

卒業論文

マスターカーブ法による
破壊靱性評価の信頼性工学的検討

p.1~p.68 完

平成20年2月1日提出

指導教員 酒井信介教授

60212 澤井周

目次

記号リスト.....	5
第1章 序論.....	6
1.1 研究背景.....	7
1.2 研究目的.....	8
1.3 本論文の構成.....	9
第2章 マスターカーブ破壊靱性試験.....	10
2.1 マスターカーブ法の概略.....	11
2.2 供試材.....	15
2.3 試験方法.....	16
2.3.1 試験片.....	16
2.3.2 試験条件.....	17
2.3.3 試験手順.....	17
第3章 結果.....	20
3.1 破壊靱性.....	21
3.2 参照温度.....	25
3.3 マスターカーブ.....	29
第4章 マスターカーブ法の信頼性検討.....	31
4.1 破壊靱性データベース.....	32
4.2 破壊靱性の統計的特性.....	33
4.3 破壊靱性の下側信頼限界.....	37
4.4 参照温度の信頼性の理論的検討.....	43
4.5 参照温度分布特性のシミュレーション.....	46
4.6 下限界曲線の新たな設定方法の提案.....	49
4.7 マスターカーブ形状の妥当性.....	53
第5章 結論.....	59
5.1 本論文の結論.....	60
付章 誤差の伝播について.....	61
6.1 σ_{T_0} の導出について.....	62
参考文献.....	63
謝辞.....	66

表目次

Table 2-1	Chemical Compositions of Tested Materials.....	15
Table 2-2	Tensile Properties of Tested Materials.....	15
Table 2-3	Nil-Ductility Transition Temperature and Reference Temperature of Tested Materials.....	15
Table 2-4	Test Matrix.....	17
Table 3-1	Results of Equivalent Fracture Toughness of 0.4T C(T).....	22
Table 3-2	Results of Equivalent Fracture Toughness of 0.4T SE(B).....	23
Table 3-3	Results of Reference Temperature, T_0 ,.....	25
Table 4-1	Database of Fracture Toughness.....	32
Table 4-2	Comparison of CPF between Weibull Distribution and Normal Distribution.....	35
Table 4-3	Parameter k for 5% Tolerance Bound.....	50
Table 4-4	Coefficient Obtained from Regression Curve.....	58

目次

Figure 2-1	Schematic of Master Curve	11
Figure 2-2	Configurations of Test Specimens.....	16
Figure 2-3	Experimental Setup.....	18
Figure 2-4	0.4T C(T) Specimen and Clip gage	19
Figure 2-5	0.4T SE(B) Specimen and Clip gage.....	19
Figure 3-1	Relation between Equivalent Fracture Toughness,	24
Figure 3-2	Evaluation Results of Reference Temperature, T_0	26
Figure 3-3	Weibull Plots of Test Data	28
Figure 3-4	Comparison of Master Curve and Test Data.....	30
Figure 4-1	PDF of Weibull Distribution and Normal Distribution.....	34
Figure 4-2	CPF of Weibull Distribution and Normal Distribution.....	35
Figure 4-3	Effect of Sample Size, N, and Average and SD of $K_{Jc(med)}$	37
Figure 4-4	Model of Schematic of k Providing Lower Limit $K_{Jc(pf)} - K_{min}$	39
Figure 4-5	Effect of Sample Size, N , on Parameter, k	41
Figure 4-6	Comparison of 5% Confidence Limit in Consideration of Sample Size and Confidence level.....	42
Figure 4-7	Relations between σ_{T_0} and $K_{Jc(med)}$ Consideration in Sample Size	45
Figure 4-8	Histogram of T_0	47
Figure 4-9	Comparison of Average and Standard Deviation of T_0 Obtained from Simulation and Estimation	48
Figure 4-10	Comparison between Proposed Master Curve Lower Bound and Test Data.....	52
Figure 4-11	Dependency between Reference Temperature and Test Temperature.....	55
Figure 4-12	Comparison between Master Curve and Regression Curve	57

記号リスト

K_{Jc}	破壊靱性（弾塑性応力拡大係数）、 $MPa\sqrt{m}$
p_f	累積破損確率（CPF）
T_0	参照温度、 $^{\circ}C$ （式(2-13)）
T	試験温度、 $^{\circ}C$
$K_{Jc(p_f)}$	累積破損確率 p_f における下側信頼限界、 $MPa\sqrt{m}$
K_0	累積破損確率63.2%における破壊靱性値（ワイブル分布における尺度パラメータ）（式(2-11)）、 $MPa\sqrt{m}$
$K_{Jc(med)}$	累積破損確率50%における破壊靱性値（破壊靱性中間値）（式(2-12)）、 $MPa\sqrt{m}$
ΔT_0	下側信頼限界曲線の高温側へのシフト量、 $^{\circ}C$
K_{min}	破壊靱性最小値（ $= 20MPa\sqrt{m}$ ）
m	2母数ワイブル分布における指数パラメータ
\hat{K}_0	K_0 の推定値、 $MPa\sqrt{m}$
k	下側信頼限界を決定する係数（式(4-7)）
N	サンプルサイズ（2、3章においては試験で使われた試験片数）
$1-\gamma$	信頼水準
σ_{T_0}	T_0 の標準偏差（式(4-16)）

第1章 序論

本章では、研究背景を概説し、本研究の目的を述べる。

1.1 研究背景

原子炉圧力容器において、圧力容器鋼が中性子照射を受けた場合には、延性から脆性へ遷移する温度が高温側に移行すること(照射脆化)が知られている。脆性温度域での脆性破壊に対する強さは、き裂の進展に対する抵抗を示す破壊靱性で表される。実際の原子炉圧力容器の健全性を確保する上では、脆性破壊を防止することに厳重な注意が払われており、延性脆性遷移挙動を把握しつつ使用に当たることになる。具体的には、圧力容器内に監視試験片を装荷しておき、定期的に取り出してシャルピー衝撃試験を行い、これに基づいて圧力容器材の健全性を確認しながらプラントの運転を行っている。しかし、容器内に設置された監視試験片の量には限りがあり、効率良く破壊靱性を評価することが求められている。

また、従来の原子炉圧力容器鋼の破壊靱性の評価では、温度に対する静的破壊靱性値 K_{Ic} あるいはき裂伝播停止破壊靱性値 K_{Ia} の下限値を包絡して評価曲線を決めるといった方法が採られている[1-3]。しかしながら、多分に経験的なこの手法は、これまでにこの曲線を下回るデータが得られていないという帰納的な証拠にその妥当性が支えられていること、鋼材によっては過度に安全側の評価になることから、これに替わるより合理的な破壊靱性評価法が求められている。

近年、破壊靱性が本来有する統計分布特性を考慮してその信頼限界を理論的に定める、「マスターカーブ法」が提案された[4,5]。同法は、同一条件下におけるフェライト鋼の破壊靱性のばらつきを最弱リンクモデルに基づくワイブル分布により記述し、かつ分布の平均値の温度依存性を、鋼材によって決まる参照温度を唯一のパラメータとする一本の曲線によって記述する手法であり、破壊靱性の下限値の合理的な設定を可能とするものである。また、破壊靱性の評価に必要な試験片数の低減も期待される。マスターカーブを決定するための試験法は 1990 年代の終わりに米国材料試験協会 (American Society for Testing and Materials: ASTM) の規格として制定され[6]、その後も改良が続けられている[7-9]。また、米国機械学会 (American Society of Mechanical Engineers: ASME) の Boiler and Pressure Vessel Code においてマスターカーブ法の考え方を部分的に採用したコードケースが定められ[10,11]、さらに、国際原子力機関 (International Atomic Energy Agency: IAEA) においてもマスターカーブ法を用いた構造健全性評価のためのガイドライン作成が進められている[12]。

このような状況の中、我が国においてもマスターカーブ法に基づく破壊靱性評価法の規格への取り組みが検討され始めたのと同時に、国産原子炉圧力容器鋼に対するマスターカーブ法の適用の是非が議論されつつある[13-16]。これまでに、国産原子炉圧

力容器鋼材に相当する SFVQ1A 鋼および SQV2A 鋼のコンパクト試験片(Compact Tension specimen, C(T) specimen)を対象に、試験片寸法、試験温度、負荷速度をパラメータとした体系的な破壊靱性試験が行われ、1 インチ厚み以上の同材、同試験片に対しマスターカーブ法が適用可能であることが明らかにされている[15-16]。また、マスターカーブ法がシャルピー試験片と同じ 0.4 インチ厚みの試験片についても適用可能であることが、SFVQ1A および実機材よりも破壊靱性を故意に下げるよう化学組成を調整した SQV2A (ヒート 1)において示された。また、わが国の現行規格が保守的であることを示し、マスターカーブ法を用いることでより合理的な安全性が確保できることを確認された[17]。現在は実機材と同等の化学組成をもつ SQV2A (ヒート 2)の 0.4 インチ厚み試験片についても同様に適用可能であるかを三浦らにより引き続き検討中である。

今回検討すべき事項として、ASTM規格[6]の定めるマスターカーブ法による国内の実機原子炉圧力容器の構造健全性評価にあたって、効率的なサンプリングを行う観点から小型試験片の活用やサンプル数の低減が重要な課題となっているが、一般に試験片が小型になると、き裂先端の拘束の強さが十分ではなくなり、規格に則った有効なデータを得ることが難しくなってくる上、ばらつきによる精度の低さを考慮しなければならない。そのため破壊靱性や参照温度など評価方法に関連するデータの統計分布の特性を踏まえ、それに則った信頼性のある評価が出来れば、有効データの確保が難しくデータ数が低減した場合においても、破壊靱性評価を合理的かつ安全性のあるものとして行うことができると考えられる。また、一般にマスターカーブは全ての鋼材や材料特性に関係なくユニバーサルに利用することができるとされており[18]、国産の原子炉圧力容器鋼材に対してマスターカーブの適用可能性が既に確認されている[15-17]が、本当にマスターカーブ法の現在の形状が国産原子炉圧力容器鋼材の評価に適しているかを裏付ける必要がある。

1.2 研究目的

前節で述べた背景を踏まえ、以下の 2 点を本研究の目的とする。

- ・ マスターカーブ法による破壊靱性評価方法について、過去に得られた破壊靱性データを利用しつつ統計的見地から検討を行い、評価方法の信頼性について検討する。
- ・ マスターカーブ法が国産原子炉圧力容器鋼材の評価に適しているか、特にマスターカーブの形状の妥当性について検討する。

1.3 本論文の構成

本論文の構成は以下の通りである。

第1章 序論 では、研究背景を概説し、本研究の目的を述べる。

第2章 マスターカーブ破壊靱性試験 では、マスターカーブ法の概要と、本研究で採用した試験片、試験条件、試験手順について述べる。

第3章 結果 では、試験結果をもとにした破壊靱性、参照温度、マスターカーブの評価結果を述べる。また、結果からさかのぼってマスターカーブ法的前提条件の妥当性について検証する。

第4章 マスターカーブ法の信頼性検討 では、過去の試験データを利用して破壊靱性と参照温度の統計的特性を明らかにするとともに、信頼下限曲線の新たな評価方法を提案し、マスターカーブの評価結果と比較し評価を行う。

第5章 結言 では、本研究により得られた結論を示す。

付章 誤差の伝播について では、4.4 節において σ_{T_0} の導出方法について、誤差の伝播法則に基づく破壊靱性中間値から参照温度への、標準偏差の変換方法に関する定式の意味と根拠について述べる。

第2章 マスターカーブ破壊靱性試験

本章では、マスターカーブ法の概要を述べ、本研究で採用した試験片、試験条件、試験手順について述べる。

2.1 マスターカーブ法の概略

マスターカーブの模式図を図 2-1 に示す。マスターカーブは破壊靱性と温度の関係を規定する曲線であり、その形状は鋼材によらず一定である。すなわち、鋼材の違いによる破壊靱性の大小は、マスターカーブがその形状を保持したままで温度軸に沿って左右にシフトすることで表現される。破壊靱性の分布の中間値が $100 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ となるような温度を参照温度 T_0 と称し、マスターカーブの位置を特定する指標として用いられる。したがって、マスターカーブを決定するということは、 T_0 を求めることに他ならない。以下に ASTM 規格[9]によるマスターカーブ法の評価手順を示す。なお、同規格には評価の各過程においてデータの有効性(validity)を判定する条件、ならびに有効でないとしたデータ(censored data)の取り扱いについても規定がなされている。

