



Title	亀裂面腐食を活用した疲労寿命延伸技術のメカニズム 解明と弾塑性疲労性能評価手法の提案
Author(s)	柴田, 誉
Citation	大阪大学, 2024, 博士論文
Version Type	VoR
URL	<a href="https://doi.org/10.18910/98787">https://doi.org/10.18910/98787</a>
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

亀裂面腐食を活用した  
疲労寿命延伸技術のメカニズム解明と  
弾塑性疲労性能評価手法の提案

柴 田 誉

2024 年 7 月

大阪大学大学院工学研究科



# 目 次

第 1 章	序論 .....	1
1. 1.	研究背景 .....	1
1. 2.	既往の研究 .....	2
1. 3.	本論文の目的.....	4
1. 4.	本論文の構成.....	5
第 2 章	供試鋼の基本的特性.....	8
2. 1.	緒言 .....	8
2. 2.	供試鋼の化学成分およびミクロ組織.....	8
2. 3.	静的引張試験結果.....	9
2. 4.	SENT 試験片に対する疲労試験.....	11
2. 4. 1.	疲労試験方法.....	11
2. 4. 2.	疲労試験結果.....	13
2. 5.	結言 .....	16
第 3 章	腐食促進試験が疲労亀裂進展特性に与える影響調査.....	17
3. 1.	緒言 .....	17
3. 2.	自動車用外観腐食試験法 (SAE J2334) .....	17
3. 3.	疲労試験方法.....	18
3. 4.	疲労試験結果.....	20
3. 4. 1.	疲労予亀裂導入試験.....	20
3. 4. 2.	腐食促進試験.....	25
3. 4. 3.	疲労亀裂進展試験：疲労予亀裂長さ $a_{co} = 0\text{mm}$ .....	26
3. 4. 4.	疲労亀裂進展試験：疲労予亀裂長さ $a_{co} = 0.4\text{mm}$ .....	28
3. 4. 5.	疲労亀裂進展試験：疲労予亀裂長さ $a_{co} = 1.5\text{mm}$ .....	29
3. 4. 6.	疲労亀裂進展試験：疲労予亀裂長さ $a_{co} = 3.0\text{mm}$ .....	29
3. 4. 7.	破断面観察結果.....	30
3. 5.	結言 .....	33
第 4 章	硝酸による亀裂面腐食を活用した疲労寿命延伸メカニズムの解明.....	34
4. 1.	緒言 .....	34
4. 2.	疲労試験方法.....	34
4. 3.	腐食生成物による疲労亀裂進展特性.....	37



4.3.1.	疲労亀裂の進展特性（応力比 $R=0.1$ ）	37
4.3.2.	疲労亀裂の進展特性（応力比 $R=-1.0$ ）	41
4.3.3.	腐食施工時のひずみ応答	44
4.4.	腐食生成物堆積量の調査	45
4.4.1.	破断試験片の亀裂面形状計測	45
4.4.2.	亀裂面に分布する塑性変形量の計測	48
4.4.3.	腐食生成物堆積量の計測	53
4.5.	結言	62
第5章	繰返し弾塑性応答に基づく疲労性能評価手法の高度化	63
5.1.	緒言	63
5.2.	材料構成モデル	64
5.2.1.	構成式	64
5.2.2.	材料定数キャリブレーション	67
5.3.	疲労性能評価手法の提案	69
5.3.1.	疲労亀裂発生寿命評価	69
5.3.2.	疲労亀裂進展寿命評価	71
5.4.	疲労試験結果に対する検証	74
5.4.1.	数値解析条件	74
5.4.2.	数値解析結果	75
5.5.	結言	84
第6章	亀裂面腐食を考慮した疲労性能評価手法の提案	85
6.1.	緒言	85
6.2.	解析対象疲労試験結果	85
6.3.	CT試験片を使用した腐食疲労試験結果に対する検証	85
6.3.1.	数値解析条件	87
6.3.2.	3種の実験結果に対する数値解析結果	90
6.4.	結言	98
第7章	提案評価手法の適用性検証	99
7.1.	緒言	99
7.2.	解析対象疲労試験結果	99
7.3.	SENT試験片を使用した腐食疲労試験結果に対する数値解析検証	100
7.3.1.	数値解析条件	100
7.3.2.	数値解析結果	102

7. 4.	結言 .....	109
第 8 章	結論 .....	110
8. 1.	総括 .....	110

# 第1章 序論

## 1.1. 研究背景

機械・鋼構造物の損傷の約 8 割は金属疲労に起因する[1]と言われる中、長期供用を前提とする社会基盤構造物では、高い疲労性能確保に対する社会的要求が高まっている。中でも、構造設計の要となる溶接継手部は、その形状不連続性に加え、溶接入熱による材料組織変化・HAZ（熱影響部）強度分布、溶接残留応力、溶接角変形など複雑な影響が重畳することから疲労破壊起点部となりやすく、各種因子が疲労性能に与える影響について様々な知見が報告されている。[2]-[5]一方で、近年は、構造物の安全性担保や維持管理コストの低減などを志向した設計思想の転換が見られ、性能照査型の限界状態設計法[6]を採用した設計により、構造設計の合理化が進められている。そのため、品質確保・設計合理化要請の両面から、高精度な疲労性能評価手法の確立は喫緊の課題と言える。

現状広く用いられる鋼構造物の設計指針としては、日本鋼構造協会（JSSC）[7]や国際溶接学会（IIW）[8]をはじめとした公称応力 $\sigma_n$ と破断寿命 $N_f$ の関係を整理した S-N 線図がある。これらは、ある一定の条件の下製作された母材試験片や様々な溶接継手試験体に対して実施された膨大な疲労試験データベースを基に設定されているが、一般に溶接止端部などの形状不連続部や溶接残留応力などの影響は、安全率のみによって担保されている。また、採用される繰返し数である破断寿命 $N_f$ は、疲労亀裂進展経路や断面応力勾配に大きく依存する他、破壊モードの異なる溶接止端部起点破壊とルート部起点破壊の区別がされていない等、合理的かつ高精度な評価手法が採用されているとは言えない。

他方、疲労破壊の理論問題は、一般に疲労亀裂発生寿命 $N_c$ と疲労亀裂進展寿命 $N_p$ に分けた議論がなされる。このうち、疲労亀裂の発生問題については、鋼材表面における塑性ひずみの発生と累積によって発生するものと考えられ[9]、局所的なひずみ範囲や塑性仕事に基づいた寿命評価・予測が行われている。特に、降伏応力よりも小さな応力範囲の試験である高サイクル疲労試験中には、巨視的には弾性域の荷重範囲であっても、サイクル数の増加に伴って突如として塑性ひずみが発生し、疲労亀裂発生・進展に至ることが各種材料において報告されており[10]-[12]、巨視的弾性域における疲労メカニズムの解明および適切なモデリングは重要と言える。

疲労亀裂進展寿命 $N_p$ の評価方法については、Paris 則[13]などの破壊力学に基づく従来知見において、鉄鋼材料の疲労亀裂進展速度 $da/dN$ は、疲労亀裂先端における応力拡大係数範囲 $\Delta K$ を用いた表現が為される。 $\Delta K$ は弾性 FEM 解析によって容易に算出可能であり、各種疲労試験形状に対する理論解も豊富に示されているため[7][14]、エンジニアリングツールとしての有用性が高い。また、W. Elber ら[15]によって有効応力拡大係数範囲 $\Delta K_{\text{eff}} (= K_{\text{max}} - K_{\text{op}})$ も提案され、亀裂長さが十分大きく小規模降伏条件を仮定できる場合に疲労寿命との相関が示されている。しかし、疲労亀裂進展寿命 $N_p$ の大部分を占める亀裂発生直後の微小亀

裂状態，すなわち下限界応力拡大係数範囲 $\Delta K_{th}$ 近傍では，応力比 $R$ や酸化物などに起因する亀裂開閉挙動の影響が大きく表れ，実際には複雑な挙動を示すことが知られている．[1]さらに，線形破壊力学が前提とする小規模降伏条件を一般に満たさないこともあり，物理的根拠の曖昧な多数のパラメータ導入によるモデル化が行われている．[16]また，弾性解析による評価となるため，荷重履歴や亀裂面接触摩擦挙動などの非線形性の強い現象は評価することができない．一方で，疲労亀裂進展中の亀裂先端における詳細現象の実験計測[17]-[19]が広く行われており，従来疲労性能評価への考慮が為されてこなかった現象の解明や疲労亀裂進展挙動への影響度が明らかになりつつある．以上のことから，弾塑性応力状態を考慮した評価ならびに亀裂先端から得られる局所応答に基づく評価が望ましく，疲労亀裂進展性能の高精度評価や現象の高度な理解に有益であると考えられる．

他方，実構造物における疲労問題に目を向けてみると，発生した疲労亀裂は，一般にグラインダ補修やストップホール，当て板補修などを用いて補修・補強がなされる．ただし，現下の疲労損傷事案の発生件数を鑑みると，それら施工をすべての疲労亀裂に適用することは不可能に近い．そうした中，亀裂面内への人工物質注入による亀裂閉口促進技術が注目されている．これは，上述の有効応力拡大係数範囲 $\Delta K_{eff}$ ならびに R. H. Christensen[20]により報告された酸化物亀裂閉口に伴う疲労寿命延伸効果に注目した技術であり，北川ら[21]は，亀裂面内へ接着剤を注入し，約 5 万回の間，疲労亀裂の停留を報告した．また，高橋ら[22][23]によるアルミナ粒子や磁粉探傷用の磁粉の注入検討では，亀裂寿命延伸効果の確認と粒子サイズによる影響の大小が報告されている．その他にも，樹脂と金属粒の混合物[24]，無電解ニッケルメッキ，無電解銅メッキ[25]など様々な物質を注入した検討が行われている．これらの技術は比較的簡便に施工することが可能と考えられ，実構造物への適用が期待される．[26]ただし，亀裂停留および大幅な寿命延伸効果を得るためには，これら物質を亀裂面内全体に注入する必要がある，亀裂面内への浸透性，すなわち粒子サイズや粘性などに大きく依存する．そのため，対象とする亀裂の長さや開口量，応力比 $R$ などによって，寿命延伸効果や施工難易度が大きく変化するが，極めて限定的な条件下での報告に留まっている．

## 1. 2. 既往の研究

鋼材の疲労性能の評価・予測においては，鋼材の弾塑性変形挙動を高精度に再現可能な材料モデルの構築が必要となる．

古典弾塑性論[27]における塑性は，降伏面内部を純粋弾性域と仮定しているため，繰返し荷重載荷により徐々に弾塑性応答が変化する現象再現には限界がある．そのため，繰返し荷重を受ける材料の応力ひずみ応答の記述を目的とした材料構成モデルは数多く提案されているが[28]-[32]，それらの多くは降伏面付近または降伏面を超える領域を想定した，いわゆる低サイクル疲労を対象としたものであり，降伏応力以下で繰り返される巨視的弾性状態から徐々に塑性ひずみの累積が生じる高サイクル疲労問題には適さず，汎用的なモデル化

はされていない。一方、近年では高サイクル域における疲労損傷をモデル化した材料構成式も数多く提案されている。例えば Barbu ら[33]や Van Do ら[34]は、連続体損傷力学モデル[35][36]をベースに高サイクル疲労を対象とした材料構成モデルの提案を行い、後者では多軸応力状態を考慮して溶接継手の引張残留応力が評価された。さらに、Zhu ら[37]は高サイクル疲労と低サイクル疲労の相互作用を記述するパラメータの導入により、累積損傷則に基づく疲労損傷評価モデルを提案した。ただし、これらのモデルでは、疲労損傷が繰返し数の関数として記述されており、変動荷重や過大荷重などが作用する場合における現象記述は難しい。

そうした中、著者らは、近年巨視的弾性状態（高サイクル疲労域）から低サイクル疲労域までの応力ひずみ応答を高精度に、統一的に再現可能な材料モデル（以下、疲労 SS モデル[38][39]と称する）を開発するとともに、弾塑性 FEM 解析への実装を通じて、多数の構造体に対する繰返し弾塑性応答の取得を可能とした。また、実測では取得することが困難となる局所的・微視的領域における局所応答値を用いた疲労亀裂発生寿命評価手法を確立した。[40]-[42]さらに、近年では、疲労亀裂先端における開閉口挙動や亀裂面接触摩擦挙動などの疲労損傷過程の詳細なメカニズム理解を志向し、疲労亀裂発生・進展現象を同じ数値的枠組みで評価する取り組みを進めている。すなわち、疲労亀裂進展問題を疲労亀裂先端における疲労亀裂発生・進展の連続問題であると捉え、疲労亀裂先端における局所応答値（ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_t$ および平均応力 $\sigma_m$ ）から疲労亀裂進展速度 $da/dN$ を表現する手法の開発に取り組んでいる。[43]-[46]これにより、従来の破壊力学的アプローチでは考慮が不可能であった、疲労亀裂進展速度 $da/dN$ に及ぼす亀裂面閉口、荷重履歴影響、溶接熱影響部（HAZ）の強度分布など、弾塑性応力状態を考慮した評価可能性が期待されている。これまでに、CT 試験片や十字継手において、疲労試験結果の高精度評価が報告されている。[43]-[45]ただし、従来検討においては、解析計算コストを考慮し、亀裂進展に伴う変形・塑性ひずみなどの内部変数を引き継ぐ解析は一部を除いて実施されていない。また、亀裂進展時には、亀裂前方が損傷を受けながら進展すると考えられるが、そうした影響も考慮されていない。さらに、再現対象としている荷重載荷条件も、応力比 $R$ が 0 または 0.1 など正の場合に限定されており、亀裂面接触が発生しやすい応力比 $R < 0$ における検討は行われていない。

一方、実構造物において活用が期待される亀裂閉口現象を活用した疲労寿命延伸技術としては、遠藤ら[47][48]による腐食生成物が亀裂閉口を促進する実験観察を踏まえ、高橋[49]や Putri ら[50][51]による亀裂面腐食を活用する手法が注目されている。これは、先述の検討例に対して、腐食促進剤の液体という浸透性・浸潤性の良さを生かした技術であり、亀裂の開口量や亀裂の長さ、方向に依らない施工性の高さが期待される。それら検証では、容易に亀裂面全体へ注入可能であることが報告され、疲労亀裂停留も含め大きな寿命延伸効果が示されている。ただし、本技術においても評価対象とした亀裂の諸元や荷重条件などが極めて限定された条件下での評価に留まっている上、寿命延伸効果の駆動力と考えられる亀裂面への腐食生成物堆積量に関する詳細な計測・議論は行われていない。ましてや弾塑性応力

状態や腐食生成物の材料物性を考慮した高精度な疲労寿命解析が行われた例も存在しない。

以上の背景より、鋼構造物の疲労寿命評価技術の確立および腐食生成物による寿命延伸効果を考慮する疲労寿命評価技術に対する課題として、以下に示すものが挙げられる。

- 疲労亀裂先端の局所ひずみに着目した疲労寿命評価手法が提案され、実験的検証との比較からその有益性も確認されているが、いずれも応力比 $R \geq 0$ の限られた条件下のみの検証であり、亀裂面接触影響が大きくなる応力比 $R < 0$ の条件に対する検証はなされていない。また、亀裂進展に伴う弾塑性変形や累積損傷を考慮した解析は十分に行われていない。
- 亀裂面腐食を活用した疲労寿命延伸技術が提案され、疲労寿命の大幅な延伸効果が確認されているが、現象の駆動力と考えられる腐食生成物堆積量に対する計測例は存在しない。さらに、応力比 $R$ が0または正の条件下のみの実験的検証に留まっており、応力比 $R < 0$ の条件に対する検証は行われていない。
- 上述の技術に対して、その効果の程度を評価可能な高精度な疲労性能評価手法の開発はなされていない。

これらの課題を踏まえて、次節において本論文の目的を述べる。

### 1.3. 本論文の目的

本論文では、亀裂面腐食を活用した疲労寿命延伸技術のメカニズム解明とその挙動を再現可能な弾塑性疲労性能評価手法の提案を目的とする。目的達成のため、以下の内容に取り組む。

- 最大荷重および応力比 $R$ の異なる4種の大気中疲労亀裂進展試験を実施し、対象鋼材の疲労性能を実験的に明らかにする。
- 鋼材の疲労性能に及ぼす腐食の影響を明らかにする。具体的には、疲労亀裂開口部から積極的に腐食する場合と亀裂面内が腐食する場合に対する実験的検証を行う。また、疲労亀裂面内に堆積する腐食生成物量の定量計測を行い、疲労寿命延伸効果のメカニズム解明に取り組む。
- 弾塑性解析を活用した疲労性能評価手法の改善提案を行い、疲労亀裂進展試験結果に

対する検証を行う。

- 腐食生成物による疲労寿命延伸効果のメカニズム解明より得られた知見を反映し、亀裂面が積極的に腐食する場合の疲労寿命延伸効果を再現可能な疲労寿命評価手法の提案および実験結果に対する検証評価を行う。

#### 1.4. 本論文の構成

本論文は、全 8 章で構成される。以下に各章の検討内容について示す。また、Fig. 1-1 に各章の位置づけと相互関係を示す。

第 1 章は序論であり、鋼構造物における疲労破壊・疲労寿命予測における現状と課題の他、本論文で対象とする腐食生成物を活用した亀裂閉口促進に伴う疲労寿命延伸技術に関連する既往技術とその課題について示した。また、本論文の研究目的とその構成を示した。

第 2 章では、本論文の供試鋼として採用した溶接構造用圧延鋼板 JIS SM490A のミクロ組織および静的引張強度を示す。また、供試鋼より SENT 試験片を製作し、応力比 $R$ および最大応力 $\sigma_{\max}$ の異なる 4 種の疲労試験条件の下、大気中の疲労性能取得を目的とした疲労試験を実施する。

第 3 章では、環境因子によって進行した腐食が疲労亀裂発生及び疲労予亀裂の進展挙動に及ぼす影響を明確化することを目的として、腐食促進試験および疲労試験を実施する。具体的には、疲労予亀裂を導入した SENT 試験片に対して、乾湿繰返し腐食促進試験（SAE J2334）を活用した腐食試験を行った後に、疲労試験を再度実施し、亀裂進展特性を取得する。得られる結果に対する環境腐食影響の有無について調査・考察を行う。

第 4 章では、SENT 試験片に導入した疲労予亀裂面を硝酸によって強制的に腐食させた場合の疲労亀裂進展性能の検証とそのメカニズムの解明を目的とした検討を行う。具体的には、所定の疲労予亀裂を有する試験片に対して、腐食促進剤である 35%硝酸による積極的な亀裂面腐食を行ったのち、大気中で疲労亀裂進展試験を最終破断まで行うことにより、腐食生成物が疲労性能へ与える影響について調査を行う。また、破断後試験片に対する形状計測を行い、FRASTA 法を活用した腐食生成物の堆積量計測を実施する。さらに、疲労寿命延伸程度と腐食生成物量堆積量の関係性について考察を行う。

第 5 章では、本論文で採用する材料モデル「疲労 SS モデル」の概要を述べたのち、それ

を活用した疲労性能評価を実施する。疲労性能評価では、亀裂進展に伴う弾塑性変形履歴および線形累積損傷則の考え方を援用した評価手法を新たに提案し、第 2 章にて示す応力比 $R$ および最大応力 $\sigma_{\max}$ の異なる 4 種の疲労試験結果に対する再現解析を行うことで、提案手法の有効性を検証する。

第 6 章では、Putri ら[50][51]によって取得された、CT 試験片に対する亀裂面腐食を活用した疲労試験に対する再現解析を行う。腐食生成物による亀裂閉口促進に伴う疲労寿命延伸効果を、亀裂面要素の入熱膨張により再現する手法の提案を行う。提案手法を、荷重条件および疲労予亀裂長さ $a_{co}$ の異なる 3 種の疲労試験結果に対して適用することで、評価手法の有効性を検証する。

第 7 章では、第 4 章に示す応力比 $R$ および最大荷重 $\sigma_{\max}$ の異なる腐食疲労試験結果の再現解析を目的とし、第 5 章および第 6 章で提案した手法を援用して、本評価手法の妥当性および汎用性を確認する。亀裂停留や大幅な寿命延伸効果を示す実験結果の再現解析を通じて、腐食疲労解析手法の精緻化に取り組む。

第 8 章では、本論文で得られた各章における成果を総括するとともに、今後の検討課題について述べる。

各章の位置づけと相互関係を Fig. 1-1 に示す。



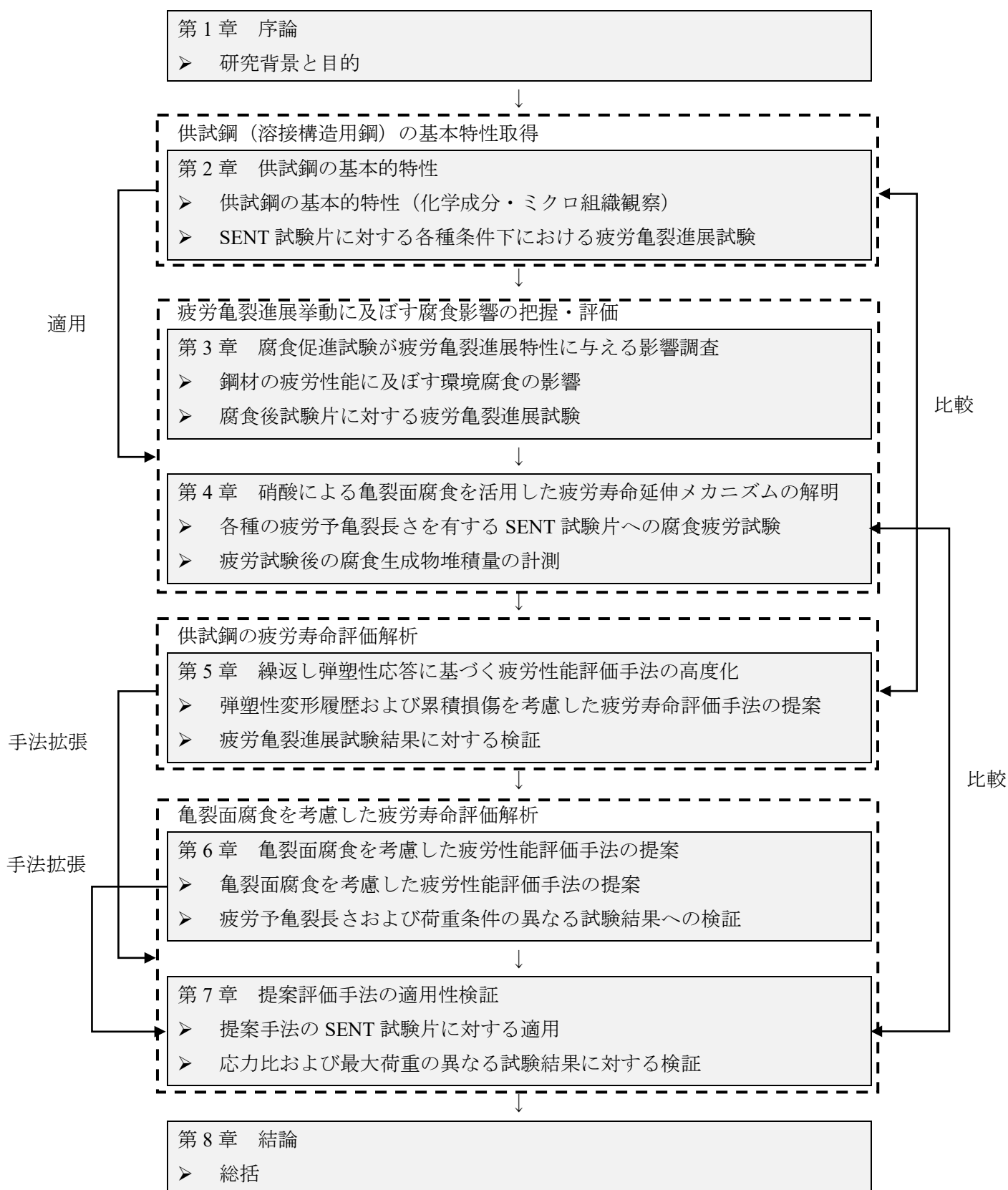


Fig. 1-1 本論文の構成

## 第2章 供試鋼の基本的特性

### 2.1. 緒言

本論文では、腐食生成物による疲労亀裂進展寿命延伸効果の調査を目的として、溶接構造用圧延鋼材 SM490A を供試鋼として採用した。

本章では、次節以降に、米澤ら[52]によって実施されたマイクロ組織（2.2 節）および静的引張試験結果（2.3 節）を、2.4 節に本論文で実施した各種荷重条件下で取得された疲労亀裂進展試験結果について示す。

### 2.2. 供試鋼の化学成分およびマイクロ組織

本論文では、鋼橋や船舶などにおいて幅広く利用される溶接構造用圧延鋼材 SM490A を供試鋼として採用した。（JIS G 3106 準拠[53]）

採用鋼の化学成分を Table 2-1 に示す。製造方法は、As-roll（圧延まま）とした。

マイクロ組織は、供試鋼の圧延方向に平行かつ板面に垂直面（L 断面）を観察面とし、3%ナイトール（3%硝酸アルコール溶液）で腐食させた。観察には光学顕微鏡を使用し、観察位置は板厚の 1/2 とした。

Fig. 2-1 に観察されたマイクロ組織を示す。フェライト・パーライトの複合組織を呈した。

Table 2-1 溶接構造用圧延鋼材 SM490A の化学成分（mass%）

Steel type	C	Si	Mn	P	S
SM490	0.16	0.42	1.42	0.017	0.006

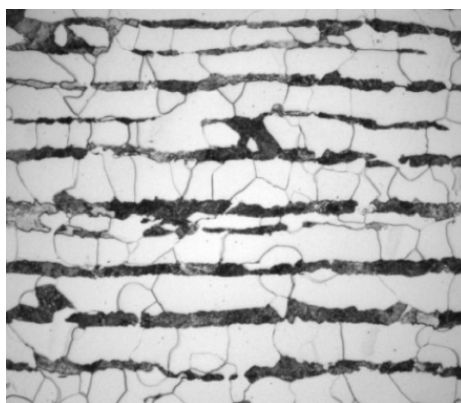


Fig. 2-1 溶接構造用圧延鋼材 SM490A のマイクロ組織

### 2.3. 静的引張試験結果

静的引張試験は、板厚の 1/2 位置より引張方向が圧延方向となるように採取した JIS Z 2241[54]に規定される 14A 号試験片を用いた検討が行われた。試験片形状を Fig. 2-2 に示す。試験機は、荷重容量 200kN 静的引張試験機を使用し、表転換距離 40mm、その他試験条件を JIS Z 2241 に準拠した。

静的引張試験により得られた応力ひずみ関係および各種引張特性を、Fig. 2-3 および Table 2-2 に示す。この結果より、対象鋼は明瞭な上降伏点や降伏棚を示し、各種引張特性は JIS G 3106 規定の SM490 に相当することが確認される。

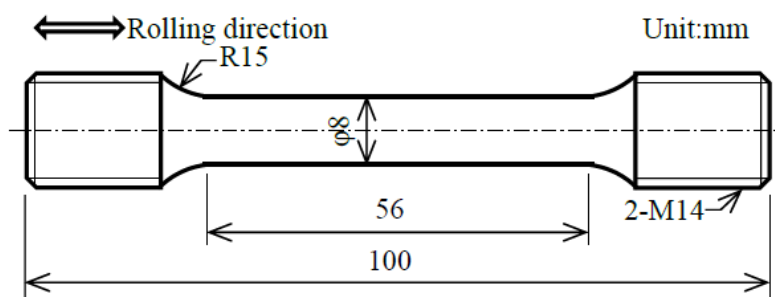


Fig. 2-2 静的引張試験片

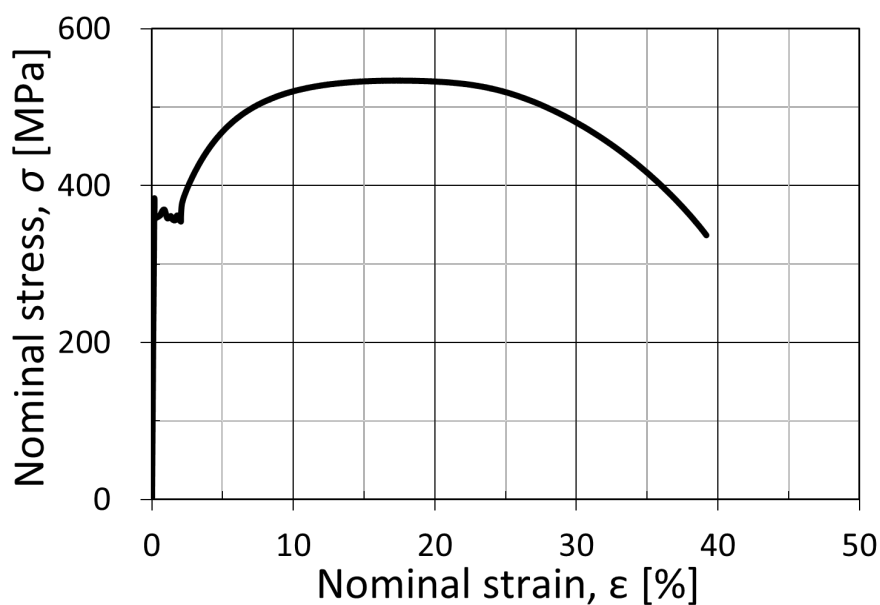


Fig. 2-3 対象鋼の静的引張試験結果

Table 2-2 対象鋼の各種引張特性

Steel type	Yield stress $\sigma_y$ [MPa]	Tensile stress $\sigma_T$ [MPa]	Yield ratio $R_Y$ [%]	Elongation EL [%]
SM490	361	534	67.6	33.2

## 2. 4. SENT 試験片に対する疲労試験

### 2. 4. 1. 疲労試験方法

本節では、前節に示した鋼材からなる SENT 試験片を用いた疲労亀裂進展試験について記す。

試験に使用した SENT 試験片形状を Fig. 2-4 に示す。試験片幅 21mm, 切欠き深さ 3mm の試験片とし、試験片厚は 3mm である。試験片採取位置は、供試鋼板厚の 1/4 位置とし、荷重載荷方向は圧延方向、亀裂進展方向は板幅方向とした。

疲労試験では、荷重容量 20kN 油圧サーボ式疲労試験機を用いて、荷重範囲 $\Delta P$ 一定、応力比 $R=0.1$  および $-1.0$ , 三角波形の軸力繰返し荷重（荷重載荷周波数：16Hz）を載荷し、切欠き底から疲労亀裂を発生・進展させた。

疲労試験表面には、市販の黒色・白色インクを用いたランダムパターンを生成し、疲労試験前の事前形状計測を行った。

疲労亀裂発生時を含む疲労亀裂長さは、試験片表面から 2 台のステレオカメラ（CCD カメラ）により同定した。すなわち、事前に撮影したランダムパターンと試験中にカメラで撮影した疲労亀裂先端の位置関係から疲労亀裂長さを同定した。ただし、カメラ撮影はランダムパターンを施した試験片表面一面のみであり、得られる疲労亀裂長さや対応する荷重繰返し数は、全て試験片表面で取得されたデータに基づいている。カメラによる撮影は、2000 サイクル（125 秒）毎に 2 秒間、200Hz とし、16Hz で開閉口する疲労亀裂先端周辺を撮影した。

疲労試験機周辺の構成は Fig. 2-5 の通りである。

試験片に付与した荷重条件は Table 2-3 に示す通り、応力比 $R$ および最大荷重 $P_{\max}$ を変化させた計 4 種の荷重条件とした。

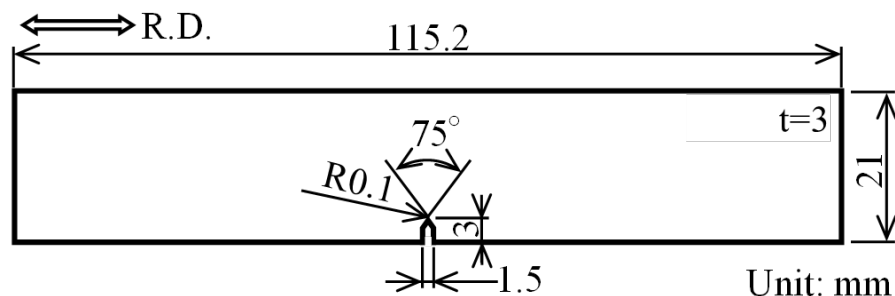
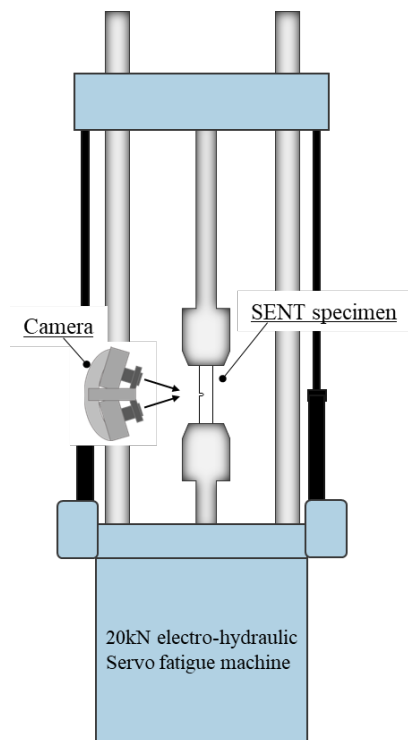
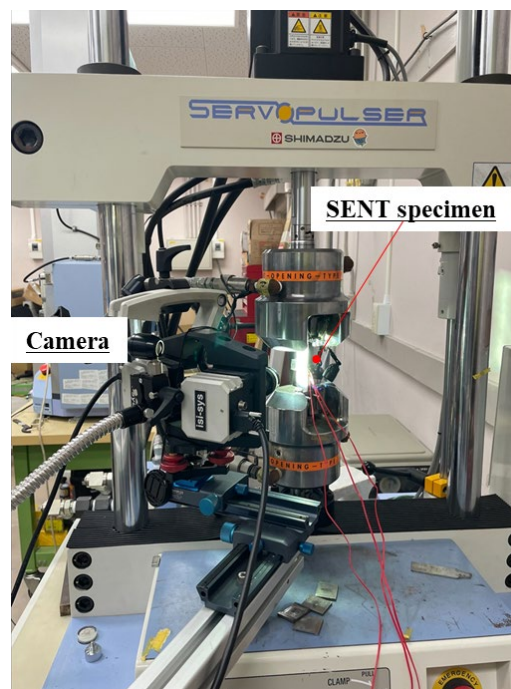


Fig. 2-4 SENT 試験片形状



a) DIC および疲労試験機レイアウト図



b) 疲労試験状況

Fig. 2-5 疲労試験機周辺の機器構成

Table 2-3 検討した荷重条件

Test case	Stress Ratio $R$	Maximum Load $P_{\max}$ [MPa]	Minimum Load $P_{\min}$ [MPa]
Case1_90MPa ( $R=0.1$ )	0.1	90	9
Case2_110MPa ( $R=0.1$ )		110	11
Case3_90MPa ( $R=-1.0$ )	-1.0	90	-90
Case4_110MPa ( $R=-1.0$ )		110	-110

## 2.4.2. 疲労試験結果

以上より得られた疲労試験結果を Table 2-4, Fig. 2-6 および Fig. 2-7 に示す.

疲労亀裂発生寿命 $N_c$ , 疲労亀裂進展寿命 $N_p$ および破断寿命 $N_f$ は, Table 2-4 に示す通りであった. ここで, 疲労亀裂発生寿命 $N_c$ とは, 切欠き底のある位置で発生した疲労亀裂が合体や板厚方向への進展により試験体表面部で観察されるまでの荷重載荷回数である. この結果より, 同じ最大荷重または同じ応力比 $R$ で比較した場合, 荷重範囲の小さい試験結果のほうが長寿命となる傾向が確認できる. また, 疲労亀裂発生寿命 $N_c$ には, 応力比 $R$ による大きな差が認められる.

Fig. 2-8 および Fig. 2-9 に示すのは, 疲労亀裂進展寿命を微分することにより算出した疲労亀裂進展速度である. 本研究では,  $a$ - $N$ 関係を 6 次関数により近似し, 疲労亀裂長さ $a$ について微分した. 全体的に亀裂長さ $a$ に応じて疲労亀裂進展速度も単調に増加する傾向を示した. 切欠きを有する試験片に対する疲労亀裂進展試験結果では, 応力比 $R < 0$ の場合において, 疲労亀裂進展速度が亀裂発生直後に低下したのち上昇するという V 形の挙動を示す[55]ことが知られているが, 本結果から明瞭な傾向を確認することはできなかった. ただし, これは $a$ - $N$ 関係の適切な関数化の問題も考えられる.

Table 2-4 疲労亀裂発生寿命および破断寿命

Test case	Crack initiation life $N_c$ [cycle]	Crack propagation life $N_p$ [cycle]	Fracture life $N_f$ [cycle]
Case1_90MPa (R=0.1)	95,000	485,226	580,226
Case2_110MPa (R=0.1)	45,000	253,004	298,004
Case3_90MPa (R=-1.0)	8,000	244,128	252,128
Case4_110MPa (R=-1.0)	6,000	92,751	98,751

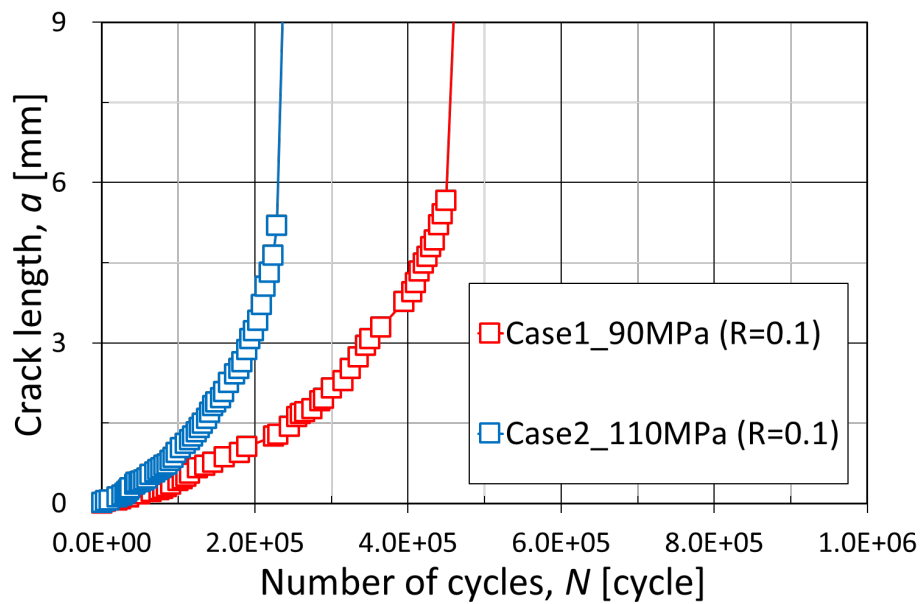


Fig. 2-6 疲労亀裂成長曲線（応力比 $R=0.1$ ）

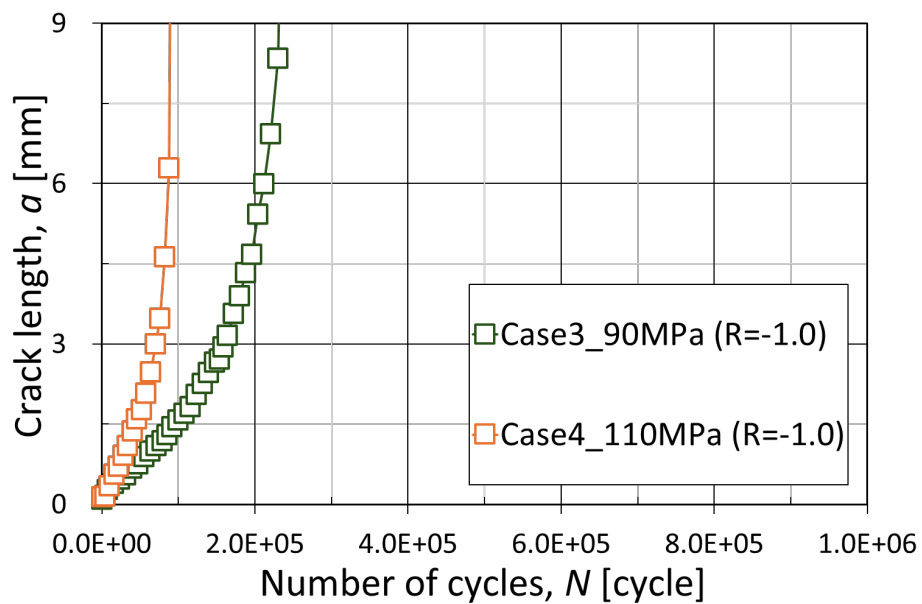


Fig. 2-7 疲労亀裂進展寿命（応力比 $R=-1.0$ ）



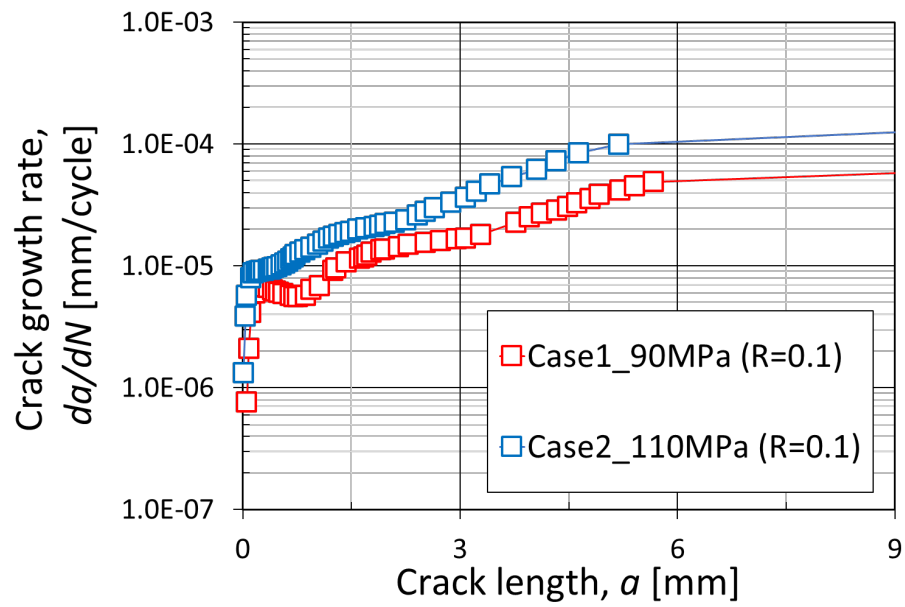


Fig. 2-8 疲労亀裂進展速度（応力比 $R=0.1$ ）

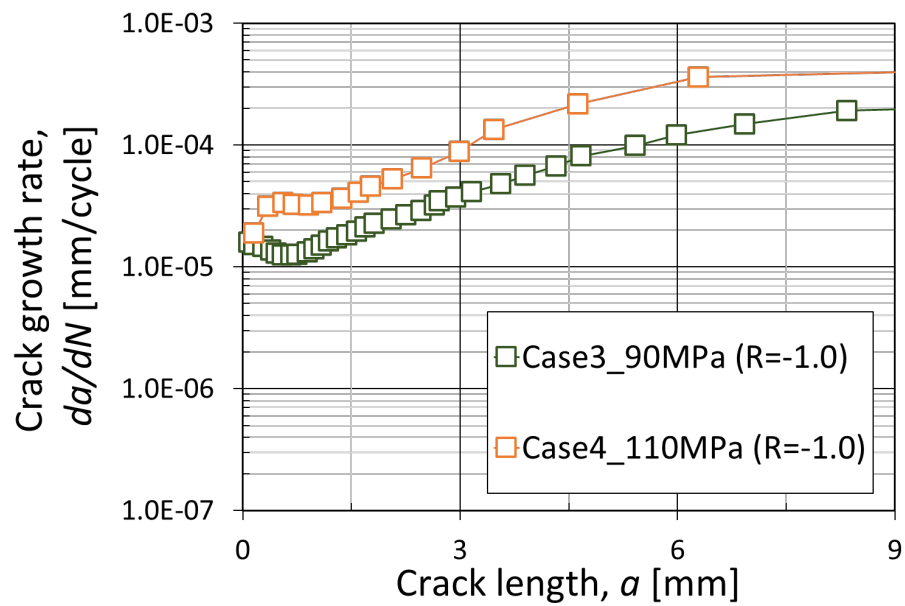


Fig. 2-9 疲労亀裂進展速度（応力比 $R=-1.0$ ）

## 2.5. 結言

本章では，本論文で使用する溶接構造用鋼 SM490A の基本的力学特性の表示ならびに応力比 $R$ および最大荷重 $P_{\max}$ の異なる各種条件下の疲労亀裂進展試験を実施した．本章のまとめを以下に示す．

