

令和4年度 博士論文

油圧ショベル構造物を模擬した荷重伝達型片側すみ肉溶接継手  
における疲労き裂進展挙動と寿命推定に関する基礎的研究

Fundamental study on the fatigue crack propagation behavior and lifetime estimation  
with one-sided welding of the fillet joint for load carrying type of excavator structures.

指導教官

菅田 淳 教授

広島大学大学院工学研究科

機械システム工学専攻

材料強度学研究室

阿部 孝正

**Hiroshima University Graduate School of Engineering**

**Mechanical System Engineering**

**Laboratory of Strength and Fracture of Materials**

**Takamasa Abe**

# 目次

- 1章 諸論
  - 1.1 研究概要
  - 1.2 一般的な構造物設計に関する規格
  - 1.3 すみ肉溶接継手の破壊形態および評価に関する従来研究
  - 1.4 実機における溶接継手の評価
  - 1.5 有限要素法 FEM(Finite Element Method)を用いた溶接継手評価
  
- 2章 荷重伝達型片側すみ肉溶接継手の疲労き裂進展挙動
  - 2.1 概要
  - 2.2 供試材料と試験方法
  - 2.3 試験結果
    - 2.3.1 供試材料の微視組織観察
    - 2.3.2 ビッカース硬さ試験
    - 2.3.3 疲労試験結果
    - 2.3.4 巨視的破壊形態と破面観察結果
    - 2.3.5 き裂発生と進展挙動観察
    - 2.3.6 溶接欠陥のき裂進展挙動への影響
    - 2.3.7 き裂発生起点と未溶着部形状の関係
    - 2.3.8 ひずみ挙動
  
- 3章 き裂進展特性の計測
  - 3.1 概要
  - 3.2 き裂長さおよびき裂開閉口挙動の測定装置
    - 3.2.1 概要

- 3.2.2 CT 試験片取り付け治具
- 3.2.3 荷重信号
- 3.2.4 変位信号
- 3.2.5 直流増幅器と引算回路
- 3.2.6 電源装置
- 3.3 供試材と試験片製作
- 3.4 き裂長さおよびき裂開閉口挙動の測定
  - 3.4.1 除荷弾性コンプライアンス法
  - 3.4.2 き裂長さの較正
  - 3.4.3 き裂進展速度  $da/dN$  の算出
  - 3.4.4 応力拡大係数範囲  $\Delta K$
  - 3.4.5 一定荷重振幅試験
  - 3.4.6 一定荷重振幅試験結果

#### 4章 疲労き裂進展解析

- 4.1 概要
- 4.2 疲労き裂進展シミュレーション S-version FEM
- 4.3 S-version FEM 解析モデル
- 4.4 S-version FEM 境界条件
- 4.5 S-version FEM における応力拡大係数比較
- 4.6 疲労き裂進展挙動
- 4.7 疲労き裂進展挙動の定量的比較評価
- 4.8 荷重伝達型の片面すみ肉溶接継手の疲労寿命評価

## 5章 結論

参考文献

謝辞

# 1 章 緒論

## 1.1 研究概要

油圧ショベルは資源採掘やインフラ工事に広く用いられている建設機械である。1950年頃に初めて開発されて以降エンジン、油圧部品や電気制御が進歩し、現在では自動車や建物の解体およびリサイクルなど幅広い産業にも用いられるようになった。このように、建設機械の用途が広がり、設備機械として用いられることが増えるに伴い、機械が停止した際に事業者に与える損害が大きくなることから、以前にも増して構造物には高い耐久性が求められるようになってきている。中でも鉱山などの資源採掘現場では昼夜問わず年間数千時間の機械稼働が一般的であり、特に構造物が破損した場合には修理や交換に多くの時間を要するため、構造物にはより高い信頼性が求められる。一方、事業者は設備機械への初期投資低減の観点から安価で高強度な機械を求め、さらに環境規制に伴う排ガスの排出量基準を満足するという点からも構造物を軽量化し燃費の良い機械にするという要件が加わり、構造物には軽量化と強度品質の向上という2つの相反する要件が求められるようになった。

本研究では油圧ショベルの構造物の中でも Fig.1-1<sup>(1)</sup>に示す作業機部分(アタッチメント)の溶接継手を調査の対象としており、(a)突合せ溶接、(b)両側すみ肉溶接、(c)片側すみ肉溶接など複数の溶接継手がある中で、特に(c)片側すみ肉溶接を研究対象としている。一般的にすみ肉溶接継手は施工性や経済性に優れる継手であるが、溶接未溶着部が残り、疲労き裂進展の起点となる場合がある継手であるため、両側すみ肉溶接や開先加工を施工して用いることが多い。しかしながら、箱型構造を有するアタッチメントの場合は、全部位に両側すみ肉溶接を施工することは難しいため片側すみ肉溶接を使用せざるを得ない。さらに、開先加工を施工した場合でも高品質な完全溶け込みを確保することは難しく、未溶着部を完全に無くすことはできない。そのため、設計上は Fig.1-2 に示すような溶接止端からの疲労き裂と、未溶着部からの疲労き裂の2つの破壊に対して十分に評価し、必要な対策を施す必要がある。中でも、直接応力を計測することが難しい未溶着部の強度を精度よく評価する方法は強度およびコストを両立させた最適設計をする際に大変重要である。本研究では油圧ショベルの作業機部分に多用される荷重伝達型片側すみ肉溶接継手を対

象に研究を行うが、本章ではまず溶接継手および構造物強度に関する有用な規格や従来研究知見を分類・整理した上で荷重伝達型片側すみ肉溶接継手の強度評価に関する課題と本研究の目的を述べる。1.2節において「一般的な構造物設計に関する規格」、1.3節において「すみ肉溶接継手の破壊形態および評価に関する従来研究」、1.4節において「実機における溶接継手の評価」、1.5節において「有限要素法 FEM(Finite Element Method)を用いた評価」と分類する。

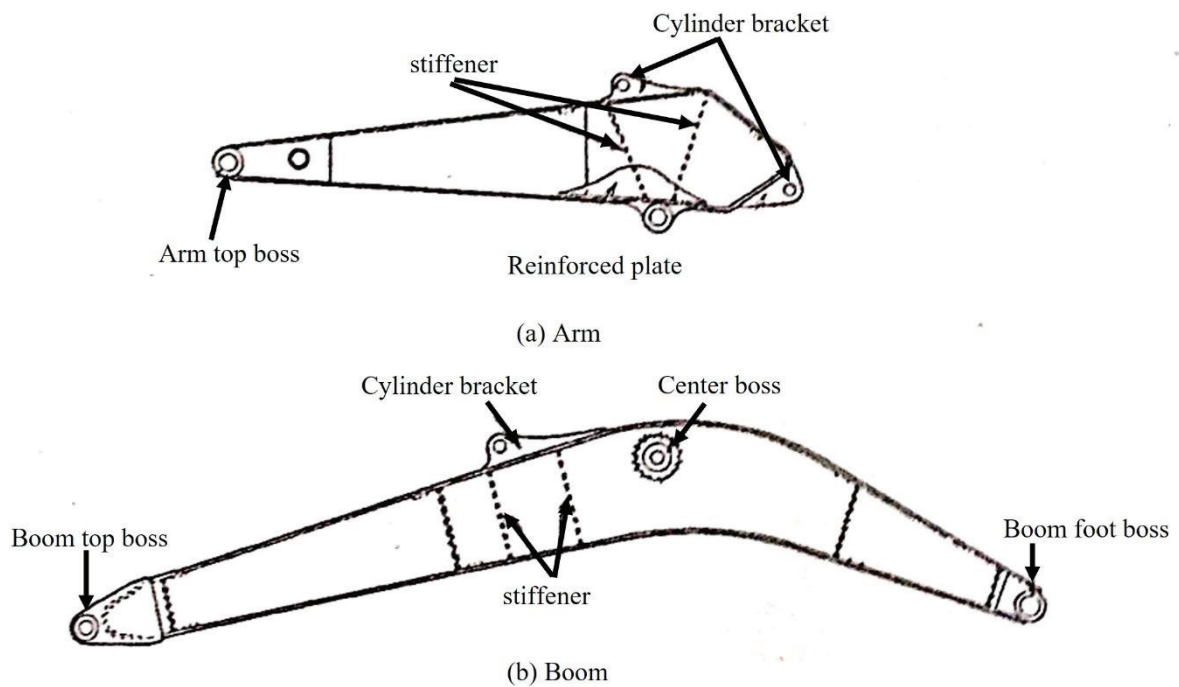


Fig.1-1 Excavator structure<sup>(1)</sup>

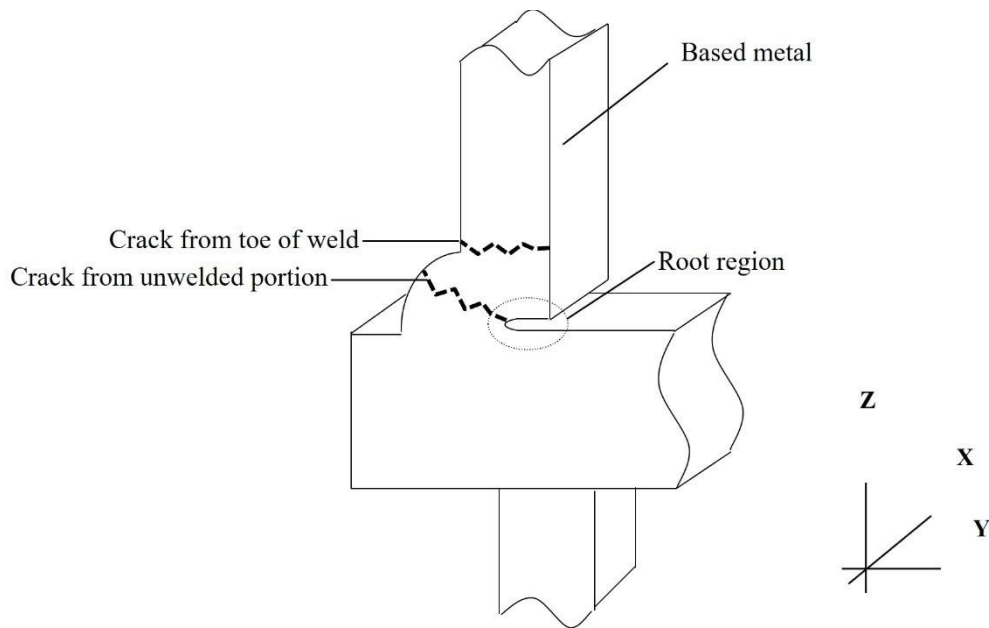


Fig.1-2 One sided fillet joint fracture

## 1.2 一般的な構造物設計に関する規格

構造物に関する設計指針や規格についてはいくつかあるが，社団法人日本鋼構造協会が制定した鋼構造物の疲労設計指針・同解説<sup>(2)</sup>が挙げられる．本指針では溶接継手の強度評価方法として以下の三つ，(1)公称応力を用いた方法，(2)ホットスポット応力を用いた方法，(3)疲労き裂進展解析を用いた方法が提案されているが，まず公称応力を用いた方法について述べる．これは，溶接継手の形状と荷重の向きの組み合わせについて，Fig.1-3<sup>(2)</sup>に示すそれぞれ強度区分を意味する等級に分類し，規格で定められた Fig.1-4<sup>(2)</sup>に示す疲労強度線図( $S-N$  曲線)を用いて構造物に発生する応力振幅から破断繰返し回数を推定するという内容である．本指針が初めて出版されたのは 1974 年であるが，1993 年と 2012 年にそれぞれ改定を経て，現在の指針では平均応力(応力比)の影響，板厚の影響なども考慮している．本規格によれば荷重伝達型および非伝達型の十字すみ肉溶接継手の疲労強度についても評価することが可能であり，荷重伝達型すみ肉溶接継手の評価については，溶接のど断面応力範囲  $\Delta\sigma$  (MPa)と疲労寿命  $N_f$  (cycles)の疲労強度線図を用いる．なお，溶接のど断

面応力範囲はのど断面積を(溶接サイズ+溶込み深さ) $/\sqrt{2}$ ×(板幅)として算出されている。このようにして得られた疲労寿命予測結果は試験結果とよく一致していると述べられている。しかし、本指針で対象としているのは荷重伝達十字すみ肉溶接継手であり、荷重伝達型の片側すみ肉溶接継手については中空断面部材を対象として限定しているため、本研究の対象としている油圧ショベルの構造物に用いられている荷重伝達型片側すみ肉溶接継手への適用は難しい。次に、破壊力学的手法に基づいた規格も複数提案されており、それらについて述べる。

この方法も複数の指針・規格、つまり前述の鋼構造物の疲労設計指針・同解説<sup>(2)</sup>以外にも日本溶接協会による日本溶接協会規格<sup>(3)</sup>および国際溶接協会による疲労設計指針<sup>(4)</sup>が代表的であり、応力拡大係数  $\Delta K$  を算出し、(1-1)式に示す Paris の式<sup>(5)</sup>を用いてき裂進展寿命を算出する方法が提案されている。構造物の事前評価の際には各き裂長さに対する応力拡大係数範囲  $\Delta K$  を疲労き裂進展速度  $da/dN$  の関係を用いて計算し、この際に未溶着部を初期き裂とみなして計算する。応力拡大係数算出には有限要素解析を行い、結果にエネルギー法等を適用し算出する。なお、応力拡大係数の算出は国際溶接協会の疲労設計指針であれば有効切欠き応力を用いるよう手順が示されている。有効切欠き応力とは、ルート部に仮想的に設けた半径 1mm の円形切欠き部の応力から疲労照査を行うものである。他にも工学的には応力拡大係数ハンドブック<sup>(6)</sup>を用いる方法、規格等で代表的なき裂と負荷形態により分類された応力拡大係数の算出式を用いる場合や個別に検証した社内規格や実績に基づいた有限要素法解析により求めるなどの方法がある。

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K_{eq})^m \quad (1-1)$$

ここまで述べた指針・規格等は大変有用であるものの、荷重伝達型片側すみ肉溶接継手についてのき裂進展挙動についての知見は乏しい。例えば、疲労寿命はき裂発生寿命と発生したき裂の進展寿命に分類されるが、荷重伝達型片側すみ肉溶接継手においては全寿命に対してどのような比率になっているかは不明確であり、仮にき裂発生寿命が存在する場合には、き裂進展寿命のみを計算した評価では過剰に安全側評価となる可能性がある。また指針・規格等の多くは未溶着部を初期き裂とみなしてき裂進展寿命を計算しているものの、中村<sup>(7)</sup>が十字すみ肉溶接継手の調査で結論づけているように実機のように溶接線が長い構造物においては、複数起点からのき裂発生挙



動があり、一つのき裂が安定的に成長する評価モデルが実態の破壊形態に基づいた評価となっているかは不明確である。しかし、このような点に関する荷重伝達型片側すみ肉溶接継手の調査は未だ十分なされていないようであり、限界設計・最適設計を目指した際には未だ明らかにする課題があると考えられる。

(d) 十字溶接継手

| 継手の種類 |                 | 強度等級 ( $\Delta\sigma_f$ ) | 備考  |
|-------|-----------------|---------------------------|---|
| 荷重伝達型 | すみ肉溶接           | 1. 滑らかな止端を有する溶接継手         | D (100)   |
|       |                 | 2. 止端仕上げした溶接継手            | D (100)   |
|       |                 | 3. 非仕上げの溶接継手              | E (80)  |
|       |                 | 4. 溶接の始終点を含む溶接継手          | E (80)  |
|       |                 | 5. 中空断面部材を溶接した継手          | (1) $d_o \leq 100$ mm<br>F (65)<br>(2) $d_o > 100$ mm<br>G (50) |
| 荷重伝達型 | 完全溶込み溶接         | (1) 滑らかな止端を有する継手          | D (100)   |
|       |                 | (2) 止端仕上げした継手             | D (100)   |
|       |                 | (3) 非仕上げの継手               | E (80)  |
|       |                 | (4) 中空断面部材 (片面溶接)         | F (65)  |
|       | 止端破壊            | (1) 滑らかな止端を有する継手          | E (80)  |
|       |                 | (2) 止端仕上げした継手             | E (80)  |
|       |                 | (3) 非仕上げの継手               | F (65)  |
|       |                 | (4) 溶接の始終点を含む継手           | F (65)  |
|       | 8. ルート破壊 (のど断面) | H (40)                    |   |
|       | 中空断面破壊 (片面溶接)   | (1) 止端破壊                  | H (40)  |
|       |                 | (2) ルート破壊 (のど断面)          | H (40)  |

※(2., 6.(2), 7.(2)) 仕上げはアンダーカットが残らないように行う。グラインダーで仕上げる場合には、仕上げの方向を応力の方向と平行とする。  
 ※(1., 6.(1), 7.(1)) アンダーカットは除去する。  
 ※(3., 4., 5., 6.(3)(4), 7.(3)(4), 9.(1)) 深さ 0.5mm 以上のアンダーカットは除去する。  
 ※(8., 9.(2)) のど断面積は (のど厚) × (溶接長) より求める。

のど厚は  $s/\sqrt{2}$  より求める。開先をとり、部分溶込み溶接とした場合ののど厚は、 $(s + \text{開先深さ})/\sqrt{2}$  とする。  
 ※(8., 9.(2)) 溶接の脚長 (あるいはサイズ)  $s$  が板厚の 0.4 未満の継手については適用範囲外とする。

Fig.1-3 Classification of cruciform welded joint<sup>(2)</sup>

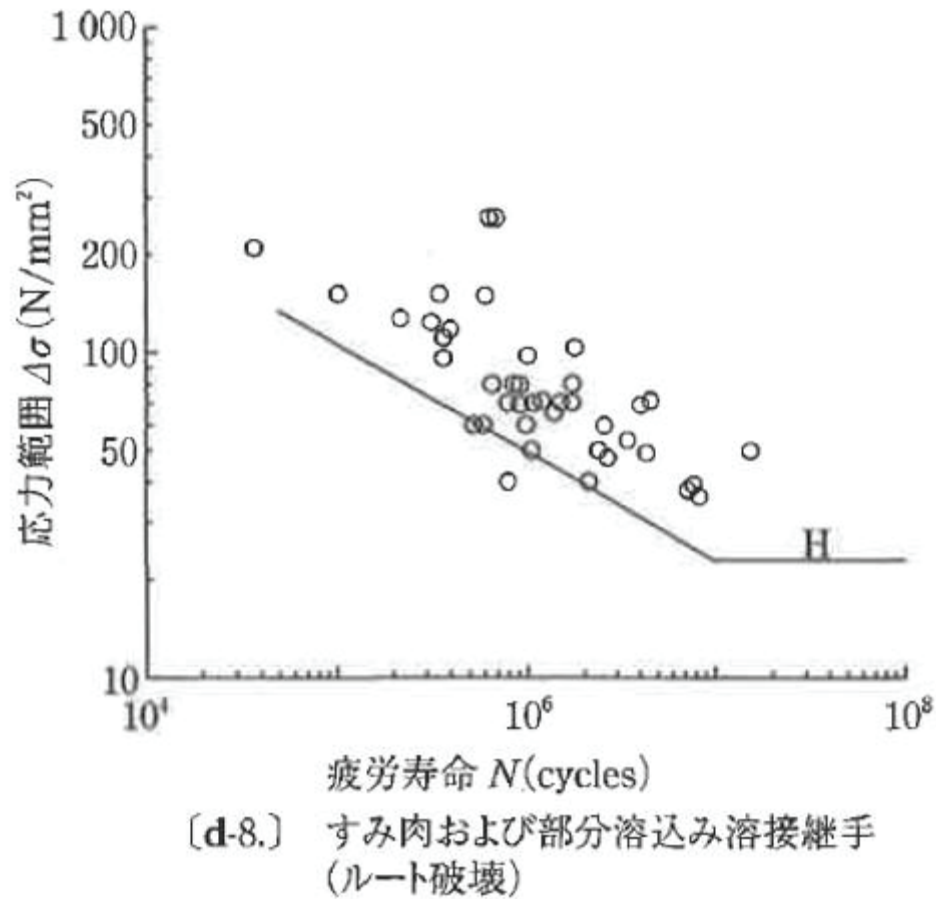


Fig.1-4 S-N curve cruciform welded joint<sup>(2)</sup>

### 1.3 すみ肉溶接継手の破壊形態および評価に関する従来研究

これまでも、すみ肉溶接継手の破壊形態および評価に関しては数多くの研究がおこなわれてきた<sup>(8)-(25)</sup>。これらはすべて十字型すみ肉溶接継手に関する調査であり、破壊挙動について調査した貝沼ら<sup>(18)</sup>は継手を構成する板厚と溶接継手の疲労破壊起点の関係、および疲労強度に及ぼす板厚の影響について調査した。同氏らは主板と中板の板厚を様々に変化させた計4種類の荷重伝達型十字溶接継手の疲労試験を実施し、疲労き裂は厚板側のルート部先端から発生し、主板側に $\theta = -10 \sim 25^\circ$ の角度で発生し徐々に角度を増やしながら進展すること、さらに主板厚の板厚差が大きいほどルート破壊する場合の十字溶接継手の疲労強度は低下し、その場合には中板が薄いほどそ

の疲労強度の低下は著しい事を報告している。また、同様に貝沼ら<sup>(19)</sup>は十字すみ肉溶接継手の溶接ルート部から発生する疲労き裂の進展性状とそれに対する溶接部の組織の影響を明らかにすることを目的として溶接残留応力の測定と解析を行った。結果、き裂の発生角は試験片の種類および荷重条件にかかわらず未溶着部方向に対して10~15°程度となっていることを明らかにした。そして、この角度が力学的条件によって決まったものか、溶接部の組織の影響かを調べるために有限要素法を用いた解析を実施し、き裂の進展によるエネルギーの解放が最も大きくなる、すなわち応力拡大係数が大きくなる方向は5~15°程度となっており、実験結果とほぼ一致していることを明らかにした(Fig.1-5)。

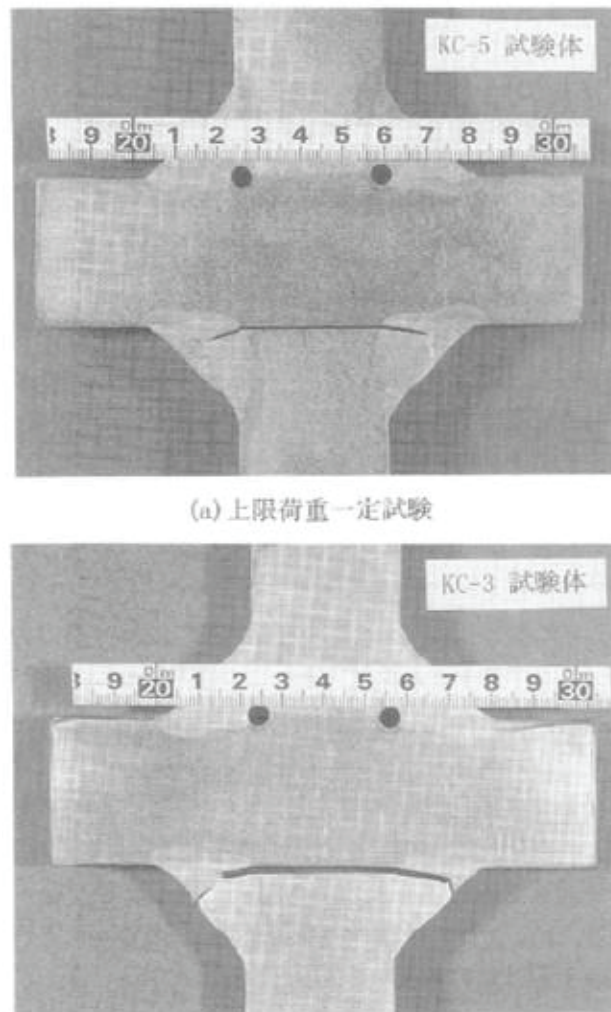


Fig.1-5 Observed crack propagation<sup>(19)</sup>

また、森ら<sup>(20),(21)</sup>は荷重伝達型十字すみ肉溶接継手の疲労強度に対する板厚、溶接サイズ、溶け込み深さ、溶接形状(不等脚、凹形および凸型)の影響について実験結果と解析を比較し、調査した。

板厚について、疲労強度は板厚のほぼ 1/6 乗に反比例して低下しており、主板が厚くなるにしたがって疲労強度が低下する原因は、厚さが増すにしたがって初期き裂となる未溶着部が長くなり、初期の応力拡大係数が大きくなるためと結論付けた。溶接サイズの影響については、溶接サイズ/板厚の比が 0.5 以上の領域では疲労強度は一定であるが、0.5 未満になる場合、疲労強度は溶接/板厚の比が減少するにしたがって高くなり、この傾向は溶接形状、板厚や溶込み深さにおいても同じであると示した。溶込み深さの影響は疲労強度を上昇させ、その効果はのど断面積を大きくする以上の効果があり、理由として未溶着部が短くなり、応力の流れが滑らかになるためとした。脚長比については首板側の脚長サイズ/溶接サイズの比で整理した結果、この比が増すにしたがって疲労強度も直線的に増加するとの結果を得た。さらに、その関係式は溶接形状の違いにより以下の 2 式で表せるとしている。

$$(\text{無次元化疲労強度}) = 0.563 + 0.437(Hm/s) \quad (1-2)$$

$$(\text{無次元化疲労強度}) = 0.833 + 0.167(Hm/s) \quad (1-3)$$

また、溶接形状の影響については、二等辺三角形形状の溶接形状に比べ凹形あるは凸形継手の溶接形状の方が疲労強度は高くなっており、これは凹形継手では主板側の脚長が長くなること、凸形継手では余盛りによってルート部への応力の流れが緩和されることに原因があるとした。そして、最終的に各因子による疲労強度の補正をのど断面積に対して行い、以下の式で計算すれば良いと結論付けた。

$$[(\text{溶接サイズ} + \text{溶込み深さ})/\sqrt{2}] \times \alpha \times 25 / \{\text{板厚} - 2 \times (\text{溶込み深さ})\}^{1/6} \quad (1-4)$$

$$\alpha = 0.563 + 0.437(Hm/s) \quad (Hm/s) \geq 1.0$$

$$\alpha = 0.833 + 0.167(Hm/s) \quad (Hc/s) \geq 1.0$$

一方、館石ら<sup>(22)</sup>はすみ肉溶接継手の形状や応力状態が複雑であることから、のど断面の公称応力を用いて評価することは難しく、ルートき裂に対して汎用的に適用できる疲労照査法の確立が必要との立場から、ルート部に仮想的にき裂を設けた応力から疲労照査を行うという有効切り欠き応力を用いる方法が有望であるとしながらも、その応力を正しく求めるには解析において非常

に小さな要素を用いる必要があるとし、解析の簡便さから未溶着部の変位を用いて評価する手法を調査した。そして、未溶着部の開口変位とせん断変位とから算出される合成変位にリガメント長の影響を考慮することで、荷重伝達型十字継手も横突合せ継手も共に疲労寿命を精度よく推定することができる結論付け以下の疲労設計曲線を提案している。

$$\left(\frac{d}{b^{1/3}}\right)^3 N = 6.86 \times 10^{-4} \quad (1-5)$$

ここで、 $d$ は合成変位(mm)、 $b$ はリガメント長(mm)、 $N$ は疲労強度である。

ここまで述べてきた調査や評価手法はすべて十字すみ肉溶接を対象にしたものである。本研究で対象としている片側すみ肉溶接についての調査については僅少であるがいくつか報告されている。貝沼ら<sup>(23)</sup>は片側すみ肉溶接で接合された荷重非伝達型面外ガセット溶接継手の疲労挙動を明らかにする目的で、溶接の配置としてまわし溶接の有無と片側溶接の長さを変えた3種類の継手の試験と解析を実施し、き裂が溶接始末端部の止端および未溶着部からも発生進展することを確かめた。疲労強度に与える継手の影響についてはまわし溶接も片側溶接も同等であるが、溶接線がガセット長さに比べて短くなる継手ではその効果は10%程度であるとした。また、森<sup>(24)</sup>も荷重非伝達型片側すみ肉溶接継手の疲労強度に対する溶接溶け込み深さの影響を明らかにする目的で疲労試験と解析を行い、疲労破壊の起点がすべてルート部でありこれは、溶接止端部に比べ溶接ルート部での応力集中係数が高いことが原因であると述べている。溶け込みの疲労強度への影響はほとんどなく、若干強度が改善するのみであると報告している。また、北ら<sup>(25)</sup>はT型荷重伝達型片側すみ肉溶接継手における止端および未溶着部を破壊起点とする疲労強度を統一的に評価する破壊設計マップを作製し、溶接部のモデル化を省略したシェル要素解析モデルに適用して、計算コストを低減することができる手法を提案し、エンジニアリングに有用な結果を得ている。

このように、すみ肉溶接継手については十字型すみ肉溶接継手の調査結果は複数あるものの片側すみ肉溶接に関する調査は僅少である。さらに、荷重伝達型片側すみ肉溶接の調査となるとさらに少ないことがわかる。片側すみ肉溶接継手は十字型すみ肉溶接継手とは継手形状が大きく異なり、荷重伝達型の場合は応力の分布も異なるため、異なる破壊形態を示す可能性が高い。評価手法についても、溶接未溶着部に関する疲労強度評価について報告の多くはのど厚断面に発生す

る公称応力による評価が多く、疲労き裂進展挙動についても溶接線が長い場合を想定した調査は行われていないようである。

#### 1.4 実機における溶接継手の評価

実機における溶接継手の評価に関してこれまでの報告<sup>(26)-(30)</sup>を述べる。牧野ら<sup>(29)</sup>は鉄道車両用の台車枠を対象として、既存の JIS 規格と実績に基づいた評価においては内部の未溶着部に関する規定がないことから、応力評価手法と許容応力を定めることを目的にして疲労試験を実施し、応力拡大係数を用いて結果を整理した。応力拡大係数の算出は有限要素法によって解析的に求め、Erdgan-Sih の混合モードクライテリオンに基づく最大種応力方向応力拡大係数  $\Delta K_{\theta}$  を(1-6)式にて算出した。その結果、未溶着部についてはこれを全き裂として扱い、2.3%破壊確率の疲労限度を求め、(1-7)式に示す許容応力拡大係数による基準を提示している。

$$\Delta K_{\theta} = \cos(\theta/2) [K_I \cos^2(\theta/2) - 1.5K_{II} \sin\theta] \quad (1-6)$$

ここで、 $\theta$  : 最大主応力方向、 $K_I$  : モード I 応力拡大係数、 $K_{II}$  : モード II 応力拡大係数

$$\Delta K_{th,al} = 4.45 - 1.49R \quad (1-7)$$

ここで、 $\Delta K_{th,al}$  : 応力拡大係数範囲で表した許容応力範囲、 $R$  : 荷重応力比

また、奥野ら<sup>(30)</sup>も鉄道車両の台車に対して、実物大要素モデルと小型要素モデルによる溶接部近傍の応力挙動および溶接ルート部の破壊形態などを明らかにした上で、台車各部に対への破壊力学的手法を用いた汎用性のある強度評価法の適用性を調査し、同様の結論を得ている。このように実機の評価手法については様々な対象に調査が行われているものの、油圧ショベルの荷重伝達型片側すみ肉溶接継手に関する評価手法は不十分なようである。

#### 1.5 有限要素法 FEM(Finite Element Method)を用いた溶接継手評価

溶接継手の強度評価に有限要素法を用いる例は多数報告されている<sup>(31-44)</sup>。1990年代に H.L.J. Pang<sup>(43)</sup>らは溶接止端における止端半径を  $\rho=0.5, 1.0, 2.0, 5.0$  と変化させた場合の応力集中係数を詳細に比較し、 $\rho=5.0$  における応力集中係数が最も小さいという結論を得ている。また、明見ら<sup>(44)</sup>

は十字溶接継手が二軸荷重を受ける場合にルート部破壊する際の疲労強度評価法を検討するために疲労試験と疲労き裂進展解析を実施した。解析には有限要素法を用いて二軸の応力比 $\sigma_a/\sigma_m$ 、板厚 $t$  [mm]、溶接サイズ $H_s$  [mm]、溶込み深さ $p_w$ を変化させたモデルを複数作成し解析結果を整理した。その際、疲労寿命は(1-1)で示した Paris の式を用いており、応力拡大係数範囲 $\Delta K$ は有限要素法の解析結果から J 積分値を用いて計算した。初期き裂は未溶着部長さとし、破断時き裂長さまで疲労き裂が進展するための繰返し数を算出した。森ら<sup>(21)</sup>は荷重伝達型十字すみ肉溶接継手の疲労強度に対する板厚、溶接サイズ、溶け込み深さ、溶接形状(不等脚、凹形および凸型)の影響について詳細な解析を実施し、それぞれのパラメータが疲労強度に与える影響を考察するために解析を実施しているものの、未溶着部の疲労強度についてはのど断面積の公称応力と疲労強度線図を用いることを提案している。つまり、未溶着部について汎用的に使える FEM 解析手法は前述の有効切欠き応力を用いた方法があるだけのようなのである。

1-2 節から 1-5 節において、溶接未溶着部における評価指針・規格、すみ肉溶接継手の破壊形態および評価に関する従来研究と実機への適用事例、FEM 解析を用いた評価を述べてきたが、従来のすみ肉溶接継手に関する知見の多くは十字型隅肉溶接継手に関するものが大多数であり、僅少な片側すみ肉溶接継手に関する知見も荷重伝達型となるとさらにその数は少ない。そのため、疲労き裂の進展挙動などの基礎的な部分に関する知見は不十分である。また、き裂の進展は通常は表面からの観察が困難であるため、ビーチマーク法を用いて疲労き裂先端形状観察を実施した知見があるものの、荷重負荷サイクルとともに時々刻々と変化する疲労き裂先端形状を詳細に調査した例は極めて僅少である。さらに、これまで行われてきた未溶着部の疲労強度評価および寿命予測は未溶着部を単一の初期き裂と見なして評価しており、疲労き裂の進展挙動を考慮した評価には重点が置かれていないように思われる。溶接継手内部のき裂進展挙動を調査し、現象に基づいた寿命予測を行うことができれば、評価精度の向上が図れると考えられる。そこで、本研究ではこれらの課題を調査し、荷重伝達型片側すみ肉溶接継手における疲労強度評価に関する基礎的な検討を行う。本論文は 5 章により構成されている。

第1章は緒論で本研究の目的と背景である。

第2章では本研究で用いる疲労き裂進展試験方法とき裂の三次元化方法について説明し、片側すみ肉溶接継手の疲労試験結果から巨視的な破壊挙動を、き裂の三次元化により未溶着部先端から発生する内部き裂のき裂進展挙動を明らかにする。さらに、溶接欠陥が未溶着部先端のき裂進展挙動に与える影響について考察を行い、き裂の発生起点を明らかにする。以降の章ではき裂の進展挙動を考慮した寿命推定法に関する検討を行う。

第3章ではFEM解析に用いるき裂進展特性を取得する目的で本研究で用いた溶接材のき裂進展速度の計測方法と計測結果について述べる。一定荷重下における応力比を変化させた荷重漸増および漸減試験を実施し、得られたき裂進展特性を国内外の規格で提唱している数値と比較した。また、疲労試験片におけるき裂進展速度との比較も行い、最終的にFEM解析で用いるき裂進展特性を決定する。

第4章では本研究で用いるFEM解析として重合メッシュ法の概要を述べる。解析の支配方程式や解析パラメータを説明し、本研究で対象とした試験片のモデル化について述べる。次に境界条件の設定と解析の巨視的な結果と疲労試験時の力学的な整合性を検証する。その上で、未溶着部全幅き裂と複数き裂における疲労き裂進展寿命の影響を調べるとともに、未溶着部を有する片側すみ肉溶接継手の疲労寿命評価手法についての検討を行う。

第5章は結論であり、本研究で得られた結果をまとめる。



## 2章 荷重伝達型片側すみ肉溶接継手の疲労き裂進展挙動

### 2.1 概要

本研究では構造上応力状態が厳しい上に繰返し回数も多く、損傷の事例が多い Fig.2-1 に示す油圧ショベルの作業装置部分(アタッチメント)のブーム部を対象として調査した。アタッチメントはブーム、アーム、バケットがリンクや油圧シリンダで連結された構成となっており、油圧シリンダの伸縮により作動する仕組みである。本研究で対象とした部位の断面は Fig.2-2 に示すように箱型構造となっており、ブラケットには油圧シリンダ推力が荷重として作用する。当該部は完全溶け込み溶接ではなく、開先をつける場合もあるが、溶接未溶着部が構造上残る。故に繰返し荷重により、溶接未溶着部からルート破壊することが多い部位である。本研究では実機と同一の材質、板厚寸法、溶接材、溶接施工条件、負荷形式を再現した試験体を製作して疲労試験を実施した。次項より各部の詳細について記述する。

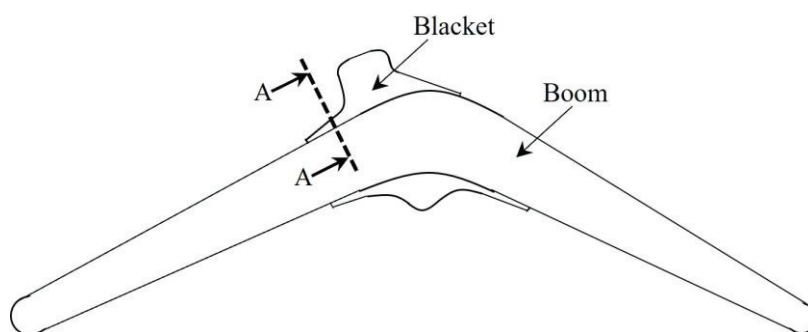


Fig.2-1 Figure of the attachment

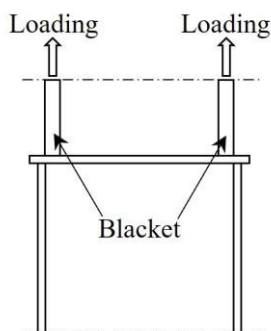


Fig.2-2 Section of the attachment A-A

## 2.2 供試材料と試験方法

母材には油圧ショベルのブームにも用いられる構造用鋼材 JIS SS400 相当材を用いた。同材をアーク溶接による片側すみ肉溶接にて Fig.2-3 に示す L 型形状に接合した。その際、アタッチメントのブラケット部も L 型部材に接合し試験体のつかみ部(同図中(a))とした。加えて溶接歪による変形を抑えるための歪防止板(同図中(b))を両側すみ肉溶接にて接合した。用いたアーク溶接条件を Table1 に示す。なお溶接後の応力除去焼鈍は実施していない。次に、接合した L 字部材を、ワイヤーカットにより Fig.2-3 中破線で示す通り、溶接の開始部および終端部を除く部分を溶接線方向 50mm 切断し、Fig.2-4 に示す試験体を製作した。用いた溶接材は実機同様 MX200 (JIS Z3313 相当品)であり、本溶接材はフラックス入り溶接材である。その化学組成、および機械的性質は Table2 および Table3 の通りである(両表ともカタログ値)。なお、本研究においては、実機に用いられている溶接材 MX200 を用いて詳細な調査をしているが、同じく実機に用いられているフラックスレス溶接材 MG50R (JIS Z3313 相当品)についても参考として、疲労試験および 3 章でも述べるき裂進展特性を取得した。試験体寸法は Fig.2-4 と同一であり化学組成、機械的性質も Table2 および Table3 にそれぞれ記載する。疲労試験には Fig.2-5 に示す島津製作所製油圧式サーボパルサを用い、Fig.2-4 中灰色部を治具に固定し、図中上下方向に繰り返し負荷を与えることにより、実機同様の負荷様式を再現した。なお、試験体を治具に固定する際、試験体にひずみゲージを貼付し、無負荷状態での初期ひずみが  $50 \mu\epsilon$  以下となるようにボルト締付け力を調整して組付けた。ひずみゲージ貼付位置は Fig.2-6 に示す。このひずみゲージは溶接試験材の角変形による組付け時に初期ひずみが発生しないようにするためだけではなく、第 4 章で述べる FEM 解析の境界条件の妥当性検証にも使用している。疲労試験は室温大気中、周波数  $f=20 \text{ Hz}$ 、荷重比  $R_F(=F_{\min}/F_{\max})=0.05$  の一定試験力振幅下で行った。なお、溶接接合部が完全に分離した時点を破断と定義し、試験打ち切り回数は  $N=10^7 \text{ cycles}$  とした。試験治具にひずみゲージを貼付け、組付けた状態を Fig.2-7 に示す。また、試験治具については、Fig.2-8~Fig.2-11 に示す。Fig.2-12 は組付時の模式図を示す。

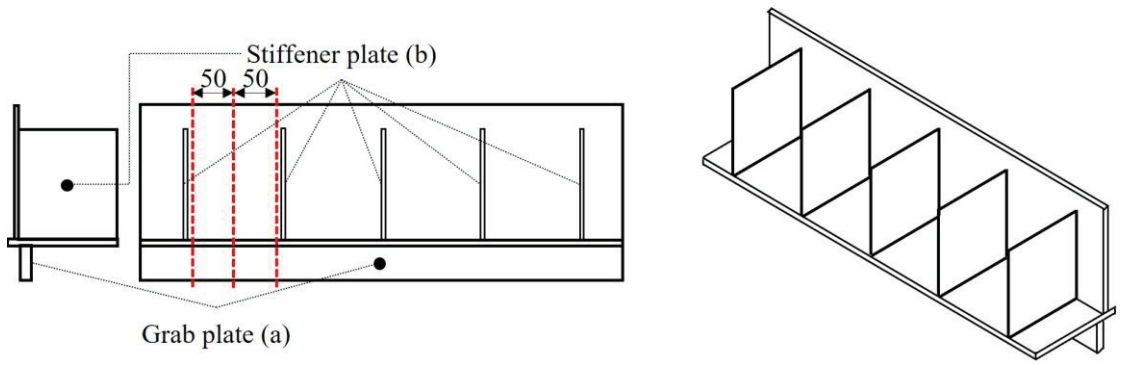


Fig.2-3 Manufacturing specimens (unit : mm)

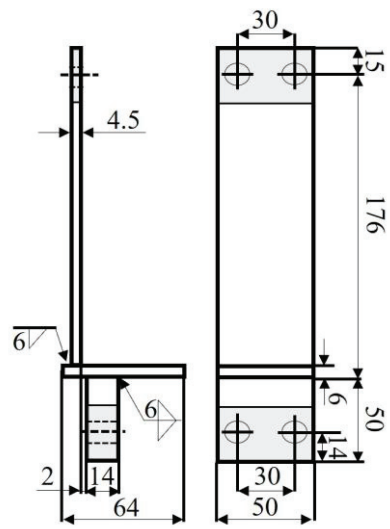


Fig.2-4 Shapes and dimensions of specimens (unit : mm)

Table2-1 Welding Condition

| Welding Current (A) | Arc Voltage (V) | Welding Speed (cm/min) |
|---------------------|-----------------|------------------------|
| 270                 | 31              | 200                    |

Table2-2 Chemical composition of welding material [mass%]

| Material | C    | Si   | Mn  | P     | S      |
|----------|------|------|-----|-------|--------|
| MX200    | 0.06 | 0.5  | 1.4 | 0.013 | 0.009  |
| MG50R    | 0.09 | 0.57 | 1.0 | 0.01  | 0.0013 |

Table2-3 Mechanical properties of welding material

| Material | Yield strength $\sigma_y$ (MPa) | Tensile strength $\sigma_B$ (MPa) | Elongation $\delta$ (%) | Absorbed energy (J) |
|----------|---------------------------------|-----------------------------------|-------------------------|---------------------|
| MX200    | 530                             | 590                               | 29                      | 98                  |
| MG50R    | 490                             | 570                               | 30                      | 120                 |

Table2-4 Chemical composition of SS400 [mass%]

| Material | C | Mn | P           | S           |
|----------|---|----|-------------|-------------|
| SS400    | - | -  | $\leq 0.05$ | $\leq 0.05$ |

Table2-5 Mechanical properties of SS400 (Thickness is less than 16)

| Tensile strength $\sigma_B$ (MPa) | Yield strength $\sigma_y$ (MPa) |
|-----------------------------------|---------------------------------|
| 270                               | 200                             |



Fig.2-5 servo-hydraulic testing machine.

