

Title	繰返し弾塑性応答の異なる構造用鋼の局所ひずみに基 づく疲労性能評価手法の確立
Author(s)	米澤,隆行
Citation	大阪大学, 2024, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.18910/96088
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

繰返し弾塑性応答の異なる構造用鋼の 局所ひずみに基づく疲労性能評価手法の確立

米 澤 隆 行

2023年12月

大阪大学大学院工学研究科

第1章	序論	1
1.1	背景	1
1. 2	既往の研究	2
1.3	本研究の目的	4
1.4	本論文の構成	5
第 2章	供試鋼の製造方法および各種力学特性	8
2. 1	緒言	8
2.2	供試鋼の化学成分・製造条件	8
2.3	ミクロ組織	9
2.4	静的引張および繰返し応力ひずみ関係	11
2.5	軸力疲労特性	
2.6	結言	29
第3章	デジタル画像相関法によるひずみ計測手法	
3.1	緒言	
3. 2	デジタル画像相関法の原理	
3.3	DIC 装置・疲労試験機の構成	
3.4	解析条件がひずみ分布に及ぼす影響	
3.4	1 試験条件	
3.4	2 サブセットサイズの影響	35
3.4	3 ステップサイズの影響	35
3.4	4 フィルターサイズの影響	
3.4	5 仮想ゲージ長による整理	
3.5	結言	41
第4章	疲労亀裂発生・進展特性に及ぼす試験片厚の影響	42
4. 1	緒言	42
4. 2	試験方法	42
4.3	疲労試験結果	44
4.4	亀裂発生寿命の推定	45
4.4	1 切欠き底の局所ひずみ計測結果	45
4.4	2 局所ひずみに基づく亀裂発生寿命の推定手法	45
4.4	3 亀裂発生寿命の推定結果	48
4.5	亀裂進展特性の推定	49
4. 5	1 疲労亀裂先端の局所ひずみ計測結果	49

目次

4.5	.2 亀裂開閉口に及ぼす試験片厚の影響	53
4.5	.3 局所ひずみに基づく亀裂進展速度の推定手法	57
4.5	.4 亀裂進展速度の推定結果	57
4.6	結言	60
4. 7	Appendix:有効応力拡大係数範囲と亀裂進展速度の関係	61
第5章	繰返し軟化特性が疲労亀裂進展特性に及ぼす影響	63
5.1	緒言	63
5.2	試験方法	63
5.3	疲労亀裂進展試験結果	64
5.4	疲労亀裂進展遅延メカニズムの検討	69
5.4	.1 亀裂開閉口挙動の比較	69
5.4	.2 亀裂閉口誘起機構の検討	72
5.5	結言	75
第6章	繰返し弾塑性応答が異なる構造用鋼の疲労性能評価	76
6.1	緒言	76
6. 2	試験方法	76
6.3	疲労亀裂発生・進展特性	76
6.3	.1 疲労試験結果	76
6.3	.2 疲労亀裂発生前の DIC 計測結果	78
6.3	.3 疲労亀裂進展時の DIC 計測結果	81
6.4	局所ひずみに基づく疲労性能の推定	88
6.4	.1 亀裂発生寿命の推定	
6.4	.2 亀裂進展速度の推定	89
6.5	結言	91
第7章	繰返し弾塑性応答を考慮した FEM による構造用鋼の疲労性能	予測92
7.1	緒言	
7.2	材料構成モデル	92
7.2	2.1 構成式	92
7.2	.2 材料定数のキャリブレーション	95
7.3	CT 試験片(長い亀裂)によるキャリブレーション	
7.3	.1 CT 試験片による進展試験結果	
7.3	2 CT 試験片モデルおよび弾塑性解析結果	
7.3	.3 キャリブレーション結果	106
7.4	SENT 試験片の疲労性能予測	

7.4.	1 SENT 試験片モデル	108
7.4.	2 疲労性能推定結果	
7.5	結言	113
7.6	Appendix:疲労 SS モデルのキャリブレーション手順	113
第8章	結論	115
8.1	総括	115
8.2	今後の課題と展望	117
参考文献	<u> </u>	119
謝辞		125

第1章 序論

1.1 背景

金属疲労に起因する損傷事故は数多く報告されており、構造物が破壊に至る原因の 8 割 が疲労に関連した事象であると言われている[1]. 船舶や橋梁,風力発電設備といった大型 鋼構造物には、溶接継手部が多数存在するが、溶接部には高い応力集中と引張の溶接残留応 力が生じるため[2-4]、疲労性能は平滑材と比較して大きく劣る.そのため、鋼構造物で生じ る疲労亀裂の多くは溶接継手部を基点としている[5].社会基盤を支えるこれら鋼構造物の 疲労損傷事故は、多大な被害を出すだけでなく、社会に大きな影響を及ぼすため、疲労に対 する高い安全性、信頼性が求められる.また、近年では高度経済成長期に建設され老朽化が 進むインフラ鋼構造物に対しては、大規模破壊の防止、補修計画の策定のため、また新設の 鋼構造物に対しては、維持コストを低減可能な新構造や新材料の提案に加えて、新たな長寿 命化技術の開発のために、合理的かつ高精度な疲労寿命評価手法の確立が強く求められて いる.

一般に疲労破壊は、微視的な疲労亀裂が発生もしくは発見されるまでと、発生した疲労亀 裂が進展・成長し、破壊するまでの二段階に分けて議論される.疲労亀裂の発生は、局所的 な塑性変形の蓄積によって生じるため、局所的なひずみ変化や塑性仕事に基づいた評価・予 測[6-10]が行われている.また、設計指標としては、母材試験体や構造を模擬した継手試験 体の疲労試験結果をもとに、応力またはひずみと破断寿命の関係を統計的に整理した S-N線 図[11-12]を用いることが多い.しかしながら、試験体の破断寿命は、疲労亀裂の発生寿命と 進展寿命を含む寿命である.一般に発生寿命が支配的とされるが、その比率は試験体形状や 試験条件に依存する.また、試験体が破断しない疲労限においても停留亀裂の存在が確認さ れる[13]など、発生寿命の厳密な評価指標とはならない.加えて、溶接継手において亀裂の 起点となる溶接部等の応力集中部は応力分布が複雑であり、溶接残留応力や熱影響による 強度不均一も重畳することから各種影響因子を切り分けた統一的評価にも至っていない.

疲労亀裂進展の予測では、応力拡大係数範囲 *ΔK* を進展駆動力とした Paris 則[14]が広く 採用されている.また、複雑な変動荷重が作用するような環境では、荷重履歴により疲労亀 裂進展速度の遅延現象が生じる[14-19]ため、亀裂開閉口を考慮した有効応力拡大係数範囲 *ΔK*eff を用いた Paris-Elber 則[20]が用いられることが多く、*ΔK* や応力比などをパラメータと した *ΔK*eff の予測モデルも種々検討されている[20-26].しかしながら、巨視的なパラメータ である *ΔK*eff では、荷重履歴の影響を十分評価できないことやが報告されている[27,28].ま た、弾塑性破壊力学パラメータである*J*積分を採用する場合でも、荷重履歴により非線形的 な応答をする一般の弾塑性材料への適用は理論保証外であり、溶接残留応力などの初期応 力分布や強度分布を有する問題では、積分範囲依存性が顕在化するなど課題も多い.

従来,疲労亀裂進展へのミクロ組織や機械的特性の影響は小さいとされてきた[29]が,近

年の厚鋼板製造技術の発展に伴い高度な鋼材組織の造り込みが可能となったことで、疲労 亀裂進展を抑制した耐疲労鋼材が検討,開発されている.耐疲労鋼材の設計思想としては、 鋼材組織を軟質組織のフェライトに硬質組織としてパーライト[27,30,31]やベイナイト[32-34],マルテンサイト[35-36]を分散させた複合組織,または特定の結晶方位を集積させた集 合組織[37-40]とし,疲労亀裂を組織や結晶粒の境界で屈曲・分岐させ,亀裂進展駆動力を低 減することが主流となっている.また、複合組織や集合組織だけでなく、硬質組織のベイナ イトが繰返し載荷に伴って軟化(以降,繰返し軟化と称す)することで、疲労亀裂進展が遅 延する可能性も示されている[32-34].ただし、複合組織を対象に行われた検討であるため、 繰返し軟化のみの効果やメカニズムは検証できていない.また、いずれも長い亀裂の進展を 対象としており、繰返し軟化が疲労亀裂発生や短い亀裂の進展挙動に及ぼす影響も検討さ れていない.

上述した疲労亀裂進展の推定技術は、金属組織や力学特性が均質であること、弾塑性応答 が変化しない(もしくは変化が負荷初期に収斂する)ことを前提としている.そのため、不 均質な組織を有し、種々の因子が重畳した複雑な弾塑性応答を示す耐疲労鋼材のような疲 労亀裂進展特性を従来の巨視的なパラメータである *AK*eff や *J* 積分のみで推定することは限 界がある.前述したように、疲労現象を決定する重要な因子の1つに塑性ひずみの発生・蓄 積がある.例えば、巨視的降伏応力以下の繰返し負荷であっても、結晶方位や介在物など微 視組織に基づく応力集中により、微視的に塑性ひずみが発生し、蓄積することで疲労亀裂の 発生につながることが報告されている[41,42].また、疲労亀裂先端において、繰返し負荷 により引張と圧縮の塑性変形が繰返し生じる領域(繰返し塑性域寸法)に着目し、荷重履歴 や二軸応力状態の疲労亀裂進展挙動を評価した検討なども行われている[41,43-45].応力集 中部や疲労亀裂先端の弾塑性挙動は、疲労亀裂の発生・進展に直接寄与し、鋼材組織や荷重 履歴の情報も反映していることが期待される.そのため、疲労現象解明や鋼材組織・力学特 性に依存しない疲労寿命予測技術の構築には、疲労亀裂が発生・進展する微小領域の弾塑性 応答に基づいた検討が有効と考えられる.

1.2 既往の研究

弾塑性応答に基づく疲労性能の評価・予測では、鋼材の変形挙動を再現する材料モデルの 構築が重要となる.古典論弾塑性構成式[46]は、降伏面の内部を純粋弾性域と仮定している ため、繰返し負荷により徐々に弾塑性応答が変化する鋼材への適用には限界がある.繰返し 負荷における弾塑性応答の記述を目的とした構成式は種々検討されているが[47-51]、多く は巨視的弾性域を超えた繰返し負荷を想定しているため、高サイクル疲労には対応できな い.巨視的弾性域以下の繰返し負荷を想定した研究も行われており、Barbuら[52]や Van Do ら[53]は、連続体損傷力学モデル[54,55]をベースに高サイクル疲労を対象とした材料構成モ デルを提案している.また、Zhuら[56]は高サイクル疲労と低サイクル疲労の相互作用を考 慮するパラメータを導入したモデルを検討している.しかしながら、これらのモデルはいず れも負荷回数の関数となっており,変動荷重が作用し,荷重履歴に応じて発生するような繰返し硬化・軟化現象は対象となっていない.

一方,著者らの研究グループは,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 能な材料モデル(以下,疲労 SS モデルと称する)を開発しており,本材料モデルを弾塑性 FEM に実装することで,構造体の繰返し弾塑性応答を解析可能とした[57].さらに,繰返し 応力による微小領域のひずみ(以下,局所ひずみと称す)に基づく疲労亀裂発生寿命ならび に進展速度の推定手法を提案している[58,59].具体的には,疲労 SS モデルを搭載した弾塑 性 FEM により取得した疲労亀裂の発生起点(切欠き底や溶接止端)における局所ひずみを 用いて亀裂発生寿命を推定する.さらに疲労亀裂進展を亀裂発生の連続挙動と捉え,本手法 を疲労亀裂先端に拡張し,疲労亀裂先端の局所ひずみから発生寿命を算出,進展速度に換算 する.この局所ひずみに基づく疲労亀裂進展特性の評価により,亀裂進展速度に及ぼす応力 比[60],3次元亀裂形状[59]や亀裂面接触[8,60],溶接熱影響部(HAZ)の強度変化[61-63]な どの影響を直接的かつ合理的な考慮が可能となった.

ただし、これまでの検討はマクロな疲労試験結果をベースとした解析的検討が主となっ ており、局所ひずみ分布の状況や亀裂発生寿命・進展特性の予測精度など、実験に基づく検 証が十分に行われているとは言えない.また、適用鋼種も SM490 ならびにその HAZ のみ と極めて限定されており、高度に制御された金属組織により特異な弾塑性応答を示す耐疲 労鋼の疲労亀裂発生・進展挙動への適用性は不明である.そのため、本手法のモデル改良に よるさらなる推定精度向上や適応範囲拡大には、材料組織や加工履歴によって静的強度や 繰返し弾塑性応答の異なる鋼材も対象とした局所ひずみと疲労亀裂発生・進展挙動の関係 の実験的検証が必要といえる.

疲労亀裂周辺を対象とした局所ひずみの計測は,過去にも多く報告されている.古屋,島 田ら[64-69]は,試料表面に刻んだ格子模様による投影法を用いて,疲労亀裂先端のひずみや 開閉口挙動などを実測し,疲労亀裂進展特性との関係を議論している.しかし,格子模様に よる投影法は,空間分解能が低く,疲労亀裂近傍のひずみ計測には限界があった.最近では, 空間分解能に優れるデジタル画像相関(Digital Image Correlation,以降 DIC と称す)法の疲 労亀裂への適用が進んでいる[70]. Rabbolimi ら[71]や Kawakubo ら[72]は人工欠陥, Nishikawa ら[73-74]は鋼材表面からの短い疲労亀裂を対象にひずみ変動や亀裂開閉口を評価している. また,過大荷重付与[75]やレーザーピーニング[76]が疲労亀裂進展に及ぼす影響を調査した 例も報告されている.しかしながら,これら検討においても対象材料の静的強度や繰返し弾 塑性応答に着目し,ひずみや亀裂開閉口挙動への影響を評価した報告は見当たらない.

以上の背景より、鋼構造物の疲労寿命評価技術の課題は次のように整理される.

▶ 疲労亀裂の発生および進展挙動は独立して議論され、それぞれの寿命に対して予測モ デルが種々検討されているが、いずれも均質材料かつ単純な弾塑性応答を対象として おり,近年の高度に制御された金属組織を有し,特異な弾塑性応答を示す鋼材への適 用には限界がある.

- ▶ 亀裂発生起点や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ているいるものの、解析的検討が主となっており、実験に基づく有効性の検証が必要である.
- ▶ DICを用いた疲労亀裂近傍の局所ひずみ・開閉口挙動の評価も進んでいるが、対象材料の静的強度・繰返し弾塑性応答の影響については十分な検討がなされていない.

これらの課題を踏まえて、次節において本研究の目的を述べる.

1.3 本研究の目的

本研究では,繰返し弾塑性応答に依らず,疲労亀裂発生から進展までの疲労性能を統一的 に評価可能な手法の確立を目的とする.本目的達成のため,以下の内容に取り組む.

- DICを活用した応力集中部および疲労亀裂先端のひずみや変形挙動の計測手法を確立 し、局所ひずみに基づく疲労亀裂の発生、進展性能推定手法の有効性を実験的に検証 する.
- 材料組織や加工履歴によって繰返し弾塑性応答が異なる鋼材の疲労亀裂発生・進展を 調査し、疲労性能に及ぼす影響因子を実験的に明らかにする.
- ▶ 本推定手法の一般化、すなわち数値解析による疲労性能推定手法の確立を目的に、広範な繰返し弾塑性応答を再現するよう疲労SSモデルを改良する.さらに本モデルを実装した弾塑性FEMシミュレーションにより疲労性能を推定し、各種疲労試験結果を比較することで、疲労SSモデルを用いた疲労性能推定手法の有効性を検証する.

1.4 本論文の構成

本論文は,全8章で構成される.以下に各章の取組内容を示す.また,各章の位置づけと 相互関係を Fig. 1.1 に示す.

第1章は序論であり,鋼構造物における疲労破壊・寿命予測における現状と課題について 整理し,本論文の研究目的とその構成を示した.

第2章では、本研究で対象とした供試鋼のミクロ組織ならびに各種力学特性の取得を目 的とする.切欠き底や疲労亀裂近傍の局所ひずみ応答に及ぼす材料特性の影響を評価する ため、供試鋼には製造方法の異なる溶接構造用鋼(3鋼種)ならびに冷間圧延製造したモデ ル鋼(12鋼種)を使用する.本章では、これら供試鋼の製造方法を示し、ミクロ組織ならび に各種力学特性を評価する.力学特性評価では、丸棒試験片を用いた静的引張試験、ひずみ 漸増漸減試験を行い、各鋼種の静的および繰返し応力ひずみ関係を取得する.また、溶接構 造用鋼については、軸力疲労試験も実施し、ひずみ範囲と疲労寿命の関係式を導出する.

第3章では、本研究で採用する DIC 法について整理する. 初めに DIC の原理ならびに使用した DIC 装置・試験機の構成を示す. 次に、DIC の代表的な解析パラメータであるサブ セットサイズ、ステップサイズ、フィルターサイズがひずみの解析結果に与える影響を評価 し、本研究の目的である応力集中部および疲労亀裂先端の局所ひずみ計測に最適な解析条件を決定する.

第4章では、DICによる疲労試験中の局所ひずみの評価手法を確立するとともに、ひずみ 分布および疲労性能に及ぼす試験片厚の影響評価を目的とする.疲労試験では、鋼種を1種 に限定し、板厚の異なる SENT 試験片を使用する.また、第2章で取得したひずみ範囲と疲 労寿命の関係式をベースに局所ひずみに基づく疲労性能推定式を導出、さらに DIC で実測 した局所ひずみから亀裂発生寿命および亀裂進展速度を推定し、疲労試験結果と比較する ことで本推定手法の有効性を検証する.

第5章では、繰返し軟化特性が長い亀裂の疲労亀裂進展挙動に及ぼす影響を解明すべく、 冶金的因子の影響を極力排除し、繰返し弾塑性応答のみが異なるモデル鋼(12 鋼種)を作 製し、その疲労亀裂進展特性を評価する.さらに、疲労亀裂の開閉口挙動、進展経路、なら びに亀裂近傍の硬度分布を調査し、繰返し軟化による疲労亀裂進展の抑制メカニズムにつ いて考察する.

第6章では,第3章~第5章で得られた知見の汎用性を検討すべく,実構造物で広く用いられる溶接構造用鋼への適用を試みる.具体的には,溶接構造用鋼で想定される範囲で静

的強度および繰返し軟化特性の異なる3鋼種を選定し,疲労亀裂の発生・伝播特性に及ぼす 各因子の影響について調査する.さらに,DICによる局所ひずみの実測,ならびにそれに基 づく亀裂発生寿命,伝播速度の推定手法を適用することで,提案手法の有効性を確認すると ともに,局所ひずみの視点から疲労性能に及ぼす静的強度および繰返し軟化特性の影響に ついて考察する.

第7章では、数値解析による疲労性能推定手法の確立を行う.まず、本研究で採用する材料構成モデル(疲労 SS モデル)の定式化および改良点について述べる.さらに、溶接構造用鋼(3 鋼種)を対象に第2章で評価した繰返し弾塑性応答を良好に表現する材料定数を同定する.最後に同定した材料定数を用いて SENT 試験片の弾塑性解析を行い、疲労亀裂発生寿命および伝播寿命を推定、第6章の疲労試験結果と比較することで、疲労 SS モデルを用いた疲労性能推定手法の有効性を検証する.

第8章では、本研究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.



第2章 供試鋼の製造方法および各種力学特性

2.1 緒言

本論文では、切欠き底や疲労亀裂近傍のひずみ応答に及ぼす繰返し弾塑性応答の影響を 評価するため、溶接構造用鋼の3鋼種ならびに冷間圧延製造したモデル鋼の12鋼種を供試 鋼として使用した.本章では、これら供試鋼の製造方法を示した後、ミクロ組織ならびに各 種力学特性を評価した.力学特性評価では、静的引張試験、ひずみ漸増漸減試験を行い、溶 接構造用鋼の3鋼種については、ひずみ制御の軸力疲労試験も実施した.

2.2 供試鋼の化学成分・製造条件

C15

C30

0.15

0.30

溶接構造用鋼は, 鋼橋などで広く適用されている JIS G 3106[77]の SM490 または SM570 に準拠し, かつ静的強度ならびに繰返し軟化特性が異なる 3 鋼種(以降, Steel A~Steel C と 称す)を採用した. 化学成分を Table 2.1 に示す. C 量は, Steel A と Steel C が 0.15, 0.16% と Steel B の 0.10%よりやや高く, Steel A は Si 量も 0.42%と高めの成分系となっている. 板 厚は Steel A と Steel B が 25 mm, Steel C が 20 mm であり, 製造方法は, Steel A が As-roll (圧延まま), Steel B が Q-T (焼入れ・焼戻し), Steel C が Q (焼入れまま) であった.

