

論文 / 著書情報
Article / Book Information

題目(和文)	鋼構造建築物の疲労損傷を考慮した構造健全性評価に関する基礎的研究
Title(English)	
著者(和文)	田沼良一
Author(English)	
出典(和文)	学位:博士(工学), 学位授与機関:東京工業大学, 報告番号:乙第3623号, 授与年月日:2002年9月30日, 学位の種別:論文博士, 審査員:
Citation(English)	Degree:Doctor (Engineering), Conferring organization: Tokyo Institute of Technology, Report number:乙第3623号, Conferred date:2002/9/30, Degree Type:Thesis doctor, Examiner:
学位種別(和文)	博士論文
Type(English)	Doctoral Thesis

鋼構造建築物の疲労損傷を考慮した 構造健全性評価に関する基礎的研究

田 沼 良 一

目 次

第1章 緒論	1
1. 1 はじめに	1
1. 2 従来の研究と研究目的	3
1. 3 本論文の構成	7
参考文献	9
第2章 弾塑性破壊靱性評価	14
2. 1 緒言	14
2. 2 試験片と試験方法	14
2. 2. 1 試験片	14
2. 2. 2 試験方法	15
2. 3 試験結果と考察	16
2. 3. 1 室温での弾塑性破壊靱性	16
2. 3. 2 遷移温度領域での弾塑性破壊靱性	17
2. 3. 3 破面様相	19
2. 3. 4 従来鋼との弾塑性破壊靱性の比較	19
2. 4 結言	20
参考文献	21
第3章 溶接継手の疲労特性評価	35
3. 1 緒言	35
3. 2 素材の疲労特性	35
3. 2. 1 試験片と試験方法	35
3. 2. 2 試験結果と考察	36
3. 3 小型十字溶接継手の疲労特性	37
3. 3. 1 試験体	37
3. 3. 2 試験方法	38
3. 3. 3 試験結果	38
3. 4 実大柱梁十字骨組の疲労特性	40
3. 4. 1 試験体	40
3. 4. 2 試験方法	40
3. 4. 3 試験結果	40

3. 5	考察	4 1
3. 5. 1	弾性応力集中係数の影響	4 1
3. 5. 2	溶接継手の疲労特性	4 3
3. 6	結言	4 4
	参考文献	4 6
第 4 章	極低サイクル疲労き裂進展特性評価と構造健全性評価	6 4
4. 1	緒言	6 4
4. 2	試験片と試験方法	6 4
4. 2. 1	試験片	6 4
4. 2. 2	試験方法	6 5
4. 2. 3	繰返し J 積分の定義	6 5
4. 3	試験結果と考察	6 6
4. 3. 1	き裂進展速度	6 6
4. 3. 2	静的 R 曲線と繰返し R 曲線	6 6
4. 3. 3	破面様相	6 7
4. 3. 4	疲労き裂進展の広範囲特性	6 8
4. 3. 5	最終破壊条件	6 9
4. 4	鋼構造建築物の疲労損傷を考慮した構造健全性評価	6 9
4. 4. 1	疲労き裂進展解析と寿命予測	6 9
4. 4. 2	疲労き裂進展解析の留意点	7 1
4. 4. 3	建築構造設計への構造健全性評価の導入	7 2
4. 5	結言	7 4
	参考文献	7 6
第 5 章	結論	9 1
	印刷論文	9 3
	謝辞	9 7

第 1 章

緒 論

1. 1 はじめに

わが国は、世界有数の地震国であり、地震被害とその後の建築構造設計手法の開発・改良が繰り返されてきた。1968年の十勝沖地震、1978年の宮城県沖地震等の大地震を受けて、建築基準法施行令が改正され、いわゆる「新耐震設計法」(1981年6月)が施行された。現行の建築構造設計では、この考え方が基本となっており、中程度以下の地震に対しては、部材応力を弾性範囲内に留める弾性設計(1次設計)を、大地震に対しては、部材の応答が塑性域に及ぶことを許容し、部材の塑性変形に期待して地震エネルギーを吸収する塑性設計(2次設計)が採用されている。部材には十分な伸び性能の発現に伴う、安定したエネルギー吸収能力が期待されている。したがって、現行の建築構造設計では、延性を重視した設計法が基本となっており、使用する建築材料に対しても延性重視の要求がなされている。

しかし、1995年の神戸・淡路島を中心とした兵庫県南部地震では、甚大な被害が発生した。特に、鋼構造建築物については、写真 1.1 に示すように、以前の地震被害では例のない高強度厚肉大断面部材の脆性破壊事例が報告¹⁾されている。十分な伸び性能を発揮する前に、脆性破壊(へき開破壊)に至っており、上述した設計の考え方で想定していない破壊形態を呈した。つまり、現行の構造設計手法が、不十分であることを端的に示した。

一般に、材料は、荷重増加に伴い破壊が徐々に進行する安定破壊(延性引裂き)の後に、荷重増加を伴うことなく破壊が急速に進行する不安定破壊(延性引裂きまたは脆性破壊)を生じる。高強度・低靱性材料では、小規模降伏状態が保持されるので、この挙動を線形弾性体とみなし、力学パラメータをき裂先端の応力拡大係数、対応する材料特性を破壊靱性として、安定破壊と不安定破壊を評価できる。ところが、一般の鋼材は線形弾性体とみなすことができず、破壊に先行してき裂先端において塑性変形が広範囲に及ぶ大規模降伏状態となる。このような場合には、破壊靱性を表示する力学パラメータとして、大規模降伏状態で有効な J 積分を適用することが合理的である。

さらに、建築構造部材の破壊靱性を算定するにあたっては、塑性拘束効果を考慮する必要がある。例えば、柱梁接合部等の力学的拘束の強い部位は、塑性変形が拘束され 3 軸応力状態となるから、トレスカまたはミーゼスの降伏条件に従うとすれば、単軸引張降伏応力より高い応力が発生し、塑性変形しにくく脆性破壊が生じやすくなる。そのため、柱梁接合部等の部位では、脆性破壊が発生し易くなり、文献 1) で柱梁接合部において脆性破壊事例が多数報告された結果と一致する。

以上から理解されるように、塑性拘束状態下にある部位は、その破壊靱性が実験室レベルで算定した値より低くなる場合があり、クリティカルになりやすいことから、破壊靱性を算定する場合は、実際の塑性拘束状態を考慮する必要がある。特に、溶接継手は塑性拘束状態下にある場合が多く、接合部に取付く部材により力学的拘束を受

け、塑性変形し難い状態にある。そのため、現行の建築構造設計のように溶接継手に伸び性能を要求しても、その性能を十分に発揮することができない場合が多い。むしろ、塑性拘束状態下にある溶接継手においては必要破壊靱性を確保する設計を目指すべきである。必要破壊靱性は最も強い塑性拘束状態下の平面ひずみ破壊靱性である。平面ひずみ破壊靱性を算定するには、小規模降伏状態と平面ひずみ状態を保持する必要から極めて大きな寸法の試験片が要求され、試験実施が困難になる。しかし、平面ひずみ破壊靱性は、 J 積分を力学パラメータとすることにより、小型試験片で得られる弾塑性破壊靱性で評価することが可能となる。

先の兵庫県南部地震での前例のない被害要因として、以上のような建築構造設計での破壊靱性に対する認識の欠如に加えて、さらに、高応力の繰返し負荷に伴う疲労損傷に着目する必要がある。溶接継手の破断や構造物自体の倒壊に至るまでの荷重繰返し数は数回～数十回程度²⁾であると推察される。つまり、高応力の繰返し負荷に伴う溶接継手の応力集中と塑性拘束に起因する疲労損傷が蓄積した結果、疲労破壊が先行するか、または破壊靱性が低下して、最終的に破断に至っており、低サイクル(あるいは極低サイクル)の疲労損傷についても考慮する必要がある。

兵庫県南部地震以降、振動低減技術を用いた免震・制振構造の鋼構造建築物が普及し始めている。免震・制振構造は、鋼構造建築物内の特定の部位に、降伏点の低い鋼材や鉛などからなるダンパーと呼ばれる部材を配置させ、地震エネルギーを吸収し、鋼構造建築物本体の応答を小さくするものである。したがって、地震時に、エネルギー吸収部材は、繰返し負荷に伴い塑性化することが想定され、この場合も、低サイクル疲労が課題となる。

さらに、近年までの鋼構造建築物は、高層化の傾向にあり、超々高層建築物に対する幾つかの技術提案がなされてきた。これらの鋼構造建築物や鉄塔骨組の塔状構造物が受ける水平荷重は、風荷重が支配的となる。風荷重は繰返し負荷である。

しかし、地震時や強風時の鋼構造建築物は、繰返し負荷を受けているにも関わらず、現行の建築構造設計では、繰返し負荷に対する考慮がほとんどなされていない。1回の静的負荷による結果を用いて、地震時や強風時の構造健全性を評価している。実際の地震動を入力する地震応答解析でも、時刻歴の応答評価は行うが、繰返し負荷による疲労損傷については考慮されていない。

現行の設計規準・指針^{3,4)}では、高サイクル疲労の場合は、繰返し応力の種類(垂直応力またはせん断応力)と繰返し数に応じた疲労強度が設定されているが、低サイクル疲労の場合は、考慮されていない。文献⁵⁾においても、高サイクル疲労を対象として、継手形式毎に疲労設計曲線が設定されているが、最大または最小の公称応力が降伏点を超える場合には、適用できないとされている。このように、現行の建築構造設計では、高サイクル疲労に対しては、若干考慮がなされているものの、地震時の繰返し負荷に伴う低サイクル疲労損傷に対する考慮はほとんどなされていないのが実状である。

このような背景から、本研究では、破壊靱性と疲労特性に着目した基礎的な建築用鋼材の特性評価を行い、鋼構造建築物を対象に、破壊力学手法を導入し、疲労損傷を考慮した構造健全性評価の基本的な考え方と手法を提案し、本手法の有効性を検証した。

1. 2 従来の研究と研究目的

き裂を有する材料の破壊に関する研究は、古くから行われており、破壊力学という体系的な学問が形成されるまでに至っている。Griffith⁶⁾は、塑性変形を伴わない脆性材料であるガラスを対象として、不安定脆性破壊の必要条件を明らかにし、破壊力学の先駆的研究を行った。その後、Orowan⁷⁾や Irwin⁸⁾らによって修正が加えられた。特に、Irwin⁸⁾は、き裂先端での応力の特異性の強さを与える工学量として応力拡大係数という概念を導入し、き裂先端の応力場の特性とエネルギー条件式との関連を明らかにした。これらの研究は、線形弾性論に基づいており、線形破壊力学と呼ばれている。き裂先端の塑性域が比較的小さい小規模降伏状態では、本来、弾塑性論に基づかなければならないが、この場合も、き裂先端の力学的状態は、応力拡大係数 K を用いた線形破壊力学で評価できることが明らかにされている⁹⁾。さらに、各種形状部材を負荷した場合の、応力拡大係数 K に関するデータも蓄積されている^{10~12)}。

き裂先端での塑性域寸法が、き裂の大きさに対して無視できなくなる大規模降伏状態では、線形破壊力学が適用できなくなる。そこで、Rice¹³⁾は、 J 積分という工学量を提案し、弾塑性状態でのき裂先端の応力場の特性評価を試みた。さらに、その後、 J 積分による破壊解析の研究^{14,15)}が盛んに行われ、弾塑性破壊力学の発展に貢献した。

実機構造物の破壊事故を歴史的に概観すると、これまでに、船舶や橋梁の分野において、事例が数多く報告されている。

戦時標準船が脆性破壊により完全に破断するなど、第2次世界大戦中に米国で建造された約 5000 隻のうち、1000 隻以上の船舶に脆性破壊の損傷が生じた^{16,17)}とされている。

1962 年には豪州メルボルンの kings 橋の落下事故、1967 年の米国西バージニア州の Point Pleasant 橋の落下事故¹⁸⁾などを契機として、橋梁分野においても、脆性破壊に対する関心もたれ、研究が行われるようになった。

以上の船舶や橋梁の分野ばかりでなく、圧力容器などの機器の分野においても、数多くの実機構造物の脆性破壊事故を経験し、これらの分野においては、破壊力学の適用によって要求破壊靱性を満足させることで、脆性破壊の防止に成功し、今日に至っている。

これに対して、これまで建築構造設計では、破壊靱性に対する考慮はほとんどなさ

れていない。鋼構造建築物に汎用されている鋼材と溶接棒の性能規定項目を、表 1.1¹⁹⁾に示す。一般構造用圧延鋼材(SS 材)の場合は、化学成分と降伏点、引張強さ、伸び等の機械的性質が、溶接構造用圧延鋼材(SM 材)の場合は、さらにシャルピー吸収エネルギーと炭素当量または溶接割れ感受性組成が規定されている。1994(平成 6)年に制定された建築構造用圧延鋼材(SN 材)については、①溶接性能の保持、②塑性変形能力の保持、③板厚方向の集中引張力に対する性能の保持を考慮して、降伏比の上限値や板厚方向絞りの下限値等が規定項目に盛り込まれている。溶接棒についても、鋼材と同様の規定項目に加えて、水素が溶接性に悪影響を及ぼすため、溶着金属の水素量に規定値が設けられている。このように、鋼材や溶接棒などには、地震時のエネルギーを構造物の変形能力で吸収することが前提となっているため、延性に関する規定項目は定められているが、破壊靱性に関する規定項目は定められていないのが実状である。

しかし、近年、建築分野においても、建築用鋼材の脆性破壊を対象にした研究が行われている。桑村ら²⁰⁾は、SM490A を対象に、円周切欠付き丸棒試験片を用いて単軸引張負荷した場合の、延性き裂が発生した時点での切欠底における真ひずみや、最大荷重を維持しうる安定限界点における真ひずみに着目して、脆性破壊の引き金となる延性き裂発生に及ぼす試験片の寸法効果を実験的に評価している。

秋山ら²¹⁾は、冷間プレス成形角形鋼管を対象に、硬さやシャルピー衝撃値等の鋼管素材特性と、鋼管角部の曲げ加工による切欠靱性の低下が要因とされる破壊性能の関係について評価している。

中込ら²²⁾は、繰返し履歴を与えた、SM490A 柱梁溶接継手を想定した四点曲げ試験体から切り出した CTOD 試験片を用いて、母材および溶接継手の破壊靱性に及ぼす塑性ひずみ履歴の影響に言及している。また、中込ら²³⁾は、HT780 柱の十字骨組を対象に、ローカル・フラクチャー・クライテリオン手法による破壊限界応力およびワイプル応力を用いて、脆性破壊に及ぼす柱軸力の影響を解析的に評価している。

さらに、兵庫県南部地震以後、建設省建築研究所と(社)鋼材倶楽部の連携の基に、「次世代鋼材による構造物安全性向上技術の開発」と題した建設省総合技術開発プロジェクトが組まれた。本プロジェクトは、鋼構造建築物の脆性破壊の解明およびその対策技術の開発を目的としており、鋼材の板厚の影響^{24~26)}、溶接入熱の影響²⁷⁾、繰返し振幅の影響²⁸⁾、衝撃荷重の影響²⁹⁾、繰返し載荷速度の影響³⁰⁾に着目して、脆性破壊との因果関係を論じている。

しかし、建築構造部材の脆性破壊を対象とした破壊特性に関する研究は緒に就いたばかりであり、しかも、変形能力に代表される延性やシャルピー吸収エネルギーに代表される衝撃特性に着目した研究がほとんどであり、建築用鋼材の破壊靱性そのものを定量的に評価した研究は、筆者の知る限り非常に少ない。

土木構造物である鋼製橋脚においても、脆性破壊事例が確認されており、三木、休

場ら³¹⁾は、鋼製橋脚の脆性破壊のメカニズムを明らかにすることを目的として、被災した鋼材の材料試験を行い、地震時に導入された予ひずみがシャルピー吸収エネルギーの著しい低下と遷移温度の上昇を招き、脆性破壊に至ったことを明らかにしている。岡下、大南ら³²⁾は、神戸港港湾幹線道路の鋼製橋脚を対象として、破面調査、材料試験とFEM解析を実施し、破壊力学的検討を行い、十分大きな予ひずみ(0.1以上)を受けた鋼材は、破壊靱性の低下により、大きなき裂の存在が無い場合においても、高ひずみ速度下では、脆性破壊を起こす場合があることを明らかにしている。

兵庫県南部地震における鋼構造建築物の被害要因として、上述した破壊靱性に対する認識の欠如に加えて、塑性拘束効果、断面欠損となるスカラップによる応力集中、過大なひずみ速度が挙げられている。これら要因に加えて、さらに、高応力の繰返し負荷に伴う疲労損傷が被害要因の一因であると考えられる。実際、兵庫県南部地震では、鋼製橋脚基部にき裂が生じていることが明らかにされており^{33,34)}、上述した破壊靱性の低下による脆性破壊以外に、低サイクル疲労による破壊事例も確認されている。坂野、三上ら³⁵⁾は、鋼製橋脚の基部を対象として、極低サイクル領域での疲労試験を行い、極低サイクル疲労の観点から破壊現象の解明を試みている。したがって、本研究では、鋼構造建築物の極低サイクル疲労による破壊事例に着目する。鋼構造建築物の溶接継手では、溶接止端部と溶接欠陥に代表される形状不連続部で応力集中を生じる。繰返し負荷を受けた場合、溶接継手は疲労破壊の起点となることが多く、溶接継手の疲労強度は母材のそれより低下する^{36~39)}。この低下要因は溶接止端部の幾何学的形状にあり、止端形状の機械加工⁴⁰⁾などにより、応力集中を緩和させ、溶接継手の疲労強度を改善することも行われている。

成原、泉⁴¹⁾は、逆T形の実大柱梁接合部を対象として、高サイクル疲労では荷重制御、低サイクル疲労では変位制御の両振り疲労試験を行い、ホットスポット応力の概念を用いて、対応する疲労設計曲線を評価している。

疲労き裂進展特性の評価には、破壊力学は極めて有効である。疲労き裂進展特性に関する研究は、古くから数多く行われ、き裂長さや応力振幅を用いて、疲労き裂進展速度 da/dN を評価した実験式⁴²⁾が提案された。しかし、試験片形状や負荷形式が異なる広範囲の条件内では、必ずしも一般的には成立しない。これに対して、Paris⁴³⁾が、線形破壊力学の概念を疲労き裂の問題に適用して、これらの条件に無関係に、き裂進展速度を(1.1)式で評価できることを明らかにした。

$$da/dN = C \Delta K^m \quad \text{----- (1.1)}$$

ここで、 ΔK : 応力拡大係数範囲、 C, m : 材料定数

さらに、き裂進展速度 da/dN は、平均応力が負荷された場合に、その影響を受け、同じ ΔK に対して、応力比が大きくなるに伴い、 da/dN が大きくなることが報告されている⁴⁴⁾。この原因をき裂閉口挙動に着目して説明したのが、Elber⁴⁵⁾である。き裂は、き裂先端に形成される塑性域の中を進展していくため、き裂縁に塑性ストレッチと呼

ばれる引張塑性変形層が残留し、き裂先端開口変位が小さくなるとした。そこで、き裂開口を考慮した(1.2)式で示す有効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} を定義し、(1.2)式で応力比に無関係に、 da/dN が一義的に評価できることを実験的に明らかにした。

$$da/dN = C' \Delta K_{eff}^{m'} \text{-----}(1.2)$$

ここで、 $\Delta K_{eff} := K_{max} - K_{op}$ 、 K_{op} ：き裂開口時の応力拡大係数範囲、

C' 、 m' ：材料定数

高サイクル疲労の場合には、き裂先端の塑性域が小さく小規模降伏状態となるから、疲労き裂進展特性は、線形破壊力学を用いた(1.1)、(1.2)式で評価できる。

しかし、地震時のような極低サイクル疲労の場合には、き裂先端の塑性域が大きく小規模降伏状態を逸脱した大規模降伏状態となるから、Paris 則の適用は危険側となる。大規模降伏状態での低サイクル疲労のき裂進展特性の評価には、ひずみ拡大係数⁴⁶⁾、き裂先端開口変位⁴⁷⁾などが提案されているが、一般性に欠ける。

Dowling ら⁴⁸⁾は、除荷を伴う場合には理論的に適用できないとされている J 積分を低サイクル疲労に適用し、き裂進展特性が、繰返し J 積分によって評価できることを実験的に明らかにした。

小林、中澤ら⁴⁹⁾は、2・1/2Cr-Mo 鋼のCT試験片を対象として、繰返し J 積分を用いて繰返し R 曲線を測定し、静的 R 曲線と対比させながら、大規模降伏状態での疲労き裂進展の上限界特性を明らかにしている。この場合、研究対象は圧力容器を想定し、引張塑性変形を評価対象としており、圧縮塑性変形は評価対象としていない。

しかし、地震時の鋼構造建築物は、引張と圧縮の塑性変形が卓越する場合が想定される。このような条件下での極低サイクル疲労き裂進展特性については、明らかにされていない。

兵庫県南部地震では、き裂は母材を進展する場合と、溶接部(溶接金属(DEPO)、熱影響部(HAZ))を進展する場合が想定される。しかし、三木、森ら⁵⁰⁾は、通常の溶接継手の溶接金属と熱影響部における疲労き裂進展速度は、母材でのそれと差異は小さく、き裂進展経路に依存しないことを明らかにしている。そこで、本研究では、母材の疲労き裂進展特性を対象とする。

一方、地震時の鋼構造建築物を対象に、大変形の繰返し負荷を受ける場合に、脆性破壊に対する安全性評価方法⁵¹⁾が提案されている。本手法では、破壊力学的アプローチに基づき、繰返し負荷によるき裂先端開口変位($CTOD$)設計曲線の高温側への移行を評価する。設計曲線の高温側への移行量は、建築構造用鋼で脆性破壊が問題となるレベルとして設定した限界 $CTOD(=0.1\text{mm})$ から算定している。しかし、部位やディテールに関わらず、限界 $CTOD$ を一律に評価することは困難である。さらに、鋼材の母材と熱影響部(HAZ)の靱性要求に加えて、極低サイクルの繰返し負荷による靱性劣化の評価が必要となり、評価の実行が困難となる。

そこで、本研究では、鋼構造建築物を対象として、大規模降伏状態において有効な J 積分を用いた破壊力学手法を導入して、従来まではほとんど考慮されていない疲労損傷を考慮した構造健全性評価の基本的な考え方と手法を提案することを目的とし、基礎的な建築用鋼材の特性評価を行った。本研究の試験対象材には、引張強度の増大に伴い、①欠陥に対する感受性が高くなること、②破壊靱性の低下が懸念されることから、建築用鋼材として使用実績のある中で、引張強度が最大となる HT780⁵²⁾を選定した。

1. 3 本論文の構成

本論文は、鋼構造建築物を対象として、大規模降伏状態で有効な J 積分を用いた破壊力学手法を導入して、疲労損傷を考慮した構造健全性評価の基本的な考え方と手法を提案したもので、以下の 5 章からなる。

第 1 章「緒論」では、従来の研究と本研究の意義・目的について述べた。

第 2 章「弾塑性破壊靱性評価」では、現行の建築構造設計で重視されている延性に代わり、破壊靱性に着目し、建築用鋼材 HT780 を対象とし、破壊力学パラメータ J 積分を用いて弾塑性破壊靱性の定量的評価を行い、従来鋼と比較検討した。さらに、上部棚、下部棚領域だけでなく、未だ確立されていない遷移温度領域における弾塑性破壊靱性の新しい評価方法について提案し、 J 積分・ストレッチゾーン関係より得られる安定き裂進展の開始する破壊靱性は、平面ひずみ破壊靱性とみなすことができることを明らかにした。

第 3 章「溶接継手の疲労特性評価」では、小型から実大柱梁十字骨組に及ぶ溶接継手の疲労特性を明らかにすることを目的として、素材と溶接継手の疲労試験を実施した。破断寿命とき裂発生寿命に着目して、溶接継手の疲労強度減少係数に及ぼす弾性応力集中係数の影響を把握し、高サイクル疲労特性は弾性応力集中係数に支配され、低サイクル疲労特性はき裂進展寿命を用いて評価することが合理的であることを明らかにした。

第 4 章「極低サイクル疲労き裂進展特性評価と構造健全性評価」では、地震時の鋼構造建築物を対象として、引張と圧縮の両振りの塑性変形が卓越する大規模降伏状態での極低サイクル疲労き裂進展特性を明らかにした。第 3 章の知見を活用し、風荷重(高サイクル疲労)の場合は、疲労設計曲線と Miner 則を用いた評価を、大規模の地震

荷重(低サイクル疲労)の場合は、き裂進展寿命を設計寿命とみなすことが合理的であることを示し、特に、極低サイクル疲労の場合には、静的 R 曲線を疲労き裂進展特性に設定する疲労き裂進展解析により寿命を予測する構造健全性評価の基本的な考え方と手法を提案し、実大柱梁十字骨組に適用して、本手法が有効であることを検証した。

第5章「結論」では、以上の各章における本研究の成果をまとめて述べた。

参考文献

- 1)例えば，1995 年兵庫県南部地震 鉄骨造建物被害調査報告書，日本建築学会近畿支部鉄骨構造部会，1995.5
- 2)日本建築学会：1995 年兵庫県南部地震災害調査速報，1995.3
- 3)日本建築学会：鋼構造設計規準，1973
- 4)日本建築学会：鋼構造限界状態設計指針・同解説，1998
- 5)日本鋼構造協会：鋼構造物の疲労設計指針・同解説，1993.4
- 6)A.A. Griffith：Phil. Trans. Roy. Soc. London, Ser.A, 221,163, 1920
- 7)E. Orowan：Fracture, MIT, 1959
- 8)G.R.Irwin：Trans. ASME, J. Appl. Mech., 24, pp.361,1957
- 9)M.L. Williams：J. Appl. Mech., 24, pp.109, 1957
- 10)P.C. Paris and G.C. Sih：ASTM STP, 381, pp.30, 1965
- 11)H. Tada, P.C. Paris and G.R. Irwin, “The Stress Analysis of Cracks Handbook”, Del Research Co., 1973
- 12)Y. Murakami：“Stress Intensity Factors Handbook”, JSMS, 1986
- 13)J.R. Rice, J.Appl. Mech., 35, pp.379, 1968
- 14)J.A. Begley and J.D. Landes, ASTM STP 514, pp.1, 1972
- 15)J.D. Landes and J.A. Begley, ASTM STP 514, pp.24, 1972
- 16)D.B.Bannerman and R.T.Young, “Some Improvements Resulting from Studies of Welded Ship Failures,” Welding Journal, 25, No3, March 1946
- 17)H.G.Acker, “Review of Welded Ship Failures,” Ship Structure Committee Report, Serial No.SSC-63, National Academy of Sciences – National Research Council, Washington, D.C., Dec.15, 1953
- 18)“Collapse of U.S. 35 Highway Bridge, Point Pleasant, West Virginia,” NTSB Report No.NTSB-HAR-71-1, Dec. 15, 1967
- 19)JIS ハンドブック鉄鋼Ⅱ，日本規格協会，1996
- 20)桑村仁，秋山宏：延性き裂発生ひずみに及ぼす寸法の影響，日本建築学会構造系論文報告集 No.458, pp.119～125, 1994.4
- 21)秋山宏，桑村仁，浅川達也，萩原行人：冷間プレス成形角形鋼管溶接接合部の破壊特性，日本建築学会構造系論文集 No.471, pp.163～171, 1995.5
- 22)中込忠男，山田丈富，日高新悟，大林郁良：繰返し塑性歪を受ける SM490A 鋼材の材質劣化に関する実験的研究，日本建築学会構造系論文集 No.489, pp.87～94, 1996.11
- 23)中込忠男，見波進，深沢隆，田沼良一，新井聡：柱梁接合部の脆性破壊に及ぼす柱軸力の影響に関する研究(その 1～その 3)，日本建築学会大会学術講演梗概集(東海)，

pp.1433～1438, 1994.9

- 24) 松井康治, 稲葉雄一郎, 伊山潤, 桑村仁: 鉄骨部材の脆性破断変形能力とひずみ能力, 日本建築学会関東支部研究報告集, No.9, pp.33～36, 1999.2
- 25) 松井康治, 伊山潤, 桑村仁: 鉄骨部材の脆性破断変形能力とひずみ能力の確率分布, 日本建築学会関東支部研究報告集, No.10, pp.37～40, 1999.2
- 26) 高木直人, 松井康治, 伊山潤, 桑村仁: 鉄骨部材の脆性破壊起点のフラクトグラフィ, 日本建築学会関東支部研究報告集, No.5, pp.17～20, 1999.2
- 27) 高木直人, 松井康治, 伊山潤, 桑村仁: 鉄骨部材の脆性破壊に及ぼすシャルピー特性と溶接入熱の影響, 日本建築学会関東支部研究報告集, No.6, pp.21～24, 1999.2
- 28) 一戸康生, 桑村仁: 鉄骨部材の脆性破断に及ぼす変位振幅の影響, 日本建築学会関東支部研究報告集, No.8, pp.29～32, 1999.2
- 29) 岡田忠義, 楨井浩一, 桑村仁: 衝撃荷重による鉄骨部材の脆性破断に関する実験的研究, 日本建築学会関東支部研究報告集, No.4, pp.13～16, 1999.2
- 30) 廣田実, 高木潤一, 桑村仁: 鉄骨部材の脆性破断に及ぼす載荷速度の影響, 日本建築学会関東支部研究報告集, No.7, pp.25～28, 1999.2
- 31) 三木千壽, 休場裕子, 沖中知雄: 阪神大震災により円形断面鋼製橋脚に生じた脆性破壊の材料特性からの検討, 土木学会論文集 No.612, I-46, pp.45～53, 1999.1
- 32) 岡下勝彦, 大南亮一, 道場康二, 山本晃久, 富松実, 丹治康行, 三木千壽: 兵庫県南部地震による神戸港港湾幹線道路 P75 橋脚隅角部におけるき裂損傷の原因調査・検討, 土木学会論文集 No.591, I-43, pp.243～261, 1998.4
- 33) 阪神高速道路管理技術センター, 日本鋼構造協会: 鋼製橋脚の塑性時の変形性能に関する研究業務報告書, 1995.3
- 34) 土木学会鋼構造委員会鋼構造新技術小委員会: 鋼構造物の安全性の調査報告 阪神大震災における鋼構造物の被害報告と今後の耐震設計について, 1995.5
- 35) 坂野昌弘, 三上市蔵, 村山弘, 三住泰久: 鋼製橋脚基部の超低サイクル疲労破壊挙動, JSSC 鋼構造論文集, 第2巻 第8号, pp.73～82, 1995.12
- 36) 中込忠男, 李建, 岡田忠義: 780N/mm^2 級鋼の溶接接合部の疲労強度に関する実験的研究, 日本建築学会構造工学論文集 Vol.41B, pp.595～601, 1995.3
- 37) 西谷弘信, 田中洋征, 別所諄之: SM50 鋼突き合せ溶接継手の疲労強度, 溶接学会論文集, 第2巻, 第1号, pp.160～165, 1984
- 38) 原田克身, 三井宜之: すみ肉溶接継手の溶接止端における曲げ疲労挙動, 日本建築学会構造系論文集 No.488, pp.145～152, 1996.10
- 39) 八木順吉, 町田進, 富田康光, 的場正明, 征矢勇夫: 溶接まま継手の疲労強度に及ぼす板厚効果とその影響因子, 日本造船学会論文集 第169号, pp.289～299, 1991.6
- 40) 日本鋼構造協会: 止端加工による疲労強度向上法, JSSC レポート, No.6, 1987.11
- 41) 成原弘之, 泉満: 鋼構造柱梁仕口における梁端溶接部の疲労強度, 日本建築学会構

- 造系論文集 No.508, pp.111~117, 1998.6
- 42)N.E.Frost : "Metal Fatigue" Oxford Univ.Press(Chap.5),1974
- 43)Paris, P.C.,and F.Erdogan, Trans. ASME, Ser.D, 85, 528, 1963
- 44)太田昭彦, 佐々木悦男, 小菅通雄: 疲労き裂伝ば速度に及ぼす平均応力の影響, 日本機械学会論文集, 43 巻 373 号, 1977.9
- 45)Elber, W., ASTM STP 486, 230,1971
- 46)Boettner, R.C., C. Laird, and A.J.McEvily, Jr., Trans. AIME, 233, 379, 1965
- 47)Dover, W.D., Eng. Frac. Mech., 5, 11, 1973
- 48)N.E.Dowling, J.A. Beglay : Fatigue Crack Growth During Gross Plasticity and the J-Integral, ASTM STP590, pp.82~103, 1976
- 49)楠元俊彦, 小林英男, 中澤一: 2・1/2Cr-Mo 鋼の疲労き裂進展の上限界特性と繰返し R 曲線, 日本機械学会論文集(A 編), 51 巻 471 号,1985.11
- 50)三木千壽, 森猛, 張東一, 奥村敏恵: 溶接金属部の疲労亀裂進展速度, 土木学会論文集, 第 344 号, I・1, pp.377~385, 1984.4
- 51)日本溶接協会: 建築鉄骨での脆性的破壊と鋼材破壊靱性セミナーテキスト, 1999.12
- 52)山場良太, 萩原行人, 望月晴雄, 山下達雄, 金谷研, 深沢隆, 田沼良一: 建築用厚板 HT780 鋼板および溶接施工法の開発, 日本建築学会構造系論文集 No472, pp.129~137, 1995.6

