

崇城大学博士論文

混合モードの影響を考慮した
梁端溶接部の脆性破壊予測に関する研究

2023年3月

赤星 拓哉

目 次

第1章 序論-----	1
1.1 研究の背景と主題 -----	2
鋼構造建築物における脆性破壊の発生	
脆性破壊の要因と評価対象	
破壊力学的アプローチによる脆性破壊評価	
塑性拘束の影響を考慮した脆性破壊評価	
混合モード下にあるき裂材の脆性破壊評価	
本研究の目的	
1.2 本論文の構成-----	6
第1章 序論（本章）	
第2章 既往の研究	
第3章 柱梁接合部をモデル化した試験体の破断実験	
第4章 柱梁接合部をモデル化した試験体の有限要素解析	
第5章 ワイブル応力を用いた脆性破壊の予測	
第6章 き裂先端のモードの違いを考慮した破壊予測	
第7章 総括	
参考文献	
第2章 既往の研究-----	12
2.1 経緯と概要 -----	12
2.2 モードの影響を加味した脆性破壊の予測に関する既往の研究 -----	14
参考文献	
第3章 柱梁接合部をモデル化した試験体の破断実験 -----	18
3.1 序 -----	18
3.2 実験概要-----	19
3.2.1 試験体概要	
3.2.2 完全溶込溶接概要	
3.2.3 実験変数	
3.2.4 実験装置および载荷方法	
3.3 素材特性-----	25
3.3.1 シャルピー衝撃試験	
3.3.2 引張試験	
3.4 実験結果-----	27
3.4.1 実験終了状況	
3.4.2 破壊形態	

3.4.3	耐力および変形性能	
3.4.4	塑性変形能力	
3.5	まとめ	34
	参考文献	
第4章	有限要素解析	36
4.1	序	36
4.2	解析概要	36
4.3	解析条件	37
4.4	解析手順	38
4.5	曲げモーメント変形角関係	39
4.6	き裂先端の応力・ひずみ状態	40
4.7	まとめ	46
	参考文献	
第5章	ワイブル応力を用いた脆性破壊の予測	48
5.1	序	48
5.2	破壊予測手法	48
5.2.1	ワイブル応力の概要	
5.2.2	限界ワイブル応力を用いた脆性破壊の予測	
5.3	破壊靱性試験による限界ワイブル応力の算出	49
5.3.1	破壊靱性試験	
5.3.2	ワイブル形状係数の決定	
5.3.3	限界ワイブル応力の決定	
5.4	破壊予測結果	53
5.5	まとめ	54
	参考文献	
第6章	き裂先端のモードの違いを考慮した破壊予測	56
6.1	序	56
6.2	混合モード比の定義	56
6.3	四点せん断試験による混合モード比の検証	57
6.3.1	四点せん断試験	
6.3.2	解析条件が混合モード比に及ぼす影響	
6.4	モードの違いと破壊予測精度の関係	60
6.5	混合モード比を用いた破壊予測の補正	62
6.6	まとめ	64
第7章	総括	66

7.1 結論	66
7.2 今後の課題	68
発表論文	69
謝辞	71

第 1 章 序論

第 1 章 序論

1.1 研究の背景と主題

鋼構造建築物における脆性破壊の発生

2011 年の東方地方太平洋沖地震、2016 年の熊本地震をはじめ、わが国では M7 に達する大規模な地震が発生し甚大な被害をもたらした。今後、活断層に起因する大地震が都市部で発生した場合、鋼構造建築物においてもこれまでにない被害が予測される。塑性変形によるエネルギー吸収能力に期待する鋼構造建築物では、主架構部材の靱性の確保は設計の大前提である。現在、国内の多くの建物が該当する構造設計ルート 3^{1.1)}では二次設計の際、部材に塑性ヒンジが形成された箇所をピンと見なして崩壊メカニズムを評価し建物の必要保有水平耐力を算出する。一般に鋼材では、形状の特異点や材料の不均一部などにひずみが集中することで延性き裂が発生、安定成長し、部材の最大耐力に達した後で終局状態に至る。しかし複雑な応力状態にある溶接接合部やスカラップ底では、部材が保有する耐力に達する前に急激に破断に至る脆性破壊が発生することがある。鋼材の脆性破壊はき裂が瞬間的に伝播する破壊形式であり、発生した瞬間に部材の耐力は零となる。このような破壊が発生してしまえば、構造設計による安全性の保障は意味をなさない。

1994 年 1 月、アメリカ合衆国カリフォルニア州ノースリッジでは、M6.8 の地震が発生し建築構造物においてはじめて脆性破壊が確認された^{1.2)}。過去、脆性破壊の危険性は船舶、橋梁、原子圧力容器などを対象に問題視されていたが、建築構造物においても脆性破壊が起きることが明らかとなり大きな課題となった。国内においても 1995 年 1 月、M7.2 を記録した兵庫県南部地震において、溶接接合部の脆性破壊が多数確認された^{1.3)}。近年の技術開発に伴い大断面部材を用いた接合部製作が可能となり、建築物の大スパン化、大型化が進んだ結果、鋼構造建築物においても脆性破壊の問題が顕在化したと考えられる。しかしながら鋼構造建築物の設計において、脆性破壊による倒壊を防止する基準は確立されていない。

脆性破壊の要因と評価対象

兵庫県南部地震では様々な破壊が報告されたが、特に破壊が多い箇所はラーメン骨組接合部の梁端部であった^{1.4)}。特に、溶接欠陥あるいは下フランジ側ウェブに設けられたスカラップ底から発生した延性き裂に起因した脆性破断が顕著であった。震災後の実大柱梁接合部の繰り返し载荷による実験^{1.5)}においても、スカラップ底やエンドタブ周辺の形状の特異点から進展した延性き裂を起点とする脆性破壊の発生が報告された。欠陥に起因する問題として、エンドタブが位置する溶接始末端部には溶接欠陥が発生しやすい。止端部においてはスラグ巻き込み等の切欠き半径 0.02 mm 程度の欠陥が存在する場

合、溶着金属から延性き裂が発生し、成長してボンド部に達した後脆性破壊への転化が起こる。この破壊形態は複雑であり、溶接止端部等のき裂の発生条件、き裂が延性的に進展する条件、き裂が脆性的に進展する条件、延性的なき裂進展が脆性的進展へ移行する条件、の4つの問題が挙げられている。

一方でスカラップから発生する脆性破壊は、スカラップ底から進展した延性き裂が起点となる。文献^{1.5)}では、延性き裂を生じさせる従来型のスカラップ底のひずみ集中は、改良型スカラップを用いることで緩和されることが併せて示されている。現在では JASS6 型と呼ばれる複合円型スカラップ^{1.6)}が広く使用されるものの、スカラップ底のひずみ集中は大幅に緩和されてはいない。接合部の性能を確保するためには、スカラップ底から延性き裂が発生するか、発生した場合に破断に転じるかを評価する必要がある。溶接接合部の簡略化や、ノンスカラップ工法のような裏当て金が省略あるいはウェブで分断されるようなディティールにおいても、ウェブとフランジの交差部の融合不良やスラグ巻込みなどの溶接欠陥を生じる可能性が高くなる。欠陥が発見された場合、欠陥を取り除いた後で再溶接するのが原則だが、現場での再溶接は上向き溶接の場合もあり、新たな欠陥を発生させる危険が大きい。破壊の原因となる恐れのない欠陥に関しては欠陥を補修しないままにするほうが安全な場合も多い。その判断を行うためには、溶接欠陥の脆性破壊発生に対する評価を精度よく行う必要がある。

破壊力学的アプローチによる脆性破壊評価

破壊力学の分野では、き裂材の脆性破壊発生を巨視的な力学状態に関連付けて捉えた指標が発展してきた。Griffith^{1.7)}は研磨等に伴う傷を有する金属材料が交番载荷を受ける場合の材料強度が降伏強度の10分の1以下となる現象を、最小ポテンシャルエネルギーの原理をき裂形成時の表面エネルギーの増加を考慮して拡張することによって説明した。無限遠で一様に応力を受けるき裂材の強度を、表面エネルギーの増加とき裂進展により解放されるエネルギーとの釣り合いから導くものであり、この結果はガラスを用いた実験結果とよく一致する。線形材料についてき裂伝播を説明する Griffith 理論を金属材料へ拡張する方法として Orowan^{1.8)}は、き裂先端の塑性エネルギーの影響を加味すべきことを指摘し、破壊発生の指標としてエネルギー解放率 G を導いた。同時期、Irwin^{1.9)}はき裂先端の応力場を特徴づける応力拡大係数 K を定式化した。 G と K は、小規模降伏条件において一対一に対応する。

K をクライテリアとするには、小規模降伏条件下という制約がある。そこで Wells や Cottrell は、き裂先端開口変位 (Crack tip opening displacement, $CTOD$) によって大規模降伏条件下のき裂材の強度を決定づけられることを示した。一方 Rice^{1.10)} は、き裂先端の周回路上を応力とひずみを関数とした積分、 J 積分値によって非線形弾性体の G を表現できることを明らかにした。更に Hutchinson、Rice、Rosengren^{1.11)}は、非線形弾性体のき裂先端近傍の応力場とひずみ場 (HRR 特異場) が J 積分によって表示されることを示した。、 $CTOD$ と J は Dugdale モデルにより、一対一に対応することが導かれる。

以上の破壊力学パラメータによれば、材料固有の値である破壊靱性値と実際の構造物に作用する破

壊駆動力を比較することで、破壊の発生を評価することができる。小規模降伏条件を満足する場合、 K と G 、 G と J は等価である。大規模降伏条件を超える場合であっても、HRR 特異性が成立する限りは J によってき裂材の破壊評価が可能である。これらの手法は適用範囲内において有用であり、工学的に広く用いられる。しかし近年の報告^{1.12)}などから、塑性拘束の度合いによっては破壊力学パラメータによる評価が過度に安全側の結果となることも明らかとなっている。

塑性拘束の影響を考慮した脆性破壊評価

深いき裂をもつ部材と浅いき裂をもつ部材とでは、他の条件が同一であっても破壊靱性値が異なる。そのため、建築構造物の欠陥をき裂材の曲げ試験から評価しようとする、過度に安全側の結果となる。要因は、き裂先端の塑性拘束の違いと考えられる。

塑性拘束の影響を定量的に補足する試みは、近年着目されてきた。弾性き裂の応力場を級数解で表すとき、小規模降伏状態における応力場の級数解は K でほぼ支配されるが、負荷が増大し小規模降伏を超える状態になると、 T -stress^{1.13)}と呼ばれる第2項目の応力の影響が増加する。 T は塑性拘束が低いき裂材で負の値、塑性拘束が高い場合には正の値をとり、き裂周囲の応力場を緩和もしくは高揚させる。 T -stress によれば塑性拘束に伴うき裂周囲の応力場をうまく記述できるが、弾性き裂の解から得られる理論であるため、き裂先端の塑性域が増大すると適用範囲外となる。大規模降伏条件におけるき裂先端近傍の応力場を級数解で表すと、第1項はHRR 応力解、第2項は降伏応力度に Q パラメータ^{1.14)}を掛けた項で表される。 Q は T と同様、塑性拘束が低いき裂で負の値、高いき裂で正の値をとり、塑性拘束の程度を表すパラメータである。これら T や Q を用いれば、破壊発生時の J 値を適切に整理できる。しかし T や Q は負荷レベルによって変化する値であるため、現実に部材の破壊発生時の値を事前に把握することは困難である。また、三次元問題にどのように適用するかなどの問題がある。

破壊評価に関するもう一方の動きとして、微視的な破壊の発生が部材全体の破壊を決定づけるとする、ローカルアプローチと呼ばれる手法がある。微視的な破壊発生が脆性破壊の発生に等しいと考えれば、脆性破壊の発生機構は最弱リンク理論でモデル化できる。すなわち、材料内に分布する脆弱なマイクロクラックが一定の有効応力に晒された場合に破壊をおこし、その破壊発生を部材全体の破壊とするモデルである。最弱リンクモデルの破壊確率は Weibull によって、ワイブル分布^{1.15)}に基づくことが示された。脆性破壊を最弱リンクモデルと見做すという考えに基づき、Beremin^{1.16)}は、新たな破壊評価指標としてワイブル応力と呼ばれるパラメータを提案した。ワイブル応力は、破壊を引き起こす有効応力をき裂先端のプロセスゾーン内で重みづけ積分した形で表される。ワイブル応力を用いた破壊限界値は材料固有のものとなる。そのため脆性破壊の評価指標として着目されており、温度依存性の他、寸法効果や塑性拘束の影響を受けないことが数々の研究により明らかとされてきた^{例えば1.17)}。

混合モード下にあるき裂材の脆性破壊評価

実構造物には一般に、単純な引張のみではなく、曲げ、ねじりなどの複雑な荷重が作用する。これによってき裂先端には図 1.1 のように、開口型（モード I）、面内せん断型（モード II）、面外せん断型（モード III）が複合的に作用する。例えば Qian らは鋼管 K 継手の溶接始末端部の欠陥を対象とした解析的研究^{1.18)}において、破壊の危険があるき裂にモード II が卓越して作用する例を示した。ワイブル応力を用いた破壊評価値はモード I において試験片形状や荷重様式に依存しないことが実証されているが、混合モード下においては必ずしも一意に定まらない。Bass らの行った二軸荷重下におけるワイブルアプローチの評価に関する実験^{1.19)}では、一軸荷重下と二軸荷重下で破壊発生が異なるにもかかわらず、ワイブル応力による限界値は二軸と一軸とでほぼ同じ値であることが示された。清水らはフェライト鋼の破壊靱性に二軸効果が及ぼす影響に関する研究^{1.20)}によって、混合モード荷重下においては従来のワイブル応力による評価をそのまま適用できないことを指摘している。

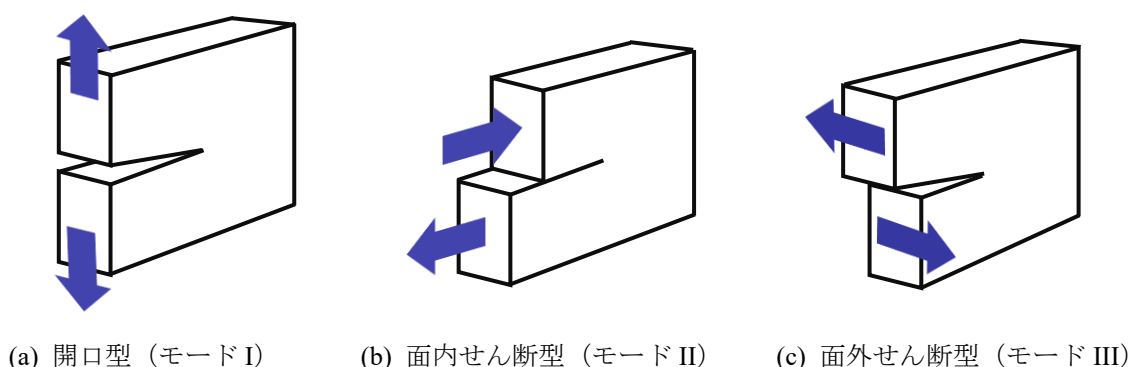


図 1.1 通しダイアフラム形式柱梁接合部

本研究の目的

建築構造の分野において、都市直下型の地震を念頭に置いた大変形後の脆性破壊を対象とするものは少ない。造船や溶接の分野では脆性破壊の評価指標として期待されるワイブル応力に着目した研究が行われており、大規模降伏条件においても高い精度で破壊予測が可能であることが期待される。しかし、建築構造で対象とするような大変形後の脆性破壊に関する知見は少なく、建築構造物の脆性破壊評価にモードの影響を加味する研究については皆無と言える。本研究では、複雑な応力を受ける鋼構造柱梁接合部から発生する脆性破壊を対象とし、モードの影響を加味して破壊予測の精度向上を図る。これにより脆性破壊予測手法の適用範囲を広げ、実構造物の破壊を適切に評価できる手法の確立を目指す。本研究の成果によって、安全かつ合理的な建築構造物製作への寄与することを最終的な目標とする。

1.2 本論文の構成

本論文は7つの章から成る。各章の内容は以下のとおりである。

第1章 序論 (本章)

本論文の研究背景と目的を述べた。過去の震災で確認された鋼構造建築物の脆性破壊発生について触れ、柱梁接合部のスカラップ底や溶接欠陥から発生する延性き裂から脆性破壊への転化を評価する必要性について示し、脆性破壊を評価する手法として破壊力学的手法およびローカルアプローチについて概説した。脆性破壊の温度依存性や塑性拘束の影響についてはワイブル応力を用いることで解決ができるものの、き裂が複雑な変形を受ける場合には適切な評価ができないこと、その解決のためにモードの違いを考慮した破壊予測を提案することが本論文の主題であることを述べた。

第2章 既往の研究

脆性破壊に関する既往の研究について述べ、本研究で用いるワイブル応力の有効性と未解決の問題について説明する。脆性破壊の研究は様々な分野で行われており、ワイブル応力を指標として用いることで、従来よりも精度よく破壊発生を予測できることが明らかとなった。一方、脆性破壊の発生はき裂先端の変形状態に影響されることも指摘されている。き裂の変形は、開口型のモードI、面内せん断型のモードII、面外せん断型のモードIIIの3種に分類される。脆性破壊の評価に使われるJ積分値やワイブル応力はモードIを対象とした指標であり、モードIIやIIIの影響は考慮されていない。大規模降伏状態かつ混合モード下においてはワイブル応力を用いた破壊予測が必ずしも有効でないことが指摘されているが、合理的な解決策はこれまでのところ提示されていない。

第3章 柱梁接合部をモデル化した試験体の破断実験

破壊予測の対象とする実験について述べる。対象とする試験体は、角型鋼管柱とH型鋼梁部材の通しダイアフラム形式接合部をモデル化したものである。接合部に存在する特異点から延性き裂が進展し、部材が高い塑性変形能力を示した後で発生する脆性破壊を実験によって再現することを意図した。試験体は大きく分けて2つ、溶接欠陥を再現したもの（予き裂試験体）とスカラップを再現したもの（スカラップ試験体）である。溶接欠陥は様々な位置、形状のものが想定されることから、予き裂試験体には多数の異なる欠陥を人工的に生成した。実験の結果、いずれの試験体も高い塑性変形能力を示し、人工欠陥やスカラップ底からの延性き裂の進展を確認した。予き裂試験体の多くは、大きく進展した延性き裂の先端から脆性破壊が発生した。スカラップ試験体は、スカラップ底からモードIIが大きい

く作用したと考えられる延性き裂が進展後、実験を終了した。

第4章 柱梁接合部をモデル化した試験体の有限要素解析

三次元有限要素解析によって実験では把握が不可能なき裂先端の応力、ひずみ状態を調査した。試験体の計測結果から解析モデルを作成し引張試験結果を近似した材料定義を用いることで、解析によって実験を再現できた。予き裂型の試験体についてはき裂先端に延性き裂発生条件を満たす高いひずみ集中が見られた。AISC 試験体については顕著なひずみ集中は見られず、延性き裂が大きく進展した実験とは異なる結果となった。延性き裂進展の要因を解析による応力分布から調査したところ、スカラップ底でのせん断応力の集中が特徴的であることを確認した。

第5章 ワイブル応力を用いた脆性破壊の予測

ワイブル応力の考え方を用いて破壊限界値（限界ワイブル応力）を定め、柱梁接合部試験体の破壊予測値と第3章の実験結果とを比較し、限界ワイブル応力の有効性について述べる。ワイブル形状係数は弾塑性破壊靱性試験に準ずる三点曲げ試験（SENB 試験）により決定し、SENB 試験結果より得られた破壊靱性の限界値 J_c に相当するワイブル応力を限界ワイブル応力とした。柱梁接合部試験体の破壊予測曲げモーメント M_{pre} は、各試験体のワイブル応力が限界ワイブル応力に達する際の値とした。特にモード I が支配的と思われる複数の試験体において、 M_{pre} は実験時の最大曲げモーメントとよく一致していた。しかし、モード II が卓越し大きく延性き裂が進展したと思われる試験体については、精度の低い結果となった。

第6章 き裂先端のモードの違いを考慮した破壊予測

モードの違いを加味して M_{pre} を補正することで破壊予測精度を向上させる方法を提案する。SENB 試験と同寸法の試験片に混合モードを加えた四点せん断試験を実施し、き裂先端の応力拡大係数を因数とする混合モード比によって混合モードの割合の定量化を試みた。混合モード比は実用の範囲において、モード I とモード II の割合を適切に評価できると考えられる。混合モード比を用いて第4章の予測精度を分類すると、モード II の影響が増大するにつれて予測結果は実験値から外れることが分かった。そこで混合モード比をパラメータとした補正式により予測値を補正した $corM_{pre}$ を算出したところ、 $corM_{pre}$ はより高い精度で実験結果を捉えた。

第7章 総括

本論文で得られた主な知見を総括する。現行のワイブル応力をそのまま適用した場合の適用限界を示し、

混合モード比を用いた補正方法を組み込むことの有効性を明らかにした。今後、極力モードの影響によらない破壊を排除した試験結果を蓄積し補正式を確立すれば、比較的簡便に算出可能な混合モード比という指標によってモードの影響を加味した破壊予測が可能と考えられる。

参考文献

- 1.1) 国土交通省, 2020 年版 建築物の構造関係技術基準解説書, 2020
- 1.2) Interim guidelines: evaluation, repair, modification and design of welded steel moment frame structures, SAC-95-02, FEMA 267, SAC Joint Venture and Federal Emergency Management Agency, Sacramento and Washington, D.C, 1995.
- 1.3) 1995 年兵庫県南部地震鉄骨構造建築物被害調査報告書, 日本建築学会近畿支部鉄骨構造部会, 1995.5
- 1.4) 豊田政男, 建築鉄骨の破壊とその原因, 建築技術, 第 565 号, pp.104-110, 1997.4
- 1.5) 日本建築学会近畿支部鉄骨構造部会, 通しダイアフラム形式で角型鋼管柱に接続される H 型鋼梁の塑性変形能力に関する実大実験, 1997
- 1.6) 建築工事標準仕様書 JASS6 鉄骨工事, 日本建築学会, 2018
- 1.7) Griffith, Alan Arnold, VI. The phenomena of rupture and flow in solids, Philosophical transactions of the royal society of london. Series A, containing papers of a mathematical or physical character 221, 582-593, pp. 163-198, 1921
- 1.8) Orowan, Egon. Energy criteria of fracture. Massachusetts Inst of Tech Cambridge Dept of Mechanical Engineering, 1954.
- 1.9) Irwin, G. R., J. A. Kies, Fracturing and fracture dynamics, Welding Journal 31.2, pp. 95-100, 1952.
- 1.10) Rice, James R, A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks, pp. 379-386, 1968.
- 1.11) Rice, James R., and GF Rosengren, Plane strain deformation near a crack tip in a power-law hardening material, Journal of the Mechanics and Physics of Solids 16.1, pp. 1-12, 1968.
- 1.12) Sorem, William A., Robert H. Dodds, and Stanley T. Rolfe, Effects of crack depth on elastic-plastic fracture toughness, International Journal of Fracture 47.2, pp. 105-126, 1991.
- 1.13) O'dowd, N. P., C. Fong Shih, Family of crack-tip fields characterized by a triaxiality parameter—I. Structure of fields, Journal of the Mechanics and Physics of Solids 39.8, pp. 989-1015, 1991.
- 1.14) Williams, Max L., On the stress distribution at the base of a stationary crack, pp. 109-114, 1957.
- 1.15) Beremin, FM, A local criterion for cleavage fracture of a nuclear pressure vessel steel, Metallurgical Transactions A, Vol.14A, 2277-2287, 1983.
- 1.16) Weibull, W., A statistical distribution function of wide applicability." Journal of applied mechanics, 1951
- 1.17) Horn, Anthony J., Andrew H. Sherry, Prediction of cleavage fracture from non-sharp defects using the Weibull stress based toughness scaling model, International Journal of Pressure Vessels and Piping 87.12,

pp. 670-680, 2010.