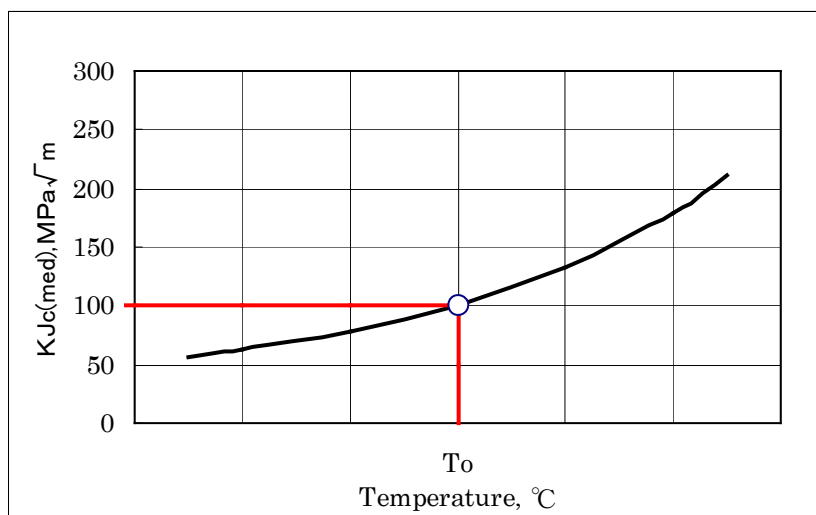


Figure 2-1 Schematic of Master Curve

マスターカーブ法では、複数の破壊靱性試験から脆性破壊開始時の J 積分 J_c を求めることから始まる。 J_c はその弾性成分 J_e と塑性成分 J_p との和として与えられる。

$$J_c = J_e + J_p \quad (2-1)$$

J_e は脆性破壊開始時の応力拡大係数 K_c を介して、

$$J_e = \frac{(1-\nu^2)K_c^2}{E} \quad (2-2)$$

ここで、 E はヤング率、 ν はポアソン比である。C(T)試験片に対する K_c は、

$$K_c = \frac{P}{(BW)^{\frac{1}{2}}} f\left(\frac{a_0}{W}\right)$$

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

また、SE(B)試験片に対する K_c は、

$$K_c = \frac{PS}{B^{\frac{1}{2}}W^{\frac{3}{2}}} f\left(\frac{a_0}{W}\right)$$

$$f\left(\frac{a_0}{W}\right) = \frac{3\left(\frac{a_0}{W}\right)^{\frac{1}{2}} \left[1.99 - \left(\frac{a_0}{W}\right) \left(1 - \frac{a_0}{W}\right) \left[2.15 - 3.93\left(\frac{a_0}{W}\right) + 2.7\left(\frac{a_0}{W}\right)^2 \right] \right]}{2 \left[1 + 2\left(\frac{a_0}{W}\right) \right] \left(1 - \frac{a_0}{W}\right)^{\frac{3}{2}}} \quad (2-4)$$

P は脆性破壊開始時の荷重、 B は試験片厚さ、 W は試験片幅、 S は SE(B)試験片におけるスパン、 a_0 は初期き裂長さである。一方、 J_p は次式により計算される。

$$J_p = \frac{\eta A_p}{Bb_0}, A_p = A - \frac{1}{2}C_0P^2 \quad (2-5)$$

b_0 は初期リガメント長さ (= $W - a_0$)、 A は荷重-開口端変位曲線下の面積、 C_0 は初期弾性勾配の逆数である。パラメータ η は C(T)試験片に対し、

$$\eta = 2 + 0.522 \frac{b_0}{W} \quad (2-6)$$

SE(B)試験片において変形パラメータとして荷重線変位を用いる場合は、

$$\eta = 1.9 \quad (2-7)$$

SE(B)試験片において変形パラメータとしてき裂開口変位を用いる場合[19]は、

$$\eta = \frac{S}{4W} \left[3.785 - 3.101\left(\frac{a_0}{W}\right) + 2.018\left(\frac{a_0}{W}\right)^2 \right] \quad (2-8)$$

本研究では式(2-8)を採用した。このように得られた J_c を介して、弾塑性応力拡大係数(破壊靱性) K_{Jc} が次の通り計算される。

$$K_{Jc} = \sqrt{J_c \frac{E}{1-\nu^2}} \quad (2-9)$$

式(2-1)、(2-2)、および(2-5)から明らかのように、脆性破壊開始に至る荷重-開口端変位関係が線形で $J_p = 0$ の場合は $K_{Jc} = K_c$ となり、非線形性が強まるにつれて、 K_{Jc} の

K_c からの乖離は大きくなる。

脆性破壊発生時の破壊靱性がワイブル分布に従うとの仮定[18]の下、 K_{Jc} は厚さ B_{1T} ($= 25.4mm$) の標準試験片に対する等価破壊靱性 $K_{Jc(1Teq)}$ に変換することができる。

$$K_{Jc(1Teq)} = K_{\min} + [K_{Jc} - K_{\min}] \left(\frac{B}{B_{1T}} \right)^{\frac{1}{4}} \quad (2-10)$$

ここで、 K_{\min} は破壊靱性がとりうる値の下限であって、試験結果をもとに $K_{\min} = 20MPa\sqrt{m}$ と定められている[18]。

$K_{Jc(1Teq)}$ データをもとに T_0 を評価する方法には、単一温度法と複数温度法の二種類がある。単一温度法においては、同一温度条件下における試験結果 $K_{Jc(1Teq)}$ をもとに、はじめにスケールパラメータ(脆性破壊の 63%累積破損確率に相当する値) K_0 を求める。

$$K_0 = \left[\sum_{i=1}^N \frac{(K_{Jc(1Teq)(i)} - K_{\min})^4}{r} \right]^{\frac{1}{4}} + K_{\min} \quad (2-11)$$

ここで、 N は試験片の個数、 r は有効なデータの個数である。次に、 K_0 より $K_{Jc(1Teq)}$ の中間値(脆性破壊の 50%累積破損確率に相当する値) $K_{Jc(med)}$ を次式により求める。

$$K_{Jc(med)} = K_{\min} + (K_0 - K_{\min}) [\ln(2)]^{\frac{1}{4}} \quad (2-12)$$

T_0 は上式で与えられる $K_{Jc(med)}$ より、

$$T_0 = T - \left(\frac{1}{0.019} \right) \ln \left[\frac{K_{Jc(med)} - 30}{70} \right] \quad (2-13)$$

によって計算される。ここで、 T は試験温度である。

一方、複数温度法では、異なる温度条件下における試験結果 $K_{Jc(1Teq)}$ をもとに、次式を満たす T_0 を決定する。

$$\sum_{i=1}^N \delta_i \frac{\exp[0.019(T_i - T_0)]}{11 + 77 \exp[0.019(T_i - T_0)]} - \sum_{i=1}^N \frac{(K_{Jc(med)(i)} - 20)^4 \exp[0.019(T_i - T_0)]}{\{11 + 77 \exp[0.019(T_i - T_0)]\}^5} = 0 \quad (2-14)$$

ここで、添字 i は第 i 番目のデータを表し、 δ_i はデータが有効な場合に 1.0、無効な場合に 0 となる。

以上の通り決定された T_0 をもとに、破壊靱性の中間値 $K_{Jc(med)}$ と試験温度 T との関係、すなわちマスターカーブが次の通り一意に定められる。

$$K_{Jc(med)} = 30 + 70 \exp[0.019(T - T_0)], MPa\sqrt{m} \quad (2-15)$$

また、同曲線を基準として、マスターカーブの信頼限界を与える曲線は次式により与えられる。

$$K_{Jc(pf)} = 20 + \left[-\ln(1 - p_f) \right]^{\frac{1}{4}} \{11 + 77 \exp[0.019(T - T_0)]\}, MPa\sqrt{m} \quad (2-16)$$

ここで、 $0.xx$ は信頼性確率であって、5%および95%信頼限界を与える曲線はそれぞれ以下のようになる。

$$K_{Jc(0.05)} = 25.2 + 36.6 \exp[0.019(T - T_0)], MPa\sqrt{m} \quad (2-17)$$

$$K_{Jc(0.95)} = 34.5 + 101.3 \exp[0.019(T - T_0)], MPa\sqrt{m} \quad (2-18)$$

さらに、マスターカーブの下限界を設定するにあたり、 T_0 の不確定性を保守的に包絡するため、先に述べた5%信頼限界を高温側にシフトしてマージンを確保することがよく行われる。このときの調整量 ΔT_0 は次式で与えられる。

$$\Delta T_0 = \sigma Z_{85} = \frac{\beta}{\sqrt{r}} Z_{85} \quad (2-19)$$

ここで、 σ は温度の標準偏差、 β は $K_{Jc(med)}$ の値に応じて決まるパラメータであって、 $K_{Jc(med)}$ が $83MPa\sqrt{m}$ 以上であるときは $\beta = 18^\circ\text{C}$ 、 r は T_0 の決定に用いた試験片の個数である。また、 Z_{85} は信頼度を85%とする正規分布の両側検定に対する統計量であって、 $Z_{85} = 1.44$ である。

2.2 供試材

試験には、国産の原子炉圧力容器用材料と同等の化学組成をもつ SQV2A 鋼（ヒート 2）[20]を供試した。これは ASTM 規格に定める A533 Gr. B Cl. 1 鋼に相当する。この供試材の化学組成表 2-1 に示す。また、引張試験より得られた引張特性を表 2-2 に、落重試験およびシャルピー衝撃試験より得られた無延性遷移温度 T_{NDT} と関連温度 RT_{NDT} を表 2-3 にそれぞれ示す。

Table 2-1 Chemical Compositions of Tested Materials

(wt%)

Material		C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Cu
SQV2A (Heat 2)	Target Value	~0.25	0.15~0.30	1.15~1.50	~0.035	~0.040	0.40~0.70	—	0.45~0.60	—
	Product Value	0.22	0.25	1.46	0.002	0.002	0.69	0.11	0.57	—

Table 2-2 Tensile Properties of Tested Materials

Material		Temperature ℃	0.2% Yield Stress MPa	Ultimate Strength MPa	Elongation %	Reduction of Area %
SQV2A (Heat 2)	Specified	20±5	345~	550~690	16~	—
	Test Result	23	201	603	25.3	73.5
			206	600	26.0	73.8

Table 2-3 Nil-Ductility Transition Temperature and Reference Temperature of Tested Materials

Material	T_{NDT} °C	RT_{NDT} °C
SQV2A (Heat 2)	-40	-40

2.3 試験方法

2.3.1 試験片

破壊靱性試験に用いた試験片は、公称板厚 0.4 インチの 0.4T C(T)試験片(Compact Tension)、および同じく公称板厚 0.4 インチの 0.4T SE(B)試験片(Single-Edge notched Bend bar)である。各試験片の寸法および形状を図 2-2 に示す。これらの寸法および形状はすべて ASTM 規格[9]に適合するものである。