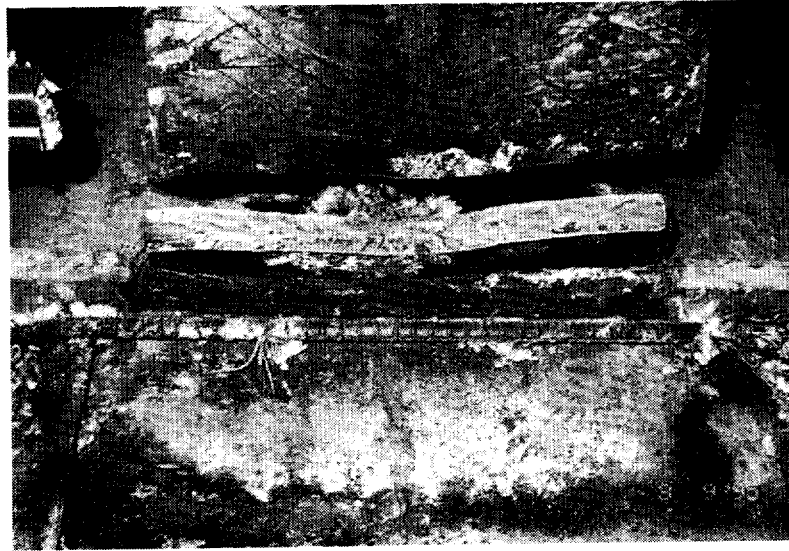


写真 1.1(a) H 形断面引張側梁フランジ脆性破壊状況



写真 1.1(b) H 形断面引張側梁フランジ脆性破壊状況

表 1.1 建築用として主に使用される鋼材および溶接棒の性能規定項目

鋼 材	規定項目	溶接棒	規定項目
一般構造用圧延鋼材(SS材)	①化学成分 ②機械的性質 ・降伏点または耐力 ・引張強さ ・伸び ・曲げ性	軟鋼および高張力鋼用マグ溶接用ソリッドワイヤ	①化学成分 ②機械的性質 ・降伏点または耐力 ・引張強さ ・伸び ・シャルピー吸収エネルギー
溶接構造用圧延鋼材(SM材)	①化学成分 ②機械的性質 ・降伏点または耐力 ・引張強さ ・伸び ・シャルピー吸収エネルギー ③炭素当量または溶接割れ感受性組成	軟鋼および高張力鋼用アーク溶接用フラックス入りワイヤ	①化学成分 ②機械的性質 ・降伏点または耐力 ・引張強さ ・伸び ・シャルピー吸収エネルギー ③溶着金属の水素量
建築構造用圧延鋼材(SN材)	①化学成分 ②機械的性質 ・降伏点または耐力 ・引張強さ ・降伏比 ・伸び ・シャルピー吸収エネルギー ・厚さ方向特性(絞り) ③炭素当量または溶接割れ感受性組成	軟鋼用被覆アーク溶接棒	①機械的性質 ・降伏点または耐力 ・引張強さ ・伸び ・シャルピー吸収エネルギー ②溶着金属の水素量 ③曲げ性能

第 2 章

弾塑性破壊靱性評価

2. 1 緒言

第1章で述べたように、鋼構造建築物の構造健全性を評価するためには、現行の構造設計で重要視している延性を十分発現させるためにも、建築用鋼材の破壊靱性に対する考慮が必要となる。建築用鋼材の破壊特性に関しては、いくつか報告されている^{1~3)}。しかし、鋼材の変形能力やシャルピー試験に代表される衝撃特性に着目した研究がほとんどであり、破壊靱性そのものを評価した研究は、非常に少ない。

典型的な鋼材のシャルピー吸収エネルギーと試験温度の関係によると(図 2.1), 試験温度が高温側から低温側へと低下するに伴い、シャルピー吸収エネルギーは減少し、特に遷移温度領域では大きくばらつく傾向にある。各領域における典型的な破壊機構は、上部棚領域では延性引裂き、下部棚領域ではへき開であり、遷移温度領域では延性引裂きとへき開が共存している。そのため、シャルピー吸収エネルギーの評価を行う場合には、ばらつきの大きい遷移温度領域における評価方法が必要となる。ところが、遷移温度領域における破壊靱性の評価方法は確立されていない。実際の運用では、使用温度が遷移温度領域以上となる鋼材を選定する対応も見受けられるが、未だ方法が確立されていない本領域での破壊靱性を評価し、明らかにすることは重要であると考えらる。

それに加えて、シャルピー試験は、衝撃特性を代表した指標という意味においては有効であるものの、破壊靱性を算定する際に必要とされる試験片寸法と塑性拘束状態を満足している保証がないため、危険側の評価となる可能性がある。そのため、シャルピー試験は、平面ひずみ破壊靱性試験または弾塑性破壊靱性試験の代用とはなり得ない。

そこで、本章では、平面ひずみ状態を満足する弾塑性破壊靱性を定量的に評価することに加えて、さらに、上部棚領域、下部棚領域だけでなく、未だ確立されていない遷移温度領域における弾塑性破壊靱性の新しい評価方法について提案する。本研究の試験対象材には、引張強度の増大に伴い、①欠陥に対する感受性が高くなること、②破壊靱性の低下が懸念されることから、建築用鋼材として使用実績のある中で、引張強度が最大となる HT780⁴⁾を選定した。

2. 2 試験片と試験方法

2. 2. 1 試験片

使用鋼材の化学成分を表 2.1 に、機械的性質を表 2.2 に示す。参考として、板厚 25 ~ 100mm までの 18 データのミルシート値から算定した使用鋼材の機械的性質のばらつきを、表 2.3 に示す。試験片は図 2.2 に示すように、日本機械学会基準⁵⁾の標準コン

パクト試験片(試験片幅 $W=50\text{mm}$, 試験片厚さ $B=24\text{mm}$)を用い, 板厚 25mm からの切削加工材とした。機械加工による切欠先端の形状は直線切欠で, 切欠先端半径は 0.1mm とした。試験片は総計 21 本とし, 試験片採取方向は図 2.3 に示すようにすべて L-T 方向とした。試験温度は, 上部棚領域から下部棚領域まで包含できるよう室温(20°C), -60°C , -80°C , -90°C , -100°C , -120°C の 6 種類とした。

2. 2. 2 試験方法

本章では, き裂進展が開始する際の J を決定するために, 複数の試験片を用いる複数試験片方法を採用する。複数試験片方法には, R 曲線法とストレッチゾーン法がある⁶⁾。 R 曲線法は, 安定き裂長さ増分に着目し, 安定き裂進展開始以前の予き裂先端の塑性鈍化過程におけるき裂先端鈍化直線と, 安定き裂進展過程における安定破壊抵抗曲線(以後, R 曲線と呼ぶ)を実測する方法である。ストレッチゾーン法は, 安定き裂進展開始以前に予き裂先端の塑性鈍化によって形成されるストレッチゾーンに着目し, き裂先端鈍化直線と限界線を実測する方法である。以上 2 通りの試験を実施し, 弾塑性破壊靱性 J_{Ic} を求める。

破壊靱性試験に先立ち, 全試験片に $a_0/W \approx 0.6$ (a_0 : 疲労予き裂長さ)となるよう疲労予き裂を導入した。予き裂導入には, 容量 $\pm 98\text{kN}$ の電気油圧式疲労試験機を使用した。試験は, 室温・大気中で行った。負荷条件は, 応力比 $R=0.1$ で繰返し速度 20Hz の正弦波とし, き裂進展に伴い荷重を段階的に減少させる応力拡大係数範囲 ΔK 減少試験を実施した。き裂長さは, 移動顕微鏡を用いて試験片両側面で測定した。

疲労予き裂導入時の最大荷重 P_f と対応する最大応力拡大係数 K_f は(2.1)~(2.3)式を満足している($P_{fmax}=19.0\text{kN}$, $K_{fmax}=24.7\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$)。ただし, 破壊靱性試験時の各温度における有効降伏強度 σ_{fs2} については, 既往のデータを整理した文献 7) の(2.4)式より算定される数値を代用した。

$$K_f \leq 0.6(\sigma_{fs1}/\sigma_{fs2})\sqrt{EJ_{in}/(1-\nu^2)} \quad \text{-----}(2.1)$$

$$K_f/E \leq 0.005\text{mm}^{0.5} \quad \text{-----}(2.2)$$

$$P_f \leq 0.4P_L \quad \text{-----}(2.3)$$

$$\sigma_{fs2} = \sigma_0 + C \{(1/T)\ln(D/\xi) - (1/T_0)\ln(D/\xi_0)\} \quad \text{-----}(2.4)$$

ここで,

$$P_L = Bb_0^2 \sigma_{fs}/(2W+a_0)$$

$$C = 9 \times 10^4 T_0 E (\sigma_0/E)^{-0.5}, \quad D = 10^8$$

J_{in} : き裂進展が開始する際の J

σ_{fs1} : 疲労予き裂導入時の温度における有効降伏強度(降伏強度と引張強さの平均値)

σ_{fs2} :破壊靱性試験時の温度 $T(K)$,ひずみ速度 $\dot{\epsilon}(s^{-1})$ における有効降伏強度

σ_0 :温度 $T_0(K)$,ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_0(s^{-1})$ における有効降伏強度

$\dot{\epsilon}, \dot{\epsilon}_0$:引張試験時のひずみ速度

破壊靱性試験は, 日本機械学会基準⁵⁾に従って行い, すべての条件を満足した。試験は上述の電気油圧式疲労試験機を使用し, 開口変位の測定にはクリップゲージを用いた。き裂進展開始の判定は, R 曲線法とストレッチゾーン法に従った。試験温度 T は, $T=-60^{\circ}C$ の場合, 断熱材で製作した浴槽の中に入れた試験片を完全にエチルアルコールで浸し, 更にドライアイスを投入することで, また, $T=-80^{\circ}C$ 以下の場合, 浴槽に液体窒素を投入し, その投入量によって制御した。温度は, クロメル(Cr)-アルメル(Al)熱電対を用いて計測し, $\pm 2^{\circ}C$ の範囲で制御した。どの温度においても目標温度に到達した後, 約 5 分間温度を保持してから試験を実施した。

2. 3 試験結果と考察

2. 3. 1 室温での弾塑性破壊靱性

試験結果一覧を表 2.4 に示す。表中 $SZW(Stretched Zone Width)$ はストレッチゾーン幅で, 図 2.4 に示す疲労破面と過荷重破断領域の間に存在する無特徴な遷移領域であるストレッチゾーンの寸法である。 Δa は厚さ方向で $3/8B, 4/8B, 5/8B$ の 3 位置で測定した安定き裂長さ増分の平均値である。

J の算定は, (2.5)~(2.7)式によった。

$$J=J_{el}+J_{pl} \text{ -----(2.5)}$$

$$J_{el}=(1-\nu^2)K^2/E \text{ -----(2.6)}$$

$$J_{pl}=\eta A_{pl}/(Bb_0) \text{ -----(2.7)}$$

$$K=P/(BW^{1/2})f(\alpha)$$

$$f(\alpha)=(2+\alpha)(0.886+4.64\alpha-13.32\alpha^2+14.72\alpha^3-5.6\alpha^4)/(1-\alpha)^{3/2}$$

$$\alpha=a_0/W$$

$$\eta=2+0.522b_0/W$$

$$b_0=W-a_0$$

A_{pl} : X-Y レコーダーで記録した荷重-荷重線変位曲線下の面積で, その測定はプランニメーターを使用

a_0 : 疲労予き裂長さ(mm)

P : 荷重(kN)

測定点のうちストレッチゾーンに隣接して延性引裂き領域が存在しないもの($SZW=\Delta a$), あるいは延性引裂き領域が予き裂前縁の 20%以下であるものは安定破壊開始以前の Δa とみなし, この J - Δa 関係を最小 2 乗法により原点を通る直線で近似し, こ

れを鈍化直線とした。また, 上述点を除く J - Δa 関係を最小 2 乗法により直線近似し, これを R 曲線とした。

室温における R 曲線法の J -き裂長さ増分 Δa 関係を, 図 2.5 に示す。図中黒塗りのプロット点は, 安定き裂進展の認められなかったデータである(鈍化直線)。図中×印を付したものは, (2.8)式の鈍化直線の制約条件, (2.9)式の R 曲線の制約条件を満足しない無効なデータである。

$$J \geq J_{in}/2 \text{ -----(2.8)}$$

$$\Delta a_{max} \leq 1.0\text{mm} \text{ -----(2.9)}$$

Δa_{max} : Δa の最大値

得られた鈍化直線と R 曲線は, 次式の通りである。

$$\text{鈍化直線 } J=1.41 \Delta a \text{ -----(2.10)}$$

$$R \text{ 曲線 } J=0.32 \Delta a+0.18 \text{ -----(2.11)}$$

鈍化直線と R 曲線の交点より, き裂進展が開始する際の J は, $J_{in}=0.23\text{MN/m}$ となる。この J_{in} は, 平面ひずみ条件である(2.12),(2.13)式, さらに, 疲労予き裂導入時の最大応力拡大係数の条件である(2.1)式を満足するため, 弾塑性破壊靱性 J_{Ic} となる。

$$b_0 \geq 25J_{in}/\sigma_{fs} \text{ -----(2.12)}$$

$$B \geq 25J_{in}/\sigma_{fs} \text{ -----(2.13)}$$

室温における J - SZW 関係を, 図 2.6 に示す。 SZW は厚さ方向で $3/8B, 4/8B, 5/8B$ の 3 位置で測定した SZW の平均値である。測定点のうち $SZW < \Delta a$ あるいは延性引裂き領域が予き裂前縁の 20%以上であるものは限界ストレッチゾーン幅 SZW_c とみなしその平均値を鈍化直線の限界線 SZW_c とした。得られた鈍化直線と限界線は次式の通りである。

$$\text{鈍化直線 } J=1.67 \Delta a \text{ -----(2.14)}$$

$$\text{限界線 } SZW_c=0.17 \text{ -----(2.15)}$$

鈍化直線と限界線の交点よりき裂進展が開始する際の J を求めると $J_{in}=0.28\text{MN/m}$ となる。この J_{in} も(2.12),(2.13),(2.1)式を満足するため, $J_{in}=J_{Ic}$ となる。

2. 3. 2 遷移温度領域での弾塑性破壊靱性

遷移温度領域における J - Δa 関係を, 図 2.7 に示す。実線は室温における結果である。試験温度 $T=-60^\circ\text{C}$ における R 曲線法の結果は, 室温における結果とほぼ一致している。試験温度 $T=-90^\circ\text{C}, -100^\circ\text{C}$ および -120°C の場合はすべての試験片が脆性破壊した。したがって, これらの温度における縦軸の J は, 脆性破壊の破壊靱性 J_c を示す。

遷移温度領域における J - SZW 関係を, 図 2.8 に示す。実線は図 2.7 と同様に室温における結果である。試験温度 $T=-60^\circ\text{C}$ におけるストレッチゾーン法の結果も, 室温における結果とほぼ一致している。

図 2.7 と図 2.8 の比較から、鈍化直線は試験温度に依存せず、温度低下に伴い安定き裂進展が認められなくなり、鈍化直線上をたどって J_C が減少していくことがわかる。

各温度における試験片ごとの J - Δa 関係を図 2.9 に示し、 R 曲線の評価を行う。図中実線は、室温における結果である。図中点線は、各試験片の点(J_{in} , SZW_C)と、脆性破壊した試験片については脆性破壊時の、それ以外の試験片については最大負荷時の点(J , Δa)の 2 点を結んだ直線である。ここで、 SZW_C は各試験片の SZW_C で、 J_{in} は SZW_C に対応する室温における鈍化直線上の J である。この図中点線は、各試験片の R 曲線とみなすことができる⁸⁾。

これより、各温度における R 曲線は、試験温度の変化に対応した J_{in} の変動に伴い試験片ごとに変化するが、その勾配はほぼ一定である。そのため、遷移温度領域において複数試験片の J_C - Δa 関係(J_C :脆性破壊の破壊靱性、 Δa :安定き裂長さ増分の最大値)を R 曲線とみなすことで、遷移温度領域における弾塑性破壊靱性を算定できないことがわかる。

(2.16)式より算定した平面ひずみ破壊靱性 K_{Ic} 、脆性破壊の破壊靱性 K_C 、安定き裂進展が開始する際の応力拡大係数 K_{in} と試験温度 T の関係を、図 2.10 に示す。

$$K^2 = EJ / (1 - \nu^2) \text{ ----- (2.16)}$$

図中○印は、複数試験片方法の R 曲線法とストレッチゾーン法に従って得られた弾塑性破壊靱性 J_{Ic} から、(2.16)式より算定した平面ひずみ破壊靱性 K_{Ic} である。これより、試験温度 $T = -60^\circ\text{C}$ 以上では K_{Ic} はほぼ一定値となり、この温度領域は上部棚領域と推定される。この領域ではき裂進展が開始する際の破壊靱性 $K_{in} = K_{Ic}$ である。

また、図中●印は、脆性破壊した試験片の破壊靱性 K_C である。なお、図中△印は、脆性破壊した試験片の安定き裂進展が開始する際の応力拡大係数 K_{in} である。 K_{in} は、図 2.8 の J - SZW 関係において、各温度ごとに、 J が最小の試験片のデータを通る室温における限界線との平行線と、室温における鈍化直線の交点より求まる J から、(2.16)式より算定した値である。

これより、試験温度 $T = -80 \sim -100^\circ\text{C}$ では K_C のばらつき幅が大きいが、温度低下に伴い K_C は低下し、ばらつき幅も小さくなっており、遷移温度領域と推定される。また、試験温度 $T = -120^\circ\text{C}$ 以下では K_C は低く、ばらつき幅も小さくなることから下部棚領域と推定される。

図中には脆性破壊した試験片の K_C の各温度における最大値と最小値を包絡した線を示す。最小包絡線は安定き裂進展が開始する K_{in} と一致する。したがって、遷移温度領域における破壊靱性 K_C の下限値、すなわち平面ひずみ破壊靱性 K_{Ic} として、この K_{in} を用いることを提案する。

上部棚領域を含めて、全試験温度領域にわたり、 $K_{in} = K_{Ic}$ という簡便で物理的意味の明確な解釈、定義となる。もちろん、下部棚領域では、安定き裂進展はないから、 $K_{in} = K_{Ic} = K_C$ とみなせる。

2. 3. 3 破面様相

弾塑性破壊靱性試験の際に試験片を疲労破断させ、走査型電子顕微鏡(SEM)で観察した破面を、写真 2.1～2.4 に示す。写真はすべて疲労予き裂先端における破面であり、拡大倍率は、100 倍から 1,500 倍である。各写真の左側が疲労予き裂先端部で、き裂は左側から右側へ向かって進展している。

写真 2.1, 2.2 は試験片厚さ $3/8B$ 位置における室温での鈍化直線上の結果(T-6 試験片)と R 曲線上の結果(T-8 試験片)である。写真 2.1 では明確なストレッチゾーンが観察されるが、鈍化直線上で除荷したため $J(=0.141\text{MN/m})$ は低く、き裂長さ増分 Δa は小さくディンプル模様は観察されない。一方、写真 2.2 は R 曲線上で除荷したため $J(=0.435\text{MN/m})$ は高く、き裂長さ増分も大きい。破面はディンプルと呼ばれる多くのくぼみ模様で覆われ、典型的な延性引裂きの様相を呈している。

写真 2.3, 2.4 は試験片厚さ $3/8B$ 位置におけるそれぞれ試験温度 $T=-90$ 、 -120°C の結果である。 $T=-90^\circ\text{C}$ の場合は、鈍化直線上で脆性破壊($J_c=0.071\text{MN/m}$)したにも関わらず、局所的にディンプル模様が観察され、本鋼材の破壊靱性の高さを裏付けている。一方、 $T=-120^\circ\text{C}$ の場合は、鈍化直線上で脆性破壊したが下部棚領域であり($J_c=0.016\text{MN/m}$)、ディンプル模様は観察されない。

2. 3. 4 従来鋼との弾塑性破壊靱性の比較

建築用鋼材 HT780 と従来鋼を比較して弾塑性破壊靱性 J_{Ic} と有効降伏強度 σ_{fs} の関係を、図 2.11 に示す。図中黒塗りプロットは HT780 を、白抜きプロットは従来鋼を示す。従来鋼としては、建築用鋼材の弾塑性破壊靱性のデータがほとんどないため、文献 5) の一般鋼材のデータをもって代表させた。なお、図中のプロット点はすべて試験温度が室温で、採取方向が $L-T$ 方向である。また、従来鋼のデータはコンパクト試験片および 4 点曲げ試験片で、試験片厚さ B は $13\sim 22\text{mm}$ 、試験片幅 W は $25\sim 50\text{mm}$ の範囲に、疲労予き裂導入時の最大応力拡大係数 K_{fmax} は $12.4\sim 17.4\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ の範囲にある。

これより、従来鋼では有効降伏強度 σ_{fs} の増大に伴い弾塑性破壊靱性 J_{Ic} は低下する傾向にあり、 σ_{fs} と J_{Ic} は相反する関係にあることがわかる。しかし、HT780 の有効降伏強度は 766MPa と高いにも関わらず弾塑性破壊靱性は高い値を維持しており、同程度の強度を有する従来鋼の約 2 倍となっている。

これは、HT780 は①大入熱溶接部の靱性確保と溶接割れ防止、②溶接予熱温度の低減、③低降伏比を主コンセプトとして開発されており、それらを実現するために実施した製造プロセスの改良および成分設計に起因すると考える⁴⁾。製造プロセスにおいては、図 2.12 に示すように TMCP 工程における焼入れ処理を直接焼入れとし、さらに、

TMCP(DQ)－焼戻し処理(T)の中間工程に、二相域加熱・急冷(Q')工程を付加し低降伏比化を図った。成分設計においては、表 2.1 に示すように、HAZ の硬さを低く押えるため、低炭素(C)かつボロン(B)無添加とした。この場合、C 低減に伴う強度不足は、銅(Cu)添加で補うとともに、ニッケル(Ni)を加えることで大入熱溶接部 HAZ の靱性を確保している。

以上より、建築用鋼材 HT780 は従来鋼に比較して高い弾塑性破壊靱性を有することが実証された。

2. 4 結言

本章では、建築用鋼材 HT780 の弾塑性破壊靱性に着目し、弾塑性破壊靱性試験を実施し、その定量的評価を行った。上部棚領域から下部棚領域まで試験温度を変化させ、特に、評価方法が確立されていない遷移温度領域における弾塑性破壊靱性の新しい評価方法を提案した。得られた結果を要約すると以下のとおりである。

- (1)遷移温度領域における J - SZW 関係より算定される、鈍化直線上で安定き裂進展が開始する K_{Ic} は、脆性破壊の破壊靱性の下限値を示しており、平面ひずみ破壊靱性 K_{Ic} とみなすことができる。
 - (2)遷移温度領域における脆性破壊の破壊靱性 K_c のばらつき幅は大きく、温度低下に伴い K_c は低下し、ばらつき幅も小さくなり、下部棚に至る。
 - (3)遷移温度領域における J - Δa 関係の R 曲線は、試験温度に対応した J_{Ic} の変動に伴い上下するが、その勾配は上部棚領域の R 曲線の勾配に等しく、ほぼ一定である。また、HT780 の有用性について得られた結果を併せて以下に示す。
- (1)有効降伏強度が高いにも関わらず、上部棚の J_{Ic} は $0.23 \sim 0.28 \text{ MN/m}$ 、 K_{Ic} に換算すると $230 \sim 254 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ と従来鋼に比較して高い弾塑性破壊靱性を示す。
 - (2)鈍化直線は、試験温度の差異($20^\circ\text{C} \sim -120^\circ\text{C}$)に関わらず、試験温度に依存しない。
 - (3)遷移温度は $-80 \sim -100^\circ\text{C}$ 程度の低い温度領域にある。

参考文献

- 1)桑村仁，秋山宏：延性き裂発生ひずみに及ぼす寸法の影響，日本建築学会構造系論文報告集 No.458，pp.119～125，1994.4
- 2)秋山宏，桑村仁，浅川達也，萩原行人：冷間プレス成形角形鋼管溶接接合部の破壊特性，日本建築学会構造系論文集 No.471，pp.163～171，1995.5
- 3)中込忠男，山田丈富，日高新悟，大林郁良：繰返し塑性歪を受ける SM490A 鋼溶接接合部の破壊性状と材質劣化に関する実験的研究(その 1～その 3)，日本建築学会大会学術講演梗概集(北海道)，pp.331～336，1995.8
- 4)山場良太，萩原行人，望月晴雄，山下達雄，金谷研，深沢隆，田沼良一：建築用厚板 HT780 鋼板および溶接施工法の開発，日本建築学会構造系論文報告集第 472 号，pp.129～137，1995.6
- 5)弾塑性破壊靱性 J_{IC} 試験方法(JSME S 001)，日本機械学会，1992.2
- 6)中村春夫，小林英男，中沢一：ストレッチゾーン幅の J 積分による評価とその弾塑性破壊じん性試験への適用，日本機械学会論文集(A 編)，Vol.45-No.392，pp.336～345，1979.4
- 7)井上健裕，萩原行人，田中潔：降伏および引張強度に及ぼす温度・ひずみ速度の影響，溶接学会全国大会講演概要第 41 集，pp.380～381，1987.9
- 8)小林英男，中村春夫，高橋浩之：遷移温度領域におけるへき開破壊靱性と破壊抵抗曲線の評価，日本機械学会論文集(A 編)，Vol.52-No.473，pp.143～150，1986.1

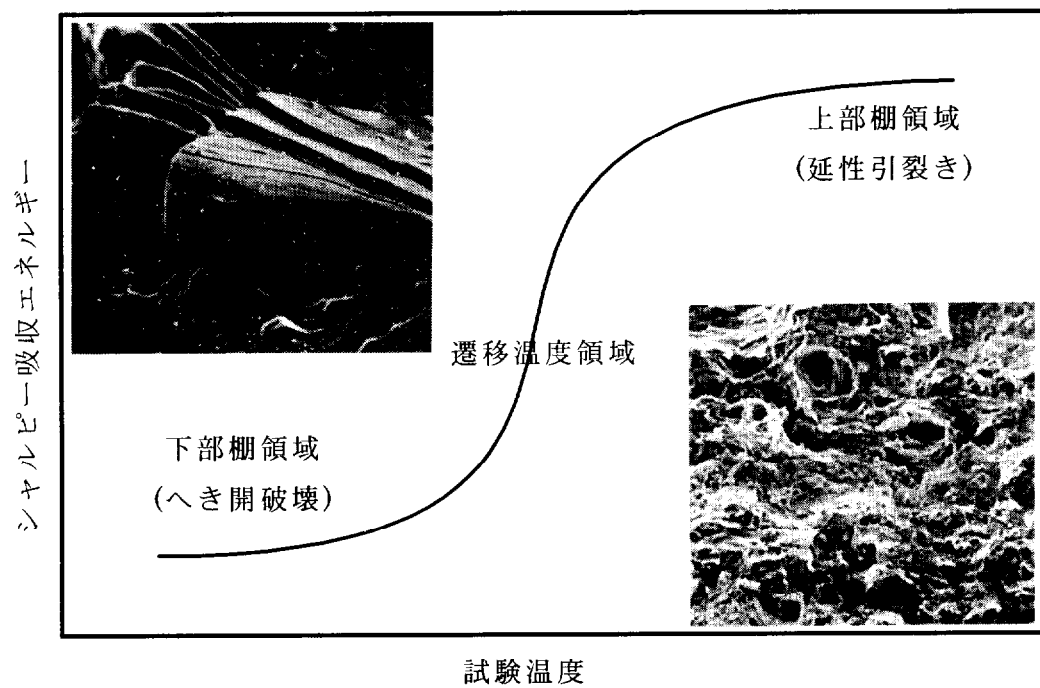


図 2.1 シャルピー吸収エネルギーと試験温度の関係模式図

表 2.1 使用鋼材の化学成分

鋼種	板厚 (mm)	化学成分(mass%)									C _{eq}
		C	S i	M n	P	S	C u	N i	C r	M o	
HT780	25	0.06	0.24	1.37	0.007	-	1.11	1.42	0.58	0.42	0.56

注) C_{eq}:炭素当量

表 2.2 使用鋼材の機械的性質

鋼種	板厚 (mm)	σ_y (MPa)	σ_B (MPa)	σ_{fs} (MPa)	YR (%)	ELu (%)	EL (%)	E _{v0} (J)	E _{v-20} (J)
HT780	25	678	853	766	79	10	26	206	193

注) σ_{fs} : 有効降伏強度= $(\sigma_y + \sigma_B)/2$, ELu: 一様伸び, EL: 破断伸び,

E_{v0}: 0℃におけるシャルピー吸収エネルギー, E_{v-20}: -20℃におけるシャルピー吸収エネルギー

表 2.3 使用鋼材の機械的性質のばらつき

	σ_y (MPa)	σ_B (MPa)	EL (%)	E _{v0} (J)
平均値	673	836	25	192
標準偏差	16	19	1.1	13

注) 板厚25～100mmまでの18データのミルシート値より算定

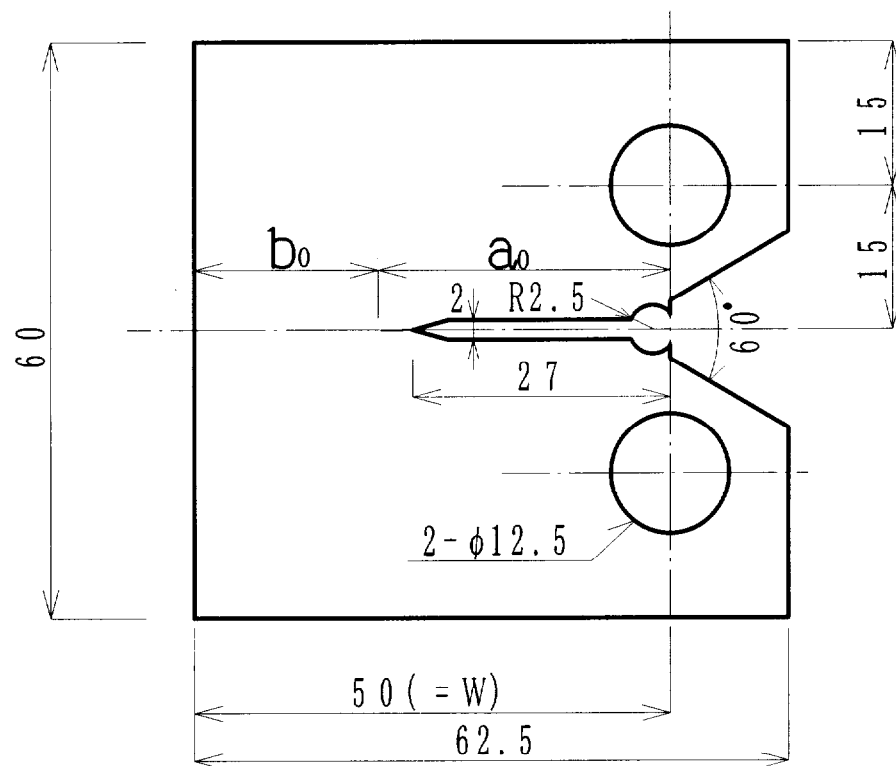


図 2.2 試験片

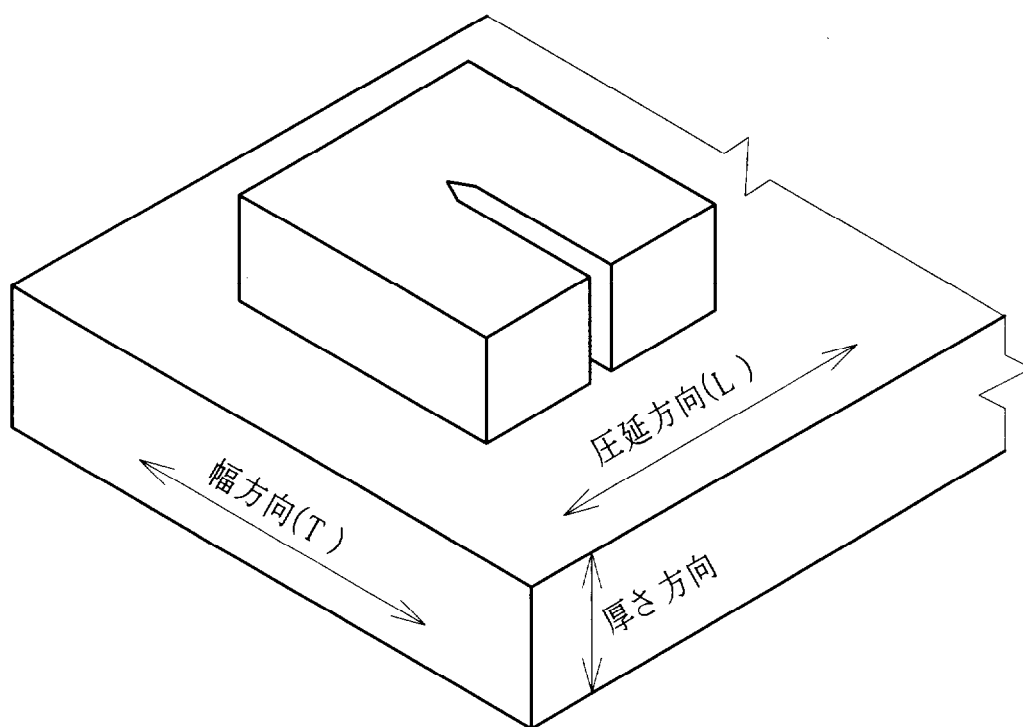


図 2.3 試験片採取方向(L・T 方向)

表 2.4 試験結果一覧

試験片名	温度 (℃)	K_I ($\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$)	SZW (mm)	Δa (mm)	J (MN/m)	K ($\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$)
T-1	室温	24.4	0.188	0.375	0.316	270.1
T-2		24.2	0.060	=SZW	0.100	152.0
T-3		22.0	0.158	1.048	0.576	364.7
T-4		21.8	0.031	=SZW	0.063	120.6
T-5		22.4	0.172	0.594	0.386	298.8
T-6		22.0	0.076	0.099	0.141	180.2
T-7		22.2	0.110	0.127	0.179	203.2
T-8		21.8	0.162	0.845	0.435	317.1
T-9		21.6	0.150	0.260	0.279	254.1
T6-1	-60	22.3	0.042	0.086	0.106	156.6
T6-2		24.7	0.075	0.113	0.148	185.1
T6-3		23.2	0.150	0.264	0.240	235.4
T6-4		23.4	0.167	3.313	0.675	394.9
T8-1	-80	23.3	0.153	1.706	0.644	385.8
T9-1	-90	22.8	0.126	0.277	0.244	237.4
T9-2		23.2	0.035	0.059	0.064	121.7
T9-3		23.0	0.045	0.083	0.071	128.2
T9-4		23.5	0.043	0.071	0.075	131.2
T9-5		23.5	0.078	0.150	0.118	164.9
T10-1	-100	23.9	0.052	0.124	0.098	150.6
T12-1	-120	23.5	0.024	=SZW	0.016	60.2