モデル鋼は,繰返し軟化特性が疲労亀裂伝播特性に及ぼす影響を明確化するため,ミクロ 組織を単純なフェライトまたはフェライト・パーライト組織とし,組織分率や粒径などの冶 金因子の変化は最小限に,繰返し軟化特性のみを変化させることを志向した.化学成分を Table 2.2 に示す.本化学成分を有するインゴットをそれぞれ 150kg 真空溶解にて溶製・分塊 後,Table 2.3 に示す圧延処理を施した.具体的には,1000℃で熱間圧延した後,室温(20± 10℃)にて冷間圧延し,板厚 20 mm の厚鋼板とした.冷間圧延率 $R_{\rm C}$ は,熱間圧延の仕上げ 厚を変えることで調整した.最終的にモデル鋼は,化学成分 3 水準,冷間圧延条件 4 水準の 計 12 鋼種を製造した.以降,モデル鋼は,CX-Y%(X は C 量,Y は冷間圧下率)と称す.

Mark	С	Si	Mn	Р	S				
Steel A	0.16	0.42	1.42	0.017	0.006				
Steel B	0.10	0.21	1.54	0.013	0.002				
Steel C	0.15	0.21	1.50	0.002	0.001				

Table 2.1 溶接構造用鋼の化学成分(mass%)

Mark	С	Si	Mn	Р	S
C00	0.002	0.34	1.18	< 0.010	0.002

1.24

1.22

< 0.010

< 0.010

0.001

0.002

Table 2.2 冷間圧延材の化学成分 (mass%)

0.38

0.40

8

CR rate		Hot rolling	Cold rolling		
$R_{ m C}$	Temperature	Cooling	Temperature	Thickness	
0%			20 mm		
10% 20% 30%	1000°C	Air	22.2 mm	$20 \pm 10^{\circ}$	20 mm
			25 mm	20±10C	
			28.6 mm		

Table 2.3 冷間圧延材の圧延条件

2.3 ミクロ組織

ミクロ組織を観察するため、各供試鋼から圧延方向に平行かつ板面に垂直な面(いわゆる L断面)が観察面となるようサンプルを切出し研磨した後、3%ナイタール(3%硝酸アルコ ール溶液)で腐食することで組織を現出させた. 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.

溶接構造用鋼のミクロ組織を Fig. 2.1 に示す. Steel A はフェライト・パーライトの複合組織, Steel B はベイナイト単一組織を呈した. Steel C は、ベイナイト主体の組織であるが、 旧オーステナイト粒界などにフェライトが存在するフェライト・ベイナイト組織を呈した.

モデル鋼のミクロ組織を Fig. 2.2 に示す. C 量が 0%狙いの C00 シリーズはいずれもフェ ライト単一組織, C 量が 0.15, 0.3%添加されている C15, C30 シリーズはフェライト・パー ライト組織を呈した.フェライト粒は, R_C =30%材で圧延方向に若干の延伸が認められたが, 結晶粒径に顕著な差はなかった.また,パーライト分率は, C15 シリーズが 30~35%, C30 シリーズが 50~55%, R_C による有意差は認められなかった.



Fig. 2.1 溶接構造用鋼のミクロ組織

← Rolling direction



Fig. 2.2 冷間圧延材のミクロ組織

2.4 静的引張および繰返し応力ひずみ関係

供試鋼の応力ひずみ関係は,静的引張およびひずみ漸増漸減(インクリメンタルステップ) 試験により評価した.静的引張試験は,板厚の1/2位置から引張方向が圧延方向となるよう 採取したJISZ2241[78]の14A号試験片を用いた.試験片形状をFig.2.3に示す.試験機は, 荷重容量200kN静的引張試験機を使用し,標点間距離は40mm,その他の試験条件は同JIZ に準拠した.

溶接構造用鋼 Steel A~Steel C の静的引張試験により得られた応力ひずみ関係を Fig. 2.4, 引張特性を Table 2.4 にそれぞれ示す. Steel A は,明瞭な上降伏点や降伏棚(降伏現象)を 示し,0.2%耐力 σ_Y および引張強さ σ_T は,JIS G 3106[77]の SM490 に相当した. Steel B は, 若干の降伏が認められ,強度は SM570 に相当した. Steel C は,SM570 相当の静的強度であ るが,Steel B と比較して σ_Y が低い.また,応力ひずみ曲線は,降伏を示さないラウンドハ ウス型であった.

C00~C30 シリーズの静的引張試験結果を Fig. 2.5~Fig. 2.7 に示す. C 量に依らず $R_c=0\%$ では明瞭な降伏現象を示した.一方, $R_c=10~30\%$ では降伏点が消失し, ラウンドハウス型 の応力ひずみ曲線となった.引張特性を Table 2.5 に示すが, $R_c=10~30\%$ では, 加工硬化 により σ_Y , σ_T が上昇, 伸び EL が低下し,降伏比 R_Y も 85%以上と高い値となった.



Fig. 2.3 静的引張試驗片形状

Mark	$\sigma_{ m Y}$ MPa	$\sigma_{ m T}$ MPa	$rac{R_{ m Y}}{\%}$	EL %
Steel A	361	534	67.6	33.2
Steel B	567	673	84.2	32.0
Steel C	488	656	74.4	31.1

Table 2.4 溶接構造用鋼の引張特性

CD mata	C00			C15				C30				
CK rate	$\sigma_{ m Y}$	$\sigma_{ m T}$	R _Y	EL	$\sigma_{ m Y}$	$\sigma_{ m T}$	R _Y	EL	$\sigma_{ m Y}$	σ_{T}	R _Y	EL
AC	MPa	MPa	%	%	MPa	MPa	%	%	MPa	MPa	%	%
0%	257	357	72.0	44.0	351	488	71.9	37.4	385	606	63.6	31.6
10%	390	399	97.7	22.3	489	521	93.9	22.9	552	636	86.8	23.4
20%	471	471	100	17.9	557	585	95.2	16.5	632	712	88.8	18.2
30%	489	494	99.0	18.0	589	620	95.0	14.8	665	752	88.4	16.4

Table 2.5 冷間圧延材の引張特性

















ひずみ漸増漸減試験では、Fig. 2.8 に示す丸棒試験片を使用した. 採取位置は板厚の 1/2, 負荷方向は圧延方向とした. 試験では,荷重容量 100 kN 油圧サーボ式疲労試験機を用いて, Fig. 2.9 に示すひずみ漸増漸減波形(最大ひずみ振幅 1.2%,ひずみ増分 0.1%,ひずみ比-1) を 20 ブロック付加し,ひずみ振幅漸増時の各ひずみ振幅での最大応力(Fig. 2.9 中の赤点) を計測した. ひずみ計測は,標点間距離 12.5 mm の伸び計を用いた.本研究では,第1 ブロ ック目のひずみ 1.2%に対応する応力 σ₁ と第 20 ブロック目のひずみ 1.2%に対応する応力 σ₂₀ とした時,繰返し軟化率 R_s と次式で定義した.

$$R_{\rm s} = \frac{\sigma_{\rm l} - \sigma_{\rm 20}}{\sigma_{\rm l}} \tag{2.1}$$



← Rolling direction Unit:mm Fig. 2.8 ひずみ漸増漸減試験用丸棒試験片



Fig. 2.9 ひずみ漸増漸減波形

ひずみ漸増漸減試験により得られた Steel A ~ Steel B の引張側における繰返し応力ひずみ 関係を Fig. 2.10 に示す. Steel A は, 1 ブロック目において静的引張と同様に降伏現象を示 したが, 2 ブロック目以降は消失した. また, ϵ_n >0.5%の応力ひずみ関係は, ブロック数に 依らずほぼ一定であった. Steel B においても, 顕著でないものの 1 ブロック目でのみ上降 伏を示した. 一方, ϵ_n >0.5%の領域においては, ブロック数の増加に伴い応力が低下, すな わち繰返し軟化を示した. Steel C は, ほぼすべてのひずみ領域で繰返し軟化した. また, Steel C は Steel A や Steel B と異なり降伏現象が認められなかった. 20 ブロック目の 0.2%耐 力 σ_{CY} および繰返し軟化率 R_s を Table 2.6 に示す. また, 静的引張の σ_Y も同表に併記した. どの鋼種も σ_{CY} は, σ_Y より低下したが, 特に Steel C の低下量が大きい. また, R_s について も Steel C が最も大きく, Steel A の約 10 倍, Steel B の約 2 倍であった.



Mark	$\sigma_{ m Y}$ MPa	σ _{CY} MPa	Rs %
Steel A	361	321	1.3
Steel B	567	530	6.3
Steel C	488	423	12.5

Table 2.6 溶接構造用鋼の繰返し軟化特性

C00~C30 シリーズの繰返し応力ひずみ関係を Fig. 2.11~Fig. 2.13 に示す. C00 シリーズ に着目すると、冷間圧延を施していない Rc=0%は、負荷ブロック数の増加に伴い応力が上 昇しており,繰返し硬化を示した.一方,冷間圧延を施した Rc=10%~30%は,顕著な繰返 し軟化挙動を示した.特に2ブロック目での軟化が著しく、5~10ブロック目で応力ひずみ 関係は安定した. C15, C30 シリーズは、C 量の増加により全体的に強度が上昇したが、負 荷ブロック数の増加による応力ひずみ関係の変化は, C00 シリーズと同様であった.なお, Rc=0%で C00-0%のみ1ブロック目で上降伏が検出されず、かつ En=0.2~0.5%で応力が低下 した. C00-0%は低強度であり、 En<0.2%で上降伏点を超えるが、その際に応力とひずみが急 激に変化するため, ひずみ制御が追従できなかったことが要因と考えられる. 最後にひずみ 漸増漸減試験で得られた 20 ブロック目の σ_{CY}, R_s と静的引張の σ_Y を Table 2.7 に, R_s と R_C の関係を Fig. 2.14 にそれぞれ示す.冷間圧延により上昇した or は、繰返し軟化により低下 し、 σ_{CY} は R_{C} に依らず C 量毎に概ね同程度となった. R_{S} は、冷間圧延により上昇し、 $R_{C}=20$ ~30%でほぼ一定値に収斂した. 収斂した Rs は, C00 が約 15%, C15 が約 13%, C30 が約 10%とC量が多いほど低下した.これは、冷間圧延後の繰返し軟化挙動が主にフェライト粒 に起因して生じており、C 量の増加に伴うフェライト分率の減少により Rs が低下したこと を示唆していると考えられる.ただし、繰返し軟化のメカニズムについては別途検討が必要 である.



Fig. 2.11 C00 シリーズの繰返し応力ひずみ関係



Fig. 2.13 C30 シリーズの繰返し応力ひずみ関係

CD mete	C00			C15			C30		
$R_{\rm C}$	$\sigma_{\rm Y}$ MPa	σ _{CY} MPa	Rs %	σ _Y MPa	σ _{CY} MPa	Rs %	$\sigma_{\rm Y}$ MPa	σ _{CY} MPa	Rs %
0%	257	290	-7.3	351	341	-5.3	385	379	-2.4
10%	390	305	5.7	489	358	6.9	552	391	7.3
20%	471	301	14.7	557	313	13.1	632	420	10.5
30%	489	317	15.4	589	309	13.5	665	449	10.6

Table 2.7 冷間圧延材の繰返し軟化特性



Fig. 2.14 冷間圧下率 $R_{\rm C}$ と繰返し軟化率 $R_{\rm S}$ の関係

2.5 軸力疲労特性

溶接構造用鋼 Steel A~Steel C については、軸力疲労試験により疲労性能を評価した.本 試験では、板厚の1/4 から負荷方向が圧延方向となるよう採取した Fig. 2.15 に示す丸棒試験 片を使用した.試験機には、荷重容量 100 kN 油圧サーボ式疲労試験機を使用し、ひずみ制 御にて一定ひずみ振幅の三角波を試験片が破断するまで付加した.破断寿命 N_fが 2×10⁶回 となった時点で試験は打ち切った.ひずみ制御は、標点間距離 8 mm の伸び計を用いた.ま た、一部試験体では、一定のサイクル間隔で応力とひずみの履歴(以降、ヒステリシスルー プと称す)を取得し、繰返し負荷に伴う変化を調査した.

軸力疲労試験結果を Fig. 2.16 に示す. $N_f>2\times10^6$ 回となった限界ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_w$ は, Steel A が 0.2%, Steel B が 0.36%, Steel C が 0.3%であり, σ_Y に比例した. 一方, 10^5 回以下の寿命域に着目すると鋼種による有意差は認められなかった. $N_f \leq 10^5$ の領域で最小自乗近似することで $\Delta \varepsilon \ge N_f$ の関係式(2.2)が得られた.本式は,第4章以降の疲労寿命推定に使用する.

$$\Delta \varepsilon = 0.28 N_f^{-0.418} + 0.0015 N_f^{-0.055} \tag{2.2}$$

軸力疲労試験中に計測したヒステリシスループを Fig. 2.17~Fig. 2.28 に示す.各鋼種で打 切り回数となった Fig. 2.17, Fig. 2.21, Fig. 2.25 に着目すると,いずれもヒステリシスルー プに拡がりはなく,弾性的な応答を繰り返した.すなわち,塑性仕事による損傷が蓄積され ず,疲労破壊しなかったことが示唆された.また,弾性域内の負荷であるため,同じ *A*ε で あれば鋼種に依らず試験体に作用する応力は同等であった.そのため,*A*ε_wは *o*_Y に比例した ものと考えらえる.次に,10⁵~10⁶回で破断した試験体のヒステリシスループ (Fig. 2.18, Fig. 2.22, Fig. 2.26)の場合,試験開始直後は弾性的な応答を示すが,徐々にヒステリシスル ープが拡がり,塑性変形を伴う非弾性的な応答に変化した.巨視的に弾性限内の負荷であっ ても繰返し負荷することで,結晶方位などの微視組織に起因して局所的に塑性ひずみが生 じることが報告[41,42]されており,本試験でも同様に現象が生じた結果,損傷が蓄積し, 疲労破壊したものと考えられる.付加するひずみ振幅が大きく,10⁵回以下の短寿命で破断 した試験体では,1サイクル目からヒステリシスループが塑性変形を伴う非弾性的な応答を 示した.このヒステリシスループの拡がり(塑性ひずみ範囲)は,鋼種に依って大きく変わ らず,また各鋼種の強度に応じて付加応力も上昇したため,短寿命域で疲労寿命に鋼種依存 性が認められなかったものと考えられる.

最後に、繰返し負荷に伴う最大、最小応力の変化を Fig. 2.29~Fig. 2.31 に示す. Steel A は、 $\Delta \varepsilon = 0.3 \sim 0.4\%$ で繰返し負荷により応力が低下、すなわち繰返し軟化を示し、 $\Delta \varepsilon > 2.0 \sim 4.0\%$ で逆に繰返し硬化を示した. Steel B は、 $\Delta \varepsilon \leq 0.4\%$ において繰返し負荷による応力の変化を 示さなかったが、 $\Delta \varepsilon \geq 0.8\%$ では繰返し軟化した. Steel C は、Steel B と似た挙動であったが、 $\Delta \varepsilon \geq 0.4\%$ でより顕著な繰返し軟化を示した. このように各鋼種の繰返し軟化・硬化挙動は $\Delta \varepsilon$ により異なるが、高 $\Delta \varepsilon$ での傾向は前項のひずみ漸増漸減試験結果の傾向と一致した.



Fig. 2.15 軸力疲労試験用試験片







Fig. 2.18 Steel A のヒステリシスループ変化: *Δε*=0.36%























Fig. 2.29 Steel A 軸力疲労試験中の応力範囲変化



Fig. 2.30 Steel B 軸力疲労試験中の応力範囲変化



Fig. 2.31 Steel C 軸力疲労試験中の応力範囲変化

2.6 結言

本章では、本研究で使用する溶接構造用鋼(3 鋼種)ならびにモデル鋼(12 鋼種)のミクロ組織ならびに各種力学特性を評価した.得られた知見を以下に示す.

- 溶接構造用鋼は、Steel AがSM490、Steel BおよびSteel CがSM570に相当する静的 強度を有した. 繰返し軟化率Rsは、Steel Cが最も大きく、Steel Aの約10倍、Steel Bの約2倍であった.
- 溶接構造用鋼の軸力疲労試験の結果, N_f>2×10⁶回となる限界ひずみ範囲は, Steel B, Steel C, Steel Aの順に高く, 0.2%耐力に依存した. 一方, N_f<10⁵回の領域では, 鋼種依存性が消失した.
- 3) 冷間圧延を施したモデル鋼は、C量に応じてフェライト単一組織、またはフェラ イト・パーライト組織を呈し、冷間圧延による結晶粒径等の変化は認められなか った。
- 4) モデル鋼は、冷間圧下率Rcが高いほど静的強度が上昇し、高降伏比となった. Rs はRcが高いほど大きく、狙い通り金属組織の変化は最小限に繰返し軟化特性の異 なる供試鋼を製造することができた.

第3章 デジタル画像相関法によるひずみ計測手法

3.1 緒言

本論文では、デジタル画像相関(Digital image correlation, DIC)法を用いて疲労亀裂発生 部である切欠き底や疲労亀裂近傍のひずみ(局所ひずみ)を計測する.そこで、本章では、 DIC 法の原理、ならびに本研究で使用した DIC 装置・疲労試験機の構成を示す.さらに、 ひずみの解析条件がひずみ分布に及ぼす影響を調査し、疲労性能予測に用いる局所ひずみ を得るのに最適な解析条件を検討した.

3.2 デジタル画像相関法の原理

DIC 法[79-81]では、変形前後のランダムパターン画像から視野内の変位場を計測する. DIC 法における変位計測の模式図を Fig. 3.1 に示す.まず、ランダムパターン画像に対して、 探索領域を設定し、さらにサブセットと呼ばれる小区間に分割する (Fig. 3.1(a)). その際、 サブセットは互いに一部が重なるように配置する (Fig. 3.1(b)). このサブセットの大きさを サブセットサイズ、サブセットの間隔をステップサイズと呼ぶ.次に、視野内のランダムパ



(c) サブセットの探索と変位計測Fig. 3.1 DIC 法による変位計測の模式図
ターン(輝度分布)が変形の前後で変化しないという前提のもと、変形前画像(参照画像) 内で着目するサブセットと最も相関の高い輝度分布を有するサブセットを変形後画像から 探索・特定することで当該サブセットの変位を計測する (Fig. 3.1(c)). これをすべてのサブ セットで実施することで探索領域内の変位場を求めることができる.

ひずみは、変位のデータ点から有限要素解析と同様のアルゴリズムにより算出する. Fig. 3.2 にひずみ解析の模式図を示す. なお、Fig. 3.2(a)における各データ点は個々のサブセット、 データ点の間隔はステップサイズに対応する.まず、着目する解析点(図中青点)を含む三 角形のローカルメッシュを作成する.次に参照画像と変形後の画像でのローカルメッシュ 形状から変形を伴わない剛体移動を差し引くことで、ローカルメッシュのひずみを導出す る.これを解析点の周囲の各ローカルメッシュで実施し、解析点のひずみを求める.そして、 この処理を全データ点で実施することで探索領域内のひずみ場が取得できる.

微小領域であるローカルメッシュで計算されたひずみは,計測・解析誤差を多く含む.そのため,着目する解析点を中心に一定距離にあるデータ点を対象とした重み付き平均を求める平滑化処理が一般的に行われる.この平滑化処理に用いるデータ点の距離(データ点の個数)をフィルターサイズと呼ぶ.データ点の間隔はステップサイズであるので,平滑化する領域の直径は,ステップサイズとフィルターサイズの積となる.この平滑化領域の直径は,DIC 法における仮想ゲージ長と見なすことができる.



DIC 法の解析において、ローカルメッシュ内は局所的に平面であることを前提としているため、円柱のような曲面ではステップサイズを小さくする必要がある.ただし、ステップサイズを 1/2 にするとデータ点数は4倍となり、解析時間が飛躍的に増加するため、適切なステップサイズを選択することが重要となる.また、フィルターサイズの設定値を大きくした場合、より広い領域のデータを用いて平滑化することとなるため、ノイズは減少するが、空間分解能が低下する.一方、フィルターサイズが小さい場合は、局所的なひずみが得られるが、ノイズの大きい分布となる.