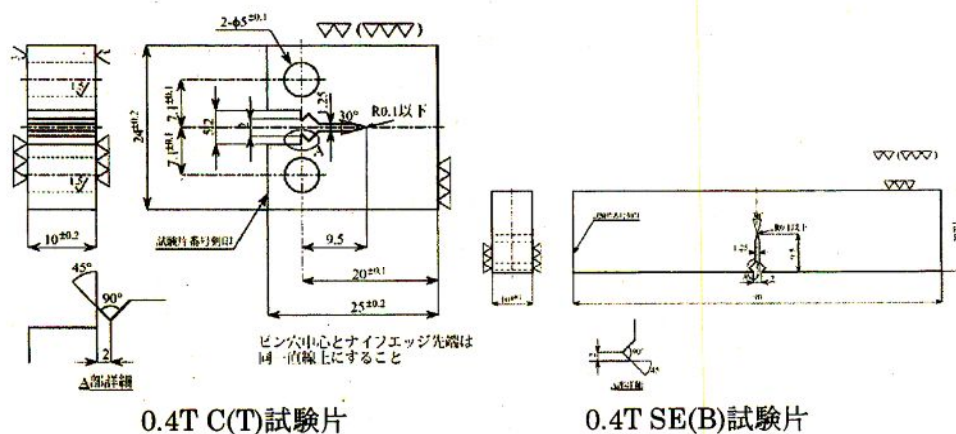


Figure 2-2 Configurations of Test Specimens

すべての試験片には疲労予き裂を導入した。予き裂の導入は ASTM 規格[9]の規定に倣い、機械切欠きからの疲労き裂の進展のための第一段階、最終き裂先端の先鋭化のための第二段階に分けて行った。導入する予き裂の表面における長さの目標値は 0.4T C(T)試験片で 5.0mm、0.4T SE(B)試験片で 2.5mm とした。このとき、公称初期き裂長さ a_0 の交渉板幅 W に対する比はともに $a_0/W = 0.55$ となる。

2.3.2 試験条件

試験マトリクスを表 2-4 に示す。枠内の数字は試験数である。試験温度 T については、過去に実施された SQV2A(Heat 2)鋼の大型試験片および標準試験片を用いた破壊靱性試験の結果をもとに[16]、有効な破壊靱性が得られるような温度範囲($T_0 - 50^\circ\text{C}$ から $T_0 + 50^\circ\text{C}$ の範囲)に収まるように設定した。相対的に高温側の試験においては有効な破壊靱性の上限を超えるデータが取得される可能性のあることを勘案し、高い試験温度での試験数を多めに設定した。

Table 2-4 Test Matrix

Material	TP Size	Test Temperature, °C			
		-80°C	-100°C	-120°C	-140°C
SQV2A (Heat 2)	0.4T C(T)	12	8	8	7
	0.4T SEB	12	8	8	8

2.3.3 試験手順

試験に使用したマスターカーブデータ計測装置を表 3-2 に示す。また、この装置に設置した 0.4T C(T)試験片および 0.4T SE(B)試験片の様子を表 3-3、表 3-4 にそれぞれ示す。破壊靱性試験は ASTM 規格[9]に準拠して行った。すなわち、試験片に準静的な単調引張(曲げ)荷重を負荷し、試験片に脆性破壊またはポップインを生じるまでの荷重と開口端変位を、それぞれロードセルとクリップゲージにより計測し、2.1 節に述べた手順に従い破壊靱性を評価した。

試験片温度は、試験片の表面にスポット溶接により取り付けられた熱電対により計測し、試験片温度が所定の値となるよう恒温層内の雰囲気温度を制御した。ASTM 規格には温度制御に関する定量的な条件は規定されていないが、関連する ASTM E1820-01[21]には、試験片厚さ 25mm あたり 1/2 時間の温度保持が要求されており、0.4T 試験片では 15 分の間、所定の試験片温度に対して $\pm 3^\circ\text{C}$ の範囲内で均熱を維持すべきと規定されている。これを考慮に入れ、両試験片において 30 分の間、所定の試験片温度に対して $\pm 3^\circ\text{C}$ の範囲内で一定温度を維持した。

試験の終了後、破断した試験片より試験片厚さおよび試験片幅を実測し、破壊靱性の評価に用いた。また、破断後の試験片の破面を観察し、規格に従って初期き裂長さ、安定き裂進展量を実測するとともに、これらの値が規格に定める要件を満たしている

ことを確認した。

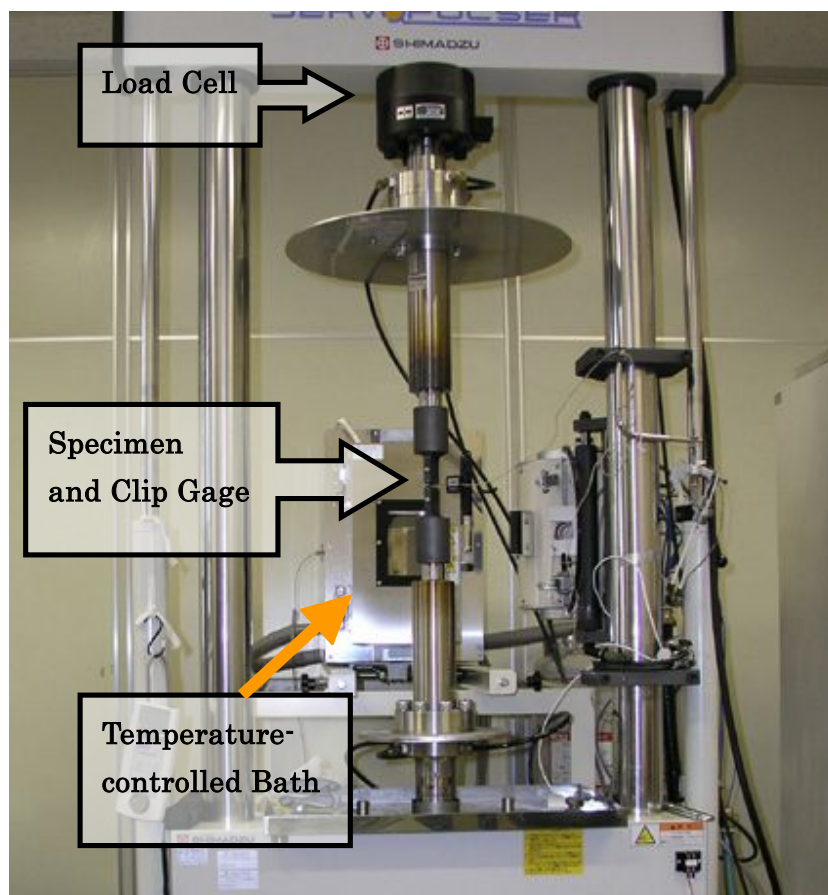


Figure 2-3 Experimental Setup

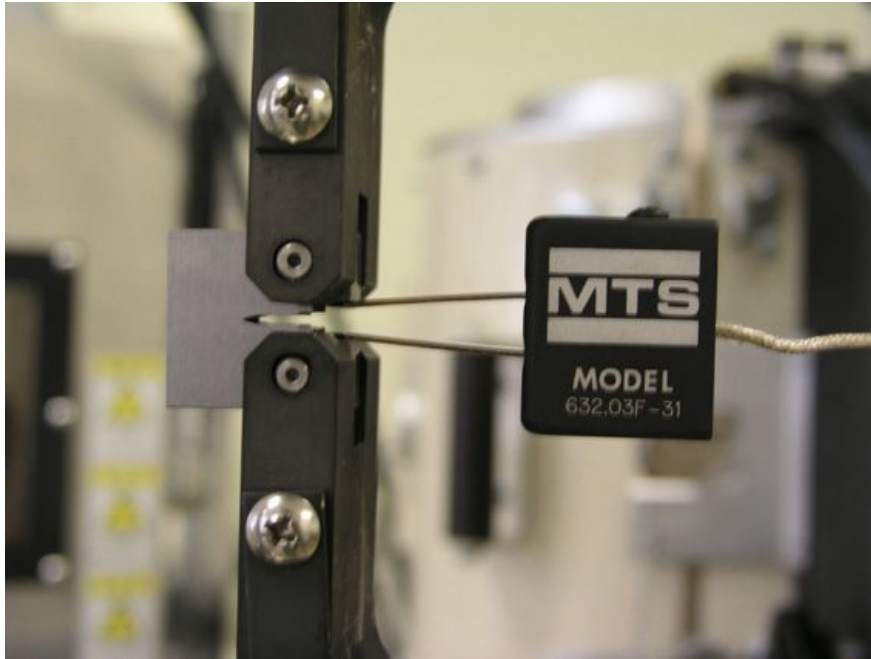


Figure 2-4 0.4T C(T) Specimen and Clip gage

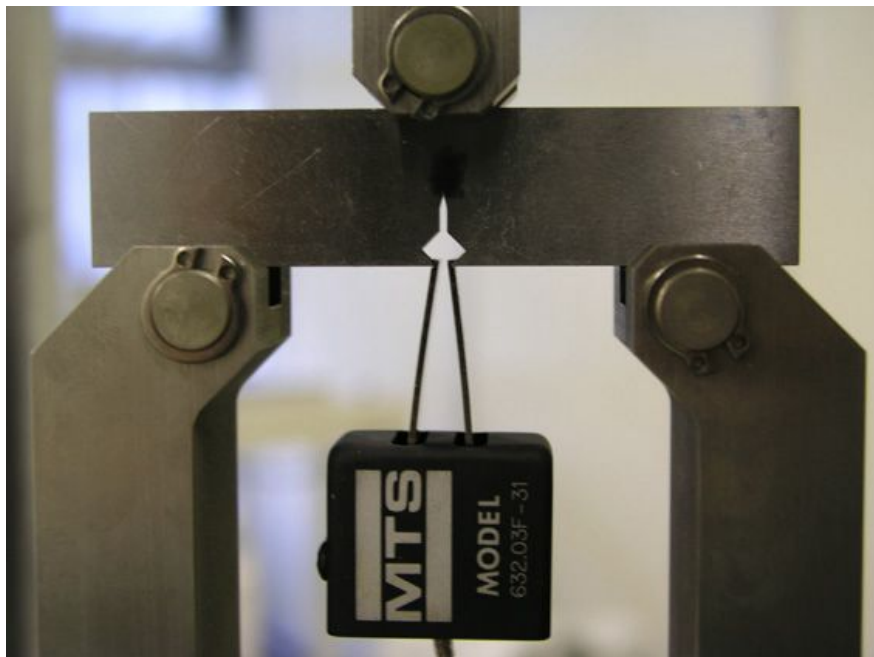


Figure 2-5 0.4T SE(B) Specimen and Clip gage

第3章 結果

本章では、試験結果をもとにした破壊靱性、参照温度、マスターカーブの評価結果を述べる。また、結果からさかのぼってマスターカーブ法的前提条件の妥当性について検証する。

3.1 破壊靱性

試験の結果得られた等価破壊靱性 $K_{Jc(1Teq)}$ および関連する諸量を、試験片形状ごとにまとめて表 3-1、表 3-2 に示す。同表におけるデータの有効性の判定は、ASTM 規格 [8]にある規定に照らして行った。その結果、本試験で得られた個々のデータには一部有効でないものも含まれており、これらのデータの扱いも同規格に基づいて行った。

ここで、破壊時にき裂前縁が強く拘束された状態が維持されるよう、破壊靱性 K_{Jc} の上限 $K_{Jc(limit)}$ が次のように定められる。

$$K_{Jc(limit)} = \sqrt{\frac{Eb_0\sigma_y}{30(1-\nu^2)}} \quad (3-1)$$

σ_y は材料の降伏強さである。 K_{Jc} が $K_{Jc(limit)}$ の値を上回る場合には、その破壊靱性データ K_{Jc} は有効でないものとし、マスターカーブの計算に K_{Jc} の代わりとして $K_{Jc(limit)}$ を用いる。その後マスターカーブの計算の際には、 $K_{Jc(1Teq)}$ の代わりに限界等価破壊靱性 $K_{Jc(1Teq)(limit)}$ を用いる。ここで、 $K_{Jc(1Teq)(limit)}$ は式(3-1)から得られる $K_{Jc(limit)}$ を式(2-8)に代入することによって求められる値である。

