

平成 2 8 年度
軽水炉照射材料健全性評価研究
報 告 書

平成 2 9 年 3 月

国立研究開発法人日本原子力研究開発機構

本研究は、原子力規制委員会原子力規制庁からの委託事業「平成28年度原子力施設等防災対策等委託費（原子力発電施設等安全性実証解析等（軽水炉照射材料健全性評価研究）」として、国立研究開発法人日本原子力研究開発機構が実施したものである。

目 次

1. はじめに-----	1
2. 事業内容-----	2
2.1 目的-----	2
2.2 事業全体概要-----	2
2.3 平成 28 年度の実施計画-----	3
3. 平成 28 年度の実施内容-----	5
3.1 照射脆化試験-----	5
3.1.1 既存照射材を用いた試験-----	8
3.1.2 高温予荷重(WPS)効果に関する試験-----	38
3.1.3 関連温度移行量評価に係る分析-----	131
3.1.4 破壊力学評価に関する試験-----	188
3.2 照射誘起応力腐食割れ (IASCC) 試験-----	337
3.2.1 既往事業の照射材等を用いた試験-----	340
3.2.2 照射材データの調査・整理-----	499
3.3 海外炉照射に関する検討-----	743
3.3.1 照射脆化試験-----	743
3.3.2 IASCC 試験-----	744
3.3.3 HBWR 炉を利用した照射下亀裂進展試験に関する技術検討-----	746
3.4 燃料照射試験装置の維持管理-----	767
4. おわりに-----	768

付録 1 3.2.2 照射材データの調査・整理

照射ステンレス鋼に関するデータシート

付録 2 照射済ステンレス鋼試験片の保管リスト

1. はじめに

原子炉圧力容器は一次系耐圧機器の中で最も重要な機器の一つであり、最新の科学的・合理的な評価を行い、その健全性を維持する必要がある。そのためには現在整備されている基準及び民間規格の安全裕度を常に最新の知見で見直し、改善を図ることが重要である。現在反映する必要がある課題として高照射量領域の照射データの拡充、民間規格や海外の規格に採用されているクラッド溶接を考慮した評価及び負荷履歴を考慮した評価の反映が挙げられる。

また、炉内構造物の照射誘起応力腐食割れ（以下「IASCC」という。）については、亀裂の健全性評価を実施する際に「実用発電用原子炉及びその附属施設における破壊を引き起こす亀裂その他の欠陥の解釈」（平成26年8月6日、原子力規制委員会。以下「亀裂の解釈」という。）において適用を要求している亀裂進展速度よりも速い亀裂進展データが実験室レベルで得られており、より実機に近い環境で現行規制の保守性を確認する必要がある。

上記の課題を踏まえて、「軽水炉照射材料健全性評価研究（平成18～31年度(予定)、旧事業名：軽水炉燃材料詳細健全性調査）」では、原子炉圧力容器の中性子照射脆化について、照射材等を用いた破壊靱性データを取得し、脆化予測法の保守性確認のための知見を整備するとともに、IASCCについて、照射材の亀裂進展挙動等に関する知見を整備する。これにより、運転期間延長に係る劣化状況評価及び高経年化技術評価の妥当性確認並びに民間規格の技術評価のための技術的知見の整備、拡充を図るとともに、必要に応じて亀裂の解釈等の規制要求事項の更新に資する。

本報告書は、平成28年度事業の実施結果についてまとめたものである。

2. 事業内容

2.1 目的

本事業では、「原子力規制委員会における安全研究について－平成27年度版－」（平成27年4月22日、原子力規制委員会）⁽²⁻¹⁾において安全研究が必要な研究分野として位置づけられた、原子炉施設の「運転期間延長及び高経年化対策」に係る技術的知見の整備を目的とする。具体的には、審査対象の機器及び構造物に想定される経年劣化事象のうち、中性子照射に関連する原子炉压力容器の照射脆化及び炉内構造物等の照射誘起応力腐食割れ（以下「IASCC」という。）に関して、照射の影響を確認するための試験装置等の整備・維持管理を行うとともに、照射下試験及び照射後試験を体系的に実施してデータ分析等を行い、国の規制判断に必要な技術的知見を収集・整備する。

2.2 事業全体概要

① 照射脆化試験

安全上最も重要で交換が困難な機器である原子炉压力容器の健全性を評価する際には、最も厳しい条件として加圧熱衝撃（以下「PTS」という。）事象を想定している。PTS事象とは、冷却材喪失事故等の際に非常用炉心冷却水が注入され、原子炉压力容器の内面が急冷されて引張応力が発生する過渡事象であり、健全性評価においては原子炉压力容器の内面に欠陥があることを想定した上で、PTS事象が生じても破壊しないことを確認している。原子炉の高経年化に伴い原子炉压力容器の照射脆化が進行していることから、照射材の破壊靱性値等のデータを拡充し、健全性評価手法の保守性を確認する必要がある。

このため本事業では、破壊靱性評価に係る試験として、中性子照射した原子炉压力容器鋼を用いて破壊靱性試験等を実施し、小型試験片から参照温度（ T_0 ）を評価することの妥当性を確認するとともに、板厚の1/4位置から採取される監視試験片の代表性を確認する。

また、健全性判定に係る試験として、荷重－温度履歴を変化させる破壊靱性試験を実施し、高温予荷重（以下「WPS」という。）効果の妥当性を確認するとともに、亀裂伝播停止破壊靱性（ K_{Ia} ）遷移曲線の妥当性を確認する。

さらに、破壊力学評価に係る試験として、低靱性の原子炉压力容器鋼にクラッドを溶接した材料を用いて、クラッド下欠陥を付与した平板曲げ試験を実施し、現行の応力拡大係数評価手法の保守性を確認するとともに、十字型試験体を用いてPTS事象を模擬する試験を実施し、亀裂の拘束効果、2軸荷重、クラッド溶接の影響等を含めた破壊評価を行い、健全性評価手法の保守性を総合的に確認する。

これに加えて本年度からは、関連温度移行量評価に関して、脆化データの統計解析、中性子照射された材料の三次元アトムプローブ法等による微細組織分析及び破壊靱性移行量評価を行い、高照射量領域における脆化因子を把握する。

② IASCC試験

炉内構造物等のIASCCに対する健全性評価については、亀裂の解釈⁽²⁻²⁾等で適用を要求している亀裂進展速度よりも速い実験室データが得られており、より実機に近い環境でその保守性を確認する必要がある。

このため本事業では、中性子照射したステンレス鋼について、公開されている照射材データを収集・整理するとともに、亀裂進展試験等で照射材データを取得し、照射材に対する亀裂進展速度の評価手法を検討する。

また、照射が材料と水環境に与える影響を考慮し、BWR炉心シュラウドに使用されている低炭素ステンレス鋼を用いて、照射炉を使用した照射下亀裂進展試験を実施するとともに、亀裂先端近傍の酸化皮膜、変形組織の観察・分析等により、亀裂進展挙動に及ぼす照射下水環境の影響に関する知見を取得し、照射材亀裂進展速度評価手法の健全性評価への適用性を確認する。

2.3 平成28年度の実施計画

① 照射脆化試験

(1) 既往事業の照射材等を用いた試験

既往事業の照射材から試験片を加工するとともに、引張試験、破壊靱性試験等を行い、中性子照射による破壊靱性参照温度の移行量とシャルピー延性脆性遷移温度の移行量の相関を確認する。また、非照射材を用いて高温予荷重効果に関する試験を行うとともに、試験を補完するための解析を行う。

(2) 原子炉圧力容器を模擬した試験体等を用いた破壊試験

原子炉圧力容器を模擬した試験体等により、クラッドの影響等も考慮できる破壊試験を行うため、既往の研究成果や課題を踏まえて、破壊試験に供する鋼材、溶接継手、クラッド用材料を製作するとともに、照射試験の計画立案並びに試験装置の整備を行う。

(3) 照射キャプセル・試験装置の維持管理

これまでに本事業で整備した照射キャプセル、及び照射後に照射脆化試験を実施するために必要な装置について維持管理を行い、キャプセル装荷済みの試験片や計測器の劣化防止を図る。

(4) 関連温度移行量評価に係る分析

関連温度移行量評価に関して、脆化メカニズム等に関する最新情報に基づいて、統計的解析手法を用いた評価、及び原子炉圧力容器鋼等の微細組織観察を行う。また、試料中に偏析した元素を分析するための装置を整備する。

② 照射誘起応力腐食割れ(IASCC)試験

(1) 既往事業の照射材等を用いた試験

既往事業の照射材等を用いた高温水中亀裂進展試験、及び試験片亀裂先端近傍の変形組織や酸化皮膜等、試験片の詳細観察・分析を行う。また、照射下試験条件の検討に資するため、既往研究でのデータを調査、整理する。

(2) 試験装置の維持管理

これまでに本事業で整備した照射試験装置等について、ボイラー及び圧力容器安全規則等に基づいて必要な維持管理を行う。

③ 燃料照射試験

(1) 試験装置の維持管理

これまでに本事業で整備した出力急昇試験を実施するための燃料照射試験装置について、計器及び制御機器等の点検、動作確認、また必要な場合は部品交換等を行う。また、原子炉施設保安規定、核燃料物質使用施設等保安規定、高圧ガス保安法等に基づく点検等を行う。以上により燃料照射試験装置の安全性及び健全性の維持を図る。

平成28年度の実施内容の詳細について、3章にまとめた。

参考文献

- (2-1) 原子力規制委員会「原子力規制委員会における安全研究について－平成 27 年度版－」（平成 27 年 4 月 22 日）。
- (2-2) 原子力規制委員会「実用発電用原子炉及びその附属施設における破壊を引き起こす亀裂その他の欠陥の解釈」（平成 26 年 8 月 6 日）。

3. 平成28年度の実施内容

3.1 照射脆化試験

図3.1-1に日本電気協会電気技術規定JEAC-4206^(3.1-1) (3.1-2)における原子炉圧力容器の健全性評価法の概要を示す。健全性評価においては、評価時期の材料の破壊に対する抵抗力(破壊靱性)を予測・評価し、原子炉圧力容器の内面に想定した亀裂において加圧熱衝撃(PTS)事象の際に生じる亀裂の進展力(応力拡大係数)との比較により健全性を評価する。さらに、2016年度版^(3.1-2)の改定においては、想定欠陥としてクラッド下の半楕円欠陥が規定され、詳細評価として高温予荷重(WPS)効果・亀裂伝播停止を考慮可能としている。このような規格の改定等事業を取り巻く環境の変化及びこれまでの事業における知見の蓄積を考慮し、本事業で対象とする課題の整理を行った。図3.1-2に本事業で対象とする健全性評価における課題を示す。課題は、破壊靱性評価、脆化予測、健全性判定に関する評価及び破壊力学評価に分類される。事業開始当初は破壊靱性評価に係る試験及び脆化メカニズムの調査に主眼をおいていたが、平成25年度より健全性判定に関する評価に係る試験、平成27年度より破壊力学評価に係る試験を開始した。また、本年度からは関連温度移行量評価に係る分析を開始した。

以下、これまでの事業における実施内容を記す。平成20年度は、本試験で使用するために製作する鋼材の仕様及び試験マトリクスについて検討を行った。平成21年度は、Cu含有率等を変化させた3種類の圧延材(A533B鋼)を製作し、溶接継手を製作するために必要な溶接材料を購入した。また、平成20年度に購入したPWR標準材(S1材)のマスターカーブ法による破壊靱性試験を行った。平成22年度は、圧延材について、引張試験、シャルピー衝撃試験、破壊靱性試験を実施した。平成23年度は、溶接継手を製作するとともに、照射キャプセルの準備を行った。また、平成22年度までに製作・入手した圧延材について、3次元アトムプローブ等によって微細組織分析を行った。また、破壊靱性試験を行ってデータを追加するとともに、破壊靱性値への試験片寸法効果に関する力学的要因を調べるため破壊靱性試験片の有限要素解析を行った。平成24年度は、平成23年度に製作した溶接継手について、破壊靱性試験及び微細組織分析を行った。また、照射キャプセル、照射後試験に必要な機器等の準備を行った。

平成25年度は、機械的特性の板厚内分布の調査等非照射材の試験を継続し、非照射データの整備を進めるとともに、既往研究等での照射済み材を活用した試験計画について検討を行った。さらに、健全性判定に関する評価に係る試験として、亀裂伝播停止及び高温予荷重効果の評価に関する試験に着手した。ホットラボにおける照射後試験装置等の整備を開始した。平成26年度は、照射キャプセルの製作を進めるとともに、既往研究等での照射済み材及びその未照射保管材を活用して破壊靱性試験片等を製作した。未照射保管材について破壊靱性試験を実施し参照温度 T_0 を評価し、照射材についても破壊靱性試験に着手した。また、高温予荷重効果及び亀裂伝播停止破壊靱性に関する試験を実施し、試験データを拡充した。ホットラボにおける照射後試験装置等の整備を継続した。平成27年度は、既

往研究等での照射済み材を活用して破壊靱性試験を実施し、照射材の破壊靱性値を取得した。また、高温予荷重効果及び亀裂伝播停止破壊靱性に関する試験を実施し、試験データを拡充した。さらに、破壊力学評価に係る試験としてクラッドの影響等も考慮できる破壊試験を実施するための鋼材、溶接継手・クラッド用材料の仕様決定及び試験設備の設計を完了し、製作に着手した。ホットラボにおける照射後試験装置等の整備を進めた。

本年度は、既往研究等での照射済み材を活用した照射材の破壊靱性データの拡充及びホットラボにおける試験片加工方法等の検討を行った。高温予荷重効果に関する試験を実施し試験データを拡充すると共に半楕円亀裂に対する高温予荷重効果確認試験の準備を行った。また、関連温度移行量の統計解析及び中性子照射材の微細組織分析に係る準備を行った。さらに、クラッド下溶接熱影響部を含む板厚内破壊靱性分布取得のためのクラッド付き鋼材の製作を完了した。破壊力学評価に係る試験として、低靱性の原子炉压力容器鋼材(低靱性材)の製作に着手し、PTS事象を模擬するための試験設備の整備を進めるとともに、クラッド下亀裂の導入方法に係る検討を行った。

参考文献

- (3.1-1) 一般社団法人日本電気協会 原子力規格委員会 JEAC 4206-2007“原子炉压力容器に対する供用期間中の破壊靱性の確認方法”, (2007)
- (3.1-2) 一般社団法人日本電気協会 原子力規格委員会 JEAC 4206-2016“原子炉压力容器に対する供用期間中の破壊靱性の確認方法”, (2016)

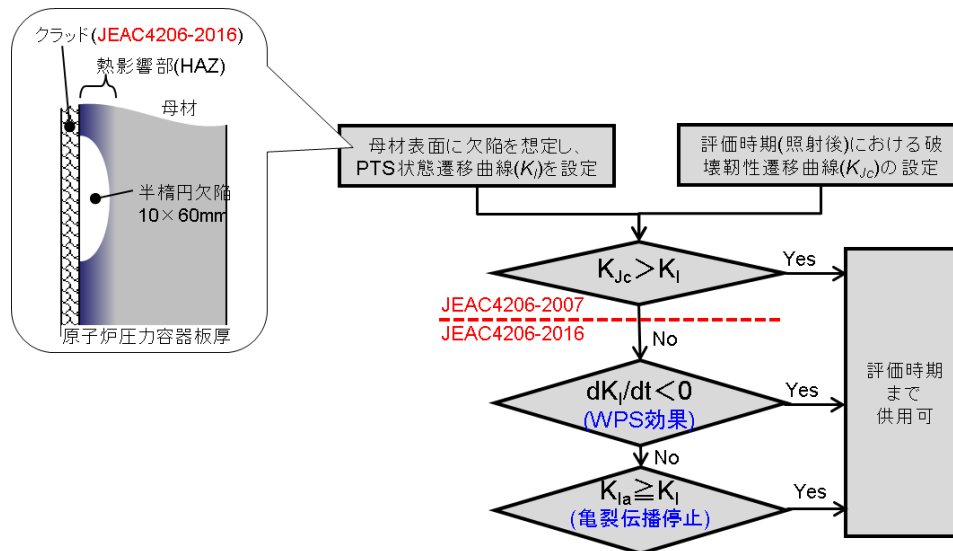


図3.1-1 原子炉圧力容器の健全性評価法の概要(3.1-1) (3.1-2).

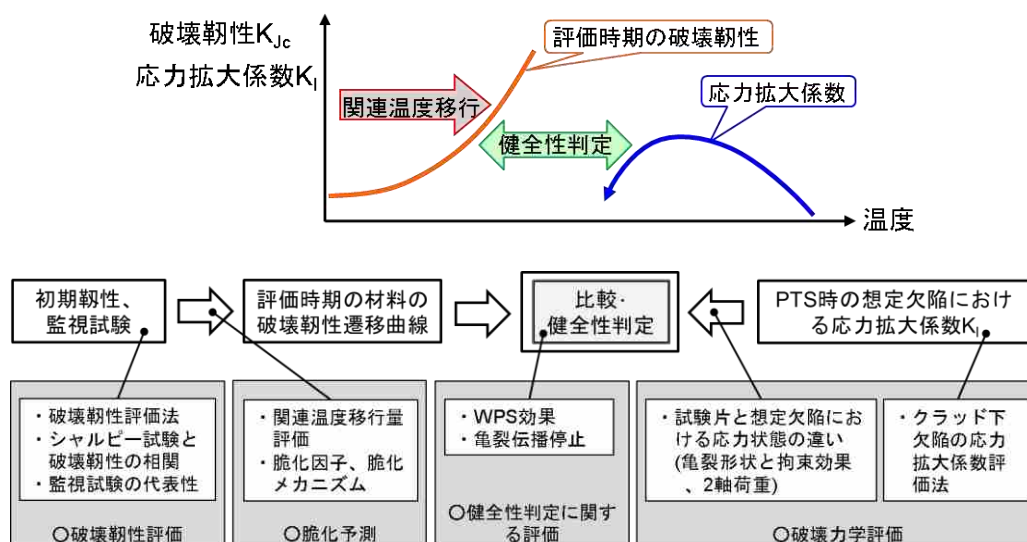


図3.1-2 本事業で対象とする健全性評価における課題

3.1.1 既存照射材を用いた試験

原子炉圧力容器の健全性評価^(3.1.1-1)において、評価時期の圧力容器鋼の破壊靱性は、脆化予測法で評価されたシャルピー遷移温度 T_{41J} あるいは破壊靱性参照温度 T_0 をベースに設定される。破壊靱性評価の妥当性確認のためには、高照射量における T_{41J} と破壊靱性の相関を確認する必要がある。また、 T_0 をベースとした評価を行う場合には、監視試験片(シャルピー試験片)から小型の破壊靱性試験片(4mm 厚 C(T)試験片 (Mini-C(T)))を採取して破壊靱性試験を行う必要がある。そのため、照射材に対して Mini-C(T)試験片を用いたマスターカーブ法による破壊靱性評価が可能であることを確認する必要がある。本年度は、昨年度に引き続き JNES 事業等の照射材試験片から Mini-C(T)試験片及び引張試験片を製作し、マスターカーブ法による破壊靱性試験を実施した。また、ホットラボにおける照射材からの試験片加工方法を確立することを目的に、Mini-C(T)試験片及び引張試験片の加工方法の検討を行った。

3.1.1.1 照射材破壊靱性データの拡充

(1) 供試材及び試験片

JNES 事業等^{(3.1.1-2)(3.1.1-3)}で使用された照射材(試験済みシャルピー破断片)の中から、破壊靱性試験用として選定した材料を表 3.1.1.1-1 に示す。照射材のシャルピー試験結果があり未照射材が保管されているものの中から、Mini-C(T)試験片と引張試験片を必要数製作可能なシャルピー破断片の数量が確保できるものを選定した。これらのうち、本年度までに製作及び破壊靱性試験を実施した照射材を表 3.1.1.1-2 に示す。本年度は、昨年度に有効な T_0 が得られていない 3B 材から Mini-C(T)試験片の追加製作を行うとともに、3B 材、5B-A 材及び 5B-B 材の破壊靱性試験を実施した。これらの材料のシャルピー特性を図 3.1.1.1-1 及び図 3.1.1.1-2 に示す。ここで、シャルピー遷移温度については PTS 事業報告書の記載値ではなく、ハイパボリックタンジェント近似によるフィッティングによりシャルピー遷移曲線を描くことで再評価した値を用いた。PTS 事業の加工元となった既存照射材の一覧を表 3.1.1.1-3 から表 3.1.1.1-5 に示す。

Mini-C(T)の寸法測定結果を表 3.1.1.1-6 に、照射材引張試験片の寸法測定結果を表 3.1.1.1-7 に示す。試験片寸法は全て JEAC4216-2015^(3.1.1-4)の基準を満足した。既存照射材であるシャルピー破断片から、湿式切断機により約 3mm の長さで破面を分離したのち、残りの部分(10×10×24mm)から放電加工により Mini-C(T)試験片を製作した。その後、以下の条件で疲労予き裂を導入した。

<疲労予き裂導入条件>

- ・応力比 : $R=0.1$
- ・導入初期の最大 K 値 : $K_{max} \leq 20 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$
- ・最終段階の最大 K 値 : $K_{max} \leq 15 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$

(疲労予き裂成長量の最終 0.2mm の部分)

・疲労予き裂長さ : 目標き裂長さ… $a/W=0.5$

同様に、放電加工と旋盤を用いて引張試験片を製作した。

(2) 引張試験

5B-A 材及び 5B-B 材について、既存照射材から製作した引張試験片 12 本を用いて引張試験を行い、破壊靱性試験の評価に必要となる 0.2%耐力や引張強さ等の引張特性データを取得した。室温で各 2 本ずつの引張試験を行い、破壊靱性試験の終了後に破壊靱性試験の試験温度を考慮して高温での引張試験を行った。引張試験で得られた荷重－伸び曲線及び応力－ひずみ曲線を、それぞれ図 3.1.1.1-3 から図 3.1.1.1-4 に、引張試験結果を表 3.1.1.1-8 に示す。3B 材(H27 年度実施)、5B-A 材及び 5B-B 材のいずれも温度の上昇とともに荷重－伸び曲線及び応力－ひずみ曲線が低下する傾向が認められた。

PTS 事業^(3.1.1-5)では、5B 材の照射材(照射量 : $9.0 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$)について 0.2%耐力の温度依存性が以下の式で表されている。そのため、同じ形の式を用いて実験値(室温)へのフィッティングを行った。

$$5B \text{ 材} : \sigma_{0.2}(T) = \sigma_{0.2R.T.}(T) \cdot \exp\{88.3(1/(T+273)-1/293)\} \quad (3.1.1-1)$$

$\sigma_{0.2}(T)$: 温度 T における 0.2%耐力(MPa)

$\sigma_{0.2R.T.}(T)$: 室温における 0.2%耐力(MPa)

T : 温度($^{\circ}\text{C}$)

5B-A 材及び 5B-B 材について、室温における 0.2%耐力の平均値を用いて得られた 0.2%耐力の温度依存性の式を以下に示す。

$$5B-A \text{ 材} : \sigma_{0.2}(T) = 693 \cdot \exp\{88.3(1/(T+273)-1/293)\} \quad (3.1.1-2)$$

$$5B-B \text{ 材} : \sigma_{0.2}(T) = 758 \cdot \exp\{88.3(1/(T+273)-1/293)\} \quad (3.1.1-3)$$

図 3.1.1.1-5 に、今回の引張試験で得られた 0.2%耐力と、0.2%耐力の温度依存性との比較を示す。0.2%耐力の温度依存式について、高温(100 $^{\circ}\text{C}$ 及び 150 $^{\circ}\text{C}$)で得られた 0.2%耐力の実測値はほぼ一致していた。

(3) 照射材の破壊靱性試験

前述の 3B 材、5B-A 材及び 5B-B 材の Mini-C(T) 試験片を用いて破壊靱性試験を行い、照射材の破壊靱性データを取得するとともに、マスターカーブ及び参照温度 T_0 を評価した。昨年度すでに 6 本の有効な K_{Jc} データが得られている 3B 材、照射量が高く試験片数が多い(14 本)5B-B 材、試験片数が少ない(10 本)5B-A 材の順に試験を実施した。試験温度の設定方法を表 3.1.1.1-9 に示す。3B 材については、目安として得られた K_{Jc} 値が 85MPa $\sqrt{\text{m}}$

より低ければ試験温度を上げ 120MPa $\sqrt{m}$ より高ければ試験温度を下げるという方法で試験を進めた。5B-B 材については、JEAC4216-2015^(3.1.1-4)を参考に T_{41J} を元に T_0 を推定($T_0 \equiv T_{41J} - 24^\circ\text{C}$)し、降伏応力が高いことを勘案して JEAC4216-2015 の推奨温度よりも高い $T_0 - 25^\circ\text{C}$ を目標に試験を開始した。その後 K_{Jc} 値が得られる度に T_Q (仮の T_0)を評価し、その都度 $T_0 - 25^\circ\text{C}$ を目標に試験温度を再設定した。5B-A 材については、5B-B 材から得られた T_0 を元に、5B-A 材と 5B-B 材のシャルピーシフト量 ΔT_{41J} の比率を掛けることで T_0 を推定した。すなわち、5B-A 材の T_0 として、“5B-A 未照射材の T_0 + (5B-B 材の $\Delta T_0 \times \Delta T_{41J(5B-A)} / \Delta T_{41J(5B-B)}$)”を用いて推定した。また、後述するように 5B-B 材では有効な K_{Jc} 値の上限($K_{Jc(\text{limit})}$)を超えなくても延性き裂長さによって Invalid が生じたことから、試験温度の目標を下げて JEAC4216-2015 の推奨温度である $T_0 - 32^\circ\text{C}$ とした。 K_{Jc} 値を得るごとに T_Q を評価し、その都度 $T_0 - 32^\circ\text{C}$ を目標に次の試験温度を再設定した。

破壊靱性試験結果を表 3.1.1.1-10 に示す。3B 材については、昨年度の試験とあわせ 14 本の破壊靱性試験を実施した。有効な破壊靱性の上限 $K_{Jc(\text{limit})}$ に関して 1 本が Invalid となった。 -40°C と -30°C の合計 4 本はマスターカーブ法の有効温度範囲($T_0 \pm 50^\circ\text{C}$)から外れたため棄却データとなった。5B-B 材については、合計 14 本の破壊靱性試験を実施し、有効な破壊靱性の上限 $K_{Jc(\text{limit})}$ に関して 2 本が Invalid、延性き裂成長量に関して 3 本が Invalid となった。 85°C の 1 本は $T_0 \pm 50^\circ\text{C}$ から外れたため棄却データとなった。5B-A 材については、合計 10 本の破壊靱性試験を実施し、全数が Valid となった。

荷重-変位曲線を図 3.1.1.1-6 から図 3.1.1.1-8 に、試験片の破面を図 3.1.1.1-9 から図 3.1.1.1-11 に示す。3B 材及び 5B-A 材については、全ての試験においてポップインの発生はなかった。5B-B 材については、14 本の試験のうち、1 本にポップインの発生が認められた。また、破壊は全て脆性破壊であった。

T_0 の評価結果及びマスターカーブを表 3.1.1.1-11、図 3.1.1.1-12 から図 3.1.1.1-14 に示す。3B 材、5B-A 材及び 5B-B 材全てについて有効な T_0 が得られた。未照射材とのマスターカーブ比較を図 3.1.1.1-15 及び図 3.1.1.1-16 に示す。ここで、未照射材の T_0 は過年度に取得した 1T-C(T)及び Mini-C(T)試験片の K_{Jc} 値をまとめて評価したものである。

シャルピー遷移温度 T_{41J} と参照温度 T_0 の相関を図 3.1.1.1-17 に示す。図には Sokolov らによる米国データ^(3.1.1-6)も併せて示している。 T_{41J} と T_0 の相関について、本事業で取得した未照射材及び照射材のデータはいずれもほぼ 1:1 の相関を示し、米国データのばらつきの範囲内にあることを確認した。

表 3.1.1.1-1 試験に使用できる既存照射材の一覧

既存照射材	材料ID	化学組成, wt%			未照射 RT _{NDT} , °C	未照射 T ₀ , °C※	照射量 x10 ¹⁹ n/cm ²	シャルピー遷移温度 T _{41J} , °C			上部棚吸収エネルギー USE, J		
		Cu	Ni	P				未照射	照射後	シフト	未照射	照射後	低下率, %
PTS事業 母材	2B	0.25	0.59	0.007	-30		7.0	-55	85	140	147	109	26
	3B	0.06	0.57	0.018	-20	-73	5.4	-42	14	56	157	145	8
	4B	0.06	1.78	0.009	-65		7.1	-75	105	180	163	106	35
	5B-A	0.23	0.61	0.018	-25	-87	5.6	-30	114	144	140	100	29
	5B-B						10.0		143	173		90	36
PTS事業 溶金	1W-A	0.06	0.98	0.007	-60		5.8	-66	0	66	209	191	8
	1W-B						12.0		39	105	172	154	10
	5W-A	0.25	1.06	0.019	-50	-57	4.6	-42	117	159	207	116	44
	5W-B						9.8		140	182	191	100	48
PLIM事業 母材	B1(L)	0.21	0.63	0.009	-25		3.1	-33	73	106	104	87	16
	B4(L)	0.17	0.62	0.009	-8	-83	3.2	-25	64	89	82	68	17
	B4(H)						12.9		135	160		51	38
JAEA ホッ トラボ 保管材	Steel A	0.16	0.67	0.015	-35	-70	13.0	-42	113	155	151	86	43
	Steel B	0.04	0.65	0.005	-45	-94	11.0	-61	10	71	207	166	20

※実施した全ての試験片タイプ(1T-C(T), 0.4T-C(T)、PCCv 及び Mini-C(T))を総合して評価した T₀。

表 3.1.1.1-2 本年度までに製作及び試験を実施した照射材

材料		試験片	H26	H27	H28
原子炉圧 力容器鋼 母材	Steel B	Mini-C(T)	製作 2 試験 2	製作 10 試験 10	
		引張試験片	既往データ有		
	3B	Mini-C(T)	製作 10	試験 10	製作 4 試験 4
		引張試験片	製作 6	試験 6	
	5B-B	Mini-C(T)		製作 10	製作 4 試験 14
		引張試験片		製作 6	試験 6
	5B-A	Mini-C(T)		製作 10	試験 10
		引張試験片		製作 6	試験 6

表 3.1.1.1-3 既存照射材(3B)

供試材	符号	シャルピー衝撃試験結果				シャルピー 破断片個数	備考
		試験温度 (°C)	吸収エネルギー (J)	横膨出量 (mm)	延性破面 率 (%)		
3B 材	3B-5	300	148	1.79	100	2	
	3B-16		140	1.75	100	2	
	3B-15	200	153	1.85	100	2	
	3B-6		136	1.81	100	2	
	3B-12	150	137	1.87	100	2	
	3B-14		133	1.73	100	2	
	3B-11	100	128	1.72	96	2	
	3B-7		119	1.62	88	2	
	3B-1	75	94	1.18	67	0	
	3B-2		87	0.96	59	0	
	3B-8	50	74	0.83	45	1	H28 年度使用
	3B-3		72	0.76	40	0	H27 年度に使用済
	3B-9	16	47	0.33	17	0	H27 年度に使用済
	3B-4	11	35	0.23	17	0	H27 年度に使用済
	3B-10	-20	12	0.03	0	0	H27 年度に使用済
	3B-13		14	0	6	0	H27 年度に使用済

注 1: 極力変形の少ないものを供試体候補として選定。

表 3.1.1.1-4 既存照射材(5B-A)

供試材	符号	シャルピー衝撃試験結果				シャルピー 破断片個数	備考
		試験温度 (°C)	吸収エネルギー (J)	横膨出量 (mm)	延性破面 率 (%)		
5B-A 材	5B-6	300	101	1.35	100	2	
	5B-5		99	1.53	100	2	
	5B-16	250	93	1.47	100	2	
	5B-15		92	1.33	100	2	
	5B-7	200	87	1.28	100	2	
	5B-8		85	1.30	100	2	
	5B-13	175	77	1.19	100	0	
	5B-14		76	1.15	100	2	
	5B-3	150	74	1.11	62	2	
	5B-4		55	0.80	62	2	H27 年度に使用済
	5B-1	125	50	0.67	43	2	H27 年度に使用済
	5B-2		42	0.44	43	2	H27 年度に使用済
	5B-9	100	17	0.16	16	1	H27 年度に使用済
	5B-10		—	—	—	2	
	5B-12	50	8	0.01	0	1	H27 年度に使用済
	5B-11		—	0.04	6	1	

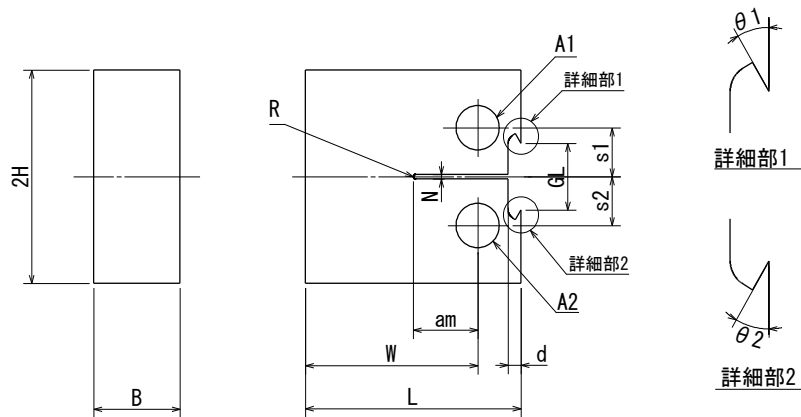
注 1: 極力変形の少ないものを供試材候補として選定。

表 3.1.1.1-5 既存照射材(5B-B)

供試材	符号	シャルピー衝撃試験結果				シャルピー 破断片個数	備 考
		試験温度 (°C)	吸収エネルギー (J)	横膨出量 (mm)	延性破面 率 (%)		
5B-B 材	5B-22	300	90	1.34	100	2	
	5B-21		81	1.18	100	2	
	5B-32	250	95	1.41	100	2	
	5B-31		85	1.36	100	2	
	5B-24	200	76	1.07	100	2	
	5B-23		75	1.11	94	2	
	5B-29	175	75	1.11	100	2	
	5B-30		81	1.27	100	2	
	5B-19	150	43	0.43	47	2	
	5B-20		40	0.38	47	2	半割れ 1 個を H28 年度 使用
	5B-18	125	28	0.32	30	1	H27 年度に半割れ 1 個 使用済 残りの半割れ 1 個は熱 電対が埋められている ため使用不可
	5B-17		30	0.29	26	0	H27 年度に使用済
	5B-25	100	16	0.09	16	0	H27 年度に使用済
	5B-26		16	0.10	15	0	H27 年度に使用済
	5B-28	50	9	0.02	0	0	H27 年度に使用済
	5B-27		3	0.04	0	0	H27 年度に使用済

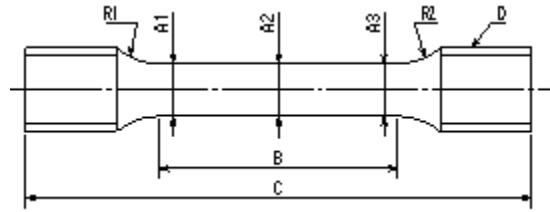
注 1: 極力変形の少ないものを供試材候補として選定。

表 3.1.1.1-6 照射材 Mini-C(T)試験片の寸法



材料 (照射材)	ID	B 4±0.08	2H 9.6±0.08	L 10±0.08	W 8±0.04	am 3±0.04	N 0.2	d 0.6	A1 2±0.04	A2 2±0.04	GL 3±0.04	s1 2.2±0.04	s2 2.2±0.04
3B	3B-8-B-1	4.03	9.62	10.01	8.00	3.01	0.20	0.6	2.01	2.01	3.00	2.20	2.21
	3B-8-B-2	4.02	9.62	10.01	8.00	3.00	0.20	0.6	2.01	2.01	3.00	2.20	2.20
	3B-8-B-3	4.02	9.61	10.01	8.00	3.01	0.20	0.6	2.00	2.00	3.00	2.20	2.21
	3B-8-B-4	4.03	9.60	10.01	8.01	3.01	0.20	0.6	2.01	2.01	3.00	2.20	2.21
5B-A	5B-1-A-1	4.05	9.61	10.01	8.02	3.01	0.20	0.6	2.01	2.01	3.00	2.20	2.20
	5B-1-A-2	4.05	9.61	10.01	8.02	3.01	0.20	0.6	2.01	2.01	3.00	2.20	2.20
	5B-2-A-1	4.04	9.61	10.01	8.03	3.00	0.20	0.6	2.01	2.01	3.00	2.20	2.20
	5B-2-A-2	4.04	9.61	10.00	8.02	3.00	0.20	0.6	2.01	2.01	3.00	2.20	2.20
	5B-2-B-1	4.04	9.61	10.00	8.02	3.00	0.20	0.6	2.01	2.01	3.00	2.20	2.20
	5B-2-B-2	4.04	9.61	10.00	8.02	3.00	0.20	0.6	2.01	2.01	3.00	2.20	2.20
	5B-9-A-1	4.04	9.61	10.00	8.02	3.00	0.20	0.6	2.01	2.01	3.00	2.20	2.20
	5B-9-A-2	4.04	9.61	10.00	8.02	3.00	0.20	0.6	2.01	2.01	3.00	2.20	2.20
5B-B	5B-12-A-1	4.04	9.61	10.00	8.02	3.00	0.20	0.6	2.01	2.01	3.00	2.20	2.20
	5B-12-A-2	4.04	9.61	10.01	8.02	3.00	0.20	0.6	2.01	2.01	3.01	2.20	2.20
	5B-25-A-1	4.04	9.61	10.01	8.01	3.00	0.20	0.6	2.00	2.00	3.03	2.21	2.21
	5B-25-A-2	4.04	9.61	10.01	8.01	3.00	0.20	0.6	2.00	2.00	3.03	2.21	2.20
	5B-25-B-1	4.03	9.61	10.01	8.01	3.00	0.20	0.6	2.00	2.00	3.02	2.21	2.21
	5B-25-B-2	4.04	9.61	10.01	8.01	3.00	0.20	0.6	2.00	2.00	3.03	2.20	2.21
	5B-26-A-1	4.03	9.61	10.01	8.03	3.01	0.20	0.6	2.00	2.00	3.03	2.20	2.20
	5B-26-A-2	4.03	9.61	10.00	8.02	3.00	0.20	0.6	2.00	2.00	3.02	2.20	2.20
	5B-27-A-1	4.04	9.61	10.01	8.02	3.00	0.20	0.6	2.00	2.00	3.02	2.20	2.21
	5B-27-A-2	4.03	9.61	10.00	8.02	3.00	0.20	0.6	2.00	2.00	3.02	2.20	2.20
	5B-28-A-1	4.03	9.61	10.00	8.02	3.00	0.20	0.6	2.00	2.00	3.02	2.20	2.20
	5B-28-A-2	4.03	9.61	10.00	8.01	3.00	0.20	0.6	2.00	2.00	3.02	2.20	2.20
	5B-20-A-1	4.03	9.62	10.02	8.03	3.01	0.20	0.6	2.01	2.01	3.00	2.21	2.20
	5B-20-A-2	4.02	9.62	10.02	8.03	3.00	0.20	0.6	2.01	2.01	3.00	2.21	2.20
	5B-20-A-3	4.02	9.61	10.01	8.03	3.00	0.20	0.6	2.01	2.01	3.00	2.21	2.20
	5B-20-A-4	4.03	9.61	10.01	8.03	3.00	0.20	0.6	2.01	2.01	3.00	2.20	2.20

表 3.1.1.1-7 照射材引張試験片の寸法



材料 (照射材)	符 号	平行部	A			B	C	D	R	
		測定方位	(φ2.5±0.02)			(11.3±0.2)	(24±0.2)	(M4×0.7)	(3.1以上)	
			A1	A2	A3				R1	R2
5B-A	5B-4-A-①	0°方位	2.51	2.52	2.52	11.4	24	良	3.1	3.1
		90°方位	2.51	2.52	2.52					
	5B-4-A-②	0°方位	2.5	2.5	2.5	11.4	24	良	3.1	3.1
		90°方位	2.5	2.5	2.5					
	5B-4-A-③	0°方位	2.5	2.5	2.5	11.4	24	良	3.1	3.1
		90°方位	2.5	2.5	2.5					
	5B-4-A-④	0°方位	2.51	2.51	2.51	11.4	24	良	3.1	3.1
		90°方位	2.51	2.51	2.51					
	5B-4-B-①	0°方位	2.51	2.51	2.51	11.4	24	良	3.1	3.1
		90°方位	2.51	2.51	2.51					
	5B-4-B-②	0°方位	2.5	2.5	2.5	11.4	24	良	3.1	3.1
		90°方位	2.5	2.5	2.5					
5B-B	5B-17-B-①	0°方位	2.5	2.5	2.5	11.3	24.1	良	3.1	3.1
		90°方位	2.5	2.5	2.5					
	5B-17-B-②	0°方位	2.51	2.51	2.51	11.4	24.1	良	3.1	3.1
		90°方位	2.51	2.51	2.51					
	5B-17-B-③	0°方位	2.5	2.5	2.5	11.4	24.1	良	3.1	3.1
		90°方位	2.49	2.5	2.5					
	5B-17-B-④	0°方位	2.52	2.52	2.51	11.4	24.1	良	3.1	3.1
		90°方位	2.52	2.52	2.52					
	5B-18-A-①	0°方位	2.51	2.51	2.51	11.4	24.1	良	3.1	3.1
		90°方位	2.5	2.51	2.51					
	5B-18-A-②	0°方位	2.51	2.52	2.51	11.4	24.1	良	3.1	3.1
		90°方位	2.52	2.51	2.52					

表 3.1.1.1-8 既存照射材の引張試験結果

	試験片 ID	平行部 ϕ , mm	温度, °C	σ_y , MPa	σ_u , MPa	σ_y 温度依存性
5B-A	5B-4-A-①	2.52	26	695	806	$\sigma_y =$ $693 \cdot \text{EXP}(88.3 / (1 / (T + 273) - 1 / 293))$
	5B-4-A-②	2.50	26	691	804	
	5B-4-A-③	2.50	100	674	783	
	5B-4-A-④	2.51	100	662	777	
	5B-4-B-①	2.51	150	630	758	
	5B-4-B-②	2.50	150	627	752	
5B-B	5B-17-B-①	2.50	26	748	842	$\sigma_y =$ $758 \cdot \text{EXP}(88.3 / (1 / (T + 273) - 1 / 293))$
	5B-17-B-②	2.51	26	768	862	
	5B-17-B-③	2.50	100	713	817	
	5B-17-B-④	2.52	100	721	824	
	5B-18-A-①	2.51	150	660	775	
	5B-18-A-②	2.52	150	670	781	

表 3.1.1.1-9 破壊靱性試験温度の設定方法

材料	本数	1 本目	2 本目以降
3B	4	過年度の K_{Jc} データを元に調整	得られた K_{Jc} データを元に調整
5B-B	14	T_{41J} を元に設定 (目標 $T_o - 25^\circ\text{C}$)	試験毎に T_Q (仮の T_o) を評価し、試験温度を再設定 (目標 $T_o - 25^\circ\text{C}$)
5B-A	10	5B-B の試験結果(T_o)より推定した T_o を元に設定 (目標 $T_o - 32^\circ\text{C}$)	試験毎に T_Q を評価し、試験温度を再設定 (目標 $T_o - 32^\circ\text{C}$)

表 3.1.1.1-10 照射材の破壊靱性試験結果

材料	試験片 ID	温度, °C	B=B _N , mm	W, mm	a ₀ , mm	K _{Jc} , MPa√m	K _{Jc} limit MPa√m	Validity K _{Jc} <K _{Jc} limit	Validity 延性き 裂 <0.2m m
3B	3B-4-A-2	-40	4.01	7.98	4.07	80.6	132.2	valid	valid
	3B-4-A-1	-40	4.01	7.99	4.24	79.4	129.5	valid	valid
	3B-9-A-1	-30	4.01	7.99	4.05	88.7	131.8	valid	valid
	3B-9-A-2	-30	4.00	7.99	4.1	58.6	131	valid	valid
	3B-8-B-3	-15	4.02	8.00	4.1	114	129.9	valid	valid
	3B-8-B-4	-15	4.03	8.01	4.17	112	128.9	valid	valid
	3B-9-B-1	-15	4.00	7.99	4.11	68.4	129.6	valid	valid
	3B-10-B-1	-15	4.01	7.99	4.09	59.4	129.9	valid	valid
	3B-10-B-2	-10	4.01	7.99	4.13	75.2	128.9	valid	valid
	3B-13-A-2	-10	4.01	8.00	4.21	52.9	127.7	valid	valid
	3B-8-B-2	-5	4.02	8.00	4.07	163.9	129.7	invalid	valid
	3B-9-B-2	-5	4.01	7.99	4.09	124.7	129.2	valid	valid
	3B-13-A-1	-5	4.01	7.99	4.1	104	129	valid	valid
	3B-8-B-1	-5	4.03	8.00	3.95	81.3	131.6	valid	valid
5B-B	5B-20-A-1	85	4.03	8.03	4.13	79.6	142	valid	valid
	5B-20-A-2	100	4.02	8.03	4.16	92.9	140.5	valid	valid
	5B-25-A-1	105	4.04	8.01	3.95	76.3	143.5	valid	valid
	5B-20-A-4	105	4.03	8.03	4.16	67.7	140.1	valid	valid
	5B-28-A-2	110	4.03	8.01	3.87	145.4	144.6	invalid	invalid
	5B-20-A-3	110	4.02	8.03	4.09	126.1	141.1	valid	valid
	5B-28-A-1	110	4.03	8.02	3.9	92.6	144.2	valid	valid
	5B-27-A-2	110	4.03	8.02	3.89	80.4	144.4	valid	valid
	5B-25-A-2	110	4.04	8.01	4.01	62.4	142.1	valid	valid
	5B-27-A-1	115	4.04	8.02	3.8	132.7	145.6	valid	invalid
	5B-25-B-1	115	4.03	8.01	3.98	73.1	142.3	valid	valid
	5B-26-A-2	120	4.03	8.02	3.95	143.6	142.7	invalid	invalid
	5B-26-A-1	120	4.03	8.03	3.81	115.4	145.3	valid	valid
	5B-25-B-2	120	4.04	8.01	3.98	90.5	142	valid	valid

棄却データ

表 3.1.1.1-10 照射材の破壊靱性試験結果(つづき)

材料	試験片 ID	温度, °C	B=B _N , mm	W, mm	a ₀ , mm	K _{Jc} , MPa√m	K _{Jc} limit MPa√m	Validity K _{Jc} <K _{Jc} limit	Validity 延性き 裂 <0.2mm
5B-A	5B-1-A-2	75	4.05	8.02	4.07	70.3	137.4	valid	valid
	5B-2-A-1	80	4.04	8.03	4.01	117.1	138.2	valid	valid
	5B-2-A-2	80	4.04	8.02	4.14	84.8	135.8	valid	valid
	5B-9-A-1	80	4.04	8.02	3.96	74.6	138.9	valid	valid
	5B-2-B-1	80	4.04	8.02	4.01	64.6	138.1	valid	valid
	5B-9-A-2	80	4.04	8.02	4.05	62.6	137.4	valid	valid
	5B-1-A-1	85	4.05	8.02	4.07	126	136.7	valid	valid
	5B-2-B-2	85	4.04	8.02	4.07	119.9	136.7	valid	valid
	5B-12-A-1	85	4.04	8.02	3.88	74.4	139.9	valid	valid
	5B-12-A-2	85	4.04	8.02	4.11	66.7	136	valid	valid

表 3.1.1.1-11 照射材の参照温度 T₀

材料	dK/dt, MPa√m/s	試験 数	Valid データ	Invalid データ	棄却 データ	T ₀ , °C	Validity of T ₀	σ, °C	ワイブル 係数 m
3B	0.6	14	9	1	4	22	Valid	7.4	2.7
5B-A	0.6	14	10	3	1	120	Valid	7.5	2.9
5B-B	0.6	10	10	0	0	139	Valid	7.0	4.5

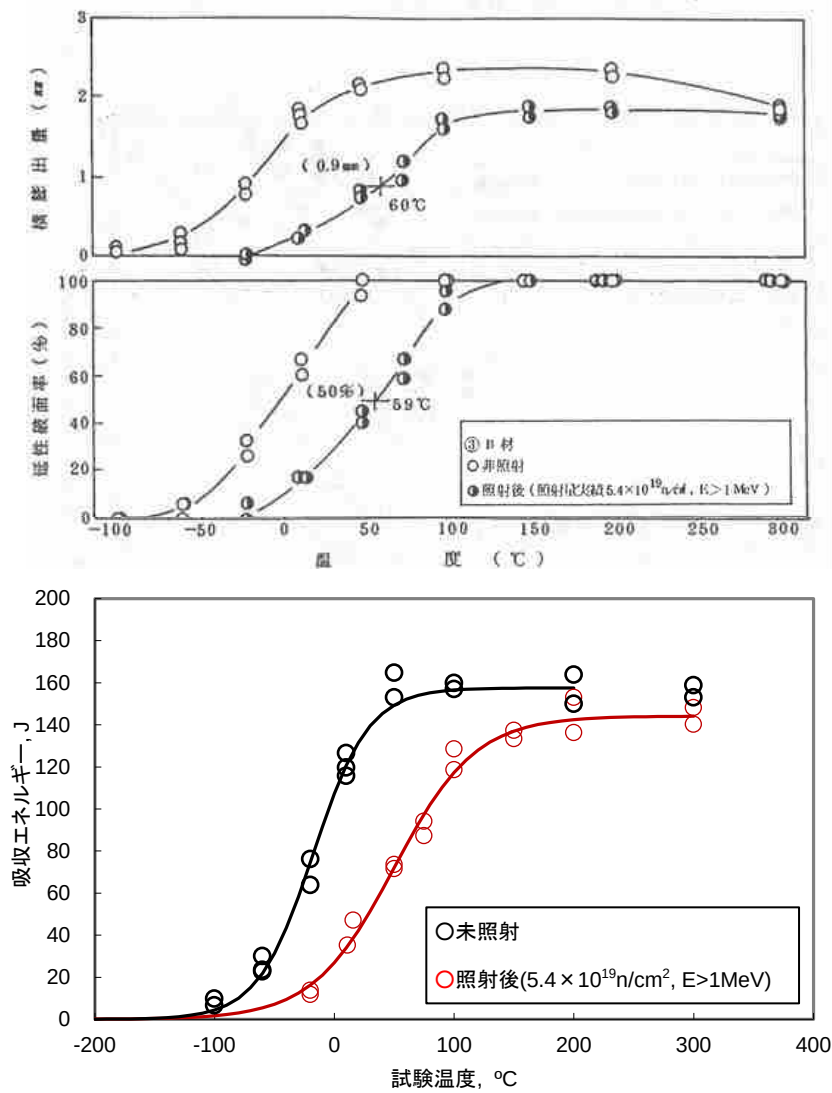


図 3.1.1.1-1 供試材のシャルピー特性 (3B 材)

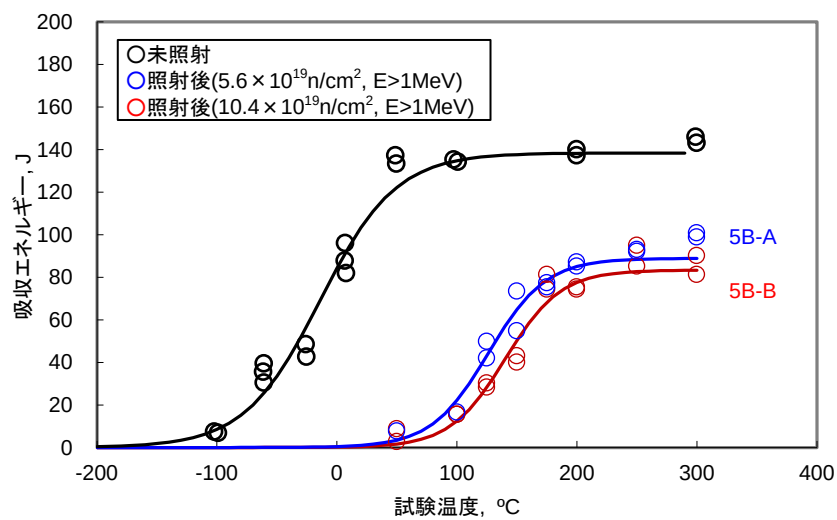
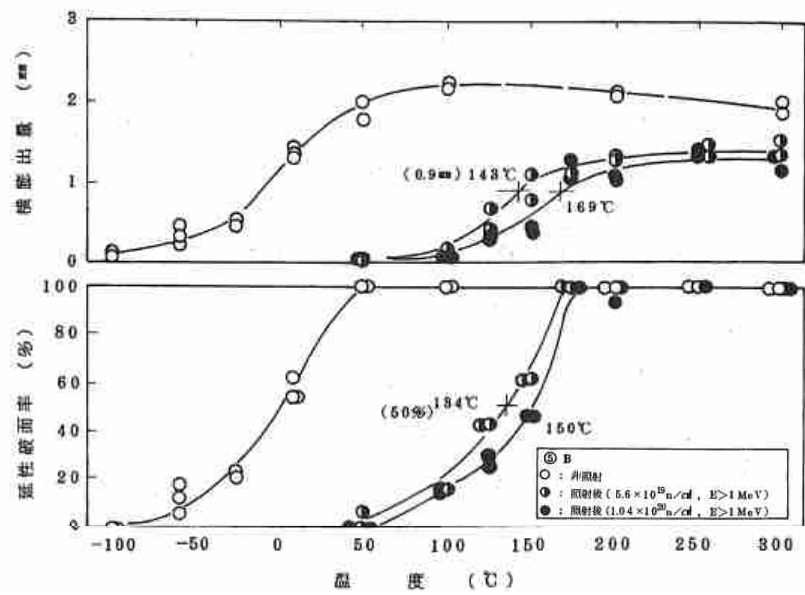


図 3.1.1.1-2 供試材のシャルピー特性 (5B 材)

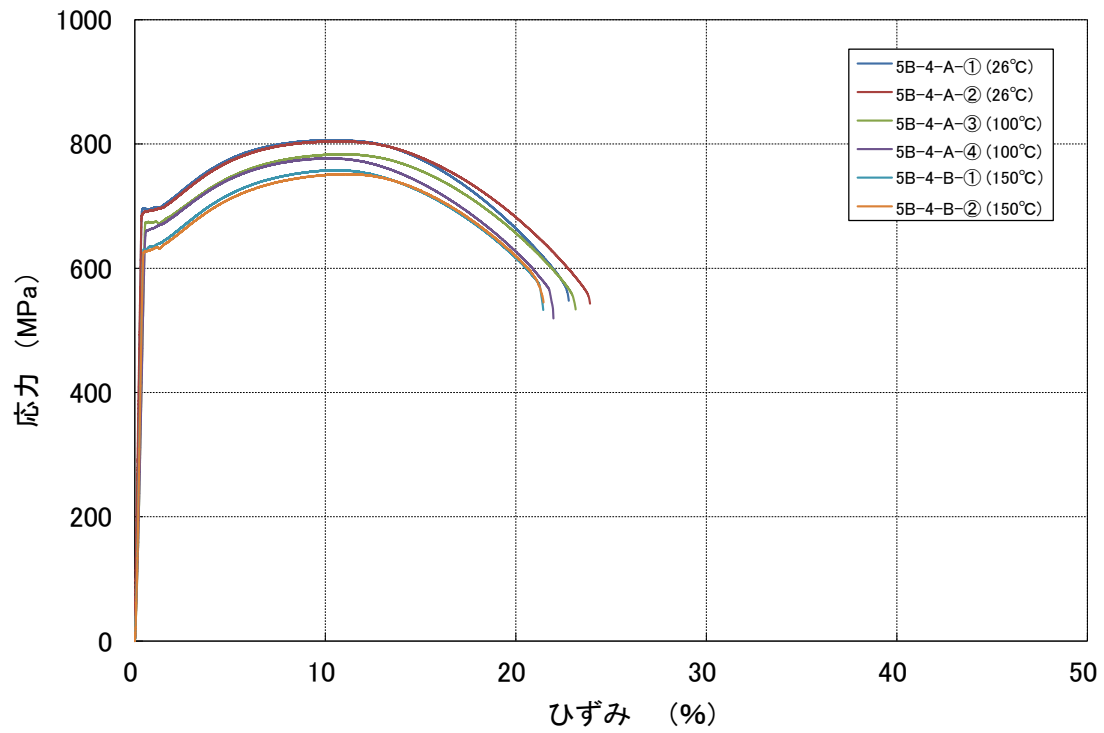


図 3.1.1.1-3 5B-A 材の応力-ひずみ線図

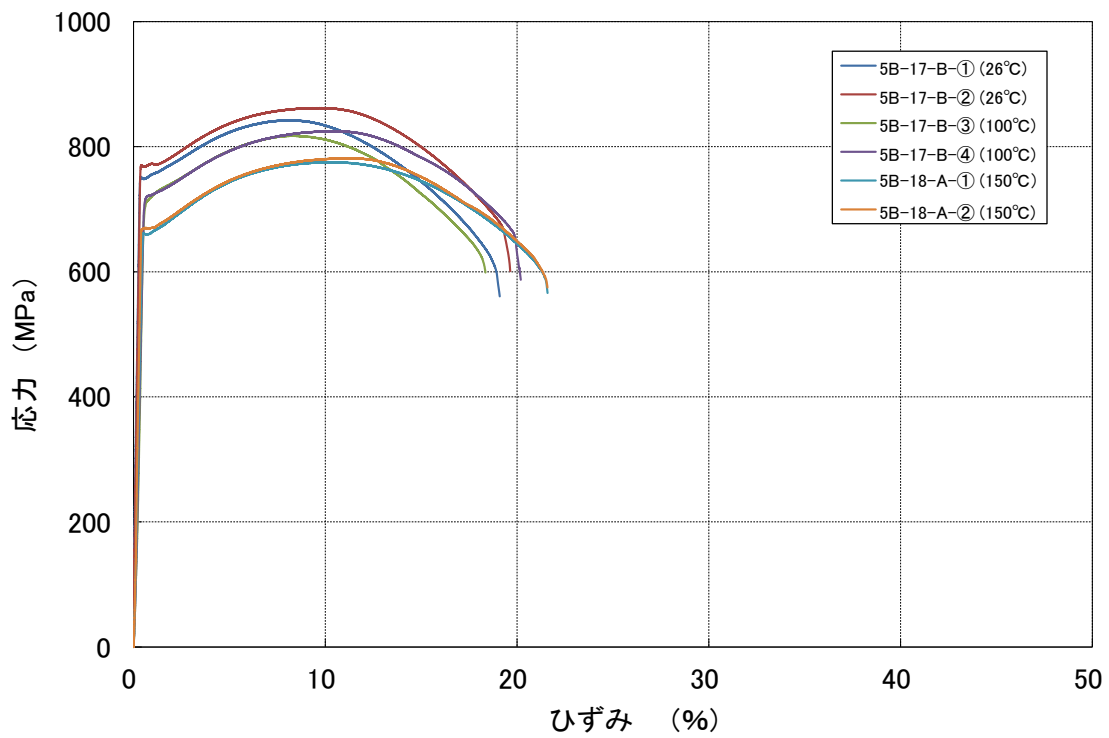


図 3.1.1.1-4 5B-B 材の応力-ひずみ線図

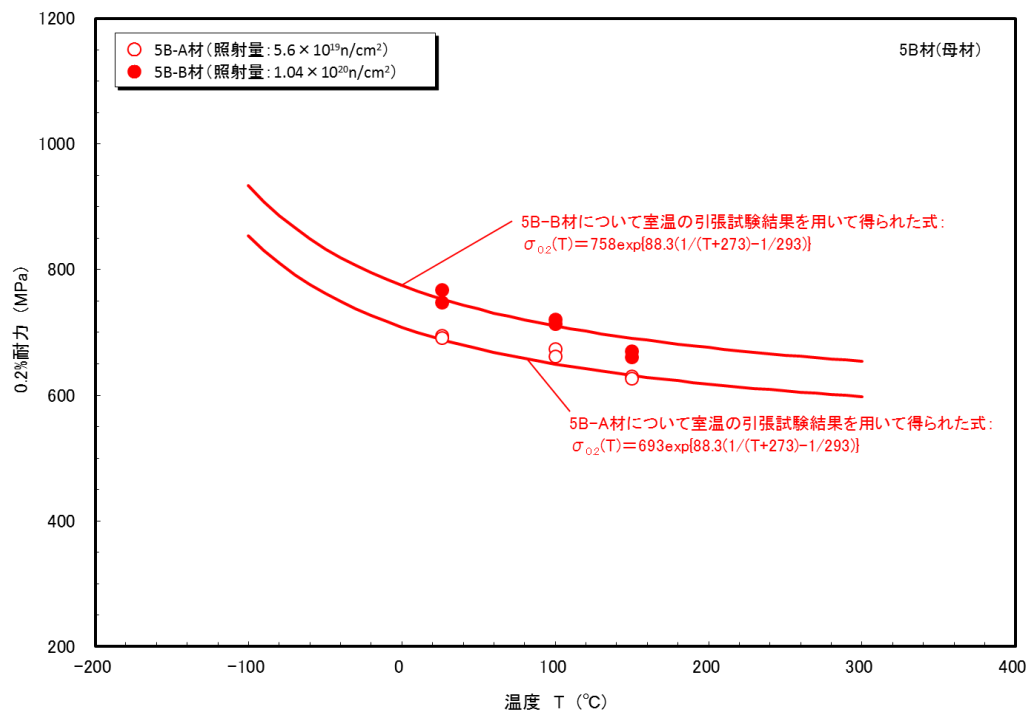


図 3.1.1.1-5 0.2%耐力の温度依存性

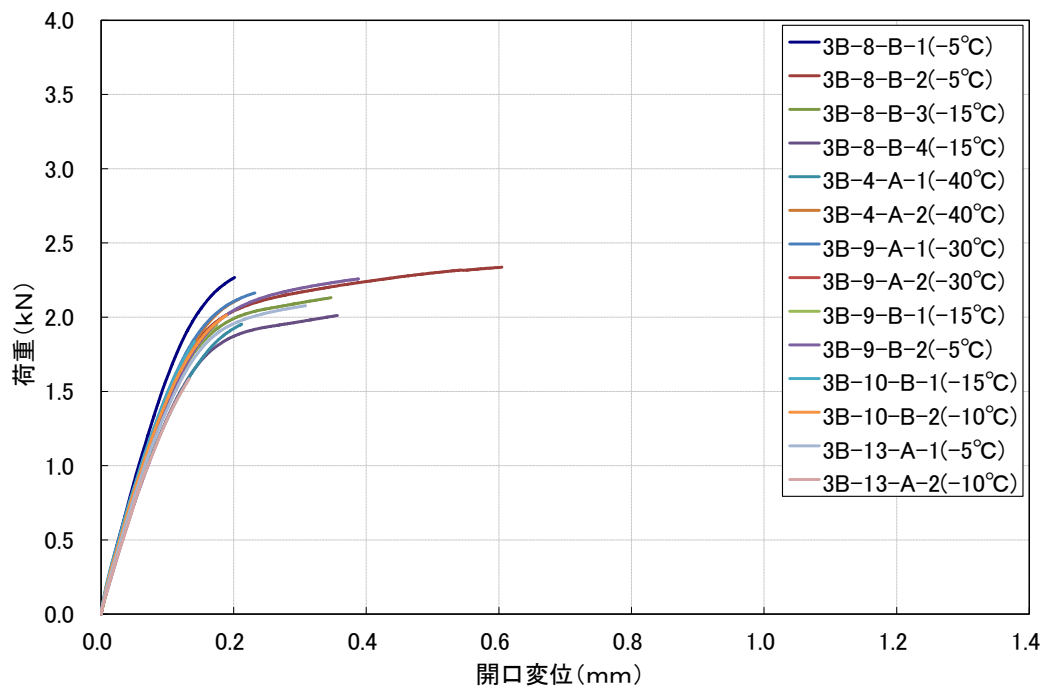


図 3.1.1.1-6 荷重-変位曲線(3B)

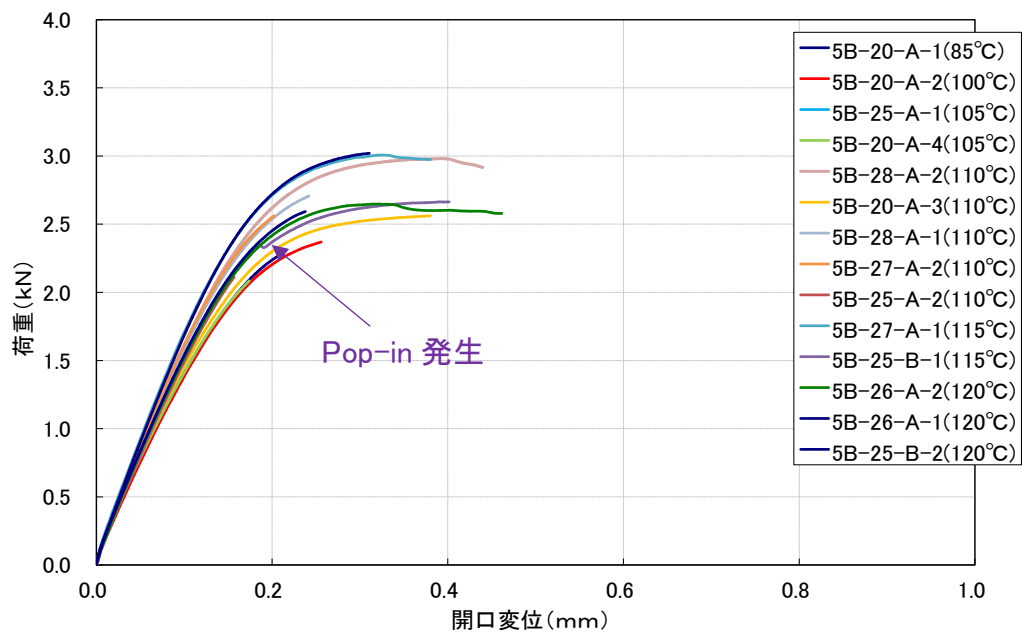


図 3.1.1.1-7 荷重-変位曲線(5B-B)

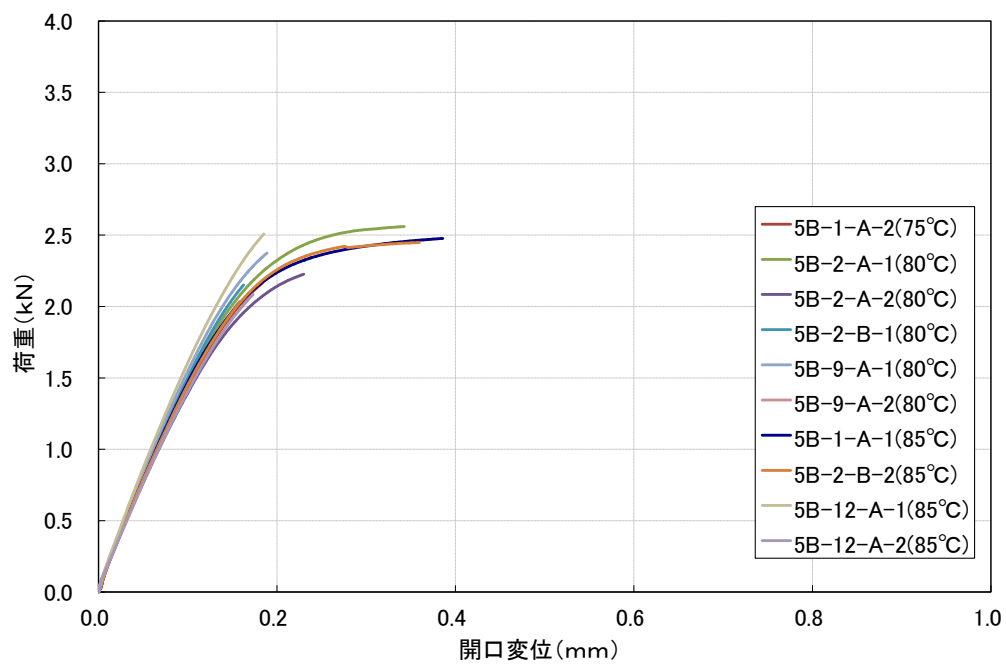


図 3.1.1.1-8 荷重-変位曲線(5B-A)

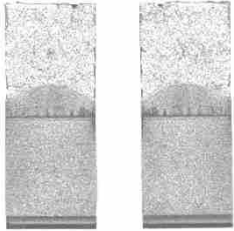
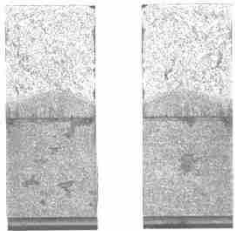
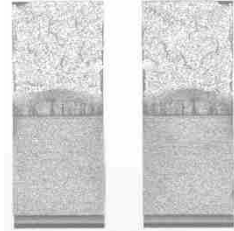
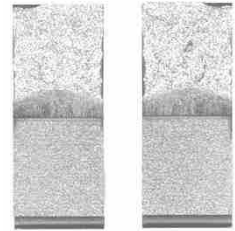
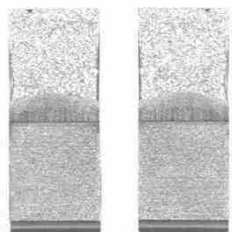
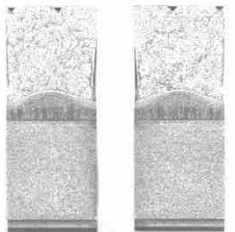
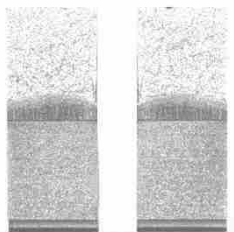
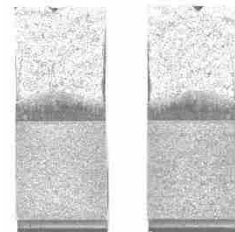
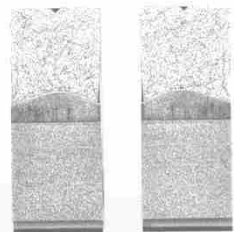
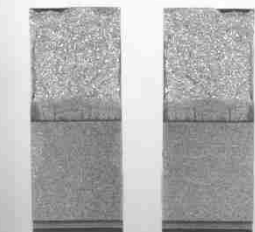
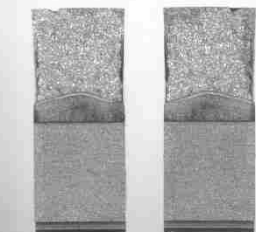
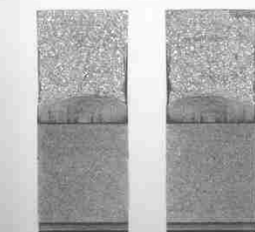
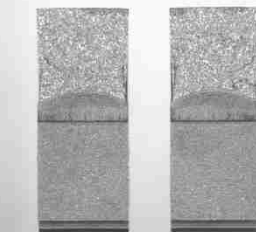
:3B-4-A-1 試験温度：-40℃	: 3B-4-A-2 試験温度：-40℃	: 3B-9-A-1 試験温度：-30℃	: 3B-9-A-2 試験温度：-30℃
			
: 3B-9-B-1 試験温度：-15℃	: 3B-9-B-2 試験温度：-5℃	: 3B-10-B-1 試験温度：-15℃	: 3B-10-B-2 試験温度：-10℃
			
: 3B-13-A-1 試験温度：-5℃	: 3B-13-A-2 試験温度：-10℃		
			
: 3B-8-B-1 試験温度：-5℃	: 3B-8-B-2 試験温度：-5℃	: 3B-8-B-3 試験温度：-15℃	: 3B-8-B-4 試験温度：-15℃
			

図 3.1.1.1-9 試験後の破面外観(3B)

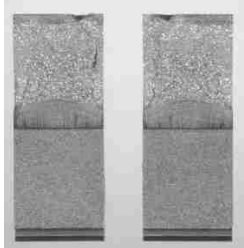
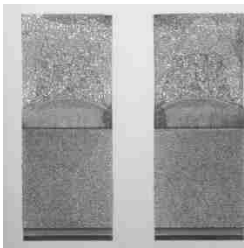
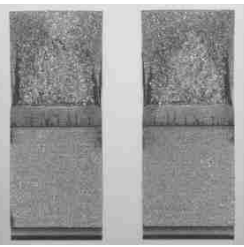
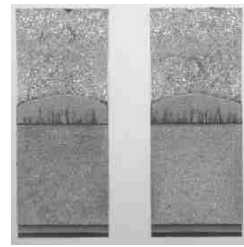
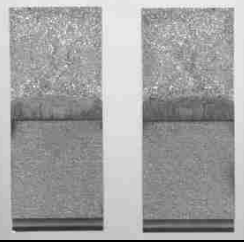
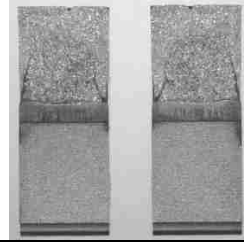
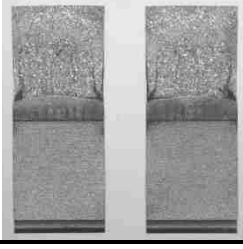
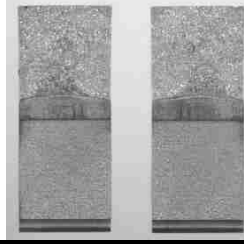
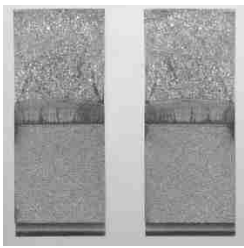
: 5B-20-A-1 試験温度：85℃	: 5B-20-A-2 試験温度：100℃	: 5B-25-A-1 試験温度：105℃	: 5B-20-A-4 試験温度：105℃
			
: 5B-28-A-2 試験温度：110℃	: 5B-20-A-3 試験温度：110℃	: 5B-28-A-1 試験温度：110℃	: 5B-27-A-2 試験温度：110℃
			
: 5B-25-A-2 試験温度：110℃	: 5B-27-A-1 試験温度：115℃	: 5B-25-B-1 試験温度：115℃	: 5B-26-A-2 試験温度：120℃
			
: 5B-26-A-1 試験温度：120℃	: 5B-25-B-2 試験温度：120℃		
			

図 3.1.1.1-10 試験後の破面外観(5B-B)

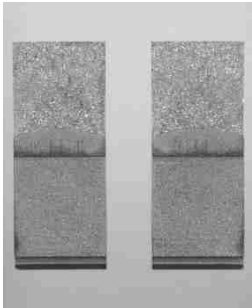
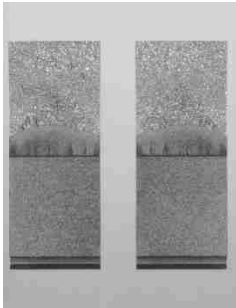
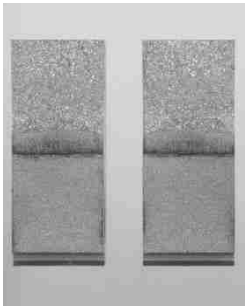
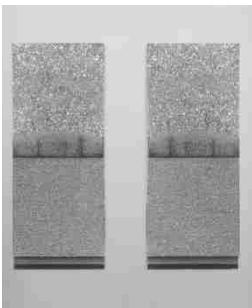
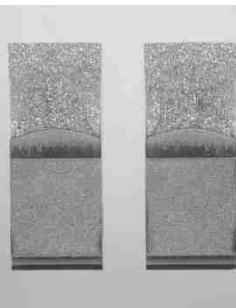
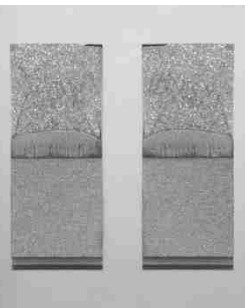
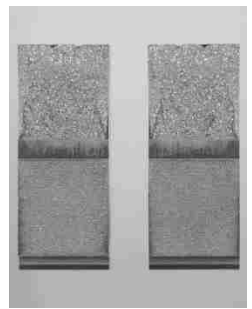
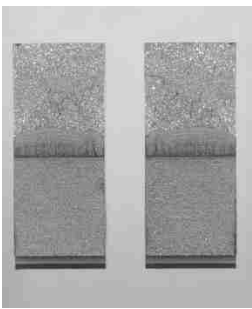
: 5B-1-A-2 試験温度 : 75℃	: 5B-2-A-1 試験温度 : 80℃	: 5B-2-A-2 試験温度 : 80℃	: 5B-9-A-1 試験温度 : 80℃
			
: 5B-2-B-1 試験温度 : 80℃	: 5B-9-A-2 試験温度 : 80℃	: 5B-1-A-1 試験温度 : 85℃	: 5B-2-B-2 試験温度 : 85℃
			
: 5B-12-A-1 試験温度 : 85℃	: 5B-12-A-2 試験温度 : 85℃		
			

図 3.1.1.1-11 試験後の破面外観(5B-A)

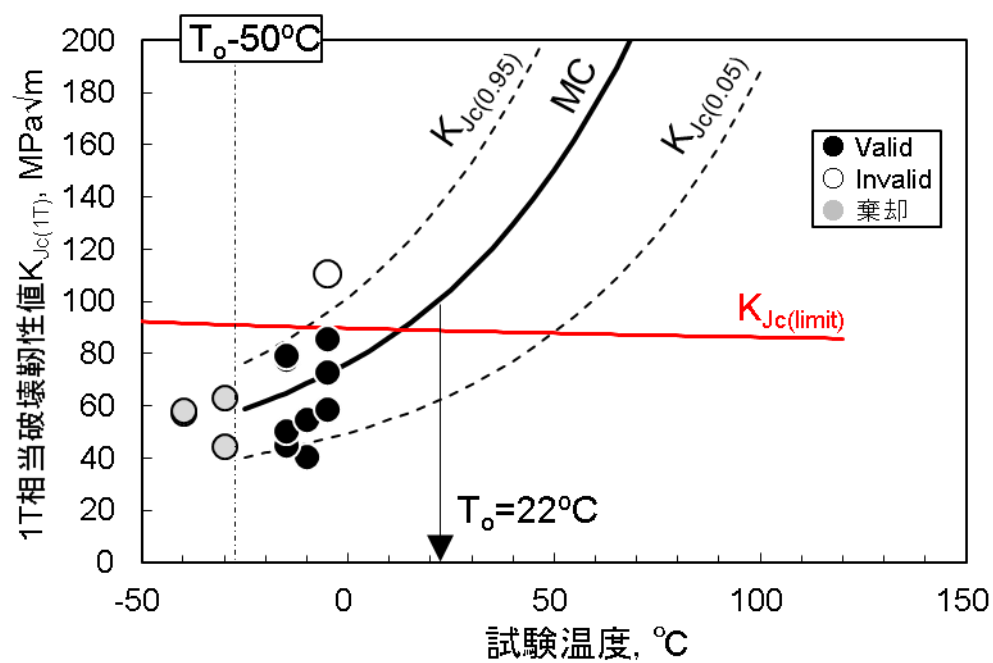


図 3.1.1.1-12 マスターカーブ(3B)

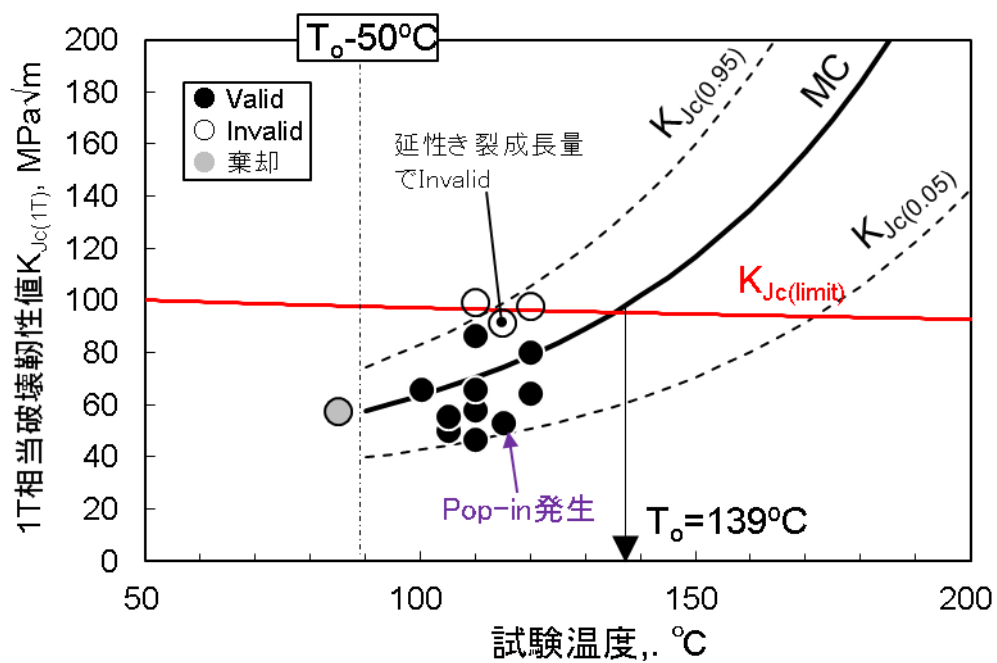


図 3.1.1.1-13 マスターカーブ(5B-B)

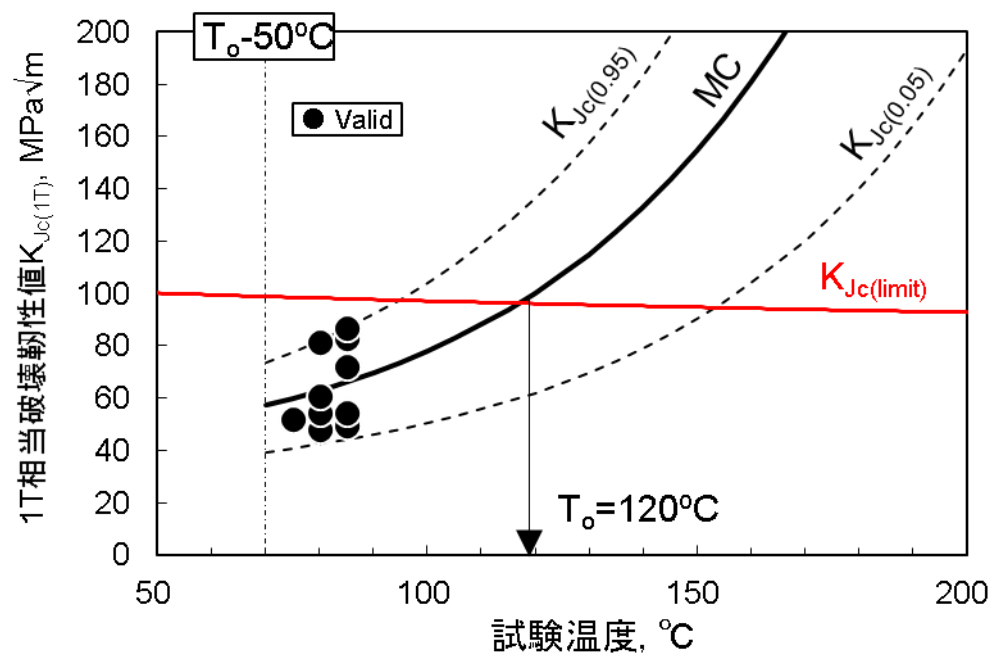


図 3.1.1.1-14 マスターカーブ(5B-A)

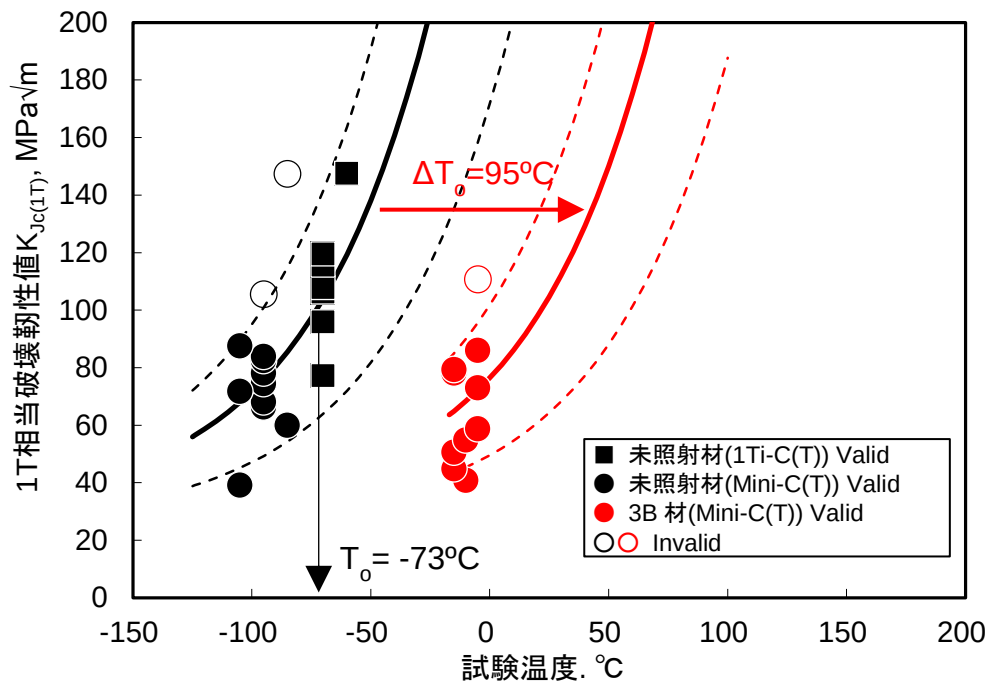


図 3.1.1.1-15 未照射材との比較(3B)

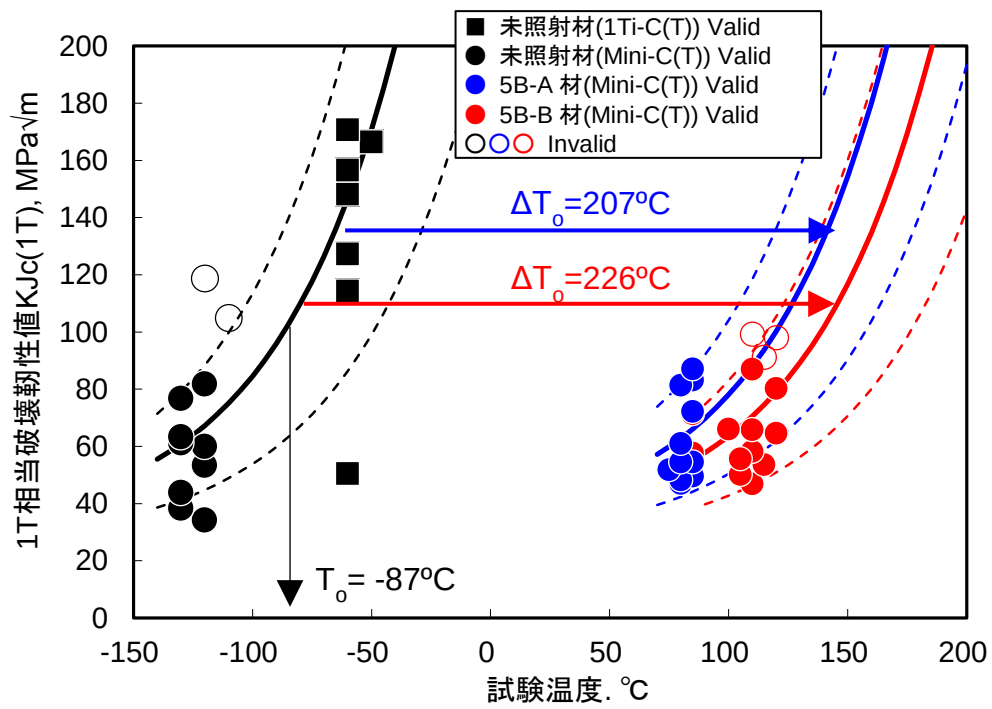


図 3.1.1.1-16 未照射材との比較(5B-A 及び 5B-B)

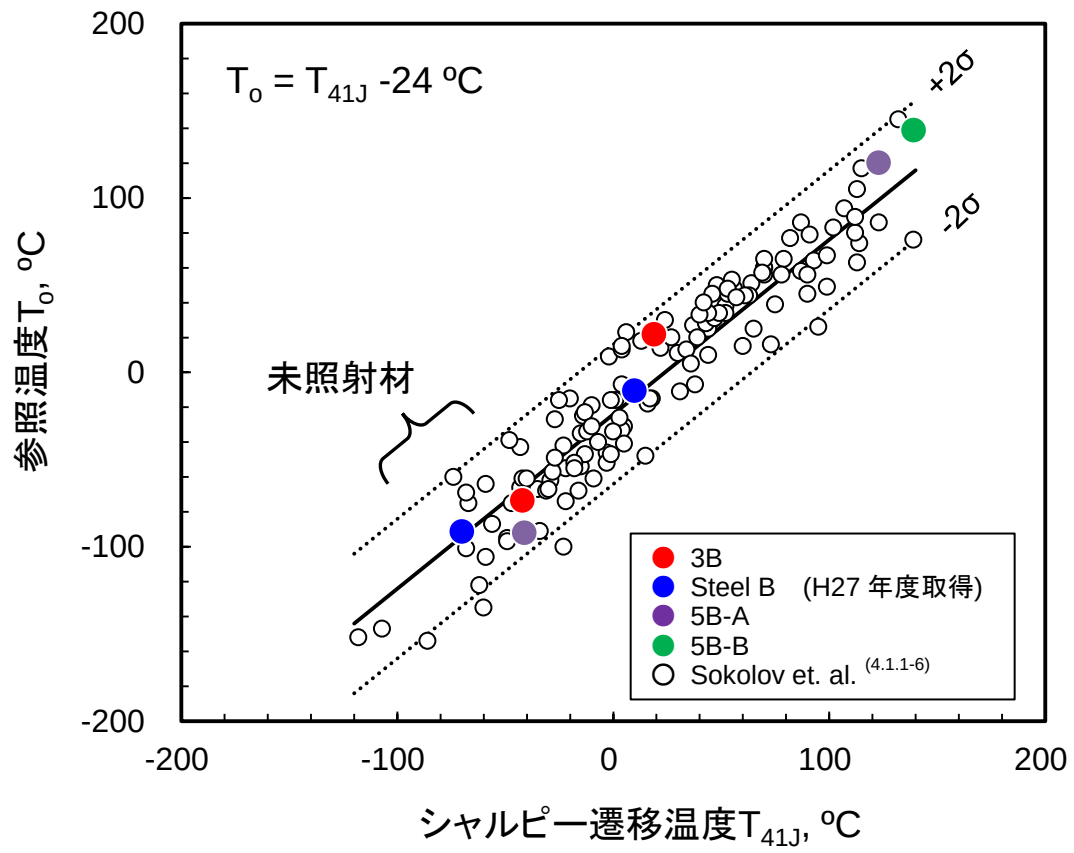


図 3.1.1.1-17 シャルピー遷移温度 T_{41J} と参照温度 T_0 の相関

3.1.1.2 ホットラボにおける試験片加工方法等の検討

(1) 試験片加工方法の検討

JMTR ホットラボにおける照射材から Mini-C(T)試験片及び SS-3 型引張試験片を加工する手法を確立し、フライス盤及び放電加工機等の装置をホットセル内に整備するため、平成 27 年度に引き続き試験片加工方法の検討を行った。平成 25 年度に整備した NC フライス盤及び放電加工装置を用いて、バリを発生させずに Mini-C(T)試験片及び SS-3 型引張試験片を製作する為、NC プログラムの改定を行った。その結果、NC フライス盤で加工した際にバリの発生を抑え、規格で要求される寸法公差を満足することができた(図 3.1.1.2-1 及び図 3.1.1.2-2)。また治具への試験片素材のチャッキング等も改善を行い、寸法公差を満足する試験片の歩留まりは約 75%程度に上昇した。ホットセル内では顕微鏡による目視確認が困難であるため、昨年度に引き続き除荷コンプライアンス法による疲労予亀裂導入の条件を検討した。本年度は試験片の外形寸法を試験片ごとの測定値ではなく、公称値を用いて実施した。その結果、亀裂長さを規格の範囲($4\pm0.4\text{mm}$)に導入でき、外形寸法が寸法公差の範囲内に入っていれば、公称値を用いて除荷コンプライアンス法による疲労予亀裂導入ができることを確認した。

また、NC フライス盤、放電加工機を用いて製作した小型試験片(Mini-CT)及び SS-3 型引張試験片に対し、遠隔操作において確実に変形を生じることなく試験片 ID を刻印するため、レーザーマーカを本年度に整備した。図 3.1.1.2-3 にレーザーマーカの外観を示す。レーザーマーカ諸元を表 3.1.1.2-1 に示す。

(2) 疲労試験機周辺機器の整備

平成 25 年度に整備した疲労試験機に付属の恒温槽を、恒温槽のコントローラだけでなく、試験機からも制御できるようにするため、温度データの取り込み用センサーボード、恒温槽制御用ボード等を整備した。これにより、試験片の温度と荷重をリンクさせて制御する試験を実施するにあたり、簡便かつより確実に制御を行うことが可能となった。

表 3.1.1.2-1 レーザーマーカ諸元

印字レーザ	YVO4 レーザ(クラス 4)
波長	1064nm
出力	13W
Q スイッチ周波数	CW～400kHz
マーキングスペース	125 × 125 × 42 mm
印字分解能	2 μ m
スキャンスピード	最大 12000 mm/s
印字サイズ(文字高さ/幅)	0.1～125 mm
冷却方式	強制空冷
定格電圧/消費電力	AC100～120V/AC200～240V $\pm$ 10%、50/60Hz、最大 650W



図 3.1.1.2-3 レーザーマーカ

3.1.1.3 まとめ

昨年度に引き続き JNES 事業等の照射材試験片から Mini-C(T)試験片及び引張試験片を製作し、マスターカーブ法による破壊靱性試験を実施した。既往照射材である 3B、5B-A 及び 5B-B 材の破壊靱性試験を行い、有効な参照温度 T_0 を取得した。シャルピー遷移温度 T_{41J} と参照温度 T_0 の相関について、取得したデータはいずれもほぼ 1:1 の相関を示し、米国データのばらつきの範囲内にあることを確認した。JMTR ホットラボにおいて照射材から Mini-C(T)試験片及び SS-3 型引張試験片を加工する手法を確立すると共に加工装置を整備した。

参考文献

- (3.1.1-1) 一般社団法人日本電気協会 原子力規格委員会 JEAC 4206-2016“原子炉圧力容器に対する供用期間中の破壊靱性の確認方法”, (2016)
- (3.1.1-2) 発電技研「原子力発電施設信頼性実証試験の現状」昭和 62 年報告書
- (3.1.1-3) 原子力安全基盤機構「原子力プラント機器高度化技術開発」平成 12 年度 及び「原子力プラント機器高度安全化対策技術」平成 13 年度報告書
- (3.1.1-4) 一般社団法人日本電気協会 原子力規格委員会 JEAC 4216-2015“フェライト鋼の破壊靱性参照温度 T_0 決定のための試験方法”, (2015).
- (3.1.1-5) 財団法人 発電設備技術検査協会, “溶接部等熱影響部信頼性実証試験に関する調査報告書”, (平成元年 3 月).
- (3.1.1-6) Sokolov, M. A., and Nanstad, R. K., Oak Ridge National Laboratory, Report No. NUREG/CR-6609 (2000).