3.3 DIC 装置・疲労試験機の構成

本研究では、Correlated solutions 製 3D-Micro-DIC system を使用し、デジタル画像を撮影した. 3D-Micro-DIC system の外観写真を Fig. 3.3 示す[82]. 本装置は、解像度 2048×2448 ピクセル(約 500 万画素)、ワーキングディスタンス 100 mm のデジタルカメラ 2 台を有し、カメラ間の角度は固定されている. 撮影視野は、7 mm×8 mm であり、ピクセルサイズは約 3.4 µm となる. 本装置を Fig. 3.4 に示すように、荷重容量 20 kN 油圧サーボ式疲労試験機に取り付けることで、疲労試験中のデジタル画像を撮影した. また、疲労試験機から荷重およびストロークを 3D-Micro-DIC system に出力することで、撮影したデジタル画像と同期させた.

撮影したデジタル画像の解析には、Correlated solutions 製の商用解析ソフト Vic-3D (Ver.8) を使用した. Vic-3D では、ひずみの計算方法を Lagrange, Hencky, Eular-Almansi, Engeering などから選択できるが、本研究では Lagrange を選択した. 直交座標系における Lagrange ひ ずみの計算式を以下に示す.

$$\varepsilon_{xx} = \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\left(\frac{\partial u}{\partial x}\right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial x}\right)^2}{2}$$
(3.1)

$$\varepsilon_{yy} = \frac{\partial \mathbf{v}}{\partial y} + \frac{\left(\partial \mathbf{u} / \partial y\right)^2 + \left(\partial \mathbf{v} / \partial y\right)^2}{2}$$
(3.2)

$$\varepsilon_{xy} = \frac{\partial \boldsymbol{u} / \partial \boldsymbol{y} + \partial \boldsymbol{v} / \partial \boldsymbol{x} + \partial^2 \boldsymbol{u} / \partial x \partial \boldsymbol{y} + \partial^2 \boldsymbol{v} / \partial x \partial \boldsymbol{y}}{2}$$
(3.3)

ここで, ϵ_{xx} , ϵ_{yy} は x, y 方向のひずみ, ϵ_{xy} はせん断ひずみ, u, v は x, y 方向の変位ベクト ルである.

3.2 節で述べたように DIC 法において変位およびひずみの解析には、サブセットサイズ、 ステップサイズ、フィルターサイズを設定する必要があり、測定結果の空間分解能や精度は これらの設定値に依存する.そこで、次節では、これら解析パラメータの影響について調査 した.



Fig. 3.3 3D-Micro-DIC system [82]



Fig. 3.4 カメラおよび疲労試験機の構成

3.4 解析条件がひずみ分布に及ぼす影響

3.4.1 試験条件

ここでは、SENT 試験片を対象に引張載荷時の切欠き底のひずみ分布を DIC 法により計 測し、解析パラメータが解析結果に及ぼす影響を調査した.供試鋼は、第2章に示した Steel A を使用し、板厚の t/4 から幅 21 mm、機械切欠き深さ 3 mm、試験片厚 3 mm の SENT 試験 片を切出した.試験片形状を Fig. 3.5 に示す.試験片表面には、DIC 法の解析用マーカーと すべく、白色スプレーで下地を塗布した後、上から黒色スプレーでランダムパターンを塗布 した.ランダムパターン塗布後の試験片表面写真を Fig. 3.6 に示す.そして、上述の荷重 容量 20 kN 油圧サーボ式疲労試験機および 3D-Micro-DIC system を使用して、無負荷状態お よび公称応力 σ_{max}=110 MPa 載荷状態の画像を撮影した.

Vic-3D による解析では、無負荷状態の画像を参照画像とし、110 MPa 載荷時のひずみ分 布を解析した.解析領域は、Fig. 3.7 に示すように設定した.解析パラメータは、サブセッ トサイズ:29 ピクセル、ステップサイズ:7 ピクセル、フィルターサイズ:15 点を基準と し、サブセットサイズを17~59 ピクセル、ステップサイズを1~15 ピクセル、フィルター サイズを 5~31 点に変化させた場合のひずみ分布を比較した.



Fig. 3.6 試験片表面のランダムパターン例

Fig. 3.7 ひずみの解析領域

3.4.2 サブセットサイズの影響

ステップサイズ:7ピクセル,フィルターサイズ:15点に固定し,サブセットサイズを17 ~59ピクセルに変化させた場合の解析結果として,最大主ひずみコンター図をFig.3.8に示 す.サブセットサイズが小さい場合,ひずみを解析できない空白領域が増加し,17ピクセ ルの場合は約半数の領域でひずみが解析できなかった.これは,サブセットサイズが小さく なったことでサブセット内のランダムパターン(輝度分布)が少なく,変形後のサブセット を特定できなかったことを示している.サブセットサイズが29ピクセル以上の場合は,解 析領域全体で空白領域のないコンター図が得られた.ただし,切欠き底に着目すると,サブ セットサイズが大きいほど切欠き底から離れた位置からしかひずみが出力されなかった. これは DIC 法の原理上,ひずみの解析結果が解析領域の端部からサブセットサイズの1/2以 上離れた位置からしか得られないことに起因する.

各コンター図から Fig. 3.8(a)に示すライン上の最大主ひずみ分布を抽出した結果を Fig. 3.9 に示す.サブセットサイズ 17 ピクセルについては、ライン上の大半が解析不可領域であっ たため、除外した.最大主ひずみは、切欠き底近傍でピークを持つ分布を示し、サブセット サイズによる顕著な違いは認められない.ただし、上述したようにサブセットサイズに応じ てひずみの出力領域が切欠き底から離れたため、サブセットサイズが 35 ピクセル以上では、 切欠き底近傍のひずみが得られなかった.したがって、本研究で付与できるランダムパター ンで切欠き底など局所ひずみを計測するには、サブセットサイズを 29 ピクセルとするのが 妥当と考えられる.

3.4.3 ステップサイズの影響

サブセットサイズ: 29 ピクセル,フィルターサイズ: 15 点とし,ステップサイズを 1~ 15 ピクセルに変化させた場合の最大主ひずみコンター図を Fig. 3.10 に示す.切欠き底のひ ずみに着目すると,ステップサイズが小さいほど高いひずみが検出できているが,ステップ サイズが 1,3 ピクセルのコンター図では,ノイズが大きく,斑点状に高ひずみ領域と低ひ ずみ領域が混在した.一方,ステップサイズが大きくするとノイズが減少し,滑らかなひず み分布が得られたものの,切欠き底でのひずみが低下した.

Fig. 3.9 と同様に切欠き底における負荷方向の最大主ひずみ分布を抽出した結果を Fig. 3.11 に示す. コンター図で認められたように, ステップサイズが小さいほど切欠き底のひずみが大きく, ステップサイズ1 ピクセルでの最大値は, 15 ピクセルの 2.2 倍であった. 一方, 1, 3 ピクセルではノイズが大きく, 振動的なひずみ分布となった. また, 11, 15 ピクセルでは, 切欠き底でひずみが得られなかった. ステップサイズが大きい場合, サブセットの間隔が広く, データ点の密度が低下する. そのため, 切欠き底の変形に追従できず, ひずみが解析できなかった可能性が考えられる. なお, ステップサイズが小さくするとデータ点数が増加する. そのため, ステップサイズ1 ピクセルの場合, 7 ピクセルの約 50 倍の解析時間を要した. 以上の結果を踏まえ, 本研究ではステップサイズを7 ピクセルとした.



Fig. 3.8 異なるサブセットサイズで解析した最大主ひずみコンター図



Fig. 3.9 切欠き底近傍の最大主ひずみ分布に及ぼすサブセットサイズの影響



Fig. 3.10 異なるステップサイズで解析した最大主ひずみコンター図



Fig. 3.11 切欠き底近傍の最大主ひずみ分布に及ぼすステップサイズの影響

3.4.4 フィルターサイズの影響

サブセットサイズ: 29 ピクセル,ステップサイズ: 7 ピクセルとし,フィルターサイズを 5~31 点に変化させた場合の最大主ひずみコンター図を Fig. 3.12 に示す.フィルターサイズ の変えた解析結果は,ステップサイズを変化させた場合と同様の傾向を示し,フィルターサ イズが小さい場合,切欠き底で高いひずみを検出できるものの,斑点状に高ひずみ領域と低 ひずみ領域が混在するノイズの大きい分布となった.

切欠き底の負荷方向の最大主ひずみ分布を抽出した結果を Fig. 3.13 に示す. ステップサ イズを変更したケースと同様にフィルターサイズが小さいほど切欠き底のひずみが上昇し, ノイズが増大した.フィルターサイズ 5 点におけるひずみの最大値は, 31 点での解析結果 の約 1.7 倍であった. なお,フィルターサイズは,上述したように平滑化処理に使用するデ ータ範囲であり,サイズを変更してもデータ点は変化しない. そのため,フィルターサイズ に依らず解析時間はほぼ一定であり,切欠き底のひずみデータが欠落することもなかった. したがって,ひずみの分解能とノイズの観点から本研究ではフィルターサイズを 9 点とし た.



Fig. 3.12 異なるフィルターサイズで解析した最大主ひずみコンター図



Fig. 3.13 切欠き底近傍の最大主ひずみ分布に及ぼすフィルターサイズの影響

3.4.5 仮想ゲージ長による整理

上述したように切欠き底で計測されるひずみは、サブセット、ステップ、フィルターのサ イズにより変動する.これは,各サイズの設定により,ひずみの空間分解能が変化すること が要因と考えられる. そこで, 空間分解能の指標である仮想ゲージ長を用いて切欠き底で計 測されるひずみとの関係を調査した. DIC 法では, ステップサイズとフィルターサイズの積 が仮想ゲージ長となる. Fig. 3.9, Fig. 3.11, Fig. 3.13 に示した切欠き底近傍のひずみ分布か ら最大ひずみを抽出し、仮想ゲージ長で整理した結果を Fig. 3.14 に示す. 最大ひずみは、サ ブセット,ステップ,フィルターのサイズに依らず,仮想ゲージ長と良好な相関を示した. なお,仮想ゲージ長が変化しないサブセットサイズによって最大ひずみが 0.03%程度変化し たが、これはサブセットサイズの増大に伴い、切欠き底近傍のひずみが解析できなくなった ことが要因と考えられる.また,疲労亀裂が3mm進展した場合についても同様の解析を行 った. 疲労亀裂先端の最大ひずみと仮想ゲージ長の関係を Fig. 3.15 に示す. 疲労亀裂先端 のため、ひずみの値は増大しているが、Fig. 3.14 と同様に各設定サイズに依らず仮想ゲージ 長と良好な相関を示した. 以上の結果から, 解析条件によるひずみ値の変化は, 仮想ゲージ 長に代表される空間分解能の変化によるものと判断できる.本研究で採用する解析条件(サ ブセットサイズ: 29 ピクセル,ステップサイズ:7 ピクセル,フィルターサイズ:9 点)の 仮想ゲージ長は 63 ピクセルであり, 第4章以降の実験条件でノイズを現実的な範囲に抑え られる最小サイズである.



Fig. 3.15 疲労亀裂先端の最大ひずみと仮想ゲージ長の関係

3.5 結言

本章では, DIC 法の原理, 装置構成を示すとともに, DIC 法の解析条件がひずみ分布に及 ぼす影響を調査した.得られた知見を以下に示す.

- DIC法に基づき、変位・ひずみ解析におけるサブセットサイズ、ステップサイズ、フィ ルターサイズの役割を示した.
- サブセットサイズが小さい場合、サブセット内に十分な輝度分布がないため、視野内で 変位・ひずみを計測できない領域が増大した.また、過度にサブセットサイズが大きい 場合、解析範囲端部のひずみが取得できなかった.
- 3) ステップサイズ,フィルターサイズは,小さいほどより局所領域のひずみを取得できた が,ノイズが増大した.また,ステップサイズの縮小化は,解析時間の増大を招いた.
- 4) 切欠き底や疲労亀裂先端の局所ひずみは、ステップサイズとフィルターサイズの積で 計算される仮想ゲージ長と良好な相関を示した.
- 5) 上述の結果をもとに、本研究で採用する解析条件は、サブセットサイズ: 29ピクセル、 ステップサイズ: 7ピクセル、フィルターサイズ: 9点、とした.

第4章 疲労亀裂発生・進展特性に及ぼす試験片厚の影響

4.1 緒言

撮影した画像からひずみを解析するDICでは,試験片表面のひずみ分布しか計測できず, 試験片内部のひずみ分布を直接得ることはできない.試験片内部の情報も表面のひずみ分 布に間接的に影響・反映されるが,その感度は試験片厚に依存すると考えられる.また,疲 労亀裂進展試験において,試験片厚が異なった場合に亀裂進展速度が試験片の板厚増に伴 い加速するケース[83,84]と減速するケース[85,86]がそれぞれ報告されており,試験片厚の 影響は明確ではない.

このように試験片厚が異なった場合, DIC で計測されるひずみ分布だけでなく, 疲労亀裂 進展特性そのものが変化する.そこで,本章では,厚さの異なる SENT 試験片を用いた疲労 試験を行い,疲労性能ならびに DIC で計測した局所ひずみに及ぼす試験片厚の影響を評価 した.さらに,計測した局所ひずみに基づいて亀裂発生寿命および亀裂進展速度の推定を試 行し,本推定手法の有効性について検証した.

4.2 試験方法

本章では、JIS G 3106[77]の溶接構造用圧延鋼材 SM490 に準拠した Steel A を供試鋼とした. 化学成分や各種力学特性などは、第 2 章に示したとおりである. 疲労亀裂進展試験には、幅 21 mm、機械切欠き深さ 3 mm の SENT 試験片を使用した. 採取位置は、供試鋼板厚 の 1/4 位置とし、負荷方向は圧延方向、亀裂進展方向は板幅方向とした. 試験片厚 t は、1、3、6 mm の 3 水準とした. 以降、T-X 試験片 (X は試験片厚)と称す. 試験片形状を Fig. 4.1 に示す. 疲労試験では、荷重容量 20 kN 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 ΔP 一定、応力比 0.1、三角波形、速度 16 Hz の軸力繰返し荷重を載荷し、疲労亀 裂を発生・進展させた. 試験片の取り付けは、油圧チャックを用いた完全固定とした. ΔP は 機械切欠き深さを片側貫通亀裂の亀裂長さとして評価した応力拡大係数範囲 ΔK が 12 MPa・m^{1/2}となるよう設定した. なお、K の計算式は以下の式を用いた[87].

$$K = \sigma \sqrt{\pi a} \cdot f(\alpha) \tag{4.1}$$

$$f(\alpha) = 1.12 - 0.231\alpha + 10.55\alpha^2 - 21.72\alpha^3 + 30.39\alpha^4$$
(4.2)

$$\alpha = c \,/\,W \tag{4.3}$$

ここで、 σ は公称応力、cは切欠きを含む亀裂長さ、Wは試験片幅である.

試験片表面には、DIC の解析用マーカーとすべく、白色スプレーで下地を塗布した後、上から黒色スプレーでランダムパターンを塗布した.デジタル画像の撮影およびひずみ解析には、第3章で示した 3D-DIC system および Vic3D を使用した.撮影は、試験開始直後と試験片表面の疲労亀裂長さ a が 0.4, 1.5, 3 mm になった時点で実施した. T-1 試験片では、さ

らに a=1 mm 時も撮影した. 撮影時は試験速度 0.4 Hz の三角波形の負荷に変更し, 負荷 1 サイクルあたり 40 枚の画像を取得, DIC の解析に供した. 解析条件は, サブセットサイズ 29 ピクセル, ステップサイズ 7 ピクセル, フィルターサイズ 9 点の条件で実施した. この 時, ひずみ解析における仮想ゲージ長は約 0.21 mm となる. ひずみは, 疲労亀裂に垂直方向 のひずみを計測することが望ましいが, 疲労亀裂は進展に伴い斜行, 屈曲するため, 本論文 では最大主ひずみを用いることとした. 疲労亀裂長さは, 同カメラを用いて 2000~10000 サ イクル間隔で試験速度を変えずに撮影したデジタル画像から計測した. すなわち, 計測した 亀裂長さは, 表面亀裂長さとなる. 亀裂発生寿命 N_cは, 最初に表面亀裂が観察された時点 の負荷回数とした. さらに, DIC の伸び計機能(仮想評点間距離:0.2mm)を用いて種々の 疲労亀裂位置における開口変位を計測し, Fig. 4.2 に示すように除荷弾性コンプライアンス 法[88]により亀裂開口荷重 P_{op}を計測した. なお, 3D-DIC system では, 疲労試験機の荷重デ ータを外部入力として撮影した画像と同期することが可能であるが, 若干の同期ズレ(位相 差)が生じる. 画像(開口変位)と荷重に位相差が存在すると Fig. 4.2 におけるループに拡 がりが生じる. そこで, 除荷弾性コンプライアンス法に供する開口変位と荷重のデータは, ループの拡がりが小さくなるよう位相を調整した.



Fig. 4.1 SENT 試験片形状



Fig. 4.2 伸び計機能を用いた除荷弾性コンプライアンス法による亀裂開口荷重計測

4.3 疲労試験結果

疲労亀裂進展試験結果を Fig. 4.3 に示す. 試験片表面で疲労亀裂が観察された負荷回数は, T-1 試験片が 50000回, T-3 試験片が 45000回, T-6 試験片が 50000回であった. この負荷回 数には,切欠き底での疲労亀裂の発生および試験片表面まで進展に要した寿命に相当する が,本試験では試験片厚の影響は認められなかった. 表面疲労亀裂の進展は, T-3, T-6 試験 片が同等であった一方, T-1 試験片の進展速度は有意に遅く, 亀裂発生から亀裂長さが 4 mm に達するまでの進展寿命は, T-3, T-6 試験片の約 1.4 倍であった.



Fig. 4.3 疲労亀裂進展試験結果

4.4 **亀裂発生寿命の推定**

4.4.1 切欠き底の局所ひずみ計測結果

DIC により計測した T-3 試験片における繰返し負荷 1 サイクル目の最大主ひずみのコン ター図を Fig. 4.4 に示す.参照画像は,試験片チャッキング後の無負荷状態の画像とした. また,同荷重タイミングにおける T-1, T-6 試験片の最大主ひずみコンター図を Fig. 4.5, Fig. 4.6 にそれぞれ示す. いずれの試験片でも,負荷により切欠き底にはバラフライ状のひずみ 分布が認められる.また,切欠き底から 0.2~0.3 mm の範囲は,最大荷重 P_{max}時に 0.2%を 超えるひずみが生じ,最小荷重 P_{min}時には残留ひずみが観察された. P=0.5P_{max} (loading)の コンター図に示す P1, P2 における荷重-ひずみ応答を Fig. 4.7 に示す.切欠き底から離れた P1 のひずみは,弾性的な応答を示し,その傾きはヤング率 E=206 GPa とほぼ一致した. 一 方,高い応力集中を有する切欠き底である P2 の傾きは、P1 と比べて小さく,60~70 GPa で あった.したがって,切欠き底の応力集中は 3 程度と推測される.試験片による違いに着目 すると, P2 位置で T-6 試験片の傾きが T-1, T-3 試験片よりやや大きくなったが,P1 では違 いが認められず,試験片厚による影響は不明瞭であった.T-6 試験片では,表面に塗布した DIC 用マーカーの密度が低かった影響で T-1 や T-3 試験片と比べて解析範囲が切欠き底から 離れており,これが P2 の傾きに影響した可能性がある.