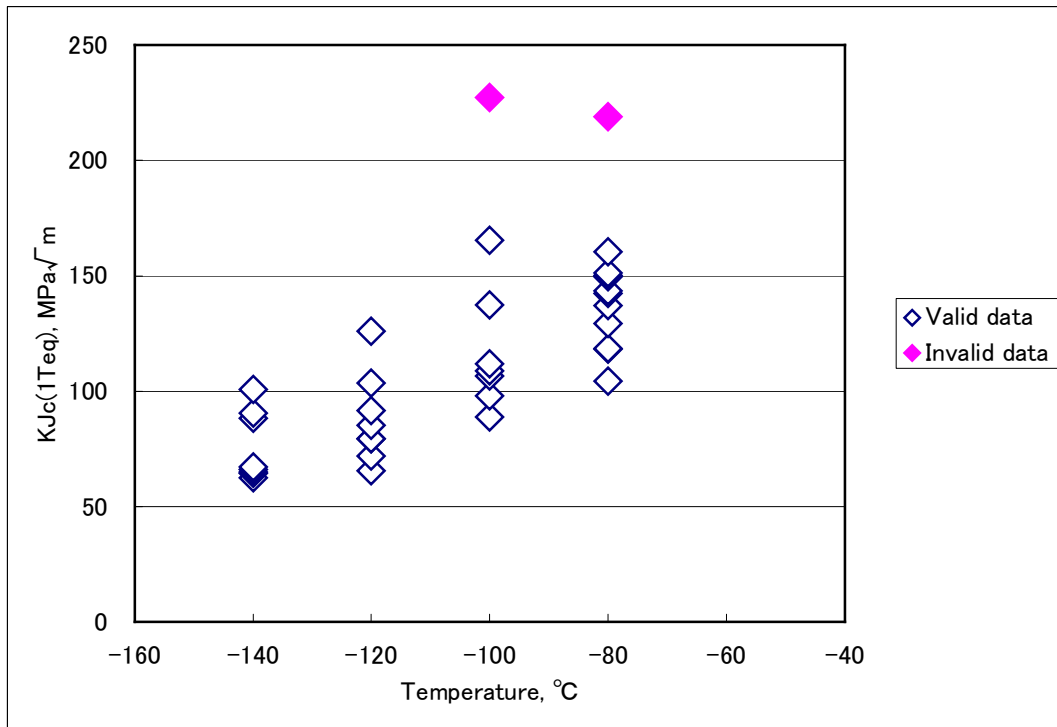
試験の結果得られた $K_{Jc(1Teq)}$ と T の関係を図 3-1(a)~(b)に示す。図中の塗りつぶされた点は、Invalid なデータを意味する。傾向として、 T が大きいほど、 $K_{Jc(1Teq)}$ のばらつきが大きくなることが分かる。

Table 3-1 Results of Equivalent Fracture Toughness of 0.4T C(T)

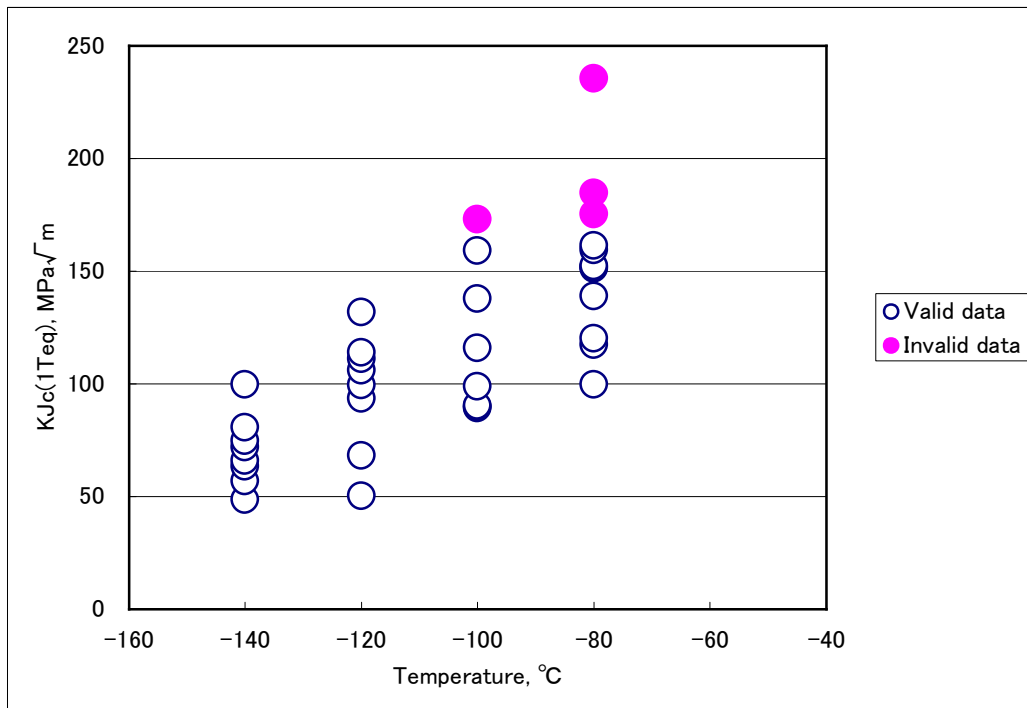
TP No.	Material	TP Size	Test Temp. [C]	P at fract. [kN]	J _e [kN/m]	J _p [kN/m]	J _C [kN/m]	K _{JC} [MPa√m]	K _{JC(1Teq)} [MPa√m]	Validity	K _{JC(limit)} (1Teq) [MPa√m]
VH-0103	SQV2A (Heat 2)	0.4CT	-80	10.31	29.1	38.2	67.3	126.5	104.4	Valid	-
VH-0105				10.23	29.2	57.9	87.1	143.9	118.2	Valid	-
VH-0104				9.93	28.6	59.0	87.6	144.3	118.6	Valid	-
VH-0106				11.10	32.4	72.4	104.7	157.8	129.3	Valid	-
VH-0107				10.28	29.7	88.8	118.5	167.8	137.2	Valid	-
VH-0108				10.50	30.8	97.3	128.1	174.5	142.5	Valid	-
VH-0102				10.63	31.4	98.5	129.9	175.7	143.5	Valid	-
VH-0101				10.57	31.2	110.6	141.7	183.5	149.7	Valid	-
VH-0203				11.04	33.9	108.9	142.7	184.2	150.2	Valid	-
VH-0202				11.07	33.9	110.8	144.7	185.5	151.2	Valid	-
VH-0109				10.67	33.7	129.8	163.5	197.1	160.5	Valid	-
VH-0201				11.72	38.8	269.7	308.5	270.8	<u>218.9</u>	Invalid	161.9
VH-0208				-100	10.41	29.1	18.7	47.8	106.9	89.0	Valid
VH-0209			10.79		31.5	27.2	58.7	118.5	98.1	Valid	-
VH-0205			10.99		33.2	36.5	69.7	129.0	106.5	Valid	-
VH-0301			10.91		32.5	40.6	73.1	132.2	109.0	Valid	-
VH-0302			10.60		31.3	46.1	77.4	136.0	112.0	Valid	-
VH-0206			11.82		37.3	80.8	118.1	168.0	137.4	Valid	-
VH-0204			11.41		37.5	135.7	173.2	203.5	165.5	Valid	-
VH-0207			12.32		43.7	287.5	331.1	281.4	<u>227.3</u>	Invalid	166.3
VH-0308			-120		8.73	20.5	4.4	24.9	77.3	65.5	Valid
VH-0307				9.39	23.9	6.5	30.4	85.5	71.9	Valid	-
VH-0306				10.05	26.9	10.6	37.4	94.8	79.4	Valid	-
VH-0305				9.81	27.1	10.5	37.6	95.0	79.5	Valid	-
VH-0309				10.37	29.4	14.2	43.6	102.4	85.3	Valid	-
VH-0304				10.91	32.2	18.4	50.6	110.3	91.6	Valid	-
VH-0303				11.06	34.3	30.9	65.2	125.2	103.5	Valid	-
VH-0401				11.80	38.2	60.3	98.4	153.9	126.2	Valid	-
VH-0409			-140	8.58	19.9	2.5	22.3	73.5	62.4	Valid	-
VH-0406				8.92	21.1	2.8	23.9	76.1	64.5	Valid	-
VH-0404				8.97	21.2	3.1	24.2	76.6	64.9	Valid	-
VH-0403				9.05	22.0	3.3	25.3	78.2	66.1	Valid	-
VH-0407	9.19	22.5		3.7	26.2	79.6	67.2	Valid	-		
VH-0408	11.43	33.9		12.8	46.7	106.2	88.4	Valid	-		
VH-0405	11.39	34.6		14.5	49.1	108.9	90.5	Valid	-		

Table 3-2 Results of Equivalent Fracture Toughness of 0.4T SE(B)

TP No.	Material	TP Size	Test Temp. [C]	P at fract. [kN]	J _e [kJ/m]	J _p [kJ/m]	J _C [kJ/m]	K _{JC} [MPa√m]	K _{JC(1Teq)} [MPa√m]	Validity	K _{JC(limit)} (1Teq) [MPa√m]
VS-0707	SQV2A (Heat2)	0.4SEB	-80	8.41	22.6	38.6	61.2	120.6	99.7	Valid	-
VS-0710				8.89	26.5	59.3	85.7	142.7	117.3	Valid	-
VS-0702				8.69	24.5	65.5	90.0	146.3	120.1	Valid	-
VS-0703				9.06	27.0	94.6	121.6	170.0	138.9	Valid	-
VS-0711				9.16	27.9	116.5	144.4	185.3	151.0	Valid	-
VS-0706				8.95	27.2	118.6	145.7	186.1	151.7	Valid	-
VS-0709				9.10	27.5	119.2	146.6	186.7	152.1	Valid	-
VS-0708				9.26	28.1	132.9	161.0	195.6	159.2	Valid	-
VS-0713				9.10	27.7	137.6	165.3	198.2	161.3	Valid	-
VS-0701				10.20	34.9	323.5	358.4	291.9	<u>175.2</u>	Invalid	162.8
VS-0704				9.70	31.3	164.6	195.9	215.8	<u>184.7</u>	Invalid	163.0
VS-0705				8.69	24.9	193.3	218.2	227.7	<u>235.5</u>	Invalid	162.6
VS-0712			8.53	24.8	23.2	48.0	107.1	89.1	Valid	-	
VS-0714			8.58	25.2	23.6	48.8	108.0	89.8	Valid	-	
VS-0716			8.91	26.2	23.2	49.4	108.7	90.3	Valid	-	
VS-0717			8.87	26.4	33.4	59.7	119.5	98.9	Valid	-	
VS-0715			9.38	29.0	54.0	83.0	140.8	115.8	Valid	-	
VS-0720			9.51	29.6	89.0	118.6	168.4	137.6	Valid	-	
VS-0719			9.72	31.1	128.7	159.8	195.4	159.1	Valid	-	
VS-0718			9.77	31.9	157.9	189.8	213.0	<u>173.0</u>	Invalid	167.5	
VS-0723			6.37	13.1	1.0	14.1	58.2	50.2	Valid	-	
VS-0727			7.99	21.5	5.6	27.1	80.7	68.1	Valid	-	
VS-0722			9.70	30.5	22.3	52.8	112.7	93.5	Valid	-	
VS-0721			9.76	31.6	28.3	60.0	120.1	99.3	Valid	-	
VS-0725			9.58	31.3	37.3	68.6	128.4	105.9	Valid	-	
VS-0724			9.72	31.8	43.7	75.5	134.7	110.9	Valid	-	
VS-0728			10.21	34.4	45.3	79.7	138.4	113.9	Valid	-	
VS-0726			10.18	33.8	73.8	107.5	160.8	131.6	Valid	-	
VS-0736			6.10	12.3	0.7	13.0	56.0	48.5	Valid	-	
VS-0734			7.15	16.7	1.6	18.2	66.4	56.8	Valid	-	
VS-0732	7.87	20.1	3.0	23.1	74.7	63.4	Valid	-			
VS-0735	7.91	20.9	4.1	25.0	77.7	65.8	Valid	-			
VS-0729	8.56	24.2	6.0	30.2	85.4	71.8	Valid	-			
VS-0733	8.96	26.2	6.5	32.7	89.0	74.7	Valid	-			
VS-0731	9.23	28.2	10.4	38.6	96.6	80.7	Valid	-			
VS-0730	10.35	34.8	25.3	60.0	120.5	99.7	Valid	-			



(a) 0.4T C(T)



(b) 0.4T SE(B)

Figure 3-1 Relation between Equivalent Fracture Toughness, $K_{Jc}(1T_{eq})$ and Test Temperature, T