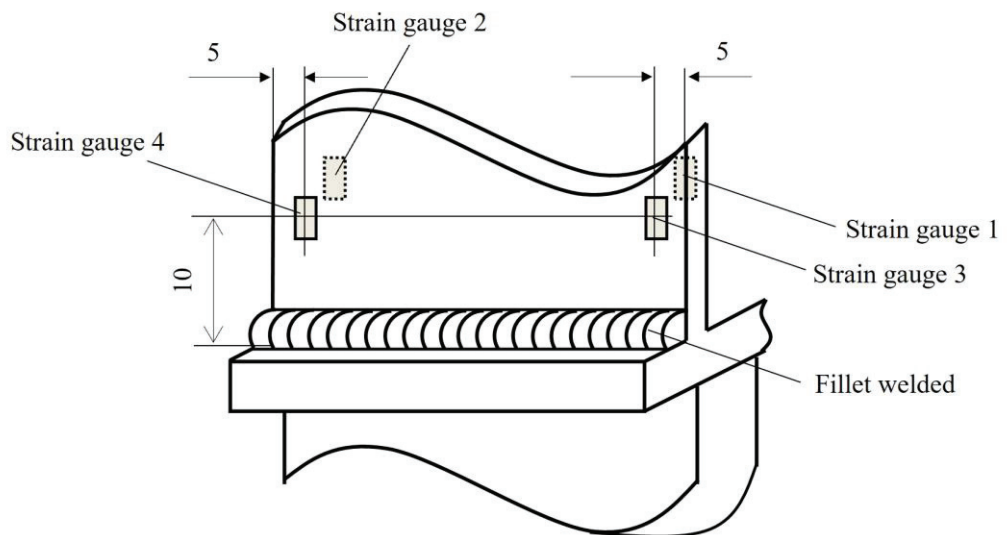


Fig.2-6 Position of the strain gauge near fillet weld (unit : mm)

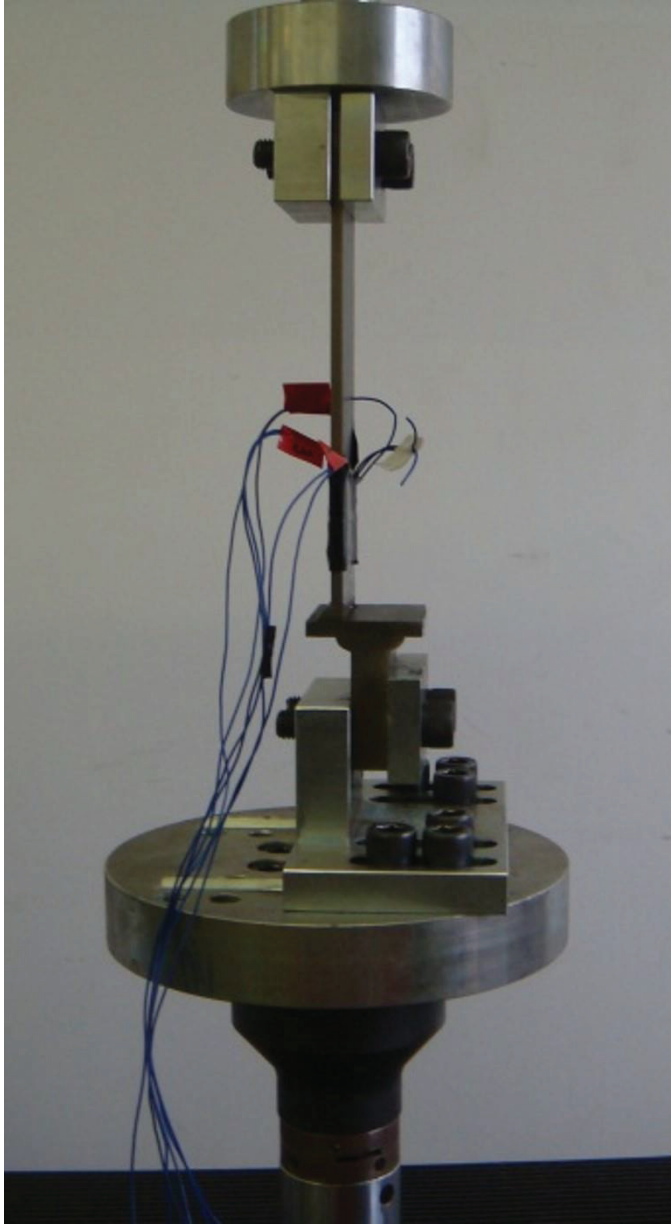


Fig.2-7 Setting of test piece

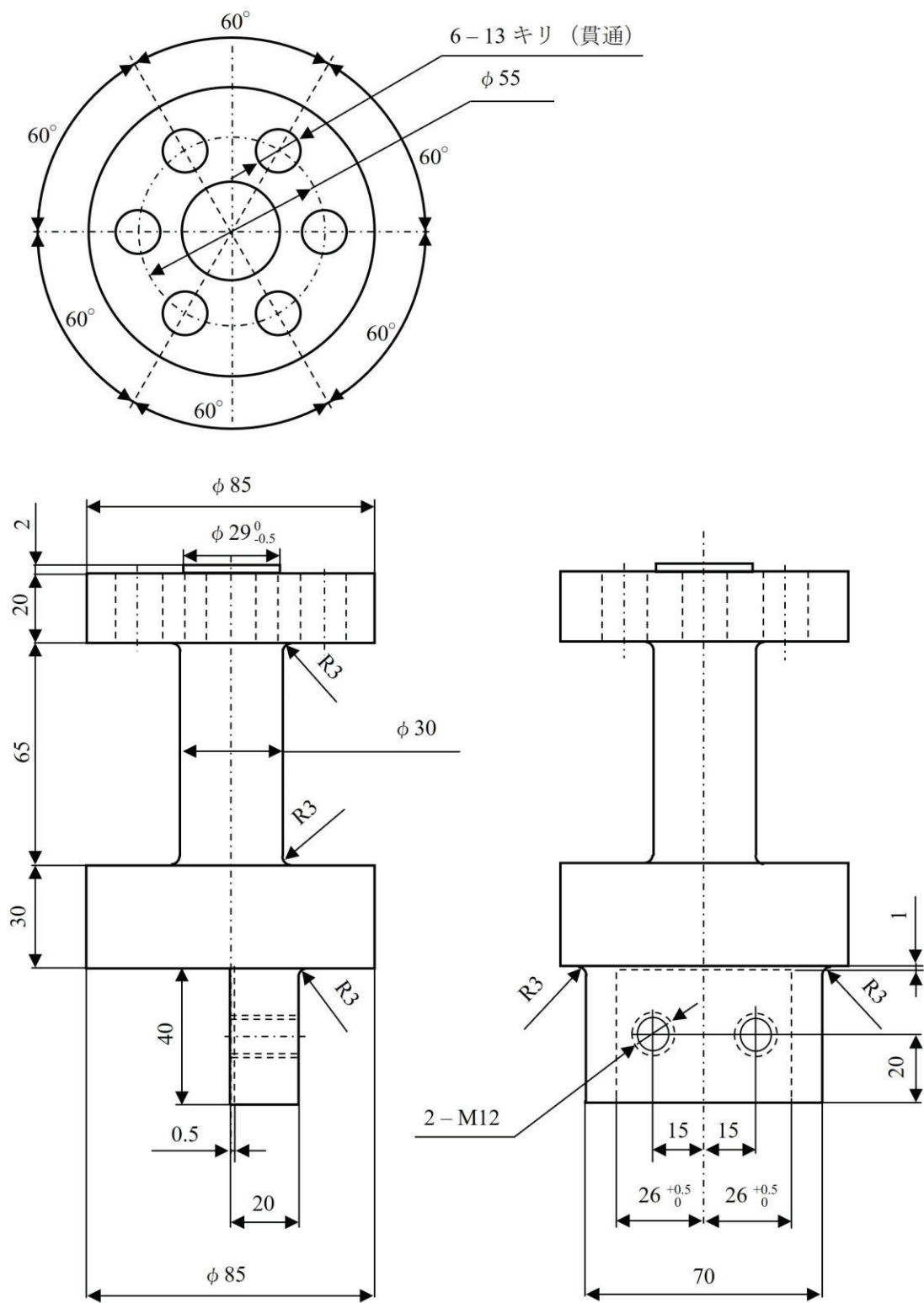
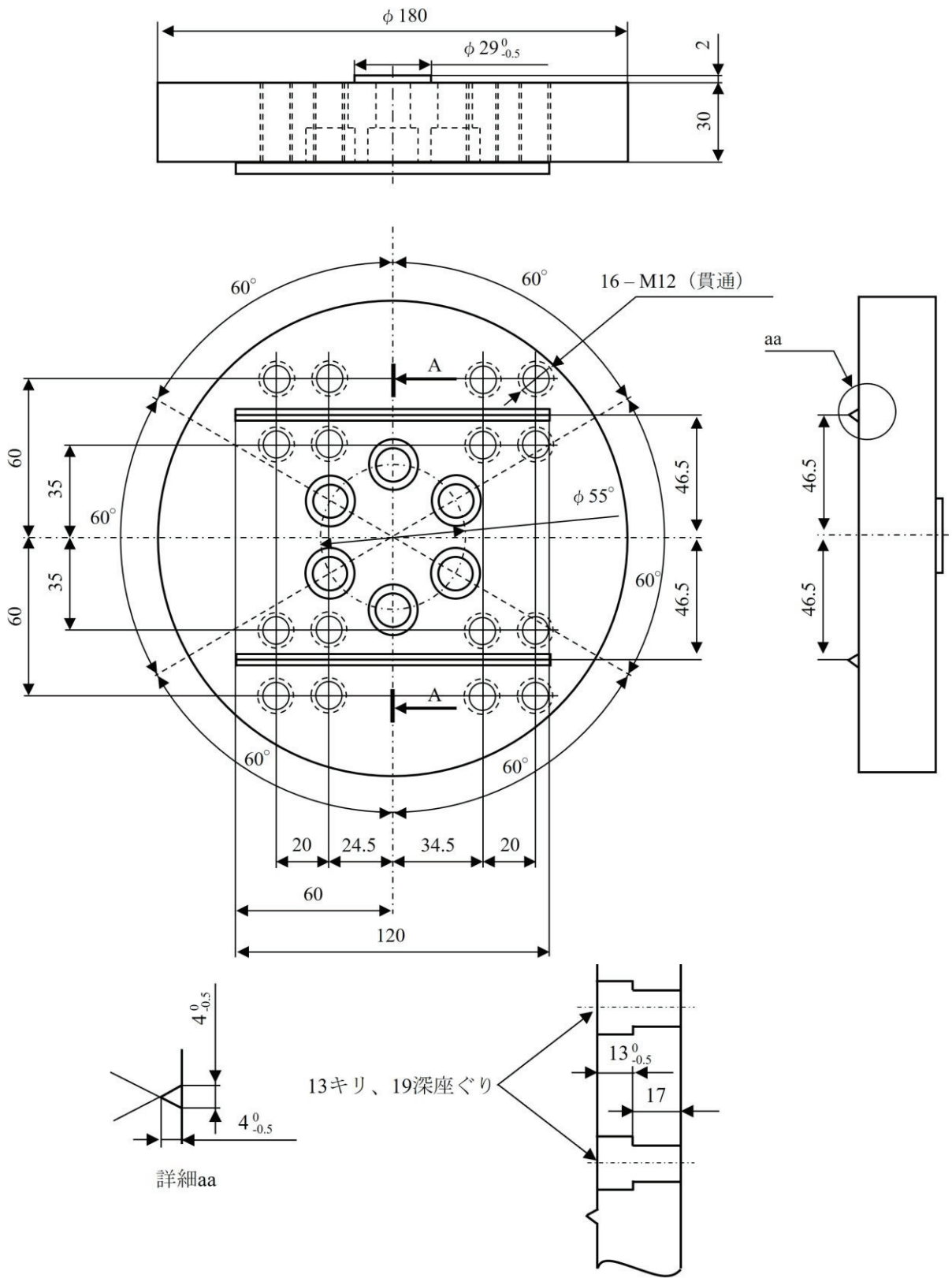


Fig.2-8 Jig1 for one-sided welding of the fillet joint (unit : mm)



断面AA (座ぐり穴 6ヶ所)

Fig.2-9 Jig2 for one-sided welding of the fillet joint (unit : mm)



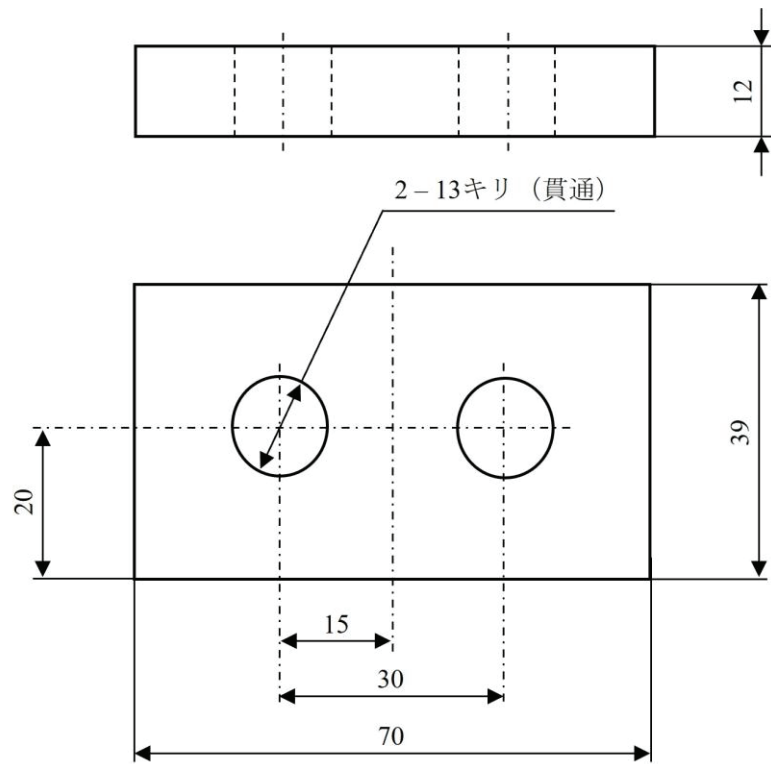


Fig.2-10 Jig3 for one-sided welding of the fillet joint (unit : mm)

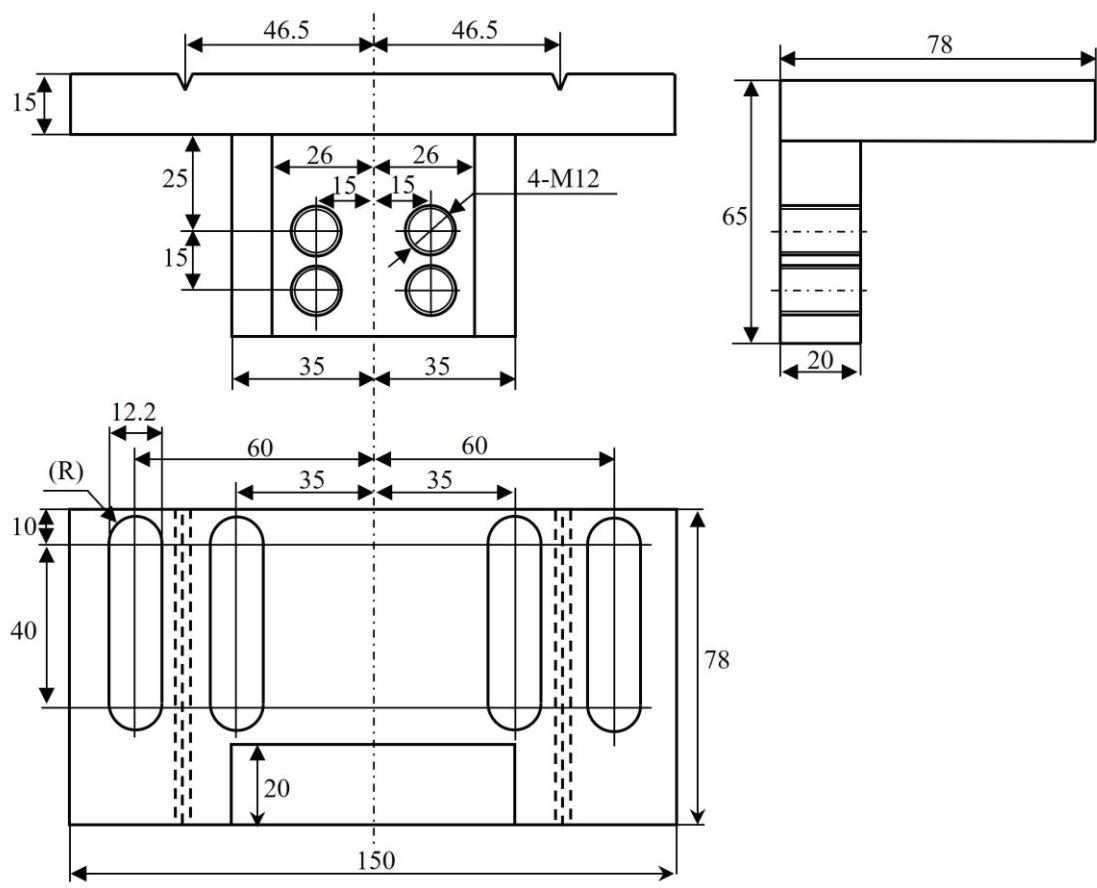


Fig.2-11 Jig4 for one-sided welding of the fillet joint (unit : mm)

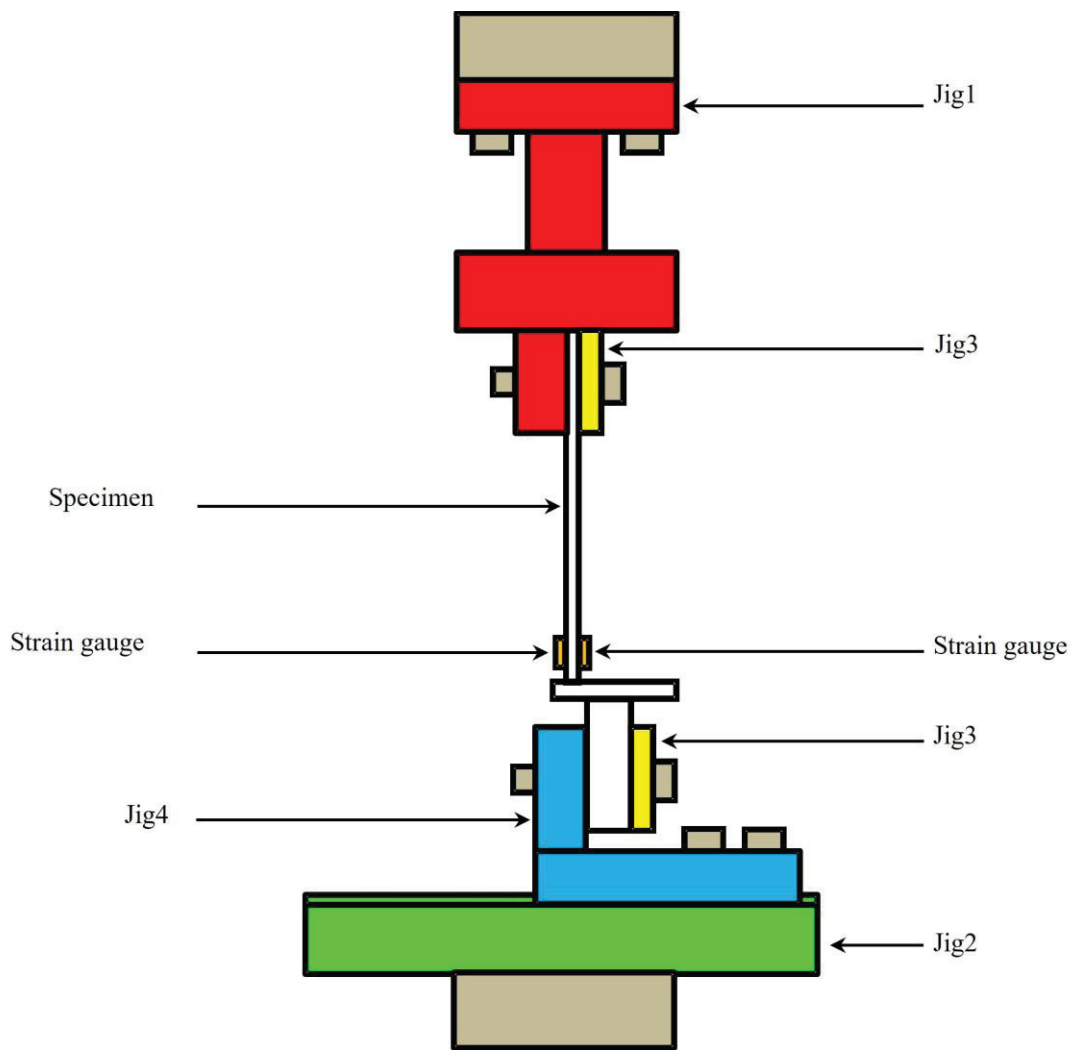


Fig.2-12 Fatigue test assembling

## 2.3 試験結果

### 2.3.1 供試材料の微視組織観察

Fig.2-13 に片側すみ肉溶接部断面の光学顕微鏡で観察した腐食観察結果を示す。腐食方法は、硝酸：エタノール：を 1：0.05 の質量比で混合した腐食液を作成し、本材を耐水研磨紙(~#2000)にて研磨後、3~5 秒間腐食させた。同図より、本試験体のすみ肉溶接部近傍には、溶接金属部分、その周辺の熱影響部(HAZ 部)、および母材部に分類される 3つの組織領域が存在していることが分かる。各領域における組織観察結果より、溶接金属部の組織は溶融凝固したデンドライト組織であった。また母材部から溶接金属部に近づくにしたがい、結晶粒が粗大化していることが確認できた。

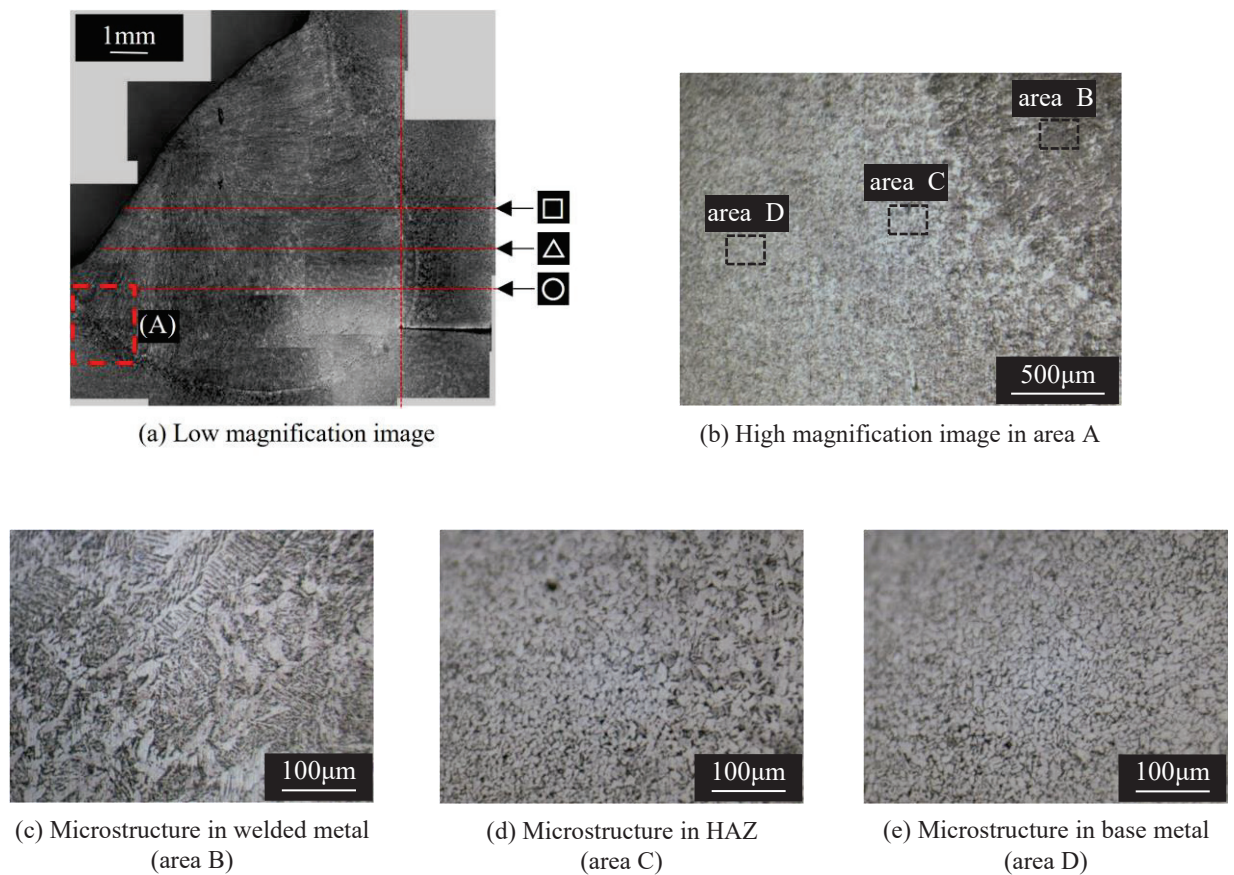


Fig.2-13 Microstructure near the fillet weld

### 2.3.2 ビッカース硬さ試験

耐水研磨紙(~#2000)にて研磨した本材を、ビッカース硬さ試験機(Akashi 製: MVK-HO)を使用し、押しこみ荷重 500kgf にて複数点測定した。硬度は Fig.2-13 に示す 3 本の水平破線に沿って測定した。Fig.2-13 の水平軸の原点は同図の垂直線である。Fig.2-14 の破線は、溶接材料(負の側)と母材(正の側)をそれぞれ示す。Fig.2-14 によると、溶接材料は母材の 1.2 倍の硬さである。溶接材料部と熱影響部に注目すると、母材に近づくにつれて硬度がゆっくりと低下することがわかる。なお、硬度は測定箇所による差は殆どなく、その平均値は Hv=200 であった。

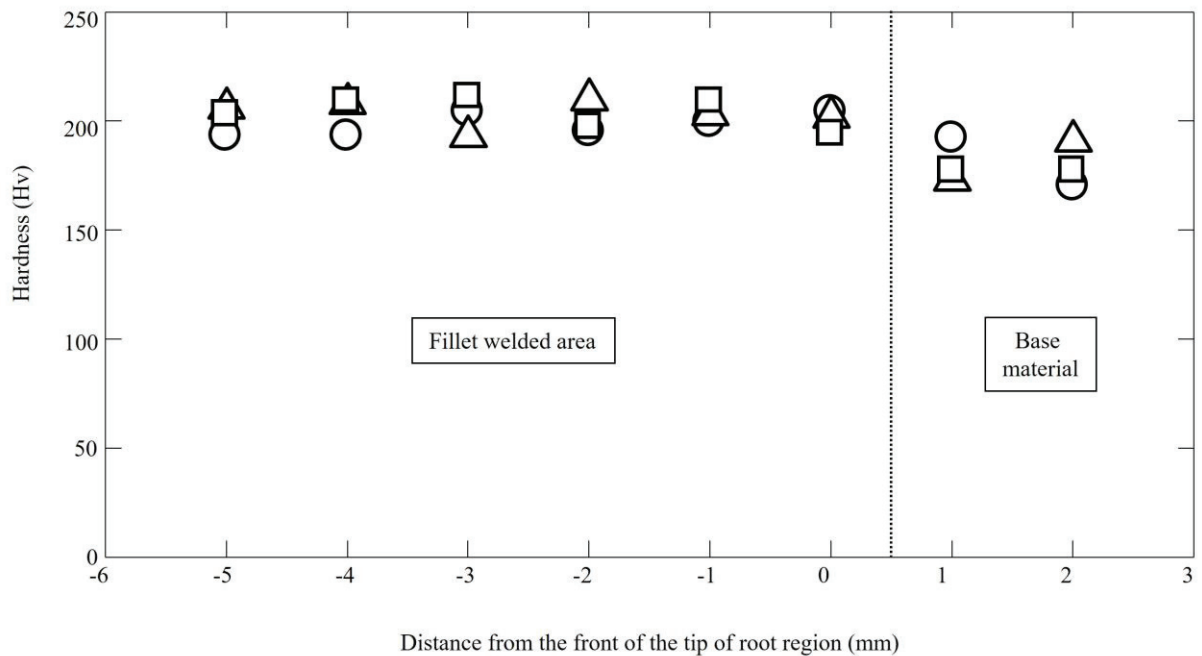


Fig.2-14 Hardness distribution from the edge of fillet weld

### 2.3.3 疲労試験結果

片側すみ肉溶接継手の疲労強度を把握した。MX200 における疲労試験結果を Table2-6 に示す。また、疲労寿命曲線を Fig.2-15 に示す。同様に MG50R の疲労試験と結果と疲労寿命曲線を Table2-7 と Fig.2-16 に示す。同図縦軸は試験体に作用する試験力振幅、横軸は破断に至るまでの繰返し数である。MX200 については同図より、試験力振幅  $F_a = 7\text{kN}$  において最大 4 倍程度の疲労寿命差が認められるものの、概ねばらつきの少ない疲労寿命曲線が得られることが分かる。なお、 $F_a = 5\text{kN}$  において、試験打ち切り回数  $N=10^7\text{cycles}$  に達した。MG50R については  $F_a = 7\text{kN}$  において最大 4 倍程度の疲労寿命差が認められる。この材料については、なお、 $F_a = 3.5\text{kN}$  において、試験打ち切り回数  $N=10^7\text{cycles}$  に達した。

Table2-6 Fatigue test (MX200)

| <b>Specimen number</b> | <b>Load amplitude</b> | <b>Number of cycles to failure<br/>[cycles]</b> |
|------------------------|-----------------------|---|
| No.1                   | 9kN                   | $1.46 \times 10^5$                              |
| No.2                   | 9kN                   | $1.60 \times 10^5$                              |
| No.3                   | 8kN                   | $1.99 \times 10^5$                              |
| No.4                   | 8kN                   | $2.13 \times 10^5$                              |
| No.5                   | 7kN                   | $2.46 \times 10^5$                              |
| No.6                   | 7kN                   | $6.63 \times 10^5$                              |
| No.7                   | 7kN                   | $9.99 \times 10^5$                              |
| No.8                   | 6kN                   | $6.41 \times 10^5$                              |
| No.9                   | 6kN                   | $6.71 \times 10^5$                              |
| No.10                  | 6kN                   | $1.10 \times 10^6$                              |
| No.11                  | 5.5kN                 | $2.11 \times 10^6$                              |
| No.12                  | 5kN                   | Run out   |

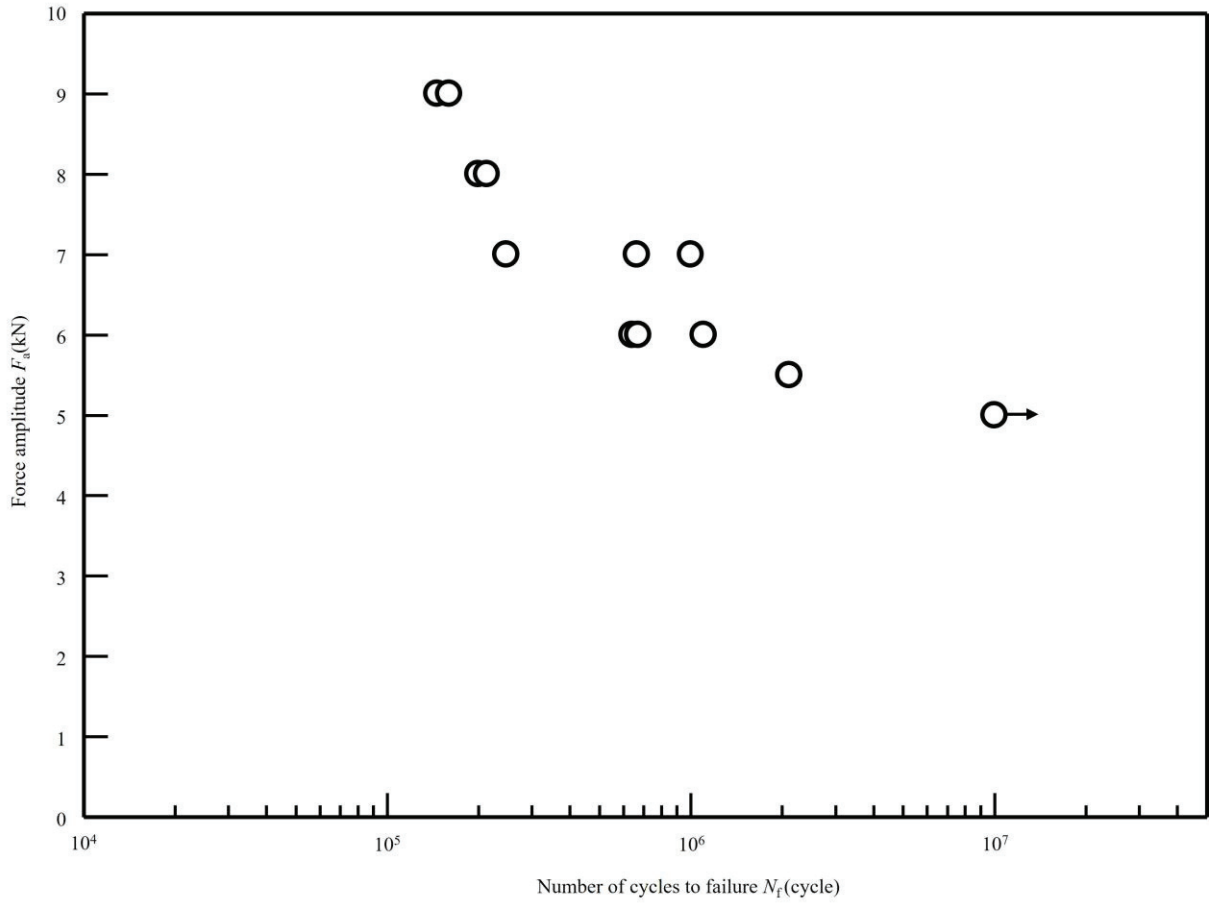


Fig.2-15  $F_a$ - $N$  curve (MX200).