- 1) 本論文の供試鋼に対する基本的力学特性を取得する試験を実施し，JIS G 3106 規定の SM490 に相当することを確認した．
- 2) 同鋼材から成る SENT 試験片に対して，応力比 $R$ および最大荷重 $P_{\max}$ の異なる各種条件下の疲労亀裂進展試験を実施し，疲労亀裂成長曲線を取得した．
- 3) 疲労亀裂成長曲線の 6 次近似関数微分により疲労亀裂進展速度が取得された．亀裂長さ $a$ に応じて疲労亀裂進展速度も単調に増加する傾向を示した．

## 第3章 腐食促進試験が疲労亀裂進展特性に与える影響調査

### 3.1. 緒言

普段目にする疲労亀裂は、塗膜が剥離した隙間に生じた錆汁をきっかけに認識される場合が多い。つまり、構造物の塗膜下で疲労亀裂が発生・進行した後、その開口変位等によって塗膜が剥離し、亀裂開口部からの腐食進行する状況が考えられる。ただし、このような状態において、腐食生成物が亀裂進展挙動に与える影響の調査・検討例は存在しない。

そこで、本章では、SENT 試験片に導入した疲労亀裂の開口部から腐食が進行する場合の疲労亀裂進展挙動変化を把握することを目的とし、実際の腐食と相関性が高いとされている自動車用外観腐食試験法（SAE J2334）[56]を活用した疲労亀裂進展試験を実施した。

### 3.2. 自動車用外観腐食試験法（SAE J2334）

本章における腐食試験は、米国自動車用技術者協会（SAE）と米国自動車鉄鋼協会により規格化された「自動車用外観腐食試験法（SAE J2334）」を採用した。（Fig. 3-1）この試験法は、湿潤工程（6 時間）⇒塩水浸漬 or 噴霧工程（15 分）⇒乾燥工程（17 時間 45 分）から成り、週末のみ乾燥工程が 48 時間追加される腐食促進試験方法である。冬期の融雪剤により車体腐食が深刻となっていた北米エリアにおいて 1990 年代に確立された手法であり、比較的良好に大気腐食状況を模擬できる試験方法として塗膜評価に広く利用されている。本試験では、これを 28 サイクル（4 週間）繰り返した。

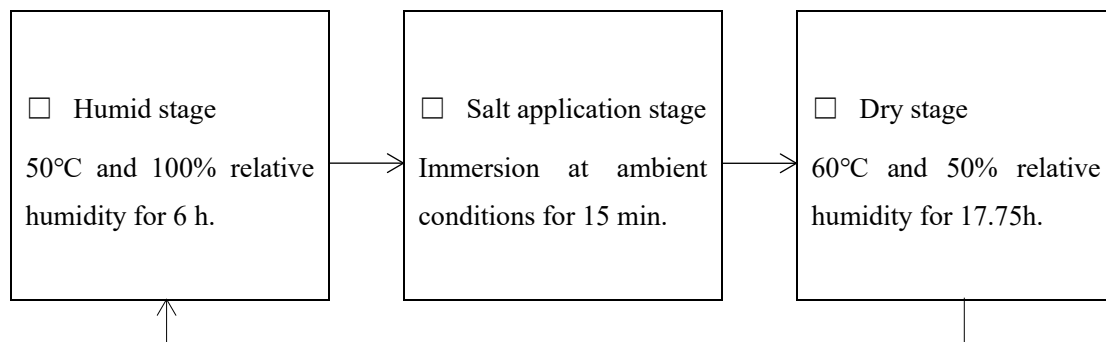


Fig. 3-1 SAE J2334 サイクルテスト

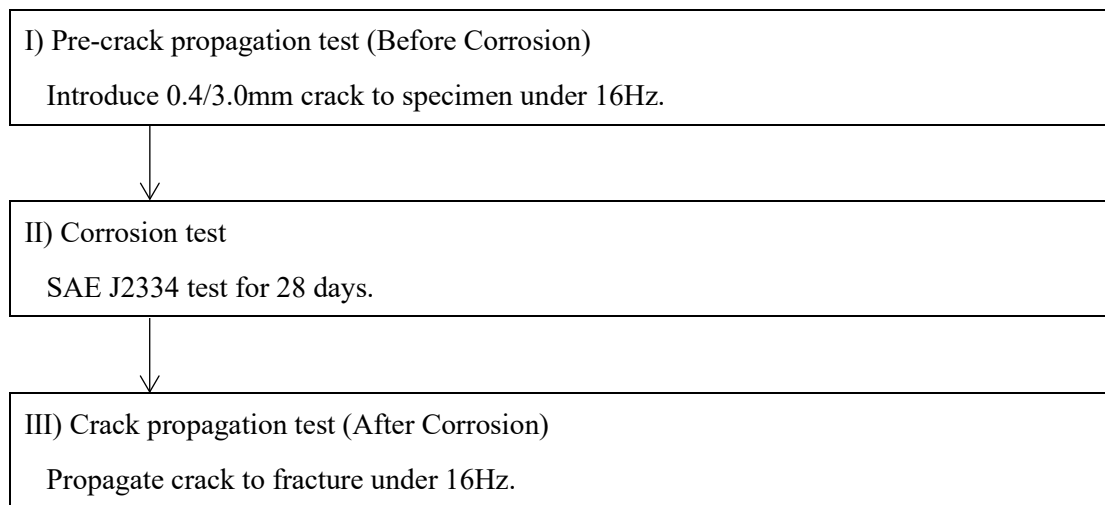


Fig. 3-2 腐食疲労試験実施手順

### 3.3. 疲労試験方法

疲労試験は、前章に示す SENT 試験片を使用し、鋼材の化学成分や各種力学特性、試験片形状については、前述の通りである。

試験手順は、Fig. 3-2 に沿って実施された。疲労亀裂進展試験時の荷重条件は、前章 Table 2-3 の Case2 と同条件である。

まず初めに、(I) 大気中にて疲労亀裂進展試験を実施し、所定の疲労亀裂長さまで疲労亀裂を進展させる。本検討では、 $a_{co}=0 / 0.4 / 1.5 / 3.0 \text{ mm}$  の疲労予亀裂を導入した。続いて、(II)(I)の試験片に対して、腐食促進試験を行う。この時、疲労試験片の切欠き部のみを腐食させるために、マスキングテープにより Fig. 3-3 に示すような防食処理を行った。これは、亀裂開口部側のみからの腐食（表面腐食）に限定し、側面からの積極的腐食を防ぐためである。また、このとき疲労試験片を疲労試験機から取り外しているため、いわゆる平均応力が負荷されない状態における腐食状況に対応している。最後に、(III) 試験片の防食加工を取り除き、大気中で疲労亀裂進展試験を実施する。この工程における疲労試験条件は、(I) 疲労予亀裂 $a_{co}$ 導入時および前章に示す条件と同条件である。

なお、腐食レベルには、腐食促進時の試験片姿勢も大きく影響するものと考えられる。そこで、本研究では、試験片切欠き部に塩水噴霧による塩水が溜まらないように、下向き 60 度の角度を付けた姿勢とした。また、非防食領域である切欠き部を均一に腐食させるために、腐食促進試験 1 サイクルごとに試験片上下を入れ替える操作をした。(Fig. 3-4)



Fig. 3-3 疲労試験片の防食加工

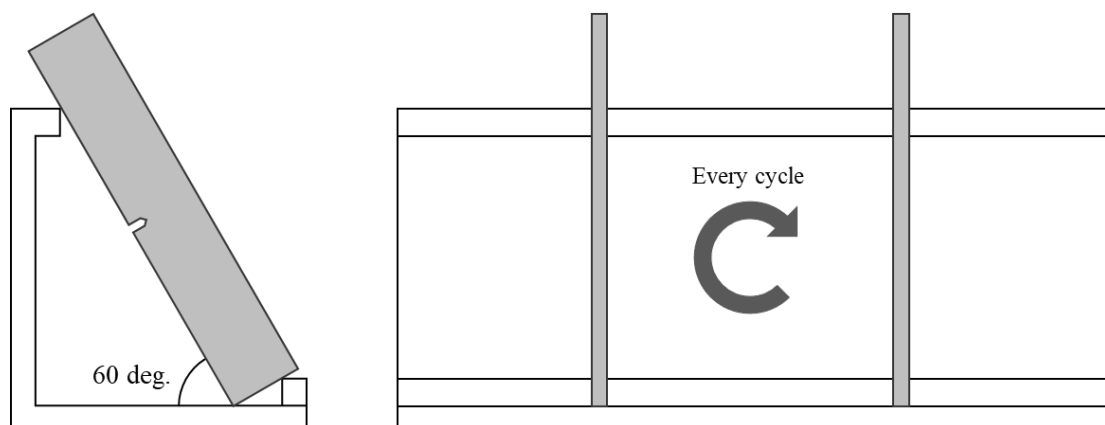


Fig. 3-4 腐食促進試験中の試験片姿勢

### 3. 4. 疲労試験結果

#### 3. 4. 1. 疲労予亀裂導入試験

Fig. 3-5 に実際に挿入された予亀裂の側面観察結果を示す．観察には最大 2500 倍まで拡大可能なマイクロスコープを用いた．ここでは，500 倍および最大 1500 倍から 2000 倍に拡大して，疲労亀裂長さを測定した．この結果より，特に $a_{co}=0.4\text{mm}$ において疲労亀裂が閉口しており，500 倍の拡大では目視観察が難しいほどであることがわかる． $a_{co}=1.5/3.0\text{mm}$ においても，辛うじて目視できる程度の開口である．

Fig. 3-6 は，実際に計測された予亀裂長さの精度を表示している．挿入された予亀裂長さは，試験片切欠き底から亀裂先端位置までの水平方向の距離として測定した．この図は，横軸に想定した予亀裂長さを，縦軸に上述した試験終了後詳細に測定した予亀裂長さとしており，点線ラインが横軸=縦軸となるラインである．この図より，挿入された予亀裂長さの最大誤差は 0.06mm 程度であり，非常に高精度に挿入できていることが分かる．

Fig. 3-7 は，疲労亀裂進展寿命を示す．同図には，前章で示した Case2 の結果も併せて示す．既往文献[57]において，同一亀裂長さにおける繰返し数は対数正規分布で整理されたとの報告がなされている．そこで，本論文においても各予亀裂長さ（0 / 0.4 / 1.5 / 3.0 mm）において対数正規分布を作成し，これらの 95%信頼区間および中央値を関数近似したライン（黒点線）を表示した．腐食後の疲労亀裂進展挙動における腐食影響の有無（腐食影響の有意性）については，この信頼区間を判断基準とした．つまり，信頼区間内であれば，腐食影響は無い，区間外であれば有意な腐食影響があると判断する．なお，信頼区間上下限の平均倍率（上限値÷下限値）は 1.5 倍程度であった．

















	SP-1_ $a_{co.}=0.4\text{mm}$	SP-2_ $a_{co.}=0.4\text{mm}$
Front	×500	×500
		
	×2000	×2000
		
Back	×500	×500
		
	×2000	×2000
		
	SP-3_ $a_{co.}=0.4\text{mm}$	SP-4_ $a_{co.}=1.5\text{mm}$
Front	×500	×500
		
	×2000	×2000
		
Back	×500	×500
		
	×2000	×2000
		

Fig. 3-5 疲勞予亀裂觀察結果



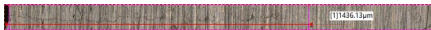













	SP-5_ $a_{co.}=1.5\text{mm}$	SP-6_ $a_{co.}=1.5\text{mm}$
Front	×500	×500
		
	×2000	×2000
		
Back	×500	×500
		
	×2000	×2000
		
	SP-7_ $a_{co.}=3.0\text{mm}$	SP-8_ $a_{co.}=3.0\text{mm}$
Front	×500	×500
		
	×1500	×1500
		
Back	×500	×500
		
	×1500	×1500
		

Fig. 3-5 疲勞予亀裂觀察結果





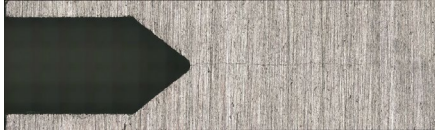

	SP-9_ $a_{co.}=3.0\text{mm}$	
Front	$\times 500$	
		
	$\times 1500$	
		
Back	$\times 500$	
		
	$\times 1500$	
		

Fig. 3-5 疲労予亀裂観察結果

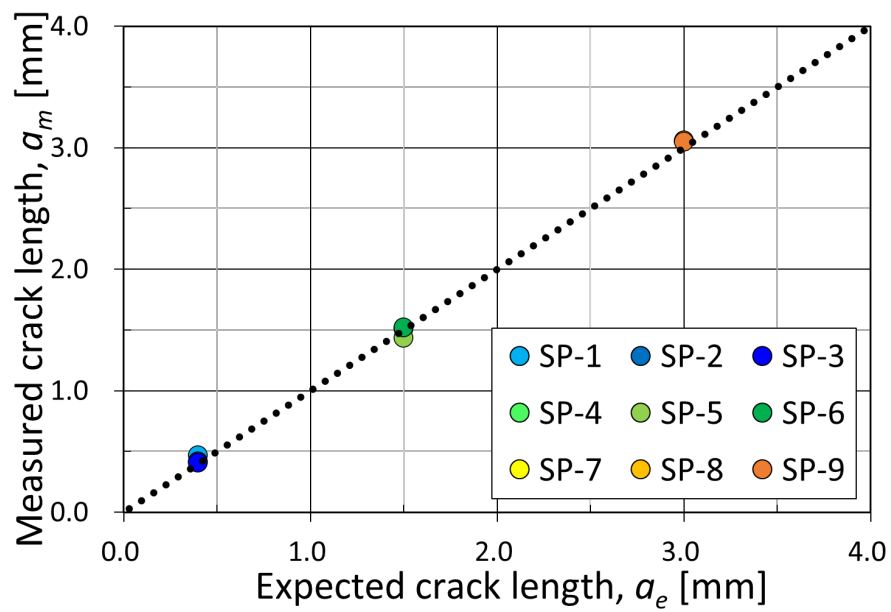


Fig. 3-6 疲労予亀裂長さ精度

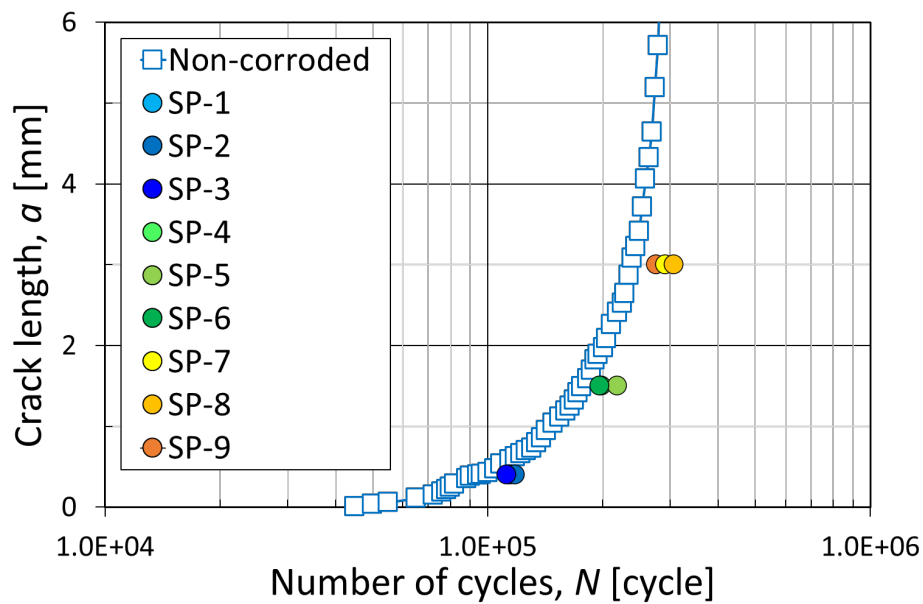


Fig. 3-7 疲労予亀裂の疲労亀裂進展寿命結果

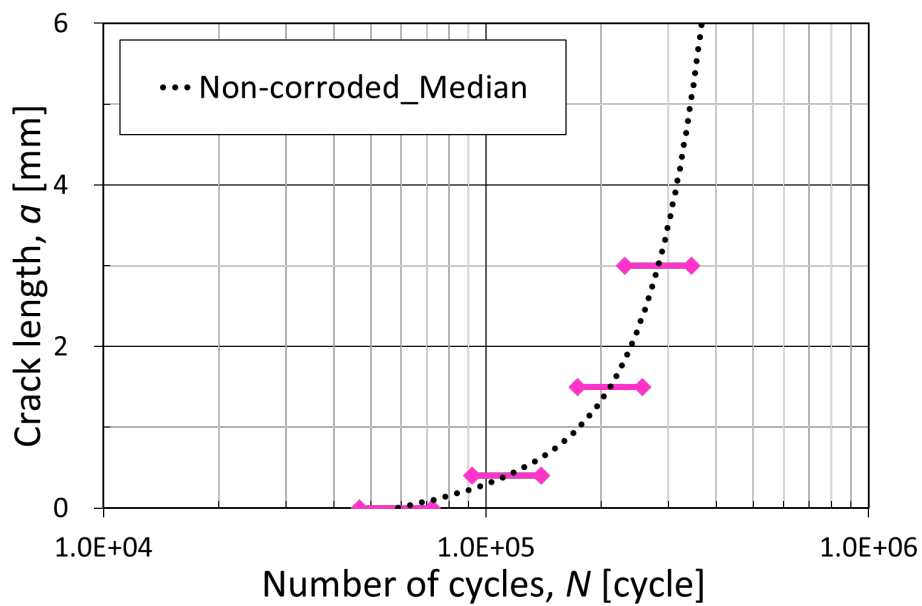


Fig. 3-8 疲労予亀裂の95%信頼区間

### 3.4.2. 腐食促進試験

前節で挿入した疲労予亀裂長さを有する試験体に対して腐食促進試験を実施し、試験後の試験体に対して外観観察を行った。(Fig. 3-9) 観察した試験片は、各予亀裂長さに対して1体ずつであり、後述の疲労試験において疲労亀裂長さを測定する片面のみ、表面を粗さ80番から2000番の耐水研磨紙で研磨した。なお、研磨により減肉した板厚は最大0.15mm程度であり、公称応力に大きな問題はないことを確認済みである。

4体全ての試験片において、マスキングテープによる防食済みの切欠き部付近の表面にも腐食が進行していることが確認できるが、外観では同程度の腐食レベルを有する試験片を得ることができた。

Fig. 3-10には、疲労試験片の切欠き底を開口部より覗いた図を示す。このように非防食部である切欠き部には、いわゆる赤褐色の赤錆が多量に堆積する。

なお、以降の疲労荷重載荷試験では、実環境と同様に、切欠き底の腐食生成物は除去することなく疲労試験を実施した。




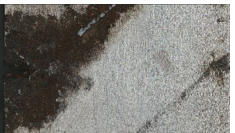



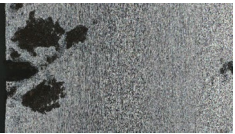
	$a_{co.}=0\text{mm}$	$a_{co.}=0.4\text{mm}$	$a_{co.}=1.5\text{mm}$	$a_{co.}=3.0\text{mm}$
Non-polished				
Polished				

Fig. 3-9 疲労試験片外観画像



Fig. 3-10 試験片切欠き開口部の腐食状況

### 3.4.3. 疲労亀裂進展試験：疲労予亀裂長さ $a_{co} = 0\text{mm}$

疲労予亀裂長さ $a_{co}=0\text{mm}$ 試験片に対して実施した疲労試験結果を Fig. 3-11 に示す. なお, 図中には, 先述の 95%信頼区間および中央値を関数近似したラインを併せて示す.

この結果より, 疲労寿命の初期段階, つまり疲労亀裂発生寿命の段階において 95%信頼区間外となり, 有意な疲労寿命の遅延が確認できる. その後の進展挙動は, 疲労亀裂先端への腐食影響はないため, 大気中試験結果とおおむね平行となり, 最終破断に至る.

続いて, この遅延現象が起きた原因について調査するため, 腐食生成物の除去および腐食前後における切欠き半径を測定した.

腐食生成物は, 化学的除去手法である JIS Z 2383:1998[58]を参照し, 75~90 度に保温したクエン酸二アンモニウム水溶液(200g/L)に試験片を浸漬することによって除去した. なお, JIS では浸漬時間を 20 分としているが, 本試験体の腐食生成物を完全に除去するためには約 60 分を要した.

腐食前後における切欠き半径の測定には, 3D 形状測定機を用いた. 腐食前の切欠き半径は, 試験前の疲労試験片全 16 体の板厚中央断面を計測したところ, 平均値は 0.12mm であった. 一方, 腐食後の切欠き半径は, 0.27mm となっており, 腐食減肉の影響によって切欠き形状が緩和された様子が確認できる. (Fig. 3-12) なお, 腐食後試験片の切欠き半径計測断面は, 塑性変形による半径拡大影響は十分小さいという仮定の下, 切欠き底が辛うじて残っている 1 断面による計測結果である.

以上より, 腐食によって初期の応力集中が大きい箇所の形状が鈍されることによって巨視的な応力集中レベルが低下し, 疲労亀裂発生寿命延伸に伴う疲労寿命の延伸効果を確認した. こうした現象は既往文献においても報告されており[59][60], 本研究の結果はそれらを支持する結果となった.

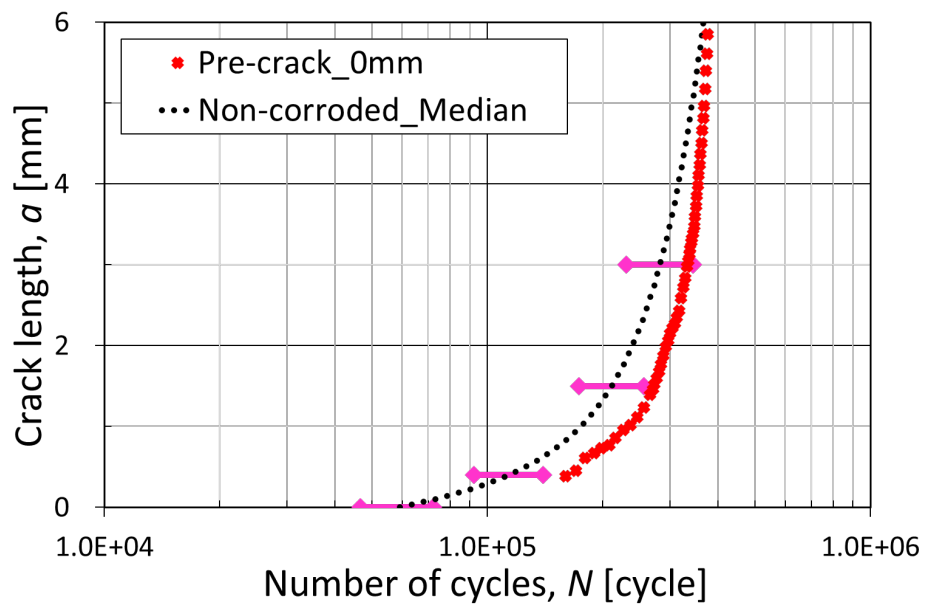


Fig. 3-11 疲労予亀裂長さ $a_{co}=0\text{mm}$ の疲労亀裂成長曲線

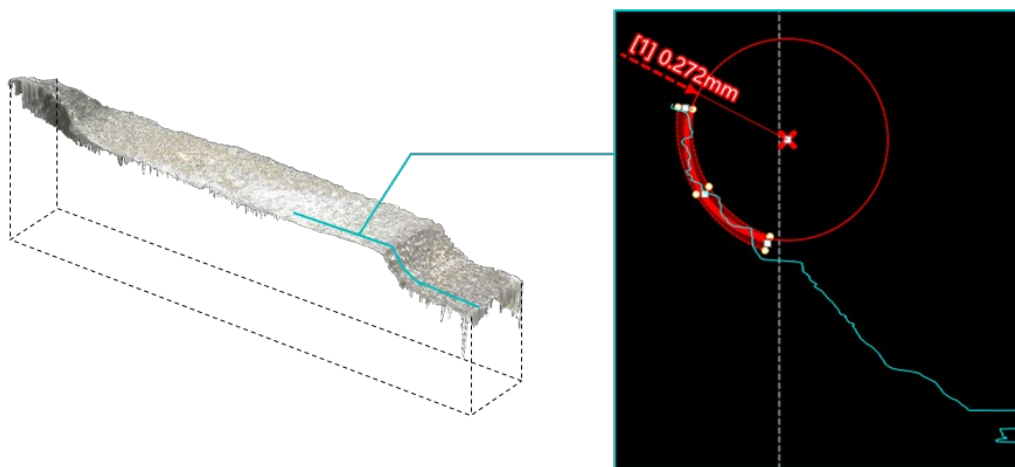


Fig. 3-12 腐食による切欠き形状の変化

#### 3.4.4. 疲労亀裂進展試験：疲労予亀裂長さ $a_{co} = 0.4\text{mm}$

続いて、Fig. 3-13 に予亀裂長さ $a_{co}=0.4\text{mm}$ の腐食疲労試験結果を示す。

この結果より、腐食促進試験直後にわずかながら疲労亀裂進展速度が加速している様子がわかる。この原因については、腐食生成物の研磨時に他試験体と比べ研磨量が多くなったこと、また後述の腐食減肉による一部欠損箇所があることが原因として考えられる。(Fig. 3-16)

他方、図中桃色のラインは、非腐食試験片の95%信頼区間を表示しているが、腐食後の疲労試験結果は十分信頼区間内に入っており、疲労亀裂進展挙動に対する有意な腐食の影響はないと判断した。

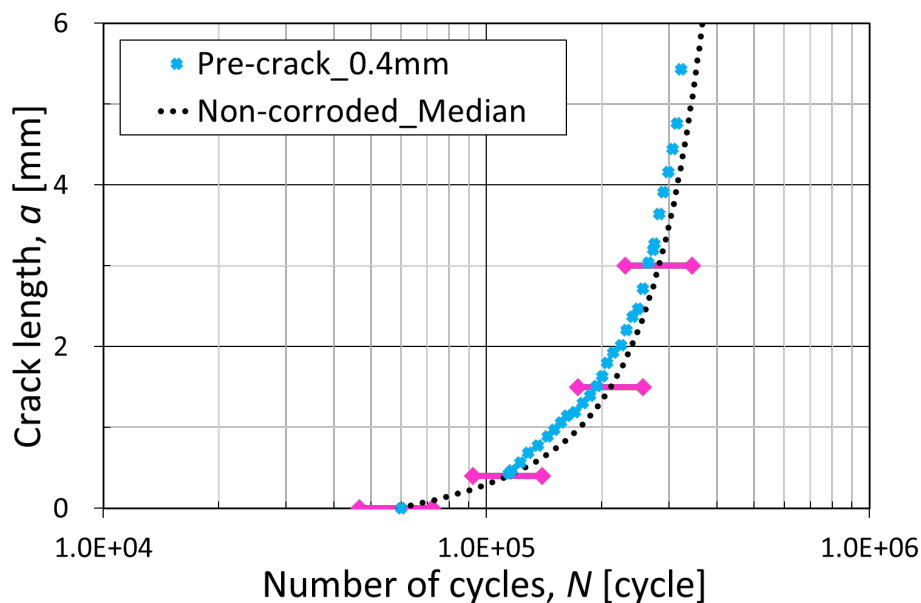


Fig. 3-13 疲労予亀裂長さ $a_{co}=0.4\text{mm}$ の疲労亀裂成長曲線

### 3.4.5. 疲労亀裂進展試験：疲労予亀裂長さ $a_{co} = 1.5\text{mm}$

続いて、Fig. 3-14 に予亀裂長さ $a_{co}=1.5\text{mm}$ の腐食疲労試験結果を示す。この図より、試験片データのばらつきにより、参照データと腐食点のずれが生じているが、腐食後の疲労亀裂成長曲線は大気中データとおおむね平行かつ非腐食試験片の95%信頼区間内であり、腐食による影響は小さいと判断できる。

### 3.4.6. 疲労亀裂進展試験：疲労予亀裂長さ $a_{co} = 3.0\text{mm}$

Fig. 3-15 に示す $a_{co}=3.0\text{mm}$ の結果についても、腐食後の疲労亀裂成長曲線は非腐食データと重なっており、腐食による疲労亀裂進展挙動への影響は小さいと判断できる。

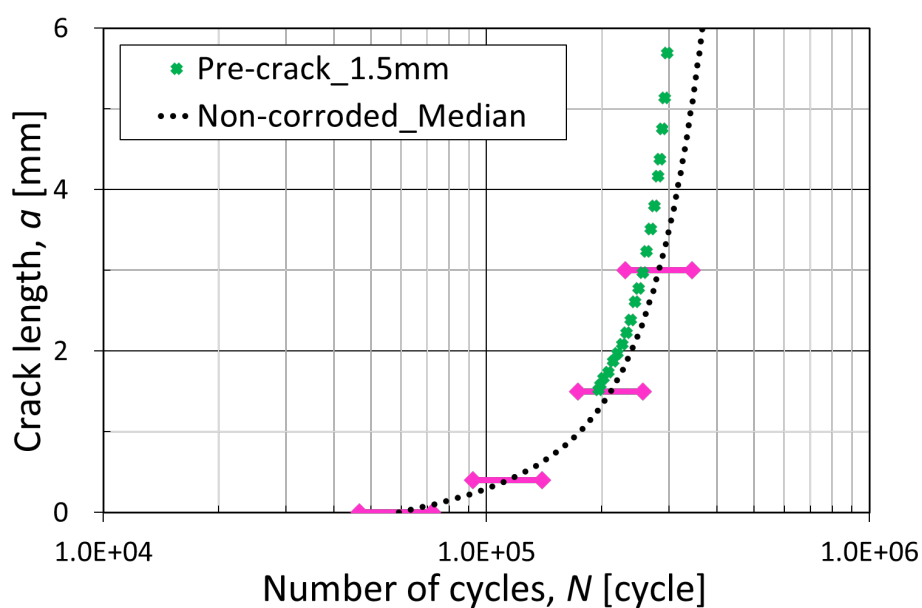


Fig. 3-14 疲労予亀裂長さ $a_{co}=1.5\text{mm}$ の疲労亀裂成長曲線

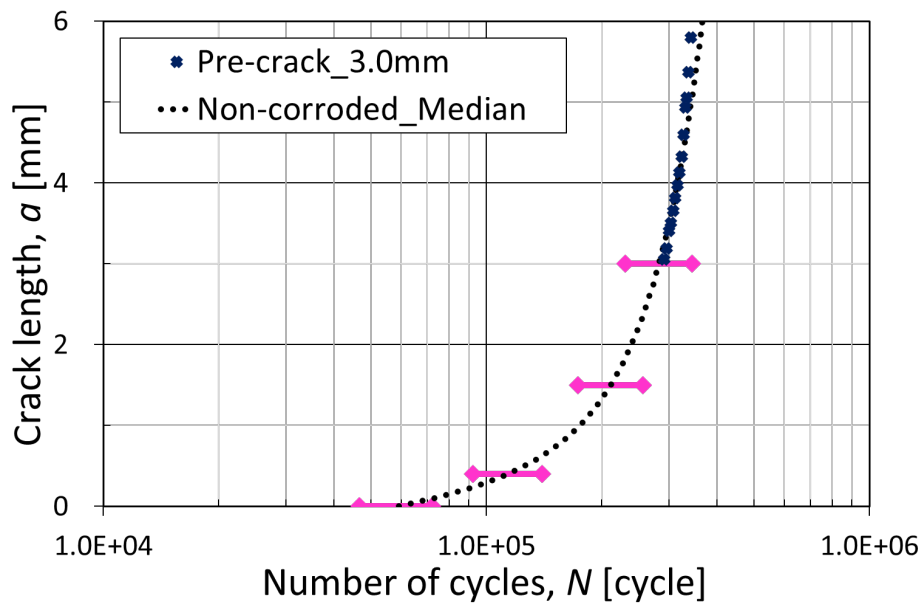


Fig. 3-15 疲労予亀裂長さ $a_{co}=3.0\text{mm}$  の疲労亀裂成長曲線

#### 3. 4. 7. 破断面観察結果

Fig. 3-16 から Fig. 3-18 に疲労予亀裂長さ $a_{co.}=0.4/1.5/3.0\text{ [mm]}$ で腐食させた疲労試験片の破断面観察結果を示す。なお、図中の黄実線は切欠き底の先端、黄破線は予亀裂先端を表している。

これらの図より、疲労予亀裂先端が湾曲している様子が確認できる。これは、試験片中央部に比べて表面付近の塑性変形が大きくなり、亀裂が閉じやすくなるためである。また、 $a_{co.}=1.5/3.0\text{ [mm]}$ の亀裂破面では、亀裂面がうっすらと腐食している様子が確認できるが、試験片表面付近で腐食の進行が小さく、板厚中央部の方が大きくなっている。ただし、Fig. 3-13 から Fig. 3-15 に示す通り、これらの試験体において、亀裂面の腐食量は微小で、疲労亀裂進展挙動に及ぼすほどではなかった。

以上より、本研究で採用した大気中の表面腐食を模した条件では、亀裂面腐食による疲労亀裂進展挙動への影響は小さいと判断された。ただし、本章における腐食促進試験は、試験片を試験機から取り外した状態、すなわち、荷重無載荷状態（平均応力 $\sigma_m=0\text{ MPa}$ ）で行われた。荷重載荷中、もしくは、平均応力 $\sigma_m$ が載荷される状態の腐食促進試験であれば、亀裂面内への腐食状況は大きく変化すると考えられる。そのため、今後は、亀裂表面部からの腐食影響に関する調査が望まれる。



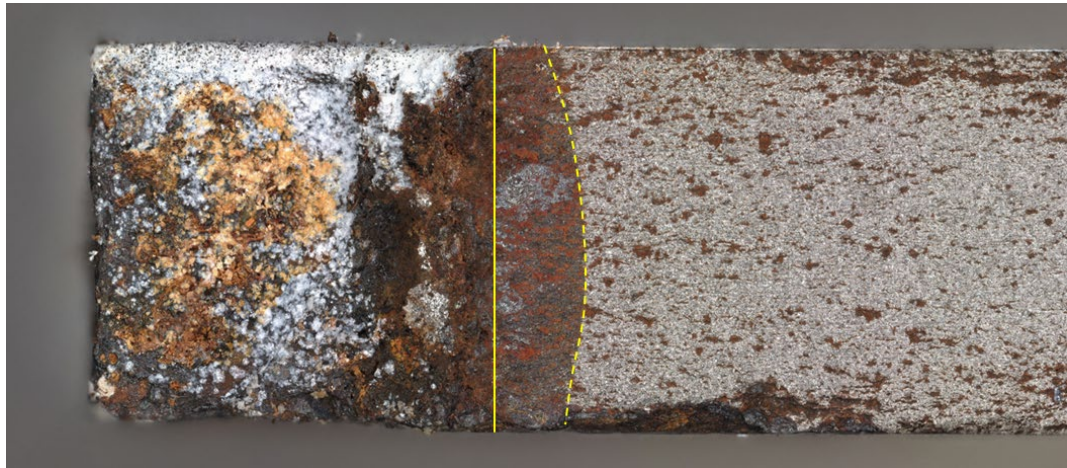


Fig. 3-16 疲労予亀裂長さ $a_{co.}=0.4\text{mm}$  の試験片破断面

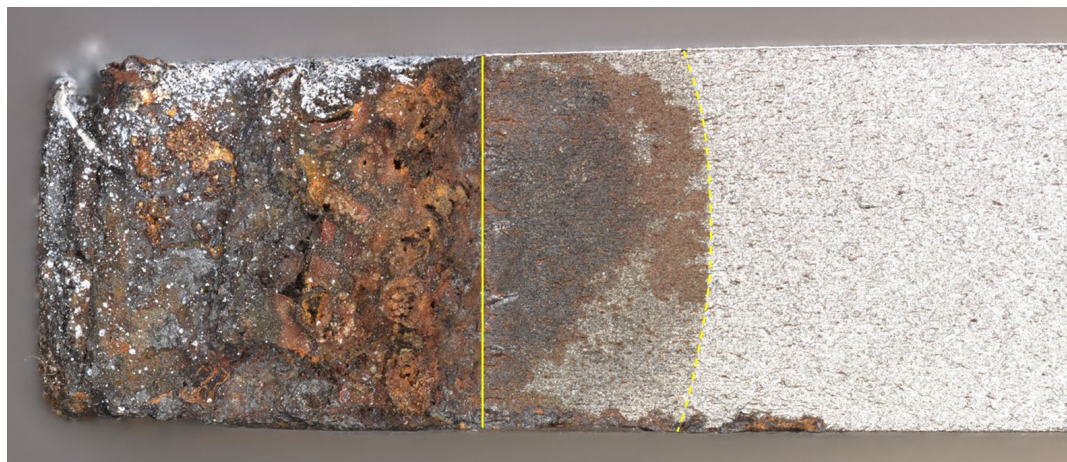


Fig. 3-17 疲労予亀裂長さ $a_{co.}=1.5\text{mm}$  の試験片破断面



Fig. 3-18 疲労予亀裂長さ $a_{co.}=3.0\text{mm}$  の試験片破断面

### 3.5. 結言

本章では、各種長さの疲労予亀裂を有する SENT 試験片に対して、自動車用外観腐食試験法（SAE J2334）による亀裂開口部からの腐食を行い、腐食前後における疲労亀裂進展挙動変化の調査を行った。以下に得られた知見を示す。

- 1) SENT 試験片に対する疲労予亀裂導入結果より、疲労荷重载荷中の疲労亀裂長さは、非常に高い精度で同定可能であることを示した。
- 2) 疲労予亀裂長さ  $a_{co.}=0\text{mm}$  で腐食させた試験片では、初期の実測試験片切欠き半径  $\rho=0.12\text{mm}$  が腐食によって鈍されることによる巨視的な応力集中の低下が起こり、疲労亀裂進展寿命の延伸効果が確認された。
- 3) 疲労予亀裂長さ  $a_{co.}=0.4 / 1.5 / 3.0 [\text{mm}]$  で腐食させた試験片では、腐食促進試験による亀裂面の腐食は確認できたものの、腐食生成物の堆積量は微量であり、疲労亀裂成長曲線に与える影響はないものと判断された。ただし、本章における腐食促進試験は、試験片を試験機から取り外した状態、すなわち、荷重無载荷状態（平均応力  $\sigma_m=0 \text{ MPa}$ ）で行われた。荷重载荷中、もしくは、平均応力  $\sigma_m$  が载荷される状態の腐食促進試験であれば、亀裂面内への腐食状況は大きく変化すると考えられる。そのため、今後は、亀裂表面部からの腐食影響に関する調査が望まれる。



## 第4章 硝酸による亀裂面腐食を活用した疲労寿命延伸メカニズムの解明

### 4.1. 緒言

疲労亀裂面内に人工物質を注入することにより疲労亀裂閉口を促進し、疲労寿命延伸効果を狙った検討が多く為されている。

例えば、接着剤[21]、樹脂と金属粒の混合物[24]、オイルと金属粒の混合物[22][23]、金属メッキ[25]等がある。一方、遠藤ら[47][48]によって、腐食生成物による疲労亀裂進展遅延効果も確認されており、近年 Putri ら[50][51]はこうした効果の活用を目的として、腐食促進剤（65%硝酸）を用いた亀裂面の強制腐食による実験検討を実施した。この検討では、荷重条件（載荷荷重範囲 $\Delta P$ ）や腐食促進剤を注入する疲労予亀裂長さ $a_{co}$ を変更した6種の試験条件下の疲労亀裂進展が行われ、すべての条件において寿命延伸効果が確認された他、試験条件による効果の大小も見られた。

ただし、くさび効果の主要因と考えられる亀裂面に堆積した腐食生成物量と疲労寿命延伸効果の関係に対する詳細検討はなされておらず、腐食生成物によるくさび効果のメカニズムが十分に明らかにされているとは言えない。また、腐食施工時の疲労予亀裂長さ $a_{co}$ についても、現状では安定進展状態の疲労亀裂に対する検討が主である。疲労亀裂発生直後からの検討は一部見られるものの[49]、腐食生成物堆積量への言及はされていない。

そこで、本章では、硝酸による亀裂面腐食を活用した疲労寿命延伸技術のメカニズム解明および適用可能性を調査することを目的として、応力比 $R$ および微小亀裂を含む疲労予亀裂長さ $a_{co}$ を変更した腐食疲労試験を実施した。また、試験実施後に、FRASTA 法を活用した腐食生成物量の定量評価を実施し、得られる結果について考察を行った。

### 4.2. 疲労試験方法

本節では、溶接構造用圧延鋼材 SM490A（JIS G 3106 準拠）を使用した腐食疲労試験を行った。化学成分や各種力学特性、試験片形状は、第2章に示した通りである。

疲労試験は、油圧サーボ式疲労試験機を用いて、室温、大気中で、荷重範囲 $\Delta P$ 一定、応力比 $R = 0.1$  および $-1.0$ 、三角波形の軸力繰返し荷重を載荷し、切欠き底から疲労亀裂を発生・進展させた。

検討した荷重条件および後述の疲労予亀裂長さ $a_{co}$ を Table 4-1 に示す。載荷荷重範囲を考慮し、応力比 $R = 0.1$  の場合は、最大荷重を $P_{max}=110\text{MPa}$ 、 $R = -1.0$  の場合は $70\text{MPa}$ とした。

試験中は、2台のステレオカメラ（CCD カメラ）による疲労亀裂先端近傍の撮影を行い、疲労亀裂長さは、予め試験片表面にスプレー塗布したランダムパターンの試験前画像と試験中に得られる亀裂先端位置の比較から同定した。

荷重周波数は、腐食養生時以外を 16Hz とし、腐食養生時は、応力比 $R=0.1$  の場合に $F=0.1\text{Hz}$ ,  $R=-1.0$  の場合に $F=0.071\text{Hz}$  とした。なお、両者の単位時間当たりの荷重変化量は同一である。

Table 4-1 荷重条件および腐食時亀裂長さ $a_{\text{co}}$ .

Specimen	Stress ratio, $R$	Crack length of corrosion $a_{\text{co}}$ . [mm]	Max. stress, $\sigma_{\text{max}}$ [MPa]	Min. stress, $\sigma_{\text{min}}$ [MPa]
SP1_R0.1_3.0mm	0.1	3.0	110	11
SP2_R0.1_3.0mm				
SP3_R0.1_3.0mm				
SP4_R0.1_3.0mm				
SP5_R0.1_0.4mm		0.4		
SP6_R0.1_0.4mm				
SP7_R-1.0_3.0mm	-1.0	3.0	70	-70
SP8_R-1.0_0.4mm		0.4		

I) Pre-crack propagation test (Before Corrosion)

Introduce 0.4/3.0mm crack to specimen under 16Hz.



