



活動報告書

塑性拘束効果を考慮した

破壊評価基準の確立検討小委員会

(Constraint based Assessment on Fracture in ductile-brittle
transition temperature region)

令和 8 年 4 月

一般社団法人 日本溶接協会

原子力研究委員会

C A F 小委員会

この資料を引用するにあたっては、下記を明記してください。

(一社) 日本溶接協会 原子力研究委員会
塑性拘束効果を考慮した破壊評価基準の確立検討小委員会
活動報告書 (令和 8 年 4 月)

目 次

1. まえがき.....	1
2. 実施体制と活動期間.....	2
3. 塑性拘束効果を考慮した破壊評価手法の調査.....	3
3.1 破壊評価手法の調査.....	3
3.1.1 CAF 小委員会での調査.....	3
3.1.2 CAF-II 小委員会での調査.....	4
3.2 破壊評価手法の提案.....	9
4. 塑性拘束効果を考慮した破壊評価手法の適用性検証.....	14
4.1 塑性拘束度の異なる試験片を用いた破壊試験.....	14
4.1.1 試験目的.....	14
4.1.2 試験マトリクス.....	14
4.1.3 試験結果.....	25
4.2 破壊評価法.....	122
4.2.1 概要.....	122
4.2.2 解析条件.....	122
4.2.3 ベンチマーク解析.....	130
4.3 検証結果.....	160
4.3.1 ワイブルパラメータの算出.....	160
4.3.2 GTN モデルパラメータの算出.....	162
4.3.3 平板試験体の破壊予測.....	164
5. 原子炉圧力容器を対象とした破壊評価手法の整備.....	173
5.1 原子炉圧力容器を対象とした塑性拘束の評価.....	173
5.1.1 塑性拘束補正係数 χ	173
5.1.2 PTS 事象時における塑性拘束効果.....	175
5.1.3 PTS 事象時における延性亀裂発生有無の確認.....	195
5.2 塑性拘束度を考慮した簡易評価法の検討.....	197
5.2.1 塑性拘束補正係数 χ 算出モデルの検討.....	197

5.2.2	χ 定式化のためのデータベース構築	208
5.2.3	χ の定式化	225
5.2.4	χ 算出に用いる物性値の設定方法	234
5.2.5	塑性拘束補正の適用事例	254
6.	規格化に向けた検討	259
7.	まとめ	260
付録1	委員名簿	263
付録2	簡易評価法の規格素案「塑性拘束効果を考慮した PTS 状態遷移曲線の補正方法」	266
付録3	簡易評価法及び詳細評価法の規格素案「原子炉圧力容器の PTS 時の破壊駆動力評 価における塑性拘束補正方法」	276
付録4	ベンチマーク解析による破壊解析の基礎的検討	296

1. まえがき

現在の破壊力学による評価手法は、非常に塑性拘束の強い3点曲げ又はコンパクト型の破壊靱性試験片により得られた破壊靱性値を材料特性として、構造物の破壊安全性を評価している。ところが、構造物に現実的に見られる亀裂は、微小な表面亀裂の状態で検出されることが多く、応力場も引張負荷が主体となっている場合が多い。引張負荷が主体の場合は、曲げ負荷を受ける破壊靱性試験片に比べて亀裂の塑性拘束が弱く、時にはかなり高い破壊抵抗値を示す。このような破壊抵抗値の塑性拘束への依存性は、破壊の専門家の間では広く認知されており、脆性破壊を対象とした破壊評価に関する塑性拘束効果の補正手法の国際規格 ISO27306 が 2009 年に発行（2016 年に改定版発行）され、その一部は、繰返し負荷による鋼構造物の脆性破壊評価手法である日本溶接協会規格 WES2808 にも反映されている。これらの規格では、塑性拘束効果を考慮して従来手法の過度な保守性を排除し、構造物の破壊安全性を適切に評価する。

CAF 小委員会では、今後のプラントの高経年化に向けた健全性評価の精緻化のため、実構造物の健全性評価で重要となる延性－脆性遷移温度（DBTT）領域において、延性亀裂を伴う劈開破壊が生ずる破壊モードに対し、塑性拘束効果を考慮した破壊評価手法を整備した。塑性拘束効果を考慮した破壊評価手法としては、脆性破壊を対象とした Beremin モデルと延性破壊を対象とした Gurson モデル等の損傷力学モデルがあり、国内外でその適用の検討が活発に進められているものの、上記の破壊モードに対しては、モデルの検証や実構造物への適用のための解析手法の整備、規格化検討は十分になされていない。2018～2022 年度の CAF 小委員会では、最新の知見を調査し、塑性拘束度の異なる破壊試験に対する数値解析を実施して適用性を検討するとともに、実構造物への適用に向けたガイドライン案を策定した。CAF-II 小委員会では、当ガイドラインの社会実装を目標として、日本電気協会規格 JEAC4206「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」内の加圧熱衝撃（PTS：Pressurized Thermal Shock）評価法に焦点を当て、その規格原案を策定した。

本資料は、CAF 小委員会及び CAF-II 小委員会で検討した成果をまとめたものである。

2. 実施体制と活動期間

本調査は（一社）日本溶接協会の原子力研究委員会に「塑性拘束効果を考慮した破壊評価基準の確立検討小委員会」（CAF 小委員会*）及び「塑性拘束効果を考慮した破壊評価基準の確立検討小委員会（その2）」（CAF-II 小委員会）（主査：南二三吉 大阪大学名誉教授，副主査：大畑充 大阪大学教授）を設置して推進した。

CAF 小委員会及び CAF-II 小委員会の名簿を付録 1 に示す。

* CAF 小委員会：Constraint based Assessment of Fracture in ductile-brittle transition temperature region)

活動期間は，CAF 小委員会は 2018 年 4 月～2023 年 3 月の 5 年間，CAF-II 小委員会は 2023 年 4 月～2025 年 3 月の 2 年間である。

3. 塑性拘束効果を考慮した破壊評価手法の調査

3.1 破壊評価手法の調査

3.1.1 CAF 小委員会での調査

脆性破壊に対する Beremin モデルや延性破壊に対する損傷力学モデルに関する国内外の研究や適用事例等の最新動向を調査し、モデルの考え方、評価精度、技術的課題、適用範囲等を整理するための文献調査を行った。脆性破壊、延性破壊、カップリングのそれぞれの破壊モードに分類して抽出した対象文献を表 3.1.1-1～表 3.1.1-3 に示す。

また、ベンチマーク解析及びガイドライン策定に資することを目的として、対象文献を要素毎に分類して詳細調査を実施した。分析項目は次のとおり。

(1) 脆性破壊（カップリングの脆性破壊を含む）

- a) 応力-ひずみ曲線の設定方法
- b) メッシュ寸法
- c) Weibull 分布の関数形
- d) 塑性ひずみの影響評価方法
- e) 延性亀裂の影響評価方法
- f) パラメータを求めるために使用した試験片とその個数、予測性を確認した試験片
- g) Weibull パラメータの温度依存性
- h) Weibull パラメータの値
- i) 実構造物への適用例
- j) 照射材への適用例
- k) 二軸負荷の影響
- l) 塑性拘束効果の材料依存性

(2) 延性破壊（カップリングの延性破壊を含む）

- a) 応力-ひずみ曲線の設定方法
- b) メッシュ寸法
- c) 要素タイプ
- d) 損傷力学モデル
- e) 二次ボイドの考慮有無とその理由

- f) パラメータを求めるために使用した試験片とその個数, 予測性を確認した試験片
- g) パラメータの決定方法
- h) パラメータの温度依存性
- i) 損傷力学パラメータ
- j) 実構造物への適用例

3.1.2 CAF-II 小委員会での調査

2023年5月開催のASME Sec. XI 規格会議のWG on Flaw Evaluationにおいて, Framatomeのオブザーバから, フランスでも塑性拘束効果を取り入れた破壊評価法の導入を検討中であり, 規制側との議論がプロジェクト工程表に組み込まれているとの紹介があったことが報告された。このため, 塑性拘束効果に関するフランスの動向を把握するため, 2023年及び2024年開催のASME Pressure Vessels & Piping Conference (ASME PVP)及び2024年開催のSMiRT27会議での発表論文を調査した。また, あわせてこれらの会議で発表された国内からの塑性拘束効果に関する発表も調査した。調査した文献を表3.1.2-1及び表3.1.2-2に示す。

フランスでは, 疑似J-Q法とBereminモデルに基づく手法とを検討中であり, 60年超え運転を目指して, 塑性拘束効果を取り入れた破壊手法導入に関して電力と規制との議論が予定されている。国内での規格原案への塑性拘束効果の取り込みを検討するにあたっては, フランスの動向調査を継続することが必要である。

表 3.1.1-1 CAF 小委員会文献調査リスト (脆性破壊)

Table 3.1.1-1 List of literature investigation in CAF subcommittee
(brittle fracture)

番号	著者	発行年	国	タイトル
C-1	F. M. Beremin	1983	France	A Local Criterion For Cleavage Fracture Of A Nuclear Pressure Vessel Steel
C-2	F. Mudry	1987	France	A Local Approach To Cleavage Fracture
C-3	C. Ruggieri	2016	Bra	A Probabilistic Model Including Constraint And Plastic Effects For Fracture Toughness Predictions In A pressure Vessel Steel
C-4	X. Gao, G. Zhang, T.S. Srivatsan	2005	USA	Prediction Of Cleavage Fracture In Ferritic Steels: A Modified Weibull Stress Model
C-5	T.L. Anderson, B.D. Rose	-	USA	A Modified Weibull Stress Model For Cleavage Fracture That Incorporates Threshold Toughness
C-6	X. Gao, R. H. Dodds Jr., R. L. Tregoning, J. A. Joyce, R. R. Link	1999	USA	A Weibull Stress Model To Predict Cleavage Fracture In Plates Containing Surface Cracks
C-7	S.R. Bordet A, A.D. Karstensen A, D.M. Knowles B, C.S. Wiesner	2005	UK, NZ	A New Statistical Local Criterion For Cleavage Fracture In Steel. Part I: Model Presentation
C-8	S.R. Bordet, A.D. Karstensen, D.M. Knowles, C.S. Wiesner	2005	UK, NZ	A New Statistical Local Criterion For Cleavage Fracture In Steel. Part II: Application To An Offshore Structural Steel
C-9	J. P. Mathieu, K. Inal, S. Berveiller, O. Diard	2010	France	A Micromechanical Interpretation Of The Temperature Dependence Of Beremin Model Parameters For French RPV Steel
C-10	K. Rosahl, J. D. Booker, S. Lewis, D. J. Smith	2011	UK	A Statistical Approach For Transferring Fracture Events Across Different Sample Shapes
C-11	C. Ruggieri, R. H. Dodds Jr.	2015	Bra, USA	An Engineering Methodology For Constraint Corrections Of Elastic-Plastic Fracture Toughness – Part I: A Review On Probabilistic Models And Exploration Of Plastic Strain Effects
C-12	C. Ruggieri, R. G. Savioli, R. H. Dodds Jr.	2015	Bra, USA	An Engineering Methodology For For Constraint Corrections Of Elastic-Plastic Fracture Toughness –Part II: Effects Of Specimen Geometry And Plastic Strain On Cleavage Fracture Predictions
C-13	C. Ruggieri, R. H. Dodds Jr.	2016	Bra, USA	A Modified Weibull Stress Approach To Predict Specimen Geometry Effects In A Pressure Vessel Steel
C-14	X. Gao, C. Ruggieri, R. H. Dodds, Jr.	1998	USA	Calibration of Weibull Stress Parameters Using Fracture Toughness Data
C-15	A. H. Sherry, M. A. Wilkes, D. W. Beardsmore, D. P. G. Lidbury	2005	UK	Material constraint parameters for the assessment of shallow defects in structural components – Part I: Parameter solutions
C-16	A. H. Sherry, D. G. Hooton, D. W. Beardsmore, D. P. G. Lidbury	2005	UK	Material constraint parameters for the assessment of shallow defects in structural components – Part II: Constraint-based assessment of shallow defects
C-17	D. P. G. Lidbury, A. H. Sherry, B. R. Bass, P. Gilles, D. Connors, U. Eisele, E. Keim, H. Keinanen, K. Wallin, D. Lauerova, S. Marie, G. Nagel, K. Nilsson, D. Siegele, Y. Wadier	2006	UK, France, USA, Germany, Finland, Netherlands	Validation of constraint-based methodology in structural integrity of ferritic steels for nuclear reactor pressure vessels
C-19	Mitsuru Ohata, Yasuhito Takashima, Fumiyo Minami	2016	日本	WES 2808 for Brittle Fracture Assessment of Steel Components under Seismic Conditions – Part V: Equivalent CTOD ratio for correction of constraint loss in beam-to-column connections
C-21	D. Moinereau, A. Dahl, S. Chapuliot, D. Lidbury	2006	欧州	SMILE Project The Effect Of Warm Pre-Stress In RPV Assessment : Synthesis Of Experimental Results And Analyses
C-22	D. Lauerova, N. Taylor, V. Pistora, P. Minnebo, E. Paffumi	2009	欧州	Benchmark Analyses for Fracture Mechanics Methods for Assessing Sub-Clad Flaws NESC-VI Final Report
C-23	D. Moinereau, S. Chapuliot, S. Marie, P. Gilles	2012	仏	Nesc VII : A European Project For Application Of WPS In RPV Assessment Including Biaxial Loading
C-25	J. P. Petti, R. H. Dodds, Jr.	2005	USA	Calibration of The Weibull Stress Scale Parameter, σ_u , Using The Master Curve
C-26	B. Wasiluk, J. P. Petti, R. H. Dodds Jr.	2006	USA	Temperature Dependence Of Weibull Stress Parameters Studies Using The Euro-material
C-27	G. Qian, M. Niffenegger	2015	スイス	Investigation On Constraint Effect Of A Reactor Pressure Vessel Subjected To Pressurized Thermal Shocks
C-28	M. Shimodaira, T. Tobita, Y. Nagoshi, K. Lu, J. Katsuyama	2021	日本	Effect Of Plastic Constraint And Cladding On Semi-Elliptical Shaped Crack In Fracture Toughness Evaluation For A Reactor Pressure Vessel Steel
C-29	M. Shimodaira, T. Tobita, H. Takamizawa, J. Katsuyama, S. Hanawa	2020	日本	Constraint Effect On Fracture Mechanics Evaluation For An Under-clad Crack In A Reactor Pressure Vessel Steel
C-30	K. Wallin, S. X. Zu	2022	Finland	A Review Of Constraint Effects On Fracture Toughness For Structural Integrity Assessment In Fitness-For-Service Codes

表 3.1.1-2 CAF 小委員会文献調査リスト (延性破壊)

Table 3.1.1-2 List of literature investigation in CAF subcommittee
(ductile fracture)

番号	著者	発行年	国	タイトル
D-1	H.Y. Tu, S. Schmauder, U. Weber, Y. Rudnik, V. Ploshikhin	2012	Germany	Simulation Of The Damage Behaviour Of Electron Beam Welded Joints With The Rousselier Model
D-2	M.P. Valeta ,C. Poussard, F. Zydownik C. Sainte Catherine	-	France	Micro-Mechanical Modelling Of Ductile Tearing Resulting From A Thermo-Mechanical Loading
D-3	C. Poussard, D. Miannay And C. Sainte Catherine	-	France	Finite Element Modelling Of A Smooth Tensile Specimen And A Compact Tension Specimen With The Gurson-Tveergard-Needleman And Rousselier Micromechanical Models
D-4	A. L. Gurson	1977	USA	Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth : Part I - Yield criteria and flow rules for porous ductile media
D-5	U. Prahl, S. Bourgeois, T. Pandorf, M. Aboutayeb, O. Debordes, D. Weichert	2002	Germany, France	Damage Parameter Identification By A Periodic Homogenization Approach
D-6	M. Seidenfuss, E. Roos	2004	Germany	Lissac - Size And Geometry Effects On The Failure Behaviour Of Notched Specimens
D-7	S. Gehrlicher, X. Schuler, M. Seidenfuss, J. Mahlke	2013	Germany	Damage Modelling Of The Load-Bearing Capacity Of Degraded Steam
D-8	B.K. Dutta, S. Guin, M.K. Sahu, M.K. Samal	2008	India	A phenomenological form of the q2 parameter in the Gurson model
D-9	Geraif Hütter, Lutz Zybell, Meinhard Kuna	2014	Germany	Size effects due to secondary voids during ductile crack propagation
D-10	Diego F.B. Sarzosa, Matthias Verstraete, Stijn Hertelé, Rudi Denys, Claudio Ruggieri	2016	Brazil, Belgium	Numerical simulation of ductile crack growth in medium wide plate specimens using 3-D computational cells
D-11	Xian-Kui Zhu	2016	USA	Review of fracture toughness test methods for ductile materials in low-constraint conditions
D-12	M. Daly, T.L. Burnett, E.J. Pickering, O.C.G. Tuck, F. Leonard, R. Kelley, P.J. Withers, A.H. Sherry	2017	UK, Germany, USA	A multi-scale correlative investigation of ductile fracture
D-13	Z.L. Zhang, C. Thaulow, J. Oé degard	2000	Norway	A complete Gurson model approach for ductile fracture
D-14	J. Xu, Z.L. Zhang, E. Ostby, B. Nyhus, and D. B.Sun	2010	Norway	Constraint effect on the ductile crack growth resistance of circumferentially cracked pipes
D-15	荒井, 中村, 菊池	2021	日本	原子炉格納容器鋼材の局部破損条件に関する検討(溶接部の切欠付丸棒及び母材の切欠付平板試験片の引張試験)
D-16	中村, 荒井, 菊池	2021	日本	原子炉格納容器鋼材の局部破損条件に関する検討(ライナ鋼材の三軸応力下における限界特性)
D-17	T. Nicak, R. Alexey	2021	Germany	Post-Test Analysis Of A Large Scale Mock-up Test Performed In The European Project Atlas+
D-18	J. Beswick, P. James, J. Sharples	2020	UK	Implementation Of Ductile Damage Models To Determine Constraint Parameters For Ductile Materials: Phase 1 - Generic Constraint Conditions
D-19	Z. Yinhuai, J. Shuai	2020	中国	The Effects Of Material Properties On Crack Tip Constraint and CTOD Fracture Toughness For Commonly Used Pipelines Steel
D-20	T. Yamada, M. Ohata	2019	日本	Proposal Of Ductile Damage Model Based On Unit Cell Analysis For Prediction Of Ductile Crack Growth Resistance Of Cracked Component
D-21	G. Thorwald, K. Bagnoli	2019	USA	Adjusted J-R Toughness Curve For Pipes Using J-A2 Crack Constraint Of CT Specimens And 3D Crack Meshes
D-22	Y. Hioe , S. Kalyanam , G. Wilkowski, S. Pothana, J. Martin	2017	USA	Fracture Toughness Variation With Flaw Depth In Various Specimen Geometries And Role Of Constraint In Material Fracture Resistance
D-23	G. Wilkowski, S. Kalyanam, Y. Hioe, F. W. Brust, S. Pothana, M. Uddin, F. Orth	2019	USA	Constraint Effects Of Surface Crack Depth On Toughness - Experimental And Numerical Assessments
D-24	S. Kalyanam, L.T. Hill, G. Wilkowski, Y. Hioe, F. W. Brust	2021	USA	Strain Based Damage Model Predictions Of Ductile Crack Growth In Multiple Fracture Specimen Geometries

表 3.1.1-3 CAF 小委員会文献調査リスト (延性亀裂発生後の脆性破壊)

Table 3.1.1-3 List of literature investigation in CAF subcommittee
(brittle fracture after ductile crack initiation)

番号	著者	発行年	国	タイトル
CD-1	K. Hojo, N. Ogawa, T. Hirota, K. Yoshimoto, Y. Nagoshi, S. Kawabata	2016	Japan	Application of Coupled Damage and Beremin Model to Ductile – Brittle Transition Temperature Region Considering Constraint Effect
CD-2	M. Moattari, I. Sattari-Far, I. Persechino, N. Bonora	2016	Iran, Italia	Prediction Of Frature Toughness In Ductile-To-Brittle Transition Region Using Combined Cdm And Beremin Models
CD-3	A. Pineau	2007	France	Development Of The Local Approach To Fracture Over The Past 25 Years : Theory And Applications
CD-4	M. K. Samal, M. Seidenfuss, E. Roos, B. K. Dutta, H. S. Kushwaha	2008	India, Germany	Experimental and Numerical Investigation of Ductile-to-brittle Transition In A Pressure Vessel Steel
CD-5	B. Tanguy, A. Parrot, F. Clément, G. Chas	2011	France	Assessment Of Pressure Vessel Steel Irradiation Embrittlement Up To 40 Years Using Local Approach To Fracture Modelling. Application To The French Surveillance Program
CD-6	A. Pineau	2003	France	Comprehensive Structural Integrity 7.05 Practical Application of Loca Approach Methods
CD-7	A. Pineau, T. Pardoen	2007	France, Belgium	Comprehensive Structural Integrity 2.06 Failure of Metals
CD-8	J. C. Sobotka, R. H. Dodds Jr.	2014	USA	Effects of steady ductile crack growth on cleavage fracture from three-dimensional, small-scale yielding simulations
CD-9	Avinash Gopalan, M.K. Samal, J.K. Chakravartty	2015	India	Fracture toughness evaluation of 20MnMoNi55 pressure vessel steel in the ductile to brittle transition regime: Experiment & numerical simulations
CD-10	A. H. Sherry, D. W. Bearmore, D. P. G. Lidbury, M. A. Sheikh, I. C. Howard	1998	UK	The application of local approach to predict the outcome of the NESC Experiment
CD-11	Luca Esposito, Domenico Gentile, Nicola Bonora	2007	Italia	Investigation On The Weibull Parameters Identification For Local Approach Application In The Ductile To Brittle Transition Regime
CD-12	Fumiyoshi Minami, Mitsuru Ohata, Daisuke Watanabe, Satoshi Igi, Takahiro Kubo, Nobuhisa Suzuki	2010	日本	Crack geometry effect on stress – strain fields for crack under biaxial loading
CD-13	Fumiyoshi Minami, Takanori Katou and Hongyang Jing	2001	日本	Application of the Local Approach to Fracture in the Brittle-to-Ductile Transition Region of Mismatched Welds

表 3.1.2-1 CAF-II 小委員会文献調査リスト (ASME PVP)

Table 3.1.2-1 List of literature investigation in CAF-II subcommittee (ASME PVP)

著者	タイトル	備考
O. Ancelet, S. Marie, S. Chapuliot, and A. Parrot	Application of the J-Q Methodology to Consider the Geometrical Effect on Fracture for Large Steam-Generator Tube-Sheet	PVP2023-106269
M. Shimodaira, Y. Yamaguchi, K. Iwata, J. Katsuyama, and Y. Chimi	Biaxial Constraint Effect on Fracture Toughness Evaluation of Reactor Pressure Vessel under Pressurized Thermal Shock Events	PVP2024-123136
J. Louerat, O. Ancelet, S. Marie, and A. Dahl	Consideration of Constraint Effect in Fracture Mechanics Assessment for a Vessel Low Alloy Steel	PVP2024-123672
O. Ancelet, S. Marie, S. Chapuliot, A. Parrot	Fracture Mechanics Assessment of the Steam Generator Tube-Sheet Plate through a Modified Global Approach to Consider the Geometrical Effect on Fracture	PVP2024-123456
K. Hojo, T. Hirota, Y. Nagoshi, T. Fukahori, K. Shimizu, M. Shimodaira, T. Ogawa, K. Yashirodai, M. Ohata and F. Minami	Plastic Constraint Correction Factor χ for WES Standard on Brittle Fracture in Ductile-Brittle Transition Temperature Region	PVP2024-123140

表 3.1.2-2 CAF-II 小委員会文献調査リスト (SMiRT27)

Table 3.1.2-2 List of literature investigation in CAF-II subcommittee (SMiRT27)

著者	タイトル	備考
A. Parrot, S. Chapuliot, O. Ancelet, S. Marie	Fracture Mechanics Assessment of the Steam-Generator Tube-Sheet plate through a J-Q approach for consideration of the constraint loss	
パネルディスカッション	Enabling Safe and Efficient Long-Term Nuclear Plant Operation	

3.2 破壊評価手法の提案

3.1 節で実施した文献調査の結果、塑性拘束効果を考慮可能な破壊評価手法として、脆性破壊については Beremin モデル、延性破壊については GTN モデルの適用検討が比較的広く進められており、現時点で脆性破壊、及び延性亀裂進展後の脆性破壊を扱う最も有効な評価法であると考えられることから、4 章以降では次に示す破壊評価モデルを使用した検討を行う。

(1) Beremin モデル

脆性破壊に対するモデルとして、破壊確率を評価できる Beremin モデルを使用する。FEM 解析により得られた各要素の応力-ひずみデータを用いて Beremin モデルによるワイブル応力解析を行う。ワイブル応力による破壊確率、及びワイブル応力は次の式で表わされる。

$$P_f = 1 - \exp\left[-\left(\frac{\sigma_w}{\sigma_u}\right)^m\right] \quad (3.2-1)$$

$$\sigma_w = \left(\frac{1}{V_0} \int_{V_0} (\sigma_1)^m dV\right)^{\frac{1}{m}} \quad (3.2-2)$$

ここで、 P_f は累積破壊確率、 σ_1 は主応力、 V_0 は脆性マイクロクラックを1個含む破壊基本体積、 σ_w はワイブル応力、 σ_u 及び m はワイブル分布の尺度パラメータと形状パラメータである。

上記2つの式には m が入っているため、 m の初期値を設定し、破壊時の最大主応力 σ_1 をFEM解析から求めてそれぞれの試験片に対して式(3.2-2)に従いワイブル応力を計算し、式(3.2-1)でそれぞれの試験片の累積破壊確率を求めてワイブル確率紙上にプロットする。最尤推定法で求まるその傾きが設定した m になるまで m を変化させて、式(3.2-2)及び式(3.2-1)の繰り返し計算をする。

ワイブル応力解析のフローを図3.2-1に示す。なお、試験体数が有限であり、得られた累積破壊確率は統計上の誤差を含むため、式(3.2-3)及び式(3.2-4)によるバイアス補正をする。上記最尤推定法で求まる m 値を m_t とし、試験片本数 n の関数で求まる B_n で補正する。

$$m = B_n m_t \quad (3.2-3)$$

$$B_n = (2.04n^{-1.1} + 1)^{-1} \quad (n \leq 120 \text{ の場合}) \quad (3.2-4)$$

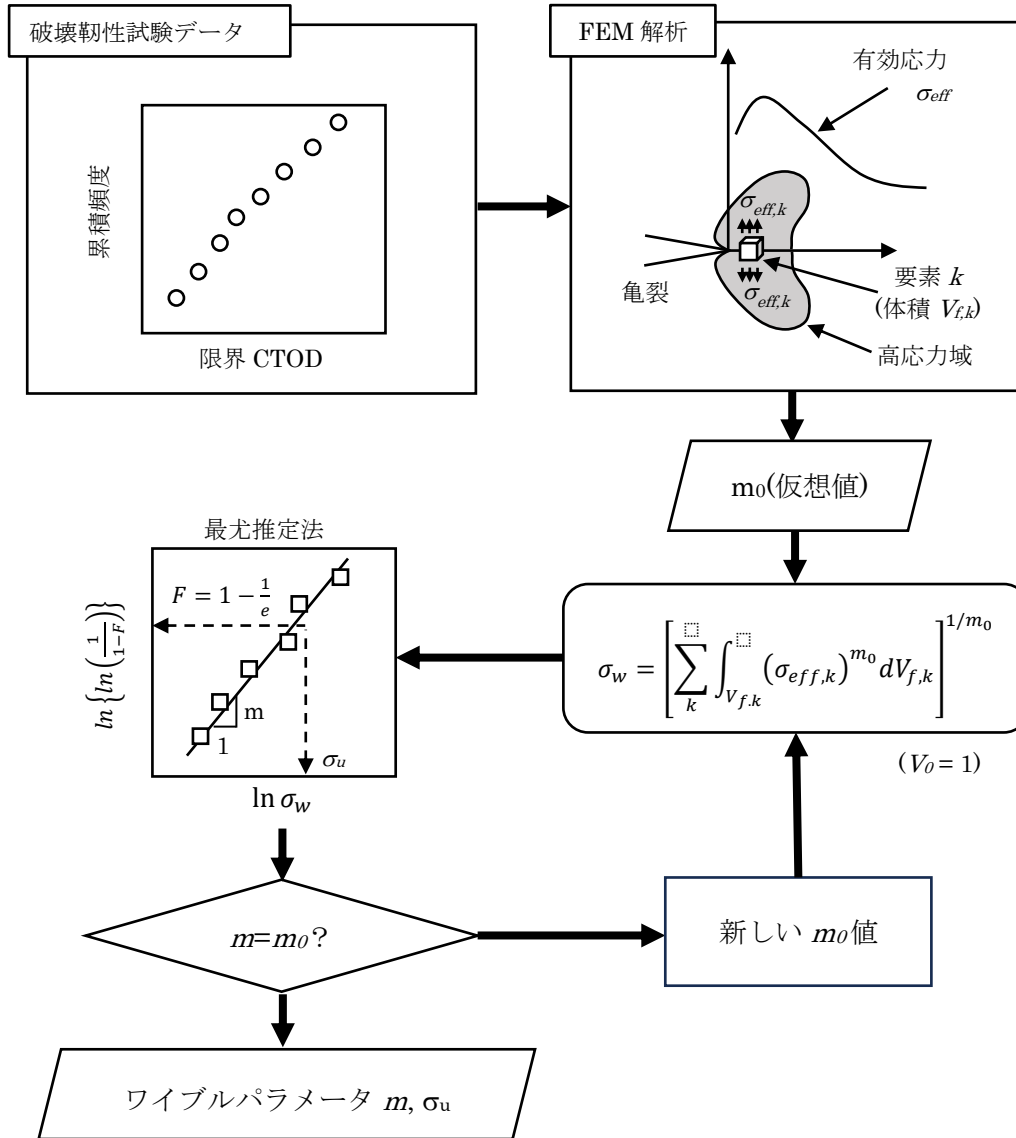


Fig. 3.2-1 Flow of determination of Weibull stress parameters

図 3.2-1 ワイブル応力パラメータの算出フロー

ワイブルパラメータ m の算出において、試験データが少ない場合には m の算出精度が必ずしも高くないことから、2 種類の異なる試験片の試験データを用いて m を設定する方法が Gao らにより提案されている (文献 C-14)。これは、小規模降伏条件 (SSY) を満足しない試験片の破壊時の J 積分を、ワイブル応力を介して SSY ベースの J 積分に換算し、SSY

を満足する試験片の J 積分のワイブル分布の形状パラメータが 2 で表されることを利用して、累積破壊確率 63.2%の J 積分が 2 種類の試験片で同等となるように m の値を定めるものである。一方の試験片が SSY を満足する場合、具体的には次の手順で求める。

- ① SSY を満足する試験片 A と大規模降伏条件 (LSY) の試験片 B の 2 種類の試験片の破壊試験データを取得する。
- ② A と B の試験片について、 m を仮定してワイブル応力 σ_w と J 積分の関係を求める。
- ③ ワイブル応力を介して B の試験片の破壊時の J 積分を SSY の J 積分 $J_{(i)SSY}$ に換算する (図 3.2-2 参照)。

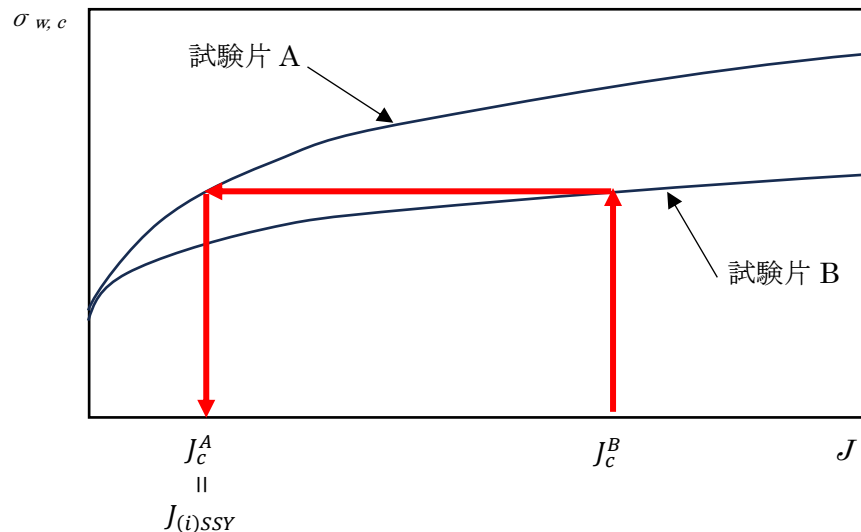


Fig. 3.2-2 Conversion of J integral between test specimen configuration A and B.

図 3.2-2 試験片 A と B 間の J 積分の換算の模式図

- ④ A 及び B の試験片について、ワイブル分布の形状パラメータ 2 を用いて、累積破壊確率 63.2%に対応する J 積分、 β_A 及び β_B を求める。
- ⑤ β_A と β_B が同等となるまで、①～④を繰り返して m を定める。

ワイブルパラメータ設定の流れを図 3.2-3 に示す。以降、このワイブルパラメータの設定方法を「2 形状試験法」と呼ぶ。

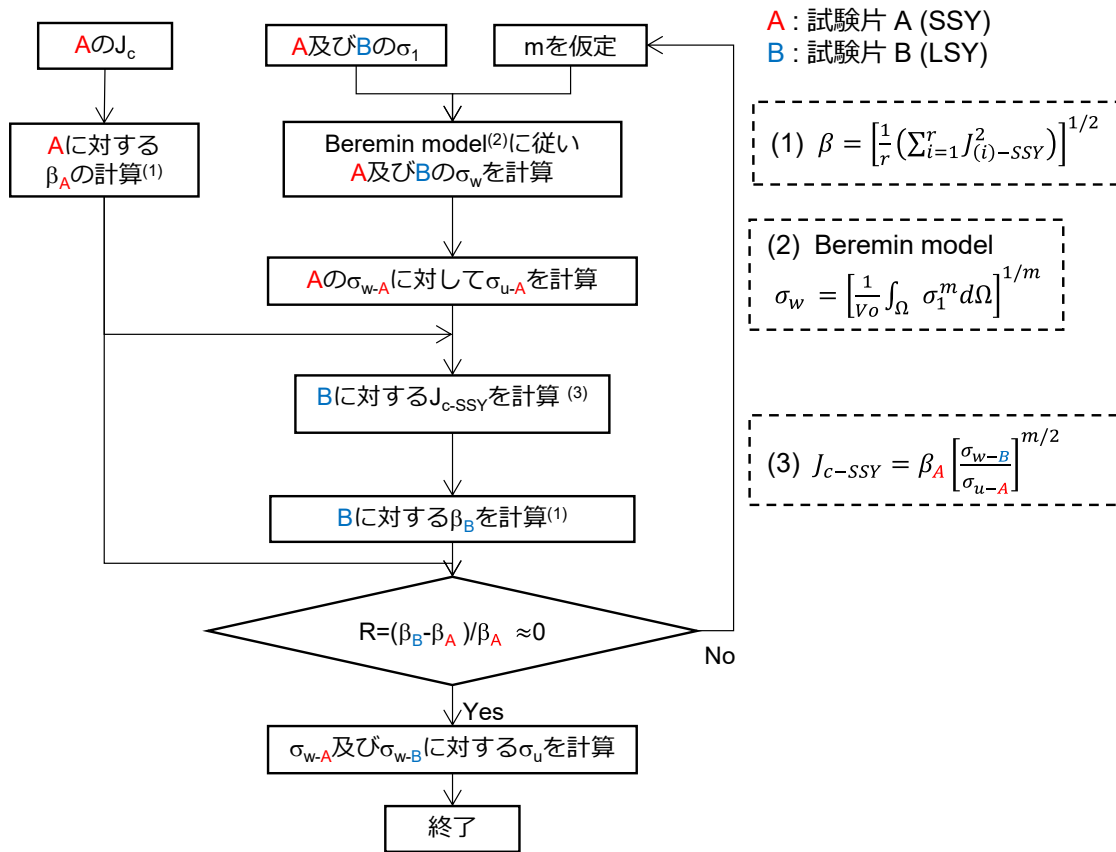


Fig. 3.2-3 Determination procedure of Weibull parameters by 2 configuration test method

図 3.2-3 2 形状試験法によるワイブルパラメータの算出方法

(2) GTN モデル

延性破壊に対する損傷力学モデルとして、ボイドの発生、成長、合体挙動を考慮した次に示す降伏関数を用いる GTN モデルを使用する。 f はボイド体積率、 f^* は有効ボイド体積率、 f_c は限界ボイド体積率、 f_F は破壊限界ボイド体積率、 $q_1 \sim q_3$ は定数、 σ_0 は降伏点、 σ_m は静水圧応力である。 f^* が f_F に達すると、延性亀裂が進展するとみなす。

$$\Phi = \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_0} \right) + 2fq_1 \cosh \left(\frac{3}{2} \frac{q_2 \sigma_m}{\sigma_0} \right) - (1 + q_3 f^2) \quad (3.2-5)$$

ここで、

$$f^* = \begin{cases} f & \text{for } f \leq f_c \\ f_c + K(f - f_c) & \text{for } f > f_c \end{cases} \quad (3.2-6)$$

$$K = \frac{1/q_1 - f_c}{f_F - f_c} \quad (3.2-7)$$

GTN モデルのパラメータを変化させて、延性亀裂進展を伴って破壊した試験片に対する FEM 解析を繰り返し実施し、試験で取得した荷重-変位曲線に合うように、GTN モデルのパラメータを設定する。

(3) Coupled モデル

延性亀裂進展後の脆性破壊に対する破壊評価においては、GTN モデルによる FEM 解析を実施した後、その FEM 解析による亀裂先端の応力分布を用いて Beremin モデルによるワイブル応力を算出し、破壊を評価する。

4. 塑性拘束効果を考慮した破壊評価手法の適用性検証

3章において、脆性破壊、延性破壊を対象として、塑性拘束効果を考慮した破壊評価法を調査した。これを受けて、4章では、塑性拘束度の異なる試験片を用いた破壊試験を実施し、候補とした破壊評価法の適用性を検証する。

なお、本章に記載した破壊試験の材料手配、試験の実施及びその結果は、5電力共研「拘束効果を考慮した原子炉容器の破壊評価基準の確立に関する研究(Step 1～3)」に基づくものであり、国内PWR5電力の許諾のもとにその成果を溶接協会CAF小委員会で引用して、検討されたものである。

4.1 塑性拘束度の異なる試験片を用いた破壊試験

4.1.1 試験目的

脆性破壊に対して Beremin モデル、延性破壊に対して GTN モデル、及び微小な延性亀裂進展を伴う脆性破壊に対しては両者を組み合わせた Coupled モデルを破壊評価法として設定し、これら手法の妥当性を検証するため、破壊試験を実施する。

4.1.2 試験マトリクス

4.1.2.1 材料

試験片は、原子炉圧力容器鋼板として用いられている低合金鋼 (SQV2A) (鋼材寸法：約 1000mm (主圧延方向) × 約 2500mm (圧延直交方向) × 約 245mm (板厚)) の 2 つの鋼材 (符号 A-1 及び A-2) から採取する。なお、これら 2 つの鋼材は、もとは 1 枚の鋼材であったため、同等の引張特性及び破壊靱性を有する材料である。供試材の化学成分を表 4.1.2-1 に示す。以降、この鋼材を低合金鋼 B と表記する。

4.1.2.2 試験マトリクス

実施する試験項目及びそれぞれの試験目的を表 4.1.2-2 に示す。

- ・ 材質確認試験 (断面組織観察, 硬さ試験, 化学成分分析)
- ・ 引張試験
- ・ シャルピー衝撃試験
- ・ C(T)試験片による破壊試験
- ・ SE(B)試験片による破壊試験
- ・ 表面亀裂付き平板試験体による破壊試験

破壊試験の試験マトリクス及び試験片の採取位置をそれぞれ表 4.1.2-3～表 4.1.2-7 及び図 4.1.2-1 に示す。ここで、マトリクス表中の試験温度 T_1 , T_2 , T_3 は、それぞれ、脆性破壊、延

性亀裂進展後脆性破壊、延性破壊の破壊形態となることを目標として設定した温度を示している。

引張試験は下部棚温度から上部棚温度までをカバーする温度領域について 6 温度で実施し、1 温度当りの試験本数（繰返し本数）は 2 とする。

シャルピー衝撃試験は、下部棚温度から上部棚温度までをカバーする温度領域について 6 温度で実施し、1 温度当りの試験本数（繰返し本数）は 2～3 とする。

破壊試験には、標準的な C(T)試験片、亀裂深さを調整して塑性拘束度を変えた 2 種類の SE(B)試験片、表面亀裂付き平板試験体（引張負荷及び曲げ負荷）の 3 種類を用いる。ばらつきを把握するために、脆性破壊温度及び延性亀裂進展後脆性破壊温度での試験体数は 8 体程度、あるいは、可能な限り多く設定する。延性破壊温度では試験方法が確立した C(T)試験片のみを実施し、ばらつきが少ないと考えられることから 2 体とする。C(T)試験片及び SE(B)試験片を用いてマスターカーブの参照温度 T_0 を求めるとともに破壊評価モデルのパラメータ設定のためのデータを取得し、破壊評価モデルの検証に表面亀裂付き平板試験体を用いる。表面亀裂付き平板試験体による破壊試験は、試験規模が大きく繰返し体数は限られるものの、脆性破壊温度及び延性亀裂進展後脆性破壊温度での繰返し体数をなるべく増やすため 4～6 体ずつとし、室温では曲げ負荷では破壊に至らないと想定されるため、引張負荷でのみ 1 体とする。

4.1.2.3 試験片寸法の考え方

表面亀裂付き平板試験体は、塑性拘束度が小さい表面亀裂とし、形状・寸法の設定にあたって次に示す要求事項及び制約条件を考慮した。

- ・ 原子炉圧力容器の健全性評価時の想定亀裂の塑性拘束度と同程度の塑性拘束度を模擬する。
- ・ 全断面降伏が生じる前に想定した破壊形態（脆性破壊・延性破壊・延性亀裂進展後の脆性破壊）の破壊を生じさせる。
- ・ 亀裂形状は最深部の K 値が高くなるように半楕円亀裂とする。
- ・ ASTM E2899-15^[41]の試験片形状の要求を可能な限り満足させる。
- ・ 疲労予亀裂が導入できるように、アスペクト比は 0.4 までとする。
- ・ 試験機容量は 1000ton までとし、塑性崩壊時の荷重が 1000ton を超えない寸法とする。

具体的には、次に示す手順で平板試験体の形状・寸法を設定した。

①試験片・亀裂形状寸法の仮設定

ASTM E2899-15 に規定されている T-stress や K_I 式に基づいて、塑性拘束度を確認し、全断面降伏時の荷重及び K_I を算出して、上記の要求事項及び制約条件を可能な限り満足する試験片・亀裂の形状寸法を仮設定する。

②弾塑性 FEM 解析(損傷力学解析)

①で仮設定した試験片・亀裂の形状寸法に対して、Beremin モデル及び損傷力学モデルを使用した FEM 解析を行い、 K_I 値の算出及び脆性破壊、延性破壊、延性亀裂進展後の脆性破壊の事前解析を行い、試験片・亀裂の形状寸法及び試験温度の妥当性を確認する。

上記①の方針で設定した試験体・亀裂形状寸法を表 4.1.2-8 に示す。ここで、亀裂のアスペクト比 a/c を 0.4 とし、試験片の幅や長さは ASTM E2899-15 に従って決定し、板厚 45mm (最終的な板厚は後述の検討を踏まえて 50.8mm にした) として亀裂深さ a を変化させ、塑性崩壊時の荷重を負荷させた時の弾性の K_I と、 K_I で規格化した T-stress を図 4.1.2-2 に示す。塑性崩壊の評価に使用する降伏点は温度に依存するが、マスターカーブの参照温度 T_0 付近の温度の値を使用した。図 4.1.2-2 より、亀裂深さ a を小さくする程、特に引張負荷においては塑性崩壊時の K_I は低くなるが、塑性拘束度を表す T-stress は低くなることから、疲労予亀裂導入のコントロールし易さを考慮して、亀裂深さ a を 5mm に設定した。

破壊靱性試験片と表面亀裂付き平板試験体の寸法は相互に関連性を持たせたほうがよいと思われるため、次に示す方針とする。

- ・ C(T)試験片とSE(B)試験片の幅 W と厚さ B は極力同一寸法となるようにする。
- ・ SE(B)試験片の幅 W_{SE} と表面亀裂付き平板試験体の厚さ B_{FP} は、極力同一寸法となるようにする。
- ・ SE(B)試験片の板厚 B_{SE} と表面亀裂付き平板試験体の表面亀裂長さ $2c$ は、極力同程度となるようにする。

以上を考慮して決定した試験片寸法を表 4.1.2-9 に示す。C(T)試験片及び SE(B)試験片は 1T とし、表面亀裂付き平板試験体の板厚は SE(B)試験片の板幅と同じ 50.8mm とする。表面亀裂付き平板試験体の長さは、鋼材からなるべく多く採取できる寸法として 500mm とする。また、引張負荷の場合は、試験時のつかみ部を確保するために約 2m のタブ板を溶接する必要がある、溶接部からの破壊を避けるために溶接部の板厚を 80mm に厚肉化した肩部を設け、試験部は 300mm とする。

表 4.1.2-1 供試材の化学成分（溶鋼分析値）

Table 4.1.2-1 Chemical composition of test material (ladle analysis)

供試材	化学成分（mass%）							
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo
低合金鋼 B	0.18	0.25	1.43	0.002	<0.001	0.66	0.15	0.52
JIS G3120:2003 SQV2A	≦0.25	0.15-0.40	1.15-1.50	≦0.030	≦0.030	0.40-0.70	≦0.30	0.45-0.60

表 4.1.2-2 試験項目及び目的

Table 4.1.2-2 Test items and objective

試験項目	目的
材質確認試験（断面組織観察，硬さ試験，化学成分分析）	<ul style="list-style-type: none"> 鋼材の均質性を確認する。
引張試験	<ul style="list-style-type: none"> 破壊評価モデルの解析に使用するため，破壊試験を行う温度域の応力—ひずみ線図を取得する。 高ひずみ領域の真応力—真ひずみを推定する。
シャルピー衝撃試験	<ul style="list-style-type: none"> 破壊試験の試験温度選定の参考とするため，シャルピー遷移曲線を取得して，低合金鋼Bの下部棚温度領域，延性—脆性遷移温度領域及び上部棚温度領域を把握する。
C(T)試験片による破壊試験	<ul style="list-style-type: none"> マスターカーブの参照温度T_0を求める。 破壊評価パラメータ設定のための試験データを取得する。
SE(B)試験片による破壊試験	<ul style="list-style-type: none"> マスターカーブの参照温度T_0を求める。 破壊評価パラメータ設定のための試験データを取得する。 深い亀裂 ($a/W=0.5$) 及び浅い亀裂 ($a/W=0.1$) の2種類のSE(B)試験片により，破壊特性に及ぼす塑性拘束度の影響を確認する。
表面亀裂付き平板試験体による破壊試験	<ul style="list-style-type: none"> 塑性拘束度が小さい半楕円表面亀裂付き平板試験体による破壊試験を実施し，破壊評価モデルの検証を行う。

表 4.1.2-3 引張試験の試験マトリクス

Table 4.1.2-3 Tensile test matrix

試験片種類	採取方向	試験温度 (°C)	個数
φ10mm つば付	T	室温	2※1
		-20	2※1
		-50	2※1
		-80	2※1
		-100	2※1
		-120	2※1
	L	室温	1
	S	室温	1
JIS 10 号	T	室温	1

※1：1 体は破断まで，1 体は破断直前で途中止めとする。

表 4.1.2-4 シャルピー衝撃試験の試験マトリクス

Table 4.1.2-4 Charpy impact test matrix

試験片種類	採取方向	試験温度 (°C)	個数
V ノッチ標準サイズ	T-S	70	3
		室温	3
		-10	3
		-30	3
		-50	3
		-80	2

表 4.1.2-5 C(T)試験片による破壊靱性試験マトリクス

Table 4.1.2-5 Fracture toughness test matrix (C(T) specimen)

試験項目	試験温度*(°C)							備考
	脆性破壊(T1)			延性亀裂進展後脆性破壊(T2)			延性破壊(T3)	
	-110	-80	-50	-20	-15	-10	室温	
破壊靱性試験 (1TC(T)試験片)	1	7	1	2	2	5	2	計 20 体

* シャルピー衝撃試験結果をベースに設定した温度

表 4.1.2-6 SE(B)試験片による破壊靱性試験マトリクス

Table 4.1.2-6 Fracture toughness test matrix (SE(B) specimen)

試験項目		試験温度*(°C)						備考	
		脆性破壊(T1)	延性亀裂進展後脆性破壊(T2)				延性破壊(T3)		
		-80	-50	-30	-20	-15	-10		室温
破壊靱性試験 (1TSE(B)試験片)	深い亀裂 (a/W :約 0.5)	7	—	—	7	1	1	—	計 16 体
	浅い亀裂 (a/W :約 0.1)	10	1	1	7	—	—	—	計 19 体

* 1TC(T)試験結果をベースに設定した温度

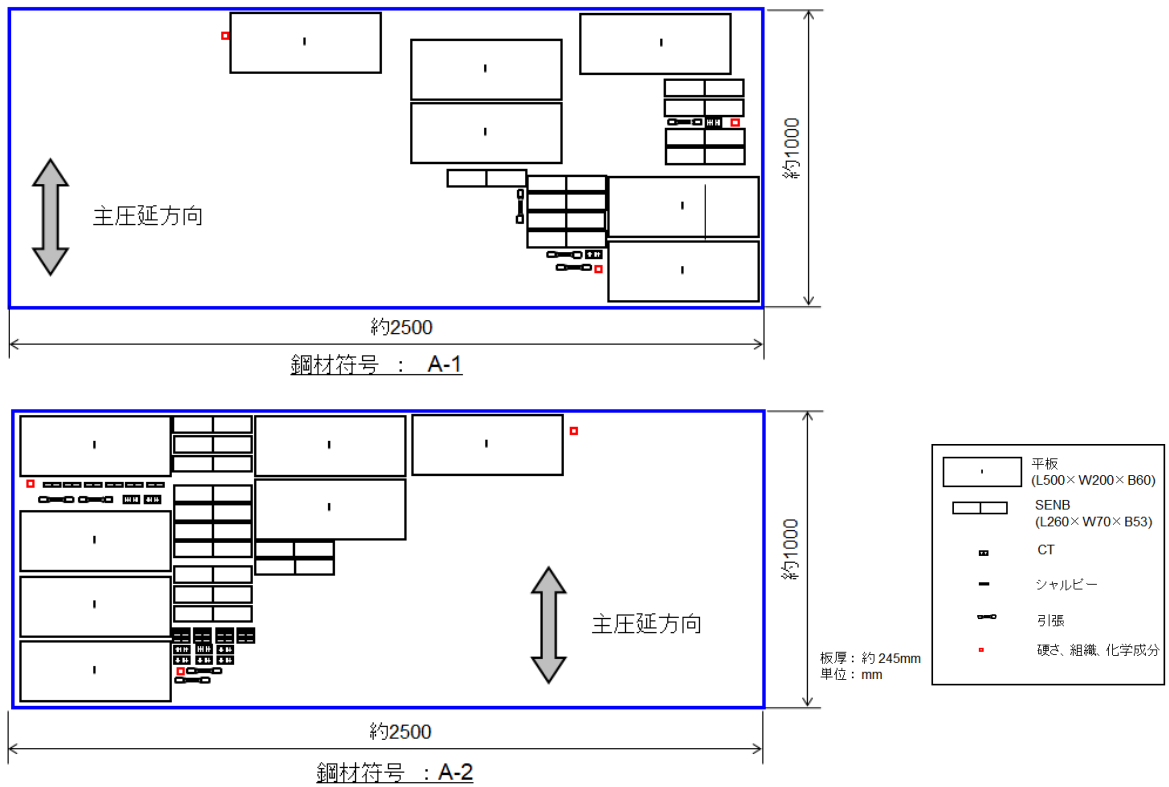
a : 亀裂深さ, W : 試験片幅

表 4.1.2-7 表面亀裂付き平板試験マトリクス

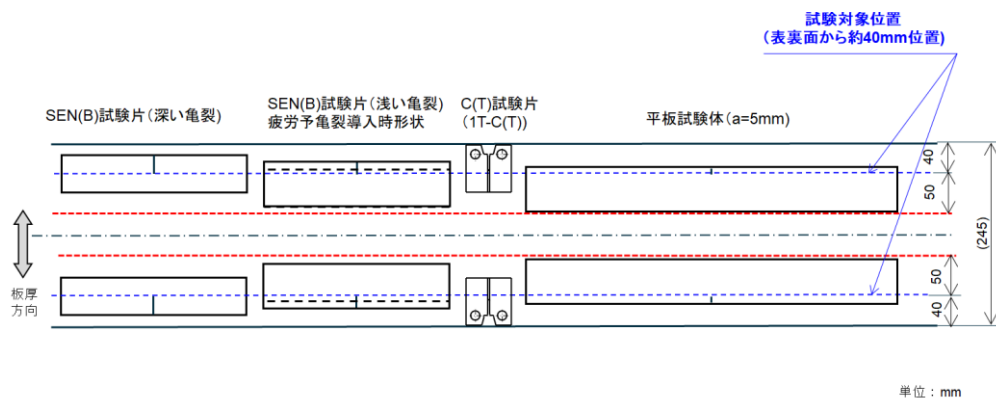
Table 4.1.2-7 Flat plate fracture test matrix

試験項目		試験温度				備 考
		脆性破壊(T1)	延性亀裂進展後脆性破壊(T2)		延性破壊(T3)	
		-120°C	-100°C	-80°C	室温	
表面亀裂付き平板 試験体 (a/B : 約 0.1)	曲げ負荷 (予備試験)	—	1	1	—	合計 2 体
	引張負荷 (予備試験)	—	1	1	—	合計 2 体
	曲げ負荷 (本試験)	4	—	6	—	合計 10 体
	引張負荷 (本試験)	6	—	5	1	合計 12 体

a : 亀裂深さ, B : 試験片厚さ



(a) 板幅方向



(b) 板厚方向

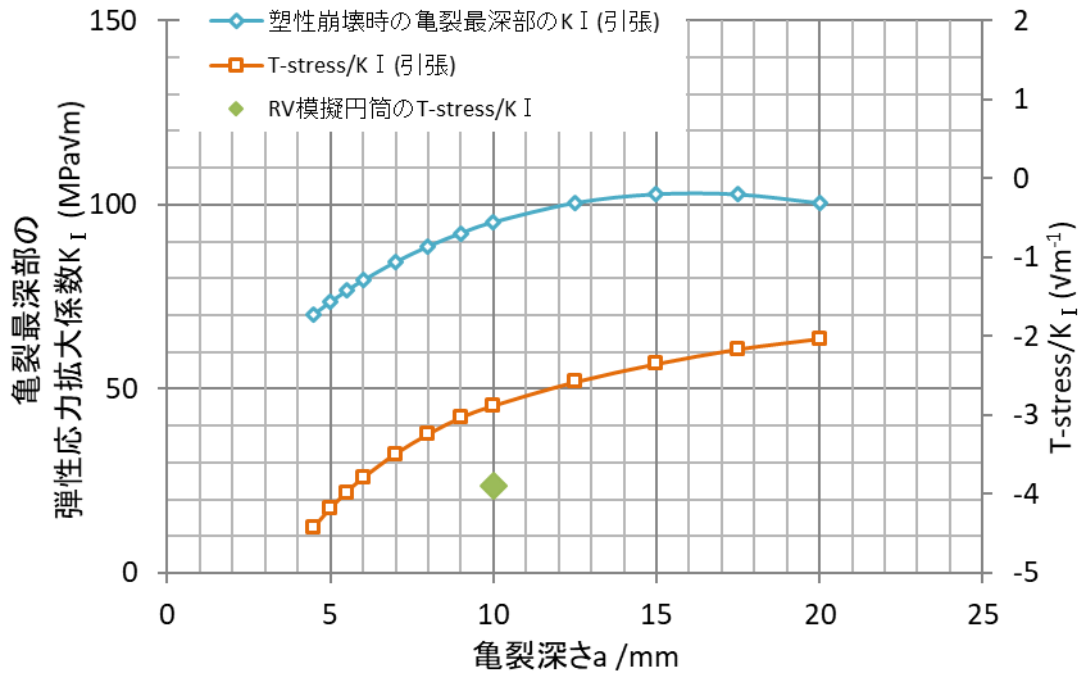
Fig. 4.1.2-1 Sampling location of test specimens

図 4.1.2-1 試験片の採取位置

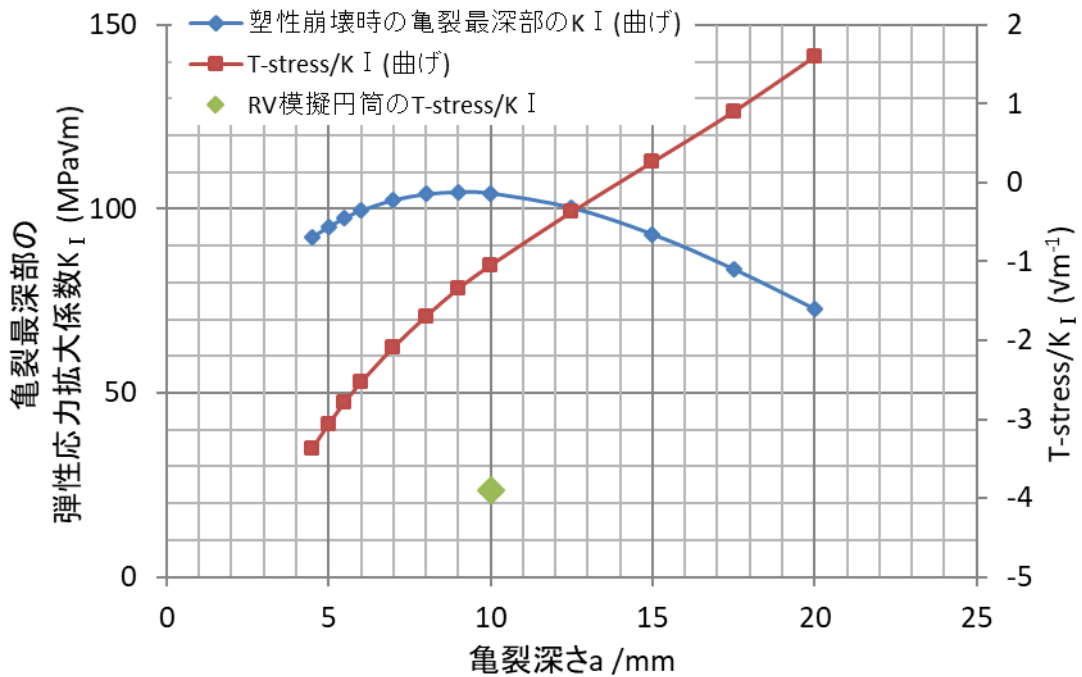
表 4.1.2-8 表面亀裂付き平板試験体の寸法

Table 4.1.2-8 Geometry of flat plate specimen with surface flaw

項目		引張	曲げ
亀裂寸法	亀裂深さ a	5	5
	亀裂長さ $2c$	25	25
	a/c	0.4	0.4
	a/B	0.1	0.1
試験片寸法	板厚 B	50.8	50.8
	長さ L	300	500
	幅 W	200	200



(a) 引張負荷の場合



(b) 曲げ負荷の場合

Fig. 4.1.2-2 K_I and T-stress/ K_I of flat plate specimen with surface flaw at plastic collapse

(Thickness=45mm, $a/c=0.4$)

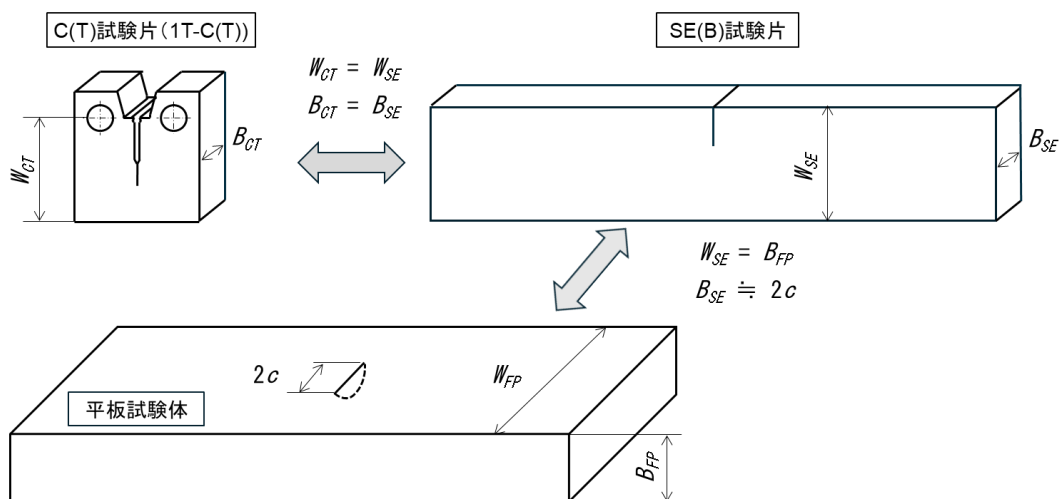
図 4.1.2-2 表面亀裂付き平板試験体の塑性崩壊時の K_I 及び T-stress/ K_I

(板厚 45mm, $a/c=0.4$)

表 4.1.2-9 破壊靱性試験片及び表面亀裂付き平板試験体の関係

Table 4.1.2-9 Relationship between fracture toughness test specimen and flat plate specimen with surface flaw

試験片種類	試験片寸法
C(T)試験片	1TC(T)試験片 ($W_{CT}=50.8\text{mm}$, $B_{CT}=25.4\text{mm}$)
SE(B)試験片	1TSE(B)試験片 ($W_{SE}=50.8\text{mm}$, $B_{SE}=25.4\text{mm}$)
表面亀裂付き平板試験体	50.8mm 厚の試験体 ($W_{FP}=200\text{mm}$, $B_{FP}=50.8\text{mm}$)
備考	<ul style="list-style-type: none"> SE(B)試験片の幅 W_{SE} と表面亀裂付き平板試験体の板厚 B_{FP} を一致させた SE(B)試験片の板厚 B_{SE} と C(T)試験片の B_{CT} を一致させた SE(B)試験片の板厚 B_{SE} と表面亀裂付き平板試験体の表面亀裂長さ $2c$ を一致させた



4.1.3 試験結果

4.1.3.1 材質確認試験

供試材の均質性を確認するため、鋼板の代表部位において、化学成分、組織と硬さ分布の確認を行った。

化学成分分析結果を表 4.1.3.1-1 に示す。Si の値が溶鋼分析値と比較してやや高めの傾向であるものの、それ以外の元素は溶鋼分析値とほぼ同程度の値であり、分析位置による差はほとんど認められず、均質な鋼材であることを確認した。

図 4.1.3.1-1 に代表位置の断面における組織及び硬さ分布を示す。板厚方向に関しては、 $1/4T \sim 3/4T$ の範囲でマクロ偏析と硬さの上昇が認められた。したがって、板厚方向については、鋼板表面（表裏面）から 30～50mm の範囲の組織と硬さが安定した領域を試験対象部（鋼板表面から約 40mm 位置を中心）とした。また、鋼板端面（側面）の影響は小さいが、試験部は鋼板端面から少なくとも 40mm 程度離れた位置となるよう試験計画に反映した。

表 4.1.3.1-1 化学成分分析結果

Table 4.1.3.1-1 Chemical composition of test material

供試材		化学成分 (Mass%)						
		C ^{*1}	Si ^{*2}	Mn ^{*2}	P ^{*2}	S ^{*1}	Ni ^{*2}	Mo ^{*2}
分析 サンプル	A14H-1	0.18	0.27	1.43	<0.005	<0.001	0.66	0.52
	A16H-1	0.18	0.27	1.43	<0.005	<0.001	0.66	0.51
	A17H-1	0.18	0.27	1.43	<0.005	<0.001	0.67	0.51
	A21H-1	0.18	0.27	1.43	<0.005	<0.001	0.66	0.51
	A22H-1	0.18	0.27	1.43	<0.005	<0.001	0.66	0.51
溶鋼分析値		0.18	0.25	1.43	0.002	<0.001	0.66	0.52
JIS G 3120:2003 SQV2A		≤0.25	0.15~0.40	1.15~1.50	≤0.030	≤0.030	0.40~0.70	0.45~0.60

注) *1 : 燃焼-赤外線吸収法, *2 : ICP 発光分光分析法

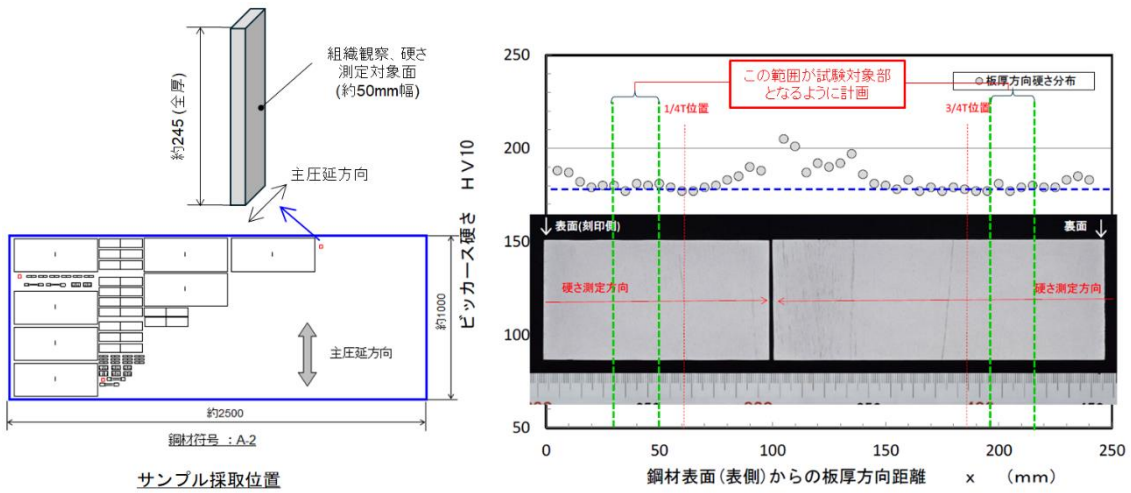
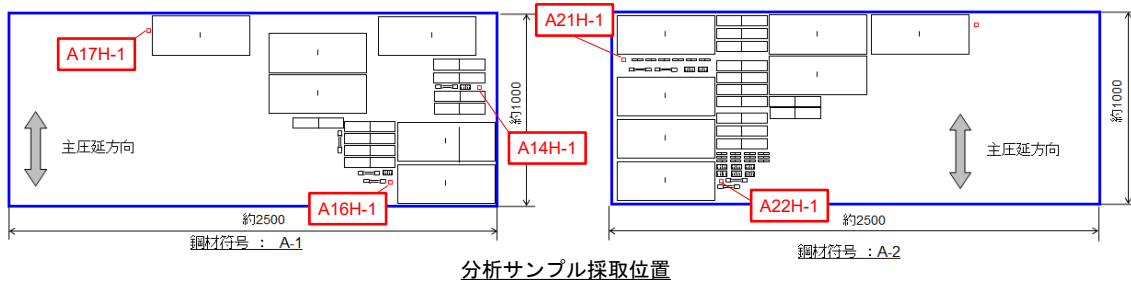


Fig. 4.1.3.1-1 Structure and hardness distribution in the cross section

図 4.1.3.1-1 代表位置の断面における組織及び硬さ分布

4.1.3.2 引張試験

低合金鋼 B の引張特性及びその温度依存性の把握、解析のインプット用応力-ひずみデータの取得、材料の引張特性に関する異方性の有無の確認、試験片形状の違いによる差の把握を目的として、引張試験を実施した。

(1) 試験片

低合金鋼 B から図 4.1.3.2-1 に示す $\phi 10\text{mm}$ つば付試験片及び JIS 10 号試験片を採取した。破断までの伸びを測定するため、基本的には $\phi 10\text{mm}$ つば付試験片とした。試験片寸法の影響確認のため、標準試験片である JIS 10 号試験片（つばなし）も用いた。引張試験片の採取位置及び採取方向は次に示すとおりである。

- ・採取位置：板厚の約 1/4 の位置
- ・採取方向：T 方向、L 方向及び S 方向

(2) 試験方法

試験は、JIS Z 2241-2011^[4-2]に準拠して実施した。試験速度は試験開始から試験終了まで一定の 15MPa/s とし、試験開始から破断までの応力-ひずみデータを取得した。ひずみの計測には伸び計を用い、試験開始から試験終了（試験片破断）まで連続的に計測した。

JIS 10 号試験片はつばが無く破断までの伸びを測定することができないため、伸びの測定は可能な範囲で行った。

$\phi 10\text{mm}$ つば付試験片の T 方向試験では、最大荷重点（ネッキング発生）以降の高ひずみ領域における応力-ひずみ曲線の挙動を確認するため、最大荷重到達時から破断までの間の領域で途中止めを行い、途中止め時の荷重 P 、試験片のネッキング部の直径 a 及び曲率半径 R を計測した。

(3) 試験結果

試験結果をまとめて表 4.1.3.2-1 に示す。引張試験により得られた応力-ひずみ曲線、真応力-真ひずみ曲線をそれぞれ図 4.1.3.2-2 及び図 4.1.3.2-3 に示す。表に示すように、 $\phi 10\text{mm}$ つば付試験片 A16UT-1 と JIS 10 号試験片 A22UT-2X は、ほぼ同じ引張特性を示すことを確認した。いずれの試験温度においても、弾性変形の後に降伏現象が認められ、試験温度の上昇に伴って、降伏点、0.2%耐力、引張強さは単調に減少した。また、降伏ひずみ（降伏棚でのひずみの範囲）は、試験温度が低くなるほど大きくなった。

図 4.1.3.2-4 に引張試験で得られた各特性の温度依存性を示す。温度の低下と共に、0.2%耐力、引張強さ、伸びは増加し、絞りは減少するという低合金鋼の一般的な傾向が見られた。

図 4.1.3.2-5 に、室温試験における T 方向（主圧延方向と直交）、L 方向（主圧延方向）、S 方向（板厚方向）の引張特性を示す。S 方向の伸びが他の方向の伸びと比較してやや小さいが、採取方向による差はほとんど認められなかった。

引張試験後の外観例を図 4.1.3.2-6 に示す。途中止め後の試験片（図 4.1.3.2-6(b)の例）について、くびれ部の半径及び曲率を測定した結果を表 4.1.3.2-3 にまとめた。ここで、曲率半径は最もくびれた部分から軸方向に±1mm の範囲で計測した。

(4) 評価

途中止め引張試験によって得られた値から、式(4.1.3.2-1)及び式(4.1.3.2-2)に示す Bridgman の補正式を用いて、局所くびれ以降の真応力 σ_t 及び真ひずみ ε を推定した。

$$\sigma_t = \frac{\sigma}{\left(1 + \frac{2R}{a}\right) \ln\left(1 + \frac{a}{2R}\right)} \quad (4.1.3.2-1)$$

$$\varepsilon = 2 \ln \frac{a_0}{a} \quad (4.1.3.2-2)$$

ここで、 $\sigma = P/\pi a^2$ 、 P ：途中止め時の荷重、 R ：ネッキング部の曲率半径、 a ：ネッキング部の断面半径、 a_0 ：くびれ断面の初期半径

真応力及び真ひずみの推定値を表 4.1.3.2-4 に示す。なお、-20℃の試験では、途中止めに狙った試験で破断したため、評価は-120、-100、-80、-50、23℃の各温度で実施した。これらの値を考慮して、FEM 解析に用いる高ひずみ領域の真応力 - 真ひずみ関係を求めた結果を図 4.1.3.2-7 に示す。

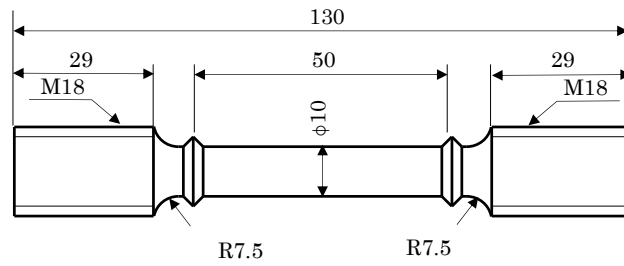
降伏応力 σ_{YS} （0.2%の塑性ひずみに対応する強度、0.2%耐力）の温度依存性を確認するため、試験で得られた値を BS7910：2013+A1：2015 の温度依存性の式(4.1.3.2-3)及び WES 1108-2016 の引張強さ 400～590MPa 級鋼の温度依存性の式(4.1.3.2-4)と比較した。

$$\sigma_{YS(T)} = \sigma_{YS(RT)} + \frac{10^5}{491 + 1.8T} - 189 \quad (4.1.3.2-3)$$

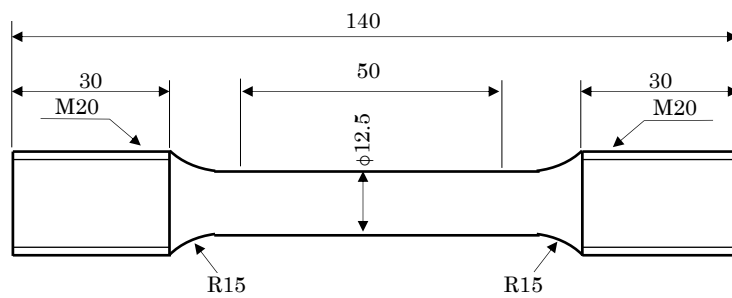
$$\sigma_{YS(T)} = \sigma_{YS(RT)} \exp\left(0.234 \left(\frac{\sigma_{YS(RT)}}{E}\right)^{-1.5} \left(\frac{1}{27.6(T + 273)} - \frac{1}{27.6 \times 293}\right)\right) \quad (4.1.3.2-4)$$

ここで、 $\sigma_{YS(T)}$ ：温度 T における 0.2%の塑性ひずみに対応する強度 (MPa)、 $\sigma_{YS(RT)}$ ：室温における σ_{YS} (MPa)、 E ：ヤング率 (GPa)、 T ：温度 (℃)

図 4.1.3.2-4(a)に、BS7910 の式(4.1.3.2-3)及び WES1108 の式(4.1.3.2-4)で表される曲線を併せて示す。室温から-50℃までは WES1108 の式が、-80℃以下では BS7910 の式が、それぞれ低合金鋼 B の試験結果と良い一致を示した。なお、WES の式の適用範囲は室温から-100℃である。本研究で重点的にデータを取得する試験温度である-80℃以下での適用性を考慮して、破壊靱性データの有効性判定に必要な $K_{Jc(limit)}$ の値の算定には、BS7910 の式(4.1.3.2-3)の温度依存性式から算出した σ_{YS} を用いることとする。



(a) 引張試験片 ($\phi 10$ mm つば付)



(b) 引張試験片 (JIS 10 号)

単位 : mm

Fig. 4.1.3.2-1 Geometry of tensile specimen

図 4.1.3.2-1 引張試験片の形状及び寸法

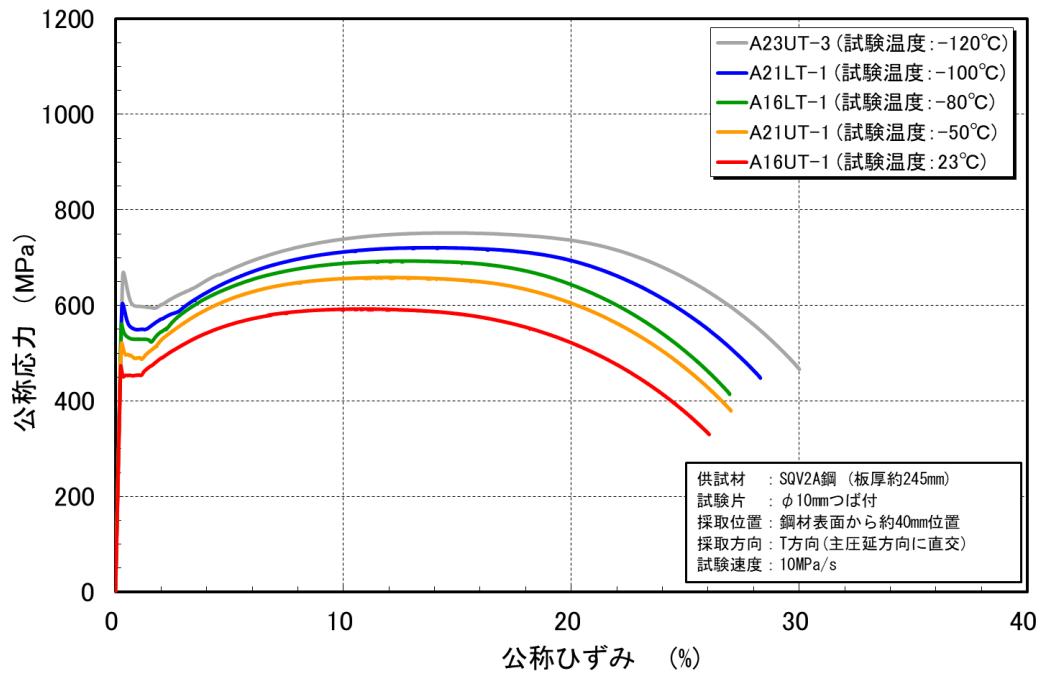
表 4.1.3.2-1 引張試験結果

Table 4.1.3.2-1 Tensile test results

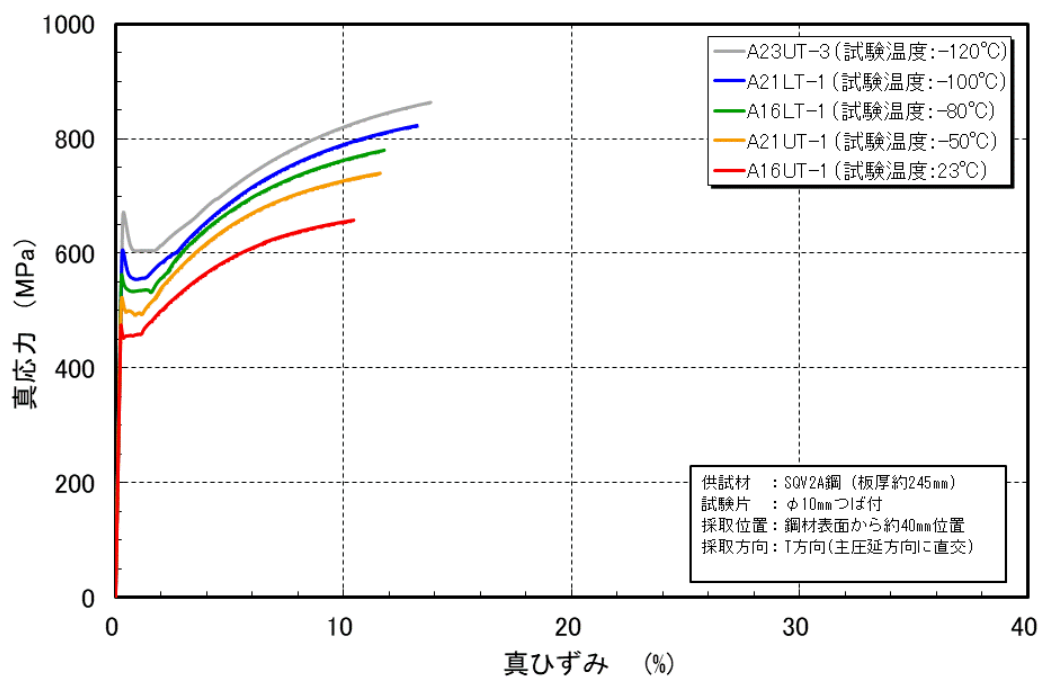
試験温度 (°C)	試験片符号*1	採取方向	上降伏点 (MPa)	下降伏点 (MPa)	0.2%耐力 (MPa)	引張強さ (MPa)	破断伸び (%)	一様伸び (%)	絞り (%)	破断位置	備考
-120	A22UT-3	T 方向	669	594	640	752	29.8	14.5	67.6	A	破断
-120	A22UT-4	T 方向	667	601	638	756	—	14.4	—	—	途中止め
-100	A21LT-1	T 方向	604	549	576	721	28.6	13.7	67.8	A	破断
-100	A21LT-2	T 方向	599	546	572	718	—	13.4	—	—	途中止め
-80	A16LT-1	T 方向	562	524	538	693	27.6	12.7	69.9	A	破断
-80	A16LT-2	T 方向	562	522	536	693	—	12.5	—	—	途中止め
-50	A21UT-1	T 方向	522	488	497	659	27.8	12.0	72.5	A	破断
-50	A21UT-2	T 方向	514	484	488	653	—	11.9	—	—	途中止め
-20	A22LT-1	T 方向	492	466	474	626	27.2	11.5	72.9	A	破断
-20	A22LT-2	T 方向	486	475	475	629	25.9	11.3	72.9	A	破断
23	A16UT-1*2	T 方向	474	453	453	593	26.6	10.7	75.4	A	破断
23	A16UT-2	T 方向	476	451	453	592	—	10.7	—	—	途中止め
23	A16UL-1	L 方向	481	451	453	596	26.2	10.5	75.2	A	破断
23	A16LS-1	S 方向	471	454	454	597	24.0	9.9	71.8	A	破断
23	A22UT-2X	T 方向	472	451	453	592	29.8	—	75.0	A	破断

*1 φ10mm つば付試験片を使用。ただし、A22UT-2X のみ JIS10 号試験片。

*2 A22UT-2X の試験結果とほぼ同じ引張特性を確認



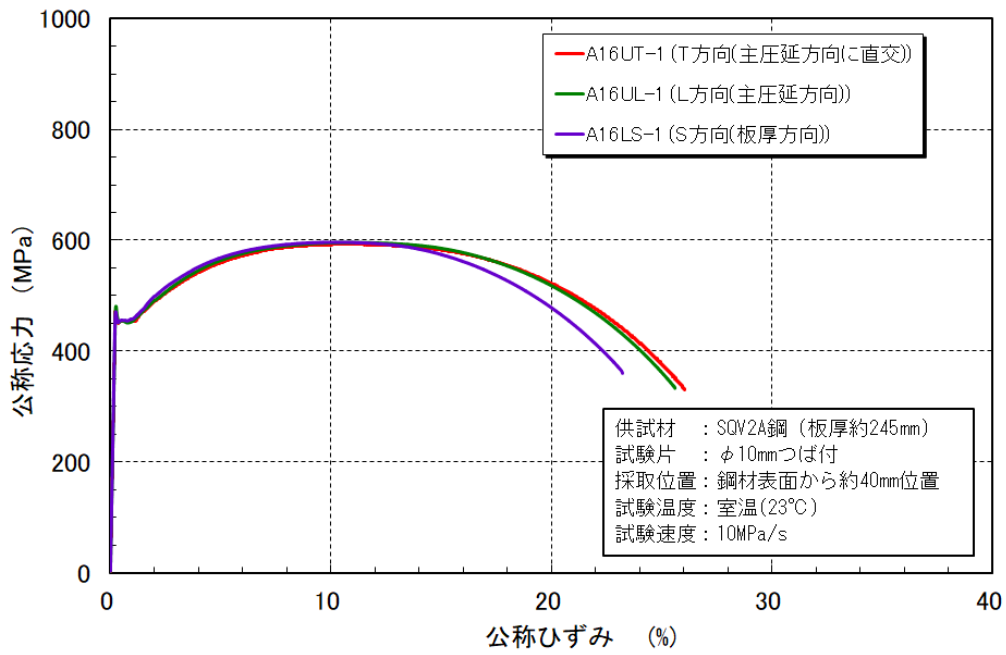
(a) 公称応力-公称ひずみ



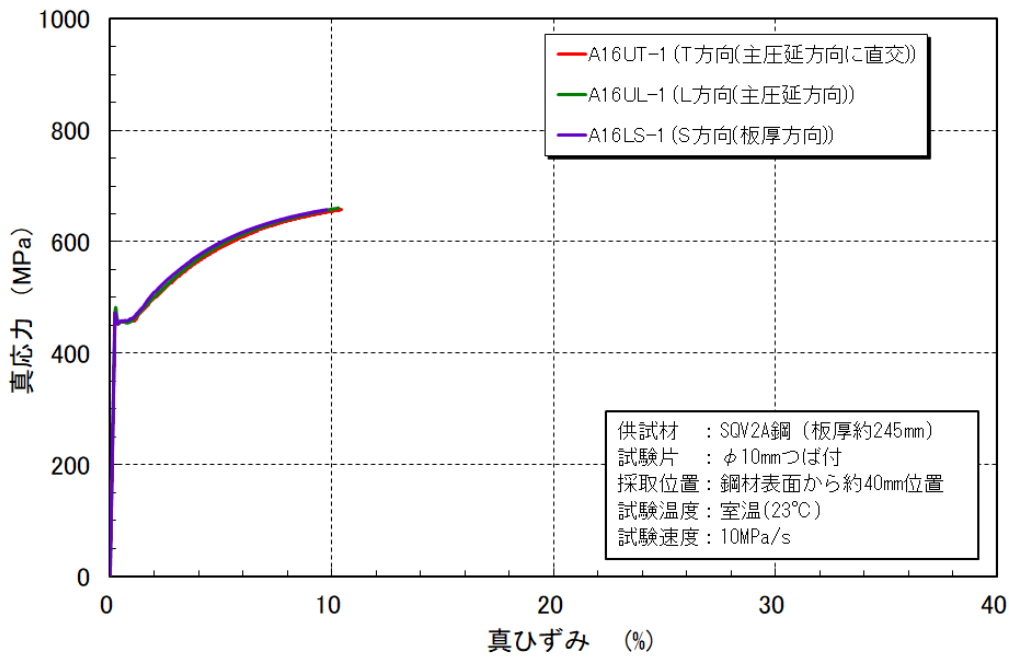
(b) 真応力-真ひずみ

Fig. 4.1.3.2-2 Stress – strain curve at test temperature

図 4.1.3.2-2 各試験温度での応力-ひずみ曲線



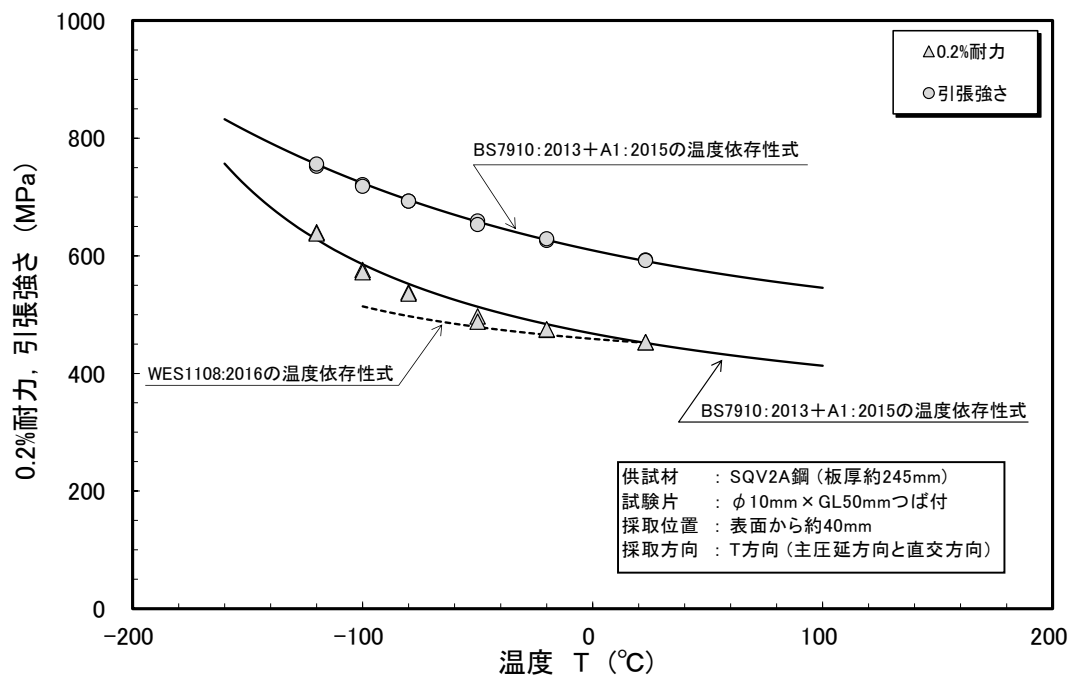
(a) 公称応力－公称ひずみ



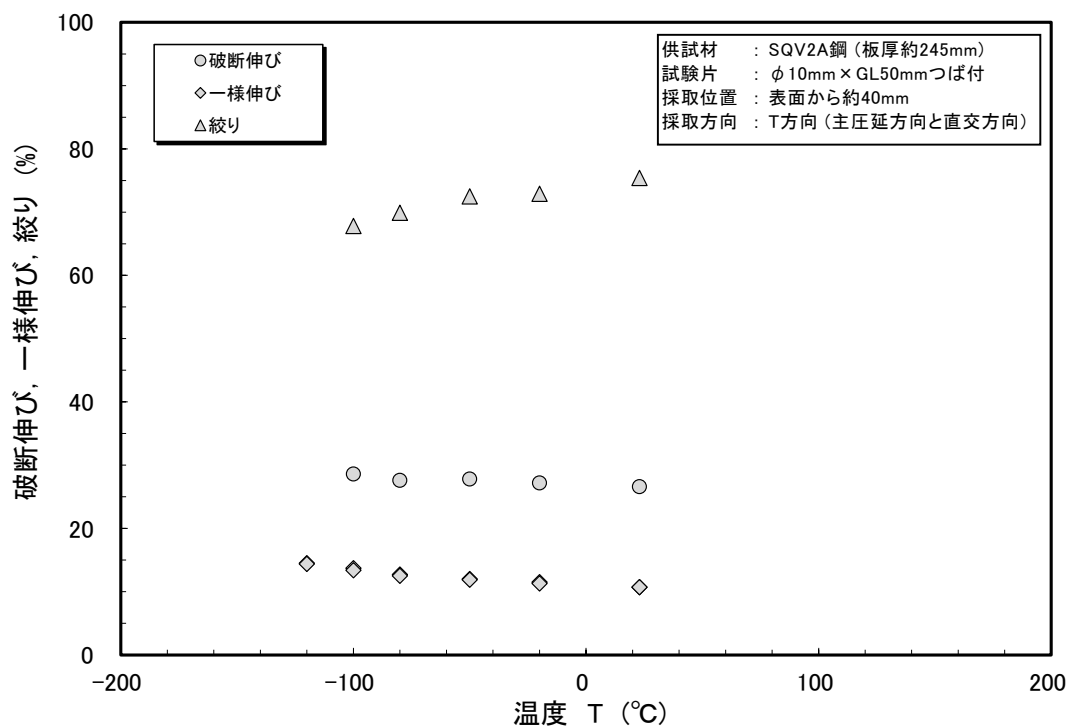
(b) 真応力－真ひずみ

Fig. 4.1.3.2-3 Stress – strain curve from different specimen direction

図 4.1.3.2-3 異なる試験片採取方向からの応力－ひずみ曲線



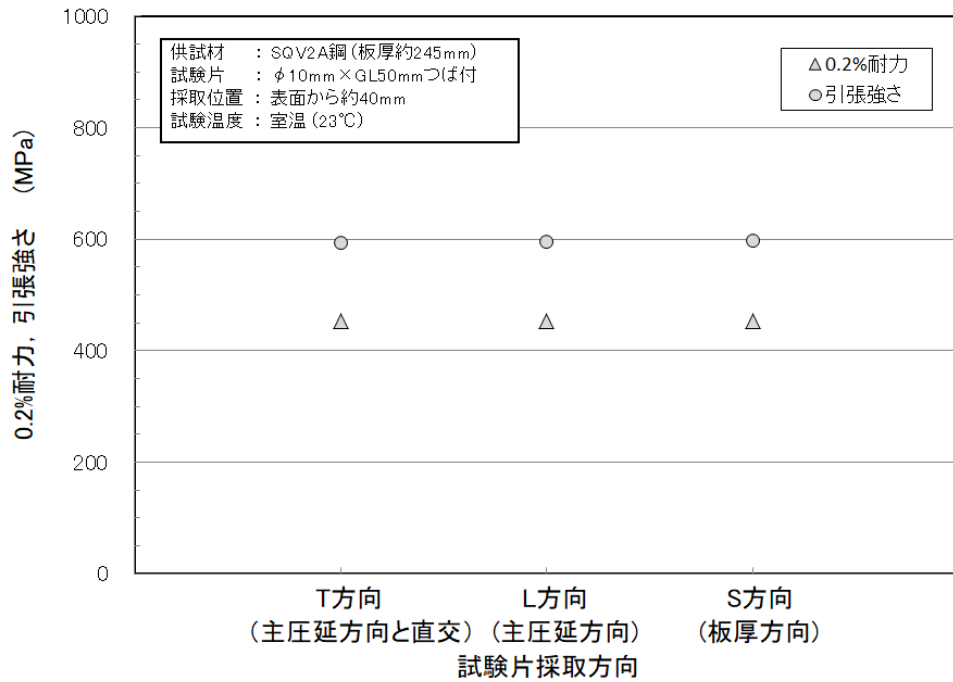
(a) 0.2%耐力, 引張強さ



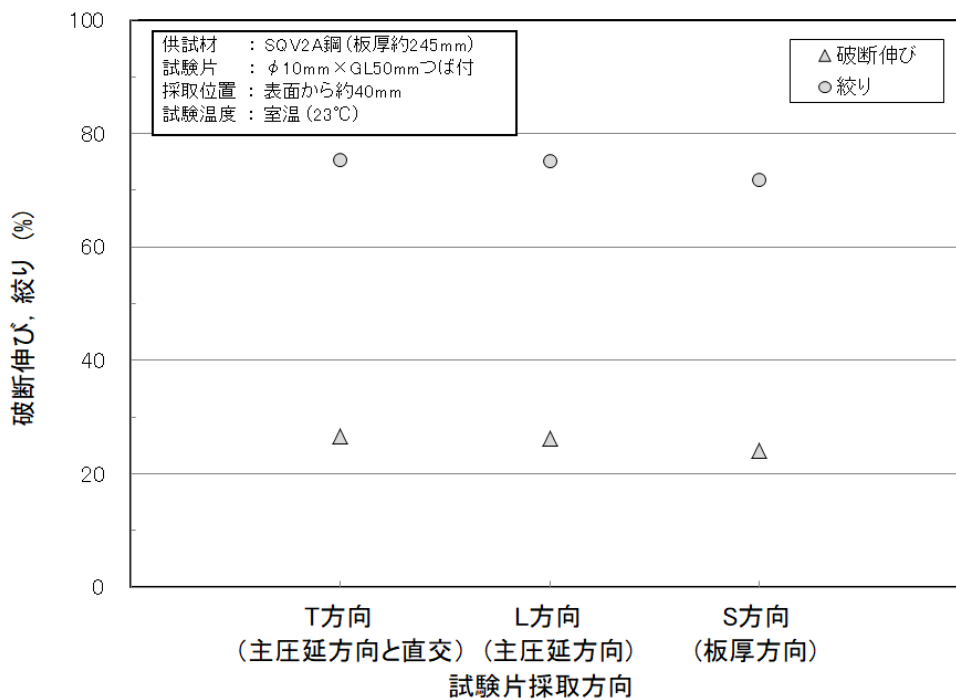
(b) 破断伸び, 一様伸び, 絞り

Fig. 4.1.3.2-4 Temperature dependence of tensile properties

図 4.1.3.2-4 引張特性の温度依存性



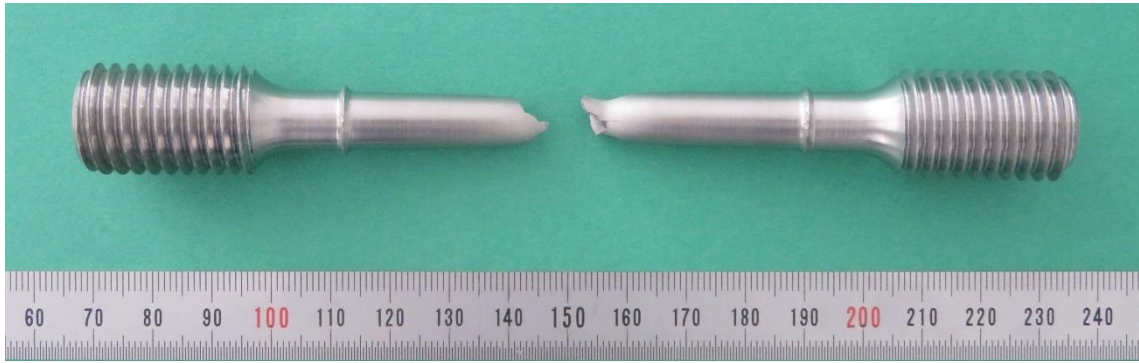
(a) 0.2%耐力, 引張強さ



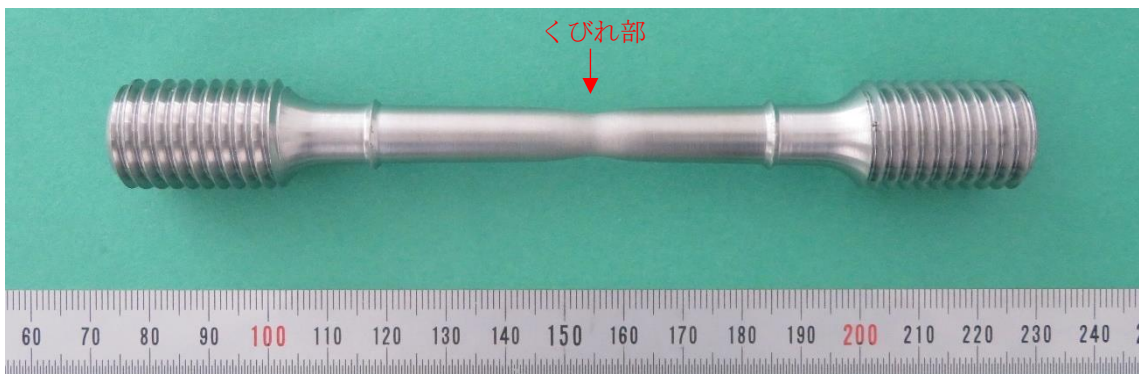
(b) 破断伸び, 一様伸び, 絞り

Fig. 4.1.3.2-5 Comparison of tensile properties for specimen direction

図 4.1.3.2-5 試験片採取方向に対する引張特性の比較



(a) 破断試験片 (試験温度: -120°C , 符号: A22UT-3)



(b) 途中止め試験片 (試験温度: -120°C , 符号: A22UT-4)

Fig. 4.1.3.2-6 Appearance example after tensile tests

図 4.1.3.2-6 引張試験後の外観例

表 4.1.3.2-3 途中止め試験後のくびれ部曲率計測結果

Table 4.1.3.2-3 Curvature of the necking part obtained from no break tensile tests

試験温度 (°C)	試験片符号	初期半径 a_0 (mm)	くびれ部半径 a (mm)	くびれ部曲率半径 R (mm)
-120	A22UT-4	5.01	3.45	8.42
-100	A21LT-2	5.00	3.19	5.85
-80	A16LT-2	5.00	3.17	5.42
-50	A21UT-2	5.00	2.91	4.22
23	A16UT-2	5.01	2.77	3.63

表 4.1.3.2-4 途中止め試験結果から求めた真応力及び真ひずみ

Table 4.1.3.2-4 True stress and true strain obtained from no break tensile tests

試験温度 (°C)	試験片符号	途中止め時の引張荷重 P (N)	真ひずみ ϵ_t (-)	真応力 σ_t (MPa)
-120	A22UT-4	46,588	0.75	1,250
-100	A21LT-2	41,428	0.90	1,150
-80	A16LT-2	39,136	0.91	1,097
-50	A21UT-2	33,413	1.09	1,091
23	A16UT-2	28,697	1.18	1,015

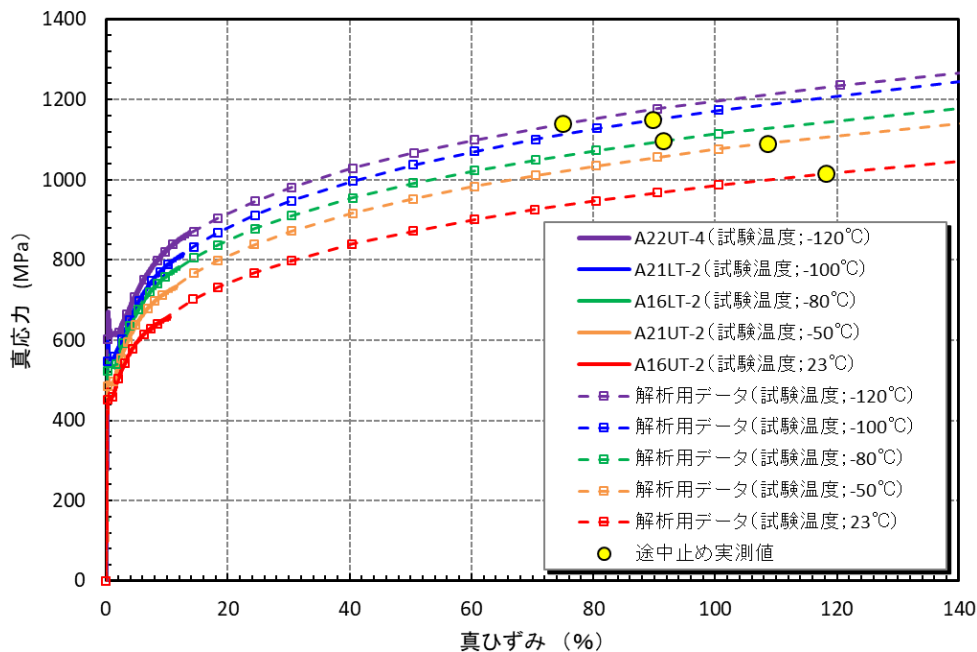


Fig. 4.1.3.2-7 True stress - true strain curves used for FE analysis

図 4.1.3.2-7 解析に用いる真応力-真ひずみ関係

4.1.3.3 シャルピー衝撃試験

低合金鋼 B の靱性（衝撃特性）の把握及び破壊靱性試験の試験温度検討の参考となるデータの取得を目的に、シャルピー衝撃試験を実施した。

(1) 試験片

シャルピー衝撃試験片の採取位置及び採取方向は次に示すとおりである。

- ・ 採取位置：Vノッチ先端位置が鋼板の表面から約40mmとなる位置
- ・ 採取方向：T-S方向（ノッチ面が圧延方向に平行で、ノッチ方向が板厚方向）

シャルピー衝撃試験片の形状及び寸法を図 4.1.3.3-1 に示す。試験片は、JIS Z 2242-2018^[4]に規定されている V ノッチ試験片とした。

(2) 試験方法

試験温度は、先行して実施した試験の結果を見ながら、後続の試験の試験温度を順次決定した。最初の試験は室温からスタートし、その結果に応じて、-80°C、-50°C、-30°C、-10°C、70°Cの順に試験を実施した。試験マトリクスは表4.1.2-4に示した。

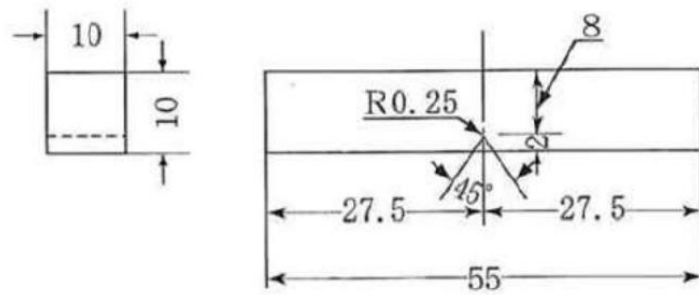
試験は、JIS Z 2242-2018に準拠して実施した。吸収エネルギー、延性破面率、横膨出量の測定についても、同JISに規定された方法で行った。

(3) 試験結果

シャルピー衝撃試験により得られた各温度における吸収エネルギー、延性破面率、横膨出量を表4.1.3.3-1に示す。また、温度と吸収エネルギー、延性破面率、横膨出量の関係を図 4.1.3.3-2に示す。吸収エネルギー、延性破面率及び横膨出量のいずれも、温度の上昇に伴って増加し（脆性－延性遷移挙動）、飽和する傾向が認められた。試験温度70°Cでは、3体の試験片の延性破面率がすべて100%となっており、上部棚温度となっていることを確認した。

(4) 評価

試験データに基づき評価したシャルピー衝撃特性を表 4.1.3.3-2 に示す。得られた $T_{r30} = -55^{\circ}\text{C}$ に基づき、C(T)試験片を用いた破壊靱性試験の試験温度を設定した。すなわち、JEAC4216-2015^[4-4]附属書 B の $T = T_{r30} - 24^{\circ}\text{C}$ ($= -79^{\circ}\text{C}$) から、-80°Cを基準として、その前後 ($\pm 30^{\circ}\text{C}$) でのデータの取得により温度依存性を確認するため、-110°C、-80°C及び-50°Cの3温度で各1体の破壊靱性試験を実施し、その結果から後続の破壊靱性試験温度を決定することとした。



単位：mm

Fig. 4.1.3.3-1 Geometry of Charpy impact specimen (V notch standard size)

図 4.1.3.3-1 シャルピー試験片形状 (V ノッチ標準サイズ)

表 4.1.3.3-1 シャルピー衝撃試験結果

Table 4.1.3.3-1 Charpy impact test results

試験片 符号	試験 温度 (°C)	吸収 エネルギー (J)	横膨 出量 (mm)	延性 破面率 (%)
A22UCV-05	70	260	2.38	100
A22UCV-06	70	238	2.37	100
A21UCV-03	70	237	2.51	100
A22UCV-01	22	227	2.29	90
A22UCV-02	22	196	2.36	80
A21UCV-01	22	216	2.42	90
A22UCV-11	-10	178	2.17	60
A22UCV-12	-10	169	2.43	60
A21UCV-06	-10	145	1.97	50
A21UCV-05	-30	136	1.88	35
A22UCV-10	-30	119	1.70	30
A22UCV-09	-30	107	1.55	30
A22UCV-03	-50	45	0.69	10
A21UCV-02	-50	22	0.41	10
A22UCV-04	-50	29	0.53	5
A21UCV-04	-80	15	0.29	0
A22UCV-08	-80	6	0.17	0

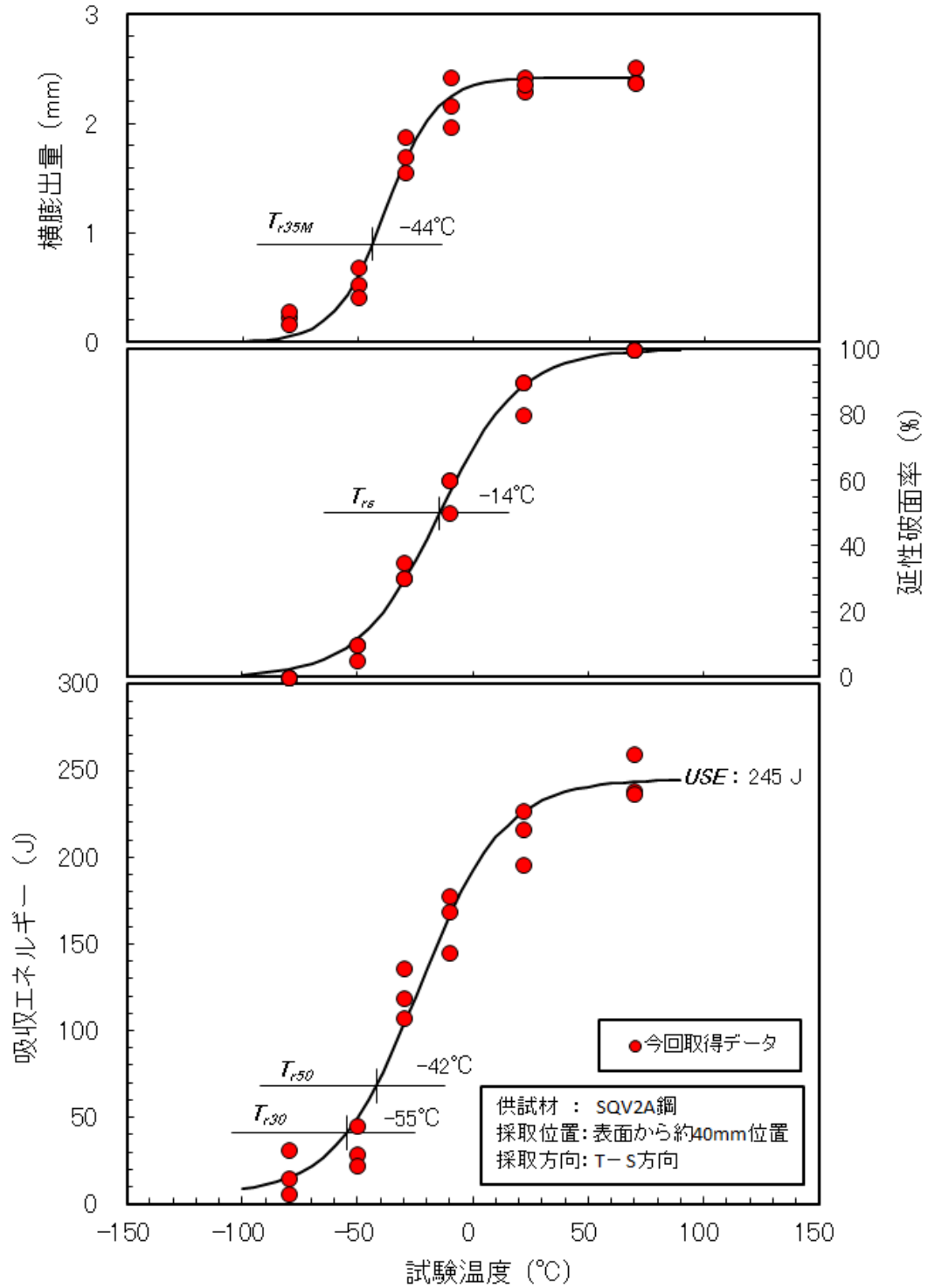


Fig. 4.1.3.3-2 Charpy impact test results

図 4.1.3.3-2 シャルピー衝撃試験結果

表 4.1.3.3-2 シャルピー衝撃特性

Table 4.1.3.3-2 Charpy impact characteristics

採取 方向	採取 位置	T_{r30} (°C)	T_{r50} (°C)	T_{r35M} (°C)	T_{rs} (°C)	USE (J)
T-S	表面から 約 40mm	-55	-42	-44	-14	245

T_{r30} : 41J の吸収エネルギーを示す遷移温度

T_{r50} : 68J の吸収エネルギーを示す遷移温度

T_{r35M} : 0.90mm の横膨出量を示す遷移温度

T_{rs} : 延性破面率が 50%を示す遷移温度

USE : 延性破面率が 100%を示す温度におけるすべての試験片の吸収エネルギーの平均値

4.1.3.4 破壊靱性試験 (C(T)試験片)

マスターカーブの参照温度 T_0 を求めるとともに、破壊評価パラメータの設定を行うため、1TC(T)試験片を用いて、脆性破壊及び延性破壊（延性亀裂進展）が生じる温度域での破壊試験を実施した。

(1) 試験片

低合金鋼 B の表面から板厚方向に約 40mm の位置が試験片の疲労予亀裂先端部となるように採取した C(T)試験片を用いた。試験片形状を図 4.1.3.4-1 に示す。

試験片には約 2mm の疲労予亀裂を導入するため、ノッチ先端位置が鋼材の表裏面から約 38mm（疲労予亀裂先端位置は鋼材の表裏面から約 40mm）となる位置から試験片を採取した。

試験片を加工した後に、室温にて疲労予亀裂を導入した後に、深さ片側 10%B（B：試験片厚さ）のサイドグループ加工を行った。

(2) 試験方法

破壊靱性試験は、次に示す規格に準拠して、破壊靱性マスターカーブの参照温度 T_0 付近の温度で実施した。試験温度については、4.1.3.3 項で実施したシャルピー衝撃試験の結果及び破壊靱性試験の結果を確認しながら決定した。試験マトリクスは表 4.1.2-5 に示した。

- ・ 準拠規格：JEAC4216-2015 及び ASTM E1820-2018^[4-5]
- ・ 試験温度：室温, -10°C, -15°C, -20°C, -50°C, -80°C, -110°C
- ・ 負荷速度：初期弾性域において $dK/dt = 0.1 \sim 2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m/s}}$
- ・ 材料物性 縦弾性係数： $E = 202,100 - 62.6 T \text{ MPa}$

T ：試験温度(°C)

(JEAC4216-2015 解説 MCT-1300 の材料グループ A の式)

ポアソン比： $\nu=0.3$

室温の 0.2%耐力：約 460MPa

室温の引張強さ：約 600MPa

なお、破壊靱性試験においては、荷重（ロードセル出力）及び荷重線変位（クリップゲージで測定された開口変位）を連続的に測定し、クリップゲージについては上記の試験温度をカバーする温度範囲で校正が実施されたものを使用した。

破壊靱性試験により得られたデータに基づき、JEAC4216-2015 に従って破壊靱性マスターカーブの参照温度 T_0 を評価した。

(3) 試験結果

C(T)試験で得られた破壊靱性試験結果の一覧を表 4.1.3.4-1 に、荷重 P —荷重線変位 δ_L 曲線を図 4.1.3.4-2 に示す。同一の試験温度では、試験片間の P — δ_L 曲線はよく一致した。

また、図 4.1.3.4-3 に示すように、遷移温度領域のデータを対象にマスターカーブ法を適用した結果、 T_0 は約 -88°C となった。マスターカーブの適用温度範囲 ($T_0 \pm 50^{\circ}\text{C}$) で得られたデータは、いずれもマスターカーブの累積破損確率が 5%から 95%に対応する範囲に収まることを確認した。更に、図 4.1.3.4-4 に示すように、 -80°C で得られた 7 個のデータを対象にワイブルプロットした結果、傾き $b=8.7$ となり、データのばらつきは小さいことがわかる。

室温において除荷コンプライアンス法にて破壊靱性試験を実施した結果、 J - Δa 曲線及び Δa と δ_L の関係は、それぞれ図 4.1.3.4-5 及び図 4.1.3.4-6 に示すように、試験片間の差異は小さい。

図 4.1.3.4-7 に延性亀裂進展量の厚さ方向分布(試験温度 -80°C)を示す。

破面の外観を図 4.1.3.4-8 に示す。 T_1 候補温度である -110°C 及び -80°C では、延性亀裂進展は認められなかった。一方、 T_2 候補温度である -10°C では延性亀裂進展量のばらつきが大きく、9mm を超える試験片もあった。

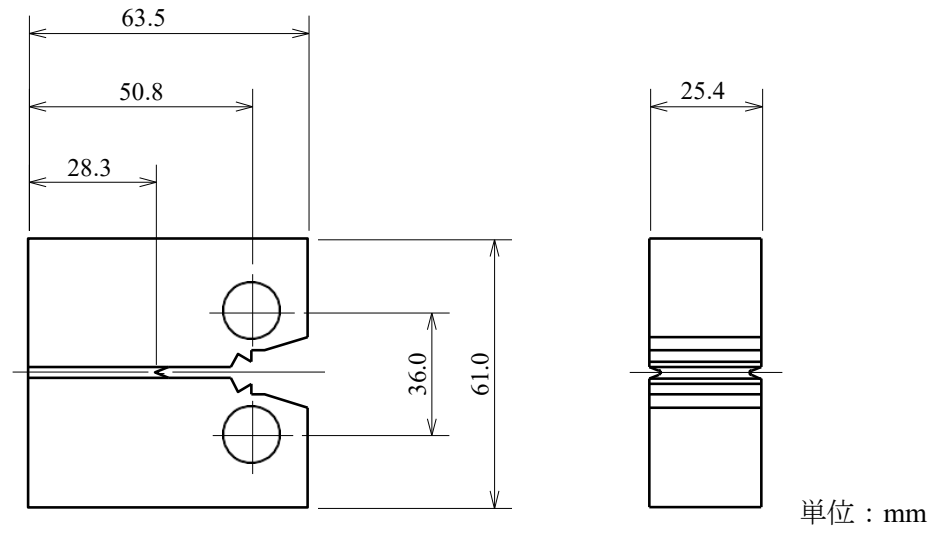


Fig. 4.1.3.4-1 Geometry of C(T) specimen

図 4.1.3.4-1 C(T)試験片の形状

表 4.1.3.4-1 C(T)試験片の破壊靱性試験結果

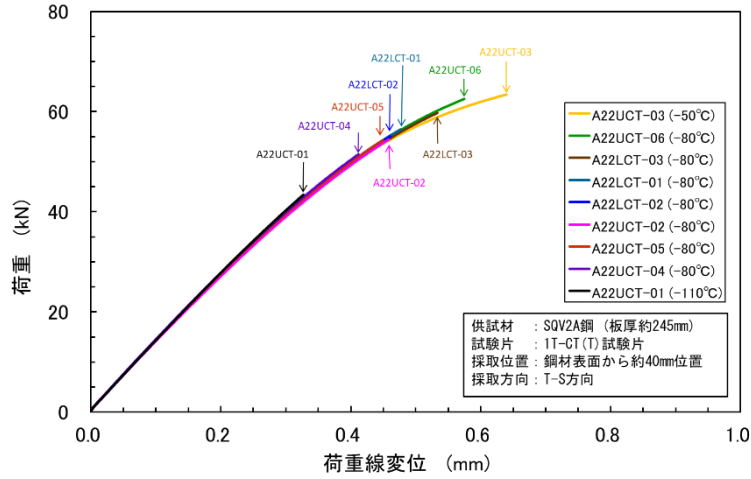
Table 4.1.3.4-1 Fracture toughness test results of C(T) specimen

材料	試験片符号	温度 T (°C)	試験片形状 (mm)				延性亀裂進展量 Δa_p (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)	$K_{Jc(limit)}$ (MPa√m)	$K_{Jc(limit)}$ に對するValidity	延性亀裂進展量に関するValidity
			幅 W	厚さ B	正味厚さ B_N	亀裂長さ a_0	Δa_p (mm)									
							板厚平均	最大								
低合金鋼B	A22UCT-01	-110	50.80	25.42	20.51	25.35	0.00	0.00	43.4	28.7	2.28	31.0	84.3	343	valid	valid
	A22UCT-06	-80	50.80	25.44	20.52	25.38	0.03	0.05	62.6	60.4	26.6	86.9	141	326	valid	valid
	A22LCT-03	-80	50.80	25.44	20.53	25.53	0.02	0.04	59.7	56.0	19.7	75.7	131	325	valid	valid
	A22LCT-01	-80	50.79	25.45	20.53	25.26	0.01	0.04	56.5	48.5	13.3	61.8	119	327	valid	valid
	A22LCT-02	-80	50.79	25.44	20.54	25.38	0.01	0.02	55.1	46.8	11.5	58.3	115	326	valid	valid
	A22UCT-02	-80	50.79	25.44	20.50	25.40	0.00	0.02	54.4	45.9	10.8	56.6	114	326	valid	valid
	A22UCT-05	-80	50.78	25.44	20.54	25.33	0.02	0.04	54.3	45.2	10.6	55.8	113	326	valid	valid
	A22UCT-04	-80	50.78	25.45	20.54	25.20	0.01	0.04	51.5	40.0	7.35	47.4	104	327	valid	valid
	A22UCT-03	-50	50.78	25.42	20.50	25.30	0.04	0.07	63.4	62.2	42.1	104	153	313	valid	valid
	A22LCT-04	-20	50.80	25.45	20.61	25.34	0.40	0.58	73.1	83.0	496	579	360	303	invalid	valid
	A22LCT-05	-20	50.81	25.44	20.63	25.45	0.27	0.57	69.8	76.8	301	377	290	302	valid	valid
	A21UCT-02	-15	50.80	25.45	20.63	25.46	0.36	0.64	71.6	81.0	471	552	351	300	invalid	valid
	A21UCT-01	-15	50.80	25.45	20.63	25.43	0.21	0.36	69.3	75.5	287	362	284	300	valid	valid
	A16UCT-01	-10	50.80	25.45	20.60	25.52	7.66	9.11	49.9	39.7	3864	3904	933	298	invalid	invalid
	A16LCT-01	-10	50.79	25.45	20.62	25.50	4.39	5.98	64.9	67.1	2833	2900	804	298	invalid	invalid
	A21LCT-02	-10	50.79	25.44	20.64	25.53	1.64	3.37	74.2	87.9	1666	1754	625	298	invalid	invalid
	A22LCT-06	-10	50.78	25.45	20.64	25.46	7.72	9.63	76.1	91.7	1433	1524	583	299	invalid	invalid
	A21LCT-01	-10	50.80	25.47	20.65	25.38	0.20	0.28	67.8	72.0	266	338	274	299	valid	valid
A14LCT-01	24	50.81	25.46	20.63	25.55	3.86	4.39	72.3	-	-	1161	506	289	invalid	invalid	
A14UCT-01	24	50.79	25.46	20.62	25.44	3.92	4.90	73.1	-	-	1104	493	290	invalid	invalid	

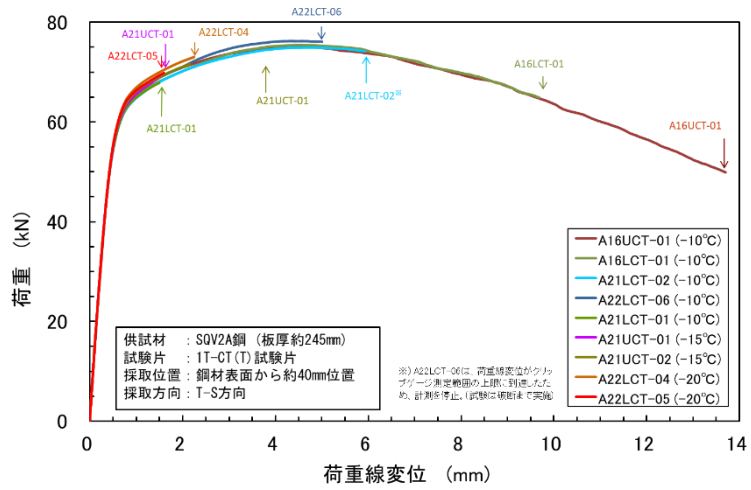
注1：ヤング率はJEAC4216-2015の材料グループAの温度依存性式 $E(T)=202,100-62.6T$ (MPa) を使用

注2：降伏応力はBS7910：2013+A1：2015の温度依存性式 $\sigma_Y(T)=\sigma_{Y(RT)}+10^5/(491+1.8T)-189$ (MPa)を使用。 $\sigma_{Y(RT)}$ は室温の降伏応力実測値の453MPa

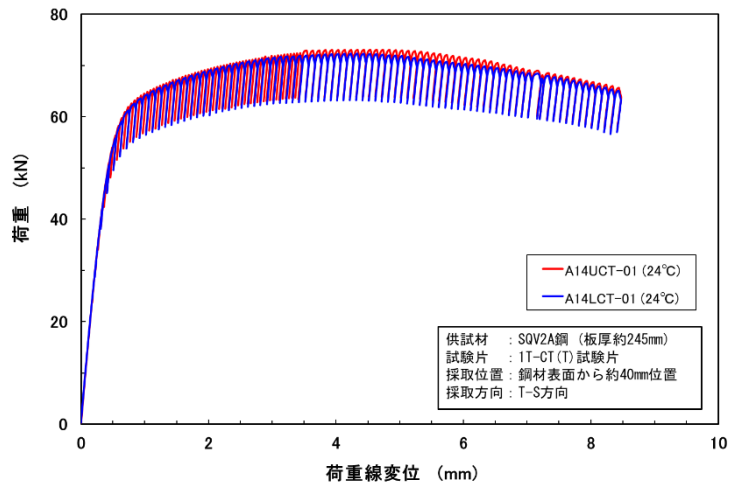
注3：試験温度24°Cは、除荷コンプライアンス法で試験したため、 J_c 及び J_p は「-」と表記。また、 J_c の欄には J_{Ic} を記載



(a) T_1 候補温度 (-110°C~-50°C)



(b) T_2 候補温度 (-20°C~-10°C)



(c) T_3 候補温度 (室温)

Fig. 4.1.3.4-2 Load P -load line displacement δ_L curve (C(T))

図 4.1.3.4-2 荷重 P —荷重線変位 δ_L 曲線(C(T))

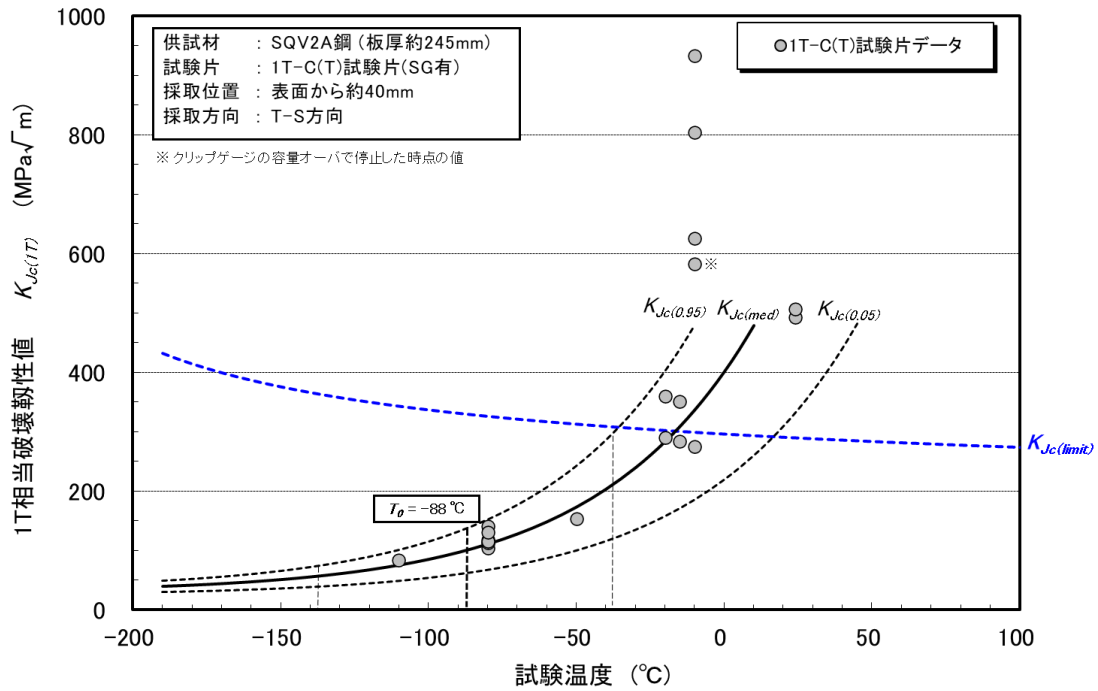


Fig. 4.1.3.4-3 Temperature dependence of K_{Jc} of C(T) specimen

図 4.1.3.4-3 C(T)試験片の K_{Jc} の温度依存性

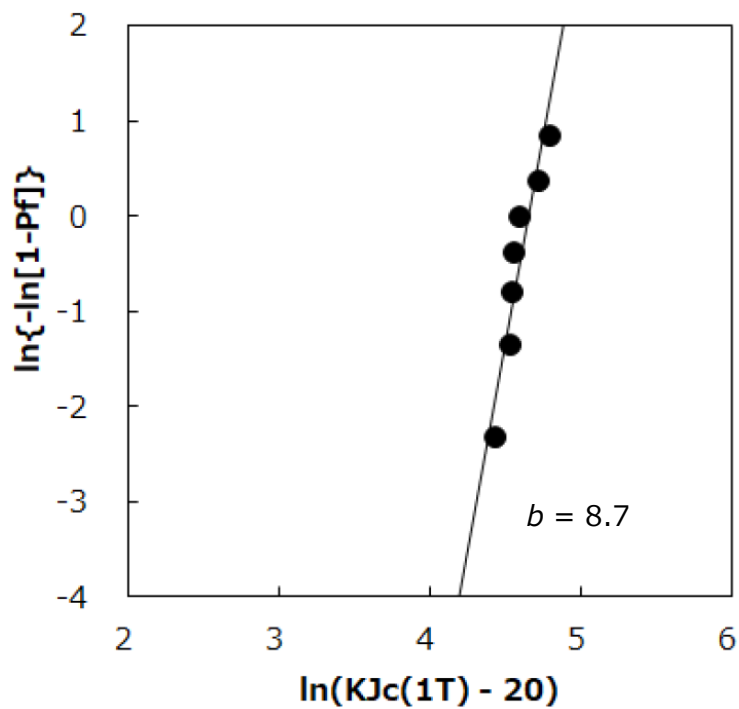


Fig. 4.1.3.4-4 Weibull distribution of K_{Jc} (-80°C) (C(T))

図 4.1.3.4-4 K_{Jc} の Weibull 分布(-80°C) (C(T))

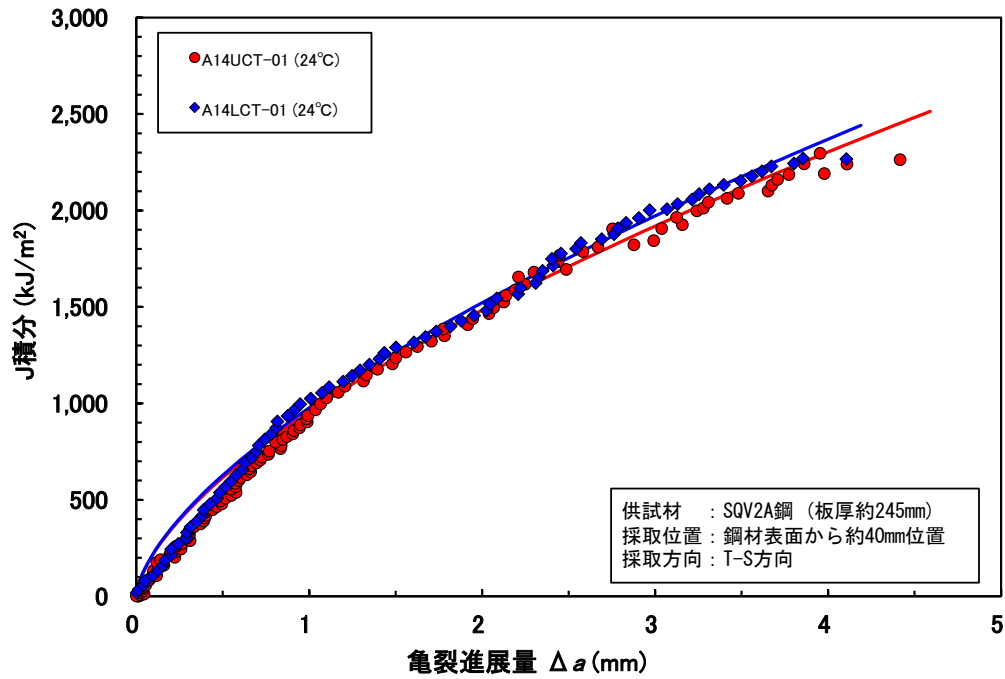


Fig. 4.1.3.4-5 J - Δa curve (C(T), RT)

図 4.1.3.4-5 J - Δa 曲線(C(T), 室温)

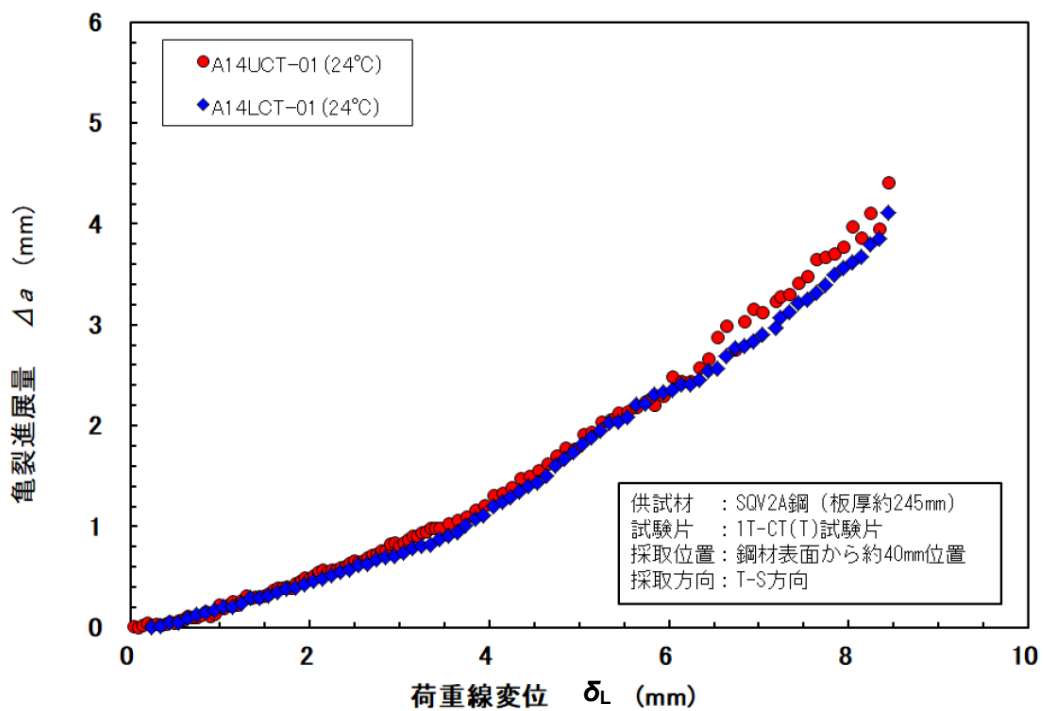


Fig. 4.1.3.4-6 Ductile crack growth amount Δa and load line displacement δ_L curve

(C(T), RT)

図 4.1.3.4-6 延性亀裂進展量 Δa と荷重線変位 δ_L の関係(C(T), 室温)

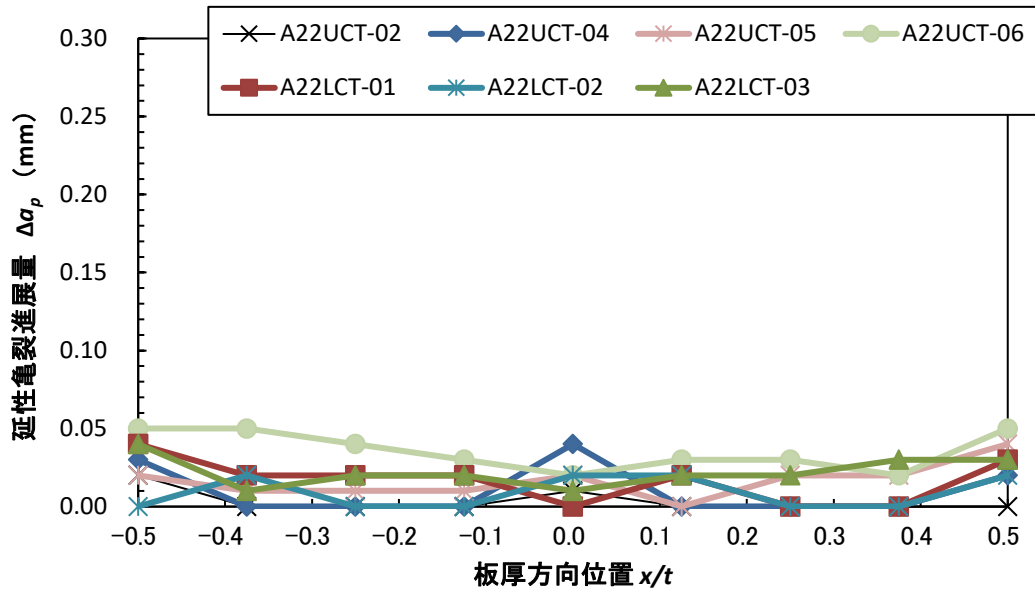
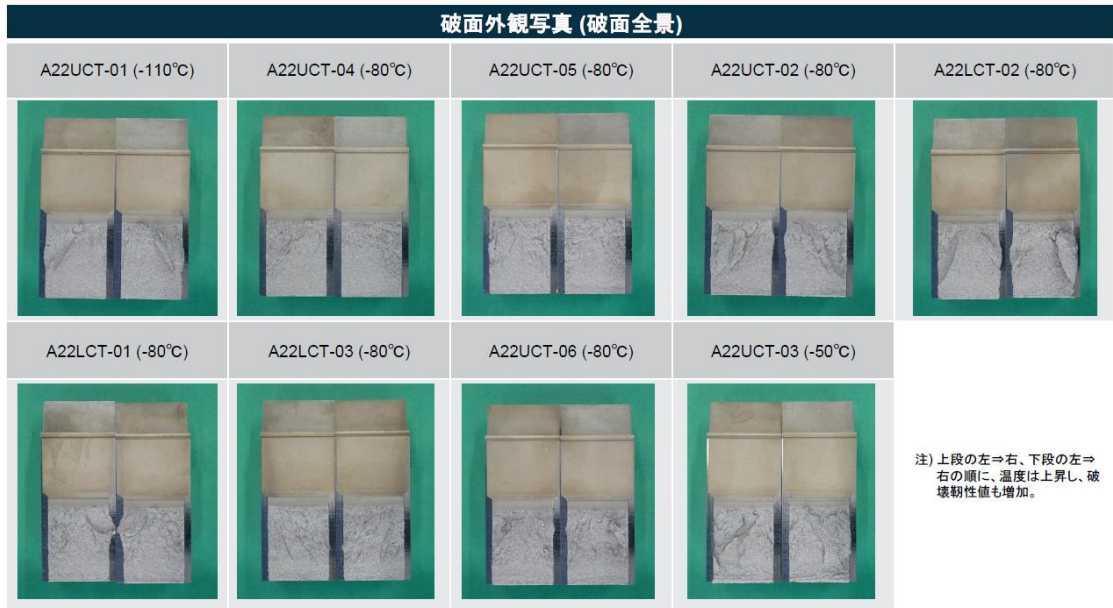
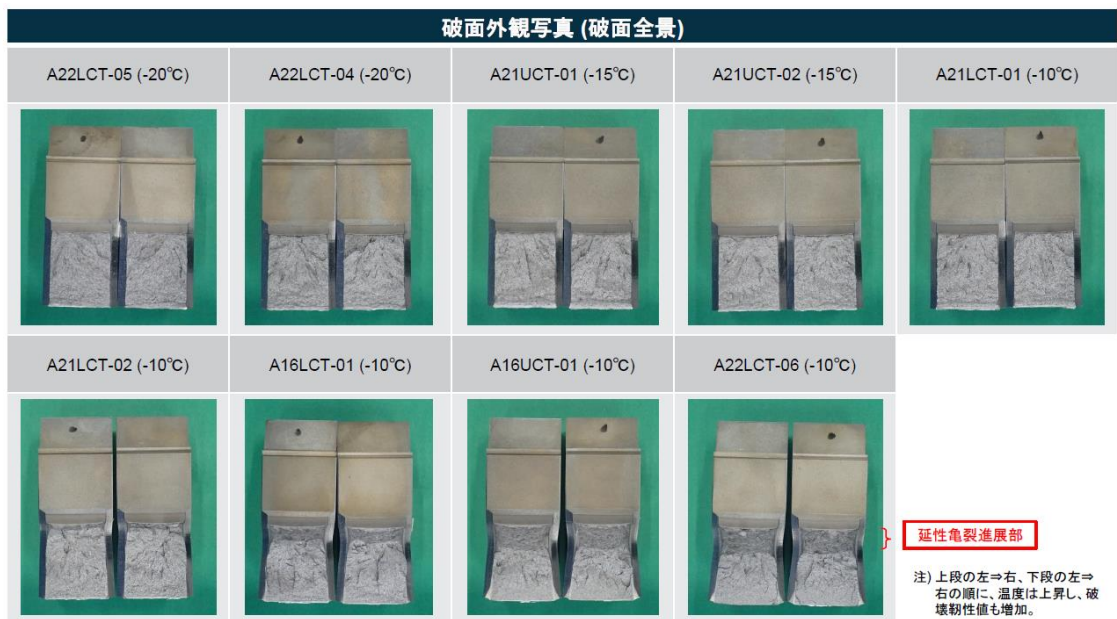