Table2-7 Fatigue test (MG50R)

| Specimen number | Load amplitude | Number of cycles to failure [cycles] |
|-----------------|----------------|--------------------------------------|
| No.1            | 9kN            | $2.29 \times 10^5$                   |
| No.2            | 9kN            | $2.07 \times 10^5$                   |
| No.3            | 8kN            | $3.35 \times 10^5$                   |
| No.4            | 8kN            | $3.19 \times 10^5$                   |
| No.5            | 7kN            | $5.69 \times 10^5$                   |
| No.6            | 7kN            | $5.15 \times 10^5$                   |
| No.7            | 7kN            | $4.49 \times 10^5$                   |
| No.8            | 6kN            | $6.29 \times 10^5$                   |
| No.9            | 6kN            | $6.22 \times 10^5$                   |
| No.10           | 6kN            | $5.50 \times 10^5$                   |
| No.11           | 5.5kN          | $1.01 \times 10^6$                   |
| No.12           | 5kN            | $4.84 \times 10^6$                   |
| No.13           | 5kN            | $1.25 \times 10^6$                   |
| No.14           | 4.5kN          | $5.66 \times 10^6$                   |
| No.15           | 4.5kN          | $2.07 \times 10^6$                   |
| No.16           | 4kN            | $2.31 \times 10^6$                   |
| No.17           | 4kN            | $2.29 \times 10^6$                   |
| No.18           | 3.5kN          | Run out                              |



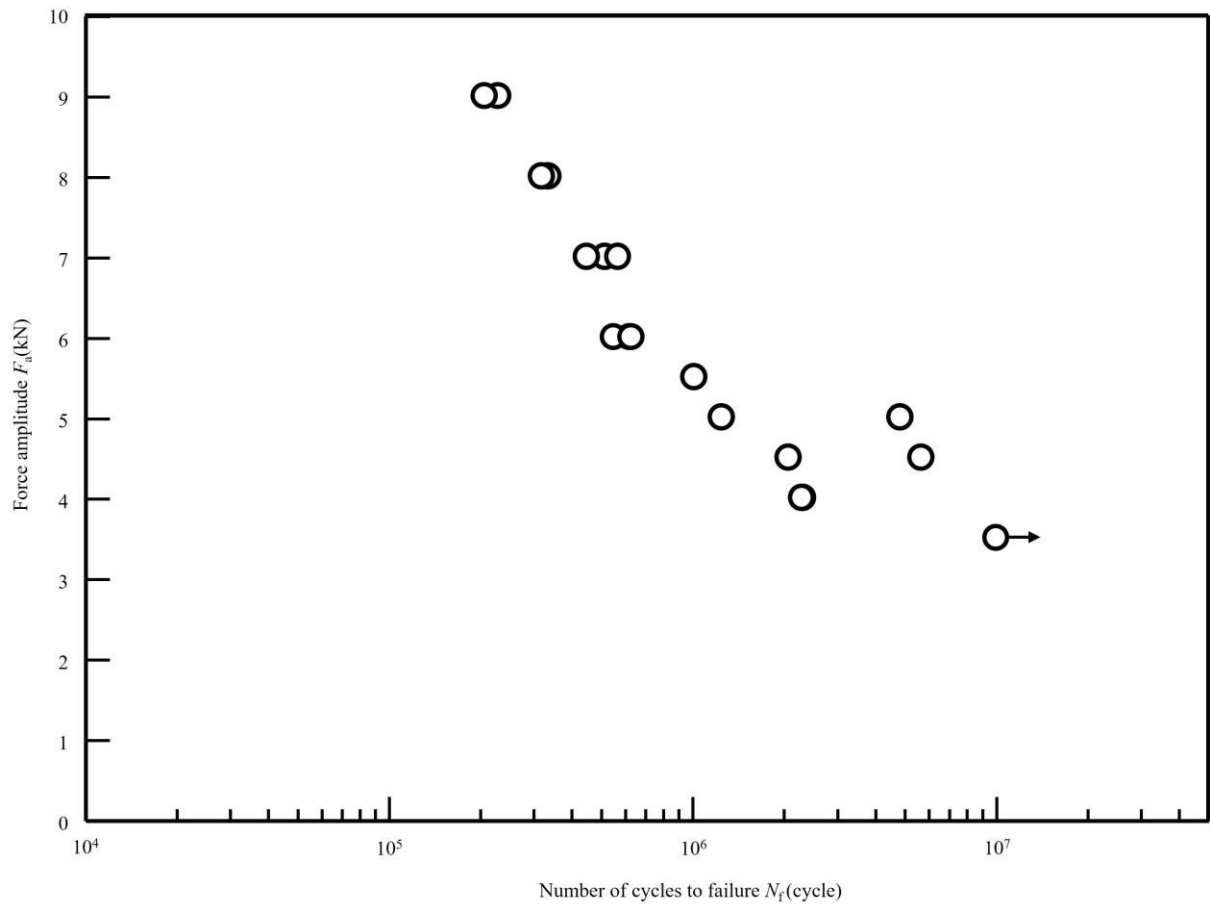


Fig.2-16  $F_a$ - $N$  curve (MG50R).

### 2.3.4 巨視的破壊形態と破面観察結果

破断した試験体について巨視的破壊形態の代表例として、試験力振幅  $F_a = 6$  kN にて破断した試験体の溶接部近傍を側面から観察した巨視的観察結果を Fig.2-17 に示す。同図より、本試験体は未溶着部先端から発生した疲労き裂が、荷重軸垂直方向に対しある程度の角度を有し溶接金属部内を進展し、その後最終破壊に至ることが分かる。すべての試験体がこの巨視的破壊形態を示した。さらに、試験力振幅  $F_a = 6$  kN にて破断した試験体破面を荷重軸方向から巨視的に観察した結果を Fig.2-18 に、走査型電子顕微鏡(日立製作所 S-3000N)を用いて詳細な破面観察を行った結果を Fig.2-18 (c), (d)に示す。Fig.2-18 (a)に示すように、本試験体にはブローホールやウォームホールなどの内部溶接欠陥(図中破線矢印部分)が存在したが、位置や個数と、破断繰返し数を比較すると両者に明瞭な相関は認められなかった。また詳細は後述するが、未溶着部近傍に存在するブロー

ホールやウォームホールが疲労き裂発生、および進展挙動へ及ぼす影響は少ないことから、溶接金属部の内部のブローホールやウォームホールが本試験体の疲労特性に及ぼす影響はほとんどないものと考えられる。同様に Fig.2-18 (c)より未溶着部先端から広範囲に典型的な疲労破面が、Fig.2-18 (d)より未溶着部先端から 5mm 程度の領域には延性破面が認められた。以上の巨視的、および微視的観察結果から、本試験体は未溶着部から発生した疲労き裂が、繰返し負荷に伴い 5mm 程度溶接金属部内を進展し、その後静的破壊を伴う最終破断に至る疲労破壊形態を呈することが明らかとなった。 $F_a = 9 \text{ kN}$  の結果も Fig.2-19 に示す。荷重振幅における巨視的破壊形態の差は確認されなかった。

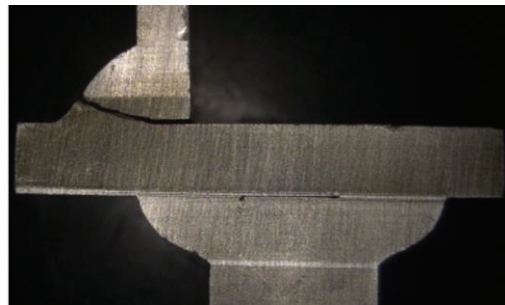
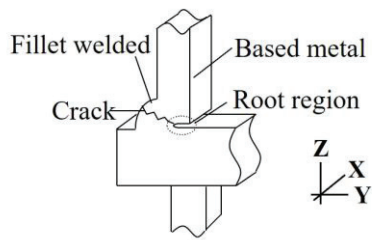


Fig.2-17 Location of the root region and fracture aspect

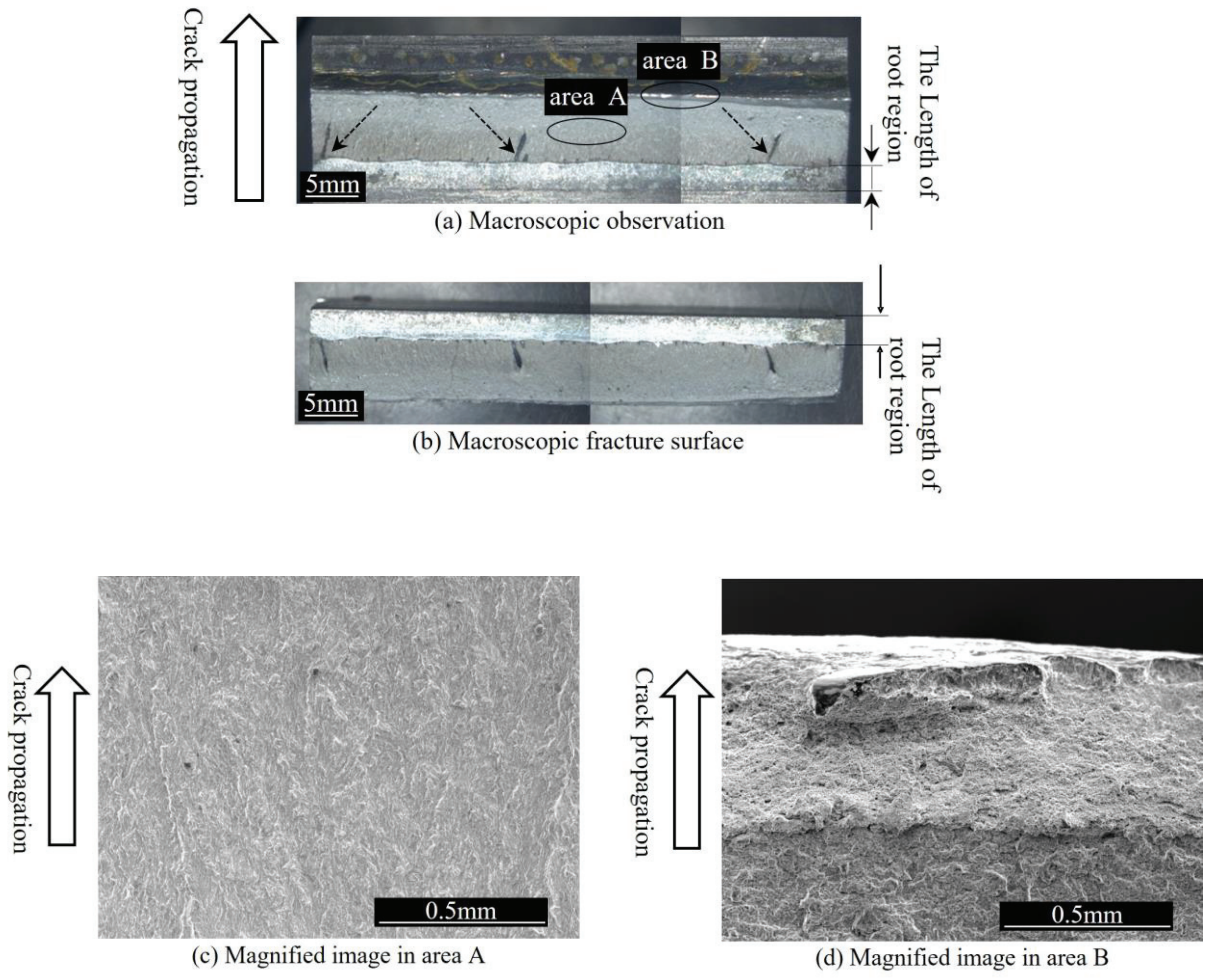


Fig.2-18 Fracture surface observation ( $F_a=6$  kN,  $N_f=6.4 \times 10^5$  cycles)

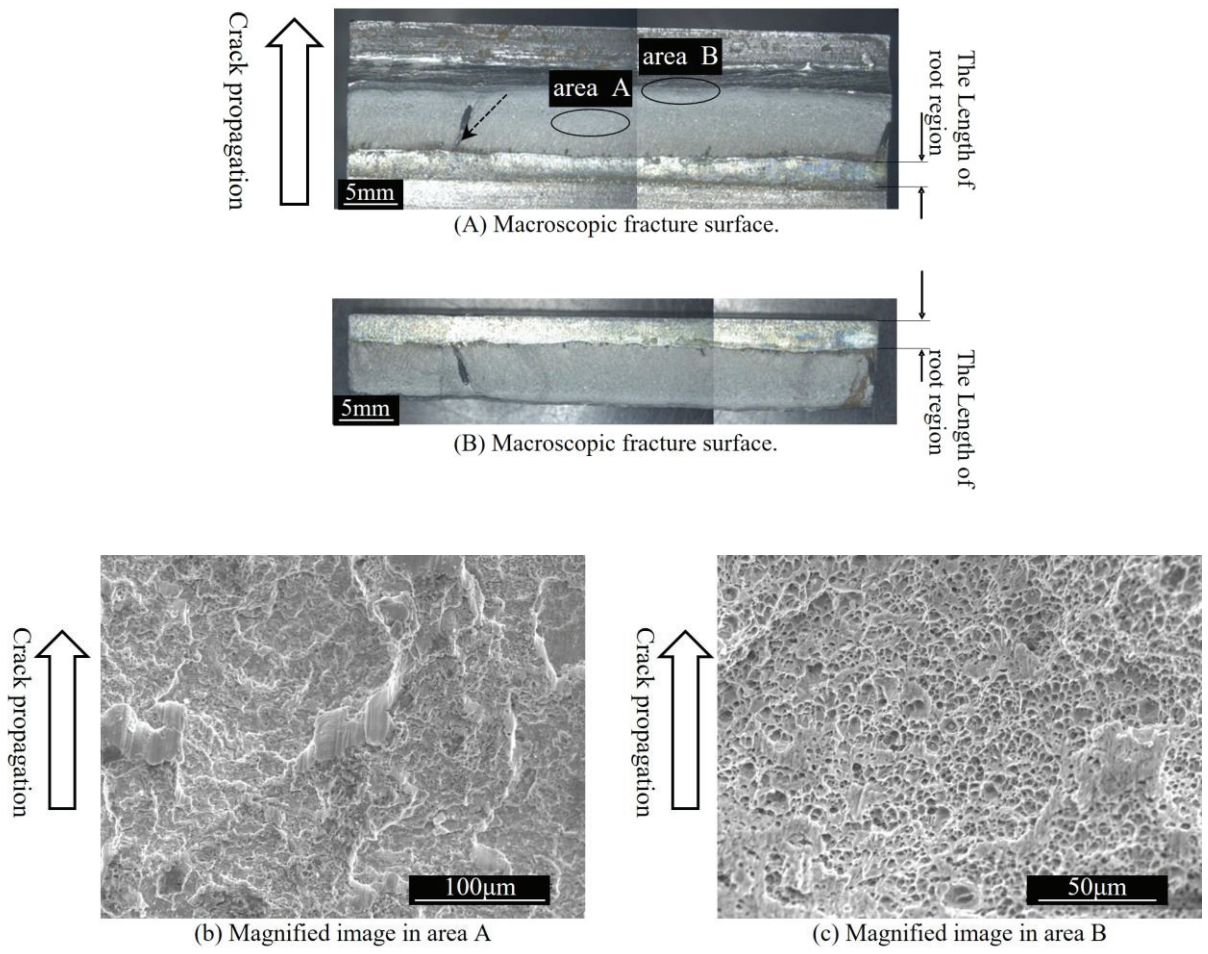


Fig.2-19 Fracture surface observation ( $F_a=9$  kN,  $N_f=1.4 \times 10^5$  cycles)

### 2.3.5 き裂発生と進展挙動観察

本節では、未溶着部先端から発生する疲労き裂をより詳細に観察することにより、疲労き裂発生挙動、およびき裂進展挙動について考察を加える。

Fig.2-20 に未溶着部近傍の断面観察結果を示す。同図は、試験力振幅  $F_a = 9\text{kN}$  にて疲労試験を行い、試験途中で停止した試験体を荷重軸方向に切断し得られた未溶着部近傍の断面観察結果であり、両図は同一試験体の異なる断面位置の観察画像を示している。なお、同図の試験停止繰返し数  $N_{\text{stop}}$  は  $8 \times 10^3 \text{cycles}$  であり、実際の疲労試験で得られた同試験力レベルにおける推定破断寿命  $N_{\text{f,est}}$  は  $1.6 \times 10^5 \text{cycles}$  である ( $N_{\text{stop}}/N_{\text{f,est}} = 5\%$ )。Fig.2-20 より、前節の巨視的観察結果同様、未溶着部先端において発生した疲労き裂が溶接金属部内に進展していることが分かる。なお、前述した通り、疲労き裂は巨視的には荷重軸垂直方向に対しある程度の角度を有し進展していたが、発生直後の微小き裂はほぼ荷重軸垂直方向に進展していることも分かる。

次に、溶接金属部内を進展する疲労き裂の進展挙動について考察を行う。ここで本試験体のような片側すみ肉溶接継手の場合、通常の観察手法により未溶着部から発生したき裂の進展挙動を把握することは非常に困難である。そこで本研究では、東郷<sup>(45)</sup>や種子島<sup>(46)</sup>が用いた方法と同じく、所定の繰返し数で停止した試験体を切断することにより、未溶着部近傍の疲労き裂進展挙動を三次元的に観察した。以下に観察手法の詳細を示す。まず推定破断寿命  $N_{\text{f,est}}$  に対し、 $x\%$ の繰返し数  $N_{\text{stop}}$  で試験を中断し、試験体片側側面を研磨した後エッチング処理を行い、光学顕微鏡により溶接部近傍の側面写真を得る。その後、溶接線方向に  $300\ \mu\text{m} \sim 500\ \mu\text{m}$  程度研磨し、その側面に対し同様に溶接部近傍の側面写真を得る。これを溶接線方向に対し複数回繰返し、得られた側面写真から、三次元化グラフ作成ソフトを用いてき裂を三次元的に再現した。なお、本研究では低試験力レベルとして  $F_a = 6\ \text{kN}$ 、高試験力レベルとして  $F_a = 9\ \text{kN}$  をそれぞれ選定し、各試験力レベルにおけるき裂の三次元化を行った。各試験力レベルにおける推定破断寿命  $N_{\text{f,est}}$  は、実際の疲労試験で得られた各試験力レベルにおける最長寿命 ( $F_a = 6\ \text{kN} : N_{\text{f,est}} = 1.1 \times 10^6 \text{cycles}$ ,  $F_a = 9\ \text{kN} : N_{\text{f,est}} = 1.6 \times 10^5 \text{cycles}$ ) を採用した。

上述の観察手法により得られた低試験力レベル ( $F_a = 6\ \text{kN}$ )、および高試験力レベル ( $F_a = 9\ \text{kN}$ ) におけるき裂の三次元化画像を Fig.2-21 (a), (b), (c), Fig.2-22 (a), (b), (c) にそれぞれ示す。両図とも推定

破断寿命  $N_{f,est}$  に対し 5%, 25%, および 50%時点でのき裂の三次元化画像であり, 試験体板幅方向(=溶接線方向)の縮尺に対し, き裂進展方向の縮尺がおおよそ 30 倍に表示されている. X 軸は試験体幅方向, Y 軸は試験体奥行き方向, Z 軸が試験体上下方向をそれぞれ示す.

まず, 推定破断寿命  $N_{f,est}$  に対し 5%時点でのき裂様相に注目すると(両図(a)), 試験力レベルによらず試験体幅 50mm 全ての範囲で長さ 0.01mm~0.3mm のき裂が認められ, 推定破断寿命  $N_{f,est}$  に対し非常に早い段階でき裂が発生していることが分かる. このことは, 本試験体の疲労寿命はき裂進展寿命が支配的であること, すなわち本試験体の疲労損傷評価には疲労き裂進展を考慮した破壊力学的アプローチが有効であることを示唆するものである.

さらに疲労損傷を与えた  $N_{stop}/N_{f,est}=25%$ 時点では(両図(b)), 疲労試験極初期に発生したき裂が溶接金属部内を進展している様子が分かる. ここでき裂前縁に注目すると, 本試験体に認められるき裂前縁は, 直線形状, もしくは緩やかな半楕円形状を有しておらず, 一部がき裂進展方向に突出し, 凸型形状が複数個重なった複雑な形状であることが分かる. さらに疲労損傷を与えた

$N_{stop}/N_{f,est}=50%$ 時点でのき裂形状においても(両図(c))この傾向は変わらず, き裂前縁形状は複雑な形状を維持したままであることが分かる. これらの観察結果は, 未溶着部先端において異なる複数の箇所から疲労き裂が発生し, それらが進展・合体を繰返し試験体の最終破壊を導くことを示唆するものである.

ここで, Fig.2-21, Fig.2-22 に示した疲労き裂の三次元化画像は, 試験途中の試験体を切断し観察することにより得られるため, 同一試験体中を進展するき裂を連続的に観察することは不可能である. そこで次に, ビーチマーク法を用い同一試験体の疲労き裂前縁を確認することにより, き裂発生起点数についてさらに詳細な検討を行った. Fig.2-24 に疲労破面に形成されたビーチマーク観察結果を示す. 同図は, 試験力振幅  $F_a = 6\text{kN}$ (荷重比  $R_F = 0.05$ )にて疲労試験を行い, ある繰返し数毎にビーチマークを形成する以下の試験 3 条件, ①試験力振幅  $F_a = 2.1\text{ kN}$ ,  $R_F = 0.66$ , ②試験力振幅  $F_a = 1.7\text{ kN}$ ,  $R_F = 0.72$ , ③試験力振幅  $F_a = 1.4\text{ kN}$ ,  $R_F = 0.76$ , にて試験を行うことにより, その際のき裂前縁を明瞭化した破面である. 同図中には破面より認められるき裂前縁の模式図, およびその際の繰返し数(ビーチマーク形成図の繰返し数を除く)を付記している. 同図より, ビーチマーク法を用いたき裂前縁の連続的観察からも, 本試験体には複数のき裂発生起点が認められ

ること、さらに繰返し数の増加に伴いそれらが合体挙動を伴い進展している様子が明瞭に確認できる。

以上、き裂の三次元的、およびビーチマーク法による観察結果から、本試験体の疲労損傷評価には、複数起点から発生する疲労き裂の合体挙動を考慮した破壊力学的アプローチが有効であるといえる。なお、試験力振幅  $F_a = 5\text{kN}$  において試験打ち回数  $N=10^7\text{cycles}$  に到達した試験体についてもき裂の三次元的観察を行った。結果を Fig.2-23 に示す。同図より、試験打ちに至った試験体においても疲労き裂が発生、進展していることを確認した。

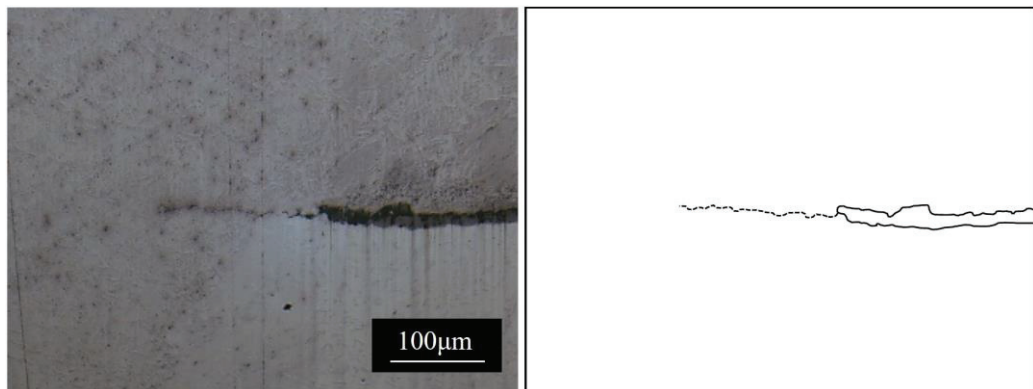


Fig.2-20 Crack propagation from the root tip of the welding portion

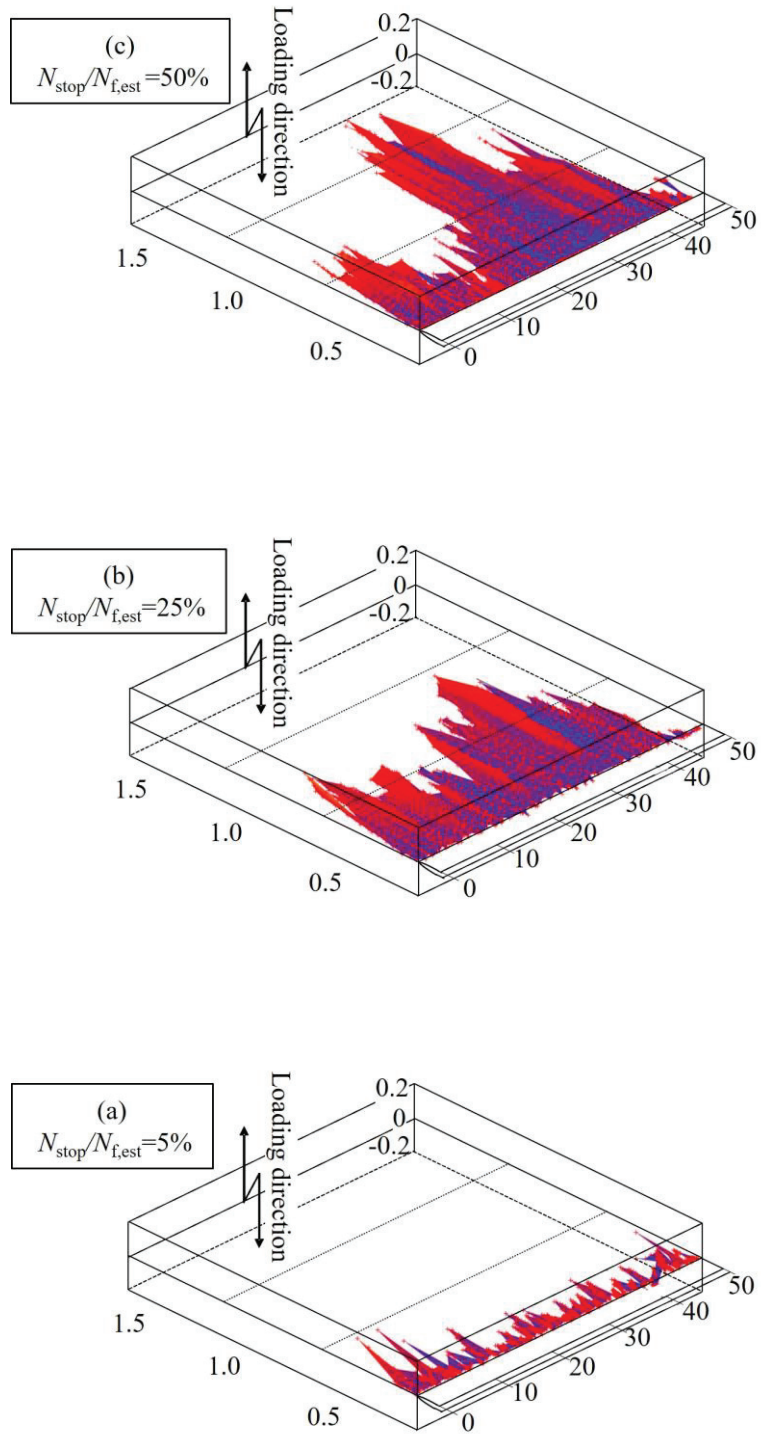


Fig.2-21 3-dimensional observation of fatigue crack propagation at the root region ( $F_a=6$  kN)



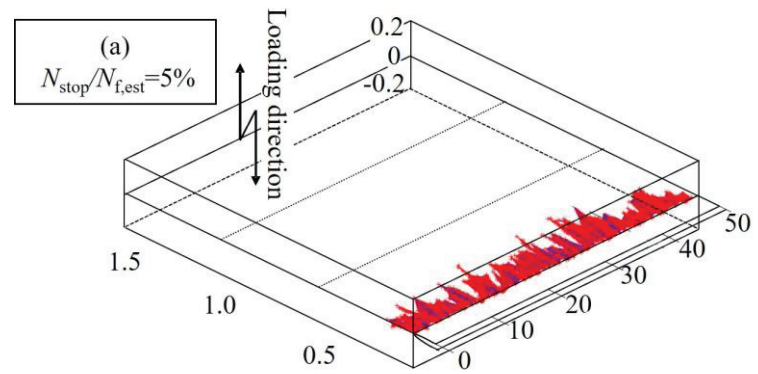
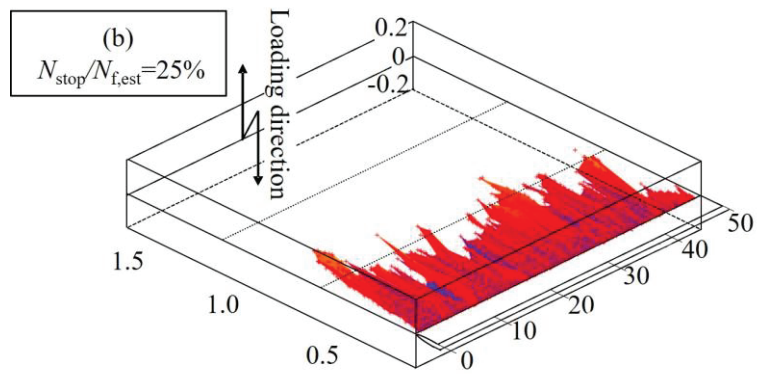
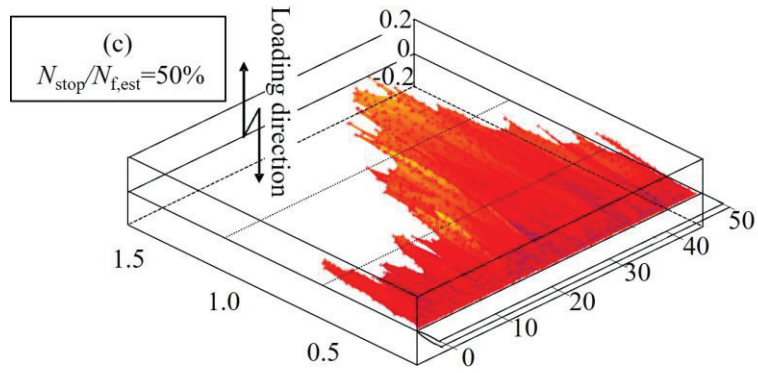


Fig.2-22 3-dimensional observation of fatigue crack propagation at the root region ( $F_a=9$  kN)

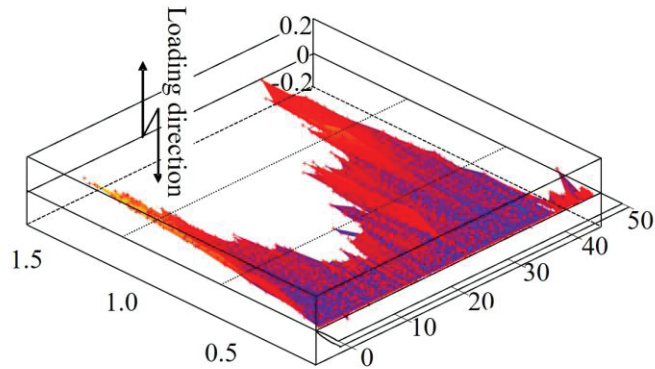


Fig.2-23 3-dimensional observation of fatigue crack propagation at the root region ( $F_a=5$  kN,  $N=10^7$  cycles)

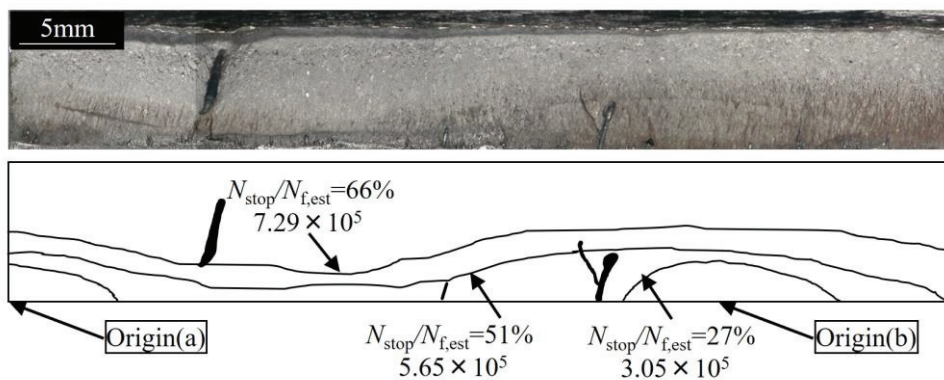


Fig.2-24 Beach mark on fracture surface of  $F_a=6$  kN

### 2.3.6 溶接部ブローホールおよびウォームホールのき裂進展挙動への影響

本節では、疲労き裂発生挙動に及ぼす溶接金属中に存在するブローホールやウォームホールと寿命への影響を考察する。本研究で使用した試験体におけるブローホールやウォームホール寸法は最小で  $50 \mu\text{m}$  から最大  $3 \text{ mm}$  を超えるものが存在し、一試験体あたり  $5 \sim 10$  個程度のブローホールやウォームホールが確認された。Fig.2-25 は荷重軸方向から巨視的に観察した波面とそれぞれの破断繰返し数を記載している。本図より、荷重振幅レベルが大きい  $F_a = 9 \text{ kN}$  や  $F_a = 8 \text{ kN}$  で  $1 \text{ mm}$  を超えるようなブローホールやウォームホールが多い試験体にも関わらず破断繰返し数が大きく、巨視的なブローホールやウォームホールの数と寿命には相関が無い結果となった。荷重振幅レベ

ルが小さい  $F_a = 7 \text{ kN}$  と  $F_a = 6 \text{ kN}$  においても同様の傾向が確認されたものの、荷重振幅  $F_a = 7 \text{ kN}$  ではブローホールやウォームホールが多い試験体で極端に破断繰返し数が小さいという傾向の異なるデータが1点確認された。また、Fig.2-26は未溶着部近傍に比較的大きなブローホールがある場合における観察結果であるが、疲労き裂は未溶着部先端から発生している。以上の結果に加え、本研究で確認されたブローホールやウォームホールは鋳造品など欠陥起点型の一般的な疲労試験データと比較すると本試験結果のバラツキは少ないことも考えると、本試験体の破壊形態が欠陥(ブローホールおよびウォームホール)起点型ではなく、未溶着近傍のブローホールやウォームホールがき裂発生に及ぼす影響は小さい考えることができる。次にき裂の進展に対してブローホールが及ぼす疲労き裂進展への影響について考察を加える。Fig.2-27は、試験力振幅  $F_a = 9 \text{ kN}$  において疲労試験を実施し、 $N/N_f = 25\%$  時点で中断した試験体に対し、前述の三次元化手法と同様の方法により得た未溶着部近傍の観察結果である。なお、Fig.2-27の section A～section Fは溶接線方向に順に並んでおり、各画像の溶接線方向間隔はおよそ  $20\mu\text{m} \sim 90\mu\text{m}$  である。同図より、section Aではブローホールが未溶着部先端に存在するが、疲労き裂はブローホールの影響を受けず、ほぼ荷重軸垂直方向に進展していることが分かる。これに対し、section B, C, Dでは、未溶着部先端から発生した疲労き裂が、ブローホールに吸い込まれるように進展方向を変えており、ブローホールの存在がき裂進展方向に影響を及ぼしていることが認められる。しかしながら、その後の進展により、ブローホールの影響を受けていないき裂面(section A)と同じ位置に進展方向を変えていることも分かる。さらに、section E, Fにおいてブローホールが消失するに伴い、このようなき裂進展方向の変化も認められなくなる。なお、欠陥の屈曲に関する藤原ら<sup>(47)</sup>や伊禮ら<sup>(48)</sup>の研究によれば、平滑材に機械加工によって人工的に開けた穴(欠陥)がある場合、き裂は穴の影響を受けて屈曲しながら進展すると報告している。以上の観察結果より、未溶着部先端近傍のブローホールは、き裂の進展方向に影響を与えていることが明らかとなった。しかしながら、ブローホールの影響により進展方向を変えたき裂は、その後の進展過程で早期にブローホールの影響を受けていないき裂面と同じ位置に戻ること、さらに、ブローホールの影響を受けない section A, Fのき裂長さはブローホールの影響を受けた section B, Cのき裂長さと顕著な差が無い。つまり、section B, Cはブロー

ホールの影響を受けてき裂が屈曲しているが、ブローホールを超えた後はブローホールがない時のき裂前縁に揃っている。

以上のことから、未溶着部近傍におけるブローホールやウォームホールはき裂の発生起点としての影響は確認されず、そのため、このような未溶着部近傍のブローホールやウォームホールの影響が試験体の疲労寿命に及ぼす影響は大きくないものと考えられる。しかし、これらのブローホールやウォームホールはき裂進展方向を屈曲させるという点で進展に対しては影響があることが確認された。なお、ブローホールおよびウォームホールを低減した試験体製作については、今後の継続的課題とする。

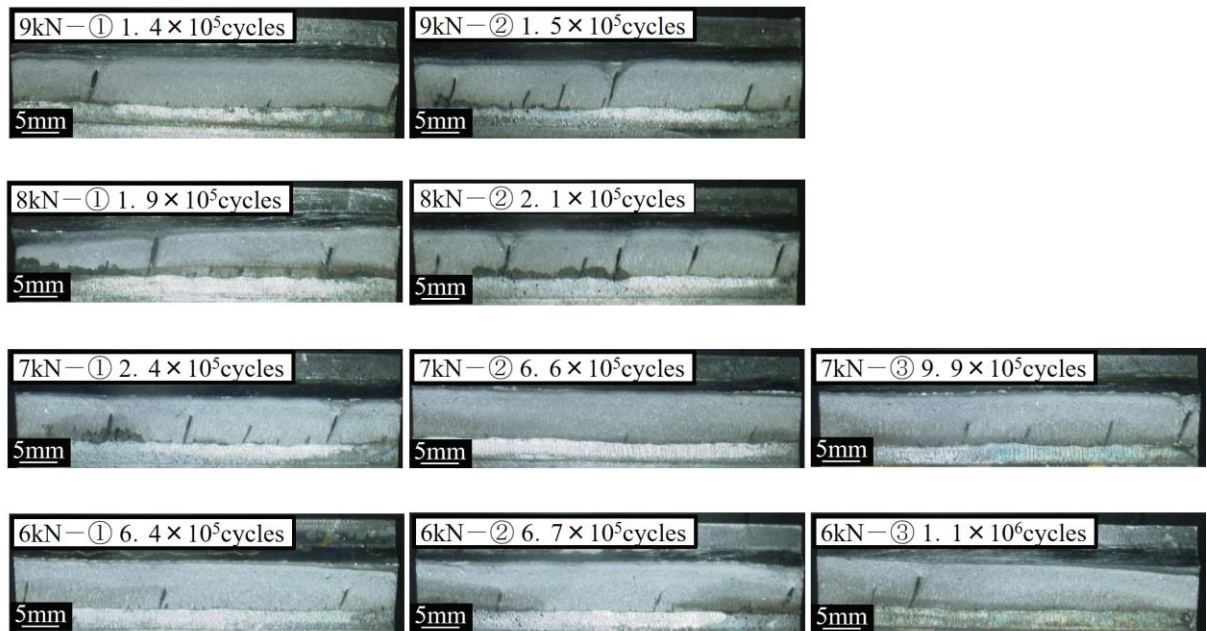


Fig.2-25 Macro observation of the fatigue test pieces



Fig.2-26 Crack propagation from tip of root region with welding defect

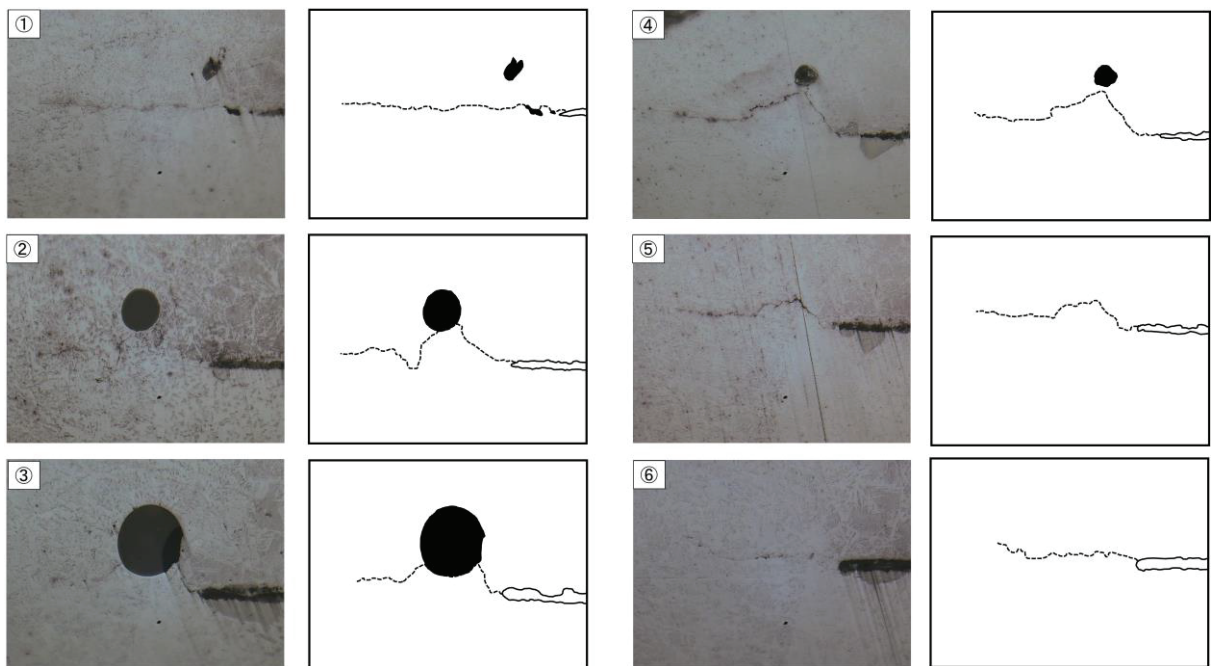
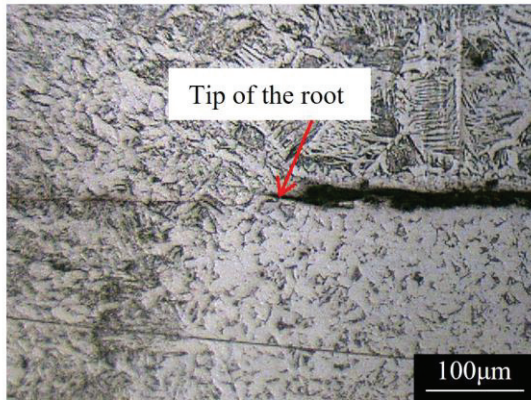