3.2 参照温度

上述の通り得られた破壊靱性データをもとに、2章に記した手順に沿って参照温度 T_0 を評価したものを表 3-3 に示す。Invalid な破壊靱性データにおいては、 K_{Jc} を規格に従い $K_{Jc(\text{limit})}$ に置き換えて T_0 を算出した。単一温度法においては、 T_0 に対する試験温度 T あるいは $K_{Jc(\text{med})}$ の範囲に応じて必要な試験数が定められており、これにより T_0 の有効性が判定される。複数温度法においては、 T の T_0 からの偏差に応じて重み付けをした試験数の総和によって T_0 の有効性が再帰的に判定される。本試験では、すべて Valid な T_0 が計算された。

Table 3-3 Results of Reference Temperature, T_0 ,

Material	TP size	Temperature [°C]	Evaluation Method	No. of Total Data	No. of Valid Data	Reference Temperature T_0 , °C
SQV2A (Heat 2)	0.4CT	-80	Single-Temp.	12	11	-100.9
		-100		8	7	-117.4
		-120		8	8	-110.7
		-140		7	7	-111.6
		-80 to -140	Multi-Temp.	35	33	-109.9
	0.4 SEB	-80	Single-Temp.	12	9	-106.9
		-100		8	7	-116.1
		-120		8	8	-118.6
		-140		8	8	-112.3
		-80 to -140	Multi-Temp.	36	32	-113.5

T_0 の試験片形状および試験温度の依存性を図3-4に示す。図中の"sgl."および"mlt."はそれぞれ単一温度法、複数温度法を示し、単一温度法については試験温度を併記した。比較のため、過去に実施した4T C(T)試験片、2T C(T)試験片、および1T C(T)試験片を用いた破壊靱性試験[16]から得られた各条件下での T_0 、およびこれらデータを一括して評価した T_0 を併せてプロットした。

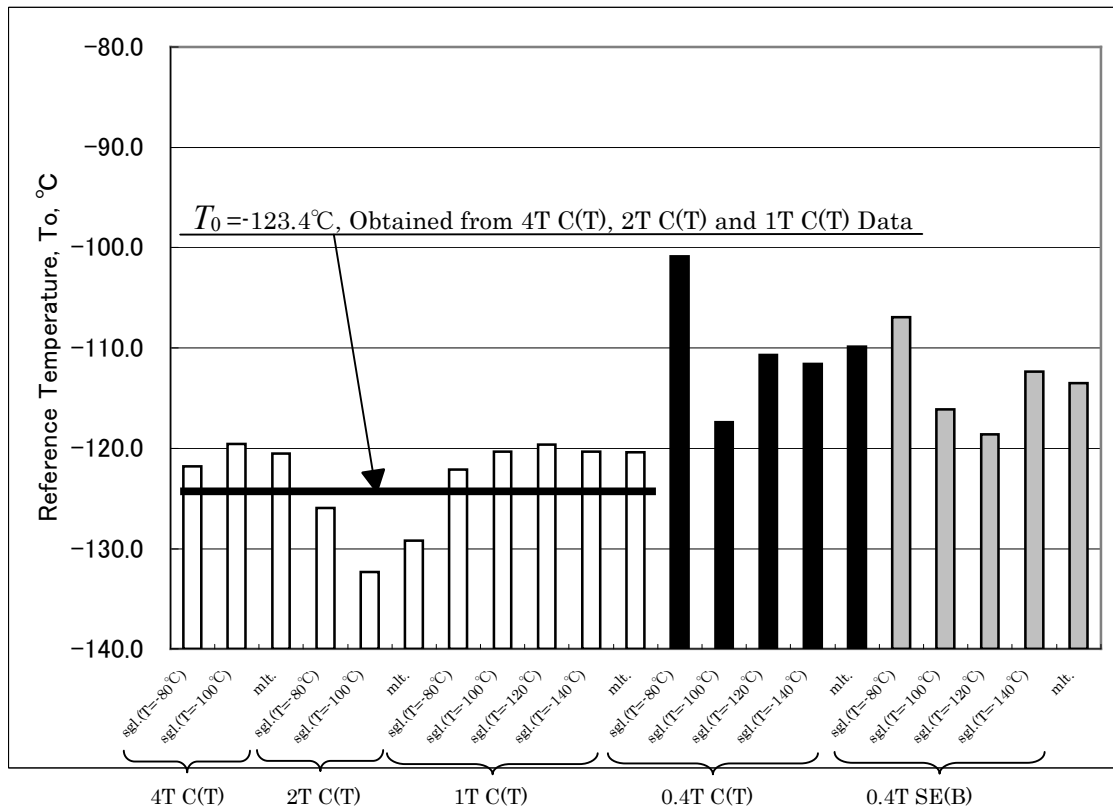


Figure 3-2 Evaluation Results of Reference Temperature, T_0

同一試験片内において複数温度法により得られた T_0 を基準に考えると、同一温度下で単一温度法により得られた T_0 の違いはさほど大きくない。標準試験片以上の寸法の試験片を用いた試験での T_0 の最大差が 3.2°C であるのに対し、小型試験片での T_0 の最大差は0.4T SE(B)試験片の -80°C 下での 9.0°C であった。この値は相対的には大きいようにも思えるが、ASTM規格[9]に定める温度に関する規定(温度計測の精度が 3°C 以内、再現性が 2°C 以内)と比べ顕著に大きいとは言えず、試験温度の依存性は小さい。ただし、同一試験片において試験温度が相対的に高いときには高めの T_0 を与える傾向がある。このような条件下では K_{Jc} がその上限を超えるケースが多くなり、これらを $K_{Jc(\text{limit})}$ に置き換えることにより破壊靱性の実際値が過小評価されるため、 T_0 が高めに評価されることになる。

C(T)試験片について、試験温度の依存性を包絡すると考えられる複数温度法の結果をもとに試験片寸法の影響に着目してみる。標準試験片以上の寸法の試験片を用いた試験での T_0 は図中に太線で示したとおりで -123.4°C であるのに対し、0.4T C(T)試験片から得られた T_0 は -109.9°C であり、その差は 13.5°C であった。試験片寸法の依存性が強く現れているが、これは(標準試験片以上の寸法の試験片を用いた試験での) T_0 に比べ、試験温度が相対的に高い条件での試験結果がより多く含まれ、結果的に K_{Jc} が $K_{Jc(\text{limit})}$ により頭打ちされる割合が高くなり、 T_0 の値が高く評価されやすいことが理由と考えられる。

試験片厚さが同一の0.4T C(T)試験片、0.4T SE(B)試験片による T_0 を比較してみると、後者が前者に比べ 3.6°C 低い T_0 を示している。過去の研究事例[16,17,23]においてもSE(B)試験片がC(T)試験片に比べ低めの T_0 を与えることが報告されており、本試験の結果は定性的に同一の傾向を示している。その原因はき裂先端における拘束の強さの違いと考えられている。

ASTM 規格[9]に定める T_0 の評価法は、同一温度条件下における破壊靱性の分布がワイブル指数を4とするワイブル分布に従うことを前提としている。この前提条件の妥当性を確認するため、各データセットをワイブルプロットした結果を図3-5に示す。累積破損確率には次式で与えられるメディアンランク p を用いた。

$$p = (i-0.3)/(r+0.4) \quad (3-2)$$

i はランク、 r はValidな試験片の個数である。図3-5によれば、試験片形状、試験温度の違いによらず、ワイブルプロットされたデータは傾きがほぼ4に近い直線となり、一義的には破壊靱性の分布がワイブル指数を4とするワイブル分布に従う様子がうかがえる。もちろん個々のケースにおいては傾き4が最良近似を与えるとは限らないが、そもそもこの数値は材料や試験片形状、寸法の違いに因らないユニバーサルなものとして設定することを旨としており[18]、本試験における評価対象についても無理のない想定である。

