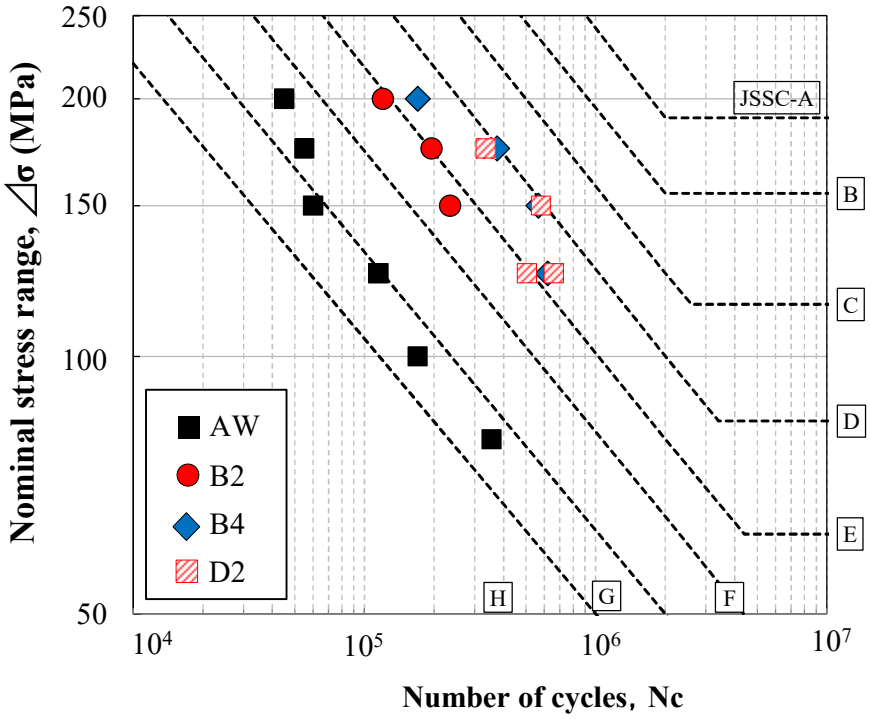
疲労試験結果を Fig. 4.4 に示す。Nc、Nf ともに B4 と D2 を比較すると、わずかに D2 の方が寿命は向上しているが、両者ともにほぼ同等の疲労寿命であることが確認された。疲労寿命 Nf はともに疲労等級 D 等級に分布しており AW の E 等級に対して 1 等級向上した。B2、B4、D2 の条件において JSSC の示す止端仕上げによる疲労等級 1 等級向上を満足する結果が得られた。Table 4.6 に示すように B2、B4、D2 では止端半径およびフランク角において形状が異なっているが、疲労強度としては同じ疲労等級を満足した。すなわち、疲労等級 1 等級向上を満足する止端形状の形状裕度として、B2、B4、D2 の形状が一つの指標となると考えられる。

B2 と B4 は、付加溶接の狙い位置の違いによって形成される付加溶接形状であり、狙い位置が離れるにつれて止端形状は改善されることを踏まえると、狙い位置 2 mm～4 mm の範囲で同等の疲労強度が得られると考えられる。また、B2 と D2 は付加溶接条件の設定電圧が 25.5 と 31.5 V であり、Fig. 4.3 に示すように応力集中の観点から 25.5～31.5 V の付加溶接の設定電圧範囲内で形成される付加溶接形状も同等の疲労強度が期待できると考えられる。

すなわち、本検討において面外ガセット溶接継手に適用する止端仕上げの新たな手法として提案する付加溶接は、狙い位置 2～4 mm、設定電圧 25.5～31.5 V の付加溶接条件範囲の中で施工することで、すみ肉溶接のままの継手に対して疲労等級が 1 等級向上する継手を形成することができると考えられる。




(a) Fatigue life, Nf




(b) Crack initiation life, Nc

Fig. 4.4 S-N diagrams for AW, B2, B4 and D2

## 4.4 試験体サイズの違いによる疲労性能への影響

### 4.4.1 試験体形状および溶接条件

付加溶接によって疲労等級が 1 等級向上することが示され、付加溶接狙い位置は 2～4 mm、電圧は 25.5～31.5 V の範囲で、同程度の疲労性能向上効果が得られることが確認された。今後実際の継手にこの付加溶接を適用する上で、対象継手サイズの大型化やガセット長さの拡大などにより応力集中が増加し疲労性能が低下することが知られている [35,53]。そこで、試験体サイズの疲労性能に及ぼす影響を調査するために、溶接形状は同じのまま試験体幅の異なる試験体を製作した。試験体形状を Fig. 4.5 に示す。これまでに使用した試験体寸法のなかで主板幅のみを 80 mm から 140 mm に変更し、付加溶接条件は、本章で最適形状として選定した D2（205 A–31.5 V–45 cm/min）を適用し、AW に対する疲労寿命の向上効果を相対比較した。なお、拡大幅（140 mm）の試験体名称の語尾には、–W（wide）を追記して通常幅（80 mm）の試験体と区別する。

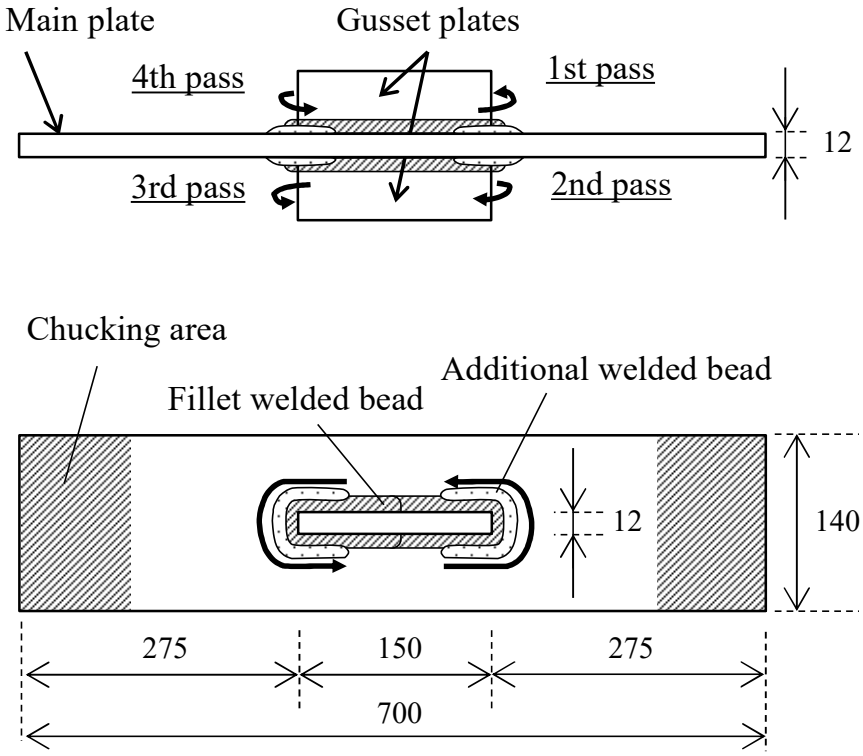



Fig. 4.5 Specimen configuration

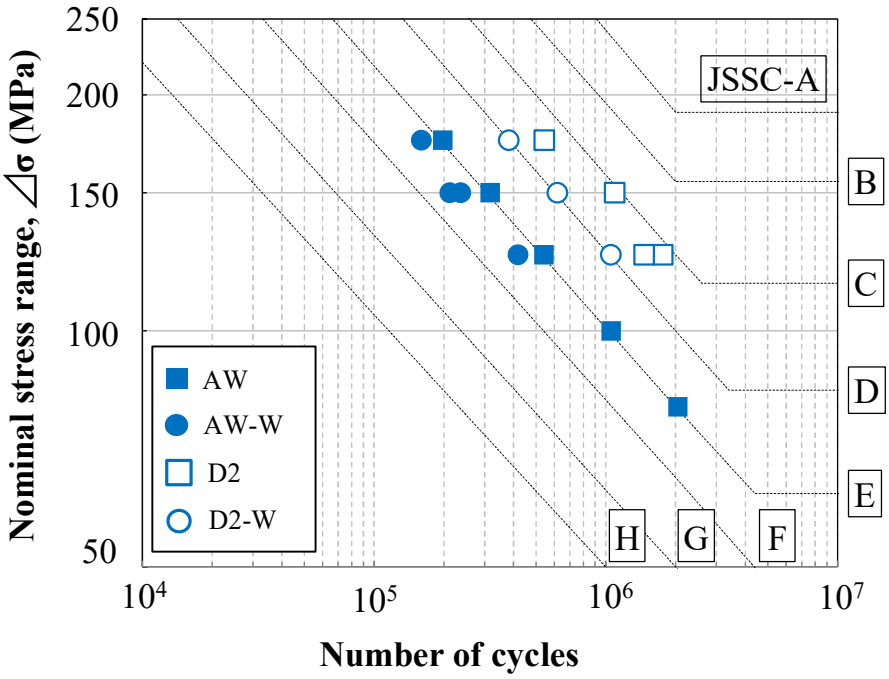
### 4.4.2 試験体幅の異なる継手の形状および疲労性能

疲労試験には、100T 油圧サーボ式疲労試験機を使用した。ひずみゲージは第 2 章に示したように溶接止端部から 5 mm 離れた主板表面に取り付け、繰り返し載荷 5,000 回ごとに動的ひずみ計測を行った。試験条件は、公称応力範囲 125、150、175 MPa、応力比 0.05、載荷繰り返し速度 1.0～1.5 Hz とした。

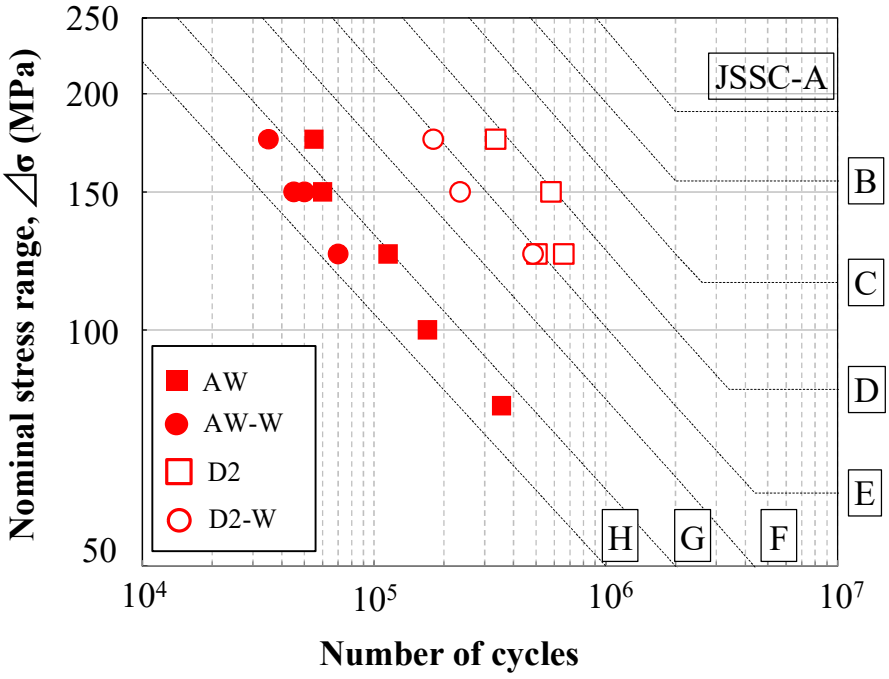
疲労寿命 Nfおよびき裂発生寿命 Nc でそれぞれ整理した疲労試験結果を Fig. 4.6 に示す。図中のプロットのうち、■（AW）と□（D2）は 4.3 章で示した疲労試験結果を示し、拡大幅の疲労試験結果を●（AW-W）と○（D2-W）でそれぞれ示す。

まず、AW における試験体幅の異なる AW と AW-W を比較すると、Nc、Nf ともに幅の大きい試験体の方が若干ではあるが寿命が低下することが確認された。特に Nc の差異が大きく、これは既往の研究でも報告されているように、試験体幅の増加による止端部への応力集中の増大が影響したと考えられる。一方で、破断寿命に大きな差が生じなかったのは、板幅が大きい分板幅方向へのき裂の進展が破断に至るまでに時間を要したためと考えられる。

次に、拡大幅の AW-W と D2-W の寿命を比較すると、D2-W のき裂発生寿命 Nc の疲労等級は AW-W に対して 2 等級向上（H→F 等級）した。4.3 章で得られた通常幅（80 mm）の疲労試験結果では、き裂発生寿命 Nc は AW に対して D2 が 3 等級向上（H→E 等級）であったことから、JSSC の示す止端仕上げによる疲労等級 1 等級以上向上は満足するが、その向上効果は試験体幅が大きいほど低下する傾向を示した。これは、既往の研究 [35,53]で報告されているように、溶接止端部における応力集中や残留応力の差異が一つの要因と考えられる。




(a) Fatigue life, Nf



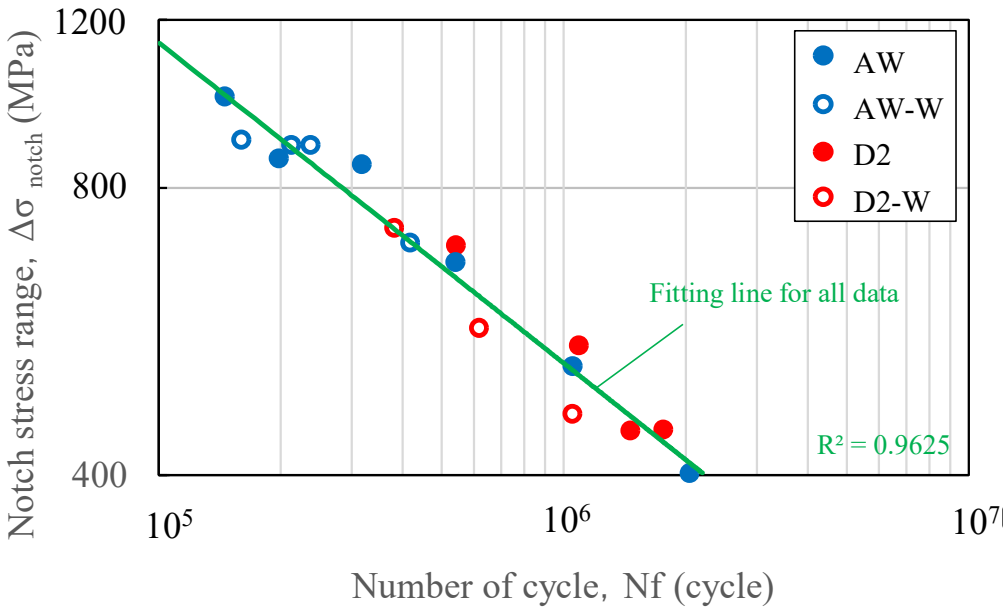

(b) Crack initiation life, Nc

Fig. 4.6 S-N diagrams

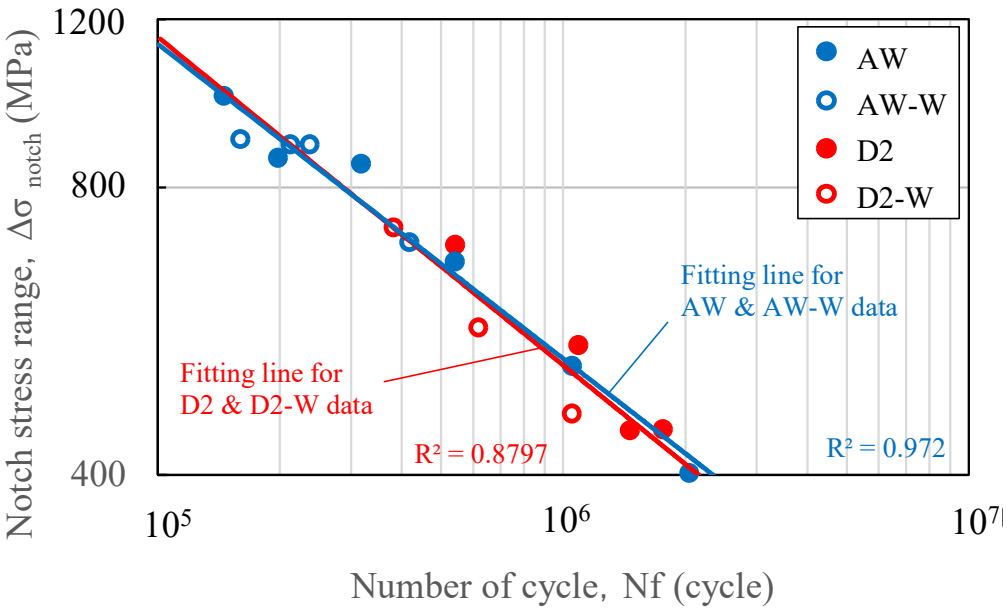
そこで、第 5 章に記載の $K_t$ 簡易評価式(A-3)を用いて、主板幅の増加に伴う廻し溶接部主板側止端部の応力集中の変化の影響について考察する。$K_t$ の算出には、止端半径および下脚長の最小値、フランク角および上脚長の最大値を形状パラメータとして適用し、拡大幅試験体(-W)においては、AW および D2 試験体の溶接形状はそのままに主板幅 W のみを 140 とした。形状パラメータおよび $K_t$ 計算値を Table 4.7 に、$K_t$ と公称応力の積で求まるノッチ応力範囲 $\Delta\sigma_{notch}$ と疲労寿命 Nf で疲労試験結果を整理した $S$-$N$ 曲線を Fig. 4.7 に示す。なお、Fig. 4.7 の横軸は疲労寿命 Nf、縦軸はノッチ応力範囲 $\Delta\sigma_{notch}$ を示し、Fig. 4.7 (a)はすべての疲労試験結果を、Fig. 4.7 (b)は AW と D2 それぞれの試験結果を直線近似で整理した。Fig. 4.7 (a)および(b)より、幅広試験体を含むすみ肉継手(AW)と付加溶接継手(D2)の疲労性能は、ノッチ応力範囲 $\Delta\sigma_{notch}$ で整理すると板幅に関わらず概ね直線近似できることが示され、疲労性能を評価する上で溶接形状に起因する応力集中の大小すなわち $K_t$ が重要な因子であるといえる。

Table 4.7 Parameters of weld shape and *Kt*

| Specimen Number | Minimum toe radius (mm) | Maximum flank angle (°) | Maximum upper leg length (mm) | Minimum lower leg length (mm) | Nominal stress range (MPa) | Plate width (mm) | $K_{t,\ equation}$ at toe | Notch stress range (MPa) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| **AW-1** | 0.39 | 47.85 | 9.75 | 8.47 | 80 | 80 | 5.02 | 401 |
| **AW-2** | 0.35 | 46.62 | 10.36 | 8.70 | 100 | 80 | 5.20 | 519 |
| **AW-3** | 0.26 | 45.49 | 8.98 | 8.69 | 125 | 80 | 5.35 | 668 |
| **AW-W-1** | | | | | 125 | 140 | 5.61 | 701 |
| **AW-4** | 0.23 | 43.37 | 9.72 | 8.71 | 150 | 80 | 5.64 | 846 |
| **AW-W-2** | | | | | 150 | 140 | 5.92 | 888 |
| **AW-W-3** | | | | | 150 | 140 | 5.92 | 888 |
| **AW-5** | 0.34 | 44.11 | 8.92 | 9.17 | 175 | 80 | 4.91 | 858 |
| **AW-W-4** | | | | | 175 | 140 | 5.14 | 899 |
| **AW-6** | 0.30 | 41.61 | 8.84 | 9.49 | 200 | 80 | 4.99 | 997 |
| **D2-1** | 0.48 | 28.83 | 8.81 | 15.75 | 125 | 80 | 3.57 | 446 |
| **D2-2** | 0.45 | 28.63 | 8.77 | 14.87 | 125 | 80 | 3.56 | 445 |
| **D2-W-1** | | | | | 125 | 140 | 3.71 | 464 |
| **D2-3** | 0.41 | 28.33 | 9.05 | 15.86 | 150 | 80 | 3.65 | 546 |
| **D2-W-2** | | | | | 150 | 140 | 3.80 | 570 |
| **D2-4** | 0.28 | 29.58 | 9.21 | 15.29 | 175 | 80 | 3.98 | 695 |
| **D2-W-3** | | | | | 175 | 140 | 4.15 | 727 |




