

博士学位論文

溶接継手の球状黒鉛鑄鉄一体化による疲労強度強化に関する研究

2020年3月

九州工業大学大学院工学府 博士後期課程

工学専攻 機械知能工学領域

日高 哲郎

第1章 緒論	5
1.1 溶接構造物の疲労損傷	5
1.2 溶接継手の疲労特性改善における問題点	7
1.3 球状黒鉛鋳鉄を溶接構造物の代替材料として活用する上での課題	10
1.4 本論文の目的と構成	12
第2章 溶接継手を球状黒鉛鋳鉄継手で一体化することによる疲労強度の強化	14
2.1 緒言	14
2.2 荷重非伝達型十字溶接継手の疲労強度特性	15
2.3 球状黒鉛鋳鉄継手の疲労試験条件	20
2.3.1 球状黒鉛鋳鉄継手疲労試験体	20
2.3.2 疲労試験方法	27
2.4 疲労試験結果	28
2.4.1 球状黒鉛鋳鉄継手の疲労試験結果	28
2.4.2 球状黒鉛鋳鉄継手と溶接継手の疲労強度比較	29
2.5 球状黒鉛鋳鉄継手の疲労強度が溶接継手より優れる要因分析	32
2.5.1 平滑材の疲労強度	32
2.5.2 応力集中係数の違い	34
2.5.3 切欠き感受性の違い	38

2. 5. 4	残留応力の違い.....	41
2. 5. 5	各種要因が疲労強度に及ぼす効果.....	47
2. 6	結言	49
第3章	最大欠陥を想定した球状黒鉛鑄鉄継手の疲労限度と溶接継手との比較.....	50
3. 1	緒言.....	50
3. 2	荷重非伝達型十字溶接継手の疲労強度特性.....	51
3. 3	球状黒鉛鑄鉄継手の疲労試験結果.....	56
3. 3. 1	球状黒鉛鑄鉄継手疲労試験体.....	56
3. 3. 2	疲労試験方法.....	61
3. 3. 3	球状黒鉛鑄鉄継手の疲労試験結果.....	62
3. 4	球状黒鉛鑄鉄継手の欠陥サイズと破断位置.....	64
3. 5	球状黒鉛鑄鉄継手と十字溶接継手の疲労強度比較.....	72
3. 5. 1	球状黒鉛鑄鉄継手の最大欠陥サイズ.....	72
3. 5. 2	球状黒鉛鑄鉄継手の疲労限度の下限值.....	76
3. 6	大欠陥を想定した球状黒鉛鑄鉄継手の疲労限度と溶接継手との比較..	84
3. 6. 1	極値統計にもとづく球状黒鉛鑄鉄継手の疲労限度の下限值と溶接継手との比較.....	84

3.6.2	球状黒鉛鑄鉄継手の最大応力集中部に観察された最大欠陥が含まれると仮定した場合の疲労限度	86
3.7	結言	87
第4章 球状黒鉛鑄鉄継手の疲労強度におよぼす引張強度の影響		88
4.1	緒言	88
4.2	球状黒鉛鑄鉄継手の疲労試験条件	90
4.2.1	球状黒鉛鑄鉄継手疲労試験体	90
4.2.2	疲労試験条件	94
4.3	疲労試験結果	95
4.3.1	球状黒鉛鑄鉄継手の疲労試験結果	95
4.3.2	球状黒鉛鑄鉄継手の破断位置と欠陥サイズ	97
4.4	球状黒鉛鑄鉄継手の疲労強度に及ぼす欠陥の影響	103
4.5	球状黒鉛鑄鉄継手と十字溶接継手の疲労強度におよぼす引張強度の影響	108
4.6	結言	110
第5章 総括		111
参考文献		113
謝辞		124

第1章 緒論

1. 1 溶接構造物の疲労損傷

溶接接合は大型構造物から小型部品まで適用可能な優れた金属加工法の一つである。現場での接合や補修が可能な利便性の面から、船舶・海洋構造物や圧力容器をはじめ、産業機械や橋梁構造物、原子力プラントなど、幅広い分野で活用されている[1]。国内では1920年代から技術研究が盛んに行われるようになり、冶金工学に基づく溶接金属の基礎研究から、実用的な強度・腐食特性に関する研究など、溶接構造物の十分な強度健全性を付与するための努力が今なお継続されている。これらの膨大な検討の成果が活かされ、溶接構造物は脆性破壊や延性破壊による大規模な構造損傷事例は極めて少なくなった。しかし、疲労損傷については、現代においても破壊事故の主要因となることが多く、重要な検討課題である。1993年に刊行された「鋼構造物の疲労設計指針・同解説」では、多くの溶接継手の疲労試験結果を基に、溶接構造物の疲労強度に関する設計指針が示されている[2]。しかし、図1.1に示すように、大きな活荷重を繰り返し受ける橋梁鋼床版や、風荷重を受ける照明柱基部など、溶接部を破壊起点とする構造物の疲労損傷が顕在化している[3,4]。このような社会インフラ設備に代表される溶接構造物多くは、1960年代の高度経済成長期に整備され、建設から半世紀以上が経過している。そのため、経年劣化も含めた溶接構造物の疲労損傷は今後より一層深刻化することは明らかであり、溶接部の疲労強度向上や疲労損傷を抑制する補修工法、疲労特性に優れた材料の開発等が強く望まれている。



図 1.1 鋼床版溶接部の疲労損傷事例[3]

1.2 溶接継手の疲労特性改善における問題点

溶接継手の疲労強度の改善を目的として、これまでに多くの研究がなされている。溶接継手の疲労強度は溶接止端部の切欠きによる応力集中や、溶接時の引張残留応力等に影響を受ける。よって、図 1, 2 に示すように、単純に材料強度(引張強度)や断面積, 断面 2 次モーメント等の断面性能を向上するだけでは、十分な疲労強度向上効果を得ることはできない[5]。

このことから、溶接継手の疲労強度強化手法として、応力集中を低減する溶接止端部のグラインダー仕上げによる改善や、圧縮の残留応力を付加するショットピーニング等が挙げられる[6-10]。近年では超音波衝撃(UIT : Ultrasonic Impact Treatment)処理と呼ばれる、疲労強度強化手法が注目されている[11-15]。図 1.3 に UIT 処理による疲労強度向上効果の一例を示す。十字継手を例にとると、溶接したままの継手と比較して疲労強度が 2 倍以上向上することが報告されている[11]。

しかしながら、溶接構造物が複雑化、大型化が進む中、このような処理をコストも含めて工業的に可能とする事例は少ないと考えられる。溶接は優れた接合・組立工法であるが、用途やサイズ、生産ロット、維持管理含めた LCC の観点を踏まえると、適用が難しい場合がある。今後疲労損傷が社会問題化していく中で、溶接以外の接合・組立、金属加工プロセスを用いた疲労構造部材の活用が必要である。

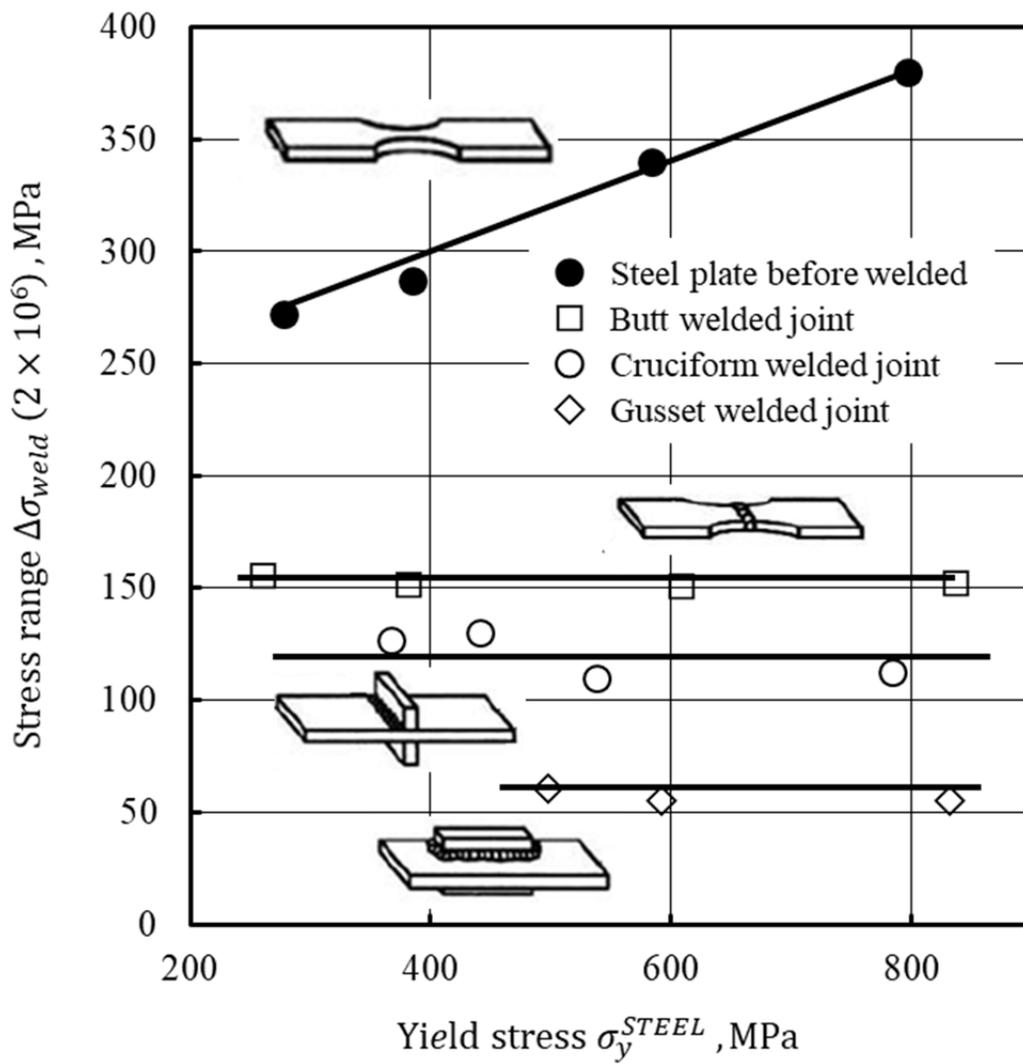


図 1.2 溶接継手の材料引張強度と疲労強度の関係[5]

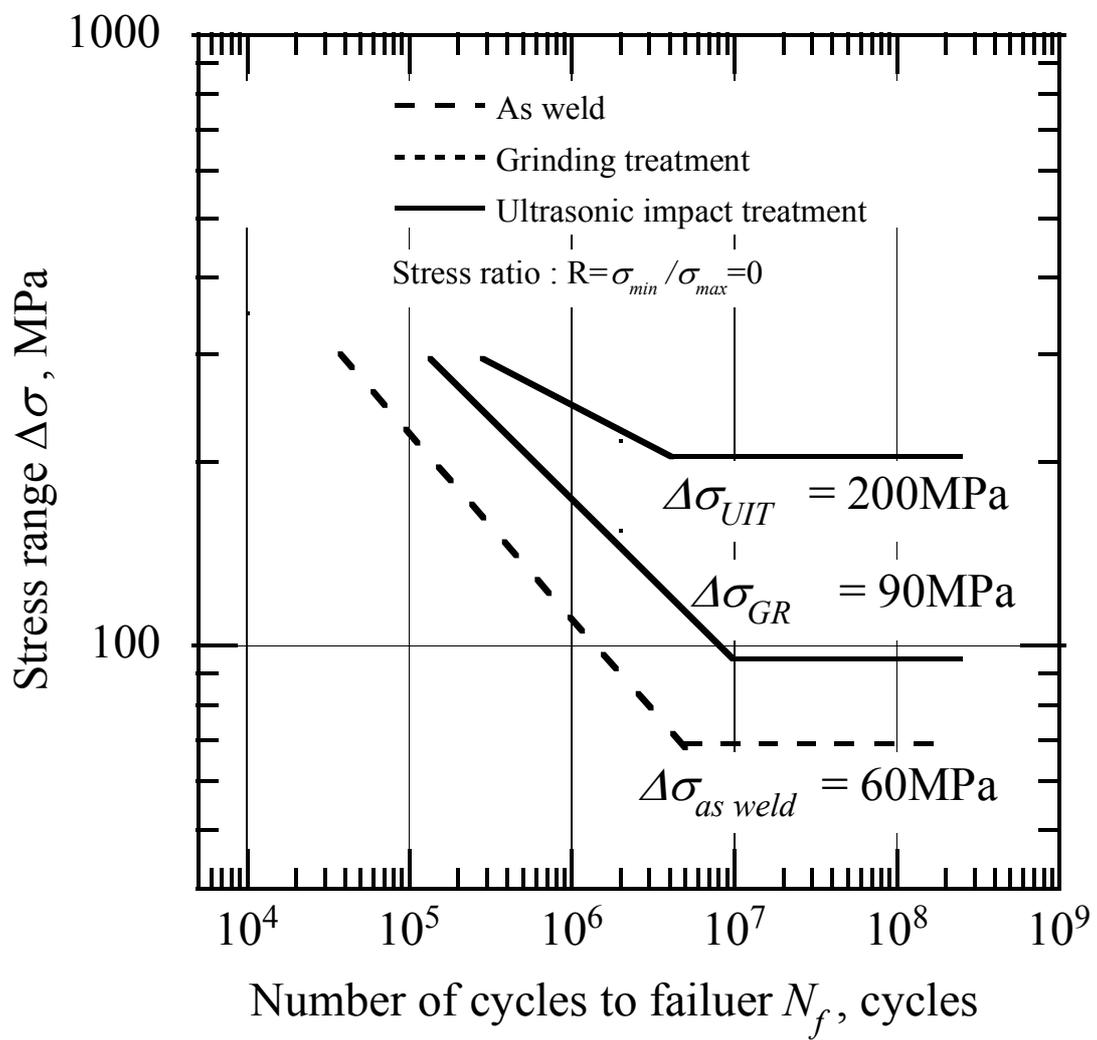


図 1.3 溶接止端部の後処理による疲労強度の向上[11]

1.3 球状黒鉛鑄鉄を溶接構造物の代替材料として活用する上での課題

球状黒鉛鑄鉄は鋼に匹敵する引張強度や靱性を有し、鑄造による一体成形が可能であることから、溶接構造物を置換することにより疲労強度を向上し得る材料である。また、製品単重が数 kg~数十 t クラスの鑄物を工業的に製造することが可能でサイズ制約も少ない。さらに、一つの母型製作により、同一製品を大量に製造することが可能で、生産性も極めて高い。球状黒鉛鑄鉄の疲労強度に関する研究は多く、基本的な疲労強度や基地組織中の黒鉛の影響、鑄肌と呼ばれる砂型面が転写された鑄物表面の凹凸の影響、鑄造時の残留応力の影響、鑄造欠陥の影響等、様々な影響因子について明らかにされ、疲労設計手法についても確立されつつある[16-20]。

しかしながら、球状黒鉛鑄鉄は、機械加工された試験片で比較すると鋼に対して疲労強度が小さい。また、近年、土木・建築分野の現実的なひずみ速度、温度環境であれば十分な強度を有することが確かめられているものの[21]、鑄鉄は脆いという固定観念から疲労耐久性材料はもとより、強度部材としても敬遠される傾向にある。また、溶接継手と比較すると、製品形状や構造物として疲労強度を検討している研究は極端に少ない[22,23]。鑄物は自由形状成形性に優れるため、断面最適化による応力集中の緩和により、複雑な製品形状・構造物になってこそ、溶接等の他の金属加工プロセスと比較して疲労特性に優位性が生じる。したがって、溶接構造物の代替材料として球状黒鉛鑄鉄を活用するためには、製品形状における球状黒鉛鑄鉄鑄物と溶接継手の疲労強度を直接的

に比較し，その優位性について把握する必要がある．また，そうして得られた球状黒鉛鑄鉄の製品形状における疲労特性は，実務設計上の一つの指針となり，同材料を正しく活用する上での有用な知見になると考える．

1.4 本論文の目的と構成

前節までに、溶接構造物の疲労損傷が顕在化し、その対策が早急に求められていることを述べ、これに対し球状黒鉛鋳鉄は、最終製品形状での疲労強度優位性が期待されるものの、その研究データが極端に少ないことを述べた。溶接構造物の代替材料として球状黒鉛鋳鉄を活用するためには、製品形状における球状黒鉛鋳鉄鋳物と溶接継手の疲労強度を直接的に比較し、その優位性について把握する必要がある。本論文では、球状黒鉛鋳鉄の疲労耐久性部材への適用拡大に向け、溶接継手を球状黒鉛鋳鉄で置き換えた試験体（鋳鉄継手）の疲労強度について研究している。溶接継手に対する鋳鉄継手の疲労強度の違いやその要因、設計上の指針について以下の5つの章から構成されている。

第1章では溶接構造物の疲労損傷継手の疲労強度特性や課題について述べている。溶接継手の疲労強度は溶接する前の母材の疲労強度から30%まで低下すること、母材の引張強度を強化しても溶接後の疲労強度はほとんど変化しないことを指摘している。

第2章では鋳鉄継手の疲労試験を実施し、溶接継手の疲労強度と比較している。実験結果として鋳鉄継手の疲労強度が溶接継手と比較して優れることを明らかにしている。またその要因として応力集中係数や切欠き感受性、残留応力の違いについて定量的に考察している。

第3章では鋳鉄継手に発生していた鋳造欠陥の影響について検討。極値統計を活用し、鋳鉄継手に発生し得る最大欠陥サイズと疲労強度の下限値を推定。溶接継手の疲労強度の下限値に相当する設計基準疲労強度と比較し、その優位

性を明らかにしている。

第 4 章では実設計上必要となる鑄鉄継手の母材の引張強度と疲労強度の関係について検討。疲労強度が母材強度の向上に伴い強化されること（母材強度依存性がある）、母材強度依存性がある引張強度の範囲について、欠陥影響を含めて明らかにした。

第 5 章は総括であり、本研究で得られた主要な結論を要約している。

第2章 溶接継手を球状黒鉛鑄鉄継手で 一体化することによる疲労強度の強化

2.1 緒言

溶接構造物は溶接部の急熱・急冷による残留応力や形状・材質の不連続性による応力集中，溶接欠陥等の影響により，疲労破壊の起点となる場合があり，特に橋梁をはじめとする土木分野を中心に有用な材料の選定や対策方法が求められている[24,25].

これに対し，球状黒鉛鑄鉄[26,27]は鋼材に匹敵する強度・靱性を有する材料である他[28-30]，鑄造による一体成形が可能で自由形状成形性に富む特徴を有する．そのため，急激な断面変化を避け，形状要素を起因とする応力集中を低減できる．また，砂型鑄造では徐冷することにより，熱影響による残留応力も比較的少なく，溶接構造物に対して疲労強度を向上し得る可能性がある．近年では球状黒鉛鑄鉄の疲労強度優位性に着目し，溶接構造物を鑄鉄にて一体化した製品の開発[31,32]も行われている．しかし，球状黒鉛鑄鉄は一般的に鋼と比較して疲労強度が低い[33,34]，シャルピー衝撃値が小さい[35-38]，さらに鑄造欠陥が発生するなどの理由から構造部材として敬遠される傾向にある．また，溶接継手と球状黒鉛鑄鉄継手の疲労強度を直接比較した実験データは見当たらない．これらが原因で球状黒鉛鑄鉄は疲労耐久部材としてほとんど活用されていない現状にある．以上の背景をふまえ，本研究では，溶接継手を球状黒鉛鑄鉄継手にて一体化した場合の疲労強度を実験的に検証するとともに，その要因について比較考察する．

2.2 荷重非伝達型十字溶接継手の疲労強度特性

溶接継手の疲労強度はその継手形状や溶接部の仕上げ状態に依存することから、継手形状や仕上げ状態ごとに実験的に求められた強度等級と呼ばれる設計基準強度が定められている[39]。今回はその中から溶接継手の実験データが豊富で、かつ鋳鉄部材としても補強リブ等で頻繁に活用される形状に近い荷重非伝達型十字溶接継手[39](図 2.1 参照, 以下, 鋼溶接継手または単に溶接継手, Welded joint と記す)を比較対象とする。

図 2.2 に SM50B 材の溶接継手とその母材である平滑材(以降, 鋼平滑材, Steel plate before welded または単に Before welded と記す)の疲労試験結果[40]を示す。これは、溶接継手の設計基準にも多数参照されている、科学技術庁金属材料技術研究所の疲れデータシートから引用したデータである。溶接継手の試験体形状を図 2.1, 鋼平滑材の試験体形状を図 2.2 中に示す。ここで、溶接継手の溶接止端部半径 $\rho=0.485\text{mm}$ (図 2.1 参照)は、29 本の試験片の平均値であり、グライNDER処理の有無は不明である。図 2.3 は溶接継手のマクロ組織写真、表 2.1 は鋼平滑材の化学成分、表 2.2 は鋼平滑材の機械的性質や図 2.2 の疲労試験結果についてまとめたものである。表 2.2 より、溶接継手の疲労強度 $\sigma_{w1}^{STEEL}=80\text{MPa}$ は鋼平滑材の疲労強度 $\sigma_{w0}^{STEEL}=240\text{MPa}$ の 30%と著しく小さく、鋼材そのものの疲労強度特性を十分に発揮できていない。また、主板厚(Main plate thickness) t_1 の増加によって疲労強度は低下するが、板幅(Plate width) w やリブ厚(Rib plate thickness) t_2 が疲労強度に及ぼす影響は小さいことが知られている[41]。

溶接により疲労強度が低下する要因は、溶接止端部の形状的な応力集中や、溶接部に発生する残留応力があげられる[42-44]。形状的な応力集中係数 K_t は後に示す解析結果から $K_t=3.47$ と大きい。 K_t 低減には溶接止端部の仕上げを行うなど様々な手法があるものの、現実的にはコスト等の兼ね合いから、溶接のまま使用されることが多い。残留応力は表 2.2 にまとめた溶接継手の実測値は不明であるが、一例では母材の引張強度が 500MPa 相当の鋼板を用いて製作した十字継手の溶接止端部近傍に、母材の降伏強度に近い 300~400MPa の引張残留応力が発生しており、疲労強度低下の要因となっていることが報告されている[45]。

Stress concentration factor $K_t=3.47$

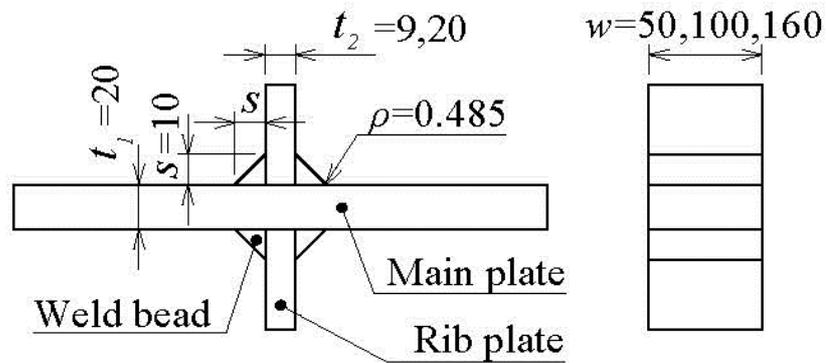


図 2.1 荷重非伝達型十字溶接継手($t_1=20$)[17]

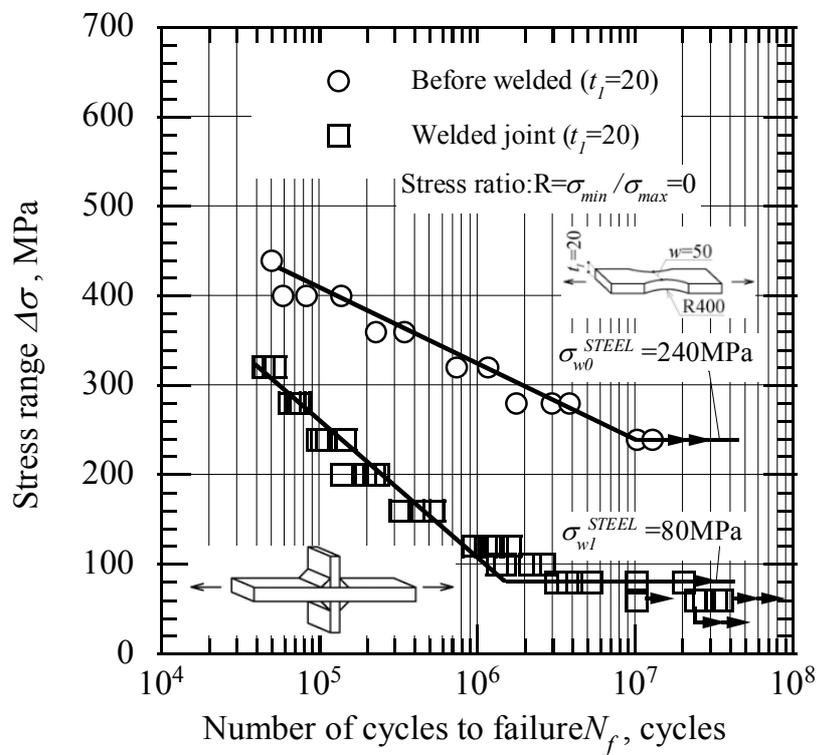


図 2.2 鋼平滑材と溶接継手の疲労強度特性($t_1=20$) [17]