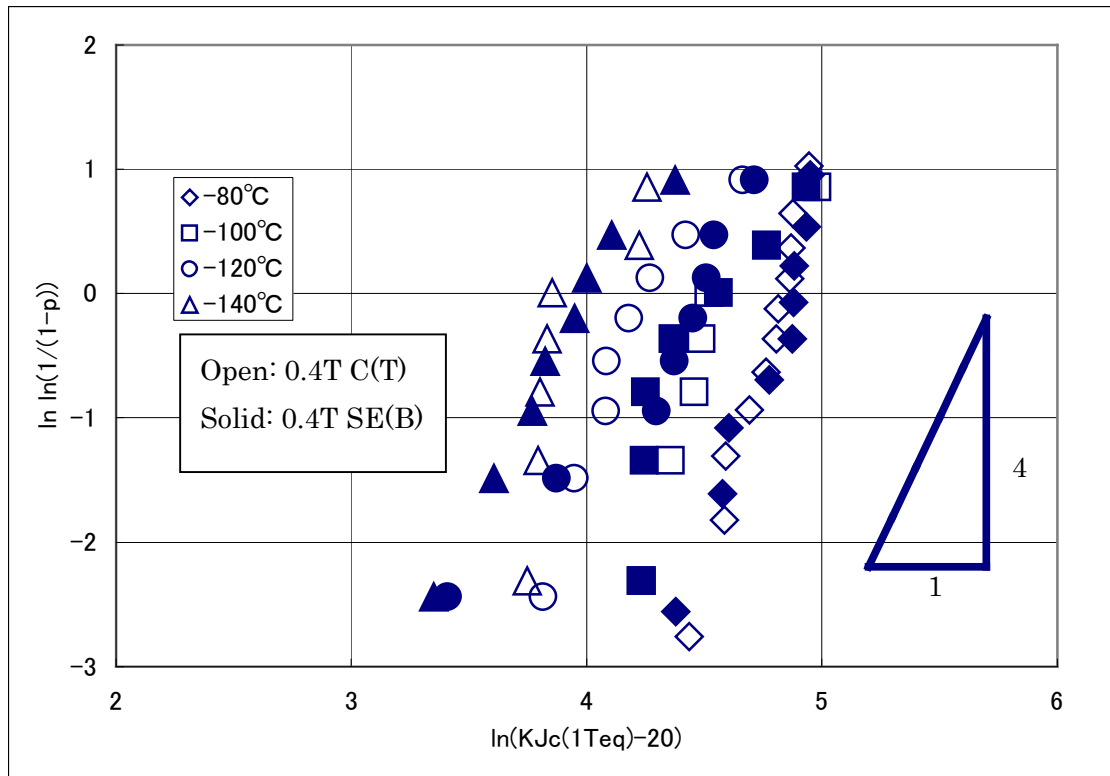


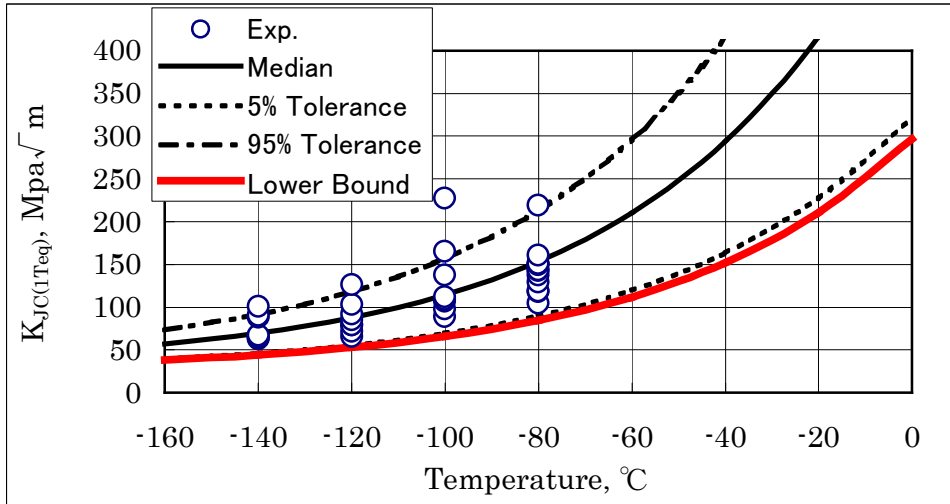
Figure 3-3 Weibull Plots of Test Data

3.3 マスターカーブ

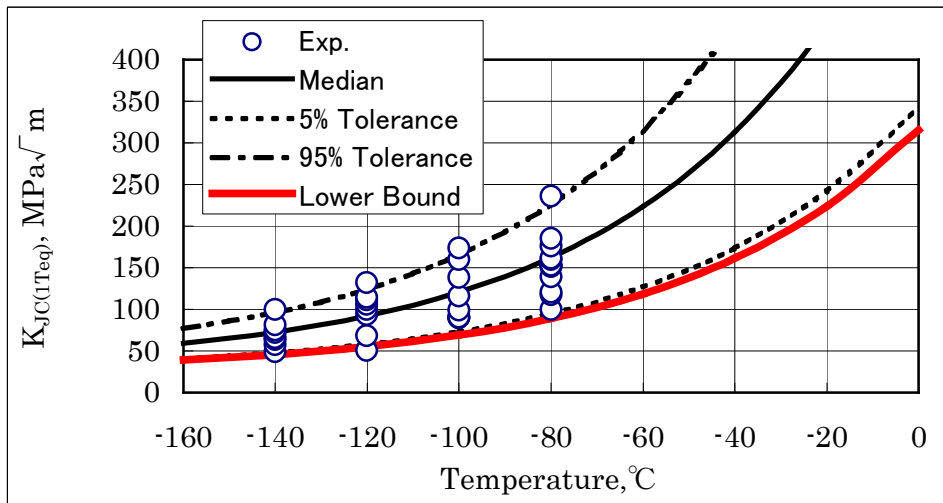
前節で得られた T_0 をもとに決定されるマスターカーブ、その 5%信頼限界、95%信頼限界、および下限界曲線を試験結果と併せて試験片形状ごとに図 3-6(a)~(b)に示す。各ケースの T_0 には表 3-3 に示した複数温度法による値を採用した。マスターカーブとその 5%信頼限界、95%信頼限界はそれぞれ式(2-15)、(2-17)、および(2-18)により与えられ、また下限界曲線は 5%信頼限界を式(2-19)により計算される調整量 ΔT_0 だけ高温側にシフトしたものである。 ΔT_0 は T_0 の決定に用いた Valid なデータの個数などによって決まり、その値は 0.4T C(T)では $\Delta T_0 = 4.5^\circ\text{C}$ 、0.4T SE(B)では $\Delta T_0 = 4.6^\circ\text{C}$ となった。

すべてのデータ点はマスターカーブを中心に分布しており、一部のデータ点を除き 5%信頼限界曲線と 95%信頼限界曲線の間に入っている。また、ほぼすべてのデータは下限界曲線の上側に位置しており、同曲線によって $K_{Jc(1Teq)}$ を保守的に評価できている。

以上より、SQV2A (Heat 2)鋼の 0.4T C(T)試験片および 0.4T SE(B)試験片によるマスターカーブ法による破壊靱性評価が適用可能であることが確認された。



(a) 0.4T C(T)



(b) 0.4T SE(B)

Figure 3-4 Comparison of Master Curve and Test Data

第4章 マスターカーブ法の信頼性検討

本章では、過去の試験データを利用して破壊靱性と参照温度の統計的特性を明らかにするとともに、信頼下限曲線の新たな評価方法を提案し、マスターカーブの評価結果と比較し評価を行う。

4.1 破壊靱性データベース

今回の信頼性の検討で利用した破壊靱性データベースを紹介する。これまでに三浦・藤本らによって国産原子炉圧力容器鋼材に対し、多くの破壊靱性試験が行われてきた。表 4-1 で各材料、試験片寸法、試験片形状、試験温度ごとに有効データ数を示す。本研究の信頼性の検討を行うにあたって、これらの有効な破壊靱性データを活用した[15-17]。なお二重枠内は、今回澤井が試験を行い得られたデータ数である。

Table 4-1 Database of Fracture Toughness

TP Size Material	Temperature	4T C(T)	2T C(T)	1T C(T)	0.4T C(T)	0.4T SE(B)
SFVQ1A	-60	-	-	6	-	-
	-80	6	6	6	10	5
	-100	6	6	12	8	8
	-120	-	-	8	8	8
	-140	-	-	-	8	8
SQV2A (Heat 1)	-60	6	6	6	9	6
	-80	6	6	6	8	8
	-100	-	-	-	7	8
	-120	-	-	-	8	8
SQV2A (Heat 2)	-80	6	6	5	11	9
	-100	6	6	6	7	7
	-120	-	-	6	8	8
	-140	-	-	6	7	8

4.2 破壊靱性の統計的特性

破壊靱性 K_{Jc} の母集団は、ワイブル分布のモデルに従うとすることが適当であるとされている。破壊靱性の確率密度関数 $f(K_{Jc})$ および累積破損確率 p_f は次式で与えられる。

$$f(K_{Jc}) = \frac{m}{K_0 - K_{\min}} \left(\frac{K_{Jc} - K_{\min}}{K_0 - K_{\min}} \right)^{m-1} \times \exp \left[- \left(\frac{K_{Jc} - K_{\min}}{K_0 - K_{\min}} \right)^m \right] \quad (4-1)$$

$$p_f = 1 - \exp \left[- \left(\frac{K_{Jc} - K_{\min}}{K_0 - K_{\min}} \right)^m \right] \quad (4-2)$$

m 、 K_0 はそれぞれ 2 母数ワイブル分布における、指数パラメータ、尺度パラメータに相当する。また、 K_{\min} はワイブル分布における最小値をシフトさせるオフセット量で破壊靱性がとりうる値の下限であり、本研究においては、 $m = 4$ 、 $K_{\min} = 20 \text{Mpa} \sqrt{m}$ と設定しているが、この値は膨大な破壊靱性データにより [18] 得られる妥当な値であり、また指数パラメータを 4 とするワイブル分布が破壊靱性データに適合することが妥当であることも報告されている。[15]

上記の p_f に従う分布を考えたとき、得られる母平均 $\mu_{K_{Jc}}$ ($K_{Jc} - K_{\min}$ の平均) および、母分散 $\sigma^2_{K_{Jc}}$ は次式のように与えられる。 $\Gamma(x)$ はガンマ関数である。

$$\begin{aligned} \mu_{K_{Jc}} &= (K_0 - K_{\min}) \Gamma \left(1 + \frac{1}{m} \right) \\ &= 0.906 (K_0 - 20) \end{aligned} \quad (4-3)$$

$$\begin{aligned} \sigma^2_{K_{Jc}} &= (K_0 - K_{\min})^2 \left[\Gamma \left(1 + \frac{2}{m} \right) - \Gamma^2 \left(1 + \frac{1}{m} \right) \right] \\ &= 0.0647 (K_0 - 20)^2 \end{aligned} \quad (4-4)$$

また、(2-12)式より $K_{Jc(\text{med})}$ と $\sigma_{K_{Jc}}$ の関係は、次式のように与えられる

$$\sigma_{K_{Jc}} = 0.279 (K_{Jc(\text{med})} - K_{\min}) \quad (4-5)$$

m および K_{\min} の値を固定し得られる確率密度関数(probability density function, PDF) および累積破損確率(cumulative probability for fracture, CPF)は図 4-1 および図 4-2 のよ

うになる。ここで細線は同一の母平均、母分散を持つ正規分布の PDF および CDF を示すグラフであり、ワイブル分布のグラフとよく重なっているのが分かる。これは指数パラメータ $m = 4$ のワイブル分布が正規分布に近似可能であることを示す。妥当性の検証として、 $\mu_{KJc} - \sigma_{KJc}$ 、 μ_{KJc} 、 $\mu_{KJc} + \sigma_{KJc}$ の累積分布関数の比較を行い、結果として表 4-2 に示す。ワイブル分布と正規分布の累積破損確率はほとんど等しく、指数パラメータ $m = 4$ ワイブル分布正規分布に近似できることを裏付けている。以上より破壊靱性分布を正規分布と近似して考えることは、ワイブル分布の特性が失われるものの、信頼性の大きな推定に組み込むことが可能である。

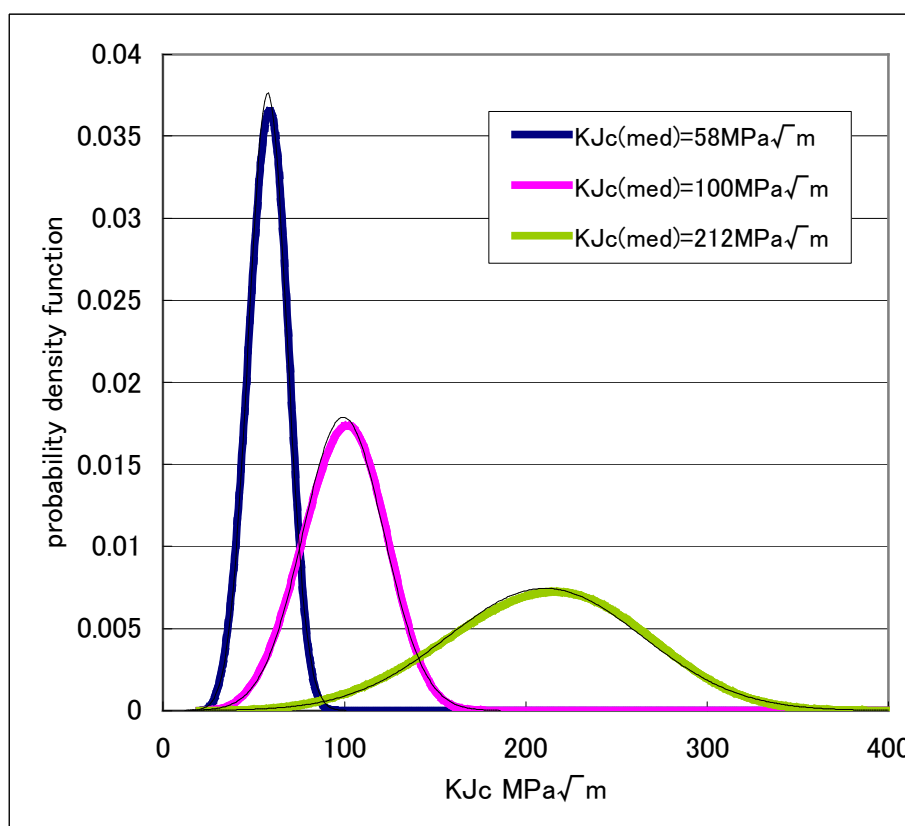


Figure 4-1 PDF of Weibull Distribution and Normal Distribution

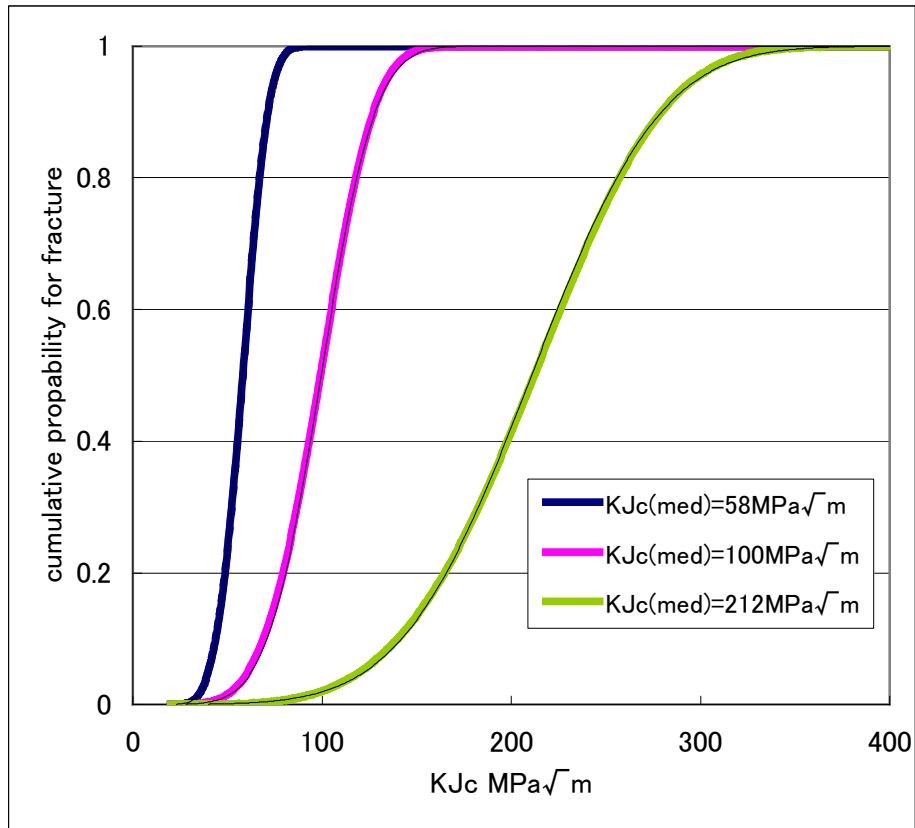


Figure 4-2 CPF of Weibull Distribution and Normal Distribution

Table 4-2 Comparison of CPF between Weibull Distribution and Normal Distribution

CPF	Weibull	ND
$\mu - \sigma$	16.5%	15.9%
μ	49.0%	50.0%
$\mu + \sigma$	83.6%	84.1%