(a) Data for all specimen




(b) Data for AW, AW-W, D2 and D2-W specimens

Fig. 4.7 S-N diagrams for notch stress range

また、ノッチ応力範囲 $\Delta\sigma_{notch}$ が一定のときの疲労性能に及ぼす板幅の影響を検証するため、第 5 章の(5-3)～(5-5)式を適用して簡易寿命評価を行った。Table 4.7 に示す通常幅 80 mm の AW-3 および D2-2 の溶接形状は一定のまま主板幅 $W$ のみを 140、300、450、600 mm に変化させたときの $K_t$ 計算値を Table 4.8 に示し、ノッチ応力範囲 $\Delta\sigma_{notch}$ を 400 MPa としたときの疲労寿命の計算値を板幅 W で整理したものを Fig. 4.8 に示す。Table 4.8 より、AW、D2 いずれにおいても主板幅の増加に伴い $K_t$ は増加傾向を示し、主板幅を 80 mm から 140 mm に変化させた場合 $K_t$ は約 4%増加することが示された。Fig. 4.8 は横軸に主板幅 $W$、縦軸左に疲労寿命 Nf の計算値、縦軸右に疲労寿命を板幅 80 mm の疲労寿命で正規化した値を示している。Fig. 4.8 より、疲労寿命は主板幅 W の増加に伴い減少傾向を示し、これは先にも述べた主板幅増加に伴う応力集中の増加が影響していると考えられる。また、同じノッチ応力範囲 $\Delta\sigma_{notch}$ で疲労性能を比較したとき、板幅増加に伴う疲労寿命の低下率はすみ肉溶接継手よりも付加溶接継手の方が低くなる傾向を示し、板幅 80 mm の疲労寿命に対して、板幅 140 mm のとき AW は約 15%、D2 は約 10%低下し、板幅 600 mm のときは半減する可能性を示した。

すなわち、本章における寸法効果に関する基礎検討として、主板幅増加に伴う応力集中の増加によって疲労寿命が低下する可能性が示唆されたことから、今後付加溶接を実構造物に適用する上での課題として、実際の継手・サイズを想定した実物大の大型桁試験体等で付加溶接による疲労強度向上効果を確認することが必要と考えられる。

Table 4.8 Weld shape parameters and $K_t$ for equation

| Specimen Number | Minimum toe radius (mm) | Maximum flank angle (°) | Maximum upper leg length (mm) | Minimum lower leg length (mm) | Specimen width (mm) | $K_{t,\ equation}$ at toe |
|---|---|---|---|---|---|---|
| **AW** | 0.26 | 45.49 | 8.98 | 8.69 | 80 | 5.35 ( - ) |
| | | | | | 140 | 5.61 (+4.81%) |
| | | | | | 300 | 6.15 (+15.01%) |
| | | | | | 450 | 6.50 (+21.55%) |
| | | | | | 600 | 6.72 (+25.68%) |
| **D2** | 0.45 | 28.63 | 8.77 | 14.87 | 80 | 3.56 ( - ) |
| | | | | | 140 | 3.71 (+4.26%) |
| | | | | | 300 | 4.03 (+13.28%) |
| | | | | | 450 | 4.24 (+19.06%) |
| | | | | | 600 | 4.37 (+22.72%) |

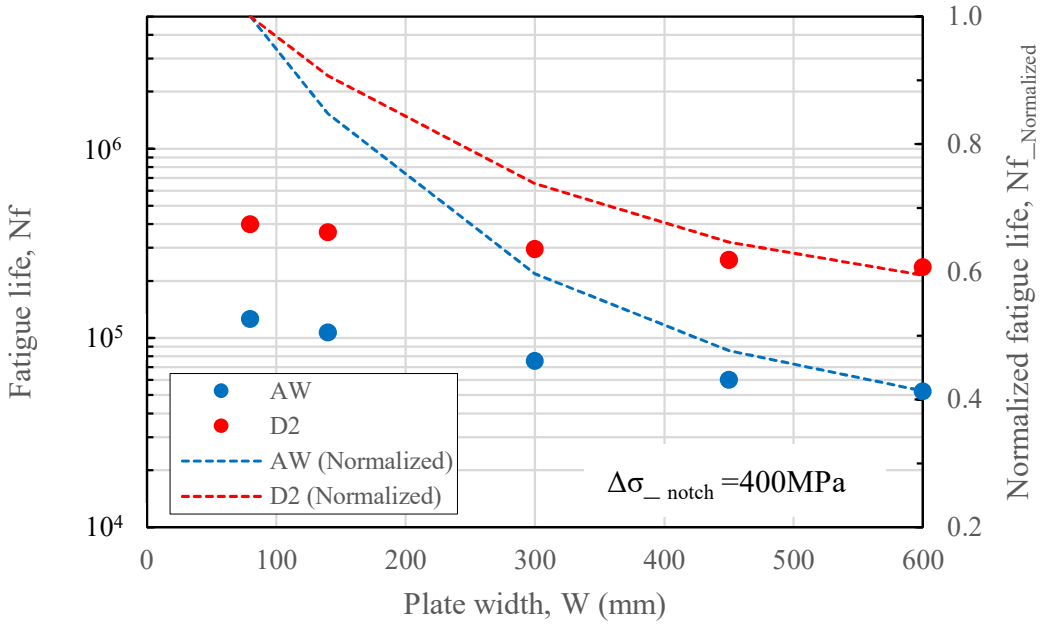



Fig. 4.8 Nf-W relationship

## 4.5 結言

本章では、付加溶接手法における付加溶接形状の最適化と疲労強度に及ぼす試験体サイズの影響について、面外ガセット溶接継手を対象に検証した。得られた結論を以下に示す。

(1) 付加溶接条件のうち、アーク電圧を可変パラメータとして様々な付加溶接形状を形成し、電圧増加に伴い付加溶接の止端形状が滑らかに形成されることが確認された。

(2) 取得した形状データを基に、有限要素解析で応力集中係数を算出し、B4 よりも疲労上有利となる付加溶接形状 D2 を選定した。

(3) D2 の止端半径は B4 に対して約 1.3 倍に大きくなったが、疲労強度は両者ともに同等となり、JSSC 疲労等級は D 等級を示した。

(4) B2、B4、D2 において止端形状に差異はあるが、JSSC 疲労等級は D 等級を満足した。このことから、同等の疲労強度を有する止端形状に裕度があることが示され、本検討における付加溶接では狙い位置 2～4 mm、設定アーク電圧 25.5～31.5 V の付加溶接条件範囲において形成される付加溶接形状が疲労強度向上に有効であることが分かった。

(5) 試験体幅を 80 mm から 140 mm に拡大することで、一軸引張荷重下における疲労強度は、すみ肉溶接のままの継手、付加溶接継手いずれにおいても低下するが、付加溶接による疲労等級 1 等級以上向上の効果は得られることが確認された。

(6) 簡易評価式より算出した $K_t$ と公称応力の積で表されるノッチ応力範囲で疲労性能を整理したとき、幅の大きさに関わらず概ね直線で近似できることが示された。

(7) 疲労寿命の簡易評価により、主板幅増加に伴う $K_t$ 増加による疲労寿命の低下率は、すみ肉継手よりも付加溶接継手の方が低くなる可能性が示唆された。

# 第 5 章　面外ガセット溶接部の応力集中係数簡易評価式の提案と付加溶接への拡張性に関する検討

## 5.1　緒言

第 2～3 章で示したように、疲労き裂は最も厳しい応力集中部のガセット溶接継手の溶接止端部から発生し、その後母材へ伝播する傾向にあり構造物の脆性破壊を引き起こすおそれがある。したがって、正確な疲労寿命を予測するためには、ガセット溶接継手の応力集中を評価できる適切な方法を提案する必要がある。

公称応力や構造物のホットスポット応力は、利便性や広範囲への適用性の観点から鋼構造物の疲労抵抗を評価するためによく使用される [54,55]が、欠点としては公称応力と構造物のホットスポット応力いずれにおいても、応力集中評価の決定的要因の一つである溶接形状による応力上昇効果を考慮できないことである。Effective Notch Stress（ENS）は切欠きルート部での総応力によって定義され、溶接プロファイルパラメータの変動を考慮して、公称応力と構造スポット応力の決定を補う。ENS を計算するには、通常、溶接形状を考慮した有限要素（FE）解析を実行する必要がある。しかし、IIW で提案されている一般的に適用されている ENS 法は、有効切欠きルート半径 $r$ =1 mm を使用し、鋼製品における FAT225 の耐疲労性能を示している [56]。ノッチ応力は切欠きルート半径の変動に敏感である。ルート半径は 1 mm より小さい切欠きが FAT225 で評価されると、疲労寿命は過大評価され、構造設計にとって安全でない可能性がある。

したがって、実際のルート半径、溶接脚長、フランク角、板幅などの様々な形状パラメータを考慮してノッチ応力を評価すると、より正確な疲労寿命予測が可能となる。

応力集中係数（Stress Concentration Factor：SCF）の正確な計算には、FE 解析を用いた溶接モデルが必要である。特定の溶接部の SCF を効果的に取得するために、様々な溶接形状を考慮した大量の SCF の回帰分析によるパラメトリック式が提案されている [46]が、SCF 評価で広く用いられている直線モデルは、溶接部の余盛形状を直線に単純化したものである。[57,58]。ただし、溶接形状は通常円弧形状であり、直線で近似すると SCF の精度が低下する可能性があることが確認されている [48]。

近年提案されているスプラインモデルは、実際の溶接形状に近似した良好な凸形状を取得で

きる。たとえば、Luo[47]は、スプラインモデルを使用して突合せ溶接をシミュレートし、95%の精度で SCF のパラメトリック式を提案している。

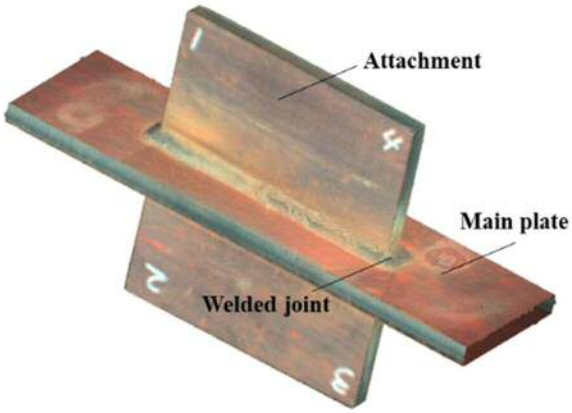
SCF に対する形状パラメータの影響を調査し、さまざまな荷重条件下での面外ガセットの溶接継手のパラメトリック式を、FE 解析を使って提案し、この評価式が面外ガセット溶接継手の付加溶接へ拡張可能かどうか検討する。

第 2～4 章で取得した面外ガセット溶接継手の形状データを基に FE モデルを構築し、回帰分析を行うことで、様々な形状に対する応力集中係数が算出できる簡易評価式を提案する。

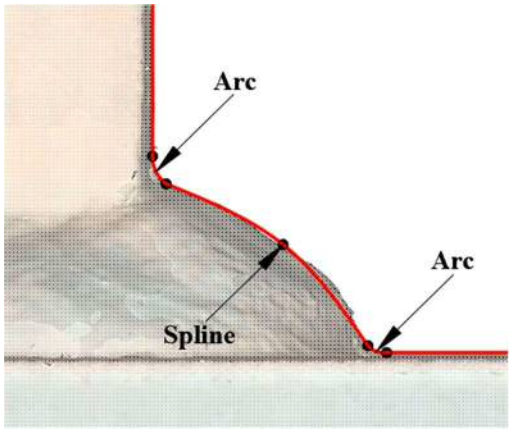
## 5.2 有限要素解析

### 5.2.1 形状モデル

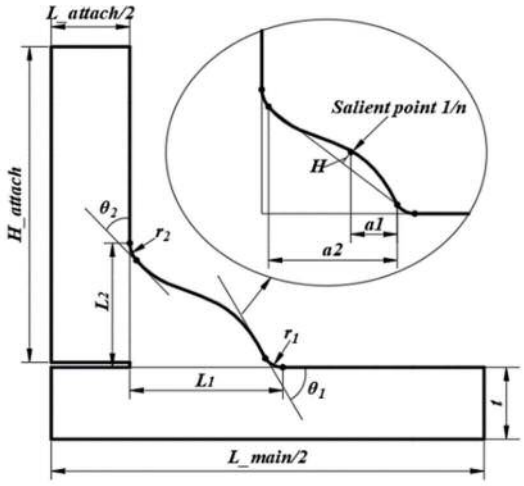
片側および両側にガセットを付加した溶接継手について検討した。両側ガセットの図例を Fig. 5.1 (a) に、溶接継手をスキャンした図を Fig. 5.1 (b)に示す。本検討の溶接モデルは、十字すみ肉溶接継手に対して提案されたスプラインモデルをベースに構成した。Fig. 5.1 (b) に示すように、主板と付加板の溶接止端は曲線によって再現し、凸状のスプライン曲線で接続した。1 枚の付加板と 2 枚の付加板を持つガセット継手の詳細なパラメータを Fig. 5.1 (c)、(d)と Fig. 5.2 に示す。パラメータには、主板長さ（*L_main*）、主板幅（*W*）、主板厚（*t*）、付加板長さ（*L_attach*）、付加板高さ（*H_attach*）、付加板厚（*T*）、主板側の止端半径（$r_1$）とフランク角（$\theta_1$）と脚長（$L_1$）、付加板側の止端半径（$r_2$）とフランク角（$\theta_2$）と脚長（$L_2$）、余盛高さ（*H*）、スプラインの頂点を定義する代表点（*1/n*）を含む。代表点の位置は *a1/a2* で定義され、*a1* は代表点と下部溶接止端位置の水平距離を示し、*a2* は下部溶接止端と上部溶接止端の水平距離を示す。スプラインモデルは、従来の直線モデルよりも凸状のビード形状をより正確に再現できる。



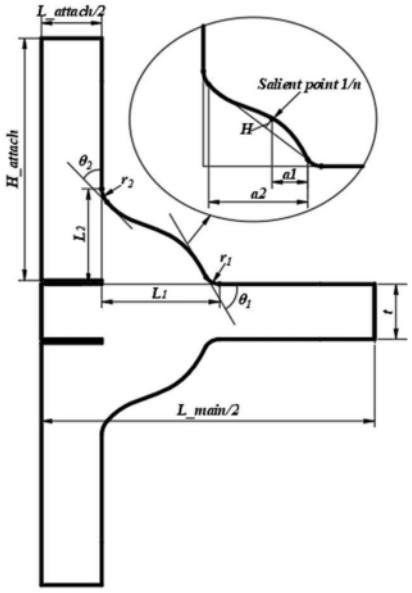

(a) Double-attachment gusset




(b) Bead shape

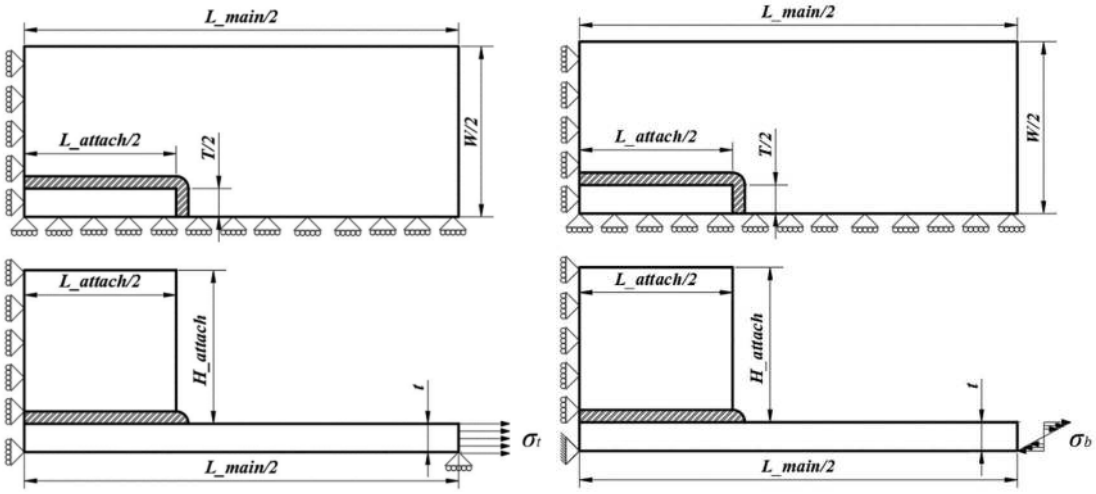



(c) Spline model for single attachment




(d) Spline model for double attachments

Fig. 5.1 The spline model




(a) Single attachment under tensile stress (b) Single attachment under bending stress

(c) Double attachments under tensile stress (d) Double attachments under bending stress

Fig. 5.2 Loading and boundary conditions

### 5.2.2 溶接継手の有限要素モデル

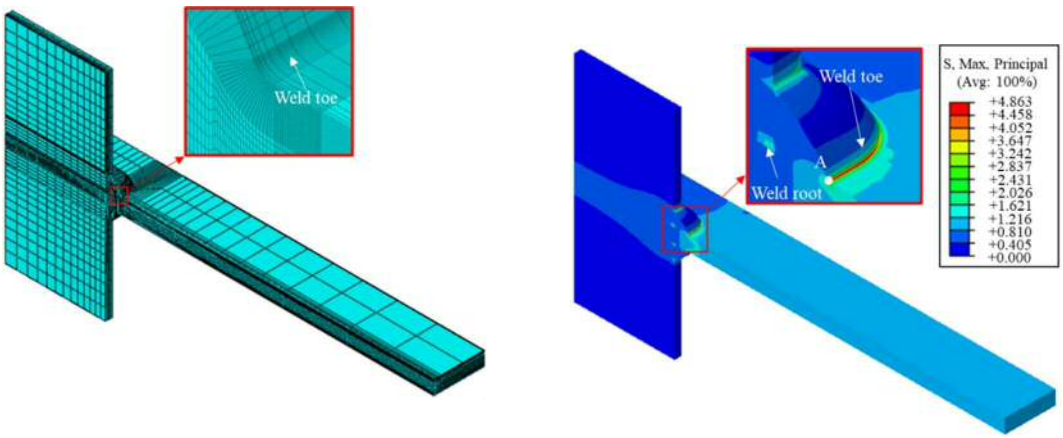
対称の境界条件を持つ 1/4 サイズの 3D モデルを使用し、引張および曲げ荷重下における片側付加板および両側付加板を持つガセット継手の応力集中係数を計算した。

引張応力（$\sigma_t$）においては、公称応力（$\sigma_{nom}$）として作用する主板先端部の単一引張応力を適用し、曲げ応力（$\sigma_b$）では、線形分布の単一応力を適用した。境界条件および載荷条件を Fig. 5.2 に示す。溶接止端部における最初の主応力をノッチ応力（$\sigma_{notch}$）としたため、溶接止端部