4.4.2 局所ひずみに基づく亀裂発生寿命の推定手法

第1章で述べたように著者らの研究グループでは、局所ひずみに基づく疲労亀裂発生寿命の推定手法[8,60-64]を提案している.本推定手法では、疲労亀裂の発生起点となる微小領域(本試験では切欠き底)のひずみ範囲 *Δ*εL から疲労寿命 *N*f を推定し、さらに Iida[9]が軸力疲労試験の破断寿命と亀裂発生寿命の関係から提案した変換式

$$N_{\rm C} = 0.626 N_{\rm f}^{1.016}$$
 (4.4)

により N_cに変換する.なお,式(4.4)における N_c は丸棒試験片の表面亀裂長さが 0.2~0.5mm になった時点の寿命に相当する.本章では,DIC にて実測した切欠き底における最大荷重時 と最小荷重時の最大主ひずみの変化量(以下,局所主ひずみ範囲と称す)を $\Delta \epsilon_L$ として,N_c の推定を試みた. $\Delta \epsilon_L$ と N_fの関係式には,第2章で行った軸力疲労試験から取得した式(2.1) を用いた.なお,疲労寿命には平均応力 σ_m が影響し, σ_m が大きいと寿命が減少する.そこ で平均応力の影響を加味するため,式(2.1)に森田らが提案する平均応力 σ_m の影響評価式[8] を組み込んだ.各式を整理した最終的な $\Delta \epsilon_L$ と N_cの関係式を式(4.5)に示す.

$$\Delta \varepsilon_{\rm L} = \frac{0.231 N_{\rm C}^{-0.411} + 1.46 \times 10^{-3} N_{\rm C}^{-0.0541}}{1 - 6.9 \times 10^{-4} \sigma_{\rm m} - 3.7 \times 10^{-7} \sigma_{\rm m}^{-2}}$$
(4.5)









Fig. 4.6 T-6 試験片の最大主ひずみコンター図



Fig. 4.7 P1, P2 点における荷重と局所主ひずみの関係

4.4.3 **亀裂発生寿命の推定結果**

DIC では、解析範囲端部のひずみを解析できないため、切欠き底から試験片幅方向に 0.4 mm の範囲を三次多項式で近似し、外挿することで切欠き底の局所主ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_L \epsilon_{\rm T} \epsilon$

以上の結果から,DIC による切欠き底のひずみの実測と局所主ひずみ範囲を用いた疲労 亀裂発生寿命推定の有効性が実証できた.





4.5 亀裂進展特性の推定

4.5.1 疲労亀裂先端の局所ひずみ計測結果

T-3 試験片の疲労亀裂長さ a=1.5 mm (*dK*=16.5 MPa・m¹²)時における最大主ひずみのコ ンター図を Fig. 4.10 に示す.コンター図より疲労亀裂先端には、バラフライ状のひずみ分 布の形成が確認できる.一方,疲労亀裂全長にわたって周囲に 0.4%を超える高いひずみが 計測され、荷重に応じて変動した.通常、疲労亀裂面では応力が伝達しないため、疲労亀裂 先端から離れた亀裂面近傍のひずみはほとんど変動しない.したがって、この疲労亀裂周辺 の高ひずみ領域は、亀裂の開口変形を素地の変形として検出したことで、過大に計測したも のと考えられる.そこで、疲労亀裂面から約 0.05 mm の領域を解析領域から除外した.再解 析結果を Fig. 4.11 に示す.解析領域から疲労亀裂部を除くことで、疲労亀裂面周辺の高ひ ずみ領域が消失した.また、疲労亀裂の上下部には、荷重によってほぼ変化しない 0.2%前 後のひずみが確認された.これは疲労亀裂が 1.5 mm まで成長する過程で形成された残留ひ ずみと考えられる.このように解析領域を調整することで、DIC でも従来の弾塑性 FEM 解 析などで得られるひずみ分布[8, 60]と同様の分布形状を得られたことから、以後の解析で は疲労亀裂面から約 0.05 mm の領域を解析領域から除外することとした.



Fig. 4.10 T-3 試験片, a=1.5 mm における最大主ひずみコンター図



Fig. 4.11 T-3 試験片, a=1.5 mm の最大主ひずみコンター図の再解析結果

Fig. 4.11 のコンター図より抽出した切欠き底から試験片幅方向の最大主ひずみ分布を Fig. 4.12 に示す. なお,疲労亀裂部を解析領域から除外したが,解析領域端部では解析誤差が大きくなることから,ここでは負荷方向に±0.3mm の範囲のひずみを平均化した値を用いた.また,縦軸は最小荷重 P_{\min} 時の最大主ひずみからの増加量 ϵ_i (所定の荷重 P 時の最大主ひ ずみ- P_{\min} 時の最大主ひずみ)とした. ϵ_i は,疲労亀裂先端近傍で急激に増加し,疲労亀裂 先端で最大値(最大荷重 P_{\max} 時で 0.27%)を示した.一方, $P/P_{\max} \leq 34$ %の場合, ϵ_i のピーク 位置は切欠き側に移動(ピークシフト)し, $x=0.9\sim1.4$ mm で最大値を示した. 同様に計測 した T-1, T-6mm 試験片の最大主ひずみ分布を Fig. 4.13 に示す. T-3 試験片と同じく高荷重 付与時 ($P/P_{\max} \geq 50$ %)に疲労亀裂先端に位置した ϵ_i のピークは,除荷に伴い切欠き側に移動 した.ただし,T-6mm ではピークシフトを開始する荷重が $P/P_{\max} < 24$ %と低く,かつシフト 量も小さい結果となった.



Fig. 4.12 T-3 試験片, a=1.5 mm の試験片幅方向ひずみ分布



Fig. 4.13 a=1.5 mm の試験片幅方向ひずみ分布: (a)T-1 試験片, (b)T-6 試験片

4.5.2 **亀裂開閉口に及ぼす試験片厚の影響**

前項の除荷に伴うひずみ分布のピークシフトは,疲労亀裂先端が閉口し,ひずみ集中場と して作用しなくなったことを示唆していると考えられる. そこで, 切欠き底からの距離 x が 0, 0.5, 1.0, 1.25, 1.5 mm における開口変位を計測し, 除荷弾性コンプライアンス法により 亀裂開閉口挙動を評価した. T-3 試験片での計測結果を Fig. 4.14 に示す. 測定位置によりヒ ステリシスループの形状は若干異なるが、いずれのループにも亀裂開閉口を示す屈曲が観 察された. 疲労亀裂先端のループ形状は, 従来のひずみゲージを用いた除荷弾性コンプライ アンス法で高精度に計測した場合の形状[89]と似ており、亀裂先端の塑性変形の影響を検出 できているものと考えられる.一方,疲労亀裂後方や切欠き底のループには,塑性変形の影 響が認められない.これは, 亀裂先端から離れたことで開口変位への塑性変形影響が減少し, 計測精度が不足したことなどが要因として考えられる. 厳密な亀裂開閉口荷重は, この塑性 変形によるコンプライアンス変化に基づき計測する必要がある[89]が,本研究では Fig. 4.2 に示した簡易的な方法により各測定位置の開口荷重 Pop を計測した. 計測した Pop を Fig. 4.14 に併記するが、Pop は疲労亀裂先端ほど高くなった. T-1, T-6 試験片の a=1.5 mm における 開閉口挙動の計測結果を Fig. 4.15 に示す.T-1,T-6 試験片においても亀裂開閉口を示す屈 曲が観察された. T-6 試験片では、サンプリング間隔の都合で開口変位(画像)と荷重デー タの位相を同期できなかったため、全測定点のループに拡がりが生じたが、Fig. 4.2 に示し た条件で Pop を計測した.計測した Pop から次式(4.6)により開口比 Uを求め,比較した結果 を Fig. 4.16 に示す.





Fig. 4.15 a=1.5 mm の亀裂開口荷重計測結果: (a)T-1 試験片, (b)T-6 試験片



いずれの試験片でも疲労亀裂先端ほど U が小さくなっており,閉口した疲労亀裂は切欠き 底から亀裂先端へ段階的に開口すること,ならびに Fig. 4.12, Fig. 4.13 でのピークシフトが 亀裂開閉口に起因すること,が示唆された. 試験片厚による違いに着目すると,T-6 試験片 の U が T-1, T-3 試験片と比較して大きい傾向を示し,その差は $x/a \leq 0.8$ で顕著であった. a=0.4,3 mm における Uを同様に計測・比較した結果を Fig. 4.17 に示す. 試験片厚の影響 は疲労亀裂長さが短いほど顕著であり,a=0.4 mm では疲労亀裂先端も含め,試験片厚が薄 いほど U が減少した.一方,a=3 mm では試験片厚の影響がほぼ消失した.

疲労亀裂閉口の主な機構としては,破面粗さ誘起[90],塑性誘起[91],酸化物誘起[92],な どがあるが,本試験は同一鋼種かつ大気下で実施したため,破面粗さ誘起や酸化物誘起は試 験片厚や疲労亀裂長さにより大きく変化しないと考えられる.一方,疲労亀裂周辺の塑性域 の大きさは拘束の影響を受ける.拘束の小さい平面応力状態の塑性域は,拘束の大きい平面 ひずみ状態よりも大きくなため,塑性誘起亀裂閉口が生じやすくなる.試験片の場合,表面 近傍は平面応力状態,板厚中心は平面ひずみ状態が支配的となる.そのため,T-3,T-6 試験 片と比較して相対的に板厚断面に占める平面応力状態の領域が広いT-1 試験片では,塑性誘 起亀裂閉口が促進され,Uが小さくなったと推測される.また,この表面近傍で平面応力が 支配的となる範囲は,応力拡大係数Kが大きいほど拡大する[93].そのため,Kが増加した a=3 mmでは,T-3,T-6 試験片においても平面応力状態が支配的な領域が拡大し,試験片厚 による応力状態の違いが減少した結果,T-1 試験片と同等のUとなった可能性が考えられ る. なお, Fig. 4.11 で示したようなひずみ分布では, 試験片厚による顕著な差は認められなかった. これは, ひずみの計測精度不足のほか, 疲労亀裂の前縁形状や進展経路など別因子の影響も考えられ, 更なる検証が必要である.



4.5.3 局所ひずみに基づく亀裂進展速度の推定手法

局所ひずみによる疲労損傷に基づく寿命推定では、疲労亀裂の進展を亀裂発生の連続挙動とみなし、da/dNを推定する[60, 63, 94]. 具体的には、疲労亀裂先端における最大荷重時と最小荷重時の最大主ひずみの差を局所主ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_L$ として 4.4.2 項の式(4.5)から N_C を求め、さらにこの N_C により疲労亀裂が Δa だけ進展すると仮定し、次式により da/dNを推定する.

$$da/dN = \Delta a/N_{\rm C} \tag{4.7}$$

Δα はフィッティングパラメータであり、実験結果の da/dN を再現できる値を採用する.弾 塑性 FEM に基づく検討では、得られる ΔεL が解析モデルのメッシュサイズに依存するため、 Δα もメッシュサイズに依存することが報告されている[94]. DIC においても第3章で報告 したように局所領域のひずみの大きさは解析条件に依存するため、Δα が解析条件に依存す ることが想定される. そこで、本論文では、T-3 試験片の結果をもとに Δα をフィッティン グし、その後 T-1 試験片や T-6 試験片に適用することとした.

4.5.4 **亀裂進展速度の推定結果**

各試験片における疲労亀裂長さ a と疲労亀裂先端の局所主ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_L$ の関係を Fig. 4.18 に示す. a が長いほど ΔK が大きくなるため、 $\Delta \epsilon_L$ は a に対して単調に増加した.また、 同じ a で比較すると $\Delta \epsilon_L$ は T-1、T-3、T-6 の順に小さく、明瞭な試験片厚依存性を示した. この試験片厚依存性の主因は、4.5.2 項で示した開口比 Uの違いであると考えられる. ΔK に 疲労亀裂先端の U を乗じた有効応力拡大係数範囲 $\Delta K_{eff} \geq \Delta \epsilon_L$ の関係を Fig. 4.19 に示す. $\Delta K_{eff} \geq \Delta \epsilon_L$ は良好な相関を示した.ただし、a=3 mm に相当する $\Delta K_{eff} = 16$ MPa·m^{1/2}のプロ ットは、同程度の ΔK_{eff} であるが、 $\Delta \epsilon_L$ に差が生じた. Fig. 4.17 より a=3 mm における Uは亀 裂先端よりやや後方で試験片厚による差が拡大している.そのため、亀裂先端から離れた位 置の開閉口挙動が $\Delta \epsilon_L$ に影響した可能性がある.また、試験片表面のひずみ分布は、板厚内 部のひずみ分布の影響を受けるため、DIC の表面計測では捉えられない内部の亀裂開閉口 挙動や亀裂前縁形状などの影響も考えられる.そのため、 $\Delta \epsilon_L$ の試験片厚依存性の解明には ひずみゲージやクリップゲージを用いたマクロな開閉口挙動との比較や三次元 FEM の援用 が必要といえ、今後の課題である.

T-3 試験片における $\Delta \varepsilon_L$ と疲労亀裂進展速度 da/dN の関係を Fig. 4.20 に示す.3 点のみで あるが、両者には相関が認められる. $\Delta a = 1.0$, 1.55, 2.5 mm として、式(4.5)、(4.7)から推定 した da/dN を同図に併記する. なお、式(4.5)における σ_m は 0 MPa とした. T-3 試験片の da/dN は、 $\Delta a = 1.55$ mm とした時の推定結果が良く再現した. T-1、T-6 試験片を含めた $\Delta \varepsilon_L$ と da/dN の関係を Fig. 4.21 に示す. 試験片厚に依らず良好な相関を示し、T-3 試験片でフィッ ティングした $\Delta a = 1.55$ mm を用いた推定結果と一致した.



Fig. 4.18 疲労亀裂長さと亀裂先端の局所主ひずみ範囲の関係





Fig. 4.20 T-3 試験片の局所主ひずみ範囲と疲労亀裂進展速度の関係と Δa の影響



Fig. 4.21 局所ひずみ主範囲に基づく疲労亀裂進展速度の推定結果

以上の結果から, 亀裂開閉口挙動に及ぼす試験片厚の影響についてはさらなる検討が必要であるが, DIC により計測した疲労亀裂先端の局所ひずみ基づく疲労亀裂進展速度推定は, 試験結果を再現可能であり, その有効性が実験的に実証できた. また, 本結果より, 試験片厚の減少に伴う疲労亀裂進展の遅延は, 疲労亀裂先端の局所主ひずみ範囲の低下に起因することが明らかとなった.

4.6 結言

本章では、厚さの異なる SENT 試験片を用いた疲労試験を行い、疲労性能ならびに DIC で計測した最大主ひずみ分布に及ぼす試験片厚の影響を評価した.さらに、計測した局所ひ ずみに基づいた亀裂発生寿命および亀裂進展速度の推定を試行し、本推定手法の有効性に ついて検証した.

- SENT試験片を用いた疲労試験において、亀裂発生寿命に試験片厚の影響は認められなかった.一方、疲労亀裂進展は試験片厚の影響を受け、T-1試験片の進展寿命は T-3、T-6試験片の約1.4倍であった.
- 2) DICにより実測した切欠き底の局所主ひずみ範囲⊿εLを用いて推定した亀裂発生寿 命は、試験片厚によらず試験結果を再現した.
- 3) 開口変位をDICで実測することで,疲労亀裂の任意の位置の開閉口挙動を可視化が 可能となった.
- 4) 疲労亀裂先端の開閉口挙動に基づく有効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff}は, Δε_Lと良い相関 を示した.また,疲労亀裂先端のΔε_Lを用いて推定した亀裂進展速度は,試験結果を 高い精度で再現した.以上の結果から,局所ひずみに基づく疲労亀裂発生・進展速 度推定の有効性が実験的に実証された.

4.7 Appendix: 有効応力拡大係数範囲と亀裂進展速度の関係

応力拡大係数範囲 *ΔK* と疲労亀裂進展速度 da/dN の関係を Fig. 4.22 に示す. T-3 について は別途試験した2体のデータも併記した.なお,T-33は,試験機の動作不良で試験前に異 常負荷が作用した影響で他の 2 本と比較して亀裂閉口をほぼ示さなかったが、ここでは結 果をそのまま使用した.また,各板厚の結果を Paris 則の形式でフィッティングした最小自 乗近似線も同図に示す. T-3, T-6の結果に顕著な差はなく, 傾き m も約3と同程度となっ た. 一方, T-1 は, 低 da/dN の傾向を示し, m も 2.29 と小さい. これは, ΔK が亀裂開閉口 を考慮していないことが要因の一つと考えられる.次に, Fig. 4.16, Fig. 4.17 に示した開口 比Uから求めた有効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} を用いてda/dNを整理した結果をFig. 4.23 に 示す.Uは、測定位置によって値が異なるため、切欠き底(x=0)と疲労亀裂先端(x=a)で の値でそれぞれ ΔK_{eff} を求めた. Uの計測位置に依らず ΔK_{eff} を用いた場合, Fig. 4.22 と比較 して試験片厚の影響は減少した.計測位置による差異に着目すると切欠き底の U で整理し た Fig. 4.23(a)の方が試験片厚による影響が大きく,特に高 *Δ K*eff 領域,すなわち疲労亀裂が 長い場合に顕著であった. Fig.4.14 で述べたように切欠き底の開口変位では, 亀裂先端の塑 性変形を検出できていない.これが切欠き底の $\Delta K_{\rm eff}$ による整理でも結果がばらついた要因 と考えられる.ただし,疲労亀裂先端のUを用いた Fig. 4.23(b)でも高 ΔK_{eff} 領域では T-1の 結果が T-3, T-6 から若干乖離した. この原因としては, K の増加による応力状態の変化や 表面計測による影響などが考えられる. なお, 亀裂開閉口の従来測定法である試験片背面の ひずみやクリップゲージの開口変位を用いる方法では、疲労亀裂全体の平均的な挙動を計 測している. DIC で計測した開口変位を用いる方法と従来測定法との比較や開閉口への試 験片厚の影響機構解明は今後の課題である.





(b) 疲労亀裂先端のUによる整理Fig. 4.23 切欠き底および疲労亀裂先端のAKeffとda/dNの関係

第5章 繰返し軟化特性が疲労亀裂進展特性に及ぼす影響

5.1 緒言

鋼材組織が繰返し軟化した場合,疲労亀裂進展が遅延する可能性が示されている[32-34]. 一方,既往研究は複合組織で行われた検討であるため,繰返し軟化のみの効果は分離できていない.一般の構造用圧延鋼材や溶接構造用圧延鋼でも,巨視的弾性となる両振り振幅の繰返し応力に対して,繰返し軟化することが報告[42,57,95]されているため,繰返し軟化が疲労亀裂進展特性に及ぼす影響を定量化することは重要といえる.そこで本章では,第2章で示したフェライトまたはフェライト・パーライト組織で繰返し軟化特性の異なる冷間圧延材を対象に,疲労亀裂進展挙動に及ぼす繰返し軟化の影響を評価した.

5.2 試験方法

本章では、冷間圧延製造したモデル鋼 12 鋼種(C 量:0,0.15,0.3%、冷間圧下率 $R_{\rm C}:0$, 10,20,30%)を供試鋼とした.符号は、CX-Y%(X は C 量、Y は冷間圧下率)とした.化 学成分や各種力学特性などは、第 2 章に示したとおりである.疲労亀裂進展試験には、基準 幅 W=50 mm,試験片厚 B=12 mm の CT 試験片を使用した.試験片形状を Fig. 5.1 に示す. 採取位置は、供試鋼板厚の 1/2 位置とし、負荷方向は圧延方向、亀裂進展方向は板幅方向と した.試験は、荷重容量 100 kN 油圧サーボ式疲労試験機を用いて、室温、大気中、荷重範 囲 ΔP 一定、応力比 0.1、試験速度 15 Hz の条件で疲労予亀裂を 1 mm 導入後、同条件でさら に亀裂 20mm 程度を進展させ、疲労亀裂進展速度 da/dN と応力拡大係数範囲 ΔK の関係を評 価した. ΔP は機械切欠き深さを片側貫通亀裂の亀裂長さとして評価した応力拡大係数範囲 ΔK が 12 MPa・m^{1/2} となるよう設定した.なお、K の計算式は以下の式を用いた[96].

$$K = \frac{P}{B\sqrt{W}} \frac{(2+\alpha)}{(1-\alpha)} \left(0.886 + 4.64\alpha - 13.32\alpha^2 + 14.72\alpha^3 - 5.6\alpha^4 \right)$$
(5.1)

$$\alpha = c \,/\,W \tag{5.2}$$

疲労亀裂長さの計測方法は、CT 試験片の背面に貼付したゲージ長 2 mm のひずみゲージ による除荷弾性コンプライアンス法とした.なお、コンプライアンスの算出区間は、荷重範 囲の 40-80%とした. 一部試験体では、疲労亀裂進展試験を ΔK =15 MPa・m^{1/2}または 25 MPa・ m^{1/2}で途中止めし、疲労亀裂周辺の硬度分布を測定した.測定面は CT 試験片の板厚中央断 面とし、エメリー紙で鏡面研磨後、さらにコロイダルシリカ研磨で加工層を除去した.なお、 硬度測定間隔の都合上、 ΔK =15 MPa・m^{1/2}はナノインデンター、 ΔK =25 MPa・m^{1/2}はマイク ロビッカースで測定した.測定条件は、ナノインデンターが圧子形状 Berkovich、押込荷重 1500 μ N、マイクロビッカースが押込荷重 20 g とした.