注) K_I : 疲労予き裂導入時の最大応力 拡大係数, SZW: ストレッチゾーン幅,
 Δa : き裂長さ増分, J: 最大負荷時の J 積分, K: 最大負荷時の応力拡大係数

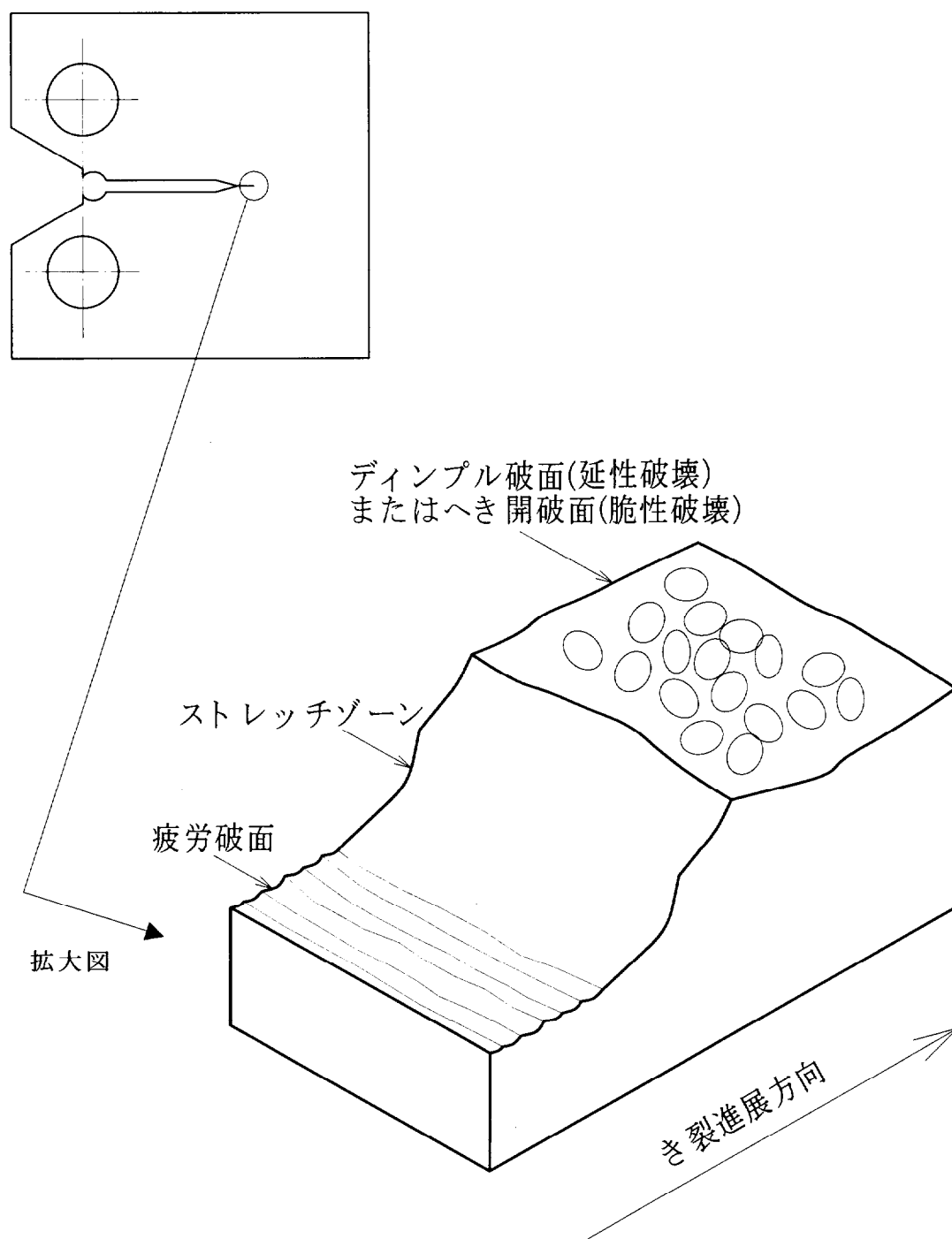


図 2.4 試験片の疲労予き裂先端形状模式図

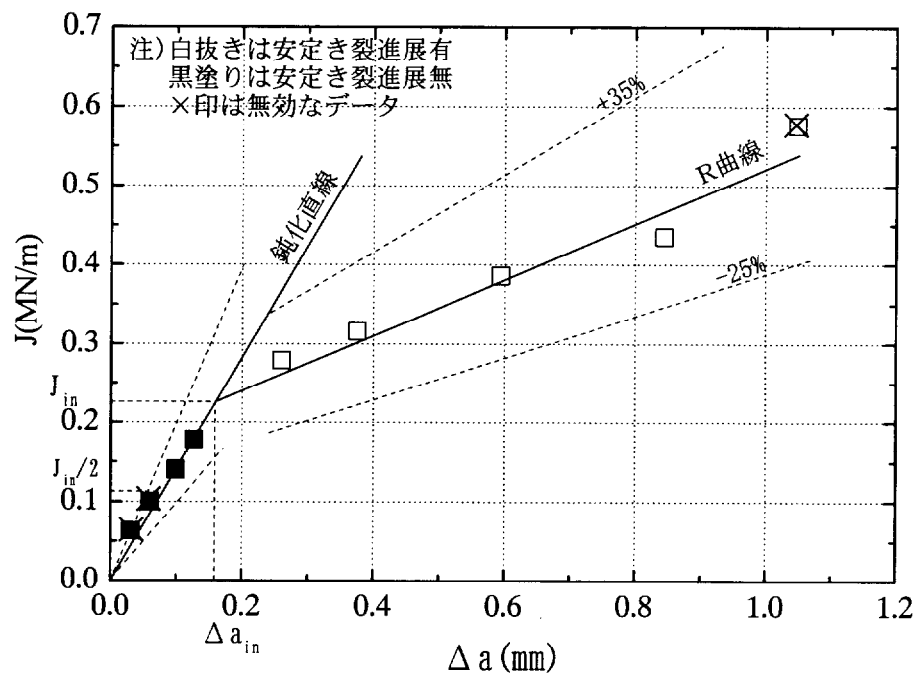


図 2.5 室温における J - Δa 関係

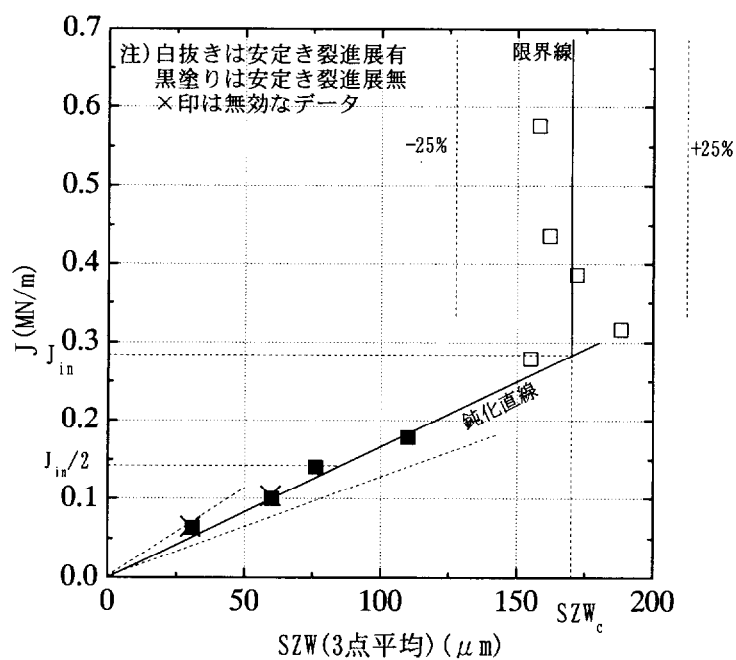


図 2.6 室温における J -SZW 関係

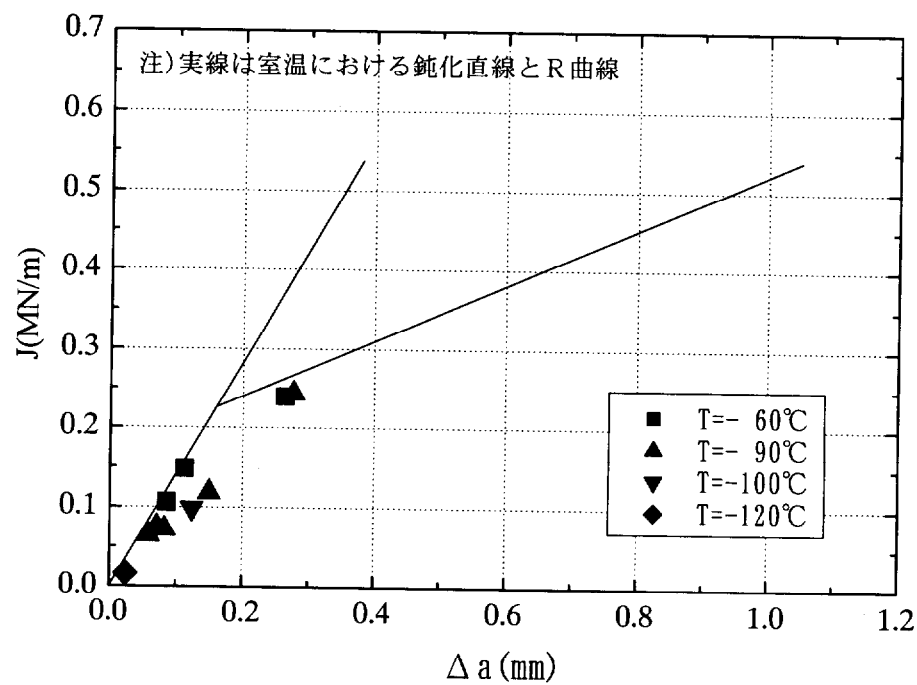


図 2.7 遷移温度領域における J - Δa 関係

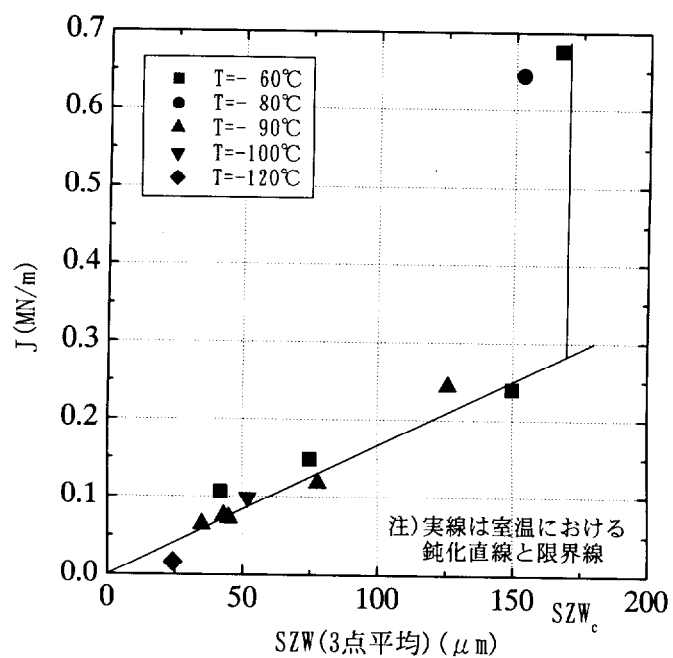


図 2.8 遷移温度領域における J -SZW 関係

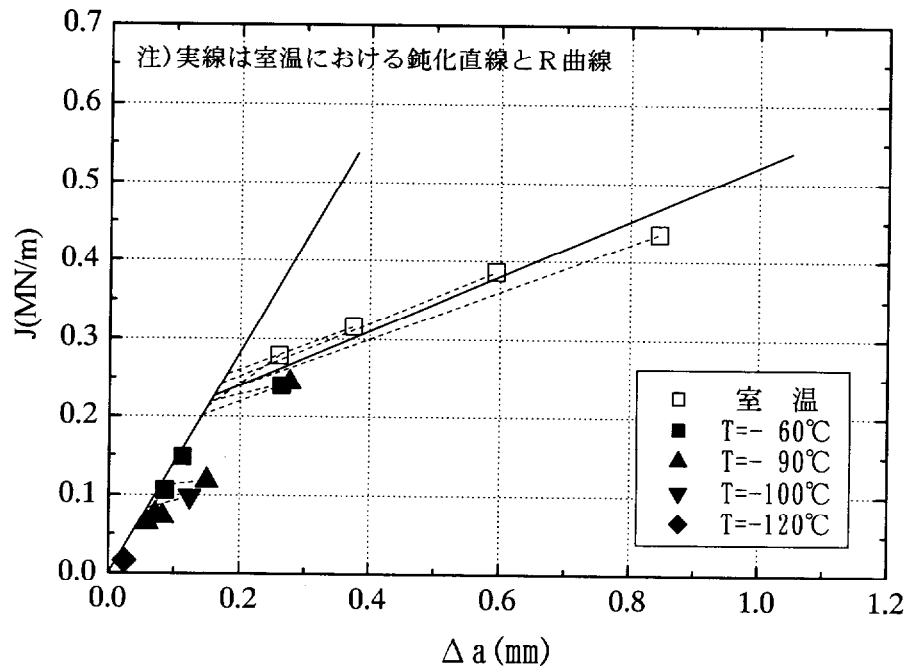


図 2.9 各試験片の R 曲線

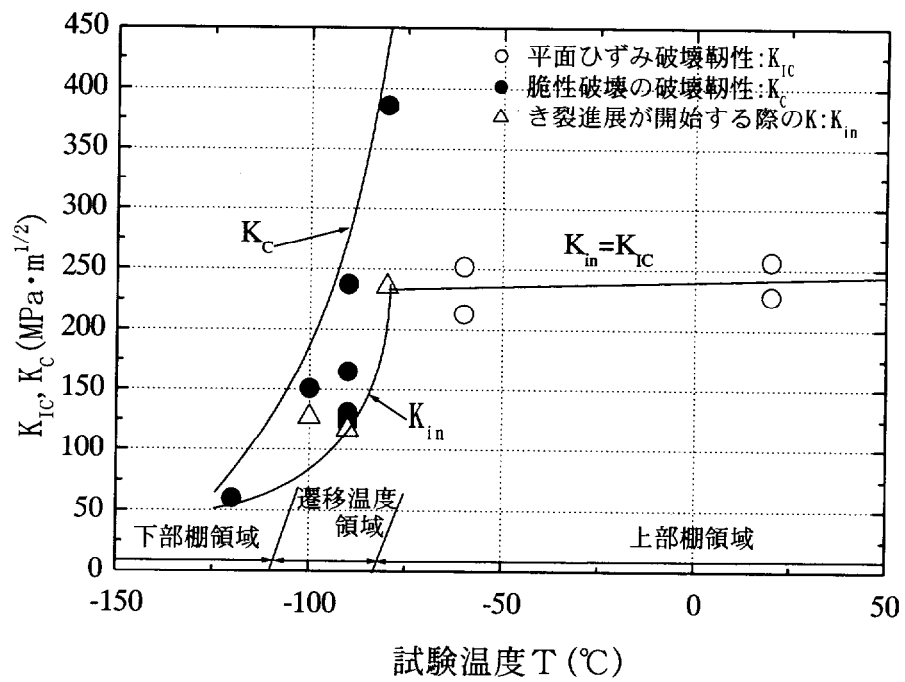


図 2.10 K_{IC} , K_C と試験温度 T の関係

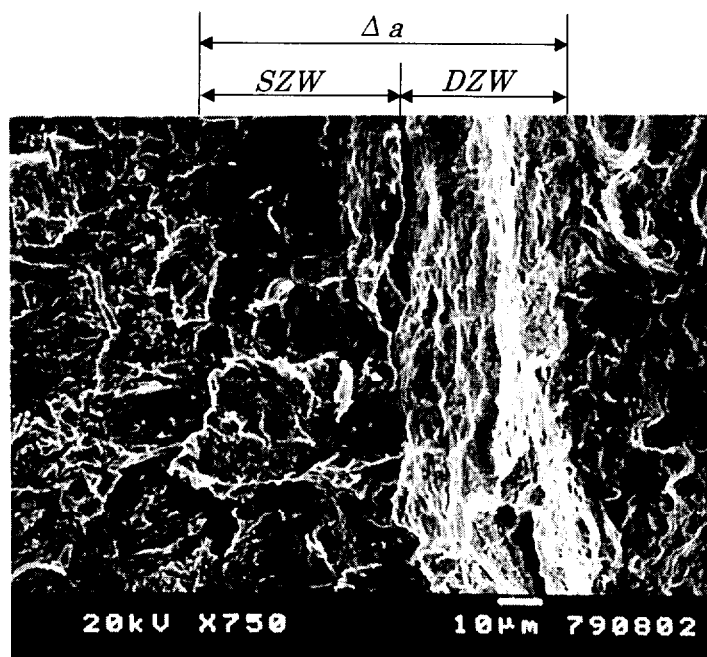


写真 2.1 フラクトグラフ(T-6 試験片, 室温)

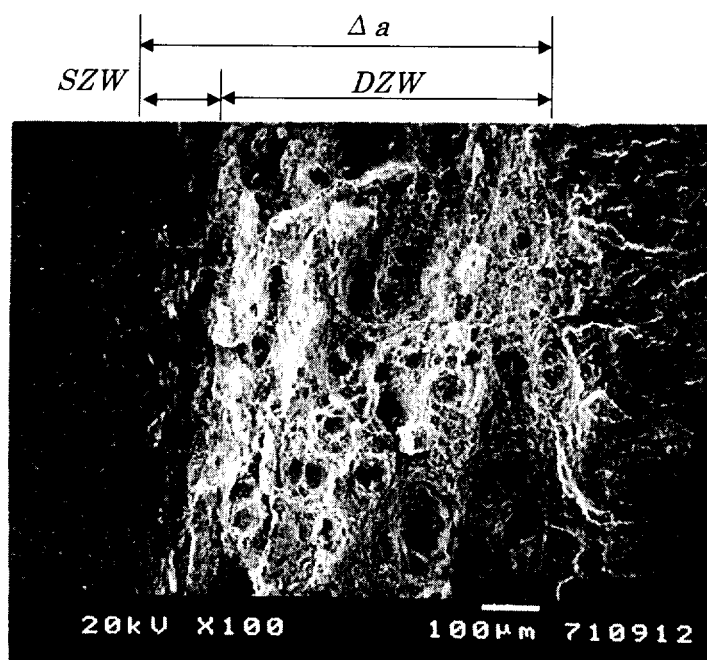


写真 2.2 フラクトグラフ(T-8 試験片, 室温)

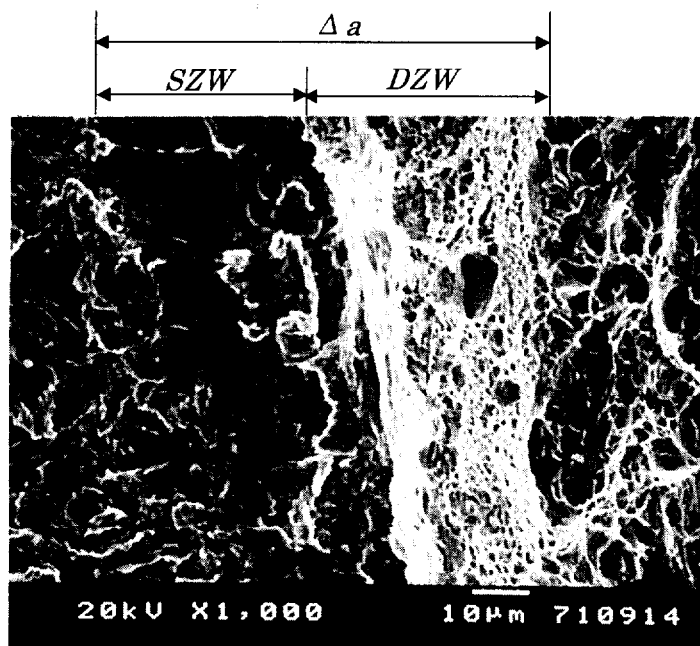


写真 2.3 フラクトグラフ(T9-3 試験片, $T=-90^{\circ}\text{C}$)

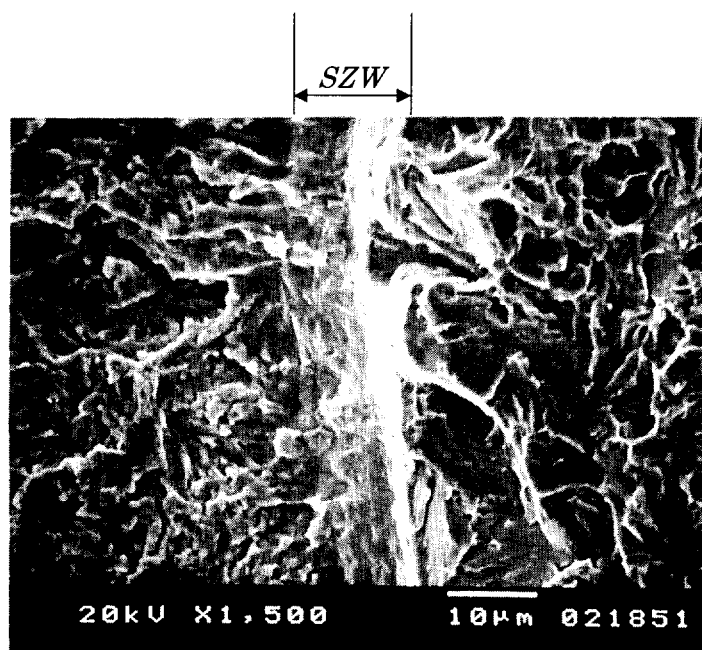


写真 2.4 フラクトグラフ(T12-1 試験片, $T=-120^{\circ}\text{C}$)

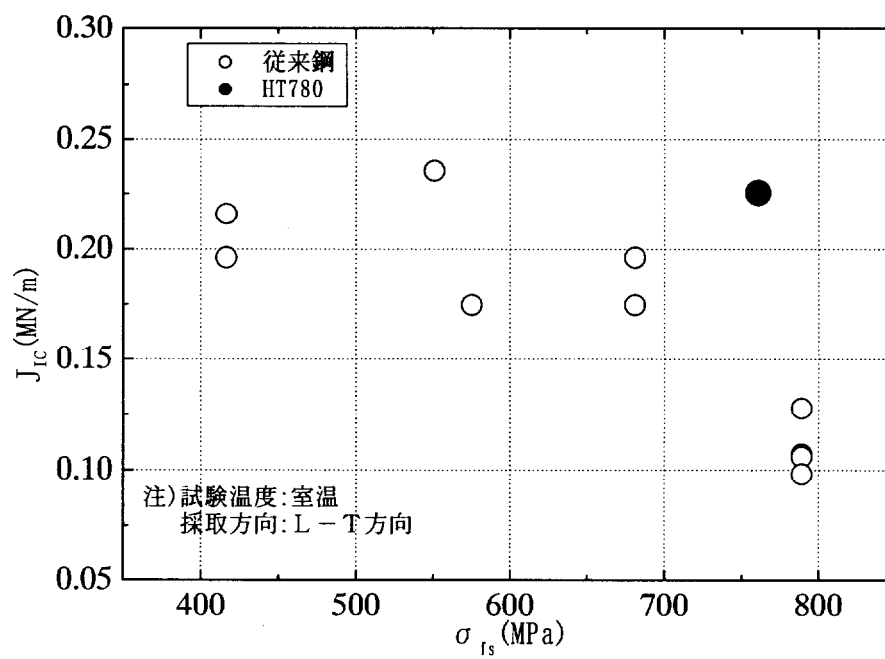


図 2.11 弾塑性破壊靱性 J_{IC} -有効降伏強度 σ_{fs} 関係

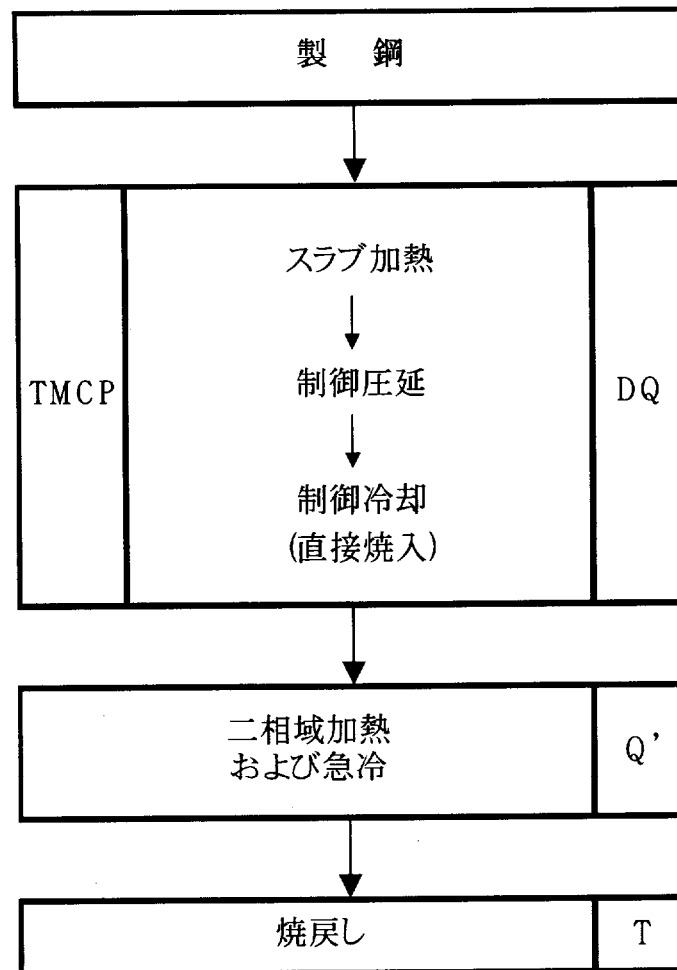


図 2.12 建築用鋼材 HT780 の製造プロセス

第 3 章

溶接継手の疲労特性評価

3. 1 緒言

第1章で述べたように、兵庫県南部地震の甚大な被害要因として、破壊靱性に対する認識の欠如、塑性拘束効果、断面欠損となるスカラップによる応力集中、過大なひずみ速度が挙げられている。これら要因に加えてさらに、高応力の繰返し負荷に伴う疲労損傷に着目する必要がある。溶接継手の破断や構造物自体の倒壊に至るまでの繰返し負荷数は数回～数十回程度¹⁾であると推察される。つまり、高応力の繰返し負荷に伴う溶接継手の応力集中に起因する疲労損傷が蓄積した結果、最終的に破断に至っており、低サイクル(あるいは極低サイクル)疲労が上述した被害の一因であると考えられる。

さらに、近年までの鋼構造建築物は、高層化の傾向にあり、超々高層建築物に対する幾つかの技術提案がなされてきた。これら鋼構造建築物や鉄塔骨組などの塔状構造物が受ける水平荷重は、風荷重が支配的となる。風荷重は繰返し負荷である。風荷重が支配的な場合は、低応力の繰返し負荷の継続による高サイクル疲労の疲労損傷を考慮する必要がある。しかし、現行の建築構造設計では、高サイクル疲労に対しては、繰返し数に応じて疲労強度が設定されているものの、低サイクル疲労に対しては、ほとんど考慮されていないのが実状である。

そこで、本章では、破断寿命とき裂発生寿命に着目して、高サイクルから低サイクルにわたり、溶接継手の疲労強度減少係数に及ぼす弾性応力集中係数の影響を明らかにする。

3. 2 素材の疲労特性

3. 2. 1 試験片と試験方法

使用鋼材は、第1章で用いた建築用鋼材HT780とした。使用鋼材の化学成分は第1章の表2.1と、機械的性質は第1章の表2.2と同様である。平行部直径8mm、標点間距離21mmの平滑丸棒試験片を、図3.1に示す。試験片は、試験片軸方向と鋼材圧延方向を一致させて採取した。平行部の最終表面仕上げは、#400のエメリー紙仕上げで、表面の円周方向の機械加工傷は完全に除去し、軸方向に研磨した後、アセトンで洗浄した。なお、加工前後の熱処理は行っていない。

負荷には、容量 $\pm 98\text{kN}$ 、最大ストローク $\pm 75\text{mm}$ の電気油圧式疲労試験機を用い、三角波形の全ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_t$ 制御の両振り疲労試験を実施した。試験は、室温・大気中で行い、ひずみ速度は $0.4\%/ \text{sec}$ で一定とした。試験条件は、全ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_t = 2.5\%$ 、 2.0% 、 1.6% 、 1.2% 、 1.0% 、 0.8% 、 0.6% 、 0.4% の計8条件とした。伸び計(非直線性:0.5%RO)を用いて標点間距離の軸方向ひずみを計測し、ひずみを制御した。伸び計

は、ナイフエッジの押し付け力を必要最小限にし、平行部表面に傷をつけないように取り付けた。試験中に繰返し応力-ひずみ関係(ヒステリシスループ)を連続測定した。また、試験片の破断繰返し数(破断寿命) N_f は、全ひずみ範囲を保持できなくなる引張側荷重が定常状態($N_f/2$ 近傍)の3/4に低下した繰返し数とした。なお、3.2.2に示す図3.2のひずみ範囲-破断寿命 N_f 関係において、後述するようにManson式、修正Manson式の適用が可能であると判断し、 $N_f=10^5$ (cycles)で試験を打ち切った。

3.2.2 試験結果と考察

試験結果一覧を表3.1に、各ひずみ範囲と破断寿命 N_f の関係を図3.2に示す。図中、■印は全ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_t$ を、●印は塑性ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_p$ を、▲印は弾性ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_e$ を示す。各ひずみ範囲は、破断寿命 N_f の1/2近傍の繰返し数で得られたヒステリシスループより算定した結果である。実線、点線、一点鎖線は、それぞれ $\Delta \varepsilon_t$ 、 $\Delta \varepsilon_p$ 、 $\Delta \varepsilon_e$ についてManson-Coffin則を適用して得られた回帰直線((3.1)~(3.3)式)を示す。

$$\Delta \varepsilon_p N_f^{0.679}=1.59 \quad \text{-----}(3.1)$$

$$\Delta \varepsilon_e N_f^{0.13}=0.0186 \quad \text{-----}(3.2)$$

$$\Delta \varepsilon_t = \Delta \varepsilon_p + \Delta \varepsilon_e = 1.59 N_f^{-0.679} + 0.0186 N_f^{-0.13} \quad \text{-----}(3.3)$$

ヒステリシスループより算定した応力範囲 $\Delta \sigma$ と繰返し数 N の関係を、図3.3に示す。全ひずみ範囲の大きさに関わらず、繰返し数 N の増大に伴い、応力範囲 $\Delta \sigma$ は低下する傾向にある。したがって、HT780は繰返し軟化し、全ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_t$ の増大に伴い、軟化は顕著になる。

$N_f/2$ 近傍の繰返し数で得られた繰返し応力($\Delta \sigma/2$)-ひずみ($\Delta \varepsilon_t/2$)関係を、●印で図3.4に示す。図中には、単調負荷の静的引張試験で得られた静的応力(σ)-ひずみ(ε)関係を、実線で併せて示す。

繰返し応力-ひずみ関係は、静的応力-ひずみ関係の下側に位置する。この傾向は、 $\Delta \varepsilon_t/2$ が小さく、破断寿命 N_f の増大に伴い顕著になり、前述したようにHT780が繰返し軟化することを定量的に示している。

全ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_t$ -破断寿命 N_f 関係を図3.5に示す。図中、試験結果を■印で、静的引張試験特性を用いる疲労寿命予測式であるManson式((3.4)式)を実線で、修正Manson式((3.5)式)²⁾を一点鎖線で示す。

$$\Delta \varepsilon_t = \varepsilon_f^{0.6} N_f^{-0.6} + 3.5 (\sigma_B/E) N_f^{-0.12} \quad \text{-----}(3.4)$$

$$\Delta \varepsilon_t = 0.0266 \varepsilon_f^{0.155} (\sigma_B/E)^{-0.53} N_f^{-0.56} + 1.17 (\sigma_B/E)^{0.832} N_f^{-0.09} \quad \text{-----}(3.5)$$

ここで、 ε_f は破断ひずみ、 σ_B は引張強さ、 E は縦弾性係数である。

HT780の場合、修正Manson式(一点鎖線)は、Manson式(実線)よりも長寿命側の予測を与える。 $N_f \geq 10^4$ (cycles)の領域において、試験結果は一点鎖線と良く一致している。

また、 $N_f < 10^4$ (cycles)の領域において、試験結果は一点鎖線より長寿命側に位置する。すなわち、HT780の疲労特性は、修正Manson式によって安全側に予測できる。言い換えれば、HT780は優れた強度と靱性に見合う疲労特性が得られている。

応力範囲 $\Delta \sigma$ -破断寿命 N_f 関係を図3.6に示す。図中、●印は試験条件の $\Delta \varepsilon_f$ から図3.4の繰返し応力-ひずみ曲線を用いて得られた $\Delta \sigma$ を、■印は試験条件の $\Delta \varepsilon_f$ に縦弾性係数 E を乗じて得られた $\Delta \sigma$ (仮想弾性応力範囲)を示す。

実際の応力範囲(●印)の結果は、仮想弾性応力範囲(■印)の結果よりも下側に位置している。すなわち、仮想弾性応力範囲を評価指標に選定した場合、HT780は疲労特性を安全側に評価できない。したがって、繰返し応力-ひずみ曲線に基づく実際の応力範囲を用いて、素材の疲労特性を評価する必要がある。次節以降では、実際の応力範囲を用いて、溶接継手の疲労特性を予測する。

3. 3 小型十字溶接継手の疲労特性

3. 3. 1 試験体

使用鋼材は、HT780(板厚 100mm)と SM490A(板厚 16mm)である。HT780 は、板厚 100mm から 25mm に切削加工で減厚して用いた。使用鋼材の化学成分を表 3.2 に、使用鋼材の機械的性質を表 3.3 に示す。