3.1.2 高温予荷重(WPS)効果に関する試験

原子炉圧力容器の加圧熱衝撃(Pressurized Thermal Shock: PTS)時における構造健全性評価に与える影響項目の一つに高温予荷重(Warm Pre-stress: WPS)効果がある。WPS 効果とは、高温時に予め荷重を受けた場合に、破壊靱性が見かけ上増加する現象である。この WPS 効果については、1T-C(T)試験片などの標準的な寸法、厚さの試験片については十分に検証されており、再負荷時の破壊靱性を予測するための工学モデルも提案されているが、試験片の寸法効果や表面亀裂に対する検証は十分になされていない状況である。

本年度は、供試材として PWR 比較標準材を調達して C(T)試験片を製作し、高温で予荷重をかけた後、低温で破壊に至るまで再負荷を行う WPS 効果確認試験を行うとともに、ローカルアプローチ(LA)法を用いた解析を実施して、WPS 効果に対する荷重-温度履歴の影響を確認した。また、半楕円亀裂に対する WPS 効果確認試験の準備として、実機想定欠陥と同等の拘束状態となる亀裂形状の検討及び半楕円亀裂の破壊靱性データの取得を行った。

3.1.2.1 CT 試験片の WPS 効果に関する検討

(1) 供試材及び試験片

供試材は、国内 PWR 比較標準材 A533B Cl.1 鋼の板厚 1/4 位置の材料である。平成 25 年度に製作した 1 インチ厚 C(T)試験の残材を利用し、塑性変形を無視できる箇所から試験片を採取した。板厚 0.4 インチの C(T)試験片 16 体及び 0.16 インチの C(T)試験片 10 体(以下、0.4T-C(T)試験片、Mini-C(T)試験片と記載)を作製した。試験片の形状及び寸法を図 3.1.2.1-1 に示す。試験片は、亀裂伝播方向が主圧延方向と一致するよう (T-L 方向)に採取した。

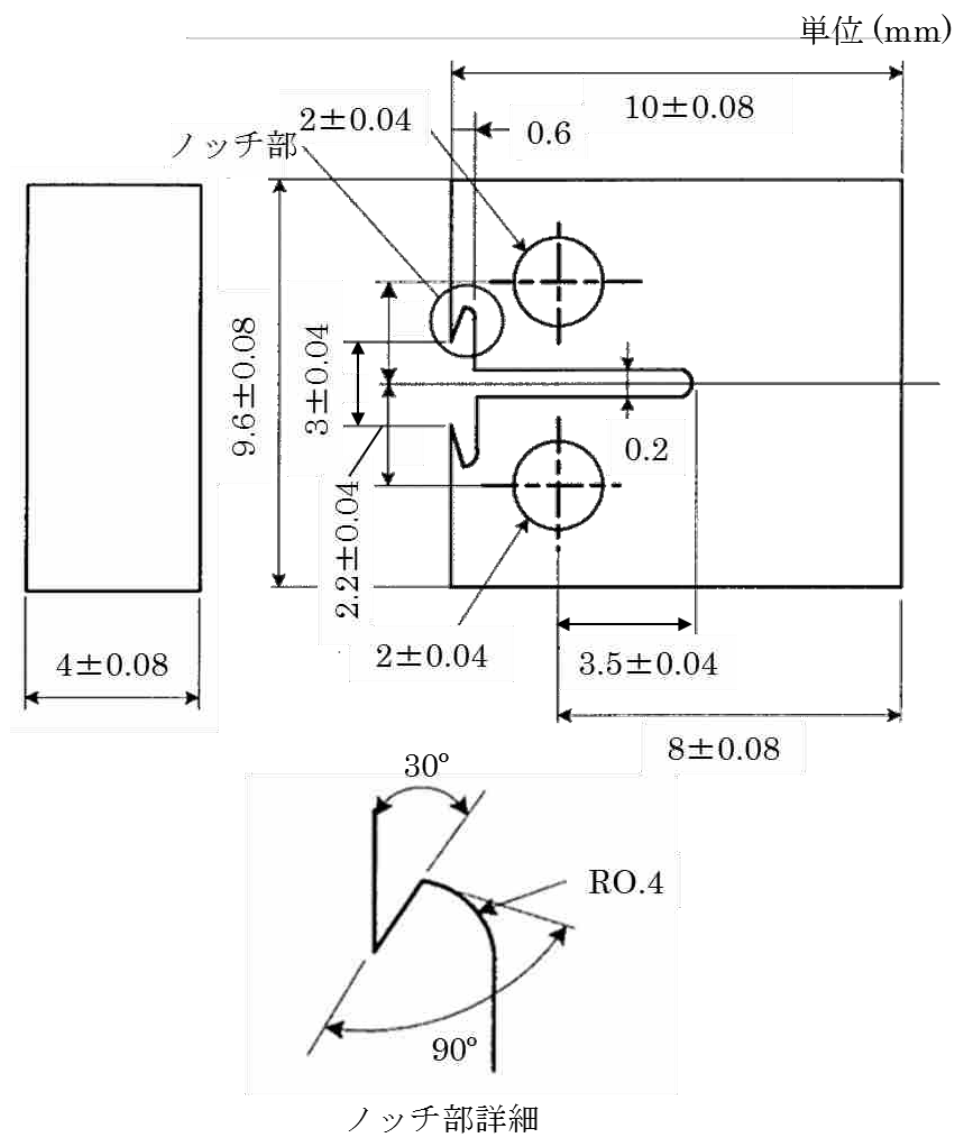
試験片には以下に示す条件で疲労予亀裂を導入した。

疲労予亀裂導入条件

応力比	: $R \leq 0.1$ (正弦波)
導入初期の最大 K 値	: $K_{\max} \leq 20 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$
最終段階の最大 K 値	: $K_{\max} \leq 20 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ (最終の疲労予亀裂長さ 0.2 mm 以上)
疲労予亀裂長さ	: 約 1.3 mm(目標)
周波数	: 10~30 Hz

なお、サイドグループの加工は、疲労予亀裂導入後に実施した。

作製した試験片の寸法は、すべて JEAC4216-2015^(3.1.2-1)の規格寸法を満足していることを確認した。



b) Mini-C(T)試験片

図 3.1.2.1-1(2/2) 試験片の形状及び寸法

(2) WPS 試験条件の検討

本年度の WPS 効果確認試験の試験条件を決定するため、過年度の試験結果について検討を行った。

(a) 0.4T-C(T)試験片

図 3.1.2.1-2 にこれまでに実施した LUCF(Load→Unload→Cool→Fracture)の 0.4T-C(T)試験結果と既存の工学モデルによる予測値を比較したものを示す。図中の一点鎖線が Wallin モデルによる予測値を示しており、横軸に水平な赤もしくは黄緑の実線は破壊靱性の 5%下限値、 $K_{Jc(0.05)}$ を用いた場合の ACE モデルによる予測値を示している。工学モデルによる予測値と試験結果を比較すると、予荷重 $160 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ の場合、試験結果が Wallin モデルによる予測値を下回る傾向にあるが、予荷重 $110 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ の場合、Wallin モデル予測値を中央として試験結果が分布しており、再負荷温度依存性も考えられるが、予荷重の大きさによりその傾向が異なることが考えられる。要因として挙げられるものは、予荷重時の塑性の程度が考えられ、 $K_{JWPS}/K_{Jc(\text{limit})}$ (K_{JWPS} : 予荷重時の破壊靱性値、 $K_{Jc(\text{limit})}$: 破壊靱性値の許容最大値)もしくは J_{pWPS}/J_{WPS} (J_{WPS} : 予荷重時の J 積分、 J_{pWPS} : J_{WPS} の塑性成分)等をパラメータとすれば、Wallin モデル等の工学モデルを補正できる可能性がある。

図 3.1.2.1-3 に過年度に取得した LUCF による試験結果を J_{pWPS}/J_{WPS} で整理したものを示す。ここでは、再負荷時の弾塑性応力拡大係数 K_{JFRAC} を再負荷温度における破壊靱性中央値、 $K_{Jc(\text{med})}$ で除して示している。再負荷温度-160°C での 0.4T-C(T)試験片の結果は、 J_{pWPS}/J_{WPS} が 0.4 を超える領域で WPS 効果が飽和する傾向を示しているが、再負荷温度-120°C での 0.4T-C(T)試験片及び再負荷温度-160°C での Mini-C(T)試験片の結果は明確に WPS 効果が認められないことから、この傾向は、試験片寸法や再負荷温度等により異なるものと考えられる。

以上より、WPS 効果は、工学モデルで使用されるパラメータに加えて、試験片寸法、再負荷温度及び予荷重時の塑性の程度が影響している可能性があるが、本年度は試験片寸法及び再負荷温度を固定した場合の予荷重時の塑性の程度に着目し、WPS 効果が塑性の程度の大きさにより、予荷重の増加と共に上昇する領域と飽和する領域が存在することの確認を目的として、試験条件を表 3.1.2.1-1 の①、②及び図 3.1.2.1-4 に示す 2 条件とした。

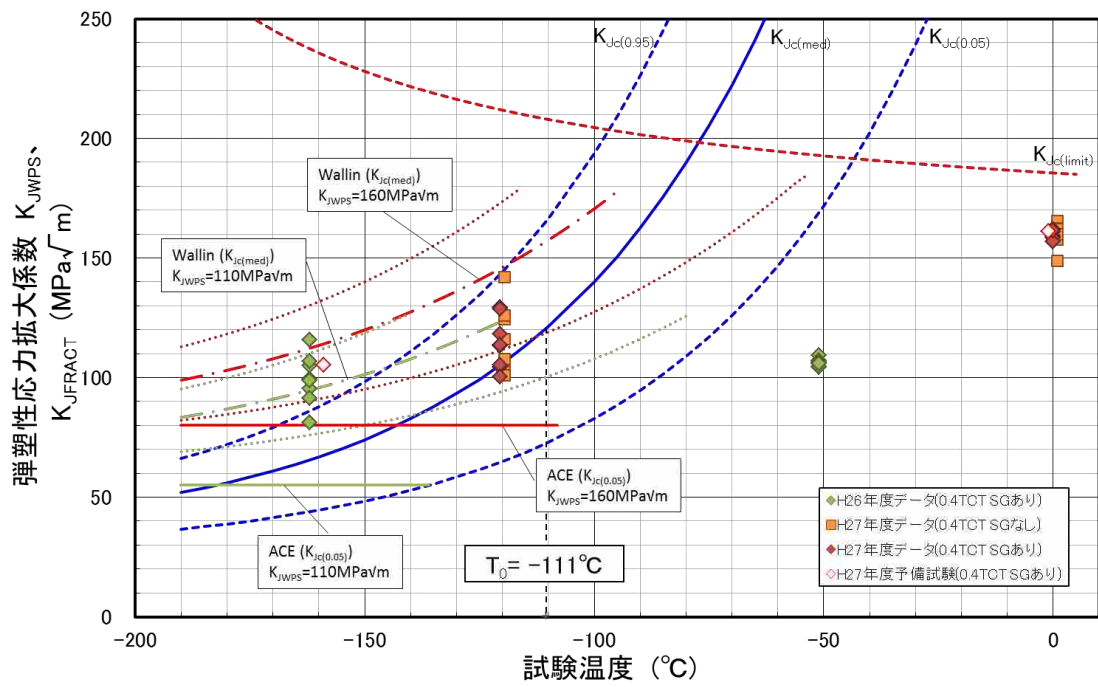
(b) Mini-C(T)試験片

これまで Mini-C(T)試験片を用いて平成 26 年度に LUCF、平成 27 年度には LCF について WPS 試験を実施してきた。それぞれ得られた結果を図 3.1.2.1-5 に示す。LUCF の試験結果はマスターカーブ上に位置し、WPS 効果はみられなかった。LCF では再負荷時の K_{Jc} を算出するために用いる荷重-開口変位曲線の面積 A について予荷重時と再負荷時の面積を合算した場合と再負荷時のみを用いた場合の評価方法^(3.1.2-2)で示しているがいずれの結果についても WPS 効果が認められた。

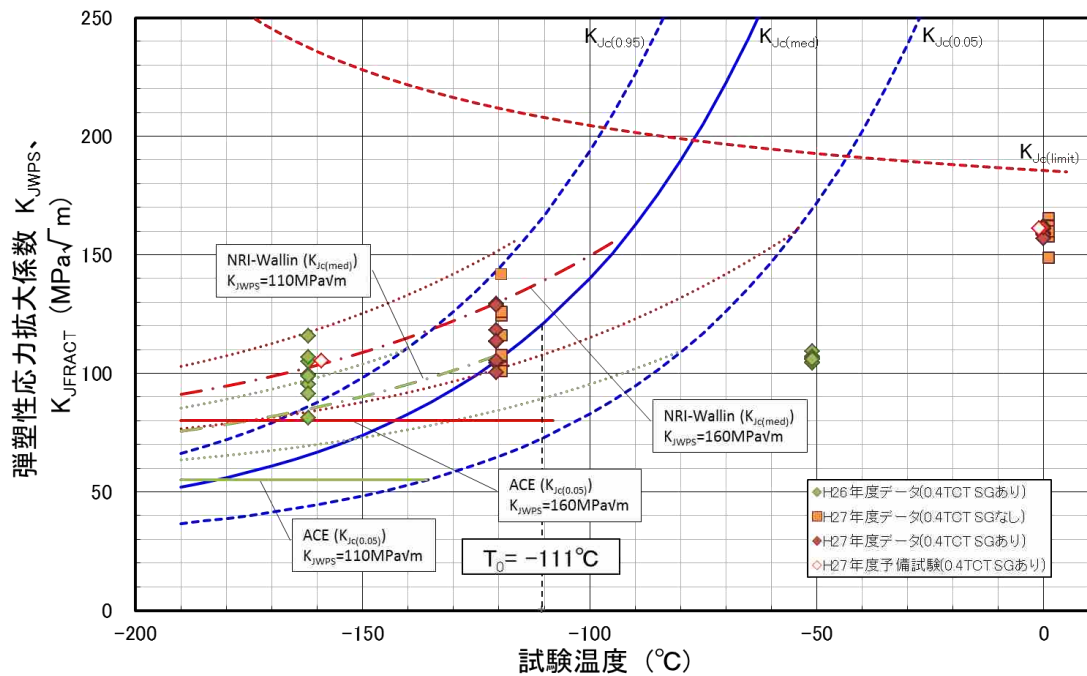
本年度は除荷温度が WPS 効果に及ぼす影響を確認するため LCUF について試験を実施する。過年度の結果と比較できるように予荷重温度-50°C と再負荷温度-160°C とし、予荷重は 110 MPa $\sqrt{m}$ とした。試験条件を表 3.1.2.1-1 の③及び図 3.1.2.1-5 に記載した。

表 3.1.2.1-1 C(T)試験片を用いた WPS 効果確認試験条件

ケース	試験片 形状	WPS 波形	予荷重条件		再負荷 温度 (°C)	J_{pWPS}/J_{WPS}	備考
			温度 (°C)	K_{JWPS} (MPa $\sqrt{m}$)			
①	0.4T-C(T) 試験片 (サイド グループ有 り)	LUCF	0	160	-160	0.70～ 0.75	・ 同一再負荷温度で整理した場合、 J_{pWPS}/J_{WPS} が大きい領域で WPS 効 果が飽和するか確認 ・ WPS 効果の再負荷温度依存性を把 握 ・ 再負荷温度-120°C の結果と比較
②			0	80	-160	0.25～ 0.30	・ J_{pWPS}/J_{WPS} が小さい場合、工学モ デルの予測と同傾向であるか確認
③	Mini-C(T) 試験片	LCUF	-50	110	-160		・ 除荷温度の効果を確認



(a) Wallin モデル及び ACE モデル



(b) NRI-Wallin モデル及び ACE モデル

図 3.1.2.1-2 既存の試験結果と工学モデルとの比較(0.4T-C(T)試験片、LUCF)

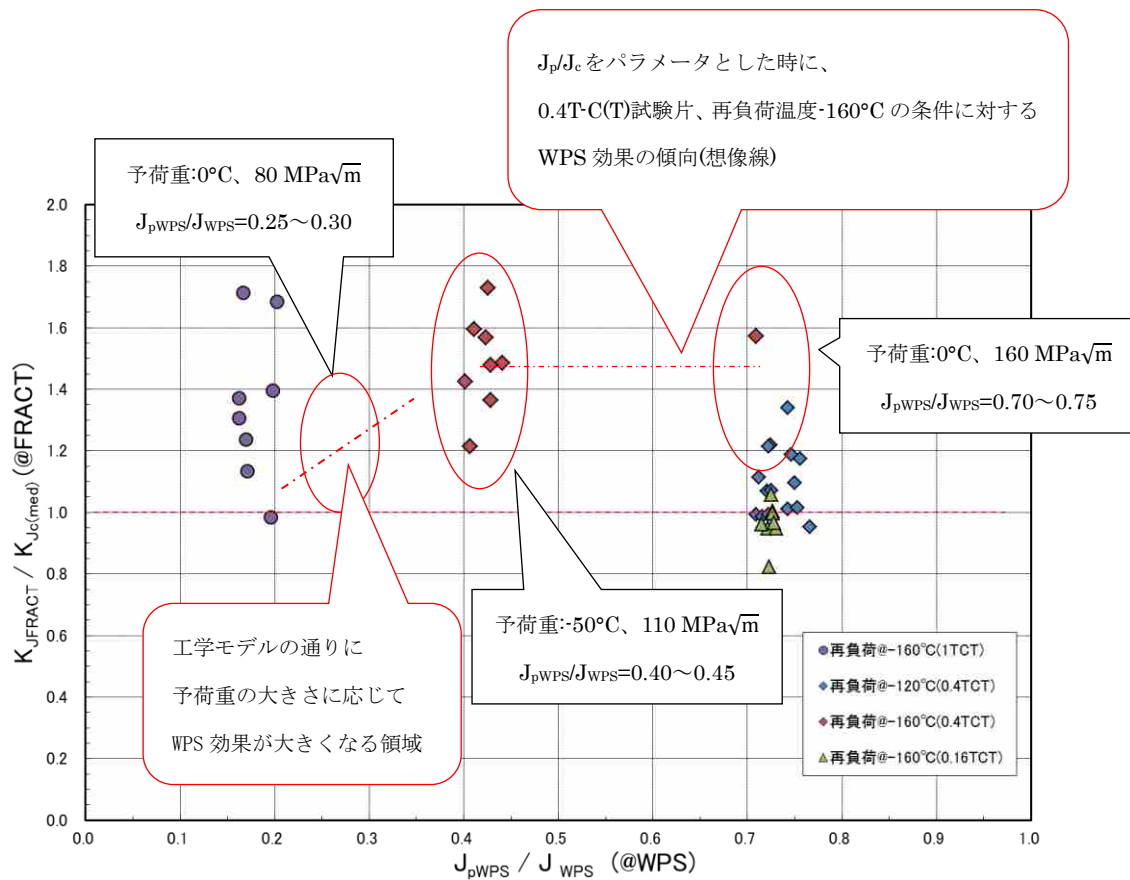


図 3.1.2.1-3 J_{WPS}/J_{WPS} で整理した過年度の試験結果(LUCF)

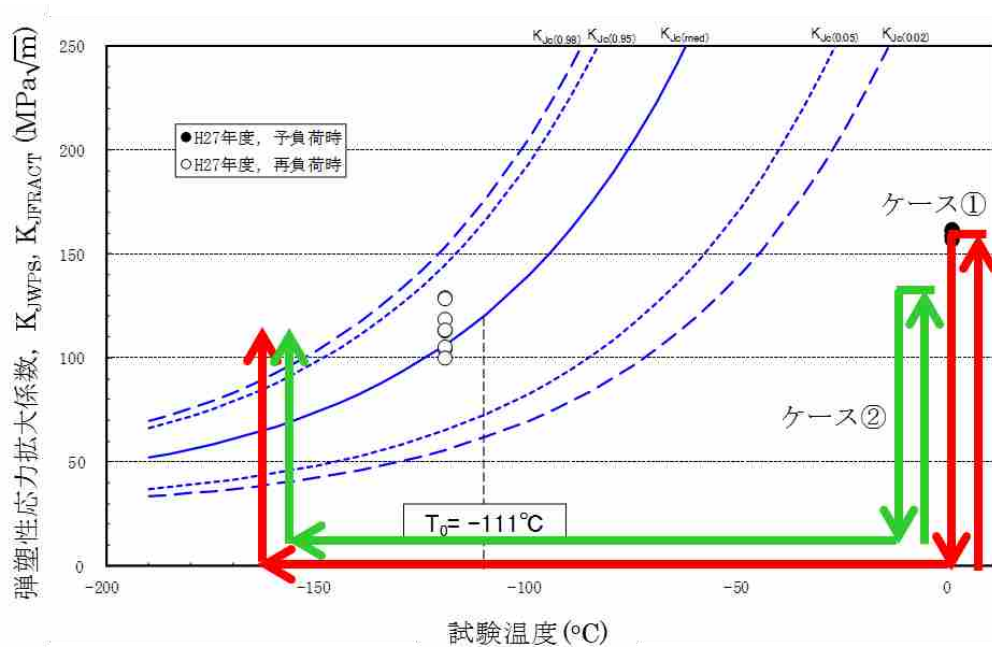


図 3.1.2.1-4 0.4T-C(T)試験片を用いた平成 27 年度 WPS 効果確認試験結果と
平成 28 年度試験条件

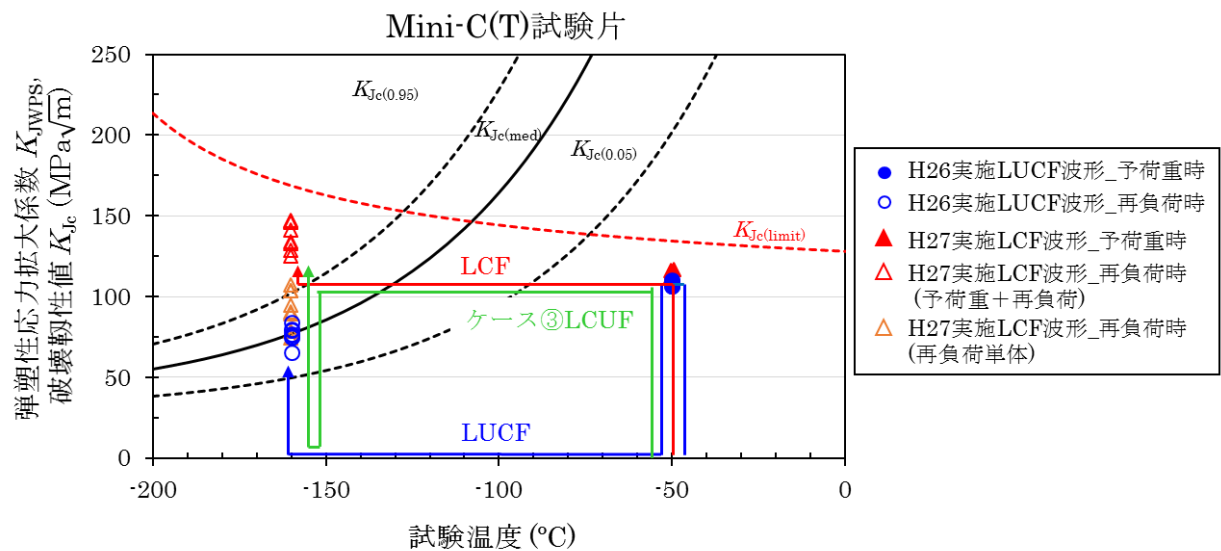


図 3.1.2.1-5 Mini-C(T)試験片を用いた過年度試験の結果と
平成 28 年度試験条件（ケース③）

(3) WPS 試験結果

表 3.1.2.1-1 に示した試験条件、ケース①、②は 8 体ずつ、ケース③では 10 体の試験片を供した。冷却速度は 3°C/min とし、予荷重温度あるいは再負荷温度に到達後 30 分の温度保持を経て荷重を負荷した。なお、予荷重及び再負荷は変位制御による負荷とした。

ケース①及びケース②の WPS 効果確認試験における荷重－開口変位の関係を図 3.1.2.1-6 に示す。開口変位は、試験開始時に 0 mm となるようオフセットし、負荷を開始した。また、開口変位はクリップゲージにて計測を行い、予め取得した温度とクリップゲージ変位の関係を用いて補正した。

図 3.1.2.1-6 に示すように、ケース①は予荷重時に顕著な塑性変形を示す領域までの負荷となるが、ケース②ではその程度が小さく、加工硬化が若干進んだ段階での除荷となった。また、ケース①の試験片 2 体を除いて、再負荷時の荷重は予荷重時の最大荷重を上回った。

試験片の破面外観を図 3.1.2.1-7 に、亀裂長さの測定結果を表 3.1.2.1-2 に示す。亀裂長さ a_o は JEAC4216-2015 に基づき破面開放後に 9 か所で測定した疲労予亀裂長さ a_f の平均値にノッチ長さ a_n を加算して算出した。疲労予亀裂の形状は、全ての試験片が規格に記載された要求条件を満足していた。全ての試験片の破面は、脆性破壊の様相を呈しており、疲労予亀裂の先端部に顕著な延性亀裂成長は認められなかった。

予荷重時の K_{JWPS} 及び破壊時の破壊靱性値 K_{JFRAC} は、それぞれの最大荷重及び荷重－開口変位関係を用いて、以下に示す式(3.1.2.1-1)より求めた。なお、 K_{JFRAC} の算出には、再負荷時の A_{pl} のみを用いた。

$$K_{Jc} = \sqrt{J_c \frac{E}{1-\nu^2}} \quad (3.1.2.1-1)$$

$$J_c = J_e + J_p \quad (3.1.2.1-2)$$

$$J \text{ 積分の弾性成分 : } J_e = \frac{(1-\nu^2)K_e^2}{E} \quad (3.1.2.1-3)$$

$$J \text{ 積分の塑性成分 : } J_p = \frac{\eta \cdot A_p}{B_N \cdot b_0} \quad (3.1.2.1-4)$$

$$K_e = \left[\frac{1000P}{(BB_N W)^{1/2}} \right] f\left(\frac{a_0}{W}\right) \quad (3.1.2.1-5)$$

$$f\left(\frac{a_0}{W}\right) = \frac{\left(2 + \frac{a_0}{W}\right)}{\left(1 - \frac{a_0}{W}\right)^{3/2}} \left[0.886 + 4.64 \left(\frac{a_0}{W}\right) - 13.32 \left(\frac{a_0}{W}\right)^2 + 14.72 \left(\frac{a_0}{W}\right)^3 - 5.6 \left(\frac{a_0}{W}\right)^4 \right] \quad (3.1.2.1-6)$$

ここで、

- E : ヤング率(MPa)
- ν : ポアソン比(0.3 を使用)
- η : $\eta = 2 + 0.522(b_0/W)$
- P : 荷重(kN)
- W : 試験片幅(m)
- B : 試験片板厚(m)
- B_N : サイドグループ底での試験片板厚(m)
- b_0 : 初期のリガメント(=W-a₀)
- a_0 : 初期の亀裂長さ(m)
- A_e : $1/2 C_0 P^2$
- C_0 : 荷重－変位の弾性域の傾きの逆数
- A_p : $A_p = A \cdot A_e$
- A : 荷重－変位線図下の面積

試験結果を表 3.1.2.1-3 に示す。なお、ヤング率は JEAC4216-2015^(3.1.2-1) の解説 MCT-1300 に示される材料グループ A に対する温度依存性の式 $E(\text{MPa}) = 202 \cdot 100 - 62.6 T(^{\circ}\text{C})$ より算出した。試験結果とマスターカーブの関係をケース毎に図 3.1.2.1-8 に示す。予荷重時の K_{JWPS} 及び再負荷時の K_{JFRACT} については式(3.1.2.1-7)を用いて 1T(1 インチ厚さ)相当に換算した結果も併記した。

$$K_{Jc(1T)} = 20 + (K_{Jc(xT)} - 20)(B_{xT}/B_{1T})^{1/4} \quad (3.1.2.1-7)$$

ここで、

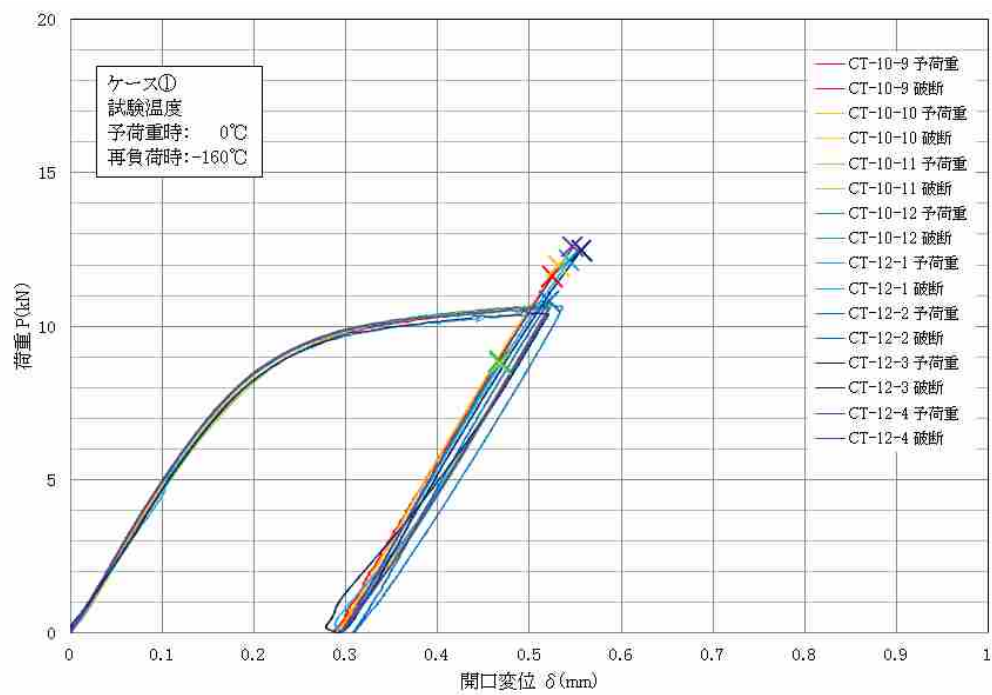
$K_{Jc(1T)}$	: 1T 換算した $K_{Jc}(MPa\sqrt{m})$
$K_{Jc(xT)}$	: 各試験片寸法に対する $K_{Jc}(MPa\sqrt{m})$
B_{xT}	: 各試験片寸法に対する試験片板厚(m)
B_{1T}	: 1T-C(T)試験片の試験片板厚(=0.0254 m)

なお、図 3.1.2.1-8(1/2)についてはケース①とケース②の結果を比較する目的で両ケースの結果を併記し、図 3.1.2.1-8(2/2)には平成 26 年度に実施した LUCF の結果を併記している。

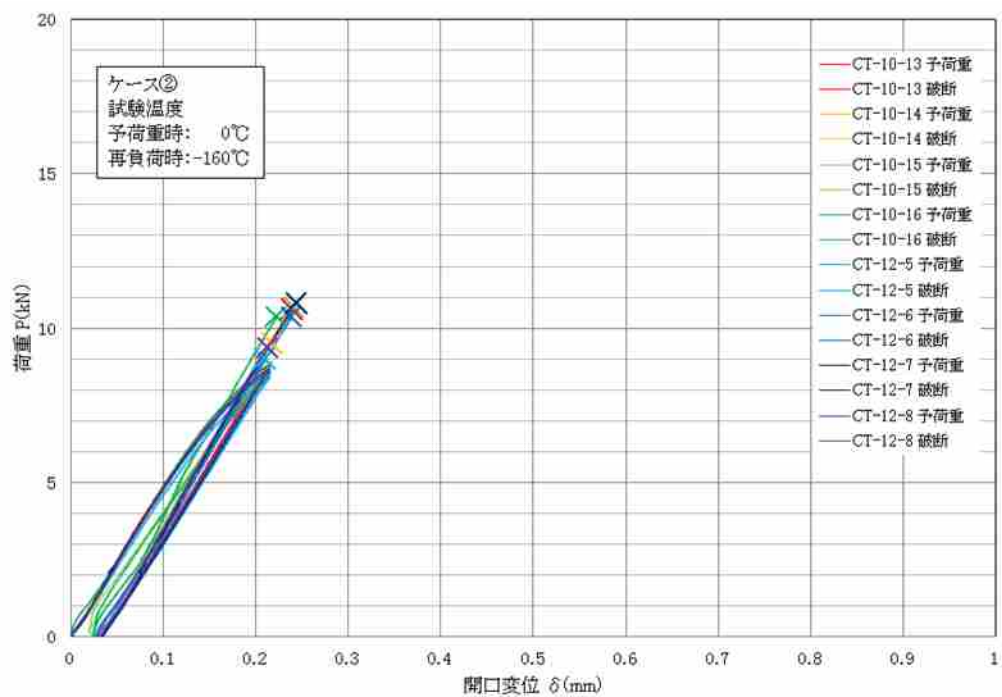
ケース①では、再負荷時の破壊靱性値 K_{FRAC} は、試験片 2 体が $-160^{\circ}C$ のマスターカーブの $K_{Jc(med)}$ 近傍に分布していたものの、その他 6 体は、 $-160^{\circ}C$ のマスターカーブの $K_{Jc(0.95)}$ 以上に分布しており、WPS 効果が認められた。

一方、ケース②は、 $K_{Jc(med)}$ 近傍から $K_{Jc(0.95)}$ に分布しており、明確な WPS 効果は認められなかったものの、 $K_{Jc(med)}$ 以下にはならなかったため、わずかに WPS 効果があると推測された。

ケース③では、 K_{FRAC} について試験片 2 体は $K_{Jc(med)}$ より低い結果を示したが、その他 8 体は $K_{Jc(med)}$ 近傍から $K_{Jc(0.95)}$ に分布した。平成 26 年度に取得した LUCF の結果と比較すると LCUF 時の K_{FRAC} が高い値を示したことから、除荷温度が低い場合により WPS 効果が得られることがわかった。

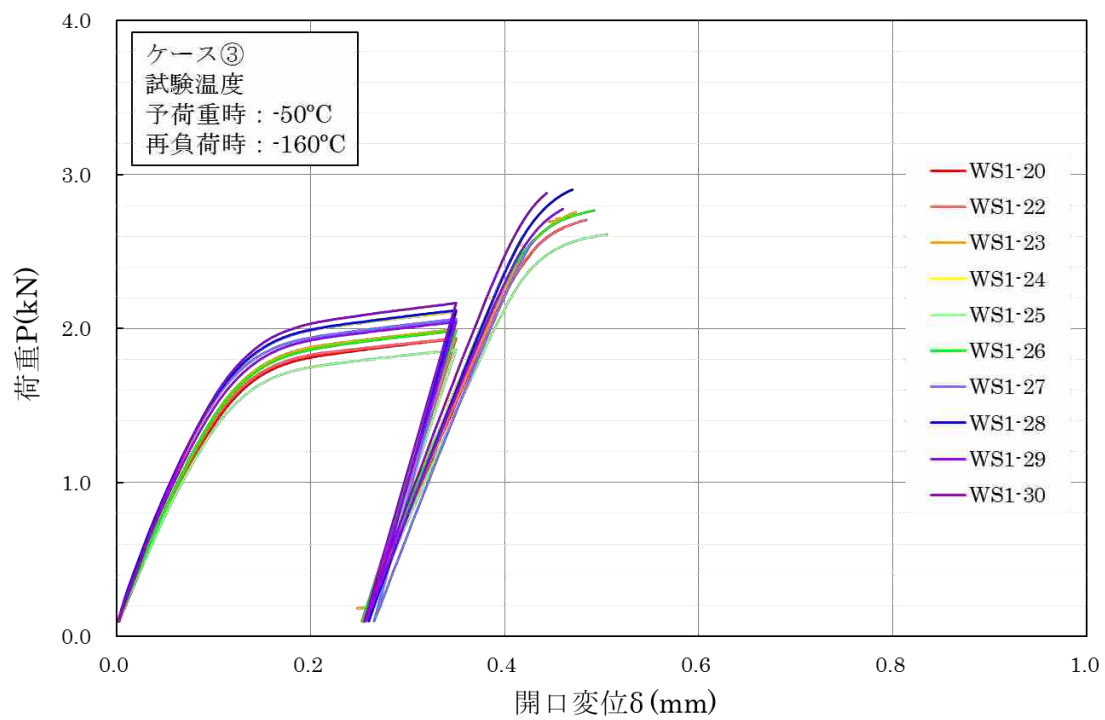


(ケース①)



(ケース②)

図 3.1.2.1-6(1/2) 荷重－開口変位の変化



(ケース③)

図 3.1.2.1-6(2/2) 荷重－開口変位の変化

破面				
試験片 符号	CT-10-9	CT-10-10	CT-10-11	CT-10-12
破面				
試験片 符号	CT-12-1	CT-12-2	CT-12-3	CT-12-4

図 3.1.2.1-7(1/2) 破面外観写真(ケース①)

破面				
試験片 符号	CT-10-13	CT-10-14	CT-10-15	CT-10-16
破面				
試験片 符号	CT-12-5	CT-12-6	CT-12-7	CT-12-8

図 3.1.2.1-7(2/2) 破面外観写真(ケース②)

表 3.1.2.1-2 亀裂長さ測定結果

(a)ケース①

試験片 符 号	試験温度	板厚	ノッチ長さ	疲労予き裂長さ a_f (mm)										予き裂長さの差	き裂長さ	Validity判定基準寸法		き裂のValidity判定	
	(℃)	B (mm)	a_n (mm)	①	②	③	④	⑤	⑥	⑦	⑧	⑨	平均	$\Delta a_1 = \text{Max}(a_f - a_{f_{ave}})$	a_0 (mm)	Max(0.025B, 0.6mm)	Max(0.05B, 0.5mm)	$a_f \geq \text{Max}(0.025B, 0.6\text{mm})$	$\Delta a_1 \leq \text{Max}(0.05B, 0.5\text{mm})$
CT-10-9	-160	10.24	8.94	1.57	1.69	1.76	1.77	1.76	1.78	1.76	1.67	1.53	1.72	0.18	10.66	0.60	0.51	OK	OK
CT-10-10	-160	10.24	8.98	1.54	1.68	1.75	1.78	1.79	1.78	1.75	1.66	1.57	1.72	0.17	10.69	0.60	0.51	OK	OK
CT-10-11	-160	10.24	8.96	1.59	1.71	1.71	1.71	1.76	1.78	1.75	1.68	1.60	1.71	0.13	10.67	0.60	0.51	OK	OK
CT-10-12	-160	10.24	8.93	1.61	1.71	1.72	1.77	1.80	1.76	1.74	1.69	1.58	1.72	0.15	10.65	0.60	0.51	OK	OK
CT-12-1	-160	10.22	8.96	1.55	1.66	1.75	1.82	1.84	1.83	1.78	1.70	1.56	1.74	0.19	10.70	0.60	0.51	OK	OK
CT-12-2	-160	10.22	8.92	1.51	1.67	1.73	1.75	1.76	1.73	1.71	1.62	1.51	1.68	0.18	10.60	0.60	0.51	OK	OK
CT-12-3	-160	10.22	8.97	1.50	1.70	1.76	1.82	1.83	1.81	1.78	1.69	1.54	1.74	0.24	10.71	0.60	0.51	OK	OK
CT-12-4	-160	10.22	8.94	1.45	1.59	1.69	1.73	1.73	1.74	1.68	1.61	1.49	1.65	0.20	10.59	0.60	0.51	OK	OK

(b)ケース②

試験片 符 号	試験温度	板厚	ノッチ長さ	疲労予き裂長さ a_f (mm)										予き裂長さの差	き裂長さ	Validity判定基準寸法		き裂のValidity判定	
	(℃)	B (mm)	a_n (mm)	①	②	③	④	⑤	⑥	⑦	⑧	⑨	平均	$\Delta a_1 = \text{Max}(a_f - a_{f_{ave}})$	a_0 (mm)	Max(0.025B, 0.6mm)	Max(0.05B, 0.5mm)	$a_f \geq \text{Max}(0.025B, 0.6\text{mm})$	$\Delta a_1 \leq \text{Max}(0.05B, 0.5\text{mm})$
CT-10-13	-160	10.24	8.93	1.57	1.73	1.76	1.82	1.80	1.75	1.72	1.67	1.56	1.73	0.17	10.65	0.60	0.51	OK	OK
CT-10-14	-160	10.24	8.93	1.58	1.77	1.84	1.83	1.85	1.83	1.81	1.75	1.64	1.79	0.21	10.71	0.60	0.51	OK	OK
CT-10-15	-160	10.24	8.95	1.57	1.68	1.74	1.81	1.74	1.73	1.73	1.70	1.61	1.71	0.15	10.66	0.60	0.51	OK	OK
CT-10-16	-160	10.24	8.94	1.47	1.59	1.62	1.63	1.67	1.64	1.66	1.66	1.57	1.62	0.15	10.56	0.60	0.51	OK	OK
CT-12-5	-160	10.23	8.93	1.55	1.70	1.80	1.86	1.88	1.89	1.88	1.84	1.72	1.81	0.26	10.74	0.60	0.51	OK	OK
CT-12-6	-160	10.22	8.95	1.60	1.72	1.80	1.83	1.87	1.86	1.78	1.69	1.54	1.76	0.23	10.71	0.60	0.51	OK	OK
CT-12-7	-160	10.22	8.96	1.49	1.67	1.71	1.71	1.76	1.72	1.69	1.66	1.52	1.68	0.18	10.64	0.60	0.51	OK	OK
CT-12-8	-160	10.22	8.96	1.50	1.59	1.64	1.66	1.67	1.66	1.63	1.59	1.48	1.62	0.13	10.58	0.60	0.51	OK	OK

(c)ケース③

試験片 符号	試験温度	板厚 B (mm)	試験片寸法 (mm)				測定長さ(mm)									予き裂長さの差	き裂長さ	Validity判定基準寸法		き裂のValidity判定	
	(℃)		C (mm)	D (mm)	G (mm)	①	②	③	④	⑤	⑥	⑦	⑧	⑨	平均	$\Delta a_1 = \text{Max}(a_f - a_{fave})$	a_0 (mm)	Max(0.025B, 0.5 mm)	Max(0.05B, 0.5 mm)	$a_f \geq \text{Max}(0.025B, 0.6 \text{ mm})$	$\Delta a_1 \leq \text{Max}(0.05B, 0.5 \text{ mm})$
WS1-24	-160	4.02	10.02	8.01	0.60	5.09	5.28	5.36	5.44	5.44	5.43	5.42	5.36	5.26	5.36	0.27	3.95	0.50	0.50	OK	OK
WS1-27	-160	4.02	10.03	8.01	0.60	5.24	5.37	5.41	5.52	5.52	5.50	5.44	5.31	5.12	5.40	0.28	3.98	0.50	0.50	OK	OK
WS1-30	-160	4.02	10.02	8.02	0.60	5.20	5.35	5.42	5.43	5.41	5.38	5.32	5.20	5.04	5.33	0.29	3.93	0.50	0.50	OK	OK
WS1-20	-160	4.02	10.03	8.01	0.60	5.25	5.39	5.51	5.56	5.60	5.61	5.61	5.54	5.40	5.52	0.26	4.10	0.50	0.50	OK	OK
WS1-29	-160	4.02	10.03	8.02	0.60	5.32	5.45	5.50	5.54	5.55	5.48	5.41	5.34	5.18	5.44	0.26	4.03	0.50	0.50	OK	OK
WS1-28	-160	4.02	10.03	8.02	0.60	4.91	5.08	5.38	5.50	5.55	5.56	5.50	5.34	5.06	5.36	0.45	3.95	0.50	0.50	OK	OK
WS1-23	-160	4.02	10.03	8.01	0.60	5.13	5.36	5.52	5.60	5.60	5.60	5.55	5.39	5.10	5.46	0.37	4.04	0.50	0.50	OK	OK
WS1-22	-160	4.02	10.03	8.02	0.60	5.39	5.53	5.59	5.63	5.61	5.58	5.51	5.40	5.21	5.52	0.31	4.11	0.50	0.50	OK	OK
WS1-26	-160	4.02	10.03	8.01	0.60	5.18	5.35	5.49	5.54	5.58	5.60	5.57	5.49	5.29	5.48	0.30	4.06	0.50	0.50	OK	OK
WS1-25	-160	4.02	10.03	8.01	0.60	5.25	5.49	5.60	5.65	5.67	5.68	5.65	5.55	5.35	5.57	0.32	4.15	0.50	0.50	OK	OK

表 3.1.2.1-3(1/3) WPS 効果確認試験結果 (ケース①)

(a) 予荷重時

試験片符号	温度 T (°C)	試験片形状				初期弾性域 での荷重速度 dK/dt (MPa√m/s)	最大荷重 P (kN)	弾性J J _e (kJ/m ²)	塑性J J _p (kJ/m ²)	J _c (kJ/m ²)	破壊靱性 K _{Jc} (MPa√m)	1T相当破壊靱性 K _{Jc(1T)} (MPa√m)
		幅 W	厚さ B	正味厚さ B _N	き裂長さ a ₀							
CT-10-9	0	20.29	10.24	8.37	10.66	0.67	10.61	32.0	82.6	114.6	159.5	131.2
CT-10-10	0	20.32	10.24	8.38	10.69	1.11	10.65	32.3	81.4	113.7	158.9	130.7
CT-10-11	0	20.30	10.24	8.38	10.67	0.97	10.66	32.2	81.7	113.9	159.1	130.8
CT-10-12	0	20.28	10.24	8.37	10.65	0.72	10.70	32.4	85.5	117.9	161.8	133.0
CT-12-1	0	20.30	10.22	8.32	10.70	0.89	10.42	31.4	78.6	110.0	156.3	128.6
CT-12-2	0	20.30	10.22	8.32	10.60	0.99	10.82	32.8	89.4	122.2	164.8	135.3
CT-12-3	0	20.30	10.22	8.33	10.71	0.96	10.49	31.9	81.8	113.6	158.9	130.6
CT-12-4	0	20.29	10.22	8.31	10.59	0.97	10.64	31.7	85.2	116.9	161.1	132.4

(b) 再負荷時

試験片符号	温度 T (°C)	試験片形状				初期弾性域 での荷重速度 dK/dt (MPa√m/s)	最大荷重 P (kN)	弾性J J _e (kJ/m ²)	塑性J J _p (kJ/m ²)	J _c (kJ/m ²)	破壊靱性 K _{Jc} (MPa√m)	1T相当破壊靱性 K _{Jc(1T)} (MPa√m)
		幅 W	厚さ B	正味厚さ B _N	き裂長さ a ₀							
CT-10-9	-160	20.29	10.24	8.37	10.66	0.66	11.59	36.3	2.7	39.0	95.4	80.1
CT-10-10	-160	20.32	10.24	8.38	10.69	0.66	11.95	38.7	4.1	42.8	99.9	83.7
CT-10-11	-160	20.30	10.24	8.38	10.67	0.65	8.76	20.7	1.0	21.8	71.3	60.9
CT-10-12	-160	20.28	10.24	8.37	10.65	0.66	8.88	21.3	1.1	22.4	72.2	61.6
CT-12-1	-160	20.30	10.22	8.32	10.70	0.67	12.15	40.6	5.8	46.4	104.0	86.9
CT-12-2	-160	20.30	10.22	8.32	10.60	0.66	10.84	31.4	2.2	33.6	88.5	74.5
CT-12-3	-160	20.30	10.22	8.33	10.71	0.67	12.45	42.7	5.4	48.1	105.9	88.4
CT-12-4	-160	20.29	10.22	8.31	10.59	0.65	12.60	42.4	4.0	46.4	104.1	86.9

表 3.1.2.1-3(2/3) WPS 効果確認試験結果 (ケース②)

(a) 予荷重時

試験片符号	温度 T (°C)	試験片形状				初期弾性域 での荷重速度 dK/dt (MPa $\sqrt{m/s}$)	最大荷重 P (kN)	弾性J J _e (kJ/m ²)	塑性J J _p (kJ/m ²)	J _c (kJ/m ²)	破壊靱性 K _{Jc} (MPa $\sqrt{m}$)	1T相当破壊靱性 K _{Jc(1T)} (MPa $\sqrt{m}$)
		幅 W	厚さ B	正味厚さ B _N	き裂長さ a ₀							
CT-10-13	0	20.28	10.24	8.40	10.65	1.03	8.79	21.9	8.3	30.2	81.8	69.3
CT-10-14	0	20.27	10.24	8.40	10.71	1.32	8.68	21.8	7.7	29.5	80.9	68.5
CT-10-15	0	20.31	10.24	8.40	10.66	0.98	8.55	20.6	6.9	27.5	78.1	66.3
CT-10-16	0	20.28	10.24	8.40	10.56	0.92	8.92	21.9	6.3	28.1	79.1	67.1
CT-12-5	0	20.29	10.23	8.33	10.74	0.90	8.44	20.8	7.4	28.2	79.1	67.1
CT-12-6	0	20.28	10.22	8.33	10.71	0.53	8.60	21.5	8.5	30.0	81.7	69.1
CT-12-7	0	20.29	10.22	8.31	10.64	0.72	8.71	21.6	8.8	30.4	82.1	69.5
CT-12-8	0	20.30	10.22	8.33	10.58	0.96	8.68	20.9	8.1	29.0	80.2	68.0

(b) 再負荷時

試験片符号	温度 T (°C)	試験片形状				初期弾性域 での荷重速度 dK/dt (MPa $\sqrt{m/s}$)	最大荷重 P (kN)	弾性J J _e (kJ/m ²)	塑性J J _p (kJ/m ²)	J _c (kJ/m ²)	破壊靱性 K _{Jc} (MPa $\sqrt{m}$)	1T相当破壊靱性 K _{Jc(1T)} (MPa $\sqrt{m}$)
		幅 W	厚さ B	正味厚さ B _N	き裂長さ a ₀							
CT-10-13	-160	20.28	10.24	8.40	10.65	0.67	10.57	30.1	1.2	31.3	85.4	72.1
CT-10-14	-160	20.27	10.24	8.40	10.71	0.68	9.50	24.9	1.2	26.1	78.0	66.2
CT-10-15	-160	20.31	10.24	8.40	10.66	0.68	10.66	30.5	2.6	33.1	87.9	74.1
CT-10-16	-160	20.28	10.24	8.40	10.56	0.70	10.52	28.9	5.4	34.3	89.5	75.4
CT-12-5	-160	20.29	10.23	8.33	10.74	0.70	8.99	22.5	0.4	22.9	73.0	62.3
CT-12-6	-160	20.28	10.22	8.33	10.71	0.68	10.37	29.8	1.3	31.2	85.2	72.0
CT-12-7	-160	20.29	10.22	8.31	10.64	0.66	10.81	31.6	3.7	35.3	90.8	76.4
CT-12-8	-160	20.30	10.22	8.33	10.58	0.69	9.40	23.4	0.8	24.2	75.0	63.8

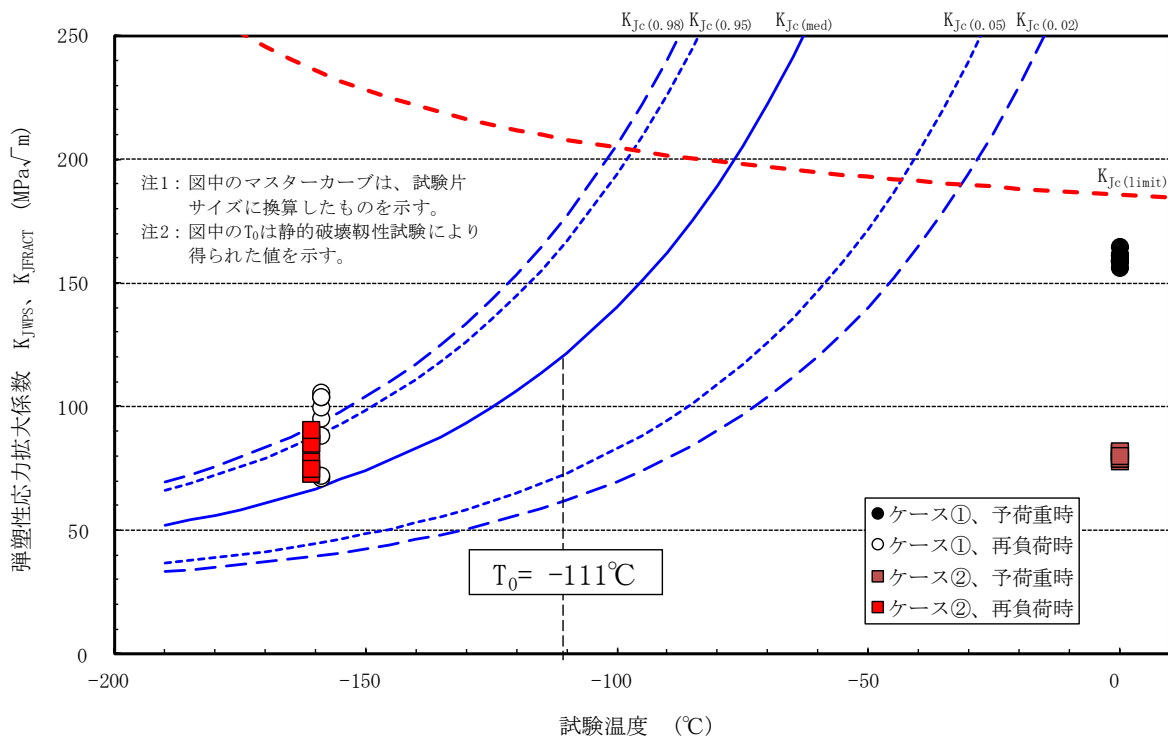
表 3.1.2.1-3(3/3) WPS 効果確認試験結果 (ケース③)

(a) 予荷重時

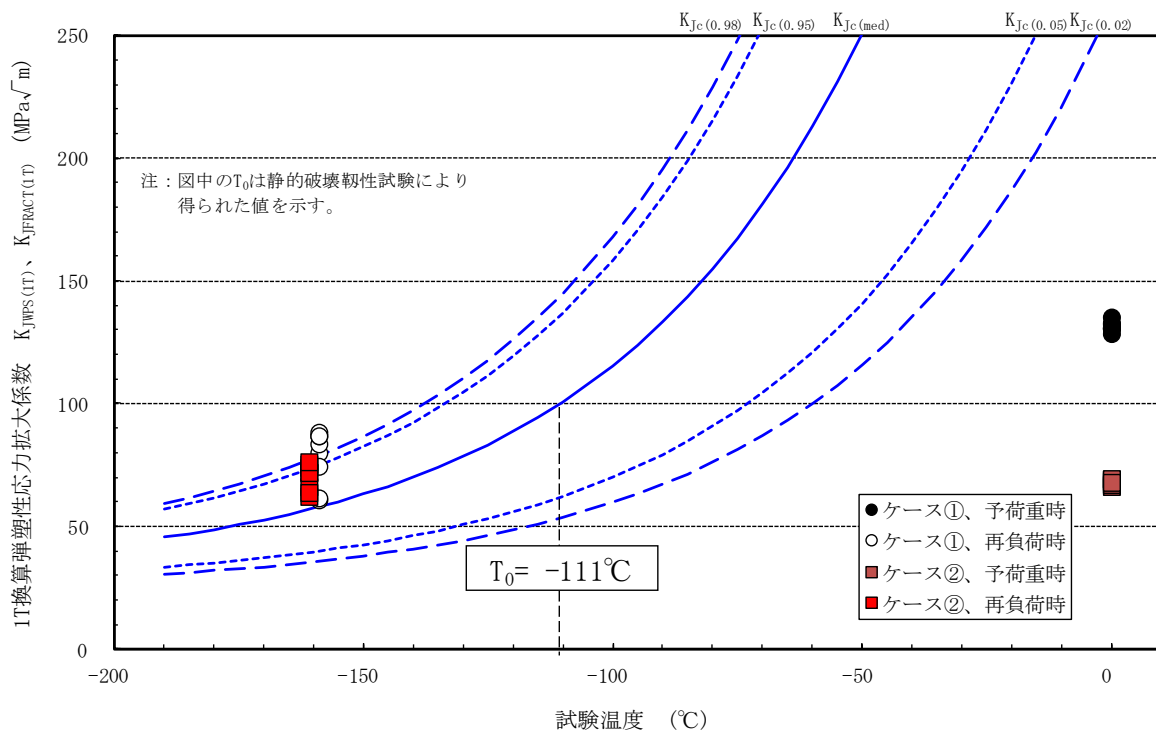
試験片符号	温度 T (°C)	試験片形状				最大荷重 P (kN)	弾性J J _e (kJ/m ²)	塑性J J _p (kJ/m ²)	J _c (kJ/m ²)	破壊靱性 K _{Jc} (MPa√m)	1T相当破壊靱性 K _{Jc(1T)} (MPa√m)
		幅 W	厚さ B	正味厚さ B _N	き裂長さ a ₀						
WS1-24	-50	8.01	4.02	4.02	3.95	2.11	13.1	45.8	58.9	117.5	81.5
WS1-27	-50	8.01	4.02	4.02	3.98	2.06	12.9	47.1	60.0	118.5	82.1
WS1-30	-50	8.02	4.02	4.02	3.93	2.17	13.6	46.2	59.8	118.3	82.0
WS1-20	-50	8.01	4.02	4.02	4.10	1.94	12.4	42.8	55.2	113.7	79.1
WS1-29	-50	8.02	4.02	4.02	4.03	2.05	13.0	45.6	58.6	117.2	81.3
WS1-28	-50	8.02	4.02	4.02	3.95	2.12	13.2	46.8	60.0	118.5	82.1
WS1-23	-51	8.01	4.02	4.02	4.04	2.00	12.7	44.2	56.8	115.4	80.2
WS1-22	-50	8.02	4.02	4.02	4.11	1.94	12.5	43.4	55.9	114.4	79.5
WS1-26	-50	8.01	4.02	4.02	4.06	1.99	12.7	43.5	56.2	114.7	79.8
WS1-25	-50	8.01	4.02	4.02	4.15	1.86	12.0	42.4	54.4	112.9	78.6

(b) 再負荷時

試験片符号	温度 T (°C)	試験片形状				最大荷重 P (kN)	弾性J J _e (kJ/m ²)	塑性J J _p (kJ/m ²)	J _c (kJ/m ²)	破壊靱性 K _{Jc} (MPa√m)	1T相当破壊靱性 K _{Jc(1T)} (MPa√m)
		幅 W	厚さ B	正味厚さ B _N	き裂長さ a ₀						
WS1-24	-50	8.01	4.02	4.02	3.95	2.11	19.1	1.8	20.8	71.4	52.4
WS1-27	-50	8.01	4.02	4.02	3.98	2.06	19.2	3.1	22.3	73.8	54.0
WS1-30	-50	8.02	4.02	4.02	3.93	2.17	22.9	6.5	29.4	84.9	60.9
WS1-20	-50	8.01	4.02	4.02	4.10	1.94	22.4	9.8	32.1	88.7	63.3
WS1-29	-50	8.02	4.02	4.02	4.03	2.05	23.0	9.7	32.7	89.4	63.8
WS1-28	-50	8.02	4.02	4.02	3.95	2.12	23.7	12.3	36.0	93.9	66.6
WS1-23	-51	8.01	4.02	4.02	4.04	2.00	23.1	13.4	36.5	94.5	67.0
WS1-22	-50	8.02	4.02	4.02	4.11	1.94	23.3	15.4	38.7	97.3	68.8
WS1-26	-50	8.01	4.02	4.02	4.06	1.99	23.6	18.5	42.2	101.6	71.4
WS1-25	-50	8.01	4.02	4.02	4.15	1.86	22.6	20.5	43.1	102.7	72.2



(a) 0.4T-C(T)試験片のデータ



(b) 1T 換算結果

図 3.1.2.1-8(1/2) 試験結果とマスターカーブの関係 (ケース①及びケース②)

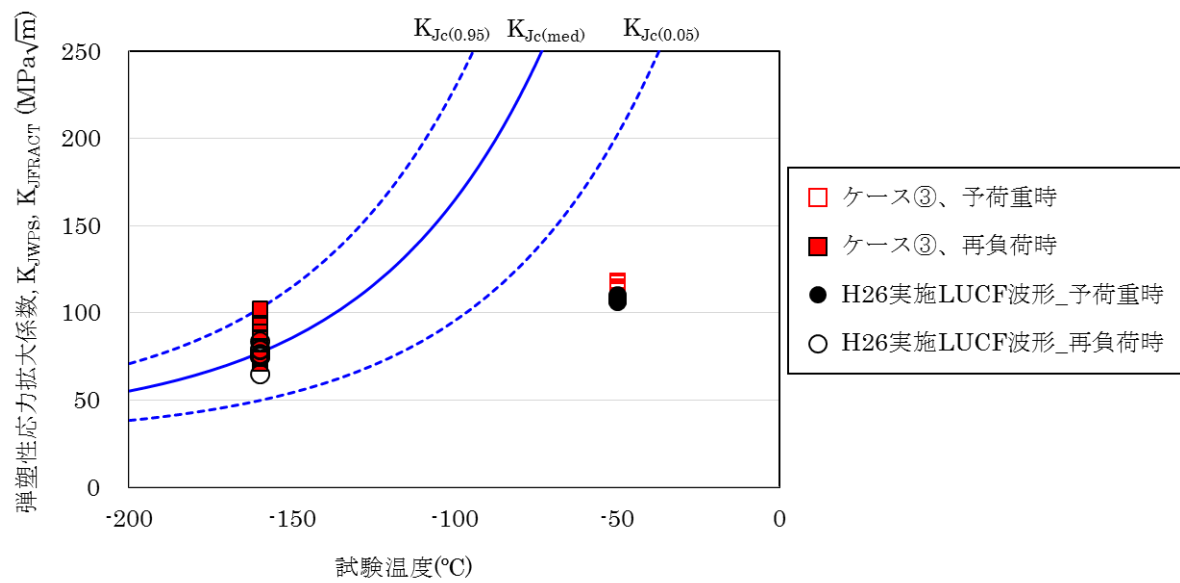


図 3.1.2.1-8(2/2) 試験結果とマスターカーブの関係 (ケース③)

(4) WPS 試験結果の考察

過年度に取得したデータも含めて、再負荷温度-160°C の試験条件の 0.4T-C(T)試験片による試験結果を予荷重時の塑性の程度(J_{pWPS}/J_{WPS})で整理して、図 3.1.2.1-9 に本年度の試験結果を示す。

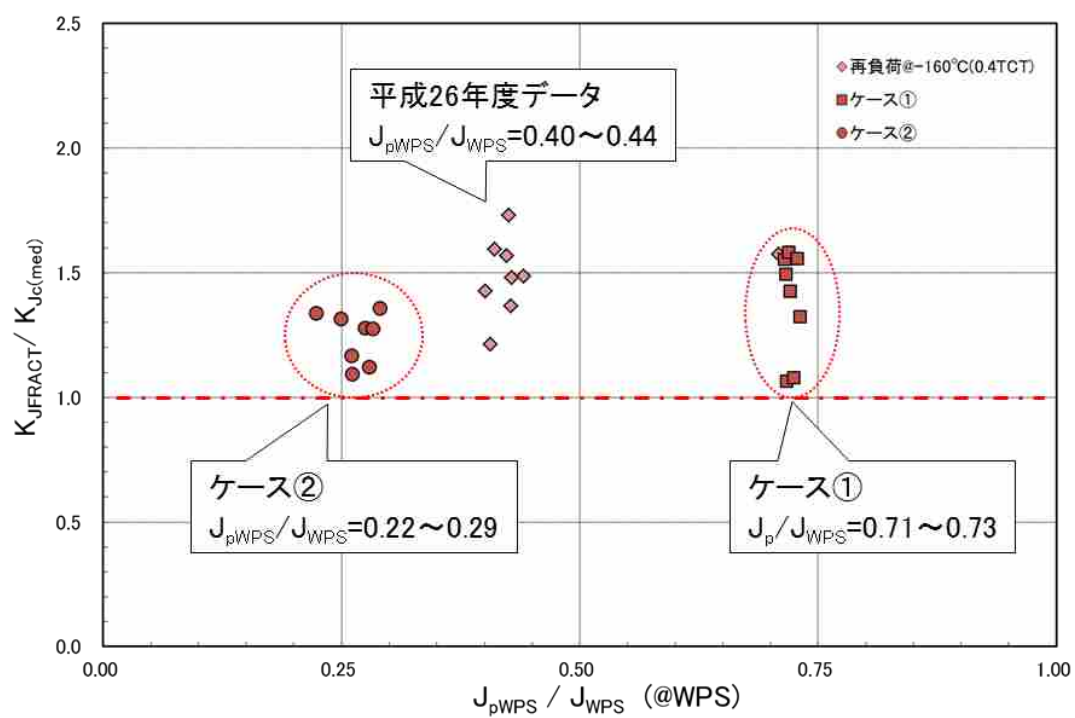
予荷重時の塑性の程度が小さい或いは中程度の領域であるケース②及び平成 26 年度の 0.4T-C(T)試験片の $K_{JFRAC}/K_{Jc(med)}$ の平均は、それぞれ 1.2 及び 1.4 であった。一方で、それぞれの予荷重の大きさに対応する Wallin モデルによる予測値の $K_{JFRAC}/K_{Jc(med)}$ は、それぞれ 1.2 及び 1.4 であった。実験値と予測値は良く一致しており、0.4T-C(T)試験片において、 J_{pWPS}/J_{WPS} が 0.44 程度の領域までは Wallin モデルによる予測は妥当であると判断される。

しかし、塑性の程度が大きい場合、Wallin モデルによる予測値の $K_{JFRAC}/K_{Jc(med)}$ は 1.7 であるのに対し、ケース①の $K_{JFRAC}/K_{Jc(med)}$ の平均値は 1.4 に留まり、塑性の程度が大きい場合は WPS 効果による裕度が飽和し、Wallin モデルによる予測との差が生じる傾向が認められる。また、ケース①の中には $K_{JFRAC}/K_{Jc(med)}$ が約 1.1 となる結果が 2 点あり、平成 26 年度の最低値である 1.2 と比較しても低い値となっている。このことから、予荷重時の塑性の程度が大きい領域では、WPS 効果が減少する傾向を示すことがわかった。

塑性の程度による WPS 効果の推移は、WPS 効果が上昇して行く過程では亀裂先端近傍の塑性域の発達による圧縮の残留応力の発生や亀裂鈍化等が、WPS 効果が減少して行く過程では塑性変形に伴う圧縮の残留応力の飽和等が要因として挙げられる。図 3.1.2.1-10 (a) に示す種々の寸法の試験片による結果では、ケース①と同等の塑性の程度である Mini-C(T)試験片の K_{JFRAC} が $K_{Jc(med)}$ 近傍に分布しており、0.4T-C(T)試験片の場合と傾向が異なる。試験片寸法の違いにより、予荷重時の延性亀裂の発生状況や拘束状態等が異なったため、WPS 効果の塑性の程度に対する推移が異なったものと考えられる。

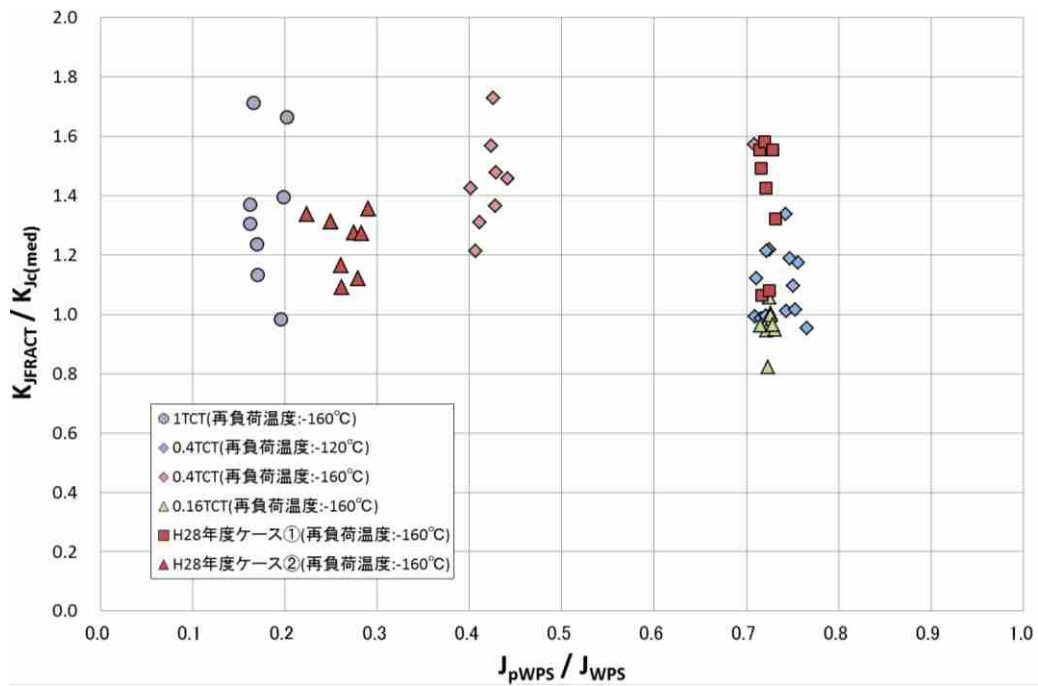
図 3.1.2.1-11 に本年度のケース①と平成 27 年度のケース②の結果を合わせて示す。本年度のケース①は、 $K_{Jc(0.98)}$ を上回る試験結果もあり、WPS 効果が明確に認められた。平成 27 年度のケース②では、ケース①と同等の予荷重の付与に対し、 $K_{Jc(0.95)}$ を上回る結果はなく、WPS 効果は明確には認められない結果となった。これらの試験条件違いは再負荷温度のみであることから、WPS 効果は再負荷温度依存性を持つものと思われる。

図 3.1.2.1-12 に Wallin モデルの予測値とケース③及び平成 26 年度取得した LUCF の結果を示した。縦軸と横軸は K_{FRAC} または K_{WPS} を再負荷時の温度におけるマスターカーブのメディアン $K_{Jc(med)}$ で除したものである。ケース③の値が LUCF より上回る結果となったものの、両ケースともに Wallin モデルは下回る結果となった。

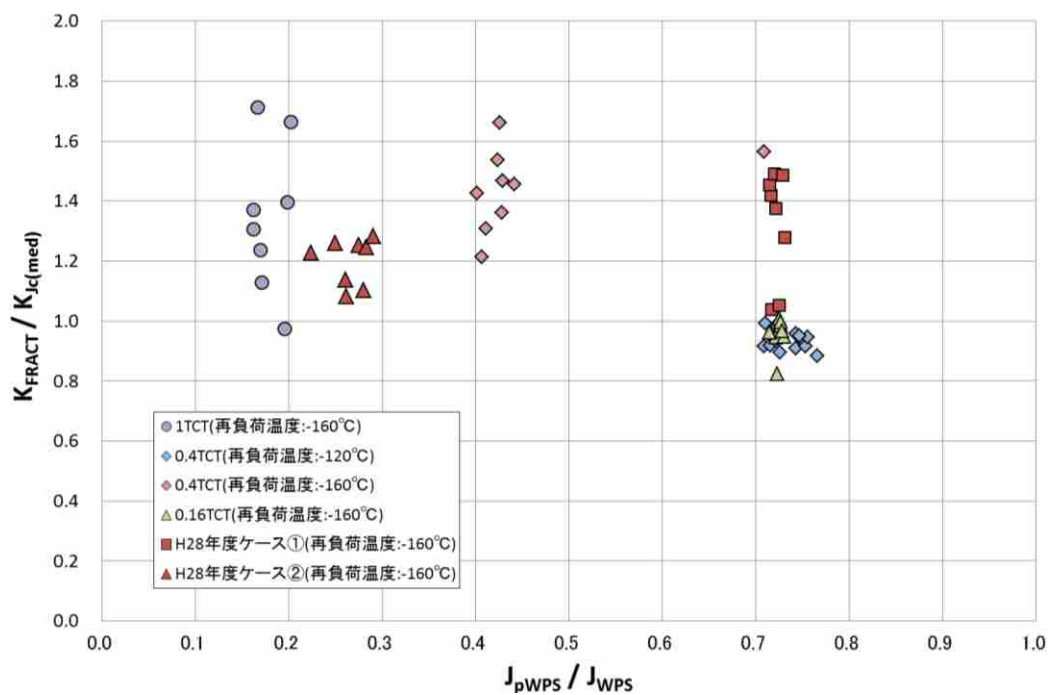


	$K_{JFRACT}/K_{Jc(med)}$	
	実測平均	Wallinモデル予測
ケース①	1.4	1.7
ケース②	1.2	1.2
平成26年度取得データ	1.4	1.4

図 3.1.2.1-9 予荷重時の塑性での整理(0.4T-C(T)試験片、再負荷温度-160°C)



(a) 弾塑性ベース



(b) 弾性ベース

図 3.1.2.1-10 予荷重時の塑性での整理(1T-C(T)、 0.4T-C(T)及び Mini-C(T)試験片)

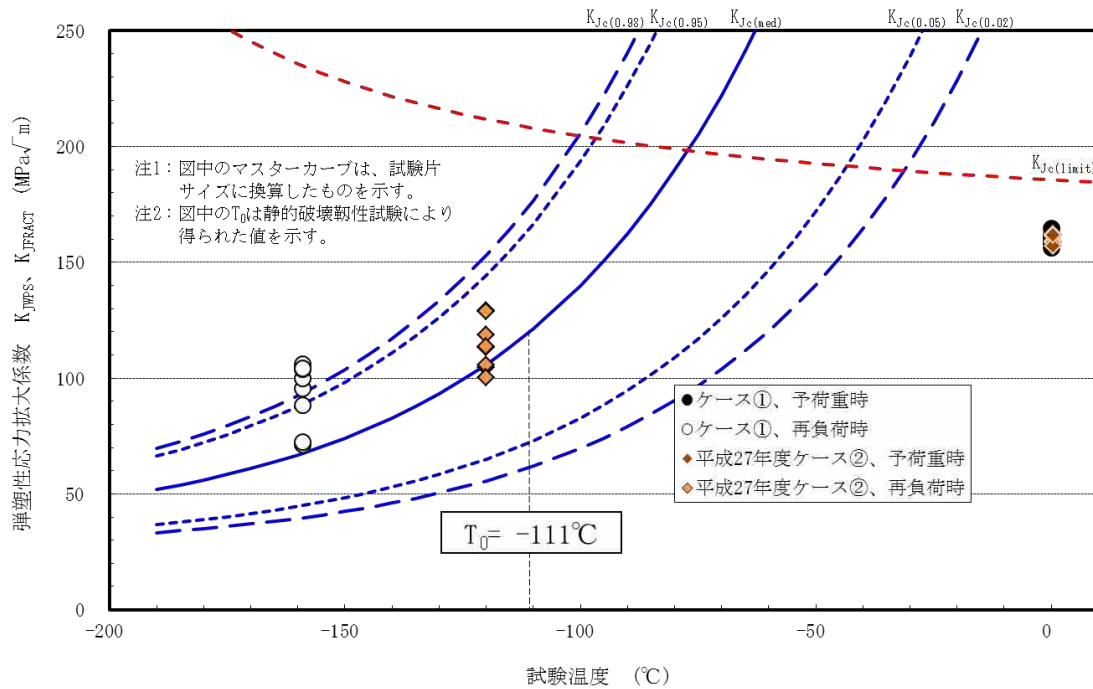


図 3.1.2.1-11 本年度のケース①と平成 27 年度のケース②の試験結果

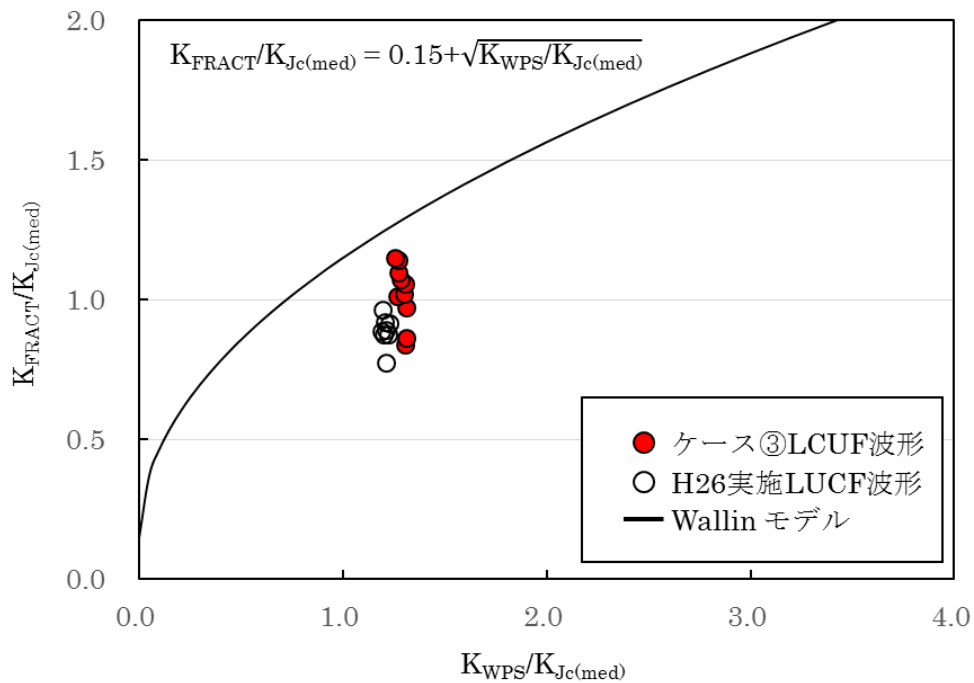


図 3.1.2.1-12 ケース③及び平成 26 年実施試験結果の工学モデルとの比較

3.1.2.2 WPS 効果の実証試験（解析的アプローチ）

平成 25 年度の WPS 効果に対するローカルアプローチ法の適用に関して、国内外の文献を調査した結果、WPS 予荷重負荷後の低温域への遷移領域において、WPS 予荷重負荷時の塑性ひずみの変化を考慮する必要があることが確認された。ローカルアプローチモデルとして適用されているオリジナルの Beremin モデルは単調荷重条件における評価として適用されており、WPS サイクルのような除荷を含む単調でない荷重条件ではそのまま適用するには課題があるとされ、W. Lefevre らにより修正 Beremin モデルが提案されている。修正 Beremin モデルは亀裂先端領域の塑性ひずみ増加が発生しているときのみ、破壊が進行するという考え方を導入することで、温度依存性を考慮したへき開破壊モデルに修正している。

そこで、本章では WPS 効果の予測へのローカルアプローチ法適用に関して修正 Beremin モデルを取り入れたプログラムで試解析を行い、3.1.2.1 節で実施した 0.4T-C(T)試験片の WPS 効果確認試験データとの比較検証を行う。また、平成 27 年度の 0.4T-C(T)試験片の WPS 試験条件(1 条件)を用いて同様の解析を行った。

(1) 解析モデル

解析モデルを図 3.1.2.2-1 に示す。FE モデルは 1/4 モデルとし、要素タイプは C3D8(8 節点 6 面体ソリッド要素)を使用した。メッシュ分割にあたりサイドグループ部の亀裂先端は、図 3.1.2.2-2 に示すように 3 軸方向に 10 要素分は一つの要素が $0.03\text{mm} \times 0.03\text{mm} \times 0.03\text{mm}$ のサイズとなるように分割を実施した。荷重負荷点となるピン部には仮想的に要素を作成した。また、WPS 計算では除荷時の塑性ひずみの残留に伴う亀裂面上要素の変形により、対称面を超えて要素が変形する現象を抑えるために、図 3.1.2.2-3 のように亀裂面上に板状の剛体要素を作成し、亀裂面上の要素が対称面を超える変形を発生させないように定義した。

総節点数 : 184338

総要素数 : 173569

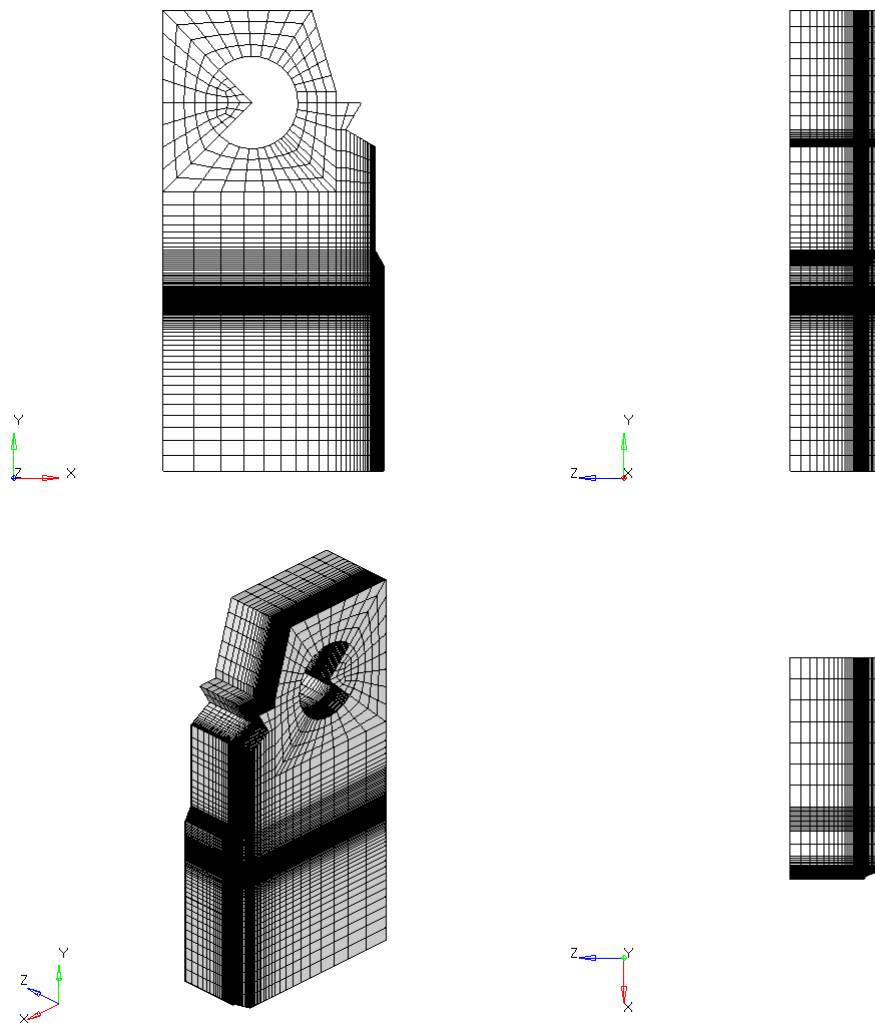


図 3.1.2.2-1 解析モデル (0.4T-C(T)試験片 (サイドグループ有、予亀裂形状 : 直線))

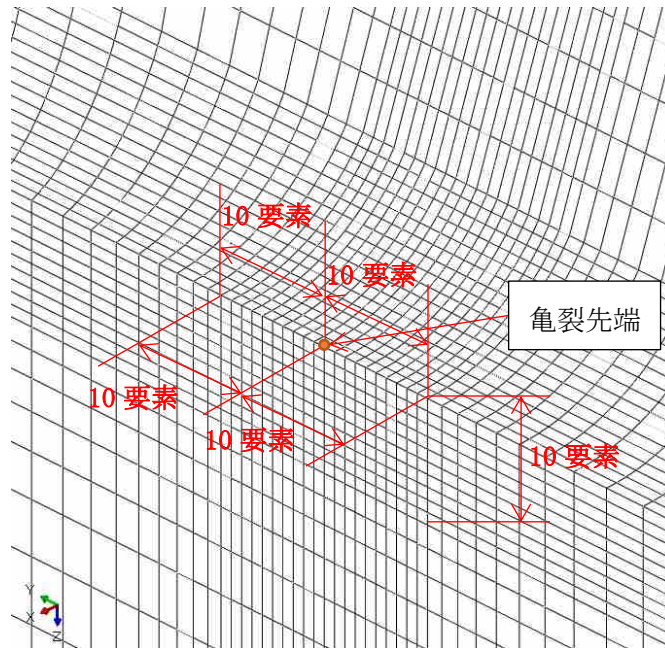


図 3.1.2.2-2 亀裂先端の分割

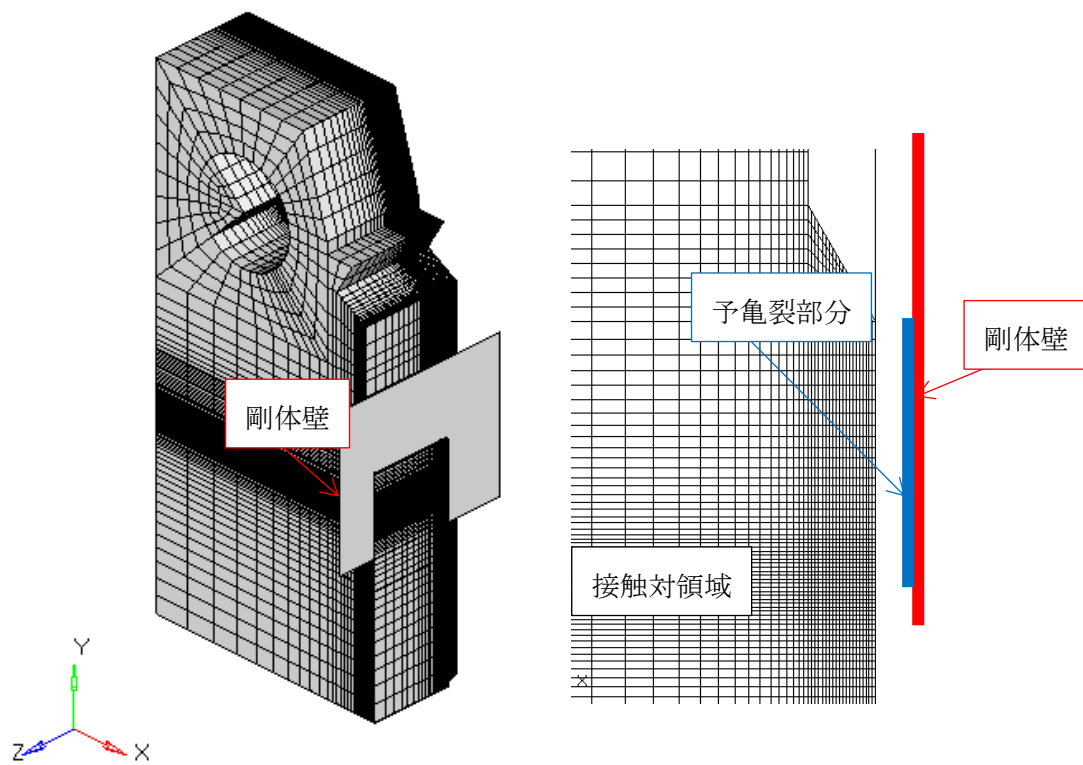


図 3.1.2.2-3 亀裂面上の接触条件

(2) 材料物性

材料物性を表 3.1.2.2-1, 図 3.1.2.2-4 に示す。解析で使用する降伏応力は材料試験結果の上降伏点以降の最小値である。また, 20°C, -50°C においては, 真ひずみ 0.08 以降は真ひずみ 0.07~0.08 間の傾きを延長し, -100°C, -150°C においては, 真ひずみ 0.1 以降は真ひずみ 0.09~0.1 間の傾きを延長した。ヤング率は JEAC4216-2011(フェライト鋼の破壊靱性参照温度 T_0 決定のための試験方法)の解説 MCT-1300 記載の次式により設定した。

$$E = 202100 - 62.6 \times T \quad (3.1.2.2-1)$$

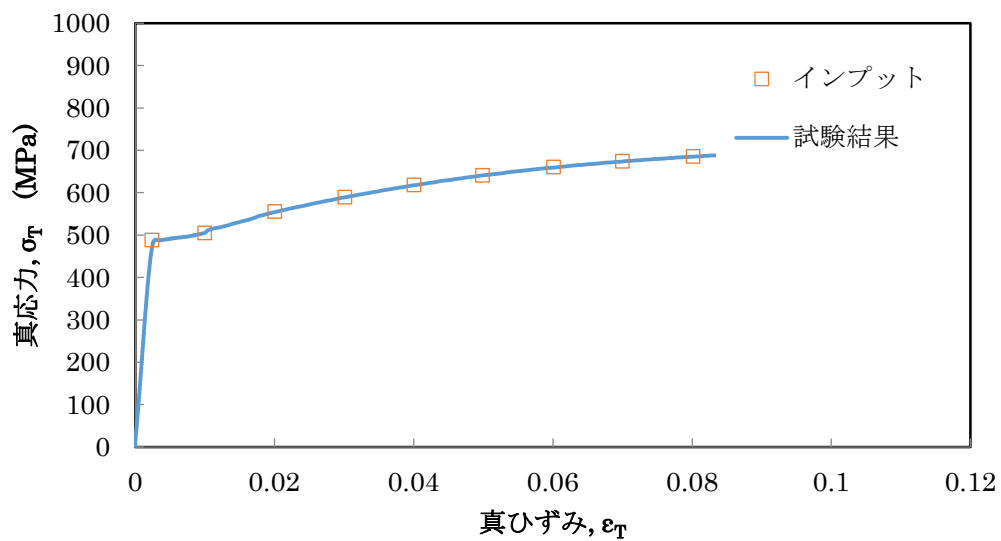
ここで、E : ヤング率 (MPa)、T : 温度 (°C)

なお、材料物性で対応する温度が存在しない計算条件の場合、本評価で用いた解析コード Abaqus では以下の条件で材料物性が適用される。

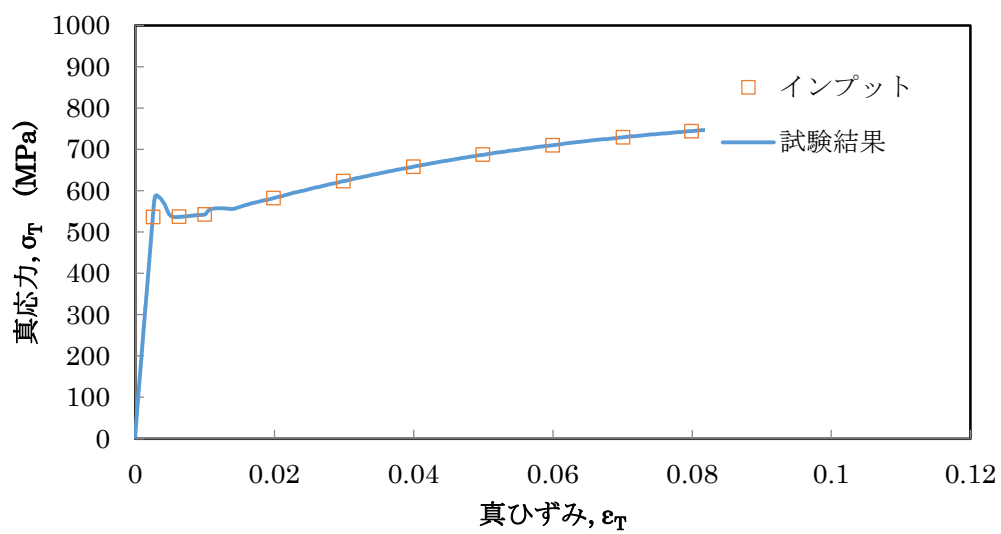
- ・ 0°C~-50°C : 0°C (20°C)~-50°C の間で線形補間
- ・ -50°C~-100°C : -50°C~-100°C の間で線形補間
- ・ -100°C~-150°C : -100°C~-150°C の間で線形補間
- ・ -150°C より低い温度 : -150°C の物性

表 3.1.2.2-1 物性値

温度 T (°C)	ヤング率 E (MPa)	ポアソン比 ν	降伏点 σ_y (MPa)	線膨張係数 α ($\times 10^{-6}$)
20	200848	0.3	488	12.62
-50	205230		536	
-100	208360		611	
-150	211490		751	

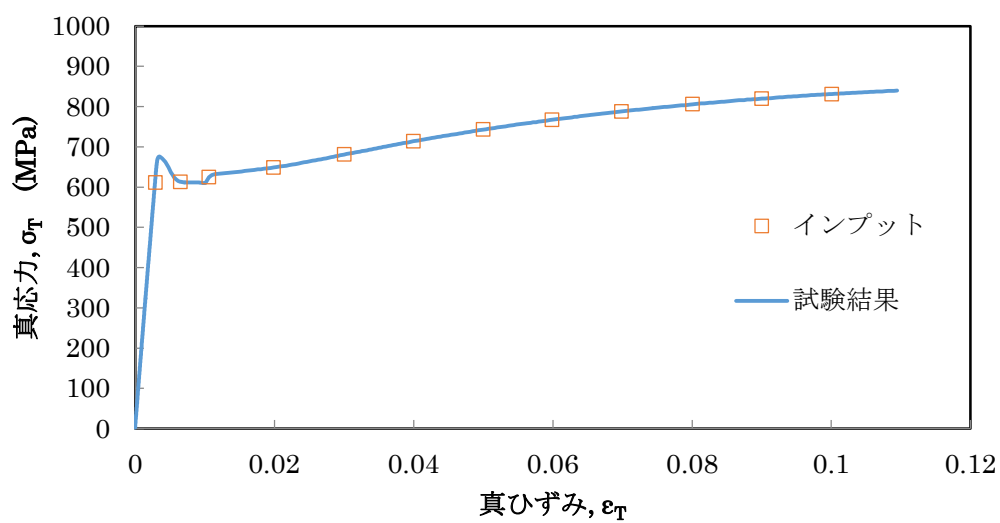


(a) 20°C

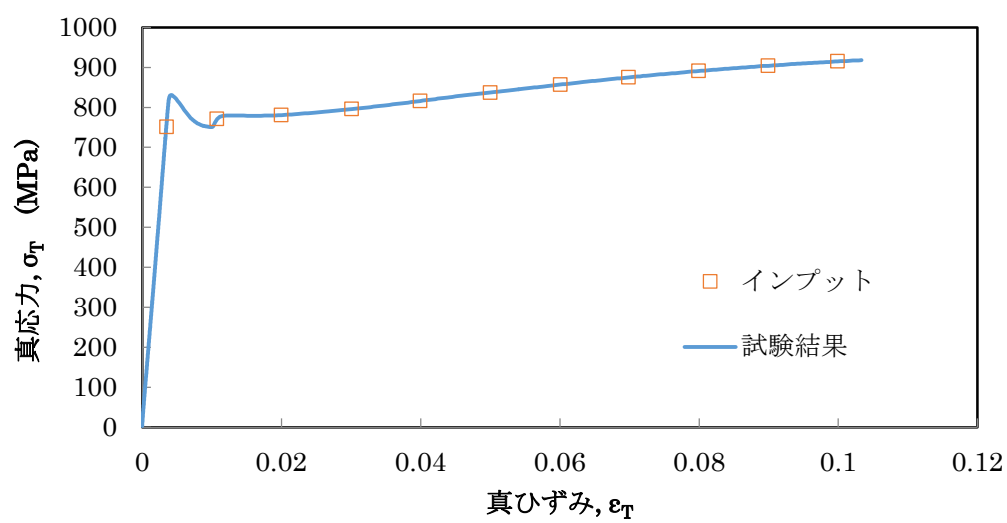


(b) -50°C

図 3.1.2.2-4(1/2) 真応力－真ひずみ線図



(a) -100°C



(b) -150°C

図 3.1.2.2-4(2/2) 真応力－真ひずみ線図

(3) 荷重・境界条件

荷重条件を図 3.1.2.2-5 に示す。荷重はピン穴中心の線上に存在する節点をダミー節点に Equation 拘束で X 軸並進自由度が一定の変位となるように定義した。

境界条件を図 3.1.2.2-6 に示す。本解析では 1/4 モデルであるため亀裂面，試験片中央面に対称条件を設定した。またピン穴中心の節点には Y 軸並進方向を拘束した。

また、温度は FE モデルの節点全てに一律で負荷した。

ここで、WPS サイクルは除荷過程を含むことから、J 値の評価は以下の手順で行った。

①WPS 予荷重までの J 値は弾塑性解析結果にて評価

②WPS 予荷重時における塑性分の J 値を弾塑性解析結果の J 値と弾性解析結果の J 値から次式にて評価

$$J_{\text{PLASTIC}}(F_{\text{WPS}}) = J_{\text{ELASTIC-PLASTIC}}(F_{\text{WPS}}) - J_{\text{ELASTIC}}(F_{\text{WPS}}) \quad (3.1.2.2-2)$$

ここで、

$J_{\text{PLASTIC}}(F_{\text{WPS}})$: WPS 予荷重時における塑性分の J 値

$J_{\text{ELASTIC-PLASTIC}}(F_{\text{WPS}})$: WPS 予荷重時の弾塑性解析結果の J 値

$J_{\text{ELASTIC}}(F_{\text{WPS}})$: WPS 予荷重時の弾性解析結果の J 値

③WPS 予荷重以降の J 値は前項で評価した WPS 予荷重時における塑性分の J 値と弾性解析結果の J 値から次式にて評価

$$J(F_{\text{after-WPS}}) = J_{\text{ELASTIC}}(F_{\text{after-WPS}}) + J_{\text{PLASTIC}}(F_{\text{WPS}}) \quad (3.1.2.2-3)$$

ここで、

$J(F_{\text{after-WPS}})$: WPS 予荷重以降の J 値

$J_{\text{ELASTIC}}(F_{\text{after-WPS}})$: WPS 予荷重以降の弾性解析結果の J 値

$J_{\text{PLASTIC}}(F_{\text{WPS}})$: WPS 予荷重時における塑性分の J 値

なお、比較評価として、上記のように解析から得られる J 値(K_J 値)だけでなく、WPS 予荷重、再負荷それぞれ単独で、荷重・開口変位から ASTM1921 の式を用いて求めた J 値による評価も行った。

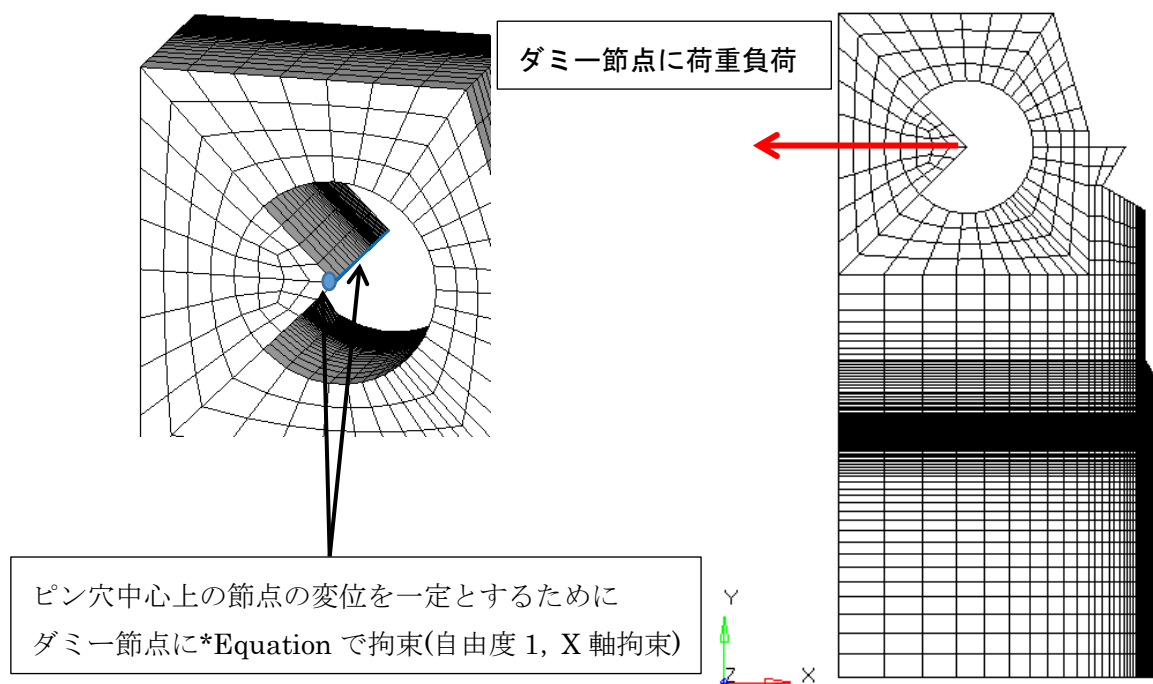


図 3.1.2.2-5 荷重条件図

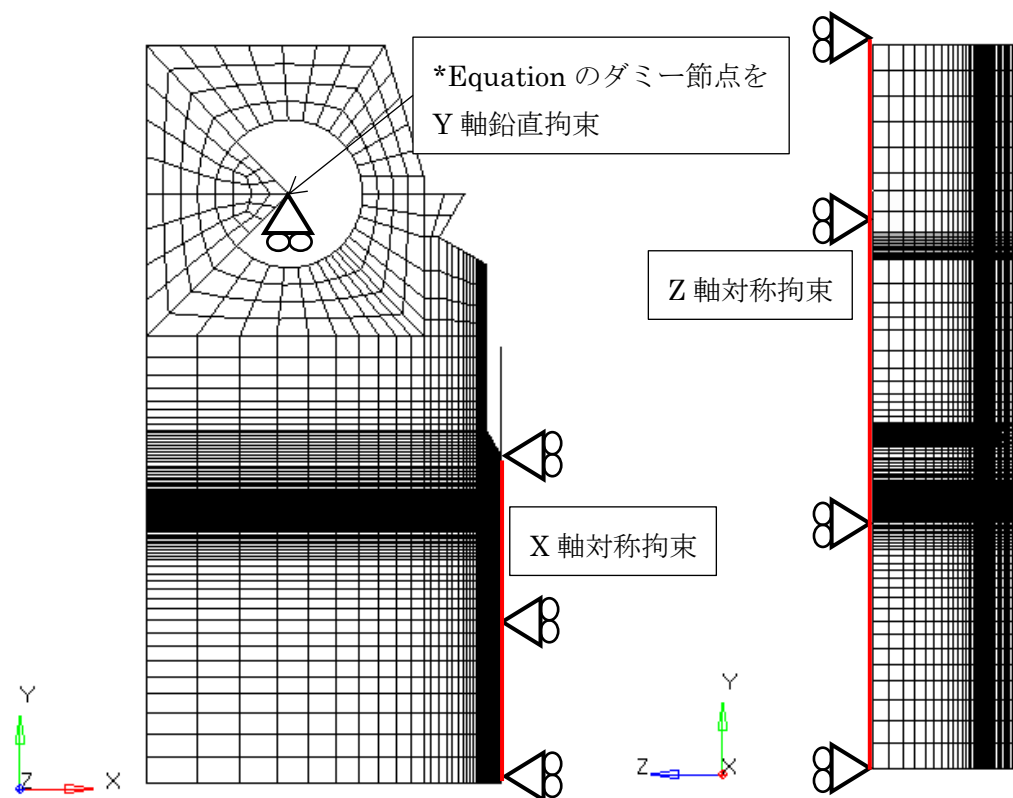


図 3.1.2.2-6 境界条件

(4) 解析ケース

解析条件を表 3.1.2.2-2 に示す。今年度は表中の 3 ケース(①～③)を実施し、比較検討として、昨年度実施した条件④⑤を参考として掲載している。まず、ケース①と昨年度実施した④の比較により、再負荷温度が WPS 効果に与える影響を評価する。次に、ケース①と②の比較により、予荷重の塑性程度の影響が WPS 効果に与える影響を評価する。さらに、ケース③と⑤の比較により、除荷過程の有無が WPS 効果に与える影響を評価する。

表 3.1.2.2-2 解析条件

ケース	試験 実施 年度	試験片 寸法	サイド グループ	亀裂 形状	WPS 波形	予荷重条件		再負荷 温度 (°C)	ローカルアプローチ 解析の目的
						温度 (°C)	K _J (MPa√m)		
①	H28	0.4T・C(T)	有り	直線	LUCF	0	160	-160	①と④の比較により 再負荷温度が WPS 効果に与える影響を ワイブル応力で説明 可能か確認。
②	H28				LUCF	0	80	-160	①と②の比較により 予荷重の塑性程度の 違いが WPS 効果に 与える影響をワイブ ル応力で説明可能か 確認。
③	H27				LCF	-50	110	-160	③と⑤の比較により 除荷の有無が WPS 効果に与える影響を ワイブル応力で説明 可能か確認。
④	H27				LUCF	0	160	-120	H27 年度解析実施
⑤	H26				LUCF	-50	110	-160	H27 年度解析実施

(5) ワイブル応力評価方法

ワイブル応力は、構造解析コード Abaqus の解析結果からワイブル応力(Weibull stress) σ_w を求めるプロセスと、パラメータ m に関する反復計算のプロセスにて算出する。 σ_w は次式で定義される。

$$\frac{\sigma_w}{\sigma_u} = \left[\frac{1}{V_0} \int_V \left(\frac{\sigma_1}{\sigma_u} \right)^m dV \right]^{\frac{1}{m}} \quad (3.1.2.2-4)$$

ここで、 σ_1 は最大主応力、 m は形状パラメータ、 V_0 はある一定の体積、積分範囲 V は σ_1 が降伏応力を超えるか、もしくは塑性ひずみが発生した領域である。文献などでは一般に σ_u を消去した形式がワイブル応力の式として以下のように表される。

$$\sigma_u = \left[\frac{1}{V_0} \int_V \sigma_1^m dV \right]^{\frac{1}{m}} \quad (3.1.2.2-5)$$

本解析でのワイブル応力評価では、通常式(3.1.2.2-4)の右辺の $(\sigma_1/\sigma_u)^m$ の最大値を取り続けるので、式(3.1.2.2-4)を変形させた次式を内部で計算している。

$$\sigma_w = \sigma_u \left[\frac{1}{V_0} \int_V \max \left\{ \left(\frac{\sigma_1}{\sigma_u} \right)^m \right|_{t-n}, \left(\frac{\sigma_1}{\sigma_u} \right)^m \right|_{t-n-1} \right\} dV \right]^{\frac{1}{m}} \quad (3.1.2.2-6)$$

脆性破壊確率を P_f とすると、 $\ln(1/1-P_f)$ と σ_w が傾き m の直線関係となり、 σ_w が求めれば破壊確率が求められる。

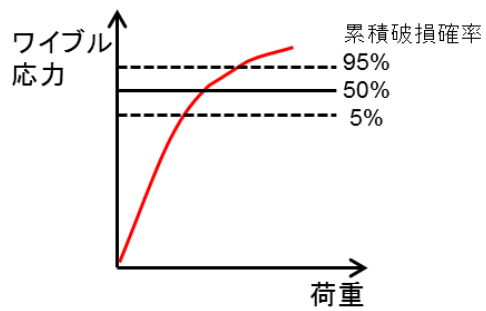
また、WPS 試験のような荷重除荷を伴う評価に対応できるように、ワイブル応力評価方法を変更した。具体的には、荷重除荷が発生する場合、図 3.1.2.2-7(2)に示すように荷重と共にワイブル応力の数値が減少する現象を防ぐために次式のような修正 Beremin モデル(3.1.2-3, 4)が提唱されている。

$$\sigma_w = \sigma_u(T(t)) \left[\frac{1}{V_0} \int_V \max_{(u \leq t, \dot{p}(u) > 0)} \left\{ \left(\frac{\sigma_1}{\sigma_u(T(u))} \right)^m \right\} dV \right]^{\frac{1}{m}} \quad (3.1.2.2-7)$$

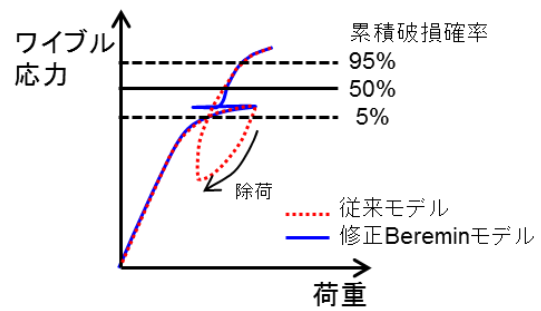
式(3.1.2.2-7)では累積塑性変形増分 $\dot{p}$ が増加した場合のみ、ワイブル応力を更新する。また更新の際も数値の最大を取り続けるためワイブル応力が減少することはない。本解析評価では平成 26 年度と同様、修正 Beremin モデルに基づく評価を実施した。

単調増加荷重の場合は、従来モデルと修正 Beremin モデルの違いはない

修正 Beremin モデルを用いることで、除荷時の累積破損確率の低下事象が避けられるため、適切な評価可能



(1) 単調増加荷重の場合



(2) 除荷が含まれる荷重負荷の場合

図 3.1.2.2-7 従来モデルと修正 Beremin モデルの違い

(6) ワイブルパラメータ

ワイブルパラメータは、平成 26 年度のワイブル応力評価時に 1T-C(T)試験片を用いて算出した値と同じとした。なお、平成 26 年度は-50~-160°C までの評価であったため、今回の評価温度範囲で広がった 0~-50°C については、-110~-50°C の σ_u の傾きをそのまま外挿することで設定し、表 3.1.2.2-3 に示す値を適用する。なお、各温度の間は線形補間とする。

表 3.1.2.2-3 ワイブルパラメータ温度依存性

温度 (°C)	m 値	σ_u (MPa)
0	14.2	2491
-50		2335
-110		2148
-160		2148

(7) WPS 試験条件を用いたワイブル応力評価

図 3.1.2.2-8 に解析と試験の荷重-開口変位を重ね書きしたものを示す。解析結果(図中では FEM 結果)は試験の荷重-開口変位の関係と概ね一致しているが、除荷以降のずれが発生している。この原因としては、解析ではヤング率については規格値を用いており、試験材料のヤング率の方が若干高めとなっていることが影響している。そのため、予荷重時に目標となる K_J 値まで負荷した段階で開口変位量に差が生じることから、再負荷時にはその変位量の差が残ったままの荷重-開口変位挙動となる。

図 3.1.2.2-9～図 3.1.2.2-11 にワイブル応力-荷重関係、ワイブル応力- K_J 関係を示す。グラフには解析結果として修正 Beremin モデルでの評価結果に加えて、各ケースの再負荷温度である -160°C 、 -120°C での単調引張の解析評価結果を重ねて表示している。解析評価結果に対する累積破損確率 5%、50%、95%相当のワイブル応力をグラフに実線(50%)、点線(5%、95%)にて追記している。なお、ワイブル応力- K_J 関係に関して、 K_J は 3.1.2.2.(3) 項で示したように WPS 予荷重時の J 積分値の塑性分を除荷以降に足し合わせる方法と、WPS 予荷重、再負荷それぞれ単独で荷重-開口変位から ASTM1921 の式を用いて求めた方法の 2 種類で評価した。

図 3.1.2.2-9～図 3.1.2.2-11 に示したワイブル応力-荷重関係、ワイブル応力- K_J 関係のグラフから縦軸を累積破損確率に表現し直したグラフを図 3.1.2.2-14～図 3.1.2.2-16 に示す。累積破損確率- K_J 関係のグラフには、マスターカーブによる設定値も追記している。また、 K_J のグラフについては、先述と同様に 2 種類の評価で実施した。

図 3.1.2.2-12、図 3.1.2.2-13、図 3.1.2.2-17、図 3.1.2.2-18 には、平成 27 年度に解析を実施した、 $0.4T-C(T)$ 試験片に対するワイブル応力-荷重関係、ワイブル応力- K_J 関係及びそれぞれの縦軸を累積破損確率に表現し直したグラフ(3.1.2-2)を比較のために示している。

各条件におけるワイブル応力結果より、再負荷温度、予荷重における塑性効果、除荷有無に対する影響評価について以下にまとめる。

・再負荷温度 (ケース①と④)

WPS 負荷(修正 Beremin モデル)と単調増加荷重と比較して、再負荷温度 -160°C では破壊靱性値の上昇が評価されたが、 -120°C では破壊靱性値は上昇せず、明確な WPS 効果は認められなかった。WPS 効果における再負荷温度の依存性をワイブル応力で説明可能であることを確認できた。

・予荷重における塑性効果 (ケース①と②)

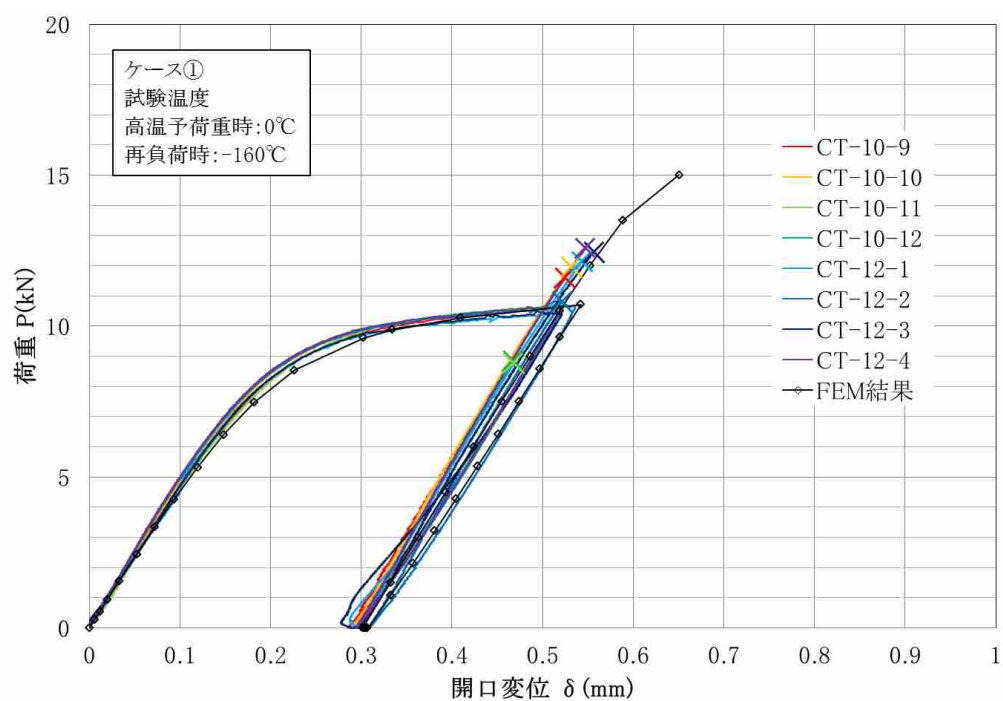
予荷重が大きい(塑性程度が大きい)場合と小さい場合を比較すると、両者ともワイブル応力は同等であり、予荷重レベルの違いが認められない傾向を確認できた。