5.3 疲労亀裂進展試験結果

C00 シリーズの疲労亀裂進展試験結果を Fig. 5.2 に示す. 疲労亀裂進展速度 da/dN は, Rc =0%が最も速く、Rcが大きいほど低下した.また、同図にJSSCの疲労設計指針[11]におけ る最安全設計または平均設計の線図を併記した.高△K域では平均設計線図と最安全設計線 図の範囲に試験結果がプロットされたが,低 *ΔK* 域での試験結果は平均設計線図を大きく下 回った. JSSC の設計線図は、亀裂閉口しない全開口状態を前提としていることから、本試 験材では低 ΔK 域において亀裂閉口が生じていることが示唆された. C15, C30 シリーズの 疲労亀裂進展試験結果を Fig. 5.3, Fig. 5.4 にそれぞれ示す. C00 シリーズと同様に冷間圧延 を施すことで da/dN は低下した. *ΔK*=15 MPa・m^{1/2}における da/dN と R_Cの関係を Fig. 5.5 に 示す. 前述したように da/dN は Rcの増加とともに低下し,例えば COO-30%の da/dN は COO-0%の約 50%であった. 第2章で示したように冷間圧延材は, Rc が大きいほど静的引張試験 の強度や繰返し軟化率が増加する. $\Delta K = 15 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ における da/dNと引張強さ σ_T ,繰返し 軟化率 Rsの関係を Fig. 5.6, Fig. 5.7 にそれぞれ示す. da/dN と σTの関係は, C 量毎に平行に プロットされ, C00-30%とC15-0%など同程度のσr を有した場合でも da/dNの差は 50%以上 となった. 一方, da/dN は C 量に依らず, Rs と一定の相関を示した. 同様に AK=25 MPa・ m^{1/2}における da/dN を R_C, σ_T, R_Sで整理した結果を Fig. 5.8~Fig. 5.10 にそれぞれ示す. $\Delta K=25$ MPa・m^{1/2}においても $\Delta K=15$ MPa・m^{1/2}の結果と同様の傾向が認められ、da/dNに R_s が大きく影響することが示された. なお, 本供試鋼では, C 量によってパーライト分率が大 きく変化するが、da/dNへの影響は認められなかった.硬質なパーライト組織は、疲労亀裂 進展の障壁となることが報告されている[27,30-31]. しかし、本試験では、層状に分布する パーライトと平行な板幅方向に疲労亀裂を進展させるため、パーライトが障壁として作用 しなかったものと考えられる.



Fig. 5.3 C15 シリーズの疲労亀裂進展試験結果

20

C15-10% C15-20% C15-30% Safe design Average design

40

50

60

30

10⁻⁸

10⁻⁹

10



Fig. 5.4 C30 シリーズの疲労亀裂進展試験結果



Fig. 5.5 ΔK=15 MPa・m^{1/2}における疲労亀裂進展速度と冷間圧下率の関係


Fig. 5.6 ΔK=15 MPa・m^{1/2}における疲労亀裂進展速度と引張強さの関係



Fig. 5.7 ΔK=15 MPa・m^{1/2}における疲労亀裂進展速度と繰返し軟化率の関係



Fig. 5.8 *ΔK*=25 MPa・m^{1/2}における疲労亀裂進展速度と冷間圧下率の関係



Fig. 5.9 ΔK=25 MPa・m^{1/2}における疲労亀裂進展速度と引張強さの関係



Fig. 5.10 *ΔK*=25 MPa・m^{1/2}における疲労亀裂進展速度と繰返し軟化率の関係

5.4 疲労亀裂進展遅延メカニズムの検討

5.4.1 亀裂開閉口挙動の比較

繰返し軟化を考慮した疲労亀裂先端の弾塑性 FEM を行った既往研究[97]において,繰返 し軟化材は通常材と比較して亀裂先端近傍の応力が引張に転ずる荷重レベルが上昇し,開 口変位が減少すると報告されている.そこで,CT 試験片の背面に貼り付けたひずみゲージ を用いた除荷弾性コンプライアンス法により各鋼種の開閉口挙動を評価した.

C00 シリーズの *AK*=15 MPa・m^{1/2}における開閉口挙動を Fig. 5.11 に示す. いずれのヒステ リシスループも亀裂開閉口を示す屈曲が観察された. ヒステリシスループが屈曲する荷重 は,冷間圧延率が大きい鋼種ほど高く,冷間圧延による亀裂開口の抑制が確認できた. 各測 定点で亀裂開口荷重を計測し, 亀裂開口荷重と最大荷重から求めた有効応力拡大係数範囲 *AK*eff と da/dN の関係を Fig. 5.12 に示す. da/dN-*AK* 線図で見られた冷間圧延率による差は消 失し, C00-0%~30%の結果がほぼ同一線上に整理された. 同様に, C15, C30 における da/dN と *AK*eff の関係を Fig. 5.13 に示すが, C00 と同じく冷間圧延率に依らず同一線上に整理され た. また, JSSC の設計線図を Fig. 5.12, Fig. 5.13 に併記するが, C 量や *R*c に関係なく,平 均設計線図と概ね一致した. これは,組織としての疲労亀裂進展抵抗は従来鋼と同等である ことを示唆している. したがって,冷間圧延材の da/dN 低下メカニズムは, 亀裂閉口である と結論付けられる.



Fig. 5.12 C00 シリーズの疲労亀裂進展速度と有効応力拡大係数範囲の関係



Fig. 5.13 C15, C30 シリーズの疲労亀裂進展速度と有効応力拡大係数範囲の関係

5.4.2 **亀裂閉口誘起機構の検討**

疲労亀裂閉口の主な要因には,破面粗さ誘起[90],酸化物誘起[91],塑性誘起[92]などがある. C00-0%と C00-30%の *ΔK*=25 MPa・m¹² 近傍における疲労亀裂進展経路の観察結果を Fig. 5.14 に示す.疲労亀裂は,屈曲や分岐を伴いないながら結晶粒界と粒内を問わず進展した. 屈曲や分岐の度合いは,C00-0%と C00-30%で同程度であるため,破面粗さ誘起の寄与も同程度と考えられる.また,酸化物誘起では,疲労破面に生成される酸化物により亀裂が閉口するが,疲労亀裂進展試験は大気環境下で実施しており,かつ鋼材成分も同じため,酸化物の生成状態に有意差はないと考えられる.一方,塑性誘起は,疲労亀裂周辺の残留塑性域により亀裂が閉口するというもので,この残留塑性域は繰返し軟化の影響を受けると推測される.そこで,C00-0%と C00-30%を対象に*ΔK*=15,25 MPa・m¹² に相当する疲労亀裂長さにおける試験片厚の 1/2 断面の硬さ分布を測定した.疲労亀裂面直交方向の硬さ分布を Fig. 5.15 に示す.*ΔK*=15 MPa・m¹² では,疲労亀裂から約±30~40 μm の範囲で C00-0%が約 16% 硬化した一方,C00-30%が約 13%軟化した.*ΔK*=25 MPa・m¹² では,150~200 μm の範囲で C00-0%が約 10%硬化,C00-30%が約 20%軟化した.

この亀裂周辺の軟化は, 亀裂進展時の繰返し塑性域で生じたと推測されるため, 繰返し塑 性域と軟化範囲の比較を試みた. 疲労亀裂先端の塑性域寸法の計算方法は, さまざま提案さ れているが, 例えば平面ひずみにおける繰返し塑性域寸法 *R*pを計算式としては, 以下の式 (5.2)~(5.5)などが提案されている.



— 100µm

Fig. 5.14 ΔK=25 MPa・m^{1/2} 近傍の疲労亀裂進展経路



Fig. 5.15 疲労亀裂近傍の硬さ分布: (a) *ΔK*=15 MPa・m^{1/2}, (b) *ΔK*=25 MPa・m^{1/2}

小林らの式[98]
$$R_{\rm p} = \frac{2}{5.6\pi} \left(\frac{\Delta K}{2\sigma_{\rm y}}\right)^2$$
(5.2)

白鳥らの式[99]
$$R_{\rm p} = \frac{\pi}{32} \left(\frac{\Delta K}{2.82\sigma_{\rm y}} \right)^2$$
(5.3)

Edmunds らの式[100]
$$R_{\rm p} = \frac{2}{24\pi} \left(\frac{\Delta K}{\sigma_{\rm y}}\right)^2$$
 (5.4)

Park
$$\mathcal{D}$$
 $\mathcal{R}_{p} = \frac{\pi}{144} \left(\frac{\Delta K}{\sigma_{y}} \right)^{2}$ (5.5)

いずれの式も $\sigma_Y \ge \Delta K$ の関数となっている. ここでは, σ_Y に第2章で実施したひずみ漸増 漸減試験から求めた繰返し軟化後の 0.2%耐力 σ_{CY} を用いてこれらの式から R_p を算出し, 硬 度測定の結果と比較した. ΔK =15, 25 MPa · m^{1/2}で算出した R_p を Table 5.1 に示す. 各評価 式により大きさは異なるが, 計算された R_p は Fig. 5.15 で硬さが変化した領域とオーダーが 一致した. したがって, 冷間圧延を施した鋼材では, 疲労亀裂周辺の繰返し塑性変形領域で 軟化した可能性が高いといえる.

以上の結果から,冷間圧延材の疲労亀裂進展の遅延は,疲労亀裂近傍組織の繰返し軟化により塑性誘起亀裂閉口が促進されたことが主因と考えられる.繰返し軟化による亀裂閉口 促進メカニズムの定量評価は今後の課題であるが,これら検討結果は繰返し軟化に伴う疲 労亀裂進展速度の遅延効果を数値的に検討した Osawa ら[97]の結果を支持するものである.

Equation		$\Delta K=15$ MPa • m ^{1/2}	$\Delta K=25$ MPa • m ^{1/2}
(5.2)	$R_{\rm p} = \frac{2}{5.6\pi} \left(\frac{\Delta K}{2\sigma_{\rm y}}\right)^2$	64 µm	177 μm
(5.3)	$R_{\rm p} = \frac{\pi}{32} \left(\frac{\Delta K}{2.82\sigma_{\rm y}} \right)^2$	28 μm	77 µm
(5.4)	$R_{\rm p} = \frac{2}{24\pi} \left(\frac{\Delta K}{\sigma_{\rm y}}\right)^2$	30 µm	82 μm
(5.5)	$R_{\rm p} = \frac{\pi}{144} \left(\frac{\Delta K}{\sigma_{\rm y}}\right)^2$	49 µm	135 µm

Table 5.1 繰返し塑性域の計算結果

5.5 結言

本章では、フェライトもしくはフェライト・パーライト組織で繰返し軟化特性の異なる冷間圧延材を用いて、長い亀裂の疲労亀裂進展挙動に及ぼす繰返し軟化の影響を評価した.得られた知見を以下に示す.

- (1) 疲労亀裂進展速度は,繰返し軟化率 Rs と良好な相関を示した. C 量による影響は 認められないことから,疲労亀裂進展に静的強度やパーライトの影響は小さく,繰 返し軟化挙動が支配的な影響を有していると考えられる.
- (2) 冷間圧延材は, 顕著な亀裂開閉口挙動を示し, 亀裂開閉口を考慮した有効応力拡大 係数範囲 ΔK_{eff}を用いることで疲労亀裂進展速度は, 一意に整理できた.
- (3) 冷間圧延材は、疲労亀裂周辺で繰返し軟化が生じており、その範囲は繰返し塑性域 と概ね一致した.
- (4) 冷間圧下率により疲労亀裂進展経路に差が認められないことから、冷間圧延による疲労亀裂進展の遅延は、疲労亀裂先端が繰返し軟化したことによる塑性誘起亀裂閉口の促進が主因であると考えられる.

第6章 繰返し弾塑性応答が異なる構造用鋼の疲労性能評価

6.1 緒言

第5章では、モデル鋼を用いて繰返し軟化特性が疲労亀裂進展時の開閉口挙動に大きく 影響を及ぼすことを明らかにした.本章では、橋梁などの実構造物に実際に適用される溶接 構造用鋼の規格内で繰返し弾塑性応答の異なる3鋼種を対象に疲労亀裂の発生・進展特性 を一貫して評価した.さらに、第3章で検証した DIC による亀裂開閉口および局所ひずみ の実測、ならびにそれに基づく亀裂発生寿命、進展速度の推定手法を適用することで、疲労 性能への繰返し弾塑性応答の影響解明を試みた.

6.2 試験方法

本章では、繰返し弾塑性応答の異なる3種の溶接構造用鋼 Steel A, Steel B および Steel C を供試鋼とした.静的強度は、Steel A が SM490、Steel B および Steel C が、SM570 に相当 する.繰返し軟化率 R_s は、Steel A が 1.3%、Steel B が 6.3%、Steel C が 12.5%と Steel C が最 も高い.化学成分やその他の力学特性は、第2章に示したとおりである.

疲労試験片には,第4章と同様に供試鋼のt/4から採取した幅21mm,機械切欠き深さ3mm,板厚1mmまたは3mmのSENT試験片を採用した.以降,SteelX-TY試験片(Xは鋼種,Yは試験片厚)と称す.そして,疲労試験にて疲労亀裂を発生・進展させ,試験中の切欠き底および疲労亀裂周辺のひずみ分布をDIC法にて計測した.試験条件およびDICの計測・解析条件は4.2節の条件を踏襲した.

6.3 疲労亀裂発生・進展特性

6.3.1 疲労試験結果

疲労亀裂進展試験から得た疲労亀裂の成長曲線を Fig. 6.1(a)に示す. 亀裂発生寿命 N_c を Table 6.1 に示す. Steel A がやや短寿命の傾向にみえるが, 鋼種や試験片厚で顕著な差は認 められなかった. 亀裂進展寿命 N_p (破断寿命 $N_f - N_c$) を Table 6.2 に示す. Steel A の N_p は, T1, T3 試験片ともに Steel B と同程度であった. 一方, Steel C は有意に N_p が長く, T1 試験片で約 1.6 倍, T3 試験片で約 1.3 倍の寿命を有した. また, 鋼種に依らず T1 試験片の N_p は, T3 試験片よりも長く, 第4章と同じ板厚依存性が確認された. 成長曲線の微分によ り求めた疲労亀裂進展速度 da/dN と応力拡大係数範囲 ΔK の関係を Fig. 6.1 (b)に示す. 同じ 試験片厚の場合, 成長曲線に有意な差がない Steel A と Steel B は, 同等の da/dN を示した. Steel C の da/dN は, Steel A や Steel B より遅く, 特に T1 試験片で差が顕著であった.



Fig. 6.1 疲労亀裂進展試験結果

Mark	Nc (Cycle)	Mark	Nc (Cycle)
Steel A-T1	55,000	Steel A-T3	45,000
Steel B-T1	48,000	Steel B-T3	68,000
Steel C-T1	56,000	SteelC-T3	60,000

Table 6.1 SENT 試験片の亀裂発生寿命

Table 6.2 SENT 試験片の亀裂進展寿命

Mark	Np (Cycle)	Mark	Np (Cycle)
Steel A-T1	343,843	Steel A-T3	243,764
Steel B-T1	346,138	Steel B-T3	213,527
Steel C-T1	572,127	SteelC-T3	295,652

緒言で述べたように複合組織を有する鋼材では、組織境界での亀裂進展経路が屈曲や分 岐することで疲労亀裂進展速度が低下することが報告されている[27,30-40]. そこで、疲労 亀裂進展経路の差異について調査した. 試験片表層の *a*=1~4mm での疲労亀裂進展経路の観 察結果を Fig. 6.2 に示す. なお、Steel B-T1 は疲労亀裂が開口しているが、これは疲労亀裂 導入後、観察をするための追加工時に面外変形が生じたためである. いずれの鋼種, 試験片 厚でも疲労亀裂は、粒界・粒内を問わず進展した. また、パーライトやベイナイトとの組織 境界による疲労亀裂経路の変化も認められなかった. 複合組織による亀裂進展経路の変化 を得るには、硬質組織と軟質組織の強度差や分散形態を高度に制御する必要がある[27,36]. 今回の供試鋼では、そのような組織制御を行っていないため、組織境界の影響が発現しなか ったものと考えられる.

したがって、本試験における疲労性能の差は、静的強度や繰返し軟化特性が寄与している と推測される.そこで、以降では DIC を用いて切欠き底および疲労亀裂先端の局所ひずみ 等を評価し、疲労亀裂発生寿命および進展速度との関係を調査した.

6.3.2 疲労亀裂発生前の DIC 計測結果

DIC により計測した負荷開始直後の1 サイクル目最大荷重における最大主ひずみ ε₁ のコ ンター図を Fig. 6.3 に示す.切欠き底近傍にはバラフライ状のひずみ分布が鋼種に依らず計 測され,切欠き底から 0.4~0.6 mm の範囲のひずみは 0.2%を超えた.ひずみが 0.2%を超え る範囲は,高強度の Steel B が若干小さい傾向を示したが,その差は 5%程度であった.同様 に 15 サイクル目最大荷重における ε₁ のコンター図を Fig. 6.4 に示す.1 サイクル目のコン ター図で 0.2%以上のひずみの領域を円形近似し,同図に白の破線で記したが,1 サイクル 目と 15 サイクル目のひずみ分布に顕著な差は認められなかった.これは,切欠き底周辺の



Fig. 6.2 試験片表面の疲労亀裂進展経路



Fig. 6.3 1サイクル目最大荷重における最大主ひずみコンター図

ひずみ範囲では、15 サイクルで繰返し軟化応答が顕在化しなかったためと考えられる. 疲 労亀裂発生寿命の予測では、切欠き底の局所ひずみが必要となるが、第4章で述べたように DIC では視野端部のひずみを解析できない. そこで、切欠き底から試験片幅方向に 0.4 mm の範囲を三次多項式で近似し、外挿することで切欠き底の局所主ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_{\rm L}$ を求めた. 各試験片の $\Delta \epsilon_{\rm L}$ を Table 6.3 に示す. $\Delta \epsilon_{\rm L}$ は、0.30~0.35%程度と鋼種や試験片厚による有意な 傾向は認められなかった.



Fig. 6.4 15 サイクル目最大荷重における最大主ひずみコンター図

Mark	⊿ε _L (%)	Mark	⊿ε _L (%)
Steel A-T1	0.341	Steel A-T3	0.340
Steel B-T1	0.350	Steel B-T3	0.307
Steel C-T1	0.351	SteelC-T3	0.345

Table 6.3	切欠き底の局所主ひずみ範囲

6.3.3 疲労亀裂進展時の DIC 計測結果

疲労亀裂長さ a=1.5 mm 進展時の最大荷重 P_{max} および最小荷重 P_{min} における最大主ひず みのコンター図を Fig. 6.5, Fig. 6.6 に示す.いずれの試験片でも P_{max} のコンター図では,疲 労亀裂先端にバラフライ状のひずみ分布の形成が確認できる.また,疲労亀裂の上下部には, 0.2%前後のひずみが観察され, P_{min} でも残存した.これは, 4.5 節で述べたように疲労亀裂 が 1.5 mm まで成長する過程で形成された残留ひずみと考えられる.鋼種で比較すると,低 強度である Steel A の残留ひずみの絶対値や範囲が最も大きい.同程度の静的強度である Steel B と Steel C の場合, P_{max} のひずみ分布に顕著な差は見られない.一方, P_{min} では 0.06% 程度のひずみが生じている領域が Steel C の方が広いことが確認できた.試験片厚の違いに 着目すると,厚さ 3 mm の T3 試験片が T1 試験片と比較して,ひずみ分布が僅かに広範囲 となる傾向を示した.

第5章で示したように、繰返し軟化率が高い鋼材では、亀裂閉口が促進され疲労亀裂進展 が遅延する.そこで、DICで計測した開口変位を用いた除荷弾性コンプライアンス法により 開閉口挙動を評価した. *a*=1.5 mm における計測結果を Fig. 6.7~Fig. 6.9 にそれぞれ示す. すべての試験片、計測位置で亀裂開閉口を示す屈曲が観察された.また、屈曲点は疲労亀裂 先端(*x*=1.5 mm) ほど大きく、除荷時は疲労亀裂先端から閉口し、負荷時は切欠き底から開 口することが示唆された.同様に *a*=0.4、1.5 mm における開口荷重 *P*op を計測した. *P*op から 算出した開口比 *U*を比較した結果を Fig. 6.10 に示す.これより、疲労亀裂長さや鋼種に依 らず全ての計測結果で*U*は、疲労亀裂先端ほど小さく、*a* が長いほど大きい(開口し易い) ことがわかる.鋼種で比較すると、Steel B、Steel A、Steel C の順に *U*が大きい.また,試 験片厚の薄い T1 試験片の方が T3 試験片と比較して、*U*が小さくなる傾向を示した.特に Steel C で試験片厚の影響が大きい.これら *U*の傾向は、静的強度の大きさや上述の疲労亀 裂周辺のひずみ範囲の広さでは説明できない.すなわち、繰返し軟化による強度分布などが 寄与している可能性を示唆しており、定量的な解析は今後の課題である.