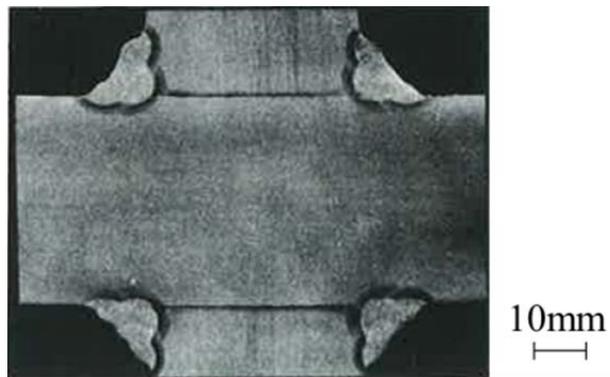


図 2.3 溶接継手のマクロ組織 [17]

表 2.1 鋼平滑材と溶接継手の化学成分 [17]

C	Si	Mn	P	S	C _{eq} *
0.166	0.33	1.45	0.021	0.011	0.42

*Carbon equivalent $C_{eq}=C+Mn/6+Si/24+Ni/40+Cr/5+Mo/4+V/14$

表 2.2 鋼平滑材と溶接継手の機械的性質と疲労強度特性 [17]

JIS Z 2201(1968), No.1A type tensile test specimen			Steel plate before welded		Welded joint	
Upper yield stress (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)	Vickers hardness (HV 98N)	Fatigue limit $\Delta\sigma$ (MPa)	Vickers hardness* (HV 98N)	Fatigue limit $\Delta\sigma$ (MPa)
397	534	31	154	240	225~250	80

*Maximum hardness of heat affected zone

2.3 球状黒鉛鋳鉄継手の疲労試験条件

ここでは、溶接継手形状を球状黒鉛鋳鉄で一体化した試験体(以降、鋳鉄継手、DCI joint と記す)の寸法と疲労試験条件について述べる。

2.3.1 球状黒鉛鋳鉄継手疲労試験体

図 2. 4 に試験体寸法を示す。主板厚は寸法効果の影響を考慮し、図 2 に示した溶接継手の 20mm 以上とし、 $t_1=24\text{mm}$ とした。板幅、リブ厚、リブ高さは疲労強度への影響が小さいため、試験機の荷重容量や製作上の便宜上、図に示す寸法とした。主板とリブの交差部は図 1 に示した溶接継手の脚長 $s=10\text{mm}$ (図 2. 1 参照)より小さく、かつ鋳造欠陥を考慮して経験的に $\rho=6\text{mm}$ (図 2. 4 参照)にて滑らかに繋いだ。つかみ部は補強のため主板厚に対して 9mm 増厚した。鋳物の製作上必要となる抜け勾配は、主板厚方向に 1° として設定した。この抜け勾配による主板の板幅の変化は 0.5mm 以下である。なお、球状黒鉛鋳鉄の平滑材(以降、鋳鉄平滑材または DCI plate と表記する)の疲労試験には、便宜上鋳鉄継手と同様の十字形状で主板厚 $t_1=12\text{mm}$ の試験体を用いている(図 2.4 参照)。この試験体は破断位置が全て平滑部であったため、鋳鉄平滑材の試験体として代用した。

ここで、鋳鉄鋳物は通常機械加工は行わず、鋳肌と呼ばれる鋳造したままの表面状態で使用されることが多い。鋳肌は砂型表面を転写した際にできる凹凸や砂かみ等の表面欠陥を含んでおり、機械加工面と比較して疲労強度が低下することが知られている[45,46]。よって今回は、より実用時の疲労強度に近い結果を得るため、鋳鉄継手、鋳鉄平滑材ともに鋳肌のままで疲労試験を行う。なお、砂落としのためのスチールショットブラストは行っている。

鑄鉄継手の化学組成を表 3 に示す。一般的に疲労強度は試験体の引張強度と相関があることから、比較対象である溶接継手の引張強度と同等にする必要がある。よって、表 2.2 を参照して引張強度が 550MPa 相当となるよう化学成分を調整した。鑄鉄継手の機械的性質を表 2.4 に示す。機械的性質は図 5 に示すように板状の引張試験片(JIS14B 号引張試験片)を鑄鉄継手から機械加工にて切り出し、引張試験を実施して得られたものである。これらより、鑄鉄継手の引張強度や降伏強度に相当する 0.2%耐力は表 2.2 に示した溶接継手と多少の差異はあるものの、ほぼ同等の機械的性質であることが確認された。図 2.6 に鑄鉄継手のマイクロ組織写真を示す。これより、本試験体は一般的な球状黒鉛鑄鉄に見られるブルスアイ組織を呈していた。なお、鑄鉄平滑材($t_1=12\text{mm}$)の化学組成、機械的性質は鑄鉄継手とほぼ同様であった。

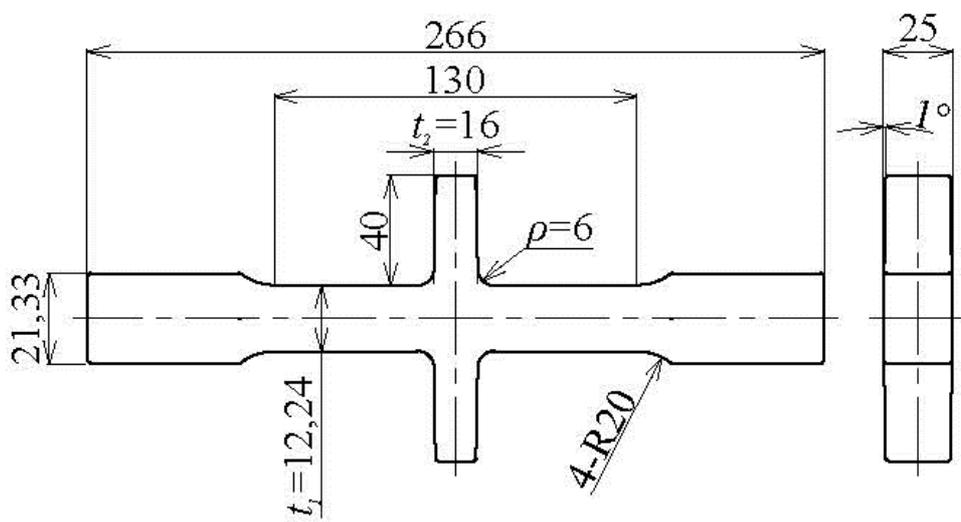


図 2.4 鋳鉄継手の試験体寸法

表 2.3 鑄鉄継手の化学成分

C	Si	Mn	P	S	Cu	Mg	C _{eq} *
3.67	2.45	0.41	0.024	0.004	0.31	0.042	3.84

*Carbon equivalent $C_{eq}=C+Mn/6+Si/24+Ni/40+Cr/5+Mo/4+V/14$

表 2.4 鑄鉄継手の機械的性質

JIS Z 2241(2017), No.14B type tensile test specimen			
0.2% Proof stress (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)	Brinell hardness(HB)
340	560	15.8	191

JIS Z 2241(2017)
No.14B type tensile test specimen

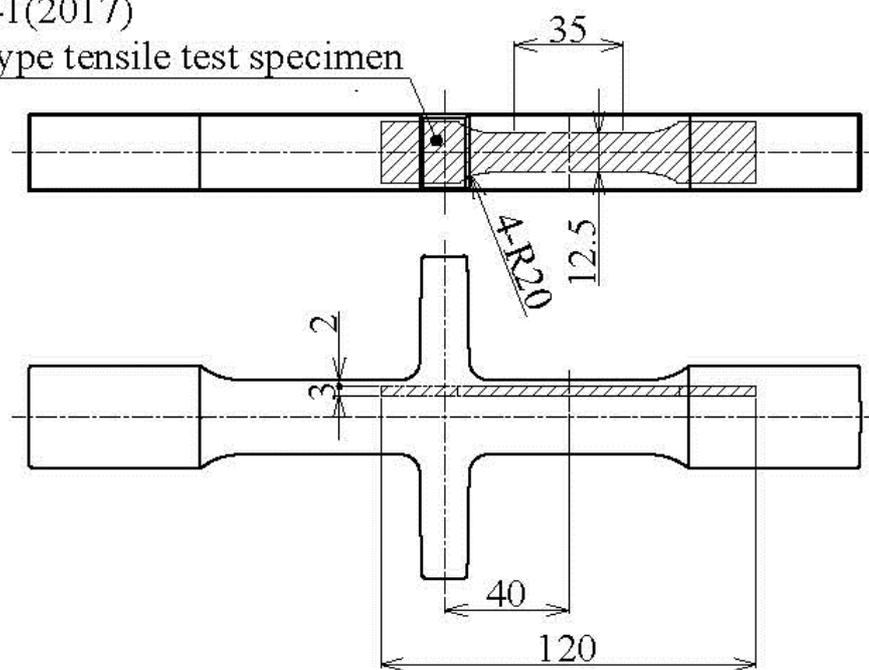


図 2.5 引張試験片の寸法と切り出し位置

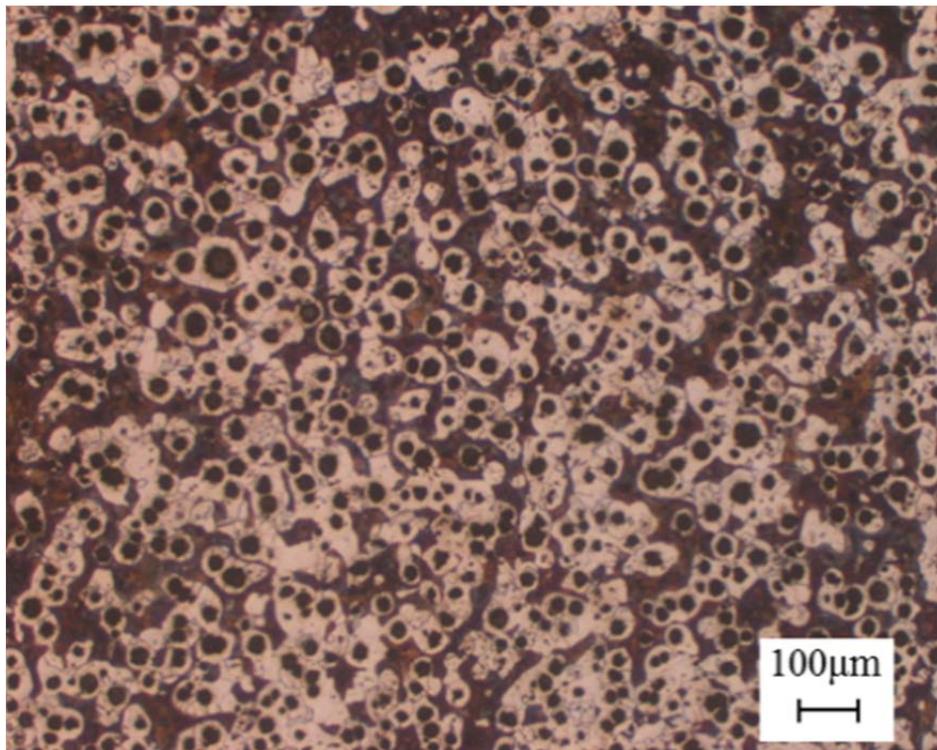


図 2.6 鋳鉄継手のマイクロ組織(ナイタール腐食)

2.3.2 疲労試験方法

繰返し荷重は溶接継手の試験方法に合わせて試験体長手方向軸引張荷重(応力比 $R=0$)とし, 荷重容量 $\pm 100\text{kN}$ 電気油圧式サーボ疲労試験機(MTS 製)を用いて荷重制御にて実施した. 繰返し波形は正弦波, 周波数は 30Hz とし, 室温($23\pm 3^\circ\text{C}$)・大気中で行った. 最大荷重は試験体耐力を目安に 350MPa から順次低下させ, 最大繰返し数 $N_f=1.00\times 10^7$ 回まで実施し, 未破断の場合は試験中止とした.

2.4 疲労試験結果

2.4.1 球状黒鉛鋳鉄継手の疲労試験結果

図 2.7 に鋳鉄平滑材と鋳鉄継手の $S-N$ 曲線を示す。図中には次節の考察のため、図 2.2 に示した溶接継手や鋼平滑材の $S-N$ 曲線も示している。表 2.5 に鋳鉄継手の破断位置、破断面に確認された破壊起点を示す。表中の試験体 No. は図 2.7 中の番号と対応している。No.7* は No.7 の破断面観察のため、最大応力を 300MPa に増大して再度疲労試験を行い破断させた試験結果である。ここで、図 2.7 中に示す No.7* の試験データは $S-N$ 曲線上から大きく離れていない。これは最大応力が十分に大きく、コーキング効果がほぼないためと考えられる。よって No.7* も有効なデータであると判断し、同図に示している。

図 2.7 より、鋳鉄継手の疲労強度は $\sigma_{w1}^{DCI}=220\text{MPa}$ が得られており、鋳鉄平滑材の疲労強度 $\sigma_{w0}^{DCI}=240\text{MPa}$ に対して 90% 程度であった。

表 2.5 より、破断位置は No.5 を除きリブ交差部もしくはつかみ部近傍 R 部の応力集中箇所であった。また、破面の鋳肌近傍には比較的小さな介在物欠陥が確認され、破面の様相からこれらの表層欠陥が破壊の起点であることがわかる。なお、これらの欠陥はマッピング分析により砂かみや球状化剤等のドロスと呼ばれる欠陥と判断される。欠陥サイズは球体に換算すると直径 1~2mm 程度であった。No.5 は内部の空洞状の大きな欠陥を起点に破壊している。これは鋳造時の凝固収縮によりしばしば発生する引け巣欠陥と考えられる。この試験体の破断位置は応力集中部から少し離れた平行部であった。これは、他の試験体と異なり、応力集中や表層欠陥よりも内部欠陥の影響を強く受けたためと想定できる。このような比較的大きな欠陥については、試作段階で鋳造方案等を修正し、許容

できる欠陥サイズに収まるよう抜本的な欠陥対策を行う。その上でロット数に応じて抜き取り UT 検査を実施し、構造的に重要な部位については欠陥サイズが $\phi 2\text{mm}$ 以下となるよう品質管理を行っている。今回は試験体であることから全数 X 線検査を実施し、欠陥の存在を把握した上で試験を行った。なお、No.5 以外は検出されなかった。

鑄鉄平滑材($t_1=12\text{mm}$)の詳細は記述していないが、破断位置は全て平行部であり、欠陥サイズは鑄鉄継手($t_1=24\text{mm}$)とほぼ同等であった。これらの詳細な考察については今後行うこととする。

2.4.2 球状黒鉛鑄鉄継手と溶接継手の疲労強度比較

図 2.7 より、 $\sigma_{w1}^{STEEL}=80\text{MPa}$ であるのに対し、 $\sigma_{w1}^{DCI}=220\text{MPa}$ が得られており、鑄鉄継手の疲労限度は溶接継手に対し 2.75 倍の優位性が確認された。また、 $\sigma_{w1}^{DCI}/\sigma_{w0}^{DCI}=90\%$ に対し、 $\sigma_{w1}^{STEEL}/\sigma_{w0}^{STEEL}=30\%$ であり、平滑材に対する低下率は著しく小さい。

一方、鑄鉄継手の $S-N$ 曲線の傾きは溶接継手に対して小さく、切欠き効果が小さいと考えられる。これらの要因はリブ交差部近傍の応力集中や切欠き感受性、残留応力の違いが影響していると考えられる。詳細は次節にて考察する。

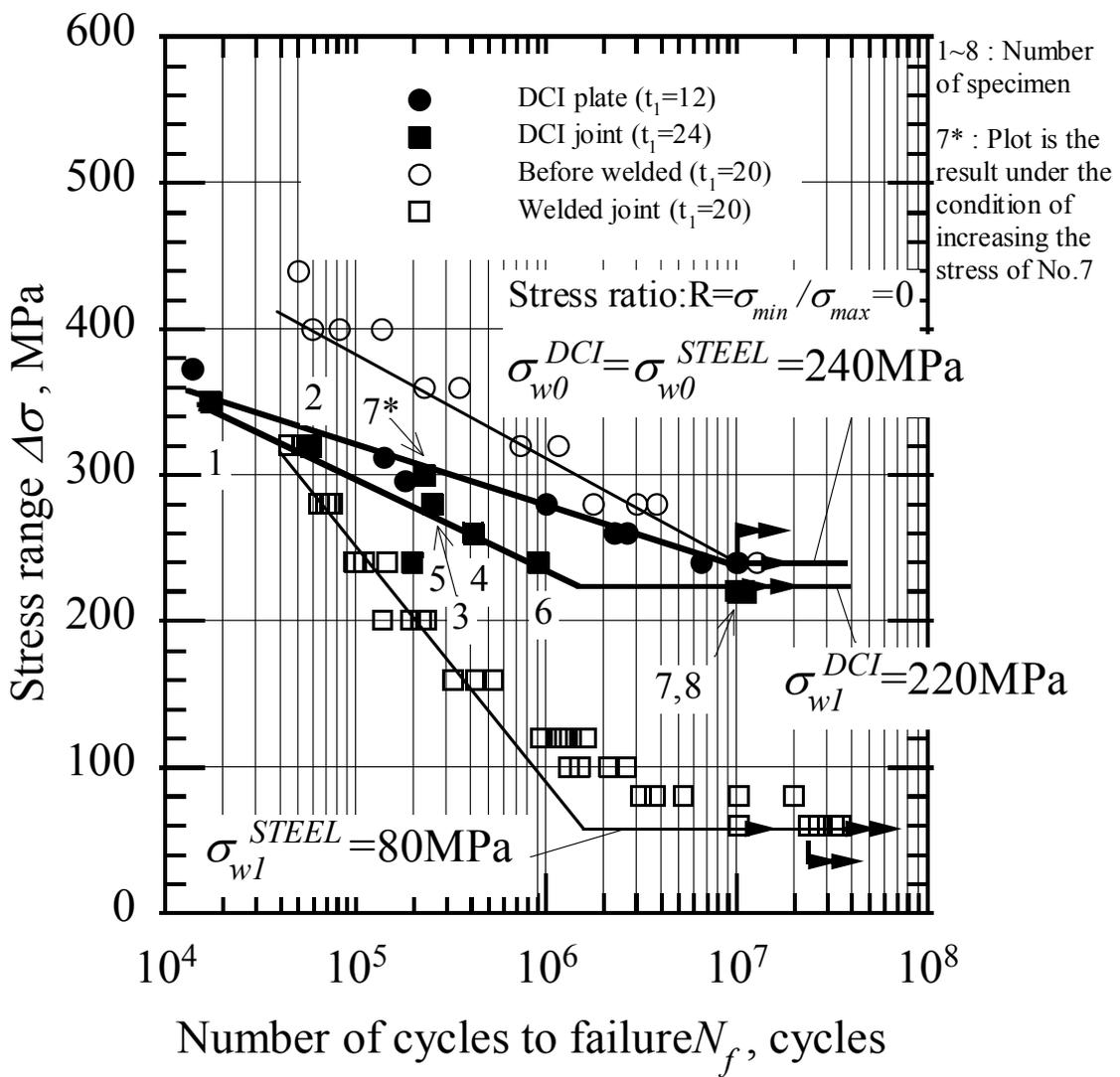
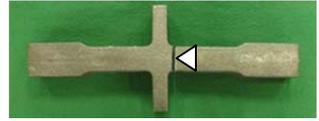
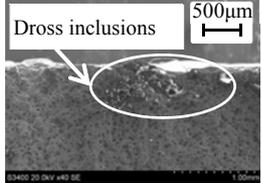
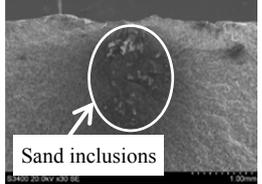
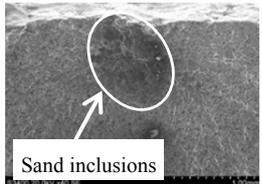
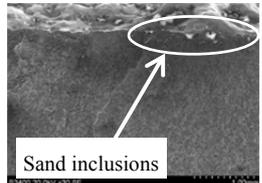
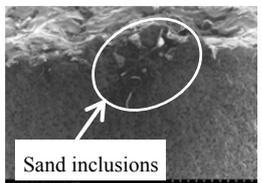
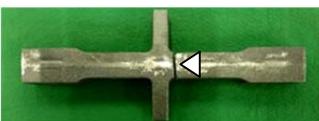
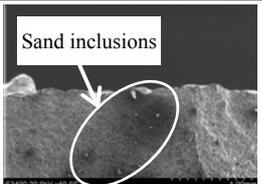


図 2.7 鋼と鋳鉄の S-N 曲線

表 2.5 鋳鉄継手の破断位置と破壊起点

Number of specimen Maximum load stress σ_{max} Number of cycles to failure N_f	Broken position ◁	Fracture origin	
No.1 $\sigma_{max}=350\text{MPa}$ $N_f=1.72\times 10^4\text{cycles}$			
No.2 $\sigma_{max}=320\text{MPa}$ $N_f=5.77\times 10^4\text{cycles}$			
No.3 $\sigma_{max}=280\text{MPa}$ $N_f=2.52\times 10^5\text{cycles}$			
No.4 $\sigma_{max}=260\text{MPa}$ $N_f=4.14\times 10^5\text{cycles}$			
No.5 $\sigma_{max}=240\text{MPa}$ $N_f=1.99\times 10^5\text{cycles}$		 Internal shrinkage cavity	This defect can be removed real product.
No.6 $\sigma_{max}=240\text{MPa}$ $N_f=9.05\times 10^5\text{cycles}$			
No.7 $\sigma_{max}=220\text{MPa}$ $N_f\geq 1.00\times 10^7\text{cycles}$ No.7* $\sigma_{max}=300\text{MPa}$ $N_f=2.28\times 10^5\text{cycles}$			

2.5. 球状黒鉛鑄鉄継手の疲労強度が溶接継手より優れる要因分析

ここでは、引張強度が同等である溶接継手と鑄鉄継手の疲労強度が異なる要因について考察する。

2.5.1 平滑材の疲労強度

切欠き材である溶接継手と鑄鉄継手を比較する上で基本となるそれぞれの平滑材の疲労強度や表面状態について改めて整理しておく。

表 2.6 にそれぞれの平滑材の疲労強度と表面状態を示す。疲労強度はそれぞれ 240MPa で同じである。表面状態は鋼平滑材は黒皮、鑄鉄平滑材は鑄肌であるが、鑄鉄平滑材については砂型鑄造後に通常実施する砂落としのためのスチールショットブラストを施している。なお、溶接継手、鑄鉄継手においても表面状態はそれぞれの平滑材と同様である。次節以降、これらを前提に考察を行う。

表 2.6 鋼平滑材と鋳鉄平滑材の疲労強度と表面状態

Specimen type	Fatigue limit $\Delta\sigma$ (MPa)	Surface condition
Steel plate before welded	240	Mill scale
DCI plate	240	Cast skin and shot blast

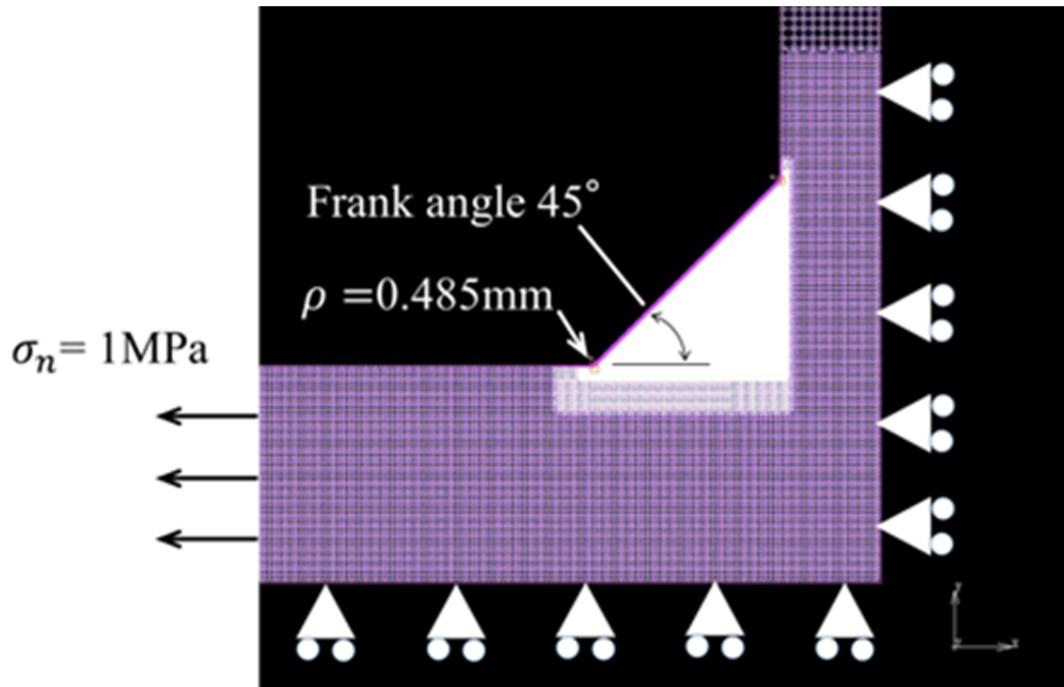
2.5.2 応力集中係数の違い

形状的な応力集中の影響を比較するため、溶接継手($t_1=20$)と鋳鉄継手($t_1=24$)の FEM 解析を行い、リブ交差部近傍に発生する応力集中係数を調査した。解析コードには市販の汎用解析ソフト Marc 2012(MSC Software 社製)を用いた。