II) Corrosion test

Inject 35%  $\text{HNO}_3$  into crack faces under 0.1Hz for  $R=0.1$  and 0.071Hz for  $R=-1.0$ .



III) Crack propagation test (After Corrosion)

Propagate crack to fracture under 16Hz.

Fig. 4-1 腐食疲労試験実施手順

腐食および疲労試験は Fig. 4-1 に示す手順で実施した。まず初めに、上記試験条件の下、 $a_{co.} = 0.4 / 3.0 \text{ mm}$  程度の疲労予亀裂を試験片に導入した。なお、疲労亀裂先端形状は半楕円もしくは円弧状となるが、この時に評価された亀裂長さは、試験片表面において観察される亀裂側面の長さである。

続いて、亀裂面内に腐食生成物を積極的に堆積させるため、Fig. 4-2 に示すビオラモピペット（容量：1~10 $\mu\text{L}$ ）を用いて 35%硝酸を亀裂面内に注入した。硝酸の濃度は、対象鋼材（SM490A）を用いた事前検討および既往文献[62]を参考に、10%/35%/65%硝酸の中から最も腐食性の良い濃度であった 35%を採用した。この時、载荷応力条件は同一としたまま、試験速度のみ 16Hz から 0.1Hz（応力比 $R=0.1$ ）および 0.071Hz（応力比 $R=-1.0$ ）に低下させた。

疲労亀裂側面には、硝酸の漏出および側面からの積極的な腐食防止のために特殊ポリプロピレン製の透明テープを貼付し、毛細管現象および亀裂開閉口に伴うポンプ作用により、亀裂面内を硝酸で満たした。亀裂面内の腐食量は、先行文献[50][51]同様に疲労亀裂先端から約 1mm の位置（Crack tip gage）および試験片背面（Back gage）に貼付したひずみゲージの最小値 $\varepsilon_{\min}$ 変化量から疲労試験中に推測し、最短 24 時間、最長 7 日間程度、腐食促進剤の注入を続けた。硝酸注入時は、Fig. 4-3 に示す通り、板幅方向の亀裂開口部を狙い、ピペットが水平に近くなるように注入した。

その後、試験速度を 16Hz に戻して疲労亀裂進展試験を再開し、最終破断まで試験を継続することにより、硝酸による亀裂面の腐食生成物堆積量と疲労寿命延伸効果の関係を調査した。なお、腐食後の荷重繰返し数 200 万回载荷後も最大ひずみ $\varepsilon_{\max}$ の変化が見られない試験体については、くさび効果により疲労亀裂が停留したと判断し、最大荷重または応力比を上昇させることにより疲労破断させ、その後の形状計測に供した。



Fig. 4-2 ビオラモピペット[61]

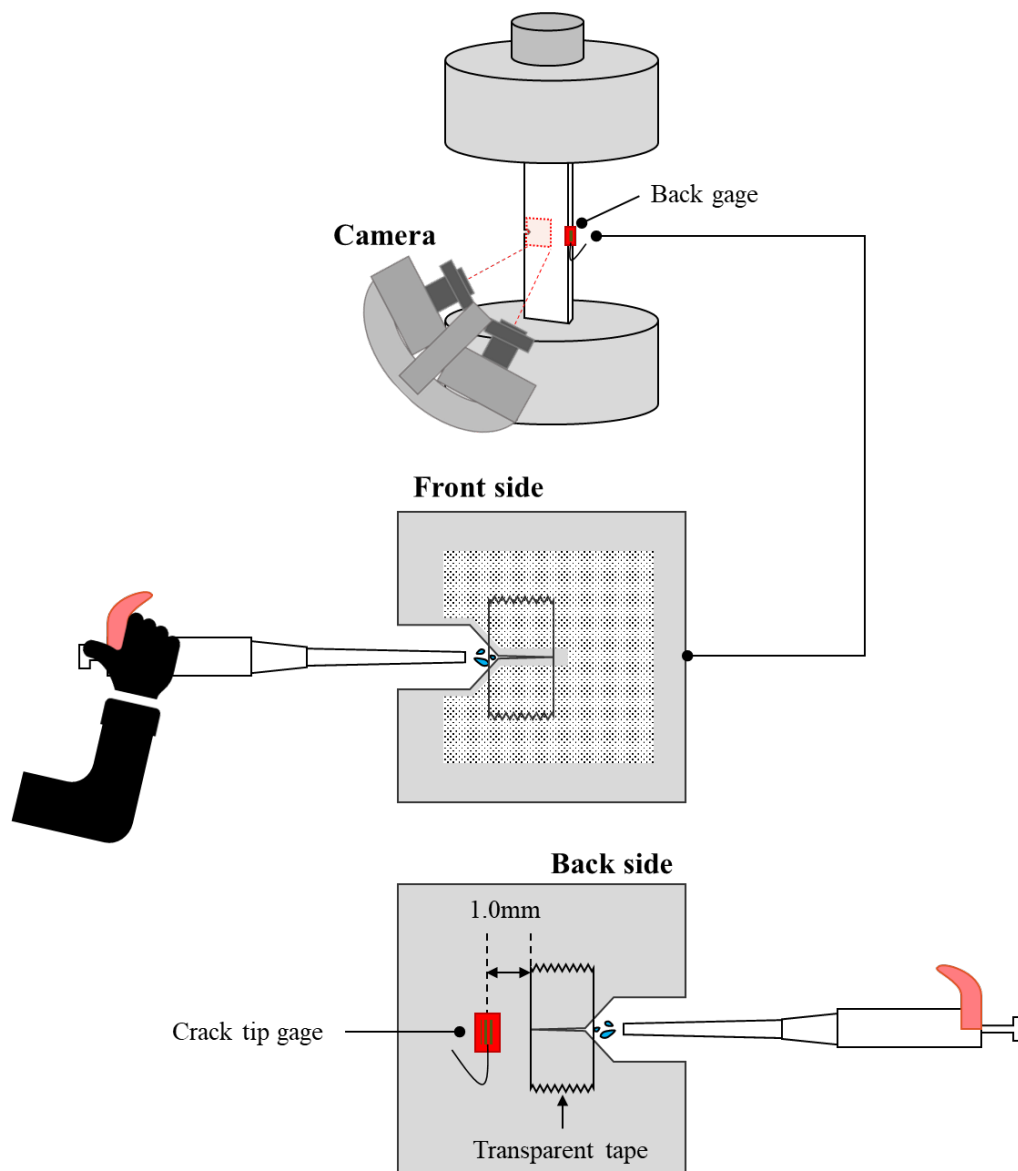


Fig. 4-3 硝酸注入時の様子

### 4.3. 腐食生成物による疲労亀裂進展特性

#### 4.3.1. 疲労亀裂の進展特性（応力比 $R=0.1$ ）

まず初めに、応力比 $R=0.1$ の荷重条件の下実施された疲労試験結果について示す。疲労亀裂進展試験で得られた疲労亀裂の成長曲線（ $a-N$ 関係）を Fig. 4-4 および Fig. 4-5 に示す。前章の通り、疲労予亀裂長さ $a_{co}=3.0\text{mm}$ の試験体については、試験体ごとに腐食生成物量が異なるように硝酸注入量を調整した4種類の結果を示し、 $a_{co}=0.4\text{mm}$ の試験体については、2種の結果を表示している。なお、同図には、Fig. 4-1 のIまたはIIIと同条件で実施した非腐食試験片（第2章に示す Case2\_110MPa ( $R=0.1$ )と同じ結果)の結果を“Non-corroded”

として併せて示し、黒点線は 6 次関数（腐食前挙動）および正接関数（腐食後挙動）による近似曲線である。式形は次の通りとした。

#### 6 次関数

$$a = \mathbf{A}N^6 + \mathbf{B}N^5 + \mathbf{C}N^4 + \mathbf{D}N^3 + \mathbf{E}N^2 + \mathbf{F}N + \mathbf{G} \quad (1)$$

#### 正接関数

$$a = H \tan\left(\frac{\pi}{2} \cdot \frac{N - 2I + N_{co.}}{J - N_{co.}}\right) + a_{co.} \quad (2)$$

ここで、Bold のアルファベットは最小二乗法により決定した係数、 $a$  は疲労亀裂長さ、 $N$  は繰返し数、 $N_{co.}$  は腐食時亀裂長さに到達したときの繰返し数、 $a_{co.}$  は腐食時亀裂長さである。

また、Fig. 4-6 および Fig. 4-7 に示すのは、 $a - N$  関係の近似関数（6 次関数および正接関数）を亀裂長さ  $a$  について微分して算出した疲労亀裂進展速度  $da / dN$  である。

まず初めに、Fig. 4-4 の腐食施工前の疲労亀裂発生寿命  $N_c$  およびその後の進展挙動（Fig. 4-1 の I）に注目すると、疲労亀裂発生寿命  $N_c$  が  $N_c = 5.0 \times 10^4$  回程度、 $a_{co.} = 0.4\text{mm}$ 、 $a_{co.} = 3.0\text{mm}$  付近に達する繰返し数が、それぞれ  $N = 1.0 \times 10^5$  回および  $N = 2.5 \times 10^5$  回程度と、全ケース概ね一致していることが確認できる。

一方、腐食後の疲労亀裂進展速度  $da / dN$  は、腐食前と比べて有意に減速し、腐食生成物堆積による寿命延伸効果が確認できる。また、腐食時の亀裂長さ  $a_{co.}$  が同等であっても延伸効果が大きく異なり、これは亀裂面に堆積した腐食生成物量の違いであることが示唆される。

疲労予亀裂長さ  $a_{co.} = 3.0\text{mm}$  の結果に着目すると、SP1\_R0.1\_3.0mm から SP3\_R0.1\_3.0mm は、腐食直後にある程度減速するが、1.0~1.5mm 程度進んだ後に非腐食試験片と同等の進展速度に回復している。この理由として、亀裂面に堆積した腐食生成物は亀裂停留をもたらすほどの量ではなかったため、腐食後に亀裂がゆっくりと進み続けることができ、腐食影響を受けていない亀裂面の割合が徐々に多くなると共に、亀裂開口量も大きくなることから、亀裂開閉口挙動に与える腐食生成物堆積量の影響が徐々に小さくなるためであると考えられる。疲労予亀裂長さ  $a_{co.} = 0.4\text{mm}$  の SP5\_R0.1\_0.4mm においても、一旦亀裂が停留したかと思われたが、上記理由により速度が回復し、最終破断に至った。一方、SP4\_R0.1\_3.0mm および SP6\_R0.1\_0.4mm では、腐食後の荷重繰返し数 200 万回載荷後も亀裂進展が確認されず、亀裂が停留した。

以上の結果より、腐食生成物を活用した疲労寿命延伸技術は、応力比  $R = 0.1$  の条件下において、従来報告されている長い亀裂（ $a_{co.} = 3.0\text{mm}$ ）のみならず、微小亀裂（ $a_{co.} = 0.4\text{mm}$ ）に対しても、亀裂停留を含む高い適用性が確認された。



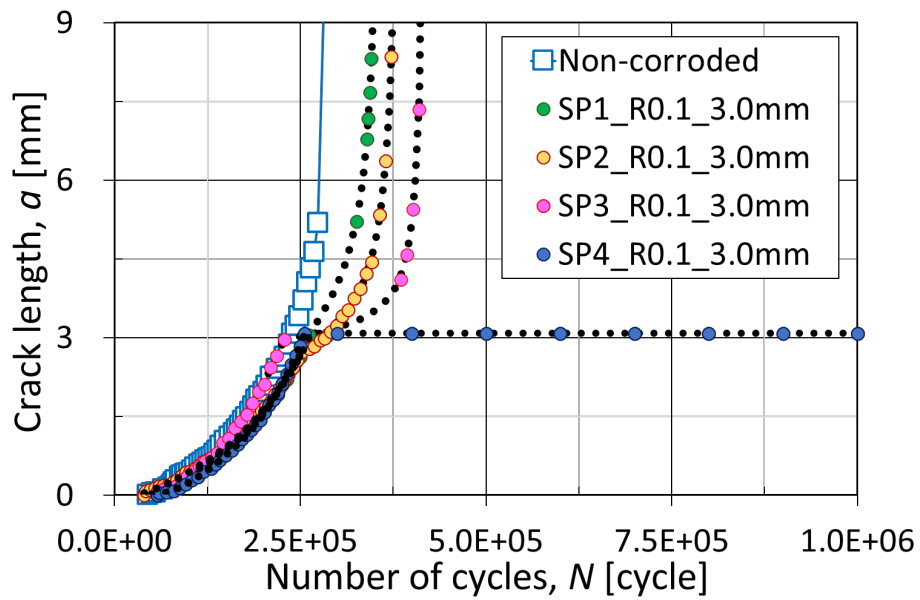


Fig. 4-4 疲労亀裂成長曲線（応力比 $R=0.1$ ，腐食時亀裂長さ $a_{co}=3.0\text{mm}$ ）

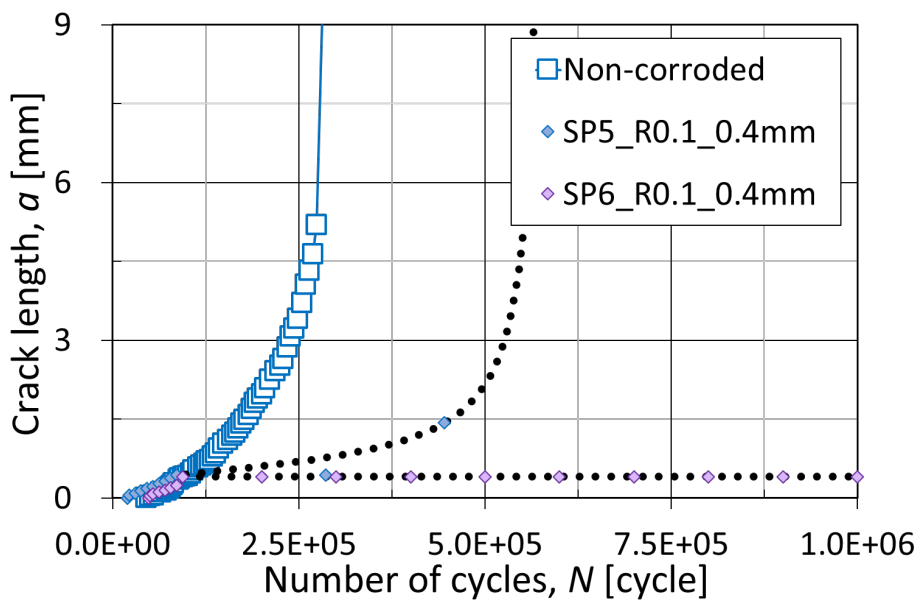


Fig. 4-5 疲労亀裂成長曲線（応力比 $R=0.1$ ，腐食時亀裂長さ $a_{co}=0.4\text{mm}$ ）

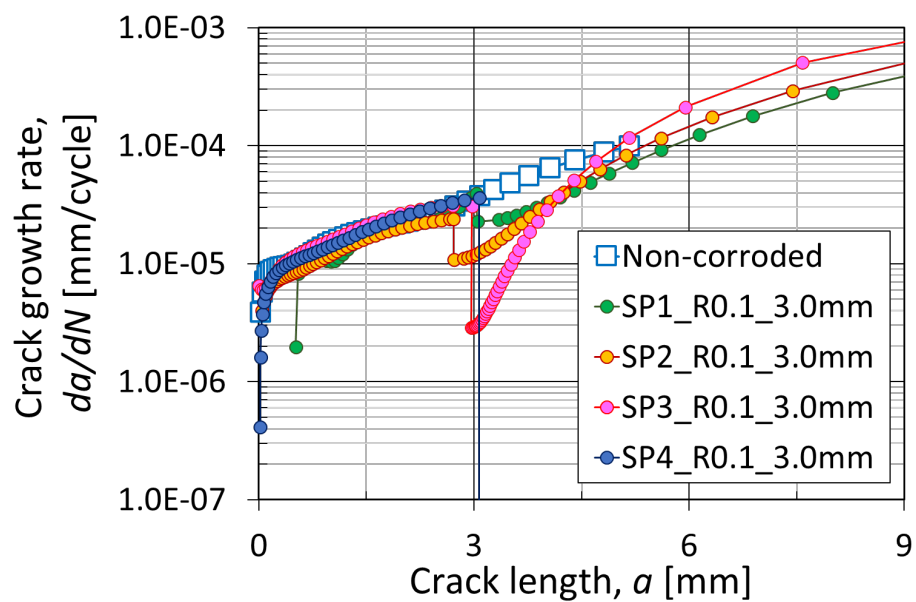


Fig. 4-6 疲労亀裂進展速度（応力比 $R=0.1$ ，腐食時亀裂長さ $a_{co.}=3.0\text{mm}$ ）

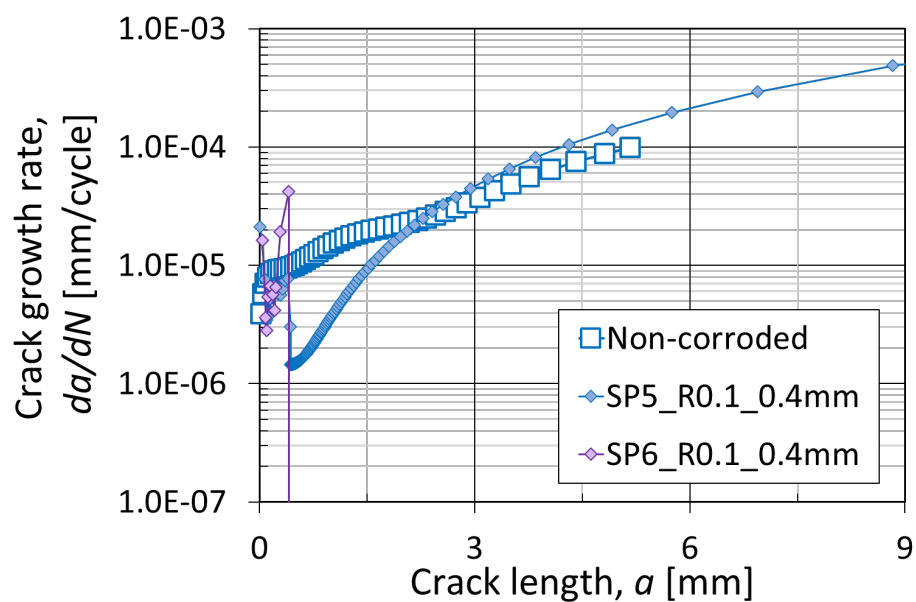


Fig. 4-7 疲労亀裂進展速度（応力比 $R=0.1$ ，腐食時亀裂長さ $a_{co.}=0.4\text{mm}$ ）

#### 4.3.2. 疲労亀裂の進展特性（応力比 $R=-1.0$ ）

続いて、応力比 $R=-1.0$ の下で取得された疲労試験結果を示す。

疲労亀裂進展試験で得られた疲労亀裂成長曲線（Fig. 4-8 および Fig. 4-9）および疲労亀裂進展試験結果（Fig. 4-10）を次頁以降にそれぞれ示す。なお、 $a_{co}=3.0\text{mm}$  の試験体（SP7\_R-1.0\_3.0mm）は、疲労予亀裂導入時のデータが欠如しており、疲労亀裂進展速度は表示していない。試験挙動の確からしさについては、 $a=3.0\text{mm}$  に到達するまでの寿命が他試験体と同程度であったことから、担保されているものと判断した。また、 $a_{co}=0.4\text{mm}$  の試験体（SP8\_R-1.0\_0.4mm）は、関数近似の精度を鑑み、 $a=2.0\text{mm}$  程度の表示としている。

この結果からも、腐食時の亀裂長さ $a_{co}$ に依らず、腐食直後に疲労亀裂進展挙動の急激な変化が確認できる。 $a_{co}=3.0\text{mm}$  では200万回载荷後も亀裂が進展せず疲労亀裂停留と判断、 $a_{co}=0.4\text{mm}$  の試験体においても腐食後の荷重载荷180万回程度の破断であり、大きな寿命延伸効果を確認することができた。

こうした応力比 $R$ が負の荷重条件下における腐食生成物のくさび効果検証については、塩水中における疲労亀裂進展試験において一部報告[63]されているものの、亀裂長さや腐食生成物堆積量に対する深い考察はされておらず、応力比 $R$ が0または正の条件に対する検証が一般的である。本結果は、柔らかい腐食生成物でも亀裂面内へ積極的に堆積させることができれば、疲労亀裂閉口現象およびそれに起因する大きな疲労寿命延伸効果を得ることができることを示す重要な知見であるといえる。

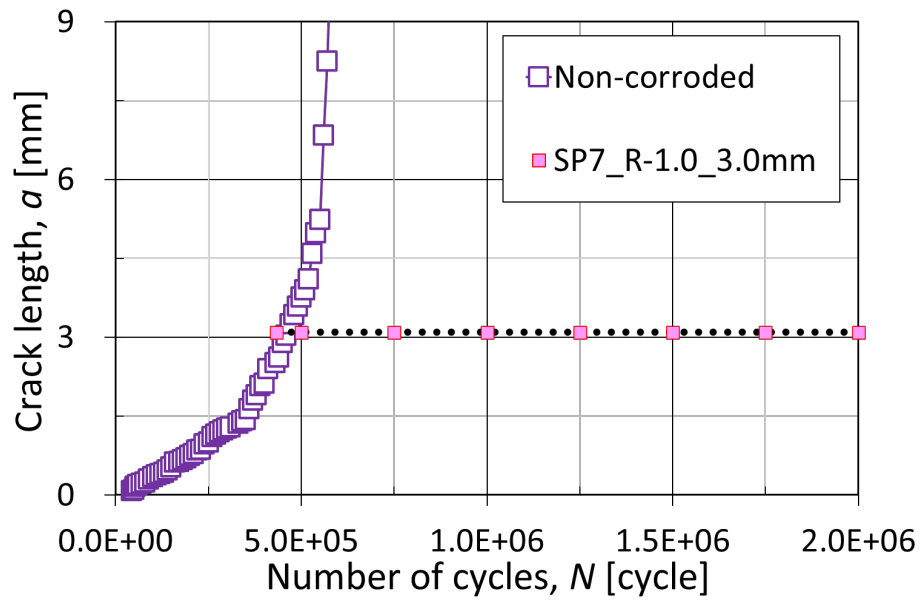


Fig. 4-8 疲労亀裂成長曲線（応力比 $R=-1.0$ ，腐食時亀裂長さ $a_{co}=3.0\text{mm}$ ）

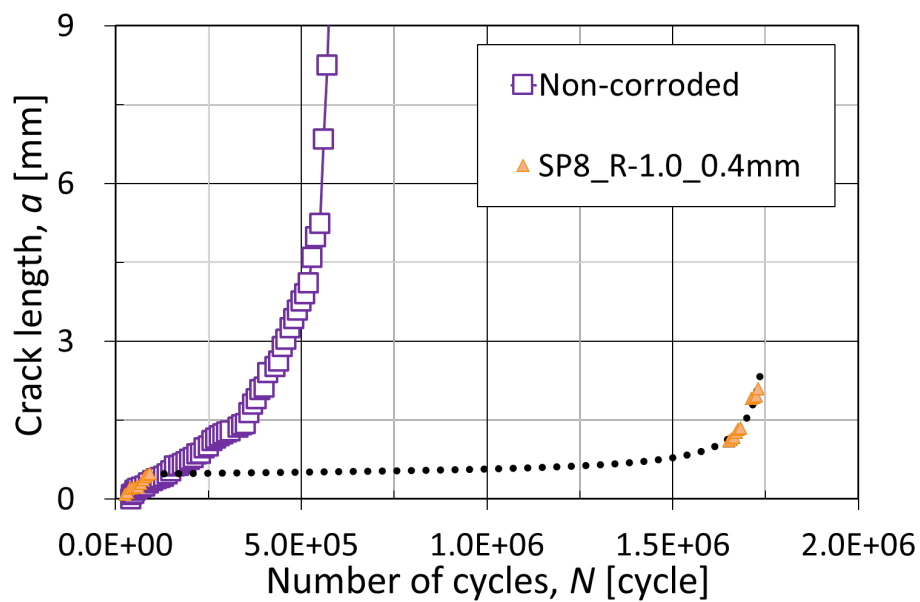


Fig. 4-9 疲労亀裂成長曲線（応力比 $R=-1.0$ ，腐食時亀裂長さ $a_{co}=0.4\text{mm}$ ）

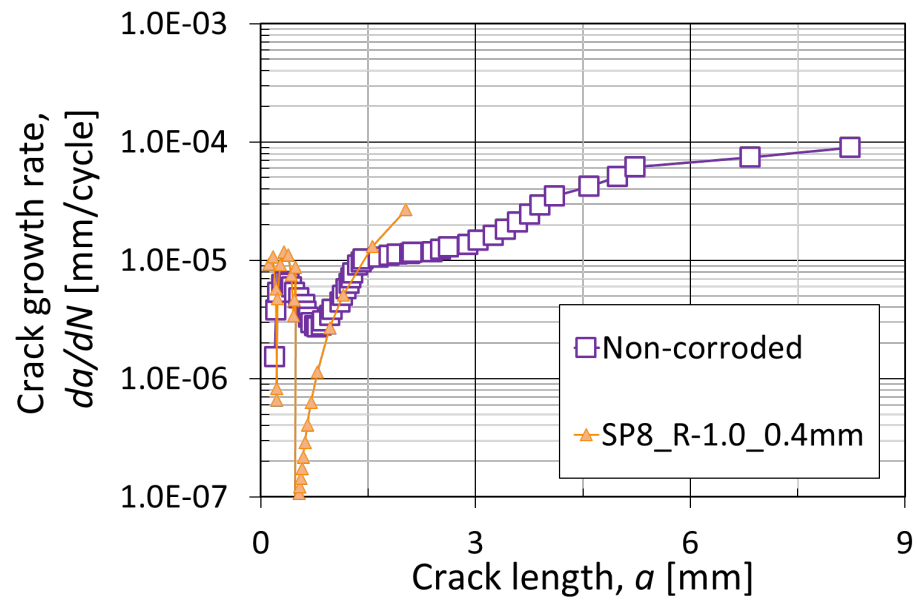


Fig. 4-10 疲労亀裂進展速度（応力比 $R=-1.0$ , 腐食時亀裂長さ $a_{co.}=0.4\text{mm}$ ）

#### 4.3.3. 腐食施工時のひずみ応答

本項では、腐食生成物による疲労寿命延伸効果（くさび効果）の程度を疲労試験中に把握することを目的とし、ひずみゲージ応答による考察を行った。

代表試験片（SP3\_R0.1\_3.0mm）の腐食施工中において Crack tip gage および Back gage により取得した、最大ひずみ $\epsilon_{\max}$ 、最小ひずみ $\epsilon_{\min}$ およびひずみ範囲 $\Delta\epsilon$ と荷重繰返し数 $N$ の関係を Fig. 4-11 および Fig. 4-12 に示す。

この図より、硝酸注入（図中横軸  $N=200$  回程度）からすぐに最小ひずみ $\epsilon_{\min}$ の値が急激に変化し、Crack tip gage では急上昇、Back gage では急降下することが確認できる。一方、最大ひずみ $\epsilon_{\max}$ の変化は極めて小さいことから、この期間における疲労亀裂の進展は無視できる程度であると考えられ、最小ひずみ $\epsilon_{\min}$ の急激な変化は亀裂面内に堆積した腐食生成物によるものであると言える。この挙動は、腐食生成物の存在により亀裂が早期に閉口したために起きたと考えられ、最小ひずみ $\epsilon_{\min}$ の変化が収束した状況は、腐食反応およびそれに伴う“くさび効果”が飽和した状態と判断できる。この間におけるひずみ範囲 $\Delta\epsilon$ は、Crack tip gage では  $1050\mu\epsilon$  程度から  $640\mu\epsilon$  程度に低下（約 39%の低下）、Back gage では  $280\mu\epsilon$  程度から  $410\mu\epsilon$  程度に上昇した（約 46%の上昇）。参考文献[50][51]同様に硝酸注入直後から最小ひずみ $\epsilon_{\min}$ のみが変化する傾向が確認された。

以上のことから、腐食生成物の堆積によって物理的に亀裂閉口が促進される様子が観察され、この現象は 35%硝酸注入後、即座に始まることも確認された。

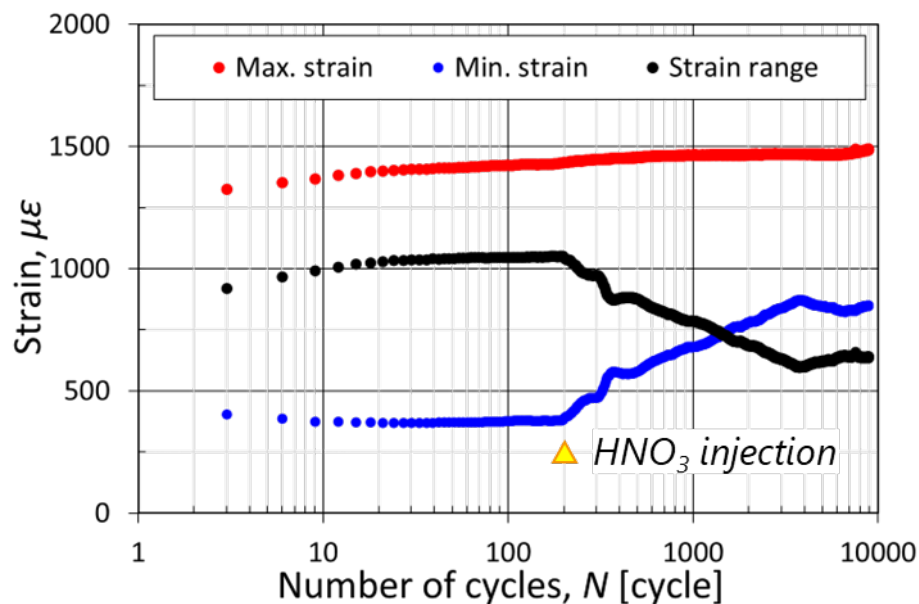


Fig. 4-11 腐食施工中のひずみゲージ挙動変化（Crack tip gage）

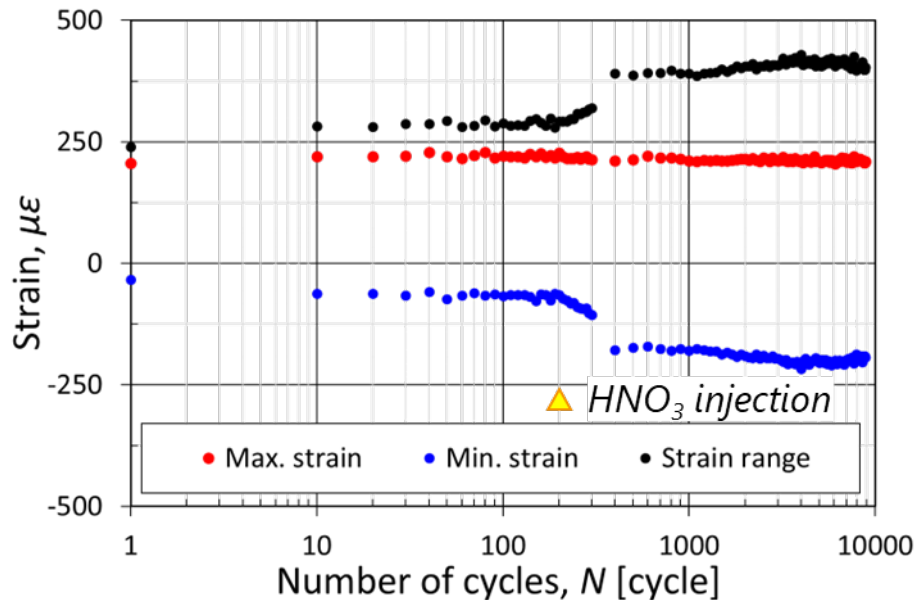


Fig. 4-12 腐食施工中のひずみゲージ挙動変化 (Back gage)

#### 4. 4. 腐食生成物堆積量の調査

本節では、破断した疲労試験片の上端部および下端部に対して、形状計測装置を用いた形状計測を実施し、疲労亀裂形状および堆積した腐食生成物量を取得した。

##### 4. 4. 1. 破断試験片の亀裂面形状計測

Fig. 4-13 および Fig. 4-15 に、応力比 $R=0.1$ の荷重条件の下、破断した試験片の破面画像を示す。Fig. 4-14 中実線が疲労予亀裂の先端、点線が切欠き底であるが、亀裂先端は曲率を有しており、亀裂全体に硝酸が十分広がり腐食している様子が確認できる。なお、腐食時亀裂長さ $a_{co}=0.4\text{mm}$ では、切欠き部の一部に腐食による欠損部 (図中矢印) が存在した。この部分は、切欠き底付近に亀裂面段差の存在を示す線が多く存在することから、多点で発生した近接する疲労亀裂が合体した付近であり、他と比べて被腐食面が大きいいため腐食孔食が促進されたと考えられる。ただし、板厚 ( $t=3\text{mm}$ ) に対する割合は 30%程度であり、後述の通り疲労亀裂は腐食後に停留していることから、亀裂進展挙動への影響は大きくないものと判断した。

Fig. 4-16 から Fig. 4-18 には、応力比 $R=-1.0$ において破断した試験片破面画像である。これらの結果からも、疲労亀裂全体に腐食生成物が堆積している様子が見て取れる。



Fig. 4-13 破面画像（応力比 $R=0.1$ ，非腐食試験片）

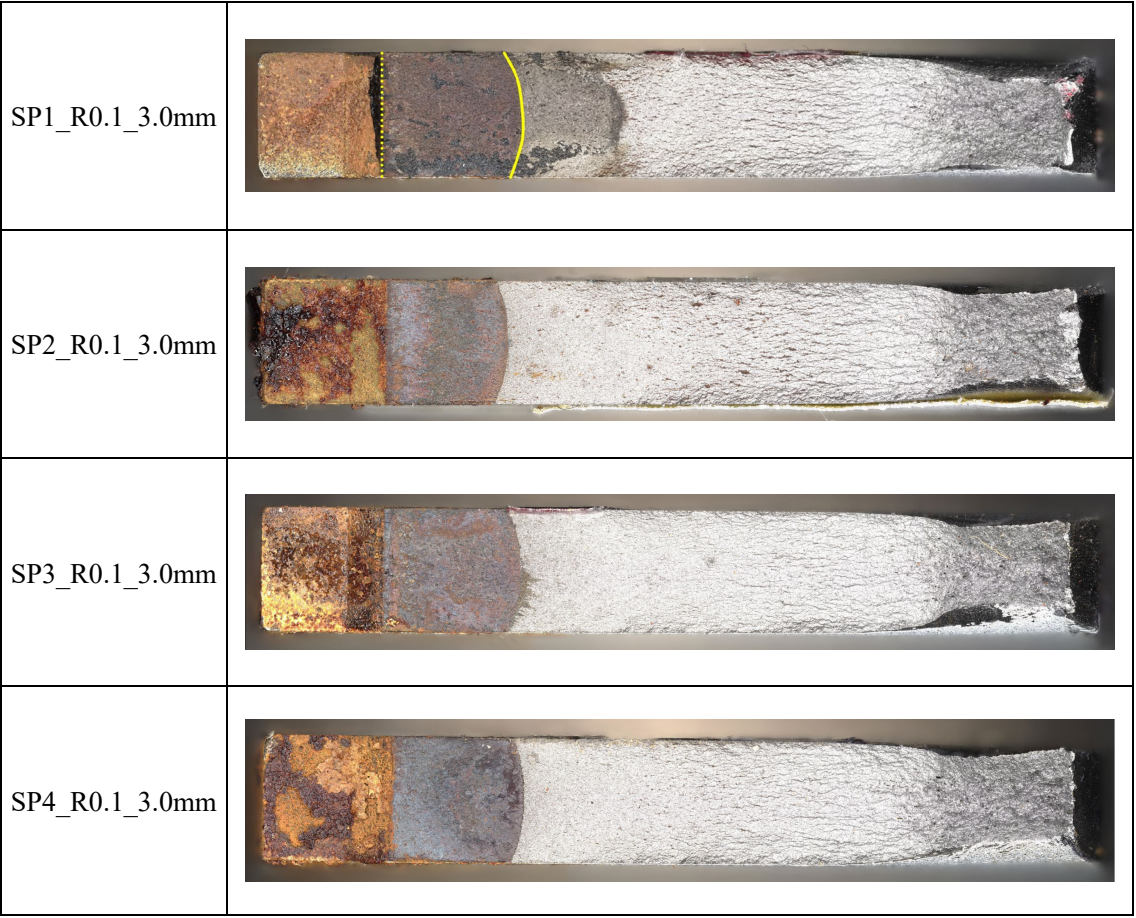


Fig. 4-14 破面画像（応力比 $R=0.1$ ，腐食時亀裂長さ $a_{co.}=3.0\text{mm}$ ）



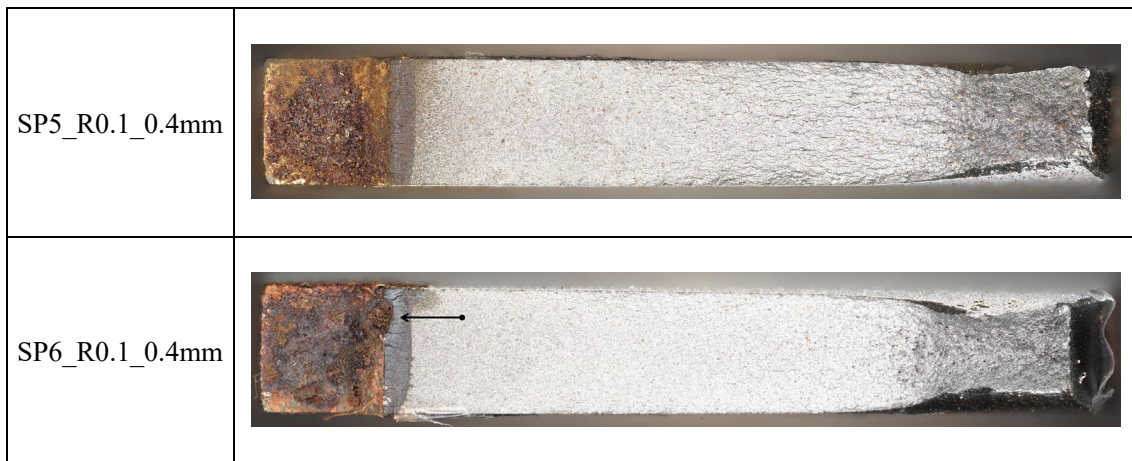


Fig. 4-15 破面画像（応力比 $R=0.1$ ，腐食時亀裂長さ $a_{co.}=0.4\text{mm}$ ）



Fig. 4-16 破面画像（応力比 $R=-1.0$ ，非腐食試験片）



Fig. 4-17 破面画像（応力比 $R=-1.0$ ，腐食時亀裂長さ $a_{co.}=3.0\text{mm}$ ）



Fig. 4-18 破面画像（応力比 $R=-1.0$ ，腐食時亀裂長さ $a_{co.}=0.4\text{mm}$ ）

#### 4.4.2. 亀裂面に分布する塑性変形量の計測

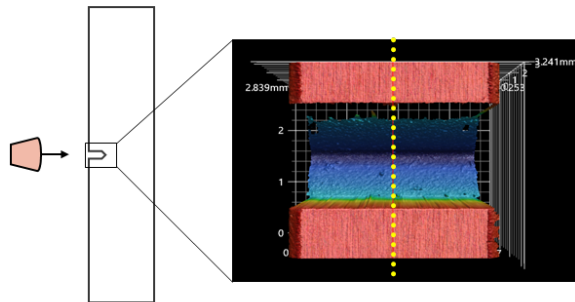
破断後の疲労亀裂破面は、腐食生成物堆積による高さ変化と亀裂進展領域における塑性変形量 $d_p$ が混在する。そのため、腐食生成物による純粋なくさび効果を定量評価するためには、それらを分類して評価・考察する必要がある。

そこで、まず初めに、非腐食試験片に対する形状計測を行い、亀裂面に分布する塑性変形量 $d_p$ を計測した。計測および評価には、3次元破面解析技術の一つである FRASTA 法 (Fracture Surface Topography Analysis, 破壊機構再現法) [64]-[71]を活用した計測を実施する。これは、一对の破壊面トポグラフィデータを用いて破壊プロセスを再現する手法であり、両データの隙間や重なり領域の分布を頼りに、疲労亀裂発生活動起点部や進展方向、先端形状等の情報を得ることができる。その際、上下面が重なり合う部分は疲労亀裂進展経路における材料が経験した塑性変形量 $d_p$ に対応する。

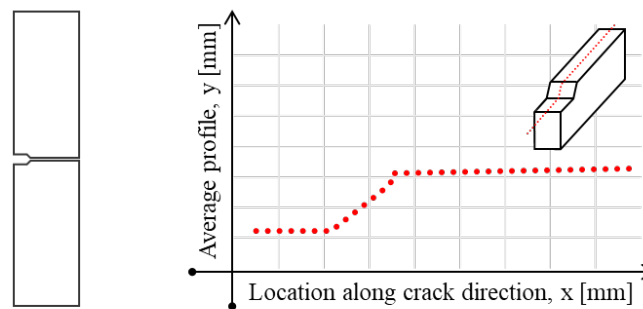
いくつかの文献[70][71]では、亀裂進展経路上の塑性変形量取得検討が行われているが、疲労亀裂発生活動起点部を含めた塑性変形量 $d_p$ の取得は、非塑性変形部位を基準としたトポグラフィの位置合わせが必要となる。本研究では、疲労試験前の形状計測データと疲労試験後 (破断後) のデータを組み合わせて、疲労亀裂発生活動点を含めた塑性変形量 $d_p$ の推定を試みた。

塑性変形量分布の取得手順を Fig. 4-19 に示す。まず初めに、(I) 疲労試験前の試験片に対して、切欠き部を試験片側面から計測を行う。この時、試験片側面および切欠き部の斜面に焦点を合わせた撮影を行う。続いて、(II) 破断試験片の上端部・下端部に対する形状計測を行う。この際も、疲労亀裂破面の他、試験片側面および切欠き部斜面も収めた形状計測とする。(III) これらの形状計測結果を回転・移動させて、3種の形状計測結果の最小二乗法による位置合わせを行う。位置合わせの基準面は、荷重载荷による塑性変形影響を無視できる試験片側面と切欠き斜面とし、試験前の切欠き底を $x=0$ に調整する。(IV) 最後に、疲労破面領域において破断下面と上面の差分を取れば、亀裂進展に伴う塑性変形量分布を取得することができる。なお、本研究で対象とする塑性変形量 $d_p$ は荷重载荷方向に限定するものとし、中央断面から $\pm 1\text{mm}$ 領域の100分割断面平均値を検討に使用した。ただし、前述の通り、腐食による欠損部を有する試験体 SP6\_R0.1\_0.4mm は、欠損部を評価対象位置から除外した。

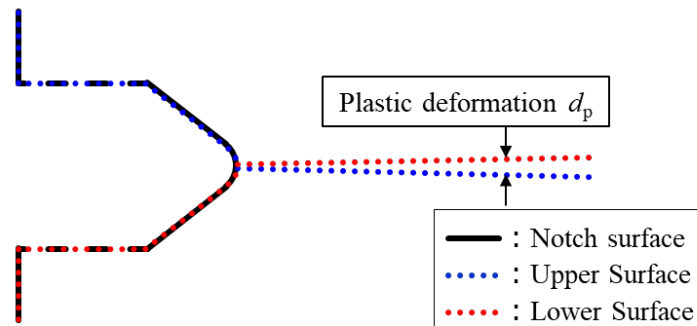
### I Shape Measurement for the unfractured notch.