Fig.2-27 Crack propagation behavior near welding defect

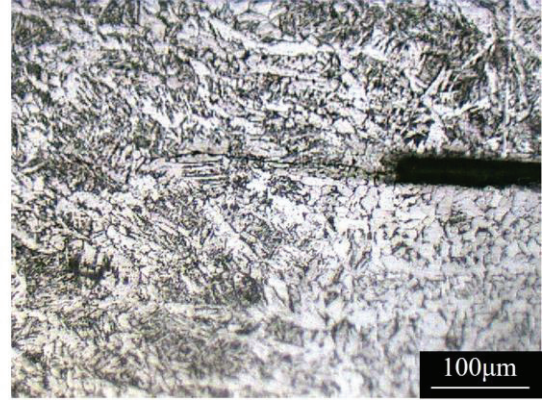
### 2.3.7 き裂発生起点と未溶着部形状の関係

2.3.6 節の観察結果によりき裂の発生はブローホールやウォームホールではなく未溶着部であることが確認できた。また、2.3.5 節から本試験体は複数のき裂発生起点を有することが明らかとなった。本節では、いかなる箇所がき裂発生起点部となりうるかを検討するため、未溶着部先端形状に注目し考察を加える。Fig.2-28 に本試験体における代表的な未溶着部先端形状を示す。先端形状は(a)と(b)に大別される。先端形状の鋭さを数値化するために、き裂の三次元化観察により得られた側面画像から、未溶着部先端からき裂進展方向と反対方向に  $10\mu\text{m}$  の位置における未溶着部隙間(S)を定義し未溶着部先端形状の定量的評価指標とした。結果を Fig.2-28 に示す、多くの未溶着部隙間(S)は  $0.02\sim 0.03\text{mm}$  程度である(Fig.2-29 (b), (d))ことがわかるが、一部 Fig.2-29 (a), (c)に示すような極端に狭い未溶着部先端を有する箇所が1つの試験体中に複数箇所認められた。Fig.2-28 において、 $F_a = 6\text{ kN}$  の結果は Fig.2-21 (c)に、 $F_a = 9\text{ kN}$  の結果は Fig.2-22 (c)の三次元化観察結果に対応する。未溶着部先端からのき裂長さが長い箇所において鋭い先端形状を有していることが確認できる。2.3.6 項においても、本試験体においてはブローホールやウォームホールと破断繰返し数の関係は明確な関係性がないこと、ブローホールやウォームホールからはき裂が発生していな

いため、このような鋭い先端を有する未溶着部が疲労き裂発生起点となった可能性が高いと考えられる。

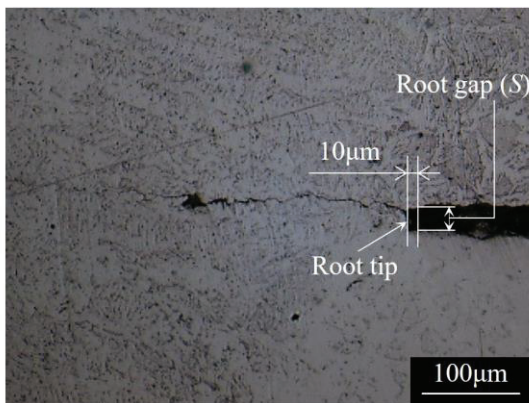


(a) Narrow root tip

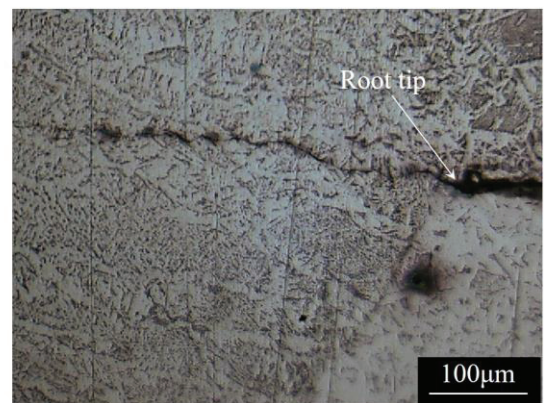


(b) Wide root tip

Position of the strain gauge near fillet weld ( $F_a=6$  kN,  $N/N_f=50\%$ )



(a) Root tip



(b) Narrow root tip

Position of the strain gauge near fillet weld ( $F_a=9$  kN,  $N/N_f=50\%$ )

Fig.2-28 Typical observations of the unwelded portion

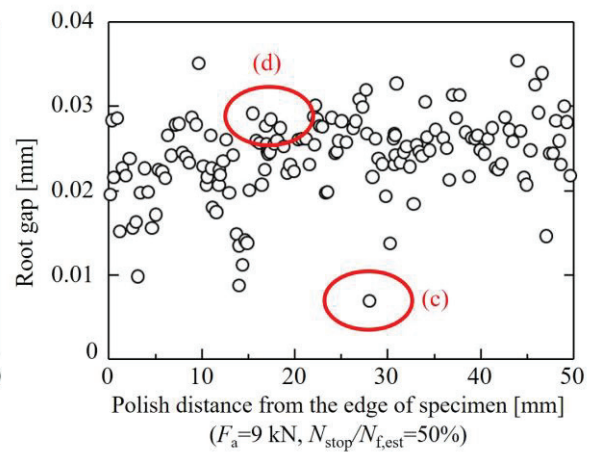
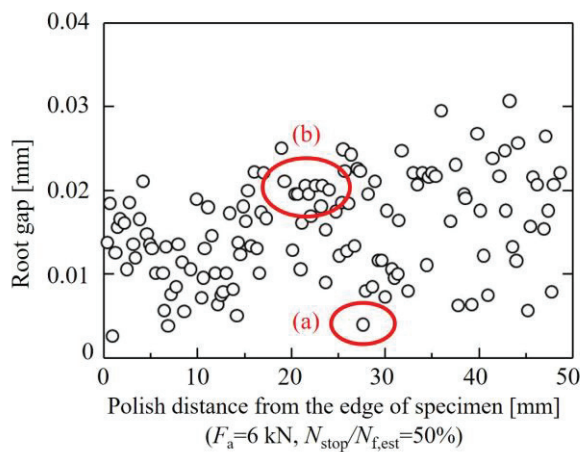


Fig.2-29 Root gaps in the unwelded portion

### 2.3.8 ひずみ挙動

本章の最後にすみ肉溶接部近傍のひずみ挙動から内部き裂進展挙動を推察するため、溶接部近傍にひずみゲージ【(株) 共和産業製 単軸 500 Ω, ゲージ長 2 mm】を貼付し、繰返し負荷時の局所ひずみ値を測定した結果を述べる。本試験で計測されるひずみは引張、圧縮および面内曲げによって発生する合成ひずみである。ひずみゲージは Fig.2-6 に示すように、溶接側はすみ肉溶接止端から 10 mm の位置に貼付し、真裏に対になるゲージをそれぞれ貼付けた。そして、ひずみゲージを表、裏が同じ位置になるように貼り付けたため、ひずみの曲げ成分と引張り(圧縮)成分をそれぞれ分解しひずみ挙動を確認した。低荷重( $F_a = 6 \text{ kN}$ )および高荷重( $F_a = 9 \text{ kN}$ )レベルのひずみ挙動結果をそれぞれ Fig.2-30, Fig.2-31 に示す。図より、曲げひずみ成分が引張り(圧縮)ひずみ成分よりも変化の度合いが大きく、き裂が進展するにつれて曲げ成分が徐々に低下していることがわかった。曲げ成分は破断寿命に対して 10%に達した付近から徐々に低下し始め、破断寿命の 80%に達すると急激に低下し破断にいたる。一方で、引張り(圧縮)成分は破断直前までほとんど変化せず、破断寿命の 80%を超えた付近で微小な変化を示した後、破断にいたる。2.3.5 節で示した三次元的き裂の観察結果より、き裂は破断寿命の 5%以下で発生していることから、ひずみの曲げ成分が破断寿命の 10%程度から変化していることは、き裂進展過程をモニタリングできる可能性を示唆しており、三次元的き裂進展挙動の結果とも対応している可能性があるが、この点についてはさらなる調査が必要である。

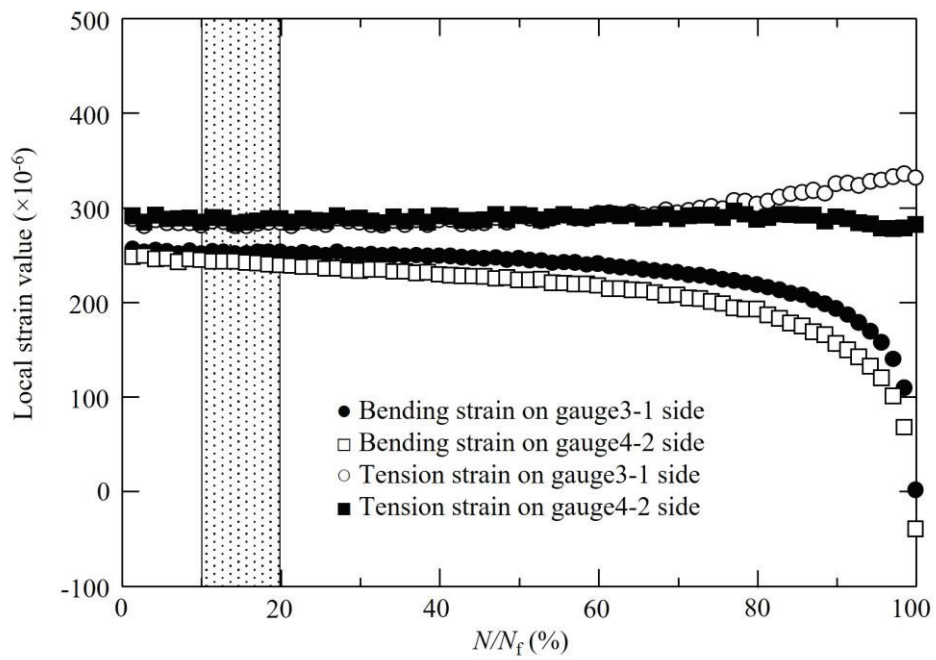


Fig.2-30 Strain behavior around the fillet weld ( $F_a=6$  kN)

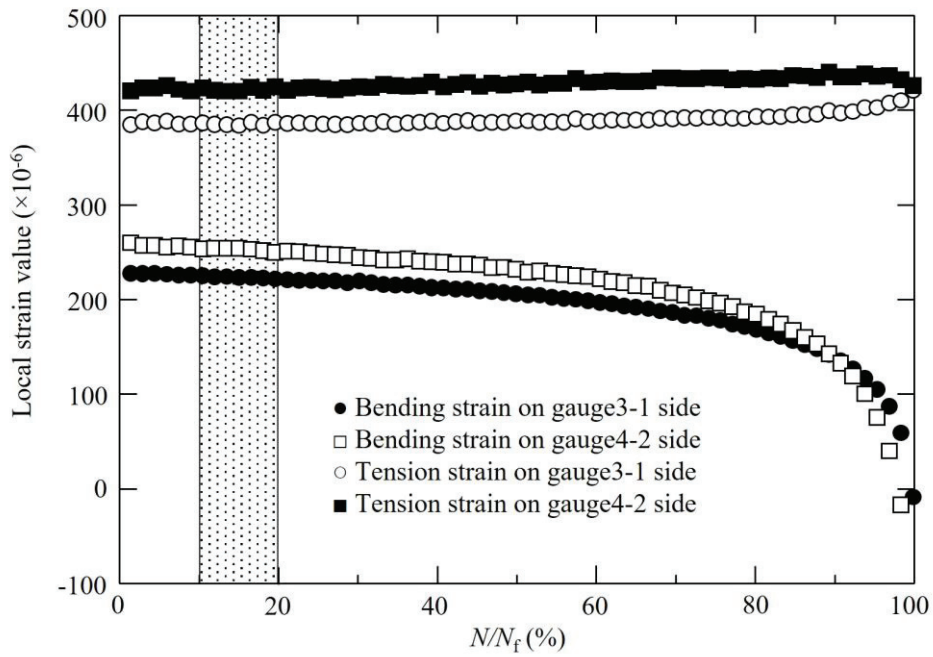


Fig.2-31 Strain behavior around the fillet weld ( $F_a=9$  kN)



## 3 章 き裂進展特性の計測

### 3.1 概要

本研究では FEM (Finite Element Method) を用いて疲労き裂進展寿命の推定を行う。解析における疲労き裂進展特性は鋼構造物の疲労設計指針・同解説<sup>(2)</sup>、日本溶接協会規格等<sup>(3)</sup>や IIW-1823-07 (2008)<sup>(4)</sup>で提案されている値があり、これらはあらゆる構造物の設計に用いることが可能で大変有用であるものの、様々なデータを基にして設定された安全側の値となっている。本研究の目的は荷重伝達型片側すみ肉溶接継手におけるき裂の発生や進展挙動が破断繰返し数に与える影響を調査し、実験を解析的に再現するモデルを作成することで、事前評価技術の向上を目指すことが目的の 1 つである。そのため、規格値のき裂進展特性と本研究で用いた材料のき裂進展特性に差がある可能性を最初に検証し、本研究の目的に沿って解析に用いるべきき裂進展特性の値を選定した。以下に詳細を述べる。

### 3.2 き裂長さおよびき裂開閉口挙動の測定装置

#### 3.2.1 概要

本研究では、簡易な装置でき裂開閉口挙動を精度よく計測できる除荷弾性コンプライアンス法を用いて疲労き裂進展挙動の測定した。試験装置は Fig.3-1 に示す電気油圧式サーボパルサ(島津製作所製：EHF-EV050k1-020-0A 形)を使用した。また、サーボパルサの制御には Servo4830 系制御装置を用いた。計測システムの概略を Fig.3-2 に示す。図に示すように治具と試験片に貼り付けたひずみゲージにより得られる信号を引算回路で引算変位信号に変換する。き裂長さ、き裂開閉口挙動の測定は Differential circuit から出力された荷重信号、引算変位信号をオシロスコープで観測することによっても測定した。次項より各部の詳細についてさらに記述する。



Fig.3-1 Servo-hydraulic fatigue testing machine

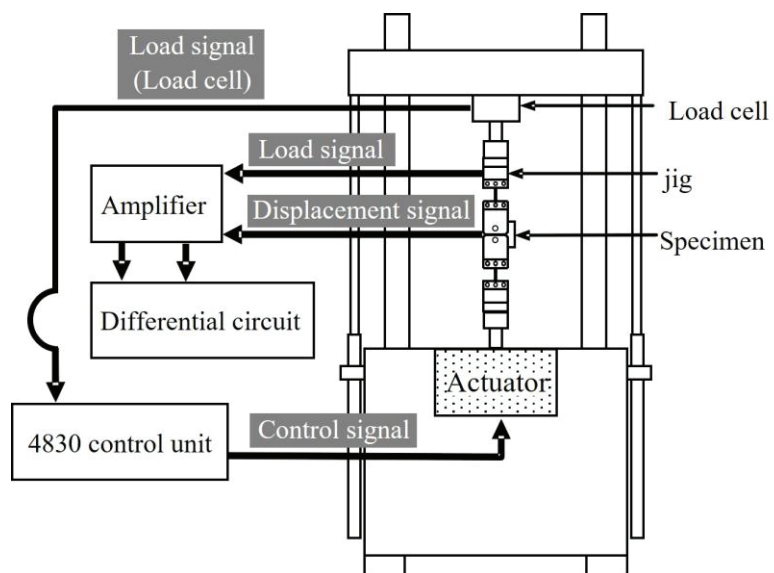


Fig.3-2 An outline of the measurement system

### 3.2.2 CT 試験片取り付け治具

Fig.3-3 ~ Fig.3-10 に本研究にて CT 試験片を固定するために使用した治具を示す。Fig.3-11 は治具と CT 試験片の組み付け図である。Jig1~5 は試験片にかかる面外曲げを除去し、試験片に余分な曲げの力が働く事を防ぐ働きがある。また、くさびの役割を果たす Jig6~8 を使用して、試験片を Jig5 に示したピンを用いて連結することで、引張から圧縮に荷重が変化する際に生じる試験片の無拘束状態の発生を防いでいる。以上のようにして CT 試験片に引張-圧縮荷重を負荷することが可能となっている。

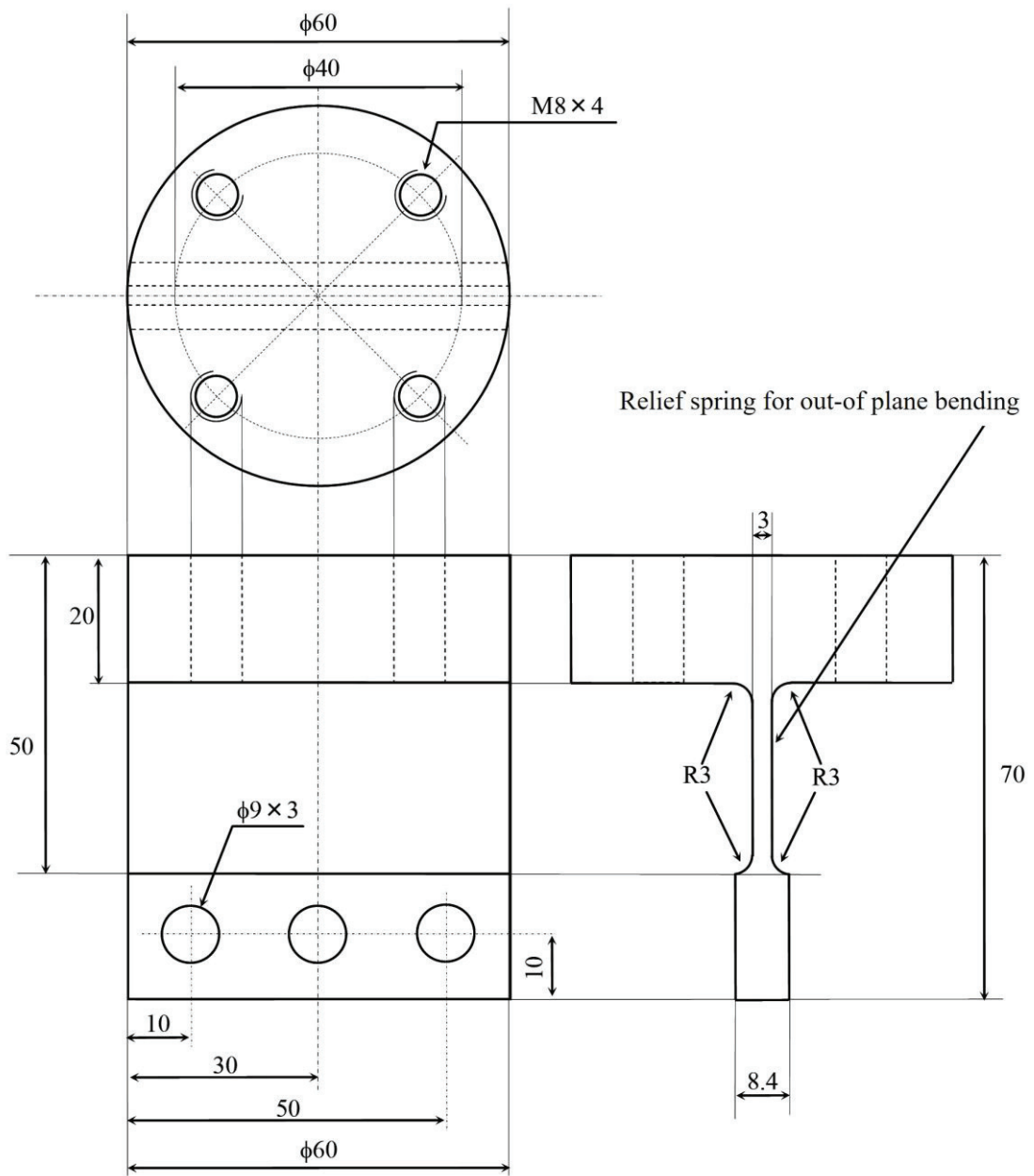


Fig.3-3 Jig1 (unit : mm)

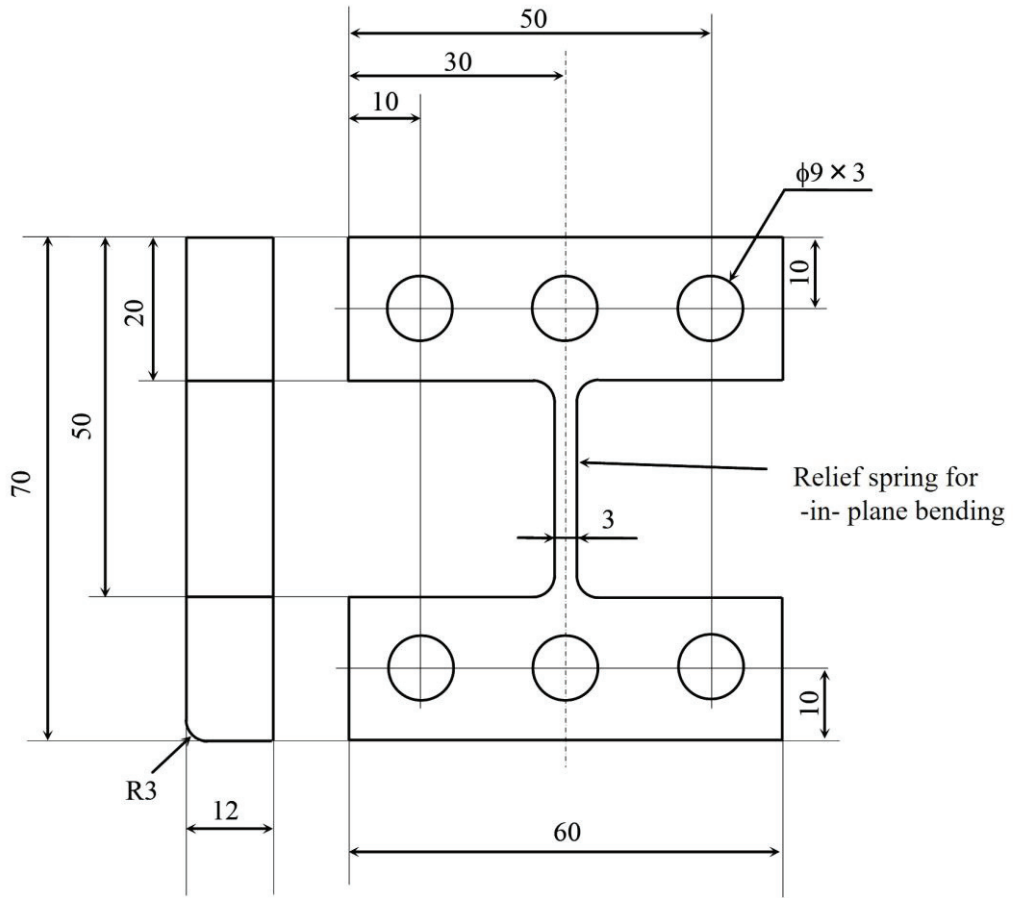


Fig.3-4 Jig2 (unit : mm)

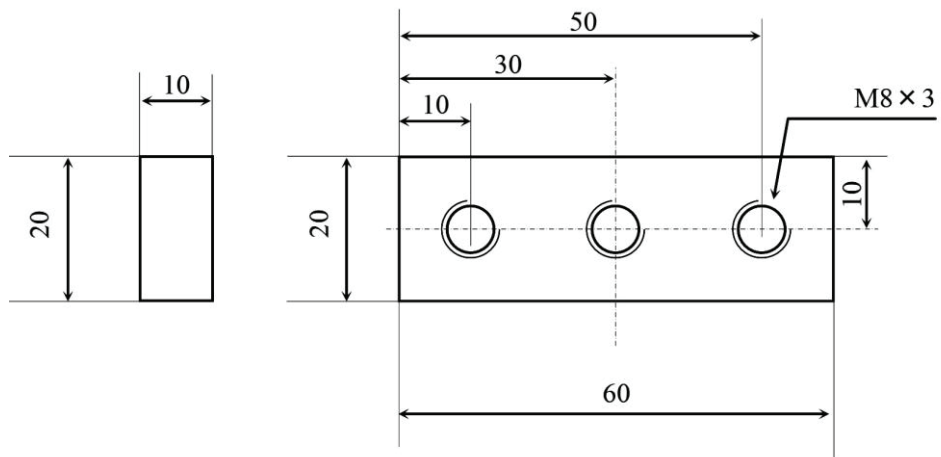


Fig.3-5 Jig3 (unit : mm)

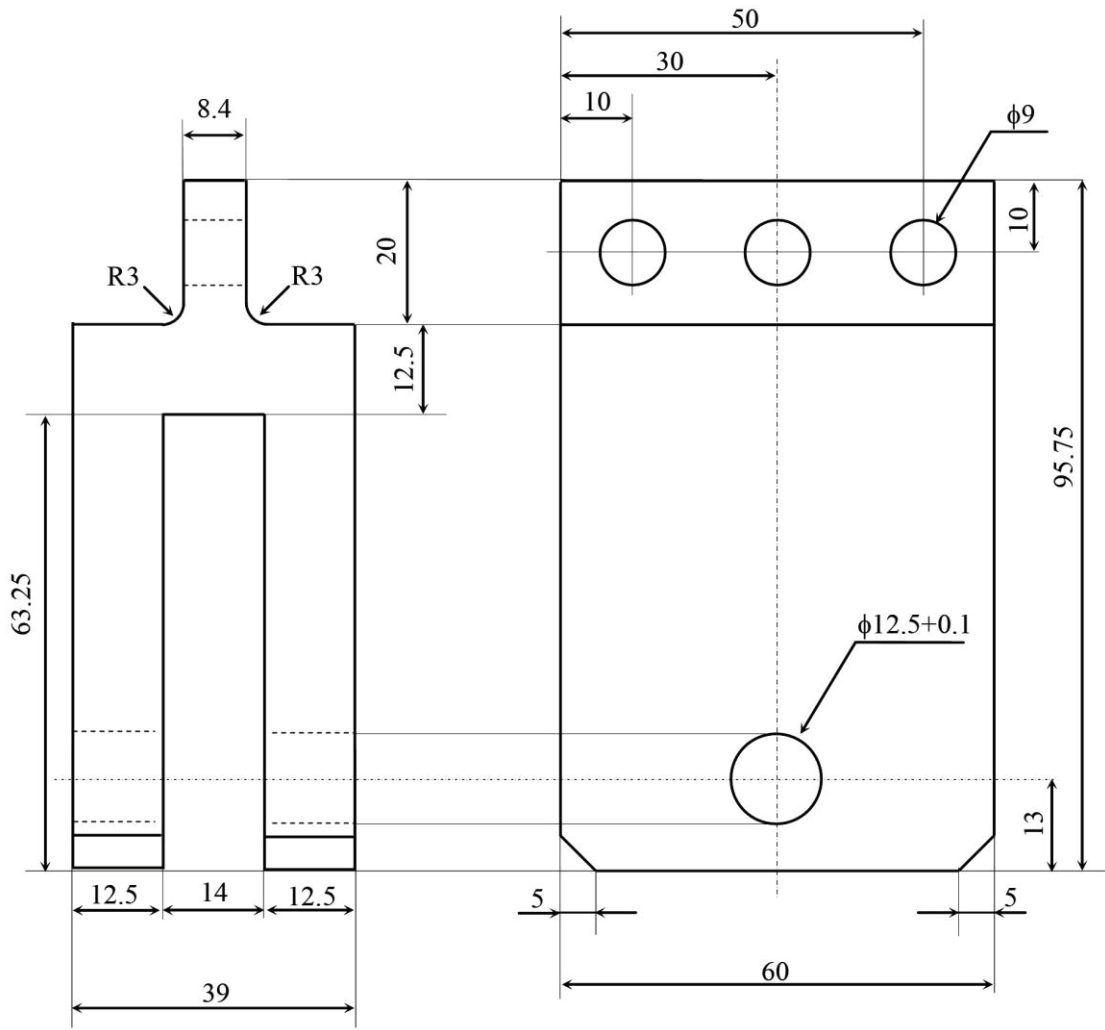


Fig.3-6 Jig4 (unit : mm)

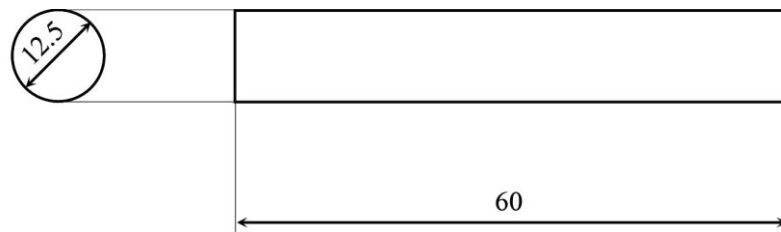


Fig.3-7 Jig5 (unit : mm)

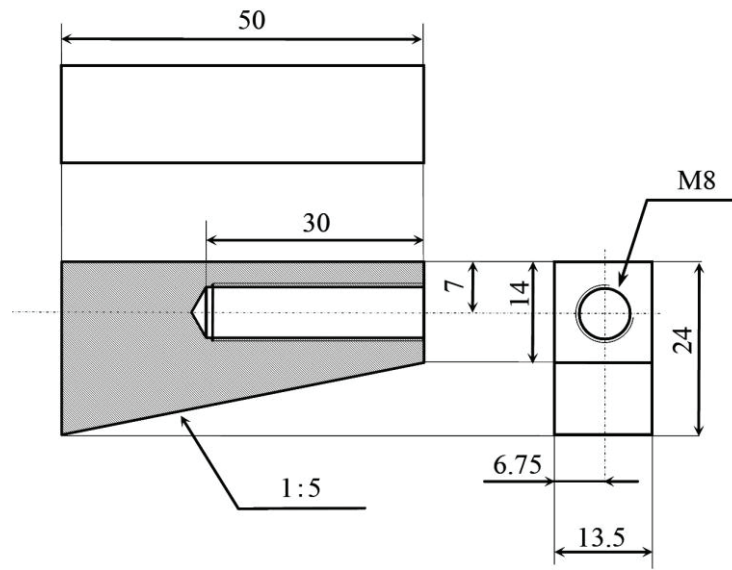


Fig.3-8 Jig6 (unit : mm)

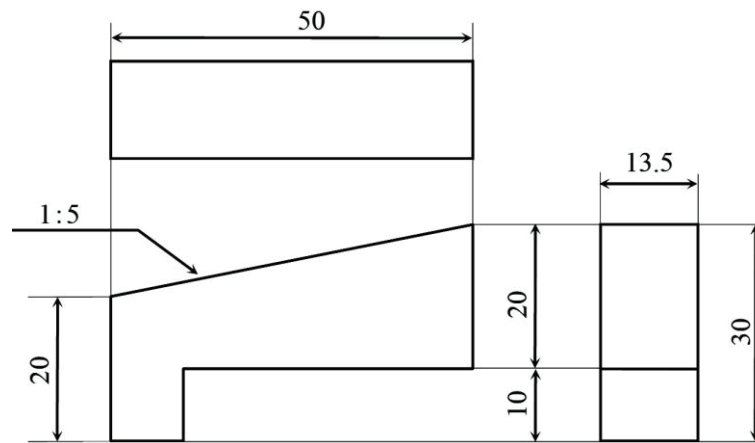


Fig.3-9 Jig7 (unit : mm)

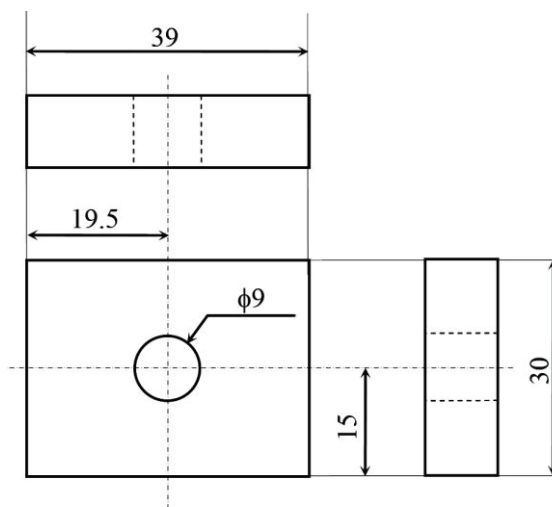


Fig.3-10 Jig8 (unit : mm)

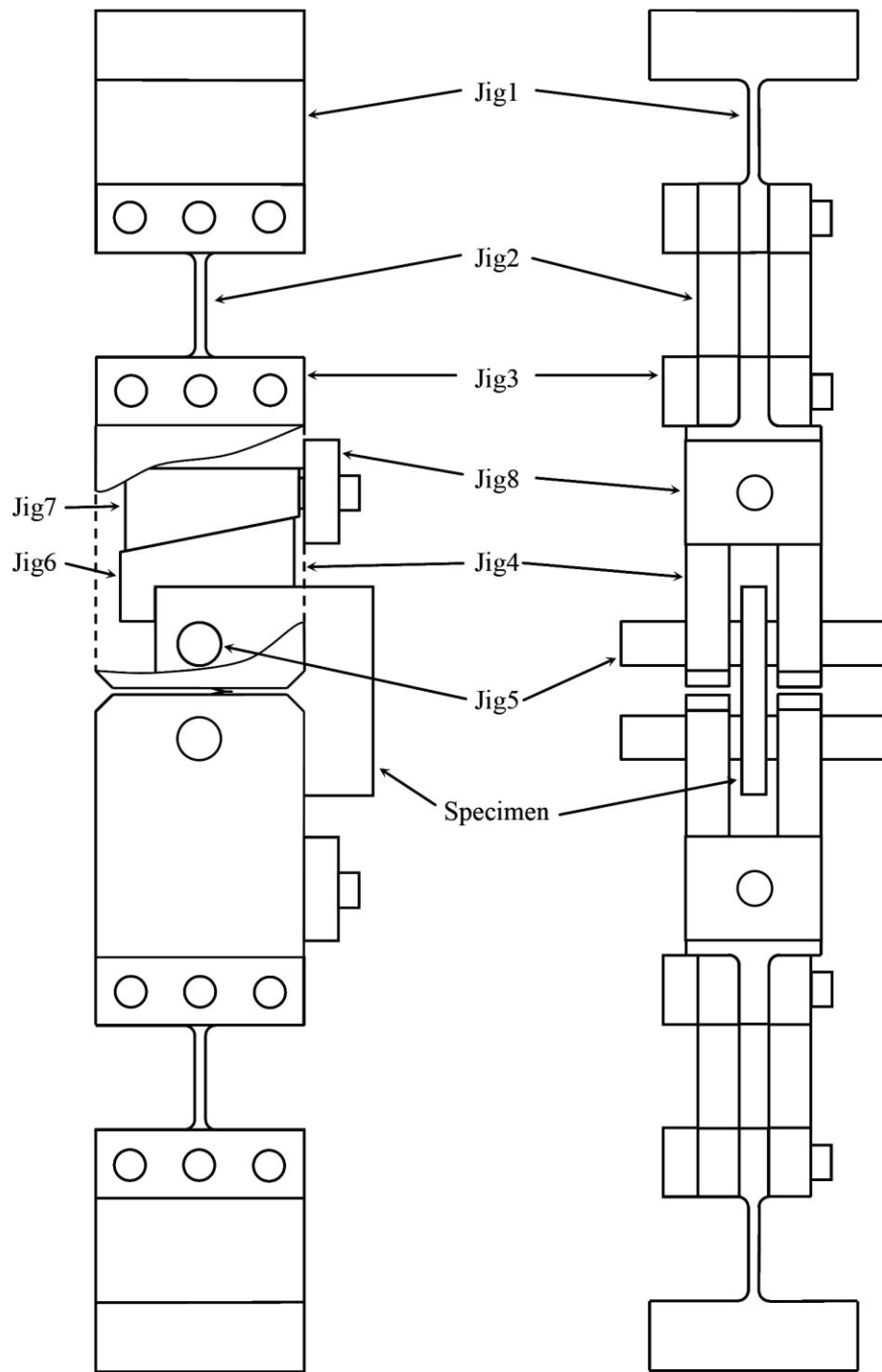


Fig.3-11 A figure of assembling



### 3.2.3 荷重信号

試験片に荷重される荷重の計測にはFig.3-4に示したJig1の薄板部分添付したひずみゲージによって行った。ひずみゲージ(共和電業製：KFG-2-500-C1-11)はFig.3-12に示すように8枚貼付し、Fig.3-13に示すブリッジ回路を構成している。B1、B2、D1、D2は温度補償用のダミーゲージの働きであり、Jig1の薄板部分に試験機軸方向の荷重以外の負荷(面外曲げ)が生じた場合には、ゲージであるA1、A2、C1、C2と、ダミーゲージをFig.3-13に示すように接続することで面外曲げの成分を除去し、Jig1の薄板部分に荷重される試験機の軸方向の荷重だけを検出することができる。なお、Fig.3-13中のAは零点調節用のポテンショメータである。

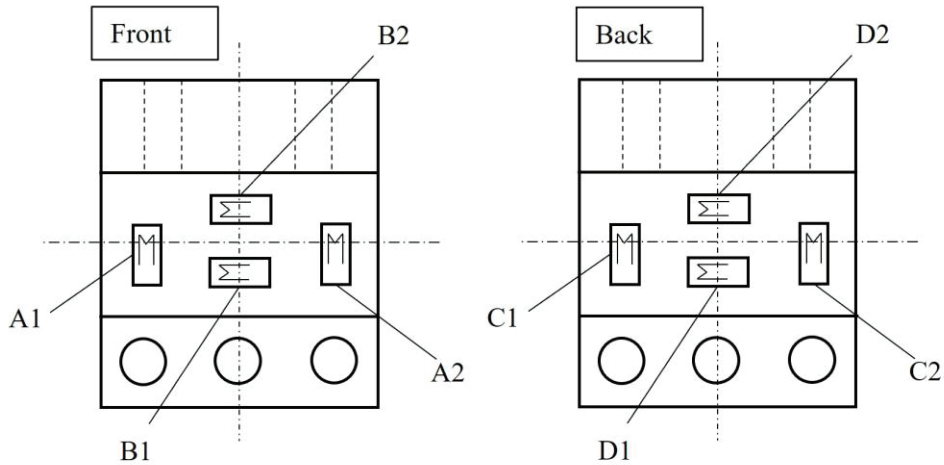


Fig.3-12 Strain gages on Jig1

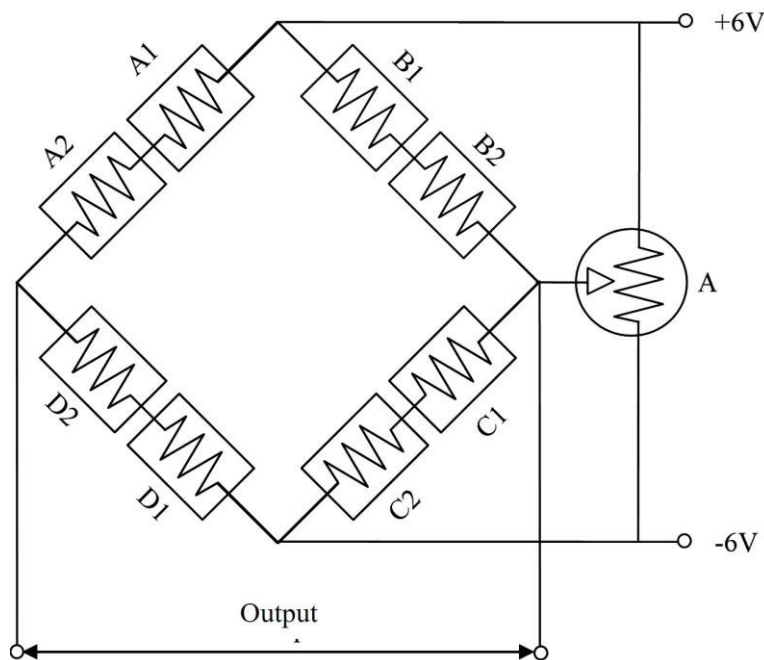


Fig.3-13 Load cell bridge circuit

### 3.2.4 変位信号

Fig.3-14 に試験片背面中央部にひずみゲージ（共和電業社製 KFG-2-500-C1-11）の貼付け位置を示す。そして、Fig.3-15 のようにブリッジ回路を構成することで試験片背面のひずみ信号を検出した。荷重方向は Fig3-14 の紙面に対して縦方向である。また、Fig3-15 に示したブリッジ回路の抵抗 D1～D3 は温度補償用のダミーゲージを示す。ダミーゲージは試験片と同じ材料に、試験片に使用したものと同様のひずみゲージを貼付し、試験中は試験片と同じ温度を計測できる場所に設置して試験を実施した。