小型十字溶接継手試験体³⁾を 図 3.7 に示す。いずれも箱形断面柱の製作で適用される 3 種類の溶接継手で、試験体長さ 600mm、試験体幅 50mm である。A,C 試験体は、HT780 柱フランジと SM490A 梁フランジをメタルアクティブガスアーク(MAG)溶接して十字形状にし、A 試験体は柱フランジ、C 試験体は梁フランジを主板としている。B 試験体は、HT780 柱フランジと SM490A 梁フランジを MAG 溶接し、HT780 柱フランジと SM490A ダイアフラムをエレクトロスラグ(ES)溶接して十字形状にし、柱フランジを主板としている。MAG 溶接には、従来溶接材料(JIS Z 3312 YGW11)と止端形状改良溶接材料(JIS Z 3313 YFW24)を使用した。ES 溶接には、490MPa 級のソリッドワイヤ(JIS Z 3312 YGW17)を使用した。溶接条件を表 3.4 に示す。なお、試験片は、A,B,C 各試験体を溶接した後、試験体から幅 50mm に切り出した。

小型十字溶接継手試験片の一覧を表 3.5 に示す。試験体形状として上述の 3 種類、止端形状として従来溶接材料を用いた場合(Y)、止端形状改良溶接材料を用いた場合(S)、グラインダーにより止端整形した場合(G)の 3 種類の組み合わせ、合計 6 種類を対象とし、同一種類の試験片は 4~8 本、試験片総数は 36 本である。表中、6 種類の試験片名称を()内に示す。なお、グラインダーにより止端整形した AG,CG 試験片は、溶接ビードの凹凸を無くすように滑らかに研削した。

3. 3. 2 試験方法

負荷には、電気油圧式疲労試験機を用い、三角波形の軸荷重制御の片振り疲労試験とした。主板の軸方向応力範囲 $\Delta \sigma = 200 \text{ MPa}$ 、周波数 10 Hz の場合を基準とし、周波数を一定のひずみ速度(約 $2\%/ \text{sec}$)になるように応力範囲に応じて変化させた。試験は、室温・大気中で行った。圧縮荷重時の座屈を防止するため、さらに、実際の荷重条件に近いと考えられる両振りに対して安全側の評価となることから、応力比は $R=0.1$ を基本とし、AG 試験片 8 本のうち 4 本は $R=0.5$ とした。B 試験体は、実機ディテールと合致させるために、主板を中心とした非対称形状となるが、偏心による曲げ応力の補正は行っていない。試験前に各試験片の溶接止端部をシリコンゴムによって 8 箇所型取りを行い、止端形状を測定し、弾性応力集中係数 K_t を算定した。き裂発生寿命 N_i を目視で確認することは困難であるため、溶接止端部から 10 mm 、試験片幅方向では両端から 12.5 mm 離れた位置にひずみゲージ(8 枚)を貼付し、試験中のき裂発生に伴うひずみ変化を測定した。本試験では、応力範囲 $\Delta \sigma$ を保持できなくなった場合の繰返し数として破断寿命 N_f を、全ひずみ範囲が初期値より 1% 低下した場合の繰返し数としてき裂発生寿命 N_i を定義した。 N_i の設定理由は 3.5 節で考察する。

3. 3. 3 試験結果

試験結果一覧を表 3.6 に、各試験片の応力範囲 $\Delta \sigma$ とき裂発生寿命 N_i 、破断寿命 N_f の関係を図 3.8(a), (b) に示す。図中には、比較のために、日本鋼構造協会(JSSC)の強度等級 D の疲労設計曲線⁴⁾を実線で、強度等級 E の疲労設計曲線⁴⁾を破線で、図 3.6 に示す平滑試験片の実際の $\Delta \sigma \cdot N_f$ 関係を◇印で示す。

図 3.8(a) に示す A 試験体、応力比 $R=0.1$ の場合、止端整形 AG 試験片の N_i 、 N_f が従来溶接材料 AY 試験片のその約 2 倍であるのに対して、止端形状改良溶接材料 AS 試験片の N_i 、 N_f は AY 試験片に比較して差異は認められない。AY、AS 試験片は、荷重非伝達型十字溶接継手の非仕上げの隅肉溶接継手⁴⁾に、AG 試験片はさらに止端仕上げした継手⁴⁾に対応すると考えられ、HT780 を用いた場合でも、これら継手の疲労設計曲線である強度等級 E、D で、それぞれ安全側に評価できると判断される。

図 3.8(b) に示す B 試験体、 $R=0.1$ の場合、BS 試験片の N_i は他の試験片に比較して小さく、早期のき裂発生が確認される。これは、後述するように、BS 試験片の弾性応力集中係数 K_t が他の試験片のそれより高いことに起因する。BS 試験片は、荷重非伝達型十字溶接継手の非仕上げの隅肉溶接継手⁴⁾に対応すると考えられ、HT780 を用いた場合でも、本継手の疲労設計曲線である強度等級 E で安全側に評価できると判断される。

図 3.8(b) に示す C 試験体、 $R=0.1$ の場合、CG 試験片の N_i 、 N_f は CS 試験片よりも

長寿命側に位置する。CS, CG 試験片は、それぞれ荷重伝達型十字溶接継手の非仕上の完全溶込み溶接継手およびさらに止端仕上した継手 4) に対応すると考えられ、HT780 を用いた場合でも、これら継手の疲労設計曲線である強度等級 E, D でそれぞれ安全側に評価できると判断される。

破壊モードは試験体によって異なり、A, C 試験体はすべて MAG 溶接止端部からき裂が発生するのに対して、B 試験体はすべて ES 溶接裏当金と主板の隅肉溶接止端部からき裂が発生した。試験片幅方向ではき裂発生箇所は試験片毎に異なるものの、いずれの試験片においても、溶接止端部に沿って多数発生したき裂が、幅方向に進展、合体した後、主板の板厚方向に進展して破断した。

以上より、HT780 を用いた小型十字溶接継手の疲労特性は、JSSC の継手形状に対応した強度等級の疲労設計曲線で予測できることが確認される。

溶接止端部のフランク角 θ と止端半径 ρ の関係を、図 3.9 に示す。図中に示すように、止端半径 ρ は微小な凹凸を無視し、止端部に接する円の半径として、フランク角 θ は止端部から 2mm の範囲内での接線角の最大値と最小値の平均値として決定した。図中で右下に位置するほど応力集中が小さい。各試験片の結果が位置する領域の模式図を、図 3.10 に示す。止端形状改良溶接材料 AS, CS 試験片は、従来溶接材料 AY 試験片に比較して、主にフランク角の改善効果が認められる。止端整形 AG, CG 試験片は、AY 試験片に比較して、止端半径の改善効果が認められる。き裂発生寿命、破断寿命が最も短い BS 試験片は、止端半径が小さく、フランク角が大きく、かつそのばらつきも大きい。

フランク角 θ と止端半径 ρ から得られる各試験片の弾性応力集中係数 K_t の分布を図 3.11 に示す。 K_t の算定には、境界要素法による 2 次元弾性解析で導出された(3.6)式 5) を用いた。本式は、非荷重伝達型の溶接継手を対象とした算定式であるが、簡便的に荷重伝達型の試験片にも適用して統一的に評価した。本試験片では、き裂は溶接線に沿って多数発生した。したがって、き裂発生位置を 1 箇所に特定するのが困難であったため、各試験片の K_t は、それらの平均値を代表値として評価した。

$$K_t = 1 + \{1.348 + 0.397 \ln(S/t)\} Q^{0.467} f_\theta \quad \text{----- (3.6)}$$

$$f_\theta = \frac{1 - \exp\{-0.9\sqrt{(W/2h)} \cdot \theta\}}{1 - \exp\{-0.9\sqrt{(W/2h)}(\pi/2)\}}$$

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

$$W = t + 2h$$

$$S = t_p + 2h_p$$

t : 主板厚, t_p : 付加物の板厚,

h : 主板側の脚長, h_p : 付加物側の脚長

図中、各試験片の K_t の平均値を横直線で示す。特に、BS 試験片では、ES 溶接の裏

当金溶接部と MAG 溶接部を分けて示しているが、き裂発生の起点である裏当金溶接部の K_t は極めて高い。なお、疲労特性に及ぼす K_t の影響は、3.5 節で考察する。

3. 4 実大柱梁十字骨組の疲労特性

3. 4. 1 試験体

使用鋼材の機械的性質を表 3.7 に示す。実大柱梁十字骨組試験体⁶⁾を図 3.12 に示す。□-350×32(HT780)の箱形断面柱に、H-500×200×19×32(SM490A)の H 形断面梁を MAG 溶接⁷⁾した柱梁十字骨組である。HT780 は板厚 100mm(化学成分は表 3.2 参照)から 32mm に切削加工で減厚して用いた。試験体数は 3 体(D,E,F 試験体)で、引張側柱フランジ溶接止端部における応力範囲を $\Delta\sigma=200\sim400\text{MPa}$ と変化させた。溶接条件を表 3.8 に示す。MAG 溶接には、従来溶接材料(JIS Z 3312 YGW11)を、ES 溶接には 490MPa 級のソリッドワイヤ(JIS Z 3312 YGW17)を使用した。F 試験体($\Delta\sigma=400\text{MPa}$)の箱形断面柱は、応力範囲を増大させるために、H 形断面梁交差部から左右 300mm の範囲の柱板厚を 16mm に減厚し、柱断面サイズを□-318×16 とした。なお、グラインダーによる止端整形は行っていない。

3. 4. 2 試験方法

負荷には、電気油圧式疲労試験機を用い、3 点曲げで三角波形の荷重制御の片振り疲労試験とした。試験は、室温・大気中で行い、引張側柱フランジの溶接止端部における応力範囲 $\Delta\sigma$ を制御した。実際の荷重条件に近いと考えられる両振りに対して安全側の評価ができることから、応力比は $R=0.1$ とした。試験前に各試験体の止端形状を 20 箇所測定し、弾性応力集中係数 K_t を算定した。き裂発生寿命 N_i を目視で確認することは困難であるため、柱フランジの溶接止端部から 10mm 離れた位置にひずみゲージを貼付し、試験中のき裂発生に伴うひずみ変化を測定した。本試験では、応力範囲 $\Delta\sigma$ を保持できなくなった場合の繰返し数として破断寿命 N_f を、全ひずみ範囲が初期値より 1%低下した場合の繰返し数としてき裂発生寿命 N_i を定義した。 N_i の設定理由は 3.5 節で考察する。

3. 4. 3 試験結果

試験結果一覧を表 3.9 に、各試験体の応力範囲 $\Delta\sigma$ とき裂発生寿命 N_i 、破断寿命 N_f の関係を図 3.13 に示す。図中には、比較のために、JSSC の強度等級 E の疲労設計曲線⁴⁾を実線で、強度等級 F を破線で、強度等級 G を点線で、図 3.6 に示す平滑試

試験片の実際の $\Delta \sigma \cdot N_f$ 関係を◇印で示す。本試験体の $\Delta \sigma \cdot N_f$ 関係は、平滑試験片のそれに比較してかなり低下し、JSSC の疲労設計曲線である強度等級 F に対応することが確認される。したがって、3 試験体の結果からの評価ではあるが、本試験体の疲労設計曲線として上記等級を採用できると判断される。また、 N_f は小型試験片に比較して小さく、 N_f の 1/5～1/15 程度となり、早期のき裂発生が確認される。これは、後述するように、本試験体の弾性応力集中係数 K_t が小型試験片のそれより高いことに起因する。破壊モードはいずれの試験体においても同様で、引張側柱フランジの MAG 溶接止端部の幅方向中央からき裂が発生し、柱の板厚方向に十分な深さに進展し、破断と判定した。

溶接止端部のフランク角 θ と止端半径 ρ の関係を、図 3.14 に示す。試験体に関わらず、フランク角 θ はほぼ $45 \sim 75^\circ$ の範囲内に、止端半径 ρ は 1.5mm 以下の範囲内に収まっている。図中には、比較のために本試験体と同様に MAG 溶接止端部からき裂が発生して破断した AY 試験片の結果を示す。本試験体と同様な非荷重伝達型の AY 試験片の結果は、図中の右下に位置する。2 次元弾性解析結果 ⁵⁾ より算定した本試験体の弾性応力集中係数は $K_t = 3 \sim 11$ の範囲内で、平均値は $K_t = 5.8$ であり、AY 試験片の平均値 $K_t = 3.1$ と比較するとかなり高い。なお、疲労特性に及ぼす K_t の影響は、3.5 節で考察する。

3. 5 考察

3. 5. 1 弾性応力集中係数の影響

本節では、前節までの素材平滑試験片の疲労試験、小型十字溶接継手疲労試験および実大柱梁十字骨組疲労試験の結果から、溶接継手の疲労特性を定量的に評価する。

平滑試験片、小型十字溶接継手試験片(以下、小型試験片と言う)、実大柱梁十字骨組試験体(以下、実大試験体と言う)の $\Delta \sigma \cdot N_f$ 関係を比較して、指定された破断寿命 N_f での疲労強度減少係数 K_f を(3.7)式で定義する。

$$K_f = \frac{N_f \text{での平滑試験片の疲労強度}}{N_f \text{での溶接継手の疲労強度}} \quad \text{-----}(3.7)$$

ここで、平滑試験片の疲労強度 $\Delta \sigma$ は図 3.6 の実際の $\Delta \sigma \cdot N_f$ 関係から、溶接継手(小型試験片と実大試験体)の疲労強度 $\Delta \sigma$ は図 3.8 と図 3.13 の $\Delta \sigma \cdot N_f$ 関係から得られる。平滑試験片の 10^6 (cycles)における $\Delta \sigma$ は、実験結果がないことから図 3.6 の $\Delta \sigma \cdot N_f$ 関係を直線近似して得た。

溶接継手の疲労強度減少係数 K_f と弾性応力集中係数 K_t の関係を、破断寿命 N_f をパラメータとして図 3.15 に示す。 K_t は、3.5.2 項で述べるように、低サイクル領域では、

その有効性を失うが、参考として、 $10^3(\text{cycles})$ における結果についても、高サイクル領域の場合と同様にして算定した。小型試験片の場合、 K_t が小さい範囲で K_f は K_t とほぼ等しい。しかし、 K_t の増大に伴い、 $K_f=K_t$ の直線よりも下側に位置するようになる。この傾向は N_f の減少に伴い顕著になる。一方、実大試験体の場合、小型試験片と定性的に同じ傾向を示しており、同じ N_f に対する K_f の値は小型試験片よりも高い。

ここで、全ひずみ範囲が初期値より $\alpha\%$ 低下した場合の繰返し数として溶接継手のき裂発生寿命 N_i を、引張側荷重が定常状態($N_f/2$ 近傍)より $\beta\%$ 低下した場合の繰返し数として平滑試験片の N_i を定義する。各試験体のき裂発生寿命 N_i の破断寿命 N_f に対する比 N_i/N_f と、弾性応力集中係数 K_t の関係を図 3.16 に示す。各試験体の N_i/N_f は、 α 、 β の大きさに関わらず、 K_t の増大に伴い低下し、同じ K_t に対しては、 α 、 β の減少に伴い N_i/N_f は低下する。

き裂発生寿命として、ひずみ値が初期値より、5%低下した値などが多く用いられているが、本研究では、既往研究との整合性を考慮してき裂発生寿命を定義した。HT80の平滑試験片のひずみ制御疲労試験結果⁹⁾では、 N_i と N_f の関係は(3.8)式となる。

$$N_i = 0.657 N_f^{0.953} \quad \text{-----}(3.8)$$

(3.8)式は $\beta=1\%$ とした場合の結果とほぼ良い対応を示す。 $N_f=10 \sim 10^5(\text{cycles})$ で(3.8)式は、ほぼ(3.9)式となる。

$$N_i = 0.6 N_f \quad \text{-----}(3.9)$$

(3.9)式は、上記の平滑試験片($K_t=1$)の結果($0.55 < N_i/N_f < 0.65$)と一致する。さらに、 $\alpha=1\%$ とした場合、平滑試験片と溶接継手の N_i/N_f が、 K_t と一義的な対応を示すことから、平滑試験片、小型試験片、実大試験体のき裂発生寿命 N_i に関する本定義は、妥当であると判断される。そこで、平滑試験片の N_i を(3.9)式で定義し、以下ではこれを基準として、溶接継手の N_i を検討する。

N_f をパラメータとした $N_i/N_f \sim K_t$ 関係を図 3.17 に示す。同一の K_t に対する N_i/N_f は、 N_f の減少に伴い低下している。

平滑試験片と溶接継手の $\Delta \sigma \cdot N_i$ 関係を比較して、指定されたき裂発生寿命 N_i での疲労強度減少係数 K_i を(3.10)式で定義する。

$$K_i = \frac{N_i \text{での平滑試験片の疲労強度}}{N_i \text{での溶接継手の疲労強度}} \quad \text{-----}(3.10)$$

ここで、平滑試験片の疲労強度 $\Delta \sigma$ は、図 3.6 の実際の $\Delta \sigma \cdot N_f$ 関係に(3.9)式を適用した $\Delta \sigma \cdot N_i$ 関係から、溶接継手の疲労強度 $\Delta \sigma$ は図 3.8 と図 3.13 の $\Delta \sigma \cdot N_i$ 関係から得られる。平滑試験片の $10^6(\text{cycles})$ における $\Delta \sigma$ は、実験結果がないことから $\Delta \sigma \cdot N_i$ 関係を直線近似して得た。

溶接継手の疲労強度減少係数 K_i と弾性応力集中係数 K_t の関係を、き裂発生寿命 N_i をパラメータとして図 3.18 に示す。 K_t は、3.5.2 項で述べるように、低サイクル領域では、その有効性を失うが、参考として、 $10^3(\text{cycles})$ における結果についても、高サ

イクル領域の場合と同様にして算定した。 K_f - K_t 関係(図 3.18)を K_f - K_t 関係(図 3.15)と比較すれば、 N_i による差異は小さく、小型試験片と実大試験体による相違も顕著でなくなることがわかる。ただし、図 3.18 に実線で上限と下限を示すように、 N_i による差異は相変わらず存在する。上限は $K_f=K_t$ 、下限は $K_t=6$ の場合に $K_f=3$ 程度である。

すなわち、き裂発生寿命 N_i 基準の疲労強度減少係数 K_f は、 $K_f=K_t$ とすれば、すべての場合に安全側の予測となる。詳細には、弾性応力集中係数 K_t が低い場合($K_t=2$)には、 N_i に無関係に $K_f=K_t$ となる。 K_t が高い場合($K_t=6$)には、高サイクル疲労($N_f=10^6$ cycles)で $K_f=K_t$ 、低サイクル疲労($N_f=10^3$ cycles)で $K_f=K_t/2$ とすれば、かなり正確に予測できる。

3. 5. 2 溶接継手の疲労特性

弾性応力集中係数 K_t は弾性体に対する定義であり、実際の弾塑性体に対しては、応力集中係数 K_σ とひずみ集中係数 K_ϵ が定義される。 K_t 、 K_σ 、 K_ϵ の関係として、例えば(3.11)式の Neuber 則⁹⁾が知られている。

$$K_t^2 = K_\sigma \cdot K_\epsilon \quad \text{-----}(3.11)$$

弾性ひずみ支配の荷重制御の高サイクル疲労の場合、 $K_t = K_\sigma = K_\epsilon$ となり、 $K_f=K_\sigma$ が、塑性ひずみ支配のひずみ制御の低サイクル疲労の場合、 $K_\sigma < K_t < K_\epsilon$ となり、 $K_f=K_\epsilon$ が成立すると考えられる。上記の K_f - K_t 関係に及ぼす K_t と N_i の影響は、図 3.19 に示すように、この特性を反映した結果である。

溶接継手を対象とした場合、溶接継手全体が弾塑性挙動を示すことは有り得ないため、荷重制御の疲労試験が基本であり、ひずみ制御の低サイクル疲労試験の実施は、实际的ではない。そこで、実際の弾塑性体で塑性ひずみが支配的となる低サイクル疲労の場合に、 K_t に代わり、切欠底のひずみ集中(K_ϵ)から溶接継手の疲労特性を把握する方法がしばしば用いられる。切欠底のひずみ集中を把握する手段としては、(3.11)式の Neuber 式を用いる方法の他に、Hardrath-Ohman-Stowell の式^{10,11)}を用いる方法、公江らの式¹²⁾を用いる方法、FEM 解析から算定する方法、FEM 解析結果から導いたひずみ推定式を用いる方法^{13,14)}、ひずみゲージを用いて実験的に実測する方法などが挙げられる。ただし、これらの場合に、評価の対象は破断寿命 N_f である。

破断寿命 N_f はき裂発生寿命 N_i とき裂進展寿命 N_c の和である。き裂は、溶接止端部に発生するから、き裂発生寿命 N_i は弾性応力集中係数 K_t またはひずみ集中係数 K_ϵ に支配される。図 3.17 に示したように N_i/N_f は K_t の増大と N_f の減少に伴い低下し、実大試験体では 1/5～1/15 程度となる。すなわち、 K_t が高い小型試験片と実大試験体の低サイクル疲労では、 $N_i \ll N_f$ で、 $N_f=N_c$ と見なしてよい。

一方、発生したき裂は速やかに応力集中場から逸脱するから、き裂進展寿命 N_c は K_t または K_ϵ と直接に関係しない。 K_f - K_t 関係(図 3.15) が K_f - K_t 関係(図 3.18)と比較

して大きな変動を示すのは、 N_e の寄与にほかならない。 $K_f=K_t$ とすれば、すべての場合に安全側の予測となる。この予測は、高サイクル疲労($N_f=10^5\sim 10^6$ cycles)では妥当であるが、低サイクル疲労($N_f=10^3\sim 10^4$ cycles)ではあまりに裕度が大きすぎる。

溶接止端部には残留応力が存在し、引張残留応力は N_e を減少させ、圧縮残留応力はこれを増大させるものの、残留応力は N_f には影響を及ぼさない¹⁵⁾ことが知られている。高サイクル疲労の場合は、 N_f/N_e が大きく N_e が支配的でないことから、疲労特性に及ぼす残留応力の影響は小さいと考えられる。低サイクル疲労の場合は、 N_f/N_e が小さく N_e が支配的となるものの、繰返し履歴に伴い残留応力が緩和されることから、疲労特性に及ぼす残留応力の影響は小さいと考えられる。

以上の結果から、鋼構造建築物の小型から実大柱梁十字骨組に及ぶ溶接継手の疲労特性が明らかにされた。疲労特性は基本的に溶接止端部の弾性応力集中係数 K_t に支配され、疲労強度減少係数 K_f に及ぼす試験片寸法の影響は顕著でない。したがって、高サイクル疲労の場合には、試験片寸法に関わらず、 K_t から K_f の評価が可能となり、直接に構造設計に利用できる。しかし、低サイクル疲労の場合に、 K_t を用いて K_f を見積もることは、過度に安全側の予測となる。これは、塑性ひずみ支配の低サイクル疲労において K_t が有効でなくなること、高い K_t の小型試験片や実大試験体においてき裂進展寿命が支配的になることに起因している。

塑性ひずみ支配の低サイクル疲労の場合に、 K_t に代わってひずみ集中係数 K_ϵ を算定することは、解析的であれ、実験的であれ、多大の労力、経費を要することとなり、費用対効果の観点からも望ましいとは言えない。特に、 K_t が高い場合は、き裂発生寿命の破断寿命に占める割合は小さく、大半がき裂進展寿命となることに着目し、き裂進展寿命を用いて、疲労特性を評価することが合理的となる。

3. 6 結言

本章では、建築用鋼材HT780を用いて、素材の平滑試験片を用いたひずみ制御疲労試験、小型十字溶接継手およびこれら溶接継手を有する実大柱梁十字骨組試験体を用いた荷重制御の片振り疲労試験を実施し、溶接継手の疲労特性を明らかにするとともに、破断寿命とき裂発生寿命に着目して、高サイクルから低サイクルにわたり、溶接継手の疲労強度減少係数に及ぼす弾性応力集中係数の影響を明らかにした。得られた結果を要約すると以下のとおりである。

- (1)全ひずみ範囲・破断寿命関係と繰返し応力・ひずみ曲線に代表される HT780 の基本的な疲労特性を明らかにした。HT780 は、繰返し軟化特性を示し、全ひずみ範囲・破断寿命関係は、修正 Manson 式によって安全側に予測できる。

- (2)溶接継手では、溶接止端部からき裂が発生し、疲労特性は基本的に、溶接継手ディテールというよりもむしろ溶接止端部の弾性応力集中係数 K_t に支配され、試験片寸法の影響は顕著でない。疲労特性に及ぼす試験体形状、溶接条件、止端形状の影響は、実測した止端形状から算定した弾性応力集中係数 K_t によって、定性的に予測できる。
- (3)HT780 を用いた小型十字溶接継手の疲労特性は、日本鋼構造協会(JSSC)の継手形状に対応した強度等級の疲労設計曲線で予測できる。また、HT780 を用いた実大柱梁十字骨組試験体の疲労設計曲線は、JSSC の疲労設計曲線である強度等級 F に対応する。
- (4)破断寿命 N_f 基準の疲労強度減少係数 K_f は、 $K_f=K_t$ と見なせば安全側の予測となる。しかし、 N_f の減少に伴い、特に、低サイクル疲労で K_t が高い場合には、過度の安全側の予測となり、裕度も大きくなりすぎる。
- (5)き裂発生寿命 N_i 基準の疲労強度減少係数 K_i は、 $K_f=K_t$ と見なせば安全側の予測となる。 N_f 基準の K_f と比較して、低サイクル疲労の場合の裕度は大きくない。これは、き裂進展寿命 N_c の影響がないためである。
- (6)鋼構造建築物の溶接継手を対象とした場合、高サイクル疲労では、溶接止端部の弾性応力集中係数 K_t から疲労特性を評価できる。これに対して、低サイクル疲労の場合は、き裂進展寿命 N_c の破断寿命 N_f に占める割合が高くなるため、き裂進展寿命を用いて疲労特性を評価することが合理的である。

参考文献

- 1)日本建築学会：1995年兵庫県南部地震災害調査速報，1995.3
- 2)S.S.Manson：Low Cycle Fatigue, ASTM STP 942, pp.15～39, 1988
- 3)瀬戸厚司，萩原行人，山下達雄，深沢隆：HT780鋼の建築構造部材への適用研究(その8 溶接部の疲労特性とその評価)，日本建築学会大会学術講演梗概集(関東)，pp.1167～1168, 1993.9
- 4)日本鋼構造協会：鋼構造物の疲労設計指針・同解説，1993.4
- 5)辻勇：非荷重伝達型すみ肉溶接継手の止端部の応力集中係数の推定式，西部造船会々報，第80号，pp.241～251, 1990.5
- 6)瀬戸厚司，萩原行人，深沢隆，田沼良一：HT780鋼の建築構造部材への適用研究(その11 大型モデル試験体の疲労特性)，日本建築学会大会学術講演梗概集(東海)，pp.1405～1406, 1994.9
- 7)白井薫，金谷研，尾上久浩，堀井行彦：HT780鋼の建築構造部材への適用研究(その5 梁フランジ溶接工法の開発)，日本建築学会大会学術講演梗概集(関東)，pp.1161～1162, 1993.9
- 8)飯田国広，井上肇：低サイクル疲労寿命の分布形状に基づいた疲労設計曲線の一考察，日本造船学会論文集 第133号, pp.235～247, 1973.6
- 9) H.Neuber, Trans. ASME, Series E, 28-4, 1961
- 10)E.Z.Stowell：Stress and Strain Concentration at a Circular Hole in an Infinite Plate, NACA, TN2073, 1950
- 11)H.F.Hardrath, L.Ohman：A Study of Elastic and Plastic Stress Concentration Factors Due to Notches and Fillets in Flat Plate, NACA, TN2566, 1951
- 12)公江茂樹，中村宏，恒成利康：弾塑性解析に基づく切欠き平板の疲労寿命推定(K_σ と K_ϵ の関係およびS15C材のき裂発生寿命)，材料，第27巻，第300号，pp.847～852, 1978.9
- 13)征矢勇夫，高島弘教：繰返し荷重下での応力集中部の歪範囲推定式と疲労寿命推定法の検討，日本造船学会論文集 第155号，pp.324～333, 1984.6
- 14)征矢勇夫，高島弘教，横田彦二郎：繰返し荷重下での応力集中部の歪範囲推定式と疲労寿命推定法の検討(第2報)，日本造船学会論文集 第158号，pp.526～533, 1985.12
- 15)小林英男，轟章：コンパクト試験片の疲労き裂進展特性に及ぼす溶接残留応力の影響評価，材料 35巻 391号，pp.401～406, 1986
- 16)M.A.Miner：Cumulative Damage in Fatigue, Journal of Applied. Mech., Vol.12, pp.A159～A164, 1945.9

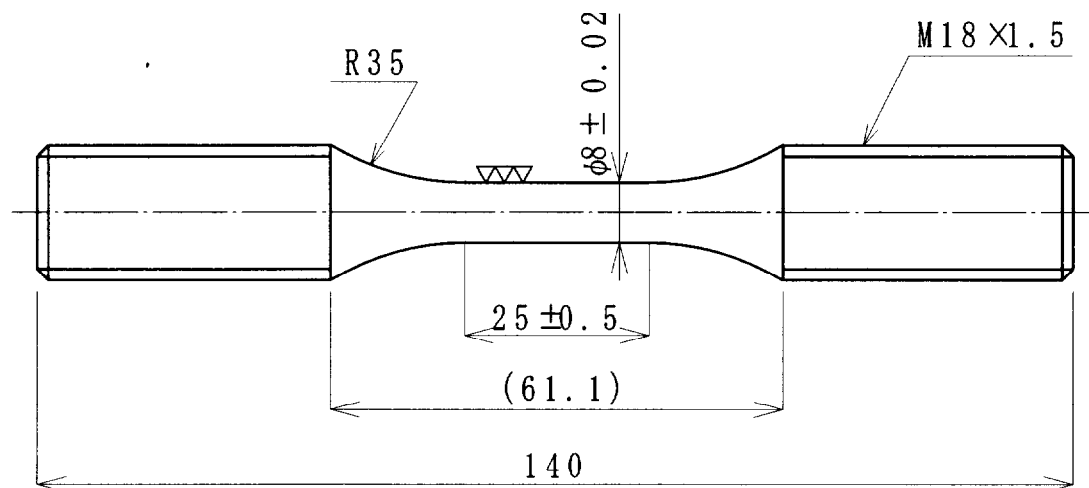


図 3.1 試験片

表 3.1 試験結果一覧

試験 片名	応力比 R	$\Delta \varepsilon_t$ (%)	$\Delta \sigma$ (MPa)	N_i (cycles)	N_f (cycles)
No1	-1	2.5	1382	476	794
No2		2.0	1332	762	1270
No3		1.6	1275	1253	2088
No4		1.2	1151	2312	3854
No5		1.0	1087	4024	6706
No6		0.8	1024	6156	10260
No7		0.6	957	23850	39750
No8		0.4	793	>60000	>100000

注) $\Delta \varepsilon_t$: 全ひずみ範囲, $\Delta \sigma$: 応力範囲, N_i : き裂発生寿命, N_f : 破断寿命

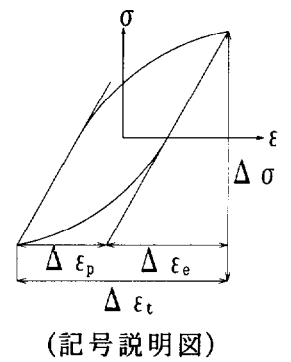
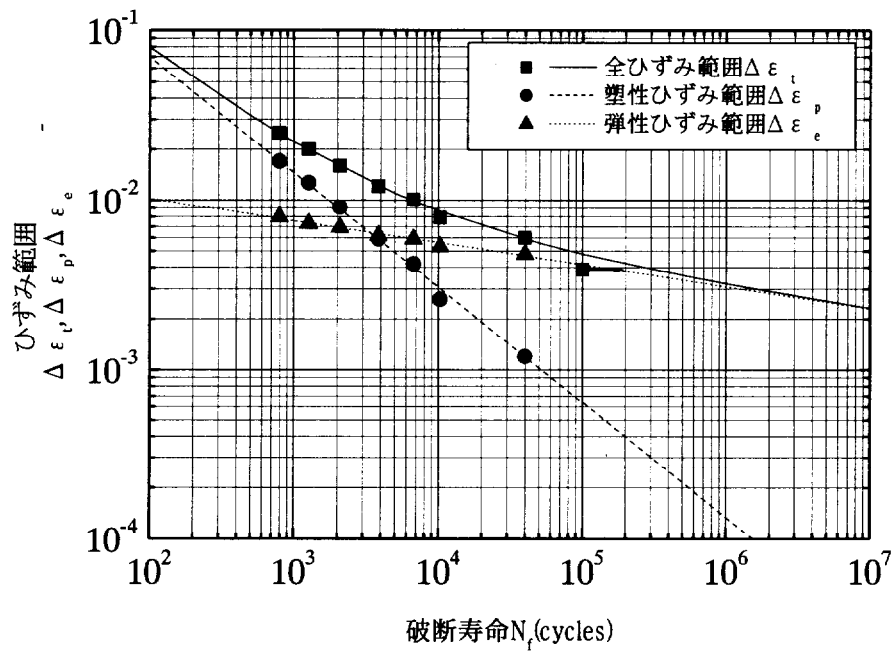