亀裂開閉口挙動と疲労亀裂先端の局所主ひずみとの関係を評価するため、 P_{op} を用いて有 効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} を算出した.なお、 ΔK_{eff} の計算には疲労亀裂先端の P_{op} を用いた. ΔK_{eff} と局所主ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_L$ の関係を Fig. 6.11 に示す. $\Delta \epsilon_L$ は、ばらつきがあるものの ΔK_{eff} に対してほぼ線形に増大した.すなわち、亀裂開閉口が $\Delta \epsilon_L$ の支配因子であることが示唆さ れた.また、鋼種や試験片厚によるばらつきは、測定誤差以外に組織因子や亀裂前縁形状な どの影響と推測される.

81



Fig. 6.5 T1 試験片の最大主ひずみコンター図



Fig. 6.6 T3 試験片の最大主ひずみコンター図



Fig. 6.7 a=1.5 mm, Steel A 試験片の開閉口挙動



Fig. 6.8 a=1.5 mm, Steel B 試験片の開閉口挙動



Fig. 6.9 a=1.5 mm, Steel C 試験片の開閉口挙動





Fig. 6.11 有効応力拡大係数範囲と疲労亀裂先端の局所主ひずみ範囲

6.4 局所ひずみに基づく疲労性能の推定

6.4.1 **亀裂発生寿命の推定**

本項では、4.4節で示した局所ひずみに基づく亀裂発生寿命 Ncの推定を試みた. Table 6.3 に示した切欠き底の局所主ひずみ範囲 *d*εLを式(4.5)に代入し, 推定した *N*c を Fig. 6.12, Fig. 6.13 に示す. なお, 切欠き底の平均応力 σ_n は 0, 50, 100 MPa と仮定した. Steel A, Steel B は、両板厚ともに $\sigma_m=0\sim100$ MPa の推定値の範囲内に試験結果が収まった.一方、Steel C-T1, T3 の推定結果は, σ_m=0 MPa でも試験結果より 11~13%短寿命側に推定した. 推定式 (4.5)において Nc の変換に採用した Iida の式[9]は、Nc を丸棒の表面亀裂長さが 0.2~0.5 mm となる負荷回数と定義して導出している. 一方, 本論文では SENT 試験片の表面で疲労亀裂 が観察された時点を Ncと定義しているが,疲労亀裂は表面ではなく切欠き底の内面(試験 片表面より内側) で発生する. そのため, Table 6.1 で示した Ncは, 真の疲労亀裂発生寿命 に亀裂発生位置から試験片表面までの進展寿命を合算した寿命となる. Fig.9 より Steel Cは, Steel A や Steel B と比較して疲労亀裂進展速度が遅いため、試験片表面までの進展寿命が長 く, 推定値が試験結果より短寿命となった可能性が考えられる. しかしながら, Steel C-T1, T3 の推定結果も試験結果をおおよそ再現できていることから, DIC により計測した局所主 ひずみ範囲に基づく疲労亀裂発生寿命推定は、静的強度や繰返し軟化特性の異なる鋼材に 対しても有効といえる.また,切欠き底のように応力集中が大きく,10⁵回以下の短寿命で 疲労亀裂が発生する場合、ひずみ範囲と発生寿命の関係への静的強度や繰返し軟化特性の 影響は小さいことが確認できた.







6.4.2 **亀裂進展速度の推定**

本項では、4.5節で示した局所ひずみに基づく亀裂進展速度 da/dN の推定を試みた.具体的には、Fig. 6.11 に示した疲労亀裂先端の局所主ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_{\rm L}$ を式(4.5)、(4.7)に代入し、 da/dN を推定した.式(4.5)における平均応力 $\sigma_{\rm m}$ は 0 MPa、式(4.7)における Δa は第4章で同 定した 1.55 mm とした.推定結果と試験結果の比較を Fig. 6.14 に示す.試験結果には、第4 章で使用した Steel A の厚さ 6 mm 試験片(Steel A-T6 と称す)の結果も含めた. $\Delta \epsilon_{\rm L}$ に基づ き推定した da/dN は、鋼種や試験片厚に依らず試験結果を再現した.また、比較として従来 の整理方法である $\Delta K_{\rm eff}$ と da/dN の関係を Fig. 6.15 に示す. $\Delta K_{\rm eff}$ には、6.3.3 項で計測した 疲労亀裂先端の値を用いた. $\Delta K_{\rm eff}$ も da/dN と相関は認められるが、 $\Delta \epsilon_{\rm L}$ より誤差が大きい結 果となった.これは、巨視的パラメータである $\Delta K_{\rm eff}$ より $\Delta \epsilon_{\rm L}$ の方が組織因子など微視的影 響を捉えていることを示唆していると考えられる.以上の結果から、局所主ひずみ範囲に基 づく疲労亀裂進展速度推定についても、静的強度や繰返し軟化特性の異なる幅広い鋼材に 対しても有効と判断できる.

なお、 Δa は、ひずみの計測条件(仮想ゲージ長)以外に材質、特にミクロ組織に由来す る進展抵抗にも依存すると考えられるが、本章で用いた溶接構造用鋼では共通の Δa で実験 結果を再現した.これは、 $\Delta \varepsilon_L$ が da/dNに対して支配的な影響を有することを示している. 一方でその他の影響因子を抽出するには、亀裂長さやひずみの分解能が不足していること も示唆していると考えられ、計測精度向上は今後の課題である.







6.5 結言

本章では,静的強度および繰返し軟化特性の異なる3鋼種を対象に疲労亀裂の発生・進展 特性を評価するとともに,DICによる実測した局所変形挙動に基づき亀裂発生寿命,進展速 度の推定を試みた.本章で得られた知見を以下に示す.

- 1) SENT試験片を用いた疲労試験では, 亀裂発生寿命に鋼種による顕著な差は認められ なかった一方, 疲労亀裂進展寿命はSteel Cが有意に長く, T1試験片で約1.6倍, T3試 験片で約1.3倍であった.
- 2) DICで計測した切欠き底の局所ひずみから推定した亀裂発生寿命は,SENT試験片の 実験結果と概ね一致した.Steel Cではやや短寿命側の推定となったが,これは亀裂発 生後に試験片表面まで進展するのに要した寿命を考慮していないためと考えられる.
- 3) 開口比Uは, Steel B, Steel A, Steel Cの順に大きく, T3試験片よりT1試験片の方が小 さくなる傾向を示した. 疲労亀裂先端の局所主ひずみ範囲ΔεLは, 疲労亀裂先端のU から算出した有効応力拡大係数範囲ΔKeffと良い相関を示した.
- 4) 疲労亀裂先端の局所主ひずみ範囲ΔεLに基づき推定した疲労亀裂進展速度da/dNは、 鋼種や試験片厚に依らず試験結果を再現した.したがって、局所ひずみに基づく疲 労亀裂発生寿命および進展速度の推定は、静的強度や繰返し軟化特性の異なる幅広 い鋼材に対しても有効といえる.

第7章 繰返し弾塑性応答を考慮した FEM による構造用鋼の疲労性 能予測

7.1 緒言

本章では、繰返し軟化現象を考慮した弾塑性 FEM を用いて、数値解析的な疲労亀裂発生・ 進展寿命の予測を試みた.具体的には、まず鋼材の繰返し弾塑性応答が再現可能な材料構成 モデル(疲労 SS モデル)を定式化した.次に、軸力疲労試験および長い亀裂(CT 試験片) の進展試験の結果をもとに材料パラメータを同定した.最後に同定した材料パラメータを 用いた SENT 試験の弾塑性解析を行い、4.4節、4.5節で述べた手法による疲労亀裂発生、進 展挙動の推定を試みた.また、推定結果を第6章の実験結果と比較することで、本解析手法 の妥当性を検証した.

7.2 材料構成モデル

7.2.1 構成式

材料構成モデルには、純粋な弾性応答から応力ひずみ応答への滑らかな遷移を表現可能 な弾性境界面,下負荷面および相似中心の概念[47,102]をベースに、繰返し載荷に伴う硬化・ 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 モデルを採用した[42,57, 103-111]. 疲労 SS モデルのイメージ図を Fig.7.1 に示す.本モデルは、Tsutsumi、Fincato ら が開発した数値モデル[57,111]であり、非従来型塑性理論[112]の特徴と等方スカラー損傷様 変数を組み合わせ、繰返し運動問題における不可逆変形蓄積を再現する.構成式の概要を以 下に述べる.なお、使用する詳細な記号の定義については文献[57]を参照されたい.



Fig. 7.1 疲労 SS モデルのイメージ図

本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)は

$$f(\hat{\boldsymbol{\sigma}}) = \sqrt{\frac{3}{2}} |\hat{\boldsymbol{\sigma}}| - F(H)$$
(7.1)

$$\hat{\boldsymbol{\sigma}} \equiv \boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\alpha} \tag{7.2}$$

と仮定する.ここで, F(H)は等方硬化関数であり正規降伏面の大きさを表し,式(7.3)~(7.5)で定義される.

$$F(H) = F_0[1 + h_{1h}\{1 - \exp(-h_{2h}H)\}] - h_{1s}\{1 - \exp(-h_{2s}w)\}]$$
(7.3)

$$H = \int \lambda dt \tag{7.4}$$

$$w = \int \lambda \left(\frac{\sqrt{3/2} \left| \overline{\sigma} \right|}{F_0} \right)^{\mu} dt$$
(7.5)

ここで、 F_0 は初期の降伏応力、Hは累積相当塑性ひずみ、wは塑性仕事に類似するスカラー 変数、 λ は塑性乗数、 h_{1s} と h_{2s} は繰返し軟化、 h_{1h} と h_{2h} は硬化の大きさと飽和率を制御する 材料定数である。従来式[57]において、軟化・硬化を制御する材料定数は h_1 と h_2 の2つで あったが、軟化と硬化を分け、4つにすることで広範な弾塑性関係に対応できるようにした。 また、aは移動硬化変数であり、いわゆる背応力に対応する。そして、正規降伏面の内部に、 常に現応力点 σ を通り正規降伏面に相似な形状を保ちながら、移動、膨張・縮小する下負荷 面を次式で仮定する。

$$f(\overline{\boldsymbol{\sigma}}) = \sqrt{\frac{3}{2}} \left| \overline{\boldsymbol{\sigma}} \right| - RF \tag{7.6}$$

$$\bar{\boldsymbol{\sigma}} = \boldsymbol{\sigma} - (1 - R)\boldsymbol{s} - R\boldsymbol{\alpha} \tag{7.7}$$

ここで, s は正規降伏面と下負荷面の相似中心, R は正規降伏面と下負荷面の相似比(正規降伏比)であり, 負荷過程および弾性除荷過程の R はそれぞれ,

負荷過程:
$$R = \frac{2}{\pi} (1 - R_e) \cos^{-1} \left[\cos \left(\frac{\pi}{2} \frac{\langle R_0 - R_e \rangle}{1 - R_e} \right) \exp \left\{ -\frac{\pi}{2} u (1 - D^\beta) \frac{H - H_0}{1 - R_e} \right\} \right] + R_e$$
 (7.8)

弾性除荷過程:
$$R = \frac{\left[tr(\tilde{\sigma}'\hat{s}') + \sqrt{tr^2(\tilde{\sigma}'\hat{s}') + \left(2F^2/3 - |\hat{s}'|^2\right)} |\tilde{\sigma}'|^2 \right]}{\left(2F^2/3 - |\hat{s}'|^2\right)}$$
(7.9)

$$\tilde{\boldsymbol{\sigma}} = \boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{s} \tag{7.10}$$

$$\widehat{\boldsymbol{s}} = \boldsymbol{s} - \boldsymbol{\alpha} \tag{7.11}$$

で計算される[103,113]. ここで, u は材料定数, R^eは弾性境界面[37-40]の大きさを規定する 材料定数もしくは関数, D は塑性変形の蓄積の結果として生じる繰返し軟化挙動を規定す る内部状態変数であり,

$$D(H_d) = (1 - d_2) \left[1 + \left(\frac{d_1}{H_d}\right)^{d_3} \right]^{-1}$$
(7.12)

$$H_d = \int \lambda \overline{D} dt \tag{7.13}$$

とする. H_d は繰返し損傷損傷パラメータ、 $d_1 \sim d_3$ はダメージの進展速度を制御する材料定数である. このDと上述のFにより繰返し負荷における材料の軟化・硬化挙動、ヒステリシスループの広がりが表現可能となる. また、 β はDが小さい時の応力ひずみ応答を制御するために新たに追加して材料定数であり、 $\beta=1$ で従来式[57]となる.

H_dの発展則は,

$$\dot{H}_d = \sqrt{\frac{2}{3}} \left\| \boldsymbol{D}^p \right\| \overline{D} \tag{7.14}$$

$$\overline{D}(\overline{R}) = (1 - k_2) \left[1 + \left(\frac{k_1}{\overline{R}}\right)^{k_3} \right]^{-1}$$
(7.15)

$$\bar{R} = R - R_e \tag{7.16}$$

で定式化する. $k_1 \sim k_3$ は、繰返し載荷に伴う損傷の進展速度を制御する材料定数である. 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蓄積されることになる.

R の発展則は,

$$\dot{R} = U(R) \left| \boldsymbol{D}^{p} \right| \tag{7.17}$$

で定式化される.D^eは塑性ひずみテンソル,Uは次式で定義される単調減少関数である.

$$U = (1 - D)u \cot\left(\frac{\pi \left\langle R - R_e \right\rangle}{2 \ 1 - R_e}\right)$$
(7.18)

また, sおよび移動硬化 a の発展則は, それぞれ

$$\overset{\circ}{\boldsymbol{s}} = \left[(1-D)c \left\{ \frac{\overline{\sigma}}{R} - \left(\frac{1}{\chi}\right) \hat{\boldsymbol{s}} \right\} + \boldsymbol{a} + \sqrt{\frac{2}{3}} \frac{F'}{F} \hat{\boldsymbol{s}} \right] \boldsymbol{D}^{p} \right]$$
(7.19)

$$\overset{\circ}{\boldsymbol{\alpha}} = \boldsymbol{a} \left| \boldsymbol{D}^{p} \right| = a_{1} (a_{2} \boldsymbol{N} - \boldsymbol{\alpha}) \left[1 + a_{3} \left(1 - \frac{\langle \boldsymbol{R} - \boldsymbol{R}_{e} \rangle}{1 - \boldsymbol{R}_{e}} \right) \right] \left| \boldsymbol{D}^{p} \right|$$
(7.20)

である.ここで、oは共回転速度を表し、()は Macaulay の括弧(任意スカラーAに関して、

 $A \ge 0$ に対して $\langle A \rangle = A$, A < 0に対して $\langle A \rangle = 0$), cおよび $a_1 \sim a_3$ は材料定数である.

7.2.2 材料定数のキャリブレーション

前述の疲労 SS モデルを用いて, Steel A, Steel B ならびに Steel C の繰返し弾塑性応答を 良好に表現する材料定数の同定した. 具体的には, 2.5 節において実施した軸力疲労試験を 対象に繰返し弾塑性解析を行い,材料定数キャリブレーションを行った. 同定した 3 鋼種の 材料定数の組合せを Table 7.1~Table 7.3 に示す.本材料定数を用いて 2.5 節の軸力疲労試験 の解析結果と実験結果の比較を Fig. 7.2~Fig. 7.4 に示す.いずれの鋼種,ひずみ振幅条件に おいても,繰返し負荷による応力振幅の変化やヒステリシスループの形状を良好に再現さ れていることがわかる.

E	206 [GPa]	β	1.2	
υ	0.3	a_1	22	
и	8000	<i>a</i> ₂	165	
F_0	360 [MPa]	<i>a</i> ₃	5	
$h_{1\mathrm{h}}$	0.08	k_1	0.7	
$h_{2\mathrm{h}}$	4	k_2	0.03	
С	200	<i>k</i> ₃	5	
χ	0.9	d_1	0.0055	
h_{1s}	0.0	d_2	0.15	
h_{2s}	0.0	d_3	1.3	
μ	0.0	R _e	0.25	

Table 7.1 同定した Steel A の材料定数

Table 7.2 同定した Steel B の材料定数

E	206 [GPa]	β	1.2
υ	0.3	a_1	21
и	2000	a_2	140
F_0	550 [MPa]	<i>a</i> ₃	5
$h_{ m 1h}$	0.06	k_1	0.995
$h_{ m 2h}$	7.5	k_2	0.2
С	200	<i>k</i> 3	12
χ	0.9	d_1	0.015
$h_{1\mathrm{s}}$	0.12	d_2	0.2
$h_{2\mathrm{s}}$	0.8	<i>d</i> ₃	1.05
μ	1.5	Re	0.2

E	206 [GPa]	β	1.2
υ	0.3	a_1	22
и	3000	<i>a</i> ₂	230
F_0	500 [MPa]	<i>a</i> 3	2.5
$h_{1\mathrm{h}}$	0.085	k_1	0.87
$h_{2\mathrm{h}}$	2.5	k_2	0.004
С	200	<i>k</i> 3	10
χ	0.9	d_1	0.0025
$h_{1\mathrm{s}}$	0.24	d_2	0.45
h_{2s}	1.5	<i>d</i> ₃	1.01
μ	1.25	R _e	0.2

Table 7.3 同定した Steel C の材料定数



Fig. 7.2 Steel A の疲労試験結果と解析結果の比較



Fig. 7.3 Steel B の疲労試験結果と解析結果の比較



Fig. 7.4 Steel C の疲労試験結果と解析結果の比較

7.3 CT 試験片(長い亀裂)によるキャリブレーション

7.3.1 CT 試験片による進展試験結果

局所ひずみから疲労亀裂進展速度を推定する場合,4.5.1 項で述べたように繰返し数 Nc を 進展速度に変換する Δa が必要となる.本節では,CT 試験片を用いた長い亀裂の進展試験 結果,ならびに弾塑性解析結果から各鋼種の Δa を同定した.

各鋼種の疲労亀裂進展試験結果を Fig. 7.5, Fig. 7.6 に示す. なお, CT 試験片形状および 試験方法は, 5.2 節と同等とした. なお, 荷重振幅 ΔP については, Steel A と Steel B が 4.42 kN, Steel C が 4.06 kN と若干異なるが, 試験速度や荷重比などそれ以外の条件は同一であ る. CT 試験片による進展試験においても疲労亀裂進展速度は, Steel A と Steel B が同等で, Stee C が最も遅くなっており, SENT 試験片の結果と同様の傾向を示した.





Fig. 7.6 da/dN-ΔK 線図

7.3.2 CT 試験片モデルおよび弾塑性解析結果

本項では、*Δa*の同定に用いた弾塑性解析モデルおよび解析結果について述べる.弾塑性 解析には、市販の有限要素解析ソフト Abaqus (Ver.2022)を用いた.解析対象とした CT 試 験片の FE モデルおよび境界条件を Fig. 7.7 に示す.モデルは二次元とし、要素タイプは四 節点四辺形の一般化平面ひずみ要素とした.基準厚さは、CT 試験片と同じ 12 mm とした. 疲労亀裂は荷重載荷直角方向に進展すると仮定し、初期疲労亀裂(予亀裂)長さ 1 mm から 2 mm 刻みに亀裂分離面上の要素の境界条件を変更することで進展を模擬した.進展量は、 最大 8 mm、すなわち最終疲労亀裂長さ 9 mm とした.材料モデルには、前節の疲労 SS モデ ルをユーザサブルーチン機能にて組み込んだ.高い応力集中が予想される疲労亀裂先端の メッシュサイズは 5 µm とし、遠方では適宜拡大した.解析では、前項の疲労亀裂進展試験 と同様の荷重範囲および荷重比の繰返し負荷を 20 サイクルを付与した.なお、本解析にお いて、20 サイクルに達するまでに最終サイクルと前サイクルの全体のひずみ範囲の変動率 が 1%以内に収まることを確認している.

Steel A~Steel C の材料モデルでの解析結果を Fig. 7.8~Fig. 7.10 にそれぞれに示す.いず れの鋼種も1サイクル目からヒステリシスループを描き,引張側へのラチェティングした. ラチェティング量は,疲労亀裂長さが長いほど大きい.鋼種で比較するとラチェティング量 は低強度かつ繰返し硬化する Steel A が最も大きく,高強度かつ繰返し軟化する Steel C が最 も小さかった. 20 サイクル時点でのひずみ範囲 *de* も, Steel A, Steel B, Steel C の順に大き い結果となった.また,本解析では,引張の片振り荷重を付与しているが,負荷を繰り返す ことで亀裂先端の応力状態は引張圧縮の両振りとなっていた.