の SCF（$K_t$）は次式（5-1）で定義される。

$$K_t = \sigma_{notch}/\sigma_{nom} \tag{5-1}$$

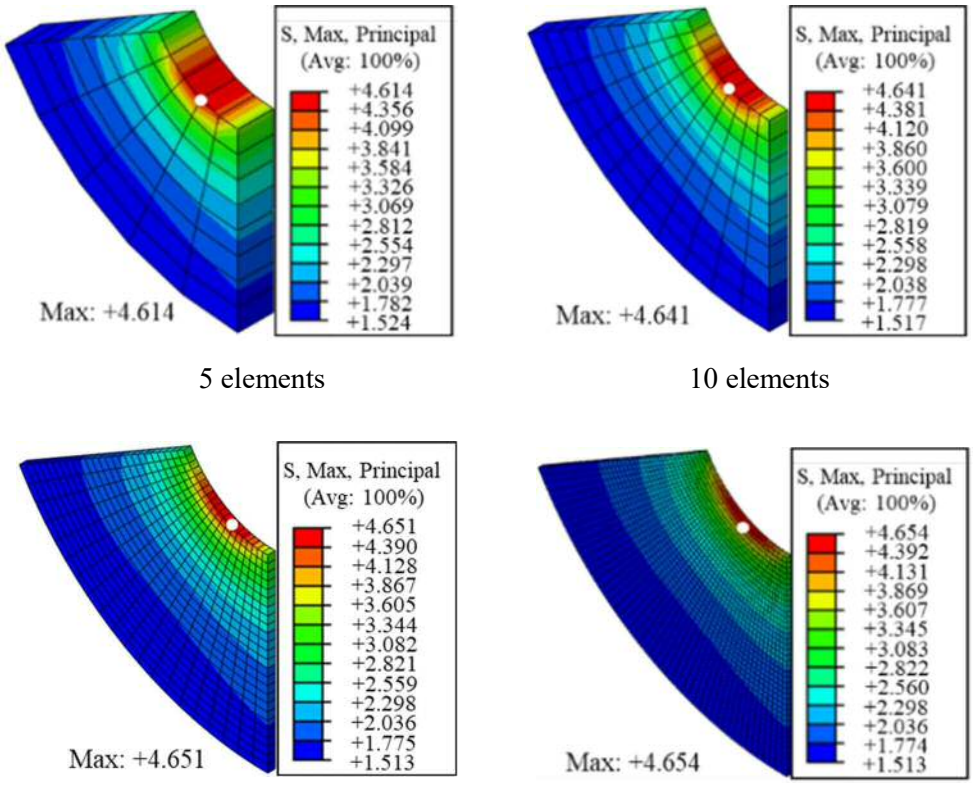
ガセット溶接継手の FE モデルは、ABAQUS v6.14-3 を使用して作成し、材料の弾性応答のみを考慮した。材料は、弾性率 $E$=206 GPa、ポアソン比 $\nu$=0.3 として定義した。溶接止端部の SCF はパラメータの絶対値に依存しないが、それらの相対比に影響されることが知られているため、以下の説明は、同じ主板厚（$t$）に基づいて行われ、$t$に対する全てのパラメータの比率は可変する。一例として、$t$ =6 mm、$T/t$ =1.0、$r_1/t$ =0.043、$r_2/t$ =0.043、$\theta_1$ =60°、$\theta_2$ =60°、$L_1/t$ =1.0、$L_2/t$ =1.0、$n$ =3、$H/t$ =1、$L_main/t$ =60、$W/t$ =8、$L_attach$ =18、$H_attach/t$ =8 となる引張荷重下における両側付加板モデルを Fig. 5.3 (a)に示す。溶接ルートの影響は、幅 0.01 mm の狭いスリットによって考慮した。メッシュは、正確な結果を得るために溶接止端部とその周辺領域で細かく設定し、その解析結果を Fig. 5.3 (b)に示す。メッシュの輪郭は、下部の溶接止端周りで激しい応力集中を示しており、側面部の溶接減少する傾向を示す。したがって、SCF は対称溶接モデルの中心点である点 A のノッチ応力に基づいて評価した。



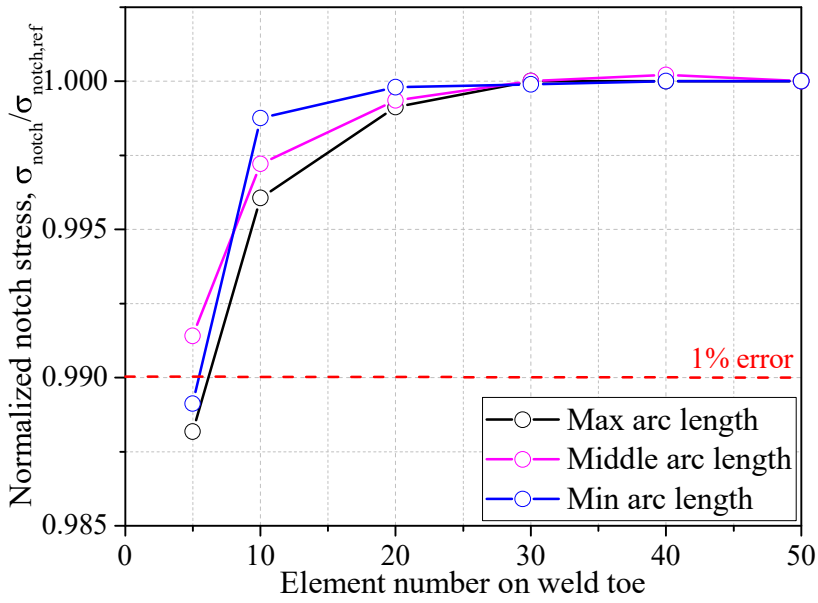

(a) The mesh　　(b) The analysis result

Fig. 5.3 The finite element (FE) model

様々な構成の計算精度を得るために、溶接止端部とその周辺領域には細かいメッシュを使用した。IIW ではノッチ表面の要素サイズを提案しており、要素数を 360° 円弧において 40 より大きくすべきと示している。Fig. 5.4 (a) は、上記の形状に基づいて実行されたメッシュ感度の例を示している。溶接止端部の要素数が 5 から 50 に増加しても、応力に明確な変化は確認できず、これは良好な応力の収束を示している。短い円弧の溶接止端に高い精度を保証する要素数は要素サイズが比較的大きくなるため、長い円弧の溶接止端の収束が不十分になる可能性があることに注意が必要である。したがって、本検討では、最小円弧長さ(0.003t)および最大円弧長さ(0.36t)に対して、収束解析を実施した。Fig. 5.4 (b) に示すように、3 つの条件で溶接止端部の要素数が 10 を超えると、メッシュ感度による誤差は 1%に減少する。以下の FE 分析では、すべてのケースで要素数を 20 に決定し、高い精度を確保した。




(a) Mesh sensitivity (unit: MPa)




(b) Convergence analysis

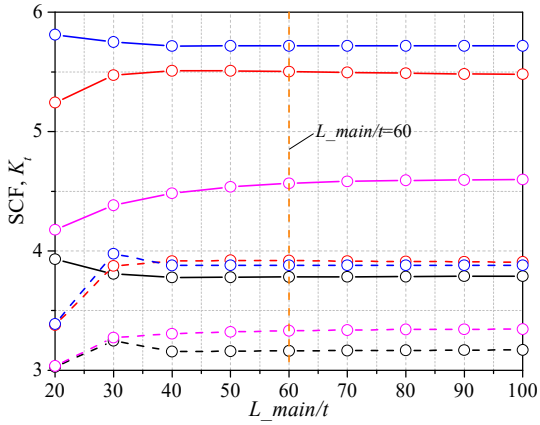
Fig. 5.4 The mesh size discussion

## 5.3 面外ガセット溶接継手のパラメトリック提案式

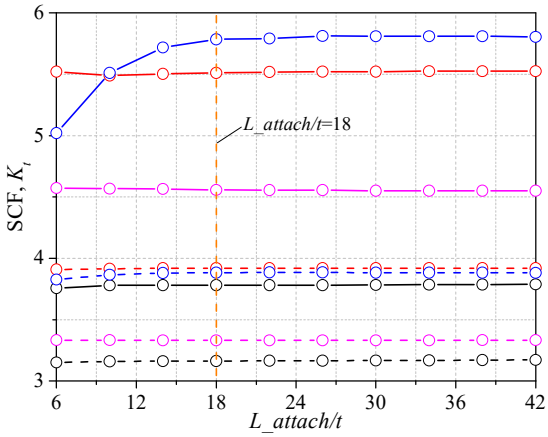
### 5.3.1 形状の影響

溶接部の応力集中を解析する前にまず母材形状を決める必要がある。既往の研究によると、母材の形状は通常一定とされているが、一般的な解析には SCF が収束に至る適正な形状の値が必要である。Fig. 5.5 (e)に示すように、主板の長さ(*L_main*)と幅(*W*)、付加板の長さ(*L_attatch*)と高さ(*H_attach*)の影響を分析した。SCF は、モデル境界と調査対象の溶接止端との間の距離の影響を受けるため、溶接止端の位置を決定するパラメータ $L_1$ の最大および最小値について説明する。ビード形状は前述したものと同じとし、$L_1/t$ =0.5 と 2.0 の場合についてそれぞれ計算した。Fig. 5.5 に示すように、引張応力下および曲げ応力下における片側付加板および両側付加板のガセット溶接継手の SCF について解説する。

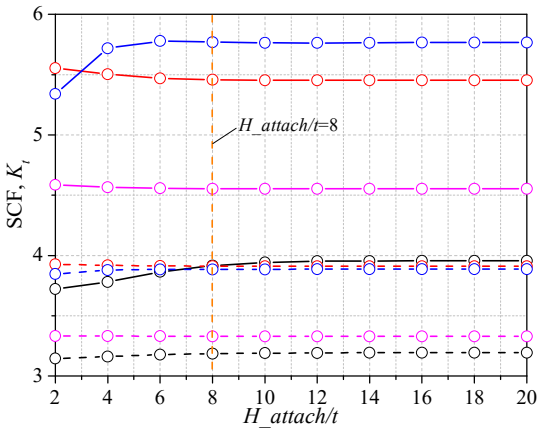
$L_1/t$ =0.5 のガセット溶接継手の SCF は、4 つの構成すべてにおいて $L_1/T$ =2.0 の場合よりも一般的に大きいことがわかる。これは、溶接脚長が大きいほど応力集中を効果的に低減できることを示している。さらに、$L_1/t$ =2.0 の曲線は、$L_1/T$ =0.5 の曲線よりも速く収束し、サイズの大きなビードのほうが作用する力が大きく、母材のサイズ効果による影響が少ないためと考えられる。曲線の傾向によると、*L_main*/*t* =60、*L_attach*/*t* =18、*H_attach*/*t* =8 は、SCF がすべての構成で収束しているため、以下の FE 解析においても一定であると決定できる。Fig. 5.5 (d)では、*W*/*t* が 300 に近づくと SCF は収束する。SCF に及ぼす主板幅 *W* の影響は無視できないため、*W* はガセット溶接継手モデルのパラメトリック式の変数と見なされる。引張条件で *W*/*t* ≥90 の場合の SCF の減少は、大きな板幅 *W* と比較して小さな主板長さ *L_main* に起因するため、提案されたパラメトリック式は、主板長さが小さいまたは主板幅が小さい構造として扱う必要がある。



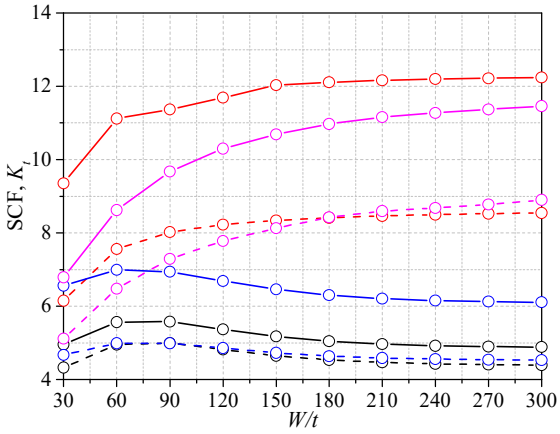

(a) *L_main/t*



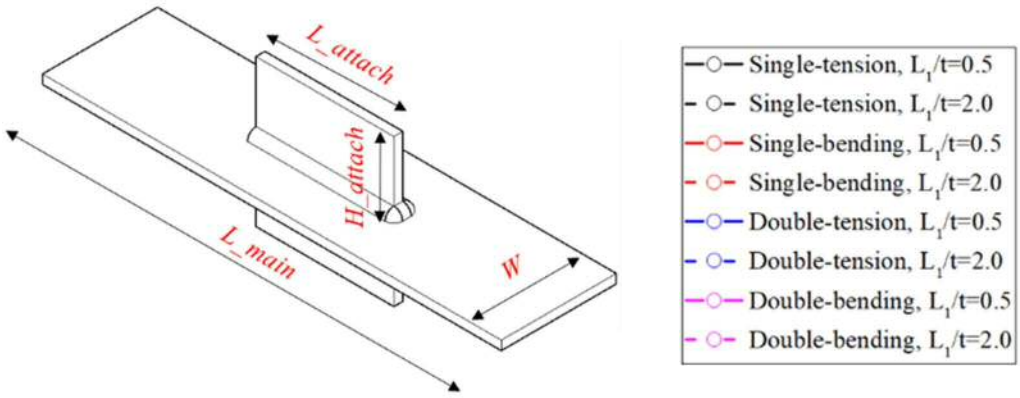

(b) *L_attach/t*




(c) *H_main/t*



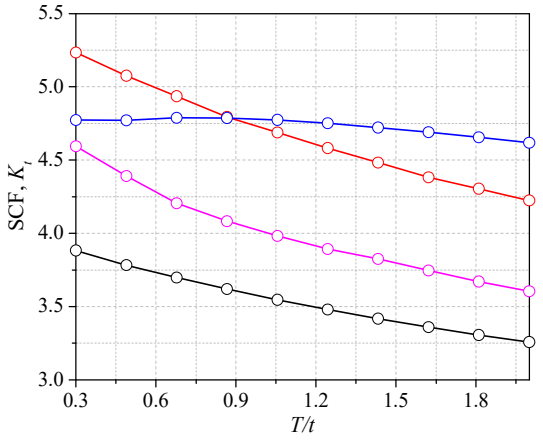

(d) *W/t*



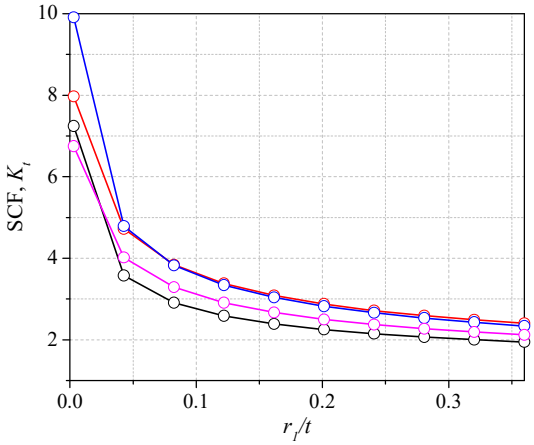

(e) The geometry of base metal

Fig. 5.5 Influence of the base metal geometry

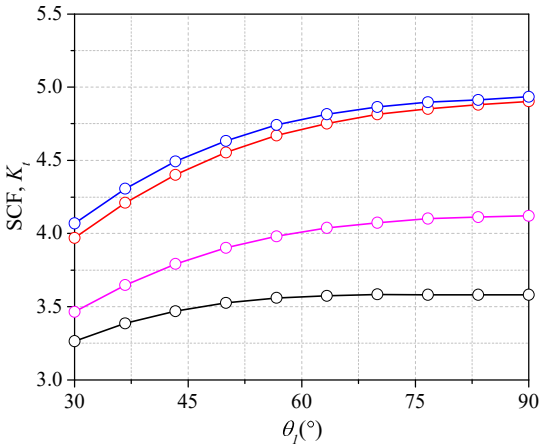
続いて、ビード形状による SCF の変化についても検討した。SCF にほとんど影響をあたえないパラメータは、回帰分析では無視することができる。付加板厚 $T$ は、溶接端での溶接幅を決めるため、ビード形状とみなした。引張荷重下および曲げ荷重下における片側付加板および両側付加板のガセット溶接継手の SCF の傾向を Fig. 5.6 に示す。溶接止端半径は、4 つすべての条件（引張および曲げ荷重下における片側および両側付加板）において SCF に最も影響を及ぼすことが分かる。止端半径 $r_1$ が増加すると SCF を効果的に減少させることができる。付加板厚 $T$ が大きいガセット溶接継手では、SCF が小さくなる特徴をもつ。下部の溶接脚長 $L_1$ の増加または上部溶接長さ $L_1$ の減少も SCF を減少させる要因と考えられる。SCF に及ぼす余盛高さ $H$ の影響は、SCF の評価において凸状の溶接形状が無視できないこと、または誤差を生じさせる可能性があることを示している。上述した傾向は、溶接継手の疲労強度を改善するためによく使用されている様々な方法の効果を説明することができる。例えば、溶接止端半径 $r_1$ の増加によって、溶接部のグラインダー仕上げが、SCF を効果的に低減し、疲労寿命を向上させることができる。付加溶接は、$L_1$ を延ばすため SCF の減少に効果的である。推定範囲において、SCF の変化が 1 %以内であるパラメータは回帰分析において無視することができる。Fig. 5.6 (d)、(e)、(h)に示すように、パラメータ $r_2$、$\theta_2$、$1/n$ の SCF はほとんど変化しないため、SCF への影響は限定的であると考えられ、パラメトリック式では無視される。$H$ と $L_2$ も引張荷重下の片側付加板のガセット継手の SCF にほとんど影響を与えないといえるため本条件においてもこれら 2 つのパラメータは無視できる。



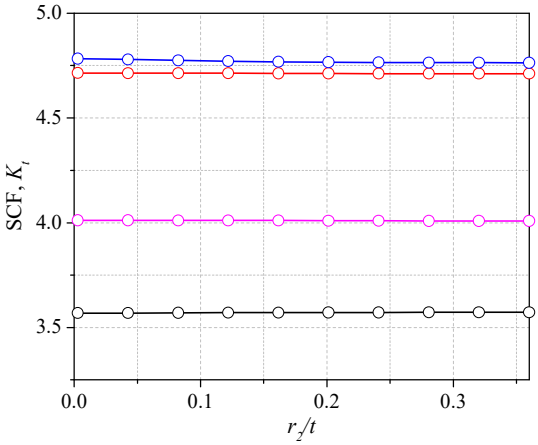

(a) $T/t$



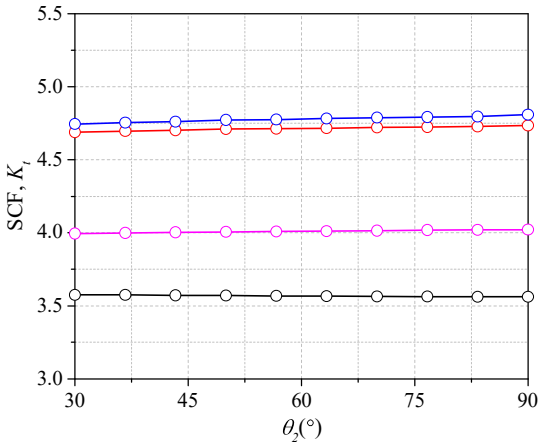

(b) $r_1/t$



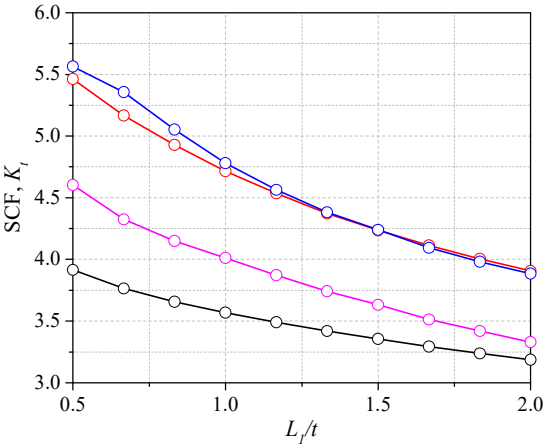

(c) $\theta_1$




(d) $r_2/t$

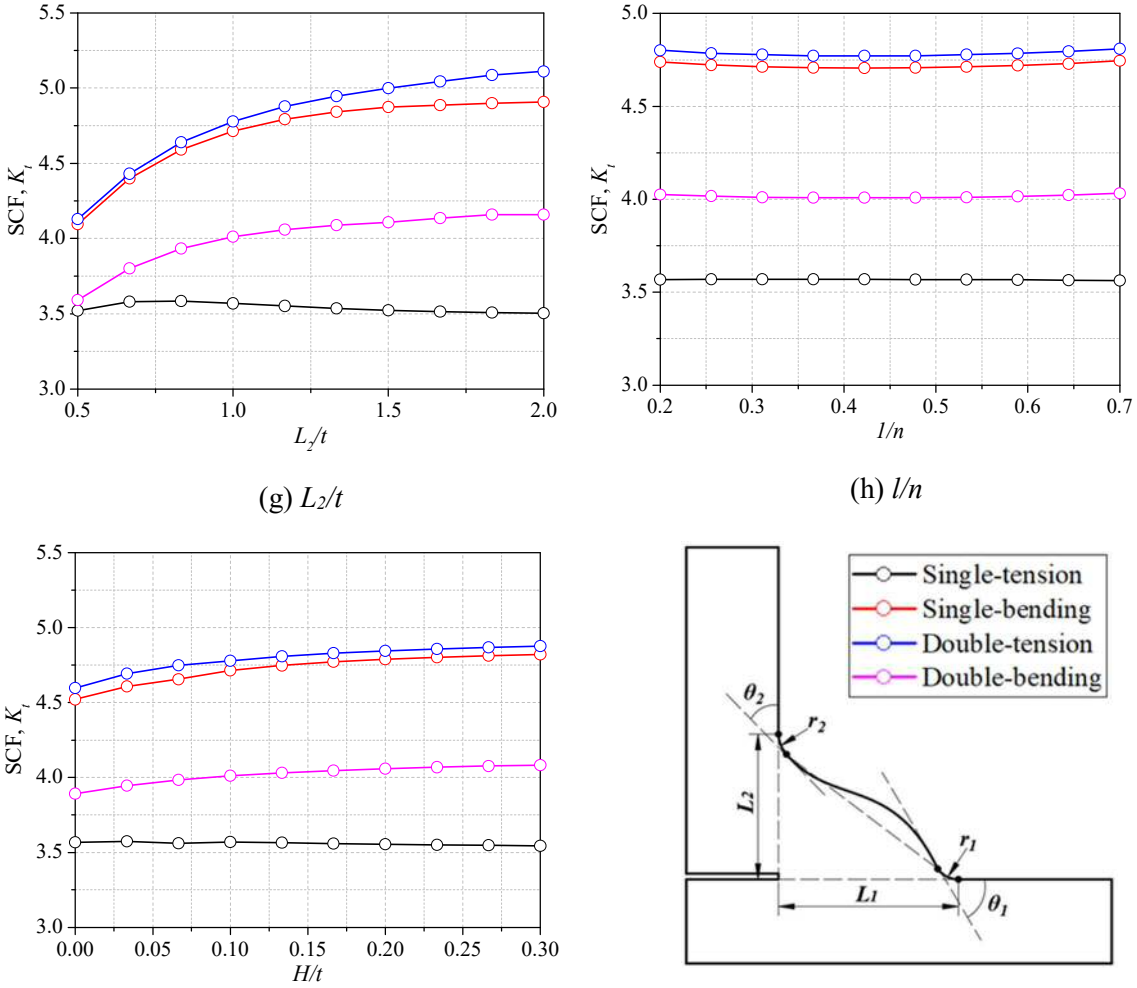



(e) $\theta_2$




(f) $L_1/t$

Fig. 5.6 Cont.