### II Shape Measurement for the fractured surfaces.



### III Alignment of the measured surfaces.



### IV Extraction of the plastic deformation $d_p$ .

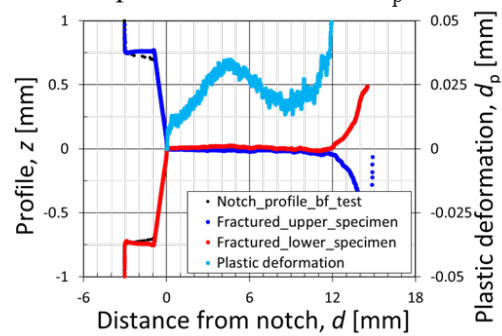


Fig. 4-19 塑性変形量分布の取得手順

上述の手順により位置調整した結果を Fig. 4-20 および Fig. 4-21 に示す．図中の第 2 軸に示すのは，疲労亀裂破面領域における上下面の差分であり，これが亀裂面に分布する塑性変形量 $d_p$ に対応する．

応力比 $R=0.1$  の条件で取得された Fig. 4-20 に着目すると，亀裂面に分布する塑性変形量 $d_p$ は，亀裂発生と共に亀裂長さ $a=4.5\text{mm}$  程度までは単調に増加する．これは，亀裂進展とともに亀裂先端付近の塑性域寸法も大きくなり，荷重載荷方向の塑性変形量も大きくなるためである．しかし， $a=4.5\text{mm}$  以降は急激に減少し， $a=9.0\text{mm}$  付近で再上昇を始める．ここで，非腐食試験片の疲労破面 3D データおよび板厚方向  $0.5\text{mm}$  毎の高さプロファイルを図 Fig. 4-22 に示す．この図は，疲労試験片の切欠き平行部は疲労試験による変形影響は小さいとして，切欠き平行部高さを合わせて表示した板厚方向 5 断面の破断下面部のプロファイルである．これより，疲労亀裂は切欠き底から概ね平行に発生し，小さな面外方向傾きを有したまま $a=4.0\text{mm}$  程度まで進行している．その後，面外方向傾きが反転し始め， $a=6.0\text{mm}$  以降は急激にせん断型の破壊形態に移行していることが確認できる．面外方向傾きが反転し始める $a=4.0\text{mm}$  は，Fig. 4-20 中の塑性変形量 $d_p$ が減少し始める変化位置と概ね対応しており，荷重載荷方向に限定した塑性変形量 $d_p$ の変化は，こうした状況を反映した結果であると考えられる．なお，後述の腐食生成物堆積量の分析においては，塑性変形量が単調増加する範囲である $a=4.5\text{mm}$  までの分布を基準区間として設定している．

一方，応力比 $R=-1.0$  の条件で取得された Fig. 4-21 の結果では，切欠き開口部で大きな亀裂面圧縮に伴う負の塑性変形量が確認され，その後，微小な正の変形量となったのち，再び亀裂進展に伴い減少していく分布となっている．なお，応力比 $R=-1.0$  における板厚方向プロファイルの結果からは，応力比 $R=0.1$  の結果とは異なり，亀裂破面の傾きが亀裂進展途中で大きく変化する様子は確認されなかった．(Fig. 4-23)

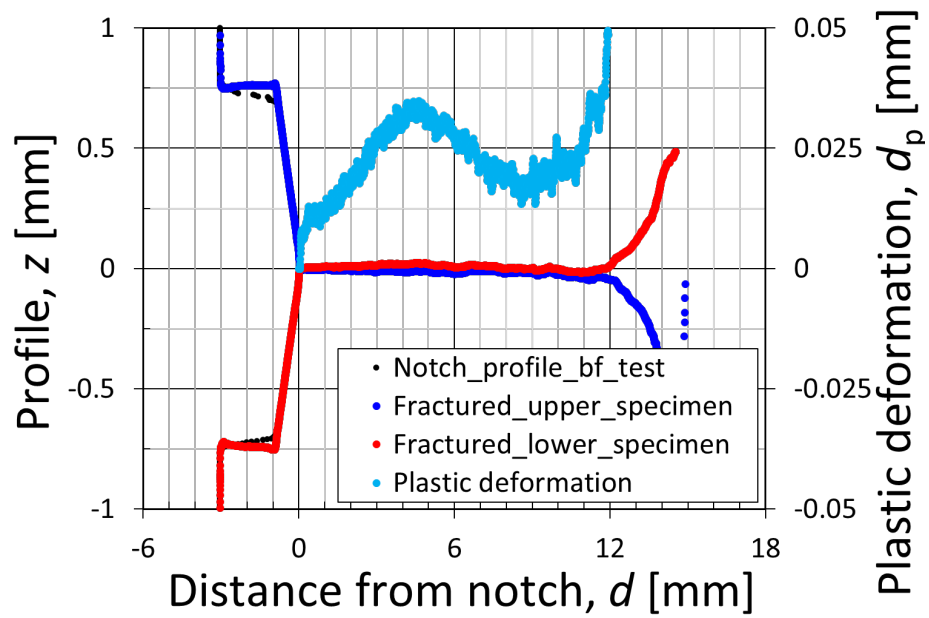


Fig. 4-20 疲労亀裂面の塑性変形量 $d_p$ 計測結果（応力比 $R=0.1$ ）

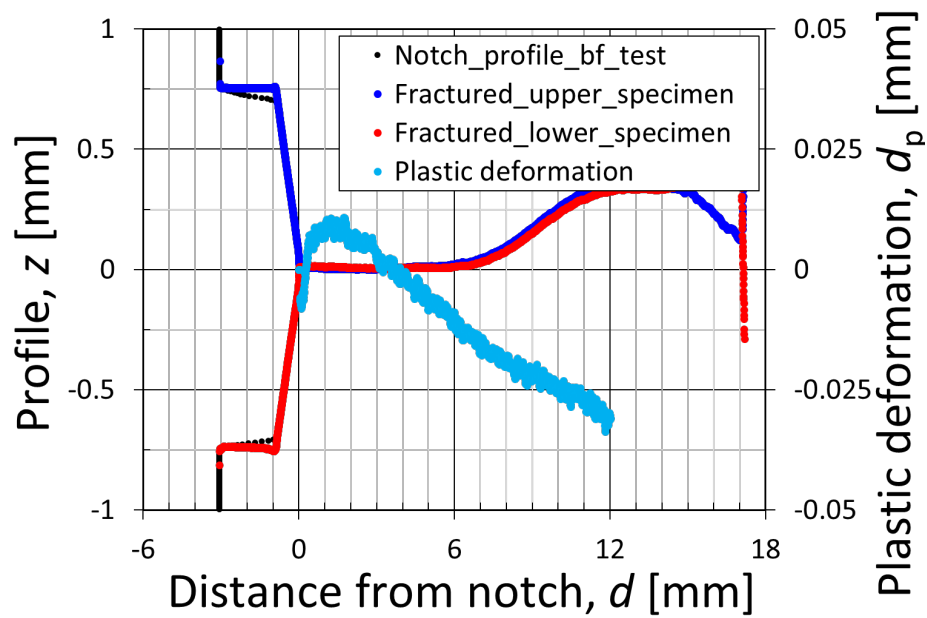


Fig. 4-21 疲労亀裂面の塑性変形量 $d_p$ 計測結果（応力比 $R=-1.0$ ）

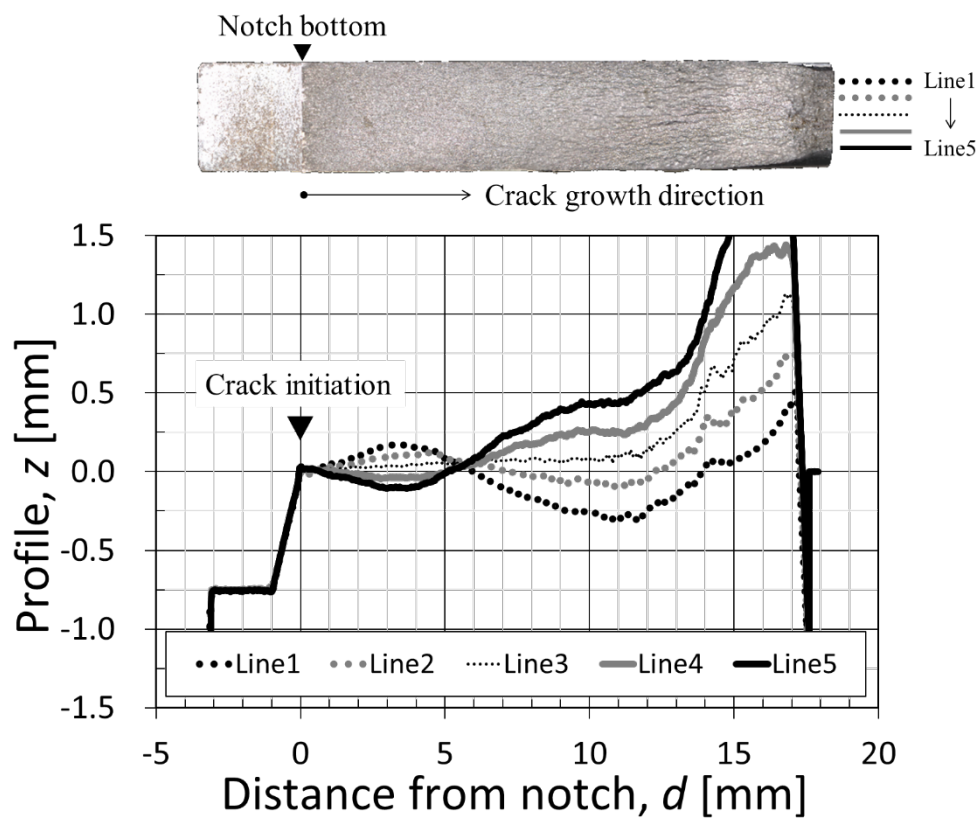


Fig. 4-22 疲労亀裂破面プロファイル（応力比 $R=0.1$ ）

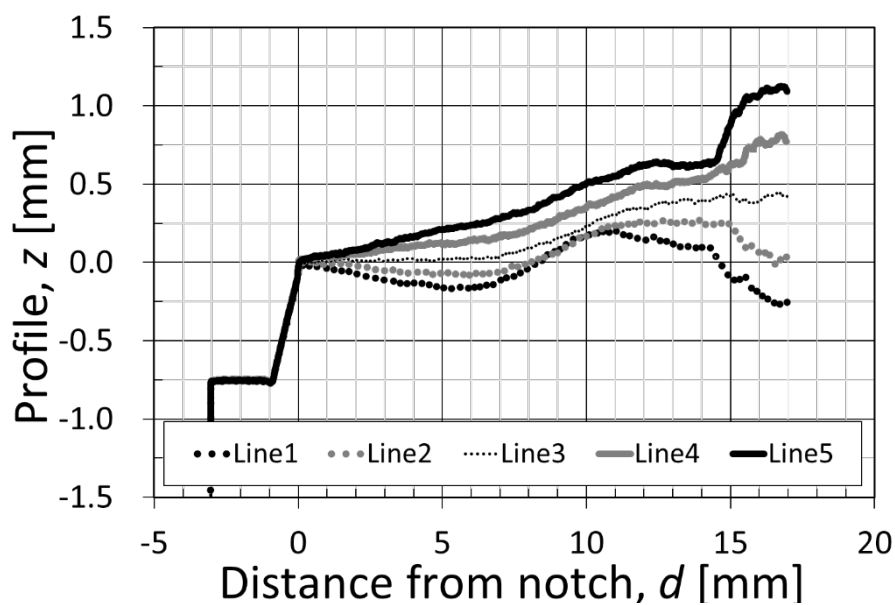
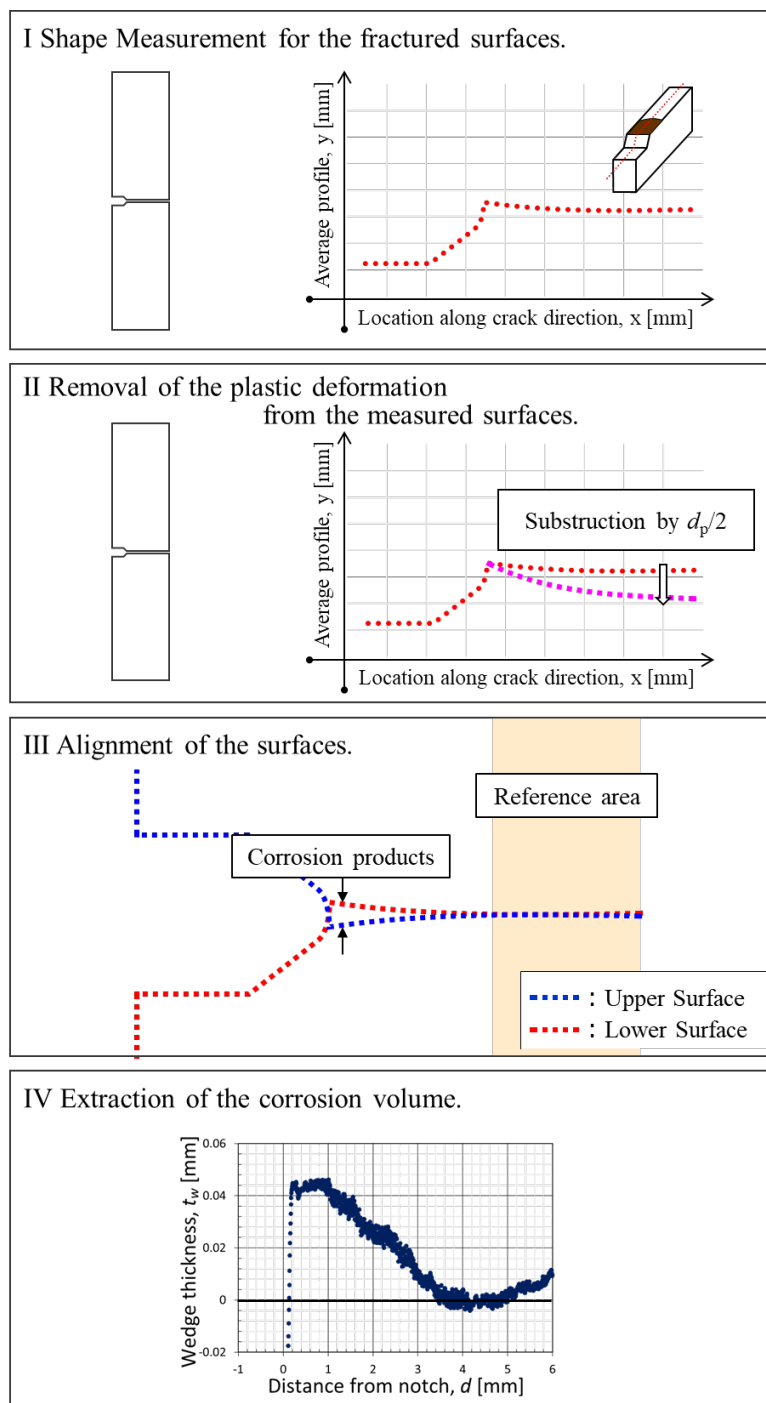


Fig. 4-23 疲労亀裂破面プロファイル（応力比 $R=-1.0$ ）

#### 4.4.3. 腐食生成物堆積量の計測

続いて、前章の腐食疲労試験で破断した試験片に対する腐食生成物堆積量計測を実施した。純粋な腐食生成物堆積を取得するための分析手順を Fig. 4-24 に示す。



まず初めに、(I) 破断試験片の上端部・下端部に対する形状計測を実施する。その後、(II) 塑性変形量 $d_p$ は上端部・下端部で等しい大きさであると仮定し、前節の塑性変形量 $d_p$ の1/2量ずつ上下面を移動させる。この状態が、塑性変形量 $d_p$ のみを除外した形状計測結果である。続いて、(III) 疲労予亀裂長さが $a_{co}=3.0\text{mm}$ の試験体では $a=3.5\sim 4.5\text{mm}$ 領域、 $a_{co}=0.4\text{mm}$ の試験体では $a=0.5\sim 4.5\text{mm}$ 領域の高さおよび細かな凹凸が一致するように位置合わせを行う。それぞれ、中央断面における疲労予亀裂長さ先端付近から上述の塑性変形量が減少する手前までの領域を位置合わせの基準領域とした。ただし、SP6\_R0.1\_0.4mmについては、切欠き部の欠損部を検討から除外した。最後に、(IV) 上下面プロファイルの差分を取得し、これが疲労予亀裂面上に堆積する腐食生成物量となる。

以上の手順により得られる疲労予亀裂長さ $a_{co}=3.0\text{mm}$ 各試験片に対する腐食生成物堆積量の計測結果を Fig. 4-25 から Fig. 4-28 に示す。塗り潰し区間は位置合わせの基準区間を示しており、その区間は差分が0近くになっている。この結果より、腐食生成物は亀裂面全体に分布し、亀裂先端から開口部に向かって徐々に堆積量が大きくなることが分かる。また、堆積量は亀裂先端から直線状に増加するのではなく、ルート関数状に曲率を有する堆積形状であることが分かる。これは、米澤ら[52]によって行われた同材料の亀裂開口量分布の形状と類似しており、腐食生成物の堆積形状は亀裂上下面による力を受けて形成されたものと推測される。つまり、腐食生成物が力学的に疲労亀裂開口に寄与したことを示している。

続いて、Fig. 4-29 および Fig. 4-30 に疲労予亀裂長さ $a_{co}=0.4\text{mm}$ 各試験体に対する計測結果を示す。こちらにおいても、最大高さ  $6.66\mu\text{m}$ ,  $16.56\mu\text{m}$  の小さな腐食生成物堆積が確認された。ただし、前章の通り、疲労寿命延伸効果は2倍ないし亀裂停留を示しており、疲労亀裂発生直後の微小亀裂状態であっても、腐食生成物を亀裂面内へ堆積させることができれば、大きな寿命延伸効果が生まれるということが確認された。微小亀裂では亀裂開口量も非常に小さくなるため、亀裂面内への微細粒等の物質注入による施工は難しく、本検討結果は腐食促進剤の液体という浸潤性の良さが活かされた結果であると言える。

一方、Fig. 4-31 および Fig. 4-32 に示すのは、応力比 $R=-1.0$ の結果であるが、応力比 $R=0.1$ の結果と異なり、ルート関数状の堆積ではなく、疲労亀裂開口部に向かって指数関数的に堆積量が増大している。この傾向は、Fig. 4-21 に示した亀裂開口部における圧縮の塑性変形分布が反映された結果と言える。



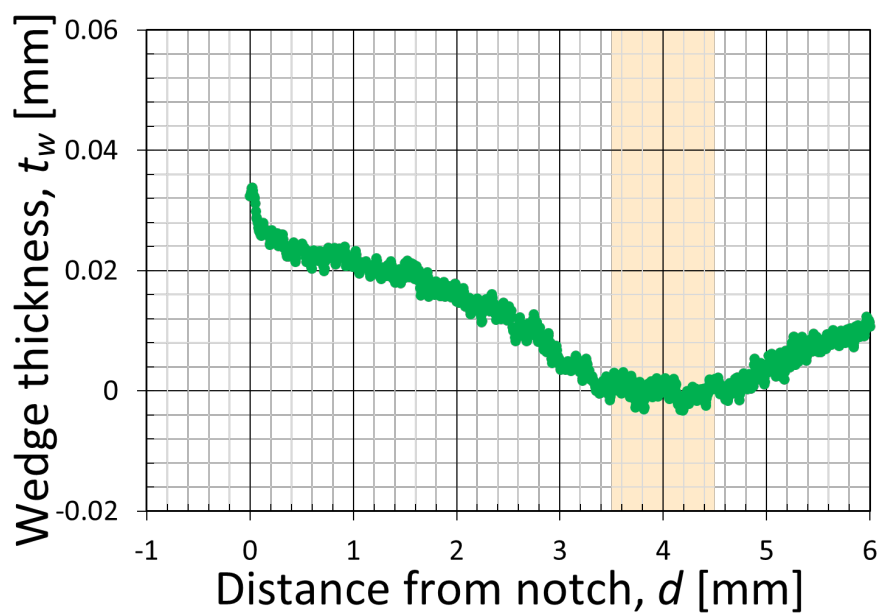


Fig. 4-25 腐食生成物堆積量計測結果 (SP1\_R0.1\_3.0mm)

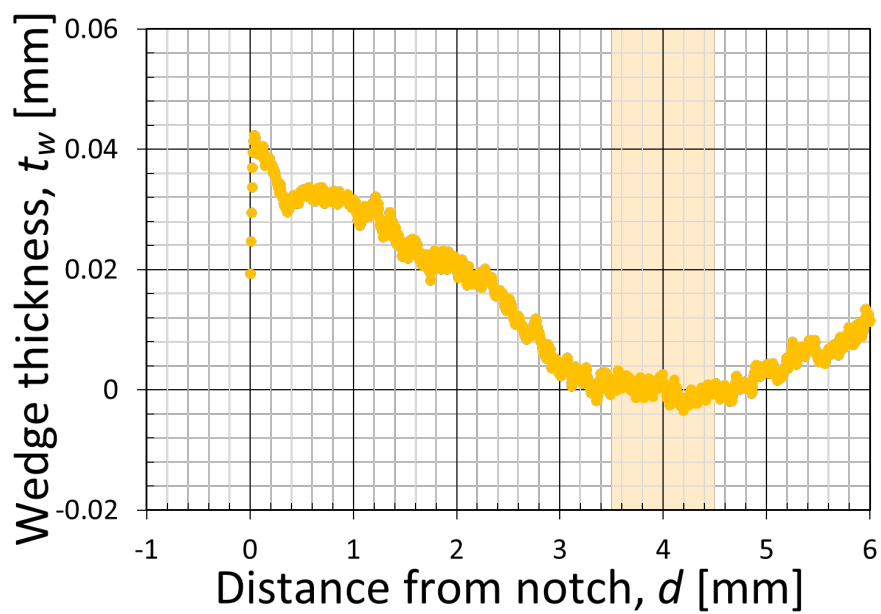


Fig. 4-26 腐食生成物堆積量計測結果 (SP2\_R0.1\_3.0mm)

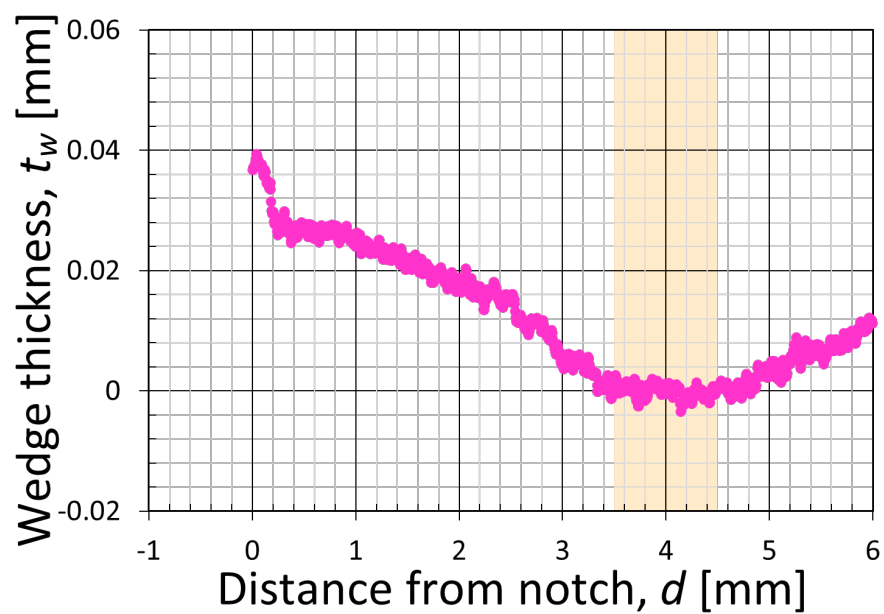


Fig. 4-27 腐食生成物堆積量計測結果 (SP3\_R0.1\_3.0mm)

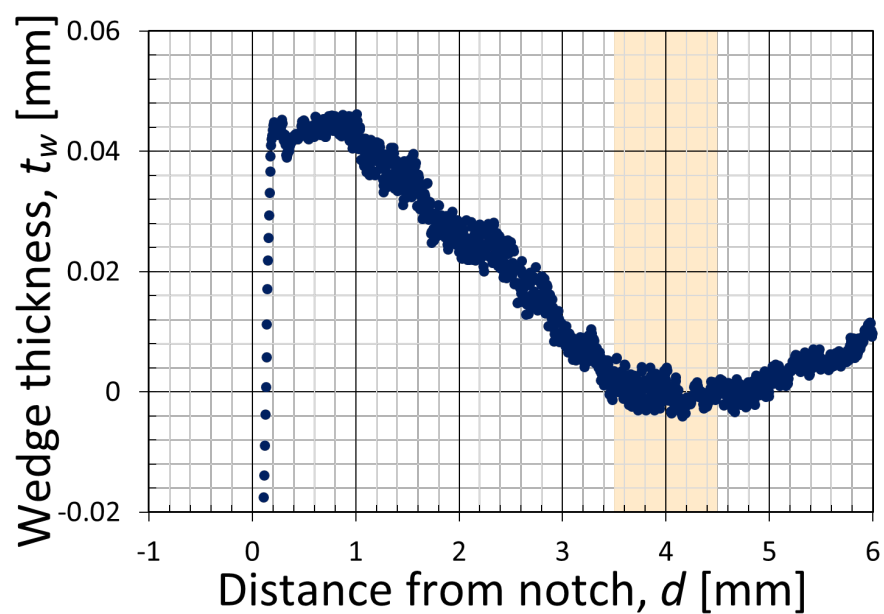


Fig. 4-28 腐食生成物堆積量計測結果 (SP4\_R0.1\_3.0mm)

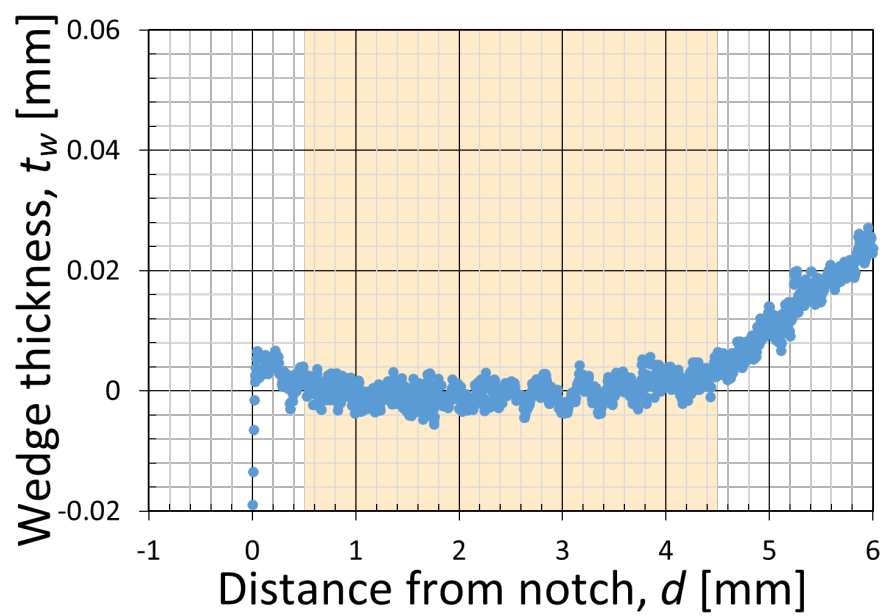


Fig. 4-29 腐食生成物堆積量計測結果 (SP5\_R0.1\_0.4mm)

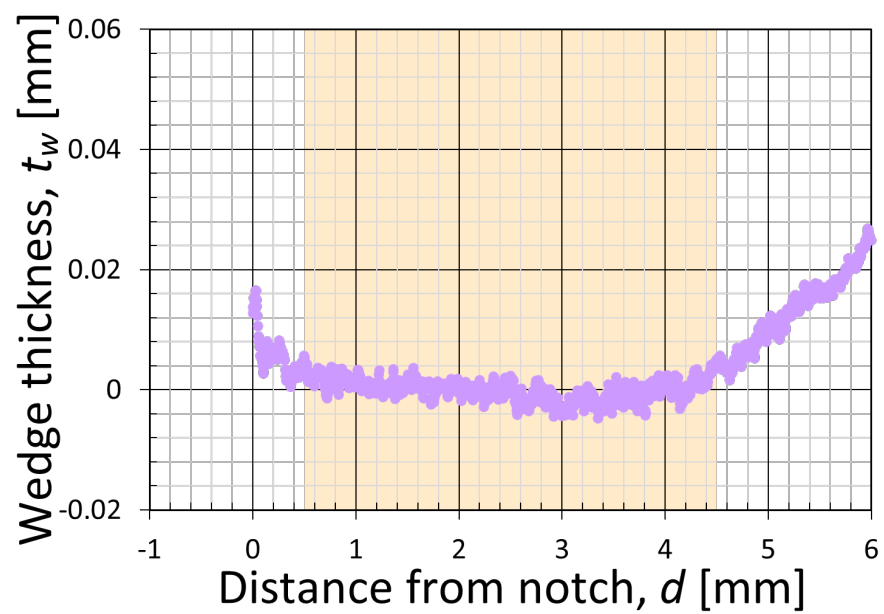


Fig. 4-30 腐食生成物堆積量計測結果 (SP6\_R0.1\_0.4mm)

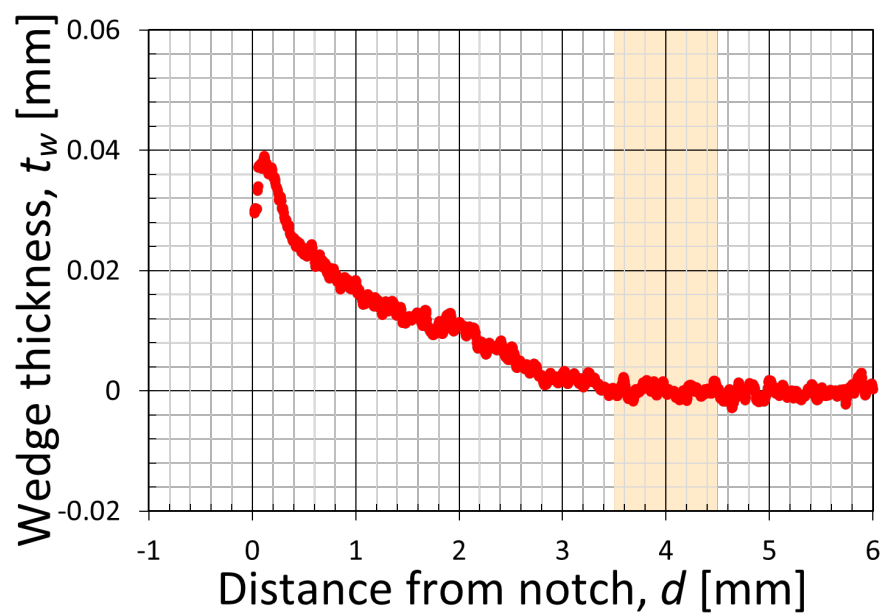


Fig. 4-31 腐食生成物堆積量計測結果 (SP7\_R-1.0\_3.0mm)

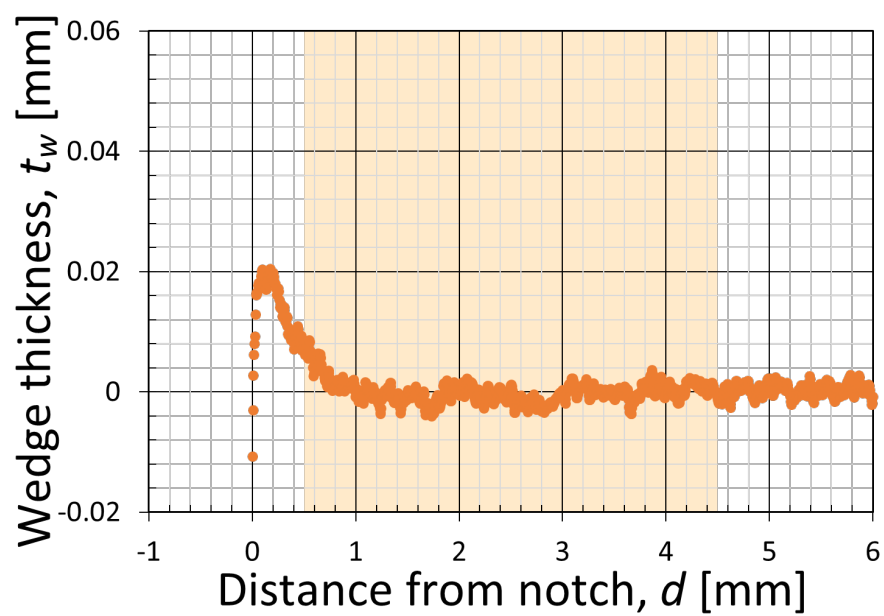


Fig. 4-32 腐食生成物堆積量計測結果 (SP8\_R-1.0\_0.4mm)

疲労寿命延伸効果および腐食生成物堆積量の最大高さ・面積測定結果を Fig. 4-33, Fig. 4-34 および Table 4-2, Table 4-3 に示す. Fig. 4-33, Fig. 4-34 中の数字は大気中試験結果に対する疲労寿命延伸効果 ( $N_{f,co.}/N_{f,non-co.}$ ) を示す. また, 腐食生成物面積は, Fig. 4-25 から Fig. 4-32 にて示した中央断面から  $\pm 1\text{mm}$  領域の腐食生成物面積であり, 亀裂面内に存在する腐食生成物堆積量に対応する.

まず初めに, 応力比  $R=0.1$  の結果に着目すると, 一部逆転が見られるものの, 概ね腐食生成物堆積高さ・堆積量が多い試験体ほど疲労寿命延伸効果が大きくなっていることが分かる. このことから, 疲労寿命延伸効果の大小は腐食生成物量の大小と正の相関があることが確認できる.

特に, 疲労予亀裂長さが短い場合 ( $a_{co.}=0.4\text{mm}$ ), 微量量の堆積ではあるが, 亀裂停留を含む大幅な寿命延伸効果が確認された. 微小亀裂では亀裂開口量も非常に小さくなるため, 亀裂面内への微細粒等の物質注入による施工は難しい. 他方, 高橋ら[22]は, 異なる粒径の微細金属粒を使用した同様の検討により, 疲労寿命延伸を獲得するためには亀裂先端部への到達が重要であると報告している. これを踏まえると, 本検討結果は腐食促進剤の液体という浸潤性の良さが活かされた結果であると言え, 検討した範囲では疲労予亀裂長さ  $a_{co.}$  に依らず, 大幅な寿命延伸効果を得ることができると示唆される.

一方, 応力比  $R=-1.0$  の結果においても, 腐食生成物が過大に押しつぶされる状況や亀裂開口部から排出される状況は確認されず, 応力比  $R=0.1$  と同等程度の堆積量が計測された. また, 寿命延伸効果としても亀裂停留を含む, 非常に大きいものであり, 亀裂面腐食による寿命延伸効果は, 広範な応力比  $R$  に対しても期待できることが示された.

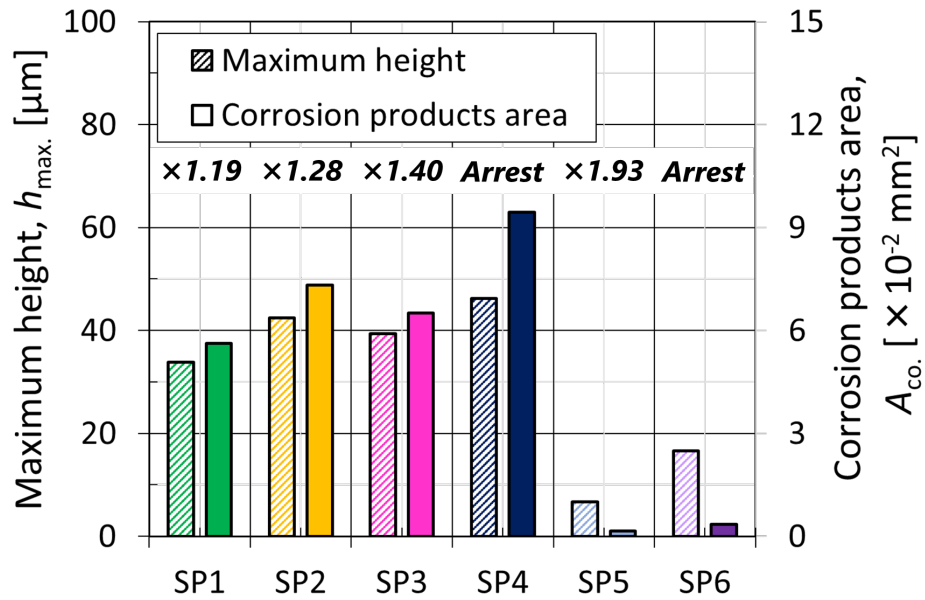


Fig. 4-33 腐食生成物堆積量の最大高さ・面積測定結果（応力比 $R=0.1$ ）

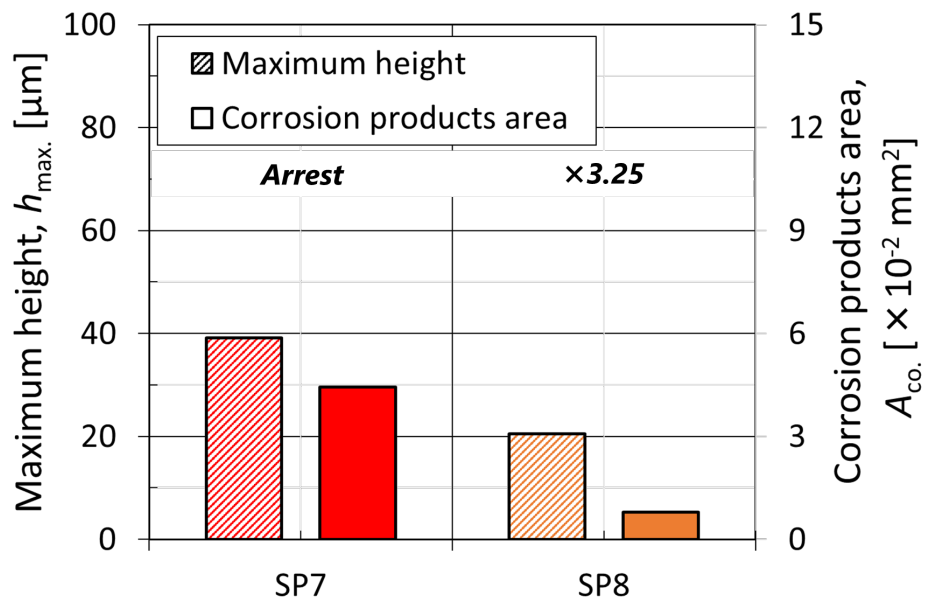


Fig. 4-34 腐食生成物堆積量の最大高さ・面積測定結果（応力比 $R=-1.0$ ）

Table 4-2 腐食生成物堆積量と疲労寿命延伸効果の関係（応力比 $R=0.1$ ）

Specimen	Crack length of corrosion $a_{co.}$ [mm]	Life extension $N_{f,co.}/N_{f,non-co.}$	Max. height $h_{max.}$ [ $\mu m$ ]	Area $A_{co.}$ [ $mm^2$ ]
SP1_R0.1_3.0mm	3.0	1.19	33.83	$5.62 \times 10^{-2}$
SP2_R0.1_3.0mm		1.28	42.48	$7.32 \times 10^{-2}$
SP3_R0.1_3.0mm		1.40	39.43	$6.51 \times 10^{-2}$
SP4_R0.1_3.0mm		Arrest	46.20	$9.44 \times 10^{-2}$
SP5_R0.1_0.4mm	0.4	1.93	6.66	$1.51 \times 10^{-3}$
SP6_R0.1_0.4mm		Arrest	16.56	$3.46 \times 10^{-3}$

Table 4-3 腐食生成物堆積量と疲労寿命延伸効果の関係（応力比 $R=-1.0$ ）

Specimen	Crack length of corrosion $a_{co.}$ [mm]	Life extension $N_{f,co.}/N_{f,non-co.}$	Max. height $h_{max.}$ [mm]	Area $A_{co.}$ [ $mm^2$ ]
SP7_R-1.0_3.0mm	3.0	Arrest	39.14	$4.43 \times 10^{-2}$
SP8_R-1.0_0.4mm	0.4	3.25	20.47	$7.95 \times 10^{-3}$

## 4.5. 結言

本章では、硝酸による亀裂面腐食を活用した疲労寿命延伸技術のメカニズム解明および適用可能性の調査を目的として、応力比 $R$ および腐食時亀裂長さ $a_{co}$ を変更した腐食疲労試験を実施した。また、試験実施後に、FRASTA法を活用した腐食生成物量の定量評価を実施し、得られる結果について考察を行った。なお、数値解析的アプローチについては、本論文第6章および第7章にて示す。

本章で得られた結論を以下に示す。

- 1) 腐食促進剤（35%硝酸）を用いた疲労亀裂面の腐食により、腐食時亀裂長さ $a_{co}$ および応力比 $R$ に依らず、疲労亀裂進展速度が有意に減速し、亀裂停留を含む大きな疲労寿命延伸効果が確認された。特に、後者の検討例は著者らの知る限り存在せず、本技術の適用拡大に向けた大きな知見となった。
- 2) FRASTA法を援用した試験片形状分析より、疲労亀裂面に堆積する腐食生成物量の詳細計測を行い、応力比 $R=0.1$ の試験結果において、腐食生成物堆積量と疲労寿命延伸効果の大小は概ね相関があることが確認された。
- 3) 腐食生成物は、亀裂開口部に近いほど多く堆積し、既往文献[52]に報告される亀裂開口量と同様に、応力比 $R=0.1$ では、亀裂先端から開口部にかけてルート関数状に分布することが確認された。これは、腐食生成物堆積形状が亀裂上下面によって力を受け、亀裂閉口に力学的に寄与したことを意味する。一方、応力比 $R=-1.0$ では、亀裂開口部付近の圧縮塑性変形量を反映して、亀裂先端から開口部にかけて指数関数的に堆積する様子が確認された。以上より、知見2)と併せ、亀裂面腐食を活用した疲労寿命延伸現象のメカニズムが実験的に確認された。



## 第5章 繰返し弾塑性応答に基づく疲労性能評価手法の高度化

### 5.1. 緒言

本章では，第2章にて示した各種疲労試験結果を対象とした疲労性能評価を行う．

著者らの研究グループでは，これまで巨視的弾性状態を含む応力ひずみ応答を高精度に再現可能な弾塑性モデルを開発するとともに，得られる局所的繰返し弾塑性応答より，疲労亀裂発生寿命 $N_c$ を評価する手法を検討してきた．近年では，この手法を亀裂進展問題への拡張し，唯一つの材料パラメータ $\Delta a$ の導入によって，疲労亀裂進展速度 $da/dN$ および進展寿命 $N_p$ を高精度に再現可能な手法提案を行っている．

疲労亀裂進展挙動は，応力比 $R$ が負の場合，亀裂発生後からある程度進展するまで速度が低下し，その後上昇に転ずるという報告が為されている．こうした現象に対して，Ding ら[55]による再現解析は行われているものの，物理的根拠が不明なパラメータを数多く含むとともに，変形解析における弾塑性変形履歴は考慮されていない．また，亀裂発生解析時に累積した損傷場の考慮はされているものの，それ以外の先行損傷影響は考慮されていない．

そこで本章では，これまで著者らが提案する弾塑性疲労亀裂進展解析手法を拡張し，亀裂進展に伴う弾塑性変形履歴および亀裂先端の累積損傷を考慮した寿命評価手法の提案を行う．また，それらのパラメトリック解析を通じて，亀裂進展に及ぼす影響因子を明らかにすることを目的とする．