Fig. 4.1.3.4-7 Ductile crack growth profiles over specimen thickness (C(T) at -80°C)

図 4.1.3.4-7 延性亀裂進展量の厚さ方向分布(C(T), 試験温度-80°C)



(a) T_1 候補温度



(b) T_2 候補温度

Fig. 4.1.3.4-8 Fracture surface (C(T))

図 4.1.3.4-8 C(T)試験片の破面外観写真

4.1.3.5 破壊靱性試験 (SE(B)試験)

塑性拘束効果を考慮した破壊評価モデルのパラメータ設定を行うため、1TSE(B)試験片を使用して、脆性破壊、及び延性亀裂進展後の脆性破壊が生じる温度域の破壊試験データを取得した。また、深い亀裂 ($a/W=0.5$) 及び浅い亀裂 ($a/W=0.1$) の2種類のSE(B)試験片により、破壊特性に及ぼす塑性拘束度の影響を確認した。

(1) 試験片

$a/W=0.5$ 及び $a/W=0.1$ のSE(B)試験片の疲労予亀裂導入時（一次加工）の試験片形状を図4.1.3.5-1及び図4.1.3.5-2に示す。

試験片を加工した後に、室温にて3点曲げの繰返し負荷により疲労予亀裂を導入した。なお、サイドグループは加工していない。

疲労予亀裂の導入後、板厚53mmのSE(B)試験片（一次加工品）を側面から18mmの位置で切断し、当該切断面を基準として板厚25.4mmの試験片とした。また、 $a/W=0.1$ のSE(B)試験片（一次加工品）については、背面を基準として、 $W=50.8\text{mm}$ となるように仕上げ加工を行った。 $a/W=0.5$ 及び $a/W=0.1$ のSE(B)試験片の最終寸法を図4.1.3.5-3及び図4.1.3.5-4に示す。

(2) 試験方法

SE(B)試験片による破壊試験は3点曲げを負荷し、図4.1.3.5-5に示すように、スパンは203.2mmとした。荷重及び変位量を試験機に付属している計器で計測するとともに、荷重線変位及び開口変位を同時に計測した。開口変位については、図4.1.3.5-6に示すように2セットのナイフエッジを段違いで取付け、ダブルクリップゲージ法で測定した。試験時の荷重速度は、初期弾性域において $dK/dt=0.1 \sim 2\text{MPa}\sqrt{\text{m/s}}$ とした。試験マトリクスは表4.1.2-6に示す。

(3) 試験結果

SE(B)試験片($a/W=0.5$)の破壊靱性試験結果を表4.1.3.5-1に、SE(B)試験片($a/W=0.1$)の破壊靱性試験結果を表4.1.3.5-2に示す。なお、一部の試験片で疲労予亀裂が不均一になっており、均質性の基準を満足しないことから、評価データから除いている。

また、SE(B)試験片($a/W=0.5$)の荷重－荷重線変位及び荷重－開口端変位を図4.1.3.5-7に、SE(B)試験片($a/W=0.1$)の荷重－荷重線変位及び荷重－開口端変位を図4.1.3.5-8に示す。試験温度 -20°C では、特に浅い亀裂の試験片を用いた場合、最終破断までの変位が非常に大きく、クリップゲージ計測範囲（荷重線変位：最大10mm，開口変位：最大15mm）の計測範囲を

超える場合があった。また、荷重線変位の値はばらつきが大きく、3点曲げ負荷時における試験片と治具の接触部の変形の影響を受けたと推定される。そのため、破壊靱性の評価には、開口変位を用いることとした。

SE(B)試験片では、開口変位をダブルクリップゲージで計測しており、式(4.1.3.5-1)を用いて、試験片表面の開口端変位に変換している。ここで、 V_1 :変位計1の変位、 V_2 :変位計2の変位、 z_1 、 z_2 はそれぞれナイフエッジの高さを示す。今回用いた試験では、 $z_1=1.6\text{mm}$ 、 $z_2=11.6\text{mm}$ である。

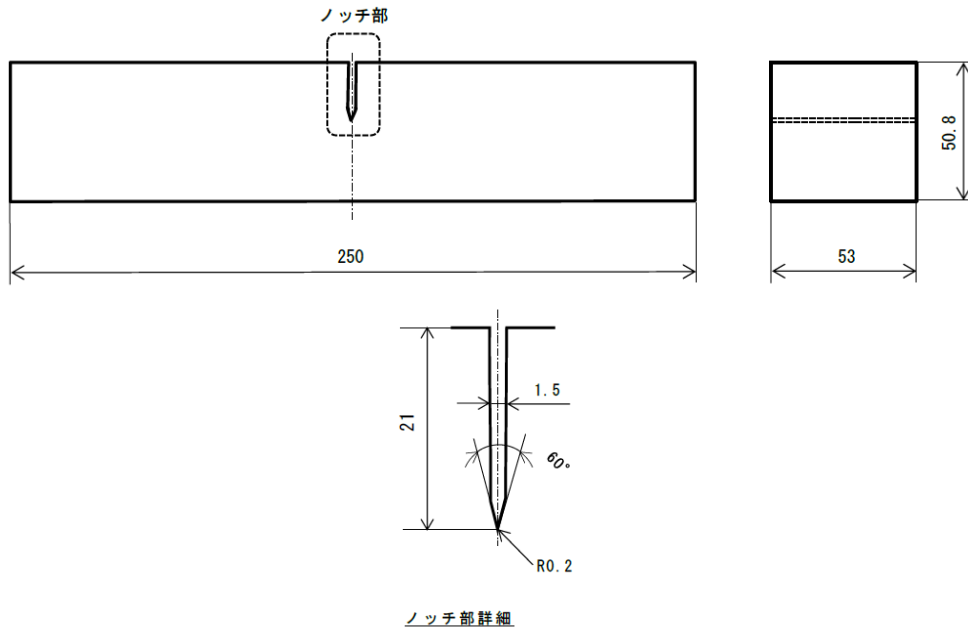
$$CMOD = V_1 - \frac{z_1}{z_2 - z_1} (V_2 - V_1) \quad (4.1.3.5-1)$$

図 4.1.3.5-9 には、SE(B)試験片の開口端変位に基づいて評価した K_{Jc} と、マスターカーブ評価結果を示す。同図には C(T)試験片で取得した K_{Jc} も含めている。SE(B)試験片($a/W=0.5$)では T_0 が -101°C となり C(T)試験片による結果 ($T_0=-88^\circ\text{C}$) と近かったが、SE(B)試験片($a/W=0.1$)では K_{Jc} が明らかに大きく、 T_0 が -142°C となり、浅い亀裂による塑性拘束効果が認められた。

C(T)試験片で除荷コンプライアンス法(室温)にて取得した $J-\Delta a$ 曲線と、 10°C 以下で脆性破壊した C(T)試験片及び SE(B)試験片の J 積分と延性亀裂進展量を比較した結果を図 4.1.3.5-10 に示す。SE(B)試験片($a/W=0.1$)の $J-\Delta a$ 曲線は、同じ試験温度の SE(B)試験片($a/W=0.5$)や C(T)試験片の $J-\Delta a$ 曲線に比べて上方にあり、延性破壊抵抗が大きい。

図 4.1.3.5-11 に延性亀裂進展量の厚さ方向分布(試験温度 -80°C)を示す。 $a/W=0.1$ の延性亀裂進展量は $a/W=0.5$ に比べて大きい。これは、 $a/W=0.1$ の SE(B)試験片は延性抵抗が大きい、 $a/W=0.5$ の SE(B)試験片では延性亀裂が進展する前にへき開破壊が生じているためである。

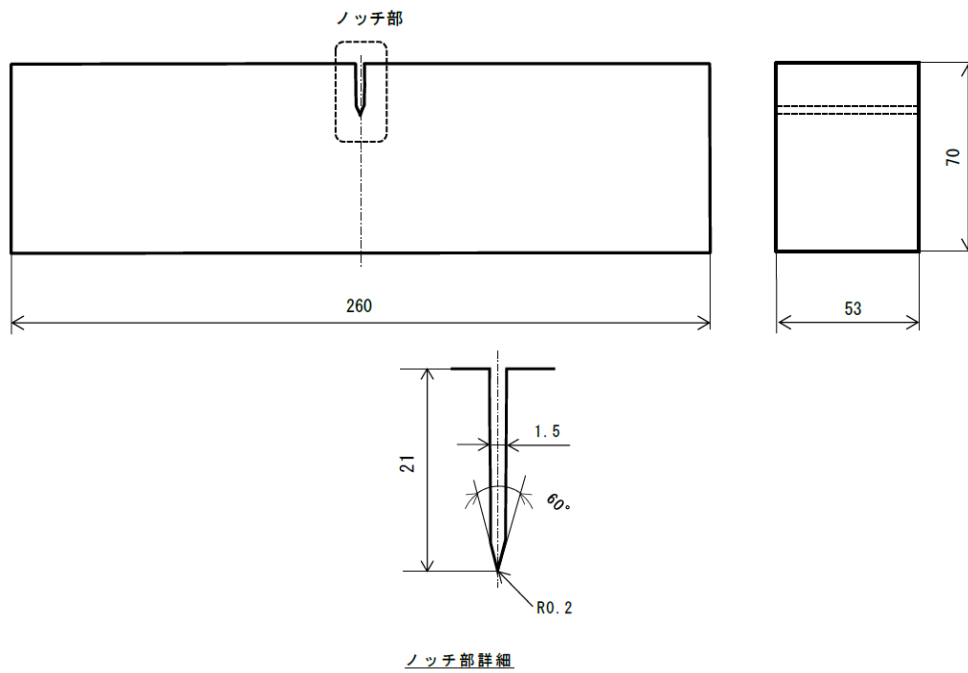
2種類の SE(B)試験片の破面外観写真を図 4.1.3.5-12 及び図 4.1.3.5-13 に示す。一部の試験片で疲労予亀裂が不均一になっており、均質性の基準を満足しないことから、評価データから除く。 T_1 候補温度においては、破面に延性亀裂進展は認められず、完全へき開破壊していることが確認できた。 T_2 候補温度では、疲労予亀裂先端にディンプルが観察され、その後へき開破壊に移行したことが確認できた。



単位：mm

Fig. 4.1.3.5-1 Pre-processing geometry of SE(B) specimen ($a/W=0.5$)

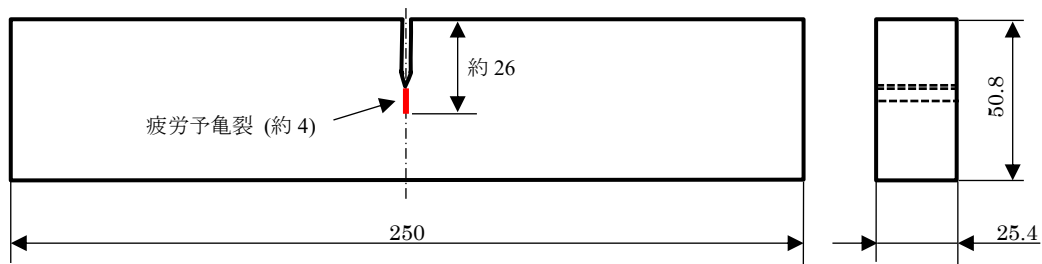
図 4.1.3.5-1 SE(B)試験片($a/W=0.5$)の一次加工品



単位：mm

Fig. 4.1.3.5-2 Pre-processing geometry of SE(B) specimen ($a/W=0.1$)

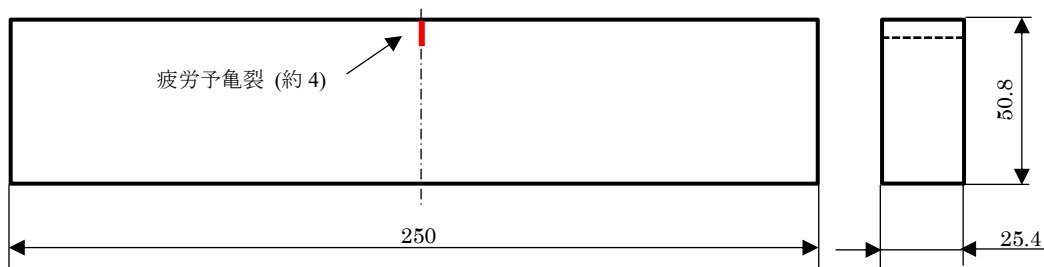
図 4.1.3.5-2 SE(B)試験片($a/W=0.1$)の一次加工品



単位：mm

Fig. 4.1.3.5-3 Geometry of SE(B) specimen ($a/W=0.5$)

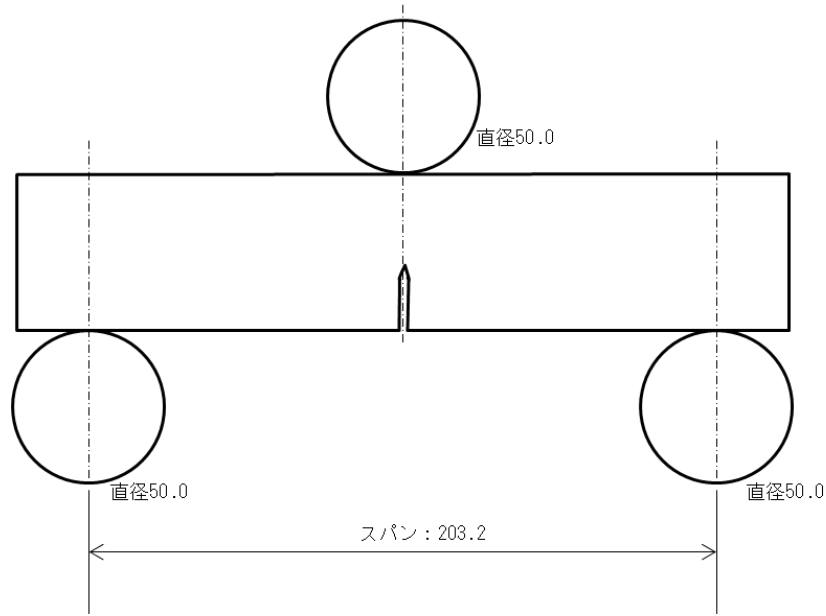
図 4.1.3.5-3 SE(B)試験片($a/W=0.5$)の最終形状



単位：mm

Fig. 4.1.3.5-4 Geometry of SE(B) specimen ($a/W=0.1$)

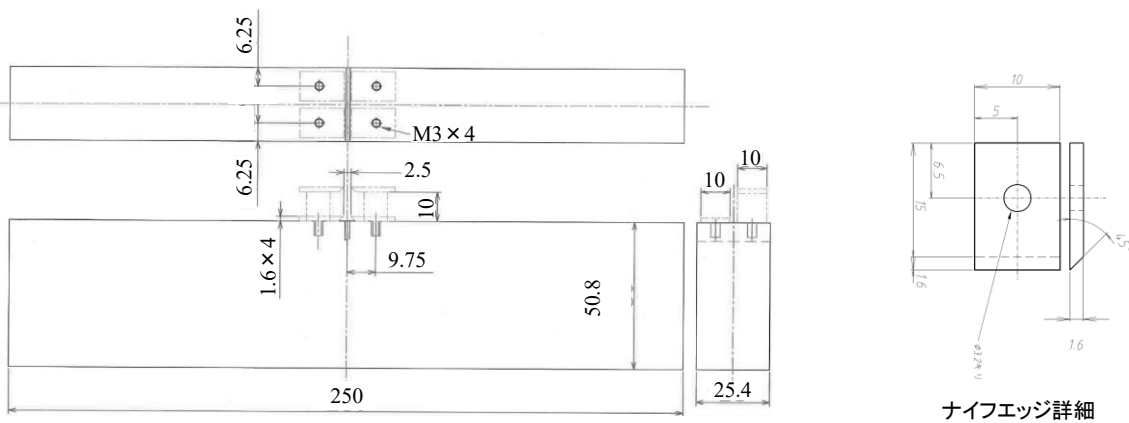
図 4.1.3.5-4 SE(B)試験片($a/W=0.1$)の最終形状



単位：mm

Fig. 4.1.3.5-5 Setting of fracture toughness test using SE(B) specimen ($a/W=0.5$ and 0.1)

図 4.1.3.5-5 SE(B)試験片による破壊靱性試験のセッティング状況 ($a/W=0.5$ 及び 0.1 共通)



単位：mm

Fig. 4.1.3.5-6 Knife edge setting of SE(B) specimen ($a/W=0.5$ and 0.1)

図 4.1.3.5-6 SE(B)試験片へのナイフエッジ取付け図 ($a/W=0.5$ 及び 0.1 共通)

表 4.1.3.5-1 SE(B)試験片($a/W=0.5$)の破壊靱性試験結果Table 4.1.3.5-1 Fracture toughness test results of SE(B) specimen ($a/W=0.5$)

材料	試験片符号	温度 T (°C)	試験片寸法						破断荷重 P_c (kN)	弾性J J_e (kJ/m ²)	塑性J J_p (kJ/m ²)		破壊靱性 J_c (kJ/m ²)		破壊靱性 K_{Jc} (MPa√m)		$K_{Jc(limit)}$ (MPa√m)	$K_{Jc(limit)}$ に関する Validity判定	延性亀裂進展 量に関する Validity判定	破断時変位 (mm)		延性亀裂進展量 Δa_p (mm)			
			幅 W (mm)	厚さ B (mm)	正味厚さ B_N (mm)	亀裂長さ a_0 (mm)	スパン S (mm)	a_0/W			LLD	CMOD	LLD	CMOD	LLD	CMOD				LLD	CMOD	LLD	CMOD	板厚平均	最大
低合金鋼B	A14U-SEBD-01	-80	50.78	25.38	25.38	23.73	203.2	0.467	69.5	60.1	96.5	98.2	157	158	189	190	336	Valid	Valid	1.23	0.80	0.05	0.09		
	A16L-SEBD-01	-80	50.80	25.40	25.40	26.44	203.2	0.520	53.8	50.2	27.3	31.7	77.5	81.9	133	137	319	Valid	Valid	0.89	0.56	0.01	0.01		
	A22U-SEBD-01	-80	50.77	25.39	25.39	26.36	203.2	0.519	52.9	48.3	27.7	22.8	76.0	71.1	132	127	319	Valid	Valid	0.73	0.50	0.00	0.00		
	A14L-SEBD-01	-80	50.80	25.40	25.40	26.17	203.2	0.515	52.9	46.9	20.9	22.9	67.9	69.9	124	126	321	Valid	Valid	0.81	0.49	0.00	0.01		
	A22U-SEBD-02	-80	50.79	25.36	25.36	25.94	203.2	0.511	52.0	44.1	12.7	15.1	56.8	59.3	114	116	322	Valid	Valid	0.66	0.42	0.00	0.00		
	A16U-SEBD-01	-80	50.80	25.40	25.40	26.33	203.2	0.518	50.2	43.0	11.3	13.4	54.4	56.5	111	113	320	Valid	Valid	0.74	0.46	0.00	0.00		
	A22L-SEBD-01	-80	50.82	25.36	25.36	26.20	203.2	0.516	49.6	41.4	10.4	13.3	51.7	54.6	108	112	321	Valid	Valid	0.63	0.41	0.00	0.00		
	A16L-SEBD-02	-20	50.78	25.39	25.39	26.61	203.2	0.524	61.1	67.7	-	-	-	-	-	-	295	-	-	-	-	4.62	6.28		
	A22U-SEBD-05	-20	50.78	25.40	25.40	26.21	203.2	0.516	68.6	80.9	-	2889	-	2970	-	815	297	Invalid	-	-	10.9	2.56	4.06		
	A22L-SEBD-02	-20	50.78	25.40	25.40	25.91	203.2	0.510	71.2	83.9	1485	1600	1569	1684	592	613	299	Invalid	Invalid	8.50	6.52	1.38	2.21		
	A16U-SEBD-03	-20	50.80	25.39	25.39	26.31	203.2	0.518	62.8	68.5	571	598	640	667	378	386	297	Invalid	Valid	4.03	2.91	0.35	0.56		
	A14L-SEBD-02	-20	50.81	25.40	25.40	26.36	203.2	0.519	60.4	63.7	452	471	516	535	339	346	297	Invalid	Valid	3.36	2.46	0.31	0.46		
	A22L-SEBD-04	-20	50.78	25.36	25.36	26.31	203.2	0.518	57.2	57.3	337	328	394	385	297	293	297	Valid	Valid	2.76	1.89	0.27	0.42		
	A22L-SEBD-05	-20	50.78	25.39	25.39	26.38	203.2	0.519	52.8	49.1	124	123	173	172	197	196	296	Valid	Valid	1.71	1.46	0.08	0.14		
A22U-SEBD-04	-15	50.78	25.39	25.39	26.37	203.2	0.519	66.4	77.5	-	3011	-	3089	-	830	295	Invalid	-	-	11.48	2.79	4.10			
A14U-SEBD-02	-10	50.81	25.39	25.39	26.42	203.2	0.520	65.6	76.0	-	3020	-	3096	-	830	293	Invalid	-	-	11.5	2.87	4.64			

注1: ヤング率はJEAC4216-2015の材料グループAの温度依存性式 $E(T)=202,100-62.6T$ (MPa) を使用

注2: 降伏応力はBS7910: 2013+A1: 2015の温度依存性式 $\sigma_y(T)=\sigma_{y(RT)}+10^3/(491+1.8T)-189$ (MPa)を使用。 $\sigma_{y(RT)}$ は室温の降伏応力実測値の453MPa

注3: A16L-SEBD-02、A22U-SEBD-05、A22U-SEBD-04、A14U-SEBD-02は、荷重線変位のクリップゲージ計測範囲外で破壊したため、LLDの破壊靱性値は「-」と表記

注4: A16L-SEBD-02は、開口変位のクリップゲージ計測範囲外で破壊したため、CMODの破壊靱性値は「-」と表記

注5: A14U-SEBD-01は疲労予亀裂長さがInvalidなため、評価対象外とする

注6: LLDは荷重線変位、CMODは亀裂開口端変位

表 4.1.3.5-2 SE(B)試験片($a/W=0.1$)の破壊靱性試験結果Table 4.1.3.5-2 Fracture toughness test results of SE(B) specimen ($a/W=0.1$)

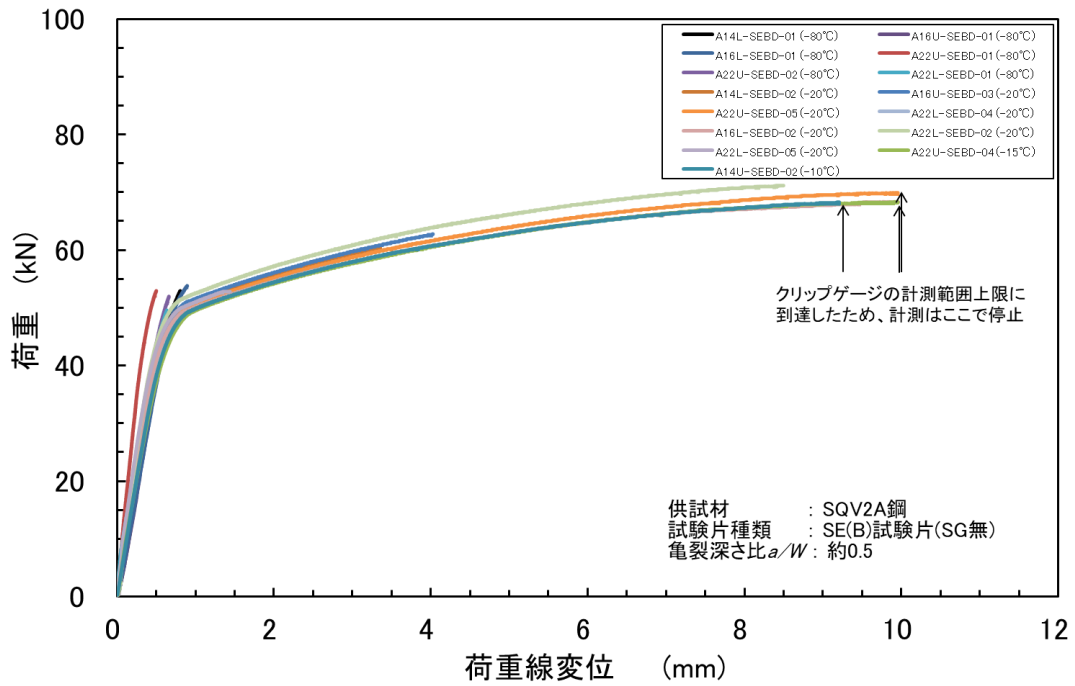
材料	試験片符号	温度 T (°C)	試験片寸法						破断荷重 P_c (kN)	弾性J J_e (kJ/m ²)	塑性J J_p (kJ/m ²)		破壊靱性 J_c (kJ/m ²)		破壊靱性 K_{Jc} (MPa√m)		$K_{Jc(limit)}$ (MPa√m)	$K_{Jc(limit)}$ に関する Validity判定	延性亀裂進展 量に関する Validity判定	破断時変位 (mm)		延性亀裂進展量(mm)	
			幅 W (mm)	厚さ B (mm)	正味厚さ B_N (mm)	亀裂長さ a_0 (mm)	スパン S (mm)	a_0/W			LLD	CMOD	LLD	CMOD	LLD	CMOD				LLD	CMOD	板厚平均	最大
低合金鋼B	A14U-SEBS-01	-80	50.80	25.40	25.40	4.10	203.2	0.081	207	54.6	470	542	525	597	346	369	442	Valid	Valid	3.69	1.14	0.19	0.27
	A22L-SEBS-01	-80	50.78	25.35	25.35	4.06	203.2	0.080	199	50.3	313	404	363	454	288	321	442	Valid	Valid	2.89	0.87	0.19	0.26
	A14L-SEBS-01	-80	50.77	25.36	25.36	4.15	203.2	0.082	197	50.2	314	382	364	432	288	314	442	Valid	Valid	2.76	0.87	0.13	0.18
	A16U-SEBS-01	-80	50.79	25.38	25.38	3.37	203.2	0.066	195	41.2	207	326	249	367	238	289	445	Valid	Valid	2.11	0.73	0.09	0.14
	A22U-SEBS-03	-80	50.76	25.40	25.40	4.00	203.2	0.079	188	44.3	231	273	276	317	250	269	442	Valid	Valid	2.71	0.67	0.08	0.13
	A22U-SEBS-02	-80	50.78	25.40	25.40	4.07	203.2	0.080	187	44.6	232	241	277	285	251	255	442	Valid	Valid	2.45	0.59	0.10	0.14
	A16L-SEBS-02	-80	50.83	25.37	25.37	4.00	203.2	0.079	174	37.8	100	145	138	183	177	204	443	Valid	Valid	1.84	0.35	0.02	0.03
	A22L-SEBS-03	-80	50.72	25.36	25.36	4.06	203.2	0.080	175	39.1	137	124	176	164	200	193	442	Valid	Valid	2.32	0.39	0.04	0.06
	A16L-SEBS-01	-80	50.76	25.39	25.39	4.13	203.2	0.081	175	39.5	53.5	85.4	93.0	125	145	169	442	Valid	Valid	1.38	0.29	0.00	0.00
	A22U-SEBS-01	-80	50.81	25.38	25.38	3.83	203.2	0.075	175	36.7	53.9	84.1	90.6	121	144	166	443	Valid	Valid	1.21	0.29	0.00	0.00
	A14L-SEBS-02	-50	50.78	25.34	25.34	2.29	203.2	0.045	268	55.8	-	3001	-	3056	-	830	432	Invalid	Invalid	-	4.79	0.98	1.42
	A22U-SEBS-04	-30	50.78	25.39	25.39	3.80	203.2	0.075	243	71.7	-	6154	-	6226	-	1181	416	Invalid	Invalid	-	9.22	5.78	6.36
	A22U-SEBS-05	-20	50.76	25.40	25.40	3.71	203.2	0.073	212	53.6	-	7780	-	7834	-	1323	411	Invalid	Invalid	-	11.68	8.29	12.46
	A16L-SEBS-03	-20	50.78	25.38	25.38	3.51	203.2	0.069	238	64.5	-	6882	-	6947	-	1246	412	Invalid	Invalid	-	10.12	5.76	8.81
	A22L-SEBS-05	-20	50.77	25.38	25.38	3.72	203.2	0.073	227	61.7	-	6735	-	6797	-	1232	411	Invalid	Invalid	-	10.13	6.26	9.56
	A14U-SEBS-02	-20	50.78	25.39	25.39	3.74	203.2	0.074	235	66.4	-	6624	-	6691	-	1223	411	Invalid	Invalid	-	9.92	6.50	8.81
A22L-SEBS-02	-20	50.77	25.38	25.38	3.89	203.2	0.077	209	54.4	-	5993	-	6047	-	1162	411	Invalid	Invalid	-	9.56	5.16	8.13	
A22L-SEBS-04	-20	50.77	25.40	25.40	3.76	203.2	0.074	238	68.4	-	5820	-	5888	-	1147	411	Invalid	Invalid	-	8.89	4.13	6.82	
A16U-SEBS-02	-20	50.78	25.38	25.38	3.85	203.2	0.076	244	73.5	-	5561	-	5635	-	1122	411	Invalid	Invalid	-	8.76	4.13	5.13	

注1: ヤング率はJEA4216-2015の材料グループAの温度依存性式 $E(T)=202,100-62.6T$ (MPa) を使用注2: 降伏応力はBS7910: 2013+A1: 2015の温度依存性式 $\sigma_y(T)=\sigma_{y(RT)}+10^5/(491+1.8T)-189$ (MPa)を使用。 $\sigma_{y(RT)}$ は室温の降伏応力実測値の453MPa

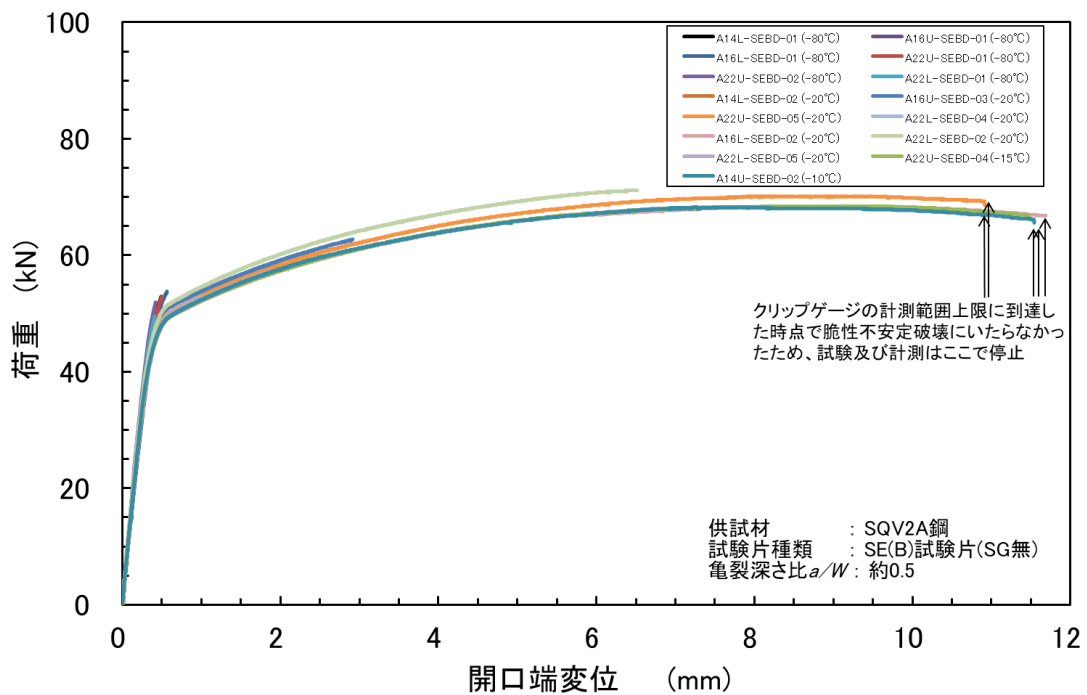
注3: 試験温度-50°C、-30°C、-20°Cは、荷重線変位のクリップゲージ計測範囲外で破壊したため、LLDの破壊靱性値は「—」と表記

注4: A14L-SEBS-02は疲労子亀裂長さがInvalidなため、評価対象外とする

注5: LLDは荷重線変位, CMODは亀裂開口端変位



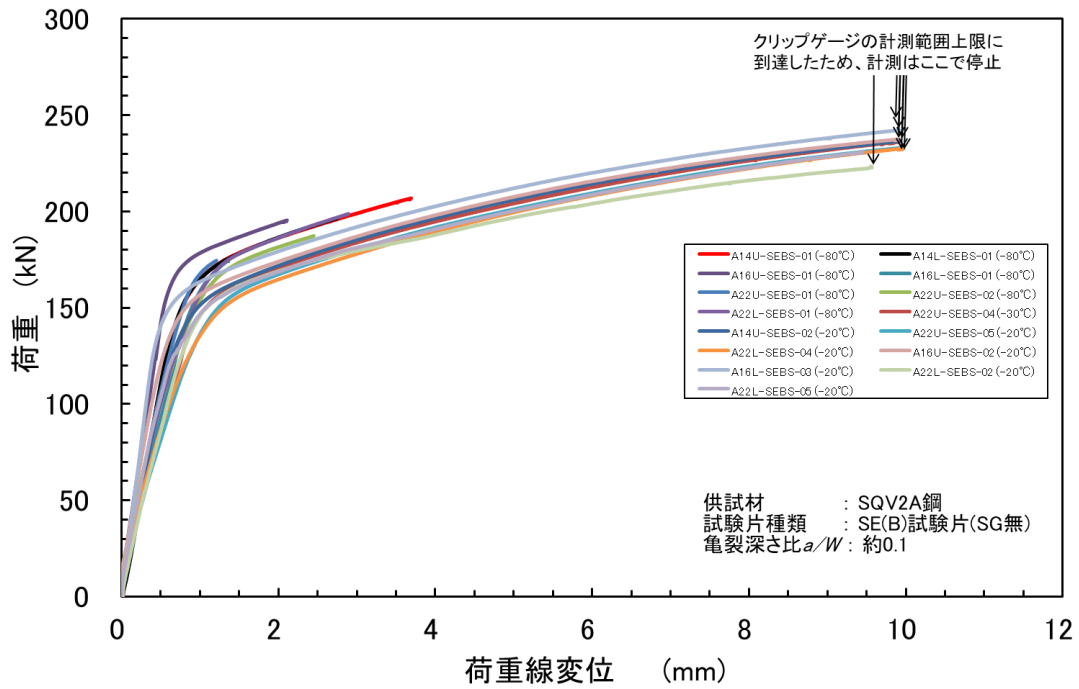
(a) 荷重－荷重線変位



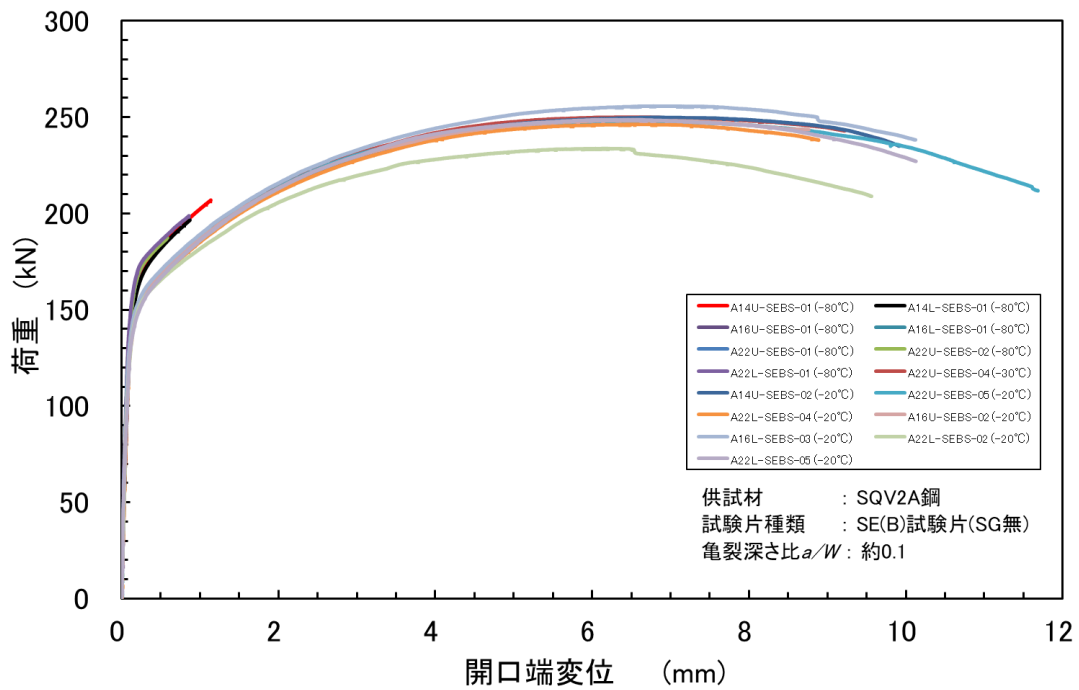
(b) 荷重－開口端変位

Fig. 4.1.3.5-7 Load - displacement curve (SE(B), $a/W=0.5$)

図 4.1.3.5-7 荷重－変位曲線(SE(B), $a/W=0.5$)



(a) 荷重－荷重線変位



(b) 荷重－開口端変位

Fig. 4.1.3.5-8 Load - displacement curve (SE(B), $a/W=0.1$)

図 4.1.3.5-8 荷重－変位曲線(SE(B), $a/W=0.1$)

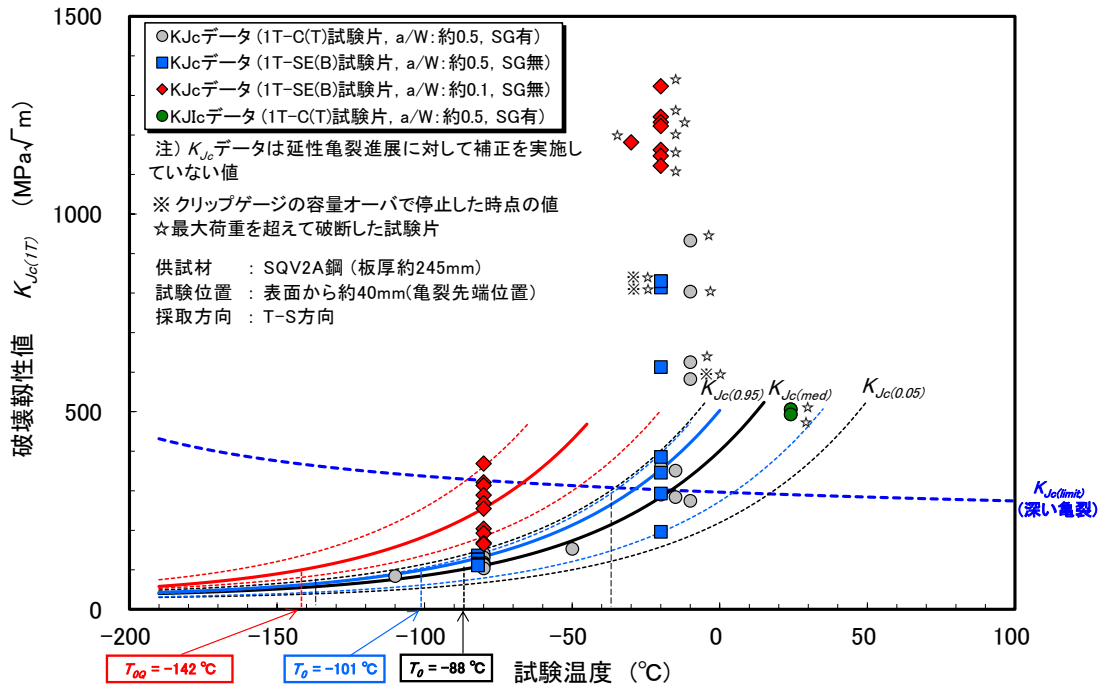
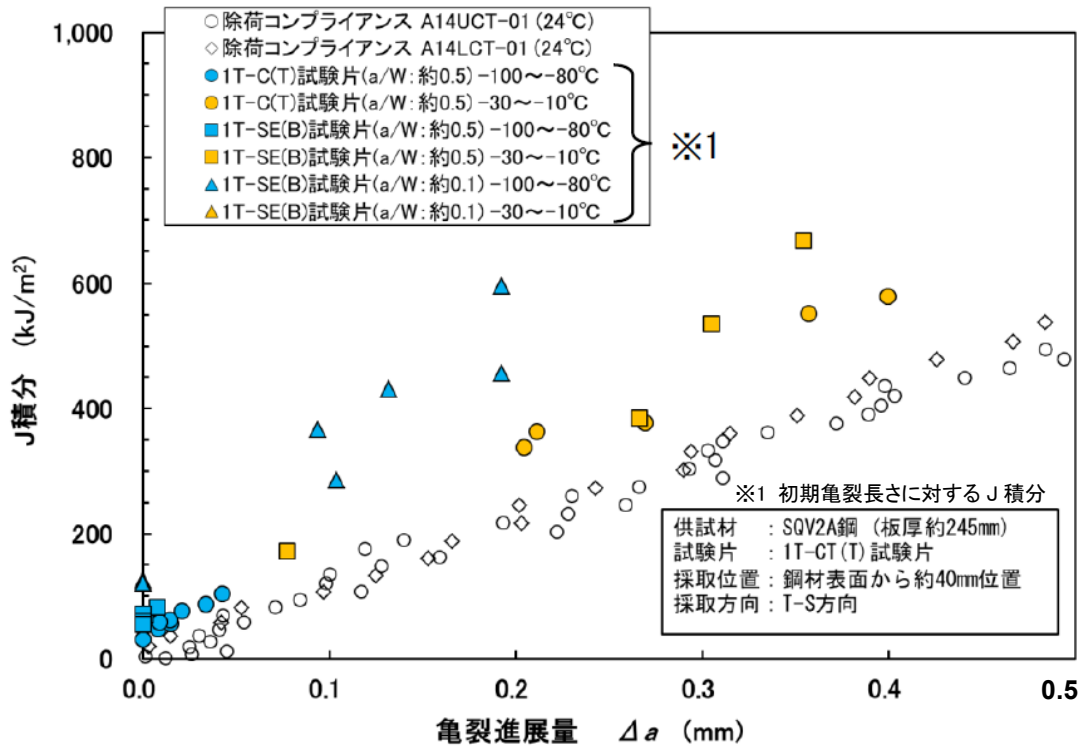
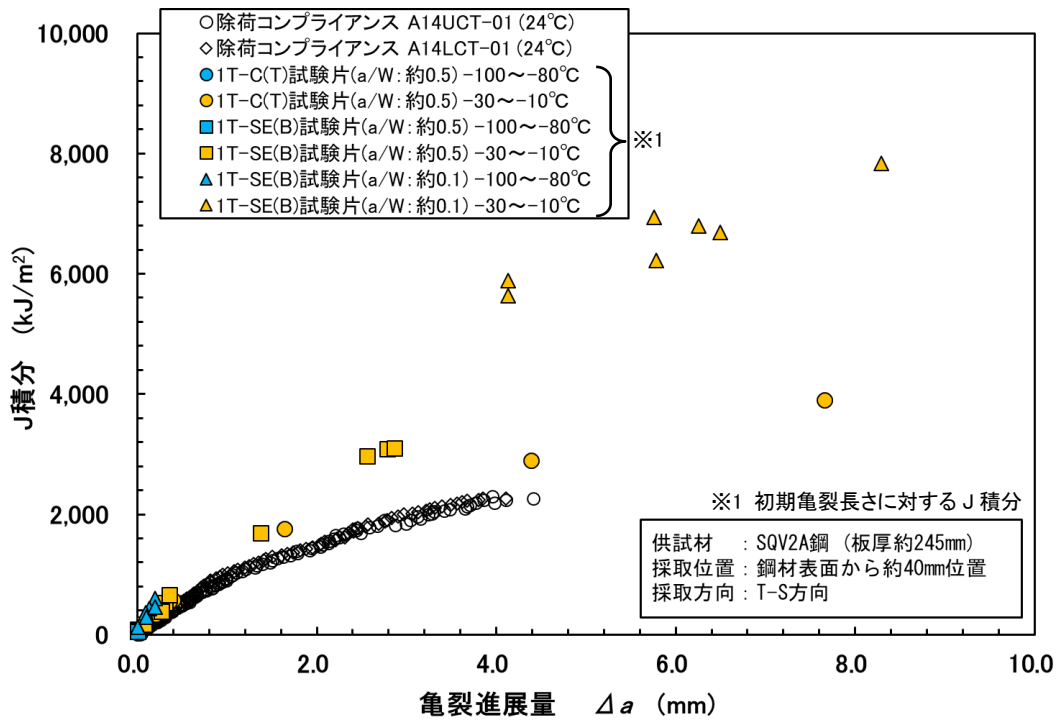


Fig. 4.1.3.5-9 Temperature dependence of K_{Jc} of SE(B) specimen

図 4.1.3.5-9 SE(B)試験片の K_{Jc} の温度依存性



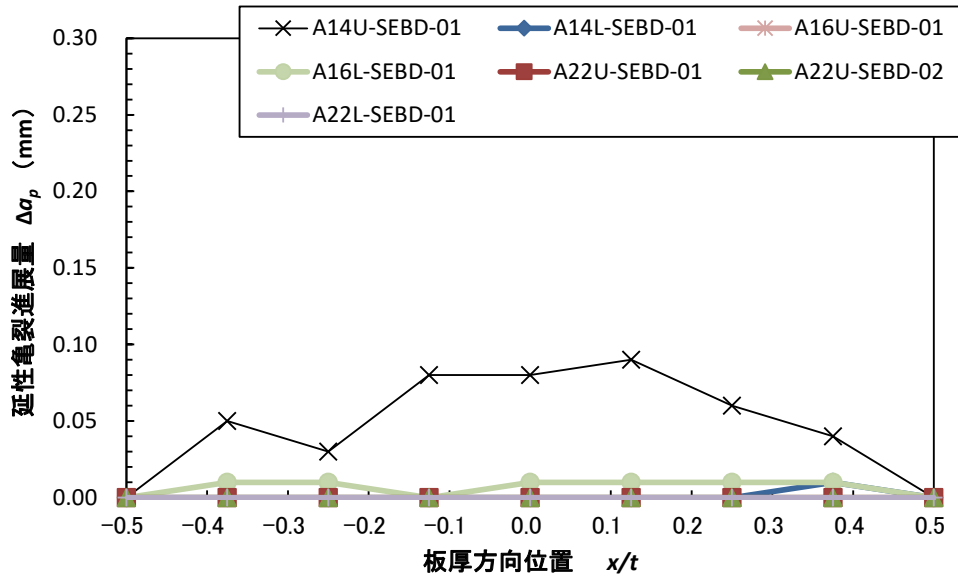
(a) Δa の小さい領域



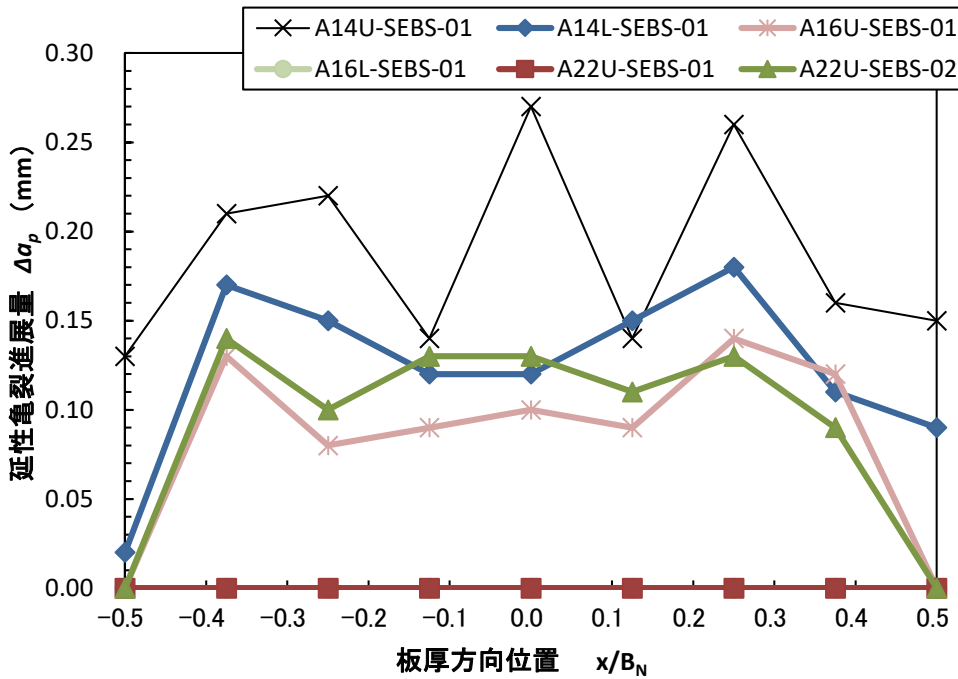
(b) Δa の大きい領域

Fig. 4.1.3.5-10 Comparison of J - Δa curve between C(T) and SE(B) specimens

図 4.1.3.5-10 C(T)及び SE(B)試験片の J - Δa 曲線の比較



(a) $a/W=0.5$



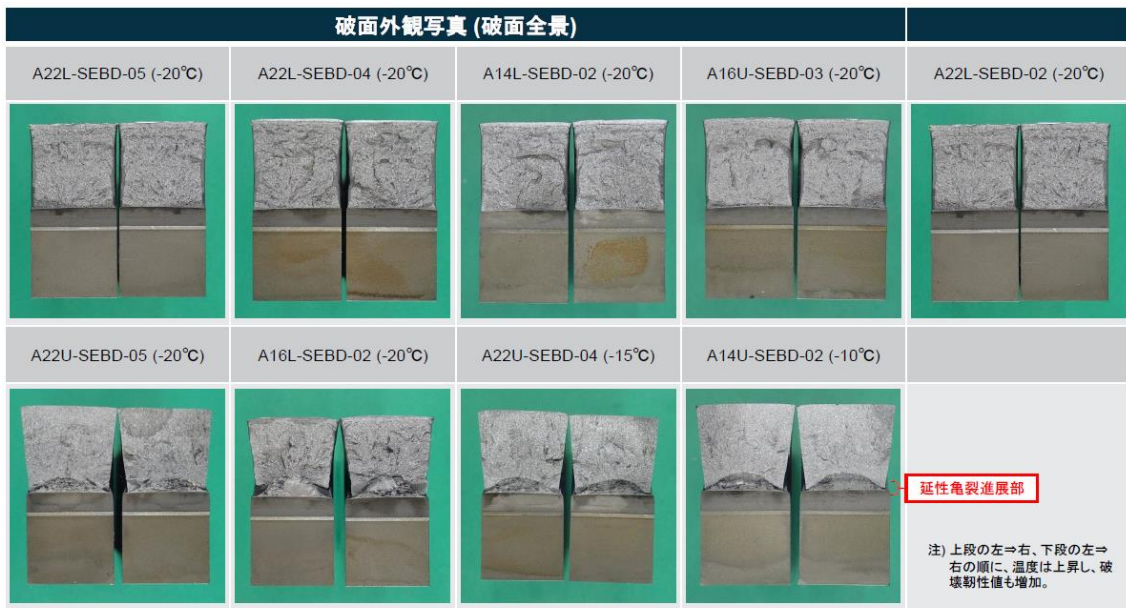
(b) $a/W=0.1$

Fig. 4.1.3.5-11 Ductile crack growth profiles over specimen thickness (SE(B) at -80°C)

図 4.1.3.5-11 延性亀裂進展量の厚さ方向分布(SE(B), 試験温度 -80°C)



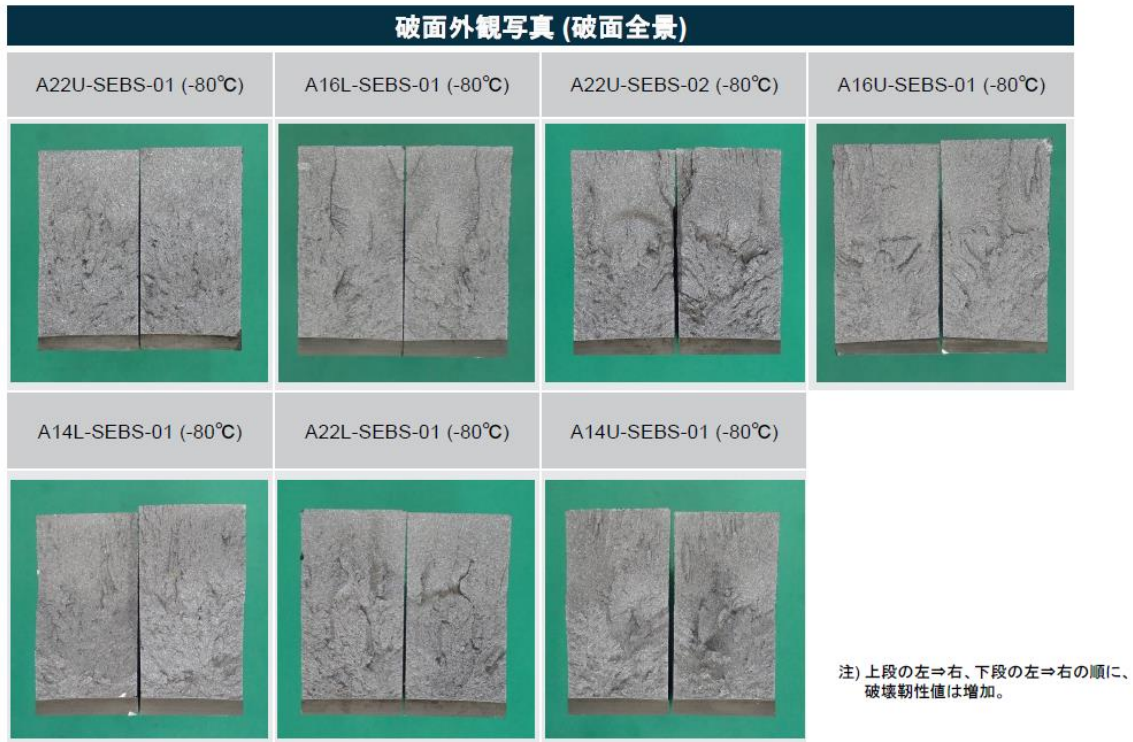
(a) T_1 候補温度 (-80°C)



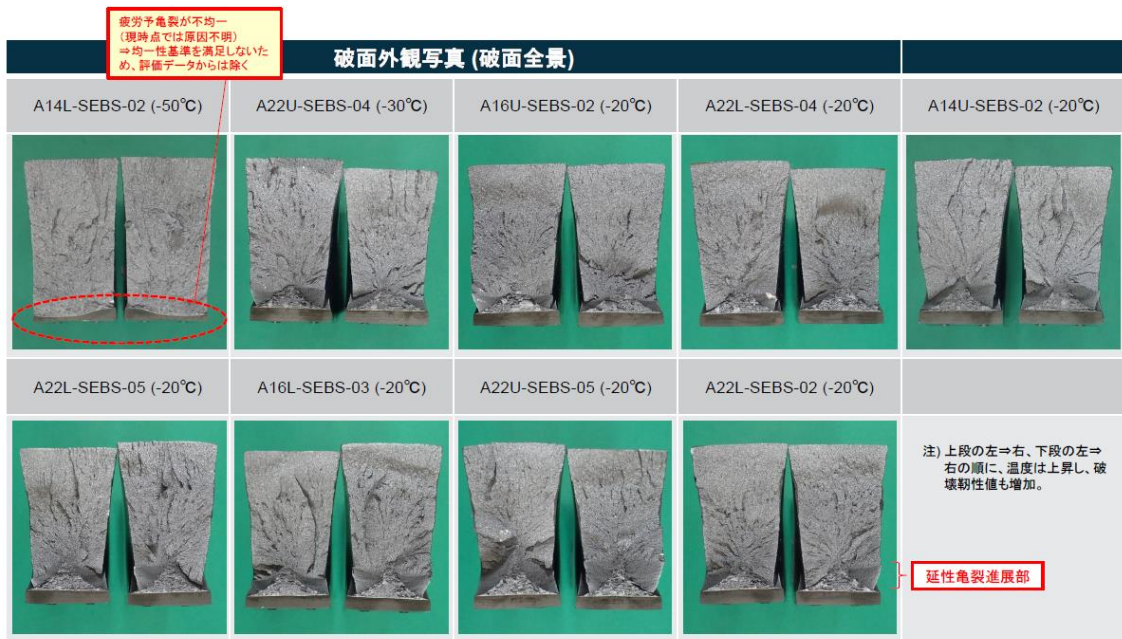
(b) T_2 候補温度 (-20~-10°C)

Fig. 4.1.3.5-12 Fracture surface (SE(B), $a/W=0.5$)

図 4.1.3.5-12 SE(B)試験片($a/W=0.5$)の破面外観写真



(a) T_1 候補温度 (-80°C)



(b) T_2 候補温度 (-50~-20°C)

Fig. 4.1.3.5-13 Fracture surface (SE(B), $a/W=0.1$)

図 4.1.3.5-13 SE(B)試験片($a/W=0.1$)の破面外観写真

4.1.3.6 表面亀裂付き平板引張予備試験及び本試験

塑性拘束効果を考慮した破壊評価モデルの妥当性を確認するための破壊試験データを得るため、塑性拘束の低い試験体として、表面亀裂付き平板試験体（引張負荷）を用いた破壊試験を実施した。

(1) 試験体

試験体は、低合金鋼 B（鋼材寸法：約 1000mm（主圧延方向）×約 2500mm（圧延直交方向）×約 245mm（板厚））から採取した。

疲労予亀裂導入時には試験部の厚さが 60mm 程度となるように加工し、EDM スリットから繰り返し曲げ負荷により疲労予亀裂を進展させた後に、両側の表面を約 5mm 切削して疲労予亀裂深さを 5mm、平行部(一般部)厚さを 50.8mm とするようにした。疲労予亀裂導入要領を図 4.1.3.6-1 に示す。なお、疲労予亀裂導入要領は後述する 4.1.3.7 項の平板曲げ試験と共通である。

試験体のつかみ部の寸法を確保するため、試験体の全長を 3,000mm 程度とする必要があり、試験部の両端に K 開先を設け、タブ板を溶接してつかみ代を確保した。平板試験体（引張負荷）の製作要領を図 4.1.3.6-2 に示す。なお、タブ板の材料は、板厚 100mm、板幅 330mm、長さ 1190mm の溶接構造用圧延鋼材（SM490）を用いた。平板破壊試験の際に、タブ板溶接部から破壊するのを防止するため、タブ板溶接部の厚さを 80mm とし、試験部厚さ（約 50mm）よりも厚くなるようにした。

図 4.1.3.6-3 に表面亀裂付き平板引張試験体の最終形状を示す。なお、タブ板は 3 セット準備し、試験を終える度に溶接部を切り離し、再利用した。

(2) 試験方法

平板試験体（引張負荷）には、最大荷重10MNの試験機を用いた。試験方法の概要は次に示す。

- ・制御方法：変位制御（シリンダ変位速度0.04 mm/sec）
- ・保持時間：試験体の表面の温度が試験温度に到達後60分以上
- ・準拠規格 ASTM E2899-15（可能な範囲で準拠）

試験速度は、弾性領域において亀裂最深部での負荷速度 dK/dt がC(T)試験片及びSE(B)試験片と同等となるように、 dK/dt が $0.1\sim 2\text{MPa}\sqrt{\text{m/s}}$ と同程度になるような変位速度とした。

試験体の冷却用に、平板引張試験体の一般部を覆う冷却箱を製作し、液体窒素噴霧による制御を行った。また、タブ板溶接部からの破壊を避けるため、冷却箱の外側にタブ板溶接部

が位置するようにした。冷却保持時に、試験体表面温度が目標温度 $\pm 3^{\circ}\text{C}$ となることを冷却予備試験で確認した。

亀裂開口変位については、図4.1.3.6-4に示すように、2つのクリップゲージを用いて試験体表面からの距離が異なる位置での開口変位が測定できるように、ダブルクリップゲージ法を適用して計測を実施した。用いたナイフエッジ形状を図4.1.3.6-5に示す。試験体表面から5mm及び25mm位置での亀裂開口変位を計測した。

ひずみの計測には、低温用の弾性ひずみゲージを使用し、試験体の亀裂面4ヶ所、側面2ヶ所、亀裂と反対面5ヶ所の計11ヶ所のひずみを計測した。ひずみゲージ貼付け位置を図4.1.3.6-6に示す。同図には試験体表面の熱電対計測位置も併せて示している。熱電対は亀裂面と亀裂の反対面のそれぞれ1ヶ所、計2ヶ所に設置し、試験中の温度を計測した。

引張荷重の負荷前に、室温において、試験機及び治具のアライメントを調整し、試験体を取付けた後に予想破断荷重よりも十分低い荷重(1500~2000kN)を負荷し、試験体に貼付したひずみゲージのひずみが10%以内程度の差に収まっていることを確認した上で、破断まで変位速度一定で荷重を負荷した。

平板試験体(引張負荷)の試験前外観を図4.1.3.6-7に、破壊試験時の状況を図4.1.3.6-8にそれぞれ示す。試験時には、亀裂開口変位の他に、ストローク変位(クロスヘッド間の変位)も計測した。

(3) 試験結果

表4.1.2-7に示した試験マトリクスに基づいて、予備試験2体、本試験12体の試験を行った。

a. 予備試験

本試験での試験温度を確定するため、 -100°C 及び -80°C で表面亀裂付き平板引張予備試験を実施した。予備試験結果の一覧を表4.1.3.6-1に示す。また、試験で得られた荷重 P -開口変位 COD 、及び荷重 P -ストローク変位 δ_s の変化をそれぞれ図4.1.3.6-9及び図4.1.3.6-10に示す。両試験体ともに試験体全体の塑性変形が進行した後に破断し、破断荷重は -100°C が5,836kN、 -80°C が5,328kNであった。また、 P - δ_s グラフでは、共に破断前に一旦荷重の低下が認められた。

破面の外観写真及びSEM観察結果をそれぞれ図4.1.3.6-11及び図4.1.3.6-12に示す。上述のような亀裂導入工程のため、表面亀裂形状は半楕円形というより円弧状となっている。

-100°C では、試験体外観上、顕著な塑性変形は認められなかった。また、亀裂面の断面積

は2~3%減少していた。予亀裂前縁に延性亀裂進展は認められてないが、破面 SEM 観察の結果から微小なストレッチゾーンの形成後にへき開破壊をしていることを確認した。-80°Cでも、試験体外観上、顕著な塑性変形は認められず、亀裂面の断面積減少率も3%程度であり、-100°Cと同等であった。しかし、-80°Cでは、50 μ m 程度の延性亀裂進展があり、延性亀裂進展後にへき開破壊をしていることを確認した。

SE(B)試験の結果から、当初は表面亀裂付き平板試験の T_1 温度を-80°Cと想定していた。しかしながら、予備試験を-80°Cで実施した結果、若干の延性亀裂進展が確認されたこと、-100°Cにおいても微小なストレッチゾーンが生じていたことから、更に低温側の-120°Cを T_1 の重点試験温度とした。

また、同様に-80°Cの予備試験において、微小な延性亀裂進展後に脆性破壊が生じていることが確認できたため、 T_2 温度として-80°Cを選定した。

b. 本試験

予備試験の結果を受けて、本試験の温度は、延性亀裂進展後に脆性破壊する試験温度として-80°C、脆性破壊試験温度として-120°Cをそれぞれ設定した。試験は、これら2温度に加えて、延性破壊温度である室温を加えた3温度条件で実施した。

試験結果の一覧を表 4.1.3.6-2 に示す。室温 (15°C) で1体、-80°Cで5体、-120°Cで6体、計12体の破壊試験を実施した。ここで、-120°Cのうち2体(符号:A24UFP-B11 及び A24LFP-T11) は、試験時の変位や試験体の温度分布を詳細に把握するために追加実施したものである。得られた荷重-開口変位を図 4.1.3.6-13 に、荷重-ストローク変位を図 4.1.3.6-14 にそれぞれ示す。また、試験後の破面外観写真を図 4.1.3.6-15 に示す。

室温試験では、開口変位はクリップゲージの上限である7mmを大きく超えて変形し、図 4.1.3.6-15(1/12)に示す試験後外観のように、最終的にくびれた後に亀裂部から延性破壊した。

試験温度-80°Cでは、5体中1体は図 4.1.3.6-15(2/12)に示すように亀裂部以外の部分から延性破壊した(符号:A15LFP-T4)。A15LFP-T4については、亀裂部の延性亀裂状況を確認するため、試験後に亀裂部周辺を採取し、加熱着色した後、液体窒素冷却して破面開放した。その他の4体は、図 4.1.3.6-15(3/10)~図 4.1.3.6-15(6/12)に示すように、亀裂部から脆性破壊した。

試験温度-120°Cでは、図 4.1.3.6-15(7/12)~図 4.1.3.6-15(12/12)に示すように、6体全てが亀裂部から脆性破壊した。

試験後の代表的な SEM 観察結果を図 4.1.3.6-16 に示す。-80°Cで試験した破面は、試験体

毎に程度の差はあるものの、延性亀裂進展が認められた。 -120°C で試験した破面は、疲労予亀裂とへき開破面が隣接しており、延性亀裂の進展は観察されなかった。これらの結果から、目標の破壊モードでの試験結果を得たことを確認した。

試験温度と K_{Jc} の関係を図 4.1.3.6-17 に示す。同図には、C(T)試験片及び SE(B)試験片 ($a/W=0.5$ 及び 0.1)で求めた K_{Jc} も示した。平板引張試験結果から得られた K_{Jc} は、C(T)試験片及び SE(B)試験片 ($a/W=0.5$)に比べて大きく、亀裂先端の塑性拘束が小さいことによる効果が確認された。

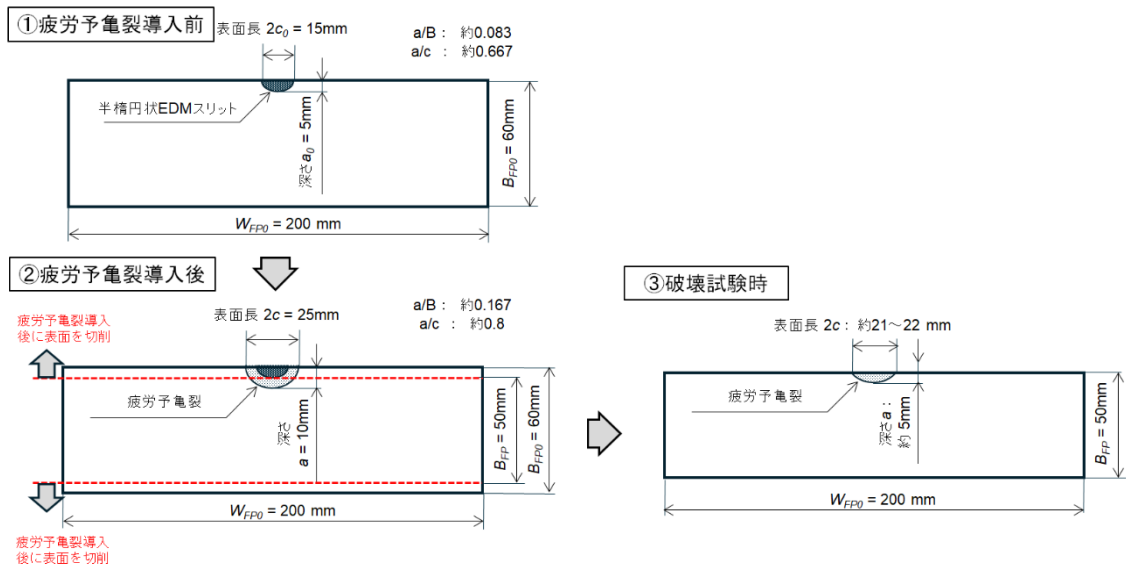


Fig. 4.1.3.6-1 Fatigue pre-crack introduction procedure for flat plate specimen
(tensile load and bending load)

図 4.1.3.6-1 平板試験体への疲労予亀裂導入要領 (引張負荷・曲げ負荷共通)

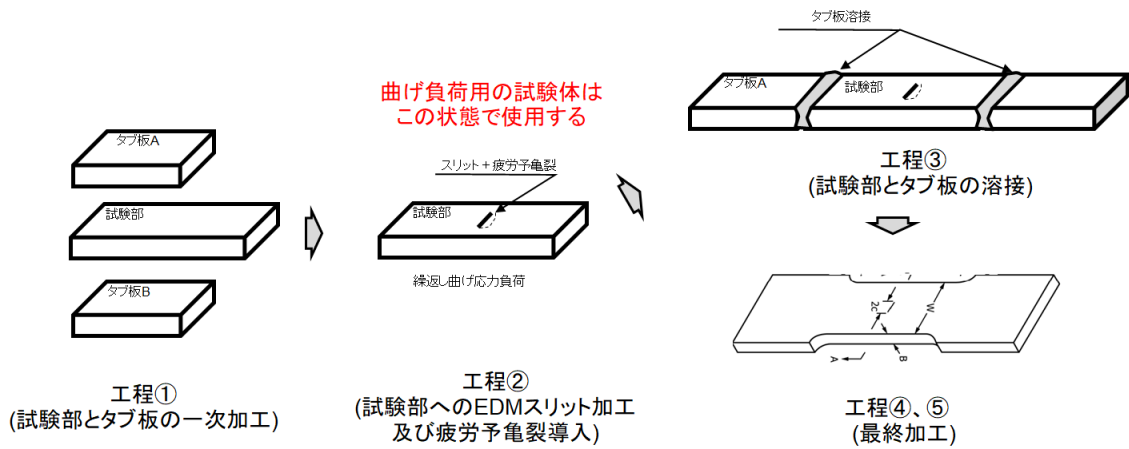
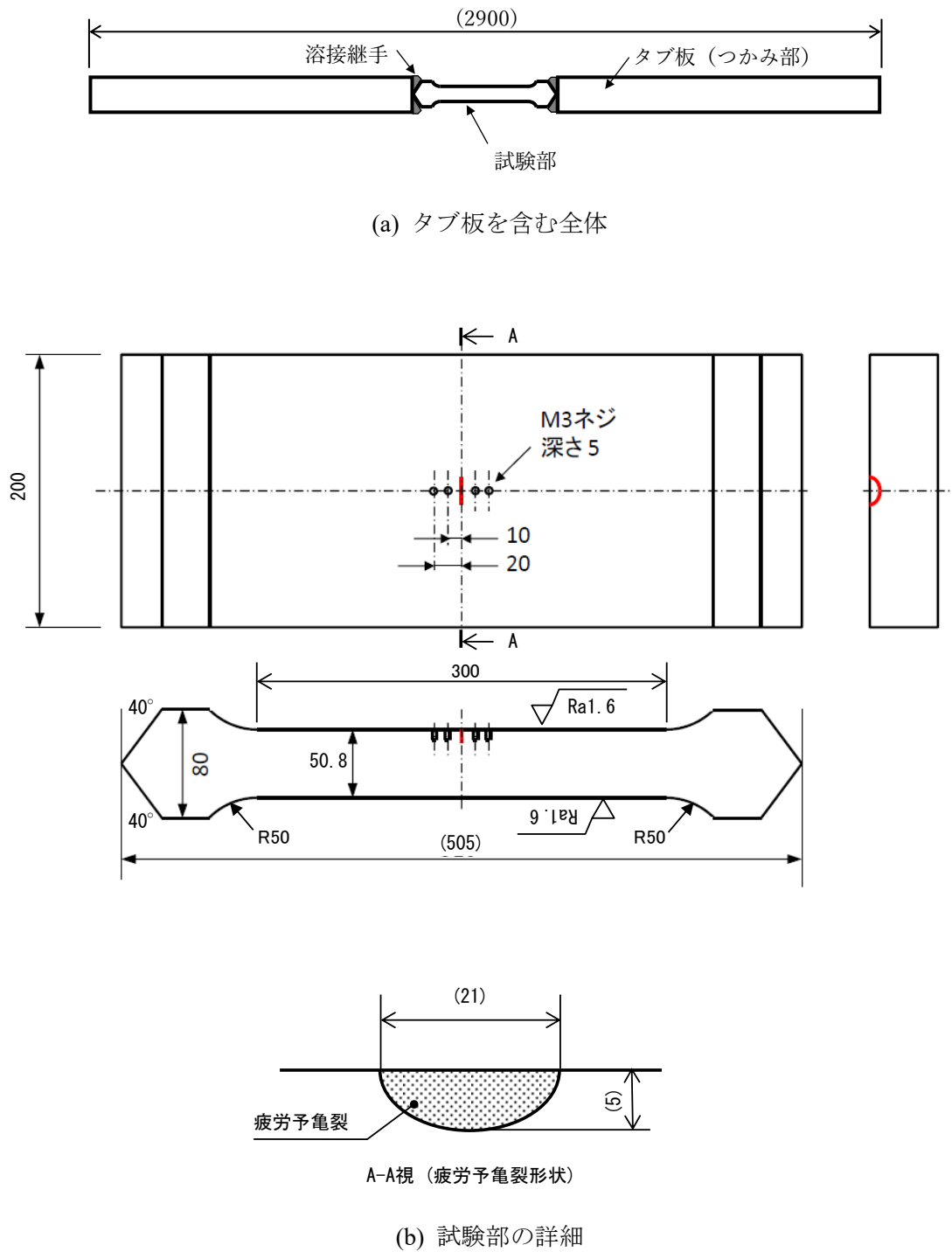


Fig. 4.1.3.6-2 Production procedure for flat plate specimen with surface flaw under tensile load

図 4.1.3.6-2 表面亀裂付き平板引張試験体の製作要領



単位：mm

Fig. 4.1.3.6-3 Geometry of flat plate specimen with surface flaw under tensile load

図 4.1.3.6-3 表面亀裂付き平板引張試験体の最終形状

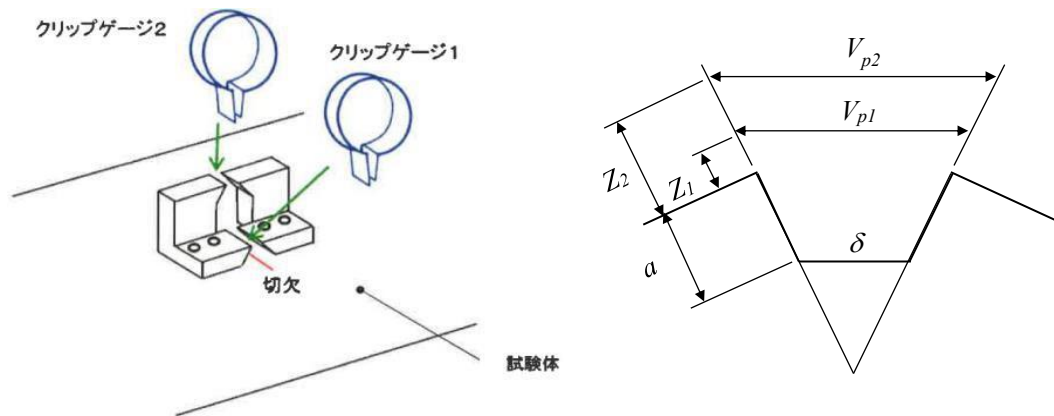
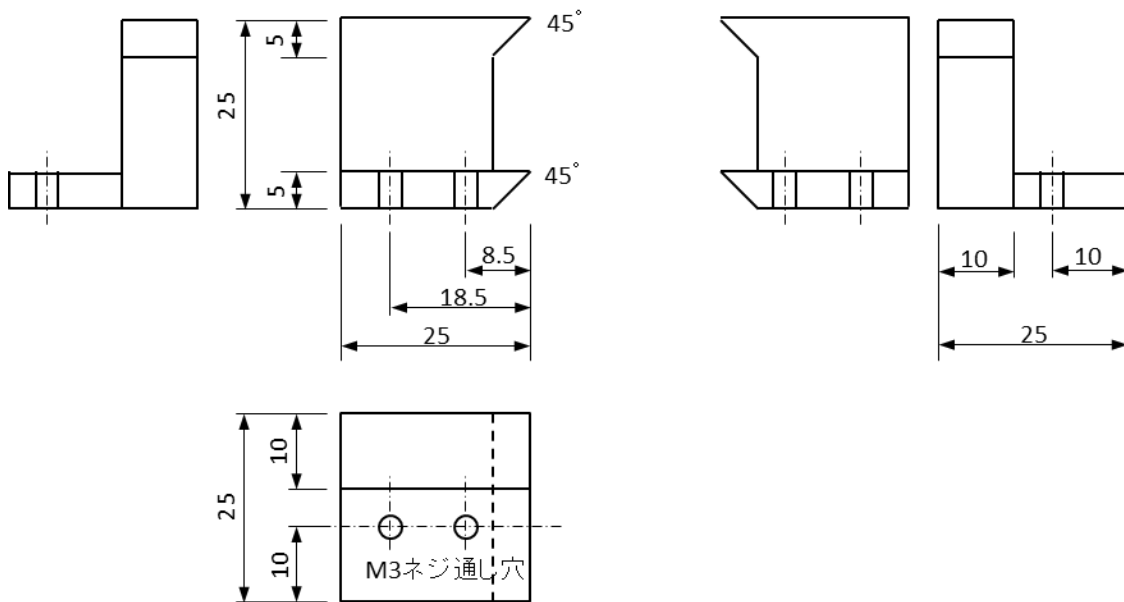


Fig. 4.1.3.6-4 Measurement image of crack opening displacement by double clip gauge method

図4.1.3.6-4 ダブルクリップゲージ法による亀裂開口変位の測定イメージ



単位：mm

Fig. 4.1.3.6-5 Geometry of knife edge (tensile load and bending load)

図 4.1.3.6-5 ナイフエッジ形状（引張負荷・曲げ負荷共通）

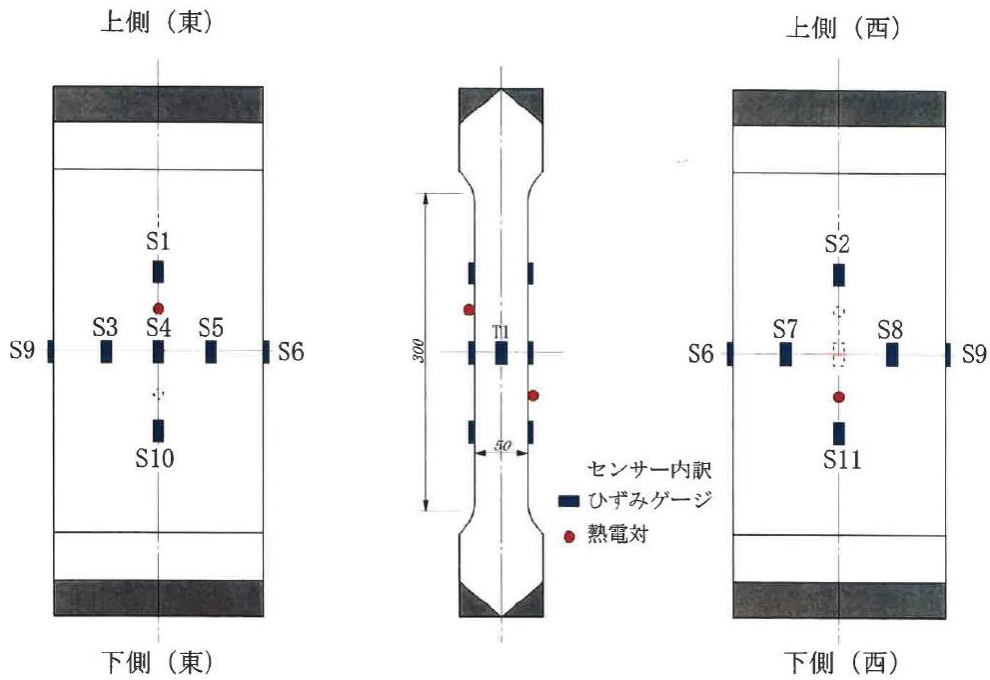


Fig. 4.1.3.6-6 Location of thermocouples and strain gauges

図 4.1.3.6-6 熱電対及びひずみゲージ貼り付け位置

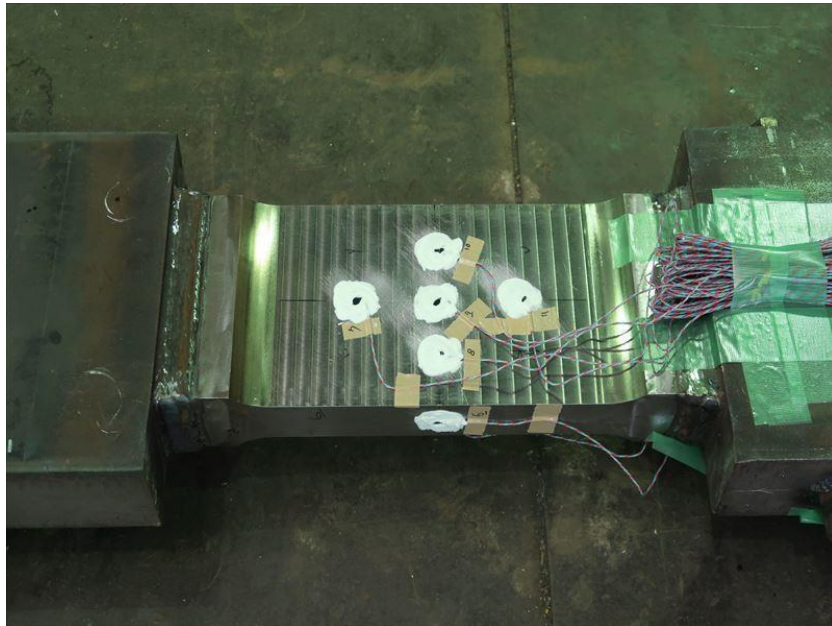
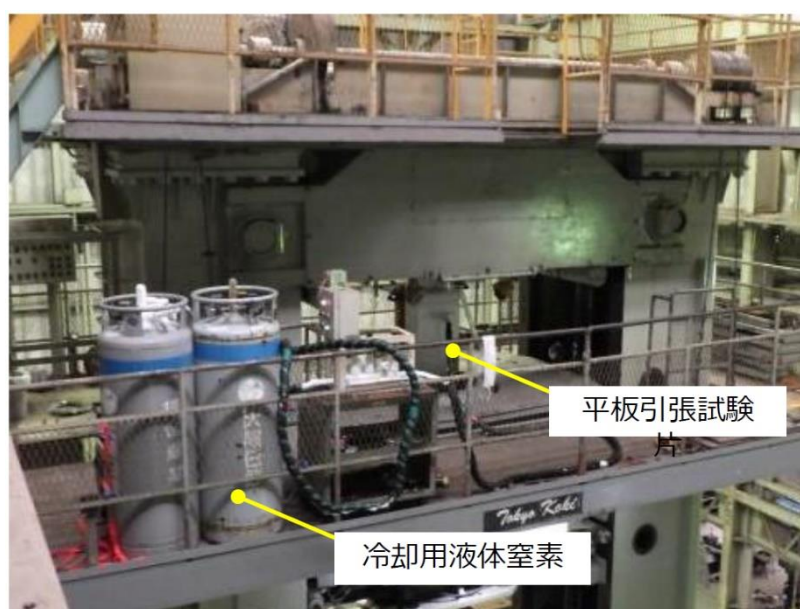


Fig. 4.1.3.6-7 Appearance of flat plate specimen with surface flaw under tensile load

図 4.1.3.6-7 表面亀裂付き平板引張試験体の試験前外観



(a) 試験機全景



(b) 試験部拡大

Fig. 4.1.3.6-8 Setup of flat plate specimen with surface flaw subjected by tensile load

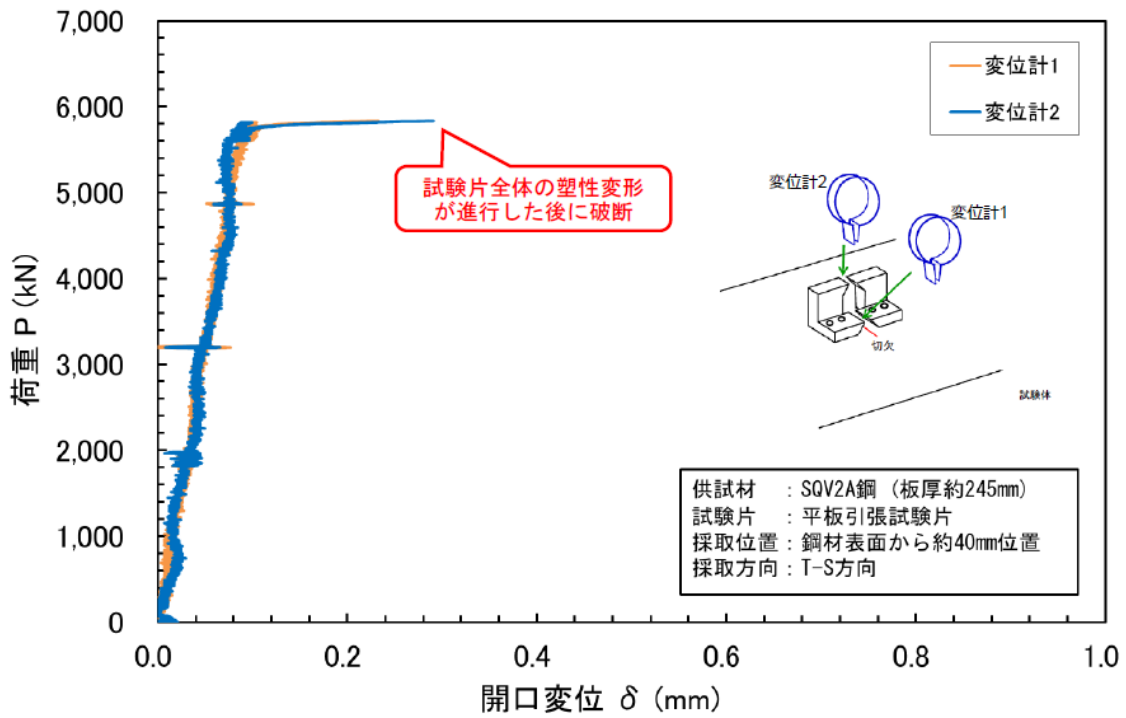
図 4.1.3.6-8 表面亀裂付き平板引張試験状況

表 4.1.3.6-1 表面亀裂付き平板引張予備試験結果

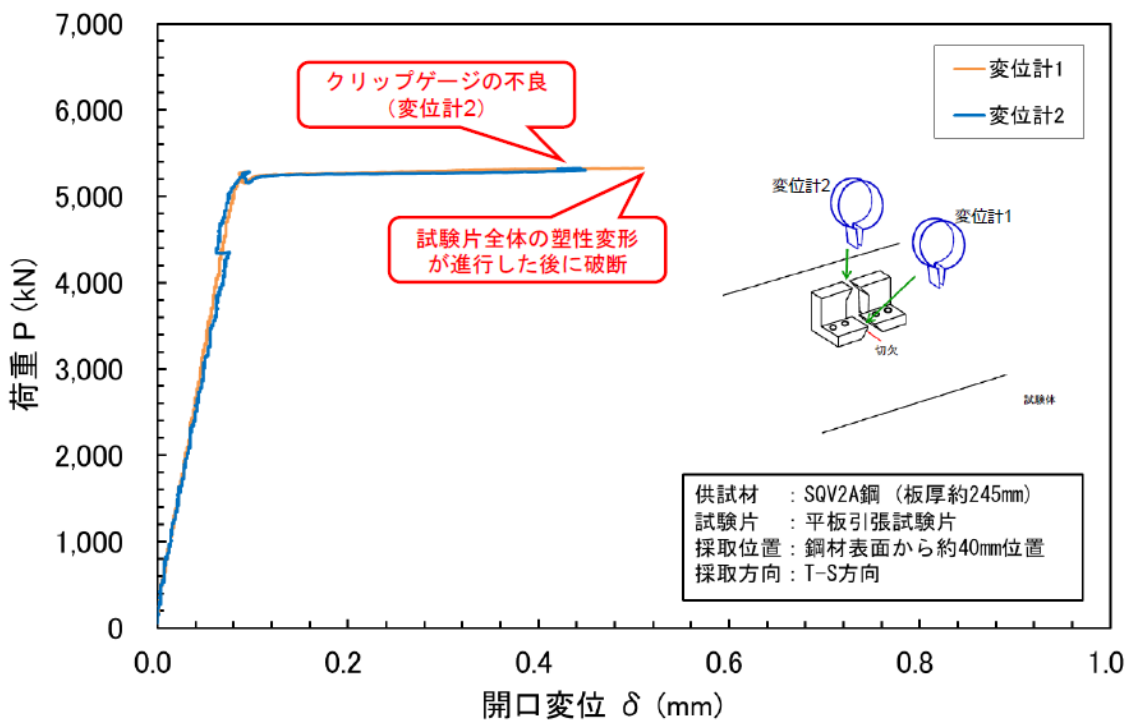
Table 4.1.3.6-1 Pretest result of flat plate specimen with surface flaw under tensile load

符号	試験温度 (°C)	破壊形態 ※1	板幅W (mm)	板厚B (mm)	予亀裂 深さ a_0 (mm)	予亀裂 表面長 $2c$ (mm)	延性亀 裂進展量 (mm)	破断荷重 (kN)	破断時の COD1 (mm)	破断時の COD2 (mm)	破断時の ストローク変位 (mm)	破断時の 試験温度 (°C)
A11LFP-T-1	-80	DB	200	50.8	5.18	21.4	0.05	5328	0.50	0.44	13.19	-81.5
A11UFP-T-1	-100	B	200	50.8	5.23	21.2	0.00	5836	0.23	0.28	16.90	-102.4

※1 DB: 延性亀裂進展後に脆性破壊, B: 脆性破壊



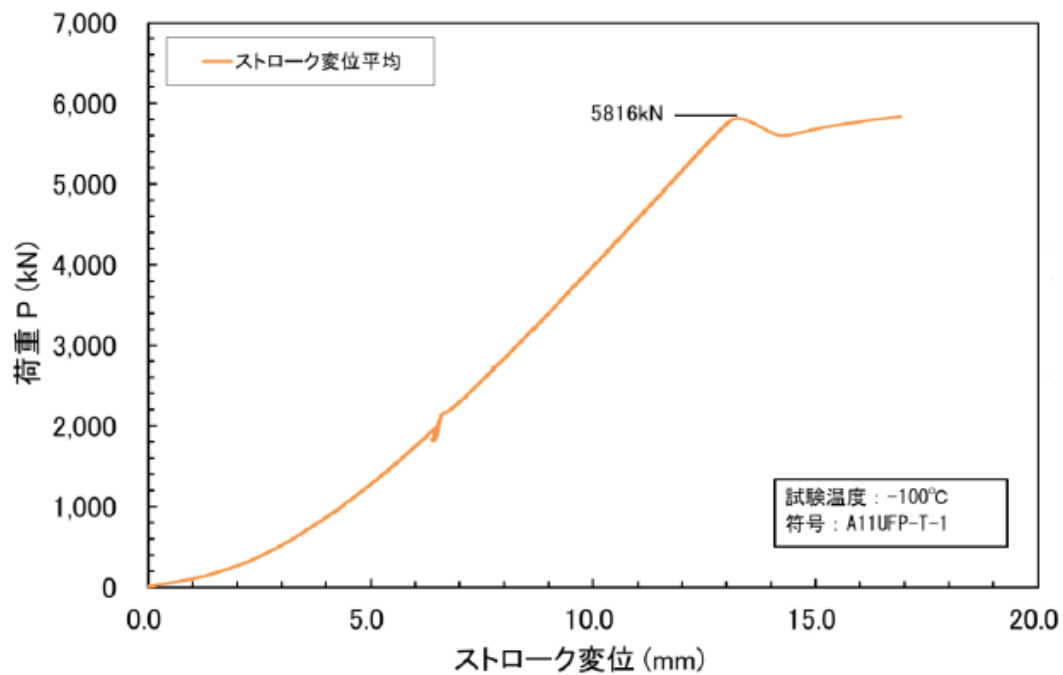
(a) -100°C



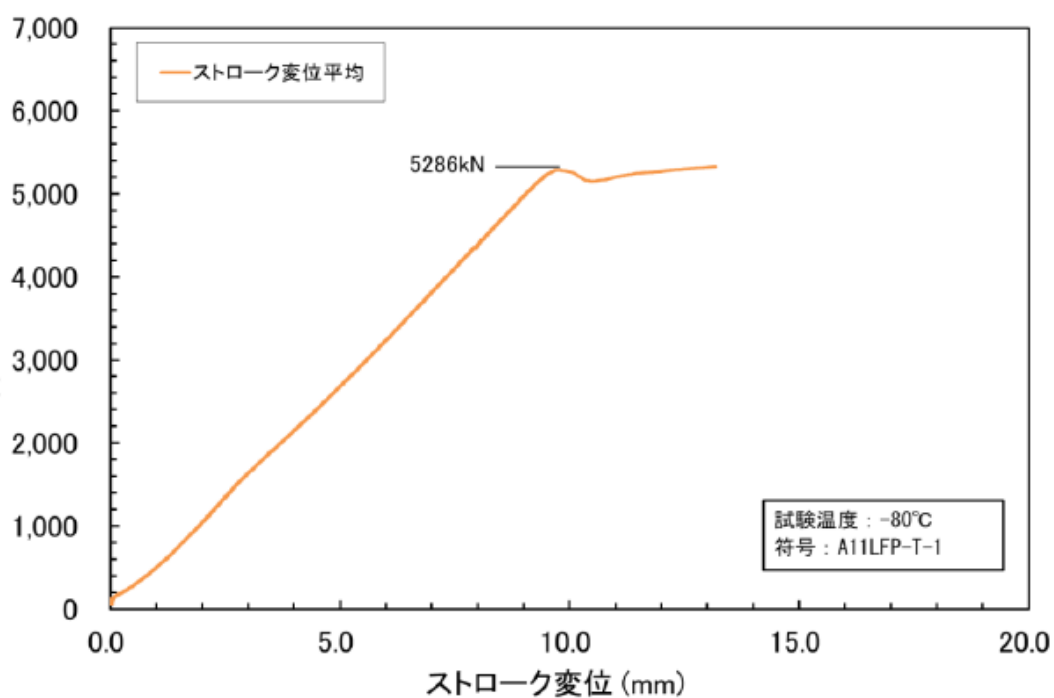
(b) -80°C

Fig. 4.1.3.6-9 Load P - COD curve (flat plate specimen under tensile load by pretest)

図 4.1.3.6-9 平板引張試験予備試験の荷重 P —開口変位 COD 曲線



(a) -100°C



(b) -80°C

Fig. 4.1.3.6-10 Load P —stroke displacement δ_s curve

(flat plate specimen under tensile load by pretest)

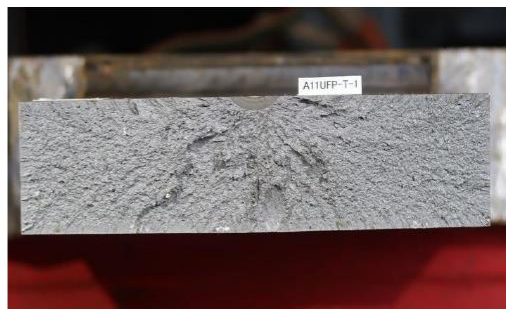
図 4.1.3.6-10 平板引張試験予備試験の荷重 P —ストローク変位 δ_s 曲線

試験片外観



- 顕著な塑性変形は認められなかった。
- 亀裂面の断面積は2~3%減少していた。
- 予亀裂前縁に延性亀裂成長は認められなかった。

破面外観



○：起点と推定される位置

(a) -100°C

試験片外観



- 顕著な塑性変形は認められなかった。
- 亀裂面の断面積は3%程減少していた。
- 予亀裂前縁に若干の延性亀裂成長らしき領域が認められた。

破面外観

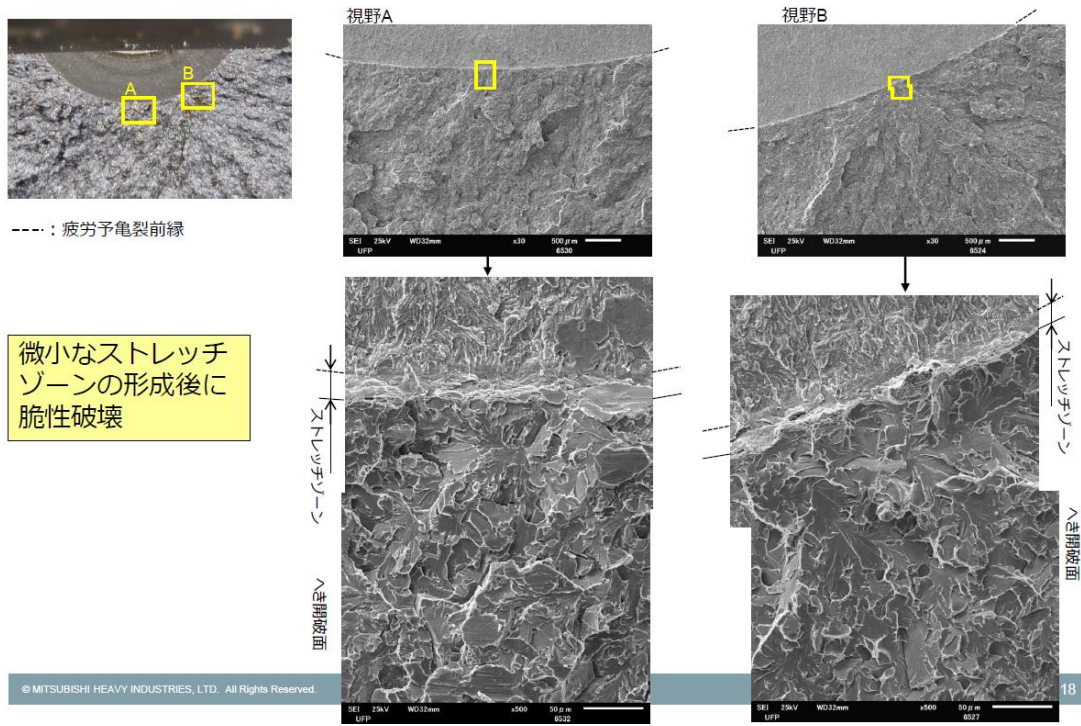


○：起点と推定される位置

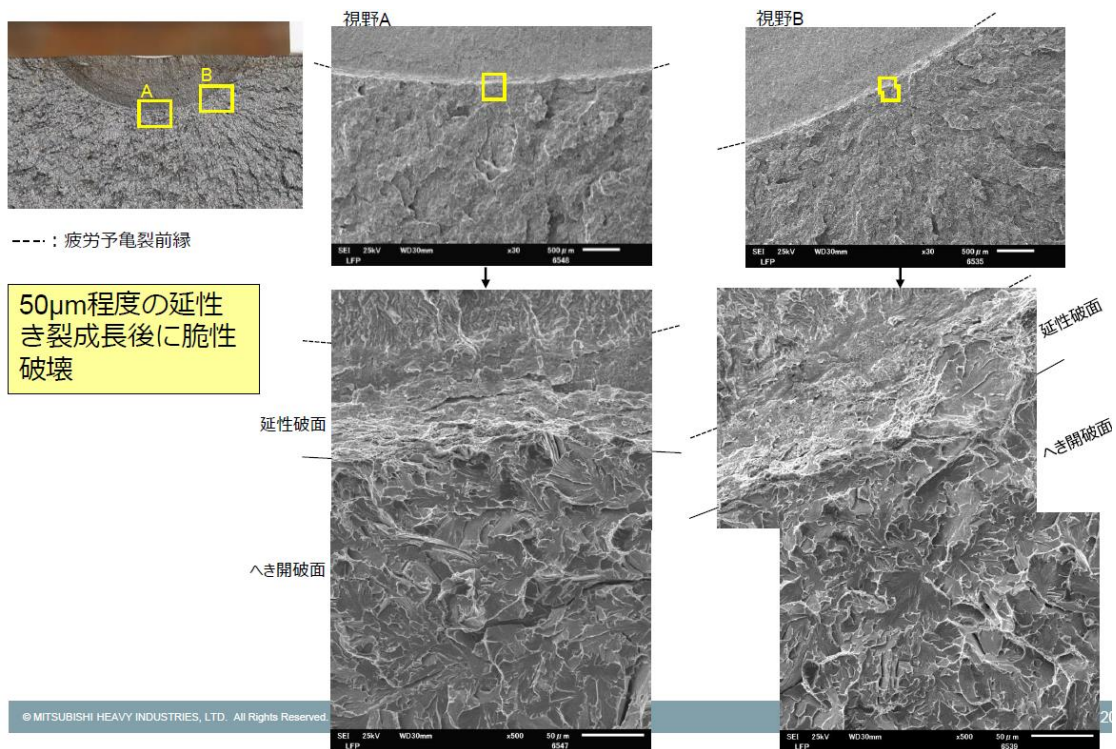
(b) -80°C

Fig. 4.1.3.6-11 Fracture surface of flat plate specimen under tensile load by pretest

図 4.1.3.6-11 平板引張試験予備試験の破面外観写真



(a) -100°C



(b) -80°C

Fig. 4.1.3.6-12 SEM observation of fracture surface of flat plate specimen under tensile load by pretest

図 4.1.3.6-12 平板引張試験予備試験の破面 SEM 観察結果

表 4.1.3.6-2 表面亀裂付き平板引張試験結果

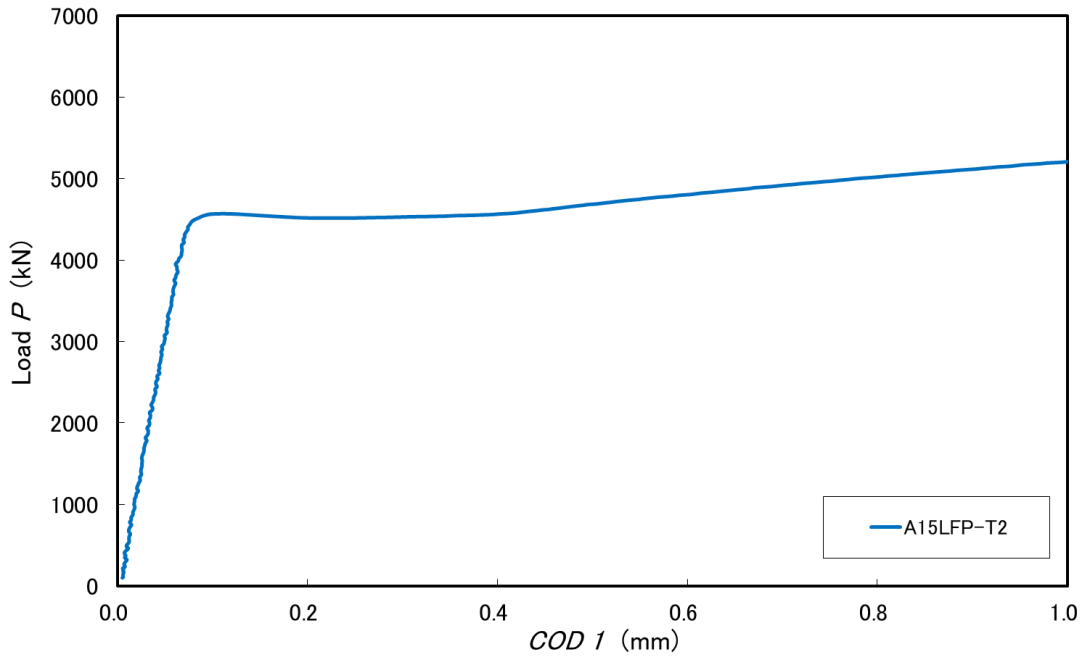
Table 4.1.3.6-2 Result of flat plate specimen with surface flaw under tensile load

符号	試験温度 (°C)	破壊形態 ※1	板幅W (mm)	板厚B (mm)	予亀裂 深さ a ₀ (mm)	予亀裂 表面長2c (mm)	延性亀 裂進展量 (mm)	破断荷重 (kN)	破断時の COD1 (mm)	破断時の COD2 (mm)	破断時の ストローク変位 (mm)	破断時の 試験温度 (°C)	K _{IC} (MP√m)
A15LFP-T2	室温(15)	D	200	50.8	4.83	18.2	(計測不可)	5147	(計測不可)	(計測不可)	(計測不可)	15	(計測不可)
A15LFP-T4※2	-80	(非破断)	200	50.8	5.32	19.3	2.59	5158	(計測不可)	(計測不可)	(計測不可)	(非破断)	(非破断)
A15UFP-T3	-80	DB	200	50.8	4.72	21.3	0.13	5515	0.77	0.82	15.62	-82.5	229
A21UFP-T5	-80	DB	200	50.8	5.10	21.5	0.07	5178	0.44	0.46	12.43	-77.4	188
A21UFP-T7	-80	DB	200	50.8	4.85	20.9	0.08	5393	0.64	0.65	14.15	-92.3	212
A23UFP-T9	-80	DB	200	50.8	5.04	21.2	0.04	5385	0.31	0.60	12.16	-86.5	169
A15UFP-T1	-120	B	200	50.8	4.54	20.6	0.00	6001	0.29	0.35	15.70	-123.2	196
A21LFP-T6	-120	B	200	50.8	4.84	20.8	0.00	6112	0.18	0.25	14.18	-121.9	115
A21LFP-T8	-120	B	200	50.8	4.68	20.7	0.00	6090	0.30	0.46	14.51	-126.8	135
A23LFP-T10	-120	B	200	50.8	5.25	21.4	0.00	6173	0.15	0.23	14.25	-128.7	135
A24UFP-B11※3	-120	B	200	50.8	4.67	21.7	0.00	6032	0.24	0.47	17.36	-120.6	149
A24LFP-T11※3	-120	B	200	50.8	4.32	21.8	0.00	6043	0.25	—	14.56	-120.3	131

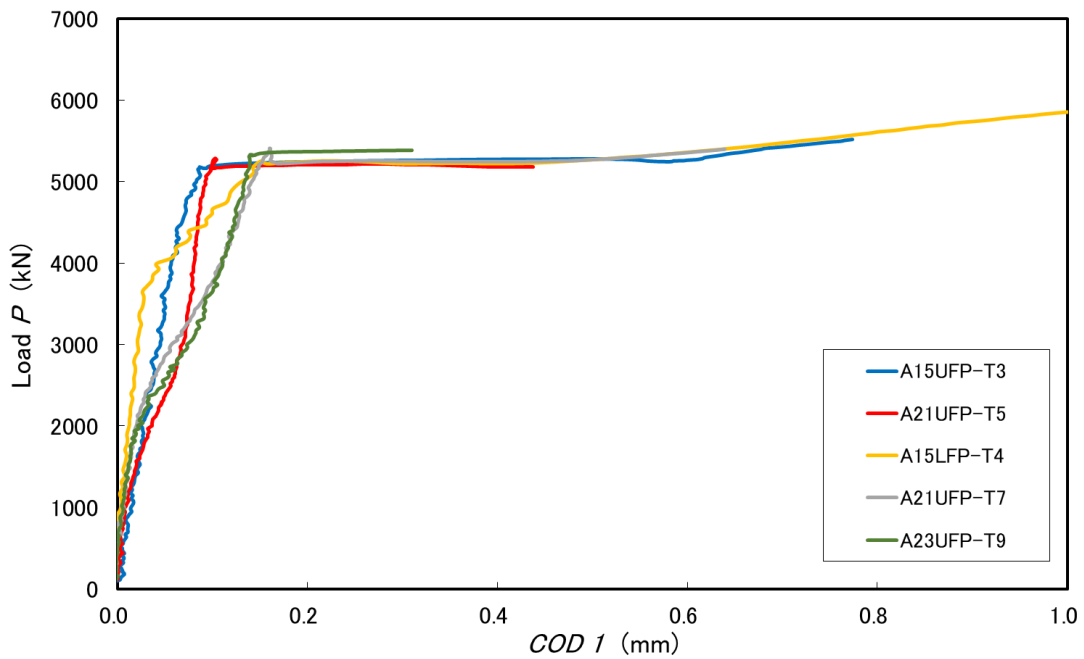
※1 D:延性破壊, DB:延性亀裂進展後に脆性破壊, B:脆性破壊

※2 亀裂部以外から破断

※3 追加試験



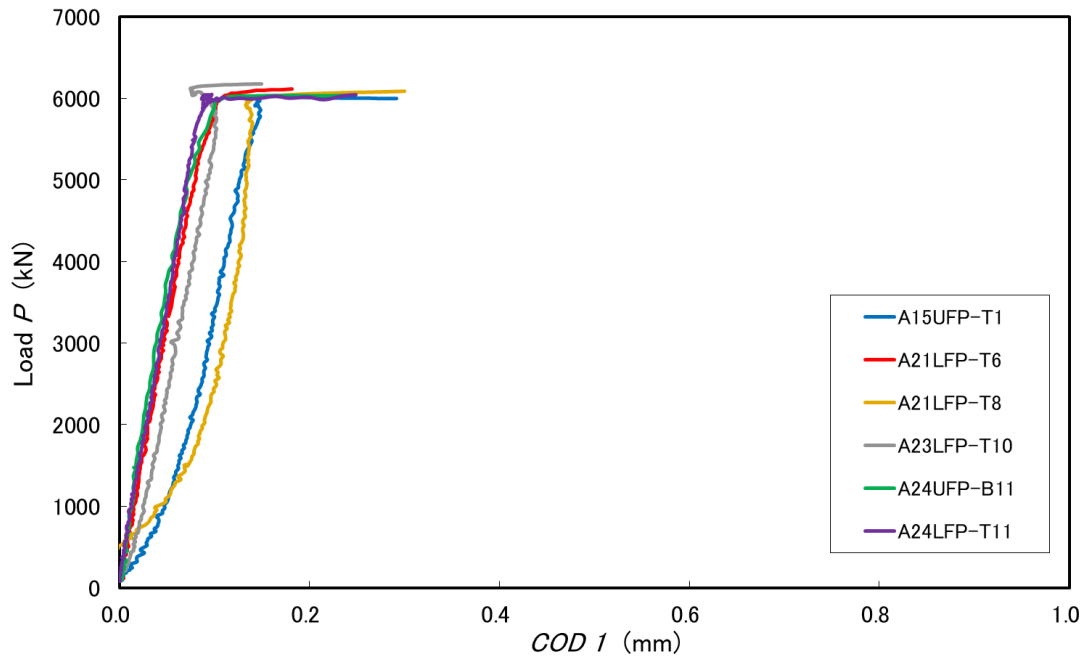
(a) 試験温度：室温



(b) 試験温度： -80°C

Fig. 4.1.3.6-13 P - COD curve of flat plate specimen with surface flaw under tensile load (1/2)

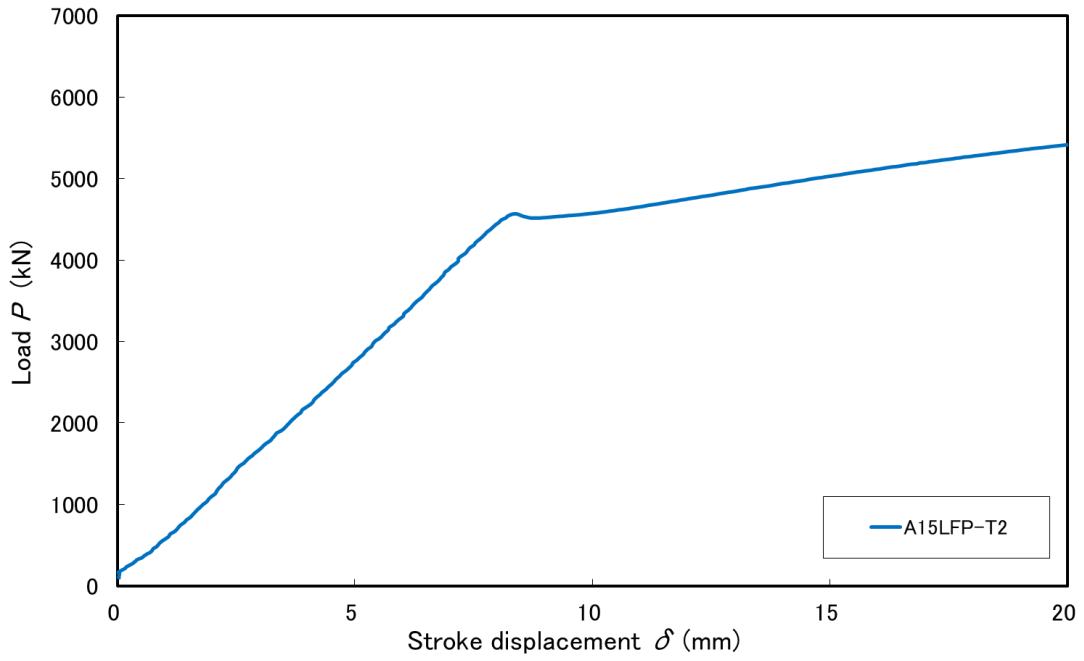
図 4.1.3.6-13 表面亀裂付き平板引張試験の P - COD 曲線 (1/2)



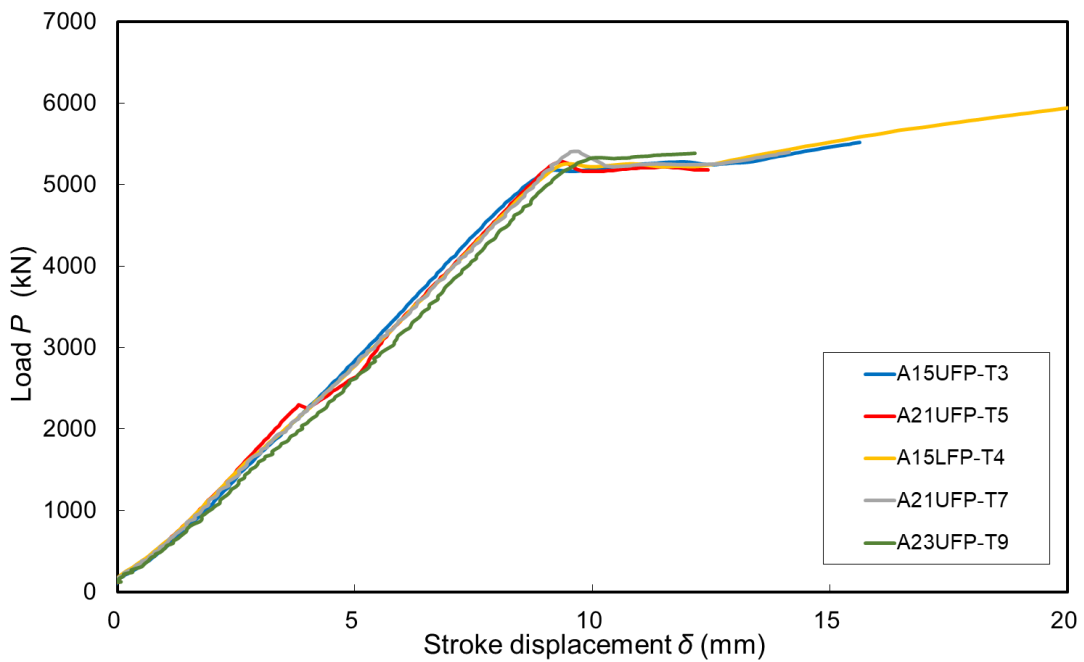
(c) 試験温度：-120°C

Fig. 4.1.3.6-13 *P-COD* curve of flat plate specimen with surface flaw under tensile load (2/2)

図 4.1.3.6-13 表面亀裂付き平板引張試験の *P-COD* 曲線 (2/2)



(a) 室温



(b) -80°C

Fig. 4.1.3.6-14 P -Stroke displacement curve of flat plate specimen with surface flaw under tensile load (1/2)

図 4.1.3.6-14 表面亀裂付き平板引張試験の P -ストローク曲線 (1/2)

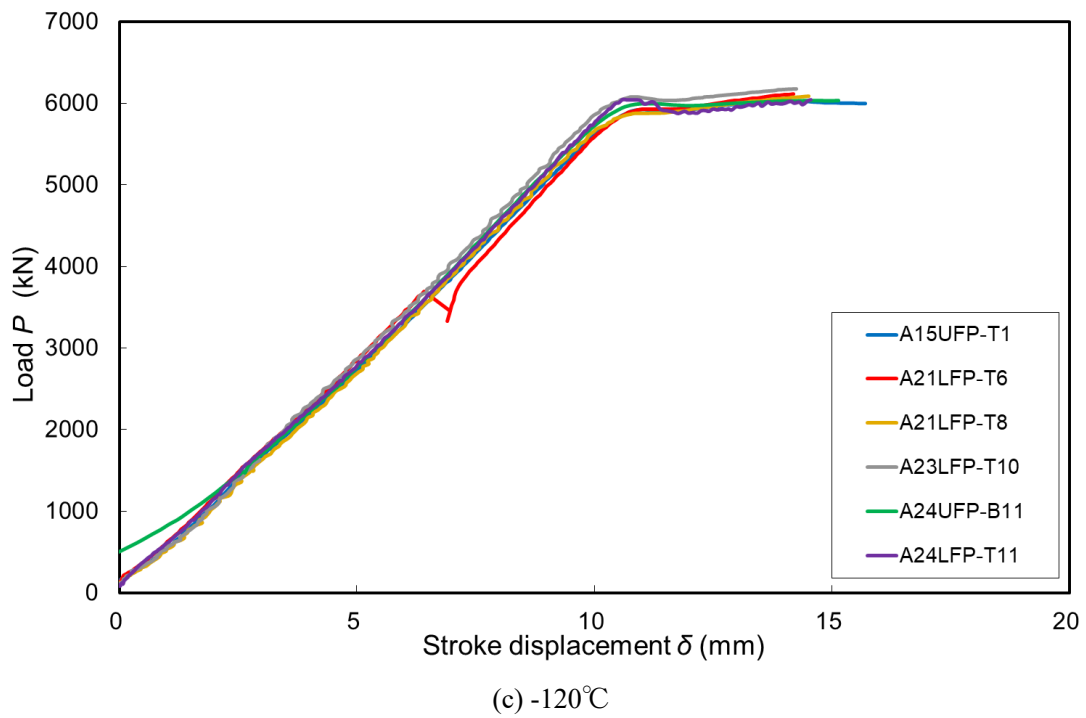
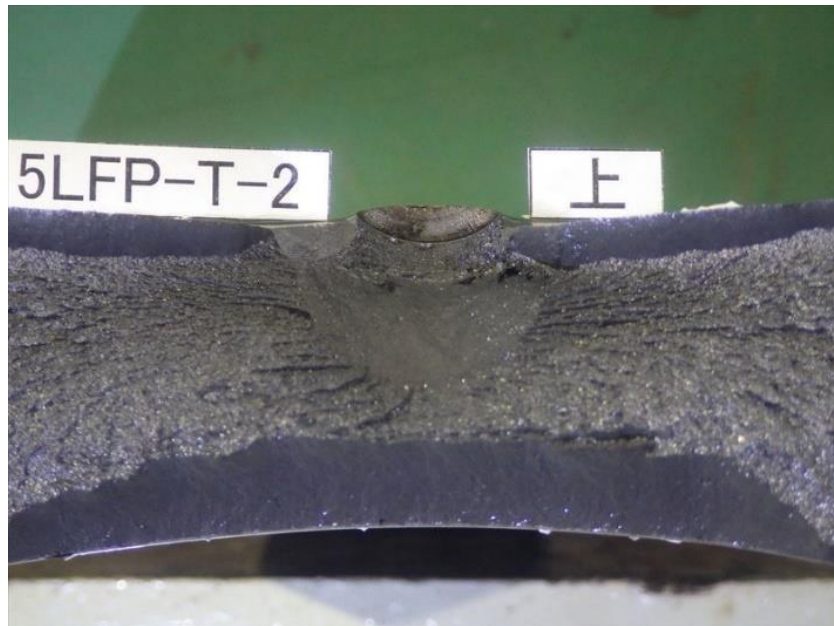


Fig. 4.1.3.6-14 *P*-Stroke displacement curve of flat plate specimen with surface flaw under tensile load (2/2)

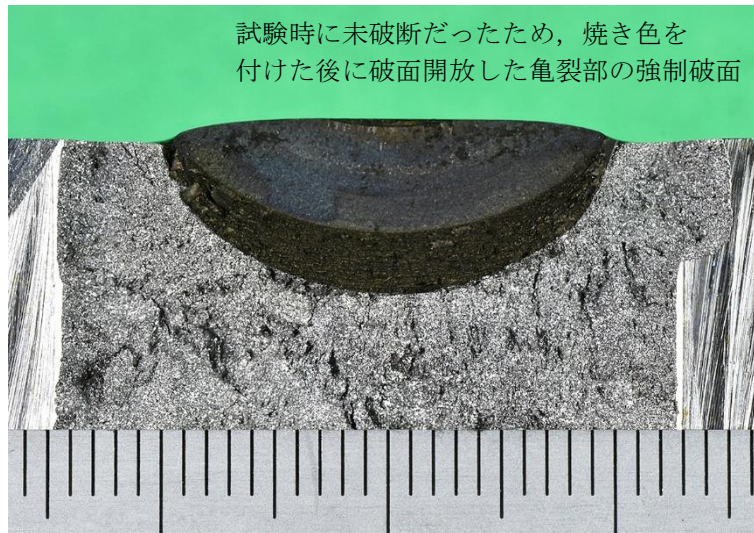
図 4.1.3.6-14 表面亀裂付き平板引張試験の *P*-ストローク曲線 (2/2)



(a) 試験温度：室温，符号：A15LFP-T2

Fig. 4.1.3.6-15 Fracture surface of flat plate specimen with surface flaw under tensile load (1/12)

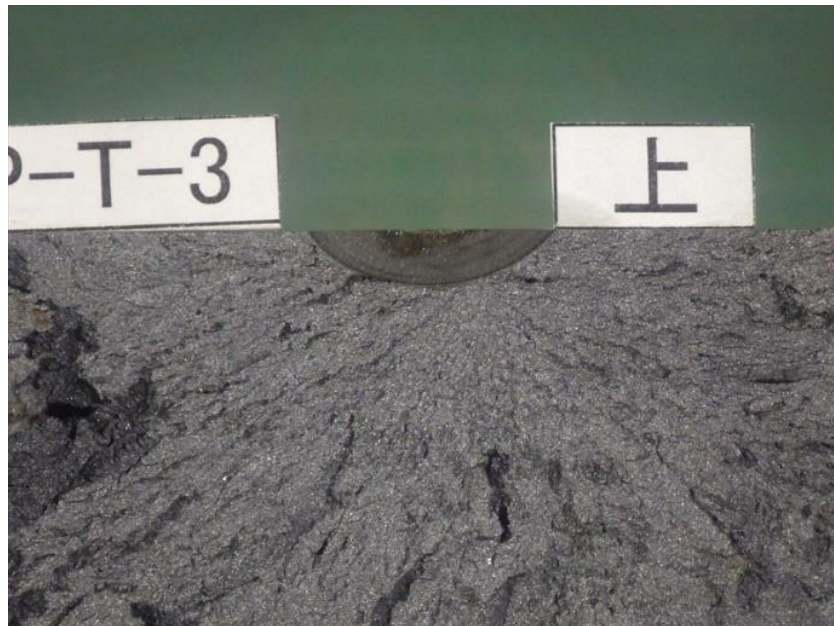
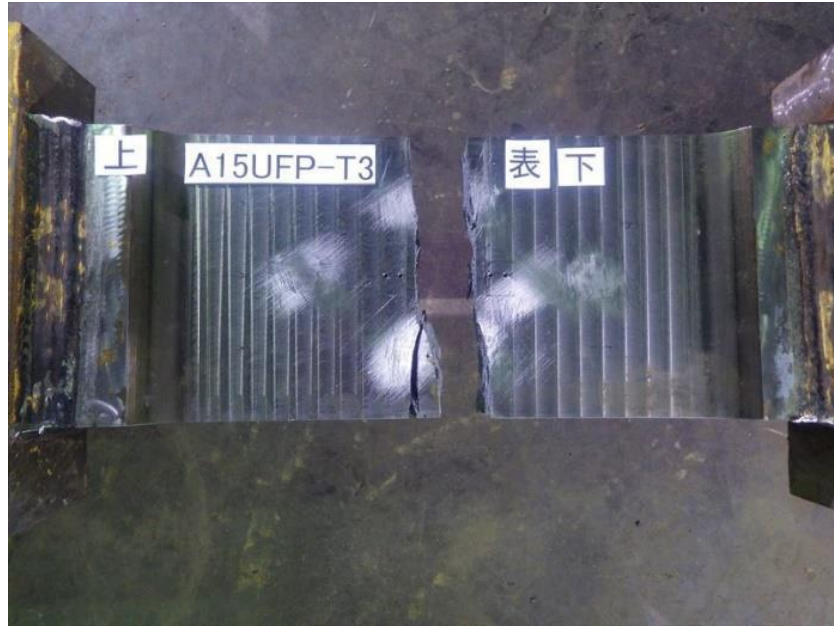
図 4.1.3.6-15 表面亀裂付き平板引張試験体の破面外観写真 (1/12)



(b) 試験温度：-80°C，符号：A15LFP-T4（亀裂面以外から破壊）

Fig. 4.1.3.6-15 Fracture surface of flat plate specimen with surface flaw under tensile load (2/12)

図 4.1.3.6-15 表面亀裂付き平板引張試験体の破面外観写真 (2/12)



(c) 試験温度：-80℃，符号：A15UFP-T3

Fig. 4.1.3.6-15 Fracture surface of flat plate specimen with surface flaw under tensile load (3/12)

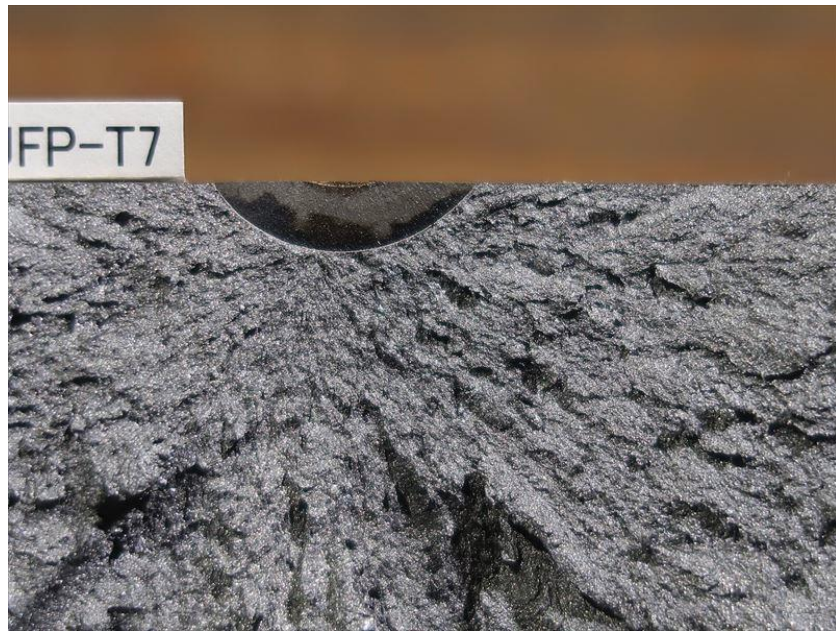
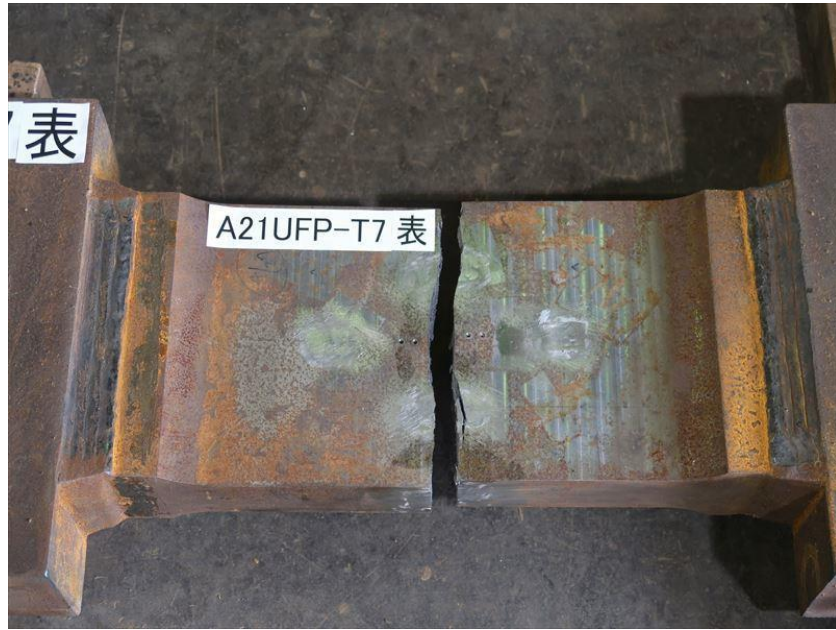
図 4.1.3.6-15 表面亀裂付き平板引張試験体の破面外観写真 (3/12)



(d) 試験温度：-80℃，符号：A21UFP-T5

Fig. 4.1.3.6-15 Fracture surface of flat plate specimen with surface flaw under tensile load (4/12)

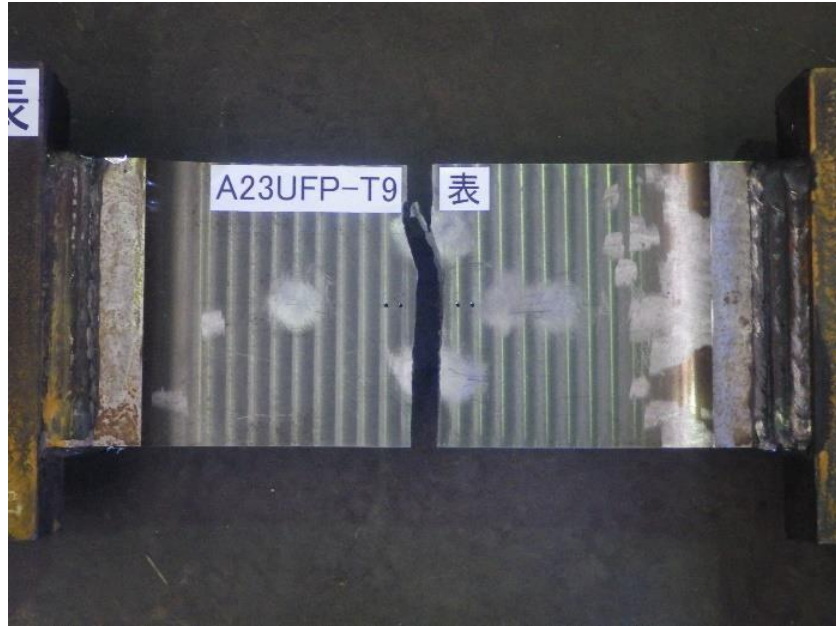
図 4.1.3.6-15 表面亀裂付き平板引張試験体の破面外観写真 (4/12)



(e) 試験温度：-80℃，符号：A21UFP-T7

Fig. 4.1.3.6-15 Fracture surface of flat plate specimen with surface flaw under tensile load (5/12)

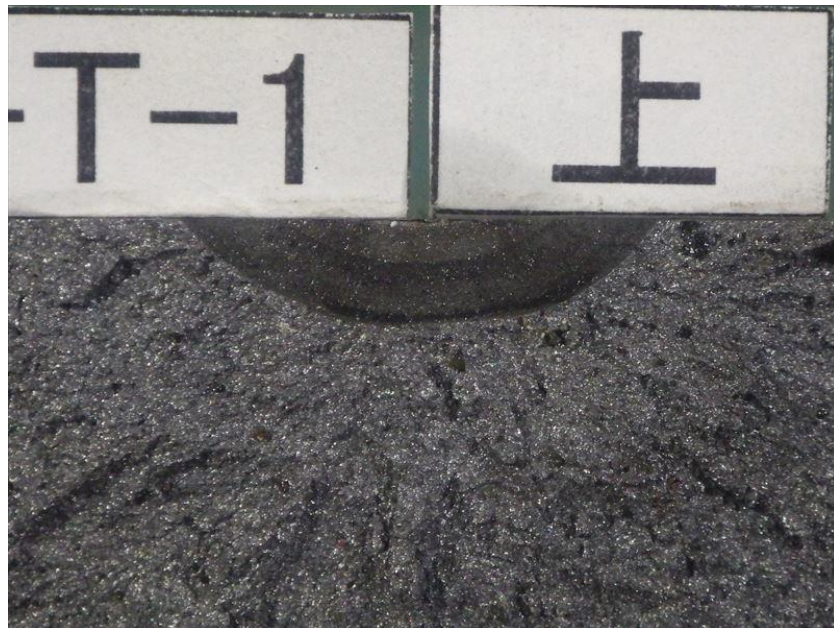
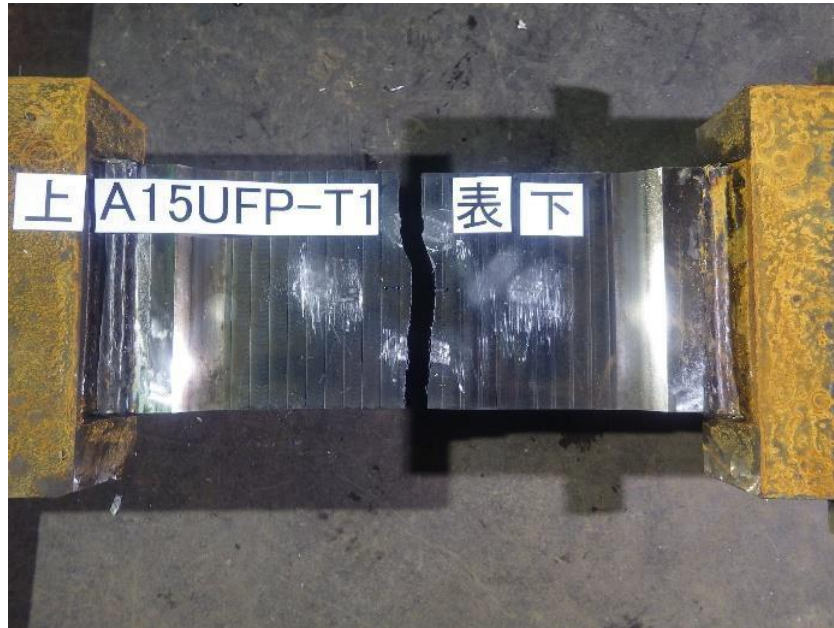
図 4.1.3.6-15 表面亀裂付き平板引張試験体の破面外観写真 (5/12)



(f) 試験温度：-80℃，符号：A23UFP-T9

Fig. 4.1.3.6-15 Fracture surface of flat plate specimen with surface flaw under tensile load (6/12)

図 4.1.3.6-15 表面亀裂付き平板引張試験体の破面外観写真 (6/12)