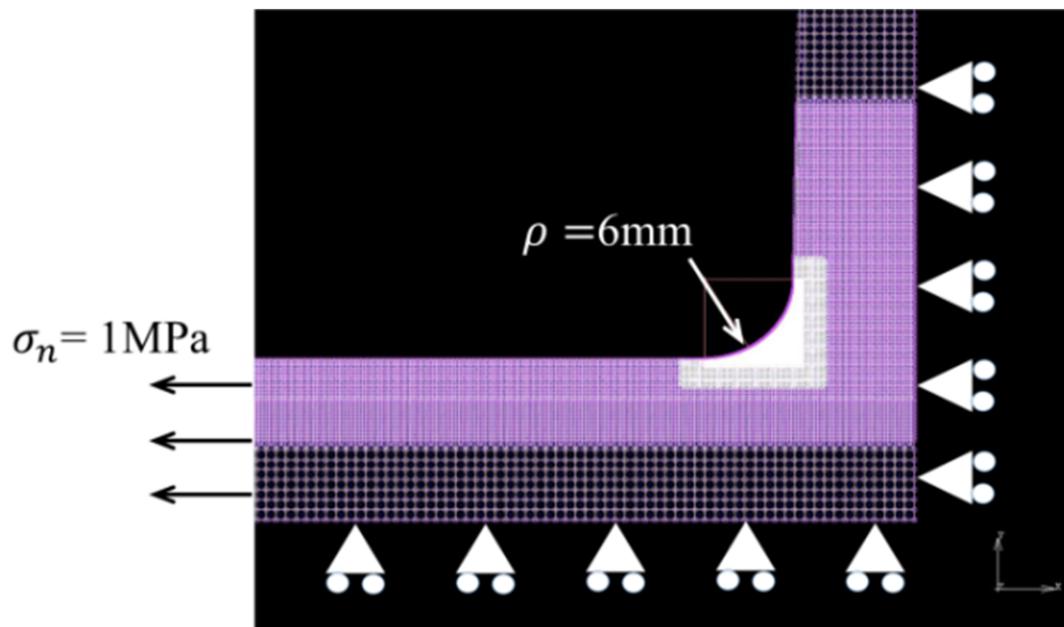
図 2.8 に示すように解析モデルは対称性を考慮して 1/4 分割モデルとし、溶接継手についてはフランク角を 45° 、止端部の曲率半径 ρ は実測されている平均値 [40]から 0.485mm とした。鋳鉄継手については図 2.4 に示した設計寸法にてモデル化した。境界条件は分割面に対称拘束を、平行部断面に引張荷重を与えた。

図 2.9 に溶接継手と鋳鉄継手の解析結果を最大主応力のコンター図で示す。図中に示す応力集中係数 K_t はリブ交差部近傍(フィレット部)の最大応力 σ_{max} を公称応力 σ_n にて除して得られる。ここで、フィレットの応力集中問題では最大応力 σ_{max} が生じる位置と公称応力 σ_n が生じる位置は異なる(図 2.10 参照)けれども、ここでは一般的に強度設計に用いられる応力集中係数の定義を用いている。 [48-53]

これより、鋳鉄継手の K_t は 1.68 であり、溶接継手の $K_t=3.47$ と比較して小さい。これは鋳鉄継手のリブ交差部が R 形状によって滑らかに形成されており、切欠き半径 ρ が大きいためである。このように、鋳鉄継手は溶接継手に比べて応力集中係数が小さく、疲労強度が向上する要因の一つと考えられる。なお、鋳鉄はこの R 形状を設計次第でさらに大きくすることが可能であり、型による形状成形のため、溶接ビードと比較して製作上のばらつきも少なくすることができる。よって、さらに応力集中係数を低減することが可能である。

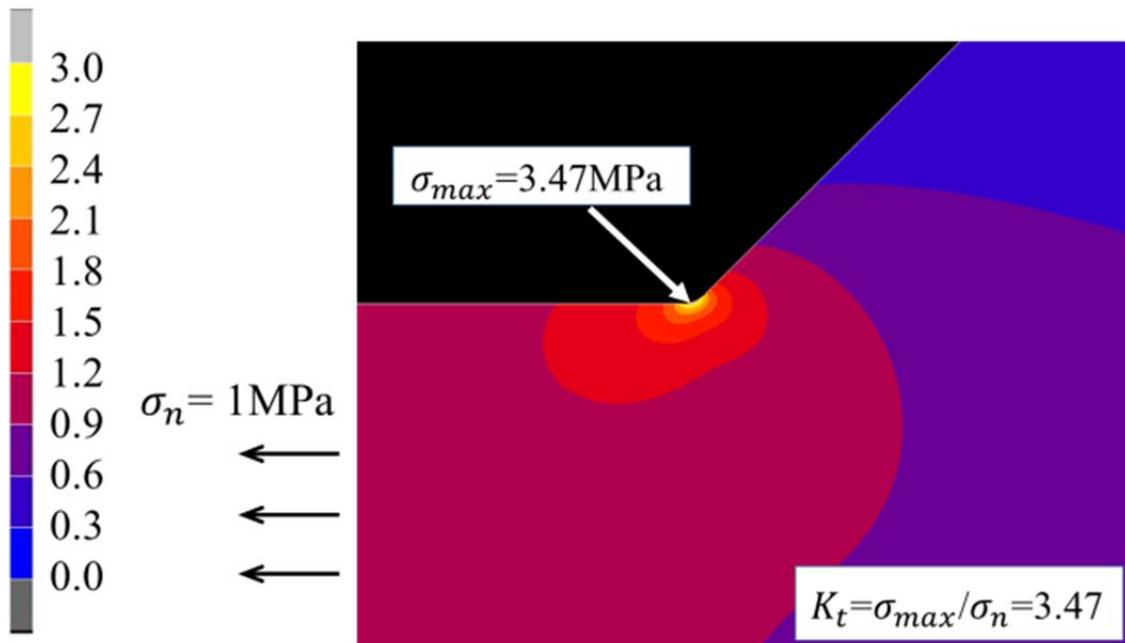


(a) 溶接継手の FEM モデル($t_1=20$)

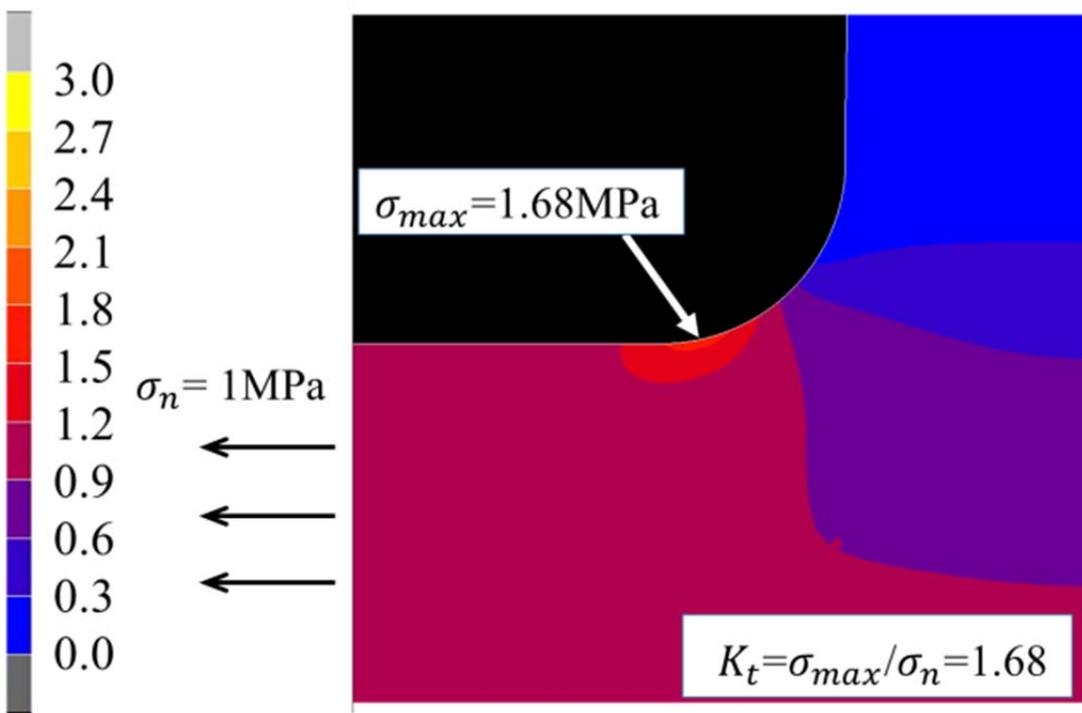


(b) 鋳鉄継手の FEM モデル($t_1=24$)

図 2.8 FEM モデルと境界条件



(a) 溶接継手の最大主応力分布($t_1=20$)



(b) 鋳鉄継手の主応力分布($t_1=24$)

図 2.9 2次元 EM モデルによる応力解析結果件

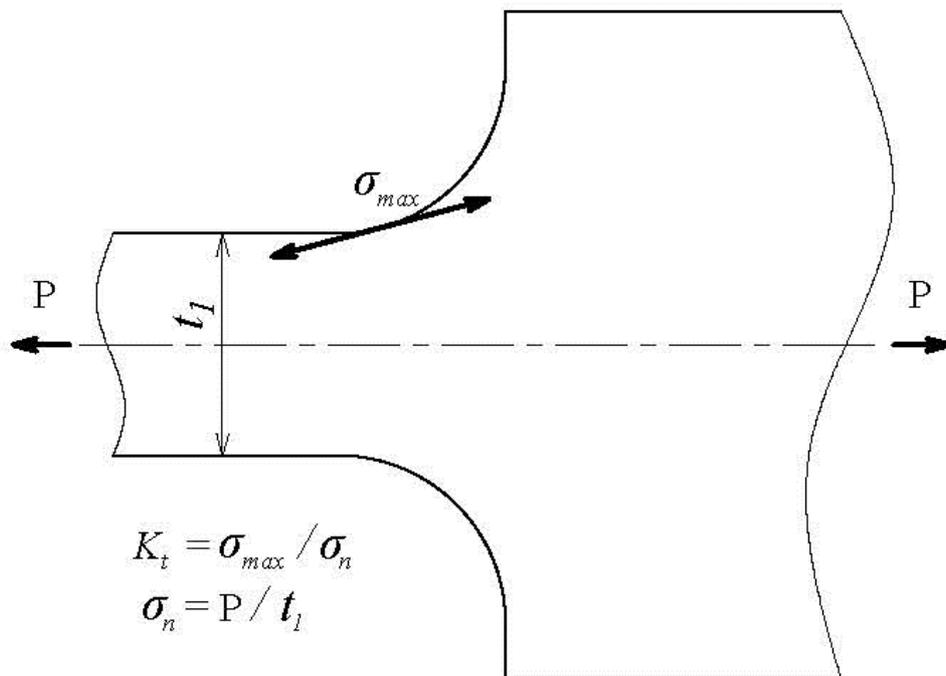


図 2.10 フィレットを有する平板の応力集中係数

2.5.3 切欠き感受性の違い

図 2.7 に示したように、 $\sigma_{w0}^{DCI}=240\text{MPa}$ 、 $\sigma_{w1}^{DCI}=220\text{MPa}$ であり、今回の疲労試験において、鋳鉄は切欠きの影響をほとんど受けていない。これは鋳鉄が切欠きに対して鈍感であることが要因と考えられる。図 2.11 は応力勾配 χ と切欠き底の弾性最大応力 σ_{max} の関係を示したもので、種々の切欠き半径 ρ に対する鉄系材料の切欠き鈍感性を表している[54,55]。FCD550(引張強度 $\sigma_B = 550\text{MPa}$ 相当の球状黒鉛鋳鉄)の曲線はデータが見あたらないので、S10C($\sigma_B = 372\text{MPa}$)とS30C($\sigma_B = 537\text{MPa}$)の引張強度と σ_{max}/σ_{w0} の比を用いて FCD700($\sigma_B = 730\text{MPa}$)の曲線から予測したものである。これより、球状黒鉛鋳鉄である FCD550 や FCD700 は軟鋼の S10C や S30C と比較すると、応力勾配 χ が同じであれば疲労破壊する最大応力 σ_{max} が大きく、切欠きに対して非常に鈍感であることがわかる。

ここで、 $\sigma_{max}/\sigma_{w0} = K_t\sigma_{w1}/\sigma_{w0}$ で表され、 K_t は応力集中係数、 σ_{w1} は切欠き材の疲労強度、 σ_{w0} は平滑材の疲労強度である。図中の破線は応力勾配 χ に関わらず $K_t\sigma_{w1}/\sigma_{w0}=1$ 、切欠き係数 $K_f = \sigma_{w0}/\sigma_{w1}$ であるから、 $K_t = K_f$ の関係にあり、疲労強度に対する切欠き感受性が非常に敏感であることを意味している。このことは、ばね鋼(spring steel)[56]がこれに近いことから理解できる。逆に χ が大きい範囲となる鋭い切欠きでも $\sigma_{max}/\sigma_{w0} = K_t/K_f$ が大きい材料は切欠きに対して鈍感であるといえる。なお、鉄鋼材料の切欠き感受性は、化学組成や基地組織が著しく異なる場合を除き、引張強度との相関が強いことが知られている[56]。

以上をふまえ、溶接継手について、母材である SM50B と引張強度に近い S30C を参考にすると、図 2.11 より $\chi = 2/\rho = 2/0.485(\cong 4.12)$ となるから、

$K_t\sigma_{w1}/\sigma_{w0} \cong 1.19$ である。前節の解析結果より、 $K_t = 3.47$ であるから、 $\sigma_{w1}/\sigma_{w0} \cong 0.34$ となり、この溶接継手の疲労強度は平滑材に対して 34%の疲労強度を有すると考えられる。よって、鋼平滑材の疲労強度は 240MPa より、溶接継手の疲労強度は 82MPa と予測できる。

一方、鋳鉄継手は $\chi = 2/\rho = 2/6(\cong 0.33)$ であるから、図 2. 11 の FCD550 を参考にするると $K_t\sigma_{w1}/\sigma_{w0} \cong 1.13$ である。 $K_t = 1.68$ であるから、 $\sigma_{w1}/\sigma_{w0} \cong 0.67$ となり、鋳鉄平滑材の疲労強度 240MPa より鋳鉄継手の疲労強度は 161MPa と予測でき、溶接継手の 2 倍程度となる。

以上のことから、球状黒鉛鋳鉄は軟鋼と比較して切欠きに対して鈍感であり、今回比較した試験体形状から予測される σ_{w1} についても溶接継手よりも鋳鉄継手の方が 2 倍ほど大きいことから、疲労強度が大きく向上したと考えられる。

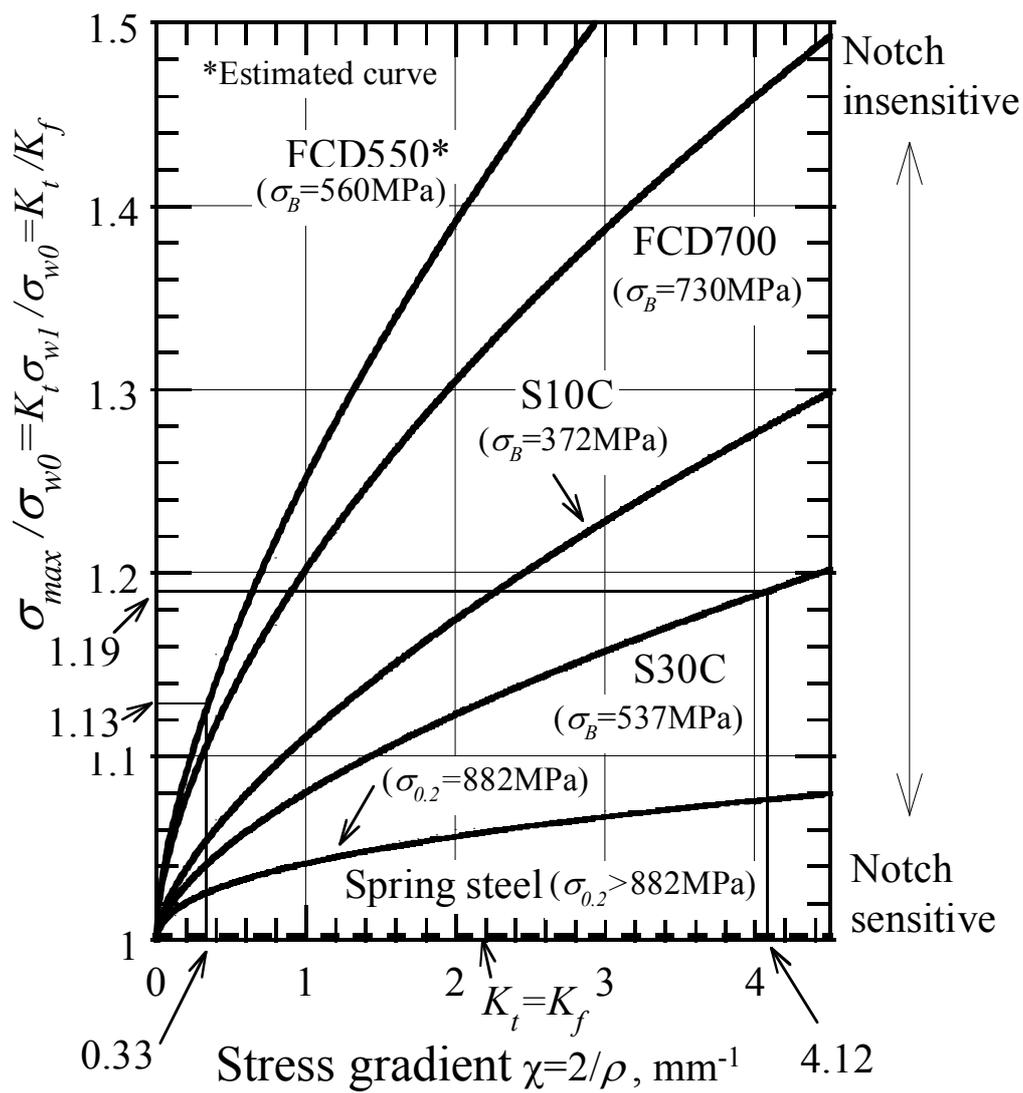


図 2.11 鉄系材料の切り欠き感受性(切欠き部の応力勾配と最大弾性応力との関係)

2.5.4 残留応力の違い

表 2.7 に溶接継手と鋳鉄継手の残留応力測定値と測定箇所を示す。測定箇所は溶接継手、鋳鉄継手ともに繰返し荷重作用時に最大応力が発生するリブ交差点近傍である。溶接継手の測定値は、他の文献でほぼ同形状で、機械的性質も同等である SM490B の溶接継手の測定結果[57]を引用しており、表 2.7 にある A～D の 4 点の平均値として示した。鋳鉄継手は疲労試験を行った試験体と同ロットで鋳造したものから 3 本選定し、1 点ずつ測定した平均値である。測定には X 線残留応力測定装置を用い、表 2.8 に示す測定条件とした。なお、溶接継手、鋳鉄継手ともに疲労試験実施前に残留応力を測定している。

これらの結果から、溶接継手は 100MPa の残留応力が発生していることがわかる。溶接残留応力は 200～300MPa と大きな場合もあるが、今回の測定値はそれに比べると小さい。これは、測定箇所が溶接止端部から 3mm 離れていることが要因と考えられ、溶接止端部はさらに大きな残留応力が発生していると推察される。一方、鋳鉄継手は 300MPa 以上の大きな圧縮残留応力が発生している。これは試験体の製作過程で施したスチールショットブラスト処理の影響と考えられる。過去の研究においても、同処理によりほぼ同等の圧縮残留応力が確認されている[58,59]。

ここで、これらの残留応力が疲労強度に及ぼす影響を考える。残留応力は、繰返し応力が作用すると減衰する場合がある[45,59]。溶接継手は大きな残留応力でなければ初期の残留応力で考えることが通例である[34]。今回は溶接継手に発生している残留応力が 100MPa と比較的小さいことから、溶接継手については表

2.7に示した疲労試験前の残留応力を用いることとする。一方、鋳肌にショットブラストを施した際の残留応力分布は、表層近傍が最大で、深さに応じて低下する。また、応力振幅や応力比の影響により異なるが、およそ500~1000 μm の深さでは残留応力の影響はほぼなくなるという報告がある[59]。今回は破壊起点となった欠陥サイズが1000 μm 以上で、残留応力の影響を受けない欠陥深さになる場合が想定されるため、表2.7に示した-305MPaのおよそ半分である-150MPaの残留応力が作用していることとする。

両振り疲労強度 σ_w を式(2.1)のように引張強度 σ_B の0.48倍[60]と見積もると、溶接継手と鋳鉄継手の疲労限度線図は図2.12のようになる。図中 σ_1 は σ_w を基準とした片振り疲労強度であり、式(2.2)で表される。 σ_2 は σ_1 を基準として残留応力 σ_r が平均応力として作用した場合の疲労強度であり、式(2.3)で表される。これらより、残留応力による疲労強度の増減率は σ_2/σ_1 で表すことができ、これを式(2.4)のように C_r と定義する。図2.12より、溶接継手は残留応力により疲労強度が0.72倍($C_r = 0.72$)になる一方、鋳鉄継手は1.40倍($C_r = 1.40$)になることがわかる。以上のことから、残留応力の観点からも鋳鉄継手は溶接継手に対し疲労強度が向上すると考えられる。

$$\sigma_w = 0.48\sigma_B \quad (2.1)$$

$$\sigma_1 = \sigma_w / (1 + \sigma_w / \sigma_B) \quad (2.2)$$

$$\sigma_2 = \sigma_w \{1 - (\sigma_1 + \sigma_{res}) / \sigma_B\} \quad (2.3)$$

$$C_r = \sigma_2 / \sigma_1 \quad (2.4)$$

σ_w : 両振り疲労強度(MPa)

σ_B : 引張強度(MPa)

σ_r : 残留応力(MPa)

σ_1 : 残留応力がない場合の疲労強度(MPa)

σ_2 : 残留応力がある場合の疲労強度(MPa)

C_r : 残留応力による疲労強度の増減率

表 2.7 溶接継手と鋳鉄継手の残留応力測定値と測定位置

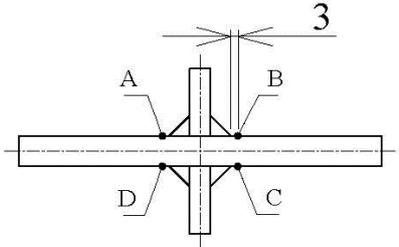
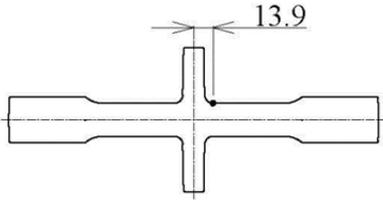
Specimen type	Residual stress σ_{res} (MPa)	Measuring point
Welded joint	100	
DCI joint	-305	

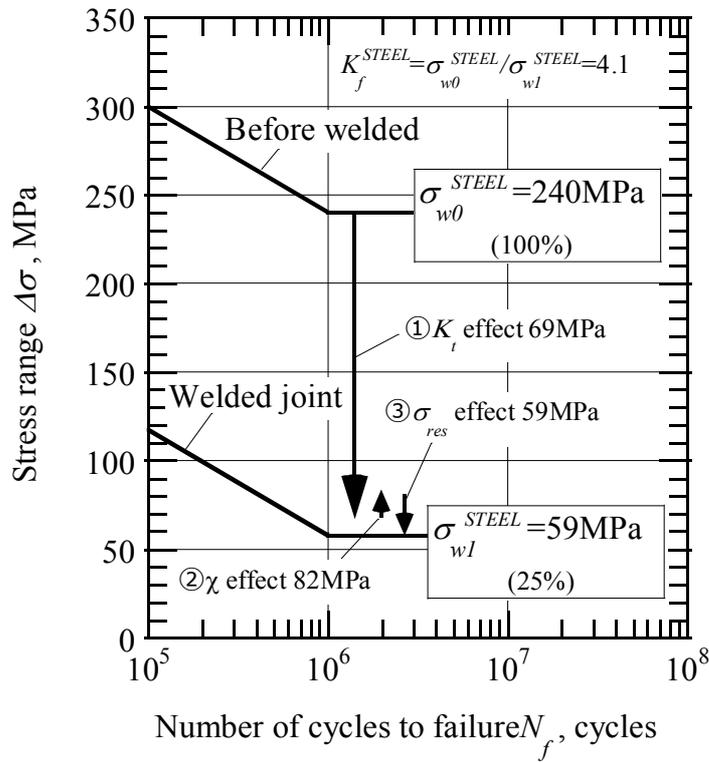
表 2.8 鋳鉄継手の残留応力測定条件

X-ray	CrK α
Diffraction plane	Fe (211)
Filter	V
Stress constant (MPa/deg.)	-323
Tube voltage (kV)	30
Tube current (mA)	10
Collimator (mm)	2
Incident angle φ_0 (deg.)	0
Measuring method	Half height breadth