図 3.2 ひずみ範囲・破断寿命 N_f 関係

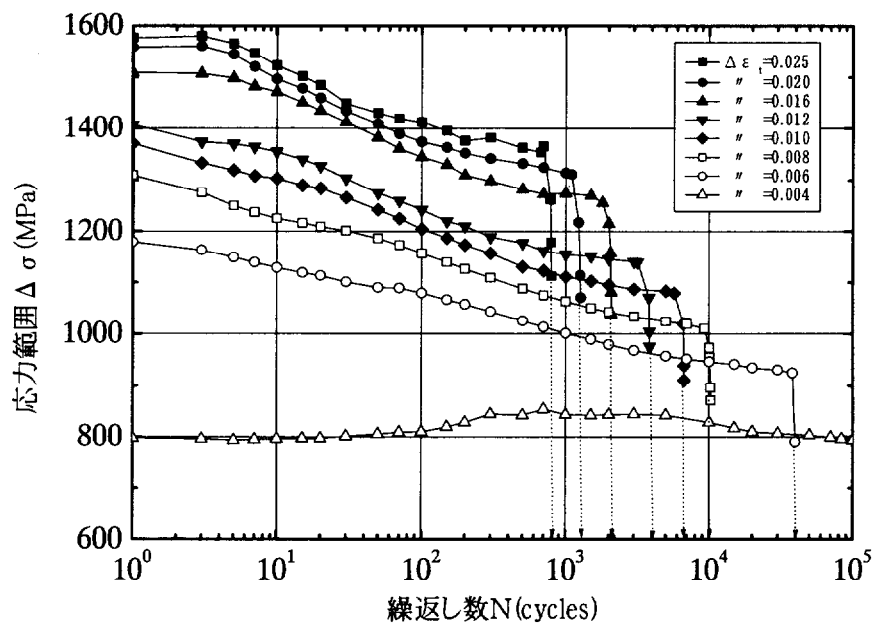


図 3.3 応力範囲 $\Delta \sigma$ ・繰返し数 N 関係

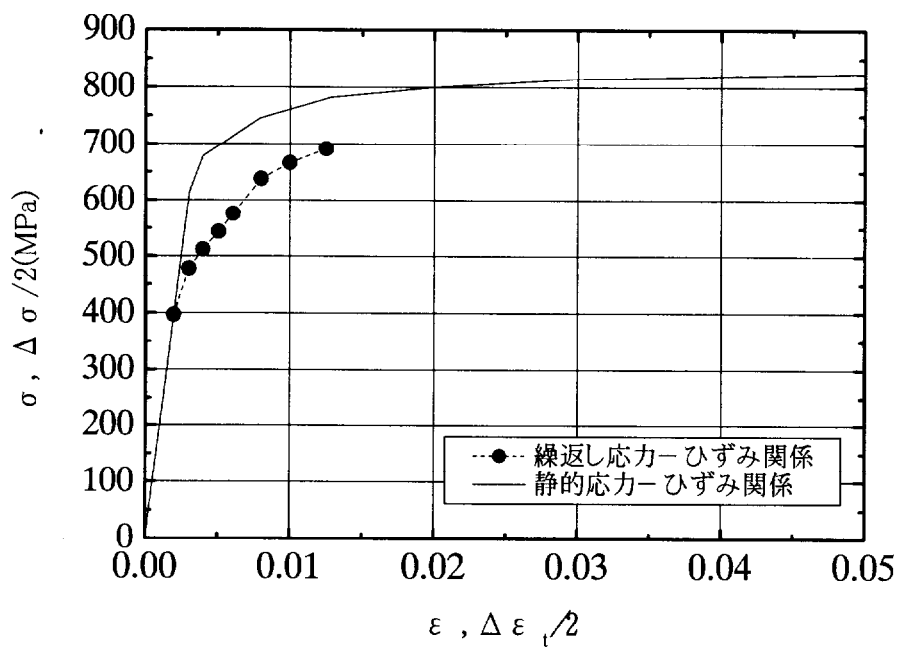


図 3.4 応力・ひずみ関係

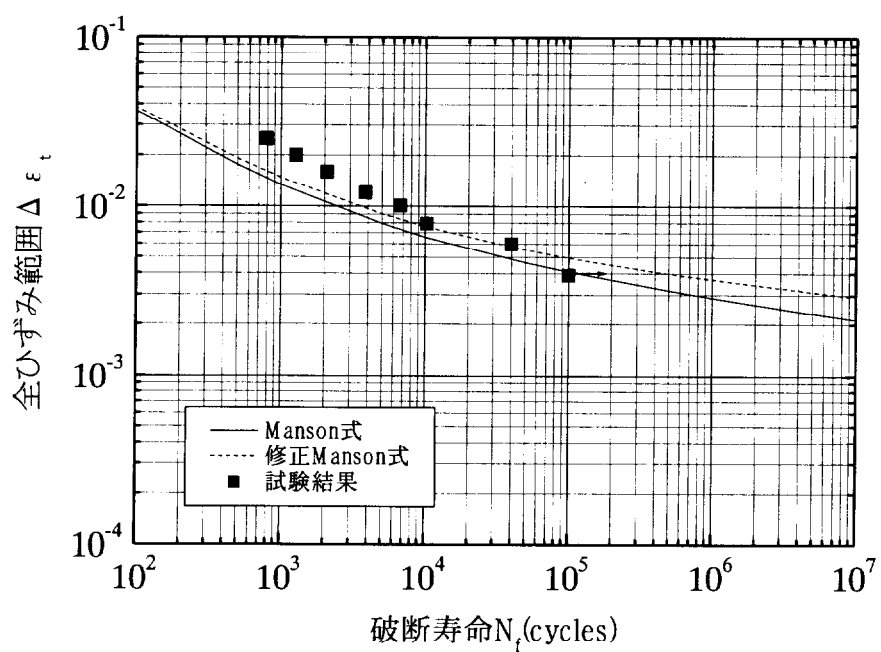


図 3.5 全ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_t$ -破断寿命 N_f 関係

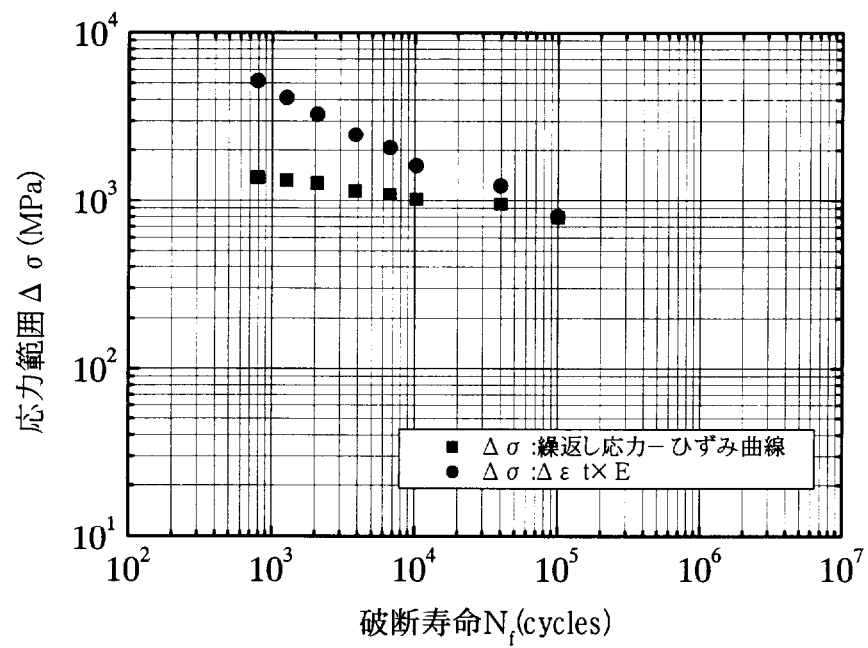


図 3.6 応力範囲 $\Delta\sigma$ ・破断寿命 N_f 関係

表 3.2 使用鋼材の化学成分

鋼 種	板厚 (mm)	化学成分 (mass%)									Ceq (%)
		C	S i	M n	P	S	C u	N i	C r	M o	
HT780	100	0.11	0.30	1.03	0.006	0.003	0.29	1.41	0.54	0.48	0.56

注) C_{eq}:炭素当量

表 3.3 使用鋼材の機械的性質

鋼種	板厚 (mm)	σ_y (MPa)	σ_B (MPa)	Y R (%)	E L (%)	E _{v0} (J)
HT780	100	657	805	82	24	189
SM490A	16	356	513	69	27	—

注) E_{v0}:0℃におけるシャルピー吸収エネルギー

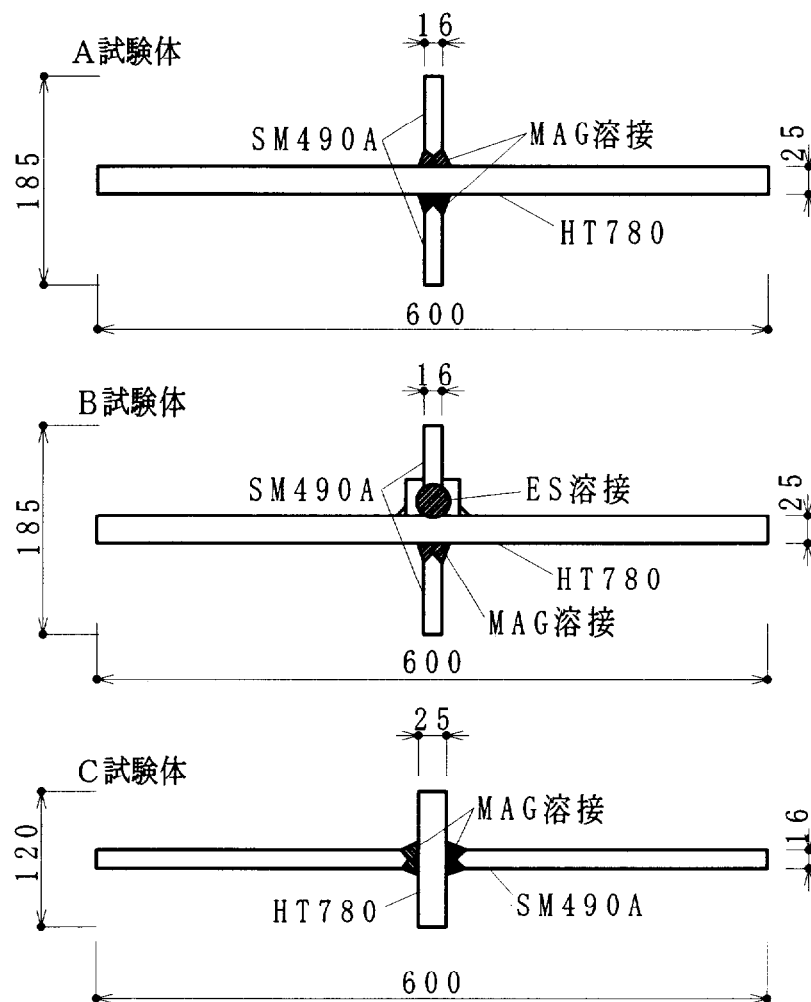


図 3.7 小型十字溶接継手試験体

表 3.4 溶接条件

溶接方法	電流 (A)	電圧 (V)	溶接速度 (cm/min)	入熱量 (kJ/cm)
MA G 溶接	240～260	36	30	17～19
E S 溶接	380	44	6.35	158

表 3.5 小型十字溶接継手試験片一覧

試験片 タイプ	従来溶接 材料(Y)	止端形状改良 溶接材料(S)	止端整形 (G)	合計
A 試験体	6(A Y)	4(A S)	8(A G)	18
B 試験体	—	6(B S)	—	6
C 試験体	—	6(C S)	6(C G)	12
合計	6	16	14	36

注1) 枠中の数値は試験片数を、()内は試験片名称を示す。

2) 応力比は R=0.1。ただし、AG試験片8本のうち4本はR=0.5。

表 3.6 試験結果一覧

試験体名	応力比 R	$\Delta \sigma$ (MPa)	N_i (cycles)	N_f (cycles)
AY-1	0.1	200	85000	171000
AY-2		250	—	87000
AY-3		150	—	961000
AY-4		300	22000	62200
AY-5		400	6800	27400
AY-6		600	1800	7550
AY-7		220	—	160000
AS-1		200	120000	238000
AS-2		250	47000	93900
AS-3		300	32000	64500
AS-4		400	11000	29700
AG-1		200	320000	527000
AG-2		400	28000	46800
AG-3		600	4000	10700
AG-4		300	54000	89000
AG-5		250	150000	241200
AG-6	0.5	350	35000	57300
AG-7		300	50000	76700
AG-8		200	240000	398300
AG-9		250	—	133000
BS-1	0.1	200	20000	110000
BS-2		250	10000	72000
BS-3		400	1500	28000
BS-4		300	5000	46000
BS-5		600	450	9000
BS-6		500	800	17000
CS-1		200	110000	191100
CS-2		300	—	89100
CS-3		250	76000	130400
CS-4		150	820000	1410000
CS-5		170	—	418300
CG-1		200	—	506800
CG-2		300	80000	130000
CG-3		250	170000	260000
CG-4		150	—	1490000

注)R:応力比, $\Delta \sigma$:応力範囲, N_i :き裂発生寿命, N_f :破断寿命

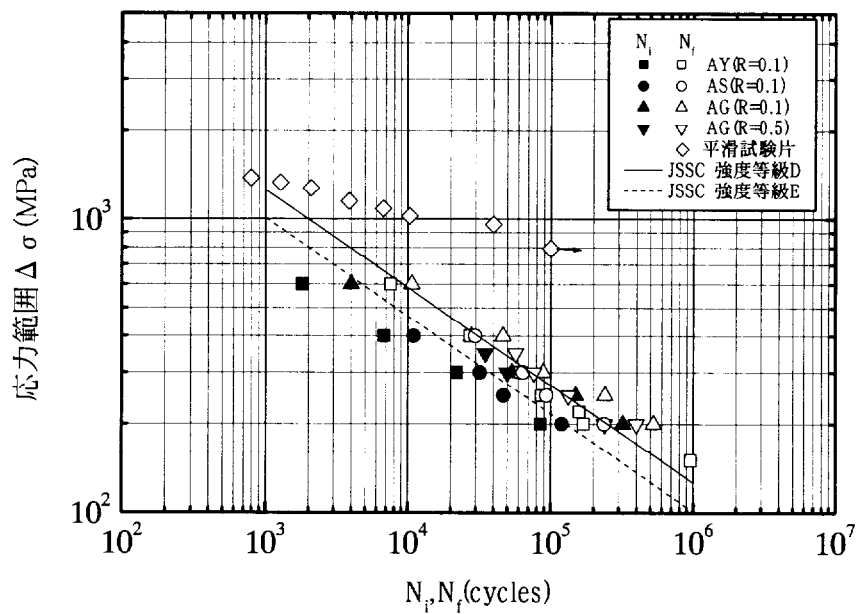


図 3.8(a) 応力範囲 $\Delta \sigma \cdot N_i$, N_f 関係(A 試験体)

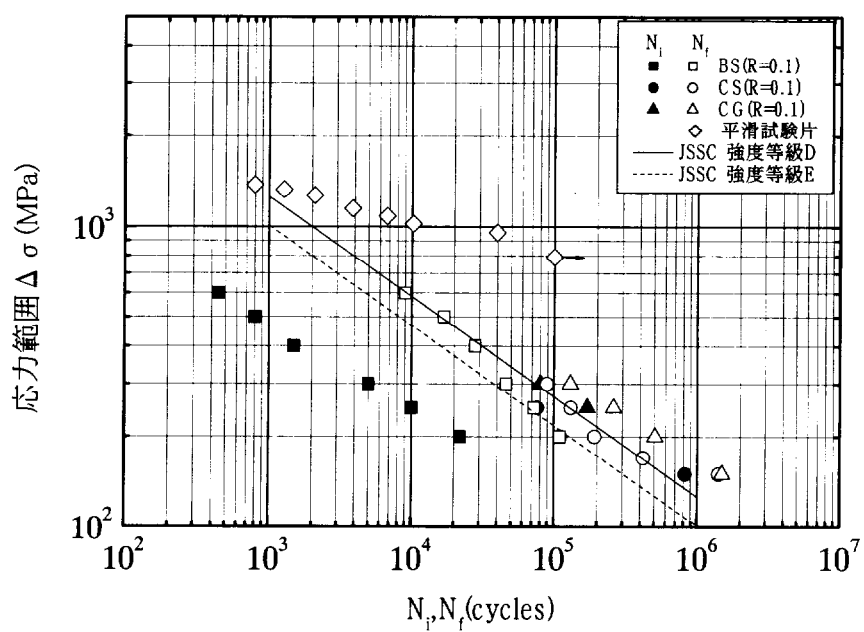


図 3.8(b) 応力範囲 $\Delta \sigma \cdot N_i$, N_f 関係(B, C 試験体)

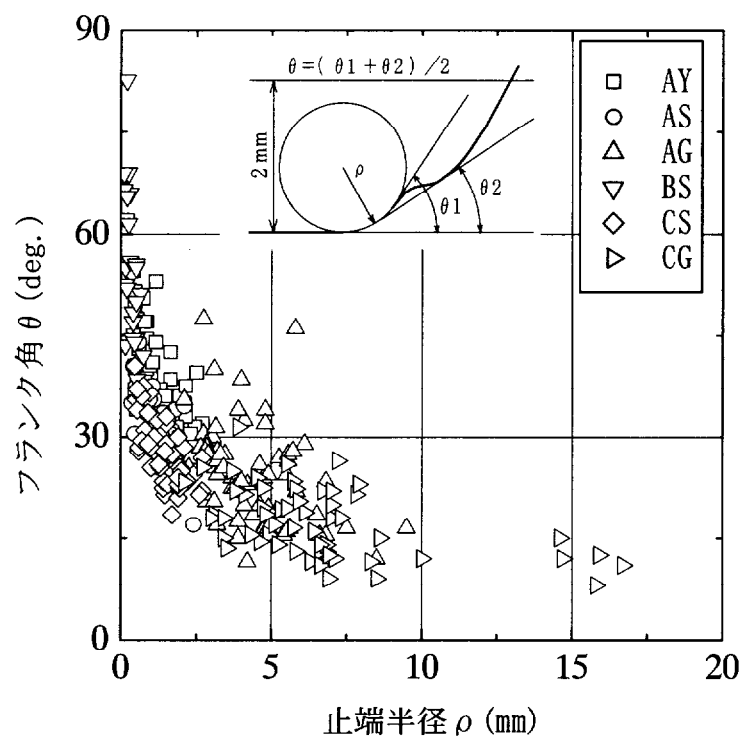


図 3.9 フランク角 θ ・止端半径 ρ 関係

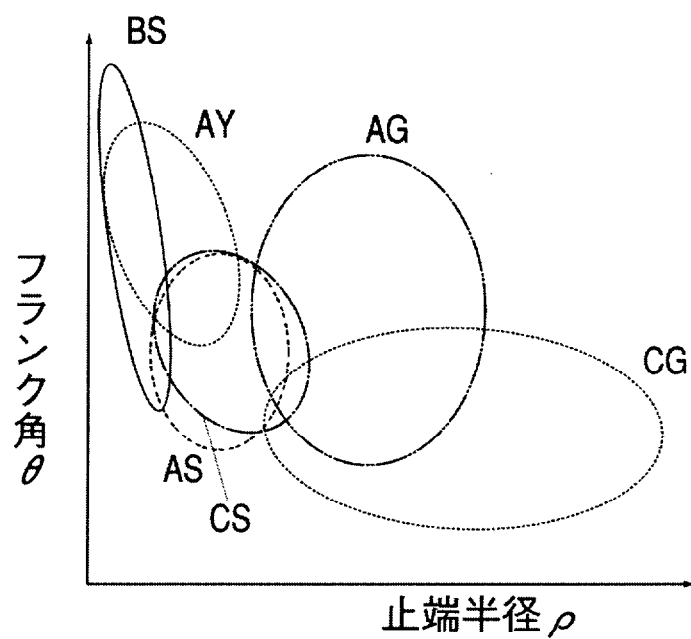


図 3.10 フランク角 θ ・止端半径 ρ 関係の模式図

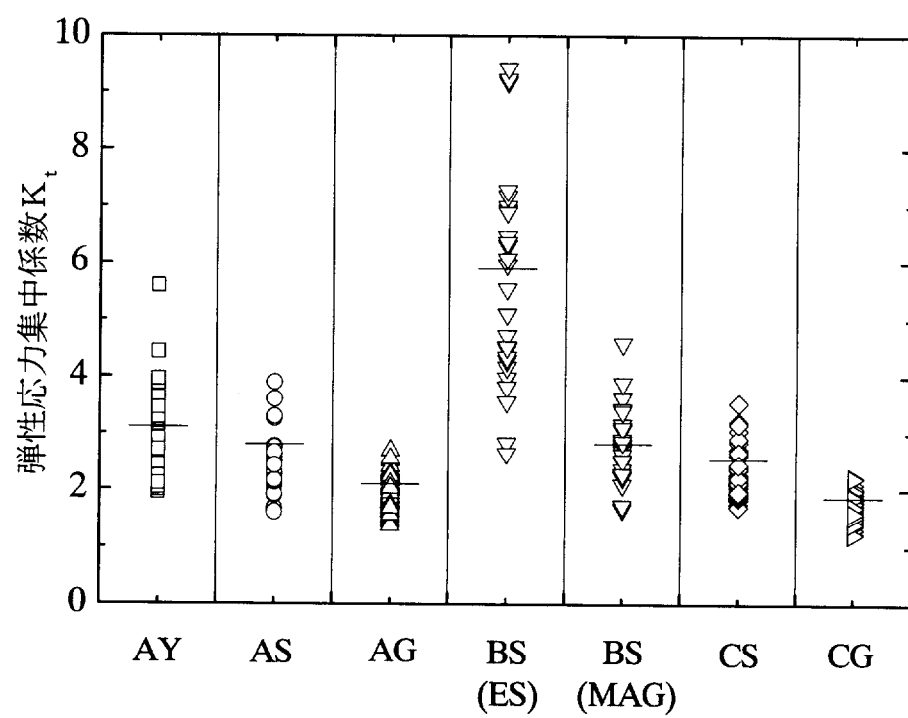


図 3.11 各試験片の弾性応力集中係数 K_t

表 3.7 使用鋼材の機械的性質

鋼種	板厚 (mm)	σ_y (MPa)	σ_B (MPa)	Y R (%)	E L u (%)	E L (%)
HT780	32	683	847	81	9	26
SM490A	32	350	513	68	—	30
	19	363	522	70	—	28

表 3.8 溶接条件

溶接方法	電流 (A)	電圧 (V)	溶接速度 (cm/min)	入熱量 (kJ/cm)
M A G 溶接	250~280	33	20~35	14~28
E S 溶接	380	52	1.35	875

表 3.9 試験結果一覧

試験体名	応力比 R	$\Delta \sigma$ (MPa)	N_i (cycles)	N_f (cycles)
D	0.1	195	12000	74160
E		270	4500	31700
F		410	970	16000

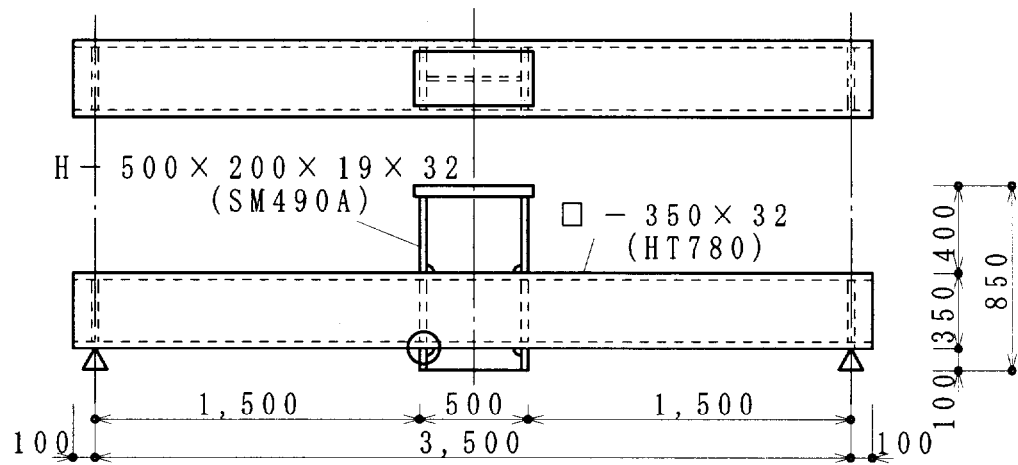


図 3.12(a) 実大柱梁十字骨組試験体(D,E 試験体)

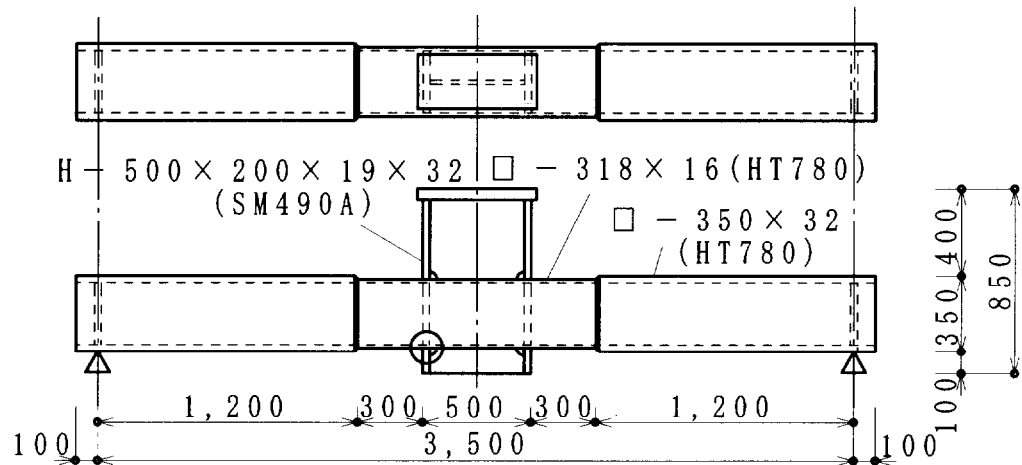


図 3.12(b) 実大柱梁十字骨組試験体(F 試験体)

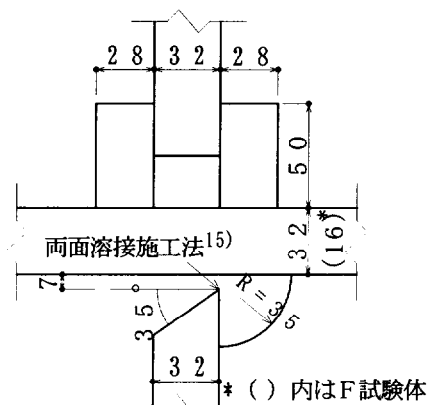


図 3.12(c) 接合部詳細(図 3.12(a),(b)中の○印部)

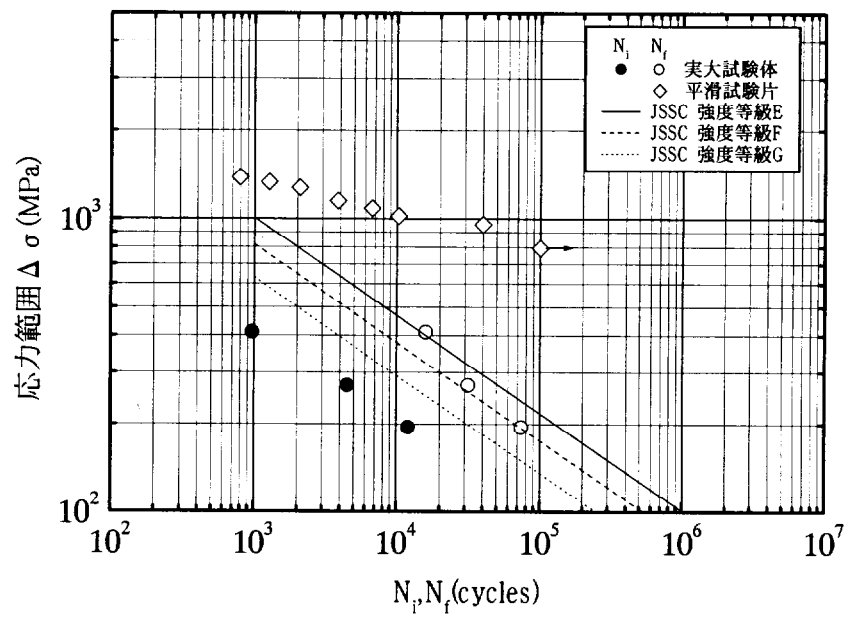


図 3.13 応力範囲 $\Delta \sigma \cdot N_i, N_f$ 関係

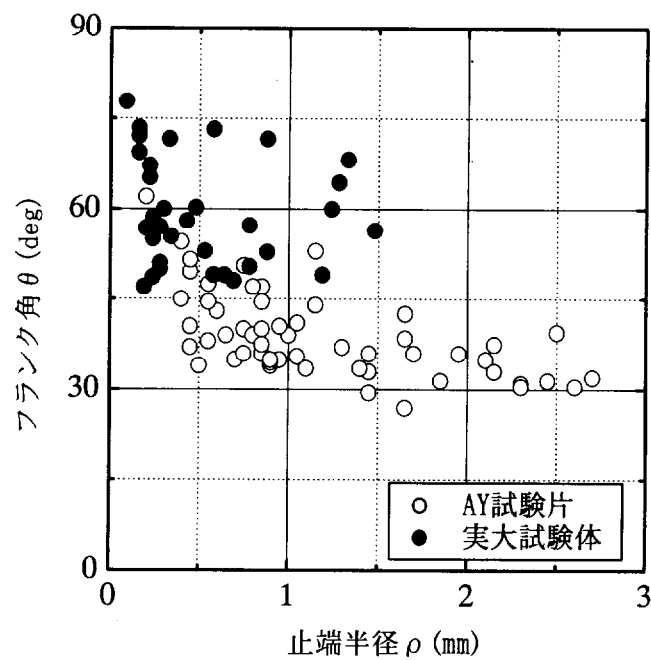


図 3.14 フランク角 $\theta \cdot$ 止端半径 ρ 関係

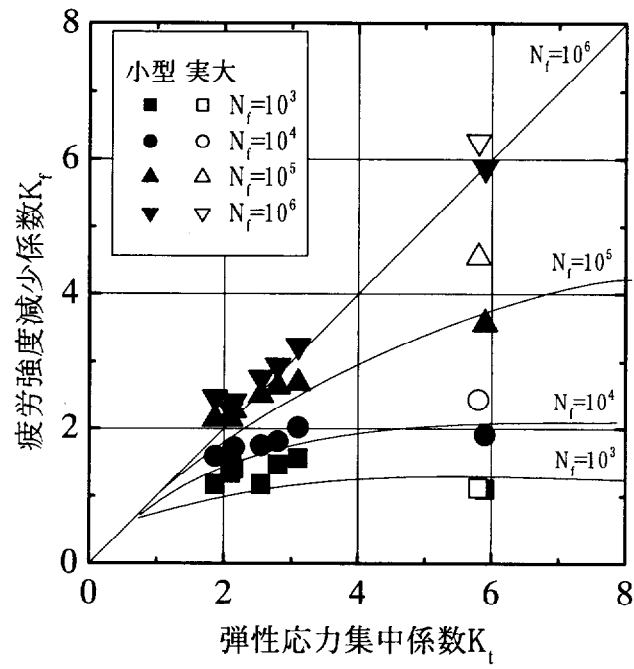


図 3.15 K_f - K_t 関係

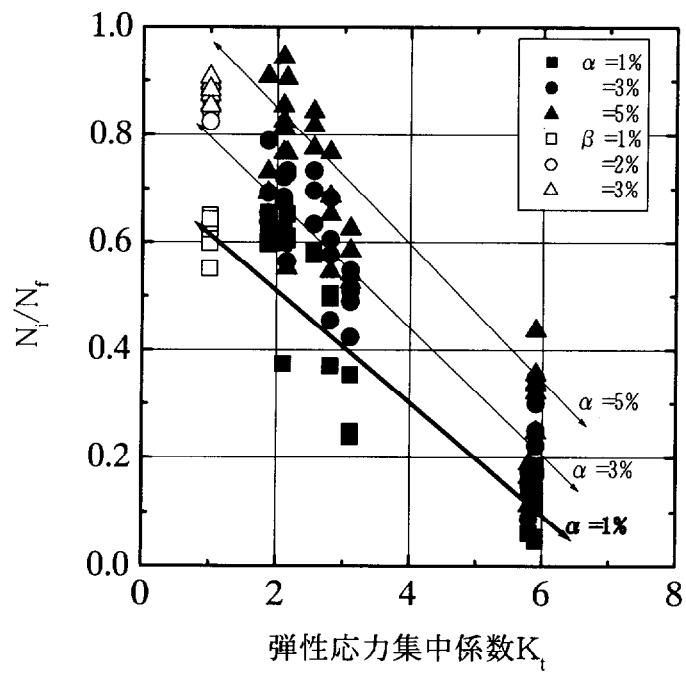


図 3.16 N_i/N_f - K_t 関係

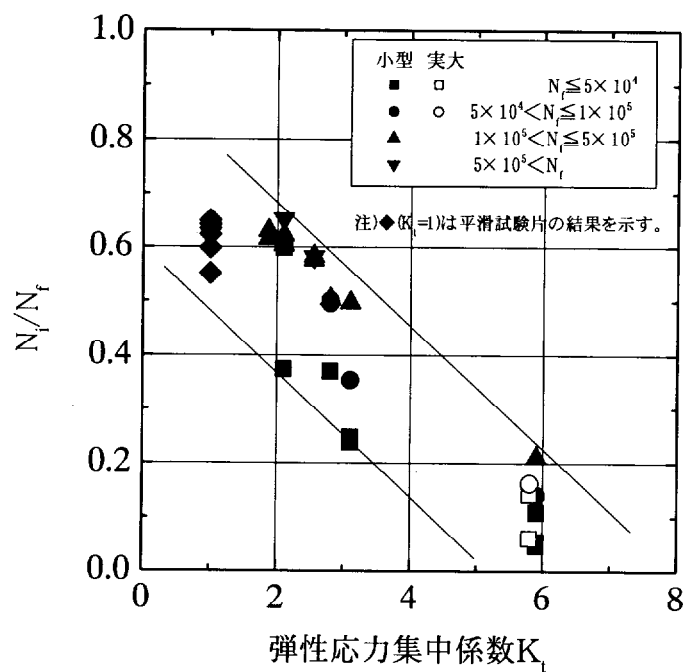


図 3.17 $N_i/N_f \cdot K_t$ 関係

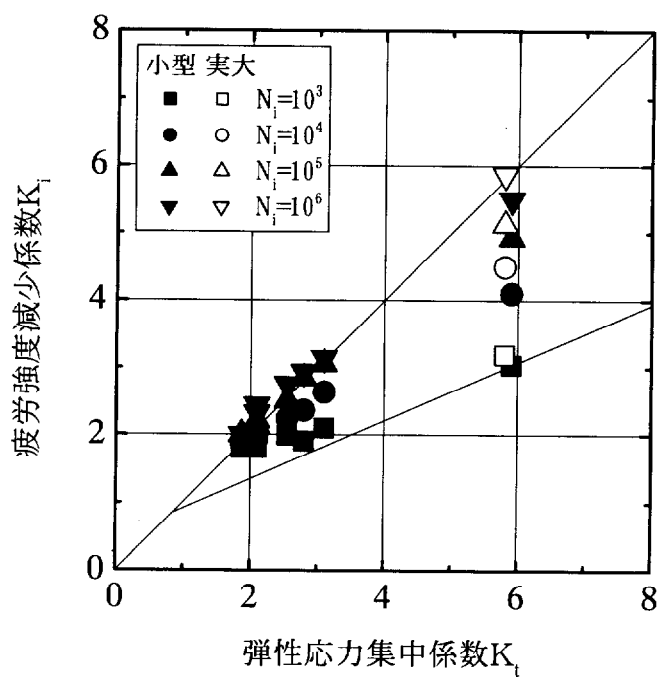
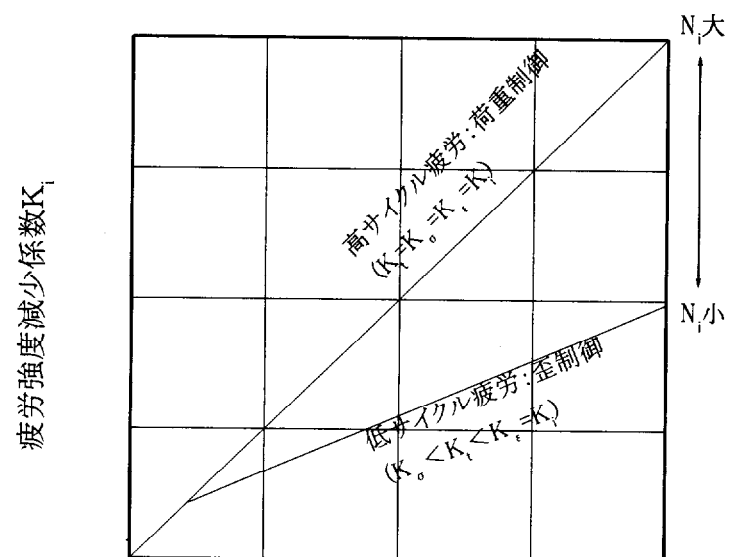