(g) 試験温度：-120℃，符号：A15UFP-T1

Fig. 4.1.3.6-15 Fracture surface of flat plate specimen with surface flaw under tensile load (7/12)

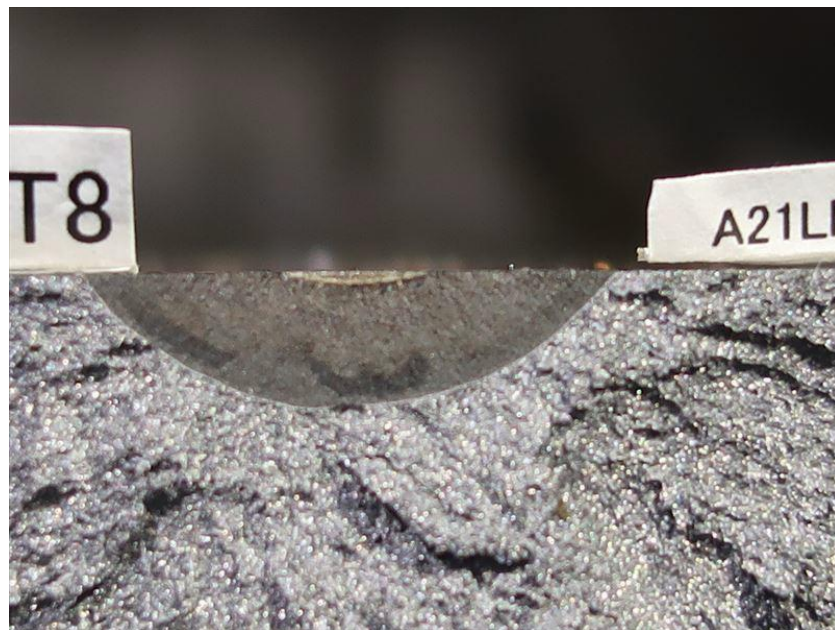
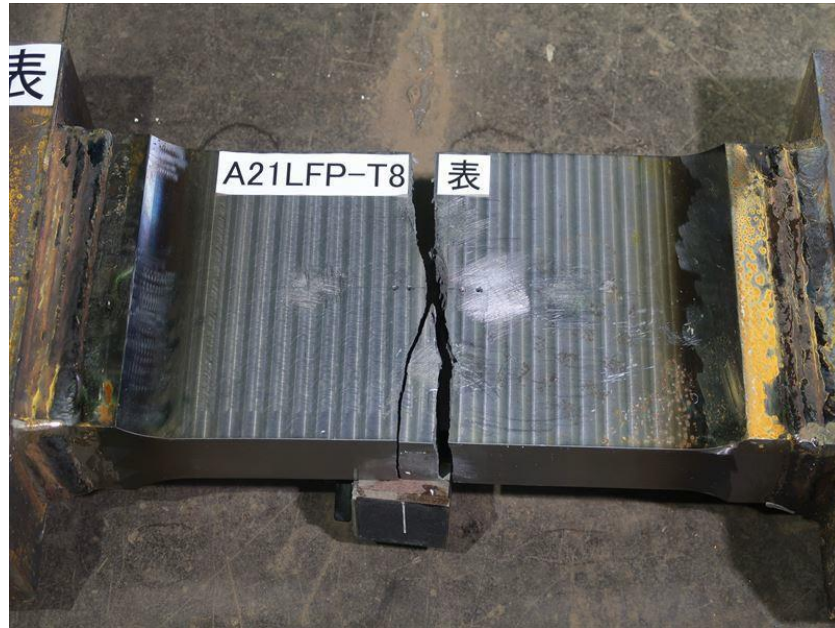
図 4.1.3.6-15 表面亀裂付き平板引張試験体の破面外観写真 (7/12)



(h) 試験温度：-120℃，符号：A21LFP-T6

Fig. 4.1.3.6-15 Fracture surface of flat plate specimen with surface flaw under tensile load (8/12)

図 4.1.3.6-15 表面亀裂付き平板引張試験体の破面外観写真 (8/12)



(i) 試験温度：-120°C，符号：A21LFP-T8

Fig. 4.1.3.6-15 Fracture surface of flat plate specimen with surface flaw under tensile load (9/12)

図 4.1.3.6-15 表面亀裂付き平板引張試験体の破面外観写真 (9/12)



(j) 試験温度：-120°C，符号：A23LFP-T10

Fig. 4.1.3.6-15 Fracture surface of flat plate specimen with surface flaw under tensile load (10/12)

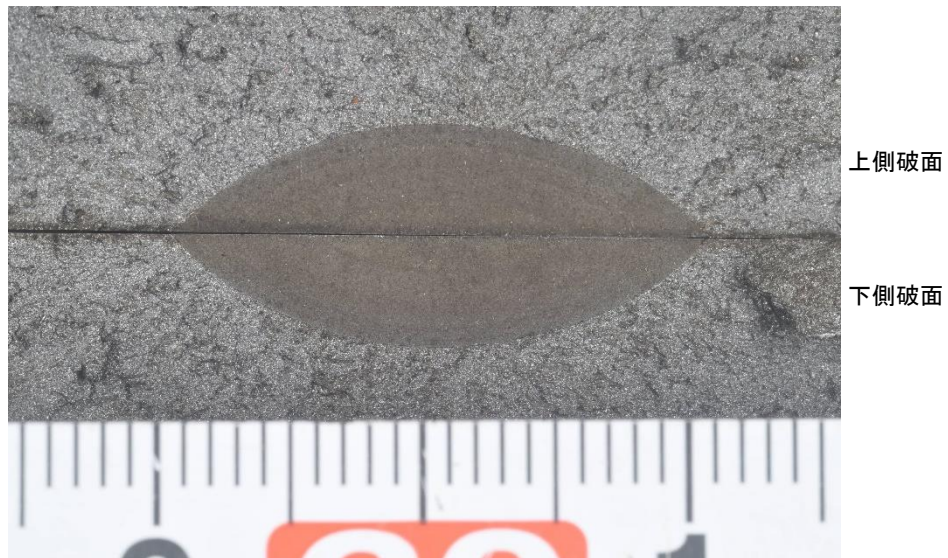
図 4.1.3.6-15 表面亀裂付き平板引張試験体の破面外観写真 (10/12)



(k) 試験温度：-120℃，符号：A24UFP-B11

Fig. 4.1.3.6-15 Fracture surface of flat plate specimen with surface flaw under tensile load (11/12)

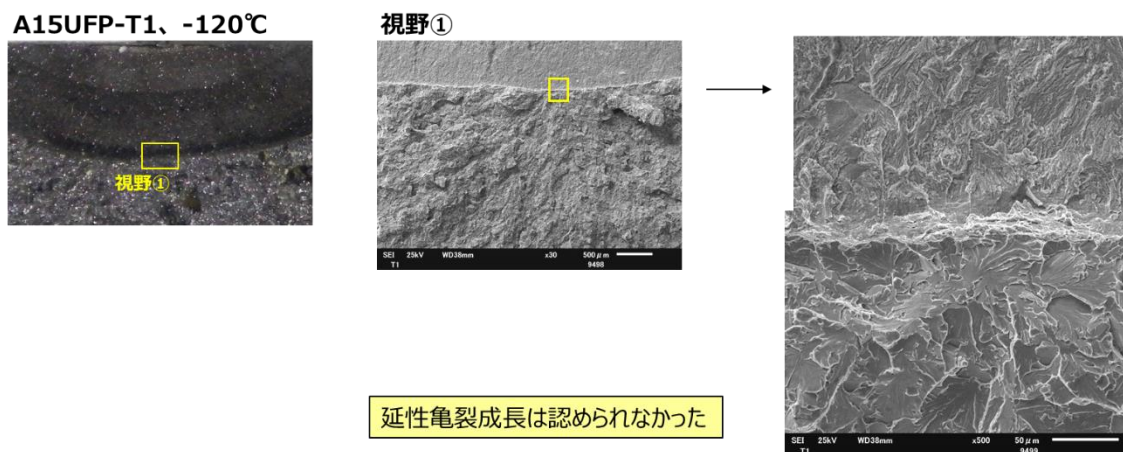
図 4.1.3.6-15 表面亀裂付き平板引張試験体の破面外観写真 (11/12)



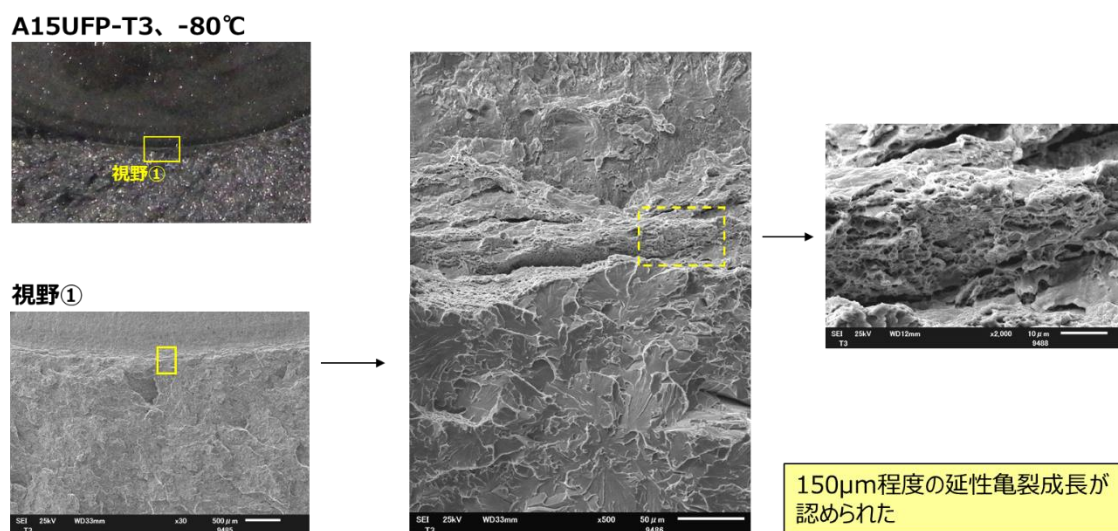
(l) 試験温度：-120℃，符号：A24LFP-T11

Fig. 4.1.3.6-15 Fracture surface of flat plate specimen with surface flaw under tensile load (12/12)

図 4.1.3.6-15 表面亀裂付き平板引張試験体の破面外観写真 (12/12)



(a) -120°C



(b) -80°C

Fig. 4.1.3.6-16 SEM observation of fracture surface of flat plate specimen with surface flaw under tensile load

図 4.1.3.6-16 表面亀裂付き平板引張試験体の破面 SEM 観察結果 (代表)

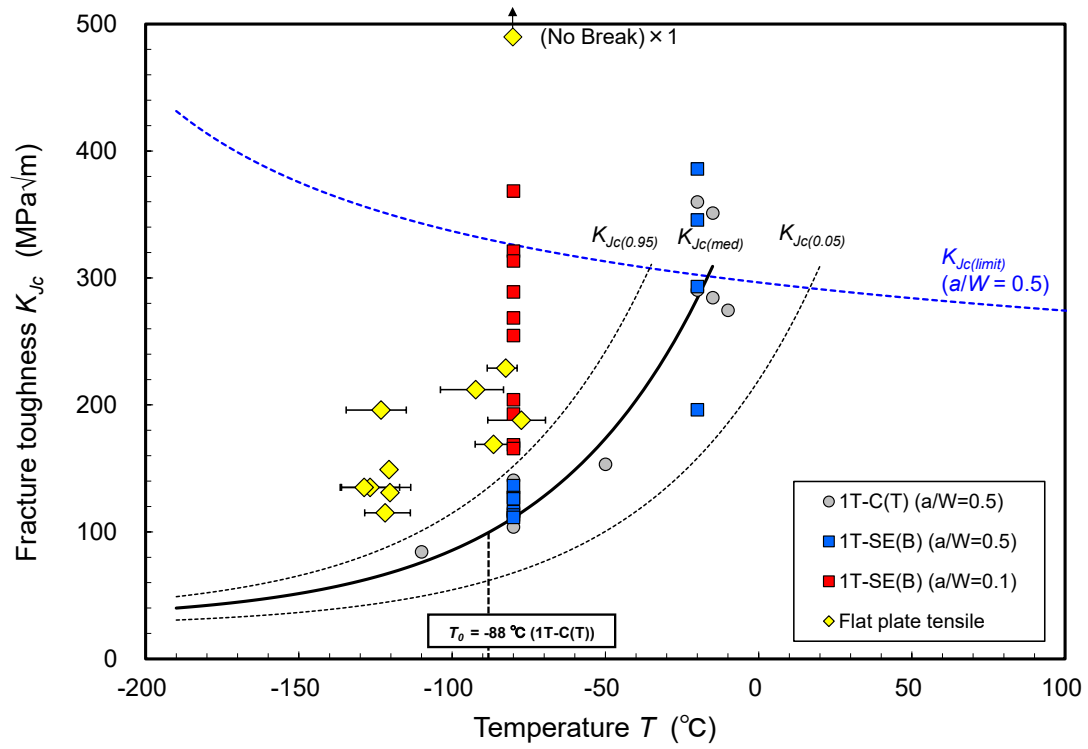


Fig. 4.1.3.6-17 Temperature dependence of K_{Jc} of flat plate specimen with surface flaw under tensile load and fracture toughness test specimens

図 4.1.3.6-17 表面亀裂付き平板引張試験体及び破壊靱性試験片の K_{Jc} の温度依存性

4.1.3.7 表面亀裂付き平板曲げ予備試験及び本試験

表面亀裂付き平板引張試験と同様、塑性拘束の低い試験体として、表面亀裂付き平板試験体（曲げ負荷）を用いた破壊試験を実施した。

(1) 試験体

試験体は、引張負荷試験体と同様に、低合金鋼Bから採取した。厚さ60mmの素材に対して深さ5mmのEDMスリットを入れて疲労予亀裂を約5mm進展させたのちに素材表面を切削することで、試験体には表面長約21mm、深さ約5mmの疲労予亀裂のみが残存するようにしている。

図4.1.3.7-1に表面亀裂付き平板曲げ試験体の最終形状を示す。試験体は鋼板の裏面及び表面から採取しており、亀裂先端が鋼材表面から約40mmとなるように採取した。

(2) 試験方法

試験は幅200mm、板厚50.8mmの平板に、深さ約5mmの浅い疲労亀裂を挿入した試験体に4点曲げ負荷を与えて破壊試験を実施した。試験条件を次に示す。

- ・試験方法：4点曲げによる曲げ負荷
- ・制御方法：変位制御
- ・試験速度：0.01mm/s
- ・保持時間：試験温度に到達後30分以上保持
- ・準拠規格：ASTM E2899-15（可能な範囲で準拠）

試験は一定変位速度の変位制御で行い、試験体が破断した時点で終了とした。また、試験実施前に試験体に貼り付けたひずみゲージの出力を弾性領域で確認し、荷重が亀裂の左右均等（5%以内）に負荷されていることを確認した。

試験装置は、±10MN電気油圧式サーボ疲労試験機を用いた。試験中は試験体及び治具を恒温槽で囲い、液体窒素噴霧冷却により、所定の試験温度に冷却した。試験機及び恒温槽の外観を図4.1.3.7-2に示す。また、試験体のセッティング状況を図4.1.3.7-3に、試験体へのひずみゲージ貼付位置及び熱電対の取り付け位置を図4.1.3.7-4に示す。熱電対は亀裂部を中心とする半径20mmの円周上に4点、試験体長手方向端部近傍に2点の計6点取付けた。ひずみゲージは、亀裂面に2ヶ所、亀裂と反対面に3ヶ所の計5ヶ所で計測した。

試験体には荷重治具の変位差を取得するためにクリップゲージを取り付け、荷重線変位を計測した。また、亀裂開口変位は、試験体表面から5mmと25mmの位置の開口変位を表面に取り付けたナイフエッジ（既出の図4.1.3.6-5）を用いて取得した。クリップゲージ取付状

況を図4.1.3.7-5に示す。試験体表面に近い5mmの位置をCOD1とし、25mm位置をCOD2とした。本研究では、COD1を代表として解析結果との比較に用いた。試験体の荷重線変位 δ_L は、保持治具に荷重線変位計測用治具を取付け、その変位をクリップゲージで計測した値である。

(3) 試験結果

既出の表4.1.2-7に示した試験マトリックスに基づいて、予備試験2体、本試験10体の平板試験体（曲げ負荷）の破壊試験を行った。

a. 予備試験結果

本試験での試験温度を確定するため、 -100°C 及び -80°C で表面亀裂付き平板曲げ予備試験を実施した。予備試験結果の一覧を表4.1.3.7-1に示す。また、試験で得られた荷重 P —開口変位 COD 及び破断前の荷重 P —荷重線変位 δ_L の関係をそれぞれ図4.1.3.7-6及び図4.1.3.7-7に示す。 -80°C は -100°C に比べて、変位量がかなり大きかった。これは後述するように、 -80°C において試験体全体が大きく塑性変形したことに起因する。破断荷重は、 -100°C が895kN、 -80°C が1,157kNであった。

破面の外観写真及びSEM観察結果をそれぞれ図4.1.3.7-8及び図4.1.3.7-9に示す。 -100°C では、外観からは顕著な試験体の変形は認められず、疲労予亀裂から破壊が生じていることを確認した。疲労予亀裂先端に延性亀裂進展は確認されなかった。また、破面SEM観察の結果から、微小なストレッチゾーンの形成後にへき開破壊していることを確認した。一方 -80°C では、試験体全体に大きな塑性変形が認められた。破壊起点は疲労予亀裂であり、予亀裂先端から1mm程度の延性亀裂進展が確認された。

b. 本試験結果

予備試験の結果を受けて、本試験の温度は、T1温度： -120°C 、T2温度： -80°C を選定し、 -120°C で4体、 -80°C で6体の計10体の試験を実施した。試験結果を表4.1.3.7-2に示す。

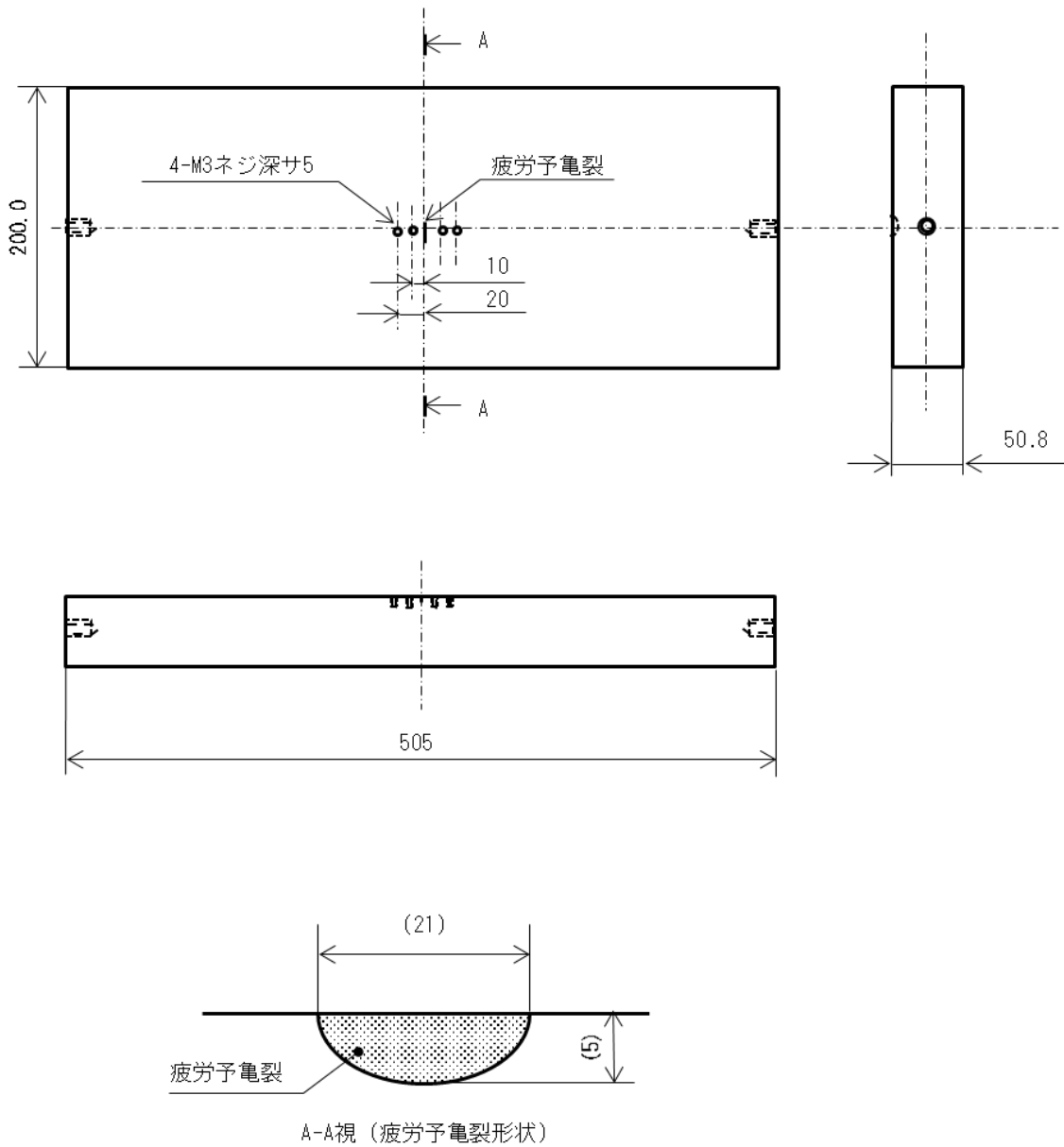
-120°C 及び -80°C における荷重 P —開口変位 COD 曲線を図4.1.3.7-10に、荷重 P —荷重線変位 δ_L 曲線を図4.1.3.7-11に示す。破断荷重は、 -120°C で約907～973kN、 -80°C で約830～988kNであり、 -80°C の一部の試験体は非破断であった。

各試験体の外観写真を図4.1.3.7-12に、試験体の破面SEM観察結果（代表）を図4.1.3.7-13に示す。 -120°C の試験体は、ほとんど塑性変形が認められず、疲労予亀裂からへき開破壊が生じていることを確認した。また、予亀裂先端に延性亀裂進展は認められなかった。一方、 -80°C では、疲労予亀裂から破壊が生じているものの、試験体に若干の塑性変形が認められ

た。また、予亀裂先端にわずかに延性亀裂進展と思われる領域が確認された。

(4) 破壊靱性評価

設定した解析条件に基づいて FEM 解析を実施し、亀裂開口変位 ($COD1$) と K_{Jc} の関係を得て、各試験体の破断時の $COD1$ から求めた K_{Jc} を既出の表 4.1.3.7-2 に示した。FEM 解析の詳細は 4.3 節で詳述する。表面亀裂付き平板曲げ試験体の K_{Jc} の温度依存性を C(T)試験片、SE(B)試験片($a/W=0.5$ 及び 0.1)、表面亀裂付き平板引張試験体と比較して図 4.1.3.7-14 に示す。試験温度 -80°C でのデータを比較すると、C(T)試験片及び SE(B)試験片($a/W=0.5$)のデータ群と、SE(B)試験片($a/W=0.1$)、表面亀裂付き平板曲げ試験体及び平板引張試験体の 2 つのグループに分かれている。後者グループの下限 K_{Jc} はほぼ同レベルであり、前者グループの下限 K_{Jc} と比較して明らかに大きくなっている。後者グループはいずれも a/W が約 0.1 で板厚に対する亀裂深さが小さく、亀裂先端の塑性拘束が小さいことによる効果が確認された。この傾向は、試験温度 -120°C においても同様である (ITC(T)試験片から得られたマスターカーブとの比較)。表面亀裂付き平板曲げ試験体と平板引張試験体とを比較すると、 -80°C 及び -120°C の結果において下限 K_{Jc} はほぼ同一で、下限 K_{Jc} の 2 倍程度までの範囲でばらついていることや、 -80°C で亀裂部から破壊発生しなかった試験体があることから、 a/W が約 0.1 の表面亀裂を有する平板試験において、曲げ負荷と引張負荷とで破壊靱性値への影響の差は明確ではないものと考えられる。



単位 : mm

Fig. 4.1.3.7-1 Geometry of flat plate specimen with surface flaw under bending load

図 4.1.3.7-1 表面亀裂付き平板曲げ試験体の最終形状



(a) 試験機全景



(b) 恒温槽の外観

Fig. 4.1.3.7-2 Setup of flat plate specimen with surface flaw under bending load

図 4.1.3.7-2 表面亀裂付き平板曲げ試験状況

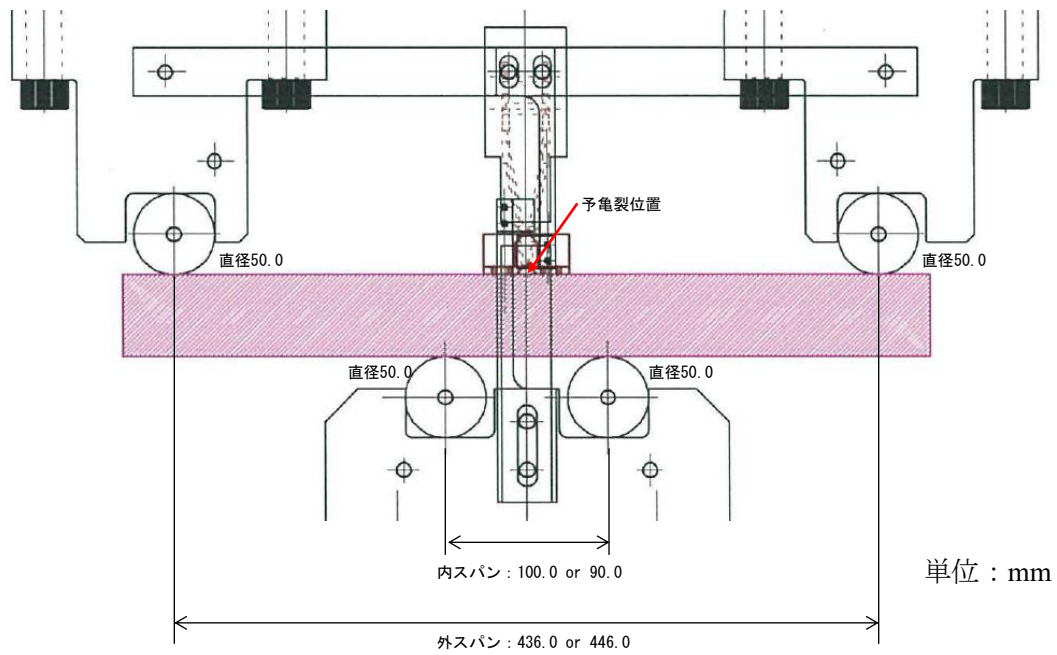


Fig. 4.1.3.7-3 Setup of flat plate specimen with surface flaw under bending load

図 4.1.3.7-3 平板曲げ試験体による破壊靱性試験のセッティング状況

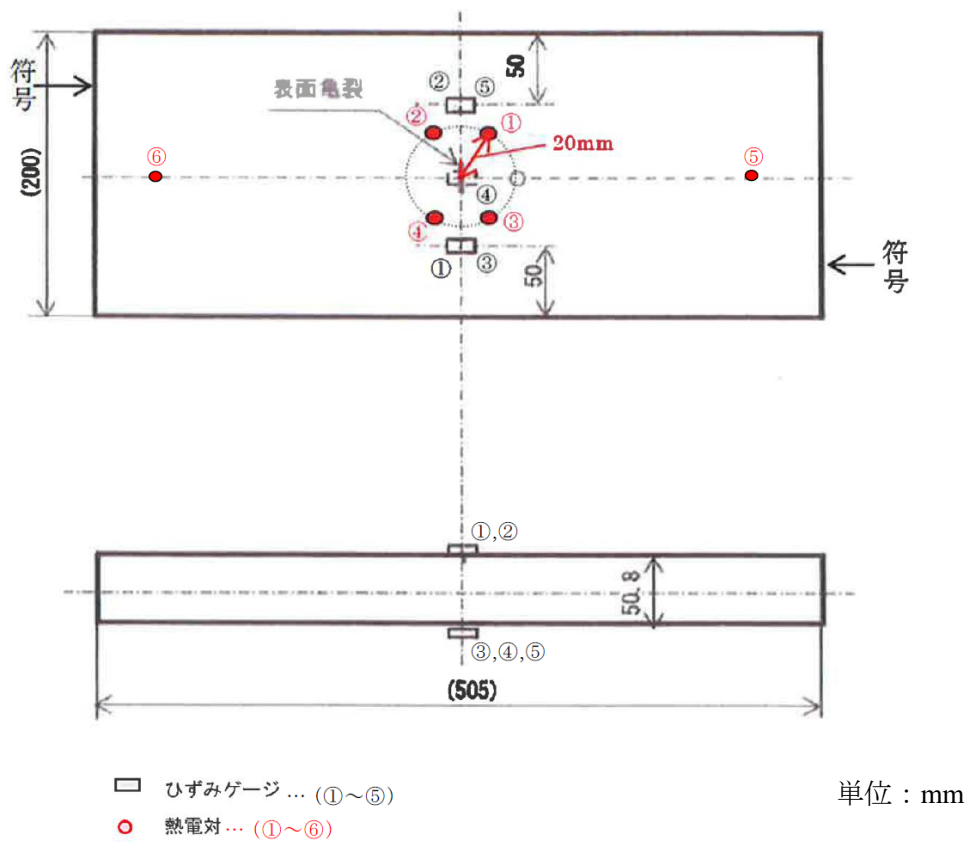


Fig. 4.1.3.7-4 Installation points of strain gauges and thermocouples

図 4.1.3.7-4 試験体へのひずみゲージ貼付位置及び熱電対の取り付け位置

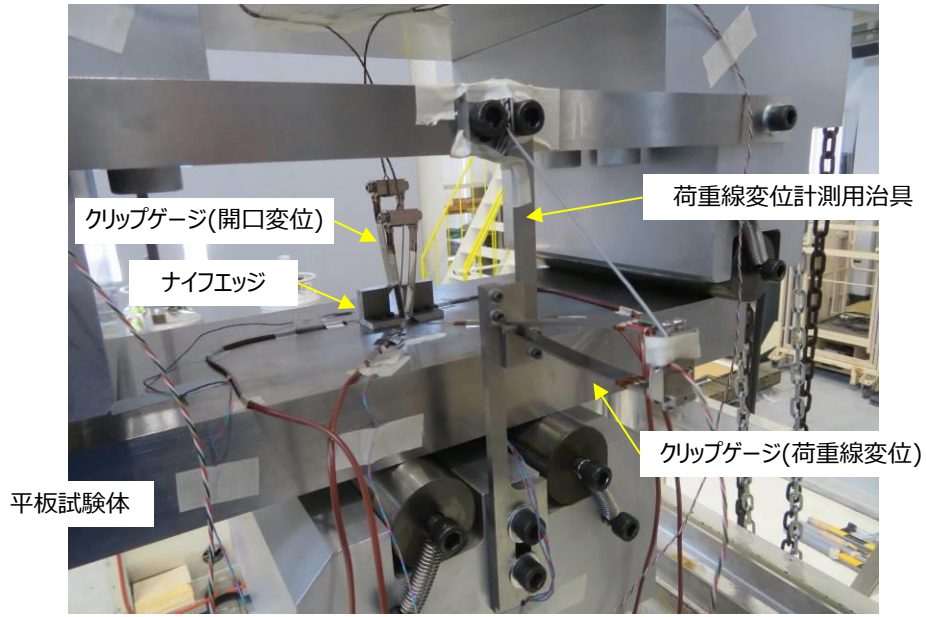


Fig. 4.1.3.7-5 Setting of clip gauges

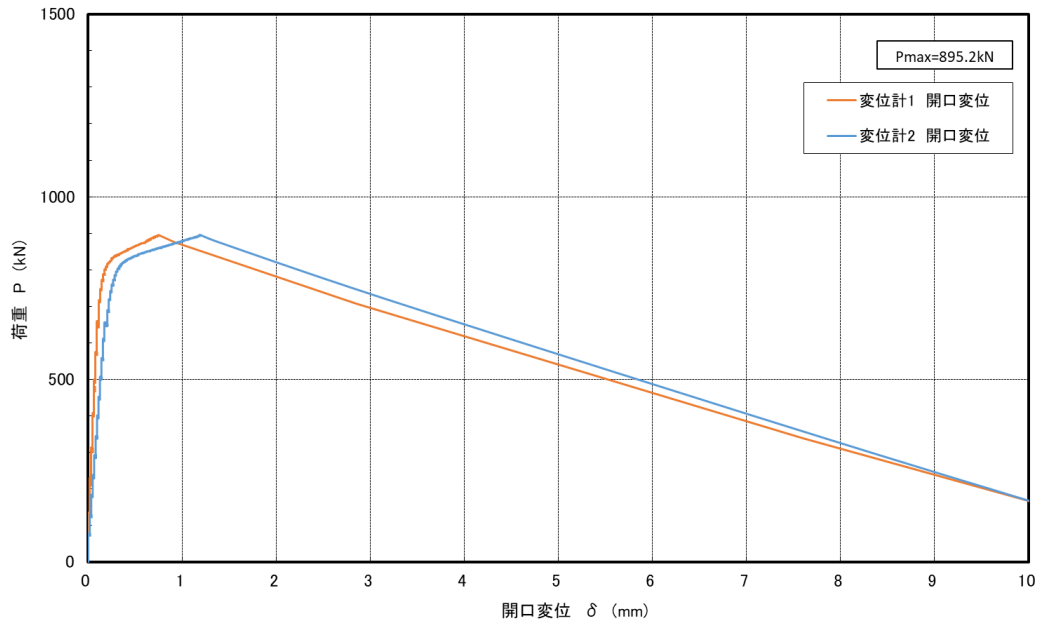
図 4.1.3.7-5 クリップゲージ取付状況

表 4.1.3.7-1 表面亀裂付き平板曲げ予備試験結果

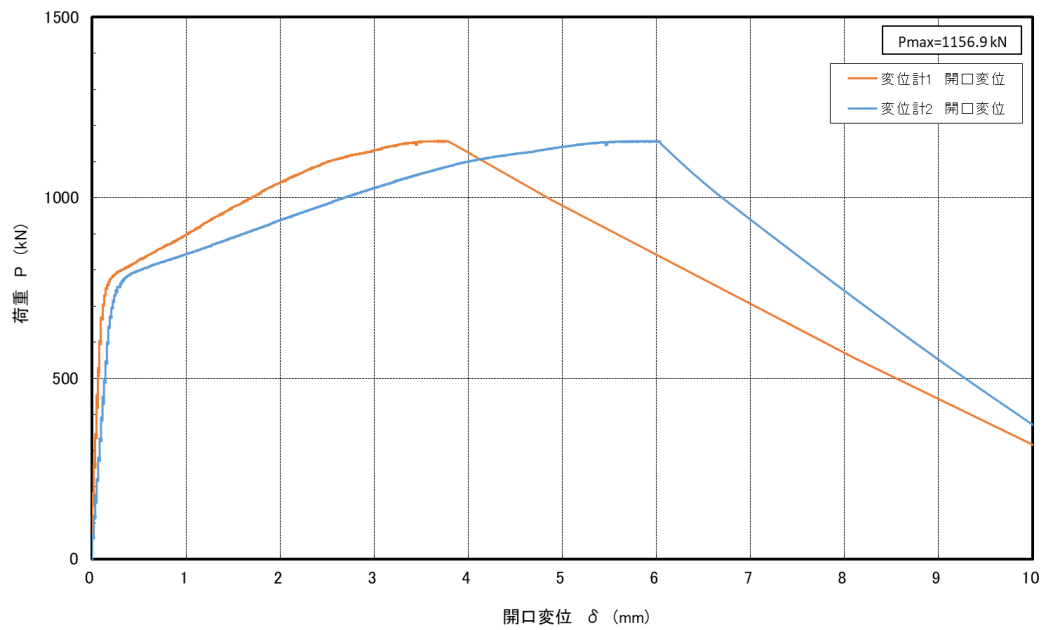
Table 4.1.3.7-1 Pretest result of flat plate specimen with surface flaw under bending load

符号	試験温度 (°C)	破壊形態 ※1	板幅W (mm)	板厚B (mm)	予亀裂 深さ a_0 (mm)	予亀裂 表面長 $2c$ (mm)	延性亀裂 進展量 (mm)	破断荷重 (kN)	破断時の COD1 (mm)
A13UFP-01	-80	DB	200	50.8	4.50	20.2	0.62	1157	3.79
A13LFP-01	-100	B	200	50.8	4.38	20.3	0.00	895.2	0.74

※1 DB:延性亀裂進展後に脆性破壊, B:脆性破壊



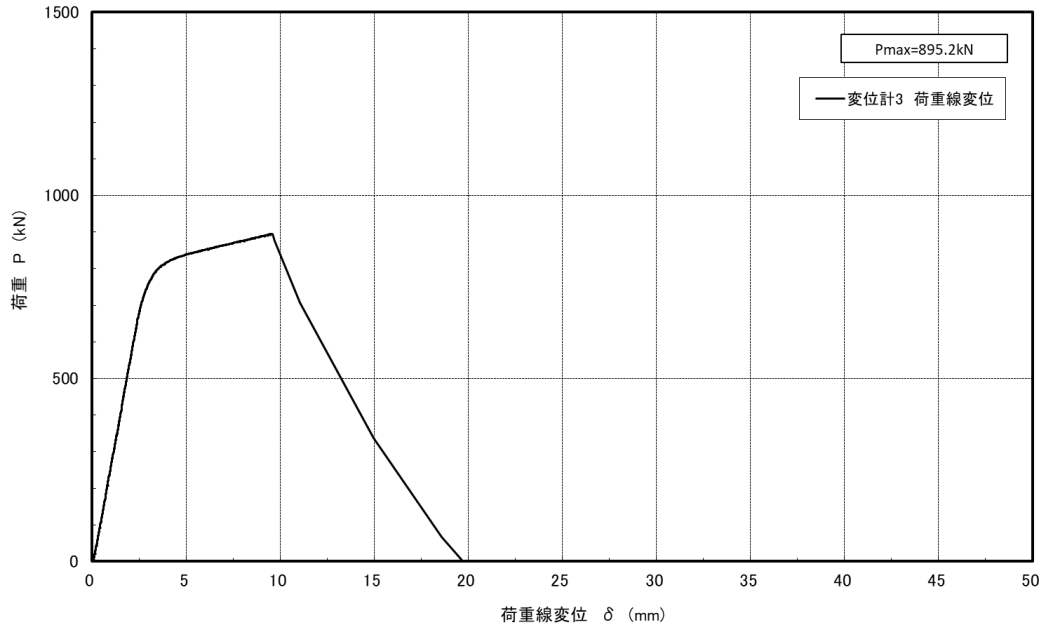
(a) -100°C (符号 : A13LFP-01)



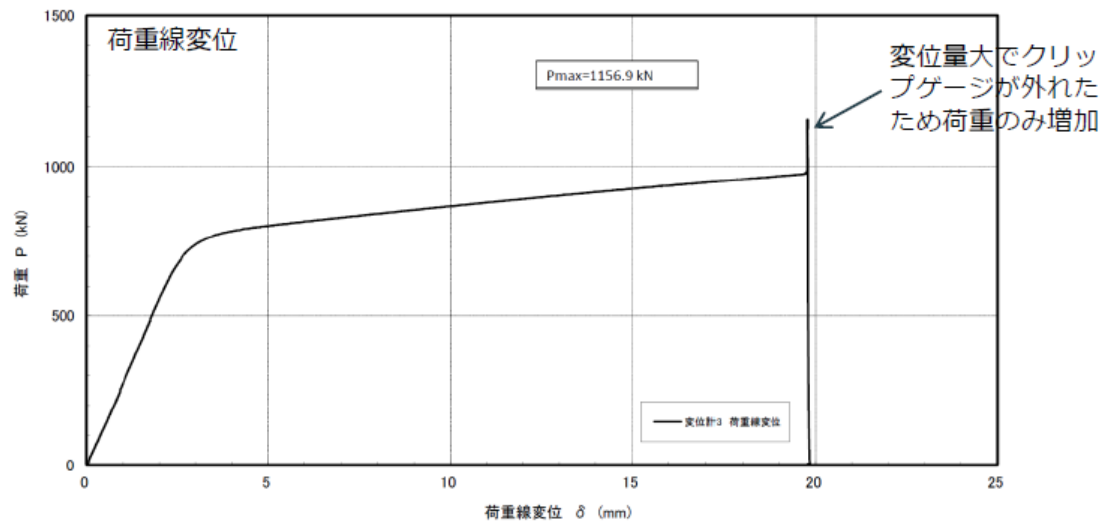
(b) -80°C (符号 : A13UFP-01)

Fig. 4.1.3.7-6 Load P - COD curve (pretest of flat plate specimen under bending load)

図 4.1.3.7-6 平板曲げ試験予備試験の荷重 P —開口変位 COD 曲線



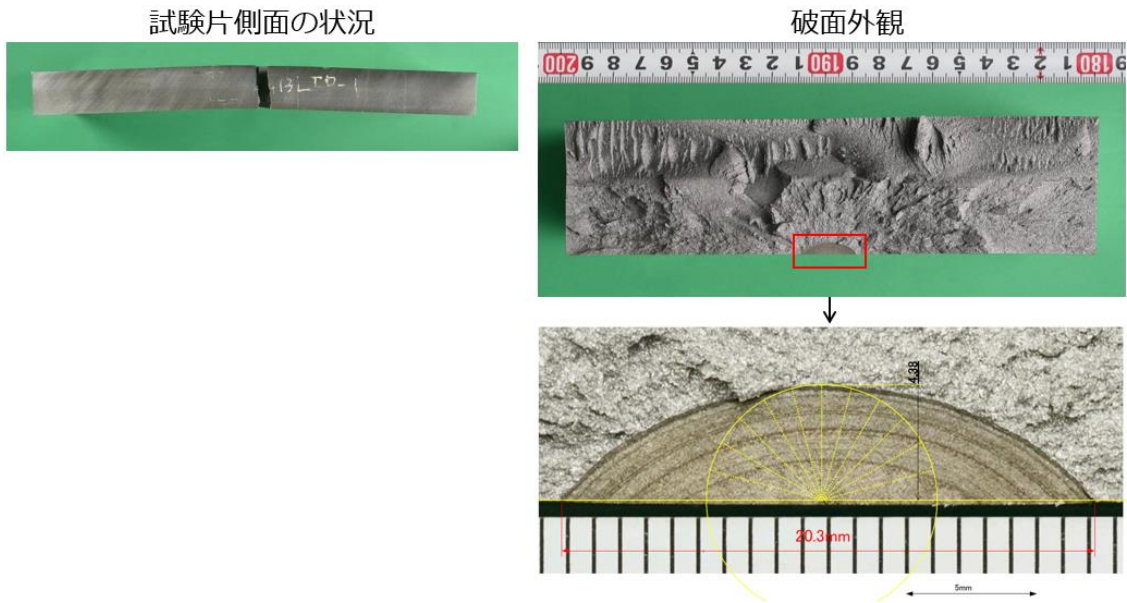
(a) -100°C (符号 : A13LFP-01)



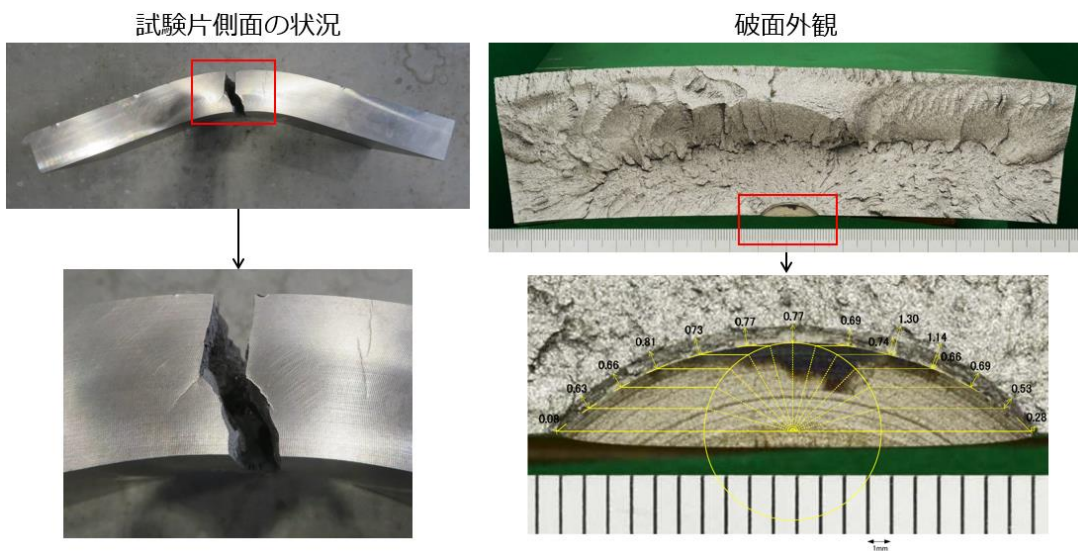
(b) -80°C (符号 : A13UFP-01)

Fig. 4.1.3.7-7 Load P -load line displacement δ_L curve
(pretest of flat plate specimen under bending load)

図 4.1.3.7-7 平板曲げ試験予備試験の荷重 P -荷重線変位 δ_L 曲線



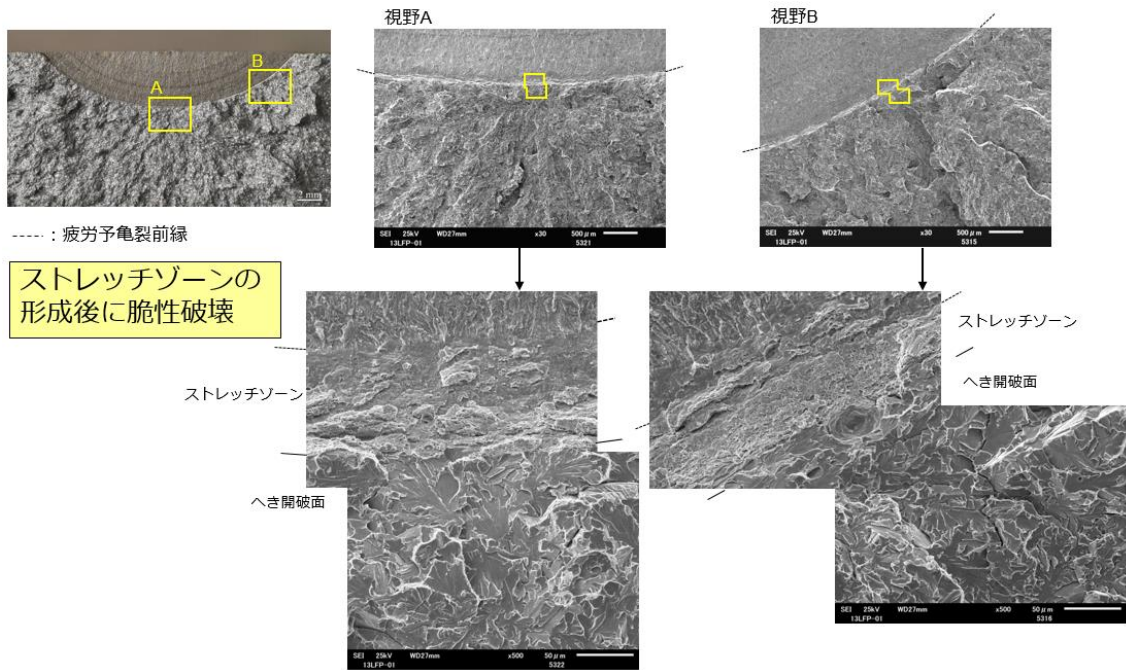
(a) -100°C (符号 : A13LFP-01)



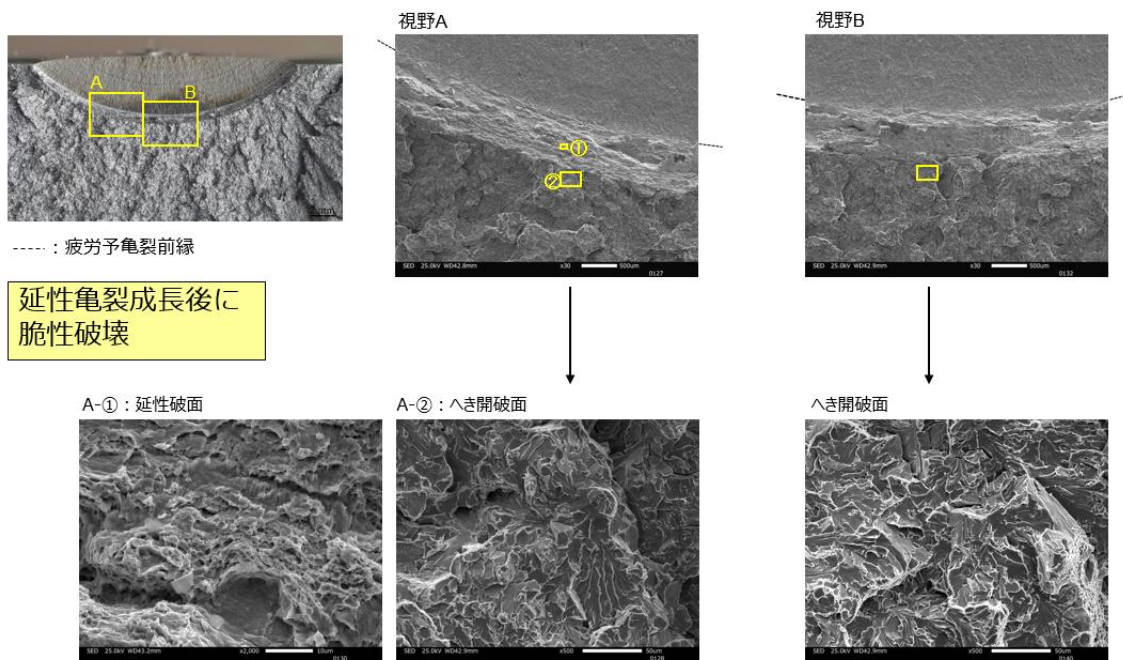
(b) -80°C (符号 : A13UFP-01)

Fig. 4.1.3.7-8 Fracture surface of flat plate specimen under bending load (pretest)

図 4.1.3.7-8 平板曲げ試験の破面外観写真 (予備試験)



(a) -100°C (符号 : A13LFP-01)



(b) -80°C (符号 : A13UFP-01)

Fig. 4.1.3.7-9 SEM observation of fracture surface of flat plate specimen under bending load (pretest)

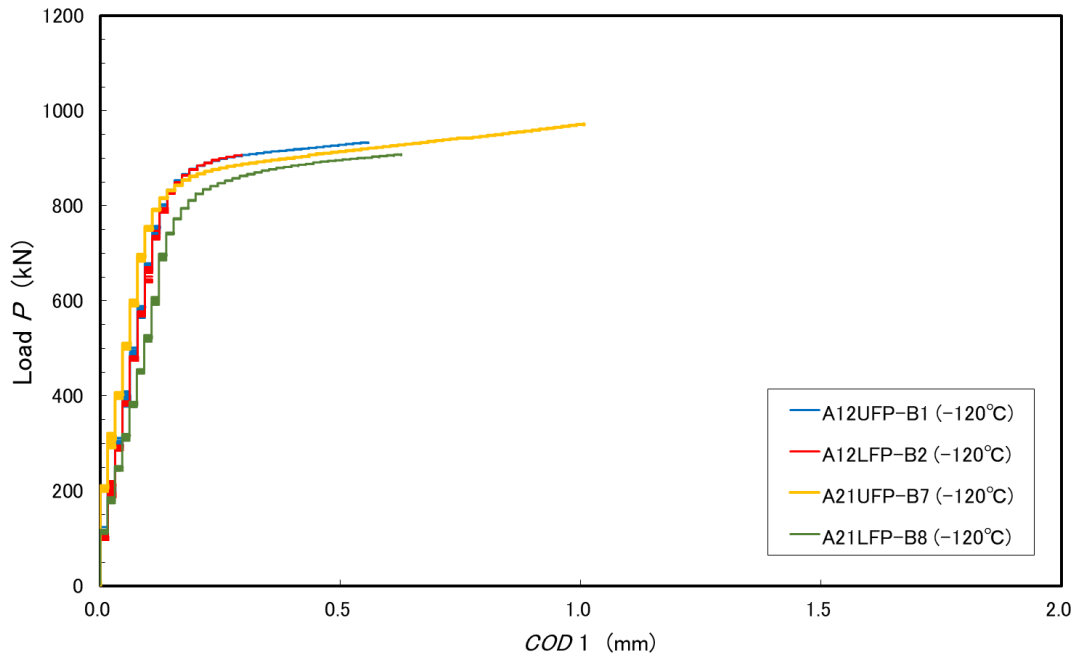
図 4.1.3.7-9 平板曲げ試験体の破面 SEM 観察結果 (予備試験)

表 4.1.3.7-2 表面亀裂付き平板曲げ試験結果

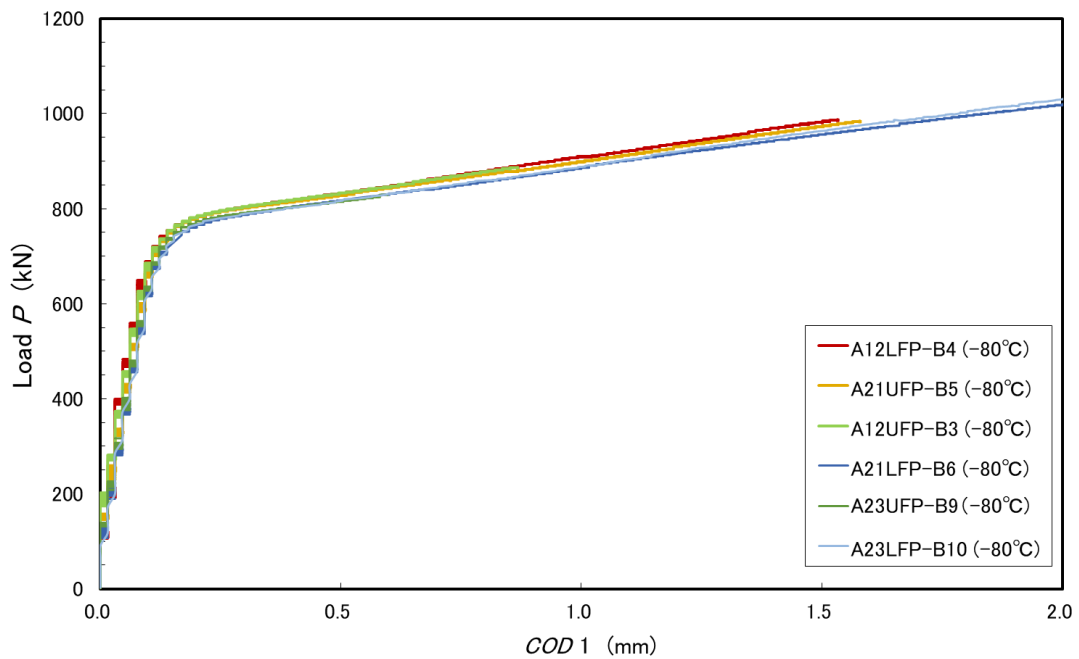
Table 4.1.3.7-2 Test result of flat plate specimen with surface flaw under bending load

符号	試験温度 (°C)	破壊形態 ※1	板幅W (mm)	板厚B (mm)	予亀裂 深さ a_0 (mm)	予亀裂 表面長 $2c$ (mm)	延性亀裂 進展量 (mm)	破断荷重 (kN)	破断時の COD1 (mm)	破断時の COD2 (mm)	K_{Ic} ($MP\sqrt{m}$)
A23LFP-B10	-80	(非破断)	200	50.8	4.05	19.4	1.01	(非破断)	(非破断)	(非破断)	(非破断)
A21LFP-B6	-80	(非破断)	200	50.8	4.25	19.6	0.76	(非破断)	(非破断)	(非破断)	(非破断)
A21UFP-B5	-80	DB	200	50.8	5.46	20.7	0.23	984.7	1.58	2.51	292
A12LFP-B4	-80	DB	200	50.8	4.57	20.5	0.16	988.2	1.53	2.56	287
A12UFP-B3	-80	DB	200	50.8	4.35	20.0	0.10	887.2	0.87	1.43	208
A23UFP-B9	-80	DB	200	50.8	4.42	20.5	0.03	829.6	0.60	0.99	174
A21UFP-B7	-120	B	200	50.8	4.06	18.8	0.00	972.7	1.01	1.66	242
A21LFP-B8	-120	B	200	50.8	3.98	19.7	0.00	908.7	0.63	1.02	192
A12UFP-B1	-120	B	200	50.8	3.77	19.8	0.00	933.2	0.56	0.91	181
A12LFP-B2	-120	B	200	50.8	3.59	20.1	0.00	907.2	0.29	0.45	129

※1 DB: 延性亀裂進展後に脆性破壊, B: 脆性破壊



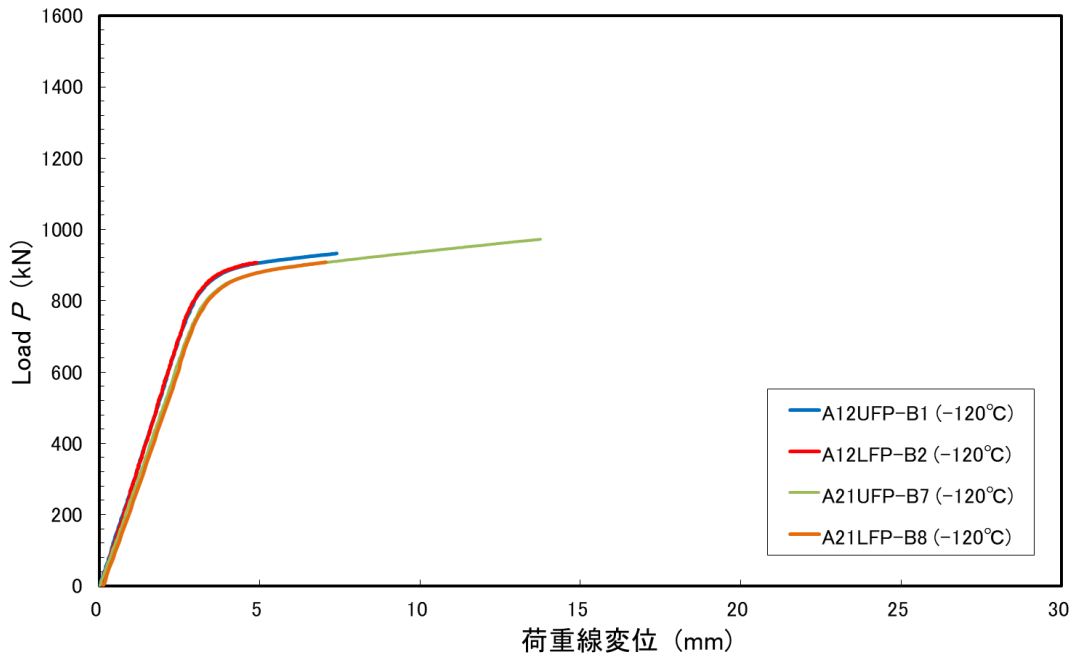
(a) -120°C



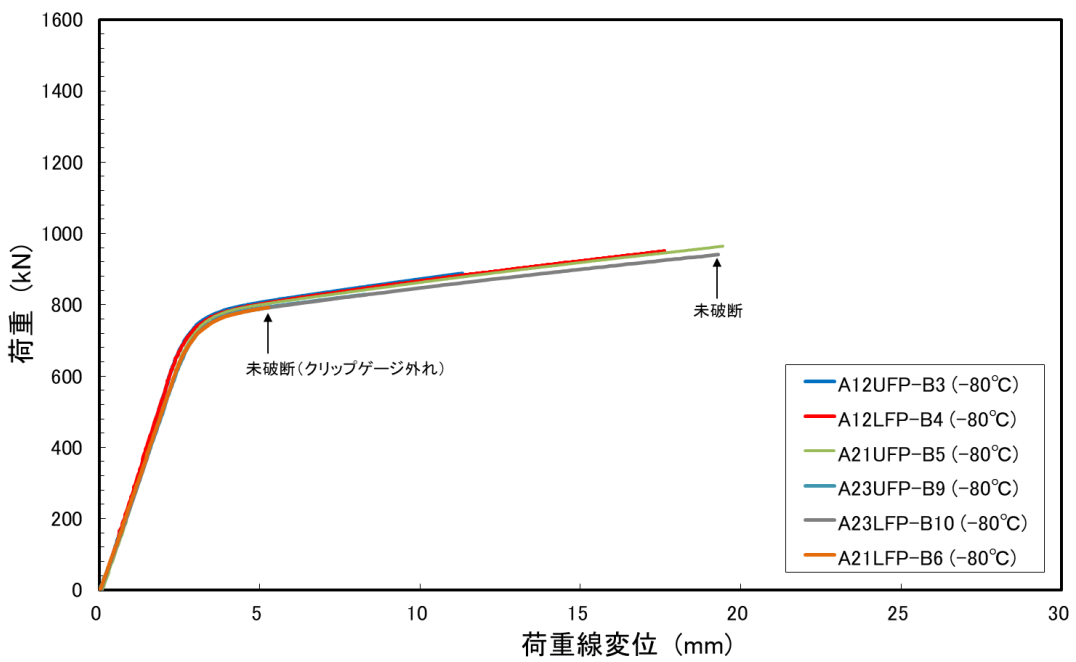
(b) -80°C

Fig. 4.1.3.7-10 Load P - COD curve (flat plate specimen under bending load)

図 4.1.3.7-10 表面亀裂付き平板曲げ試験本試験の荷重 P —開口変位 COD 曲線



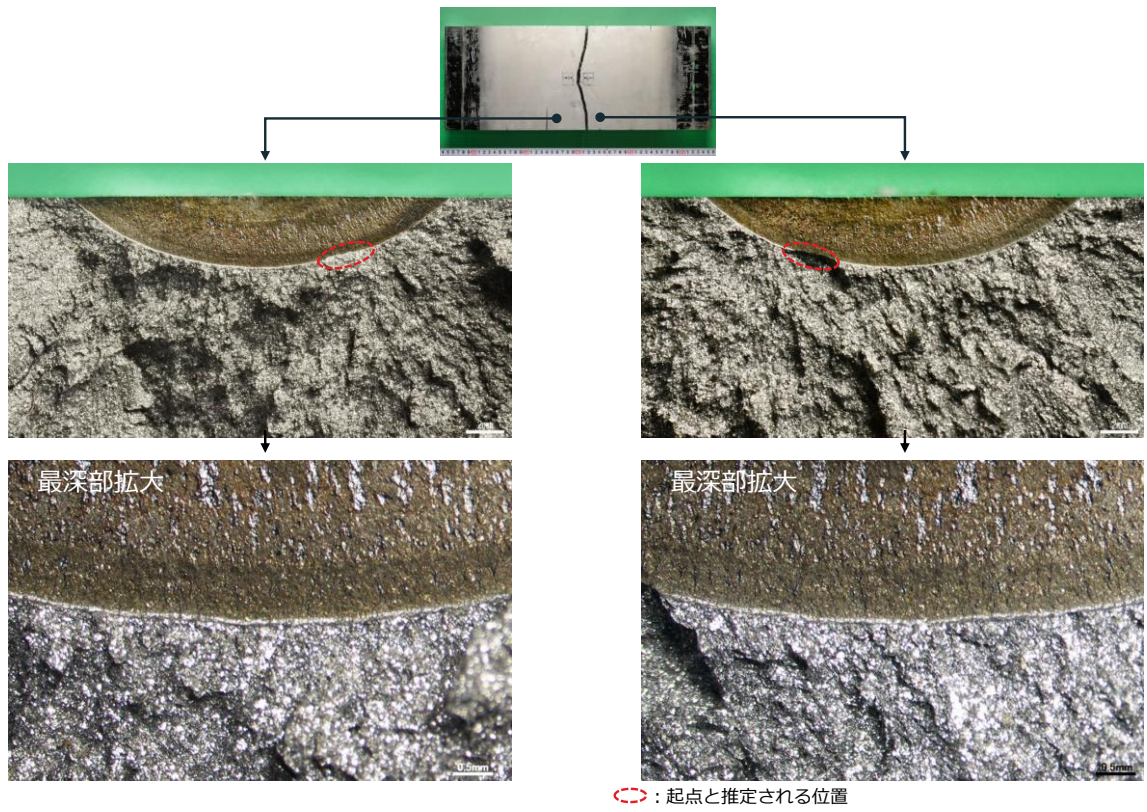
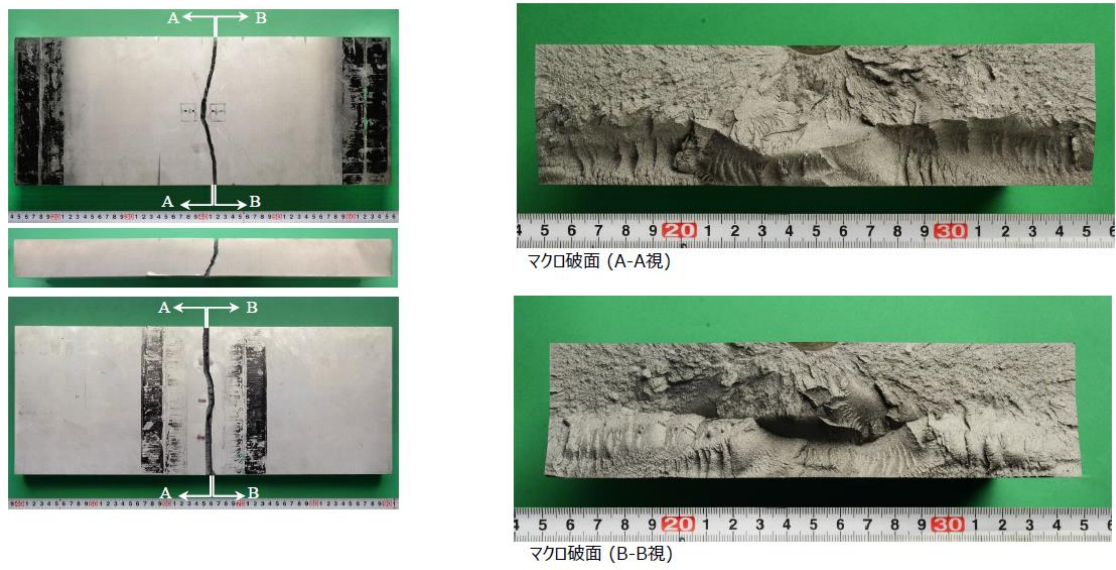
(a) -120°C



(b) -80°C

Fig. 4.1.3.7-11 Load P -load line displacement δ_L curve (flat plate specimen under bending load)

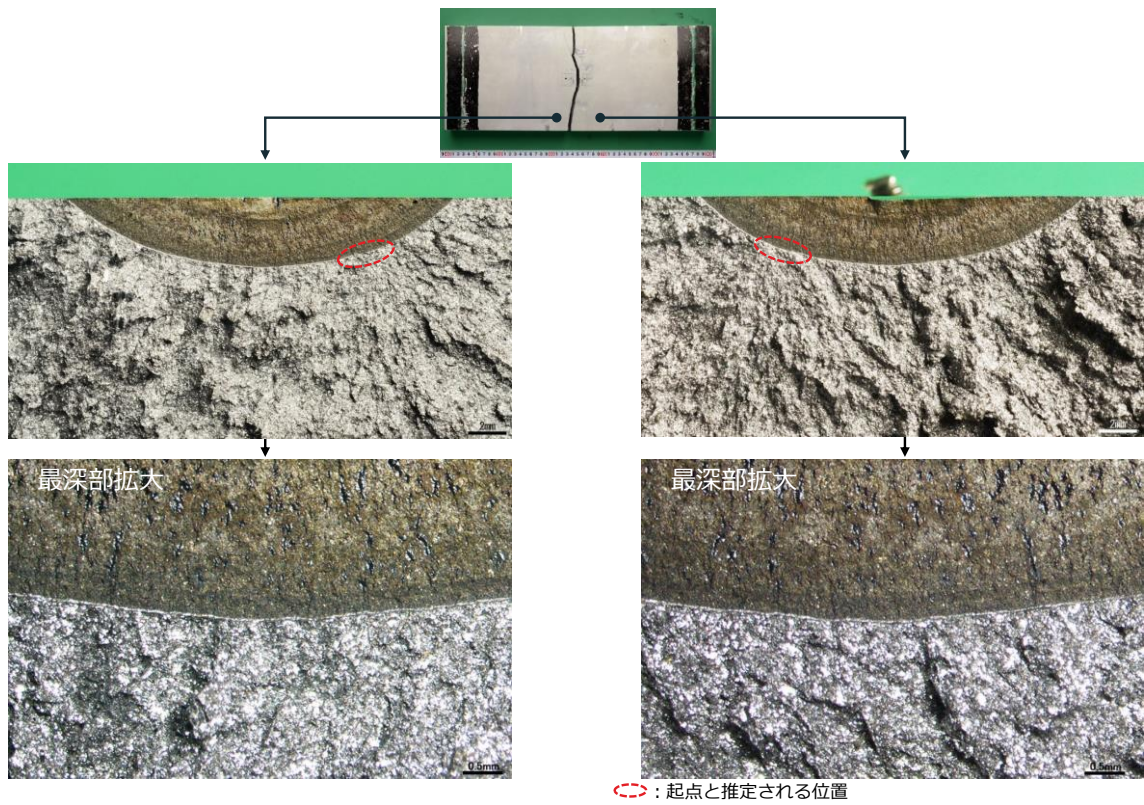
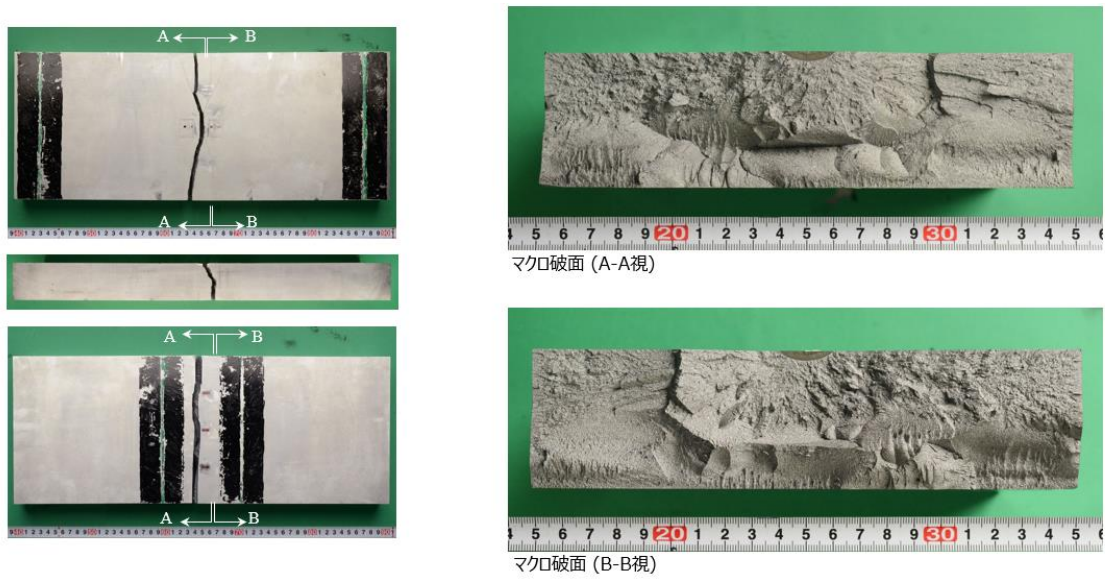
図 4.1.3.7-11 表面亀裂付き平板曲げ試験本試験の荷重 P -荷重線変位 δ_L 曲線



(a) 試験温度 : -120°C , 符号 : A12UFP-B1

Fig. 4.1.3.7-12 Fracture surface of flat plate specimen under bending load (1/10)

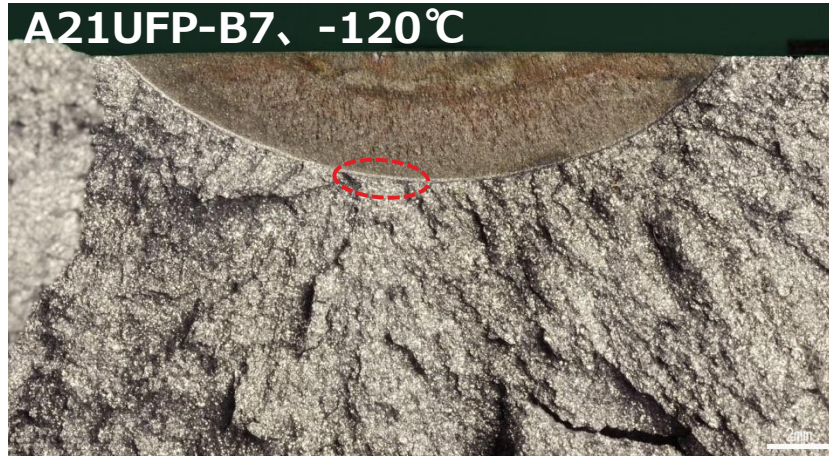
図 4.1.3.7-12 表面亀裂付き平板曲げ試験体の破面外観写真 (1/10)



(b) 試験温度：-120℃，符号：A12LFP-B2

Fig. 4.1.3.7-12 Fracture surface of flat plate specimen under bending load (2/10)

図 4.1.3.7-12 表面亀裂付き平板曲げ試験体の破面外観写真 (2/10)



(c) 試験温度：-120°C，符号：A21UFP-B7

Fig. 4.1.3.7-12 Fracture surface of flat plate specimen under bending load (3/10)

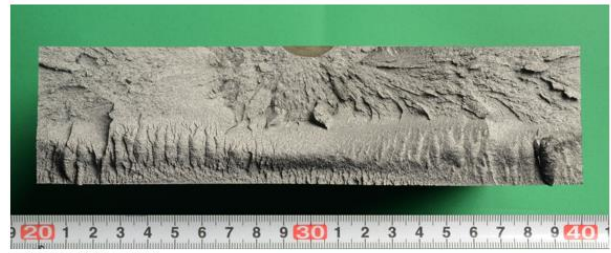
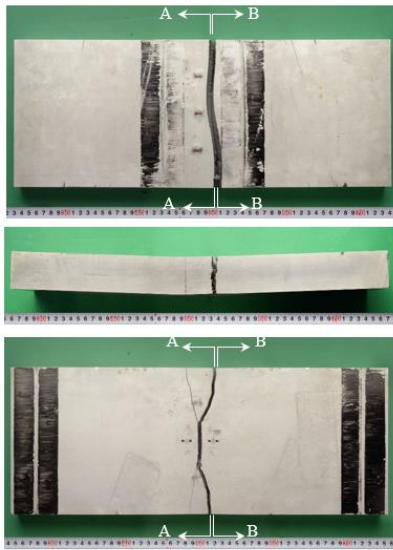
図 4.1.3.7-12 表面亀裂付き平板曲げ試験体の破面外観写真 (3/10)



(d) 試験温度：-120°C，符号：A21LFP-B8

Fig. 4.1.3.7-12 Fracture surface of flat plate specimen under bending load (4/10)

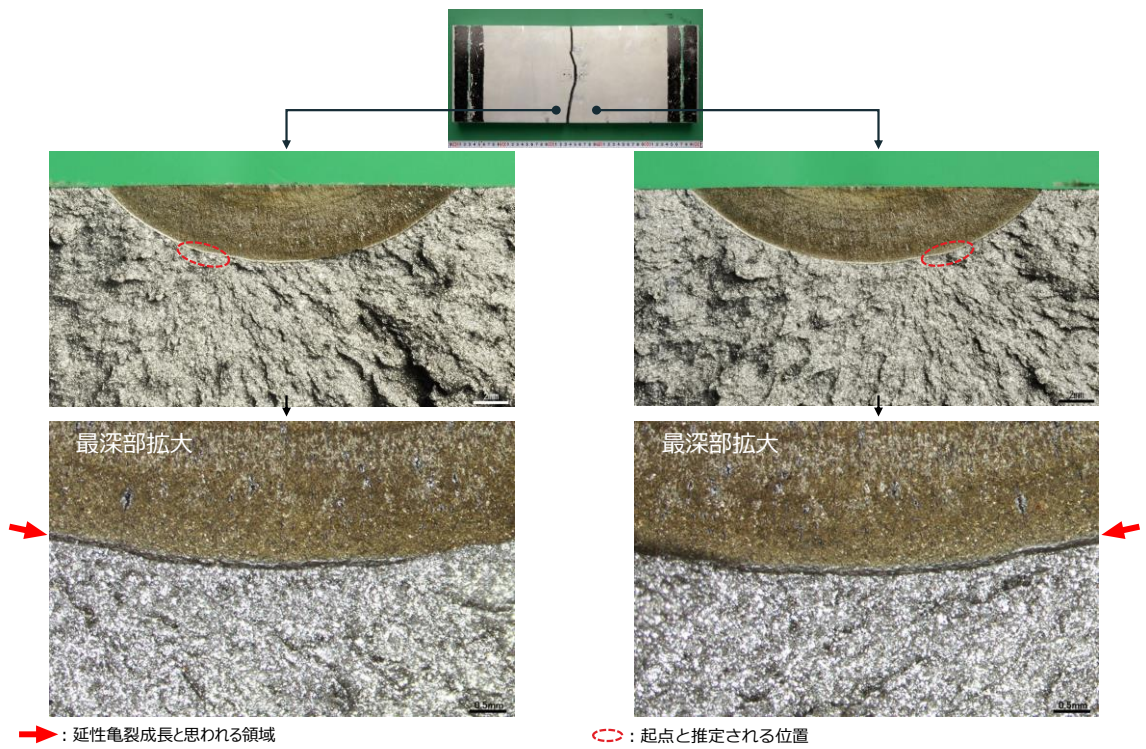
図 4.1.3.7-12 表面亀裂付き平板曲げ試験体の破面外観写真 (4/10)



マクロ破面 (A-A視)



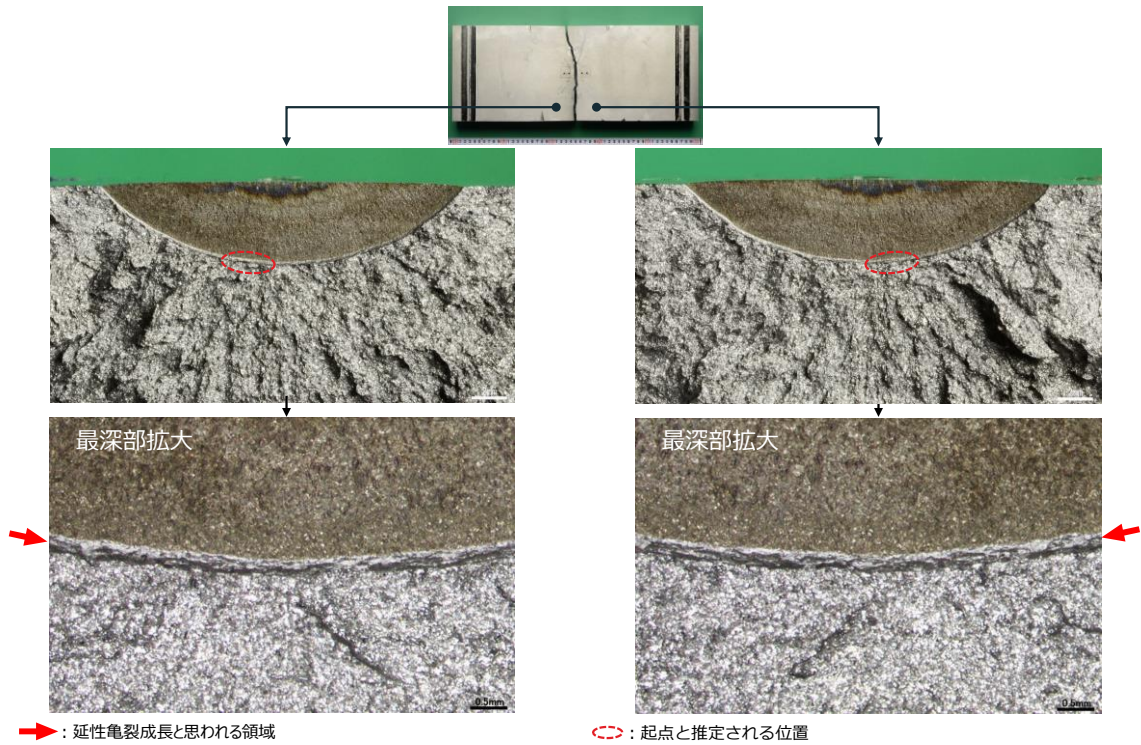
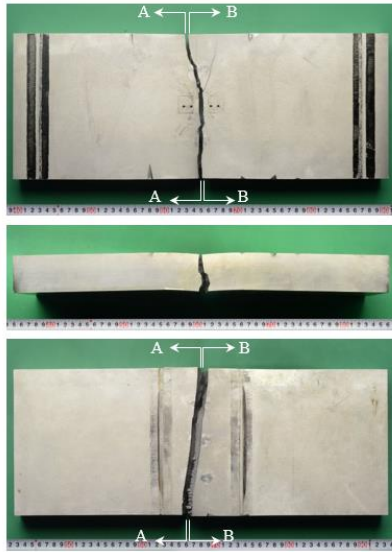
マクロ破面 (B-B視)



(e) 試験温度：-80°C，符号：A12UFP-B3

Fig. 4.1.3.7-12 Fracture surface of flat plate specimen under bending load (5/10)

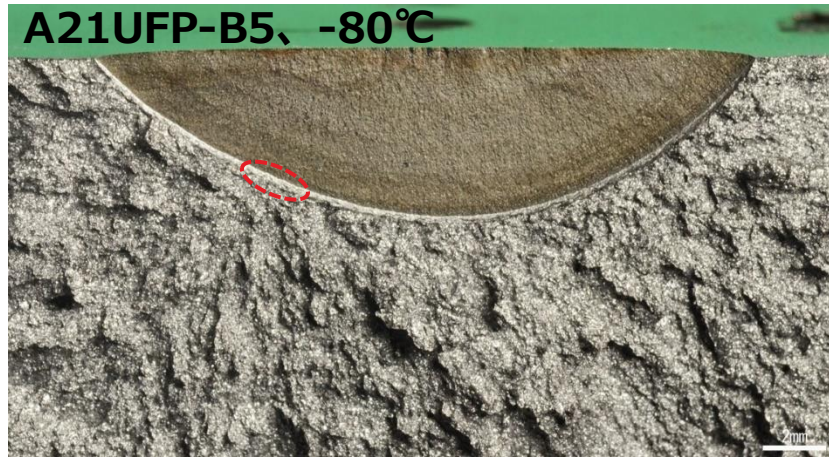
図 4.1.3.7-12 表面亀裂付き平板曲げ試験体の破面外観写真 (5/10)



(f) 試験温度 : -80°C , 符号 : A12LFP-B4

Fig. 4.1.3.7-12 Fracture surface of flat plate specimen under bending load (6/10)

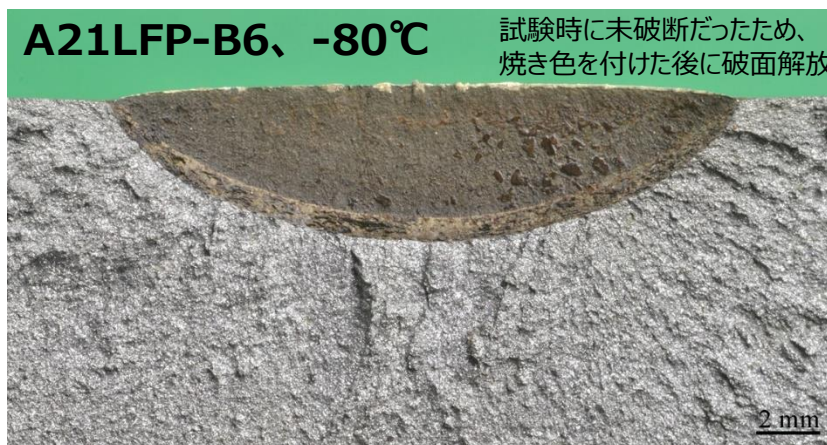
図 4.1.3.7-12 表面亀裂付き平板曲げ試験体の破面外観写真 (6/10)



(g) 試験温度：-80°C，符号：A21UFP-B5

Fig. 4.1.3.7-12 Fracture surface of flat plate specimen under bending load (7/10)

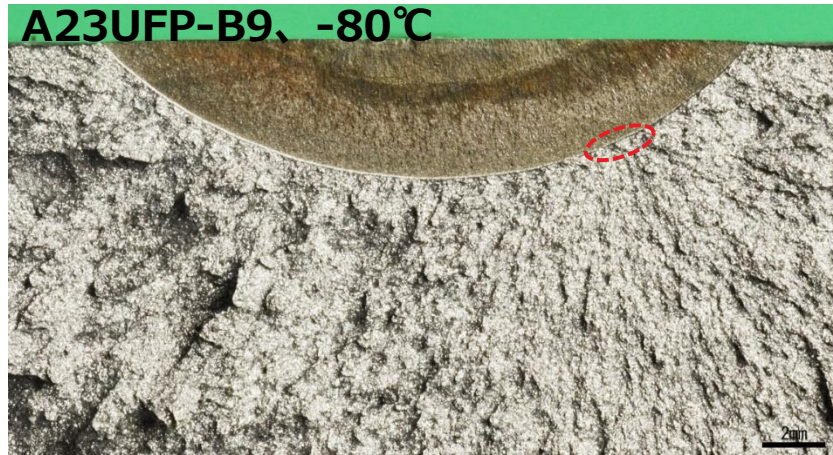
図 4.1.3.7-12 表面亀裂付き平板曲げ試験体の破面外観写真 (7/10)



(h) 試験温度：-80°C，符号：A21LFP-B6

Fig. 4.1.3.7-12 Fracture surface of flat plate specimen under bending load (8/10)

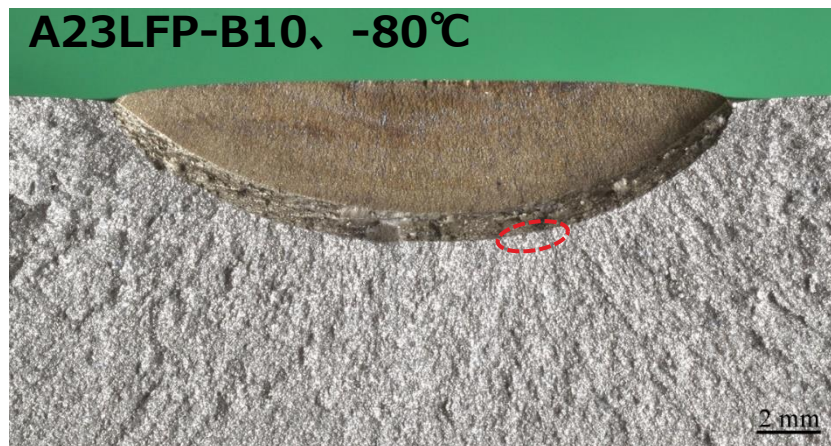
図 4.1.3.7-12 表面亀裂付き平板曲げ試験体の破面外観写真 (8/10)



(i) 試験温度：-80℃，符号：A23UFP-B9

Fig. 4.1.3.7-12 Fracture surface of flat plate specimen under bending load (9/10)

図 4.1.3.7-12 表面亀裂付き平板曲げ試験体の破面外観写真 (9/10)

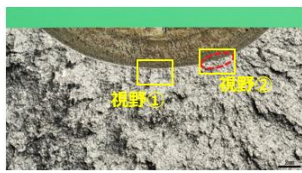


(j) 試験温度：-80℃，符号：A23LFP-B10

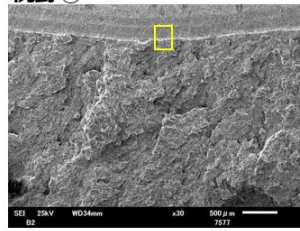
Fig. 4.1.3.7-12 Fracture surface of flat plate specimen under bending load (10/10)

図 4.1.3.7-12 表面亀裂付き平板曲げ試験体の破面外観写真 (10/10)

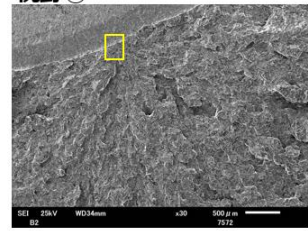
A12LFP-B2、-120°C



視野①

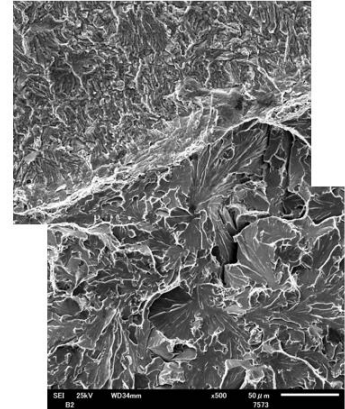
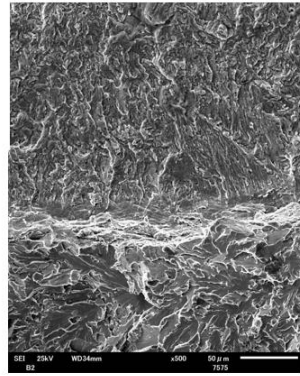


視野②



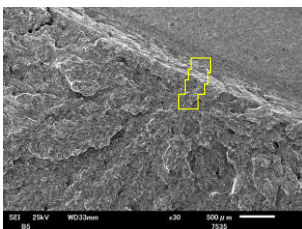
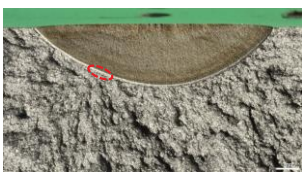
いずれの位置にも、延性亀裂成長は認められなかった

Ⓧ : 起点と推定される位置

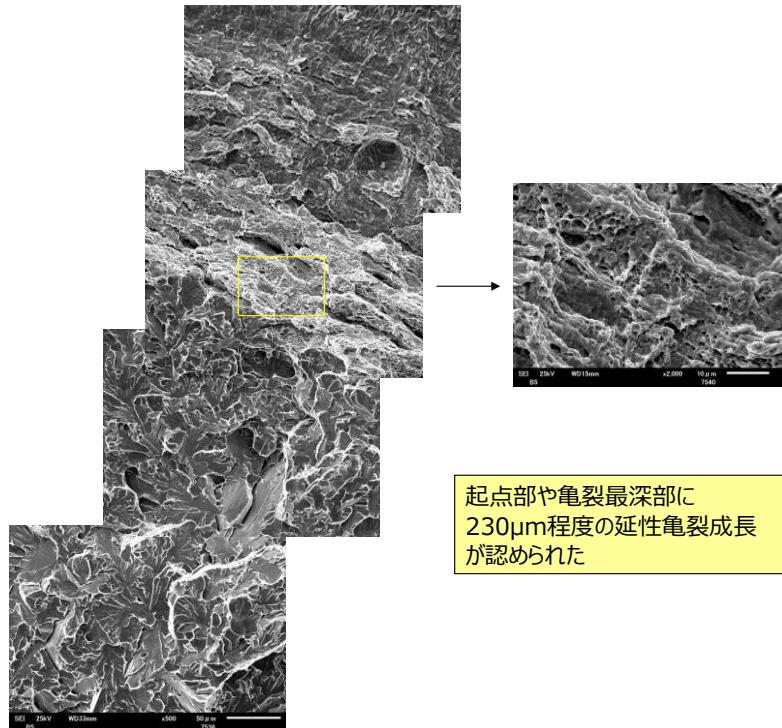


(a) -120°C

A21UFP-B5、-80°C



Ⓧ : 起点と推定される位置



起点部や亀裂最深部に
230μm程度の延性亀裂成長
が認められた

(b) -80°C

Fig. 4.1.3.7-13 SEM observation of fracture surface of flat plate specimen under bending

図 4.1.3.7-13 表面亀裂付き平板曲げ試験体の破面 SEM

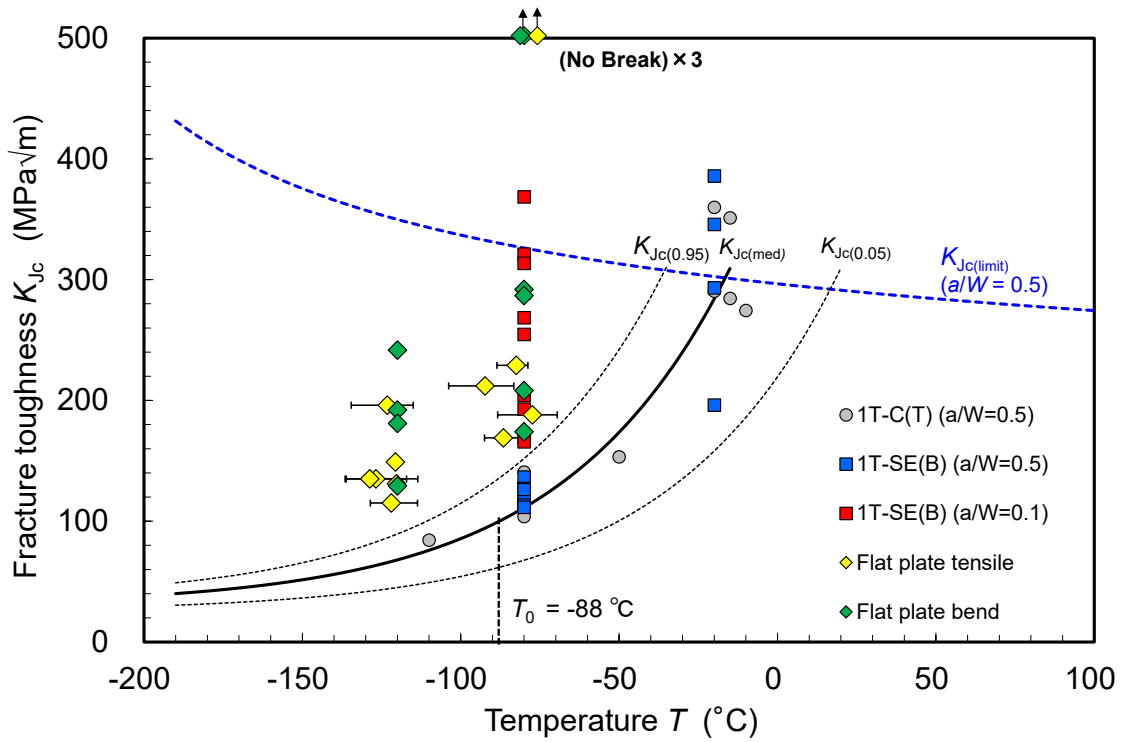


Fig. 4.1.3.7-14 Temperature dependence of K_{Jc} of flat plate specimen with surface flaw under bending or tensile load and fracture toughness test specimens

図 4.1.3.7-14 表面亀裂付き平板曲げ試験，平板引張試験体，及び破壊靱性試験片の K_{Jc} の温度依存性

4.2 破壊評価法

4.2.1 概要

4.1 節では、塑性拘束効果を考慮した破壊評価法の検証のため、拘束度の異なる試験片を用いた破壊試験を実施して、試験データを蓄積した。4.2 節では、塑性拘束の大きい材料試験片の破壊データから、塑性拘束の低い表面亀裂付き平板試験体の破壊挙動を予測するために必要な FEM 解析条件を設定するとともに、解析手法のベンチマーク解析を実施する。本文に記載したベンチマーク解析の材料は低合金鋼 B であるが、これに先立ち、同鋼種であるが、ロットの異なる低合金鋼 A でもベンチマーク解析による破壊解析の基礎的な検討を実施しており、その結果は付録 4 にまとめた。

4.2.2 解析条件

4.2.2.1 材料特性

今回の解析に用いた低合金鋼 B の材料の基本特性を次に示す。

(1) ヤング率及びポアソン比

使用するヤング率及びポアソン比を表 4.2.2-1 に示す。

(2) 真応力-真ひずみ曲線

低合金鋼 B の引張試験及び途中止め試験のくびれ部の半径及び曲率に基づいて Bridgeman の式で求めた高ひずみ域の真応力-真ひずみ関係から、各温度における真応力-真ひずみ線図を図 4.2.2-1 のとおり設定した。

表 4.2.2-1 ヤング率及びポアソン比

Table 4.2.2-1 Young's modulus and Poisson's ratio

温度 (°C)	-120	-100	-80	-50	-20	23
ヤング率 (GPa)	210	208	207	205	203	201
ポアソン比	0.3					

注) ヤング率 E (MPa)はJEAC4216-2015に記載の温度依存性の式 ($E=210,584-62.6T$ (T は温度 (°C))) より設定

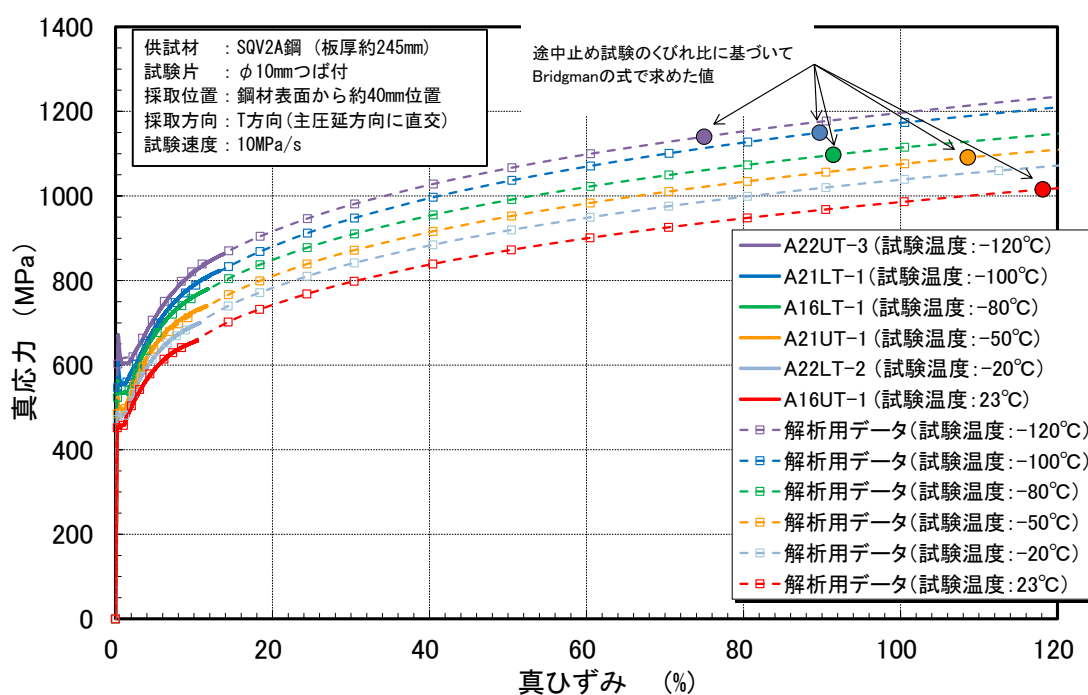


Fig. 4.2.2-1 True stress - True strain curve of low alloy steel B for fracture evaluation

図 4.2.2-1 破壊評価用低合金鋼 B の真応力-真ひずみ線図

4.2.2.2 適用する破壊評価法

拘束効果を考慮する破壊評価手法として、脆性破壊に対しては Beremin モデル、延性破壊に対しては GTN モデル、及び微小な延性亀裂進展を伴う脆性破壊には両者を結合した Coupled モデルを適用することとする。それぞれのモデルは 3.2 節で紹介した。

4.2.2.3 FEM 解析

(1) Beremin モデル

a. 材料試験片(C(T)及び SE(B)試験片)

Beremin モデルのワイブルパラメータは 2 形状試験法で求めるため、拘束が異なる 2 種類の試験片(SE(B) $a/W=0.5$ 試験片及び SE(B) $a/W=0.1$ 試験片)の破壊データから算出した。また、後述のベンチマーク解析には、C(T)試験片も対象とした。これら 3 種類の Beremin モデル用 FEM 解析には、Abaqus Ver. 6.12 の Abaqus Standard を用い、要素タイプは 8 節点選択低減積分要素(C3D8)を使用した。解析モデルを図 4.2.2.3-1(a)～(c)に示す。対称性から、いずれも 1/4 モデルとした。

C(T)試験片では、亀裂先端の要素寸法は、 $0.03\text{mm}\times 0.03\text{mm}\times 0.03\text{mm}$ とした。サイドグループ及びナイフエッジも図面寸法でモデル化した。板厚 B 及び板幅 W は図面寸法($B=25.4\text{mm}$, $W=50.8\text{mm}$)とし、亀裂深さは -80°C 試験体の予亀裂寸法の平均値である 25.35mm とした。また、ピンを 1/4 範囲でモデル化し、試験体と連結させている。ピンは試験体の約 10 倍の剛性(ヤング率 $E=2,000\text{GPa}$)を与えた。荷重は、ピン中央に X 方向変位を与えた。

SE(B)試験片では、亀裂先端の要素寸法は、 $0.03\text{mm}\times 0.03\text{mm}\times 0.3\text{mm}$ とした。SE(B)モデルは、板厚方向の応力分布が比較的なだらかであることから、計算時間短縮のため、亀裂先端の要素の板厚方向分割は 40 分割(約 0.3mm)とした。板厚 B 及び板幅 W , スパンは図面寸法($B=25.4\text{mm}$, $W=50.8\text{mm}$, $S=203.2\text{mm}$)とし、亀裂深さは試験体の予亀裂寸法の平均値 26.24mm ($a/W=0.5$), 3.96mm ($a/W=0.1$) でモデル化した。ナイフエッジを梁要素でモデル化しており、試験で計測した $CMOD$ が出力できるようにした。なお、ナイフエッジの梁要素は試験体と変形が連動するよう、母材要素 1 層分入ったところまでモデル化した。試験治具のローラーを剛体要素でモデル化し、接触条件で変位を与えた。なお、接触部には摩擦は考慮していない。

b. 表面亀裂付き平板試験体

表面亀裂付き平板試験体の FEM モデルを図 4.2.2.3-1(d)及び(e)に示す。対称性から 1/4 モデルとした。平板曲げ試験体は、ローラーの 180° 範囲を剛体要素でモデル化し、ナイフエッジを

ビーム要素でモデル化した。亀裂先端の要素寸法は $0.03\text{mm}\times 0.03\text{mm}\times 0.1\text{mm}$ とした。初期亀裂の形状は、予備試験で観察した形状とし、最深部の亀裂深さ a_0 を 4.38mm 、亀裂全長 $2c_0$ を 20.3mm とした。J 積分の経路数は 45 パス設定した。

平板引張試験体は、タブ板までモデル化し、タブ板の端部に強制変位を与えて解析を行った。破壊予測解析に使用したモデルでは、当初計画のタブ板寸法を採用した。破壊試験に使用した試験体でのタブ板幅とその厚さはそれぞれ 330mm 及び 100mm であるが、破壊予測解析でのモデルではそれぞれ 200mm 及び 80mm である。タブ板と試験体との結合部は、亀裂断面より十分に離れており、解析モデルと破壊試験体とのタブ板形状の違いによる亀裂断面近傍の応力分布への影響はないと考えられる。亀裂先端の要素寸法は $0.03\text{mm}\times 0.03\text{mm}\times 0.1\text{mm}$ とした。初期亀裂の形状は、予備試験で観察した形状とし、最深部の亀裂深さ a_0 を 5.2mm 、亀裂全長 $2c_0$ を 21.3mm とした。J 積分の経路数は 55 パス設定した。

平板試験体の FEM 解析に使用したコード及び要素タイプは材料試験片と同じである。

(2) GTN モデル

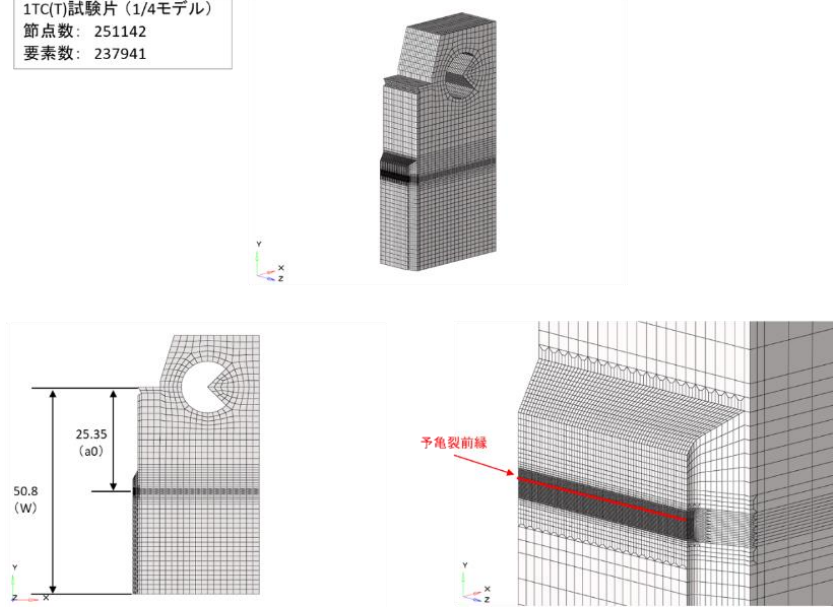
GTN モデルパラメータは室温で実施した C(T)試験片の結果から算出した。FEM 解析に用いた解析モデルを図 4.2.2.3-2 に示す。亀裂進展領域を 9.9mm 確保したモデルを作成した。亀裂先端の要素寸法は $0.03\text{mm}\times 0.03\text{mm}\times 0.06\text{mm}$ とした。

GTN モデル解析には、Abaqus Explicit を使用し、要素タイプは低減積分要素 (C3D8R) を使用した。

(3) Coupled モデル

Coupled モデルは、微小な延性亀裂が進展した -80°C $a/W=0.1$ の SE(B)試験片、曲げ負荷及び平板引張試験体に適用した。これらの試験片では、GTN モデル解析を実施するため、Abaqus Explicit, 低減積分要素 C3D8R を使用した。これらの試験片の FEM モデルは、Beremin モデルと同じものを使用した。

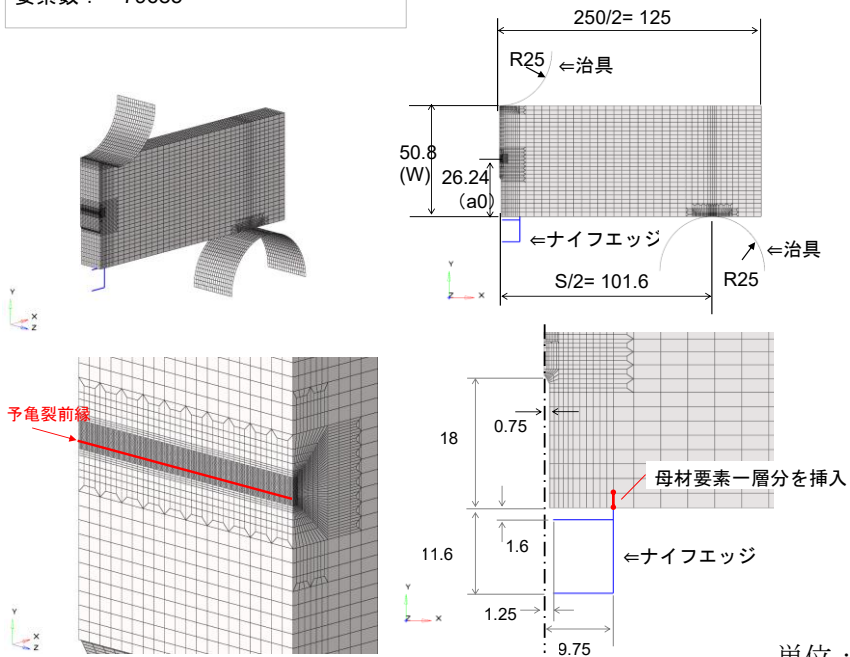
1TC(T)試験片 (1/4モデル)
 節点数: 251142
 要素数: 237941



(a) 1TC(T)試験片

単位: mm

SE(B)a/W=0.5試験片 (1/4モデル)
 節点数: 86153
 要素数: 79685



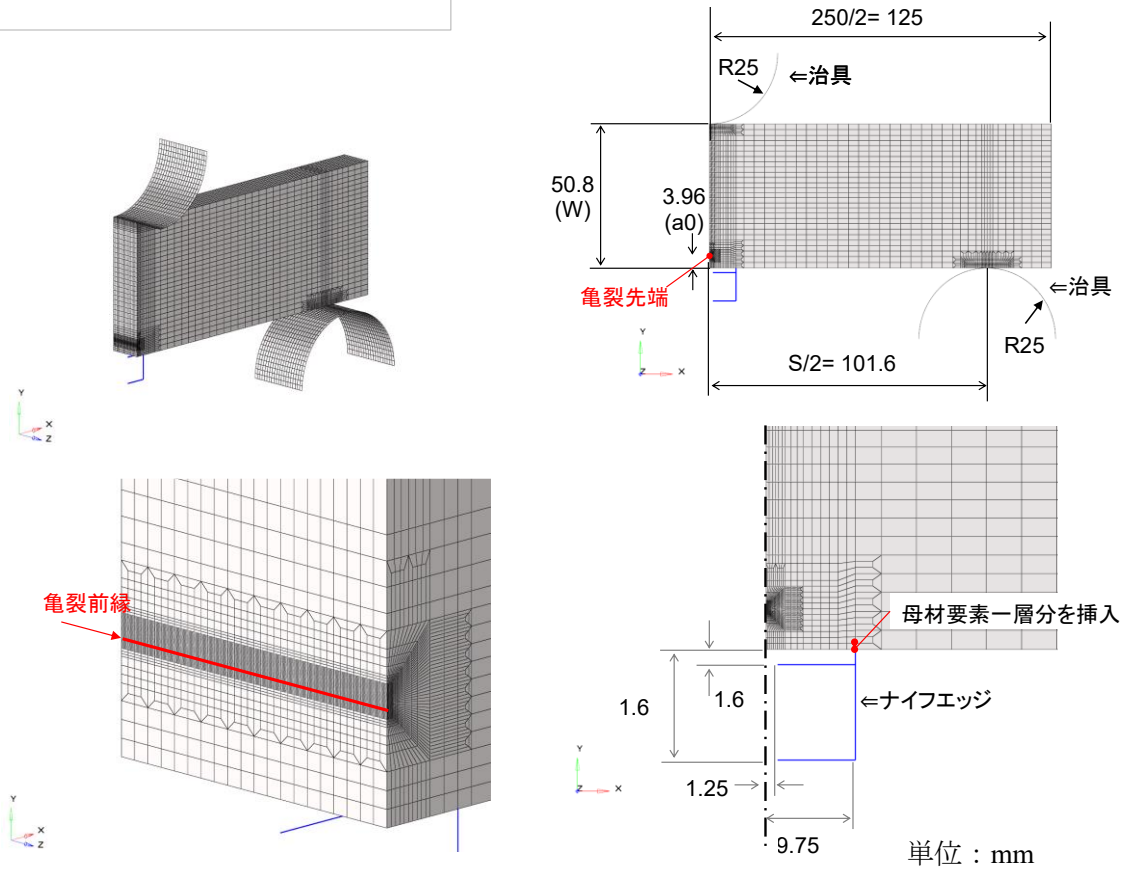
(b) SE(B) a/W=0.5 試験片

単位: mm

Fig. 4.2.2.3-1 FEM model (1/3)

図 4.2.2.3-1 FEM モデル(1/3)

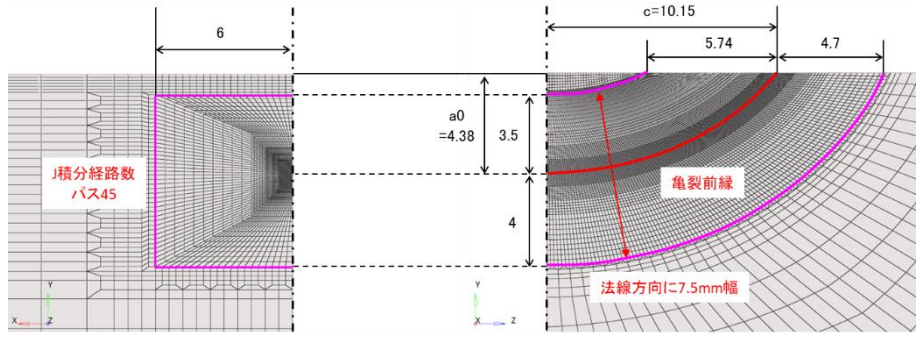
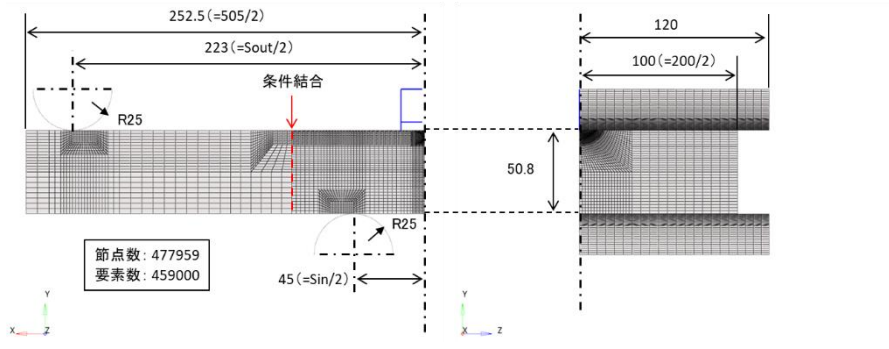
SE(B) $a/W=0.1$ 試験片 (1/4モデル)
 節点数 : 84011
 要素数 : 77725



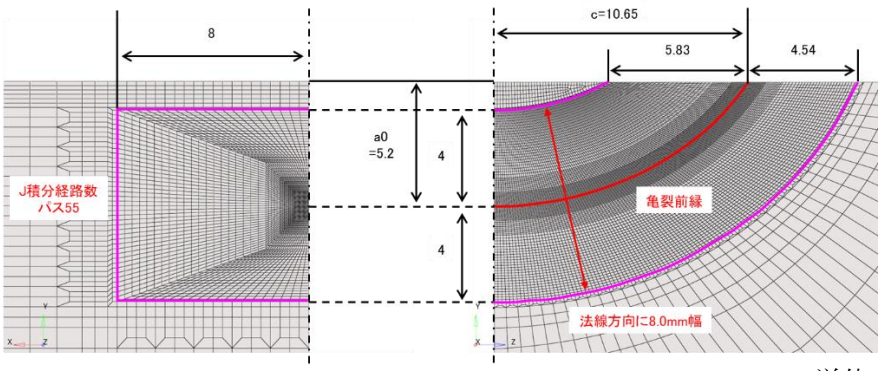
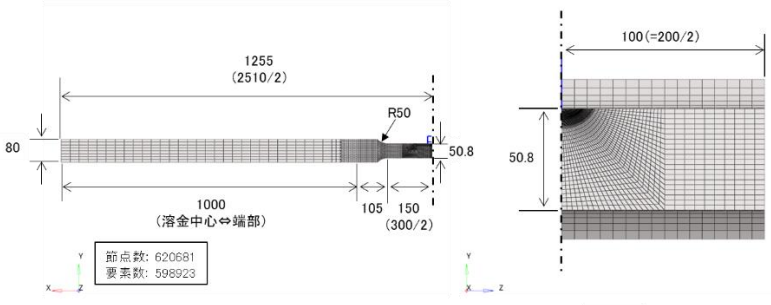
(c) SE(B) $a/W=0.1$ 試験片

Fig. 4.2.2.3-1 FEM model (2/3)

図 4.2.2.3-1 FEM モデル(2/3)



(d) 表面亀裂付き平板曲げ試験体 単位：mm

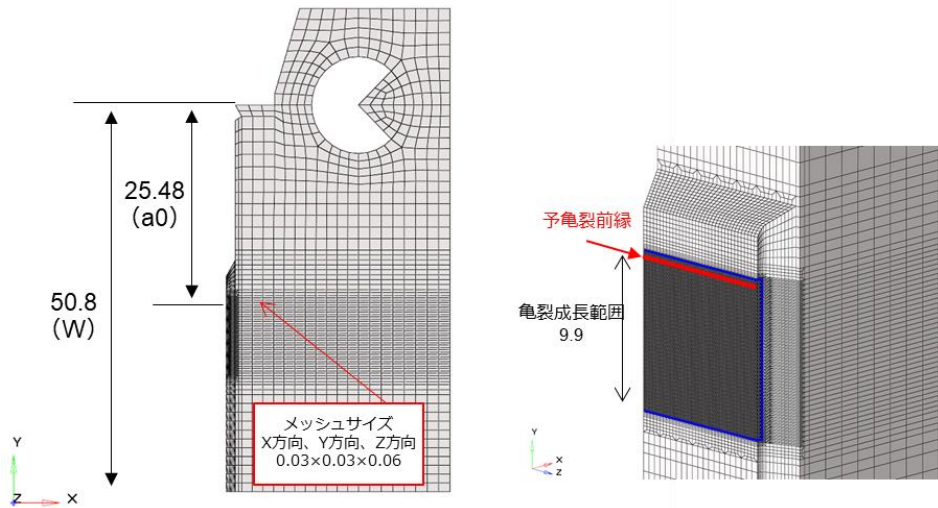
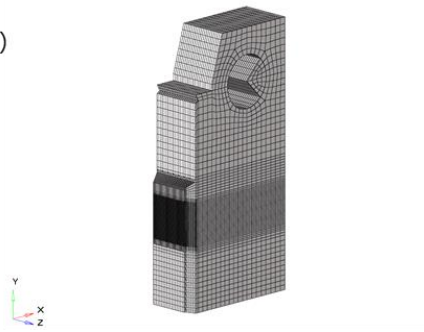


(e) 表面亀裂付き平板引張試験体 単位：mm

Fig. 4.2.2.3-1 FEM model (3/3)

図 4.2.2.3-1 FEM モデル(3/3)

1TC(T)試験片 (1/4モデル)
節点数 : 860339
要素数 : 818859



単位 : mm

Fig. 4.2.2.3-2 FEM model for determination of GTN model parameters

図 4.2.2.3-2 GTN モデルパラメータの決定に用いた FEM 解析モデル

4.2.3 ベンチマーク解析

4.2.3.1 ベンチマーク解析の必要性

拘束効果を考慮した破壊評価法を将来的に規格化するためには、同一の解析条件では、評価者に依存せず、同等の結果が得られることが保証されなくてはならない。拘束効果を考慮する破壊評価法は、数値解析によって行われることから、その結果は数値解析コード、FEM解析における解析モデル、要素タイプ等によって変わる可能性がある。また、FEM解析後のワイブル応力の詳細な評価方法の差異も影響することが考えられる。このため、数値解析コードの差異、解析モデル、要素タイプ等のFEM解析手法、FEM解析後のワイブル応力の評価方法がどのように破壊評価結果に影響するかを把握しておく必要がある。そこで、低合金鋼 B の拘束効果の異なる試験片を対象としたベンチマーク問題を設定し、複数の機関による破壊評価結果を比較することにより、破壊評価結果に与える影響因子を確認する。

4.2.3.2 解析条件

(1) 材料特性

ベンチマーク解析の対象材料は低合金鋼 B であり、その材料特性は、4.2.2.1 項に記載したものと同一である。

(2) 適用する破壊評価法

拘束効果を考慮する破壊評価法として、4.2.2.2 項に記載したモデルを使用する。

a. Beremin モデル

Beremin モデルのワイブル応力解析のフローは 3.2(1)に示したものと同一である。ワイブルパラメータ m の決定には 2 形状試験法を適用した。

表 4.2.3.2-1 にベンチマーク解析におけるワイブル応力算出法を示す。

b. GTN モデル

GTN モデルのパラメータを変化させて、延性亀裂進展を伴って破壊した試験片に対する FEM 解析を繰り返し実施し、試験で取得した荷重-変位曲線に合うように、GTN モデルのパラメータを設定する。なお、本ベンチマーク解析においては、 q_1 , q_2 , q_3 は 1.5, 1, 2.25 とした。

c. Coupled モデル

延性亀裂進展後の脆性破壊に対する破壊評価においては、GTN モデルによる FEM 解析を実施した後、その FEM 解析による亀裂先端の応力分布を用いて Beremin モデルによるワイブル応力を算出し、破壊を評価する。

d. その他

ベンチマーク解析にあたってのその他の取り決め事項は次のとおりである。

- 1) モデル化する亀裂寸法は、MHI 解析モデルの初期亀裂寸法に合わせる。
- 2) SE(B)試験片における K_I 算出のための変位は、ナイフエッジ取付部節点での変位を使用する。
- 3) J 積分の積分経路は統一せず、各機関で判断する。
- 4) 平板試験体については、クリップゲージをモデル化し、クリップゲージにおける変位を変位測定値と比較することを基本とする。ただし、クリップゲージをモデル化しない場合には、クリップゲージ取付け位置の中間、すなわち、亀裂面から 10mm と 20mm の中間である 15mm 位置での変位を出力する。

表 4.2.3.2-1 ベンチマーク解析におけるワイブル応力の算出方法

Table 4.2.3.2-1 Weibull stress procedure in benchmark analyses.