- 1.18) X.Qian., Y., Li, and Z. Ou, Ductile tearing assessment of high-strength steel X-joints under in-plane bending, *Engineering Failure Analysis*, Vol.28, 2013.
- 1.19) Bass, B. R., et al., Fracture assessment of shallow-flaw cruciform beams tested under uniaxial and biaxial loading conditions, *Nuclear engineering and design* 188.3, pp. 259-288, 1999.
- 1.20) Kazuma S., Mitsuru O., Hiroto S., Hiroyasu T., Taichiro K., Loading mode effect on brittle fracture resistance of cracked component under large-scale yielding, *Mechanics of Materials*, Vol.164, 2022.

第2章 既往の研究

第2章 既往の研究

2.1 経緯と概要

溶接接合形式の鋼構造ラーメン架構は高い変形能力を有すると考えられてきた。しかし1994年に発生したノースリッジ地震では、ラーメン架構が実際には十分にその性能を発揮できなかったことが明らかとなった。その後の調査^{2.1)}から、急激な耐力低下を引き起こす脆性破壊が発生していたことが明らかとなり、その要因に溶接部のスラグ巻き込みやルート部の溶込不良が挙げられた。日本においても1995年、兵庫県南部地震の発生によって脆性破壊が確認された。実大サイズの柱梁接合部に繰り返し载荷を行う実験^{2.2)}の結果、接合部のスカラップ底から延性き裂が進展し、脆性破壊に転じたことが確認された。

大変形を伴う建築構造物では、溶接欠陥やスカラップ底などの形状の特異点から進展した延性き裂が安定成長後、脆性破壊に転じる可能性がある。破壊の発生形態は複雑でだが、特異点から脆性破壊が生じる可能性は、図2.1の確率系統図によって整理される^{2.3)}。すなわち、脆性破壊の発生にはき裂が発生する条件、き裂が安定的に成長する条件、最終的に脆性破壊に転化する条件が問題となる。

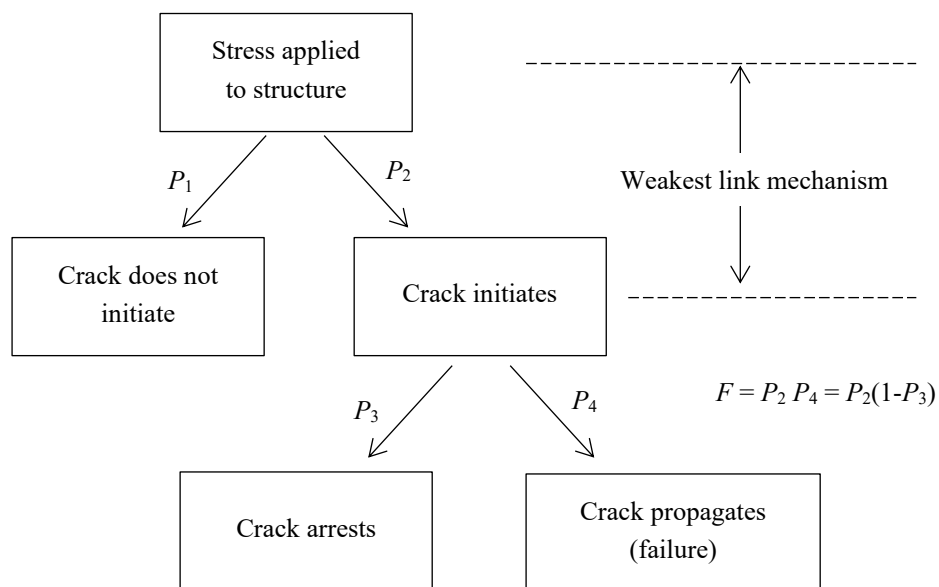


図 2.1 脆性破壊の発生と伝播の確率系統図

脆性破壊の起点となる延性き裂の発生について、円周切欠き付き丸棒の引張試験に基づく解析^{2.4)}より、応力三軸度のピーク値と真一様伸びを用いて延性き裂発生条件を定式化できることが示されている。その後、延性き裂が安定成長し続ければ部材は十分な塑性変形能力を発揮後に終局状態に至る。

発生した延性き裂が脆性破壊に転化するかを予測する手法としては、三点曲げ試験などから得た破壊靱性値^{2.5)}を用いる手法がある。しかし、規格化された三点曲げ試験片の切欠きは板厚の半分ほどであり、実際の構造物に生じ得る欠陥や延性き裂に比べ、き裂先端の塑性拘束が強すぎるとの指摘がある^{2.6)}。塑性拘束の影響を考慮するため、Andersonの提案したToughness scaling model^{2.7)}を応用して破壊靱性値を割り増しする手法が提案された^{2.8)}。東らは、通しダイアフラム形式柱梁接合部の欠陥に対しても、同手法を用いることで塑性拘束の影響を考慮できることを示した^{2.9)}。

一方、ローカルアプローチに基づく脆性破壊の評価パラメータとして、Bereminによりワイブル応力が提案されている^{2.10)}。ワイブル応力を用いた破壊評価は材料試験片を用いた検証によって岩下ら^{2.11)}は、き裂の深さやき裂先端半径に関わらず適用可能であることを示した。

ワイブル応力を用いた破壊予測手法に関して、著者らは通しダイアフラム形式の柱梁接合部を対象として適用性を検証し、塑性拘束の違いによらず試験体の終局耐力を推定できることを示した。しかし、接合部の改良に関する実験的検証では、モードII影響下で延性き裂が進展後に終局状態に至る例が見られ、そのような試験体はワイブル応力による破壊予測手法の適用外という結果であった。

混合モードの影響を明らかにするため、変形初期の応力拡大係数 K_I 、 K_{II} を用いた指標、混合モード比を提案した。 K は前章に示すように大変形問題にそのまま適用できるものではないが、き裂進展のごく初期のモードの割合を定量化するには簡便に算出でき、有用と考えられる。本研究では多数の試験体に従来のワイブル応力による破壊予測手法を適用し、混合モード比との相関から破壊予測手法の改良を試みる。

2.2 モードの影響を加味した脆性破壊の予測に関する既往の研究

ワイブル応力は荷重の負荷様式に影響されないパラメータであることがモード I を対象として検証されてきたものの、モード II やモード III を複合的に受ける際の実験的検証は少なく、混合モード下では従来のワイブル応力をそのまま適用できない可能性が示されている。二軸荷重を対象とした検証では、破壊発生時の J 値は二軸度の増加と共に減少するものの、ワイブル影響はほとんど影響を受けないことが示された^{2.12)}。すなわち、一軸荷重下と二軸荷重下で破壊の限界値が異なるにも関わらず、ワイブル応力による破壊限界値はほぼ同一となってしまうことを意味する。塑性拘束および混合モード荷重状態のいずれにも依存しない破壊評価指標構築のためごく最近の試みとして、弾塑性ローカル破壊駆動力を組み込んだ脆性破壊モデルに基づく拡張ワイブル応力が提案されており、従来法に比較して精度良い予測結果を与えることが示されている^{2.13)}。しかし弾塑性ローカル破壊駆動力は概ね 2~5%程度の相当塑性ひずみレベルの弾塑性変形状態を対象としていることに注意が必要である。

混合モード下でき裂が進展する例は、建築構造物の接合部を対象とした実験でも報告されている^{2.14)}。モードの影響を加味した破壊予測を行う必要があるにも関わらず、現在、有効な手法は見つかっていない。

参考文献

- 2.1) Interim guidelines: evaluation, repair, modification and design of welded steel moment frame structures, SAC-95-02, FEMA 267, SAC Joint Venture and Federal Emergency Management Agency, Sacramento and Washington, D.C, 1995.
- 2.2) 日本建築学会近畿支部鉄骨構造部会, 通しダイアフラム形式で角型鋼管柱に接続される H 型鋼梁の塑性変形能力に関する実大実験, 1997
- 2.3) T.L..Anderson : Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications, Fourth Edition, CRC Press , 2017
- 2.4) 桑村 仁, 山本恵市, 三軸応力状態における構造用鋼材の延性き裂発生条件, 日本建築学会構造系論文集, 第 477 号, 129-135, 1995.11
- 2.5) BS7910, Guide on methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures, BSI, London, 2005
- 2.6) 南二三吉, 大畑充, 豊田政男, 有持和茂, 破壊靱性試験の構造性能評価への Transferability を考慮した破壊靱性要求—破壊制御設計へのローカルアプローチの展開 (第 1 報) —, 日本造船学会論文集, 第 182 号, pp.647-657, 1997
- 2.7) Anderson, T.L., Dodds, R.H., Specimen size requirements for fracture toughness testing in the ductile-brittle transition region, Journal of Testing and Evaluation, Vol.19, pp.123-134, 1991
- 2.8) Iwashita, T., Kurobane, Y., Azuma, K., Makino, Y., Prediction of brittle fracture initiating at ends of CJP groove welded joints with defects: study into applicability of failure assessment diagram approach, Engineering Structures, Vol.25, Issue 14, pp.1815-1826, 2003.11
- 2.9) Azuma, K., Kurobane, Y., Iwashita, T., Further Experimental Study into Applicability of FAD Approach to Beam-Column Connections with Weld Defects, Proc. of 12th Int. Symposium on Tubular Structures, Tubular Structures XII, pp. 145-152, 2008
- 2.10) Beremin, FM, A local criterion for cleavage fracture of a nuclear pressure vessel steel, Metallurgical Transactions A, Vol.14A, 2277-2287, 1983.
- 2.11) 岩下勉, 東康二, 脆性破壊の発生に及ぼす塑性拘束の影響の定量的評価, 日本建築学会構造系論文集, Vol.74, No.637, pp.575-582,2009
- 2.12) Bass, B. R., et al., Fracture assessment of shallow-flaw cruciform beams tested under uniaxial and biaxial loading conditions, Nuclear engineering and design 188.3, pp. 259-288, 1999.
- 2.13) Kazuma S., Mitsuru O., Hiroto S., Hiroyasu T., Taichiro K., Loading mode effect on brittle fracture resistance of cracked component under large-scale yielding, Mechanics of Materials, Vol.164, 2022
- 2.14) Gotanda, S., Azuma, K., Iwashita, T., and Toshiomi I., Optimization of Shapes of Weld Access Holes at the

End of I-Section Beams Based on the Prediction Approach for Brittle Fracture, The 32nd Int. Ocean and Polar Eng. Conf., 2022

第3章 柱梁接合部をモデル化した試験体の破断実験

第3章 柱梁接合部をモデル化した試験体の破断実験

3.1 序

兵庫県南部地震における鋼構造建築物の脆性破壊は、角型鋼管柱と H 形鋼梁の柱梁接合部における梁端部において多く発生した。震災後の調査より、各種の欠陥などのひずみ集中部から発生した延性き裂が脆性破壊の起点となることが明らかとなった^{3.1)}。

調査する対象の一つは、溶接欠陥から発生する延性き裂が起点となる脆性破壊である。既往の研究^{3.2)}において、完全溶込溶接始末端部に欠陥が存在する場合、欠陥の位置により、また同じ位置であっても欠陥の形状、大きさによって欠陥先端の塑性拘束の強弱は異なること、強い塑性拘束を受ける欠陥ほど早期に脆性破壊を引き起こすことが示されている。これらの溶接欠陥は挿入する位置や形状によってき裂先端に作用するモードが異なると考えられる。本章では、溶接始末端部の欠陥を予き裂により人工的に再現し、様々な予き裂を実験変数とした予き裂挿入試験体の破断実験を行うことで、異なる塑性拘束および混合モード下にあるき裂に起因する破壊を再現する。

もう一方の対象は、スカラップ底から発生する延性き裂が起点となる破壊である。英国鉄骨構造物学会 (American Institute of Construction, AISC) 仕様規定^{3.3)}において推奨されるスカラップをもつ試験体を製作し、スカラップ底からの破壊を再現する。加えて中込ら^{3.4)}の発表したフィレット残しディティール (partial cutting fillet weld, PCFW) を製作し、破壊発生に及ぼす影響を調査した。

3.2 実験概要

3.2.1 試験体概要

実験の対象は図 3.1 に示す角型鋼管柱と H 型鋼梁の下フランジとダイアフラムの接合部分である。ダイアフラムと下フランジおよび完全溶込溶接部のみを取り出してモデル化し、図 3.2 の 2 種類の試験体を製作した。予き裂試験体 9 体は、溶接欠陥に起因する破壊発生を再現するため、溶接始末端部に異なる位置、形状、先端半径をもつ溶接欠陥を生成した。スカラップ試験体 2 体はスカラップ底の形状の特異点に起因する破壊を再現するため、下フランジ側のウェブに AISC 型スカラップを作製した。試験体に用いた材料は全て SN490 である。

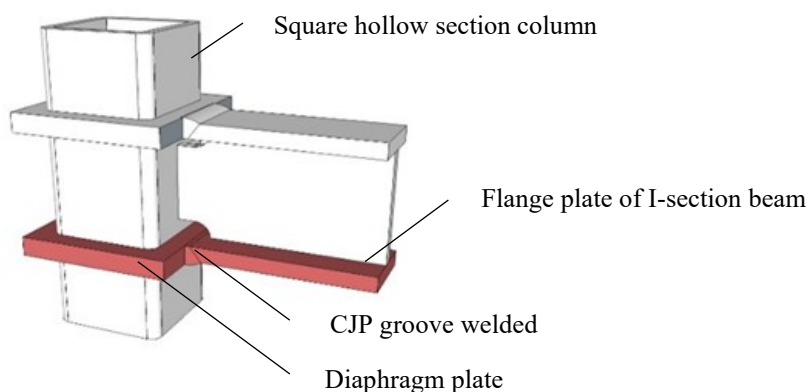


図 3.1 通しダイアフラム形式柱梁接合部

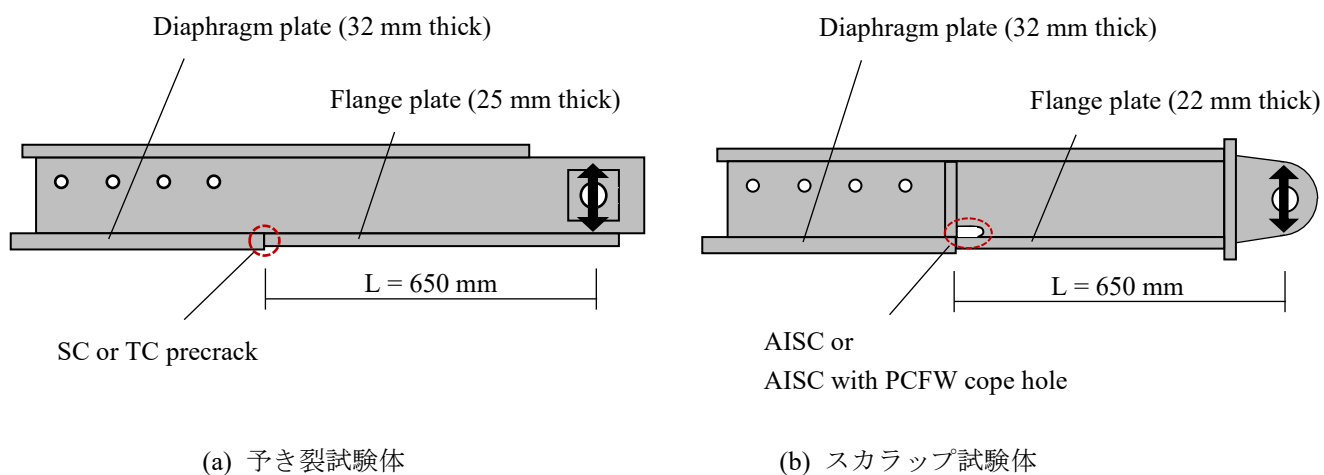


図 3.2 試験体形状

3.2.2 完全溶込溶接概要

試験体下フランジとダイアフラムの完全溶込溶接は、全て工場内にて下向き溶接にて行った。エンドタブにはフラックスタブを用い、溶接ワイヤーには YGW18^{3.5})を用いた。開先加工はレ形開先、ルートギャップは7 mm とした。全ての試験体で積層は図 3.3 に示す7層 10 パスとし、各層の入熱量は 40 kJ/cm 以下、パス間温度は 350°C以下となるよう管理した。全ての溶接終了後、超音波探傷試験により予き裂を除く欠陥が存在しないことを確認した。予き裂挿入試験体 9 体の内、銅板挿入タイプ 5 体は図 3.4 に示すように、予き裂位置に銅板を設置後に溶接し融合不良を生じさせることで予き裂を生成した。ワイヤーカットタイプ 4 体は図 3.5 に示すように、溶接終了後に機械切欠きによって予き裂を生成した。

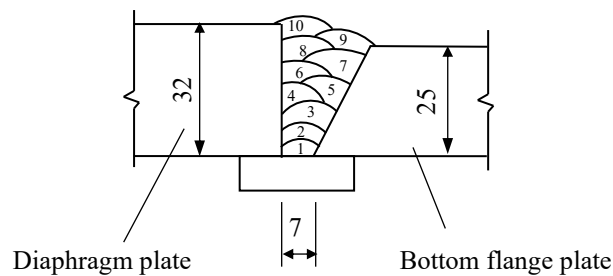


図 3.3 完全溶込溶接部積層順



図 3.4 銅板挿入タイプ加工状況

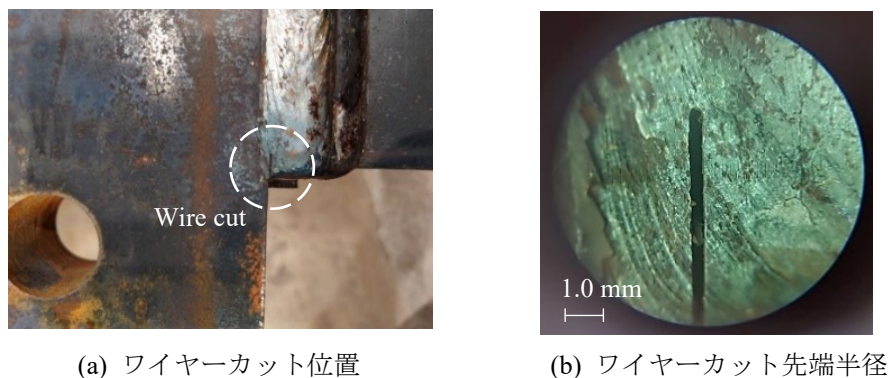


図 3.5 ワイヤーカットタイプ加工状況

3.2.3 実験変数

予き裂試験体

脆性破壊の要因となる欠陥には様々な形状が想定される。本研究では特に欠陥が生じやすい溶接始端部に表面型および貫通型の予き裂を挿入することで欠陥を再現した。予き裂の位置と形状を図 3.6 に示す。試験体は、図 3.6(a)のフランジ側表面欠陥が 4 体 (FSC7C-1、FSC14C-1、FSC7C-1、FSC14C-2)、(b)のフランジ側貫通欠陥が 1 体 (FTC8C)、(c)のダイアフラム側表面欠陥が 2 体 (DSC24W、DSC20W)、(d)のダイアフラム側貫通欠陥が 2 体 (DTC8W、DTC12W) の計 9 体である。