- ・ 除荷有無に対する影響（ケース③と⑤）

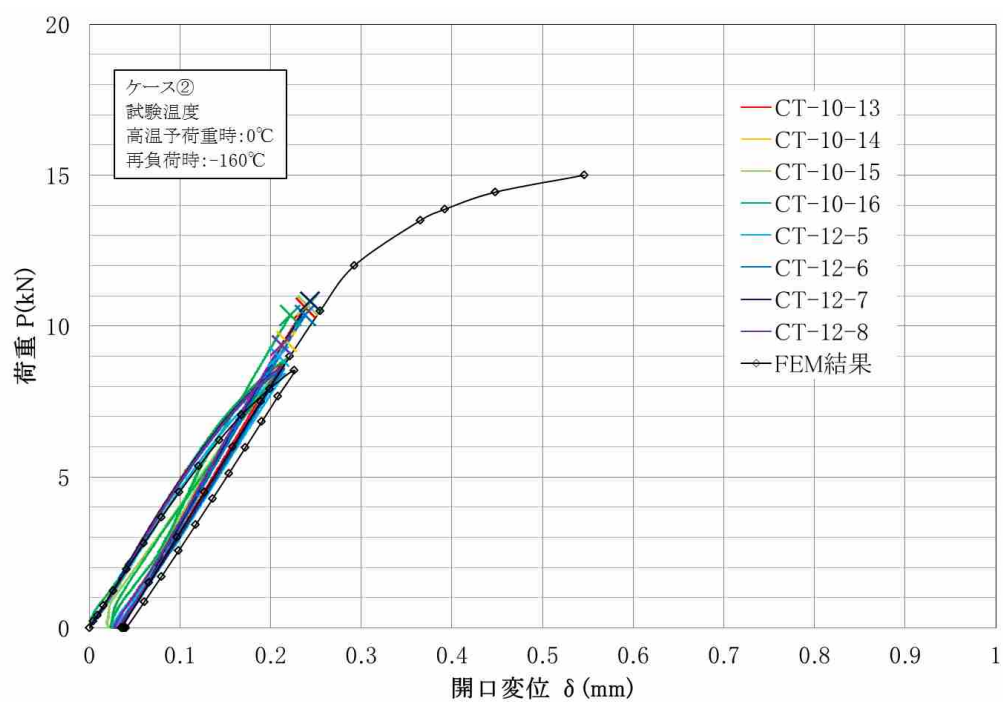
WPS 効果に対する除荷過程の差が小さい傾向をワイブル応力で確認できた。また、LCF（ケース③）と LUCF（ケース⑤）を比較すると、LCFの方がデータのばらつきが小さいことを試験結果と同様に確認できた。

昨年度と同様に除荷以降の K_J 値の算出方法として 2 種類採用したが、WPS 予荷重時の K_J 値の塑性分を除荷以降に足し合わせる方法では塑性分の K_J 値が大きいと、ワイブル応力- K_J 関係において、 K_J 値の増加に対するワイブル応力の増加量が大きくなる。例えば、図 3.1.2.2-9(b-1)に示すように、予荷重値が大きい場合には非常な大きな K_J 値で破壊する結果となっており、図 3.1.2.2-9(a)に示される荷重値の関係から比較しても実態に即しているとは言い難い。一方、再負荷時の荷重-開口変位から J 値(K_J 値)を算出した方法では、同じワイブル応力値で比較すると、図 3.1.2.2-9(b-2)に示すように、WPS 負荷(修正 Beremin モデル)が単調増加負荷よりも K_J 値が小さくなる結果となっており、WPS 予荷重時の J 値の塑性分を無視していることで K_J 値が低めに評価されていると考えられる。

そのため、WPS 負荷のような除荷過程を含む K_J 値の評価方法において特に予荷重が大きい条件においては、適切な評価方法の検討が今後も必要と考えられる。

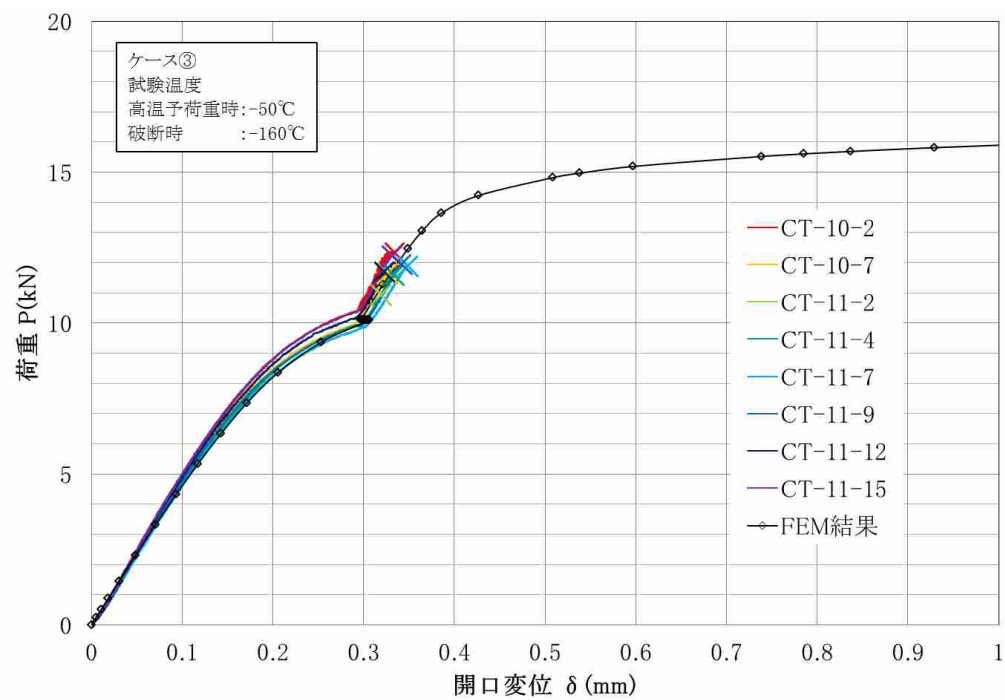


(a) ケース① (0.4T-C(T), S/G 有, LUCF, 予荷重時: 0°C, $160\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$, 再負荷時: -160°C)



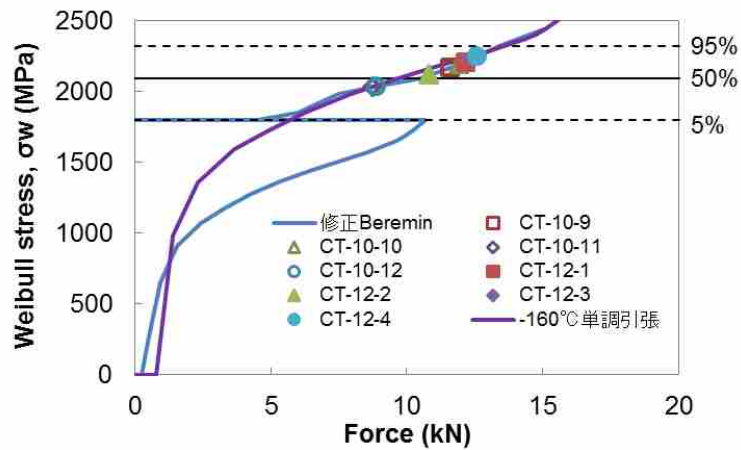
(b) ケース② (0.4T-C(T), S/G 有, LUCF, 予荷重時: 0°C, $80\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$, 再負荷時: -160°C)

図 3.1.2.2-8(1/2) 荷重－開口変位関係

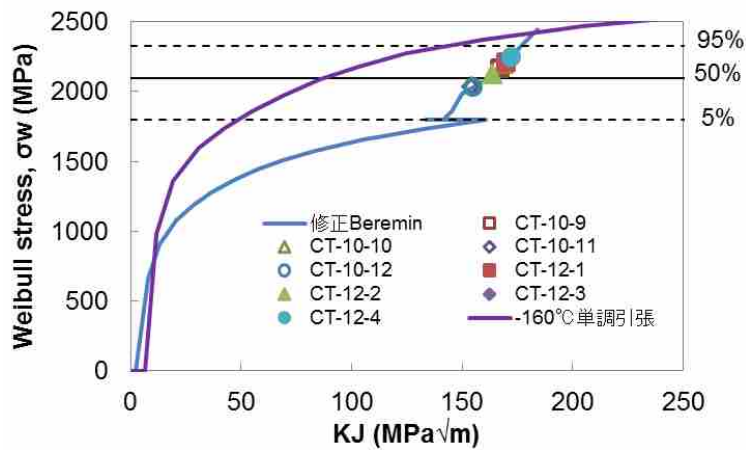


(c) Case 3 (0.4T-C(T), S/G has, LCF, Pre-loading: -50°C, $110\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$, Re-loading: -160°C)

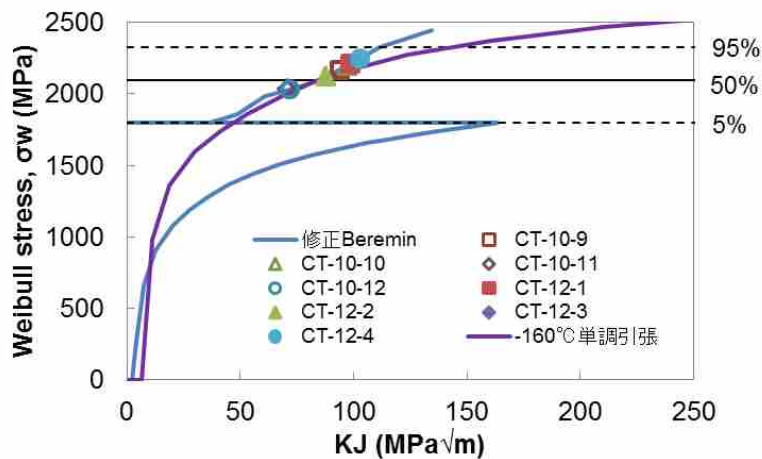
図 3.1.2.2-8(2/2) 荷重－開口変位関係



(a) ワイブル応力-荷重関係



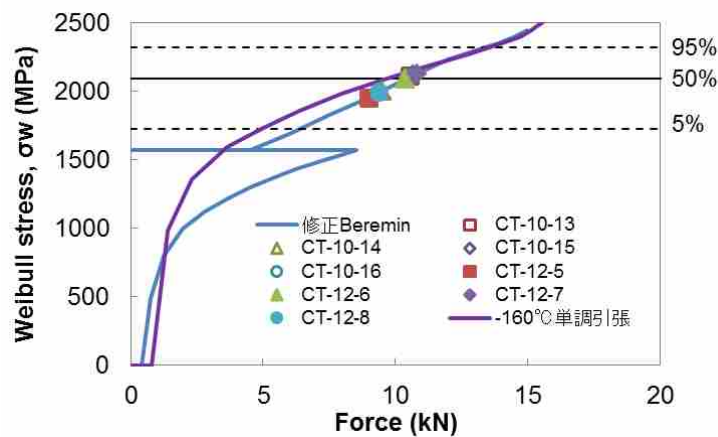
(b-1) ワイブル応力- K_J 関係 (WPS 予荷重時の K_J 値塑性分を除荷以降の K_J 値に加算)



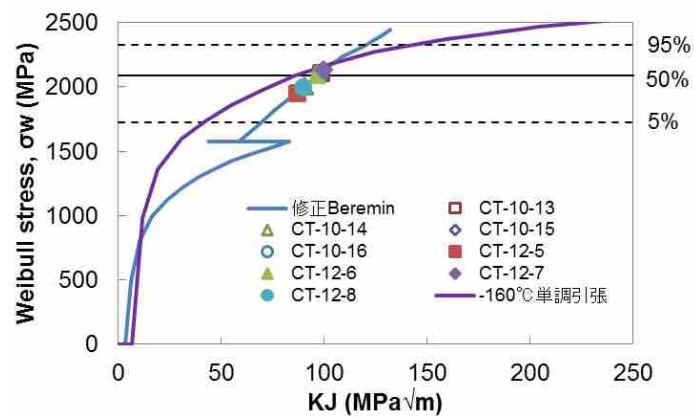
(b-2) ワイブル応力- K_J 関係 (K_J 値を予荷重、再負荷過程それぞれで計算(ASTM))

図 3.1.2.2-9 ワイブル応力評価結果 ケース①

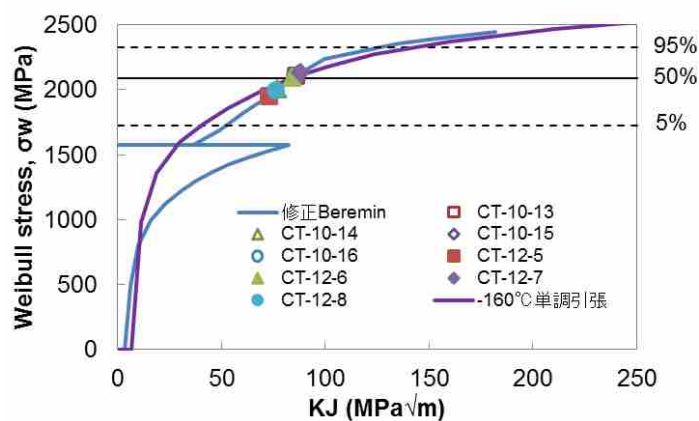
(0.4T-C(T), S/G 有, LUCF, 予荷重時: 0°C , $160\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$, 再負荷時: -160°C)



(a) ワイブル応力-荷重関係



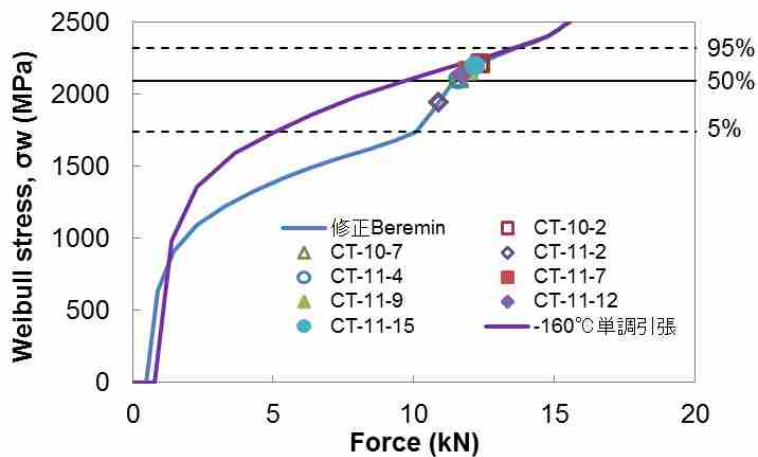
(b-1) ワイブル応力- K_J 関係 (WPS 予荷重時の K_J 値塑性分を除荷以降の K_J 値に加算)



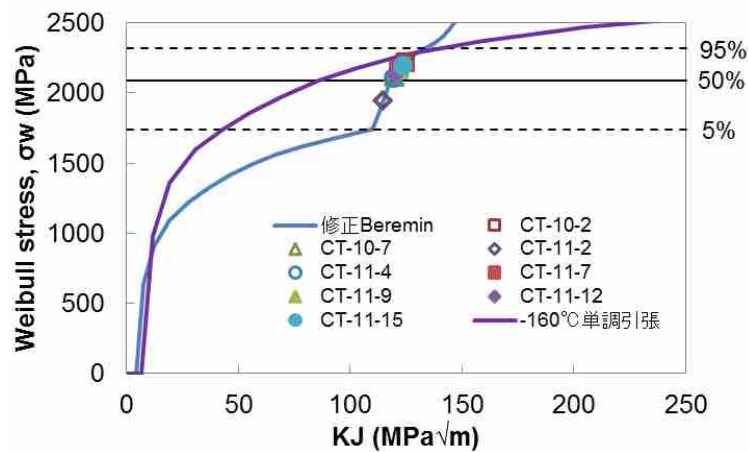
(b-2) ワイブル応力- K_J 関係 (K_J 値を予荷重、再負荷過程それぞれで計算(ASTM))

図 3.1.2.2-10 ワイブル応力評価結果 ケース②

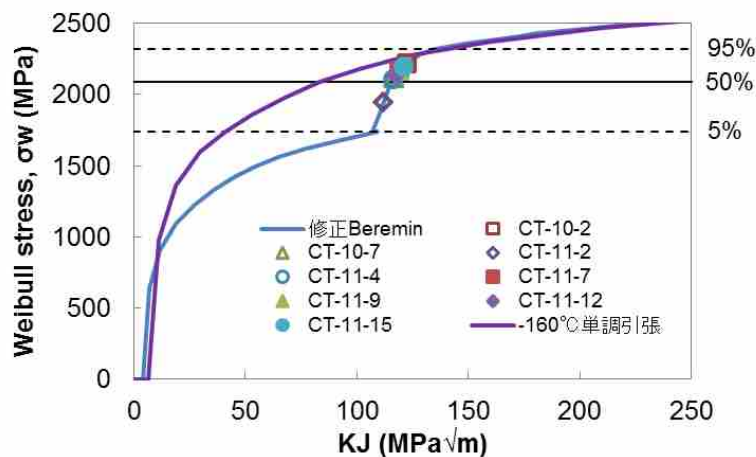
(0.4T-C(T), S/G 有, LUCF, 予荷重時: 0°C, 80MPa√m, 再負荷時: -160°C)



(a) ワイブル応力-荷重関係



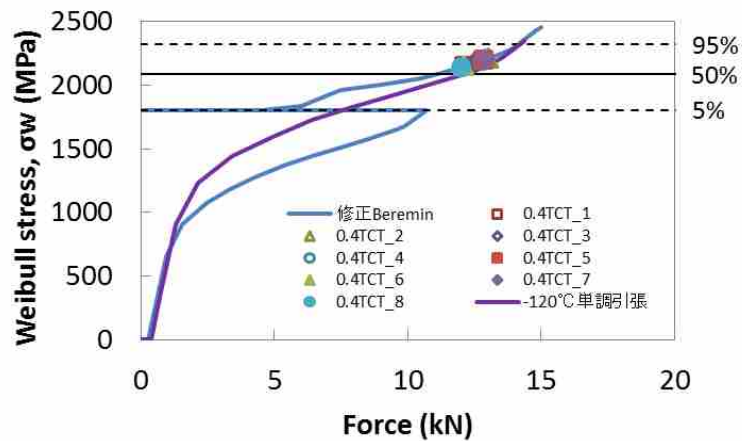
(b-1) ワイブル応力- K_J 関係 (WPS 予荷重時の K_J 値塑性分を除荷以降の K_J 値に加算)



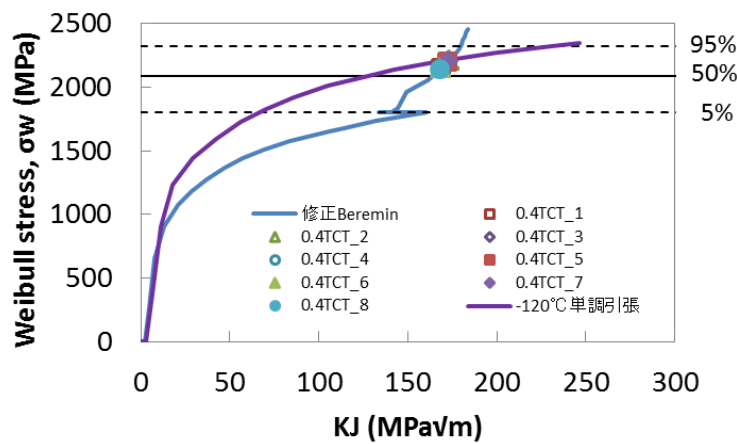
(b-2) ワイブル応力- K_J 関係 (K_J 値を予荷重、再負荷過程それぞれで計算(ASTM))

図 3.1.2.2-11 ワイブル応力評価結果 ケース③

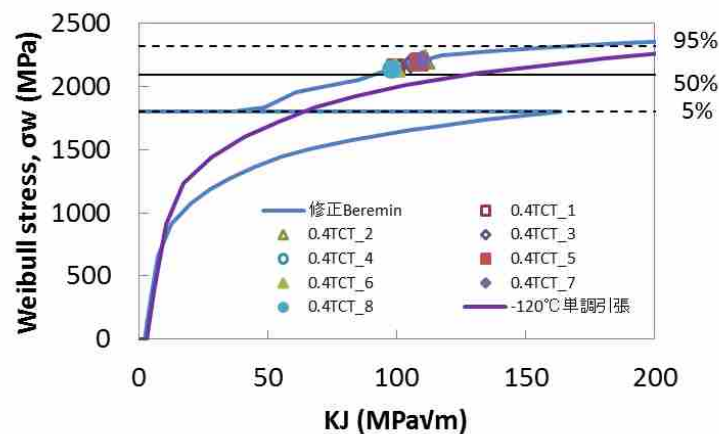
(0.4T-C(T), S/G 有, LCF, 予荷重時: -50°C , $110\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$, 再負荷時: -160°C)



(a) ワイブル応力-荷重関係

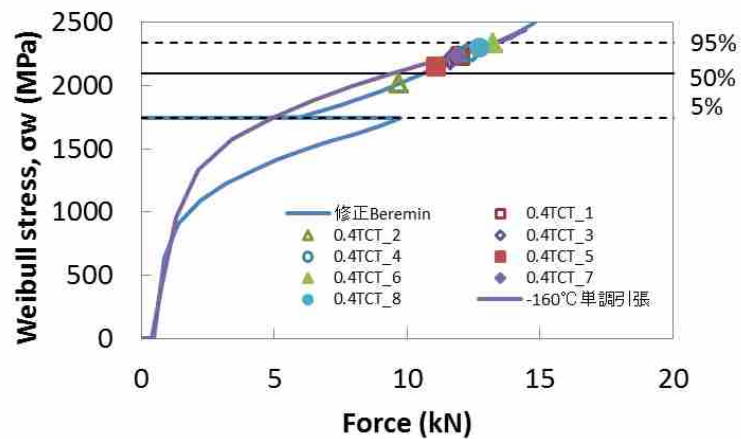


(b-1) ワイブル応力- K_J 関係 (WPS 予荷重時の K_J 値塑性分を除荷以降の K_J 値に加算)

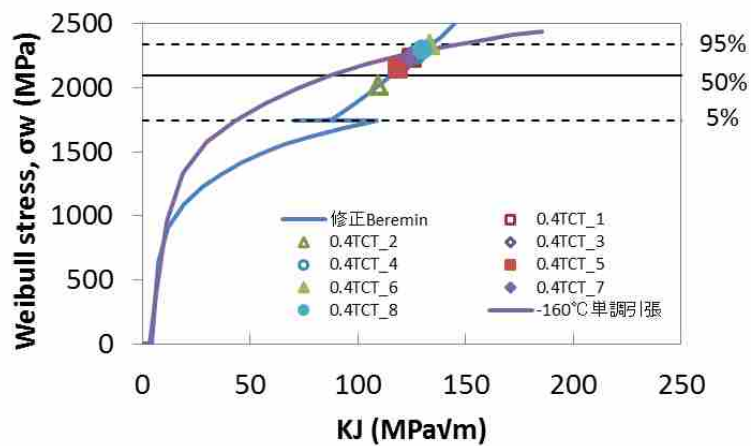


(b-2) ワイブル応力- K_J 関係 (K_J 値を予荷重、再負荷過程それぞれで計算(ASTM))

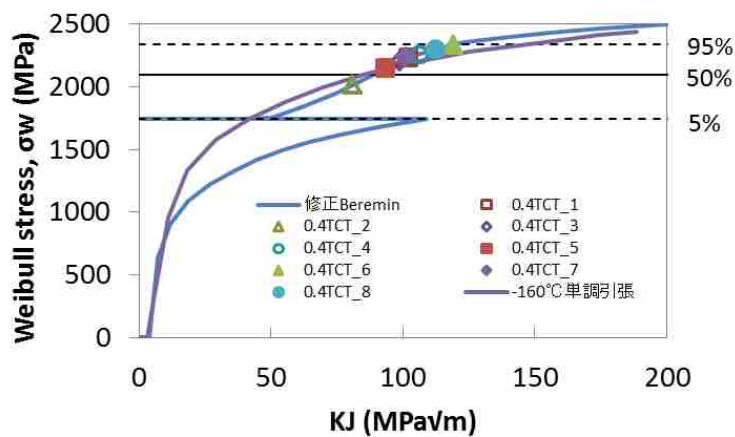
図 3.1.2.2-12 ワイブル応力評価結果 ケース④ (平成 27 年度解析結果) (3.1.2.2-3)
(0.4T-C(T), S/G 有, LUCF, 予荷重時: 0°C , $160\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$, 再負荷時: -120°C)



(a) ワイブル応力-荷重関係

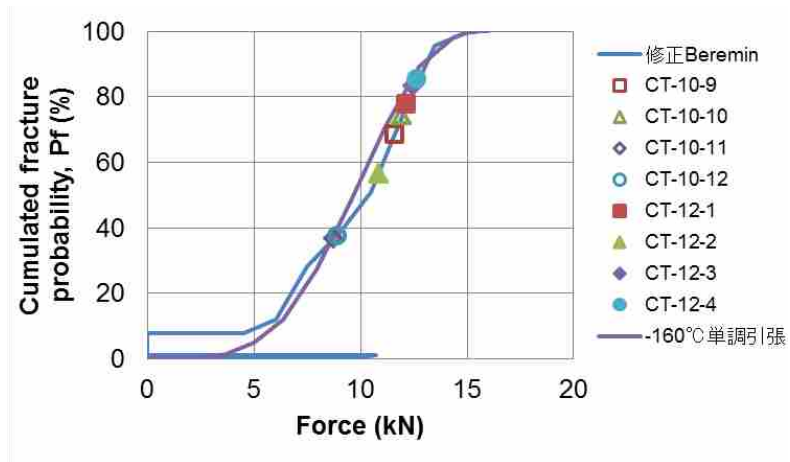


(b-1) ワイブル応力- K_J 関係 (WPS 予荷重時の K_J 値塑性分を除荷以降の K_J 値に加算)

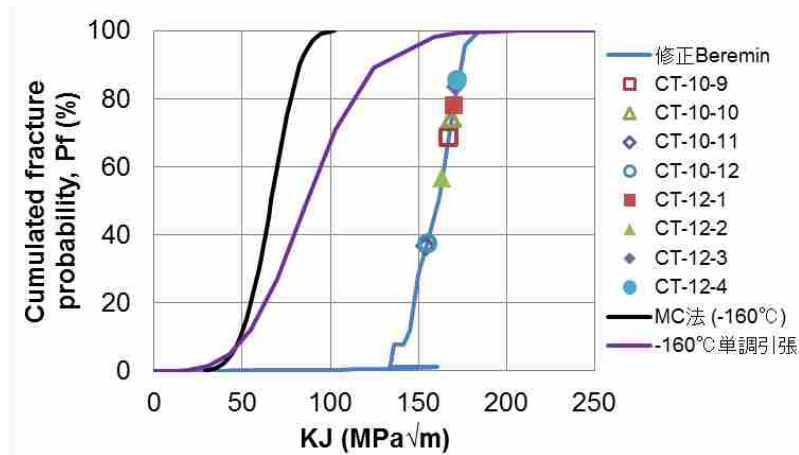


(b-2) ワイブル応力- K_J 関係 (K_J 値を予荷重、再負荷過程それぞれで計算(ASTM))

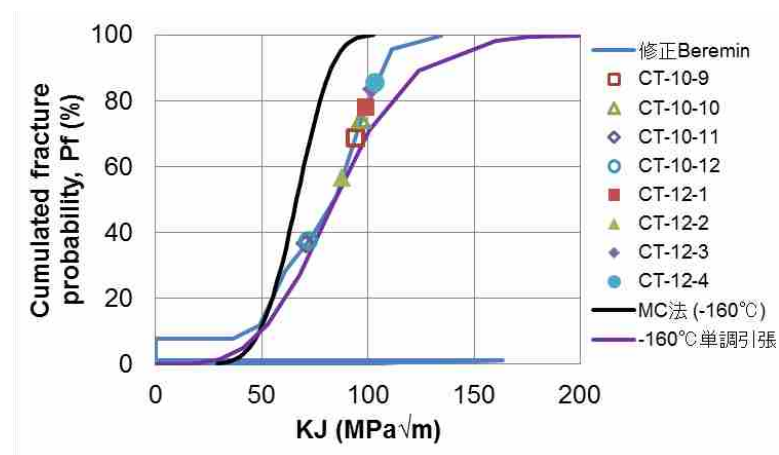
図 3.1.2.2-13 ワイブル応力評価結果 ケース⑤ (平成 27 年度解析結果) (3.1.2.2-3)
(0.4T-C(T), S/G 有, LUCF, 予荷重時: -50°C , $110\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$, 再負荷時: -160°C)



(a) 累積破損確率－荷重関係



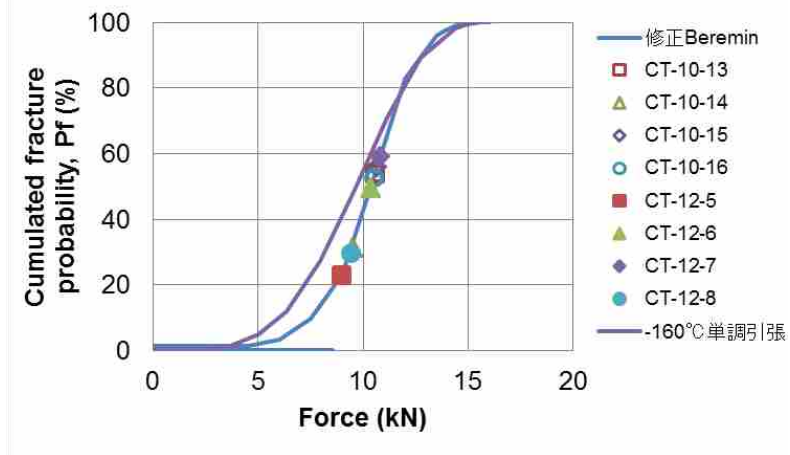
(b-1) 累積破損確率－ KJ 関係 (WPS 予荷重時の KJ 値塑性分を除荷以降の KJ 値に加算)



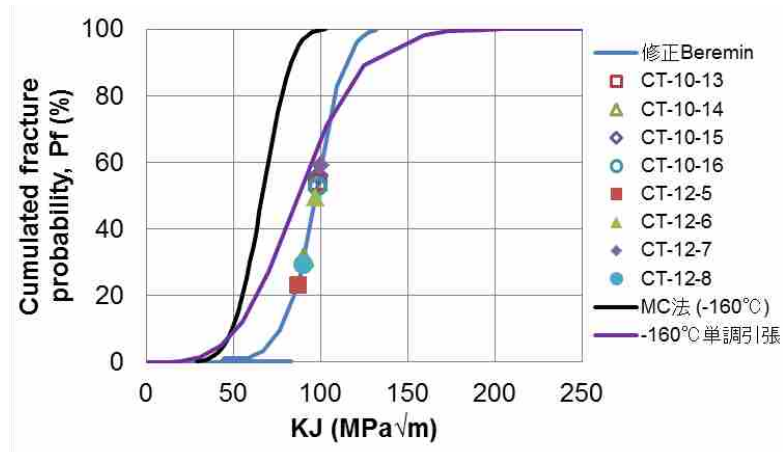
(b-2) 累積破損確率－ KJ 関係 (KJ 値を予荷重、再負荷過程それぞれで計算(ASTM))

図 3.1.2.2-14 累積破損確率評価結果 ケース①

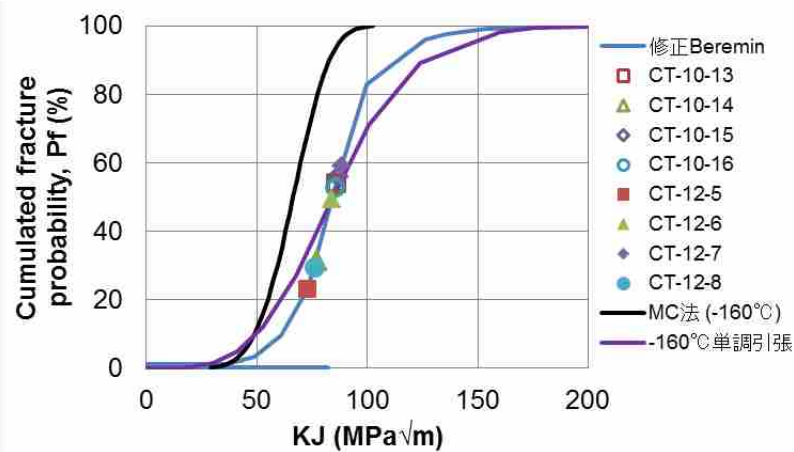
(0.4T-C(T), S/G 有, LUCF, 予荷重時: 0°C, 160MPa $\sqrt{m}$, 再負荷時: -160°C)



(a) 累積破損確率－荷重関係



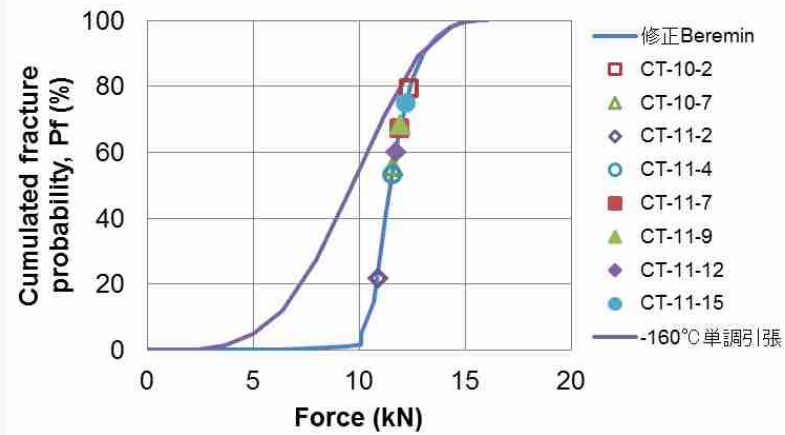
(b-1) 累積破損確率－ K_J 関係（WPS 予荷重時の K_J 値塑性分を除荷以降の K_J 値に加算）



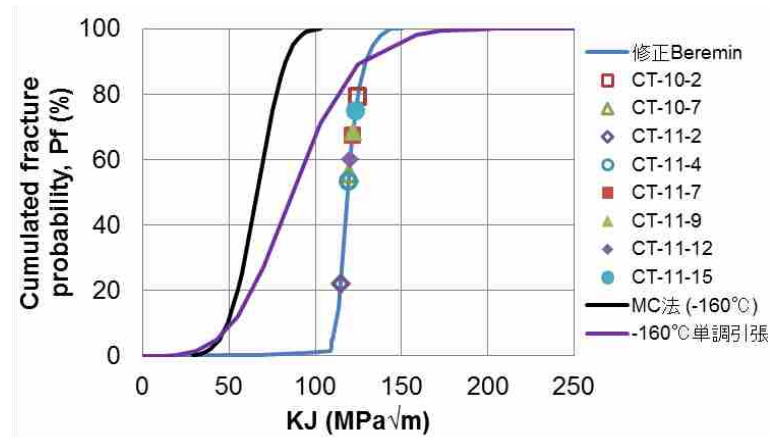
(b-2) 累積破損確率－ K_J 関係（ K_J 値を予荷重、再負荷過程それぞれで計算(ASTM)）

図 3.1.2.2-15 累積破損確率評価結果 ケース②

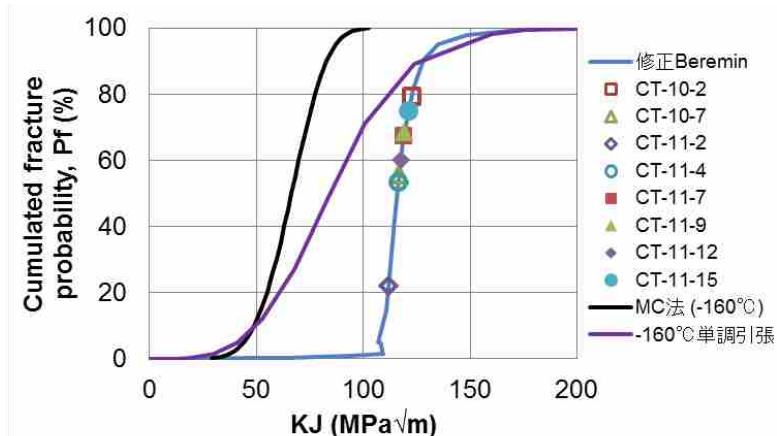
(0.4T-C(T), S/G 有, LUCE, 予荷重時: 0°C , $80\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$, 再負荷時: -160°C)



(a) 累積破損確率－荷重関係



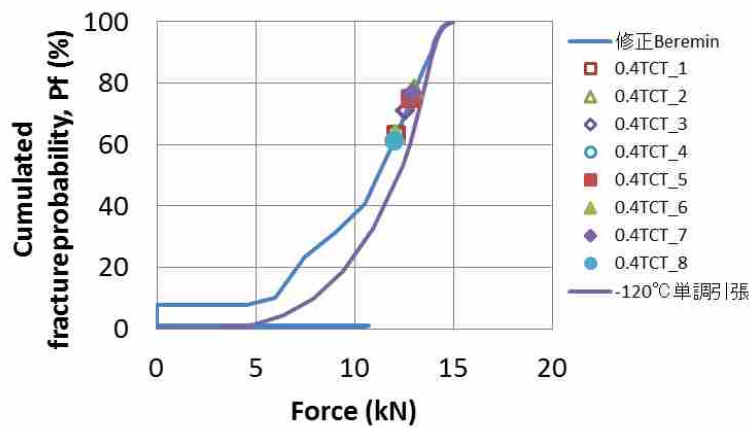
(b-1) 累積破損確率－ KJ 関係（WPS 予荷重時の KJ 値塑性分を除荷以降の KJ 値に加算）



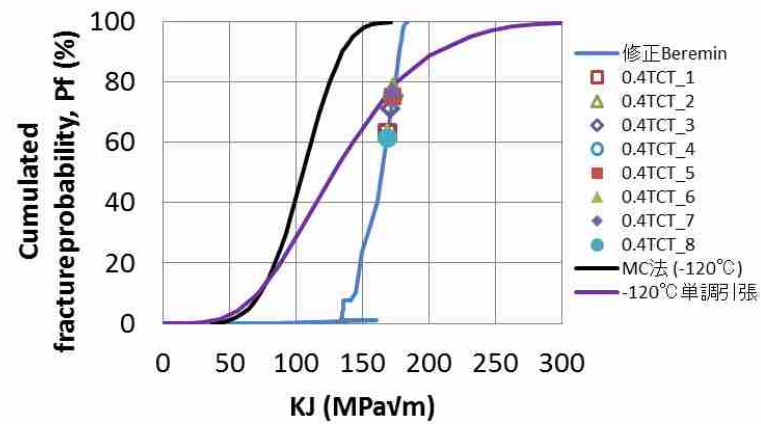
(b-2) 累積破損確率－ KJ 関係（ KJ 値を予荷重、再負荷過程それぞれで計算(ASTM)）

図 3.1.2.2-16 累積破損確率評価結果 ケース③

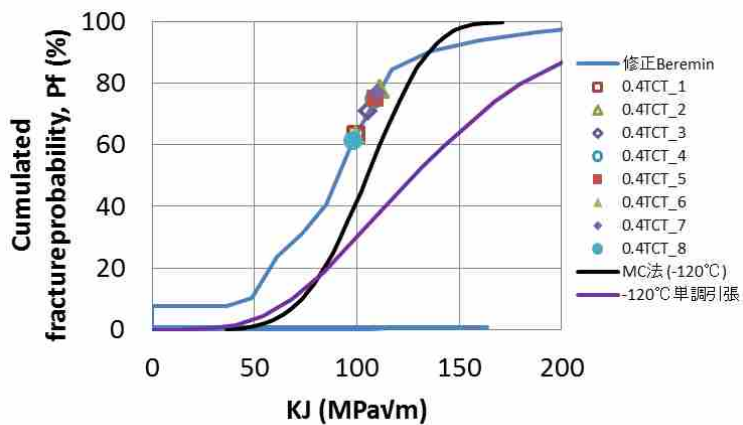
(0.4T-C(T), S/G 有, LCF, 予荷重時: -50°C , $110\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$, 再負荷時: -160°C)



(a) 累積破損確率－荷重関係

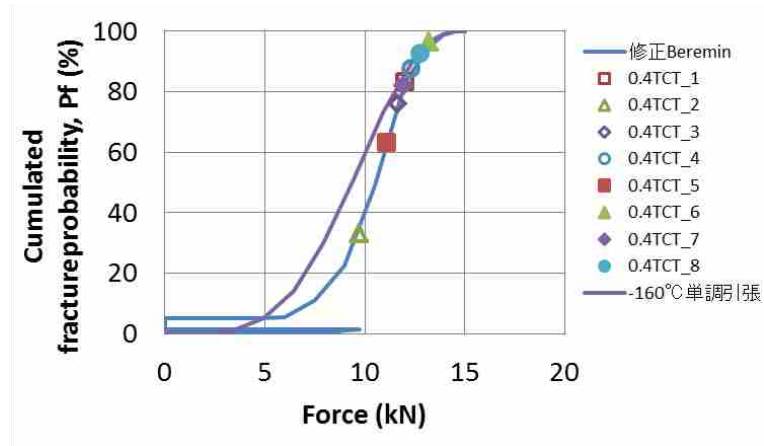


(b-1) 累積破損確率－ K_J 関係（WPS 予荷重時の K_J 値塑性分を除荷以降の K_J 値に加算）

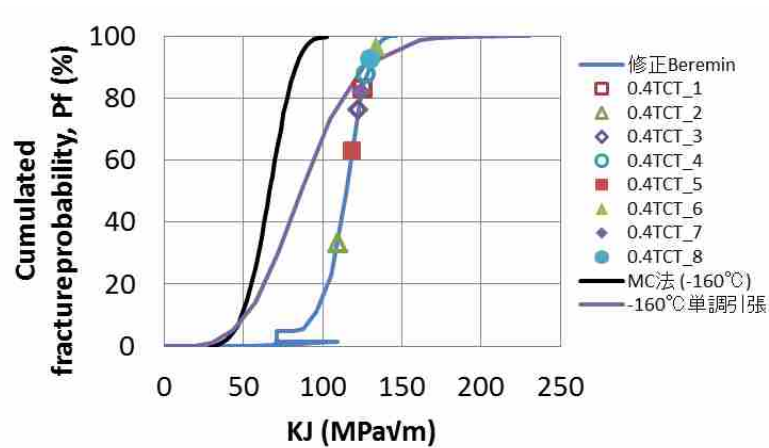


(b-2) 累積破損確率－ K_J 関係（ K_J 値を予荷重、再負荷過程それぞれで計算(ASTM)）

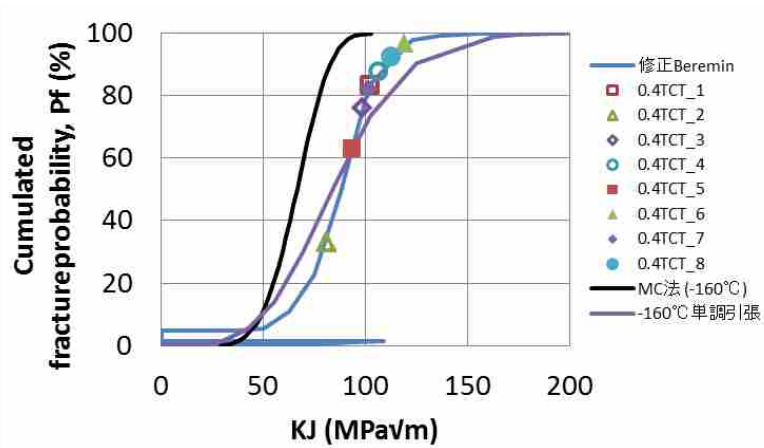
図 3.1.2.2-17 累積破損確率評価結果 ケース④（平成 27 年度解析結果）(3.1.2-2)
 (0.4T-C(T), S/G 有, LUCF, 予荷重時：0°C, 160MPa√m, 再負荷時：-120°C)



(a) 累積破損確率－荷重関係



(b-1) 累積破損確率－ K_J 関係（WPS 予荷重時の K_J 値塑性分を除荷以降の K_J 値に加算）



(b-2) 累積破損確率－ K_J 関係（ K_J 値を予荷重、再負荷過程それぞれで計算(ASTM)）

図 3.1.2.2-18 累積破損確率評価結果 ケース⑤（平成 27 年度解析結果）(3.1.2-2)
 (0.4T-C(T), S/G 有, LUCF, 予荷重時：-50°C, 110MPa√m, 再負荷時：-160°C)

3.1.2.3 WPS 効果予測モデルに関する考察

WPS 効果予測モデルに関する考察を目的として、WPS 効果予測に関する代表的な既存の工学モデル (Chell、Wallin、ACE 等)について、各モデルを構築する際に参照されたデータが記載されている文献を主体に、文献調査を行い、工学モデルの妥当性及び高度化の可能性について検討を行った。

(1) 調査対象文献

Wallin モデル及び ACE モデルについてはそれぞれのモデルが提案されている以下の文献 (元文献) を調査し、これらの文献の参考文献として参照されている関連文献を対象としてデータの調査を行った。

①Wallin モデルが提案されている文献：

K.Wallin, “Master Curve implementation of the warm pre-stress effect”, Eng. Fract. Mech., 70 (2003) 2587-2602.

②ACE モデルが提案されている文献：

S. Chapuliot, et al., “WPS CRITERION PROPOSITION BASED ON EXPERIMENTAL DATA BASE INTERPRETATION”, Fontevraud 7 (2010).

なお、Chell モデルについては、Chell らが取得した弾性ベースのデータのみの検証であるため、今回の調査対象とした工学モデルから除外した。

表 3.1.2.3-1 に Wallin モデルに関する文献を、表 3.1.2.3-2 に ACE モデルに関する文献をそれぞれ示す。Wallin モデルに関しては文献番号 W-1～W-11 の 11 件、ACE モデルに関しては文献番号 A-1～A-5 の 5 件の合計 16 件の文献を対象に、各モデルの提案に使用されたデータの確認及び整理を行った。

なお、データの抽出方法としては、対象文献にデータのデジタル値が記載されているものについてはその数値を、デジタル値が示されていないデータについては図のプロットから読み取った値を採用した。

(2) WPS 効果に関するデータの整理

前項(1)で対象とした文献について、WPS 試験に使用された材料、試験片形状、試験片寸法及びデータの取扱い(WPS 試験で使用されている K 値が弾性又は弾塑性のいずれか)について整理を行った。前掲の表 3.1.2.3-1 及び表 3.1.2.3-2 には、この K 値の分類結果について示している。

これらの表より、Wallin モデルについては、モデルの提案に使用されたデータの多くが弾性ベースの K 値で評価されたものであり、具体的なデータ点数で比較すると、ベースとなった全データ 413 点のうち、弾性ベースのデータが 342 点、弾塑性ベースのデータが 71 点であり、約 83%のデータが弾性ベースのデータであった。これに対し、ACE モデルについては、ベースとなった全データ 381 点のうち、弾性ベースのデータが 363 点、弾塑性ベ

ースのデータが 18 点であり、約 95%のデータが弾塑性ベースのデータであった。

したがって、Wallin モデル、ACE モデル共に WPS 効果の予測には弾性ベースの K 値を用いることが適切と判断される。

(3) 工学モデルの妥当性及び高度化の可能性

前項(2)の調査結果より、Wallin モデルによる予測に用いる K 値は弾性ベースの値が適切と判断されたため、平成 27 年度までと今年度に C(T)試験片で得られた WPS 試験データを再評価した。

図 3.1.2.3-1 に弾性ベースの K 値を用いた Wallin モデルによる予測結果と本事業で得られた試験結果の比較を示す。予荷重時の塑性成分が小さい試験条件では、弾性ベースの K 値を用いた Wallin モデルによる適正な予測ができていますが、予荷重時の塑性成分が大きい試験条件では、試験結果に対して予測線が上側に位置しており、非保守側の予測結果を与えている。

また、図 3.1.2.3-2 に、ACE モデルによる予測結果と本事業で得られた試験結果の比較を示す。この結果より、弾性ベースの K 値を用いた場合には、一部の試験結果で予測結果を下回っているが、弾塑性ベースの K 値を用いた場合には、予測結果は大部分の試験結果を包絡しており、適正な予測ができていと判断される。しかしながら、横軸の $U_{ni}=1$ (LUCF) の条件で一部データが予測結果を下回っているが、これは Wallin モデルの場合と同様に、予荷重時の塑性成分が大きい試験条件のデータである。

以上より、Wallin モデル及び ACE モデルのいずれも、モデル提案の際には本事業で実施した試験のように予荷重時の塑性成分の大きい予荷重の条件に対する結果が含まれていないと思われるため、このような条件下で WPS 効果の予測を行うためには、今年度の試験において検討しているような予荷重の塑性成分等を考慮した見直しが必要と考えられる。

表 3.1.2.3-1 Wallin モデルに関する調査対象文献リスト

文献 番号	著者	出典	WPS 試験で使用 されている K 値
W-1	D.Lidbury, P. Birkett	ASTM STP 1074	弾塑性
W-2	F. J. Loss, R. A. Gray et al.	Nucl Engng Des 1978;46	弾性
W-3	L. N. Succop, A. W. Pense et al.	Weld J 1970;51:354s-64s.	弾性
W-4	D. J. Smith, S. J. Garwood	Int J Pres Ves Piping 1990;41	弾塑性
W-5	W. R. Andrews	J Engng Ind 1970	弾性
W-6	T. C. Harrison et al.	J Basic Engng 1972;94	弾性
W-7	W. Lefevre et al.	Nucl Engng Des 2002;216	弾性
W-8	F. J. Loss et al	Trans. ASME. 1979;101	弾性
W-9	J. Cheng et al.	Fatigue Fract Engng Mater Struct 1997;20	弾性
W-10	H. Fowler et al	ICF-9, Sydney, 1997, vol. 5	弾性
W-11	Reed	Fatigue Fract Engng Mater Struct 1992	弾性

表 3.1.2.3-2 ACE モデルに関する調査対象文献リスト

文献 番号	著者	出典	WPS 試験で使用 されている K 値
A-1	D. Moinereau, A. Dahl, et.al	PVP2006-ICPVT-11-93178	弾性, 弾塑性
A-2	D. Moinereau, et.al	PVP2010-25399	弾塑性
A-3	D. Lauerova, et al.	PVP2009-77287	弾性
A-4	T. Yuritzinn et al.	Eng. Fract. Mech. 2008; 75	弾性
A-5	T. Yuritzinn et al.	Eng Fract Mech 2010; 77	弾塑性

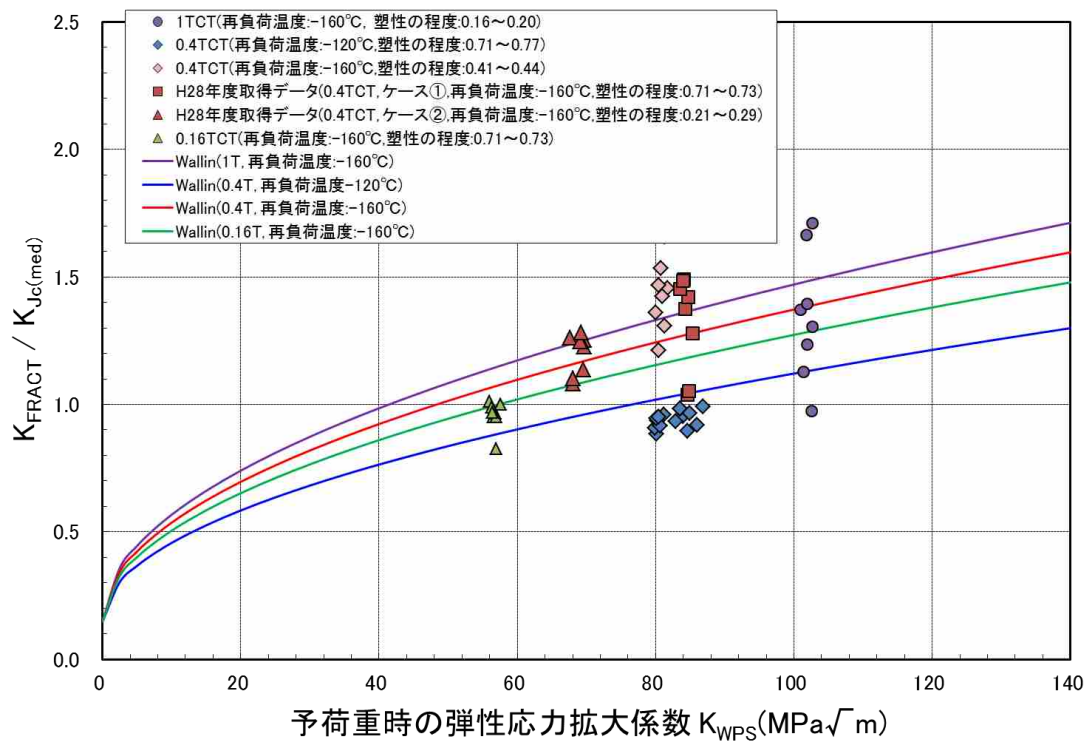
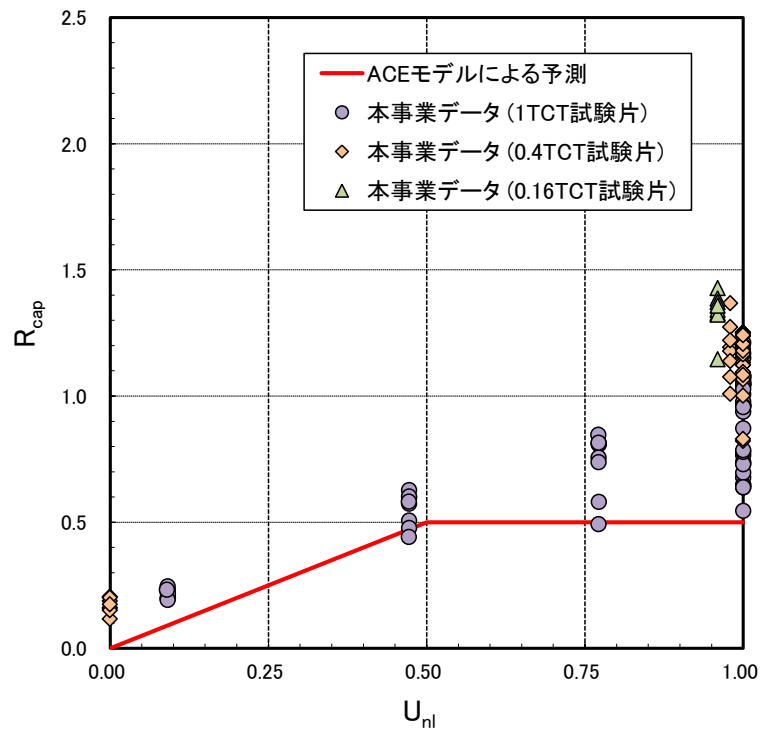
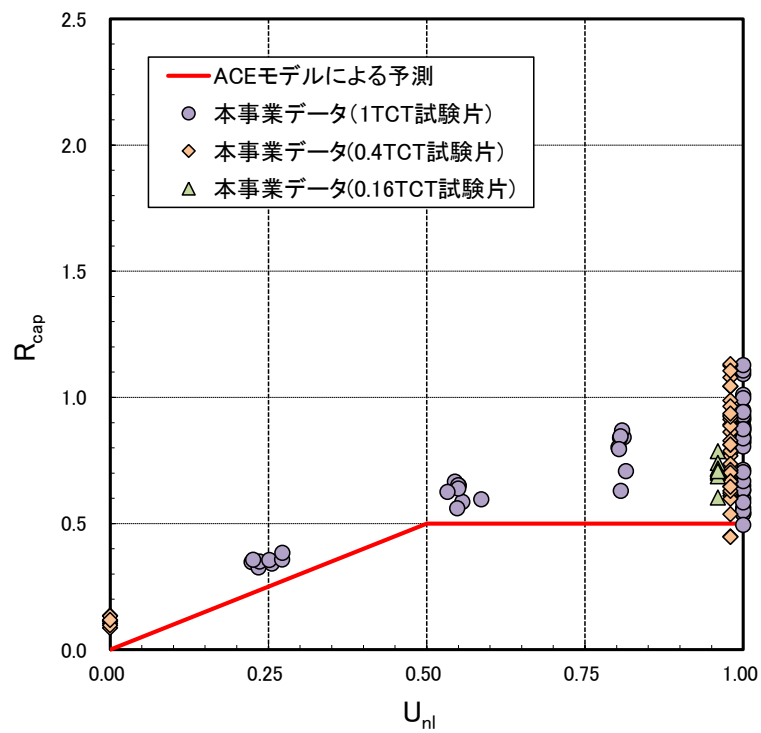


図 3.1.2.3-1 弾性ベースの K 値を用いた Wallin モデルによる予測結果と
本事業で得られた試験結果の比較



(a) 弾性ベースの評価



(b) 弾塑性ベースの評価

図 3.1.2.3-2 ACE モデルによる予測結果と本事業で得られた試験結果の比較

3.1.2.4 半楕円状表面亀裂を有する平板試験片を用いた破壊靱性試験

(1) 供試材

供試材は、国内 PWR 比較標準材 A533B Cl.1（鋼材ブロック符号：MC32）を用いた。

(2) 試験片

破壊靱性試験は、拘束の小さい半楕円状表面亀裂を有する平板試験片を用いて行う。試験片形状の検討は、ASTM E2899-13^(3.1.2-5)を参考に以下に示す点を考慮して実施した。

- ・実機模擬円筒モデルと同等の拘束状態
- ・負荷方式を曲げとした試験を想定
- ・試験数量確保のため、薄い板厚

検討した試験片の概要を図 3.1.2.4-1 に示す。亀裂は亀裂最深部で K 値が最大となるよう形状を設定し、亀裂最深部での $T\text{-stress}$ が実機模擬円筒モデル^(3.1.2-6)と同等となるよう寸法を決定した。亀裂前縁の応力拡大係数の分布は図 3.1.2.4-2 に示すように、亀裂最深部近傍（ ϕ :約 75° 以上）で飽和する傾向である（亀裂最深部の K_I が 1T-C(T)試験片での $K_{Jc(\text{med})}$ に到達した荷重での分布である）。

試験片の亀裂前縁の拘束状態の評価として、亀裂最深部での $T\text{-stress}$ 及び Q -ファクターの評価を実施した。評価結果を以下に示す。

(a) $T\text{-stress}$

図 3.1.2.4-3 に試験片の $T\text{-stress}$ の評価結果を示す。 $T\text{-stress}$ の算出は ASTM E2899-13 に従い算出した。亀裂のアスペクト比 $c/a=2.0$ 及び 2.5 の場合を示している。いずれの場合も試験片の亀裂最深部の $T\text{-stress}$ は内圧を負荷した実機模擬円筒モデルの $T\text{-stress}$ の傾向とよく一致することを確認した。

(b) Q -ファクター

$T\text{-stress}$ は弾性挙動を示す範囲の指標であるため、塑性変形が生じる領域においても拘束が実機模擬円筒モデルを模擬できているか確認するため弾塑性解析を実施し、 Q -ファクターによる評価を実施した。なお、 $T\text{-stress}$ の場合と同様、亀裂のアスペクト比 $c/a=2.0$ 及び 2.5 の場合を評価の対象としている。

解析コードは汎用 FEM 解析コード ABAQUS6.12-3 を用いた。以下に解析条件及び Q -ファクター評価について示す。

I. モデル形状

解析モデル図を図 3.1.2.4-4 に示す。解析モデルは対称性から 1/4 モデルで構築した。また、要素タイプは 8 節点六面体要素(TYPE:C3D8) を用いた。なお、解析モデルの規模は両モデルとも要素数 87466、節点数 93774 である。

II. 物性値

平板試験片での WPS 効果確認試験は、C(T)試験片での試験結果と比較することを目的として、過年度の実績のある温度を再負荷温度として採用する予定である。従って、本試験は低温で行うことを想定し、LA 解析と同様の-150°C の物性値を入力とした。図 3.1.2.4-5 に物性値を示す。Q-ファクターの算出は式(3.1.2.4-1)に示す Ramberg-Osgood 式でのフィッティングが必要となる。図 3.1.2.4-5 中にフィッティングした結果を併せて示す。

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (3.1.2.4-1)$$

ここで、

- α : Ramberg-Osgood 式における係数^(3.1.2-7)
- n : ひずみ硬化指数^(3.1.2-7)
- σ : 真応力
- ε : 真ひずみ
- σ_0 : 降伏応力
- ε_0 : 降伏時の真ひずみ

III. 解析条件

荷重点及び拘束条件等の条件を図 3.1.2.4-6 に示す。亀裂は対称面の対称条件にて表現した。

IV. Q-factor 評価

Q-factor の定義を式(3.1.2.4-6)に示す。

$$Q \equiv \frac{\sigma_{\theta} - (\sigma_{\theta})_{HRR}}{\sigma_0} \quad (3.1.2.4-2)$$

ここで、

σ_θ : 亀裂を含む部材の亀裂面に垂直な方向の応力
 $(\sigma_\theta)_{\text{HRR}}$: HRR 応力場における亀裂面に垂直な方向の応力
 σ_0 : 降伏応力

HRR 応力場における亀裂面に垂直な方向の応力は式(3.1.2.4-3)^(3.1.2-7)で表される。ここで α と n は式(3.1.2.4-2)式に示す Ramberg-Osgood 式の係数である。

$$(\sigma_\theta)_{\text{HRR}} = \sigma_0 \left(\frac{EJ}{\alpha \sigma_0^2 I_n r} \right)^{\frac{1}{n+1}} \tilde{\sigma}_\theta \quad (3.1.2.4-3)$$

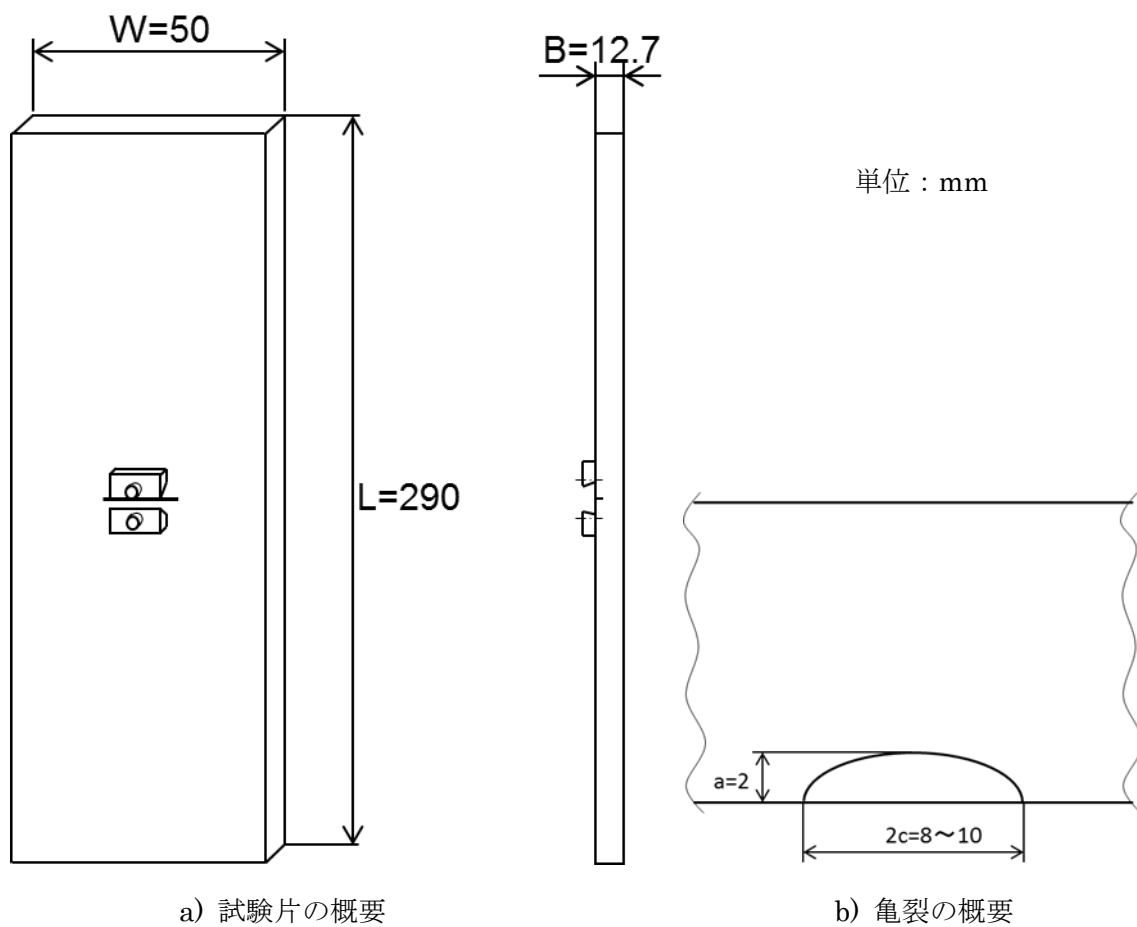
ここで、

I_n : n に依存する定数
 $\tilde{\sigma}_\theta$: θ, n に依存する定数
 E : ヤング率
 J : J 積分値
 r : 亀裂先端からの距離
 α : Ramberg-Osgood 式における係数^(3.1.2-7)
 n : ひずみ硬化指数^(3.1.2-7)
 σ_0 : 降伏応力

図 3.1.2.4-7 に試験片の弾塑性解析による荷重-変位線図を、図 3.1.2.4-8 に算出した試験片亀裂最深部の Q -ファクターと実機模擬円筒モデルに熱過渡を与えた場合の Q -ファクターを比較した結果を示す。なお、実機模擬円筒モデルの Q -ファクターは K_I カーブのピーク時の値である。

試験片の Q -ファクターは荷重点変位 3.4 mm で熱過渡による円筒モデルの Q -ファクターと近い値をとる。従って、試験片の拘束は弾塑性の場合においても模擬円筒モデルに近い状況を模擬できているものと考えられる。

以上の検討の結果、試験片形状を図 3.1.2.4-1 に示す通りとした。試験片の亀裂進展方向が主圧延方向となるように比較標準材ブロックから採取した。



c) 試験片の各種寸法

項目		寸法 [mm]	ASTM E2899
板厚 B		12.7	規定・推奨なし
c/a		2.0~2.5	
a/B		0.16	
亀裂形状	亀裂深さ a	2.0	
	亀裂長さ 2c	8.0~10.0	
試験片寸法	長さ L	290	$L \geq 4W$
	幅 W	50	$W \geq 5 \times 2c$
支点間 スパン	外側 S_{outer}	200	$S_{outer} \geq 4W$
	内側 S_{inner}	60	$S_{inner} \leq 1/2 S_{outer}$

図 3.1.2.4-1 平板試験片の概要

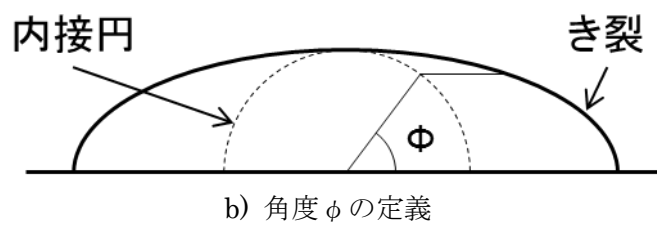
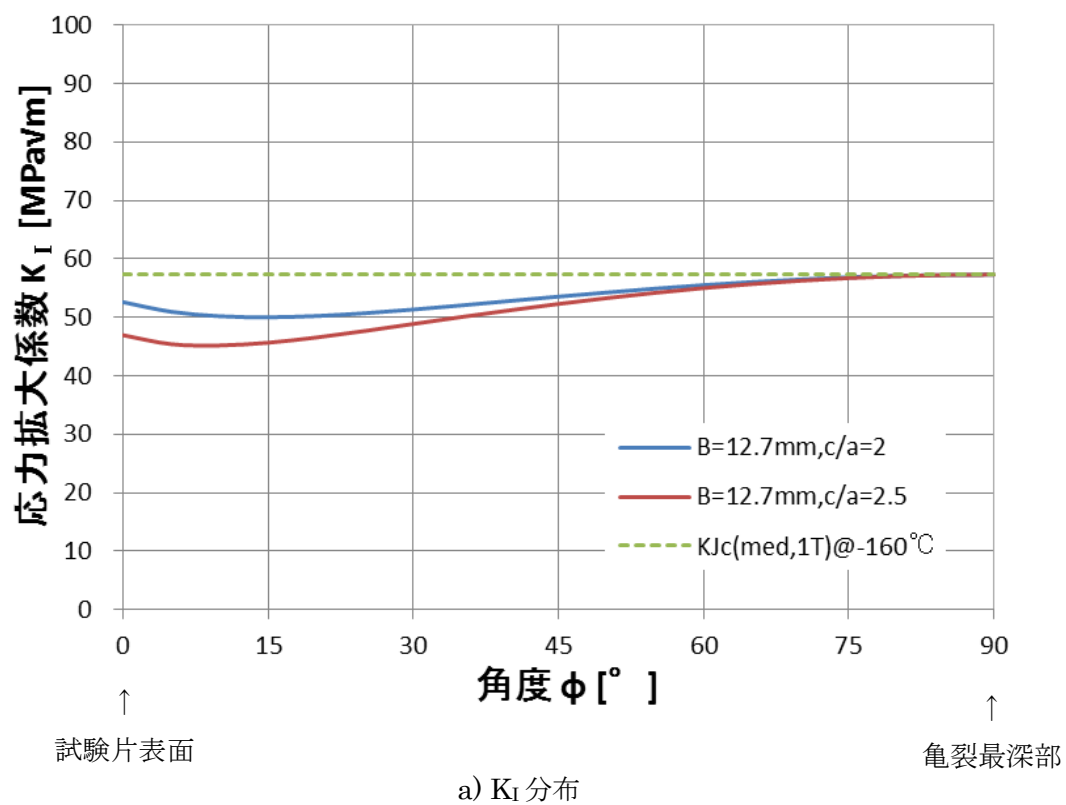


図 3.1.2.4-2 半楕円状表面亀裂前縁の K_I の分布

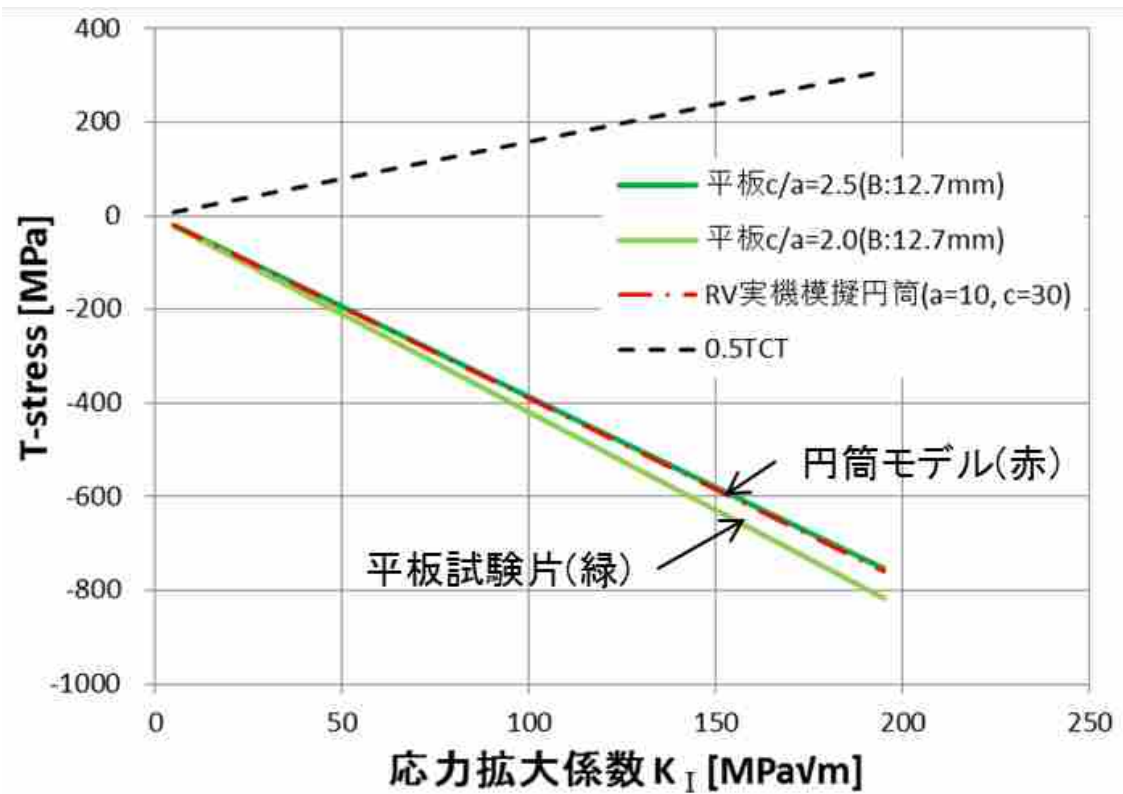


図 3.1.2.4-3 平板試験片亀裂最深部の T-stress 評価結果

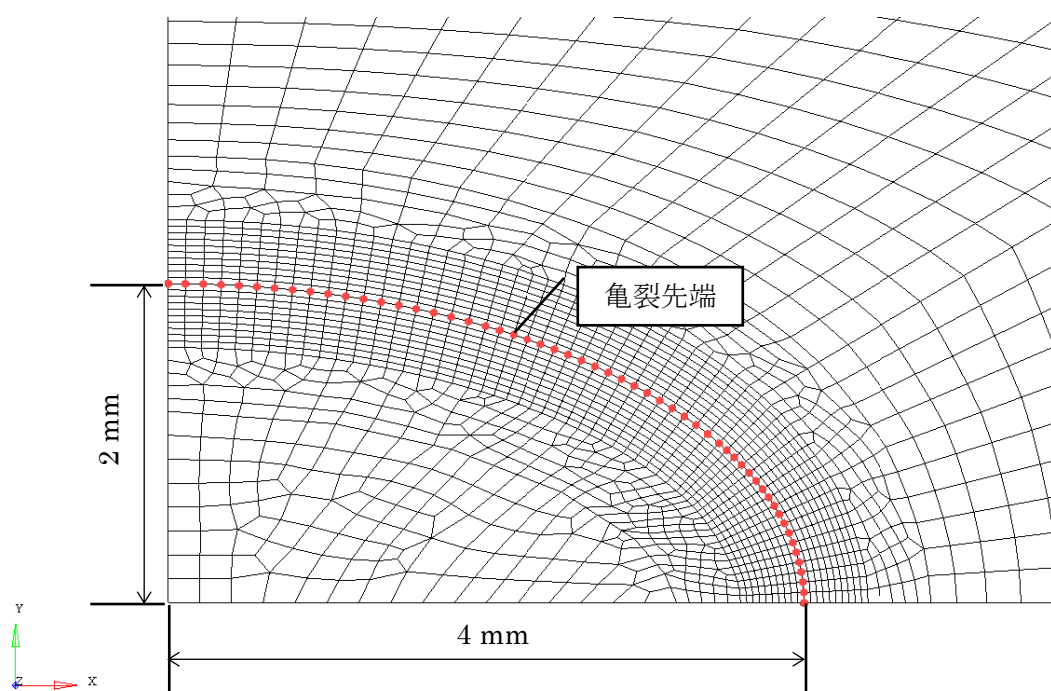
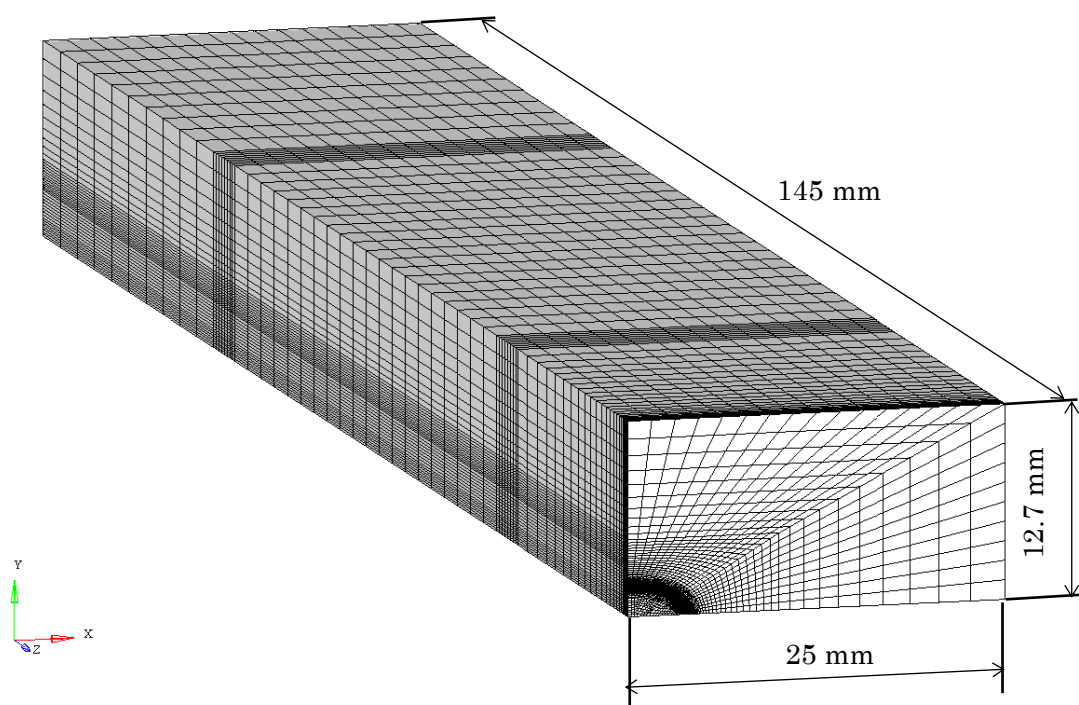


図 3.1.2.4-4(1/2) 平板試験片の弾塑性解析モデル図 ($c/a = 2.0$)

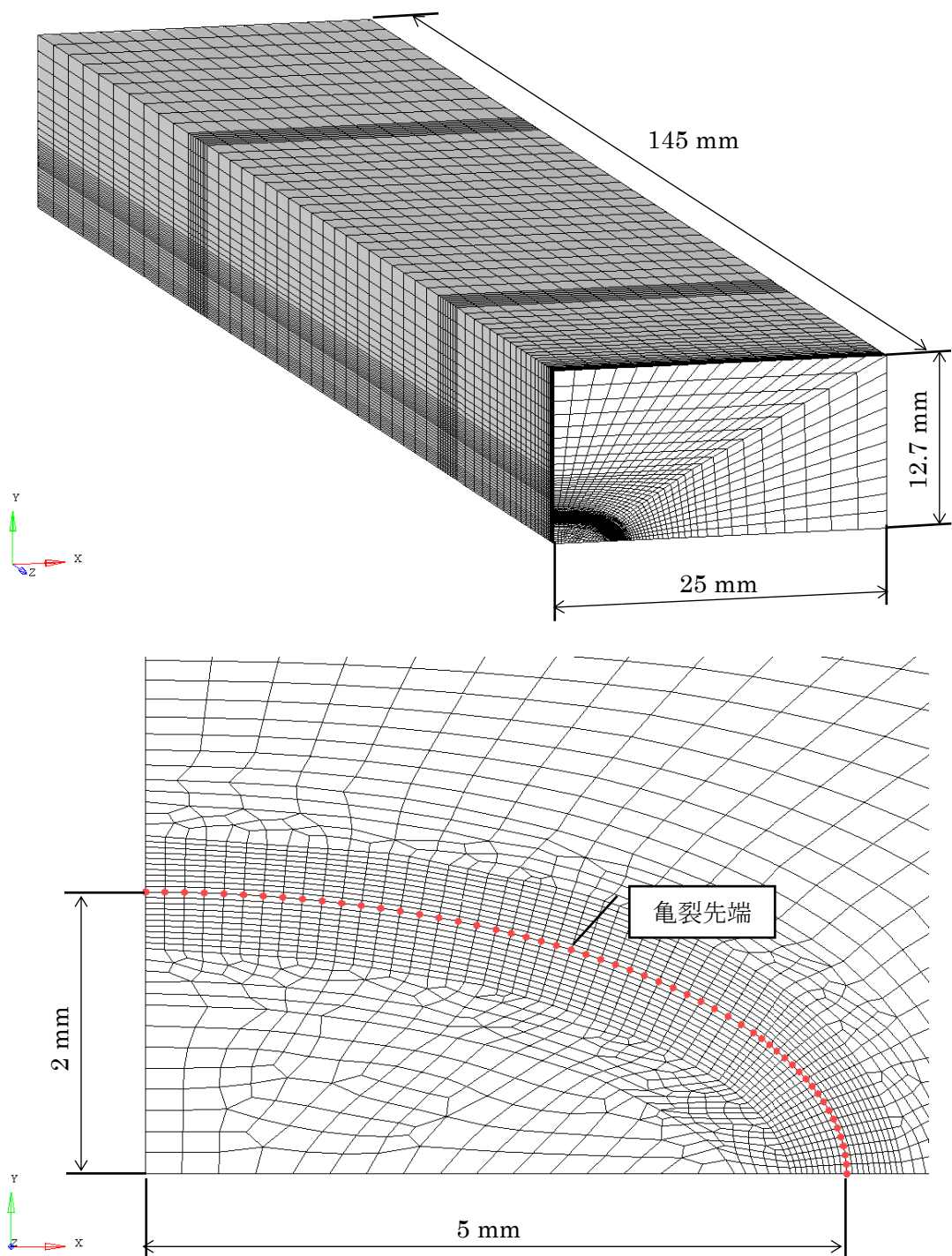


図 3.1.2.4-4(2/2) 平板試験片の弾塑性解析モデル図 ($c/a=2.5$)

温度 (°C)	ヤング率 (MPa)	ポアソン比	降伏応力 (MPa)	Ramberg-Osgood 式係数	
				α	n
-150.0	211490.0	0.3	571.0	4.7	8.9

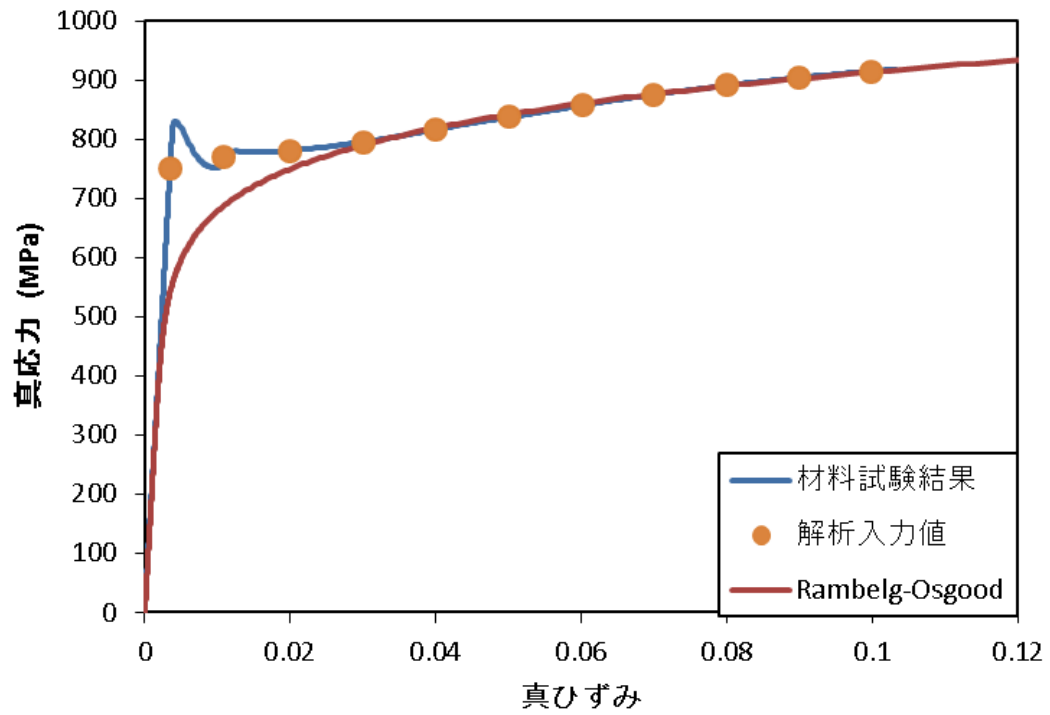


図 3.1.2.4-5 解析に使用した物性値及び真応力－真ひずみ線図

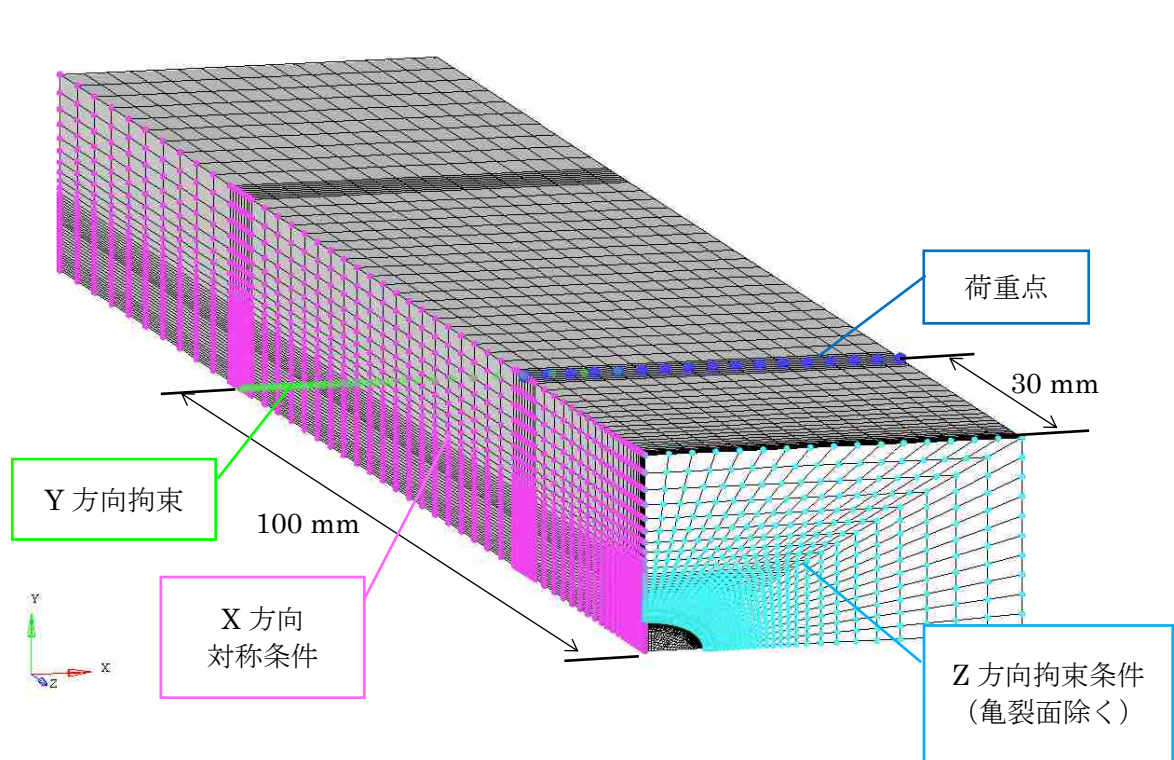
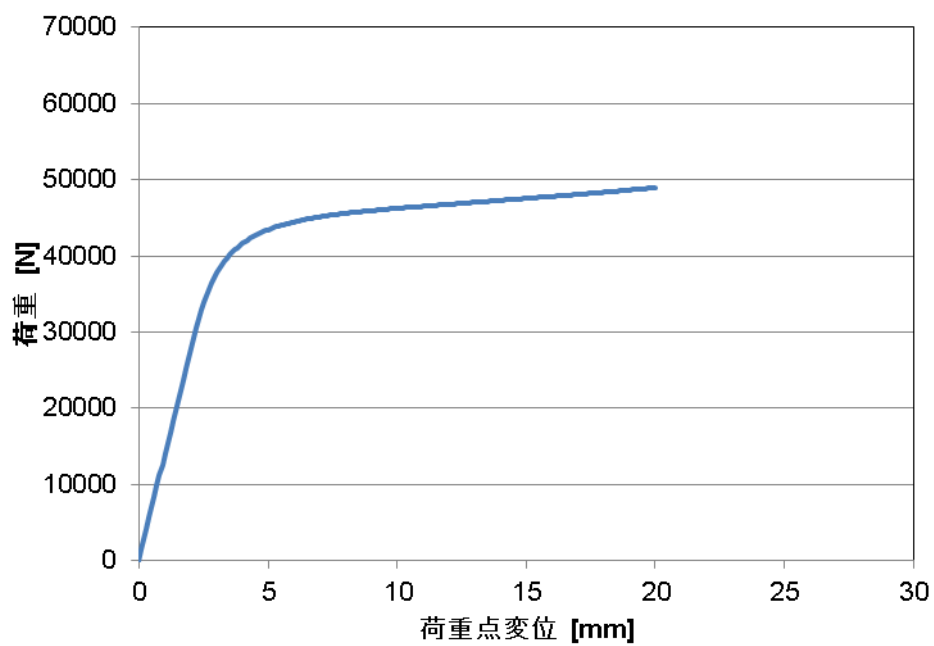
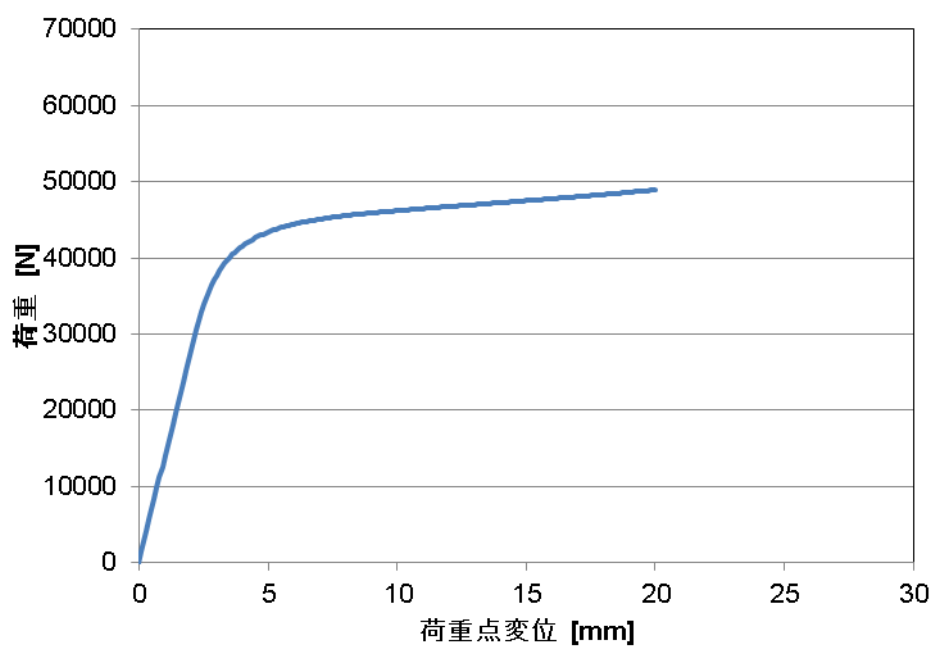


図 3.1.2.4-6 平板試験片の解析条件図



a) $c/a = 2.0$



b) $c/a = 2.5$

図 3.1.2.4-7 弾塑性解析による平板試験片の荷重－荷重点変位の関係

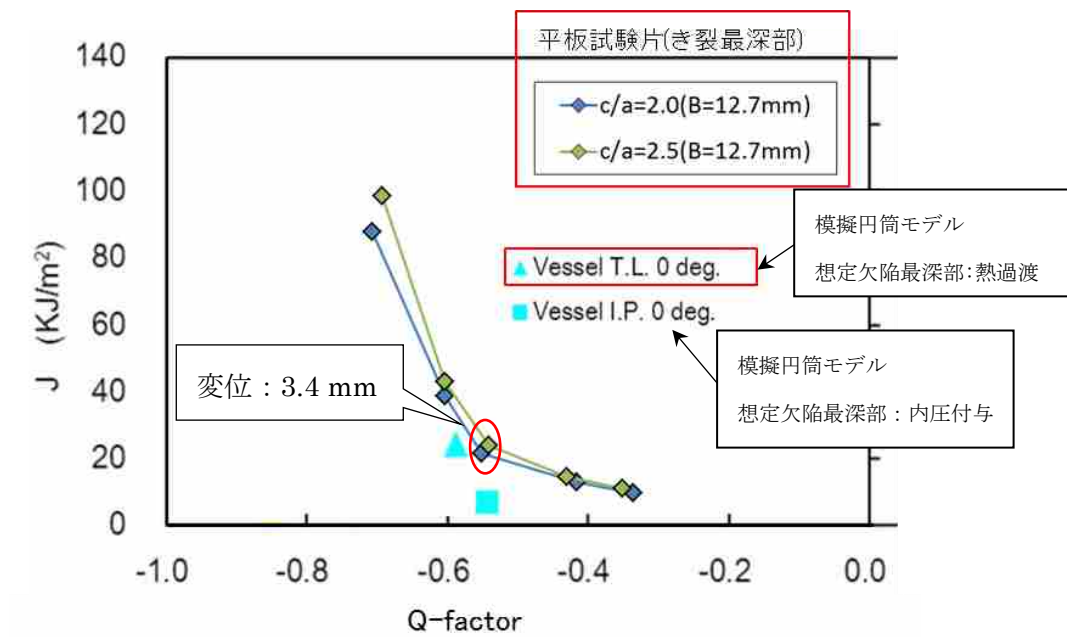


図 3.1.2.4-8 平板試験片亀裂最深部及び実機模擬円筒モデルにおける熱過渡による負荷の Q-ファクター比較^(3.1.2-6)

(3) 疲労予亀裂導入条件

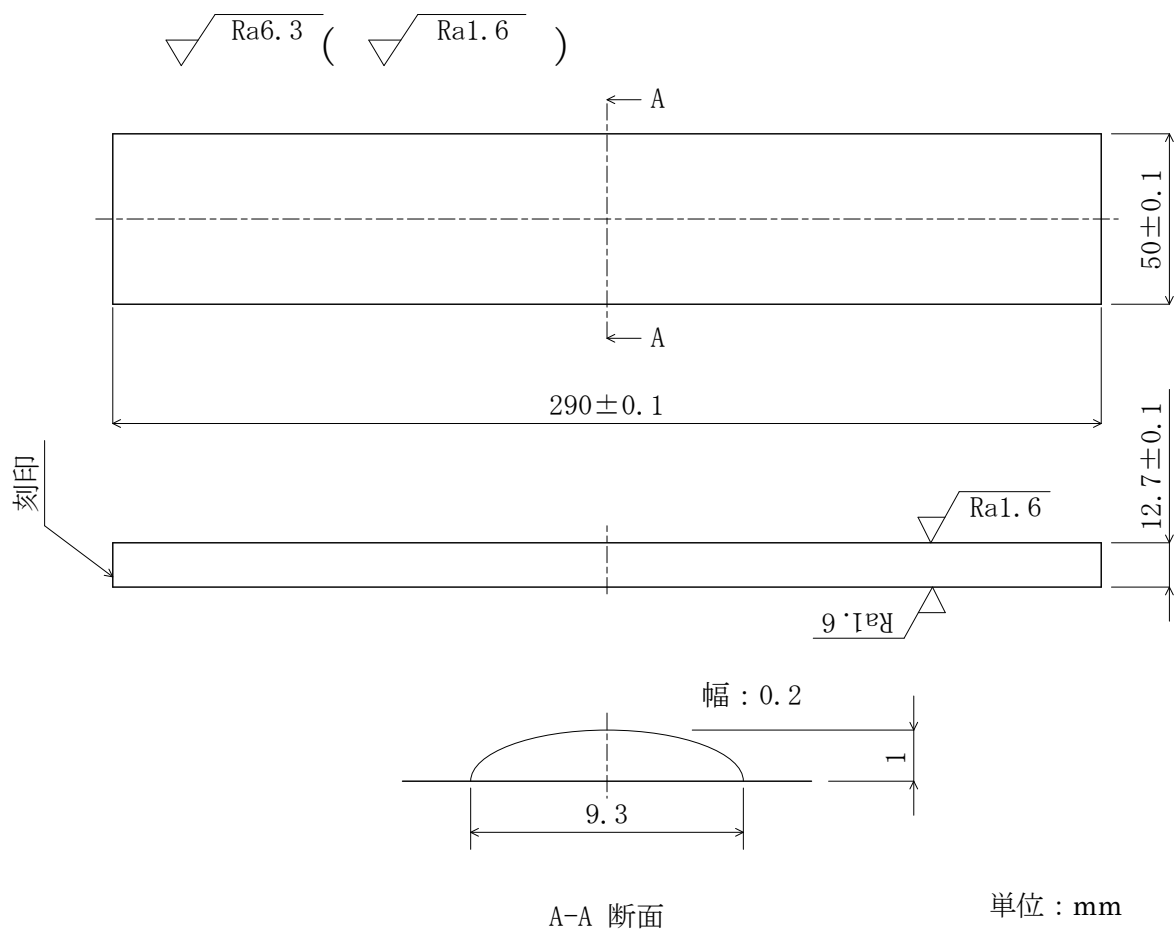
平板試験片に表面長 9.3 mm、深さ 1.0 mm のスリット加工を施し、その後、以下に示す条件で疲労予亀裂を導入した。

図 3.1.2.4-9 にスリット及び疲労予亀裂の模式図を示す。疲労予亀裂の成長はスリットを含めた表面亀裂長さで制御することとし、表面亀裂長さが 9.8 mm となるように予亀裂導入を停止した。

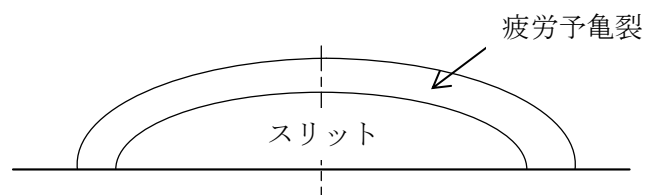
疲労予亀裂導入条件

応力比	: $R \leq 0.1$ (正弦波)
導入時の最大 K 値	: $18 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$
表面亀裂長さ	: 約 9.8 mm (スリット長さ 9.3 mm を含む)
周波数	: 10~30 Hz

合計 10 体の試験片に疲労予亀裂を導入して、8 体の試験片を試験に使用し、2 体を予備とした。



a) 平板試験片の形状と寸法



b) 疲労予亀裂導入後の模式図

図 3.1.2.4-9 平板試験片の形状及び疲労予亀裂の模式図

(4) 破壊靱性評価法

平板試験片の亀裂形状は半楕円状表面亀裂であることから、荷重-変位関係等から弾塑性破壊靱性を評価する手法がないため、貫通亀裂の試験片のように弾塑性破壊靱性を試験結果のみでは評価することができない。さらに、破壊靱性の板厚換算も適用できない。そこで、ASTM E2899-13 に従って弾塑性解析結果から求める方法と有効弾塑性応力拡大係数 $K_{J\text{eff}}$ を算出する方法の 2 通りの方法で、平板試験片の弾塑性破壊靱性の評価を試みた。

a) ASTM E2899-13 による方法

ASTM E2899-13 による弾塑性破壊靱性の評価方法は試験片の弾塑性解析により求まる。まず、 -160°C 下の材料物性(真応力-真ひずみ線図及びヤング率)を入力とし、4 点曲げ破壊靱性試験の再現解析を実施する。試験により得られた破断荷重に相当する時点での解析結果より、脆性破壊の起点位置に相当する箇所の J 積分値を抽出し、その J 積分値を弾塑性応力拡大係数 K_J に変換することで、その試験における弾塑性破壊靱性 K_{Jc} とする。

b) 有効弾塑性応力拡大係数 K_{eff}

先述の通り、平板試験片に導入する疲労予亀裂は表面亀裂であり、貫通亀裂ではないため、 K_{Jc} の板厚換算ができない。そこで、(3.1.2.4-4)式に示す $K_{\text{eff}}^{(3.1.2-8)}$ を評価する。

$$K_{\text{eff}} = K_{\min} + (K_{0\text{Tref}} - K_{\min}) \left\{ \int_0^S \left(\frac{K_{\phi} - K_{\min}}{K_{0\phi} - K_{\min}} \right)^4 \frac{ds}{B_0} \right\}^{\frac{1}{4}} \quad (3.1.2.4-4)$$

$$K_{0\text{Tref}} = 31 + 77 \exp\{0.019(T_{\text{ref}} - T_0)\} \quad (3.1.2.4-5)$$

ここで、

$K_{\min}$: $20 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$

K_{ϕ} : 解析により得られる角度 ϕ の弾塑性応力拡大係数

$K_{0\phi}$: 角度 ϕ の K_0

S : 亀裂前縁の長さ (図 3.1.2.4-10 参照、図中の記号は L
(IAEA-Tecd doc から引用))

B_0 : 1 インチ厚さ

貫通亀裂を持つ試験片では、 K 値は試験片板厚内ではほぼ一定に分布していることを前提とした場合、最弱リンクの発生確率は亀裂前縁の長さに依存すると仮定できる。そして、亀裂前縁の長さは板厚と等しいと見なすことにより、マスターカーブ評価に用いる板厚換算は亀裂前縁の長さについて換算していると解釈することができる。 K_{eff} は、亀裂前縁の

K_I の分布を平均化した上で、表面亀裂の場合でも亀裂前縁の長さについて換算することで、貫通亀裂の試験片と同様にマスターカーブ評価が可能であるとする考え方である。

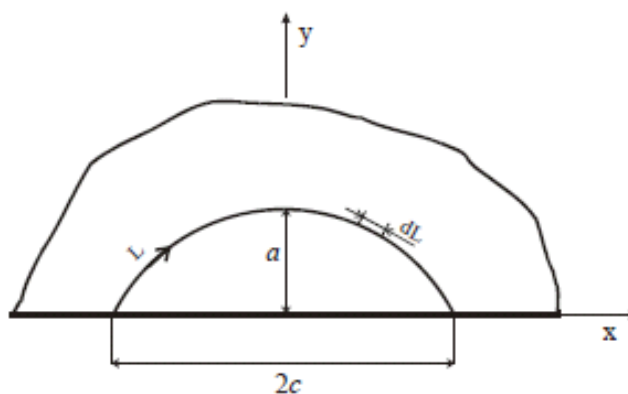


FIG. 6.6 – Curvilinear coordinate system for surface semi-elliptical crack.