(g) $L_2/t$　(h) $l/n$

(i) $H/t$　(j) The geometry of weld

Fig. 5.6 Influence of the weld geometry

### 5.3.2 SCF のパラメトリック式

SCF のパラメトリック式の評価は対応する適用範囲内で行う必要がある。できるだけ多くのガセット溶接形状に適用できるようにするために、パラメータの範囲は実際の試験片から計測したデータに基づいて決定し、パラメトリック式を適用できるように拡張した。正規化されたパラメータ範囲と定数は、以下に示すように後続のパラメトリック式に対して決定した。

（1） 主板長さ *L_main/t* ：60.0

（2） 付加板長さ *L_attach/t* ：18.0

（3） 付加板高さ *H_attach/t* ：8.0

(4) 主板幅 $W/t$ :6.0/300.0

(5) 付加板厚 $T/t$ :0.3-2.0

(6) 下部溶接止端半径 $r_1/t$ :0.003-0.36

(7) 下部溶接止端角 $\theta_1$ :30-90°

(8) 上部溶接止端半径 $r_2/t$ :0.043

(9) 上部溶接止端角 $\theta_2$ :60°

(10) 下部溶接脚長 $L_1/t$ :0.5-2.0

(11) 上部溶接脚長 $L_2/t$ :0.5-2.0

(12) 代表点 $l/n$ :0.3

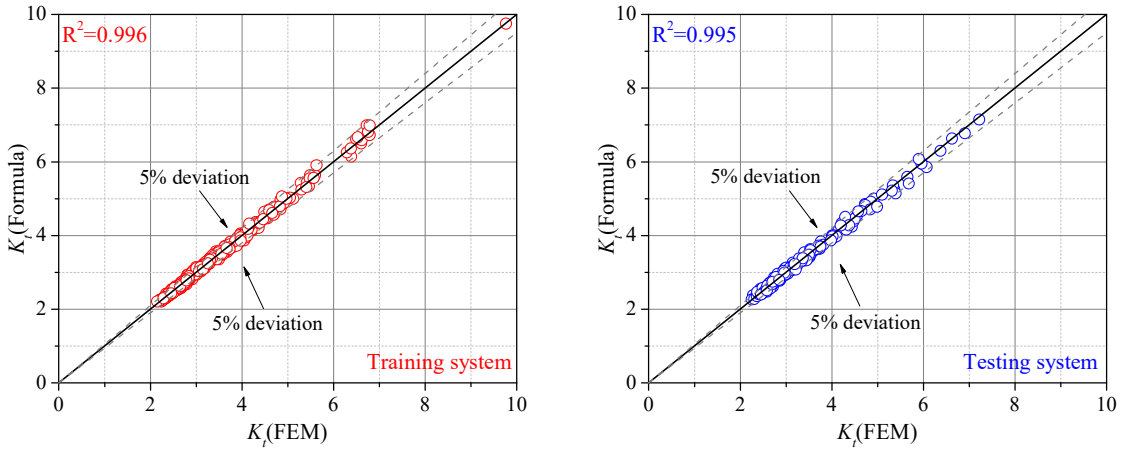
(13) 余盛高さ $H/t$ : 0.0-0.3

上述した傾向分析によると、パラメトリック式の基本形式は以下となり、式(5-2)で示す。

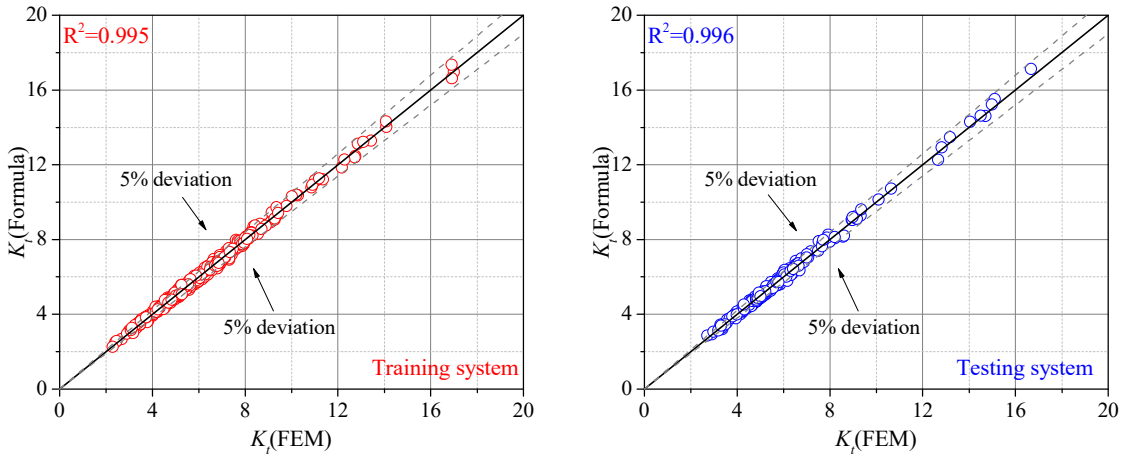
$$K_t = 1 + cons \cdot f(r_1/t) \cdot f(\theta_1/t) \cdot f(T/t) \cdot f(L_1/t) \cdot f(L_2/t) \cdot f(H/t) \cdot f(W/t) \quad (5\text{-}2)$$

回帰分析は、トレーニングデータとしてランダムに生成されたパラメータを使用して 400 のケースで行った。溶接止端部のノッチ応力は FE モデルから計算し、SCF は式(5-2)によって近似した。追加の 200 ケースは、提案式の精度評価のためのテストデータとして使用した。トレーニングデータとテストデータの結果を Fig. 5.7 に示す

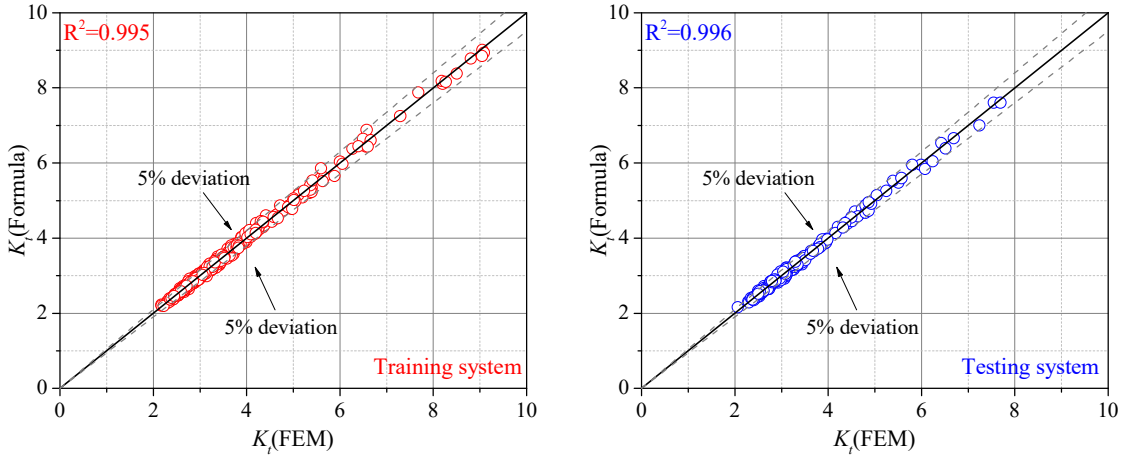
Fig. 5.7 に示すように、曲げ荷重下でのガセット溶接継手の SCF は、片側または両側の付加板を持つ引張荷重下のそれよりも大きくなる。提案式と FE 解析によって得られた結果の誤差は 5 %未満であり、この新しいアプローチは実際の溶接形状を考慮した製作な SCF につながる可能性があることを示した。有効ノッチ応力は耐疲労性能評価のための SCF に基づいて計算することもできる。




(a) Gusset welded joint with single attachment under tensile stress

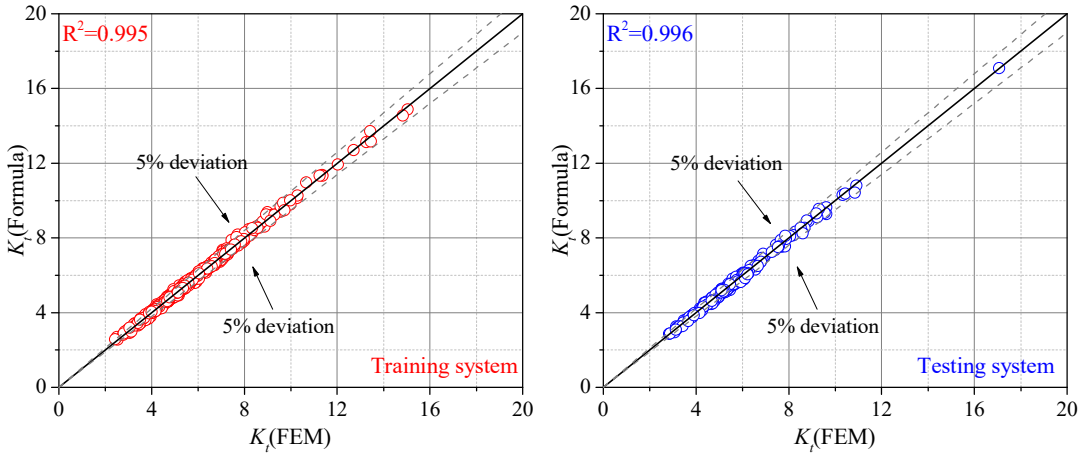



(b) Gusset welded joint with single attachment under bending stress




(c) Gusset welded joint with double attachments under tensile stress

Fig. 5.7 Cont.



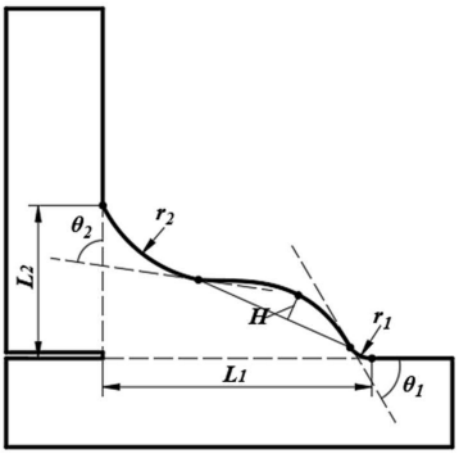

(d) Gusset welded joint with double attachments under bending stress

Fig. 5.7 Comparison of stress concentration factors (SCFs determined by FE analysis and proposed parametric formulae

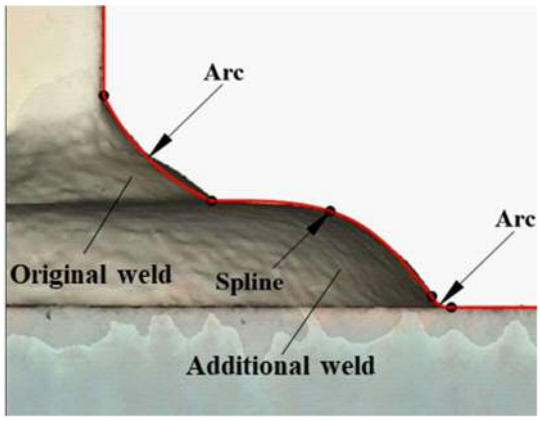
## 5.4 付加溶接形状への提案式の適用性検討

### 5.4.1 FE モデルと境界条件

5.3 章の解析結果から、下部溶接脚長 $L_1$の増加に伴いSCF が減少することを示し、これは、応力集中の低下に及ぼす付加溶接の効果を説明しているといえる。本章では、スプラインモデルの付加溶接への拡張を試み、溶接のままのガセット継手に対して提案したパラメトリック式を付加溶接されたガセット継手にも適用可能かどうか検討した。Fig. 5.8 (a)に付加溶接の一例を示し、これは両側に付加板をもつガセット溶接継手からスキャンして得られた形状である。特徴としては、元の溶接が円弧状または線状で示され、凸形状の付加溶接と接続されていることである。前述したパラメトリック式を便利に活用するために、5.2 章で提案したスプラインモデルを変更し、元の溶接の一部を再現するために上部円弧が拡大され、付加溶接がスプラインと下部円弧で表され、Fig. 5.8 (b)のように示される。付加溶接のスプラインモデルは、上部溶接止端が大きくない点を除き元の溶接モデルと同じように観察できる。修正したスプラインモデルを基に、提案したパラメトリック式は付加溶接の SCF の計算に適用できる。溶接のままのガセットにおける提案パラメトリック式の適用範囲は一般的な溶接に限定される。上部溶接止端半径が小さい($0.003 < r_2/t < 0.36$)と、解決すべき問題は、大きな上部溶接止端半径を持つガセット溶接継手にパラメトリック式の適用性を確認することだけとなる。

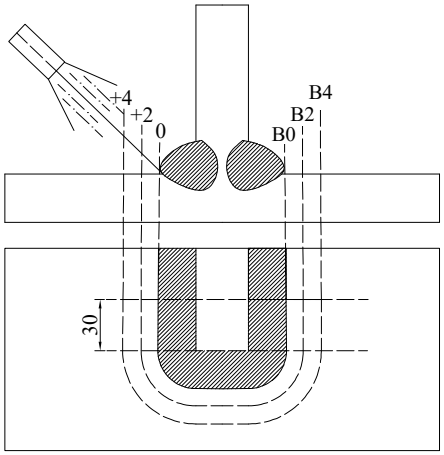



(a) The additional weld

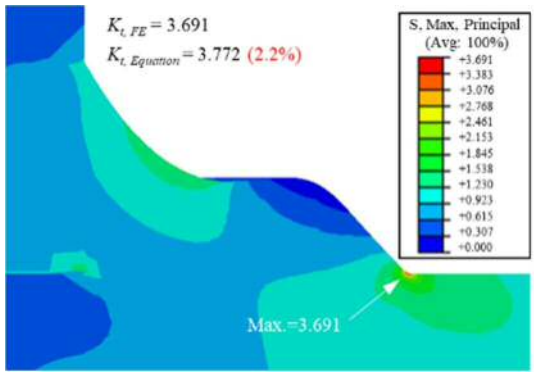



(b) The modified spline model

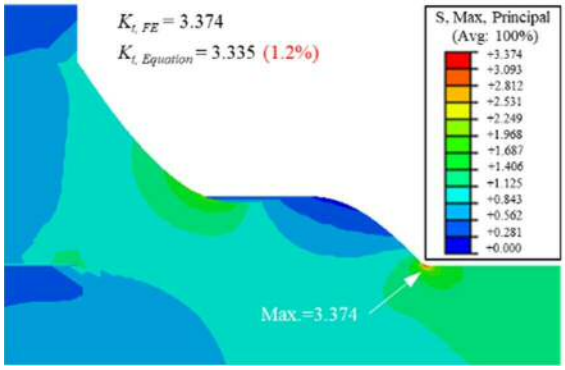
Fig. 5.8 Extension to the additional weld



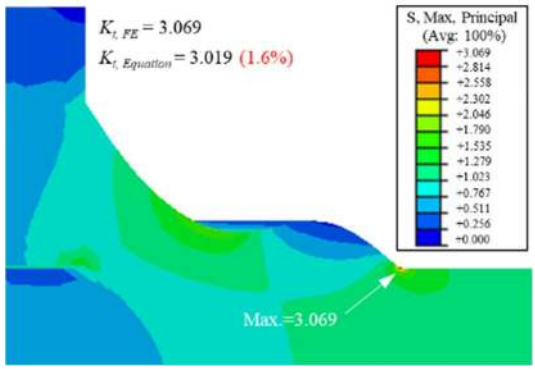

(a) The welding conditions (unit mm)




(b) B0




(c) B2




(d) B4

Fig. 5.9 The verification of the modified spline model

Table 5.1 The measured geometric parameters

| Condition | T/t | $r_1/t$ | $\theta_1$ | $r_2/t$ | $\theta_2$ | $L_1/t$ | $L_2/t$ | H/t | 1/n | W/t |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| **B0** | 0.964 | 0.054 | 47.3° | 0.764 | 76.7° | 1.21 | 0.699 | 0.106 | 0.455 | 6.68 |
| **B2** | 0.972 | 0.087 | 56.1° | 0.564 | 84.7° | 1.21 | 0.693 | 0.116 | 0.460 | 6.68 |
| **B4** | 0.976 | 0.104 | 50.8° | 0.830 | 82.5° | 1.41 | 0.694 | 0.093 | 0.463 | 6.68 |

提案するパラメトリック式の付加溶接への適用の可能性を確認するために、付加溶接の 3 つの溶接条件を考慮した FE モデルは引張荷重下における両側付加板をもつ実際のガセット溶接継手に基づいて構成し、SCF を計算し、提案パラメトリック式から得られた値と比較した。元の溶接止端から付加溶接位置の距離をパラメータとする 3 つの付加溶接条件について検討した。距離が 0、2、4 mm の場合をそれぞれ B0、B2、B4 とした(Fig. 5.9 (a))。3 つの試験片における計測した形状パラメータは Table 5.1 に示す。

実際の形状パラメータによって作成した FE モデルを Fig. 5.9 に示す。FE 解析結果は $Kt_{,FE}$ と表記し、式(A-3)を使用して Table 5.1 のパラメータに基づいて SCF($Kt_{,Equation}$)を計算した。提案したパラメトリック式によって計算した SCF は FE モデルから得られた値とほとんど同じ値を示し、誤差はすべて 3 %未満であることが確認された。これは、より疲労範囲で説明する場合でも、上部の溶接止端半径は下部の溶接止端の SCF に限定的な影響しか及ぼさないためであると考えられる。したがって、提案式は良好な精度で付加溶接に適用できるといえる。

### 5.4.2 S-N 曲線

6 つの AW 試験体と 10 の付加溶接試験片の形状パラメータを Table 5.2 に示す。4 つの溶接箇所のうち最初にき裂が発生した溶接のみを考慮し、ノッチ応力を評価した。式に使用されないパラメータは無視とした。Table 5.2 の形状データによると、AW ガセット継手の溶接止端半径は 1 mm よりも小さく、一方で付加溶接のガセット継手は 1 mm よりも大きくなる傾向を示した。付加溶接位置と溶接止端の距離が 0 から 4 mm に大きくなると、溶接止端半径 $r_1$ および下部溶接脚長 $L_1$ は大きくなる傾向を示し、その結果 SCF は減少した。