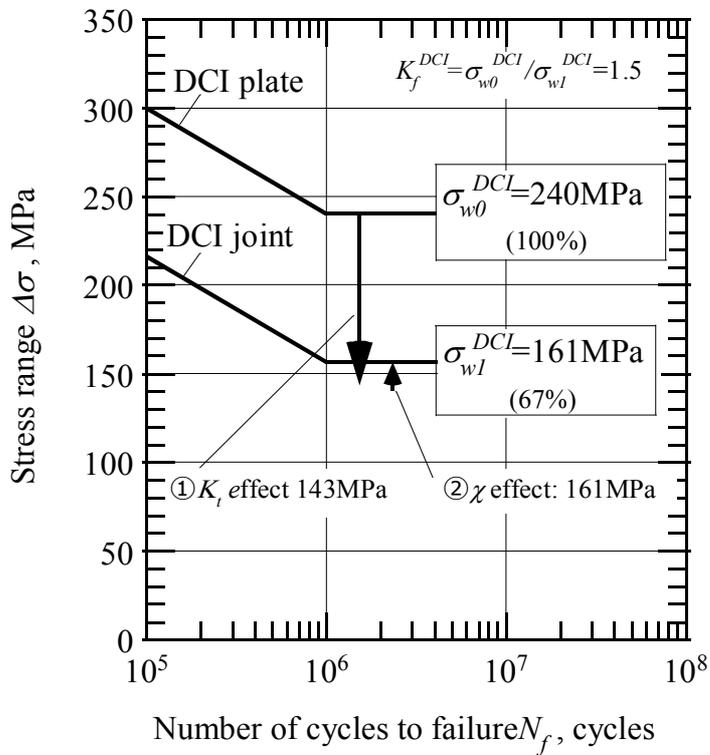
2.5.5 各種要因が疲労強度に及ぼす効果

図 2.13 は本章のまとめとして、疲労強度に影響を及ぼす各種要因の効果を模式的に表したものである。溶接継手、鋳鉄継手ともに平滑材の疲労強度を基準として模式的に示している。要因とその効果は、本章で考察した①応力集中係数(K_t effect), ②切欠き鈍感性(χ effect), ③残留応力(σ_{res} effect)である。溶接継手は① K_t effect により鋼平滑材から疲労強度が著しく低下する(240MPa⇒69MPa)。② χ effect によりやや疲労強度は向上するものの(69MPa⇒82MPa), その効果は小さく, ③ σ_{res} effect によりさらに疲労強度が低下すると考えられる(82MPa⇒59MPa)。この結果, 溶接継手の疲労強度は 59MPa と予測でき, 平滑材の疲労強度 240MPa の 25%程度まで著しく低下する。

一方, 鋳鉄継手は① K_t effect により疲労強度が低下するが, その効果は小さく(240MPa⇒143MPa), ② χ effect の効果もあって(143MPa⇒161MPa), 鋳鉄継手の疲労強度は 161MPa と予測でき, 鋳鉄平滑材のおよそ 67%を確保している。ここで, 鋳鉄継手は③ σ_{res} の影響を同様に受けている鋳鉄平滑材が基準であるため, その効果は図中には表記していない。以上のことから, 鋳鉄継手の疲労強度は予測値においても溶接継手の 2.7 倍程度あり, 疲労強度優位性があることは明らかである。また, 鋳鉄継手の切欠き係数 $K_f^{DCI} = \sigma_{w0}^{DCI} / \sigma_{w1}^{DCI}$ は溶接継手の切欠き係数 $K_f^{STEEL} = \sigma_{w0}^{STEEL} / \sigma_{w1}^{STEEL}$ のおよそ 1/3 であり, 切欠き感受性も鈍感であることがわかる。なお, これらの予測値は図 2.7 に示した実験値に対し 25%程度の違いで一致する。



(a) 溶接継手



(b) 鑄鉄継手

図 2.13 疲労強度におよぼす各種要因の効果

2.6 結言

主板厚や引張強度と平滑材の疲労強度が同等である溶接継手と球状黒鉛鋳鉄継手の疲労強度を比較した結果、以下の結論を得た。

- (1) 鋳鉄継手の疲労強度は $\sigma_{w1}^{DCI}=220\text{MPa}$ であり、溶接継手の疲労強度 $\sigma_{w1}^{STEEL}=80\text{MPa}$ と比較して 2.7 倍ほど大きいことを実験的に明らかにした。
- (2) 疲労強度に影響を及ぼす要因を考察し、その効果を定量的に検討した。これらの結果を用いて算出した疲労強度の予測値は、鋳鉄継手が $\sigma_{w1}^{DCI}=161\text{MPa}$ 、溶接継手が $\sigma_{w1}^{STEEL}=59\text{MPa}$ であった。これより、予測値においても鋳鉄継手の疲労強度は溶接継手に対し 2.7 倍ほど大きい結果となった。
- (3) 上記(1), (2)の要因として、鋳鉄継手は溶接継手と比較して応力集中係数が小さく、切欠きに対して鈍感である、表面にショットブラストの圧縮残留応力があることがあげられる。

第3章 最大欠陥を想定した球状黒鉛鑄鉄継手の 疲労限度と溶接継手との比較

3.1 緒言

球状黒鉛鑄鉄[61,62]は溶接継手[63]を代替し得る材料として注目されている。第2章では荷重非伝達型十字溶接継手(以下, 十字溶接継手, Welded joint と記す)に近似させた球状黒鉛鑄鉄継手(以下, 鑄鉄継手, DCI joint と記す)を用いて, 同一条件下の疲労試験により両者の疲労強度を比較し, 鑄鉄継手が予想をはるかに超える2倍以上も勝ることを見出した[64]。あわせて応力集中係数, 切欠き感度および残留応力などの諸要因を比較考察して, 鑄鉄継手の優位性を合理的に説明してきた[64]。このような想定外とも思われる結果に対しては, その根拠を一層明確なものにするための合理的論拠が求められる。

本章では鑄鉄継手の疲労強度に対する影響度が大きいことが報告されてきた鑄造欠陥に注目する。そして, 前報より試験片の板厚を3種類に増やして異なる板厚に対する疲労強度と破壊の起点となった鑄造欠陥との関係を調査する。これらの結果から鑄造欠陥の試験数を大幅に増加させる場合を仮定して求まる最大欠陥を, 極値統計法を用いて推定する。この最大欠陥を含む場合の疲労強度を十字溶接継手と比較検討する。

3.2 荷重非伝達型十字溶接継手の疲労強度特性

図 3.1 に十字溶接継手の形状を，図 3.2 に溶接部近傍のマクロ組織写真の一例を示す．十字溶接継手は主板厚(Main plate thickness) t_1 やリブ厚(Rib plate thickness) t_2 の増加によって疲労強度が低下する[65,66](例えば， t_1 が 9mm から 20mm に増厚すると疲労限度が 40MPa 程度低下する[65])．一方で，板幅(Plate width) w は疲労強度に及ぼす影響は小さいことが知られている[65]．これは，十字溶接継手の疲労強度が主板厚 t_1 やリブ厚 t_2 ，溶接止端部の切欠き半径 ρ によって決まる応力集中係数 K_t に最も影響を受けるためである[66,67]．図 3.3 に十字溶接継手の疲労設計曲線[68,69]を示す．図中の疲労設計曲線 JSSC-E は日本鋼構造協会(JSSC)で定められており，溶接継手の強度等級における E 等級(2×10^6 回基本疲労強度 $\sigma_f^{JSSC}=80\text{MPa}$ ，疲労限度 $\sigma_{low}^{JSSC}=62\text{MPa}$)に相当する．十字溶接継手は試験体 467 本の疲労試験結果から，非超過確率 97.7%の疲労強度がこの曲線以上となることが確かめられており，同曲線による疲労設計が推奨されている．あわせて示している疲労設計曲線 IIW-FAT80 は国際溶接学会(IIW)の FAT80(2×10^6 回基本疲労強度 $\sigma_f^{IIW}=80\text{MPa}$ 疲労限度 $\sigma_{low}^{IIW} \cong 50\text{MPa}$)に相当する．これは JSSC-E 同様十字溶接継手の疲労設計曲線として活用されている．

以上をふまえ，鋳鉄継手の疲労強度との比較にはより疲労限度が高い疲労設計曲線 JSSC-E($\sigma_{low}^{JSSC}=62\text{MPa}$)を用いる．同曲線は母材の引張強度 $\sigma_B < 570\text{MPa}$ ，主板厚 $t_1 < 25\text{mm}$ ，溶接止端部の切欠き半径 $\rho \leq 1\text{mm}$ のもので，かつ溶接部が非仕上げのものに適用される[70]．前報で比較した溶接継手の溶接止端部切欠き半径は $\rho=0.485\text{mm}$ と小さく[64]，一つの実験データにおける限定的な比較に過

ぎない。よって、本稿では疲労設計曲線 JSSC-E($\sigma_{low}^{JSSC}=62\text{MPa}$)と主板厚を変えた
た鑄鉄継手の疲労強度の下限值を比較することで、より明確に疲労強度優位性
を評価することが可能と考え、同曲線を選定した。

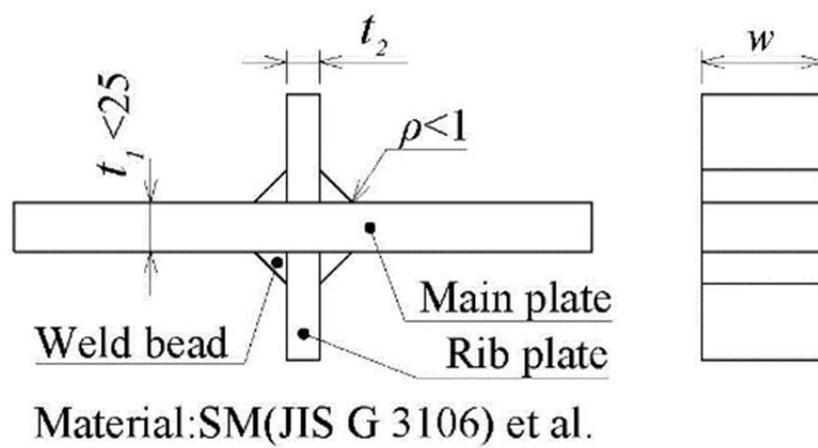


图 3.1 十字溶接継手形状

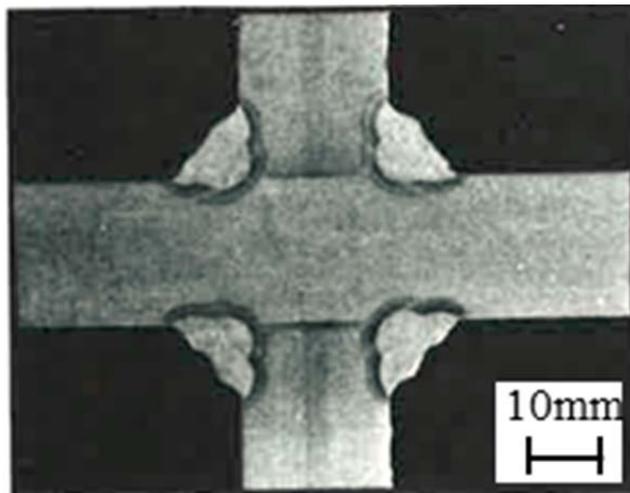


図 3.2 溶接部のマクロ組織(ナイタール腐食)

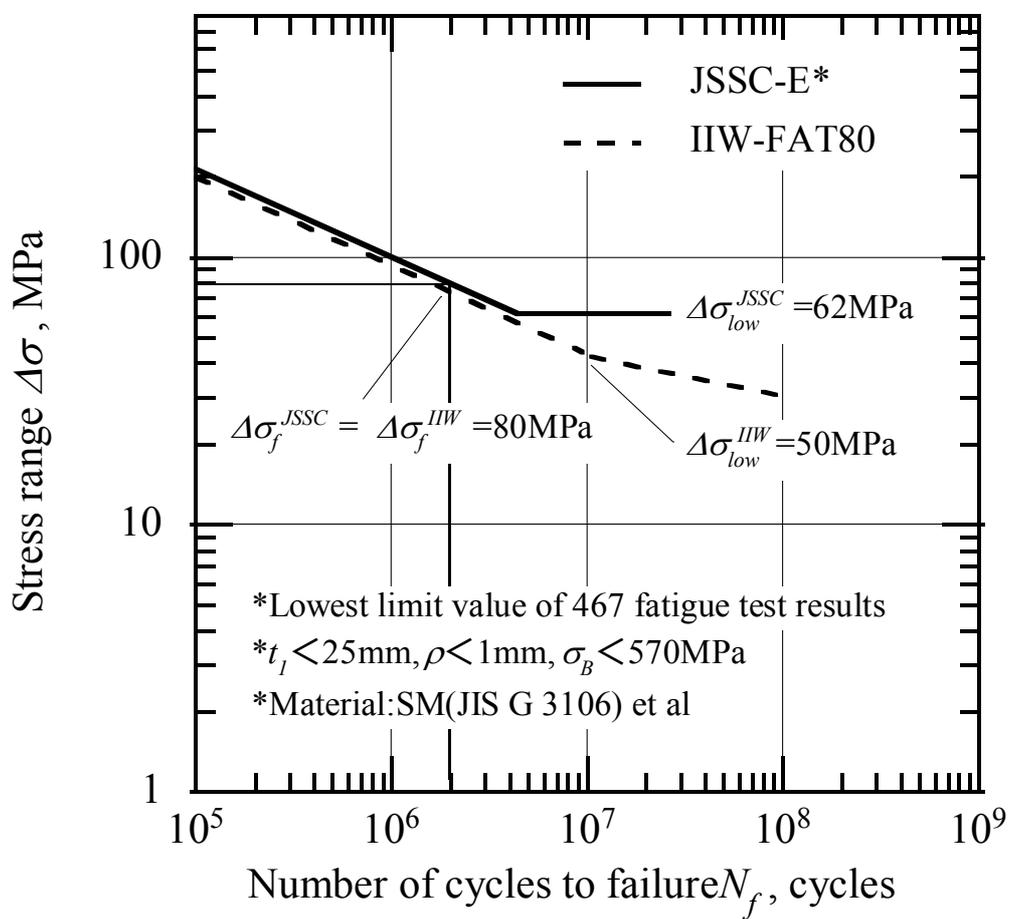


図 3.3 十字溶接継手の疲労設計曲線

3.3 球状黒鉛鑄鉄継手の疲労試験結果

3.3.1 球状黒鉛鑄鉄継手疲労試験体

図 3.4 に試験体寸法を示す. 寸法効果や応力集中係数の影響を検討するため, 主板厚 t_1 は 6,12,24mm の 3 水準とした. ここで, 最小主板厚($t_1=6\text{mm}$)は, 中小物の球状黒鉛鑄鉄における製造上の肉厚限界として経験的に設定した. 最大主板厚($t_1=24\text{mm}$)は図.3 3 に示した疲労設計曲線の対象となる十字溶接継手の 25mm 未満で最大となるよう設定した. 主板厚 $t_1=12\text{mm}$ は最小主板厚と最大主板厚の中間の板厚とした. その他の形状寸法詳細は前報[64]と同様であるため, 本稿では省略する. 試験体表面は砂落としのためのスチールショットブラストを行った鑄肌とした. ここで, ショットブラストは圧縮残留応力を付与するため, 疲労強度改善効果がある[64]. なお, リブ厚 t_2 も応力集中係数への影響が大きい, ここでは $t_2=16\text{mm}$ の一定とし, t_2 の影響は今後の検討課題とする.

鑄鉄継手の化学組成を表 3.1 に, 機械的性質を表 3.2 に示す. これらより, 鑄鉄継手の引張強度 σ_B は 560MPa であり, 比較する疲労設計曲線 JSSC-E の対象範囲($\sigma_B < 570\text{MPa}$)である. $t_1=6\text{mm}$ の伸びがやや小さいが, JIS G 5502 の規格値相当であるため, そのまま試験体として用いることとした. 図 3.5 に鑄鉄継手のミクロ組織写真を示す. 本試験体は一般的な球状黒鉛鑄鉄に見られるブルスアイ組織を呈しており, 主板厚 t_1 に関わらずほぼ同様であった.

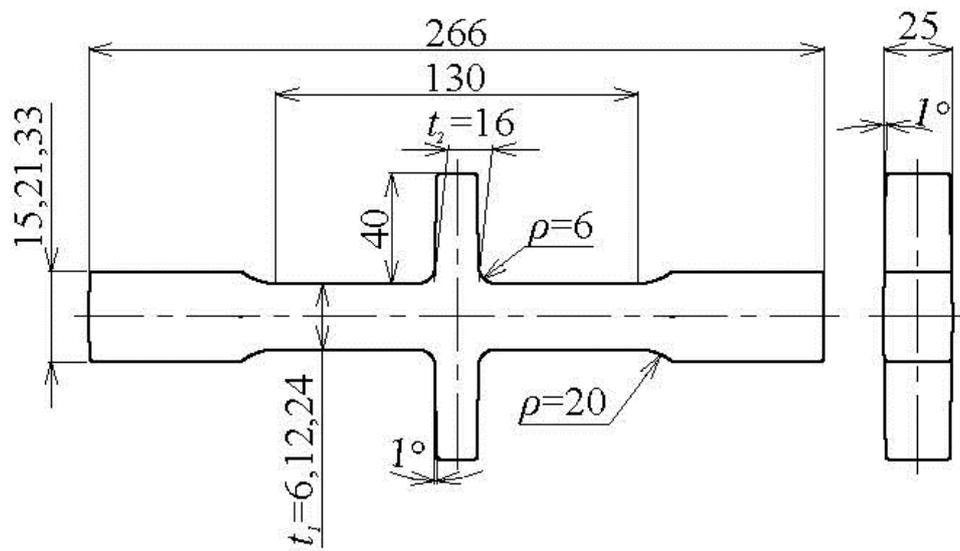


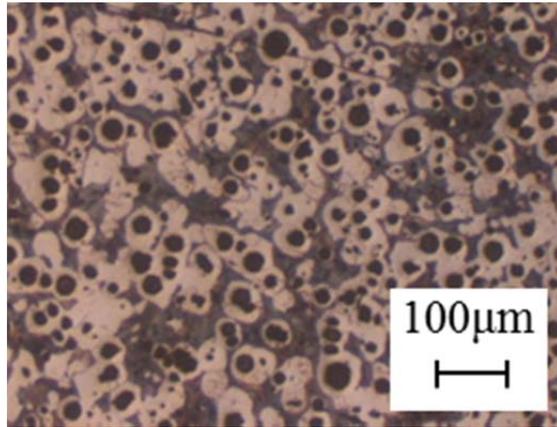
図 3.4 鋳鉄継手の試験体寸法

表 3.1 鑄鉄継手の化学成分(重量%)

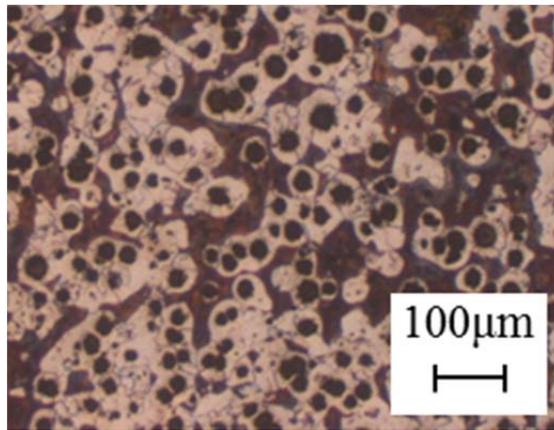
Main plate thickness t_1 (mm)	C	Si	Mn	P	S	Cu	Mg
6	3.63	2.46	0.40	0.020	0.002	0.32	0.039
12	3.73	2.53	0.41	0.022	0.002	0.31	0.047
24	3.67	2.45	0.41	0.024	0.004	0.31	0.042

表 3.2 鑄鉄継手の機械的性質

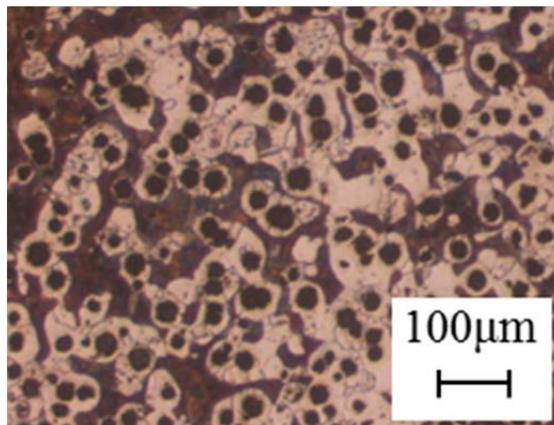
Main plate thickness t_1 (mm)	JIS Z 2241(2017), No.14B type tensile test specimen			
	0.2% Proof stress	Tensile strength	Elongation	Brinell hardness
	(MPa)	(MPa)	(%)	(HB)
6	361	557	7.0	192
12	339	561	14.5	190
24	340	560	15.8	191



(a) $t_1=6\text{mm}$



(b) $t_1=12\text{mm}$



(c) $t_1=24\text{mm}$

図 3.5 鑄鉄継手のマイクロ組織(ナイトール腐食)

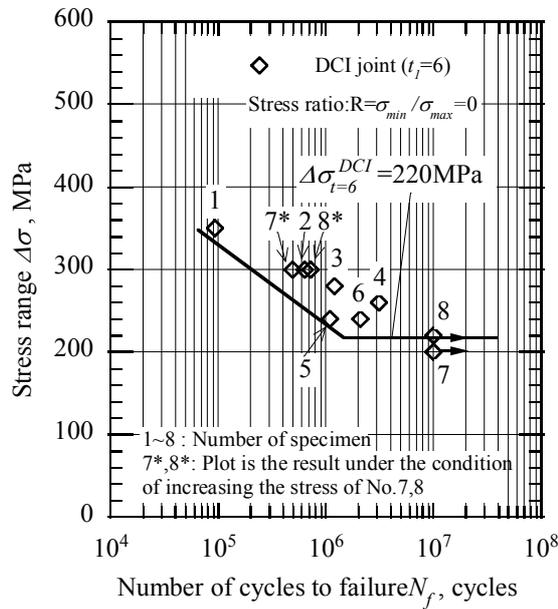
3.3.2 疲労試験方法

繰返し荷重は溶接継手の試験方法に合わせて試験体長手方向軸引張荷重(応力比 $R=0$)とし, 荷重容量 $\pm 100\text{kN}$ 電気油圧式サーボ疲労試験機(MTS 製)を用いて荷重制御にて実施した. 繰返し波形は正弦波, 周波数は試験体の温度変化がない範囲で $5\sim 30\text{Hz}$ とした. 試験環境は室温($23\pm 3^\circ\text{C}$)の大気中で行った. 最大荷重は試験体耐力を目安におよそ $350\sim 400\text{MPa}$ から順次低下させ, 最大繰返し数 $N_f=1.00\times 10^7$ 回まで実施し, 未破断の場合は試験中止とした.