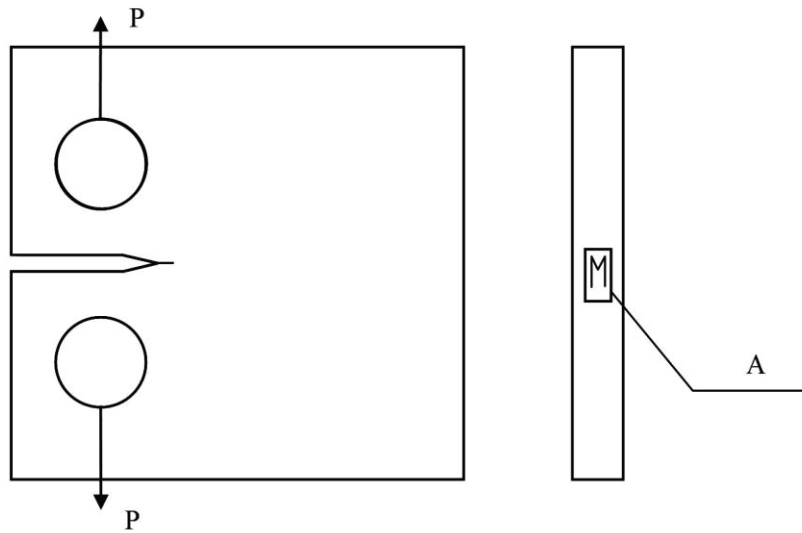


Fig.3-14 Strain gages of the specimen back

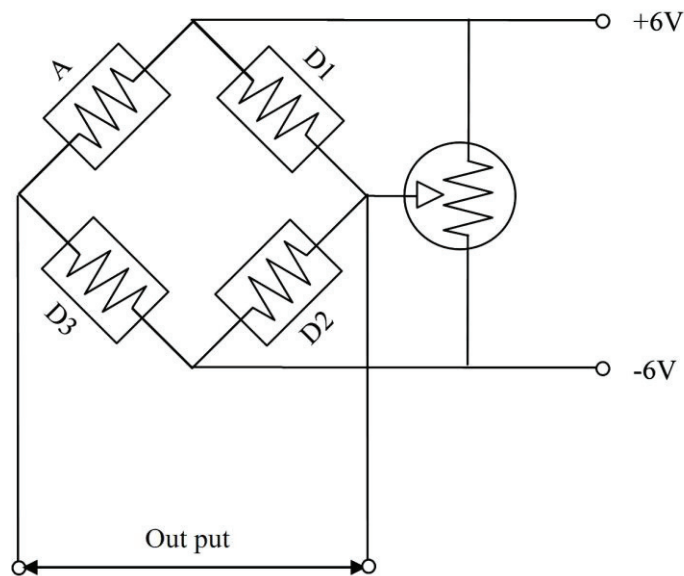


Fig.3-15 Load cell bridge circuit

### 3.2.5 直流増幅器と引算回路

前述の Fig.3-13, Fig.3-15 に示したブリッジ回路から出力される電圧の変化は、非常に微弱であるため、絶縁型直流増幅器(共和電業社製 DA-710A)を用いて電圧を増幅した。そして、試験のき裂開口点の測定は、Fig.3-16 に示す引算回路に試験片背面の変位信号(Displacement)と Fig.3-12 Jig1 より出力される荷重信号 (Load) を引算回路に入力して、得られた出力信号(Differential Displacement)と Load をオシロスコープに出力して確認した。図中のポテンシオメータ A, B, C は除荷弾性コンプライアンス法において、入力信号のゲインを調節する役割を持っており、オシロスコープの波形を見ながら調整しながら計測する。なお、ポテンシオメータ D, E は出力信号に対して零点調節を行うためのものであり、初期に設定した後、試験中は変更しない。

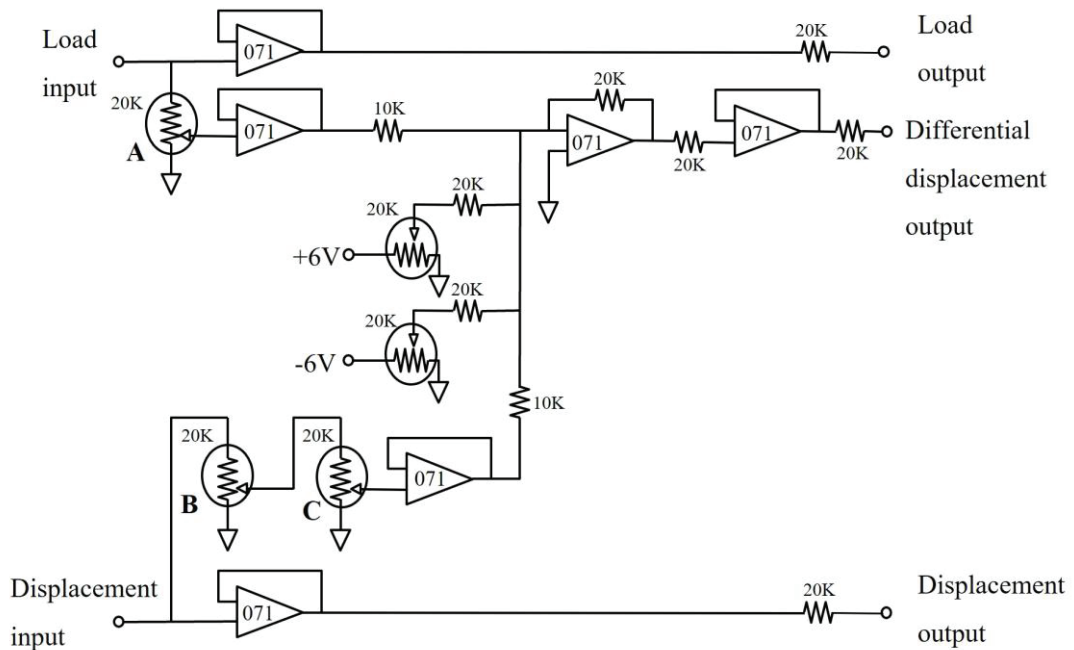


Fig.3-16 Differential circuit

### 3.2.6 電源装置

引算回路とブリッジ回路に電源を供給するための±6V電源回路図を Fig.3-17 に示す。この回路は IC レギュレータを用いて電源電圧を安定化させており、長時間の使用にも優れた安定性を維持することが可能であるため、き裂進展が長時間におよぶ低応力拡大係数域での試験も安定的に可能となる。±12V 電源は AC/DC コンバータ(コーセル社 : YS1012)を二個使用した。Table3-1 に YS1012 の主な性能を示す。

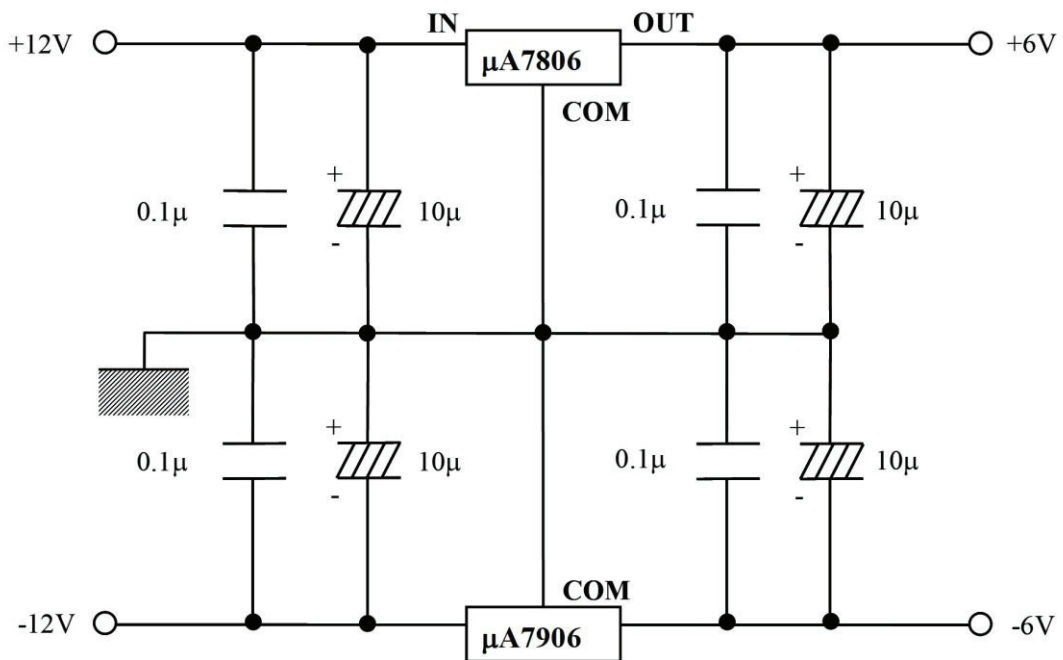


Fig.3-17 Constant voltage power supply circuits

Table 3-1 Specification of YS1012

|                |                           |
|----------------|---------------------------|
| Input voltage  | AC85~135[V], DC110~170[V] |
| output voltage | 12[V]                     |
| output current | 0.45[A]                   |

### 3.3 供試材と試験片製作

き裂進展特性の計測に際し製作した CT 試験片には, 2 章で製作した疲労試験片と同一の構造用鋼材 SS400 および溶接材には神戸製鋼製 MX200 および参考として MG50R 材を用いた. き裂進展特性を取得する際に使用する CT 試験片の形状を Fig.3-18 に示す. 同材の作成方法としては, Fig.3-19 に示す台形状の溝がある SS400 材に対して, Table3-2 の溶接条件下で溝と並行に多層盛 MAG 溶接を行い放電加工により同形状に切り出した. その際, き裂進展特性を取得する上で影響が出る可能性のある溶接欠陥を除去する目的で, 溶接方向に対して両端 10mm と表層から 5mm の領域は除いて切り出した. Fig.3-18 におけるハッチング部分は溶接材である.

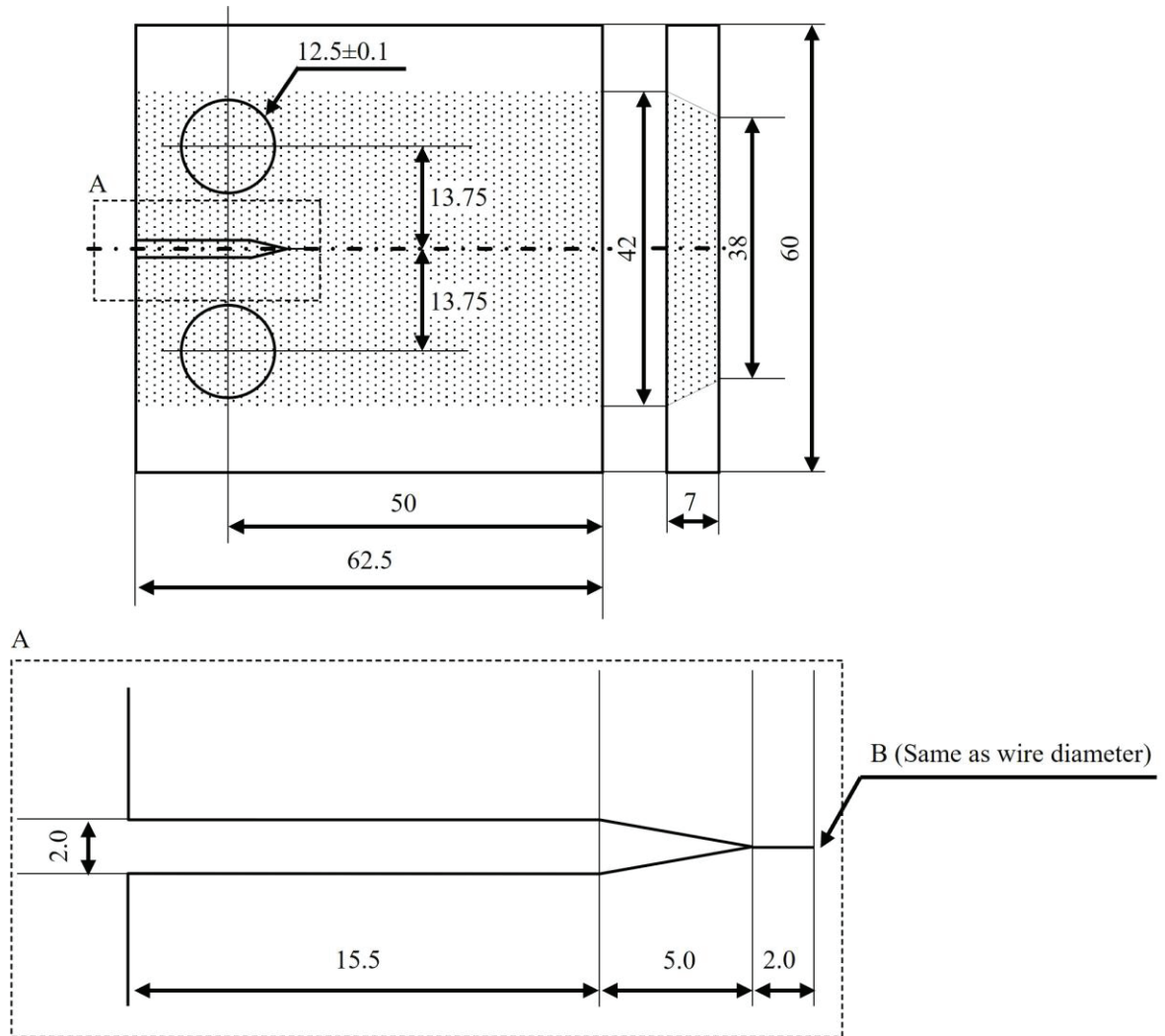


Fig.3-18 CT specimen dimensions (unit : mm)

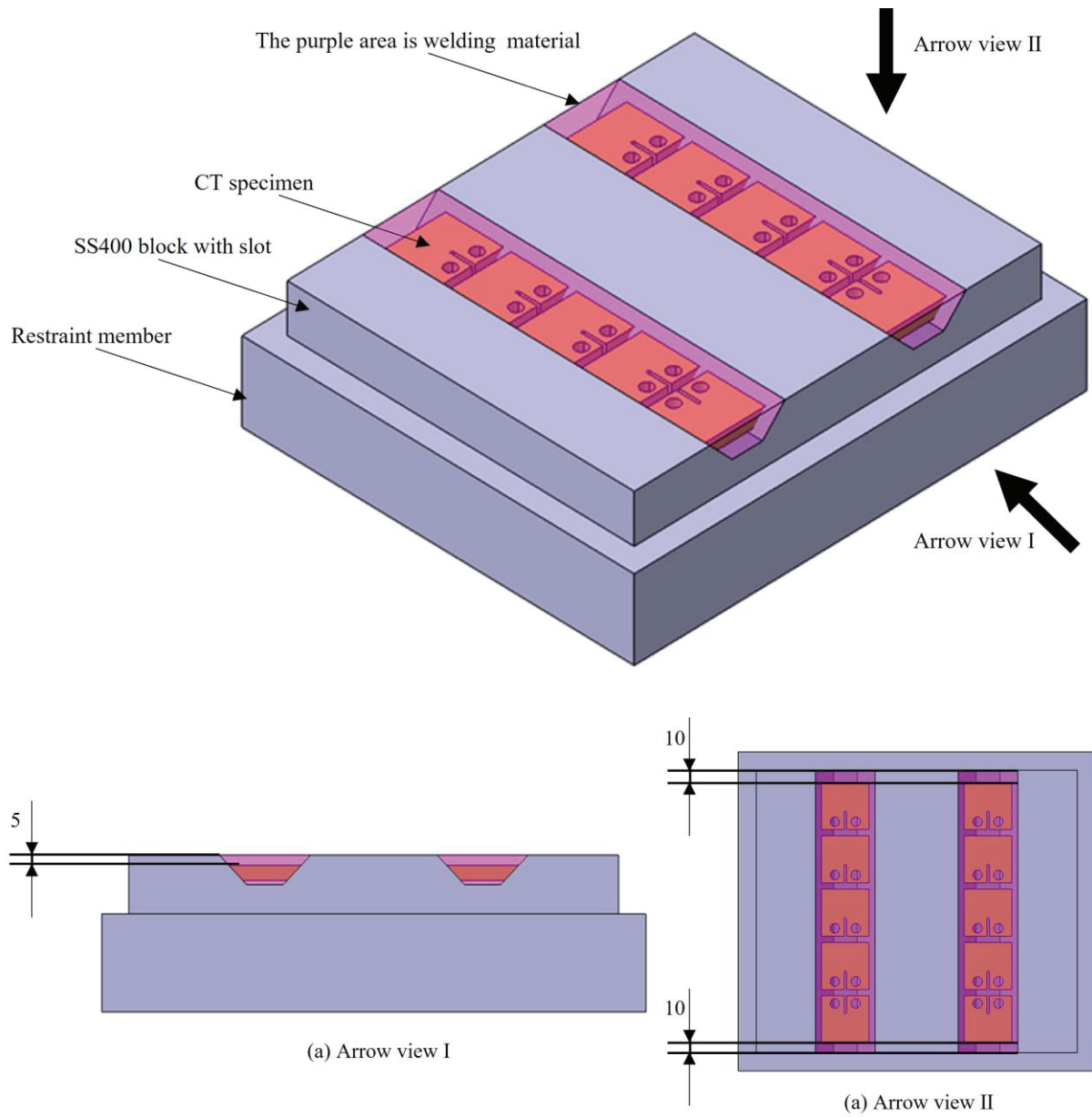


Fig.3-19 CT specimen manufacturing method (unit : mm)

Table3-2 Welding Condition

| Welding Current (A) | Arc Voltage (V) | Welding Speed (cm/min) |
|---------------------|-----------------|------------------------|
| 270                 | 31              | 200                    |

### 3.4 き裂長さおよびき裂開閉口挙動の測定

#### 3.4.1 除荷弾性コンプライアンス法

き裂長さおよびき裂開閉口挙動は、夏目ら<sup>(49)</sup>が行った除荷弾性コンプライアンス法<sup>(50)</sup> (Unloading Elastic Compliance Method) により測定した。き裂長さの計測法は大きく(1)変位またはひずみ利用法, (2)電気特性利用法, (3)波動利用法などに分類され, 具体的な方法としては(1)除荷弾性コンプライアンス法, (2)電位差法, うず電流法, (3)超音波法, レーザー干渉法などがある。本研究では簡易な設備でき裂開閉口の測定が高精度で行えることに加え, 試験片内部を含めた平均的なき裂長さを連続的に測定できる2つの特徴を有しているという理由から除荷弾性コンプライアンス法を用いた。除荷弾性コンプライアンス法のき裂測定原理について簡単に説明する。き裂長さや試験片の断面が変化すると剛性が変化する。弾性変形の場合には, 負荷荷重  $P$  と負荷点の変位を  $\delta$  とすると  $\delta = \lambda P$  の関係が成り立ち,  $\lambda$  をコンプライアンスと呼び荷重と変位の間関係を見ると Fig.3-20(a)に示すようにある荷重レベル以上でヒステリシスは折れ曲がる。しかし, この折れ曲がりなき裂の開閉点となるが, 変化が一般的に小さいため引算変位を用いるものの十分ではないため, 3.2.5 項の Fig.3-16 に示す引算回路を用いて高精度な開閉点の検出を行う。そして Fig.3-20(b)に示すようにヒステリシスのき裂開閉範囲の除荷弾性線と荷重軸が平行となるまで, 変位信号から荷重信号に比例する弾性成分を引算した値を横軸に, 荷重を縦軸に描くと折れ曲がり明瞭となり, き裂開閉(A点)の測定精度が向上する。さらに, き裂が進展し開閉している荷重範囲の弾性コンプライアンスが変化した場合には, Fig3-16 の引算回路のポテンショメータ C を用いて変位信号のゲインを絞ることで, 弾性コンプライアンスの増加分を引算し, 都度, き裂進展時の折れ点を明瞭化する。その際のポテンショメータの目盛りとき裂長さを予め較正することで試験片内部を含めた平均的なき裂長さを連続的に測定できるという原理である。

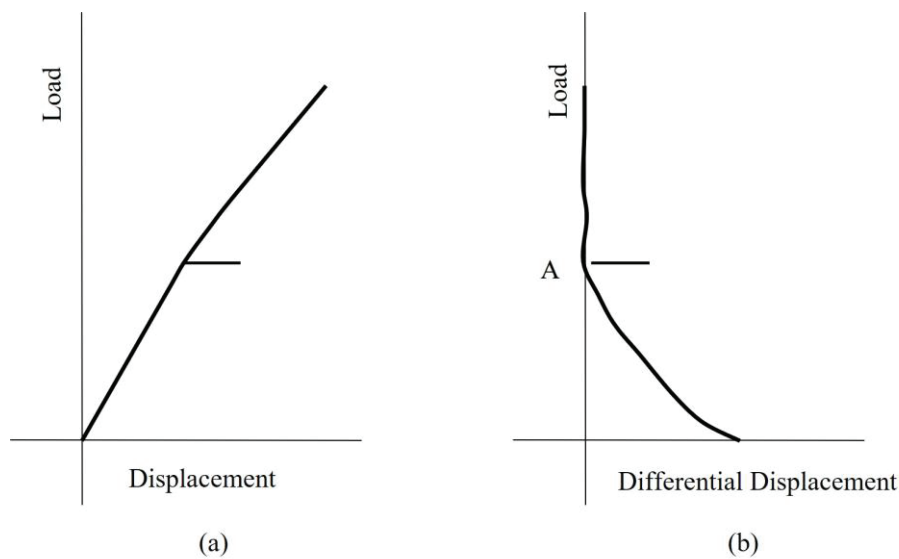


Fig.3-20 Load-Differential Displacement hysteresis

### 3.4.2 き裂長さの較正

除荷弾性コンプライアンス法を用いてき裂長さを測定するためには予め引き算量を調節するポテンシオメータの目盛りとき裂長さの関係を把握(較正)しておく必要がある。方法は以下である。実際の試験に用いる試験片を Fig.3-11 に示すように取り付け、き裂が発生していない状態で引算回路のポテンシオメータ C の目盛りを初期値  $P_0(=995)$  に設定する。試験開始時に A, B を調節して除荷弾性線を荷重軸と平行(弾性成分を引算)にする。試験開始後および本試験時含め、以後ポテンシオメータ A, B のゲインは固定する。その状態で疲労き裂進展試験を行いき裂が一定量進展するごといき裂長さを後で確認できるように破面にビーチマークを付け、かつその時の荷重-引き算変位ヒステリシスの除荷弾性線が荷重軸と平行になるようにポテンシオメータ C を調整し目盛り P を記録する。試験終了後はビーチマークを用いて画像解析等でき裂長さを読み取りポテンシオメータ目盛り P との較正曲線を求める。本研究では、き裂長さ a はき裂の面積  $A_c$  を板厚 B で除した平均き裂長さを採用した(Fig.3-21)。較正曲線は P とき裂長さをそれぞれの初期値で無次元化して、 $(W-a)/(W-a_0)$  [a : 荷重負荷点からのき裂長さ,  $a_0$ , W は Fig.3-22 に示した試験片形状パラメータ] を最小二乗法で多項式に回帰して用いた。(2-1)式は MX200 材の本研究で用いた近似多項式を示し、(2-2)式は MG50R 材を示す。ただし、 $X=P/P_0$  とする。また、Fig.3-23 には MX200 材



の較正曲線，Fig.3-24 は MG50R 材を示す．さらに Fig.3-25 には MX200 材における較正に使用したビーチマークを付けた破面を示す．Fig.3.26 は MG50R 材のビーチマーク結果を示す．

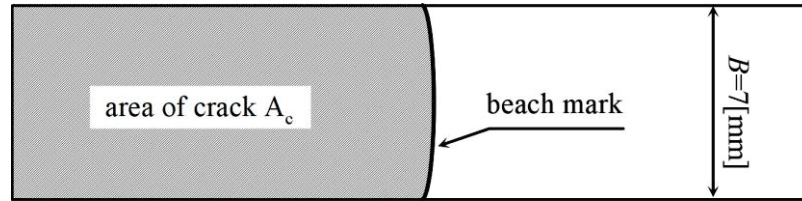


Fig.3-21 Measurement method of crack length

$$\frac{(W - a)}{(W - a_0)} = -28.952X^5 + 98.153X^4 - 129.94X^3 + 85.985X^2 - 27.836X + 3.5899 \quad (2-1)$$

$$\frac{(W - a)}{(W - a_0)} = 8.719X^5 - 30.394X^4 + 44.191X^3 - 30.857X^2 + 10.822X - 1.4425 \quad (2-2)$$

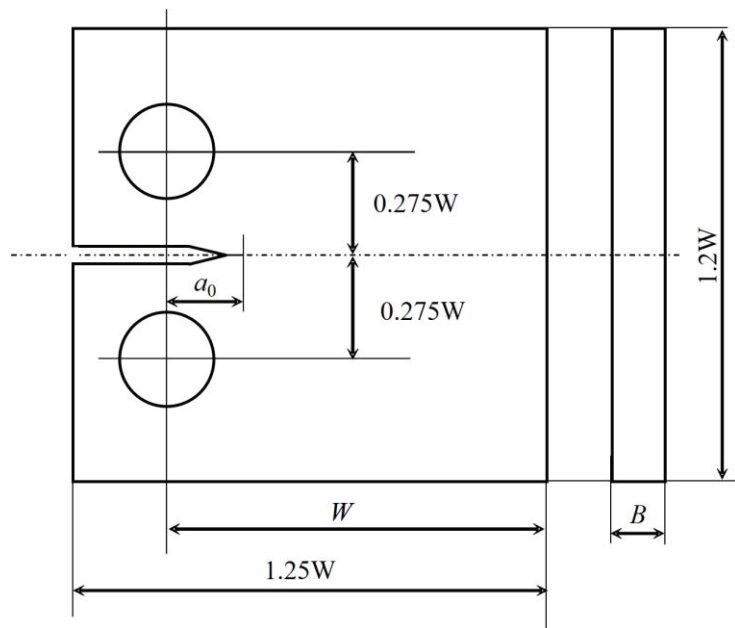


Fig.3-22 Specimen dimensions parameter

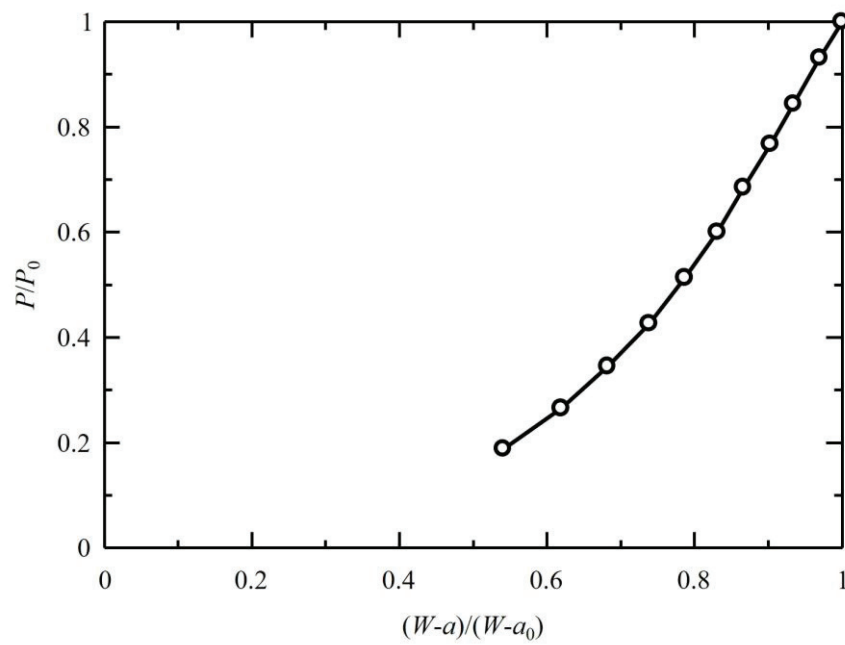


Fig.3-23 Crack length calibration function (MX200)

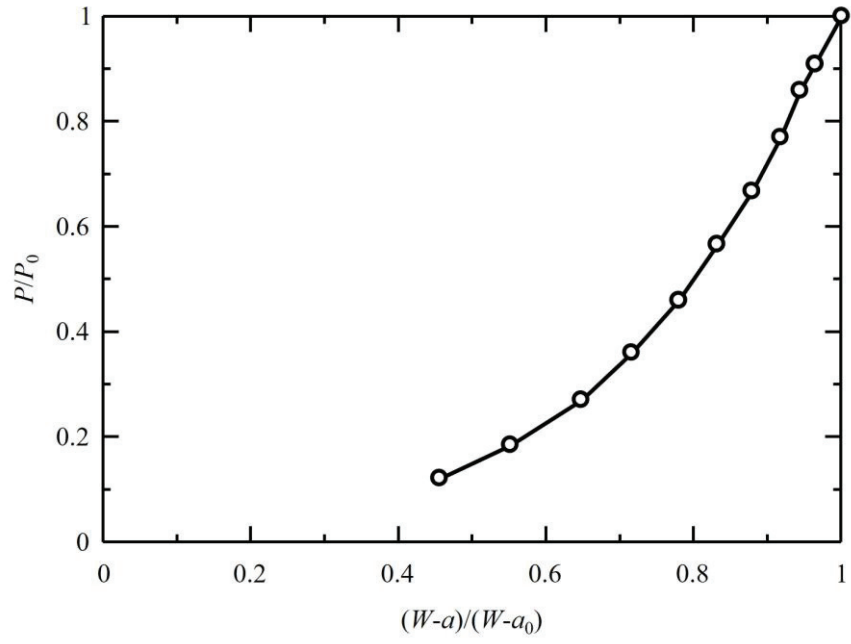


Fig.3-24 Crack length calibration function (MG50R)



Fig.3-25 Beach mark (MX200)



Fig.3-26 Beach mark (MG50R)

### 3.4.3 き裂進展速度 $da/dN$ の算出

き裂進展速度は、き裂全長  $a$  と繰返し数  $N$  との関係から三点近似により算出した。

$$da/dN = C_1 + 2 \cdot C_2 \cdot N_i$$

$$C_1 = ((a_i - a_{i+1}) \cdot (N_{i-1} - N_i) \cdot (N_{i-1} + N_i) - (a_{i-1} - a_i) \cdot (N_i - N_{i+1}) \cdot (N_i + N_{i+1})) / Z$$

$$C_2 = ((a_{i-1} - a_i) \cdot (N_i - N_{i+1}) - (a_i - a_{i+1}) \cdot (N_{i-1} - N_i)) / Z$$

$$Z = (N_{i-1} - N_i) \cdot (N_i - N_{i+1}) \cdot (N_{i-1} - N_{i+1})$$

添字の  $i-1, i, i+1$  はき裂発生点からの測定点の順番を示す。

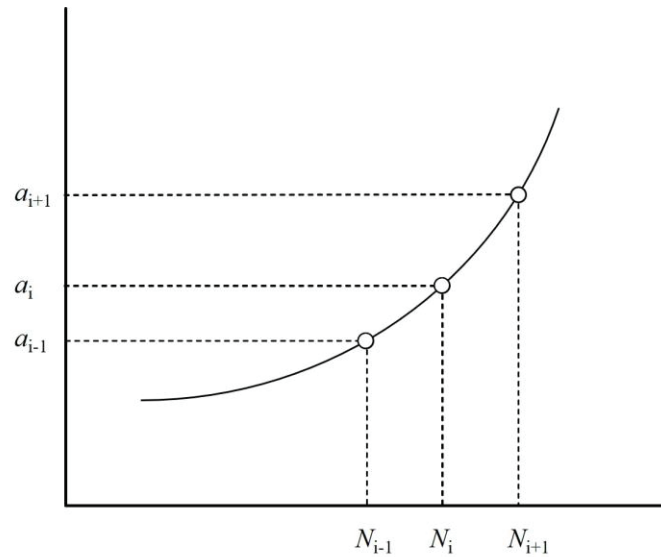


Fig.3-27 Schematic illustration of  $da/dN$  calculation

#### 3.4.4 応力拡大係数範囲 $\Delta K$

本研究では、ASTM 規格 E647 に準拠した式(2-3)を用いて応力拡大係数範囲  $\Delta K$  を算出した。

$$\Delta K = \frac{\Delta P}{B\sqrt{W}} \frac{(2 + \alpha)}{(1 - \alpha)^{\frac{3}{2}}} (0.086 + 4.64\alpha - 13.32\alpha^2 + 14.72\alpha^3 - 5.64\alpha^4) \quad (2-3)$$

ここで  $\alpha = \frac{a}{W}$  である。

( $a$  : き裂長さ,  $B=7 \times 10^{-3}$  [m],  $W=50 \times 10^{-3}$  [m])

#### 3.4.5 一定荷重振幅試験

MX200 のき裂進展特性計測試験は下記の 3 条件で実施した。(I)応力比  $R = 0.5$ , 周波数  $f = 1 - 20$  Hz,  $C = 1.0 (= (1/K)(dK/da))$  [m<sup>-1</sup>]. (II)応力比  $R = 0.05$ , 周波数  $f = 1 - 20$  Hz,  $C = 1.0 (= (1/K)(dK/da))$  [m<sup>-1</sup>]. (III)応力比  $R = 0.05$ , 周波数  $f = 1 - 20$  Hz,  $C = -0.25 (= (1/K)(dK/da))$  [m<sup>-1</sup>]. CT 試験片には機械加工の影響を低減する目的で 1.0mm の予き裂を入れた後に、計測間隔約 0.3mm ずつき裂を進展させて速度を計測した。なお、MG50R については同様に以下である。(IV)応力比  $R = 0.05$ , 周波数  $f = 1 - 20$  Hz,  $C = -0.25 (= (1/K)(dK/da))$  [m<sup>-1</sup>]. (V)応力比  $R = 0.5$ , 周波数  $f = 1 - 20$  Hz,  $C = -1.0 (= (1/K)(dK/da))$  [m<sup>-1</sup>].