	項目	計算使用値 (基本方針)	MHI設定(参考)
Weibull応力算出法	応力成分: σ_1	各ステップの最大主応力	
	σ_1 出力位置	積分点	(MHIは8積分点)
	体積	要素体積	要素体積は初期座標から算出
	基準体積: V_0	1mm^3	
	積分方法	ガウス積分	
積分領域	対象範囲	ジグ接触点等を除外	
	応力制限	塑性域 (相当応力 \geq 降伏応力)、かつ、C(T)試験片で $20\text{MPa}\sqrt{m}$ となる時点での最大主応力の最大値以上の応力となる領域	
解析出力	出力ステップ	荷重-変位曲線の弾塑性過渡領域での挙動をスムーズに再現できる程度のステップで出力 (概ね50ステップ)	CT: 荷重線変位=0.92mmを40分割、SE(B) a/W=0.5: 開口変位0.8mmを46分割、SE(B) a/W=0.1: 開口変位1.38mmを64分割
ワイブルパラメータの同定 (2形状試験法)	試験片	LSYの限界値をワイブル応力でSSYベースに補正した K_{Jc} が、 K_{Jc_limit} 以下であることを確認できた場合、Boundary Layer Modelは使用しない SSY: a/W0.5試験片 (-80°C) LSY: a/W0.1試験片 (-80°C) $K_{Jc_limit} = \sqrt{\frac{Eb_0\sigma_{ys}}{30(1-\nu^2)}}$	[補足] Boundary Layer Modelを使用しないでよい条件は、以下のとおり。 1) SSYの全ての K_{Jc} が K_{Jc_limit} 以下であること。 2) LSYの限界値をワイブル応力でSSYベースに補正した K_{Jc} が K_{Jc_limit} 以下であること。 ここで、 $K_{Jc_limit}=326\text{MPa}\sqrt{m}$ であり、SSYの試験データは $137\text{MPa}\sqrt{m}$ 以下であることから、1)は満足する。 (注: -80°C: ヤング率207GPa, $\sigma_{ys}=551.2\text{MPa}$, $b_0=25.4(a/W=0.5)$, $b_0=46.8(a/W=0.1)$)
	β_A (SSY試験片の尺度母数) 算出式	試験結果はJ値で入力 $\beta = \left[\frac{1}{r} \left(\sum_{i=1}^r J_{(i)-SSY}^2 \right) \right]^{1/2}$ 形状母数2として算出	
	σ_w 算出式	Beremin model $\sigma_w = \left[\frac{1}{V_0} \int_{\Omega} \sigma_1^m d\Omega \right]^{1/m}$	
	σ_{u-A} 算出式 (形状母数mは任意)	$\sigma_u = \left(\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \sigma_{w(i)}^m \right)^{1/m}$	
	J_{c-SSY} (LSY試験片をSSYに換算)	$J_{c-SSY} = \beta_A \left[\frac{\sigma_w - B}{\sigma_{u-A}} \right]^{m/2}$	
	β_B (LSY試験片の換算後の尺度母数) 算出式	試験結果はJ値で入力 $\beta = \left[\frac{1}{r} \left(\sum_{i=1}^r J_{(i)-SSY}^2 \right) \right]^{1/2}$ 形状母数2として算出	
	パイアス補正	なし	
	収束判定値	$R=(\beta_B-\beta_A)/\beta_A < 0.01$	
	σ_u 算出式	$\sigma_u = \left(\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \sigma_{w(i)}^m \right)^{1/m}$ σ_{w-A} 、 σ_{w-B} 両方とも使用	

4.2.3.3 各機関のベンチマーク解析結果の比較

ベンチマーク解析に参加した機関は、三菱重工 (MHI)、大阪大学 (阪大)、東京理科大学 (東理大)、電力中央研究所 (電中研)、日立製作所 (日立)、東芝 ESS (東芝)、IHI、日本原子力研究開発機構 (JAEA) である。

低合金鋼 B に対するワイブル応力解析に関するベンチマーク解析は、2 段階に分けて実施した。第一段階として、各機関で求める m が異なることが想定されるため、 m を固定した条件で解析を実施した。第二段階として、2 形状試験法を用いて m を算出し、各試験片に対する破壊予測性能を確認した。また、低合金鋼 B に対する GTN モデル解析に関するベンチマーク解析に対しては、同じ GTN モデルパラメータを用いて、荷重-開口変位関係、及び延性亀裂進展量-J 積分関係の差異を確認した。

(1) m を固定した条件での第一段階ワイブル応力解析

各試験片において m を固定した状態でのワイブル応力解析結果を図 4.2.3.3-1～図 4.2.3.3-8 に示す。また、ワイブル応力解析にあたり、ワイブル応力の積分範囲を $K_I=20\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 時の C(T)試験片の最大主応力の最大値以上となる範囲としており、この各機関で使用している最大主応力の値を表 4.2.3.3-1 に示す。

-80°C 、 $a/W=0.1$ の SE(B)試験片と -80°C 及び -120°C の表面亀裂付き平板引張試験では、 $m=10$ で固定した場合と、 $m=20$ 、 30 で固定した場合で評価結果の傾向が異なり、 $m=10$ では、東理大の σ_w が他機関に比べてやや高めになっているが、 $m=20$ 、 30 では、全機関の結果がほぼ一致した。それ以外の試験片については、 $m=10$ 、 20 、及び 30 の全ての条件において、全機関の結果がほぼ一致した。なお、一部の機関において、 $K_I=20\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 未満の領域の σ_w が他機関と異なるが、これは $K_I=20\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 未満に相当する最大主応力の領域を積分領域に含めていることが原因と考えられる。

(2) 2 形状試験法で求めた m を用いた第二段階ワイブル応力評価

各試験片において、2 形状試験法で求めた m を用いたワイブル応力評価を実施し、各試験片に対する破壊予測性能を確認した。各試験片を用いて求めた m を表 4.2.3.3-2 に、その m を用いたワイブル応力評価結果を図 4.2.3.3-9～図 4.2.3.3-16 に示す。

表 4.2.3.3-2 に示すように、2 形状試験法を用いて算出した m を比較すると、機関毎に多少のばらつきはあるものの、 $m=9\sim 27$ となった。

図 4.2.3.3-9～図 4.2.3.3-16 に示すように、SE(B)試験片、曲げ負荷又は引張負荷表面亀裂付き平板試験体では、東芝 ESS, IHI など m が小さい ($m=9, 8.2$) ケースで σ_w がやや低めとなったが、各試験片の σ_w - K_I 関係については、全機関でほぼ一致した。また、各試験片の累積破損確率と K_I の関係は、 σ_w - K_I 関係よりはるかに良好に全機関間で一致した。図 4.2.3.3-16 に -80°C 及び -120°C の表面亀裂付き平板引張及び曲げ試験体の累積破損確率- K_I 関係をまとめて示すが、各参加機関の差が小さいことが、この図でも改めて示されている。

これらの結果より、拘束度の大きい材料試験体の破壊試験結果により解析者間で異なる m が得られても、その m を使用して予測される低拘束試験体又は構造物の破壊確率は、解析者間で大きな違いはなく、解析者が使用する Beremin モデルの解析ツールによる影響が小さいことが示された。

累積破壊確率- K_I 関係図には参考までに試験結果を示した。平板試験体では、曲げ負荷時の破壊試験結果と破壊予測はよく一致するものの、引張負荷時では、高 K_I 側での累積破壊確率の予測が試験結果より低めとなった。

(3) GTN モデルで求めた延性亀裂進展予測

遷移温度領域において、延性亀裂進展が想定される場合、延性亀裂進展を考慮して評価する必要があることから、GTN モデル解析を用いて、延性亀裂進展に関するベンチマーク解析を実施した。用いた GTN モデルパラメータを表 4.2.3.3-3 に示す。

C(T)試験片 (室温)、SE(B)試験片 (-20°C , $a/W=0.5$)、及び SE(B)試験片 (-80°C , $a/W=0.1$) の GTN モデル解析結果をそれぞれ図 4.2.3.3-17～19 に示す。

荷重-開口変位関係については、SE(B)試験片 (-20°C , $a/W=0.5$) で JAEA の荷重が高めとなったが、その他はほぼ一致した。延性亀裂進展量-J 積分関係についても、荷重-開口変位関係と対応して、SE(B)試験片 (-20°C , $a/W=0.5$) で JAEA の延性亀裂進展抵抗が高めになったが、その他はほぼ一致した。

(4) Coupled モデルを用いたワイブル応力評価

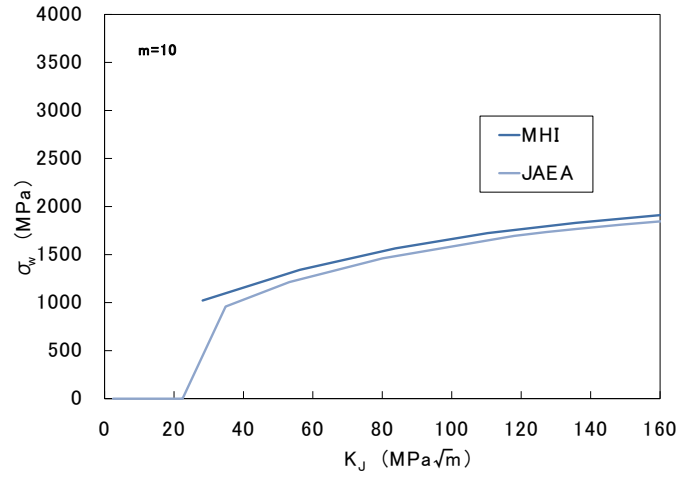
延性亀裂進展後の脆性破壊に対する破壊評価では、GTN モデルによる FEM 解析を実施した後、その FEM 解析による亀裂先端近傍の応力分布を用いて Beremin モデルによるワイブル応力を算出し、破壊を評価した。

図 4.2.3.3-20 に -80°C における SE(B)試験片 ($a/W=0.1$) の破壊予測を示す。図 4.2.3.3-11 は同じ温度条件での同一試験片に対して Beremin モデル単独による K_J と累積破損確率の関係が示されている。両図を比較すると、MHI より大阪大学の方が、同じ K_J に対して Coupled モデルによる累積破損確率がより大きく上昇していることがわかる。これは、図 4.2.3.3-19 の SE(B)試験片 (-80°C , $a/W=0.1$) の J 抵抗が MHI より低く予測され、より高拘束の試験片に近い条件となり、結果的に同じ K_J に対する累積破損確率が MHI より上昇する結果になったものと推定される。

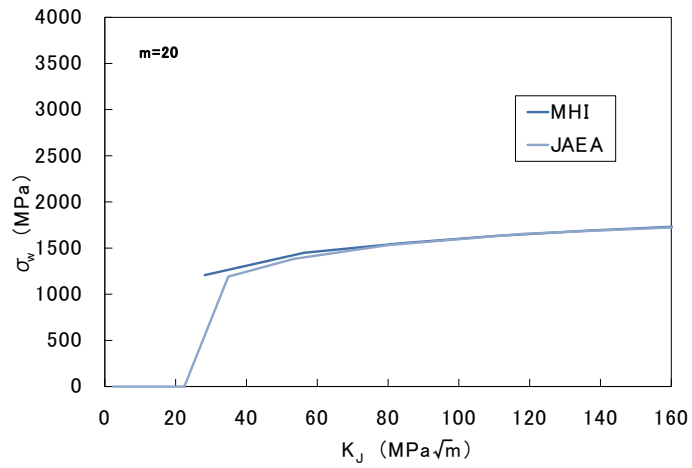
表 4.2.3.3-1 積分範囲に用いた最大主応力の基準値

Table 4.2.3.3-1 Reference value of the maximum principal stress used for the integration range

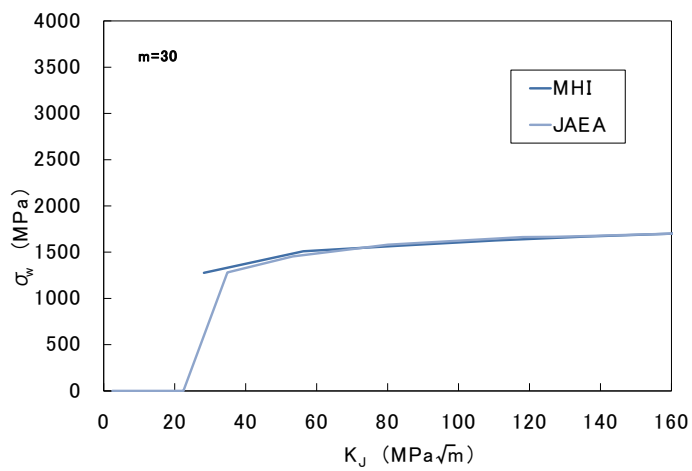
	MHI	阪大	電中研	日立	東芝	IHI	JAEA
最大主応力 (MPa)	1430	1328	1501	1440	1445	1452	1453



(a) $m=10$



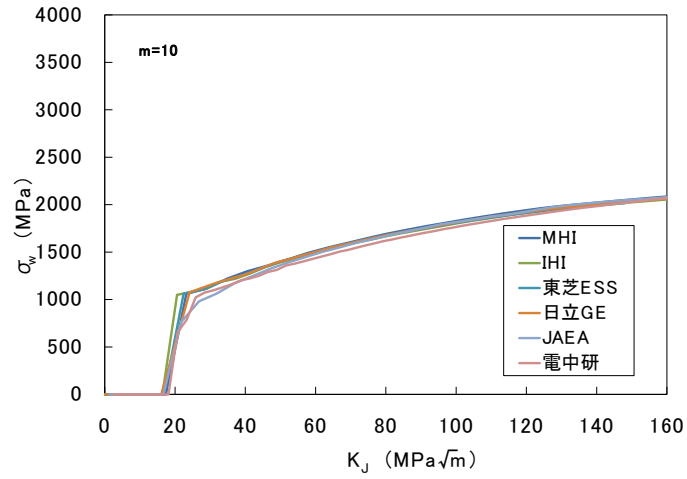
(b) $m=20$



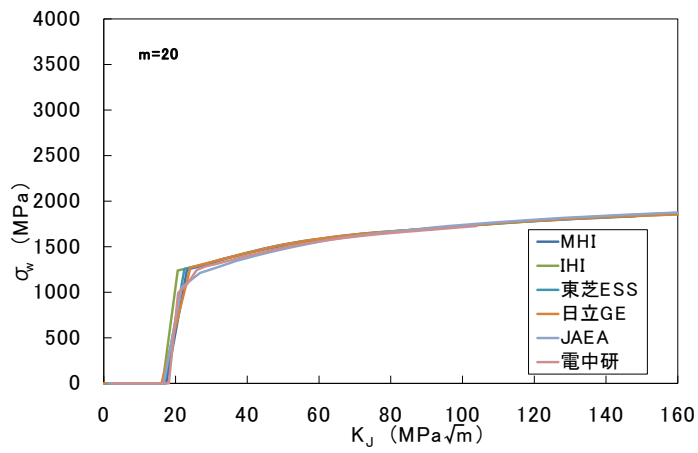
(c) $m=30$

Fig. 4.2.3.3-1 σ_w using fixed m for C(T) specimen (-10°C)

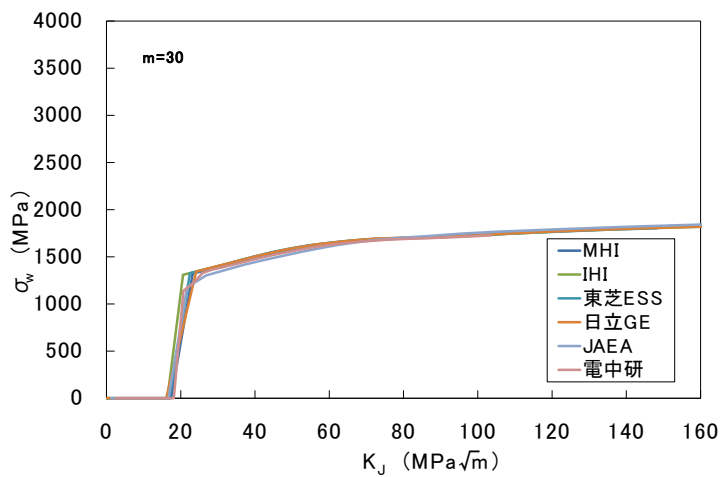
図 4.2.3.3-1 C(T)試験片 (-10°C) のワイブル応力 (m 固定)



(a) $m=10$



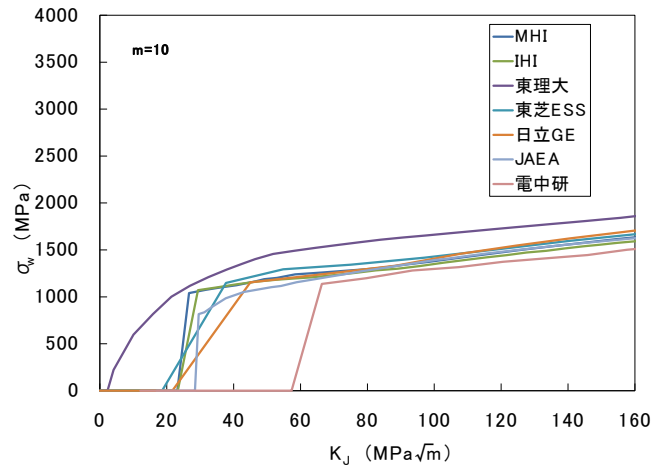
(b) $m=20$



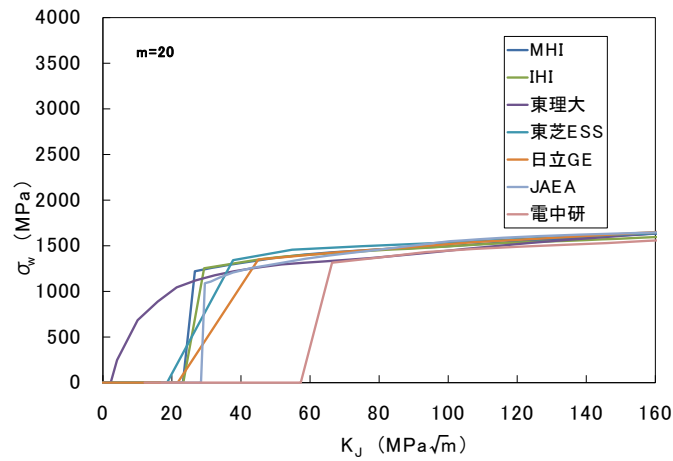
(c) $m=30$

Fig. 4.2.3.3-2 σ_w using fixed m for C(T) specimen (-80°C)

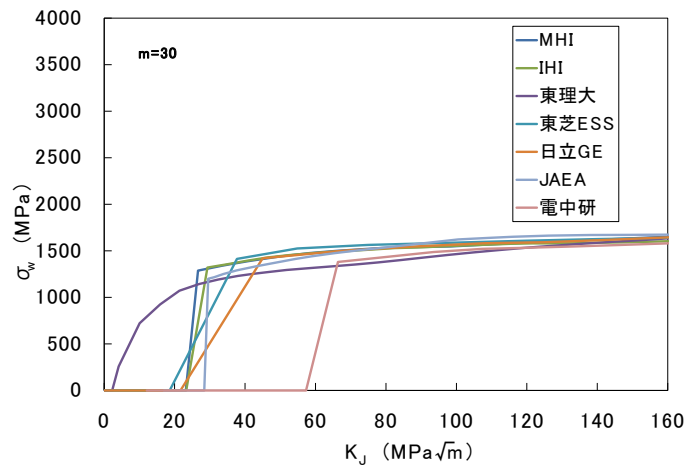
図 4.2.3.3-2 C(T)試験片 (-80°C) のワイブル応力 (m 固定)



(a) $m=10$



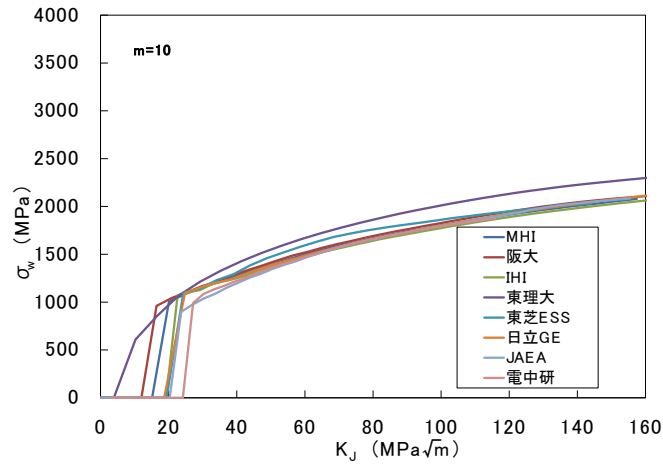
(b) $m=20$



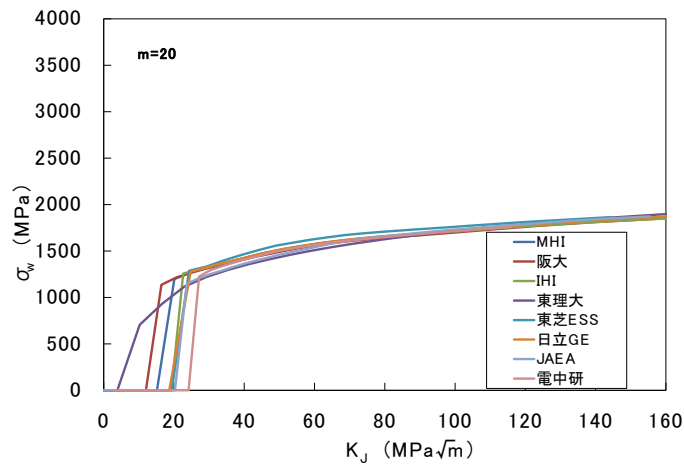
(c) $m=30$

Fig. 4.2.3.3-3 σ_w using fixed m for SE(B) specimen (-80°C , $a/W=0.1$)

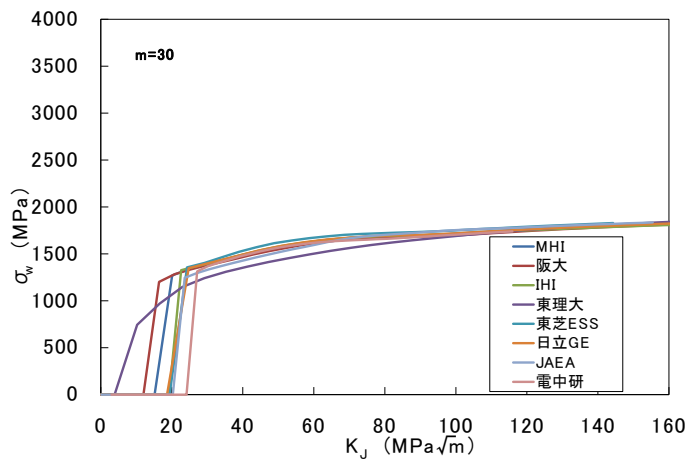
図 4.2.3.3-3 SE(B)試験片 (-80°C , $a/W=0.1$) のワイブル応力 (m 固定)



(a) $m=10$



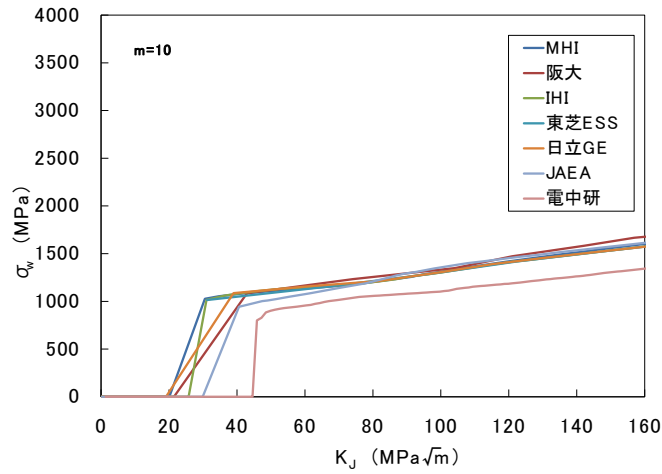
(b) $m=20$



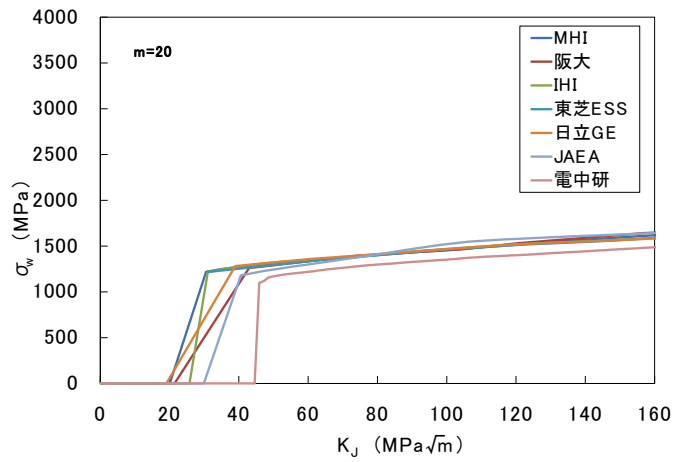
(c) $m=30$

Fig. 4.2.3.3-4 σ_w using fixed m for SE(B) specimen (-80°C , $a/W=0.5$)

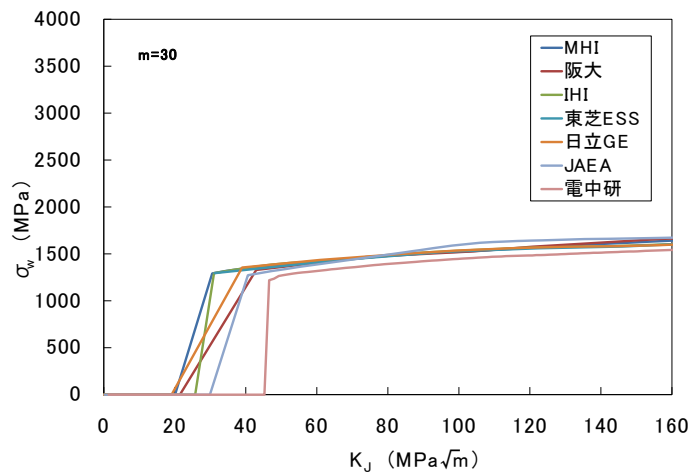
図 4.2.3.3-4 SE(B)試験片 (-80°C , $a/W=0.5$) のワイブル応力 (m 固定)



(a) $m=10$



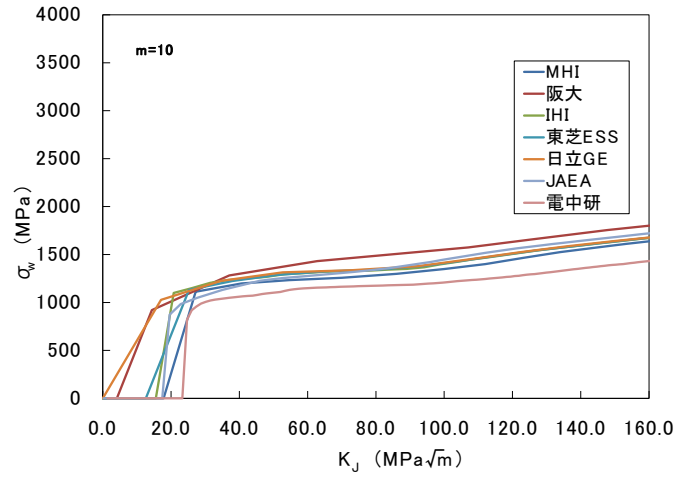
(b) $m=20$



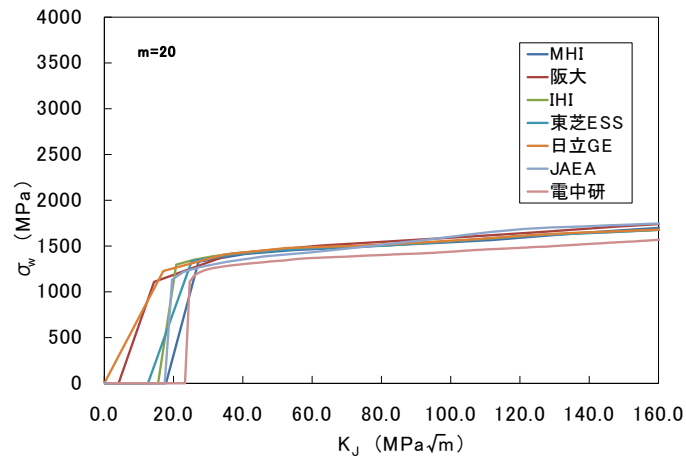
(c) $m=30$

Fig. 4.2.3.3-5 σ_w using fixed m for flat plate specimen with surface flaw under bending (-80°C)

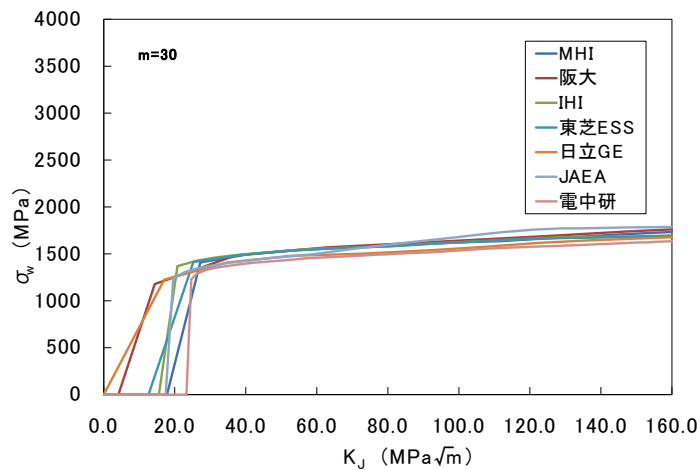
図 4.2.3.3-5 表面亀裂付き平板曲げ試験片 (-80°C) のワイブル応力 (m 固定)



(a) $m=10$



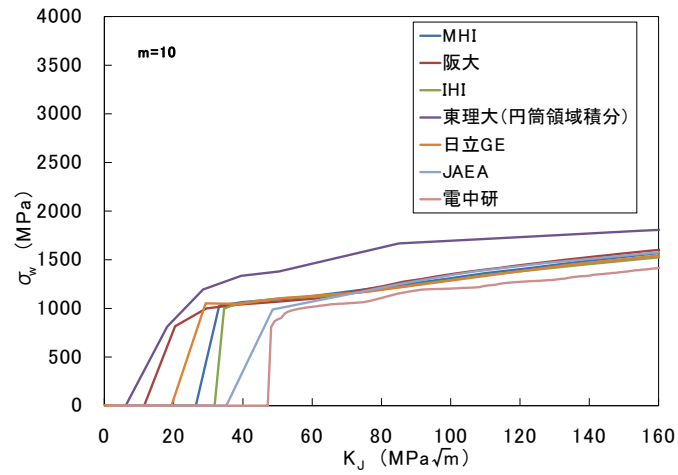
(b) $m=20$



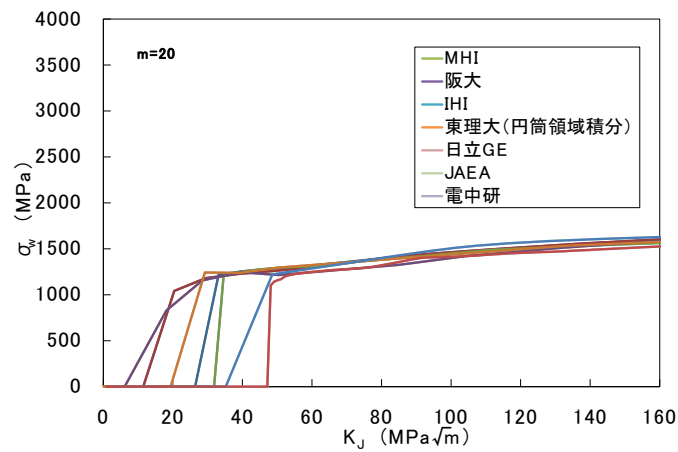
(c) $m=30$

Fig. 4.2.3.3-6 σ_w using fixed m for flat plate specimen with surface flaw under bending (-120°C)

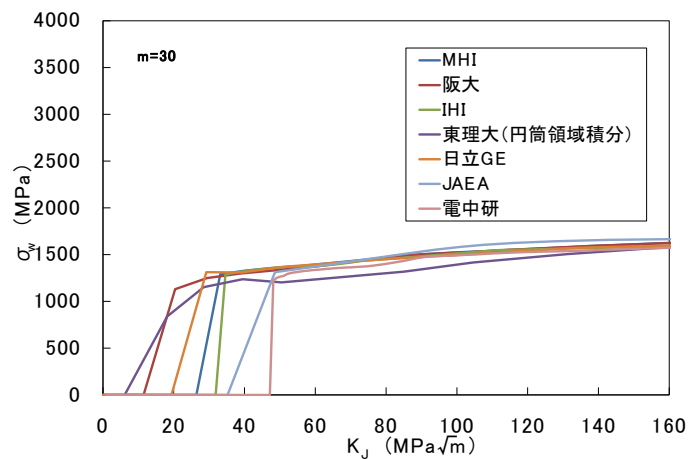
図 4.2.3.3-6 表面亀裂付き平板曲げ試験片 (-120°C) のワイブル応力 (m 固定)



(a) $m=10$



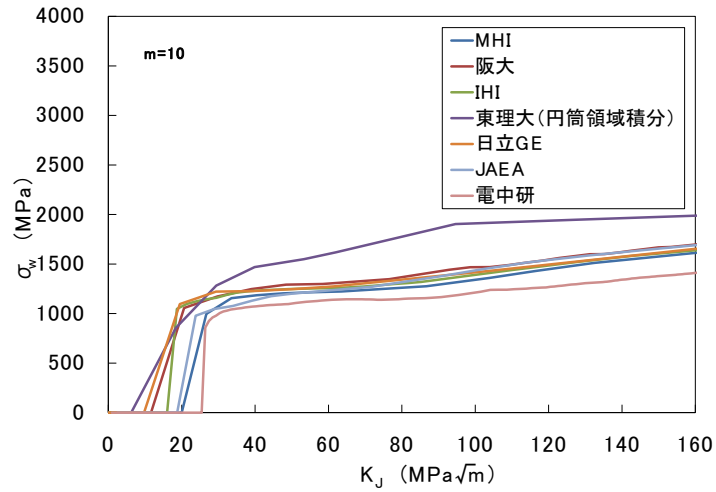
(b) $m=20$



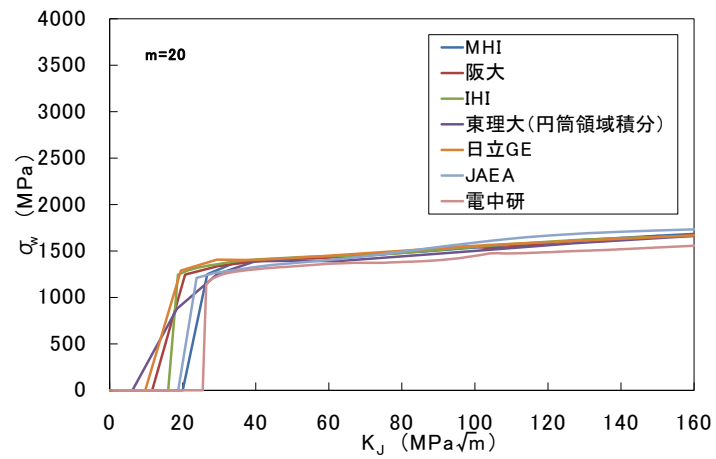
(c) $m=30$

Fig. 4.2.3.3-7 σ_w using fixed m for flat palate specimen with surface flaw under tensile (-80°C)

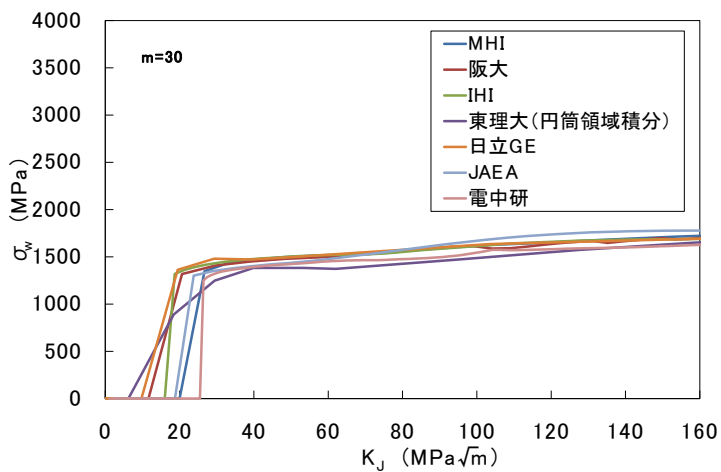
図 4.2.3.3-7 表面亀裂付き平板引張試験片 (-80°C) のワイブル応力 (m 固定)



(a) $m=10$



(b) $m=20$



(c) $m=30$

Fig. 4.2.3.3-8 σ_w using fixed m for flat palate specimen with surface flaw under tensile (-120°C)

図 4.2.3.3-8 表面亀裂付き平板引張試験片 (-120°C) のワイブル応力 (m 固定)

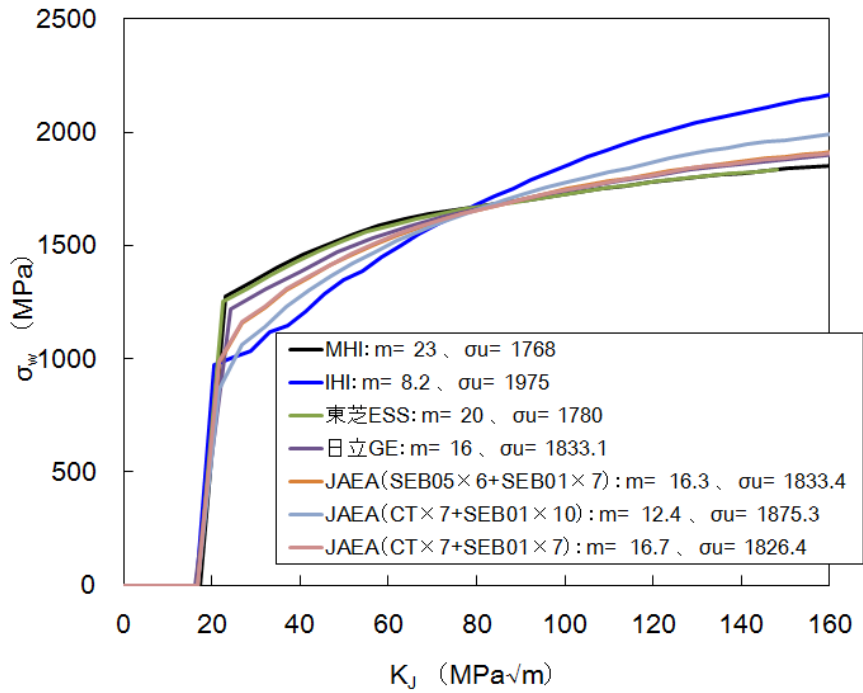
表 4.2.3.3-2 2 形状試験法を用いて算出した m

Table 4.2.3.3-2 m calculated by 2 configuration test method

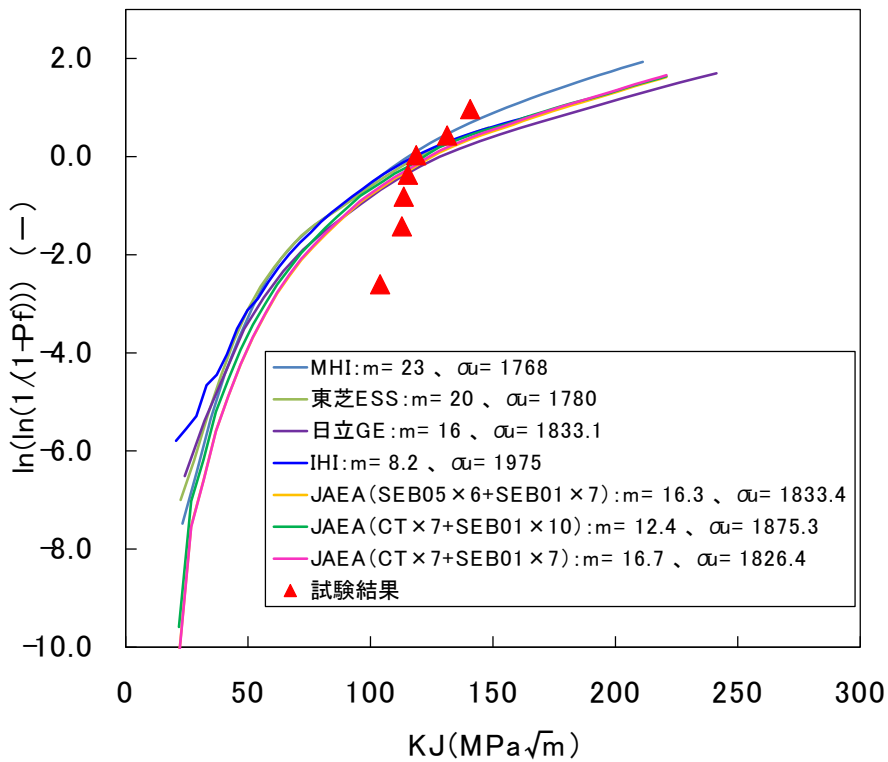
パラメータ算出に用いた 試験片の組合せ	パラメータ m						
	MHI	阪大	IHI	東芝	日立 ^{※1}	東理大	JAEA
①SE(B)0.5+SE(B)0.1(10 本)	17	—	未収束	未収束	16	—	—
②SE(B)0.5+SE(B)0.1(7 本)	23	27	8.2	9	15	100 ^{※2}	16
③C(T)+SE(B)0.1(10 本)	15	—	—	20	16	—	12
④C(T)+SE(B)0.1(7 本)	21	—	—	—	—	—	17

※1 ケース①, ③のみ 20MPa \sqrt{m} 下限を考慮した値

※2 $m=20$ と $m=200$ で σ_w が変わらなかったため, 暫定的に設定した値



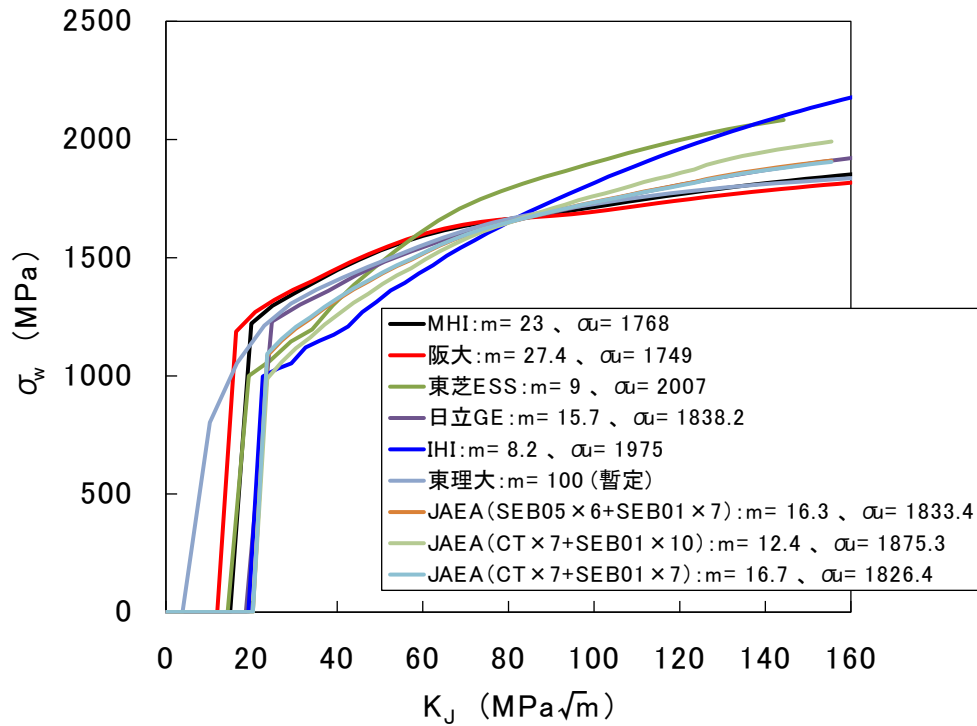
(a) ワイブル応力



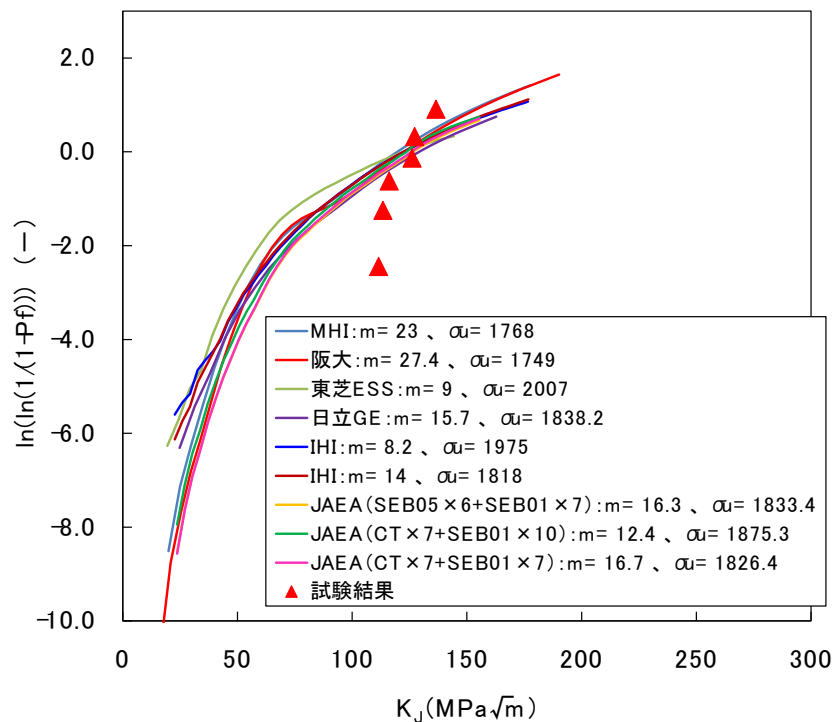
(b) K_I と累積破損確率の関係

Fig. 4.2.3.3-9 σ_w for C(T) specimen (-80°C) using m calculated by 2 configuration test method

図 4.2.3.3-9 C(T)試験片 (-80°C) のワイブル応力 (2 形状試験法)



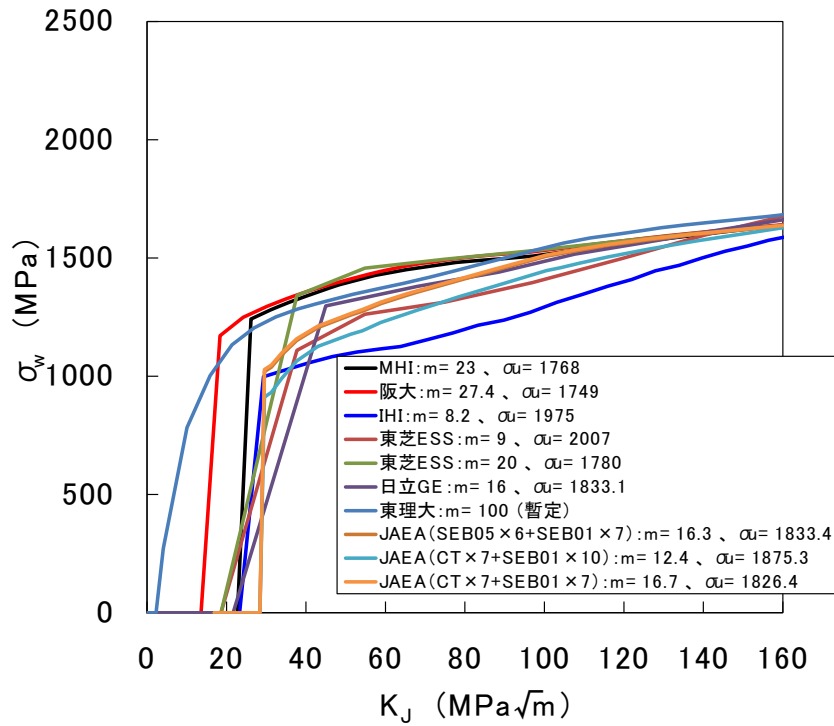
(a) ワイブル応力



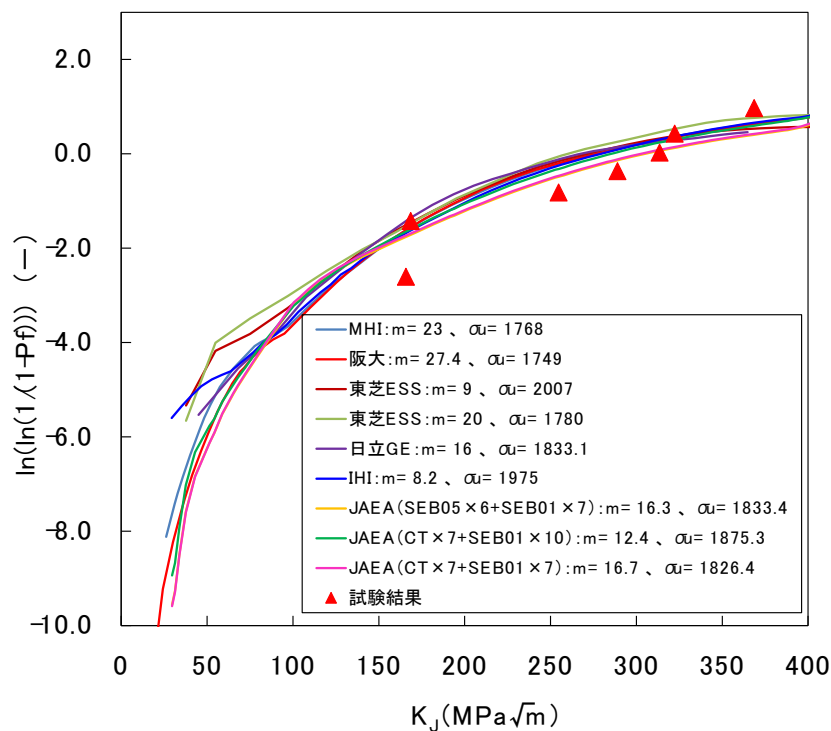
(b) K_J と累積破損確率の関係

Fig. 4.2.3.3-10 σ_w for SE(B) specimen (-80°C , $a/W=0.5$) using m calculated by 2 configuration test method

図 4.2.3.3-10 SE(B)試験片 (-80°C , $a/W=0.5$) のワイブル応力 (2 形状試験法)



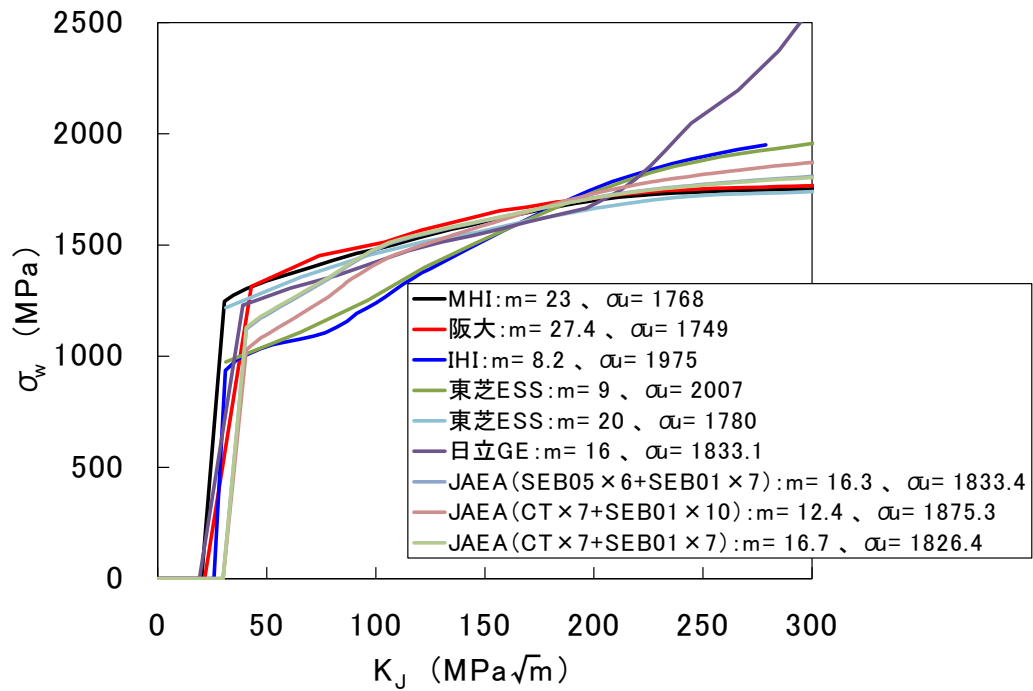
(a) ワイブル応力



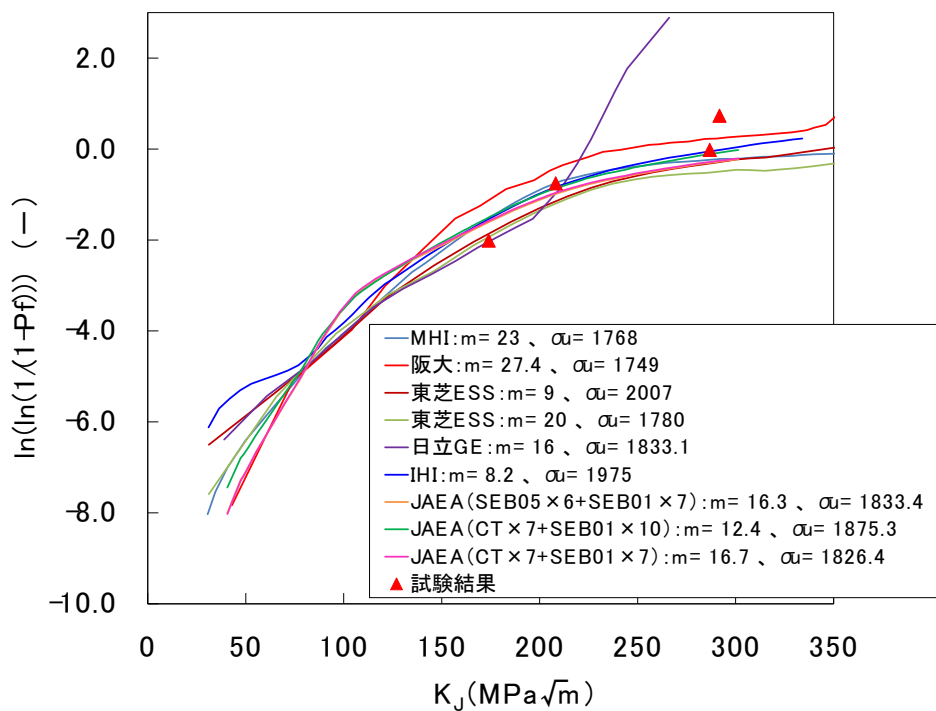
(b) K_J と累積破損確率の関係

Fig. 4.2.3.3-11 σ_w for SE(B) specimen (-80°C , $a/W=0.1$) using m calculated by 2 configuration test method

図 4.2.3.3-11 SE(B)試験片 (-80°C , $a/W=0.1$) のワイブル応力 (2 形状試験法)



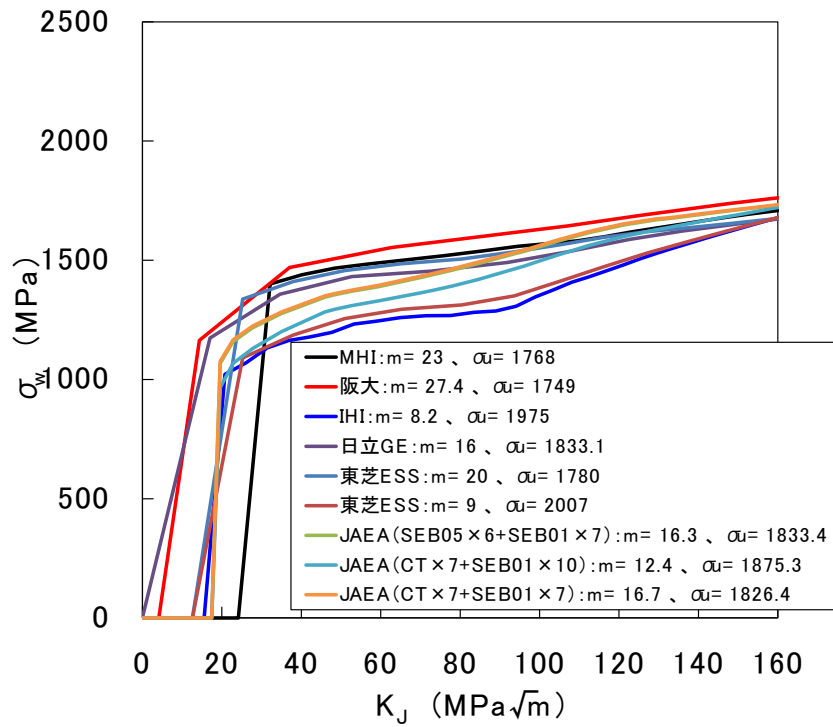
(a) ワイブル応力



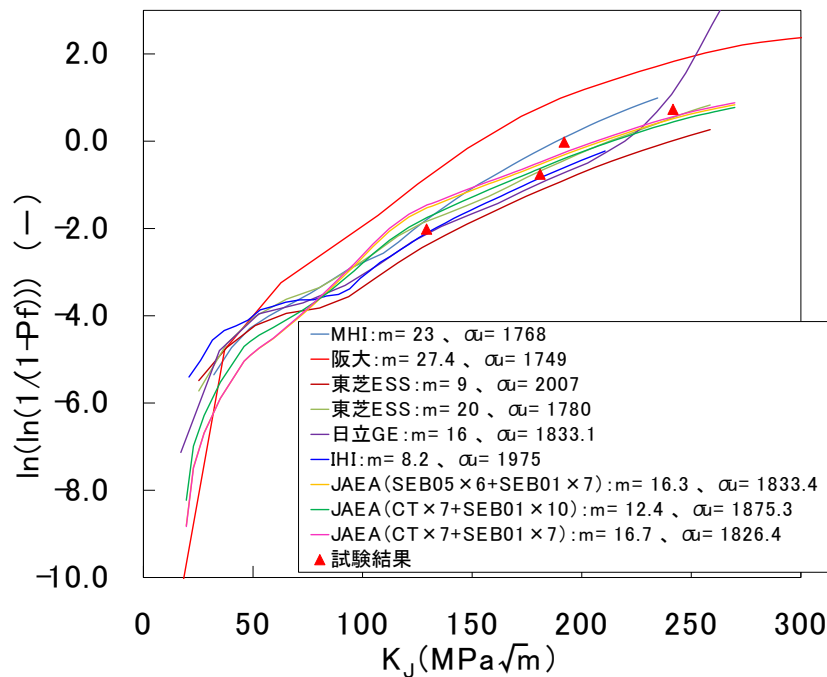
(b) K_J と累積破損確率の関係

Fig. 4.2.3.3-12 σ_w for flat palate specimen with surface flaw under bending (-80°C) using m calculated by 2 configuration test method

図 4.2.3.3-12 表面亀裂付き平板曲げ試験片 (-80°C) のワイブル応力 (2 形状試験法)



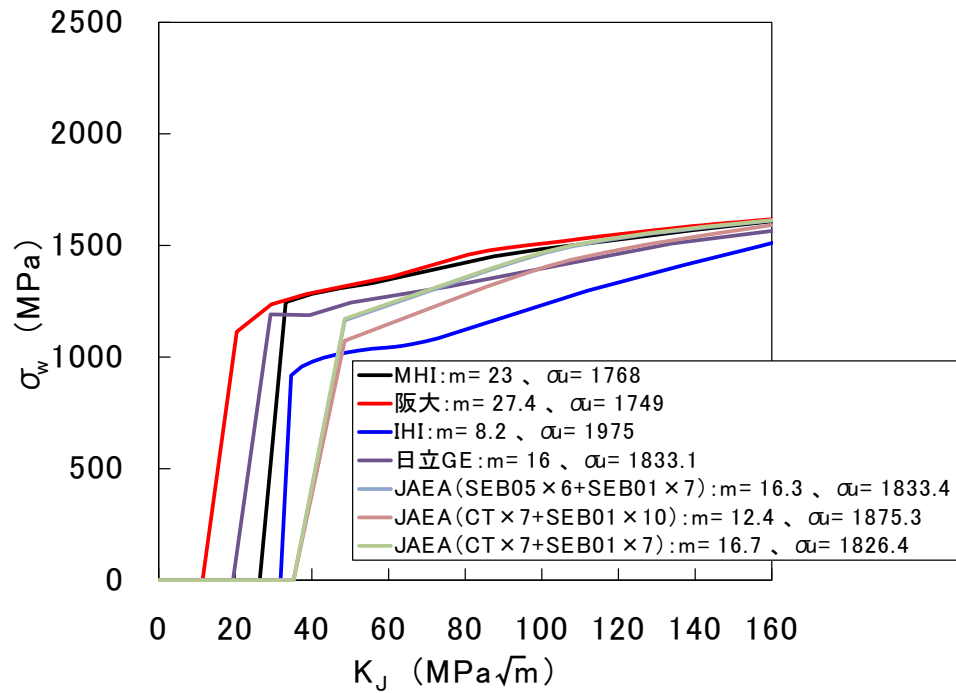
(a) ワイブル応力



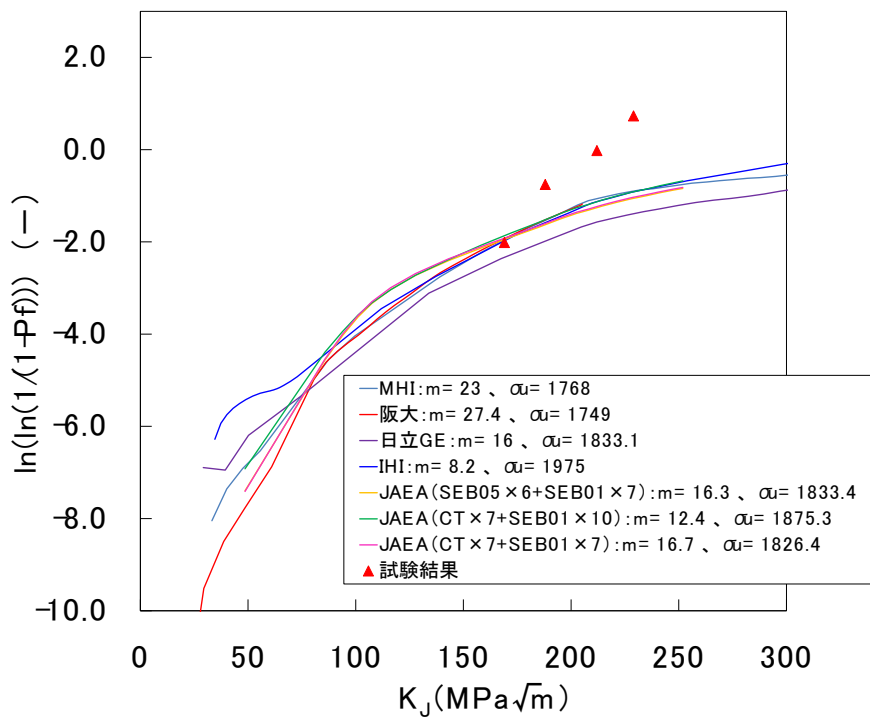
(b) K_J と累積破損確率の関係

Fig. 4.2.3.3-13 σ_w for flat palate specimen with surface flaw under bending (-120°C) using m calculated by 2 configuration test method

図 4.2.3.3-13 表面亀裂付き平板曲げ試験片 (-120°C) のワイブル応力 (2 形状試験法)



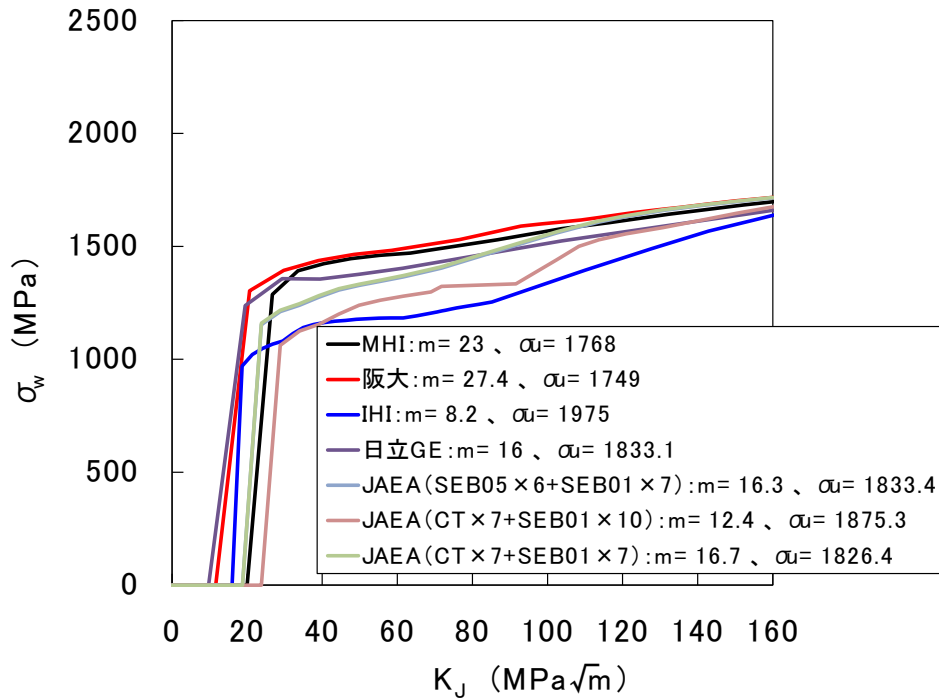
(a) ワイブル応力



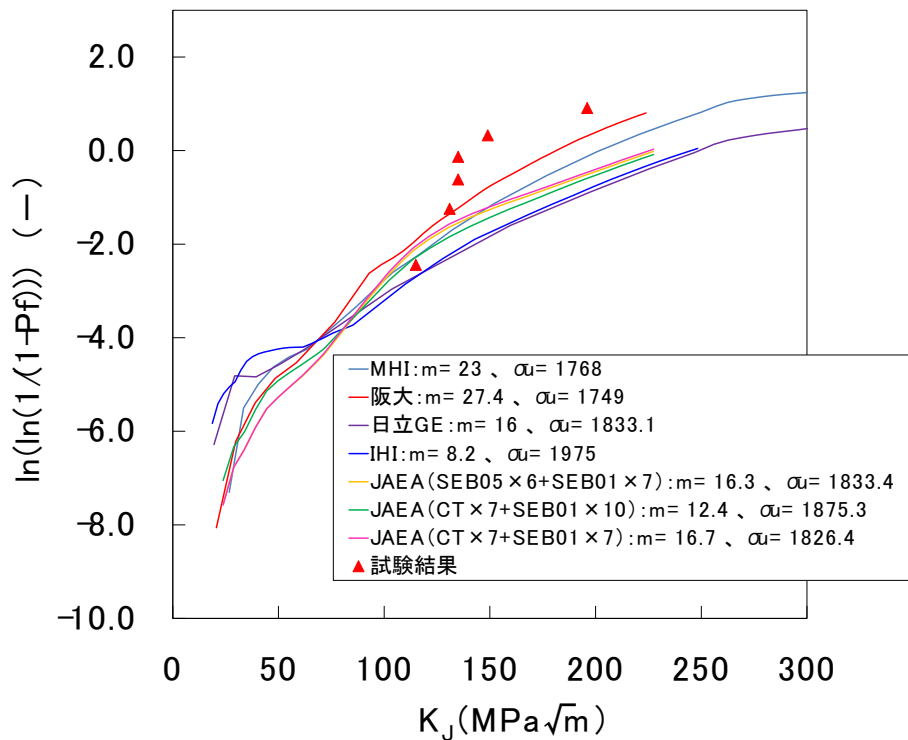
(b) K_I と累積破損確率の関係

Fig. 4.2.3.3-14 σ_w for flat palate specimen with surface flaw under tensile (-80°C) using m calculated by 2 configuration test method

図 4.2.3.3-14 表面亀裂付き平板引張試験片 (-80°C) のワイブル応力 (2 形状試験法)



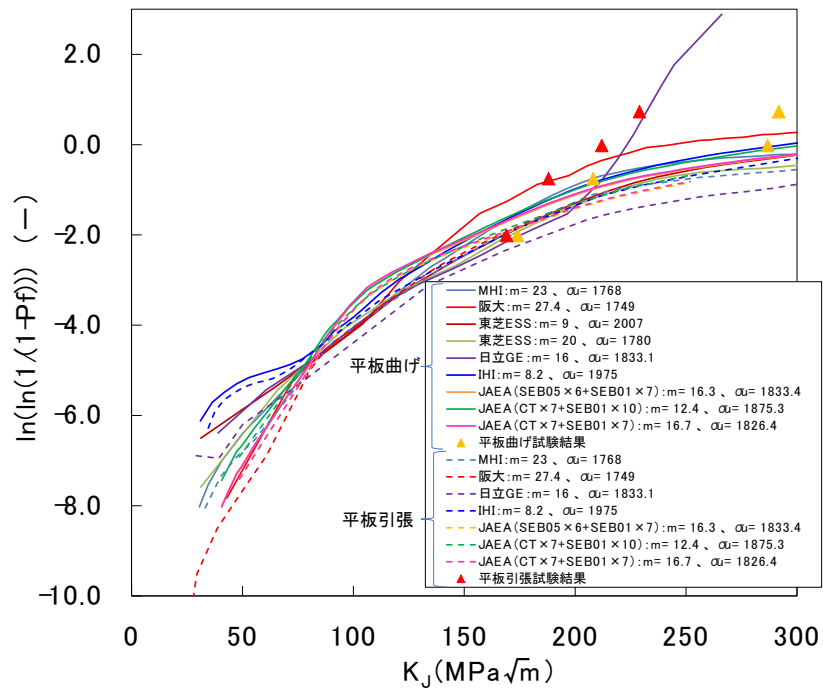
(a) ワイブル応力



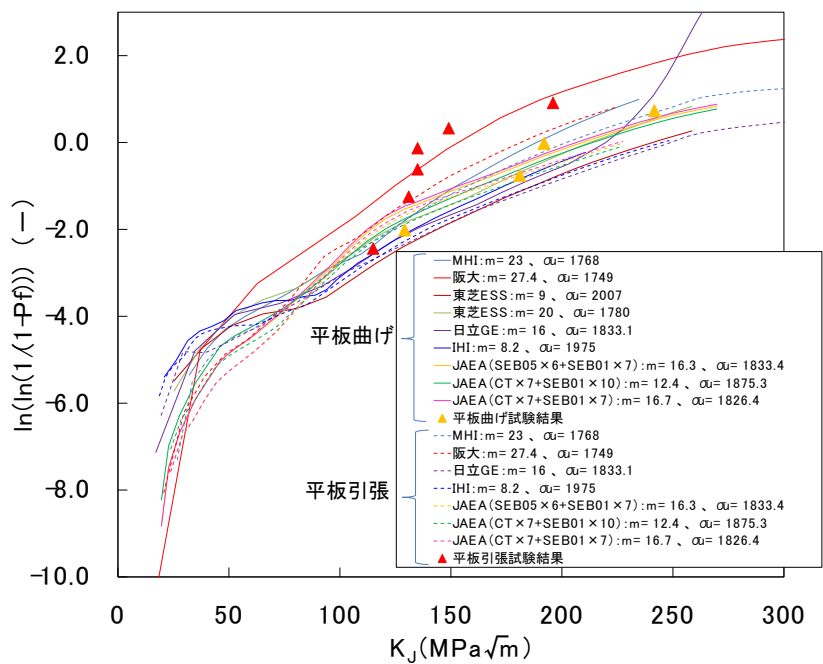
(b) K_J と累積破損確率の関係

Fig. 4.2.3.3-15 σ_w for flat palate specimen with surface flaw under tensile (-120°C) using m calculated by 2 configuration test method

図 4.2.3.3-15 表面亀裂付き平板引張試験片 (-120°C) のワイブル応力 (2 形状試験法)



(a) -80°C



(b) -120°C

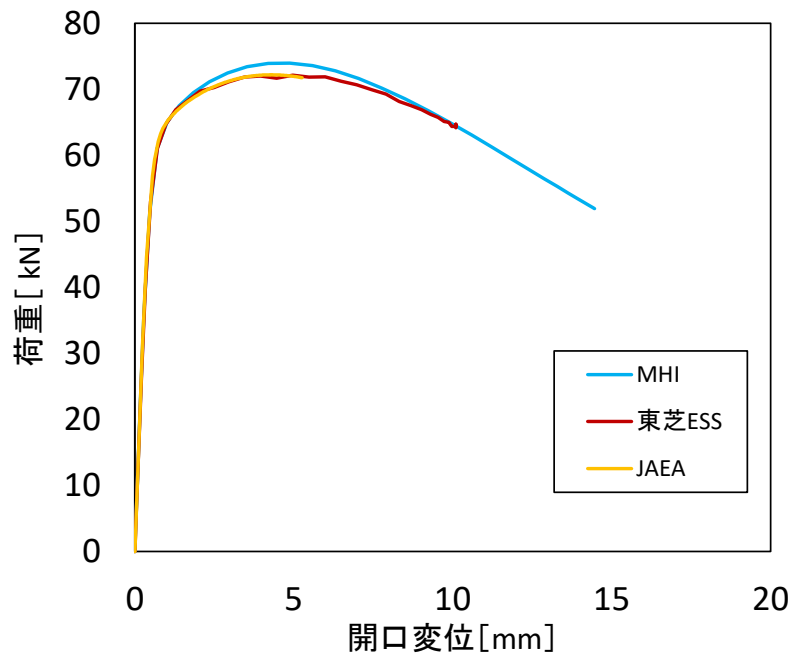
Fig. 4.2.3.3-16 Fracture prediction of flat plate specimens with surface flaw under bending and tensile

図 4.2.3.3-16 表面亀裂付き平板曲げ試験片と引張試験片の破壊予測

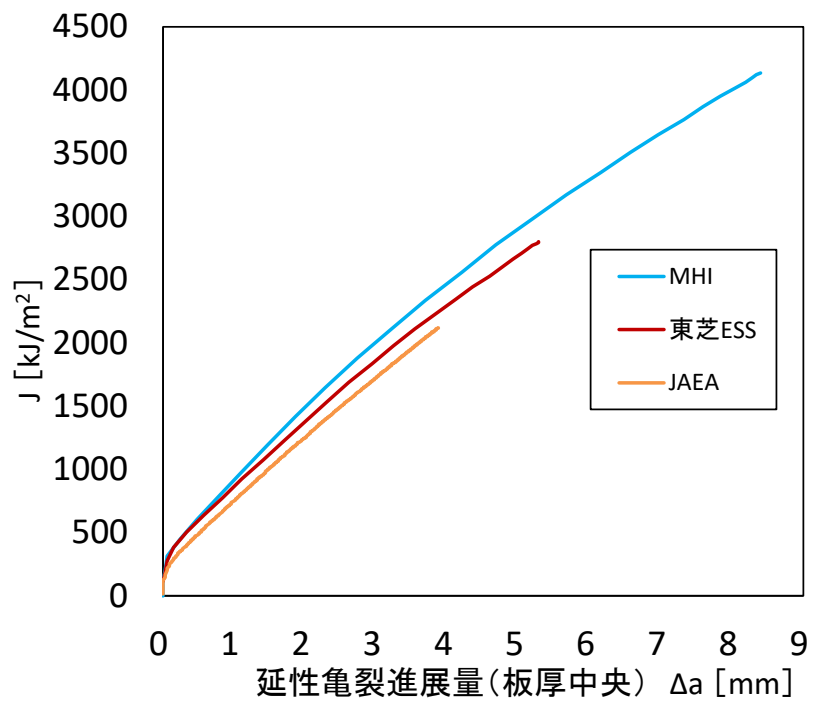
表 4.2.3.3-3 GTN モデルパラメータ

Table 4.2.3.3-3 GTN model's parameters

q_1	q_2	q_3	f_0	f_N	f_c	f_F	ϵ_N	S_N
1.5	1	2.25	1.00×10^{-5}	2.76×10^{-2}	7.00×10^{-2}	2.35×10^{-1}	6.62×10^{-1}	9.42×10^{-2}



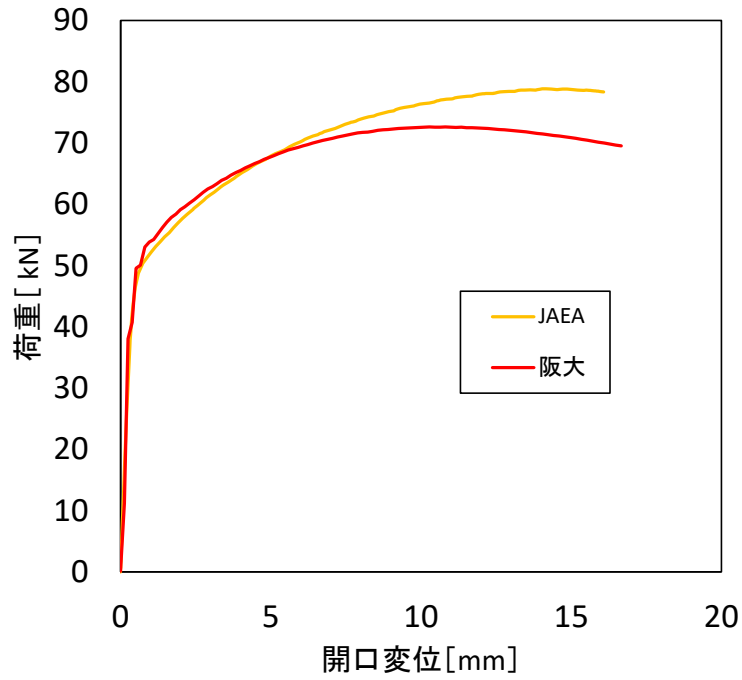
(a) 荷重—開口変位関係



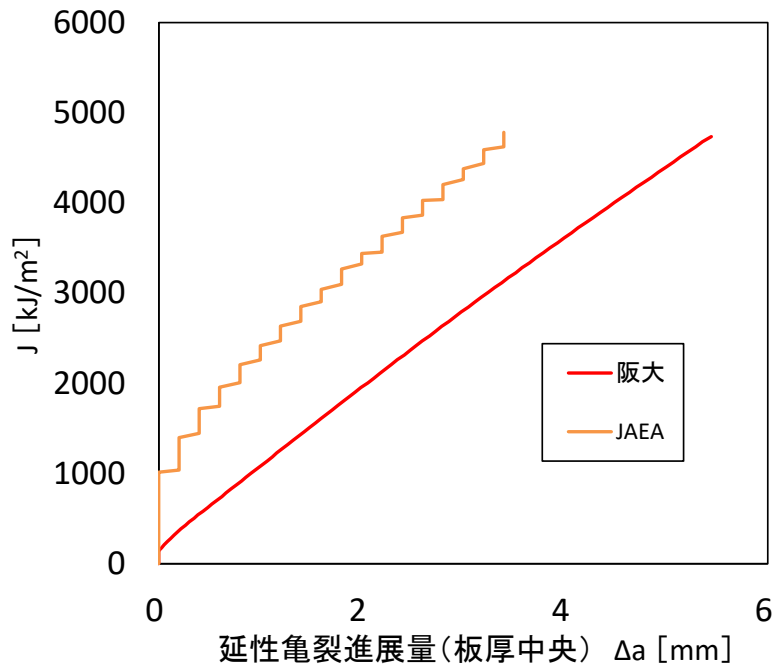
(b) 延性亀裂進展量—J積分関係

Fig. 4.2.3.3-17 GTN model Analysis Results for C(T) specimen (room temperature)

図 4.2.3.3-17 C(T)試験片（室温）の GTN モデル解析結果



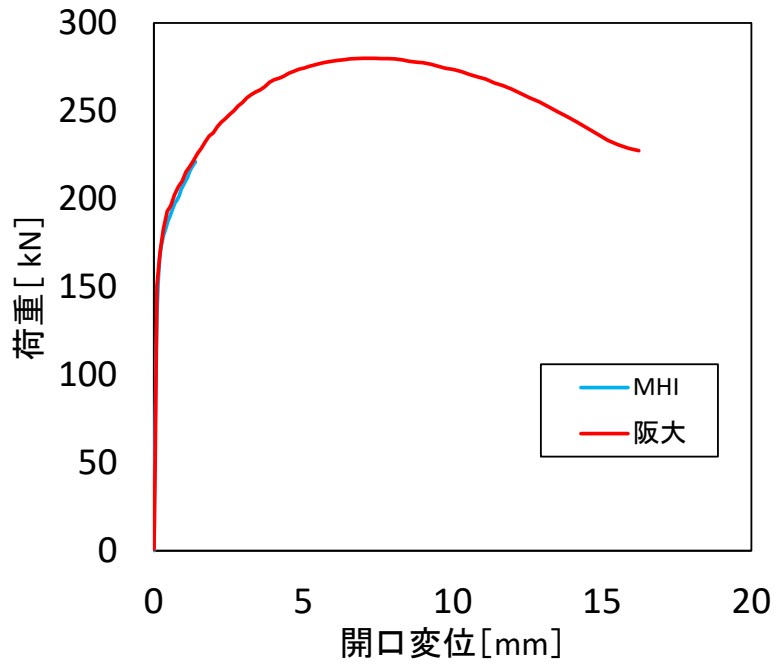
(a) 荷重—開口変位関係



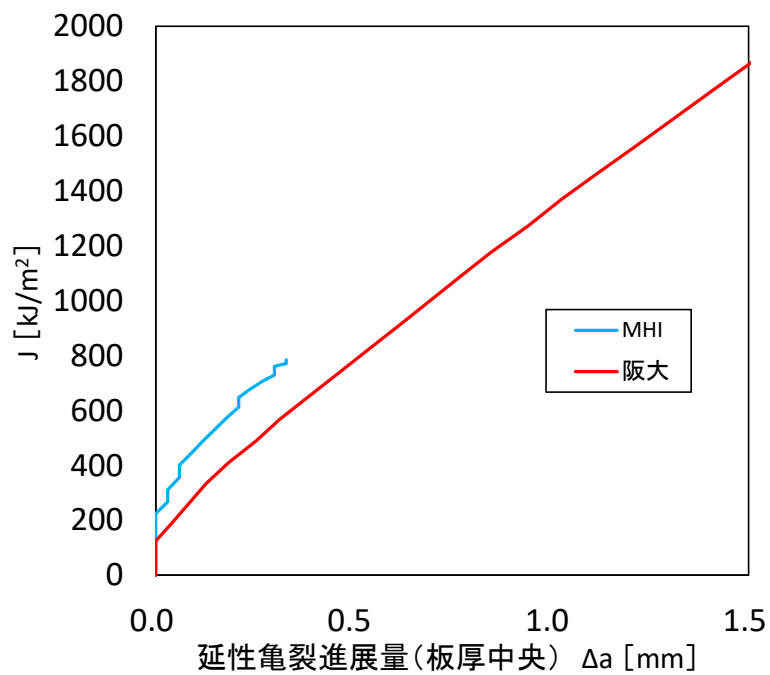
(b) 延性亀裂進展量—J積分関係

Fig. 4.2.3.3-18 GTN model Analysis Results for SE(B) specimen (-20°C, $a/W=0.5$)

図 4.2.3.3-18 SE(B)試験片 (-20°C, $a/W=0.5$) の GTN モデル解析結果



(a) 荷重—開口変位関係



(b) 延性亀裂進展量—J 積分関係

Fig. 4.2.3.3-19 GTN Analysis Results for SE(B) specimen (-80°C, $a/W=0.1$)

図 4.2.3.3-19 SE(B)試験片 (-80°C, $a/W=0.1$) の GTN モデル解析結果

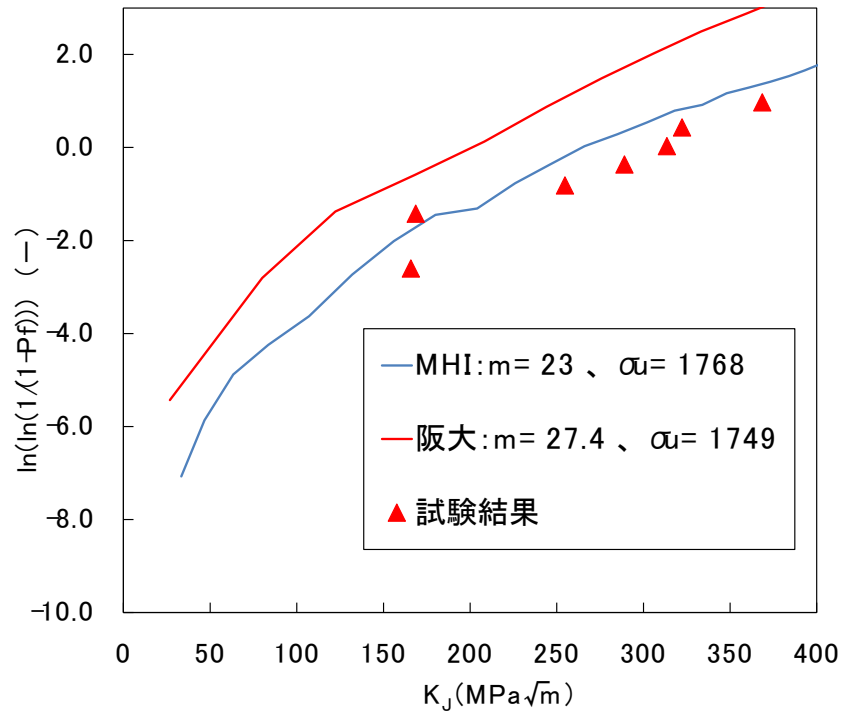


Fig. 4.2.3.3-20 Fracture prediction of SE(B) specimen (-80°C, $a/W=0.1$) using coupled model

図 4.2.3.3-20 Coupled モデルを用いた SE(B)試験片の破壊予測 (-80°C, $a/W=0.1$)

4.2.3.4 まとめ

各試験片において m を固定してワイブル応力を算出した結果、各機関ではほぼ同等の σ_w の結果が得られたことから、 m を入力すれば、式 (3.2-2) で与えられるワイブル応力が各機関で適切に計算されることが検証された。

2 形状試験法で求める m はパラメータを求める試験片の組合せにより違いがあり、その値は 9~27 となった。収束計算によって得られる m が小さい場合、 σ_w がやや低めとなったが、各試験片の σ_w - K_J 関係は、全機関ではほぼ一致した。それぞれの機関で求めた m を用いて得られた累積破損確率と K_J の関係は、各機関間の σ_w - K_J 関係のばらつきよりはるかに小さくなった。これらの結果より、拘束度の大きい材料試験体の破壊試験結果により解析者間で異なる m が得られても、その m を使用して予測される低拘束試験体又は構造物の破壊確率は、解析者間で大きな違いはなく、解析者が使用する Beremin モデルの解析ツールによる影響が小さいことが示された。

GTN モデル解析については、荷重-開口変位関係、及び延性亀裂進展量-J 積分関係は解析者間でほぼ一致した。

Coupled モデルについては、試験温度-80°C、 $a/W=0.1$ の SE(B)試験片に対する比較を 2 機関で実施した。両者にやや差があるが、これは GTN モデルによる J 抵抗曲線の違いによるものと推定される。

4.3 検証結果

4.3.1 ワイブルパラメータの算出

脆性破壊の評価に用いるワイブルパラメータを算出した。3.2節で提案した2形状試験法の手法を適用し、亀裂深さが異なる拘束を変えた2種類のSE(B)試験片を用いて算出した。解析モデルは図4.2.2.3-1に示した。

2形状試験法により $m=23$ 及び $\sigma_u=1768\text{MPa}$ が得られた。図4.3.1-1に、 $m=23$ でのSE(B)試験片の $\sigma_w - J$ 関係を示す。また、2形状試験法により収束したSE(B)試験片の限界ワイブル応力のワイブルプロットを図4.3.1-2に示す。塑性拘束度が異なるためSE(B)a/W=0.1の方がSE(B)a/W=0.5に比べて J_c の値は大きいにもかかわらず、 $m=23$ を使用することで、破壊限界ワイブル応力は両者でほぼ一致している。

なお、多くの文献では、フェライト鋼のワイブルパラメータ m は10~60程度であることが示されているが、得られた値はこの範囲内にある。

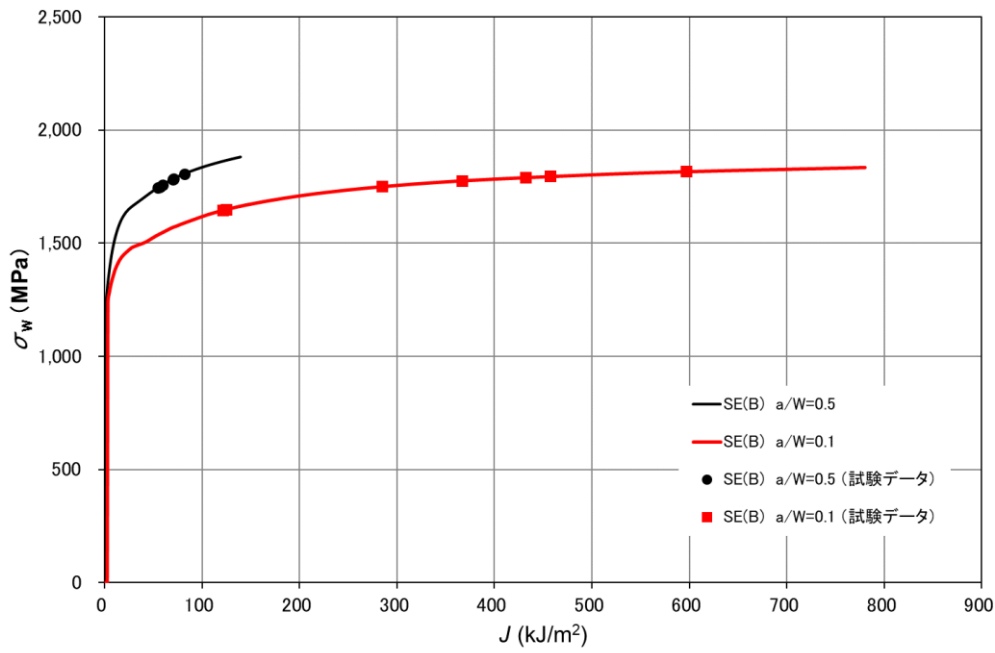


Fig. 4.3.1-1 $\sigma_w - J$ relations of SE(B) specimen

図4.3.1-1 SE(B)試験片の $\sigma_w - J$ 関係

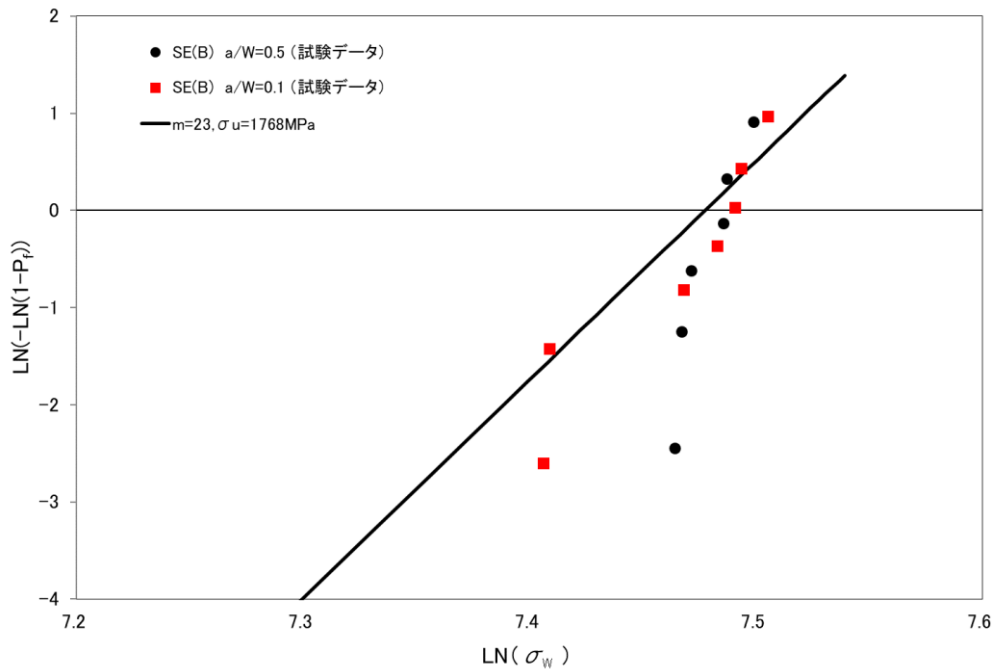


Fig. 4.3.1-2 Weibull plots of critical Weibull stress σ_{wc} of SE(B)

図 4.3.1-2 SE(B)試験片の限界ワイブル応力 σ_{wc} のワイブルプロット

4.3.2 GTN モデルパラメータの算出

4.2.2.3 項で述べたように、延性亀裂の進展解析には、GTN モデルを用いた。GTN モデルパラメータの算出は、図 4.1.3.4-6 の室温の C(T)試験の結果にフィッティングさせて算出した。GTN モデルパラメータ数は、 $q_1, q_2, q_3, f_0, f_c, f_F, \epsilon_N, f_N$ 及び S_N の 9 つである。既往の文献を参考として、 q_1, q_2 、及び q_3 は固定値($q_1=1.5, q_2=1.0, q_3=q_1^2$)とし、他の 6 つのパラメータをフィッティングパラメータとした。各パラメータを一定の範囲で振って検討し、荷重-荷重線変位及び亀裂の形状が対応する値を最適値として設定した。

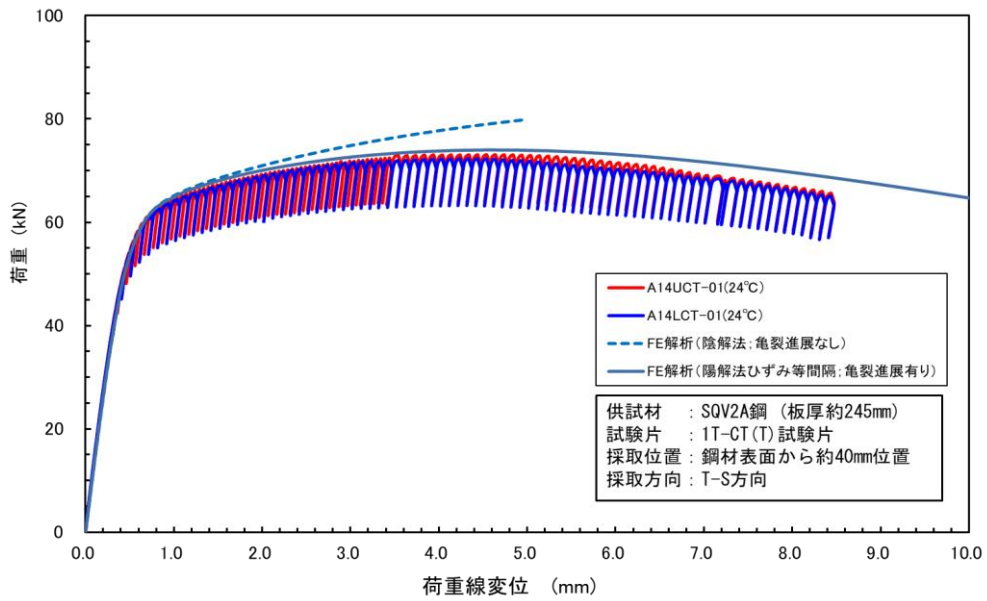
FEM 解析に用いた解析モデルは図 4.2.2.3-2 に示した。フィッティングにより得られたパラメータを表 4.3.2-1 に示す。これらのパラメータを用いた解析結果と試験結果を比較したものを図 4.3.2-1 に示す。GTN モデルによる亀裂進展を考慮することで、亀裂進展を考慮しない通常の FEM 解析より、荷重-荷重線変位関係は試験結果と一致するようになった。また、試験終了後に破面出しをして得られた延性亀裂進展量の厚さ方向分布は、GTN モデルによる亀裂進展の厚さ方向分布とほぼ一致している。これらの結果から、表 4.3.2-1 に示した GTN パラメータ値はほぼ最適解が得られているものと考えられる。

一般に、延性亀裂進展パラメータ、即ち GTN モデルパラメータは、温度に依存しない定数として考えられているため、室温で求められたパラメータ値を -80°C の平板試験体の解析にも用いることとする。

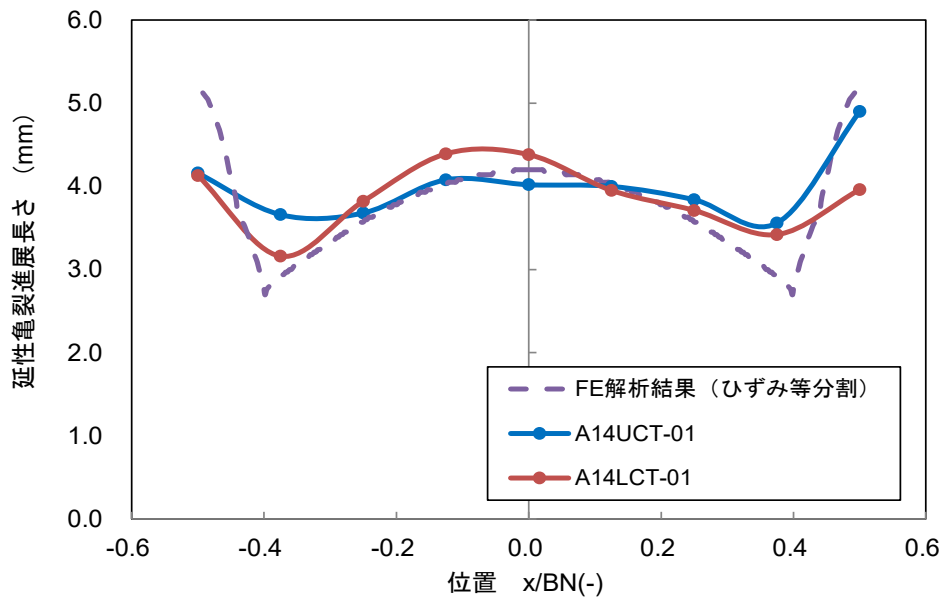
表 4.3.2-1 低合金鋼 B の GTN モデルパラメータ

Table 4.3.2-1 GTN model parameters of low alloy steel B

f_0	f_N	f_c	f_F	ϵ_N	S_N
1.00×10^{-5}	2.76×10^{-2}	7.00×10^{-2}	2.35×10^{-1}	6.62×10^{-1}	9.42×10^{-2}



(a) Load-Load line displacement



(b) Ductile crack growth distribution along thickness direction

Fig. 4.3.2-1 Reproduced analysis result of GTN model by using optimized parameters

図 4.3.2-1 設定したパラメータによる GTN モデルの再現性確認計算結果

4.3.3 平板試験体の破壊予測

4.3.1 項及び 4.3.2 項で材料試験片から求めたモデルパラメータ値を用いて、平板引張試験体及び平板曲げ試験体の破壊予測を行なった。平板引張試験体、平板曲げ試験体共に、 -120°C の試験温度での破壊試験では延性亀裂が発生しなかったことから延性亀裂の進展を考慮せずに評価を行い、 -80°C 試験体に対しては、GTN モデルを用いて、延性亀裂の進展を考慮して Coupled モデルを用いて評価した。破壊評価は、ワイブルパラメータ m 及び σ_u から推定した 5%累積破損確率、95%累積破損確率に相当する K_J と試験結果の K_{Jc} を比較し、推定範囲内に収まっているか確認した。

(1) 平板引張試験体

破壊予測用の平板引張試験体の解析モデルは図4.2.2.3-1に示した。解析の温度条件は、タブ板も含めて解析モデル全体を均一な試験温度分布(-120°C もしくは -80°C)とした。実際の破壊試験での温度分布はこの条件と異なるが、破壊予測を実施する場面では、試験結果があるわけではないので、試験条件をそのまま解析条件とした。材料特性は、タブ板も含めて解析モデル全体に図4.2.2-1に示す低合金鋼Bの特性を用いた。

-120°C におけるFEM解析による荷重-COD関係を実測値と比較した結果を図4.3.3-1に示す。両者はほぼ一致しており、特に降伏荷重は精度よく求められていることから、解析が適切に行われていることが確認できた。特に T6 試験体は、荷重-開口変位関係は解析結果とほぼ対応している。一方、T8 試験体の弾性域、及び T10 試験体の降伏点近傍の実測挙動は解析と差が大きく、温度制御不良による雰囲気温度変動の影響を受けていると考えられる。破壊限界評価のためのワイブル応力- K_J 関係を図4.3.3-2に示す。

-80°C におけるFEM解析による荷重-COD関係を実測値と比較した結果を図4.3.3-3に示す。 -120°C と同様に、両者の荷重-COD関係は一致しており、解析は適切に行われていることが確認できた。特に、非破断のT4試験体の挙動と解析結果はほぼ一致している。また、T3試験体も解析と挙動がほぼ一致している。一方、 -80°C 試験体でも弾性域の荷重-COD関係が直線的でないものがあり、T7、T9ではその傾向が大きい。

図4.3.3-4に通常(陰解法、GTNモデルなし)のFEM解析による応力-ひずみ場を用いて計算したワイブル応力と K_J との関係と、GTNモデル解析による応力-ひずみ場を用いて計算したワイブル応力- K_J 関係を示す。後者のCoupledモデル解析では陽解法のAbaqus Explicitを用いるが、Abaqusの陽解析コードにはJ積分解析機能が整備されていない。このため、後者の K_J は、GTNモデルを使用しない陰解法での弾塑性FEM解析から算出したもので内挿した。通常の弾塑性解

析では、ワイブル応力が途中で増加しなくなるが、Coupled モデルでは負荷の増加に伴いワイブル応力が単調に増加しており、延性亀裂の進展による破壊確率の増加を適切に表すことができていると考えられる。

(2) 平板曲げ試験体

-120℃におけるFEM解析による荷重-荷重線変位関係を実測値と比較した結果を図4.3.3-5に、荷重-COD1関係の比較を図4.3.3-6に示す。FEM解析は、試験結果とほぼ一致している。算出したワイブル応力と K_J の関係を図4.3.3-7に示す。-120℃試験体の破壊限界は、ワイブル応力から推定される5%累積破損確率～95%累積破損確率の範囲に収まっており、評価手法の妥当性が示された。

-80℃におけるFEM解析による荷重-荷重線変位関係を実測値と比較した結果を図4.3.3-8に、荷重-COD1関係の比較を図4.3.3-9に示す。解析結果は試験結果とほぼ一致しており、FEM解析の妥当性が示された。

図4.3.3-10にGTNモデルを使用しない通常の弾塑性解析と、GTN解析と組み合わせたCoupledモデルでのワイブル応力の比較を示す。 K_J は、GTNモデルを使用しない通常の弾塑性FEM解析から算出した。通常のFEM解析による σ_w - K_J 関係で、 K_J が330 MPa \sqrt{m} 以降のプロットがないが、これは負荷後半(400MPa \sqrt{m} 以降)にワイブル応力が過剰に高くなる領域があり計算エラーが発生していると考えられたため削除したものである。この計算エラーの原因は、亀裂先端の要素の変形が過剰に大きくなることによる要素の潰れが発生したためと考えられる。一方、Coupledモデルでは、負荷の増加に伴いワイブル応力が単調に増加しており、延性亀裂の進展による破壊確率の増加を適切に表すことができていると考えられる。

(3) 破壊予測結果

図4.3.3-11に破壊試験で得られた平板試験体の限界 K_J (K_{Jc})及び標準材料試験片による K_{Jc} と試験温度との関係を示す。図中には、上記の破壊予測解析によって得られた平板引張試験体及び平板曲げ試験体に対する累積破損確率の5%と95%に対応する限界 K_J (K_{Jc})も示した。

-80℃の非破断のデータを除いて破壊試験で得られた K_{Jc} は予測の範囲にあり、3.2節で提案した手法により、拘束度の低い表面亀裂付平板試験体の破壊挙動が予測できることが検証された。

なお、4章における検討結果は文献[4-6]～[4-8]に公開されている。

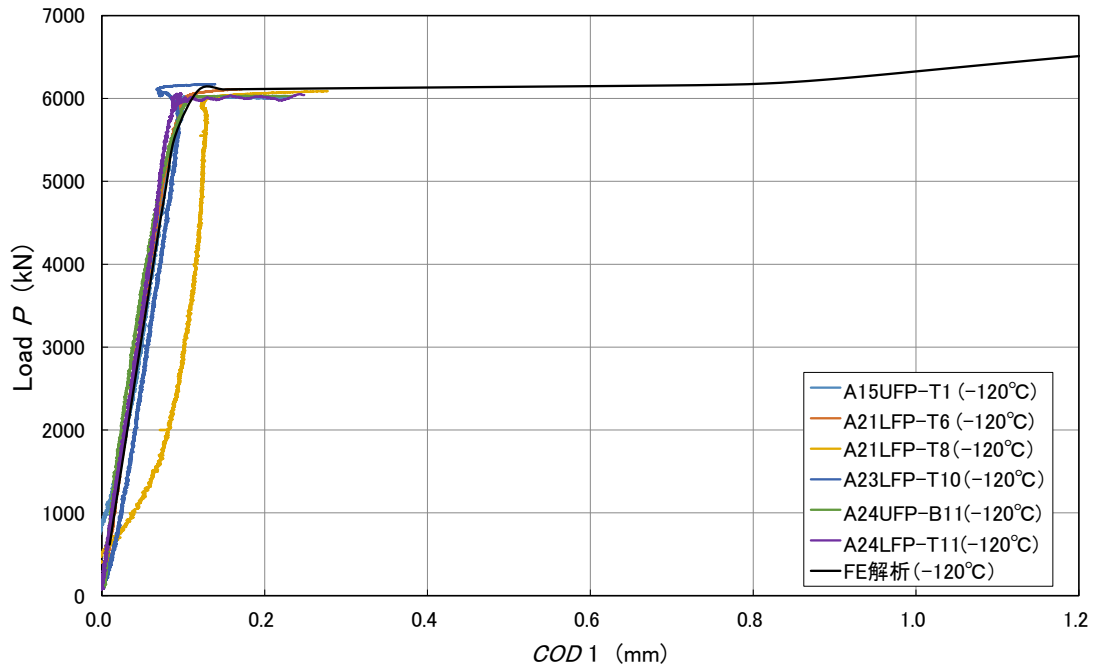


Fig. 4.3.3-1 Comparison of load – COD relation by FEA with those of fracture tests
(flat plate tensile specimen, -120 °C)

図 4.3.3-1 実測及び解析の荷重-COD 関係の比較 (平板引張試験体, -120°C)

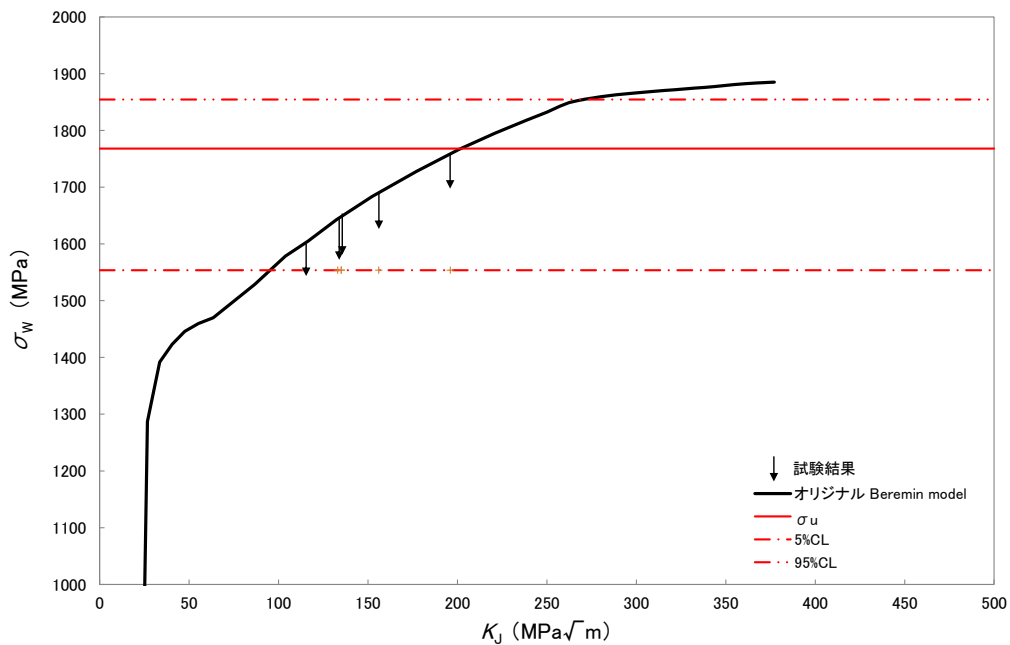


Fig. 4.3.3-2 σ_w - K_J relationship (flat plate tensile specimen, -120 °C)

図 4.3.3-2 σ_w - K_J 関係 (平板引張試験体, -120°C)

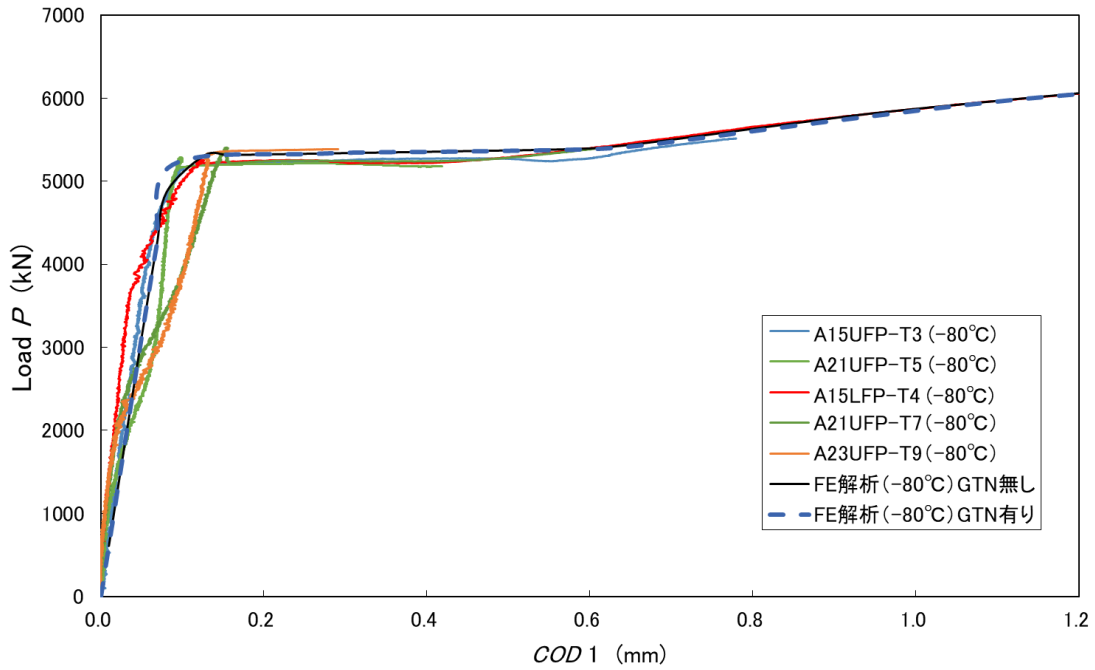


Fig. 4.3.3-3 Comparison of load – COD relation by FEA with those of fracture tests
(flat plate tensile specimen, -80°C)

図 4.3.3-3 実測及び解析の荷重-COD 関係の比較 (平板引張試験体, -80°C)

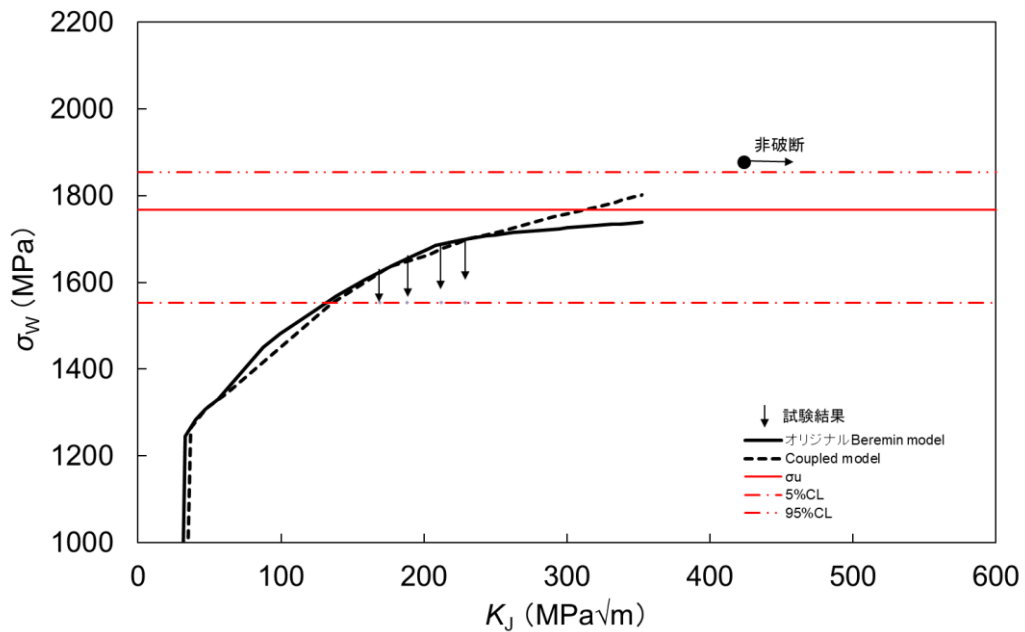


Fig. 4.3.3-4 σ_w - K_J relationship (flat plate tensile specimen, -80°C)

図 4.3.3-4 σ_w - K_J 関係 (平板引張試験体, -80°C)

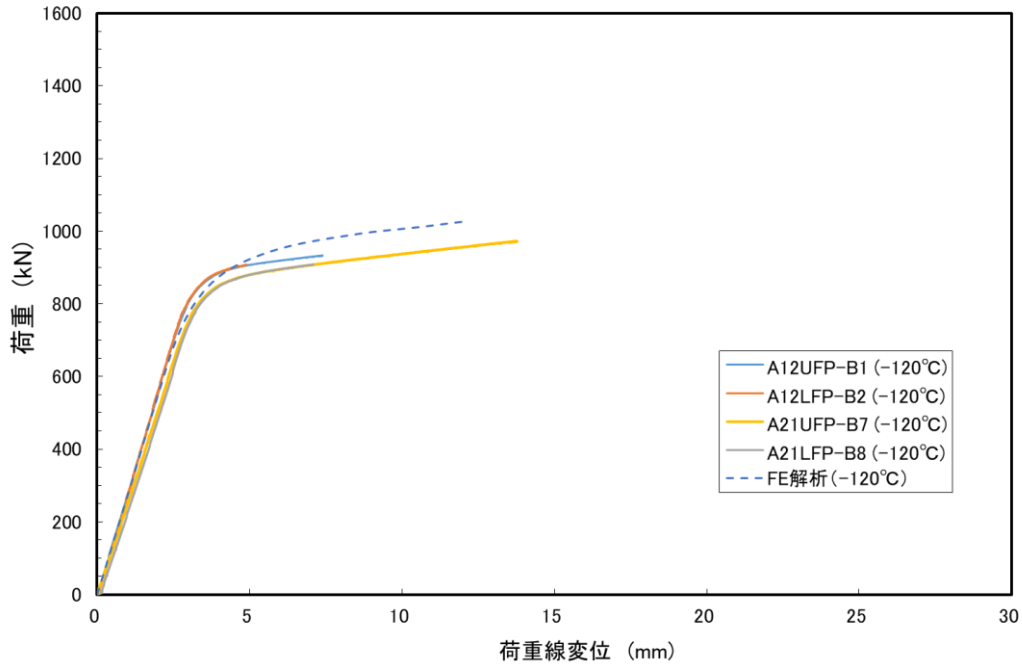


Fig. 4.3.3-5 Comparison of load – load line displacement relation by FEA with those of fracture tests
(flat plate bending specimen, -120 °C)

図 4.3.3-5 実測及び解析の荷重-荷重線変位関係の比較 (平板曲げ試験体, -120°C)

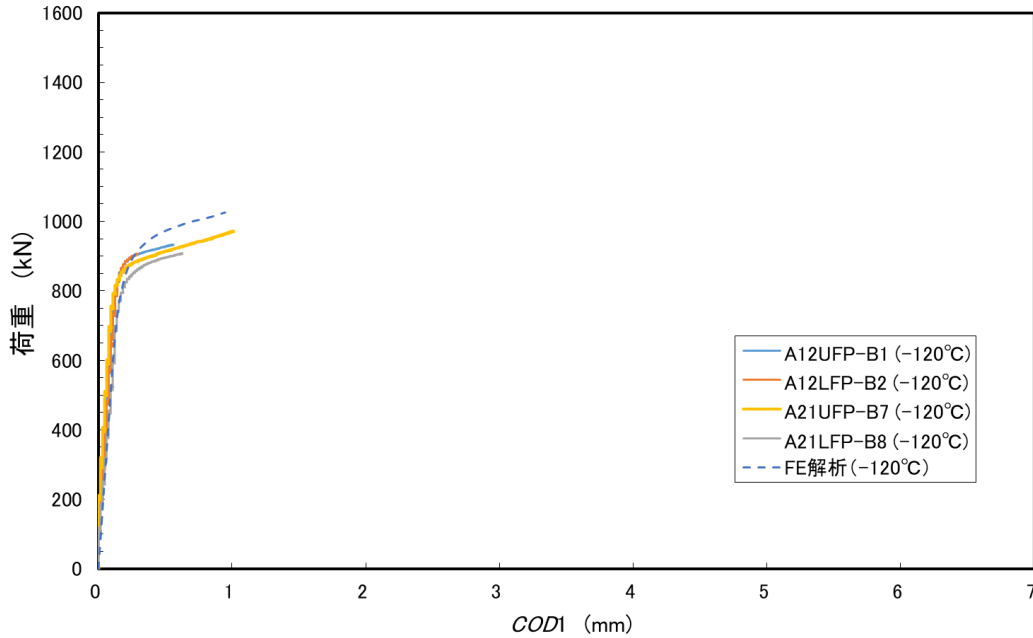


Fig. 4.3.3-6 Comparison of load – COD1 relation by FEA with those of fracture tests
(flat plate bending specimen, -120 °C)

図 4.3.3-6 実測及び解析の荷重-COD1 関係の比較 (平板曲げ試験体, -120°C)

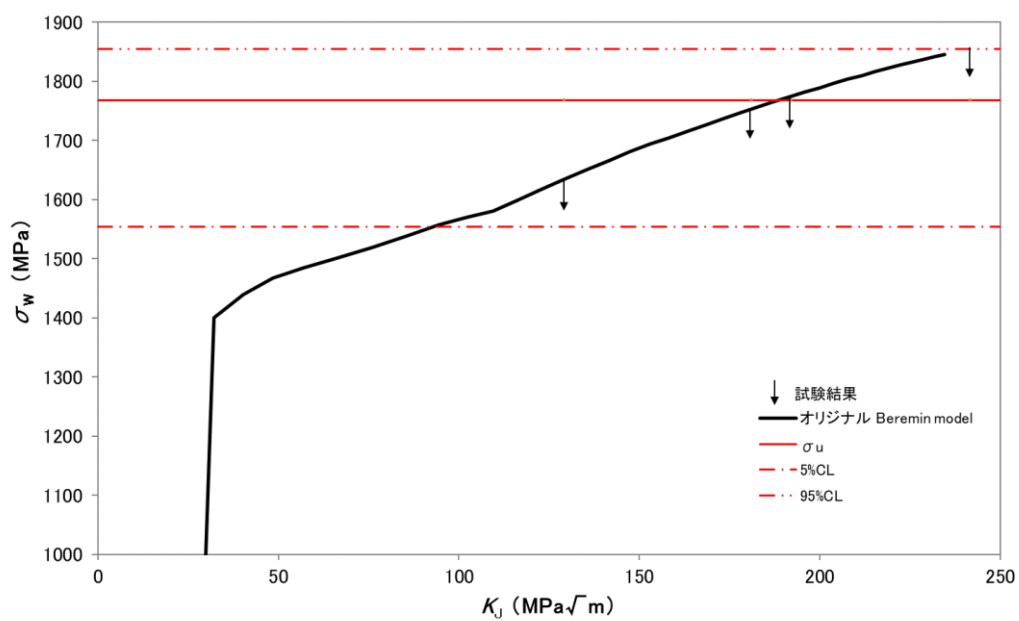


Fig. 4.3.3-7 σ_w - K_J relationship (flat plate bending specimen, -120°C)

図 4.3.3-7 σ_w - K_J 関係(平板曲げ試験体, -120°C)

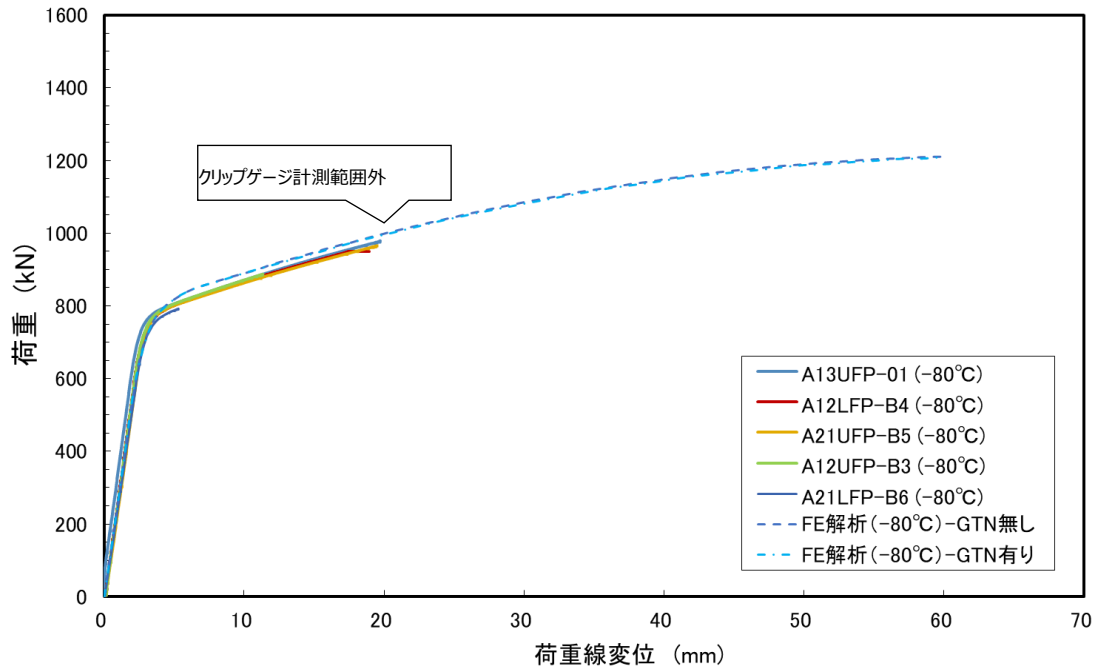


Fig. 4.3.3-8 Comparison of load – load line displacement relation by FEA with those of fracture tests
(flat plate bending specimen, -80 °C)

図 4.3.3-8 実測及び解析の荷重-荷重線変位関係の比較 (平板曲げ試験体, -80°C)

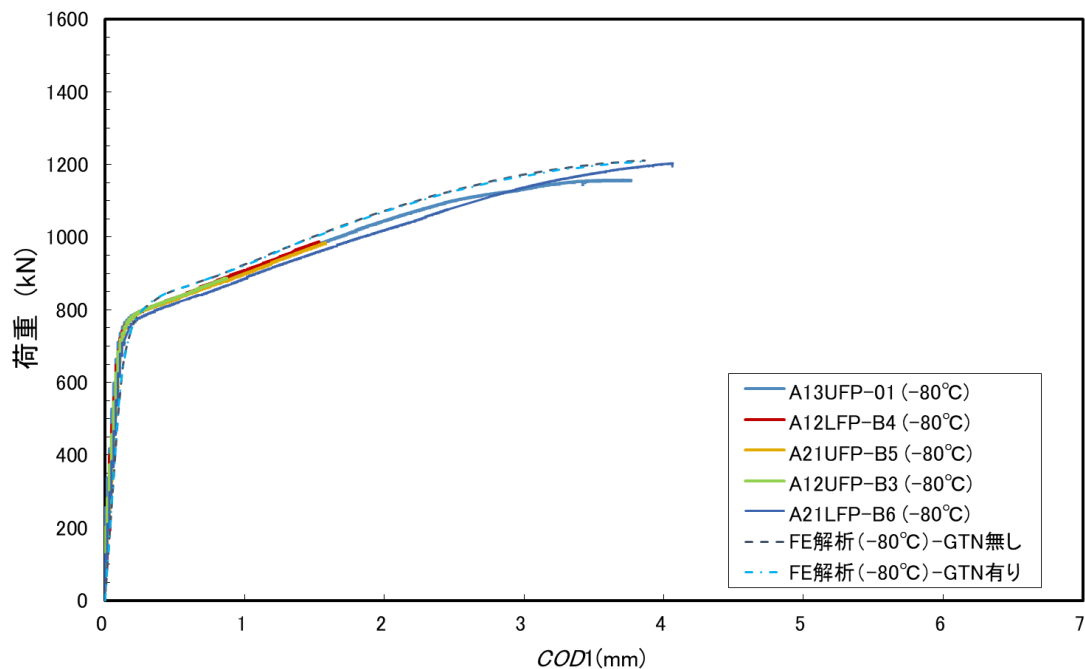


Fig. 4.3.3-9 Comparison of load – COD1 relation by FEA with those of fracture tests
(flat plate bending specimen, -80 °C)

図 4.3.3-9 実測及び解析の荷重-COD1 関係の比較 (平板曲げ試験体, -80°C)

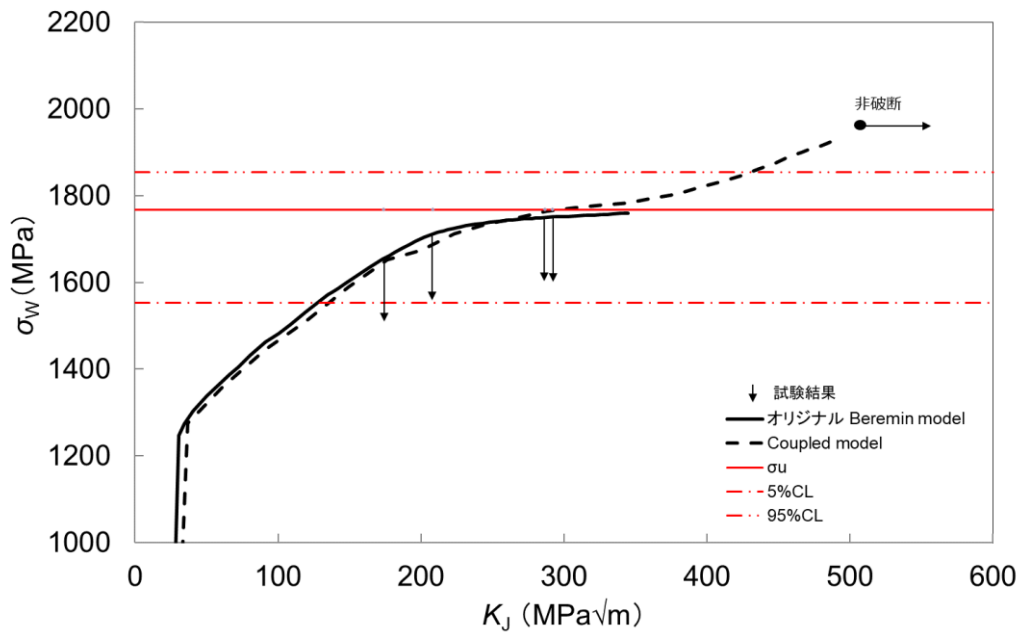


Fig. 4.3.3-10 σ_w - K_J relationship (flat plate bending specimen, $-80\text{ }^\circ\text{C}$)

図 4.3.3-10 σ_w - K_J 関係 (平板曲げ試験体, $-80\text{ }^\circ\text{C}$)

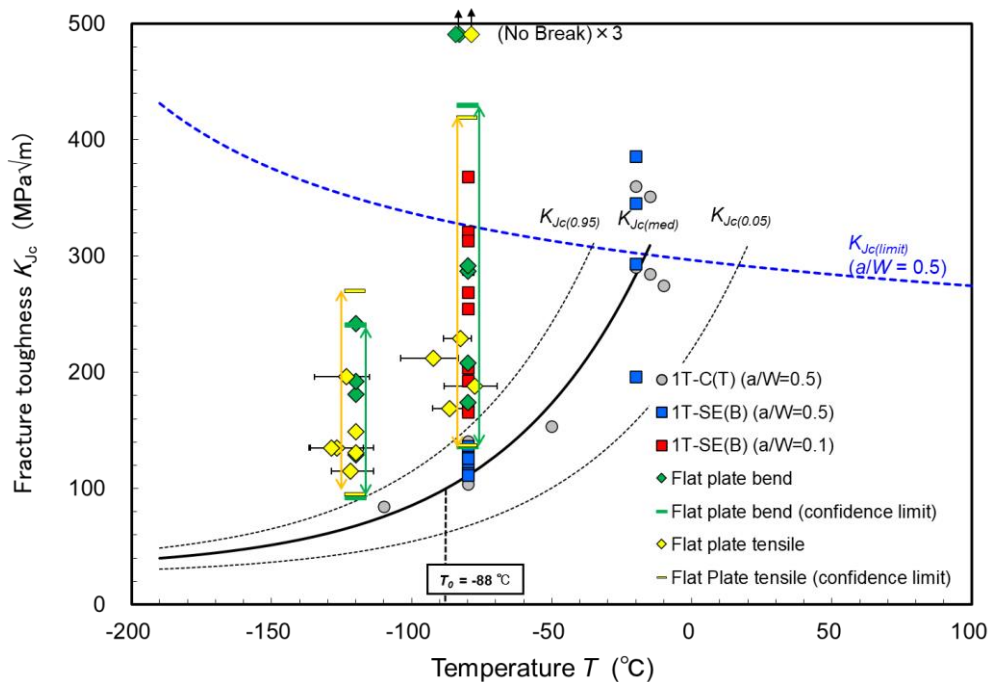


Fig. 4.3.3-11 K_{Jc} -Temperature relationship

図 4.3.3-11 K_{Jc} と温度の関係

参考文献

- [4-1] ASTM, “Standard Test Method for Measurement of Initiation Toughness in Surface Cracks Under Tension and Bending”, ASTM E2899-15, (2015).
- [4-2] 日本産業規格, “金属材料引張試験方法”, JIS Z 2241-2011, (2011).
- [4-3] 日本産業規格, “金属材料のシャルピー衝撃試験方法”, JIS Z 2242-2018, (2018).
- [4-4] 日本電気協会, 原子力規格委員会 電気技術規程 原子力編 “フェライト鋼の破壊靱性 参照温度 T0 決定のための試験方法”, JEAC4216-2015, (2013).
- [4-5] ASTM, “Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness”, ASTM E1820-18, (2018).
- [4-6] Hojo, K, Hirota, T, Nagoshi, Y, Fukahori, T, Sakima, K, Ohata, M, & Minami, F. "Constraint Effect on Fracture in Ductile-Brittle Transition Temperature Region." *Proceedings of the . Volume 1: Codes and Standards*. Virtual, Online. July 13-15, 2021. V001T01A055. ASME. <https://doi.org/10.1115/PVP2021-61318>
- [4-7] Hojo, K, Hirota, T, Nagoshi, Y, Fukahori, T, Sakima, K, Ohata, M, & Minami, F. "Constraint Effect on Fracture in Ductile-Brittle Transition Temperature Region (Report 2)." *Proceedings of the . Volume 1: Codes and Standards*. Las Vegas, Nevada, USA. July 17–22, 2022. V001T01A003. ASME. <https://doi.org/10.1115/PVP2022-84186>
- [4-8] Hojo, K, Hirota, T, Nagoshi, Y, Fukahori, T, Sakima, K, Ohata, M, & Minami, F. "Constraint Effect on Fracture in Ductile-Brittle Transition Temperature Region (Report 3)." *Proceedings of the . Atlanta, Georgia, USA*. July 16–21, 2023. V001T01A006. ASME. <https://doi.org/10.1115/PVP2023-105965>

5. 原子炉圧力容器を対象とした破壊評価手法の整備

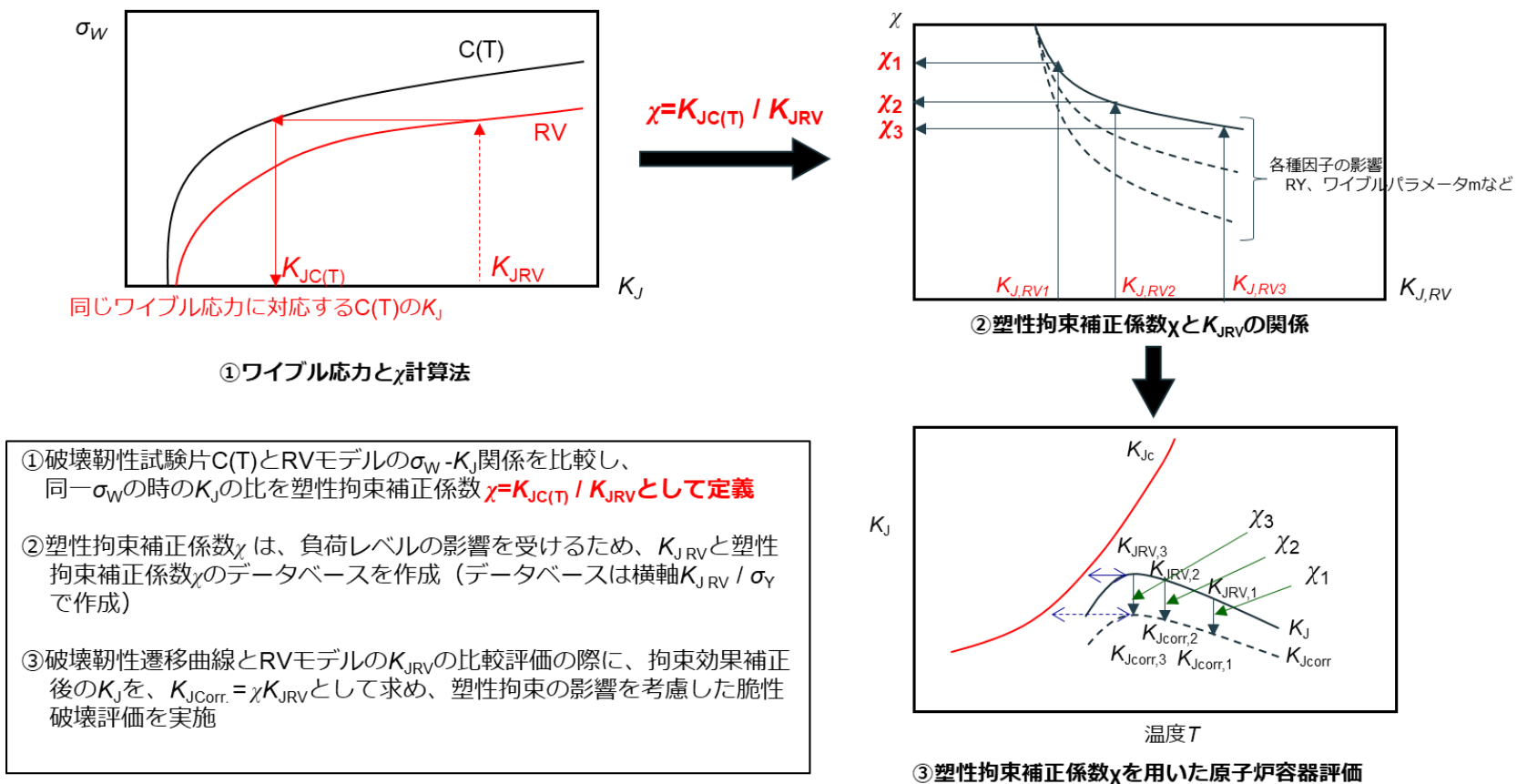
5.1 原子炉圧力容器を対象とした塑性拘束の評価

5.1.1 塑性拘束補正係数 χ

原子炉圧力容器では、供用中の中性子照射脆化を踏まえた脆性破壊評価が求められる。脆性破壊評価は破壊靱性試験片（一般にはコンパクト試験片）で求めた材料の破壊靱性値 (K_{Ic} 又は K_{Jc}) と原子炉圧力容器に想定した亀裂に対する破壊力学パラメータ (K_I 又は K_J) を比較し、破壊力学パラメータが破壊靱性値を上回ると脆性破壊リスクがあると判定される。一方でこれまで検討しているように、破壊靱性試験片と平板表面亀裂のような試験片では、脆性破壊を呈する破壊限界値は異なることが分かっており、それは塑性拘束の影響として知られている。構造物と試験片の塑性拘束の影響を考慮するために、ISO27306^[5-1]及びBS7910^[5-2]では塑性拘束の効果を補正する塑性拘束補正係数が提案されている。塑性拘束補正係数は脆性破壊の評価手法としてワイブル応力を用い、破壊靱性試験片と構造物モデルでワイブル応力が等しくなる時の破壊力学パラメータの比を塑性拘束補正係数として定義している。本章では、原子炉圧力容器の PTS 事象に対する評価手法として、破壊靱性試験から求めた破壊靱性遷移曲線と FEM 解析で求めた原子炉圧力容器モデルの $K_{I,RV}$ を比較して評価を行う評価手法を想定し、図 5.1.1-1 に示すような塑性拘束補正係数を設定する。まず、原子炉圧力容器モデル及び破壊靱性試験片 (C(T)試験片) の両方でワイブル応力と K_J の関係を算出し、ワイブル応力が等しくなるときの K_J の比を、式(5.1.1-1)に示す塑性拘束補正係数 χ として定義する。ここで $K_{Jc(T)}$ は C(T)試験片の K_J である。塑性拘束補正係数は負荷レベルの影響を受けるため、 $K_{I,RV}$ と塑性拘束補正係数 χ の関係を整理したデータベースを作成し、各 $K_{I,RV}$ レベルにおける χ を読み取れるよう整備する。算出した原子炉圧力容器モデルの $K_{I,RV}$ を式(5.1.1-2)で補正し、 $K_{Jcorr.}$ として破壊靱性遷移曲線との比較が可能となる。

$$\chi = K_{Jc(T)} / K_{JRV} \quad (5.1.1-1)$$

$$K_{Jcorr.} = \chi K_{JRV} \quad (5.1.1-2)$$



- ①破壊靱性試験片C(T)とRVモデルの σ_w - K_J 関係を比較し、同一 σ_w の時の K_J の比を塑性拘束補正係数 $\chi = K_{JC(T)} / K_{JRV}$ として定義
- ②塑性拘束補正係数 χ は、負荷レベルの影響を受けるため、 $K_{J,RV}$ と塑性拘束補正係数 χ のデータベースを作成（データベースは横軸 $K_{J,RV} / \sigma_Y$ で作成）
- ③破壊靱性遷移曲線とRVモデルの K_{JRV} の比較評価の際に、拘束効果補正後の K_J を、 $K_{Jcorr} = \chi K_{JRV}$ として求め、塑性拘束の影響を考慮した脆性破壊評価を実施

Fig. 5.1.1-1 Application method of plastic constraint correction to reactor pressure vessel

図 5.1.1-1 原子炉圧力容器への塑性拘束補正の適用方法

5.1.2 PTS 事象時における塑性拘束効果

供用状態 C 及び D として想定されているような冷却材喪失事故や主蒸気管破断事故においては、非常用炉心冷却系の作動により原子炉圧力容器内が冷却され、原子炉圧力容器内外周の温度差により高い引張応力が容器内面に作用し、これと内圧による膜応力が重畳して高い引張応力が容器内面に発生する。このような事象は PTS (Pressurized Thermal Shock, 加圧熱衝撃) 事象と呼ばれている。原子炉圧力容器の炉心領域材料には、機械的特性や破壊靱性に優れた低合金鋼が用いられており、更に製造段階や供用期間中の非破壊検査によりきずがないことが確認されている。しかしながら、炉心領域材料は、供用期間中に中性子照射を受けることにより、延性-脆性遷移温度が上昇し、破壊靱性が低下する。このように靱性低下した供用期間中の原子炉圧力容器において PTS 事象が発生し、更に原子炉圧力容器内表面近傍に大きな亀裂が存在するような条件を想定した場合には、非延性破壊が発生し、破損に至る可能性が懸念される。したがって、JEAC4206^[5-3]では PTS 事象において原子炉圧力容器の放射性物質の閉じ込め機能、すなわち 1 次冷却材の保持機能が十分維持されているかどうかを、供用期間中に原子炉圧力容器内表面近傍に仮想的に想定した亀裂に対する破壊力学評価により確認することを求めている。

本章で扱う PTS 事象に対する解析条件を表 5.1.2-1 に示す。過渡条件として大破断 LOCA、中破断 LOCA、小破断 LOCA、安全弁開固着事象 (以下、大 LOCA、中 LOCA、小 LOCA、SOV と示す。) の 4 ケースを想定した。このうち、大 LOCA の熱応力が最も厳しくなる条件である。それぞれの温度、内圧の条件は、大 LOCA、小 LOCA は国内プラントの条件を、中 LOCA と SOV は米国プラントの条件を用いた。想定する亀裂は、JEAC4206 の PTS 評価手法で規定される深さ 10mm、長さ 60mm の半楕円形状とし、温度、熱応力の観点から最も厳しい評価となるように原子炉圧力容器内表面のクラッド直下にモデル化した。ここでは、表 5.1.2-2 に示す解析を行い、原子炉圧力容器の PTS 過渡におけるワイブル応力を算出し、塑性拘束度を確認する。

(1) 解析モデル及び境界条件

原子炉圧力容器の FEM 解析は、対称性を考慮して 1/12 (円周方向 60°、亀裂面を対称面) モデルで実施した。母材板厚 200mm、クラッド厚さ 5.5mm とし、亀裂は、深さ 10mm×長さ

60mm の軸方向半楕円亀裂をクラッド下にモデル化した。解析モデルと境界条件を図 5.1.2-1 及び図 5.1.2-2 に示す。周方向の端部節点を半径方向にスライドするような拘束条件を与え、内圧により発生するスラスト力は軸荷重として亀裂と反対面の軸方向端部に付与した。容器内面（クラッド表面）には内圧及び熱境界条件を付与した。なお、過渡解析では、熱変形により亀裂が閉口する可能性があり、その際解析要素のつぶれや貫通が生じる恐れがあるため、亀裂面に剛体要素で接触面を形成した。

(2) 解析コード

解析は汎用コード Abaqus Ver. 6.12 を用いて実施した。使用した要素タイプは選択低減積分要素（C3D8）である。

(3) 材料特性

材料特性は、クラッドに対しては非照射材と照射材の 2 種類、母材に対しては、非照射材、照射材及び照射材の降伏応力で降伏比を 0.6 とした 3 種類を設定した。熱伝導及び強度に関する材料特性は、表 5.1.2-3 に示す規格及び文献を参照した。塑性特性以外は、非照射材と照射材で共通とした。

応力-ひずみ曲線の設定に使用する降伏応力と引張強さとして、クラッドには文献^[5-4]の照射前後に採取された SAW（サブマージドアーク溶接）のデータを用いた。母材の非照射材は、低合金鋼 A の特性を用い、照射材については、監視試験データの傾向を踏まえて、降伏応力を 700MPa、降伏比 R_Y （=降伏応力/引張強さ）を 0.8 とした。 R_Y については、値が小さいほど ISO27306 の塑性拘束補正係数が大きくなる、即ち保守的になることを踏まえ、降伏比の影響について確認する目的で、降伏応力を 700MPa のまま、降伏比が $R_Y=0.6$ となる材料特性も設定した。なお、母材の非照射材では、評価に使用される 100℃～200℃の温度範囲では降伏応力及び引張強さの変化が十分小さいことから、照射後もその挙動は維持されるとして、母材の照射材の応力-ひずみ曲線の温度依存性はないものとした。

母材の応力-ひずみ曲線は、降伏点と引張強さをもとに、WRC 413^[5-5]の式を適用して、Ramberg-Osgood 則で近似した。クラッドの応力-ひずみ曲線の設定には ASME Sec. VIII Div. 2^[5-6]の式を用いた。設定した照射前後の母材及びクラッドの相当応力-相当塑性ひずみ関係

を図 5.1.2-3 及び図 5.1.2-4 に示す。Romberg-Osgood の係数 n は、非照射材の 150℃では 8.9、照射材では 9.1、照射材で $R_Y=0.6$ では 5.1 である。

(4) 解析手順

FEM 解析を次の手順で実施した。

1. 熱伝導解析：熱伝導解析を行い、温度分布履歴を算出
2. 応力解析：残留応力マッピング
3. 応力解析：運転温度・運転圧力負荷（初期状態）
4. 応力解析：1 で算出した温度履歴及び内圧履歴から応力及び K_I の時刻歴を計算

本解析で考慮した残留応力の分布を図 5.1.2-5 に示す。残留応力は、クラッド溶接とその後の PWHT を考慮して既往研究^[5-7]にて求めた 3 軸方向の応力を用いた。クラッド内部の残留応力は大きく、周方向及び軸方向の二軸引張応力が発生しているが、母材への影響は比較的小さい。

各過渡条件における内圧と流体温度の関係を図 5.1.2-6 に示す。大 LOCA は圧力及び温度が瞬時に低下する条件となっており、熱衝撃的な応力が板厚内に発生する。中 LOCA 及び小 LOCA は、圧力及び温度の低下がなだらかであり、圧力が低下しながら熱応力が発生する。SOV は、小 LOCA よりもさらになだらかな温度低下及び内圧の低下の挙動を示したのちに、内圧が急増する。

(5) 解析結果

図 5.1.2-7 に K_I と亀裂最深部温度の関係を示すが、大 LOCA、中 LOCA、小 LOCA、SOV の順に高い K_I を示し、大 LOCA が最も厳しいことがわかる。

次に、脆性破壊発生を評価するため、C(T)試験片及び原子炉圧力容器の両者に対してワイブル応力を算出した。なお、ワイブルパラメータ m は 20、基本体積 1mm^3 を用いた。図 5.1.2-8 に非照射材特性における C(T)試験片のワイブル応力- K_I 関係を示す。原子炉圧力容器の過渡の温度を考慮して、220℃、150℃、及び 100℃の材料特性で算出したが、両者はほぼ同じ

結果となり、PTS 過渡の領域においては材料特性の温度依存性をほぼ無視できることが示された。したがって、照射材を含む C(T)試験片の解析には 150°Cの温度特性を使用する。

塑性拘束補正係数 χ を算出するために C(T)試験片と原子炉压力容器のワイブル応力を比較した。なお、C(T)試験片で K_I が破壊靱性のマスターカーブ法の下限である $20\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ に相当する時の板厚中央亀裂先端近傍の最大主応力値以上の応力が発生している要素を対象としてワイブル応力の積分計算を実施した。図 5.1.2-9 に C(T)試験片及び原子炉压力容器のワイブル応力と K_I の関係を示す。原子炉压力容器の σ_w - K_I 曲線に対しては、高温予荷重効果 (WPS 効果) を考慮し最大 K_I 以降の除荷過程は除いた。原子炉压力容器のワイブル応力は、同じ K_I に対して C(T)試験片のワイブル応力より低い。また 4 つの過渡条件間では、 K_I の最大値近傍のワイブル応力はほぼ同じ値となった。低負荷の領域では、大 LOCA のワイブル応力は他の過渡に比べてやや大きい。各過渡の $K_I=20\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ の時の亀裂最深部断面での亀裂先端近傍の応力分布を図 5.1.2-10 に示す。大 LOCA の応力が他の過渡と比較して大きい。また、図 5.1.2-11 には弾性解析による一般部の厚さ方向応力分布を示す。大 LOCA では熱衝撃的な応力分布となっており、表面近傍の応力が極端に大きいことから拘束が強く、ほかの過渡に比べてワイブル応力が高くなったものと考えられる。図 5.1.2-12 に大 LOCA 及び中 LOCA の亀裂先端の応力場から算出した Q -factor を示す。大 LOCA の Q -factor は低負荷の領域で高い値となっており拘束度が高いと推定される。一方、 K_I が $50\sim 60\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ で両者の Q -factor はほぼ等しくなり、 K_I が最大となる負荷レベルでは、ワイブル応力の傾向にも表れているように、いずれの過渡でも拘束度はほぼ同等であることが示されている。

求めたワイブル応力と K_I の関係から、塑性拘束補正係数 χ を算出した。図 5.1.2-13 に各過渡における χ を示す。SOV については、最大 K_I の値が小さく、他の過渡のような単調減少のプロットとはならなかったが、大 LOCA から小 LOCA の範囲に内包される。大 LOCA は $20\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 近傍では塑性拘束効果はほとんどなく、1.0 に近い値となっているが、負荷が大きくなるに従って低下し、最大 K_I 時点では約 0.5 となった。中 LOCA 及び小 LOCA はいずれの領域においても大 LOCA に比べて χ の値は小さく、大 LOCA の χ を用いることでいずれの過渡も保守的に評価できることがわかった。

塑性拘束補正係数 χ への材料特性の影響を明らかにするために、表 5.1.2-2 に示した PTS-5~PTS-7 の、照射材特性及び $R_Y=0.6$ の特性を用いた解析を実施した。さらに、クラッドの弾塑性特性の影響を確認するために、母材に照射材特性、クラッドに非照射材特性を用いた解析も実施した。

解析で得られたワイブル応力- K_J の関係を図 5.1.2-14 に示す。この図から次のことが言える。

- ・ 非照射材より照射材の降伏応力が大きいため、非照射材より照射材のワイブル応力が大きくなる。
- ・ $R_Y=0.6$ の特性を用いると、引張強さが大きくなるため、さらにワイブル応力が大きくなる。
- ・ 母材は照射材とし、クラッドに対して照射材及び非照射材とした条件では、両者のワイブル応力- K_J 曲線に大きな差はなく、クラッドの材料特性の影響は小さい。
- ・ 母材が照射材で $R_Y=0.6$ の条件では、原子炉压力容器のワイブル応力- K_J 曲線は C(T) 試験片の曲線に近づき、原子炉压力容器の塑性拘束効果は出にくい。

図 5.1.2-15 に、図 5.1.2-14 から得られた塑性拘束補正係数 χ - K_J 関係を示す。図 5.1.2-14 と同様、次のことが言える。

- ・ 母材に照射材の降伏応力を用いた塑性拘束補正係数 χ は、非照射材の降伏応力を用いた補正係数より大きく、保守側の補正になる。
- ・ 母材に照射材特性を使用し、クラッドに照射材特性及び非照射材特性を用いる条件では補正係数への影響は小さい。
- ・ 母材に照射材の $R_Y=0.6$ の特性を使用すると、塑性拘束補正係数 χ が大きい。これは、 R_Y が小さい方が塑性拘束効果は出にくいという ISO27306 及び BS7910 と同様の傾向である。

降伏応力の影響を除くため、図 5.1.2-16 に横軸の K_J を降伏応力 σ_Y で除して規格化した結果を示す。 R_Y がほぼ等しい非照射材の $R_Y=0.77$ と照射材の $R_Y=0.8$ では、 χ -規格化 K_J 関係はほぼ等しくなり、降伏応力が異なっても χ がほぼ一つの線で表された。

この検討結果により、 χ のパラメータとして、 m 及び降伏比 R_Y を選定し、この後の節で χ のデータベースを構築する。

表 5.1.2-1 PTS 過渡の解析条件

Table 5.1.2-1 PTS transient analysis conditions

項目	条件	
原子炉圧力容器 モデル	国内モデルプラント (母材板厚 200mm, クラッド厚さ 5.5mm)	
想定亀裂	クラッド下の深さ 10mm, 長さ 60mm の半楕円亀裂 (JEAC4206-2016 の PTS 評価手法で規定される想定亀裂)	
過渡条件	大破断 LOCA	内圧は瞬時に低下するが, 熱衝撃による応力が最も 厳しくなる過渡 (JEAC4206 に規定される過渡)
	中破断 LOCA	熱衝撃と内圧による応力が, 大破断 LOCA と小破断 LOCA の中間に位置する過渡 (米国過渡)
	小破断 LOCA	熱衝撃による応力は, 大破断 LOCA に比べて小さい が, 内圧による応力が残存する過渡 (JEAC4206 に規定される過渡)
	SOV (安全弁開 固着事象)	加圧機安全弁の開固着により温度が低下し, 温度が 下がった状態で安全弁が閉止することで, 一時的に 圧力による応力が上昇する過渡 (米国過渡)

表 5.1.2-2 原子炉圧力容器モデルの FEM 解析条件一覧

Table 5.1.2-2 FE analysis conditions for reactor pressure vessel models

目的	ケース	寸法		材料特性				最小 メッシュ 寸法 (mm)	負荷 温度内圧	亀裂形状 (軸方向亀裂)		ワイブル パラメータ m	備考		
		母材内半径 板厚 (mm)	クラッド 厚さ (mm)	母材	母材 降伏応力 (MPa)	母材 降伏比	クラッド			深さ (mm)	長さ (mm)				
各過渡条件 でのワイブル 応力算出	PTS-1	2000 200	5.5	弾塑性 非照射材	450	0.77	弾塑性 非照射材	0.03	大 LOCA	10	60	20			
	PTS-2								中 LOCA						
	PTS-3								小 LOCA						
	PTS-4								SOV						
材料特性の 影響確認	PTS-5			弾塑性 照射材	700	0.8	弾塑性 照射材	大 LOCA					照射特性		
	PTS-6												弾塑性 照射材	弾塑性 非照射材	クラッド材質の 影響
	PTS-7												0.6		降伏比の影響