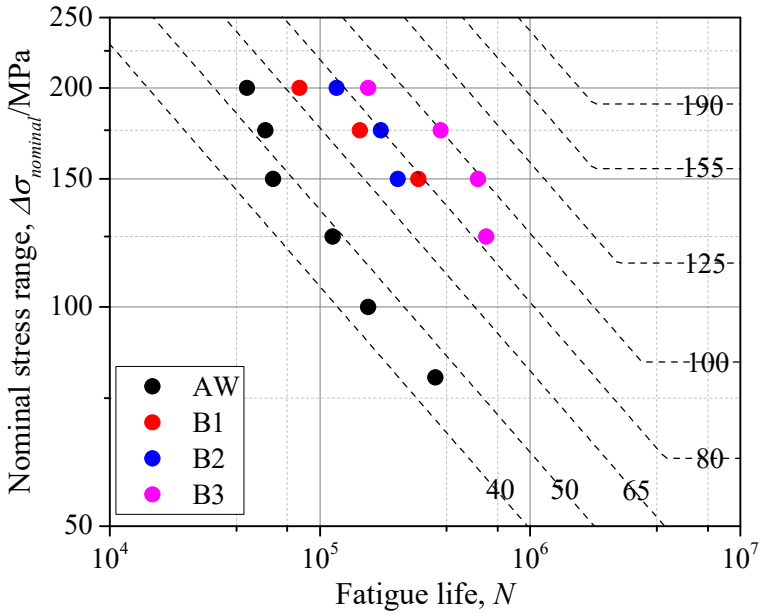
Table 5.2 Geometric parameters of specimens and loading conditions

| Number | t/mm | T/mm | $r_1$/mm | $\theta_1$/° | $L_1$/mm | $L_2$/mm | H/mm | W/mm | $K_t$ | Δσ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| **AW1** | 12.01 | 11.74 | 0.549 | 60.4 | 10.15 | 8.723 | 0.849 | 80.16 | 4.526 | 150 |
| **AW2** | 12.04 | 11.40 | 0.640 | 74.4 | 9.199 | 8.472 | 0.607 | 80.05 | 4.419 | 80 |
| **AW3** | 12.12 | 11.98 | 0.673 | 61.1 | 9.924 | 8.594 | 0.610 | 79.99 | 4.228 | 100 |
| **AW4** | 12.22 | 11.76 | 0.639 | 58.4 | 9.908 | 9.087 | 0.884 | 80.25 | 4.381 | 125 |
| **AW5** | 11.94 | 11.59 | 0.640 | 60.0 | 10.31 | 7.239 | 0.536 | 80.30 | 4.081 | 175 |
| **AW6** | 11.99 | 11.81 | 0.743 | 60.5 | 10.30 | 7.442 | 0.392 | 80.12 | 3.877 | 200 |
| **B0-1** | 11.80 | 11.77 | 1.143 | 50.8 | 14.20 | 7.771 | 1.568 | 80.15 | 3.192 | 150 |
| **B0-2** | 12.04 | 11.71 | 1.102 | 50.8 | 13.67 | 8.240 | 1.314 | 80.22 | 3.287 | 175 |
| **B0-3** | 12.02 | 11.59 | 0.653 | 47.3 | 14.57 | 8.402 | 1.277 | 80.35 | 3.772 | 200 |
| **B2-1** | 12.08 | 11.74 | 1.052 | 56.1 | 14.59 | 8.371 | 1.406 | 80.01 | 3.335 | 150 |
| **B2-2** | 12.04 | 11.72 | 1.207 | 41.5 | 17.42 | 7.623 | 1.329 | 80.12 | 2.948 | 175 |
| **B2-3** | 12.18 | 11.45 | 1.285 | 57.3 | 15.36 | 9.187 | 1.394 | 80.18 | 3.156 | 200 |
| **B4-1** | 12.10 | 11.80 | 1.512 | 41.6 | 17.02 | 9.043 | 1.234 | 80.21 | 2.865 | 150 |
| **B4-2** | 12.09 | 11.69 | 1.846 | 43.3 | 17.28 | 8.948 | 1.306 | 79.98 | 2.723 | 175 |
| **B4-3** | 12.03 | 11.74 | 1.249 | 50.8 | 16.94 | 8.351 | 1.122 | 80.15 | 3.019 | 125 |
| **B4-4** | 12.07 | 11.58 | 1.683 | 44.2 | 17.00 | 8.501 | 1.205 | 80.22 | 2.716 | 200 |

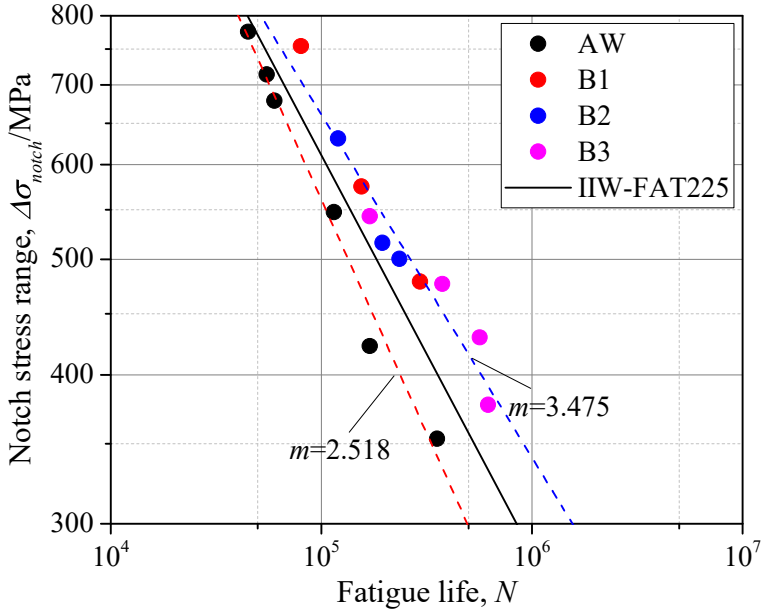
### 5.4.3 き裂発生寿命に対する解析結果

形状パラメータと提案式に基づき、SCF を式(A-3)によって計算し、ノッチ応力を式(5-1)から求めた。AW がセット継手と付加溶接がセット継手の疲労寿命を、公称応力およびノッチ応力でそれぞれ評価した。試験片ごとのばらつきを Fig. 5.10 に示す。提案した *S-N* 線図は、JSSC による公称応力および IIW によるノッチ応力に基づき図中に追記した。

Fig. 5.10 (a) によると、AW ガセット継手のデータは Class50 の周辺に推移し、JSSC によるガセット溶接継手の疲労強度が推奨される。ガセット溶接継手の疲労寿命は、付加溶接後に明らかに改善し、疲労強度は 2 または 3 等級向上した。これは、溶接止端半径 $r_1$ および下部溶接脚長 $L_1$ の増加によって、SCF が小さくなるためである。溶接止端からの距離が異なる付加溶接継手においては、距離が最も離れている B4 の疲労寿命が最も長くなり、これは、溶接止端半径 $r_1$ と下部溶接脚長 $L_1$ が大きくなるためである。疲労寿命は AW と B4 を比較すると付加溶接によって 9.4 倍に増加した。




(a) Nominal stress




(b) Notch stress

Fig. 5.10 The S-N curves

Fig. 5.10 (b) によると、AW ガセット継手および付加溶接ガセット継手のデータは、IIW が推奨する耐疲労曲線の両側に散在している。AW の点はすべて、*S*–*N* 曲線（Class 225）を下回り、

付加溶接継手は Class 225 をすべて上回った。これは、Table 5.2 に示すように、Class 225 が 1 mm に等しいエフェクティブノッチ半径によって提案されているのに対し、AW 継手の止端半径はすべて 1 mm よりも小さく、付加溶接継手の止端半径は一般的に 1 mm より大きいためである。ノッチ半径が小さくなると SCF は大きくなり、その結果疲労強度は低下する。一方で、付加溶接継手のノッチ半径が大きくなるにつれて、疲労強度は大きくなっている。溶接止端半径が 1 mm から大きく離れるほど、推奨される Class 225 からのデータのばらつきが大きくなる傾向にある。これにより、溶接条件の違いによって溶接止端半径が変化するため、実情には適用できなくなってしまう。前述した SCF 式は溶接プロファイルを考慮しており、この課題の解決に役立つ。つまり、SCF の影響を考慮した $S$–$N$ 線図を確立することができる。試験体を AW グループと付加溶接グループに分類すると、Fig. 5.10 (b)のように、どちらのグループも SCF とそれぞれの傾き $m$ で直線的に近似できる。AW と付加溶接の SCF の平均値が計算され、SCF と傾き $m$ の関係は、式(5-3)と Fig. 5.11 に示すように線形に近似される。

式(5-4)によると、パラメータ $C$ は各試験体から取得することができる。したがって、各試験体で SCF を考慮した $S$–$N$ 曲線を表す。$C$–$K_t$ 関係は、Fig.5.11 に示すように単一の対数軸で表される。式(5-5)の $C$–$K_t$ 曲線は、直線近似され、様々な SCF に対応するパラメータ $C$ を取得できるため、異なる SCF を考慮したノッチ応力によって評価して得られた $S$–$N$ 曲線を Fig. 5.12 に示す。IIW によって提案されている Class 225 は、$K_t$=3.5 および 4.0 の $S$–$N$ 曲線に近いことが分かり、この設計曲線が 3.5 から 4.0 の範囲の SCF を備えた溶接継手の疲労寿命を良好な精度で評価できることを示している。$K_t$=3.5 および 4.25 の $S$–$N$ 曲線は、AW グループおよび付加溶接グループの平均値であり、疲労寿命評価の精度が良好であることを示している。SCF の増加に伴い、同じノッチ応力範囲に対応する疲労寿命が短くなっているため、特に SCF が大きい溶接継手について、IIW が提案した設計曲線に基づいて疲労強度を評価することは安全とはいえない。近似曲線とデータ点のあいだにはある程度の離散性がみられる。これは、SCF の平均値が、AW と付加溶接試験体における傾き $m$ の近似に使用されたためである。より広い範囲の SCF を持つより多くの試験片を特徴とするより多くのデータベースにより、傾き $m$ に対してより良い近似が得られ、提案する $S$–$N$ 曲線の精度が向上する可能性があり、これは今後の検討課題である。よって、異なる SCF を考慮した $S$–$N$ 曲線に基づいて、様々な溶接プロファイルを有する溶接継手の疲労寿命を評価できるといえる。

$$m = -0.832K_t + 6.055 \tag{5-3}$$

$$N = \frac{C}{\Delta\sigma_{notch}{}^{m}} \tag{5-4}$$

$$C = 10^{-2.444K_t+22.351} \tag{5-5}$$

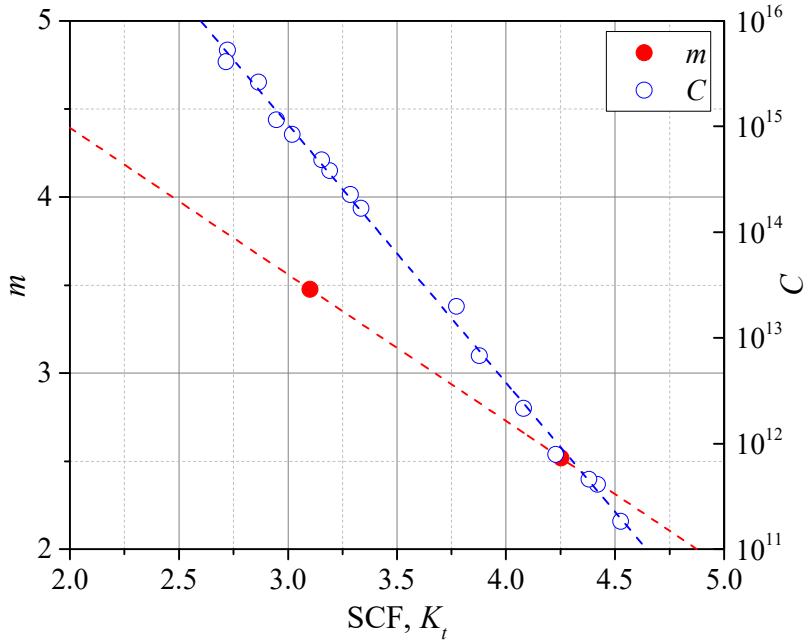



Fig. 5.11 The C-$K_t$ curve

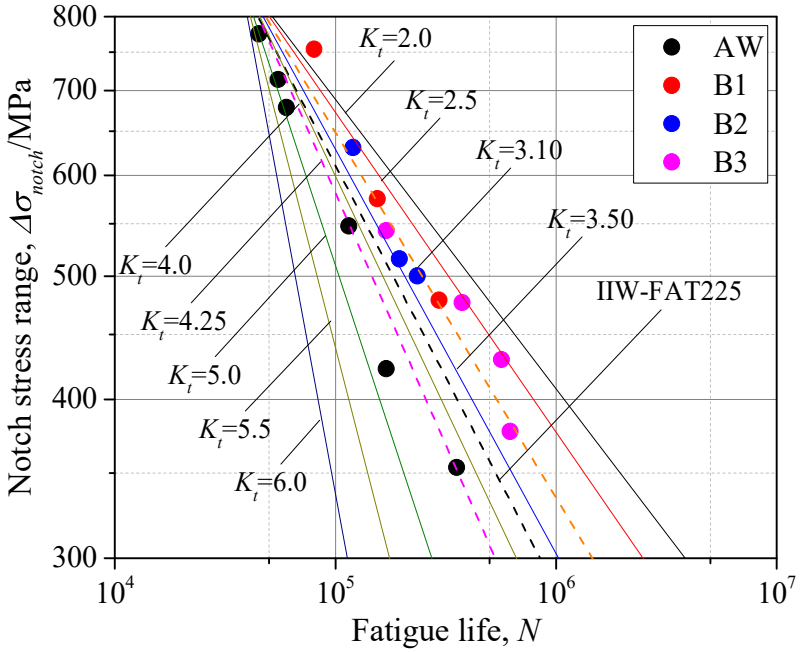



Fig. 5.12 The *S-N* curve considering SCF

## 5.5 結言

本章では、引張および曲げ荷重下での片側および両側付加板で構成されるガセット溶接継手の SCF 評価式を提案した。また、提案式を付加溶接継手へ拡張適用の可能性を疲労実験によって検証し得られた結論を以下に示す。

(1) 回帰分析を行い、ガセット溶接継手の SCF の評価式を得るために、全 2400 ケースの有限要素結果を取得した。その結果、提案式から予測された SCF が適用範囲内で 95%を超える精度で予測できることを示した。

(2) 付加溶接継手は、すみ肉溶接継手と比較して疲労寿命を大きく改善することができた。すみ肉溶接止端部と付加溶接の狙い位置の距離が離れるにつれて、疲労寿命は増加する傾向を示した。これは、付加溶接による溶接止端半径および溶接脚長の増加によって、応力集中係数 $K_t$ が低下するためである。

(3) 小型試験片によって得られた *S-N* 曲線は、形状効果により、実構造物の耐疲労性能を評価するには安全でない可能性があるが、様々な $K_t$ を有する溶接ままおよび付加溶接継手のき裂発生寿命を簡易かつ高精度に評価できることを示した。

# 付録

引張および曲げ荷重下における片側および両側ガセット溶接継手の SCF 計算式を以下に示す。

(1) 引張荷重下における片側ガセット溶接継手の場合

$$K_t = 1 + 2.754886 \times 10^{-5} \cdot f(r_1/t) \cdot f(\theta_1) \cdot f\big((r_1/t) \cdot (\theta_1)\big) \cdot f(T/t) \cdot f(L_1/t) \cdot f(L_2/t) \cdot f(W/t) \quad \text{(A-1)}$$

$$f(r_1/t) = -1.384329 \cdot (r_1/t)^{0.3978921} + 8.598751 \cdot (r_1/t)^3 - 7.659145 \cdot (r_1/t)^2 + 3.384387 \cdot (r_1/t) + 5.501032 \times 10^{-1}$$

$$f(\theta_1) = -2.731085 \times 10^{-1} \cdot (\theta_1)^3 - 1.305053 \times 10^{-1} \cdot (\theta_1)^2 + 3.523407 \cdot (\theta_1) + 2.808286$$

$$f\big((r_1/t) \cdot (\theta_1)\big) = 3.6087926 \cdot \big((r_1/t) \cdot (\theta_1)\big)^{1.000578} + 3.115798 \times 10^{-3} \cdot \big((r_1/t) \cdot (\theta_1)\big)^3 - 5.948326 \times 10^{-3} \cdot \big((r_1/t) \cdot (\theta_1)\big)^2 - 3.605840 \cdot \big((r_1/t) \cdot (\theta_1)\big) + 4.749695 \times 10^{-4}$$

$$f(T/t) = -6.706140 \times 10^{-2} \cdot (T/t)^3 + 2.808218 \times 10^{-1} \cdot (T/t)^2 - 1.092288 \cdot (T/t) + 8.585715$$

$$f(L_1/t) = -2.300747 \times 10^{-1} \cdot (L_1/t)^4 + 6.891865 \times 10^{-1} \cdot (L_1/t)^3 + 1.584404 \times 10^{-1} \cdot (L_1/t)^2 - 2.585717 \cdot (L_1/t) + 9.521052$$

$$f(L_2/t) = 1.879764 \cdot (L_2/t)^{0.8153879} + 1.392864 \cdot (L_2/t)^4 - 1.792958 \cdot (L_2/t)^3 - 9.829634 \times 10^{-1} \cdot (L_2/t)^2 + 7.194295 \times 10^{-1} \cdot (L_2/t) + 1.447930$$

$$f(W/t) = -1.278819 \times 10^{-1} \cdot (W/t)^4 + 3.057878 \times 10^{1} \cdot (W/t)^3 - 2.505313 \times 10^{3} \cdot (W/t)^2 + 7.782724 \times 10^{4} \cdot (W/t) + 9.862398 \times 10^{5}$$

(2) 曲げ荷重下における片側ガセット溶接継手の場合

$$K_t = 1 + 1.089691 \times 10^{-4} \cdot f(r_1/t) \cdot f(\theta_1) \cdot f\big((r_1/t) \cdot (\theta_1)\big) \cdot f(T/t) \cdot f(L_1/t) \cdot f(L_2/t) \cdot f(H/t) \cdot f(W/t) \cdot f\big((T/t) \cdot (L_1/t)\big) \quad \text{(A-2)}$$

$$f(r_1/t) = 2.223480 \times 10^{-1} \cdot (r_1/t)^{-0.9588104} - 9.036846 \cdot (r_1/t)^3 + 9.251138 \cdot (r_1/t)^2 - 3.922908 \cdot (r_1/t) + 1.291691$$

$$f(\theta_1) = -1.245222 \times 10^{-1} \cdot (\theta_1)^3 + 6.159986 \times 10^{-1} \cdot (\theta_1)^2 - 1.371642 \cdot (\theta_1) + 2.713439$$

$$f\left((r_1/t)\cdot(\theta_1)\right) = 3.672617\cdot\left((r_1/t)\cdot(\theta_1)\right)^{0.8179879} - 1.709043\cdot\left((r_1/t)\cdot(\theta_1)\right)^3 + 2.459607\cdot\left((r_1/t)\cdot(\theta_1)\right)^2 - 4.562573\cdot\left((r_1/t)\cdot(\theta_1)\right) - 3.311594\times 10^{-3}$$

$$f(T/t) = 1.535657\times 10^{-1}\cdot(T/t)^3 - 2.233236\times 10^{-1}\cdot(T/t)^2 - 3.221371\cdot(T/t) + 1.585198\times 10^{1}$$

$$f(L_1/t) = 9.147005\times 10^{-2}\cdot(L_1/t)^4 - 5.379052\times 10^{-1}\cdot(L_1/t)^3 + 1.217043\cdot(L_1/t)^2 - 1.372365\cdot(L_1/t) + 9.554910\times 10^{-1}$$

$$f(L_2/t) = 2.323289\cdot(L_2/t)^{0.07198295} + 1.128889\times 10^{-1}\cdot(L_2/t)^4 - 4.608254\times 10^{-1}\cdot(L_2/t)^3 + 7.908669\times 10^{-1}\cdot(L_2/t)^2 - 8.168302\times 10^{-1}\cdot(L_2/t) - 1.947074$$

$$f\left(\frac{H}{t}\right) = -8.109550\times 10^{1}\cdot(H/t)^4 + 4.866448\times 10^{1}\cdot(H/t)^3 - 9.667820\cdot(H/t)^2 + 9.059584\times 10^{-1}\cdot(H/t) + 6.694241\times 10^{-1}$$

$$f(W/t) = -1.353206\times 10^{-1}\cdot(W/t)^4 + 3.728223\times 10^{1}\cdot(W/t)^3 - 3.820716\times 10^{3}\cdot(W/t)^2 + 1.792792\times 10^{5}\cdot(W/t) + 1.212907\times 6$$

$$f\left((T/t)\cdot(L_1/t)\right) = 5.284976\cdot\left((T/t)\cdot(L_1/t)\right)^{0.7541015} - 6.653339\times 10^{-2}\cdot\left((T/t)\cdot(L_1/t)\right)^3 + 5.79679210^{-1}\cdot\left((T/t)\cdot(L_1/t)\right)^2 - 4.395484\cdot\left((T/t)\cdot(L_1/t)\right) + 1.429009$$