Fig. 7.7 CT 試験片の FE モデル


Fig. 7.8 Steel A の CT 試験片解析結果



Fig. 7.9 Steel BのCT 試験片解析結果



Fig. 7.10 Steel C の CT 試験片解析結果

7.3.3 キャリブレーション結果

本項では、7.3.1 項と7.3.1 項の結果から各鋼種の *da* を同定する. 具体的には、 亀裂長さ aにおけるの弾塑性応答から式(4.5)を用いて Nc を算出する.次に,式(4.7)から亀裂長さ a に おける進展速度 da/dN の実験値を再現する Δa を決定する.これを亀裂長さ a=1~9mm でそ れぞれ実施した.同定した各鋼種の *da* を Table 7.4 に示す.また,この *da* を用いて推定し た da/dN と実験結果を比較したグラフを Fig. 7.11~Fig. 7.13 にそれぞれ示す.いずれの鋼種 も Δa は, a=1 mm で小さく, a=3, 5 mm で増加した後, a=7, 9 mm と長くなる再び減少し た. 長い亀裂では、Paris 則に則り、AKに対してほぼ一定の勾配で da/dN が増加する. しか し, 機械切欠きから疲労亀裂が十分進展していない短い亀裂の場合, 切欠きでの応力集中や 亀裂前縁形状の影響が大きく, Paris 則から乖離する. 一方, 疲労亀裂が長くなると, 疲労 亀裂先端の面外方向の塑性変形(ネッキング)の影響が増大するため、二次元モデルでの解 析では誤差が増加する.これらが, a により Δa が変動した要因と考えられる.以上のこと から本論文では、合理的かつ安全側に疲労亀裂進展を推定するため、Δa が大きい a=3,5 mm での値を平均化した値(Steel A:2.87 µm, Steel B:3.66 µm, Steel C:3.06 µm)を採用すること とした.同定した Δa を用いて各鋼種の亀裂成長曲線を推定した結果を Fig. 7.14 に示す.推 定結果は,実験結果を良く再現しており,誤差は最大で約3%であった.なお,鋼種に依り △aが異なるのは、第6章の実験的検証では計測精度が不足し、不明瞭であった鋼材のミク ロ組織による進展抵抗の差を示唆していると考えられるが、定量的な評価は今後の課題で ある.また,解析から同定した Δa は,第4章で実験結果から同定した $\Delta a=1.55$ mm と大き く値が異なった. *Δa*はひずみの分解能, すなわちひずみゲージ長やメッシュサイズに依存 するパラメータであるが, FEM モデルのメッシュサイズは 5 μm と DIC の仮想ゲージ長 0.21 mm より小さい. これが実験と FEM で *Δa* が大きく異なった要因と考えられる.

	Δ <i>a</i> [μm]						
	<i>a</i> =1	<i>a</i> =3	<i>a</i> =5	<i>a</i> =7	<i>a</i> =9	Ave.of <i>a</i> =3, 5	
Steel A	2.21	2.95	2.77	2.42	2.14	2.87	
Steel B	2.72	3.78	3.54	3.40	3.23	3.66	
Steel C	2.32	3.10	3.02	2.70	2.62	3.06	

Table 7.4 各鋼種の *∆a* 同定結果



7.4 SENT 試験片の疲労性能予測

7.4.1 SENT 試験片モデル

本節では、同定した材料物性を用いて前章の SENT 試験結果の推定を行う. 解析対象とした SENT 試験片の 1/2 対称モデルおよび境界条件を Fig. 7.15 に示す. 要素タイプは四節点四辺形の一般化平面ひずみ要素とし、疲労亀裂先端のメッシュサイズは 5µm とした. 疲労亀裂は、荷重載荷直角方向(試験片幅方向)に進展すると仮定し、Fig. 7.16 のように切欠き底から亀裂分離面上の要素の境界条件を変更することで疲労亀裂長さ 4 mm までの進展を模擬した. 亀裂面の接触タイプはペナルティ法とし、摩擦係数は 0 とした. 材料モデルには、7.3節の疲労 SS モデルをユーザサブルーチン機能にて組み込み、応力比 0.1、公称応力範囲 110 MPa の応力波形を亀裂長さが変更される毎に 5 サイクル付与した. また、進展速度の変換に用いる Δa は、前節で同定した Table 7.4 の値を用いた.



Fig. 7.16 節点解放による亀裂進展模擬

7.4.2 疲労性能推定結果

解析結果の一例として, 亀裂長さ0, 1.5, 3 mm における Steel A の最大主ひずみのコンタ 一図を Fig. 7.17 に示す. また, DIC で実測した同亀裂長さにおける最大主ひずみのコンタ 一図を併記する.本解析は, 平面ひずみの二次元解析であるが, 解析で得られたコンター図 は実測結果と良く再現した. これら解析結果を元に疲労亀裂の発生および進展寿命を評価 した.まず,疲労亀裂発生後の亀裂成長曲線の解析結果を Fig. 7.18 に示す. Steel A~Steel C の解析結果は, いずれも実験結果を良く再現した.



Fig. 7.17 Steel A の最大主ひずみコンター図の解析結果および DIC 計測結果



Fig. 7.18 SENT 試験片の亀裂成長曲線の解析結果

次に,発生寿命 N_cの解析結果を Table 7.5 に示す.解析結果は,疲労試験結果と比較して 1/10 以下となっており,大きく短寿命側に推定した.疲労試験では,DIC 観察面で疲労亀裂 が観察された時点を亀裂発生と定義しているため,Fig. 7.19 に示すように切欠き底で発生し た疲労亀裂が板厚方向に試験片表面まで進展する寿命を合算した寿命となる.そこで,解析 結果においても板厚方向の進展の影響評価を試みた.具体的には,N_c で発生する初期亀裂 寸法 a_{ini_d}, a_{ini_w},ならびに板厚方向の亀裂発生位置 t_cを仮定する.次に初期亀裂は板厚方 向にのみ進展する(板厚方向進展中は, a_{ini_d}は変化しない)として,初期亀裂が t_cから試 験片表面に達するまでの進展寿命 N_{p ini}を求めた.

式(4.5)の導出で Iida ら[9]が発見した疲労亀裂の表面長さが 0.2~0.5 mm であったことか ら, a_{ini_w} は中間の 0.35 mm とし、さらに初期亀裂を半楕円と仮定して a_{ini_d} は 0.175 mm と した. t_c は、0.5、0.75、1.0、1.5 mm の4水準で試算した. なお、Table 7.5 の結果は、 t_c =0 mm の結果に相当する. 板厚方向の進展速度 da/dNは、亀裂長さ a_{ini_d} での解析値を使用し、 板厚方向に進展中は変化しないものとした. 各 t_c で求めた N_{p_ini} と N_c を合算し、疲労試験 での亀裂発生と同条件とした場合の結果を Table 7.6 に示す. これより、 t_c =0.5~0.75 mm で 解析結果は概ね実験結果と一致した. Fig. 7.20 に Steel A の N=40,000 回 ($<N_c$) における切 欠き底の観察結果を示すが、疲労亀裂は複数個所で発生している. これら亀裂が合体しつつ、 試験片表面に進展するため、比較的小さい t_c での解析結果が実験結果を再現したものと考 えられる. 最後に t_c =0.75 として、亀裂発生から亀裂長さ 4 mm までの進展を一貫して解析 した結果を Fig. 7.21 に示すが、いずれの鋼種の解析結果も実験結果を良く再現した.

以上の結果から、軸力疲労試験および長い亀裂(CT 試験片)の進展試験から同定したパ ラメータに基づく疲労 SS モデルを用いることで、静的強度や繰返し軟化特性、試験片形状 に依らず疲労亀裂の発生・進展挙動を推定可能であることが実証できた.

	Nc (cycle)					
	Steel A	Steel B	Steel C			
Fatigue test	45,000	90,000	60,000			
FEM	3,101	4,724	4,199			

Table 7.5 亀裂発生寿命の解析結果



Fig. 7.19 板厚方向の亀裂発生位置と亀裂進展

Table 7.6 板厚方向の亀裂進展を考慮した亀裂発生寿命の比較

		$N_{\rm C} + N_{\rm P_ini}$ (cycle)				
		Steel A	Steel B	Steel C		
Fatigue test		45,000	90,000	60,000		
FEM	$t_{\rm C} = 0.5 {\rm mm}$	46,698	46,648	53,234		
	$t_{\rm C} = 0.75 {\rm mm}$	80,234	78,897	90,952		
	$t_{\rm C} = 1.0 {\rm mm}$	113,771	111,147	128,671		
	$t_{\rm C} = 1.5 {\rm mm}$	180,844	175,646	204,109		



Fig. 7.20 切欠き底の疲労亀裂発生状況



7.5 結言

本章では、繰返し弾塑性応答を考慮した弾塑性 FEM を用いて、第6章で実施した溶接構 造用鋼の疲労亀裂発生・進展寿命を数値解析的に推定することを試みた.得られた知見を以 下に示す.

- 本研究で採用した巨視的弾性域で生じる繰返し軟化現象を再現可能な材料構成モデル(疲労SSモデル)の定式化について述べ、軸力疲労試験結果を良好に再現する材料定数を同定した.
- 2) 同定した各鋼種の疲労SSモデルを用いて,CT試験片の繰返し弾塑性解析を行い, 長い疲労亀裂の進展速度を再現する⊿aを同定した.
- 3) これら材料定数を用いたSENT試験片の繰返し弾塑性解析より推定した疲労亀裂 進展挙動は、疲労試験結果を良好に再現した. 亀裂発生寿命の推定結果は、疲労 試験結果より大きく短寿命側となったが、板厚方向の亀裂進展を考慮することで 試験結果と概ね一致し、本解析モデルと推定手法の有効性が実証できた.

7.6 Appendix: 疲労 SS モデルのキャリブレーション手順

疲労 SS モデルでは, Table 7.1~Table 7.3 に示したように 22 個のパラメータを用いて, 鋼材の繰返し弾塑性を再現する. 各パラメータは, 静的引張試験およびひずみ振幅一定の軸力疲労試験を用いて同定するが, その流れを以下に示す.

①静的引張試験結果を用いて、E、 ν 、 F_0 を設定する.なお、Eおよび ν は、成分や 材質依存性が小さいため、文献値を用いても良い.

②短寿命域の軸力疲労試験1条件(本論文では *ε*a=0.5%)に着目し、1サイクル目の ヒステリシスループの形状を再現するよう、*u*、*R*eを大まかに設定する.特に、*R*eは 降伏点近傍の応力ひずみ関係の滑らかさに関係しており、1とすると弾完全塑性のよ うな形状となる.

③上記条件で繰返し負荷によるヒステリシスループの変化を再現するよう,等方硬化 則の変数である h_{1h} , h_{2h} , h_{1s} , h_{2s} , μ , ならびに移動硬化則の変数である $a_1 \sim a_3$ を設定 する. Steel A のように繰返し硬化する材料では h_{1h} , h_{2h} を, Steel B や C のように繰返 し軟化する材料では h_{1s} , h_{2s} , μ を中心に調整し,硬化や軟化するタイミングを a_1 , a_2 , a_3 にて調整する. これら変数によりヒステリシスループ形状も変化するため, u,

Reも合わせて再調整する.

④巨視的弾性域での繰返し負荷による塑性変形および損傷を表現する $d_1 \sim d_3$, $k_1 \sim k_3$, β を長寿命域を含めた軸力疲労試験結果を再現するよう設定する.なお,主に $d_1 \sim$ d_3 , $k_1 \sim k_3$ は繰返し負荷による最大・最小応力の変化, β は高繰返し数でのヒステリシスループ形状, に着目して調整する.

⑤この①~④の処理を複数回繰り返すことで,静的引張試験および各ひずみ振幅での 軸力疲労試験結果を再現するパラメータを同定する.

第8章 結論

8.1 総括

本研究では,静的・繰返し弾塑性応答の異なる鋼種を含め疲労亀裂発生から進展までの疲 労性能を統一的に評価可能なシステムの確立を目的に,様々な鋼材の疲労亀裂発生・進展特 性,局所的な変形・ひずみ挙動を評価した.さらに局所ひずみに基づく疲労性能推定手法を 提案し,実験と解析の両面からその有効性を検証した.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,疲労問題の現状について考察し,本論文の研究目的とその構成を示した.

第2章では、本研究で対象とする溶接構造用鋼(3 鋼種)ならびにモデル鋼(12 鋼種)の ミクロ組織ならびに各種力学特性を評価した.溶接構造用鋼の静的引張における強度・伸び 特性は、Steel A が SM490、Steel B および Steel C が SM570 に相当した.ひずみ漸増漸減試 験により評価した繰返し軟化率 R_s は、Steel A が 1.3%、Steel B が 6.3%、Steel C が 12.5%で あり、3 鋼種が異なる静的・繰返し弾塑性応答を示すことを確認した.また、軸力疲労試験 において、10⁵回以下の短寿命領域では、付加ひずみ範囲と破断寿命に鋼種依存性がないこ とを示した.モデル鋼においては、冷間圧下率 R_c が高いほど R_s が顕著に増加する一方、パ ーライト分率や結晶粒径などミクロ組織の変化がほとんどないことを示し、疲労亀裂進展 への R_s の影響評価に適した供試鋼であることを確認した.

第3章では、本研究で採用する DIC 法の原理や装置仕様を示すとともに、DIC の解析パ ラメータがひずみ分布に及ぼす影響を調査した.DIC の変位・ひずみにおける主な解析パラ メータには、サブセットサイズ、ステップサイズ、フィルターサイズがあり、切欠き底や疲 労亀裂先端のひずみの大きさが、ステップサイズとフィルターサイズの積から求まる仮想 ゲージ長に依存することを示した.局所的なひずみの計測には、仮想ゲージ長を小さくする 必要があるが、同時に計測ノイズも増大するため、両者の関係から本論文の試験内容に最適 な解析パラメータを選定した.

第4章では、試験片厚が疲労性能ならびに DIC で計測されるひずみ分布に与える影響を 調査した.また、提案する局所ひずみに基づく疲労亀裂発生寿命 $N_{\rm C}$ 、進展速度 da/dN の推 定手法の有効性を DIC を用いて検証した.まず、SENT 試験片を用いた疲労試験において、 $N_{\rm C}$ は試験片厚に依らずほぼ一定であるのに対して、da/dN は試験片厚が薄いほど低下する ことを確認した.また、DIC にて実測した切欠き底および疲労亀裂先端の局所主ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_{\rm L}$ を用いて推定した $N_{\rm C}$ および da/dN が試験片厚によらず試験結果を再現し,提案推定手 法の有効性を実験的に示した.さらに,局所的な開口変位から計測した亀裂開口荷重は試験 片厚が薄いほど高く,疲労亀裂先端の局所主ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_{\rm L}$ が有効応力拡大係数範囲 $\Delta K_{\rm eff}$ に依存することを明らかにした.

第5章では、冷間圧延により繰返し軟化特性を変化させたモデル鋼(12鋼種)を対象に、 疲労亀裂進展挙動に及ぼす繰返し弾塑性応答、特に繰返し軟化の影響を評価し、da/dNに Rs が支配的な影響を有し、静的強度やパーライトの影響が小さいことを明らかにした.また、 冷間圧延材は、顕著な亀裂開閉口挙動を示し、Rcやミクロ組織に依らず ΔK_{eff}により da/dN が整理できることを確認した.さらに、冷間圧延の有無による進展経路や亀裂周辺の硬度分 布への影響を調査し、塑性誘起亀裂閉口が繰返し軟化による亀裂閉口誘起の主因であると 推定した.

第6章では、繰返し軟化特性の異なる溶接構造用鋼(3鋼種)を対象に疲労亀裂の発生・ 進展特性を一貫して評価し、溶接構造用鋼であっても試験片厚が薄く、Rsの高いほど da/dN が低下することを確認し、第4章、第5章の知見と一致することを示した.また、試験片 厚、Rsの影響を ΔεLや亀裂開閉口の観点から考察し、切欠き底の ΔεL に繰返し弾塑性応答の 影響が小さいこと、亀裂閉口により疲労亀裂先端の ΔεL が低減されることを明らかにした. さらに、実測した局所ひずみを用いて推定した Nc および da/dN が実験結果を再現し、提案 手法が繰返し軟化特性の異なる溶接構造用鋼にも適用可能なことを示した.

第7章では、数値解析的な疲労亀裂発生・進展寿命の推定手法の確立を目的に、鋼材の繰返し弾塑性応答を再現可能な材料構成モデル(疲労 SS モデル)を定式化し、軸力疲労試験および長い亀裂(CT 試験片)の進展試験の結果をもとに材料定数を同定した. さらに、同定した材料定数を用いた繰返し弾塑性解析より SENT 試験片の疲労性能を推定した. 推定した疲労亀裂進展挙動は、疲労試験結果を良好に再現し、また亀裂発生寿命は試験結果より短寿命側に推定するが、板厚方向の亀裂進展を考慮することで試験結果と概ね一致することを示し、本モデルの有効性を実証した.

第8章では、本研究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.

8.2 今後の課題と展望

前節で総括したように,DIC または疲労 SS モデルを実装した弾塑性 FEM により求めた 局所ひずみに基づく疲労性能推定手法は,静的・繰返し弾塑性応答に依らず疲労亀裂発生か ら進展までの疲労性能を統一的に評価可能であり,鋼構造物の合理的疲労設計や耐疲労技 術の開発に有益な技術であると結論づけられる.

一方,本論文では,以下の6項目が残課題として,検討・解明できていない.

① 繰返し軟化およびそれによる亀裂閉口促進メカニズム

繰返し負荷により軟化する鋼材では, 亀裂閉口が促進され, 疲労亀裂進展速度が低下 することを示したが, 亀裂閉口誘起メカニズムの定量的な評価は行えていない. また, 鋼材が繰返し軟化する冶金的メカニズムも未解明である.

② 疲労亀裂先端の局所主ひずみ範囲AELに及ぼす各影響因子

疲労亀裂先端のΔεLには、試験片表面で計測した亀裂開閉口挙動が支配的な影響を及 ぼすことを示したが、その挙動のみでは試験片厚や鋼種によるΔεLの変化を一部説明で きていない.これは、未検証である試験片内部の亀裂開閉口挙動や亀裂前縁形状、なら びに結晶粒界などがΔεLに影響している可能性を示唆している.

③ 疲労亀裂進展速度推定に用いる *da*の物理的意味や各種影響因子

発生寿命から進展速度に変換する *Δa*は,ひずみの空間分解能以外に鋼材素地の亀裂 進展抵抗や組織境界などの影響を受けるパラメータと考えているが,本論文ではその 影響を解明できていない.

④ 板厚方向の亀裂進展評価

本論文では、試験片表面で観察された疲労亀裂を評価しており、切欠き底で発生した 疲労亀裂が板厚方向に進展する挙動は評価できておらず、推定誤差要因となっている.

⑤ 特異な疲労亀裂伝播経路を有する鋼種への拡張

本論文の供試鋼には、フェライト・パーライトやフェライト・ベイナイトなど複合組 織も採用したが疲労亀裂進展経路への影響はなく、数値解析による疲労性能推定にも 進展経路の影響は考慮していない.一方、大きく進展経路が屈曲・分岐させる耐疲労鋼 も開発されており、このような鋼種では亀裂進展挙動の異方性も大きいため、疲労性能 を予測する場合、亀裂伝播経路や異方性のモデル化が必要となる.

⑥ Mode 1以外の疲労亀裂進展への適用性 本論文では、亀裂面に対して垂直な応力が作用するMode Iが主体の疲労亀裂発生・ 進展を議論しており, 亀裂面にせん断応力が作用するMode Ⅱ, Ⅲの疲労亀裂への提案 手法の適用性は未検証である.

これらの課題を解決することができれば,提案手法の更なる高度化ならびに適用範囲の 拡大,新たな耐疲労鋼の開発設計指針の確立などが可能となり,インフラ鋼構造物疲労に関 する多種多様な課題解決への貢献が期待できる.