表 5.1.2-3 解析に使用した材料特性の出典

Table 5.1.2-3 References of material properties for FEA

項目		クラッド	母材
熱伝導率, 熱拡散率 ASME Sec. II Part D (2007~2009b Addenda)		Group J	Group C
ポアソン比		0.3	0.3
線膨張係数 材料規格 2012 (+2013 年追補)		分類番号 TE6 オーステナイト系ステンレス鋼 [区分 I]	分類番号 TE2 炭素鋼, 合金鋼 [区分 II]
縦弾性係数 材料規格 2012 (+2013 年追補)		分類番号 E1-9 オーステナイト系ステンレス鋼	分類番号 E1-3 モリブデン鋼
降伏点	非照射	(注 1)	低合金鋼 A の取得データ
引張強さ	照射		(注 2)

(注 1) 文献[5-4]より設定

(注 2) 監視試験データの傾向を踏まえて降伏応力を 700MPa, 降伏比を 0.8 に設定。

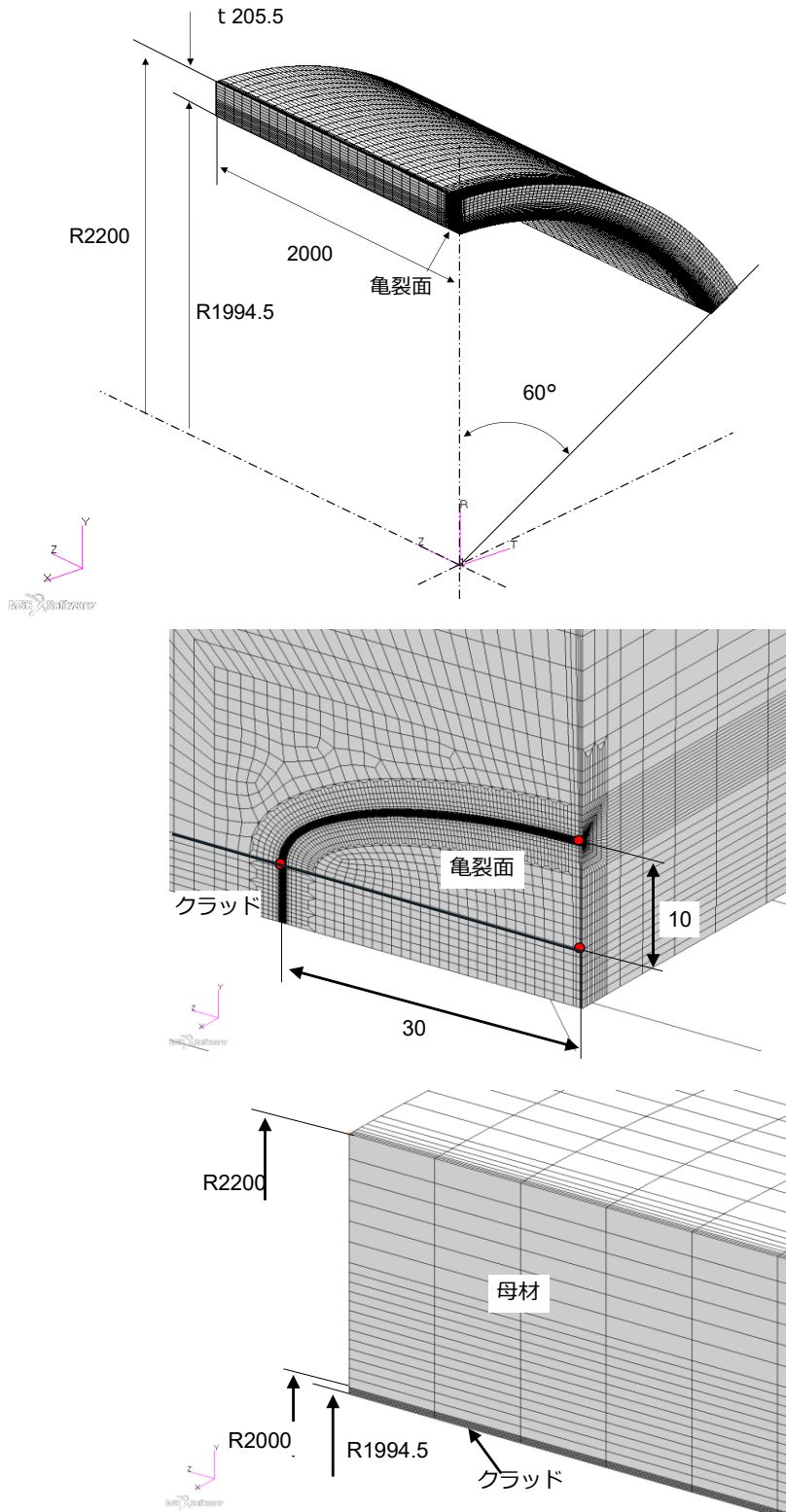


Fig.5.1-2 FE model of RPV

図 5.1.2-1 原子炉圧力容器の FEM モデル

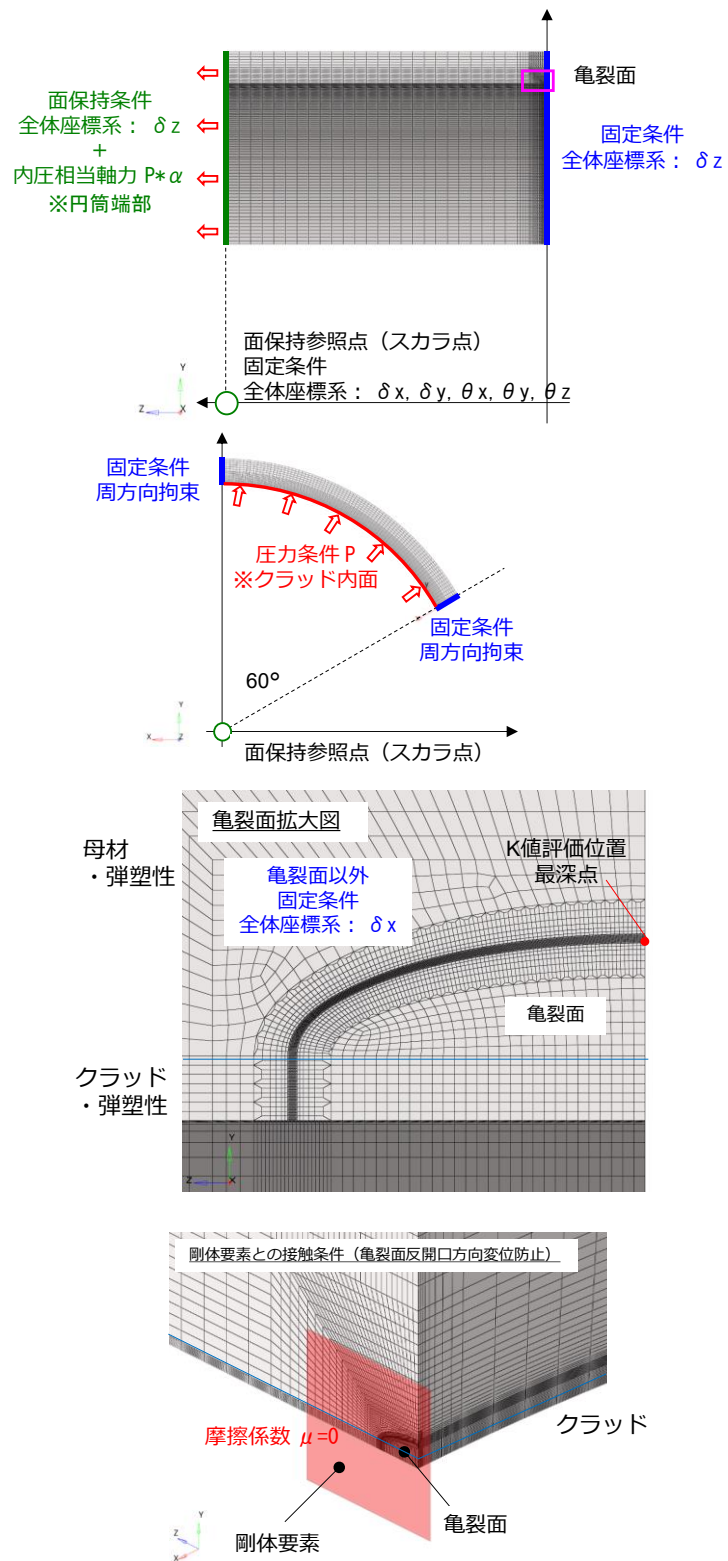


Fig.5.1.2-2 Boundary condition of rpvFE model of RPV

図 5.1.2-2 原子炉圧力容器 FEM モデルの拘束条件

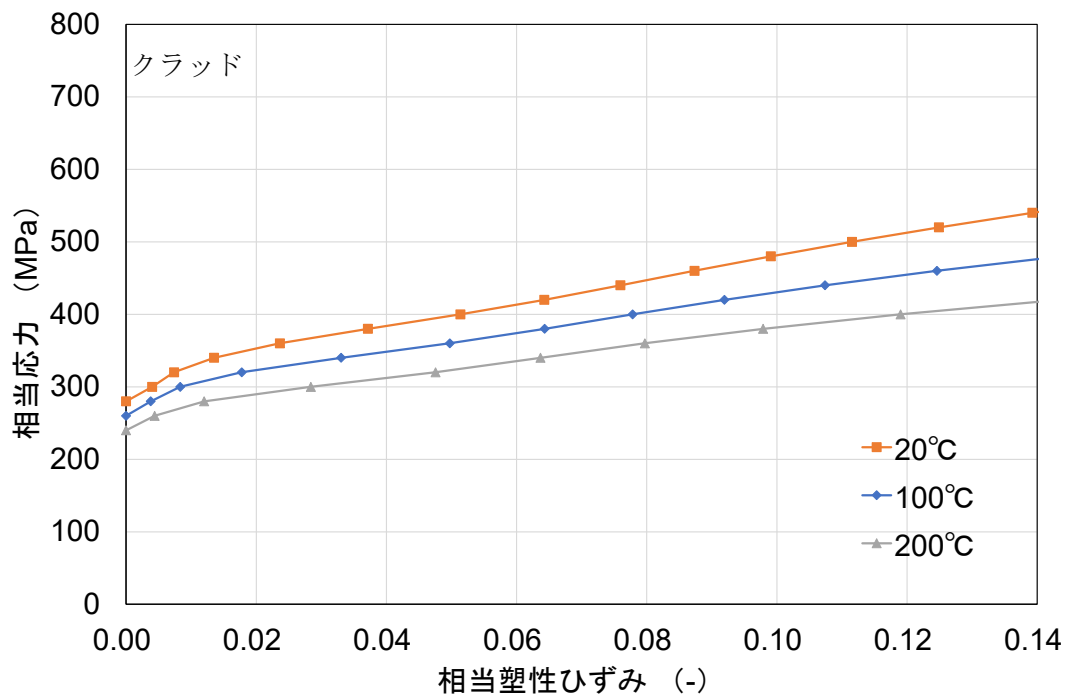
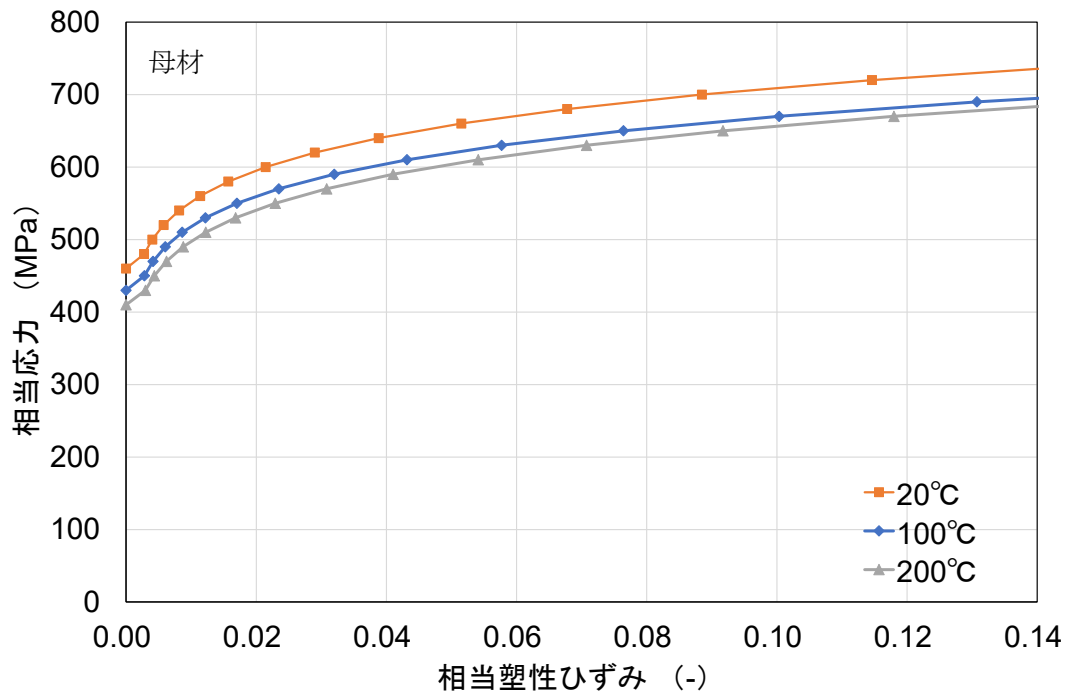


Fig. 5.1.2-3 Equivalent stress-equivalent plastic strain relationship (unirradiated)

図 5.1.2-3 相当応力-相当塑性ひずみ関係 (非照射材)

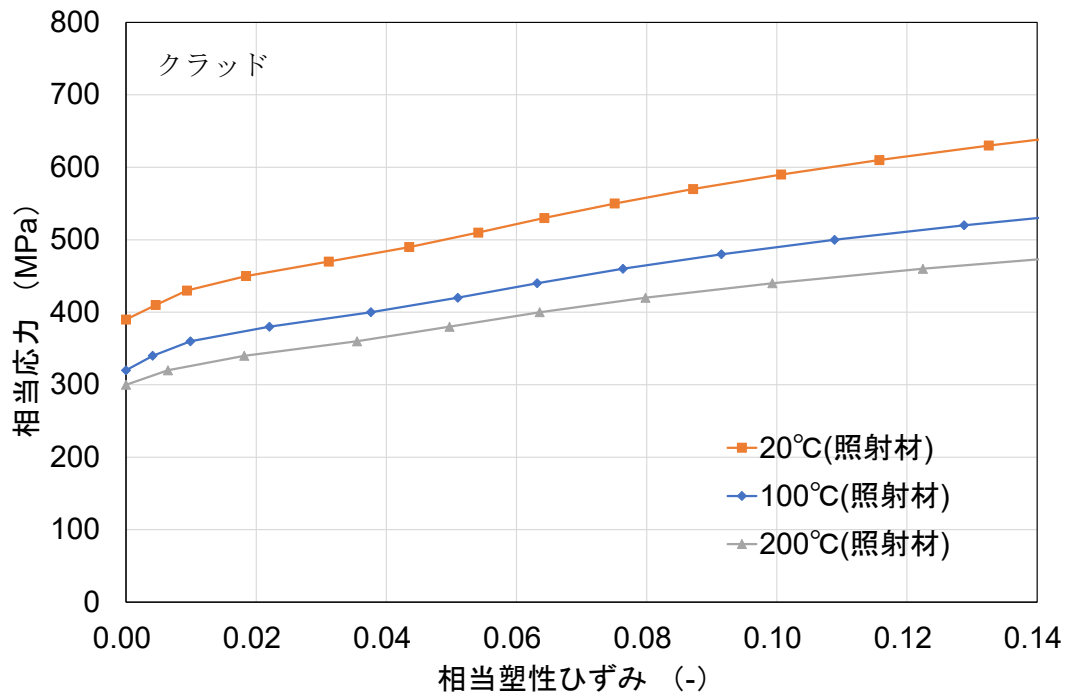
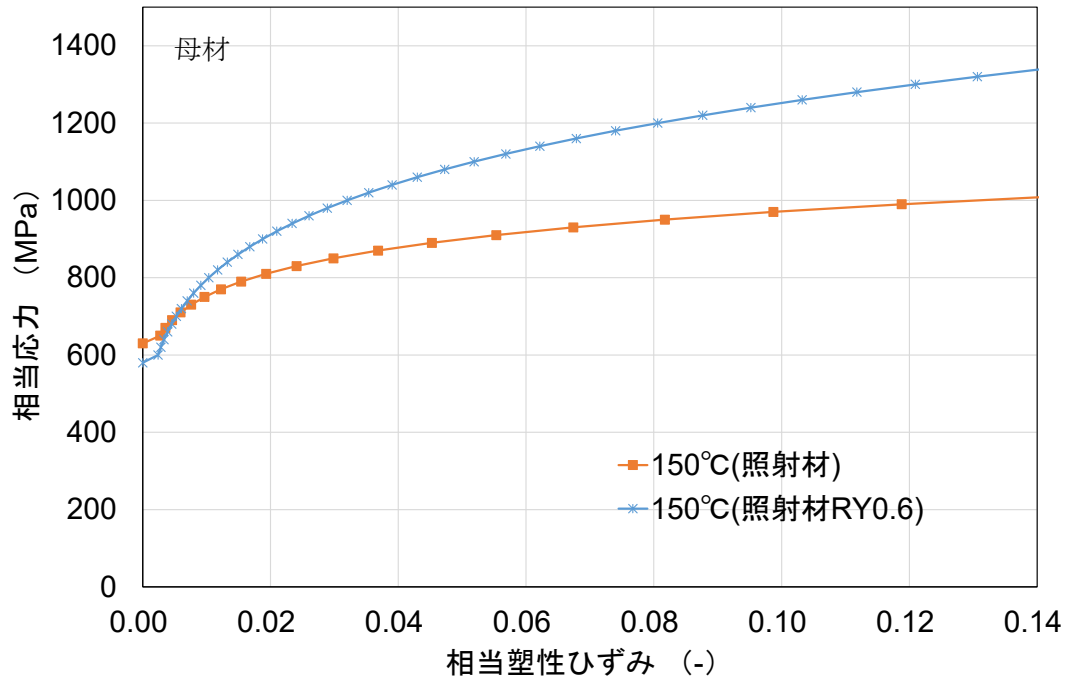


Fig. 5.1.2-4 Equivalent stress-equivalent plastic strain relation (irradiated)

図 5.1.2-4 相当応力-相当塑性ひずみ関係 (照射材)

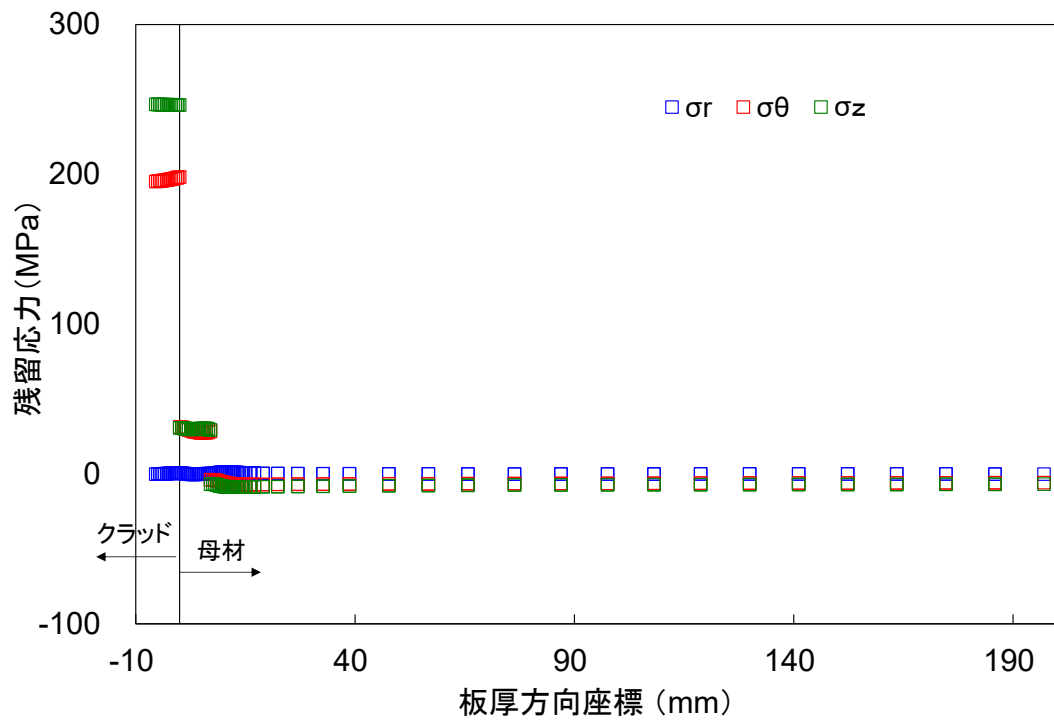
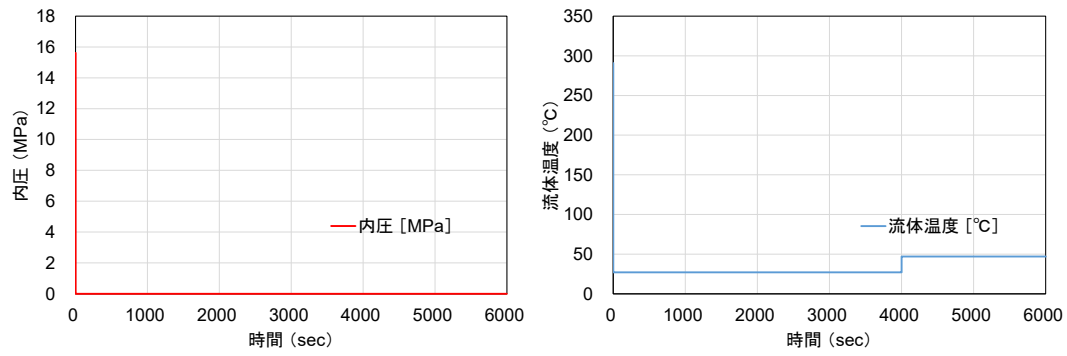
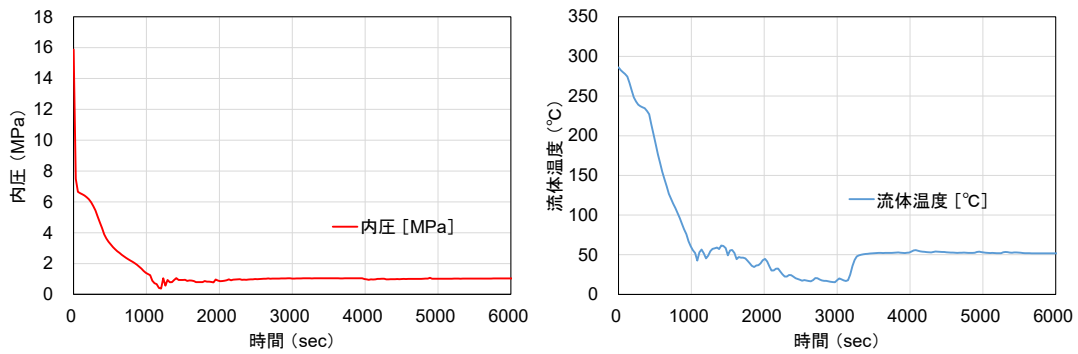


Fig. 5.1.2-5 Residual stress distribution induced by clad welding

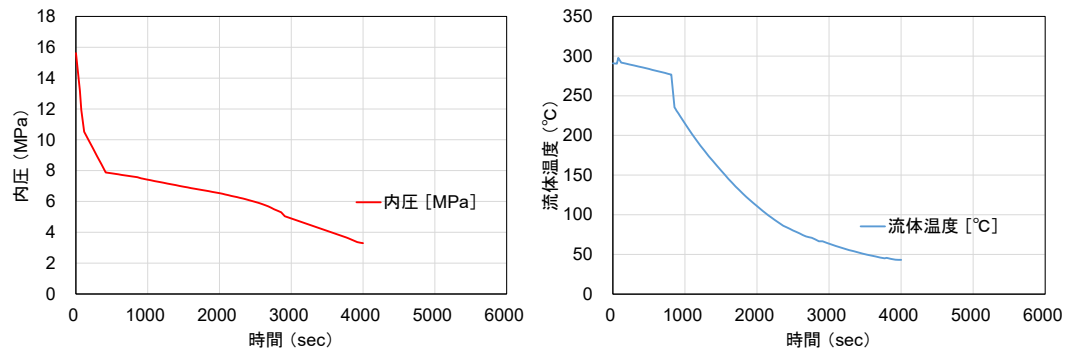
図 5.1.2-5 クラッド溶接による残留応力分布



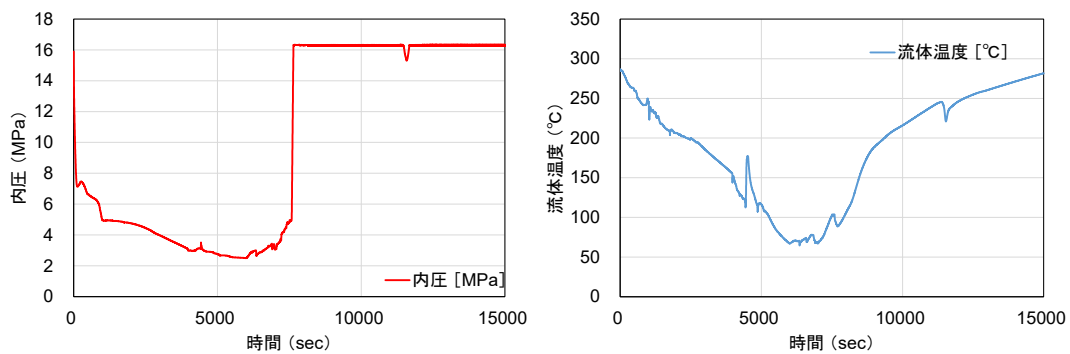
(a) 大 LOCA



(b) 中 LOCA



(c) 小 LOCA



(d) SOV

Fig.5.1.2-6 Transient condition

図 5.1.2-6 過渡条件

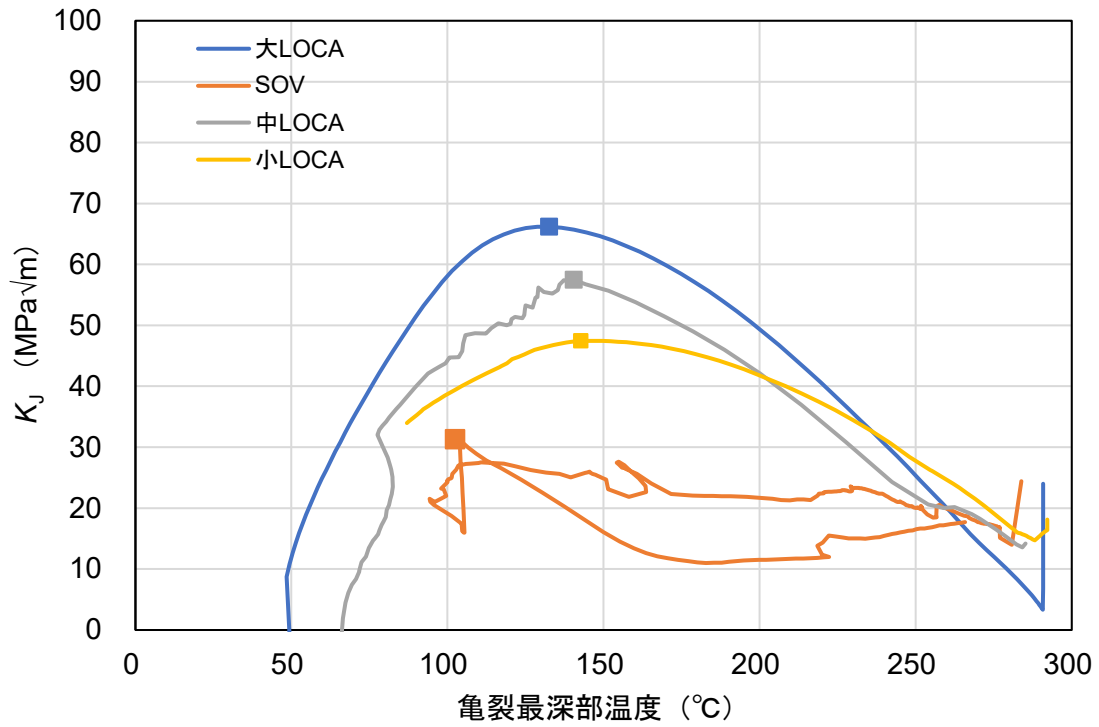


Fig.5.1.2-7 Relation of K_J – temperature at deepest point of flaw in PTS transient condition

図 5.1.2-7 PTS 過渡条件における K_J -亀裂最深部温度関係

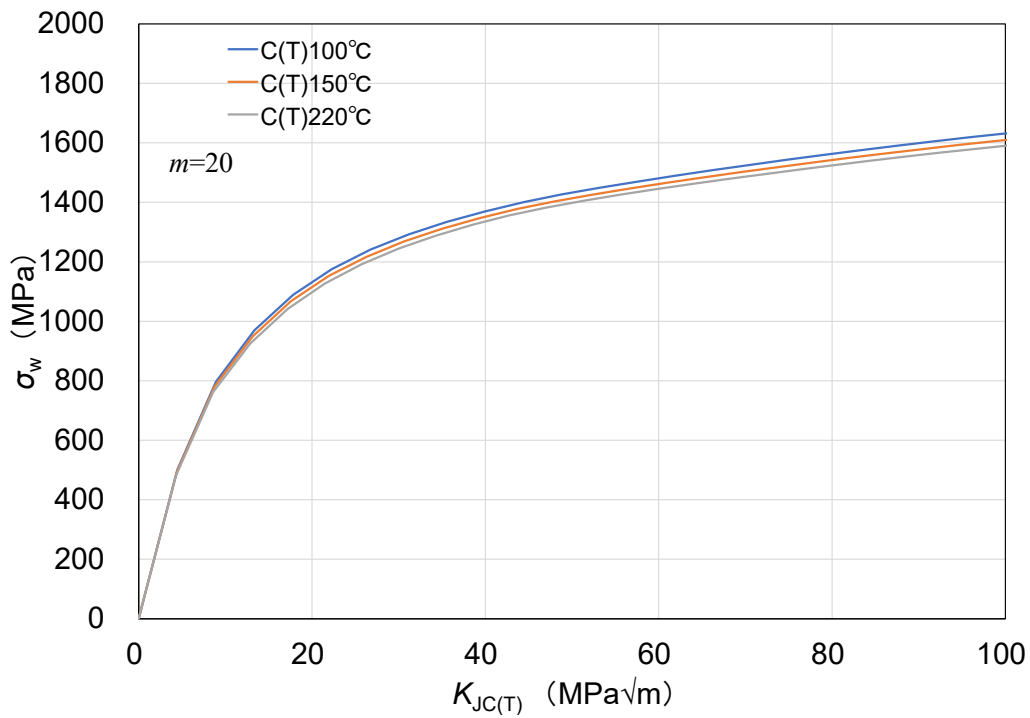


Fig.5.1.2-8 Temperature dependence of Weibull Stress- K_J relation of C(T) Specimens (unirradiated)

図 5.1.2-8 C(T)試験片の σ_w - K_J 関係の温度依存性 (非照射材)

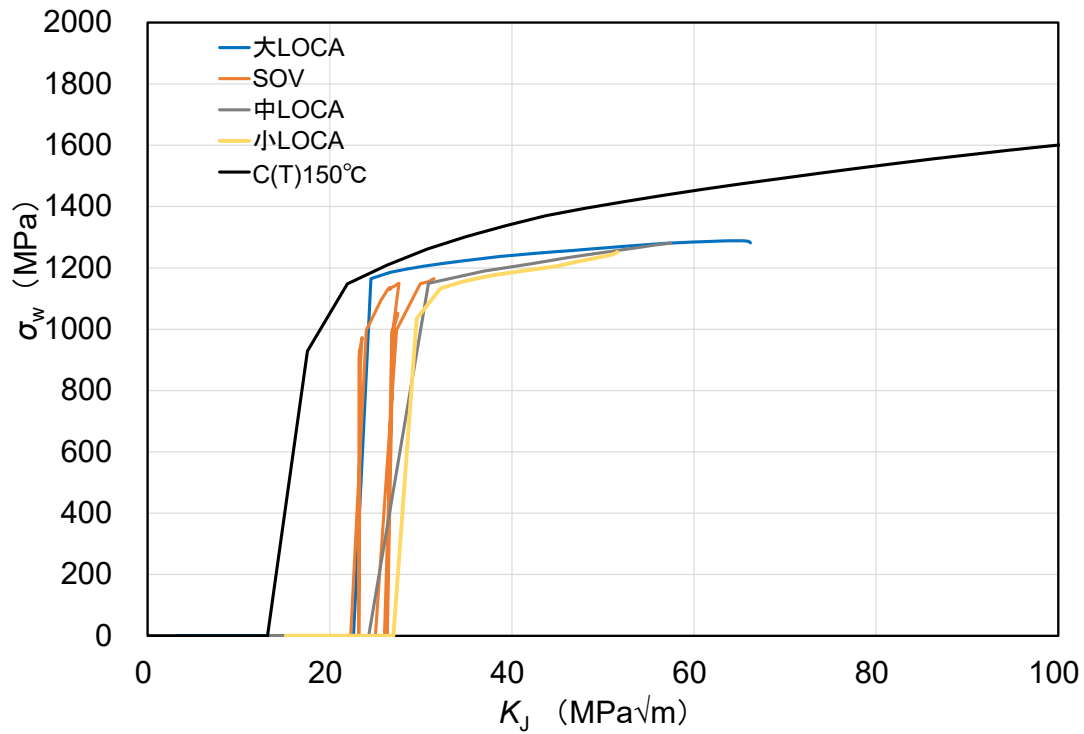


Fig. 5.1.2-9 Weibull stress - K_I relation in PTS transient condition

図 5.1.2-9 PTS 過渡条件のワイブル応力— K_I 関係

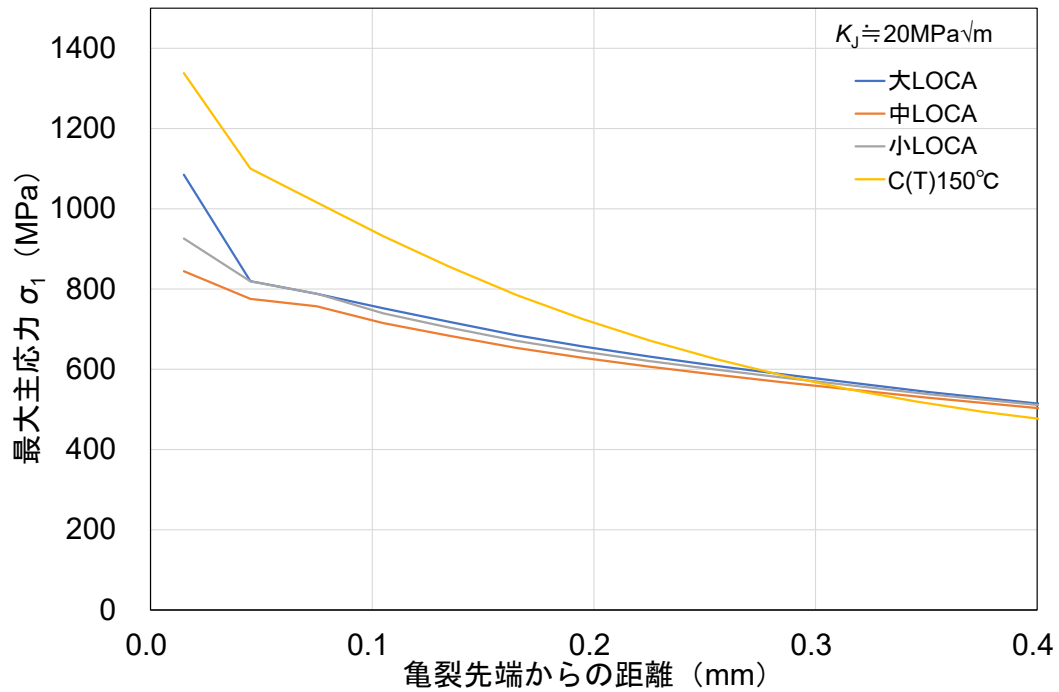


Fig. 5.1.2-10 Stress distribution near flaw tip at $K_I=20\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ in PTS transient condition
(deepest point of flaw)

図 5.1.2-10 PTS 過渡条件での $K_I=20\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 時の亀裂先端の応力分布 (亀裂最深断面)

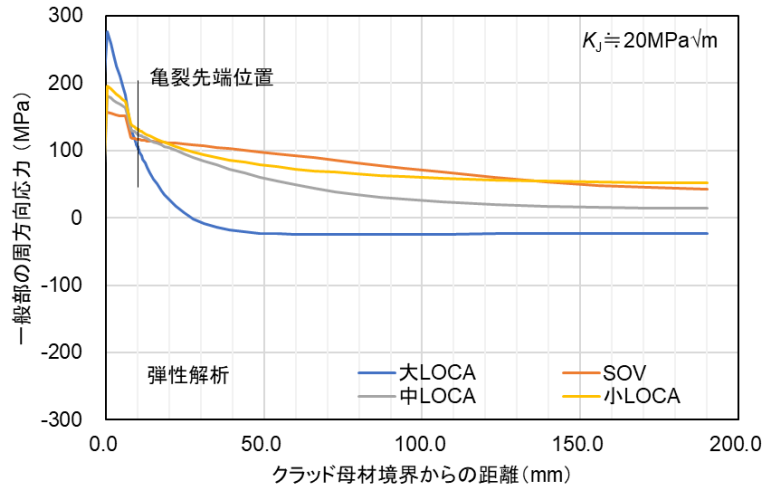


Fig. 5.1.2-11 Stress distribution in nominal cross section at $K_J=20\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ in PTS transient condition (Elastic analysis)

図 5.1.2-11 PTS 過渡条件での $K_J=20\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 時の一般部断面の応力分布 (弾性解析)

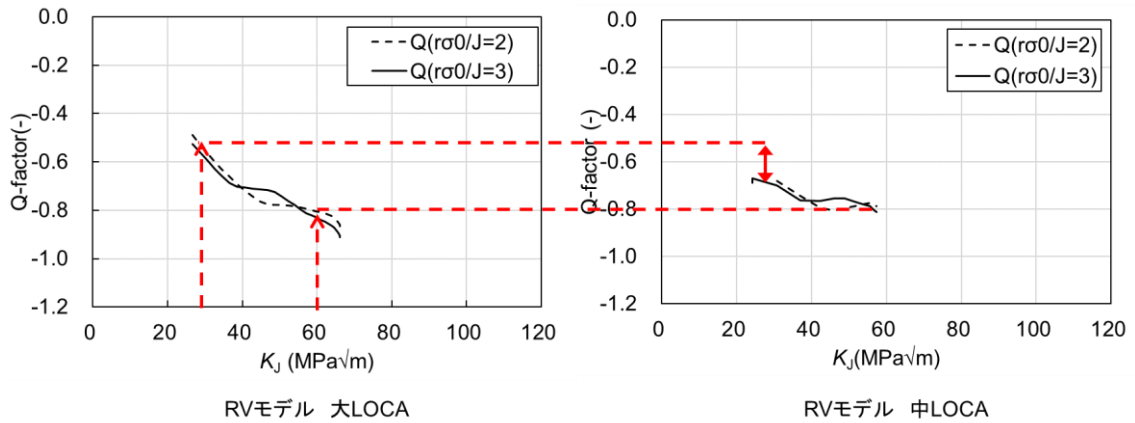


Fig. 5.1.2-12 Comparison of Q -factor

図 5.1.2-12 Q -factor の比較

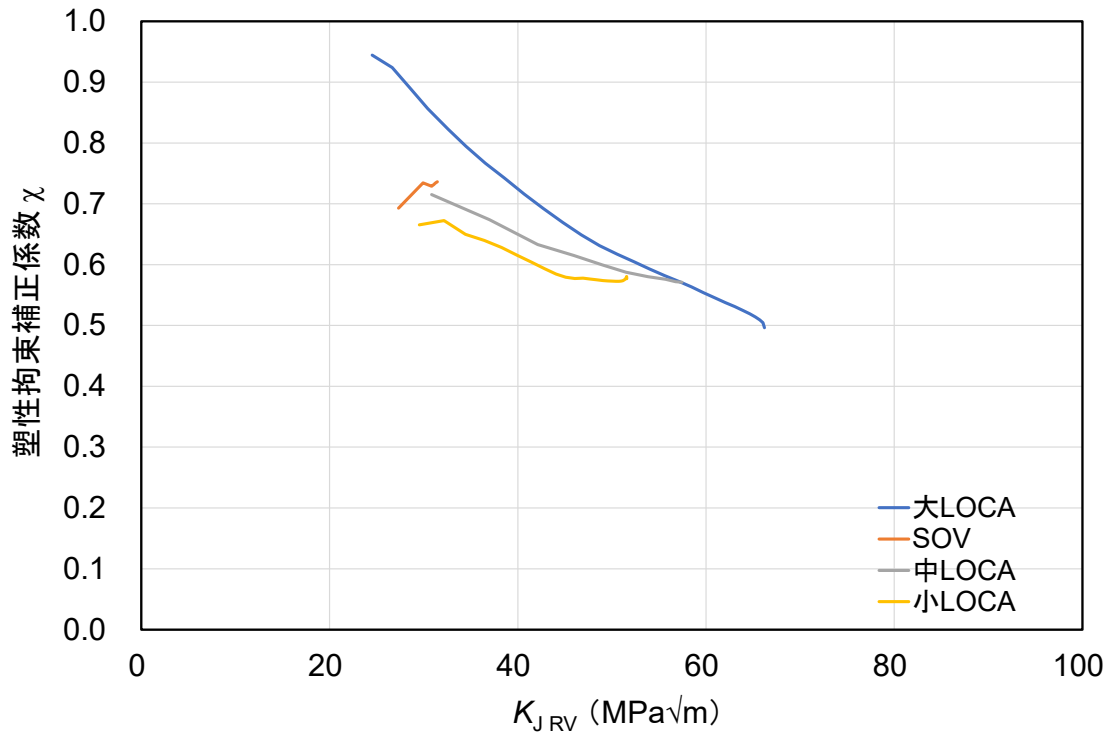


Fig.5.1.2-13 Relation of plastic constraint correction coefficient χ - K_J in PTS transient condition

図 5.1.2-13 PTS 過渡条件での塑性拘束補正係数 χ - K_J 関係

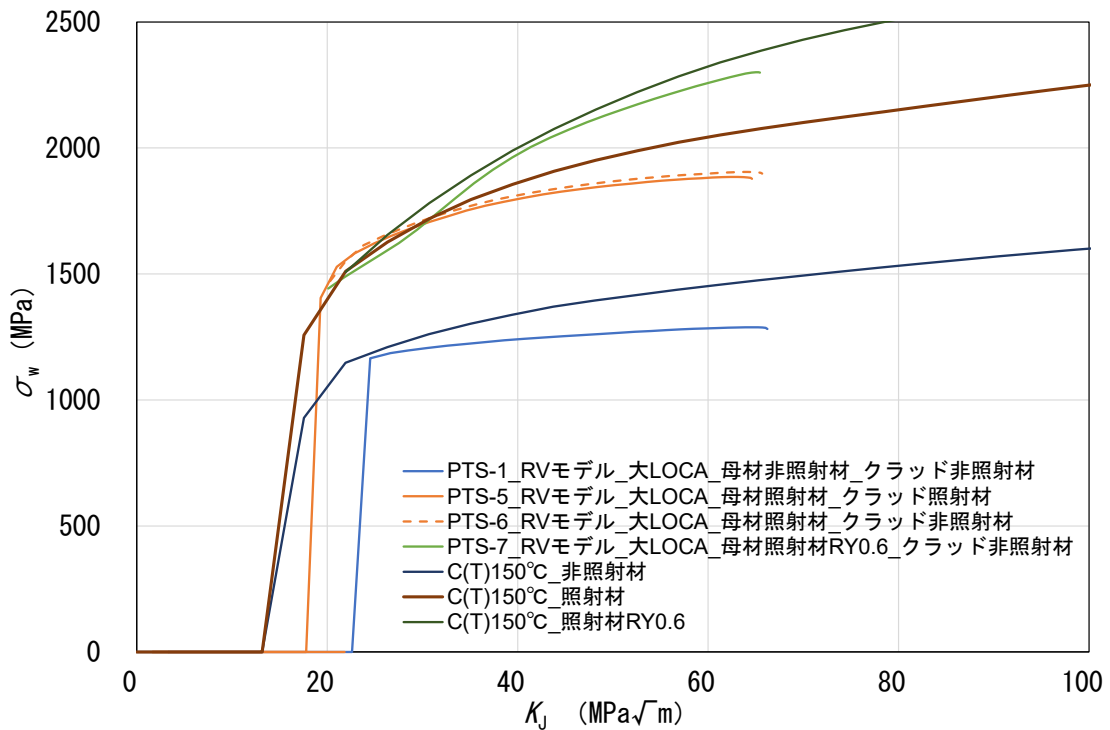


Fig. 5.1.2-14 Effect of stress-strain relation on σ_w - K_J relation

図 5.1.2-14 ワイブル応力- K_J 関係に及ぼす応力ひずみ関係の影響

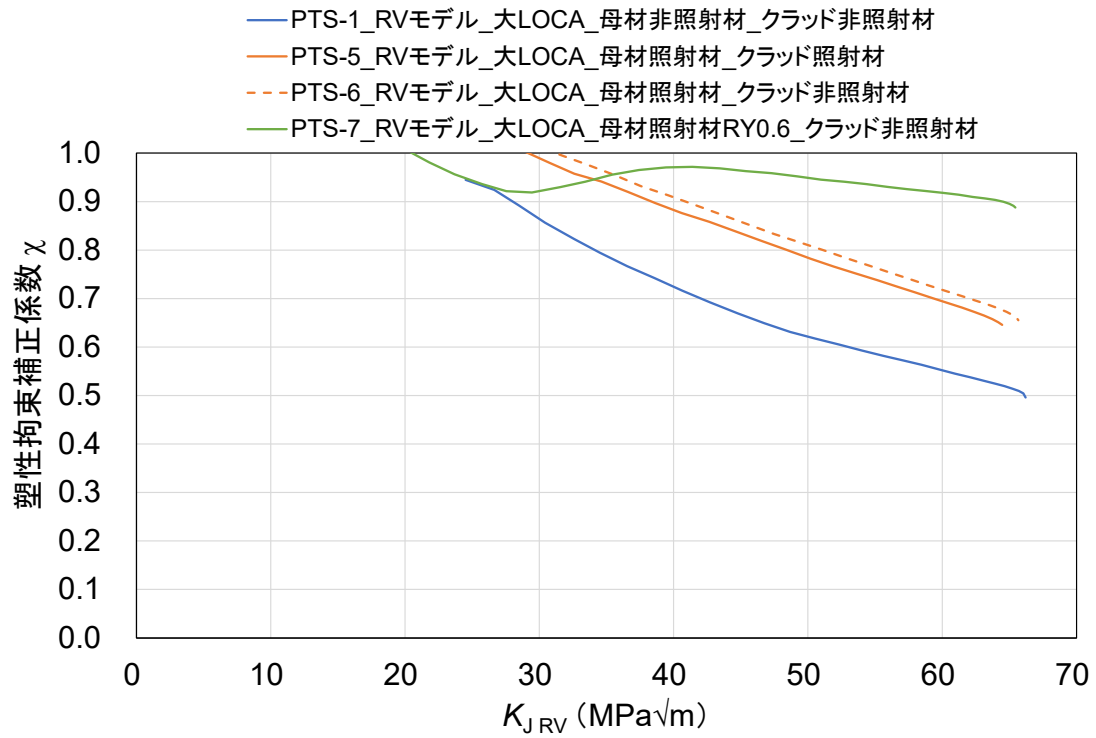


Fig.5.1.2-15 Effect of stress-strain relation on plastic constraint correction coefficient

図 5.1.2-15 塑性拘束補正係数に及ぼす応力-ひずみ関係の影響

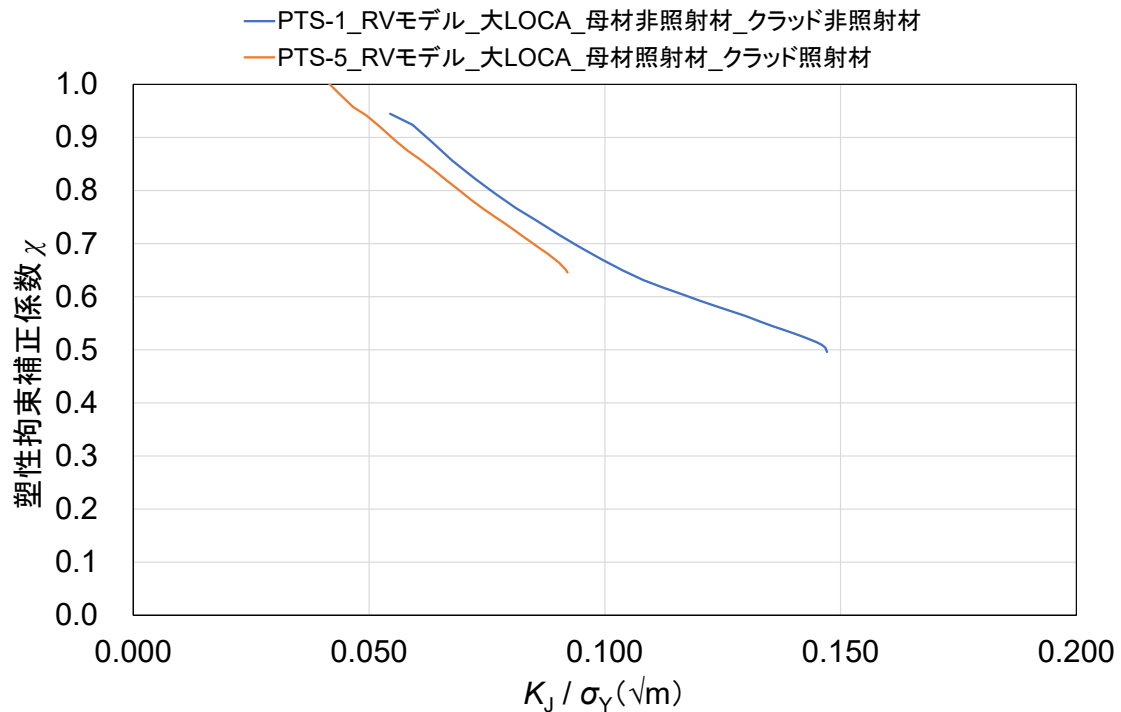


Fig.5.1.2-16 Effect of stress-strain relation on plastic constraint correction coefficient using K_J/σ_Y

図 5.1.2-16 塑性拘束補正係数に及ぼす応力-ひずみ関係の影響 (K_J/σ_Y を使用)

5.1.3 PTS 事象時における延性亀裂発生有無の確認

上記検討では、延性亀裂の発生がないことを前提に χ を算出してきたが、ここでは、PTS 過渡条件で延性亀裂の発生がないことを確認する。

中性子照射後も含めた原子炉圧力容器材（母材）の延性亀裂進展特性（J-R 曲線）は、JEAC4206 に規定される破壊靱性推定式(5.1.3-1)に、国内プラントの長期運転時においても確保できる USE の下限値として 60J、及び PWR プラントの代表的な運転温度として 288°C を入力して求めた。ここで、JEAC4206 において供用状態 A, B, C に対して -2σ のばらつきを考慮した M_j として 0.863 を使用した。

$$J = M_j C_1 \Delta a^{c_2} \quad (5.1.3-1)$$

$$C_1 = \exp(0.147 + 2.64 \log(USE) - 0.00087T)$$

$$C_2 = -0.549 + 0.383 \log(C_1)$$

$$M_j = 0.863$$

図 5.1.3-1 に、式(5.1.3-1)で求めた J-R 曲線と、GTN 解析で延性亀裂進展挙動を再現した結果を示す。GTN モデルパラメータは、1TC(T)試験片モデルでこの延性亀裂進展量が一致するように求めた。解析には Abaqus Explicit を用いて低減積分要素(C3D8R)で実施し、材料特性として、降伏応力 700MPa、 $R_y=0.8$ の応力-ひずみ曲線を用いた。ヤング率は PTS 解析での最大 K_I 時の温度に近い 150°C の値を用いた。GTN パラメータの決定には、拘束条件が異なる試験片での亀裂進展抵抗実測値を使用することが望ましいが、他に情報がないため、1TC(T)試験片モデルのみで GTN モデルパラメータを決定した。パラメータフィッティングの結果を表 5.1.3-1 に示す。

求めた GTN モデルパラメータを用いて、原子炉圧力容器モデルの延性亀裂進展解析を実施した。解析は、図 5.1.2-1 及び図 5.1.2-2 に示す解析モデル及び解析条件で、Abaqus Explicit を用いて低減積分要素(C3D8R)で実施した。応力-ひずみ曲線は図 5.1.2-4 の関係を用いた。GTN モデルによる延性亀裂進展解析結果を図 5.1.3-2 に示す。この図には、定格運転状態、 $K_I=57.5\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 、及び $K_I=61.8\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ (K_I 最大) の 3 負荷レベルの計算結果が示されている。いずれの負荷レベルにおいても、延性亀裂の進展は認められず、 χ には延性亀裂進展を考慮しなくても影響がないことが確認された。ただし、高い負荷レベルに対して、延性亀裂が進展する可能性がある場合には、この挙動を考慮して拘束効果補正係数を算出する必要がある。

表 5.1.3-1 照射材(USE60J)の GTN モデルパラメータ

Table 5.1.3-1 GTN model parameters of irradiated base metal (USE 60 J)

q_1	q_2	f_0	f_N	ϵ_N	S_N	f_c	f_F
1.5	1.0	6.49×10^{-3}	8.66×10^{-3}	2.81×10^{-1}	9.38×10^{-1}	2.37×10^{-2}	1.15×10^{-1}

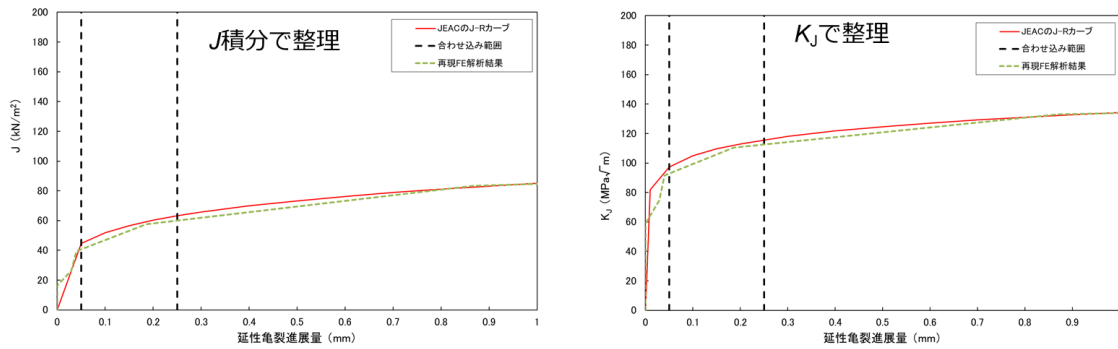


Fig. 5.1.3-1 J - Δa curve of irradiated base material

図 5.1.3-1 照射材母材の J - Δa 曲線

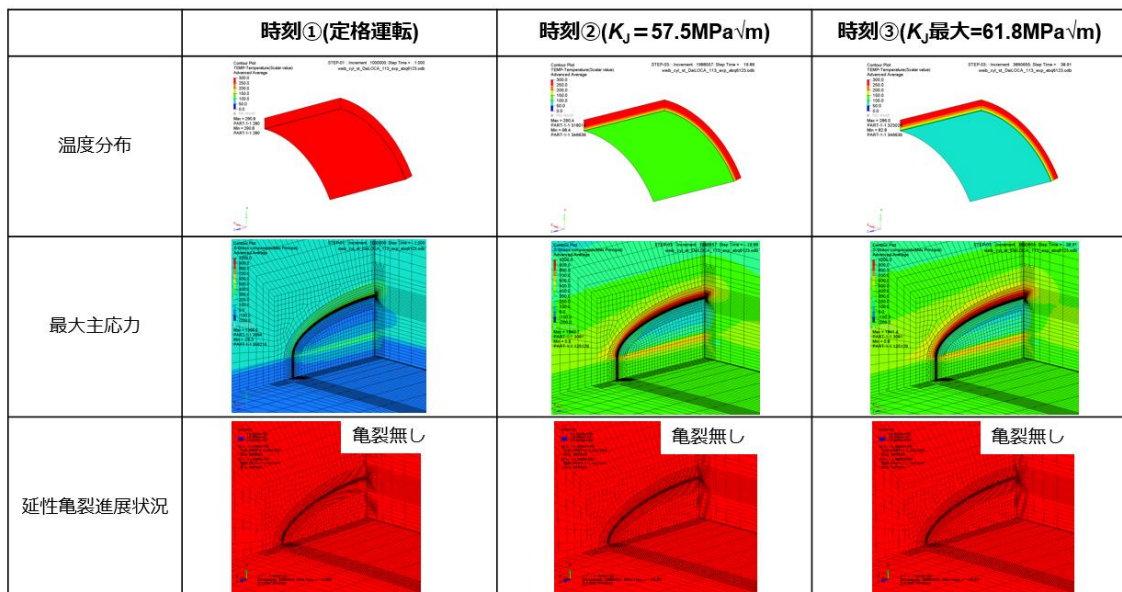


Fig. 5.1.3-2 Evaluation results of ductile crack growth

図 5.1.3-2 延性亀裂の進展評価結果

5.2 塑性拘束度を考慮した簡易評価法の検討

5.2.1 塑性拘束補正係数 χ 算出モデルの検討

前節では原子炉圧力容器モデルの過渡条件で塑性拘束補正係数 χ を算出した。一方、実機プラントに χ を導入した破壊評価を行うには、ISO27306 又は BS7910 のように塑性拘束補正係数をグラフ化、テーブル化、又は定式化するのが望ましい。前述のように χ は2種類の材料特性に関するパラメータで整備することにしたが、負荷レベル、即ち K_I 及び亀裂形状・寸法にも依存する。これらを考慮して χ を求める必要があるが、原子炉圧力容器モデルによる解析では、モデルが大きくなり解析の負担が大きいこと、PTS 過渡により発生する厚さ方向に応力勾配を持つような負荷条件でその負荷レベルを自由に制御できないことから、半楕円亀裂を有する平板モデルを使用して χ をデータベース化することとした。

平板モデルに対し、PTS 事象で生じるワイブル応力を保守的に評価するためのモデル化方法及び負荷方法を検討した。解析条件一覧を表 5.2.1-1 に示す。材料特性は非照射材特性を用いた。また、ワイブルパラメータ m は 20 を使用した。各解析条件の目的は次の通りである。

- ・ ケース平板-1 :

基準ケースとして、クラッド有りのモデルを用いて、PTS による過渡で発生する等 2 軸の曲げ負荷を模擬して亀裂平行方向と垂直方向の両端面に曲げ応力を負荷。熱応力及び残留応力はなし。

- ・ ケース平板-2 :

ケース平板-1 と同モデル条件で、両端面に膜応力を負荷。負荷応力分布の影響を評価。熱応力及び残留応力はなし。

- ・ ケース平板-3 :

ケース平板-1 と同モデル条件で、亀裂面に垂直方向の応力のみを負荷。多軸応力の影響について評価。熱応力及び残留応力はなし。

- ・ ケース平板-4 :

ケース平板-1 と同モデル条件で、クラッド施工時の残留応力及びクラッド母材の線膨張差による熱応力を考慮。残留応力として図 5.1.2-5 の残留応力分布を入力。両端面に曲げ応力を負荷。

・ ケース平板-5 :

クラッドなしのモデルを用い、亀裂垂直方向にのみ曲げ応力を負荷。

5.2.1.1 解析条件

(1) 解析モデル

クラッドあり及びクラッド無しの平板モデルを図 5.2.1-1 に示す。平板モデルは、長さ $2L=2000\text{mm}$ の正方形であり、板厚は原子炉圧力容器モデルと同じ母材部 200mm 及びクラッド部 5.5mm とした。クラッドありモデルでは、クラッド下に、亀裂深さ 10mm × 長さ 60mm の軸方向半楕円亀裂をモデル化した。解析モデルは対称性を考慮して $1/4$ モデルとした。亀裂遠方の端部に、膜応力又は曲げ応力を負荷した。

(2) 解析コード及び要素タイプ

解析には Abaqus Ver.6.12 を用いた。ワイブル応力解析には Abaqus Standard を使用し、要素タイプは選択低減積分要素 (C3D8) である。GTN モデル解析には、Abaqus Explicit を使用し、要素タイプは低減積分要素 (C3D8R) である。

(3) 材料特性

5.1 節に示した非照射材の材料特性 (降伏応力 450MPa , 降伏比 0.77) を使用した。非照射材の相当応力-相当塑性ひずみ関係は図 5.1.2-3 に示されている。解析温度は 150°C とし、ヤング率も 150°C の値を使用した。平板-4 以外のケースでは無応力温度を 150°C としてクラッド母材間で熱応力が発生しないようにした。

5.2.1.2 χ 算出モデルの検討結果

(1) 負荷応力分布の影響

図 5.2.1-2 (1) に等 2 軸負荷で、曲げ応力で負荷した場合と膜応力で負荷した場合のワイブル応力と K_I の関係の比較を示す。両者の結果はほぼ等しい。

図 5.2.1-3 に負荷形態を変えたときの亀裂近傍の応力コンタ図を示す。最大主応力の分布では、膜応力で荷重を与えたケースでは試験体全体にほぼ一様の応力分布が発生しており、曲げ応力のケースでは亀裂面に高い応力が発生し板厚内に応力分布がついていることが分かる。一方、対象としている亀裂は深さ $a=10\text{mm}$ であり板厚 $t=200\text{mm}$ に対して、 $a/t=0.05$ と非常に浅いため、亀裂近傍の最大主応力コンタ図は、曲げ応力負荷でも応力勾配が小さく、膜応力のコンタ図と類似する。このことから、ワイブル応力に対しても応力分布の形態の違いの影響はなかったと推定される。

(2) 多軸負荷の影響

図 5.2.1-2 (2) に、等 2 軸曲げ負荷のケースと単軸曲げ負荷のケースでのワイブル応力と K_I の関係を示す。単軸曲げ負荷は、亀裂に垂直方向応力を負荷した。図示されるように両者の結果は一致した。これについても図 5.2.1-3 のコンタ図より、両者での亀裂近傍の応力場が等しく、亀裂が浅いことから多軸の影響が表れなかったと考えられる。なお、南らの検討⁵⁻⁸⁾においても同様に、亀裂が浅い場合は、2 軸負荷と単軸負荷でワイブル応力がほぼ等しいという結果が確認されている。このことから、想定している浅い亀裂に対しては、単軸負荷と 2 軸負荷の違いは考慮する必要がないと考えられる。

(3) 残留応力の影響

図 5.2.1-2 (3) に、残留応力及び異材熱応力を考慮した解析、及びそれらを考慮しない場合でのワイブル応力と K_I の関係を示す。残留応力は、図 5.1.2-5 に示すクラッド溶接時の熱履歴及び PWHT の影響を考慮したものであり、且つ、室温を基準とした 150°C での異材熱応力 (SUS のクラッドと低合金鋼の母材の熱膨張差による応力) も考慮した。図より、残留応力を考慮した方がワイブル応力はやや大きくなるが、差は小さいことが分かった。

(4) クラッド有無の影響

図 5.2.1-2 (4)に、クラッドをモデル化したケースと、クラッドをモデル化しないケースのワイブル応力と K_I の関係を示す。いずれも、亀裂垂直方向の単軸負荷で解析を行った。クラッドをモデル化しない方がワイブル応力- K_I 関係が上側に来る。原子炉压力容器モデルの大 LOCA の結果と比べても、クラッド無し平板モデルのワイブル応力- K_I 関係が上側、即ち保守側の結果となった。図 5.2.1-4 に亀裂先端近傍の応力分布及び同一 K_I 時点における塑性域の広がりを示す。C(T)試験片の亀裂先端近傍の応力も併記した。図より、クラッド有り条件の方がクラッド無し条件より応力が高い。また、塑性域の広がりにはクラッド有りの方が大きく、塑性拘束が緩いことがうかがえる。

上記の検討結果から、 χ の算出にあたっては、単軸曲げ負荷、残留応力を考慮しないクラッドなし平板モデルを使用することにより、原子炉压力容器モデルに対して保守的な条件設定ができることがわかった。図 5.2.1-5 にその保守性を確認した結果を示す。

表 5.2.1-1 平板モデル解析条件一覧

Table 5.2.1-1 Analysis condition of flat plate model

ケース	寸法		材料特性				クラッド 残留応力, 異材熱応力	最小 メッシュ 寸法 (mm)	負荷応力			亀裂形状 (半楕円亀裂)		ワイブル パラメータ	備考	
	母材板幅 板厚 (mm)	クラッド 厚さ (mm)	母材	母材 降伏応力 (MPa)	母材 降伏比	クラッド			温度 (°C)	亀裂垂直 方向応力	亀裂水平 方向応力	深さ (mm)	全長 (mm)	<i>m</i>		
平板-1	2000, 200	5.5	弾塑性 非照射材	450	0.77	弾塑性 非照射材	0.03	150	曲げ： 500MPa	曲げ： 500MPa	10	60	20			
平板-2									膜： 500MPa	膜： 500MPa					膜/曲げ応 力の影響	
平板-3									曲げ： 500MPa	—					多軸の 影響	
平板-4									曲げ： 500MPa	曲げ： 500MPa					残留応力 の影響	
平板-5		—				—			クラッド の影響							

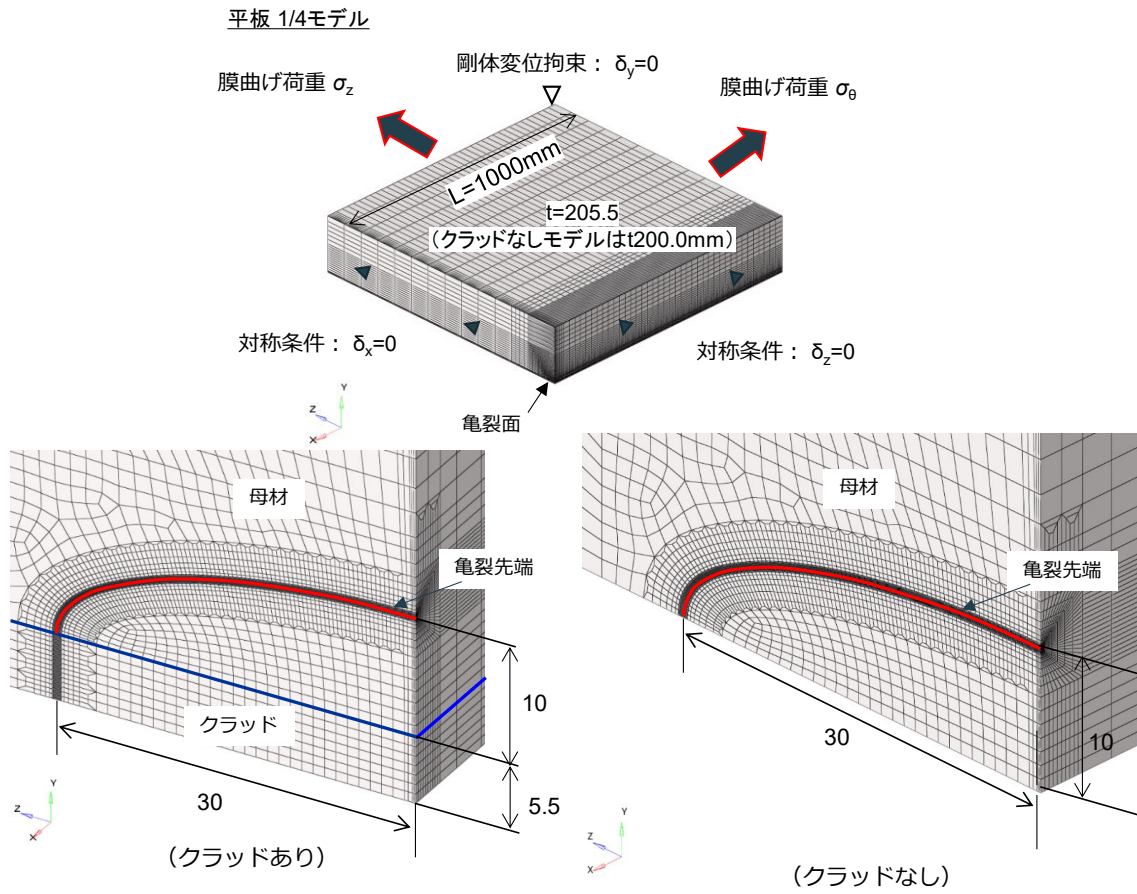
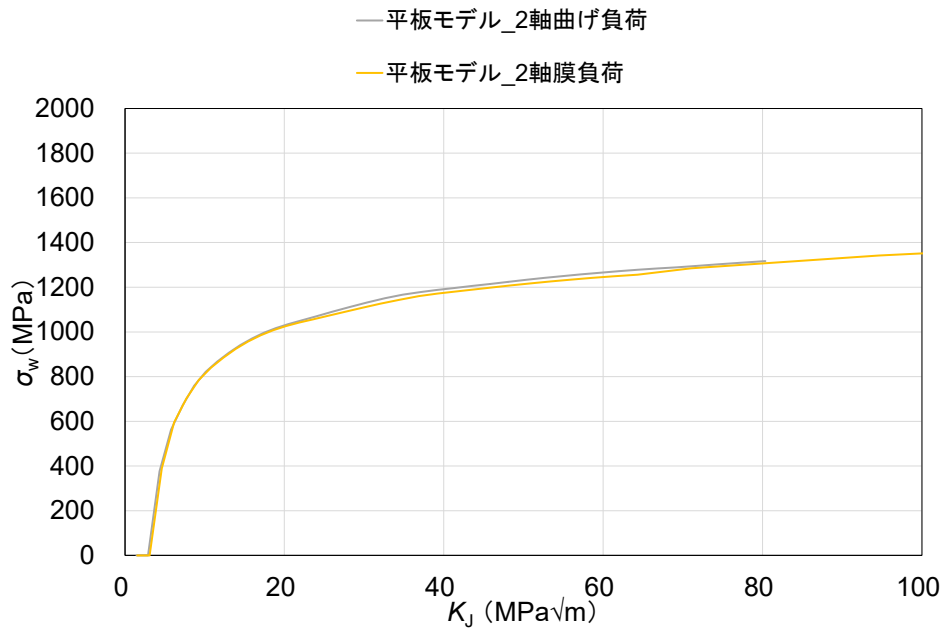
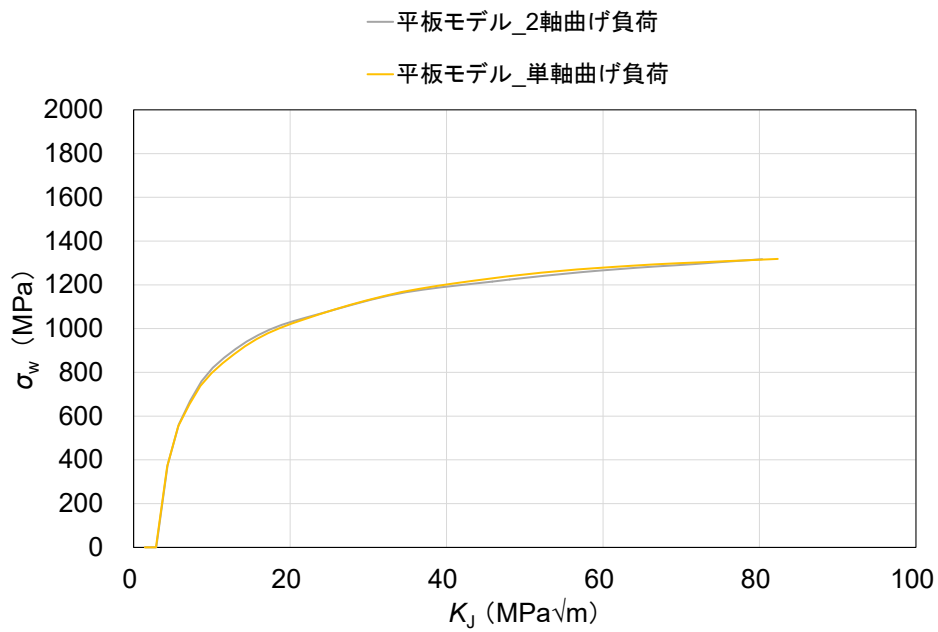


Fig. 5.2.1-1 Flat plate FE model

図 5.2.1-1 平板解析モデル



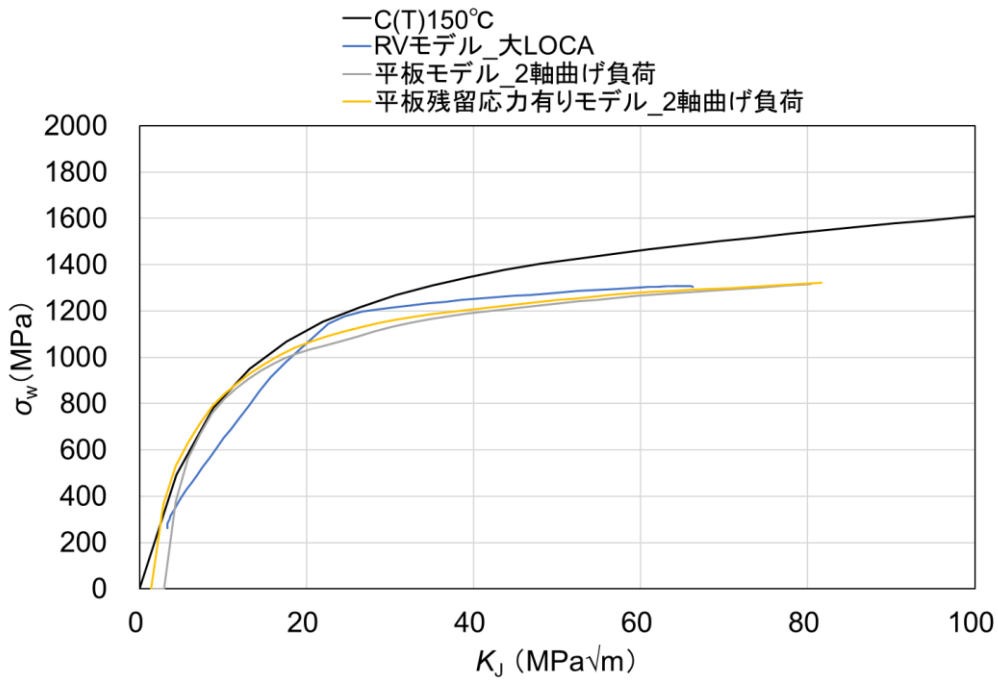
(1) 負荷応力分布の影響



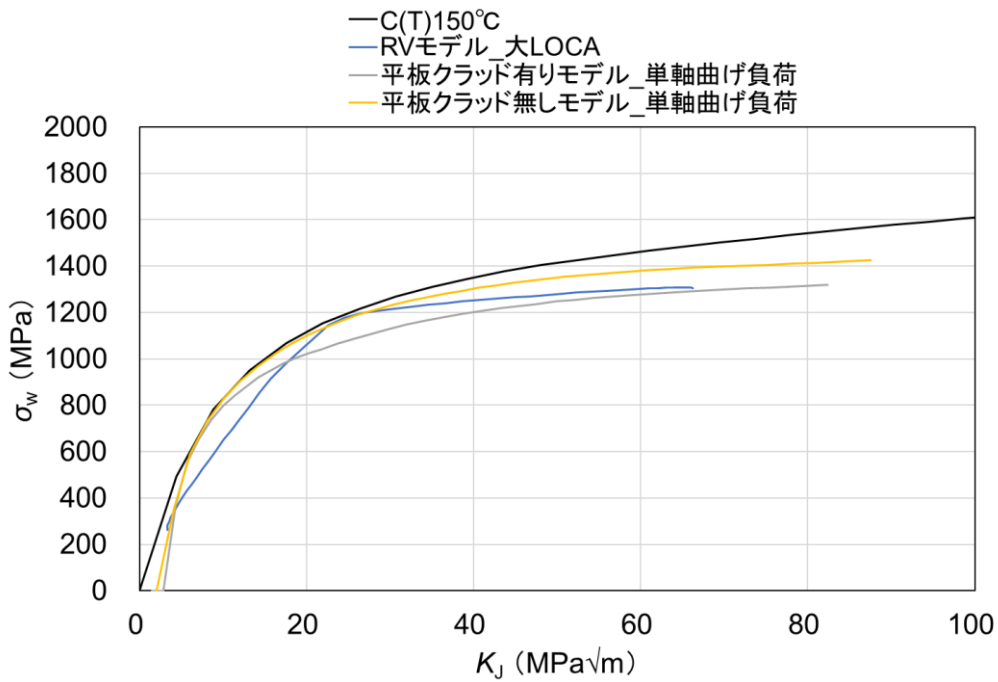
(2) 多軸負荷の影響

Fig. 5.2.1-2 (1/2) Effect of each factor on σ_w - K_J relation

図 5.2.1-2 (1/2) ワイブル応力- K_J 関係に及ぼす各因子の影響



(3) 残留応力の影響



(4) クラッド有無の影響

Fig. 5.2.1-2 (2/2) Effect of each factor on σ_w - K_J relation

図 5.2.1-2 (2/2) ワイブル応力- K_J 関係に及ぼす各因子の影響

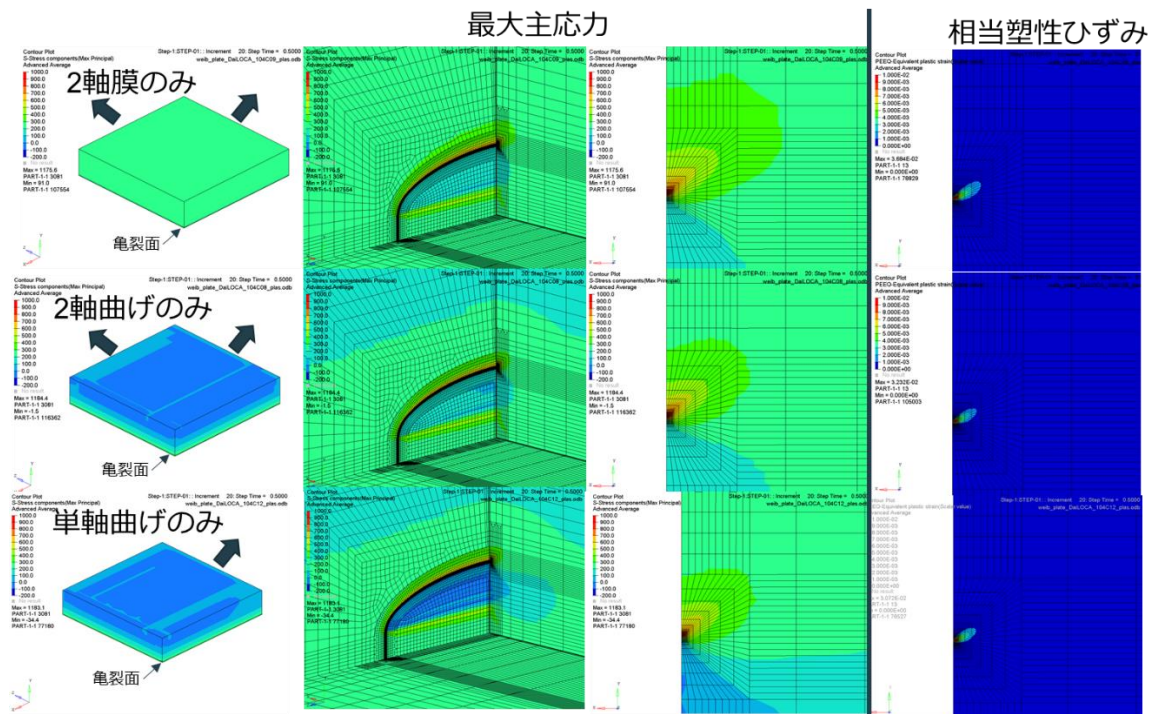
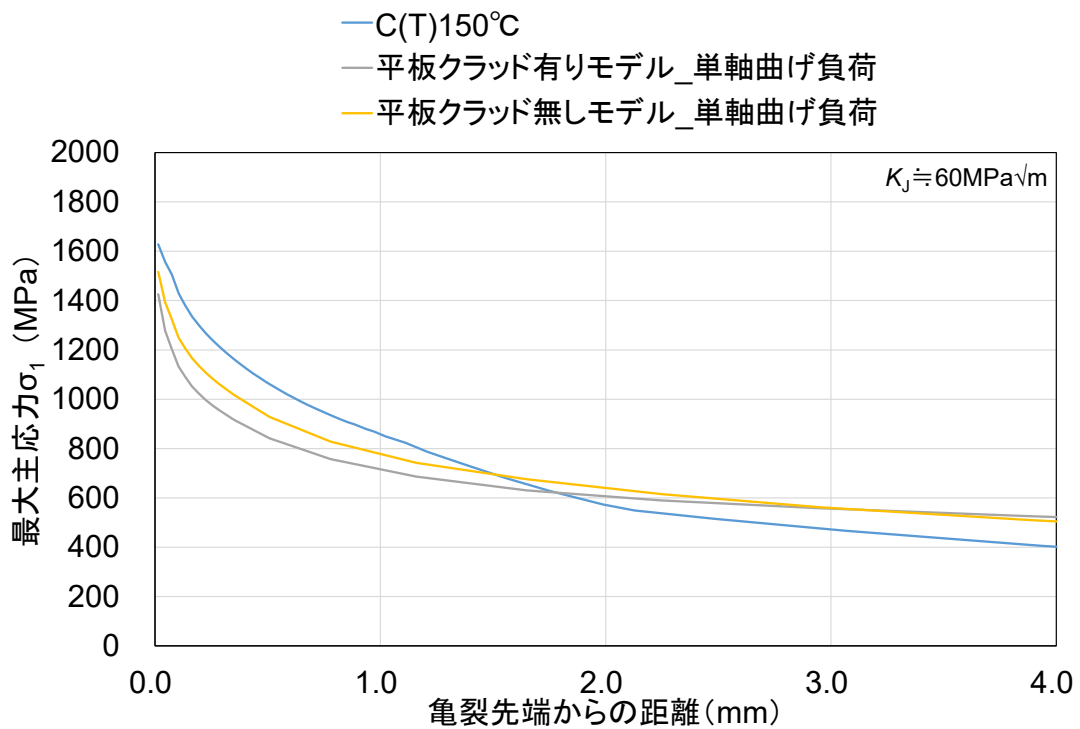


Fig.5.2.1-3 Comparison of stress distribution on cracked section under biaxial membrane / bending stress and uniaxial bending stress

図 5.2.1-3 2 軸膜応力/曲げ応力及び単軸曲げ応力での亀裂部断面の応力分布の比較



亀裂最深部の相当塑性ひずみ分布

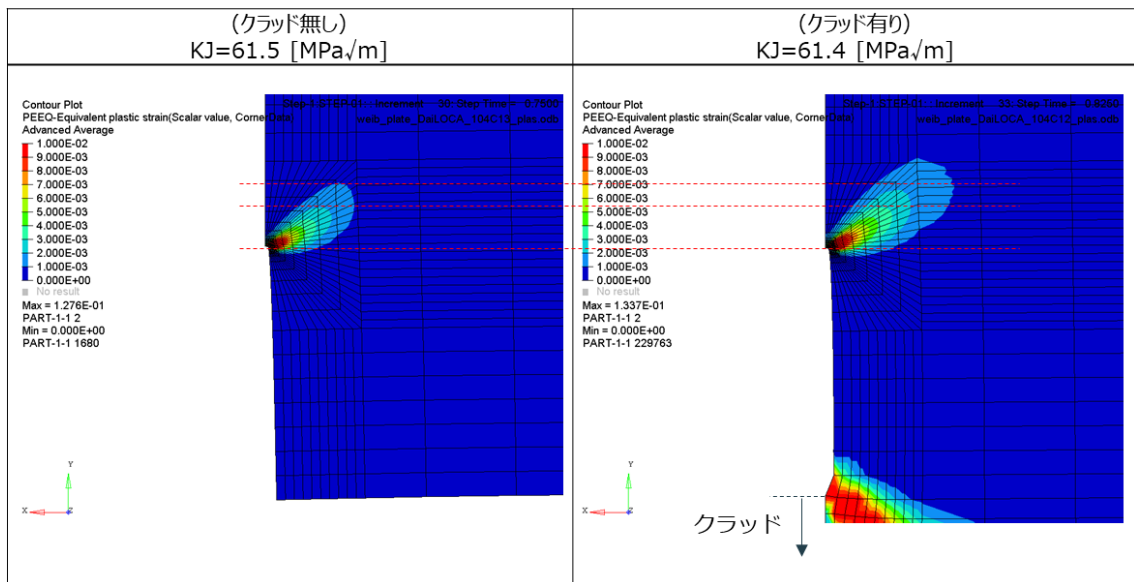


Fig.5.2.1-4 Comparison of stress distribution near crack tip with/without clad

図 5.2.1-4 クラッド有無での亀裂近傍の応力分布の比較

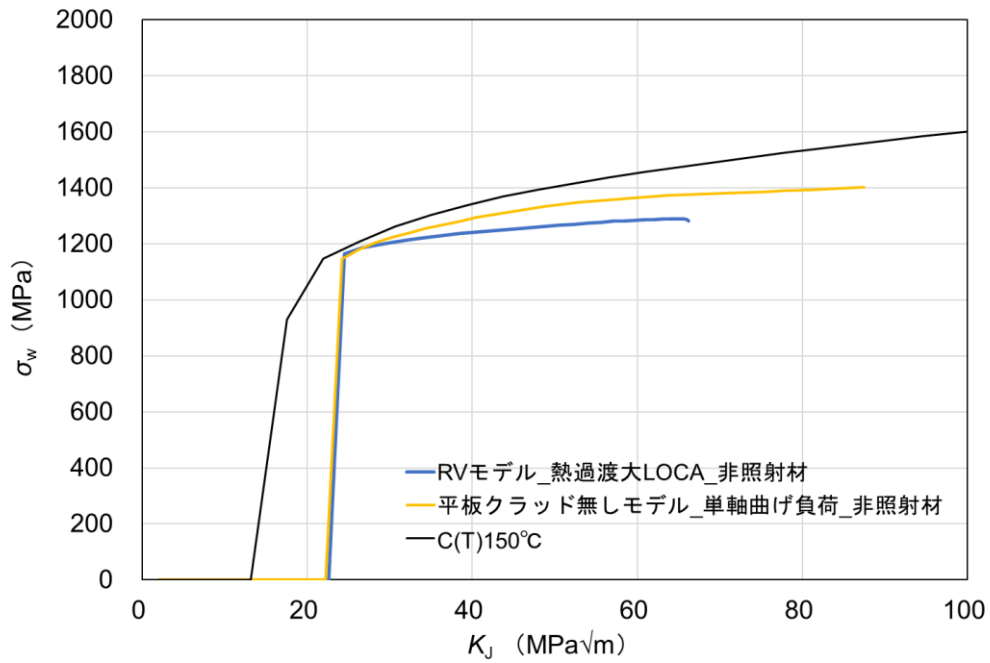


Fig. 5.2.1-5 σ_w - K_J relation of C(T) model, reactor pressure vessel model, and flat plate model without clad under bending

図 5.2.1-5 C(T)試験片モデル, 原子炉圧力容器モデル, 及び単軸曲げ負荷クラッドなし平板モデルの σ_w - K_J 関係

5.2.2 χ 定式化のためのデータベース構築

5.2.2.1 平板モデルによる解析

(1) 解析ケース

5.2.1 項の検討結果を踏まえて、部材厚さ、亀裂形状（亀裂深さ、亀裂長さ）、引張特性（降伏応力及び降伏比）及びワイブルパラメータ m を変化させた平板モデルのワイブル応力解析を実施した。平板モデルによる解析ケースを表 5.2.2-1 に示す。各解析ケースについて、C(T)試験片の解析結果と比較することにより χ を算出し、 χ 定式化のためのデータベースを構築することとした。

部材厚さは BWR 及び PWR の原子炉压力容器の板厚の範囲を考慮して、100～250mm に設定した。亀裂深さは、JEAC4206 の PTS 評価で想定する 10mm に加えて、将来的により小さな亀裂も評価対象とする可能性を踏まえて 5mm、7.5mm に設定した。亀裂長さは、JEAC4206 の PTS 評価で想定する亀裂深さのアスペクト比（亀裂深さ/亀裂半長）が 1/6 であることを踏まえ、亀裂深さ毎に 1/6～1/3 の範囲内で設定した。引張特性については、降伏応力は非照射材を想定した 450MPa と照射材を想定した 700MPa とし、基準とした板厚 200mm、亀裂深さ 10mm、亀裂長さ 60mm の解析ケースにおいて、降伏比の影響を確認するために照射材特性をベースに降伏比を 0.6、0.7、0.8、0.85、0.95 と変化させた。また、降伏応力の影響を確認するために、降伏応力 450MPa での降伏比 0.6 及び 0.77 も設定した。ワイブルパラメータ m は 10、20、30 の 3 ケースで計算することとした。

(2) 解析モデル

5.2.1 の検討結果を踏まえて、 χ 算出に用いた平板モデルの例（解析モデル A：板厚 200mm、亀裂深さ 10mm、亀裂長さ 60mm）を図 5.2.2-1 に示す。平板モデルは、クラッドなしで単軸曲げ応力負荷モデルであり、対称条件を考慮して 1/4 モデルとした。亀裂先端近傍の要素寸法は 0.03mm×0.03mm である。荷重は、亀裂方向に垂直な方向に曲げ応力を負荷しており、亀裂面には対称条件を設定している。 χ 算出には拘束度が大きい標準破壊靱性試験片の解析が必要であるため、ITC(T)試験片の FEM モデルも使用した。

(3) 材料特性の設定

材料特性は、弾塑性特性を考慮した。弾性特性はヤング率 193GPa（150℃での値）、ポアソン比 0.3 とした。塑性後の相当応力-相当塑性ひずみ関係は、各解析ケースで設定した降

伏応力及び降伏比から求めた引張強さから、WRC 413 の式を用いて Ramberg-Osgood 式のパラメータを求めて設定した。使用した材料特性及び相当応力-相当塑性ひずみ関係の例を図 5.2.2-2 に示す。

(4) FEM 解析の実施

上記条件で 1TC(T)試験片と平板曲げ試験体の解析を実施し、それぞれのワイブル応力- K_I 関係を求めた。1TC(T)の K_I は、荷重-荷重線変位関係及び JEAC4216 の式から求め、平板曲げ試験体の K_I は Abaqus で計算した J 積分を K に換算して求めた。ワイブル応力は、各要素の積分点の最大主応力を有効応力とし、基準体積 $V_0=1.0\text{mm}^3$ 、1TC(T)試験片の解析で $K_I=20\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ となる時の亀裂先端の最大主応力の値をワイブル応力計算における積分領域の下限応力値とした。

なお、ケース A-1～A-8 の基準ケースにおいて、引張特性を変化させた解析では、 K_I が比較的大きい領域で K_I の増加とともに σ_w が低下する事象が確認された。これは、各要素が経験した最大主応力の最大値を積分対象としていないことが原因であったことから、ケース A-1～A-8 のうち、 χ 定式化に使用したケース及びケース B～L については、各要素が経験した最大主応力の最大値を積分対象として σ_w を算出した。本来、負荷の増大とともに応力ピーク値が低下しても、高応力域が亀裂前方に移動すると、高応力を経験する体積は増大し、脆性破壊の体積効果により累積破壊発生確率は増大すると考えられることから、ワイブル応力解析を実施する際は、各要素が経験した最大主応力を積分対象として考慮する手法の方がより適切と考えられる。

5.2.2.2 χ に及ぼす各因子の影響

板厚、亀裂寸法、降伏比、ワイブルパラメータ等の各種パラメータを変えた条件で表面亀裂付き平板モデルに対してワイブル応力解析を実施し、各因子が塑性拘束補正係数 χ に及ぼす影響を検討した結果を次に示す。

(1) 板厚の影響

亀裂深さ 10mm×長さ 60mm と亀裂深さ 5mm×長さ 30mm の 2 種類の亀裂寸法に対して、板厚が補正係数 χ に及ぼす影響を検討した結果を図 5.2.2-3 及び図 5.2.2-4 に示す。いずれの

場合も χ は概ね一致しており、今回の設定条件範囲では、板厚の影響を受けないことを確認した。

(2) 亀裂深さの影響（亀裂長さ一定の場合）

亀裂長さを 30mm 及び 45mm 一定とした場合の亀裂深さが補正係数 χ に及ぼす影響を検討した結果を図 5.2.2-5 及び図 5.2.2-6 に示す。 $m=10,20$ のいずれの場合においても、亀裂深さが浅い方が補正係数 χ が小さくなっており、深さ 5mm では、深さ 10mm に比べて、10～20%程度小さくなる傾向であった。

(3) 亀裂長さの影響

亀裂深さ 10mm と 7.5mm において亀裂長さが補正係数 χ に及ぼす影響を検討した結果を図 5.2.2-7 及び図 5.2.2-8 に示す。どちらの亀裂深さの場合も亀裂深さに対して亀裂長さが短い方が補正係数 χ が小さくなっている。亀裂深さ 10mm の場合、亀裂半長 30mm ($a/2c=1/6$) に対して亀裂半長 15mm ($a/2c=1/3$) は、10～20%程度 χ が小さくなった。

(4) 降伏点 σ_Y の影響

降伏点がワイブル応力及び補正係数 χ に及ぼす影響を図 5.2.2-9 及び図 5.2.2-10 に示す。図 5.2.2-9 に示すように、降伏点が低い方がワイブル応力が低くなることが確認された。また、 K_I と χ の関係においては、 K_I を σ_Y で規格化することで両者が概ね一致することが確認できた。

(5) 降伏比 R_Y の影響

亀裂深さ 10mm ($a/2c=1/6$) において降伏比 R_Y が補正係数 χ に及ぼす影響を検討した結果を図 5.2.2-11 及び図 5.2.2-12 に示す。 $K_I=40\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 以上の領域では、降伏比が高い方が補正係数 χ は小さくなっており、その差は最大 40%程度であった。 χ に与える降伏比の影響は大きいことから、特に強度が上昇し、降伏比が変化する照射材料に対しては、降伏比の設定が重要であると考えられる。

(6) ワイブルパラメータ m の影響

χ の定式化に用いた解析ケース A-1, A-5, B-1, B-2, C-1 を対象に、ワイブルパラメータ m を 10~30 に変動させた場合の補正係数 χ に及ぼす影響を検討した結果を図 5.2.2-13 及び図 5.2.2-14 に示す。図 5.2.2-13 に示すように、同じ亀裂寸法同士（同じケース No.）の結果を比較すると、いずれの条件においても K_I が小さい領域では、 m が大きいほど σ_w が大きくなるが、 K_I が大きい領域では、 m が小さいほど σ_w が大きくなった。 m が小さい場合、 K_I が大きい領域では塑性域が大きくなるため、体積効果の影響により σ_w が大きくなることに起因すると考えられる。この傾向は C(T)試験片も同様であるため、 χ を算出する際は相殺され、図 5.2.2-14 に示すように、 m が小さい方が補正係数 χ が大きくなる。

表 5.2.2-1 平板モデルの解析ケース

Table 5.2.2-1 Analysis cases using flat plate models

解析モデル	厚さ t (mm)	亀裂深さ a (mm)	亀裂長さ $2c$ (mm)	$a/(2c)$	σ_Y (MPa)	$R_Y = \sigma_Y/\sigma_B$	m	解析 No.	解析実施担当						
A	200	10	60	1/6	700	0.95	10,20,30	A-1	MHI						
						0.85		A-2							
						0.8		A-3							
						0.7		A-4							
						0.6		A-5							
					600	0.95		A-6							
					450	0.77		A-7							
						0.6		A-8							
					B	100		5		30	1/3	700	10,20,30	B-1	阪大
					0.60									B-2	
C	150	10	60	1/6	700	10,20,30	C-1	JAEA							
0.60							C-2								
D	250	5	30	1/4	700	10,20,30	D	阪大							
0.95							E-1								
E	100	10	60	1/6	700	10,20,30	E-2	東芝 ESS							
0.6							F								
F	250	5	30	1/3	700	10,20,30	G	日立 GE							
0.95							H								
G	200	7.5	30	1/4	700	10,20,30	I								
0.6							J								
H	100	10	45	1/6	700	10,20,30	K	阪大							
0.95							L-1								
I	250	5	15	1/3	700	10,20,30	L-2	JAEA							
0.6							L-2								

解析モデル A : 基準ケース, 引張特性の依存性を確認

解析モデル B : 亀裂長さの影響, 補間可否確認 (降伏比の影響確認含む)

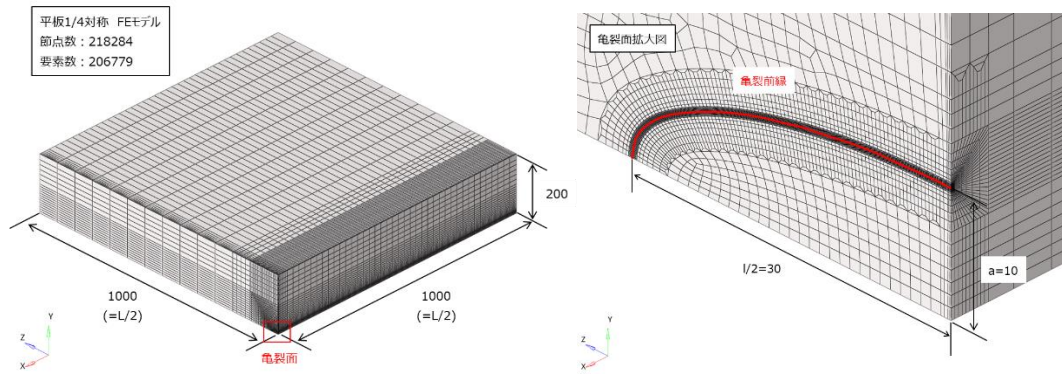
解析モデル C : 亀裂深さの影響確認 (降伏比の影響確認含む)

解析モデル D~F : 厚さの影響確認 (降伏比の影響確認含む)

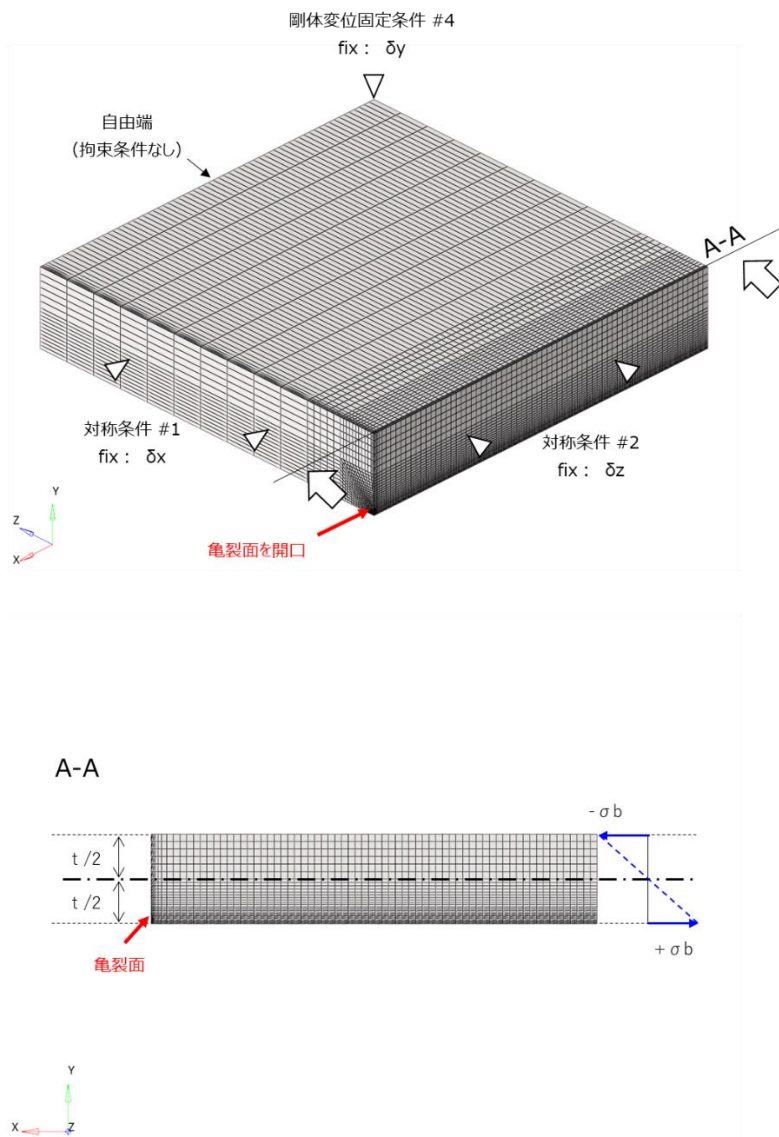
解析モデル G, H : 亀裂深さを 5mm にした時の厚さの影響確認

解析モデル I~K : 亀裂深さ及び長さの補間可否確認

解析モデル L : χ の定式化のためのケースとして追加。 χ の定式化は, 板厚 200mm の解析結果に基づき, $a=5\text{mm}$, 10mm , $a/(2c)=1/3, 1/6$ の 4 ケースで設定する方針。



(a) FE-model



(b) Constraint condition

Fig.5.2.2-1 FE-model and constraint condition (example of Model A)

図5.2.2-1 解析モデルと拘束条件 (モデルAの例)

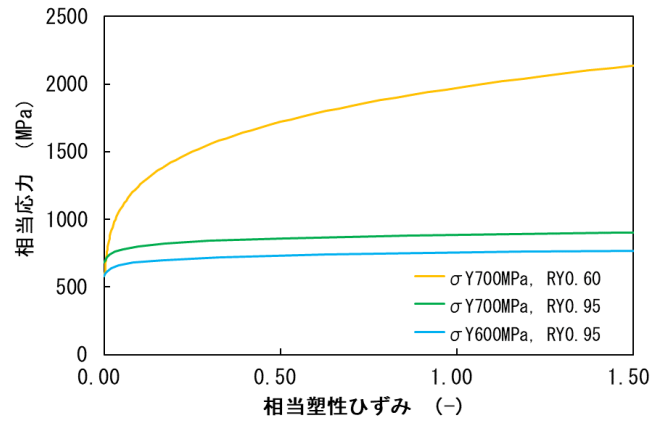
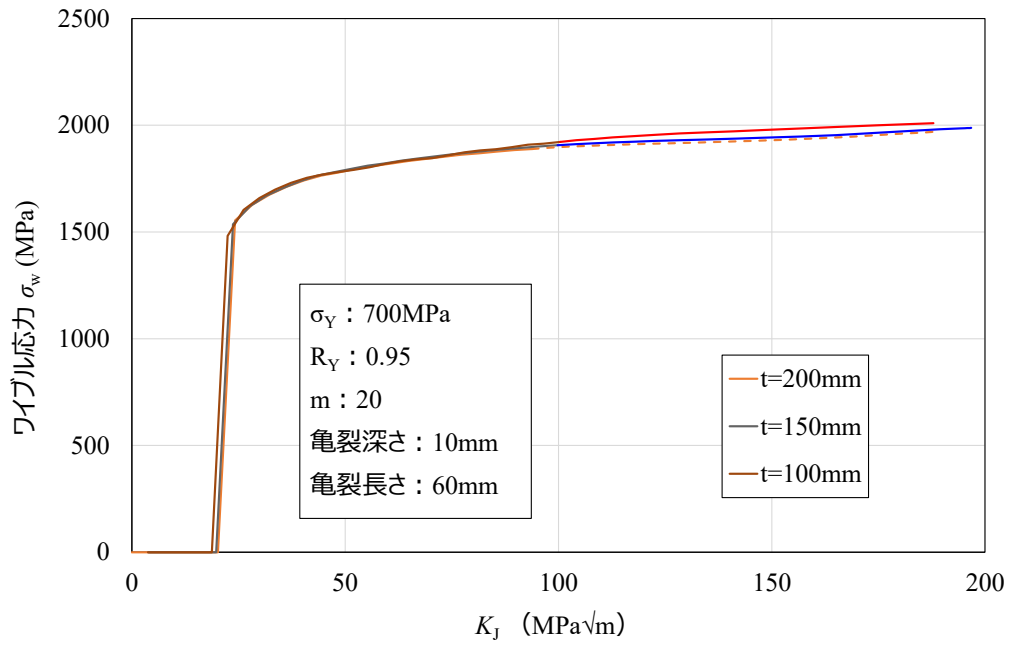
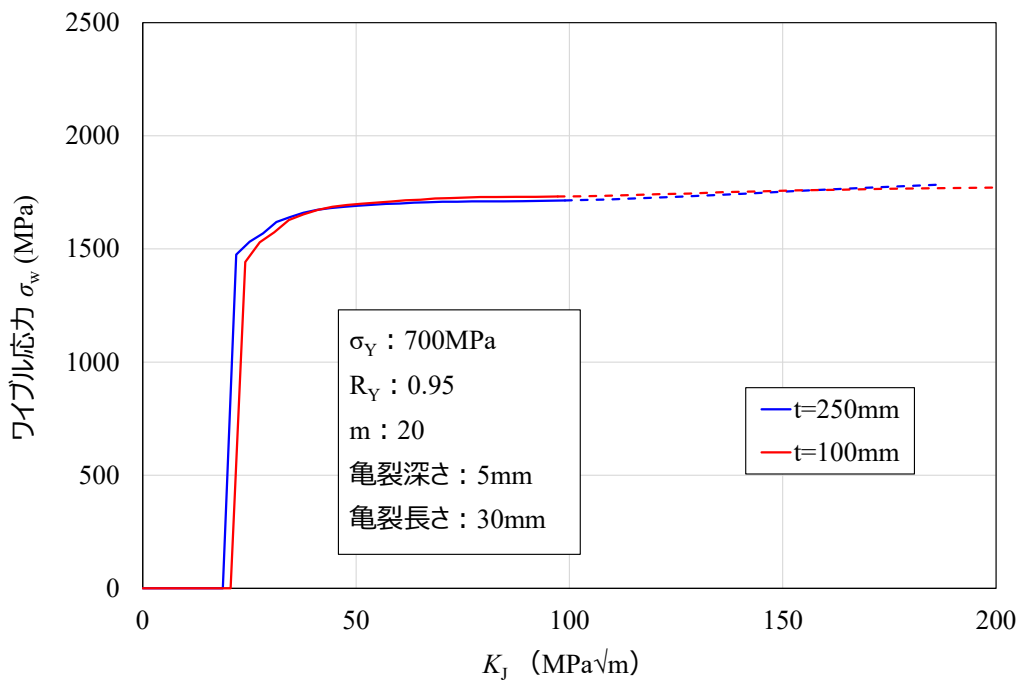


Fig.5.2.2-2 Equivalent stress – equivalent plastic strain curves

図5.2.2-2 相当応力-相当塑性ひずみ関係の例($\sigma_Y=600MPa, \sigma_Y=700MPa$)



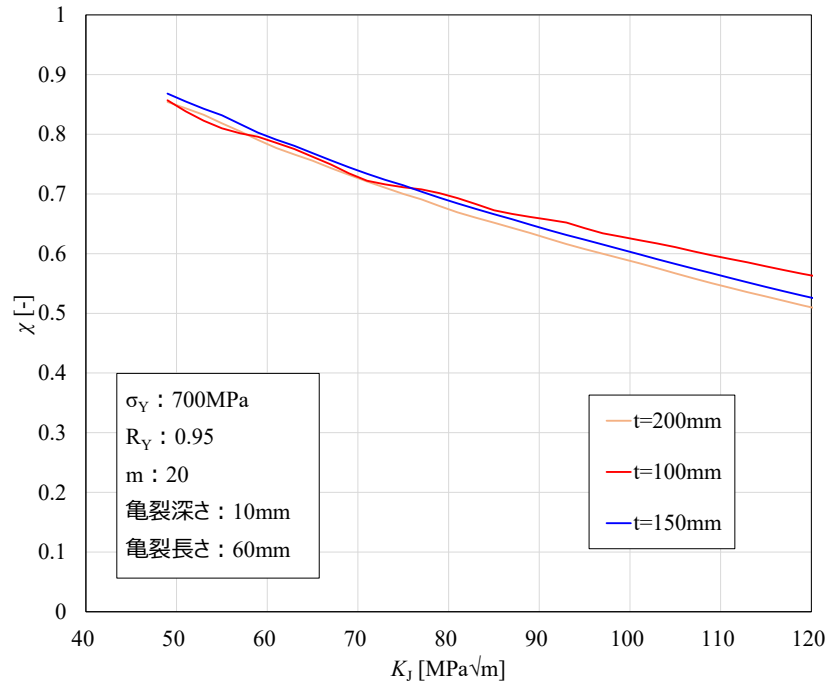
(a) 亀裂深さ 10mm×亀裂長さ 60mm の場合



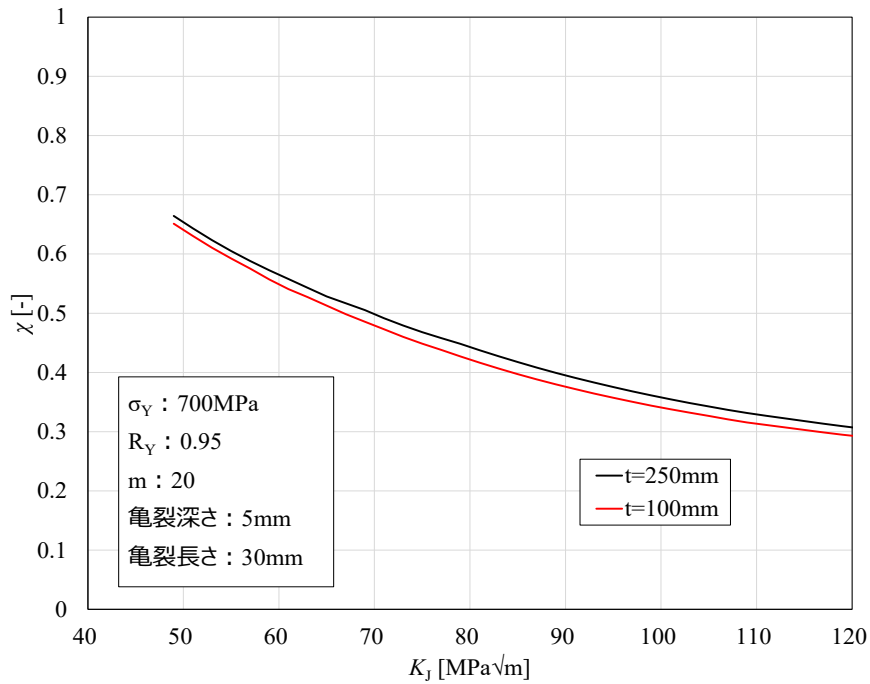
(b) 亀裂深さ 5mm×亀裂長さ 30mm の場合

Fig. 5.2.2-3 Relationship between σ_w and K_J (Effect of thickness)

図 5.2.2-3 $K_J - \sigma_w$ の関係 (板厚の影響)



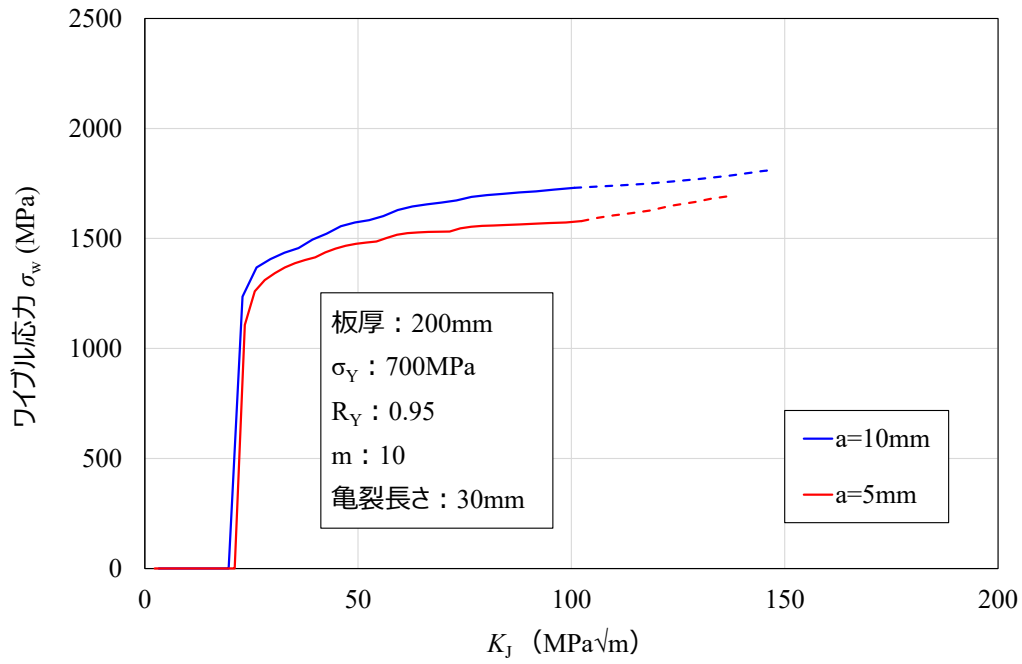
(a) 亀裂深さ 10mm×亀裂長さ 60mm の場合



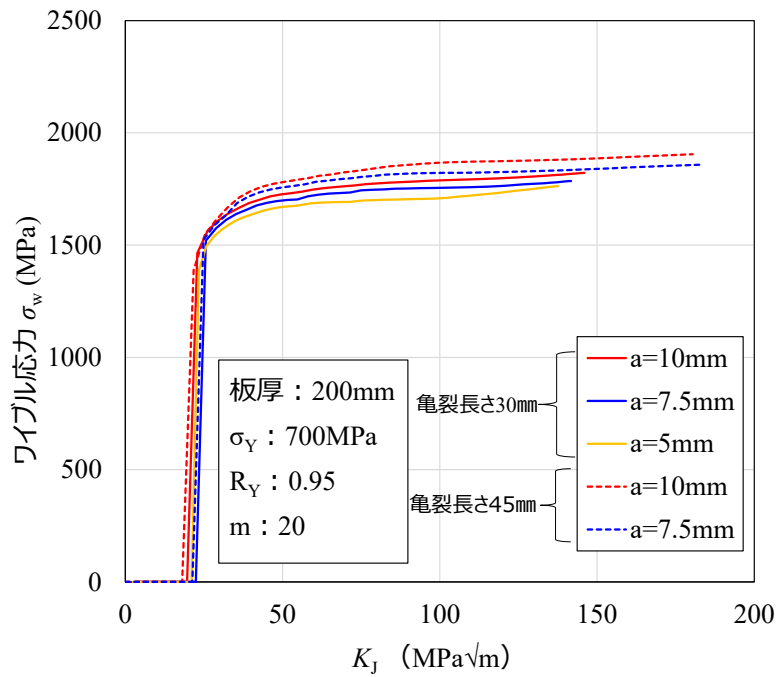
(b) 亀裂深さ 5mm×亀裂長さ 30mm の場合

Fig. 5.2.2-4 Relationship between K_J and χ (Effect of thickness)

図 5.2.2-4 K_J - χ の関係 (板厚の影響)



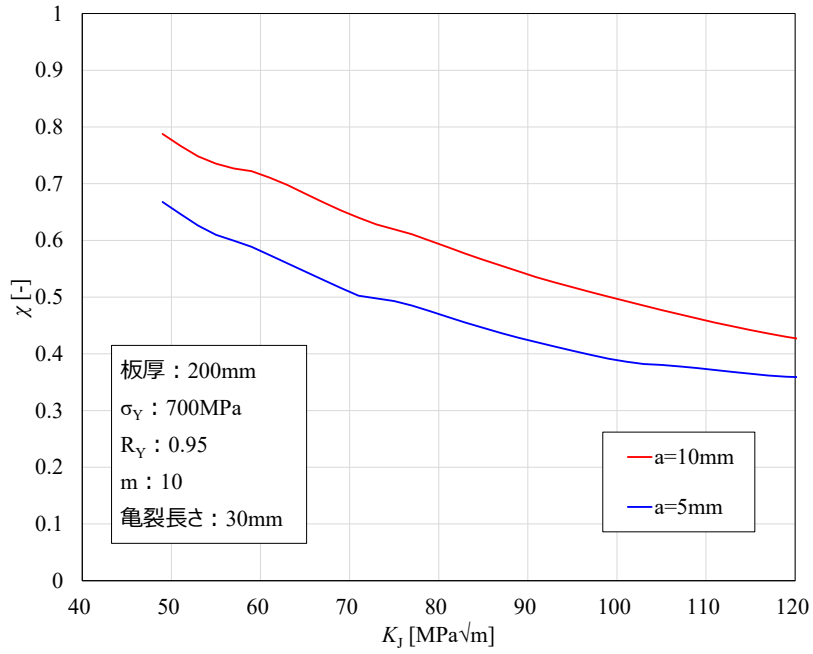
(a) $m=10$ の場合



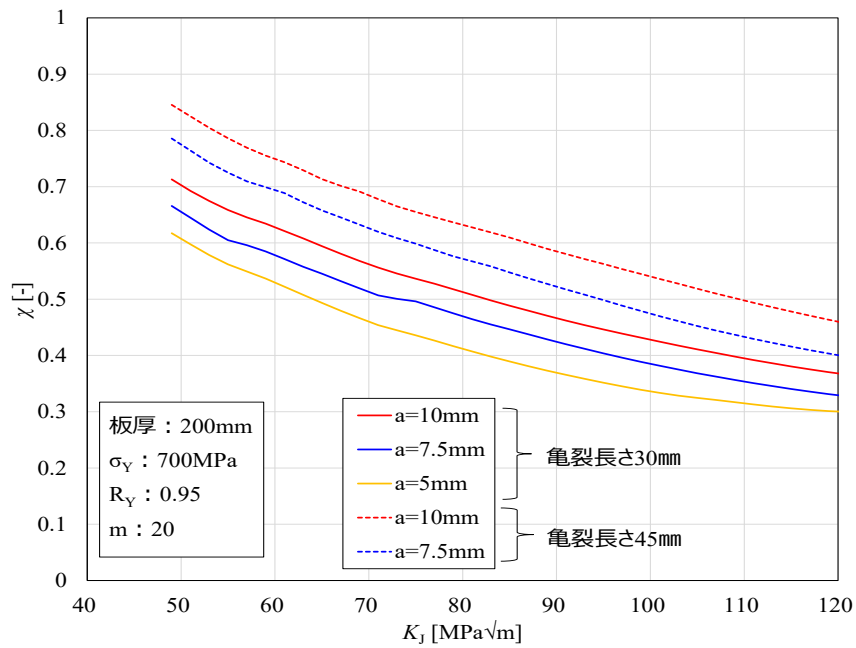
(b) $m=20$ の場合

Fig. 5.2.2-5 Relationship between σ_w and K_I (Effect of flaw depth)

図 5.2.2-5 $K_I - \sigma_w$ の関係 (亀裂深さの影響)



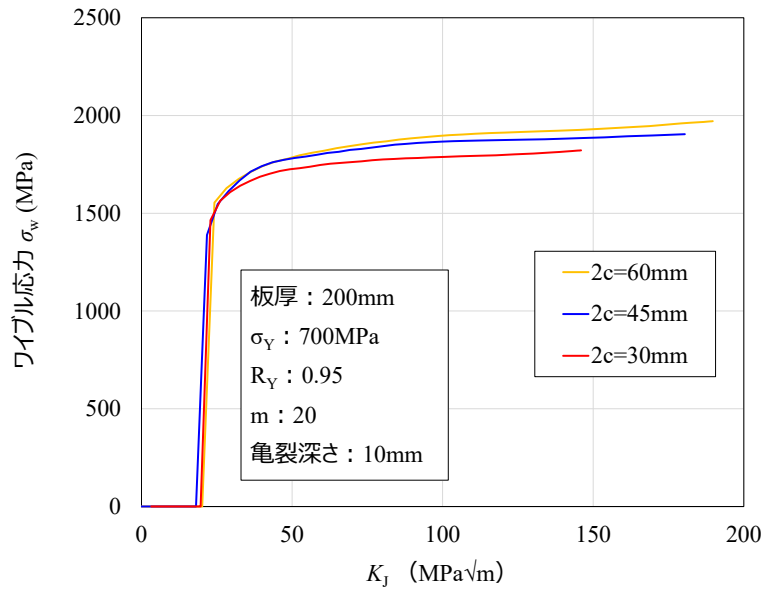
(a) $m=10$ の場合



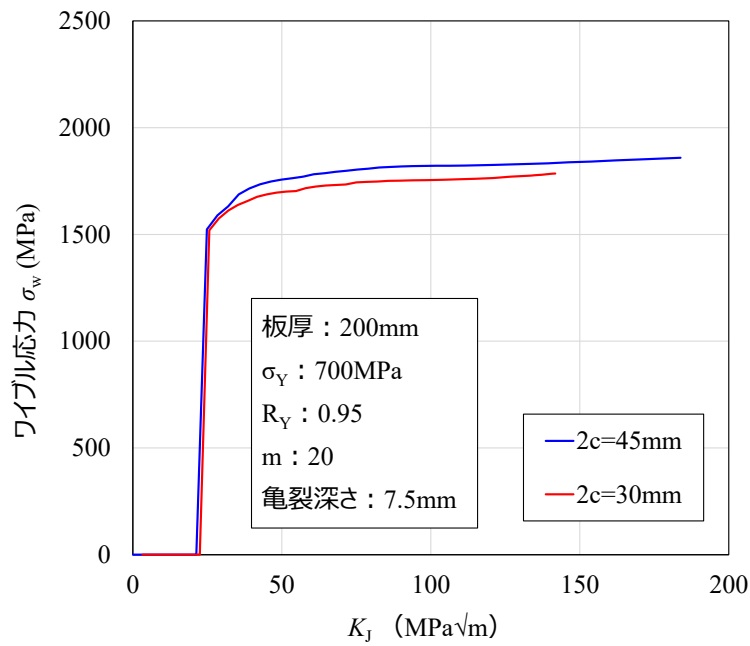
(b) $m=20$ の場合

Fig. 5.2.2-6 Relationship between K_I and χ (Effect of flaw depth)

図 5.2.2-6 K_I - χ の関係 (亀裂深さの影響)



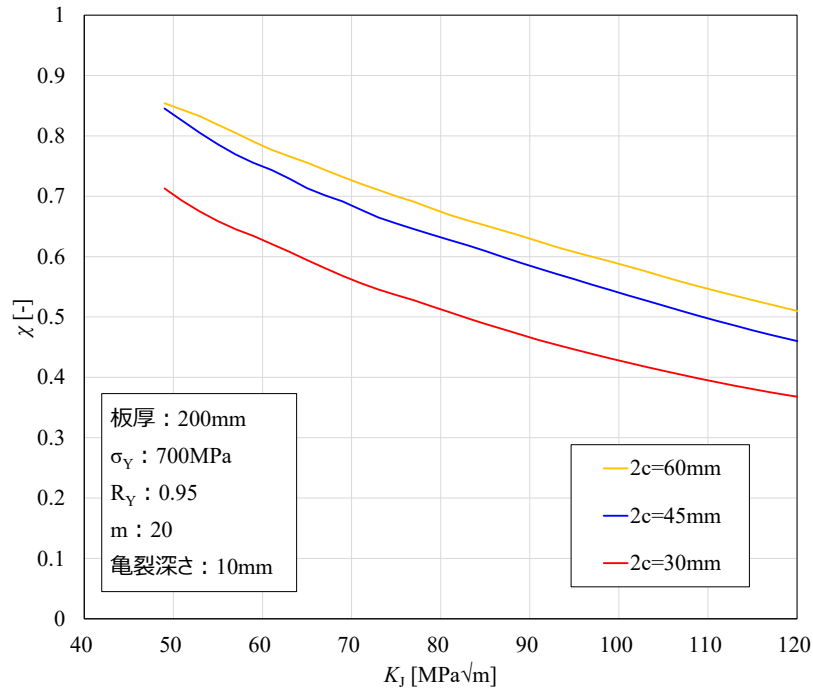
(a) 亀裂深さ 10mm の場合



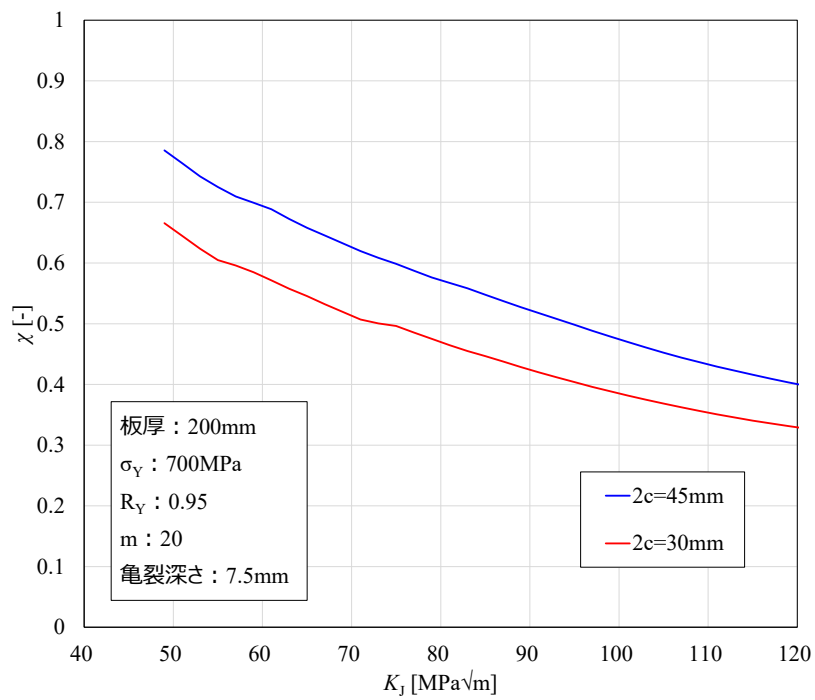
(b) 亀裂深さ 7.5mm の場合

Fig. 5.2.2-7 Relationship between σ_w and K_I (Effect of flaw length)

図 5.2.2-7 $K_I - \sigma_w$ の関係 (亀裂長さの影響)



(a) 亀裂深さ 10mm の場合



(b) 亀裂深さ 7.5mm の場合

Fig. 5.2.2-8 Relationship between K_I and χ (Effect of flaw length)

図 5.2.2-8 K_I - χ の関係 (亀裂長さの影響)

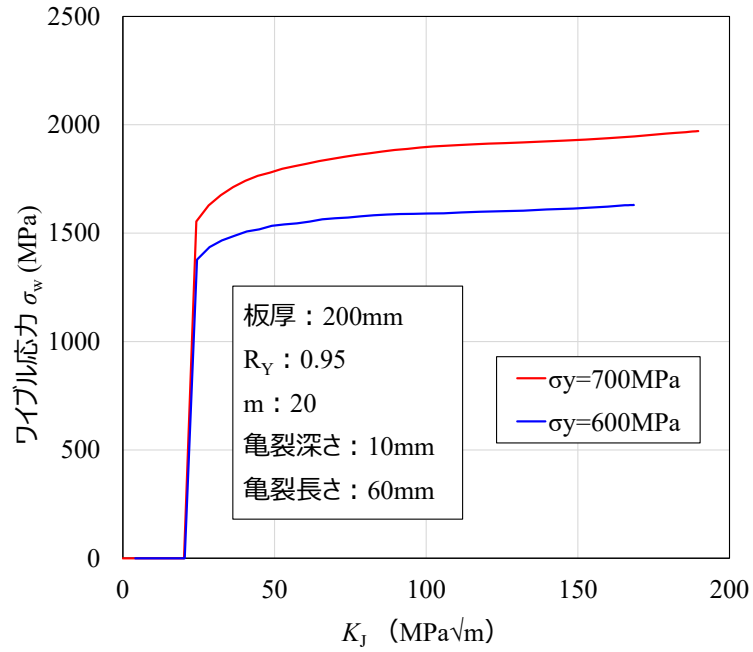


Fig. 5.2.2-9 Relationship between σ_w and K_J (Effect of yield strength)

図 5.2.2-9 $K_J - \sigma_w$ の関係 (降伏点の影響)

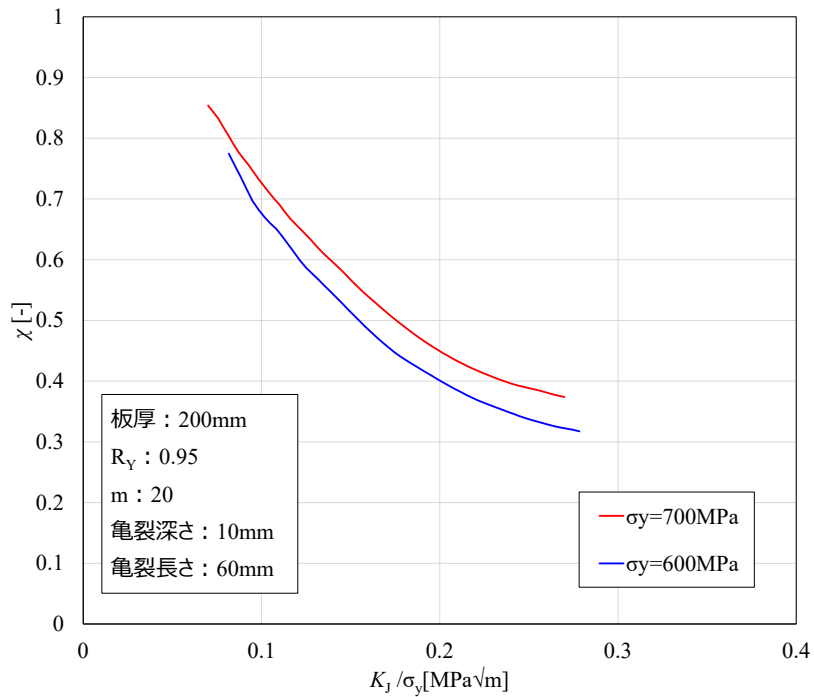


Fig. 5.2.2-10 Relationship between K_J and χ (Effect of yield strength)

図 5.2.2-10 $K_J - \chi$ の関係 (降伏点の影響)

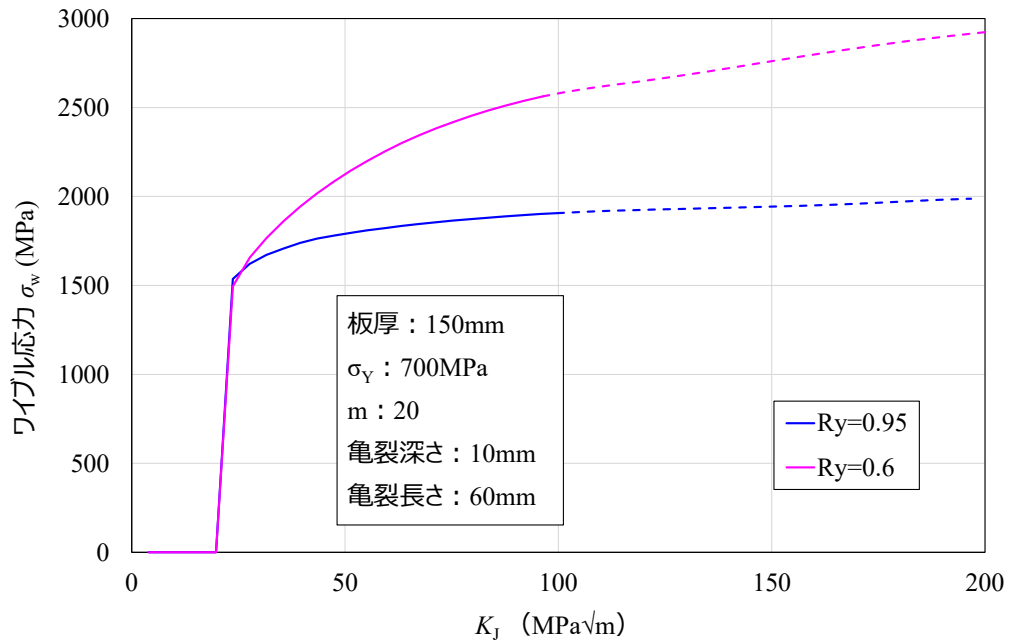


Fig. 5.2.2-11 Relationship between σ_w and K_I (Effect of yield ratio R_Y)

図 5.2.2-11 $K_I - \sigma_w$ の関係 (降伏比の影響)

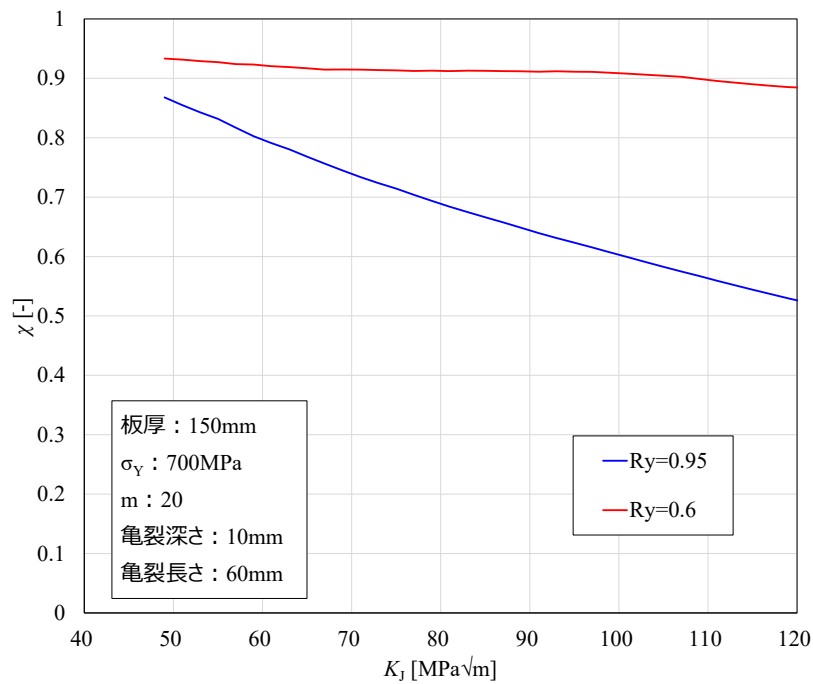
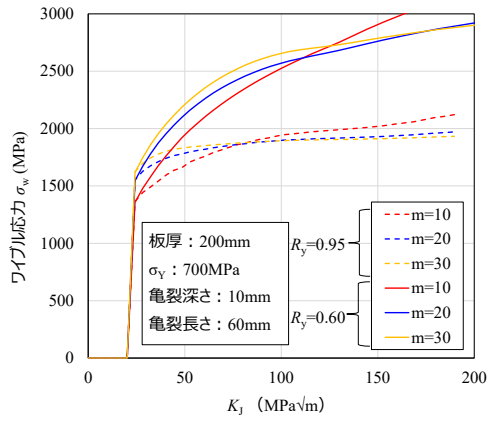
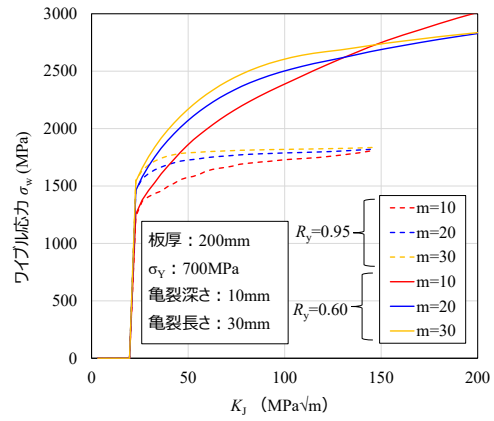


Fig. 5.2.2-12 Relationship between K_I and χ (Effect of yield ratio R_Y)

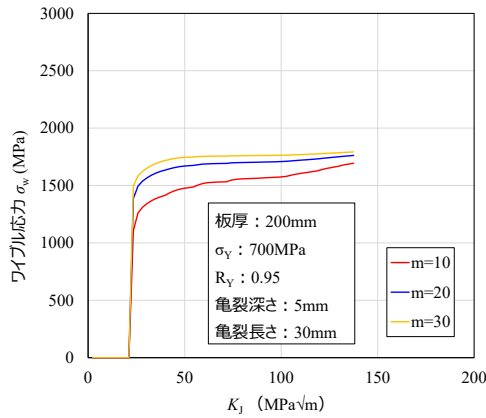
図 5.2.2-12 $K_I - \chi$ の関係 (降伏比の影響)