次に破壊靱性中間値 $K_{Jc(\text{med})}$ の分布について考える。 K_{Jc} の母集団からサンプルを抽出して得られる $K_{Jc(\text{med})}$ の推定値は、統計量としての $\hat{K}_{Jc(\text{med})}$ の分布は理論的には明らかとされていない。しかし前述のとおり K_{Jc} の母平均と $K_{Jc(\text{med})}$ がよく一致することから、 $\hat{K}_{Jc(\text{med})}$ を標本平均 \bar{K}_{Jc} として考える。すると $\hat{K}_{Jc(\text{med})}$ は母集団の分布特性に関わらず、中心極限定理より正規分布に近似できると考えられる。さらに前述のとおり、指数パラメータ $m = 4$ であるワイブル分布は正規分布と近似して考えられることから、抽出されるサンプル数が適度にあれば、 $\hat{K}_{Jc(\text{med})}$ はやはり正規分布に近似するものとして考えられる。以上の想定に基づいた場合、サンプル数 N に対して、 $\hat{K}_{Jc(\text{med})} - K_{\min}$ の分布は、平均 μ_{KJc} 、標準偏差 σ_{KJc} / \sqrt{N} の正規分布に従うと考えられる。ここで、 μ_{KJc} および σ_{KJc} は式(4-3)および式(4-4)で与えられる。

4.3 破壊靱性の下側信頼限界

累積破損確率 p_f が式で与えられ、 p_f をもとに破壊靱性 K_{Jc} の下側信頼限界を $K_{Jc(pf)}$ とするとき、式(4-2)より次式が与えられる。

$$K_{Jc(pf)} - K_{\min} = [-\ln(1 - p_f)]^{\frac{1}{4}} (K_o - K_{\min}) \quad (4-6)$$

現行の ASTM 規格[9] に則った下側信頼限界の設定において、サンプルサイズの考慮の問題がある。必要データ数の検討事例として、Sluys and Miglin[23]は同一温度条件下で得られた 50 点の K_{Jc} データから N 個のサンプルをランダムに抽出することを 100 回繰り返して得られる $K_{Jc(\text{med})}$ の平均値と標準偏差をモンテカルロ法により計算している。 N をパラメータとしたときの $K_{Jc(\text{med})}$ の平均値と標準偏差の推定値の推移を図 4-3 で示した。 $K_{Jc(\text{med})}$ の平均値の推定値は N に依存していないのに対し、標準偏差の推定値は N の増加とともに低下している。その低下傾向はサンプル数が 6 の時点を境に鈍化しており、これ以上のサンプルを抽出しても信頼性向上に対する効果が小さいという観点から、基準とするサンプル数を 6 と設定することが妥当であるとされている[24]。

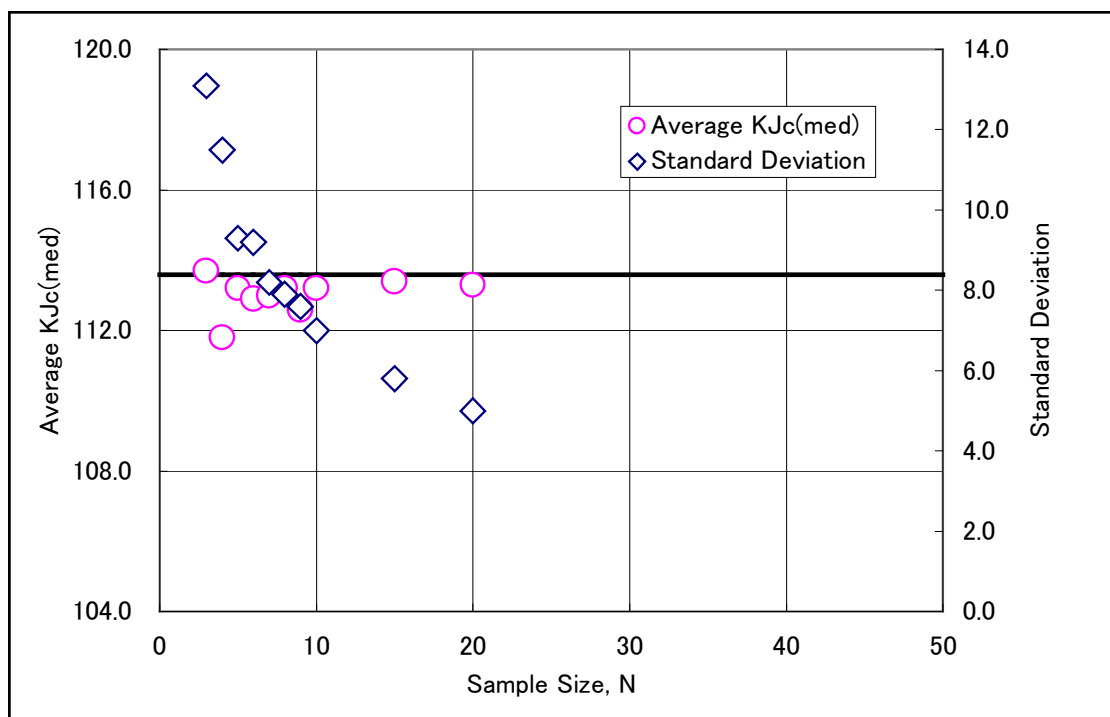


Figure 4-3 Effect of Sample Size, N , and Average and SD of $K_{Jc(\text{med})}$

破壊靱性試験よりマスターカーブ法の評価を通して破壊靱性中間値 $K_{Jc(med)}$ を算出することは、破壊靱性の母集団からある大きさのサンプルを抽出し、中間値 $K_{Jc(med)}$ を推定するということになる。推定される $K_{Jc(med)}$ は不確かさが伴うので、推定条件に応じた不確かさを補正する必要がある。 $K_{Jc(med)}$ の不確かさはそれを決定したデータ数の大きさに依存することから、両者の関連を正しく把握した上で、下側信頼限界を決定することが妥当である。

しかし現行の ASTM 規格[9] においては、下側信頼限界の設定においてデータ数の考慮がなされておらず、サンプル数が無限のときに限って正しい方法である。そのため、有限サンプルから母集団を推定する場合には、推定値の不確かさを考慮したうえで下側信頼限界を設定しなければならない。この点を解決するために、信頼水準 $1-\gamma$ を考慮した強度の片側許容限界の設定の考え[25]を利用する。以下サンプルサイズおよび信頼水準 $1-\gamma$ を考慮した下側信頼限界の設定方法について述べる。

破壊靱性 K_{Jc} の母集団がワイブル分布に従うと仮定し、指数パラメータ $m=4$ 、 $K_{min}=20\text{Mpa}\sqrt{m}$ は既知であるものとし、尺度パラメータ K_0 の推定値 \hat{K}_0 を破壊靱性試験の結果から式(2-12)より算出する。そして $K_{Jc} - K_{min}$ の累積破損確率 p_f における下側信頼限界 $K_{Jc(p_f)} - K_{min}$ の設定方法として、式(4-6)に倣って次式を提案する。

$$K_{Jc(p_f)} - K_{min} = k(\hat{K}_0 - K_{min}) \quad (4-7)$$

k が決定すべき係数である。また、真の信頼下限である $K_{Jc(p_f)} - K_{min}$ は、式(4-6)で示している。すると、信頼水準 $1-\gamma$ のもとで k が満たすべき条件は、

$$\Pr\left[k(\hat{K}_0 - K_{min}) > (K_0 - K_{min})\left\{-\ln(1-p_f)\right\}^{\frac{1}{m}}\right] = \gamma \quad (4-8)$$

ここで式(4-8)の意味について説明する。 $K_{Jc} - K_{min}$ の分布が図 4-4 の上側のグラフになり、下側確率を p_f と設定したとき、式(4-6)に倣って $(\hat{K}_0 - K_{min})\left\{-\ln(1-p_f)\right\}^{\frac{1}{m}}$ を下限界として設定すると、 $(\hat{K}_0 - K_{min})\left\{-\ln(1-p_f)\right\}^{\frac{1}{m}}$ は下側の破線のグラフのような分布をもち、赤の斜線部で示すとおり、 $(K_0 - K_{min})\left\{-\ln(1-p_f)\right\}^{\frac{1}{m}}$ を上回る確率が大きくなってしまう。そのため $k(\hat{K}_0 - K_{min})$ という式をおき、 $k(\hat{K}_0 - K_{min})$ が $(K_0 - K_{min})\left\{-\ln(1-p_f)\right\}^{\frac{1}{m}}$ の値を上回る確率が γ となるような k を設定すれば、破損確率を低く抑えることができる。

式(4-8)を次のように書き換える。

$$\Pr \left[2N \left\{ \frac{(\widehat{K}_0 - K_{\min})}{(K_0 - K_{\min})} \right\}^m > \frac{-2N \ln(1 - p_f)}{k^m} \right] = \gamma \quad (4-9)$$

N はサンプルサイズである。ここで式(4-9)左辺の項にある $2N \left[\frac{(\widehat{K}_0 - K_{\min})}{(K_0 - K_{\min})} \right]^m$ は、自由度 $2N$ の χ^2 分布に従うこと[25]から、この分布の上側確率 γ に対するパーセント点を $\chi_\gamma^2(2N)$ とすると

$$k^m \chi_\gamma^2(2N) = -2N \ln(1 - p_f) \quad (4-10)$$

より

$$k = \left\{ \frac{-2N \ln(1 - p_f)}{\chi_\gamma^2(2N)} \right\}^{\frac{1}{m}} \quad (4-11)$$

サンプルサイズ N 、累積破損確率 p_f 、信頼水準 $1 - \gamma$ のもとで、この式(4-11)により破壊靱性の下側信頼限界 $K_{Jc(p_f)} - K_{\min}$ を決める k を設定することができる。

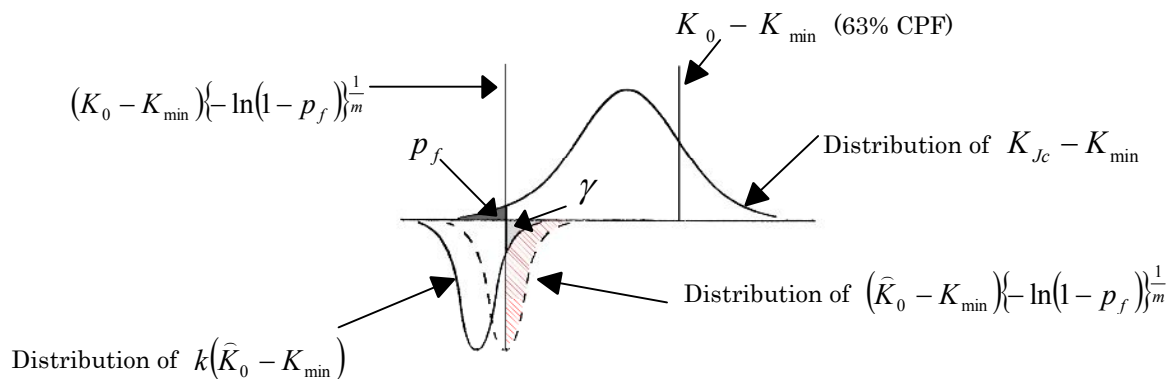


Figure 4-4 Model of Schematic of k Providing Lower Limit $K_{Jc(p_f)} - K_{\min}$

p_f を 0.01、0.05 または 0.1、および $1 - \gamma$ を 0.01 または 0.05 に設定した場合の、 N に対する k の推移を図 4-5 に示す。比較のために ASTM 規格[9]の定めるマスターカーブ