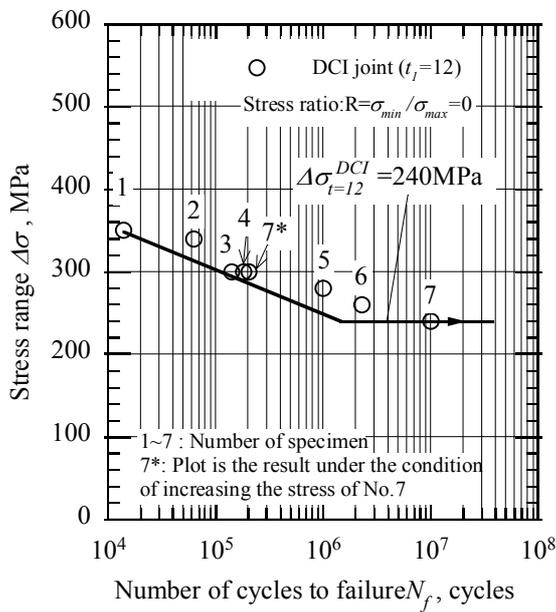
3.3.3 球状黒鉛鋳鉄継手の疲労試験結果

図 3. 6 に鋳鉄継手の疲労試験結果を示す．図中の実線は時間強度と $N_f=1.00\times 10^7$ 回で未破断だった試験体のうち，最大の応力を結んだ $S-N$ 曲線である．時間強度は一般的に試験結果のプロットの中央を通るように直線を引く [71]．しかし，ここでは比較のために用いた溶接継手の疲労強度である JSSC-E(図 3. 3 参照)に合わせて，試験結果の下限とした．図中の番号は試験時の応力範囲 $\Delta\sigma$ が大きいものから順に付与した試験体 No. である．*は未破断試験体を最大負荷応力 $\Delta\sigma=300\text{MPa}$ に増大して再度疲労試験を行い，破断させた試験結果である．

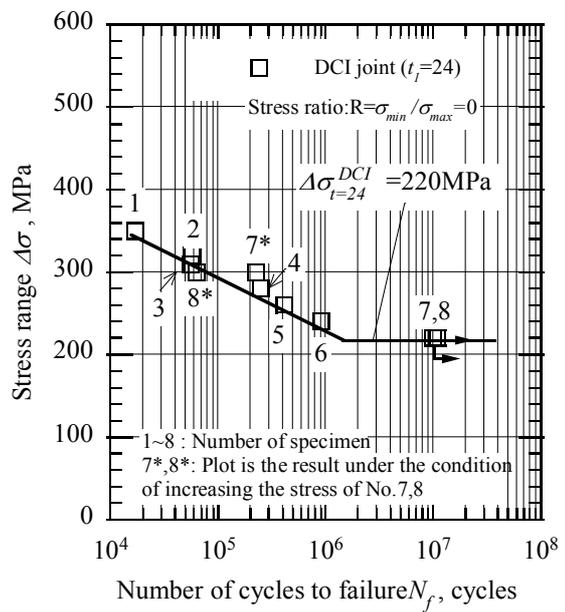
図 3. 6 より，鋳鉄継手の疲労限度は $\Delta\sigma_{t=6}^{DCI}=220\text{MPa}$ ， $\Delta\sigma_{t=12}^{DCI}=240\text{MPa}$ ， $\Delta\sigma_{t=24}^{DCI}=220\text{MPa}$ が得られており，主板厚 t_1 による疲労限度の変化は最大 20MPa と小さい．一方，溶接継手は主板厚 t_1 が 9mm から 20mm に増厚すると疲労限度が 40MPa 程度低下する．よって，鋳鉄継手は溶接継手と比較して主板厚が疲労強度におよぼす影響は小さいと考えられる．また，鋳鉄継手の破断位置は主板厚 t_1 によって異なる結果となった．これについては次節にて詳細に考察する．



(a) $t_1=6\text{mm}$



(b) $t_1=12\text{mm}$



(c) $t_1=24\text{mm}$

図 3.6 鋳鉄継手の疲労試験結果

3.4 球状黒鉛鋳鉄継手の欠陥サイズと破断位置

表 3. 3~3. 5 に鋳鉄継手の破断位置，破断面に確認された破壊起点となった欠陥とそのサイズを示す。表中の破断位置は図 3. 7 に示すように応力集中箇所であるリブ交差部を A 部，平行部を B 部，つかみ部近傍を C 部として分類している。欠陥サイズは最大主応力方向への投影面積の平方根である \sqrt{area} [72]で示している。投影面積はその中に欠陥全体が収まるような欠陥の外接円もしくは多角形とした。この方法で測定された欠陥サイズは，後の考察で示すように，欠陥の形状を考慮することなく欠陥を有する材料の疲労強度が精度よく予測できることが知られている[72]。また，表中の試験体 No. は図 3. 6 のプロットの番号と対応している。_ は後述する極値統計処理に使用したデータである。

これらより，主板厚 t_1 が 6mm の破断位置は全て平行部 B(図 3. 7 参照)， $t_1=12\text{mm}$ は，試験体 No.2 のみリブ交差部 A(図 3. 7 参照)で破断し，その他は全て平行部 B で破断した。 $t_1=24\text{mm}$ の破断位置はリブ交差部 A，もしくはつかみ部近傍 C(図 3. 7 参照)の応力集中箇所であった。また，破面の様相から， $t_1=6\text{mm}$ の破壊起点は主に鋳肌の凹凸であり， $t_1=12, 24\text{mm}$ は鋳肌近傍の介在物であった。

破断位置は発生応力や欠陥サイズに支配される。ここでは，リブ交差部 A と平行部 B について破断位置が異なる理由を検討する。C については，つかみ部近傍であることから，所定の応力条件と異なるため除外する。公称応力を σ_0 とし，欠陥サイズを \sqrt{area} とすると，破壊に対する厳しさは応力拡大係数 K_I を用いて(3. 1)式のように表される[73,74]。ここで 0.65 は欠陥の位置によって決まる補正係数である[73,74]。平行部 B の応力を σ_{w0} とすると，平行部 B における応力拡大係数 K_I^B は(3. 2)式のようになる。また，リブ交差部 A の応力拡大係数 K_I^A は(3. 3)式のように書ける。

$$K_I = 0.65\sigma_0\sqrt{\pi\sqrt{area}} \quad (3.1)$$

$$K_I^B = 0.65\sigma_{w0}\sqrt{\pi\sqrt{area_{AVE}^B}} \quad (3.2)$$

$$K_I^A = 0.65K_t^A\sigma_{w0}\sqrt{\pi\sqrt{area_{AVE}^A}} \quad (3.3)$$

K_I : 応力拡大係数(MPa \sqrt{m})

K_I^B : B における応力拡大係数(MPa \sqrt{m})

K_I^A : A における応力拡大係数(MPa \sqrt{m})

σ_0 : 発生応力(MPa)

σ_{w0} : B における発生応力(MPa)

\sqrt{area} : 欠陥サイズ(μm)

$\sqrt{area_{AVE}^B}$: B における平均欠陥サイズ(μm)

$\sqrt{area_{AVE}^A}$: A における平均欠陥サイズ(μm)

K_t^A : A における応力集中係数

ここで、平行部 B における発生応力は主板厚 t_1 ごとの疲労限度とし、 $t_1=6,24\text{mm}$ のとき $\sigma_{w0}=220\text{MPa}$ 、 $t_1=12\text{mm}$ のとき $\sigma_{w0}=240\text{MPa}$ とした。 $\sqrt{area_{AVE}^{A,B}}$ は破断位置 A,B それぞれの欠陥サイズの平均値である。 $t_1=6\text{mm}$ の破断位置は全て平行部 B であったため、同部の欠陥サイズは不明である。よって $t_1=6\text{mm}$ のリブ交差部 A の欠陥サイズ $\sqrt{area_{AVE}^A}$ は $t_1=12\text{mm}$ の値(表 3.4, No.2)を用いた。また、 $t_1=24\text{mm}$ は平行部 B で破断していない。よって $\sqrt{area_{AVE}^B}$ は $t_1=24\text{mm}$ で発生した最大欠陥サイズ(表 3.5, No.2)を用いた。応力集中係数 $K_t^{A,C}$ は FEM 解析で得られた平行部 B における公称応力 σ_n 、リブ交差部 A に発生した最大応力 σ_{max} を用いて $K_t=\sigma_{max}/\sigma_n$ として求めた。

各破断位置における K_I の算出結果を表 3.6 に示す。表中に記す K_I^A/K_I^B は $K_I^A/K_I^B < 1$ の

とき平行部Bで、 $K_I^A/K_I^B > 1$ のときリブ交差部Aで破断する可能性が高いことを意味する。

これより、 $t_1=6\text{mm}$ は $K_I^A/K_I^B=0.64 < 1$ であるから、平行部Bで破断したと考えられる。同

様に $t_1=12\text{mm}$ は $K_I^A/K_I^B=0.63 < 1$ であるから、ほとんどの試験体が平行部Bで破断したと

考えられる。 $t_1=24\text{mm}$ は $K_I^A/K_I^B=1.30 > 1$ であるから、リブ交差部Aで破断したと考えら

れる。

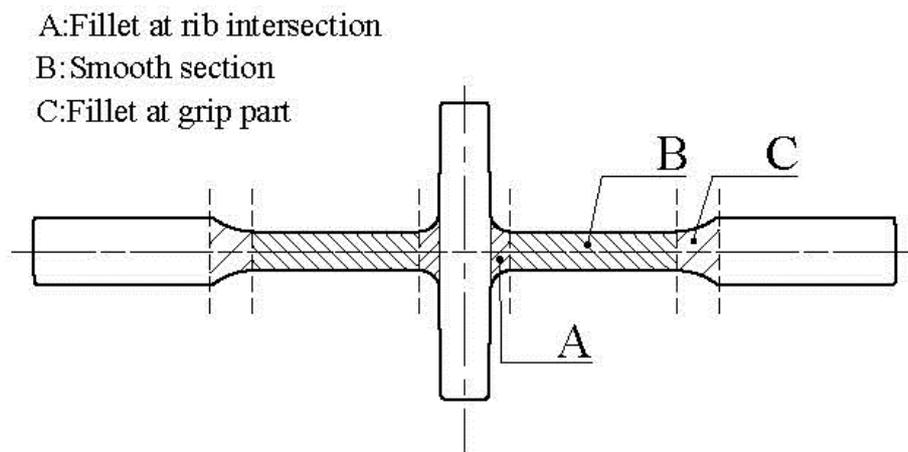


図 3.7 鋳鉄継手の破断位置の分類

表 3.3 鑄鉄継手の疲労試験データ ($t_1=6\text{mm}$)

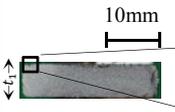
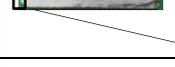
No.	$\Delta\sigma$ (MPa)	N_f (cycles)	Broken position in Fig. 3.7	Fracture origin and defect size : \sqrt{area} (μm)	
1	350	9.36×10^4	B		 Inclusions $\sqrt{area}=469$
<u>2</u>	300	6.31×10^5	B		 Surface notch $\sqrt{area}=583$
<u>3</u>	280	1.21×10^6	B		 Surface notch $\sqrt{area}=480$
4	260	3.11×10^6	B		 Inclusions $\sqrt{area}=1104$
<u>5</u>	240	1.09×10^7	B		 Surface notch $\sqrt{area}=943$
<u>6</u>	240	2.09×10^6	B		 Surface notch $\sqrt{area}=656$
<u>7</u> 7*	200 300	1.00×10^7 4.92×10^5	— B		 Surface notch $\sqrt{area}=1157$
<u>8</u> 8*	220 300	1.00×10^7 7.20×10^5	— B		 Surface notch $\sqrt{area}=728$

表 3.4 鋳鉄継手の疲労試験データ($t_1=12\text{mm}$)

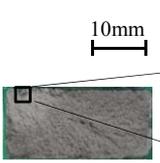
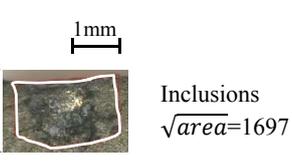
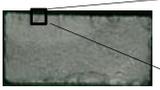
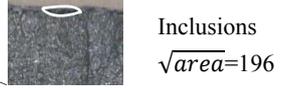
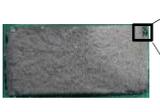
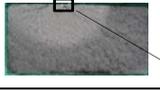
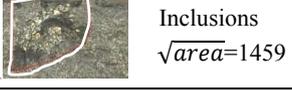
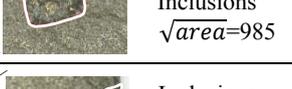
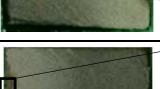
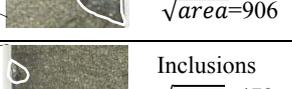
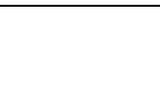
No.	$\Delta\sigma$ (MPa)	N_f (cycles)	Broken position in Fig.3.7	Fracture origin and defect size: $\sqrt{\text{area}}$ (μm)	
<u>1</u>	350	1.39×10^4	B		
2	340	6.29×10^4	A		
<u>3</u>	300	1.41×10^5	B		
<u>4</u>	300	1.81×10^6	B		
<u>5</u>	280	1.00×10^6	B		
<u>6</u>	260	2.27×10^6	B		
<u>7</u> 7*	240 300	1.00×10^7 2.03×10^5	— B		

表 3.5 鋳鉄継手の疲労試験データ($t_1=24\text{mm}$)

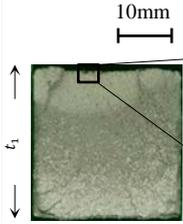
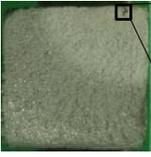
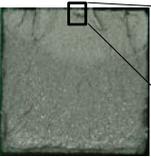
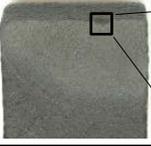
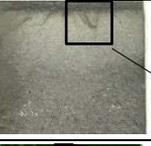
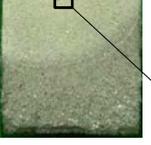
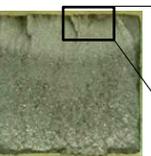
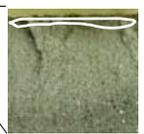
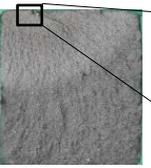
No.	$\Delta\sigma$ (MPa)	N_f (cycles)	Broken position in Fig.3 7	Fracture origin and defect size: \sqrt{area} (μm)	
<u>1</u>	350	1.72×10^4	A		 Inclusions $\sqrt{area}=943$
2	320	5.77×10^4	C		 Inclusions $\sqrt{area}=1470$
<u>3</u>	310	5.58×10^4	A		 Inclusions $\sqrt{area}=886$
4	280	2.52×10^5	C		 Inclusions $\sqrt{area}=700$
<u>5</u>	260	4.14×10^5	A		 Inclusions $\sqrt{area}=735$
<u>6</u>	240	9.05×10^5	A		 Inclusions $\sqrt{area}=916$
<u>7</u> 7*	220 300	1.00×10^7 2.28×10^5	— A		 Inclusions $\sqrt{area}=1005$
8 8*	220 300	1.00×10^7 6.37×10^4	— C		 Inclusions $\sqrt{area}=1456$

表 3.6 各破断位置における応力拡大係数

t_1 (mm)	A,B:Location in Fig. 3. 7, σ_{w0} : Fatigue limit in Fig. 3.6, \sqrt{area}_{AVE} :Average value of defect size, K_t :Stress concentration factor, K_I :Stress intensity factor								
	A in Fig. 7				B in Fig. 7				K_I^A/K_I^B
	σ_{w0} (MPa)	\sqrt{area}_{AVE}^A (μm)	K_t^A	K_I^A ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$)	σ_{w0} (MPa)	\sqrt{area}_{AVE}^B (μm)	K_t^B	K_I^B ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$)	
6	220	196*	1.27	4.5	220	765	1.00	7.0	0.64
12	240	196	1.53	5.9	240	1150	1.00	9.36	0.63
24	220	897	1.68	12.7	220	1470**	1.00	9.8	1.30

3.5 球状黒鉛鑄鉄継手と十字溶接継手の疲労強度比較

3.4節で得られた鑄鉄継手の疲労強度は、欠陥サイズが表 3.3~3.5 に示した範囲の場合に限定される。そのため、試験体本数を増やしていくとさらに大きな欠陥が発生し、疲労強度が低下する可能性がある。よって、本章では極値統計処理により鑄鉄継手に発生し得る最大欠陥サイズを推定する。その後、最大欠陥サイズから予測される鑄鉄継手の疲労強度の下限値と十字溶接継手の疲労強度を比較考察する。

3.5.1 球状黒鉛鑄鉄継手の最大欠陥サイズ

極値統計に用いる欠陥サイズのデータは、その発生要因や発生位置の応力状態が等しい条件にあることが求められる[75]。ここで、表 3.3 より主板厚 t_1 が 6mm の試験体は No.1,4 を除いて平行部 B(図 3.7 参照)の鑄肌の凹凸が破壊起点である。よって No.2,3,5~8 の欠陥サイズが極値統計処理の対象である。同様に、表 3.4 より $t_1=12\text{mm}$ では平行部 B に欠陥が確認された No.1,3~7、表 3.5 より $t_1=24\text{mm}$ ではリブ交差部 A(図 3.7 参照)に欠陥が確認された No.1,3,5~7 を対象とする。なお、つかみ部近傍 C 部(図 3.7 参照)で破断した No.2,4,8 は極値統計処理の対象から除外した。これはデータ数が少ないことと、破断位置が所定の応力条件とは異なるためである。

極値を求める対象範囲を溶接継手と同等以上にする。そこで、主板厚ごとに 467 本(図 3.3, JSSC-E 試験体本数)として溶接継手よりも広範囲を想定する。次に試験体 1 本あたりの危険体積 V を考える。応力集中部の危険体積 V は発生応力を σ 、最大応力を σ_{max} とすれば、 $\sigma \geq 0.8\sigma_{max}$ となる範囲を対象にすることが推奨されている[76]。そこで平行部 B から破断した $t_1=6,12\text{mm}$ では平行部の表層から深さ

2mm の範囲を危険体積 V^B とした(図 3. 8(a)参照). リブ交差部 A で破断した $t_1=24\text{mm}$ については, 応力集中部の表層から深さ 2mm, 幅 4mm の部分を危険体積 V^A とした(図 3. 8(b)参照). なお, 第 2 章で行った解析結果[64]によれば, $t_1=24\text{mm}$ の危険体積 V^B は $\sigma \geq 0.7\sigma_{max}$ の範囲であり, 危険体積として妥当である.

以上により極値統計処理を行った結果を図 3. 9 に示す. 図中の基準化変数 y_i , 累積分布関数 F_i , 再帰期間 T はそれぞれ以下の(3. 4)~(3. 6)式にて算出した[77,78].

図 3. 9 より, 主板厚 $t_1=6\text{mm}$ の再帰期間 $T=467$ における欠陥サイズは $\sqrt{area}_{max} = 2605\mu\text{m}$, $t_1 = 12\text{mm}$ は $\sqrt{area}_{max} = 3976\mu\text{m}$, $t_1 = 24\text{mm}$ は $\sqrt{area}_{max} = 1598\mu\text{m}$ と推定できる. これらは破断面で確認された欠陥サイズの 2~8 倍であった.

$$y_i = -\ln[\ln(F_i)] \quad (3. 4)$$

$$F_i = i/(n + 1) \cdot 100 \quad (3. 5)$$

$$T = V_E/V = NV/V = 467 \quad (3. 6)$$

y_i : 基準化変数

F_i : 累積分布関数(%)

T : 再帰期間

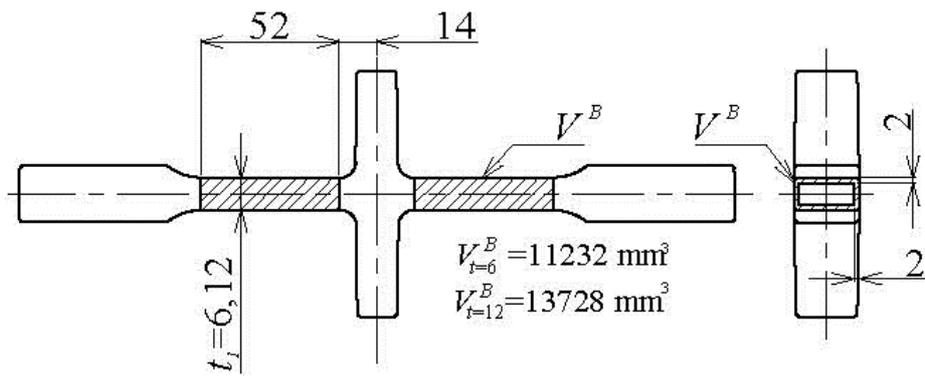
i : 試験体 No.

n : 試験体総数

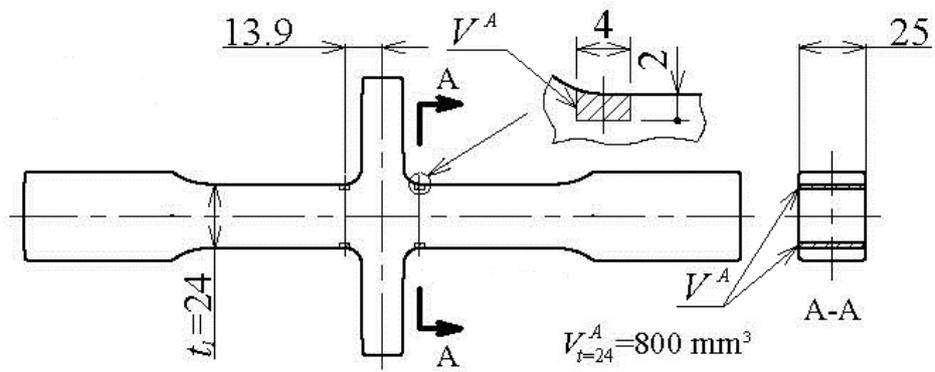
V_E : 予測する総危険体積

N : 予測する試験体総数(467 本)

V : 試験体 1 本の危険体積

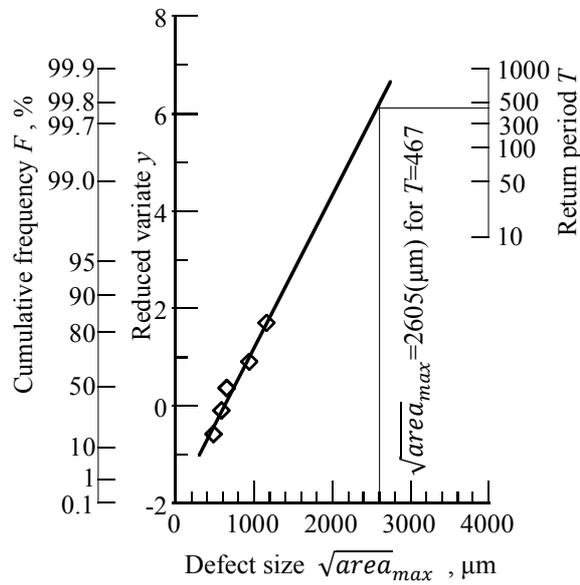


(a) $t_1 = 6,12 \text{ mm}$

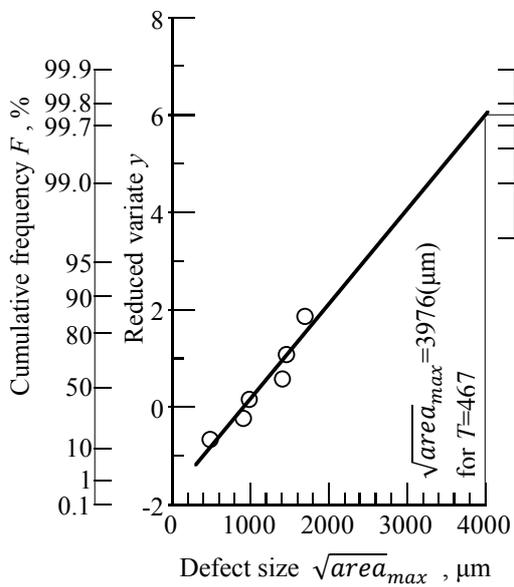


(b) $t_1 = 24 \text{ mm}$

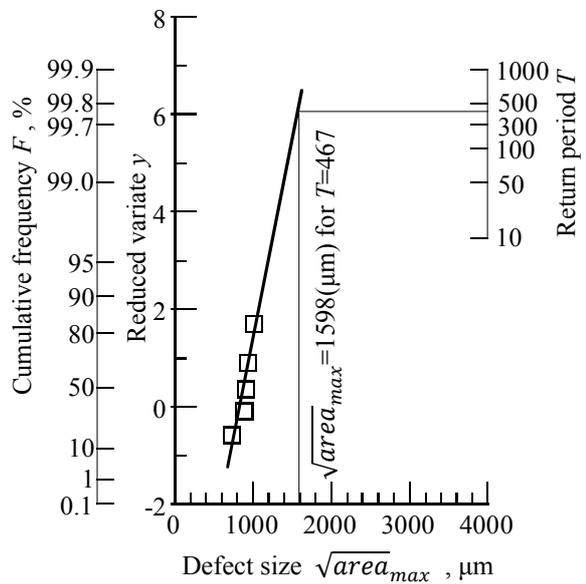
図 3.8 鋳鉄継手の危険体積 V



(a) $t_1=6\text{mm}(V=V^B(\text{図 3. 8(a)参照}))$



(b) $t_1=12\text{mm}(V=V^B(\text{図 3. 8(a)参照}))$



(c) $t_1=24\text{mm}(V=V^A(\text{図 3. 8(b)参照}))$

図 3. 9 鑄鉄継手に発生した欠陥の極値統計

3.5.2 球状黒鉛鋳鉄継手の疲労限度の下限值

前節で推定した \sqrt{area}_{max} を用いて、鋳鉄継手の疲労限度の下限值を予測し、十字継手の疲労限度と比較する。欠陥を有する試験片の疲労限度予測は、 \sqrt{area} パラメータモデル[79-81]や4パラメータ(引張強度 σ_B 、ビッカース硬さ HV 、下限界応力拡大係数範囲 K_{th} 、欠陥サイズ \sqrt{area})モデル[82,83]などが知られている。 \sqrt{area} パラメータモデルは微小欠陥を対象として広く用いられているが、 $\sqrt{area}_{max} > 1000\mu\text{m}$ の場合、実際の疲労限度より高めの予測値となる場合がある[84]。一方、4パラメータモデルは $\sqrt{area}_{max} > 1000\mu\text{m}$ の範囲においても適用可能である。前節で推定した \sqrt{area}_{max} は $1000\mu\text{m}$ よりはるかに大きいため、本節では4パラメータモデルを用いて疲労限度の下限值を予測する。

4パラメータモデルの疲労限度予測式は、欠陥サイズに応じた3つの領域ごとに異なり、それぞれ以下の(3.7)~(3.10)式[79-83]のように表される。ここで、領域1は疲労限度が材料の引張強度 σ_B に比例する領域である。領域2は材料の硬さ HV に比例する。(3.8)式からわかるように、この領域は \sqrt{area} パラメータモデルで疲労限度を予測する。領域3は欠陥サイズが大きな領域であり、疲労限度は下限界応力拡大係数範囲 ΔK_{th} に比例する。

$$\text{領域 1} \quad \sigma_w = 0.48\sigma_B \quad (3.7)$$

$$\text{領域 2} \quad \Delta\sigma = 2 \cdot \sigma_w = \frac{2 \cdot 1.41(HV+120)}{(\sqrt{area})^{1/6}} \cdot \left[\frac{(1-R)}{2} \right]^\alpha \quad (3.8)$$

$$\alpha = 0.226 + HV \cdot 10^{-4} \quad (3.9)$$

$$\text{領域 3} \quad \Delta\sigma = 2 \cdot \sigma_w = \frac{\Delta K_{th}}{0.65\sqrt{\pi\sqrt{area} \cdot 10^{-6}}} \quad (3.10)$$

- σ_w : 疲労限度(応力振幅) (MPa)
 $\Delta\sigma$: 疲労限度(応力範囲) (MPa)
 σ_B : 引張強度 (MPa)
 HV : ビッカース硬さ (HV)
 \sqrt{area} : 最大主応力方向欠陥投影面積の平方根 (μm)
 R : 応力比
 α : HV で決定される定数
 ΔK_{th} : 下限界応力拡大係数範囲 ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$)