(a) ケース A-1 及び A-5



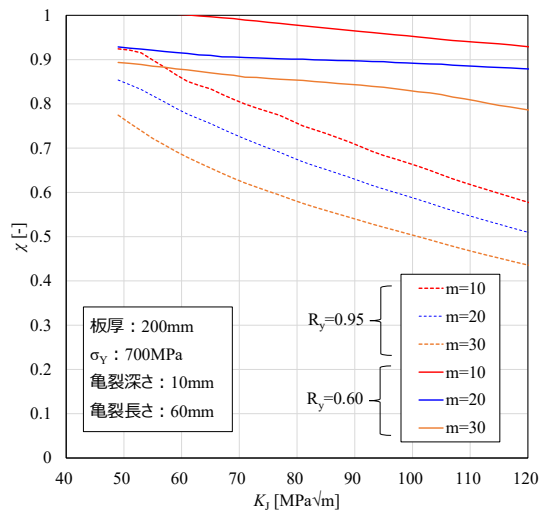
(b) ケース B-1 及び B-2



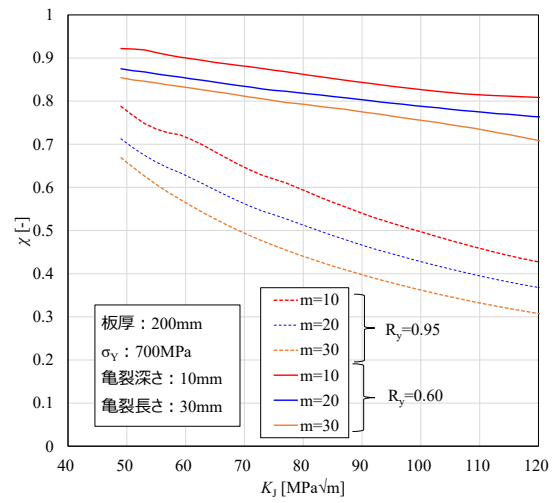
(c) ケース C-1

Fig. 5.2.2-13 Relationship between σ_w and K_J (Effect of Weibull parameter m)

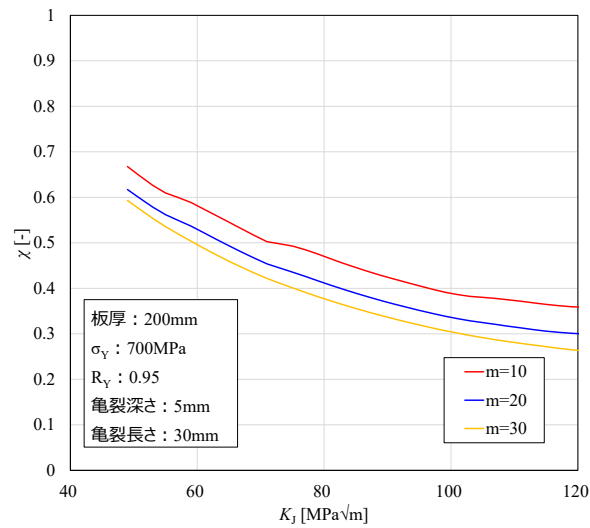
図 5.2.2-13 $K_J - \sigma_w$ の関係 (ワイブルパラメータ m の影響)



(a) ケース A-1 及び A-5



(b) ケース B-1 及び B-2



(c) ケース C-1

Fig. 5.2.2-14 Relationship between K_I and χ (Effect of Weibull parameter m)

図 5.2.2-14 K_I - χ の関係 (ワイブルパラメータ m の影響)

5.2.3 χ の定式化

5.2.3.1 定式化方案

図 5.2.3-1 に χ 定式化のため FEM 解析の対象とした亀裂深さ a 及び亀裂長さ c の計算条件を示す。この中で、亀裂形状($a=10, c=30$)(モデル A) , ($a=10, c=15$) (モデル B) , ($a=5, c=15$) (モデル C) , 及び($a=5, c=7.5$) (モデル L) の 4 ケースを定式化対象とし、この 4 モデルの塑性拘束補正係数 χ の内外挿により任意の亀裂形状に対する χ を求めることとした。

定式化のためのワイブル応力計算は、塑性拘束補正係数は R_Y とワイブルパラメータ m の影響を受けることを考慮して決定した。 R_Y については、基準ケースの($a=10, c=30$)に対しては $R_Y=0.6, 0.7, 0.8, 0.85, 0.95$ の 5 水準、その他のモデルに対しては $R_Y=0.6$ と 0.95 の 2 水準とし、ワイブルパラメータ m については $m=10, 20, 30$ の 3 水準で計算した。

5.2.3.2 FEM 解析結果の近似

特に照射材のような高 R_Y の特性では、拘束緩和が大きく表れる傾向にあるため、その効果を適切に取り込んでいく。この拘束緩和挙動を反映するために、3 つの直線を組み合わせた評価線図を作成することとし、線形近似を 2 回行った後に一定値とする。

図 5.2.3-2 に定式化の模式図を示す。FEM 解析で出力したカーブに極力フィッティングするように定式化を行う。各折れ曲がり点については理論的に決めることが難しいため、目安として、亀裂先端の応力場が小規模降伏状態(SSY)から大規模降伏状態(LSY)に切り替わる $K_{SSYlimit}$ を参考として、2 倍、3 倍の $K_{SSYlimit}/\sigma_Y$ を折れ曲がり点とした。式(5.2.3-1)に $K_{SSYlimit}$ の算出式を示す。

$$K_{SSYlimit} = \left(\frac{a_0 \sigma_Y^2}{2.5} \right)^{1/2} \quad (5.2.3-1)$$

ここで a_0 は初期亀裂深さ、 σ_Y は降伏応力である。半楕円亀裂を有する平板試験体への式の適用性は不明だが目安として使用している。

また、低 K_I の時の χ は、塑性拘束の影響が表れないため、 $\chi=1.0$ に近づく傾向にある。図 5.2.3-3 にワイブル応力 σ_w と K_I の関係を示す。拘束度が高い C(T)試験片でも $K_I=20\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 以下では脆性破壊は生じないと考え、 $K_I=20\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ に達するときの C(T)試験片の板厚中央部の σ_1 の最大値を、亀裂前方の応力が超えるまではワイブル応力をゼロとしている

ため、ワイブル応力が値を持つまでの領域は $\chi=1.0$ とした。但し、 $(a=10, c=30)$ の $m=10$ 及び 20 に関しては、その決め方ではカーブの傾向を表すことができなかつたため、 $(a=10, c=30)$ の $m=10$ は $K_J/\sigma_Y=0.06$ まで、 $(a=10, c=30)$ の $m=20$ は $K_J/\sigma_Y=0.04$ まで、 $\chi=1.0$ となるように設定した。

標準の $(a=10, c=30)$ の各カーブのフィッティング結果を図 5.2.3-4 に、亀裂深さ及び亀裂長さを変化させた亀裂形状 $(a=10, c=15)$ 、 $(a=5, c=15)$ 、 $(a=5, c=7.5)$ のフィッティング結果を図 5.2.3-5 に示す。このフィッティング結果をベースに定式化を行なった。

なお、一定値となる K_J のレベルは、降伏応力 700MPa の時、約 $130\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ となり、PTS 事象で想定される負荷をカバーしている。

5.2.3.3 近似線の定式化

降伏比 R_Y 、ワイブルパラメータ m 、亀裂形状 (a, c) をパラメータとして、塑性拘束補正係数 χ を推定できる式を検討した。

まず、 χ は次の式で表されるものとした。

$$\chi = \text{MAX}[Ax+B, Cx+D, E], \quad x=K_J/\sigma_Y \quad (\text{但し, } \chi \text{ は } 1 \text{ 以下}) \quad (5.2.3-2)$$

ここで、 $A, B, C, D,$ 及び E は R_Y と m から求まる係数である。

R_Y 及びワイブルパラメータ m をパラメータとして、式(5.2.3-3)～式(5.2.3-6)に示すように4形状の亀裂タイプについて χ を定式化した。亀裂寸法の補間について概要を図 5.2.3-6 に示す。まずは、亀裂深さ 5mm と 10mm のそれぞれで亀裂長さ c について χ の計算値の線形補間を行う。その後、亀裂長さが同一の χ に対して、亀裂深さの補間を行う。亀裂深さ a 、亀裂長さ c の時の χ を $\chi(a, c)$ としたときの具体的な計算式を式(5.2.3-7)に示す。

$a_0=10\text{mm}, 2c=60\text{mm}$ の線図

$$\begin{aligned} A_{10_60} &= -0.0605m - 9.65R_Y + 5.94 \\ B_{10_60} &= -0.000814m + 0.439R_Y + 0.795 \\ C_{10_60} &= 0.0150m - 5.46R_Y + 2.35 \\ D_{10_60} &= -0.0103m - 0.0896R_Y + 1.25 \\ E_{10_60} &= -0.00747m - 1.13R_Y + 1.69 \end{aligned} \quad (5.2.3-3)$$

$a_0=10\text{mm}, 2c=30\text{mm}$ の線図

$$\begin{aligned}A10_30 &= -0.0570m - 10.3R_Y + 5.26 \\B10_30 &= 0.00187 m + 0.337 R_Y + 0.827 \\C10_30 &= -0.00851m - 3.26R_Y + 1.16 \\D10_30 &= -0.00423m - 0.545 R_Y + 1.34 \\E10_30 &= -0.00585m - 1.16 R_Y + 1.56\end{aligned}\tag{5.2.3-4}$$

$a_0=5\text{mm}, 2c=30\text{mm}$ の線図

$$\begin{aligned}A5_30 &= -0.0460m - 9.41R_Y + 1.29 \\B5_30 &= 0.00157 m + 0.201 R_Y + 1.06 \\C5_30 &= -0.0162m - 6.89R_Y + 3.41 \\D5_30 &= -0.00109m - 0.0228 R_Y + 0.870 \\E5_30 &= -0.00325m - 0.946 R_Y + 1.33\end{aligned}\tag{5.2.3-5}$$

$a_0=5\text{mm}, 2c=15\text{mm}$ の線図

$$\begin{aligned}A5_15 &= 0.0179m - 22.5R_Y + 6.63 \\B5_15 &= -0.000781 m + 1.17 R_Y + 0.581 \\C5_15 &= -0.0114m - 6.12R_Y + 3.08 \\D5_15 &= 0.00183m - 0.288 R_Y + 0.897 \\E5_15 &= 0.000301m - 1.11 R_Y + 1.31\end{aligned}\tag{5.2.3-6}$$

$$\chi(10, c) = \frac{(\chi(10,30) - \chi(10,15))}{(30 - 15)} \times (c - 15) + \chi(10,15)$$

$$\chi(5, c) = \frac{(\chi(5,15) - \chi(5,7.5))}{(15 - 7.5)} \times (c - 7.5) + \chi(5,7.5)$$

$$\chi(a, c) = \frac{(\chi(10,c) - \chi(5,c))}{(10-5)} \times (a - 5) + \chi(5, c)\tag{5.2.3-7}$$

5.2.3.4 定式化式の検証

亀裂深さ及び亀裂長さの補間に関する検証を実施した。図 5.2.3-7 に示す通り、定式化に用いていない $a=7.5\text{mm}$ の計算結果や、 $a=10\text{mm}$ 、 $c=22.5\text{mm}$ の計算結果に対しても、適切に補間できている。

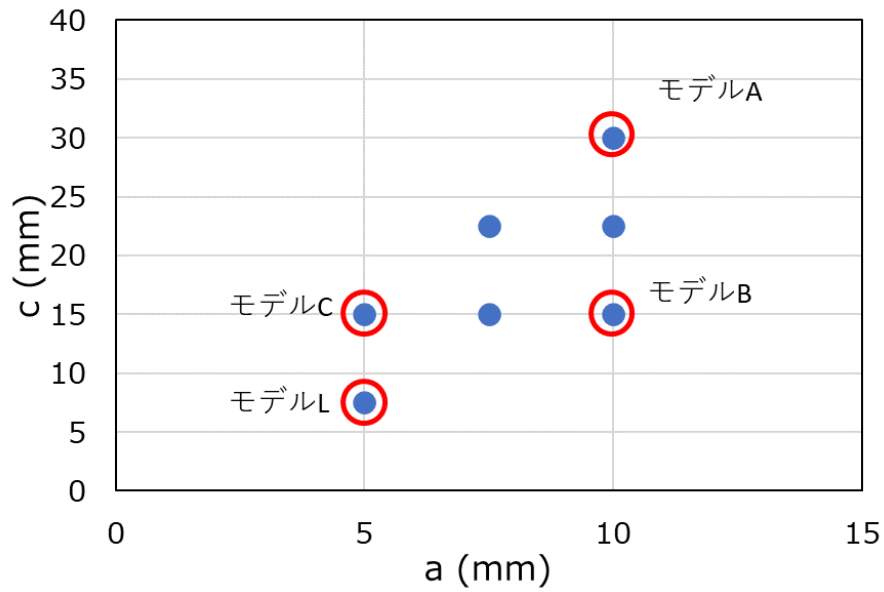


Fig.5.2.3-1 Flaw shapes of FE models and those used for formulation

図 5.2.3-1 FEM モデルの亀裂形状と定式化に用いた亀裂形状

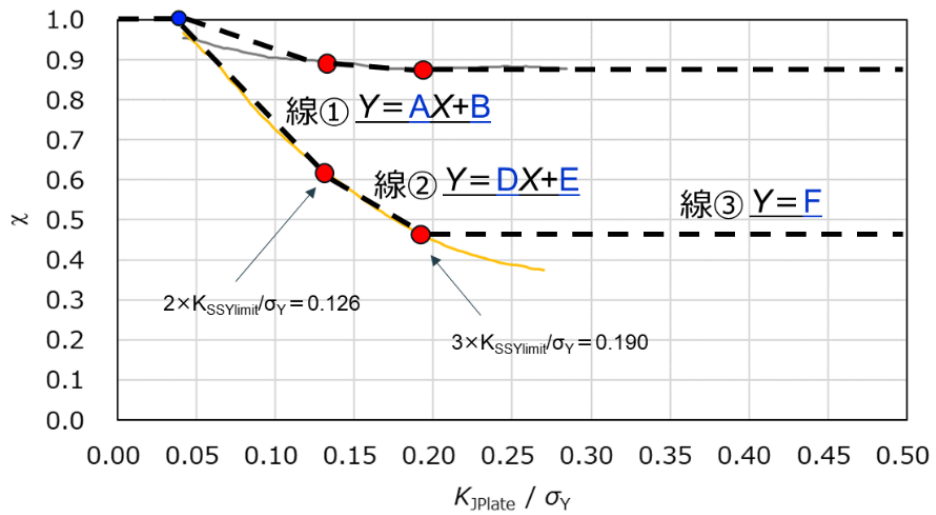
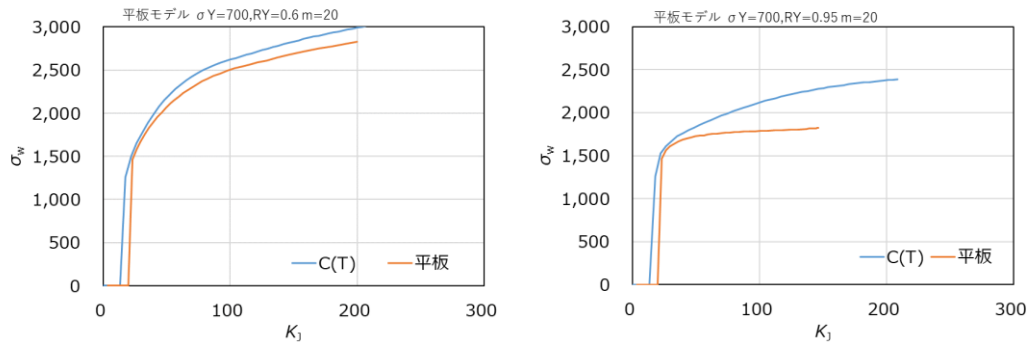
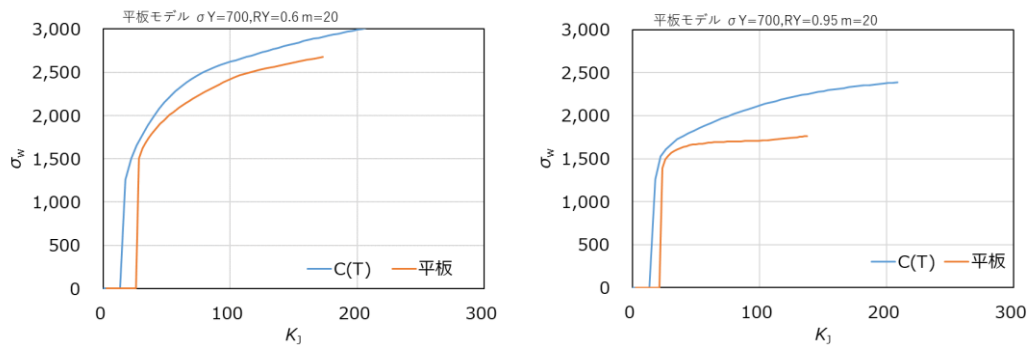


Fig. 5.2.3-2 Schematic diagram for formulation of χ

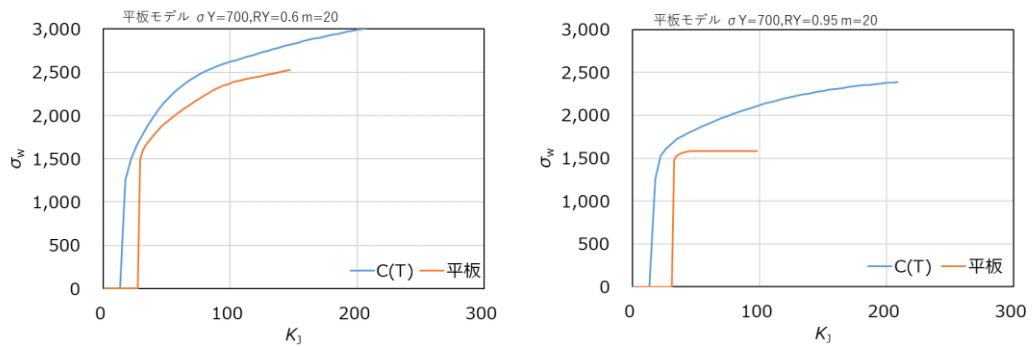
図 5.2.3-2 χ の定式化の模式図



(a) $a=10\text{mm}, c=15\text{mm}$



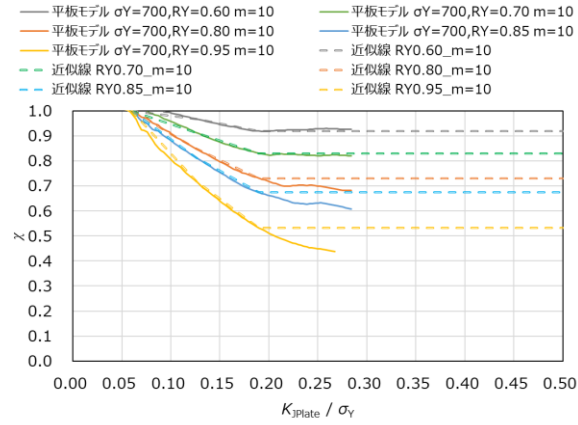
(b) $a=5\text{mm}, c=15\text{mm}$



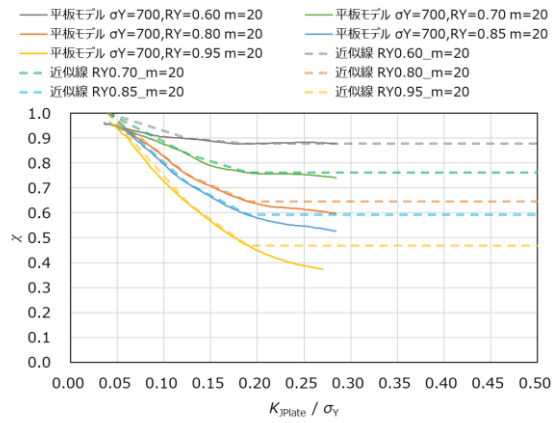
(c) $a=5\text{mm}, c=7.5\text{mm}$

Fig. 5.2.3-3 The onset of Weibull stress for each crack shape

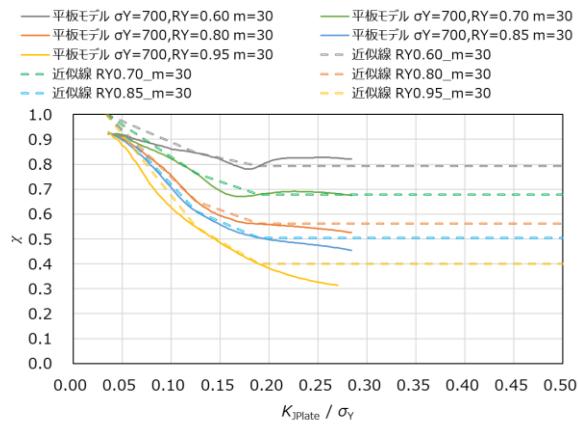
図 5.2.3-3 各亀裂形状におけるワイブル応力の立ち上がり



(a) $m=10$



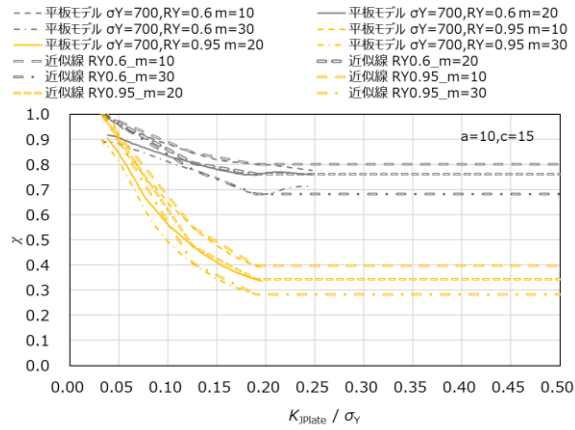
(b) $m=20$



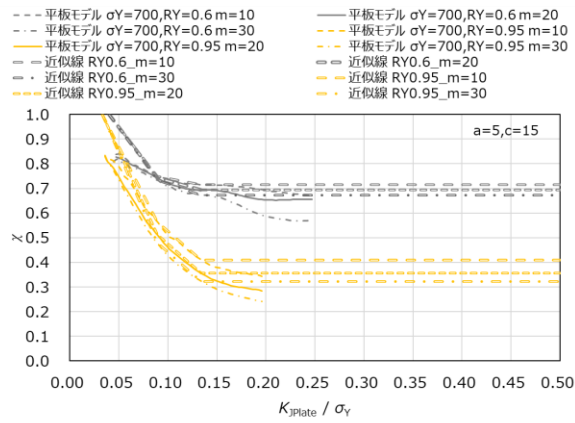
(c) $m=30$

Fig. 5.2.3-4 Curve fitting for formulation with parameter of m ($a=10\text{mm}$, $c=30\text{mm}$)

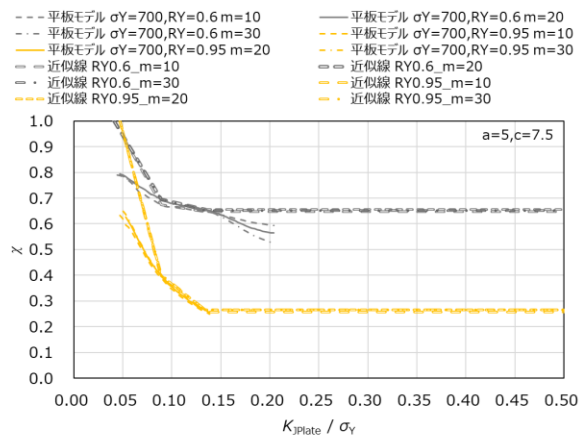
図 5.2.3-4 m を変えたときのフィッティング($a=10\text{mm}$, $c=30\text{mm}$)



(a) $a=10\text{mm}, c=15\text{mm}$



(b) $a=5\text{mm}, c=15\text{mm}$



(c) $a=10\text{mm}, c=7.5\text{mm}$

Fig. 5.2.3-5 Curve fitting for formulation with parameter of flaw shape

図 5.2.3-5 亀裂形状を変えたときのフィッティング

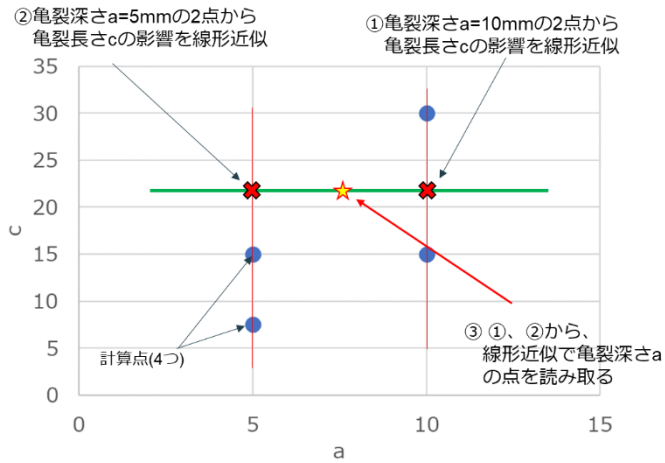
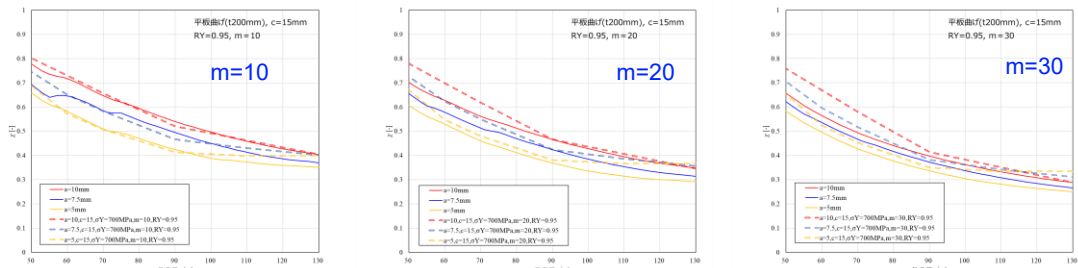


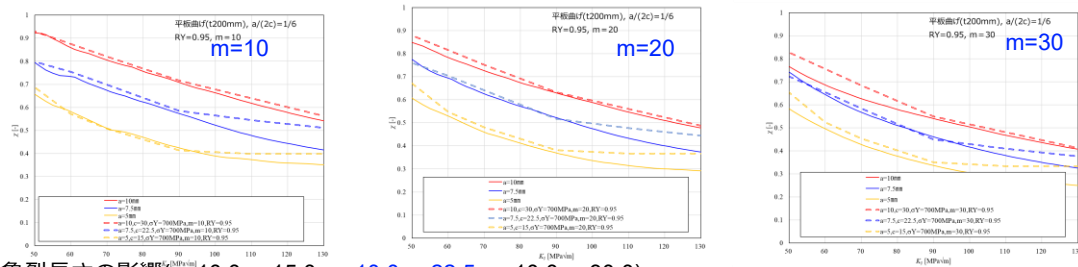
Fig. 5.2.3-6 Interpolation procedure for flaw depth and flaw length

図 5.2.3-6 亀裂深さ及び長さに関する補間の考え方

亀裂深さの影響① ($a=5.0$ $c=15.0$, $a=7.5$ $c=15.0$, $a=10.0$ $c=15.0$)



亀裂深さの影響② ($a=5.0$ $c=15.0$, $a=7.5$ $c=22.5$, $a=10.0$ $c=30.0$)



亀裂長さの影響 ($a=10.0$ $c=15.0$, $a=10.0$ $c=22.5$, $a=10.0$ $c=30.0$)

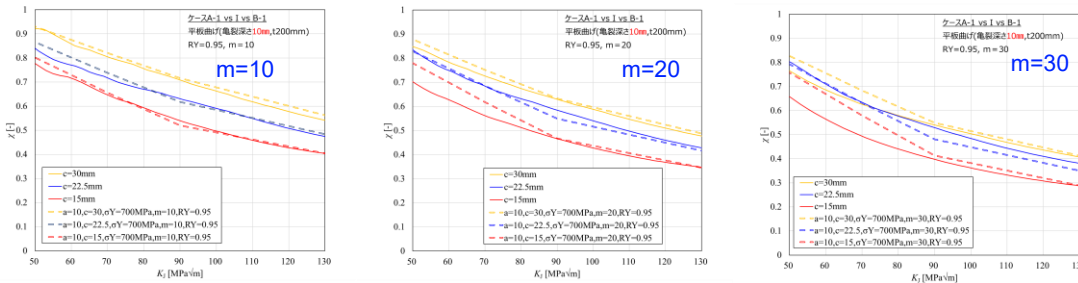


Fig. 5.2.3-7 Interpolation results for flaw depth and flaw length

図 5.2.3-7 亀裂深さ及び長さに関する補間計算結果

5.2.4 χ 算出に用いる物性値の設定方法

5.2.4.1 検討方針

供用期間中の原子炉圧力容器の χ を算出するためには、当該期間における照射後の降伏応力 (σ_Y) 及び降伏比 (R_Y) を知る必要がある。 χ はこれらの値に依存しており、中性子照射によって χ が低下する傾向があるため、照射後の σ_Y 及び R_Y を適切に予測することで、合理的な評価が可能となる。

検討には、日本国内PWRの監視試験で得られた圧延材、鍛鋼品、溶接金属の照射前後の引張試験結果（室温での試験結果）を用いた。検討フローを図5.2.4-1に示す。

まず、予測式のパラメータとして何が適切かを選定するため、試験データとの相関関係を比較した。監視試験では、シャルピー衝撃吸収エネルギーの遷移曲線の41Jに対応する温度である T_{41J} に着目した評価が行われているため、 T_{41J} 実測値、非照射の状態からの T_{41J} のシフト量である ΔRT_{NDT} 実測値、JEAC4201^[5-9]に規定される国内脆化予測法から求めた ΔRT_{NDT} 計算値と、引張特性の相関関係を確認した結果、パラメータとして ΔRT_{NDT} 実測値が適切であると考えた。

次に、評価対象とする材料引張試験データの材料区分（圧延材、鍛鋼品、溶接金属）を全て区別するか、母材（圧延材及び鍛鋼品）と溶接金属で区別するか、区分せずに全材料をまとめて取り扱うかを検討した。材料区分毎に ΔRT_{NDT} 実測値と引張特性の対応を確認した結果、材料区分毎に分布が異なる傾向であったため、圧延材、鍛鋼品、溶接金属それぞれについての相関式を策定する方針とした。

最後に、引張特性値の絶対値を予測するか、非照射状態からの照射による変化量を予測するかを検討した。一般的には、降伏応力の照射による変化量 ($\Delta\sigma$) とシャルピー遷移温度の変化量 (ΔT) には線形関係が成り立つとされており、監視試験で得られた圧延材、鍛鋼品、溶接金属の $\Delta\sigma$ と ΔRT_{NDT} 実測値の関係は正の相関があることが知られている^[5-10]。図5.2.4-2に示すように、平均的には比例関係が成立するとみられることから、変化量を予測する方針とした。

5.2.4.2 σ_Y , σ_B , R_Y の予測式

χ の計算には σ_Y と R_Y を推定できれば良いが、 R_Y は σ_Y と σ_B の比 (σ_Y/σ_B) として定義されるため、 σ_B も推定できるように検討した。検討ケースを図5.2.4-3に示す。 ΔRT_{NDT} から σ_Y を予測するには、照射によるシフト量 $\Delta\sigma_Y$ と ΔRT_{NDT} の線形関係式を試験データから設定し、非照射状

態の σ_{Y0} に加算すればよい(図5.2.4-3のNo.1)。 σ_B も同様の方法で予測できる(同図No.2)が、他にも、 $\Delta\sigma_Y$ と $\Delta\sigma_B$ の線形関係に着目した方法(同図No.3)、 σ_Y 絶対値と σ_B 絶対値の線形関係に着目した方法(同図No.4)も検討対象とした。

R_Y については、 σ_Y/σ_B で求まることから、上記3とおりの σ_B の設定ケースに応じた3ケースを検討対象とした(同図No.5からNo.7)。さらに、 σ_Y 実測値と σ_B 実測値から R_Y 実測値を直接求めて R_Y 実測値と ΔRT_{NDT} の線形関係から設定する方法(同図No.8)、 σ_Y 実測値と R_Y 実測値の線形関係から設定する方法(同図No.9)も検討対象とした。

ここで、予測は室温の値を対象とし、温度依存性については室温の値に対する比率で検討することとした(温度依存性の考察は5.2.4.3項に記載)。また、ケースNo.1, No.2, No.8で線形関係を設定する際の ΔRT_{NDT} には実測値を用いた。評価した照射材のデータ数は、圧延材で108点、鍛鋼品で60点、溶接金属で70点である。

各ケースについて引張特性予測式を検討した結果を、圧延材、鍛鋼品、溶接金属について表5.2.4-1に示す。予測残差の標準偏差は、「求めた予測式を用いて各特性値を予測した値」と「実測値」の差分の標準偏差である。また、予測残差の平均値は、上記差分の平均値である。

検討した式で予測した σ_Y 及び R_Y (R_{Y1} から R_{Y5} の5ケース)を、圧延材、鍛鋼品、溶接金属について図5.2.4-4に示す。 R_Y については、各ケースで予測性に若干差があるものの、5つのケースで明確な差異は認められなかったため、次項で検討する χ の予測性からどのケースが最適かを判断する。

5.2.4.3 χ の保守性の考慮

σ_Y 及び R_Y 予測値から設定した χ は、 σ_Y 実測値及び R_Y 実測値から求めた χ に比べて保守的に(χ の値が大きく)なっている必要がある。そのため、 σ_Y 予測値及び R_Y 予測値に対する残差の標準偏差 σ を用いて、保守側となる方向に 2σ を考慮する方針とした。ここで、 σ_Y は大きい方が χ として保守側、 R_Y は小さい方が χ として保守側となる。圧延材に対して、それぞれを考慮した結果の例を図5.2.4-5及び図5.2.4-6に示す。

ばらつきを考慮した上で、JEAC4201の国内脆化予測法から求めた ΔRT_{NDT} 計算値をインプットとして照射後の σ_Y 及び R_Y の値を予測し、それらから χ を求め、 σ_Y 実測値及び R_Y 実測値から求めた χ と比較した結果を図5.2.4-7に示す(対象は圧延材)。 χ の計算時に必要なパラメータは $m = 10$ 、 $K_I = 70\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ を用いた。いずれのケースでも基本的に1:1線の上側(保守側)

に予測できており、 R_{Y4} を用いたケースが最も1:1の線に傾向が近く予測性が高いことから、 R_{Y4} を予測式として採用することとした。

前述の図5.2.4-7は、 σ_Y 及び R_Y 実測値から求めた χ （横軸）と、予測式から得られた σ_Y 及び R_Y から求めた χ （縦軸）とを比較した結果である。ここで、 σ_Y 及び R_Y の予測にはそれぞれ保守側に 2σ を考慮しており、過度に保守的になっている可能性があるため、監視試験で得られた実測値を考慮して補正する方法を検討した。図5.2.4-8の方法で監視試験の実測値を包含させるように補正することで、全プラントで求めた標準偏差 2σ を適用する場合に比べて、実測と予測のマージンを小さくできる（図5.2.4-9）。ここで、マージンを定めなおす際の ΔRT_{NDT} には計算値を用いた。これは、 σ_Y 、 R_Y それぞれの ΔRT_{NDT} との関係式を求める際にはJEAC4201の年版に依らない実測値を基準としたが、評価時には、その評価に用いる年版の予測式で ΔRT_{NDT} 計算値を用いることが適切であるためである。実測値で定めなおしたマージンを適用した σ_Y 予測値及び R_{Y4} 予測値から計算した χ 予測値を、 χ 実測値と比較した結果を図5.2.4-10に示す。マージンを定めなおしたことで過度な保守性が緩和され、かつ、保守側に χ を予測できるようになった。

5.2.4.4 σ_Y 及び σ_B の温度依存性式

σ_Y 及び σ_B についての温度依存性を考慮するため、規格・文献から、適用温度範囲が室温以下に限定されていない式を抽出した結果を次に示す。

[σ_Y の温度依存性式]

WES1108-1995^[5-11] (JEAC4216-2015^[5-12])

$$\sigma_{YS(T)} = \sigma_{YS(RT)} \exp \left[\left\{ 481.4 - 66.5 \ln(\sigma_{YS(RT)}) \right\} \left(\frac{1}{T+273} - \frac{1}{293} \right) \right] \quad (5.2.4-1)$$

ASTM E1921-19^[5-13]

$$\sigma_{YS(T)} = \sigma_{YS(RT)} + 10^5 / (491 + 1.8T) - 189 \quad (5.2.4-2)$$

Zerilli - Armstrong^[5-14]

$$\sigma_{YS(T)} = \sigma_{YS(RT)} + [1200 \exp\{-(T + 273.15) / 97.8\} - 55.8] \quad (5.2.4-3)$$

ここで、 $\sigma_{YS(T)}$ は温度 T における降伏応力 (MPa)、 $\sigma_{YS(RT)}$ は室温における降伏応力 (MPa)、 T は温度 (°C) である。

[σ_B の温度依存性式]

BS7910: 2019

-196°Cから室温までの σ_B は数式で与えられているが、室温～200°Cはグラフから読み取った補正値を室温の値から差し引いて算出する。グラフから読み取った補正値から式化すると下式となる。

$$\sigma_{B(T)} = \sigma_{B(RT)} - f(T) \quad (5.2.4-4)$$

$$f(T) = \begin{cases} 0, & RT < T \leq 50 \\ 0.6T - 30 & 50 < T \leq 100 \\ 0.4T - 10 & 100 < T \leq 200 \end{cases}$$

ここで、 $\sigma_{B(T)}$ は温度 T における引張強さ (MPa)、 $\sigma_{B(RT)}$ は室温における引張強さ (MPa)、 T は温度 (°C) である。

WES2808: 2017^[5-15]

400～590MPa 級

$$\sigma_{B(\dot{\epsilon}, T)} = \sigma_{B(RT)} \exp \left[8 \times 10^{-4} RT \left(\frac{\sigma_{B(RT)}}{E} \right)^{-1.5} \left\{ \frac{1}{T \cdot \ln \left(\frac{10^9}{\dot{\epsilon}} \right)} - \frac{1}{RT \cdot \ln \left(\frac{10^9}{\dot{\epsilon}_0} \right)} \right\} \right] \quad (5.2.4-5)$$

780MPa 級

$$\sigma_{B(\dot{\epsilon}, T)} = \sigma_{B(RT)} \exp \left[1 \times 10^{-2} RT \left(\frac{\sigma_{B(RT)}}{E} \right)^{-1.1} \left\{ \frac{1}{T \cdot \ln \left(\frac{10^9}{\dot{\epsilon}} \right)} - \frac{1}{RT \cdot \ln \left(\frac{10^9}{\dot{\epsilon}_0} \right)} \right\} \right] \quad (5.2.4-6)$$

ここで、 $\sigma_{B(RT)}$ は静的ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_0$ (=10⁻⁴/s) 及び室温 RT (K) における引張強さ、 $\sigma_{B(\dot{\epsilon}, T)}$ は任意のひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ 及び温度 T (K) における引張強さ、 E は縦弾性係数 (温度に依らず 206,000 MPa) である。 $\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_0$ とすることで、静的ひずみ速度における温度依存性が推定できる。

これらの式に加えて、JSME 材料規格^[5-16]の温度依存性テーブルから抽出した値も加えて、監視試験における実測値と比較した結果を図 5.2.4-11 及び図 5.2.4-12 に示す。これらの結果より、 σ_Y は WES1108:1995 (JEAC4216-2015) 式が保守側となり、監視試験の実測値の傾向と矛盾がないことが示された。また、 σ_B は WES2808:2017 式が保守側となり、監視試験の実測値の傾向と矛盾がないことが示された。

したがって、 σ_Y 及び σ_B の高温の実測データがなくとも、これらの式を用いれば、室温の σ_Y 及び σ_B データから高温の σ_Y 及び σ_B を推定できる。

5.2.4.5 規格化における R_Y の設定オプション

上記のように R_Y を ΔRT_{NDT} の関数として予測する方法を検討したが、規格化においては、より簡便に、 R_Y の実測値を包絡するステップ関数として定める方法もあり得る。図 5.2.4-13 に全鋼種の R_Y 実測値を包絡するようにステップ関数として設定した R_Y を示す。また、そのステップ関数から求めた χ を図 5.2.4-14 に示す。ここで、 χ の計算には、実測値補正した予測 σ_Y 、 $m=10$ 、及び $K_I=70\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ を用いた。 ΔRT_{NDT} に対して R_Y は 2 段階のステップ関数となっているため、求めた χ も 2 グループに分かれ、 ΔRT_{NDT} が小さいグループでは過度に保守的に評価する結果となった。

図 5.2.4-15 には、圧延材（非照射及び照射）の R_Y データに対して、包絡率を変化させた場合の R_Y ステップ関数を示す。これらの種々包絡率での R_Y ステップ関数を用いて求めた χ は図 5.2.4-16 のようになり、包絡率 95%や 90%としたケースでは、過度な保守性がなくなった。

5.2.4.6 まとめ

照射材の塑性拘束補正係数 χ を求めるために、 ΔRT_{NDT} により σ_Y と R_Y を予測する式を検討した。その結果、材料区分毎に $\Delta\sigma_Y$ 及び R_Y を予測し、保守側となるようにマージン ($M_{\sigma Y}$ 、 $M_{R Y}$) として 2σ (σ : 予測残差の標準偏差) を考慮し、また、実測値を包絡するよう補正すれば、適切に χ を予測できた。予測式を式(5.2.4-7)から式(5.2.4-13)に示す。

$$\sigma_Y = \Delta\sigma_Y + \sigma_{Y0} + M_{\sigma Y} \quad (5.2.4-7)$$

$$\Delta\sigma_Y = 1.66 \Delta RT_{\text{NDT}}, M_{\sigma Y} = 60.6 \quad (\text{圧延材}) \quad (5.2.4-8)$$

$$\Delta\sigma_Y = 2.19 \Delta RT_{\text{NDT}}, M_{\sigma Y} = 42.4 \quad (\text{鍛鋼品}) \quad (5.2.4-9)$$

$$\Delta\sigma_Y = 1.83 \Delta RT_{\text{NDT}}, M_{\sigma Y} = 86.0 \quad (\text{溶接金属}) \quad (5.2.4-10)$$

$$R_Y = 0.000858 \Delta RT_{\text{NDT}} + 0.761 - M_{R_Y}, M_{R_Y} = 0.0494 \quad (\text{圧延材}) \quad (5.2.4-11)$$

$$R_Y = 0.00102 \Delta RT_{\text{NDT}} + 0.775 - M_{R_Y}, M_{R_Y} = 0.0200 \quad (\text{鍛鋼品}) \quad (5.2.4-12)$$

$$R_Y = 0.000390 \Delta RT_{\text{NDT}} + 0.870 - M_{R_Y}, M_{R_Y} = 0.0620 \quad (\text{溶接金属}) \quad (5.2.4-13)$$

また、規格・文献の温度依存性式は、監視試験の実測値の傾向と対応しており、適用可能であることを確認した。

R_Y を予測式で求める方法に加えて、実測値を包絡するステップ関数として設定する方法についても検討した。 ΔRT_{NDT} が低い領域では、ステップ関数として設定した R_Y による χ は過度に保守的となった。全数包絡ではなく、包絡率を 95% 等とすることで、過度な保守性は緩和される。

表5.2.4-1 (1/3) 圧延材の引張特性予測式

Table 5.2.4-1 (1/3) Prediction model for tensile properties of plates

No.	予測対象	方法	予測残差の標準偏差	予測残差の平均値	式
1	σ_Y	$\Delta\sigma_Y$ を ΔRT_{NDT} から予測し、 σ_Y 初期値に加算	30.3	3.34	$\sigma_Y = \Delta\sigma_Y + \sigma_{Y0}$ $\Delta\sigma_Y = 1.66 * \Delta RT_{NDT}$
2	σ_{B1}	$\Delta\sigma_B$ を ΔRT_{NDT} から予測し、 σ_B 初期値に加算	27.5	2.64	$\sigma_{B1} = \Delta\sigma_{B1} + \sigma_{B0}$ $\Delta\sigma_{B1} = 1.35 * \Delta RT_{NDT}$
3	σ_{B2}	$\Delta\sigma_Y$ と $\Delta\sigma_B$ の関係式を求め、 $\Delta\sigma_Y$ 予測値から $\Delta\sigma_B$ を予測し、 σ_B 初期値に加算	27.4	3.58	$\sigma_{B2} = \Delta\sigma_{B2} + \sigma_{B0}$ $\Delta\sigma_{B2} = 0.806 * \Delta\sigma_Y$
4	σ_{B3}	σ_Y と σ_B の関係式を求め、 $\Delta\sigma_Y$ 予測値に σ_Y 初期値を加算した σ_Y から、 σ_B を予測	25.3	2.71	$\sigma_{B3} = 0.809 * \sigma_Y + 239$
5	R_{Y1}	σ_Y と σ_{B1} の比 (No.1とNo.2の比)	0.0334	0.00240	$R_{Y1} = \sigma_Y / \sigma_{B1}$
6	R_{Y2}	σ_Y と σ_{B2} の比 (No.1とNo.3の比)	0.0334	0.00130	$R_{Y2} = \sigma_Y / \sigma_{B2}$
7	R_{Y3}	σ_Y と σ_{B3} の比 (No.1とNo.4の比)	0.0291	0.00238	$R_{Y3} = \sigma_Y / \sigma_{B3}$
8	R_{Y4}	σ_Y / σ_B を ΔRT_{NDT} から直接予測	0.0247	3.39E-17	$R_{Y4} = 0.000858 * \Delta RT_{NDT} + 0.761$
9	R_{Y5}	σ_Y と R_Y の関係式から R_Y を予測	0.0286	0.00150	$R_{Y5} = 0.000503 * \sigma_Y + 0.526$

表 5.2.4-1 (2/3) 鍛鋼品の引張特性予測式

Table 5.2.4-1 (2/3) Prediction models for tensile properties of forgings

No.	予測対象	方法	予測残差の標準偏差	予測残差の平均値	式
1	σ_Y	$\Delta\sigma_Y$ を ΔRT_{NDT} から予測し、 σ_Y 初期値に加算	21.2	7.22	$\sigma_Y = \Delta\sigma_Y + \sigma_{Y0}$ $\Delta\sigma_Y = 2.19 * \Delta RT_{NDT}$
2	σ_{B1}	$\Delta\sigma_B$ を ΔRT_{NDT} から予測し、 σ_B 初期値に加算	17.5	4.63	$\sigma_{B1} = \Delta\sigma_{B1} + \sigma_{B0}$ $\Delta\sigma_{B1} = 1.62 * \Delta RT_{NDT}$
3	σ_{B2}	$\Delta\sigma_Y$ と $\Delta\sigma_B$ の関係式を求め、 $\Delta\sigma_Y$ 予測値から $\Delta\sigma_B$ を予測し、 σ_B 初期値に加算	17.8	3.97	$\sigma_{B2} = \Delta\sigma_{B2} + \sigma_{B0}$ $\Delta\sigma_{B2} = 0.755 * \Delta\sigma_Y$
4	σ_{B3}	σ_Y と σ_B の関係式を求め、 $\Delta\sigma_Y$ 予測値に σ_Y 初期値を加算した σ_Y から、 σ_B を予測	17.7	5.51	$\sigma_{B3} = 0.771 * \sigma_Y + 238$
5	R_{Y1}	σ_Y と σ_{B1} の比 (No.1とNo.2の比)	0.0167	0.00626	$R_{Y1} = \sigma_Y / \sigma_{B1}$
6	R_{Y2}	σ_Y と σ_{B2} の比 (No.1とNo.3の比)	0.0164	0.00712	$R_{Y2} = \sigma_Y / \sigma_{B2}$
7	R_{Y3}	σ_Y と σ_{B3} の比 (No.1とNo.4の比)	0.0146	0.00520	$R_{Y3} = \sigma_Y / \sigma_{B_3}$
8	R_{Y4}	σ_Y / σ_B を ΔRT_{NDT} から直接予測	0.00993	5.92E-17	$R_{Y4} = 0.00102 * \Delta RT_{NDT} + 0.775$
9	R_{Y5}	σ_Y と R_Y の関係式から R_Y を予測	0.0146	0.00424	$R_{Y5} = 0.000619 * \sigma_Y + 0.492$

表5.2.4-1 (3/3) 溶接金属の引張特性予測式

Table 5.2.4-1 (3/3) Prediction models for tensile properties of weld metals

No.	予測対象	方法	予測残差の標準偏差	予測残差の平均値	式
1	σ_Y	$\Delta\sigma_Y$ を ΔRT_{NDT} から予測し、 σ_Y 初期値に加算	43.0	6.78	$\sigma_Y = \Delta\sigma_Y + \sigma_{Y0}$ $\Delta\sigma_Y = 1.83 * \Delta RT_{NDT}$
2	σ_{B1}	$\Delta\sigma_B$ を ΔRT_{NDT} から予測し、 σ_B 初期値に加算	24.0	3.81	$\sigma_{B1} = \Delta\sigma_{B1} + \sigma_{B0}$ $\Delta\sigma_{B1} = 1.47 * \Delta RT_{NDT}$
3	σ_{B2}	$\Delta\sigma_Y$ と $\Delta\sigma_B$ の関係を求め、 $\Delta\sigma_Y$ 予測値から $\Delta\sigma_B$ を予測し、 σ_B 初期値に加算	23.4	8.81	$\sigma_{B2} = \Delta\sigma_{B2} + \sigma_{B0}$ $\Delta\sigma_{B2} = 0.746 * \Delta\sigma_Y$
4	σ_{B3}	σ_Y と σ_B の関係を求め、 $\Delta\sigma_Y$ 予測値に σ_Y 初期値を加算した σ_Y から、 σ_B を予測	29.4	5.05	$\sigma_{B3} = 0.752 * \sigma_Y + 233$
5	R_{Y1}	σ_Y と σ_{B1} の比 (No.1とNo.2の比)	0.0425	0.00472	$R_{Y1} = \sigma_Y / \sigma_{B1}$
6	R_{Y1}	σ_Y と σ_{B2} の比 (No.1とNo.3の比)	0.0435	-0.00152	$R_{Y2} = \sigma_Y / \sigma_{B2}$
7	R_{Y3}	σ_Y と σ_{B3} の比 (No.1とNo.4の比)	0.0337	0.00370	$R_{Y3} = \sigma_Y / \sigma_{B3}$
8	R_{Y4}	σ_Y / σ_B を ΔRT_{NDT} から直接予測	0.0310	-3.38E-16	$R_{Y4} = 0.000390 * \Delta RT_{NDT} + 0.870$
9	R_{Y5}	σ_Y と R_Y の関係式から R_Y を予測	0.0330	0.00289	$R_{Y5} = 0.000458 * \sigma_Y + 0.602$

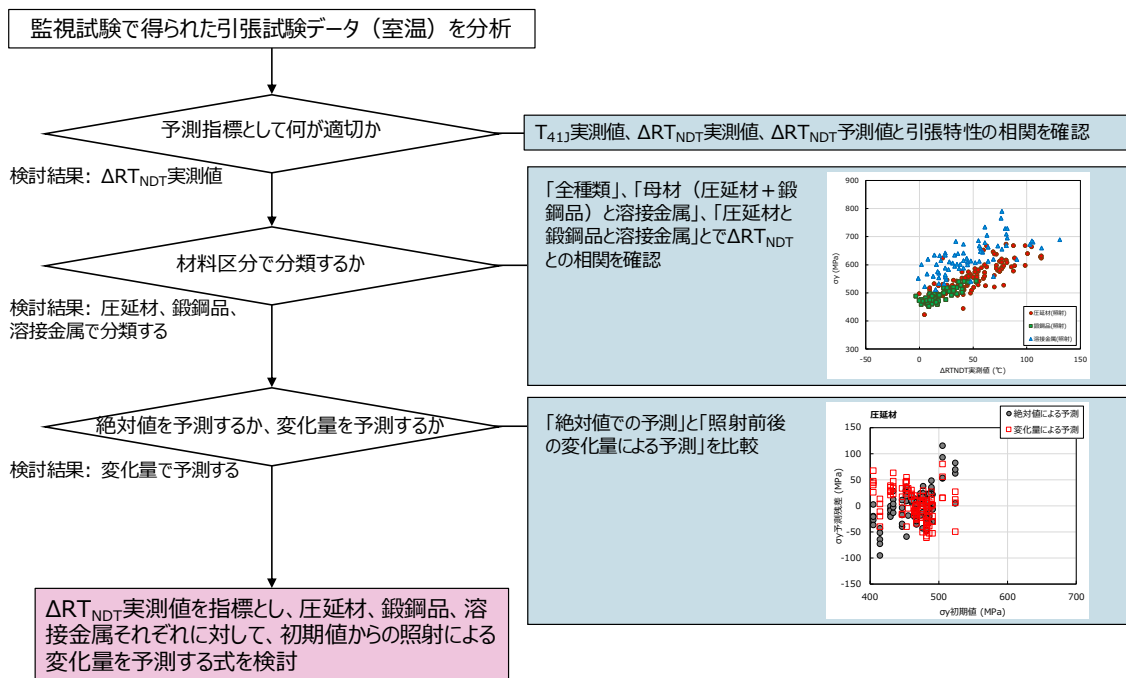
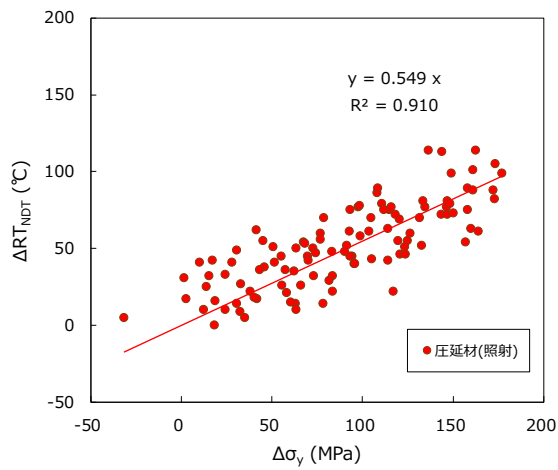
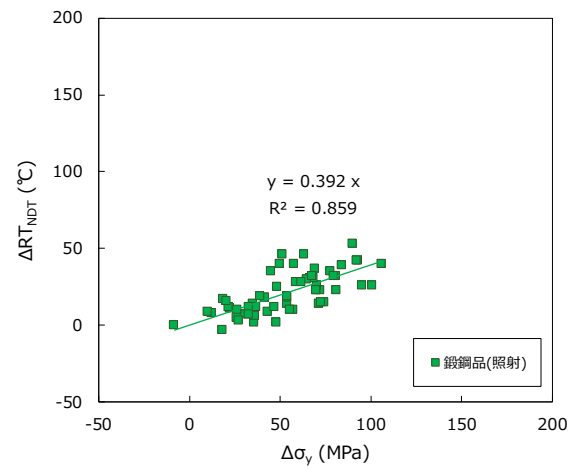


Fig. 5.2.4-1 Flow for development of prediction formula of tensile properties of irradiated materials

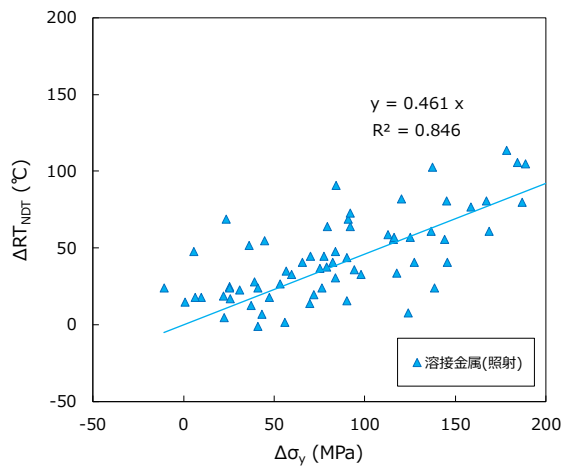
図5.2.4-1 照射材の引張特性予測式検討フロー



(a) 圧延材



(b) 鍛鋼品



(c) 溶接金属

Fig. 5.2.4-2 Correlation between $\Delta\sigma_Y$ and ΔRT_{NDT} obtained from surveillance tests

図5.2.4-2 監視試験で得られた $\Delta\sigma_Y$ と ΔRT_{NDT} の相関

No.	予測対象	方法
1	σ_Y	$\Delta\sigma_Y$ を ΔRT_{NDT} から予測し、 σ_Y 初期値に加算
2	σ_{B1}	$\Delta\sigma_B$ を ΔRT_{NDT} から予測し、 σ_B 初期値に加算
3	σ_{B2}	$\Delta\sigma_Y$ と $\Delta\sigma_B$ の関係式を求め、 $\Delta\sigma_Y$ 予測値から $\Delta\sigma_B$ を予測し、 σ_B 初期値に加算
4	σ_{B3}	σ_Y と σ_B の関係式を求め、 $\Delta\sigma_Y$ 予測値に σ_Y 初期値を加算した σ_Y から、 σ_B を予測
5	R_{Y1}	σ_Y と σ_{B1} の比 (No.1とNo.2の比)
6	R_{Y2}	σ_Y と σ_{B2} の比 (No.1とNo.3の比)
7	R_{Y3}	σ_Y と σ_{B3} の比 (No.1とNo.4の比)
8	R_{Y4}	σ_Y/σ_B を ΔRT_{NDT} から直接予測
9	R_{Y5}	σ_Y と R_Y の関係式から R_Y を予測

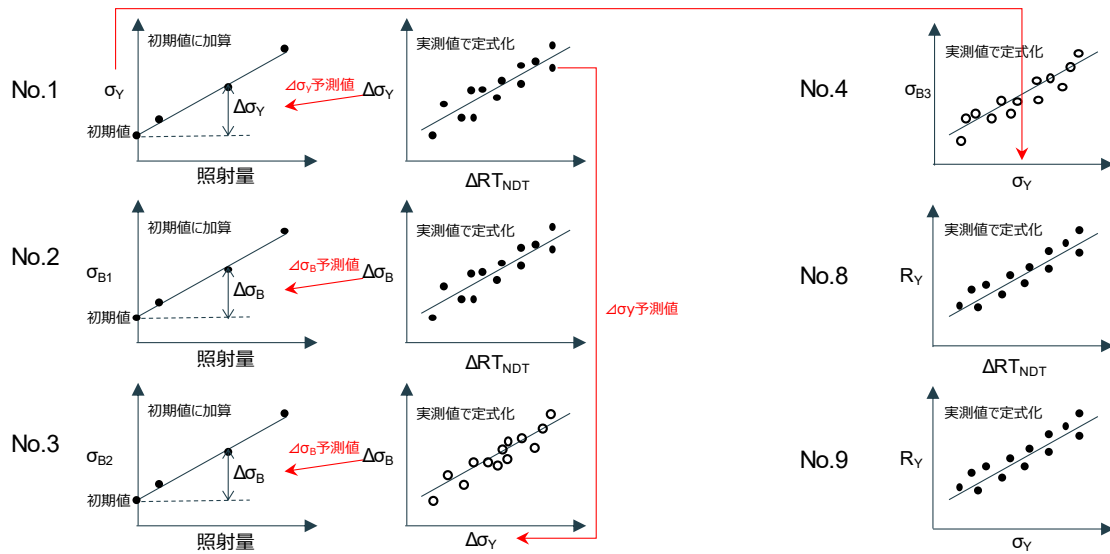
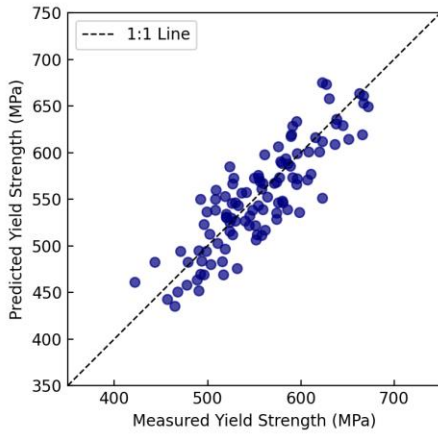
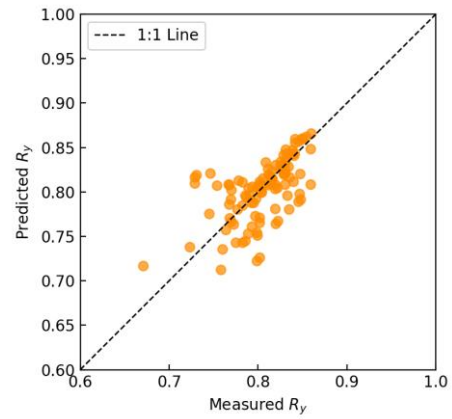


Fig. 5.2.4-3 Analysis cases of prediction model of tensile properties

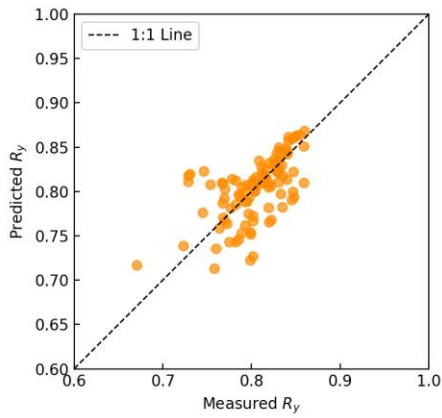
図5.2.4-3 引張特性予測式の検討ケース



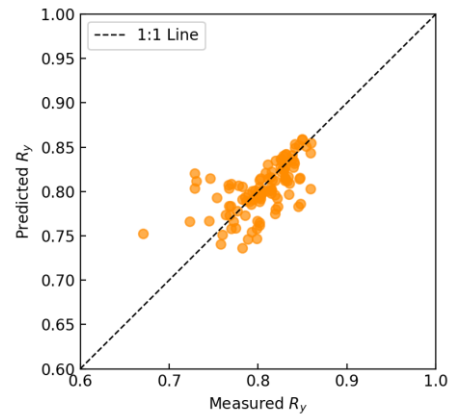
(a) σ_Y



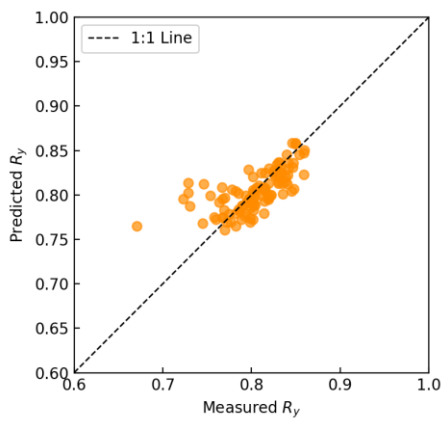
(b) R_{Y1}



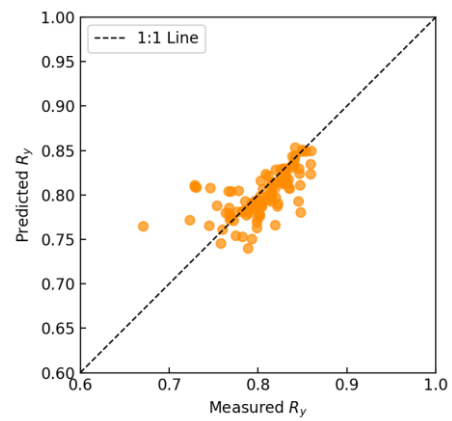
(c) R_{Y2}



(d) R_{Y3}



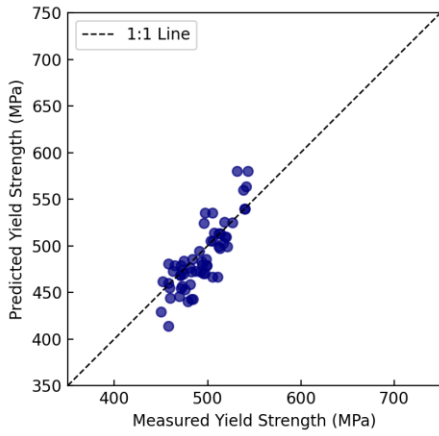
(e) R_{Y4}



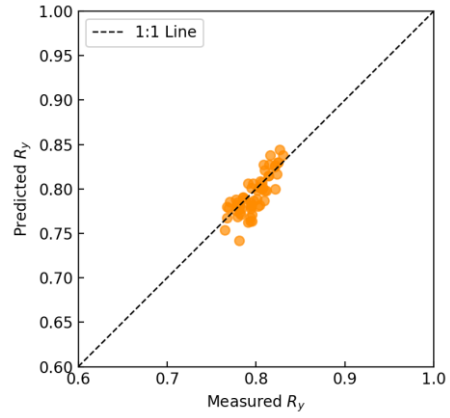
(f) R_{Y5}

Fig. 5.2.4-4 (1/3) Prediction results for σ_Y and R_Y (plates)

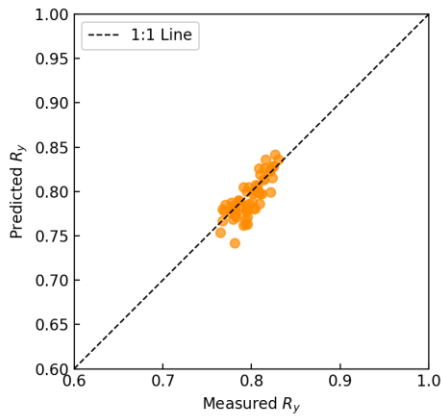
図 5.2.4-4 (1/3) σ_Y 及び R_Y の予測結果 (圧延材)



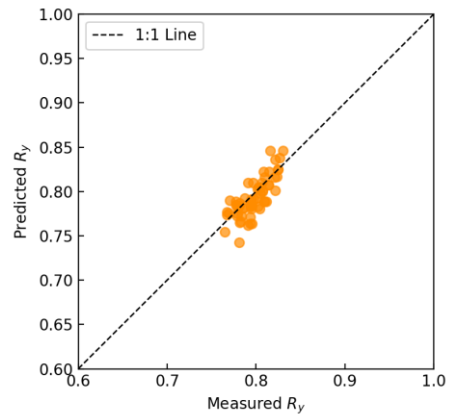
(a) σ_Y



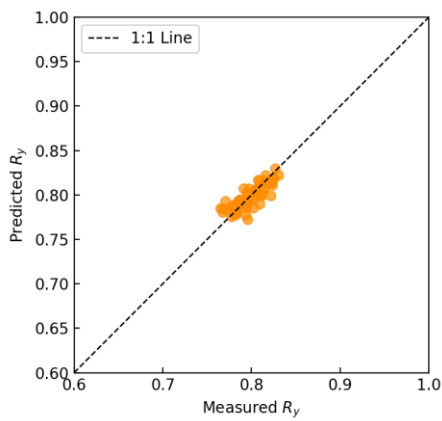
(b) R_{Y1}



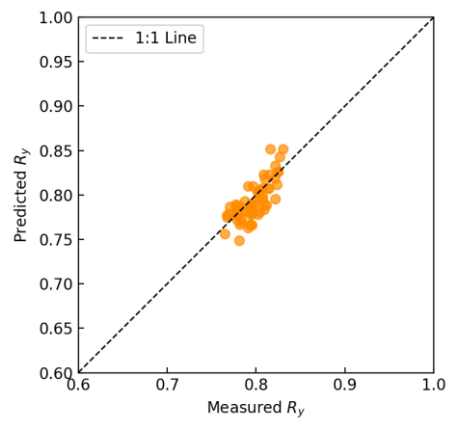
(c) R_{Y2}



(d) R_{Y3}



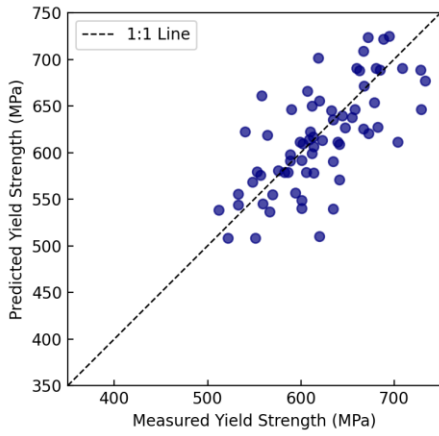
(e) R_{Y4}



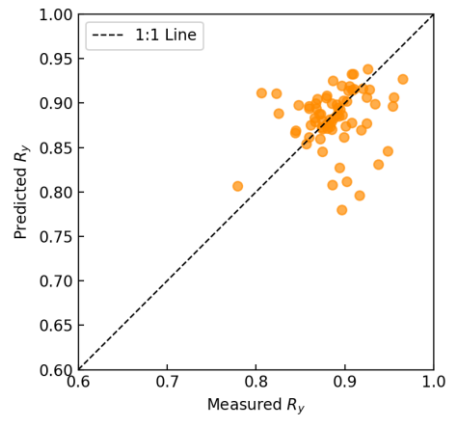
(f) R_{Y5}

Fig. 5.2.4-4 (2/3) Prediction results for σ_Y and R_Y (forgings)

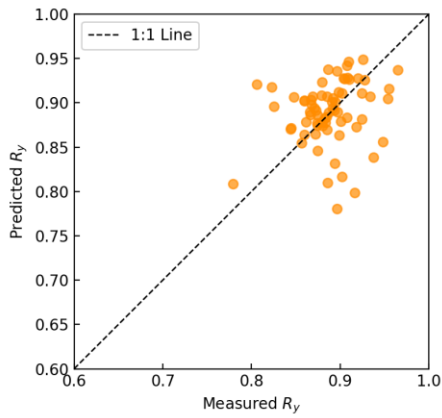
図 5.2.4-4 (2/3) σ_Y 及び R_Y の予測結果 (鍛鋼品)



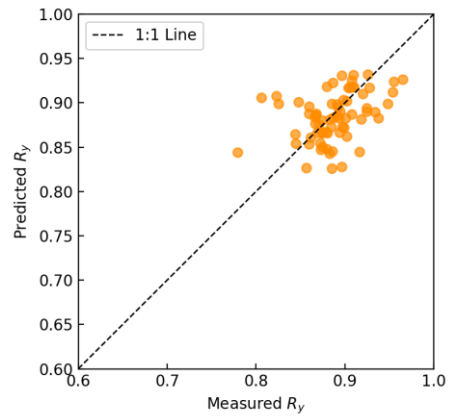
(a) σ_Y



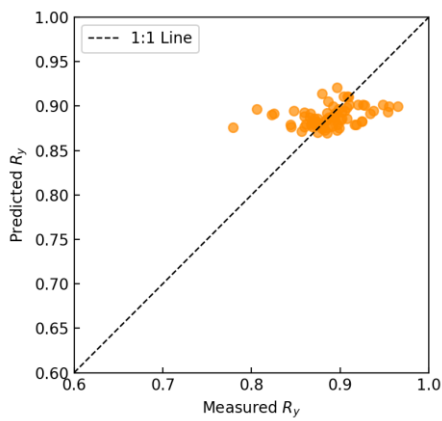
(b) R_{Y1}



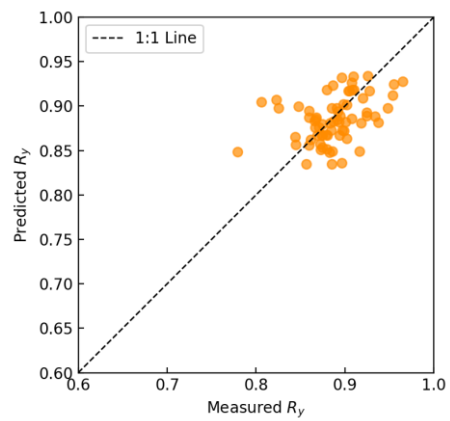
(c) R_{Y2}



(d) R_{Y3}



(e) R_{Y4}



(f) R_{Y5}

Fig. 5.2.4-4 (3/3) Prediction results for σ_Y and R_Y (weld metals)

図 5.2.4-4 (3/3) σ_Y 及び R_Y の予測結果 (溶接金属)

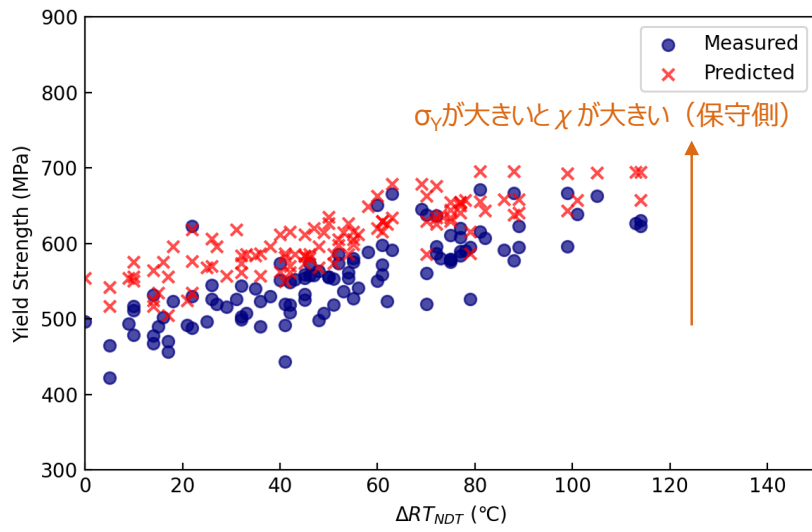


Fig. 5.2.4-5 Method for considering variability in σ_Y (example of plates)

図5.2.4-5 σ_Y に対するばらつきの考慮方法 (圧延材の例)

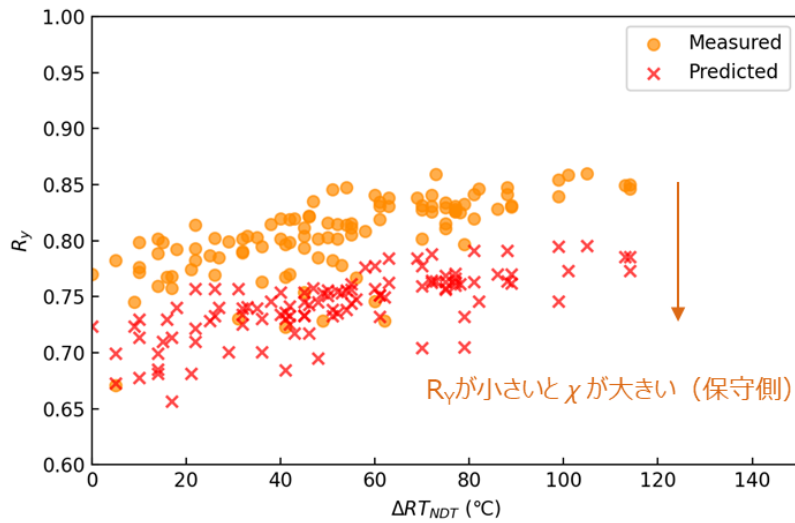
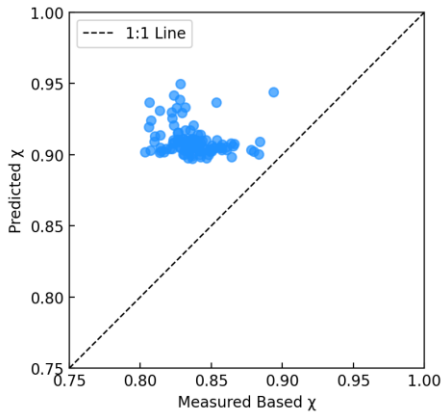
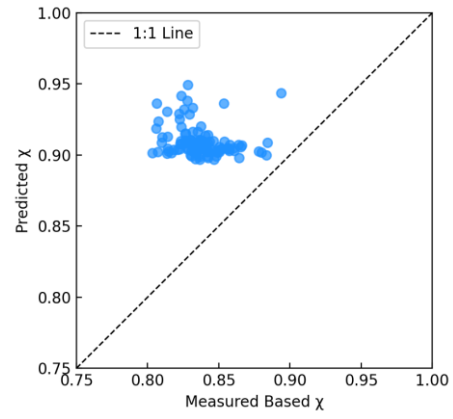


Fig. 5.2.4-6 Method for considering variability in R_Y (example of plates)

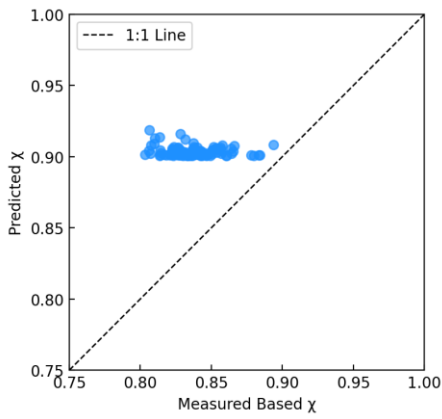
図5.2.4-6 R_Y に対するばらつきの考慮方法 (圧延材の例)



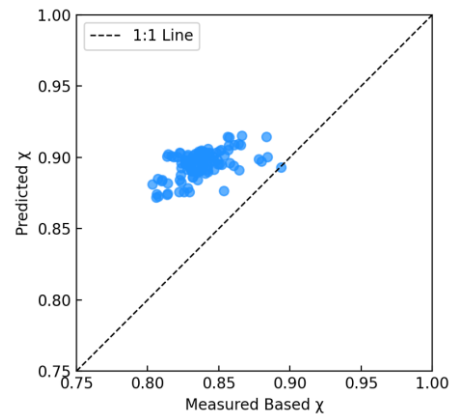
(a) R_{Y1}



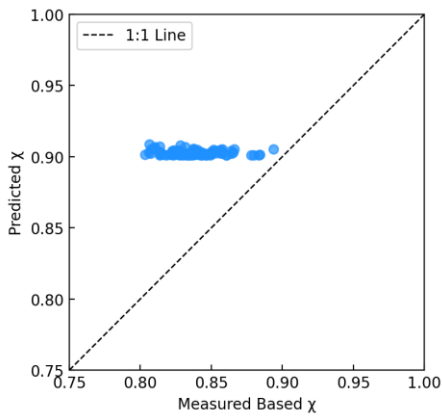
(b) R_{Y2}



(c) R_{Y3}



(d) R_{Y4}



(e) R_{Y5}

$m = 10, K_I = 70\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ で χ を計算

Fig. 5.2.4-7 Comparison between measured based χ and predicted χ . (plates)

図 5.2.4-7 実測値ベース χ と予測 χ の比較 (圧延材)

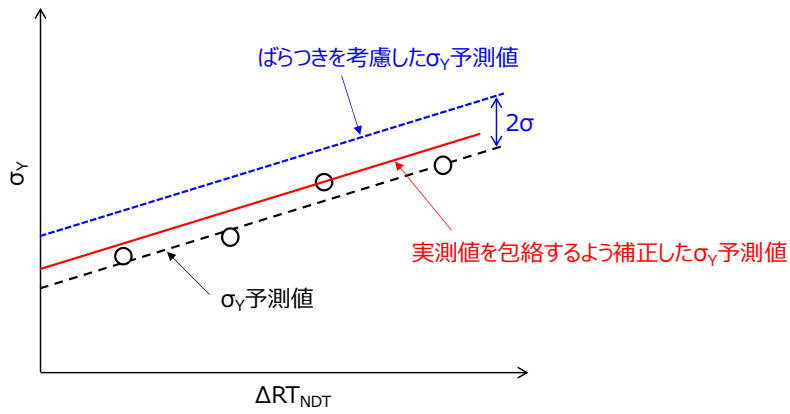


Fig. 5.2.4-8 Correction method based on measured values from surveillance tests

図 5.2.4-8 監視試験の実測値による補正方法

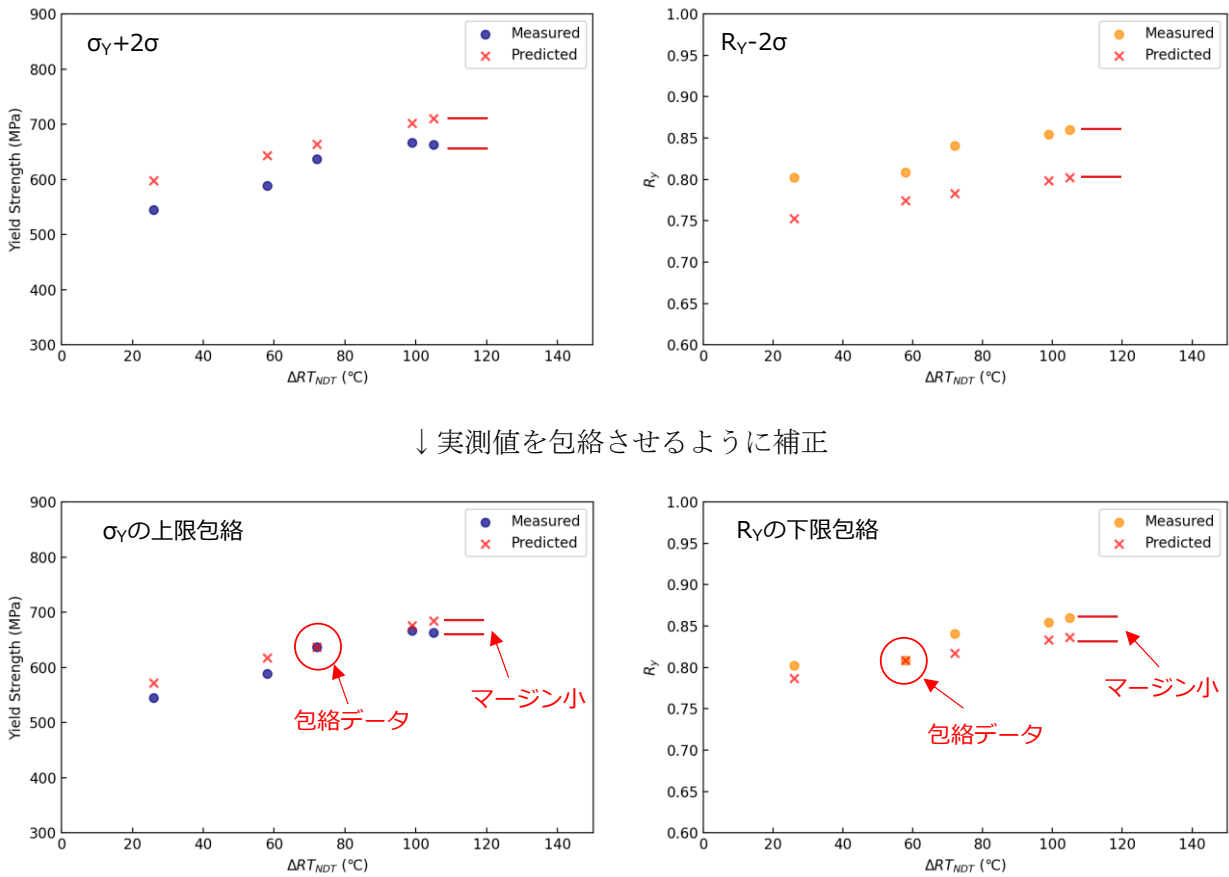
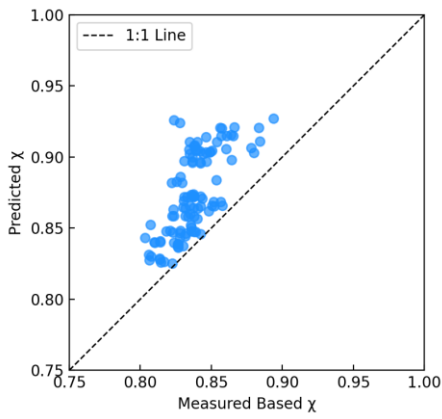
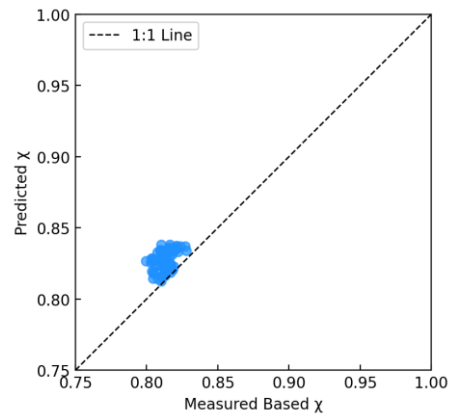


Fig. 5.2.4-9 Example of correction results based on measured values from surveillance tests

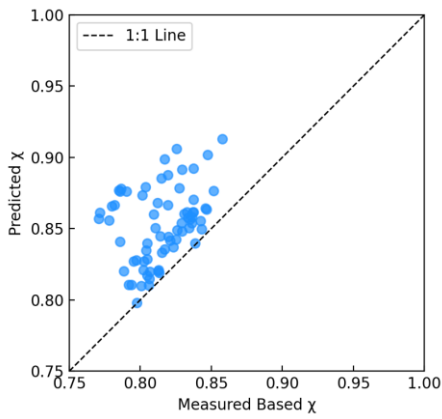
図 5.2.4-9 監視試験の実測値による補正結果の例



(a) 圧延材



(b) 鍛鋼品



(c) 溶接金属

$m = 10, K_I = 70\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ で χ を計算

Fig. 5.2.4-10 Comparison between measured based χ and predicted χ

(After correction based on measured values)

図 5.2.4-10 実測値ベース χ と予測 χ の比較 (実測値補正後)

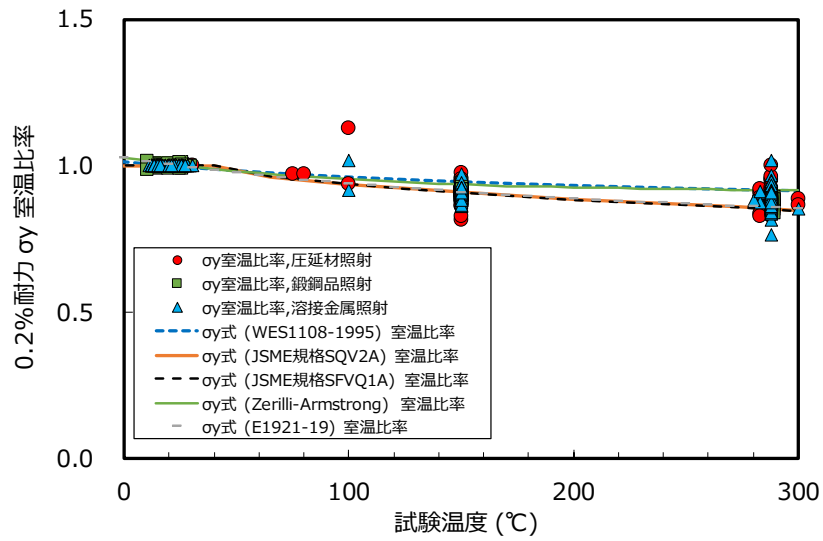


Fig. 5.2.4-11 Comparison between temperature dependence of σ_Y from models and experiments

図 5.2.4-11 σ_Y の温度依存性式と実測値の比較

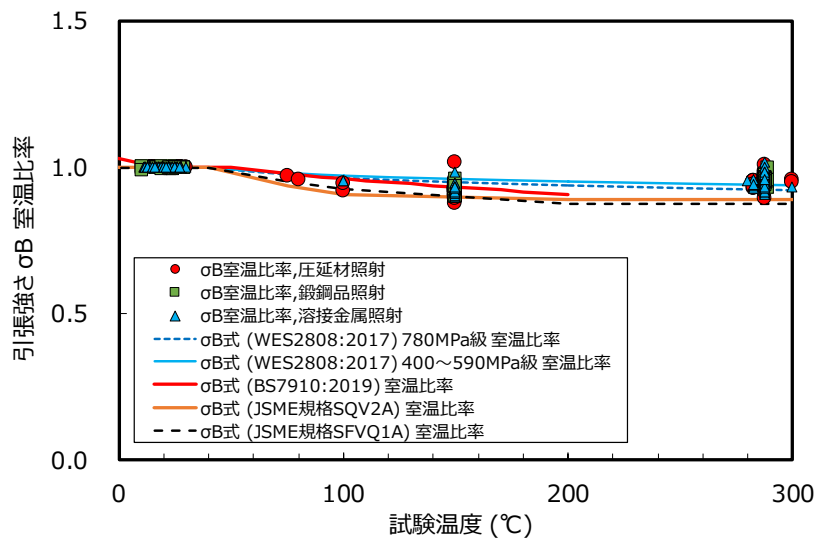


Fig. 5.2.4-12 Comparison between temperature dependence of σ_B from models and experiments

図 5.2.4-12 σ_B の温度依存性式と実測値の比較

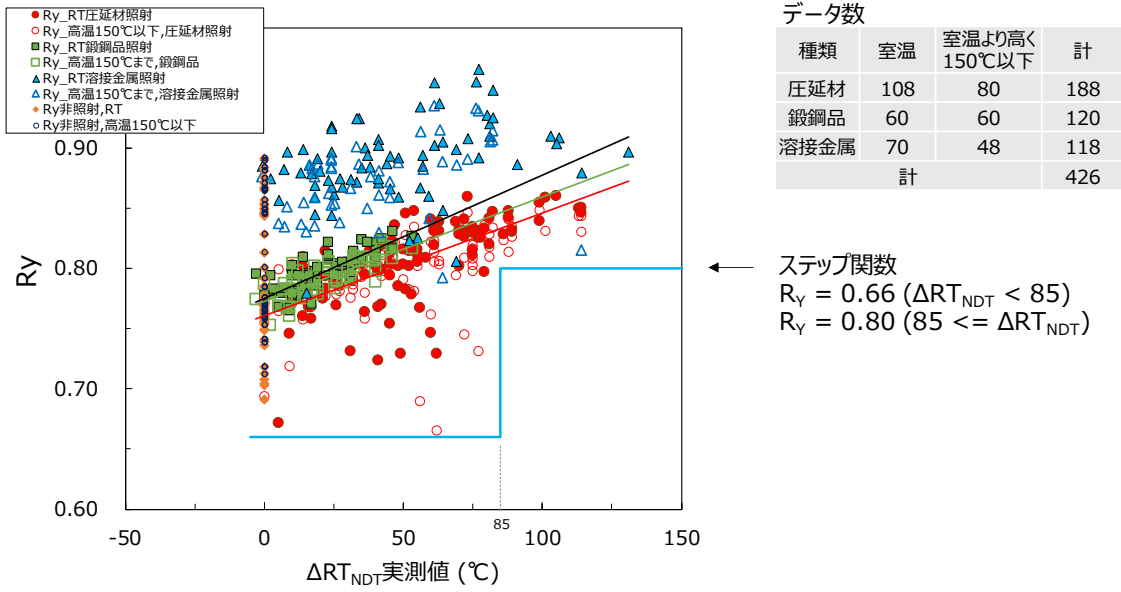


Fig. 5.2.4-13 R_Y enveloped by step function

図 5.2.4-13 ステップ関数で包絡した R_Y

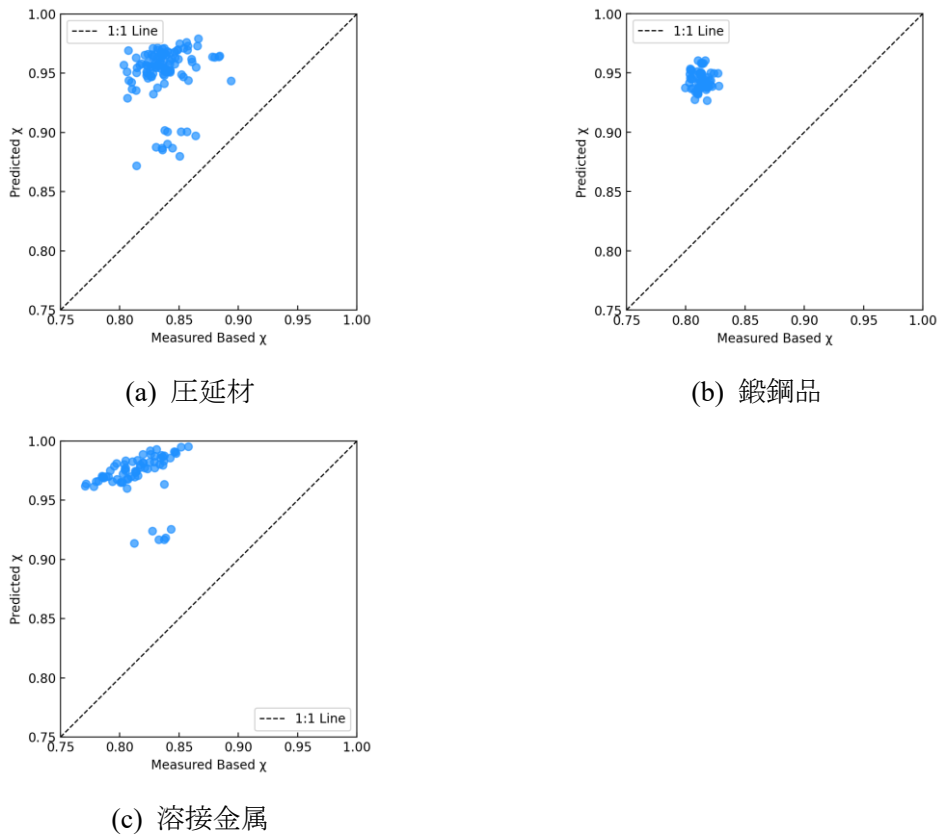
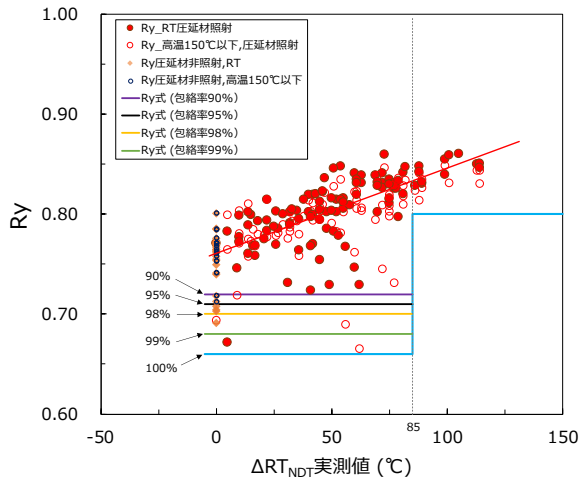


Fig. 5.2.4-14 Calculated χ using R_Y by step function

図 5.2.4-14 ステップ関数による R_Y を用いて求めた χ



データ数 ($\Delta RT_{NDT} \leq 85^\circ\text{C}$)

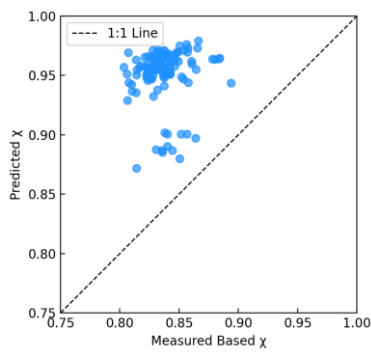
種類	室温	室温より高く150°C以下	計
圧延材 (非照射)	60	42	102
圧延材 (照射)	96	70	166
計			268

包絡率ごとの R_Y

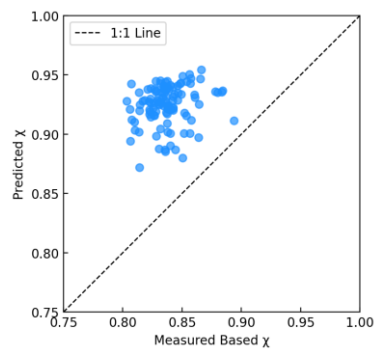
包絡率 (%)	データ数	包絡しない数	R_Y
99	265.3	2	0.68
98	262.6	5	0.70
95	254.6	13	0.71
90	241.2	26	0.72

Fig. 5.2.4-15 R_Y by step function with different enveloping ratio (plates)

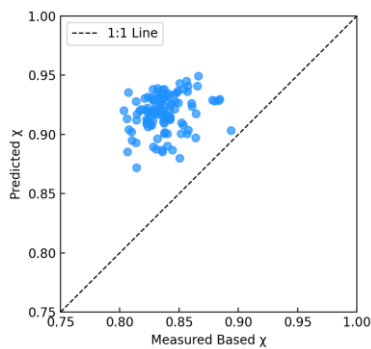
図 5.2.4-15 包絡率を変えたステップ関数による R_Y (圧延材)



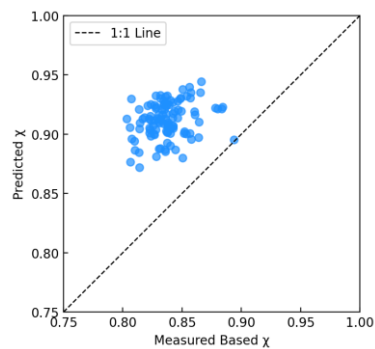
(a) 包絡率100%



(b) 包絡率98%



(c) 包絡率95%



(d) 包絡率90%

$$m = 10, K_I = 70\text{MPa}\sqrt{\text{m}} \text{ で } \chi \text{ を計算}$$

Fig. 5.2.4-16 Calculated χ using the R_Y by step function with different enveloping ratio (plate)

図 5.2.4-16 包絡率を変えたステップ関数による R_Y を用いて求めた χ (圧延材)

5.2.5 塑性拘束補正の適用事例

5.2.4 で検討した照射後の引張特性の予測式（監視試験で得られた実測値を考慮して補正する方法）により推定した代表プラントの引張特性を使用して、5.2.3 で定式化した χ と原子炉压力容器モデルから直接得られた χ とを比較する。なお、5.2.3 及び 5.2.4 で検討した結果は文献[5-17]に公開されている。推定した照射後の引張特性は降伏応力 674MPa，降伏比 $R_Y=0.83$ であり，ワイブルパラメータ m は 20 と保守的な 10 の 2 ケースとした。

図 5.2.5-1 に原子炉压力容器モデルから直接得られた χ と規格化 K_I 関係及び定式化 χ と K_I 関係の比較を示す。原子炉压力容器モデルによる塑性拘束補正係数 χ に比べて，定式化 χ は大きくなり保守的な設定ができていることが分かる。図 5.2.5-2 にそれぞれの χ を用いて原子炉压力容器の K_I を補正した結果を示す。ここで，横軸は亀裂最深部温度としているが，亀裂内の位置によって温度は変化する。亀裂全体に対して求めたワイブル応力を使用して K_I を補正していることから，温度に関する保守的な取り扱いとして，亀裂部で最も低い温度となるクラッドと母材との境界位置の温度で評価することが考えられる。そこで，図 5.2.5-2 では，亀裂最深部の温度の代わりに，クラッドと母材との境界位置の温度とした場合も点線で示した。定式化 χ を使用すると，原子炉压力容器モデルによる χ を使用するよりも補正後の原子炉压力容器の K_I ($K_{I\text{cor}}$) は低下度が小さく，保守側の評価になることが示されている。また， χ を使用したときの塑性拘束補正の効果を式(5.2.5-1)に示す JEAC4206-2007 の破壊靱性遷移曲線を使用して求めた。ここで，最終項の 125 が基準温度(°C)であり，この値を T_p とし，大 LOCA の K_I 履歴の最大値が K_{Ic} 曲線と交わる T_p を求めた。各評価において求めた T_p を表 5.2.5-1 に示す。表 5.2.5-1 より，定式化 χ を用いた場合は m が 20 のとき 18°C， m が保守的な 10 のとき 10°C，詳細に原子炉压力容器モデルで評価すると m が 20 のとき 54°C， m が保守的な 10 のとき 38°C 合理的に評価できる。なお，原子炉压力容器モデルによる補正において，保守的にクラッド-母材境界部温度を使用した場合でも合理的に評価が可能であり，また，定式化 χ はそれより更に保守的に評価できていることが確認できる。

$$(\text{プラント評価時期の } K_{Ic}) > 20.16 + 129.9 \exp[0.0161(T - 125)] \quad (5.2.5-1)$$

表 5.2.5-1 塑性拘束適用事例における T_p の値

Table 5.2.5-1 Values of T_p for K_J correction result using plastic constraint correction

項目	T_p (°C) (注1)	
	10	20
m	10	20
補正無し	199	
原子炉圧力容器モデル	237 (+38)	253 (+54)
原子炉圧力容器モデル (クラッド-母材境界部温度使用)	217 (+18)	232 (+33)
定式化	209 (+10)	217 (+18)

(注1) カッコ内の値は、補正無しの場合からの T_p の差（緩和効果）を示す。

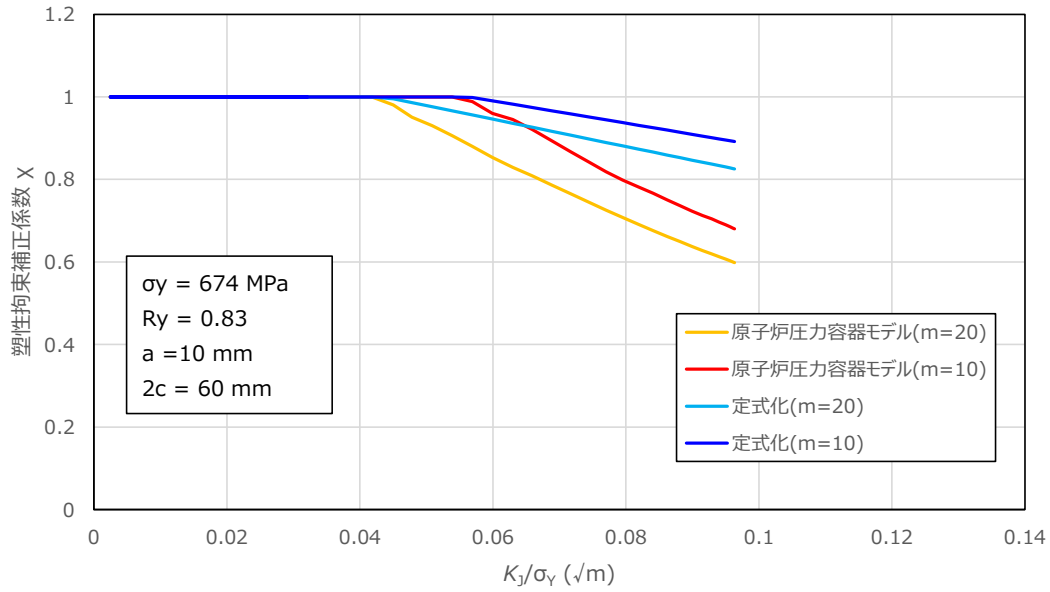


Fig. 5.2.5-1 Comparison of plastic constraint correction coefficient χ between reactor pressure vessel model and formulated equation

図 5.2.5-1 原子炉压力容器モデルと定式化した塑性拘束補正係数 χ の比較

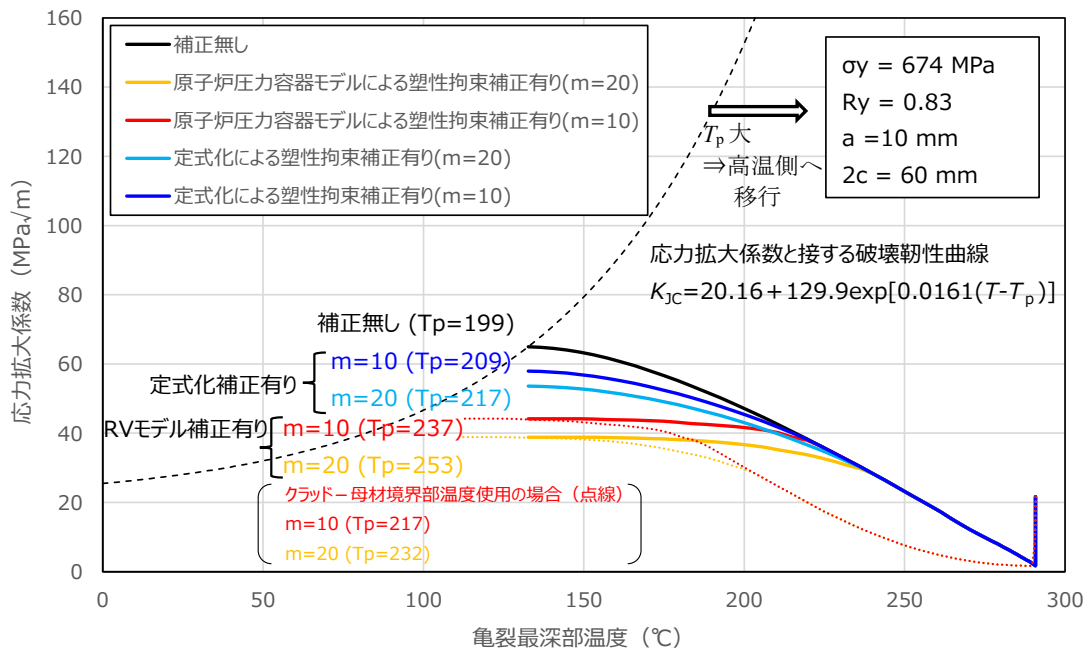


Fig. 5.2.5-2 K_J correction result using plastic constraint correction coefficient χ

図 5.2.5-2 塑性拘束補正係数 χ を用いた K_J 補正結果

参考文献

- [5-1] ISO 27306:2009, 2016, “Metallic materials - Method of constraint loss correction of CTOD fracture toughness for fracture assessment of steel components”.
- [5-2] BS 7910:2019, “Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures”, BSI Standards Publication.
- [5-3] 日本電気協会, 原子力規格委員会 電気技術規程 原子力編 “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”, JEAC4206-2016 (2016).
- [5-4] T. Tobita, et al., “Effect of neutron irradiation on the mechanical properties of weld overlay cladding for reactor pressure vessel”, Journal of Nuclear Materials, 452 (2014) 61-68.
- [5-5] Welding research council bulletin series, no.413, “Development of criteria for assessment of reactor vessels with low upper shelf fracture toughness”, (1996).
- [5-6] ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section VIII, “Rules for Construction of Pressure Vessels”, Division 2, “Alternative Rules”, (2019).
- [5-7] 廣田貴俊, 小川直輝, 阪本浩之, "原子炉圧力容器のクラッド下の全周亀裂に対する応力拡大係数の算出方法の検討", 日本機械学会論文集 Vol. 86, No. 882, 19-00308, (2020).
- [5-8] F. Minami, et al., "Crack Geometry Effect on Stress-Strain Fields for Crack Under Biaxial Loading", Journal of Pressure Vessel Technology, Vol. 132, (2010).
- [5-9] 日本電気協会, 原子力規格委員会 電気技術規程 原子力編 “原子炉構造材の監視試験方法”, JEAC4201-2007 [2013 年追補版], (2013).
- [5-10] J. F. Perrin, et al., “Physically Based Regression Correlations of Embrittlement Data From Reactor Pressure Vessel Surveillance Program”, EPRI NP-3319, Project 1240-1, Final Report, (1984).
- [5-11] 一般社団法人 日本溶接協会 “亀裂先端開口変位 (CTOD) 試験方法”, WES1108:1995.
- [5-12] 日本電気協会, 原子力規格委員会 電気技術規程 原子力編 “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”, JEAC4216-2015, (2013).
- [5-13] ASTM E1921-19, “Standard Test Method for Determination of Reference Temperature, T_0 , for Ferritic Steels in the Transition Range”, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2019, www.astm.org.
- [5-14] Zerilli, F.J., and Armstrong, R.W., “Dislocation-Mechanics-Based Constitutive Relations for Material Dynamics Calculations”, J.Appl.Phys., Vol.65, No. 5, March 1987, pp.1816-1825.

- [5-15] 一般社団法人 日本溶接協会 “動的繰返し大変形を受ける溶接鋼構造物のぜい性破壊性能評価方法”, WES2208: 2017.
- [5-16] 日本機械学会, 発電用原子力設備規格 “材料規格 (2012 年版)”, JSME S NJ1-2012 (2012).
- [5-17] Nagoshi, Y., Hirota, T., Fukahori, T., Sakima, K., Hojo, K., Ohata, M., and Minami, F., “Plastic Constraint Correction Factor on Brittle Fracture in Ductile-Brittle Transition Temperature Region (Report 2)”, Proceedings of ASME 2025 Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2025-152875, 2025.

6. 規格化に向けた検討

4章では、原子炉圧力容器材を用いて塑性拘束の大きい C(T)及び SE(B)試験片等の標準破壊靱性試験片、及び塑性拘束の小さい表面亀裂付平板試験体の破壊試験を実施し、塑性拘束の異なる試験片の DBTT 領域における破壊基準に限界ワイブル応力が適用できることを検証した。5章では、この知見をもとに、塑性拘束補正係数 χ を導入することにより、構造物の K_J を標準破壊靱性試験片と同等の塑性拘束に相当する K_J に変換する方法を策定した。塑性拘束補正係数 χ は、同一 σ_w 値に対応する破壊靱性試験片及び構造物のそれぞれの $K_J(K_J^{C(T)}$ 及び K_J^{RV})を求め両者の比をとることで定義する。即ち、

$$\chi = K_J^{C(T)} / K_J^{RV} \quad (6-1)$$

あらかじめ式(6-1)より、 χ を準備しておけば、従来の破壊力学的解析法により構造物の $K_J(K_J^{RV})$ を計算すれば、大きな塑性拘束条件の標準破壊靱性試験片相当の K_J に換算でき、破壊基準である K_{Jc} との比較により、より精度の高い破壊判定が可能となる。また、構造物と標準破壊靱性試験片のそれぞれの σ_w - K_J 関係が得られれば、 σ_w を介して構造物の K_J を標準破壊靱性試験片相当の拘束度に対応させた K_J が求められる。

CAF 小委員会では、対象原子炉圧力容器の厚さを PWR 代表厚さ 200mm、想定亀裂を深さ 10mm、全長 60mm の半楕円表面亀裂とする限定した条件で χ を定式化した。CAF-II 小委員会では BWR への適用も考慮して対象厚さを 100mm~250mm とし、非破壊検査による亀裂検出精度から、より小さい亀裂も対象として、 χ の定式化を再検討した。

また、CAF 小委員会で定式化した χ については、対象を原子炉圧力容器とし、 χ を用いて原子炉圧力容器の K_J を塑性拘束の大きな条件での K_J に換算する簡易評価法を規定した規格案を検討した（付録 2）。また、簡易評価法に加えて、数値解析により標準破壊試験片と原子炉圧力容器のそれぞれの σ_w - K_J 関係を求めて圧力容器の K_J を換算する詳細評価法の 2 つの方法を規定したガイドラインを策定した（付録 3）。

7. まとめ

高経年化が進む傾向にある原子力分野のプラントの安全・安心稼働の合理的判断が図れるように、脆性破壊又は延性亀裂進展を伴う脆性破壊を想定した耐破壊安全性評価手法を構築することを目的として、日本溶接協会原子力研究委員会傘下にCAF小委員会及びCAF-II小委員会を設立し、2018年から7年間に渡る研究活動を展開した。評価の対象としたのは加圧水型軽水炉(PWR)プラントで、異常時の加圧熱衝撃(PTS)によって、内圧による応力と熱過渡による熱応力が重畳する条件下で発生する破壊を想定した。評価手法には、近年の破壊力学の進歩をふまえ、破壊靱性試験片と実構造要素との塑性拘束の差異を組み入れるべく、脆性破壊についてはワイブル応力を破壊駆動力とするBereminモデルを用い、延性亀裂進展を伴う脆性破壊については延性損傷モデルとBereminモデルを組み合わせた。

主な成果は次に示すとおりであり、参考文献[7-1]～[7-10]において公開されている。今後原子力分野において塑性拘束効果を考慮した破壊評価基準の規格化に役立てられることが望まれる。

(1) 文献調査

塑性拘束効果を考慮可能な破壊評価手法として、脆性破壊についてはBereminモデル、延性破壊についてはGTNモデルの適用検討が比較的広く進められており、現時点で脆性破壊、及び延性亀裂進展後の脆性破壊を扱う最も有効な評価法であると考えられることから、本委員会で扱う破壊評価モデルとして提案した。

(2) 破壊予測モデルの検証

破壊予測モデルの妥当性を確認するための破壊試験データを取得することを目的として、原子炉圧力容器鋼に対するC(T)試験、SE(B)試験、表面亀裂付き平板曲げ及び引張試験を実施し、提案した破壊予測モデルを用いて、塑性拘束度の低い表面亀裂付き平板引張試験体及び平板曲げ試験体を破壊予測した結果、破壊試験で得られた K_{Ic} は予測の範囲にあり、提案した手法で適切に破壊予測できることを確認した。

(3) 数値解析手法のベンチマーク解析

低合金鋼のC(T)試験片、SE(B)試験片、表面亀裂付き平板曲げ試験片、表面亀裂付き引張試験片に対する複数機関によるベンチマーク解析を実施し、各試験片の σ_w 及び破壊予測は全機関で概ね一致する結果が得られた。GTN解析については、一部差が生じて

いるものがあるが、荷重－開口変位関係、及び延性亀裂進展量－J積分関係はほぼ一致していることを確認した。

(4) 塑性拘束補正係数の算出式

原子炉容器圧力容器を対象とした破壊評価法の整備のために、表面亀裂付平板モデルを用いて、塑性拘束補正係数 χ を算出し、塑性拘束補正係数 χ への影響が認められた因子（亀裂深さ、亀裂長さ、降伏比、降伏点、及びワイブルパラメータ m ）を考慮して、より簡便に塑性拘束補正係数を扱えるよう χ - K_I 関係を3直線で近似する手法を適用し、 χ の算出式を導出した。また、本手法を用いて、求めた χ と平板モデル及び原子炉圧力容器モデルで求めた χ を比較した結果、定式化した塑性拘束補正係数 χ は保守側の値となっており、原子炉圧力容器モデルの拘束効果を保守的に評価できることを確認した。

(5) 塑性拘束補正係数の算出に用いる照射後の引張特性の推定方法

国内PWRプラントの監視試験結果を元に、 χ 算定式に使用する中性子照射後の降伏点 σ_Y と降伏比 R_Y の推定方法を策定した。また、 σ_Y と R_Y (σ_B) の温度依存性式の文献調査を行い、監視試験結果を適切に予測できる温度依存性式を検討した。

(6) 塑性拘束の補正方法の規格化

塑性拘束の補正方法について検討した結果を踏まえて、中性子照射後の原子炉圧力容器を対象として、塑性拘束効果を考慮した破壊評価法のガイドライン案を作成した。また、応力拡大係数の算出方法を規定した他規格への取り込みを念頭に、塑性拘束効果を考慮して応力拡大係数を補正するための附属書の案を作成した。

参考文献

[7-1] K. Hojo, T. Hirota, Y. Nagoshi, T. Fukahori, K. Sakima, M. Ohata, and F. Minami, “Constraint effect on fracture in ductile-brittle transition temperature region”, PVP2021-61318, Pressure Vessels & Piping Conference PVP2021, July 12-16, 2021, Virtual, Online.

[7-2] T. Hirota, Y. Nagoshi, K. Hojo, H. Okada, A. Takahashi, T. J. Katsuyama, T. Ueda, T. Okada, K. Yashirodai, M. Ohata, and F. Minami, “Benchmark analysis of Beremin model and GTN model by CAF subcommittee”, PVP2021-61668, Pressure Vessels & Piping Conference PVP2021, July 12-16, 2021, Virtual, Online.

[7-3] 八代醜健志, 中根一起, 「ワイブル応力を用いた脆性破壊評価結果におよぼす亀裂先

端要素の影響に関する分析」，日本機械学会 M&M2021 材料力学カンファレンス，OS1908，2021.

- [7-4] K. Hojo, T. Hirota, Y. Nagoshi, T. Fukahori, K. Sakima, M. Ohata, and F. Minami, “Constraint effect on fracture in ductile-brittle transition temperature region (Report 2)”, PVP2022-84186, Pressure Vessels & Piping Conference PVP2022, July 17-22, 2022, Las Vegas, NV, USA.
- [7-5] K. Hojo, T. Hirota, Y. Nagoshi, T. Fukahori, K. Sakima, M. Ohata, and F. Minami, “Constraint effect on fracture in ductile-brittle transition temperature region (Report 3)”, PVP2023-105965, Pressure Vessels & Piping Conference PVP2023, July 16-21, 2023, Atlanta, GA, USA.
- [7-6] Y. Nagoshi, T. Fukahori, H. Okada, A. Takahashi, M. Shimodaira, T. Ueda, T. Ogawa, K. Yashirodai, Y. Takahashi, and M. Ohata, “Benchmark analysis by Bermin model and GTN model in CAF Subcommittee”, Transactions of the SMiRT 27 Yokohama, Japan, March 3-8, 2024.
- [7-7] K. Hojo, T. Hirota, Y. Nagoshi, T. Fukahori, K. Shimizu, M. Shimodaira, T. Ogawa, K. Yashirodai, M. Ohata, and F. Minami, “Plastic constraint correction factor α for WES standard on brittle fracture in ductile - brittle transition temperature region”, PVP2024-123140, Pressure Vessels & Piping Conference PVP2024, July 29 – August 2, 2024, Bellevue, WA, USA.
- [7-8] 清水万真, 矢後裕基, 庄司博人, 大畑充, 名越康人, 廣田貴俊, 北条公伸, 南二三吉, 「延性-脆性遷移温度域における限界ワイブル応力分布の温度依存性に関する検討」, 溶接学会論文集 第 42 卷, 第 4 号, 2024.
- [7-9] Y. Nagoshi, T. Hirota, T. Fukahori, K. Sakima, K. Hojo, M. Ohata, and F. Minami, “Plastic constraint correction factor on brittle fracture in ductile - brittle transition temperature region (Report 2)”, PVP2025-152875, Pressure Vessels & Piping Conference PVP2025, July 20-24, 2025, Montreal, Quebec, Canada.
- [7-10] K. Hojo, T. Hirota, Y. Nagoshi, T. Fukahori, K. Sakima, M. Ohata, and F. Minami, “Application of fracture assessment method considering constraint effect to ductile – brittle transition temperature region”, ASME Journal of Pressure Vessel Technology, PVT-24-1192, October 2025, Vol. 147/ 051501.

付録 1

委員名簿

日本溶接協会 塑性拘束効果を考慮した破壊評価基準の確立検討小委員会
CAF小委員会
委員名簿 (2023年3月末時点)

No.	区 分	氏 名	所 属
1	主 査	南 二 三 吉	国立大学法人 大阪大学
2	副 主 査	大 畑 充	国立大学法人 大阪大学
3	幹 事	北 条 公 伸	三菱重工業(株)
4	幹 事	廣 田 貴 俊	三菱重工業(株)
5	幹 事	北 条 隆 志	関西電力(株)
6	幹 事	中 崎 亮	関西電力(株)
7	幹 事	佐 藤 輝 嘉	(株) I H I
8	幹 事	齋 藤 利 之	東芝エネルギーシステムズ(株)
9	幹 事	中 根 一 起	日立GEニュークリア・エナジー(株)
10	中 立 委 員	岡 田 裕	学校法人 東京理科大学
11	中 立 委 員	高 橋 昭 如	学校法人 東京理科大学
12	中 立 委 員	高 橋 由 紀 夫	一般財団法人 電力中央研究所
13	中 立 委 員	三 浦 直 樹	一般財団法人 電力中央研究所
14	中 立 委 員	鈴 木 一 真	一般財団法人 電力中央研究所
15	中 立 委 員	下 平 昌 樹	国立研究開発法人 日本原子力研究開発機構
16	中 立 委 員	清 水 万 真	国立大学法人 大阪大学
17	委 員	渡 辺 健 介	北海道電力(株)
18	委 員	西 勝 寛 朗	東京電力ホールディングス(株)
19	委 員	富 岡 昭 宏	四国電力(株)
20	委 員	中 山 裕 太	九州電力(株)
21	委 員	相 馬 俊 太 郎	電源開発(株)
22	委 員	早 坂 克 彦	日本原子力発電(株)
23	委 員	山 下 洋 一	(株) I H I
24	委 員	上 田 貴 志	(株) I H I
25	委 員	田 川 哲 哉	J F Eスチール(株)
26	委 員	佐 々 木 駿 介	東芝エネルギーシステムズ(株)
27	委 員	小 川 琢 矢	東芝エネルギーシステムズ(株)
28	委 員	廣 川 文 仁	日立GEニュークリア・エナジー(株)
29	委 員	八 代 醒 健 志	(株) 日立製作所
30	委 員	崎 間 公 久	三菱重工業(株)
31	委 員	名 越 康 人	三菱重工業(株)
32	委 員	深 堀 拓 也	三菱重工業(株)
33	委 員	木 口 明 浩	一般社団法人 日本溶接協会
34	委 員	佐 々 木 智 子	一般社団法人 日本溶接協会

旧委員

No.	区 分	氏 名	所 属	参加期間
1	幹 事	高 田 泰 和	関西電力(株)	2018年4月～2022年5月
2	幹 事	大 厩 徹	関西電力(株)	2018年4月～2022年2月
3	幹 事	平 野 隆	(株) I H I	2018年4月～2021年2月
4	中 立 委 員	遊 佐 奏 紀	学校法人東京理科大学	2018年4月～2019年2月
5	中 立 委 員	勝 山 仁 哉	国立研究開発法人日本原子力研究開発機構	2018年4月～2022年5月
6	委 員	西 野 昌 芳	北海道電力(株)	2018年4月～2021年5月
7	委 員	谷 口 敦	東京電力ホールディングス(株)	2018年4月～2018年5月
8	委 員	戸 井 田 隆 之	東京電力ホールディングス(株)	2019年11月～2020年7月
9	委 員	中 川 和 重	四国電力(株)	2018年4月～2022年2月
10	委 員	山 本 聡	九州電力(株)	2018年4月～2020年7月
11	委 員	蓮 沼 寛 之	電源開発(株)	2018年4月～2021年11月
12	委 員	高 木 亮	日本原子力発電(株)	2018年4月～2021年5月
13	委 員	岩 田 昂 士	(株) 神戸製鋼所	2018年4月～2019年5月
14	委 員	石 田 雅 俊	(株) 神戸製鋼所	2019年11月～2021年5月
15	委 員	森 敦 史	東芝エネルギーシステムズ(株)	2018年4月～2020年7月

日本溶接協会 塑性拘束効果を考慮した破壊評価基準の確立検討小委員会（その2）

CAF-II小委員会

委員名簿（2025年3月末時点）

No.	区分	氏名	所属
1	主査	南 二 三 吉	国立大学法人 大阪大学
2	副主査	大 畑 充	国立大学法人 大阪大学
3	幹事	北 条 公 伸	三菱重工業(株)
4	幹事	廣 田 貴 俊	三菱重工業(株)
5	幹事	北 条 隆 志	関西電力(株)
6	幹事	中 崎 亮	関西電力(株)
7	幹事	上 田 貴 志	(株) I H I
8	幹事	齋 藤 利 之	東芝エネルギーシステムズ(株)
9	幹事	中 根 一 起	日立GEニュークリア・エナジー(株)
10	中立委員	高 橋 由 紀 夫	学校法人 東京理科大学
11	中立委員	三 浦 直 樹	一般財団法人 電力中央研究所
12	中立委員	鈴 木 一 真	一般財団法人 電力中央研究所
13	中立委員	信 耕 友 樹	一般財団法人 電力中央研究所
14	中立委員	勝 山 仁 哉	国立研究開発法人 日本原子力研究開発機構
15	中立委員	下 平 昌 樹	国立研究開発法人 日本原子力研究開発機構
16	中立委員	清 水 万 真	国立大学法人 大阪大学
17	委員	青 木 俊 祐	北海道電力(株)
18	委員	西 勝 寛 朗	東京電力ホールディングス(株)
19	委員	中 川 和 重	四国電力(株)
20	委員	中 村 直 樹	九州電力(株)
21	委員	藤 野 拓 史	日本原子力発電(株)
22	委員	川 野 俊 明	(株) I H I
23	委員	山 下 洋 一	(株) I H I
24	委員	小 川 琢 矢	東芝エネルギーシステムズ(株)
25	委員	佐 々 木 駿 介	東芝エネルギーシステムズ(株)
26	委員	村 中 亮 太	日立GEニュークリア・エナジー(株)
27	委員	八 代 醜 健 志	(株) 日立製作所
28	委員	名 越 康 人	三菱重工業(株)
29	委員	深 堀 拓 也	三菱重工業(株)
30	事務局	佐 々 木 智 子	一般社団法人 日本溶接協会

旧委員

No.	区分	氏名	所属	参加期間
1	委員	富 岡 昭 宏	四国電力(株)	2023年4月～2024年2月
2	委員	中 山 裕 太	九州電力(株)	2023年4月～2024年2月
3	委員	日 下 純	日本原子力発電(株)	2023年4月～2024年6月
4	委員	南 日 卓	(株) I H I	2023年4月～2024年2月
5	委員	廣 川 文 仁	日立ニュークリア・エナジー(株)	2023年4月～2024年2月

付録 2

簡易評価法の規格素案 「塑性拘束効果を考慮した PTS 状態 遷移曲線の補正方法」

塑性拘束効果を考慮した PTS 状態遷移曲線の補正方法

1000 適用

本規定は、PTS 状態遷移曲線に対して塑性拘束効果を考慮して補正する方法を示す。ただし、亀裂の板厚貫通有無に対する許容基準に対して、本規定に従う応力拡大係数の補正は適用できない。(解説-1000-1)

2000 記号の定義

- (1) $A, B, C_1, C_2, C_3, D, E$: 塑性拘束補正係数 χ を計算するための定数(-)
- (2) a : 最大仮想欠陥深さ (mm)
- (3) c : 最大仮想欠陥半長(mm)
- (4) K_I : PTS 状態遷移曲線の応力拡大係数(MPa \sqrt{m})
- (5) m : 3200 に示す塑性拘束補正係数 χ を定式化する際に用いた Beremin モデルのワイブルパラメータ(-)
- (6) M_{σ_y} : σ_y の不確かさに対して保守的に設定するためのマージン
- (7) M_{R_y} : R_y の不確かさに対して保守的に設定するためのマージン
- (8) R_y : 降伏比(-)。引張強さ σ_B に対する降伏応力又は 0.2%耐力 σ_y の比
- (9) t : 原子炉圧力容器胴部の母材あるいは溶接金属を含む溶接継手部の厚さ (mm)
- (10) χ : 塑性拘束補正係数(-)
- (11) ΔRT_{NDT} 計算値 : JEAC4201-2007[2013 年追補版]の国内脆化予測法により算出する脆化量(°C)
- (12) σ_B : 引張強さ(MPa)
- (13) σ_{B_ini} : 照射前の引張強さ(MPa)
- (14) $\Delta\sigma_B$: 引張強さの照射による増加量(MPa)
- (15) σ_y : 降伏応力又は 0.2%耐力(MPa)
- (16) σ_{y_ini} : 照射前の降伏応力又は 0.2%耐力(MPa)
- (17) $\Delta\sigma_y$: 降伏応力又は 0.2%耐力の照射による増加量(MPa)

3000 PTS 状態遷移曲線の補正方法

3100 に示す適用範囲において、3200 に従って塑性拘束補正係数 χ を算出し、PTS 状態遷移曲線に対して、3300 に従って塑性拘束効果を考慮して補正する。

3100 適用範囲

適用範囲を表-3100-1 に示す。(解説-3100-1)

Table-3100-1 Scope of application

表-3100-1 適用範囲

項目	適用範囲
$R_y^{1)}$	0.6~0.95
σ_y	450MPa~900MPa
a	5mm~10mm
$2c$	15mm~60mm
t	100mm~250mm
K_I	~120MPa \sqrt{m}
m	10~30

1) R_y が 0.95 を超える場合は、保守的に R_y は 0.95 とする。

3200 塑性拘束補正係数 χ の算出

PTS 状態遷移曲線の各時刻歴における K_I に対する塑性拘束補正係数 χ を計算する。塑性拘束補正係数 χ は次式で計算する (図-3200-1)。ただし、 χ は 1 以下とする。ここで、保守的に $m = 10$ を使用する。当該材料において Beremin モデルの m を設定できる場合は、表-3100-1 に示す適用範囲内で設定した m を用いてもよい。

(解説-3200-1)

$$\chi = \text{MAX} [Ax + B, Cx + D, E] \quad (1)$$

$$x = K_I / \sigma_y \quad (2)$$

ここで、式(1)中の A, B, C, D, E は、 a 及び c に対して表-3200-1 の F_1, F_2, F_3 を用いて $F_1 m + F_2 R_y + F_3$ として求める。異なる a 及び c に対する値は線形補間により求める。

また、 σ_y 及び R_y については、中性子照射による増加を考慮した(3)~(9)式により求める。なお、保守的に(3)~(9)式によらず非照射の値を使用してもよい。当該材料に対して2個以上の監視試験による $\Delta\sigma_y$ 及び R_y の実測値がある場合、(3)~(9)式の値の代わりにその全ての実測値を包含するように M_{σ_y} 及び M_{R_y} を設定してもよい。 σ_y 及び R_y は保守的に室温の値を使用する。ただし、 σ_y については、WES1108: 1995 に規定される温度依存性を示す式を用いて仮想欠陥位置の温度の値を計算して使用してもよい。

(解説-3200-2)

$$\sigma_y = \sigma_{y_ini} + \Delta\sigma_y + M_{\sigma_y} \quad (3)$$

$$(\text{圧延材}) \Delta\sigma_y = 1.66 \Delta RT_{NDT} \text{計算値}, M_{\sigma_y} = 60.6 \quad (4)$$

(鍛鋼品) $\Delta\sigma_y = 2.19 \Delta RT_{NDT}$ 計算値, $M_{\sigma_y} = 42.4$ (5)

(溶接金属) $\Delta\sigma_y = 1.83 \Delta RT_{NDT}$ 計算値, $M_{\sigma_y} = 86.0$ (6)

(圧延材) $R_y = 0.000858 \Delta RT_{NDT}$ 計算値 + 0.761 - M_{R_y} , $M_{R_y} = 0.049$ (7)

(鍛鋼品) $R_y = 0.001020 \Delta RT_{NDT}$ 計算値 + 0.775 - M_{R_y} , $M_{R_y} = 0.020$ (8)

(溶接金属) $R_y = 0.000390 \Delta RT_{NDT}$ 計算値 + 0.870 - M_{R_y} , $M_{R_y} = 0.062$ (9)

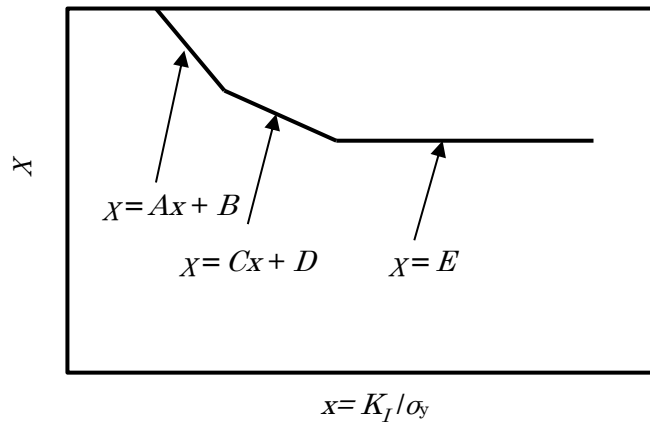


Figure-3200-1 Plastic constraint correction factor, χ

図-3200-1 塑性拘束補正係数, χ

Table-3200-1 Factors for plastic constraint correction factor

表-3200-1 塑性拘束補正係数算出のための係数

a (mm)	c (mm)	係数	F_1	F_2	F_3
10	30	A	-0.0605	-9.65	5.94
		B	-0.000814	0.439	0.795
		C	0.015	-5.46	2.35
		D	-0.0103	-0.0896	1.25
		E	-0.00747	-1.13	1.69
	15	A	-0.057	-10.3	5.26
		B	0.00187	0.337	0.827
		C	-0.00851	-3.26	1.16
		D	-0.00423	-0.545	1.34
		E	-0.00585	-1.16	1.56
5	15	A	-0.046	-9.41	1.29
		B	0.00157	0.201	1.06
		C	-0.0162	-6.89	3.41
		D	-0.00109	-0.0228	0.87
		E	-0.00325	-0.946	1.33
	7.5	A	0.0179	-22.5	6.63
		B	-0.000781	1.17	0.581
		C	-0.0114	-6.12	3.08
		D	0.00183	-0.288	0.897
		E	0.000301	-1.11	1.31

3300 PTS 状態遷移曲線の補正

PTS 状態遷移曲線の K_I に対して、3200 で計算した塑性拘束補正係数 χ を乗じることで PTS 状態遷移曲線を補正する。

(解説-1000-1) 塑性拘束効果を考慮した PTS 状態遷移曲線の補正方法

(1) 背景

従来の破壊力学による構造健全性評価手法は、塑性拘束の強い標準破壊靱性試験片により得られた破壊靱性を材料特性として構造物の耐破壊安全性を評価する。ところが、構造物に現実的に発生する亀裂は小さな表面亀裂の場合が多く、亀裂周りの応力場は標準破壊靱性試験片のような強い拘束状態（高多軸応力場）になることはほとんどない。このため、従来の破壊力学手法では構造物の耐破壊安全性を過度に安全側に評価する傾向にあり、高強度鋼ほどこの傾向が強い。このような背景から、塑性拘束効果を考慮した世界初のぜい性破壊評価規格ISO 27306が2009年に誕生し、2016年に評価精度向上と適用範囲拡大を図った第2版が発行された^{1), 2)}。また、大地震下でのぜい性破壊評価規格WES 2808^{3), 4)}にISO 27306の概念が導入され、過度な保守性を排除して建築構造物のぜい性破壊性能を合理的に評価できるようにしている。英国の鋼製構造物における欠陥に対する評価手法を規定するBS7910⁵⁾でも、塑性拘束効果を取り入れた補正方法が規定されている。

日本溶接協会原子力研究委員会CAF小委員会（2018年4月～2023年3月）では、原子炉圧力容器を対象として、延性-脆性遷移温度（DBTT）領域の延性亀裂進展を伴うぜい性破壊に対し、塑性拘束を考慮した破壊評価手法の研究の取り組みが行われた^{6)~16)}。具体的には、ぜい性破壊を対象としたBereminモデルと延性破壊を対象としたGursonモデルを結合したモデルを適用し、標準破壊靱性試験片から表面亀裂付き平板試験片のDBTT領域での破壊限界を予測できることを検証するとともに、DBTT領域での塑性拘束を考慮した破壊評価ガイドラインを策定した。後続のCAF-II小委員会（2023年4月～2025年3月）は、ガイドラインの社会実装を目指し、原子炉圧力容器の加圧熱衝撃事象に的を絞った破壊評価手法を原子力産業界規格案として提案すべく、規格素案の検討を行ってきた。これによって従来の評価手法の過度な保守性を排除し、実態に即した安全裕度を評価できる。

供用状態C及びDに対する健全性評価、すなわち、加圧熱衝撃（PTS：Pressurized Thermal Shock）事象に対する評価手法において、CAF小委員会及びCAF-II小委員会の成果を取り入れて、PTS事象時の応力拡大係数の推移を示すPTS状態遷移曲線に対し塑性拘束効果を考慮して補正する方法を規定した。

(2) Beremin モデルの概要

フランスの研究グループ Beremin によって、亀裂先端近傍の各点の応力を不安定破壊に対する重みを考えて確率的に定義した破壊駆動力として次に示すワイブル応力 σ_w が考案された。

$$\sigma_w = \left(\frac{1}{V_0} \int_{V_f} \sigma_1^m dV \right)^{\frac{1}{m}}$$

ここで、 V_0 は破壊の基本体積、 V_f は破壊プロセスゾーンの全体積、 σ_1 は最大主応力、 m はワイブル分布の形状パラメータである。脆性破壊の発生源として炭化物のような硬い粒子

や集積転位等が核となって生じる脆性マイクロクラックを想定し、最弱マイクロクラックの不安定伝播開始限界が材料の脆性破壊強度を支配するという考え方（最弱リンクモデル）を採っている。累積破壊確率 P_f は次の式で表される。

$$P_f = 1 - \exp\left(-\left(\frac{\sigma_w}{\sigma_u}\right)^m\right)$$

ここで、 σ_u はワイブル分布の尺度パラメータである。

従来の破壊力学に対して、亀裂先端の塑性拘束効果を考慮したより精度の良い破壊予測が行える方法として Beremin モデルの使用が期待されており、各国でその適用性の検討が行われている¹⁵⁾。

(3) CAF 小委員会の成果の概要

CAF小委員会では、塑性拘束効果を考慮した評価手法に関する最新知見の調査が行われ、異なる試験片形状を用いた各種破壊試験結果による破壊予測評価手法の検証を実施すると共に、複数機関によるベンチマーク解析を実施した。主な成果は次に示すとおりである。

- ① 塑性拘束効果を考慮可能な評価手法に関する最新知見の調査の結果、脆性破壊についてはBereminモデル、延性破壊についてはGTNモデルの適用検討が比較的広く進められており、脆性破壊及び延性亀裂進展後の脆性破壊を扱う最も有効な評価手法であることを確認した。
- ② ①で提案された破壊評価手法を用いて、C(T)試験片及びSE(B)試験片の試験結果から求めたモデルパラメータを用いて、塑性拘束度の低い表面亀裂付き平板引張試験体及び表面亀裂付き平板曲げ試験体の破壊を予測した結果、破壊試験で得られた K_{Ic} は予測の範囲にあり、適切に破壊予測できることを確認した。
- ③ C(T)試験片、SE(B)試験片、表面亀裂付き平板曲げ試験体、表面亀裂付き平板引張試験体に対するベンチマーク解析を実施し、各試験片の σ_w は全機関で概ね一致する結果が得られた。
- ④ 原子炉容器圧力容器を対象とした塑性拘束効果を考慮した破壊評価手法の整備のために、表面亀裂付平板モデルに曲げ負荷を与えた解析を実施し、材料の降伏比 R_y 及びワイブルパラメータ m を変化させて塑性拘束補正係数 χ を算出した。なお、解析にあたっては、負荷形態（膜応力負荷、曲げ応力負荷）、多軸負荷、残留応力、クラッドの影響を確認した上で、解析モデル・条件を設定した。また、 χ は K_I/σ_y で整理できることを確認し、より簡便に塑性拘束補正係数を扱えるよう χ と K_I/σ_y 関係を近似して、 R_y 及び m から設定する算出式を導出した。さらに、本手法を用いて求めた χ と平板モデル及びPTS事象時における原子炉圧力容器モデルで求めた χ を比較した結果、 χ は保守側の値となっており、炉容器モデルの拘束効果を保守的に評価できることを確認した。
- ⑤ 国内プラントの長期運転時においても確保可能なシャルピー試験における上部棚吸収エネルギーとして60Jを想定し、JEAC4206に規定される上部棚吸収エネルギーからJ-R曲線への換算式を使用して、平均-2 σ 相当のJ-R曲線を設定し、GTNモデルによる定格

運転状態，PTS事象時の延性亀裂進展解析を実施した結果，PTS評価で想定する最大仮想欠陥から延性亀裂は進展しないことが確認された。

(4) PTS 評価における保守性

PTS評価においては，建設時及び供用期間中に実施される原子炉压力容器炉心領域に対する非破壊検査の実施状況を考えると十分大きな欠陥を想定していること，破壊靱性データの下限で評価していること，また，このような破壊に影響する因子を決定論的に個々に保守的に取り扱っている。したがって，本規定に従って塑性拘束効果を考慮した評価を取り入れても，十分な保守性が確保されていると言える。

(参考文献)

- (1) “Metallic materials – Method of constraint loss correction of CTOD fracture toughness for fracture assessment of steel components”, ISO27306: 2016.
- (2) F. Minami, M. Ohata, H. Shimanuki, T. Handa, S. Igi, M. Kurihara, T. Kawabata, Y. Yamashita, T. Tagawa, Y. Hagihara, “Method of Constraint Loss Correction of CTOD Fracture Toughness for Fracture Assessment of Steel Components”, Engineering Fracture Mechanics, 2006, Vol. 73, P1996–2020.
- (3) 一般社団法人日本溶接協会，「動的繰返し大変形を受ける溶接鋼構造物のぜい性破壊性能評価方法」, WES 2808: 2017.
- (4) F. Minami, Y. Takashima, M. Ohata, Y. Shimada, T. Suzuki, H. Shimannuki, S. Igi, T. Ishii, M. Kinefuchi, T. Yamaguchi, Y. Hagihara, “Fracture assessment procedure developed in Japan for steel structures under seismic conditions”, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 187, 2018, P142-164.
- (5) British Standard, “Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures”, BS7910: 2019.
- (6) K. Hojo, T. Hirota, Y. Nagoshi, T. Fukahori, K. Sakima, M. Ohata, and F. Minami, “Constraint effect on fracture in ductile-brittle transition temperature region”, PVP2021-61318, Pressure Vessels & Piping Conference PVP2021, July 12-16, 2021, Virtual, Online.
- (7) T. Hirota, Y. Nagoshi, K. Hojo, H. Okada, A. Takahashi, T. J. Katsuyama, T. Ueda, T. Okada, K. Yashirodai, M. Ohata, and F. Minami, “Benchmark analysis of Beremin model and GTN model by CAF subcommittee”, PVP2021-61668, Pressure Vessels & Piping Conference PVP2021, July 12-16, 2021, Virtual, Online.
- (8) 八代醍健志，中根一起，「ワイブル応力を用いた脆性破壊評価結果におよぼす亀裂先端要素の影響に関する分析」, 日本機械学会 M&M2021 材料力学カンファレンス, OS1908, 2021.