フランジ側表面欠陥および貫通欠陥は、鋭敏な予き裂先端とするため銅板挿入タイプとした。ダイアフラム側の予き裂は塑性拘束を強く受ける位置であるため、拘束をやや緩和させるワイヤーカットタイプにより制作した。

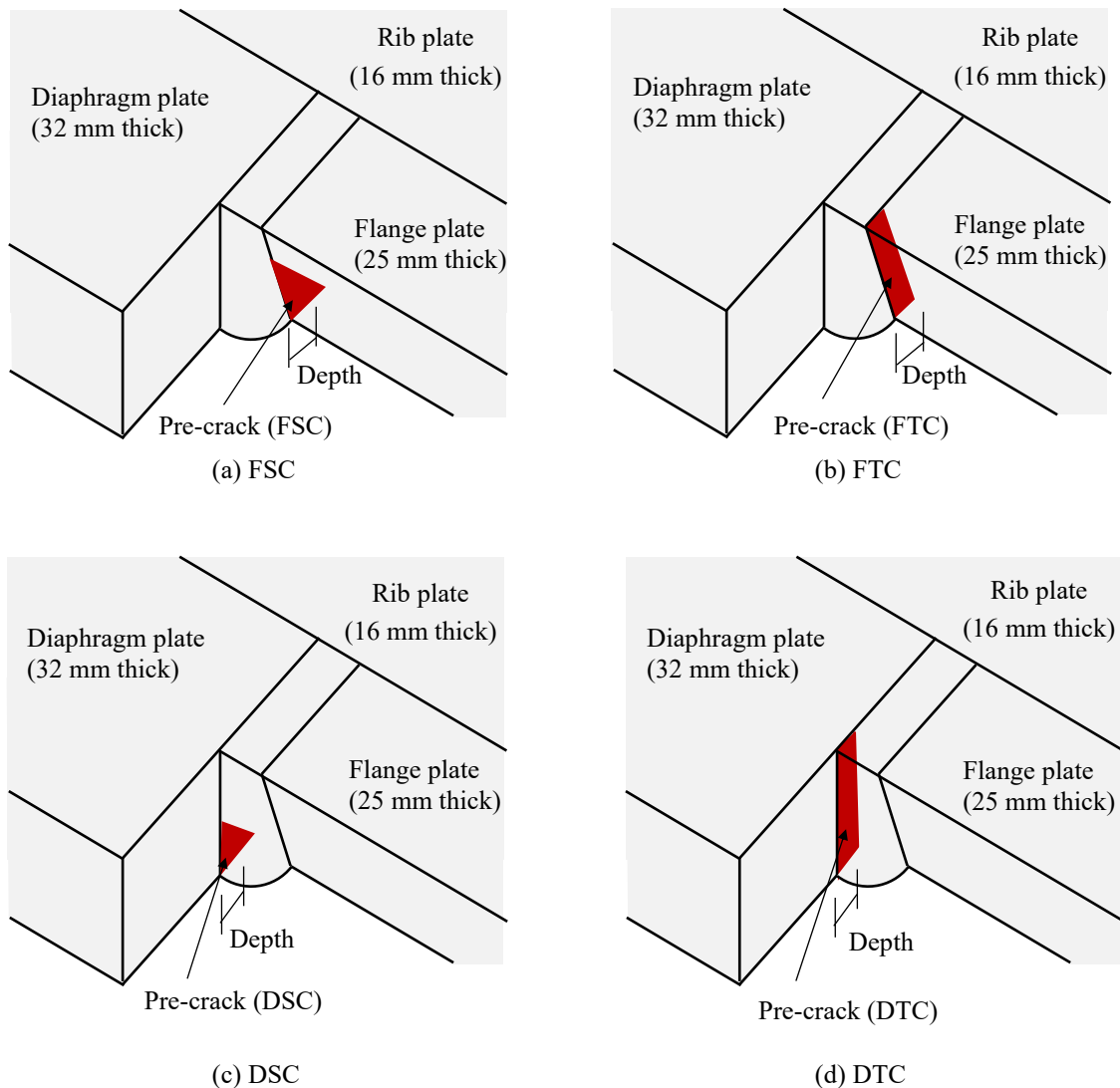


図 3.6 予き裂位置および形状

スカラップ試験体

下フランジ側ウェブにスカラップをもつ2種類の試験体を作製した。スカラップ形状は図3.7に示すようにいずれも AISC 仕様規定で推奨される形状であり、片方は通常の AISC 型 (AISC F0W9)、もう片方は PCFW 法でスカラップ底とフランジに 6 mm 隙間を設けたもの (AISC F6W9) である。

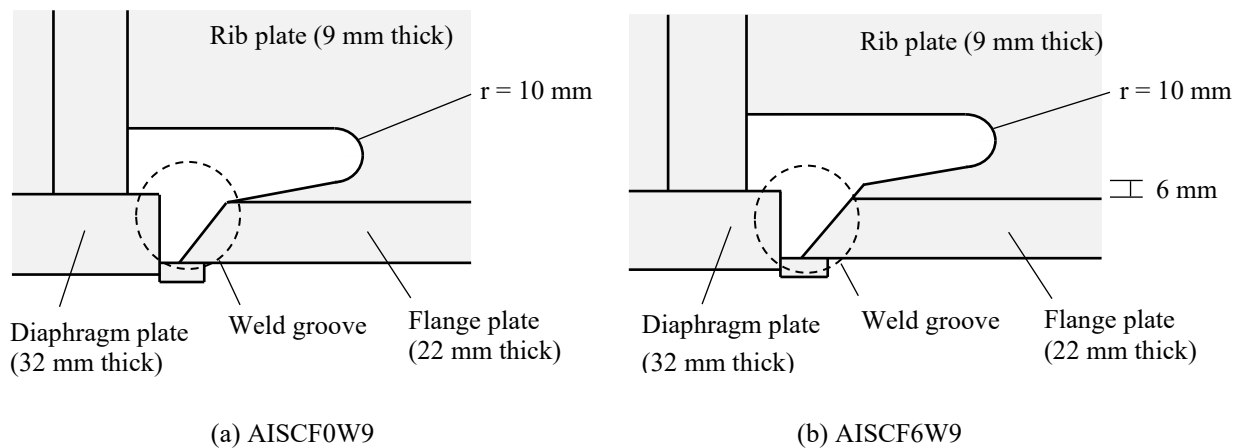


図 3.7 スカラップ形状

試験体一覧

試験体の一覧を表 3.1 に示す。

表 3.1 試験体一覧

Specimen name	Type	Detail
FSC7C-1	Surface crack specimen	Flange side, 7 mm depth, copper plate insertion, material 1
FSC14C-1	Surface crack specimen	Flange side, 14 mm depth, copper plate insertion, material 1
FSC7C-2	Surface crack specimen	Flange side, 7 mm depth, copper plate insertion, material 2
FSC14C-2	Surface crack specimen	Flange side, 14 mm depth, copper plate insertion, material 2
FTC8C	Through crack specimen	Flange side, 8 mm depth, copper plate insertion
DSC24W	Surface crack specimen	Diaphragm side, 24 mm depth, wire cut
DSC20W	Surface crack specimen	Diaphragm side, 20 mm depth, wire cut
DTC8W	Through crack specimen	Diaphragm side, 8 mm depth, wire cut
DTC12W	Through crack specimen	Diaphragm side, 12 mm depth, wire cut
AISCF0W9	Cope hole specimen	AISC type cope hole, conventional shape
AISCF6W9	Cope hole specimen	AISC type cope hole, PCFW procedure

3.2.4 実験装置および荷重方法

試験体のダイアフラムを高力ボルトによって支持ブロックに固定し、オイルジャッキを用いて自由端側に繰り返し荷重を加えた。試験体の設置状況を図 3.8 に示す。試験体の溶接接合部および支持ブロックを冷却ボックスで覆い、設定した温度で 30 分以上保持した後に荷重を開始した。試験中は試験体に接続した熱電対によって温度管理を行った。試験体の曲げモーメント M および固定端に対する片持ち梁先端の相対回転角 θ を次式により算出した。

$$M = PL, \quad \theta = \frac{u_1 - u_2}{L} \quad (1)$$

荷重は試験体下フランジが引張となる向きを正とし、試験体の全塑性モーメント M_p に相当する相対回転角 θ_p を基準として、図 3.9 に示すように正負に漸増した。荷重速度は 0.05 mm/sec 以下とした。

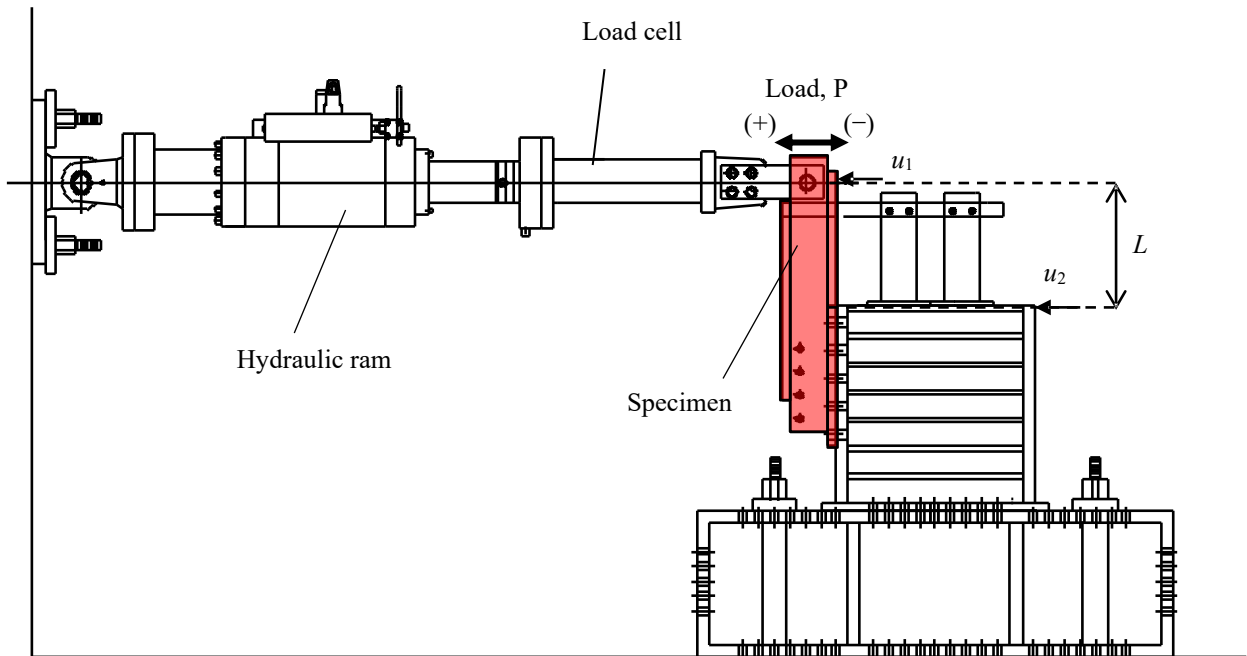


図 3.8 試験体設置状況および荷重位置

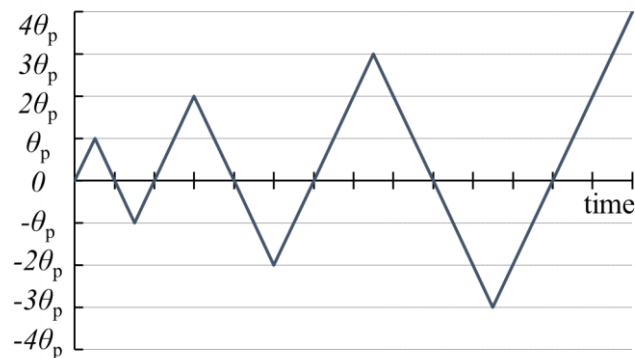


図 3.9 荷重履歴

3.3 素材特性

3.3.1 シャルピー衝撃試験

試験体の靱性を把握し適切な試験温度で実験を実施するため、シャルピー衝撃試験^{3,6)}を行った。試験片は図 3.10 に示す V ノッチシャルピー衝撃試験片を用いた。エネルギー遷移曲線は試験結果に基づき最小二乗法を用いて、次式により決定した。

$${}_vE = \frac{{}_vE_{shelf}}{2} \{1 + \tanh \alpha (T - {}_vT_E)\} \quad (2)$$

ここでは ${}_vE$ 吸収エネルギー、 ${}_vE_{shelf}$ はシェルフエネルギー、 α はエネルギー係数、 T は試験片温度、 ${}_vT_E$ はエネルギー遷移温度である。エネルギー遷移曲線の例を図 3.11 に、全試験片のシャルピー衝撃試験結果を表 3.2 に示す。

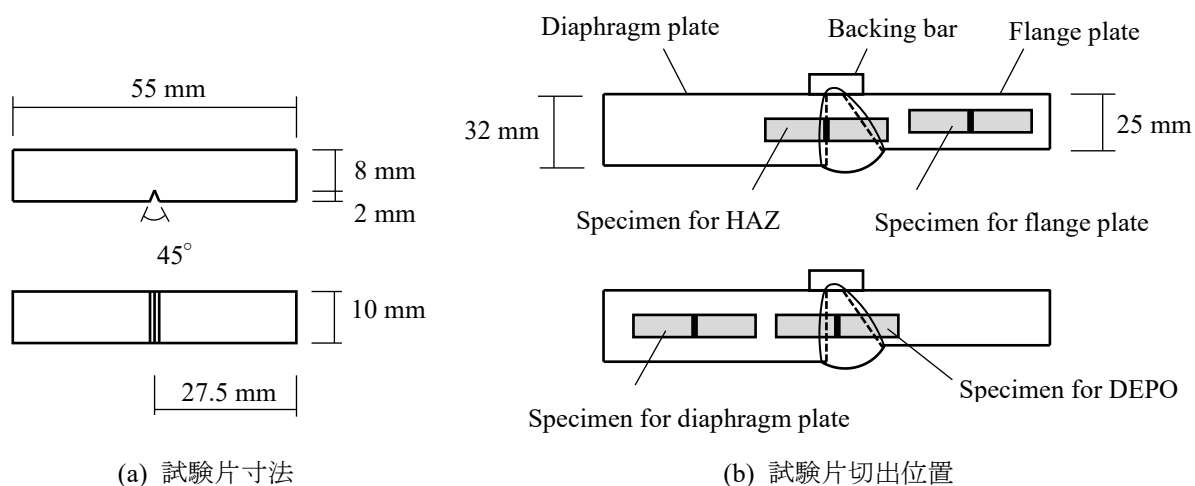


図 3.10 シャルピー衝撃試験片

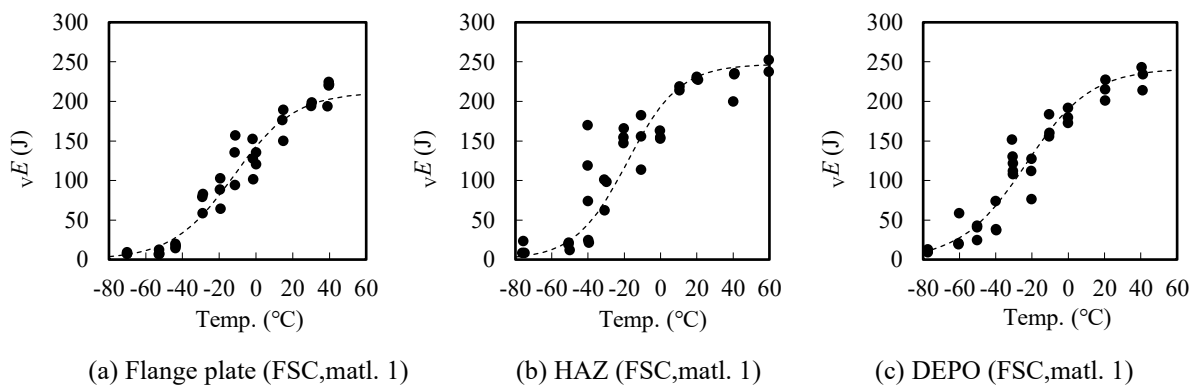


図 3.11 エネルギー遷移曲線

表 3.2 シャルピー衝撃試験結果

Specimen	Section	$\sqrt{E_0}$ (J)	$\sqrt{E_{shelf}}$ (J)	$\sqrt{T_E}$ (°C)
FSC7C-1, FSC14C-1	Flange plate	161.3	177.0	-33.3
	Diaphragm plate	169.8	237.2	-20.1
	HAZ	193.3	247.0	-18.3
	DEPO	181.7	241.8	-23.3
FSC7C-2, FSC14C-2, FTC8C	Flange plate	114.4	201.2	-5
	Diaphragm plate		Same as material 1	
	HAZ	195.1	218.6	-39.5
	DEPO	189.0	214.8	-34.8
DSC24W, DSC20W, DTC8W, DTC12W	Flange plate	200.0	247.7	-34.3
	Diaphragm plate	136.5	268.3	-12.6
	HAZ	136.5	300.0	-58.6
	DEPO	136.5	300.0	-33.6

3.3.2 引張試験

部材の機械的性質を測定するため、14A 号試験片^{3,7)}を用いて柱梁接合部試験体の実験と同温で引張試験を行った。得られた機械的性質を表 3.3 に示す。

表 3.3 引張試験結果

Specimen	Section	Temp. (°C)	Yield stress (MPa)	Tensile strength (MPa)	Young's modulus (GPa)
FSC7C-1, FSC14C-1	Flange plate	-20	369	558	221
	Diaphragm plate	-20	388	577	213
	Rib plate	-20	373	561	215
FSC7C-2, FSC14C-2, FTC8C	Flange plate	-30	347	534	213
	Diaphragm plate	-30	375	556	210
	Rib plate	-30	375	536	206
DSC24W, DSC20W, DTC8W, DTC12W	Flange plate	-45	388	566	218
	Diaphragm plate	-45	377	580	210
	Rib plate	-45	352	557	213
AISC F0W9, ASC F6W9	Flange plate	-45	346	573	205
	Diaphragm plate	-45	377	580	210
	Rib plate	-45	394	582	204

3.4 実験結果

3.4.1 実験終了状況

実験終了時の状況を図 3.12 に示す。予き裂試験体はいずれも、予き裂に起因する脆性破壊の発生によって実験を終了した。スカラップ試験体はスカラップ底から材軸方向に延性き裂進展後、フランジの延性破断もしくは試験機のスโตรーク限界によって実験を終了した。

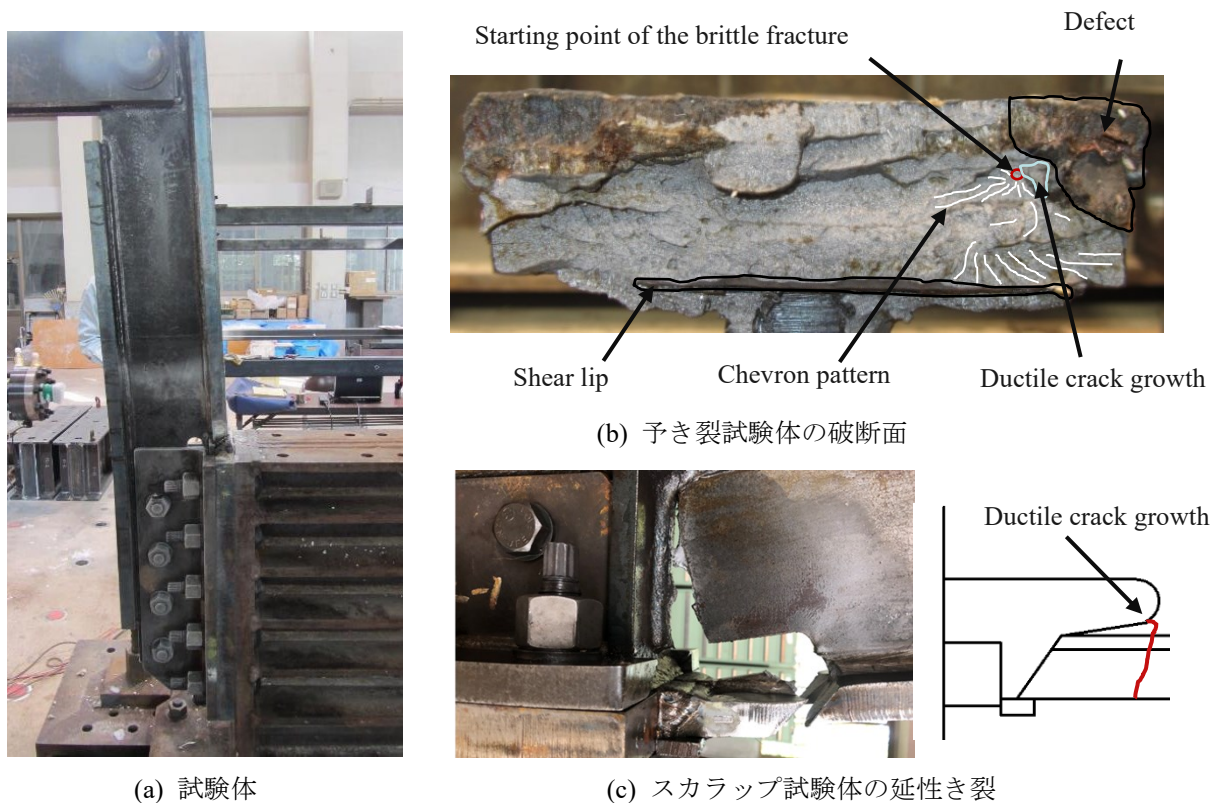
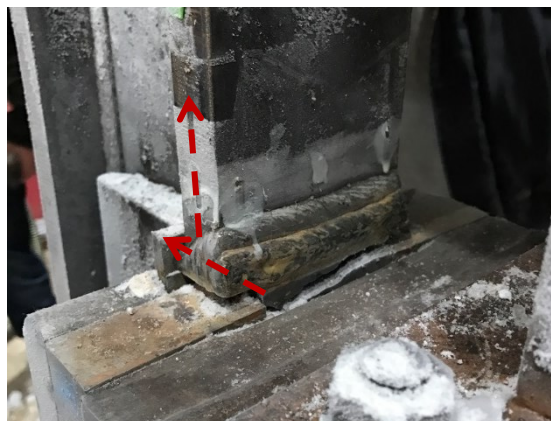