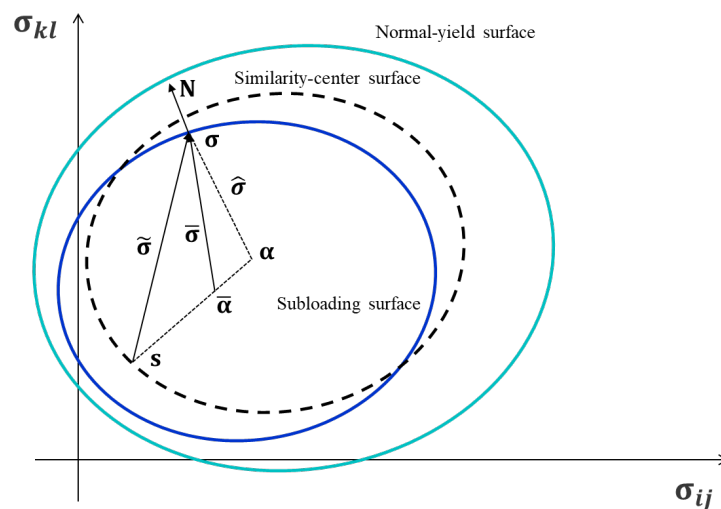


Fig. 5-1 疲労 SS モデルのイメージ図

## 5.2. 材料構成モデル

### 5.2.1. 構成式

材料構成モデルには，純粋弾性応答から弾塑性応答への滑らかな応力ひずみ応答遷移を表現可能な弾性境界面，下負荷面および相似中心の概念[28][72]をベースに，繰返し荷重載荷に伴う材料の硬化・軟化挙動を表現するための繰返し損傷の概念を導入した疲労 SS モデル[38][39][73]-[81]を採用する．(Fig. 5-1) 構成式の概要を以下に述べる．なお，使用する詳細な記号定義については文献[38][39]を参照されたい．

疲労 SS モデルのベースとなった拡張下負荷面モデルは，古典弾塑性論における降伏面（以下，正規降伏面と称する．）と同一であるが，その内部は純粋弾性域ではない．

降伏面は，等方硬化関数 $F(H)$ を導入した，Mises 型の次式で表現される．

$$f(\hat{\sigma}) = \sqrt{\frac{3}{2}} |\hat{\sigma}| - F(H) \quad (3)$$

$$\hat{\sigma} \equiv \sigma - \alpha \quad (4)$$

ここで， $F$ は等方硬化変数 $H$ （すなわち，累積相当塑性ひずみ）の関数であり，正規降伏面の大きさを表す．また， $\alpha$ は移動硬化変数であり，背応力に対応し，以下の発展則により表示される．

$$\overset{\circ}{\alpha} = a |\mathbf{D}^p| = a_1(a_2 \mathbf{N} - \alpha) \left[ 1 + a_3 \left( 1 - \frac{\langle R - R_e \rangle}{1 - R_e} \right) \right] |\mathbf{D}^p| \quad (5)$$

ここに， $\langle \rangle$ は Macauley の括弧，すなわち任意スカラー $A$ に対して， $A \geq 0$ の場合， $\langle A \rangle = A$ ， $A < 0$ の場合， $\langle A \rangle = 0$ である．また， $a_1 \sim a_3$ は材料定数である．

さて，正規降伏面の内部には，常に現応力点 $\sigma$ を通り，正規降伏面に対して相似形を保ちながら，材料の引張・圧縮挙動に応じて移動・縮小する下負荷面を次のように仮定する．

$$f(\bar{\sigma}) = \sqrt{\frac{3}{2}} |\bar{\sigma}| - RF(H) \quad (6)$$

$$\bar{\boldsymbol{\sigma}} = \boldsymbol{\sigma} - (1 - R)\mathbf{s} - R\boldsymbol{\alpha} \quad (7)$$

ここに、 $\mathbf{s}$ は正規降伏面と下負荷面の相似中心であり、発展則は以下で計算される．

$$\overset{\circ}{\mathbf{s}} = \left[ (1 - D)c \left\{ \frac{\bar{\boldsymbol{\sigma}}}{R} - \left( \frac{1}{\chi} - 1 \right) \hat{\mathbf{s}} \right\} + \mathbf{a} + \sqrt{\frac{2}{3}} \frac{dF(H, w)}{F} \hat{\mathbf{s}} \right] |\mathbf{D}^p| \quad (8)$$

また、 $R$ は正規降伏比（正規降伏面と下負荷面の相似比）と呼び、以下のように表示される．  
[74][82]

負荷過程；

$$R = \frac{2}{\pi} (1 - R_e) \cos^{-1} \left[ \cos \left( \frac{\pi \langle R_0 - R_e \rangle}{2(1 - R_e)} \right) \exp \left( -\frac{\pi}{2} u (1 - D^\beta) \frac{H - H_0}{1 - R_e} \right) \right] + R_e \quad (9)$$

除荷過程；

$$R = \frac{\text{tr}(\tilde{\boldsymbol{\sigma}}' \hat{\mathbf{s}}') + \sqrt{\text{tr}^2(\tilde{\boldsymbol{\sigma}}' \hat{\mathbf{s}}') + \left( \frac{2}{3} F^2 - |\hat{\mathbf{s}}'|^2 \right) |\tilde{\boldsymbol{\sigma}}'|^2}}{\frac{2}{3} F^2 - |\hat{\mathbf{s}}'|^2} \quad (10)$$

$$\tilde{\boldsymbol{\sigma}} = \boldsymbol{\sigma} - \mathbf{s} \quad (11)$$

$$\hat{\mathbf{s}} = \mathbf{s} - \boldsymbol{\alpha} \quad (12)$$

ここで、 $u$ は巨視的弾性下における塑性ひずみの滑らかな応答を制御する材料定数、 $R_e$ は弾性境界面の大きさを規定する材料定数もしくは関数[73]-[76]であり、 $R_e=1$  のとき、巨視的弾性下の塑性変形は生じない．また、 $D$ は塑性変形の累積として生じる繰返し軟化挙動等の材料変化を規定する内部状態変数であり、以下の関数が採用されている．

$$D(H_d) = (1 - d_2)[1 + (d_1/H_d)^{d_3}]^{-1} \quad (13)$$

$$H_d = \int_0^T \lambda \bar{D} dt \quad (14)$$

上式のうち、 $H_d$ は繰返し損傷パラメータ、 $d_1 \sim d_3$ はダメージの進展速度に影響を与える材料

定数である．すなわち， $D$ は $H_d$ に関する収束関数であり， $d_1$ は最大収束値の 1/2 量となるときの $H_d$ ， $d_2$ は最大収束値， $d_3$ は収束速度に影響を与える定数である．

この $D$ と上述の $F$ により材料の繰返し負荷に伴う軟化・硬化挙動，ヒステリシスループの広がりを表現することが可能となる．

なお， $H_d$ の発展則は以下で定式化する．

$$\dot{H}_d = \sqrt{\frac{2}{3}} |\mathbf{D}^p| \bar{D} \quad (15)$$

$$\bar{D}(\bar{R}) = (1 - k_2) \left[ 1 + \left( \frac{k_1}{\bar{R}} \right)^{k_3} \right]^{-1} \quad (16)$$

$$\bar{R} = R - R_e \quad (17)$$

$k_1 \sim k_3$ は，繰返し載荷に伴う損傷の進展則に影響を与える材料定数であり，収束関数である $\bar{D}(\bar{R})$ に対して上述の $d_1 \sim d_3$ と同じ効果を与える．また， $H_d$ は $R$ と塑性ひずみ速度の大きさの積，すなわち正規化した塑性仕事に対応する量として与えられており，塑性ひずみ速度に加えて $R$ が大きな場合により多くの損傷が累積されることになる．

正規降伏比 $R$ の発展則は次式で定式化される．

$$\dot{R} = U(R) |\mathbf{D}^p| \quad (18)$$

ここに， $\mathbf{D}^p$ は塑性ひずみテンソル， $U$ は次式で定義される単調現象関数である．

$$U = (1 - D) u \cot \left( \frac{\pi (R - R_e)}{2 (1 - R_e)} \right) \quad (19)$$

### 5.2.2. 材料定数キャリブレーション

上述の疲労 SS モデルを用いて、本論文第 2 章に示した対象鋼の繰返し弾塑性応答を良好に再現可能な材料定数同定が行われた。[39]

同定された材料定数を Table 5-1 に示す。また、再現される挙動は、Fig. 5-2 および Fig. 5-3 に示される通りである。

Table 5-1 同定された材料定数

Material Parameters	Value	Material Parameters	Value
$E$	206000	$\beta$	1.2
$\nu$	0.3	$a_1$	22
$u$	8000	$a_2$	165
$F_0$	360	$a_3$	5
$h_{1h}$	0.08	$k_1$	0.7
$h_{2h}$	4	$k_2$	0.03
$c$	200	$k_3$	5
$\chi$	0.9	$d_1$	0.0055
$h_{1s}$	0.0	$d_2$	0.15
$h_{2s}$	0.0	$d_3$	1.3
$\mu$	0.0	$R_e$	0.25

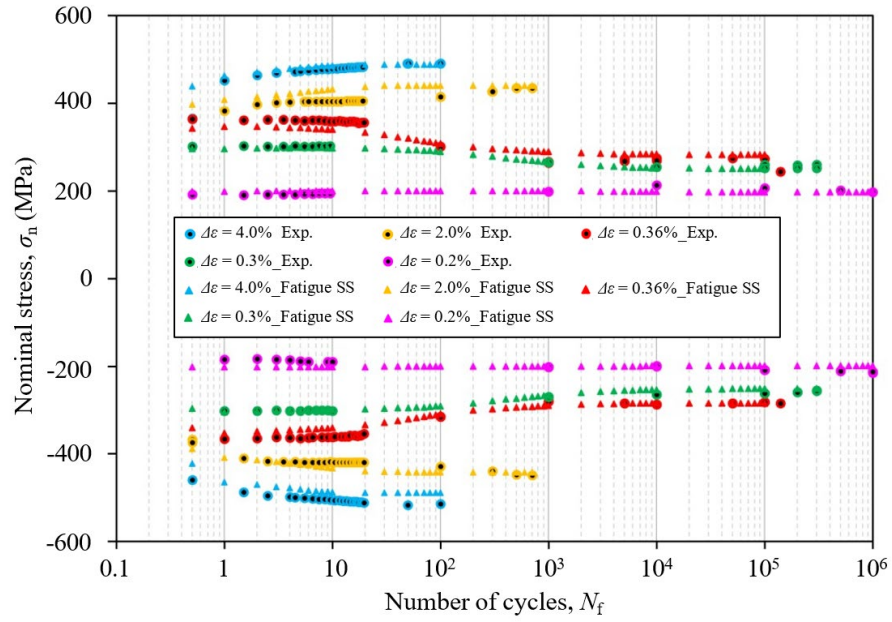


Fig. 5-2 再現される硬化・軟化挙動

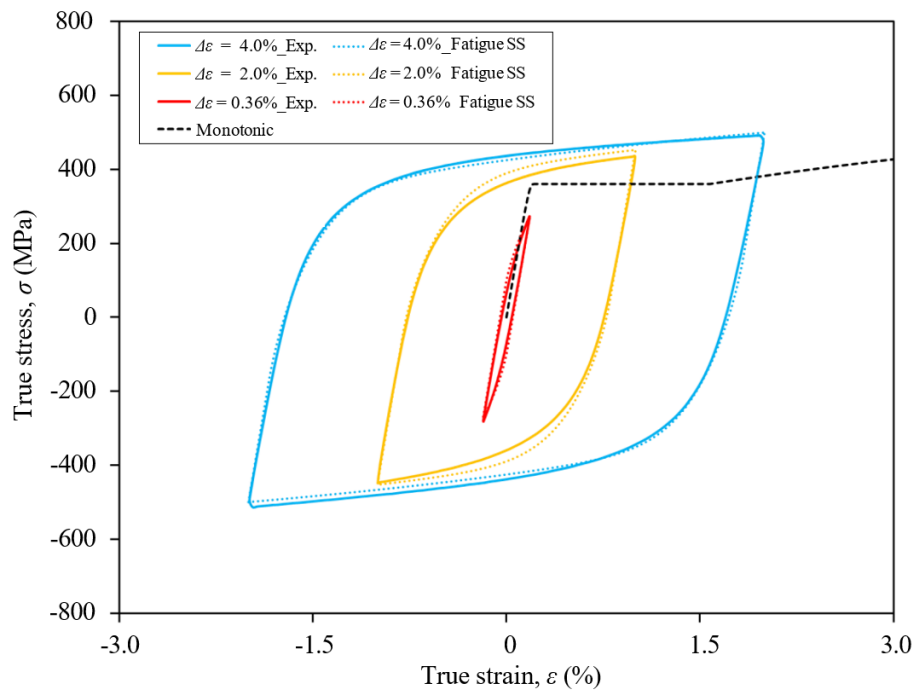


Fig. 5-3 再現される応力ひずみ線図

### 5.3. 疲労性能評価手法の提案

本研究では，疲労亀裂進展寿命を亀裂先端における疲労亀裂発生寿命の連続挙動として考えた評価を行う．以下に，本研究で使用する疲労性能評価手法について述べる．

#### 5.3.1. 疲労亀裂発生寿命評価

Fig. 5-4 および式(20)に，本研究で使用する疲労亀裂発生寿命評価式を示す．本式は，両振条件下（応力比 $R=-1.0$ ）で取得された溶接構造用鋼，高張力鋼，一般構造用鋼など 10 種の鋼材に対する試験結果[1]に加え，森田ら[83]による試験結果に対して描写された共通曲線である．ここで，全ひずみ範囲 $\Delta\varepsilon_t$ とは，最大荷重載荷時における最大主応力方向に沿うひずみの範囲であり，疲労亀裂発生寿命 $N_c$ は，肉眼観察による表面亀裂（表面部の長さが $a = 0.2\sim 0.5\text{mm}$ ）が検出されるまでの荷重繰返し数である．

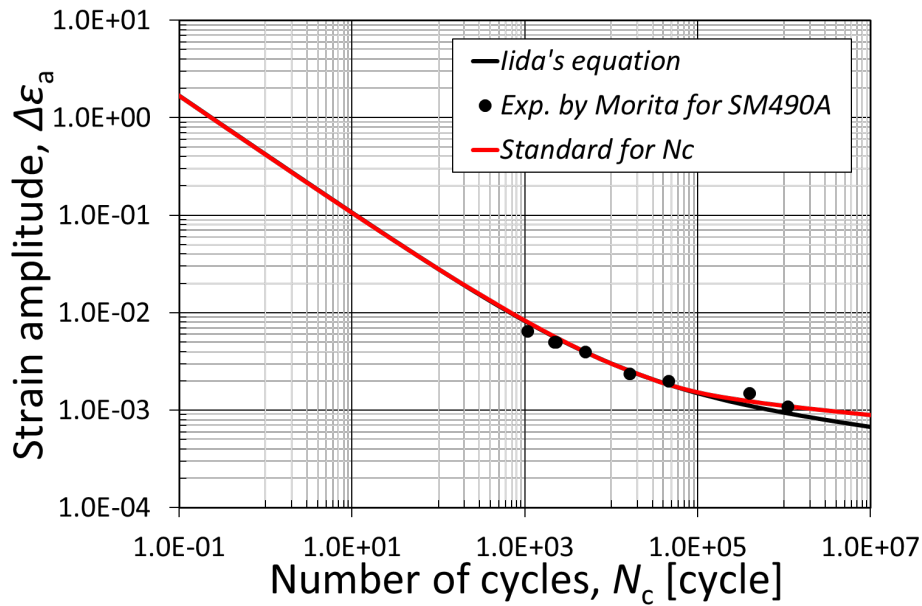


Fig. 5-4 疲労亀裂発生寿命評価式

$$N_c = \left(\frac{0.415}{\Delta\varepsilon_t/2}\right)^{1/0.606} + \left(\frac{0.0035}{\Delta\varepsilon_t/2}\right)^{1/0.08} + 1.39 \times 10^{-3} \left(\frac{\Delta\varepsilon_t}{2}\right)^{-2.6} + 7.55 \times 10^{-10} \left(\frac{\Delta\varepsilon_t}{2}\right)^{-4.89} \quad (20)$$

続いて，上式に平均応力 $\sigma_m$ の影響の考慮を行う．一般に平均応力 $\sigma_m$ は，疲労寿命への影響因子の一つとして知られており，既往文献[1][84]-[88]において各種鋼材・平均応力値の下，

疲労性能への影響評価が行われている。

ここでは、各種疲労試験結果を元に Fig. 5-5 および式(21)に示す定式化を行い、疲労亀裂発生寿命に対する平均応力影響の考慮を行うこととする。

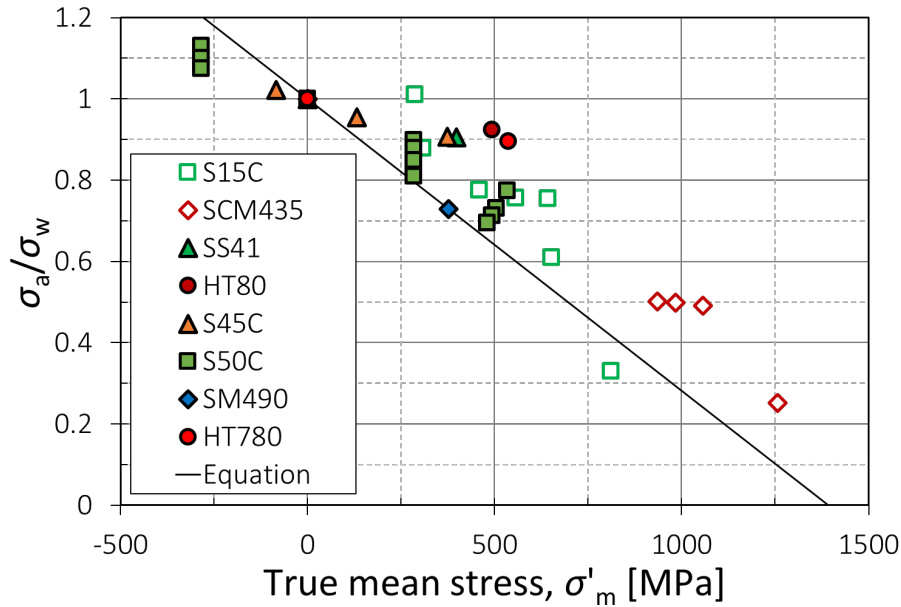


Fig. 5-5 平均応力 $\sigma'_m$ による補正式

$$\sigma_a/\sigma_w = 1 - (1/1395)\sigma'_m \quad (21)$$

$$\Delta\varepsilon'_t = \Delta\varepsilon_t \times \left(1/(\sigma_a/\sigma_w)\right) \quad (22)$$

ここで、 $\sigma_a$ は公称平均応力を有する疲労試験により取得された 200 万回疲労強度であり、 $\sigma_w$ は公称平均応力 0 の両振条件下（応力比 $R=-1.0$ ）における 200 万回疲労強度である。つまり、Fig. 5-5 の縦軸は、平均応力による 200 万回疲労強度低下率を表し、これによりひずみ振幅 $\Delta\varepsilon_t$ が式(22)に示すように修正される。横軸に示すのは、平均応力 $\sigma'_m$ である。ただし、実験データベースを元にした平均応力は、荷重制御試験における公称応力である一方、数値解析から直接得ることのできる応力は真応力である。そのため、Fig. 5-5 においては、公称応力から真応力への簡易変換として、公称応力値に真破断応力と引張応力の比を乗じている。なお、平均応力修正に関しては高サイクル疲労域の平均応力影響に基づく修正であるため、それ以外の領域に対する精度検証は今後の課題である。



### 5.3.2. 疲労亀裂進展寿命評価

著者らはこれまで、疲労亀裂進展速度 $da/dN$ の評価手法として、疲労亀裂進展を亀裂先端における疲労亀裂発生連続挙動であると考えた評価手法を開発し、CT試験片や十字継手、SENT試験片に対する検証を行ってきた。[43]-[46]

疲労亀裂進展寿命評価では、まず初めに種々の疲労亀裂長さ $a$ を有する解析モデルに対して、所定の繰返し数の荷重載荷をし、繰返し弾塑性解析を実行する。次に、亀裂先端節点における最大荷重時かつ最大主応力方向の応力ひずみ応答から全ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_t$ と平均応力 $\sigma_m$ を取得し、それら値と上述の実験データベースを活用した疲労亀裂発生寿命評価式により、特定の亀裂長さ $a$ における疲労亀裂発生寿命 $N_c$ を算出する。最後に、亀裂先端で予測された疲労亀裂発生寿命 $N_c$ の間に疲労亀裂長さが $\Delta a$ の長さ進展するとして、式(23)の定義から疲労亀裂進展速度を算出する。

$$da/dN = \Delta a/N_c \quad (23)$$

ここに、疲労亀裂進展速度に影響を与えるパラメータ $\Delta a$ は、亀裂先端における破面粗さ誘起／酸化物誘起亀裂閉口、微小な亀裂屈曲等の影響も包含した関数もしくは定数であり、亀裂先端周辺における要素サイズや材料モデル等に依存する。

本研究では、上記の従来手法に加え、疲労亀裂進展寿命評価に影響を与える解析条件として、亀裂進展に伴う弾塑性変形履歴（影響①）および線形累積損傷（影響②）[89]の考慮を可能とする疲労亀裂進展寿命評価手法の提案を行う。

疲労亀裂進展の例として、Fig. 5-6 の状態を考える。疲労亀裂は図中左側から右側へ、Stage1, Stage2, Stage3 の順に進行し、この図にて説明する疲労寿命評価対象位置は位置 $i$ とする。

このとき、Stage1 において疲労繰返し荷重が載荷されると、Stage1 時点の疲労亀裂先端位置 $i-2$ において全ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_{t,i-2,1}$ および平均応力 $\sigma_{m,i-2,1}$ が取得され、対応する疲労亀裂発生寿命 $N_{c,i-2,1}$ が式(20)-(22)に基づいて算出される。

このとき、位置 $i-1$ および $i$ においても、局所応答は繰返し荷重載荷状態となり、全ひずみ範囲および平均応力に基づく疲労亀裂発生寿命 $N_{c,i-1,1}$ および $N_{c,i,1}$ がそれぞれ算出される。

ここで、線形累積損傷則を援用すれば、Stage1 時点において位置 $i$ に累積する損傷値 $D_1$ は以下のように表現される。

$$D_1 = N_{c,i-2,1}/N_{c,i,1} \quad (24)$$

その後、疲労亀裂先端は Stage1 における位置 $i-2$ から Stage2 の $i-1$ へと進展する。このとき、解析最終ステップにおける応力、背応力および塑性ひずみなどの全ての内部状態変数

を引継ぐことによって、亀裂進展に伴う弾塑性変形状態の引継ぎが行われる。(影響①)

同様に、Stage2 の場合は、位置*i*で $D_2$ の損傷値(式(25))が累積し、Stage1 の開始から Stage2 が終了するまで、位置*i*に累積する損傷値は式(26)となる。

$$D_2 = N_{c,i-1,2}/N_{c,i,2} \quad (25)$$

$$D = \sum D_i = D_1 + D_2 \quad (26)$$

線形累積損傷則では、 $D = 1$ となるとき、疲労破壊が生じるものと考えるので、Stage3 においては、位置*i*で得られる応答から算出された $N_{c,i,3}$ が $1 - D = 1 - (D_1 + D_2)$ 倍だけ減じられることになり、位置*i*にて累積損傷の影響を加味した評価が行われる。(影響②) すなわち、最終的に式(27)に示す疲労亀裂発生寿命 $N'_{c,i,3}$ が取得される。

$$N'_{c,i,3} = N_{c,i,3} \times \{1 - (D_1 + D_2)\} \quad (27)$$

なお、Fig. 5-6 では、評価節点の損傷値を 2 要素前からカウントする図を示しているが、損傷値の累積の大小は、疲労亀裂進展領域における要素サイズや載荷荷重値に依存するため、累積をカウントし始める位置についてはそれらを考慮して決定する必要がある。

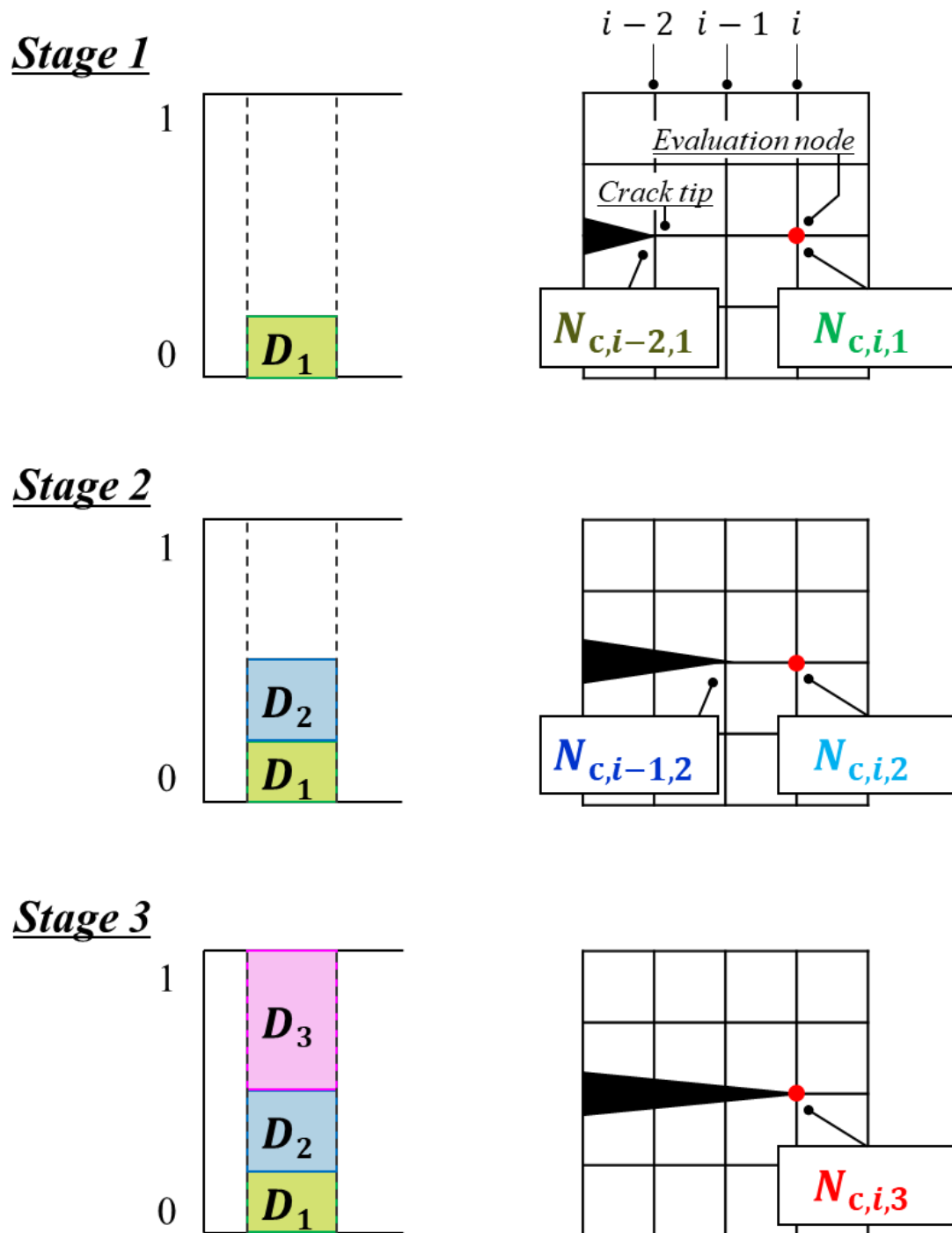


Fig. 5-6 線形累積損傷則の考え方

## 5.4. 疲労試験結果に対する検証

本章では，第2章に示した応力比 $R$ および最大応力 $\sigma_{\max}$ をそれぞれ変化させた4種の疲労試験結果を対象として，前節に示した疲労亀裂発生・進展寿命評価手法を適用し，数値シミュレーションによる評価を実施した．

### 5.4.1. 数値解析条件

解析に使用した3次元FEモデル（要素タイプ：6面体1次要素，要素数：26,592，節点数：32,753）および付与した境界条件をFig. 5-7に示す．

解析モデルは，計算コストの低減を目的として，板厚方向のみ対称性を考慮した1/2サイズとした．また，対称面上の応力集中が予想される切欠き部付近および亀裂進展経路周辺には，IIWによる推奨値を参考に要素サイズが一辺 $50\mu\text{m}$ 程度の立方体要素を配置している．なお，局所応答評価箇所も対称面上の節点に限定した．疲労亀裂は，切欠き底を疲労亀裂発生点として荷重載荷方向直角方向に進展すると仮定し，上下対称面を疲労亀裂進展経路とした．疲労亀裂面は，応力比 $R < 0$ における亀裂面の接触状態を考慮し，Lagrange未定乗数法による接触条件を設定した．繰返し荷重は，Table 2-3に示す応力比 $R$ および最大応力 $\sigma_{\max}$ とし，解析モデル上部に一定振幅応力として $N=1.5$ サイクル（弾塑性変形履歴考慮なし）もしくは， $N=1.0$ サイクル（弾塑性変形履歴考慮あり）付与した．この回数は，後述の亀裂進展の伴う弾塑性変形履歴考慮の有無によって異なる．すなわち，弾塑性変形履歴を考慮しない場合，初期の荷重載荷により亀裂先端が急激に塑性化するため，評価に用いる全ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_t$ および平均応力 $\sigma'_m$ が過大となる可能性があり，その影響を考慮するためである．

解析は，汎用有限要素解析ソフト ADVENTURECluster2023 を用いた弾塑性解析であり，5.2節に示す疲労SSモデル[38][39]を採用した．このモデルは，Mises型降伏面，非線形複合硬化，相似中心および繰返し損傷の概念を導入した非古典弾塑性構成式であり，滑らかな

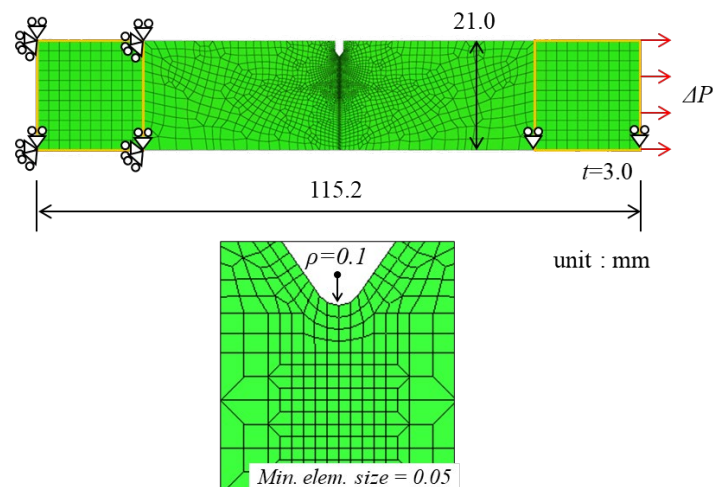


Fig. 5-7 解析モデルおよび境界条件

Table 5-2 解析評価パターン

	Type1	Type2	Type3
弾塑性変形履歴	×	○	○
線形累積損傷則	×	×	○

弾塑性遷移やわずかな塑性変形に伴うダメージの影響も取り込むことができるように定式化されている。これを、ユーザーサブルーチン機能を用いて実装した。材料パラメータは、供試鋼 SM490A の繰返し特性に対して調整された上述のパラメータセットを採用した。疲労亀裂は、切欠き底を発生点として荷重載荷直角方向に進展するものと仮定し、上下対称面を疲労亀裂進展経路とした。また、亀裂進展は、最大荷重載荷時に起こるものと仮定し、リスタート機能を活用して、最大荷重を載荷したまま疲労亀裂を 1 要素ずつ (50 $\mu$ m ずつ) 進展させた。疲労亀裂面には、Lagrange 未定乗数法による接触条件 (摩擦なし) を設定した。

解析評価パターンは、弾塑性変形履歴および線形累積損傷則の非考慮・考慮を変更した Table 5-2 に示す 3 パターンとした。なお、線形累積損傷則の考慮は、弾塑性変形履歴の考慮を前提としているため、弾塑性変形履歴を考慮しない場合の線形累積損傷則考慮は検討に入れない。

#### 5.4.2. 数値解析結果

疲労亀裂進展に伴う亀裂進展領域における累積相当塑性ひずみ分布を Fig. 5-8 から Fig. 5-11 に示し、それぞれ弾塑性変形履歴の非考慮・考慮の結果を示している。なお、ここでは最大荷重が 110MPa となる Case2 (応力比 $R=0.1$ ) および Case4 (応力比 $R=-1.0$ ) を表示している。

まず初めに、弾塑性変形履歴を考慮しない Fig. 5-8 および Fig. 5-9 の結果に着目すると、計算過程において以前の解析における履歴を引継ぎがないため、塑性化領域は主に亀裂先端周辺に限定されていることが分かる。ただし、応力比 $R$ が負の Fig. 5-9 の結果は、亀裂面の強い圧縮により、亀裂開口部 (切欠き底) も塑性化が進行している様子が確認できる。

一方、弾塑性変形履歴を考慮する Fig. 5-10 および Fig. 5-11 では、疲労亀裂発生状態からの全過程における変形状態および全ての内部変数を引継ぐ解析が行われている。そのため、図の通り、亀裂進展領域全体に亘って塑性化の進行が確認できる。つまり、亀裂進展に伴う亀裂進展領域の塑性変形が考慮されるため、荷重状態や亀裂長さに応じて亀裂面の変形状態が変化し、亀裂面の接触状況の変化が再現することが可能となっている。また、この図からも、特に応力比 $R$ が負の条件において、亀裂開口部付近の顕著な塑性化進行が確認できる。この状況は、切欠き底が引張応力時において一軸載荷状態に近くなることに伴う塑性化の加速と、圧縮応力時における切欠き斜面が角運動をするためであると考えられる。

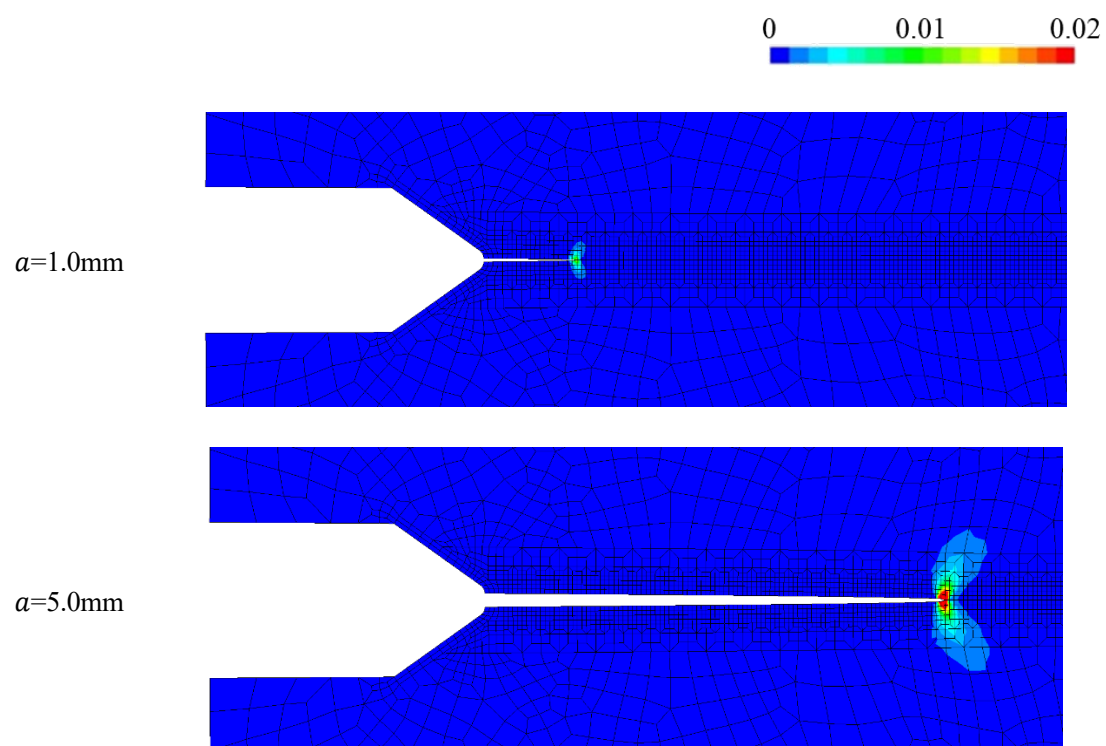


Fig. 5-8 弾塑性変形履歴を考慮しない場合の累積相当塑性ひずみ分布  
(Case2\_110MPa (R=0.1))

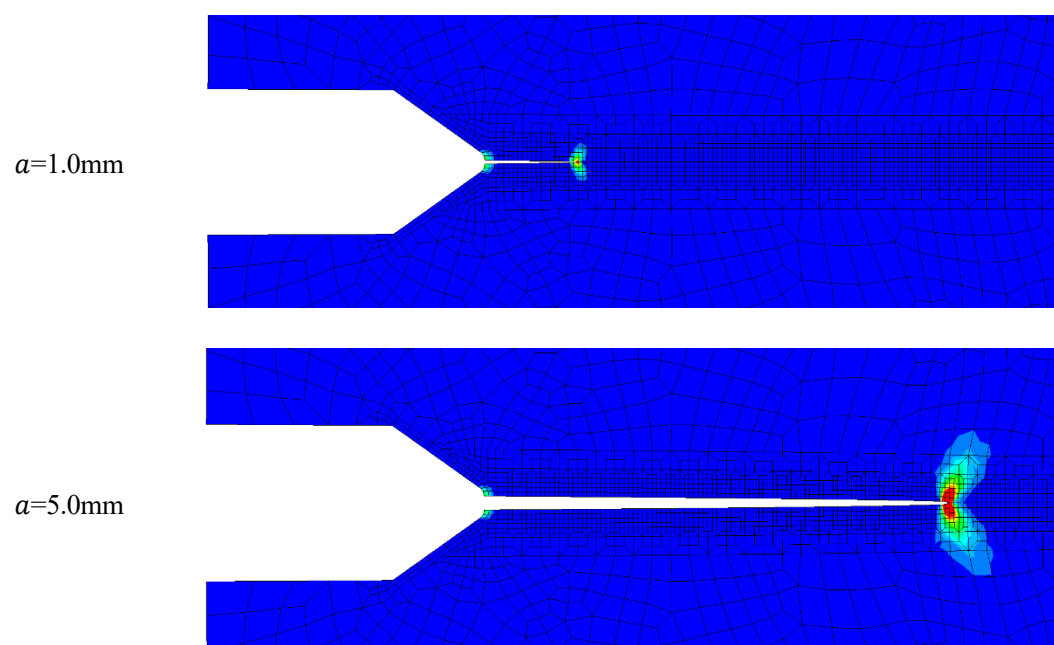


Fig. 5-9 弾塑性変形履歴を考慮しない場合の累積相当塑性ひずみ分布  
(Case4\_110MPa (R=-1.0))

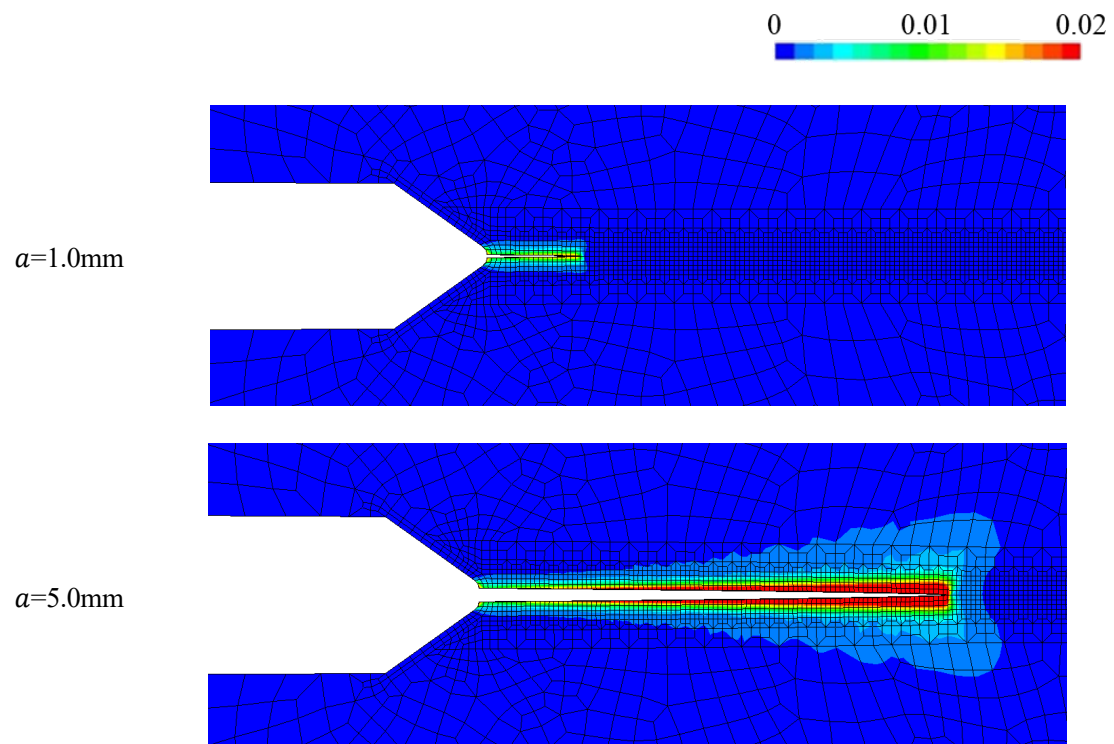


Fig. 5-10 弾塑性変形履歴を考慮する場合の累積相当塑性ひずみ分布  
(Case2\_110MPa (R=0.1))

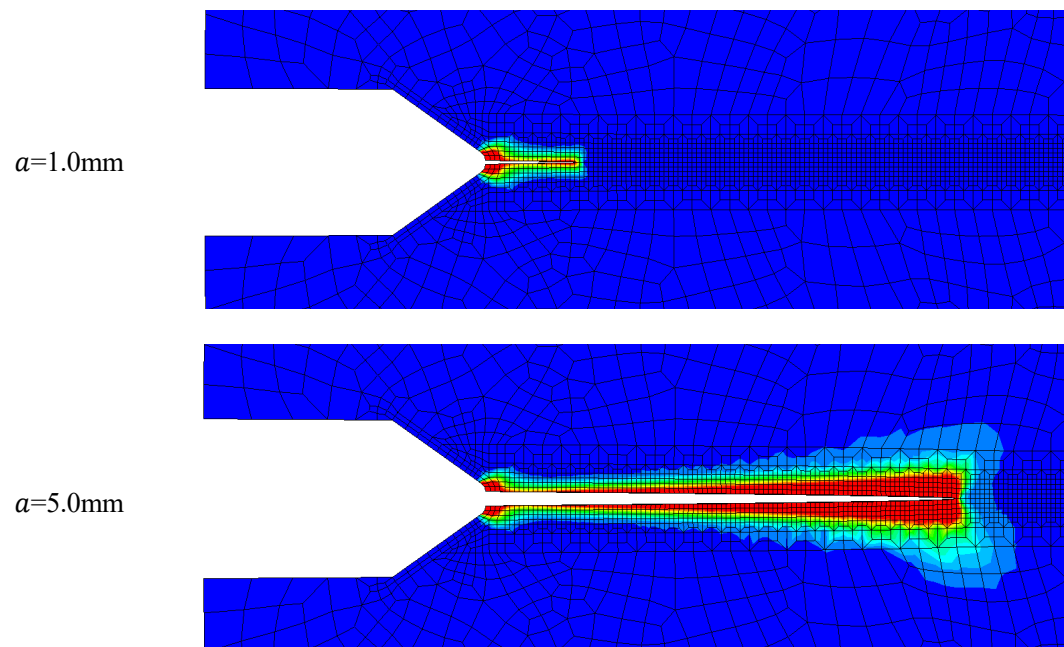


Fig. 5-11 弾塑性変形履歴を考慮する場合の累積相当塑性ひずみ分布  
(Case4\_110MPa (R=-1.0))