- (9) K. Hojo, T. Hirota, Y. Nagoshi, T. Fukahori, K. Sakima, M. Ohata, and F. Minami, “Constraint effect on fracture in ductile-brittle transition temperature region (Report 2)”, PVP2022-84186, Pressure Vessels & Piping Conference PVP2022, July 17-22, 2022, Las Vegas, NV, USA.
- (10) K. Hojo, T. Hirota, Y. Nagoshi, T. Fukahori, K. Sakima, M. Ohata, and F. Minami, “Constraint effect on fracture in ductile-brittle transition temperature region (Report 3)”, PVP2023-105965, Pressure Vessels & Piping Conference PVP2023, July 16-21, 2023, Atlanta, GA, USA.
- (11) Y. Nagoshi, T. Fukahori, H. Okada, A. Takahashi, M. Shimodaira, T. Ueda, T. Ogawa, K. Yashirodai, Y. Takahashi, and M. Ohata, “Benchmark analysis by Bermin model and GTN model in CAF Subcommittee”, Transactions of the SMiRT 27 Yokohama, Japan, March 3-8, 2024.
- (12) K. Hojo, T. Hirota, Y. Nagoshi, T. Fukahori, K. Shimizu, M. Shimodaira, T. Ogawa, K. Yashirodai, M. Ohata, and F. Minami, “Plastic constraint correction factor χ for WES standard on brittle fracture in ductile - brittle transition temperature region”, PVP2024-123140, Pressure Vessels & Piping Conference PVP2024, July 29 – August 2, 2024, Bellevue, WA, USA.
- (13) 清水万真, 矢後裕基, 庄司博人, 大畑充, 名越康人, 廣田貴俊, 北条公伸, 南二三吉, 「延性-脆性遷移温度域における限界ワイブル応力分布の温度依存性に関する検討」, 溶接学会論文集 第42巻, 第4号, 2024.
- (14) Y. Nagoshi, T. Hirota, T. Fukahori, K. Sakima, K. Hojo, M. Ohata, and F. Minami, “Plastic constraint correction factor on brittle fracture in ductile - brittle transition temperature region (Report 2)”, PVP2025-152875, Pressure Vessels & Piping Conference PVP2025, July 20-24, 2025, Montreal, Quebec, Canada.
- (15) (一社) 日本溶接協会 原子力研究委員会 塑性拘束効果を考慮した破壊評価基準の確立検討小委員会 活動報告書, 2026.
- (16) K. Hojo, T. Hirota, Y. Nagoshi, T. Fukahori, K. Sakima, M. Ohata, and F. Minami, “Application of fracture assessment method considering constraint effect to ductile – brittle transition temperature region”, ASME Journal of Pressure Vessel Technology, PVT-24-1192, October 2025, Vol. 147/051501.

(解説-3100-1) 適用範囲

表-3100-1 に示す適用範囲は、 χ の定式化の検討に使用された解析の設定範囲から定めた。なお、りん含有量が多い鋼材では中性子照射による粒界脆化が生じる可能性があるが、国内の原子炉圧力容器においては、りんの含有量が低く抑えられているため、中性子照射による粒界脆化は生じないとされており⁽¹⁾、本規定では粒界破壊は対象外とする。

(参考文献)

- (1) K. Hata, H. Takamizawa, T. Hojo, K. Ebihara, Y. Nishiyama, Y. Nagai, “Grain-boundary phosphorus segregation in highly neutron-irradiated reactor pressure vessel steels and its effect on irradiation embrittlement”, Journal of Nuclear Materials, Volume 543, 2021.

(解説-3200-1) ワイブルパラメータ m

Beremin モデルのワイブルパラメータ m は材料の破壊靱性のばらつきの程度を示すが、個別の材料の m の値を設定するには、多くの破壊靱性試験データが必要となる。ISO27306 の ANNEX A には、強度レベルが異なる多くの鋼材の m の値と $CTOD$ との関係が示されており、平均の $CTOD$ が 0.05mm 以下の場合は各種鋼材の m の値の下限である 10、0.05 を超える場合は 20 を保守的に使用してよいこととしている。 $CTOD$ が 0.05mm は K_J で約 $70\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ に相当するが、PTS 評価における K_J は $70\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ を超える場合も考えられるため、保守的に m として 10 を用いてよいこととした。なお、国内外の照射前後の原子炉容器材料に対して、破壊靱性のばらつきを評価できるマスターカーブ法の適用性が確認されており、中性子照射による脆化に伴ってマスターカーブの参照温度は高くなるものの、破壊靱性のばらつきは照射前後で変わらない(マスターカーブで表せられる)ことから、ワイブルパラメータの m も照射による影響は小さいと考えられ、 m は 10 を使用して χ を求めれば、保守的に評価できるものと考えられる。

(解説-3200-2) 照射材の引張特性

原子炉压力容器用鋼材は、運転中の中性子照射によって強度は上昇し、靱性は低下することが知られている。運転中のプラントの原子炉压力容器に対して塑性拘束補正係数 χ を算出するにあたって、照射後の引張特性として σ_y 及び σ_B が必要となる。参考文献(1)では、国内 PWR プラントの原子炉压力容器の監視試験で取得された引張試験のデータを元に、中性子照射による脆化量 ΔRT_{NDT} と引張特性の上昇量 $\Delta\sigma_y$ 、 $\Delta\sigma_B$ との相関式が検討され、相関式の不確実さを保守的に取り扱って $\Delta\sigma_y$ 、 $\Delta\sigma_B$ 及び R_y を推定する式が検討された。また、監視試験による引張試験のデータを元に、 $\Delta\sigma_y$ 及び $\Delta\sigma_B$ の温度依存性を表す式の妥当性が確認されたことから、本規定に照射材の引張特性を推定する式を取り込んだものである。

(参考文献)

- (1) Y. Nagoshi, T. Hirota, T. Fukahori, K. Sakima, K. Hojo, M. Ohata, and F. Minami, "Plastic constraint correction factor on brittle fracture in ductile - brittle transition temperature region (Report 2)", PVP2025-152875, Pressure Vessels & Piping Conference PVP2025, July 20-24, 2025, Montreal, Quebec, Canada.

付録 3

簡易評価法及び詳細評価法の規格素案 「原子炉圧力容器の PTS 時の破壊駆動力評価における 塑性拘束補正方法」

原子炉圧力容器の PTS 時の破壊駆動力評価における 塑性拘束補正方法

Method of constraint loss correction for fracture driving force in PTS transient
of reactor pressure vessel

目 次

ページ

序文.....	1
1. 適用範囲.....	1
2. 引用規格.....	1
3. 用語及び定義.....	1
4. 記号とその意味.....	2
5. 塑性拘束補正係数 χ	2
6. χ の評価	4
6.1 概要.....	4
6.2 χ のレベル I 評価(簡易評価).....	4
6.3 χ のレベル II 評価(詳細評価).....	5
7. m の設定	9
7.1 概要.....	9
7.2 レベル I 評価での m の設定	9
7.3 レベル II 評価での m の設定	9
8. 破壊評価における塑性拘束補正	10
附属書 A (規定) ワイブルパラメータ m 算出法	12
附属書 B (参考) 塑性拘束補正係数 χ の試算例	14
附属書 C (参考) FEM 解析における留意点	16

原子炉圧力容器の PTS 時の破壊駆動力評価における 塑性拘束補正方法

Method of constraint loss correction for fracture driving force in PTS transient of reactor pressure vessel

序文

この規格は、供用中の原子炉圧力容器(以降圧力容器とする)で想定する亀裂又は検出された亀裂の破壊駆動力を、圧力容器の塑性拘束を補正して評価する方法を示すものである。

1. 適用範囲

この規格は、PTS(Pressurized Thermal Shock, 加圧熱衝撃)事象下での軽水炉圧力容器のへき開型ぜい性破壊を対象とし、圧力容器の塑性拘束低下を考慮して破壊駆動力を評価する方法について規定する。破壊評価の部位は炉心領域母材部であり、母材は低合金鋼とし、想定する亀裂は内表面亀裂である。上部棚温度領域での延性破壊及び塑性崩壊はこの規格の適用外である。軽水炉では中性子照射により脆化し、その程度は照射量に依存するが、脆化度の予測も対象外である。

2. 引用規格

次にあげる規格は、この規格に引用されることによって、この規格の一部を構成する。これらの規格は最新版を引用する。

ASTM E1820 Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness

ISO 12135 Metallic materials -- Unified method of test for the determination of quasistatic fracture toughness

ISO27306 Metallic materials--Method of constraint loss correction of CTOD fracture toughness for fracture assessment of steel components

3. 用語及び定義

この規格で用いる主な用語の定義は次によるほか、ISO12135、及び ASTM E1820 による。

PTS 加圧熱衝撃 (Pressurized Thermal Shock)。冷却材喪失事故及び主蒸気管破断事故において、非常用炉心冷却システムの作動により RV 内面が冷却され、内外面の温度差により内面に高い熱応力が発生し、内圧による膜応力と重畳して内面に高い引張応力が発生する事象。

RV 原子炉圧力容器、原子炉容器

WPS 高温予荷重 (Warm Prestressing) 効果。亀裂を有するフェライト鋼製の構造物や機器が高温で予め引張応力を生じる負荷を受けると、破壊靱性が見かけ上増加する現象。

塑性拘束 ノッチ底、亀裂先端などの応力集中箇所が多軸応力場となり、塑性域の広がり制限されること。

ワイブル応力 亀裂先端近傍の応力分布を考慮し、各点の応力を不安定破壊に対する重みを考えて確率的に定義した破壊駆動パラメータ

ワイブルパラメータ ワイブル分布を規定するパラメータ。限界ワイブル応力の分布を表す場合、形状パラメータ m 、尺度パラメータ σ_u が使用される。

4. 記号とその意味

この規格で用いる記号とその意味は次による。

$A, B, C, D, E, F_1, F_2, F_3$ 塑性拘束補正係数 χ を計算するための定数

a (mm)	半楕円表面亀裂深さ
c (mm)	半楕円表面亀裂半長
B (mm)	試験を実施した標準破壊靱性試験片厚さ
$CTOD$ (mm)	亀裂先端開口変位
E (MPa)	ヤング率
K_J (MPa \sqrt{m})	小規模降伏状態における J と K の関係式を用いて J を K に変換したもの
K_{Jc} (MPa \sqrt{m})	脆性破壊発生時の K_J
$K_{Jc(25)}$ (MPa \sqrt{m})	試験片厚さ 25mm の K_{Jc}
$K_{Jc(B)}$ (MPa \sqrt{m})	試験片厚さ B での K_{Jc}
K_J^{RV} (MPa \sqrt{m})	塑性拘束補正前の圧力容器の K_J
$K_J^{RV,cor}$ (MPa \sqrt{m})	塑性拘束補正後の圧力容器の K_J
$K_J^{C(T)}$ (MPa \sqrt{m})	標準破壊靱性試験片の K_J
m (-)	限界ワイブル応力分布のワイブル形状パラメータ
R_Y (-)	降伏比。引張強さ σ_U に対する降伏応力又は 0.2%耐力 σ_Y の比
χ (-)	K_J の塑性拘束補正係数。C(T), SE(B)試験片等の標準破壊靱性試験片と圧力容器等の構造体の σ_w - K_J 関係に対し、 σ_w のレベルが同じになる $K_J^{C(T)}$ と K_J^{RV} の比
t (mm)	圧力容器の炉心領域の厚さ
T (°C)	温度
σ_w (MPa)	ワイブル応力
σ_Y (MPa)	降伏応力又は 0.2%耐力
σ_U (MPa)	引張強さ
σ_u (MPa)	限界ワイブル応力分布のワイブル尺度パラメータ

5. 塑性拘束補正係数 χ

RV 及び C(T)試験片の σ_w - K_J 関係は亀裂先端の塑性拘束の違いにより図 5.1 に示すようになる。同じ σ_w に対応する RV の K_J (K_J^{RV}) と C(T)試験片の K_J ($K_J^{C(T)}$) の比を取り、(5.1)式のように定義した χ を導入する。

$$\chi = K_J^{C(T)} / K_J^{RV} \quad (5.1)$$

この規格では、RV の PTS 事象に対する χ の評価に 2 つのレベル、簡易評価レベル I と詳細評価レベル II を設定する。

レベル I (簡易評価) ; 材料の m 、 R_Y 及び負荷レベル K_J^{RV} / σ_Y の関数として定式化した χ を設定する。 m は附属書 A で規定するように、10 又は 20 を選択する。

レベル II (詳細評価) ; 材料の m 、 R_Y をパラメータとして、RV と C(T) 試験片 (標準破壊靱性試験片) それぞれについて FEM 解析を実施して σ_w - K_J 関係を算出し、(5.1)式により両者の σ_w が等価となる K_J^{RV} と

$K_J^{C(T)}$ の関係を求める。 m は、附属書 A で規定するように、10 又は 20 を選択する。又は、脆性破壊が生じる代表温度での破壊靱性試験による K_{Jc} 及びワイブル応力解析により決定してもよい。

レベル I 及びレベル II の χ の評価フローを図 5.2 に示す。

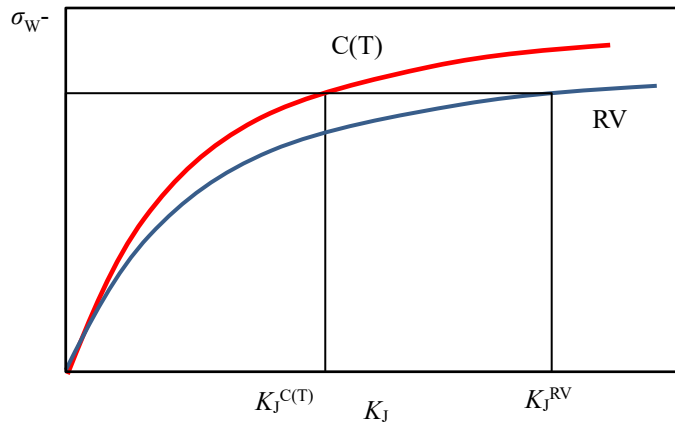


Fig. 5.1 σ_w - K_J relation of C(T) specimen and RV

図 5.1 C(T)試験片及び RV の σ_w - K_J 関係

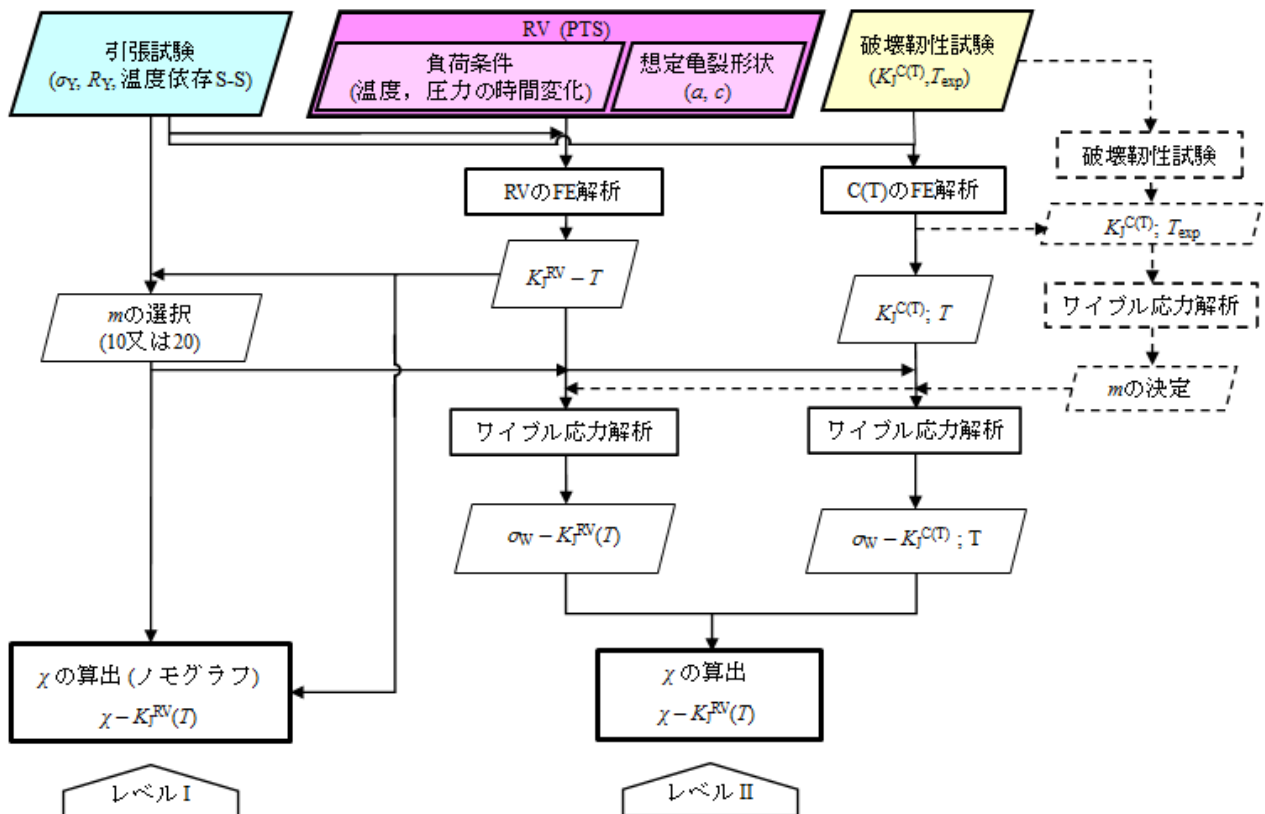


Fig. 5.2 Evaluation flow χ of for level I and level II

図 5.2 レベル I 及び II による χ の評価フロー

6. χ の評価

6.1 概要

ここでは、RV の K_J を補正する係数 χ を求める方法を規定する。 χ の算出法には、レベル I 及びレベル II の方法がある。レベル I では、対象材料の σ_Y 、 R_Y 、及び m を用い、所定の式により χ を計算する。レベル II では、標準試験片及び RV に対する FEM 解析によりそれぞれの σ_w - K_J 関係を算出し、両者から χ を算出する。

6.2 χ のレベル I 評価(簡易評価)

レベル I 評価では図 5.2 に示すように次のステップで χ を計算する。

- Step 1: 負荷条件に対する非定常熱伝導、応力解析を実施し、評価に必要な RV の亀裂最深点温度の時間変化(図 6.1)、及び応力-ひずみ場の時間変化を計算する。
- Step 2: Step 1 で得られた圧力容器の応力-ひずみ場の時間変化を用いて、亀裂最深点温度 T と K_J^{RV} との関係、 K_J^{RV} - T 、を求める(図 6.2)。
- Step 3: 次の式で χ を計算する。ただし、 χ は 1 以下とする。このとき、Step 2 で求めた K_J^{RV} の範囲に対し、 χ の最大値を把握するよう、複数の K_J^{RV} 点(又は亀裂最深点温度 T)に対して χ を計算する(図 6.4)。

$$\chi = \text{Max} [Ax+B, Cx+D, E] \quad (6.1)$$

ここで、式(6.1)中の A, B, C, D, E は、 a 及び c に対して表 6.1 の F_1, F_2, F_3 を用いて $F_1 m + F_2 R_Y + F_3$ として求める。異なる a 及び c に対する値は線形補間により求める。

$$x = K_J^{RV} / \sigma_y \quad (6.2)$$

m は 10 又は 20 を使用する。又は、文献値を使用してもよい。

定式化された χ の適用範囲は次である。

$$10 \leq m \leq 30$$

$$0.6 \leq R_Y \leq 0.95$$

$$450 \text{MPa} \leq \sigma_y \leq 900 \text{MPa}$$

$$5 \text{mm} \leq a \leq 10 \text{mm}$$

$$15 \text{mm} \leq 2c \leq 60 \text{mm}$$

$$100 \text{mm} \leq t \leq 250 \text{mm}$$

$$K_J \leq 120 \text{MPa} \sqrt{\text{m}}$$

$m=10$ のときの(6.1)式及び(6.2)式による $\chi - K_J^{RV} / \sigma_y$ 関係の例を図 6.5 中の 3 直線で示す。

6.3 χ のレベル II 評価(詳細評価)

図 5.2 に示すように、レベル II 評価では、レベル I の m を使用する以外にも材料の標準試験片による破壊靱性データ及び試験片モデルに対するワイブル応力解析を実施してワイブルパラメータ m を取得してもよい。レベル II では次のステップで χ を計算する。

Step 1: 負荷条件に対する非定常熱伝導、応力解析を実施し、評価に必要な RV の亀裂最深点温度の時間変化(図 6.1)、応力-ひずみ場の時間変化を計算する。

Step 2: Step 1 で得られた圧力容器の応力-ひずみ場の時間変化を用いて、亀裂最深点温度 T と K_J^{RV} との関係、 $K_J^{RV}-T$ を求める(図 6.2)。

Step 3: Step 1 で得られた圧力容器の応力-ひずみ場の時間変化を用いて、ISO27306:2016 に基づきワイブル応力を計算し、 $\sigma_w-K_J^{RV}$ 関係を求める。

Step 4: 標準試験片に対し、RV の過渡時間点 $i=1\sim n$ (n は 3 点推奨)における亀裂最深点温度 T_i に相当する試験温度条件でのワイブル応力解析を実施し、 $\sigma_w-K_J^{C(T)}$ 曲線を求める(図 6.3)。延性亀裂が進展する場合、損傷モデルを含む FEM 解析を実施した後、ISO27306:2016 のワイブル応力解析を実施する。

Step 5: 上記の温度点に相当する RV の K_{Ji} に対応する σ_{wi} を $\sigma_w-K_J^{RV}$ 曲線から求め、同じ σ_{wi} に対応する C(T)試験片の K_J を $\sigma_w-K_J^{C(T)}$ 曲線から求める(図 6.3)。この K_J^{RV} 及び $K_J^{C(T)}$ を用いて(5.1)式より χ を算出する。

レベル I 評価と同様、 K_J^{RV} は、温度変化により変動するため、過渡温度の数点に対して、 χ を算出する(図 6.4)。

表 6.2 に χ の評価レベルとそれぞれの必要情報を示す。

Table 6.1 Coefficients for calculating plastic constraint correction factors

表 6.1 塑性拘束補正係数算出のための係数

a (mm)	c (mm)	係数	F_1	F_2	F_3
10	30	A	-0.0605	-9.65	5.94
		B	-0.000814	0.439	0.795
		C	0.015	-5.46	2.35
		D	-0.0103	-0.0896	1.25
		E	-0.00747	-1.13	1.69
	15	A	-0.057	-10.3	5.26
		B	0.00187	0.337	0.827
		C	-0.00851	-3.26	1.16
		D	-0.00423	-0.545	1.34
		E	-0.00585	-1.16	1.56
5	15	A	-0.046	-9.41	1.29
		B	0.00157	0.201	1.06
		C	-0.0162	-6.89	3.41
		D	-0.00109	-0.0228	0.87
		E	-0.00325	-0.946	1.33
	7.5	A	0.0179	-22.5	6.63
		B	-0.000781	1.17	0.581
		C	-0.0114	-6.12	3.08
		D	0.00183	-0.288	0.897
		E	0.000301	-1.11	1.31

Table 6.2 Required information for evaluation of χ for level I and level II
表 6.2 評価レベル I 及び II の χ 評価のための必要情報

	レベル I (簡易評価法)	レベル II (詳細評価法)
評価に必要な情報	<ul style="list-style-type: none"> • $m=10$ 又は 20 • 降伏応力 σ_Y • 降伏比 R_Y 	<ul style="list-style-type: none"> • レベル I の m, 又は破壊靱性試験で決定した m • 降伏応力 σ_y • 降伏比 R_y • 亀裂形状及び寸法 • FEM 解析用応力-ひずみ特性(温度依存)
塑性拘束補正係数 χ	$\chi = \text{Max} [Ax+B, Cx+D, E]$ A, B, C, D, E は, a 及び c に対して表 6 の F_1, F_2, F_3 を用いて $F_1 m + F_2 R_y + F_3$ として求める。	等しい σ_w に対する標準試験片の $K_I(K_{JC(T)})$ 及び構造物の $K_I(K_{JRV})$ を用いて下式で算出 $\chi = K_{JC(T)} / K_{JRV}$
適用範囲	脆性破壊のみ対象 $10 \leq m \leq 30$ $0.6 \leq R_y \leq 0.95$ $450 \text{MPa} \leq \sigma_y \leq 900 \text{MPa}$ $5 \text{mm} \leq a \leq 10 \text{mm}$ $15 \text{mm} \leq 2c \leq 60 \text{mm}$ $100 \text{mm} \leq t \leq 250 \text{mm}$ $K_I \leq 120 \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$	脆性破壊及び微小延性亀裂進展後の脆性破壊を対象

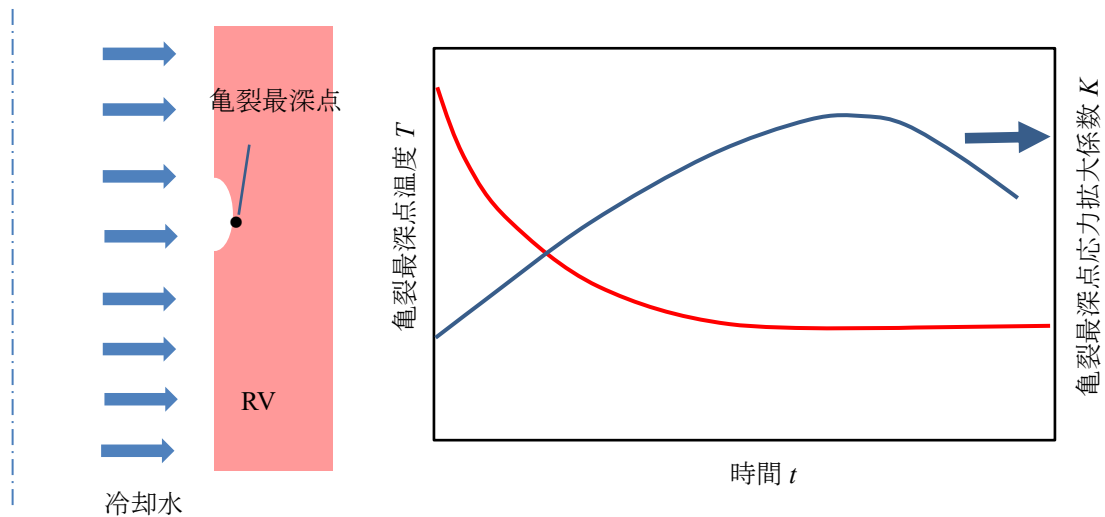
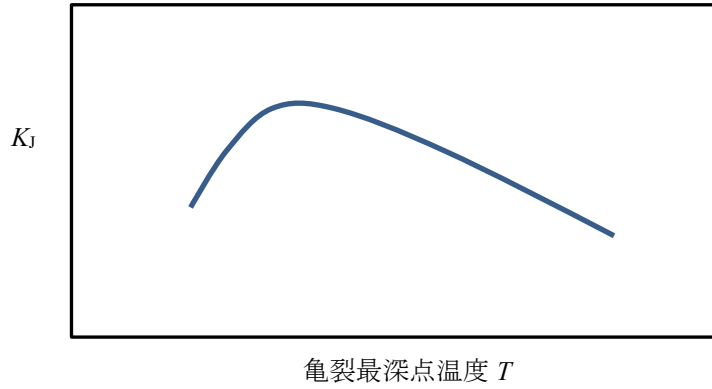


Fig. 6.1 Time dependent temperature and time dependent stress intensity factor at deepest point of flaw by PTS event

図 6.1 PTS 事象における亀裂最深点の温度と応力拡大係数の時間変化



亀裂最深点温度 T

Fig. 6.2 K_I - T relation of RV

図 6.2 原子炉压力容器の K_I - T 関係

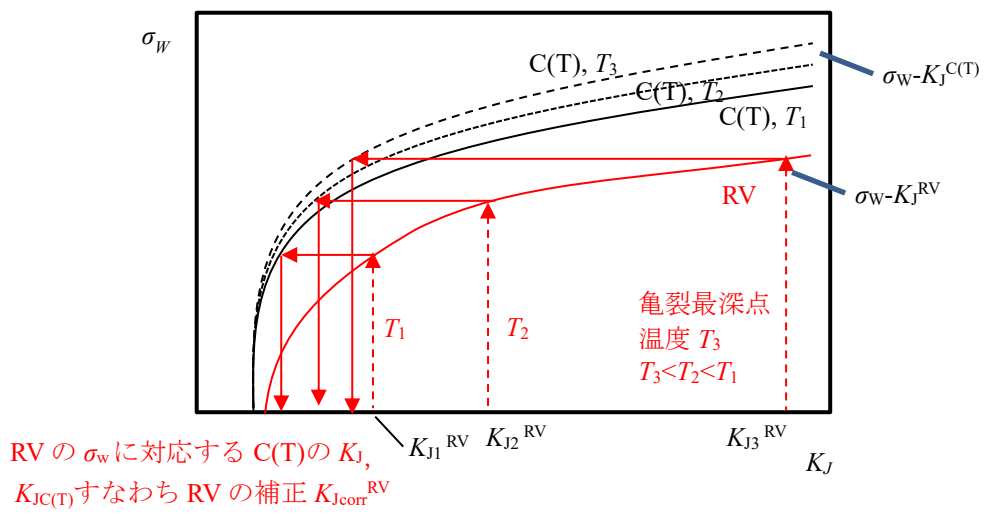
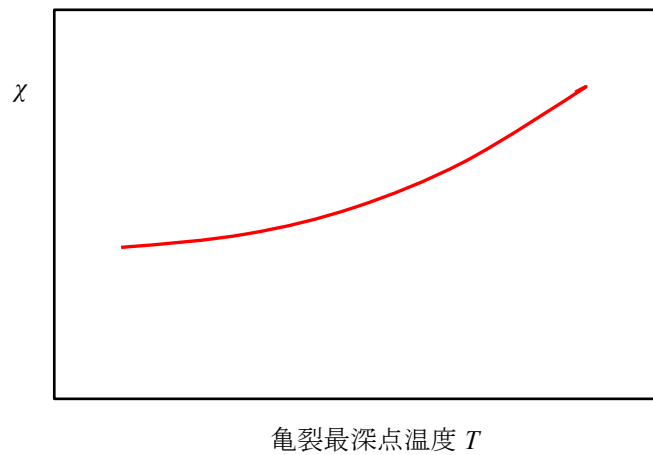


Fig. 6.3 Derivation of χ from stress intensity factor of RV

図 6.3 压力容器の応力拡大係数からの χ 算出法



亀裂最深点温度 T

Fig. 6.4 χ - T relation

図 6.4 χ - T 関係

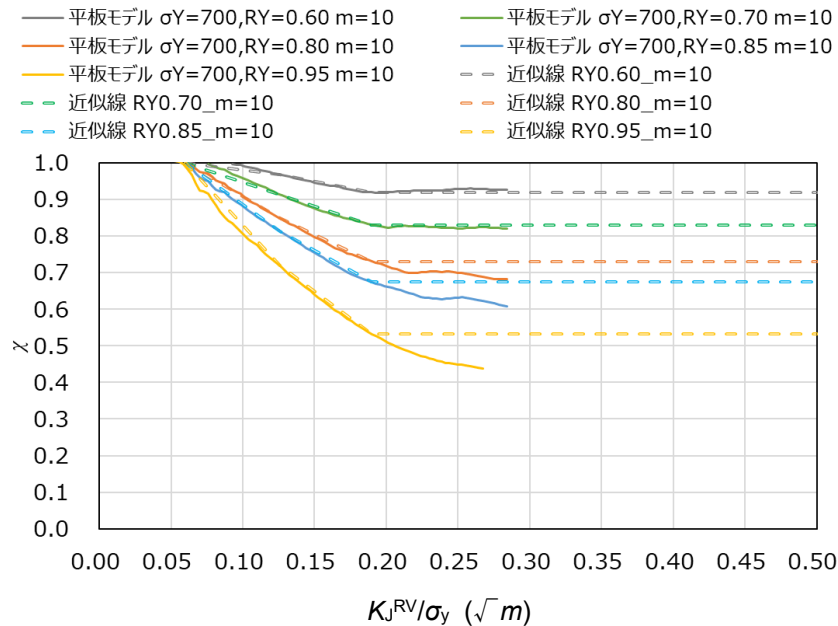


Fig.6.5 Relation between formulated χ and K_J for plate model ($m=10$)

図 6.5 平板モデルによる定式化塑性拘束補正係数 χ と K_J 関係 ($m=10$)

7. m の設定

7.1 概要

対象材料の m は評価レベルに応じて、次のようにして求める。

7.2 レベル I 評価での m の設定

附属書 A.1 により材料の破壊靱性値から m を推定する。別途情報があれば、その情報による m を用いてもよい。破壊靱性値の情報がなければ、ASTM 1820 又は ISO12135 に従い、3 本の標準試験片による破壊靱性試験を実施し、その平均値を使用する。破壊靱性試験は厚さ 25mm の標準試験片を用いて当該材料が脆性破壊する温度で実施する。それ以外の厚さの試験片を用いる場合は、(7.1)式で示すように、25mm の厚さに補正をした破壊靱性を求める。

$$K_{Ic(25)} = 20 + (K_{Ic(B)} - 20)(B/25)^{1/4} \quad (7.1)$$

7.3 レベル II 評価での m の設定

レベル II 評価に使用する m は 7.2 節に示したレベル I 評価の m を用いる。当該材料の m を直接的に求めるため、ASTM 1820 又は ISO12135 に従って、脆性破壊する温度で標準試験片による破壊靱性試験を実施してもよい。このとき、ISO27306:2016 Annex B に示す Beremin モデルにおける 2 パラメータ Weibull 分布のパラメータ m を決定する。ISO27306:2016 は単一試験方法であり、必要試験片数は 30 を推奨しているが、妥当性が示されるなら、これより少ない試験片数で破壊試験を実施してもよい。単一試験法では m が一義的に決まらない場合があるため、2 形状試験法により、拘束度の大きい標準破壊靱性試験片と浅い亀裂をもつ拘束度の小さい試験片の 2 形状を使用する方法で m を算出してもよい。

8. 破壊評価における塑性拘束補正

7章で求めた χ - T 関係を用いて, K_J^{RV} - T を図 8.1 のように補正する。

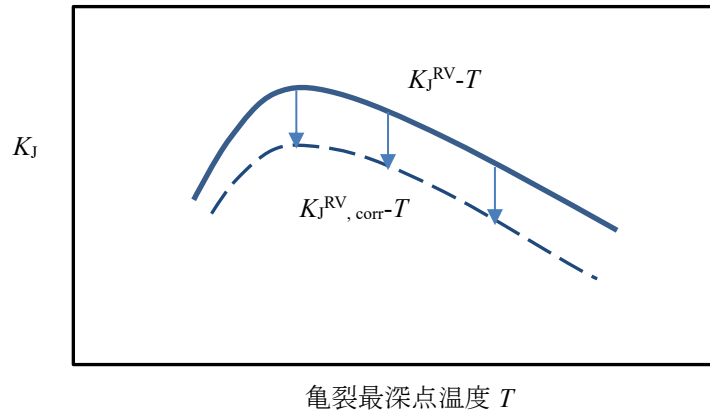


Fig. 8.1 K_J^{RV} - T relation before and after correction

図 8.1 補正前後の K_J^{RV} - T 関係

塑性拘束補正した RV の K_J^{RV} - T ($K_{J,corr}^{RV}$ - T) 関係に対し, $K_{Jc}^{C(T)}$ - T 関係と比較して破壊評価を行う。図 8.2 に χ を用いた RV 健全性評価のフローを示す。図 8.3 に示すように, RV の $K_{J,corr}^{RV}$ - T 曲線が C(T) 試験片の $K_{Jc}^{C(T)}$ - T 曲線と交わらず, 従来法に比較して安全裕度が増加していることを確認する。

なお, WPS を考慮し, K_J^{RV} - T 及び $K_{J,corr}^{RV}$ - T において, 温度低下に伴う K_J^{RV} 及び $K_{J,corr}^{RV}$ の減少過程は破壊評価には使用しない。

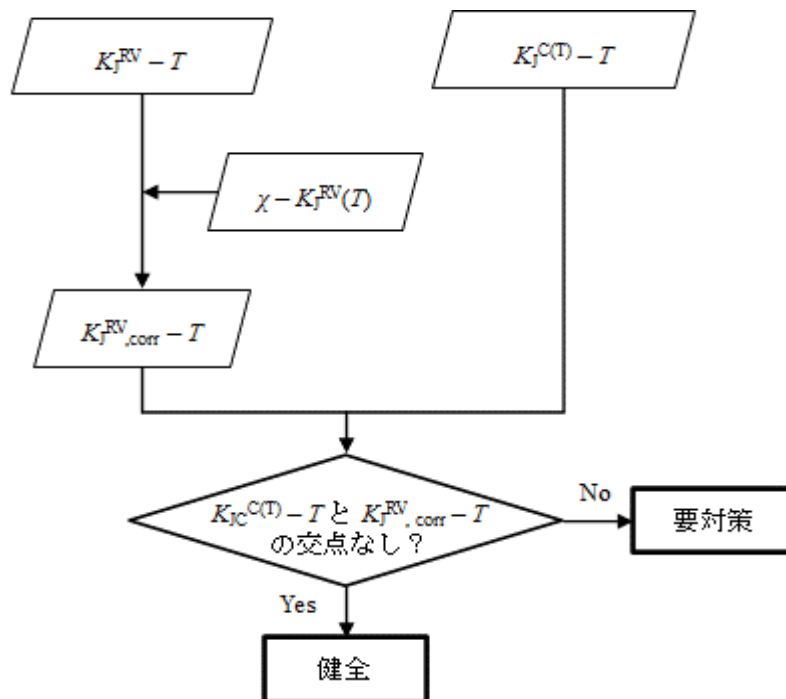


Fig. 8.2 Integrity evaluation flow of RV using χ

図 8.2 χ を用いた RV 健全性評価のフロー

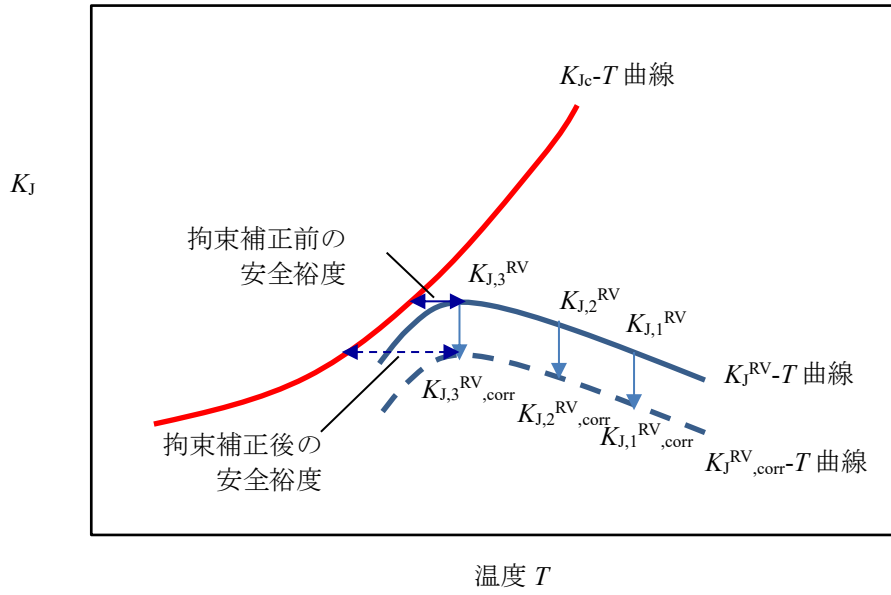


Fig. 8.3 K_J-T relation of RV and fracture toughness specimen

図 8.3 圧力容器と破壊靱性試験片の K_J-T 関係

附属書 A (規定) ワイブルパラメータ m 算出法

序文

ここでは、Beremin モデルにより、へき開破壊による破壊確率を評価するためのワイブル応力のワイブル分布を規定するワイブルパラメータ m 、及び σ_u の算出方法を示す。この附属書は規定の一部である。

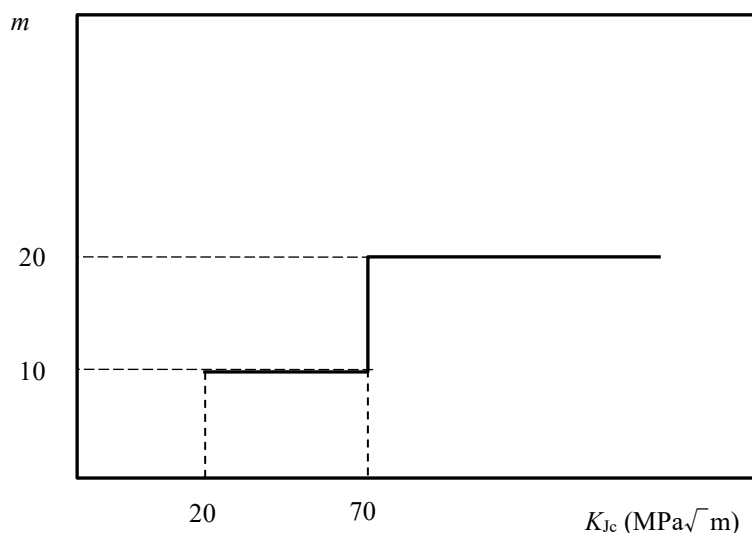
1. レベル I での m 決定

レベル I 評価に使用する m は標準試験片から得られる破壊靱性 K_{Jc} により、式(附 A1-1)により決定する。

$$\left. \begin{array}{ll} m=10 & K_{Jc} \leq 70 \\ m=20 & K_{Jc} > 70 \end{array} \right\} \text{(MPa}\sqrt{\text{m)}} \quad \text{(附 A1.1)}$$

式(附 A1-1)は、附図 A1.1 による。この図は、ISO27306:2016 の Annex A Figure A.1 の m と $\delta_{cr, ave-25}$ 関係図をもとに、 $\delta_{cr, ave-25}$ を K_{Jc} に変換したものである。

なお K_{Jc} は通常 3 本の破壊靱性試験片による平均破壊靱性である。破壊靱性試験は ASTM 1820 又は ISO12135 に従って行い、当該材料が脆性破壊する温度で実施する。



Appendix Fig. A1.1 Relation between Weibull parameter m and fracture toughness K_{Jc}

附属書図 A1.1 ワイブルパラメータ m と K_{Jc} 破壊靱性との関係

破壊評価のための破壊靱性試験データがない場合は、標準試験片を用いて 3 体の破壊靱性試験を実施する。

2. 評価レベル II での m 決定

2.1 単一形状の試験片による場合

レベル II 評価では、対象材料に対し、標準試験片を用いた破壊靱性試験を実施し、ワイブルパラメータ m を求める。その算出法は、ISO27306 : 2016 の Annex B に規定されている。破壊靱性試験は ASTM 1820 又は ISO12135 に従って行い、当該材料が脆性破壊する温度で実施する。

2.2 拘束度の異なる 2 形状の試験片による場合

破壊靱性試験片が小規模降伏条件で破壊する場合は、単一形状の試験片では m が一義的に決まらないため、拘束度の大きい標準破壊靱性試験と浅い亀裂をもつ靱性試験片の 2 形状を使用する方法(2 形状試験法)で m 及び σ_u を算出してもよい。

附属書 B (参考) 塑性拘束補正係数 χ の試算例

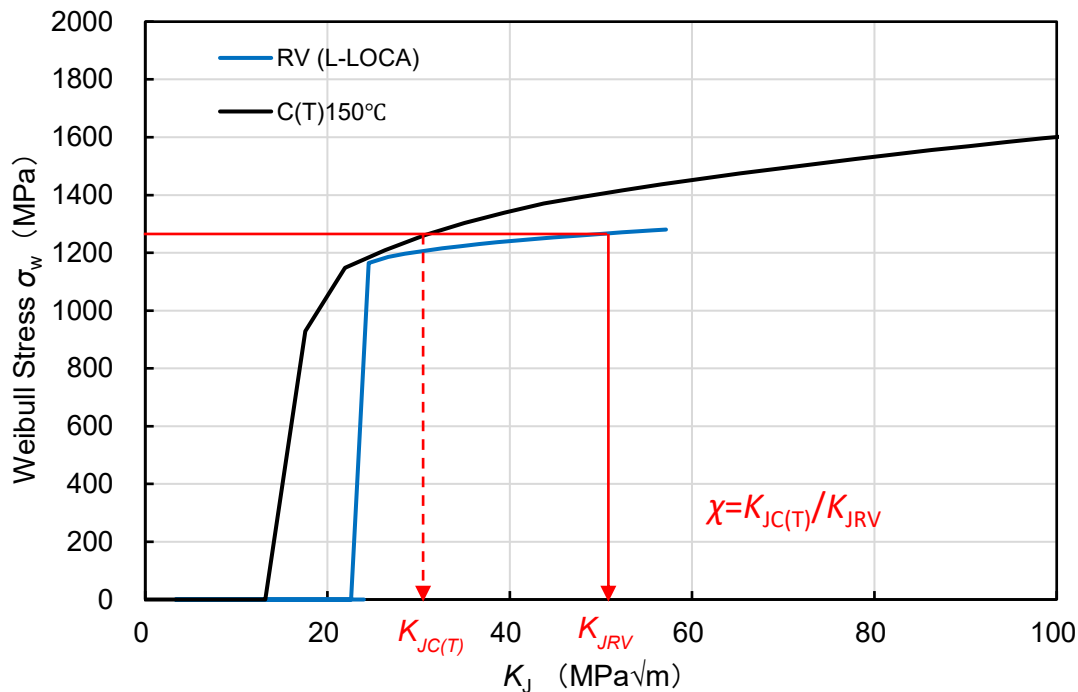
序文

この附属書は、レベル I の塑性拘束補正係数 χ の試算例を記述する。なお、この附属書は規定の一部ではない。

塑性拘束補正係数 χ は、塑性拘束の小さい構造物の K_J を、塑性拘束の大きい標準試験片(C(T)試験片及び $a/W=0.5$ の SE(B)試験片)と同等の拘束効果に相当する K_J に変換するための係数である。

χ の設定例として、附属書図 B1.1 に PTS 過渡で最も厳しい大 LCOCA 条件での原子炉压力容器の σ_w - K_J 関係と、C(T) 試験片の σ_w - K_J 関係を示す^[1]。塑性拘束補正係数 χ は、構造物と破壊靱性試験片の σ_w - K_J 関係を用いて、同じワイブル応力に対するそれぞれの K_J , K_{JRV} 及び $K_{JC(T)}$ を求め、次の式により決定する。

$$\chi = K_{JC(T)} / K_{JRV} \quad (\text{附 B.1})$$



Appendix Fig. B1.1 Example of determination procedure of correction coefficient χ
(RV(Large LOCA))

附属書図 B1.1 塑性拘束補正係数 χ の設定例(原子炉压力容器(大 LOCA))

1. 定式化塑性補正係数 χ の試算例

ワイブルパラメータ $m=20$, $R_y=0.8$ の材料に対し、亀裂深さ 10mm, 亀裂長さ 60mm の想定半楕円内表面亀裂がある压力容器に大 LOCA が生じた時の従来の破壊力学解析による K_J -温度関係と定式化 χ の算出結果を示す。

$m=20$, 及び $R_y=0.8$ の場合, χ の算出式(附 B.2)の係数 A, B, C, D, 及び E は次の値になる。

$$\chi = \text{Max} [Ax+B, Cx+D, E] \quad (\text{附 B.2})$$

A=-2.99

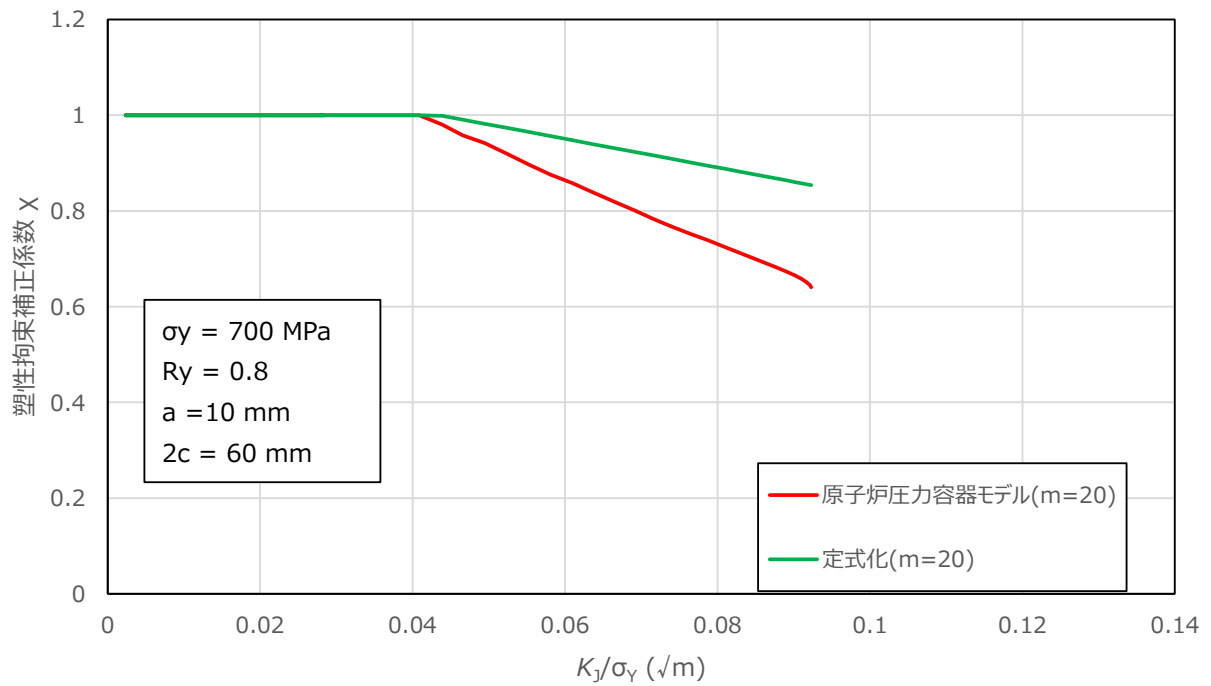
B=0.983

C=-1.72

D=0.972

E=0.637

$\sigma_y=700\text{MPa}$ とすると、定式化 $\chi-K_J^{RV}/\sigma_y$ 関係は附属書図 B1.2 のように示される。



Appendix Fig. B1.2 Formulated $\chi-K_J^{RV}/\sigma_y$ relation for large LOCA($m=20, R_y=0.8$)

附属書図 B1.2 定式化 $\chi-K_J^{RV}/\sigma_y$ 関係(大 LOCA, $m=20, R_y=0.8$)

附属書 C (参考) FEM 解析における留意点

序文

ここでは、塑性拘束補正係数 χ を算出するにあたり実施する FEM 解析及び χ を用いて拘束効果を考慮して破壊評価を行うときの FEM 解析上の留意点を記載する。この附属書は規定の一部ではない。

1 応力-ひずみ曲線

(1) 試験規格

解析に使用するための応力 - ひずみ曲線は、ASTM E8/E8M-21 等の適切な試験規格に準拠して取得する。

(2) 解析に使用する応力 - ひずみ曲線

解析に使用する応力 - ひずみ曲線は、真応力 - 真ひずみ曲線とし、対象とする過渡事象の温度を考慮して設定する。このため、使用する応力 - ひずみ曲線は複数の温度条件のものを準備する必要があるが、その過渡事象の最高温度と最低温度の平均値を代表温度として、その代表温度の応力 - ひずみ曲線を使用してもよい。

応力 - ひずみ曲線にリューダース帯が現れる場合には、その挙動を正確に再現できるよう、十分に細かいデータ点で曲線を設定する必要がある。

特に、解析コードに陽解法を用いる場合、コードによってはデータ点の間隔が結果に大きく影響し、陰解法とは異なる結果となることがある。そのため、データ点の設定には十分留意しなくてはならない。例えば汎用 FEM コード Abaqus では、リューダース帯のように応力-ひずみ特性の変化が大きい部分で入力データ間隔を細かく設定しても、特性の変化が小さい部分のデータ点を粗くすると、FEM コード内で粗いデータ間隔として処理されリューダース帯の応力-ひずみ特性が考慮されない。このため、応力-ひずみ特性全体を、細かいデータ間隔で均等に入力する必要がある。

試験で得られたひずみより大きいひずみ領域に対しては、それまで得られた真応力-真ひずみ関係を直線外挿する。

応力-ひずみ特性として降伏点及び引張強さしかない場合、真応力-真ひずみ曲線を指定するために、WRC Bulletin No.413 又は ASME Sec.VIII Div.2 の方法を使用してもよい。

2 破壊靱性

(1) 試験規格

破壊評価に使用するための破壊靱性は、ASTM E1921-21, ASTM E1820-21 等の適切な試験規格に準拠して取得する。参考のため、マスターカーブ法により参照温度 T_0 を算出する。

(2) 解析に必要な破壊靱性

a. Beremin モデル解析

へき開破壊を扱う Beremin モデル解析には、C(T)試験片、SE(B)試験片等小規模降伏条件を満足する破壊靱性試験片が必要である。最低 6 個の同一形状の試験体を用いた破壊試験データによって、ワイブルパラメータ m 及び σ_u を求める。1 種類の試験片では適切なワイブルパラメータが得られない可能性があるため、塑性拘束度の異なる試験片、例えば亀裂長さ/厚さが異なる 2 種類の SE(B)試験片を用いて 2 形状試験法により m を求めてもよい。

b. GTN モデル

DBTT 領域における延性亀裂進展を扱う GTN モデル解析には、1mm オーダの延性亀裂進展が発生するような温度領域における C(T)又は SE(B)試験片 2 体による破壊靱性試験を実施する。GTN モデルにはパラメータ数が多いため、得られた結果が妥当であるか、別の拘束度をもつ試験片による検証解析が必要である。

付録 4

ベンチマーク解析による破壊解析の 基礎的検討

・ FEM 解析には、図 1.1-4 に示す応力-ひずみ曲線を使用する。

公称応力 σ と公称ひずみ ε の実測値は、引張試験においてロードセルで計測した荷重 P と伸び計で計測した試験片の GL 間($\ell_0=50\text{mm}$)の伸び $\Delta\ell$ から次式で算出した (引張試験片形状は、図 1.1-5 参照)。

$$\text{公称応力} \quad : \quad \sigma = P/A_0 \quad (1-1)$$

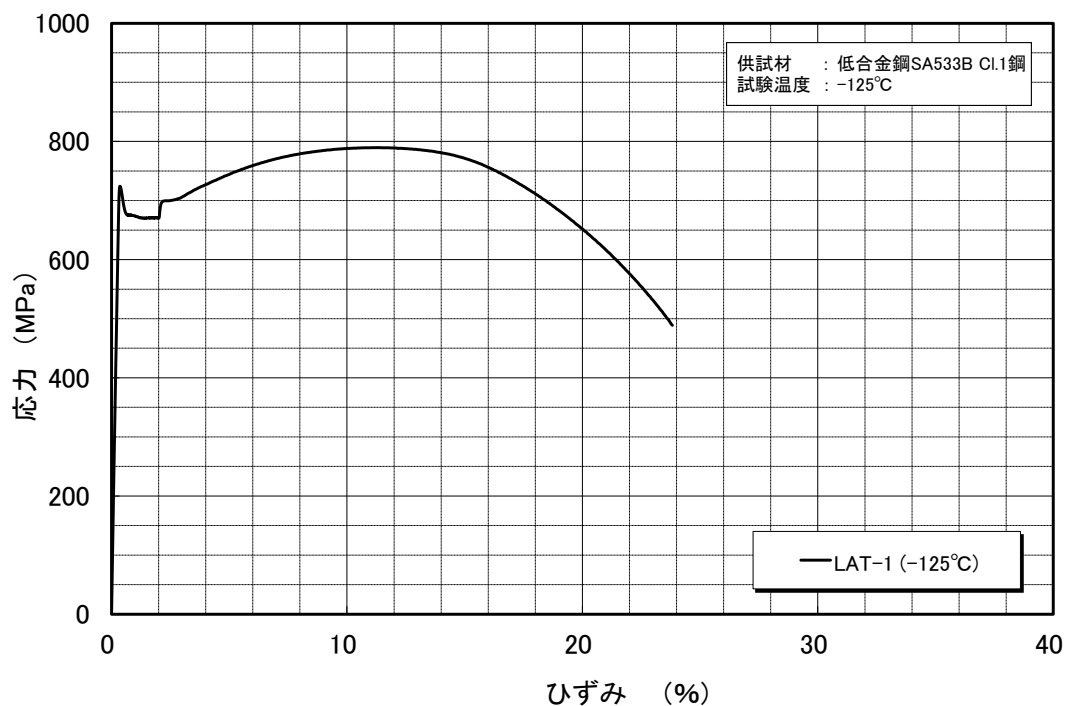
$$\text{公称ひずみ} \quad : \quad \varepsilon = \Delta\ell/\ell_0 \quad (1-2)$$

ここで、 A_0 は試験部の初期断面積。

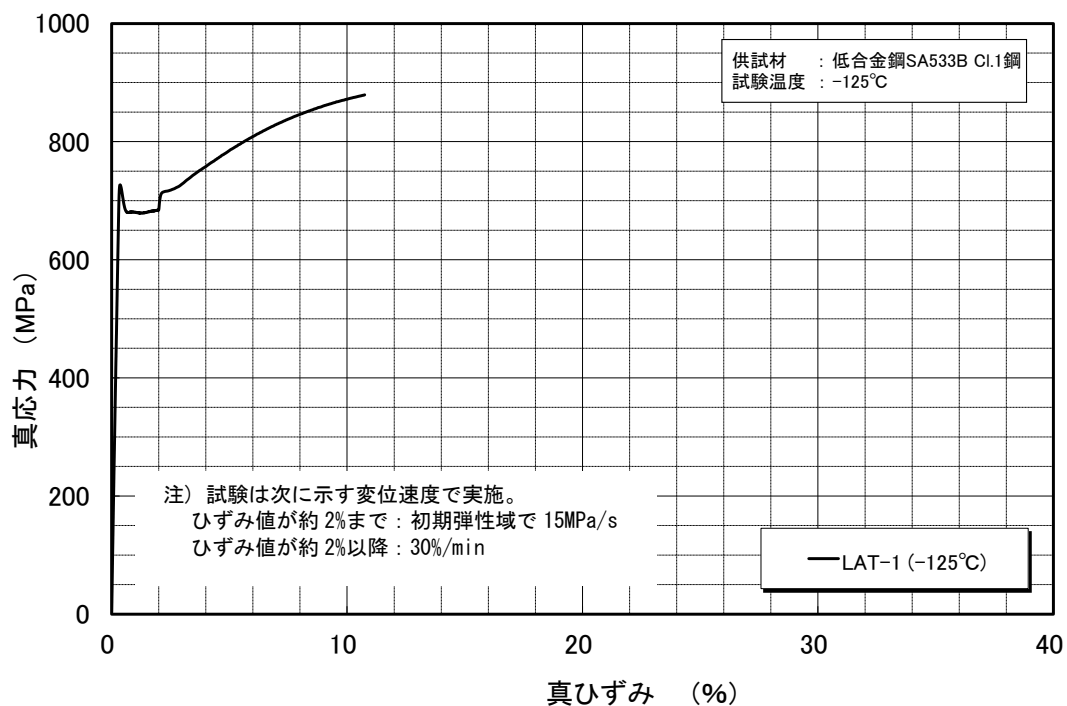
また、真応力 σ_t と真ひずみ ε_t については、最大荷重到達(試験片のネッキング開始)時点までの範囲で、公称応力 σ と公称ひずみ ε から次式で算出した。

$$\text{真応力} \quad : \quad \sigma_t = \sigma(1+\varepsilon) \quad (1-3)$$

$$\text{真ひずみ} \quad : \quad \varepsilon_t = \ell(1+\varepsilon) \quad (1-4)$$



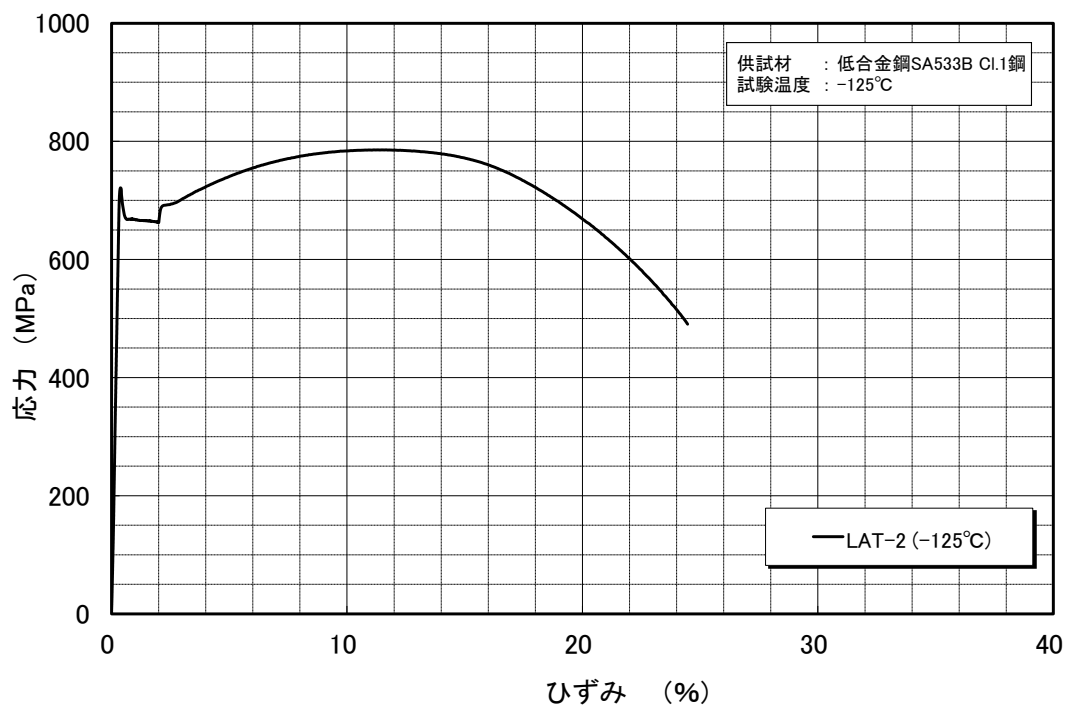
(a) 公称応力-公称ひずみ



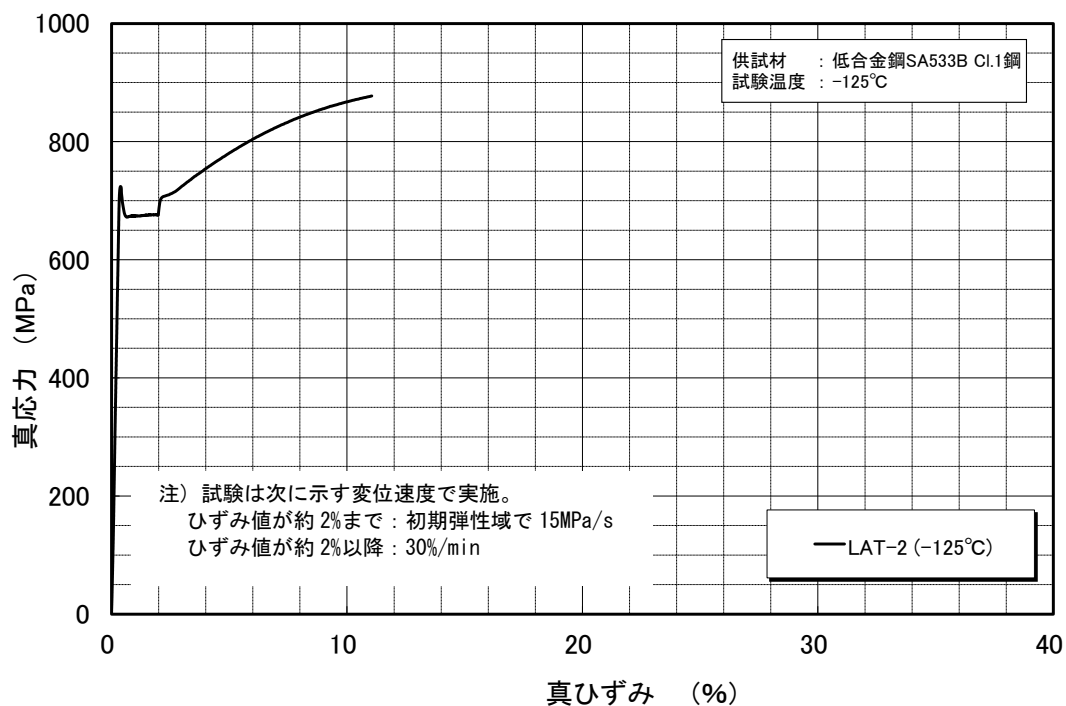
(b) 真応力-真ひずみ

Fig. 1.1-1 Stress-strain curve of low alloy steel A (temperature: -125°C , specimen: LAT-1)

図 1.1-1 低合金鋼 A の応力-ひずみ特性(試験温度: -125°C , 試験片符号: LAT-1)



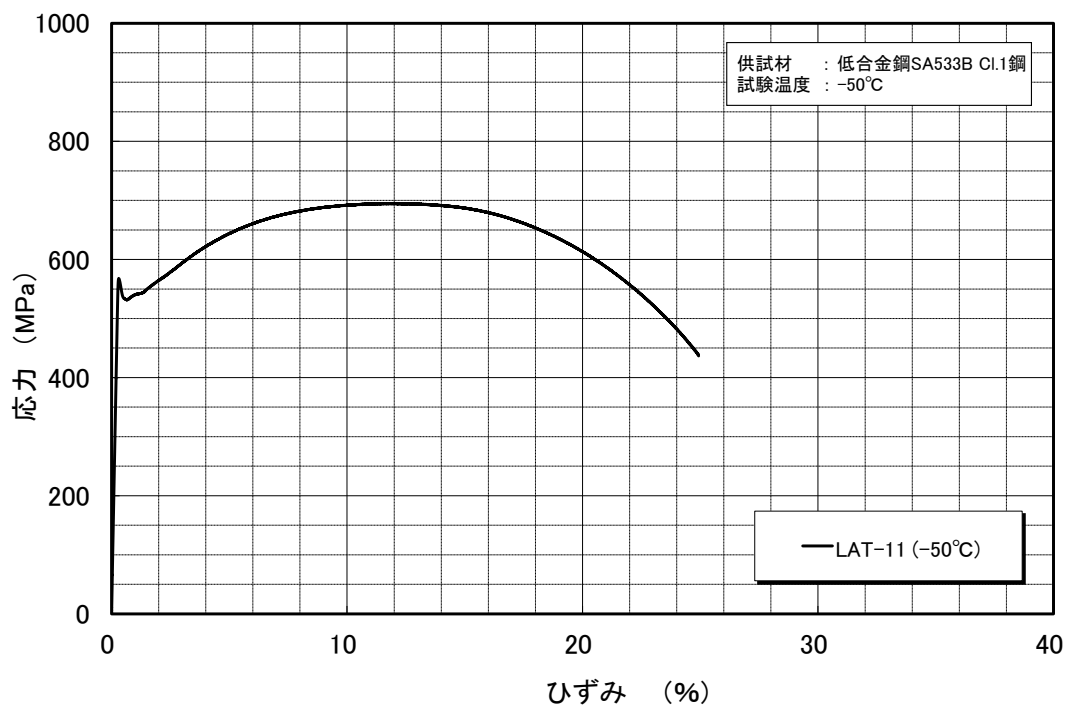
(a) 公称応力-公称ひずみ



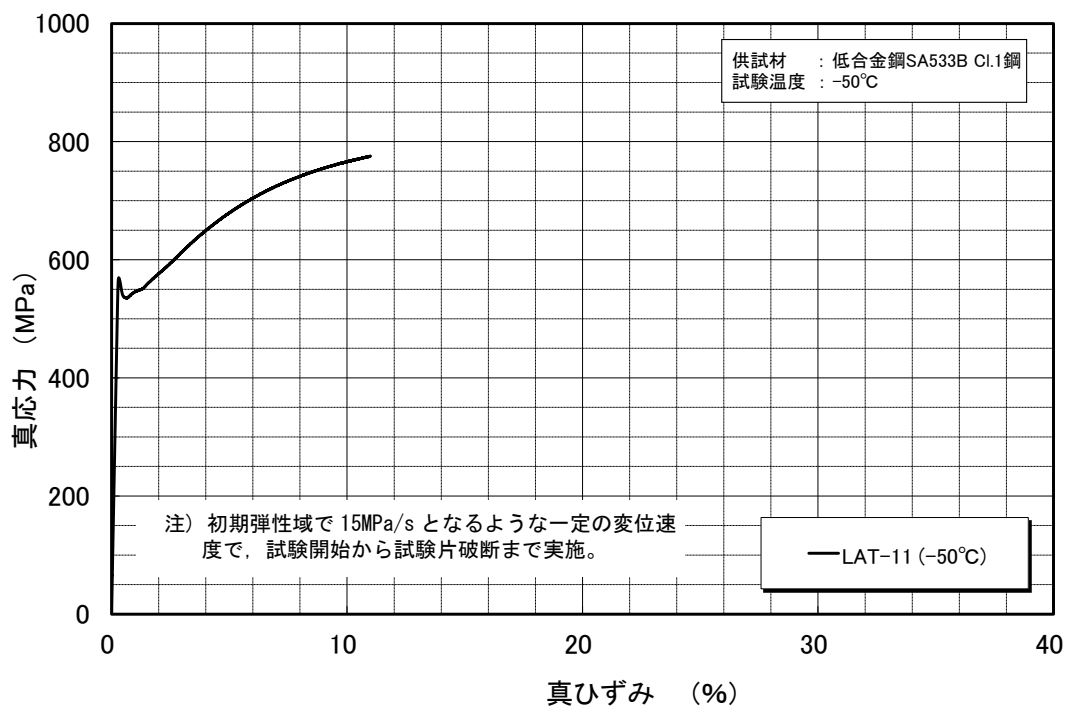
(b) 真応力-真ひずみ

Fig. 1.1-2 Stress-strain curve of low alloy steel A (temperature: -125°C, specimen: LAT-2)

図 1.1-2 低合金鋼 A の応力-ひずみ特性(試験温度: -125°C, 試験片符号: LAT-2)



(a) 公称応力-公称ひずみ



(b) 真応力-真ひずみ

Fig. 1.1-3 Stress-strain curve of low alloy steel A (temperature: -50°C, specimen: LAT-11)

図 1.1-3 低合金鋼 A の応力-ひずみ特性(試験温度: -50°C, 試験片符号: LAT-11)

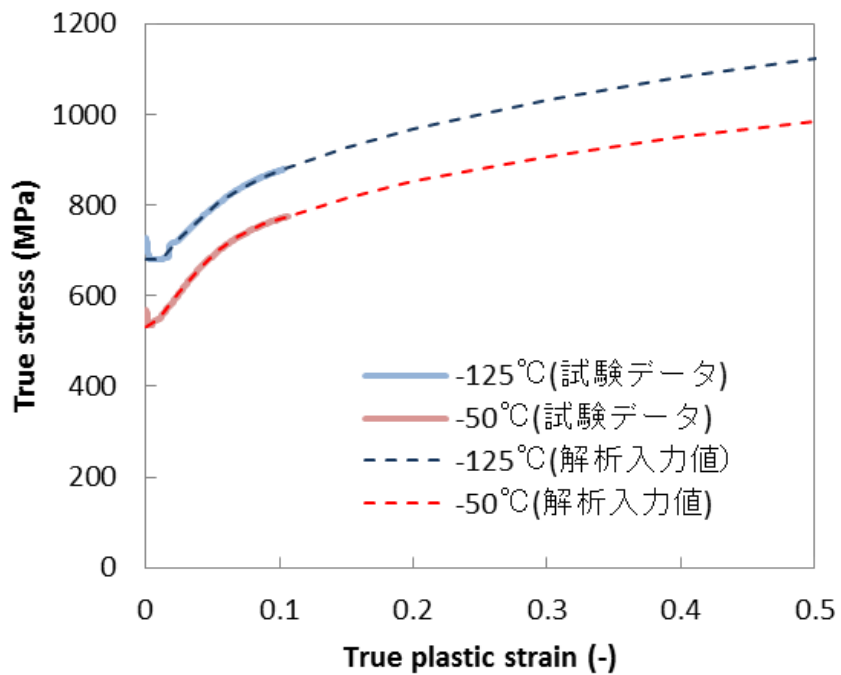


Fig. 1.1-4 True stress- true plastic stain relation of measurement and FEA input

図 1.1-4 実測及び解析に使用する真応力-真塑性ひずみ関係

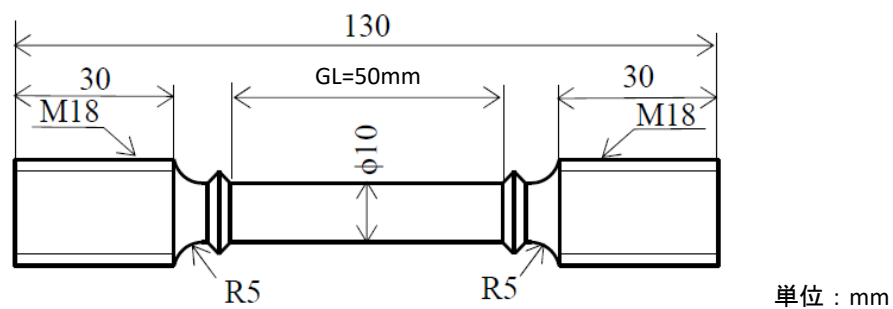


Fig. 1.1-5 Geometry of round bar tensile specimen

図 1.1.1-5 引張試験片形状

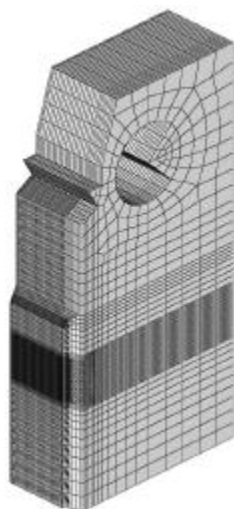


Fig. 1.1-7 FE model of 1/2TC(T) specimen

図 1.1-7 1/2TC(T)試験片 FEM モデル

(4) 初期亀裂長さ

初期亀裂長さは、表 1.1-1 に示すとおり。

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 MCT-4320 (試験完了後のき裂寸法の測定)に従い、厚さ方向の平均値とした。

表 1.1-1 1/2TC(T)破壊靱性試験結果(-125°C 及び-50°C, 低合金鋼 A)

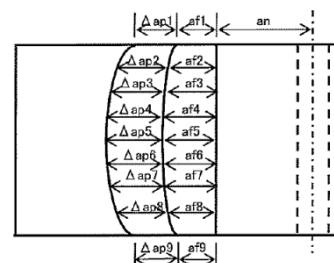
Table. 1.1-1 Fracture toughness test results of 1/2TC(T) (-125°C and -50°C, low alloy steel A)

試験片符号	温度 T (°C)	試験片幅 W (mm)	試験片 板厚 B (mm)	試験片 正味板厚 B_N (mm)	初期亀裂 長さ*1 a_0 (mm)	破壊靱性		延性亀裂 進展量*1 Δa_p (mm)
						J_c (kJ/m ²)	K_{Jc} (MPa√m)	
LAF-2	-125	25.45	12.73	10.20	13.81	22.9	71.5	0.00
LAF-4	-125	25.45	12.73	10.19	13.62	14.2	56.4	0.00
LAF-5	-125	25.46	12.73	10.20	13.74	19.6	66.2	0.00
LAF-6	-125	25.46	12.73	10.20	13.54	24.5	74.0	0.00
LAF-7	-125	25.45	12.73	10.21	13.67	75.0	129	0.00
LAF-8	-125	25.45	12.73	10.21	13.77	45.4	101	0.00
LAF-9	-125	25.46	12.73	10.21	13.60	52.3	108	0.00
LAF-10	-125	25.45	12.73	10.21	13.78	14.8	57.5	0.00
LAF-11	-125	25.45	12.73	10.20	13.85	32.3	84.9	0.00
LAF-12	-125	25.45	12.73	10.21	13.58	62.2	118	0.00
LAF-13	-125	25.40	12.74	10.22	13.31	54.9	111	0.00
LAF-14	-125	25.39	12.74	10.22	13.48	29.6	81.2	0.00
LAF-15	-125	25.37	12.74	10.24	13.49	39.5	93.9	0.00
LAF-16	-125	25.39	12.73	10.21	13.58	27.9	78.9	0.00
LAF-17	-125	25.42	12.73	10.23	13.43	44.8	100	0.00
CT-44	-50	25.43	12.71	10.23	13.53	313	264	0.40
CT-45	-50	25.42	12.71	10.20	13.55	1157	508	2.45
CT-46	-50	25.43	12.72	10.23	13.48	842	433	1.50
CT-51	-50	25.41	12.72	10.22	13.51	502	335	0.75
CT-52	-50	25.42	12.72	10.22	13.76	595	364	0.71
CT-53	-50	25.42	12.72	10.22	13.53	232	228	0.20
CT-54	-50	25.42	12.72	10.22	13.54	220	222	0.15

注) *1: 亀裂長さについては、試験後の試験片破面の下記 9ヶ所において、実体顕微鏡を使用して測定を行い、JEAC4216-2011 に基づき、次式により算出。なお、延性亀裂進展量については、ストレッチゾーン長さを含む測定値である。

初期亀裂長さ : $a_0 = a_n + \{a_{i2} + a_{i3} + a_{i4} + a_{i5} + a_{i6} + a_{i7} + a_{i8} + ((a_{i1} + a_{i9})/2)\}/8$

延性亀裂進展量 : $\Delta a_p = \{ \Delta a_{p2} + \Delta a_{p3} + \Delta a_{p4} + \Delta a_{p5} + \Delta a_{p6} + \Delta a_{p7} + \Delta a_{p8} + ((\Delta a_{p1} + \Delta a_{p9})/2) \}/8$



(5) 実験で得られたデータ

-125℃の試験時の荷重-荷重線変位を図 1.1-8 に示す。

荷重は、試験装置に設置されたロードセル、変位は試験片の荷重線に取り付けたクリップゲージにより、それぞれ計測した。試験時の試験治具及び試験片の軸心に関しては、次に示す要領にて確認した。

- ①試験装置に負荷ロッド及び U リンクを取り付けた(負荷ロッドと U リンクはネジで接合されており、特にユニバーサルジョイント等は使用せず)。
- ②上下 U リンクを近づけた状態で生じる隙間を、隙間ゲージで計測し、0.8mm 以下*となっていることを確認した (図 1.1-9 参照)。
- ③U リンクに C(T)試験片を取り付けた後、U リンクと試験片の左右の隙間がほぼ均等になっていることを目視で確認。

注) *: ASTM E399-12 $\epsilon 3$ の A2.2.3 項で上下負荷ロッドの軸心のずれは±0.8mm 以内と規定されている。

-50℃と室温での破壊時延性亀裂進展量分布を図 1.1-10 及び図 1.1-11 に示す。試験片板厚内の延性亀裂進展量の分布は、試験後の試験片破面において板厚方向に 8 等分した 9 ヶ所において計測した。なお、測定した延性亀裂進展量にはストレッチゾーンの長さも含まれる。

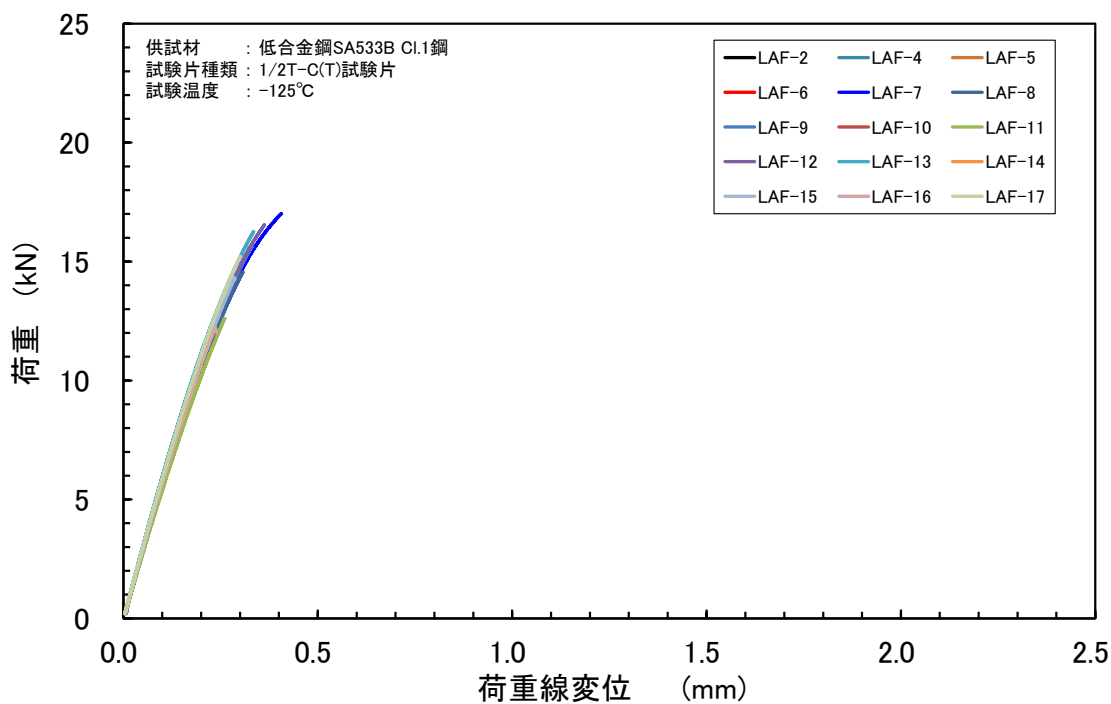


Fig. 1.1-8 Load-load line displacement (1/2TC(T), -125°C, low alloy steel A)

図 1.1-8 荷重－荷重線変位曲線(1/2TC(T), -125°C, 低合金鋼 A)

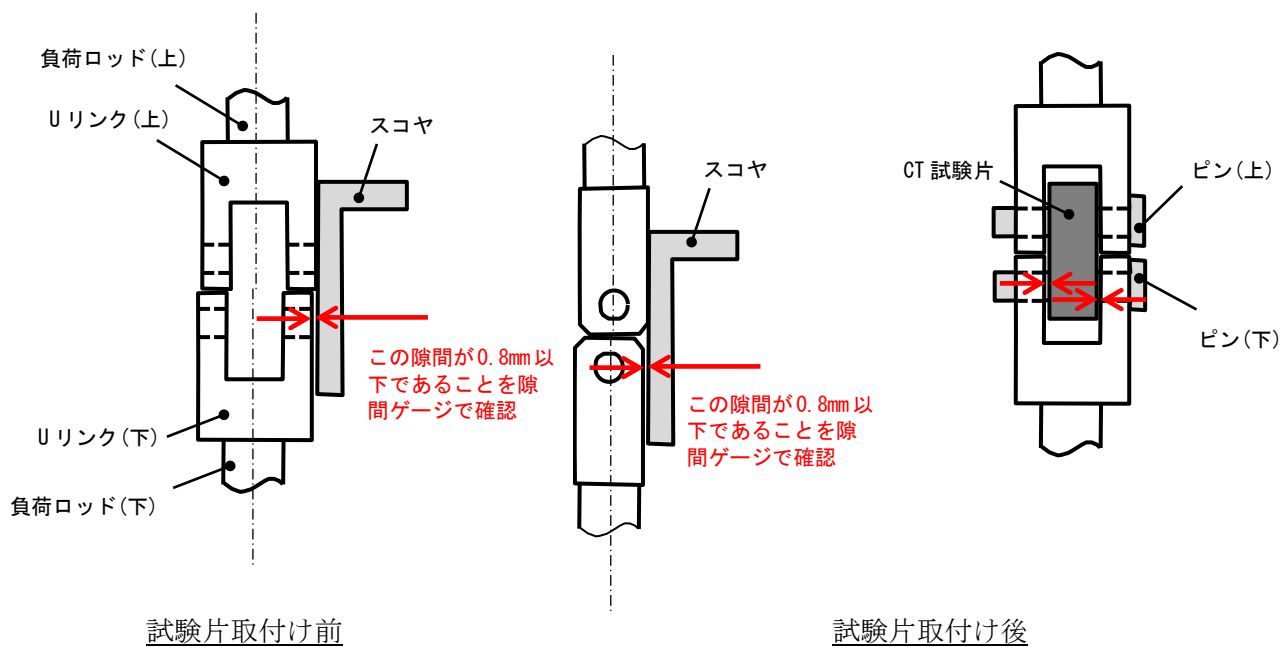


Fig. 1.1-9 Geometry of attachment of specimen

図 1.1-9 試験片取付け形状

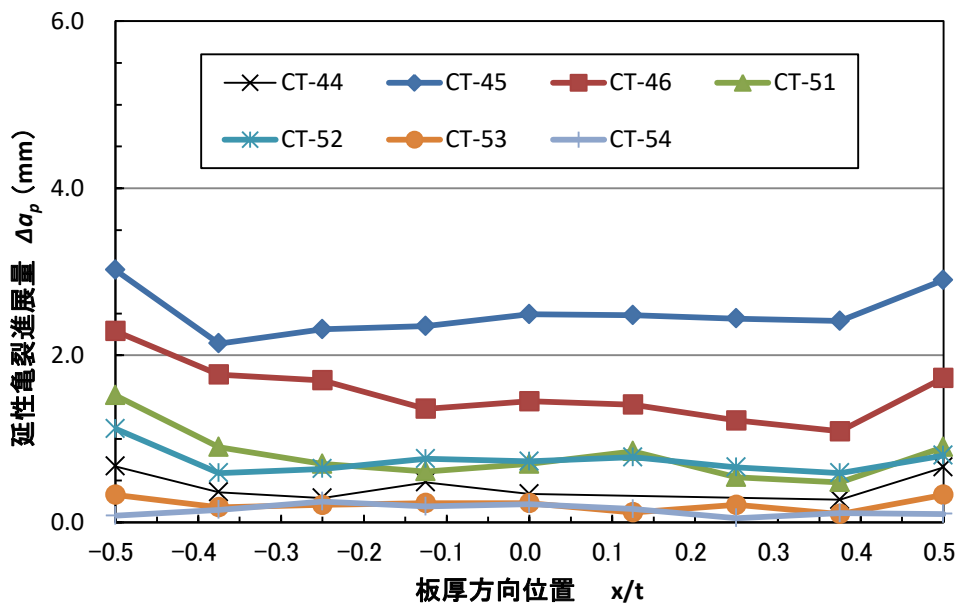


Fig. 1.1-10 Ductile crack growth distribution along thickness (1/2TC(T), -50°C, low alloy steel A)

図 1.1-10 延性亀裂進展量の厚さ方向分布(1/2TC(T), -50°C, 低合金鋼 A)

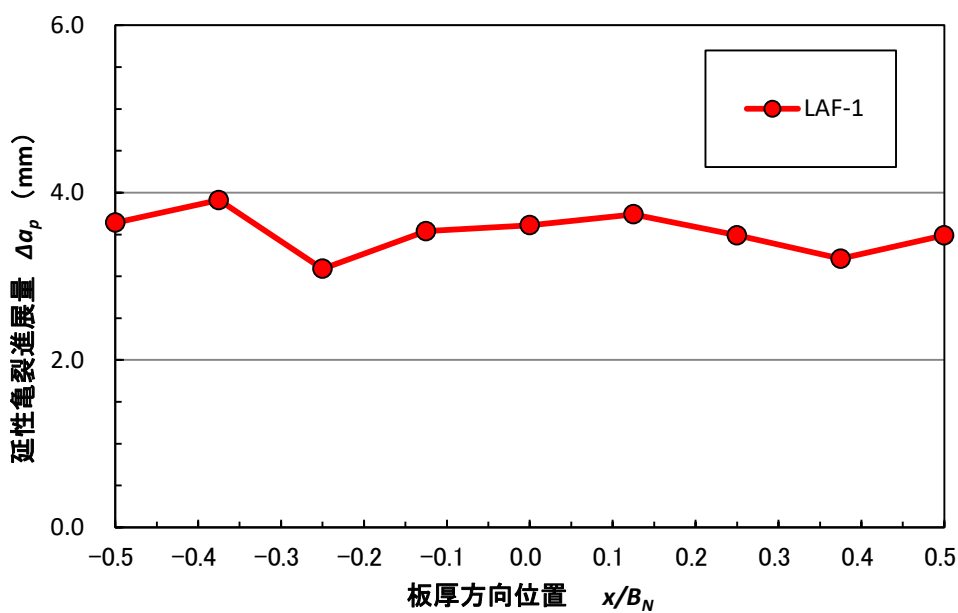


Fig. 1.1-11 Ductile crack growth distribution along thickness (1/2TC(T), RT, low alloy steel A)

図 1.1-11 延性亀裂進展量の厚さ方向分布(1/2TC(T), 室温, 低合金鋼 A)

(6) 解析手法

-125°C : オリジナル Beremin モデル, 2 母数型

$$P_f = 1 - \exp\left[-\left(\frac{\sigma_w}{\sigma_u}\right)^m\right] \quad (1-5)$$

Here

$$\sigma_w = \left(\frac{1}{V_0} \int_V (\sigma_1)^m dV\right)^{\frac{1}{m}} \quad (1-6)$$

-50°C : GTN モデル

$$\Phi = \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_0}\right)^2 + 2fq_1 \cosh\left(\frac{3q_2\sigma_m}{2\sigma_0}\right) - (1 + q_3f^2) = 0 \quad (1-7)$$

Here

$$f^* = \begin{cases} f & \text{for } f \leq f_c \\ f_c + K(f - f_c) & \text{for } f > f_c \end{cases} \quad (1-8)$$

$$K = \frac{1/q_1 - f_c}{f_F - f_c} \quad (1-9)$$

GTN モデルは, 一次ボイドのみを考慮した条件で実施することし, 表 1.1-2 に示す GTN モデルパラメータを使用する。

表 1.1-2 GTN モデルパラメータ (一次ボイドのみ考慮)

Table. 1.1-2 GTN model's parameters (consideration of initial void only)

f_F	f_c	ε_N	S_N	f_0	q_1	q_2	f_N
2.50×10^{-2}	4.00×10^{-3}	—	—	3.00×10^{-5}	1.25	1.00	—

1.2 表面亀裂付平板引張試験片

(1) 材料特性

1.1 に示す C(T)試験片と同一条件とする。

(2) 試験片形状

試験片形状は, 図 1.2-1 に示すとおり。

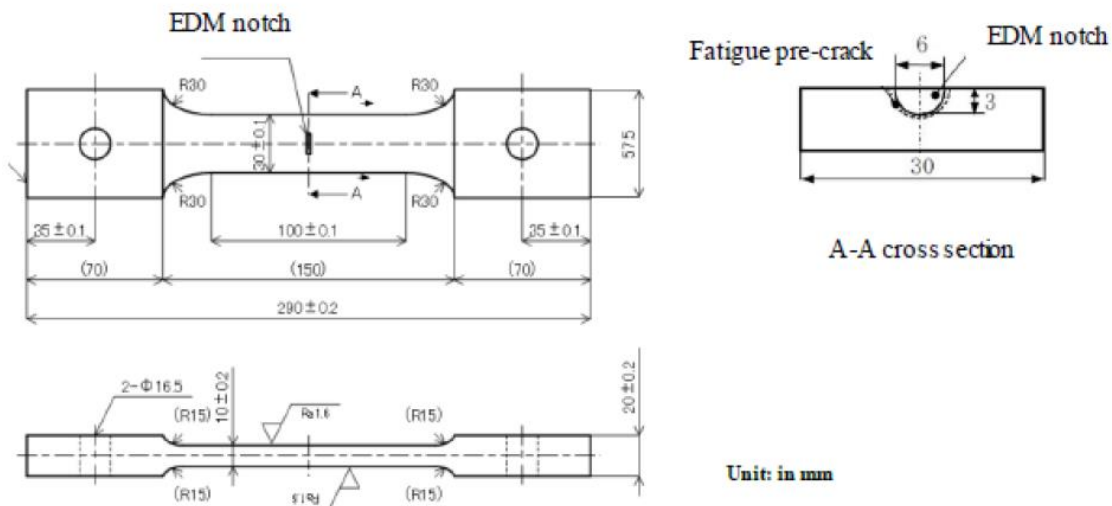


Fig. 1 Geometry of Flat Plate Specimen

Fig. 1.2-1 Geometry of flat plate tensile specimen with surface flaw

図 1.2-1 表面亀裂付平板引張試験片

(3) 解析モデル

C(T)試験片と同様の対称条件，要素タイプ，要素サイズとする。

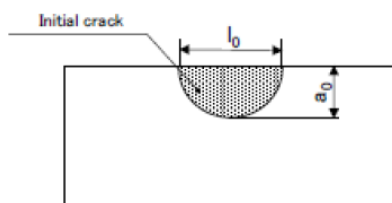
(4) 初期亀裂形状

初期亀裂形状は，表 1.2-1 に示すとおりとする。

表 1.2-1 初期亀裂形状

Table 1.2-1 Initial flaw shape

Type of specimen	Initial crack size (mm)		Failure load (kN)
	Depth a_0	Length l_0	
Flat Plate	4.59	9.41	192.8
	4.69	9.25	192.2
	5.07	10.80	183.7
	4.90	10.71	186.4
	5.20	10.90	184.7



(5) 実験で得られたデータ

荷重－変位は，図 1.2-2 に示すとおり。

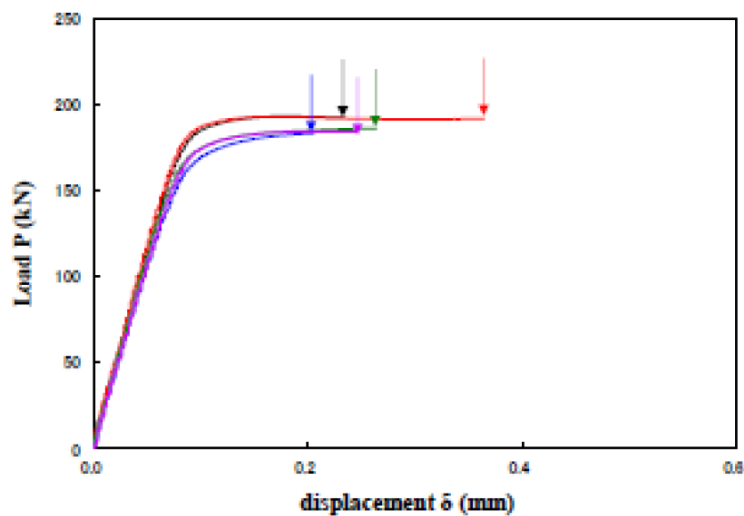


Fig.1.2-2 Load displacement curve of flat plat fracture tests

図 1.2-2 荷重－変位線図

(6) 解析手法

塑性拘束効果を考慮した破壊評価手法として，脆性破壊を対象としたオリジナルの Beremin モデル及び延性破壊を対象とした GTN モデルを適用する。

$$\sigma_w = \left[\frac{1}{V_0} \int_{V_f} (\sigma_{eff})^m dV_f \right]^{1/m} \quad (1-10)$$

2. ベンチマーク解析結果

2.1 FEM 解析の出力の比較

<STEP0>

-125°Cで実施した C(T)試験片を対象に FEM 解析を実施し、解析結果に大きな差が生じないことを確認した。なお、各機関が使用している解析コード、解法、要素タイプは表 2.1-1 に示すとおり。解析結果として、荷重－荷重線変位、厚さ中央の亀裂先端最近傍要素の Mises 相当応力－相当塑性ひずみ、厚さ中央断面の亀裂先端近傍要素における亀裂面垂直応力及び相当塑性ひずみの分布を比較した。解析結果を図 2.1-1～図 2.1-7 に示す。図示されるように、荷重－荷重線変位、相当応力－相当塑性ひずみは、全機関でほぼ一致した。亀裂面垂直応力や相当塑性ひずみに関しては、東理大（A、B）の結果が他機関と異なるが、これは解析コード及び要素タイプの違いが影響している可能性が考えられる。

表 2.1-1 FEM 解析方法

Table 2.1-1 FE analysis method

項目	阪大	東理大		JAEA	東芝 ES	IHI	日立 GE	MHI
		A	B					
解析 コード	ABAQUS 6.12	独自開発 コード	MSC.Marc 2016	ABAQUS 2018	ABAQUS 2017 hf13	ABAQUS 6.13-4	ABAQUS 2018	ABAQUS 6.12
要素タイ プ	選択低減 積分	選択低減 積分	選択低減積 分	低減積分	低減積分	低減積分	低減積分	低減積分
解法	陰解法	陰解法	陰解法	陰解法	陰解法	陰解法	陰解法	陽解法

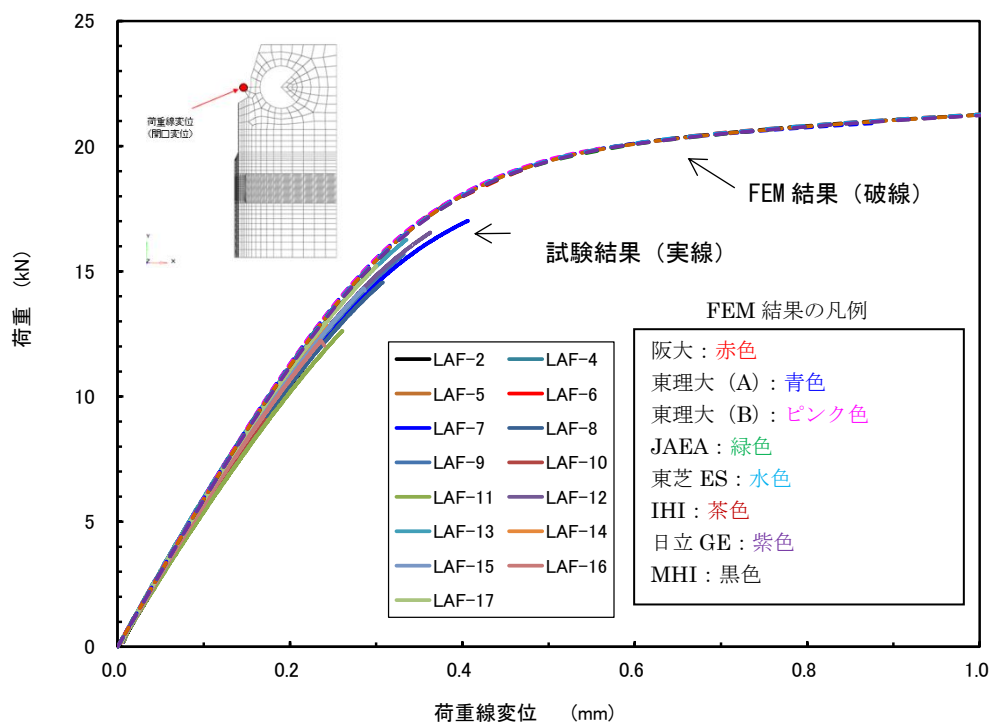


Fig. 2.1-1 Load – load line displacement curve

図 2.1-1 荷重－荷重線変位

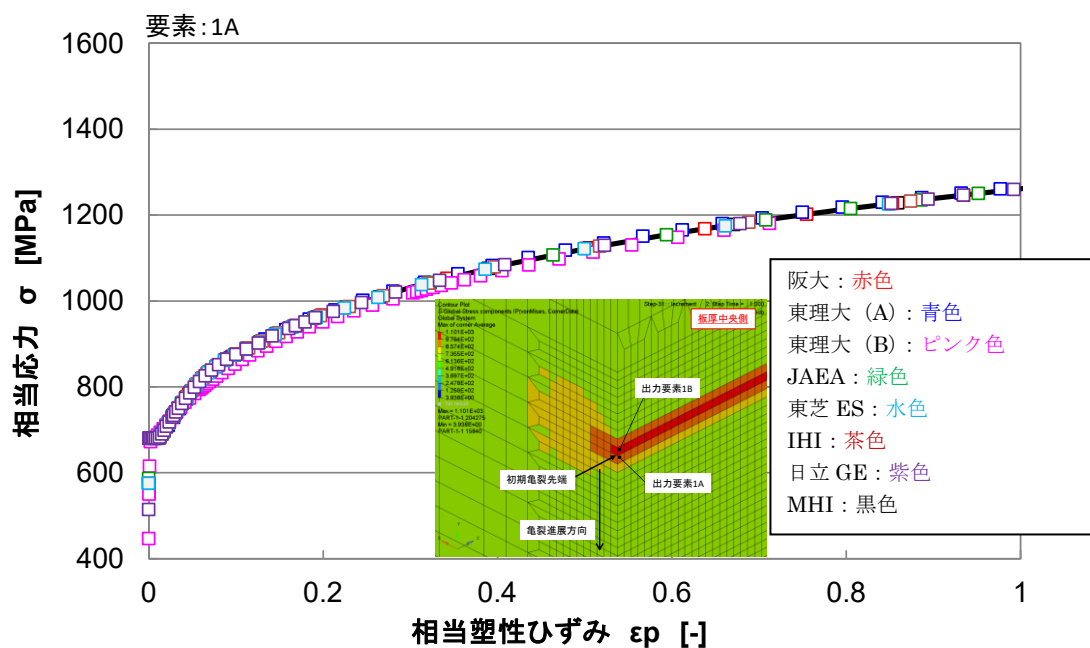


Fig. 2.1-2 Mises equivalent stress – equivalent plastic strain near crack tip (1A)

図 2.1-2 厚さ中央の亀裂先端最近傍要素の Mises 相当応力-相当塑性ひずみ (要素 1A)

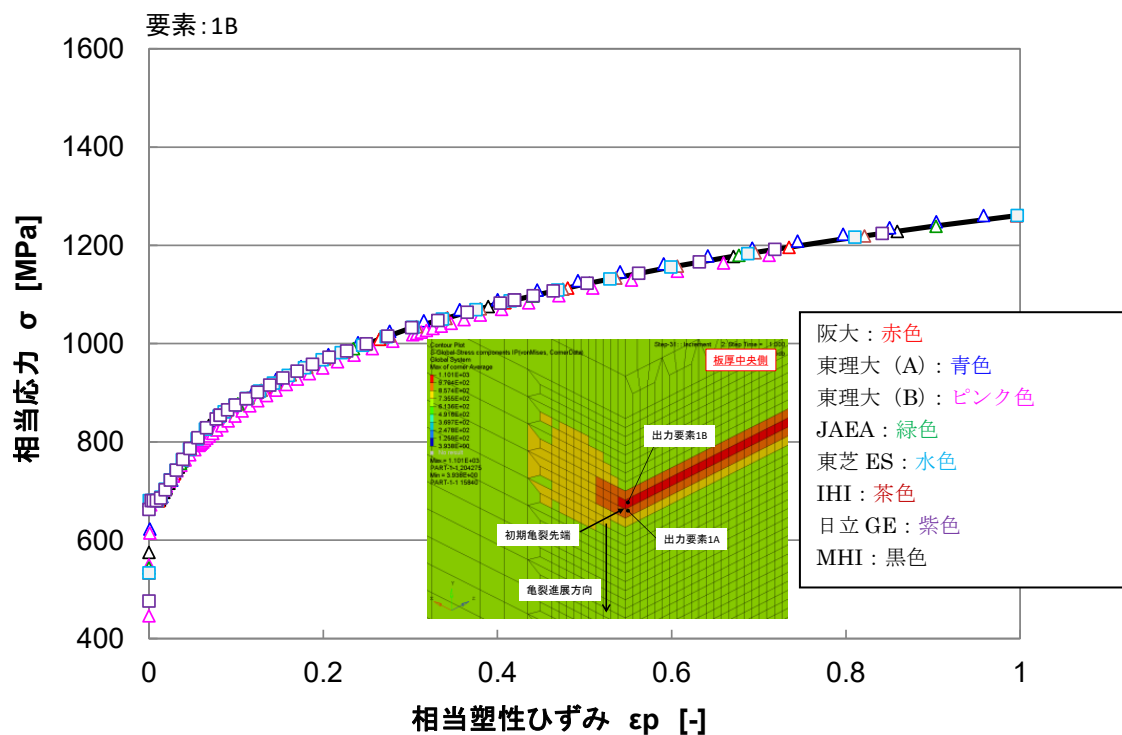


Fig. 2.1-3 Mises equivalent stress – equivalent plastic strain near crack tip (1B)

図 2.1-3 厚さ中央の亀裂先端最近傍要素の Mises 相当応力-相当塑性ひずみ (要素 1B)

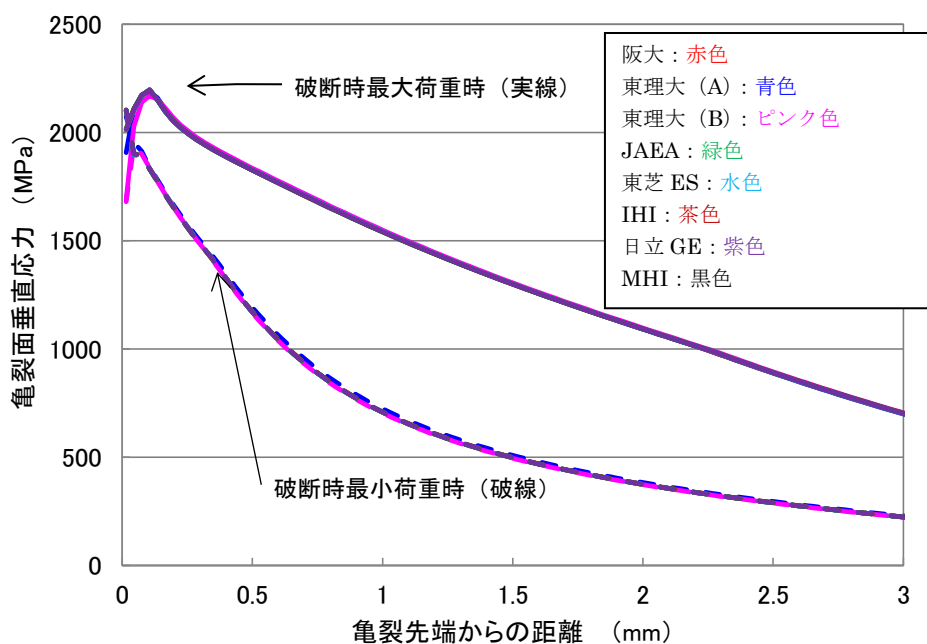


Fig. 2.1-4 Vertical stress for crack surface near crack tip (overall)

図 2.1-4 厚さ中央断面の亀裂先端近傍要素における亀裂面垂直応力 (全体)

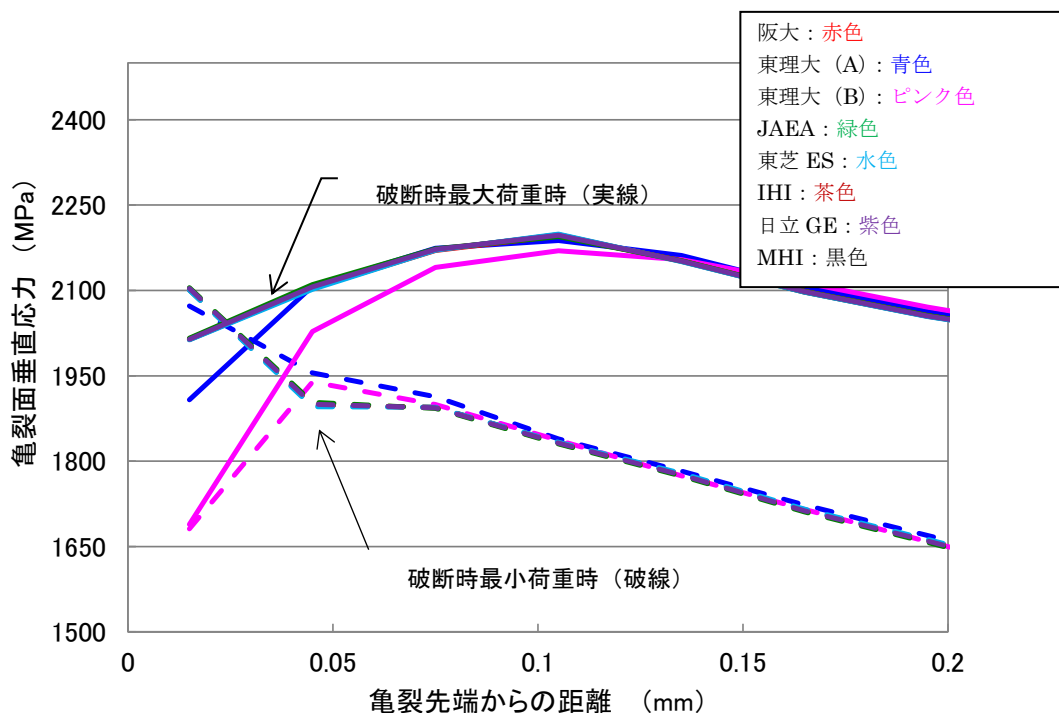


Fig. 2.1-5 Vertical stress for crack surface near crack tip (expanded)

図 2.1-5 厚さ中央断面の亀裂先端近傍要素における亀裂面垂直応力
(先端~0.2mm 位置拡大)

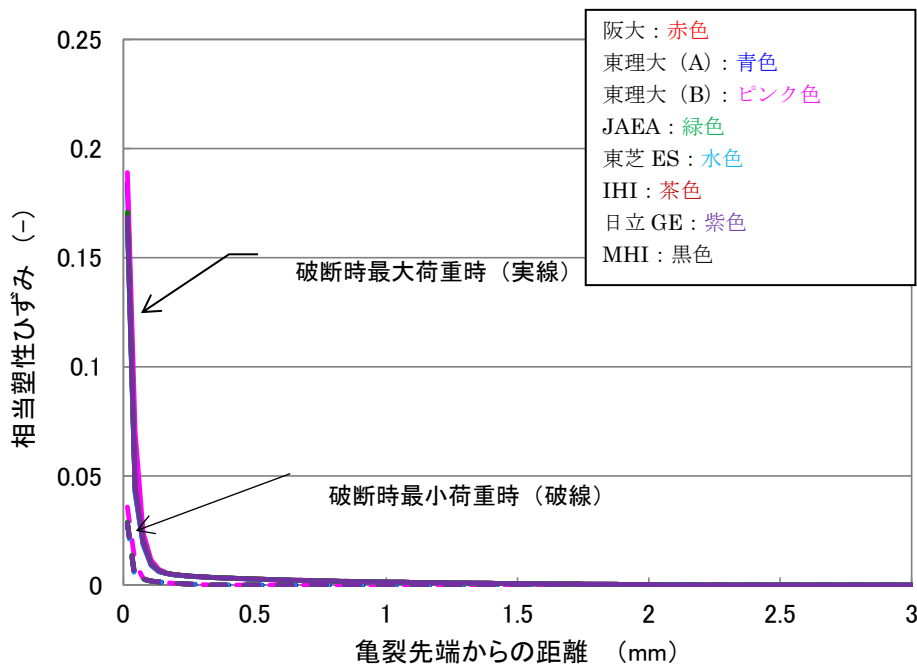


Fig. 2.1-6 Equivalent plastic strain for crack surface near crack tip (overall)

図 2.1-6 厚さ中央断面の亀裂先端近傍要素における相当塑性ひずみ (全体)

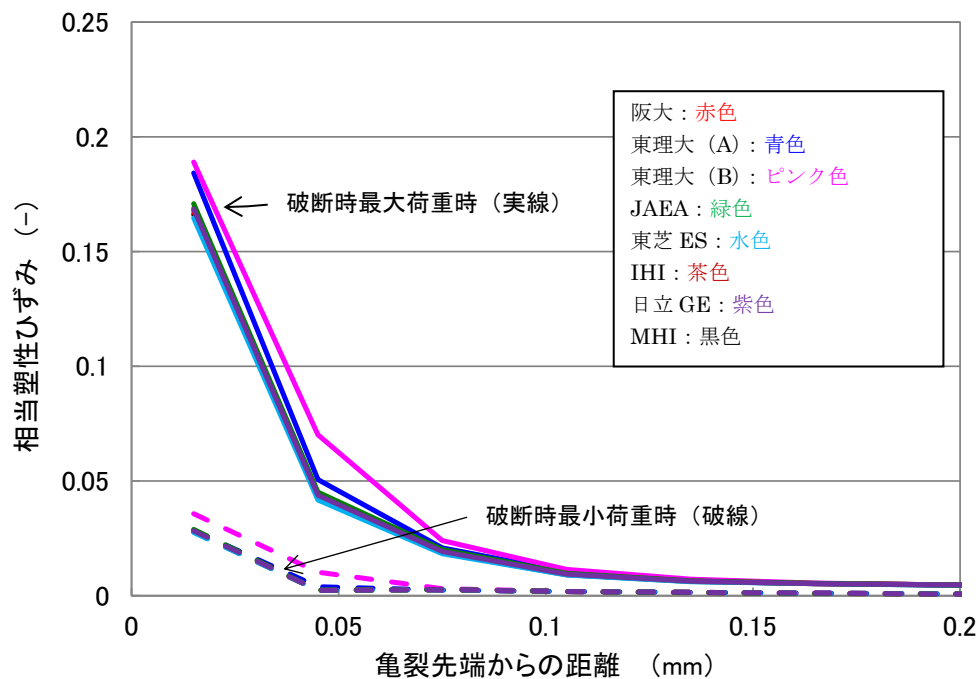


Fig. 2.1-7 Equivalent plastic strain for crack surface near crack tip (expanded)

図 2.1-7 厚さ中央断面の亀裂先端近傍要素における相当塑性ひずみ
(先端~0.2mm 位置拡大)

2.2 Weibull 応力解析の比較

<STEP1>

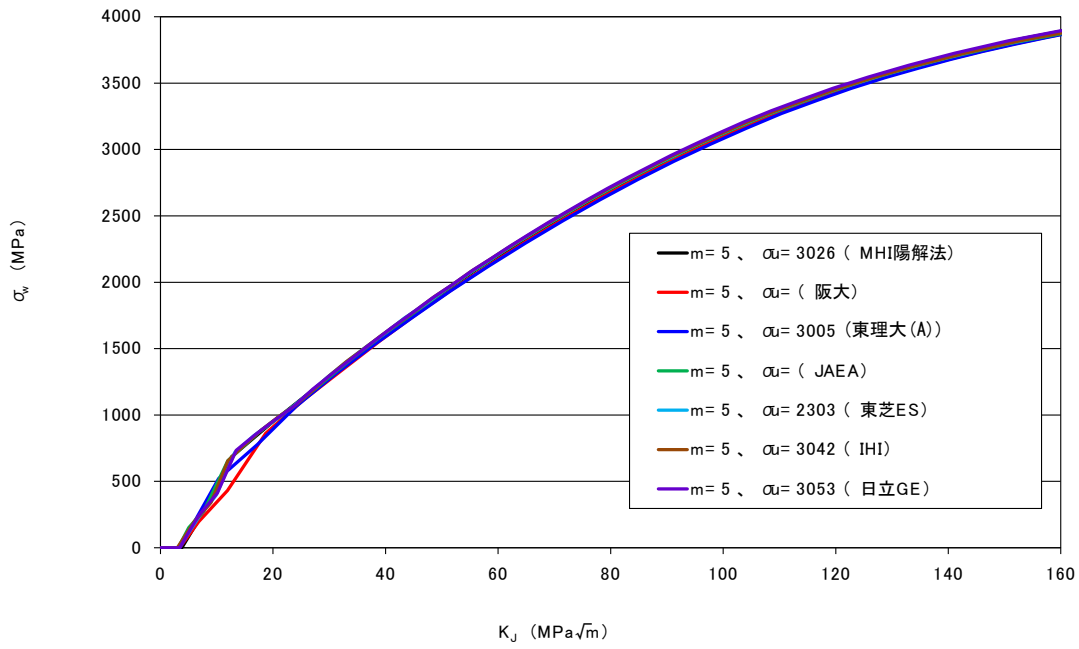
FEM 解析により得られた応力-ひずみ情報をもとに Beremin モデルによる Weibull 応力解析を実施し、参加機関が所有する Weibull 応力解析プログラムの機能が同等であることを確認した。解析対象は、 -125°C の C(T)試験片の破壊靱性試験であり、FEM 解析方法は表 2.1-1 と同じである。

m を 5~60 に固定した場合の σ_w - K_I 関係及び Weibull 応力の Weibull プロットを図 2.2-1~図 2.2-6 に示す。また、それぞれの機関で、破壊試験結果を用いた収束計算により得られた Weibull パラメータを使用した場合の解析結果を図 2.2-7 に示す。 m を 5~60 に固定した場合、各機関の解析結果はほぼ一致しているように見えるが、STEP2 で後述するように、詳細に見ると MHI と他機関の結果に若干の相違が見られる。

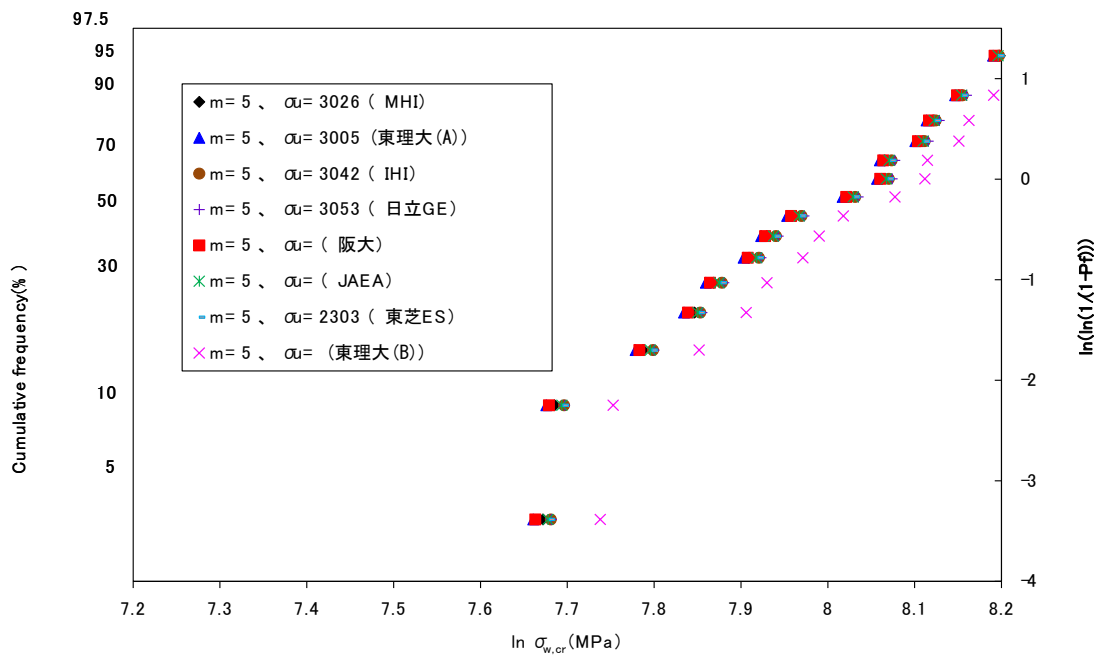
収束計算により得られた m は、表 2.2-1 に示すとおり、参加機関ごとに異なり、大きく①東芝 ES, IHI, 日立 GE, ②阪大, ③MHI の 3 グループに分かれた。

表 2.2-1 各機関の Weibull パラメータ m の収束結果Table 2.2-1 Convergence results of Weibull parameter, m

参加機関	MHI (陽解法)	阪大	東理大 (A)	JAEA	東芝	日立 GE	IHI
m バイアス (補正有無)	36.5 (有)	59.2 (無)	収束せず (無)	収束せず (無)	101.4 (無)	107.0 (無)	111 (無)



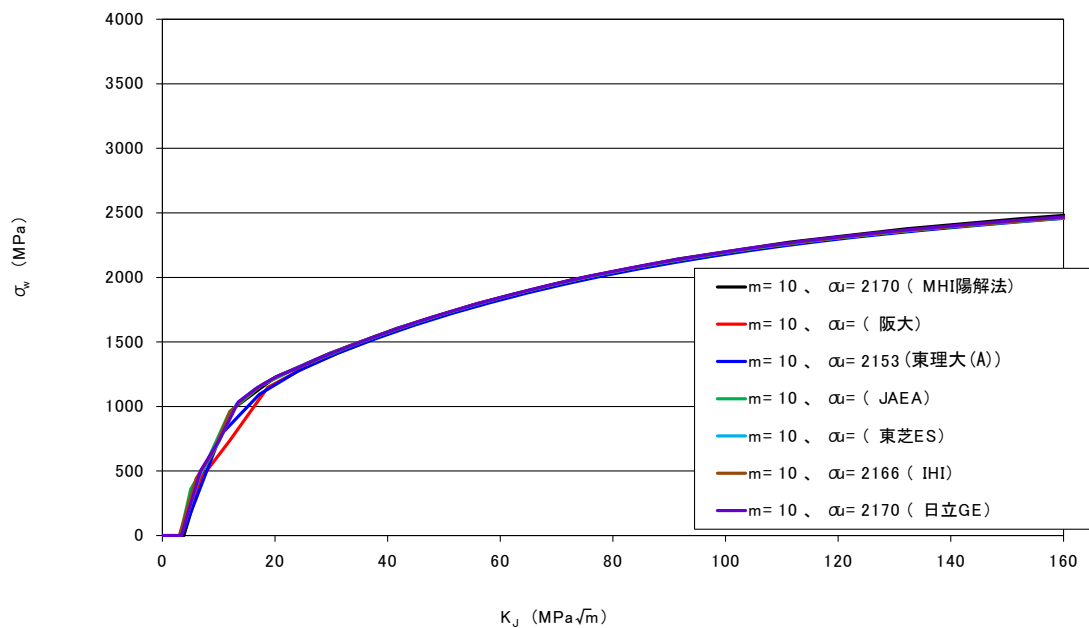
(a) $\sigma_w - K_J$ の関係



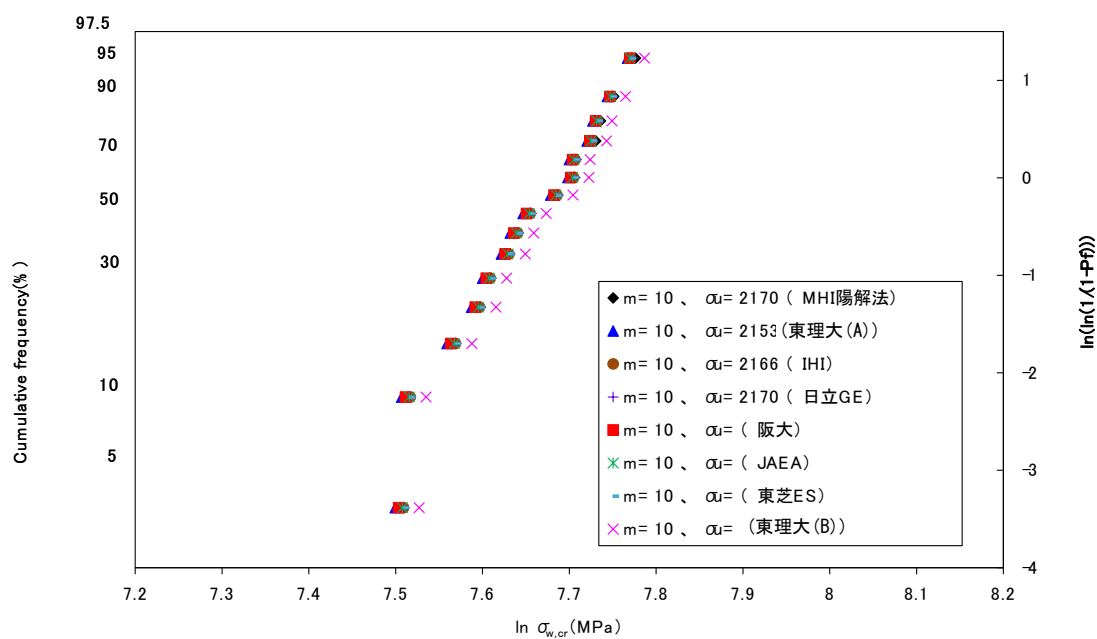
(b) $\sigma_{w,cr}$ の Weibull プロット

Fig. 2.2-1 Weibull stress evaluation results in case of $m=5$

図 2.2-1 $m=5$ に固定した時の Weibull 応力評価結果



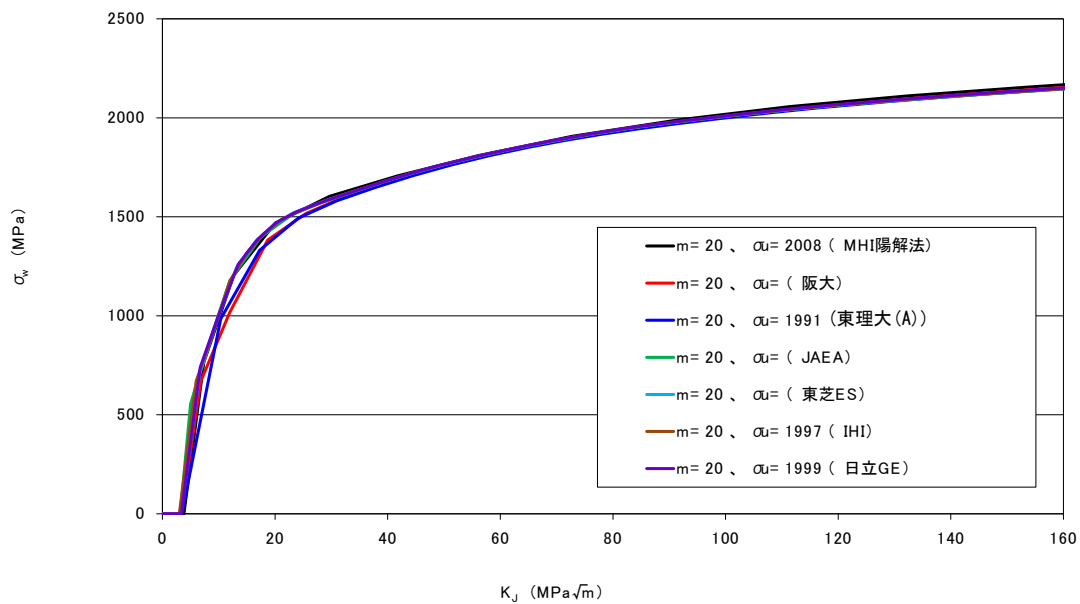
(a) $\sigma_w - K_J$ の関係



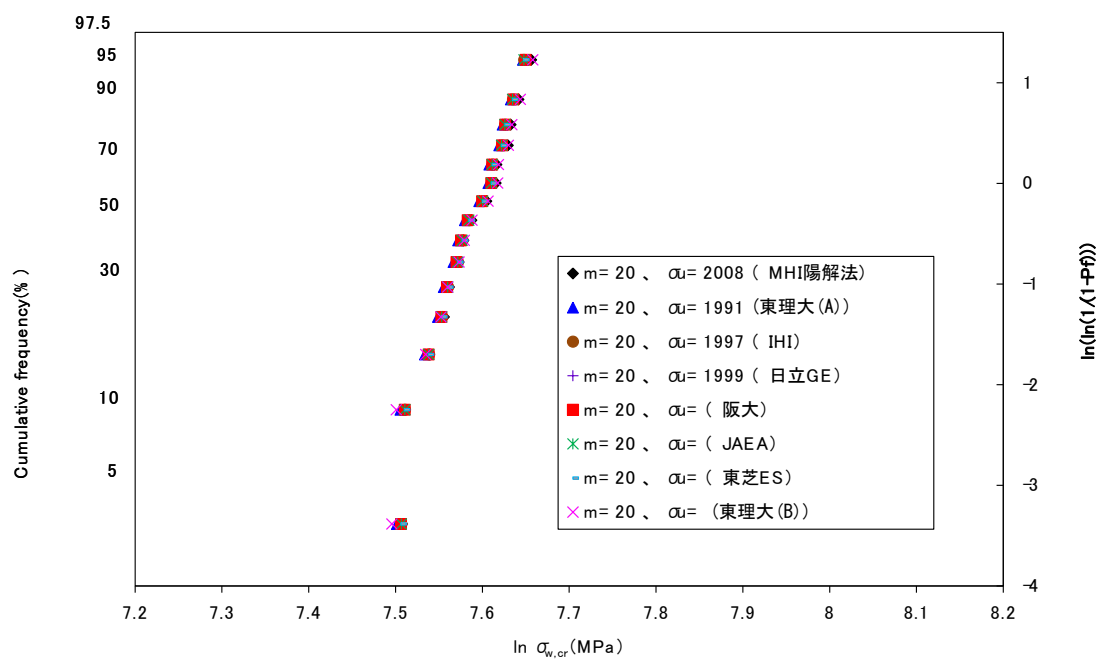
(b) $\sigma_{w,cr}$ の Weibull プロット

Fig. 2.2-2 Weibull stress evaluation results in case of $m=10$

図 2.2-2 $m=10$ に固定した時の Weibull 応力評価結果



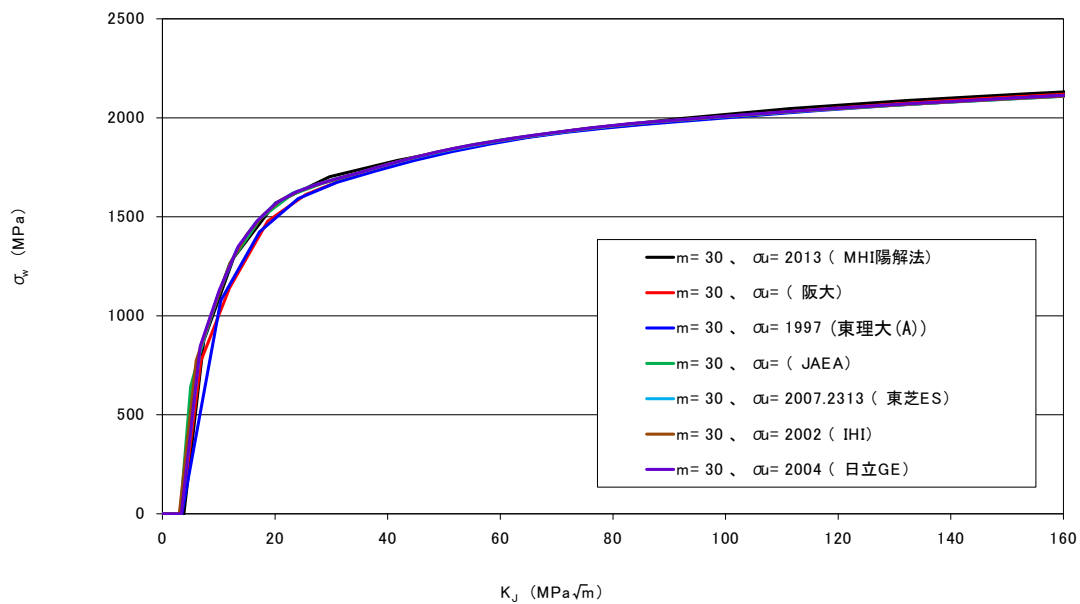
(a) $\sigma_w - K_J$ の関係



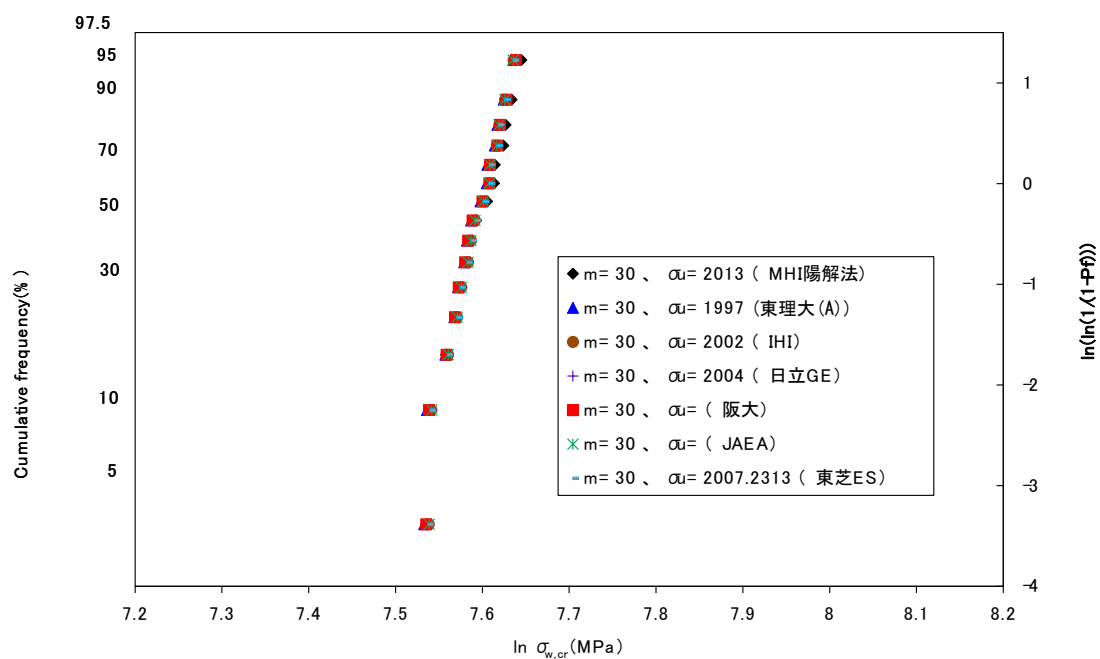
(b) $\sigma_{w,cr}$ の Weibull プロット

Fig. 2.2-3 Weibull stress evaluation results in case of $m=20$

図 2.2-3 $m=20$ に固定した時の Weibull 応力評価結果



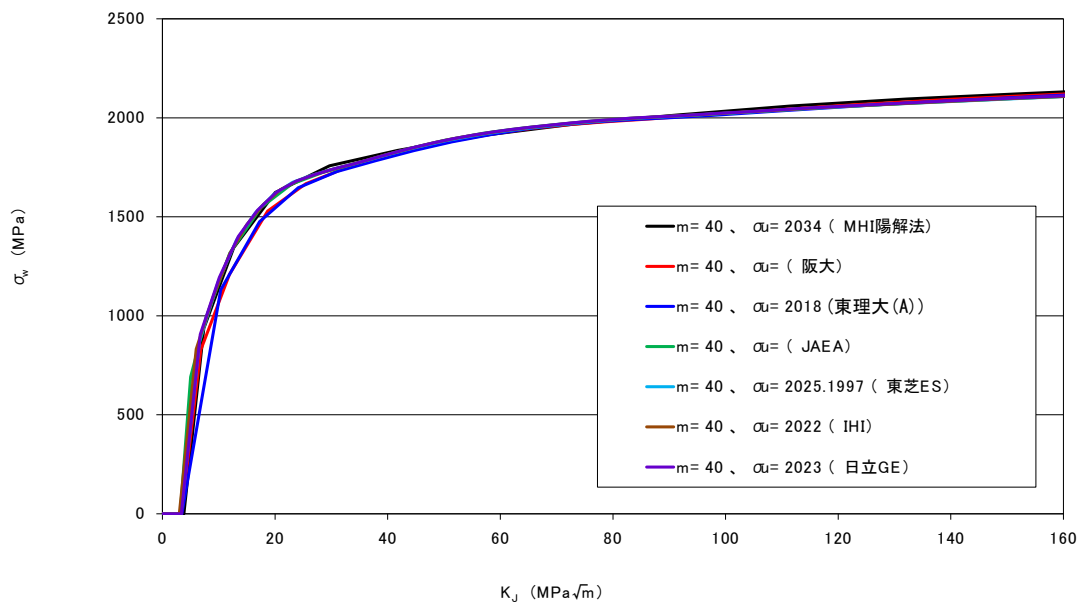
(a) $\sigma_w - K_J$ の関係



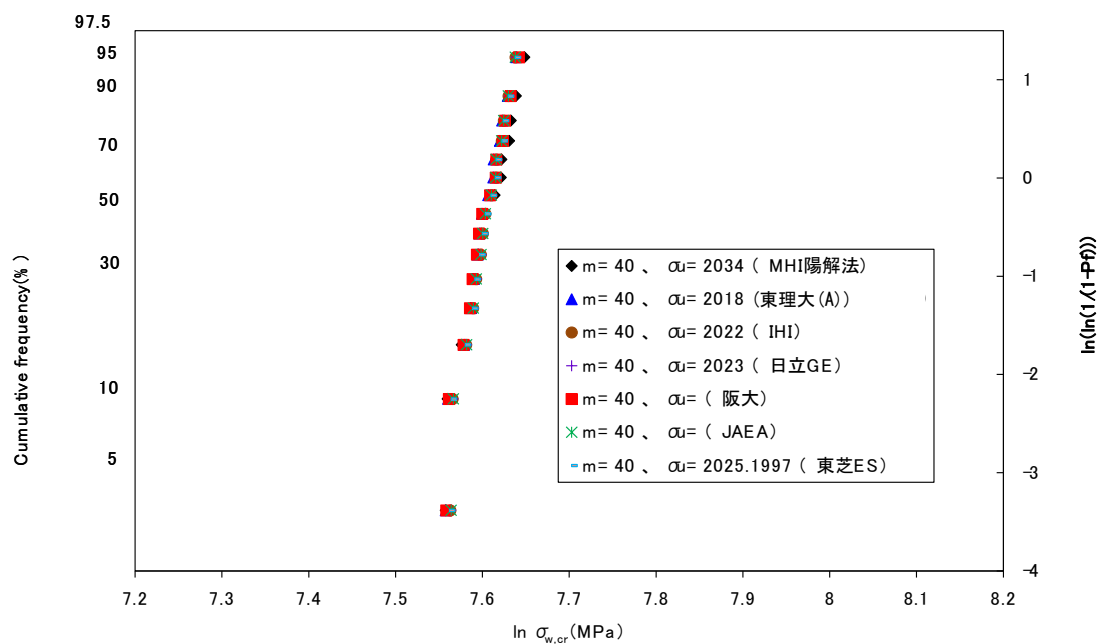
(b) $\sigma_{w,cr}$ の Weibull プロット

Fig. 2.2-4 Weibull stress evaluation results in case of $m=30$

図 2.2-4 $m=30$ に固定した時の Weibull 応力評価結果



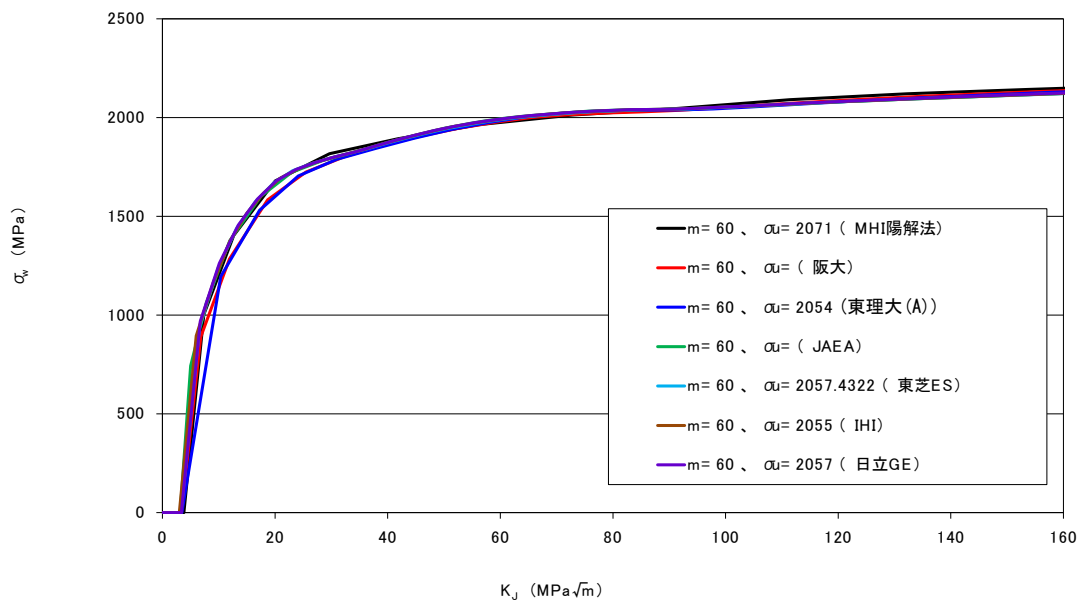
(a) $\sigma_w - K_J$ の関係



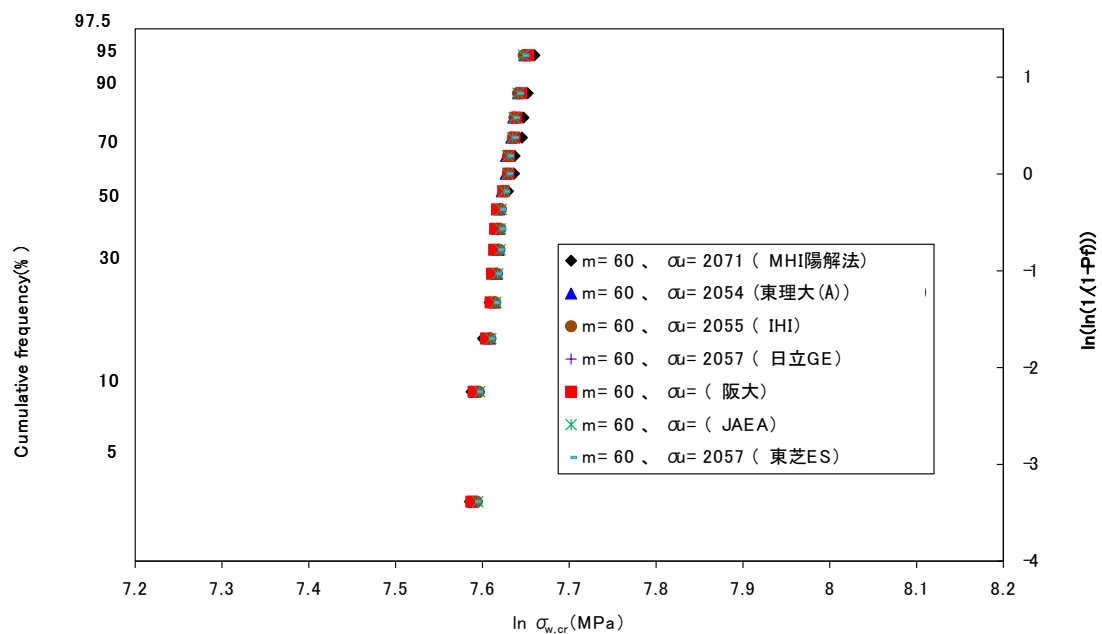
(b) $\sigma_{w,cr}$ の Weibull プロット

Fig. 2.2-5 Weibull stress evaluation results in case of $m=40$

図 2.2-5 $m=40$ に固定した時の Weibull 応力評価結果



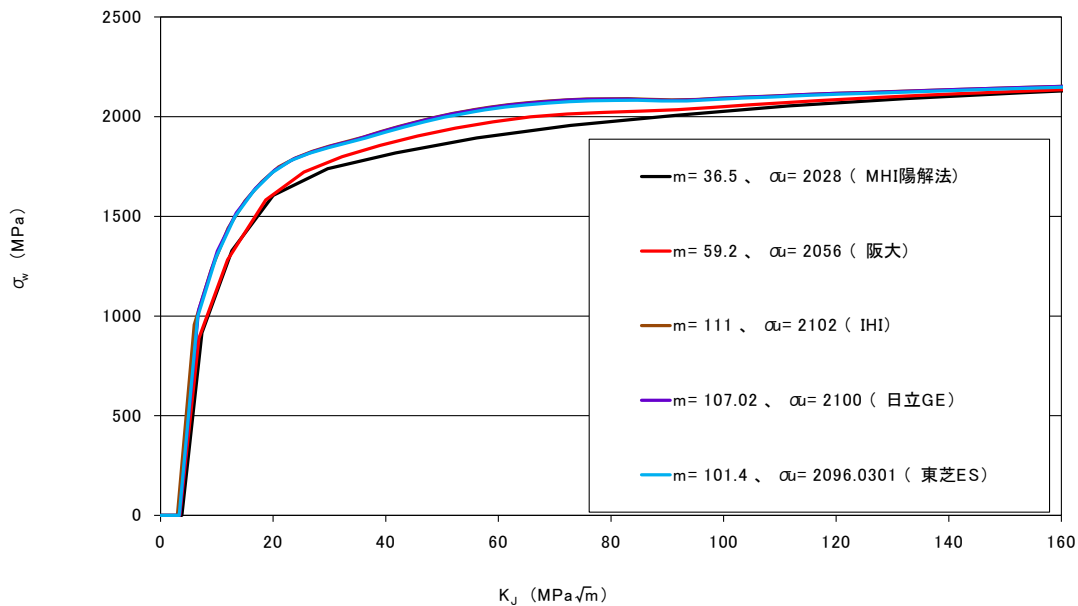
(a) $\sigma_w - K_J$ の関係



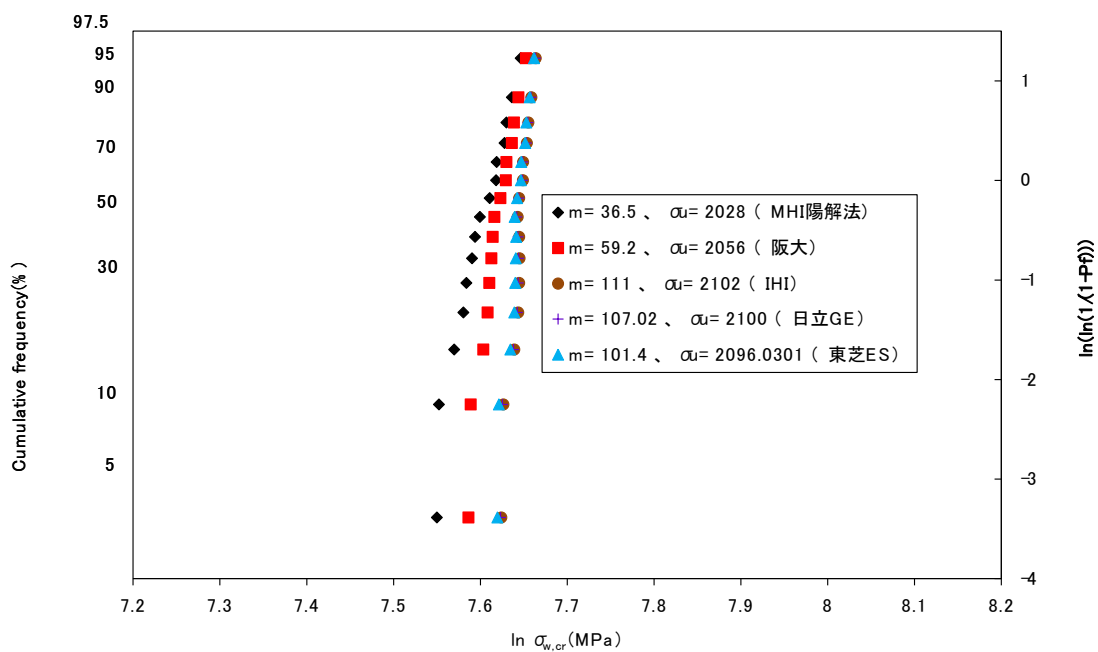
(b) $\sigma_{w,cr}$ の Weibull プロット

Fig. 2.2-6 Weibull stress evaluation results in case of $m=60$

図 2.2-6 $m=60$ に固定した時の Weibull 応力評価結果



(a) $\sigma_w - K_J$ の関係



(b) $\sigma_{w,cr}$ の Weibull プロット

Fig. 2.2-7 Weibull stress evaluation results using obtained Weibull parameter

図 2.2-7 得られた Weibull パラメータ m を使用した場合の解析結果

<STEP2>

前述のように、 m を固定した Weibull 応力計算による σ_w - K_J 関係は、参加機関でよく一致した一方、収束計算により求めた m は参加機関間で大きくばらついた。この原因を検討するため、Weibull 応力解析の結果を詳細に検討することとした。

m を固定したときの $\sigma_{w,cr}$ に対し、MHI の計算結果とその他の参加機関の計算結果の差を MHI の計算結果で除した結果を図 2.2-8～図 2.2-13 に示す。全体として、 m が小さいと各機関の差（結果のばらつき）が大きく、 m が大きいと差が小さくなる傾向であった。 m が 5 のときは、MHI より $\sigma_{w,cr}$ が大きいグループ（JAEA、東芝 ES、日立 GE、IHI）と小さいグループ（阪大、東理大）に分かれているが、 $m=10$ では、全体的に MHI と一致するか小さい値になり、 $m=20$ 以上では特に K_J が大きい領域で MHI より値が小さくなる傾向が強くなる。 $m=30$ 以上では、JAEA、東理大、日立 GE、東芝 ES、IHI 間の傾向が非常に似ており、 K_J が $80\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 以下では、MHI より大きい、 K_J がこれより大きくなると MHI より小さくなる。