図 3.12 実験終了状況

図 3.14 に、予き裂試験体破断時の変形状況の例を示す。赤色の補助線は、き裂の変形状態より判断した主要な変形方向である。図 3.13 (a)の FSC14C-1 は、フランジ材軸方向の変形に対して開口する変形であった。図 3.13 (b)の DTC12W も同様にモード I が支配的だが、裏当て金のずれからわかるように、せん断方向の変形も複合して作用していた。



(a) FSC14C-1

(b) DTC12W

図 3.13 予き裂試験体のき裂先端の変形

3.4.2 破壊形態

フランジ側に予き裂を挿入した試験体 5 体の破断面を図 3.14 に示す。いずれの試験体も銅板溶け込みによるき裂の先端から延性き裂が発生後、脆性破壊に転じて実験を終了した。



(a) FSC7C-1



(b) FSC14C-1



(c) FSC7C-2



(d) FSC14C-2



(e) FTC8C

図 3.14 フランジ側予き裂試験体の破断状況

ダイアフラム側に予き裂を挿入した試験体 4 体の破断面を図 3.15 に示す。いずれの試験体もワイヤーカットによるき裂の先端から延性き裂が発生後、脆性破壊に転じて実験を終了した。



(a) DSC24W



(b) DSC20W



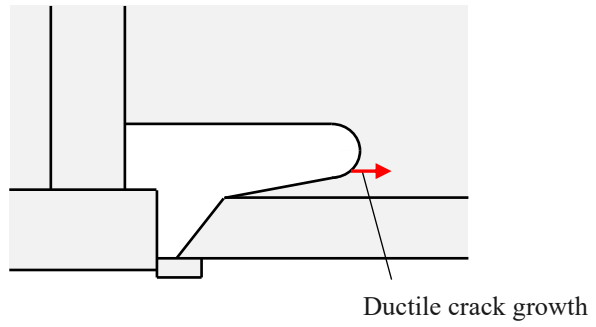
(c) DTC8W



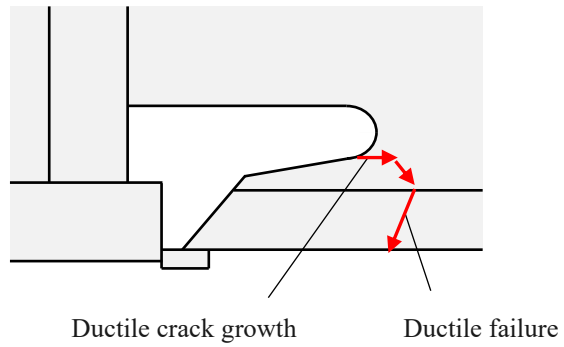
(d) DTC12W

図 3.15 ダイアフラム側予き裂試験体の破断状況

スカラップ試験体 2 体の実験終了時の状況を図 3.16 に示す。AISC F0W9 は、スカラップ底よりウェブ材軸方向に延性き裂が進展後、試験機のスโตรーク限界に達して実験を終了した。AISC F6W9 は、スカラップ底よりウェブ材軸方向に延性き裂進展後、フランジの延性破断によって実験を終了した。



(a) AISC F0W9



(b) AISC F6W9

図 3.16 スカラップ試験体の実験終了状況

3.4.3 耐力および変形性能

各試験体の履歴曲線を図 3.17 に示す。縦軸は曲げモーメントを M_p で除して無次元化した。

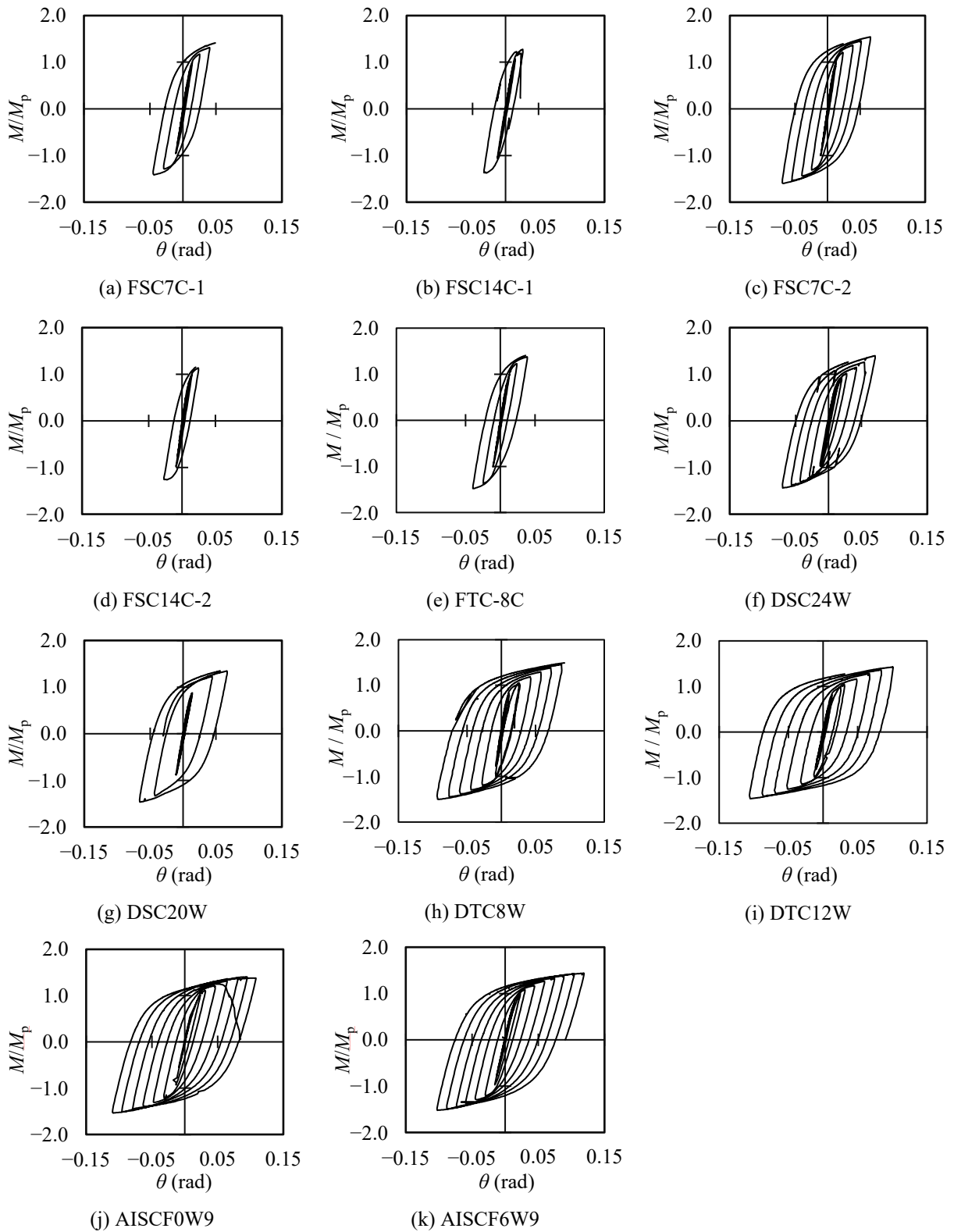


図 3.17 履歴曲線

3.4.4 塑性変形能力

各試験体の塑性変形能力の指標として、次式で算出される累積塑性変形倍率 η をおよび累積塑性エネルギー倍率 ${}_{E}\eta$ を用いた。

$$\eta = \frac{\sum_i \theta_{pl,i}}{\theta_p} \quad (3)$$

$${}_{E}\eta = \frac{\sum_i W_i}{M_p \theta_p} \quad (4)$$

ここで $\theta_{pl,i}$ は i サイクル目の正側塑性回転角、 W_i は i サイクル目の正側塑性吸収エネルギーであり、図 3.18 における網掛け部分のエネルギーである。算出した塑性変形能力の一覧を表 3.4 に示す。

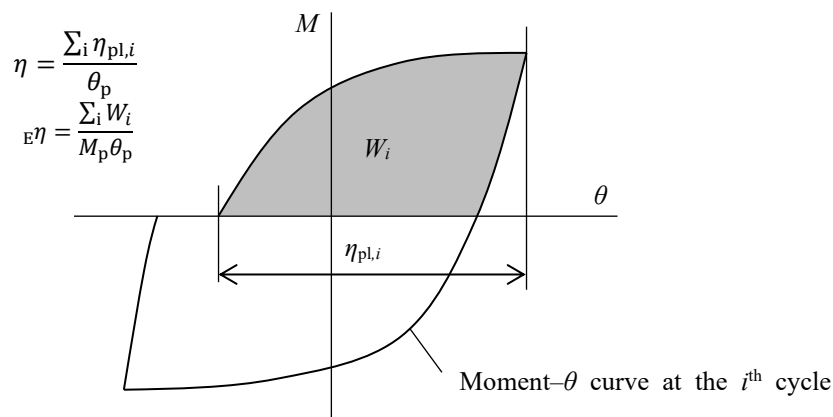


図 3.18 i サイクル目の正側塑性回転角および塑性吸収エネルギー

表 3.4 柱梁接合部試験体の実験結果一覧

Specimen	M_p (kNm)	M_{max} (kNm)	M_{max} / M_p	η	${}_{E}\eta$	Situation at the end
FSC7C-1	185.0	263.0	1.42	10.27	11.44	Brittle fracture
FSC14C-1	186.7	215.0	1.15	3.35	3.03	Brittle fracture
FSC7C-2	178.3	275.2	1.54	24.30	28.55	Brittle fracture
FSC14C-2	172.1	219.4	1.27	4.20	4.25	Brittle fracture
FTC-8C	172.8	243.1	1.41	8.49	9.37	Brittle fracture
DSC24W	197.7	265.7	1.35	16.54	17.44	Brittle fracture
DSC20W	201.6	281.4	1.40	18.35	17.95	Brittle fracture
DTC8W	196.5	305.2	1.55	32.94	38.38	Brittle fracture
DTC12W	199.6	291.4	1.46	35.39	38.01	Brittle fracture
AISCF0W9	179.1	257.0	1.44	42.80	46.49	Stroke limit
AISCF6W9	176.0	247.5	1.41	40.37	44.17	Ductile failure

3.5 まとめ

柱梁接合部を模擬した試験体の破断実験を行い、延性き裂進展後、部材が大変形を呈した後で発生する破壊を実験室にて再現した。このような大規模降伏を超え、大変形に達して以降の破壊は従来の破壊力学的な手法では評価できない現象である。主な実験結果を以下に示す。

- ・予き裂試験体の多くは全塑性モーメントの1.3倍を超える高いモーメント上昇率を示したのちに脆性破断した。
- ・脆性破壊した試験体はいずれも、延性き裂の進展が見られた。
- ・フランジ側に予き裂を持つ試験体は引張フランジに対し開口型の変形を示した。
- ・ダイアフラム側に予き裂を持つ試験体は、開口型の変形に加え、せん断による変形が入り込んだ。
- ・フランジ側に表面欠陥を入れた試験体の内1体は、非常に低い塑性変形能力であった。要因として銅板による欠陥形状の不均一や脆性破壊事態のバラツキが考えられ、更に調査を要する。
- ・スカラップ試験体は脆性破壊は生じなかったものの、スカラップ底からの延性き裂の進展が確認された。スカラップ試験体の内1体は、ウェブの延性き裂からフランジの延性破壊に転じた。
- ・スカラップ試験体の延性き裂はウェブ材軸方向に進展したことから、面内せん断変形を強く受けつつ進展したと考えられる。

参考文献

- 3.1) 日本建築学会近畿支部鉄骨構造部会，通しダイアフラム形式で角型鋼管柱に接続される H 型鋼梁の塑性変形能力に関する実大実験，1997.7
- 3.2) 岩下勉，東康二，欠陥を有する完全溶込溶接始末端部から発生する脆性破壊 塑性拘束が及ぼす影響，日本建築学会構造系論文集，Vol.77，No.671，pp.105-112,2012.1
- 3.3) AISC (2010), Specification for Structural Steel Buildings, AISC 360-10
- 3.4) 中込忠男ほか，現場溶接型柱梁溶接接合部における梁端仕口ディテールに関する実験的研究 その4～6，日本建築学会大会学術講演梗概集(九州)，PP. 1215-1220，2016.8
- 3.5) 日本工業規格，JIS. Z 3312 : 2009. 軟鋼，高張力鋼及び低温用鋼用の．マグ溶接及びミグ溶接ソリッドワイヤ，2009
- 3.6) 日本工業規格，JIS. Z 2242 : 2018. 金属材料のシャルピー衝撃試験方法，2018
- 3.7) 日本工業規格，JISZ2241:2011 金属材料引張試験方法，2021

第 4 章 有限要素解析

第4章 有限要素解析

4.1 序

き裂先端近傍の応力ひずみ状態は複雑であり、分布の状況を実験によって把握することは困難である。本研究では試験体の三次元モデルを作成し、汎用有限要素解析プログラム ABAQUS^{4.1)}を用いて非線形有限要素解析を行うことで実験を模擬し、各試験体の応力ひずみ状態を調査した。

4.2 解析概要

解析モデルの要素分割には Hyper Mesh^{4.2)} (汎用有限要素プログラム ABAQUS 等のプリプロセッサ)を用いて六面体要素分割を行い、引張試験より得られた材料定義を用いて ABAQUS の入力ファイルを作成した。予き裂試験体、スカラップ試験体の解析モデルの例を図 4.1、4.2 に示す。

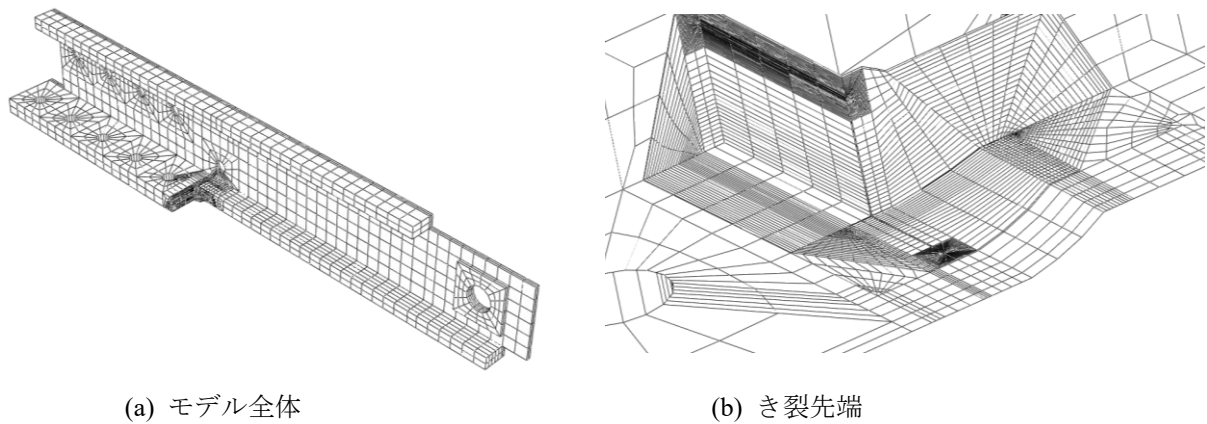


図 4.1 解析モデル (予き裂試験体)

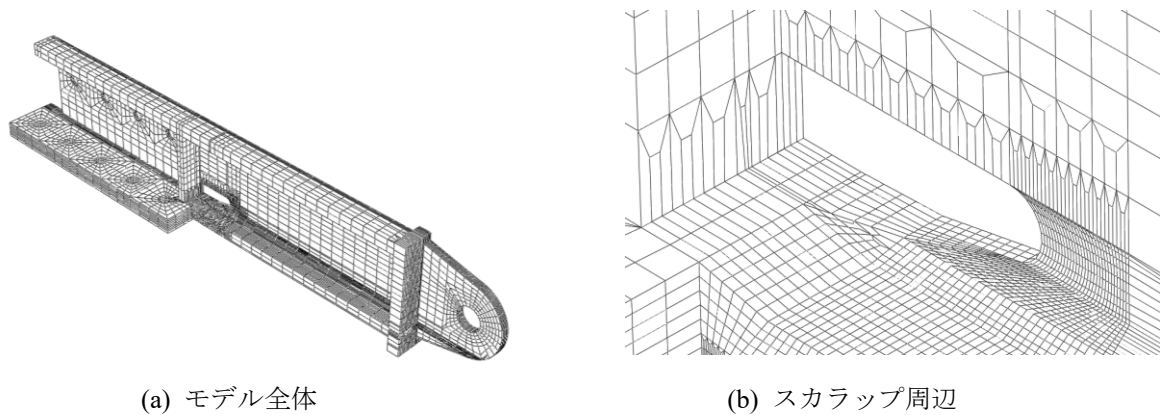


図 4.2 解析モデル (スカラップ試験体)

予き裂試験体は試験体破断後の予き裂計測結果をもとに解析モデルの予き裂を作成した。スカラップ試験体についても本章の検討に基づき、第5章では破壊予測のためき裂をモデル化する。予き裂先端は J 積分値および応力拡大係数算出が可能となるよう、円環状の要素分割とした。最小要素寸法は 0.05 mm でメッシュサイズによる解の収束を確認した。

4.3 解析条件

解析に用いる要素は 8 節点低減積分立体要素とした。ABAQUS における材料定義には von Mises の降伏条件を用い、硬化則は等方硬化則、ポアソン比は 0.3 とした。ヤング係数には引張試験により得られた値を用い、塑性域の応力ひずみ関係は材料特性を多直線で近似して用いた。多直線近似の例を図 4.3 に示す。図 4.3 に示す公称応力ひずみのプロット点を(5)、(6)式で真応力対数ひずみに変換した。破断時の真応力対数ひずみは、引張試験片破断時の荷重と破断後の断面積の計測結果より、(7)、(8)式で求めた。

$$\sigma_t = \sigma_N(1 + \varepsilon_N) \quad (5)$$

$$\varepsilon_t = \ln(1 + \varepsilon_N) \quad (6)$$

$$\sigma_{t,f} = \frac{P_f}{A_f} \quad (7)$$

$$\varepsilon_{t,f} = \ln \frac{A_0}{A_f} \quad (8)$$

ここで σ_t は真応力、 ε_t は対数ひずみ、 σ_N は公称応力、 ε_N は工学ひずみ、 $\sigma_{t,f}$ は引張試験片破断時の真応力、 $\varepsilon_{t,f}$ は破断時の対数ひずみ、 P_f は破断時の荷重、 A_f は破断面の断面積、 A_0 は初期断面積を示す。作成した硬化側の例を表 3.1 に示す。

表 3.1 硬化側データ (FSC14C-1、下フランジ)

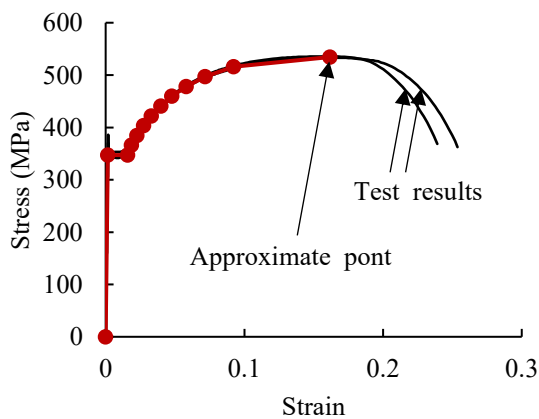


図 4.3 多直線近似 (FSC14C-1、下フランジ)

Young Modulus (MPa)		
213177.305		
	True Stress (MPa)	True Strain
Yield Stress	347.72	0.00163
Strain hardening	352.59	0.01584
	372.57	0.01837
	393.23	0.02237
	414.33	0.02706
	435.94	0.03248
	458.34	0.03914
	481.42	0.04663
	506.02	0.05649
	532.60	0.06925
	563.27	0.08822
Tensile strength	620.85	0.14985
Failure point	1096.35	1.40534

4.4 解析手順

解析モデルは対称性を考慮し、ハーフモデルとした。図 4.4 に示すように、ダイアフラムのボルト位置に相当する節点集合を XYZ 方向固定とし、対称面の節点集合を Z 方向固定として、载荷位置の節点集合を変異制御で Y 方向に移動させた。载荷点は、実験の履歴曲線を片側载荷に置き換えた骨格曲線の終局状態と同等になるまで変位させた。解析において延性き裂の進展は考慮していない。