図 3.18 $K_f \cdot K_t$ 関係



弾性応力集中係数 K_t

図 3.19 K_f - K_t 関係模式図

第 4 章

極低サイクル疲労き裂進展特性評価と 構造健全性評価

4. 1 緒言

第3章において、高サイクル疲労では、溶接止端部の弾性応力集中係数 K_t から疲労特性を評価できること、低サイクル疲労の場合は、き裂進展寿命 N_c の破断寿命 N_f に占める割合が高くなるため、き裂進展寿命を用いて疲労特性を評価することが合理的であることを明らかにした。大規模の地震時には、主として低サイクル疲労(あるいは極低サイクル疲労)が、鋼構造建築物の損傷の主要因となると想定される。したがって、地震時の場合、疲労き裂進展特性に着目した評価が必要不可欠となる。

そこで、本研究では、地震時の鋼構造建築物を対象として、引張と圧縮の両振りの塑性変形が卓越する大規模降伏状態の極低サイクル疲労き裂進展特性を明らかにする。さらに、第3章の結論と併せて、高サイクルから極低サイクルの疲労損傷を考慮した構造健全性評価の基本的な考え方と手法について提案し、本手法の有効性を検証する。

一般に、疲労き裂発生起点となる溶接止端部には、残留応力が存在する。しかし、本研究で対象とする大規模降伏状態では、残留応力はほとんど消失すると考えられるから、その影響は論じない。

4. 2 試験片と試験方法

4. 2. 1 試験片

使用鋼材は、板厚 25mm の建築用鋼材 HT780 とした。使用鋼材の化学成分は、第2章に示す表 2.1 と、機械的性質は第2章に示す表 2.2 と同様である。極低サイクル疲労の試験片は、圧縮荷重時の座屈を防止するため、図 4.1 に示す環状き裂丸棒試験片とした。平行部直径 8mm、切欠底直径 7mm とし、機械加工による切欠先端半径は 0.1mm とした。試験片採取方向は L 方向とし、板厚中央部 ($t=25\text{mm}$) からの切削加工材とした。予め疲労予き裂を導入した試験片(以下、き裂材という)と導入しない試験片(以下、切欠材という)の2種類を用意した。試験片一覧を表 4.1 に示す。実験に先立ち、き裂材には、 $a_0/r \equiv 0.2$ (a_0 : 切欠と疲労予き裂深さ a_{pre} の和、 r : 平行部半径)の疲労予き裂を導入した(応力拡大係数範囲 $\Delta K \leq 27.4\text{MPa}\sqrt{m}$)。

比較のために実施した高サイクル疲労の試験片は、図 4.2 に示す ASTM 規格 E647¹⁾ の標準コンパクト (CT) 試験片(試験片幅 $W=50.8\text{mm}$ 、試験片厚さ $B=12.7\text{mm}$)とした。機械加工による切欠先端の形状は直線切欠で、切欠先端半径は 0.1mm とした。試験片採取方向は L-T 方向とし、板厚中央部 ($t=25\text{mm}$) からの切削加工材とした。実験に先立ち、試験片に $a_0/W \equiv 0.3$ (a_0 : 切欠と疲労予き裂深さ a_{pre} の和)の疲労予き裂を導入した(応力拡大係数範囲 $\Delta K \leq 20.1\text{MPa}\sqrt{m}$)。

4. 2. 2 試験方法

極低サイクル疲労試験には、容量±245kN の電気油圧式疲労試験機を使用した。繰返し速度は 0.05～0.1Hz，応力比は $R=-1$ ，0.05 とした。試験は室温・大気中で行い，荷重制御で， ΔP 一定試験(ΔP :荷重範囲)を行った。なお，試験片平行部にひずみゲージを貼付し，圧縮荷重負荷時の偏心を可能な限り起こさないように制御した。き裂開口変位は，試験片の対称位置にクリップゲージを2箇所取付けて測定し，その平均値とした。き裂深さを確認するため，複数試験片を用いて試験を途中で中断し，低 ΔK レベルの荷重で疲労破断させた。試験後の破面を光学顕微鏡で拡大撮影し，円周上8分割点の位置で測定した環状領域幅の平均値を，き裂深さ a とした。き裂深さが小さくて測定が困難な場合は，走査型電子顕微鏡(SEM)を用い，円周上4分割点の位置で測定した環状領域幅(ストレッチゾーン幅 SZW とディンプルゾーン幅 DZW の和，き裂が発生しない場合には SZW)の平均値を，き裂深さ a とした。

高サイクル疲労試験には，容量±98kN の電気油圧式疲労試験機を使用した。繰返し速度は 5～35Hz，応力比は $R=0.05$ ，0.5 とした。試験は室温・大気中で行い，荷重制御で， ΔK 漸減試験と ΔK 漸増試験(ΔP 一定試験)を行った。荷重漸減条件は，ASTM規格 E647¹⁾をほぼ満足するように行った。き裂長さは，試験を中断し，移動式の光学顕微鏡を用いて，試験片の両側面から測定し，その平均値とした。

4. 2. 3 繰返し J 積分の定義

一般に，小規模降伏状態の場合，疲労き裂進展特性は，応力拡大係数 K を用いて一義的に決定できる。しかし，小規模降伏状態を逸脱した大規模降伏状態の場合は， K を適用できない。そこで， K の代わりに，大規模降伏状態でも適用可能な破壊力学パラメータである J を用いて，疲労き裂進展特性を評価する。

除荷を伴う疲労に対して， J を以下のように定義した。Rice ら²⁾により，環状き裂丸棒試験片の J として，(4.1)式が示されている。

$$J = \frac{3 \int_0^{\delta_{crack}} P d\delta_{crack} - P \Delta \delta}{2\pi b^2} \quad \text{----- (4.1)}$$

ここで， P : 荷重， δ_{crack} : き裂開口変位のき裂による寄与分， b : き裂底半径， $\Delta \delta$: 図 4.3 中に示すき裂開口変位である。

そこで，環状き裂丸棒試験片の繰返し J 積分(以下， ΔJ という)は，Dowling ら^{3,4)}の手法に従い，(4.2)式により算出した。

$$\Delta J = \frac{3A - \Delta P \Delta \delta}{2\pi b^2} \quad \text{----- (4.2)}$$

各サイクル毎に，荷重 P -クリップゲージで測定したき裂開口変位 δ 関係の履歴曲線

を記録した結果を図 4.3 に示す。なお、 ΔJ は、各サイクル毎に (4.2) 式より得られた値の平均値である。ここで、 $\delta_{\text{き裂材}}$ は、き裂材、切欠材の繰返し負荷の負荷過程における変形量を、 $\delta_{\text{平滑材}}$ は、平滑材の静的負荷における変形量を示す。 $\delta_{\text{crack}} (= \delta_{\text{き裂材}} - \delta_{\text{平滑材}})$ は、荷重の正負領域にかかわらず、同一荷重時において、 $\delta_{\text{き裂材}}$ 、 $\delta_{\text{平滑材}}$ とともに引張変形を正符号として得られた変形量である。(4.2) 式の A は、図 4.3 中に示す斜線部面積である。図 4.3 中に示す平滑材は、図 4.1(a) で中央に環状き裂と切欠の無い丸棒試験片である。

4. 3 試験結果と考察

4. 3. 1 き裂進展速度

環状き裂丸棒試験片のき裂進展曲線(き裂深さ a と繰返し数 N の関係)を、図 4.4 に示す(黒塗りプロット点：き裂材、白抜きプロット点：切欠材)。複数試験片を用いた結果で、プロット点が 1 本の試験片に対応する。予き裂の有無に関わらず、き裂深さは、繰返し数の増大に伴い急激に増加する傾向を示し、その傾向は最大荷重 P_{max} の増大に伴い顕著になる。切欠材の繰返し数にはき裂発生寿命 N_i が含まれるから、切欠材のき裂進展曲線は、き裂材のその右側に位置する。同一 P_{max} における両者の繰返し数の差異が N_i と考えられる。 P_{max} の増大に伴い N_i は短くなり、 $P_{\text{max}}=37\text{kN}$ で両者はほぼ一致する。 a - N 関係に及ぼす応力比 R の影響は、同一 P_{max} で比較したプロット点はないものの、顕著でないことが推定される。

き裂進展速度 da/dN -き裂深さ a 関係を、図 4.5 に示す。 da/dN は、き裂深さ増分 Δa (環状領域幅、 SZW と DZW の和)を、最終破断させた試験片の場合は破断寿命で、試験を途中で中断した場合は中断するまでの繰返し数で除した値である。予き裂の有無に関わらず、 da/dN はき裂進展に伴い増大し、その傾向は P_{max} の増大に伴い顕著になる。 da/dN - a 関係に及ぼす応力比 R の影響は、同一 P_{max} で比較したプロット点はないものの、顕著でないことが推定される。

4. 3. 2 静的 R 曲線と繰返し R 曲線

見方を変えて、き裂進展速度のデータを R 曲線として表示する。 ΔJ 、 J とき裂深さ増分 Δa の関係を、図 4.6 に示す。ここで、鈍化直線は、予き裂先端での塑性鈍化過程における ΔJ 、 J と Δa の関係、 R 曲線は、安定き裂進展過程における ΔJ 、 J と Δa の関係である。鈍化直線と R 曲線の交点が、安定き裂の進展開始点(弾塑性破壊靱性)である。

環状切欠丸棒試験片の静的鈍化直線と静的 R 曲線(静的負荷の場合の J - Δa 破壊抵

抗曲線， Δ 印)を，2章で得られたCT試験片のそれ(□印)と比較すれば，両者はほぼ一致する。したがって，静的鈍化直線と静的 R 曲線は，試験片形状に依存しない。

環状き裂(切欠)丸棒試験片の繰返し鈍化直線と繰返し R 曲線(繰返し負荷の場合の ΔJ - Δa 破壊抵抗曲線)を，図中に黒塗りプロット点で示す。鈍化直線は，き裂材と切欠材で一致し，負荷方法と応力比に依存しない。これに対して，繰返し R 曲線は，き裂材と切欠材で一致し，応力比に依存しないが，静的 R 曲線に比較して下側に位置する。すなわち，繰返し負荷によって見掛け上の破壊抵抗が低下する。したがって，安定き裂の進展開始点の ΔJ ， J は，負荷方法に依存する。繰返し負荷の場合の弾塑性破壊靱性 ΔJ_{Ic} は，静的負荷の場合の弾塑性破壊靱性 J_{Ic} に比較して低下する。ただし，繰返し R 曲線の勾配は，静的 R 曲線のそれよりも大きく， ΔJ の増大に伴い，繰返し R 曲線は静的 R 曲線に漸近する。前述したように，繰返し R 曲線の $R=-1$ と $R=0.05$ の結果はほぼ一致しており，応力比 R に無関係である。また，き裂材と切欠材の結果はほぼ一致しており，繰返し R 曲線は予き裂の有無に依存しない。

4. 3. 3 破面様相

環状き裂丸棒試験片の繰返し負荷の場合，光学顕微鏡で撮影した巨視的破面様相を，写真4.1に示す。(a)はき裂材の $R=0.05$ の場合で，極低サイクル疲労試験を途中で中断し，低 ΔK レベルの荷重で疲労破断させた結果を示す。(b)はき裂材の $R=0.05$ ，(c)はき裂材の $R=-1$ の場合で，それぞれ極低サイクル疲労試験で破断させた結果を示す。いずれの試験片にも外周部の予き裂と疲労破断領域または最終破面の間に，環状のき裂進展領域が確認できる。き裂は円周上8分割点でほぼ均一に進展しており，曲げの影響による偏心は小さい。中央部の最終破面は延性破面で，凹凸形状を示し，全体に断面収縮を生じている。

写真4.1で示した試験片のSEMによるフラクトグラフを，写真4.2に示す。写真4.2(a)，(c)では，上部が切欠底であり，き裂は上から下へ向かって進展し，写真4.2(b)では，右上部が切欠底であり，き裂は右上から左下へ向かって進展している。(a)では，予き裂と疲労破断領域の間にストレッチゾーン幅 $SZ\#$ が確認され，安定き裂の進展開始点以前の鈍化直線上の結果である。(b)と(c)では，ストレッチゾーン幅 $SZ\#$ と最終破面の間にディンプルゾーン幅 $DZ\#$ が確認され，安定き裂の進展開始点以後の R 曲線上の結果である。いずれの場合にも，疲労破面の特徴であるストライエーションは確認されない。したがって，本極低サイクル疲労試験の条件では，繰返し負荷に伴うき裂先端での再鋭化は顕著に起こらず，疲労破壊よりもむしろ静的破壊が進行したと判断される。

環状き裂丸棒試験片の静的負荷の場合，鈍化直線の破面はストレッチゾーン， R 曲

線の破面はディンプルとなる。上述した繰返し負荷の場合も同様であるから、極低サイクルの繰返し負荷による弾塑性破壊靱性と破壊抵抗の見掛け上の低下は、延性引裂き(ディンプル破壊、微小空洞の成長と合体)という同一の破壊機構における繰返し負荷の影響であることが結論される。

負荷方法に関わらず、安定き裂が進展を開始した後、 da/dN は急激に増大し、最終破壊を生じる。この最終破壊は、一方向の静的破壊である。すなわち、極低サイクルの繰返し負荷の場合でも、破壊抵抗曲線は、繰返し R 曲線から最終的に静的 R 曲線に遷移することになる。したがって、繰返し R 曲線は、最終破壊の判定指標になり得ない。

4. 3. 4 疲労き裂進展の広範囲特性

極低サイクルの繰返し負荷の場合の最終破壊の判定指標として、繰返し R 曲線ではなく、静的 R 曲線を適用することが合理的である。そこで、静的 R 曲線と疲労き裂進展の広範囲特性を比較する。静的負荷の場合のき裂進展特性として、図 4.6 に示した $\Delta a-J$ 関係を、図 4.7 に示す。図中には、高サイクルから極低サイクルまでの疲労試験結果の $da/dN-\Delta J$ 関係も併せて示す。小規模降伏状態の場合に、 ΔK で表示した高サイクル疲労試験結果は、(4.3)式を用いて ΔJ に変換した。

$$\Delta J = \frac{(1-\nu^2)\Delta K^2}{E} \quad \text{-----} (4.3)$$

ここで、 E :縦弾性係数、 ν :ポアソン比である。

$3 \times 10^{-4} < \Delta J < 5 \times 10^{-2} (\text{MN/m})$ の範囲は小規模降伏状態であり、 da/dN と ΔJ は両対数直線関係を示す。応力比 $R=0.5$ の場合の da/dN は、 $R=0.05$ の場合に比較して高く、 da/dN に及ぼす応力比 R の影響が認められる。 $R=0.05$ の場合の da/dN と ΔJ の関係を、(4.4)式に示す。

$$da/dN = \alpha_1 \Delta J^{\beta_1} \quad \text{-----} (4.4)$$

$$\alpha_1 = 1.86 \times 10^{-4}, \quad \beta_1 = 1.32$$

$\Delta J \geq 5 \times 10^{-2} (\text{MN/m})$ の範囲では、小規模降伏状態を逸脱し大規模降伏状態となり、 da/dN は(4.4)式で示す両対数直線関係から逸脱し、急激に増大する。この場合、静的負荷の場合の $\Delta a-J$ 関係(静的 R 曲線)が、疲労き裂進展特性の上限となる。上限となる静的負荷の場合の $\Delta a-J$ 関係を、(4.5)式に示す。

$$da/dN = \alpha_2 \Delta J^{\beta_2} \quad \text{-----} (4.5)$$

$$\alpha_2 = 1.43 \times 10^{-3}, \quad \beta_2 = 1.37$$

以上より、大規模降伏状態における極低サイクル疲労き裂進展特性として、(4.5)式を適用することが安全側評価となる。

4. 3. 5 最終破壊条件

本鋼材の最終破壊条件を検討するために、極低サイクル負荷の場合のき裂材と切欠材について、最終破断時の実断面応力 σ_{net} とき裂深さ a の関係を、図 4.8 に示す。図中には、静的負荷の場合のき裂材、切欠材、平滑材の結果も併せて示す。 σ_{net} は、最終破断時の荷重を最終破面の面積で除した値である。最終破面の面積は、光学顕微鏡で撮影した破面写真により、プランメータを用いて算定した。なお、前述したように、最終破面はすべてディンプルが確認され、延性破壊である。

き裂材と切欠材の破面の絞りは比較的小さいが、平滑材のそれは顕著に認められた。しかし、 σ_{net} は、き裂深さ a に関わらずほぼ一定値となり、予き裂の有無と負荷履歴に依存しない。すなわち、本鋼材の最終破壊条件は、延性引裂きによる R 曲線上の不安定破壊ではなく、 R 曲線の全断面降伏に基づく塑性崩壊による打ち切りである。き裂材と切欠材の σ_{net} (平均値：図中実線) が、平滑材の σ_{net} (平均値：図中破線) とほぼ同値であることは、本鋼材の破壊靱性の高さを裏付けている。破壊靱性が低い場合には、 R 曲線は脆性破壊によって打ち切られる。

一般に、鋼材の破壊靱性は、塑性拘束が強くなると低下する。鋼構造建築物の柱梁接合部は、形状不連続部であって塑性拘束が強く、脆性破壊を生じやすい。これは、兵庫県南部地震において、脆性破壊の発生が多く確認された構造部位が、柱梁接合部であったことと一致する。塑性拘束の影響がない標準引張試験片を用いて引張試験を行う場合は、極端な低靱性材料でない限り、必ず延性破壊する。しかし、塑性拘束が強い場合は、脆性破壊する可能性があり、標準引張試験片の結果を実機の鋼構造建築物の評価に適用できない。本試験で用いた環状き裂丸棒試験片の塑性拘束は、柱梁接合部のそれに比較すると強いにも関わらず、室温での極低サイクル疲労の最終破壊は延性破壊となり、塑性崩壊条件が適用できる。また、2章で示したように、本鋼材の延性-脆性遷移温度は十分に低い。したがって、本鋼材を実機の柱梁接合部に適用する場合にも、使用温度での極低サイクル疲労の最終破壊は脆性破壊に至らないことが結論される。

4. 4 鋼構造建築物の疲労損傷を考慮した構造健全性評価

4. 4. 1 疲労き裂進展解析と寿命予測

4.3 節の結果をまとめれば、以下のとおりである。疲労き裂進展特性は(4.4)式に従う。 J の増大に伴い、大規模降伏状態になると、疲労き裂進展は加速し、(4.5)式が疲労き裂進展特性の上限となる。さらに、 J が増大すると、全断面降伏に基づく塑性崩壊に至る。

そこで、本節では、実機構造物の溶接継手を対象として疲労き裂進展解析を行い、寿命予測の可能性を検証する。検証する実機構造物として、第3章で用いた実大柱梁十字骨組の疲労試験体を対象とする。

試験体は、図4.9に示す□-350×32(HT780)の箱形断面柱に、BH-500×200×19×32(SM490A)のH形断面梁から構成された柱梁十字骨組である。3点曲げで三角波形の荷重制御の片振り疲労試験とし、応力比は $R=0.1$ である。引張側柱フランジの溶接止端部の応力範囲を $\Delta\sigma=195, 270\text{MPa}$ (それぞれD,E試験体という)と変化させた。

破壊性状は、両試験体とも同様に、引張側柱フランジのMAG溶接止端部の幅方向中央からき裂が発生し、柱の板厚方向に十分な深さに進展し、破断と判定した。引張側柱フランジ破面を写真4.3に示す。き裂は半楕円形状を呈する。

有限要素法(FEM)を用いて、溶接止端部から発生するき裂先端の J を解析した。解析対象は、破断した引張側柱フランジ(図4.9中の斜線部)とした。解析モデル(PL-32×350×500(HT780))を図4.10に示す。初期欠陥形状を、実際には半楕円形状であるが、 J の最大値が等価な板幅方向貫通き裂にモデル化した。解析に使用する要素は、3次元固体要素(1983節点、1712要素)とした。解析には、汎用解析プログラムADINAを使用した。材料モデルは、第2章で得られた繰返し応力-ひずみ関係をモデル化したマルチリニア型とした。 J の算定には、仮想き裂進展法を用いた。境界条件は、柱フランジのき裂面を固定支持とした。き裂深さ a を解析パラメータとして、 $a=5\sim 30\text{mm}$ の間で10ケースを解析した。

荷重制御と変位制御の場合について、 J とき裂深さ a の関係を、図4.11に示す。荷重制御の場合は公称応力(平均引張応力) σ をパラメータとして、変位制御の場合は公称ひずみ(平均引張ひずみ) ε をパラメータとして示す。公称応力 σ は、荷重を柱フランジ断面積($=32\times 350=11,200\text{mm}^2$)で除した値、公称ひずみ ε は、伸びを柱フランジ長さ($=500\text{mm}$)で除した値である。疲労き裂進展解析には実験と同様に、荷重制御の解析結果を用いた。変位制御の解析結果については、4.4.2で考察する。荷重制御の場合は、 J は a の増大に伴い急増する傾向を示し、公称応力 σ の増大に伴い、その傾向は顕著になる。

図4.7と図4.11を用いて、き裂進展速度 da/dN とき裂深さ a の関係が得られる。初期き裂深さ a_{pre} に対応する da/dN から、破断時のき裂深さ a に対応する da/dN までを積分することによってき裂進展寿命 N_c が算定できる。ここで、き裂進展特性には、 $3\times 10^{-4}<J<5\times 10^{-2}(\text{MN/m})$ の範囲では(4.4)式を、 $J\geq 5\times 10^{-2}(\text{MN/m})$ の範囲では(4.5)式を採用した。 $J\geq 5\times 10^{-2}(\text{MN/m})$ の範囲では、 da/dN は(4.5)式に遷移する領域であり、(4.5)式を用いることにより安全側評価を与える。初期き裂深さ a_{pre} を実測していないため、 a_{pre} をパラメータとして、 a_{pre} から破断時のき裂深さ(D試験体の場合は18mm、E試験体の場合は16mm)に至るまでのき裂進展寿命 N_c の予測結果を、実測結果と比較して、図4.12に示す。縦軸の応力範囲は、き裂が発生・進展した引張側柱フランジ断面

での、実測結果の場合は公称応力範囲(=公称応力の最大値 σ_{max} -最小値 σ_{min})を、予測結果の場合は公称応力の最大値 σ_{max} を示す。ちなみに、破断時の実断面応力は、D 試験体の場合に $\sigma_{net} = 322\text{MPa}$ ($\sigma_{net}/\Delta\sigma = 1.65$)、E 試験体の場合に $\sigma_{net} = 400\text{MPa}$ ($\sigma_{net}/\Delta\sigma = 1.48$)となる。この値は、図 4.8 に示した試験片の最終破断時の実断面応力 σ_{net} よりかなり低い。実大柱梁十字骨組を用いた本疲労試験は、荷重制御であり、制御荷重が追随しなくなった時点で破断と判定し、試験を終了した。したがって、最終破壊が、塑性崩壊にまで至らなかったことに起因すると考えられる。さらに、試験終了時に実施した浸透探傷試験では、圧縮側柱フランジの MAG 溶接止端部にも疲労き裂が観察された。実機構造物の場合は、他の部位でのき裂進展に伴い、最終破壊の評価断面における剛性と応力が影響を受けると考えられる。

初期き裂深さを比較的小さく評価した場合は、図 4.12 に示す予測結果は実測結果を上回り、初期き裂深さを比較的大きく評価した場合は、予測結果は実測結果を下回る傾向を示す。このように、初期き裂深さの大きさによって予測結果は変動するものの、実測結果とは、ほぼ妥当な範囲内で概ね良い対応を示すことが確認される。特に、初期き裂深さとして、95%の信頼水準でき裂検出確率がほぼ 100%となる値⁵⁾ ($a_{pre}=6\text{mm}$)を用いた場合は、予測結果(■印)と実測結果(□印)は、ほぼ一致する。しかも、予測結果は、実測結果に比較して安全側の評価を与える。初期欠陥(初期き裂深さ)の設定方法については、4.4.2 で詳述する。

なお、本実験は、高サイクル疲労で破断した結果であるが、図 4.12 で評価しているのは、き裂進展寿命 N_c である。き裂進展寿命が評価できるということは、破断寿命に占めるき裂進展寿命の割合が大きい低サイクル(あるいは極低サイクル)疲労の寿命予測にも有効である。

したがって、極低サイクルの繰返し負荷による疲労き裂進展解析を行うことによって、実機構造物の溶接継手の寿命予測が可能である。

4. 4. 2 疲労き裂進展解析の留意点

疲労き裂進展解析により得られたき裂進展寿命を設計寿命とみなすことで、地震時の鋼構造建築物の構造健全性評価が可能となる。この考え方は、航空機分野で適用されている損傷許容設計と本質的に同じである。損傷許容設計では、供用前と供用中の検査の実施が前提であり、初期欠陥寸法は非破壊検査の検出能力をベースに設定される⁵⁾。

しかし、鋼構造建築物の場合は、供用前と供用中の検査を行わないのが一般的である。しかも、構造上重要な溶接継手は、耐火被覆によって検査を行うのが困難な場合が多い。そこで、大規模の地震前に、主として風荷重を想定した高サイクル疲労によって疲労き裂が発生していると想定し、その寸法をベースに初期欠陥寸法を設定する。4.4.1 では、初期欠陥寸法をパラメータとした場合の寿命予測の例を示し、 $a_{pre}=6\text{mm}$

とした場合、実測値と予測値がほぼ一致することを示したが、本寸法については今後、さらに検討していきたい。

疲労き裂進展解析は、負荷の制御方式の影響を受ける。図 4.11 に示すように、荷重制御の場合、 J はき裂深さ a の増大に伴い増大する。これに対して、変位制御の場合、 J はき裂深さ a の増大に伴い増大した後、減少に転じる傾向を示す。鋼構造建築物の基礎(下部構造)部は、地盤との境界で拘束を受けるが、上部構造は拘束を受けない。つまり、上部構造の溶接継手は、変位制御に近い場合が多い。変位制御の場合にも、4.4.1 の手法は、そのまま適用できる。したがって、き裂進展に伴い、 J が低下し、き裂進展が停止する場合がある。実機構造物の溶接継手の疲労き裂進展解析に際しては、負荷の制御方式の考慮が不可欠である。

4. 4. 3 建築構造設計への構造健全性評価の導入

現行の建築構造設計では、1 次(弾性)、2 次(塑性)設計ともに、繰返し負荷による疲労損傷を考慮せず、1 回の静的負荷による結果を用いた評価を行っている。実際の地震動を入力する地震応答解析でも、時刻歴の応答評価は行うが、それは繰返し負荷による疲労損傷の評価に結び付かない。さらに、座屈による不安定現象を除外すれば、全断面降伏に基づく塑性崩壊基準による評価が基本となる。地震時のエネルギーを構造物の変形能力で吸収することが前提となっているため、鋼材への高延性要求と低降伏比要求がなされるのが一般である。しかし、兵庫県南部地震の破壊事例は、現行の設計手法が不十分であることを端的に示した。つまり、現行の設計手法では、十分な延性を示す前に、繰返し負荷の過程で、脆性破壊によって延性が打ち切られてしまう現象が考慮されていない。

地震時の極低サイクルの繰返し負荷によって、たとえ欠陥が予め存在しない場合でも、き裂は溶接継手で容易に発生する。鋼構造建築物の柱梁接合部(T 形完全溶込み溶接継手)の詳細の例を図 4.13 に示すが、力学的観点から見ると、溶接継手には、裏当金、スカラップ、エンドタブが存在する場合が多く、さらに、組立溶接や回し溶接部には応力集中が生じやすく、塑性拘束状態になる(構造的連続部)。また、材質的観点から見ると、溶接継手には、破壊靱性が低いまたは保証されていない鋼材が汎用され、溶接施工によって、熱影響部(HAZ)、溶着金属(DEPO)などの靱性が母材靱性より低い領域が存在する(材質的不連続部)。

力学的要因に関しては、①止端部を滑らかな形状にした改良スカラップ工法またはスカラップ自体を省略したノンスカラップ工法を採用すること、②エンドタブを除去または溶接技量は要求されるがフラックス(固形)タブを使用することによって、塑性変形能力が向上することが明らかにされている⁶⁾。しかし、上述の対応は、脆性破壊を生じにくくする一定の効果は認められるが、脆性破壊を完全に防止することは難し

い。力学的要因を排除するだけでは、不完全であり、また、力学的要因を完全に排除することは現実的に不可能であると考ええる。

脆性破壊を防止するには、上述した力学的要因の排除に加えて、破壊靱性に優れた材料の使用以外に方法は無いと考える。現在、建築分野で使用されている鋼材には、破壊靱性の規定がない。SM, SN 材にはシャルピー吸収エネルギーの下限值が規定されているものの、破壊靱性の規定は無い。SS 材に至っては、シャルピー吸収エネルギーの規定すら存在しない。地震時には、鋼材の延性を十分に発揮させるためにも、破壊靱性を確保することが重要である。特に、鋼材の破壊靱性の規定では、母材のみでなく、HAZ 部への要求が必要である。鋼材の破壊靱性には温度依存性があるから、実機構造物の使用温度領域での破壊靱性の確保に加えて、延性-脆性遷移温度を低減することが重要である。

建築用鋼材 HT780 は、HAZ 部の靱性を確保することを目的に開発されており、破壊靱性に優れ、かつ、延性-脆性遷移温度も十分に低い。つまり、通常の使用温度領域であれば、HT780 は、塑性拘束の強い溶接継手の極低サイクル疲労の場合でも、全断面降伏に基づく塑性崩壊によって最終破壊に至り、脆性破壊は生じない。

鋼構造建築物が受ける繰返し負荷には、主として、風荷重と地震荷重が挙げられる。風荷重は、比較的継続時間が長いことから、高サイクル疲労による疲労損傷が主となる。地震荷重は、比較的継続時間が短いことから、低サイクル疲労による疲労損傷が主となる。現行の設計では、地震の規模に応じて標準せん断力の規定を 2 段階に分けて 1 次、2 次設計を実施しているものの、どちらの場合についても静的負荷による評価である。兵庫県南部地震の破壊事例を教訓として、特に地震荷重の場合には、新たに、構造健全性に及ぼす繰返し負荷により発生・進展する疲労き裂の影響を陽な形で評価する必要がある。

以下に、鋼構造建築物を対象とした場合の、構造健全性評価の基本的な考え方を示す(図 4.14)。風荷重の場合には、応力集中部となる溶接継手の継手形状に対応する疲労設計曲線により疲労強度を設定し、Miner 則を用いた評価を行う。これに対して、地震荷重の場合には、き裂進展寿命を設計寿命とみなし、現行の静的負荷による 2 次設計の評価に加えて、4.4.1 で実施した疲労き裂進展解析を用いた評価を行う必要があると考える。この場合、初期欠陥寸法には、風荷重を想定した高サイクル疲労により発生する疲労き裂をベースに設定する。特に、極低サイクルによる疲労損傷が懸念される場合には、破壊力学手法を適用して、地震荷重が負荷された場合のき裂先端の J を算定し、HT780 のように通常の使用温度領域で脆性破壊が生じないことが保証された場合に、静的 R 曲線を疲労き裂進展特性に設定する疲労き裂進展解析を用いた寿命予測を行う。静的 R 曲線は、使用鋼材の鋼種の変化に伴い変動するから、各鋼種に対応する静的 R 曲線を設計用疲労き裂進展特性として設定する必要がある。なお、脆性破壊の生じないことが保証されない場合には、脆性破壊の破壊靱性が、温度依存性、

ひずみ速度依存性と塑性拘束依存性を含めて正確に評価できるならば、本手法の最終破壊条件の塑性崩壊を脆性破壊に置き換えて、寿命予測で脆性破壊に至らないことを保証する構造健全性評価が可能である。文献 8)の破壊力学的アプローチは、これに近い。しかし、このためには、鋼材の母材と HAZ 部の靱性要求に加えて、極低サイクルの繰返し負荷による靱性劣化の評価が必要である。既設の鋼構造建築物については、このような構造健全性評価も有用と考えられる。