図 3.1.2.4-10 半楕円状表面亀裂の線素 ds の定義（図中は dL ） (3.1.2-8)

(5) 破壊靱性試験結果

a) 破壊靱性試験

開口変位はクリップゲージにて計測を行うこととした。ナイフエッジを試験片に取付ける必要があるため、図 3.1.2.4-11(b)に示すように試験片にボルト穴加工を施し、図 3.1.2.4-11(a)に示すナイフエッジを取り付けた。なお、ボルト穴を加工する前に、図 3.1.2.4-4に示すモデルからボルト穴に相当する要素を省いて弾性解析を実施し、影響評価を行った。解析結果を図 3.1.2.3.1.2 に示す。ボルト穴を設けることによる亀裂最深部の K_I は 6%程度低下する結果となった。以上より、ボルト穴の加工による応力拡大係数への影響は小さいものと判断し、ナイフエッジを取り付け、開口変位を計測することとした。

図 3.1.2.4-13 に荷重-開口変位関係を示す。なお、試験片符号：MC32-01 の荷重-開口変位関係はクリップゲージの出力が不安定であったため、図 3.1.2.4-13 では省略している。最大荷重は、22.2 kN～47.3 kN であった。弾性域内では、各試験片の荷重-開口変位関係は同様の挙動を示しており、3 体は塑性変形を生じてから破壊した。そのうちの 1 体はポップイン発生後、顕著な塑性変形挙動を示し、破壊に至った。

試験後の試験片外観を図 3.1.2.4-14 に、試験片破面外観を図 3.1.2.4-15 に、予亀裂部の拡大写真を図 3.1.2.4-16 に、破壊靱性試験結果を表 3.1.2.4-1 に示す。また、破壊時の亀裂前縁の K_I の分布を図 3.1.2.4-17 に示す。全ての試験片破面は、脆性破壊の様相を呈しており、疲労予亀裂の先端部に顕著な延性亀裂成長は認められなかった。最大荷重と亀裂形状から求めた亀裂最深部の弾性破壊靱性 $K_{I\phi=90^\circ}$ は、 $35.7 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}} \sim 76.0 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ であった。破面開放後、表面亀裂長さ及び亀裂深さを測定した。なお、亀裂前縁の K_I の分布及び亀裂最深部の破壊靱性 $K_{I\phi=90^\circ}$ は、ASTM E2899-13 の解説 A1 より求めた。

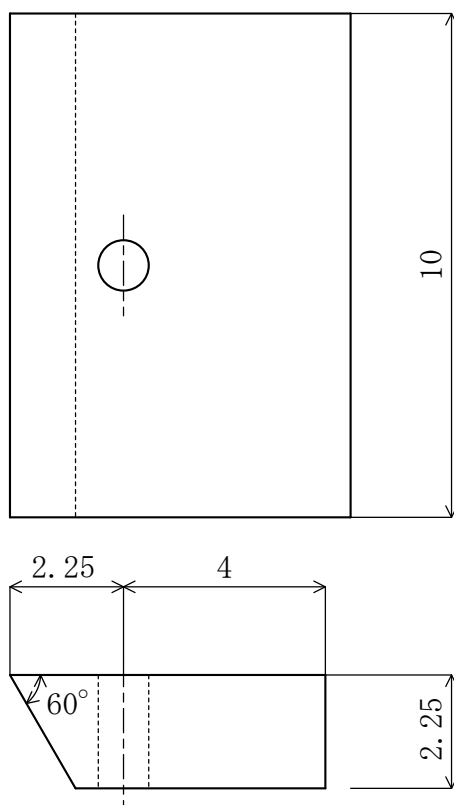
試験片を側面から目視により観察した結果、曲げ変形は認められなかった。また、MC32-04～C32-06 試験片に関して、スリット両端より成長した亀裂が途中で分岐していた。

b) 弾塑性破壊靱性評価

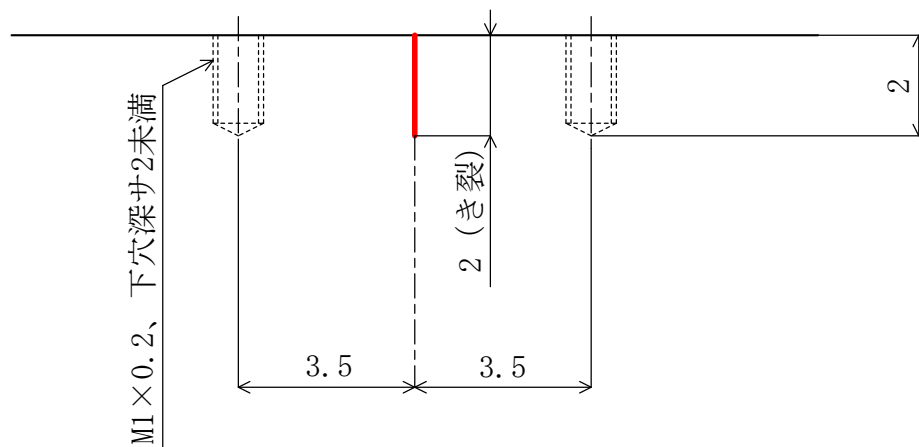
弾塑性破壊靱性を評価するため、弾塑性解析を実施し弾塑性応力拡大係数 K_J を算出した。解析に用いたモデルを図 3.1.2.4-18 に示す。図 3.1.2.4-16 の疲労予亀裂の拡大写真より計測した疲労予亀裂の亀裂深さ及び表面長の平均値を解析モデルの亀裂として設定した(亀裂深さ 2.29 mm、表面長 9.79 mm)。なお、ナイフエッジは線要素とし、その先端の Z 軸方向変位の 2 倍の値を開口変位量とした。解析に用いた物性値を図 3.1.2.4-19 に示す。 -160°C における応力-ひずみ線図は取得できなかったため、図 3.1.2.4-5 中の 0.2%耐力を比較標準材の -160°C での 0.2%耐力の平均値に置き換え、それ以降の応力値は置き換え前後の値の差分を加算した値を代用した。

解析により得られた荷重-開口変位の関係を図 3.1.2.4-20 に示す。解析結果と試験結果はよく一致しており、MC32-06 の破断荷重(47.3 kN)と対応する変位での荷重の差は実測の約 3%であった。図 3.1.2.4-21 に荷重の変化に伴う亀裂前縁の J 積分値の分布の推移を示す。

表 3.1.2.4-2 に各試験片の弾塑性破壊靱性評価結果を K_{eff} の評価結果と併記して示す。なお、表中の弾塑性応力拡大係数 K_J は破断時の亀裂最深部の K_J を、破壊靱性 K_{Jc} は脆性破壊の起点が認められた位置の K_J を示す(脆性破壊の起点が複数ある場合は範囲として示している。なお、脆性破壊の起点は実体顕微鏡観察の結果であるため、明確な位置ではない)。 K_{eff} と 1T-C(T)試験片の破壊靱性マスターカーブを比較した結果を図 3.1.2.4-22 に示す。 K_{eff} での評価結果はマスターカーブよりも若干低い値となったが、これは K_J の小さい亀裂表面部も含めた換算によると思われる。

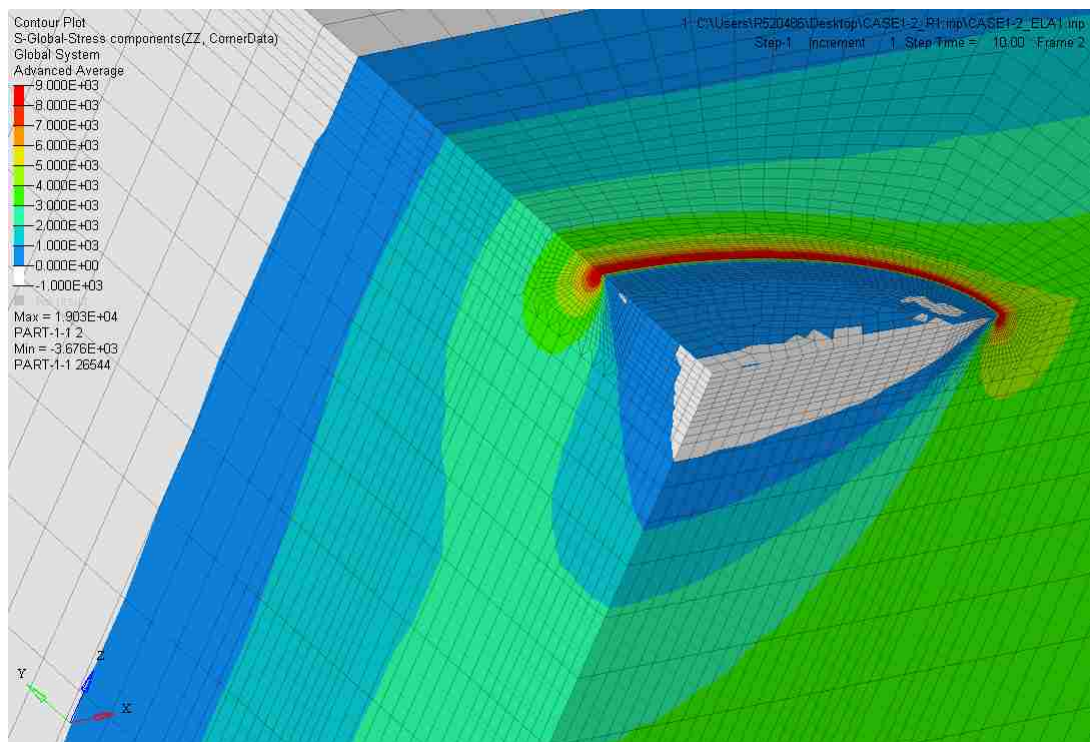


(a) ナイフエッジの形状と寸法

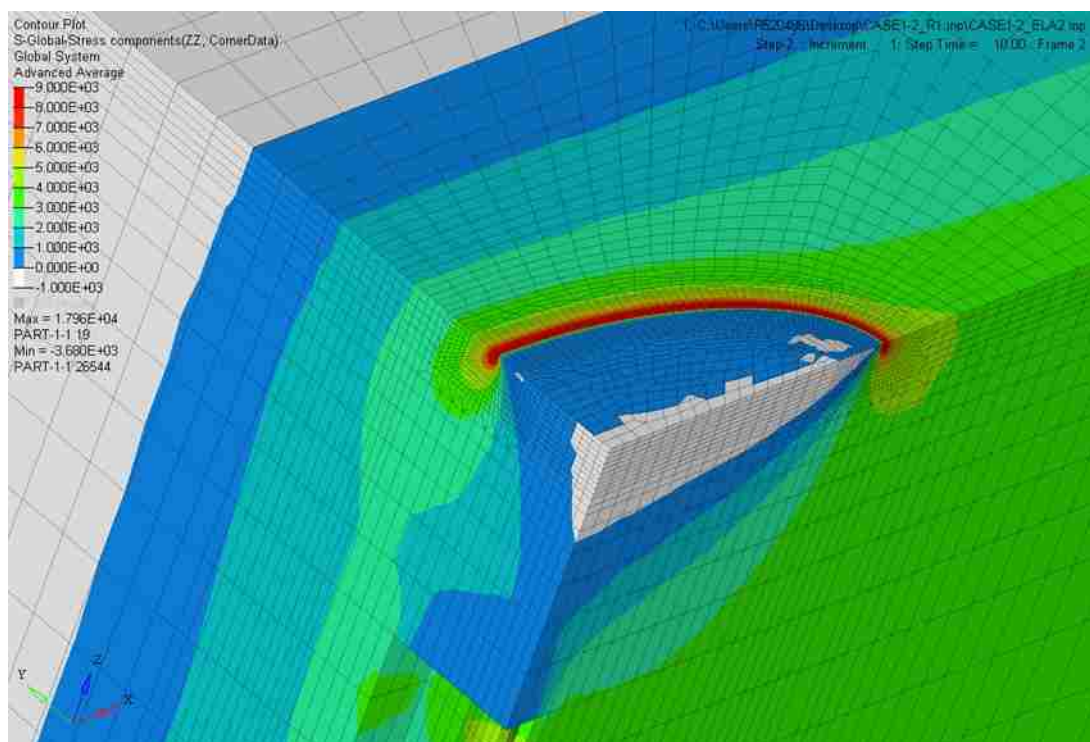


(b) ナイフエッジ取付け用ネジ穴加工箇所

図 3.1.2.4-11 ナイフエッジの形状と寸法及びネジ穴加工箇所



a) ボルト穴無し



b) ボルト穴有

図 3.1.2.4-12 ボルト穴の増設による弾性解析結果 (Z 軸方向応力コンタ図)

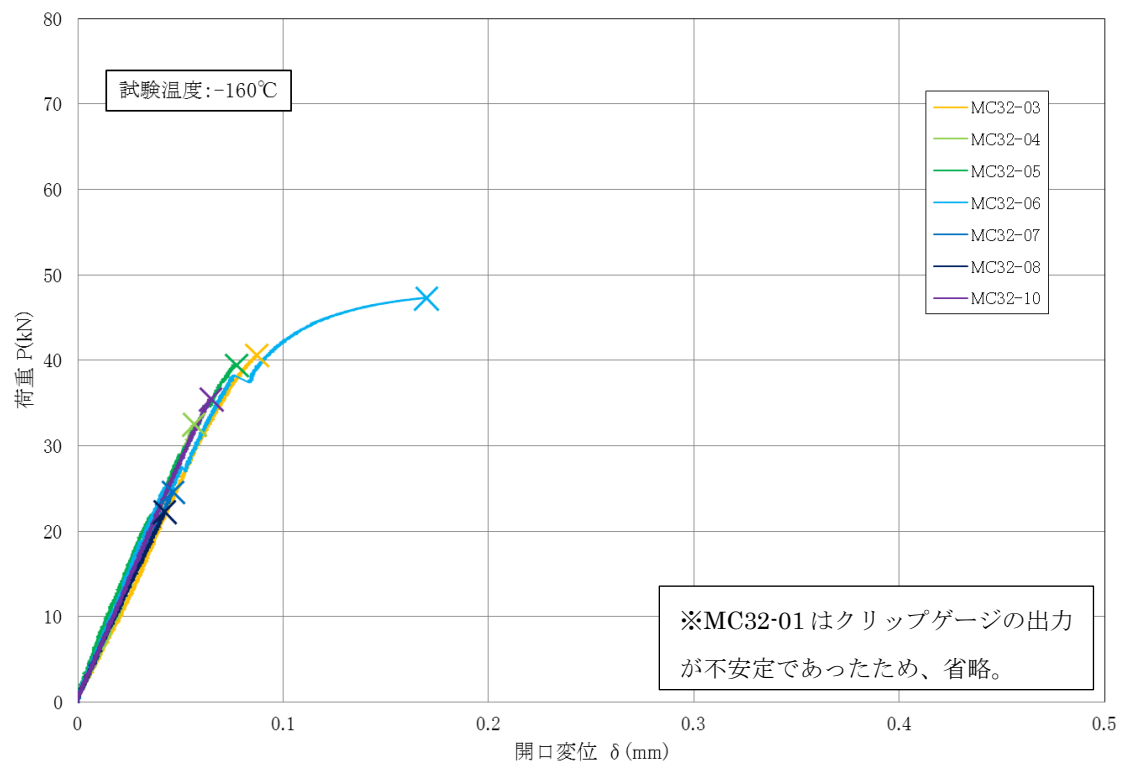
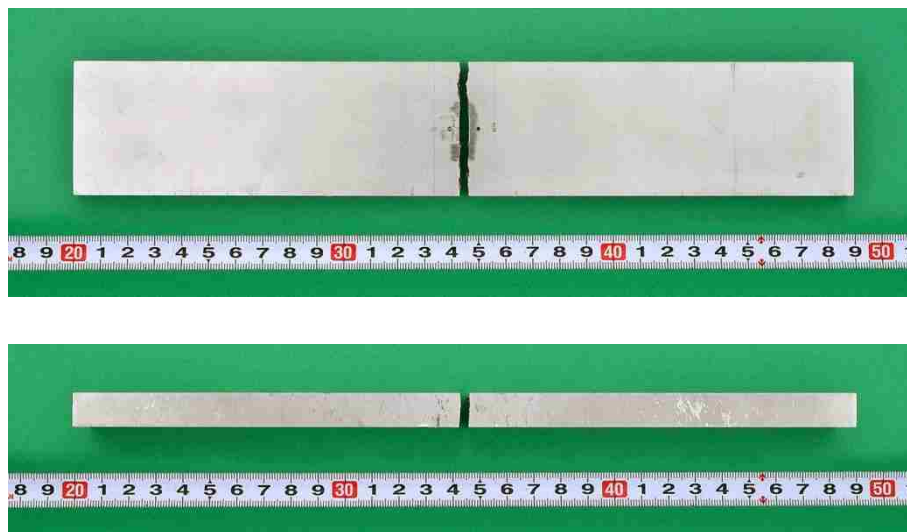
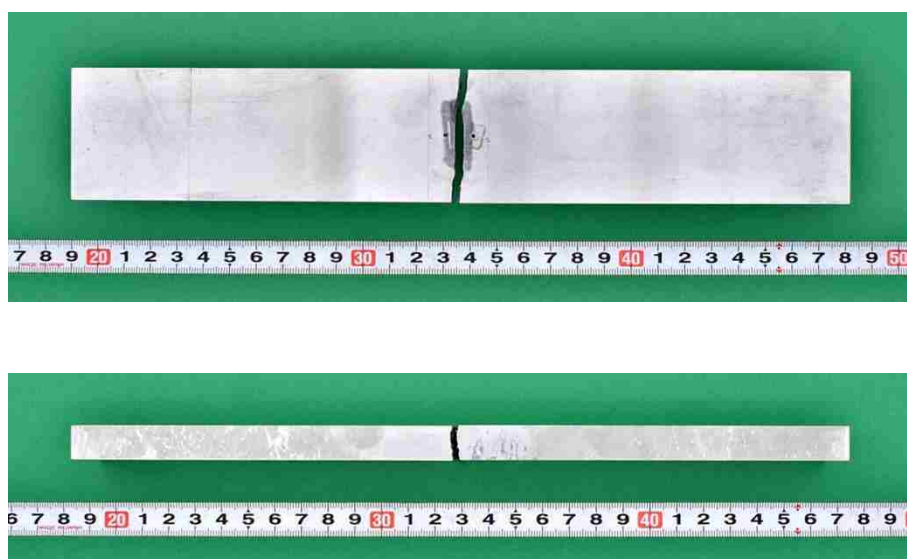


図 3.1.2.4-13 荷重－開口変位の関係

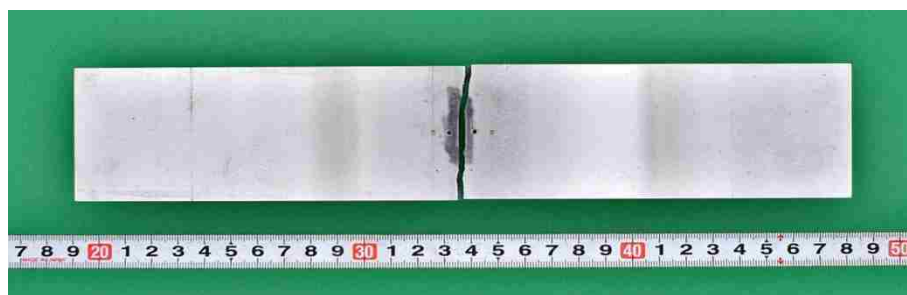


a) 試験片符号 : MC32-01



b) 試験片符号 : MC32-03

図 3.1.2.4-14(1/4) 破壊靱性試験後の試験片外観

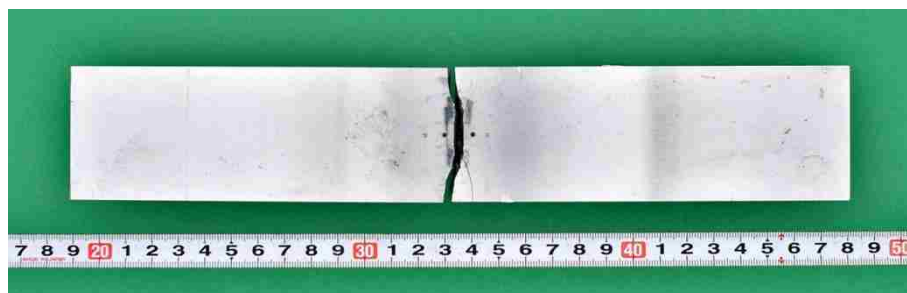


c) 試験片符号 : MC32-04

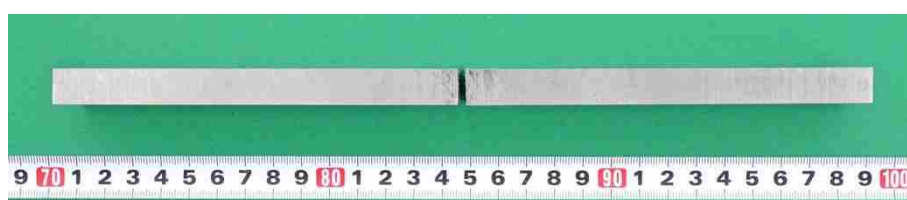
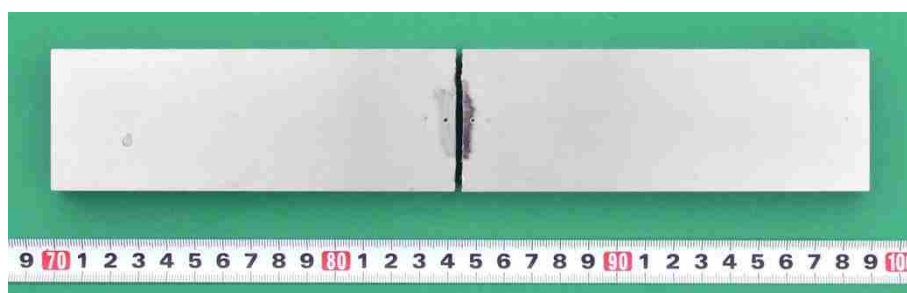


d) 試験片符号 : MC32-05

図 3.1.2.4-14(2/4) 破壊靱性試験後の試験片外観

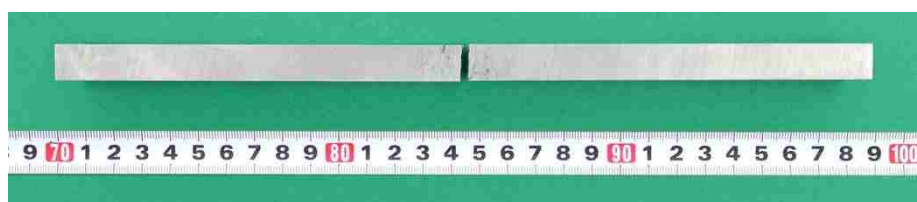
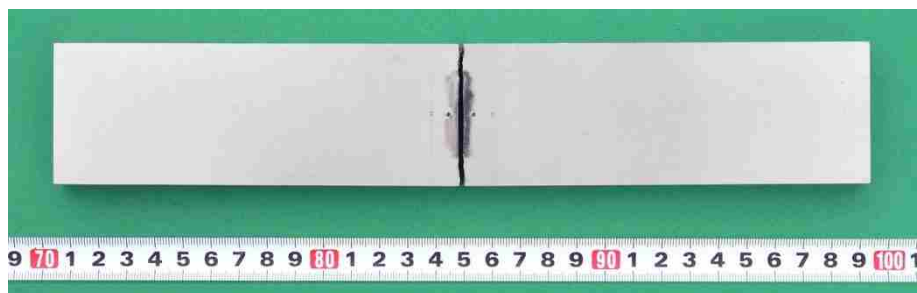


e) 試験片符号 : MC32-06

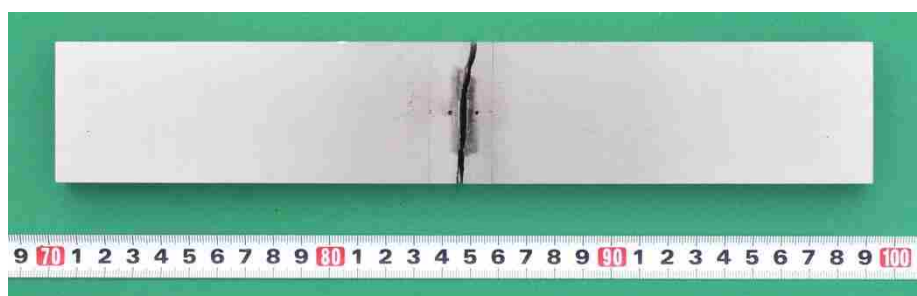


f) 試験片符号 : MC32-07

図 3.1.2.4-14(3/4) 破壊靱性試験後の試験片外観



g) 試験片符号 : MC32-08



h) 試験片符号 : MC32-10

図 3.1.2.4-14(4/4) 破壊靱性試験後の試験片外観

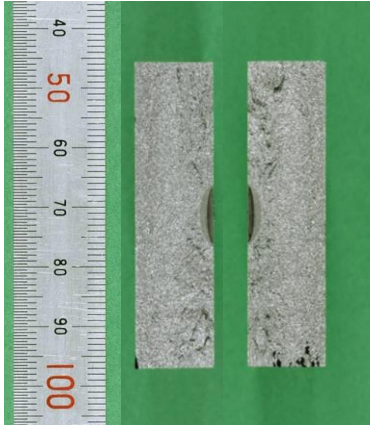
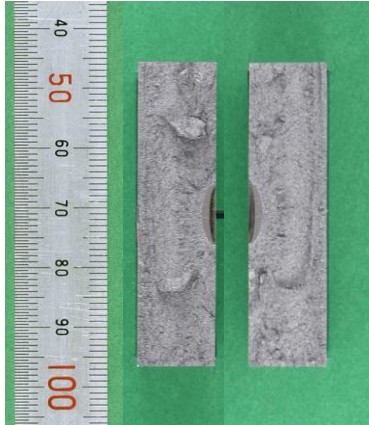
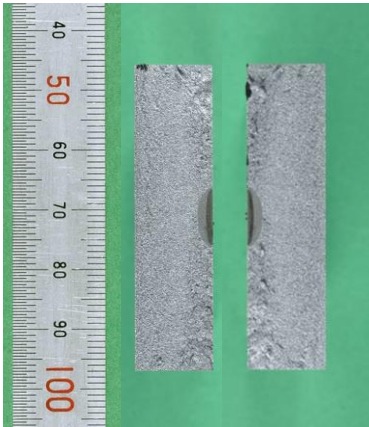
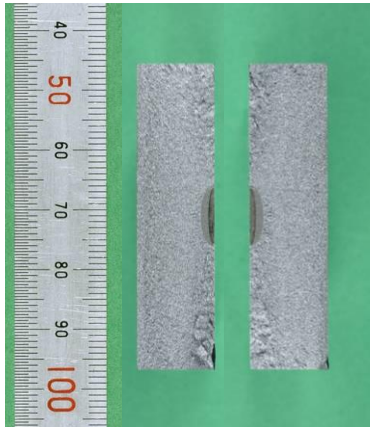
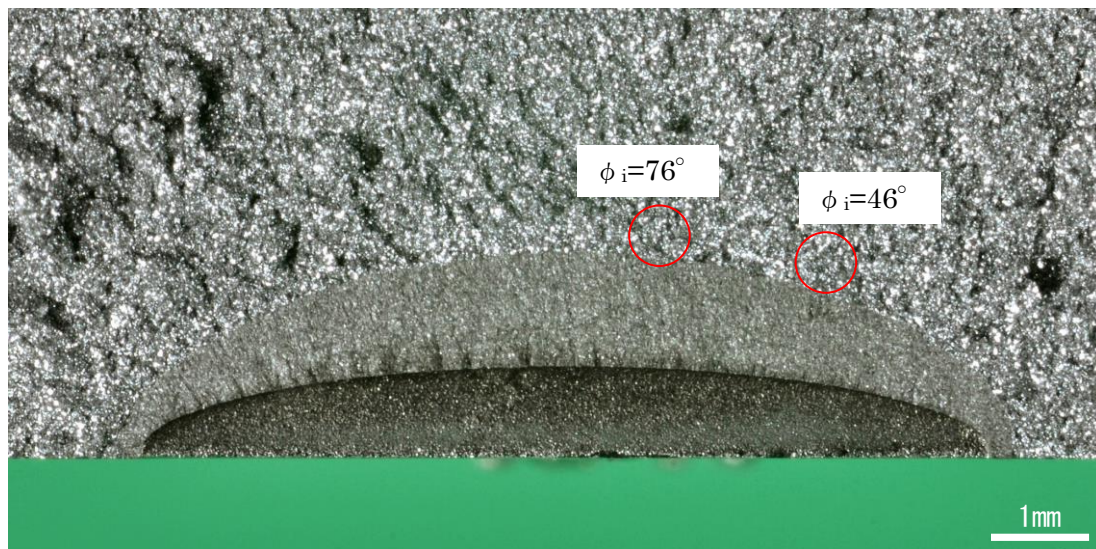
破面				
試験片 符号	MC32-01	MC32-03	MC32-04	MC32-05
破面				
試験片 符号	MC32-06	MC32-07	MC32-08	MC32-10

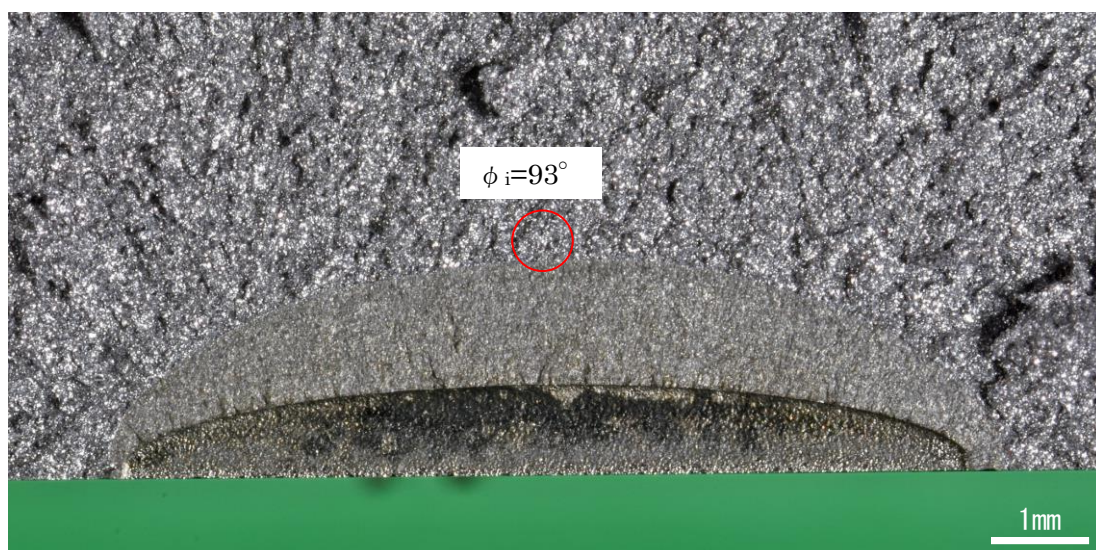
図 3.1.2.4-15 破壊靱性試験後の破面外観



○：破壊の起点

ϕ_i ：表面亀裂中央部からの角度

a) 試験片符号：MC32-01

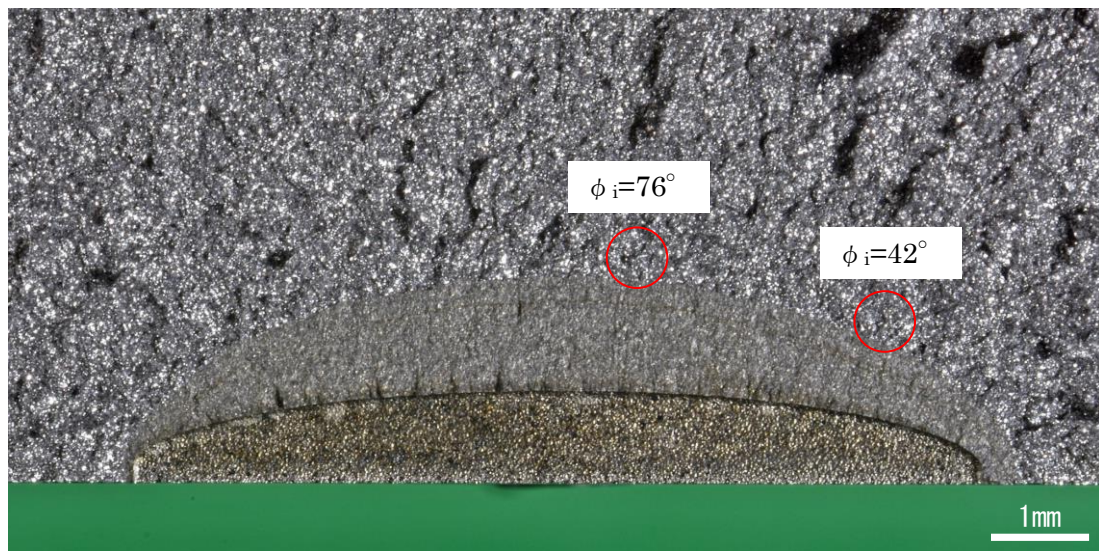


○：破壊の起点

ϕ_i ：表面亀裂中央部からの角度

b) 試験片符号：MC32-03

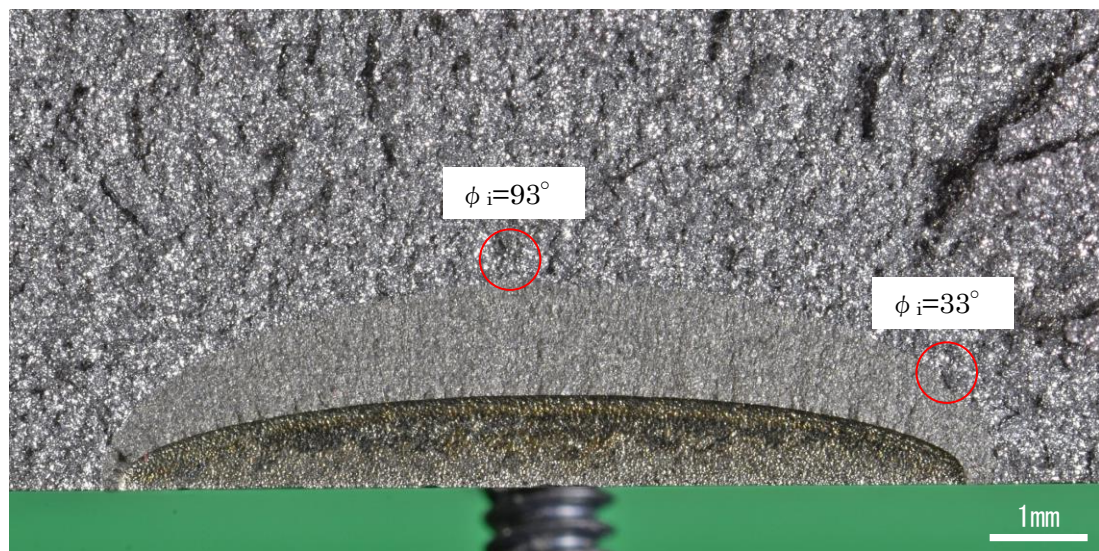
図 3.1.2.4-16(1/4) 平板試験片の予亀裂部拡大写真



○：破壊の起点

ϕ_i ：表面亀裂中央部からの角度

c) 試験片符号：MC32-04

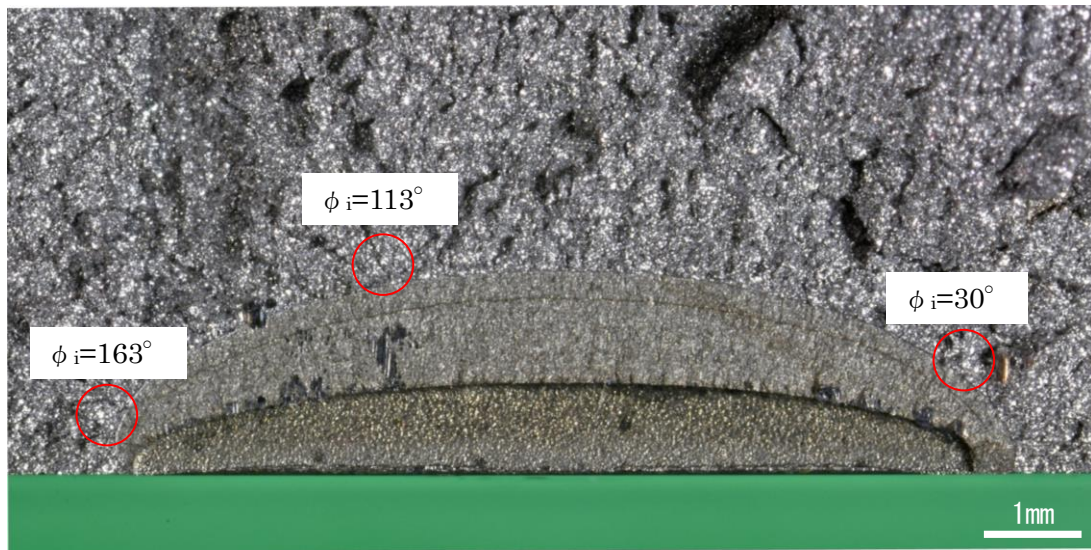


○：破壊の起点

ϕ_i ：表面亀裂中央部からの角度

d) 試験片符号：MC32-05

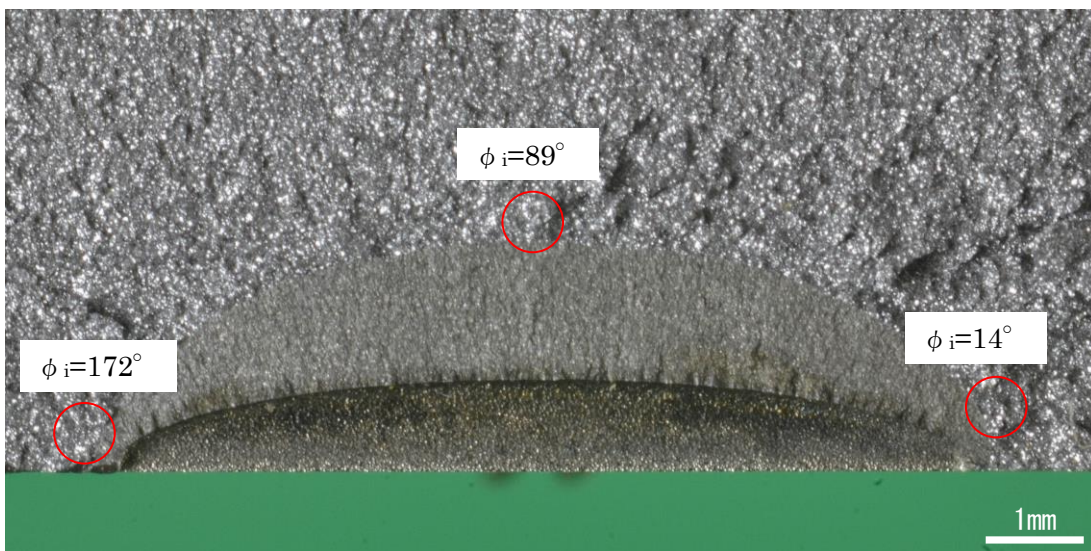
図 3.1.2.4-16(2/4) 平板試験片の予亀裂部拡大写真



○：破壊の起点

ϕ_i ：表面亀裂中央部からの角度

e) 試験片符号：MC32-06

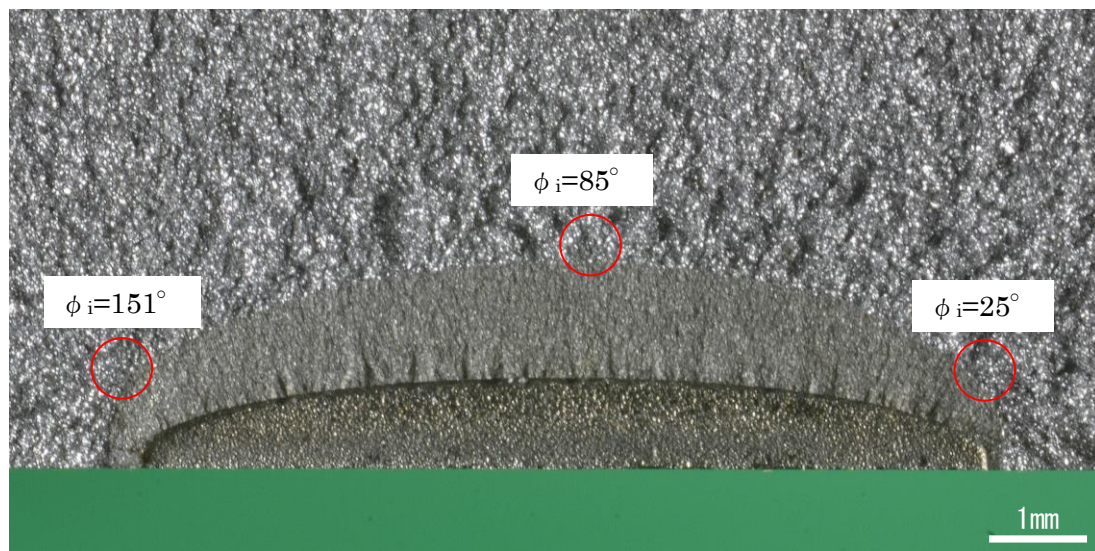


○：破壊の起点

ϕ_i ：表面亀裂中央部からの角度

f) 試験片符号：MC32-07

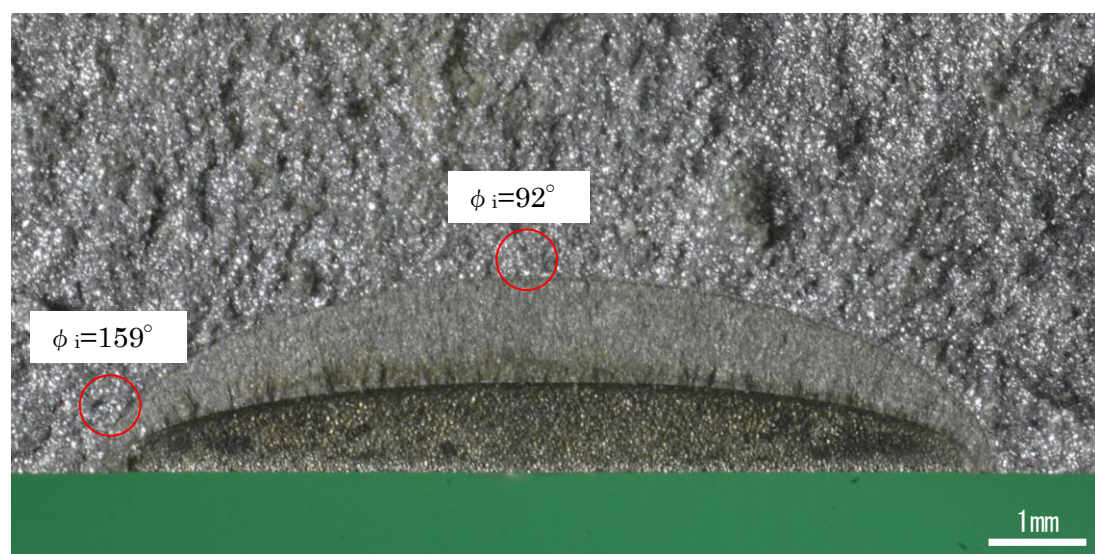
図 3.1.2.4-16(3/4) 平板試験片の予亀裂部拡大写真



○：破壊の起点

ϕ_i ：表面亀裂中央部からの角度

g) 試験片符号：MC32-08



○：破壊の起点

ϕ_i ：表面亀裂中央部からの角度

g) 試験片符号：MC32-10

図 3.1.2.4-16(4/4) 平板試験片の予亀裂部拡大写真

表 3.1.2.4-1 平板試験片の破壊靱性試験結果

試験片符号	温度 T (°C)	試験片形状(mm)		亀裂長さ(mm)		最大荷重 P (kN)	亀裂最深部の破壊靱性 $K_{Ic(\phi=90^\circ)}$ (MPa $\sqrt{m}$)	破壊起点での破壊靱性 範囲 K_{Ic_ϕ} (MPa $\sqrt{m}$)
		幅 W	厚さ t	表面 a_c	深さ a			
MC32-01	-160	50.0	12.8	9.74	2.24	31.4	49.6	46.3～49.3
MC32-03	-160	50.0	12.8	9.82	2.35	40.5	63.9	63.9
MC32-04	-160	50.0	12.7	9.77	2.27	32.4	51.9	48.0～51.5
MC32-05	-160	50.0	12.7	9.77	2.27	39.5	63.4	57.0～63.4
MC32-06	-160	50.0	12.7	9.79	2.24	47.3	76.0	65.1～74.5
MC32-07	-160	50.0	12.7	9.81	2.51	24.6	39.1	35.9～39.1
MC32-08	-160	50.0	12.7	9.84	2.30	22.2	35.7	31.5～35.7
MC32-10	-160	50.0	12.7	9.77	2.14	35.5	57.1	48.3～57.0

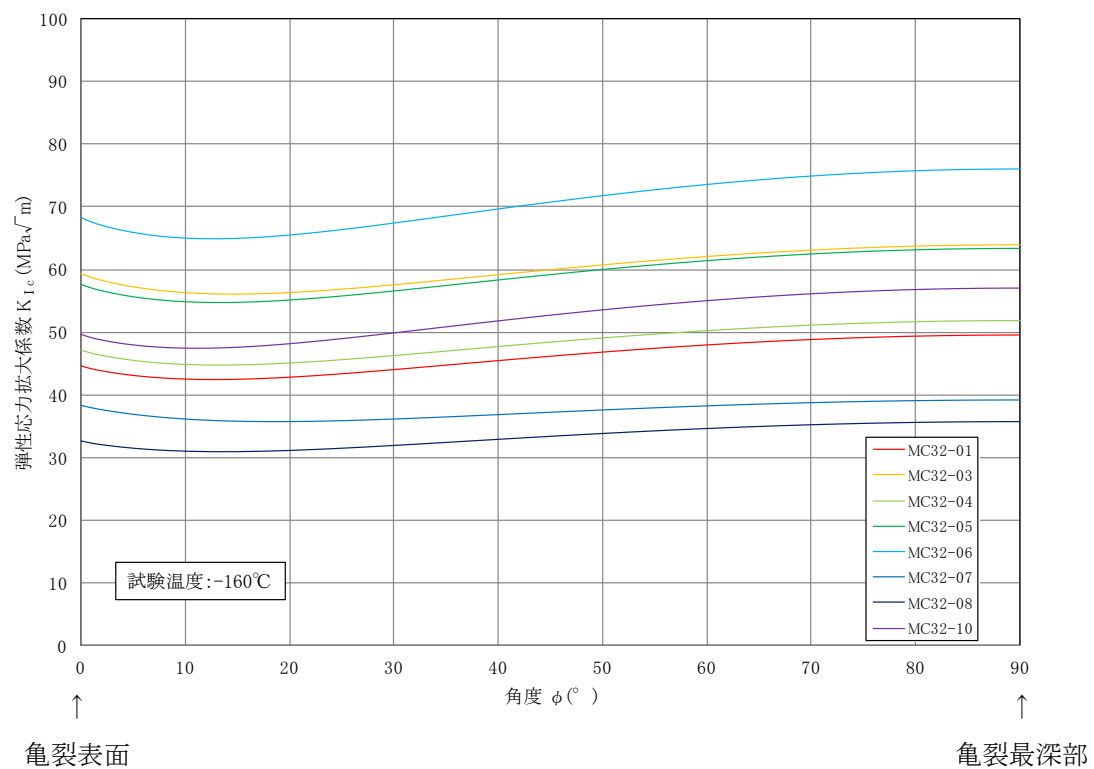


図 3.1.2.4-17 平板試験片の破断時における半楕円状表面亀裂前縁の K 値分布

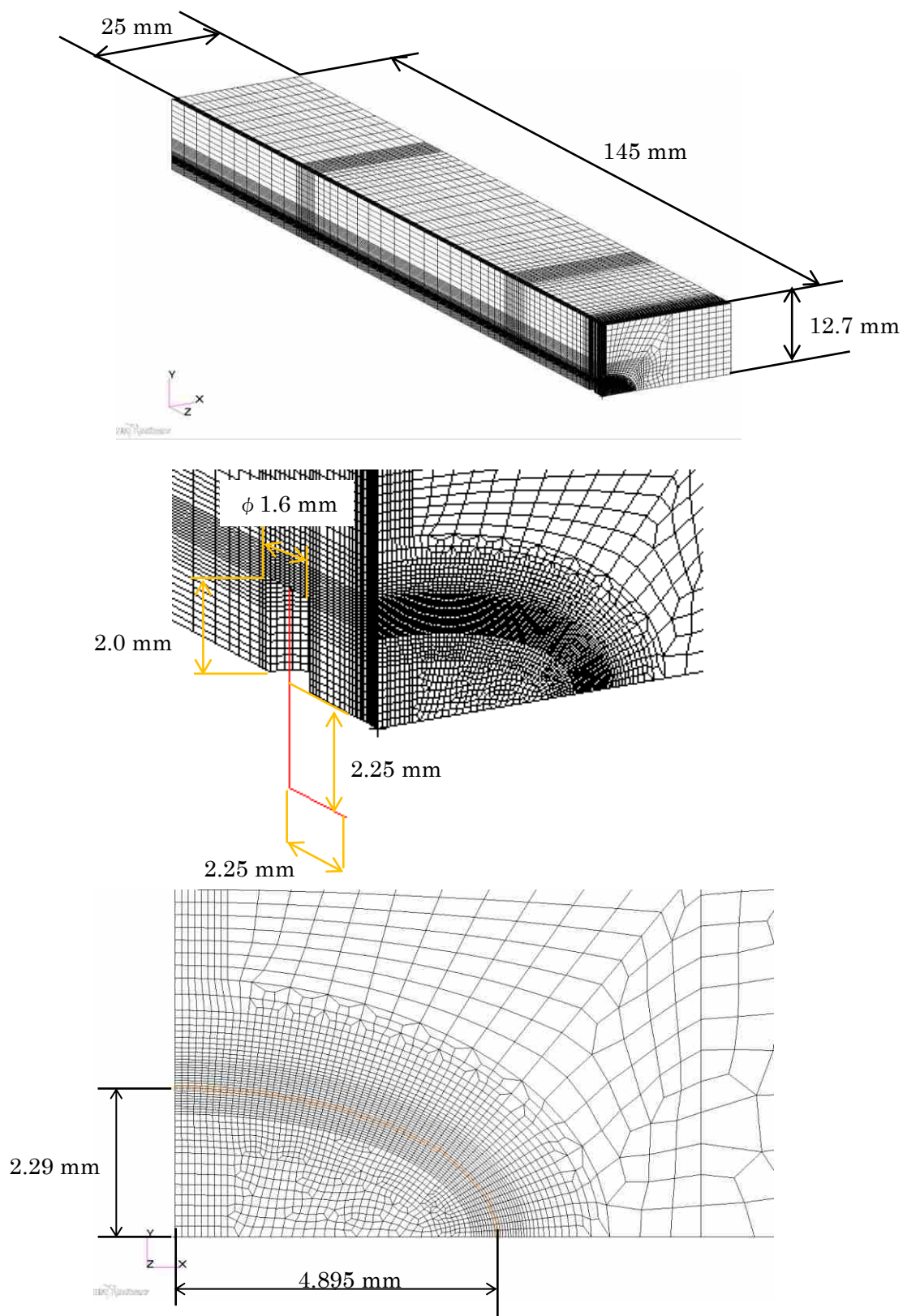


図 3.1.2.4-18 平板試験片の再現解析モデル

温度 (°C)	ヤング率 (MPa)	ポアソン比	降伏応力 (MPa)
-160.0	211490.0	0.3	815.0

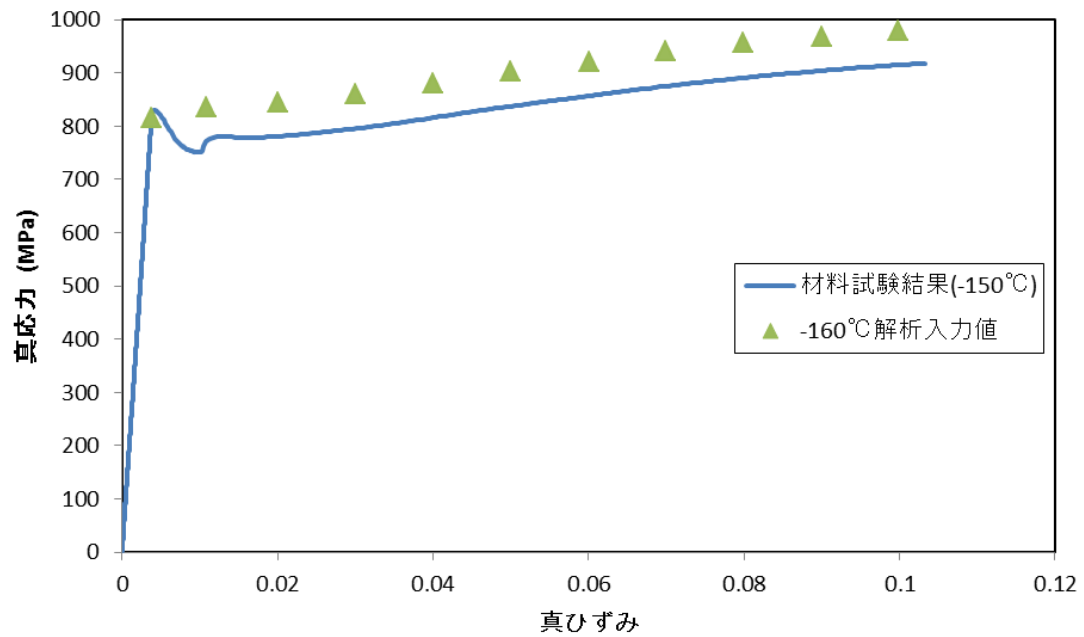


図 3.1.2.4-19 解析に用いた物性値及び真応力－真ひずみ線図

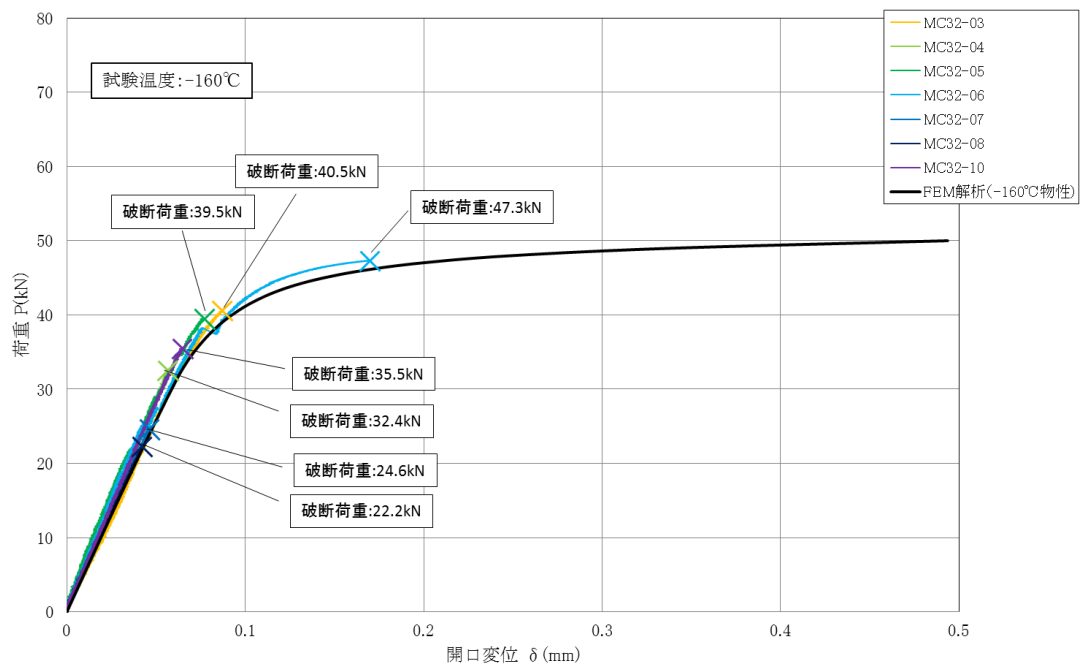


図 3.1.2.4-20 弾塑性解析による荷重-開口変位の関係

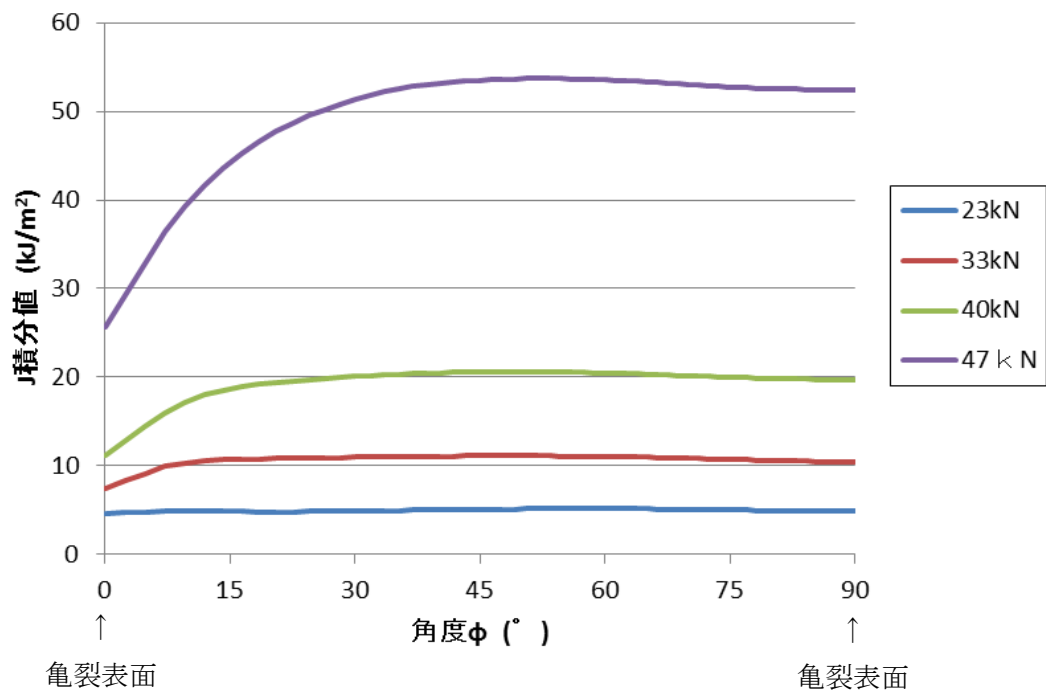


図 3.1.2.4-21 弾塑性解析による荷重増加に伴う亀裂前縁のJ積分値の分布の推移

表 3.1.2.4-2 平板試験片の弾塑性破壊靱性評価結果

試験片符号	亀裂最深部の 弾塑性 応力拡大係数 $K_{J\phi=90^\circ}$ (MPa $\sqrt{m}$)	弾塑性破壊靱性 K_{Jc} (MPa $\sqrt{m}$)	有効応力拡大係数 K_{eff} (MPa $\sqrt{m}$)
MC32-01	48.0	47.1~47.9	38.9
MC32-03	70.7	69.7	54.1
MC32-04	49.8	48.8~49.7	40.1
MC32-05	67.6	66.1~67.1	52.0
MC32-06	116.4	113.6~115.9	84.7
MC32-07	37.1	36.1~36.2	31.5
MC32-08	33.4	32.3~33.2	28.9
MC32-10	56.4	54.7~55.7	44.5

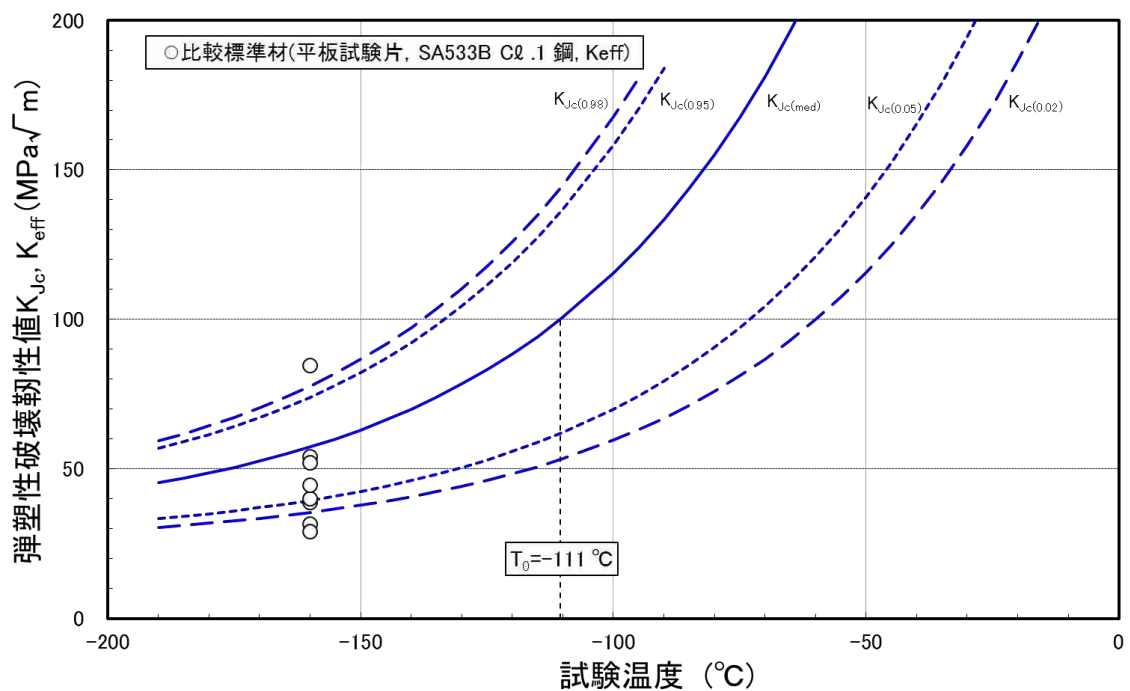


図 3.1.2.4-22 平板試験片の K_{eff} と破壊靱性マスターカーブの比較

3.1.2.5 まとめ

本年度は、供試材として PWR 比較標準材を調達して C(T)試験片を製作し、高温で予荷重をかけた後、低温で破壊に至るまで再負荷を行う WPS 効果確認試験を行うとともに、ローカルアプローチ(LA)法を用いた解析を実施して、WPS 効果に対する荷重－温度履歴の影響を確認した。また、半楕円亀裂に対する WPS 効果確認試験の準備として、実機想定欠陥と同等の拘束状態となる亀裂形状の検討及び半楕円亀裂の破壊靱性データの取得を行った。

予荷重時の塑性の程度をパラメータとした整理を行い、塑性の程度が小さい領域においては予荷重の増加に伴い、破壊点の K 値が増加する傾向を確認した。一方、塑性の程度が大きい領域では WPS 効果が飽和或いは若干減少する傾向を確認した。

Mini-C(T)試験片を用いて除荷を低温側で行う LCUF 波形にて WPS 効果確認試験を行った。LUCF 波形とは異なり破壊点の K 値が上昇する現象が認められたが、Wallin モデルで予測される WPS 効果には一致しなかった。

過年度及び今年度の試験条件に対し LA 解析を実施し、WPS 効果に対する再負荷温度、予荷重時の塑性程度、除荷有無の影響評価を実施した。その結果、ワイブル応力を用いることにより、破壊点の K 値の上昇等の試験結果の傾向を再現できた。ただし、WPS のような除荷を伴う過渡に対しては J 値の算出方法やワイブルパラメータの温度依存性に関して更なる検討が必要である。

文献調査の結果、Wallin モデル、ACE モデル共にモデルの構築に使用されたデータの大部分が弾性ベースのデータであるため、本事業で実施した試験のように予荷重時の塑性成分の大きい予荷重の条件下で WPS 効果の予測を行うためには、予荷重の塑性成分等を考慮した見直しが必要と考えられる。

実機模擬モデルと同等の拘束状態を再現できる半楕円上亀裂形状の検討を行い、平板試験片の仕様を決定した。さらに、WPS 効果の評価に必要な破壊靱性データを取得し、WPS 効果確認試験を実施できる見通しを得た。

参考文献

- (3.1.2-1) 一般社団法人日本電気協会 原子力規格委員会 JEAC 4216-2015, “フェライト鋼の破壊靱性参照温度 T_0 決定のための試験方法”, (2015).
- (3.1.2-2) 平成 27 年度軽水炉照射材料健全性評価研究 報告書
- (3.1.2-3) W. Lefevre et al., “A modified Beremin model to simulate the pre-stress effect”, Nuclear Engineering and Design 216, pp. 27-42, 2002.
- (3.1.2-4) T. Yuritzinn, et al., “Illustration of the WPS benefit through BATMAN test series: Test on large specimens under WPS loading configurations”, Engineering Fracture Mechanics 75, pp. 2191-2207, 2008.
- (3.1.2-5) ASTM E2899-13, “Standard Test Method for Measurement of Initiation Toughness in Surface Cracks Under Tension and Bending”.
- (3.1.2-6) N. Ogawa et al., “Evaluation on Constraint Effect of Reactor Pressure Vessel under Pressurized Thermal Shock” Proceedings of the ASME 2013 Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2013-97566, (2013).
- (3.1.2-7) C. F. Shih, “Tables of Hutchinson-Rice-Rosengren SingularField Quantities”, Brown University Report, MRL E-147 (1983).
- (3.1.2-8) IAEA, “Pressurized Thermal Shock in Nuclear Power Plants: Good Practices for Assessment”, IAEA-TECDOC-1627 (2010).

3.1.3 関連温度移行量評価に係る分析

原子炉圧力容器鋼の中性子照射に伴う関連温度移行量については、材料の化学成分と中性子照射量などに対して回帰分析を行って式の形を定める現象論的手法^{(3.1.3-1)・(3.1.3-5)}と、中性子照射に伴う材料中の溶質原子クラスタやマトリックス損傷の形成などのメカニズムに基づいてモデル式を立てる機構論的手法^{(3.1.3-6)・(3.1.3-7)}による評価が行われている。また、原子力規制委員会において、運転期間延長認可制度および高経年化対策制度に係る安全研究の一環として、統計解析手法を用いた検討、三次元アトムプローブ等による微細組織構造の観察等を実施し、国として技術的知見の整備を行うとされている。^(3.1.3-8) これらを受けて、本事業では平成 28 年度から平成 30 年度までの期間で関連温度移行量の統計解析および中性子照射サンプルの微細組織分析を予定する。最新のベイズ統計に基づいて、関連温度移行量を従来と異なるアプローチで解析することで、統計的に関連温度移行量を取り得る範囲について評価し、その結果を他の手法と照合することによって関連温度移行量評価の信頼性向上に寄与する。本年度は、最新の統計解析手法の一つであるノンパラメトリックベイズ法に基づく解析ツールを整備し、国内原子炉圧力容器鋼の中性子照射データについて解析を実施した。また、今後、微細組織分析を行う中性子照射サンプルについて統計解析結果に基づいて選定し加工を実施した。さらに、微細組織分析に関して、三次元アトムプローブを用いた溶質原子クラスタ分析条件の事前検討を行うとともに、粒界偏析元素分析装置を整備した。

3.1.3.1 関連温度移行量の統計解析

(1) ノンパラメトリックベイズ法の概要

ノンパラメトリックベイズ法は実測データ全体の確率分布を多変量分布の和で表現する手法であり、本解析では正規分布を用いた無限ガウス混合モデルを用いた(式(3.1.3-1))。ノンパラメトリックとはパラメータが無いという意ではなく、パラメータ数を事前に決めないという意である。式 3.1.3-1 の左辺は実測データ全体の確率分布、右辺が正規分布の和を表す。ここで D は実測データ、 N は正規分布、 μ および σ は多変量正規分布の平均値および標準偏差(分散・共分散行列)、 π は正規分布の重ね合わせに用いる混合比である。この時、混合比の総和、各正規分布の確率分布の和はそれぞれ 1 となる。本手法では、実測データの数やばらつきなどの複雑さに応じて正規分布の数 k を決定し、データの当てはまり度(尤度)に応じて混合比、平均値、標準偏差などの統計量を推定する。グループの統計量の推定やグループ分けのパラメータの推定にベイズの定理を用いるが、これらの確率分布は複雑で直接計算することは出来ないため、マルコフ連鎖モンテカルロ (MCMC) を多次元の確率分布の推定に適用する。

$$p(D|\pi, \mu, \sigma) = \sum_{k=1}^{\infty} \pi_k N_k(D|\mu_k, \sigma_k) \quad (3.1.3-1)$$

$$\left(\sum_{k=1}^{\infty} \pi_k = 1, \int N_k(D|\mu_k, \sigma_k) dD = 1 \right)$$

$$p(d_n|k) \cdot \frac{n_k}{\alpha + n - 1} \quad (k = 1, \dots, K) \quad (3.1.3-2)$$

$$p(d_n|k^{new}) \cdot \frac{\alpha}{\alpha + n - 1} \quad (k = K + 1) \quad (3.1.3-3)$$

$p(d_n|k)$:尤度

d :データ

k :グループ数

n_k :グループに所属するデータ数

α :集中度パラメータ

① 実測データの確率分布の推定

実測データに応じた確率分布の推定は、ディレクレ過程混合モデルやそれと等価な手法である中華料理店過程（CRP: Chinese restaurant process）を用いて行われる。^(3.1.3-9)ここでは CRP に基づいた解析の流れについて記載する。図 3.1.3-1 にグループ分けのフローを模式的に示す。

はじめにグループ分けを行う初期パラメータをサンプリングし、それに基づいてグループ分けを行う。

1) 初期状態ではすべてのデータは一つの同じグループに所属し、データに基づいてグループの統計量 θ_1^0 が与えられる。

2) 実測データを一つ（ d_m ）抜き出し、もともと所属していたグループの統計量を残ったデータに基づいてベイズ更新し、 θ_1 を求める。

3) 抜き出したデータとグループへの当てはまり度（尤度）を用いて、抜き出したデータが所属するグループを決定する。この時、既存のグループへの所属確率および新たなグループへの所属確率は式 3.1.3-2 および式 3.1.3-3 で与えられる。尤度が高く、所属しているデータ数が多いグループに所属する確率が高くなる。これによって、データの複雑さに応じてグループ分けの数（正規分布の数）が自動的に決定されている。

4) 新たに所属するグループの統計値をベイズ更新する。

2) ～ 4) のプロセスをすべての入力データを対象に繰り返し行う。

MCMC サンプルングで集中度パラメータ α やグループの統計量を決定するパラメータ (ハイパーパラメータ) をベイズの定理によって更新する。

2) ～ 5) のプロセスを収束するまで繰り返し行う。

収束後のサンプルング結果を用いて実測データの確率分布を推定する。

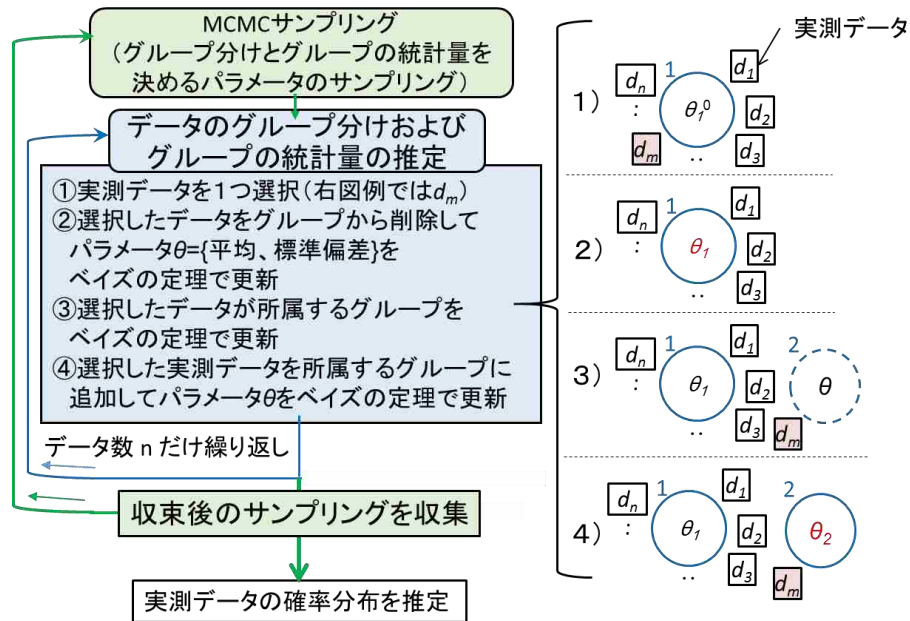


図 3.1.3-1 実測データのグループ分けのプロセスの模式図

図 3.1.3-2 に実測データの確率分布の模式図を示す。実際には中性子照射条件や化学成分など多数のパラメータを用いた解析を行うことになるが、ここでは可視化のために照射量と ΔRT_{NDT} の2つのパラメータに対する確率分布を示している。分けられたグループの特徴にしたがって、各グループで異なる確率分布が得られており、これらをグループに所属するデータ数などに基づいて得られた混合比を用いて重ね合わせることで全体の確率分布を求める。

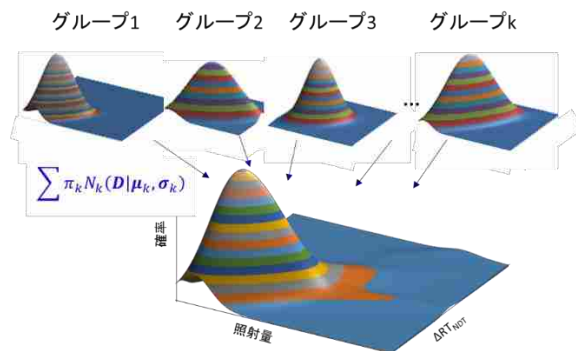


図 3.1.3-2 実測データの確率分布の推定

② 評価点の確率分布の推定

上記で得られた実測データの確率分布に対して、例えば、特定の照射量の断面を取ることでそれに対応した ΔRT_{NDT} の確率分布を得ることができる (図 3.1.3-3)。このような全データに対する確率分布を MCMC サンプルングごとに取得し、確率分布の中央値や周辺分布を用いて、 ΔRT_{NDT} の確信区間を推定する。

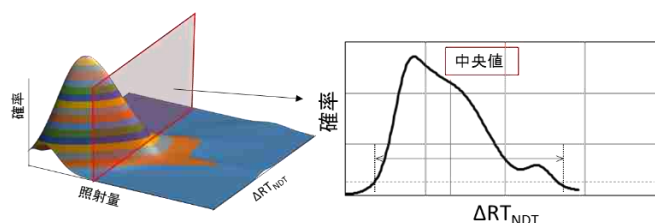


図 3.1.3-3 評価点の確率分布の模式図

(2) 解析プログラムの整備

原子炉圧力容器鋼の化学組成、中性子照射条件、関連温度移行量等のパラメータを有する多次元のデータ (データセット) を解析し、任意の評価点 (中性子照射条件等の入力変数の値が一意に決まった点) に対応する関連温度移行量の最尤値および確信区間を評価するため、以下の仕様を満たすプログラムを整備した。

- 中性子照射量、中性子照射速度、照射温度、材料の成分(Cu,Ni,P,Mn,Si 等)やそれらの積をパラメータとして任意に選択可能であり、20 次元以上の解析を実施可能
- 原子炉圧力容器鋼の化学組成、中性子照射条件、関連温度移行量などの多次元の情報を有するデータを 1000 以上入力して解析可能
- ノンパラメトリックベイズ法において確率分布などを求めるための MCMC 履歴および確率分布の履歴を出力可能
- 確率分布の履歴から任意の評価点に対応する最尤値と確信区間を出力可能

プログラムは R 言語環境^(3.1.3-10) のパッケージであり、ノンパラメトリックおよびセミパラメトリックベイズ推定を行う計算ライブラリ DPpackage^(3.1.3-11) に機能を追加することで整備した。DPpackage には応答変数(本研究では関連温度移行量(ΔRT_{NDT}))の確率分布をあらゆる関数で表現することが可能である。本解析ではディリクレ過程正規混合モデル^(3.1.3-9) を使用するため DPcdensity 関数を採用した。DPcdensity 関数は、(n 次元の入力変数 $\mathbf{x}$ と 1 次元の応答変数 y をあわせた) $n+1$ 次元空間の散布点をもとにディリクレ過程正規混合モデルを適用し、MCMC を用いて条件付き確率 $P(y|\mathbf{x})$ や回帰曲線 $y=y(\mathbf{x})$ を得るものである。

① 解析機能の拡張

a. 確率分布の履歴出力機能の追加

上記の解析プロセスから、任意の評価点に対応する最尤値と確信区間の値を算出するために必要な履歴データを整理したものを以下に示す。

- ・ 実測データのグループ分け履歴
- ・ 各グループの統計量（平均・分散共分散行列）の履歴
- ・ 評価点でのサンプリングにおける、各グループの混合比
- ・ 評価点でのサンプリングにおける、新規グループを作成した場合の新規グループの統計量（平均・分散共分散行列）の履歴

既存の DPcdensity 関数においては、実測データのグループ分け履歴、各グループの統計量の履歴は最終結果のみが保存され、混合比、新規グループの統計量については一切の履歴が保存されていない。ここでは、上記の 4 項目について出力する機能を追加した。

b. 確率分布の履歴を用いた解析機能の追加

任意の評価点に対応する最尤値と確信区間を算出する機能を整備した。評価点に対応する確率分布の算出に必要な各グループのパラメータや混合比については、上記で出力した履歴を使用するため、同じ評価点に対して解析を実施した場合には常に同じ最尤値と確信区間の値を得ることができる。また、既存解析プログラムでは確信区間の値の算出は 95% に限定されていたが、任意の値を設定して解析できるよう機能を拡張した。

c. 追加した解析機能の動作確認

国内原子炉圧力容器鋼の関連温度移行量を用いて、表 3.1.3-1 に示す条件で解析を実施した。MCMC サンプリングにおいては、初期状態の影響を受ける最初の 30000 回を除外し、サンプリング毎の相関を無くすため、10 回ごと、10000 サンプリングを収集した。既存の解析プログラムで得られる最尤値および確信区間の値と、確率分布の履歴を用いて求めた最尤値と確信区間が一致することで正しく履歴が出力されていることを確認した。

表 3.1.3-1 動作確認に用いた解析条件

実測データ	国内原子炉圧力容器鋼の関連温度移行量	
入力変数	Fluence、Flux、照射温度、Cu、Ni、P、Si、Mn	
応答変数	ΔRT_{NDT}	
評価点	実測データ点と同じ	
MCMC パラメータ	burn-in	30000
	skip	10
	save	10000

② Gelman-Rubin 統計量による解析の信頼性診断

上記で整備したプログラムを用いた解析結果において、同一の実測データと同一のモデル（入力パラメータ・関数形の組み合わせ）および初期値を用いた場合であっても、複数回解析（チェーン）を実施したときに得られる結果が異なることがある。これはモデル自体の信頼性が低いため各チェーンが解空間を十分広域に渡ってサンプリングできていないことを示しており、MCMC サンプラーで信頼性の低いモデルを用いた時の特徴でもあることから、解析結果およびモデルの信頼性を評価する必要がある。

MCMC を用いたベイズ統計手法におけるサンプリング結果の信頼性評価手法として、サンプリングが定常状態に収束したことを Gelman-Rubin 統計量を用いて診断する方法があり、WinBUGS や RStan などの MCMC サンプラーで広く利用されている。Gelman-Rubin 統計量は、同一モデルにおいて複数の MCMC サンプリングを実行した際の各チェーンのサンプリング結果の分散とチェーン間の分散がほぼ同じ値であるか否かを判定する検定量であり、式 3.1.3-4 で与えられる。この手法を DPcdensity 関数に適用し、信頼性を評価する手法について検討した。

$$\hat{R} = \sqrt{1 + \frac{1}{n} \left(\frac{B}{W} - 1 \right)} \quad (3.1.3-4)$$

ここで、

$$B = \frac{n}{m-1} \sum_{i=1}^m (\bar{g}_i - \bar{g})^2, W = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m \frac{\sum_{j=1}^n (g_i^{(j)} - \bar{g}_i)^2}{n-1}$$
$$\bar{g}_i = \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n g_i^{(j)}, \bar{g} = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m \bar{g}_i$$

③ 解析結果への適用

Gelman-Rubin 統計量による収束診断は DPcdensity では、周辺分布自体について行うことはできないが、ディリクレ過程混合モデルのハイパーパラメータおよびグループ分割数について実施可能である。(3.1.3-12)

解析には、R 言語の coda パッケージ(3.1.3-13) を使い、3 チェインの結果に対して実施した。この解析では、Gelman-Rubin 統計量の"片側 95%信頼区間の値"が 1.1 以下であるとき、解析結果が収束していると診断される。(3.1.3-14)

(3) ノンパラメトリックベイズ法を用いた解析

国内原子炉圧力容器鋼の関連温度移行量に関して、上記で整備した解析手法を用いて解析を実施した。様々な入力変数・関数形の組み合わせを検討し、信頼性に関する評価を実施した。

① 国内原子炉圧力容器鋼の関連温度移行量の評価の信頼性確認

国内原子炉圧力容器鋼の関連温度移行量の評価に関して、信頼性確認のため同じ条件での解析の実施回数(チェーン数)を 100 として解析を実施した。表 3.1.3-2 に条件を示す。

表 3.1.3-2 国内原子炉圧力容器鋼の関連温度移行量の解析条件

実測データ	国内原子炉圧力容器鋼の関連温度移行量	
入力変数	Fluence、Flux、Cu、Ni、P、Si、Mn	
応答変数	ΔRT_{NDT}	
評価点	実測データと同じ	
MCMC パラメータ	burn-in	30000
	skip	10
	save	10000
チェーン数	100	

表 3.1.3-3 に Gelman-Rubin 統計量を用いた評価結果を示す。ほとんどの値で 1.1 よりも大きくなっていることがわかる。このことから、モデル自体の信頼性は低く、解空間を十分広域に渡ってサンプリングできていないことを示している。信頼性の高い評価を実施するためには、適切な入力変数の組み合わせを選択することが必要である。

表 3.1.3-3 Gelman-Rubin 統計量

列名	統計量	列名	統計量	列名	統計量
m1:y	1.06	psi1:y-Flux	1.15	psi1:P-Mn	1.96
m1:Cu	1.01	psi1:Cu	2.62	psi1:P-Fluence	1.21
m1:Ni	1.00	psi1:Cu-Ni	2.22	psi1:P-Flux	1.3
m1:P	1.01	psi1:Cu-P	2.52	psi1:Si	4.38
m1:Si	1.00	psi1:Cu-Si	3.15	psi1:Si-Mn	3.19
m1:Mn	1.00	psi1:Cu-Mn	1.58	psi1:Si-Fluence	1.3
m1:Fluence	1.05	psi1:Cu-Fluence	1.21	psi1:Si-Flux	1.23
m1:Flux	1.28	psi1:Cu-Flux	1.18	psi1:Mn	1.31
k0	2.71	psi1:Ni	4.73	psi1:Mn-Fluence	1.17
psi1:y	1.51	psi1:Ni-P	3.04	psi1:Mn-Flux	1.31
psi1:y-Cu	1.26	psi1:Ni-Si	3.08	psi1:Fluence	1.36
psi1:y-Ni	1.37	psi1:Ni-Mn	2.38	psi1:Fluence-Flux	1.43
psi1:y-P	1.2	psi1:Ni-Fluence	1.43	psi1:Flux	4.0
psi1:y-Si	1.3	psi1:Ni-Flux	2.25	ncluster	34.14
psi1:y-Mn	1.24	psi1:P	3.05	alpha	1.07
psi1:y-Fluence	1.47	psi1:P-Si	3.55		

② 複数チェーンによる解析を実施した場合の評価点の回帰関数

信頼性評価を行うために複数のチェーンでの解析を実施した場合に、得られた複数の評価結果の取り扱いについて検討を行った。MCMC サンプルングでは同一条件であってもチェーンごとにサンプリング結果が異なっているため、WinBUGS や RStan などの MCMC サンプラーでは一般的に複数チェーンのサンプリング結果の和集合を事後分布として、平均値、中央値、確信区間の値を算出している。同様の処理を DPcdensity 関数に適用して回帰関数や評価点の周辺事後分布を算出することができる。図 3.1.3-4 にチェーンごとの確信区間とサンプリング結果の和集合の確信区間の例を示し、チェーンごとの回帰関数密度分布を平均化して算出した例を図 3.1.3-5 に示す。チェーンごとに評価結果の確信区間が異なる場合には裾の広い確信区間が得られている。ただし、信頼性の低いモデルの場合は得られた複数チェーンの和集合の信頼性も担保されるものではなく、この手法はあくまで信頼性の高いモデルでの複数のサンプリング結果が得られたとき、もしくは複数チェーンを行うことでチェーンごとのばらつきから信頼性を確認できた時に用いられるべきと考えられる。

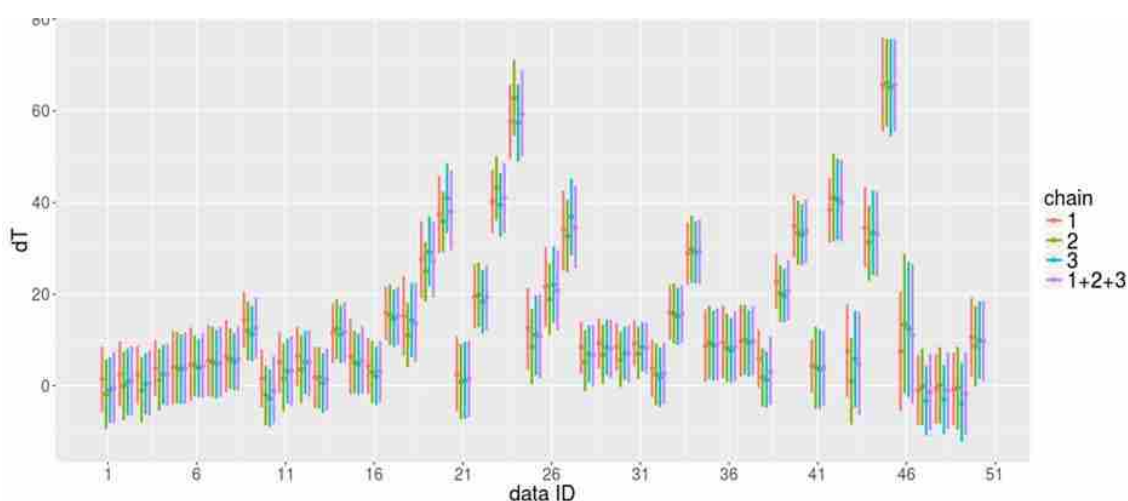


図 3.1.3-4 チェーンごとおよび全体の回帰関数の推定値の例（平均と 95%確信区間）

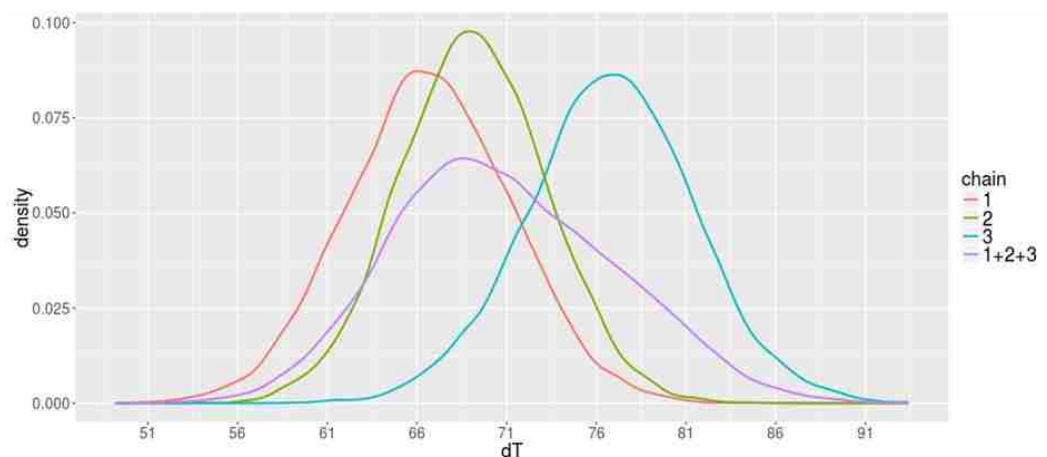


図 3.1.3-5 チェインごとおよび全体の回帰関数の密度分布

③ 入力変数・関数の組み合わせと解析の信頼性

複数の入力変数の組み合わせ（モデル）について、ノンパラメトリックベイズに基づく解析および Gelman-Rubin 統計量によるモデルの信頼性評価を実施し、信頼性の高い入力変数の組み合わせについて検討を行った。

a. 入力変数・関数形の組み合わせ

モデルの候補として、表 3.1.3-4 の組み合わせ（ $5 \times 6 \times 2^8 = 7680$ ）を使用した。関連温度移行量が中性子照射と強く相関があることから、すべてのモデルについて必ず **Fluence** を入力変数として含むものとしている。また、**Fluence** や **Flux** については、収束性への影響を把握するため、べき係数を変えた入力変数を候補とした。材料組成に係る入力変数は、Cu、Ni、P、Mn、Si とし、それぞれの従属性が収束に及ぼす影響を確認するため、仏国^(3.1.3-15) や米国^(3.1.3-16) の脆化予測法で取り入れられている項についても候補とした。MCMC サンプリングなどの解析条件については表 3.1.3-5 に示す値とし、Gelman-Rubin 統計量の算出のためのチェーン数は 3 とした。

表 3.1.3-4 モデルに使用する入力変数の候補

入力変数	
Fluence ^a	a : 0.2、0.4、0.6、0.8、1
Flux ^b	b : 0.2、0.4、0.6、0.8、1
照射温度	
Cu	
Ni	
P	
Mn	
Si	
Ni ² ×Cu	仏国脆化予測法の項
P×Mn	米国脆化予測法の項

表 3.1.3-5 収束性確認に用いた解析条件（全ケース共通部分）

実測データ	国内原子炉圧力容器鋼の関連温度移行量	
入力変数	Fluence、Flux、照射温度、Cu、Ni、P、Si、Mn	
応答変数	ΔRT_{NDT}	
評価点	測定データ点と同じ点	
MCMC パラメータ	burn-in	30000
	skip	10
	save	10000
チェーン数	3	

b. Gelman-Rubin 統計量による収束診断

Gelman-Rubin 統計量はディレクレ過程混合モデルのハイパーパラメータおよびグループ数の履歴に対して算出し、以下を集計した。

- グループ数以外のパラメータの Gelman-Rubin 統計量
- グループ数の Gelman-Rubin 統計量
- 全チェーンのサンプリング結果のグループ数の平均
- 全チェーンのサンプリング結果のグループ数の標準偏差

これらについて、グループ数以外のパラメータの Gelman-Rubin 統計量がすべて 1.1 以下であり、グループ数の Gelman-Rubin 統計量が 1.1 以下、もしくはグループ数の標準偏差がゼロ（全てのチェーンでのグループ数のサンプリング結果が同じ値）である場合に、そのモデルの信頼性が高いと評価した。

また、一般に Gelman-Rubin 統計量がすべてのパラメータについて 1.1 以下であれば信頼性が高いと評価できるが、そのような結果であってもトレースプロットの形状から明らかに収束していないと判断できる場合があるため、注意が必要である。

c. 信頼性評価結果

7680 モデルに対する 3 チェインの解析結果を用いた信頼性評価において、280 モデルについて信頼性が高いと評価された。入力変数ごとの信頼性の高いと判断されたモデルの数を表 3.1.3-6 に示す。Fluence のべき乗の中では、べき係数 0.6 で最も頻度が高く、Fluence, Cu, P, Mn, Si については頻度的に大きな差はなく、照射温度を採用したモデルは極端に頻度が低い。また、Ni の頻度は低く、Ni 単独よりも $\text{Ni}^2 \times \text{Cu}$ のように他の入力変数と組み合わせることで頻度は高くなっていることがわかる。

また、表 3.1.3-7 に示す入力変数の数と信頼性の高いモデル数の関係より、入力変数の数が多くなると信頼性の高いモデルの数は少なくなる傾向にあり、6 個以上の入力変数を持つ信頼性の高いモデルは非常に少ないことがわかる。入力変数を過剰に加えると信頼性が低くなることから、予測値の算出への影響を考慮した上で解析に用いる入力変数の数についても最適化する必要がある。入力変数の組み合わせに対応した信頼性の高いモデルの数を表 3.1.3-8 ～表 3.1.3-11 に示す。例えば表 3.1.3-8 では Fluence と Flux 以外を入力変数の組み合わせが 2^8 通りあるため、256 モデル中で信頼性が高いと評価されたモデル数を示している。Fluence と Flux の組み合わせでは、Fluence の 0.5 乗付近と Flux の 0.5 乗付近の頻度が高い。照射温度と元素濃度の組み合わせでは、Cu, P, Mn, Si 同士の組み合わせの頻度が高く、特に P や Si との組み合わせで信頼性が高くなる傾向にある。

表 3.1.3-6 入力変数ごとの信頼性の高いモデル数

入力変数	モデル総数	モデル数	頻度	入力変数	モデル総数	モデル数	頻度
Fluence ^{0.2}	1536	57	3.71%	Flux	1280	17	1.33%
Fluence ^{0.4}	1536	58	3.78%	照射温度	3840	8	0.21%
Fluence ^{0.6}	1536	66	4.30%	Ni	3840	38	0.99%
Fluence ^{0.8}	1536	54	3.52%	Cu	3840	79	2.06%
Fluence	1536	45	2.93%	P	3840	101	2.63%
Flux ^{0.2}	1280	10	0.78%	Mn	3840	100	2.60%
Flux ^{0.4}	1280	34	2.66%	Si	3840	96	2.50%
Flux ^{0.6}	1280	25	1.95%	$\text{Ni}^2 \times \text{Cu}$	3840	87	2.27%
Flux ^{0.8}	1280	24	1.88%	$\text{P} \times \text{Mn}$	3840	81	2.11%

表 3.1.3-7 入力変数の個数と信頼性の高いモデル数

入力変数の個数	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
モデル数	5	41	98	88	42	5	1	0	0	0

表 3.1.3-8 Fluence と Flux を含むモデルで信頼性の高いモデル数 (256 モデル中)

	Flux ^{0.2}	Flux ^{0.4}	Flux ^{0.6}	Flux ^{0.8}	Flux
Fluence ^{0.2}	0	6	3	8	3
Fluence ^{0.4}	3	8	7	4	2
Fluence ^{0.6}	0	11	7	6	6
Fluence ^{0.8}	7	4	5	3	4
Fluence	0	5	3	3	2

表 3.1.3-9 Fluence と照射温度もしくは各元素を含むモデルで信頼性の高いモデル数
(768 モデル中)

	照射温度	Ni	Ni ² ×Cu	Cu	P	P×Mn	Mn	Si
Fluence ^{0.2}	5	8	16	15	20	20	24	21
Fluence ^{0.4}	1	5	18	13	21	11	20	21
Fluence ^{0.6}	0	7	21	16	25	20	20	18
Fluence ^{0.8}	1	9	18	15	20	15	23	17
Fluence	1	9	14	20	15	15	13	19

表 3.1.3-10 Flux と照射温度もしくは各元素を含むモデルで信頼性の高いモデル数
(640 モデル中)

	照射温度	Ni	Ni ² ×Cu	Cu	P	P×Mn	Mn	Si
Flux ^{0.2}	0	4	4	2	4	1	4	4
Flux ^{0.4}	1	3	12	8	11	12	13	14
Flux ^{0.6}	0	0	8	6	9	5	8	2
Flux ^{0.8}	2	2	7	7	5	8	5	8
Flux	1	1	4	1	5	3	4	6

表 3.1.3-11 照射温度もしくは各元素を含むモデルで信頼性の高いモデル数
(入力変数が一つの場合 3840 モデル、入力変数が二つの場合 1920 モデル中)

	照射温度	Ni	Ni ² ×Cu	Cu	P	P×Mn	Mn	Si
照射温度	8							
Ni	1	38						
Ni ² ×Cu	7	8	87					
Cu	1	8	13	79				
P	3	13	35	22	101			
P×Mn	3	6	23	21	23	81		
Mn	2	12	26	26	30	31	100	
Si	5	11	29	27	36	28	25	96

d. 信頼性が高いモデルを用いた評価結果

Gelman-Rubin 統計量による信頼性評価はディクレ過程混合モデルのハイパーパラメータやサンプリング結果のグループ数について行い、各評価点における回帰関数や周辺事後分布などの評価結果に対して評価することはできない。ここでは、信頼性が高いと評価されたモデルにおける評価結果について確認した。評価に関する解析条件を表 3.1.3-12 に示す。各評価点における事後分布を精度良く求めるために、y 次元のグリッド数を-50 から 250 までを 1℃刻みの 251 と細かく設定した。

表 3.1.3-12 信頼性が高いモデルを用いた解析条件

入力変数	Fluence、Ni ² ×Cu、P×Mn、P
評価点	入力に用いた点
グリッド	-50 から 250 までを 1℃刻み
チェーン数	3

評価値を算出したモデルについて Gelman-Rubin 統計量を用いた信頼性評価を実施し、すべてのパラメータについて 1.1 以下であることを確認した。(表 3.1.3-13) また、得られた回帰関数の平均と確信区間と周辺事後分布の平均の確信区間の評価例を図 3.1.3-6、図 3.1.3-7 に、data ID1 に対する周辺事後分布の解析例を図 3.1.3-8 に示す。信頼性の高いモデルにおいては異なるチェーンであっても評価結果にほとんど違いが無く、評価結果の再現性が高いことが示された。一方で、予測値と実測値の残差が大きいことから、解析の信頼性が高いことと予測性が良いことは必ずしも一致しないということが伺える。

表 3.1.3-13 予測値算出に用いたモデルの Gelman-Rubin 統計量

パラメータ名	統計量	パラメータ名	統計量
m1:y	1.00	psi1:Fluence-Ni ² ×Cu	1.00
m1:Fluence	1.00	psi1:Fluence-P×Mn	1.00
m1:Ni ² ×Cu	1.00	psi1:Fluence-P	1.00
m1:P×Mn	1.00	psi1:Ni ² ×Cu	1.00
m1:P	1.00	psi1:Ni ² ×Cu-P×Mn	1.00
k0	1.00	psi1:Ni ² ×Cu-P	1.00
psi1:y	1.00	psi1:P×Mn	1.00
psi1:y·Fluence	1.00	psi1:P×Mn·P	1.00
psi1:y·Ni ² ×Cu	1.00	psi1:P	1.00
psi1:y·P×Mn	1.00	ncluster	1.01
psi1:y·P	1.00	alpha	1.00
psi1:Fluence	1.00		

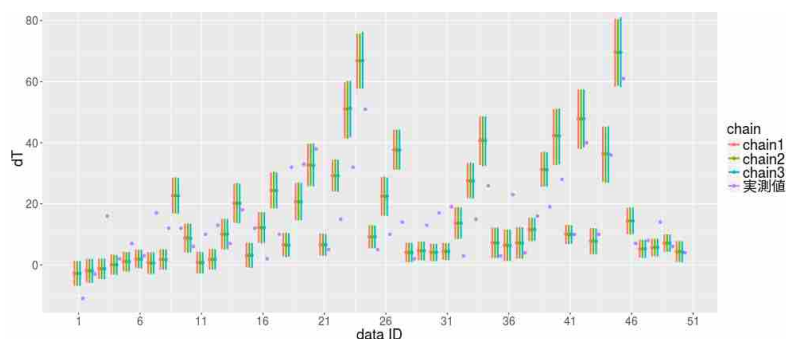


図 3.1.3-6 チェインごとの回帰関数の 95%確信区間の評価例

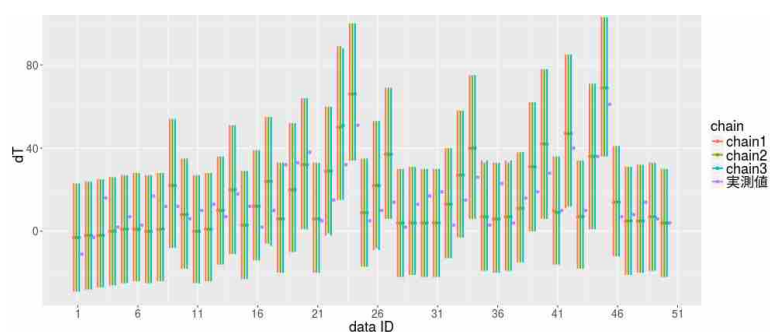


図 3.1.3-7 チェインごとの周辺事後分布の平均の 95%確信区間の評価例

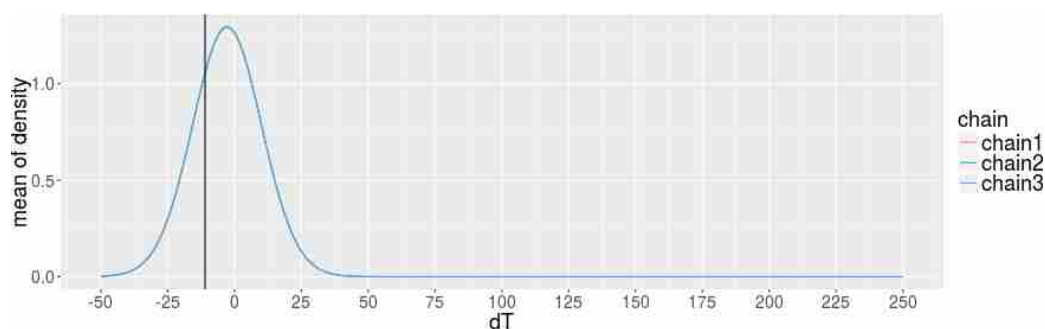


図 3.1.3-8 data ID 1 における周辺事後分布の平均の確率分布

e. 信頼性の高いモデルによる予測性

上記の解析で信頼性が高いと評価された 280 モデルに対して 1 チェインの解析を実施し、実測データの各データ点に対する予測値から、信頼性が高いモデルや入力変数と予測性の関係について評価を行った。また、グループ数が多いほど複雑なデータの確率分布を表現できているものと考え、入力変数の個数やグループ数と予測性の関係について、残差（予測値－実測値）の標準偏差を指標として評価を行った。この残差の標準偏差が小さいほど予測性が良いものとみなすことができる。

280 モデルにおける残差の標準偏差とグループ数の頻度分布を図 3.1.3-9、図 3.1.3-10 に示す。図 3.1.3-9 から信頼性の高いモデルの評価結果には残差の標準偏差 11℃程度を境に 2 つのグループに分かれている。また、グループ数については分割数が多いほど頻度が下がる傾向にある。

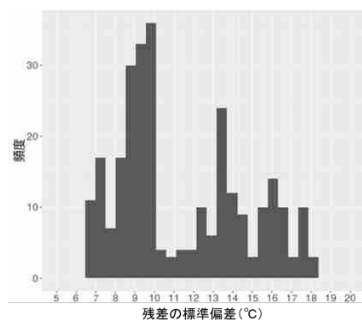


図 3.1.3-9 残差の標準偏差の頻度分布

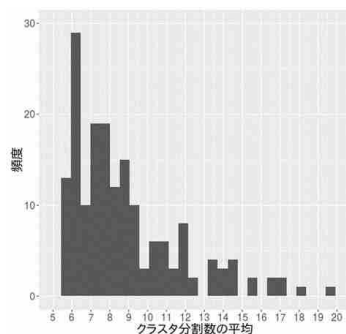


図 3.1.3-10 グループ数の平均値の頻度分布

グループ数、モデルの入力変数の個数と予測性の関係を図 3.1.3-11～図 3.1.3-13 に示し、それぞれの相関係数 r を図中に示した。図 3.1.3-11 のグループ数と残差の標準偏差の間では相関係数は-0.362 となり、弱い負の相関がみられる。図 3.1.3-12 における入力変数の個数と残差の標準偏差の間にも負の相関が見られるが、残差の標準偏差の最小値は入力変数の個数が 3 個以上ではほぼ横ばいとなっている。図 3.1.3-11、図 3.1.3-12 ともに残差の標準偏差が 11℃付近で境界が認められることから、グループ分割数や入力変数の数よりも、選ばれた入力変数の種類が残差の標準偏差を小さくすることに大きく寄与しているものと考えられる。また、モデルの入力変数の個数とグループ分割数の間にはほとんど相関がみられなかった。

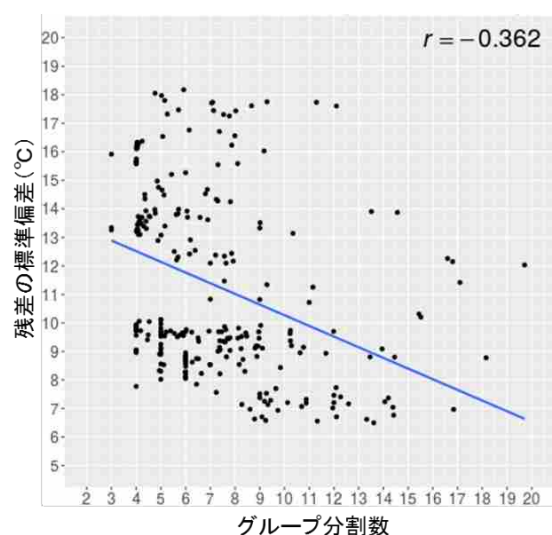


図 3.1.3-11 信頼性の高いモデルにおける残差の標準偏差とグループ分割数

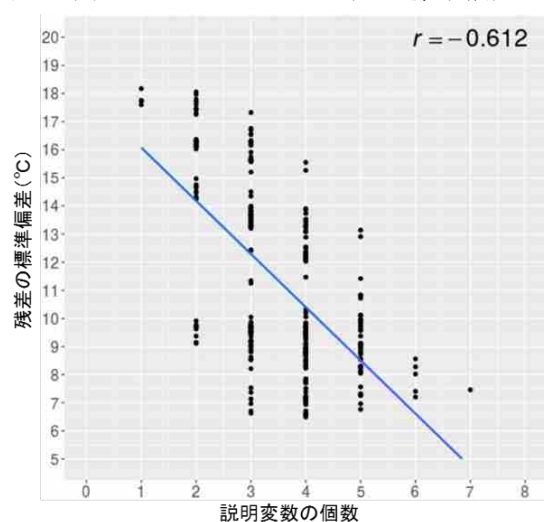


図 3.1.3-12 信頼性の高いモデルにおける残差の標準偏差と入力変数の個数

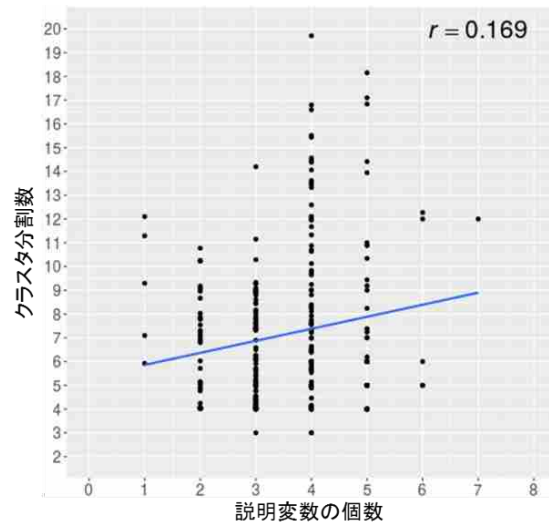


図 3.1.3-13 信頼性の高いモデルにおけるグループ分割数と入力変数の個数

図 3.1.3-14 に各入力変数が含まれるモデルの残差の標準偏差の分布（ヴァイオリンプロット）を示す。Cu または $\text{Ni}^2 \times \text{Cu}$ を入力変数とした信頼性の高いモデルの評価結果は、残差の標準偏差が 10°C 以下の範囲に収まっており、予測性において重要であることがわかる。また、ヴァイオリンプロットの形状から、入力変数の組み合わせによって二極化している可能性が伺える。これらのことから、図 3.1.3-9 や図 3.1.3-11 などで見られた残差の標準偏差 11°C 付近に見られる境界は、入力変数に Cu を含むかどうかによって由来しているものと考えられる。Fluence のべき乗については、0.4 乗、0.6 乗を入力変数として持つモデルで残差の標準偏差の最良値が低い値となっている。また、残差の標準偏差の最良値を与える Ni、Si も予測性において重要であると考えられる。図 3.1.3-15 に入力変数ごとのモデルのグループ分割数の分布を示す。Flux のべき乗や照射温度をもつモデルではグループ数が少なく、残差の標準偏差においても高い値となっている。Flux と照射温度が離散的な値となっていることが考えられる。これによりグループ分割数が少なくなり、予測性に影響したことが考えられる。離散的な値を入力とすることによって収束性、予測性が悪化するため、入力変数から除外することや、実際の値を用いるなどの対応が必要である。