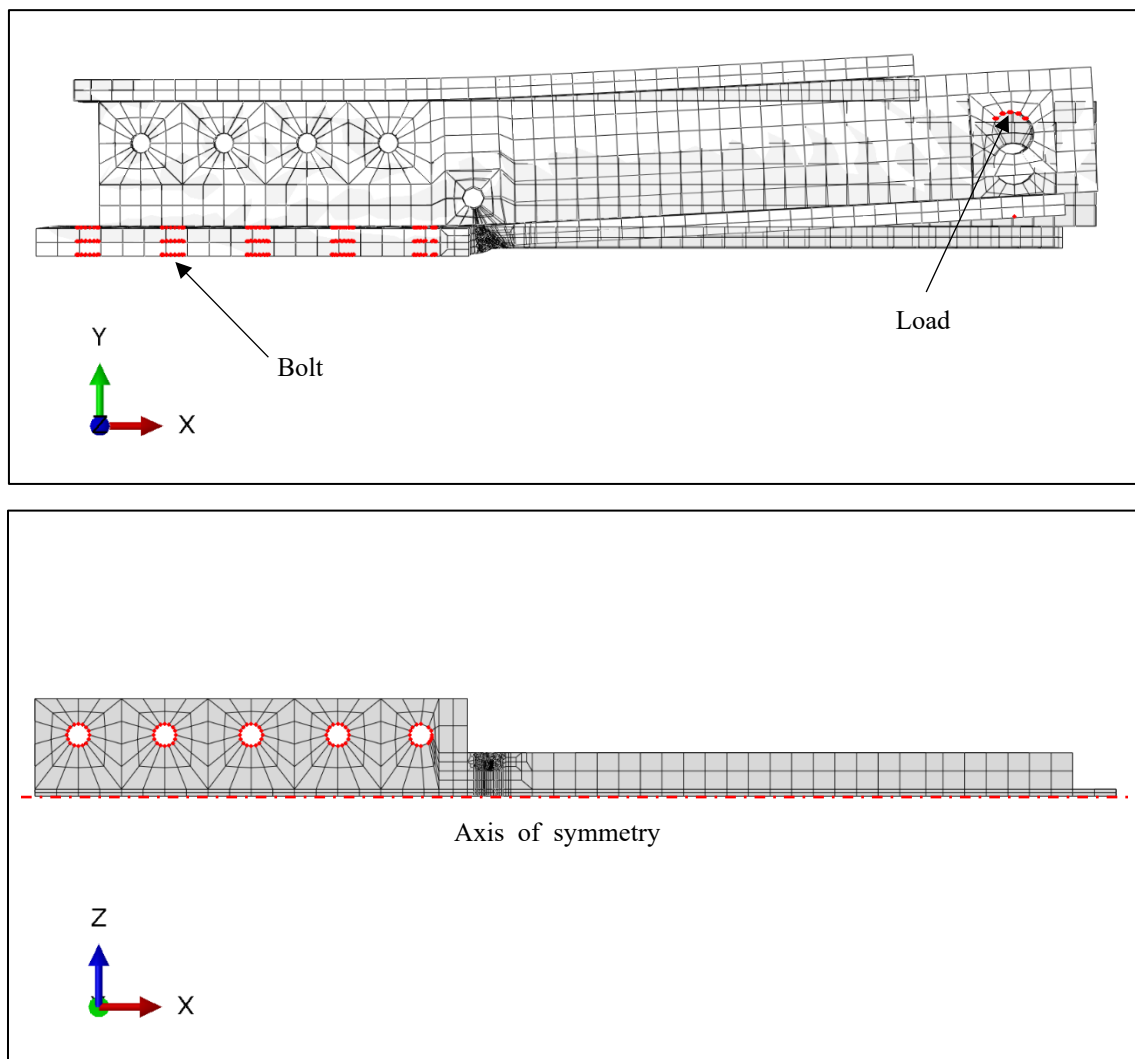


図 4.4 解析モデルの境界条件

4.5 曲げモーメント変形角関係

解析と実験の曲げモーメント変形角関係の比較を図 4.5 に示す。比較する実験結果には、履歴曲線を片側載荷に置き換えた骨格曲線を用いた。繰り返し硬化の影響から実験値は解析値より強度が高くなる傾向にあるものの、実験と解析で一時的勾配、二次勾配ともに概ね一致した。

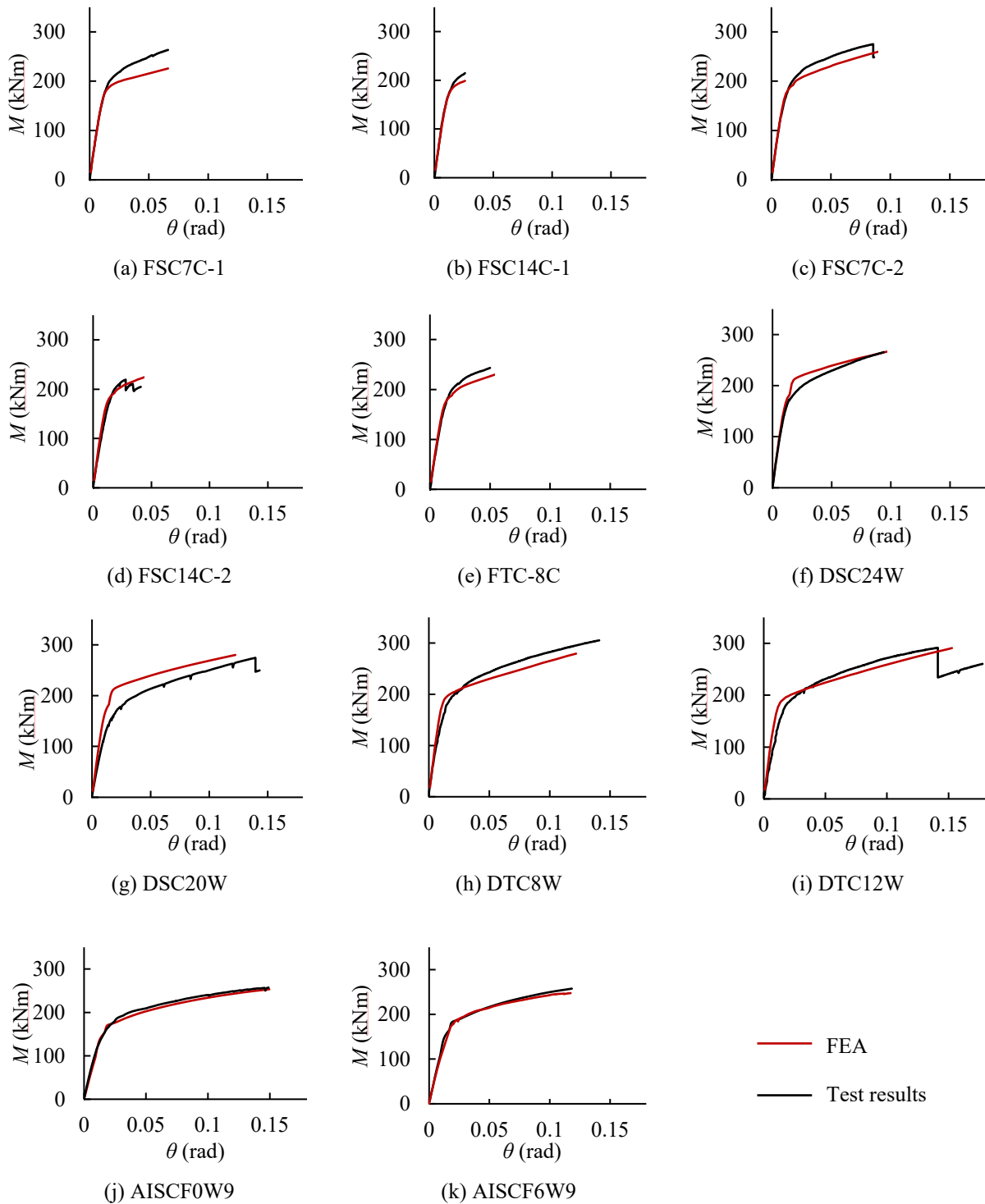
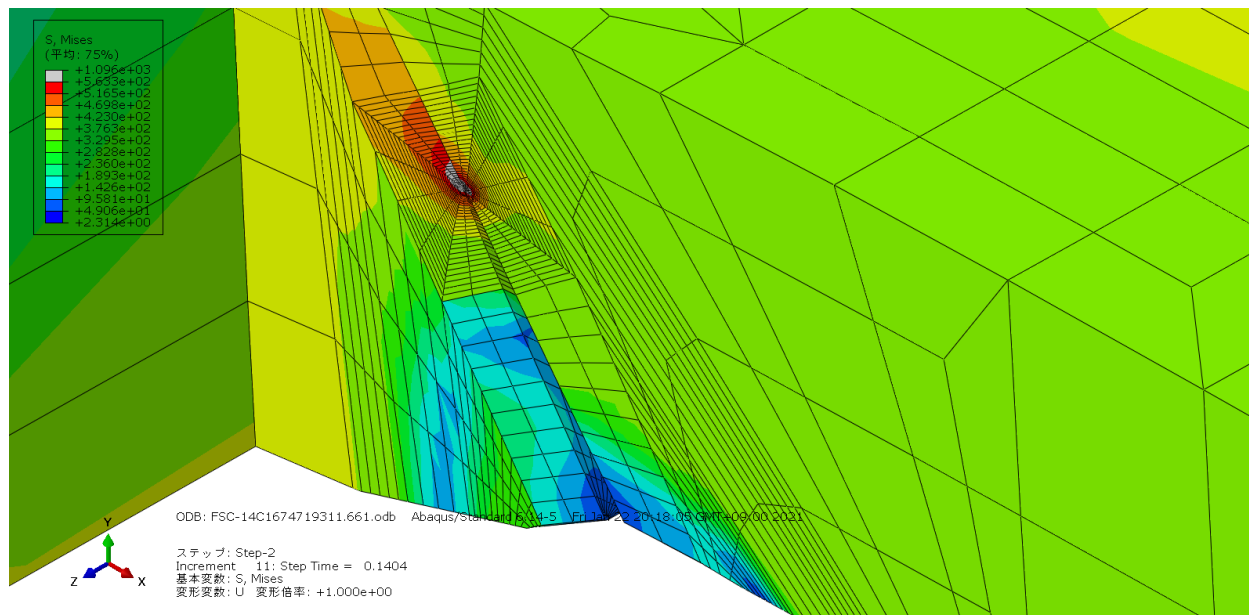


図 4.5 実験と解析の比較

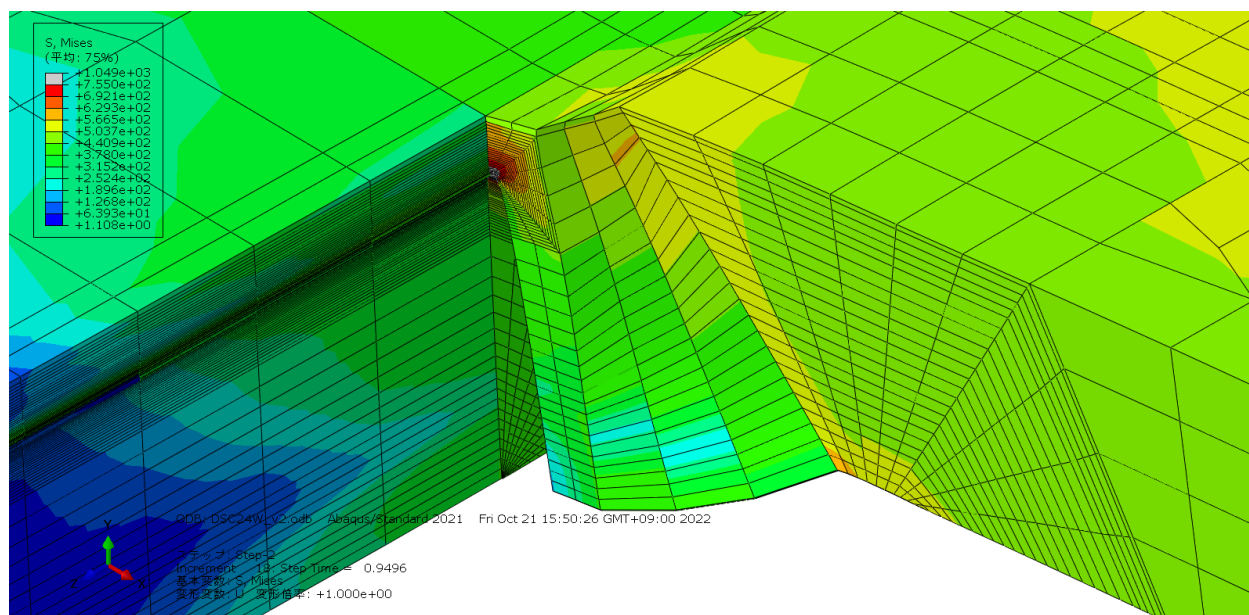
4.6 き裂先端の応力・ひずみ状態

予き裂試験体の応力、ひずみ分布

図 4.6 に予き裂試験体の解析が実験終了時に相当する変形に達した際の Mises 相当応力分布図を示す。図で色が青から赤になるにつれ応力が高くなり、灰色の部分には真応力で引張強さ以上の Mises 相当応力となる領域を示す。予き裂先端が鋭い銅板挿入型の試験体は、先端が鈍いワイヤーカット型に比べて引張強さを超える相当応力が高い領域に集中した。



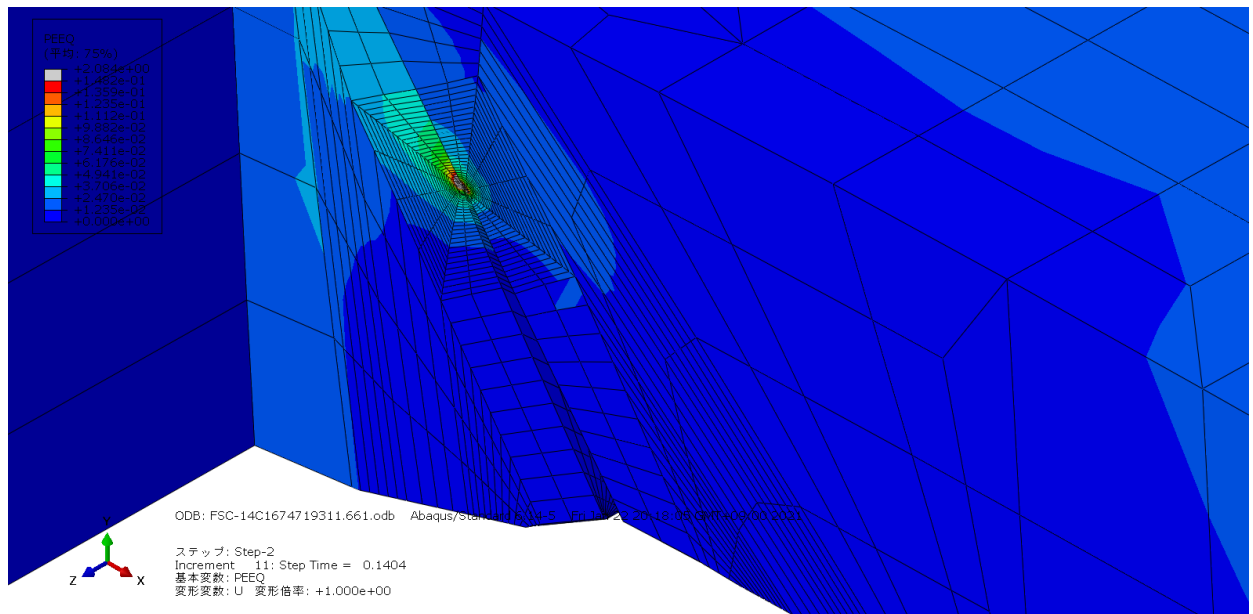
(a) FSC14C-2



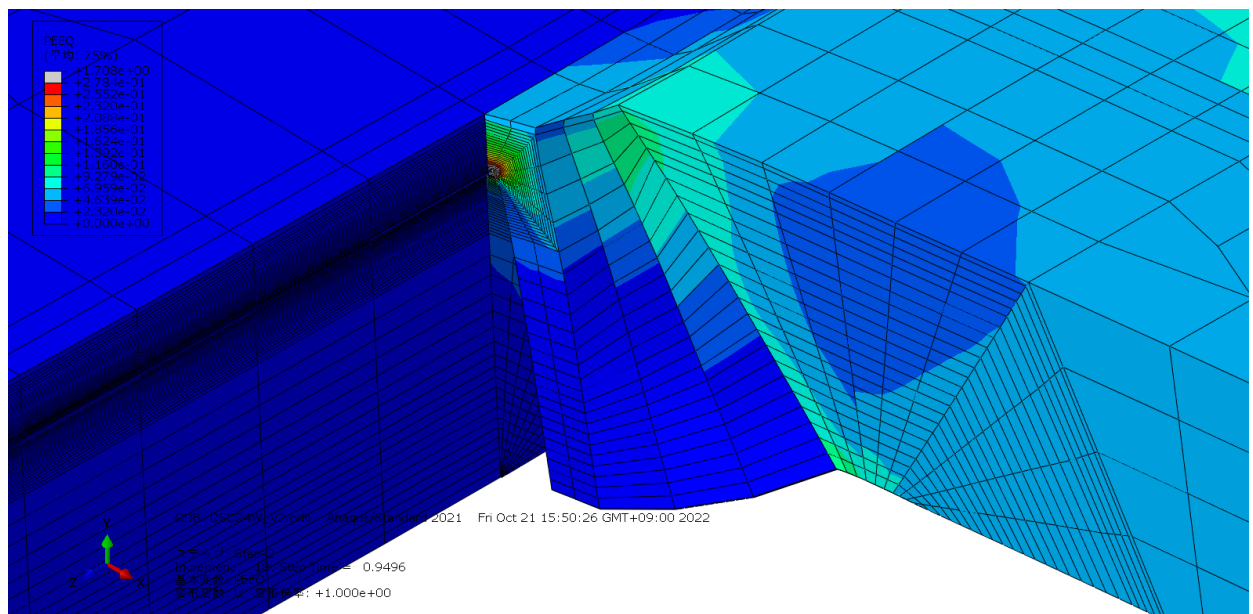
(b) DSC24W

図 4.6 予き裂試験体の Mises 相当応力分布図

図 4.7 に予き裂試験体の解析が実験終了時に相当する変形に達した際の相当塑性ひずみ分布図を示す。図で色が青から赤になるにつれひずみ度が高くなり、灰色の部分は真一様伸び以上の領域を示す。いずれの試験体も終局状態で予き裂先端へのひずみ集中が見られた。



(a) FSC14C-2



(b) DSC24W

図 4.7 予き裂試験体の相当塑性ひずみ分布図

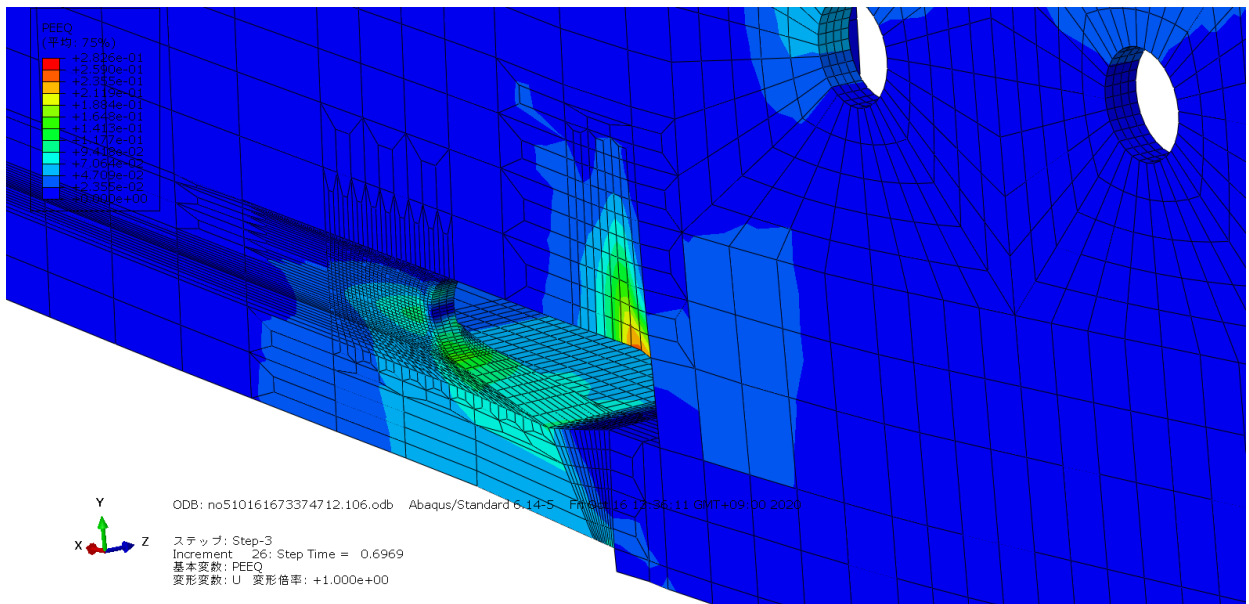
桑村らの異なるき裂先端半径をもつ円周切欠き付き棒引張試験に関する検討^{4.3)}によれば、延性き裂発生条件は次式で表される。

$$\sqrt{\frac{e_c}{e_u}} \cdot T_{s,peak} = 1 \quad (9)$$

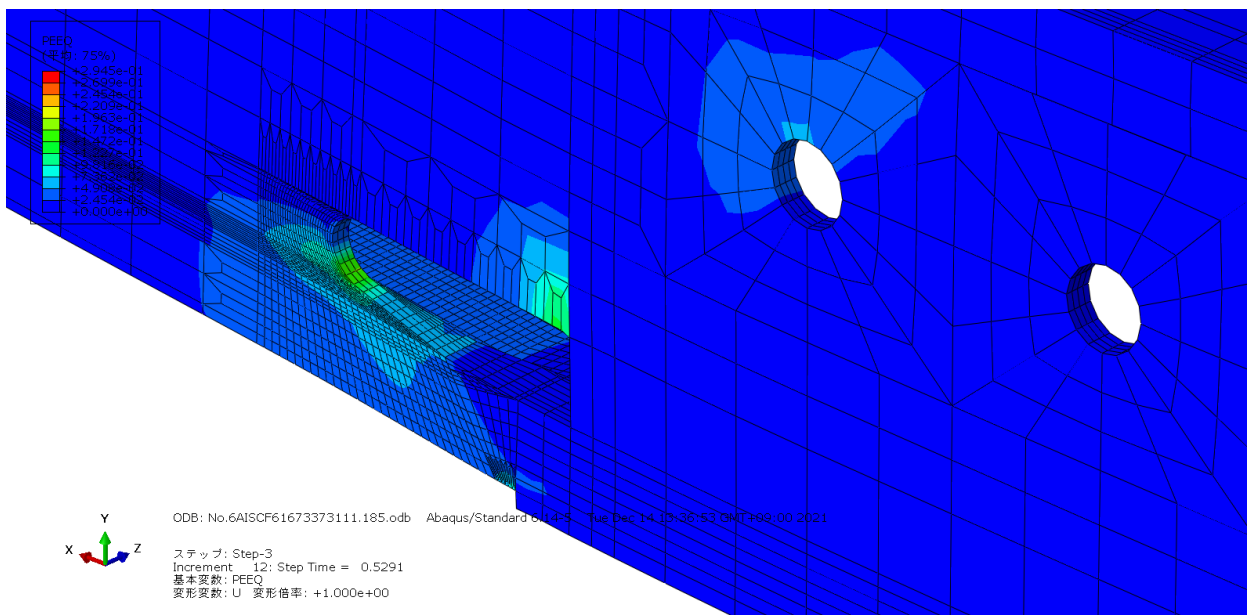
ここで e_c は延性き裂発生ひずみ、 e_u は真一様伸び、 $T_{s,peak}$ は切欠き先端を通る断面内の応力三軸度ピーク値を示す。文献^{4.3)}では更に、円周切欠き付き丸棒の $T_{s,peak}$ が 1.0 前後であることから、延性き裂発生ひずみは真一様伸び前後の値となり、これを破壊の安全側のクライテリアとすることが有効と示されている。本研究で対象とした予き裂試験体の $T_{s,peak}$ を算出すると、1.1 から 2.4 程度の範囲に分布していた。図 4.7 のように終局状態ではいずれの試験体も真一様伸びを超えるひずみ度が生じていることから、延性き裂発生条件を満たしている。実際に破断面の観察からは、終局状態ではいずれの試験体も延性き裂が進展していたことを確認した。ただし本研究で対象とした試験体では、終局状態に比べてかなり早い段階でき裂先端に真一様伸びを超える相当塑性ひずみの分布が見られた。