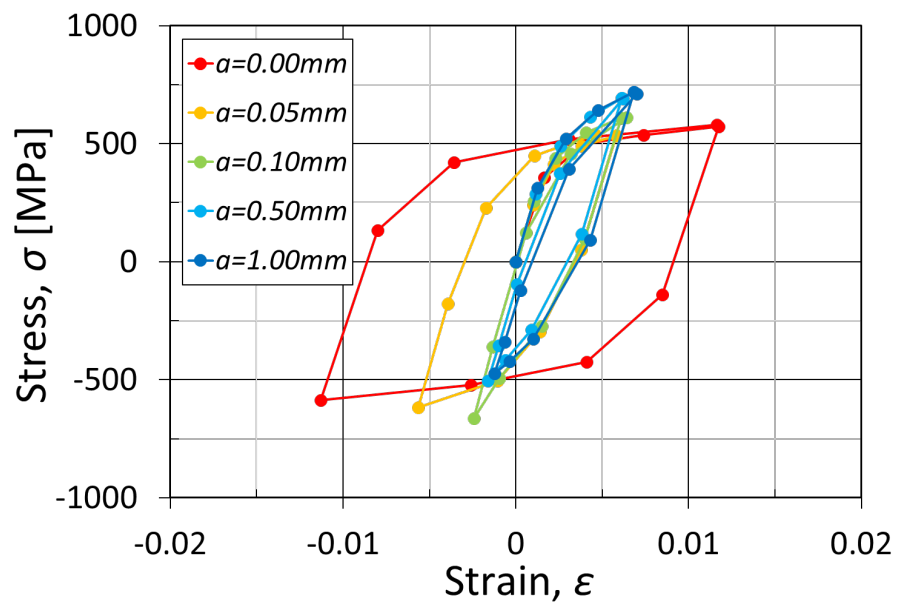


Fig. 5-12 弾塑性変形履歴を考慮しない場合の応力ひずみ線図  
(Case4\_110MPa (R=-1.0))

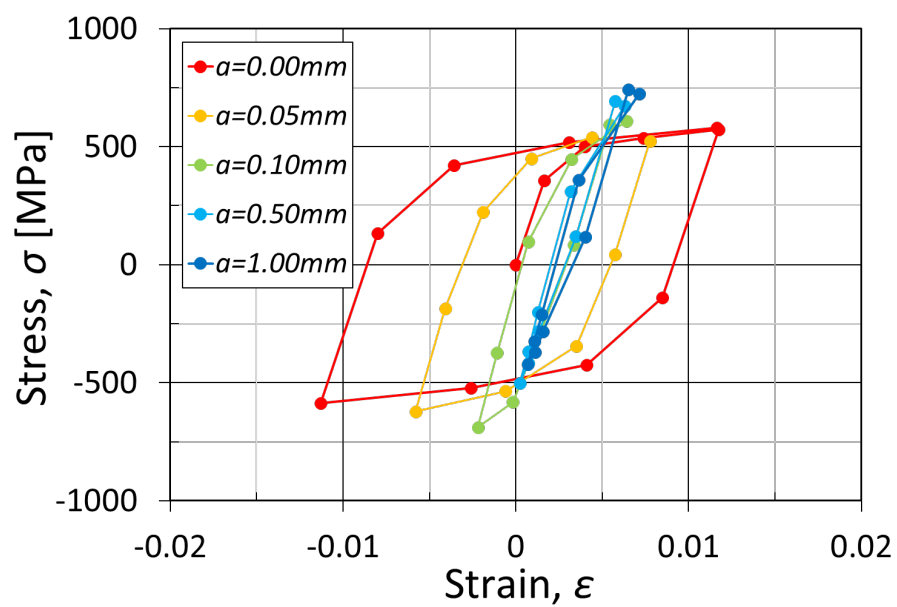


Fig. 5-13 弾塑性変形履歴を考慮する場合の応力ひずみ線図  
(Case4\_110MPa (R=-1.0))



続いて、Fig. 5-12 および Fig. 5-13 に疲労亀裂先端節点にて取得した応力ひずみ線図を示す。なお、表示している解析条件は、亀裂先端において塑性化が最も進行する Case4\_110MPa ( $R=-1.0$ )を採用した。(Table 5-3) この図から、亀裂進展に伴う弾塑性変形履歴を考慮した Fig. 5-13 の結果において、特に亀裂が長い結果の最小荷重時周辺に、亀裂開閉口時に確認される屈曲点のようなものが見られる。一方、亀裂進展に伴う弾塑性変形履歴を考慮しない Fig. 5-12 の結果では、この傾向は確認されず、亀裂進展に伴う弾塑性変形履歴の考慮に伴う亀裂進展域の塑性変形の残留により、亀裂開閉口挙動が再現されていることが確認できる。

以上より評価された疲労亀裂進展速度を Fig. 5-14 から Fig. 5-16 に示す。なお、パラメータ  $\Delta a$  は、それぞれ、 $\Delta a=141.6\mu\text{m}$  (Type1),  $178.9\mu\text{m}$  (Type2),  $125.2\mu\text{m}$  (Type3) を採用した。

これらの図から、全体的な挙動として、応力比  $R$  が正の場合は亀裂進展に応じて亀裂進展速度も単調に増加する一方、応力比  $R$  が負の場合では、亀裂発生直後に急激に速度を低下させ、その後単調増加する V 形の変化を示す。この挙動は、既往文献[55]にも確認されており、試験片の切欠きによるものと考えられる。

各解析評価パターンに着目すると、Type1 および Type2 では、進展速度が単調増加傾向に転じてしばらくしてから、片対数グラフで直線的に変化していく様子が確認できる。一方、Type3 では片対数グラフで非線形的に変化していく。これらの原因として、亀裂進展に伴う線形累積損傷則の非考慮・考慮が考えられる。すなわち、亀裂進展に伴い亀裂前方の損傷域が大きくなることによって、亀裂先端における損傷影響が徐々に増加していくため、亀裂進展に伴って亀裂先端における発生寿命が低下し、速度の伸び率が小さくなる。

一方、Type1 と Type2・3 で比較を行うと、亀裂進展速度の幅に異なる傾向が確認される。Type1 では、進展速度の幅が大きく、特に応力比  $R$  が負の結果の速度が速くなっている。一方、Type2 および 3 では、Type1 と比較したときの応力比  $R$  が負の速度が小さい。これらの差異は、Fig. 5-8 から Fig. 5-11 に示す亀裂進展領域における塑性化域の引継ぎが原因であり、弾塑性変形履歴を考慮することによって、亀裂進展に伴う亀裂面接触状況が時々刻々と変化する影響が速度影響として反映されていることを示している。

Fig. 5-17 から Fig. 5-19 に、疲労亀裂進展速度を亀裂長さに亘って積分することにより算出した疲労亀裂成長曲線を示す。また、Table 5-4 には、予測された  $a=5.0\text{mm}$  時点の評価精度を示す。

これらの結果より、最終的な疲労亀裂成長曲線の評価精度は概ね良好ではあるが、Type3 の結果が比較的高精度で評価できており、本研究で提案する手法の妥当性が示されたと言える。比較対象とした疲労試験は、各条件 1 体に限定されることや、本来、疲労試験結果には相応のバラツキが存在することなどを踏まえて判断する必要はあるが、変動荷重状態を考慮する場合においては、解析条件 Type3 の有用性が、より明瞭になるものと考えられる。

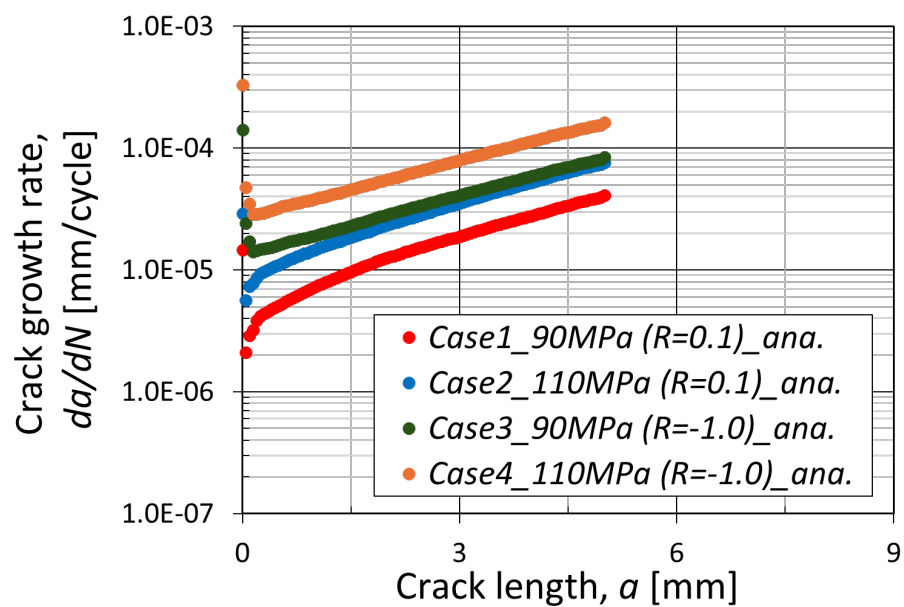


Fig. 5-14 疲労亀裂進展速度 (Type1)

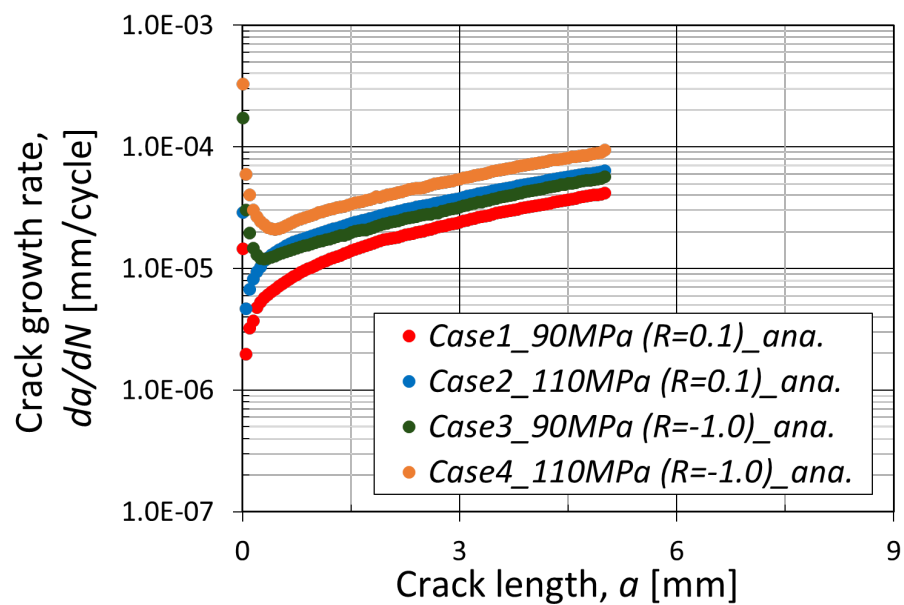


Fig. 5-15 疲労亀裂進展速度 (Type2)

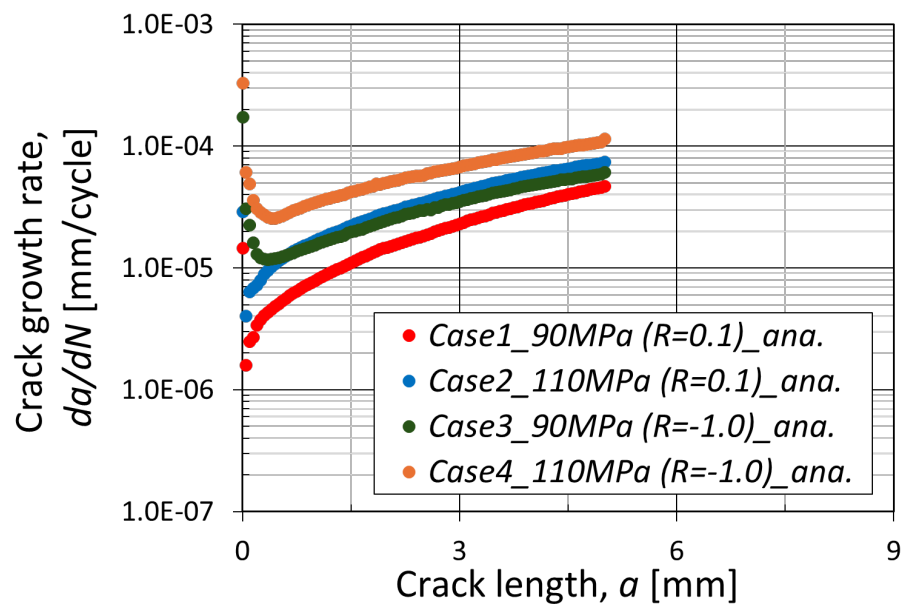


Fig. 5-16 疲労亀裂進展速度 (Type3)

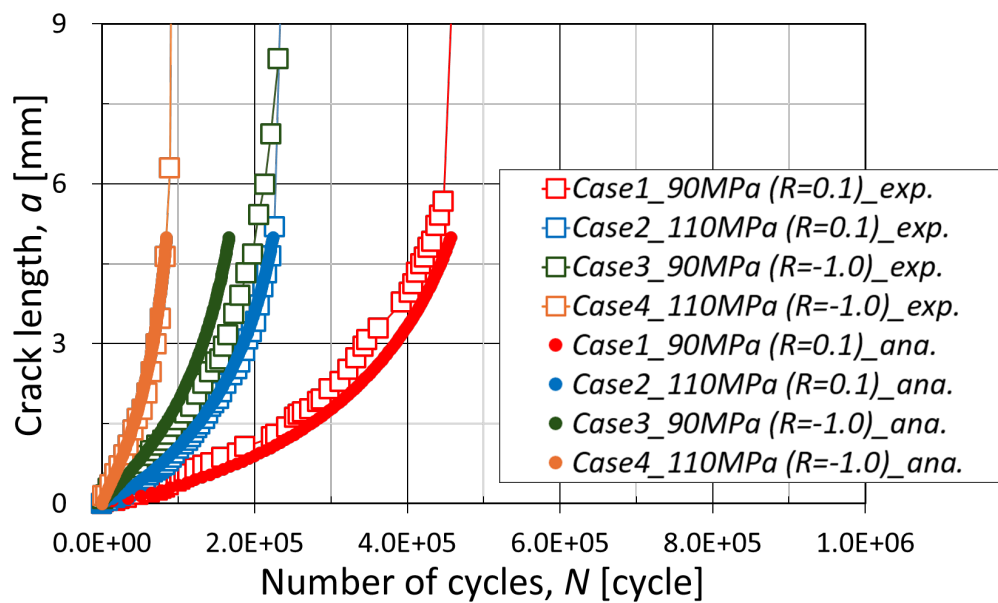


Fig. 5-17 疲労亀裂成長曲線 (Type1)

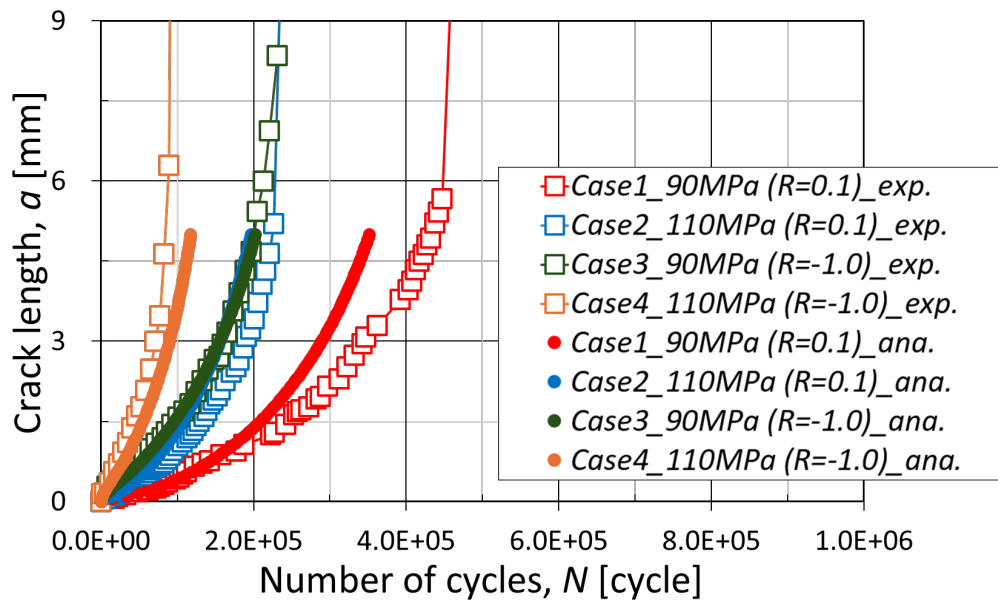


Fig. 5-18 疲労亀裂成長曲線 (Type2)

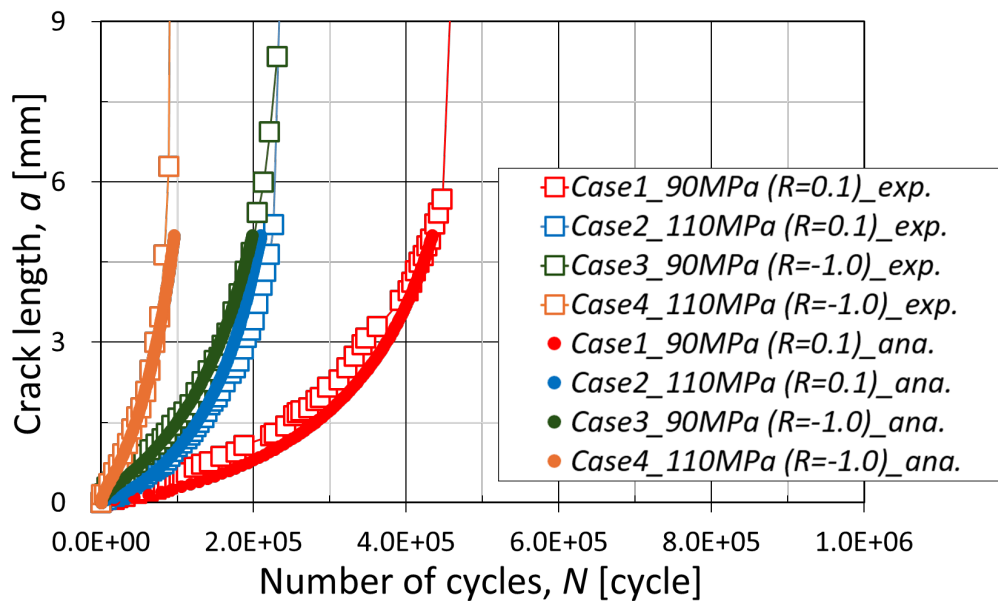


Fig. 5-19 疲労亀裂成長曲線 (Type3)

Table 5-4 予測された $a=5.0\text{mm}$  時点の評価精度

	Type1 $\Delta a=141.6\mu\text{m}$	Type2 $\Delta a=178.9\mu\text{m}$	Type3 $\Delta a=125.2\mu\text{m}$
弾塑性変形履歴	×	○	○
線形累積損傷則	×	×	○
Case1_90MPa (R=0.1)	+5.3	-19.0	±0.0
Case2_110MPa (R=0.1)	-0.3	-12.6	-6.7
Case3_90MPa (R=-1.0)	-17.2	+0.5	-1.3
Case4_110MPa (R=-1.0)	±0.0	+39.0	+13.6
Absoluted maximum error	17.2	39.0	13.6
Averaged absolute error	5.7	17.8	5.4

## 5.5. 結言

本章では、著者らが開発を進めている疲労 SS モデルの概要を説明するとともに、著者らの提案する疲労亀裂発生および進展寿命評価手法を、第 2 章に示した応力比 $R$ および最大応力 $\sigma_{\max}$ の異なる各種疲労試験結果へ適用した。疲労性能評価においては、線形累積損傷則の考え方を援用した評価手法の提案を行い、得られた評価結果について考察した。以下に得られた結論を示す。

- 1) 著者らがこれまで提案している疲労亀裂発生寿命評価手法および疲労亀裂進展を亀裂発生の連続挙動として評価する疲労亀裂進展寿命評価手法に対し、線形累積損傷則の考え方を援用した手法提案を行った。
- 2) 提案した評価手法を第 2 章に示した応力比 $R$ および最大応力 $\sigma_{\max}$ の異なる各種疲労試験結果に対して適用し、疲労亀裂進展寿命評価を行った。弾塑性変形履歴および線形累積損傷則の非考慮・考慮を変化させた 3 種の解析結果 (Type1, Type2, Type3) より、応力比 $R$ 正の場合の単調加速と応力比 $R$ 負の場合の減速から加速に転じる挙動が得られ、切欠きを有する既往文献の傾向が再現された。また、進展速度の挙動変化から、弾塑性変形履歴および線形累積損傷則の非考慮・考慮影響が見て取れ、亀裂面接触状況などに影響を与えていることが確認された。
- 3) 3 種の解析結果から得られる疲労亀裂成長曲線は、いずれも実験結果を良好に再現しており、特に弾塑性変形履歴および線形累積損傷則の両者を考慮する Type3 の結果が高精度であった。この結果から、本提案評価手法の妥当性が示された。なお、比較対象とした疲労試験は、各条件 1 体に限定されることや、本来、疲労試験結果には相応のバラツキが存在することなどを踏まえて判断する必要があるが、変動荷重状態を考慮する場合においては、解析条件 Type3 の有用性が、より明瞭になるものと考えられる。

## 第6章 亀裂面腐食を考慮した疲労性能評価手法の提案

### 6.1. 緒言

本章では、著者らの提案する疲労亀裂進展寿命評価手法[43]-[45]を拡張し、腐食生成物による疲労寿命延伸技術のメカニズム解明と設計支援を可能とする新たな数値解析手法確立を目的とした検討を行った。

### 6.2. 解析対象疲労試験結果

解析再現対象は、Putri ら[50][51]によって取得された腐食影響を考慮した疲労亀裂進展試験とした。この文献では、疲労亀裂面内の腐食生成物によるくさび効果の発現を目的として、大気中の疲労亀裂進展試験により所定長さの疲労亀裂を導入した後、一定期間、腐食促進剤（65%硝酸）を用いた亀裂面強制腐食が行われている。その後、再度大気中の疲労亀裂進展試験を実施し、荷重条件や腐食時亀裂長さ $a_{co}$ の観点から、その後の進展挙動に対する考察が行われている。解析評価対象とした疲労試験条件および試験結果を、それぞれ Table 6-1 および Fig. 6-12 から Fig. 6-14 に後述の解析結果と共に示すが、亀裂面を腐食させた直後に疲労亀裂進展速度が急激に低下し、その程度は腐食時亀裂長さ $a_{co}$ や荷重条件によって大きく異なることがわかる。腐食後の亀裂進展挙動は、徐々に大気中の進展速度に回復する傾向を示すケースや完全に停留する結果も見られる。

本章では、これらの疲労試験結果を対象として、腐食による亀裂面接触を積極活用した寿命延伸技術に対する解析手法の確立を行う。

### 6.3. CT 試験片を使用した腐食疲労試験結果に対する検証

第5章に、著者らの提案する疲労性能評価手法について示した。本章では、この手法を援用し、亀裂面腐食による亀裂閉口の促進およびそれに伴う疲労寿命が延伸する現象を再現可能な評価手法を提案する。

亀裂面の腐食により体積膨張した腐食生成物が亀裂面上に堆積する場合、亀裂閉口を促進するため、亀裂先端の有効応力拡大係数範囲 $\Delta K_{eff}$ の低下に伴う寿命延伸効果である“くさび効果”が観察される。通常、亀裂面における腐食生成物堆積量は、本論文第4章にて取得された通り、最大高さ 30-40 $\mu\text{m}$  と微量である。そのため、本章では、亀裂面要素を入熱により微量膨張させることによって、腐食生成物の堆積による早期の亀裂閉口現象を、膨張させた要素による早期の亀裂面接触に置き換え、簡易再現を行う。

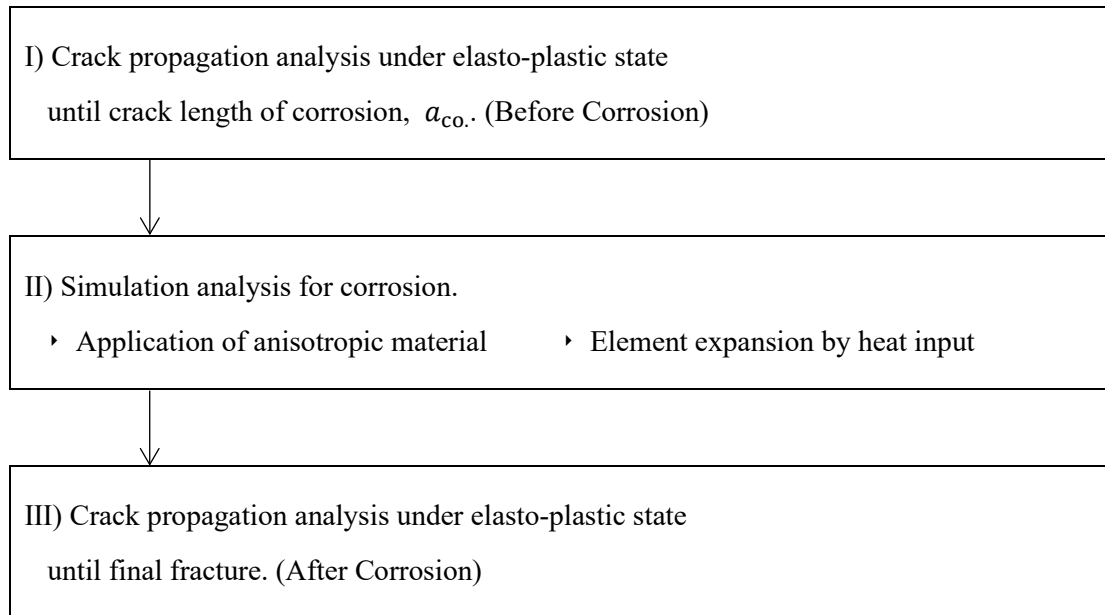


Fig. 6-1 亀裂面腐食を模擬した数値解析手順

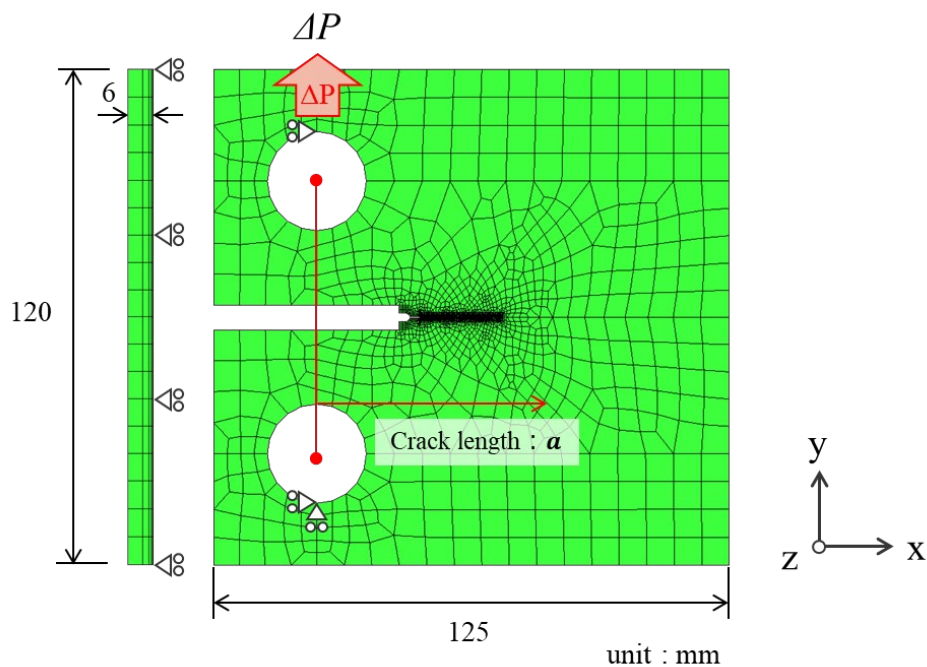


Fig. 6-2 解析モデルおよび境界条件



### 6.3.1. 数値解析条件

数値解析は、対象文献[50][51]の腐食疲労試験を倣い、Fig. 6-1 に示す手順により実施した。

解析に使用した 3 次元 FE モデル（要素タイプ：6 面体 1 次要素，要素数：42,696，節点数：53,172）および付与した境界条件を Fig. 6-2 に示す。解析モデルは実験に使用された CT 試験片と基本的に同形状であるが，計算コストの低減を目的として，板厚方向のみ対称性を考慮した 1/2 サイズとした。また，対称面上の応力集中が予想される切欠き部付近および亀裂進展経路周辺には，IIW による推奨値を参考に要素サイズが一辺 50 $\mu\text{m}$  程度の立方体要素を配置している。なお，局所応答評価箇所も対称面上の節点に限定した。

荷重条件は，Table 6-1 に示す荷重を図中載荷点に一定振幅荷重として，解析モデル上部に  $N=10$  回付与した。解析は汎用有限要素解析ソフト ADVENTURECluster2022 を用いた弾塑性解析である。本研究で採用した疲労 SS モデル[38][39]は，Mises 型降伏面，非線形複合硬化，相似中心および繰返し損傷の概念を導入した非古典弾塑性構成式であり，滑らかな弾塑性遷移やわずかな塑性変形に伴うダメージの影響も取り込むことができるように定式化されている。詳細については第 5 章を参照されたい。これを，ユーザーサブルーチン機能を用いて実装した。疲労亀裂は，切欠き底を発生点として荷重載荷直角方向に進展すると仮定し，上下対称面を疲労亀裂進展経路とした。疲労亀裂面は微小すべり接触条件とし，ペナルティ法（摩擦なし）による接触条件を採用した。以上の解析条件の下，腐食時亀裂長さに達するまで疲労亀裂進展寿命評価を実施した。

Table 6-1 疲労試験条件

Test case	Load $P$ [kN]	Stress Ratio $R$	Crack Length of Corrosion $a_{\text{co.}}$ [mm]
SP-2	10.0 (10.5-0.5)	0.048	39.8
SP-3	10.0 (10.5-0.5)	0.048	29.4
SP-4	7.5 (8.0-0.5)	0.063	38.9

次に、腐食させる所定の亀裂長さに達した後、亀裂面の腐食による体積膨張を模擬するための簡易模擬解析手法である、直交異方性材料特性および要素膨張解析について説明する。本研究では、簡単のため最大荷重による亀裂開口中に腐食が開始、完了する状況を想定し、最大荷重載荷中に入熱による要素膨張解析を実施した。この時、母材と同じ材料特性のまま膨張させると、入熱要素と非入熱要素の境界部に不自然な応力が発生してしまう。そこで、膨張させる要素に直交異方性材料特性を割り当てることにより、膨張前後の亀裂近傍応力ひずみ場の変化を最小限にした。

Table 6-2 亀裂面要素における直交異方性材料特性

Property name	Unit	Value
Young modulus	$L$ [MPa]	$2.06 \times 10^5$
	$T$ [MPa]	10
	$Z$ [MPa]	$2.06 \times 10^5$
Poisson's ratio	$LT$	0.3
	$TZ$	$1.46 \times 10^{-5}$
	$ZL$	0.3
Shear modulus	$LT$ [MPa]	$7.92 \times 10^4$
	$TZ$ [MPa]	$7.92 \times 10^4$
	$ZL$ [MPa]	$7.92 \times 10^4$
Density	$\rho$ [ton/mm <sup>3</sup> ]	$7.81 \times 10^{-9}$
Linear expansion coefficient	$L$ [1/K]	$1.00 \times 10^{-15}$
	$T$ [1/K]	$1.00 \times 10^{-4}$
	$Z$ [1/K]	$1.00 \times 10^{-15}$
Thermal conductivity	$\lambda$ [mW/K/mm]	$1.00 \times 10^{-15}$
Specific heat	$c$ [mJ/ton/K]	$4.10 \times 10^8$

Table 6-3 亀裂面要素以外の材料特性

Property name	Unit	Value
Elasto-plastic response	Fatigue SS model	
Density	$\rho$ [ton/mm <sup>3</sup> ]	$7.81 \times 10^{-9}$
Linear expansion coefficient	$L$ [1/K]	$1.00 \times 10^{-15}$
	$T$ [1/K]	$1.00 \times 10^{-15}$
	$Z$ [1/K]	$1.00 \times 10^{-15}$
Thermal conductivity	$\lambda$ [mW/K/mm]	$1.00 \times 10^{-15}$
Specific heat	$c$ [mJ/ton/K]	$4.10 \times 10^8$

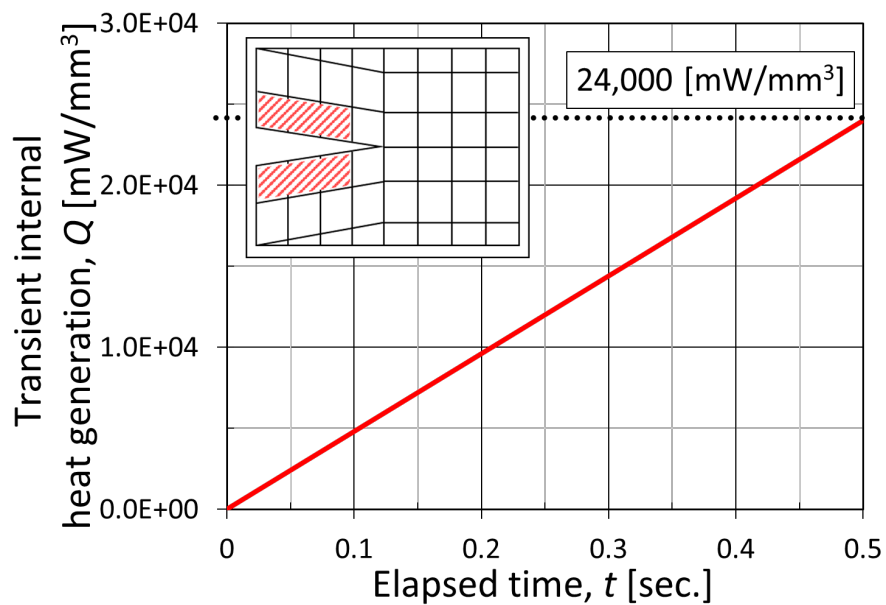


Fig. 6-3 発熱率の付与方法

直交異方性材料特性は、亀裂先端より 1 つ離れた亀裂面要素全体に、Table 6-2 に示す材料特性を設定した。表中の $L$ 、 $T$ 、 $Z$ は、それぞれ Fig. 6-2 中の $x$ 軸、 $y$ 軸、 $z$ 軸方向に対応する。要素膨張方向は荷重載荷方向（亀裂面に垂直方向）とし、膨張方向の弾性係数を 1000

／100／10MPa と 3 種類変化させ、最も応力ひずみ場の変化の小さい 10MPa を採用した。なお、膨張方向以外の弾性係数は $EL=EZ=206\text{GPa}$ 、せん断剛性については、全成分同一としている。亀裂面要素以外の材料特性は Table 6-3 に示す値とし、入熱による形状変化が発生しない状況を模擬している。体積膨張は、対象要素に発熱率を 0.5 秒間加えることにより実施した。(Fig. 6-3 参照) なお、発熱率とは、単位体積および単位時間当たりの熱量を意味し、本研究では、3 種の実験における速度遅延現象およびその後の回復挙動を再現することを目的に発熱率を同定・採用した。

その後、亀裂面要素の剛性を再び母材の材料特性に修正し、繰返し弾塑性解析を再開した。

### 6.3.2. 3 種の実験結果に対する数値解析結果

解析によって得られた亀裂先端近傍における応力およびひずみ分布（変形倍率：5 倍）を Fig. 6-4（SP-3）に示す。この図は、腐食模擬解析前後の繰返し弾塑性解析最終サイクルにおける最大荷重時および最小荷重時の荷重載荷方向応答値（図中鉛直方向）のコンター図である。まず初めに、腐食模擬解析前後の最大荷重時における形状に注目すると、明らかに亀裂面間隔が減少し、亀裂面が接触しやすくなっていることがわかる。続いて、応力ひずみ分布に着目すると、腐食模擬解析による最大荷重時の分布差は小さい一方、最小荷重時では、腐食模擬解析後の値が大きく上昇していることが確認できる。つまり、膨張させた亀裂面要素が通常より早期に接触することにより、亀裂先端の応力値およびひずみ値が高いまま低下しない状態となっている。この状態は、対象実験の亀裂先端近傍に貼付したひずみゲージの挙動からも確認されており、腐食生成物の存在により亀裂が早期に閉口する亀裂閉口現象が同じメカニズムで再現されていると言える。

Fig. 6-5 に示すのは、腐食模擬解析前後における亀裂先端節点の累積相当塑性ひずみの変化である。亀裂先端における累積相当塑性ひずみの累積傾きは、腐食模擬解析後に大きく減少しており、塑性化のスピードが抑えられていることが分かる。この挙動からも、亀裂閉口促進の影響が確認できる。

続いて、Fig. 6-6 から Fig. 6-8 には、対称面上の亀裂先端節点における応力ひずみ関係を示す。この図には、腐食時亀裂長さにおける腐食模擬解析前後および腐食模擬解析中の荷重載荷方向の応答値のみ示す。これより、腐食模擬解析前後において、応力ひずみ関係のループ幅である全ひずみ範囲の大幅な減少と平均応力の上昇が確認でき、Fig. 6-4 に示す応力およびひずみが高いまま低下しない状態を反映した結果となっている。

一方、赤線で示す腐食模擬解析結果に注目すると、全ケース 100MPa 程度（最大応力に対して 13%程度）の応力低下がみられる。これは、最大荷重載荷時という亀裂先端近傍が大きな引張応力場である状態において、亀裂面要素を一方向のみ小さな剛性の直交異方性材料に変換した際に周辺応力が弛緩したためである。亀裂先端付近の腐食に伴う応力低下量の計測は不可能に近いため検証は難しいが、今後より適切な解析条件探査が必要だと考えている。また、本研究では、腐食は最大荷重による亀裂開口中に開始、完了する状況となっている。

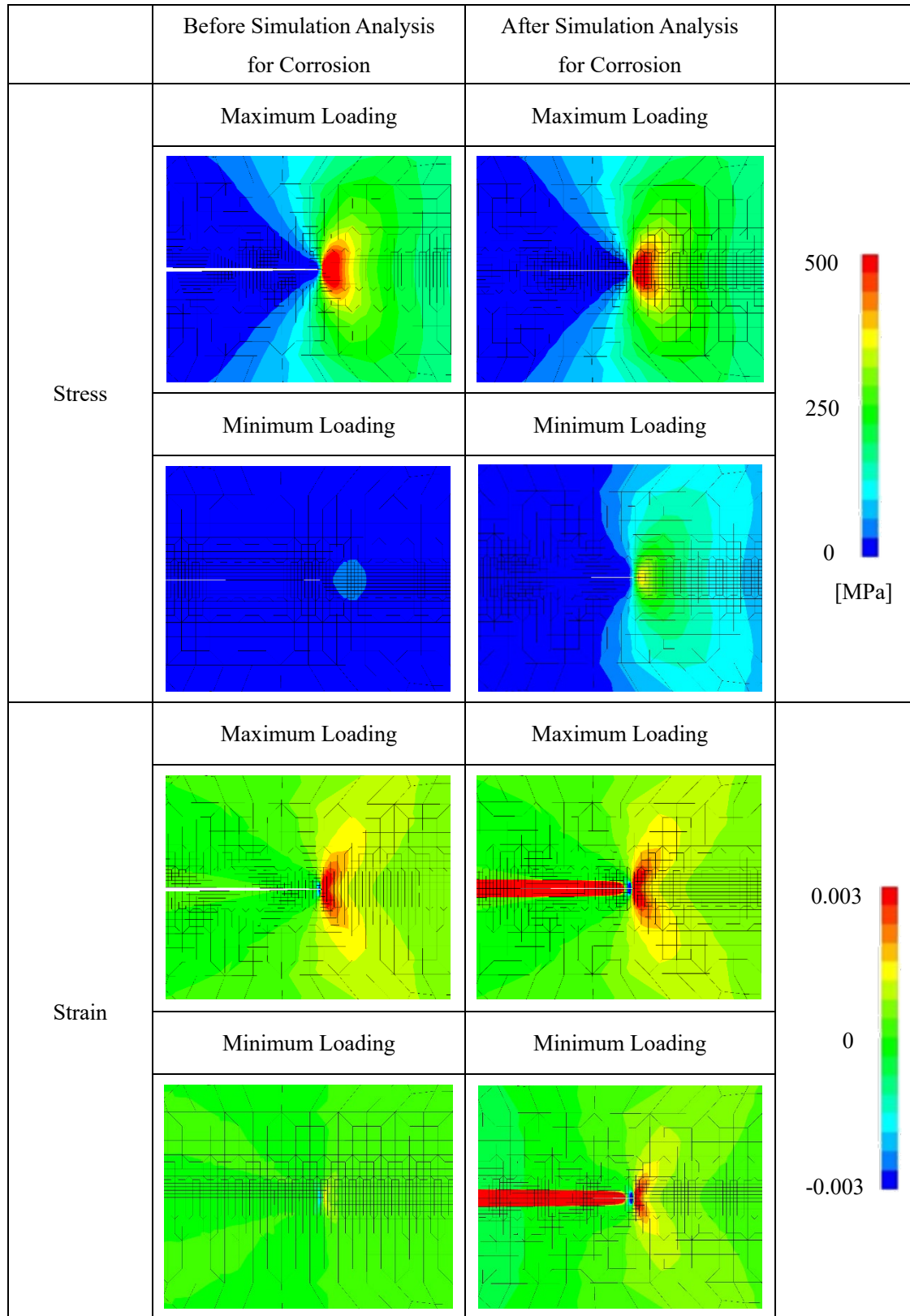


Fig. 6-4 腐食模擬解析前後における繰返し弾塑性解析最終サイクルの  
応力ひずみ分布変化（荷重載荷方向応答値表示，変形倍率 5 倍）

いるが、実際の腐食現象は、亀裂開閉口に伴って徐々に進行・圧密・堆積するとともに、腐食生成物は多孔質体で柔らかく、実際は亀裂閉口時に体積変化を生じるものと考えられる。そのため、亀裂面要素膨張手法や腐食生成物の材料モデルの精緻化は実験計測結果の蓄積と共に今後の課題と言える。