さらに、鋼構造建築物の接合には、溶接は必要不可欠な方法である。しかし、溶接欠陥を完全に無くす検査と施工を行うことは、多大な費用と労力を要する。したがって、溶接欠陥を起点としてき裂が発生する場合にも、3.5 節で示したように、大半がき裂進展寿命になることに着目し、き裂進展寿命を設計寿命とみなして、評価することが合理的である。

このように、風荷重と地震荷重の繰返し負荷により発生・進展する疲労き裂の影響を陽な形で評価することにより、脆性破壊に至るのを防止することが可能である。これが、疲労損傷を考慮した(疲労き裂の発生と進展を容認した)構造健全性評価である。

4. 5 結言

本章では、地震時の鋼構造建築物を対象として、引張と圧縮の両振りの塑性変形が卓越する大規模降伏状態の極低サイクル疲労き裂進展特性を明らかにし、さらに、第 3 章の知見を活用し、高サイクルから極低サイクルの疲労損傷を考慮した構造健全性評価の基本的な考え方と手法について提案した。得られた結果を要約すると以下のとおりである。

- (1) HT780 の高サイクルから極低サイクルにわたる疲労き裂進展の広範囲特性を明らかにした。特に、極低サイクル疲労の場合、き裂進展速度 da/dN は急激に加速され、 da/dN -繰返し J 積分範囲 (ΔJ) 両対数直線関係から逸脱する。この場合、 da/dN の上限は、静的 R 曲線となる。
- (2) 大規模の地震荷重を想定した極低サイクル疲労の場合には、き裂進展寿命を設計寿命とみなし、静的 R 曲線を疲労き裂進展特性に設定する疲労き裂進展解析によって、寿命を予測できる。
- (3) HT780 は、破壊靱性に優れており、かつ、延性-脆性遷移温度も十分に低く、極低サイクル疲労損傷による最終破壊は塑性崩壊となり、脆性破壊が発生する懸念はない。
- (4) 風荷重と地震荷重の場合に、疲労損傷を考慮した構造健全性の基本的な考え方を提案した。風荷重の場合には、継手形状に対応する疲労設計曲線と Miner 則を用

いた評価を行う。地震荷重の場合には、現行の 2 次設計の評価に加えて、風荷重により発生する疲労き裂を初期欠陥と設定し、静的 R 曲線を疲労き裂進展特性に設定した疲労き裂進展解析に基づく寿命予測により構造健全性評価を行う必要があることを明らかにした。

参考文献

- 1)ASTM Standard : E647, ASTM, 1981
- 2)J.R.Rice,P.C.Paris and J.G.Merkle, ASTM STP 536,231, 1973
- 3)Dowling,N.E.andGegley,J.A.,ASTM STP,590,pp.82,1976
- 4)Dowling,N.E.,ASTM STP,601,pp.19,1976
- 5)上山忠夫：損傷許容設計，品質 Vol.10, No.3, pp.54～60, 1980.7
- 6)日本建築学会：鉄骨工事(JASS6)運営委員会調査研究成果報告会資料集，2000.11
- 7)山場良太，萩原行人，望月晴雄，山下達雄，金谷研，深沢隆，田沼良一：建築用厚板 HT780 鋼板および溶接施工法の開発，日本建築学会構造系論文集 No472, pp.129～137, 1995.6
- 8)日本溶接協会：建築鉄骨での脆性的破壊と鋼材破壊靱性セミナーテキスト，1999.12

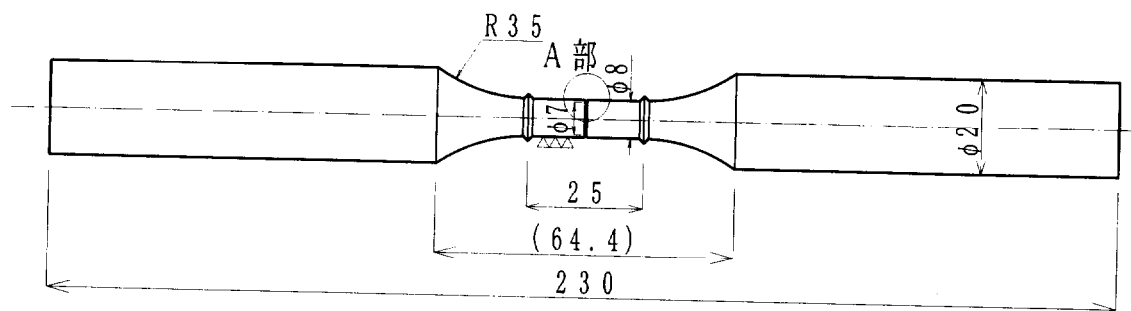


図 4.1(a) 環状き裂丸棒試験片

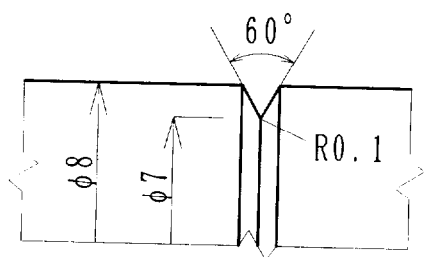


図 4.1(b) A 部詳細

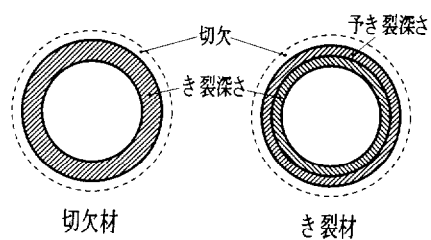


図 4.1(c) 試験片の切欠底形状模式図

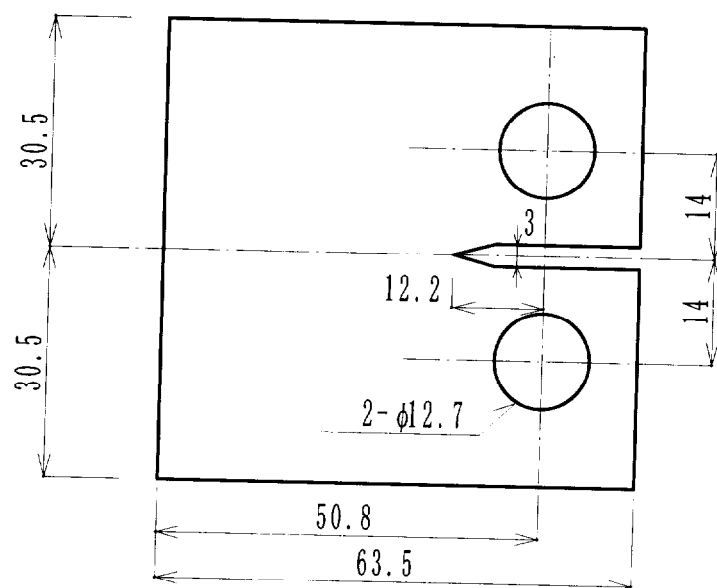


図 4.2 標準コンパクト試験片

表 4.1 極低サイクル試験片一覧

試験片	応力比 R	予き裂 深さ(mm)	K (MPa・m ^{1/2})	最大荷重 P _{max} (kN)	最小荷重 P _{min} (kN)	き裂深さ a(mm)	N _c ^{注)} (cycles)	き裂進展速度 ^{注)} da/dN(mm/cycle)	ΔJ ^{注)} (MN/m)
切欠材	-1	—	—	36.0	-36.0	0.992	17 5	5.835E-02 1.984E-01	0.442
		—	—			0.758	14 5	5.414E-02 1.516E-01	0.342
		—	—	36.5	-36.5	0.979	12 4	8.158E-02 2.448E-01	0.453
		—	—			0.758	11 4	6.891E-02 1.895E-01	0.390
		—	—	37.0	-37.0	0.487	3	1.623E-01	0.280
き裂材	-1	0.222	26.5	36.0	-36.0	0.690	5	1.380E-01	0.327
		0.136	24.5			0.104	4	2.600E-02	0.108
		0.199	26.0			0.520	3	1.733E-01	—
		0.246	27.1	37.0	-37.0	0.466	3	1.553E-01	0.289
		0.141	24.6			0.064	3	2.133E-02	0.069
		0.184	25.6			0.083	3	2.767E-02	0.093
		0.230	26.7			0.373	2	1.865E-01	0.238
		0.169	25.3			0.199	1	1.990E-01	0.225
	0.05	0.151	24.9	39.0	1.95	0.190	1	1.900E-01	0.175
		0.241	27.0			0.086	2	4.300E-02	0.153
		0.241	27.0	38.0	1.90	0.101	1	1.010E-01	0.138

注)N_c:き裂進展寿命, 切欠材のN_cの上段は, 破断寿命を, da/dNの上段はき裂深さを破断寿命で除した数値

ΔJ中の—は, データなし

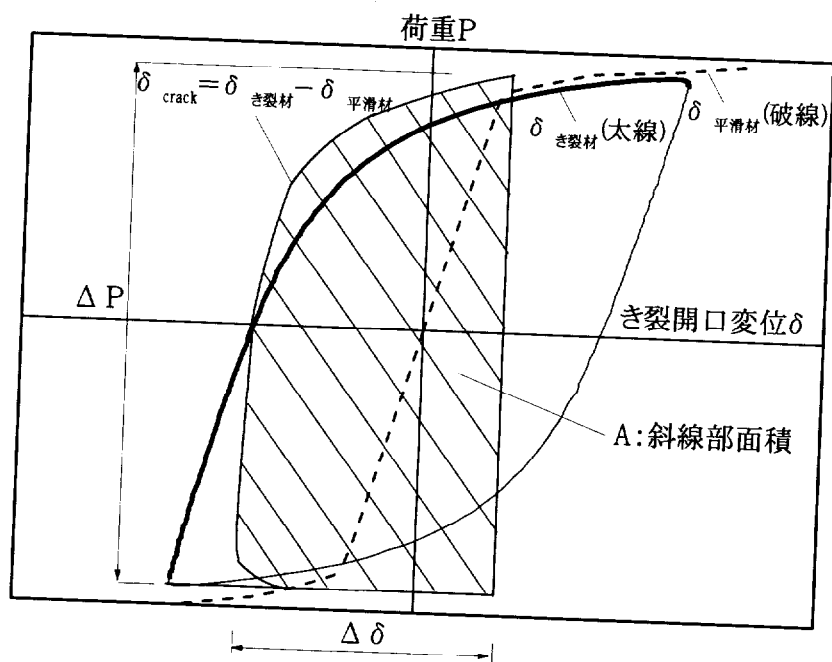


図 4.3(a) 繰返し J 積分 (ΔJ) の算定方法 ($R=-1$ の場合)

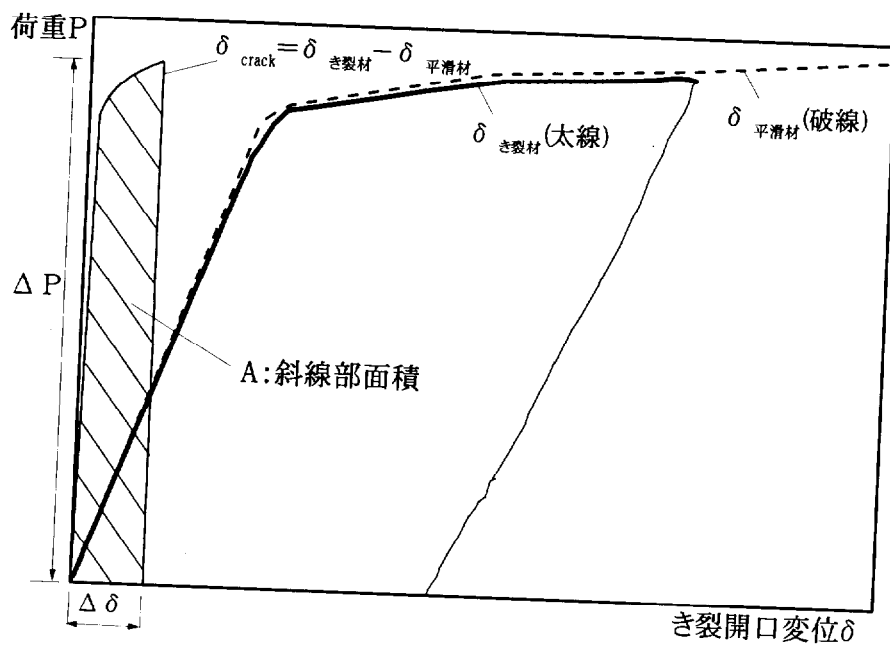


図 4.3(b) 繰返し J 積分 (ΔJ) の算定方法 ($R=0.05$ の場合)

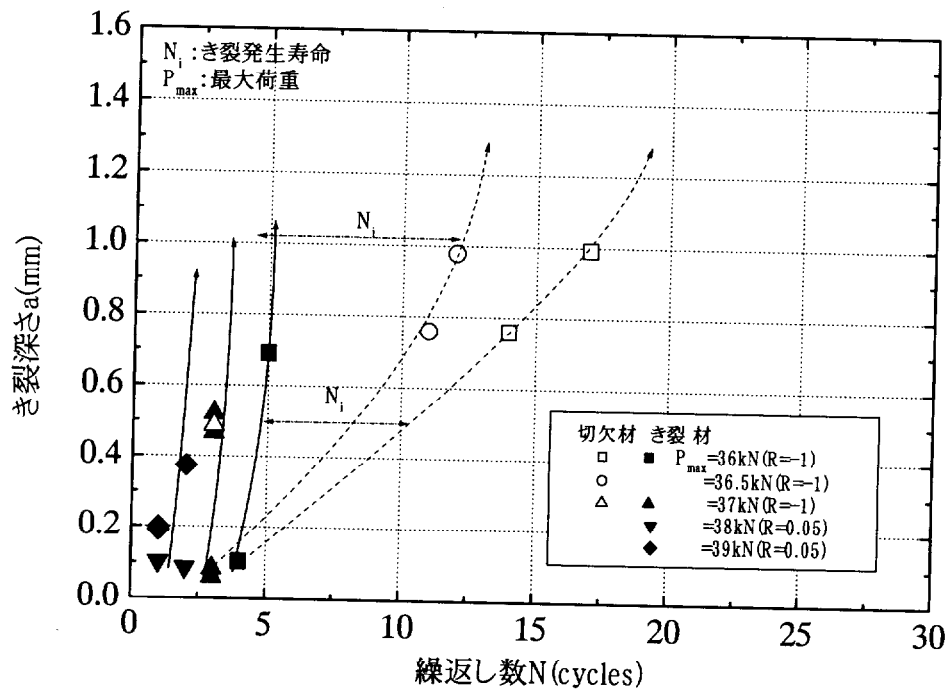


図 4.4 き裂進展曲線

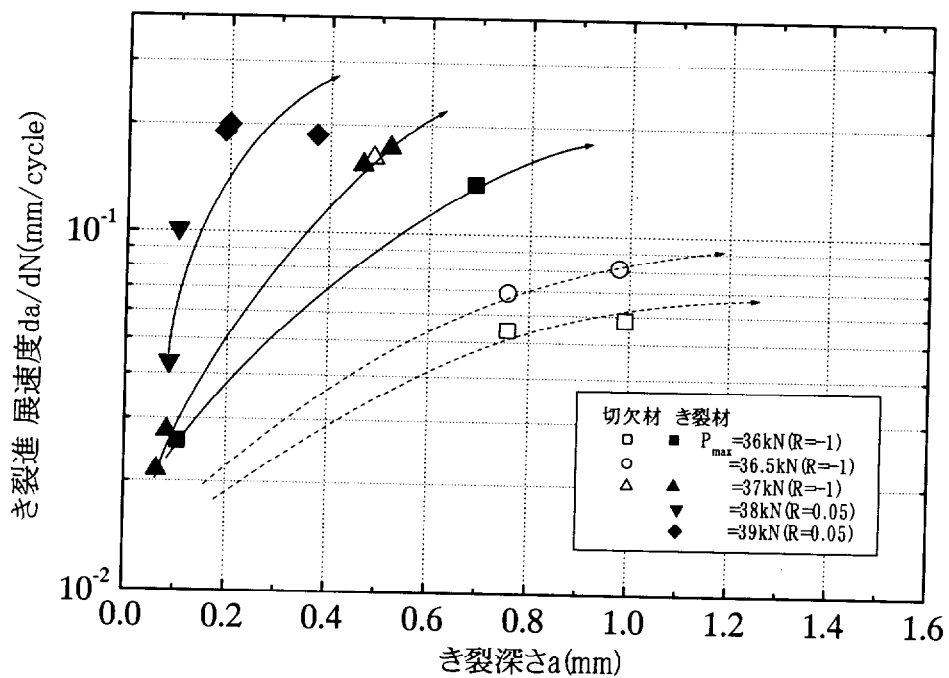


図 4.5 き裂進展速度 da/dN ・き裂深さ a 関係

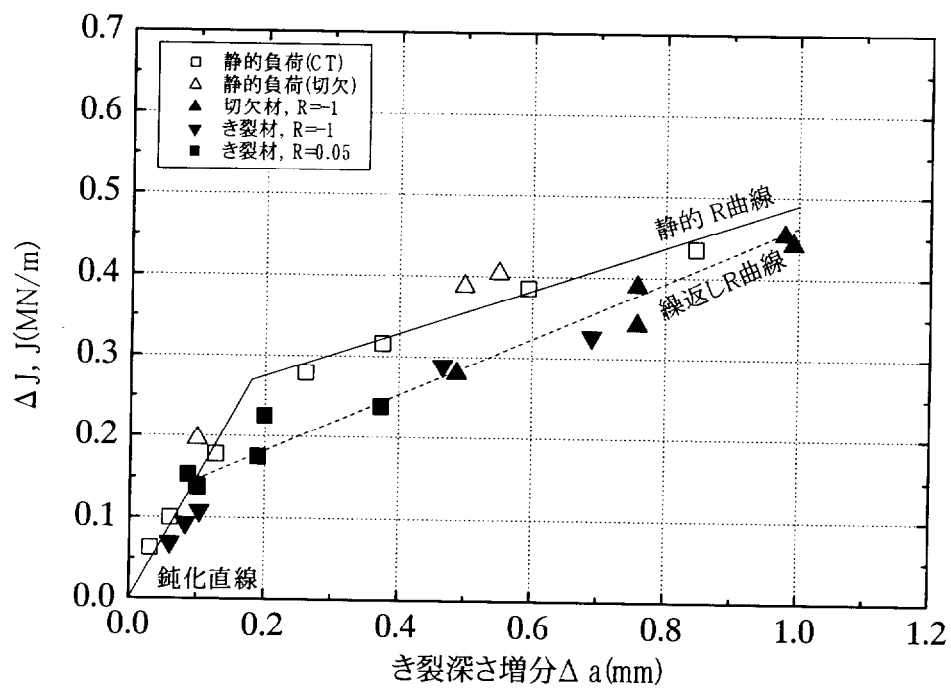
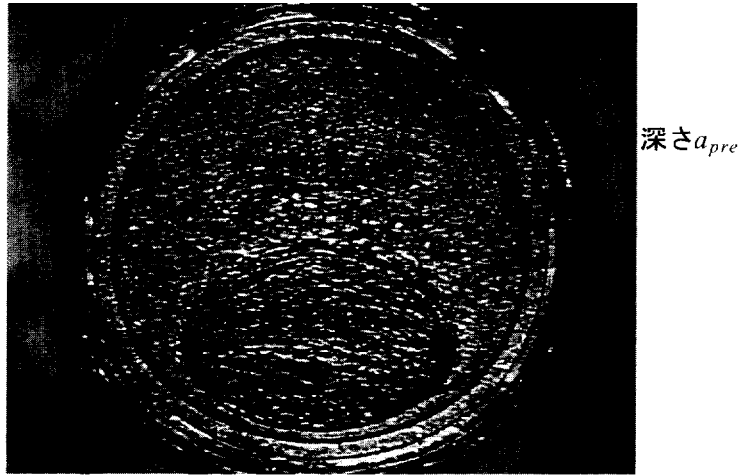
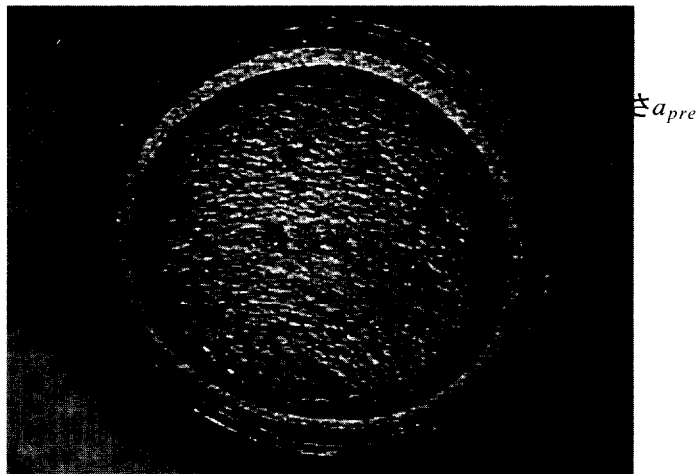


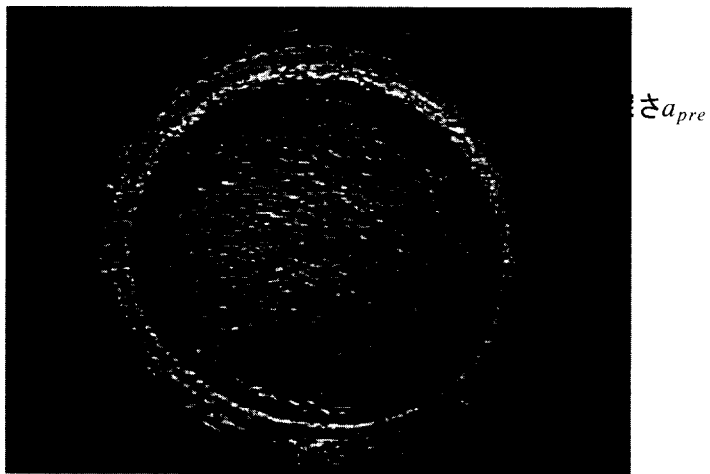
図 4.6 静的 R 曲線と繰返し R 曲線の比較



(a) き裂材, $R=0.05$, $\Delta J=0.153\text{MN/m}$, $a=0.086\text{mm}$

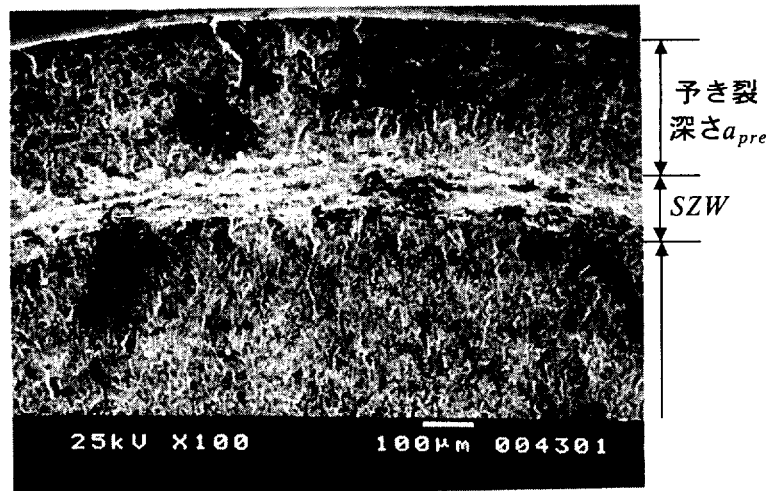


(b) き裂材, $R=0.05$, $\Delta J=0.238\text{MN/m}$, $a=0.373\text{mm}$

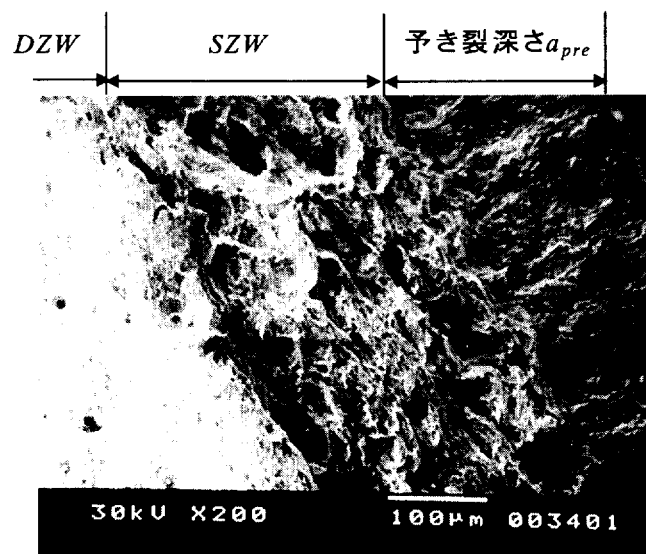


(c) き裂材, $R=-1$, $\Delta J=0.289\text{MN/m}$, $a=0.466\text{mm}$

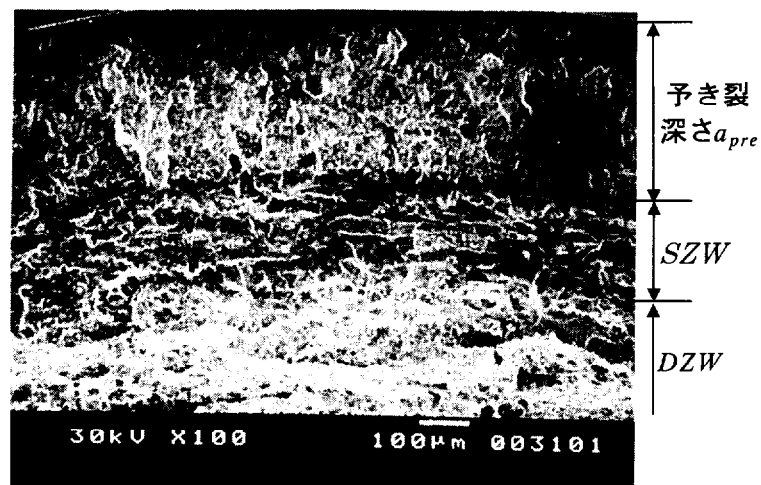
写真 4.1 巨視的破面様相



(a) き裂材, $R=0.05$, $\Delta J=0.153\text{MN/m}$, $a=0.086\text{mm}$



(b) き裂材, $R=0.05$, $\Delta J=0.238\text{MN/m}$, $a=0.373\text{mm}$



(c) き裂材, $R=-1$, $\Delta J=0.289\text{MN/m}$, $a=0.466\text{mm}$

写真 4.2 フラクトグラフ

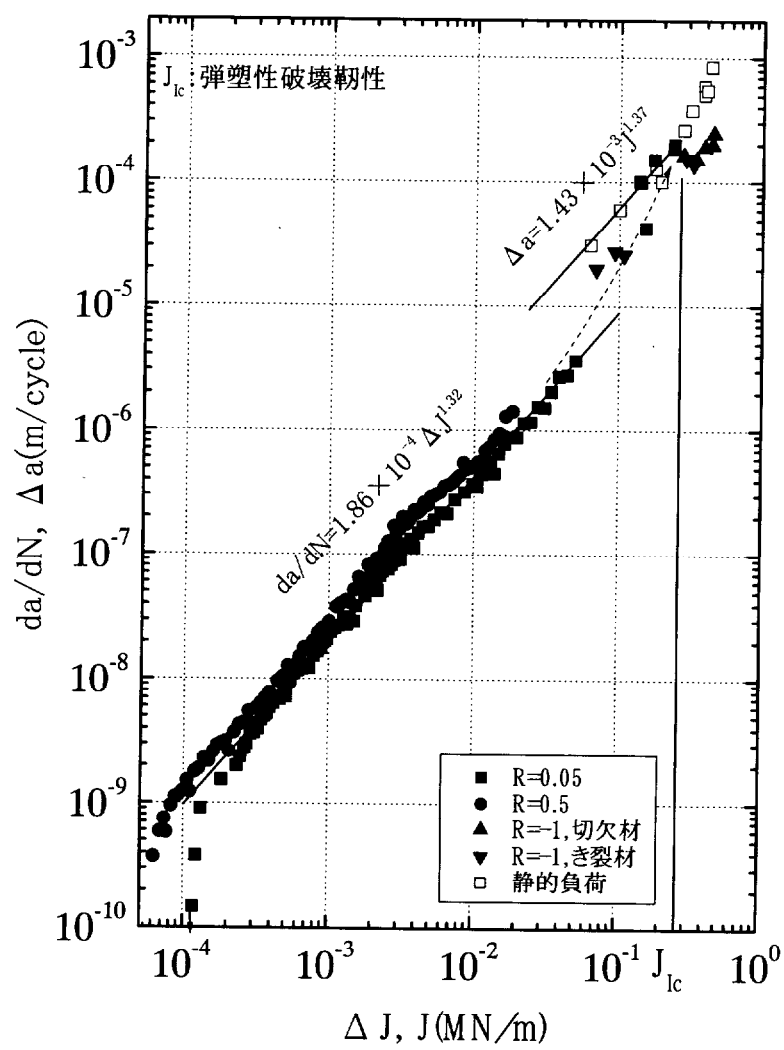


図 4.7 $da/dN - \Delta J, \Delta a - J$ 関係

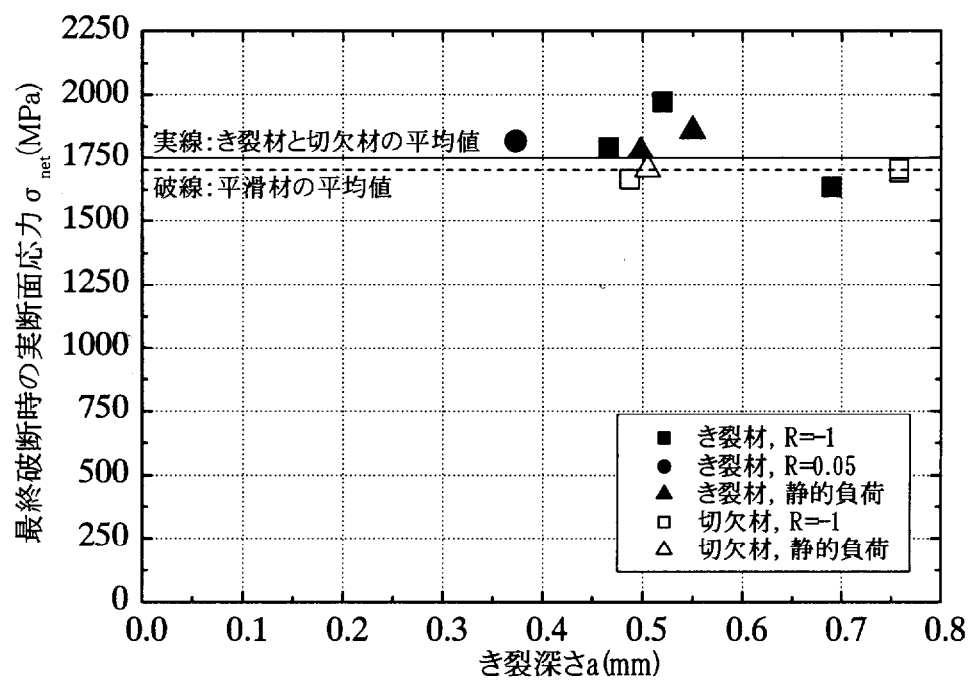


図 4.8 最終破断時の実断面応力 σ_{net} -き裂深さ a 関係

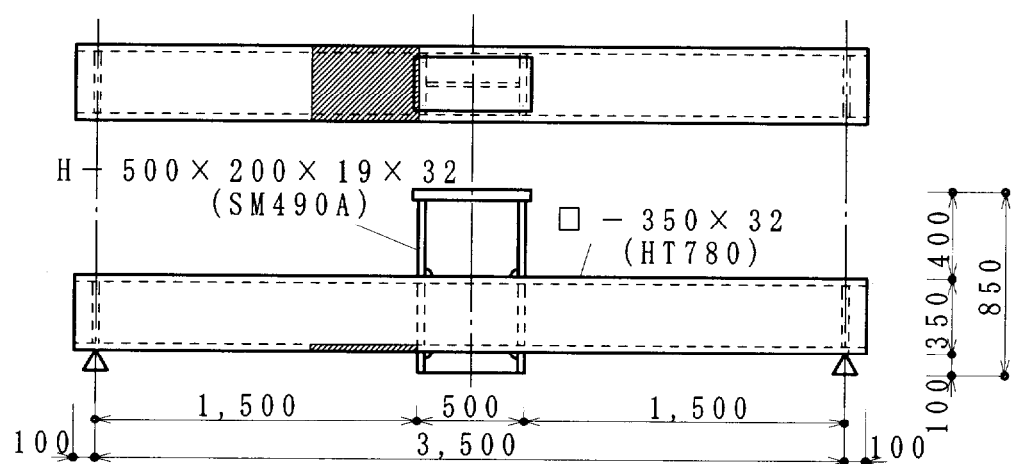


図 4.9 解析対象

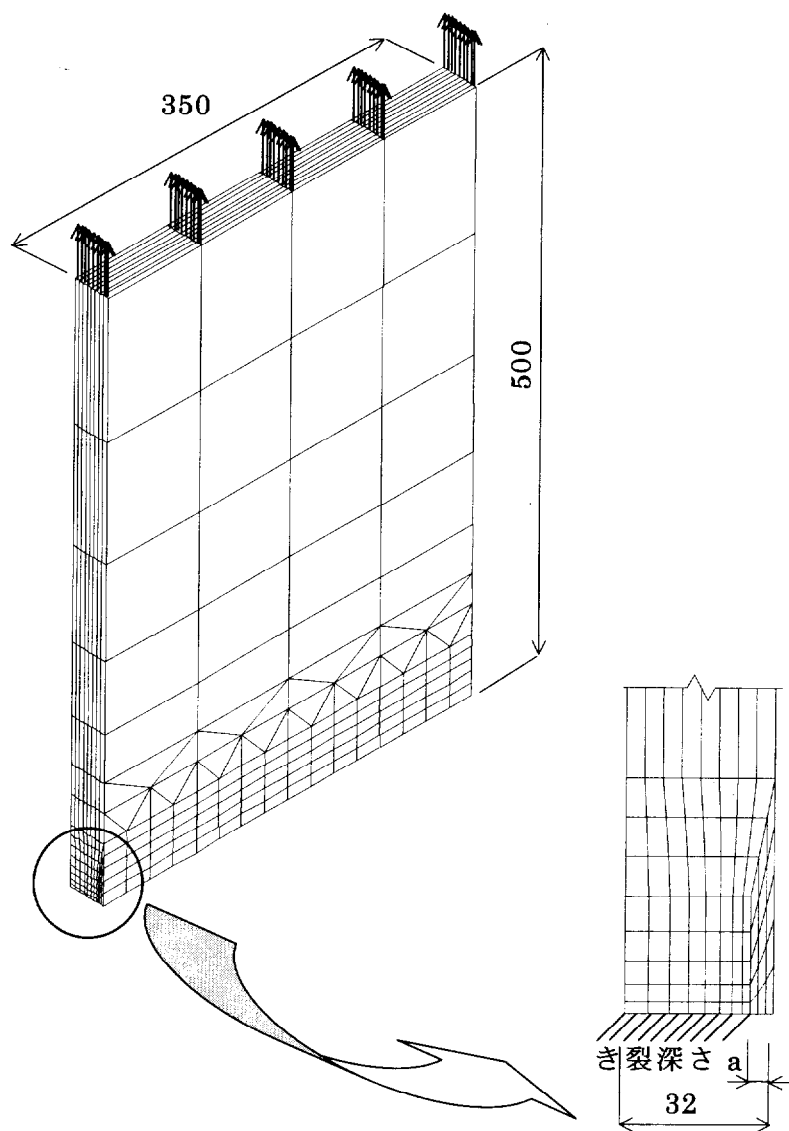


図 4.10 解析モデル

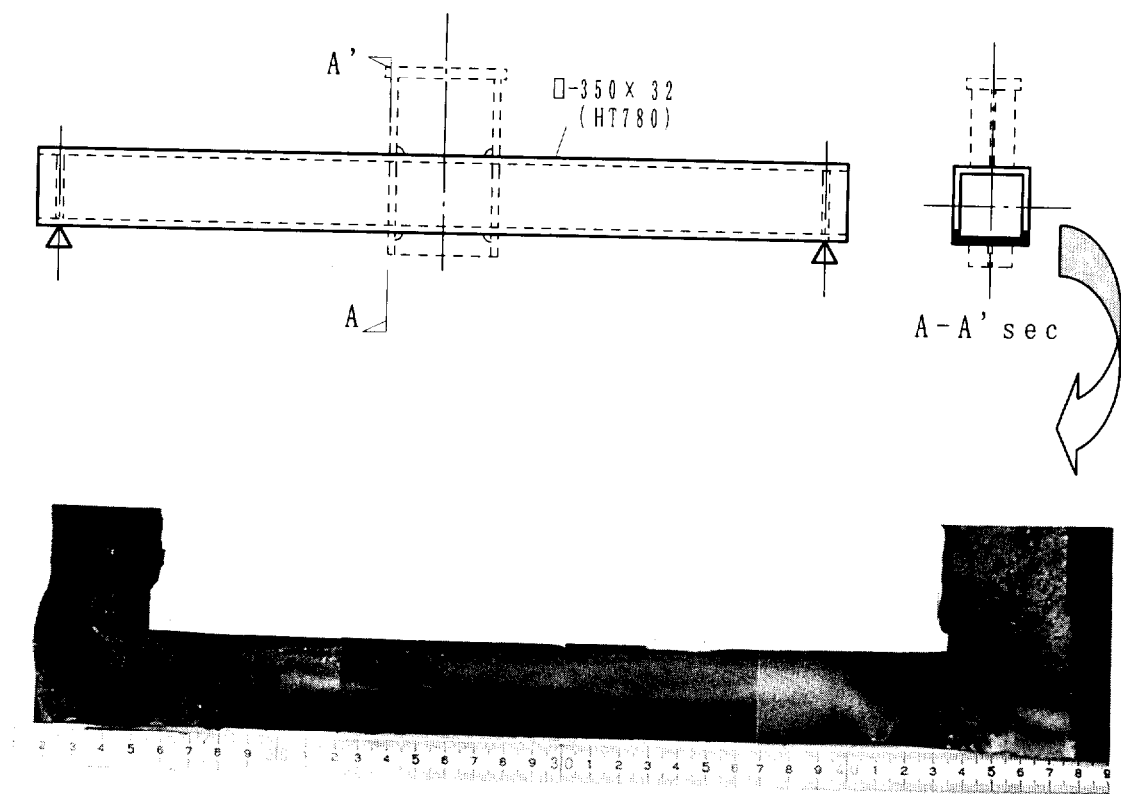


写真 4.3(a) 引張側柱フランジ破面(D 試験体)