参考文献

- [1] K. Arimochi: J.JWS, 79 (2010), 25. https://doi.org/10.2207/jjws.79.733
- [2] M. Hirano: J. JILM, 41 (1991), 477. https://doi.org/10.2464/jilm.41.477
- [3] M. Ohata: J. JWS, 77 (2008), 678. https://doi.org/10.2207/jjws.77.678
- [4] 金澤武,飯田國廣:溶接継手の強度,産報出版,1979.
- [5] Radaj D, Sonsino CM, W F.: Fatigue Assessment of Welded Joints by Local Approaches Second Edition. Woodhead Publishing Series in Welding and Other Joining Technologies; 2006.
- [6] S.S. Manson: Int. J. Fract. Mech., 2 (1996), 327. https://doi.org/10.1007/BF00188825
- [7] D.F. Socie, J. Morrow and W.-C. Chen: Eng. Fract. Mech., 11 (1979), 851. https://doi.org/10.1016/0013-7944(79)90142-5
- [8] K. Morita, M. Mouri, A. Buerihan, R. Fincato and S. Tsutsumi: J. Jpn. Soc. Civ. Eng. A2, 76 (2020), I 143. https://doi.org/10.2208/jscejam.76.2 I 143
- [9] K. Iida: J. Soc. Nav. Archit. Jpn., 1970 (1970), a331. https://doi.org/10.2534/jjasnaoe1968.1970.128_a331
- [10] M. Hayakawa, M. Wakita, E. Nakayama: Adv. Mater. Res., 891-892 (2014), 410. https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.891-892.410
- [11] Fatigue Design Recommendations for Steel Structures, revised ed., ed. by Japanese Society of Steel Construction, Gihodo Shuppan, Tokyo, (2012).
- [12] A.F. Hobbacher: Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components, 2nd ed. Springer Cham Heidelberg, (2016). https://doi.org/10.1007/978-3-319-23757-2
- [13] 村上敬宜:金属疲労 微小欠陥と介在物の影響, OD版, 養賢堂, 2014.
- [14] P. C. Paris and F. Erdogan: J. Basic Eng., 85 (1963) 4, pp.528-533, 1963. https://doi.org/10.1115/1.3656900
- [15] Sugeta, Y. Uematsu, S. Fujimoto, T. Hara and M. Jono: Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. A, 63 (1997), 1860. https://doi.org/10.1299/kikaia.63.1860
- [16] M. Jono, T. Kanaya, A. Sugeta and M. Kikukawa: J. Soc. Mater. Sci., Jpn., 32 (1983), 1383. https://doi.org/10.2472/jsms.32.1383
- [17] C. H. Lin, S. Machida and H. Yoshinari: J. Soc. Nav. Archit Jpn., 1993 (1993), 523. https://doi.org/10.2534/jjasnaoe1968.1993.174 523
- [18] R. Kumar, A. Kumar and S. Kumar: Int. J. Pres. Ves. Pip., 67 (1996), 1. https://doi.org/10.1016/0308-0161(94)00008-5
- [19] J. Schijve: Eng. Fract. Mech., 5 (1973), 269. https://doi.org/10.1016/0013-7944(73)90022-2
- [20] W. Elber: Eng. Fract. Mech., 2 (1970), 37. https://doi.org/10.1016/0013-7944(70)90028-7
- [21] Katoh, M. Kurihara and M. Kawahara: J. Soc. Nav. Archit Jpn., 1983 (1983) 336. https://doi.org/10.2534/jjasnaoe1968.1983.336

- [22] Y. Z. Itho, S. Suruga and H. Kashiwaya: Eng. Fract. Mech., 33 (1989), 397. https://doi.org/10.1016/0013-7944(89)90089-1
- [23] J. C. Newman Jr, E. P. Philips and M. H. Swain: Int. J. Fatigue, 21 (1999), 109. https://doi.org/10.1016/S0142-1123(98)00058-9
- [24] S. J. Hudak and D. L. Davidson: ASTM STP, 982 (1988), 121. https://doi.org/10.1520/STP27204S
- [25] T. Takahashi: Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. A, 67 (2001), 864. https://doi.org/10.1299/kikaia.67.864
- [26] J. C. Newman Jr: Int. J. Fatigue, 24 (1984), R131. https://doi.org/10.1007/BF00020751
- [27] Y. Mutoh, A. A. Korda, Y. Miyashita and T. Sadasue: Mater. Sci. Eng. A, 468-470 (2007), 114. https://doi.org/10.1016/j.msea.2006.07.171
- [28] P. C. Paris and F. Erdogan: J. Basic Eng., 85 (1963) 4, pp.528-533, 1963. https://doi.org/10.1115/1.3656900
- [29] H. Kobayashi. J. Soc. Mater. Sci., Jpn., 29 (1980), 198. https://doi.org/10.2472/jsms.29.198
- [30] M. S. Mustapa and Y. Mutoh: Mater. Sci. Eng. A, 527 (2010), 2592. https://doi.org/10.1016/j.msea.2009.12.023
- [31] Y. Uchino, H. Saiki, M. Shiraishi, and J. Katsuta, Conf. Proc. Jpn. Soc. of Nav. Archit. and Ocean Eng., JASNAOE, Tokyo, (2016), 443. https://doi.org/10.14856/conf.22.0 443
- [32] N Konda, K Arimochi, K Fujiwara, K Onishi and M Yamashita: Weld. Int., 20 (2006), 22. https://doi.org/10.1533/wint.2006.3538
- [33] N. Konda, M. Nishio, K. Onishi, K. Arimochi, O. Yasuda, H. Nagaki, T. Yamano, H. Morishita and S. Takaba: Weld. World, 52 (2008), 95. https://doi.org/10.1007/BF03266644
- [34] M.Yamasita, S. Hanaki, H. Uchida, K. Fujiwara, N. Konda, K. Arimochi and A. Inami: J. Jpn. Inst. Metals, 72 (2008), 897. https://doi.org/10.2320/jinstmet.72.897
- [35] K. Nakashima, H. Shimanuki, T. Nose and T. Ishikawa: Weld. Int., 24 (2010), 343. https://doi.org/10.1080/09507110902843180
- [36] K. Nakashima, H. Shimanuki, T. Nose and T. Ishikawa: Quar. J. JWS, 27 (2009), 21. https://doi.org/10.2207/qjjws.27.21
- [37] T. Sadasue, T. Handa and T. Tagawa: Tetsu-to-Hagane, 105 (2019), 82. https://doi.org/10.2355/tetsutohagane.TETSU-2019-028
- [38] T. P. Bui, Y. Miyashita, Y. Morikage, T. Tagawa, T. Handa, Y. Mutoh and Y. Otsuka: ISIJ Int., 61 (2021), 424. https://doi.org/10.2355/isijinternational.ISIJINT-2020-311
- [39] T. P. Bui, Y. Miyashita, Y. Mutoh, Y. Morikage, T. Tagawa, T. Handa and Y. Otsuka: Int. J. Fatigue, 148 (2021), 106217. https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2021.106217
- [40] T. Hiraide, T. Handa and S. Igi: Quar. J. JWS, 39 (2021), 406. https://doi.org/10.2207/qjjws.39.406

- [41] 豊貞雅宏,丹羽敏男:鋼構造物の疲労寿命予測,共立出版,2001.
- [42] S. Tsutsumi, K. Murakami, K. Gotoh, M. Toyosada: J. Soc. Nav. Archit. Jpn., 7 (2008), 243. https://doi.org/10.2534/jjasnaoe.7.243
- [43] M. Toyosada, K. Gotoh and T. Niwa: Int J Fatigue, 26 (2004), 983. https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2003.12.006.
- [44] M. Morishita, Y. Anai, S. Tsumura, K. Gotoh and T. Niwa: J. Soc. Nav. Archit. Jpn., 30 (2019), 115. https://doi.org/10.2534/jjasnaoe.30.115.
- [45] K. Takaki and K. Gotoh: Quar. J. JWS, 38 (2020), 19. https://doi.org/10.2207/qjjws.38.19.
- [46] D. C. Drucker: Appl. Mech. Rev., 41 (1988), 151. https://doi.org/10.1115/1.3151888.
- [47] K. Hashiguchi: Int. J. Solids Struct., 25 (1989), 917. https://doi.org/10.1016/0020-7683(89)90038-3.
- [48] W. D. Iwan: J. Appl Mech., 34 (1967), 612. https://doi.org/10.1115/1.3607751.
- [49] Z. Mróz: J. Mech. Phys. Solids, 15 (1967), 163. https://doi.org/10.1016/0022-5096(67)90030-0.
- [50] Y. F. Dafalias and E. P. Popov: Acta Mech. 21 (1975), 173. https://doi.org/10.1007/BF01181053.
- [51] N. Ohno and J-D. Wang: Int. J. Plast. 9 (1993), 375. https://doi.org/10.1016/0749-6419(93)90042-O.
- [52] L. G. Barbu, S. Oller, X. Martinez and A. Barbat: Eng. Struct. 97 (2015), 118. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2015.04.012.
- [53] V. N. Van D: IOP Conf. Ser. Earth Environ Sci., 143 (2018), 012037. https://doi.org/10.1088/1755-1315/143/1/012037.
- [54] J. L. Chaboche and P. M. Lesne: Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct. 11 (1988), 1. https://doi.org/10.1111/j.1460-2695.1988.tb01216.x.
- [55] S. Oller, O. Salomón and E. Oñate: Comput. Mater. Sci. 32 (2005), 175. https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2004.08.001.
- [56] S-P. Zhu, P. Yue, Z-Y. Yu and Q. Wang: Materials (Basel), 10 (2017), 698. https://doi.org/10.3390/ma10070698.
- [57] S. Tsutsumi and R. Fincato: Mater. Des., 165 (2019), 107573. https://doi.org/ 10.1016/j.matdes.2018.107573.
- [58] S. Tsutsumi, K. Morita and R. Fincato: J. Struct. Eng. A 63A (2017), 609. https://doi.org/10.11532/structcivil.63A.609.
- [59] S. Tsutsumi, Y. Kiyokawa, R. Fincato, Y. Ogino, Y. Hirata and S Asai: J. Jpn. Soc. Civil Eng., Ser. A2, 74 (2018), I 337. https://doi.org/10.2208/jscejam.74.I 337
- [60] S. Tsutsumi, H. Nagahama, Y. Kiyokawa and R. Fincato: J. Jpn. Soc. Civil Eng., Ser. A2, 76 (2020), I 399. https://doi.org/doi.org/10.2208/jscejam.76.2 I 399
- [61] S. Tsutsumi, Y. Kiyokawa, R. Fincato, Y. Ogino, Y. Hirata and S Asai: J. Jpn. Soc. Civil Eng., Ser. A2, 74 (2018), I_337. https://doi.org/10.2208/jscejam.74.I_337

- [62] K. Morita, M. Mouri, B. Ayang, R. Fincato and S. Tsutsumi: Quar. J. JWS, 40 (2022), 27. https://doi.org/10.2207/qjjws.40.27
- [63] K. Morita, M. Mouri, B. Ayang, R. Fincato and S. Tsutsumi: Quar. J. JWS, 40 (2022), 36. https://doi.org/10.2207/qjjws.40.36
- [64] Y. Furuya and H. Shimada: Eng. Fract. Mech., 2+ (1982), 295. https://doi.org/10.1016/0013-7944(82)90158-8
- [65] Y. Furuya and H. Shimada: Eng. Fract. Mech., 19 (1984), 41. https://doi.org/10.1016/0013-7944(84)90067-5
- [66] Y. Furuya and H. Shimada: Eng. Fract. Mech., 23 (1986), 983. https://doi.org/10.1016/0013-7944(86)90142-6
- [67] H. Shimada and Y. Furuya: J. Eng. Mater. Technol., 109 (1987), 101. https://doi.org/10.1115/1.3225947
- [68] Y. Furuya and H. Shimada: Eng. Fract. Mech., 26 (1987), 349. https://doi.org/10.1016/0013-7944(87)90017-8
- [69] H. Shimada Y-C. Park, Y. Furuya and A. Kawasaki: Eng. Fract. Mech., 36 (1990), 1021. https://doi.org/10.1016/0013-7944(90)90279-P
- [70] J. Carroll, C. Efstathiou, J. Lambros, H. Schitoglu, B. Hauber, S. Spottswood and R. Chona: *Eng. Fract. Mech.*, 76 (2009), 2384. https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2009.08.002
- [71] S. Rabbolini, S. Beretta, S. Foletti and M. E. Cristea: Eng. Fract. Mech., 148 (2015), 441. https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2015.07.070
- [72] M. Kawakubo and M. Kamaya: J. Soc. Mater. Sci. Jpn., 61(2012), 635. https://doi.org/10.2472/jsms.61.635
- [73] H-a. Nishikawa and Y. Furuya: Tetsu-to-Hagané, 105 (2019), 105. https://doi.org/10.2355/tetsutohagane.TETSU-2018-096
- [74] H-a. Nishikawa and Y. Furuya: Tetsu-to-Hagané, 105 (2019), 1179. https://doi.org/10.2355/tetsutohagane.TETSU-2019-072
- [75] H. Liang, R. Zhan, D. Wang, C. Deng, B. Guo and X. Xu: J. Constr. Steel Res., 192 (2022), 107213. https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2022.107213
- [76] H. Cheng and Y. Hu: Int. J. Fatigue, 175 (2023), 107740. https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2023.107740
- [77] Japanese industrial standard, JIS G 3106-Rolled steels for welded structure, Japanese Standards Association (2015).
- [78] Japanese industrial standard, JIS Z 2241- Metallic materials -- Tensile testing -- Method of test at room temperature, Japanese Standards Association (2022).
- [79] H. Schreier, J.-J. Orteu and M. A. Sutton: Image Correlation for Shape, Motion and Deformation Measurements, Springer New York, (2009). https://doi.org/10.1007/978-0-387-78747-3

- [80] P. Cheng, M. A. Sutton, H. W. Schreier and S. R. McNeill: Exp. Mech. 42 (2002), 344. https://doi.org/10.1007/BF02410992
- [81] H. W. Schreier, J. R. Braasch and M. A. Sutton: Opt. Eng., 39 (2000), 2915. https://doi.org/10.1117/1.1314593
- [82] Correlated Solutions: 3D-Micro-DIC, https://www.correlatedsolutions.com/specializedsystems-ref/3d-micro-dic (2023/10/15).
- [83] J. D. M. Costa and J. A. Ferreira: Theor. Appl. Fract. Mech., 30 (1998), 65. https://doi.org/10.1016/S0167-8442(98)00044-5
- [84] W. Guo, C. H. Wang and L. R. F. Rose: Fatigue Fract Eng Mater Struct., 22 (1999),437. The influence of cross-sectional thickness on fatigue crack growth
- [85] J. R. Griffiths and C. E. Richards: Mater. Sci. Eng., 11 (1973), 305. https://doi.org/10.1016/0025-5416(73)90120-1
- [86] R. Gadallah, H. Murakawa, K. Ikushima, M. Shibahara and S. Tsutsumi: Theor. Appl. Fract. Mech., 116 (2021), 103138. https://doi.org/10.1016/j.tafmec.2021.103138
- [87] Y. Murakami, S. Aoki, N. Hasebe, Y. Itoh, H. Miyata, N. Miyazaki, H. Terada, K. Tohgo, M. Toya and R. Yuuki, "Stress intensity factor handbook, Vol.1" (1987), Pergamon Press.
- [88] M. Kikukawa, M. Jono, K. Tanaka and M. Takatani: J. S. Mater. Sci., 25 (1976), 899. https://doi.org/10.2472/jsms.25.899
- [89] H. Nisitani and D. Chen: Trans. JSME A, 51 (1985), 1436. https://doi.org/10.1299/kikaia.51.1436
- [90] K. Minakawa and A. J. McEvily: Scr. Metall., 15(1981), 633. https://doi.org/10.1016/ 0036-9748(81)90041-7
- [91] T. Stewart: Eng. Fract. Mech., 13(1980), 463. https://doi.org/10.1016/0013-7944(80)90078-8
- [92] W. Elber: Damage Tolerance in Aircraft Structures, ASTM ATM486, ASTM International, West Conshohocken, PA, (1971), 230. https://doi.org/10.1520/STP 26680S
- [93] H. Liu, X. Yang, S. Li, D. Shi and H. Qi: Int. J. Mech. Sci., 178 (2020), 105625. https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2020.105625
- [94] S. Tsutsumi, H. Nagahama and R. Fincato: J. Jpn. Soc. Civil Eng., A2, 75 (2019), I_445. https://doi.org/10.2208/jscejam.75.2 I 445
- [95] S. Hattori, T. Itoh and M. Gotoh: Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng., 70 (2004), 1326. https://doi.org/10.1299/kikaia.70.1326
- [96] ASTM standard, ASTM E647-13a Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates, ASTM international (2013).
- [97] N. Osawa, D. Ueno, R. Shimoike, K. Hashimoto and A. Inami: J. Soc. Nav. Archit. Jpn., 4(2006), 257. https://doi.org/10.2534/jjasnaoe.4.257

- [98] H. Kobayashi, E. Sibuya and H. Nakazawa: J. Soc. Mater. Sci., Jpn., 29(1980), 1049. https://doi. org/10.2472/jsms.29.1049
- [99] M. Shiratori, T. Miyoshi, H. Miyamoto and T. Mori: J. Soc. Mater. Sci., Jpn., 26(1977), 760. https://doi.org/10.2472/jsms.26.760
- [100] T. M. Edmunds and J. R. Willis: J. Mech. Phys. Solids, 25(1977), 423. https://doi.org/10.1016/0022-5096(77)90028-X
- [101] H.-B. Park, K.-M. Kim and B.-W. Lee: Int. J. Press. Vessel. Pip., 8(1996), 279. https://doi.org/0.016 308-0161(95)00066-6
- [102] K. Hashiguchi and S. Tsutsumi: Int. J. Plast., 17 (2001), 117. https://doi.org/10.1016/S0749-6419(00)00021-8.
- [103] S. Tsutsumi, M. Toyosadaand K. Hashiguchi: J. Appl. Mech.9 (2006), 455. https://doi.org /10.2208/journalam.9.455.
- [104] S. Tsutsumi, M. Toyosadaand K. and K. Murakami: Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. A, 73 (2007) 724. https://doi.org/10.1299/kikaia.73.724.
- [105] S. sutsumi, D. Yajima, K. Murakami, K. Gotoh and M. Toyosada: J. Appl. Mech.10 (2007), 437. https://doi.org/10.2208/journalam.10.437.
- [106] H. Momii, S. Tsutsumi and R. Fincato: J. Jpn. Soc. Civ. Eng. A2, 72 (2016), I_367. https://doi.org/10.2208/jscejam.72.I 367.
- [107] R. Fincato and S. Tsutsumi: Int. J. Numer. Methods Eng. 113 (2018), 1729. https://doi.org/10.1002/nme.5718.
- [108] R. Fincato and S. Tsutsumi: Acta Mech. 228 (2017), 4213. https://doi.org/10.1007/s00707-017-1926-0.
- [109] R. Fincato and S. Tsutsumi and H. Momii: Procedia Struct. Integr. 9 (2018), 136. https://doi.org/10.1016/j.prostr.2018.06.022.
- [110] R. Fincato and S. Tsutsumi: Eng. Comput., 35 (2018), 1314. https://doi.org/10.1108/EC-12-2016-0446.
- [111] R. Fincato, T. Yonezawa and S. Tsutsumi: Arch. Civ. Mech. Eng., 23 (2023), 164. https://doi.org/10.1007/s43452-023-00698-4
- [112] K. Hashiguchi: Foundations of elastoplasticity: Subloading surface model, Springer Cham, Springer, (2017). https://doi.org/10.1007/978-3-319-48821-9.
- [113] K. Hashiguchi: Elastoplasticity Theory, 1st ed. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, (2009). https://doi.org/10.1007/978-3-642-00273-1_1.

謝辞

本研究は著者が大阪大学大学院工学研究科地球総合工学専攻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 や結果の考察にあたって,格別の御指導・ご鞭撻をいただきました.ここに深甚なる謝意を 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,並びに同専攻 教授 乾徹先生には副査として貴重な ご助言とご指導を賜りましたこと,厚く御礼申し上げます.

また、大阪大学大学院工学研究科地球総合工学専攻 特任講師 Fincato Riccardo 先生に は、本論文で使用した材料構成モデル(疲労 SS モデル)の理解や改良、本モデルを実装し た弾塑性 FEM について丁寧なご指導を賜りました.ここに深く感謝の意を表します.

実験の実施や解析モデルの作成では、社会基盤設計額領域の学生、研究員の皆様、特に李 博様、管韫文様、羅鵬軍様には多大なるご協力をいただきましたこと、深謝いたします.

最後に,業務の傍ら本入学と研究の遂行を快諾していただき,温かく見守っていただいた 会社関係者,大学関係者,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.