#### 3.4.6 一定荷重振幅試験結果

Fig.3-28 に MX200 の漸増試験と減少試験で得られたき裂進展速度  $da/dN$  と応力拡大係数  $\Delta K$  の関係を示す。国際溶接規格 IIW と日本溶接協会規格 WES に基づく直線も併記している。き裂進展速度が  $1.0 \times 10^{-11}$  から  $1.0 \times 10^{-7}$  [m/cycles] の場合、上記の 3 つの試験条件に対する Paris の法則の線形関係を得られ、この関係からのき裂進展速度の定数を Table3-3 に示す。MG50R についても同様に、Fig.3-29 と Table3-4 に示す。実験により得られたき裂進展速度は国際溶接規格および日本溶接協会規格よりも遅く規格の範囲内である。これは、日本溶接協会規格 WES2805 附属書(参考)

によると、規格の数値は最安全側の係数  $c, m$  となっており、一般的に工学上の規格は膨大なデータから作成されており、本研究では特定の溶接材に関するき裂進展速度を計測しているため差が生じていると考えられる。また、本研究で得られたき裂進展速度は3つ条件から得られたき裂進展速度はそれぞれ異なった値となっているが、これは一般的に鉄鋼材料についてき裂開口は比較的少ないといわれているものの応力比の違いによる影響、漸減法と漸増法による試験片への荷重履歴などの影響が表れていると考えられる。この点については、有効応力拡大係数範囲  $\Delta K_{eff}$  で整理するなどすれば明確になるがこの点については今後の課題とする。また、本研究ではCT試験片を製作する際に、試験片のき裂進展方向と溶接多層盛の方向が平行となるように製作しているが、溶接の向きの違いにより材料特性にも差が生じることが知られており、本溶接材料についても同様と思われるが、溶接向きによるき裂進展特性への影響は今後の課題とする。上記の課題があるものの、本研究では工学的に用いられている各種のき裂進展特性を用いるよりも、精度向上できると考え、試験により得られた値を用いる。

最後に、本試験から得られたき裂進展速度をビーチマーク法で得られたき裂進展速度との比較を行う。Fig.3-29は2.3.5項におけるビーチマーク試験結果のき裂の進展量と繰返し数から進展速度を求めた。計測箇所は2つのエリアを選択し、それぞれ2~3点のビーチマーク前縁間の距離を光学顕微鏡を用いて計測した。結果をTable3-5に示す。ビーチマーク法における応力拡大係数は不明確であるものの、き裂進展速度は  $10^{-9}$  [m/cycle]のオーダーであり、実際の疲労試験片のき裂進展速度はCT試験から得られたき裂進展速度の範囲内であることが確認できた。

以上これまでの結果より、工学的に用いられている各種のき裂進展特性を用いて寿命予測をすると本研究においては過度に安全側の予測となる可能性が高く、さらに本試験片のき裂進展速度とは差異が大きいことがわかった。4章以降では、解析を用いた寿命予測を行っていくが、本研究ではMX200材における体系的な調査をしているため、CT試験にて得られたMX200の3つのき裂進展速度のうちで最も安全側の予測となる(I)の試験値を用いて解析による寿命予測を進めていくこととする。

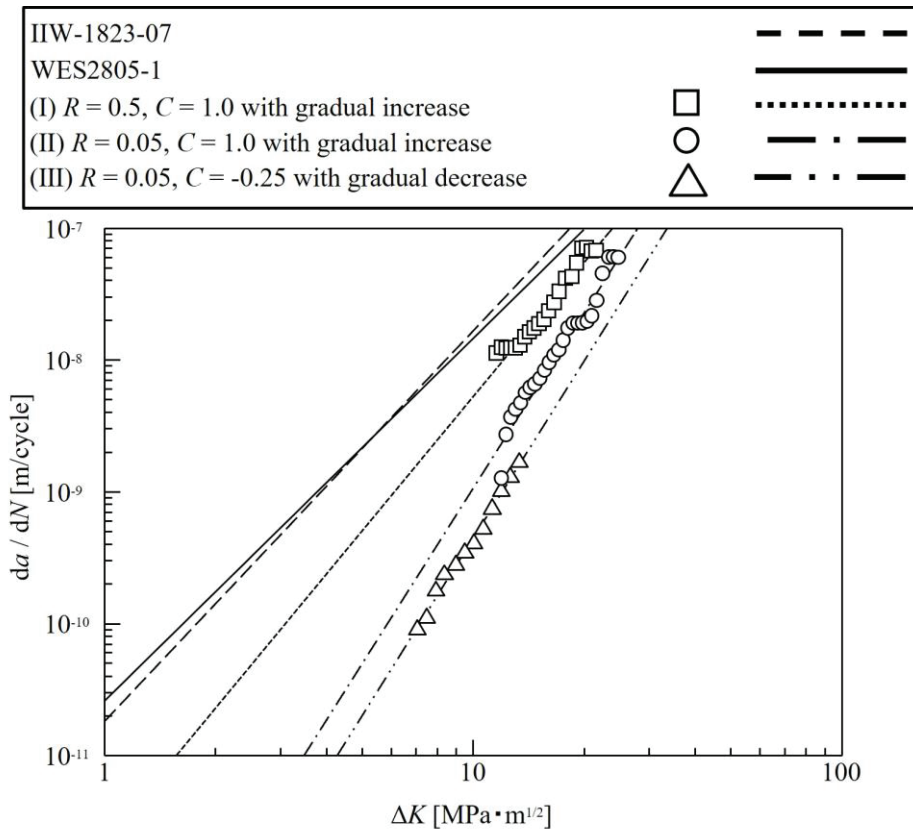


Fig.3-28 MX200 Relationship between  $\Delta K$  and  $da/dN$

Table3-3 MX200 c and m values of Paris law

|                  | c                      | m    |
|------------------|------------------------|------|
| IIW-1823-07      | $1.65 \times 10^{-11}$ | 3.0  |
| WES2805-1        | $2.60 \times 10^{-11}$ | 2.75 |
| (I) Test value   | $2.19 \times 10^{-12}$ | 3.38 |
| (II) Test value  | $4.08 \times 10^{-14}$ | 4.41 |
| (III) Test value | $1.50 \times 10^{-14}$ | 4.46 |

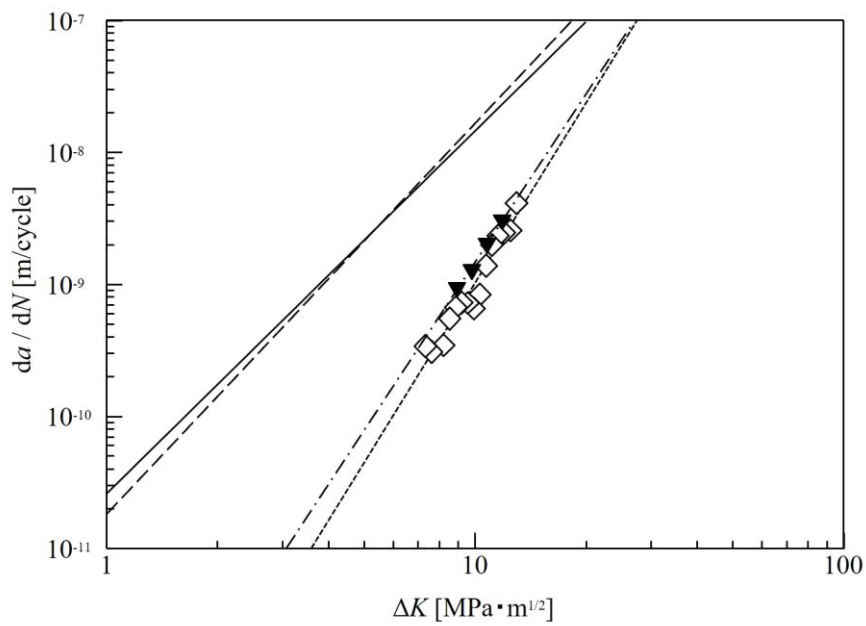
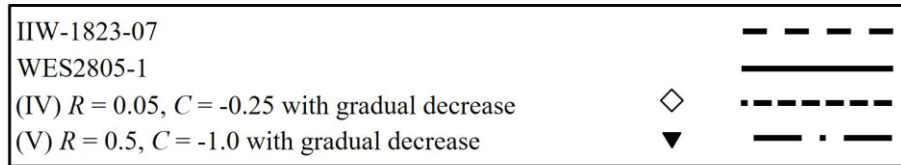


Fig.3-29 MG50R Relationship between  $\Delta K$  and  $da/dN$

Table3-4 MG50R c and m values of Paris law

|                 | c                      | m    |
|-----------------|------------------------|------|
| IIW-1823-07     | $1.65 \times 10^{-11}$ | 3.0  |
| WES2805-1       | $2.60 \times 10^{-11}$ | 2.75 |
| (IV) Test value | $3.11 \times 10^{-14}$ | 4.52 |
| (V) Test value  | $8.05 \times 10^{-14}$ | 4.24 |



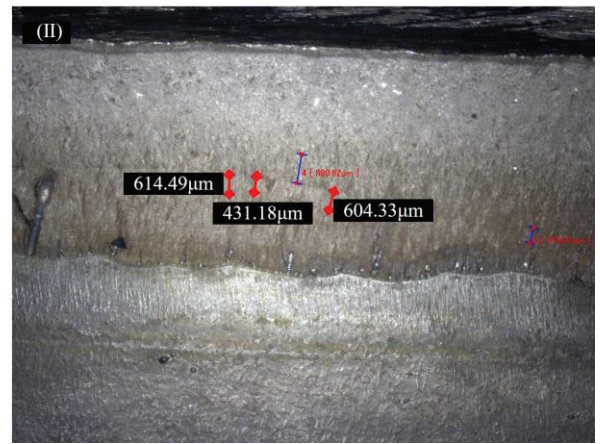
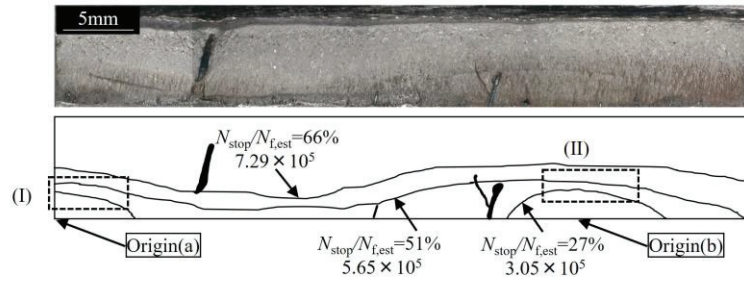


Fig.3-30 Beach mark  $da/dN$  measurement of  $F_a=6kN$

Table3-5  $da/dN$  of fatigue test piece

|      | Distance between beach mark |        |        | $da$ average<br>( $\mu m$ ) | dN<br>cycles | $da/dN$<br>(m/cycle) |
|------|-----------------------------|--------|--------|-----------------------------|--------------|----------------------|
|      | (I)                         | (II)   | (I)    |                             |              |                      |
| (I)  | 614.49                      | 431.18 | 604.33 | 550.0                       | 260000       | 2.12E-09             |
| (II) | 789.94                      | 747.39 | -      | 768.67                      | 260000       | 2.96E-09             |

## 4章 疲労き裂進展解析

### 4.1 概要

本章では荷重伝達型片側すみ肉溶接継手の寿命予測において、2章と3章で得られた疲労き裂進展挙動を考慮した事前評価手法を検討する。ここまでに既存の工学的な評価手法において明らかとなった課題は以下である。

- (1) 既存の評価手法は単一き裂における疲労き裂進展寿命評価である。本研究、第2章で明らかにしたように溶接線が長い片側すみ肉溶接構造物において、き裂は複数発生し、その後合体して進展する。そのため、疲労き裂進展挙動を考慮した寿命予測をすることで評価精度の向上が可能と考えられるが、複数起点の疲労き裂進展解析を実施する場合においても、初期き裂の大きさ、個数や配置などの初期条件と寿命の関係はわかっていない。
- (2) 上記の解析の妥当性を検証するためには、一般規格で提案している材料のき裂進展特性ではなく、疲労試験体と同一材によるき裂進展特性による疲労き裂進展解析を行う必要がある。そこで本研究では、第3章で計測した疲労試験体と同一材のき裂進展特性と岡田・菊池ら<sup>(51)-(54)</sup>が提案した S-version FEM を用いて片側すみ肉溶接継手におけるき裂進展解析を実施し前述の課題に対する調査を実施した。詳細を以下で述べる。

### 4.2 疲労き裂進展解析 S-version FEM

本研究では岡田・菊池<sup>(51)-(54)</sup>らが提案した S-version FEM (以下重合メッシュ法)による有限要素解析プログラムを用いた。通常、疲労き裂進展解析は任意のき裂長さにおける解析モデルを作成して解析を実施し、き裂が進展する度に再度、解析モデルを作り直して解析を繰り返すことで破断寿命を計算する。重合メッシュ法では試験体の形状を表すグローバルメッシュおよびき裂形状を表すローカルメッシュが必要であるが、き裂の進展の都度、き裂前縁周辺の応力拡大係数を計算し、自動的かつ定期的に再メッシュされるためき裂の成長を簡便に計算することが可能である。ここで、重合メッシュ法を用いた解析によるこれまでの研究結果を述べる。岡田ら<sup>(61)</sup>は、単純な二次元き裂進展問題で二つのき裂が相互作用しながら進展する場合の解析を実施し、段違いき裂

の合体条件や相互干渉の影響を評価した結果、従来提案されてきたクライテリオンが妥当であることを確認し本システム有効性を示したと結論付けている。また菊池ら<sup>(52)</sup>は問題を三次元に拡張し二つの平行な表面き裂の進展評価を行い原子力維持規格と比較した結果、保守的な評価をできていることを確認できたと結論付けている。重合メッシュ法は完全に自動な三次元疲労き裂シミュレーションが可能となっており、既存規格等との比較検証も実施され有用性が確認されている。本研究で用いた重合メッシュ法は菊池らと同様に線形弾性解析であり、応力拡大係数  $K$  は VCCM (Virtual Crack Closure Method) を用いて算出している。また、き裂進展寿命の計算は求めた  $K$  と次式を用いて計算した。  $C$  および  $n$  は材料定数であり、3章で述べた除荷弾性コンプライアンス法により計測した値を用いた。

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K_{eq})^n \quad (4-1)$$

また、等価応力拡大係数範囲  $\Delta K_{eq}$  は次の式で求めた。

$$\Delta K_{eq} = \frac{\Delta K_I}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{\Delta K_I^2 + 4(1.155\Delta K_{II})^2 + 4(\Delta K_{III})^2} \quad (4-2)$$

なお、き裂進展方向については本研究で用いた重合メッシュ法では計算に含めていない。つまり、き裂は初期き裂を配置した位置で解析の初めから終わりまで、溶接未溶着部先端において未溶着部方向に伝播し続ける。

#### 4.3 S-version FEM 解析モデル

Fig.4-1 は重合メッシュ法におけるグローバルメッシュとローカルメッシュを示している。本研究で用いた要素タイプは 20nodes 六面体要素である。グローバルメッシュの外形寸法形状は Fig.2-4 の疲労試験体と同一にモデル化した。グローバルメッシュの未溶着部幅とルート間隔はそれぞれ 3mm と 0.1mm とし、この寸法は疲労試験体と同じ寸法である。Fig.4-2 には未溶着部先端における初期き裂の位置を示す。本研究では、1~4 個の初期き裂をローカルメッシュとしてグローバルメッシュに配置した。き裂にはタイプ N というラベルを付け、N は初期き裂の数を表す。Type2

については、き裂間隔 16.6mm を主に解析にしているが、き裂間隔の寿命への影響を評価するために計 3 条件実施している。

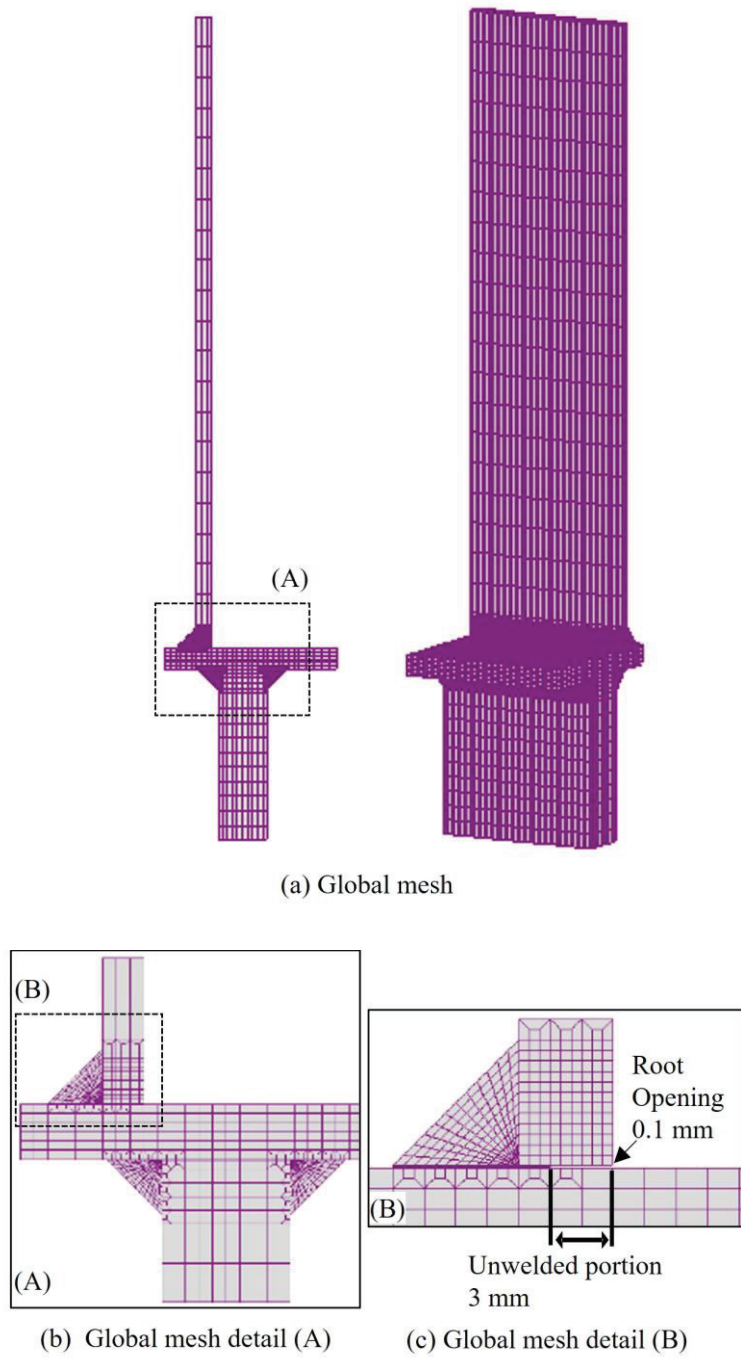


Fig.4-1 S-version FEM global mesh

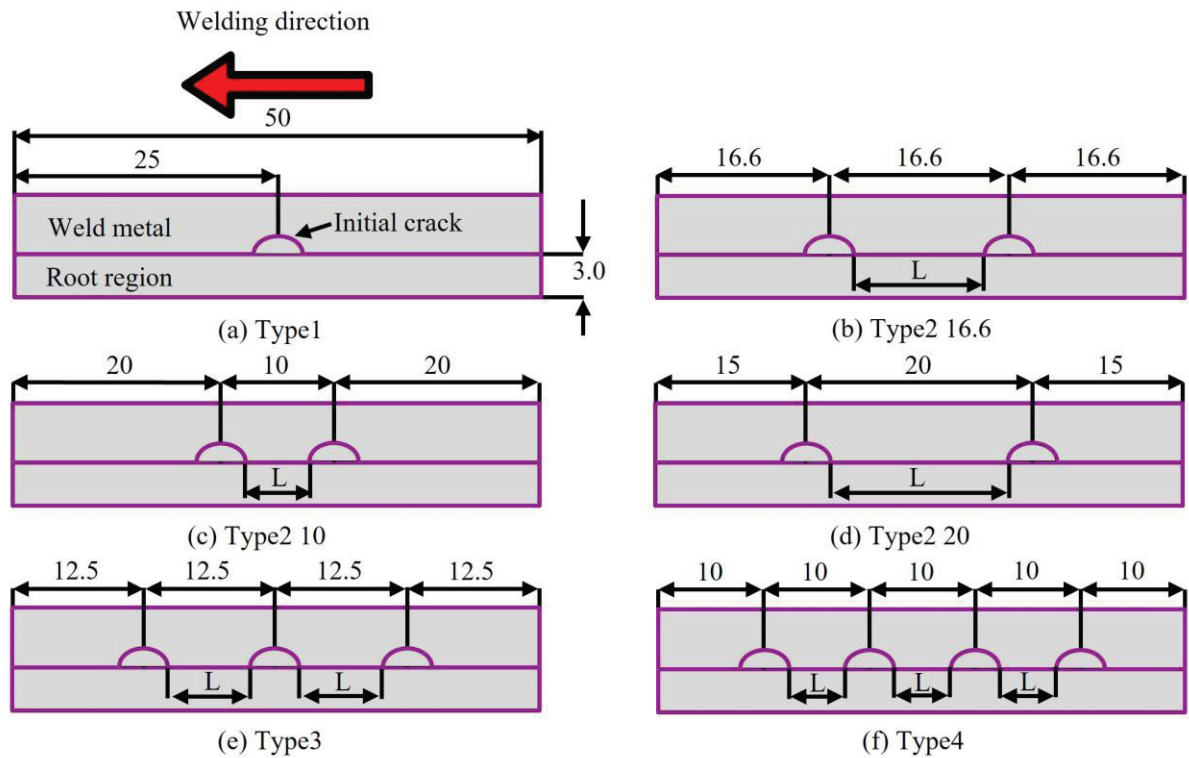


Fig.4-2 Location of local mesh (unit : mm)

本研究では Table4-1 に示すように 4 つの大きさの異なる初期き裂をローカルメッシュとして解析に用いた。代表的なローカルメッシュモデルを Fig.4-3 に示す。ローカルメッシュの大きさ、つまり初期き裂の大きさは 2 章で調査したき裂の三次元観察結果を用いて決定した。2.3.5 項の結果より、荷重振幅  $F_a = 6\text{kN}$  および  $9\text{kN}$  においてき裂は推定破断寿命  $N_{f,est}$  に対し 5%時点において疲労試験体幅(50 mm)全体に 0.01~0.3mm の大きさで発生していた。そこで、 $N_{stop}/N_{f,est}=5\%$ 時点のき裂前縁を半楕円形のき裂と見なし、半楕円形の短軸と長軸を測定した。結果は  $F_a = 6\text{kN}$  の結果を Fig.4-4 に、 $F_a = 9\text{kN}$  の結果を Fig.4-5 に示す。ここで、 $N_{stop}/N_{f,est}=5\%$ 時点のき裂の大きさは実際の初期き裂の大きさとは厳密には同一ではない。しかしながら、同じく 2.3.5 項の結果から推定破断寿命  $N_{f,est}$  に対し非常に早い段階でき裂が発生していること、および本試験体の疲労寿命はき裂進展寿命が支配的であることがわかっている。したがって、解析の初期状態として  $N_{stop}/N_{f,est}=5\%$ 時点におけるき裂寸法を初期き裂の大きさとして設定しても疲労寿命予測の精度へはほとんど影響を与えないと考えた。次に Fig.4-6 にビーチマーク法を用いてき裂がある程度進展した際のアスペ

クト比を確認した結果を示す。アスペクト比はおおむね 0.1~0.2 であった。本研究における解析における初期き裂のアスペクト比は 0.012~0.2 であるが、これは前述のき裂の三次元化の結果を基に最も小さいき裂と最も大きいき裂を主に選択して比較解析を行った結果であり、き裂進展が進んだ後のアスペクト比とも乖離は少ないことがわかる。なお、本解析での破断の定義は Fig.4-7 に示すように 2.3.4 項で得られた疲労試験において未溶着部先端から 5mm まで疲労破面が広がっていたという結果から、同様にき裂が 5mm 進展した時点とした。複数き裂の合体については、日本溶接協会規格<sup>(3)</sup>で提案されているき裂の近接端の距離「L」=0 mm によって定義した。「L」が 0mm に達したときに、合体の瞬間の隣り合ったき裂深さとき裂幅に対応するローカルメッシュを手動で作成した。重合メッシュ法で用いるパラメータは以下のように設定した。ヤング率  $E = 206 \text{ GPa}$ 、ポアソン比  $\nu = 0.3$ 。なお、溶接材料のき裂進展特性は 3.4.6 項で説明した CT 試験片を用いた除荷弾性コンプライアンス法によって計測したき裂進展速度を用いた。

Table. 4-1 Local mesh size

| Local mesh size | a (mm) | 2c (mm) | a/c   |
|-----------------|--------|---------|-------|
| Analysis (I)    | 0.15   | 3       | 0.1   |
| Analysis (II)   | 0.3    | 50      | 0.012 |
| Analysis (III)  | 0.3    | 3       | 0.2   |
| Analysis (IV)   | 0.3    | 6       | 0.1   |

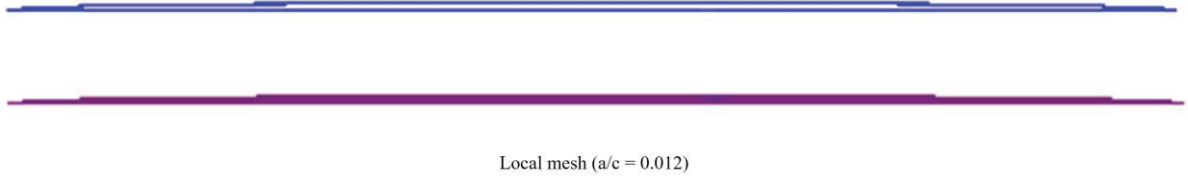
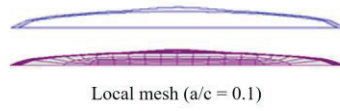
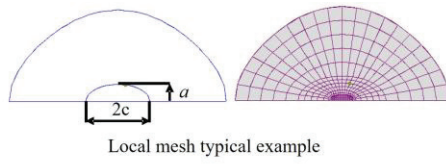
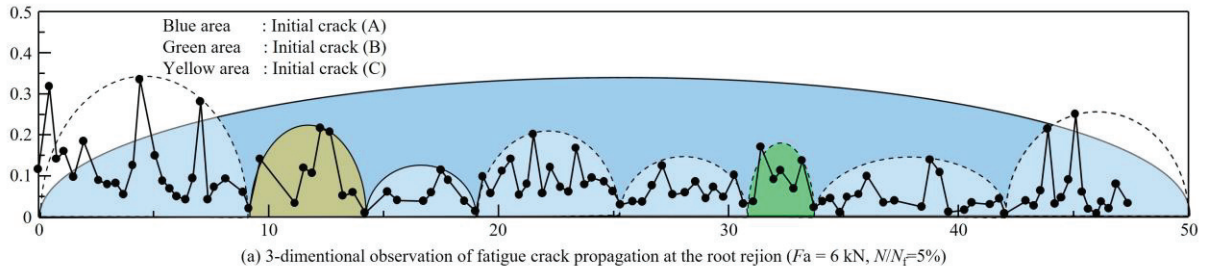


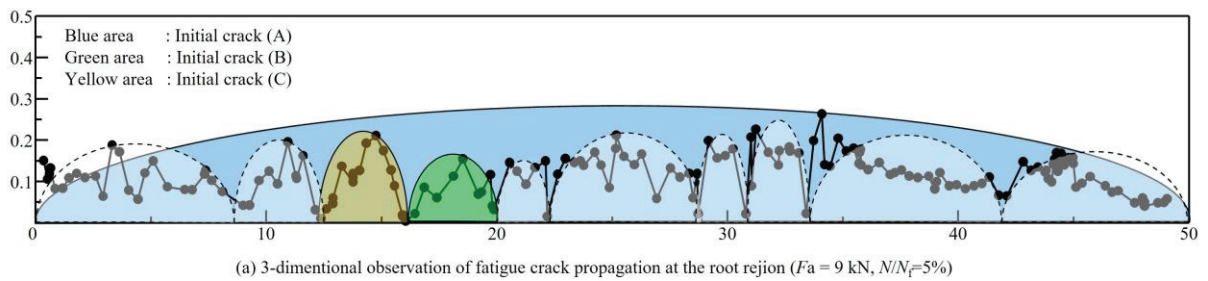
Fig.4-3 S-version FEM local mesh



(b) 3-dimensional observation of fatigue crack propagation at the root region ( $Fa = 6 \text{ kN}$ ,  $N/N_f=5\%$ )

| Crack size | a (mm) | 2c (mm) | a/c  |
|------------|--------|---------|------|
| (A)        | 0.26   | 50      | 0.01 |
| (B)        | 0.21   | 5.0     | 0.08 |
| (C)        | 0.17   | 3.0     | 0.11 |

Fig.4-4 3-dimensional observation of fatigue crack propagation at the root rejoin to decide initial crack size ( $Fa = 6 \text{ kN}$ ,  $N/N_f=5\%$ ).

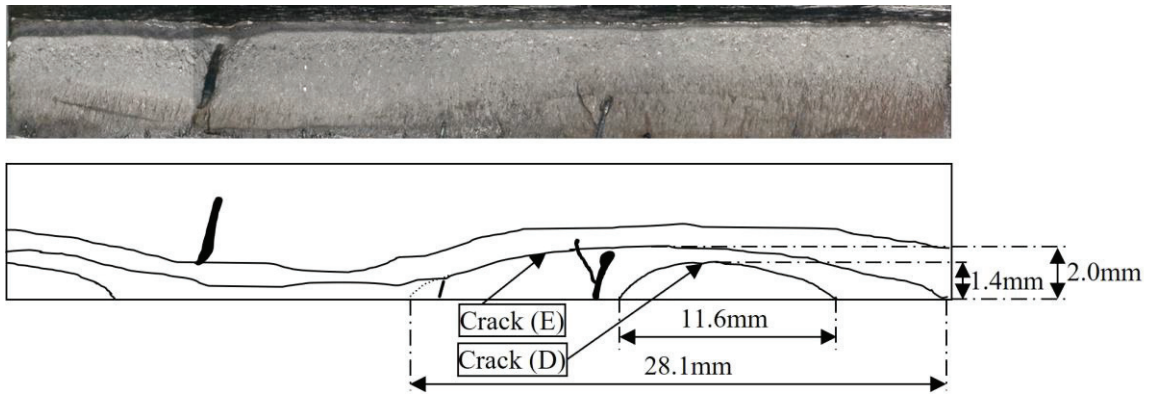


(b) 3-dimensional observation of fatigue crack propagation at the root region ( $Fa = 9 \text{ kN}$ ,  $N/N_f=5\%$ )

| Crack size | a (mm) | 2c (mm) | a/c  |
|------------|--------|---------|------|
| (A)        | 0.26   | 50      | 0.01 |
| (B)        | 0.15   | 3.4     | 0.09 |
| (C)        | 0.2    | 3.7     | 0.11 |

Fig.4-5 3-dimensional observation of fatigue crack propagation at the root rejoin to decide initial crack size ( $Fa = 9 \text{ kN}$ ,  $N/N_f=5\%$ ).





Beach mark on fracture surface of  $F_a=6\text{kN}$

| Crack size | a (mm) | 2c (mm) | a/c  |
|------------|--------|---------|------|
| (D)        | 1.4    | 11.6    | 0.24 |
| (E)        | 2.0    | 28.1    | 0.14 |

Fig.4-6 Beach mark observation of fatigue crack propagation at the root rejoin to decide initial crack size ( $F_a = 6 \text{ kN}$ )

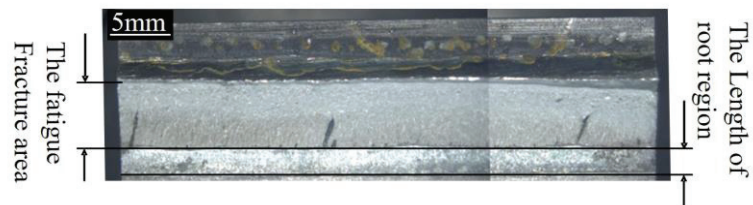


Fig.4-7 Definition of fatigue crack failure due to fatigue test ( $F_a=6\text{kN}$ )

#### 4.4 S-version FEM 境界条件

本研究で用いた解析の境界条件を Fig.4-8 に示す。この荷重条件は 2.2 節で実施した疲労試験の荷重を再現する条件となっている。モデルの上面のすべての節点で  $x$ ,  $y$ ,  $z$  の自由度はゼロとした。荷重は  $z$  方向にモデルの下面にあるすべての節点に負荷した。モデルの上面から 35mm の位置における幅方向すべての  $x$  方向の自由度はゼロとした。またモデルの下面から 10mm の位置における幅方向すべての  $x$  方向の自由度もゼロとした。負荷した荷重は Table4-2 であり、これらは疲労試験の荷重振幅と同一である。Fig.4-9 に  $F_a = 6\text{kN}$  および  $9\text{kN}$  の解析結果における変形図(50倍)と  $z$  方向の応力コンター図を示す。次に、重合メッシュ法の解析結果と疲労試験の応力を比較することで、解析の境界条件の妥当性を検証する。2.2 節において示した疲労試験において試験体の溶接止端 10mm の位置における局所ひずみを測定しており、この位置における歪は構造物の応力集中や溶接部近傍の応力集中の影響をほとんど受けず、試験体の公称応力となっている。

Fig.4-10 に疲労試験体に取り付けられた歪ゲージの位置と歪ゲージから求められた応力と重合メッシュ法で得られた  $z$  方向の応力値を示す。なお、応力  $\sigma$  は試験で得られたひずみ  $\varepsilon$  とヤング率  $E$  から次式  $\sigma = E\varepsilon$  で算出した。ヤング率  $E=206\text{GPa}$  である。この結果より解析と試験結果の応力値はほとんど同じと考えてよく、重合メッシュ法で設定した境界条件は疲労試験の荷重条件を再現していると結論付けることができる。

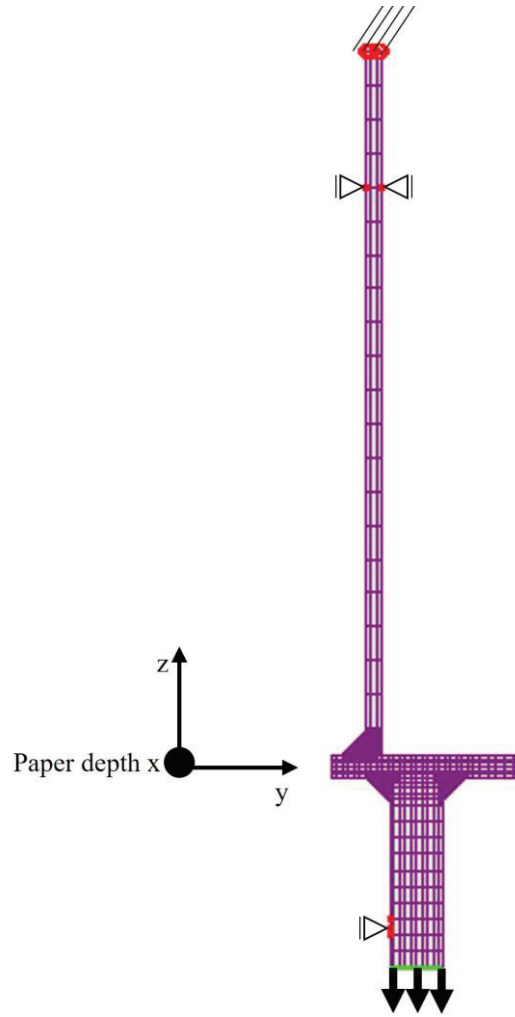


Fig.4-8 Boundary condition.

Table4-2 S-version FEM load amplitude

| Analysis | Load amplitude | Fatigue test case  |
|----------|----------------|--------------------|
| (A)      | 18.95 kN       | $F_a = 9\text{kN}$ |
| (B)      | 12.63 kN       | $F_a = 6\text{kN}$ |
| (C)      | 10.52 kN       | $F_a = 5\text{kN}$ |

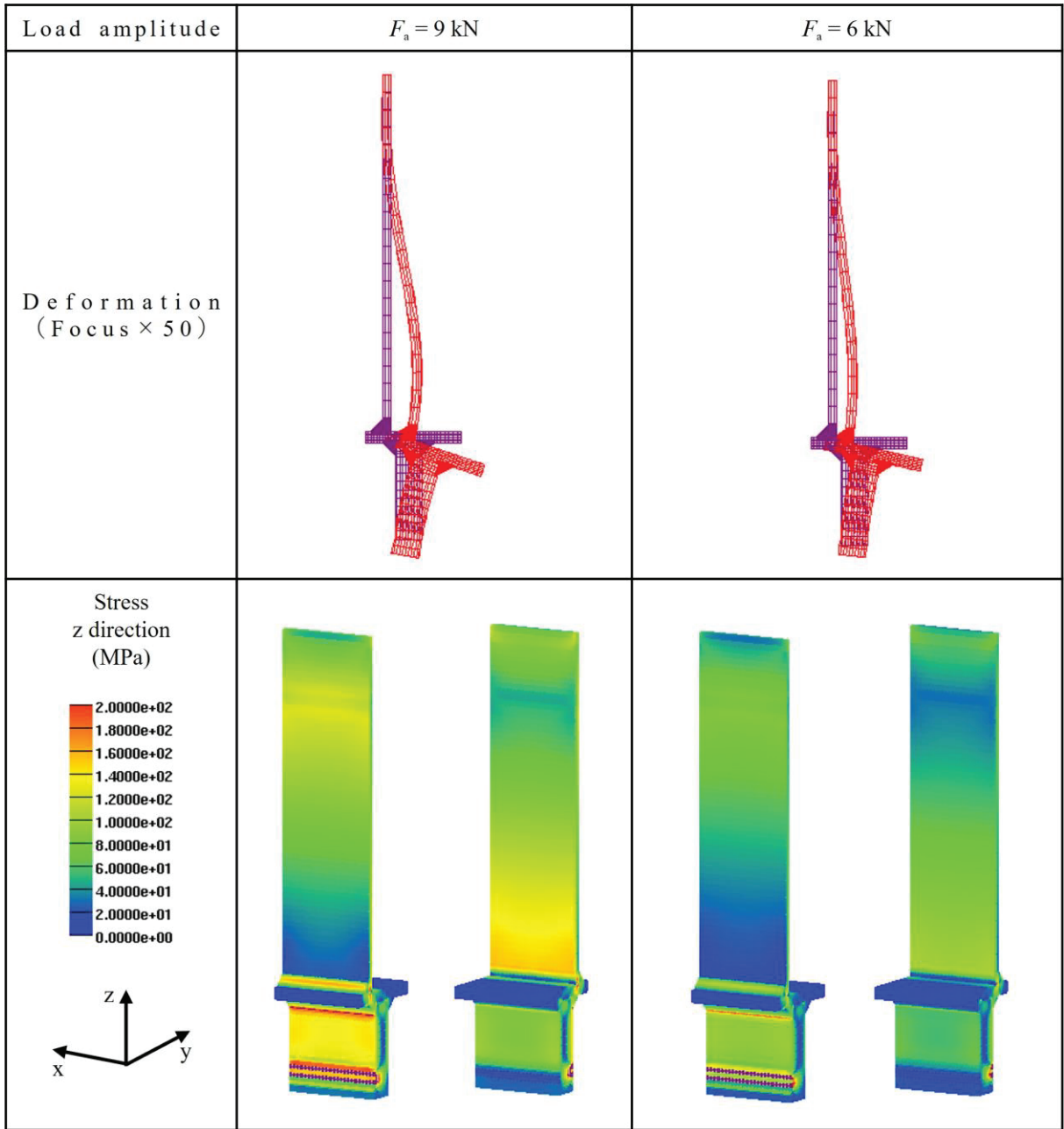
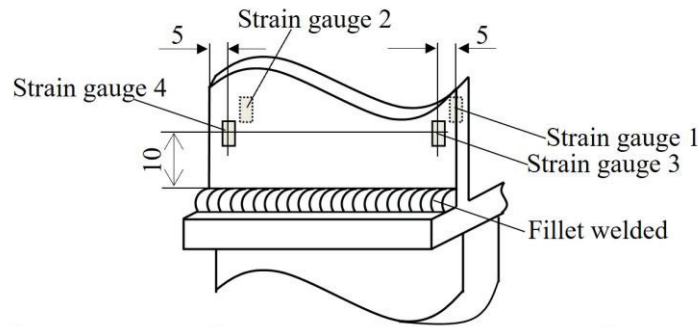


Fig.4-9 The S-version FEM stress and deformation contour diagrams



| Stress (MPa)   | Strain gauge 1 | Strain gauge 2 | Strain gauge 3 | Strain gauge 4 |
|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|
| Test value     | 140            | 156            | 24             | 30             |
| Analysis value | 155            | 155            | 15             | 15             |

MPa (unit)

Fig.4-10 Stress comparison between S-version FEM and fatigue test

#### 4.5 S-version FEM における応力拡大係数比較

Fig.4-11 に本研究における疲労き裂進展方向の定義を模式的に示す。半だ円形のき裂が溶接材料内部に進展するとき、半だ円形の短軸が進展する方向を溶接深さ方向と呼び、半だ円形の長軸が進展する方向を溶接幅方向と呼ぶ。本研究では応力拡大係数の算出は解析結果に基づいた近似曲線を基に算出した。Fig.4-12 には応力拡大係数を算出した半だ円形の位置を示し、解析初期における荷重振幅  $F_a = 6\text{kN}$  と  $9\text{kN}$  における応力拡大係数範囲の値を Table4-3 および Table4-4 にそれぞれ示す。結果より、応力拡大係数範囲は初期き裂の大きさ、初期き裂個数、き裂間隔によって異なっている。 $F_a = 6\text{kN}$ , Type1( $a = 0.15, 2c = 3\text{mm}$ )において解析初期状態では、応力拡大係数範囲  $\Delta K_{\theta=0^\circ}$  および  $\Delta K_{\theta=180^\circ}$  は  $\Delta K_{\theta=90^\circ}$  に比べ大きい。一方、 $F_a = 6\text{kN}$ , Type1 all crack ( $a = 0.3, 2c = 50\text{mm}$ ) では  $\Delta K_{\theta=90^\circ}$  と  $\Delta K_{\theta=0^\circ}$  および  $\Delta K_{\theta=180^\circ}$  の値にはほとんど差が見られない。そのため、解析初期において  $F_a = 6\text{kN}$ , Type1( $a = 0.15, 2c = 3\text{mm}$ )のき裂は主に溶接幅方向に進展し始め、 $F_a = 6\text{kN}$ , Type1 all crack( $a = 0.3, 2c = 50\text{mm}$ )のき裂は溶接深さ方向および幅方向に進展し始める。

次に、Fig.4-13 と Fig.4-14 に示すのはそれぞれ  $F_a = 6\text{kN}$  と  $9\text{kN}$  における Type1( $a = 0.15, 2c = 3\text{mm}$ ) と Type1 all crack ( $a = 0.3, 2c = 50\text{mm}$ )の応力拡大係数範囲をき裂深さ方向の長さが  $5\text{mm}$  に達するまでの変化を示した図である。Type1( $a = 0.15, 2c = 3\text{mm}$ )は解析初期から  $\Delta K_{\theta=0^\circ}$  および  $\Delta K_{\theta=180^\circ}$  の応力拡大係数範囲が大きく、き裂深さが  $5\text{mm}$  に到達するまでの間安定的に幅方向に進展していく。

き裂の全幅が 50mm を超えるにつれて、徐々に、 $\Delta K_{\theta=0^\circ}$  および  $\Delta K_{\theta=180^\circ}$  は  $\Delta K_{\theta=90^\circ}$  との値の差は小さくなっていく。Type1 all crack ( $a = 0.3, 2c = 50\text{mm}$ ) については、解析初期からき裂深さが 5mm に到達するまでの間、 $\Delta K_{\theta=0^\circ}$  および  $\Delta K_{\theta=180^\circ}$  は  $\Delta K_{\theta=90^\circ}$  の値と差はほとんどなく、大小関係も大きく変わらないまま安定的に進展していく。本節の最後に、Type1 ( $a = 0.15, 2c = 3\text{mm}$ ) と Type1 all crack ( $a = 0.3, 2c = 50\text{mm}$ ) における応力拡大係数範囲の大小関係について考察する。一般的に応力拡大係数を計算する方法として、Newmann-Raju の解<sup>(55)</sup>が知られている。これに基づけば平板における一様応力場における応力拡大係数は最深部で最も高い。Fig.4-15 は本研究における重合メッシュ法における未溶着部先端の荷重軸方向(y 方向)の応力コンター図を示す。本研究における試験体には引張圧縮以外に曲げ荷重による変形により未溶着部先端の応力集中が発生しており、未溶着部先端においては、表面部分の応力が最も高く、内部は表面に比べ若干応力が低い。そのため、Type1 ( $a = 0.15, 2c = 3\text{mm}$ ) のような半だ円き裂を未溶着部先端に配置した際には、表面の応力拡大係数範囲  $\Delta K_{\theta=0^\circ}$  および  $\Delta K_{\theta=180^\circ}$  が最深部  $\Delta K_{\theta=90^\circ}$  に比べ大きい結果になると考えられる。一方、Type1 all crack ( $a = 0.3, 2c = 50\text{mm}$ ) のような全幅き裂の場合には表面は自由端となっており、結果として最深部の応力拡大係数範囲  $\Delta K_{\theta=90^\circ}$  が最も高くなるため、結果的に前述した応力拡大係数範囲の大小関係になっていると考えられる。なお、未溶着部先端部の応力分布については汎用解析ソフト Marc を用いて、S-version FEM と同一の境界条件での解析した結果、未溶着部先端の応力分布は同様という結果であったことから、解析ソルバーによる差ではないと考えられる。結果は Fig.4-16 に示す。