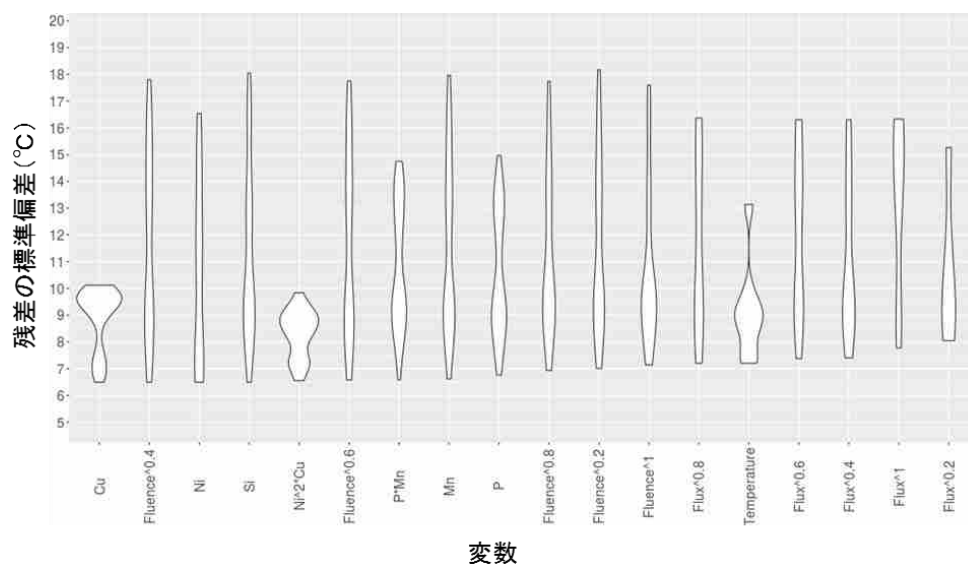


図 3.1.3-14 入力変数ごとの信頼性の高いモデルの予測性（最良値昇順）

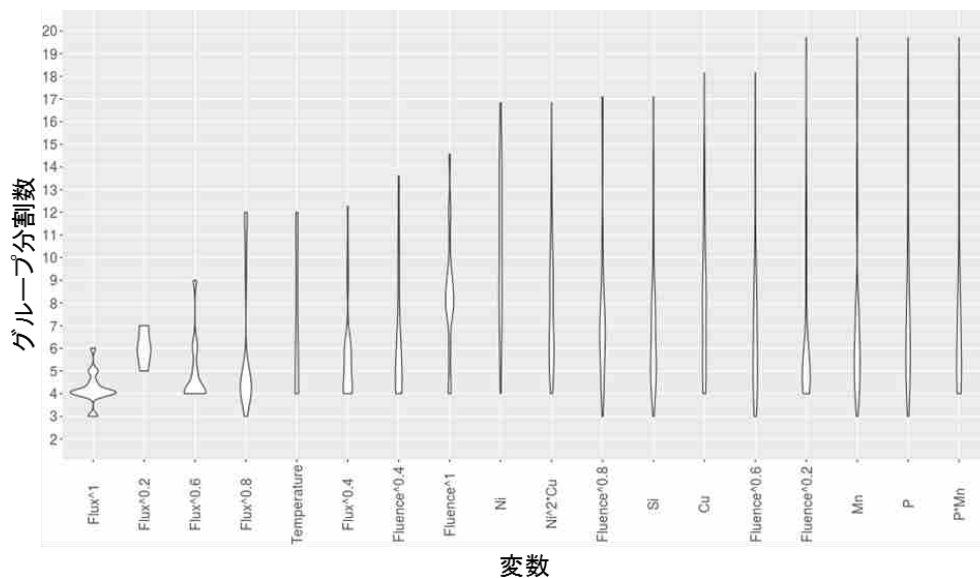


図 3.1.3-15 入力変数ごとの信頼性の高いモデルのグループ数（最大値昇順）

f. 診断の精度

信頼性の高いモデルについてトレースプロットを確認した結果、収束していないことが疑われるモデルが見られた。表 3.1.3-14 に示す Gelman-Rubin 統計量からは信頼性が高いと評価できるが、図 3.1.3-16 のトレースプロットを見ると収束していないことがわかる。このモデルについて再度 3 チェインの解析と Gelman-Rubin 統計量に評価を行ったところ、表 3.1.3-15 に示す通り、多くのパラメータで 1.1 を越えており、信頼性が低いと評価された。チェイン数 3 とした評価は、信頼性の悪いモデルを除外するためのスクリーニングとしては有効であるが、より信頼性が高いモデルを選出するためには、より多くのチェイン数を用いた評価が必要となることが示唆された。

表 3.1.3-14 収束性が不十分であると疑われるモデルの Gelman-Rubin 統計量

パラメータ	統計量	パラメータ	統計量
m1:y	1.00	psi1:Fluence ^{0.6} -Ni ² ×Cu	1.00
m1:Fluence ^{0.6}	1.00	psi1:Fluence ^{0.6} -P×Mn	1.00
m1:Ni ² ×Cu	1.00	psi1:Fluence ^{0.6} -Cu	1.00
m1:P×Mn	1.00	psi1:Ni ² ×Cu	1.07
m1:Cu	1.00	psi1:Ni ² ×Cu-P×Mn	1.01
k0	1.02	psi1:Ni ² ×Cu-Cu	1.08
psi1:y	1.00	psi1:P×Mn	1.01
psi1:y-Fluence ^{0.6}	1.00	psi1:P×Mn-Cu	1.01
psi1:y-Ni ² ×Cu	1.00	psi1:Cu	1.06
psi1:y-P×Mn	1.00	ncluster	1.05
psi1:y-Cu	1.00	alpha	1.00
psi1:Fluence ^{0.6}	1.00		

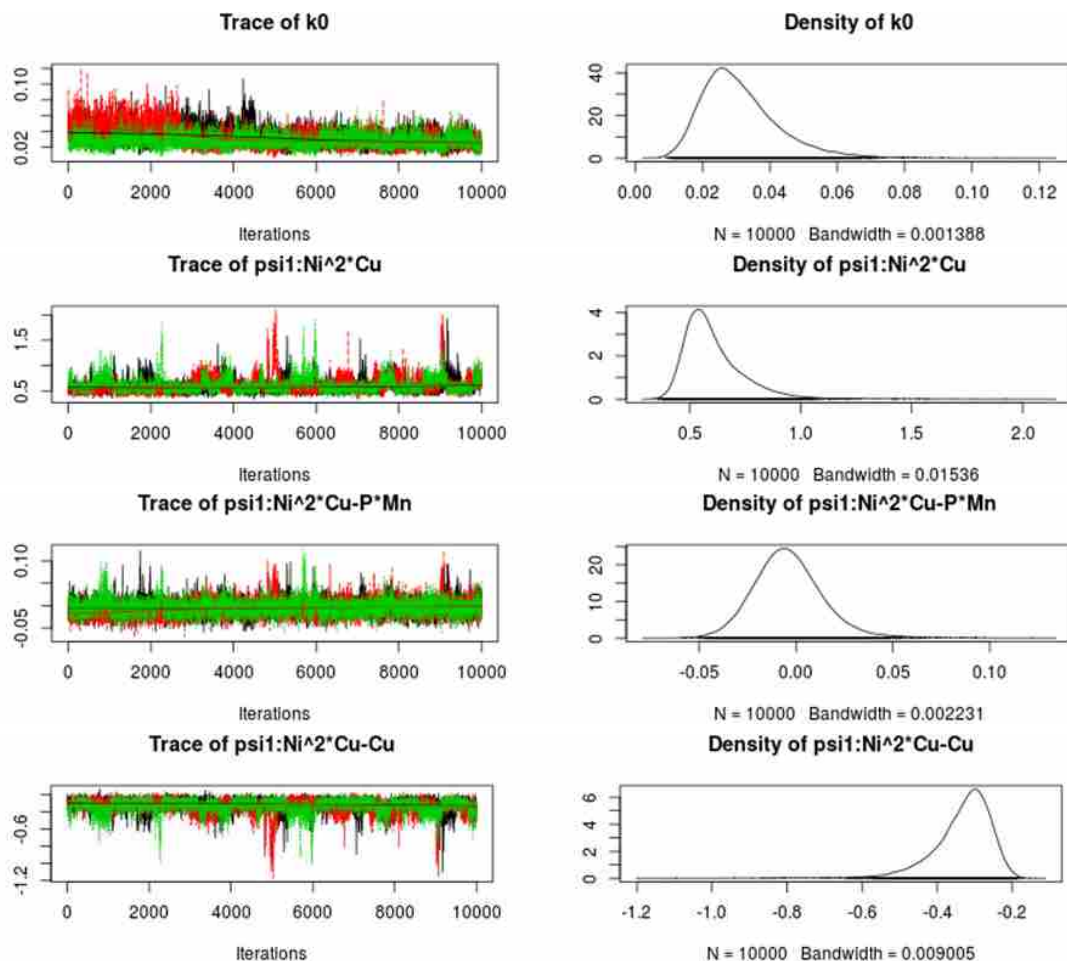


図 3.1.3-16 収束が不十分であることが疑われるモデルの一部のハイパーパラメータのトレースプロットと密度分布

表 3.1.3-15 再解析時の Gelman-Rubin 統計量

パラメータ	統計量	パラメータ	統計量
m1:y	1.05	psi1:Fluence ^{0.6} -Ni ² ×Cu	1.31
m1:Fluence ^{0.6}	1.01	psi1:Fluence ^{0.6} -P×Mn	1.37
m1:Ni ² ×Cu	1.36	psi1:Fluence ^{0.6} -Cu	1.75
m1:P×Mn	1.01	psi1:Ni ² ×Cu	8.4
m1:Cu	1.01	psi1:Ni ² ×Cu-P×Mn	2.77
k0	8.9	psi1:Ni ² ×Cu-Cu	8.99
psi1:y	2.39	psi1:P×Mn	3.65
psi1:y-Fluence ^{0.6}	3.24	psi1:P×Mn-Cu	2.46
psi1:y-Ni ² ×Cu	1.63	psi1:Cu	7.56
psi1:y-P×Mn	1.12	ncluster	8.33
psi1:y-Cu	1.59	alpha	1.12
psi1:Fluence ^{0.6}	5.77		

④ Fluence のべき乗の予測性への影響

関連温度移行量に対して最も重要な入力変数である Fluence について、その関数形が予測性に及ぼす影響を確認するため、べき係数を 0.1 から 1.0 まで 0.1 刻みで解析を実施した。ここでは PWR 条件の関連温度移行量を対象として高照量領域に着目することとし、照射温度、Flux を入力変数から除外して解析を実施した。表 3.1.3-16 に解析条件を示す。

表 3.1.3-16 Fluence のべき係数の予測性への影響評価の解析条件

実測データ		PWR 条件の関連温度移行量
入力変数		Fluence ^x 、Cu、Ni、P、Si、Mn (x は 0.1~1.0 の範囲で 0.1 刻み)
応答変数		ΔRT_{NDT}
評価点		実測データと同じ点
MCMC パラメータ	burn-in	30000
	save	10000
	skip	10
チェーン数		1

図 3.1.3-17 に Fluence のべき係数と残差の標準偏差の関係を示す。Fluence の 0.5~0.7 乗の範囲で残差の標準偏差が小さくなり、予測性が良くなっていることがわかる。この傾向は図 3.1.3-14 と一致している。

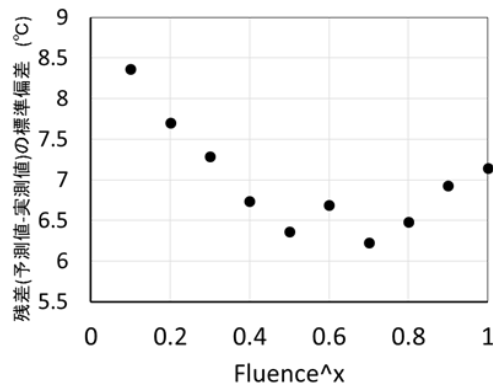


図 3.1.3-17 残差の標準偏差の Fluence のべき係数依存性

まとめ

本年度はノンパラメトリックベイズ法に基づく解析手法を整備し、関連温度移行量の統計解析を行った。以下に内容を示す。

- **MCMC** サンプリングにおける入力データのグループ分けの履歴、グループのパラメータの履歴、評価点サンプリングにおける混合比の履歴、新規グループを生成した場合のそのグループのパラメータの履歴を出力する機能を整備した。
- 出力した各履歴を用いて任意の条件に対応する予測値の最尤値と確信区間の値を算出する機能を整備した。また、確信区間の幅を任意に変更できるものとした。
- **Gelman-Rubin** 統計量を用いて解析結果の信頼性評価が可能であることを示した。また、複数チェーンによる解析を実施した場合に、最終的な解析結果となる推定値や確信区間の値の算出方法について検討した。
- 入力変数や関数形の組み合わせが異なる全 7680 モデルに対してチェーン数 3 とした信頼性評価を実施し、280 の信頼性の高いモデルを得た。しかし、誤診断となる可能性があるため、信頼性の高いモデルを探索する際にはより多くのチェーン数が必要であることが明らかとなった。
- 信頼性の高い 280 モデルについて予測性評価を実施し、Cu、Ni の他に Si 含有量が予測性に影響すること、さらに **Fluence** の関数形としてべき係数が信頼性および予測性に影響することを明らかにした。
- 信頼性が高いと評価されたモデルにおいて、評価結果の再現性を確認した。

また、今後以下を整備することによって、より効率的に関連温度移行量の統計解析評価を実施できると考える。

- 計算時間を短縮し、より効率的に計算モデル構築の検討のため、計算の収束性に関するパラメータや初期分布の入力値の妥当性を確認するパラメータを抽出できるようにする。
- 解析結果の信頼性評価機能や複数チェーンによる解析結果から推定値と確信区間の値を算出できる解析プログラムを整備する。
- ノンパラメトリックベイズ法による解析と信頼性評価には大きな計算負荷がかかり、膨大なモデルの組み合わせの全てに対して解析を行うことは現実的ではないため、信頼性評価の前段階でモデルを取捨選択する手法の検討を行う。

なお、次年度は解析プログラムの整備に加え、実測データを用いた解析を実施し、信頼性・予測性が高い入力変数の組み合わせのモデルを探索するとともに、関連温度移行量を取り得る範囲について評価を行う予定である。

参考文献

- (3.1.3-1) U. S. Nuclear Regulatory Commission Regulatory Guide 1.99 Revision 2, 1988.
- (3.1.3-2) C. Brillaud, et al., ASTM STP 956, PA, (1987) pp. 420–447.
- (3.1.3-3) M. Erickson, Proceedings of Fontevraud 7 (2010) #A105-T01.
- (3.1.3-4) P. Todeschini, et al., Proceedings of Fontevraud 7 (2010) #A084-T01.
- (3.1.3-5) M. Kirk, ASTM STP-1547, PA, (2012) pp. 20–51.
- (3.1.3-6) E. D. Eason, et al., ORNL/TM-2006/530, TN (2007).
- (3.1.3-7) N. Soneda, et al., Journal of ASTM International, 7 (2010) pp. 1–20.
- (3.1.3-8) <https://www.nsr.go.jp/data/000133414.pdf>
- (3.1.3-9) 持橋大地、“最近のベイズ理論の進展と応用[III]：ノンパラメトリックベイズ”，電子情報通信学会誌 93(1), 73-79, (2010).
- (3.1.3-10) <https://www.r-project.org/>
- (3.1.3-11) <https://cran.r-project.org/web/packages/DPpackage/index.html>
- (3.1.3-12) A.Jara, et al., DPpackage: Bayesian semi-and nonparametric modeling in R. Journal of statistical software, 40(5), 1, (2011).
- (3.1.3-13) <https://cran.r-project.org/web/packages/coda/index.html>
- (3.1.3-14) D. A. Armstrong, et al., Analyzing spatial models of choice and judgment with . CRC Press (2014).
- (3.1.3-15) P. Todeschini, et al. Fontevraud 7 A084-T01, (2010).
- (3.1.3-16) E. D. Eason, et al. ORNL/TM-2006/530, (2006).
- (3.1.3-17) H. Takamizawa et al. Journal of Nuclear Materials, 479, pp. 533-541, (2016).

3.1.3.2 中性子照射サンプルの微細組織分析

脆化予測法で考慮されていない因子の高照射量領域での顕在化の有無を確認するため、組成の異なる中性子照射サンプルに対して、三次元アトムプローブ（APT）を用いた溶質原子クラスタ分析、オージェ電子分光分析装置を用いた粒界偏析元素分析を実施することを予定している。APT 分析ではバルクの組成に依存したクラスタ構成元素の割合の照射量依存性、中性子照射量に依存した溶質原子クラスタの数密度、大きさ等の性状に関するデータを取得する。また、これまで試験炉照射のみで検討されていた粒界脆化について、粒界リン偏析の照射速度効果をオージェ電子分光分析により取得し、高照射量領域での粒界脆化の顕在化の可能性を確認する。本年度は試験に供するサンプルの選定と試験片加工、分析に係る予備検討および装置整備を実施した。

(1) 中性子照射サンプルの選定

国内原子炉圧力容器鋼の関連温度移行量に対するノンパラメトリックベイズ法を用いた検討から、高照射量領域における関連温度移行量を評価する上で Cu、Ni の他に Si を考慮することが予測性の改善に寄与する可能性が示唆されている。(3.1.3-18) この解析結果に加えて、関連温度移行量への寄与が最も大きい Cu 含有量の違いや粒界に偏析する P 含有量、照射速度などを考慮し、APT およびオージェ電子分光による微細組織分析に供するため、表 3.1.3-17 に示す中性子照射サンプルを選定した。

表 3.1.3-17 微細組織分析に供する中性子照射サンプル

No.	化学成分(wt%)					照射量 ($\times 10^{19}$ n/cm ²)	ΔRT_{NDT} (°C)	APT	オージェ 電子分光
	Cu	Ni	P	Si	Mn				
1	0.16	0.61	0.010	0.29	1.41	3.4	72	✓	✓
2						5.6	99	✓	✓
3	0.03	0.57	0.007	0.23	1.39	6.3	32	✓	
4						9.0	51	✓	
5	0.13	0.58	0.014	0.20	1.45	4.7	88	✓	
6	0.068	0.59	0.009	0.25	1.35	5.8	46	✓	
7						9.2	61	✓	
8	0.037	0.62	0.003	0.31	1.50	9.5	61	✓	
9	0.05	0.62	0.007	0.23	1.38	4.0	55	✓	
10						7.5	70	✓	
11	0.14	0.80	0.012	0.38	1.22	3.4	77	✓	✓
12						5.6	106	✓	✓
13	0.13	0.85	0.011	0.28	1.37	3.5	64	✓	
14						6.5	77	✓	
15	0.09	0.62	0.007	0.26	1.38	10.0	94	✓	✓
16						5.8	69	✓	✓
17						3.1	39	✓	✓
18						3.2	45	✓	✓
19						5.9	79	✓	✓
20						11.7	128	✓	✓

(2) 中性子照射サンプルの加工および組織観察

上記で選定した中性子照射サンプルについて、次年度以降に予定する APT 分析およびオージェ電子分光分析に供するため、試験済みシャルピー試験片の加工および組織観察を実施した。

• 試験済みシャルピー試験片の加工

試験済みシャルピー試験片の半割れから図 3.1.3-18 に示す $10 \times 10 \times 25$ mm 形状の試験片 (A タイプ試験片) を 10 体、図 3.1.3-19 に示す $10 \times 10 \times 1$ mm 形状の試験片 (B タイプ試験片) を 10 体採取した。試験済みシャルピー試験片からの採取要領を図 3.1.3-20 に示す。A タイプ試験片については、試験済みシャルピー試験片の破面側約 2mm 位置で切断し、長さ約 25mm の試験片を採取した。また、B タイプ試験片については試験済みシャルピー試験片残材の破面側約 6mm 位置で切断し、長さ約 1mm の試験片を採取した。

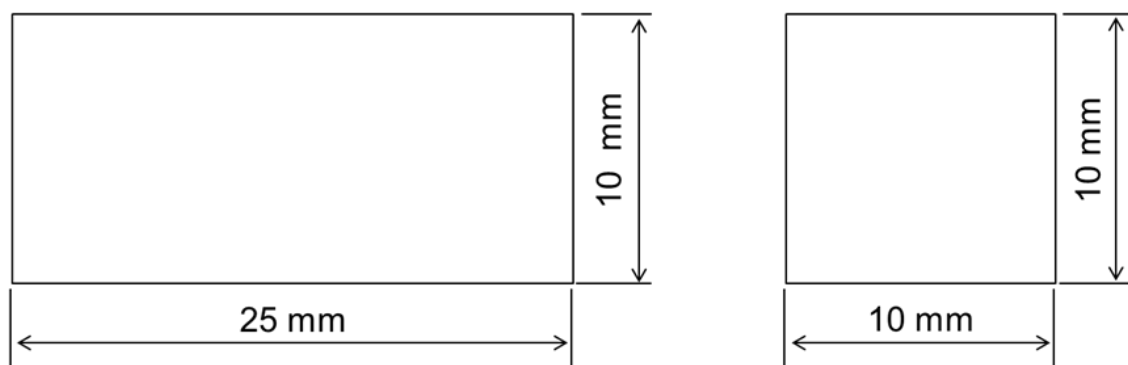


図 3.1.3-18 A タイプ試験片寸法

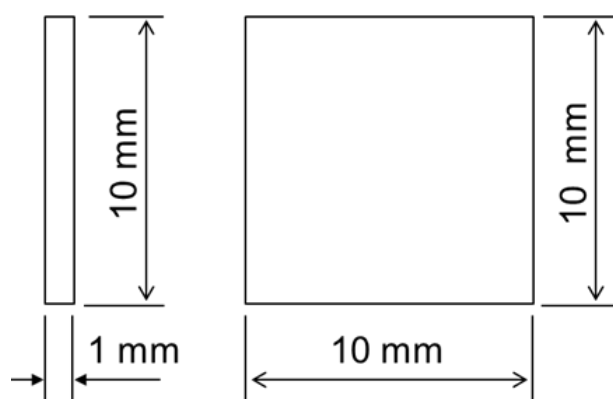


図 3.1.3-19 B タイプ試験片寸法

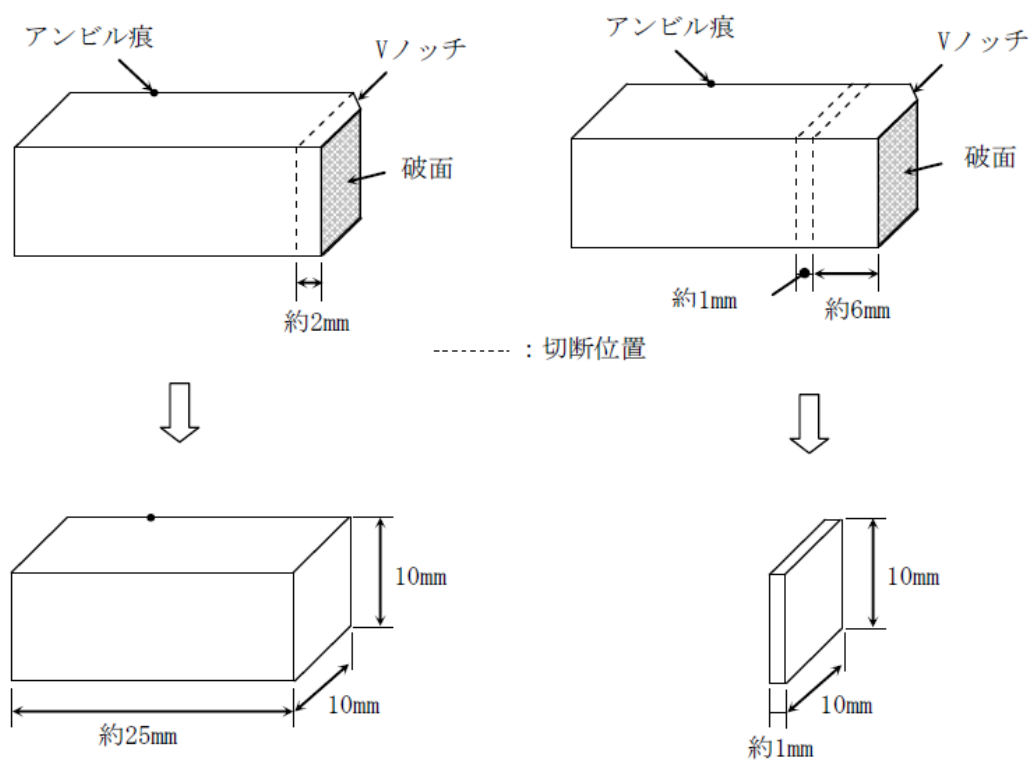


図 3.1.3-20 試験済みシャルピー試験片の各試験片の採取要領

(3) APT を用いた溶質原子クラスタ分析に係る検討

① 概要

原子炉压力容器鋼の関連温度上昇の主因となる微細組織変化として、Cu 等の溶質原子クラスタの形成や、転位ループ等のマトリックス欠陥の形成が考えられている。これらは鋼材を硬化させて降伏応力を増加させることから、硬化型脆化とされている。これまで、中性子照射に伴う溶質原子クラスタの形成は APT などを用いて評価がなされ、溶質原子クラスタの体積率と関連温度移行量の相関等について報告されている。^(3.1.3-19) しかし、溶質原子クラスタの組成については考慮されておらず、組成に依らず関連温度移行量への寄与は同じとして扱われている。本事業では、高照射量領域での脆化因子について確認するため、バルクの組成が異なる中性子照射サンプルの溶質原子クラスタ分析を行い、バルクの組成とクラスタ組成と関連や、溶質原子クラスタの数密度、大きさ等の中性子照射量依存性などクラスタの性状に関するデータを取得することとし、特に上述の統計解析等で予測性の改善に寄与する可能性が示唆された Si との関係に着目した分析を予定している。

一方で、APT を用いたクラスタ・析出物分析においては、測定に用いる装置の位置分解能や原子の検出効率がクラスタ解析条件およびクラスタ解析結果に影響することや、分析対象となる元素の濃度、クラスタの大きさ、凝集度によって適切な解析条件が異なることが示唆されている。^(3.1.3-20) 本年度は、既存の中性子照射材の高 Cu 材および低 Cu 材を用いた APT 分析を行い、クラスタ解析条件について検討するとともに、溶質原子クラスタの寸法、数密度、体積率、組成に解析条件および APT の測定条件が及ぼす影響について評価を行った。

② APT 分析

APT 分析は、電界イオン顕微鏡(Field Ion Microscope :FIM)や位置敏感型検出器、高電圧パルス、レーザー等を用いて、直径～100nm 程度の針状試料における原子の三次元空間分布をサブナノメートルの位置分解能で測定する実験手法である。APT 分析にはいくつか種類があり、以下にそれぞれの特徴と概要について記述する。

a. 断層三次元アトムプローブ

図 3.1.3-21 に最も基本的な APT 分析である断層三次元アトムプローブ分析の模式図を示す。先端部直径 100nm 程度に加工した針状試料に、数 kV の直流のベース電圧と、ベース電圧に対して 10～20% のパルス状の高電圧を加えることで試料表面に 10V/nm 程度の非常に強い電界を発生させる。この高電界によって試料再表面の原子がイオン化され真空中に放出される（電界蒸発という）。放出された陽イオンは、位置敏感イオン検出器に到達する。この位置敏感イオン検出器で得られる原子の入射位置からその原子の面内の座標を求める。さらに電界蒸発が試料の再表面から順序よく起こることを利用し、検出したイオンの個数に比例した深さ方向の座標を与えることにより、得られた二次元的な原子の

分布を三次元に拡張する。同時に、パルス状の高電圧を印加したときから位置敏感イオン検出器に到達するまでの時間差から、イオンの飛行時間が求まる。質量と電荷の違いによって飛行時間が異なることから、各イオンの種類を特定することができる。この方式は、針の垂直方向の分解能が比較的良好、特に面間隔の大きい低指数面を検出器に対向させて測定を行なうことで、深さ方向に1原子層の分解能が得られるという長所がある。しかし、電界蒸発は常にパルス状高電圧のピーク時に起きる訳ではなく幅を持つ。例えば、パルス状高電圧の立ち上がり時に電界蒸発したイオンは、加速電圧が高くなり減衰時に電界蒸発したイオンは加速電圧が低くなるため、イオン毎にエネルギーが異なってくる。そのため、飛行時間の測定による質量分解能に限界があり、質量数の近い元素の分離が困難な場合がある。

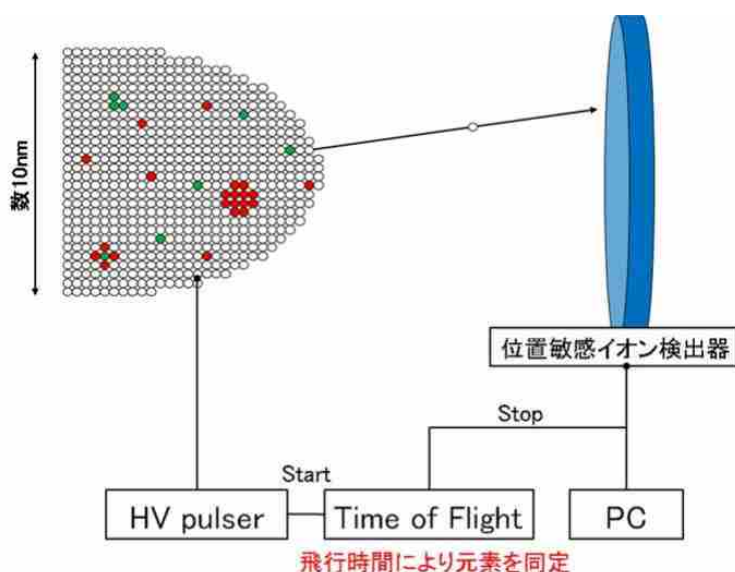


図 3.1.3-21 断層三次元アトムプローブ (Tomographic Atom Probe) の模式図

b. エネルギー補償型アトムプローブ (Energy Compensative TAP :Eco-TAP)

Eco-TAP では、質量分解能の向上のため TAP にリフレクトロンという装置を具備している。図 3.1.3-22 に Eco-TAP の模式図を示す。リフレクトロンには、イオンの入射方向に対して逆の電界が負荷されており、この電界によってイオンは進行方向を反転させられる。イオンの持つ運動エネルギーは、同じ質量数および同じ電荷であってもイオンごとに微妙に異なる。そのためイオンの軌跡は、大きなエネルギーを持つほど長く、小さなエネルギーを持つほど短い距離を走ることになる。これを利用することで、同じ質量数および同じ電荷のイオンの飛行時間を揃えることができる。

一方で、リフレクトロンによって試料から検出器までの距離が長くなるため、試料・検出器間で散乱されることによってイオンの検出効率が減少する。また、試料表面から検出器までの電場を理想的な状態から若干であるが乱すため、水平方向の位置分解能がエネルギー補償なしより悪くなる。

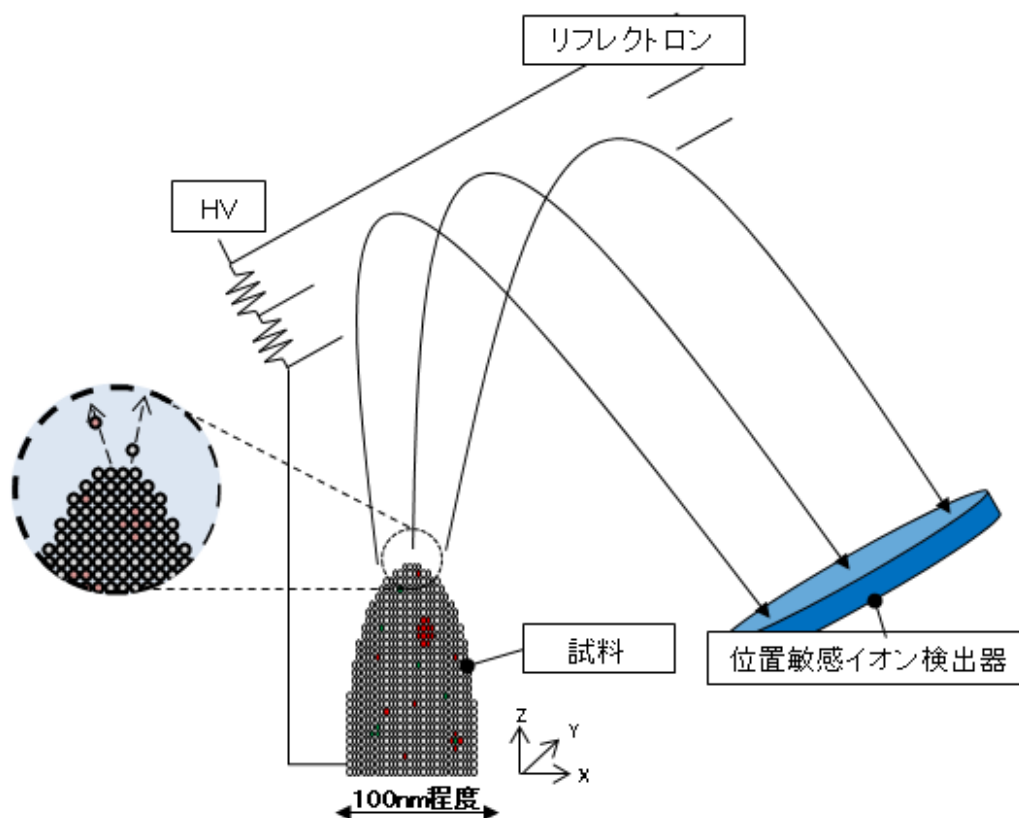


図 3.1.3-22 エネルギー補償型アトムプローブの模式図

c. 局所電極型 APT 分析 (Local Electrode Atom Probe :LEAP)

LEAP は、上述の TAP に比べて、飛躍的に大きな体積を測定することができる手法である。図 3.1.3-23 に LEAP の模式図を示す。LEAP の特徴は、局所電極が針状試料先端部から数 μm ほど離れたところに設置されていることである。この局所電極を配置することによって、試料先端に電界を集中させることが可能となるため、電圧を TAP の $1/2 \sim 1/3$ にすることが可能で、試料の破壊頻度を下げることができる。また、電界を集中させることにより、電圧を印加する距離が短くなり、高電圧パルスの応答が早くなる。これにより、単位時間当たりの高電圧パルス繰り返し回数を多くすることが可能となり、測定を速く行うことができる。さらには、イオンを加速する距離が非常に短いため、位置敏感型検出器を近くに配置することが可能で、より広角で大体積の測定が可能である。クラスタ分析においては、統計精度も重要となるため、多くの体積を測定できるということは非常に有効である。

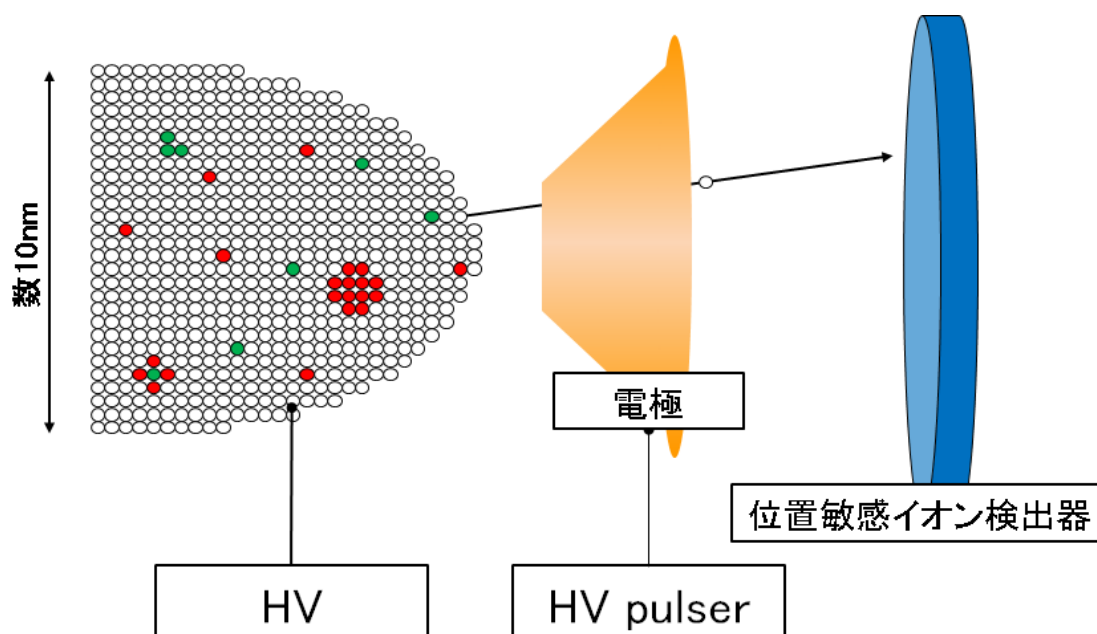


図 3.1.3-23 局所電極型 APT 分析の模式図

d. レーザー補助局所電極型 APT 分析

レーザー補助局所電極型 APT 分析の模式図を図 3.1.3-24 に示す。この手法は、試料にベース電圧を印加した状態で、試料先端部にレーザーパルスを与えることで電界蒸発を補助するものである。電圧パルス測定では電界強度を上昇させることで電界蒸発のしきい電界を超えるのに対して、レーザー補助では、試料の温度が高いほど電界蒸発に必要なしきい電界が弱くなることを利用し、レーザーで試料先端部の温度を瞬間的に上昇させることで、電界蒸発を引き起こす。(図 3.1.3-25) これにより試料に印可する電圧を低く抑えることができ、測定中に試料が破壊する確率を飛躍的に低下させることができる。

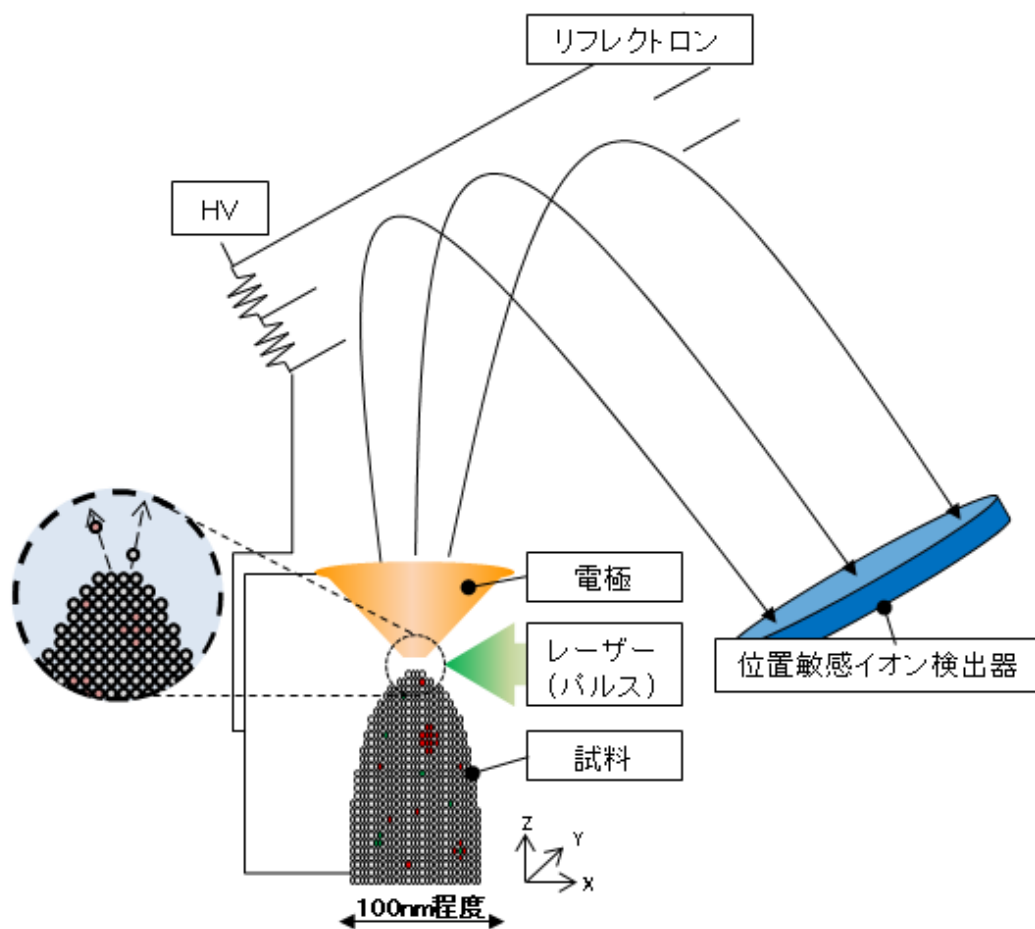


図 3.1.3-24 レーザー補助局所電極型 APT 分析の模式図

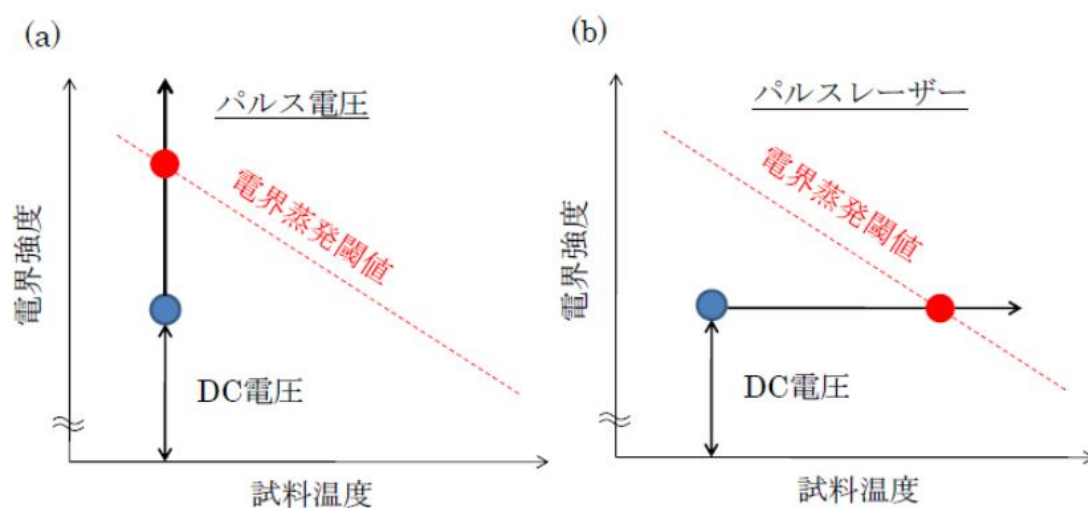


図 3.1.3-25 電界蒸発機構の模式図 (a) パルス電圧、(b) レーザー補助

e. 本研究で用いた三次元アトムプローブ

本研究では、エネルギー補償型レーザー補助局所電極型アトムプローブ(Cameca 社製、LEAP4000X-HR)を用いた。その外観を図 3.1.3-26 に示す。LEAP4000X-HR には、局所電極、リフレクトロンが備えてあり、電圧パルスを用いた測定に加えてパルスレーザーを用いた測定も行うことができる。本研究では主に電圧パルスを用いた測定を行った。レーザーは試料表面の温度を上昇させるため、位置分解能が悪くなることが知られているが(3.1.3-22)、針状試料の破壊頻度を低減させることで大体積の測定が可能であること、炭化物や結晶粒界での破壊頻度を低減し、電圧パルスでは測定できない界面などの測定が比較的容易になるなどのメリットもあることから(3.1.3-23)、レーザーを用いた測定がクラスタ分析に及ぼす影響についても検討した。

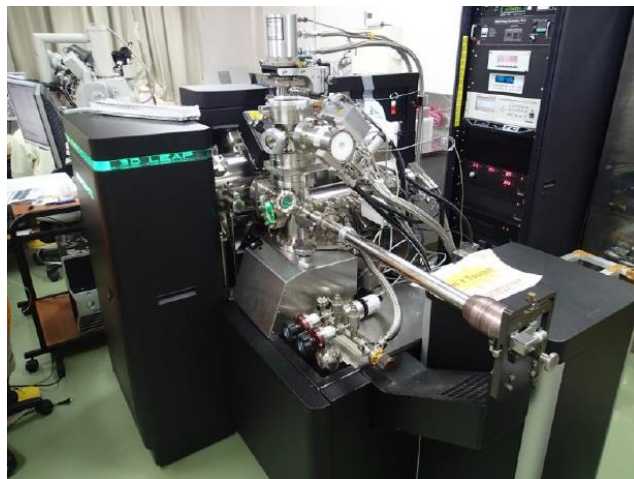


図 3.1.3-26 LEAP4000X-HR の外観

③ クラスタ解析手法

三次元アトムプローブを用いた溶質原子クラスタ分析に関しては、原子同士の位置関係から凝集化を評価する方法やランダム分布からのずれを評価する手法など、様々な分析手法が提案されている。本研究では原子同士の位置関係からクラスタの核となる原子を決定し、その周辺に分布する原子をクラスタと決定する手法の一つである **Erosion** 法に基づく解析を実施した。本項では、**Erosion** 法に関連する幾つかの溶質原子クラスタ分析法について紹介し、それらの解析アルゴリズムについて記載する。

a. **Maximum Separation** 法^(3.1.3-24)

この手法は個々の原子の位置関係から、特定の原子が析出物・クラスタの核の構成原子であるかを判別する手法である。三次元アトムマップ中の 2 つの溶質原子 p と q の距離 $d(p,q)$ が任意の定数 D_{max} よりも小さく、その条件を満たす溶質原子が連続して N_{min} 個以上存在するときのみに、それらの原子を析出物・クラスタと判別する手法である。このと

き、一般的に D_{max} は溶質原子がランダムに分布している場合にクラスタと判断されない距離で定義し、 N_{min} は分析対象の濃度にもよるが一般的に 7~30 という数字が用いられる。実際の解析に用いた D_{max} や N_{min} の検討内容については後述する。

b. Density Based 法^(3.1.3-25)

Maximum Separation 法では、転位などの上に一直線に並ぶ原子も析出物・クラスタと判別されてしまうため、析出物・クラスタの核を定義することが考えられている。この手法では、ある溶質原子 p から、第 K 最近接原子間原子までの距離が D_{max} よりも小さいという条件を満たす原子を核と定義し、核と定義された原子から D_{max} 以下の距離に存在する原子をクラスタと定義する。

c. Envelop 法^(3.1.3-26)

Maximum Separation 法を用いて、三次元アトムマップから析出物・クラスタを構成する溶質原子を定義した後、析出物・クラスタと母材の境界を定義する手法である。Envelop 法では、三次元の位置情報を等間隔の格子で区切り、Maximum Separation 法で析出物・クラスタと定義された原子が含まれている格子と、それらに囲まれた格子に含まれる原子をクラスタと認識する。この手法では、クラスタの最外殻の格子には必ず核となる元素が含まれるため、核となる元素の割合が比較的高く算出される。

d. Erosion 法^(3.1.3-27)

Maximum Separation 法で核と認識された溶質原子から、一定の距離の D_L までに存在する周辺原子を析出物・クラスタに含まれるとし、クラスタの界面を定義するため、析出物・クラスタと認識されていない原子から距離 $D_{erosion}$ の範囲内にある原子をクラスタから除外することとしている。本研究では、 $D_{erosion}$ を溶質原子同士が核として認識される D_{max} の半分として解析を実施した。

④ 試料

試料は表 3.1.3-18 に示す化学組成の A533B 鋼を用いた。Cu 含有量が高い Steel A 材と Cu 含有量が少ない Steel B 材の 2 種類を分析対象とした。Steel B では Cu だけでなく関連温度移行量に寄与すると考えられている P、S の濃度も低く抑えられている。熱処理は実機圧力容器を模擬するため、板厚 200mm の鋼材を 860~893℃で 7 時間保持した後、焼き入れを行い、650℃で 6 時間焼き戻し後に空冷し、610~623℃で 42 時間焼きなまし、35℃/h の速度で常温まで冷却した。表 3.1.3-19 に中性子照射条件を示す。中性子照射は、Japan Material Testing Reactor (JMTR) において、多段多分割引き上げ照射を用いて行われた。^(3.1.3-21) これらの試料に対して、それぞれ照射量が $1.5, 3.9 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$ の No.3, No.4 の試験片について APT を用いた溶質原子クラスタ分析を行った。

表 3.1.3-18 APT 分析に供した試験片の化学組成 (wt.%)

鋼材	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Cu	Mo
Steel A	0.19	0.30	1.30	0.015	0.010	0.68	0.17	0.16	0.53
Steel B	0.19	0.19	1.43	0.004	0.001	0.65	0.13	0.04	0.50

表 3.1.3-19 中性子照射条件

	温度	照射速度 [$\times 10^{13}\text{n/cm}^2/\text{s}$] ($>1\text{MeV}$)	照射量 [$\times 10^{19}\text{n/cm}^2$] ($>1\text{MeV}$)	損傷量 [dpa]
No.1	$290 \pm 2^\circ\text{C}$	1.8	0.32	0.005
No.2		1.6	0.59	0.010
No.3		1.6	1.5	0.025
No.4		1.8	3.9	0.061
No.5		1.9	9.9	0.120

⑤ 集束イオンビームを用いた APT 測定用試料作製

APT 分析を行うためには試料を針状に加工し、その先端部分を直径 100 nm 程度にする必要がある。本研究では走査型電子顕微鏡 (Scanning Electron Microscope :SEM) を具備した集束イオンビーム (Focused Ion Beam :FIB) デュアルビームシステム(FEI 社製、Quanta 3D 200)を用いた。本装置の特徴は、FIB による加工と SEM を用いた観察を交互に行うことで詳細な観察を行いながら微小な試料を加工できることである(図 3.1.3-27)。また、FIB の加速電圧は 5-30 kV で可変であり、最終加工を低加速電圧で行うことで加工時に導入されるダメージ層を低減させることができる。

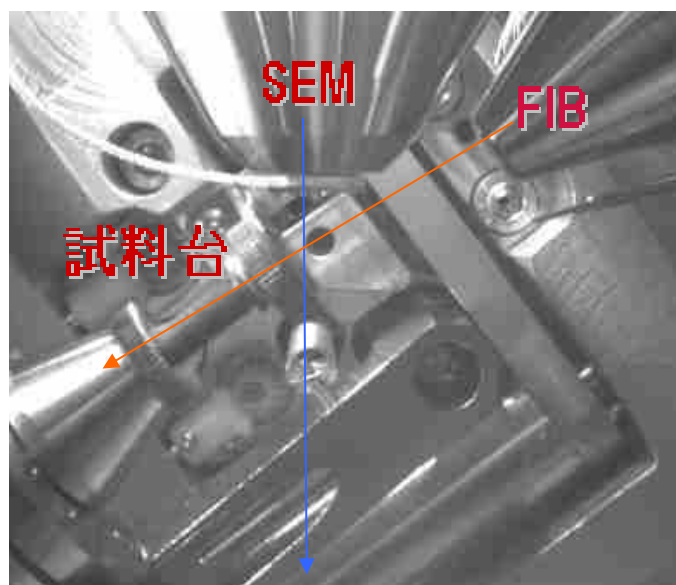


図 3.1.3-27 走査型電子顕微鏡を具備した集束イオンビームデュアルビームシステム (FEI 社製、Quanta 3D 200)の加工チャンバー内の CCD カメラ像

図 3.1.3-28 に FIB を用いた針状試料の作製の流れを示す。①まず試料最表面に有機 Pt ガスを吹き付け、二次電子で電離させることで厚さ $1\mu\text{m}$ 程度 Pt 保護膜を堆積させる。②次に Ga イオンビームを用いて掘削する。③斜め方向から掘削を行い一部だけ残して試験片の下部を切り離す。④次にマニピュレーターに試料片を接着した後、上記で残した場所を切り離し、⑤、⑥シリコンマイクロチップにマウントする。(⑤は上から⑥は横から見た図) ⑦シリコンマイクロチップと試料片の間に Pt を堆積させ、接着する。⑧、⑨Ga イオンビームを用いて試料片を切り離す。⑩、⑪マイクロチップにマウントした角柱状の試料片を円環状のパターンを用いて加工する。このとき円環の形状の内径を徐々に小さくすることで針状試料に加工する。また、Ga イオンによるダメージを低減させるため、加速エネルギーを 5keV として最終仕上げを行っている。

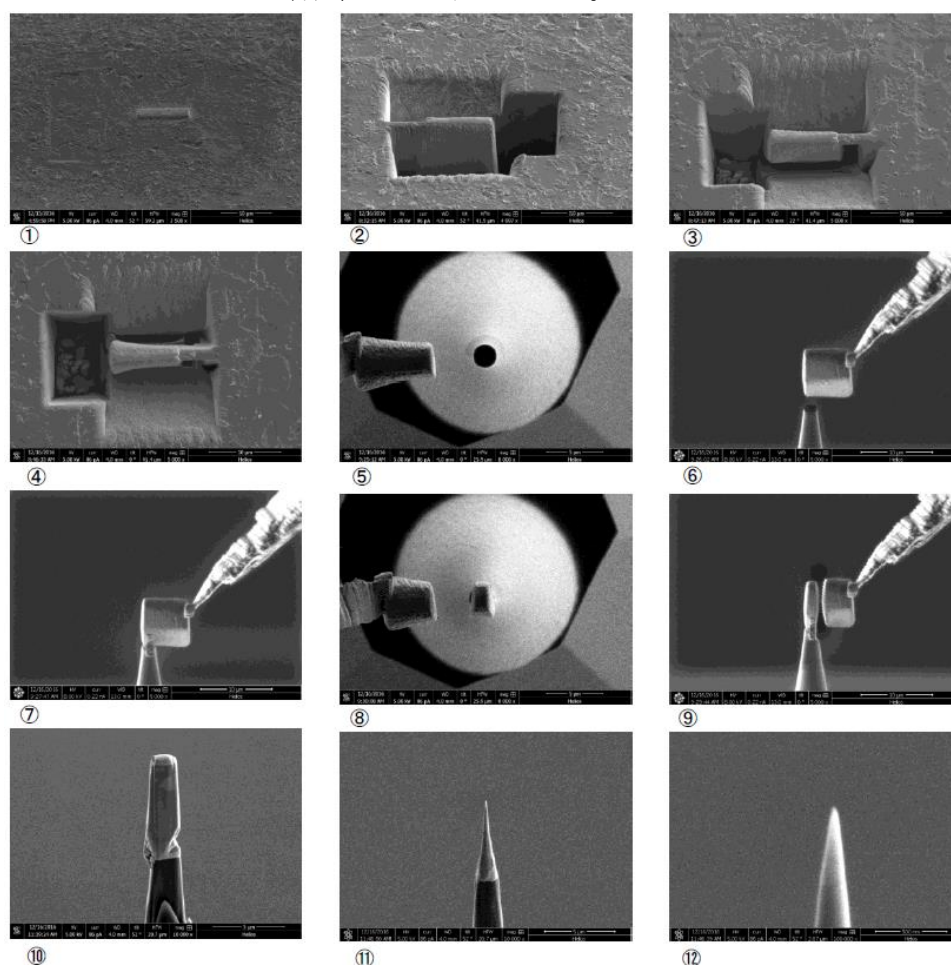


図 3.1.3-28 FIB を用いた APT 用針状試料の作製手順

⑥ 試験・解析条件

本年度は、既存の中性子照射材の高 Cu 材および低 Cu 材を用いた APT 分析を行い溶質原子クラスタの解析条件について検討した。また、溶質原子クラスタの解析条件や APT の位置分解能がクラスタの寸法、数密度、体積率、組成へ及ぼす影響を確認するため、電圧パルス測定と、既往研究で実施した Green レーザーパルス測定結果との比較を行った。表 3.1.3-20 に試験条件を示す。APT のデータ解析には IVAS (Integrated Visualization and Analysis Software) ver. 3.6.6 を用いた。三次元アトムマップの再構築は Cu 富裕クラスタが最も顕著に見られる Steel A No.4 のデータを用いて、Cu 富裕クラスタの形状が球形となるよう、電圧パルス、レーザーパルスそれぞれで調整した。(図 3.1.3-29, 図 3.1.3-30) クラスタの形状については、IVAS ver. 3.6.6 に実装されているクラスタ解析 (Cluster Analysis) の回転半径で、X 軸方向と Z 軸方向が同程度になることで確認した。

表 3.1.3-20 APT 分析における試験条件

測定方法	試験温度(K)	Pulse Rate (Hz)	Pulse Fraction (%) / Pulse Energy (pJ)	検出速度 (%)
電圧パルス	50	200 K	20	~0.4
レーザーパルス	35	200 K	500 pJ	~1.2

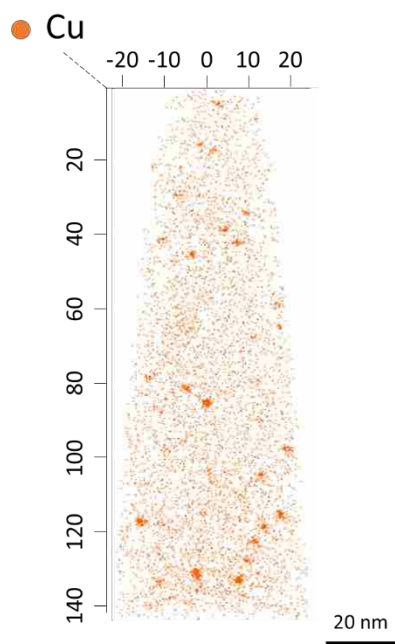


図 3.1.3-29 電圧パルスで測定し三次元再構築した Steel A No. 4 の Cu 原子マップ

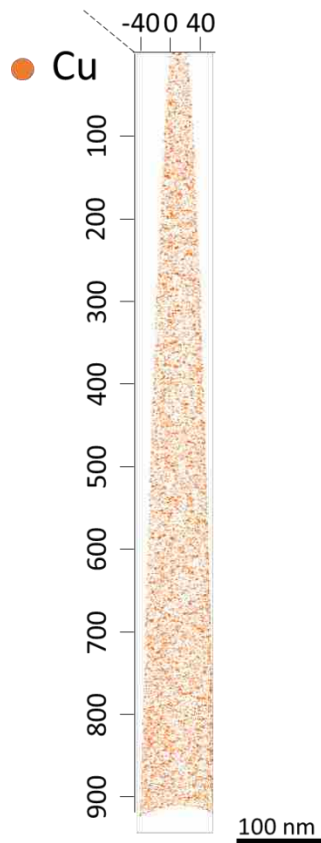


図 3.1.3-30 レーザーで測定し三次元再構築した Steel A No. 4 の Cu 原子マップ

⑦ 試験結果

a. 元素マップ

Steel A, Steel B の No.3, No.4 について、電圧パルス、レーザーそれぞれの方法で得られた三次元アトムマップから $25 \times 25 \times 60 \text{ nm}^3$ の微小領域を抽出した結果を図 3.1.3-31～図 3.1.3-34 に示す。Fe, Mn, Cu, Ni, Si, P および質量数 58 のアトムマップを示しており、質量数 58 については Ni と Fe の同位体の質量が重なり、明確に分離できないため質量数 58 としてプロットしている。図 3.1.3-31、図 3.1.3-32 は電圧パルスの測定結果を示す。この結果から、Steel A の No.3 および No.4 で Cu 原子が凝集化していることが分かり、照射量が高い No.4 でより明瞭に凝集化していることが分かる。一方 Cu 含有量の少ない Steel B ではほとんど Cu の凝集化が見られていない。図 3.1.3-33、図 3.1.3-34 にレーザーでの測定結果を示す。電圧パルスでの測定結果同様に、Steel A では No.3、No.4 ともに Cu が凝集化している様子が確認でき、Steel B では Cu の凝集化は見られない。また、Steel A の Cu 原子の分布に着目すると、レーザーでの測定結果は電圧パルスでの測定に比べて Cu の凝集化が不明瞭となっていることが伺える。

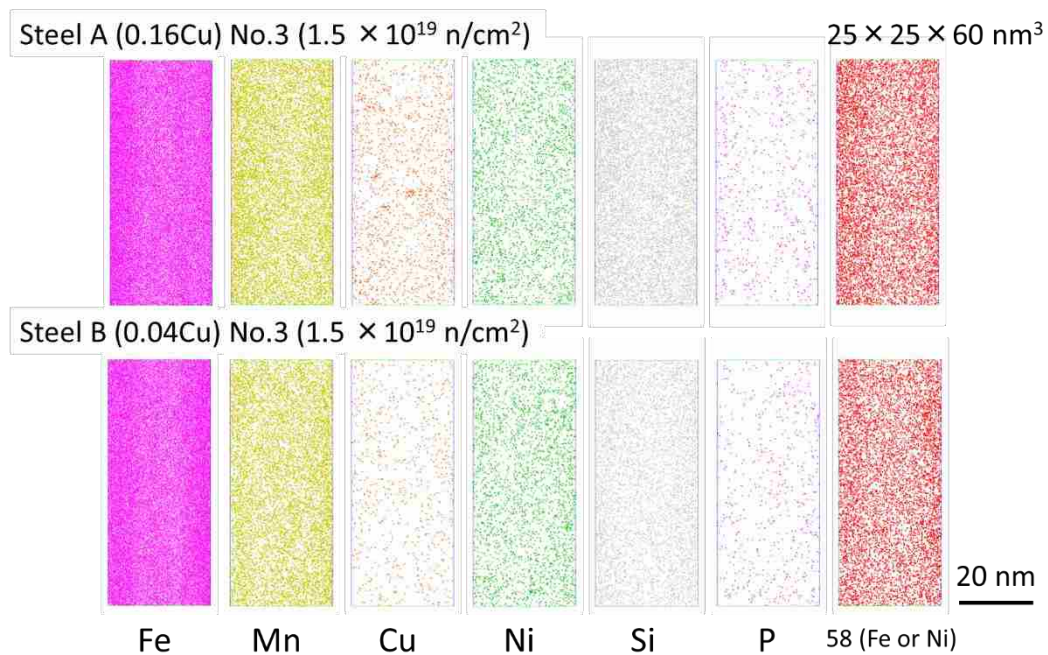


図 3.1.3-31 Steel A および Steel B No. 3 のアトムマップ（電圧パルス）

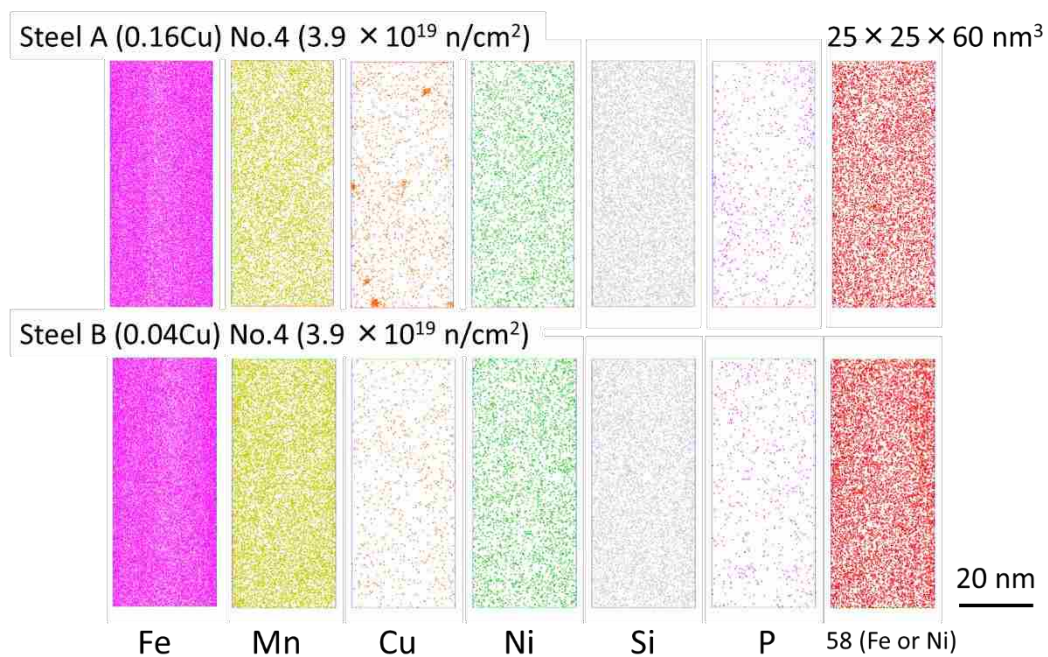


図 3.1.3-32 Steel A および Steel B No. 4 のアトムマップ（電圧パルス）

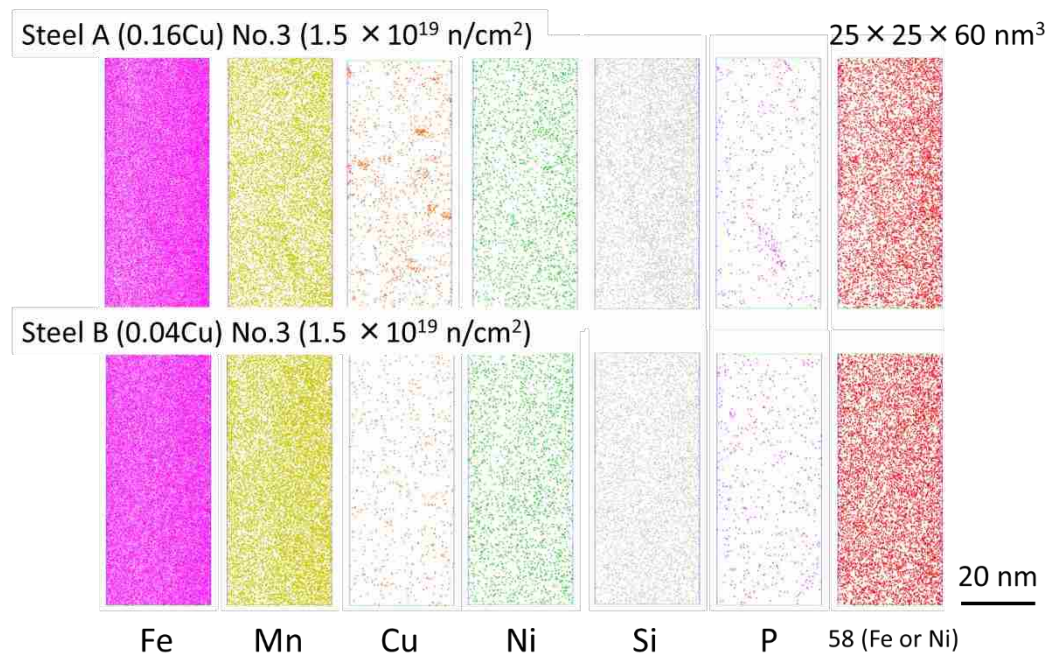


図 3.1.3-33 Steel A および Steel B No. 3 のアトムマップ（レーザー）

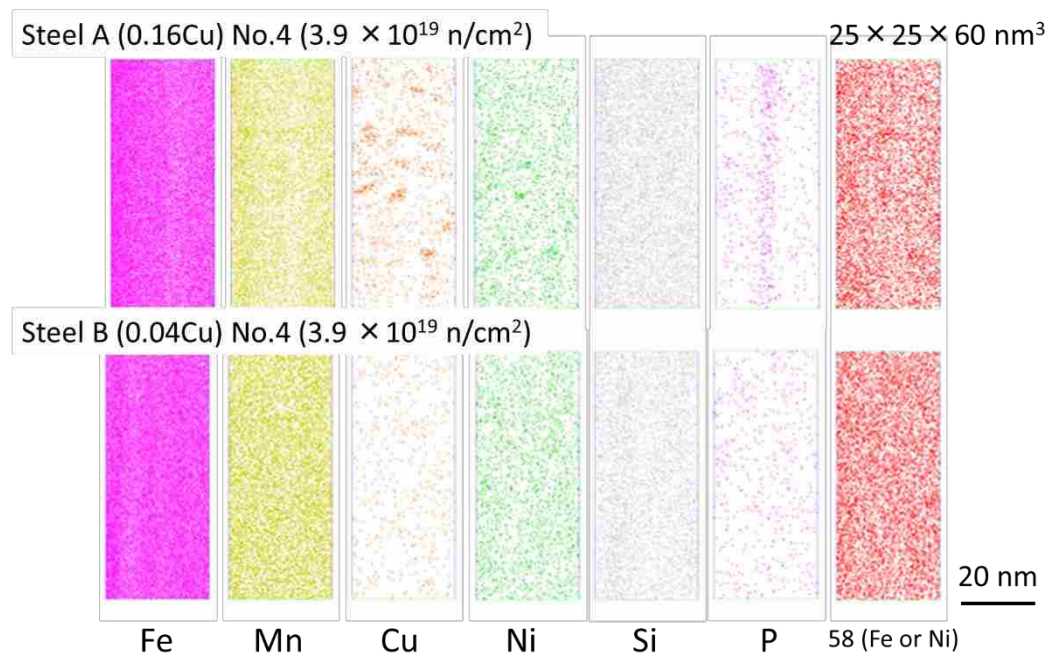


図 3.1.3-34 Steel A および Steel B No. 4 のアトムマップ（レーザー）

b. クラスタ解析条件

溶質原子クラスタに関して定量的な評価を行うため、原子間の距離などを条件としたクラスタ解析を実施した。IVAS ver3.6.6 に実装されている一般的なクラスタ解析手法を示す。(3.1.3-28) Cu クラスタが最も明瞭に観察されている Steel A No.4 を電圧パルスで測定したデータについて、Cu,Ni,Mn,Si,58FeNi をコア元素と定義して、クラスタと判断するコア原子間の距離 D_{max} および最小コア原子数 N_{min} を決定する流れを以下に示した。

1). Nearest Neighbor Distribution Analysis

図 3.1.3-35 は Steel A No. 4 を電圧パルスで取得したデータの Nearest Neighbor Distribution 解析結果である。この解析では、対象とした元素の最近接原子距離分布が示される。図 3.1.3-35 中の赤線で示されるものは解析対象元素がバルク中にランダムに分布していたと仮定したときに得られる計算値であり、黒線が APT 測定で得られた実測値である。一般的に、赤線よりも黒線が短い距離にある場合に解析対象とした元素が凝集化しているとみなせ、赤線と黒線が交差する値近傍を D_{max} とする。

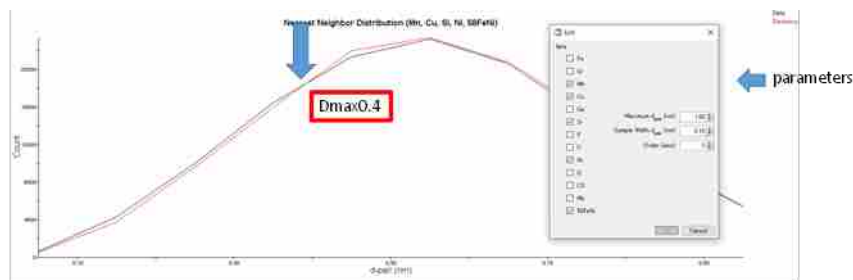


図 3.1.3-35 Nearest Neighbor Distribution Analysis 結果例 (Steel A No. 4 電圧パルス測定)

2). Cluster Size Distribution Analysis

D_{max} を仮に 0.4 nm とした時に Cluster Size Distribution 解析を行い、クラスタの下限のサイズ (N_{min}) を決定する。図 3.1.3-36 の赤線は解析対象元素がランダムに分布したと仮定した時の計算値であり、こののカウント数が 0 となるクラスタサイズを N_{min} としている。(今回の解析では $N_{min}=10$)

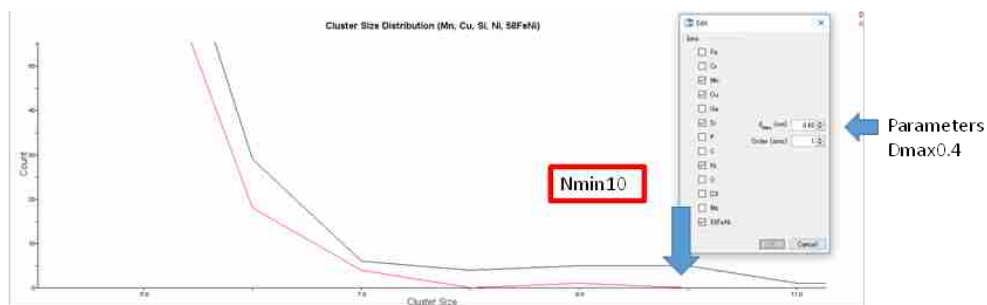


図 3.1.3-36 Cluster size distribution analysis 結果 (Steel A No. 4、 $D_{max} = 0.4$ の時)

3). Cluster Count Distribution Analysis

次に Cluster Count Distribution 解析を行い D_{max} とクラスタ数の相関について確認する。(図 3.1.3-37) 一般的には解析対象元素がランダムに分布したと仮定した時の計算値(赤線)と実測値(黒線)との差が一番大きな値を最適な D_{max} とする。(本解析では $D_{max} = 0.5$)

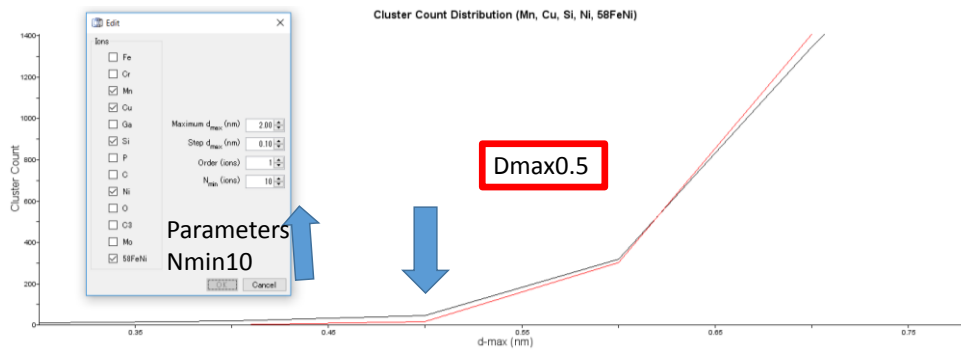


図 3.1.3-37 Cluster count distribution analysis 結果 ($N_{min} = 10$ の時)

4). Cluster Size Distribution Analysis

最後に、Cluster Count Distribution Analysis で得られた $D_{max} = 0.5$ の値を用いてもう一度 Cluster Size Distribution 解析を実施し、 N_{min} を求める。

これらの解析の結果、Steel A No. 4 を電圧パルスで測定したデータにおけるクラスタ解析のパラメータはおおよそ $D_{max} = 0.5$ nm、 $N_{min} = 20$ と求められた。また、クラスタの核となる原子の周辺原子の抽出に用いるしきい値は D_{max} と同じとし、 $D_{erosion}$ の値は $D_{max}/2$ とした。

c. クラスタ解析結果の解析パラメータ依存性

APT を用いたクラスタ・析出物分析においては、分析対象となる元素の濃度、クラスタの大きさ、凝集度によって適切な解析条件が異なることや、測定に用いる装置の位置分解能や原子の検出効率がクラスタ解析条件およびクラスタ解析結果に影響することが示唆されていることから、解析条件や分析条件の違いが解析結果に及ぼす影響について Steel A No.4 結果を用いて確認した。

図 3.1.3-38 に Steel A No.4 を電圧パルスで測定した結果のアトムマップを示す。この測定結果を用いて D_{max} を 0.5 nm として N_{min} を変えた時にクラスタと判定された原子のマップを図 3.1.3-39 に示す。これを見ると、 N_{min} を 20 よりも小さくした時、クラスタだけでなくランダムに分布する溶質原子も検知していることが分かる。また、 N_{min} を 20 とし D_{max} を変化させたときのクラスタの半径のヒストグラムを図 3.1.3-40 に、クラスタ

の組成を図 3.1.3-41 に示す。クラスタの組成では左側からクラスタに含まれる溶質原子数が多い順に並べている。ここでの組成について、質量数 58 では Fe と Ni が混在するため、Fe と Ni の同位体の存在比から Fe と Ni の割合を見積もって濃度を換算している。クラスタ半径のヒストグラムから、 $D_{max}=0.7$ 以上となると、半径の値が大きい側大きく裾野を引いていることが分かる。また、クラスタの組成を見ても $D_{max}=0.6$ 以上でクラスタの大きさが小さい側で Cu 含有量が少ないものが多くなっていることが分かる。図 3.1.3-42～図 3.1.3-44 にクラスタの平均組成、体積率、数密度を示し、表 3.1.3-21 に解析結果のまとめを示す。クラスタの平均組成から、 D_{max} を変えることで Cu 濃度が急激に変わり、組成に対して敏感であることが分かる。また、 $D_{max}=0.9$ 以上では数密度が減少することから、複数のクラスタが結合して検知されていることが明らかである。以上のことから、Erosion 法において $D_{max}=0.5$ nm $N_{min}=20$ という条件で解析を実施することは、解析条件や、クラスタ中の Cu 含有量などから、既往の研究^(3.1.3-19) ともおおよそ整合しているといえる。

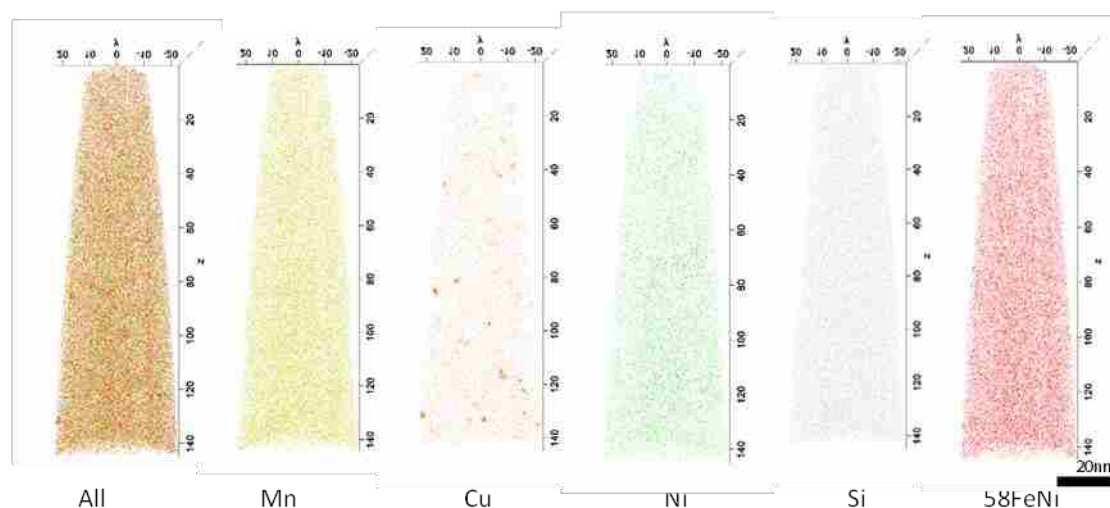


図 3.1.3-38 Steel A No.4 のアトムマップ（電圧パルス）

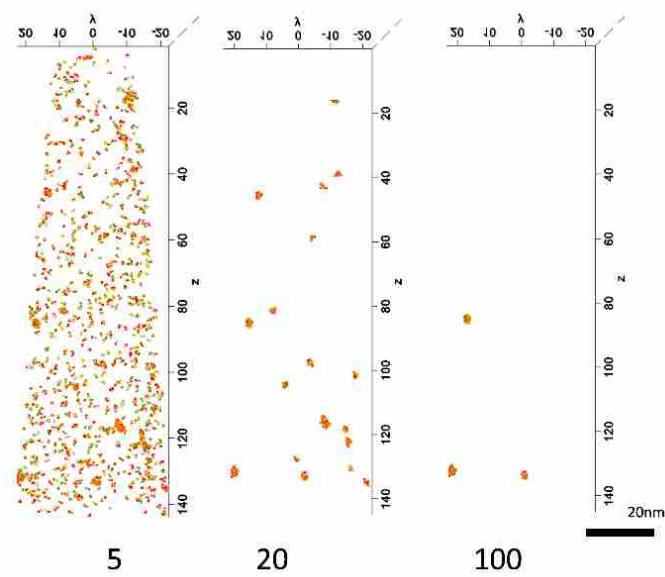


図 3.1.3-39 Steel A No.4 中に検出された溶質原子クラスターのマップ
(電圧パルス、 $D_{max}=0.5$ 、 $N_{min}=5$ または 20 または 100)

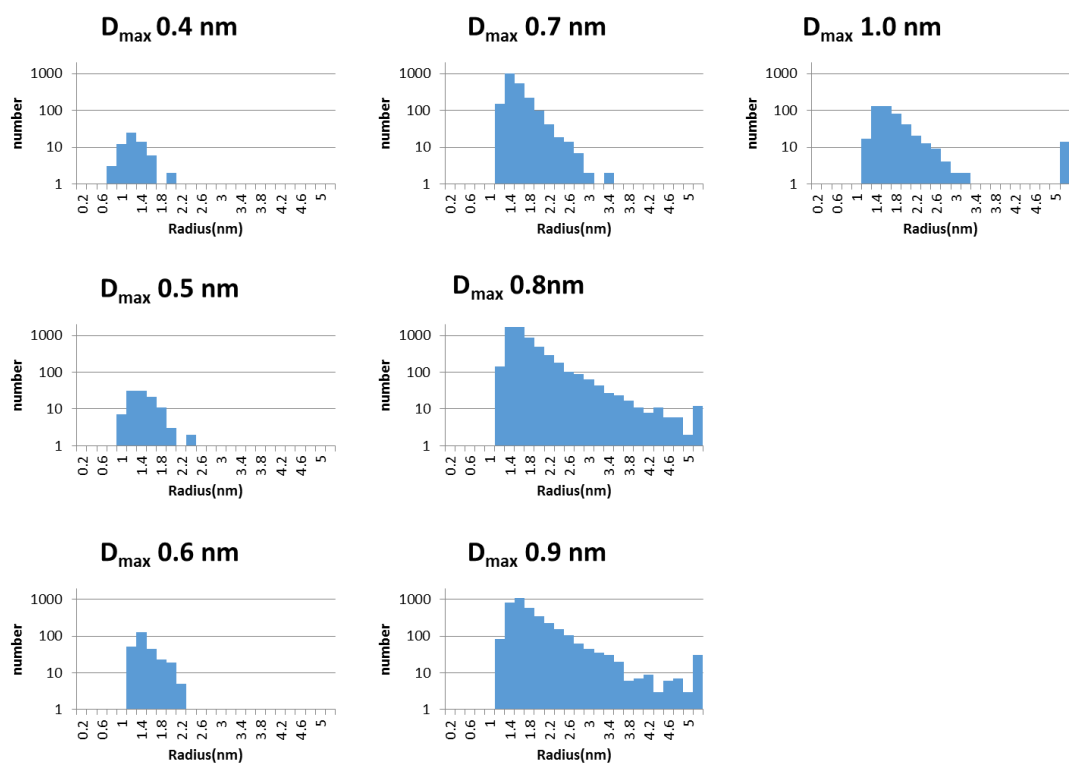


図 3.1.3-40 Steel A No.4 中溶質原子クラスター寸法のヒストグラム
(電圧パルス $N_{min} = 20$ 、 $D_{max} = 0.4 - 1.0$ nm)

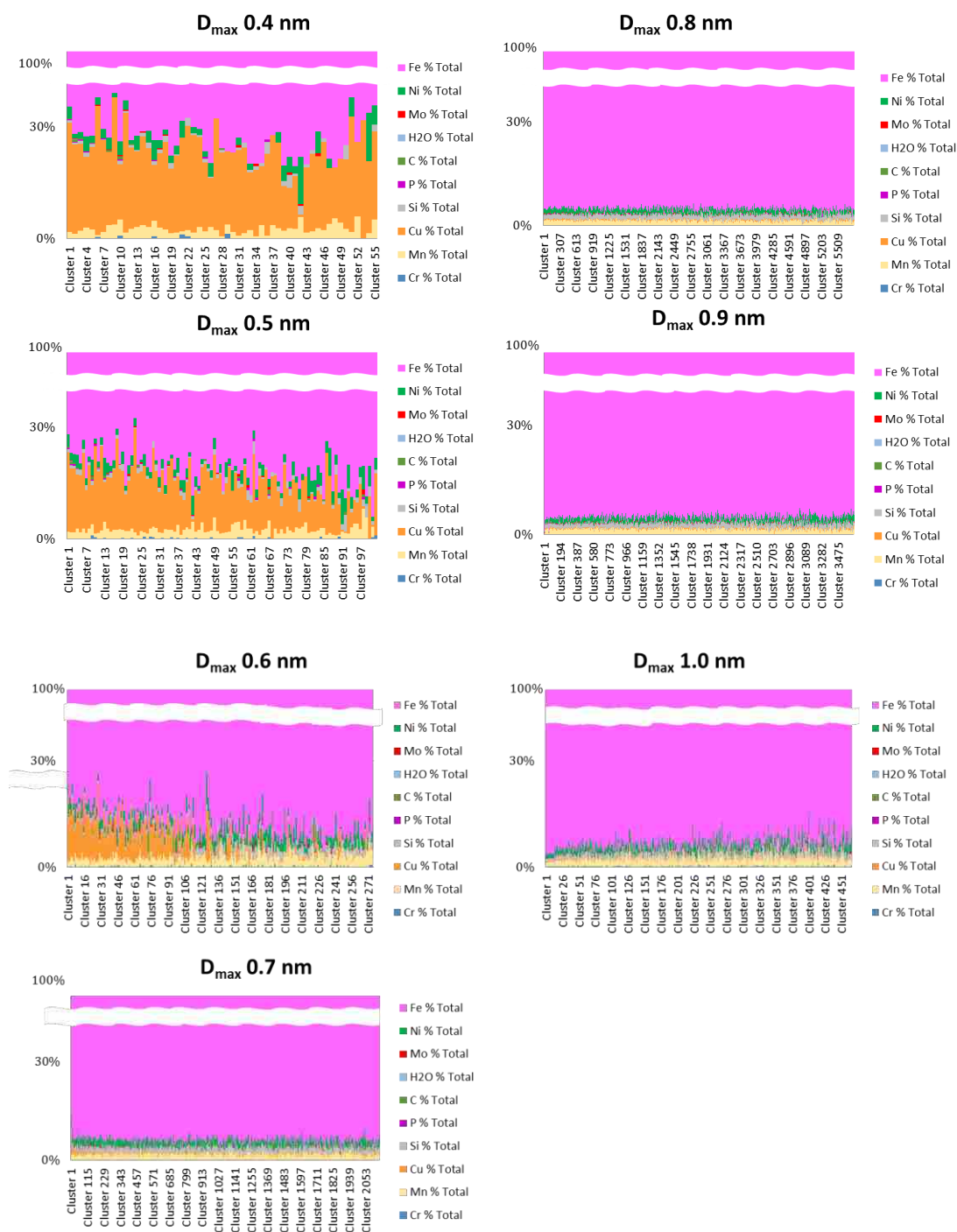


図 3.1.3-41 Steel A No.4 中クラスターの組成 (at.%)

(電圧パルス $N_{\min} = 20$ 、 $D_{\max} = 0.4 - 1.0$ nm)

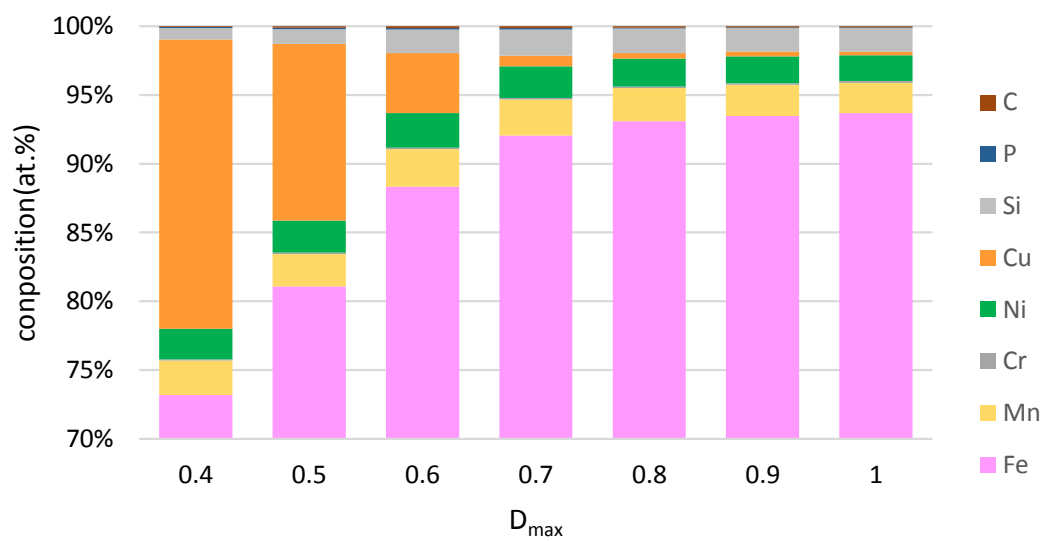


図 3.1.3-42 Steel A No.4 中クラスタの平均組成
(電圧パルス $N_{min} = 20$ 、 $D_{max} = 0.4 - 1.0$ nm)

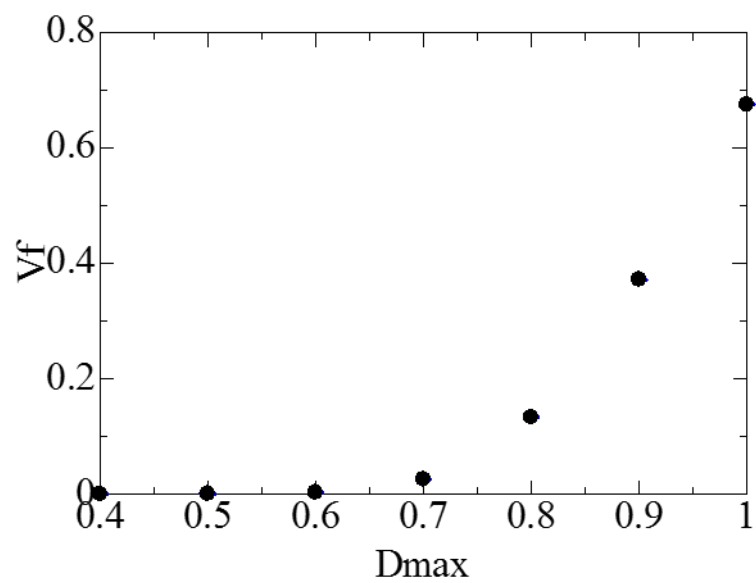


図 3.1.3-43 Steel A No.4 中クラスタの体積率
(電圧パルス $N_{min} = 20$ 、 $D_{max} = 0.4 - 1.0$ nm)

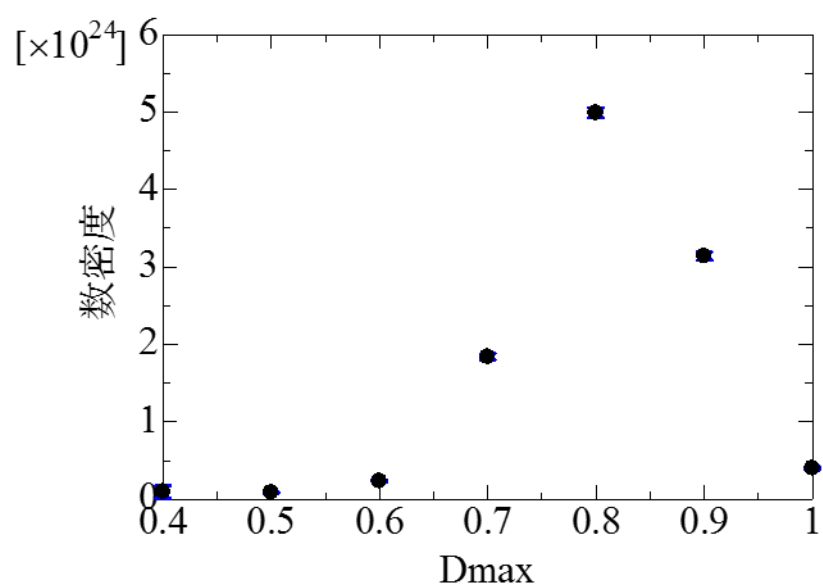


図 3.1.3-44 Steel A No.4 中クラスタの数密度
(電圧パルス $N_{min} = 20$ 、 $D_{max} = 0.4 - 1.0$ nm)

表 3.1.3-21 Steel A No.4 中溶質原子クラスタ解析結果まとめ（電圧パルス $N_{min} = 20$ 、 $D_{max} = 0.4 \sim 1.0$ nm）

						Material(wt.%)									
	D_{max}	照射量 ($\times 10^{19}$ n/cm ²)	損傷量 (dpa)	照射速度 ($\times 10^{13}$ n/cm ² /s)	全原子数 ($\times 10^7$)	Cu	Ni	P	Si	体積率	誤差	数密度 ($\times 10^{23}$ m ⁻³)	誤差	直径(nm) (平均値)	直径(nm) (最頻値)
SteelA No.4	0.4	3.9	0.061	1.8	3.7	0.16	0.68	0.015	0.3	0.0006	5.85E-04	1	8.51E+22	2.34	2.4
	0.5									0.0012	5.62E-06	0.9	8.60E+21	2.75	2.6
	0.6									0.0032	9.35E-06	2.6	1.42E+22	3.05	2.8
	0.7									0.0261	2.69E-05	18.4	3.97E+22	2.89	2.8
	0.8									0.1338	6.41E-05	49.9	6.54E+22	3.33	2.8
	0.9									0.3724	1.18E-04	31.4	5.19E+22	3.62	3.2
	1									0.6753	1.75E-04	4	1.85E+22	4.46	2.8

		クラスタ組成(平均)at.%							
	D_{max}	Fe	Mn	Cr	Ni	Cu	Si	P	C
SteelA No.4	0.4	70.17%	2.41%	0.08%	2.14%	20.16%	0.79%	0.07%	0.06%
	0.5	77.07%	2.26%	0.09%	2.21%	12.22%	1.02%	0.11%	0.10%
	0.6	84.01%	2.60%	0.10%	2.38%	4.16%	1.62%	0.11%	0.13%
	0.7	87.52%	2.50%	0.10%	2.20%	0.73%	1.82%	0.09%	0.13%
	0.8	88.60%	2.28%	0.10%	1.95%	0.37%	1.70%	0.07%	0.09%
	0.9	88.90%	2.16%	0.10%	1.87%	0.31%	1.64%	0.06%	0.07%
	1	88.67%	2.09%	0.12%	1.77%	0.26%	1.62%	0.06%	0.07%

d. 電圧パルス測定とレーザー測定の比較

測定条件の違いによるクラスタ解析結果を比較するため図 3.1.3-45 に電圧パルスおよびレーザーで測定したときのクラスタ半径のヒストグラムを、図 3.1.3-46 にクラスタの組成を示した。レーザーを用いた測定は電圧パルスに比べ数密度が極端に大きく、クラスタ中の Cu 含有量も低くなっている。これはレーザーを用いたことによってイオンを検知する空間分解能が悪くなったためと考えられる。このことから、中性子照射によって原子炉圧力容器鋼に形成される直径数 nm の溶質原子クラスタの分析結果は、APT の空間分解能の影響を受けるため、電圧パルスを用いた測定が必要であることがわかる。

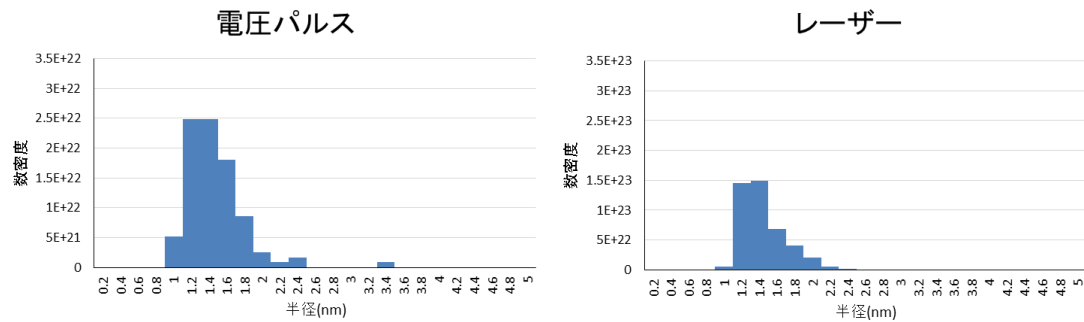


図 3.1.3-45 Steel A No.4 中の溶質原子クラスタ寸法のヒストグラムの測定モード依存性
($D_{max} = 0.5$, $N_{min} = 20$)

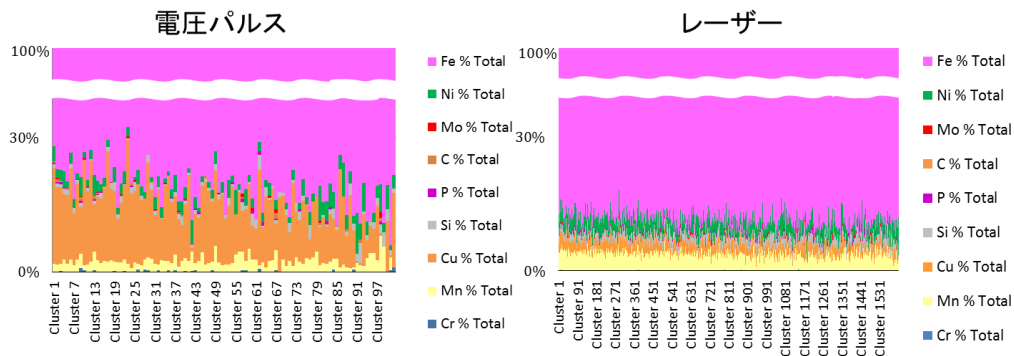


図 3.1.3-46 Steel A No.4 中の溶質原子クラスタ寸法のヒストグラムの測定モード依存性
($D_{max} = 0.5$, $N_{min} = 20$)

⑧ 考察 (体積率と関連温度移行量の関係)

これまでの研究では、溶質原子クラスタ体積率(V_f)と鋼材の関連温度移行量(ΔRT_{NDT})との間には相関関係があることが報告されている。(3.1.3-29)そこで、本研究で調べた鋼材(Steel A)について ΔRT_{NDT} を評価し、 V_f との関係を調べた。電気技術規程「原子炉構造材の監視試験方法」JEAC4201-2007[2013 追補版]に示される原子炉圧力容器鋼脆化予測コード(3.1.3-30)に対して Steel A の化学組成および照射条件を入力パラメータとして ΔRT_{NDT} を求めた。表 3.1.3-22 に各照射量に対する ΔRT_{NDT} を示す。照射量の増加とともに ΔRT_{NDT} が上昇することが分かる。得られた ΔRT_{NDT} と V_f の平方根との相関を図 3.1.3-47 に示す。参照のため、既往研究に記載されているデータも併せて示す。本研究で得られた Steel A, No.4 の結果は、既往研究で得られた相関関係と比べてやや V_f が小さい(あるいは ΔRT_{NDT} が大きい)傾向が見られた。この差異の原因は現段階でははっきりしないが、考えられる可能性として、1).本実験で用いた APT 装置はリフレクトロンが具備されているため、イオン検出効率が低い(リフレクトロン無しでは約 50%に対し、リフレクトロン付では約 37%)。また、位置分解能もわずかに悪い可能性がある。これらの影響で溶質原子クラスタに含まれる原子数やクラスタの形状に差異が生じた、2).本実験で行なった試験炉照射では、母相との界面が明瞭ではない溶質原子クラスタが形成する可能性があり、それが溶質原子クラスタ解析の定量性に影響した、3).本実験での中性子照射速度は $(1.6\text{--}1.9)\times 10^{13}\text{n/cm}^2$ であり、既往研究での照射速度 $5.0\times 10^{12}\text{n/cm}^2$ の 3-4 倍である。高い照射速度のために溶質原子クラスタに加えていわゆるマトリックス損傷も硬化に寄与し、結果として ΔRT_{NDT} が大きくなった、などが挙げられる。1).や 2).で述べた溶質原子クラスタ解析の定量性には、解析パラメータが影響する可能性があるため、Steel A No.4 については N_{min} を 10 および 15 とした場合についてもクラスタ解析を行った。 $N_{min}=10, 15, 20$ のそれぞれについて、溶質原子クラスタ寸法のヒストグラム(図 3.1.3-48)、溶質原子クラスタの化学組成(図 3.1.3-49)、溶質原子クラスタの平均化学組成(図 3.1.3-50)を示し、表 3.1.3-23 にそれぞれの数値を示す。また、図 3.1.3-47 に各々の N_{min} から求めた V_f の平方根と ΔRT_{NDT} の相関点を示す。 $N_{min}=10$ あるいは 15 の場合は既往の研究で得られた相関関係に近づくが、より小さなクラスタを検知することでクラスタに含まれる Cu の割合も低くなるため、他の中性子照射サンプルを用いて検証するなど、より詳細な検討が必要である。

表 3.1.3-22 ΔRT_{NDT} 計算値

照射量(n/cm ²)	ΔRT_{NDT} 計算値(°C)
5.9×10^{18}	49.99
1.3×10^{19}	66.91
3.9×10^{19}	97.81
1.3×10^{20}	171.92

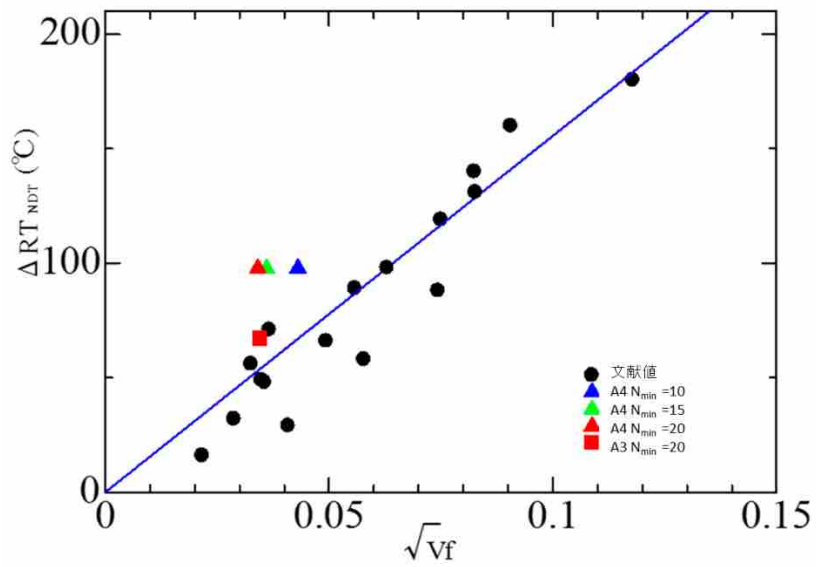


図 3.1.3-47 溶質原子クラスター体積率(V_f) の平方根と関連温度移行量(ΔRT_{NDT}) との相関。
Steel A3 ($D_{max} = 0.5$, $N_{min} = 20$ として解析) および Steel A4 ($D_{max} = 0.5$, $N_{min} = 10$ または 15
または 20 として解析) の結果を示す。参照のため文献(3.1.3-29) のデータも示す。