図 3. 10 に本稿で用いた鋳鉄継手の4パラメータモデルを示す。また、前節で推定した \sqrt{area}_{max} を表 3. 7 に示す。図 3. 10 より、領域 2,3 の境界となる欠陥サイズは $\sqrt{area}_{max} \doteq 2500\mu\text{m}$ である。表 3. 7 より、主板厚 t_1 が 24mm の試験体は $\sqrt{area}_{max} < 2500\mu\text{m}$ であるから、疲労限度の予測式は領域 2 の(3. 8)式を適用する。 $t_1=6,12\text{mm}$ は $\sqrt{area}_{max} > 2500\mu\text{m}$ であり、領域3の(3.10)式を適用する。なお、図 3. 10 作成にあたり使用した各種パラメータは表 3. 8 のとおりである。ここで、応力比 R は前章に示すように、ショットブラストによる圧縮残留応力の影響を受ける。しかし、本章では鋳鉄継手の疲労限度の下限值を求めるため、疲労限度を向上させる圧縮残留応力は考慮しないこととする。よって、図 3. 10 は $R=0$ における4パラメータモデルを代表して示している。また、 α は一般的に(3.9)式で求められるが、材料によって(3.9)式で求める値より大きくなるという指摘がある[85]。さらに、 ΔK_{th} は ΔK 漸減試験によって求められることが多いが、 ΔK 漸増となる通常の疲労試験による ΔK_{th} とは異なるという報告がある[86,87]。よって、 $\alpha, \Delta K_{th}$ は耐力、引張強度、伸びが本稿の試験体とほぼ同等の球状黒鉛鋳鉄を用い、 ΔK 漸増

となる引張圧縮疲労試験を行って求めた値[86,87]とした。なお、 $R=0$ における ΔK_{th} は、図3.11に示す長いき裂(欠陥寸法: $\sqrt{area}=1850\mu\text{m}$)を有する ΔK_{th} と R の関係[86,87]から求めた。ここで、 ΔK_{th} は $\sqrt{area}>1000\mu\text{m}$ の範囲ではほぼ一定となる[86,87]。よって、領域3の $\sqrt{area}_{max}>2500\mu\text{m}$ の範囲でも適用可能と考えられる。

(3.8),(3.10)式、表3.8より算出した鋳鉄継手の疲労限度の下限值 $\Delta\sigma_{low}^{DCI}$ と図3.6に示した疲労限度に対する低下率 C_r を表3.9に示す。主板厚 t_1 が6mmのとき $\Delta\sigma_{low}^{DCI}=184\text{MPa}$ 、 $t_1=12\text{mm}$ のとき $\Delta\sigma_{low}^{DCI}=148\text{MPa}$ 、 $t_1=24\text{mm}$ のとき $\Delta\sigma_{low}^{DCI}=135\text{MPa}$ となった。ここで、 $t_1=24\text{mm}$ については、リブ交差部A(図3.7参照)で破断しているため、その疲労限度は平滑材の0.67倍になる[64]。よって、(3.8)式より求めた $\Delta\sigma_{low}^{DCI}=202\text{MPa}$ に0.67を乗じて算出した。以上により、疲労限度の下限值は図3.6に示した疲労限度の実験値 $\Delta\sigma_{exp}^{DCI}$ のおよそ60%まで低下する結果となった。

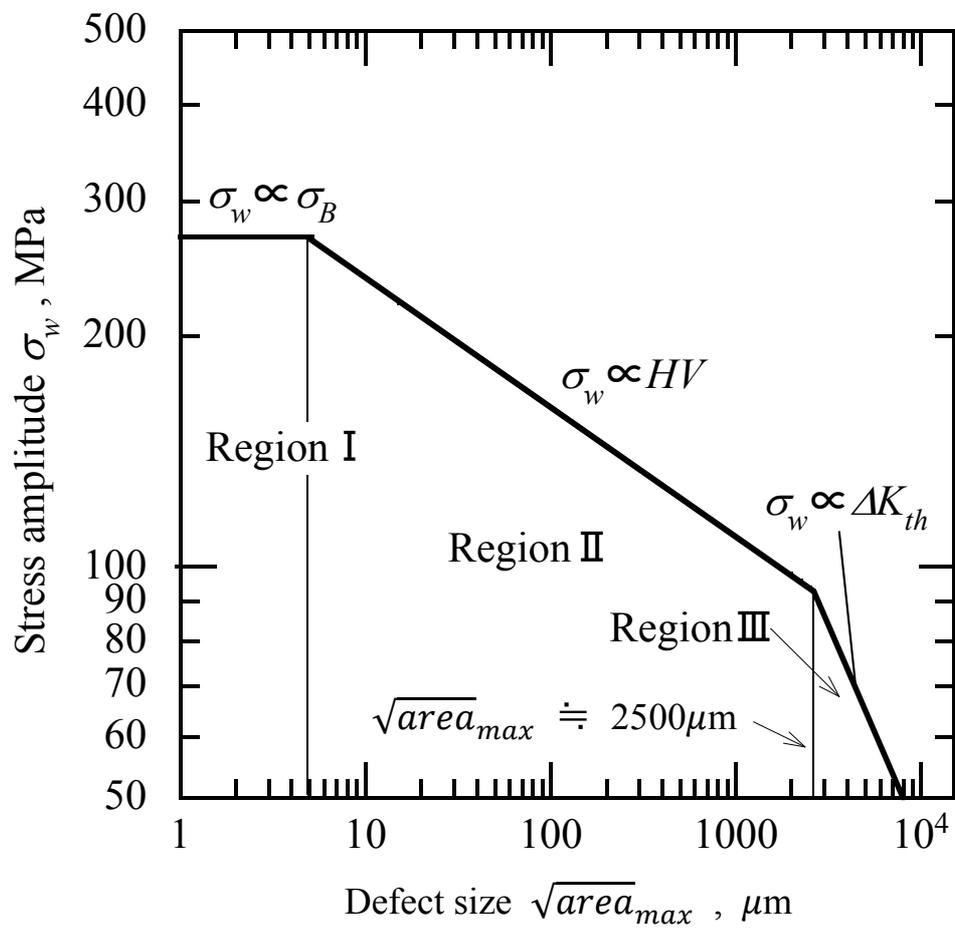


図 3.10 鑄鉄継手の 4 パラメータモデル

表 3.7 最大欠陥サイズの予測値

Main plate thickness t_1 (mm)	\sqrt{area}_{max} (μm)
6	2605
12	3976
24	1598

表 3.8 4 パラメータモデルに用いた各種パラメータ

Tensile strength σ_B (MPa)	Vickers hardness (<i>HV</i>)	Stress Ratio <i>R</i>	α	Threshold stress intensity factor ΔK_{th} (MPa \sqrt{m})
560	200*	0	0.38**	10.8

*Converted value of Brinell hardness in Table 3. 2

**Value at the long crack

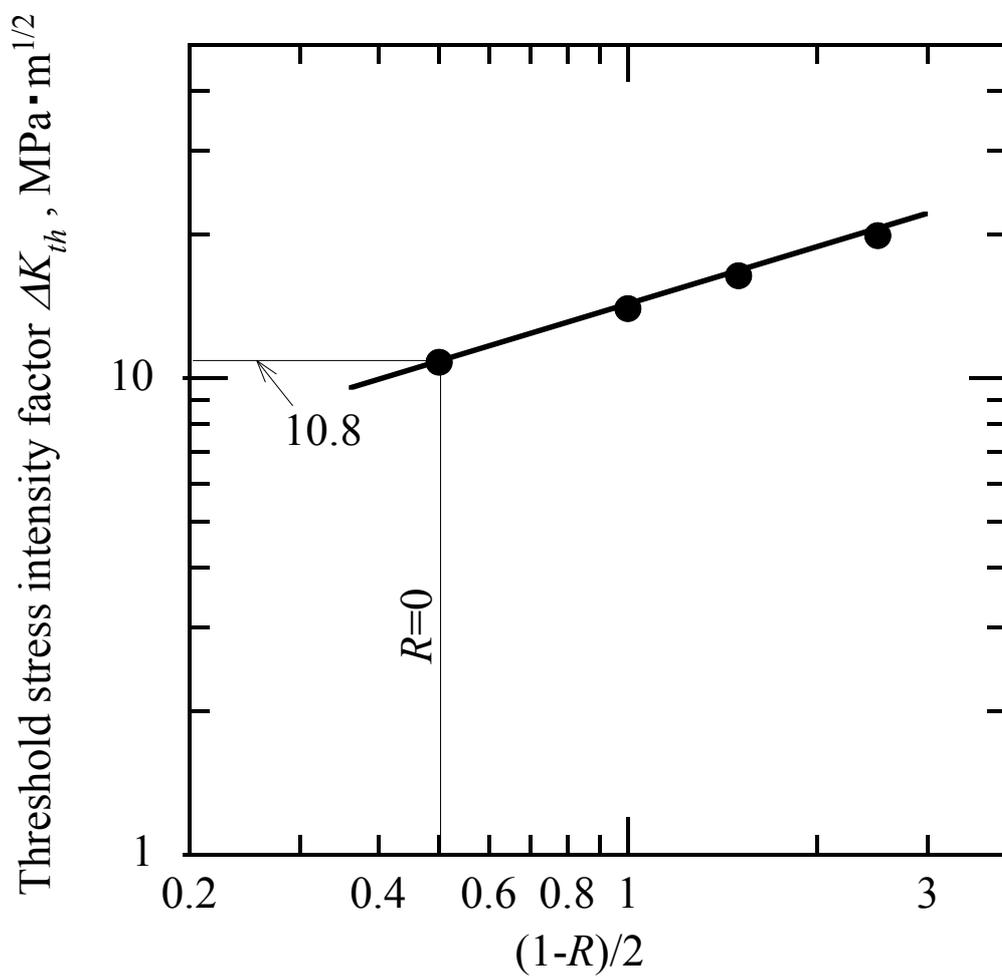


図 3.11 引張圧縮疲労試験で求めた応力比 R と応力拡大係数 ΔK_{th} の関係

表 3.9 鑄鉄継手の疲労限度の下限值

Main plate thickness	Lowest fatigue limit	Fatigue limit in Fig. 6	Reduction ratio
t_1	$\Delta\sigma_{low}^{DCI}$	$\Delta\sigma_{exp}^{DCI}$	$\Delta\sigma_{low}^{DCI} / \Delta\sigma_{exp}^{DCI}$
(mm)	(MPa)	(MPa)	(%)
6	184*	220	83
12	148**	240	62
24	135***	220	61

*Calculated from Eq. (3. 8)

**Calculated from Eq. (3. 10)

***Calculated from Eq. (3. 8) multiplied by 0.67

3. 6 大欠陥を想定した球状黒鉛鋳鉄継手の疲労限度と溶接継手との比較

3. 6. 1 極値統計にもとづく球状黒鉛鋳鉄継手の疲労限度の下限值と溶接継手との比較

図 3. 12 に鋳鉄継手と十字溶接継手の疲労強度を比較した結果を示す。鋳鉄継手は表 3. 9 に示した疲労限度の下限値の最大最小範囲を示している。ここで、有限寿命の傾きは主板厚が最大である 24mm の $S-N$ 曲線(図 3. 6(c)参照)を参考とした。十字溶接継手は疲労設計曲線 JSSC-E(図 3. 3 参照)である。これより、鋳鉄継手の疲労限度の下限值は $\Delta\sigma_{low}^{DCI}=135\sim 184\text{MPa}$ であり、十字溶接継手の設計疲労限度 $\Delta\sigma_{low}^{JSSC}=62\text{MPa}$ のおよそ 2~3 倍となった。以上のことから、鋳鉄継手は、欠陥により疲労強度は低下するものの、十字溶接継手に対する優位性は十分にあるといえる。

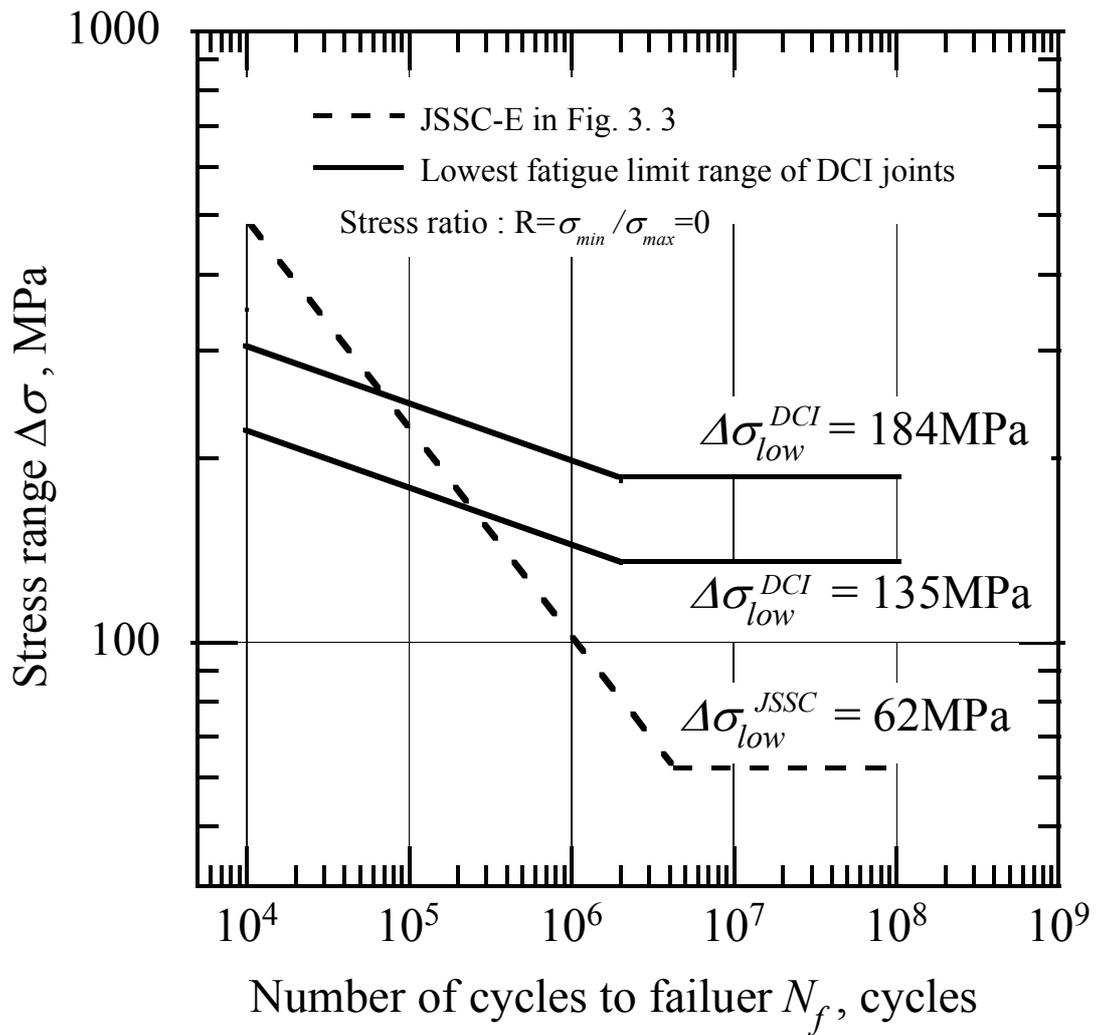


図 3.12 鋳鉄継手の疲労限度の下限値と溶接継手の疲労設計曲線との比較

3. 6. 2 球状黒鉛鑄鉄継手の最大応力集中部に観察された最大欠陥が含まれると仮定した場合の疲労限度

表 3. 9 より, 鑄鉄継手の疲労限度は主板厚 $t_1=24\text{mm}$ のとき $\Delta\sigma_{low}^{DCI}=135\text{MPa}$ と予測でき, 3 種の主板厚の中で最小となる. ただし, この予測値は $t_1=24\text{mm}$ のリブ交差部 A(図 3. 7 参照)のみを極値統計の対象としており, つかみ部近傍 C 部(図 3. 7 参照)に発生しているような試験部以外の欠陥は除外している. すなわち, 前節では通常の極値統計の手法に従って欠陥の発生要因や発生位置を同一条件下で取り扱った. 本節では, 観察された最大欠陥, すなわち C 部に発生した大きな欠陥も含めた極値統計処理を行い, より大きな最大欠陥 \sqrt{area}_{exc} を想定して疲労限度を推定する. すなわち, この \sqrt{area}_{exc} が最大応力集中部である $t_1=24\text{mm}$, A 部に含まれると仮定し, このときの鑄鉄継手の疲労限度 $\Delta\sigma_{exc}^{DCI}$ と溶接継手との比較を試みる.

表 3. 5 に示した全欠陥サイズを対象とし, 3. 5. 2 節同様, 極値統計処理を行うと, $\sqrt{area}_{exc} = 2840\mu\text{m}$ となる. これは A 部のみを対象とした $\sqrt{area}_{max}=1598\mu\text{m}$ (表 3. 7 参照)の 2 倍程度大きい. このときの $t_1=24\text{mm}$, A 部における疲労限度は $\Delta\sigma_{exc}^{DCI}=118\text{MPa}$ と算出できる. この予測値は, $\Delta\sigma_{low}^{DCI}=135\text{MPa}$ (表 3. 9 参照)より低下しているが, それでも溶接継手の疲労限度 $\Delta\sigma_{low}^{JSSC}=62\text{MPa}$ の 2 倍ほどの強さがある.

3.7 結言

2 章では荷重非伝達型十字溶接継手に近似させた球状黒鉛鋳鉄継手を用いて、一つの主板厚 $t_1=24\text{mm}$ において疲労強度が溶接継手よりも大きいことを示した。

本章では、鋳鉄継手の主板厚 t_1 を 6,12,24mm と 3 種類に増やして疲労試験を実施するとともに、極値統計にもとづく疲労限度の下限值 $\Delta\sigma_{low}^{DCI}$ を予測した。この下限値と十字溶接継手の疲労限度の下限值 $\Delta\sigma_{low}^{JSSC}$ (疲労設計曲線 JSSC-E, 図 3.3 参照)について比較考察し、以下の結論を得た。

- (1) 極値統計にもとづく鋳鉄継手の疲労限度の下限值 $\Delta\sigma_{low}^{DCI}=135\text{MPa}$ は、実験で得られた疲労限度 $\Delta\sigma_{exp}^{DCI}=220\text{MPa}$ の 60%に相当する。それでも十字溶接継手の設計疲労限度 $\Delta\sigma_{low}^{JSSC}=62\text{MPa}$ と比較して 2 倍以上の強さがある。
- (2) 溶接継手は主板厚 t_1 が 9mm から 20mm に増えると疲労限度が 40MPa 程度低下する。一方、鋳鉄継手は主板厚 $t_1=6\sim 24\text{mm}$ の範囲において疲労限度はほとんど変化しない。
- (3) 鋳鉄継手は主板厚 $t_1=6,12\text{mm}$ においては試験体の平行部で破断する。一方、 $t_1=24\text{mm}$ においてはリブ交差部で破断する。このように破断位置が異なる理由は、応力分布 $K_t\sigma_{w0}$ と欠陥サイズ \sqrt{area} から算出できる破壊に対する厳しき $K_I=0.65K_t\sigma_{w0}\sqrt{\pi\sqrt{area}}$ の大小から説明できる(表 3.6 参照)。

第4章 球状黒鉛鑄鉄継手の疲労強度におよぼす引張強度の影響

4.1 緒言

第2では溶接継手を球状黒鉛鑄鉄にて一体化した鑄鉄継手の疲労強度を実験的に検討し、溶接継手の疲労強度と比較することでその優位性を明らかにした。第3章では、極値統計により鑄鉄継手に発生する最大欠陥サイズを推定した。それを用いて鑄鉄継手の疲労強度の下限值を求め、溶接継手の下限値よりも十分に大きいことを確かめた。これらの結果から、鑄鉄継手は疲労耐久部材として有用であり、溶接構造物の代替材料として活用できることが示された。

溶接構造物を球状黒鉛鑄鉄で置換する場合、用途に応じた外力や設計上の断面寸法制約に応じて様々な静的引張強度に対応する必要がある。前章で述べたように、鑄鉄継手の疲労強度は欠陥サイズや応力拡大係数 ΔK_{th} の影響を受ける。 ΔK_{th} は静的引張強度や硬さに相関があり[87]、欠陥サイズが疲労強度におよぼす影響も静的引張強度によって異なるため[82]、静的引張強度が鑄鉄継手の疲労強度におよぼす影響を把握することは設計上重要である。

溶接継手の疲労強度は母材の板厚や溶接止端部の切欠き半径によって決まる溶接止端部の応力集中係数に影響を受ける。よって、一般的に疲労強度と相関がある母材の静的引張強度を強化しても疲労強度はほとんど向上しない。そのため、高度な疲労強度が求められる場合、溶接止端部のグラインダー処理等の仕上げ処理が必要となる。

以上の背景を踏まえ、本章では静的引張強度を変化させた球状黒鉛鑄鉄継手の疲労強度を実験的に検証し、疲労設計上の指針を得る。また、静的引張強度

と疲労強度の関係について，溶接継手と鋳鉄継手で比較考察する．

4.2 球状黒鉛鋳鉄継手の疲労試験条件

4.2.1 球状黒鉛鋳鉄継手疲労試験体

図 4.1 に鋳鉄継手の試験体寸法を示す。十字溶接継手において、主板厚 t_1 、リブ厚は疲労強度への影響が大きい。しかし、第 3 章より、鋳鉄継手においては、主板厚 t_1 の影響はほとんどないことが確認されている。よって本章では、試験機の荷重容量や製作上の便宜上、図 4.1 に示す試験体寸法とした。主板とリブの交差部は一般的な溶接脚長と同等で、かつ鋳造欠陥を考慮して経験的に $\rho=6\text{mm}$ (図 4.1 参照)にて滑らかに繋いだ。試験体表面は、鋳造したままの鋳肌状態とした。

鋳鉄継手の化学成分を表 4.1 に示す。引張強度 σ_B^{DCI} と疲労強度 $\Delta\sigma_{DCI}$ の関係を把握するため、 $\sigma_B^{DCI}=450,550,650,750\text{MPa}$ を狙いとして 4 種類の試験体を作製した。機械的性質を表 4.2 に示す。これは板状の引張試験体(JIS14B 号引張試験片)を鋳鉄継手から機械加工にて切り出し、引張試験を実施して得られたものである。これより、作製した鋳鉄継手は、概ね狙った引張強度が得られた。

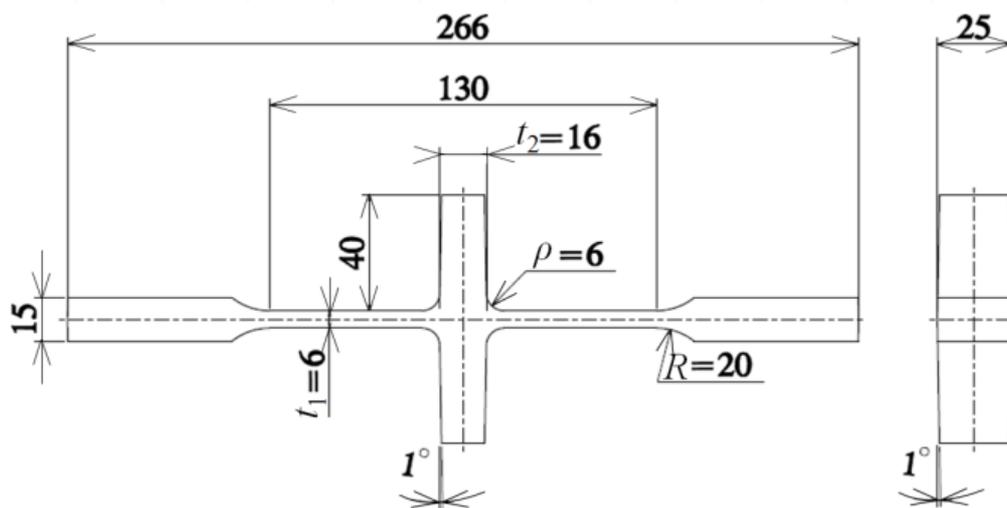


図 4.1 鋳鉄継手の試験体寸法

表 4.1 鑄鉄継手の化学成分(重量%)

Specimen type	C	Si	Mn	P	S	Cu	Mg
FCD450	3.8	2.3	0.40	0.02	0.003	0.12	0.04
FCD550	3.6	2.5	0.40	0.02	0.002	0.31	0.04
FCD650	3.7	2.3	0.39	0.02	0.001	0.72	0.05
FCD750	3.6	2.0	0.40	0.02	0.010	0.60	0.04

表 4.2 鑄鉄継手の機械的性質

JIS Z 2241(2017), No.14B type tensile test specimen				
Specimen type	0.2 %proof stress (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)	Vickers hardness (HV)
FCD450	347	462	15.2	185
FCD550	361	557	7.0	200
FCD650	394	683	9.1	240
FCD750	467	810	5.3	289

4.2.2 疲労試験条件

繰返し荷重は溶接継手の試験方法に合わせて試験片長手方向軸引張荷重(応力比 $R=0$)とし、荷重容量 $\pm 100\text{kN}$ 電気油圧式サーボ疲労試験機(MTS 製)を用いて荷重制御にて実施した。繰返し波形は正弦波、周波数は 30Hz とし、室温($23\pm 3^\circ\text{C}$)・大気中で行った。最大荷重は試験片耐力を目安に順次低下させ、最大繰返し数 $N_f=1.00\times 10^7$ 回まで実施し、未破断の場合は試験中止とした。

4.3 疲労試験結果

4.3.1 球状黒鉛鋳鉄継手の疲労試験結果

図 4.2 に鋳鉄継手の $S-N$ 曲線を示す. FCD450~650 ($\sigma_B^{DCI}=462\sim683\text{MPa}$) では, 引張強度 σ_B^{DCI} の増加に伴って疲労強度 $\Delta\sigma_{DCI}$ が増加している. よって, この σ_B^{DCI} の範囲において, 鋳鉄継手は引張強度依存性がある. しかし, FCD750 ($\sigma_B^{DCI}=810\text{MPa}$) の疲労強度は $\Delta\sigma_{DCI}=175\text{MPa}$ が得られており, σ_B^{DCI} が最大であるにも関わらず, $\Delta\sigma_{DCI}$ は最小となっている. これは, 破断面に確認された介在物等の欠陥が影響していると考えられる. 詳細は 4.5 節にて考察する.