(3) 引張荷重下における両側ガセット溶接継手の場合

$$K_t = 1 - 3.220317\times 10^{-8}\cdot f(r_1/t)\cdot f(\theta_1)\cdot f\left((r_1/t)\cdot(\theta_1)\right)\cdot f(T/t)\cdot f(L_1/t)\cdot f(L_2/t)\cdot f(H/t)\cdot f(W/t)\cdot f\left((T/t)\cdot(L_1/t)\right) \quad \text{(A-3)}$$

$$f(r_1/t) = 1.682930\cdot(r_1/t)^{-0.1840345} - 17.43797\cdot(r_1/t)^3 + 4.538856\cdot(r_1/t)^2 + 2.538109\cdot(r_1/t) + 2.245881\times 10^{-1}$$

$$f(\theta_1) = -1.131578\times 10^{-1}\cdot(\theta_1)^3 - 7.136935\times 10^{-1}\cdot(\theta_1)^2 + 3.799505\cdot(\theta_1) + 1.307790$$

$$f\left((r_1/t)\cdot(\theta_1)\right) = 3.711756\cdot\left((r_1/t)\cdot(\theta_1)\right)^{1.0005805} + 3.488500\times 10^{-3}\cdot\left((r_1/t)\cdot(\theta_1)\right)^3 - 6.228344\times 10^{-3}\cdot\left((r_1/t)\cdot(\theta_1)\right)^2 - 3.708776\cdot\left((r_1/t)\cdot(\theta_1)\right) + 5.093895\times 10^{-4}$$

$$f(T/t) = -1.339099\times 10^{-1}\cdot(T/t)^3 - 2.209838\times 10^{-1}\cdot(T/t)^2 + 2.672635\cdot(T/t) + 7.091184$$

$$f(L_1/t) = -3.010451\times 10^{-1}\cdot(L_1/t)^4 + 8.925728\times 10^{-1}\cdot(L_1/t)^3 + 7.371901\times 10^{-1}\cdot(L_1/t)^2 - 4.670849\cdot(L_1/t) + 1.026529\times 10^{1}$$

$$f(L_2/t) = 2.279216 \cdot (L_2/t)^{0.5125725} - 1.251885 \times 10^{-1} \cdot (L_2/t)^4 + 4.582496 \times 10^{-1} \cdot (L_2/t)^3 - 8.695745 \times 10^{-1} \cdot (L_2/t)^2 + 5.580258 \times 10^{-1} \cdot (L_2/t) + 1.428608$$

$$f(H/t) = -5.287217 \times 10^1 \cdot (H/t)^4 + 3.348028 \times 10^1 \cdot (H/t)^3 - 8.163269 \cdot (H/t)^2 + 1.102800 \cdot (H/t) + 6.451627 \times 10^{-1}$$

$$f(W/t) = 1.301147 \times 10^{-2} \cdot (W/t)^4 - 9.567806 \cdot (W/t)^3 + 2.394994 \times 10^3 \cdot (W/t)^2 - 2.200108 \times 10^5 \cdot (W/t) - 1.3719900 \times 10^7$$

$$f\big((T/t) \cdot (L_1/t)\big) = -3.842040 \cdot \big((T/t) \cdot (L_1/t)\big)^{0.4453254} + 1.650730 \times 10^{-2} \cdot \big((T/t) \cdot (L_1/t)\big)^3 - 1.018550 \times 10^{-1} \cdot \big((T/t) \cdot (L_1/t)\big)^2 + 7.863548 \times 10^{-1} \cdot \big((T/t) \cdot (L_1/t)\big) + 1.243387 \times 10^1$$

(4) 曲げ荷重下における両側ガセット溶接継手の場合

$$K_t = 1 - 1.639016 \times 10^{-7} \cdot f(r_1/t) \cdot f(\theta_1) \cdot f\big((r_1/t) \cdot (\theta_1)\big) \cdot f(T/t) \cdot f(L_1/t) \cdot f(L_2/t) \cdot f(H/t) \cdot f(W/t) \cdot f\big((T/t) \cdot (L_1/t)\big) \quad \text{(A-4)}$$

$$f(r_1/t) = 1.740637 \cdot (r_1/t)^{-0.09991442} + 2.043759 \times 10^1 \cdot (r_1/t)^3 - 1.663699 \times 10^1 \cdot (r_1/t)^2 + 6.684307 \cdot (r_1/t) + 2.890842 \times 10^{-1}$$

$$f(\theta_1) = 3.632079 \times 10^{-1} \cdot (\theta_1)^3 - 1.599956 \cdot (\theta_1)^2 + 3.408799 \cdot (\theta_1) + 7.312355 \times 10^{-1}$$

$$f\big((r_1/t) \cdot (\theta_1)\big) = 6.949047 \cdot \big((r_1/t) \cdot (\theta_1)\big)^{1.00101058} + 1.031407 \times 10^{-2} \cdot \big((r_1/t) \cdot (\theta_1)\big)^3 - 1.990026 \times 10^{-2} \cdot \big((r_1/t) \cdot (\theta_1)\big)^2 - 6.939134 \cdot \big((r_1/t) \cdot (\theta_1)\big) + 1.507149 \times 10^{-3}$$

$$f(T/t) = 8.470214 \times 10^{-2} \cdot (T/t)^3 - 4.864101 \times 10^{-1} \cdot (T/t)^2 + 1.064472 \cdot (T/t) + 2.054082 \times 10^{-1}$$

$$f(L_1/t) = -1.161963 \times 10^{-1} \cdot (L_1/t)^4 - 1.881984 \times 10^{-1} \cdot (L_1/t)^3 + 8.294000 \times 10^{-1} \cdot (L_1/t)^2 + 2.137690 \cdot (L_1/t) + 1.034146 \times 10^1$$

$$f(L_2/t) = 8.900659 \times 10^{-1} \cdot (L_2/t)^{0.06117333} + 2.432168 \times 10^{-1} \cdot (L_2/t)^4 - 1.108985 \cdot (L_2/t)^3 + 2.38418 \times 10^{-1} \cdot (L_2/t)^2 + 2.267569 \cdot (L_2/t) + 1.960294$$

$$f(H/t) = -1.015390 \times 10^1 \cdot (H/t)^4 + 8.206560 \cdot (H/t)^3 - 2.220777 \cdot (H/t)^2 + 2.913172 \times 10^{-1} \cdot (H/t) + 3.580056 \times 10^{-1}$$

$$f(W/t) = -8.704289 \times 10^{-2} \cdot (W/t)^4 + 7.902012 \times 10^1 \cdot (W/t)^3 - 2.753614 \times 10^4 \cdot (W/t)^2 + 4.562486 \times 10^6 \cdot (W/t) + 9.4279990 \times 10^7$$

$$f\big((T/t) \cdot (L_1/t)\big) = -4.027887 \cdot \big((T/t) \cdot (L_1/t)\big)^{-0.168704} - 6.121183 \times 10^{-3} \cdot \big((T/t) \cdot (L_1/t)\big)^3 + 7.573732 \times 10^{-2} \cdot \big((T/t) \cdot (L_1/t)\big)^2 - 4.068440 \times 10^{-1} \cdot \big((T/t) \cdot (L_1/t)\big) + 3.476241$$

# 第 6 章　疲労性能設計支援ツールの開発

## 6.1　緒言

第 2～4 章では、付加溶接手法および付加溶接と止端グラインダー仕上げの併用手法の疲労性能に及ぼす形状の影響について実験検証し、第 5 章では形状データを取得することで、面外ガセット溶接継手の廻し溶接および付加溶接の止端部の応力集中を簡易評価できる $K_t$ 式を提案した。

本章では、実験的検討の補完手法および設計支援ツールの確立・精度検証を目的として、面外ガセット溶接継手の形状計測データを基に溶接形状を再現した有限要素モデルを用いた弾塑性解析によりき裂発生寿命評価およびき裂伝播寿命評価を行った。また、両者の寿命の和で表される疲労寿命と実験により得られる疲労寿命を比較検証することで、付加溶接継手および付加溶接と止端グラインダー併用継手の疲労寿命を予測できる疲労性能設計支援ツールとしての有効性を検証する。

## 6.2　き裂発生寿命評価

### 6.2.1 FE モデルと境界条件

第 2、3 章で取得した疲労試験体の形状計測データを基に 3D 有限要素モデル（以下、FE モデル）を作成した。溶接のままの継手および付加溶接継手の FE モデルおよび断面マクロは第 3 章の Fig. 3.7 とした。付加溶接継手および付加溶接とグラインダー仕上げの併用継手はそれぞれ、溶接止端と付加溶接狙い位置の距離に応じて 3 種類の条件を設定し、それぞれ B0、B2、B4 および B0G、B2G、B4G と称した。溶接止端部の最小メッシュサイズは 50 $\mu$m とした。各試験体種に対して 4 箇所の廻し溶接を 3D スキャナで形状計測し、止端半径およびフランク角等の詳細なビード形状を取得した。

FE モデルに使用した溶接ビード形状パラメータは第 3 章で示した Table 3.4 とした。AW および B0G、B2G、B4G 試験体において FE モデルの止端半径は 9 断面の平均値を、付加溶接の場合の止端半径は B0、B2、B4 の平均値として同じ値を与えた。フランク角は全ての条件において最大値を与えた。

### 6.2.2 解析条件と評価手法

塑性構成モデルは ABAQUS を使用し、弾塑性解析の非線形材料挙動を示すために堤らの提案する疲労 SS モデル [59-61]を適用した。応力およびひずみが定常状態を示し始める繰り返し載荷の 20 サイクル目の *S-S* 曲線を疲労条件として適用した。解析には、応力範囲 125、150、175、200 MPa、応力比 0.05 の条件を適用した。き裂発生寿命は、既往研究 [62]の手法に基づき評価した。式(6-1)および(6-2)に示す平均応力( $\sigma_m$ )の影響を考慮して全ひずみ範囲に基づく疲労き裂発生基準を拡張した。

$$\frac{\Delta\varepsilon_t}{2}A(\sigma_m) = 0.305{N_c}^{-0.580} + 0.00412{N_c}^{-0.115} \tag{6-1}$$

$$A(\sigma_m) = \frac{1}{1 - 4.1\times10^{-4}\sigma_m - 1.6\times10^{-7}{\sigma_m}^2} \tag{6-2}$$

### 6.2.3 き裂発生寿命に対する解析結果

弾性解析によって得られた溶接止端部における最大主応力分布は第 3 章で示した Fig. 3.8 である。Fig. 3.8 より、溶接止端部の応力集中が付加溶接によって低下していることが確認できる。また、付加溶接モデルにおいて溶接止端からの付加溶接狙い位置が離れるにつれて応力集中はより低下することが示された。一方で、溶接止端部における B0G、B2G、B4G の応力集中は大きく低下しているが、B4G においては溶接ビードの境界部で応力集中が最大を示した。各モデルにおける溶接止端部と境界部の応力集中を定量的に比較したものを Fig. 6.1 に示す。付加溶接継手の応力集中は B4 において最大で 35%低下し、付加溶接と止端グラインダーを併用した B2G においては 54%低下した。

次に、全てのモデルにおける最大累積塑性ひずみをもつ要素の *S-S* 曲線を Fig. 6.2 に示し、各モデルで比較した。AW と比較すると付加溶接モデルにおけるラチェッティングはより小さくなることが確認された。また、B0 および B2 よりも B4 においてひずみ範囲はより小さくなり、これはフランク角低下による応力集中の低下によるものと考えられる。

また、B0G、B2G、B4G においては、B2G のラチェッティングが最も小さくなり、最大累積塑性

ひずみの結果と応力集中の結果が同じ傾向を示している。

また、Fig. 6.3 より、付加溶接モデルがき裂発生寿命を改善することを示し、これは溶接止端部の応力集中の低下が起因しているといえる。さらには、B2G においてき裂発生寿命は大きく改善され、この結果は第 2、3 章で示した実験結果とも同じ傾向を示した。

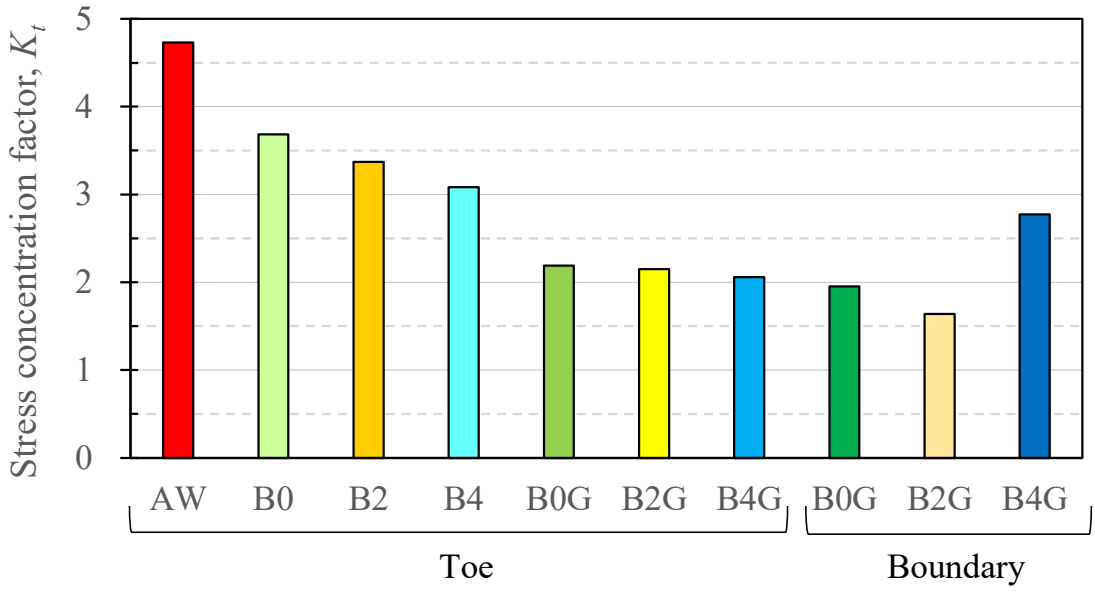
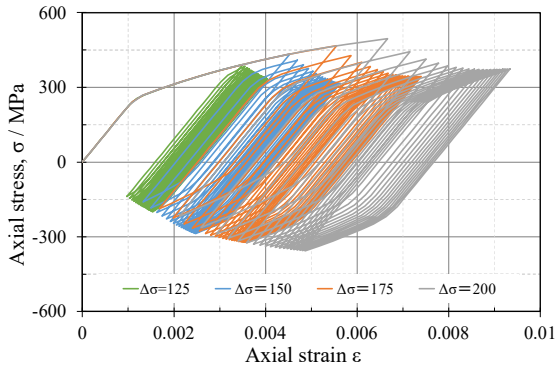
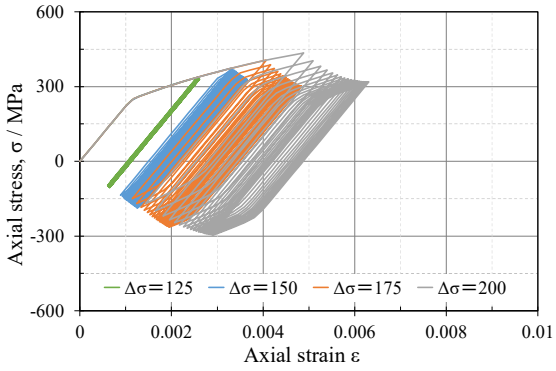


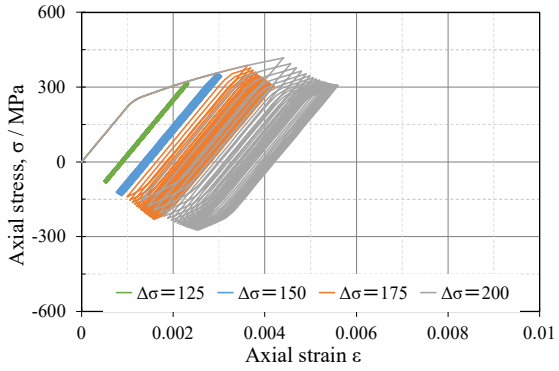

Fig. 6.1 Stress concentration factor



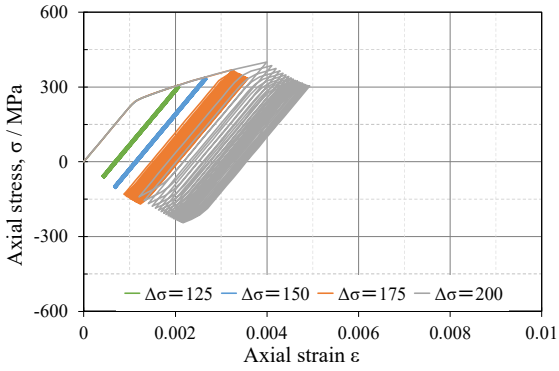

(a) AW




(b) B0

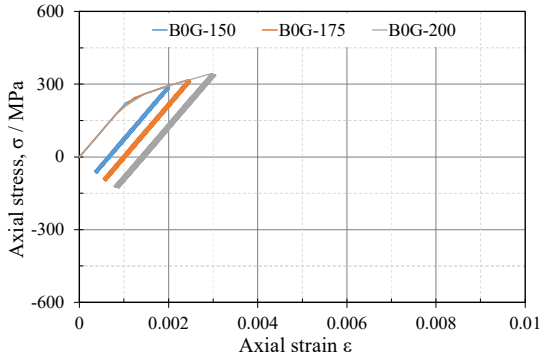



(c) B2

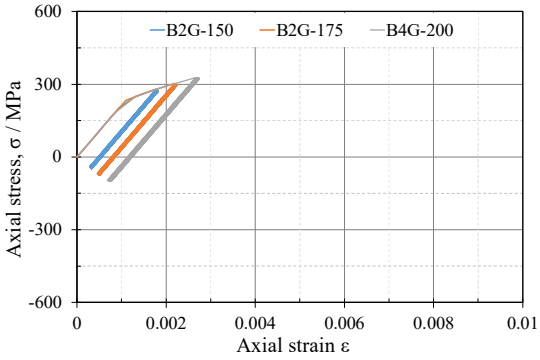



(d) B4

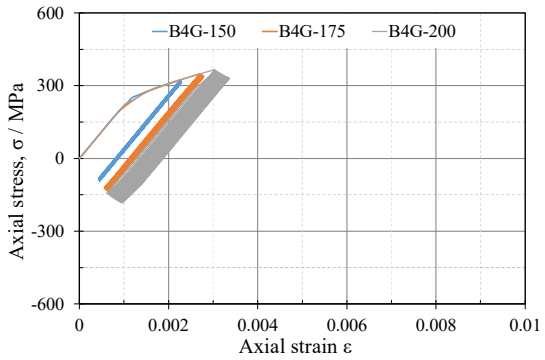
Fig. 6.2 Cont.