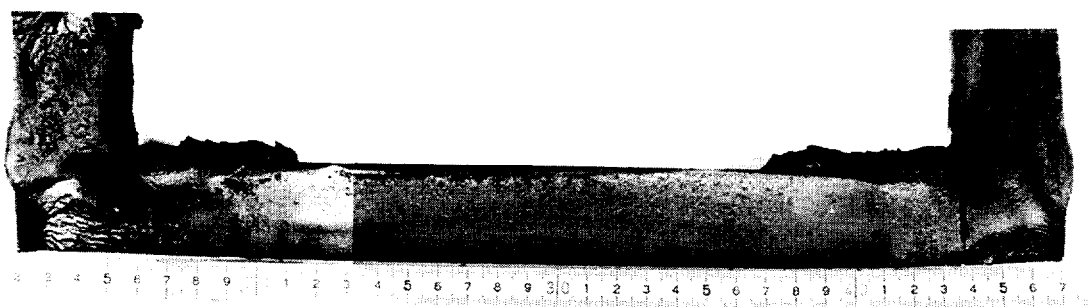


写真 4.3(b) 引張側柱フランジ破面(E 試験体)

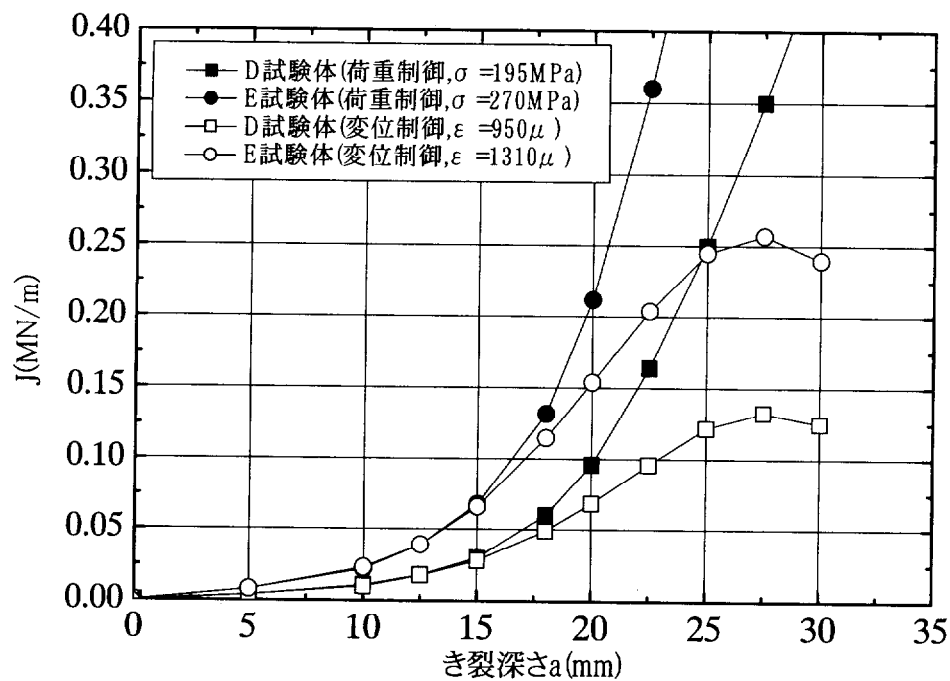


図 4.11 J -き裂深さ a 関係

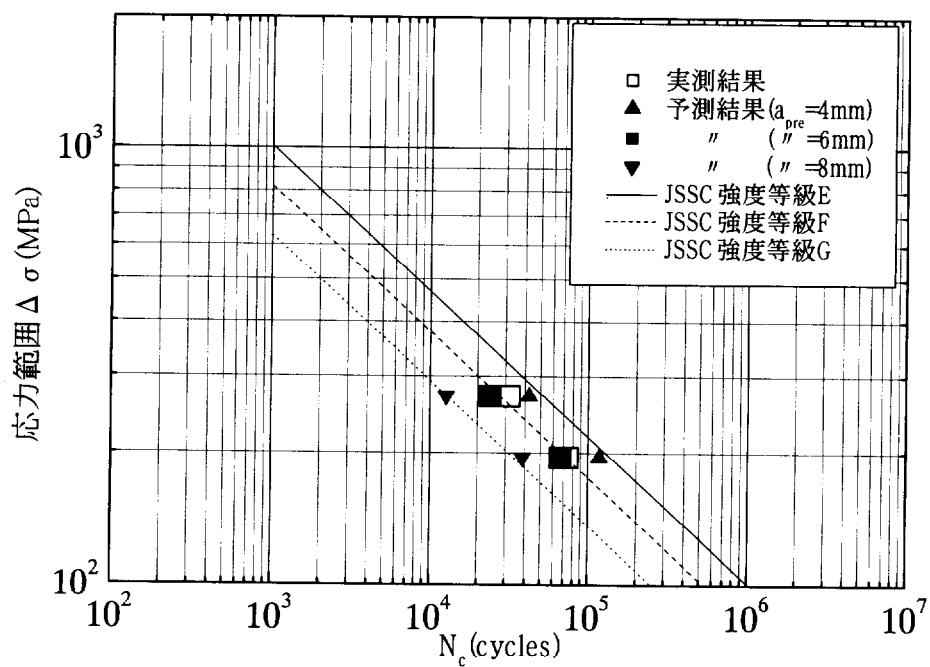


図 4.12 予測結果と実測結果の比較

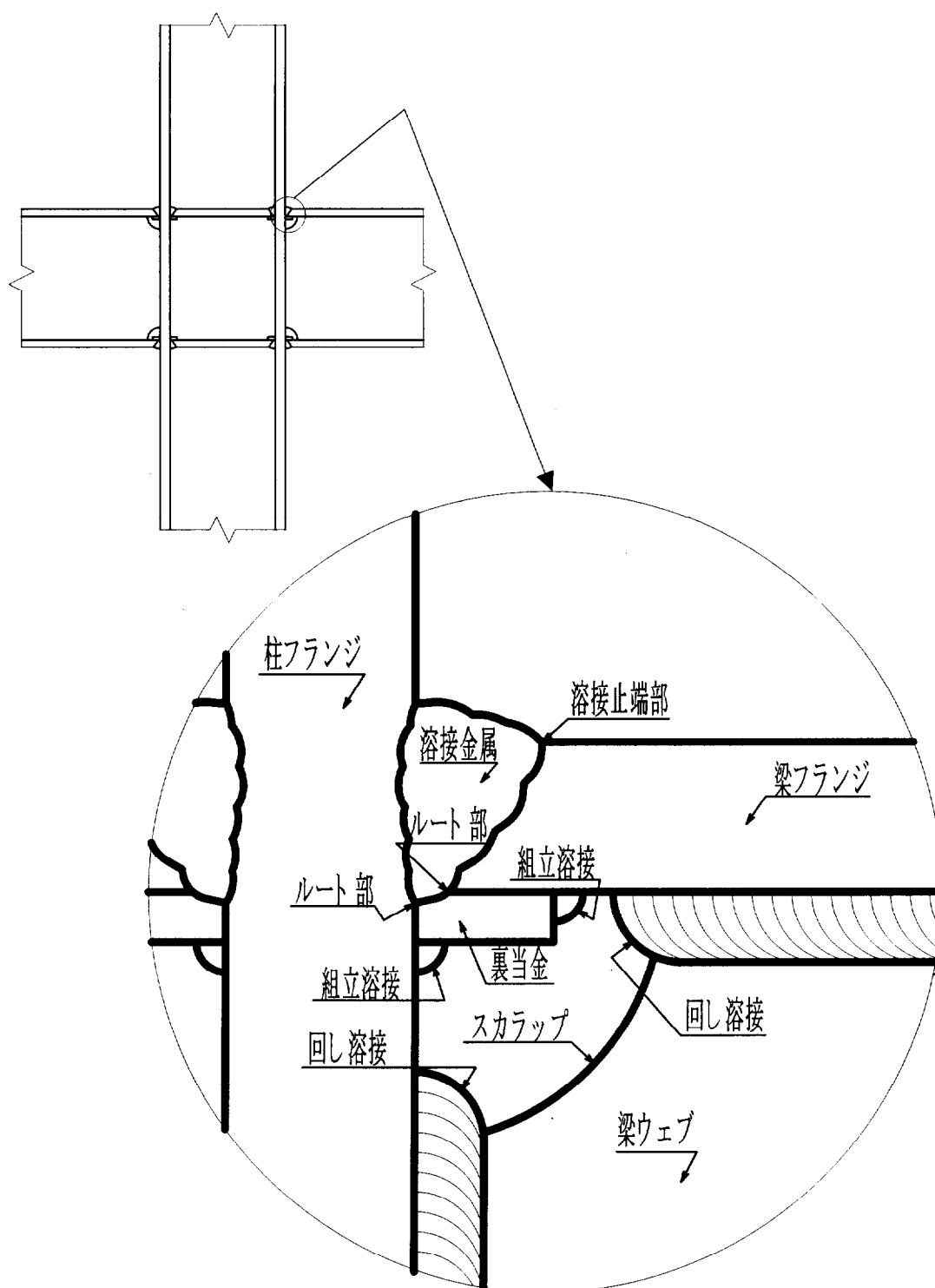


図 4.13 柱梁接合部(T 形完全溶込み溶接継手)の詳細

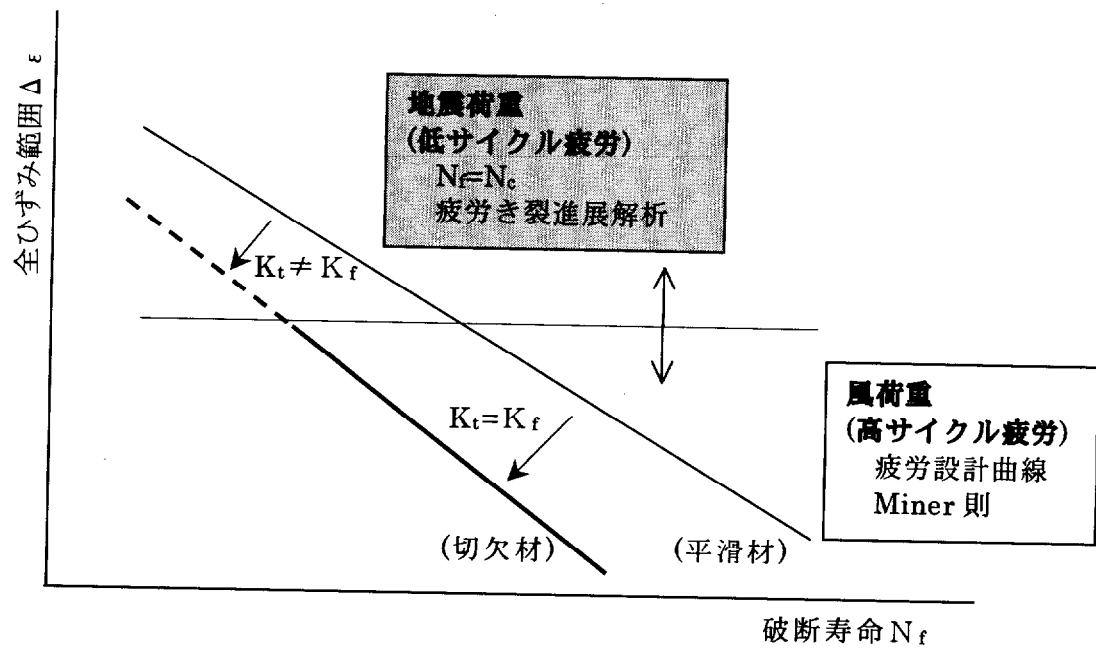


図 4.14 提案手法の基本的な考え方

第 5 章

結 論

本研究では、破壊靱性と疲労特性に着目した基礎的な建築用鋼材の特性評価を行い、鋼構造建築物を対象として、大規模降伏状態において有効な J 積分を用いた破壊力学手法を導入して、疲労損傷を考慮した構造健全性評価の基本的な考え方と手法を提案し、本手法の有効性を検証した。得られた結果については各章の結言で示したが、以下で再度総括して示す。

第1章では、疲労損傷を考慮した鋼構造建築物の構造健全性評価の必要性とその意義について述べ、従来の研究の概観を示し、本研究の目的を示した。

第2章では、引張強度の増大に伴い、①欠陥に対する感受性が高くなること、②破壊靱性の低下が懸念されることから、建築用鋼材として使用実績のある中で、引張強度が最大となる HT780 を選定し、従来までほとんど考慮されていなかった建築用鋼材の弾塑性破壊靱性に着目し、弾塑性破壊靱性試験を実施し、その定量的評価を行うとともに、評価方法が確立されていない遷移温度領域における弾塑性破壊靱性の新しい評価方法を試みた。その結果、遷移温度領域における J -ストレッチゾーン幅 SZW 関係より得られる、鈍化直線上で安定き裂進展が開始する K_{I0} は、脆性破壊の破壊靱性の下限値を示しており、平面ひずみ破壊靱性 K_{Ic} とみなすことができることを提案した。

第3章では、小型から実大柱梁十字骨組に及ぶ疲労特性を明らかにすることを目的とし、素材と溶接継手の疲労試験を行い、破断寿命とき裂発生寿命に着目して、溶接継手の疲労強度減少係数 K_f に及ぼす弾性応力集中係数 K_t の影響を明らかにし、低サイクル疲労の場合には、破断寿命を基準にした疲労強度減少係数による寿命予測は、過度に安全側になること、き裂発生寿命を基準にした疲労強度減少係数による寿命予測は、裕度を比較的小さくできることを示し、高サイクル疲労特性は溶接止端部の弾性応力集中係数 K_t に支配され、低サイクル疲労特性はき裂進展寿命を用いて評価することが合理的であることを提案した。

第4章では、引張と圧縮の両振りの塑性変形が卓越する大規模降伏状態の極低サイクル疲労き裂進展特性を明らかにし、第3章で得られた高サイクルから低サイクルに至る疲労特性の知見を活用し、風荷重(高サイクル疲労)と大規模の地震荷重(極低サイクル疲労)の場合の疲労損傷を考慮した構造健全性評価の基本的な考え方を提案した。風荷重の場合には、弾性応力集中係数 K_t が疲労強度減少係数 K_f とほぼ一致するため、従来通りの疲労設計曲線と Miner 則を用いた疲労特性の評価を行う。溶接止端部または溶接欠陥の K_t と N_f に着目すれば、さらに精度が高く、裕度を減じた予測が可能となる。この場合、構造部材は小規模降伏状態となり、ほぼ弾性となり、許容応力度で構造健全性を評価する現行の建築構造の弾性(1次)設計に対応した考え方となる。

一方、大規模の地震荷重の場合には、風荷重により発生すると想定した疲労き裂を初期欠陥と設定し、静的 R 曲線を疲労き裂進展特性に設定した疲労き裂進展解析を行い、き裂進展寿命を設計寿命とみなすことが合理的である。現行の建築構造設計では、

大規模の地震荷重の場合には、鋼構造建築物に多少の損傷が生じて、人命に危険を及ぼすような建築物の破壊を防ぐという考え方に基礎を置いている。つまり、疲労き裂の発生と進展という疲労損傷を容認した本考え方は、最大応力発生位置の塑性化という非可逆的な構造損傷を容認した現行の建築構造の塑性(2次)設計に対応した考え方となる。

この場合、両者が重畳する相互作用の影響を考慮する必要はない。なぜならば、大規模の地震荷重の場合の評価において、き裂発生寿命を無視し、これを裕度としており、風荷重の場合の疲労寿命はき裂発生寿命に含まれるからである。勿論、鋼構造建築物が地震荷重を受け、疲労損傷が懸念される場合には、その後の使用に対して、検査と風荷重に対する再評価が必要である。

さらに、一歩進めて、風荷重と大規模の地震荷重の両方を対象とした場合においても、初期欠陥からのき裂進展寿命評価を行い、き裂進展寿命を設計寿命とみなす方法が考えられる。この方法は、航空機分野において一般的に採用されている損傷許容設計の考え方と同じである。溶接止端部または溶接欠陥からのき裂発生の容認(き裂発生寿命の無視)は、疲労特性の評価の合理化ばかりでなく、溶接施工・検査の合理化にも寄与する。ただし、本手法は、溶接欠陥の容認の是非を含め、経済性と安全性の調和の図り方に関する問題であると考えられる。

印刷論文

1. 審査論文(*印は当研究論文作成に用いた論文を示す。)

1. 1 日本建築学会構造系論文集

- 1) 山場良太, 萩原行人, 望月晴雄, 山下達雄, 金谷研, 深沢隆, 田沼良一: 建築用厚板 HT780 鋼板および溶接施工法の開発, 日本建築学会構造系論文集第 472 号, pp.129~137, 1995.6
- 2) 萩原行人, 上遠野明夫, 鈴木孝彦, 深沢隆, 田沼良一: 柱材に HT780 鋼を用いた柱梁十字骨組の履歴特性に関する研究, 日本建築学会構造系論文集第 482 号, pp.103~112, 1996.4
- * 3) 田沼良一, 深沢隆, 小林英男: 高強度鋼材の弾塑性破壊靱性評価方法に関する研究—建築用新 HT780 鋼を対象材とした場合—, 日本建築学会構造系論文集第 497 号, pp.167~174, 1997.7
- 4) 本郷榮次郎, 深沢隆, 松尾康博, 田沼良一, 岡田創: 偏心接合される塔状鋼管トラス骨組の構造特性に関する研究, 日本建築学会構造系論文集第 498 号, pp.121~128, 1997.8
- * 5) 田沼良一, 深沢隆, 小林英男: 高強度鋼材を用いた十字溶接継手の疲労特性に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 531 号, pp.149~156, 2000.5
- * 6) 田沼良一, 小林英男: 高強度鋼材の極低サイクル疲労き裂進展特性に関する研究, 日本建築学会構造系論文集第 553 号, pp.105~112, 2002.3

1. 2 国際会議

- 1) Yukito Hagiwara, Akio Kadono, Takahiko Suzuki, Isao Kubodera, Takashi Fukasawa, Yoshikazu Tanuma : *Study on Application of HT780 High Strength Steel Plate to Structural Member of Super High-Rise Building(Part.2 Reliability Inspection of the Structure)*, Proceedings of the Fifth East Asia-Pacific Conference on Structural Engineering and Construction Volume 3, pp.2289~2294, Australia, 25-27 July, 1995
- 2) Yukito Hagiwara, Akio Kadono, Takahiko Suzuki, Takashi Fukasawa, Yoshikazu Tanuma : *Study on Application of HT780 High Strength Steel Plate to Structural Member of Super High-Rise Building*, Proceedings of the International Conference on Lightweight Structures in Civil Engineering Volume 2, pp.829~834, Warsaw, 25-29 September, 1995

2. その他

2. 1 日本鋼構造協会鋼構造年次論文報告集

- 1)山岸啓利, 伊沢健, 深沢隆, 松尾康博, 田沼良一: 偏心接合される塔状鋼管トラス骨組の構造特性に関する研究, 日本鋼構造協会鋼構造年次論文報告集第1巻, pp.225~232, 1993.7
- 2)萩原行人, 上遠野明夫, 鈴木孝彦, 深沢隆, 田沼良一: 柱材に HT780 鋼を用いた柱梁十字骨組の履歴特性に関する研究, 日本鋼構造協会鋼構造年次論文報告集第2巻, pp.375~382, 1994.11

2. 2 日本建築学会大会学術講演梗概集

- 1)鈴木敏郎, 小河利行, 田沼良一: リブで補剛された板要素の塑性局部座屈挙動, 日本建築学会大会学術講演梗概集(中国), pp.1451~1452, 1990.10
- 2)鈴木敏郎, 小河利行, 田沼良一, 中川治雄, 小森眞, 木村克次, 川辺一洋, 宮下真一: 集合支柱材の力学挙動に関する研究(その1 概要及び解析), 日本建築学会大会学術講演梗概集(東北), pp.1315~1316, 1991.9
- 3)鈴木敏郎, 小河利行, 田沼良一, 中川治雄, 小森眞, 木村克次, 川辺一洋, 宮下真一: 集合支柱材の力学挙動に関する研究(その2 模型実験), 日本建築学会大会学術講演梗概集(東北), pp.1317~1318, 1991.9
- 4)鈴木敏郎, 小河利行, 五十嵐規矩夫, 田沼良一, 澤田毅: 鋼構造部材を構成する板要素の局部座屈に対する相互作用に関する研究(その1 概要および短柱実験), 日本建築学会大会学術講演梗概集(東北), pp.1339~1340, 1991.9
- 5)鈴木敏郎, 小河利行, 五十嵐規矩夫, 田沼良一, 澤田毅: 鋼構造部材を構成する板要素の局部座屈に対する相互作用に関する研究(その2 はり曲げ実験), 日本建築学会大会学術講演梗概集(東北), pp.1341~1342, 1991.9
- 6)鈴木敏郎, 小河利行, 五十嵐規矩夫, 田沼良一, 澤田毅: 鋼構造部材を構成する板要素の局部座屈に対する相互作用に関する研究(その3 数値解析による一般性状), 日本建築学会大会学術講演梗概集(東北), pp.1343~1344, 1991.9
- 7)木村祥裕, 鈴木敏郎, 小河利行, 五十嵐規矩夫, 田沼良一, 石田大三: 鉄骨はり部材の塑性変形性能改善に関する研究(その1 実験), 日本建築学会大会学術講演梗概集(北陸), pp.1151~1152, 1992.8
- 8)石田大三, 鈴木敏郎, 小河利行, 五十嵐規矩夫, 田沼良一, 木村祥裕: 鉄骨はり部材の塑性変形性能改善に関する研究(その2 解析), 日本建築学会大会学術講演梗概集(北陸), pp.1153~1154, 1992.8
- 9)田沼良一, 深沢隆, 上遠野明夫, 鈴木孝彦: HT780 鋼の建築構造部材への適用研究

- (その 9 HT780 鋼箱形断面柱－SM490 鋼 H 形梁十字骨組繰返し載荷試験の概要), 日本建築学会大会学術講演梗概集(関東), pp.1169～1170, 1993.9
- 10)瀬戸厚司, 萩原行人, 深沢隆, 田沼良一: HT780 鋼の建築構造部材への適用研究(その 11 大型モデル試験体の疲労特性), 日本建築学会大会学術講演梗概集(東海), pp.1405～1406, 1994.9
- 11)石田交広, 深沢隆, 田沼良一, 萩原行人, 上遠野明夫, 鈴木孝彦: HT780 鋼の建築構造部材への適用研究(その 12 HT780 箱形断面柱－SM490H 形梁十字骨組繰返し載荷試験), 日本建築学会大会学術講演梗概集(東海), pp.1407～1408, 1994.9
- 12)田沼良一, 中込忠男, 見波進, 深沢隆, 新井聡: 柱梁接合部の脆性破壊に及ぼす柱軸力の影響に関する研究(その 1 ローカル・クリテリアにおける破壊限界応力・ワイブル応力の決定), 日本建築学会大会学術講演梗概集(東海), pp.1433～1434, 1994.9
- 13)見波進, 中込忠男, 深沢隆, 田沼良一, 新井聡: 柱梁接合部の脆性破壊に及ぼす柱軸力の影響に関する研究(その 2 柱軸力が柱梁溶接接合部の破壊に及ぼす影響), 日本建築学会大会学術講演梗概集(東海), pp.1435～1436, 1994.9
- 14)新井聡, 中込忠男, 見波進, 深沢隆, 田沼良一: 柱梁接合部の脆性破壊に及ぼす柱軸力の影響に関する研究(その 3 ローカル・クリテリアによる柱梁溶接接合部の破壊の検討), 日本建築学会大会学術講演梗概集(東海), pp.1437～1438, 1994.9
- 15)田沼良一, 小林英男: 建築用新 HT780 鋼の弾塑性破壊靱性評価, 日本建築学会大会学術講演梗概集(近畿), pp.229～230, 1996.9
- 16)今川智文, 深沢隆, 田沼良一: 柱梁十字骨組の変形能力に及ぼす構成要素耐力比, 柱降伏軸力比の影響に関する解析的検討, 日本建築学会大会学術講演梗概集(近畿), pp.547～548, 1996.9
- 17)田沼良一, 深沢隆, 小林英男: 建築用 HT780 鋼の低サイクル疲労特性評価, 日本建築学会大会学術講演梗概集(関東), pp.507～508, 1997.9
- 18)今川智文, 本郷榮次郎, 深沢隆, 田沼良一: 鋼管鉄塔の腹材端部鋳鋼十字継手の開発(その 1 設計方法の検討), 日本建築学会大会学術講演梗概集(関東), pp.547～548, 1997.9
- 19)新井聡, 本郷榮次郎, 深沢隆, 田沼良一: 鋼管鉄塔の腹材端部鋳鋼十字継手の開発(その 2 構造安全性確認試験), 日本建築学会大会学術講演梗概集(関東), pp.549～550, 1997.9
- 20)皿海康行, 斎藤英明, 横山治男, 青柳隆之, 坂本真一, 田沼良一: 梁端ディテールの違いが角形鋼管柱・H 形断面梁接合部における梁端仕口部の構造性能に及ぼす影響, 日本建築学会大会学術講演梗概集(九州), pp.373～374, 1998.9
- 21)山崎智之, 本郷榮次郎, 小川正浩, 深沢隆, 松尾康博, 田沼良一: H 形鋼特殊腕金を有する景観配慮鋼管鉄塔の構造特性に関する研究(その 1 骨組概要および荷重と部材応力の関係), 日本建築学会大会学術講演梗概集(九州), pp.971～972, 1998.9

- 22)田沼良一，本郷榮次郎，小川正浩，山崎智之，深沢隆，石田交広：H形鋼特殊腕金を有する景観配慮鋼管鉄塔の構造特性に関する研究(その 3 両端に溝形一面せん断ボルト継手を有する腹材の座屈耐力)，日本建築学会大会学術講演梗概集(九州)，pp.975～976，1998.9
- 23)田沼良一，貫井泰，横山治男，山中浩孝，皿海康行，坂本真一：溶接組立 H 形鋼による梁端仕口部スカラップ端部の溶接処理に関する実験的研究，日本建築学会大会学術講演梗概集(中国)，pp.491～492，1999.9
- 24)田沼良一，小林英男：建築用鋼材の極低サイクル領域における疲労き裂進展特性に関する研究，日本建築学会大会学術講演梗概集(東北)，pp.429～430，2000.9
- 25)内山政彦，橋本篤秀，内藤恵介，田沼良一，加藤崇：ダイヤフラムレス柱梁接合部の弾塑性挙動に関する研究(その 1 設計概念および実験概要)，日本建築学会大会学術講演梗概集(東北)，pp.617～618，2000.9
- 26)内藤恵介，橋本篤秀，内山政彦，田沼良一，加藤崇：ダイヤフラムレス柱梁接合部の弾塑性挙動に関する研究(その 2 接合部耐力・剛性に及ぼす形状効果の影響)，日本建築学会大会学術講演梗概集(東北)，pp.619～620，2000.9
- 27)加藤崇，橋本篤秀，内藤恵介，内山政彦，田沼良一：ダイヤフラムレス柱梁接合部の弾塑性挙動に関する研究(その 3 接合部耐力・剛性と補剛効果)，日本建築学会大会学術講演梗概集(東北)，pp.617～618，2000.9
- 28)内山政彦，田沼良一，佐藤浩幸，内藤恵介，橋本篤秀：ダイヤフラムレス柱梁接合部の弾塑性挙動に関する研究(その 4 引張載荷時の局部挙動)，日本建築学会大会学術講演梗概集(関東)，pp.857～858，2001.9
- 29)田沼良一，内山政彦，佐藤浩幸，内藤恵介，橋本篤秀：ダイヤフラムレス柱梁接合部の弾塑性挙動に関する研究(その 5 接合部の局部挙動)，日本建築学会大会学術講演梗概集(関東)，pp.859～860，2001.9
- 30)内藤恵介，内山政彦，田沼良一，佐藤浩幸，橋本篤秀：ダイヤフラムレス柱梁接合部の弾塑性挙動に関する研究(その 6 パネルの弾塑性挙動)，日本建築学会大会学術講演梗概集(関東)，pp.861～862，2001.9

謝 辞

研究にあたり、終始懇切かつ適切なる御指導・御助言を賜りました恩師 東京工業大学 小林英男教授に心より感謝の意を表します。

東京工業大学 中村春夫教授、轟章助教授にも親切なご指導を頂き感謝申し上げます。また、同学土木工学専攻の三木千壽教授、同学建築学専攻の小河利行教授には、本論文について有益な御討論を頂き感謝申し上げます。

本研究に携わる機会と多大なる御援助を賜りました株式会社巴コーポレーション野澤睦雄会長、松丸宏社長、副社長久保寺勲博士をはじめとする役員の方々に深く御礼申し上げます。

本研究に携わる機会を賜り、さらに研究にあたり御指導・御助言を頂きました株式会社巴技研社長 菊池昌利博士に深く御礼申し上げます。

実験および解析を行うにあたり、御指導・御協力を頂きました東京工業大学技官 小出孝道氏、同学助手 島村佳伸博士に厚く御礼申し上げます。

本論文の作成に貴重なる御助言を賜りました株式会社巴コーポレーション 深沢隆博士、植木隆司博士、正岡典夫博士に厚く御礼申し上げます。

また、本研究を進めるにあたり、仕事上での御支援を頂きました松尾康博氏、岡村俊良氏、石田交広博士、新井聡氏、淡島毅弘氏、上村充範博士をはじめとする株式会社巴コーポレーションの方々に御礼申し上げます。

さらに、本供試材料は、Super High-rise Building 委員会(委員長：藤本盛久東京工業大学名誉教授、構成員：中込忠男信州大学教授、新日本製鐵株式会社、日鐵溶接工業株式会社、株式会社巴コーポレーション、株式会社巴技研)における研究開発により得られたものであり、関係各位に深く感謝致します。

田沼 良一