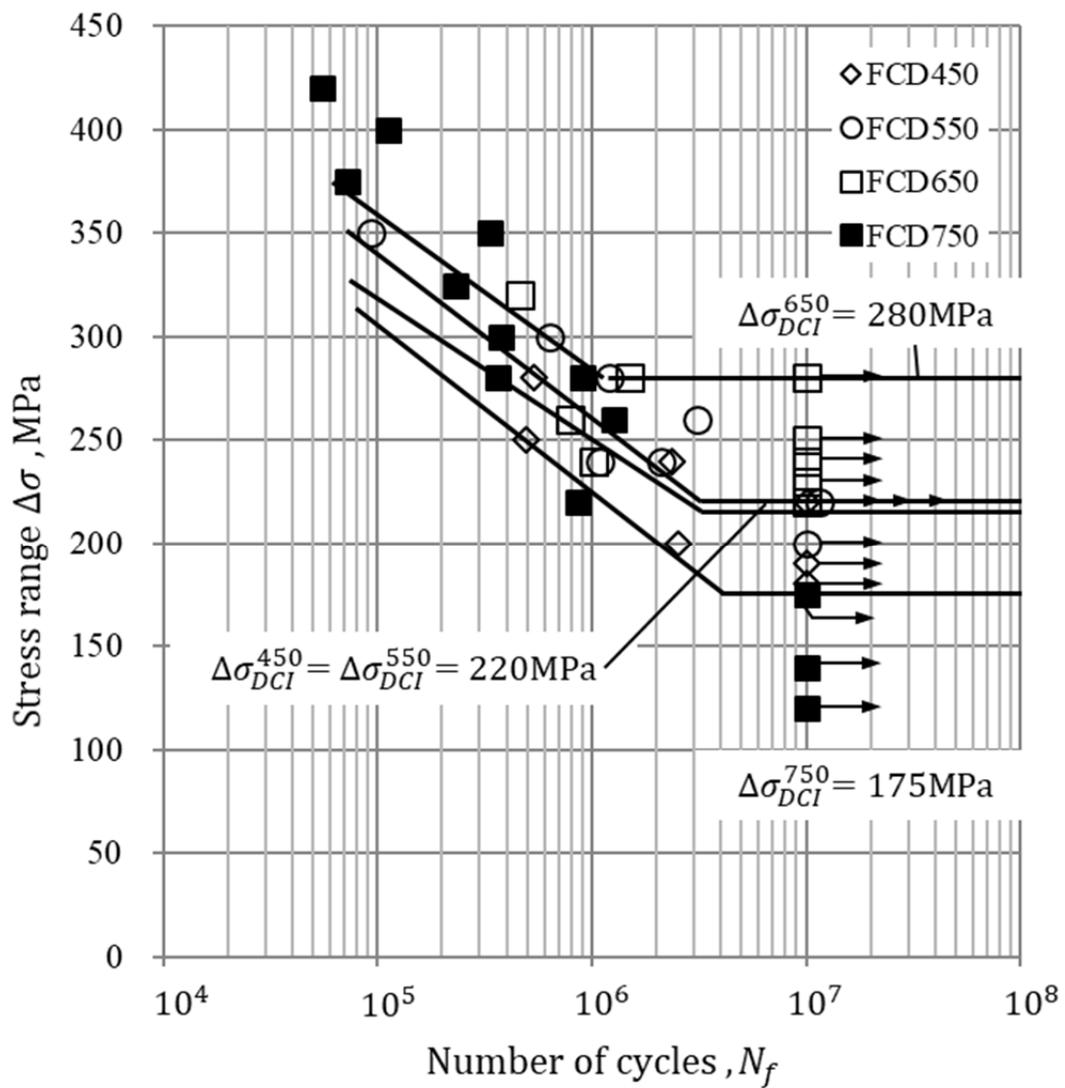


図 4.2 鋳鉄継手の疲労試験結果

4.3.2 球状黒鉛鑄鉄継手の破断位置と欠陥サイズ

図 4.3 に試験体の破断位置と破断面のマクロ写真の一例を示す。鑄鉄継手は、溶接止端部で破断する十字溶接継手とは異なり、全て試験体の平行部で破断した。破断面には鑄肌の凹凸による切欠きや鑄物砂等の介在物欠陥が確認された。破断面の様相から、これらの欠陥が破壊の起点になったと考えられる。

表 4.3 に破断面で確認された欠陥サイズを示す。欠陥サイズは後の考察のため、荷重直角方向断面に投影した欠陥面積の平方根である \sqrt{area} で示している。これより、材質別の平均欠陥サイズは $\sqrt{area}_{ave}=765\sim 973\mu\text{m}$ が得られており、材質別で大きな差異はない。同様に、最大欠陥サイズは $\sqrt{area}_{max}=1157\sim 1449\mu\text{m}$ が得られ、平均欠陥サイズ同様材質別で大きな違いは確認されなかった。

鑄鉄継手の破断位置が平行部となる要因について検討する。破断位置は発生応力や欠陥サイズの栄養を強く受ける。よって、破断位置は破壊に対する厳しさ K_{\square} によって説明できる。公称応力を σ_0 とし、欠陥サイズを \sqrt{area} とすると、破壊に対する厳しさは応力拡大係数 K_I を用いて式(4.1)のように表される[73,74]。0.65は欠陥の位置によって決まる補正係数である[73,74]。平行部の応力を σ_{w0} とすると、平行部における応力拡大係数 K_I^S は式(4.2)のようになる。また、リブ交差部の応力拡大係数 K_I^N は式(4.3)のように書ける。

$$K_I = 0.65\sigma_0\sqrt{\pi\sqrt{area}} \quad (4.1)$$

$$K_I^S = 0.65\sigma_{w0}\sqrt{\pi\sqrt{area}_{ave}} \quad (4.2)$$

$$K_I^N = 0.65K_t\sigma_{w0}\sqrt{\pi\sqrt{area}_{ave}} \quad (4.3)$$

K_I : 応力拡大係数(MPa \sqrt{m})

K_I^S : 平行部における応力拡大係数(MPa \sqrt{m})

K_I^N : リブ交差部における応力拡大係数(MPa \sqrt{m})

σ_0 : 発生応力(MPa)

σ_{w0} : 平行部における発生応力(MPa)

\sqrt{area} : 欠陥サイズ(μm)

\sqrt{area}_{ave}^S : 平行部の平均欠陥サイズ(μm)

\sqrt{area}_{ave}^N : リブ交差部の欠陥サイズ(μm)

K_t : リブ交差部の応力集中係数

ここで、平行部における発生応力は材質別の疲労限度とし、FCD450,550 のとき $\sigma_{w0}=220\text{MPa}$ 、FCD650 のとき $\sigma_{w0}=280\text{MPa}$ 、FCD750 のとき $\sigma_{w0}=175\text{MPa}$ とした。平行部の平均欠陥サイズ \sqrt{area}_{ave}^S は表 4.3 の \sqrt{area}_{ave} を用いた。リブ交差部の平均欠陥サイズ \sqrt{area}_{ave}^N は疲労試験体が全て平行部で破断しているため不明である。よって、 \sqrt{area}_{ave}^N は第 3 章で確認されたリブ交差部の欠陥サイズを参照し、材質に関わらず $\sqrt{area}_{ave}^N=196\mu\text{m}$ とした。リブ交差部の応力集中係数 K_t は FEM 解析で得られた平行部における公称応力 σ_n 、リブ交差部に発生した最大応力 σ_{max} を用いて $K_t=\sigma_{max}/\sigma_n$ とし求めた[64]。

材質別に算出した K_I を表 4.4 に示す。 $K_I^S > K_I^N$ のとき、平行部で破断する可能性が

高いことを意味する。逆に、 $K_I^S < K_I^N$ のときはリブ交差部で破断する可能性が高い。これより、全ての材質において $K_I^S > K_I^N$ であるから、本章で用いた試験体は全て平行部で破断したと考えられる。

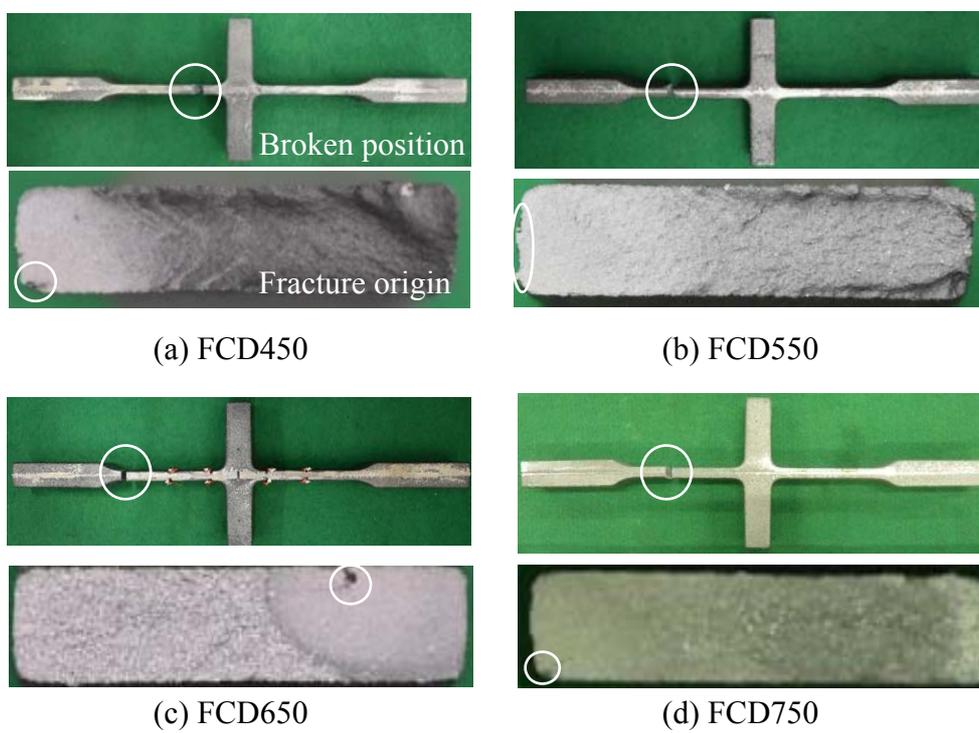


図 4.3 鋳鉄継手の破断位置と破壊起点

表 4.3 鋳鉄継手の欠陥サイズ

Specimen type	Average defect size \sqrt{area}_{ave} (μm)	Maximum defect size \sqrt{area}_{max} (μm)
FCD450	850	1421
FCD550	765	1157
FCD650	973	1237
FCD750	971	1449

表 4.4 平行部とリブ交差部の応力拡大係数

Specimen type	σ_{w0} (MPa)	K_t	\sqrt{area}_{ave}^S (μm)	\sqrt{area}_{ave}^N (μm)	K_I^S ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$)	K_I^N ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$)
FCD450	220	1.27	850	196	7.4	4.5
FCD550	220	1.27	765	196	7.0	4.5
FCD650	280	1.27	973	196	10.3	5.7
FCD750	175	1.27	971	196	6.3	3.9

4.4 球状黒鉛鋳鉄継手の疲労強度に及ぼす欠陥の影響

図 4.2 より，鋳鉄継手の疲労強度 $\Delta\sigma$ は，FCD450($\sigma_B^{DCI}=462\text{MPa}$)，FCD550($\sigma_B^{DCI}=557\text{MPa}$) で $\Delta\sigma_{DCI}^{450}=\Delta\sigma_{DCI}^{550}=220\text{MPa}$ と変化はなく，FCD650($\sigma_B^{DCI}=683\text{MPa}$) では $\Delta\sigma_{DCI}^{650}=280\text{MPa}$ と増加する．しかし，FCD700($\sigma_B^{DCI}=810\text{MPa}$)になると $\Delta\sigma_{DCI}^{750}=175\text{MPa}$ となり，疲労強度は低下する．これは，破断面に確認された介在物等の欠陥サイズが影響していると考えられるので，以下に定量的に考察する．

疲労強度に及ぼす欠陥サイズの影響は，第3章で示したように，4パラメータ法により説明できる[64,82,83]. 図 4.4 に本節で用いた鋳鉄継手の4パラメータモデルを示す．第3章の式(3.7)~(3.10)に用いた値は表 4.5 に示している．ここで ΔK_{th} は欠陥が微小な場合や引張圧縮疲労では硬さと正の相関がある．これは ΔK が徐々に増える引張圧縮試験ではき裂閉口が起こりにくく，材料の硬さの影響が強いためとされている[87]. 一方， ΔK を徐々に小さくするき裂進展試験では硬さと ΔK_{th} には負の相関がある[82]. き裂進展試験では ΔK_{th} 付近の低 ΔK 領域では十分に長いき裂が生成しており，フレッチング等によるき裂閉口を生じる．硬さが小さい場合はき裂閉口が促進されて ΔK_{th} が大きく、硬さが大きくなると，き裂閉口が起こりにくくなるので， ΔK_{th} は低下する．本章の疲労試験は片振引張で試験自体は前者の方に近い．しかし，図 4.3 に示した試験体破面を見ると，硬さが小さい FCD450 は巨視的に破面が粗く，比較的き裂閉口が促進されやすいように見受けられる．鋳肌の場合には，いくつかの破面が繋がって成長するため破面も荒れやすく，き裂閉口が起きやすい状態で

あり、硬さが大きくなるとき裂閉口が抑制される現象が生じていると推察される。したがって本節で用いるの ΔK_{th} は硬さと負の相関があると考え、き裂進展試験で求められた ΔK_{th} とした[82].

図 4.4 より、領域□、□の境界となる欠陥サイズ \sqrt{area} は引張強度が大きいほど小さくなり、FCD750 は比較的小さな \sqrt{area} で領域□に達し、疲労強度が大きく低下することが予想される。鑄鉄継手に確認された平均欠陥サイズ \sqrt{area}_{ave} (表 4.3 参照)における疲労強度の予測値 σ_w は、FCD450~650 では領域□の範囲となり、 $\sigma_w=118\sim 136\text{MPa}(\Delta\sigma=236\sim 272\text{MPa})$ と引張強度に応じて増加する。一方、FCD750 は領域□の範囲で、 $\sigma_w=126\text{MPa}(\Delta\sigma=252\text{MPa})$ となり、引張強度は最大であるが疲労強度は最大とはならない。図 4.5 に鑄鉄継手の疲労試験結果と本節で予測した疲労強度を比較した結果を示す。これより、実験値と予測値の傾向は一致しており、FCD750 の疲労強度が低下した主な要因は、欠陥の影響によるものと考えられる。

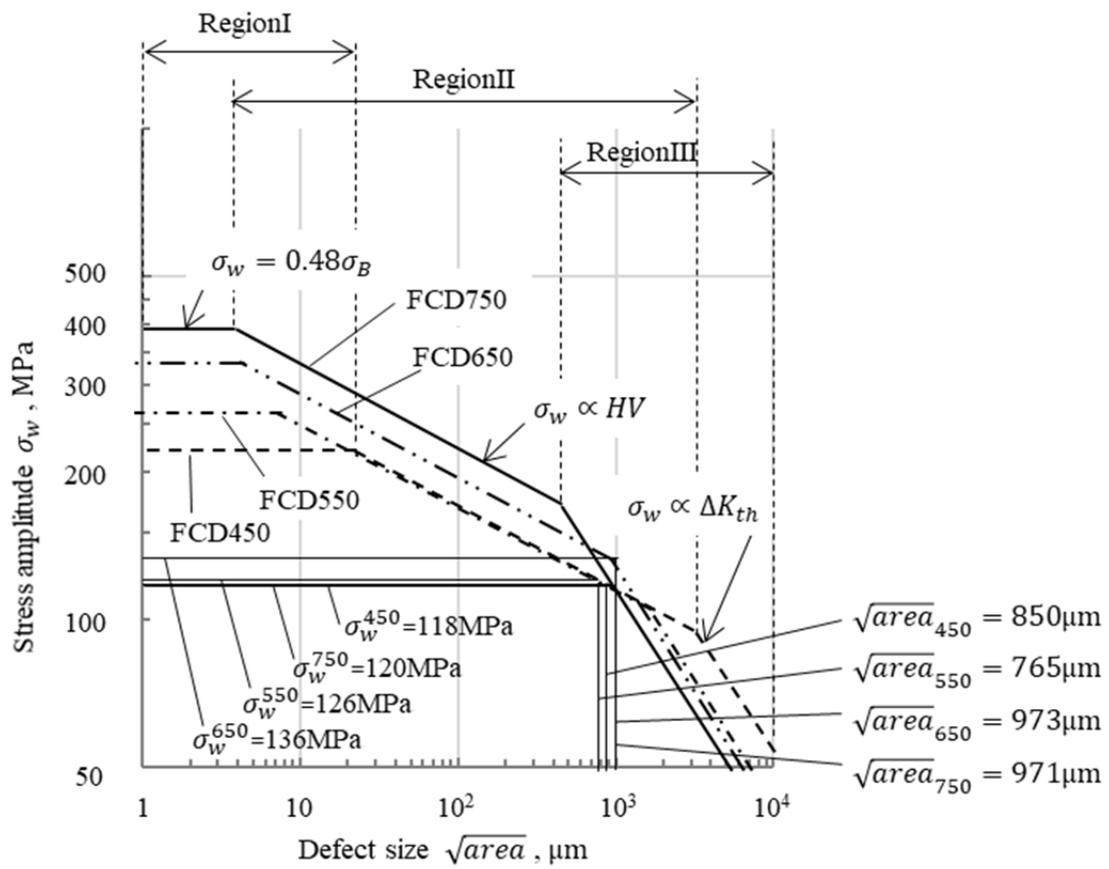


図 4.4 4パラメータモデル

表 4.5 4 パラメータモデルに用いた各種パラメータ

Specimen type	Tensile strength σ_B (MPa)	Vickers hardness HV	Stress Ratio R	α	Threshold stress intensity factor ΔK_{th} (MPa \sqrt{m})
FCD450	462	185	0	0.245	12.5
FCD550	557	200	0	0.246	11.1
FCD650	683	240	0	0.250	10.1
FCD750	810	289	0	0.255	8.6

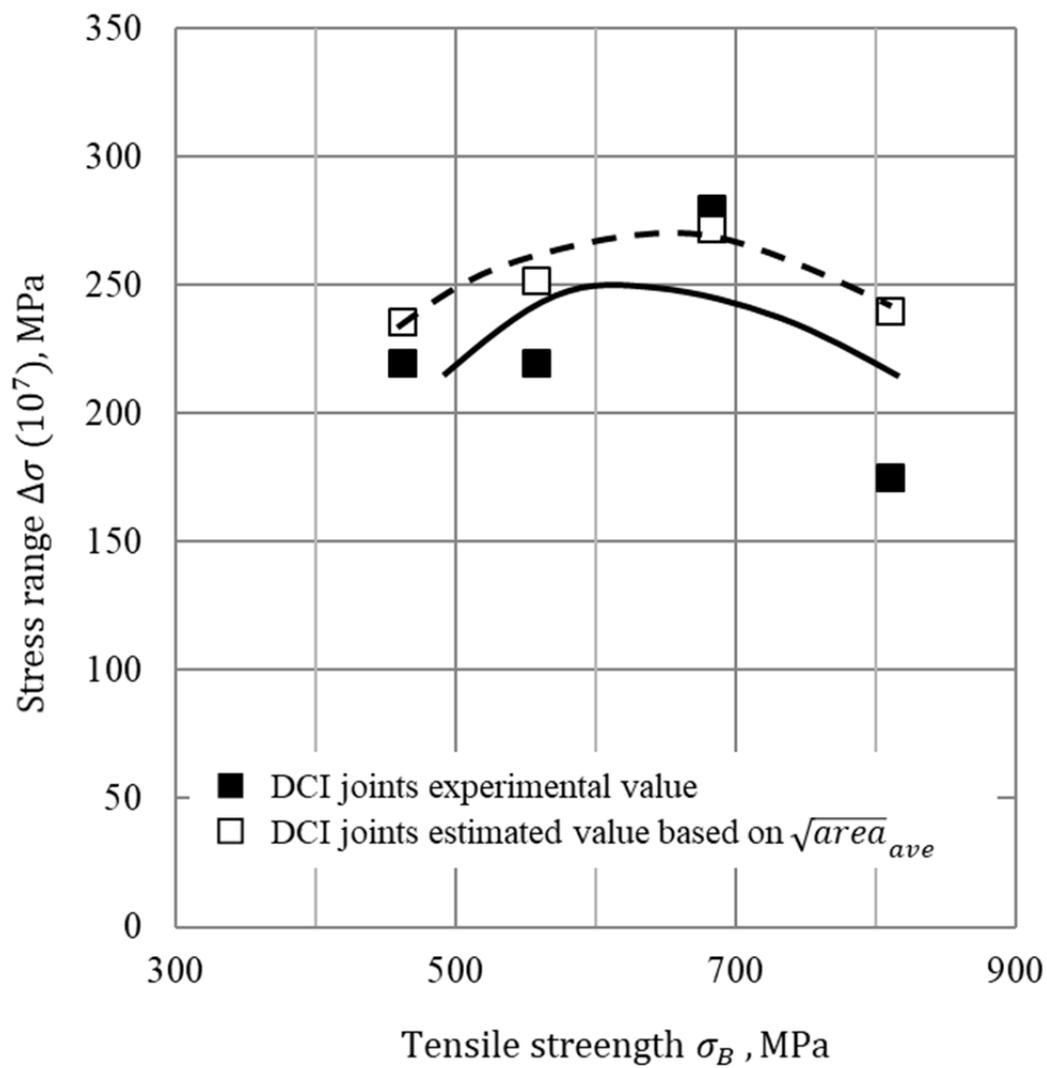


図 4.5 鋳鉄継手の疲労強度の実験値と予測値の比較

4.5 球状黒鉛鑄鉄継手と十字溶接継手の疲労強度におよぼす引張強度の影響

図 4. 6 に溶接前の母材降伏強度 σ_y^{STEEL} と疲労強度 $\Delta\sigma_{weld}$ の関係を示す[5]。比較のため、同図には本章で行った鑄鉄継手の疲労試験結果をあわせて示す。この図における溶接継手の疲労強度は、軸引張 200 万回疲労強度である。これより、溶接継手の疲労強度は母材の引張強度に関わらずほぼ一定である。溶接継手は溶接止端部切欠き部の応力集中係数が大きく、疲労強度における切欠き感受性も比較的大きい。また、一般的には引張強度が大きくなると切欠き感受性は高くなる。よって、引張強度の強化による疲労強度向上効果は、切欠き感受性の向上により相殺され、結果として疲労強度はほぼ一定となる。

一方、鑄鉄継手は前節に示したように、引張強度の強化に伴い、疲労強度が向上する。ただし、高引張強度領域では、欠陥の影響により疲労強度は低下する。それでも溶接継手の疲労強度と比較すると 1.5 ほど大きい。第 2 章で示したように、鑄鉄継手は溶接継手と比較して応力集中係数が非常に小さく、切欠きに対しても鈍感である。鑄鉄継手の表面はショットブラストの圧縮残留応力が発生している。これらの影響により、鑄鉄継手は溶接継手に対して疲労強度が大きく向上したと考えられる。