(e) B0G




(f) B2G




(g) B4G

Fig. 6.2 Stress-Strain curves

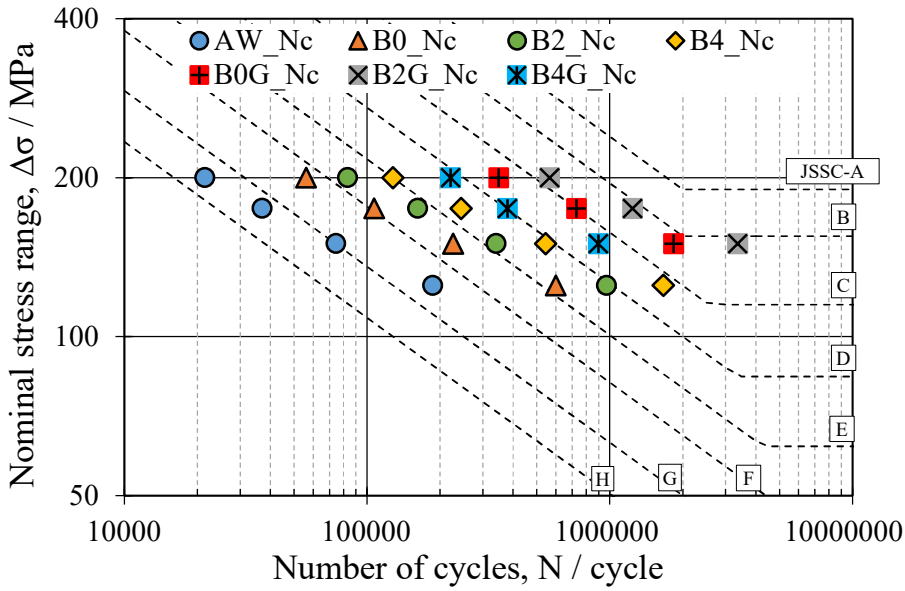



Fig. 6.3 Crack initiation fatigue life

## 6.3 き裂伝播寿命評価

### 6.3.1 FE モデルと境界条件

き裂伝播寿命解析に使用する FE モデルを Fig. 6.4 に示す。溶接止端部の最小メッシュサイズは 0.1 mm とした。

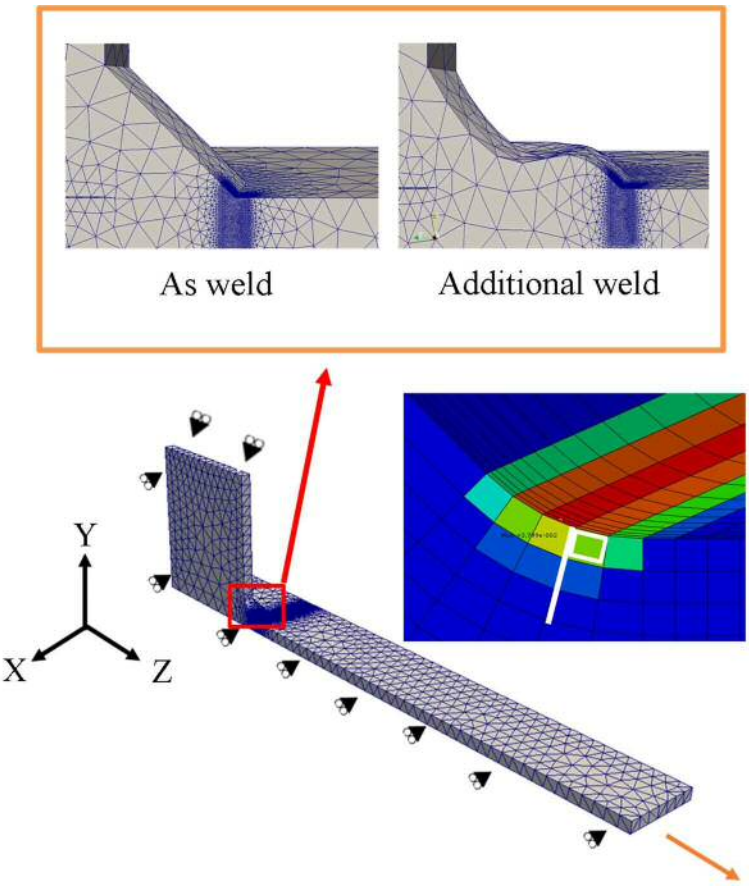



Fig. 6.4 FE model for crack propagation analysis

### 6.3.2 解析条件と評価手法

疲労き裂伝播寿命は、線形破壊力学に基づき評価した。疲労強度に及ぼす材料強度の影響はパリス則によってのみ考慮し、X-FEM により応力拡大係数（SIF）$\Delta K$ とき裂伝播経路を算出した。初期き裂は、0.05 mm 深さの楕円形を想定し、き裂は弾塑性解析の 20 サイクルにおける最も高い累積相当塑性ひずみをもつ要素の表面へ垂直方向に内挿した。応力拡大係数とき裂伝播経路の算出は、き裂深さが 1 mm になるまで行った。

き裂伝播寿命の計算は、下記に示すパリス則に基づいて実行し、以下に示す応力拡大係数 $\Delta K_{th}$を考慮した。

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K^n - \Delta K_{th}{}^n) \tag{6-3}$$

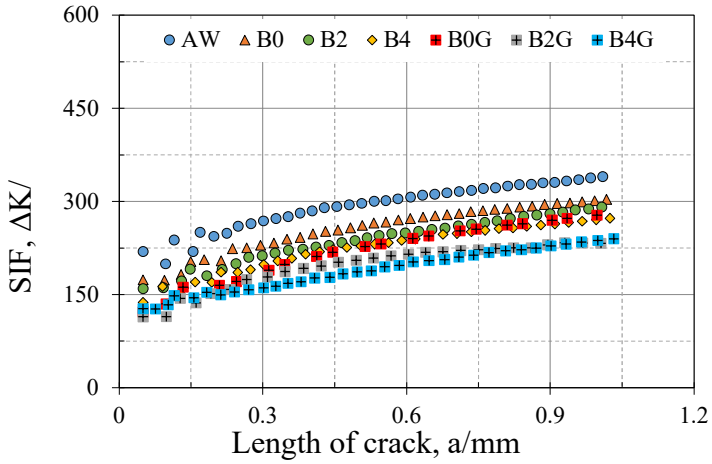
本章では、疲労き裂は長さ 0.05 mm のき裂が伝播すると想定し、$da/dN$−$\Delta K$の設計曲線の材料定数は、JSSC による鋼構造物の疲労設計指針に基づき、最安全設計曲線の材料特性を選択した。Table 6.1 にパリス則の材料パラメータを示す。

Table 6.1 Material constant for Paris' law

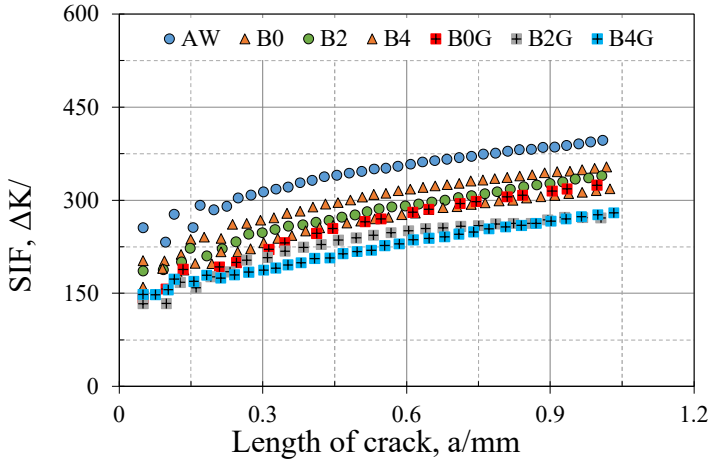
| $C$ | $n$ | $\Delta K_{th}$ |
|---|---|---|
| $2.0\times10^{-12}$ | 2.75 | 63 $N/mm^{3/2}$ |

### 6.3.3 き裂伝播寿命に対する解析結果

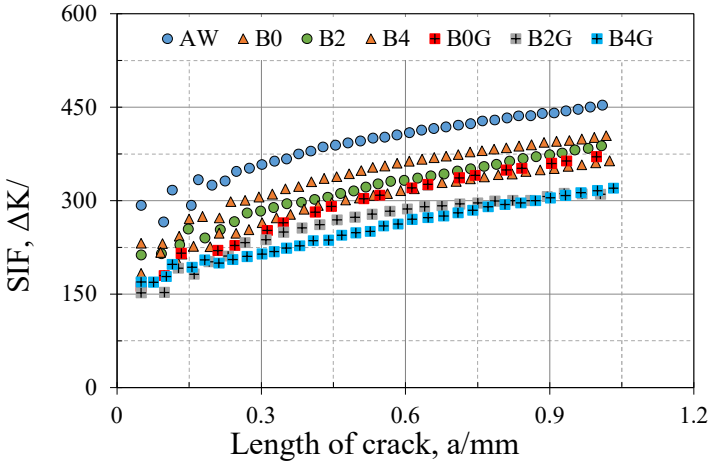
各応力範囲におけるすべてのケースの試験体の $a$−$\Delta K$の関係を Fig. 6.5 に示す。ここで、付加溶接継手のモデル（B0、B2、B4）では、AW に比べて応力拡大係数範囲が全体的に低下し、その減少はフランク角の低下の影響であるといえる。また、応力拡大係数範囲のさらなる低下が、B0G、B2G、B4G の場合に確認された。




(a) 150MPa




(b) 175MPa




(c) 200MPa

Fig. 6.5 SIF-a relationship

## 6.4 疲労寿命評価

すべてのケースにおける疲労寿命評価を、き裂発生寿命とき裂伝播寿命の足し合わせによって行った。

Fig. 6.6 によると、付加溶接処理は面外ガセット溶接継手の疲労強度を著しく改善し、疲労寿命は溶接止端部の応力集中の低下によって改善した。また、B0G、B2G、B4G においては疲労強度がさらに改善された。Fig. 6.7 に、各応力範囲における B2G と AW の疲労寿命を比較した結果を示す。き裂発生寿命を着色、き裂伝播寿命を斜線でそれぞれ示す。付加溶接とグラインダー仕上げの組み合わせによりき裂発生寿命に大きな影響を及ぼし、これは応力集中の低減に起因することが示された。さらに、B2G の疲労寿命向上効果は、より大きな塑性変形の発生によって、既定応力範囲条件における応力増加とともに非線形に減少することが分かった。Fig. 6.8 では、数値解析によって得られた疲労寿命を全ての応力範囲において実験による疲労試験結果と比較した。疲労試験結果を赤印で示す。その結果、疲労寿命は、実験で得られた疲労寿命と良好な一致を示した。

本章では、比較的小さな試験体の疲労寿命に及ぼす残留応力の効果を考慮していないため、今後の課題として、溶接継手の疲労寿命に及ぼす残留応力の影響を明らかにする必要がある。

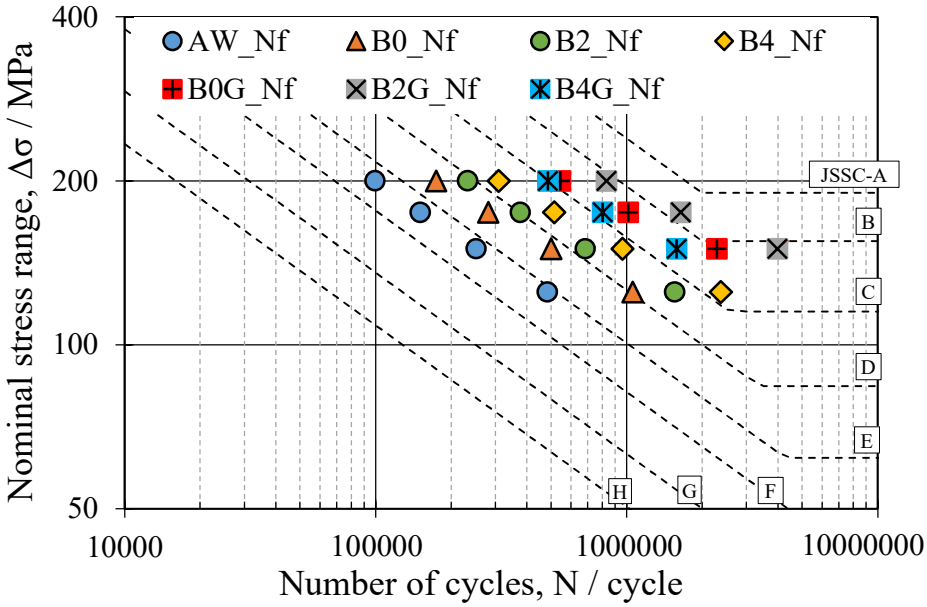



Fig. 6.6 Fatigue life

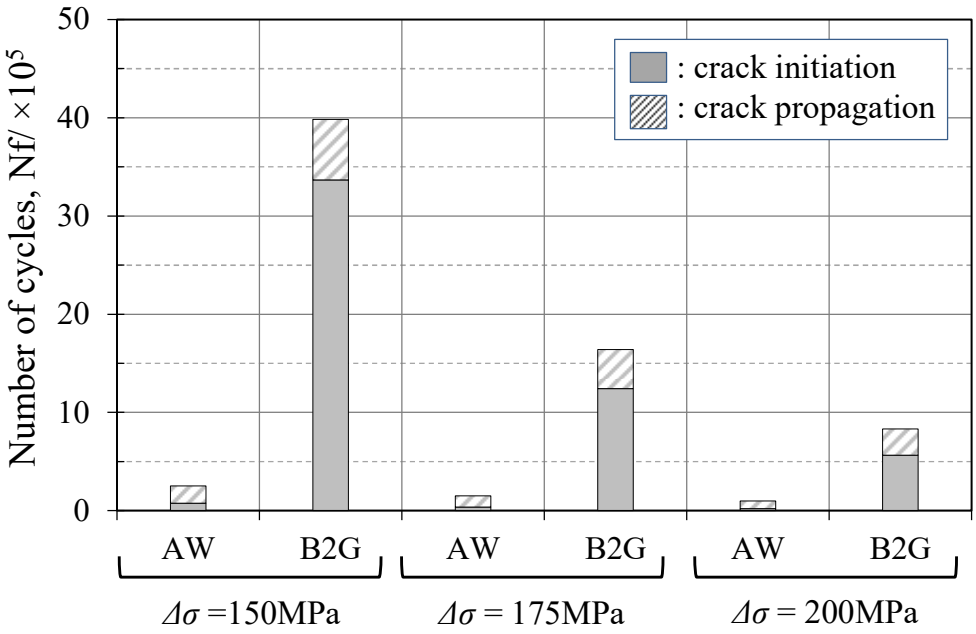



Fig. 6.7 Comparison of crack initiation and propagation life (AW and B2G)

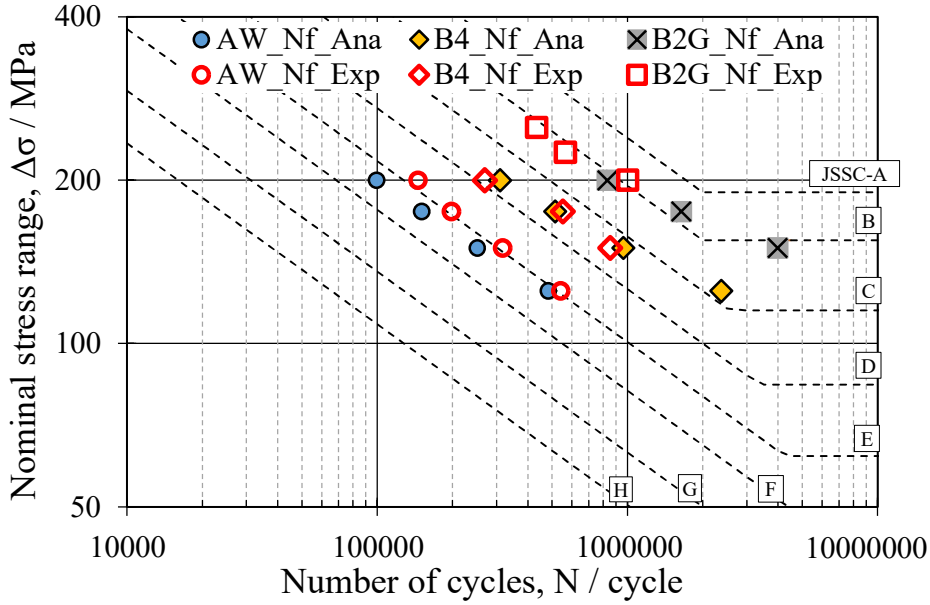



Fig. 6.8 Comparison of fatigue life (AW, B4 and B2G)

## 6.5 結言

付加溶接および付加溶接とグラインダー仕上げの併用手法における面外ガセット溶接継手の疲労強度改善のメカニズム解明のため、弾塑性有限要素法を用いたき裂発生寿命評価とX-FEMを用いたき裂伝播寿命評価を行い、以下の結論を得た。

(1) すみ肉溶接継手に対して付加溶接とグラインダーの併用継手は、溶接止端部の応力集中が著しく低下するが、付加溶接狙い位置が最も離れたB4Gでは境界部で最大の応力集中を示すことが確認された。

(2) 局所的な*S-S*曲線は、付加溶接とグラインダー仕上げを併用したB2Gにおいて最も小さいひずみ範囲を示し、これが疲労強度の著しい向上に寄与することが分かった。

(3) き裂伝播解析結果より、付加溶接手法および付加溶接とグラインダー仕上げの組み合わせ手法いずれにおいても、き裂伝播寿命への影響は小さいことが分かった。

(4) 溶接形状の改善は応力集中の著しい低下に寄与するため、き裂の発生寿命に大きく影響することが分かった。

(5) き裂発生寿命とき裂伝播寿命の和で表される疲労寿命が実験による疲労試験結果とよく一致することを確認し、面外ガセット溶接継手における溶接形状データから疲労寿命を予測できる疲労性能設計支援ツールとしての有効性を示した。

# 第 7 章　結論

本研究では、鋼構造物の疲労性能向上のために従来から適用されているグラインダー仕上げと、LTT といった特殊な溶接材料を使用せず一般的な溶接材料を用いた付加溶接法に着目し、それらを精緻に制御した新たな寿命延伸技術を提案するとともに、溶接余盛形状と疲労性能の関係を実験および解析的アプローチから明らかにしたものである。提案手法は、付加溶接条件の適正化により止端部形状改善に伴う応力集中軽減の効果を期待した手法であり、グラインダー仕上げの併用による効果も含めて、面外ガセット溶接継手における疲労性能を検証した。

本章では、本研究によって得られた結果について総括し、結論を述べる。

第 1 章では、本研究における背景ならびに、止端仕上げの関連研究について整理するとともに、本研究の目的および構成について述べた。

第 2 章では、一般的な溶接材料を用いた付加溶接法に関して、付加溶接狙い位置をパラメータとした形状変化を図り、3D スキャナにより定量的に評価した形状データと、面外ガセット溶接継手の疲労性能を実験的に検証し、形状変化が及ぼす疲労強度向上効果を明らかにした。得られた結論を以下に示す。

(1) 適切な狙い位置で付加溶接を施工することで、止端半径が大きく、かつフランク角の小さいフラットな付加溶接形状が得られた。

(2) 通常のすみ肉溶接と同じ溶接材料を用いた付加溶接により、面外ガセット溶接継手の疲労強度を改善することができ、通常のすみ肉溶接継手に対して狙い位置 4 mm の付加溶接継手では、$\Delta\sigma$=125 MPa の疲労寿命は 2.9 倍となった。

(3) DIC計測により、溶接止端部近傍の局所的なひずみが付加溶接により減少し、疲労寿命延伸の一因になることが明らかになった。

第 3 章では、通常のすみ肉溶接と同じ溶接材料を用いて形状を制御した付加溶接と止端グラインダーを併用した手法による形状改善効果と疲労強度に及ぼす影響について、面外ガセット溶接継手を対象に検証した。得られた結論を以下に示す。

(1) 200 万回疲労強度が、付加溶接継手では AW に対して最大 1.5 倍であったのに対し、付加溶接と止端グラインダー仕上げの併用によって最大で 2.1 倍に向上し、JSSC の疲労等級は 3 等級向上することが確認された。

(2) 狙い位置で形状を制御した付加溶接と止端グラインダー仕上げの併用によって付加溶接のみの場合よりも疲労強度がさらに向上し、疲労寿命を最大限に延伸できる形状が存在することが確認された。本章においては狙い位置を 2 mm に制御し、かつ止端グラインダー仕上げを併用することで、疲労寿命は $\Delta\sigma$=200 MPa で 6.9 倍、$\Delta\sigma$=175 MPa で 12.6 倍（250 万回打切り）向上した。

(3) 付加溶接の狙い位置がすみ肉溶接止端部から離れるとすみ肉溶接部と付加溶接の境界が凹みやすく、この境界部からき裂が発生する可能性があることが確認された。

(4) 有限要素解析で算出した溶接止端部の $K_t$ と実験結果の疲労寿命の大小関係は一致し、付加溶接形状制御による形状の適正化に伴い止端部および境界部いずれもの $K_t$ が低値に抑えられることで疲労強度が向上することが確認された。

第 4 章では、付加溶接手法における付加溶接形状の適正化と疲労強度に及ぼす試験体サイズの影響について、面外ガセット溶接継手を対象に検証した。得られた結論を以下に示す。

(1) 付加溶接条件のうち、アーク電圧を可変パラメータとして様々な付加溶接形状を形成し、電圧増加に伴い付加溶接の止端形状が滑らかに形成されることが確認された。

(2) 取得した形状データを基に、有限要素解析で応力集中係数を算出し、B4 よりも疲労上有利となる付加溶接形状 D2 を選定した。

(3) D2 の止端半径は B4 に対して約 1.3 倍に大きくなったが、疲労強度は両者ともに同等となり、JSSC 疲労等級は D 等級を示した。

(4) B2、B4、D2 において止端形状に差異はあるが、JSSC 疲労等級は D 等級を満足した。このことから、同等の疲労強度を有する止端形状に裕度があることが示され、本検討における付加溶接では狙い位置 2～4 mm、設定アーク電圧 25.5～31.5 V の付加溶接条件範囲において形成される付加溶接形状が疲労強度向上に有効であることが分かった。