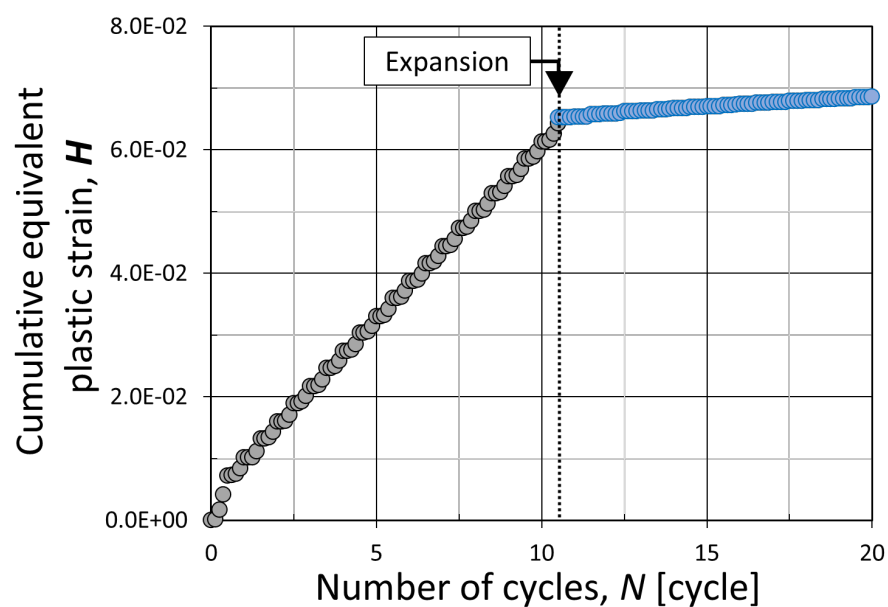


Fig. 6-5 疲労亀裂先端節点における累積相当塑性ひずみ変化

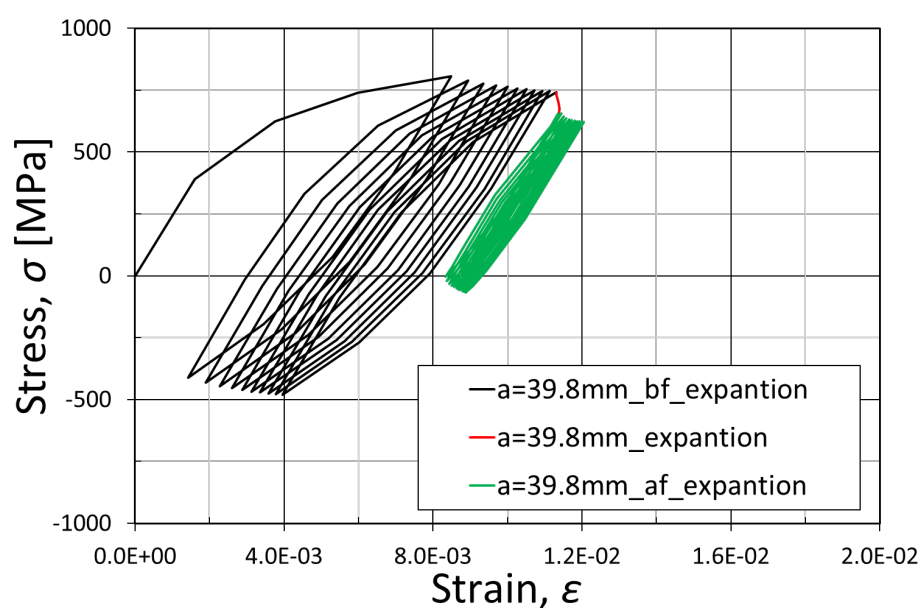


Fig. 6-6 亀裂先端節点における応力ひずみ応答 (SP-2)

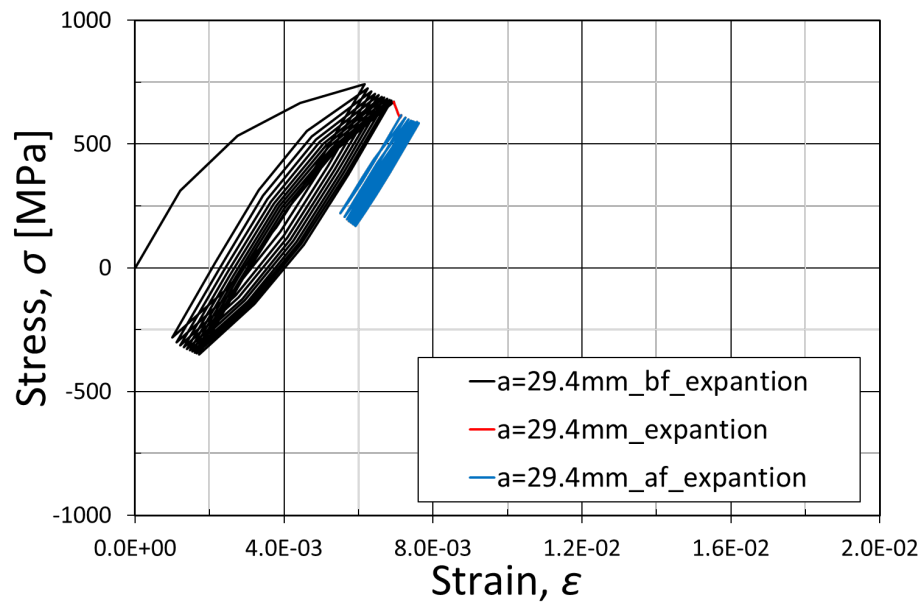


Fig. 6-7 亀裂先端節点における応力ひずみ応答 (SP-3)

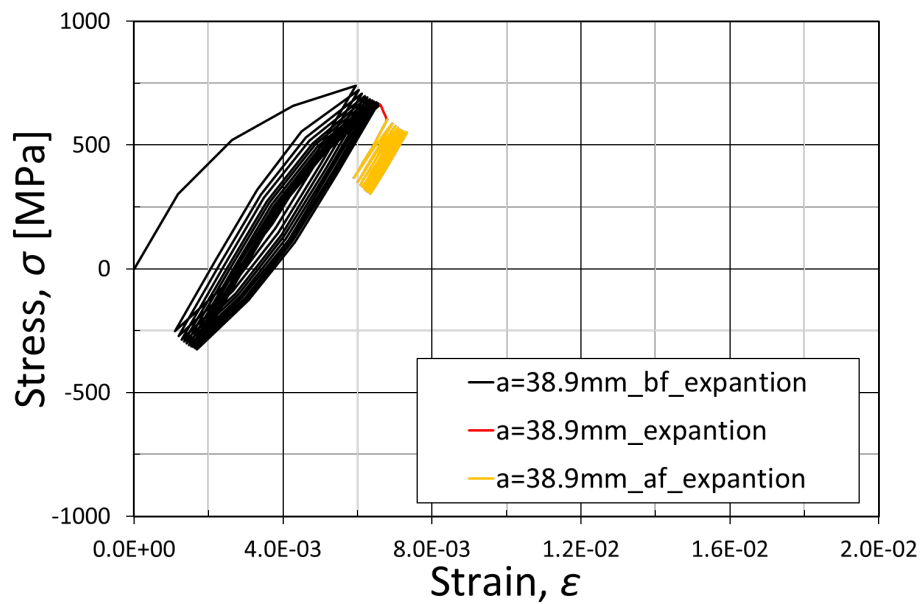


Fig. 6-8 亀裂先端節点における応力ひずみ応答 (SP-4)

さて、疲労亀裂進展速度の予測には、式(23)に示す亀裂進展長さパラメータ $\Delta a$ を決定する必要がある。本章では、唯一つの定数 $\Delta a$ を採用し、3種類すべての解析結果に対して同一の値を適用した。

以上より、得られた $a - da / dN$ 関係を Fig. 6-9 から Fig. 6-11 に示す。この図には、実験結果から取得した数値（+印）も併せて示している。この図より、全解析ケース共、唯一つ導入した $\Delta a$ および亀裂面膨張条件によって、腐食前の大気中における疲労亀裂進展挙動および腐食による速度遅延効果を良好に再現できていることがわかる。また、一旦速度が低下した後に元の大気中の進展挙動に回復する傾向についても再現された。なお、大気中の進展挙動に漸近していく挙動が再現された理由については、亀裂面腐食後に亀裂がゆっくりと進み続けるに従い、腐食影響を受けていない（膨張していない）亀裂面の割合が多くなるとともに、開口量も次第に大きくなることから、腐食生成物がもはや亀裂閉口に寄与しなくなるためと考えられる。

Fig. 6-12 から Fig. 6-14 には、 $a - da / dN$ 関係を亀裂進展領域の長さに亘って積分することによって得られる疲労亀裂成長曲線である。この図を見ても、腐食前後の疲労亀裂進展寿命の予測精度は全体に良好であることが分かる。特に、SP-4 の再現解析の結果では、亀裂停留現象も再現されている。

一方、SP-3 の結果については、寿命延伸直後の精度は良好であるものの、その後は危険側の評価となっている。この原因として、腐食模擬解析後の亀裂面接触は剛性の高い要素同士の接触となっており、多孔質体である腐食生成物の繰返し耐久性や体積変化の再現ができていない点にあると考えている。また、腐食が徐々に進行・圧密・堆積する影響の再現の他、亀裂面内の腐食生成物堆積量の大小も寿命延伸程度に影響を及ぼすことが想像され、今後はそうした観点からの解析手法改善が期待される。

なお、本章で検討した亀裂閉口促進に伴う疲労寿命延伸効果の再現解析については、亀裂結合力モデル[90]や有効応力拡大係数範囲 $\Delta K_{\text{eff}}$ を活用した検討によっても、より簡易的に達成可能であると考えられる。本論文では、第5章に示した弾塑性疲労亀裂進展寿命解析手法との同一枠組み評価を目的とした検討を実施したが、他手法を活用した場合の評価精度および解析評価コストなどの比較については、今後の課題と認識している。



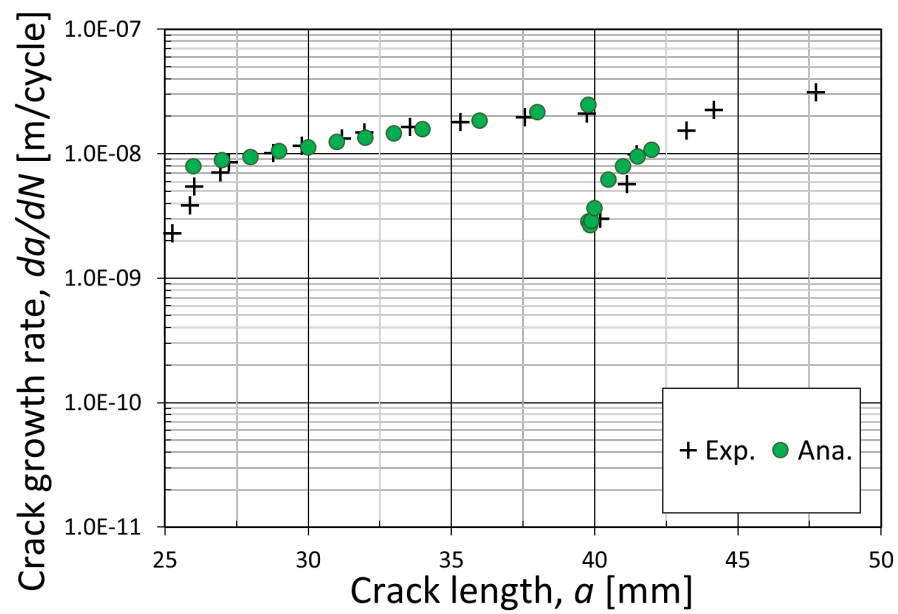


Fig. 6-9 疲労亀裂進展速度 (SP-2)

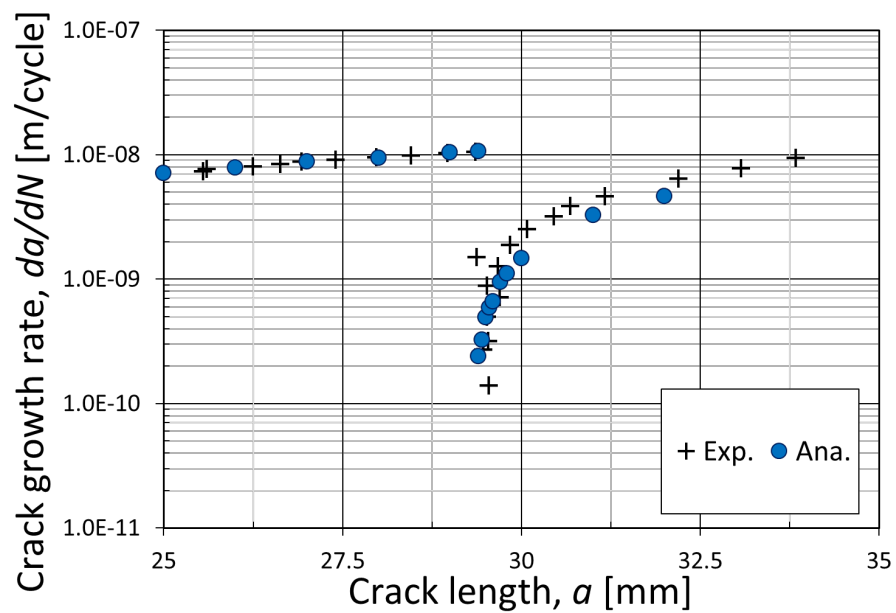


Fig. 6-10 疲労亀裂進展速度 (SP-3)

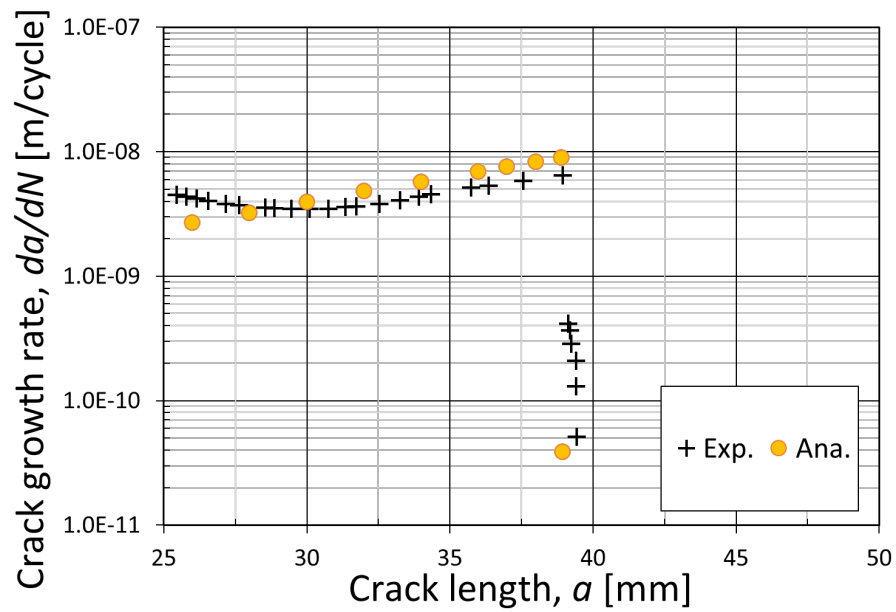


Fig. 6-11 疲労亀裂進展速度 (SP-4)

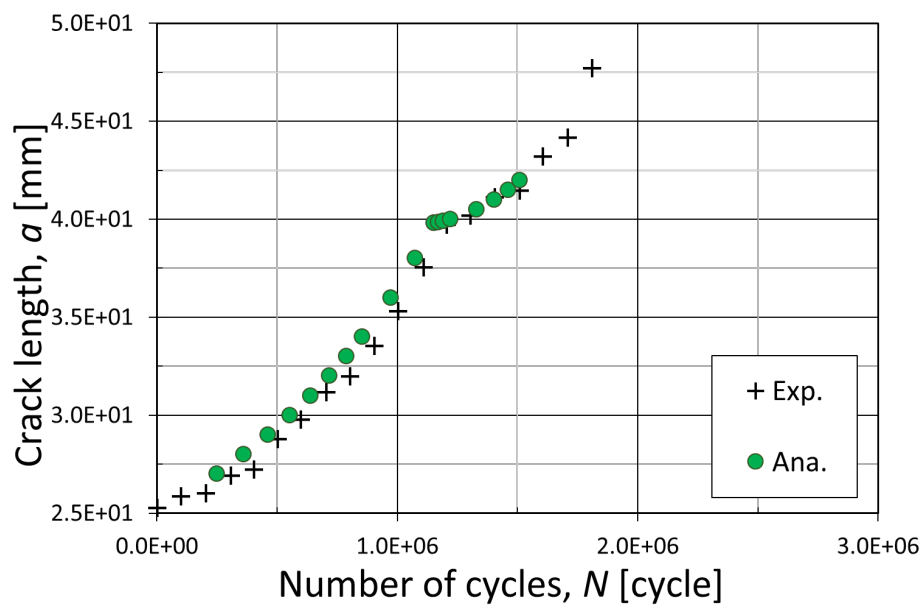


Fig. 6-12 疲労亀裂成長曲線 (SP-2)

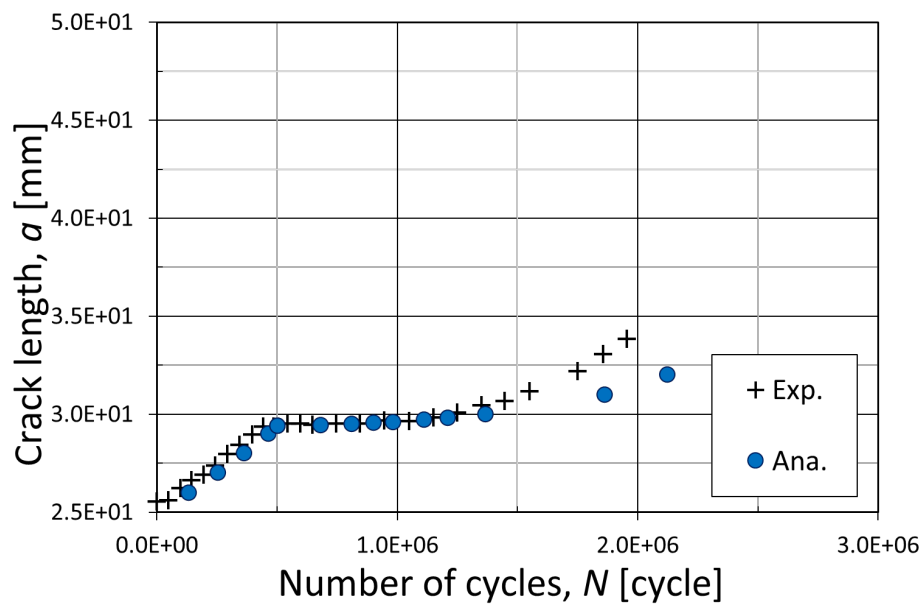


Fig. 6-13 疲労亀裂成長曲線 (SP-3)

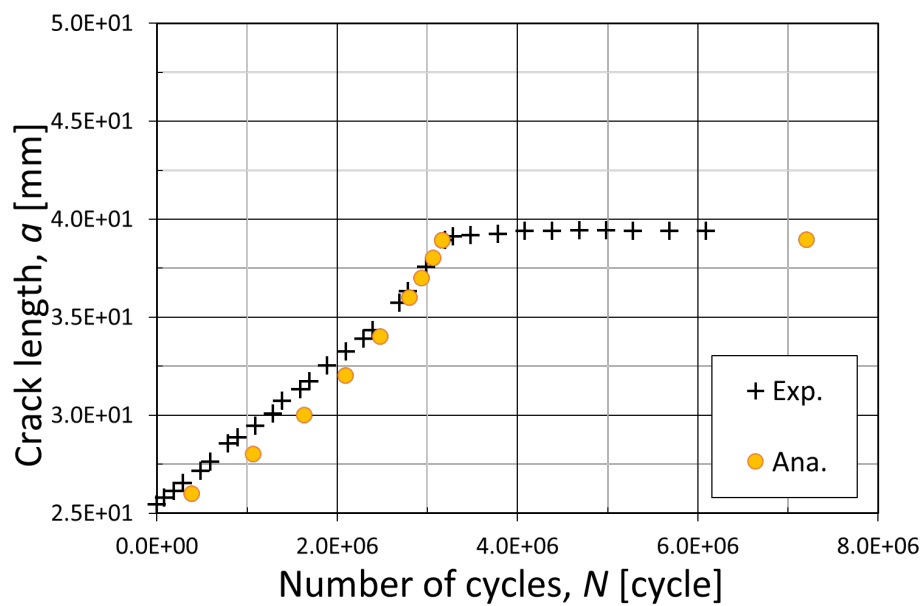


Fig. 6-14 疲労亀裂成長曲線 (SP-4)

## 6.4. 結言

本章では、著者らの提案する疲労亀裂進展寿命評価手法を拡張し、腐食生成物による疲労寿命延伸技術のメカニズム解明と設計支援を可能とする新たな数値解析手法確立を目的とした検討を行った。以下に得られた結論を示す。

- 1) 亀裂面要素の膨張解析により、腐食生成物堆積による積極的な亀裂閉口現象の再現が可能となり、第 4 章にて確認された応答同様に、亀裂先端付近の応力およびひずみ範囲が大きく低下することを確認した。
- 2) 知見 1)に伴う亀裂先端の疲労亀裂発生寿命の延伸により、式(23)で定義される疲労亀裂進展寿命が急激に低下することを確認した。
- 3) 全亀裂進展領域において唯一つ採用した材料定数 $\Delta a$ および亀裂面膨張条件を採用することにより、亀裂進展速度の一時的な低下だけでなく、その後の速度回復挙動まで再現可能であることを確認した。また、亀裂が停留した実験結果に対する適用性も確認した。

## 第7章 提案評価手法の適用性検証

### 7.1. 緒言

疲労試験片形状の違いは、亀裂面の接触状況や亀裂前方への累積損傷などに影響を及ぼすと考えられる。すなわち、前章で検討した CT 試験片および第 4 章に示した SENT 試験片による試験結果では、腐食生成物によるくさび効果の影響程度に差が生じると考えられる。

他方、荷重載荷条件としては、前章にて検討した応力比 $R$ は正であるが、第 4 章に示した SENT 試験片による検討では、応力比 $R$ が負の場合も検証を行い、亀裂停留を含む大幅な寿命延伸効果が確認されている。

そこで、本章では、第 4 章に述べた応力比 $R$ および最大荷重 $\sigma_{\max}$ の異なる腐食疲労試験結果の再現を目的とし、第 5 章および第 6 章で提案した手法を援用して、亀裂面腐食による寿命延伸効果再現手法の汎用性を検討した。

### 7.2. 解析対象疲労試験結果

本章では、第 4 章に述べた応力比 $R$ および最大荷重 $\sigma_{\max}$ の異なる腐食疲労試験結果のうち、疲労亀裂停留もしくは大幅な寿命延伸効果を示した 4 種の疲労試験結果を再現対象とした。荷重条件は Table 7-1 に示すとおりである。

腐食疲労試験によって得られた疲労亀裂成長曲線は、後述の解析結果とともに Fig. 7-5 および Fig. 7-9 から Fig. 7-11 に示すが、SP8\_R-1.0\_0.4mm の疲労試験結果のみ腐食後の荷重載荷 180 万回程度で破断し、その他は亀裂停留を示した。SP8 のみ亀裂停留を示さなかった要因としては、腐食時亀裂長さ $a_{co}$ が短いことによる亀裂面の圧縮影響と荷重載荷条件による圧縮影響が重畳し、腐食生成物の圧縮が進んだためと考えられる。

Table 7-1 解析対象とした荷重および腐食条件

Specimen	Stress ratio $R$	Crack length of corrosion $a_{co}$ [mm]	Max. load $\sigma_{\max}$ [MPa]	Min. load $\sigma_{\min}$ [MPa]
SP4_R0.1_3.0mm	0.1	3.0	110	11
SP6_R0.1_0.4mm		0.4	110	11
SP7_R-1.0_3.0mm	-1.0	3.0	70	-70
SP8_R-1.0_0.4mm		0.4	70	-70

### 7.3. SENT 試験片を使用した腐食疲労試験結果に対する数値解析検証

本研究で使用した SENT 試験片による疲労試験結果より，非腐食状態の疲労亀裂開口量は，疲労亀裂長さ $a=3.0\text{mm}$ であっても非常に小さいことが確認されている．[52]

一方，同章の腐食生成物堆積量計測結果は  $30\sim40\mu\text{m}$  程度であり，腐食生成物が亀裂面内に存在している間，疲労亀裂面内は埋め尽くされていると考えられる．そこで，本章では，亀裂面内の腐食生成物による寿命延伸効果の再現解析手法として，前章にて示した亀裂面要素への入熱による再現手法を援用し，より実現象に近い手法を採用する．つまり，亀裂面腐食を再現する解析において，亀裂面要素が亀裂面内を十分埋め尽くす程度に膨張させ，膨張要素の弾性係数を調整することによって，腐食生成物による亀裂閉口現象を模擬する．

本章で採用する解析手順を Fig. 7-1 に示す．

#### 7.3.1. 数値解析条件

解析に使用した 3 次元 FE モデル（要素タイプ：6 面体 1 次要素，要素数：26,592，節点数：32,753）および付与した境界条件を Fig. 7-2 に示す．数値解析モデル形状は，第 5 章に示したものと同様とし，Fig. 7-1 中の I)およびIII)における境界条件および荷重条件についても同様とした．

亀裂面腐食を考慮した亀裂面要素への入熱条件（II）については，前章の Table 6-2 および Table 6-3 に示す材料特性を設定した解析モデルに対し，亀裂面要素へ強制温度を付与し

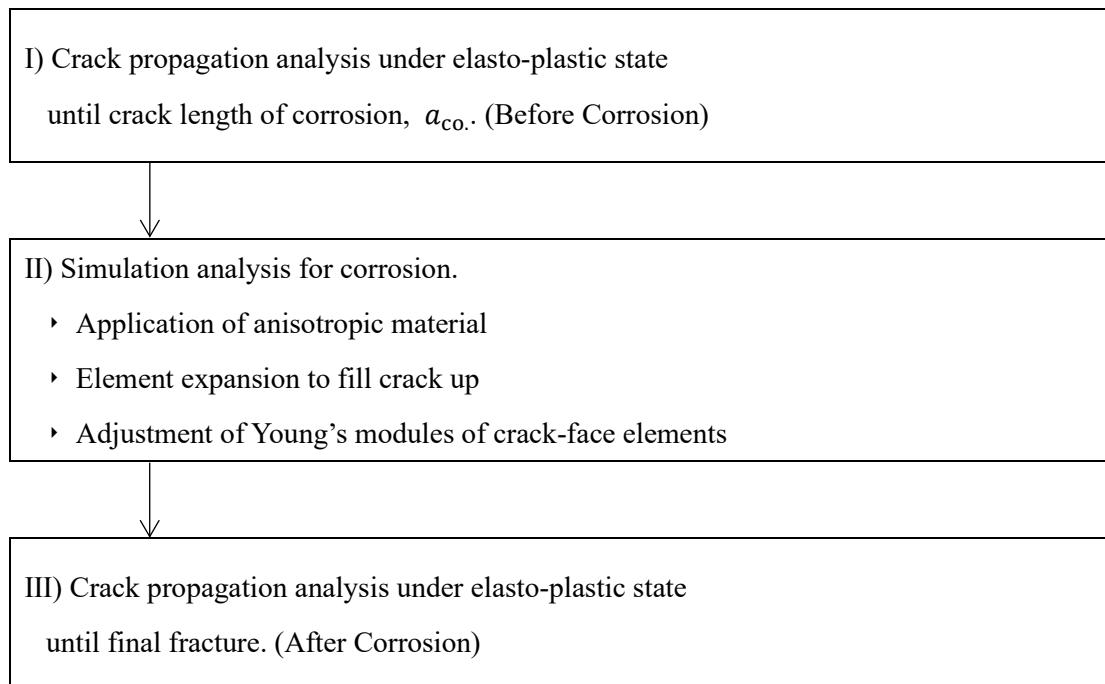


Fig. 7-1 亀裂面腐食を模擬した数値解析手順

た．入熱温度は，最大荷重時に開口している亀裂面が十分膨張により埋め尽くされる状態を得るため，10,000 度の温度とした．これにより，Fig. 7-3 のように疲労亀裂開口時に亀裂が大きく膨張し，亀裂面間隔が消失する．

続いて，亀裂面要素に対して腐食生成物の組成を考慮した材料モデルを割り当てる．

亀裂面の腐食生成物は亀裂面を埋め尽くす程度多量に堆積するが，その強度は母材と比べて柔らかいと想定され，亀裂開閉口によって体積変化すると考えられる．一方，多孔質体であることを考えると，大きな圧縮応力が付与された場合，圧縮の塑性変形を生じ，亀裂閉口の効果が弱まることも想像される．そこで，本章では，亀裂面要素に対して第 5 章に示す弾塑性材料モデルを設定するが，その際に等方弾性係数 $E$ のみを調整することとする．適切な弾性係数 $E$ を採用することができれば，疲労亀裂進展解析時における亀裂閉口の促進および疲労寿命延伸効果の再現が期待される．

その後，亀裂進展に伴う弾塑性変形や累積損傷を考慮しながら，亀裂進展解析を続ける．

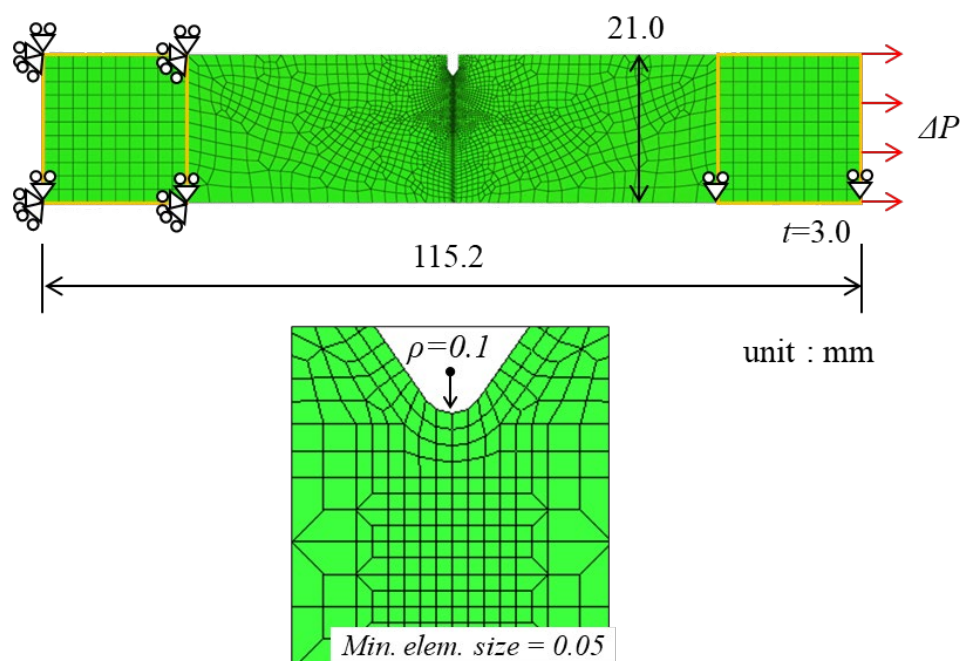
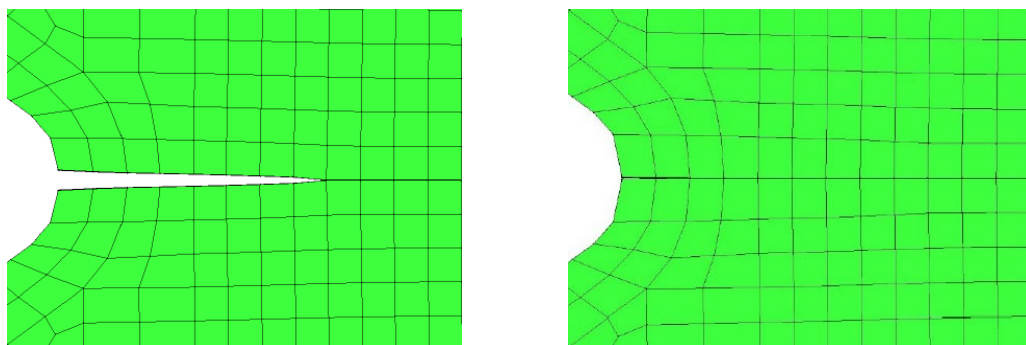


Fig. 7-2 解析モデルおよび境界条件



a) 亀裂面要素膨張前

b) 亀裂面要素膨張後

Fig. 7-3 亀裂面要素膨張の様子（最大荷重時，変形倍率 10 倍）

### 7.3.2. 数値解析結果

まず初めに，亀裂停留はせずとも大幅な寿命延伸効果を示した SP8\_R-1.0\_0.4mm の結果を対象として，腐食解析後の亀裂面要素弾性係数 $E$ に対するパラメトリック解析を実施した。

Fig. 7-4 に，亀裂面要素の弾性係数 $E$ を各種変化させた場合の応力ひずみ関係を示す。なお，応力およびひずみは，亀裂先端節点における荷重載荷方向（疲労亀裂面垂直方向）の値を抽出している。この結果から，腐食模擬解析により，応力範囲およびひずみ範囲の大幅な減少が確認でき，第 6 章と同様の傾向が確認された。また，弾性係数 $E$ は，応力範囲・ひずみ範囲の減少程度に大きな影響を及ぼすことが見て取れ，亀裂閉口程度に影響を与える主パラメータであることがわかる。ただし，腐食解析前後において応力が弛緩している様子も確認できる。実際に亀裂面がよく腐食される際，亀裂先端における応力状態がどのように変化するのかわかりず，腐食による亀裂閉口促進を再現する目的は達成していると考えているが，今後の課題の一つとして挙げられる。

続いて，評価される疲労亀裂成長曲線を Fig. 7-5 に示す。同図には，非腐食試験片における疲労亀裂成長曲線および SP8\_R-1.0\_0.4mm の結果を，それぞれ□および黒点線にて併せて表示している。この結果より，弾性係数 $E$ に従って疲労亀裂成長曲線の腐食後の速度回復挙動の違いが見て取れ， $E=92.5\text{GPa}$  のときに実験結果の立ち上がり位置および角度を概ね再現可能であることが確認できる。

このとき，亀裂先端周辺における腐食前後の最大応力および最小応力は，後述の他試験片に対する結果とともに Fig. 7-7 の下段のように分布する。この図から，腐食模擬解析前後において最小荷重時の応力分布のみの変化が確認でき，コンター図からも亀裂面要素の膨張に伴う亀裂閉口の促進状況が観察される。



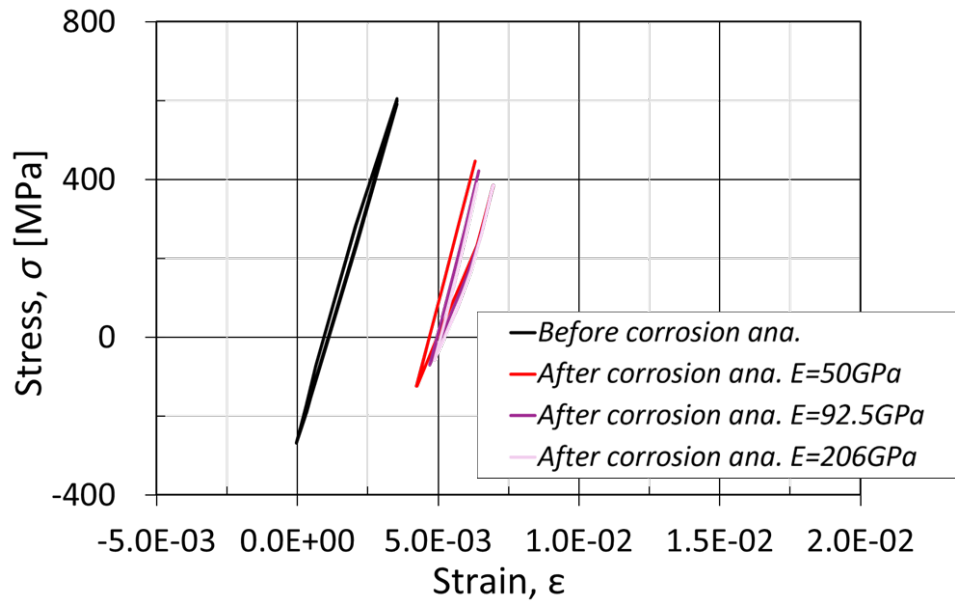


Fig. 7-4 各種弾性係数 $E$ を変化させた応力ひずみ関係

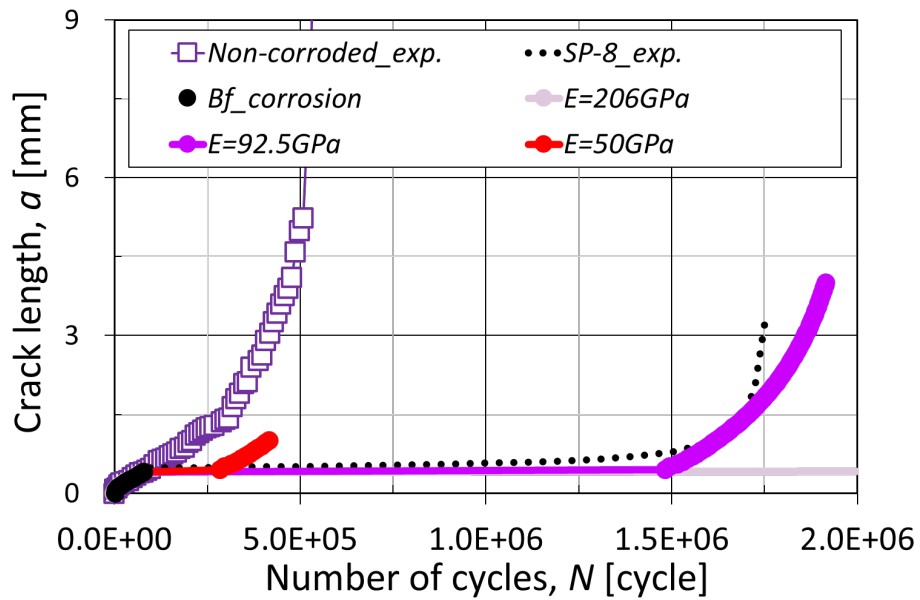


Fig. 7-5 各種弾性係数 $E$ を変化させた疲労亀裂成長曲線

以上の結果を、Table 7-1 に示す他試験体に対して適用する。すなわち、腐食解析後における疲労亀裂面要素の弾性係数として $E=92.5\text{GPa}$ を採用した場合の、試験結果の再現性について検証を行う。

解析によって得られた亀裂先端周辺における腐食前後の最大応力および最小応力分布を Fig. 7-6 および Fig. 7-7 に示す。これらの図のうち、最大荷重時における形状に注目すると、腐食時亀裂長さ $a_{co}$ や荷重条件に依らず、亀裂面要素への入熱膨張に伴う亀裂面間隔の減少が確認できる。これに伴い、最小荷重時には亀裂閉口が促進され、亀裂先端応力の大幅な上昇が見て取れる。一方、応力上昇度としては、先述の SP8\_R-1.0\_0.4mm の結果が明らかに小さく、他 3 種の上昇レベルが大きくなっている。

この結果の原因としては、腐食時亀裂長さ $a_{co}$ が短いことによる最小荷重時の亀裂面圧縮の影響に加え、荷重載荷条件の圧縮影響が重畳したことが考えられる。事実、Fig. 7-8 に示すように、SP8\_R-1.0\_0.4mm の結果では、亀裂面要素が圧縮変形を受け、膨張影響が小さくなっている様子が確認されている。この結果は、亀裂面要素に弾塑性影響を考慮したことにより得られるものであり、本解析手法の妥当性が検証されている。

最後に、算出された疲労寿命評価結果を Fig. 7-9 から Fig. 7-11 に示す。これらの図より、亀裂面要素の弾性係数として $E=92.5\text{GPa}$ を採用した場合、SP8\_R-1.0\_0.4mm における大幅な寿命延伸効果を再現できるだけでなく、他試験体における亀裂停留効果も統一的に再現可能であることが示された。

なお、弾性係数は膨張させた要素サイズに大きく依存する係数である。本論文では、対象面上における亀裂進展領域周辺のサイズを  $0.05\text{mm}$  の立方体要素とした後に体積膨張をさせているが、解析対象構造体の大小等によって要素サイズの変更が必要な場合は、別途検討が必要である。また、対象とする腐食生成物についても注意が必要である。すなわち、本論文では、35%硝酸と溶接構造用鋼材という腐食生成物が多量に発生しやすい組合せを用いたが、腐食促進剤や鋼材の種類（耐候性鋼など）およびそれらの組合せによっては、生成する錆は緻密となり、機械的特性が大きく異なる場合も考えられる。