スカラップ試験体のひずみ分布

図 4.8 にスカラップ試験体の解析が実験終了時に相当する変形に達した際の相当塑性ひずみ分布図を示す。図で色が青から赤になるにつれひずみ度が高くなり、真一様伸び以上の領域を白色で示す。図 4.8 はいずれも、解析モデルの対称軸側からウェブを見たものである。PCFW 法⁴⁴⁾によってスカラップ底のひずみ集中は下フランジからウェブ側に移っており、下フランジへのひずみ集中を緩和する効果が見られる。しかし、どちらの解析モデルでもスカラップ周辺に真一様伸びを超える領域が見られないことは、実験時に延性き裂が発生したこと事実と整合しない。



(a) AISCF0W9

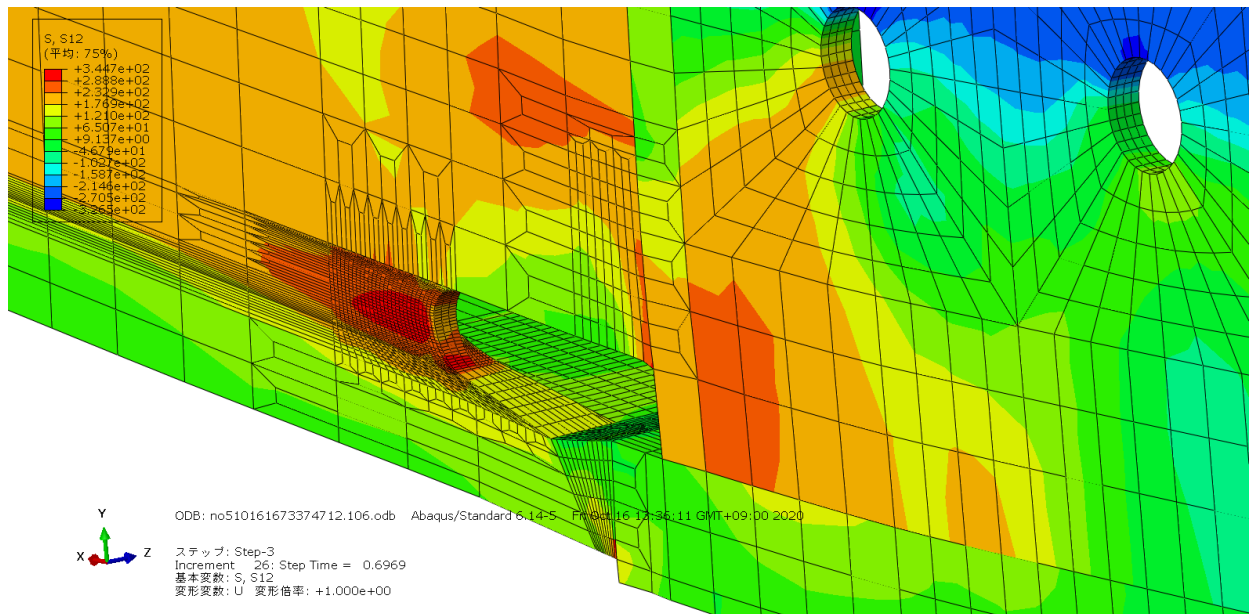


(b) AISCF6W9

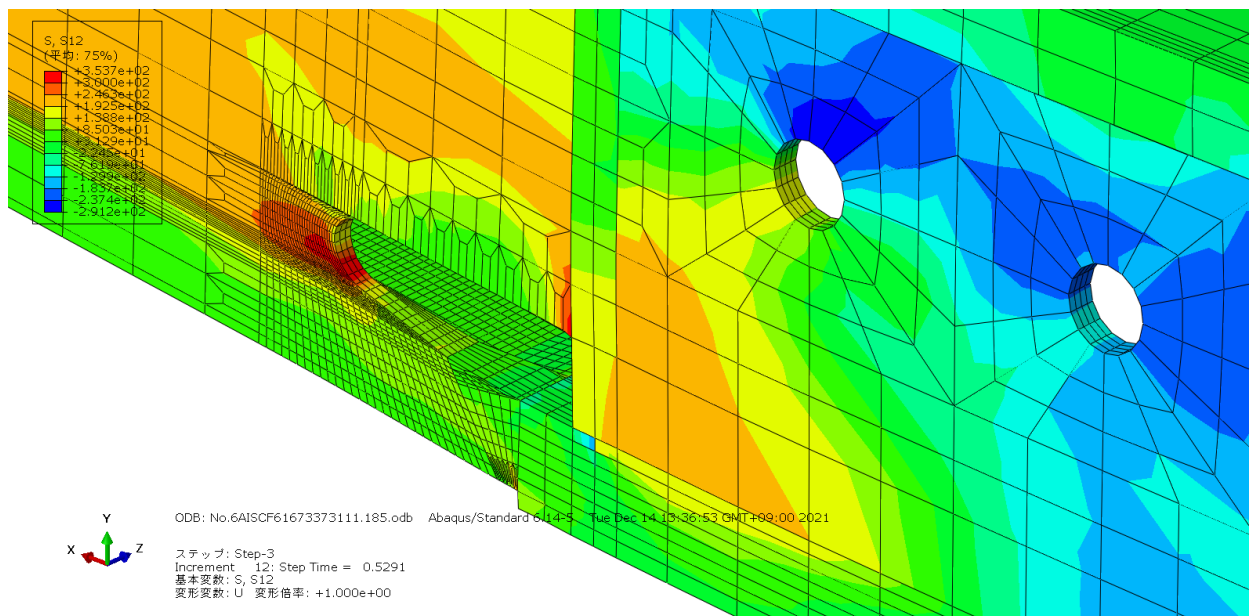
図 4.8 スカラップ試験体の相当塑性ひずみ分布図

解析上で更に変形を進めてひずみ分布を調査したところ、AISC6W9ではスカラップ底とサブマージアーク溶接の交差部にひずみの集中が見られ、実験時の延性き裂発生位置と一致していたものの、予き裂試験体で明らかだったような真一様伸びを超える領域はスカラップ周辺に見られなかった。主応力の集中度合いは低く $T_{s,peak}$ が高くなることもないことから、(9)式による延性き裂発生条件を満たす領域は見られなかった。

Mises 相当応力、最大主応力の分布にも破壊の起点となるような顕著な応力集中は見られなかった。ウェブの材軸方向のせん断応力分布図を見ると、図 4.9 のように顕著に高い応力周囲中領域が見られ、この位置は実験時の延性き裂発生位置と一致した。



(a) AISCF0W9



(b) AISCF6W9

図 4.9 スカラップ試験体の材軸方向せん断応力分布図

4.7 まとめ

実験を有限要素解析により再現し、破壊点近傍の応力分布およびひずみ分布を調査することで、脆性破壊の要因となる延性き裂の発生状況、破壊のプロセスゾーンとなりうる応力分布の状況、き裂先端に作用するモードについて調査した。以下に主な結果をまとめる。

- ・実状に合わせて解析モデルおよび境界条件を設定し、引張試験結果を 13 点で近似した材料定義を用いることで、実験の巨視的挙動を捉える解析が可能であった。
- ・予き裂試験体の Mises 相当応力はき裂先端に集中し、引張強さを超える高い値を示した。大きさは実験終了相当時に一定の値とはならず、き裂の位置、形状によってばらついた。き裂先端の鋭い試験体は特に高い傾向にあった。
- ・予き裂試験体の相当塑性ひずみはき裂先端に集中し、いずれの試験体も実験終了相当時では延性き裂発生条件を満たしていた。このことから相当塑性ひずみが真一様伸び以下であることが破壊発生のクライテリアとすることも考えられる。変形の初期からき裂先端に真意一様伸びを超える相当塑性ひずみが生じていることから、今回対象とした試験体の評価としては、過剰に安全側の結果となる。
- ・スカラップ試験体の相当塑性ひずみを調査すると、PCFW 法は通常の AISC 型に比べひずみ集中領域がフランジ側からウェブ側に移行していた。ただし、いずれの試験体も顕著なひずみ集中は見られず、スカラップ周辺で延性き裂発生条件は満足しなかった。
- ・スカラップ試験体の延性き裂発生の要因を調査したところ、スカラップ底周辺にウェブ材軸方向せん断応力の集中が見られた。実験では、せん断応力によって延性き裂が進展後、終局状態に至ったと考えられる。

参考文献

- 4.1) Abaqus, Abaqus 2021 documentation, Dassault Systems Simulia Corp, 2021
- 4.2) Altair Engineering, HyperMesh 2022.2 User Guide, Altair Engineering Inc, 2022
- 4.3) 桑村 仁, 山本恵市, 三軸応力状態における構造用鋼材の延性き裂発生条件, 日本建築学会構造系論文集, 第 477 号, 129-135, 1995.11
- 4.4) 中込忠男ほか, 現場溶接型柱梁溶接接合部における梁端仕口ディテールに関する実験的研究 その 4~6, 日本建築学会大会学術講演梗概集(九州), PP. 1215-1220, 2016.8

第5章 ワイブル応力を用いた脆性破壊の予測

第5章 ワイブル応力を用いた脆性破壊の予測

5.1 序

負荷様式や温度依存性が高い従来の破壊力学的パラメータに代わる脆性破壊の駆動力としてワイブル応力^{5.1)}が提案され、研究の蓄積がなされている^{5.2)}。岩下らは異なる深さおよび先端半径のき裂材の脆性破壊に関する研究^{5.3)}によって、ワイブル応力を用いれば塑性拘束の影響によらず破壊の限界値が定まることが明らかにした。材料試験片の予き裂との塑性拘束の違いが問題であった鋼構造建築物の溶接欠陥についても、より高い精度で破壊予測が可能である。本章では第3章の実験結果に対してワイブル応力を用いた破壊予測を行い、その有効性を検証する。

5.2 破壊予測手法

5.2.1 ワイブル応力の概要

ワイブル応力は最弱リンクモデルの考えに基づいており、ワイブル応力 σ_w の破壊に対する確率分布は2母数ワイブル分布^{5.4)}に従う。よって、ワイブル応力を用いたき裂材の累積破壊確率 $F(\sigma_w)$ は次式で表される。

$$F(\sigma_w) = 1 - \exp\left[-\left(\frac{\sigma_w}{\sigma_u}\right)^m\right] \quad (10)$$

ここで m は材料によって定まるワイブル形状係数、 σ_u は F が63.2%の σ_w に相当する尺度係数である。南ら^{5.5)}によれば m 値は構造用鋼で10から50程度の値をとり、一般に靱性の低い材料ほど小さい値となる。すなわち材料による脆性破壊発生のばらつきに対応する定数である。

σ_w はき裂先端近傍の作用応力を脆性破壊に対する重みをつけて積分した値であり、次式で表される。

$$\sigma_w^m = \frac{1}{V_0} \int_{V_p} \sigma_{eff}^m dV \quad (11)$$

ここで V_0 は破壊の基本体積、 V_p は破壊に寄与する領域(破壊のプロセスゾーン)、 σ_{eff} は有効応力をを表す。

5.2.2 限界ワイブル応力を用いた脆性破壊の予測

(11)式で、 V_0 は m 値に依存しない定数であるため、便宜上単位体積とする。 σ_{eff} には、工学的には最大主応力 σ_1 が多く用いられる。よって、(11)式は次式に書き換えられる。

$$\sigma_W = \left[\int_{V_p} \sigma_1^m dV \right]^{\frac{1}{m}} \quad (12)$$

したがって σ_W は、 m 値が定めれば解析によって得られる σ_1 を範囲 V_p で積分することで算出できる。本研究では SENB 試験結果を用いた最尤推定法^{5,6)}により m 値を定め、 σ_1 が降伏応力度の3倍を超える領域を V_p としてワイブル応力を算出する。

5.3 破壊靱性試験による限界ワイブル応力の算出

5.3.1 破壊靱性試験

材料の破壊靱性試験として三点曲げ試験 (Single Edge Notched Bend, SENB 試験)を行った。試験片は BS7448^{5,7)}に従い図 5.1 の形状とし、機械切り欠きの先端に 1.5 mm の疲労き裂を挿入した。疲労き裂は降伏応力度の 0.7 倍以下の応力振幅で 10Hz の振動を試験と同じ载荷位置に与えて生成した。SENB 試験の载荷は 0.5 mm/sec で、試験片破断もしくは治具のストローク限界までとした。

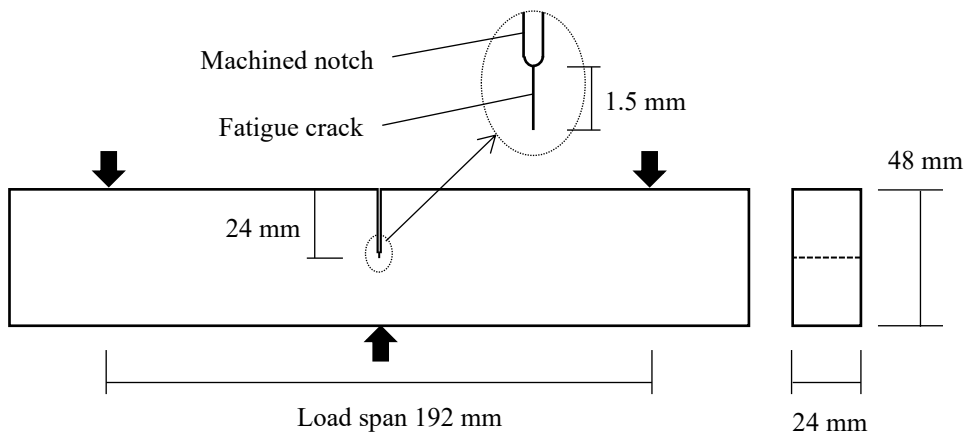


図 5.1 SENB 試験片

J積分値は次式で算出した。

$$J = \left\{ \frac{F \cdot S}{B \cdot W^{1.5}} \times f\left(\frac{a_0}{W}\right) \right\}^2 \frac{1 - \nu^2}{E} + \frac{2U_p}{B(W - a_0)} \quad (13)$$

ここで F は作用応力、 S は負荷ローラーのスパン、 ν はポアソン比、 B は試験片の板厚、 W は試験片の高さ、 a_0 は初期き裂長さである。 U_p は三点曲げ試験片が破断までに行った塑性仕事量である。 f は a_0/W の関数であり、次式で定義される。

$$f\left(\frac{a_0}{W}\right) = \frac{3\left(\frac{a_0}{W}\right)^{0.5} \left\{ 1.99 - \left(\frac{a_0}{W}\right) \left(1 - \frac{a_0}{W}\right) \left(2.15 - 3.93 \frac{a_0}{W} + 2.7 \frac{a_0^2}{W^2} \right) \right\}}{2 \left(1 + 2 \frac{a_0}{W} \right) \left(1 - \frac{a_0}{W} \right)^{1.5}} \quad (14)$$

得られた J 値の有効な範囲は、次の 2 式のうち小さい方で与えられる。

$$J_{max} = (W - a_0) \frac{(\sigma_y + \sigma_u)}{40} \quad (15)$$

$$J_{max} = B \frac{(\sigma_y + \sigma_u)}{40} \quad (16)$$

ここで σ_y は降伏応力度、 σ_u は引張強さを示す。

SENB 試験終了後の破断面より延性き裂進展量を計測し、図 5.2 の結果が得られた。図中の Blunting line と R curve の交点を弾塑性破壊靱性 J_{Ic} とし、 J_{Ic} の半分以下の値を無効な J 値とした。有効な値のうち下限の平均をへき開破壊発生限界値、 $J_c=152\text{N/mm}$ とした。

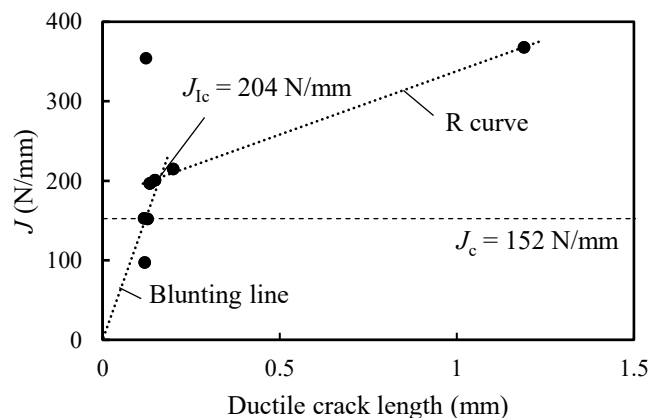


図 5.2 SENB 試験結果

5.3.2 ワイブル形状係数の決定

図 5.3 に示す解析モデルを用いて SENB 試験の有限要素解析を行った。解析モデルは材軸方向と板厚方向の対称性より 1/4 モデルとし、き裂先端には 0.03mm のき裂先端半径を設けた。ワイブル応力の算出に関して、き裂先端半径 0.02mm から 0.04mm 程度で解の収束を確認した。SENB 試験の解析結果は図 5.4 に示すように、試験片破断までの範囲で実験結果とほぼ一致した。図 5.4 で COD とはき裂開口変位 (Crack opening displacement) を示し、SENB 試験時に板厚表面側き裂端部の開口量をクリップゲージによって計測した値である。

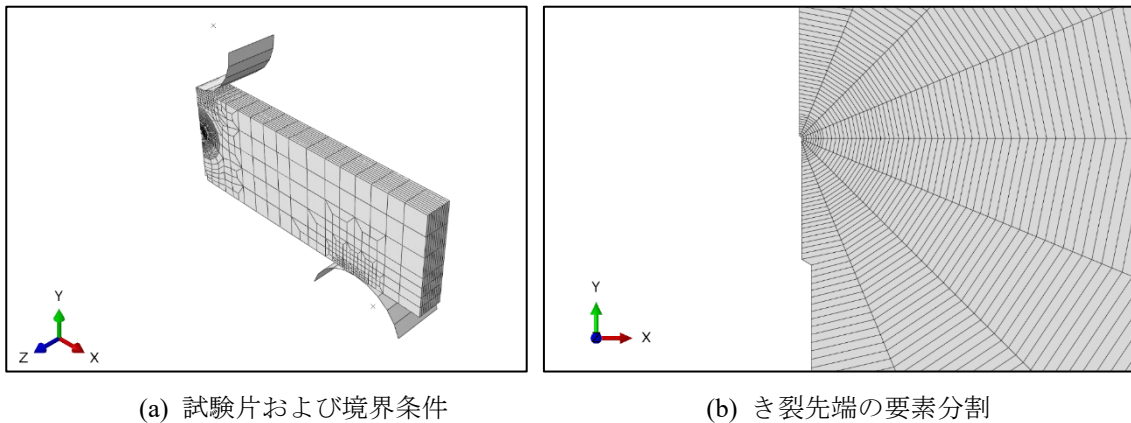


図 5.3 SENB 試験片の解析モデル

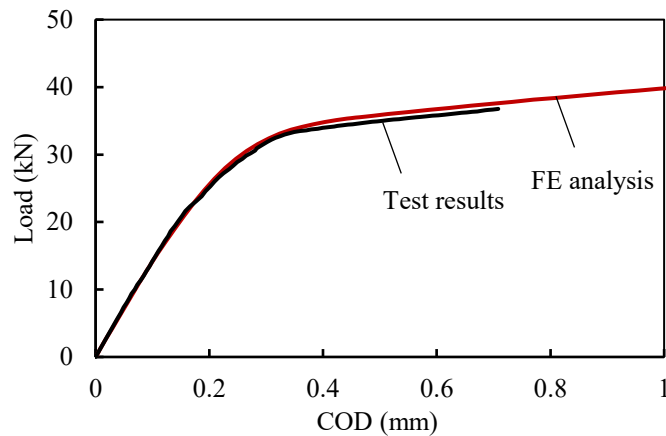


図 5.4 荷重 COD 関係

文献より、ワイブル形状係数 m の推定式には次式を用いた。

$$\frac{N}{\hat{m}} + \sum_{i=1}^N \ln \sigma_{W(i)} - N \frac{\sum_{i=1}^N \sigma_{W(i)}^{\hat{m}} \ln \sigma_{W(i)}}{\sum_{i=1}^N \sigma_{W(i)}^{\hat{m}}} = 0 \quad (17)$$

$$\hat{m}_{unb} = \hat{m} \times b(N) \quad (18)$$

ここで N は試験データ数、 $\sigma_{W(i)}$ は脆性破壊が発生した際のワイブル応力、 \hat{m} は推定用の m 値、 \hat{m}_{unb} は、試験片本数 N に応じて定まる修正係数 $b(N)$ を用いた仮定の m 値である。次の手順で m 値の推定を行い、 $m = 32$ を得た。