(5) 試験体幅を 80 mm から 140 mm に拡大することで、一軸引張荷重下における疲労強度は、すみ肉溶接のままの継手、付加溶接継手いずれにおいても低下するが、付加溶接に

よる疲労等級 1 等級以上向上の効果は得られることが確認された。

(6) 簡易評価式より算出した $K_t$ と公称応力の積で表されるノッチ応力範囲で疲労性能を整理したとき、幅の大きさに関わらず概ね直線で近似できることが示された。

(7) 疲労寿命の簡易評価により、主板幅増加に伴う $K_t$ 増加による疲労寿命の低下率は、すみ肉継手よりも付加溶接継手の方が低くなる可能性が示唆された。

第 5 章では、引張および曲げ荷重下での片側および両側付加板で構成されるガセット溶接継手の SCF 評価式を提案した。また、提案式を付加溶接継手へ拡張適用の可能性を疲労実験によって検証し得られた結論を以下に示す。

(1) 回帰分析を行い、ガセット溶接継手の SCF の評価式を得るために、全 2400 ケースの有限要素結果を取得した。その結果、提案式から予測された SCF が適用範囲内で 95%を超える精度で予測できることを示した。

(2) 付加溶接継手は、すみ肉溶接継手と比較して疲労寿命を大きく改善することができた。すみ肉溶接止端部と付加溶接の狙い位置の距離が離れるにつれて、疲労寿命は増加する傾向を示した。これは、付加溶接による溶接止端半径および溶接脚長の増加によって、応力集中係数 $K_t$ が低下するためである。

(3) 小型試験片によって得られた $S$-$N$ 曲線は、形状効果により、実構造物の耐疲労性能を評価するには安全でない可能性があるが、様々な $K_t$ を有する溶接ままおよび付加溶接継手のき裂発生寿命を簡易かつ高精度に評価できることを示した。

第 6 章では、付加溶接および付加溶接とグラインダー仕上げの併用手法における面外ガセット溶接継手の疲労強度改善のメカニズム解明のため、弾塑性有限要素法を用いたき裂発生寿命評価と XFEM を用いたき裂伝播寿命評価を行い、以下の結論を得た。

(1) すみ肉溶接継手に対して付加溶接とグラインダーの併用継手は、溶接止端部の応力集中が著しく低下するが、付加溶接狙い位置が最も離れた B4G では境界部で最大の応力集中を示すことが確認された。

(2) 局所的な S-S 曲線は、付加溶接とグラインダー仕上げを併用した B2G において最も小さいひずみ範囲を示し、これが疲労強度の著しい向上に寄与することが分かった。

(3) き裂伝播解析結果より、付加溶接手法および付加溶接とグラインダー仕上げの組み合わせ手法いずれにおいても、き裂伝播寿命への影響は小さいことが分かった。

(4) 溶接形状の改善は応力集中の著しい低下に寄与するため、き裂の発生寿命に大きく影響することが分かった。

(5) き裂発生寿命とき裂伝播寿命の和で表される疲労寿命が実験による疲労試験結果とよく一致することを確認し、面外ガセット溶接継手における溶接形状データから疲労寿命を予測できる疲労性能設計支援ツールとしての有効性を示した。

第 7 章は本研究で得られた結果の結論である。一般的な溶接材料を用いた付加溶接による形状改善すなわち応力集中の低減効果を、形状計測データと疲労試験結果をもとに整理し、付加溶接手法および、付加溶接と止端グラインダー仕上げ併用手法による形状改善が疲労強度向上に寄与することを述べた。その効果については、DIC 計測により応力集中部である止端部の局所的なひずみが低減していることを実験的に検証したことに加え、形状の実測データを反映した有限要素モデルによる弾性解析から、応力集中が低減したことを明らかにした。また、本検討で対象とした面外ガセット溶接継手の応力集中係数を、形状データを基に算出可能な簡易評価式を提案するとともに、形状を再現した有限要素モデルによる弾塑性解析から算出されるき裂発生寿命とき裂伝播寿命の和で表される疲労寿命が実験による疲労試験結果とよく一致することを確認し、面外ガセット溶接継手における溶接形状データから継手の疲労寿命を予測できる疲労性能設計支援ツールとしての有効性を示した。

本研究によって得られた付加溶接に関する知見は、近年の橋梁業界において要求が高まっている疲労性能の向上に寄与するプロセスの実用化に貢献できるものであると考える。また、形状データの取得から疲労性能を予測可能なツールを活用することで、対象継手や要求品質に応じて、付加溶接の単独手法や、付加溶接と止端グラインダーの併用手法などを実際の施工現場に適応し、一層の産業発展に貢献できることを期待する。

# 謝辞

本研究は、大阪大学大学院工学研究科　地球総合工学専攻准教授　堤成一郎　博士の懇切なるご指導とご教示を賜って遂行し得たものであり、ここに謹んで深甚なる謝意を表します。

また、本論文をまとめるにあたり、有益なご教示とご討論を賜りました大阪大学大学院工学研究科　地球総合工学専攻教授　鎌田敏郎　博士、同教授　大沢直樹　博士、同教授　麻寧緒　博士に深く御礼申し上げます。

本論文に関する研究は、著者が川田工業株式会社および大阪大学大学院において行った研究成果をまとめたものであり、この研究遂行にあたり、多くの方々にご協力を頂きました。川田工業株式会社橋梁事業部生産統括部生産開発室長　津山忠久　博士には、熱心に入学を勧めて頂くとともに、研究の遂行と論文の執筆においても終始懇切なご指導を頂きました。ここに深く感謝し御礼申し上げます。また、同社橋梁事業部生産統括部長　辻　巧　氏、同社橋梁事業部生産統括副部長　宮川孝広　氏には本研究の遂行に際しご理解とご協力を頂きました。ここに深く感謝し御礼申し上げます。疲労試験を遂行するにあたっては、同社橋梁事業部生産統括部生産開発課係長　吉家賢吾　氏のご指導とご協力に心から御礼申し上げます。さらに、同社において本研究を支えていただきました数多くの方々に御礼申し上げます。

また、本研究における各種計測および数値解析の遂行にご協力いただき、貴重なデータをご提供くださった大阪大学接合科学研究所　博士後期課程 1 年の Buerlihan Ayang 氏、博士後期課程 2 年の Wang Yixun 氏に心から感謝申し上げます。

最後に、筆者が社会人として川田工業株式会社に勤務する傍ら、博士課程へ入学することを快く承諾し、常に温かく見守り続けてくれた、良き理解者である妻・両親に、心からの敬意と感謝を捧げます。

## 参考文献


1) American Society of Civil Engineers: Infrastructure report card, A comprehensive assessment of America's infrastructure, 2017.

2) Yuan Zhao, W. M. Kim Roddis: FATIGUE PRONE STEEL BRIDGE DETAILS: INVESTIGATION AND RECOMMENDED REPAIRS, 2004.

3) Emad Norouzzadeh Tochaei, Zheng Fang, Todd Taylor, Saeed Babanajad, Farhad Ansari: Structural monitoring and remaining fatigue life estimation of typical welded crack details in the Manhattan Bridge, Engineering Structures, 231(2021), 111760.

4) Isaac Farreras-Alcover, Marios K. Chryssanthopoulos, Jacob E. Andersen: Data-based models for fatigue reliability of orthotropic steel bridge decks based on temperature, traffic and strain monitoring, International Journal of Fatigue, 95(2017), pp. 104-119.

5) 国土交通省国土技術政策総合研究所:資料第 822 号「平成 25 年度道路構造物に関する基本データ集」, 2015.

6) (一財)土木研究センター:土木技術資料「道路橋保全を取り巻く状況と課題」, No.53-2, 2011.

7) 阪神高速 HP:発見しにくい鋼床版の疲労き裂を効率的かつ高精度で確認できる複合的検査手法.

8) 社団法人 土木学会:鋼構造シリーズ 19 鋼床版の疲労, 2010.

9) 日本道路協会:道路橋示方書・同解説, 2015.

10) 社団法人 日本鋼構造協会:鋼構造物の疲労設計指針・同解説, 技報堂出版, 2012.

11) C. Miki, K. Anami: Improving fatigue strength by additional welding with low temperature transformation welding electrodes, Steel Structures, 1 (2001), pp. 25-32.

12) 舘石和雄, 慶甲秀, 町田文孝, 三木千寿:高張力鋼すみ肉溶接継手部の疲労強度の溶接材料依存性, 土木学会論文集, No.543／1-36(1996), pp. 133-140.

13) T. Shiozaki, N. Yamaguchi, Y. Tamai, J. Hiramoto, K. Ogawa: Effect of weld toe geometry on fatigue life of lap fillet welded ultra-high strength steel joints, International Journal of Fatigue, 116(2018), pp. 409-420.

14) S. Tsutsumi, K. Takata, R. Fincato: Effects of additional weld and grinding on fatigue life extension of non-load-carrying cruciform joints, Quarterly Journal of the Japan Welding Society, 38-2(2020), pp. 172s-176s.

15) P. J. Haagensen, S J. Maddox: IIW Recommendations on Post Weld Improvement of Steel and Aluminium Structures, 2001.

16) M. Tai, C. Miki: Improvement effects of fatigue strength by burr grinding and hammer peening under variable amplitude loading, Welding in the World, 56(2012), pp. 109-117.

17) 判治剛, 穴見健吾:止端処理による溶接継手の疲労強度改善効果とその鋼材強度依存性, 構造工学論文集, Vol.63A(2017), pp. 646-658.

18) Mecseri B J, Kovesdi B, Assessment of grinding weld treatment methods using effective notch stresses, Welding in the World, 64(2020), pp. 1033-1046.

19) 森猛, 猪俣俊哉, 平山繁幸:グラインダー仕上げ方法が面外ガセット溶接継手の疲労強度に及ぼす影響, 鋼構造論文集, Vol.11, No.42(2004), pp. 55-62.

20) 内田大介, 森猛, 佐々木雄一:止端仕上げの削り込み深さが面外ガセット溶接継手の疲労強度に及ぼす影響, 鋼構造論文集, Vol.23, No.89(2016), pp. 51-58.

21) 平山繁幸, 森猛, 猪俣俊哉:面外ガセット溶接継手の疲労強度に対するグラインダ仕上げ方法の影響, 鋼構造論文集, 第 12 巻, 第 45 号(2005), pp.111-121.

22) 舘石和雄, 埴渕脩司:止端処理を施した溶接継手の極低サイクル疲労強度とその簡易推定法, 土木学会論文集 A1, Vol.67, No.2(2011), pp.294-306.

23) T. Skriko, M. Ghafouri, T. Bjork: Fatigue strength of TIG-dressed ultra-high-strength steel fillet weld joints at high stress ratio, International Journal of Fatigue, 94(2017), pp.110-120.

24) S. Tsutsumi, R. Nagao, R. Fincato, T. Ishikawa, R. Matsumoto: Numerical and Experimental Study on Fatigue Life Extension of U-rib Steel Structure by Hammer Peening, Quarterly Journal of the Japan Welding Society, Vol.35, No. 2(2017), pp. 169s-172s.

25) J. Berg, N. Stranghoner: Fatigue behavior of high frequency hammer peened ultra high strength steels, International Journal of Fatigue, 82(2016), pp. 35-48.

26) N. Yamaguchi, T. Shiozaki, Y. Tamai: Micro-needle peening method to improve fatigue strength of arc-welded ultra-high strength steel joints, Journal of Materials Processing Tech. ,

288(2021), 116894.

27) 森影康, 半田恒久, 田川哲哉, 池田倫正:ハンマーピーニング施工による溶接継手の疲労寿命向上機構, 溶接学会論文集, 第 37 巻, 第 1 号(2019), pp. 17-23.

28) 崎野良比呂, 栗原康行, 堤成一郎:母材打撃ハンマーピーニングの高張力鋼への適用, 溶接学会論文集, Vol.36, No.3(2018), pp. 206-211.

29) 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, Vol.67, No.2(2011), pp. 421-429.

30) H. Zhang, D. Wang, L. Xia, Z. Lei, Y. Li: Effects of ultrasonic impact treatment on pre-fatigue loaded high-strength steel welded joints, International Journal of Fatigue, 80(2015), pp. 278-287.

31) T. Yonezawa, H. Shimanuki, T. Mori: Influence of cyclic loading on the relaxation behavior of compressive residual stress induced by UIT, Welding in the World, 64(2020), pp. 171-178.

32) M. Leitner: Influence of effective stress ratio on the fatigue strength of welded and HFMI-treated high-strength steel joints, International Journal of Fatigue, 102(2017), pp. 158-170.

33) 宮田実, 鈴木励一:溶接継手疲労強度改善溶接法と溶接材料, 神戸製鋼技報, Vol.65, No.1(2015), pp. 16-20.

34) 齋藤史弥, 穴見健吾, 池原育実, 澁谷敦, 小野秀一:低温相変態溶接棒を用いた付加物側回し溶接部の疲労強度向上, 構造工学論文集, Vol.63A(2017), pp. 681-689.

35) 三木千壽, 穴見健吾, 樋口嘉剛:低温相変態溶接棒を用いた付加溶接による疲労強度向上の試み, 土木学会論文集, No.710／1-60(2002), pp. 311-319.

36) C. Shiga, H. Murakawa, K. Hiraoka, N. Osawa, H. Yajima, T. Tanino, S. Tsutsumi, T. Fukui, T. Fukui, H. Sawato, K. Kamita, T. Matsuzaki, T. Sugimura, T. Asoda, K. Hirota: Elongated-bead weld method for improvement of fatigue properties in welded joints of ship hull structures using low transformation temperature welding materials, Welding in the World, Vol.61(2017), pp. 769-788.

37) J. Hensel, A. Kromm, T. Nitschke Pagel, J. Dixneit, K. Dilger: Capability of martensitic low transformation temperature welding consumables for increasing the fatigue strength of high

strength steel joints, Materials Testing, 62-9(2020), pp. 891-899.

38) S. Wu, D. Wang, Z. Zhang, C. Li, X. Liu, Z. Zhou, X. Di: Effect dilution on fatigue behavior of welded joints produced by low-transformation-temperature fillers, Science and Technology of Welding and Joining, 24-7(2019), pp. 601-608.

39) E. Harati, L. Karlsson, LE. Svensson, K. Dalaei: The relative effects of residual stresses and weld toe geometry on fatigue life of weldments, International Journal of Fatigue, 77(2015), pp. 160-165.

40) E. Harati, L. Karlsson, LE. Svensson, K. Dalaei; Applicability of low transformation temperature welding consumables to increase fatigue strength of welded high strength steels, International Journal of Fatigue, 97(2017), pp. 39-47.

41) 山本純司, 平岡和雄, 望月正人:低変態温度溶接材料を用いた圧縮残留応力導入の為の溶接施工手順の提案, 溶接学会論文集, 第 34 巻, 第 4 号(2016), pp. 260-266.

42) 日本道路協会:鋼道路橋施工便覧, 2015.

43) S. Tsutsumi, K. Takata, R. Fincato: Effects of additional weld and grinding on fatigue life extension of non-load-carrying cruciform joints, 溶接学会論文集, 第 38 巻, 第 2 号(2020), pp. 172s-176s.

44) 三木千壽, 穴見健吾, 谷英樹, 杉本一朗:溶接止端部改良による疲労強度向上法, 溶接学会論文集, 第 17 巻, 第 1 号(1999), pp. 111-119.

45) 後藤学, 田中光三, 天木勇人:軟鋼板の平行および切欠試験片の降伏過程, 日本機械学会論文集(A 編), 第 54 巻, 497 号(1988), pp. 132-138.

46) 辻勇:非荷重伝達型すみ肉溶接継手の止端部の応力集中係数の推定式, 西部造船学会々報, 第 80 号(1990), pp. 241-251.

47) Y. Luo, R. Ma, S. Tsutsumi: Parametric Formulae for Elastic Stress Concentration Factor at the Weld Toe of Distorted Butt-Welded Joints, Materials, 13-1(2020), 169.

48) Y. Wang, Y. Luo, S. Tsutsumi : Parametric Formula for Stress Concentration Factor of Fillet Weld Joints with Spline Bead Profile, Materials, 13-20(2020), 4639.

49) 鈴木春義:炭酸ガスおよびノーガスアーク溶接, 1970.

50) 溶接学会　溶接法研究委員会:新溶接アーク現象, 産報出版, 2021.

51) 溶接･接合便覧 溶接学会編 第 2 版, 丸善, 2003.

52) 森猛, 南邦明, 甲弓子:JSSC 疲労設計指針の溶接継手疲労強度と強度評価法の検討, 鋼構造論文集, 第 18 巻, 第 69 号(2011), pp. 71-81.

53) 穴見健吾, 三木千壽, 山本晴人, 樋口嘉剛:高強度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.

54) F. Yan, W. Chen: Prediction of fatigue life of welded details in cable-stayed orthotropic steel deck bridges, Engineering Structure, 127(2016), pp. 344-358.

55) C. Cui, Q. Zhang, Y. Bao, J. Kang, Y. Bu: Fatigue performance and evaluation of welded joints in steel truss bridges, Journal of Constructional Steel Research, 148(2018), pp. 450-456.

56) A. Hobbacher: RECOMMENDATIONS FOR FATIGUE DESIGN OF WELDED JOINTS AND COMPONENTS, IIW document IIW-1823-07/XIII-2151r4-07/XV-1254r4-07, 2008.

57) K. Tateishi, W. Naruse, T, Hanji, I. Itoh: Fatigue strength evaluation method for welded joints by new local stress concept, The abstracts of ATEM international Conference on Advanced Technology in Experimental Mechanics Asian Conference on Experimental Mechanics, 2011.

58) I. T. Kim: Fatigue strength improvement of longitudinal fillet welded out-of-plane gusset joints using air blast cleaning treatment, International Journal of Fatigue, 48(2013), pp. 289-299.

59) S. Tsutsumi, R. Fincato: Cyclic plasticity model for fatigue with softening behavior below macroscopic y8elding, Materials and Design, 165(2019), 107573.

60) S. Tsutsumi, R. Fincato, H. Momii: Effect of tangential plasticity on structural response under non-proportional cyclic loading, Acta Mechanica, 230-7(2019), pp. 2425-2446.

61) 堤成一郎, 清川裕樹, Ricccardo Fincato, 荻野陽輔, 平田好則, 浅井知:溶融池形成および繰返し弾塑性解析を活用した継手の疲労き裂発生寿命評価, 土木学会論文集 A2, Vol.74, No.2(2018), pp. 337-347.

62) 日本材料学会:疲労設計便覧, 養賢堂, 1995.

## 本論文に関する業績

### 雑誌掲載論文

1) **Yuki Kotani**, Tadahisa Tsuyama, Seiichiro Tsutsumi, Ayang Buerlihan : Experimental Study of the Effect of Additional Weld on Fatigue Strength in Out-of-Plane Gusset Welded Joints, Quarterly Journal of Japan Welding Society, 38, 2 (2020), 139s-143s.
2) **小谷祐樹**, 津山忠久, Buerlihan Ayang, 堤成一郎:付加溶接形状の制御と止端グラインダー仕上げの併用による面外ガセット溶接継手の疲労強度向上効果, 構造工学論文集, 第67A（2021）, pp.497-508.
3) Seiichiro Tsutsumi, Ayang Buerlihan, Riccardo Fincato, **Yuki Kotani**, Tadahisa Tsuyama : Numerical Study for the Effect of Shape of Additional Weld on Fatigue Strength in Out-of-Plane Gusset Welded Joints, Quarterly Journal of the Japan Welding Society, 38, 2 (2020), 163s-167s.
4) Yixun Wang, Yuxiao Luo, **Yuki Kotani**, Seiichiro Tsutsumi : Generalized SCF formula of out-of-plane gusset welded joints and assessment of fatigue life extension by additional weld, Materials, (2021), 14(5), 1249.

### 国際会議発表論文

1) **Yuki Kotani**, Tadahisa Tsuyama, Seiichiro Tsutsumi, Ayang Buerlihan : Experimental Study of the Effect of Additional Weld on Fatigue Strength in Out-of-Plane Gusset Welded Joints, Visual-JW 2019 & WSE 2019, Osaka, Japan, (2019.11.21-2019.11.22), 93-94.
2) Seiichiro Tsutsumi, Ayang Buerlihan, Riccardo Fincato, **Yuki Kotani**, Tadahisa Tsuyama : Numerical Study for the Effect of Shape of Additional Weld on Fatigue Strength in Out-of-Plane Gusset Welded Joints, Visual-JW 2019 & WSE 2019, Osaka, Japan, (2019.11.21-2019.11.22), 259-260.