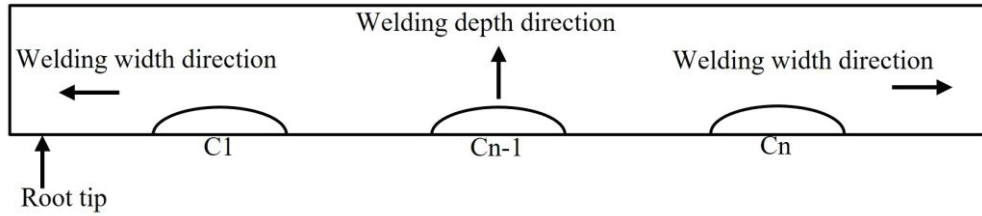


Fig.4-11 Definition of crack propagation direction

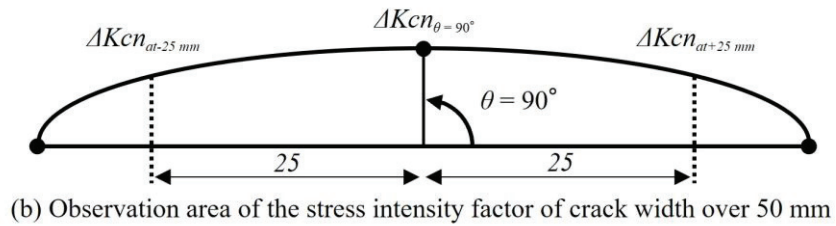
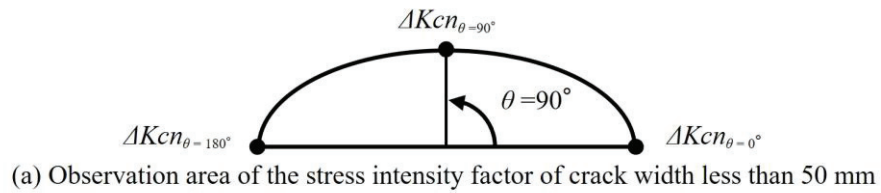


Fig.4-12 Observation area of the stress intensity factor

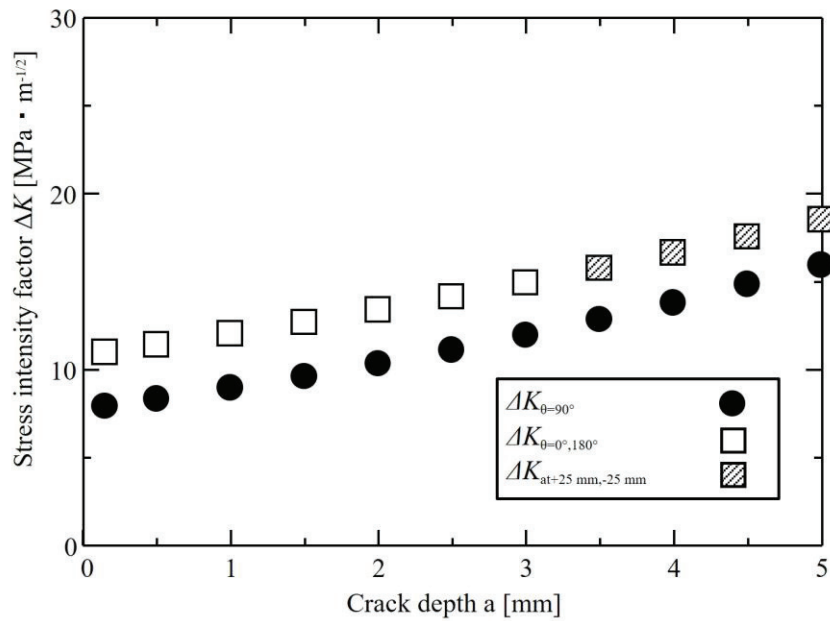
Table4-3 Stress intensity factor comparison at  $F_a = 6$  kN

|                     | a<br>(mm) | c<br>(mm) | Crack<br>location<br>(mm) | The number<br>of crack | $\Delta K_{\theta=0^\circ}$<br>(MPa · m <sup>-1/2</sup> ) | $\Delta K_{\theta=90^\circ}$<br>(MPa · m <sup>-1/2</sup> ) | $\Delta K_{\theta=180^\circ}$<br>(MPa · m <sup>-1/2</sup> ) |
|---------------------|-----------|-----------|---------------------------|------------------------|---|--|---|
| Type1               | 0.15      | 3         | 25                        | 1                      | 11.0  | 7.9  | 11.0  |
| Type1               | 0.3       | 50        | 25                        | 1                      | 9.8<br>( $\Delta K_{at+25mm}$ )                           | 9.4  | 9.8<br>( $\Delta K_{at+25mm}$ )                             |
| Type2<br>(crack c1) | 0.15      | 3         | 16.6                      | 2                      | 9.5   | 8.5  | 11.4  |
| Type2<br>(crack c2) | 0.15      | 3         | 33.2                      | 2                      | 11.4  | 8.5  | 9.5   |
| Type3<br>(crack c1) | 0.15      | 3         | 12.5                      | 3                      | 11.2  | 8.7  | 10.3  |
| Type3<br>(crack c2) | 0.15      | 3         | 25.0                      | 3                      | 10.2  | 8.7  | 10.2  |
| Type3<br>(crack c3) | 0.15      | 3         | 37.5                      | 3                      | 10.3  | 8.7  | 11.2  |
| Type4<br>(crack c1) | 0.15      | 3         | 10                        | 4                      | 10.1  | 9.1  | 10.2  |
| Type4<br>(crack c2) | 0.15      | 3         | 20                        | 4                      | 9.5   | 9.1  | 12.1  |
| Type4<br>(crack c3) | 0.15      | 3         | 30                        | 4                      | 12.1  | 9.1  | 9.5   |
| Type4<br>(crack c4) | 0.15      | 3         | 40                        | 4                      | 10.2  | 9.1  | 10.1  |

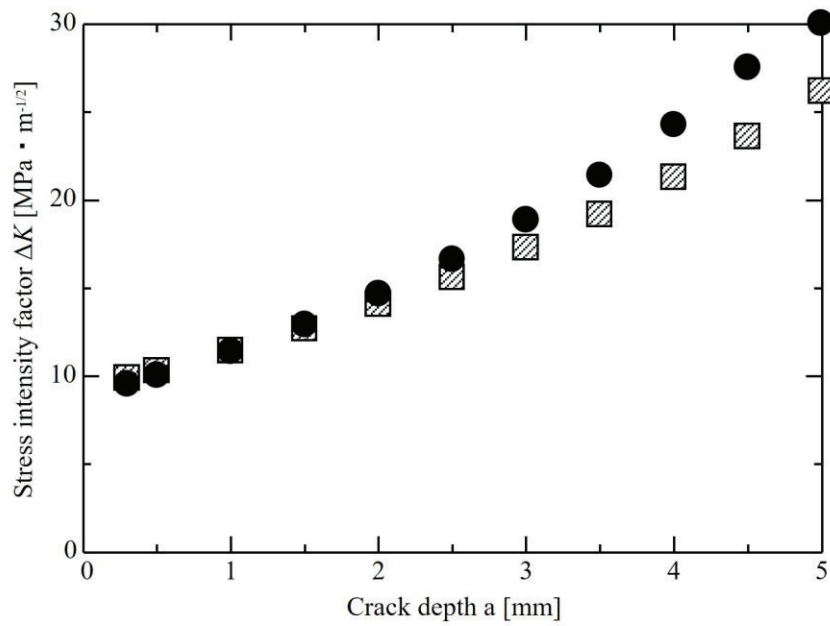


Table4-4 Stress intensity factor comparison at  $F_a = 9$  kN

|                     | a<br>(mm) | c<br>(mm) | Crack<br>location<br>(mm) | The number<br>of crack | $\Delta K_{\theta=0^\circ}$<br>(MPa · m <sup>-1/2</sup> ) | $\Delta K_{\theta=90^\circ}$<br>(MPa · m <sup>-1/2</sup> ) | $\Delta K_{\theta=180^\circ}$<br>(MPa · m <sup>-1/2</sup> ) |
|---------------------|-----------|-----------|---------------------------|------------------------|---|--|---|
| Type1               | 0.15      | 3         | 25                        | 1                      | 16.7  | 11.7   | 16.7  |
| Type1               | 0.3       | 50        | 25                        | 1                      | 15.2<br>( $\Delta K_{at+25mm}$ )                          | 15.9   | 15.2<br>( $\Delta K_{at+25mm}$ )                            |
| Type2<br>(crack c1) | 0.15      | 3         | 16.6                      | 2                      | 13.9  | 12.9   | 16.9  |
| Type2<br>(crack c2) | 0.15      | 3         | 33.2                      | 2                      | 16.6  | 13.1   | 13.9  |
| Type3<br>(crack c1) | 0.15      | 3         | 12.5                      | 3                      | 16.7  | 13.0   | 15.5  |
| Type3<br>(crack c2) | 0.15      | 3         | 25.0                      | 3                      | 15.4  | 13.1   | 15.4  |
| Type3<br>(crack c3) | 0.15      | 3         | 37.5                      | 3                      | 15.5  | 13.0   | 16.7  |
| Type4<br>(crack c1) | 0.15      | 3         | 10                        | 4                      | 15.5  | 13.7   | 15.4  |
| Type4<br>(crack c2) | 0.15      | 3         | 20                        | 4                      | 14.4  | 13.6   | 18.2  |
| Type4<br>(crack c3) | 0.15      | 3         | 30                        | 4                      | 18.2  | 13.6   | 14.4  |
| Type4<br>(crack c4) | 0.15      | 3         | 40                        | 4                      | 15.2  | 13.7   | 15.1  |



(a) Type1 width 3mm, depth 0.15 mm



(b) Type1 width 50 mm, depth 0.3 mm

Fig.4-13 Stress intensity factor change from start to failure at  $F_a = 6$  kN

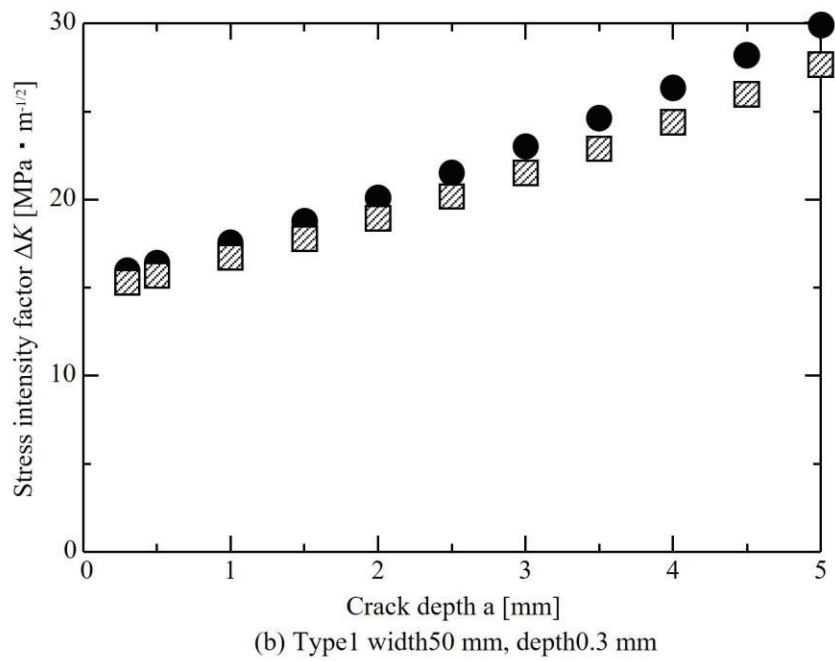
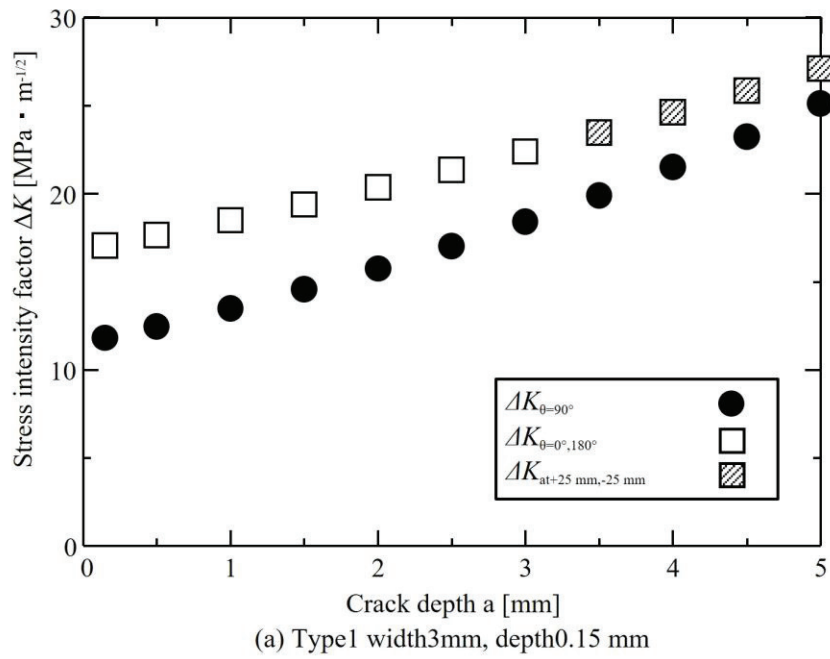
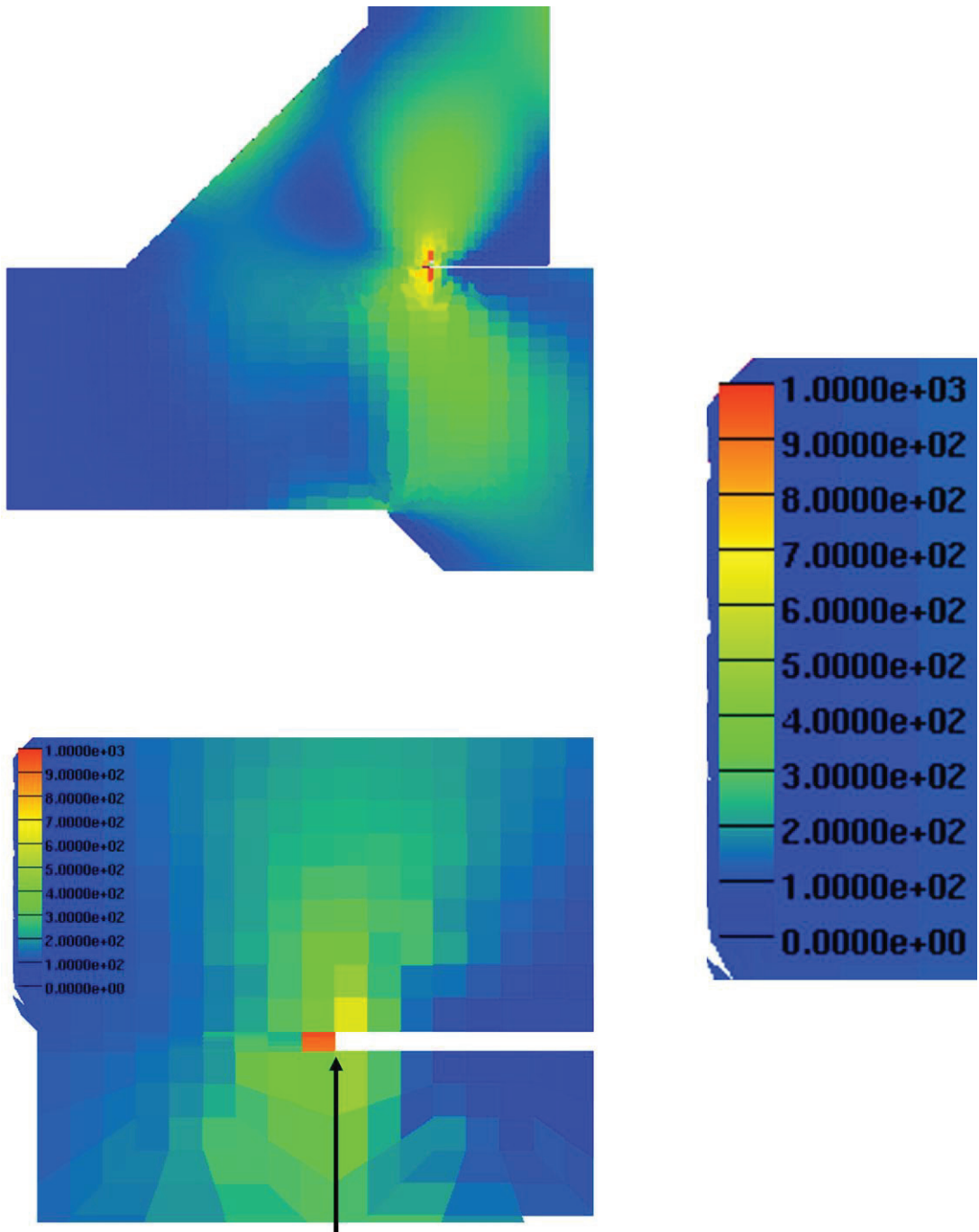
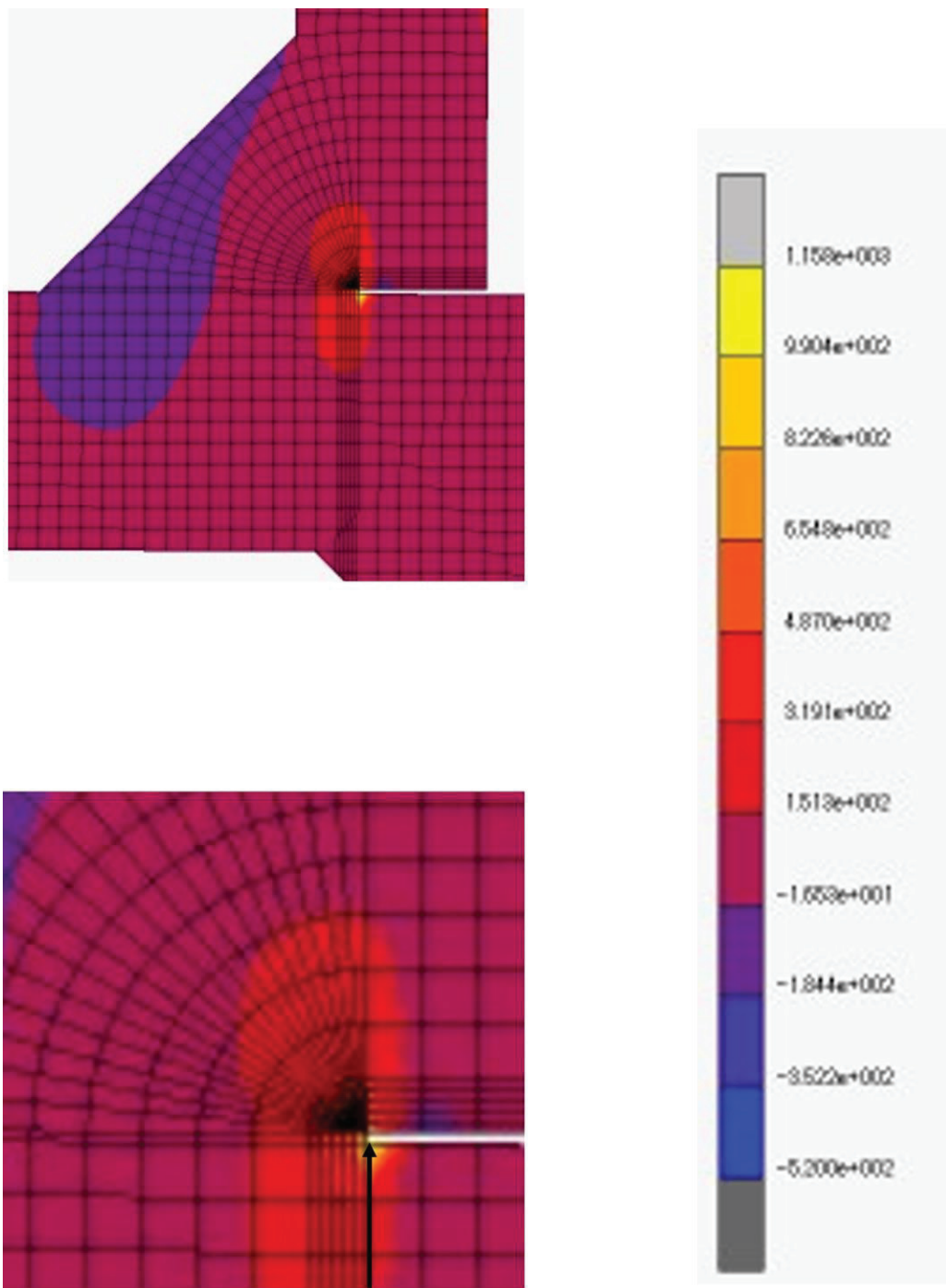


Fig.4-14 Stress intensity factor change from start to failure at  $F_a = 9$  kN



The tip of the unwelded portion

Fig.4-15 S-version FEM z direction contour diagram



The tip of the unwelded portion

Fig.4-16 Marc z direction contour diagram

#### 4.6 疲労き裂進展挙動

重合メッシュ法を用いて計算した  $F_a = 6\text{kN}$  と  $9\text{kN}$  における疲労き裂進展挙動の結果を Fig.4-17 と Fig.4-18 にそれぞれ示す。図の曲線はき裂の前縁を示している。それぞれの各き裂の前縁に達した際のサイクル数はき裂前縁にそれぞれ付記した。まず、溶接未溶着部の先端に均等に配置した初期き裂の数と疲労寿命の影響を調査した。Fig.4-17 および Fig.4-18 には(a) Type1 ( $a = 0.15, 2c = 3\text{mm}$ ), (b) Type2-16.6 ( $a = 0.15, 2c = 3\text{mm}$ ), (c) Type3 ( $a = 0.15, 2c = 3\text{mm}$ ), (d) Type4 ( $a = 0.15, 2c = 3\text{mm}$ ), および(e) Type1 all crack ( $a = 0.3, 2c = 50\text{mm}$ )のき裂前縁形状がそれぞれ記載してある。

Fig.4-17, 4-18 の(a)Type1 に示すように、疲労き裂は溶接深さ方向ではなく幅方向に優先的に進展している。Fig.4-13, 4-14 の(a)にも示したように、 $\theta = 0^\circ$ および $\theta = 180^\circ$ での応力拡大係数範囲は $\theta = 90^\circ$ での応力拡大係数範囲よりも大きい。その結果、き裂は溶接幅方向に優先的に進展したと考える。一方、Fig.4-17, 4-18 の(e) Type1 all crack ( $a = 0.3, 2c = 50\text{mm}$ )の進展については Fig.4-13, 4-14 の(b)に示すように、 $\theta = 0^\circ$ および $\theta = 180^\circ$ での応力拡大係数範囲と $\theta = 90^\circ$ の応力拡大係数範囲はほとんど同じ値であり、き裂は溶接幅および深さ方向にともに進展したと考える。次に、Fig.4-17, 4-18 の(b), (c), (d)を見ると初期き裂が複数ある場合は、き裂がそれぞれ進展し、互いに合体し、これらのき裂が幅方向に進展していることがわかる。(b) Type2-16.6 ( $a = 0.15, 2c = 3\text{mm}$ )では試験体(解析モデル)の中央部で2つのき裂が合体し、(c) Type3 ( $a = 0.15, 2c = 3\text{mm}$ )では左右両端のき裂に比べて中央にあるき裂より速く進展し、3つのき裂が同時に合体した。また(d) Type4 ( $a = 0.15, 2c = 3\text{mm}$ )では最初に中央に近い2つの内部き裂が試験体(解析モデル)の中央部で合体し、その後合体した中央部のき裂は左右両端のき裂と合体した。

Fig.4-19 は(b) Type2-16.6 ( $a = 0.15, 2c = 3\text{mm}$ )においてき裂間隔をそれぞれ  $10\text{mm}$ ,  $20\text{mm}$  とした解析結果のき裂前縁を示す。き裂の配置は Fig.4-2 に示した通りである。初期き裂間隔の差により合体直前のき裂幅  $c$  が大きく異なっていることがわかる。これは、後述する 4.7 節において疲労寿命の検証において詳細を述べる。以上、ここまで確認した解析結果は、2.3.5 項で確認されたき裂の三次元観察結果やビーチマーク法で得られた疲労き裂進展挙動と同じである。よって重合メッシュ法を用いて疲労試験で確認された複数き裂の疲労き裂進展解析が再現できることが確認できた。

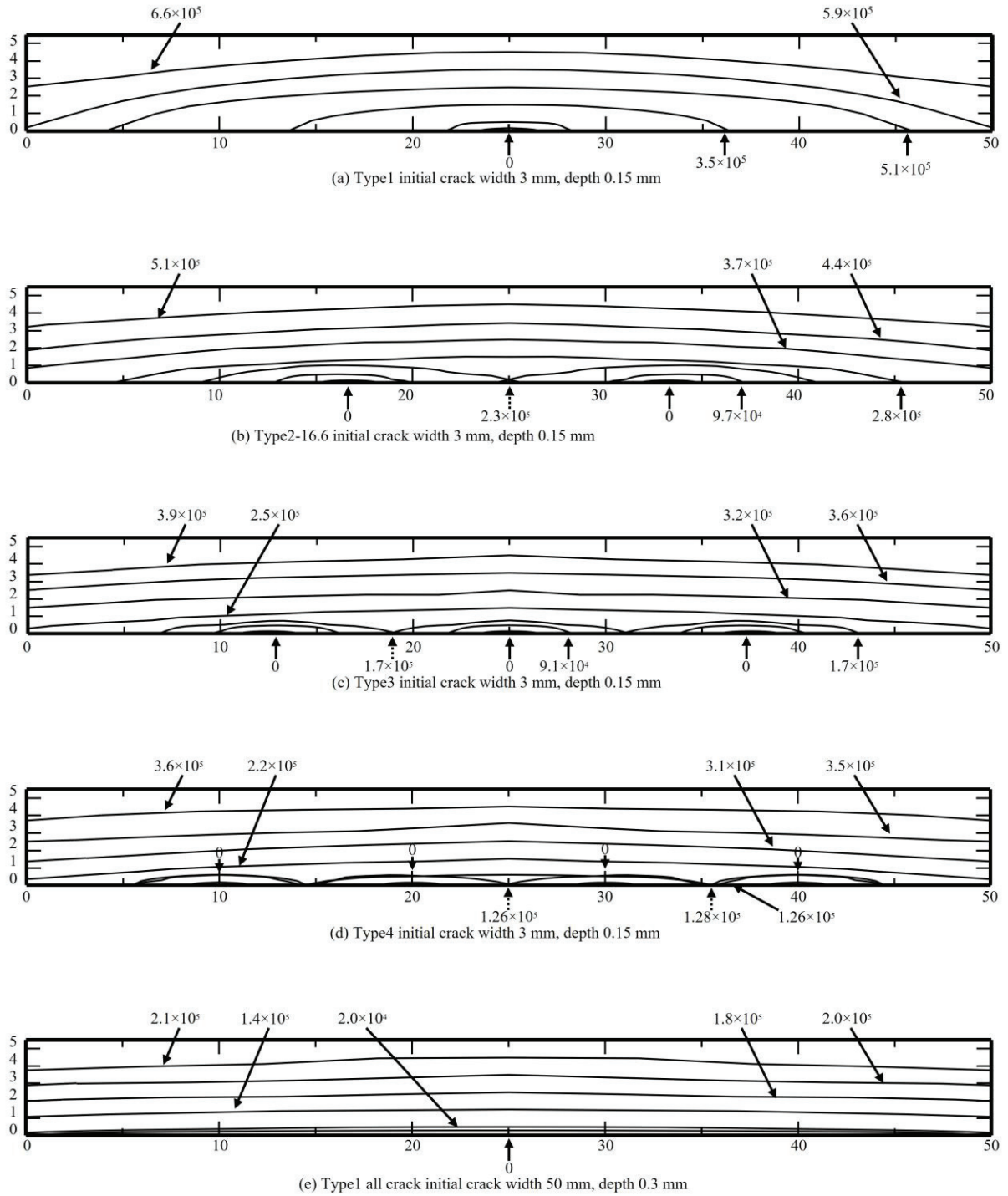


Fig.4-17 Crack propagation simulation by S- version FEM  
 (Type1, Type2 16.6, Type3, Type4 and Type1-all crack :  $F_a = 6 \text{ kN}$ )

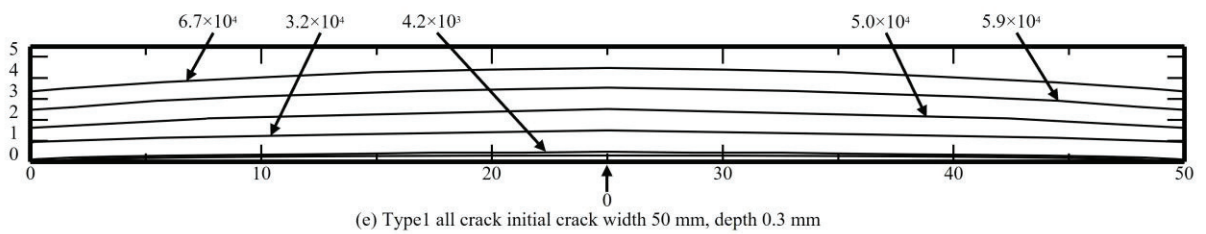
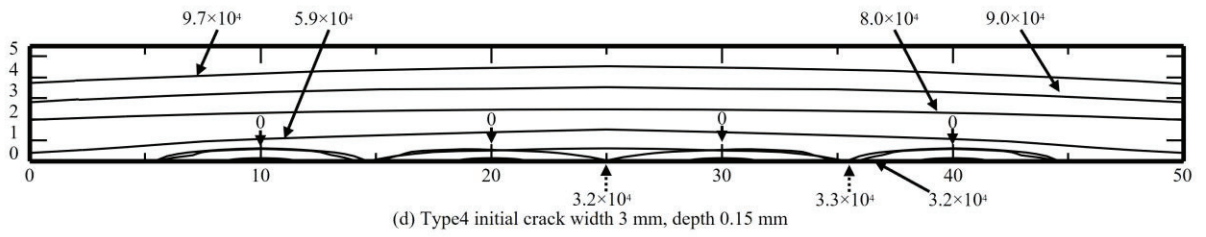
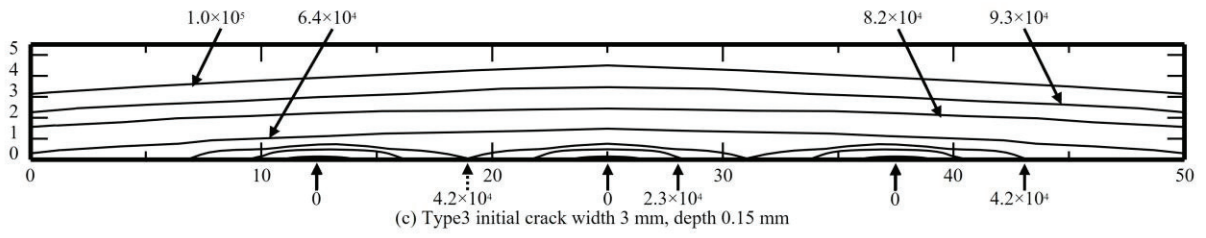
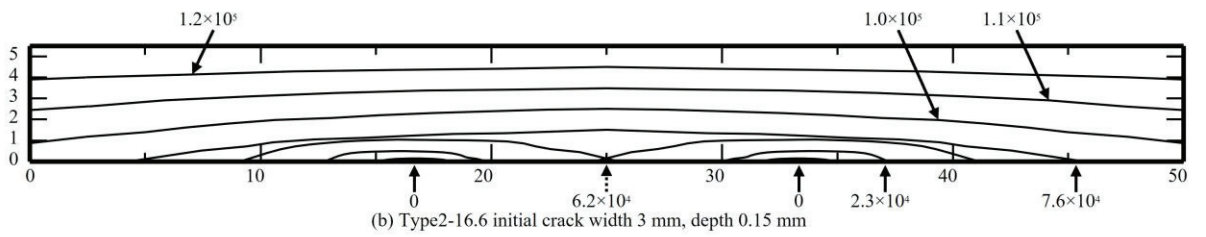
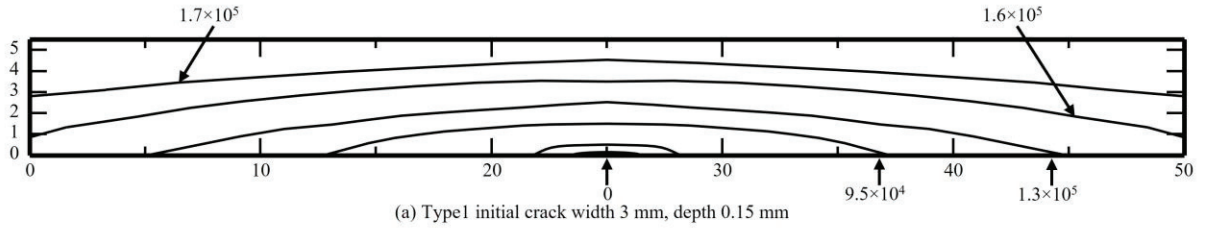


Fig.4-18 Crack propagation simulation by S- version FEM  
 (Type1, Type2 16.6, Type3, Type4 and Type1-all crack :  $F_a = 9$  kN)



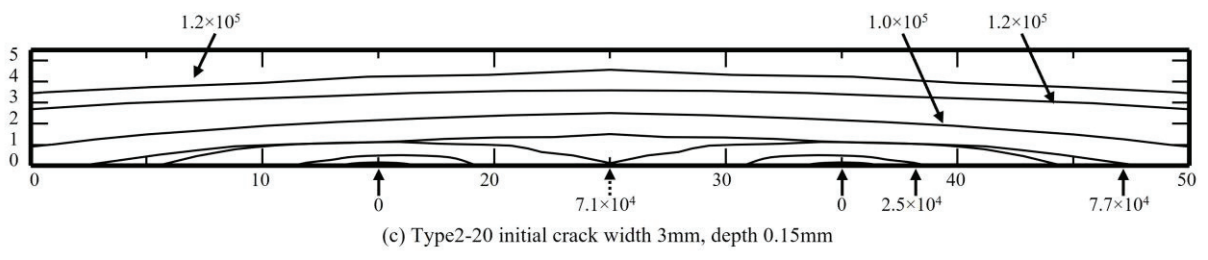
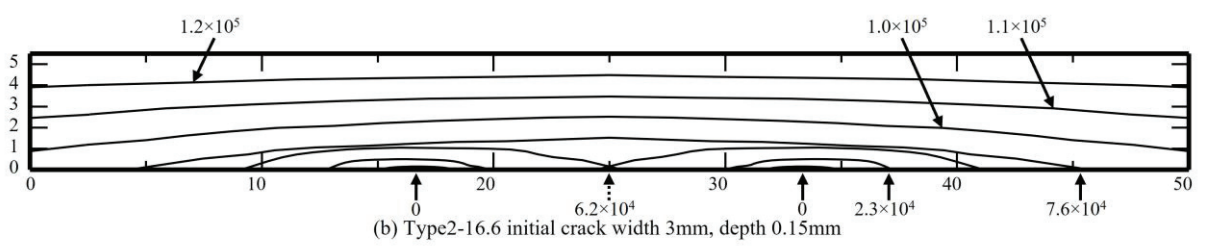
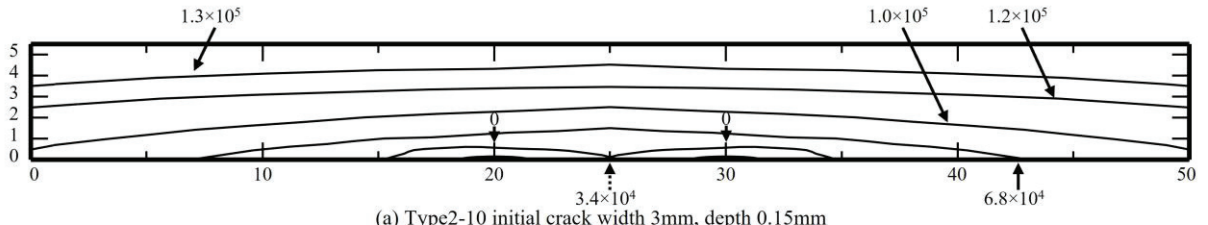
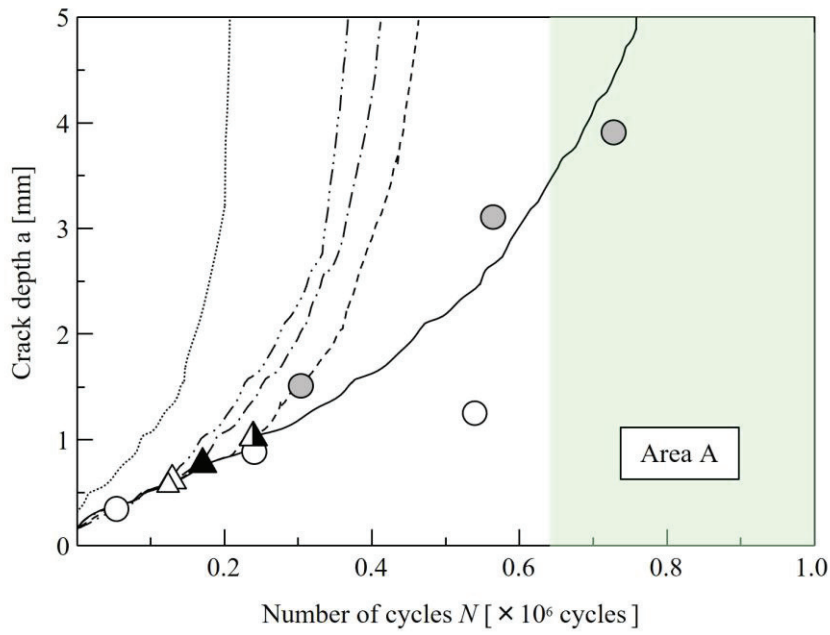
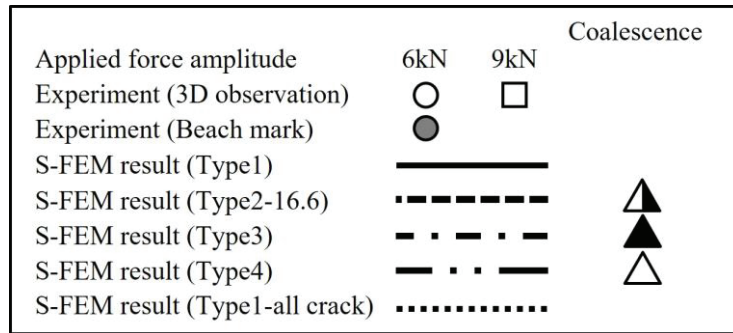


Fig.4-19 Crack propagation simulation by S – version FEM  
 (Type2-10, Type2-16.6 and Type2-20 :  $F_a = 9\text{kN}$ )