- [1] 任意の m 値で各試験片破断時のワイブル応力 $\sigma_{W(i)}$ を計算し、(17)式を満たすよう \hat{m} を求める。
- [2] (18)式で \hat{m}_{unb} を計算し、[1]で採用した m 値と等しければその値を正しい m 値とする。等しくない場合は m の値を変えて繰り返す。

5.3.3 限界ワイブル応力の決定

決定した m 値を用いて SENB 試験および柱梁接合部試験体のワイブル応力を算出し、SENB 試験で J_C に相当する際のワイブル応力を限界ワイブル応力 $\sigma_{W,cr}$ 、柱梁接合部試験体で $\sigma_{W,cr}$ に相当する際の曲げモーメントを予測破壊曲げモーメント M_{pre} とする。 M_{pre} 算出の過程を図 5.5 に示す。

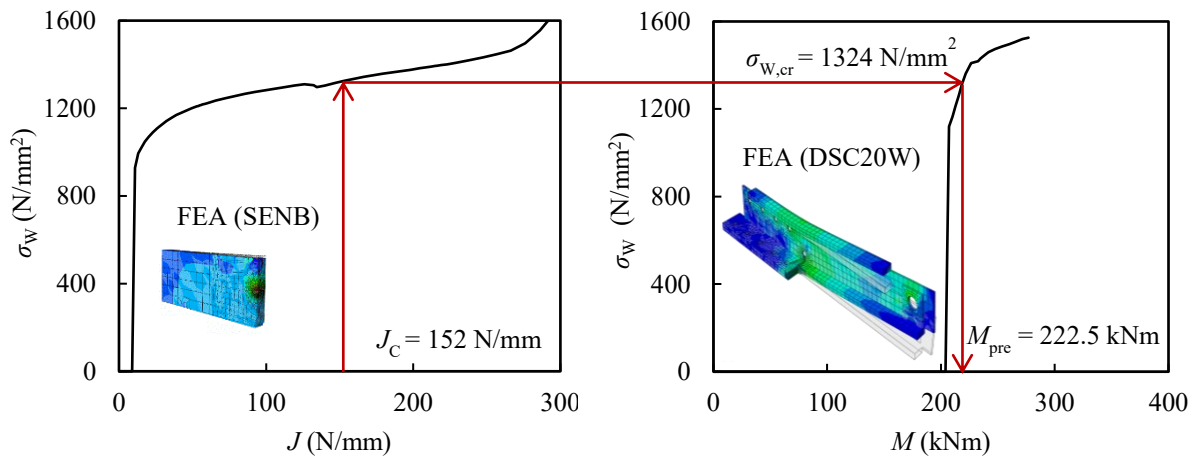


図 5.5 予測破壊曲げモーメント M_{pre} 算出方法

5.4 破壊予測結果

第3章の実験における最大曲げモーメントを縦軸、予測曲げモーメントを横軸に取った結果を図5.6に示す。45度方向に延びる直線は実験値と予測値が一致するラインを示すもので、その両側に延びた赤色の直線は、実験値に対する誤差20%を示すラインである。図より20%程度危険側に位置する点が1点、20%以上安全側に外れた点が5点である。FSC、FTC試験体については良好な精度が得られたが、FSC14C-1については危険側に結果が外れており、注意を要する。DSC試験体では精度が低下し、20から25%程度実験値と予測値に開きが見られた。実験値に対する予測値の割合は、DTC8Wで1.49、DTC12Wは1.46と安全側過ぎる結果である。AISC試験体についても微小なき裂を想定することで破壊予測は行えたが、精度が高い結果とはならなかった。

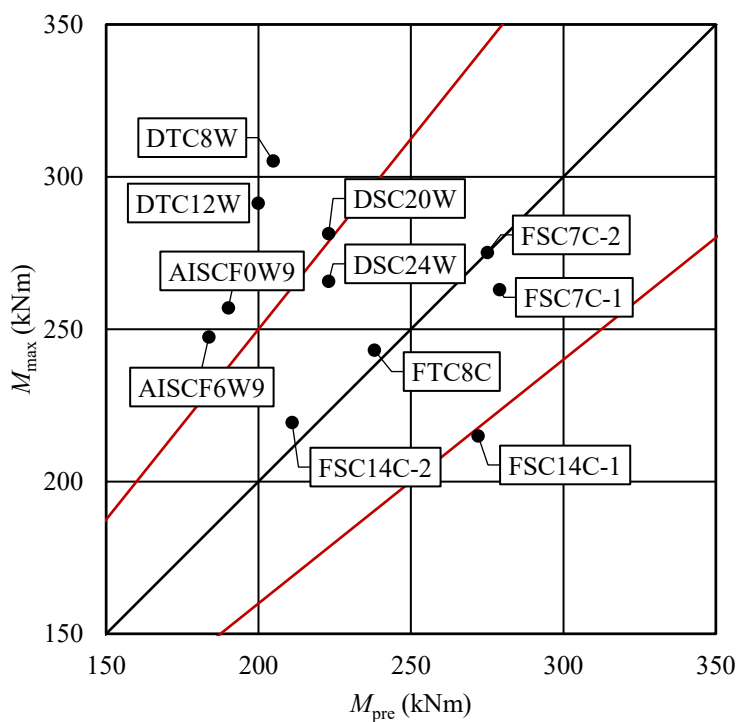


図 5.6 限界ワイブル応力を用いた破壊予測結果

5.5 まとめ

本章では SENB 試験の結果から J_c を定め、限界ワイブル応力の算出を試みた。主な結果を以下に示す。

- ・得られた限界ワイブル応力を用いて柱梁接合部試験体の破壊予測を行うと、フランジ側にき裂を挿入した試験体については良好な精度が得られた。き裂先端にせん断の影響を受けると考えられるスカラップとダイアフラム側予き裂では、精度が低下した。
- ・スカラップを有する試験体は脆性破壊による実験終了ではないことから更に精度が下がることを考慮すれば、き裂先端にせん断変形が作用する試験体ほど精度が低下する傾向にある。この傾向を定量的に捉え補正することができれば、破壊予測の精度を向上させることができると考えられる。
- ・従来のワイブル応力を用いた破壊予測結果をまとめると、11 体中 6 体について 20%以内の誤差で予測可能であった。予測精度が低かったもののうち 5 体は安全側、1 体は危険側に外れる結果であった。

参考文献

- 5.1) Beremin, FM, A local criterion for cleavage fracture of a nuclear pressure vessel steel, Metallurgical Transactions A, Vol.14A, 2277-2287, 1983
- 5.2) Gao, X., Ruggieri, C., & Dodds, R. H., Calibration of Weibull stress parameters using fracture toughness data. International Journal of Fracture, 92(2), 175-200, 1998
- 5.3) Iwashita T, Azuma K., Effects of notch sharpness and depth on brittle fractures in single-edge notched bend specimens, Engineering Fracture Mechanics 164, 60-73, 2016
- 5.4) Weibull, W., A statistical distribution function of wide applicability." Journal of applied mechanics, 1951
- 5.5) 南二三吉, ワイブル応力を用いた破壊評価手法, 溶接学会誌, Vol.75, No.5, pp.416-446, 2006.7
- 5.6) Riesch-Oppermann, H.; Diegele, E. Elements of A Fracture Mechanics Concept for the Cleavage Fracture Behavior of RAFM Steels Using Local Fracture Criteria; FZKA Report; Forschungszentrum: Karlsruhe, Germany, Volume 6668, 2002
- 5.7) BS7910, Guide on methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures, BSI, London, 2005

第6章 き裂先端のモードの違いを考慮した破壊予測

第6章 き裂先端のモードの違いを考慮した破壊予測

6.1 序

柱梁接合部の溶接始末端部やスカラップ底から発生した延性き裂には、開口型のモード I のみではなく、面内せん断型のモード II、面外せん断型のモード III が複合的に作用する。ワイブル応力はモード I 負荷のみの場合には高い精度を示すが、モード II や III が重層する場合に統一的な値とならないことが指摘されている^{6.1)}。ワイブル応力は元々、脆性破壊に対して最も危険となるモード I を想定したパラメータであるため、モード II や III の影響は組み込まれていない。複雑な応力状態にある鋼管継手では、モード II が卓越して作用することが示されている^{6.2)}。大変形を受け複合的なひずみを受ける鋼構造建築物の柱梁接合部においてもモードは混合して作用する。本論文第3章、第4章で述べたようにモード II の影響から延性き裂が進展して破壊に転じる危険もあることから、混合モード下の破壊予測を適切に行う手法の開発は急務と言える。本章ではき裂先端のモード I と II の混合割合を定量的に表す混合モード比を定義し、第5章の破壊予測結果の補正を試みる。

6.2 混合モード比の定義

モード I とモード II の混合割合を評価するための指標として、混合モード比 R_I を次式により定義する。

$$R_I = \frac{2}{\pi} \tan^{-1} \frac{K_I}{K_{II}} \quad (19)$$

ここで K_I 、 K_{II} はそれぞれモード I、モード II に対応する応力拡大係数である。教科書等^{6.3)}で知られる通り応力拡大係数は小規模降伏条件でのみ成り立つ弾性破壊力学パラメータだが、本研究で対象とする部材断面に対して微小なき裂の場合は変形の初期からモードが大きく変化しないと想定し、比較的簡便にモードの違いを定量化できる応力拡大係数を採用した。(19)式は K_I - K_{II} 曲線の傾きに相当し、値が大きいほどモード I が支配的であることを示す。

6.3 四点せん断試験による混合モード比の検証

6.3.1 四点せん断試験

混合モード比 R_I の妥当性を検証するため、解析によって R_I に影響する因子を検証した。解析に先立ち図 6.1 に示す SENB 試験片と同寸法の試験片に曲げとせん断を同時に加える四点せん断試験を実施し、実験と解析が一致することを確認した。

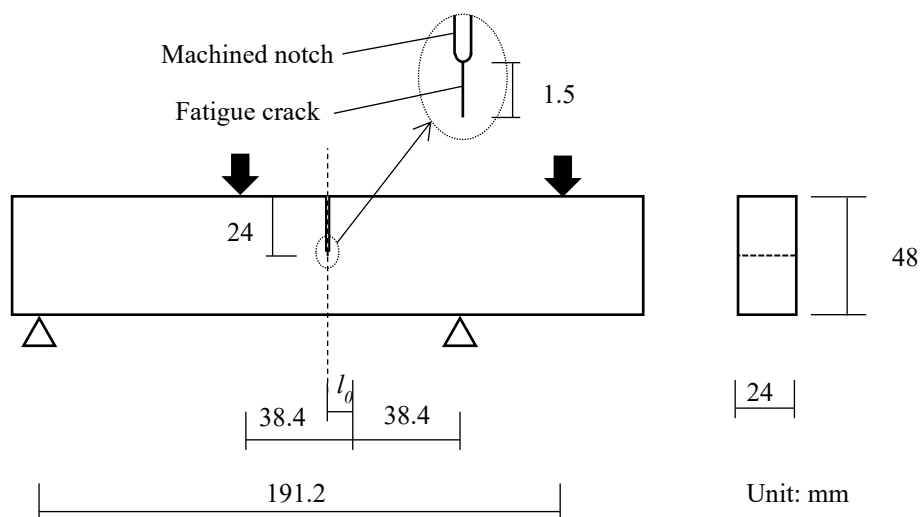


図 6.1 四点せん断試験

SENB 試験と同様の要素分割で解析モデルを作成し実験との整合を確認したところ、図 6.2 のように巨視的挙動はほぼ一致した。

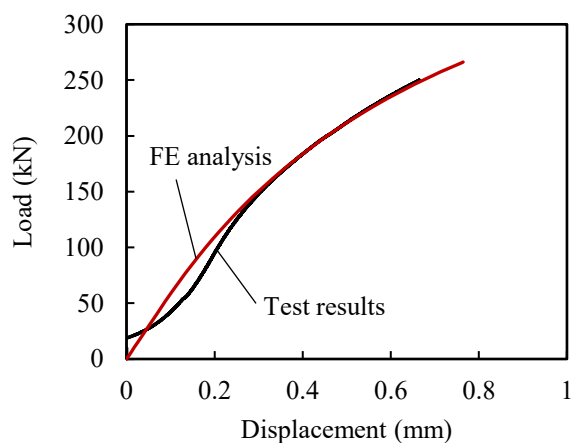


図 6.2 四点せん断試験結果

6.3.2 解析条件が混合モード比に及ぼす影響

応力拡大係数算出のための仮想き裂進展方向が計算結果に影響するため、き裂先端の主応力分布を調査したところ、図 6.3 のようにき裂線から 45°傾いた向きに最大主応力の集中が見られた。き裂線に対して 0°から 90°まで仮想き裂進展方向を変えて R_I を算出したところ、0°では負の値となるなど不適当な数値を示したが、45°および 90°では大きな差は見られず、変形の増加とともに 45°方向の値に収束した。そのため R_I 算出の仮想き裂進展方向は、最大主応力分布の傾きに応じて 0°か 45°方向かを判断することとした。

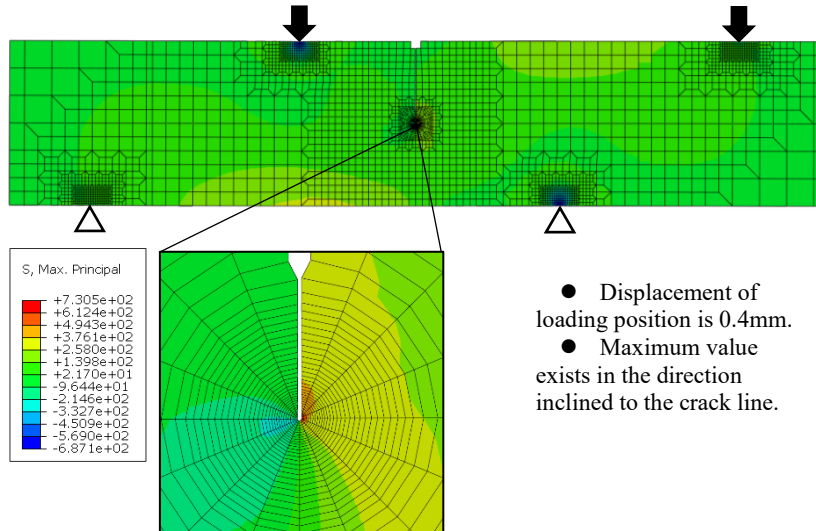


図 6.3 四点せん断試験の最大主応力分布

弾性解析により荷重位置 l_0 、き裂深さ a 、き裂先端半径 r を変えたスタディを実施した。荷重位置 l_0 を変化した場合の R_I は、図 6.4 のように l_0 の値が大きく純曲げに近づくほど、すなわちモード I が支配的であるほど高い値を示した。変形の増加に伴い R_I の値は上昇するものの、大小関係に逆転はなく、変形の初期の値を採用する限り荷重位置の違いによるモード比を捉えることができると考えられる。

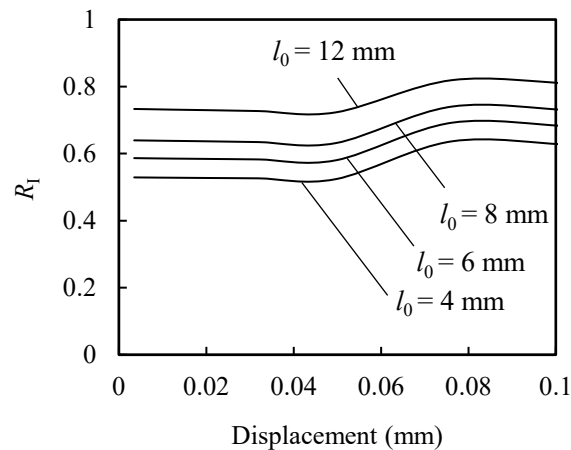
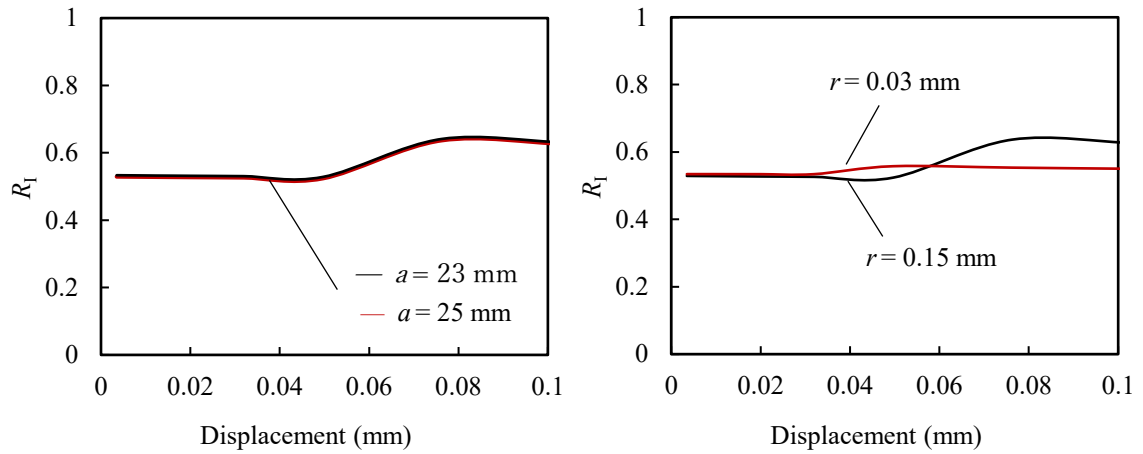


図 6.4 荷重位置の違いが混合モード比に及ぼす影響

図 6.5 にき裂深さ a 、き裂先端半径 r を変えた場合の R_I の変化を示す。き裂深さのわずかな違いは R_I にほぼ影響を与えなかった。モード II の影響が大きい場合、変化が増大するとき裂先端の要素が回転することから、変形が増大すると r の違いがやや影響を及ぼす。低い変形レベルにおいては、 R_I の値は載荷位置の違いに比較してその他のパラメータに鈍感であることがわかる。



(a) き裂深さを変えた場合

(b) き裂先端半径を変えた場合

図 6.5 き裂深さおよび先端半径の違いが混合モード比に及ぼす影響

6.4 モードの違いと破壊予測精度の関係

柱梁接合部試験体の混合モード比を算出するにあたり弾性解析と弾塑性解析を比較し、図 6.6 のように弾性解析と弾塑性解析がほぼ一致する範囲で R_I を算出することとした。

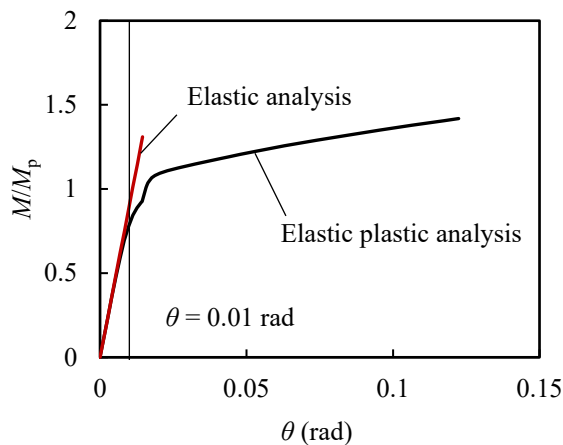


図 6.6 弾性解析と弾塑性解析の比較

四点せん断試験によるスタディより仮想き裂進展方向が応力拡大係数および R_I に影響するため、弾塑性解析によりき裂先端の最大主応力分布を調べた。図 6.7 に示すように AISC 試験体のき裂先端の最大主応力分布の傾きを考慮し、仮想き裂進展方向はき裂線に対して 45° 方向に設定した。