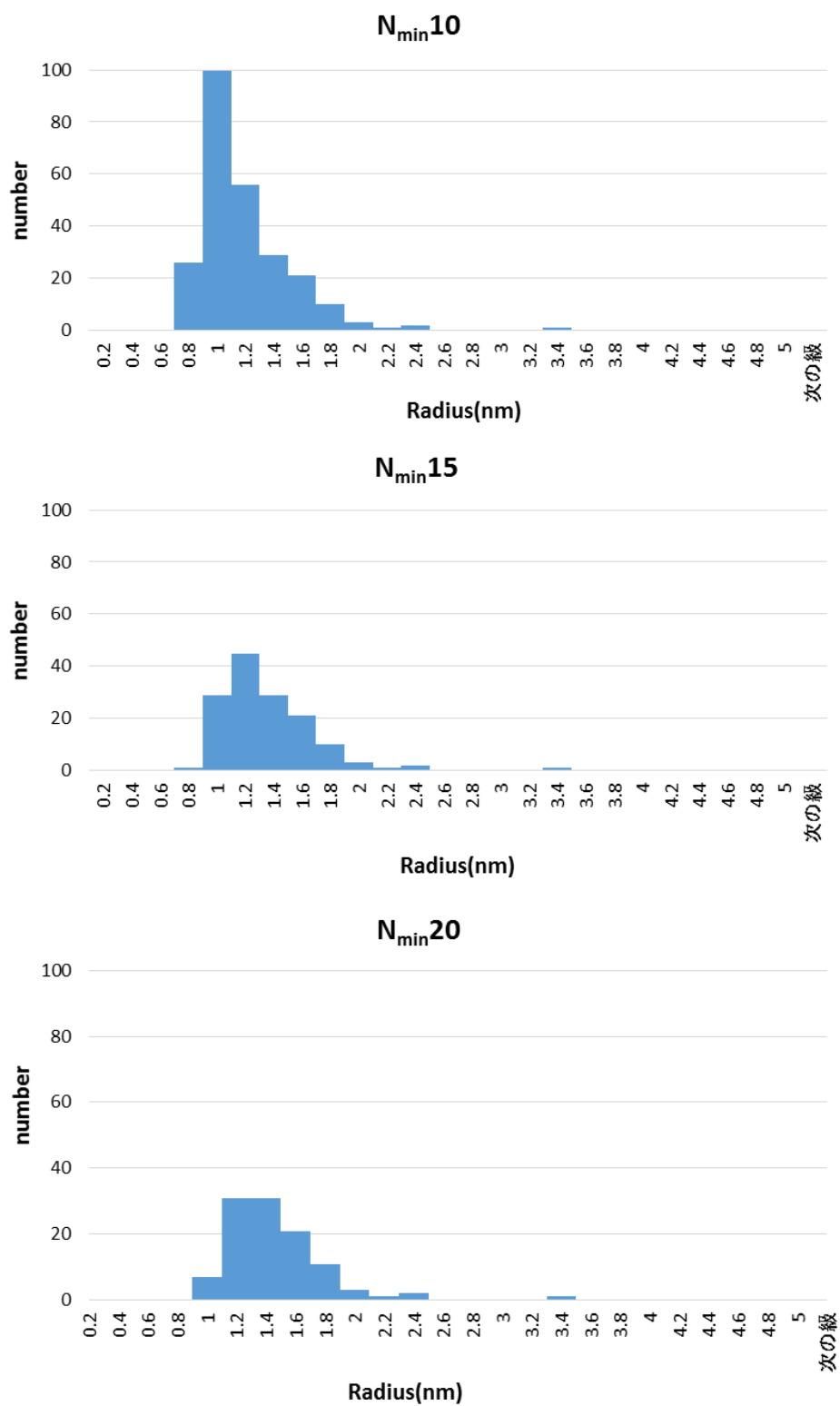


図 3.1.3-48 SteelA No. 4 中の溶質原子クラスタの寸法のヒストグラム
(電圧パルス、 $D_{max} = 0.5$ 、 $N_{min} = 10, 15, 20$)

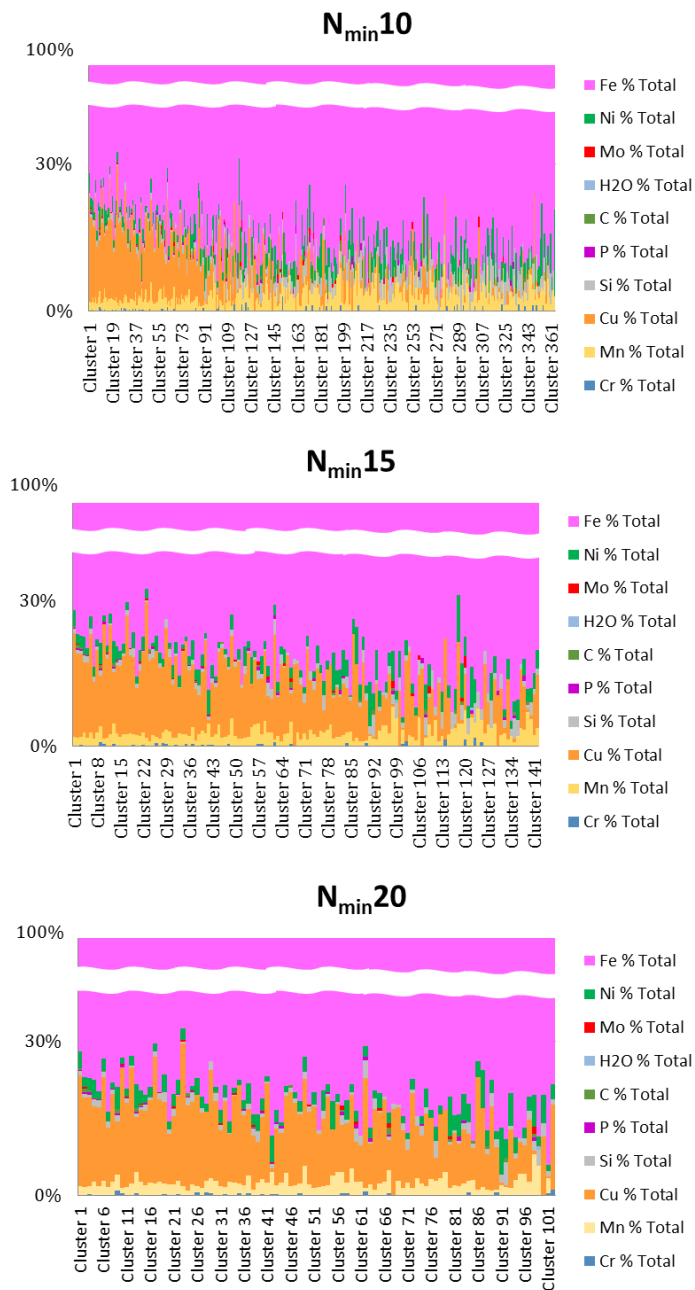


図 3.1.3-49 SteelA No. 中溶質原子クラスターの組成
($D_{max} = 0.5$, $N_{min} = 10, 15, 20$)

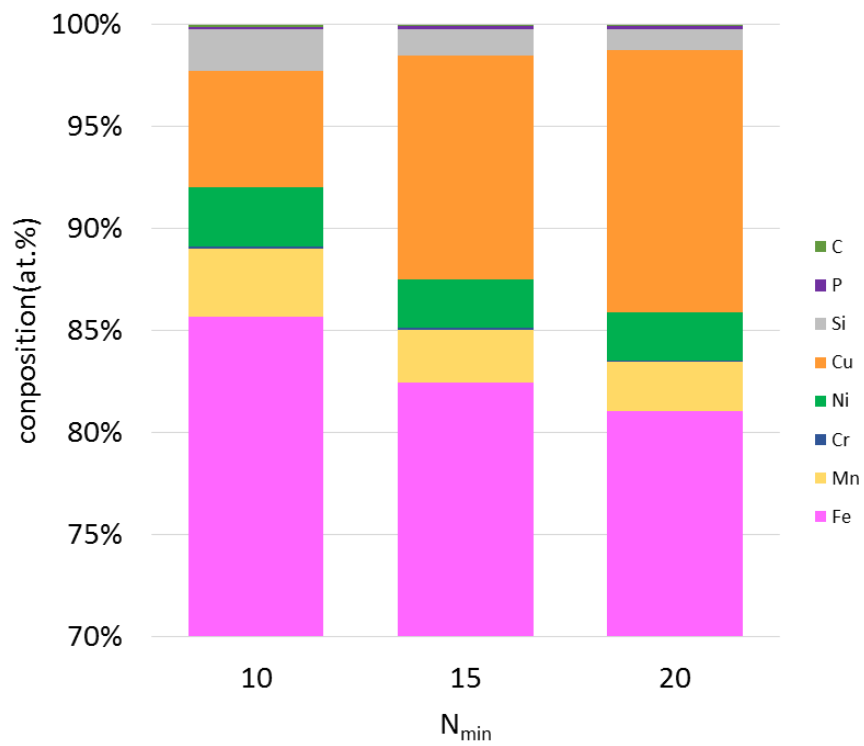


図 3.1.3-50 SteelA No. 4 中溶質原子クラスターの平均組成 ($D_{max} = 0.5$ 、 $N_{min} = 10, 15, 20$)

表 3.1.3-23 Steel A No.4 電圧パルス測定データに対して、 $D_{\max} = 0.4 \sim 1.0 \text{ nm}$ 、 $N_{\min} = 10, 15, 20$ とした時のクラスタ解析結果まとめ

						Material(wt.%)									
	$N_{\min}$	照射量 ($\times 10^{19} \text{ n/cm}^2$)	損傷量 (dpa)	照射速度 ($\times 10^{13} \text{ n/cm}^2/\text{s}$)	全原子数 ($\times 10^7$)	Cu	Ni	P	Si	体積率	誤差	数密度 ($\times 10^{23} \text{ m}^{-3}$)	誤差	直径(nm) (平均値)	直径(nm) (最頻値)
Steel A No.4	10	3.9	0.061	1.8	3.7	0.16	0.68	0.015	0.3	0.0019	7.10E-06	3.2	1.67E+22	2.06	2
	15									0.0013	5.94E-06	1.2	1.02E+22	2.52	2.4
	20									0.0012	5.62E-06	0.9	8.66E+21	2.75	2.6

		クラスタ組成(平均) at. %							
	$N_{\min}$	Fe	Mn	Cr	Ni	Cu	Si	P	C
Steel A No.4	10	81.87%	3.20%	0.10%	2.78%	5.43%	1.97%	0.11%	0.11%
	15	78.29%	2.47%	0.10%	2.26%	10.41%	1.24%	0.11%	0.10%
	20	77.07%	2.26%	0.09%	2.21%	12.22%	1.02%	0.11%	0.10%

⑨ まとめ

本研究では原子炉圧力容器鋼である高 Cu 材(Steel A)および低 Cu 材(Steel B)の中性子照射材を使用し APT 法を用いた組織分析を行った。一般的な APT 法におけるクラスタ解析条件を高 Cu 材に適用した結果、既往の研究で用いられている条件と大きく違わなかったことから、本解析条件により信頼性の高い分析を実施できる見通しを得た。一方で、本研究で求めた体積率と関連温度移行量の関係に若干のずれが観察された。この要因として、1)装置に依存した検出効率や位置分解能依存性、2)照射速度に依存したクラスタの凝集度の違い、位置分解能との重畳、3)既往研究との照射速度の違いによるマトリックス損傷による関連温度移行量の増加の影響、などが考えられる。しかし現時点で原因の特定は難しいことから、今後実施する中性子照射サンプルの測定においても、装置依存や解析条件に依存して解析結果が既往研究と異なる可能性があることに留意して、溶質原子クラスタ分析を行う必要がある。

(4) オージェ電子分光分析装置の整備

① 概要

原子炉圧力容器鋼等の結晶粒界面に偏析する元素を分析するため、オージェ電子分光分析装置を本年度に整備した。

原子炉圧力容器鋼等において照射によりリンが粒界に偏析し、非硬化型脆化（粒界脆化）が発生することが懸念されている。一方、高照射量領域の試験炉照射材（照射速度 $> 5 \times 10^{12}$ n/cm²/s）の結果からは国内原子炉圧力容器鋼のリン含有量の範囲では粒界脆化の発生に至る粒界リン偏析濃度の上昇は生じないことが示されており、偏析濃度の照射速度依存性について確認する必要がある。そのため、本事業では照射速度の異なるサンプルを用いて粒界偏析元素の分析を実施し、偏析濃度の照射速度依存性を明らかにすることを目的としてオージェ電子分光分析装置を整備した。

② オージェ電子分光分析装置の仕様

中性子照射されたサンプルを観察するため、非密封 RI を使用することができる放射線管理区域内にオージェ電子分光分析装置（アルバック・ファイ製：PHI-710）を整備した。本装置は電子エネルギー分析器系、電子銃系、イオンエッチング系、データ処理系、試料ステージ系、試料冷却破断機構、試料導入系、超高真空排気系で構成され、表 3.1.3-24 に示す初期性能を有する。

表 3.1.3-24 オージェ電子分光分析装置の仕様

1) 電子エネルギー分析器系	
・ 感度	> 700 kcps @10 kV, 10 nA、 > 70 kcps @10 kV, 1.0 nA
・ エネルギー分解能	$\leq 0.5\%$ (試料：SiO ₂)
・ 分析管型式	電子銃同軸型 CMA
2) 電子銃系	
・ 空間分解能	≤ 8 nm (20 kV, 1 nA)
3) イオンエッチング系	
・ ビーム電流	> 10 μ A@5 kV、 > 0.5 μ A@500 V
・ 最小ビーム径	< 100 μ m
・ ガス種	Ar
4) データ処理系	オペレート用、データ解析用ソフトウェアを装備
5) 試料ステージ系	
・ 試料ステージ	コンピュータ制御の 5 軸駆動
6) 試料冷却破断機構	
・ 冷却	液体窒素による試験片の冷却が可能
・ 真空度	分析室と同じ超高真空内での破断が可能
7) 試料導入系	
・ ソフト上で写真撮影を行い、試料搬送シーケンスが可能	
8) 超高真空排気系	
・ 分析室到達圧力	$< 6.7 \times 10^{-8}$ Pa

③ オージェ電子分光分析装置の動作確認試験

導入した装置による鉄鋼材料中の粒界偏析元素の分析が可能であることを確認するため、リン含有量 0.026wt% の A533B 鋼の非照射材を用いたオージェ電子分光分析を実施した。試験片をサンプルホルダーに取り付けた時の様子を図 3.1.3-51 に示す。試験片には 1 段又は 2 段のノッチが入っており、ホルダーから出ている部分をチャンバー内のハンマーで横から叩いて破断することでフレッシュな破面を露出させることができる。破断後は、そのまま真空中で破面の観察を行った。

試験片の破面の走査型電子顕微鏡写真 (SEM 像) を図 3.1.3-52 に示す。劈開割れと粒界割れが混在した破面が観察された。画像中の劈開破面 (Point 1) 及び粒界破面 (Point 3) においてオージェ電子分光分析を実施した。得られたオージェスペクトルを図 3.1.3-53 に示す。どちらの測定点からも鉄の強い信号と酸素の微弱な信号が検出された。また、粒界からはリン、モリブデン、炭素等の元素が検出され、本装置を用いた粒界偏析元素の検出が可能であることを確認した。



図 3.1.3-51 試験片とサンプルホルダー

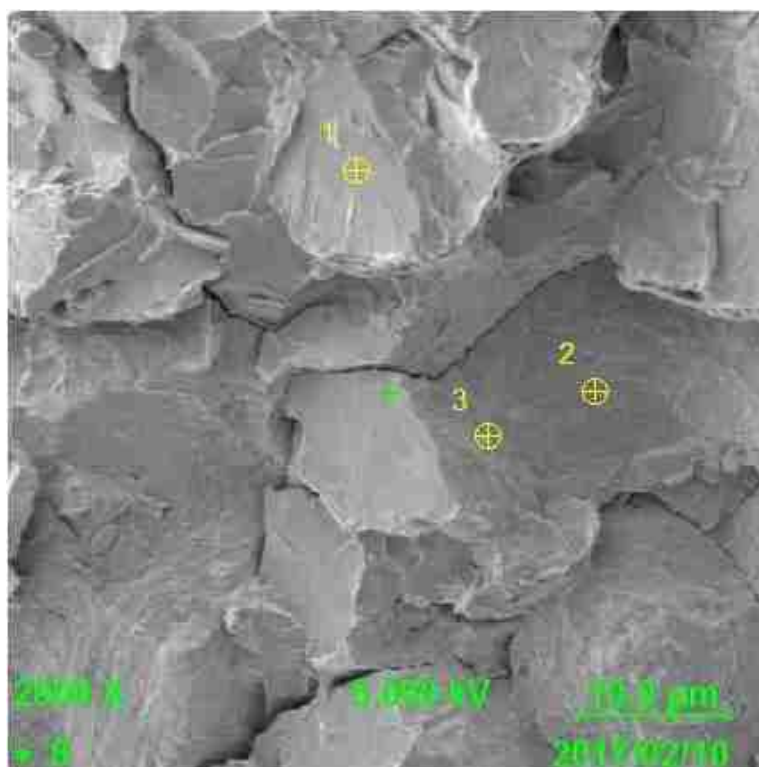


図 3.1.3-52 リン含有量 0.026wt% の A533B 鋼の非照射材の破面の SEM 像

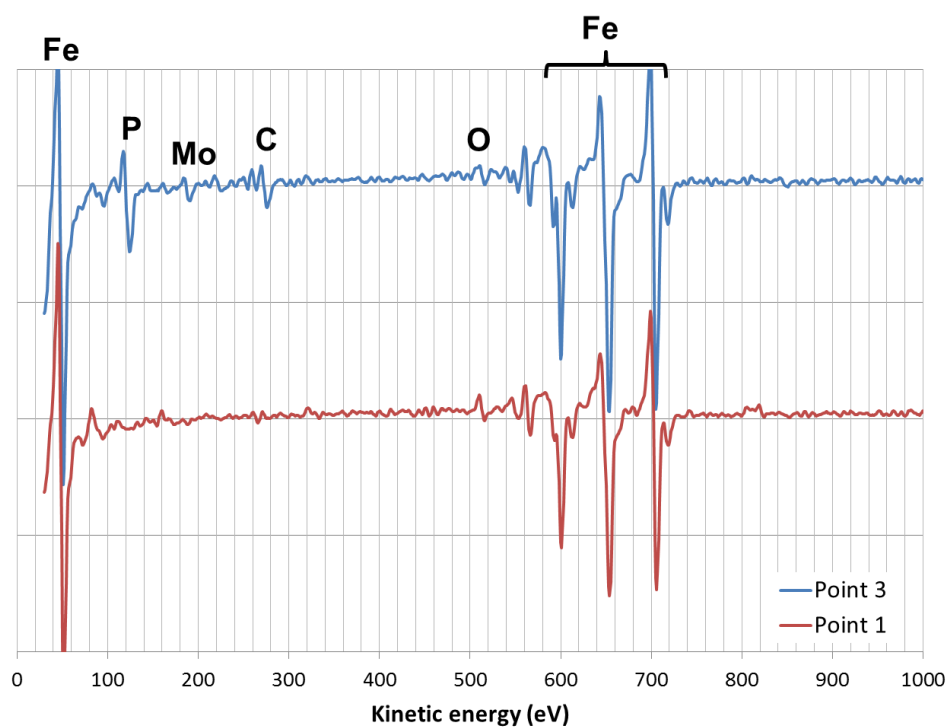


図 3.1.3-53 壁界破面 (Point 1) と粒界破面 (Point 3) のオージェスペクトル

参考文献

- (3.1.3-18) H. Takamizawa et al. 2016 ASME PVP conference, PVP2016-63822, (2016).
- (3.1.3-19) N. Soneda, et al. JAI 7, 65 (2010)
- (3.1.3-20) B. Gault et al. “Atom Probe Microscopy” Springer Series in Material Science 160 (2012)
- (3.1.3-21) M. Narui, et al., J. Nucl. Materials. 258, 372 (1998)
- (3.1.3-22) J. M. Hyde et al., Ultramicroscopy, 111, 676 (2011)
- (3.1.3-23) T. Toyama, et al. J. Nucl. Materials, 405, 177 (2010)
- (3.1.3-24) J. M. Hyde and C. A. English: MRS Fall Meeting Symp. R, pp27 (2001).
- (3.1.3-25) L. T. Stephenson, M. P. Moody, P. V. Liddicoat, and S. P. Ringer: Microsc. Microanal. 13, 448 (2007).
- (3.1.3-26) M. K. Miller and E. A. Kenik: Microsc. Microanal. 10, 336 (2004).
- (3.1.3-27) J. M. Hyde, et al., Ultramicroscopy, 111, 440 (2011)
- (3.1.3-28) IVAS ver. 3.6.6 User Guide 2013
- (3.1.3-29) 原子力安全基盤機構、「高照射量領域の照射脆化予測に関する報告書」、2010 年 1 月
- (3.1.3-30) 日本電気協会 電気技術規程「原子炉構造材の監視試験方法」JEAC4201-2007 [2013 年追補版]

3.1.4 破壊力学評価に関する試験

健全性評価^(3.1.4-1)における想定欠陥である原子炉圧力容器内面のクラッド下半楕円欠陥においては、C(T)試験片とは応力条件が異なる。すなわち、試験片に比して亀裂の拘束が弱い浅い半楕円欠陥に対する 2 軸荷重の負荷など、破壊に対し保守側と非保守側に働く効果が混在する。さらに母材の腐食を防ぐためのステンレスオーバーレイクラッド(以後、クラッド)も存在するため、クラッド下欠陥に対する応力拡大係数評価式の妥当性や、欠陥の拘束効果及び WPS 効果の評価等に及ぼすクラッドの影響を把握する必要がある。そのため、破壊力学評価に関する試験として、表面半楕円欠陥あるいはクラッド下半楕円欠陥を付与した平板試験体による破壊試験や WPS 効果確認試験を実施するとともに、十字型 2 軸曲げ試験体による PTS 模擬試験により健全性評価手法の保守性を総合的に確認する。

また、前章までに述べてきた原子炉圧力容器鋼の照射脆化、破壊靱性評価及び WPS 効果に関する試験等の材料特性は、監視試験片^(3.1.4-2)に合わせ板厚 1/4 位置から採取した材料を用いて評価されている。破壊靱性評価の保守性確認のためには、想定欠陥の位置(母材表面クラッド下)の破壊靱性に対する監視試験の保守性確認が必要である。

本年度は、クラッド下 HAZ を含む板厚内の破壊靱性分布に係るデータを取得するための国内初期プラント相当のクラッド付き原子炉圧力容器鋼を製作するとともに、PTS 模擬試験等に用いる低靱性材の仕様検討及び製作に着手した。PTS 模擬試験を実施するための試験設備の部品製作を完了すると共にピット内への組み立てに着手した。また、クラッド下亀裂の導入に係る検討として、破壊靱性に及ぼすクラッド溶接の影響を把握するための試験を実施した。

3.1.4.1 クラッド付き原子炉圧力容器鋼の製作

クラッド下 HAZ を含む板厚内の破壊靱性分布に係るデータを取得するための国内初期プラント相当のクラッド付き原子炉圧力容器鋼を製作する。本年度は母材の製作及び材料特性の取得、溶接継手の製作、クラッド施工及び溶接後熱処理(PWHT)を実施した。最終的なクラッド付き原子炉圧力容器鋼の形状を図 3.1.4.1-1 に示す。

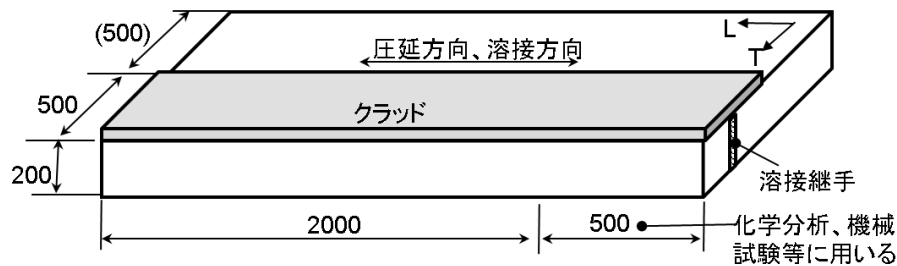


図 3.1.4.1-1 クラッド付き原子炉圧力容器鋼の形状

(1) 母材

国内 PWR プラントの比較的初期のプラントの平均的な特性となることを基本方針として、H27 年度に検討した材料仕様に基づき、母材を製作した。図 3.1.4.1-2 に母材の外観、表 3.1.4.1-1 に化学成分及び熱処理条件、表 3.1.4.1-2 から表 3.1.4.1-5 に機械的特性及び冶金試験結果、表 3.1.4.1-6 に外観・寸法・非破壊検査結果を示す。引張試験は JIS Z 2241^(3.1.4-4)、シャルピー試験は JIS Z 2242^(3.1.4-3)、落重試験は JEAC 4202^(3.1.4-5)に準拠して実施した。いずれの試験結果も仕様を満足していることを確認した。

表 3.1.4.1-1 化学成分

項 目		化学成分[wt.%]								
		C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Cu
仕様	溶鋼	≦	0.15	1.15	0.010	0.010	0.40	≦0.15	0.45	0.10
		~	~	~	~	~	~		~	~
		0.25	0.40	1.50	0.020	0.020	0.70		0.60	0.16
	製品	0.18 ~ 0.25	0.20 ~ 0.30	1.20 ~ 1.55	0.010 ~ 0.020	0.010 ~ 0.020	0.50 ~ 0.65	≦0.15	0.40 ~ 0.60	0.10 ~ 0.16
実績値	溶鋼	0.19	0.24	1.46	0.014	0.014	0.60	0.10	0.50	0.13
	製品	0.19	0.25	1.43	0.013	0.014	0.58	0.10	0.48	0.13

焼 入 れ : 870 ~ 893 °C× 4 時間 45 分 水冷
 仮 焼 戻 し : 450 ~ 478 °C× 7 時間 08 分 空冷
 本 焼 戻 し : 670 ~ 683 °C× 5 時間 50 分 空冷
 試材の熱処理 : 600 ~ 616 °C× 14 時間 43 分 炉冷

表 3.1.4.1-2 機械的特性及び冶金試験

試験項目		項目	仕様	実績値
引張特性	室温	0.2%耐力(MPa)	420～510	L:465 Tr:462
		引張強さ(MPa)	580～640	L:595 Tr:592
		伸び(%)	18 以上	L:30 Tr:27
		絞り(%)	報告	L:71 Tr:66
	低温及び 高温	0.2%耐力(MPa)	報告	表 3.1.4.1-4
		引張強さ(MPa)	報告	
		伸び(%)	報告	
		絞り(%)	報告	
		破断状況写真	報告	
曲げ試験		—	わん曲部の外側に 割れないこと。	割れなし
シャルピー衝撃特性		上部棚吸収エネルギー (3 個の平均)(J)	135±45	122
		吸収エネルギー(J)	報告	表 3.1.4.1-5
		横膨出量(mm)	報告	
		延性破面率(%)	報告	
		vT _{r30} (°C)	-20±20	-28
		vT _{r50} (°C)	報告	-7
		vT _{r35mils} (°C)	報告	-14
		vT _{rs} (°C)	報告	-2
		T _{cv} (°C)	報告	-7
		T _{cv-33} (°C)	報告	-40
落重試験 (表 3.1.4.1-6)		T _{NDT} (°C)	報告	-40
		RT _{NDT} (°C)	報告	-33
		クラック長さ	報告	16.7

表 3.1.4.1-3 引張試験結果

(試験方法 : JIS Z 2241)						
引張試験 (JIS Z 2241 10号試験片)						
MHI殿 要求値	試験片寸法: 直径 12.5 mm , 標点距離 50 mm					
	試験温度	耐 力	引 張 強 さ	伸 び	絞 り	試 験 片 採 取 位 置
	(°C)	0.2%オフセット (N/mm ²)	(N/mm ²)	(%)	(%)	
試験片 番 号	方 向	室 温	420/510	580/640	18 以上	報 告
AT1	L	24	465	599	30	71
BT1		24	465	595	30	72
AT2	Tr	24	463	592	27	66
BT2		24	462	594	29	66

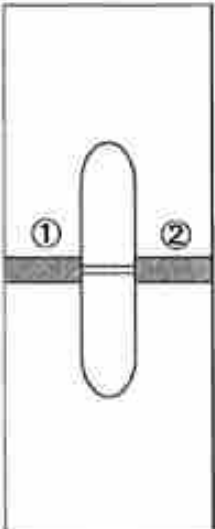
(試験方法 : JIS G 0567)						
引張試験 (JIS G 0567 図A.4)						
MHI殿 要求値	試験片寸法: 直径 10 mm , 標点距離 50 mm					
	試験温度	耐 力	引 張 強 さ	伸 び	絞 り	試 験 片 採 取 位 置
	(°C)	0.2%オフセット (N/mm ²)	(N/mm ²)	(%)	(%)	
		150	報告	報告	報告	報告
AT3	Tr	150	399	531	21.0	68
AT4		150	404	534	21.5	68
BT3		150	404	535	21.0	65
BT4		150	401	531	21.0	68

(試験方法 : JIS G 0567)						
引張試験 (JIS G 0567 図A.4)						
MHI殿 要求値	試験片寸法: 直径 10 mm , 標点距離 50 mm					
	試験温度	耐 力	引 張 強 さ	伸 び	絞 り	試 験 片 採 取 位 置
	(°C)	0.2%オフセット (N/mm ²)	(N/mm ²)	(%)	(%)	
		290	報告	報告	報告	報告
AT5	Tr	290	386	548	19.0	64
AT6		290	377	548	18.5	66
BT5		290	372	549	19.5	63
BT6		290	385	546	18.0	63

表 3.1.4.1-4 シャルピー試験結果

MHI殿 要求値	試験片 番号	方向	試験 温度 (°C)	吸収エネルギー (J)		横膨出量 (mm)	延性破面率 (%)	試験片 採取位置
				個々	平均			
				報告	報告			
	AC1	Tr	-12	65	61	1.00	35	T×T/4
	AC2			72		1.05	40	
	AC3			45		0.75	30	
	AC4	Tr	-40	32	32	0.45	20	T×T/4
	AC5			26		0.40	15	
	AC6			37		0.60	25	
	AC7	Tr	-60	19	16	0.25	10	T×T/4
	AC8			16		0.15	5	
	AC9			13		0.15	5	
	AC10	Tr	-80	9	10	0.05	5	T×T/4
	AC11			9		0.05	5	
	AC12			11		0.10	5	
	AC13	Tr	20	100	91	1.50	75	T×T/4
	AC14			86		1.35	65	
	AC15			88		1.30	65	
	AC16	Tr	40	120	122	1.80	100	T×T/4
	AC17			126		1.90	100	
	AC18			119		1.85	100	
	AC19	Tr	60	123	129	1.90	100	T×T/4
	AC20			139		1.95	100	
	AC21			124		1.90	100	
	AC22	Tr	-7	75	68	1.10	50	T×T/4
	AC23			66		1.05	40	
	AC24			62		1.00	40	

表 3.1.4.1-5 落重試験結果



単位 : mm

試験片番号	クラック長さ	
	①	②
AD1	15.1	破断
AD2	-	-
AD3	破断	8.0
AD4	-	-
AD5	15.7	16.0
AD6	4.2	4.0
AD7	3.0	2.0
AD8	2.4	2.0

無 延 性 遷 移 温 度 (T _{NDT}) 落 重 試 験					
試験方法 : JEAC 4202 (1984)			MHI殿 要求値	無延性遷移温度 (°C) : 報告 (T _{NDT})	
試験片 : JEAC 4202 (1984) 3種試験片					
試験片寸法 及び 試験方法	試験片寸法 (mm)	: 16 ^t × 50 ^w × 130 ^l	落錘高さ (m)	: 1.483	
	支点間隔 (mm)	: 100	落錘重量 (kgf)	: 27.66	
	たわみ止め深さ (mm)	: 1.9	落重エネルギー (kgf・m)	: 41	
試験片採取方向 : Tr 試験片採取位置 : T×T/4					
試験結果	試 材 : A				
	試験温度	試験片番号	結 果		
	-40 °C	AD1	破 断		
		AD2	-		
	-45 °C	AD3	破 断		
		AD4	-		
	-35 °C	AD5	非 破 断		
		AD6	非 破 断		
	-20 °C	AD7	非 破 断		
		AD8	非 破 断		
T _{NDT} : -40 °C					
関 連 温 度 (RT _{NDT}) 衝 撃 試 験					
試験方法 : JIS Z 2242, MS5KB6-0002			MHI殿 要求値	関連温度 (°C) : 報告 (RT _{NDT})	
試験片 : JIS Z 2242 図2 V ノッチ試験片					
試験温度 無延性遷移温度 (T _{NDT}) +33°C 試材 A : -7 °C					
試験片採取方向 : Tr 試験片採取位置 : T×T/4					
試験結果	試 材 : A				
	試験片 番 号	吸収エネルギー (J)	横膨出量 (mm)		延 性 破 面 率 (%)
		68 以上	0.90 以上		
	AC22	75	1.10		50
	AC23	66	1.05		40
	AC24	62	1.00		40
	°RT _{NDT} : -33 °C				

表 3.1.4.1-6 外観・寸法・非破壊検査

試験項目		項目	仕様	実績値
結晶粒度		結晶粒度番号	報告	7.8
サルファプリント		—	報告	図 3.1.4.1-3
非金属介在物		—	報告	0.046%
外観検査	—	—	使用上有害な欠陥がないこと。(欠陥がある場合は、グラインダにより手入れする。)	合格
寸法検査	—	—	JIS G 3193 の寸法許容差を満足すること。	合格
非破壊検査	浸透探傷試験 (PT)	鋼板の表裏面	JSME 設計建設規格 PVB-2426 の判定基準を満足すること。	合格 (記録すべき指示なし)
	磁粉探傷試験 (MT)	鋼板の端面	JSME 設計建設規格 PVB-2425 の判定基準を満足すること。	合格 (記録すべき指示なし)
	超音波探傷試験 (UT)	鋼板の全体積	JSME 設計建設規格 PVB-2421 の判定基準を満足すること。	合格 (記録すべき指示なし)

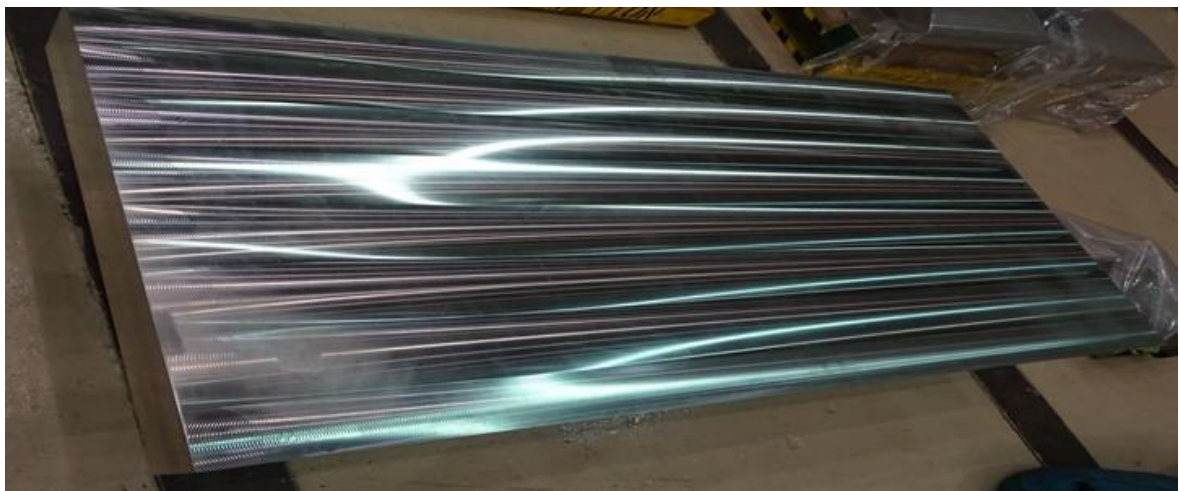


図 3.1.4.1-2 原子炉压力容器鋼母材の外観

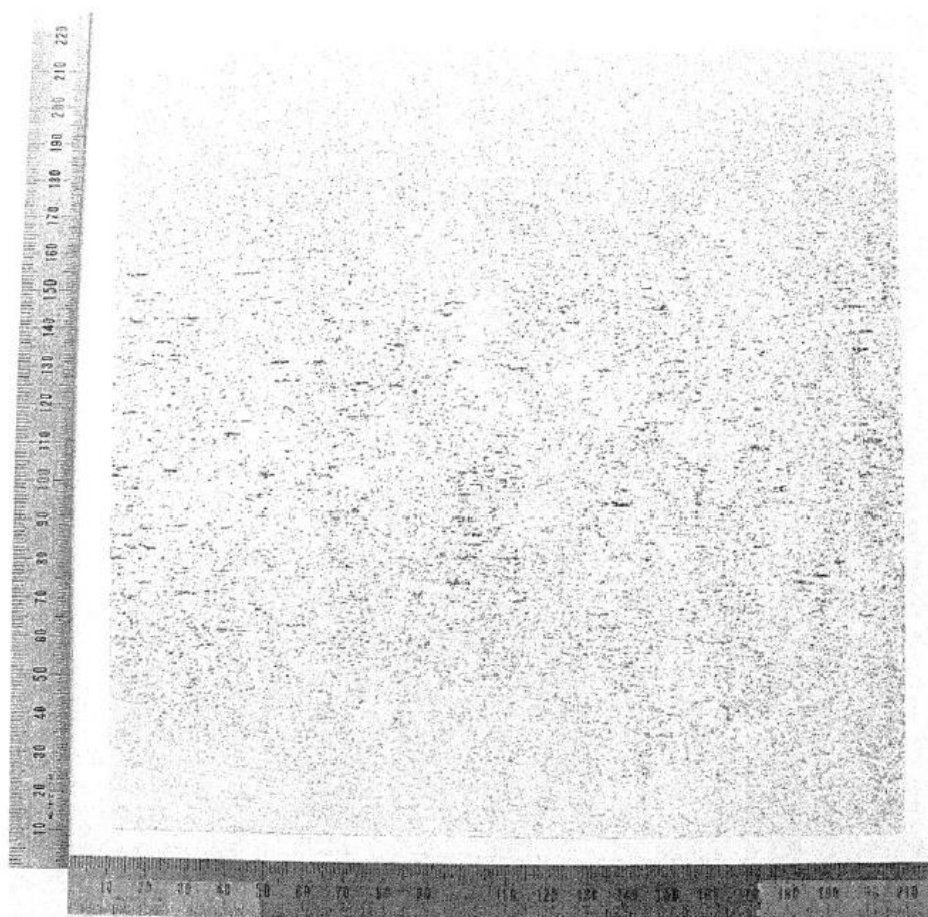


図 3.1.4.1-3 原子炉压力容器鋼母材のサルファプリント

(2)溶接継手

H27 年度に検討した材料仕様に基づき、溶接継手を製作した。溶接金属についても国内 PWR プラントの比較的初期のプラントの平均的な特性となることを基本方針として、初期のプラントと同等の銘柄(表 3.1.4.1-7)を選定した。

図 3.1.4.1-4 に溶接継手の形状を示す。継手の開先形状は、国内 PWR プラントの比較的初期のプラントの代表的な形状とし、原子炉容器下部胴の軸方向溶接線を模擬して設定したものである。この開先に対して、サブマージアーク溶接を行った。

溶接条件を表 3.1.4.1-8 に示す。この溶接条件は国内 PWR プラントの比較的初期のプラントの代表的な溶接条件である。溶接後熱処理条件を表 3.1.4.1-9 に示す。ここでの熱処理時間は 25min であるが、後に施工するオーバーレイクラッド後の処理時間を含めると 3.5hr(210min.)以上になる。溶接後に表 3.1.4.1-10 に示す非破壊検査を行い、溶接部に有意な欠陥が存在しないことを確認した。

表 3.1.4.1-7 継手用溶接材料

銘柄	規格
溶接ワイヤ:US-56B フラックス:MF-27	JIS Z3183 S642-MN 該当

表 3.1.4.1-8 継手溶接条件

溶接方法	サブマージアーク
電流, A	540～620
電圧, V	28～29
速度, cm/min	60～62
予熱温度, °C	≥ 154
層間温度, °C	≤ 196

表 3.1.4.1-9 溶接後熱処理条件

項目	実績
温度 [°C]	595～605
時間 [min.]	25 (継手溶接後のみ)
昇温速度 [°C/hr]	Max.49
降温速度 [°C/hr]	Max.50

表 3.1.4.1-10 継手溶接部検査結果

試験項目		項目	要求	実績値
非破壊検査	開先面検査	磁粉探傷試験 (MT)	JSME 溶接規格 N-1100 の規定を満足すること。	合格
	開先合せ検査	-	-	合格
	溶接部検査 (表面)	磁粉探傷試験 (MT)	JSME 溶接規格 N-1100 の規定を満足すること。	合格
	溶接部検査 (体積)	放射線透過試験 (RT)	JSME 溶接規格 N-1100 の規定を満足すること。	合格
	溶接部検査 (体積)	超音波探傷試験 (UT)	JSME 溶接規格 N-1100 の規定を満足すること。	合格

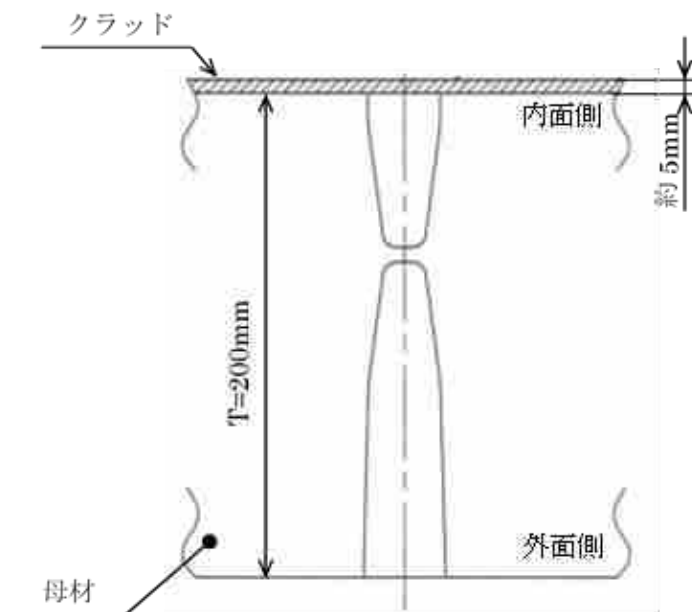


図 3.1.4.1-4 溶接継手の形状

(3)クラッド

H27 年度に検討した材料仕様に基づき、前述の溶接継手部の上にクラッドを溶接した。1970 年代のプラントで使用されているクラッドと同等の材料として、表 3.1.4.1-11 に示すクラッド用溶接金属材料の銘柄を選定した。

溶接条件を表 3.1.4.1-12 に示す。この溶接条件は国内 PWR プラントの比較的初期のプラントの代表的なクラッド溶接条件である。溶接後熱処理条件を表 3.1.4.1-13 に示す。継手溶接後の溶接後熱処理時間を含め、3.5hr(210min.)以上とした。溶接後に表 3.1.4.1-14 に示す非破壊検査を行い、溶接部に有意な欠陥が存在しないことを確認した。図 3.1.4.1-5 に、クラッド溶接後の外観写真を示す。

表 3.1.4.1-11 クラッド用溶接金属材料の銘柄

銘柄	規格
溶接ワイヤ:US-B309L フラックス:PF-B1	JIS Z3322 YB308-F 該当

表 3.1.4.1-12 クラッド溶接条件

溶接方法	サブマージアーク
電流, A	850
電圧, V	28
速度, cm/min	14
予熱温度, °C	≥165
層間温度, °C	≤189

表 3.1.4.1-13 溶接後熱処理(PWHT)条件

温度 [°C]	595～605
時間 [hr]	195 (クラッド溶接後のみ) 220 (継手溶接後とクラッド後の合計時間)
昇温速度 [°C/hr]	Max.49
降温速度 [°C/hr]	Max.50

表 3.1.4.1-13 オーバーレイクラッド溶接部の検査結果

試験項目		項目	要求	実績値
非破壊検査	磁粉探傷試験 (MT)	開先面検査	JSME 溶接規格 N-1100 の規定を満足すること。	合格
	超音波探傷試験 (UT)	溶接部検査 (体積)	JSME 溶接規格 N-1100 の規定を満足すること。	合格



図 3.1.4.1-5 クラッド溶接後の外観写真

3.1.4.2 低靱性材の製作

PTS 模擬試験においては、破壊荷重として運転温度から室温付近までの急冷(水冷)による熱応力を用いる。試験の実施にあたっては、原子炉圧力容器の板厚内の温度勾配を模擬するための十分な板厚を持つ大型の試験体が必要となる。照射試験は困難であることから、供試材として PTS の温度範囲で脆性破壊を生じさせることができる低靱性材を製作する。

H27 年度に引き続き、仮設定した機械的特性の目標値 $T_0 \geq 150^\circ\text{C}$ 、 0.2% 耐力 $\geq 700 \text{ MPa}$ の達成可否を検討するための事前試験を実施し、低靱性材の仕様検討を行った。また、破壊靱性評価においてはマスターカーブ法を適用することが前提であるため、へき開破壊が主体となることも条件として加え破面に着目した観察も実施して、総合的に化学成分、熱処理条件を選定した。

これらの結果に基づき、低靱性材の仕様を決定し、製作に着手した。

(1) 事前試験に用いた材料

事前試験では、材料メーカーの過去の製造実績において目標値に近い結果が得られている成分系をベースとして、C 量、S 量、P 量等の化学成分を変化させた 6 鋼種の材料（以下、ラボ溶解材）を製作し、熱処理条件等をパラメータとした試験を行った。また、マスターカーブ法適用のために粒界破壊を極力抑えるため、靱性を低下させるものの粒界破壊の増加を招く P は過剰に添加せず、C 量と S 量の調整で低靱性化を図ることを基本的な考え方とした。焼入れ温度は実機と同じ条件を基本とし、一部条件では結晶粒の粗大化による靱性低下を狙い、より高温の焼入れ温度とした。焼戻し温度は実機に近い条件、及び、実機より低温として硬化させることで靱性低下を狙った条件とした。ラボ溶解材は、小規模溶解で化学成分をパラメータとした検討を行うため 50kg 溶解で板材を製造し、圧延方向に平行に亀裂が進展する位置で衝撃試験、引張試験、破壊靱性試験を行った。

材料試験に用いたラボ溶解材は以下に記す計 9 鋼種である。表 3.1.4.2-1 に化学成分狙い値、表 3.1.4.2-2 に化学成分実績値を示す。9 鋼種の特徴は以下のとおり。

- ・ A1 （過去に実績のある低靱性均質材相当材料）
- ・ B1 （A1 の C 量を増した材料）
- ・ B3 （B1 の S 添加量を増やした材料）
- ・ B4 （B3 の S 添加量を増やした材料）
- ・ C1 （B1 の C 量を増した材料）
- ・ C2 （C2 の S 量を増した材料）
- ・ P1 （B1 の P 量を増した材料）
- ・ P2 （P1 の P 量を増した材料）
- ・ P3 （P2 の P 量を増した材料）

ここで、S 量増は上部棚吸収エネルギーを低下させることで遷移温度の上昇による靱性低下を狙ったものである。C 量増は強度を上昇させることで靱性低下を狙っている。P 量増は粒界脆化の促進により靱性低下を図ったものである。

それぞれ、50kg VIM 試験鋼塊で溶解、造塊し、鍛造によって 35t×130W×750L の板材を製作した。ラボ溶解材の形状を図 3.1.4.2-1 に示す。その後、予備熱処理として焼ならしを行い、140L のブロックを採取し、調質熱処理として焼入れ・焼戻しを加え、材料試験に供した。製作したラボ溶解材はすべてを網羅的に試験した訳ではなく、試験数を最小限にするため、数 STEP に分けて狙いの特性が得られるかどうかを確認しながら試験した。

(2) 熱処理

焼入れ温度は、実機製造条件に近いものとして 980℃を基本とした。また、結晶粒の粗大化による靱性低下を狙い、より高温の 1050℃での焼入れも一部の試験片で実施した。焼戻し温度は、実機製造に近いものとして 600℃を基本とした。その後、試験結果をみながら実機より低温として硬化させる必要があることが判明したため、多くの試験片では 550℃、480℃での焼戻しを実施した。

(3) 試験片形状

シャルピー衝撃試験片の形状を図 3.1.4.2-2 に示す。引張試験片の形状は $\phi 10\text{mm} \times 50\text{mm}$ GL である。破壊靱性試験片はクラッド施工時の熱影響評価のため、Mini-C(T)試験片(サイドグループ無、図 3.1.4.2-3 参照)と、試験片寸法の影響確認のため 0.5T-C(T)試験片(サイドグループ有、図 3.1.4.2-4 参照)を用いた。

すべての試験において、採取方向は、圧延方向(L 方向)に亀裂進展する方向から採取した。Mini-C(T)試験片及び 0.5T-C(T)試験片の採取情報を図 3.1.4.2-5～図 3.1.4.2-9 に示す。

(4) 試験方法・試験条件

シャルピー衝撃試験は JIS Z 2242^(3.1.4-3)に従って実施した。試験温度は 0℃～240℃とし、試験本数は 24 本または 12 本とした。引張試験は JIS Z 2241^(3.1.4-4)に従って実施した。試験温度は室温とし、試験本数は各 2 本とした。破壊靱性試験は JEAC 4216^(3.1.4-6)に準拠して実施した。試験温度は 0℃～150℃とし、試験本数は各 1～8 体とした。ヤング率は 192,600-59.6 T (MPa) (T は試験温度(℃))、ポアソン比は 0.3 を用いた。0.2%耐力としては、B1 材及び B4 材については引張試験データが得られていないため $\sigma_{0.2} = 700 \text{ MPa}$ とし、P1 材は $\sigma_{0.2} = 746 \text{ MPa}$ 、P2 材は $\sigma_{0.2} = 779 \text{ MPa}$ 、P3 材は $\sigma_{0.2} = 815 \text{ MPa}$ とした。

(5) 引張試験結果

図 3.1.4.2-10 に低靱性材の室温での引張試験結果を示す。C 量が最も少ない A1 材の 0.2%耐力は仕様要求である 0.2%耐力 $\geq 700 \text{ MPa}$ を満足していなかった。また、A1 材よりも C のみを増加させた B1 材、B3 材及び B4 材も、A1 材よりも若干上昇はしたものの、700MPa を上回らなかった。B 材からさらに C を添加した C1 材は 700MPa を上回り、要求を満足していた。また、B

材に P を添加した P1、P2 及び P3 材も仕様要求を満足していた(P1、P2、P3 は焼戻し温度が低かったことも 0.2%耐力に影響した可能性がある)。

引張強さは A1 材、B1 材、B3 材及び B4 材で有意な差は認められなかった。C 及び P の添加量が多い C1 材、C2 材、P1 材、P2 材及び P3 材では、A 材及び B 材と比較して、引張強さが上昇した。

伸び及び絞り率は、主に C 量を調整した A1 材、B1 材、B3 材、B4 材、C1 材及び C2 材においてほぼ同等であった。一方で、P 量を調整した P 材は伸び及び絞り共に、A 材、B 材及び C 材と比較して、若干小さい傾向を示した。

(6) ビッカース硬さ試験結果

図 3.1.4.2-11 に低靱性材のビッカース硬さ試験結果を示す。主に C 量を調整した材料(A 材、B 材及び C 材)の共通の焼戻し条件である 600℃×4h の結果を比較すると、C 量の上昇とともに若干硬さが上昇する傾向が認められた。また、これらの材料では、焼戻し温度が低くなるとともに硬さが上昇する傾向も認められた。

P1、P2、P3 を比較すると、P 量の増加とともに硬さが若干上昇する傾向である。また、焼戻し温度 525℃と 480℃の範囲では、硬さの差は小さかった。

(7) シャルピー衝撃試験結果

図 3.1.4.2-12 に低靱性材のシャルピー衝撃試験結果を示す。焼戻し温度を低くするとシャルピー遷移温度 T_{r30} が上昇する傾向は全ての材料について共通であった。また、焼き入れ温度の影響は、B1 材及び B4 材の結果のみであるが、高温焼入れの方が T_{r30} は高くなった。C 量による影響は、A1 材、B1 材及び C1 材の焼き戻し条件 600℃×4h の結果を比較すると、顕著に表れていないものと思われる。一方で、B4 材や C2 材等の S を多く含むものは、他の A 材、B 材及び C 材と比較して、 T_{r30} が高くなる傾向であった。

P1、P2、P3 材は、P 量の多いもの程、 T_{r30} が高くなる傾向にあり、P 量が T_{r30} に与える影響は大きいと考えられ、焼戻し温度を 480℃とした場合にその傾向が顕著に表れていた。シャルピー遷移温度 T_{rs} (FATT)も T_{r30} と同様の傾向であり、脆性破面率と吸収エネルギーの対応は、低靱性材においても保たれていることを確認した。

上部棚吸収エネルギー USE は、全材料において焼戻し温度を高くする程、上昇する傾向であった。A1 材、B1 材及び C1 材の焼き戻し温度 600℃の結果を比較すると、C 量が多くなるにつれて低下し、B 材及び C 材を比較すると、S 量が多いもの程、USE が低下する傾向が認められた。

(8) 破壊靱性試験結果

破壊靱性試験結果を表 3.1.4.2-3～表 3.1.4.2-11 に、荷重-変位線図及びマスターカーブ評価結果を図 3.1.4.2-13～図 3.1.4.2-20 に、それぞれ示す。B1 材では MCT-B1-14、B1H 材では MCT-B1H-3、P3 材では MCT-P3-2、MCT-P3-3 及び 0.5T-C(T)-P3-11 の 3 体でポップインの発生が認められ、それぞれポップインを破壊とみなして破壊靱性 K_{Jc} を評価した。また、MCT-B1H-1 及び

MCT-B1H-2 の 2 体については、規格の Validity 条件(0.2mm)を若干上回る延性亀裂成長が観察された。

各材料のマスターカーブの参照温度 T_0 は以下の通りであった。これらの結果をまとめて図 3.1.4.2-21 に示す。ここで、ステップクーリングとは表 3.1.4.2-11 に示した熱処理であり、焼戻脆性を促して破壊靱性を低下させる目的で実施したものである。

- ・ B1 材 … $T_0 = 53^{\circ}\text{C}$ (Valid な値)
- ・ B4 材 … $T_0 = 65^{\circ}\text{C}$ (Valid な値)
- ・ B1H 材 … $T_0 = 21^{\circ}\text{C}$ (Invalid な暫定値, 延性亀裂成長データ考慮せず)
- ・ P1 材 … $T_0 = 41^{\circ}\text{C}$ (Invalid な暫定値, 延性亀裂成長データ考慮せず)
- ・ P2 材 … $T_0 = 77^{\circ}\text{C}$ (Invalid な暫定値, 延性亀裂成長データ考慮せず)
- ・ P3 材 … $T_0 = 89^{\circ}\text{C}$ (Valid な値)
- ・ P3 材 HAZ … $T_0 = 39^{\circ}\text{C}$ (Invalid な暫定値, 延性亀裂成長データ考慮せず)
- ・ P3 材ステップクーリング … $T_0 = 159^{\circ}\text{C}$ (Invalid な暫定値)

いずれの材料も、通常の熱処理では目標である $T_0 \geq 150^{\circ}\text{C}$ は満たさなかったものの、ラボ試験材料のなかでは P3 材及び P2 材が高い T_0 であり、未照射の材料としては低い靱性値でとなっていることが確認された。また、ステップクーリング材では焼戻脆性の効果によって T_0 の目標値を上回る結果であったが、後述する粒界破面率の観点から、本試験材への適用が困難と判断した。

図 3.1.4.2-22 に、低靱性材のシャルピー遷移温度 $T_{r30}(T_{41J})$ と破壊靱性マスターカーブ参照温度 $T_0(T_{100})$ の関係を文献値とともに示す。シャルピー衝撃試験から得られた T_{r30} と破壊靱性試験で得られた T_0 は、文献値では比例関係にあるが、低靱性材で得られた試験結果は T_{41J} が高い側に外れており、今回試験した低靱性材では 1:1 の対応関係ではないことが確認された。

(9) SEM 破面観察結果

図 3.1.4.2-23～図 3.1.4.2-33 にシャルピー衝撃試験片について SEM による破面観察結果を示す。また、図 3.1.4.2-34～図 3.1.4.2-41 に B1 材、B4 材及び P3 材の代表的な破壊靱性試験片について、SEM による破面観察結果を示す。

いずれも粒界破面が若干観察されるものの、へき開破面が主体であり、起点部の破面も基本的にはへき開破壊の様相を呈していた。ただし、P3 材ステップクーリングでは他の試験片に比べて粒界破面の割合が大きかった。P3 材の $0.5T-C(T)$ 試験片について、粒界破面率を観察した結果を図 3.1.4.2-42 に示す。ステップクーリング無しの場合は全破面の 1% が粒界破面であったのに対し、ステップクーリング有りの場合は粒界破面率が 37% に著しく上昇していることが確認された。

破壊靱性評価においてマスターカーブ法を適用するためには、特に亀裂先端近傍ではへき開破壊が主体となることが必要となる。ステップクーリング有りの P3 では亀裂先端近傍で粒界破壊が主体となっているため、マスターカーブ法適用の観点から望ましくない事が確認された。

(10) ミクロ組織観察結果

図 3.1.4.2-43～図 3.1.4.2-50 に低靱性材のミクロ組織観察結果を示す。基本的にベイナイト組織であるが、C 量の増加に伴い微細な針状ト組織の割合が増加する結構である。

図 3.1.4.2-51 にクラッド施工した P3 材の断面組織観察結果を示す。HAZ の大きさはクラッド中央部最大で、クラッド境界から約 9mm 深さであった。クラッド境界から母材へ進むにつれて、粗粒 HAZ、細粒 HAZ、一般部と変化していることが確認された。ただし、この材料は 35mm 厚さのラボ材にクラッド施工したものであり、厚さ 150mm の本試験材では HAZ の深さは浅くなるものと考えられる。

(11) 事前試験のまとめ

表 3.1.4.2-12 に低靱性材試験結果のまとめを示す。A1、B1、B3、C1、C2、P1 材については、 T_0 の目標を満足する可能性が小さいことが確認された。P2、P3 材は T_0 がそれぞれ 77℃、89℃であり、目標値($\geq 150^\circ\text{C}$)には及ばないものの、検討した鋼種の中では最も低靱性であった。P3 ステップクーリング材で T_0 が 159℃となり目標値を達成したものの、粒界破壊が支配的であり、マスターカーブ法を適用した破壊靱性評価が行えない可能性が高い。

以上の結果から、A1、B1、B3、C1、C2、P1 材については、低靱性化が十分でないことから本試験への適用は難しいと考えた。P2、P3 材は標準的な熱処理では T_0 の目標値を満足せず、脆化を促進させるステップクーリング熱処理を施すと粒界破壊が支配的となる傾向である。そのため、現時点で目標値を全て満足する材料は見出せていない。

T_0 は未達であったものの、P が少なめで、熱処理で偏析度を調整する余地のある P2 が候補材として適切と考えられる。本年度の検討では粒界破壊しない範囲で最適条件の目途を得たため、今後、板厚効果などを含めて、本試験材で PWHT 温度などを変えて T_0 を把握する予定である。

(12) 低靱性材の製作

事前試験結果に基づき P2 材を目標として、材料仕様を決定し、寸法約 1000L×約 2100W×約 200 t の低靱性材 3 体、約 2000L×約 2100W×約 200 t の低靱性材 1 体の製作に着手した。材料の化学成分と機械的特性の仕様を表 3.1.4.2-13 及び表 3.1.4.2-14 に示す。なお、一部の機械的特性（シャルピー衝撃試験、落重試験、引張試験、曲げ試験、結晶粒度測定）は、素材納入後、クラッド及び溶接後熱処理施工後に実施する計画としている。

表 3.1.4.2-1 化学成分狙い値

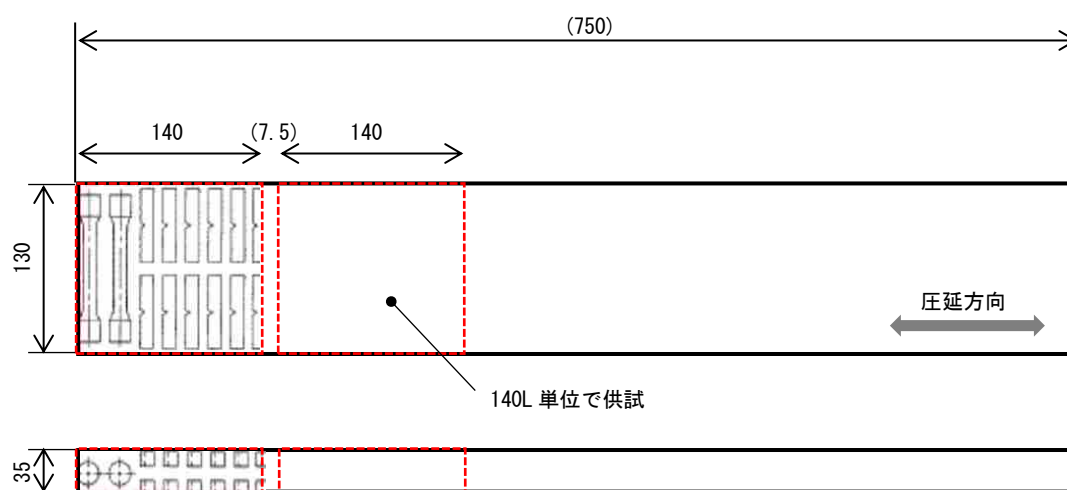
鋼種	化学成分製品狙い値 (wt%)											
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Cu	Mo	V	Al	Ceq
SQV2A規定値	≤0.25	0.15/ 0.40	1.15/ 1.50	≤0.020	≤0.020	0.40/ 0.70	—	—	0.45/ 0.60	—	—	—
A1	0.25	0.40	1.45	0.030	0.002	0.50	0.14	0.20	0.60	≤0.01	<0.005	0.70
B1	0.30	0.40	1.45	0.030	0.002	0.50	0.14	0.20	0.60	≤0.01	<0.005	0.70
B3	0.30	0.40	1.45	0.030	0.010	0.50	0.14	0.20	0.60	≤0.01	<0.005	0.75
B4	0.30	0.40	1.45	0.030	0.020	0.50	0.14	0.20	0.60	≤0.01	<0.005	0.75
C1	0.35	0.40	1.45	0.030	0.002	0.50	0.14	0.20	0.60	≤0.01	<0.005	0.80
C2	0.35	0.40	1.45	0.030	0.010	0.50	0.14	0.20	0.60	≤0.01	<0.005	0.80
P1	0.30	0.40	1.45	0.040	0.002	0.50	0.14	0.20	0.60	≤0.01	<0.005	0.75
P2	0.30	0.40	1.45	0.050	0.002	0.50	0.14	0.20	0.60	≤0.01	<0.005	0.75
P3	0.30	0.40	1.45	0.060	0.002	0.50	0.14	0.20	0.60	≤0.01	<0.005	0.75

$Ceq = C + Mn/6 + Si/24 + Ni/40 + Cr/5 + Mo/4 + V/14$ (V:0.003%として算出)

表 3.1.4.2-2 化学成分実績値

鋼種	化学成分製品分析値 (wt%)											
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Cu	Mo	V	Al	Ceq
SQV2A規定値	≤0.25	0.15/ 0.40	1.15/ 1.50	≤0.020	≤0.020	0.40/ 0.70	—	—	0.45/ 0.60	—	—	—
A1	0.25	0.40	1.40	0.029	0.002	0.50	0.14	0.20	0.60	0.003	0.005	0.691
B1	0.30	0.40	1.40	0.028	0.002	0.49	0.14	0.20	0.60	0.003	0.005	0.740
B3	0.30	0.40	1.42	0.029	0.010	0.49	0.14	0.20	0.60	0.003	0.005	0.744
B4	0.30	0.41	1.46	0.030	0.020	0.51	0.14	0.20	0.63	0.003	0.005	0.759
C1	0.35	0.40	1.44	0.030	0.003	0.51	0.14	0.20	0.61	0.003	0.005	0.800
C2	0.35	0.40	1.46	0.029	0.010	0.50	0.14	0.20	0.62	0.003	0.005	0.806
P1	0.30	0.40	1.42	0.046	0.002	0.51	0.15	0.20	0.63	0.003	0.005	0.754
P2	0.30	0.40	1.45	0.057	0.002	0.50	0.14	0.20	0.62	0.003	0.005	0.754
P3	0.31	0.40	1.44	0.070	0.002	0.51	0.15	0.20	0.63	0.003	0.005	0.767

$Ceq = C + Mn/6 + Si/24 + Ni/40 + Cr/5 + Mo/4 + V/14$



単位：mm

図 3.1.4.2-1 低靱性材ラボ溶解材の形状

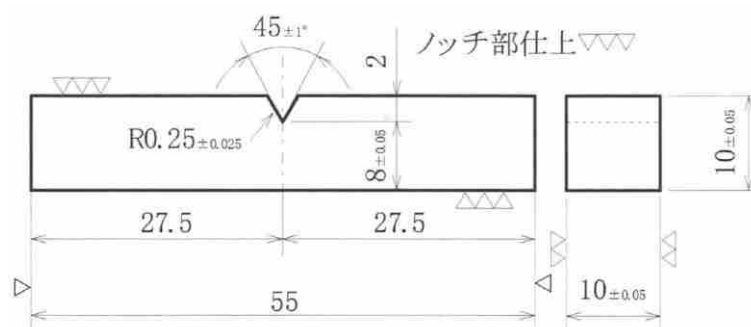


図 3.1.4.2-2 シャルピー衝撃試験片形状

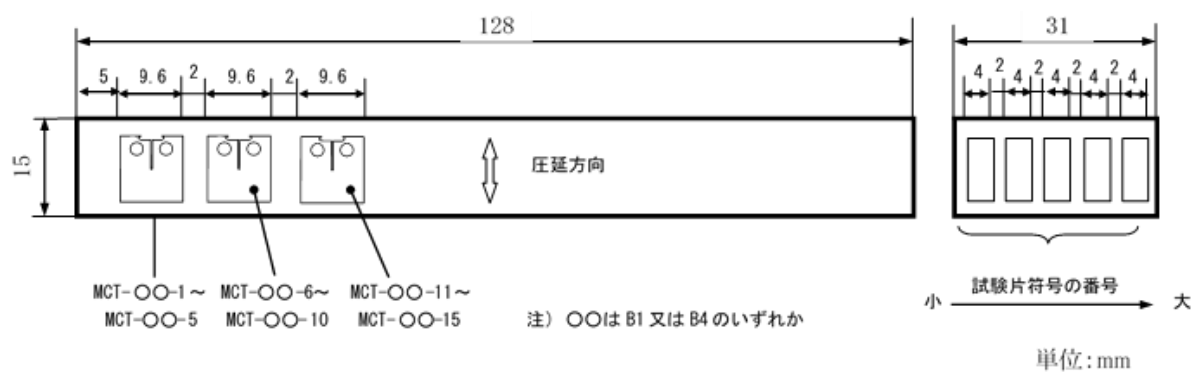


図 3.1.4.2-5 Mini-C(T)試験片の採取要領(B1 材及び B4 材)

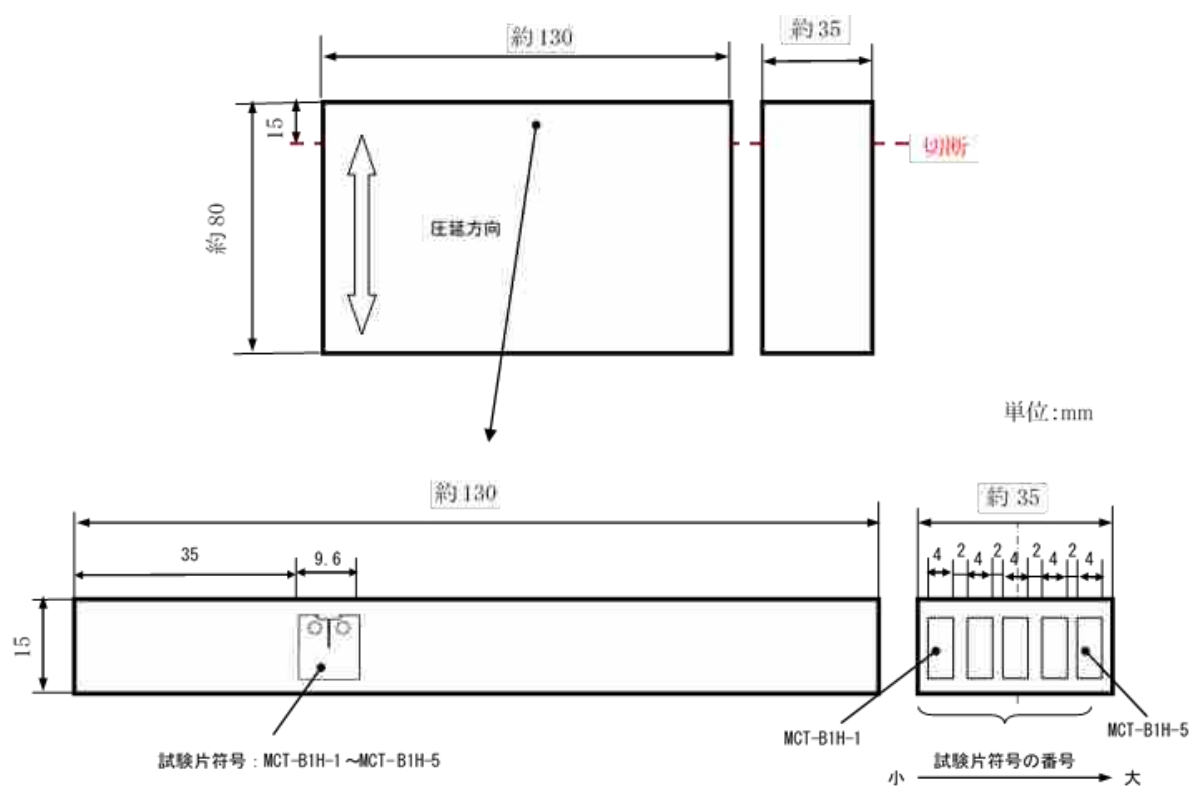


図 3.1.4.2-6 供試材の概要並びに切断要領及び Mini-C(T)試験片の採取要領 (B1H 材)

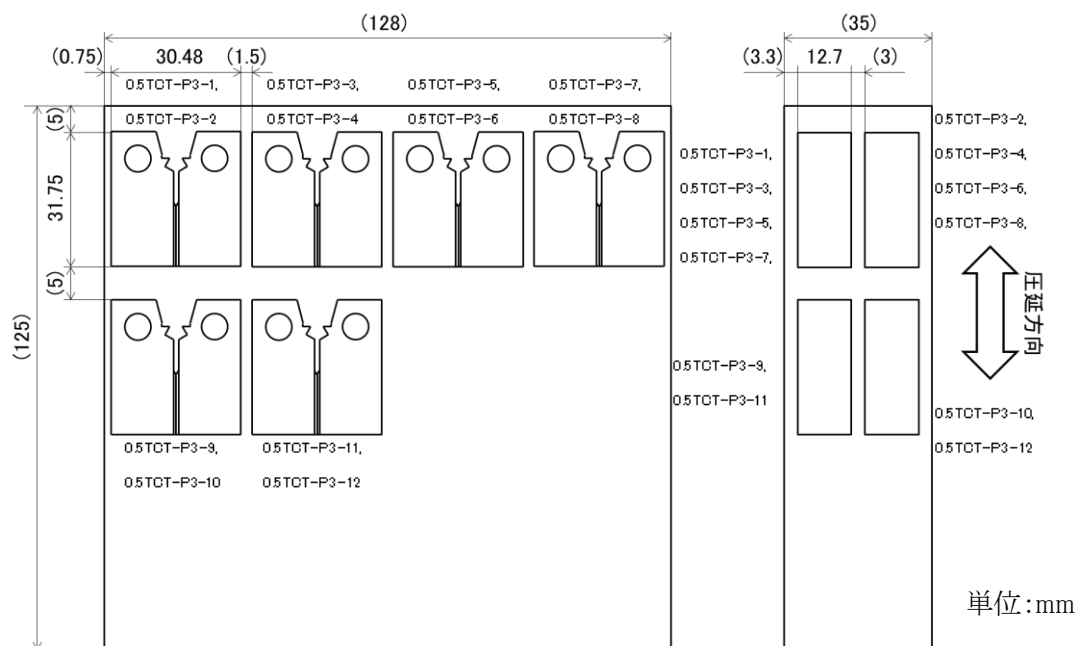


図 3.1.4.2-8 供試材の概要並びに切断要領及び 0.5T-C(T)試験片の採取要領(P3 材)

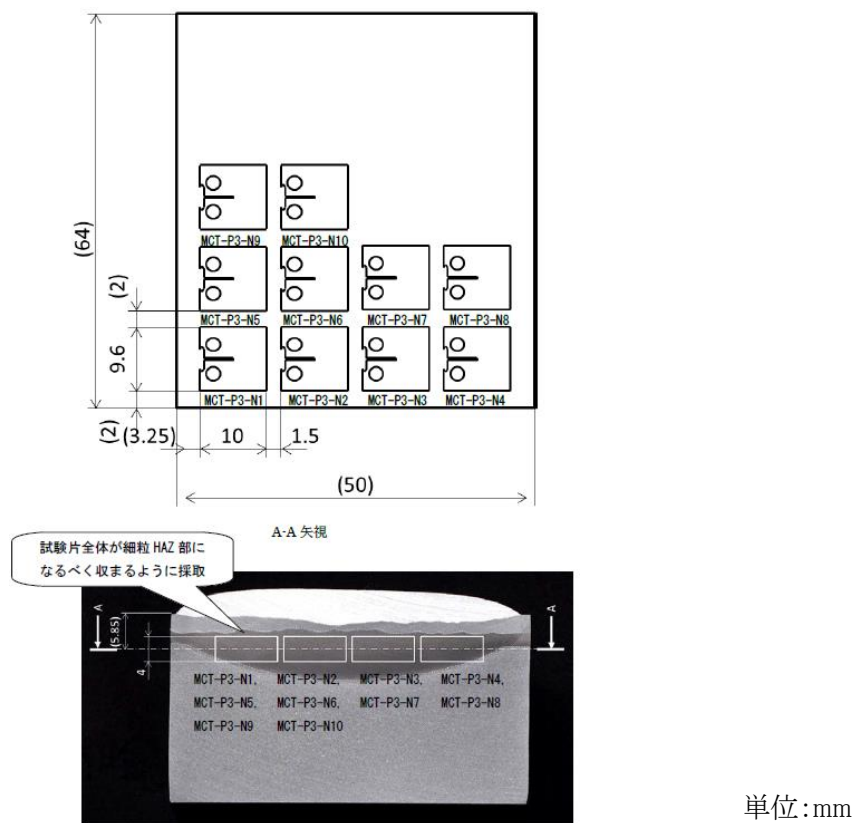
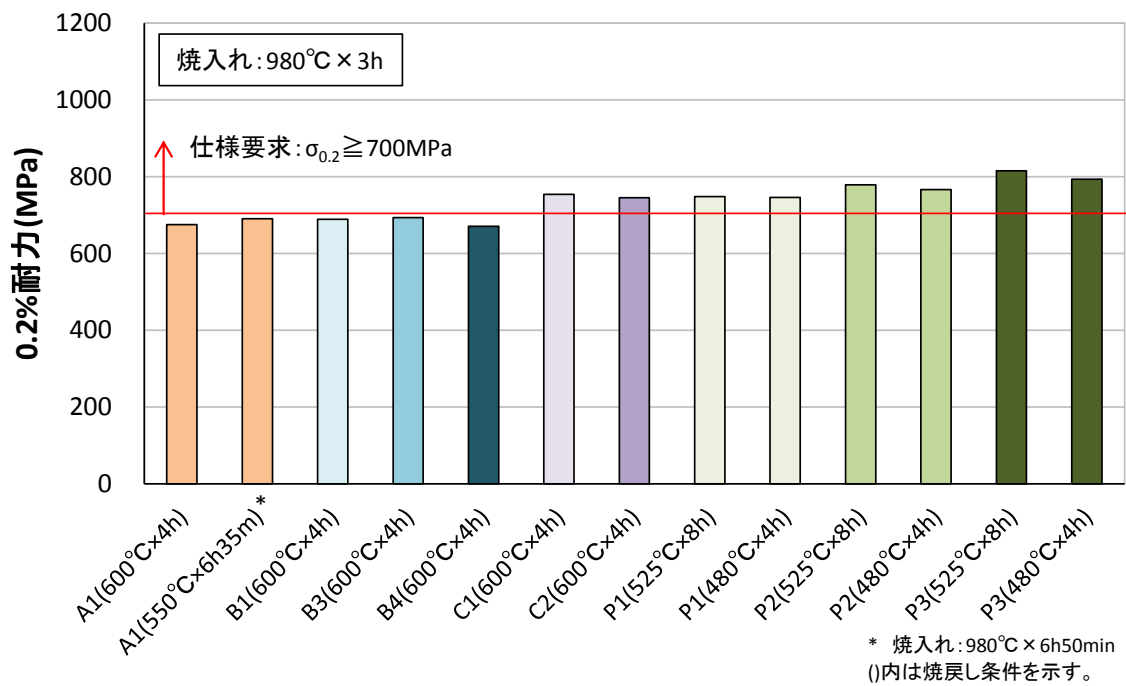
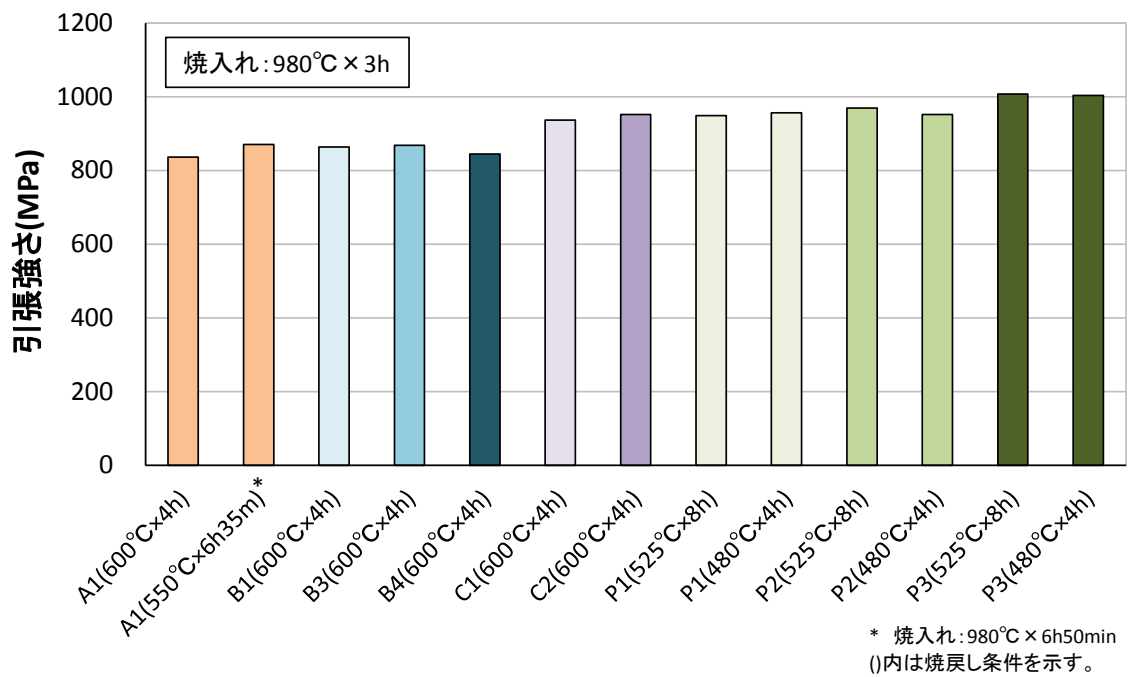


図 3.1.4.2-9 供試材の概要並びに切断要領及び Mini-C(T)試験片の採取要領(P3 材 HAZ)

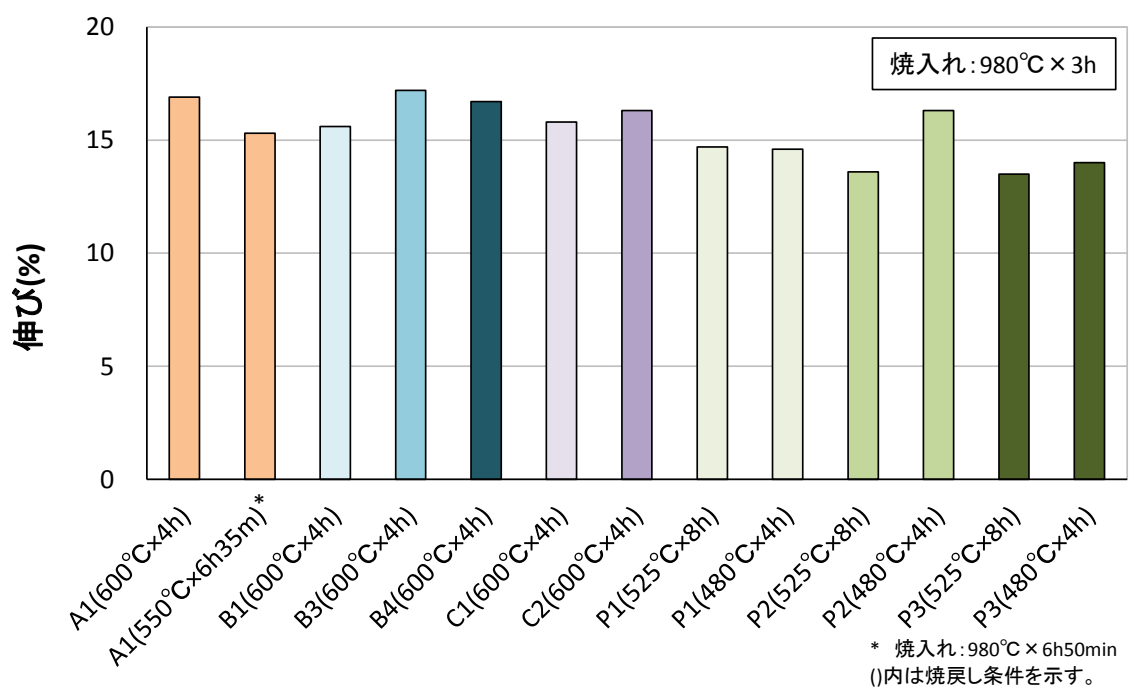


(a) 0.2%耐力

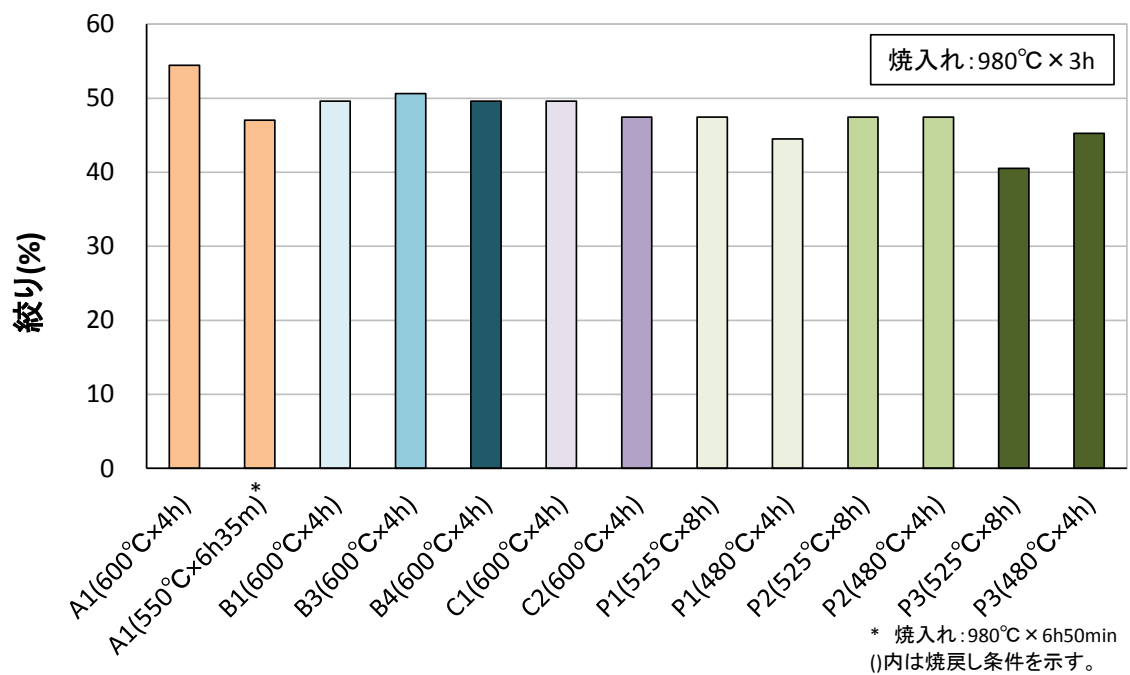


(b) 引張強さ

図 3.1.4.2-10 低靱性材の引張特性(1/2)



(c) 伸び



(d) 絞り

図 3.1.4.2-10 低靱性材の引張特性(2/2)

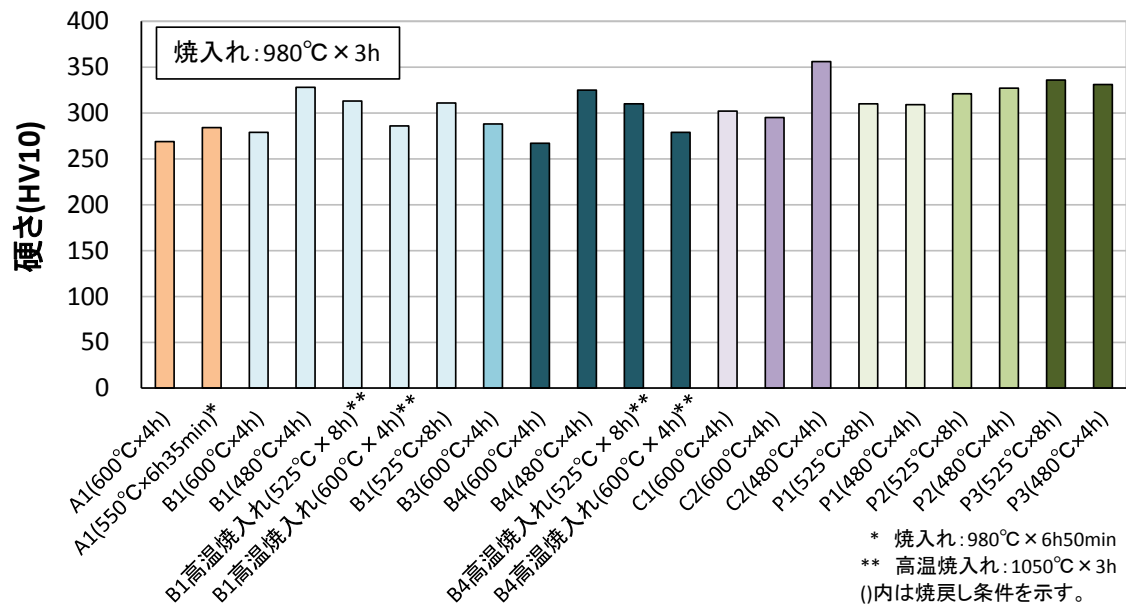
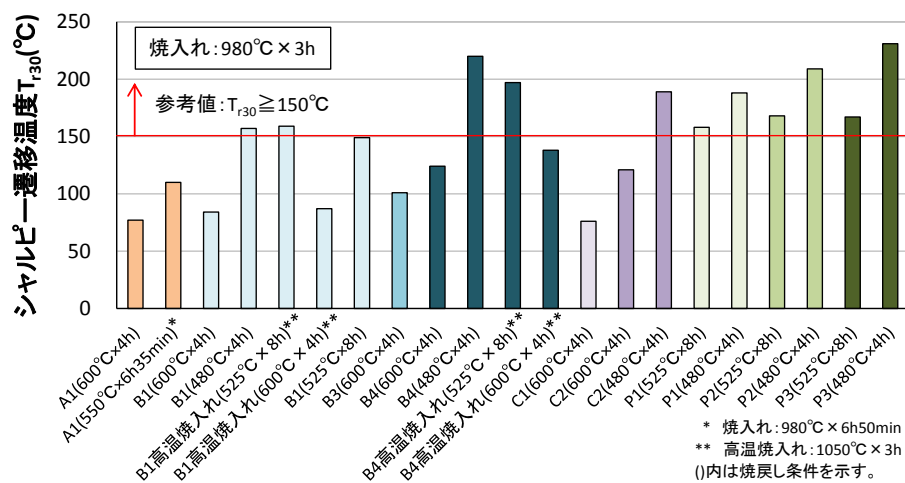
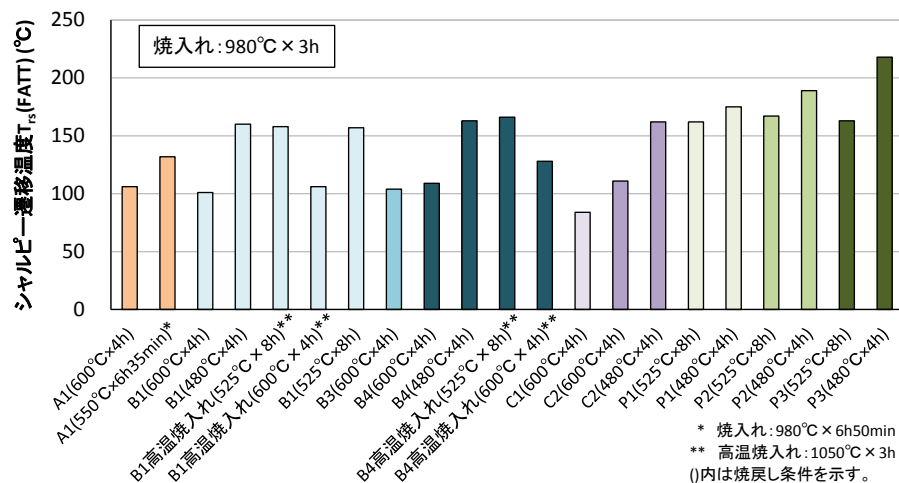


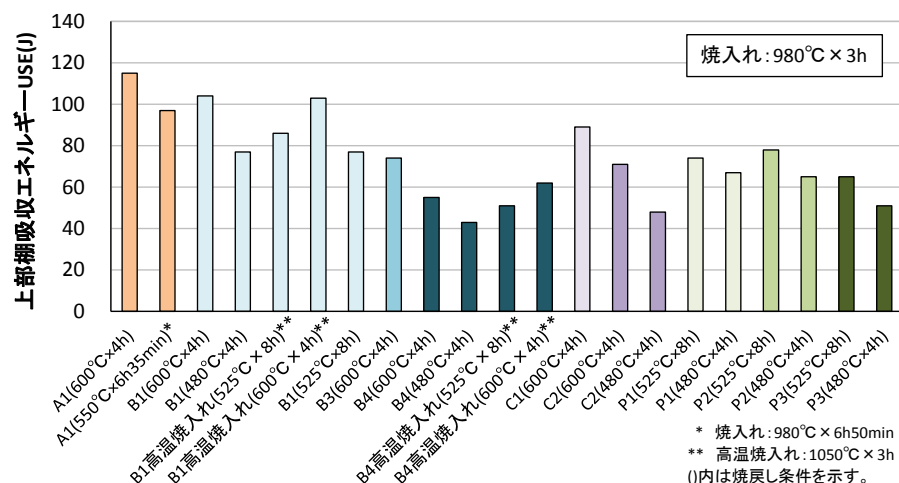
図 3.1.4.2-11 低靱性材のビッカース硬さ試験結果



(a) シャルピー遷移温度 T_{r30}



(b) シャルピー遷移温度 T_{rs} (FATT)



(c) 上部棚吸収エネルギーUSE

図 3.1.4.2-12 低靱性材のシャルピー衝撃試験結果

表 3.1.4.2-3 低靱性材(B1 材)の Mini-C(T)試験片による破壊靱性試験結果

材料	試験片符号	温度 T (℃)	試験片形状 (mm)				延性き裂成長量 (mm)		破断荷重 P (kN)	弾性J J _e (kJ/m ²)	塑性J J _p (kJ/m ²)	J _o (kJ/m ²)	破壊靱性 K _{Jc} (MPa√m)	1T相当破壊靱性 K _{Jc(1T)} (MPa√m)	K _{Jc(limit)} (MPa√m)	K _{Jc(limit)} に対する Validity
			幅 W	厚さ B	正味厚さ B _N	き裂長さ a ₀	板厚平均	最大								
B1材	MCT-B1-1	23	8.02	4.03	4.03	4.27	0.05	0.07	2.71	30.8	45.9	76.7	127	87.5	135.6	valid
	MCT-B1-2	23	8.00	4.03	4.03	4.18	0.04	0.06	2.69	28.5	28.3	56.8	109	76.4	136.9	valid
	MCT-B1-3	23	7.99	4.03	4.03	4.19	0.05	0.07	2.72	29.5	42.0	71.5	123	84.8	136.5	valid
	MCT-B1-11	23	7.99	4.03	4.03	4.22	0.04	0.06	2.60	27.7	25.9	53.5	106	74.3	136.0	valid
	MCT-B1-12	23	8.00	4.03	4.03	4.19	0.04	0.07	2.49	24.6	16.3	40.9	92.7	65.9	136.7	valid
	MCT-B1-13	23	7.98	4.03	4.03	4.16	0.04	0.07	2.19	18.8	8.5	27.3	75.7	55.1	136.9	valid
	MCT-B1-14	23	8.01	4.03	4.03	4.24	0.04	0.05	1.34	7.4	0.6	7.9	40.9	33.2	136.0	valid
	MCT-B1-15	23	7.98	4.03	4.03	4.13	0.04	0.05	2.66	27.1	22.1	49.1	102	71.5	137.4	valid

注)MCT-B1-14 については、ポップイン発生時で破壊靱性を評価。

表 3.1.4.2-4 低靱性材(B1H 材)の Mini-C(T)試験片による破壊靱性試験結果

材料	試験片符号	温度 T (℃)	試験片形状 (mm)				延性き裂成長量 (mm)		破断荷重 P (kN)	弾性J J _e (kJ/m ²)	塑性J J _p (kJ/m ²)	J _o (kJ/m ²)	破壊靱性 K _{Jc} (MPa√m)	1T相当破壊靱性 K _{Jc(1T)} (MPa√m)	K _{Jc(limit)} (MPa√m)	K _{Jc(limit)} に対する Validity
			幅 W	厚さ B	正味厚さ B _N	き裂長さ a ₀	板厚平均	最大								
B1H材	MCT-B1H-1	23	8.01	4.02	4.02	4.15	0.15	0.24	2.81	30.3	77.3	107.6	150	102	142.0	invalid
	MCT-B1H-2	23	8.02	4.02	4.02	4.23	0.16	0.25	2.69	29.6	102.2	131.8	166	112	140.7	invalid
	MCT-B1H-3	23	8.04	4.02	4.02	4.19	0.00	0.00	1.43	8.0	0.9	8.8	43.1	34.6	141.8	valid
	MCT-B1H-4															
	MCT-B1H-5															

注)MCT-B1H-3 については、ポップイン発生時で破壊靱性を評価。

表 3.1.4.2-5 低靱性材(B4 材)の Mini-C(T)試験片による破壊靱性試験結果

材料	試験片符号	温度 T (℃)	試験片形状 (mm)				延性き裂成長量 (mm)		破断荷重 P (kN)	弾性J J _e (kJ/m ²)	塑性J J _p (kJ/m ²)	J _o (kJ/m ²)	破壊靱性 K _{Jc} (MPa√m)	1T相当破壊靱性 K _{Jc(1T)} (MPa√m)	K _{Jc(limit)} (MPa√m)	K _{Jc(limit)} に対する Validity
			幅 W	厚さ B	正味厚さ B _N	き裂長さ a ₀	板厚平均	最大								
B4材	MCT-B4-1	23	7.99	4.03	4.03	4.18	0.04	0.06	2.46	24.0	19.5	43.4	95.5	67.7	136.7	valid
	MCT-B4-2	23	7.99	4.03	4.03	4.15	0.05	0.07	2.62	26.5	31.6	58.1	110	77.1	137.2	valid
	MCT-B4-3	23	8.01	4.03	4.03	4.19	0.03	0.05	2.21	19.3	6.9	26.1	74.1	54.2	136.9	valid
	MCT-B4-11	23	7.99	4.03	4.03	4.14	0.07	0.11	2.75	29.0	32.4	61.4	114	79.0	137.4	valid
	MCT-B4-12	23	8.01	4.03	4.03	4.23	0.01	0.02	1.61	10.6	2.1	12.6	51.5	39.9	136.1	valid
	MCT-B4-13	23	8.02	4.03	4.03	4.21	0.02	0.04	2.02	16.3	6.0	22.3	68.4	50.6	136.7	valid
	MCT-B4-14	23	7.98	4.03	4.03	4.16	0.02	0.03	2.24	19.7	9.2	28.9	77.9	56.5	136.9	valid
	MCT-B4-15	23	7.99	4.03	4.03	4.16	0.02	0.04	2.31	20.8	8.7	29.5	78.8	57.1	137.0	valid

表 3.1.4.2-6 低靱性材(P1 材)の Mini-C(T)試験片による破壊靱性試験結果

材料	試験片符号	温度 T (℃)	試験片形状 (mm)				延性き裂成長量 (mm)		破断荷重 P (kN)	弾性J J _e (kJ/J ²)	塑性J J _p (kJ/J ²)	J _c (kJ/J ²)	破壊靱性 K _{Jc} (MPa√m)	1T相当破壊靱性 K _{Jc(1T)} (MPa√m)	K _{Jc(limit)} (MPa√m)	K _{Jc(limit)} に対する Validity
			幅 W	厚さ B	正味厚さ B _N	き裂長さ a ₀	板厚平均	最大								
P1材	MCT-P1-1	23	8.02	4.02	4.02	4.18	0.11	0.16	2.71	28.7	50.7	79.5	129	88.9	141.7	valid
	MCT-P1-2	80	8.01	4.02	4.02	4.17	0.13	0.26	2.55	25.8	47.5	73.3	123	85.0	140.4	valid
	MCT-P1-3	80	8.02	4.02	4.02	4.18	0.35	0.60	2.43	23.6	206.5	230.1	218	145	140.4	invalid
	MCT-P1-4	23	8.01	4.02	4.02	4.19	0.20	0.31	2.67	28.4	86.0	114.3	155	105	141.3	invalid
	MCT-P1-5	23	8.01	4.00	4.00	4.20	0.07	0.09	2.66	28.5	38.7	67.2	119	82.2	141.1	valid

表 3.1.4.2-7 低靱性材(P2 材)の Mini-C(T)試験片による破壊靱性試験結果

材料	試験片符号	温度 T (℃)	試験片形状 (mm)				延性き裂成長量 (mm)		破断荷重 P (kN)	弾性J J _e (kJ/m ²)	塑性J J _p (kJ/m ²)	J _c (kJ/m ²)	破壊靱性 K _{Jc} (MPa√m)	1T相当破壊靱性 K _{Jc(1T)} (MPa√m)	K _{Jc(limit)} (MPa√m)	K _{Jc(limit)} に対する Validity
			幅 W	厚さ B	正味厚さ B _N	き裂長さ a ₀										
							板厚平均	最大								
P2材	MCT-P2-1	23	8.04	4.02	4.02	4.25	0.17	0.29	2.77	31.4	76.4	107.8	151	102	143.8	invalid
	MCT-P2-2	80	8.02	4.02	4.02	4.18	0.07	0.10	2.57	26.4	19.2	45.6	97.0	68.6	143.5	valid
	MCT-P2-3	80	8.00	4.02	4.02	4.17	0.17	0.29	2.71	29.3	74.8	104.1	147	100	143.3	invalid
	MCT-P2-4	23	8.01	4.02	4.02	4.15	0.00	0.01	1.93	14.3	2.3	16.6	59.1	44.6	145.1	valid
	MCT-P2-5	23	8.00	4.02	4.02	4.15	0.04	0.06	2.66	27.3	20.5	47.8	100	70.6	144.9	valid

表 3.1.4.2-8 低靱性材(P3 材)の Mini-C(T)試験片による破壊靱性試験結果

材料	試験片符号	温度 T (℃)	試験片形状 (mm)				延性き裂成長量 (mm)		破断荷重 P (kN)	弾性J J _e (kJ/J ²)	塑性J J _p (kJ/J ²)	J _c (kJ/J ²)	破壊靱性 K _{Jc} (MPa√m)	1T相当破壊靱性 K _{Jc(1T)} (MPa√m)	K _{Jc(limit)} (MPa√m)	K _{Jc(limit)} に対する Validity
			幅 W	厚さ B	正味厚さ B _N	き裂長さ a ₀										
							板厚平均	最大								
P3材	MCT-P3-1	24	8.04	4.02	4.02	4.20	0.07	0.10	2.74	29.5	24.3	53.8	106	74.4	145.4	valid
	MCT-P3-2	24	8.01	4.02	4.02	4.19	0.03	0.06	1.21	5.8	0.6	6.4	36.5	30.4	145.0	valid
	MCT-P3-3	24	8.02	4.02	4.02	4.18	0.00	0.02	1.45	8.2	0.9	9.1	43.7	35.0	145.4	valid
	MCT-P3-4	50	8.02	4.02	4.02	4.18	0.04	0.07	2.19	18.9	6.1	25.1	72.3	53.0	136.6	valid
	MCT-P3-5	50	8.02	4.02	4.02	4.20	0.02	0.04	2.26	20.5	6.9	27.4	75.5	55.0	136.3	valid

注)MCT-P3-2 及び MCT-P3-3 については、ポップイン発生時で破壊靱性を評価。

表 3.1.4.2-9 低靱性材(P3 材)の 0.5T-C(T)試験片による破壊靱性試験結果

材料	試験片符号	温度 I (℃)	試験片形状 (mm)				延性き裂成長量 (mm)		破断荷重 P (kN)	弾性J J _e (kJ/m ²)	塑性J J _p (kJ/m ²)	J _o (kJ/m ²)	破壊靱性 K _{Jc} (MPa√m)	1T相当破壊靱性 K _{Jc(1T)} (MPa√m)	K _{Jc(limit)} (MPa√m)	K _{Jc(limit)} に対する Validity
			幅 W	厚さ B	正味厚さ B _N	き裂長さ a ₀	板厚平均	最大								
P3材	0.5TCT-P3-1	80	25.41	12.75	10.25	13.37	0.24	0.49	20.2	65.6	31.4	97.0	141.5	122.3	240.8	valid
	0.5TCT-P3-2	80	25.42	12.75	10.24	13.27	0.13	0.18	19.0	56.4	17.3	73.7	123.3	106.9	241.9	valid
	0.5TCT-P3-3	80	25.43	12.74	10.26	13.35	0.05	0.11	14.3	32.5	3.7	36.3	86.5	76.0	241.2	valid
	0.5TCT-P3-4	80	25.42	12.74	10.25	13.34	0.06	0.12	17.1	46.4	9.9	56.3	107.8	93.9	241.2	valid
	0.5TCT-P3-5	80	25.42	12.75	10.24	13.25	0.05	0.08	15.2	36.1	4.9	40.9	91.9	80.6	242.1	valid
	0.5TCT-P3-6	80	25.42	12.73	10.23	13.43	0.07	0.10	14.9	36.3	5.3	41.6	92.7	81.1	240.3	valid

表 3.1.4.2-10 低靱性材(P3 材 HAZ)の Mini-C(T)試験片による破壊靱性試験結果

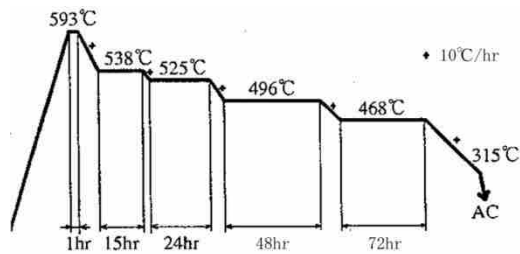
材料	試験片符号	温度 T (℃)	試験片形状 (mm)				延性き裂成長量 (mm)		破断荷重 P (kN)	弾性J J _e (kJ/m ²)	塑性J J _p (kJ/m ²)	J _o (kJ/m ²)	破壊靱性 K _{Jc} (MPa√m)	1T相当破壊靱性 K _{Jc(1T)} (MPa√m)	K _{Jc(limit)} (MPa√m)	K _{Jc(limit)} に 対する Validity
			幅 W	厚さ B	正味厚さ B _N	き裂長さ a ₀	板厚平均	最大								
P3-HAZ材	MCT-P3-N1	23	7.99	4.00	4.00	4.20	0.18	0.27	3.20	41.8	29.9	71.8	122.8	84.8	140.7	valid
	MCT-P3-N2	0	7.99	4.00	4.00	4.17	0.02	0.03	2.23	19.7	4.7	24.5	72.0	52.8	141.8	valid
	MCT-P3-N3	0	7.98	4.00	4.00	4.16	0.05	0.07	3.04	36.5	13.0	49.6	102.0	71.7	141.8	valid
	MCT-P3-N4	0	7.98	4.00	4.00	4.19	0.04	0.05	3.01	36.6	13.5	50.2	103.0	72.3	136.8	valid
	MCT-P3-N5	0	7.99	4.01	4.01	4.19	0.06	0.08	3.16	40.0	14.2	54.1	107.0	74.8	137.0	valid
	MCT-P3-N6	0	8.02	4.00	4.00	4.20	0.03	0.04	2.50	24.9	3.7	28.7	78.0	56.5	137.3	valid
	MCT-P3-N7	0	8.00	4.00	4.00	4.21	0.04	0.05	2.99	36.4	9.2	45.6	98.3	69.3	136.8	valid