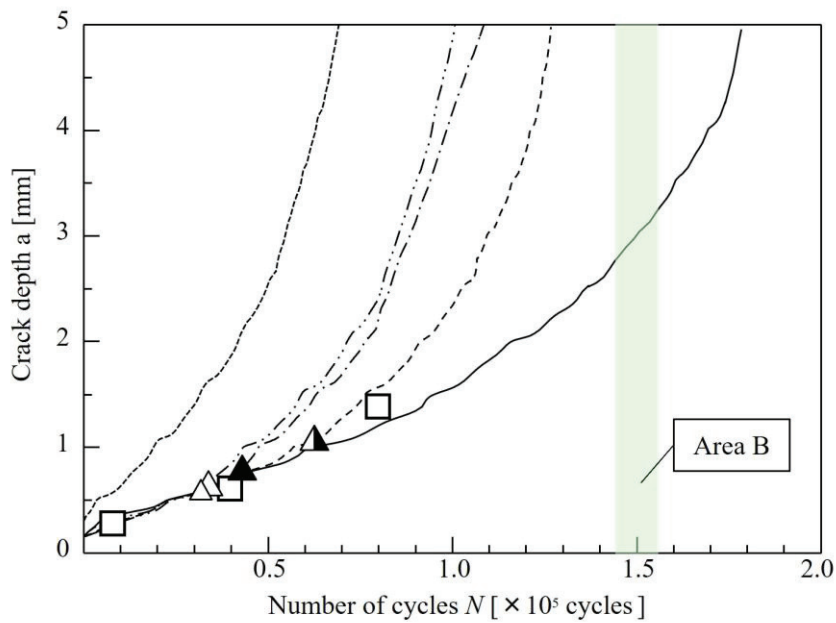
#### 4.7 疲労き裂進展挙動の定量的比較評価

本節では、重合メッシュ法で得られた疲労き裂進展解析結果における溶接深さ方向のき裂長さを実験結果と比較することで、疲労き裂進展挙動を定量的に比較評価する。Fig.4-20 は未溶着部先端に均等に配置した初期き裂の数を変更した場合の解析結果を線図で表し、試験結果をプロットにて示した。試験結果は2.3.5 項の三次元的き裂観察結果において溶接深さ方向の最大き裂長さを計測してプロットしている。図中の三角形は複数のき裂が合体したポイントを示している。4.2 節で記載したように Type4 ( $a = 0.15, 2c = 3\text{mm}$ )はき裂の合体が2段階確認されたため三角形は2点存在している。最初に合体した三角形は試験体(解析モデル)の中央部分で合体した2つの内部き裂を示し、その後の三角形は両側の外側のき裂と合体した点である。そのため、それぞれの三角形はき裂が合体するまでに必要となる繰返し数を示していることとなる。また図における領域 A と B はそれぞれ  $F_a=6\text{kN}$  と  $9\text{kN}$  での疲労試験から得られた破壊繰返し数の範囲を示している。範囲とは疲労試験の結果が複数あるためである。Fig.4-20 に示すように、試験力レベルや起点の数に関係なくき裂が合体するまで、複数起点のき裂進展速度は単一き裂進展速度と同じであり、合体後には必ずき裂の進展速度は増加していることがわかる。これは今回の解析における初期き裂の大きさは同一であり、き裂の間隔が広く合体するまでお互いに干渉せずき裂が安定的に進展していると解釈している。そして最終的にき裂が進展し繰返し数が増加するに伴い、き裂は合体しき裂の進展速度は大幅に増加した。また、き裂が合体するまでの繰返し数は疲労寿命のほぼ40%から50%となっていることも確認できる。さらに、初期き裂の起点数が増えるに伴い、疲労寿命も短くなっていることを確認した。これは、初期き裂の起点間隔が狭くなるに伴い、き裂が合体するまでの繰返し数が短くなり、前述した通り、き裂の合体後は進展速度が増加するため結果的に疲労寿命が減少しているためと考えられる。荷重振幅の大きさによる差異を確認すると、 $F_a = 6\text{ kN}$  (低荷重振幅)では実験結果は単一の初期き裂の解析結果と同様であった。一方、 $F_a = 9\text{ kN}$  (高荷重振幅)での実験結果は複数の初期き裂の解析結果と同様であった。このように、疲労寿命の観点で見ると荷重振幅の大きさによって実験と解析は異なる挙動が確認され、特に  $F_a = 9\text{ kN}$  (高荷重振幅)においては Type2-16.6 ( $a = 0.15, 2c = 3\text{mm}$ )の解析結果と同様であった。以上のように疲労き裂進展挙動の実験結果と解析結果を比較し、荷重振幅により異なる挙動が示されることを確

認した。本節の最後に初期き裂の配置間隔について考察を加える。Fig.4-21はType2-16.6 ( $a = 0.15$ ,  $2c = 3\text{mm}$ )におけるき裂間隔を10mm, 20mmとして解析した結果を示す。き裂の配置はFig.4-2に示した通りである。結果より、Type2-10はき裂合体後にき裂進展速度が上昇し始めるものの、Type2-16.6およびType2-20はき裂の合体後の進展速度が上回るため、 $1.0 \times 10^5$  cyclesを境に同繰返し数に対する両者のき裂進展量は逆転している。そして、最終的に破断寿命はType2-10が最も長くなった。以上のことから、き裂合体挙動によりき裂進展速度は上昇するが、起点間隔により合体直後のき裂進展速度の加速度も様々に変化するため、き裂間隔の縮小は必ずしも疲労寿命の減少または増加に結びつくとは一概に言えないと考えられる。



(a)  $F_a = 6 \text{ kN}$



(b)  $F_a = 9 \text{ kN}$

Fig.4-20 Crack growth rate at the longest crack tip (Type1, Type2 16.6, Type3, Type4 and Type1-all crack)

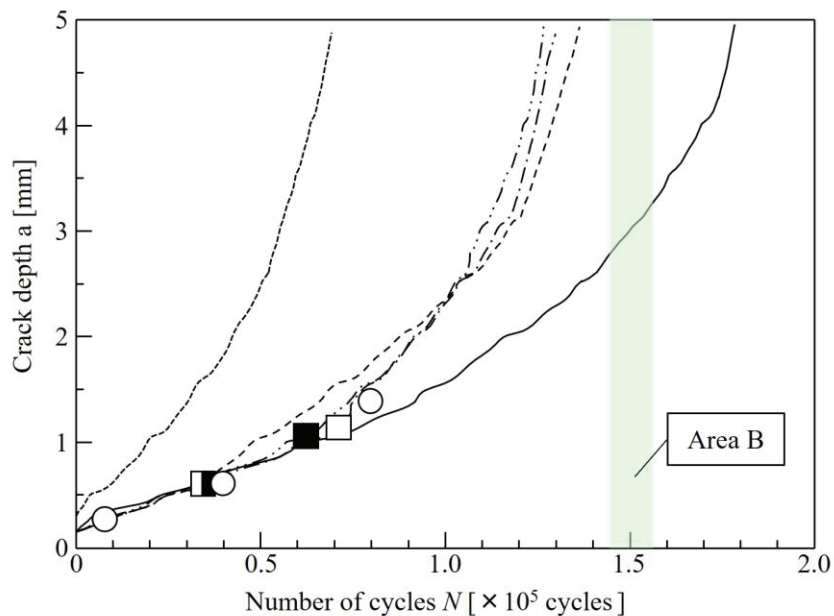
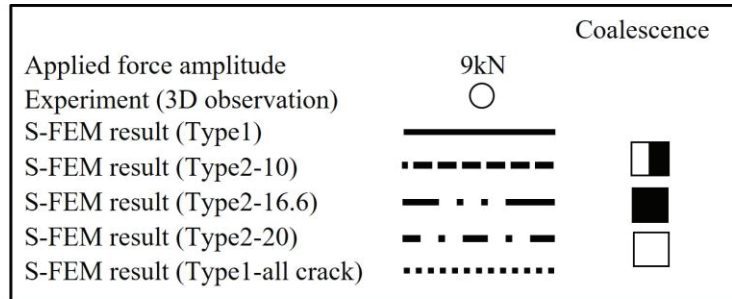


Fig.4-21 Crack growth rate at the longest crack tip at  $F_a = 9\text{kN}$  (Type1, Type2-10, Type2-16.6, Type2-20 and Type1-all crack)

#### 4.8 荷重伝達型の片面すみ肉溶接継手の疲労寿命評価

Fig.4-22 に疲労試験と解析結果の寿命比較結果を示す解析結果は(a) Type1 ( $a = 0.15, 2c = 3\text{mm}$ ), (b) Type2-16.6 ( $a = 0.15, 2c = 3\text{mm}$ ), (c) Type3 ( $a = 0.15, 2c = 3\text{mm}$ ), (d) Type4 ( $a = 0.15, 2c = 3\text{mm}$ ), および(e) Type1 all crack ( $a = 0.3, 2c = 50\text{mm}$ )の解析結果である。図中のプロットは2.3.3項における疲労試験における疲労寿命である。実験結果は  $F_a = 6\text{kN}$  および  $7\text{kN}$ (低負荷振幅)ではばらつきが大きく,  $F_a = 8\text{kN}$  および  $9\text{kN}$ (高負荷振幅)でのばらつきは比較的小さい。各荷重振幅レベルにおい

ける解析の疲労寿命と試験結果を比較すると、単一の初期き裂(e) Type1 all crack ( $a = 0.3, 2c = 50\text{mm}$ )では疲労試験結果に比べ疲労寿命がほぼ2~3倍短い結果であった。これは規格に基づき工学的に一般的に行われている解析、つまり未溶着部をすべてき裂とみなす考え方に基づいた解析であるが、この考え方では疲労寿命評価が極端に短く評価されることを意味する。一方、(a) Type1 ( $a = 0.15, 2c = 3\text{mm}$ )の単一初期き裂の解析結果と疲労試験結果を比較すると、試験結果に比べ疲労寿命が約1.5~2倍大きい結果である。これは本研究で想定した条件下で単一き裂解析に基づいて寿命を評価した場合、危険側の評価になることを意味する。ただし、 $F_a = 5\text{kN}, 6\text{kN}$  および  $7\text{kN}$  の低負荷振幅レベルでは一部の疲労試験寿命は(a) Type1 ( $a = 0.15, 2c = 3\text{mm}$ )の解析結果に比べ長い。これは荷重振幅が小さいため疲労き裂の進展挙動が異なるためと考えられる。しかしながら、本研究の目的は最短となる疲労試験の寿命を評価することであるため、この点については今後の課題とする。複数起点の解析結果に基づく、Type2-16.6 および Type3 の解析結果は単一のき裂進展解析よりも疲労試験結果に近い結果となっている。したがって、実機のように非常に溶接線が長い場合の疲労寿命評価では複数のき裂発生と進展および合体を考慮する必要があることが確認できた。本研究では初期き裂の個数は2もしくは3個として評価することと提案する。なお、溶接材 MG50R における疲労試験結果と解析結果の寿命比較も参考として Fig.4-23 に示す。本解析結果は MG50R 材のき裂進展特性と同一ではないため参考結果であるものの、単一の全幅き裂では安全側過ぎる結果であり、単一き裂ではなく複数き裂の解析結果は実験結果と近い値となっていることがわかる。なお、既存の単一全幅き裂と、複数き裂による解析の寿命を試験結果と比較した結果を見ると、既存解析よりも精度はおおむね2~3倍程度改善したと考えられる。

次に、初期き裂の大きさが疲労寿命に与える影響を確認する。Fig.4-24 は Type1 において、初期き裂寸法  $a$  を2倍に変更して解析した( $\alpha$ ) Type1 ( $a = 0.15, 2c = 3\text{mm}$ )、( $\beta$ ) Type1 ( $a = 0.3, 2c = 3\text{mm}$ )の結果である。結果は  $F_a = 6\text{kN}$  および  $9\text{kN}$  において、初期き裂寸法  $a$  が大きい方が疲労寿命は大きい結果となった。Newmann-Raju の解<sup>(55)</sup>によればき裂の最深部で応力拡大係数が大きくなるため、き裂進展量も増加し結果的に疲労寿命が短くなると思われるが、前述のように本試験体(解析モデル)では未溶着部先端に応力集中部があり、内部よりも表面部の方が応力は高い。そのため、き裂深さが大きくなっているにも関わらず、疲労寿命は長いという結果になっているのは本試験体の

変形・応力分布の影響と考えられた。しかしながら、初期き裂寸法のうち  $a$  のみを変化させた場合にはアスペクト比が変化しており、その影響が表れているとも考えられる。そこでアスペクト比を同一にしながらか初期き裂寸法を 2 倍にした解析、 $(\alpha)$  Type1 ( $a = 0.15, 2c = 3\text{mm}$ )、 $(\beta)$  Type1 ( $a = 0.3, 2c = 3\text{mm}$ )に加え、 $(\gamma)$  Type1 ( $a = 0.3, 2c = 6\text{mm}$ )を実施した時の疲労寿命線図を Fig.4-25 に示す。図より、初期き裂寸法  $a, c$  それぞれを 2 倍にした解析結果における破断寿命は最短となった。以上のことから、Fig.4-24 の $(\alpha)$  Type1 ( $a = 0.15, 2c = 3\text{mm}$ )、 $(\beta)$  Type1 ( $a = 0.3, 2c = 3\text{mm}$ )における疲労寿命の逆転はアスペクト比の影響ではなく、応力分布に起因した応力拡大係数範囲の差異の影響が表れていると考えられる。また、Fig.4-25 はき裂深さおよび幅を変更した場合の破断寿命線図を示しており、Fig.4-22 の線図と比較しても、き裂の深さや幅の変化よりも、初期き裂個数の影響の影響が大きいことが確認できた。

最後に解析で配置した初期き裂の個数と配置の妥当性について、また実構造物の解析評価をする場合の考え方について述べる。本研究で明らかになったように、初期き裂の個数と配置によって、推定破断寿命は変化する。本研究では事前の調査から、3次元観察やビーチマーク法の実験結果を基に起点の数が 2,3 個であることを把握していた。また比較のために単一き裂として初期き裂が 1 個の場合、さらに実験結果よりも初期き裂が多い 4 個に初期き裂を設定して解析を実施した。解析結果を見ると、各種規格で提唱するように実構造物の疲労寿命を最安全側に評価するには全幅き裂とするのが良い。しかしながら、より高い精度を求めるならば疲労き裂進展挙動を模擬した複数き裂で評価するべきで、その際の初期き裂の個数、大きさや配置は非破壊検査で調べ解析条件として加味すれば良い。ただし、き裂の間隔については本研究でも調査したようにき裂の間隔と疲労寿命の関係性については、結論を導き出せてはいない。そのため、実構造物の初期き裂の大きさや個数を調べた後には、実験的に間隔を変更した解析をする必要があると考える。また、き裂間隔を等間隔にするか不等間隔にするかについては、本研究で用いた疲労試験体についても同様であるが、非常に長い板材を溶接した後にワイヤーカットで切断して製作しており溶接は途中で止めずに長い溶接線から切り出している。そのため未溶着部先端の場所による起点が特定の場所に集中していることは考えにくいいため溶接線上の初期き裂は等間隔として評価した。

そのため、実構造物においても溶接施工条件が変化せずに1つの長い溶接線で施工される場合には、初期き裂は等間隔配置で解析すれば良いと考えている。



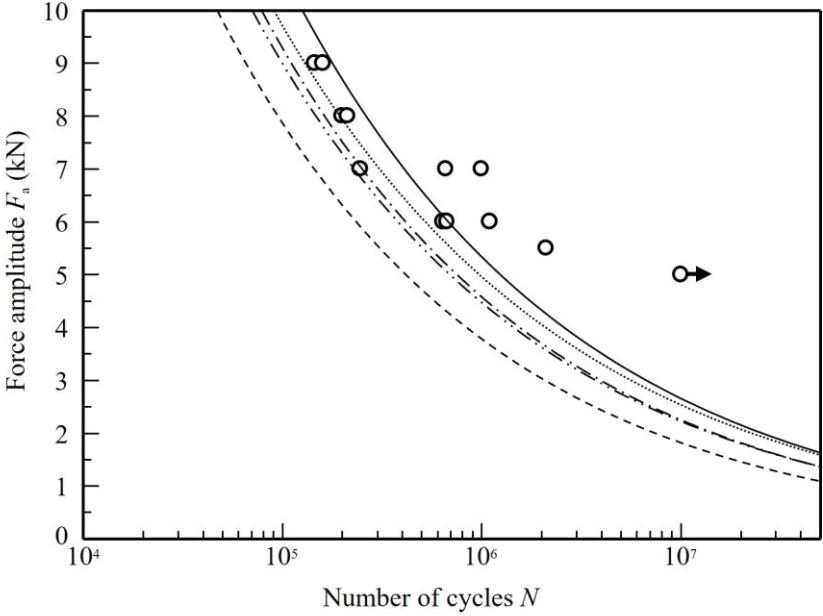
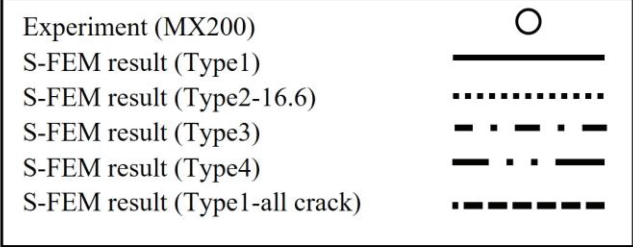


Fig.4-22 Fatigue lifetime estimation using the S-version FEM compared with MX200 test results (The number of cracks comparison)

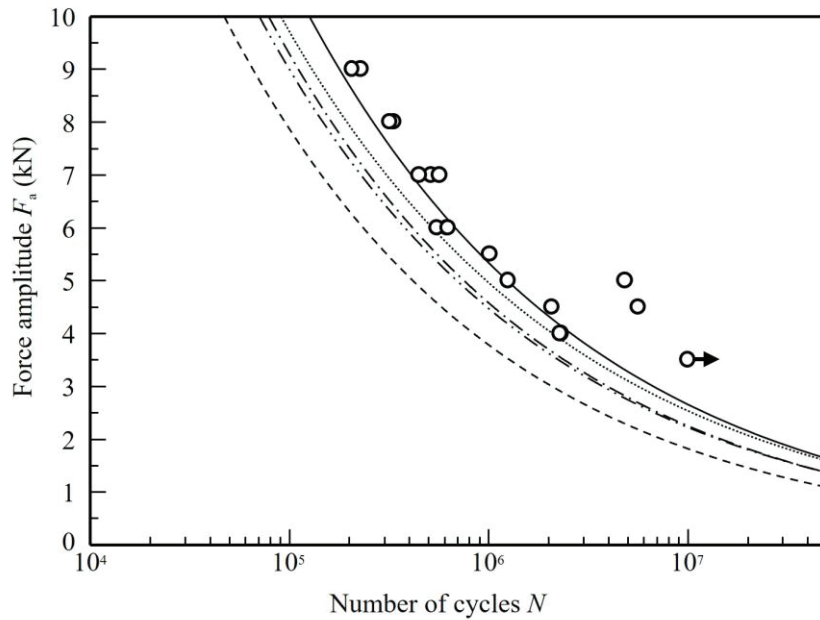
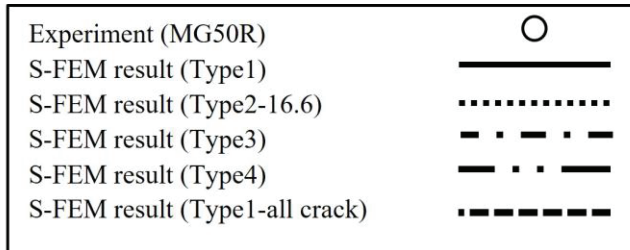


Fig.4-23 Fatigue lifetime estimation using the S-version FEM compared with MG50R test results  
(The number of cracks comparison)

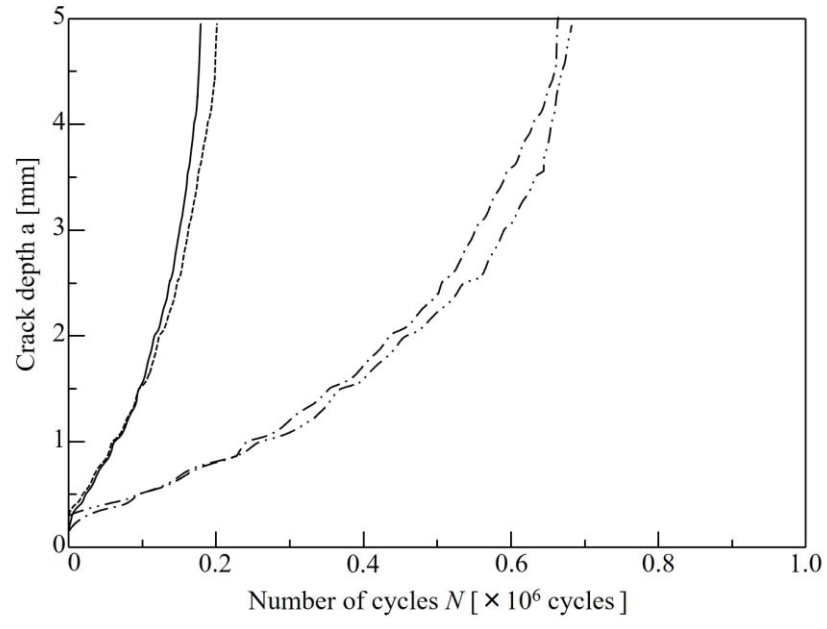
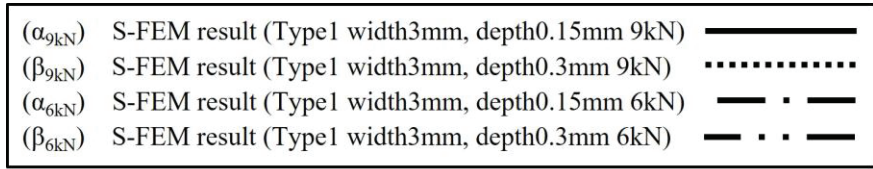


Fig.4-24 Crack growth rate at the longest crack tip at  $F_a = 9kN, 6kN$   
(Type1 width3mm, depth0.15mm, Type1 width3mm, depth0.3mm)

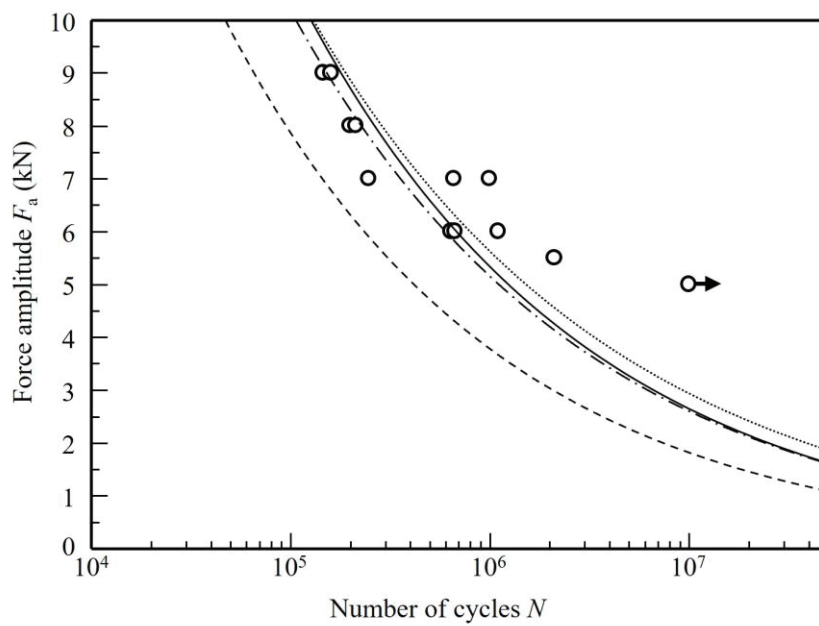
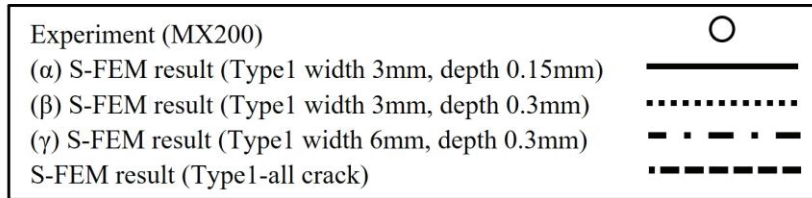


Fig.4-25 Fatigue lifetime estimation using S-version FEM  
(Crack depth and width comparison)

## 結論

本研究では荷重伝達型片側すみ肉溶接継手の寿命予測精度を向上する目的で、実機と同じ疲労試験片を製作し疲労試験を行った。き裂の三次元化およびビーチマーク法を用いて未溶着部内部のき裂進展挙動を調査した。また、S-version FEM の疲労き裂進展解析に必要なき裂進展特性は CT 試験片を用いた除荷弾性コンプライアンス法により取得して、疲労き裂進展解析を実施した。本研究により得られた結論を以下に示す。

- (1) 本試験体の破壊形態は、未溶着部先端より発生した疲労き裂が、溶接金属部内を進展し最終破断を導く破壊形態を示し、巨視的破壊形態に及ぼす負荷試験力振幅依存性は認められない。
- (2) 本試験体における溶接金属部には複数のブローホールおよびウォームホールが存在するが、これらはき裂発生起点にはならず、疲労き裂は未溶着部先端から発生する。さらに、これらのブローホールおよびウォームホールはき裂進展方向に影響を及ぼすものの、疲労寿命に及ぼす影響は小さい。
- (3) 疲労き裂の三次元的観察より、疲労き裂は全寿命の初期に発生しており、全寿命に対してき裂進展寿命が支配的であることが明らかとなった。
- (4) 本試験体には複数のき裂発生起点が認められ、さらに繰返し数の増加に伴い発生した疲労き裂が合体しながら進展する疲労き裂進展挙動であることが明らかとなった。
- (5) 本試験体における溶接材について、除荷弾性コンプライアンス法によってき裂進展特性を取得した結果、IIW-1823-07、日本溶接協会規格や鋼構造物の疲労設計指針の値よりも進展速度は遅い結果であった。規格値は最安全側であるものの、最適設計の際にはそれぞれのき裂進展特性を用いて解析評価を実施するべきである。

- (6) S-version FEM を用いた解析モデルと境界条件の設定により，本試験体の複数き裂の進展挙動を再現した解析を再現することができた。
- (7) S-version FEM 解析結果の比較より，複数の初期き裂におけるき裂進展および合体の挙動が疲労寿命に大きく影響することが明らかとなった。特に，Type2-16.6 と Type3 の解析結果は単一全幅き裂の解析結果よりも 2 倍から 3 倍程度予測寿命の改善が確認され，疲労試験結果に近い結果であった。既存の工学的に用いられている考え方，つまり溶接未溶着部を初期き裂かつ全幅き裂と見なした場合には疲労寿命が過度に安全側評価となっており，寿命予測精度の向上には複数き裂が有用であることが確認できた。
- (8) 油圧ショベルの作業機部分の荷重伝達型片側すみ肉溶接継手における溶接未溶着部からの疲労き裂進展寿命評価では複数の初期き裂を考慮する必要があることが確認できた。初期き裂の大きさ，個数，配置が寿命に与える影響については，初期き裂の大きさを 2 倍程度にしてもなお，き裂個数の影響の方が大きい結果であった。き裂の配置については定量的な傾向は確認されず，今後さらなる調査が必要であると考えられる。

## 参考文献

- (1) 武内幹男, 山本豊, 佐藤正信, 山内崇賢, 柳下公男: 油圧ショベル溶接継手部の疲労寿命推定, 三菱重工技報, Vol.23 No.2, 98-104, (1986)
- (2) 社団法人日本鋼構造協会: 鋼構造物の疲労設計指針・同解説 一付・設計例一 2012年改定版
- (3) 日本溶接協会: 日本溶接協会規格(WES), 2805 溶接継手のぜい性破壊発生及び疲労亀裂進展に対する欠陥の評価方法(解) (英)
- (4) A. Hobbacher: IIW document IIW-1823-07 (2008) ex XIII-2151r4-07/XV-1254r4-07
- (5) P,C, Paris. M,P, Gomez. W, E, Anderson : A rational analytic theory of fatigue, The Trend in Engineering 13, 9-14 (1961)
- (6) 日本材料学会 破壊力学部門委員会: 応力拡大係数ハンドブック
- (7) 中村哲也: 溶接継手部の疲労き裂伝播シミュレーション, ユニバーサル造船テクニカルレビュー, Vol.1 1-4 (2008)
- (8) 森猛, 明見正雄: 2軸荷重を受ける十字溶接継手ルート破壊の疲労強度評価法, 土木学会論文集 A, Vol.64 No.3, 617-626, (2008)
- (9) 森猛, 大住圭太, 米澤隆行, 島貫広志: UIT を施した荷重非伝達型十字すみ肉溶接継手のルート破壊性状と疲労強度, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol.75 No.2, 161-174, (2019)
- (10) 太田省三郎, 北村秀喜: すみ肉溶接継手の疲労強度に及ぼすルート部欠陥寸法の影響 止端処理に起因する荷重非伝達十字すみ肉溶接継手のルート破壊 (第2報), 溶接学会論文集, 第11巻 4号, 562-569 (1993)
- (11) 森猛, 一宮充: 荷重伝達型十字すみ肉溶接継手の疲労破壊起点の検討, 溶接学会論文集, 第17巻 第1号, 94-101 (1999)
- (12) 貝沼重信, 森猛, 一宮充: 荷重伝達型十字溶接継手の疲労破壊起点の評価方法の提案, 土木学会論文集, No.668 I-54, 313-318, (2001)

- (13)太田省三郎, 石塚圭太: 荷重非伝達十字すみ肉溶接継手の疲労におけるルート破壊の防止 止端処理に起因する荷重非伝達十字すみ肉溶接継手のルート破壊 第3報, 溶接学会論文集, 第14巻 第4号, 773-780 (1996)
- (14)太田省三郎, 浅井公屋, 大谷真一: 止端処理に起因する荷重非伝達十字すみ肉溶接継手のルート破壊, 溶接学会論文集, 第9巻 第2号, 288-294 (1991)
- (15)森猛, 内田大介, 福岡哲二, 明見正雄: 板曲げを受ける十字溶接継手ルート破壊の疲労強度法化法の提案, 土木学会論文集, Vol.66 No.3, 568-575 (2010)
- (16)谷口哲憲, 森猛, 遠藤健太: 面外ガセット溶接継手・ルート破壊の疲労強度評価法の検討, 土木学会論文集 A2 (応用力学), Vol.73 No.2(応用力学論文集 Vol. 20) 757-768 (2017)
- (17)貝沼重信, 川本恭郎, 高松大輔, 山田健太郎: 溶接姿勢 とルートギャップが荷重伝達型十字溶接継手の疲労強度に及ぼす影響, 土木学会論文集, No.647 I-51,435-445 (2000)
- (18)貝沼重信, 楠本佳寛, 細見直史, 金仁泰: 異なる板厚を有する十字すみ肉溶接継手の疲労挙動, 溶接学会論文集, Vol.22, No.4, 557-564, (2004)
- (19)貝沼重信, 森猛, 一宮充: 十字すみ肉溶接継手のルート部から発生する疲労亀裂の進展性状, 鋼構造論文集, 第4巻第14号, (1997)
- (20)森猛, 貝沼重信: 荷重伝達型十字すみ肉溶接継手・ルート破壊の疲労強度評価方法の提案, 土木学会論文集, Vol.501 I-29, 95-102, (1994)
- (21)森猛, 貝沼重信, 三木千寿: 荷重伝達型十字すみ肉溶接継手ルート破壊の疲労強度解析, 構造工学論文集, Vol.39A (1993)
- (22)館石和雄, 早田直広, 判治剛, 清水優: すみ肉溶接継手のルートき裂に対する変位基準の疲労強度評価法, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol.71 No.3, 315-326, (2015)
- (23)貝沼重信, 壮金威, 内田大介, 八木伸暁, 久保博司: 片側すみ肉溶接を有する面外ガセット溶接継手の疲労挙動, 溶接学会論文集, 第31巻 第4号, 238-245 (2013)
- (24)森猛: 片面すみ肉溶接継手の疲労強度に対する溶接溶け込み深さの影響, 鋼構造論文集, 第10巻第40号 (2003)



- (25)北泰樹, 北口篤, 長縄尚: 片側すみ肉溶接継手の異なる破壊モードに対する統一的な疲労設計マップの構築, 日本機械学会論文集, Vol.81, No.830 (2015)
- (26)宮川進, 藤井淳司: 疲労の基礎と実機疲労設計の最新動向 3. 自動車の疲労設計の基礎と最近の研究動向, 材料, Vol.59, No.3, 250-256 (2010)
- (27)酒井信介, 岡島智史, 泉聡志, 岩崎篤: 実機検査データによる疲労寿命のベイズ推定, 材料, Vol.54, No.3, 308-313 (2005)
- (28)牧野泰三, 石塚弘道: 疲労の基礎と実機疲労設計の最新動向 5. 鉄道の疲労設計における最近の動向, 材料, Vol.59, No.5, 398-405 (2010)
- (29)牧野泰三, 山本三幸, 近藤修, 楠本富佐夫, 佐藤興志, 下川嘉之: 2036 鉄道車両用台車枠溶接部の疲労強度評価と設計基準への適用, 日本機械学会第 14 回交通・物流部門大会講演論文集
- (30)奥野澄生, 高井英夫, 平石元実, 牧野俊昭, 川崎健, 石崎文雄: 鉄道車両用台車枠の実物大要素モデル試験による強度評価, 材料, Vol.50, No.9, 980-987 (2001)
- (31)王業宏, 富田康光, 橋本聖史, 大沢直樹, 寺井幸司: 溶接構造部材の疲労強度解析のための初期き裂設定法に関する研究, 日本造船学会論文集, 第 2 号
- (32)楠葉貞治, 勝田順一, 河野和芳: 溶接止端部に生じる疲労き裂の寿命予測解析とき裂発生・成長の計測, 鋼構造論文集, 第 14 巻第 55 号 (2007)
- (33)Y. Sumi, M. Nakamura, M. Mohri: Crack paths in weld details under combined normal and shear loading. *Engineering Fracture Mechanics.*, 77(11), 2115-2125 (2010)
- (34)Wolfgang Frickea, Olaf Doerk: Simplified approach to fatigue strength assessment of fillet-welded attachment ends. *International Journal of Fatigue.*, 28 141-150 (2006)
- (35)E. Delkhosh, M. Khurshid, I. Barsoum, Z. Barsoum: Fracture mechanics and fatigue life assessment of box-shaped welded structures: FEM analysis and parametric design., *Welding in the world*, 64 1535-1551 (2020)
- (36)H. Petershagen: 十字継手の疲れ挙動に対する文献調査, IIW VIII-750-74 (1974)
- (37)Stig. Berge: On the effect of plate thickness in fatigue of welds., *Engineering Fracture Mechanics*, 21 (2) 423-435 (1985)

- (38)Chon. L. Tsal, Dong. S. Kim: Analysis of fatigue crack propagation behavior in fillet welded T-joint.,  
Engineering Fracture Mechanics, 36 (4) 653-660 (1990)
- (39)H.L.J. Pang: Analysis of weld toe radius effects on fatigue weld toe cacks., International Journal of  
Pressure Vessels and Piping, 58 171-177 (1993)
- (40)E, Delkhosh. M, Khurshid. I, Barsoum. Z, Barsoum: Welding in the world, 60 1535-1551 (2020)
- (41)F. P. Brenman, P. Peleties, A. K. Hellier: Predicting weld toe stress concentration factors for T and  
skewed T-joint plate connections., International Journal of Fatigue., 22 573-584 (2000)
- (42)Biehn. Baik, Kentaro Yamada, Toshiyuki Ishikawa: Fatigue Strength of Fillet Welded Joint subjected to  
Plate Bending., Steel Structures., 8 163-169 (2008)
- (43)H.L.J Pang, T.G.F. Gray: Fatigue analysis of surface cracks at fillet welded toes., Fatigue & Fracture of  
Engineering Materials & Structures, 16 (2) 151-164 (1993)
- (44)明見正雄, 森猛 : 2 軸荷重を受ける十字溶接継手ルート部破壊の疲労強度評価式の提案, 土木  
学会年次学術講演会講演概要集, Vol.62, 85-86 (2007)
- (45)東郷敬一郎, 大熊伴哉, 島村佳伸, 尾嶋良文 : 鋼構造鋼スポット溶接継手の疲労強度と破壊  
形態に関する FEM 解析による考察, Journal of society of materials science, Japan, Vol.58, No.7,  
627-634 (2009)
- (46)種子島亮太, 曙紘之, 加藤昌彦, 宮垣亜希, 菅田淳 : 高張力鋼のスポット溶接継手の三次元  
的疲労き裂進展挙動観察, 日本機械学会論文集 A 編 Vol.76, No.770 1317-1324 (2010)
- (47)藤原 敏, 宮園 高, 福田 収一 : 疲労き裂進展経路の予知に関する研究 (第 1 報, 予備的検  
討), 日本機械学会論文集 A 編 Vol.52, No.481 2139-2142 (1986)
- (48)伊禮 良樹, Anggit MURDANI, 国吉 和男, 真壁 朝敏 : き裂進展挙動に及ぼすき裂先端近傍  
への穴加工とその穴へのピンの打ち込みの影響について, 日本機械学会論文集 A 編 Vol.74,  
No.741 706-712 (2008)
- (49)夏目 雅彦 : 発電水車用ステンレス鋳鋼 SCS6 の疲労強度評価および 2 段繰返し変動荷重下  
における疲労き裂進展挙動の解明, 広島大学大学院工学研究科機械システム工学専攻修士論文  
(2010)

- (50)M, Jono. A, Sugeta. (1996) CRACK CLOSURE AND EFFECT OF LOAD VARIATION ON SMALL FATIGUE CRACK GROTH BEHAVIOR. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures.*, 19 (2-3), 165-174 (1996)
- (51)H, Okada. S, Endoh. M, Kikuchi: Application of s-Version Finite Element Method to Two-Dimensional Fracture Mechanics Problems. *Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering.*, 1(5) (2007)
- (52)M, Kikuchi. Y, Wada. M, Takahashi: Fatigue Crack Growth Simulation Using S-FEM. *Transactions of the Japan society of mechanical engineers. A.*, 74 812-818 (742) (2008)
- (53)M, Kikuchi. Y, Wada. M, Takahashi: Fatigue Crack Growth Simulation Using S-Version FEM (2nd Report, Study on Interaction of Two Parallel Cracks). *Transactions of the Japan society of mechanical engineers. A.*, 74 1243-1248 (745) (2008)
- (54)M, Kikuchi. Y, Wada. A, Utsunomiya. H, Suyama: Fatigue Crack Growth Simulation Using S-Version FEM (3rd Report, Fatigue of 3D. Surface Crack). *Transactions of the Japan society of mechanical engineers. A.*, 74 918-924 (755) (2009)
- (55)J.C.Newman, I.S.Raju: Analyses of surface crack in finite plates under tension or bending load. *NASA technical paper 1578* (1979)
- (56)T, Abe. H, Akebono. M, Kato. A, Sugeta: Fatigue properties and fracture mechanism of load carrying type fillet joints with one-sided welding., *Fracture and structural Integrity.*, 10(35), 424-433 (2016)
- (57)T, Abe. H, Akebono. M, Kato. A, Sugeta: 3-Dimensional observation on the fatigue crack propagation behavior of the structures with one-sided welding of the fillet joint for load carrying type., *Transactions of the Japan society of mechanical engineers.*, 82(833) (2016)
- (58)T, Abe. J, Arakawa. H, Akebono. M, Kato. A, Sugeta: Analysis of fatigue crack propagation behavior of structures with one-sided welding in fillet welded joint for load-carrying type., *Materials Transactions.*,

本研究を実施するにあたり、わたくしが企業所属でありながら社会人ドクターとして研究に従事することを許可頂き、研究をするための知識や理解力が不十分でありながら忍耐強く長年にわたり多大なるご支援とご教授をくださった菅田淳教授、曙紘之教授に感謝を申し上げます。また、研究のご指導やアドバイスや悩みなど幅広く相談に乗って頂いた現岡山大学荒川仁太助教に感謝申し上げます。そして、すでに広島大学材料強度学研究室を卒業されていますが種子島亮太さんや、ともに研究を実施してくれた開君、山王君、中村君、初田君、兵頭君、福留君に感謝致します。また、本研究活動を支援して頂いたコベルコ建機の方々、特に当時部門長として活動に理解を示してくださった故下垣内宏さん、現在もお世話になっている田中精一さんに感謝申し上げます。最後に妻志穂をはじめ家族の協力を貰いこの研究ができたと思っています。末筆ながらこの場をかりて感謝を申し上げます。