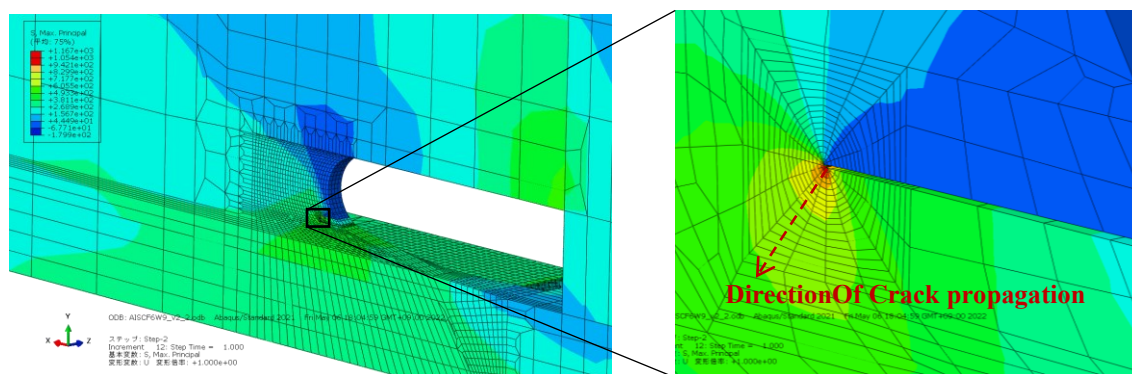


図 6.7 AISC 試験体き裂先端の最大主応力分布

得られた各試験体の R_I を表 6.1 に示す。第 5 章で算出したワイブル応力を用いた破壊予測結果 M_{pre} の実験結果 M_{max} に対する比率は、 R_I と緩い相関の関係にある。危険側の予測結果となった FSC14C-1 については、 R_I がほとんど変わらない他の FSC 試験体に比べてばらつきが大きい。これは銅板溶込によるき裂形状の変化など、モードの違い以外の影響が考えられるが、要因特定のためには更に調査を要する。

表 6.1 モードの違いと破壊予測精度の関係

Specimen	M_{max} (kNm)	M_{pre} (kNm)	M_{max} $/M_{pre}$	R_I
FSC7C-1	263.0	279.1	0.94	0.95
FSC14C-1	215.0	271.7	0.79	0.92
FSC7C-2	275.2	275.3	1.00	0.92
FSC14C-2	219.4	210.7	1.04	0.94
FTC8C	243.1	238.0	1.02	1.00
DSC24W	265.8	222.6	1.19	0.84
DSC20W	281.4	222.5	1.26	0.84
DTC8W	305.2	204.8	1.49	0.77
DTC12W	291.4	199.9	1.46	0.81
AISCF0W9	257.1	190.1	1.35	0.44
AISCF6W9	247.5	183.7	1.35	0.39

6.5 混合モード比を用いた破壊予測の補正

予測精度 M_{\max}/M_{pre} を縦軸、 R_I を横軸にとると、図 6.8 の分布となる。縦軸の予測精度はワイブル応力力による予測値 M_{pre} に対する実験値 M_{\max} の割合であり、 M_{\max}/M_{pre} は 1.0 を超えると安全側、1.0 未満ならば危険側の結果であることを示す。 R_I はモード I とモード II の割合を定量化したものであり、1.0 であればモード I のみ、値が減少するにつれてモード II の影響が増加するパラメータである。欠陥挿入型の試験体は、フランジ側の欠陥 (FSC7C-1、FSC14C-1、FSC7C-2、FSC14C-2、FTC8C) に比べ、 R_I が低いダイアフラム側の欠陥 (DSC24W、DSC20W、DTC8W、DTC12W) には安全側に外れる傾向が見られる。 R_I が顕著に低いスカラップ試験体 (AISC6W9、AISC0W9) は、ストローク限界と延性破断による実験終了であったため、脆性破壊の予測としては更に安全側に、図 6.7 で上側にずれると考えられる。図 6.7 のプロットは、スカラップ試験体が更に上側にずれる可能性、フランジ側予き裂試験体のうち 1 体が他の試験体に比べてやや下側に外れているなどの問題はあるが、全体として右肩下がりの関係にあり、相関係数 -0.62 の負の相関を示す。相関を仮に線形とみなして補正式をつくると、 R_I に応じて予測値 M_{pre} を補正した補正予測曲げモーメント $_{\text{cor}}M_{\text{pre}}$ を次式で算出できる。

$$_{\text{cor}}M_{\text{pre}} = (-0.6987R_I + 1.735)M_{\text{pre}} \quad (19)$$

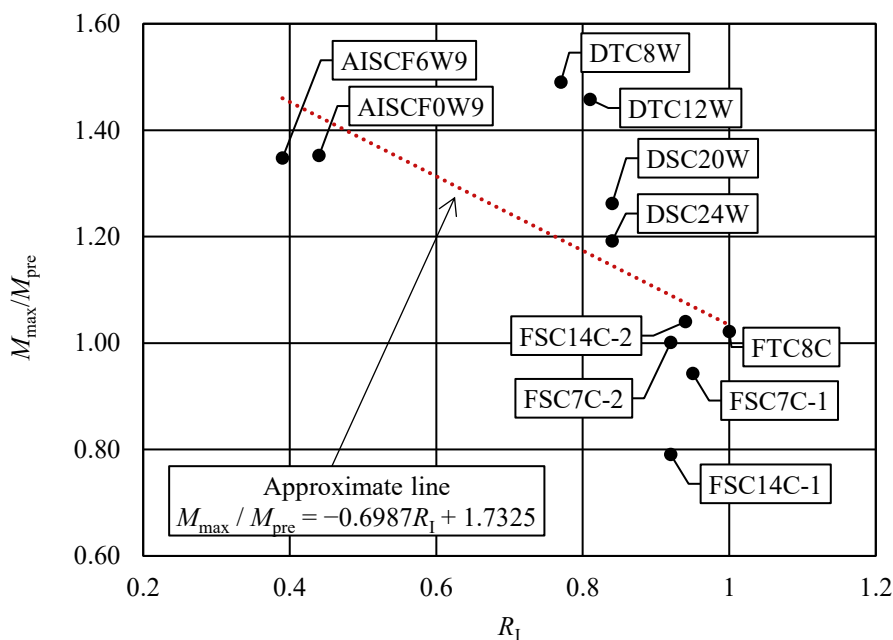


図 6.8 破壊予測精度と混合モード比の相関

補正予測曲げモーメント $corM_{pre}$ を使った破壊予測結果を図 6.9 に示す。45 度方向に延びる直線は実験値と予測値が一致するラインを示すもので、その両側に延びた直線は実験値に対する誤差 20%を示すラインである。図より 20%以上危険側に位置する点が 1 点あるが、その他の点は概ね誤差 20%以内の範囲に収まった。特に R_1 が低い値であったダイアフラム側予き裂試験体 (DSC24W、DSC20W、DTC8W、DTC12W) およびスカラップ試験体 (AISC6W9、AISC0W9) で補正の効果は高く、実験値と予測値が一致する中央のラインにプロット点を収束させる効果が得られた。本検討ではモードの違い以外の要因による破壊予測精度のばらつきは考慮せず、単純に破壊予測精度と混合モード比が線形の関係にあると仮定して補正式を算出したが、全体として大きな支障が生じることなくばらつきが抑えられ、予測精度が上昇した。

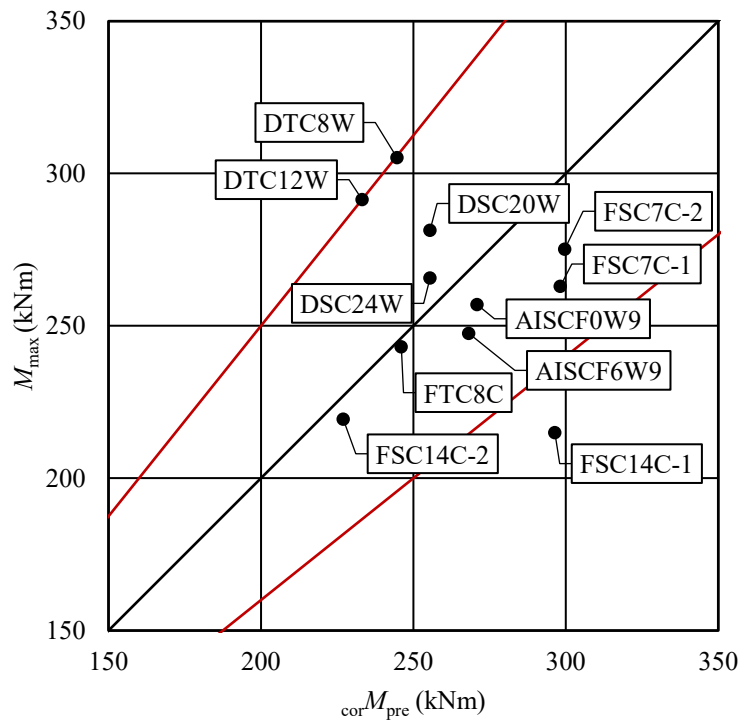


図 6.9 モードの違いを加味した破壊予測結果

6.6 まとめ

本章では応力拡大係数を用いた混合モード比を用いてモードの違いを定量化し、脆性破壊の予測精度向上につながる可能性を示唆した。主な結果を以下に示す。

- ・モード I とモード II の影響を定量化する指標として提案した混合モード比を提案した。混合モード比は 1.0 であればモード I のみが作用し、モード II の影響増大に応じて数値が低下する指標である。
- ・混合モード比には弾塑性解析によってき裂の進展方向を見定めるなどの検討も必要だが、き裂先端の複雑な変形の違いを簡便に分類することが可能である。
- ・混合モード比を用いて第 5 章の予測結果を整理すると、ワイブル応力を用いた破壊予測の精度と混合モード比の間は、明確な相関関係が見られた。
- ・破壊予測精度と混合モード比の相関を線形と見做して補正式を作り、モードの影響に応じて破壊予測結果を補正する手法を提案した。
- ・提案した補正によって予測の精度が向上し、11 体中 10 体が誤差 20% 以内の予測精度に収まった。
- ・本検討では高い精度範囲に予測値が収斂したことから、混合モード比を用いることでモードの影響を加味した破壊予測が可能と考えられる。

第7章 総括

第7章 総括

7.1 結論

本論文では、都市圏直下型の大地震に伴う鋼構造建築物柱梁接合部を対象とし、大変形後の脆性破壊発生予測にモードの影響を組み込むことを試みた。

以下に本論文の各章で得られた成果を総括する。

第3章では、柱梁接合部の溶接欠陥およびスカラップ底からの破壊を対象とし、脆性破壊の再現実験を実施した。これらは、震災後の調査で特に破壊の危険が高いことが明らかとなった部位である。試験体は柱梁接合部よりダイアフラムおよび下フランジを取り出してモデル化したもので、実構造物と同等の板厚を有する。欠陥の位置、形状が破壊発生に影響する溶接欠陥については、溶接始末端部のフランジ側について5種、ダイアフラム側について4種の異なる形状の予き裂を生成し、計9体の試験体を製作した。スカラップを対象としたものとしては、通常のAISC推奨ディテールに加え、PCFW法と呼ばれるひずみ集中を緩和する形状も製作し、計2体の試験体を用いた。ダイアフラム側を固定端として試験体の自由端側に正負漸増交番載荷を加えることで、地震に伴う大変形を再現した。延性き裂が十分に進展した後で脆性破壊を発生させるため、実験温度は延性-脆性遷移温度を参考に設定した。実験の結果、以下の結論を得た。

- 1) 予き裂を挿入した試験体はいずれも、予き裂先端から延性き裂が進展後、脆性破壊が発生して実験を終了した。
- 2) フランジ側の予き裂は、モードⅠが支配的と思われる開口型の変形を示した。比較してダイアフラム側の予き裂にはせん断変形も見られ、混合モード状態で脆性破壊したと考えられる。
- 3) スカラップ試験体は、スカラップ底から延性き裂が進展後、試験機のストローク限界もしくはフランジの延性破壊によって実験を終了した。
- 4) スカラップ試験体の延性き裂はウェブ材軸方向に進展していたことから、モードⅡの影響を大きく受ける状況下で成長したと考えられる。

第4章では実験時のき裂先端の変形状況を分析するため、有限要素解析によって応力分布、ひずみ分布を調査した。解析の結果、以下の結論を得た。

- 1) 予き裂先端には真一様伸びを超える高い相当塑性ひずみが集中しており、延性き裂の発生条件を満たしていた。

- 2) 実験ではスカラップから大きな延性き裂の進展が観察されたものの、解析上では顕著なひずみ集中は見られず、延性き裂発生条件を満たさない結果となった。
- 3) スカラップ底にはウェブ材軸方向のせん断力の集中が見られたことから、モード II が大きく作用しつつ延性き裂が進展したと考えられる。

第 5 章では実験対象とした 11 体の試験体に対してワイブル応力を用いた破壊予測を試み、その精度や影響因子について検討した。破壊予測の結果、以下の結論を得た。

- 1) フランジ側に予き裂を有する試験体の多くは、高い精度で破壊予測が可能であった。
- 2) ダイアフラム側に予き裂を有する試験体およびスカラップを有する試験体は、安全側過ぎる破壊予測結果であった。
- 3) 第 3 章の観察、第 4 章の分析と照らし合わせると、モード II の影響が大きいダイアフラム側予き裂およびスカラップの予測精度が低く、モード I が支配的なフランジ側予き裂の予測精度は高いという結果であった。

第 6 章では、モード I が支配的であるほど高い値を示しモード II の影響が増加するにつれ数値が低下する混合モード比を提案し、第 5 章で得られた破壊予測精度との相関を調査した。更に混合モードを因数とする補正式を提案し、モードの影響を加味して破壊予測精度の向上を試みた。結果、以下の結論を得た。

- 1) 提案した混合モード比は、き裂進展方向の検討が必要であったものの、弾性解析による簡便な方法でモードの違いを捉えることができた。
- 2) 従来法のワイブル応力による破壊予測精度は混合モード比と明確な相関関係を示した。
- 3) 破壊予測精度と混合モード比を線形の相関と見做して補正式を算出することで、モードの影響に応じた補正が可能であった。
- 4) 提案した補正式を用いることで、ほぼすべての試験体で誤差 20%以内の予測精度が得られた。

7.2 今後の課題

モードの影響を加味した破壊予測が可能であると考えられるものの、補正式の信頼性を向上させ基準化するには更に検討が必要である。今後の課題と展望を以下に示す。

- モードの影響によらず早期に破壊した試験体について調査を要する。
- 混合モード比と予測精度の関係を明確にするには、モードの影響のみが異なる試験体の脆性破壊実験を行うことが望ましい。
- 混合モード比は弾性解析によって得られる値であることから、適用範囲外となる状況について調査が必要である。
- モードの影響を簡便に捉えることについて注力したものの、ワイブル応力の算出に多大な時間を要した。今後ワイブル応力に基づく破壊予測を実用化するには、限界ワイブル応力確定のためのキャリブレーションの省力化が期待される。
- 破壊予測精度と混合モード比の関係は相関係数としては高い値を示したものの、スカラップ型試験体 2 体とフランジ側表面欠陥 1 体について全体の相関から外れる傾向にあった。線形以外の近似式を使う方法、欠陥がある場合とそうでない場合とで補正式を分ける方法などが考えられる。

発表論文

本論文に関連する著者の審査論文および審査付 PROCEEDING

1. Akahoshi, T., Azuma, K., Iwashita, T., Prediction of brittle fracture initiating at defects in the end of complete penetration groove welds, Proc. 25th ISOPE (4), pp.189-196, 2015.6
2. Azuma, K., Akahoshi, T., Iwashita, T., Prediction of brittle fracture from defects at groove face of complete joint penetration welded joints, Weld World, 60 (4), pp.757-766, 2016.7
3. Akahoshi, T., Azuma, K., Iwashita, T., Ibe, Y., Weibull stress approach considering a mixed-mode problem for prediction of brittle fracture from notches at the butt weld of the beam end, Proc. 31st ISOPE (4), pp.2375-2382, 2021.6
4. 赤星 拓哉, 東 康二, 岩下 勉, 溶接始末端部のき裂開口モードの違いが脆性破壊発生に及ぼす影響を捉えるための基礎的研究, 鋼構造論文報告集, 第 29 巻, pp.682-688, 2021.11
5. Iwashita, T., Mizuki H., Akahoshi, T., Azuma, K., Brittle fracture estimation at ends of groove welded joints under cyclic loading, J. Constr. Steel Res., 189 (2022) 107055, 2022.2
6. Akahoshi, T., Azuma, K., Iwashita, T., Study on Correcting Method for Predicting Brittle Fracture of Surface Cracked Plates in Mixed-Mode Loading, Proc. ASME 2022 41st Int. Conf., 2022.6
7. 江島 尚, 赤木 優羽, 岩下 勉, 東 康二, 赤星 拓哉, シャルピー吸収エネルギーを用いた累積塑性変形能力推定の試み, 鋼構造論文報告集, 第 30 巻, pp.615-623, 2022.11
8. Akahoshi, T., Azuma, K. Masaki S., Iwashita, T., Brittle Fracture Prediction Method Considering Mixed Modes for Column-to-Beam Connections, Journal of Constructional Steel Research 投稿中

本論文に関連する著者の公演

1. 赤星 拓哉, 東 康二, 岩下 勉, 溶接始末端部の欠陥から進展した延性き裂を起点とする脆性破壊の予測, 日本建築学会九州支部研究報告, 第 54 号, pp. 425-428, 2015
2. 赤星 拓哉, 東 康二, 岩下 勉, 完全溶込溶接始末端部の欠陥から発生する脆性破壊の予測手法の検討, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (関東) 構造Ⅲ, pp.813-814, 2015
3. 岩下 勉, 濱崎 瑞生, 赤星 拓哉, 東 康二, 溶接継手梁フランジ開先面の融合不良から発生する脆性破壊の予測に関する研究 その 1 累積塑性変形能力推定方法, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (東海) 構造Ⅲ, pp. 965-966, 2021
4. 濱崎 瑞生, 岩下 勉, 赤星 拓哉, 東 康二, フランジ開先面の融合不良から発生する脆性破壊の予測に関する研究 その 2 繰返し载荷を受ける試験体の累積塑性変形能力推定方法, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (東海) 構造Ⅲ, pp. 967-968, 2021
5. 江島 尚, 岩下 勉, 赤星 拓哉, 東 康二, シャルピー吸収エネルギーと 3 点曲げ試験における破壊靱性 J_c の関係およびワイブル応力に関する研究, 日本建築学会九州支部研究報告, 第 61 号, pp. 273-276, 2022
6. 志水 昌樹, 赤星 拓哉, 東 康二, 曲げとせん断を同時に受けるき裂材のモード混合率に関する解析的検討, 日本建築学会九州支部研究報告, 第 61 号, pp. 277-280, 2022
7. 赤星 拓哉, 志水 昌樹, 東 康二, 岩下 勉, 溶接始末端部から発生する脆性破壊に混合モード比が及ぼす影響の検討 その 1 柱梁接合部を模した試験体の脆性破壊再現実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (北海道) 構造Ⅲ, pp. 891-892, 2022
8. 志水 昌樹, 赤星 拓哉, 東 康二, 岩下 勉, 溶接始末端部から発生する脆性破壊に混合モード比が及ぼす影響の検討 その 2 混合モード比が破壊予測精度に及ぼす影響, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (北海道) 構造Ⅲ, pp. 893-894, 2022
9. 赤星 拓哉, 東 康二, 五反田 慧, 志水 昌樹, モード II の影響を受ける延性き裂に起因する破壊の予測手法の検討, 溶接学会全国大会講演概要, 第 111 集, pp. 134-135, 2022

謝辞

本研究を行うにあたって、崇城大学教授 東康二博士には、大学在学時から大学院、社会人学生としての研究遂行の全般に渡り、常に懇切なご指導を賜りました。ここに深く感謝します。

有明工業高等専門学校教授 岩下勉博士には、国内外での研究発表に際し多々ご指導いただきました。また、試験片への疲労き裂挿入に際し丁寧にご教示いただくと共に、長期にわたる疲労試験実施にご協力いただきました。ここに深く感謝します。

本論文の審査を賜りました、崇城大学教授 武田浩二博士、同大学教授 上野賢仁博士、同大学教授 片山拓朗博士には、審査を通じて貴重なご意見、ご指導をいただきました。ここに深く感謝します。

新型コロナウイルスの世界的拡大により国際交流が困難となる中、ハンガリー ミシュコルツ大学教授 Károly Jármai 博士、韓国ソウル 中央大学教授 Chang Kyong-Ho 博士、大阪大学准教授 廣畑 幹人博士には、オンラインによる貴重な発表、情報交換の機会を頂きました。

大阪大学教授 大畑充博士、同大学助教 清水万真博士には拡張ワイブル応力に関しご教授いただき、貴重な資料をご提供いただきました。

三点曲げ試験および四点曲げ試験の実施は、崇城大学教授 里永憲昭博士、同大学助教 竹田雄祐博士、中牟田侑昌博士、同大学技師 河瀬忠弘氏のご協力で可能となりました。

株式会社永井製作所 板谷俊臣博士には柱梁接合部試験体の製作に際しご助力いただきました。また、ローカルアプローチに関し有益なご討議を賜りました。

崇城大学工学部建築学科の諸先生方には業務の面でご配慮頂き、論文執筆に際して多くの激励を頂きました。また、公聴会に足をお運びいただき、今後の研究に有用なご意見もいただきました。お礼申し上げます。

本研究を共に進めた崇城大学東研究室の同輩および先輩後輩諸氏、同大学赤星研究室の学生諸氏には、実験、解析についてご協力いただきました。

その他、本研究に関連して、ご支援、ご協力いただいた多くの方々にお礼申し上げます。

末筆ながら、著者を支えてくれた両親、妻 あゆみ、娘 弥咲に感謝します。