注) MCT-P3-N3 については、試験途中でクリップゲージ外れあり。

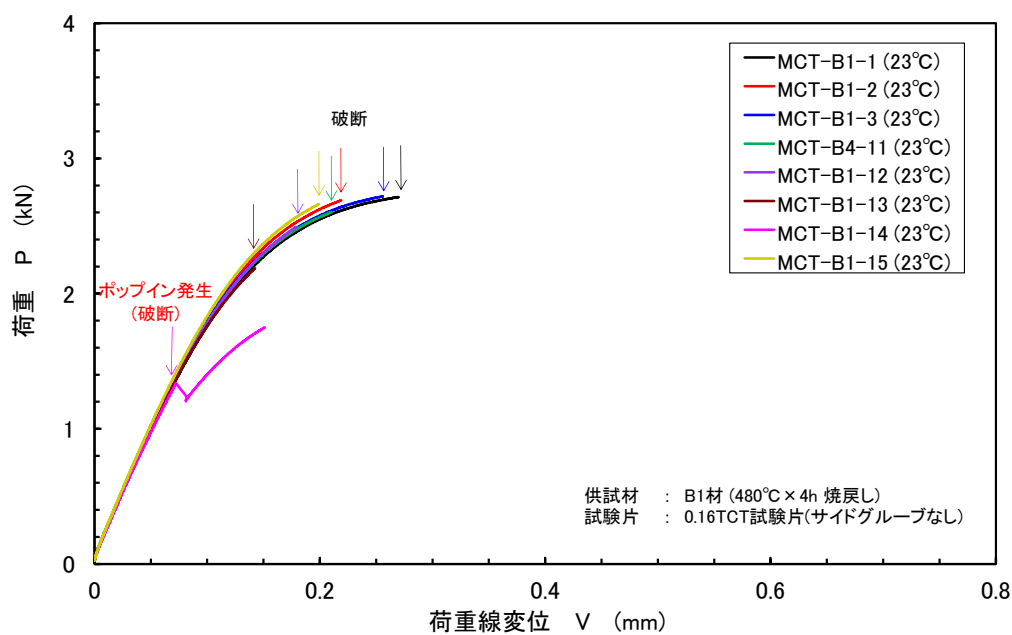
表 3.1.4.2-11 低靱性材(P3 材ステップクーリング)の 0.5T-C(T)試験片による破壊靱性試験結果

材料	試験片符号	温度 T (℃)	試験片形状 (mm)				延性き裂成長量 (mm)		破断荷重 P (kN)	弾性J J _e (kJ/m ²)	塑性J J _p (kJ/m ²)	J _o (kJ/m ²)	破壊靱性 K _{Jc} (MPa√m)	1T相当破壊靱性 K _{Jc(1T)} (MPa√m)	K _{Jc(limit)} (MPa√m)	K _{Jc(limit)} に対する Validity
			幅 W	厚さ B	正味厚さ B _N	き裂長さ a ₀	板厚平均	最大								
P3材 (ステップ クーリング)	0.5TCT-P3-7	80	25.42	12.75	10.26	13.47	0.01	0.03	10.5	18.1	1.2	19.5	63.4	56.5	239.9	valid
	0.5TCT-P3-8	120	25.43	12.75	10.25	13.35	0.02	0.06	12.7	26.0	3.9	29.8	78.0	68.8	239.7	valid
	0.5TCT-P3-9	120	25.41	12.75	10.26	13.41	0.04	0.08	13.9	31.7	4.2	35.9	85.5	75.1	238.9	valid
	0.5TCT-P3-10	150	25.42	12.75	10.28	13.39	0.10	0.18	14.1	32.7	4.7	37.3	86.7	76.1	238.2	valid
	0.5TCT-P3-11	150	25.42	12.76	10.29	13.21	0.22	0.42	12.6	24.9	3.1	27.8	74.9	66.2	240.1	valid
	0.5TCT-P3-12	150	25.42	12.74	10.28	13.37	0.26	0.49	13.7	30.7	5.8	36.6	85.9	75.5	238.7	valid

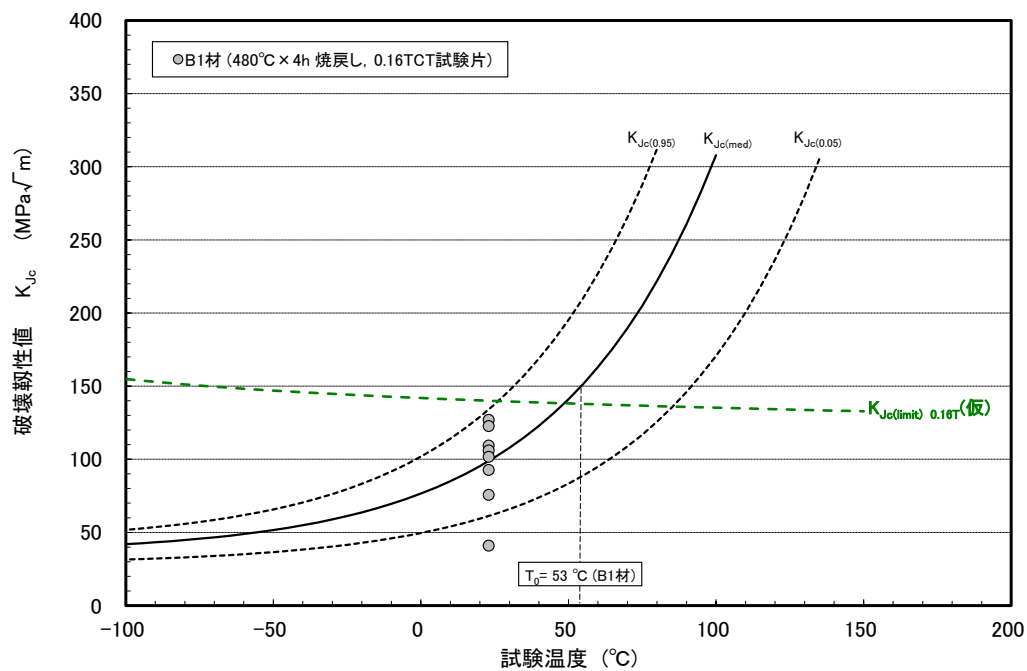
注) 0.5T-C(T)-P3-11 については、ポップイン発生時で破壊靱性を評価。



ステップクーリング熱処理条件

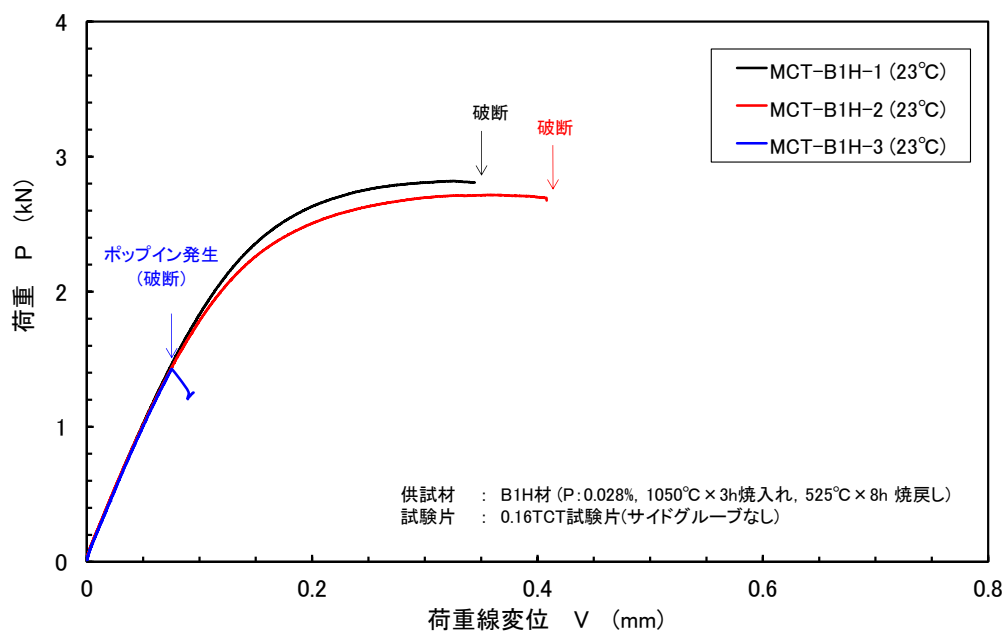


(a) 荷重－変位曲線

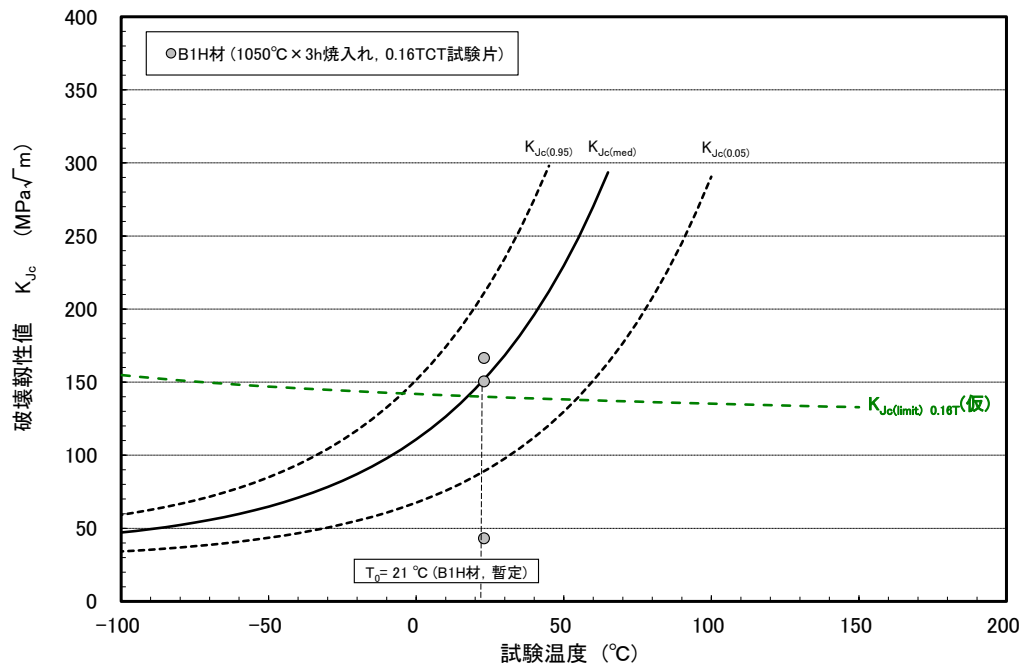


(b) 破壊靱性データ

図 3.1.4.2-13 低靱性材(B1 材)の Mini-C(T)試験片による破壊靱性試験結果

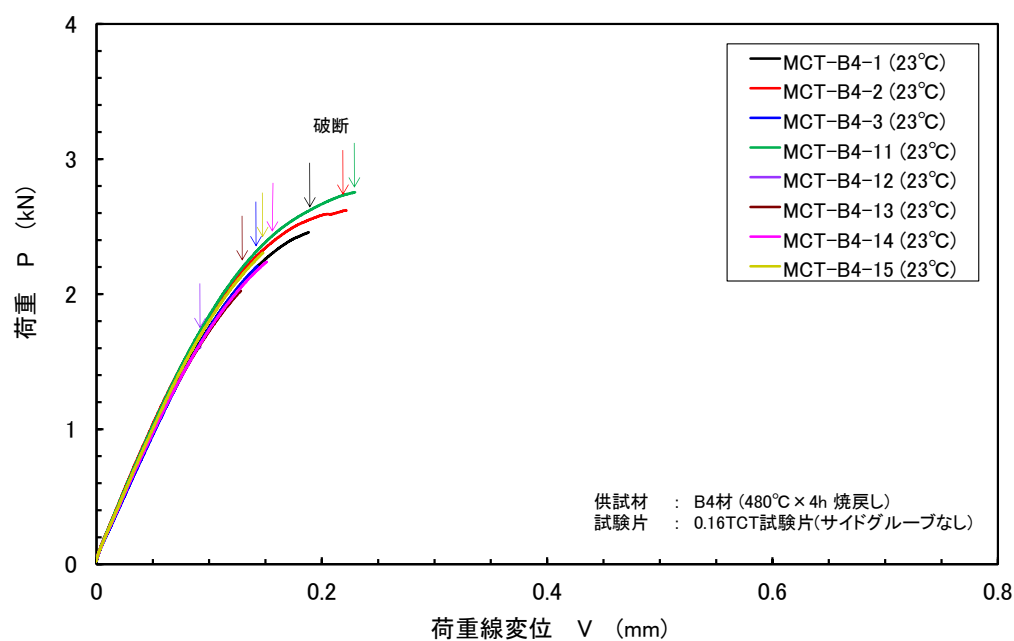


(a) 荷重—変位曲線

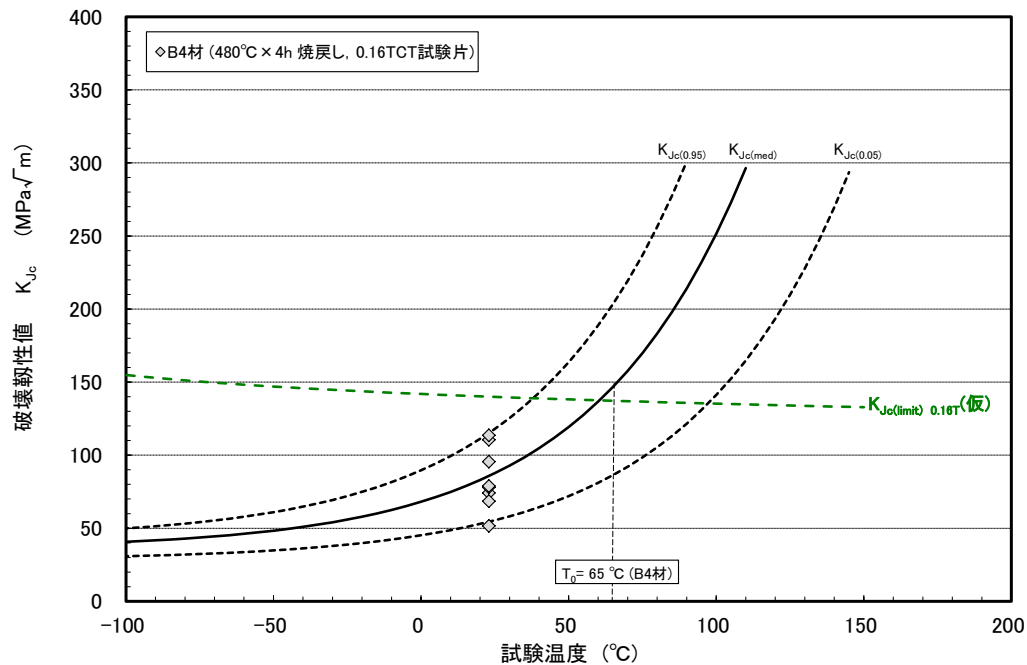


(b) 破壊靱性データ

図 3.1.4.2-14 低靱性材(B1H 材)の Mini-C(T)試験片による破壊靱性試験結果

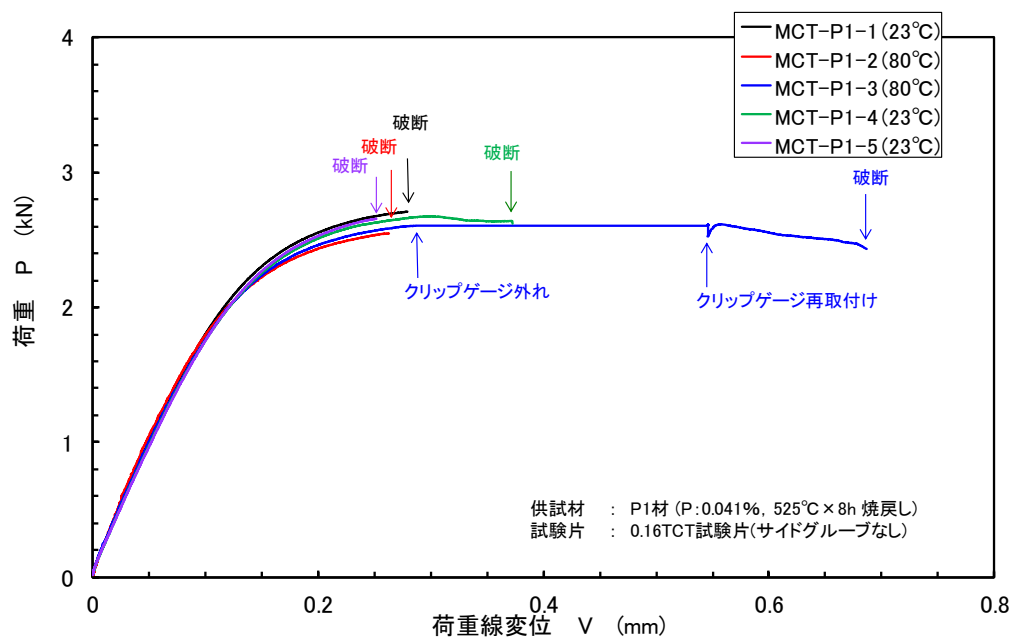


(a) 荷重－変位曲線

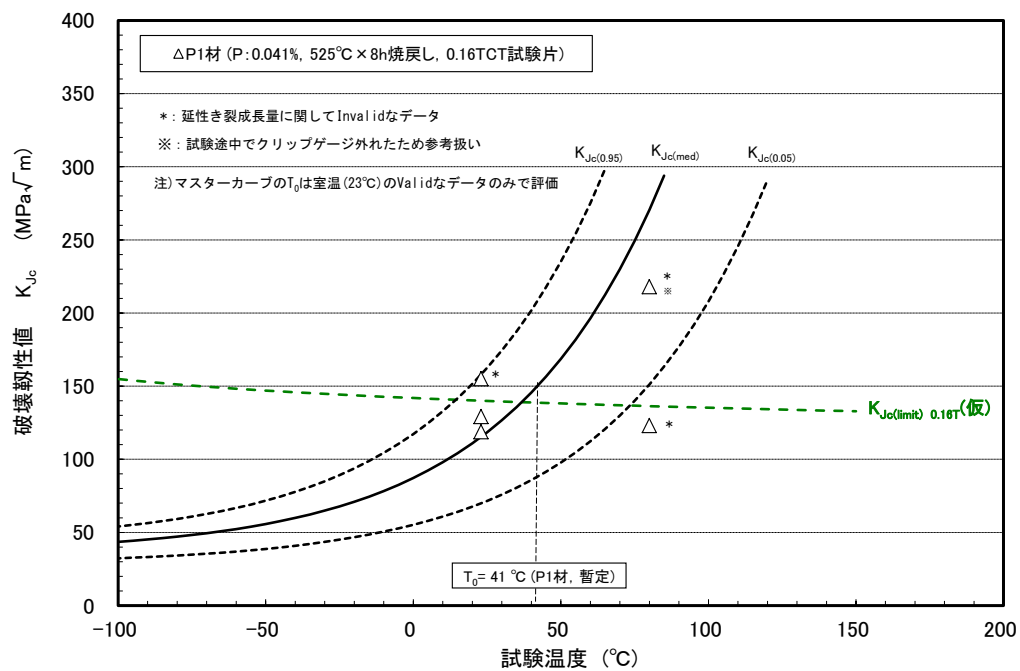


(b) 破壊靱性データ

図 3.1.4.2-15 低靱性材(B4 材)の Mini-C(T)試験片による破壊靱性試験結果

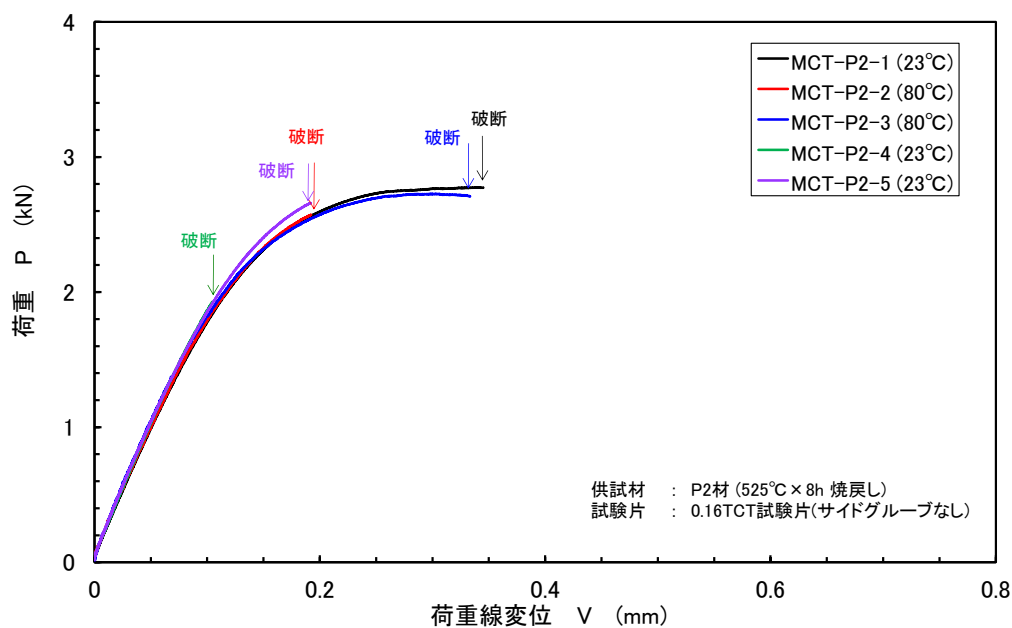


(a) 荷重－変位曲線

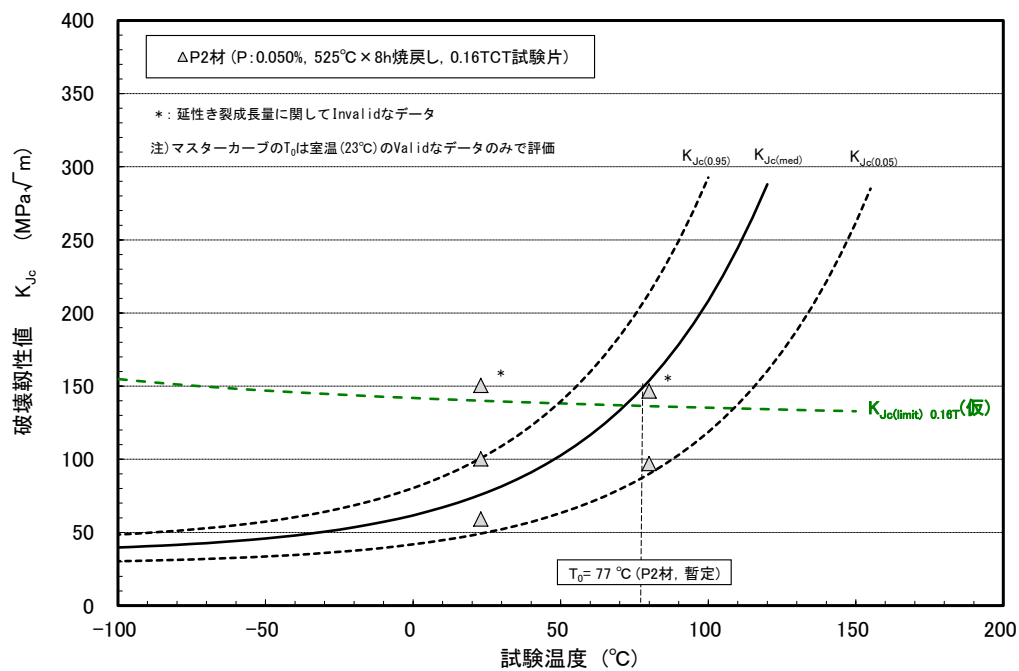


(b) 破壊靱性データ

図 3.1.4.2-16 低靱性材(P1 材)の Mini-C(T)試験片による破壊靱性試験結果

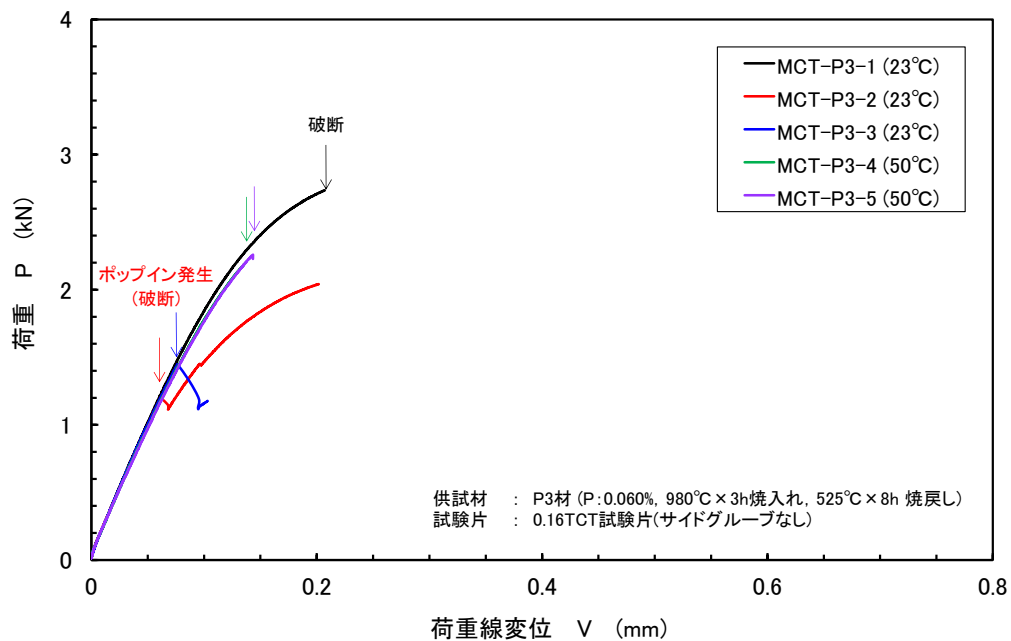


(a) 荷重－変位曲線

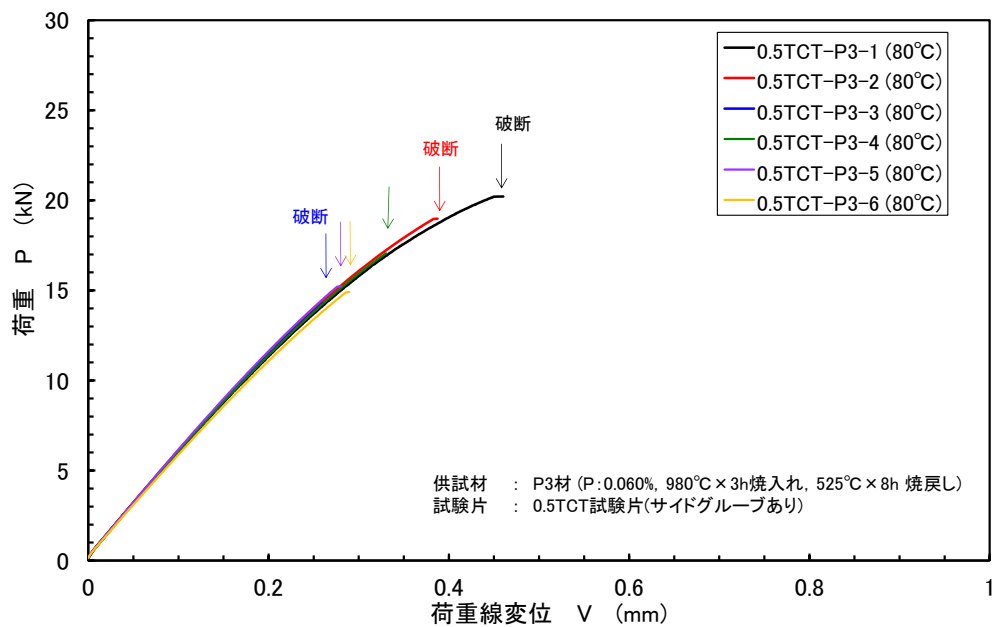


(b) 破壊靱性データ

図 3.1.4.2-17 低靱性材(P2 材)の Mini-C(T)試験片による破壊靱性試験結果

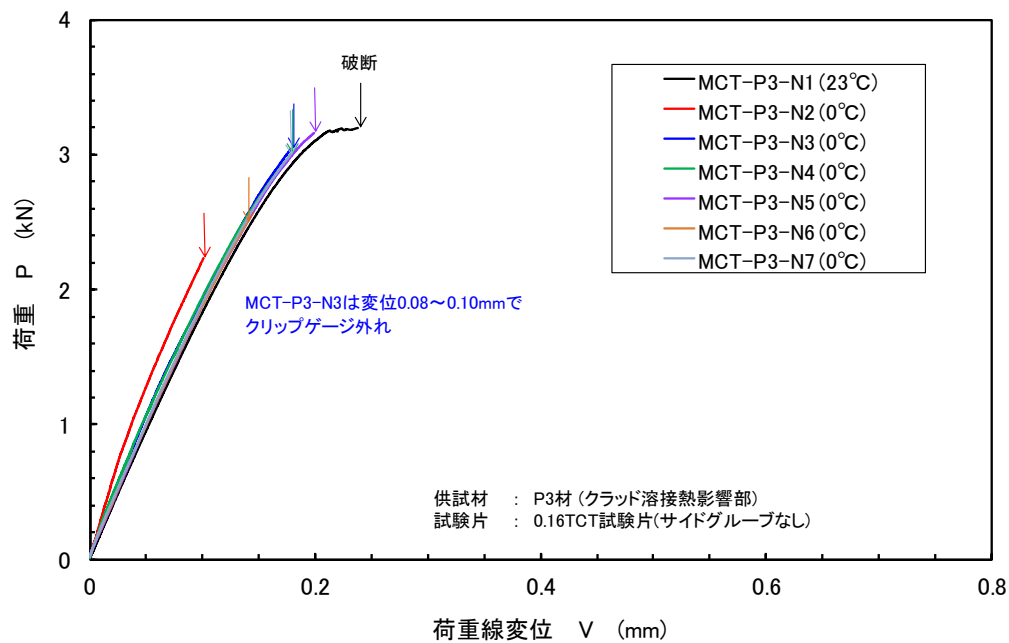


(a) 荷重－変位曲線(Mini-C(T)試験片)

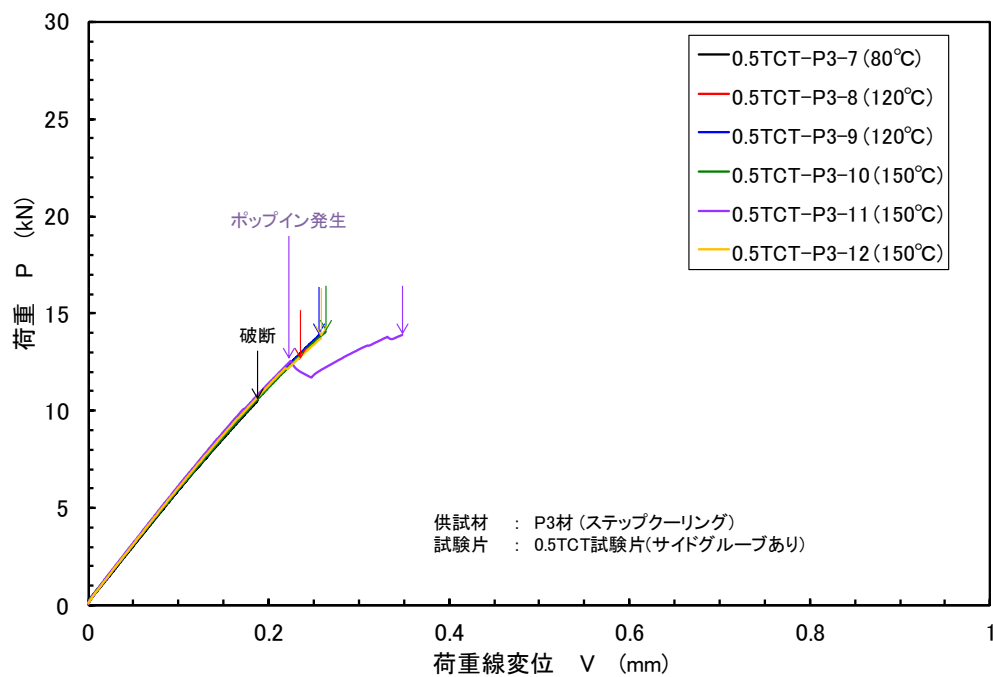


(b) 荷重－変位曲線(0.5T-C(T)試験片)

図 3.1.4.2-18 低靱性材(P3 材)の Mini-C(T)及び 0.5T-C(T)試験片による破壊靱性試験結果

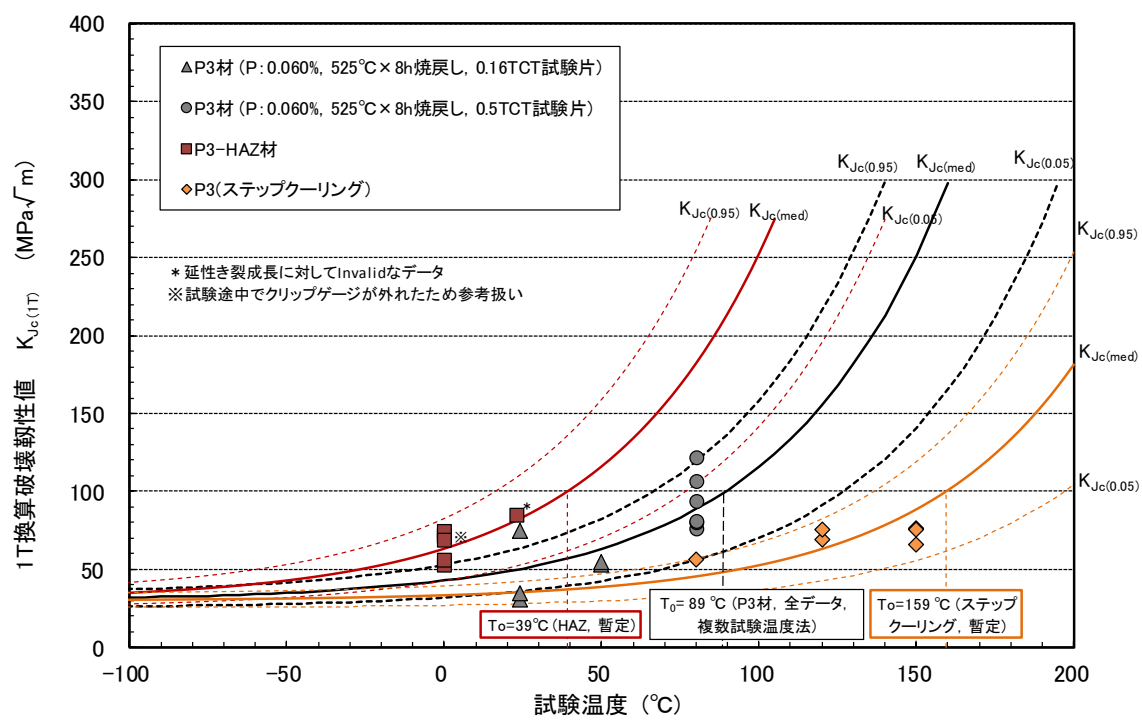


(c) 荷重－変位曲線(HAZ、Mini-C(T)試験片)



(d) 荷重－変位曲線(ステップクーリング、0.5T-C(T)試験片)

図 3.1.4.2-19 低靱性材(P3 材 HAZ、P3 材ステップクーリング)の
Mini-C(T)及び 0.5T-C(T)試験片による破壊靱性試験結果



(d) 破壊靱性データ

図 3.1.4.2-20 低靱性材(P3 材)の破壊靱性試験結果まとめ

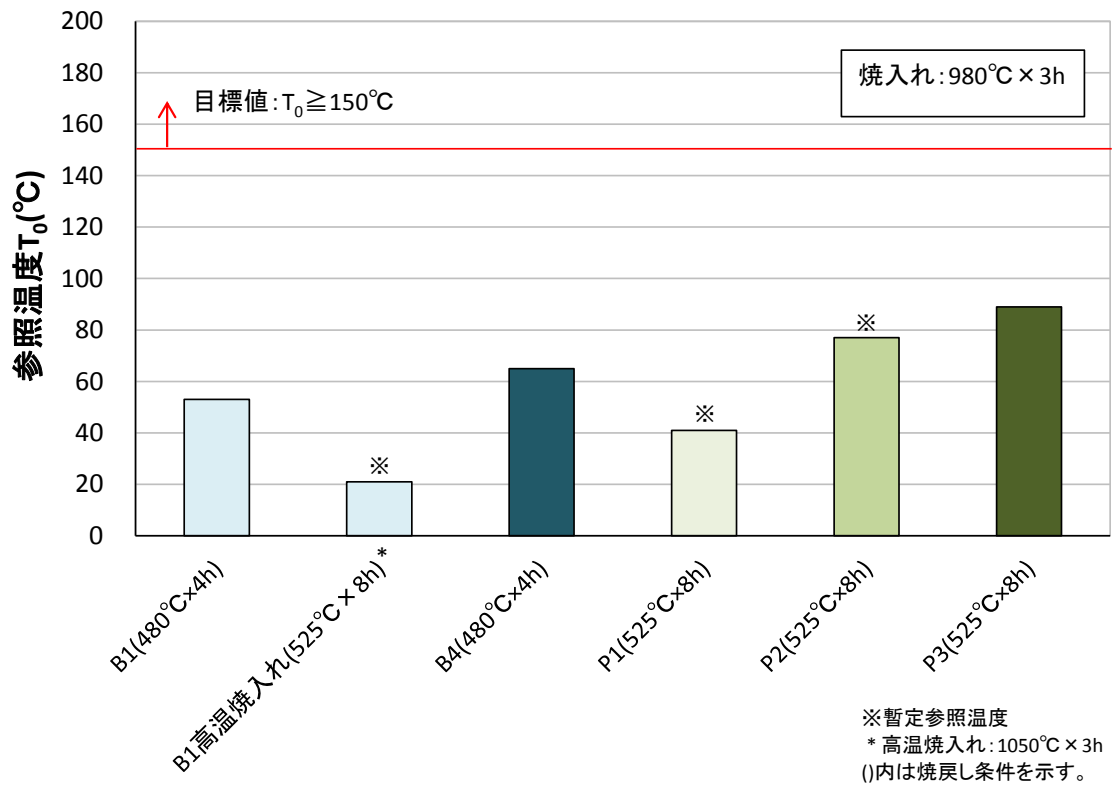


図 3.1.4.2-21 低靱性材の破壊靱性マスターカーブ参照温度

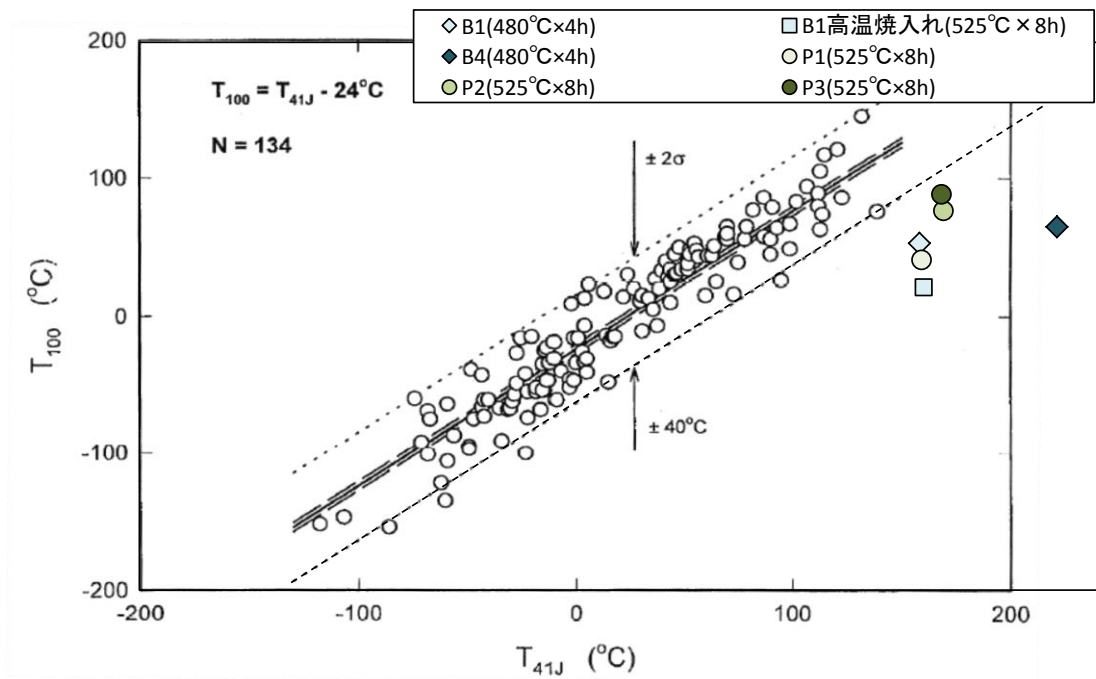
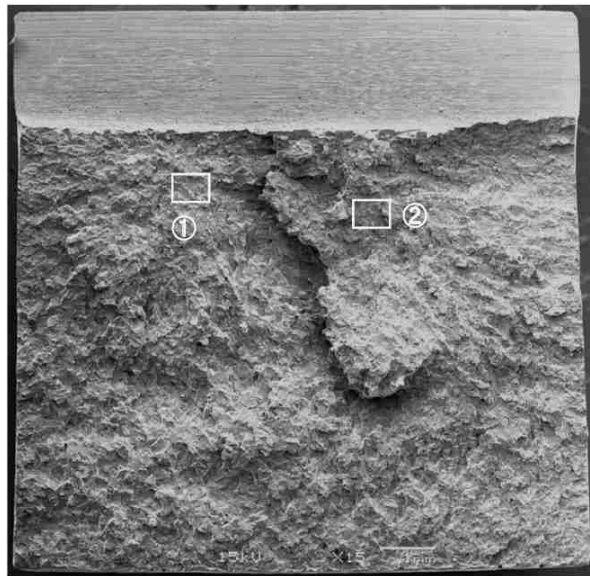
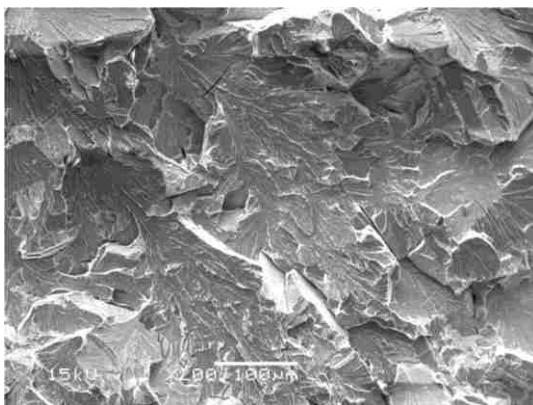


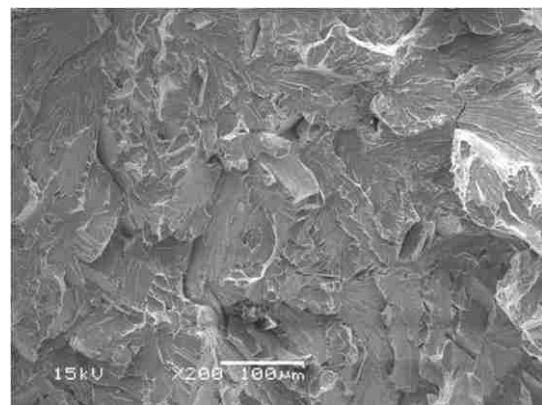
図 3.1.4.2-22 低靱性材のシャルピー遷移温度 $T_{r30}(T_{41J})$ と破壊靱性マスターカーブ参照温度 $T_0(T_{100})$ の関係



(a)破面全体(粒界破面率：0%)

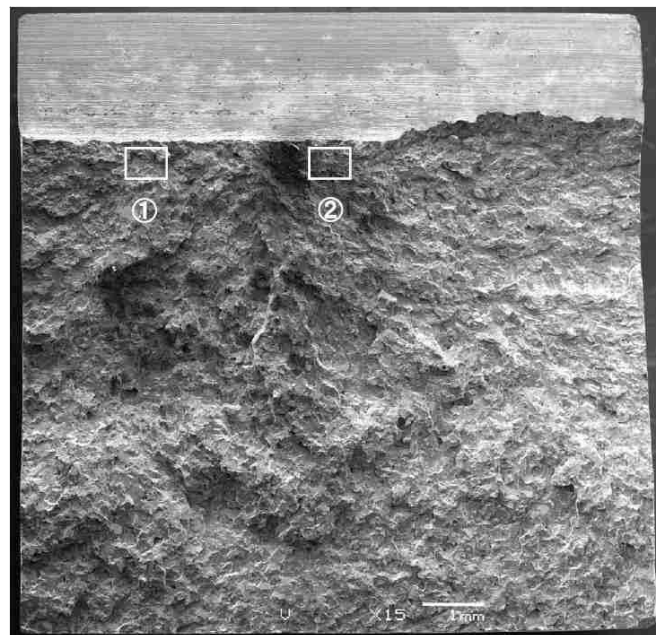


(b)①部拡大

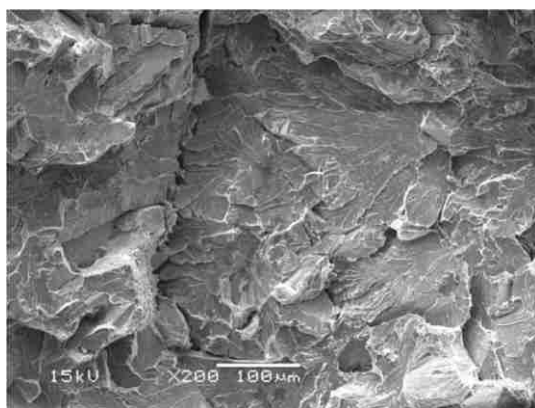


(c)②部拡大

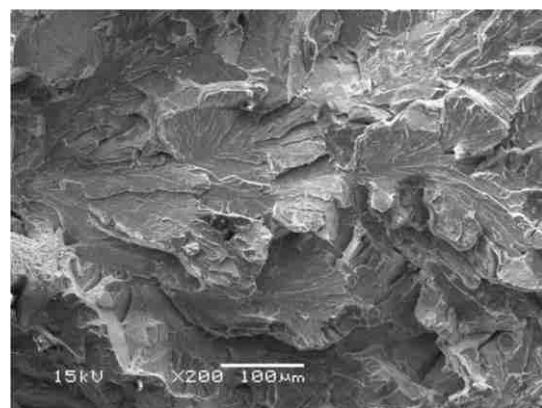
図 3.1.4.2-23 シャルピー衝撃試験破面写真
(鋼種 A1、980℃焼入れ、600℃x4 時間焼戻し、試験片 No.C19、試験温度：0℃、
吸収エネルギー：21J、延性破面率：5%)



(a)破面全体(粒界破面率：0%)



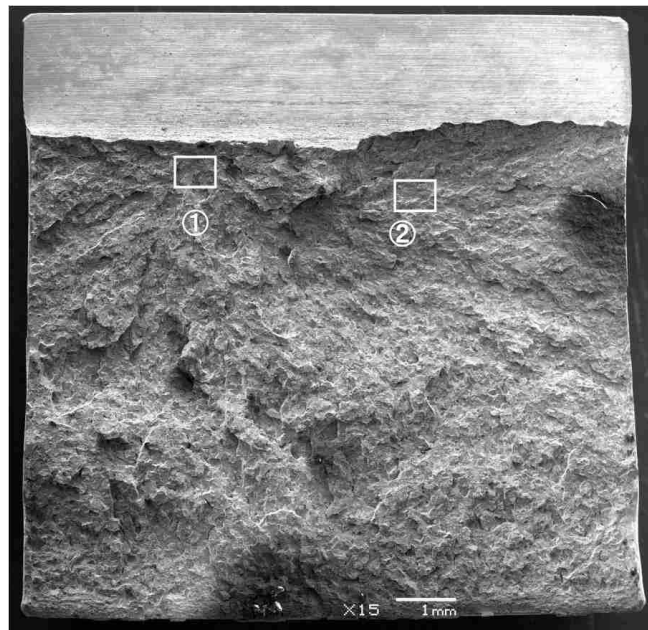
(b)①部拡大



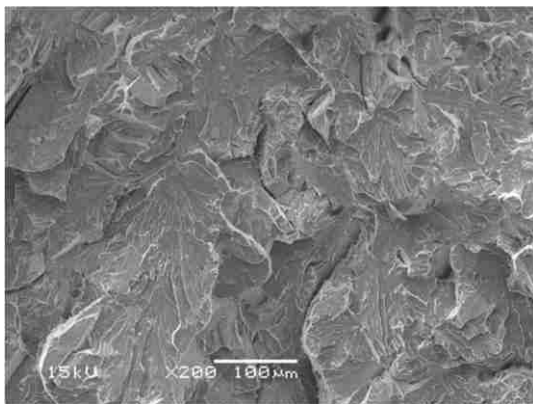
(c)②部拡大

図 3.1.4.2-27 シャルピー衝撃試験破面写真

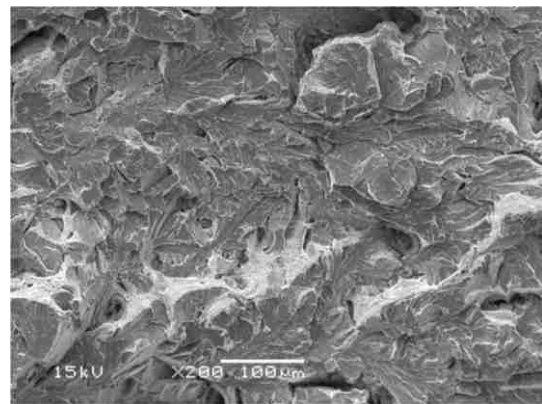
(鋼種 A1、980℃焼入れ、550℃x6 時間 35 分焼戻し、試験片 No.C22、試験温度：20℃、
吸収エネルギー：11J、延性破面率：5%)



(a)破面全体(粒界破面率：0%)

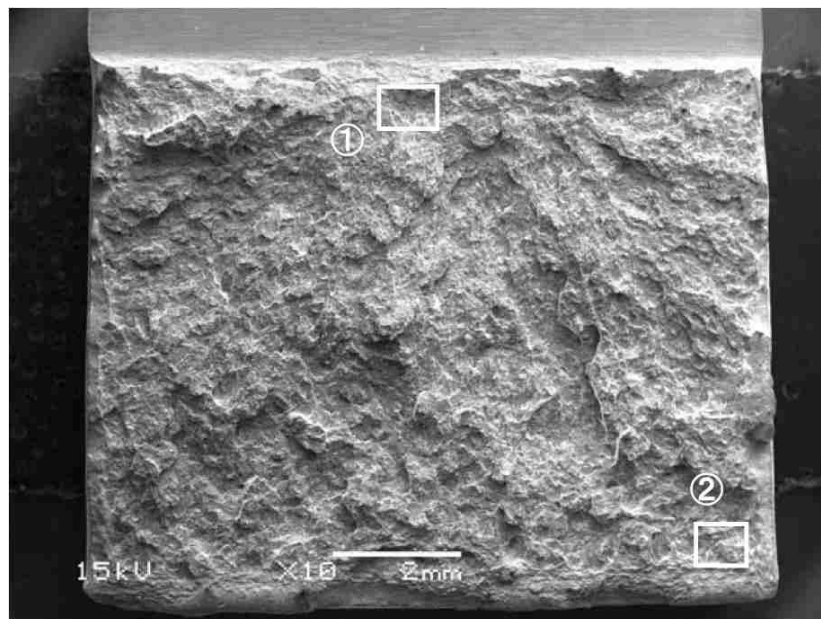


(b)①部拡大

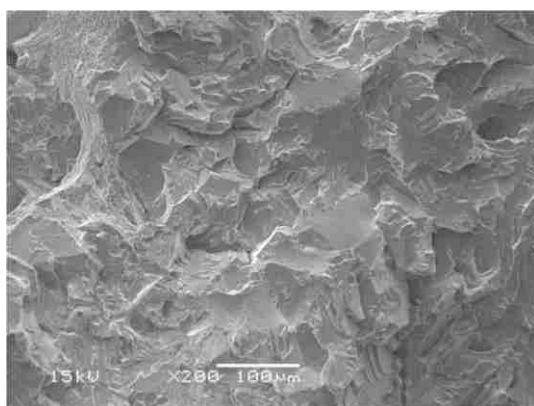


(c)②部拡大

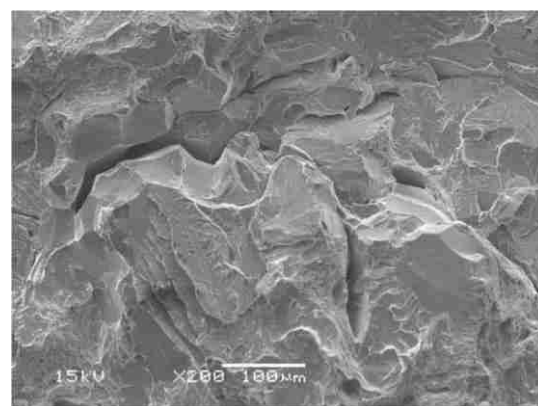
図 3.1.4.2-25 シャルピー衝撃試験破面写真
(鋼種 B1、980℃焼入れ、600℃x4 時間焼戻し、試験片 No.C22、試験温度：20℃、
吸収エネルギー：19J、延性破面率：5%)



(a)破面全体(粒界破面率 : <1%)



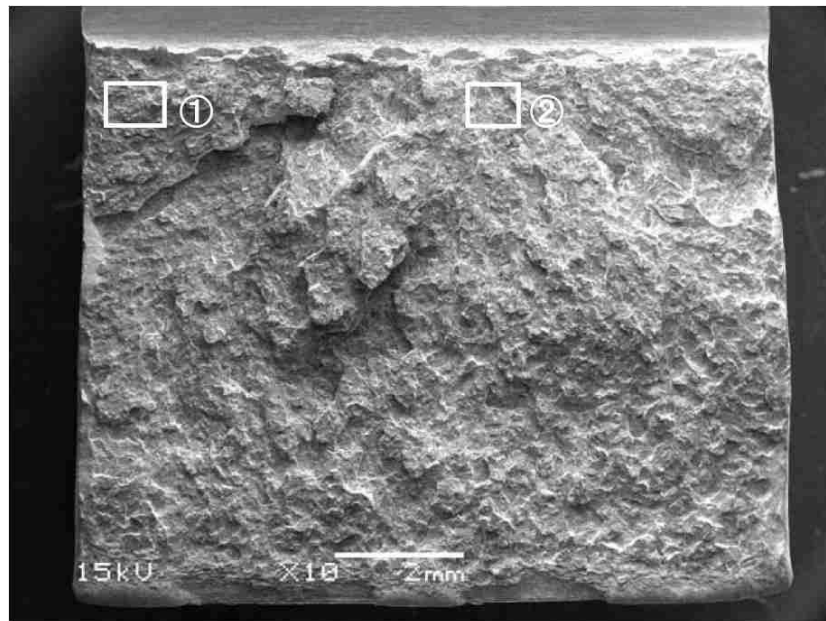
(b)①部拡大



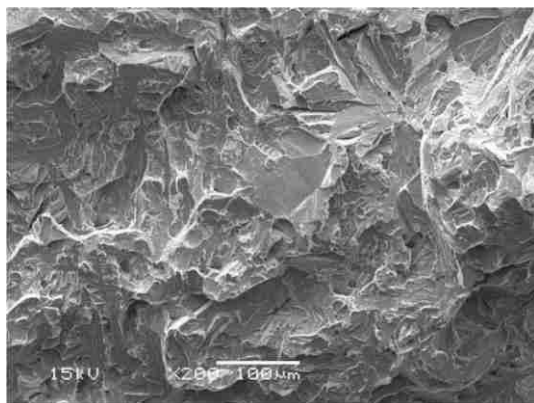
(c)②部拡大

※粒界破壊を含む箇所を優先的に観察

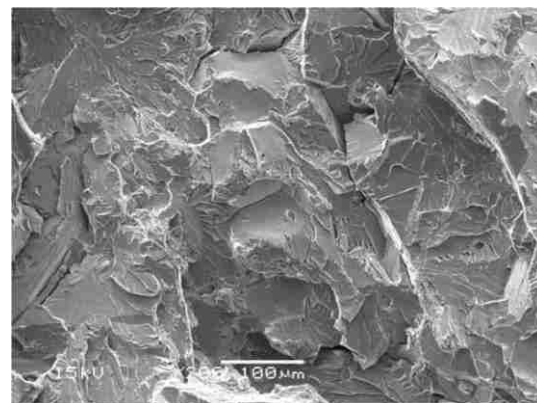
図 3.1.4.2-26 シャルピー衝撃試験破面写真
(鋼種 B1、980℃焼入れ、480℃x4 時間焼戻し、試験片 No. : C2、試験温度 : 100℃、
吸収エネルギー : 24J、延性破面率 : 15%)



(a)破面全体(粒界破面率 : <1%)



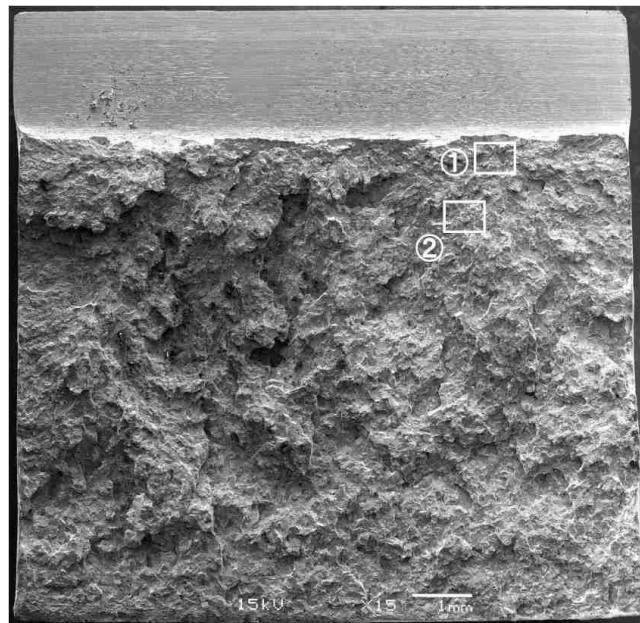
(b)①部拡大



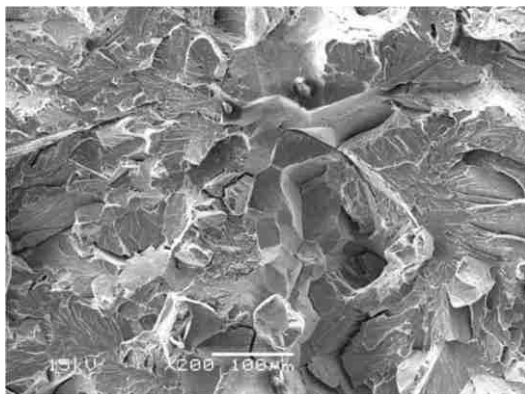
(c)②部拡大

※粒界破壊を含む箇所を優先的に観察

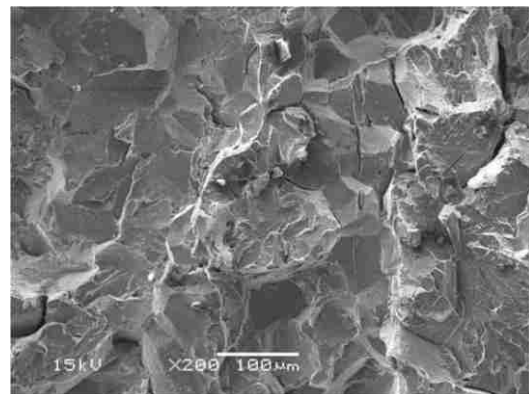
図 3.1.4.2-27 シャルピー衝撃試験破面写真
(鋼種 B1、980℃焼入れ、525℃x8 時間焼戻し、試験片 No. : C22、試験温度 : 80℃、
吸収エネルギー : 23J、延性破面率 : 10%)



(a)破面全体(粒界破面率 : <1%)



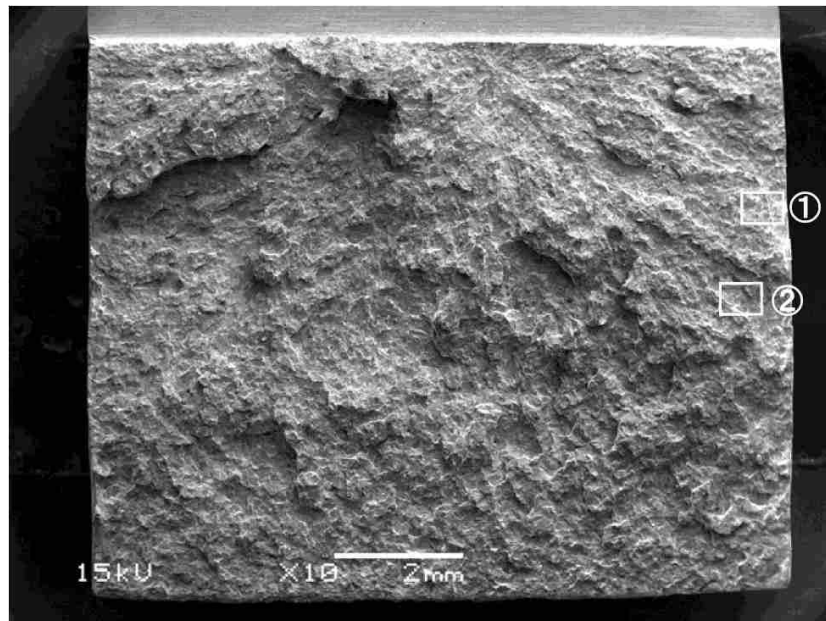
(b)①部拡大



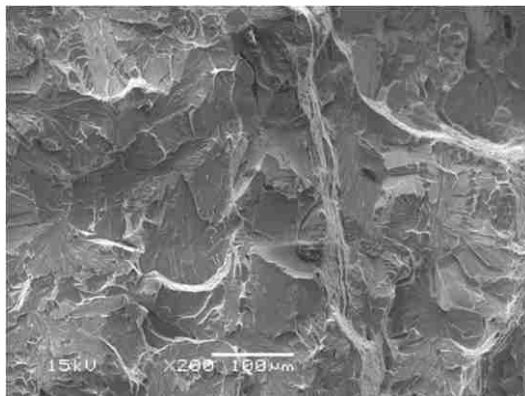
(c)②部拡大

※粒界破壊を含む箇所を優先的に観察

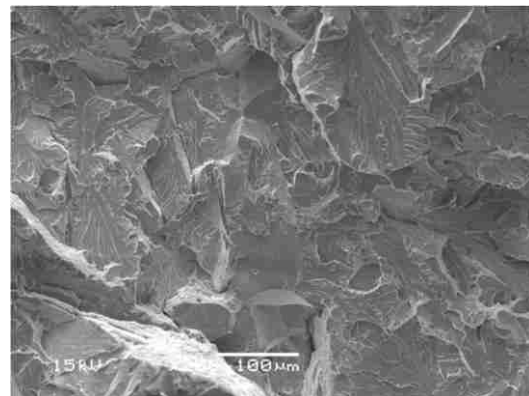
図 3.1.4.2-28 シャルピー衝撃試験破面写真
(鋼種 B3、980℃焼入れ、600℃x4 時間焼戻し、試験片 No.C16、試験温度 : 0℃、
吸収エネルギー : 20J、延性破面率 : 5%)



(a)破面全体(粒界破面率：<1%)



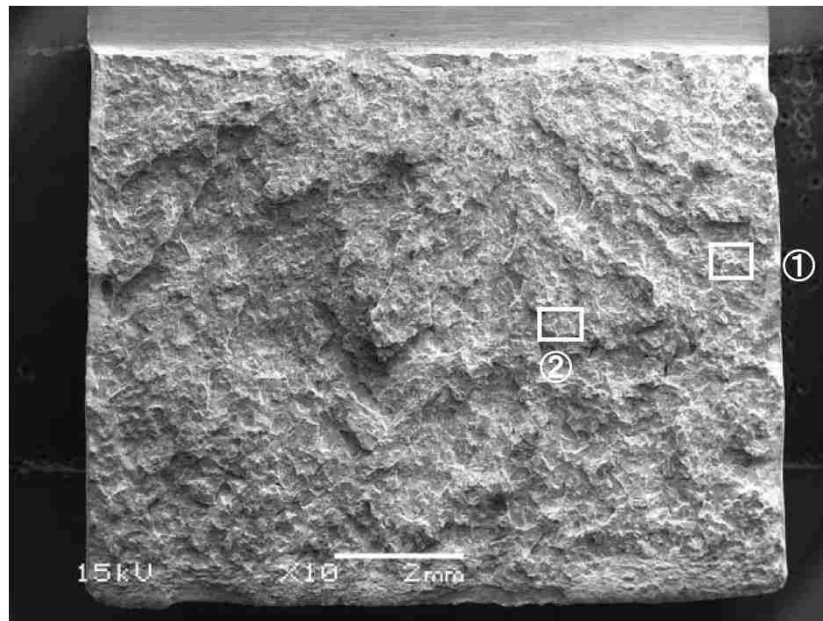
(b)①部拡大



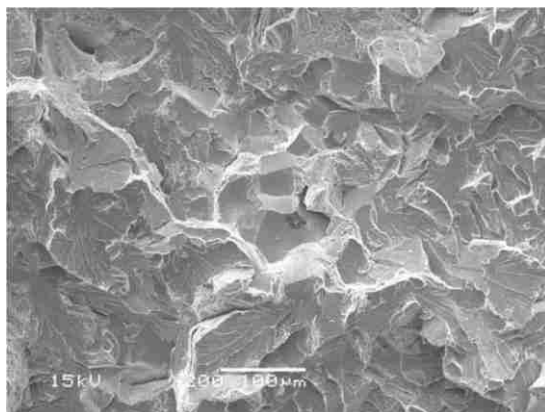
(c)②部拡大

※粒界破壊を含む箇所を優先的に観察

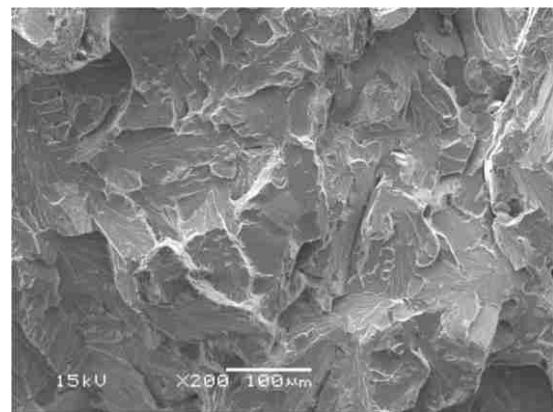
図 3.1.4.2-29 シャルピー衝撃試験破面写真
(鋼種 B4、980℃焼入れ、600℃x4 時間焼戻し、試験片 No.C16、試験温度：0℃、
吸収エネルギー：9J、延性破面率：15%)



(a)破面全体(粒界破面率：<1%)



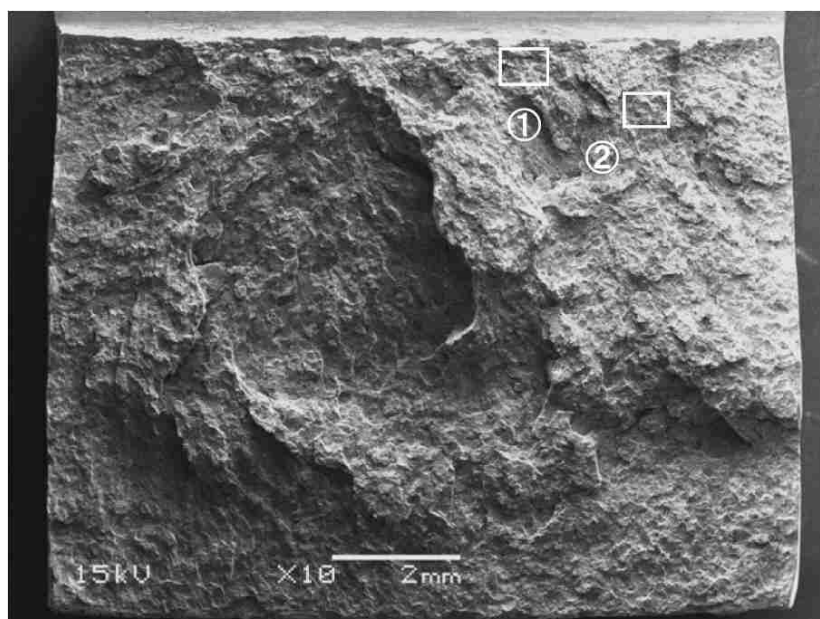
(b)①部拡大



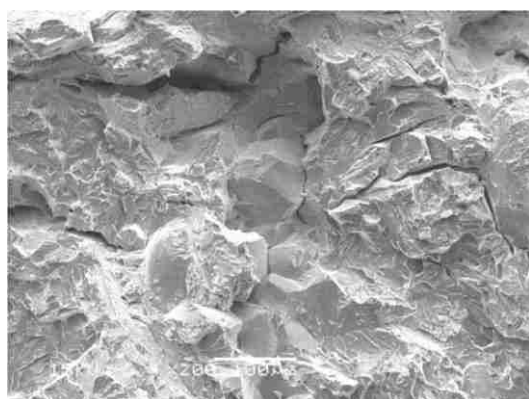
(c)②部拡大

※粒界破壊を含む箇所を優先的に観察

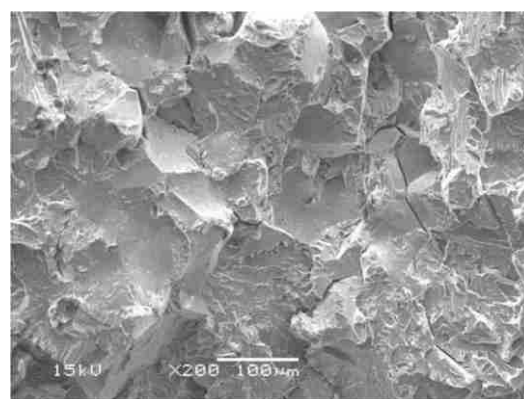
図 3.1.4.2-30 シャルピー衝撃試験破面写真
(鋼種 B4、980℃焼入れ、480℃x4 時間焼戻し、試験片 No.C2、試験温度：100℃、
吸収エネルギー：19J、延性破面率：10%)



(a)破面全体(粒界破面率：8%)



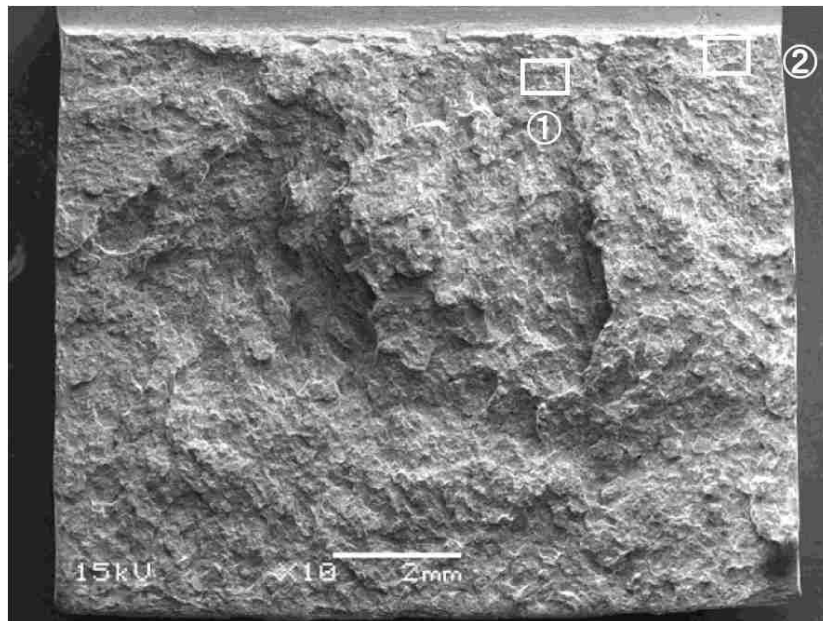
(b)①部拡大



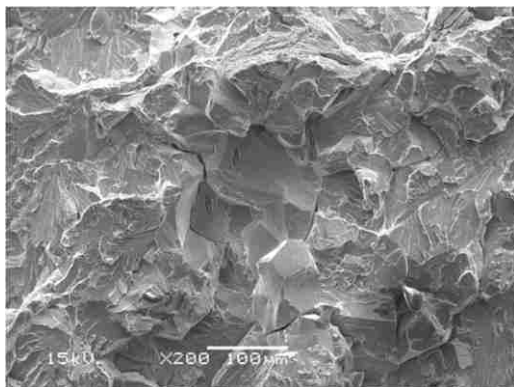
(c)②部拡大

※粒界破壊を含む箇所を優先的に観察

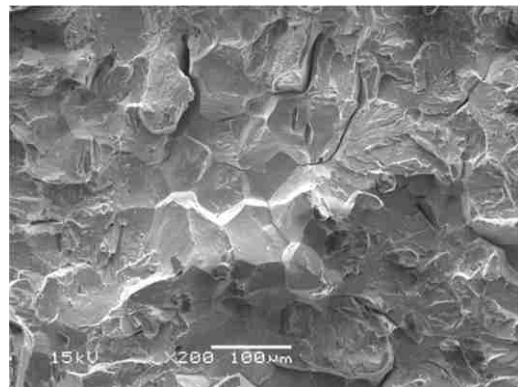
図 3.1.4.2-31 シャルピー衝撃試験破面写真
(鋼種 C1、980℃焼入れ、600℃x4 時間焼戻し、試験片 No.C16、試験温度：-20℃、
吸収エネルギー：17J、延性破面率：5%)



(a)破面全体(粒界破面率：6%)



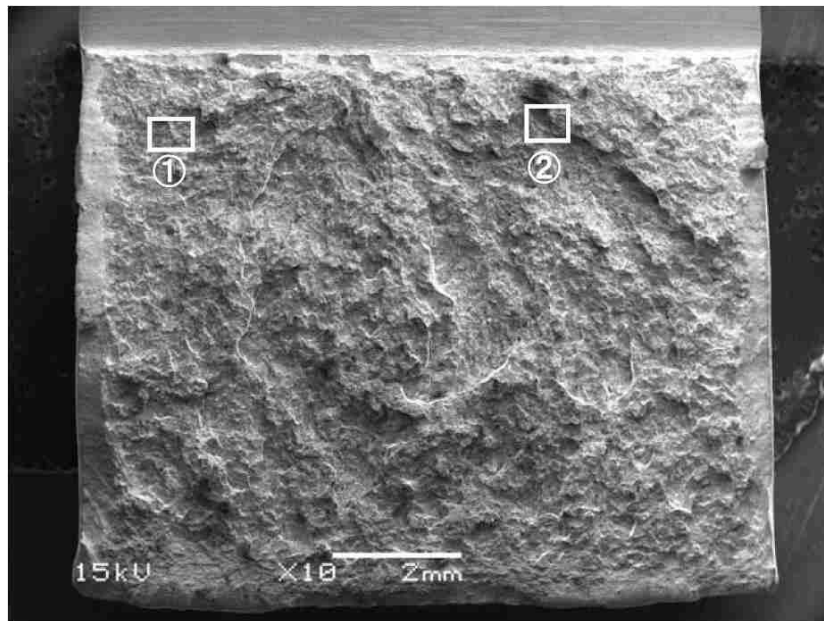
(b)①部拡大



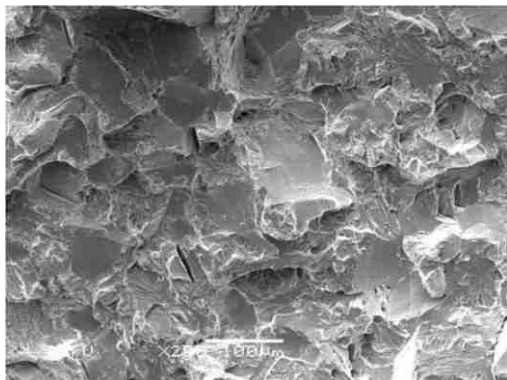
(c)②部拡大

※粒界破壊を含む箇所を優先的に観察

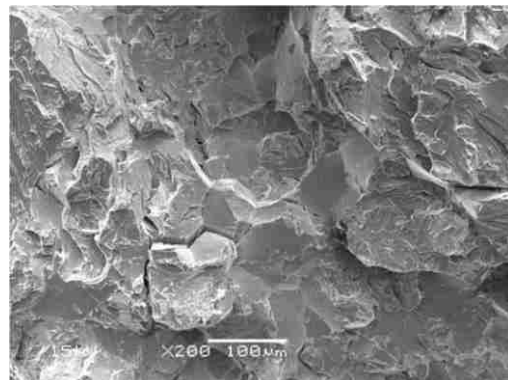
図 3.1.4.2-32 シャルピー衝撃試験破面写真
(鋼種 C2、980℃焼入れ、600℃x4 時間焼戻し、試験片 No.C16、試験温度：0℃、
吸収エネルギー：20J、延性破面率：5%)



(a)破面全体(粒界破面率：11%)



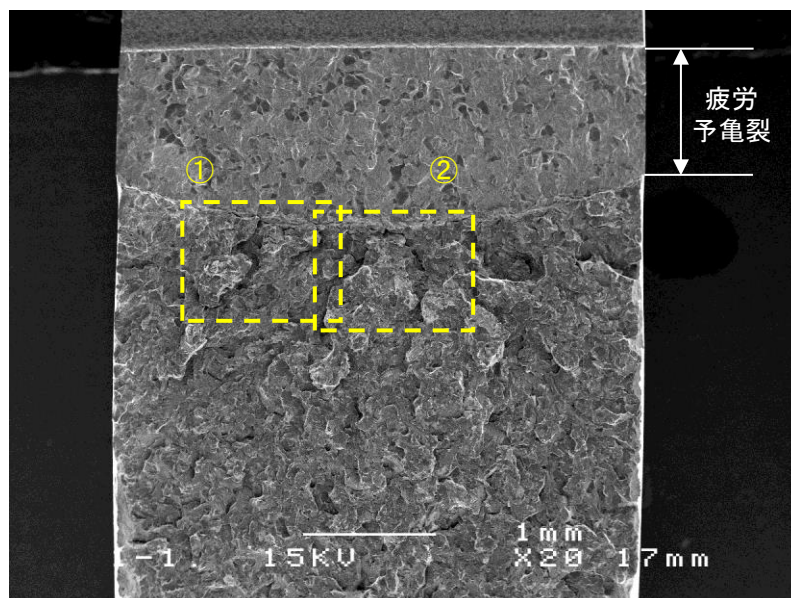
(b)①部拡大



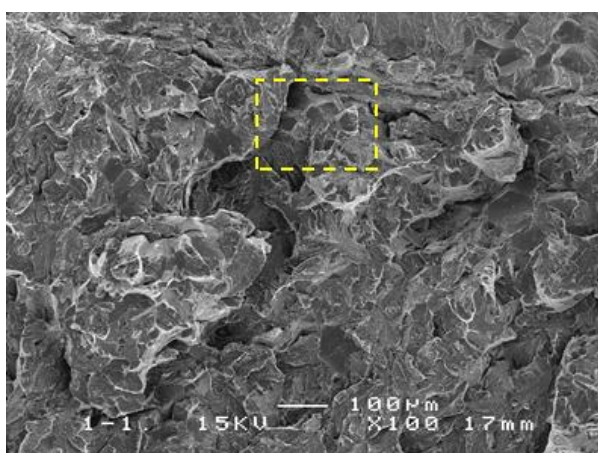
(c)②部拡大

※粒界破壊を含む箇所を優先的に観察

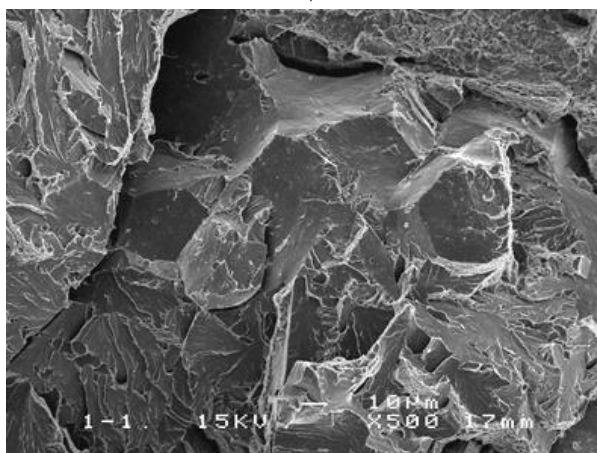
図 3.1.4.2-33 シャルピー衝撃試験破面写真
(鋼種 C2、980℃焼入れ、480℃x4 時間焼戻し、試験片 No.C2、試験温度：100℃、
吸収エネルギー：21J、延性破面率：15%)



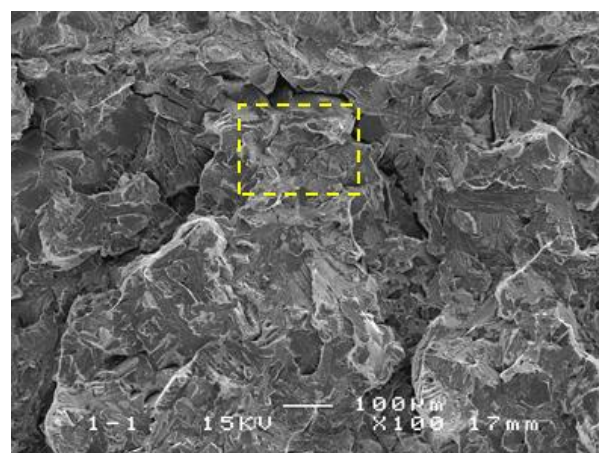
① 粒界破面部



↓ 拡大



② 起点部付近



↓ 拡大

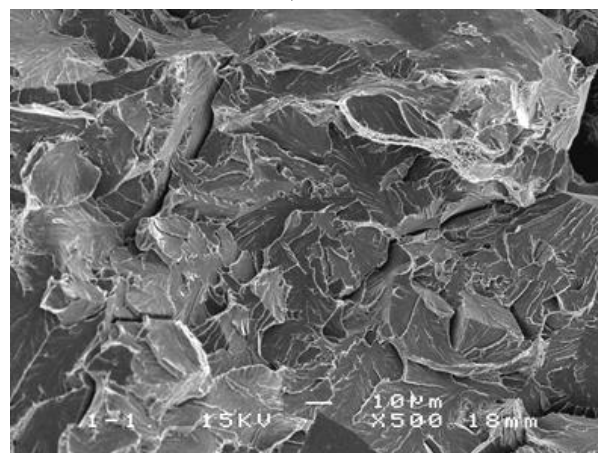
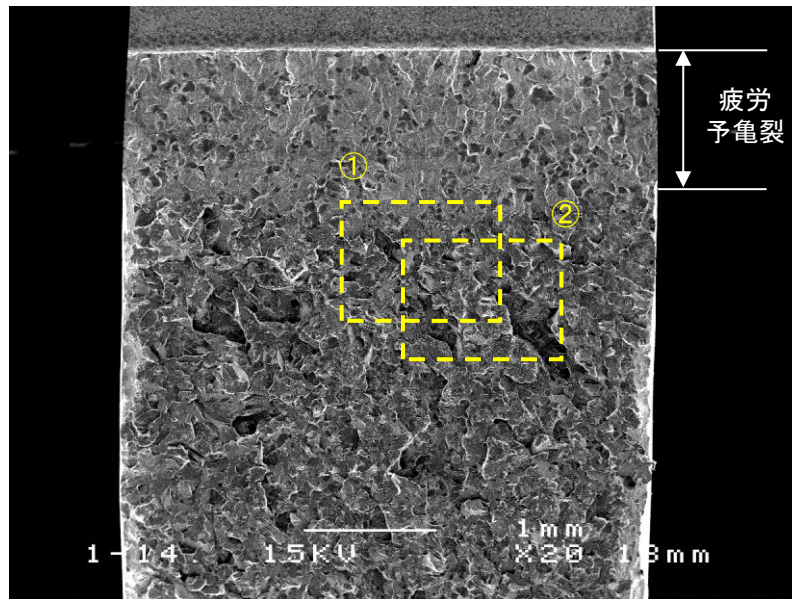
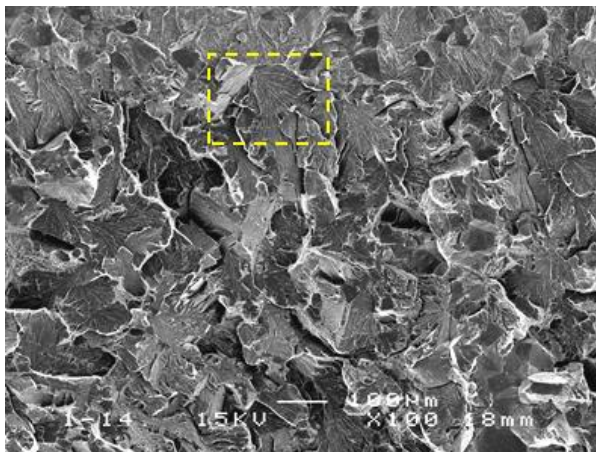


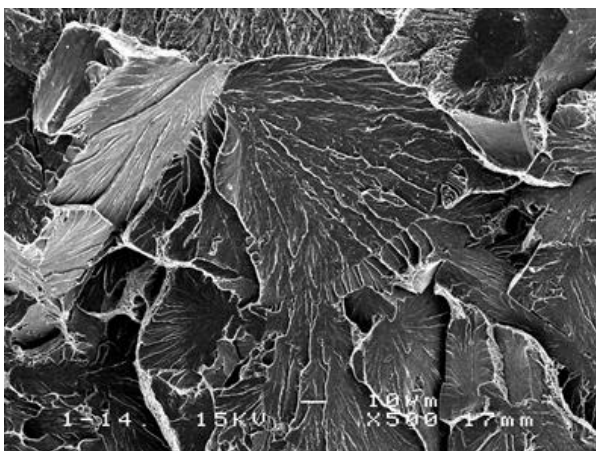
図 3.1.4.2-34 SEM による Mini-C(T)試験片の破面観察結果
(B1 材, 符号 : MCT-B1-1, $K_{Jc}=127 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$)



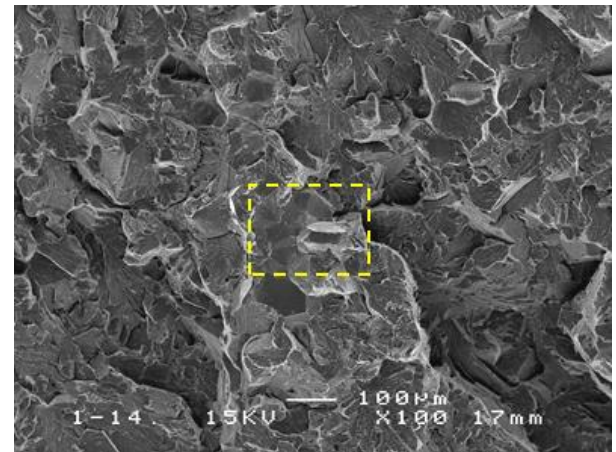
① 起点部付近



↓ 拡大



② 粒界破面部



↓ 拡大

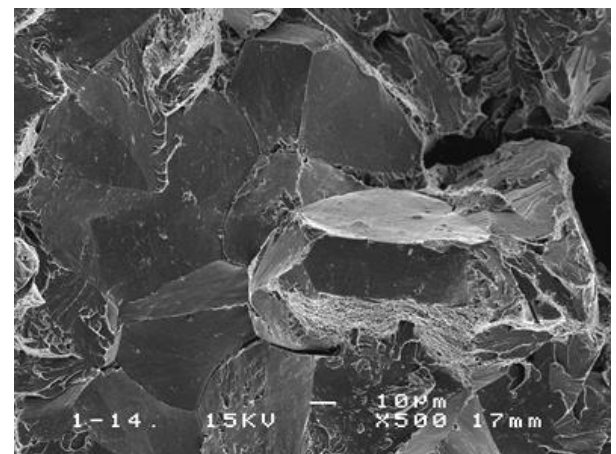
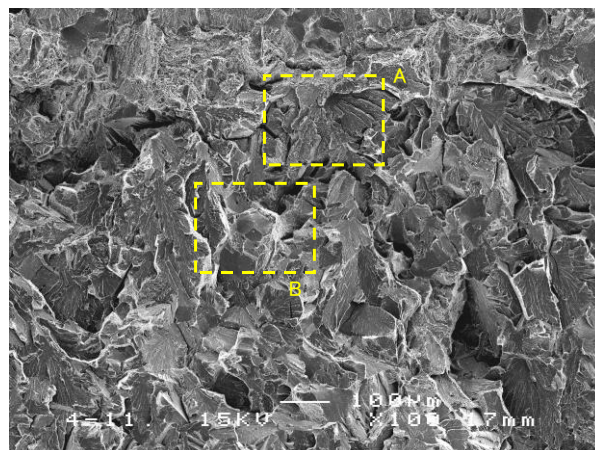
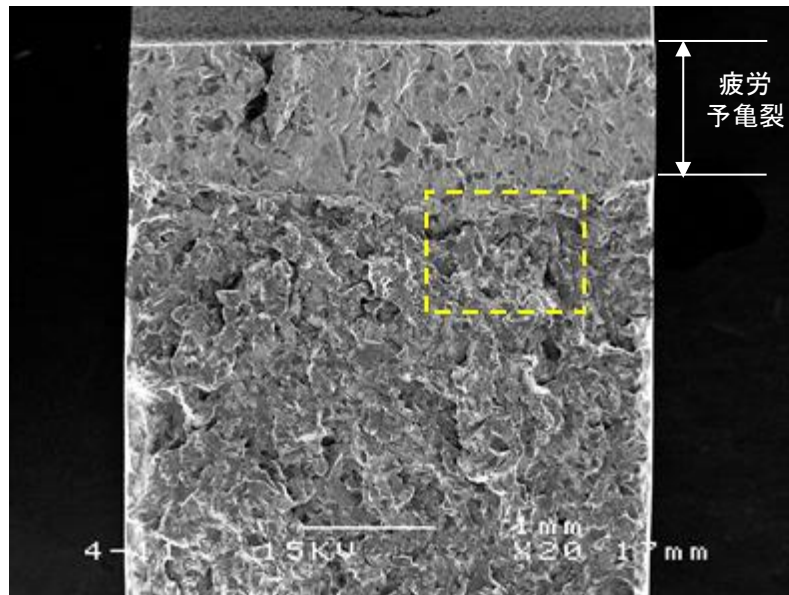


図 3.1.4.2-35 SEM による Mini-C(T)試験片の破面観察結果
(B1 材,符号 : MCT-B1-14, $K_{Jc}=40.9 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$)



A: 起点部付近

↓ 拡大

↓ 拡大

B: 粒界破面部

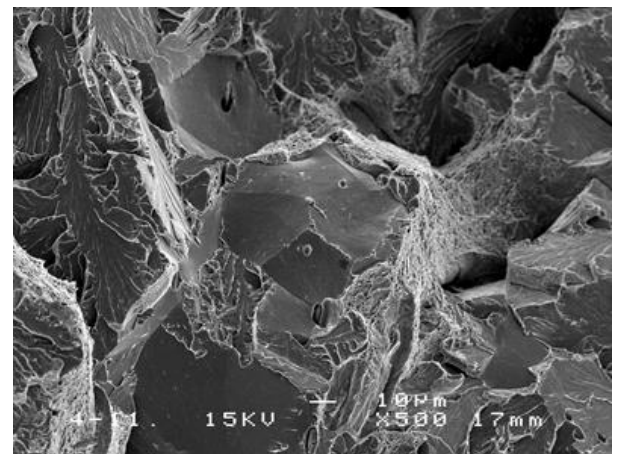
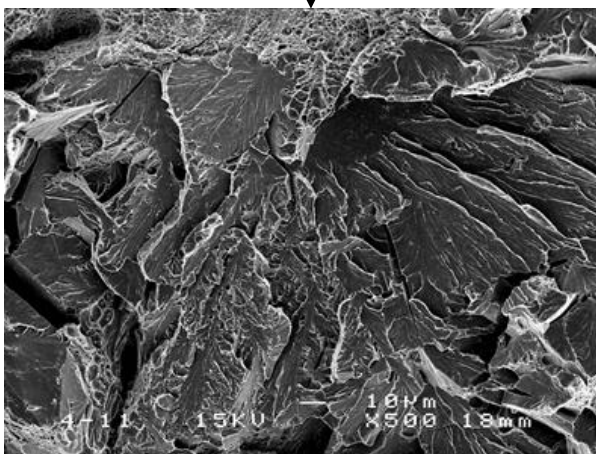
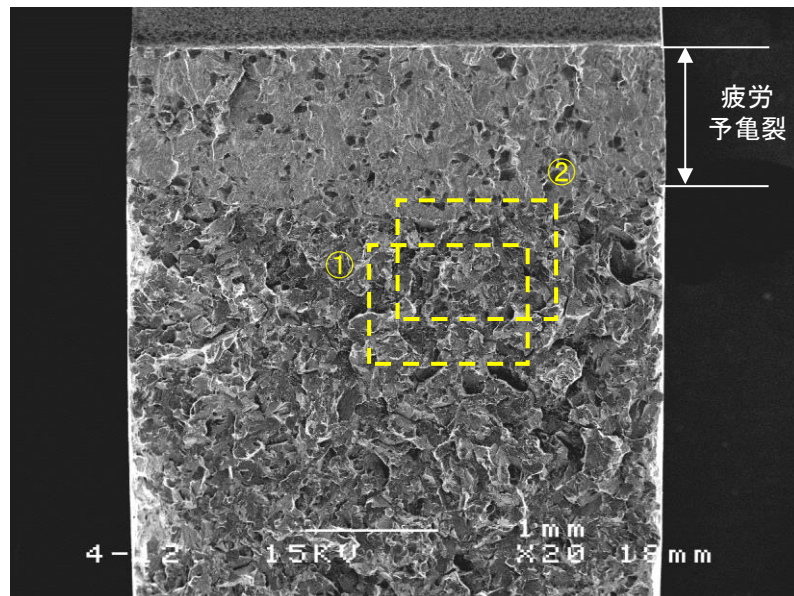
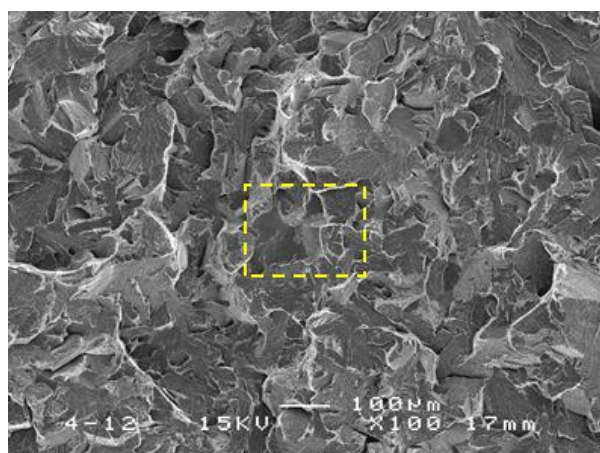


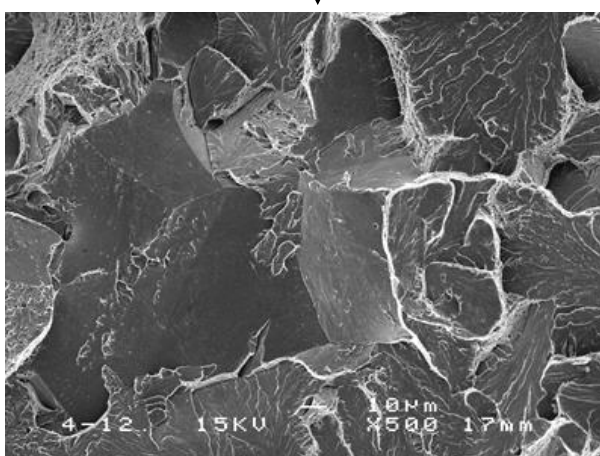
図 3.1.4.2-36 SEM による Mini-C(T)試験片の破面観察結果
(B4 材, 符号 : MCT-B4-11, $K_{Jc}=114 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$)



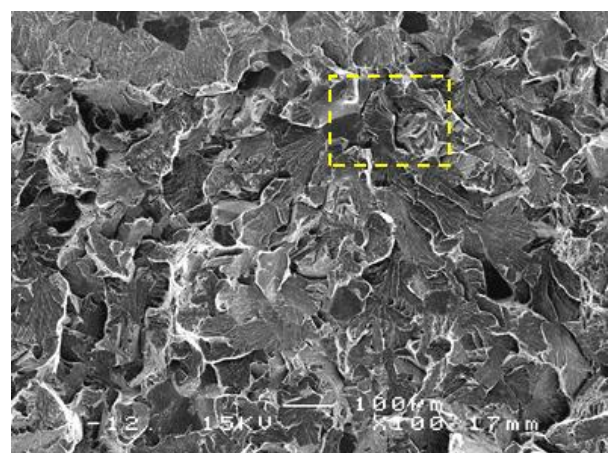
① 粒界破面部



↓ 拡大



② 起点部付近



↓ 拡大

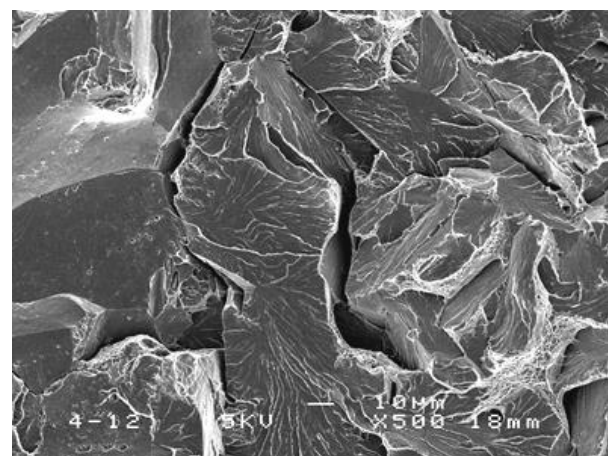
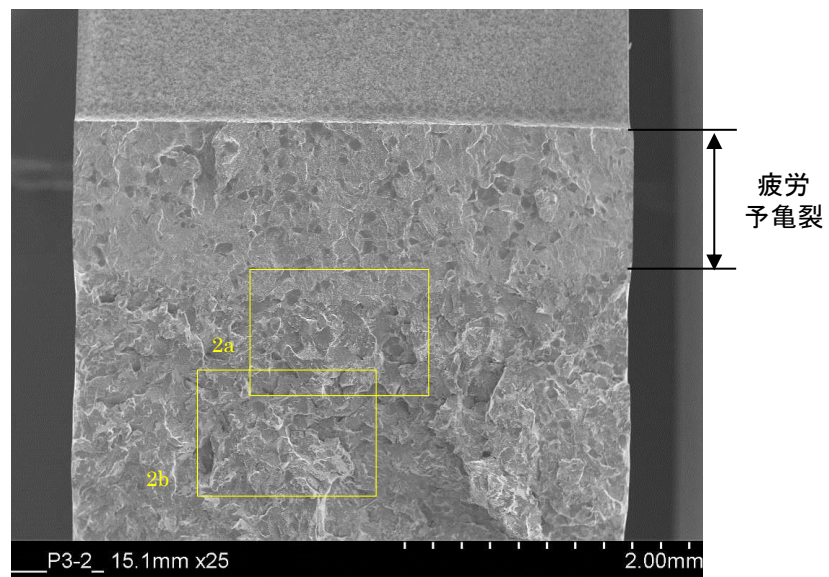
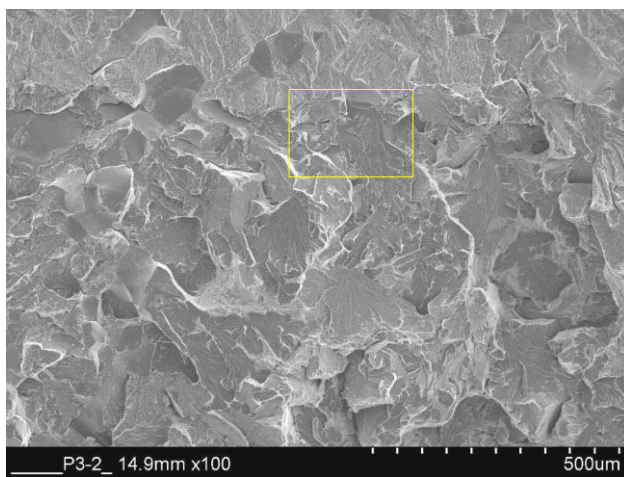


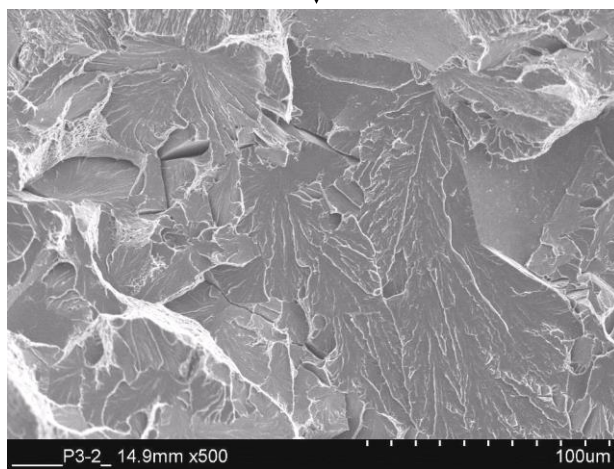
図 3.1.4.2-37 SEM による Mini-C(T)試験片の破面観察結果
(B4 材,符号 : MCT-B4-12, $K_{Jc}=51.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$)



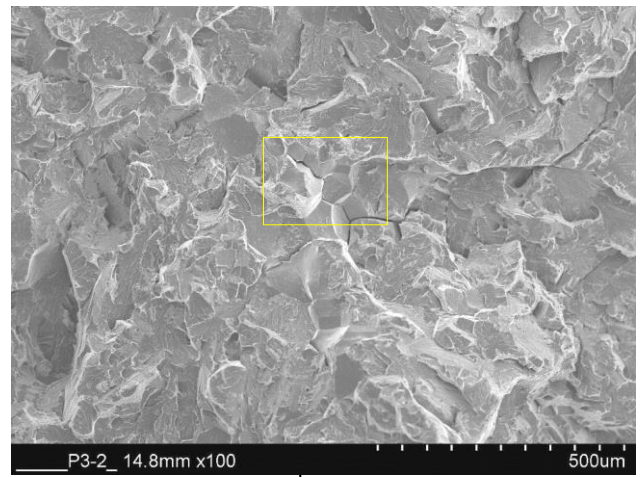
2a: 起点部付近



↓ 拡大



2b: 粒界破面部



↓ 拡大

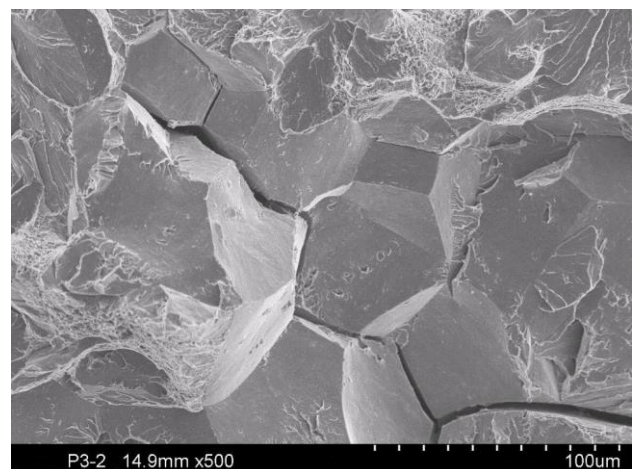


図 3.1.4.2-38 SEM による Mini-C(T)試験片の破面観察結果
(P3 材,符号 : MCT-P3-2, $K_{Jc}=36.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$)