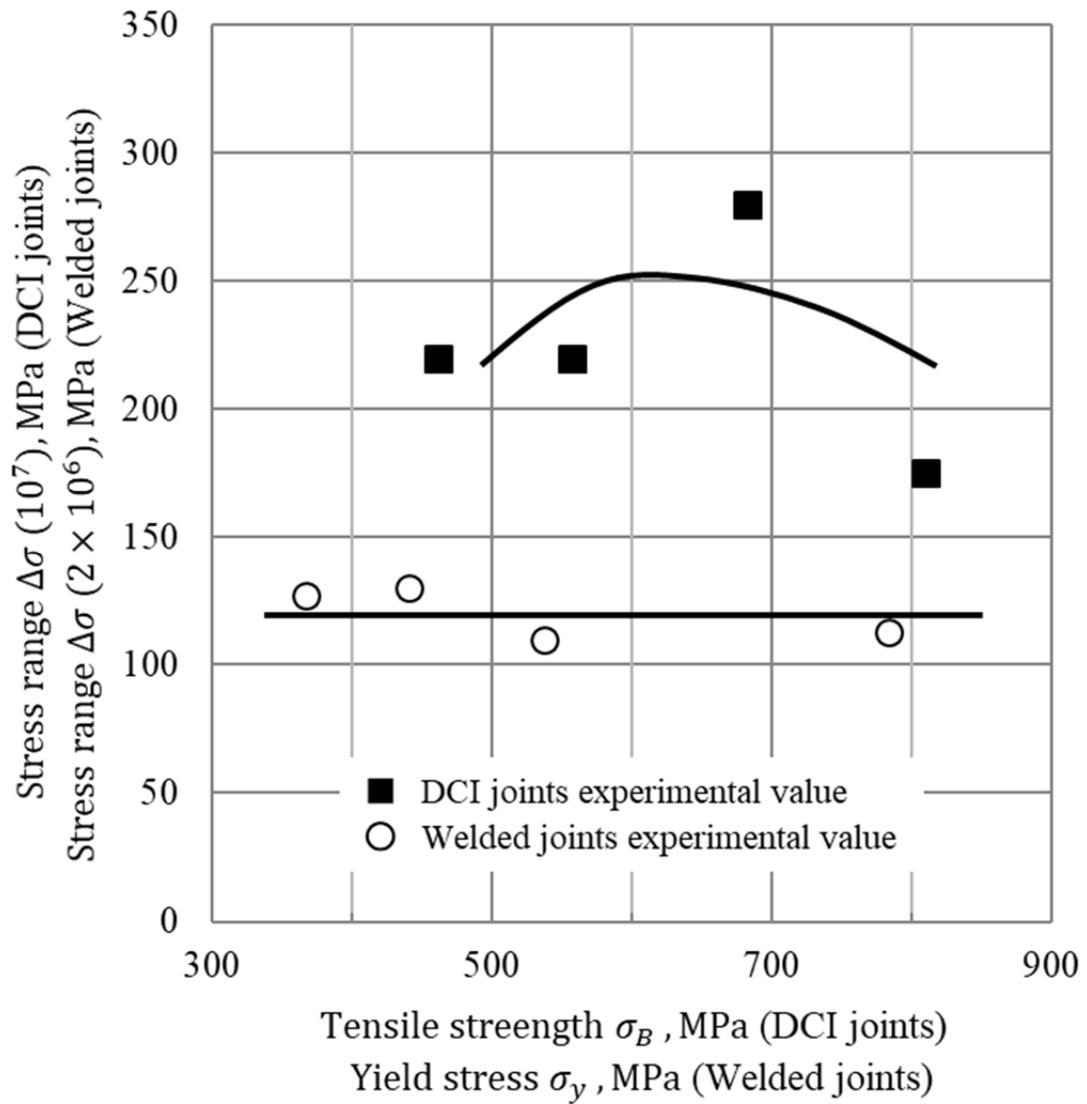


図 4.6 鑄鉄継手と溶接継手の引張強度と疲労強度の関係

4.6 結言

引張強度を変化させた球状黒鉛鋳鉄継手の疲労強度を実験的に検証し、溶接継手の疲労強度に対する優位性について比較考察した。以下に結論をまとめる。

- (1) 鋳鉄継手は FCD450~650(引張強度 $\sigma_B^{DCI}=462\sim683\text{MPa}$) の範囲では、 σ_B^{DCI} の増加に伴って疲労強度 $\Delta\sigma_{DCI}$ が増加する($\Delta\sigma_{DCI}=220\sim280\text{MPa}$)。一方、FCD750($\sigma_B^{DCI}=810\text{MPa}$)のような高強度材料では、FCD450~650 と比較して疲労強度 $\Delta\sigma_{DCI}$ が低下する。
- (2) (1)のように、 σ_B^{DCI} によって疲労強度 $\Delta\sigma_{DCI}$ の引張強度依存性が異なるのは、鋳鉄継手に発生している欠陥の影響を受けるためである。このことは、欠陥を有する材料の疲労強度予測に用いられる、4 パラメータ法により説明できる。
- (3) 鋳鉄継手は溶接継手に対し疲労強度が大きく、引張強度依存性があり、疲労耐久材料として優位性がある。

第5章 総括

溶接構造物の疲労損傷が顕在化し、その対策が早急に求められている。これに対し球状黒鉛鋳鉄は疲労強度耐久性に優れた材料であり、最終製品形状での疲労強度優位性が期待されるものの、その研究データが極端に少ない。溶接構造物の代替材料として球状黒鉛鋳鉄を活用するためには、製品形状における球状黒鉛鋳鉄鋳物と溶接継手の疲労強度を直接的に比較し、その優位性について把握する必要がある。本論文では、球状黒鉛鋳鉄の疲労耐久性部材への適用拡大に向け、溶接継手を球状黒鉛鋳鉄で置き換えた試験体（鋳鉄継手）の疲労強度について検討した。また、溶接継手に対する鋳鉄継手の疲労強度の違いやその要因について考察し、鋳鉄継手を活用する際の設計上の指針を得た。本論文で得られた結論は各章ごとに詳述したが、ここで改めて以下に要約する。

- (1) 溶接継手を球状黒鉛鋳鉄継手で置き換えることにより、疲労強度は大きく向上する。
- (2) 溶接継手に対して鋳鉄継手の疲労強度が向上する要因は、切欠き部の応力集中係数や疲労強度における切欠き感受性の違い、圧縮残留応力の影響によるものである。
- (3) 鋳鉄継手は鋳造欠陥が破壊起点となるため、欠陥サイズの増大により疲労強度が低下する。極値統計に基づく鋳鉄継手の疲労強度の下限値は、実験で得られた鋳鉄継手の疲労強度から大きく低下するが、それでも溶接継手の疲労設計基準強度と比較すると十分に大きい。

(4) 溶接継手は引張強度と疲労強度との相関はなくほぼ一定である。一方、鋳鉄継手は材料引張強度を強化することで容易に疲労強度も強化される。ただし、高強度材料では欠陥により疲労強度が低下するため、使用する際は注意が必要である。

参考文献

1. 中西保正, “溶接から見た大型構造物の歴史”, 溶接学会誌, 第 74 卷, 第 6 号, pp. 5-30, 2005.
2. 日本鋼構造協会編, “鋼構造物の疲労設計指針・同解説”, 2012.
3. 土木学会編, “第 10 回鋼構造と橋に関するシンポジウム論文報告集 鋼床版の疲労損傷とその対策”, 2007.
4. 井口進, 平山繁幸, 内田大介, “海外における鋼床版橋梁の疲労に関する現状”, 日本橋梁建設協会鋼床版小委員会技術発表会資料, pp. 1-11, 2011.
5. 小林俊郎, “鋳鉄の破壊靱性”, 日本金属学会会報, 第 18 卷, 第 7 号, pp. 512-517, 1979.
6. 山田健太郎, 小塩達也, 鳥居詳, 白彬, 佐々木裕, 山田聡, “面外ガセット溶接継手の曲げ疲労強度に及ぼすショットブラストの影響”, 構造工学論文集, 第 54 卷, A, pp. 522-529, 2008.
7. 笛木隆太郎, 安部央矩, 高橋宏治, 安藤柱, 北條恵司, 半田充, “溶接止端部にき裂を有するステンレス鋼のピーニングによる疲労限度向上とき裂の無害化”, 圧力技術, 第 53 卷, 第 3 号, pp. 30-38, 2014.
8. 長谷川正義, (故)太田訓郎, 鈴木浩昭, “高硬度・大比重ショットピーニングによる SM490A 溶接継手の疲れ強さ改善”, 溶接学会論文集, 第 21 卷, 第 1 号, pp. 73-80, 2003.

9. 長谷川正義, 鈴木浩昭, “高硬度大比重ショットピーニングによるアルミニウム合金溶接継手の疲れ強さ改善”, 溶接学会論文集, 第 22 巻, 第 4 号, pp. 524-530, 2004.
10. 長谷川正義, 鈴木浩昭, 三浦健, “鋼材溶接継手の疲労強度に及ぼす強ショットピーニング清掃および溶融亜鉛めっきの影響”, 溶接学会論文集, 第 25 巻, 第 4 号, pp. 486-493, 2007.
11. 島貫広志, 米澤隆行, 田中睦人, 森猛, “UIT による溶接構造物の疲労亀裂発生抑制技術の活用”, 新日鐵住金技報, 第 400 号, 2014.
12. 石川敏之, 山田健太郎, 柿市拓巳, 李 曾, “ICR 処理による面外ガセット溶接継手に発生した疲労き裂の寿命向上効果”, 土木学会論文集, 第 66 巻, 第 2 号, pp. 264-272, 2010.
13. 山口篤志, 戸ヶ崎祐, 本田尚, 佐々木哲也, 辻裕一, “UIT による高張力鋼溶接継手の疲労強度改善”, 日本機械学会論文集(A 編), 第 77 巻, 第 777 号, pp. 690-693, 2011.
14. 森猛, 島貫広志, 田中睦人, 宇佐美龍一, “UIT を施した面外ガセット溶接継手の疲労強度に対する施工時の応力レベルと応力比の影響”, 土木学会論文集 A1(構造・地震工学), 第 67 巻, 第 2 号, pp. 421-429, 2011.
15. 柿市拓巳, 山田健太郎, 石川敏之, 田中睦人, 島貫広志, 野瀬哲郎, “UIT を施した面外ガセット溶接継手の曲げ疲労試験”, 土木学会第 64 回年次学術講演大会, pp. 295-296, 2009.

16. T. Deguchi, T. Matsuo, H. Kim, T. Ikeda and M. Endo, “Fatigue Strength Evaluation of Ferritic-Pearlitic Ductile Cast Iron with Notches and Holes of Various Sizes”, *Advanced Experimental Mechanics*, Vol.2, pp. 87-91, 2017.
17. 梅谷拓郎, 池田朋弘, 須浦直之, 芦塚康佑, 根本嵩, 高田洋吉, 大城桂作, “高Siフェライト基地球状黒鉛鑄鉄の引張強さ, 疲労強度, 衝撃強さ”, *鑄造工学*, 第 86 卷, 第 1 号, pp. 36-42, 2014.
18. T. Deguchi, T. Matsuo, H. Kim, T. Ikeda and M. Endo, “Fatigue Strength of Ferritic Ductile Cast Iron Hardened by Super Rapid Induction Heating and Quenching”, *Materials Transactions*, Vol. 45, No. 9, pp. 2930-2935, 2004
19. 遠藤正浩, “球状黒鉛鑄鉄の疲労強度に及ぼす黒鉛の形状, 寸法, 分布の影響”, *材料*, 第 38 卷, 第 433 号, pp. 1139-1144, 1989.
20. 福山邦男, “球状黒鉛鑄鉄の疲労特性に関する実験的研究”, 岐阜大学博士学位論文, pp. 11-42, 1995.
21. 池田朋弘, “球状黒鉛鑄鉄の構造部材設計に用いる切欠き強度評価に関する研究”, 九州工業大学博士学位論文, 2018.
22. 宮川一夫, 三浦孝一, 鈴木不二雄, 萩森敏貴, 原口哲朗, “明石海峡大橋用リンク式伸縮装置の開発”, *住友金属技術報文*, 第 50 卷, 第 1 号, pp. 117-127, 1998.
23. 山口栄輝, 飛永浩伸, 梅谷拓郎, 村山稔, “鑄鉄製床版の開発”, *橋梁と基礎*, 第 51 卷, 第 8 号, pp. 38-41, 2017.

24. 三木千壽, 菅沼久忠, 富澤雅幸, 町田文孝 “鋼床版箱桁橋のデッキプレート近傍に発生した疲労損傷の原因” 土木学会論文集, 第 780 号/I-70, pp. 57-69, 2005.
25. 小野秀一, 平林泰明, 下里哲弘, 稲葉尚文, 村野益巳, 三木千壽 “既設鋼床版の疲労性状と鋼繊維補強コンクリート敷設工法による疲労強度改善効果に関する研究” 土木学会論文集 A, 第 65 巻, 第 2 号, pp. 335-347, 2009.
26. J. M. Borrajo, R. A. Marti'nez, R. E. Boeri, J. A. Sinkora, “Shape and Count of Free Graphite Particles in Thin Wall Ductile Iron Castings” ISIJ Int., Vol, 42, No. 3, pp. 257-263, 2002.
27. R. Ivanova, W. Sha, and S. Malinov, “Differential Scanning Calorimetry and Microscopy Study of Transformations in Ductile Cast Irons” ISIJ Int, Vol. 44, No. 5, pp. 896-904, 2004.
28. B. Bosnjak, Branko Radulovic, K. P-Tonev, V. Asanovic “Microstructural and Mechanical Characteristics of Low Alloyed Ni–Mo–Cu Austempered Ductile Iron” ISIJ Int., Vol. 40, No. 12, pp. 1246-1252, 2000.
29. M.Takanezawa, Y. Tomota and Y. Kobayashi “A New Heat Resistant Cast Iron for Thin Wall Exhaust Manifold” ISIJ Int., Vol. 38, No. 1, pp. 106-108, 1998.
30. M. D. Echeverría, O.J.Moncada and J.A.Sikora “Influence of the Dimensional Change, and Its Dispersion, on the Fabrication Size Tolerances of Austempered Ductile Iron (ADI) Parts: Comparison with SAE 4140 Steel” ISIJ Int., Vol. 41, No.1, pp. 25-30, 2001.

31. 飛永浩伸, 村山稔, 佐伯英一郎, 玉越隆史, 山口栄輝, 三木千壽 “球状黒鉛鑄鉄の道路橋床版への適用に関する基礎的研究” 構造工学論文集, 第 24 卷, pp. 95-107, 2017.
32. 矢野満 “球状黒鉛鑄鉄部品の信頼性試験とその結果” 鑄造工学, 第 77 卷, 第 9 号, pp. 641-647, 2005.
33. I.Ovali, V. Kilicli and M. Erdogan “Effect of Microstructure on Fatigue Strength of Intercritically Austenitized and Austempered Ductile Irons with Dual Matrix Structures” ISIJ Int., Vol. 53, No. 2, pp. 375-381, 2013.
34. H. Shirasawa “Concurrent Influence of an Increase in Tensile Strength and Thickness Redution on Fatigue Strength Hot Rolled Steel” ISIJ Int., Vol. 34, No. 3, pp. 285-289, 1994.
35. P. J. J. Ratto, A. F. Ansaldi, V. E. Fierro, F. R. Agüera, H. N. A. Villar and J. A. Sikora “Low Temperature Impact Tests in Austempered Ductile Iron and Other Spheroidal Graphite Cast Iron Structures” ISIJ Int., Vol. 41, No. 4, pp. 372-380, 2001.
36. A. Basso, M. Caldera, G. Rivera and J. Sikora “High Silicon Ductile Iron Possible Uses in the Production of Parts with “Dual Phase ADI” Microstructure” ISIJ Int., Vol. 52, No. 6, pp. 1130-1134, 2012.
37. Z. Liu, G. Zhou, Y. Qiu and G. Wang “Inversed Phosphorus Segregation in Twin Roll Cast Strips for Improvement of Mechanical Properties and Weathering Resistance” ISIJ Int., Vol. 50, No. 4, pp. 531-539, 2010.

38. N. Tsunekage and H. Tsubakino “Effects of Sulfur Content and Sulfide-forming Elements Addition on Impact Properties of Ferrite–Pearlitic Microalloyed Steels” *ISIJ Int.*, Vol. 41, No. 5, pp. 498-505, 2001.
39. 日本鋼構造協会編, “鋼構造物の疲労設計指針・同解説” pp. 33, 2012.
40. 科学技術庁金属材料技術研究所編, “疲れデータシート No. 13” pp. 1-10, 1979.
41. 鎌倉将英, 二瓶正俊, 佐々木悦男, 金尾正雄, 稲垣道夫 “SM50B リブ十字すみ肉溶接継手の疲れ特性” *溶接学会誌*, 第 48 巻, 第 12 号, pp. 1060-1064.
42. 大畑充 “溶接接合教室-基礎を学ぶ” *溶接学会誌*, 第 77 巻, 第 7 号, pp. 678-684, 2008.
43. C. M. Sonsino “Effect of residual stresses on the fatigue behaviour of welded joints depending” *Int. J. Fatigue*, Vol. 31, pp. 88-101, 2009.
44. E. Harati, L. Karlsson, L-E. Svensson and K. Dalaei “The relative effects of residual stresses and weld toe geometry on fatigue life of weldments” *Int. J. Fatigue*, Vol. 77, pp. 160-165, 2015.
45. 松岡一祥, 高橋一比古, 吉井徳治, 藤井英輔 “荷重非伝達すみ肉溶接継手の疲労強度に及ぼす残留応力の影響” *溶接学会論文集*, 第 9 巻, 第 1 号, pp. 36-42, 1991.
46. 塩田俊雄, 旗手稔, 竹本勝昭 “球状黒鉛鑄鉄の静的および疲労強度に及ぼす鑄肌表面粗さの影響” *鑄造工学*, 第 69 巻, 第 11 号, pp. 904-910, 1997.

47. S. Boonmee, M. K. Moran and D. M. Stefanescu “On the Effect of the Casting Skin on the Fatigue Properties of CG Iron” American Foundry Society, Schaumburg, IL USA, pp. 11-20, 2011.
48. 兼田 楨宏, 山本雄二 “基礎 機械設計工学” p. 18, 1995.
49. R. E. Peterson “Stress Concentration factor” p. 96, 1974.
50. 野田尚昭, 佐伯高秀, 西谷弘信 “フィレットを有する平板試験片の引張りによる応力集中”, 日本機械学会論文集, 第 55 巻, 第 509 号, pp. 69-72, 1989.
51. N.-A. Noda, Y. Takase and K. Monda “Stress concentration factors for shoulder fillets in round and flat bars under various loads” Int. J. Fatigue, Vol. 19, No. 1, pp. 75-84, 1997.
52. N.-A. Noda and Y. Takase “Stress concentration factors for shoulder fillets in round and flat bars under various loads” Int. J. Fatigue, Vol. 26, pp. 245-255, 2003.
53. N.-A. Noda and Y. Takase “Stress concentration factor formulas useful for any dimensions of shoulder fillet in a flat test specimen under tension and bending” J. Test. Eval., Vol. 32, No. 3, pp. 217-226, 2004
54. 西谷弘信, 野口博司, 内堀久幸, 中江洋 “炭素鋼の疲労における切欠力学による検討” 日本機械学会論文集, 第 54 巻, 第 503 号, pp. 1293-1297, 1992.
55. 西谷弘信, 内山修造, 中江洋, 野口博司 “球状黒鉛鑄鉄切欠き材の疲労強度” 日本機械学会論文集, 第 58 巻, 第 556 号, pp. 2280-2286, 1992.
56. 村上敬宜 “金属疲労 微小欠陥と介在物の影響” p. 27, 2014.
57. 物質・材料研究機構編, “疲れデータシート No. 91” p. 4, 2003.

58. 青山咸恒, 伊藤三史, 浅野昇次 “鑄鉄の疲労強度に及ぼす鑄造寸法ならびに試料表面の影響” 材料, 第 27 卷, 第 300 号, pp. 895-901, 1978.
59. 山辺純一郎, 小林幹和, 中島範之 “鑄肌を有するフェライト・パーライト球状黒鉛鑄鉄の疲労強度評価” 日本機械学会論文集, 第 71 卷, 第 712 号, pp. 1690-1698, 2005.
60. 浅見克敏, 橘内良雄 “疲労強度に及ぼす影響因子 I ” 材料, 第 35 卷, 第 392 号, pp. 550-556, 1986.
61. I.Ovali, V.Kilicli and M.Erdogan “Effect of Microstructure on Fatigue Strength of Intercritically Austenitized and Austempered Ductile Irons with Dual Matrix Structures” ISIJ Int., Vol.53, No.2, pp. 375–381, 2013
62. R.M.Ghergu, J.Sertucha, Y.Thebault and J.Lacaze “Critical Temperature Range in Standard and Ni-bearing Spheroidal Graphite Cast Irons” ISIJ Int., Vol.52, No.11, pp. 2036-2041, 2012
63. S. Lu, X. Wang, W. Dong and Y.Li: ISIJ Int., “Effects of Normalizing Processes on Microstructure and Impact Toughness in Ti-bearing Weld Metal of Multilayer MAG Welded HSLA Steel” ISIJ Int., Vol.53, No.1, pp. 96–101, 2013
64. 日高哲郎, 野田尚昭, 佐野義一, 甲斐信博, 藤本宏義 “溶接継手を球状黒鉛鑄鉄継手で置換することによる疲労強度の強化” 鉄と鋼, 第 105 卷, 第 6 号, pp. 619-628, 2019.

65. 鎌倉将英, 二瓶正俊, 佐々木悦男, 金尾正雄, 稲垣道夫 “SM50B リブ十字すみ肉溶接継手の疲れ特性” 溶接学会誌, 第 48 巻, 第 12 号, pp. 1060-1064, 1979.
66. 岡田哲男, 山本規雄, 毛利雅志 “疲労強度に及ぼす板厚効果に関する研究と規則へのフィードバック” 日本船舶海洋工学会誌, 第 60 号, pp. 27-37, 2015.
67. 穴見健吾, 三木千寿 “溶接継手の疲労強度の寸法効果に関する研究” 鋼構造論文集, 第 4 巻, 第 14 号, pp. 9-17, 1997.
68. 日本鋼構造協会編 “鋼構造物の疲労設計指針・同解説” p. 28, 2012.
69. G. B. Marquisa and Z. Barsoumb “A guideline for fatigue strength improvement of high strength steel” Procedia Engineering, Vol.66, pp. 98-107, 2013
70. 森猛, 南邦明, 甲弓子 “JSSC 疲労設計指針の溶接継手疲労強度と強度評価方法の検討” 鋼構造論文集, Vol.69, No.18, pp. 71-81, 2011.
71. 日本材料学会編 “疲労設計便覧”, p. 6, 2005.
72. 村上敬宜 “金属疲労 微小欠陥と介在物の影響”, pp. 17, 18 2014.
73. 村上敬宜, 栄中, “3次元屈折き裂の応力拡大係数の解析” 材料, 第 41 巻, 第 467 号, pp.1214-1220, 1992.
74. 村上敬宜, 石田誠 “任意形状傾斜表面き裂モード I, II, III の応力拡大係数の解析法” 日本機械学会論文集, 第 50 巻, 第 455 号, pp.1359-1366, 1984.
75. 15)村上 敬宜, 町田 尚, 宮川 進, 高城 壽雄 “大量生産部品のリコールを防止するための極値統計による新しい品質管理法” 日本機械学会論文集, 第 83 巻, 第 853 号, pp. 1-16, 2017.

76. 村上敬宜 “金属疲労 微小欠陥と介在物の影響” p. 242, 2014.
77. 村上敬宜 “金属疲労 微小欠陥と介在物の影響” p. 235, 2014.
78. H.Masuo, Y.Tanaka, S.Morokoshi, H.Yagura, T.Uchida, Y.Yamamoto and Y.Murakami “Influence of defects surface roughness and HIP on the fatigue strength of Ti-6Al-4V manufactured by additive manufacturing” Int.J.Fatigue, Vol.117, pp. 163-179, 2018
79. 村上敬宜, 松田健次 “下限界応力拡大係数 ΔK_{th} に及ぼすき裂寸法と材質の影響” 日本機械学会論文集, 第 52 巻, 第 478 号, pp. 1492-1499, 1986.
80. 村上敬宜, 遠藤正浩 “疲労強度に及ぼす微小欠陥の影響の評価法” 日本機械学会論文集, 第 49 巻, 第 438 号, pp. 127-136, 1983.
81. 村上敬宜, 遠藤正浩 “微小き裂の下限界応力拡大係数幅 ΔK_{th} に及ぼす硬さとき裂形状の影響” 材料, 第 35 巻, 第 395 号, pp. 911-917, 1986.
82. 杉山好弘, 浅見克敏, 松岡忍 “欠陥材の疲労強度の定量評価方法と球状黒鉛鑄鉄によるその検証” 日本機械学会論文集, 第 58 巻, 第 556 号, pp. 2287-2292, 1992.
83. 田村宏, 杉山好弘, 白木尚人, 松坂慶太, 梅原努, 宇佐美兵衛 “熱処理した球状黒鉛鑄鉄の疲労限度に及ぼす基地組織と欠陥寸法の影響” 鑄造工学, 第 73 巻, 第 9 号, pp. 605-610, 2001.
84. 村上敬宜 “金属疲労 微小欠陥と介在物の影響” p. 63, 2014.

85. Y. Kondo, C. Sakae, M. Kubota and T. Kudou “The effect of material hardness and mean stress on the fatigue limit of steels containing small defects” *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, Vol.26, pp. 675-682, 2003.
86. 山辺純一郎, 小林幹和 “球状黒鉛鑄鉄の微小き裂および長いき裂の下限界応力拡大係数幅に及ぼす硬さと応力比の影響” *日本機械学会論文集*, 第 71 卷, 第 711 号, pp. 1508-1516, 2005.
87. J. Yamabe and M. Kobayashi “Effect of Hardness and Stress Ratio on Threshold Stress Intensity Factor Ranges for Small Cracks and Long Cracks in Spheroidal Cast Irons” *J. Solid Mech. Mater. Eng.*, Vol.1, No.5, pp. 667-678, 2007.

謝辞

本論文は、筆者が九州工業大学大学院工学府博士後期課程工学専攻機械知能工学領域に在籍中の研究成果をまとめたものである。九州工業大学工学部機械知能工学科教授 野田尚昭 先生には、指導教官として本研究の実施の機会を与えて戴き、その遂行にあたって終始、ご指導とご鞭撻を戴いた。ここに深謝の意を表す。また、同学科研究員 佐野義一 先生には、研究遂行にあたり、機械工学と材料工学の両面からの有益なご助言、ご指導を戴いた。ここに深謝の意を表す。同工学部機械知能工学科教授 松田健次 先生、同学科教授 秋山哲也 先生、同工学部建設社会工学科教授 山口栄輝 先生には、副査として、本研究をまとめるにあたってご助言を戴くとともにご指導を戴いた。ここに深謝の意を表す。九州大学名誉教授 村上敬宜 先生には、疲労実験や極値統計について貴重なご助言を戴くとともにご指導を戴いた。ここに深謝の意を表す。

第2章における解析では、九州工業大学工学部技術専門職員 高瀬康 博士、弾性力学研究室の諸氏に多大なるご協力を戴いた。ここに深謝の意を表す。本論文の疲労実験の一部は、平成29年度基礎研究等助成金事業(佐賀県技術振興補助金産学官連携技術革新支援事業)の援助を得て実施された。ここに深謝の意を表す。

令和2年3月

日高哲郎