図 2.2-14 に $m=60$ 及び 30 での、 σ_w - K_J 関係を示す（C(T)試験片の破壊時の K_{Jc} は約 $58\sim 134\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ であり、対象領域を拡大）。JAEA、東理大、日立 GE、東芝 ES、IHI の曲線はほぼ一致しているが、 $m=60$ の場合には、 $K_J=90\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 付近に変曲点があり、このあたりで、MHI と大小関係が逆転する。

破壊靱性試験で得られた C(T)試験片の K_{Jc} に対応するときの Weibull 応力計算時に m を固定したときの σ_w 計算結果を用いて、最尤法により m を求めた結果を比較した。図 2.2-15 に 2 つの m の関係を示す。 m_0 は入力値、 m_1 は σ_w を用いて最尤法で得られた m である。阪大の結果は m の収束計算の過程をプロット（○）している。このグラフでプロットが $m_0=m_1$ のライン上にあると、Weibull 応力計算が収束していることを示す。

阪大の結果は、 m が 60 近いところで両者が一致しているのに対し、MHI は m が 40 近い（バイアス補正なし）ところで収束している。また MHI の計算は、 m が 30 より小さいときには、阪大の軌跡とほぼ同じであるが、 m がこれより大きいと、軌跡から離れる。他の機関は、阪大の軌跡から上方にはずれている。この結果より、 m 及び K_J が増加すると、MHI と他グループとの差が広がるように見える。

表 2.1-1 に示したとおり、解析コード、要素タイプ、解法等が各機関で異なっており、各因子が m の収束値に影響していると考えられる。

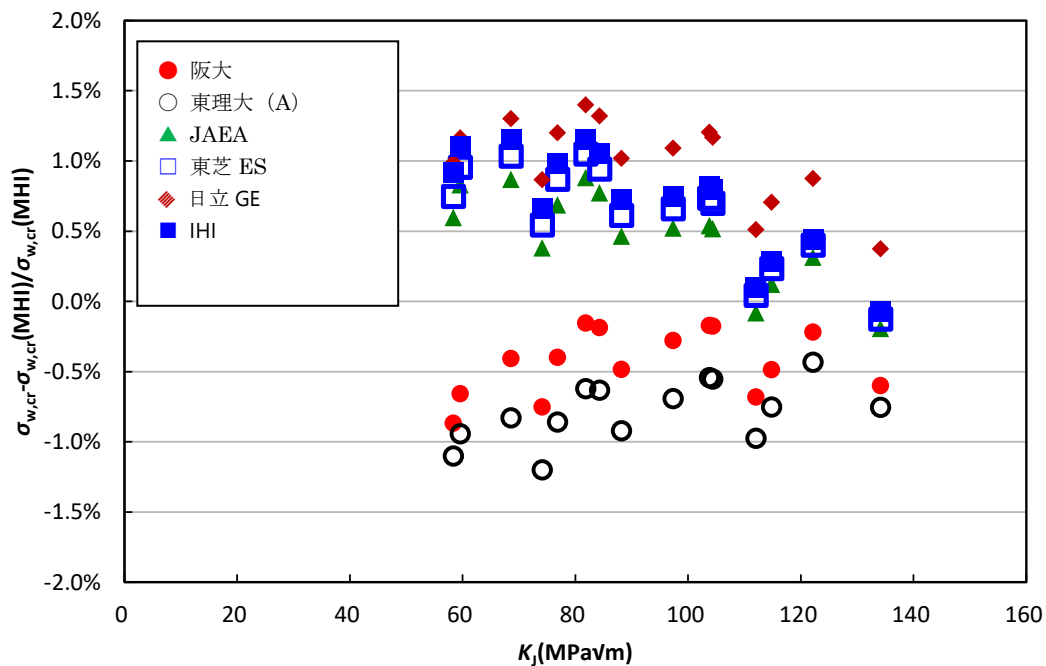


Fig. 2.2-8 Difference of $\sigma_{w,cr}$ between MHI and other organizations ($m=5$)

図 2.2-8 $\sigma_{w,cr}$ 計算の MHI 結果との差 ($m=5$)

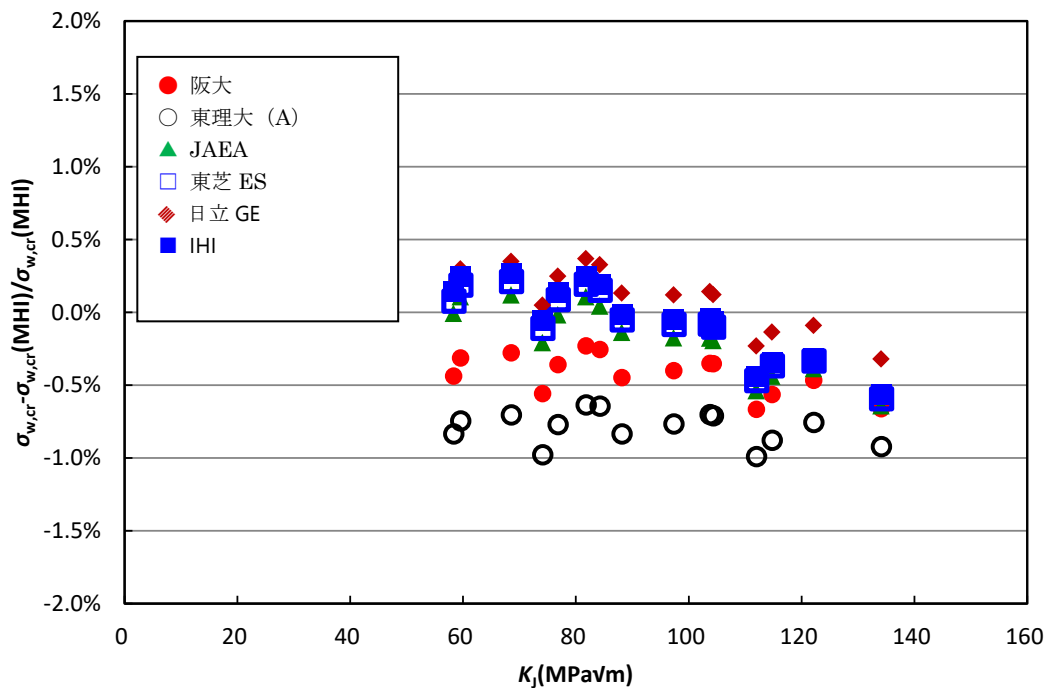


Fig. 2.2-9 Difference of $\sigma_{w,cr}$ between MHI and other organizations ($m=10$)

図 2.2-9 $\sigma_{w,cr}$ 計算の MHI 結果との差 ($m=10$)

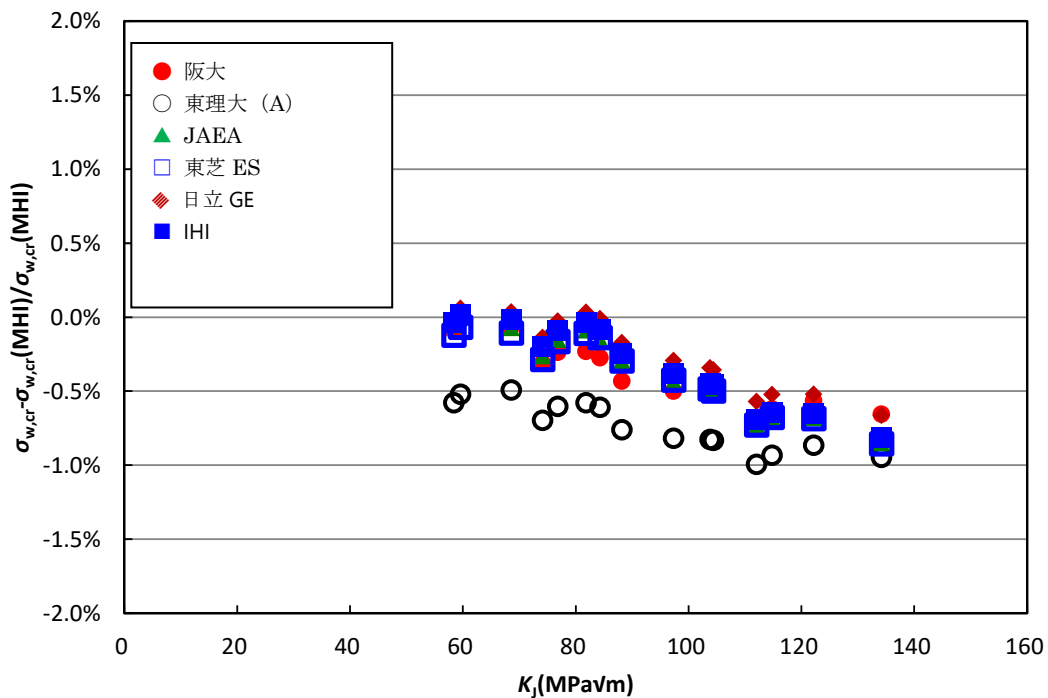


Fig. 2.2-10 Difference of $\sigma_{w,cr}$ between MHI and other organizations ($m=20$)

図 2.2-10 $\sigma_{w,cr}$ 計算の MHI 結果との差 ($m=20$)

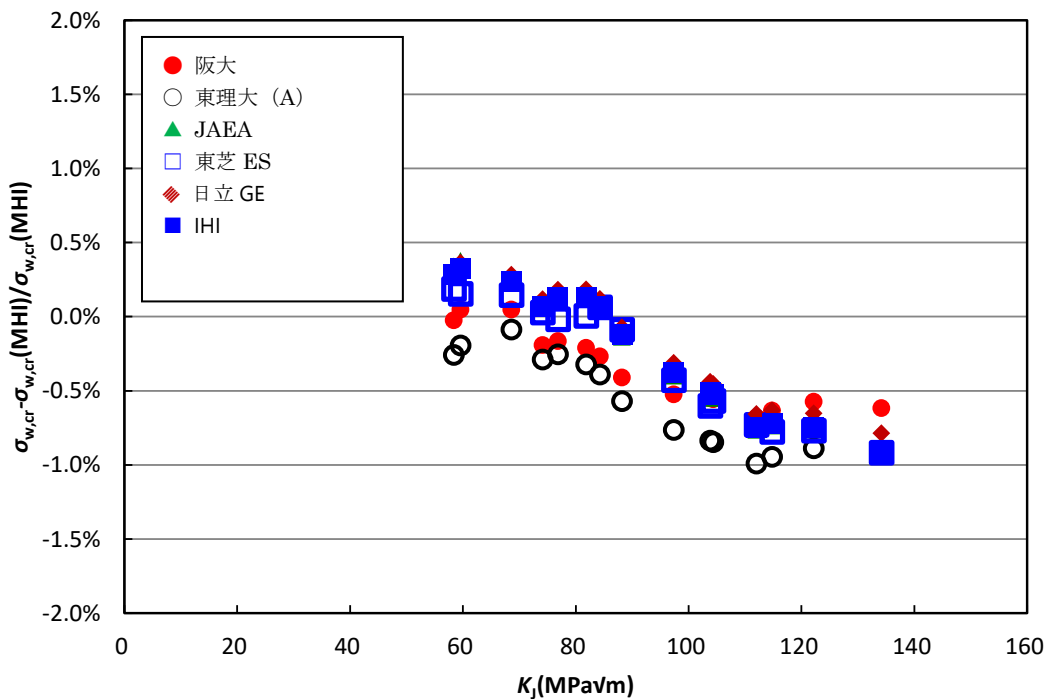


Fig. 2.2-11 Difference of $\sigma_{w,cr}$ between MHI and other organizations ($m=30$)

図 2.2-11 $\sigma_{w,cr}$ 計算の MHI 結果との差 ($m=30$)

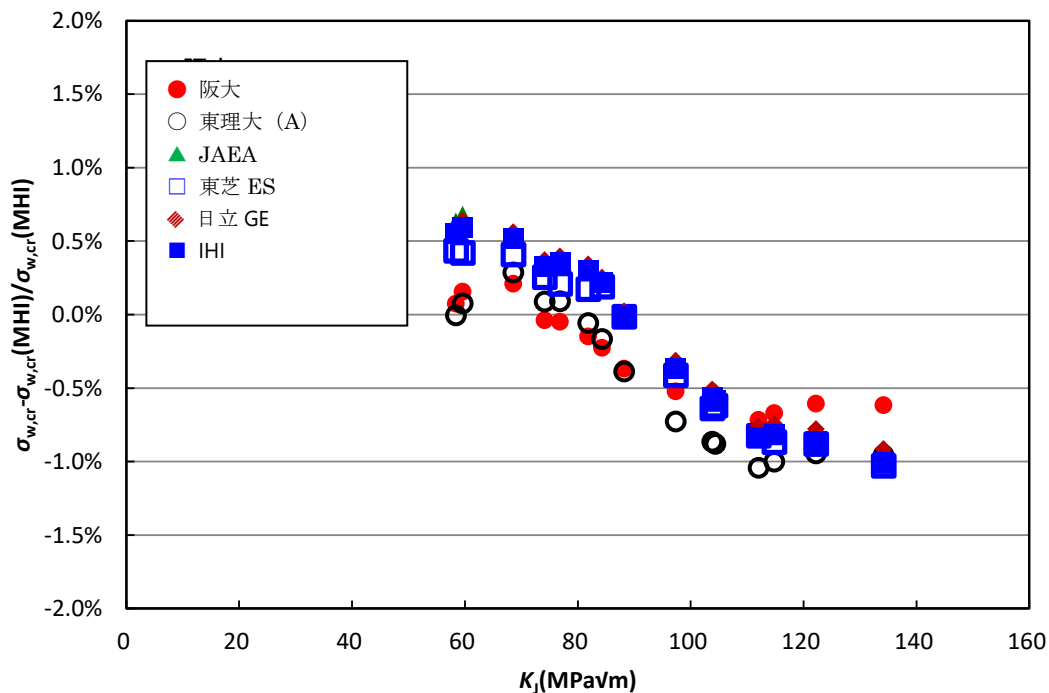


Fig. 2.2-12 Difference of $\sigma_{w,cr}$ between MHI and other organizations ($m = 40$)

図 2.2-12 $\sigma_{w,cr}$ 計算の MHI 結果との差 ($m = 40$)

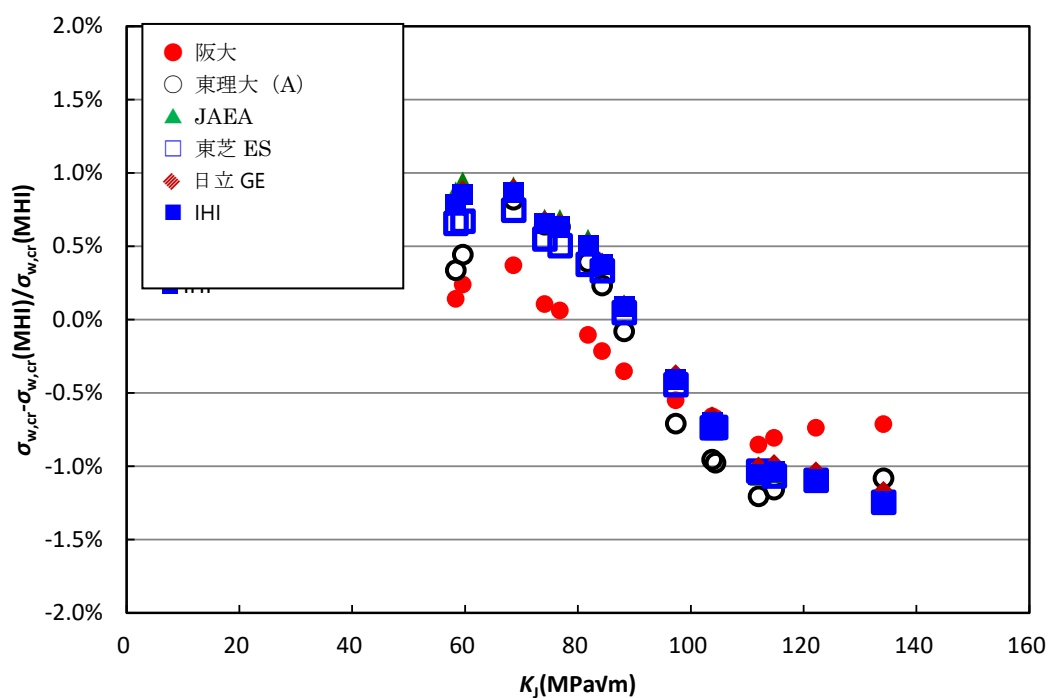
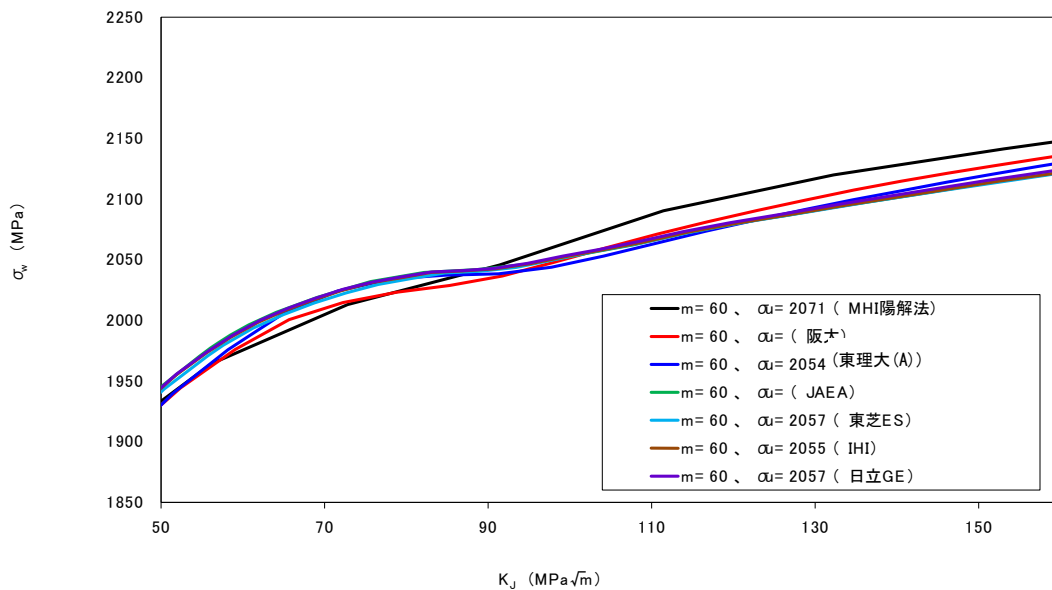
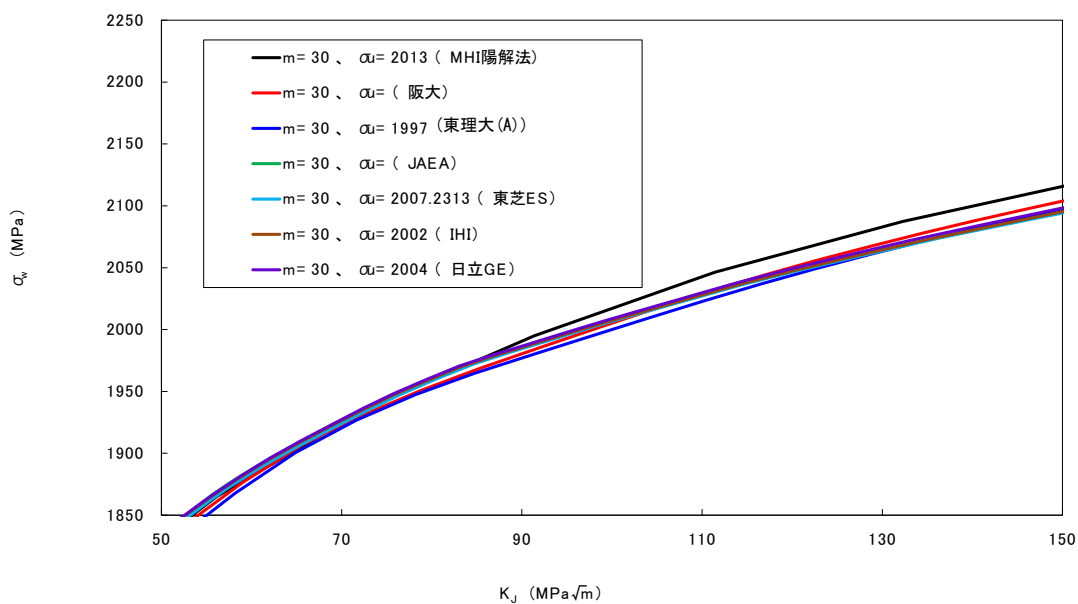


Fig. 2.2-13 Difference of $\sigma_{w,cr}$ between MHI and other organizations ($m = 60$)

図 2.2-13 $\sigma_{w,cr}$ 計算の MHI 結果との差 ($m = 60$)



(a) $m=60$



(b) $m=30$

Fig. 2.2-14 Relationship between σ_w and K_J

図 2.2-14 σ_w - K_J 関係

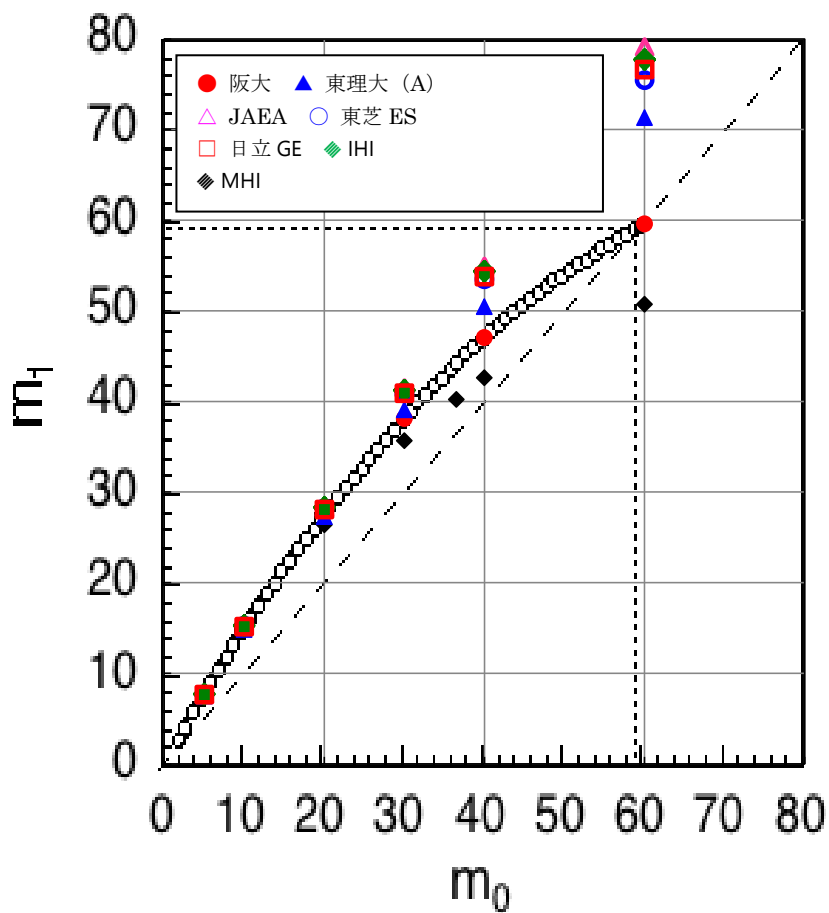


Fig. 2.2-15 Comparison of $m(m_0)$ with m_1 obtained by maximum likelihood method

図 2.2-15 入力 $m(m_0)$ と最尤法による $m(m_1)$ の比較

2.3 Weibull 応力解析結果への影響因子

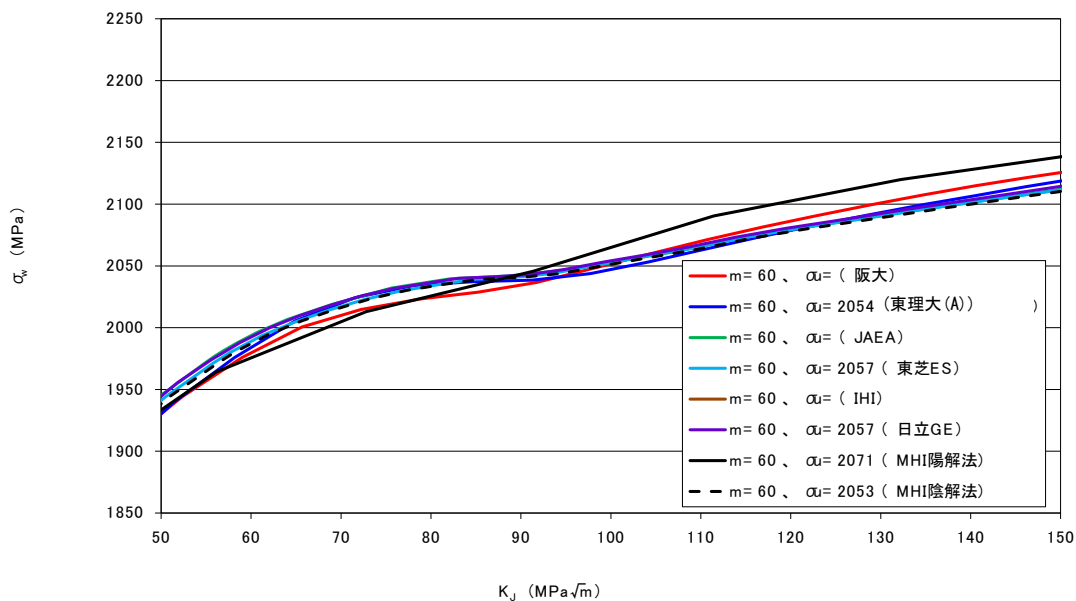
(1) 陰解法と陽解法の違いによる影響

表 2.1-1 に示すとおり、Weibull 応力解析を実施する際に、MHI のみが陽解法を使用した。これは、今後、Beremin モデルと GTN モデルを結合したカップリングモデルを適用する予定であるため、Weibull 応力解析においても陽解法を使用したものである。

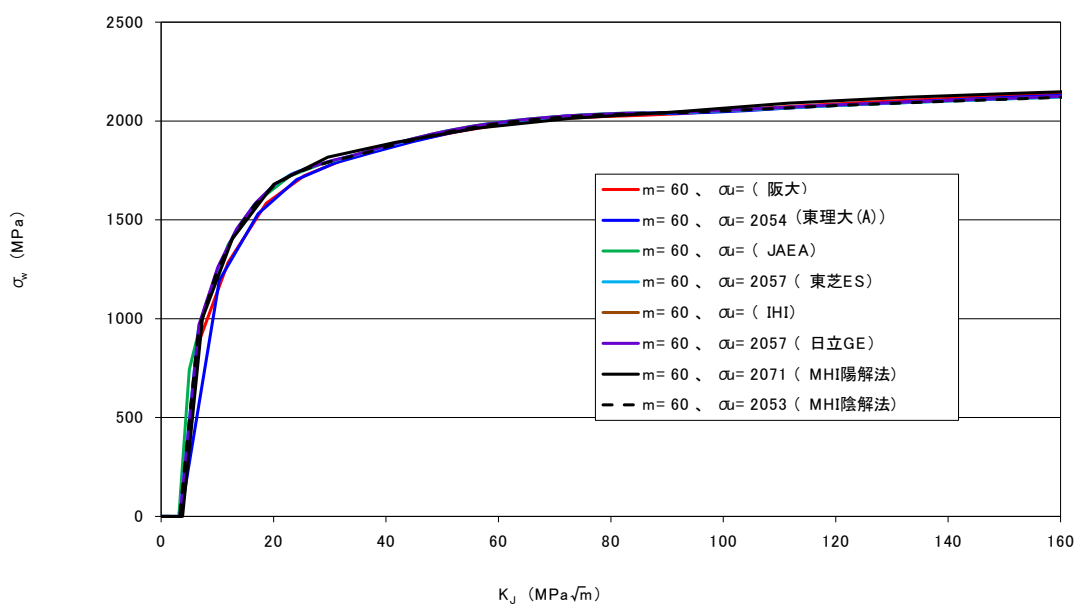
陽解法と陰解法の FEM 解析及び Weibull 応力解析結果への違いを把握するため、MHI が陰解法で再解析を実施した。図 2.2-8～図 2.2-13 に示したように、 m が大きい領域で MHI と他の機関との差が大きくなっているため、 $m=60$ の条件で実施した。

図 2.3-1 に陽解法と陰解法の解析結果を示すが、MHI の陰解法の結果は他の機関との結果とほとんど一致した。陰解法による応力-ひずみデータを用いて Weibull 応力解析の収束計算を実施したところ、 $m=91.9$ (バイアスなし) となり、収束結果が得られた IHI 及び日立 GE の値に近い値になった。ただし、図 2.3-1 の(a)は σ_w のスケールを拡大しているものであり、 σ_w をゼロ点から表示すると図 2.3-1 の(b)に示すように、各研究機関、陽解法、陰解法の違いはほとんどわからない。これらの結果より、 σ_w - K_J 関係の曲線のわずかな傾きの違いが m の収束値に大きな影響を与えている可能性がある。

陰解法と陽解法における亀裂先端近傍の最大主応力分布の比較を図 2.3-2 に示す。 K_J の増加に伴う亀裂先端近傍の最大主応力のピークの上昇が陰解法より陽解法の方が明確であり、この違いが K_J の増加による Weibull 応力の増加の違いに影響が出たものと考えられる。



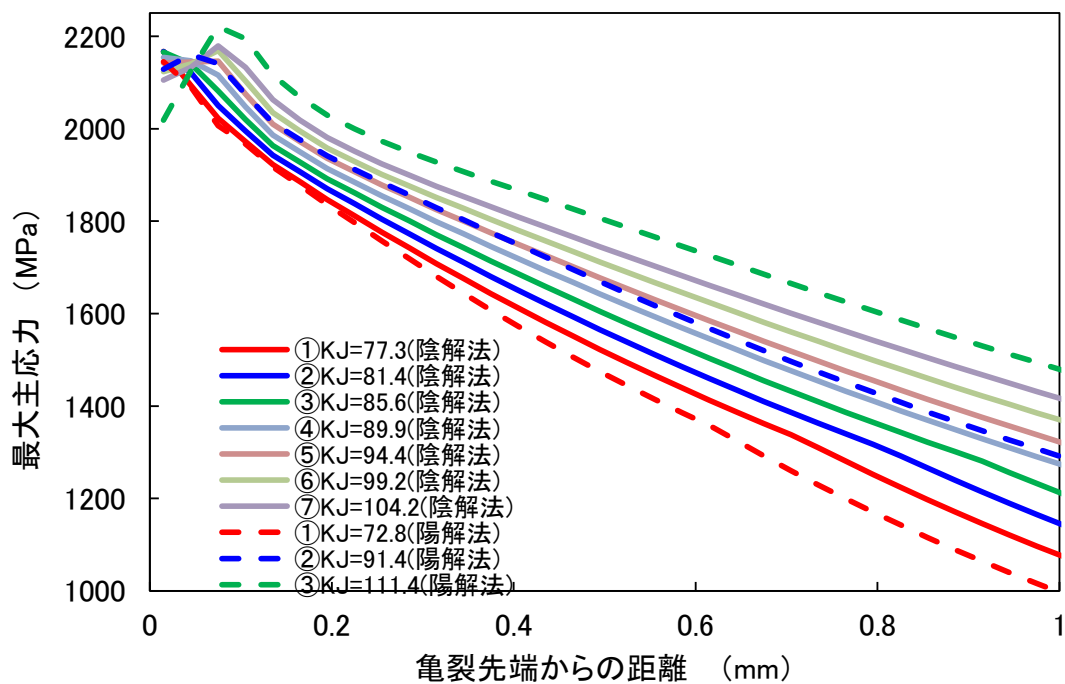
(a) 拡大図



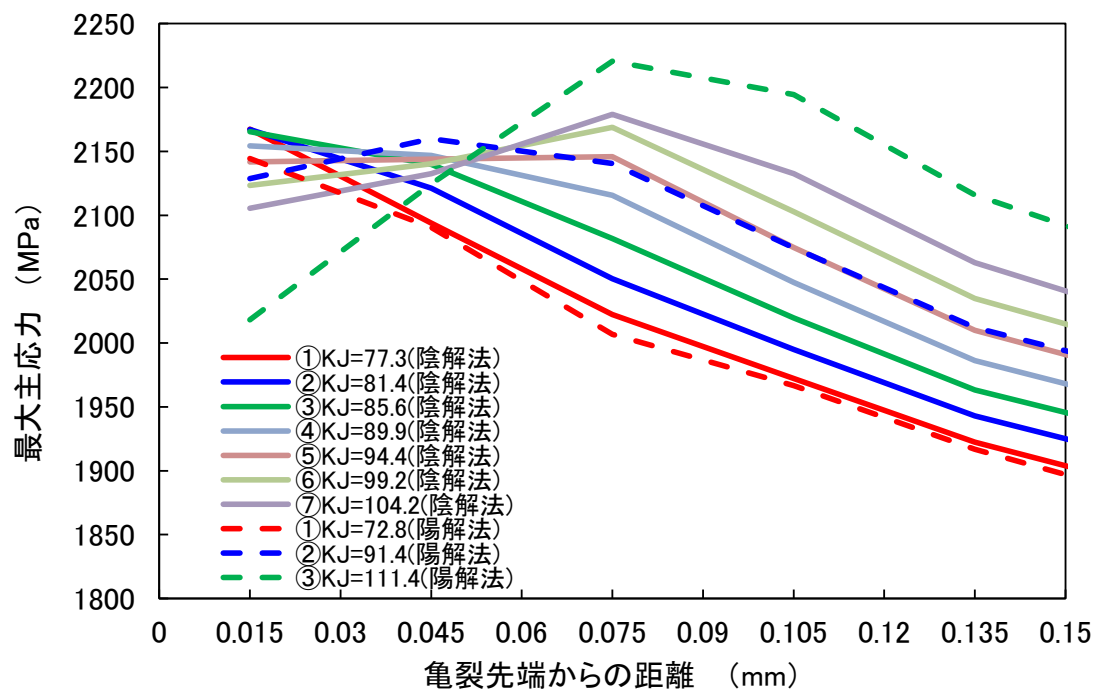
(b) 全体図

Fig. 2.3-1 Relationship between σ_w and K_J ($m=60$) (Implicit vs Explicit)

図 2.3-1 σ_w - K_J 関係 ($m=60$) (陽解法と陰解法との比較)



(a) 全体



(b) 拡大

Fig. 2.3-2 Comparison of maximum principal stress by explicit method and implicit method

図 2.3-2 陽解法と陰解法の最大主応力の分布の比較

(2) ヤング率の設定値による影響

STEP0 の解析において、C(T)試験片の荷重－荷重線変位の解析結果と試験結果とを比較したところ、図 2.1-1 のように解析結果が試験結果よりやや上方にある。試験片破壊時の K_{Ic} は、実測荷重－変位線図を使用し、ASTME-1921-10 の式から算出される。一方、Weibull 応力計算では、この K_{Ic} に等しい計算による K_I に相当する応力-ひずみ分布を使用することから、荷重－変位線図が実験結果と一致しないことで、破壊発生時の応力-ひずみ状態が正確に対応していない可能性がある。

そこで、図 2.3-3 のようにヤング率を試験結果の平均的な値になるように見直し、Weibull 応力の再計算を実施した。見直し後のヤング率は 205.304GPa (STEP0 から約 6%低下) とした。ヤング率見直し前後の得られた Weibull パラメータ m を比較した結果を表 2.3-1 に示す。また、ヤング率見直し後の Weibull 応力評価結果を図 2.3-4～図 2.3-9 に示す。これらの図より、ヤング率見直し前後で Weibull 応力に与える影響は軽微であり、収束計算による m もヤング率変更前後で大きな差はなかった。

なお、IHI は荷重制御 (ヤング率調整前) から変位制御 (ヤング率調整後) に変更したが、その影響は軽微であった。

表 2.3-1 得られた Weibull パラメータ m の比較Table 2.3-1 Comparison of obtained Weibull parameter, m

項目		東芝 ES	日立 GE	IHI	JAEA	MHI
m	ヤング率 調整前	101.4	107.0	111	—	91.9
	ヤング率 調整後	95.4	101.3	99.9	102.6	96.3

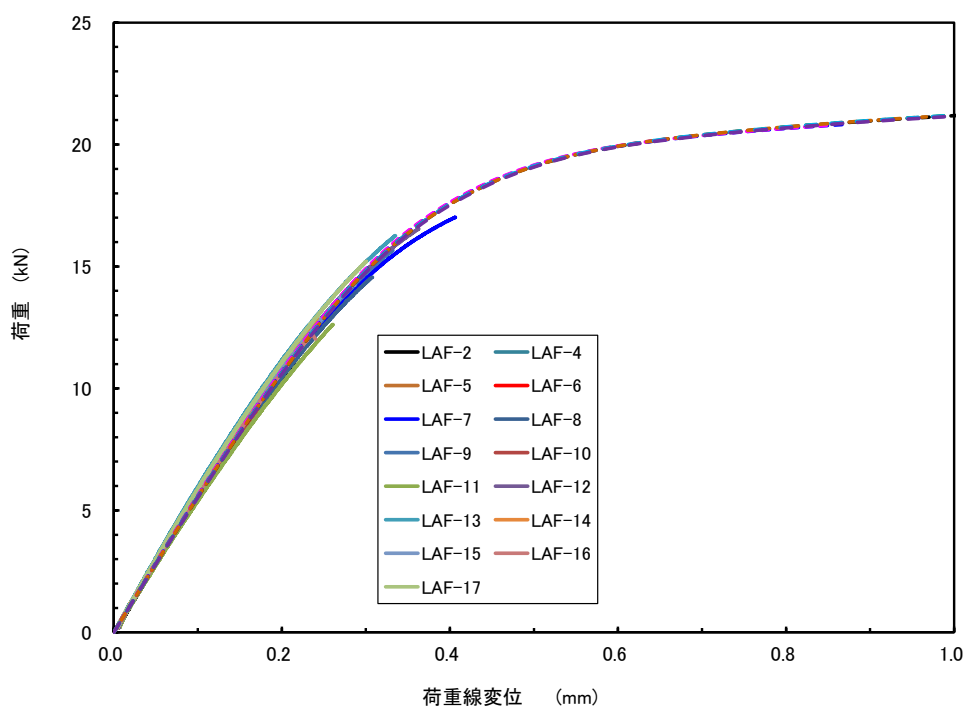
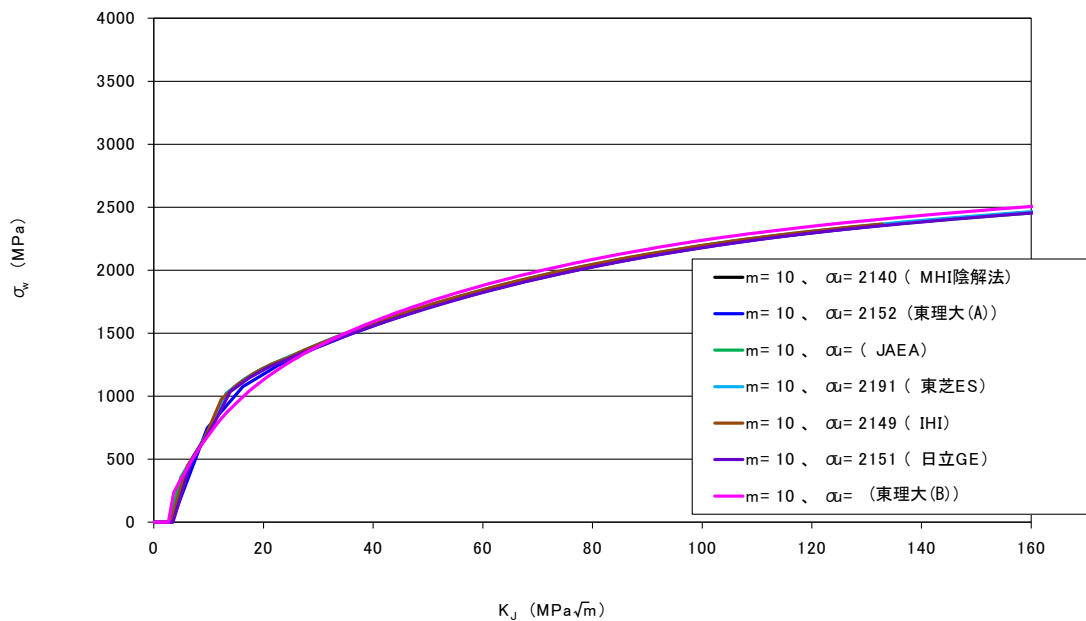
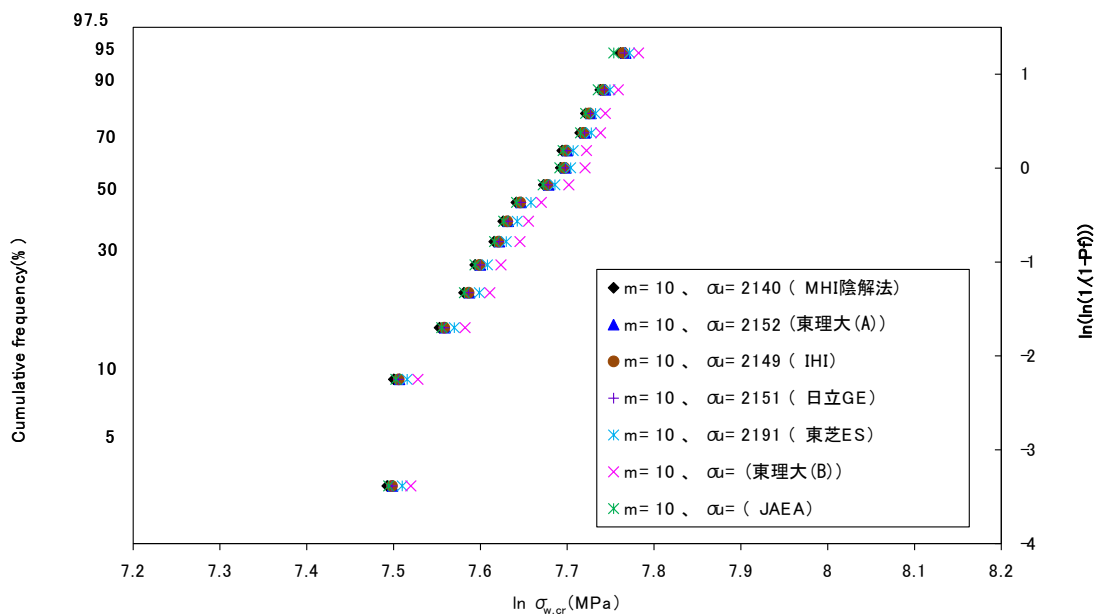


Fig. 2.3-3 Load – load line displacement curve

図 2.3-3 荷重－荷重線変位



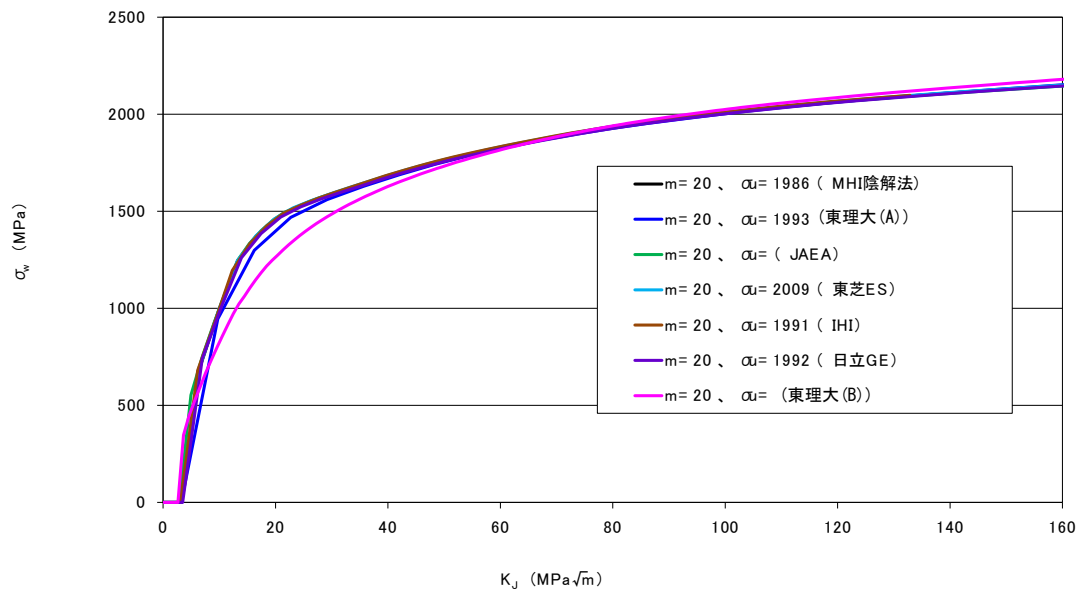
(a) $\sigma_w - K_J$ の関係



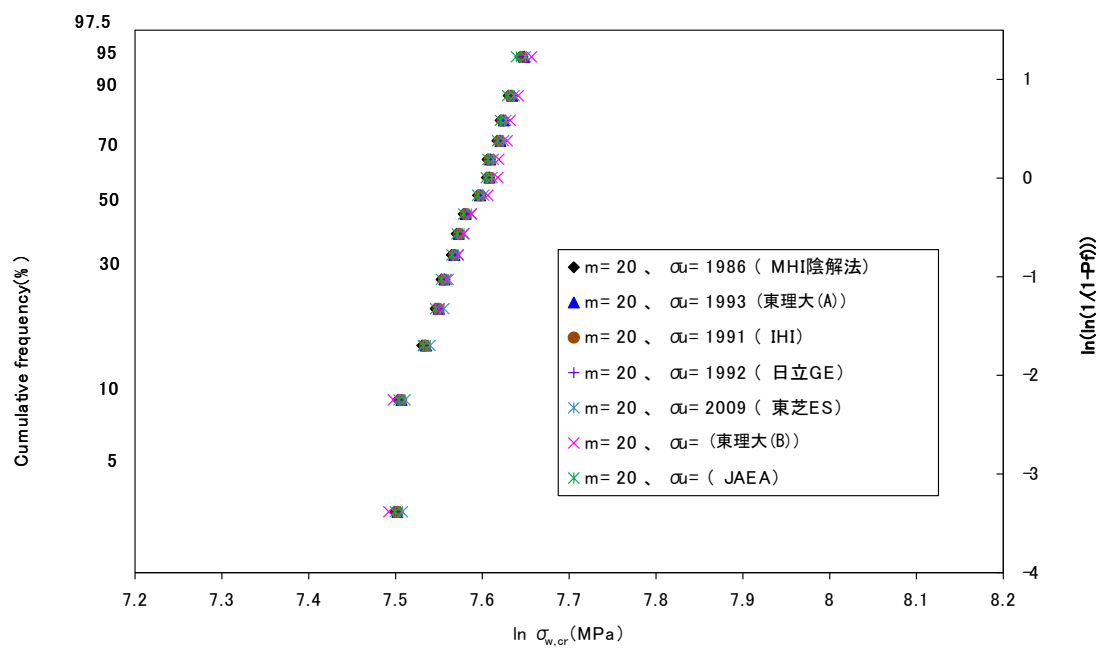
(b) $\sigma_{w,cr}$ の Weibull プロット

Fig. 2.3-4 Weibull stress evaluation results in case of $m=10$

図 2.3-4 $m=10$ に固定した時の Weibull 応力評価結果



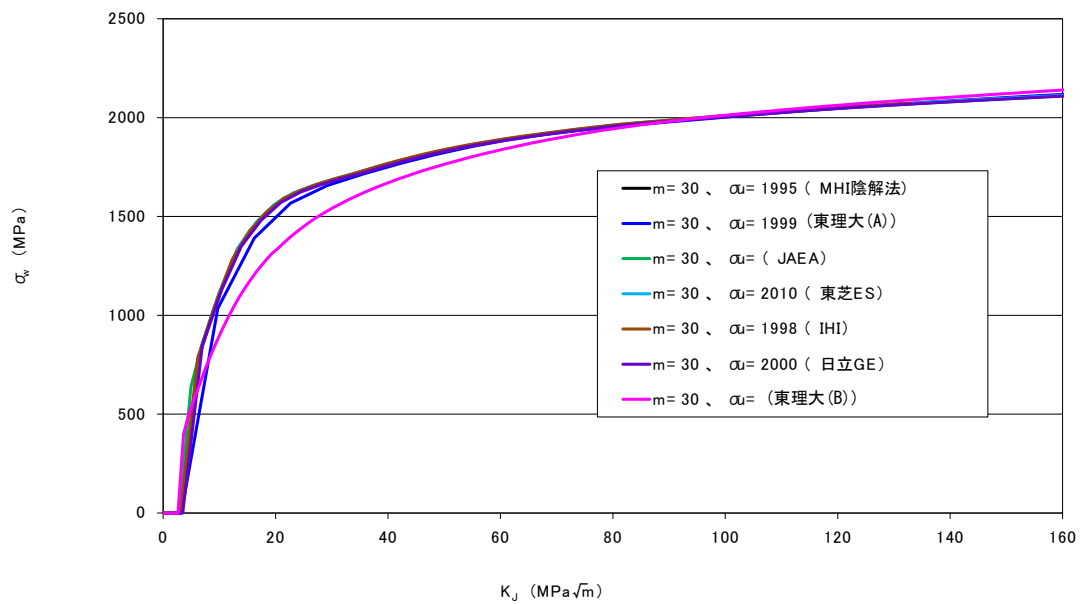
(a) $\sigma_w - K_J$ の関係



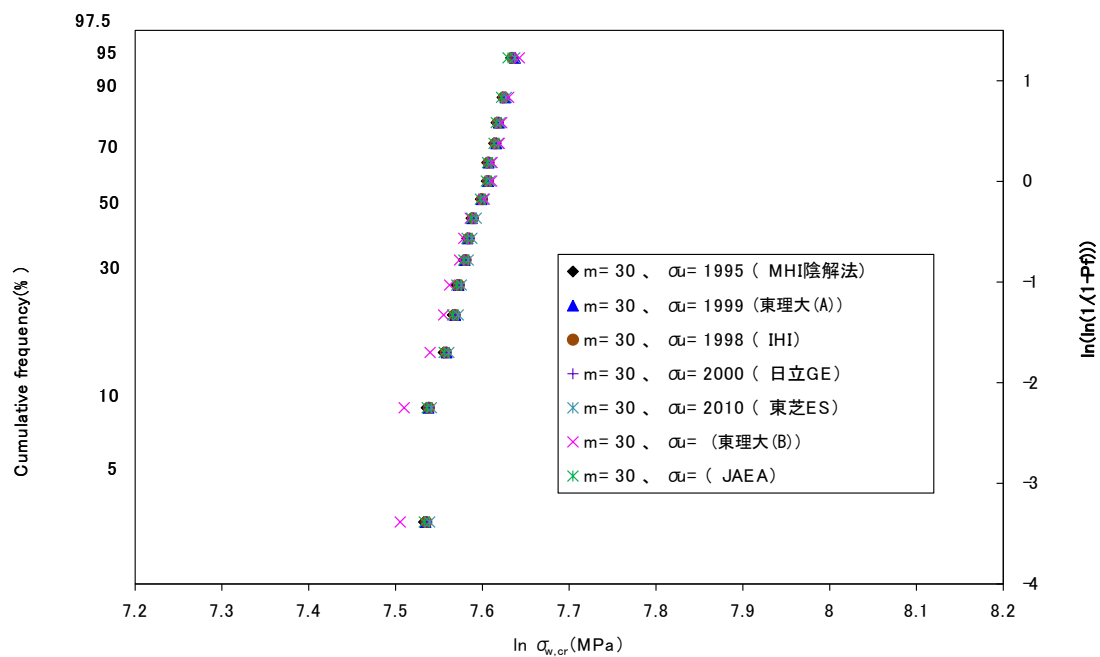
(b) $\sigma_{w,cr}$ の Weibull プロット

Fig. 2.3-5 Weibull stress evaluation results in case of $m=20$

図 2.3-5 $m=20$ に固定した時の Weibull 応力評価結果



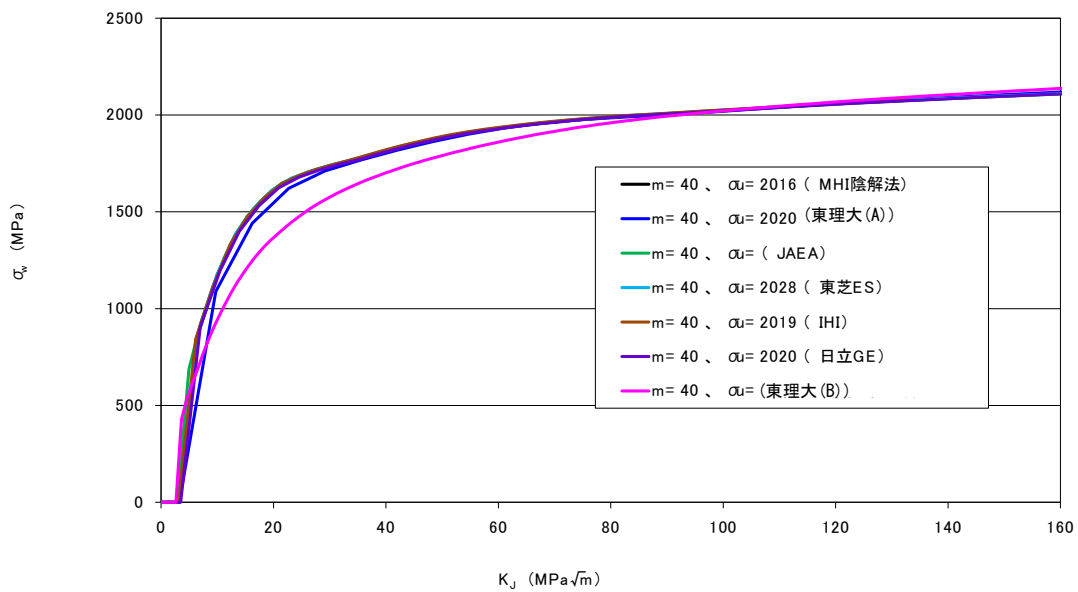
(a) $\sigma_w - K_J$ の関係



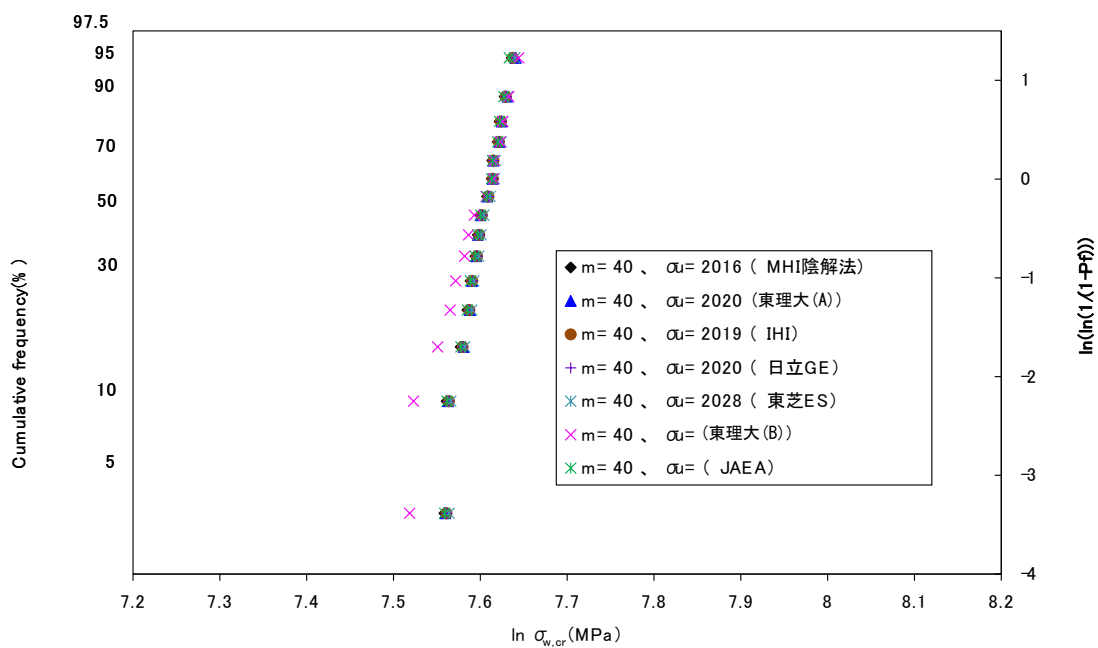
(b) $\sigma_{w,cr}$ の Weibull プロット

Fig. 2.3-6 Weibull stress evaluation results in case of $m=30$

図 2.3-6 $m=30$ に固定した時の Weibull 応力評価結果



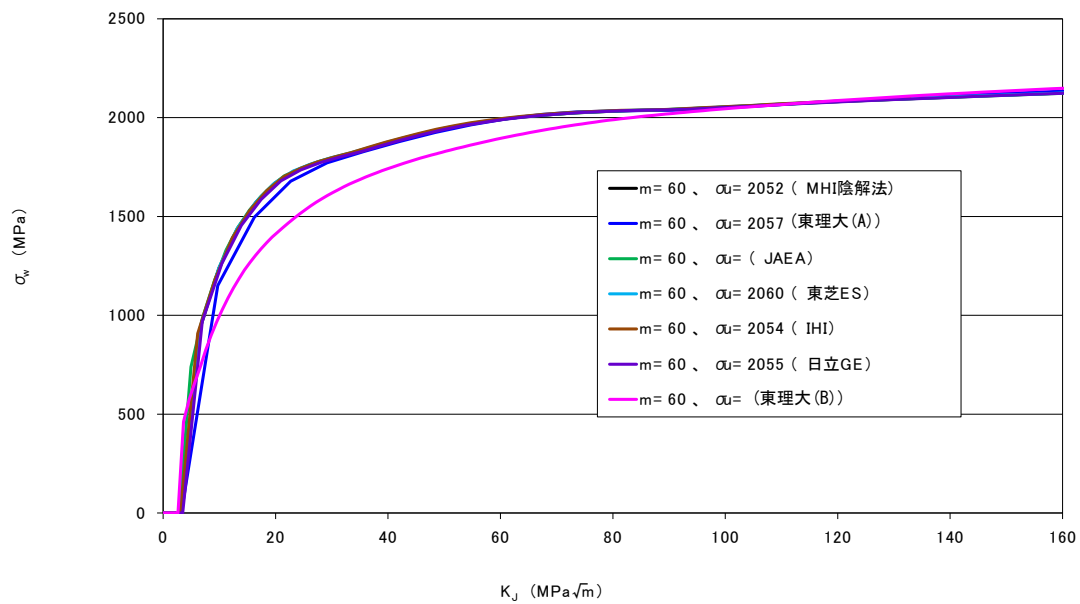
(a) $\sigma_w - K_J$ の関係



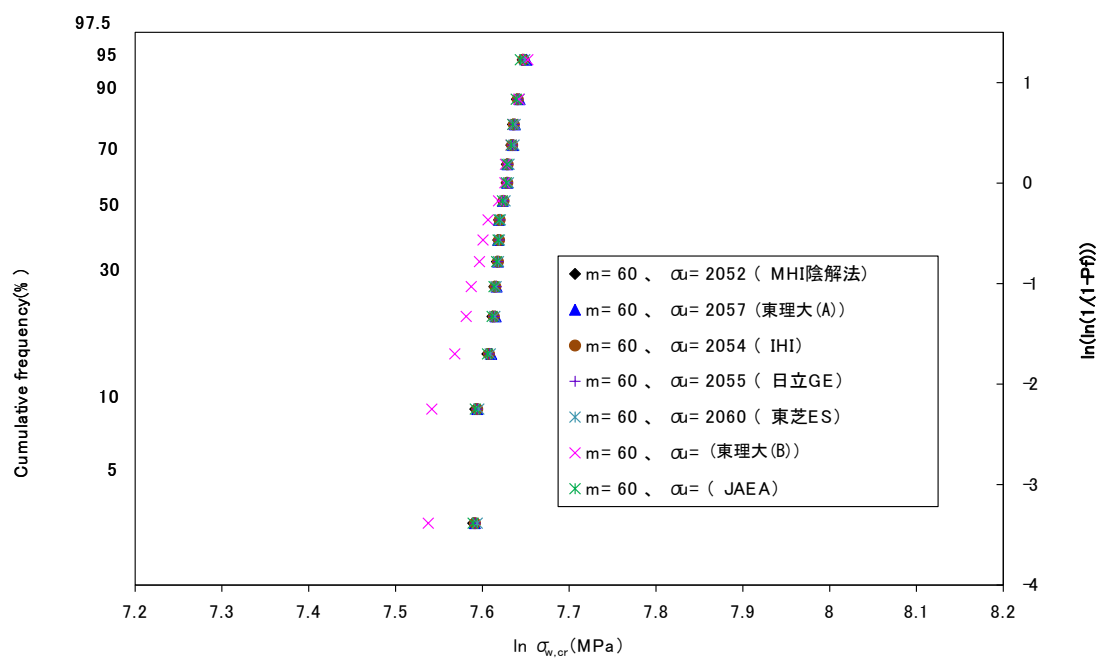
(b) $\sigma_{w,cr}$ の Weibull プロット

Fig. 2.3-7 Weibull stress evaluation results in case of $m=40$

図 2.3-7 $m=40$ に固定した時の Weibull 応力評価結果



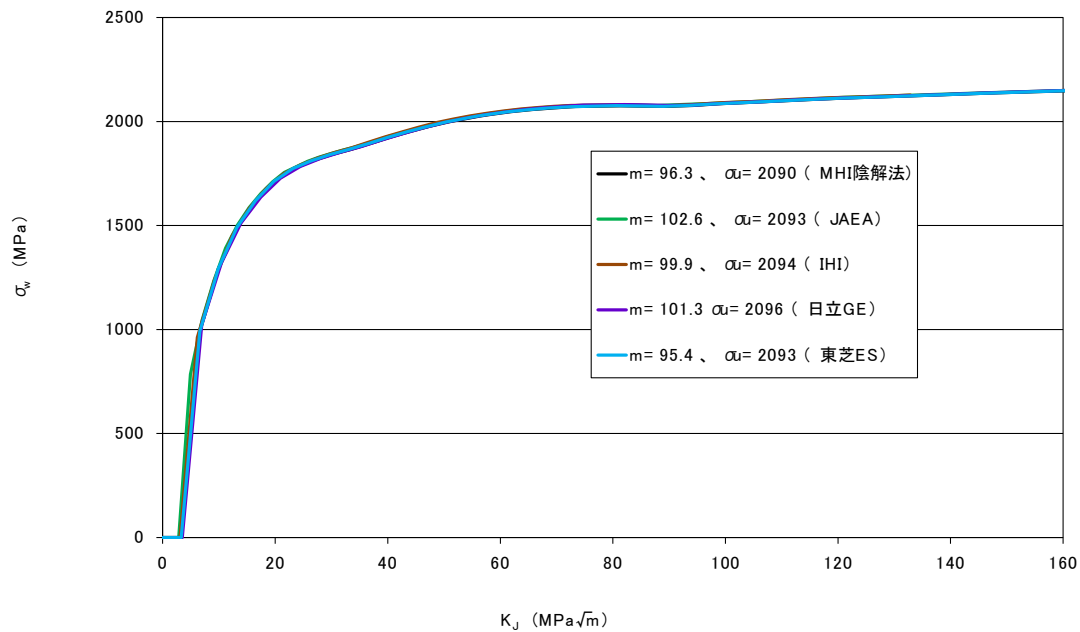
(a) $\sigma_w - K_J$ の関係



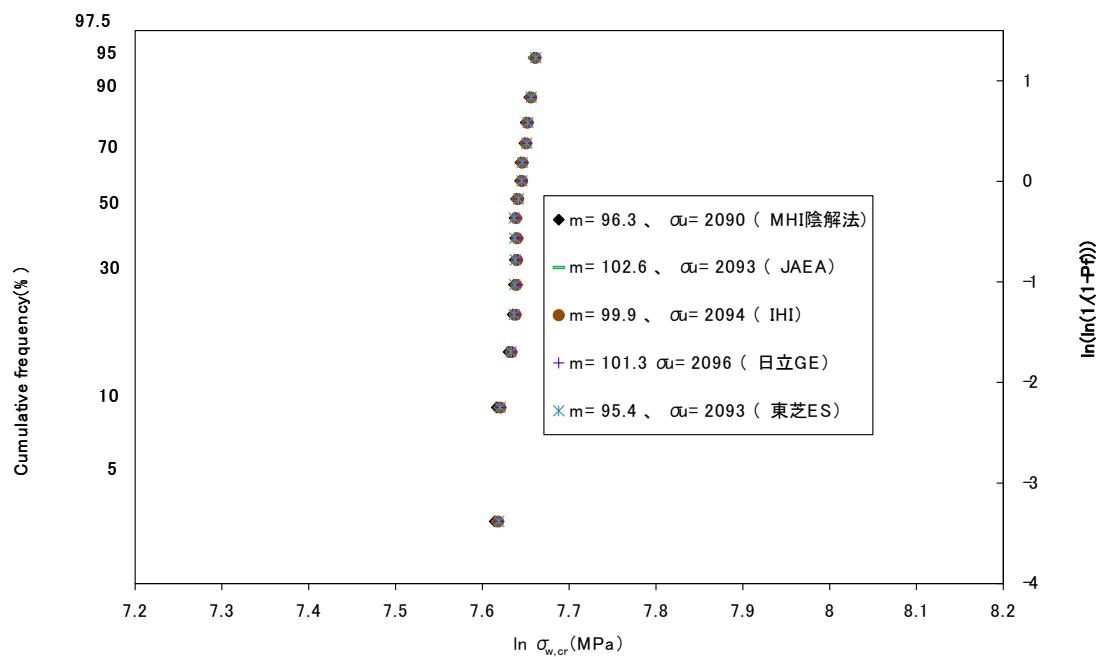
(b) $\sigma_{w,cr}$ の Weibull プロット

Fig. 2.3-8 Weibull stress evaluation results in case of $m=60$

図 2.3-8 $m=60$ に固定した時の Weibull 応力評価結果



(a) $\sigma_w - K_J$ の関係



(b) $\sigma_{w,cr}$ の Weibull プロット

Fig. 2.3-9 Weibull stress evaluation results in case using obtained Weibull parameter, m

図 2.3-9 得られた Weibull パラメータ m を使用した場合の解析結果

(3) 要素タイプ

(i) 変形挙動及び応力-ひずみ場に及ぼす要素タイプ及び微小変形／大変形理論の影響

表 2.3-2 に示した要素タイプを想定して弾塑性 FEM 解析を実施した。図 2.3-10 は解析で得られた巨視的変形挙動（荷重－荷重線変位関係）に及ぼす影響を実験結果と比較したものである。低変形レベルでは全ての挙動は実験結果と一致するが、大変形レベルでは、微小変形理論の方が大変形理論よりもやや高い荷重を示す。しかし、低減積分要素と選択低減積分要素の違いは見られない。図 2.3-11 は実験での最大荷重レベルにおける亀裂先端近傍の変形の様子を示したものであるが、巨視的変形挙動に影響が見られなかった低変形レベルにおいても微小変形理論にて解析した結果では要素が大きくつぶれており、亀裂先端近傍の応力やひずみ場を正確に捉えられないものといえる。

そこで、大変形理論を用いた解析結果に限定して、亀裂先端近傍の亀裂開口方向応力及び塑性ひずみ分布に及ぼす積分要素タイプの影響について検討した。図 2.3-12 に示すように、亀裂開口方向応力及び塑性ひずみとともに、亀裂の極先端においてのみわずかな差が見られ、いずれも低減積分要素の方が選択低減積分要素よりも低い値を呈する傾向にある。しかし、両者にそれほど大きな差は無いものといえる。

表 2.3-2 影響度解析に用いた弾塑性有限要素法の要素タイプ

Table 2.3-2 Element type used for FE-analysis.

		要素の非線形変形の扱い	
		S) 微小変形理論	L) 大変形理論
要素タイプ	低減積分要素 1) C3D8R	(S-1)	(L-1)
	選択低減積分要素 2) C3D8		(L-2)

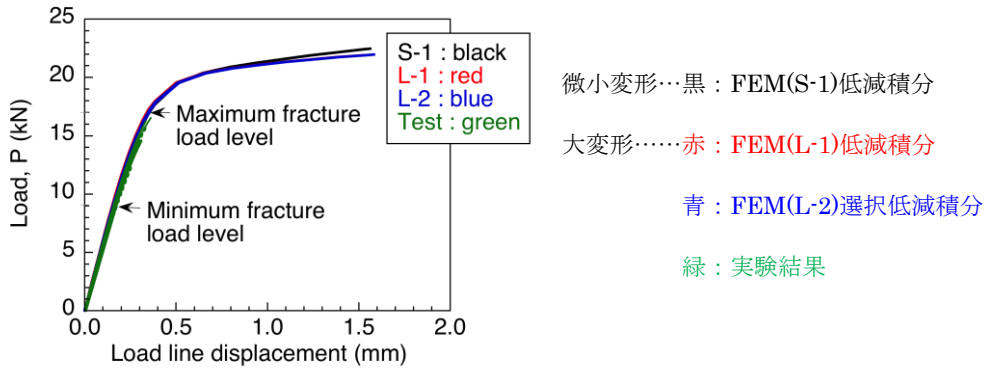


Fig. 2.3-10 Effect of deformation theory and element type on load-load line displacement curve.

図 2.3-10 荷重-荷重線変位関係に及ぼす変形理論及び要素タイプの影響

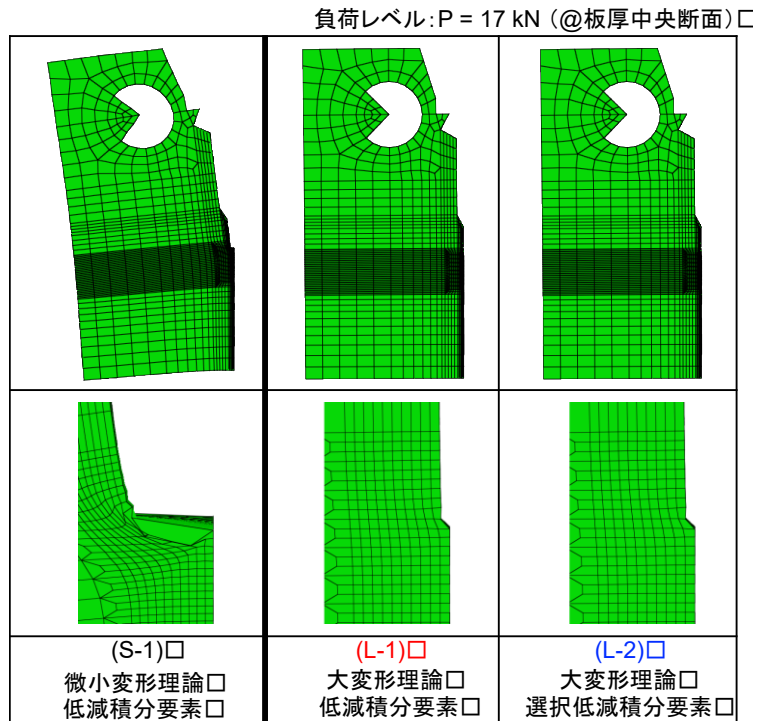


Fig. 2.3-11 Comparison of crack opening behaviors obtained by FE-analyses based on small deformation theory and large deformation theory.

図 2.3-11 亀裂先端近傍の変形挙動に及ぼす変形理論の影響

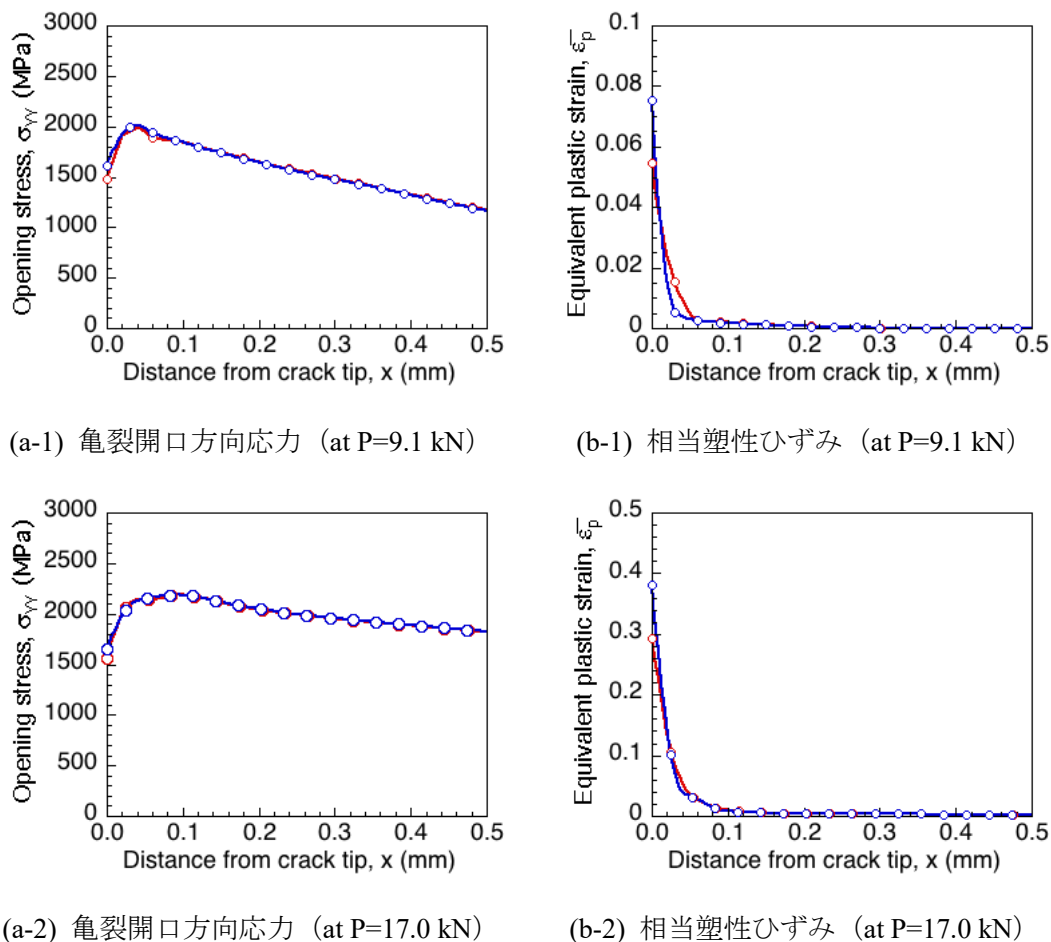


Fig. 2.3-12 Effect of element type on crack-tip stress and strain behaviors (Large deformation theory).

図 2.3-12 亀裂先端近傍の亀裂開口方向応力及び塑性ひずみ分布に及ぼす要素タイプの影響 (大変形理論)

(ii) Weibull 応力に及ぼす体積積分方法の影響

(i)の検討結果から、選択低減積分要素を用いた大変形理論による弾塑性 FEM 解析に結果を用いて、Weibull 応力ならび限界 Weibull 応力分布に及ぼす体積積分方法の影響について検討を行った。体積積分方法として、次の 2 種類を選択した。

- ①要素中の 8 ガウス積分点の最大主応力の平均と要素体積の積
- ②要素中の 8 ガウス積分点の最大主応力を用いたガウス積分

はじめに、体積積分法の違いがワイブル形状パラメータ m 値を仮定して得られる Weibull 応力に及ぼす影響について検討した。図 2.3.2-13 に示すように、 m 値がかなり大きくなると両者に差が見られ、②のガウス積分を用いた Weibull 応力がある K_I レベルにおいて高くな

る傾向が見られた。しかし、 m 値が小さい場合には両者にほとんど差が見られず、Weibull 応力算定の際の体積積分法による影響はほとんどないことが分かった。

そこで、両体積積分法を用いて算定される Weibull 応力を参照して、実験結果から限界 Weibull 応力分布を決定し、ワイブル形状パラメータ m に及ぼす体積積分方法の影響について検討した。得られたワイブル形状パラメータ m を表 2.3-3 に整理するように、①の体積積分方法（平均応力×要素体積）を用いた場合においてのみ適切な m 値が算定される結果となった。これは、今回の対象材料の m 値が比較的大きな値であったことから、図 2.3-13 の結果が顕在化したものと思われる。

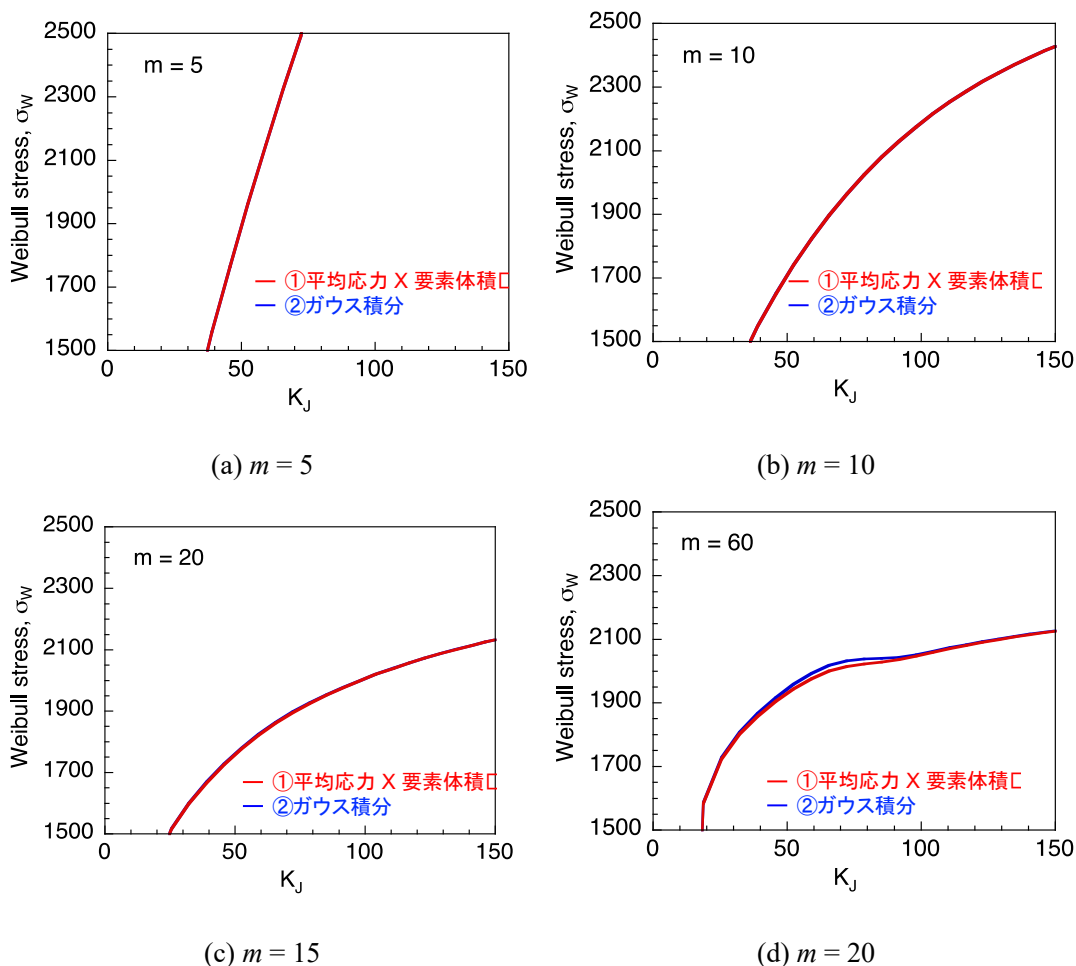


Fig. 2.3-13 Effect of method for integrating maximum principal stress on Weibull stress.

図 2.3-13 Weibull 応力に及ぼす破壊応力の体積積分方法の影響

表 2.3-3 限界 Weibull 応力分布の形状パラメータ m に及ぼす Weibull 応力算定の際の
体積積分方法の影響

Table 2.3-3 Effect of methods for volume integral of maximum principal stress over fracture
process zone on Weibull shape parameter m of material constant

Weibull 応力算定の際の体積積分方法	ワイブル形状パラメータ m
① 平均応力 × 要素体積	56.5
② ガウス積分	83.6 (ただし, Weibull 応力の逆転現象あり)

(4) K_I の算出手法の違いによる影響

一般的に K_I の算出は、荷重と荷重線変位の関係から ASTM E 1921 に基づいて算出する。一方、汎用解析コードである Abaqus には J 積分を直接出力する機能があり、この値から K_I を算出することも可能である。 K_I 計算方法の違いによる影響を確認するため、それぞれの方法による K_I 及び Weibull パラメータ m を算出して、これらを比較した。

(i) ASTM E 1921 に基づく K_I の算出方法

ASTM E 1921 では荷重－荷重線変位を用いて K_I を算出する。解析条件を表 2.3-4 に、解析で得られた荷重－荷重線変位の関係を図 2.3-14 に示す。

J 積分は、弾性成分 J_e と塑性成分 J_p の合算として(2-1)式のように計算される。

$$J = J_e + J_p \quad (2-1)$$

J 積分の弾性成分 J_e は(2-2)式のように表される。

$$J_e = [(1 - \nu^2)K_e^2]/E \quad (2-2)$$

ただし、

$$K_e = [P/(BB_N W)^{1/2}]f(a_o/W) \quad (2-3)$$

$$f(a_o/W) = (2 + a_o/W)(1 - a_o/W)^{3/2} \cdot [0.886 + 4.64(a_o/W) - 13.32(a_o/W)^2 + 14.72(a_o/W)^3 - 5.6(a_o/W)^4] \quad (2-4)$$

また、J 積分の塑性成分 J_p は(2-5)式のように表される。

$$J_p = \eta A_p / B_N b_0 \quad (2-5)$$

ただし、

$$A_p = A - 1/2 C_0 P^2 \quad (\text{図 2.3-14 参照}) \quad (2-6)$$

$$A = A_c + A_p \quad (\text{図 2.3-14 参照}) \quad (2-7)$$

C_0 : 初期弾性コンプライアンス (後述)

b_0 : 初期リガメント長さ (= $W - a_0$)

$$\eta = 2 + 0.522b_0/W \quad (2-8)$$

領域 A については、図 2.3-14 から積分して算出した。また、(2-6)式により $J_p < 0$ となった場合は、 $J_p = 0$ とした。

初期弾性コンプライアンス C_0 については、図 2.3-14 から (i)回帰直線を引く範囲を荷重 0 から適当な範囲まで決定する、(ii)Excel の LINEST 関数を用いて、最小二乗法により傾き及び決定係数 R^2 を算出する、(iii)上記(i)の範囲を広げていき、(ii)の計算により $R^2 \geq 0.9999$ となる最大範囲を求める。このときの傾きの逆数を C_0 とする、として算出した。

これらの結果から、 K_J は(2-9)式のように算出される。

$$K_J = \sqrt{JE/(1-\nu^2)} \quad (2-9)$$

(ii) Abaqus 出力値による K_J の算出方法

J 積分の取得位置は板厚中心の値として、積分経路 10 の値を使用した。取得した J 積分は(2-9)式を用いて K_J に変換した。

(iii) K_J 値及び m の比較結果

ASTM E 1921 に基づいて算出した K_J と、Abaqus 出力値から算出した K_J を比較した結果を図 1.2.3-15 に示す。Weibull 応力の評価に使用する荷重の範囲では、両者の違いは最大 3.5% 程度であった。

また、ASTM E 1921 に基づいて算出した K_J を用いたときの m の収束値は 99.87 であるのに対して、Abaqus 出力値から算出した K_J を用いたときの m の収束値は 88.80 であり、収束結果に大きく影響を与えるものではなかった。

表 2.3-4 解析条件

Table 2.3-4 Analysis condition

解析コード	Abaqus 6.13-4
試験片厚さ : B	12.7 [mm]
正味試験片厚さ : B _N	10.16 [mm]
試験片幅 : W	25.4 [mm]
初期亀裂長さ : a ₀	13.62 [mm]
縦弾性係数 : E	205304 [MPa]
ポアソン比 : ν	0.3

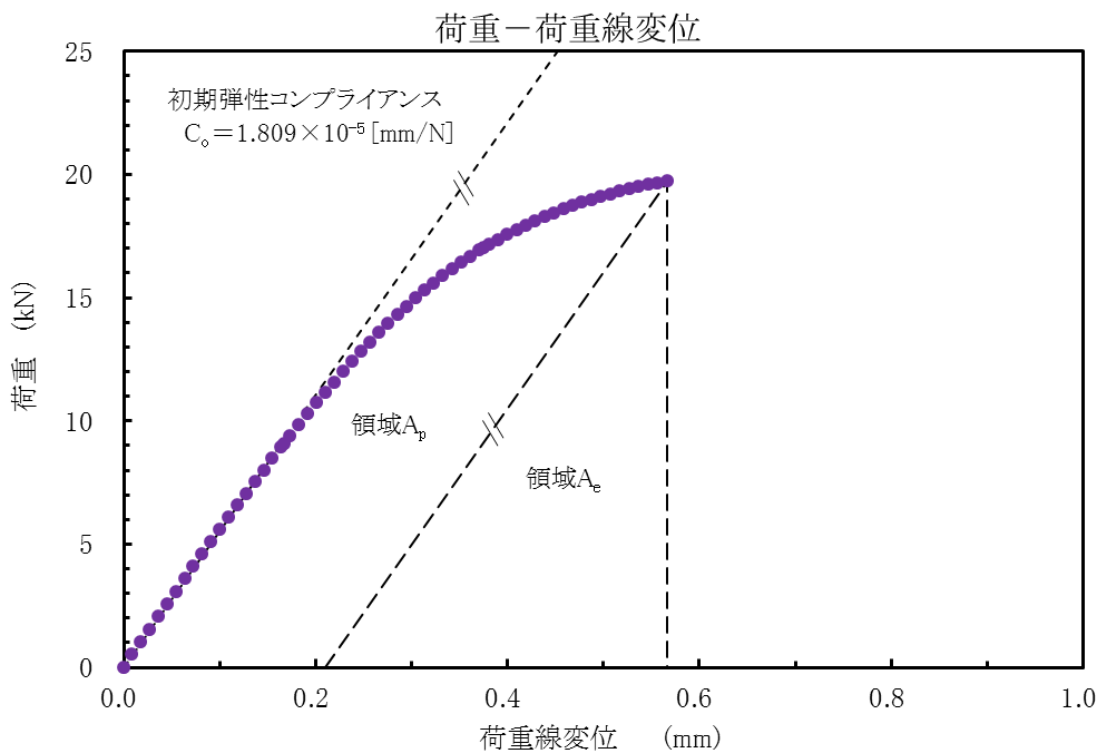
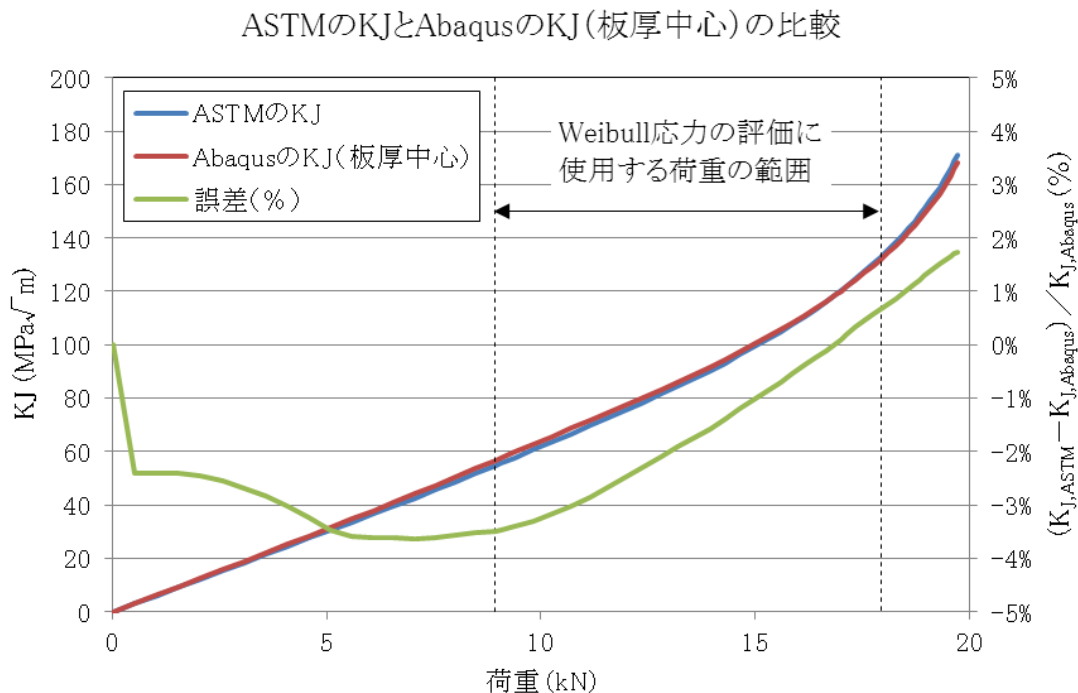


Fig. 2.3-14 Load – load line displacement curve

図 2.3-14 荷重 – 荷重線変位

Fig. 2.3-15 Comparison of K_J between ASTM and Abaqus図 2.3-15 ASTM の K_J 値と Abaqus の K_J 値の比較

(5) 体積変化の考慮有無による影響

ここでは、体積変化の考慮の有無が Weibull 応力評価に及ぼす影響について検討する。

図 2.3-16 に、C(T)試験片板厚中央の亀裂先端要素における体積比 V/V_0 と K_J の関係を例として示す。板厚中央の亀裂先端要素での体積比 V/V_0 は、 K_J が約 $70 \text{ MPa(m)}^{0.5}$ で最大となり、初期状態から約 1% の体積増加となる。

この体積変化を考慮することによる Weibull 応力 σ_w への影響を確認するため、体積変化考慮の有無の 2 条件について、Weibull 応力 σ_w と K_J の関係を比較した。比較した結果を図 2.3-17 に示す。図 2.3-17 に示した Weibull 応力 σ_w の形状パラメータ m が 5 および 80 の条件では、体積変化考慮の有無による差は見られない。

詳細に確認するため、図 2.3-18 に K_J が約 21, 50, 98 $\text{MPa(m)}^{0.5}$ の条件での Weibull 応力の比（体積変化を考慮した Weibull 応力 σ_w /体積変化を考慮しない Weibull 応力 $\sigma_{w(v_0)}$ ）と形状パラメータ m の関係を示す。

Weibull 応力の比 $\sigma_w/\sigma_{w(v_0)}$ は、形状パラメータ m の増加に伴い低下する傾向となる。一般的な構造用鋼で取るとされる形状パラメータ m が 10~50 の範囲では、体積変化の考慮の有

無による Weibull 応力 σ_w の差は 0.1%以下であり，十分無視できる。なお，形状パラメータ m の増加に伴い体積変化の影響が減少する原因は，式(2-10)に示す Weibull 応力の評価式に示される通り，[]内で応力 σ_{eff} が m 乗されているため，形状パラメータ m の増加に伴い応力の影響が大きくなるためである。

$$\sigma_w = \left[\frac{1}{V_0} \int_{V_f} (\sigma_{eff})^m dV_f \right]^{1/m} \tag{2-10}$$

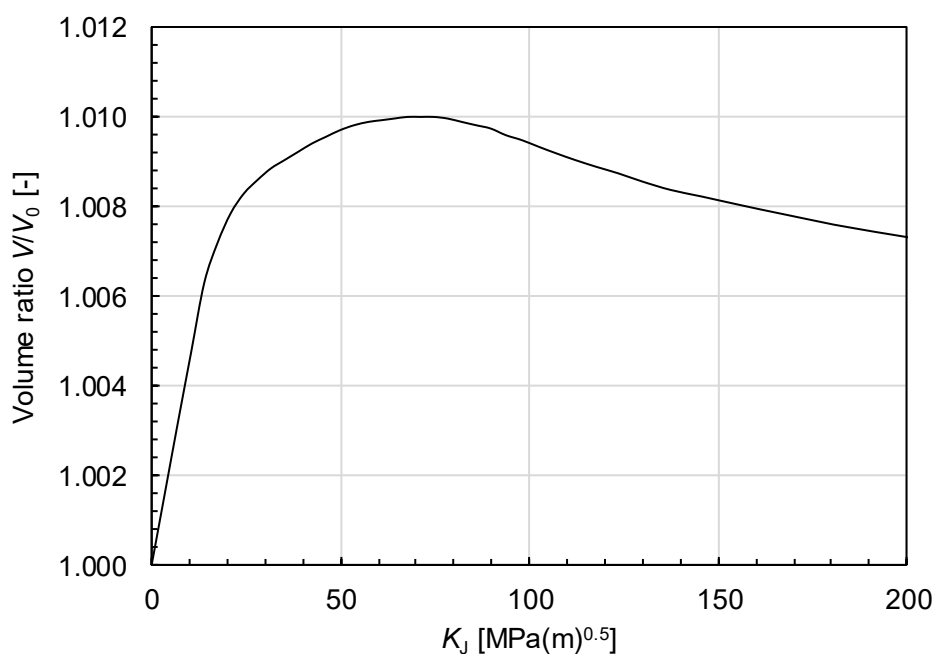
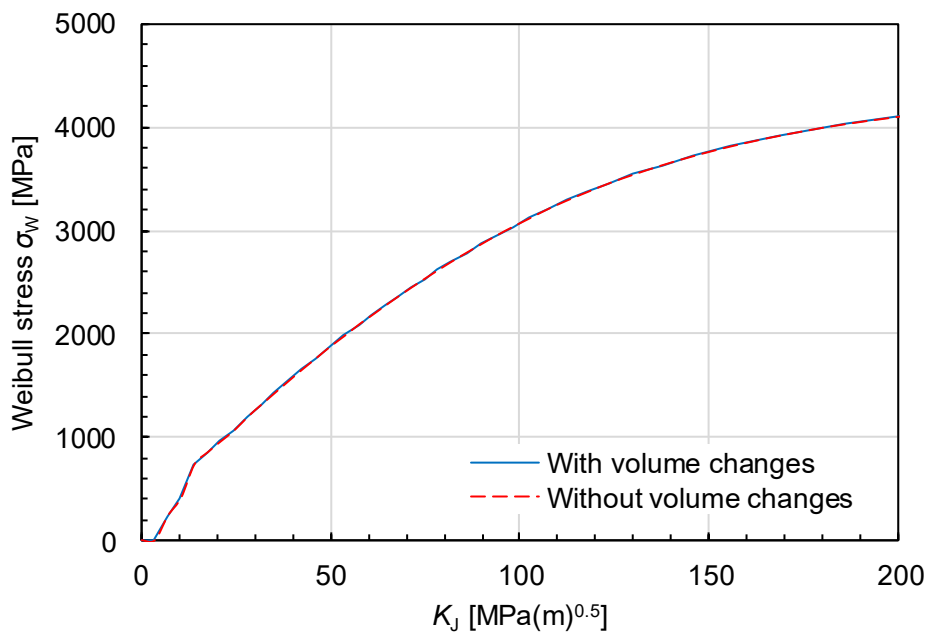
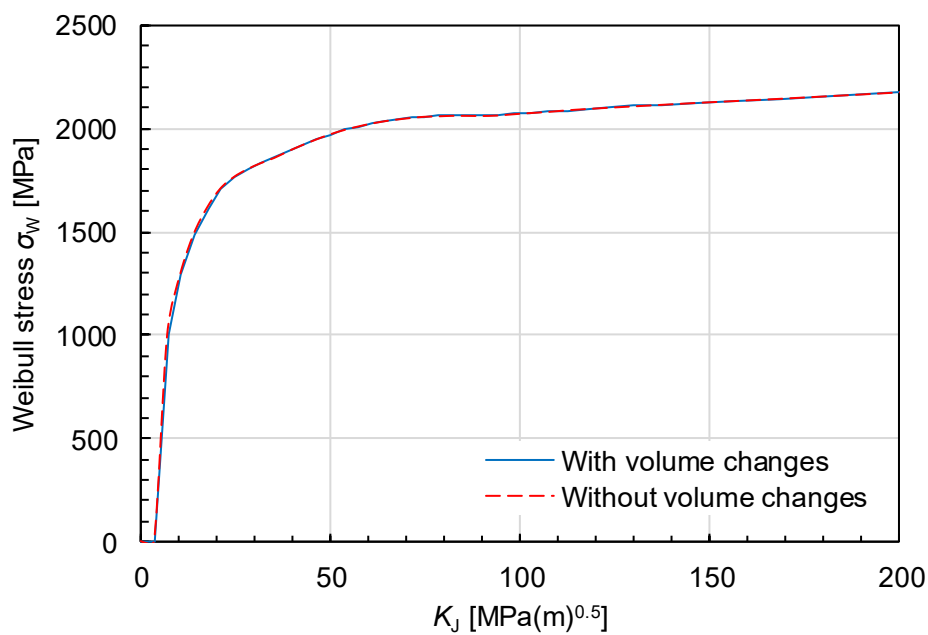


Fig. 2.3-16 Relationship between volume ratio V/V_0 and K_J .

図 2.3-16 体積比 V/V_0 と K_J



(a) Shape parameter $m = 5$



(b) Shape parameter $m = 80$

Fig. 2.3-17 Relationship between Weibull stress σ_w and K_J with and without volume change.

図 2.3-17 体積変化考慮の有無による Weibull 応力 σ_w と K_J の差

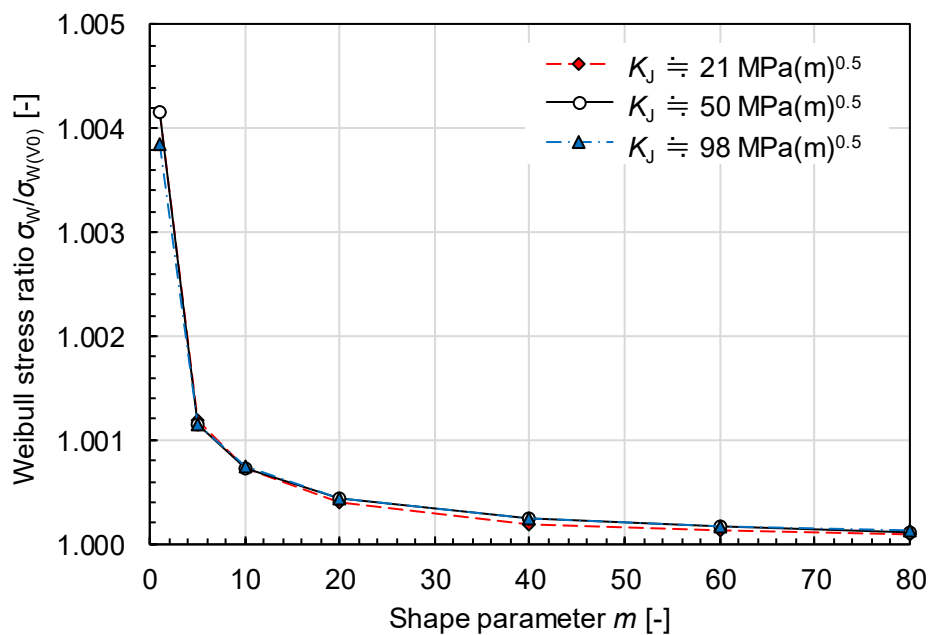


Fig. 2.3-18 Relationship between Weibull stress ratio $\sigma_w/\sigma_{w(v0)}$ and shape parameter m

図 2.3-18 体積変化考慮の有無による Weibull 応力の比 $\sigma_w/\sigma_{w(v0)}$ と形状パラメータ m の関係

(6) バイアス補正有無による影響

JIS R 1625 : 2010^[1]において、最尤法による 2 母数ワイブル分布の形状母数 m の推定方法が規定されている。JIS R 1625 : 2010 の形状母数 m の推定では、下式によって統計上のバイアス補正を行うこととされている。

$$m = B_n \times m_t \quad (2-11)$$

ここで、 B_n はバイアス補正係数であり、 m_t は最尤法による形状母数 m の推定値である。バイアス補正係数 B_n は試験片本数 n の関数であり、次の式による。

$$B_n = (2.04 \times n^{-1.1} + 1)^{-1} \quad (n \leq 120 \text{ の場合}) \quad (2-12)$$

$$B_n = 1 \quad (n > 120 \text{ の場合}) \quad (2-13)$$

Beremin モデルを対象としたベンチマーク解析（試験片：C(T)試験片，試験温度：-125°C）において、バイアス補正の有無が形状母数 m の収束値に及ぼす影響を評価した。評価条件は次の通りである。ベンチマーク解析における試験片本数は $n = 15$ であるため、バイアス補正をする場合の補正係数は $B_n = 0.906$ となる。

- 数値解析 : 陰解法
- ヤング率 : $E = 205304 \text{ MPa}$
- 要素タイプ : C3D8R
(8 節点，線形，れんが型，低減積分，アワーグラス制御)
- K_I 値の算出方法 : 荷重－荷重線変位関係の面積から算出

バイアス補正無しの場合及び有りの場合それぞれにおいて、形状母数 m の収束計算を実施した。Weibull 応力計算に用いる形状母数の仮想値（初期値） m_0 と最尤法による形状母数の推定値 m_1 の関係を図 2.3-19 に示す。点線は $m_0 = m_1$ となるラインを示しており、 m_0 と m_1 の関係がこのライン上にプロットされる場合に形状母数 m が収束していると判断する。収束計算の際には、まず $m_0 = 10 \sim 100$ の範囲で 10 刻みに m_1 の計算を行い、収束値のあたりを付けた。その後、 m_0 を 0.1 刻みで変化させ、 m_0 と m_1 の差が最も小さくなる値を求めた。

バイアス補正無しの場合、形状母数 m の収束値は 95.4 であった。一方、バイアス補正有りの場合、形状母数 m の収束値は 79.7 であった。バイアス補正をすることにより m_1 が割り下げられるため、より小さい値で収束と判断される。今回のベンチマーク解析の条件では、バイアス補正を行うことによって形状母数 m の収束値に 15.7 の差が生じることが示された。

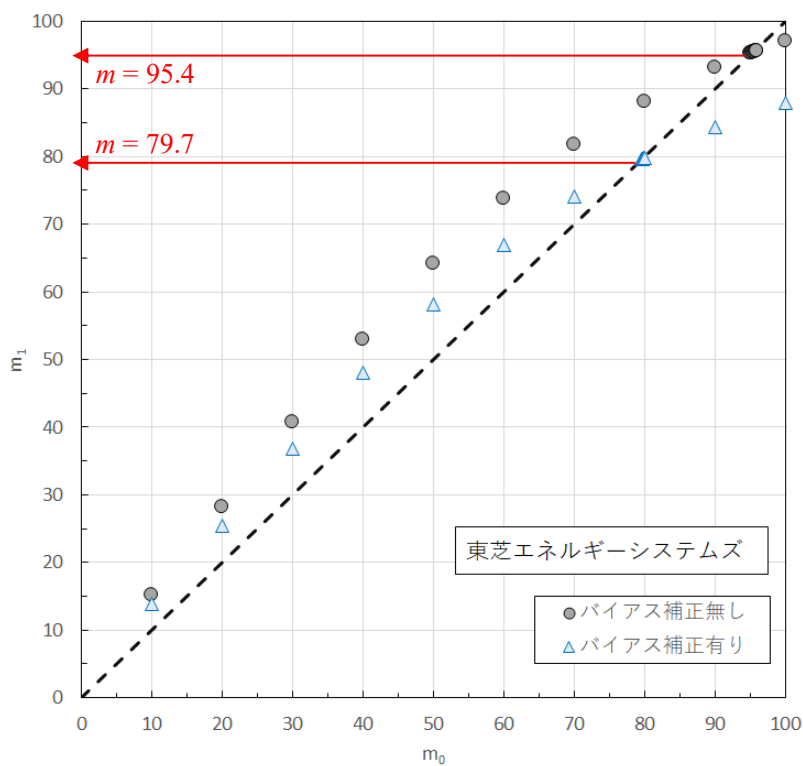


Fig. 2.3-19 Effect of bias correction on converged shape parameter m

図 2.3-19 バイアス補正の有無が形状母数 m の収束値に及ぼす影響

[1] 日本工業規格, ファインセラミックスの強さデータのワイブル統計解析法, JIS R 1625 : 2010, (2010).

2.4 GTN モデル解析の比較

損傷力学モデル（GTN モデル）で同一パラメータ値に対する解析結果の一致度を確認するため、 -50°C の C(T)試験片に対する GTN モデルを用いた評価を実施した。荷重－荷重線変位、延性亀裂進展量のベンチマーク解析結果を図 2.4-1 及び図 2.4-2 に示す。

解析の結果、東芝 ES、IHI、日立 GE、MHI の全ての機関で荷重－荷重線変位、延性亀裂進展量がほぼ一致することが確認できた。

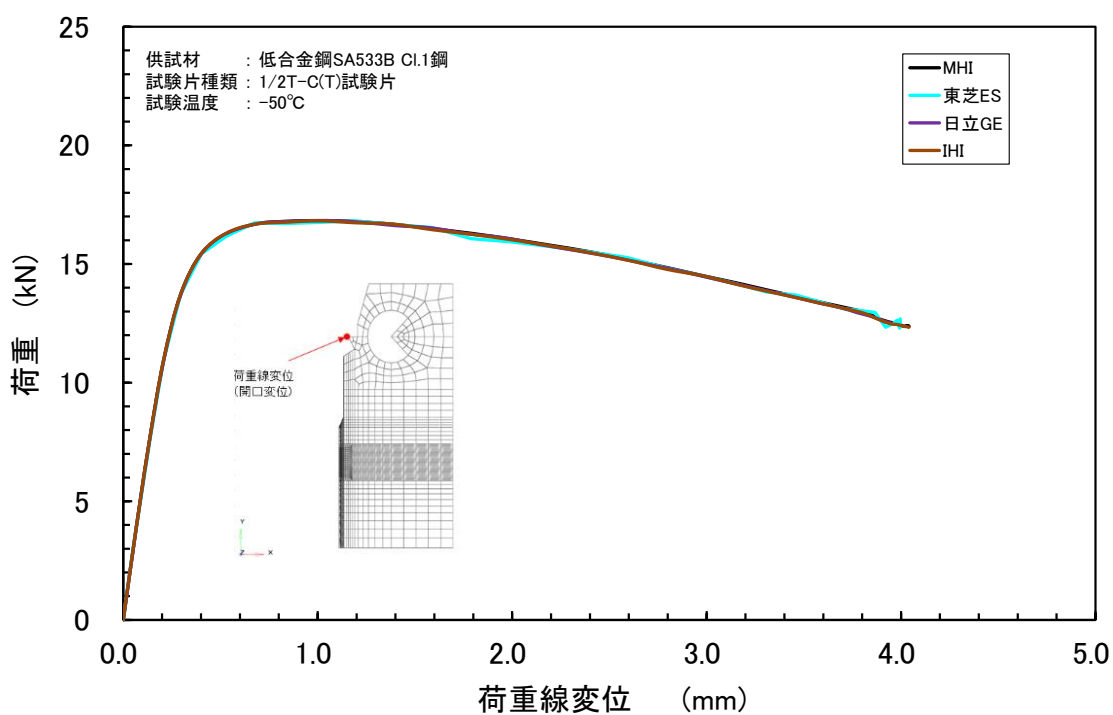


Fig. 2.4-1 Load – load line displacement curve

図 2.4-1 荷重－荷重線変位

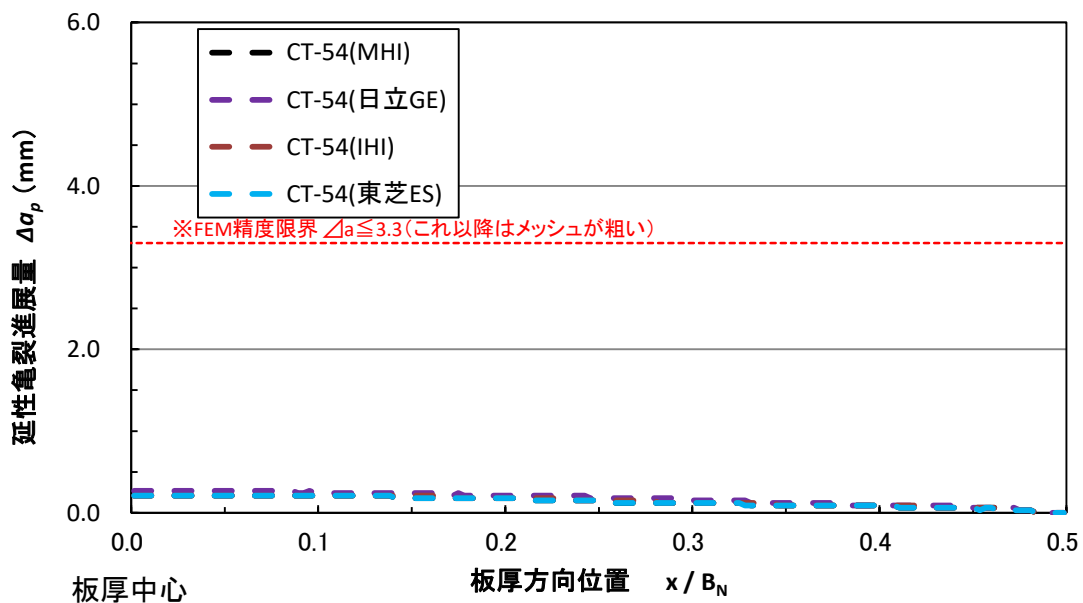


Fig. 2.4-2 Ductile crack growth in the thickness direction (1/7)

図 2.4-2 板厚方向の延性亀裂進展量(1/7)

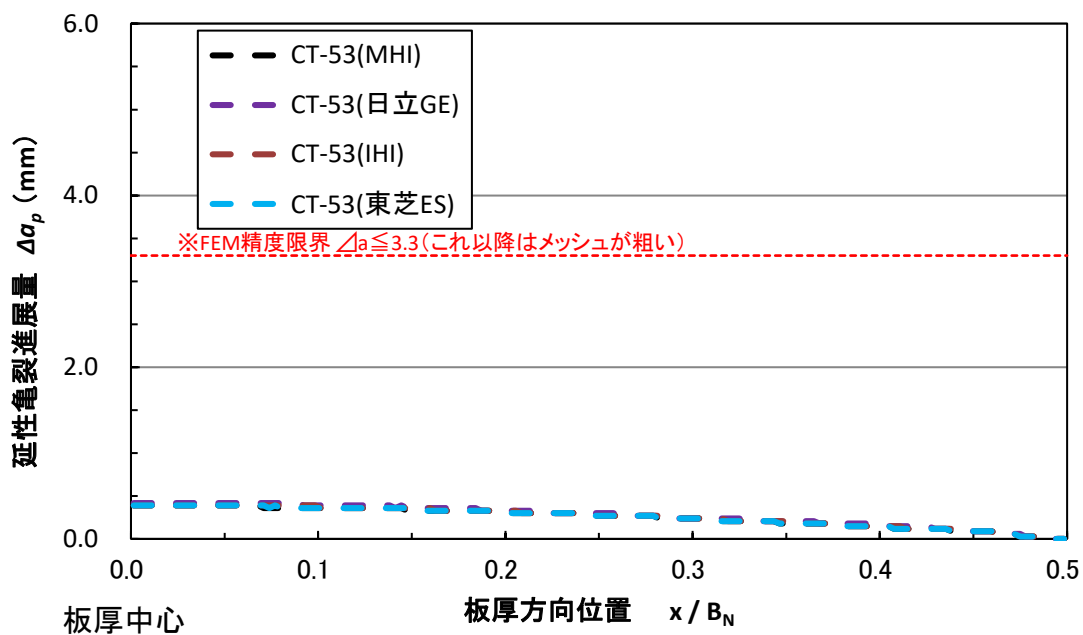


Fig. 2.4-2 Ductile crack growth in the thickness direction (2/7)

図 2.4-2 板厚方向の延性亀裂進展量(2/7)

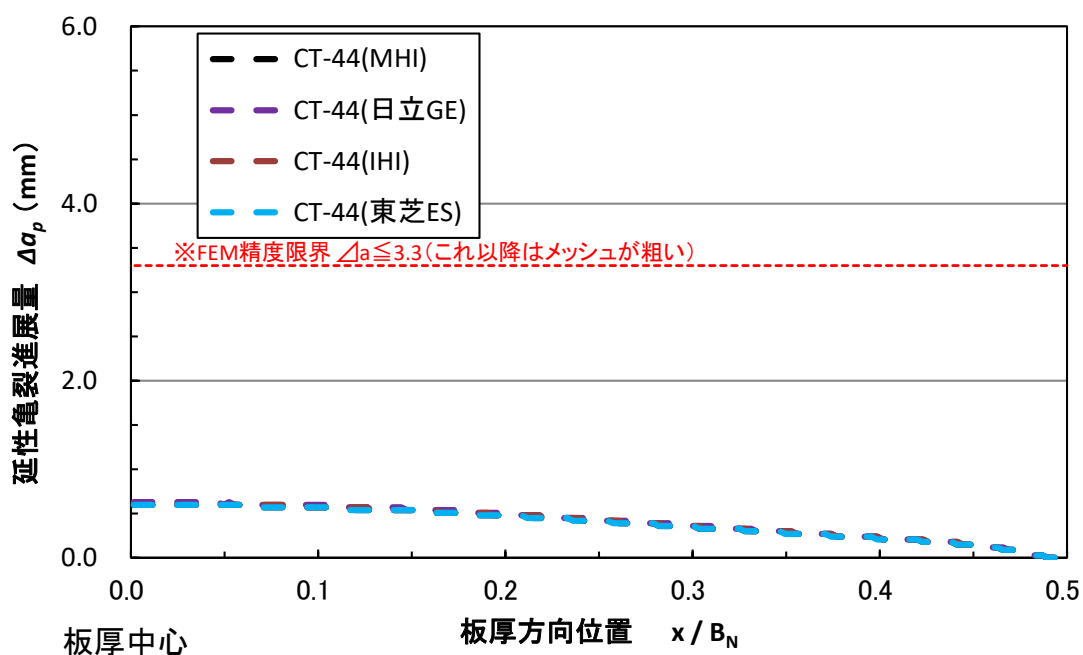


Fig. 2.4-2 Ductile crack growth in the thickness direction (3/7)

図 2.4-2 板厚方向の延性亀裂進展量(3/7)

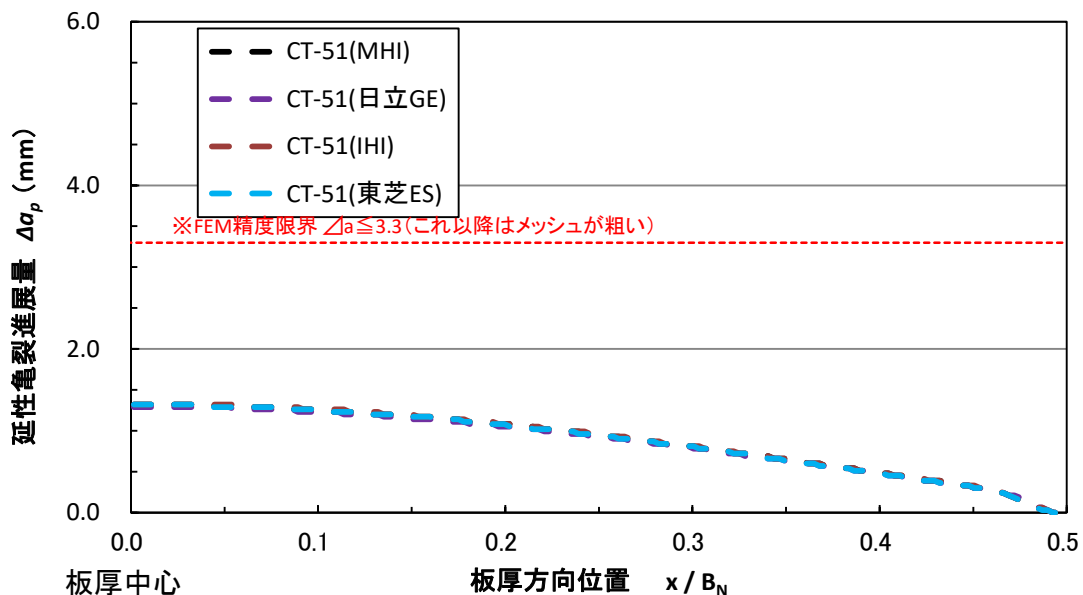


Fig. 2.4-2 Ductile crack growth in the thickness direction (4/7)

図 2.4-2 板厚方向の延性亀裂進展量(4/7)

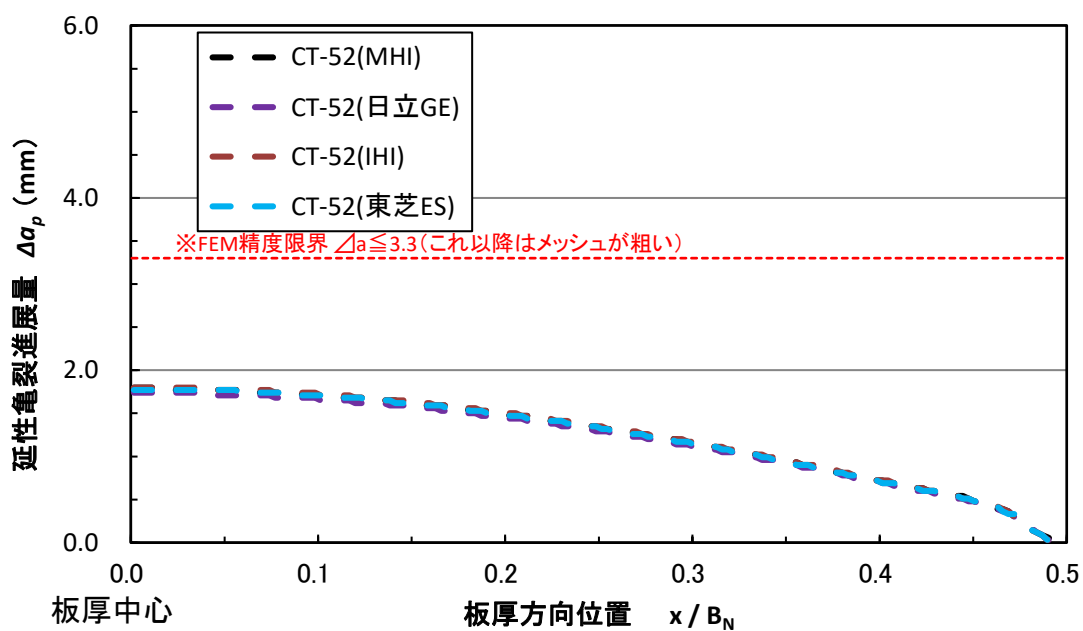


Fig. 2.4-2 Ductile crack growth in the thickness direction (5/7)

図 2.4-2 板厚方向の延性亀裂進展量(5/7)

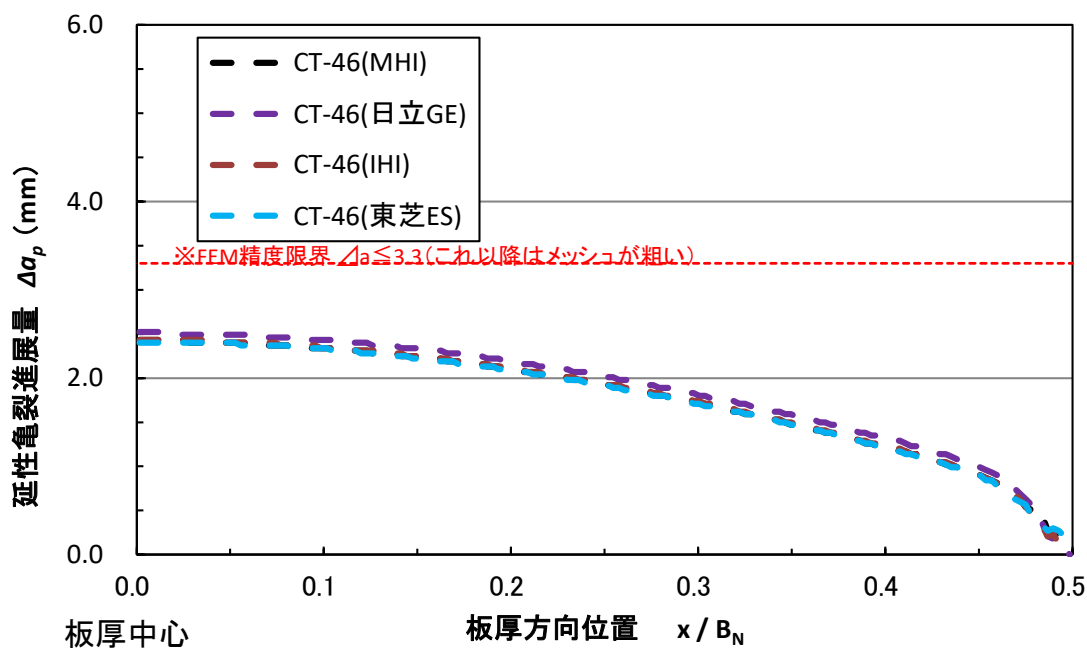


Fig. 2.4-2 Ductile crack growth in the thickness direction (6/7)

図 2.4-2 板厚方向の延性亀裂進展量(6/7)

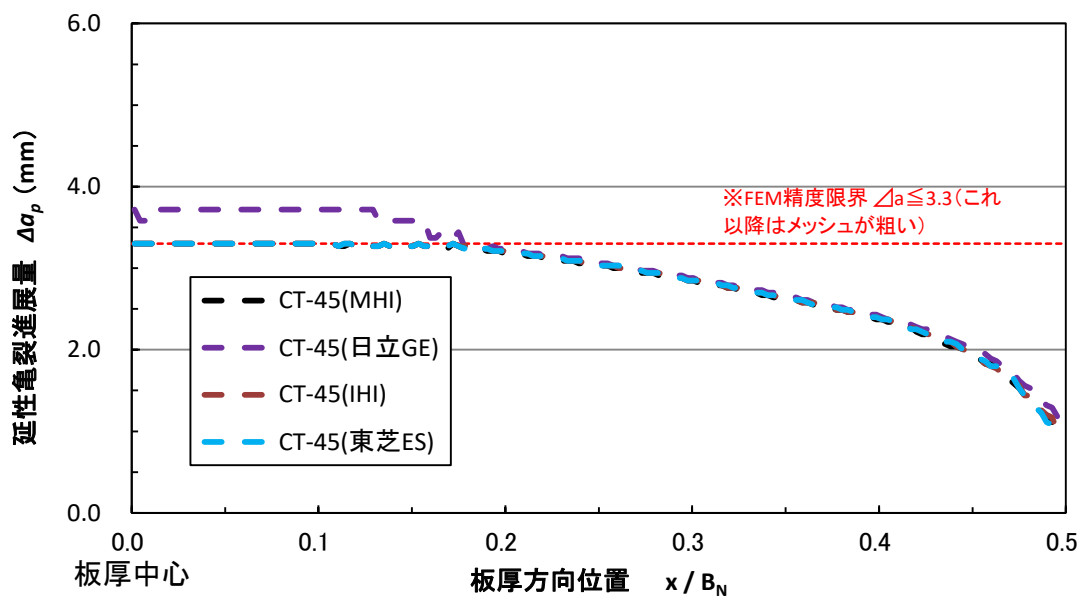


Fig. 2.4-2 Ductile crack growth in the thickness direction (7/7)

図 2.4-2 板厚方向の延性亀裂進展量(7/7)