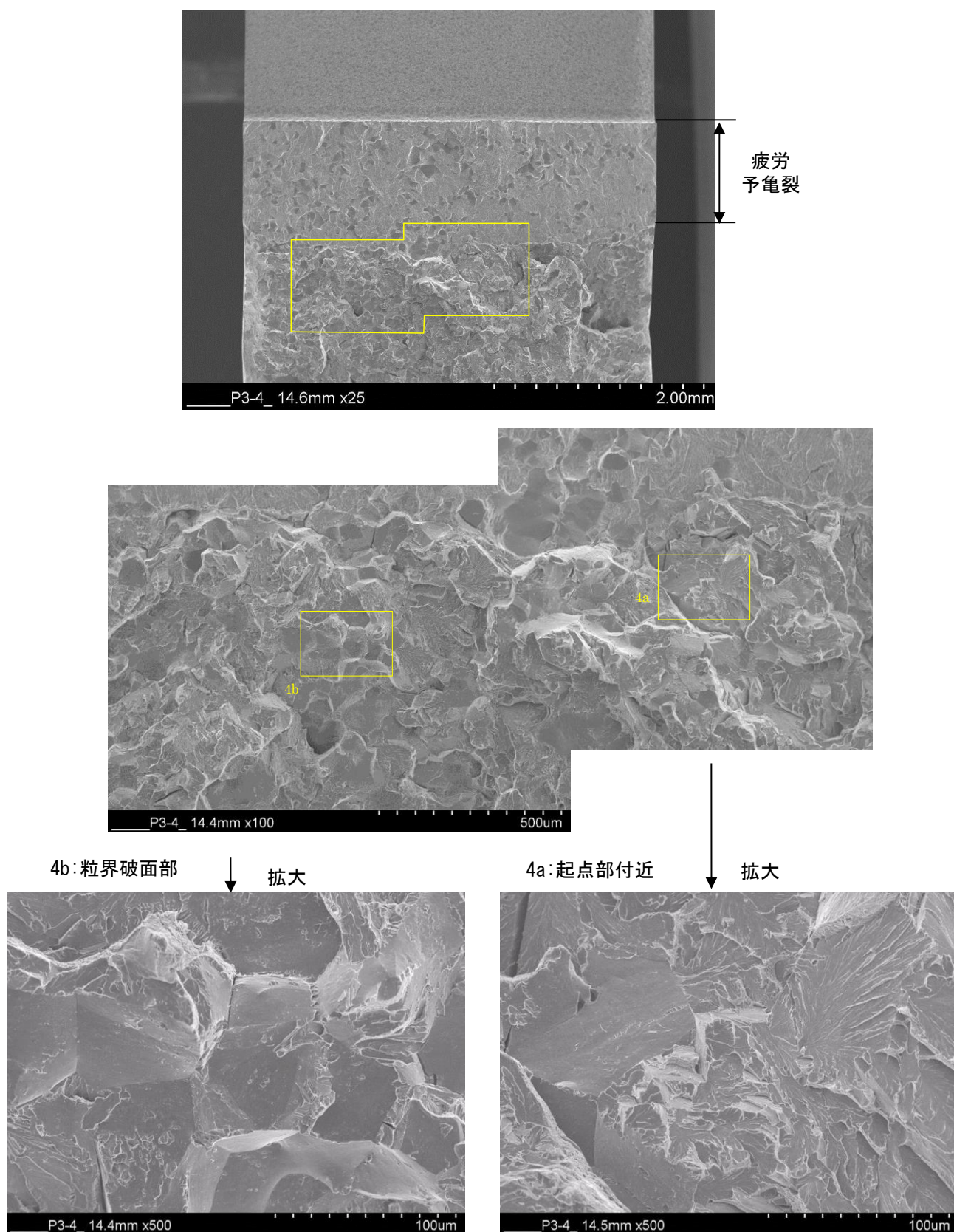
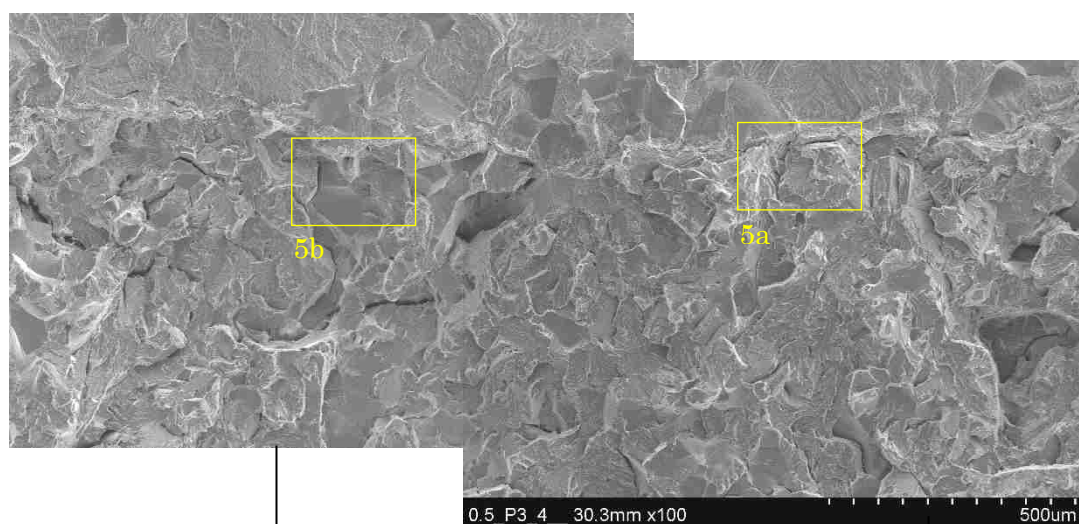
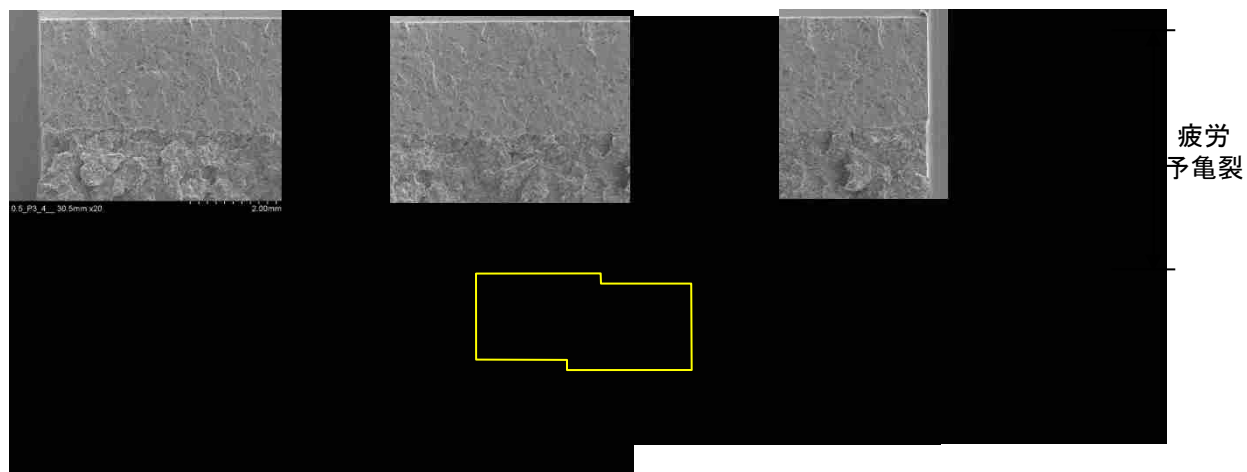
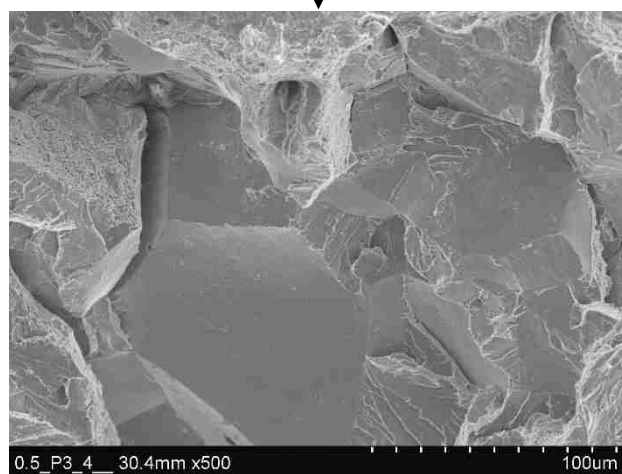


図 3.1.4.2-39 SEM による Mini-C(T)試験片の破面観察結果
(P3 材,符号 : MCT-P3-4, $K_{Ic}=72.3 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$)



5b: 粒界破面部

拡大



5a: 起点部付近

拡大

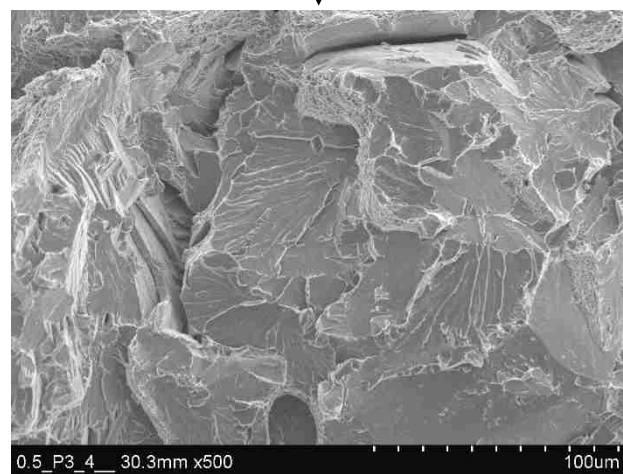
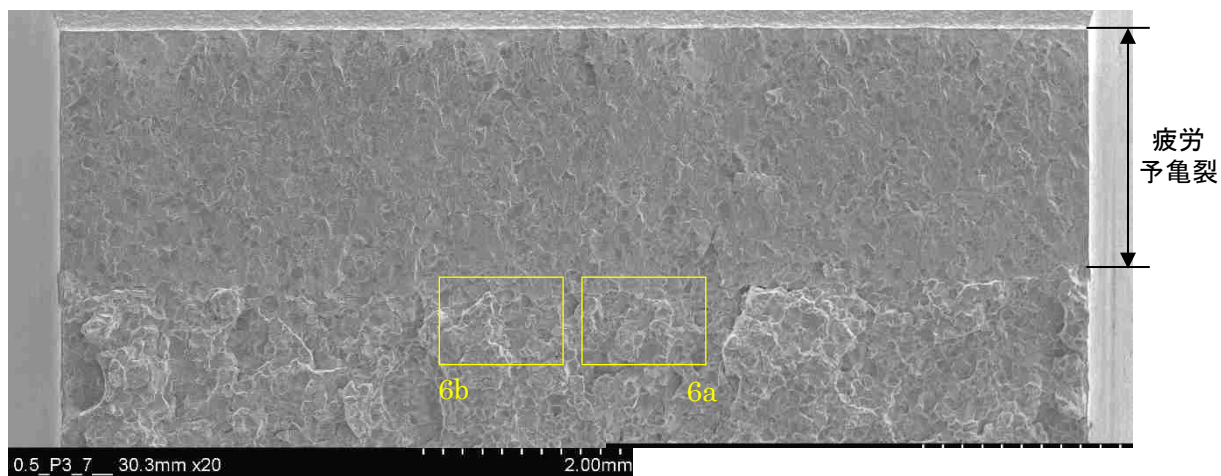
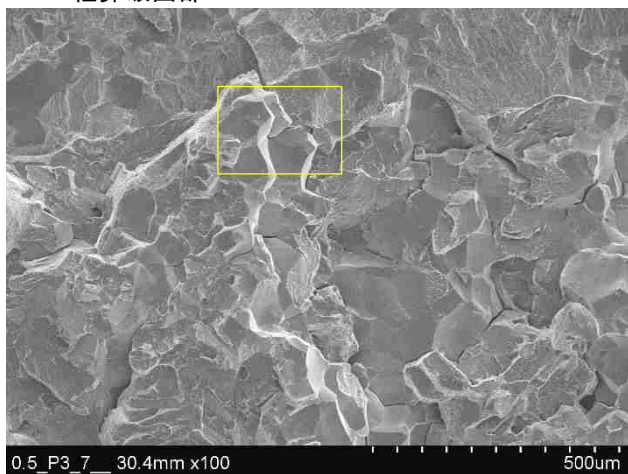


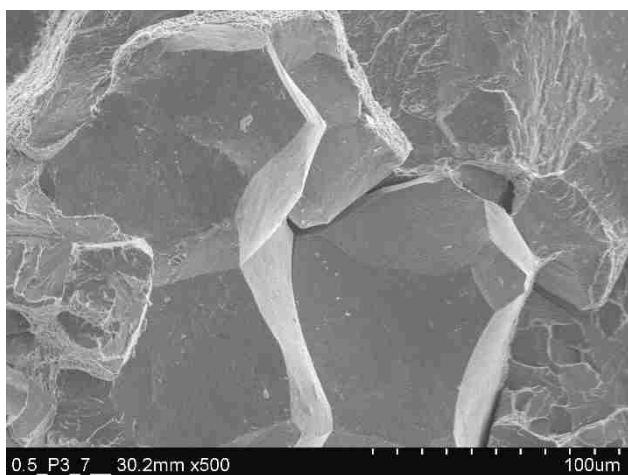
図 3.1.4.2-40 SEM による 0.5T-C(T)試験片の破面観察結果
(P3 材, 符号 : 0.5T-C(T)-P3-4, $K_{Jc}=107.8 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$)



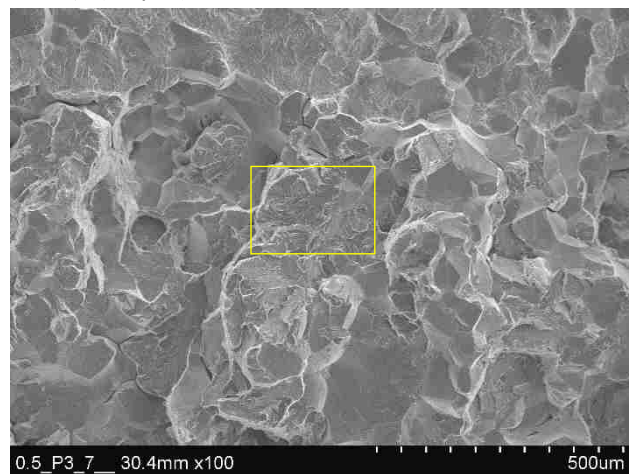
6b: 粒界破面部



拡大



6a: 起点部付近



拡大

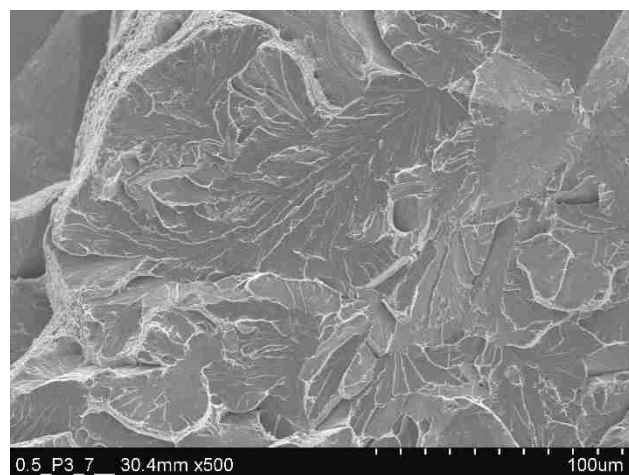
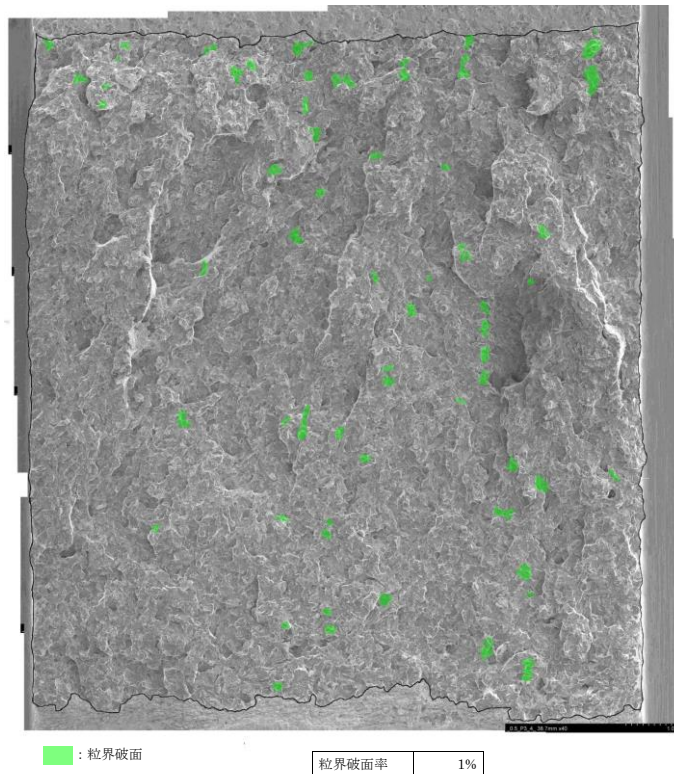


図 3.1.4.2-41 SEM による 0.5T-C(T)試験片の破面観察結果
(P3 材ステップクーリング, 符号 : 0.5T-C(T)-P3-7, $K_{Jc}=63.4 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$)

P3 材
符号:0.5TCT-P3-4



P3 材ステップクーリング
符号:0.5TCT-P3-7

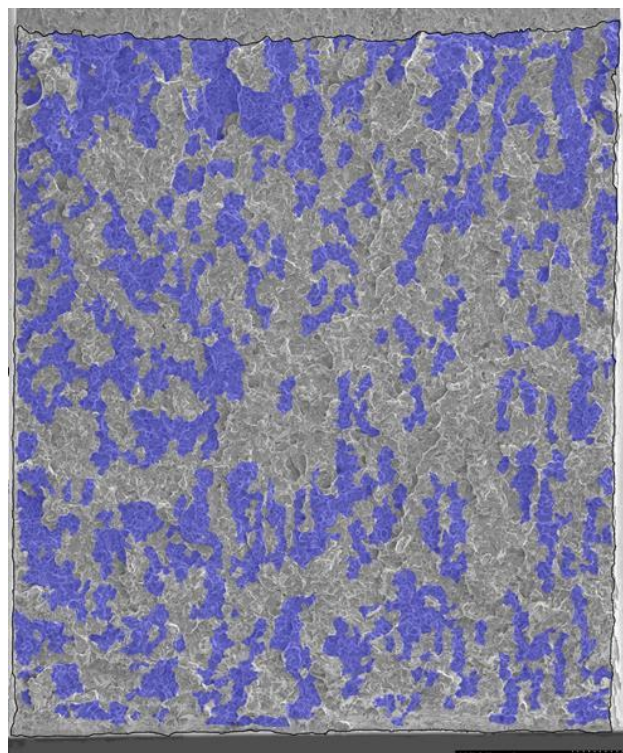
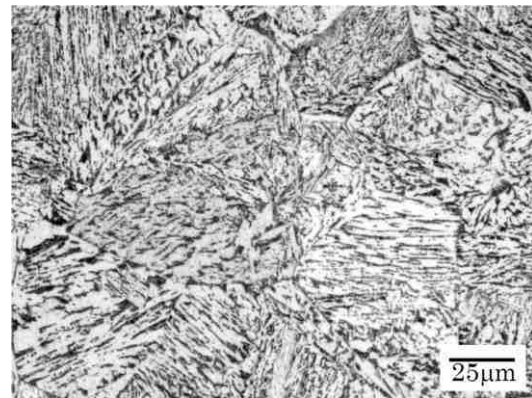
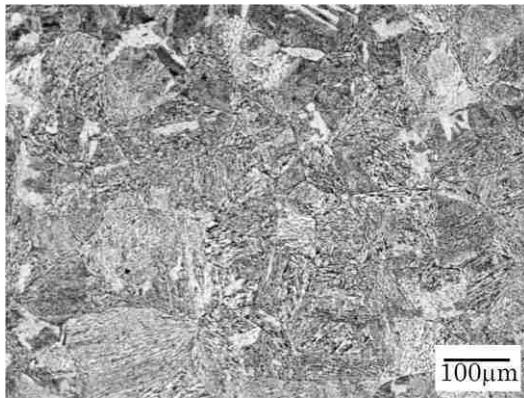
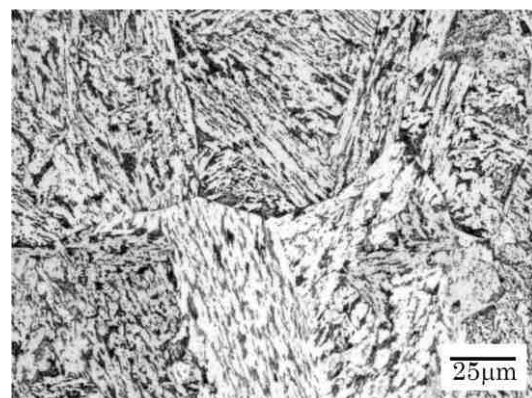
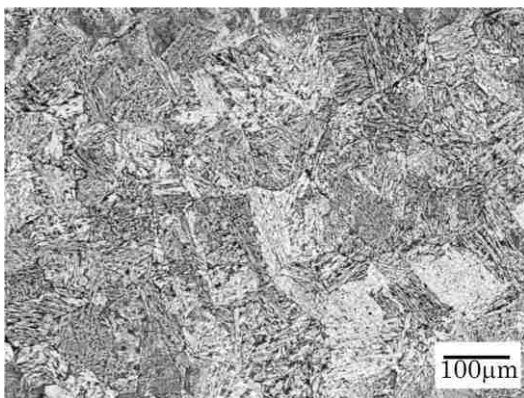


図 3.1.4.2-42 SEM による 0.5T-C(T)試験片の粒界破面率測定結果

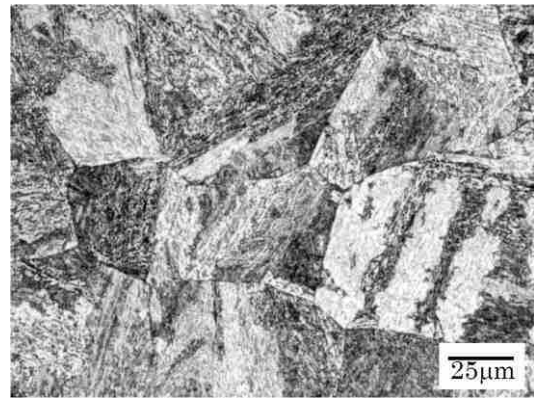
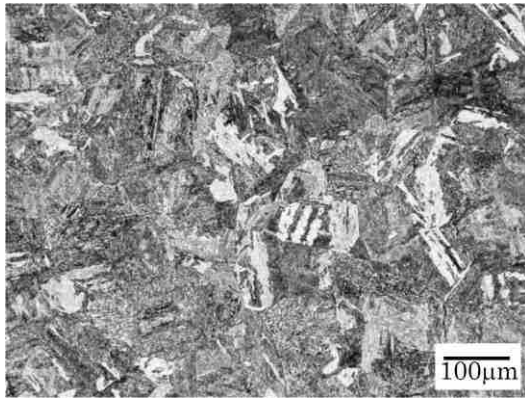


(1)鋼種 A1 (980℃焼入れ、600℃x4 時間焼戻し、ビッカース硬さ 269HV)

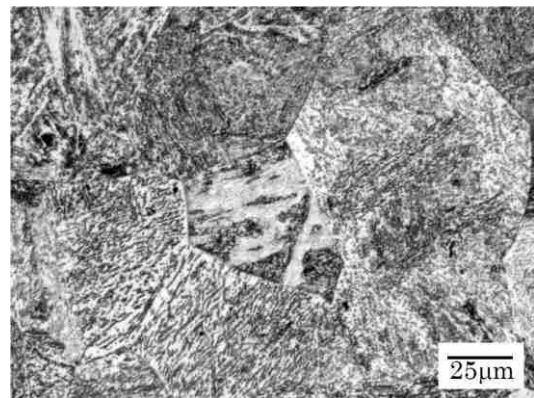
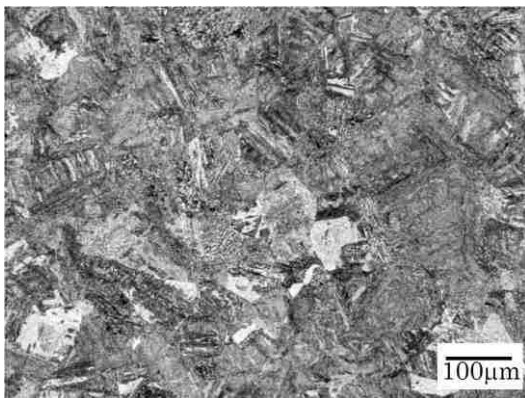


(2)鋼種 A1 (980℃焼入れ、550℃x6 時間 35 分焼戻し、ビッカース硬さ 284HV)

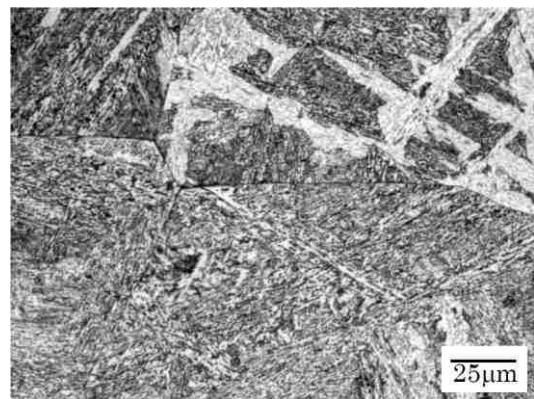
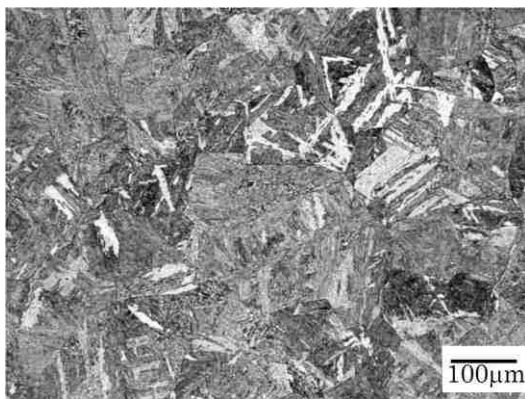
図 3.1.4.2-43 低靱性材(A1 材)の各熱処理条件でのマイクロ組織観察結果



(1)鋼種 B1 (980℃焼入れ、600℃x4 時間焼戻し、ビッカース硬さ 279HV)

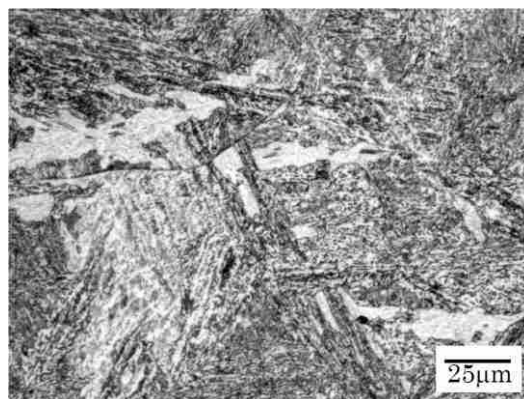
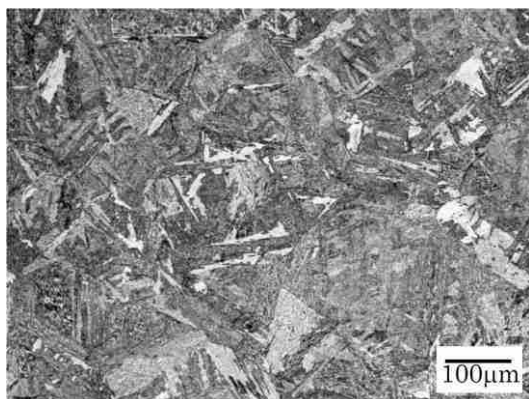


(2)鋼種 B1 (980℃焼入れ、480℃x4 時間焼戻し、ビッカース硬さ 328HV)

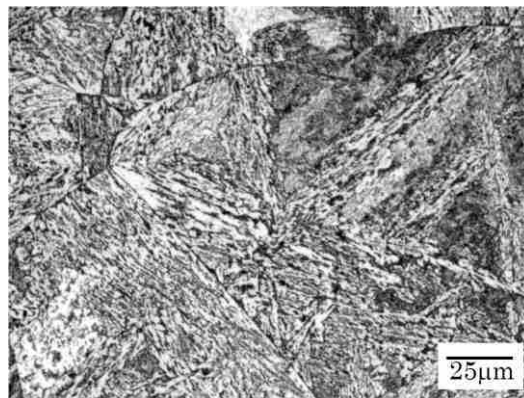
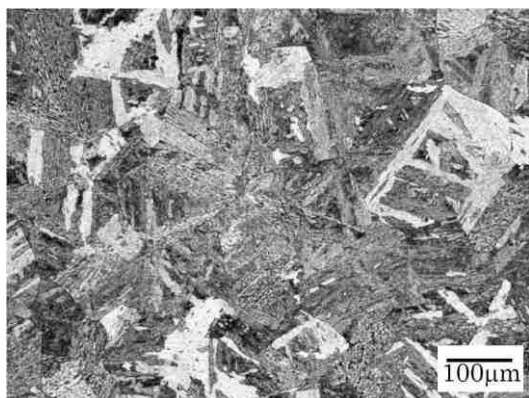


(3)鋼種 B1 (980℃焼入れ、525℃x8 時間焼戻し、ビッカース硬さ 311HV)

図 3.1.4.2-44 低靱性材(B1 材)の各熱処理条件でのマイクロ組織観察結果(1/2)

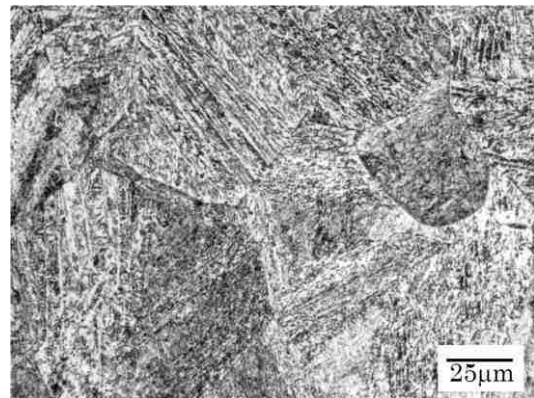
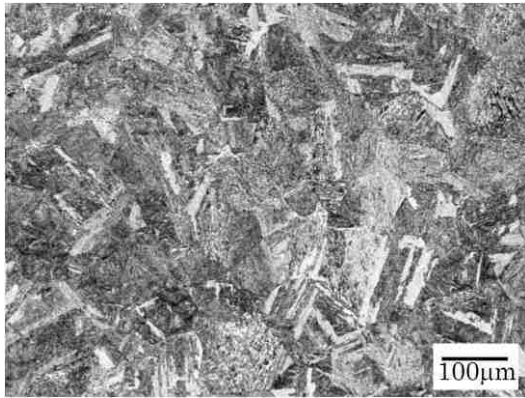


(4)鋼種 B1 (1050℃焼入れ、525℃x8 時間焼戻し、ビッカース硬さ 313HV)

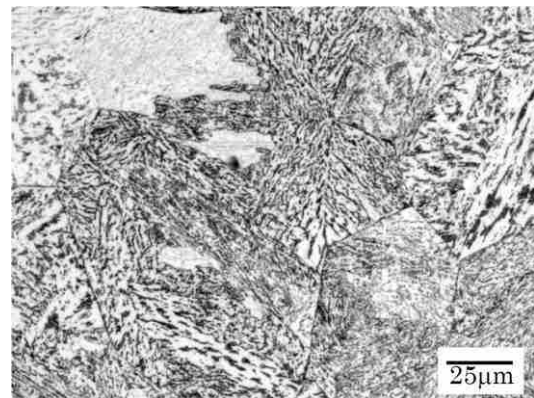
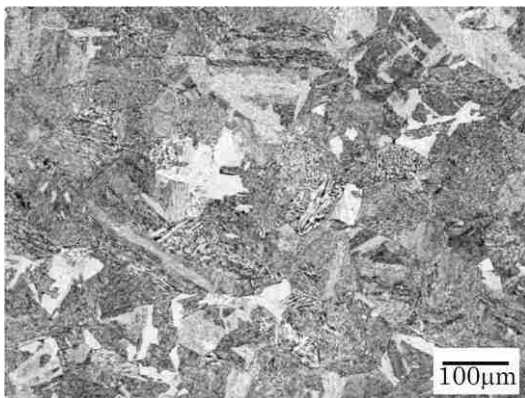


(5)鋼種 B1 (1050℃焼入れ、600℃x4 時間焼戻し、ビッカース硬さ 286HV)

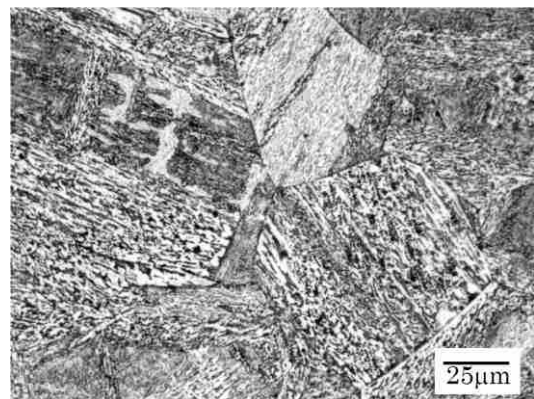
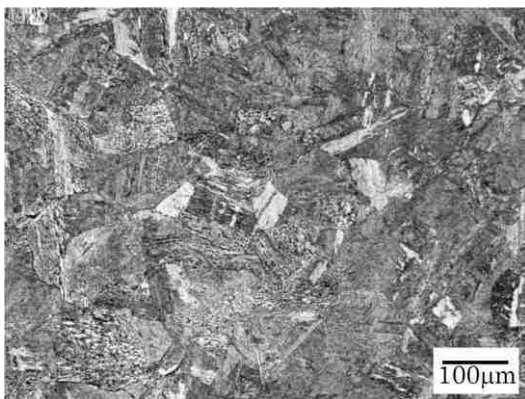
図 3.1.4.2-45 低靱性材(B1 材)の各熱処理条件でのミクロ組織観察結果(2/2)



(1)鋼種 B3 (980℃焼入れ、600℃x4 時間焼戻し、ビッカース硬さ 288HV)

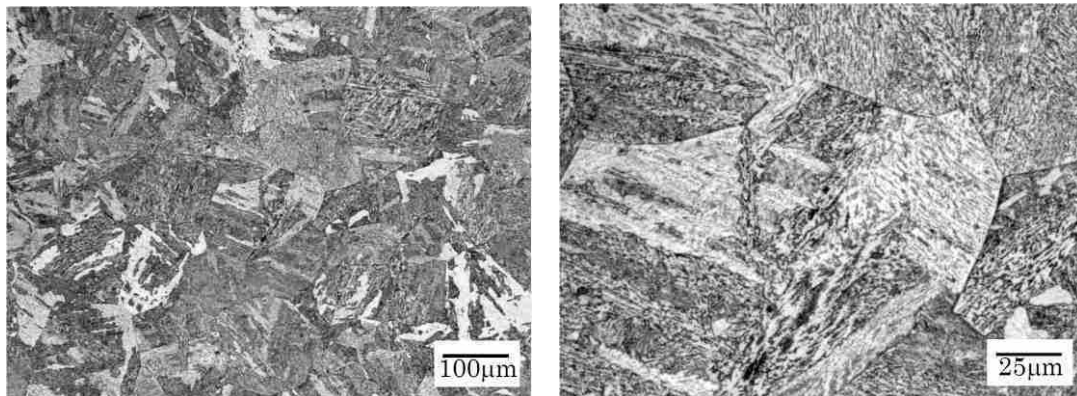


(2)鋼種 B4 (980℃焼入れ、600℃x4 時間焼戻し、ビッカース硬さ 267HV)

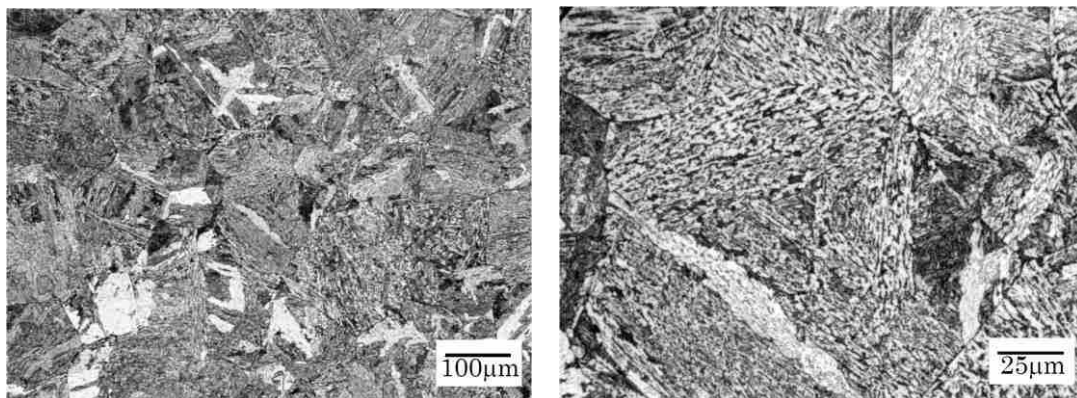


(3)鋼種 B4 (980℃焼入れ、480℃x4 時間焼戻し、ビッカース硬さ 325HV)

図 3.1.4.2-46 低靱性材(B3、B4 材)の各熱処理条件でのマイクロ組織観察結果(1/2)

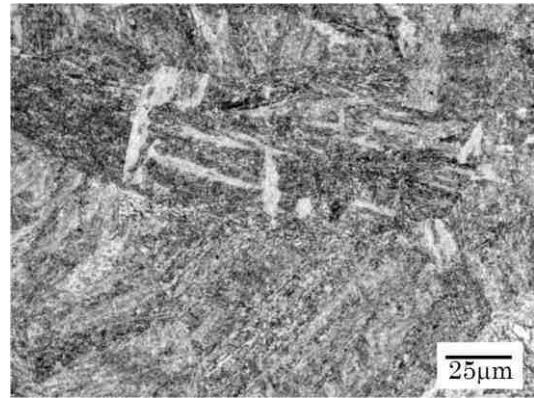
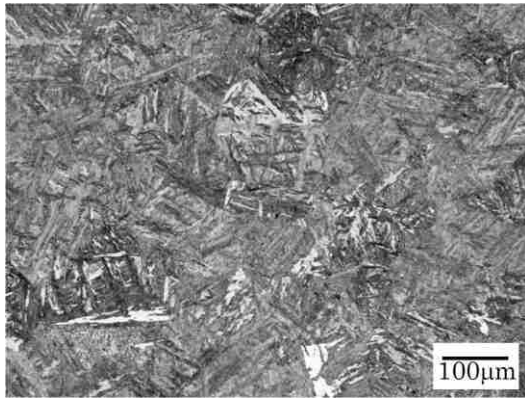


(4)鋼種 B4 (1050℃焼入れ、525℃x8 時間焼戻し、ビッカース硬さ 310HV)

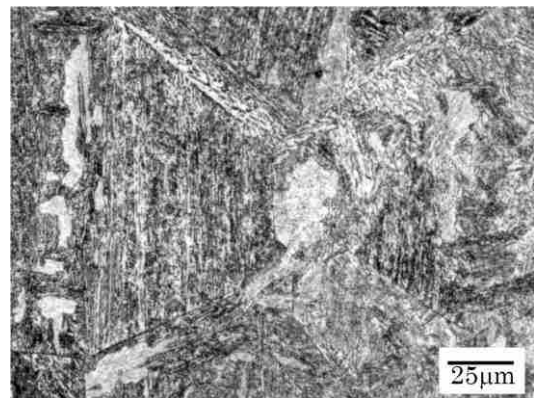
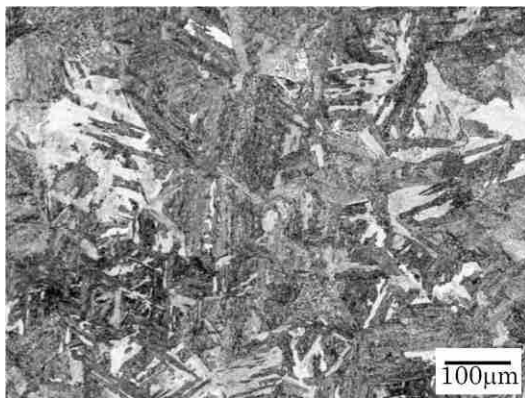


(5)鋼種 B4 (1050℃焼入れ、600℃x4 時間焼戻し、ビッカース硬さ 279HV)

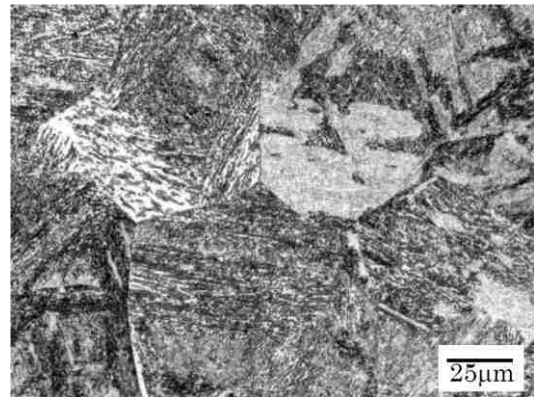
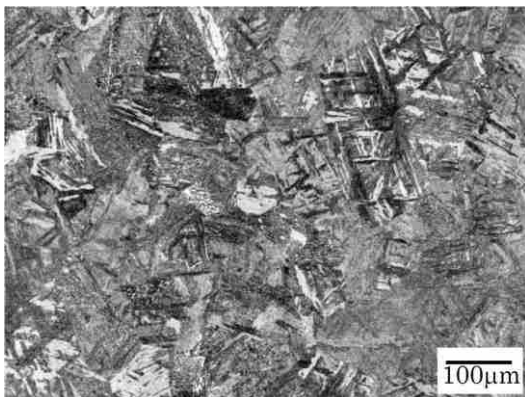
図 3.1.4.2-47 低靱性材(B3、B4 材)の各熱処理条件でのマイクロ組織観察結果(2/2)



(1)鋼種 C1 (980℃焼入れ、600℃x4 時間焼戻し、ビッカース硬さ 302HV)

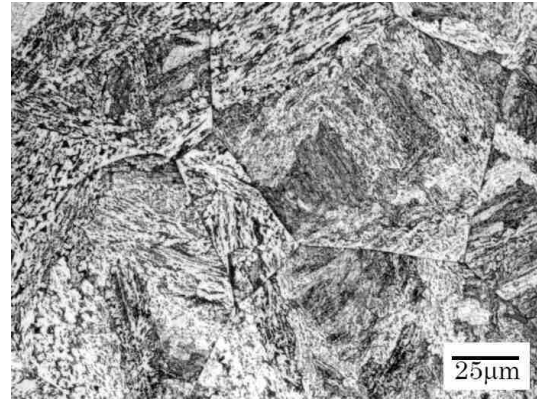
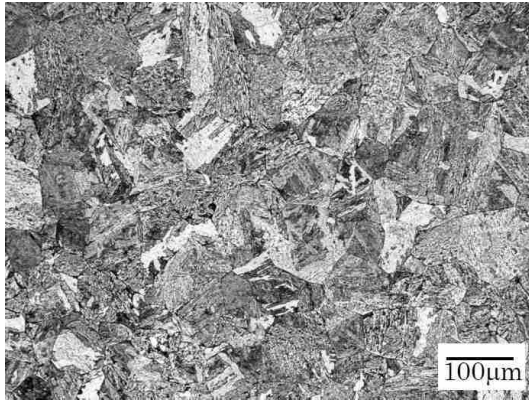


(2)鋼種 C2 (980℃焼入れ、600℃x4 時間焼戻し、ビッカース硬さ 295HV)

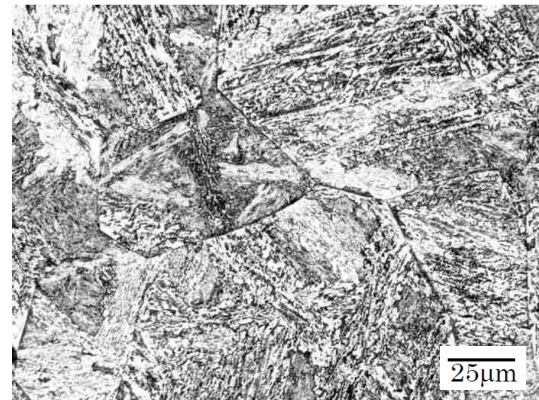
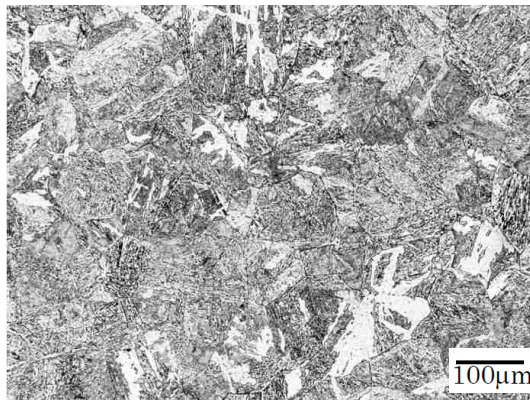


(3)鋼種 C2 (980℃焼入れ、480℃x4 時間焼戻し、ビッカース硬さ 356HV)

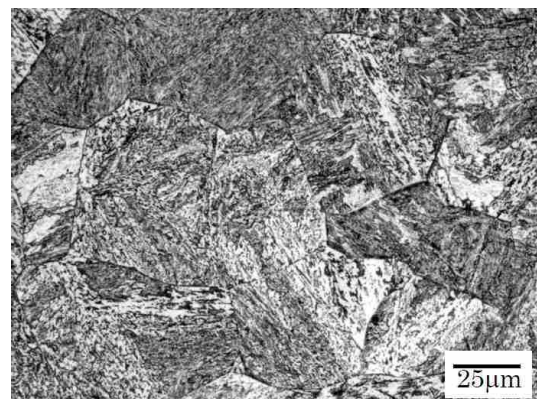
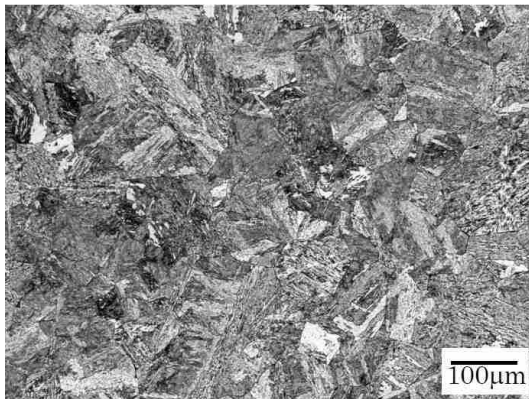
図 3.1.4.2-48 低靱性材(C1、C2 材)の各熱処理条件でのミクロ組織観察結果



(1)鋼種 P1 (980℃焼入れ、525℃x8 時間焼戻し、ビッカース硬さ 310HV)

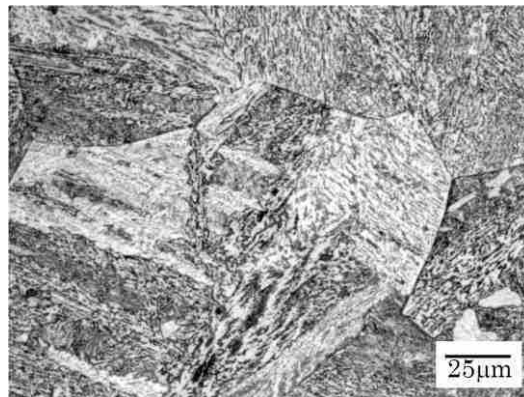
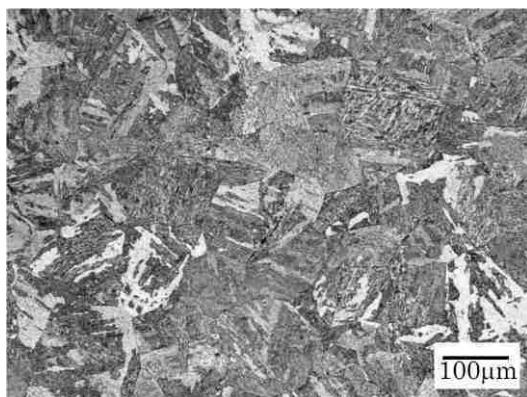


(2)鋼種 P1 (980℃焼入れ、480℃x4 時間焼戻し、ビッカース硬さ 309HV)

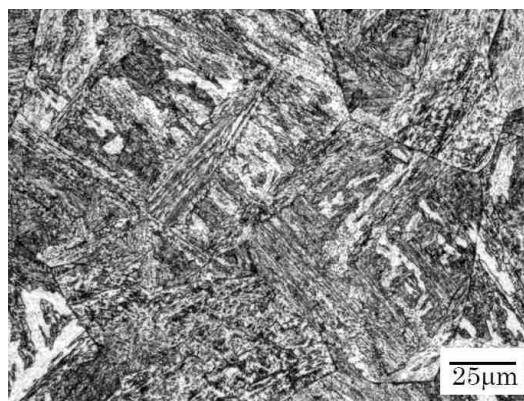
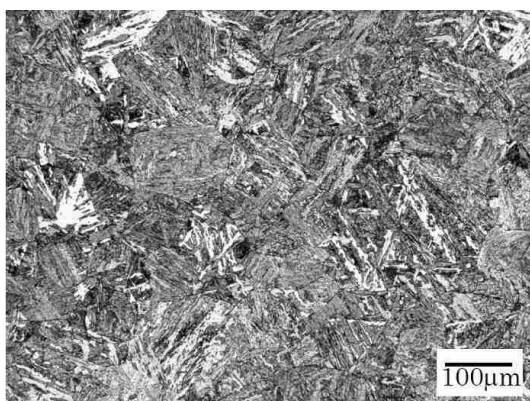


(3)鋼種 P2 (980℃焼入れ、525℃x8 時間焼戻し、ビッカース硬さ 321HV)

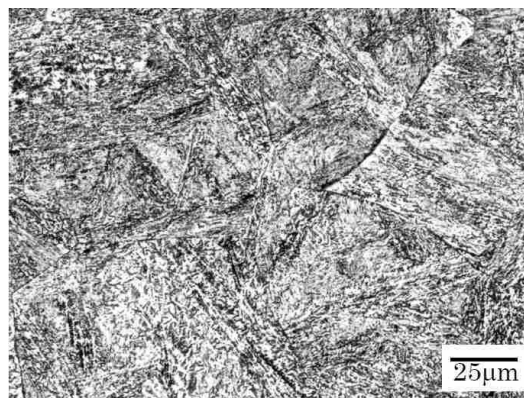
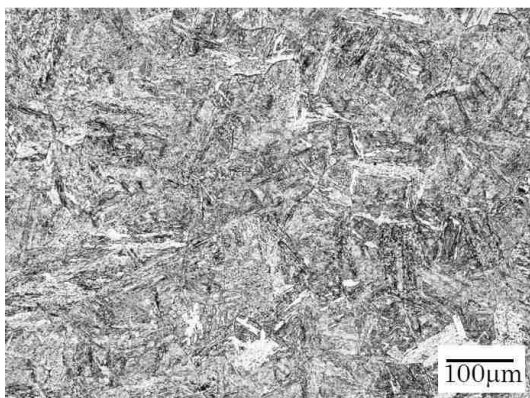
図 3.1.4.2-49 脆化材(P1、P2、P3 材)の各熱処理条件でのマイクロ組織観察結果 (1/2)



(4)鋼種 P2 (980℃焼入れ、480℃x8 時間焼戻し、ビッカース硬さ 327HV)



(5)鋼種 P3 (980℃焼入れ、525℃x8 時間焼戻し、ビッカース硬さ 336HV)



(6)鋼種 P3 (980℃焼入れ、480℃x4 時間焼戻し、ビッカース硬さ 331HV)

図 3.1.4.2-50 脆化材(P1、P2、P3 材)の各熱処理条件でのマイクロ組織観察結果 (2/2)

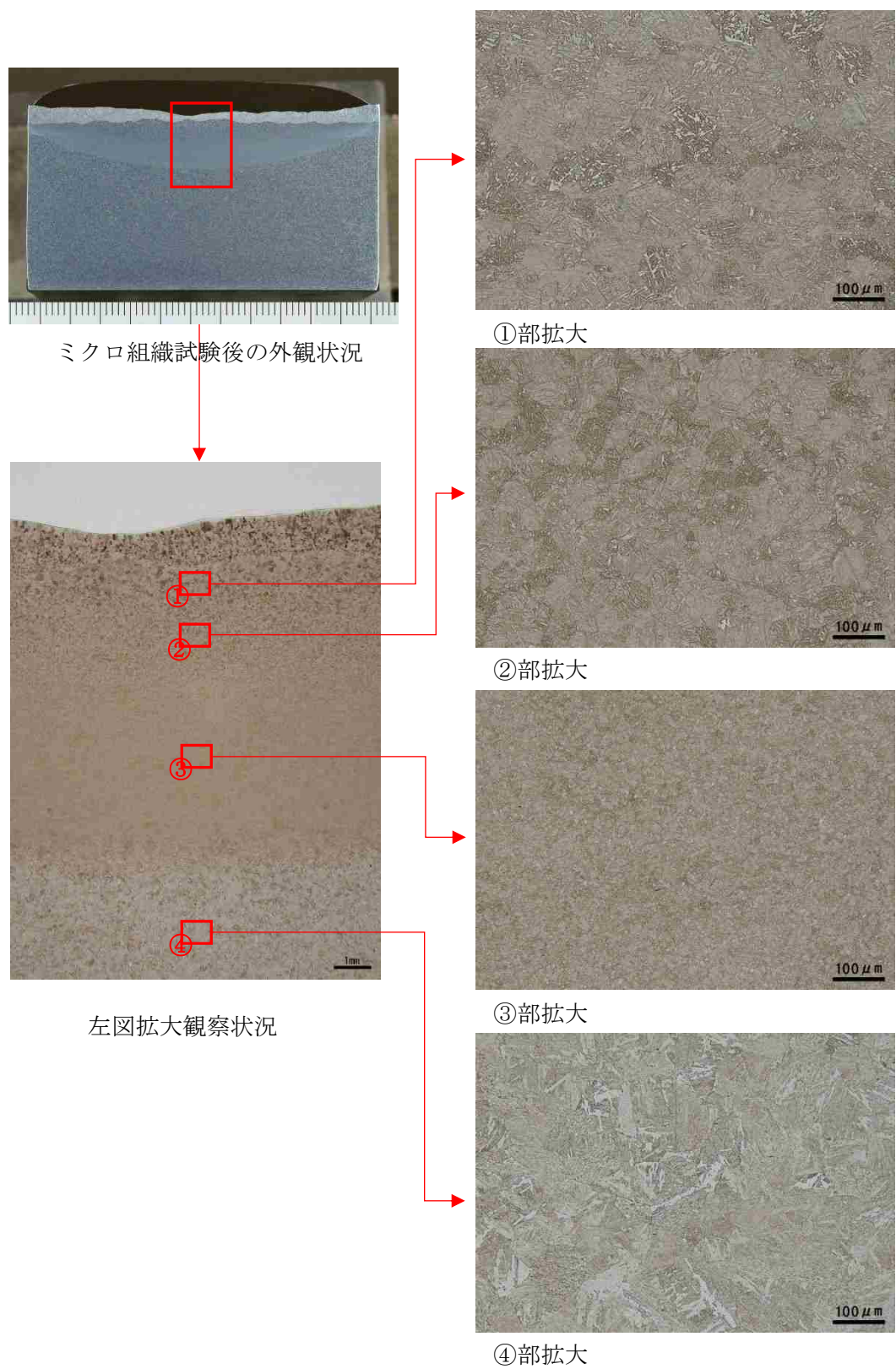


図 3.1.4.2-51 クラッド施工した P3 材の断面組織観察結果

表 3.1.4.2-12 低靱性材試験結果まとめ

マスターカーブ法適用のため、粒界破面率を極力抑えることを狙い、PIは過剰に添加せず他の成分を調整することで低靱性化を志向した。

STEP	鋼種	狙い	焼入れ	焼戻し	vTr30 (°C)	T ₀ (°C)	USE (J)	CT粒界 破面率 (%) ※1	シャル ピー粒 界 破面率 (%) ※2
STEP1	A1: 0.25C-0.030P-0.002S	低靱性均質材 ^{※3} の 実績をトレース	980°C × 3hr 水冷	600°C × 4hr 空冷	77	—	115	—	0
	B1: 0.30C -0.028P-0.002S	強度増による靱性低下(C増加)			84	—	104	—	0
	B3: 0.30C -0.029P- 0.010S	強度増及び低USEに よる靱性低下(C、S 増加)			101	—	74	—	<1
STEP2	HOLD	—	—	—	—	—	—	—	—

↓ A1、B1、B3のいずれも目標靱性達成は厳しいと判断。C、Sをさらに増加させた材料を試作した。

STEP3	B4: 0.30C -0.030P- 0.020S	さらに低USEによる 靱性低下(S増加)	980°C × 3hr 水冷	600°C × 4hr 空冷	124	—	55	—	<1
	C1: 0.35C -0.030P-0.003S	さらに強度増による 靱性低下(C増加)			76	—	89	—	8
	C2: 0.35C -0.029P- 0.010S	さらに低USE、強度 増による靱性低下 (C、S増加)			121	—	71	—	6

↓ C増加による低靱性効果は少なかった。高C材では溶接が難しくなることが懸念され、候補から外した。
B1とB4を本命とし、C2をバックアップの位置付けで、最低値を見るために仮焼戻し(480°C)状態で試験した。

STEP4	B1: 0.30C-0.028P-0.002S	最低値確認(仮焼戻 しで試験)	980°C × 3hr 水冷	480°C × 4hr 空冷	157	53	77	—	<1
	B4: 0.30C-0.030P-0.020S				220	65	43	—	<1
	C2: 0.35C-0.029P-0.010S				189	—	48	—	11

↓ B1、B4の480°C焼戻しでvTr30は上昇したものの、MiniCTによるT₀は60°C程度に留まった。
さらに低靱性を狙う必要があり、ある程度の粒界割れを覚悟してP増加させた。また、焼入れ温度高温化も対象に加えた。
焼戻し条件はクラッド材の要素試験結果から選定したものを採用。

STEP5-1	B1H: 0.30C-0.028P-0.002S	結晶粒粗大化による 低靱性化(高温焼入 れ)	1050°C × 3hr 水冷	525°C × 8hr 空冷	159	21(暫定)	86	—	—
	B4H: 0.30C-0.030P-0.020S				197	—	51	—	—
STEP5-2	P1: 0.30C- 0.046P -0.002S	粒界偏析による低靱 性化(P増加)	980°C × 3hr 水冷	525°C × 8hr 空冷	158	41(暫定)	74	—	2
	P2: 0.30C- 0.057P -0.002S				168	77(暫定)	78	—	6
	P3: 0.31C- 0.070P -0.002S				167	89	65	1	41
STEP5-3	P3H: 0.31C- 0.070P -0.002S	結晶粒粗大化かつ 粒界偏析による低靱 性化(高温焼入れ、P 増加)	1050°C × 3hr 水冷	525°C × 8hr 空冷	—	—	—	—	—

↓ P2、P3である程度の低靱性が得られたものの、目標のT₀ ≥ 150°Cは未達。
P3Hはクラッド施工時に母材で割れ発生したため試験中断。

STEP5-2'	P3: 0.31C-0.070P-0.002S	粒界偏析促進による 低靱性化(P増加、ス テップクーリング)	980°C × 3hr 水冷	525°C × 8hr 空冷 → ステップクーリ ング	—	159(暫定)	—	37	—
----------	-------------------------	--------------------------------------	----------------	---	---	---------	---	----	---

当該STEPでの変更箇所を赤字で示している。

※1 CT試験片の破面全体から求めた割合。

※2 シャルピー衝撃試験片のノッチ下1mm × 1mm程度の範囲から求めた割合。

※3 発電技検PTS委員会で用いた低靱性均質材。

表 3.1.4.2-13 化学成分の仕様 (wt.%)

項 目	化学成分(製品分析) [wt.%]								
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V
要求値	0.25 ～ 0.35	0.30 ～ 0.50	1.15 ～ 1.50	0.055 ～ 0.065	0.005 以下	0.40 ～ 0.70	0.20 以下	0.57 ～ 0.67	0.01 以下

表 3.1.4.2-14 機械的特性の仕様

試験項目	項目	要求値
引張特性	0.2%耐力(MPa)	700 以上

3.1.4.3 十字型試験体を用いた PTS 模擬試験を実施するための試験設備等の整備

PTS 事象を模擬した負荷条件下における、クラッド下の亀裂に対する破壊評価手法の妥当性を確認するための試験設備等を整備する。この試験は、健全性評価法^(3.1.4.1)で規定する深さ 10mm、長さ 60mm 程度のクラッド下の半楕円亀裂を付与した平板モデル試験体(十字型)を用い、運転温度からの急冷による 2 軸荷重を負荷して非延性破壊を発生させるものである。今年度は、破壊試験として必要となる各試験設備の仕様検討、部材発注を行い、納入された各設備の試験場所への設置を進めた。

(1) 設備概要

試験では、図 3.1.4.3-1 に示すように、平板試験体に 2 軸の曲げ荷重を負荷し、高温に加熱して保持した状態で、冷却水による急冷で熱応力を与えて、非延性破壊を発生させる。

冷却水の排水を貯留するために、既存の地下ピットに試験装置を設置する。主要な設備は、図 3.1.4.3-2 に示す荷重を与える載荷設備、反力フレーム、冷却設備、加熱設備、計測設備であるが、ピット内で試験装置を支持する架台、試験体の組立用架台、疲労き裂導入設備も必要である。各設備における製作状況を以下に示す。

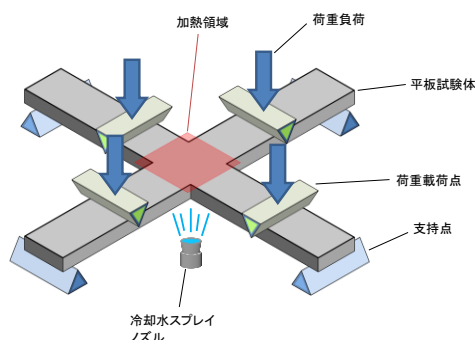


図 4.1.4.3-1 試験イメージ

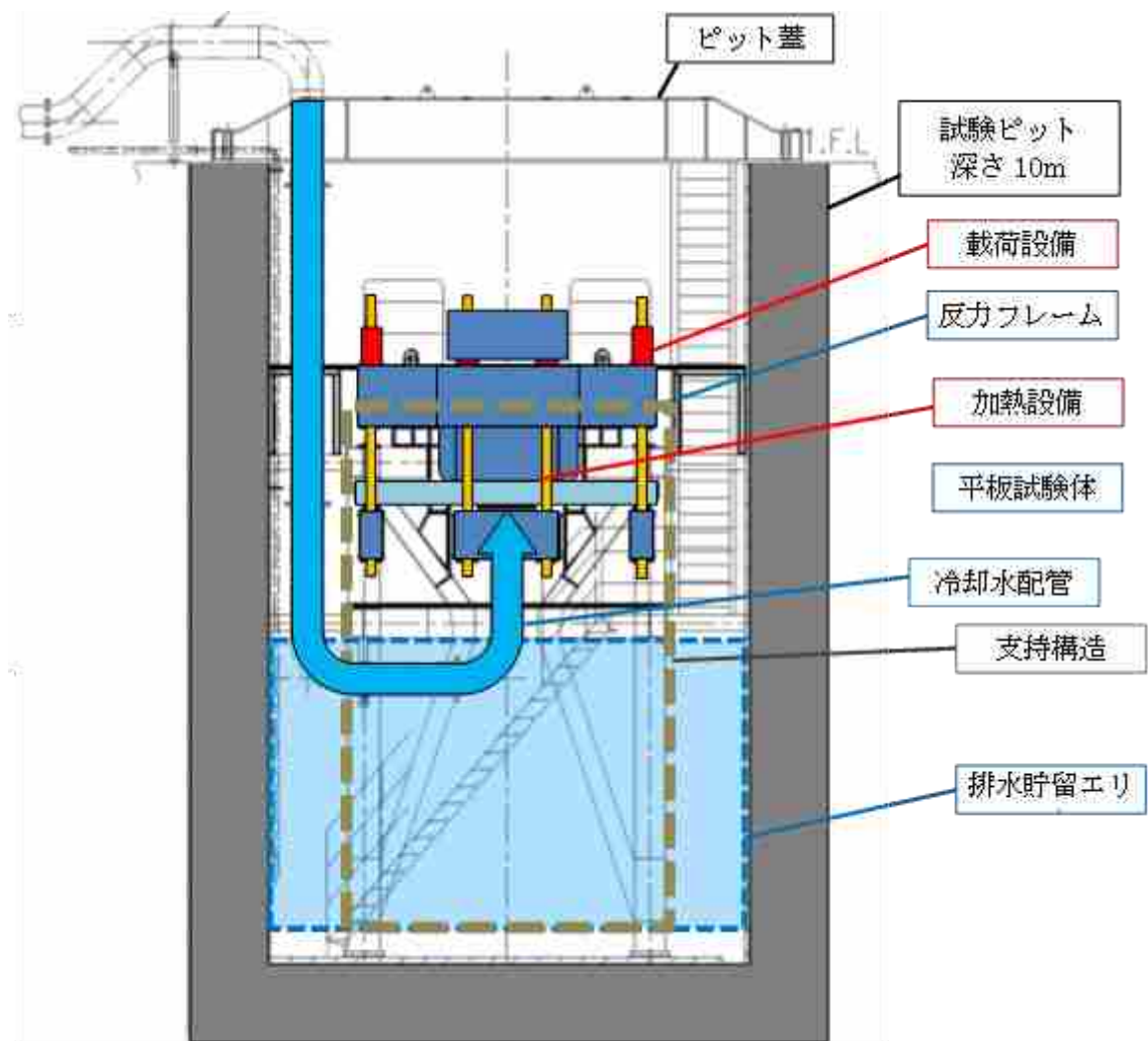


図 3.1.4.3-2 ピット内試験設備配置

(2) ジャッキシステム（载荷設備）

試験体に荷重を負荷する载荷設備は、油圧ジャッキとその制御装置から構成されるジャッキシステムとする。性能は試験の過渡条件により規定される。図 3.1.4.3-3 に示すイメージでは、反力フレーム上に油圧センターホールジャッキを 8 台設置し、テンションロッドで試験体に曲げを与える構造である。ジャッキは試験条件に応じて、曲げ方向を別々に制御する。表 3.1.4.3-1 に、ジャッキシステム（载荷設備）の明細を示す。設備概略仕様は以下の通りである。

(a) 油圧ジャッキ（図 3.1.4.3-4、図 3.1.4.3-13）

形 式 : 複動、センターホール型（ホール径：φ78.5mm）
型 番 : DCR10-S325-200

押し荷重 : 1MN
ストローク : 200mm
外形寸法 : $\phi 230 \times l 399 \text{mm}$
重 量 : 98kgf

(b)ロードセル (図 3.1.4.3-5、図 3.1.4.3-14)

形 式 : 圧縮用、センターホール型
型 番 : CLC-1MNS002-D
容 量 : 1MN
定格出力 : 1.5mV/V (3000 μ ひずみ)
非直線性 : 0.5%RO
入出力抵抗 : 350 Ω
外形寸法 : $\phi 130 \times l 150 \text{mm}$
重 量 : 8kgf

(c)変位計 (図 3.1.4.3-6、図 3.1.4.3-15)

形 式 : 摺動型
型 番 : DTJ-A-200 M10
容 量 : 200mm
定格出力 : 5mV/V (10000 μ ひずみ)
非直線性 : 0.5%RO
入出力抵抗 : 350 Ω
外形寸法 : 25 $\times$ 28 $\times$ l608mm

(d)サーボ弁ブロック (図 3.1.4.3-16)

サーボ弁形式 : 直動式
最高使用圧力 : 70MPa
最大流量 : 10l/min
その他付属品 : 油路閉鎖用電磁弁、チェック弁、ラインフィルタ

(e)動ひずみ計 (図 3.1.4.3-7、図 3.1.4.3-17)

形 式 : 搬送波型
型 番 : DA-18A
適用ゲージ抵抗 : 60 $\sim$ 1000 Ω
ブリッジ電源 : 0.5 又は 2V
応答周波数範囲 : DC $\sim$ 2.5kHz

出力 : $\pm 10V$
外形寸法 : 40×140×266mm

(f)制御盤及び制御システム (図 3.1.4.3-8、図 3.1.4.3-18)

構成 : サーボコントローラ 4 台
サブコン 1 台
機側操作用ペンダント 2 台
制御用 PC 1 台
制御ソフトウェア 一式
制御種類 : 荷重制御、変位制御、外部信号制御
外形寸法 : 制御盤ラック 570×710×1640mm

(g)油圧源 (図 3.1.4.3-9、図 3.1.4.3-19)

最高使用圧力 : 70MPa
吐出量 : 12ℓ/min
モータ容量 : 15kW
タンク油量 : 250ℓ
オイルクーラ : 空冷式
外形寸法 : 1220×1050×1720mm

(h)配管ポート (図 3.1.4.3-10、図 3.1.4.3-20)

最高使用圧力 : 70MPa
油圧接続口 : 油圧源側 1 系統、サーボ弁ブロック側 4 系統
外形寸法 : 440×805×552mm

(i)油圧ホース (図 3.1.4.3-11、図 3.1.4.3-21)

油圧ジャッキ～サーボ弁ブロック間配管 : 8set (油圧ホース 16 本)
サーボ弁ブロック～配管ポート間配管 : 4set (油圧ホース 12 本)
配管ポート～油圧源間配管 : 1set (油圧ホース 3 本)

(j)制御ケーブル (図 3.1.4.3-12、図 3.1.4.3-22)

ロードセル～制御盤間ケーブル : 8set
変位計～制御盤間ケーブル : 8set
サーボ弁ブロック～制御盤間ケーブル : 4set
油圧源～制御盤間ケーブル : 1 set

表 3.1.4.3-1 ジャッキシステム（載荷設備）明細

番号	設備名	数量	備考
1	油圧ジャッキ	8 台	
2	ロードセル	8 台	
3	変位計	8 台	
4	サーボ弁ブロック	4 台	
5	動ひずみ計	8 台	
6	制御盤及び制御システム	一式	
7	油圧源	1 台	
8	配管ポート	1 台	
9	油圧ホース	一式	
10	制御ケーブル	一式	

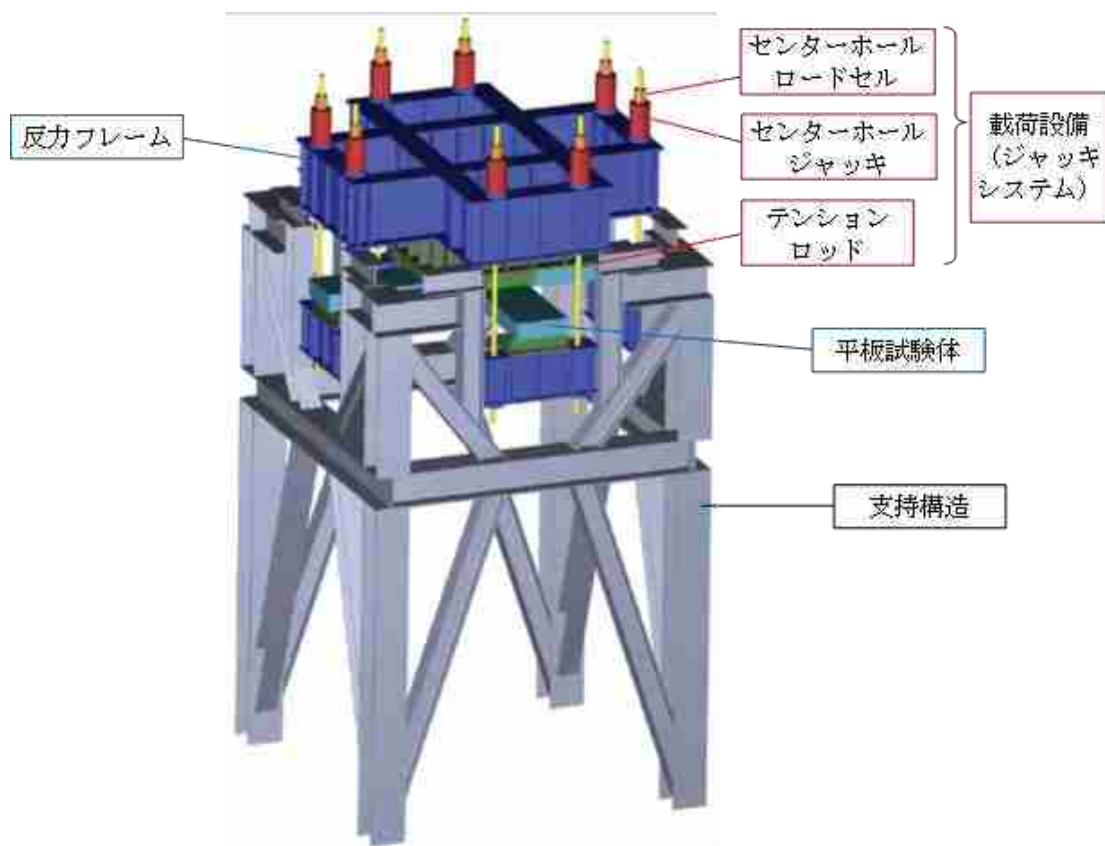


図 3.1.4.3-3 主要設備イメージ

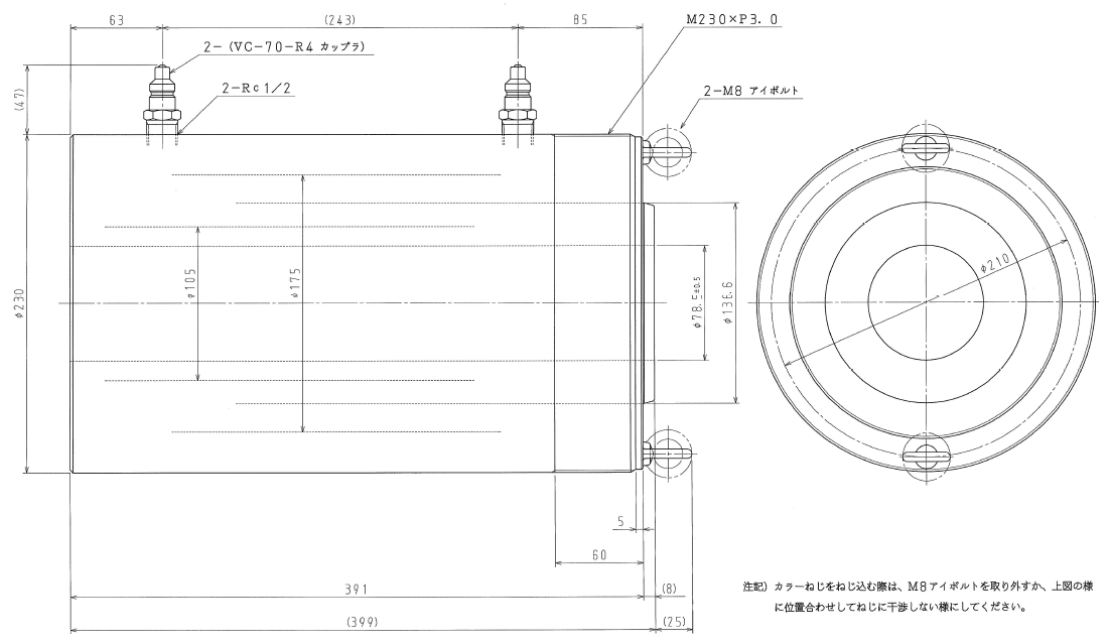


図 3.1.4.3-4 油圧ジャッキ

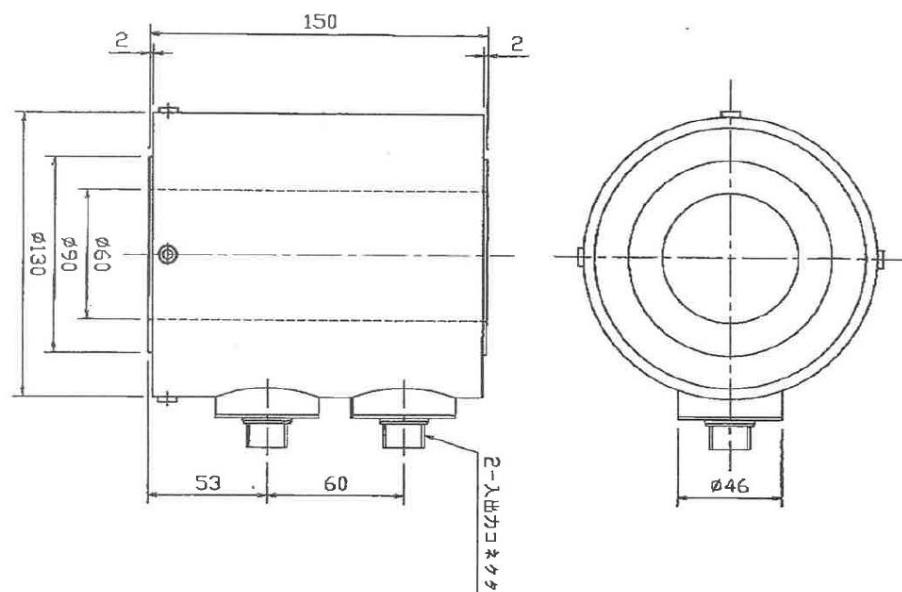


図 3.1.4.3-5 ロードセル

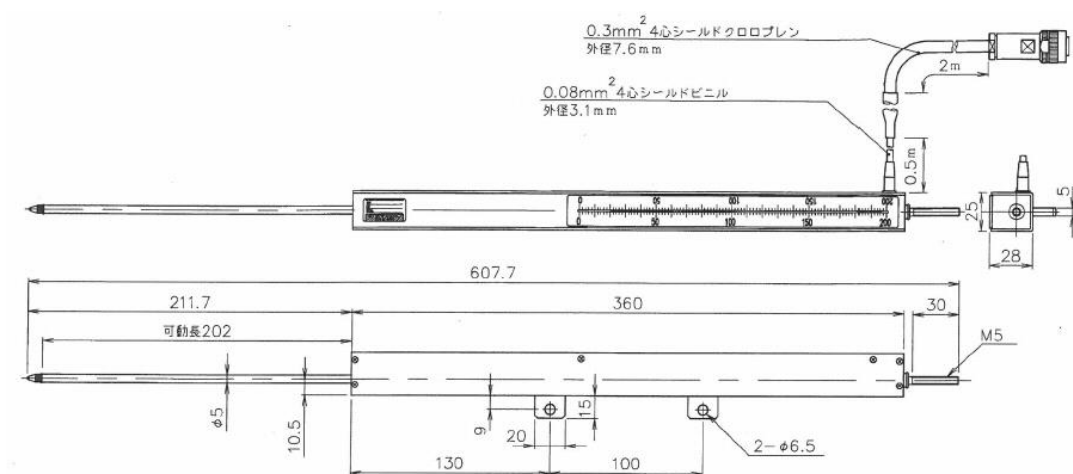


図 3.1.4.3-6 変位計

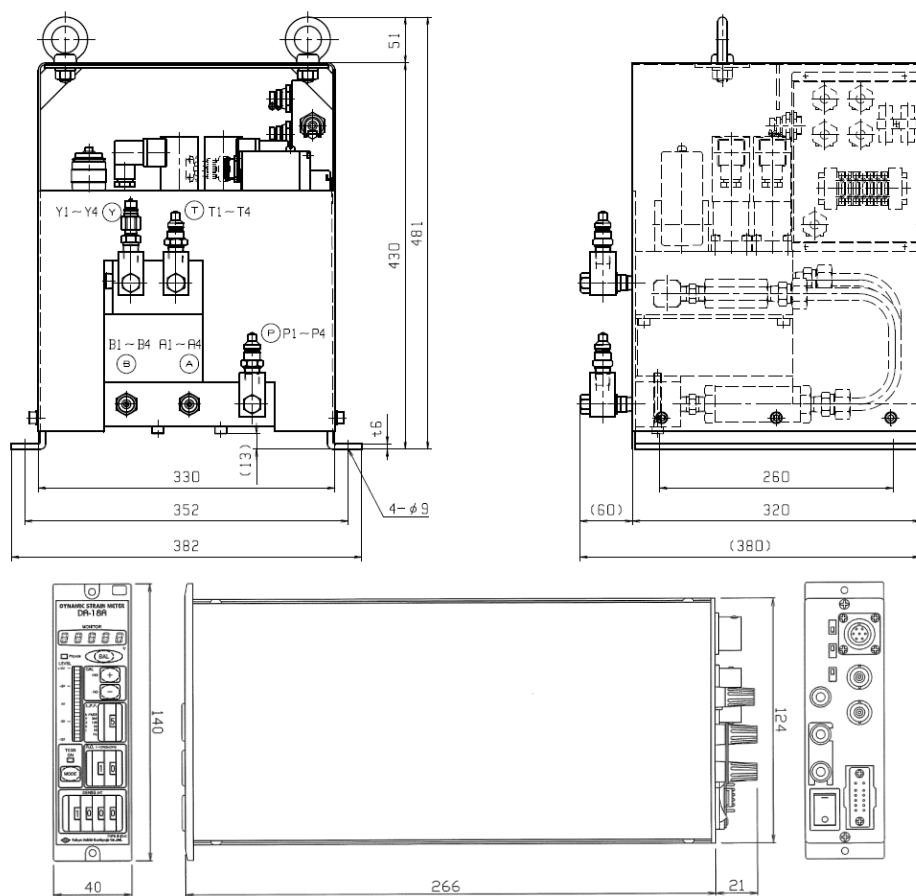


図 3.1.4.3-7 動ひずみ計

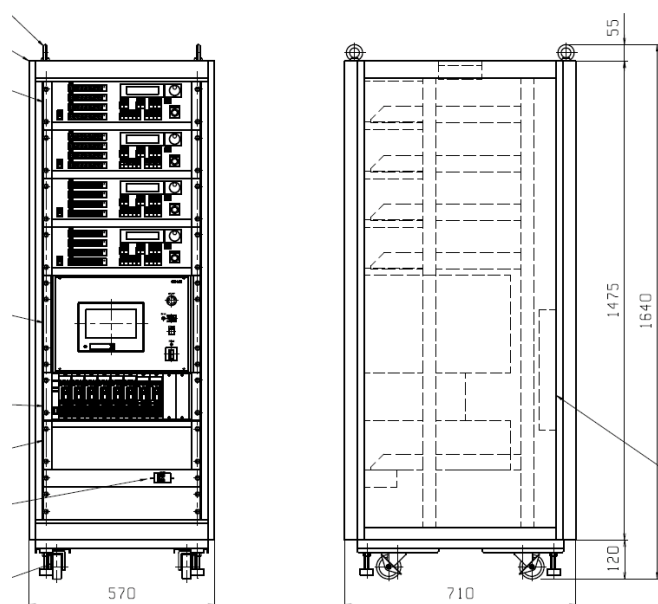


図 3.1.4.3-8 制御盤及び制御システム

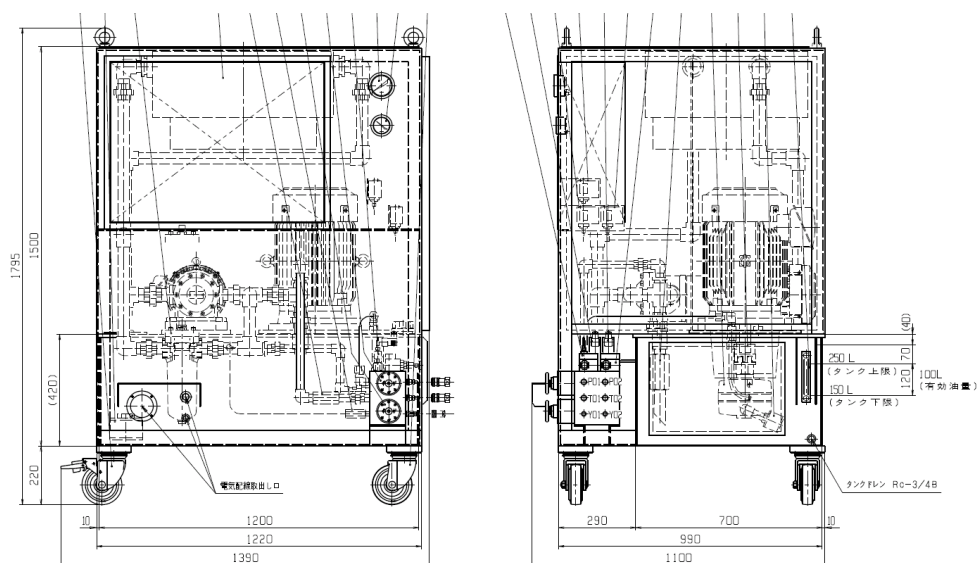


図 3.1.4.3-9 油圧源

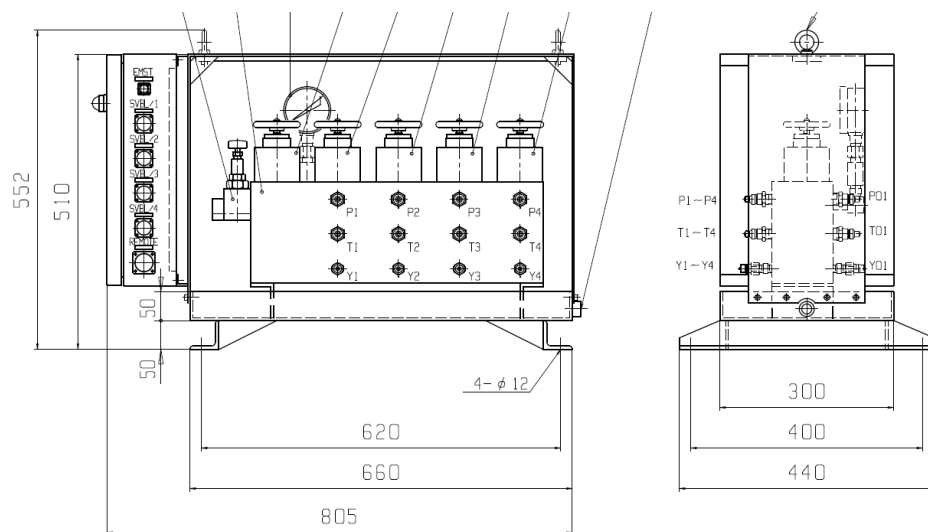


図 3.1.4.3-10 配管ポート

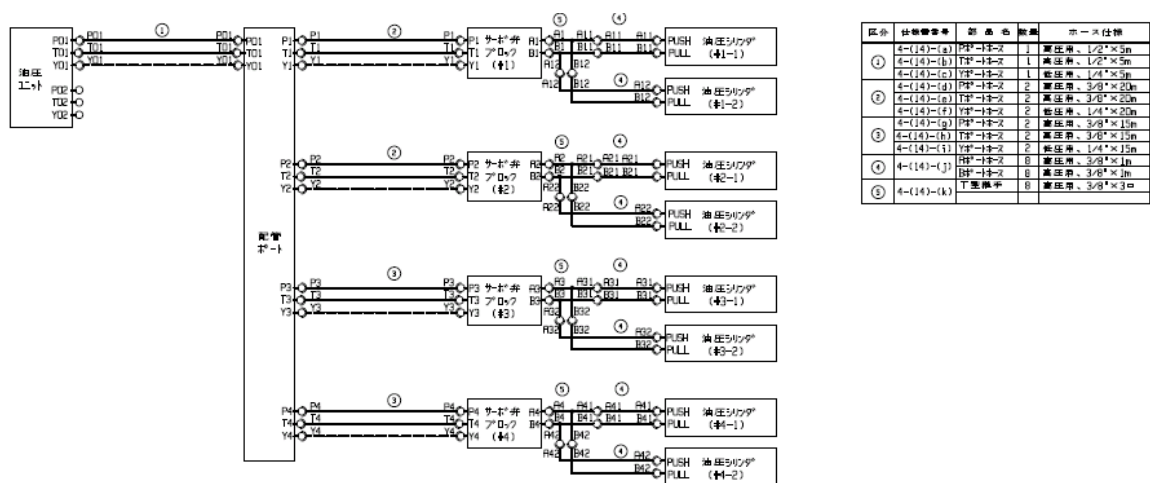


図 3.1.4.3-11 油圧ホース

No.	ケーブル名称	配 線 区 間	最大断面×長さ×本数	備 考
1	CNTL PRS	制御ラック～油圧ユニット	(□60×35)×16m×1本	
2	VALVE1～4	制御ラック～サーボ弁ブロック	φ30×30m×4本	
3	PNDT-A, -B DGSV-A, -B	制御ラック～ペンタント	(□60×35)×20m×2本	
4	REMOTE	制御ラック～中継ボックス	φ42×12m×1本	
5	SVBL1～4	中継ボックス～サーボ弁ブロック	φ30×20m×4本	
6	EMG	中継ボックス～非常停止ボタン	φ25×30m×1本	
7	AC200V電源ケーブル	配電盤～油圧ユニット	φ90×12m×1本	
8	AC100V電源ケーブル	コンセント～中継ボックス	φ25×10m×1本	

注記

1) 最大断面はコネクタ外形寸法を示す。(ケーブル外径ではない。)

図 3.1.4.3-12 制御ケーブル



図 3.1.4.3-13 油圧ジャッキ



図 3.1.4.3-14 ロードセル



図 3.1.4.3-15 変位計



図 3.1.4.3-16 サーボ弁ブロック



図 3.1.4.3-17 動ひずみ計



図 3.1.4.3-18 制御盤及び制御システム



図 3.1.4.3-19 油圧源



図 3.1.4.3-20 配管ポート



図 3.1.4.3-21 油圧ホース



図 3.1.4.3-22 制御ケーブル

(3) 反力フレーム（載荷設備）

試験反力を支持する反力フレームは、十字試験体の負荷モーメントの反力で壊れないこと、変形が試験に影響を及ぼさないことが要求される。十分な剛性を有する鋼板溶接構造とする。さらに、試験の運用において、次の機能が要求される。

- ・試験ピット内に設置し、試験体をセットしたまま吊り上げ可能なこと。
- ・試験体を保持して設置、試験体破壊後も試験体を保持してピットから取り出せること。
- ・試験体中央部の支持点は、ヒータの熱を遮断する断熱材及び水冷装置を有すること。

表 3.1.4.3-2 に反力フレーム（載荷設備）明細、図 3.1.4.3-23 に反力フレームの構成を示す。設備概略仕様は以下の通りである。

(a)反力フレーム

形 式 : 鋼板溶接組立品
主要材料 : SM400
外形寸法 : 幅 3700×長さ 3700×高さ 764mm
重 量 : 6.4ton

(b)載荷治具

形 式 : 鋼板溶接組立品
主要材料 : SS400
外形寸法 : 幅 300×長さ 1400×高さ 556mm
重 量 : 2.4ton（合計）

(c)支持治具

形 式 : 鋼板溶接組立品
主要材料 : SS400
外形寸法 : 幅 1700×長さ 1700×高さ 498mm
重 量 : 1.5ton

(d)テンションロッド・ナット

形 式 : 鋼材機械加工品
主要材料 : SCM435、S45C
外形寸法 : φ60×長さ 3500mm
重 量 : 625kgf（合計）

(e)支持点金物

形 式 : 鋼板機械加工品
 主要材料 : S45C
 外形寸法 : 幅 300×長さ 1700×高さ 180mm
 重 量 : 1.6ton (合計)

(f)絶縁・断熱材

形 式 : 集成マイカ加工品
 主要材料 : ダンマ 550L
 外形寸法 : 幅 300×長さ 1700×厚さ 20mm

表 3.1.4.3-2 反力フレーム（載荷設備）明細表

番号	設備名	数量	備考
1	主構	1 台	
2	載荷治具	4 台	
3	支持治具	1 台	
4	テンションロッド・ナット	8 組	
5	支持点金物	8 台	
6	絶縁・断熱材	一式	

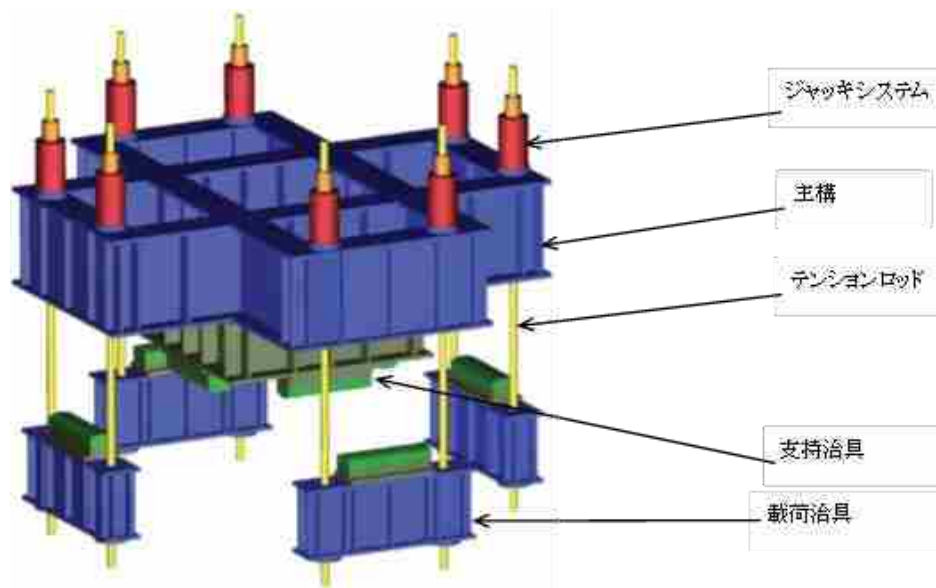
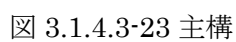


図 3.1.4.3-23 反力フレームの構成



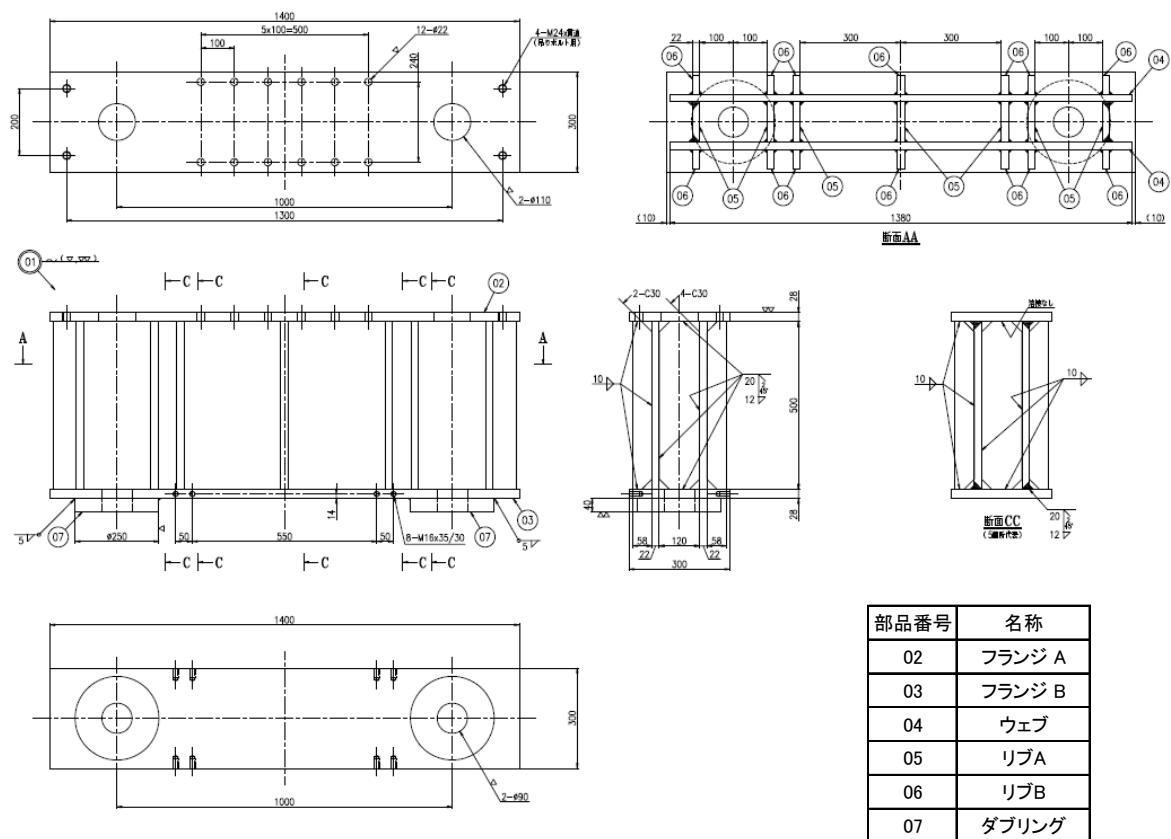


図 3.1.4-23 载荷治具

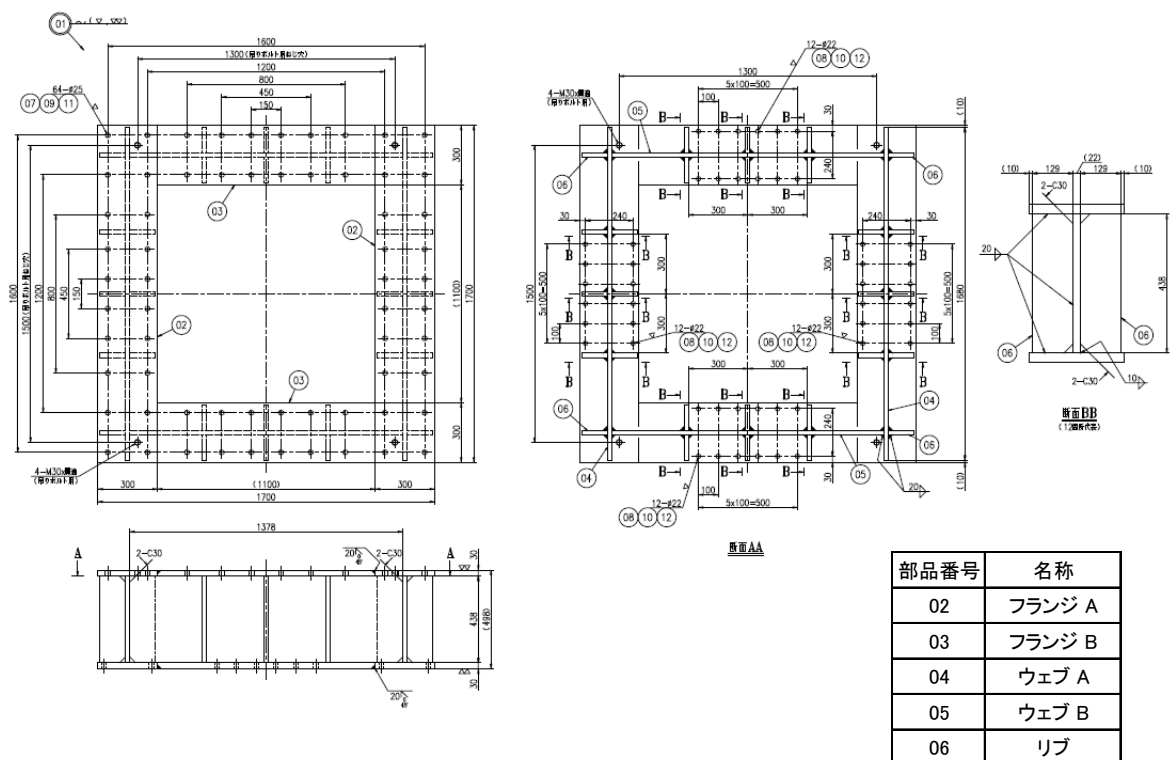


図 3.1.4-24 支持治具

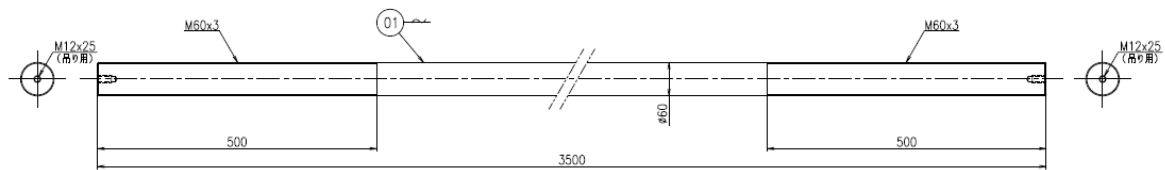


図 3.1.4.3-25 テンションロッド・ナット

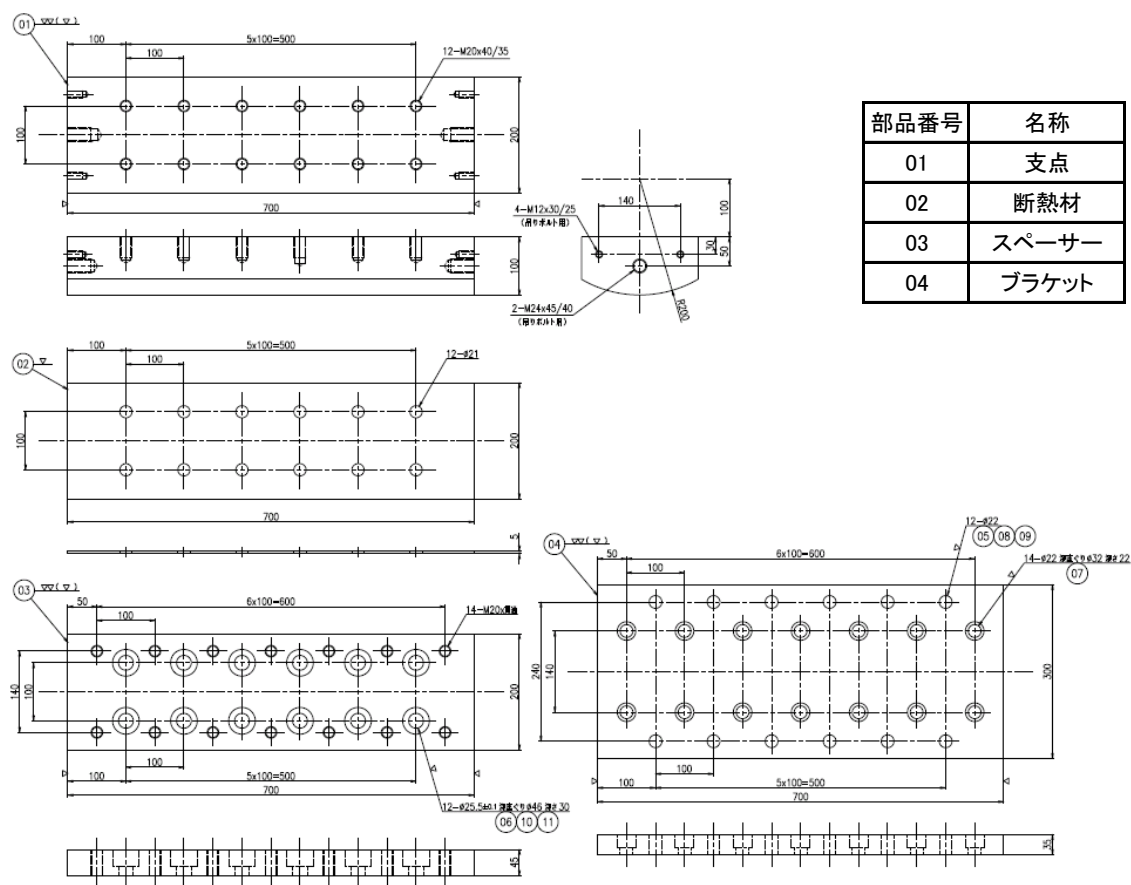


図 3.1.4.3-26 支持点金物及び絶縁・断熱材



図 3.1.4.3-27 主構



図 3.1.4.3-28 載荷治具

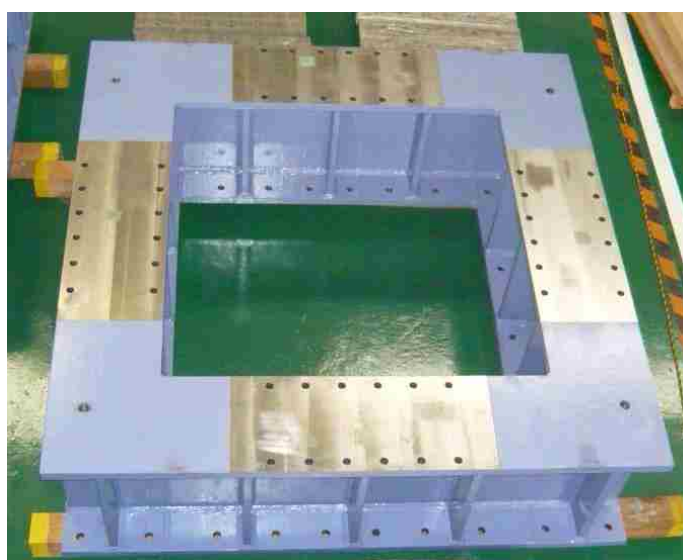


図 3.1.4.3-29 支持治具



図 3.1.4.3-30 テンションロッド・ナット



図 3.1.4.3-31 支時点金物

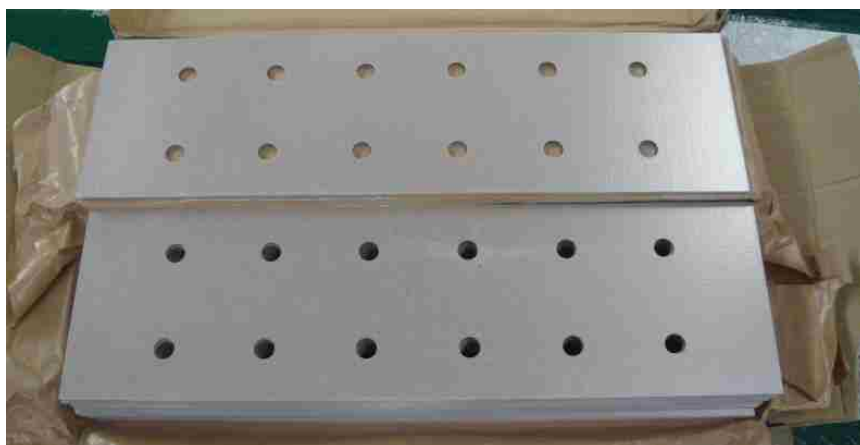


図 3.1.4.3-32 絶縁・断熱材