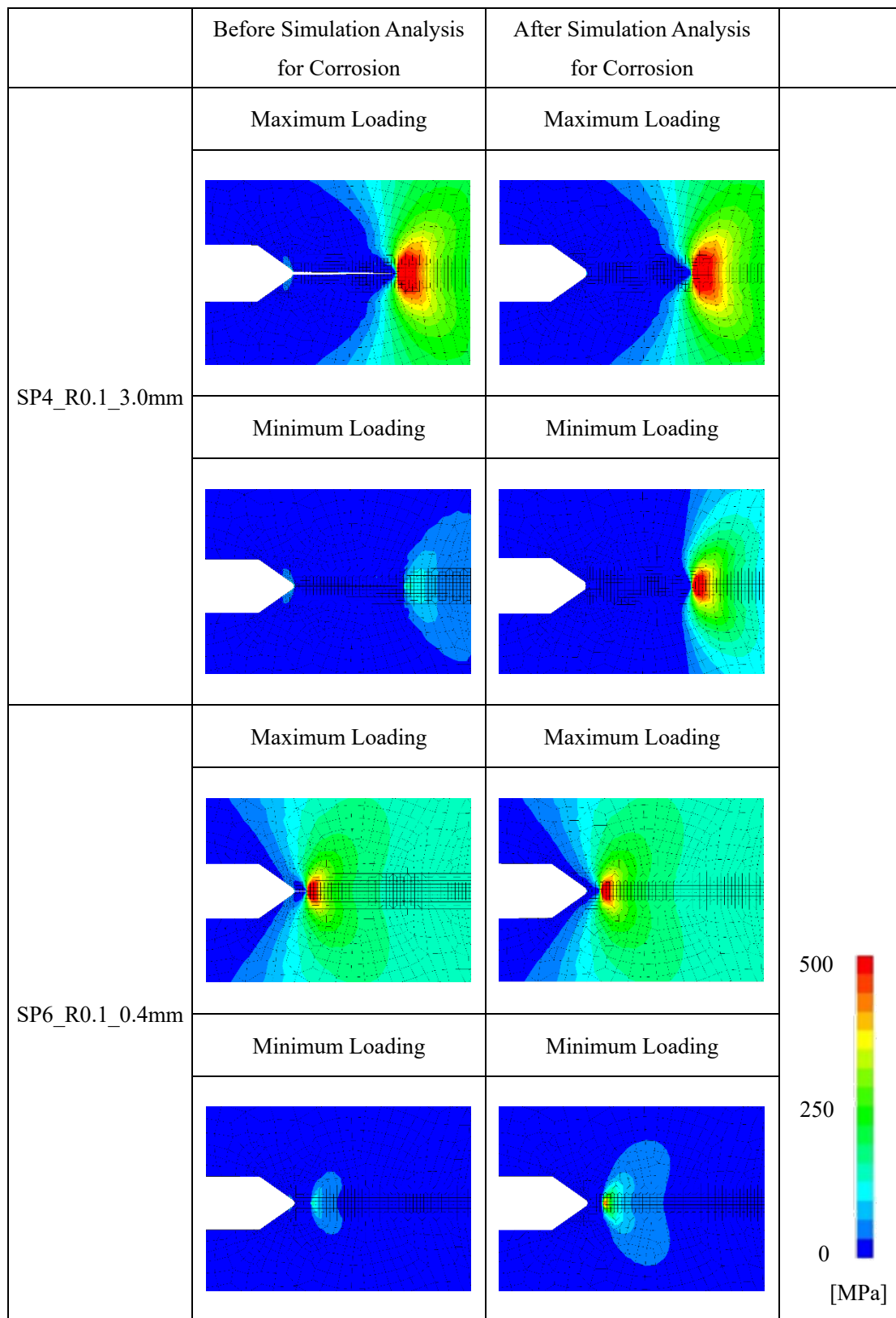


Fig. 7-6 腐食模擬解析前後における繰返し弾塑性解析最終サイクルの  
応力分布変化（応力比 $R=0.1$ ，変形倍率 5 倍）

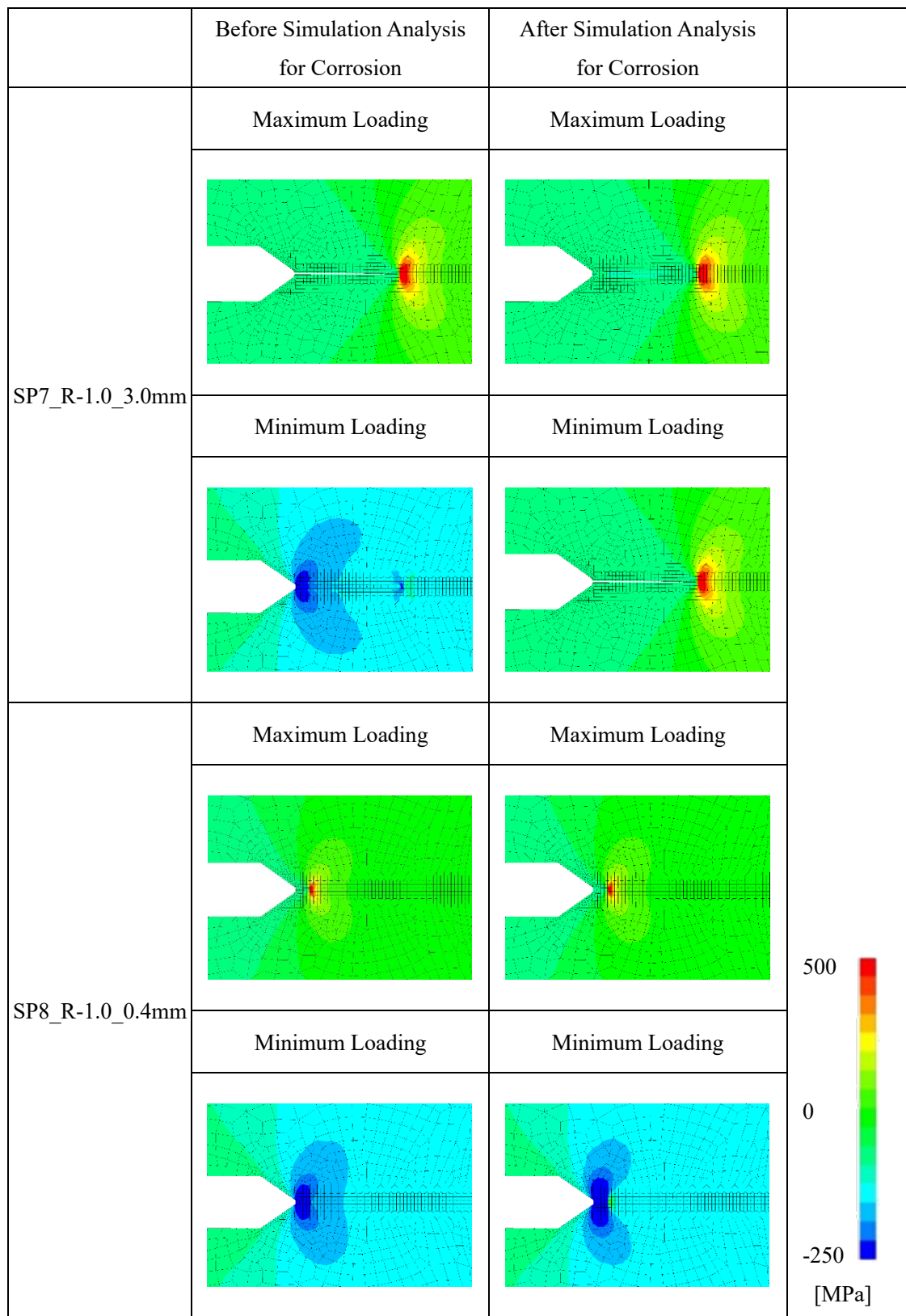
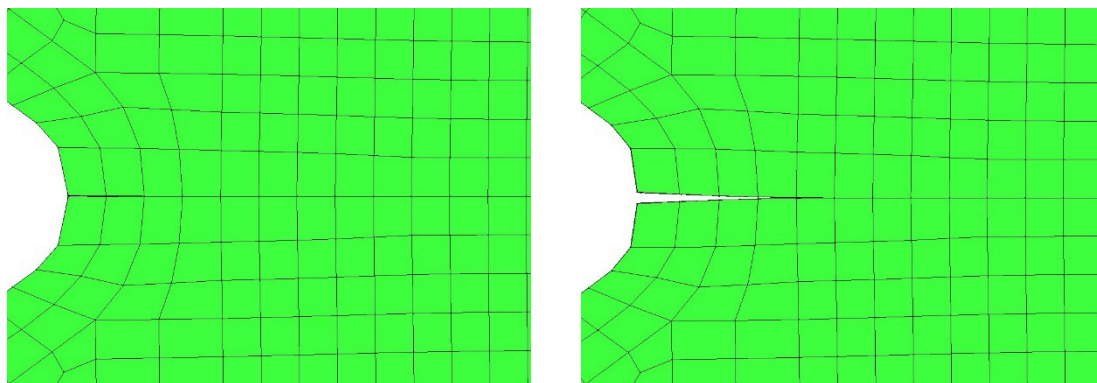


Fig. 7-7 腐食模擬解析前後における繰返し弾塑性解析最終サイクルの  
応力分布変化（応力比 $R=-1.0$ ，変形倍率 5 倍）



a) 腐食模擬解析直後

b) 繰返し荷重載荷後

Fig. 7-8 SP8\_R-1.0\_0.4mm における亀裂面要素形状変化（変形倍率 10 倍）

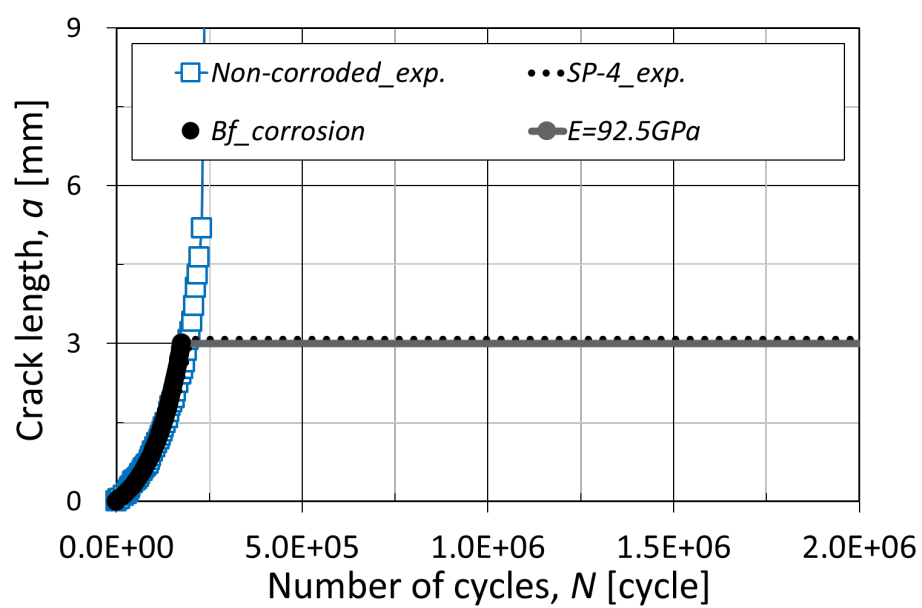


Fig. 7-9 疲労亀裂成長曲線  
(応力比 $R=0.1$ , SP4\_R0.1\_3.0mm)

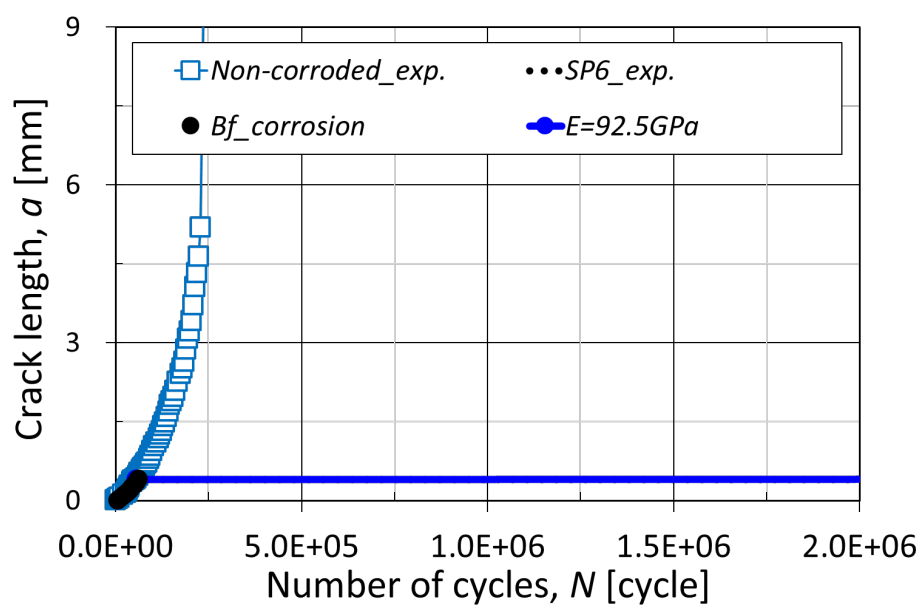


Fig. 7-10 疲労亀裂成長曲線  
(応力比 $R=0.1$ , SP6\_R0.1\_0.4mm)

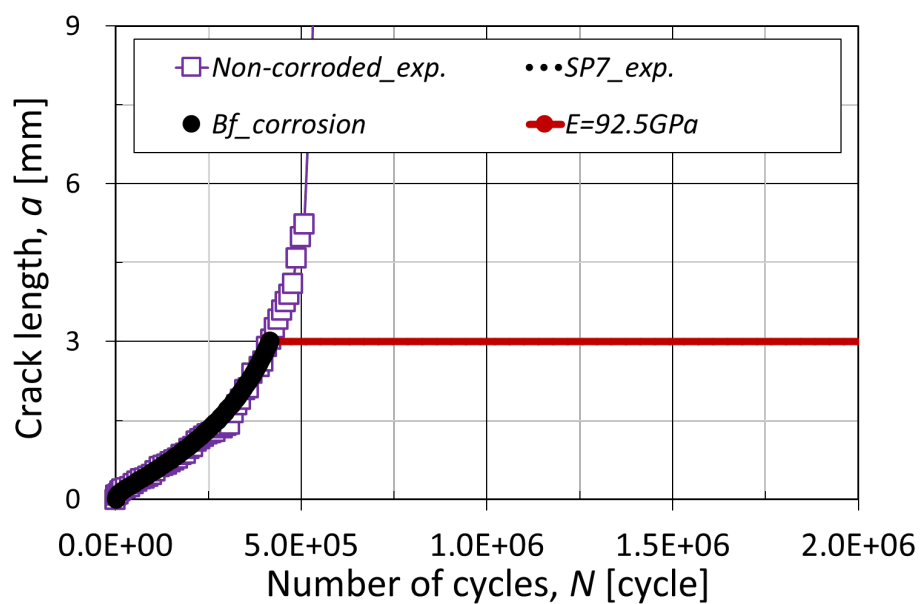


Fig. 7-11 疲労亀裂成長曲線  
(応力比 $R=-1.0$ , SP7\_R-1.0\_3.0mm)

## 7.4. 結言

本章では、第4章に示した SENT 試験片に対する腐食生成物を活用した疲労寿命延伸効果把握実験を対象とし、前章にて実施した腐食疲労解析を援用した再現解析を実施した。再現対象は、疲労亀裂停留もしくは大幅な寿命延伸効果を示した4種とした。以下に得られた結論を示す。

- 1) 腐食を再現した亀裂面要素への入熱解析により、腐食時亀裂長さ $a_{co}$ や荷重条件に依らず、亀裂先端まで膨張させることができ、それに伴う亀裂閉口現象が再現可能なことを確認した。
- 2) 腐食後載荷回数180万回で破断した試験体 SP8\_R-1.0\_0.4mm に対する弾性係数 $E$ のパラメトリック解析により、弾性係数 $E$ は亀裂閉口程度に影響を与える主パラメータであることが確認された。
- 3) SP8\_R-1.0\_0.4mm の疲労寿命延伸結果を再現可能な弾性係数として $E=92.5\text{GPa}$ が同定され、同値を用いた他腐食疲労試験結果に対する検証を行ったところ、疲労試験結果同様に亀裂停留が再現され、腐食時亀裂長さ $a_{co}$ および荷重載荷条件に依らない統一評価が可能であることが示された。

## 第8章 結論

### 8.1. 総括

本論文では、腐食生成物による疲労寿命延伸効果のメカニズムを実験的に明らかにするとともに、弾塑性疲労亀裂進展解析手法を高精度化させ、さらに亀裂面腐食の影響を考慮可能な手法へと拡張することにより、疲労寿命延伸効果を合理的に予測可能な手法の確立を目的とした。

各章で得られた結果および知見を以下に総括する。

第 1 章は序論であり、鋼構造物における疲労破壊・疲労寿命予測における現状と課題の他、本論文で対象とする腐食生成物を活用した亀裂閉口促進に伴う疲労寿命延伸技術に関連する既往技術とその課題について示した。また、本論文の研究目的とその構成を示した。

第 2 章は、本論文のターゲット材料である溶接構造用圧延鋼板 JIS SM490A からなる母材の化学成分・ミクロ組織と静的引張特性について示した。また、対象鋼材の SENT 試験片を用いて、最大荷重 $\sigma_{\max}$ および応力比 $R$ を変化させた計 4 種の疲労試験結果を実施した。荷重範囲 $\Delta\sigma$ や応力比 $R$ の大小に応じた異なる 4 種の亀裂成長曲線および疲労亀裂進展速度が描写された。

第 3 章では、各種長さの疲労予亀裂を有する SENT 試験片に対して、自動車用外観腐食試験法 (SAE J2334) による亀裂開口部からの腐食促進試験を実施し、亀裂表面部から腐食が進行する場合の疲労亀裂進展挙動への影響調査を実施した。疲労予亀裂長さ $a_{co}=0.4 / 1.5 / 3.0$  [mm]で腐食させた試験片では、腐食促進試験による亀裂面の腐食は確認できたものの、腐食生成物の堆積量は微量であり、疲労亀裂成長曲線に与える影響はないものと判断された。一方、疲労予亀裂長さ $a_{co}=0$ mm で腐食させた試験片では、初期の試験片切欠き半径 $\rho=0.1$ mm が腐食によって鈍されることによる巨視的な応力集中の低下が起こり、疲労亀裂進展寿命の延伸効果が確認された。

第 4 章では、SENT 試験片に導入した疲労予亀裂面を硝酸によって強制的に腐食させた場合の疲労亀裂進展性能の検証とそのメカニズムの解明を目的に、亀裂面腐食を活用した疲労試験を実施した。また、破断後の試験片に対する FRASTA 法を援用した腐食生成物堆積量調査から、腐食生成物堆積量の取得と疲労寿命延伸効果の関係性を調査した。この結果、4 種の腐食疲労条件下で亀裂停留を含む大幅な寿命延伸効果が確認され、亀裂面腐食による寿命延伸効果は広範な応力比 $R$ および疲労予亀裂長さ $a_{co}$ に対しても期待できることが示唆された。また、腐食生成物堆積量調査において、応力比 $R=0.1$ 、疲労予亀裂長さが長い場合



( $a_{co}=3.0\text{mm}$ ) の結果より、既往論文[52]による亀裂開口量分布の計測結果と同じくルート関数状の堆積分布となることが確認され、腐食生成物が亀裂閉口に力学的に作用することが示された。さらに、疲労寿命延伸効果の大小と腐食生成物堆積量の大小には正の相関があることが確認された。

第 5 章では、疲労 SS モデルの定式化について述べるとともに、亀裂進展に伴う弾塑性変形履歴および累積損傷を考慮することにより、亀裂面の接触状況変化等を考慮可能な高度な疲労性能評価手法を提案した。第 2 章にて取得された疲労試験結果の再現解析を実施し、弾塑性変形履歴および累積損傷の有無の比較・検証により、提案手法の妥当性を確認した。

第 6 章では、腐食生成物による疲労寿命延伸技術のメカニズム解明と設計支援を可能とする新たな数値解析手法確立を目的とした検討を行った。亀裂面要素の膨張解析により、腐食生成物堆積による積極的な亀裂閉口現象の再現が可能となり、亀裂先端付近の応力およびひずみ範囲が大きく低下することを確認した。これに伴う亀裂先端の疲労亀裂発生寿命の延伸により、疲労亀裂進展寿命が急激に低下することを確認し、亀裂停留を含む異なる 3 種の疲労試験結果を再現可能であることを示した。

第 7 章では、第 2 章に示した著者らによって実施された腐食疲労試験のうち、疲労亀裂停留もしくは大幅な寿命延伸効果を示した試験体に対する再現解析を通して、腐食疲労解析手法の精緻化および汎用性検証を目的とした検討を行った。第 5 章および第 6 章の手法を援用した解析評価により、亀裂面要素の弾性係数 $E$ が亀裂閉口および寿命延伸効果に影響を与える主パラメータであることが確認された。また、ある一つの弾性係数 $E$ を採用することによって、大幅な寿命延伸効果を示す挙動に加え、亀裂が停留する結果を統一的に再現可能であることが示された。

第 8 章では、本論文で得られた各章における成果を総括するとともに、今後の検討課題を提示し、結論とした。

## 参考文献

- [1] 日本材料学会: 疲労設計便覧, 養賢堂, 1995.
- [2] Iida, K. and Iino, N.: Fatigue strength of butt joints having angular distortion, J. Soc. Nav. Archit. Jpn., 1976(1976), 259-265, [https://doi.org/10.2534/jjasnaoe1968.1976.140\\_259](https://doi.org/10.2534/jjasnaoe1968.1976.140_259)
- [3] Watanabe, O., Matsumoto, S., Nakano, Y. and Saito, Y.: Fatigue strength of welded joint of high strength steel and its controlling factor – Effect of stress concentration factor and welding residual stress –, Q. J. Jpn. Weld. Soc., 13(1995), 438-443, <https://doi.org/10.2207/qjws.13.438>
- [4] Mori, T., Kyung, K.S. and Miki, C.: The influence of static strength of steel and weld material on fatigue strength of cruciform fillet welded joints, Proc. Jpn. Soc. Civ. Eng., 1998(1998), 289-293, [https://doi.org/10.2208/jscej.1998.605\\_289](https://doi.org/10.2208/jscej.1998.605_289)
- [5] Hiraide, T., Igi, S., Handa, T., Tagawa, T., Ikeda, R., Morita, K., Fincato, R. and Tsutsumi, S.: Effect of heat affected zone microstructure behavior under cyclic loading on fatigue life of weld joint, Q. J. Jpn. Weld. Soc., 36(2018), 145-151, <https://doi.org/10.2207/qjws.36.145>
- [6] Furuta, H. and Sato, N.: Rationalization of design code and its global standardization, Proc. Jpn. Soc. Civ. Eng., 2002(2002), 1-7, [https://doi.org/10.2208/jscej.2002.710\\_1](https://doi.org/10.2208/jscej.2002.710_1)
- [7] 日本鋼構造協会: 鋼構造物の疲労設計指針・同解説一付・設計例一. 技報堂; 2012.
- [8] A.F. Hobbacher: Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components Second Edition, Springer Cham Heidelberg, 2016, <https://link.springer.com/book/10.1007/978-3-319-23757-2>
- [9] 豊貞雅弘, 丹羽敏男: 鋼構造物の疲労寿命予測, 共立出版, 2001.
- [10] Kikukawa, M., Jono, M. and Song, J.: The cyclic plastic strain and cumulative fatigue damage (Fatigue damage caused by the stress below the fatigue limit), J. Soc. Mater. Sci. Jpn., 21(1972), 753-758, <https://doi.org/10.2472/jsms.21.753>
- [11] Ochi, Y., Sasaki, S., Ishii, A. and Saitoh, S.: Fatigue deformation behaviour and dislocation structures under two-step cyclic loading, J. Jpn. Soc. Mech. Eng. A, 53(1987), 1508-1515, <https://doi.org/10.1299/kikaia.53.1508>
- [12] Hattori, S., Itoh, T. and Gotoh, M.: Variation in plastic strain range of metals during fatigue based on logistic analysis, J. Jpn. Soc. Mech. Eng. A, 70(2004), 1326-1331, <https://doi.org/10.1299/kikaia.70.1326>
- [13] P. Paris and F. Erdogan: A critical analysis of crack propagation laws, J. Basic Eng., 85(1963), 528-533, <https://doi.org/10.1115/1.3656900>
- [14] H. Tada, P. Paris, G. Irwin: The Stress Analysis of Cracks Handbook, Third Edition, ASM Press, 2000, <https://doi.org/10.1115/1.801535>

- [15] W. Elber: The significance of fatigue crack closure, *Mater. Sci. Eng.*, (1971), <https://doi.org/10.1520/STP26680S>
- [16] T.L., Anderson: *Fracture Mechanics Fundamentals and Applications* third edition, CRC Press (2005), <https://archive.org/details/fracture-mechanics-fundamentals-and-appl>
- [17] Yonezawa, T., Luo, P. and Tsutsumi, S.: Evaluation of fatigue crack propagation behavior of structural steel with different thickness using digital image correlation method, *J. Soc. Mater. Sci. Jpn.*, 72(2023), <https://doi.org/10.2472/jsms.72.852>
- [18] R., Pippan, C., Zelger, E., Gach, C., Bichler and H., Weinhandl: On the mechanism of fatigue crack propagation in ductile metallic materials, *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, 34(2010), <https://doi.org/10.1111/j.1460-2695.2010.01484.x>
- [19] S., Shrestha, M., Kannan, G.N., Morscher and M.J., Presby: In-situ fatigue life analysis by modal acoustic emission, direct current potential drop and digital image correlation for steel, *Int. J. Fatigue*, 142(2021), <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.105924>
- [20] R.H. Christensen: Fatigue crack growth affected by metal fragments wedged between opening-closing crack surfaces, *Appl. Mater. Res.*, 2(1963), 207-210.
- [21] Kitagawa, H. Toyohira, S. and Ikeda, K.: A new method of arresting fatigue crack growth by artificial wedge, *Proc. Int. Conf. Fract. Mech. Eng. Appl.*, National Aeronautical Laboratory Bangalore, Bangalore, (1979), 281-293, ISBN978-94-009-9576-5
- [22] Takahashi, I., Takahashi, C. and Kotani, N: Restraint of fatigue crack propagation by wedge effect of fine particles, *J. Soc. Nav. Archit. Jpn.*, 1998(1998), 361-367, [https://doi.org/10.2534/jjasnaoe1968.1998.184\\_361](https://doi.org/10.2534/jjasnaoe1968.1998.184_361)
- [23] Takahashi, I, Takahashi, C. and Kotani, N: Restraint of fatigue crack growth by wedge effects of fine particles, *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, 23(2001), 867-877, <https://doi.org/10.1046/j.1460-2695.2000.00340.x>
- [24] Song. P.S., Hwang, S. and Shin, C.S.: Effect of artificial closure materials on crack growth retardation, *Eng. Fract. Mech.*, 60(1998), 47-58, [https://doi.org/10.1016/S0013-7944\(97\)00180-X](https://doi.org/10.1016/S0013-7944(97)00180-X)
- [25] Song, P.S., Sheu, B.C. and Chou, H.H.: Deposition of plating metals to improve crack growth life, 23(2001), 259-270, [https://doi.org/10.1016/S0142-1123\(00\)00084-0](https://doi.org/10.1016/S0142-1123(00)00084-0)
- [26] Kawamoto, K., Yamada, T and Ohtsuka, Y: Life prolonging technology using fine particle paste for steel structure with fatigue crack, *J. Jpn. Weld. Soc.*, 83 (2014), 182-184, <https://doi.org/10.2207/jjws.83.182>
- [27] D.C. Drucker: Conventional and unconventional plastic response and representation, *Appl. Mech. Rev.*, 41(1988), 151-167, <https://doi.org/10.1115/1.3151888>
- [28] Hashiguchi, K.: Subloading surface model in unconventional plasticity, *Int. J. Solids Struct.*, 25(1989), 917-945, [https://doi.org/10.1016/0020-7683\(89\)90038-3](https://doi.org/10.1016/0020-7683(89)90038-3)

- [29] W.D. Iwan: On a class of models for the yielding behavior of continuous and composite systems, *J. Appl. Mech.*, 34(1967), 612-617, <https://doi.org/10.1115/1.3607751>
- [30] Z. Mróz: On the description of anisotropic workhardening, *J. Mech. Phys. Solids*, 15(1967), 163-175, [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(67\)90030-0](https://doi.org/10.1016/0022-5096(67)90030-0)
- [31] Dafalias, Y.F., Popov, E.P.: A model of nonlinearly hardening materials for complex loading, 21(1975), 173-192, <https://doi.org/10.1007/BF01181053>
- [32] Ohno, N. and Wang, J.-D.: Kinematic hardening rules with critical state of dynamic recovery, part I: formulation and basic features for ratchetting behavior, *Int. J. Plast.*, 9(1993), 375-390, [https://doi.org/10.1016/0749-6419\(93\)90042-O](https://doi.org/10.1016/0749-6419(93)90042-O)
- [33] Baubu, L.G., Oller, S., Martinez, X. and Barbat, A.: High cycle fatigue simulation: A new stepwise load-advancing strategy, *Eng. Struct.*, 97(2015), 118-129, <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2015.04.012>
- [34] Van, Do, V.N.: The numerical high cycle fatigue damage model of fillet weld joint under weld-induced residual stresses, *IOP Conf. Series: Earth and Environ. Sci.*, 143(2018), 012037, <https://doi.org/10.1088/1755-1315/143/1/012037>
- [35] Chaboche, J.L. and Lesne, P.M.: A non-linear continuous fatigue damage model, *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, 11(1988), 1-17, <https://doi.org/10.1111/j.1460-2695.1988.tb01216.x>
- [36] Oller, S., Salomón, O. and Oñate, E.: A continuum mechanics model for mechanical fatigue analysis, *Comput. Mater. Sci.*, 32(2005), 175-195, <https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2004.08.001>
- [37] Zhu, S.P., Yue, P., Yu, Z.Y. and Wang, Q.: A combined high and low cycle fatigue model for life prediction of turbine blades: *Materials (Basel)*, 10(2017), 698, <https://doi.org/10.3390/ma10070698>
- [38] Tsutsumi, S., and Fincato, R.: Cyclic plasticity model for fatigue with softening behaviour below macroscopic yielding, *Mater. Des.*, 165(2019), 107573, <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2018.107573>
- [39] Fincato, R., Yonezawa, T. and Tsutsumi, S.: Numerical modeling of cyclic softening/hardening behavior of carbon steels from low-to high-cycle fatigue regime, *Arch. Civ. Mech. Eng.*, 23(2023), 164, <https://doi.org/10.1007/s43452-023-00698-4>
- [40] Morita, K., Mouri, M., Fincato, R. and Tsutsumi, S.: Experimental and numerical study of cyclic stress-strain response and fatigue crack initiation life of mid-carbon steel under constant and multi-step amplitude loading, *J. Mar. Sci. Eng.*, 10(2022), 1535, <https://doi.org/10.3390/jmse10101535>

- [41] Tsutsumi, S., Fincato, R., Ohata, M. and Sano, T.: Assessment technology of fatigue crack initiation life of weld structures, Q. J. Jpn. Weld. Soc., 87(2017), 56-58, <https://doi.org/10.2207/jjws.86.56>
- [42] Tsutsumi, S., Fincato, R., Luo, P., Sano, M., Umeda, T., Kinoshita, T. and Tagawa, T.: Effect of weld geometry and HAZ property on low-cycle fatigue behavior of welded joint, Int. J. Fatigue, 156(2022), 106683, <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2021.106683>
- [43] Tsutsumi, S., Nagahama, H. and Fincato, R.: Fatigue crack initiation and propagation life of steels predicted by local elastoplasticity response, Jpn. J. JSCE A2 (Appl. Mech.), 75(2019), I\_445-I\_453, [https://doi.org/10.2208/jscejam.75.2\\_I\\_445](https://doi.org/10.2208/jscejam.75.2_I_445)
- [44] Tsutsumi, S., Nagahama, H., Kiyokawa, Y. and Fincato, R.: Fatigue crack propagation life assessment of steels predicted by local elastoplasticity response – surface crack propagation property in stress concentration field -, Jpn. J. JSCE A2 (Appl. Mech.), 76(2020), I\_339-I\_410, [https://doi.org/10.2208/jscejam.76.2\\_I\\_399](https://doi.org/10.2208/jscejam.76.2_I_399)
- [45] Morita, K., Mouri, M., Ayang, B., Fincato, R. and Tsutsumi, S.: Evaluation of fatigue crack propagation behavior in low carbon steel and their simulated HAZ and fatigue life assessment of non-load carrying welded fillet joint (Assessment of fatigue performance of welded joints considering cyclic elasto-plasticity response), Q. J. Jpn. Weld. Soc., 40(2022), 27-35, <https://doi.org/10.2207/qjjws.40.27>
- [46] Shibata, H., Satoh, K., Fincato, R. and Tsutsumi, S.: Elasto-plastic fatigue crack propagation analysis considering crack surface corrosion effect, Jpn. J. JSCE, 80(2024). 23-15030, <https://doi.org/10.2208/jscej.23-15030>
- [47] Endo, K., Komai, K. and Ohnishi, K.: Effects of stress history and corrosive environment of fatigue crack propagation, J. Soc. Mater. Sci. Jpn., 17(1968), 160-168, <https://doi.org/10.2472/jsms.17.160>
- [48] Endo, K., Komai, K. and Ohnishi, K.: Crack propagation of corrosion fatigue under service loads, J. Soc. Mater. Sci. Jpn., 18(1969), 12-17, <https://doi.org/10.2472/jsms.18.12>
- [49] Takahashi, I: Trial manufacture and performance evaluation of fatigue crack growth restraining sheets using a high water content gel -utilizing wedge effects of corrosion products-, Q. J. Jpn. Weld. Soc., 41(2023), 289-301, <https://doi.org/10.2207/qjjws.41.289>
- [50] Putri, C.A., Tateishi, K., Shimizu, M. and Hanji, T.: Retardation of fatigue crack growth by corrosion accelerator injection, Steel Constr. Eng., 28(2021), 112\_111-112\_116, [https://doi.org/10.11273/jssc.28.112\\_111](https://doi.org/10.11273/jssc.28.112_111)
- [51] Shimizu, M., Tateishi, K., Hanji, T. and Putri, C.A.: Retardation of fatigue crack growth by injection of corrosion accelerator, Proc. 12<sup>th</sup> Int. Symp. Steel. Struct. (2023), <https://link.springer.com/journal/13296/updates/18860470>

- [52] Yonezawa, T., Luo, P. and Tsutsumi, S.: Evaluation of fatigue crack initiation and propagation properties of structural steels with different cyclic softening behavior based on local strain, *Tetsu-to-Hagane*, 110(2024), 15-24, <https://doi.org/10.2355/tetsutohagane.TETSU-2023-088>
- [53] Japanese industrial standard: JIS G 3106-Rolled steels for welded structure, Japanese Standards Association (2015).
- [54] Japanese industrial standard: JIS Z 2241- Metallic materials -- Tensile testing -- Method of test at room temperature, Japanese Standards Association (2022).
- [55] Ding, F., Feng, M. and Jiang, Y.: Modeling of fatigue crack growth from a notch, *Int. J. Plast.*, 23(2007), 1167-1188, <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2006.10.010>
- [56] SAE J2334 Surface vehicle standard, SAE International (2003).
- [57] Shimada, Y., Nakagawa, T. and Tokuno, H.: Reliability analysis of fatigue crack propagation life by Markov chain, *J. Soc. Mater. Sci. Jpn.*, 33(1984), 475-481, <https://doi.org/10.2472/jsms.33.475>
- [58] Japanese industrial standard: JIS Z 2383: 1998 Standard specimens of metals and alloys, Determination of corrosion rate of standard specimens for the evaluation of corrosivity of atmospheres, Japanese Standards Association (1998).
- [59] Kainuma, S., Hosono, N., Kim, I.T., Itoh, Y. and Kakinoki, N.: Corrosion characteristic and fatigue behavior of out-of-plane gusset welded joints, *Steel Constr. Eng.*, 49A(2003), 707-715, [http://purl.org/coar/access\\_right/c\\_abf2](http://purl.org/coar/access_right/c_abf2)
- [60] Konishi, K., Sawanishi, C., Matsuda, H., Igi, S. and Tsutsumi, S.: Influence of corrosion on fatigue characteristics of lap fillet welded joints of ultra-high strength steel sheets, *Proc. Jpn. Weld. Soc.*, 109(2021), [https://doi.org/10.14920/jwstaikai.2021f.0\\_206](https://doi.org/10.14920/jwstaikai.2021f.0_206)
- [61] アズワン, ビオラモビペット, <https://axel.as-1.co.jp/asone/g/NCGJ055922/> (2024/05/10)
- [62] Sato, N.: Historical approach to passivity, *J. Met. Finish. Soc. Jpn.*, 37(1986), 388-393, <https://doi.org/10.4139/sfj1950.37.388>
- [63] Komai, K. and Nagano, S.: Influences of stress cycle frequency and stress ratio on corrosion product-induced wedge effect, *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. A*, 52(1986), 867-874, <https://doi.org/10.1299/kikaia.52.867>
- [64] Kobayashi, T. and Shockey, D.A.: FRASTA: A new way to analyze fracture surfaces, *Adv. Mater. Process.*, 140(1991), 28-34.
- [65] Kobayashi, T. and Shockey, D.A.: Fracture analysis via FRASTA, *Adv. Mater. Process.*, 140 (1991), No.6, 24-32.
- [66] Kobayashi, T.: Fracture process reconstruction method (FRASTA) and its hidden potential, *J. Soc. Mater. Sci. Jpn.*, 65(2016), 801-811, <https://doi.org/10.2472/jsms.65.801>

- [67] Yamazaki, S., Takahashi, T. and Kobayashi, T.: Analysis of crack initiation and propagation process in delayed fracture by FRASTA (Fracture-surface topography analysis) method, *Tetsu-to-Hagane*, 83(1997), 526-531, [https://doi.org/10.2355/tetsutohagane1955.83.8\\_526](https://doi.org/10.2355/tetsutohagane1955.83.8_526)
- [68] Fujiwara, M. and Hattori, T.: Current Fractographic Research and Its Application V : The fractographic technique for failure analysis – FRASTA and quantitative evaluation of applied stress by surface roughness -, *J. Soc. Mater. Sci. Jpn.*, 47(1998), 1088-1092, <https://doi.org/10.2472/jsms.47.1088>
- [69] Fujiwara, M. Yoshimoto, K. and Kondo, Y.: Capability of advanced three-dimensional fractographic technique, FRASTA, *J. Soc. Mater. Sci. Jpn.*, 46(1997), 1107-1111, <https://doi.org/10.2472/jsms.46.1107>
- [70] Cao, Y. and Tanaka, K.: Determination of the CTOA and J integral by fracture surfaces topography analysis, *Int. J. Fract.*, 139(2006), 253-266, <https://doi.org/10.1007/s10704-006-0042-2>
- [71] Cao, Y., Zhang, S. and Tanaka, K.: Calculation method for maximum low-cycle fatigue loads using FRASTA reconstruction data, 182(2013), 157-166, <https://doi.org/10.1007/s10704-013-9862-z>
- [72] Hashiguchi, K. and Tsutsumi, S.: Elastoplastic constitutive equation with tangential stress rate effect, *Int. J. Plast.*, 17(2001), 117-145, [https://doi.org/10.1016/S0749-6419\(00\)00021-8](https://doi.org/10.1016/S0749-6419(00)00021-8)
- [73] Tsutsumi, S., Murakami, K., Gotoh, K. and Toyosada, M.: Cyclic stress-strain relation under high cycle fatigue process, *J Jpn. Soc. Nav. Archit. Ocean Eng.*, 7(2008), 243-250, <https://doi.org/10.2534/jjasnaoe.7.243>
- [74] Tsutsumi, S., Toyosada, M., Hashiguchi, K.: Extended subloading surface model incorporating elastic boundary concept, *J. Appl. Mech.*, 9(2006), 455-462, <https://doi.org/10.2208/journalam.9.455>
- [75] Tsutsumi, S., Toyosada, M. and Murakami, K.: Generation of plastic strain due to constant cyclic loading under macroscopically elastic condition, *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. A*, 73(2007), 724-731, <https://doi.org/10.1299/kikaia.73.724>
- [76] Tsutsumi, S., Yajima, D., Murakami, K., Gotoh, K. and Toyosada, M.: No Title, *J. Appl. Mech.*, 10(2007), 437-444, <https://doi.org/10.2208/journalam.10.437>
- [77] Momii, H., Tsutsumi, S. and Fincato, R.: Enhancement of tangential plasticity theory for cyclic hardening and softening behavior under non-proportional high cyclic fatigue, *J. Jpn. Soc. Civ. Eng. A2*, 72(2016), I\_367-I\_378, [https://doi.org/10.2208/jscejam.72.I\\_367](https://doi.org/10.2208/jscejam.72.I_367)
- [78] Fincato, R. and Tsutsumi, S.: A return mapping algorithm for elastoplastic and ductile damage constitutive equations using the subloading surface method, *Int. J. Numer. Methods Eng.*, 113(2018), 1729-1754, <https://doi.org/10.1002/nme.5718>

- [79] Fincato, R. and Tsutsumi, S.: Closest-point projection method for the extended subloading surface model, *Acta Mech.*, 228(2017), 4213-4233, <https://doi.org/10.1007/s00707-017-1926-0>
- [80] Fincato, R., Tsutsumi, S. and Momii, H.: Ductile damage evolution under cyclic non-proportional loading paths, *Procedia Struct. Integr.*, 9(2018), 136-150, <https://doi.org/10.1016/j.prostr.2018.06.022>
- [81] Fincato, R. and Tsutsumi, S.: A numerical study of the return mapping application for the subloading surface model, *Eng. Comput.*, 35(2018), 1314-1344, <https://doi.org/10.1108/EC-12-2016-0446>
- [82] Hashiguchi, K.: *Elastoplasticity Theory*, 1st ed. Springer-Verlag Berlin Heidelberg (2009), [https://doi.org/10.1007/978-3-642-00273-1\\_1](https://doi.org/10.1007/978-3-642-00273-1_1)
- [83] Morita, K., Mouri, M., Ayang, B., Fincato, R. and Tsutsumi, S.: Cyclic elasto-plasticity behavior and fatigue crack initiation lives of low carbon steels and their simulated HAZ (Assessment of fatigue performance of welded joints considering cyclic elasto-plasticity response.), *Q. J. Jpn. Weld. Soc.*, 40(2022), 36-43, <https://doi.org/10.2207/qjws.40.36>
- [84] Nishitani, H., Tanaka, H. and Fujimura, K.: Effect of stress ration on bending fatigue strength in butt-welded joints of low-carbon steel and high strength steel, *J. Soc. Mater. Sci. Jpn.*, 41(1992), 1532-1538, <https://doi.org/10.2472/jsms.41.1532>
- [85] Nishitani, H. and Goto, M.: S45C 焼なまし材の引張圧縮疲労におけるき裂発生および初期き裂伝ぱに及ぼす平均応力の影響, *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. A*, 50(1984), 1926-1935, <https://doi.org/10.1299/kikaia.50.1926>
- [86] Nishitani, H. and Hasuo, Y.: S50C 焼入れ焼もどし材の引張り圧縮疲労過程におよぼす平均応力の影響, *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng.*, 44(1978), 1-7, <https://doi.org/10.1299/kikai1938.44.1>
- [87] Miki, C., Nishimura, T., Tanabe, H. and Nishikawa, K.: Study on estimation of fatigue strength of notched steel members, *Proc. Jpn. Soc. Civ. Eng.*, 1981(1981), 153-166, [https://doi.org/10.2208/jscej1969.1981.316\\_153](https://doi.org/10.2208/jscej1969.1981.316_153)
- [88] Nishimura, T. and Miki, C.: Strain controlled low cycle fatigue behavior of structural steels, *Proc. Jpn. Soc. Civ. Eng.*, 1978(1978), 29-44, [https://doi.org/10.2208/jscej1969.1978.279\\_29](https://doi.org/10.2208/jscej1969.1978.279_29)
- [89] Miner, M.A.: Cumulative damage in fatigue, *J. Appl. Mech.*, 65(1945), A159-A164.
- [90] Dugdale, D.S.: Yielding of stress sheets containing slits, *J. Mech. Phys. Solid*, 8(1960), 100-104, [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(60\)90013-2](https://doi.org/10.1016/0022-5096(60)90013-2)



## 謝辞

本論文は、著者が大阪大学大学院工学研究科地球総合工学専攻博士後期課程在籍中の研究成果をまとめたものであります。大阪大学大学院工学研究科地球総合工学専攻 准教授 堤成一郎先生には、指導教官として本研究の環境を提供いただくとともに、研究計画の策定・遂行や結果考察に当たって、ご多忙中にも関わらず、格別のご指導を戴きました。ここに心から深甚なる謝意を表します。

本論文を執筆、完成するにあたり、大阪大学大学院工学研究科地球総合工学専攻 教授 大沢直樹先生、教授 鎌田敏郎先生、教授 乾徹先生には副査として貴重なご助言とご教示を賜りました。大変お忙しい中ご対応賜りましたこと、厚く御礼申し上げます。

また、本研究の遂行・論文執筆にあたり、大阪大学大学院工学研究科地球総合工学専攻 特任講師（現：パドヴァ大学）Riccardo Fincato 博士には、材料構成モデルの理解や改良、ソフトウェアへの実装、英語論文の執筆に関して、大変丁寧なご指導賜りました。また、日々のご指導やメール、日常会話を通して英語運用能力の向上にも繋がりました。ここに深く感謝の意を表します。

第3章に述べた、自動車用外観腐食試験法（SAE J2334）を使用した腐食疲労試験検討では、大阪大学大学院工学研究科マテリアル生産科学専攻 教授 土谷博昭先生に懇切なご指導とご協力を賜りました。謹んで感謝申し上げます。

社会基盤設計学領域の研究員、学生の皆様におかれましては、非常に難易度の高い腐食疲労試験の実施や数値解析検討に際して、ご協力をいただきました。特に、羅鵬軍様、（元：修士学生）李博様、河野拳也様、桐生泰輔様には、実験や解析の依頼のみならず、データ測定や分析作業など依頼をご快諾頂きました。ここに深く感謝申し上げます。

博士後期課程の先輩でいらっしゃいます、IHI 株式会社 森田花清様、日本製鉄株式会社 米澤隆行様には、社会人博士学生としての在り方をご指導いただくとともに、学内手続きの手ほどきやフォローアップをしていただきました。深く感謝申し上げます。

また、業務の傍ら大学院博士後期課程への入学と研究の遂行を快諾し、多方面へ説得をしていただきました、住友重機械工業株式会社 堀重雄様、牧野史紀様、平田徹様、青木芳昇様、岡田真三様、佐藤啓介様に心より感謝の意を表します。大変貴重な機会を戴き、人として社会人として成長することができました。

最後に、遠く愛知県より温かく見守り続けてくださった家族の皆様に心から感謝の念を表し、ここに記します。

どうもありがとうございました。