の5%信頼限界曲線において、 k に相当するパラメータを $p_f = 0.05$ 、 N を無限大として考え、式より算出し破線で表示した($k = 0.476$)。 N が大きくなるにつれて k も大きくなる事が分かる。これは推定値 $\hat{K}_0 - K_{\min}$ の確からしさが N の増加とともに増大するためである。

また、ASTM規格から決まる下側信頼限界は、サンプルサイズを考慮した考え方と比較すると k が大きい。大ききの基準として、米国の軍用機およびミサイル用軽合金の許容応力に関して、A許容値(A Level)とB許容値(B Level)がある[26]。A許容値は $1 - p_f = 0.99$ 、 $1 - \gamma = 0.95$ に対する許容応力、B許容値は $1 - p_f = 0.90$ 、 $1 - \gamma = 0.95$ に対する許容応力である。前者は冗長性のない構造部分、後者はそれ以外の構造部分に対して適用される。図4-5より、現行のマスターカーブ法で得られる5%信頼限界に相当する k が、特に実用試験の場合を想定した $N \leq 10$ においてB許容値のレベルに近いことが分かる。しかし破壊靱性評価の対象としている原子炉圧力容器は安全性の確保が最大限必要となるため、B許容値よりも高いレベルの保守性が必要であると考えべきである。つまりASTM規格[9]のマスターカーブ法によって設定される下側信頼限界が非保守的であることが確認できる。

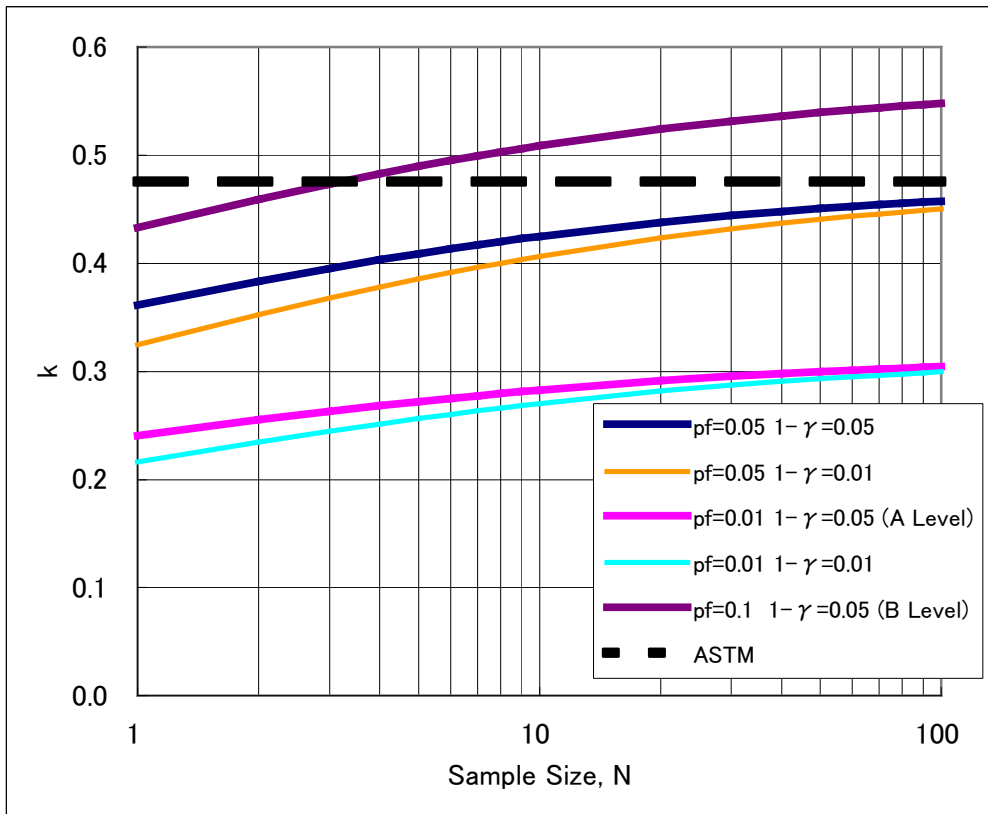


Figure 4-5 Effect of Sample Size, N , on Parameter, k

以上より定めた k をもとに、マスターカーブ法で得られる下側信頼限界を式を模倣して次のように定めることを提案する。

$$K_{Jc(p_f)} = 20 + k[11 + 77 \exp\{0.019(T - T_0)\}] \quad (4-12)$$

k は式(4-11)で得られる。 $p_f = 0.05$ として式(4-12)より得られる下側信頼限界と、式(2-16)から得られる現行の ASTM 規格より得られる 5%下側信頼限界とを比較した結果を図 4-6 に示す。 $1 - \gamma = 0.95$ 、 $N = 3$ or 6 とした。 サンプル数 3 に対する $k = 0.395$ 、 サンプル数 6 に対する $k = 0.414$ に比べ、今回定めた曲線はいずれも ASTM で定めたもの ($k = 0.476$ 相当) よりもそれぞれ 83%、 87%だけ低い値となっており、安全側を包絡している。 このような考え方に基づいて評価すれば、サンプルサイズが 6 以下であっても下側信頼曲線の評価することは可能である。

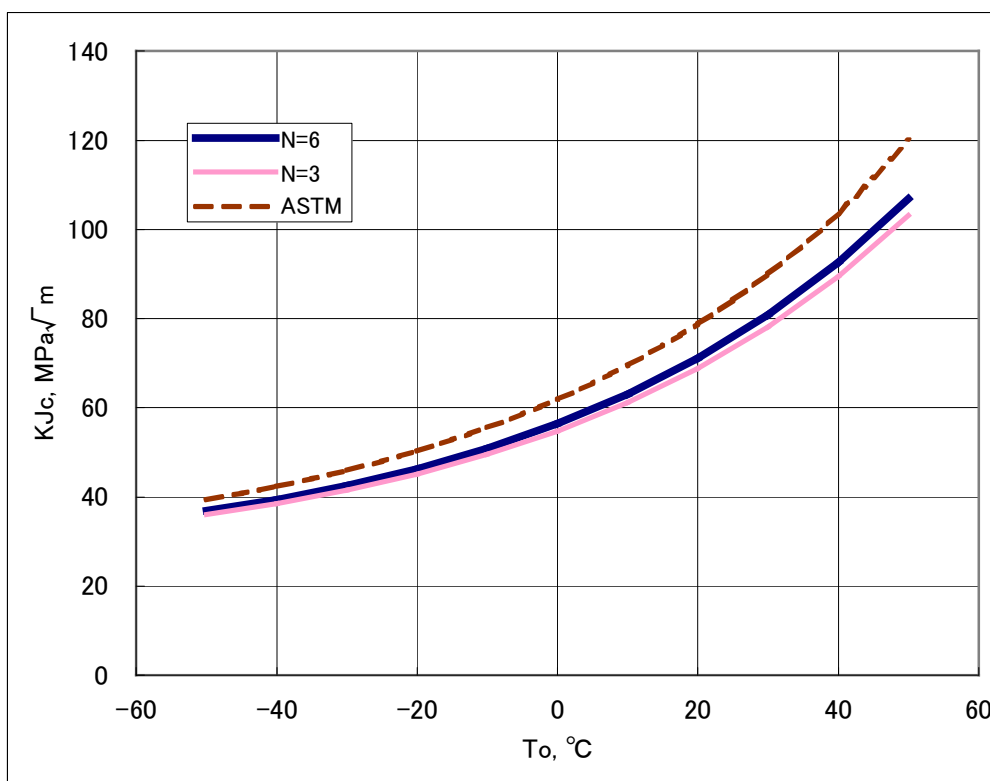


Figure 4-6 Comparison of 5% Confidence Limit in Consideration of Sample Size and Confidence level

4.4 参照温度の信頼性の理論的検討

現行のASTM規格[9]においては、5%の累積破損確率に相当する下側信頼限界(式(2-17))に対し、 T_0 の不確定性を保守的に包絡するため、これを式(2-19)で与えられる調整量 ΔT_0 分だけ高温側にシフトしてマージンを確保している。 ΔT_0 の計算にあたっては T_0 の標本分布が正規分布にしたがうことを想定しており、そのときの許容し得る両側信頼限界を85%としているが、その根拠は明らかでない。

まず参照温度 T_0 の推定について述べる。 $K_{Jc(med)}$ と T_0 は式のように与えられているが、関係は非線形であり、そのため T_0 の推定値 \hat{T}_0 もある決まった分布として表現することはできない。しかし、まず4.2節で $K_{Jc(med)}$ が正規分布に仮定できること、また $K_{Jc(med)}$ のごく狭い範囲内においてマスターカーブは直線に近似できることから、推定値 \hat{T}_0 を

$\hat{K}_{Jc(med)}$ の一次関数として与えることができ、線形的に \hat{T}_0 も正規分布に従うものとして考えられる。平均 μ_{T_0} は、式(0)に $\hat{K}_{Jc(med)} = \mu_{KJc} + K_{min}$ を代入して、

$$\begin{aligned}\mu_{T_0} &= T - \left(\frac{1}{0.019} \right) \ln \left(\frac{\mu_{KJc} + K_{min} - 30}{70} \right) \\ &= T - \left(\frac{1}{0.019} \right) \ln \left(\frac{\mu_{KJc} - 10}{70} \right)\end{aligned}\tag{4-13}$$

標準偏差 σ_{T_0} は、 $\hat{K}_{Jc(med)}$ の標準偏差より誤差の伝播法則を加味して

$$\begin{aligned}\sigma_{T_0} &= \left| \frac{\partial T_0}{\partial K_{Jc(med)}} \right| \frac{\sigma_{K_{Jc}}}{\sqrt{N}} \\ &= \frac{1}{0.019(\mu_{KJc} - 10)} \frac{\sigma_{KJc}}{\sqrt{N}}\end{aligned}\tag{4-14}$$

となる。なお、誤差の伝播法則およびそれに関する定式については付章6.1節で述べる。ここで式より μ_{KJc} および σ_{KJc} は $K_{Jc(med)}$ のみの関数で一意に表せ、次式のように書き換えられる。

$$\mu_{T_0} = T - \left(\frac{1}{0.019} \right) \ln \left(\frac{K_{Jc(med)} - 30}{70} \right)\tag{4-15}$$

$$\sigma_{T_0} = \left(\frac{K_{Jc(med)} - 20}{K_{Jc(med)} - 30} \right) \frac{14.6}{\sqrt{N}} \quad (4-16)$$

式(4-15)は式(2-13)と右辺が同じ内容であり、参照温度を求めるということは、標本平均 μ_{T_0} の推定値を求めることと同値ということになる。また式(4-16)で得られた σ_{T_0} と

$K_{Jc(med)}$ の関連を、 N を変数として図 4-7 で示す。まず $K_{Jc(med)}$ が大きくなるに従って、 σ_{T_0} の値が小さくなる、つまり T_0 のばらつきが低減することが分かる。また N が大きくなるにつれて、 T_0 のばらつきが低減することが分かる。

なお参考のために ASTM 規格[9]で定められている T_0 の標準偏差 σ_{T_0} は

$$\sigma_{T_0} = \beta / \sqrt{N}$$

$$\beta = \begin{cases} 18.0^\circ\text{C} & 83 \leq K_{Jc(med)} \\ 18.8^\circ\text{C} & 65 \leq K_{Jc(med)} < 83 \\ 20.1^\circ\text{C} & 58 \leq K_{Jc(med)} < 65 \end{cases} \quad (4-17)$$

のように評価される[27]。 $N = 6$ の場合における σ_{T_0} について、図 4-7 にオーバープロットして示した。同サンプルサイズと比較すると、式(4-17)で与えられる σ_{T_0} が保守性を考慮して高めに設定されることがうかがえる。

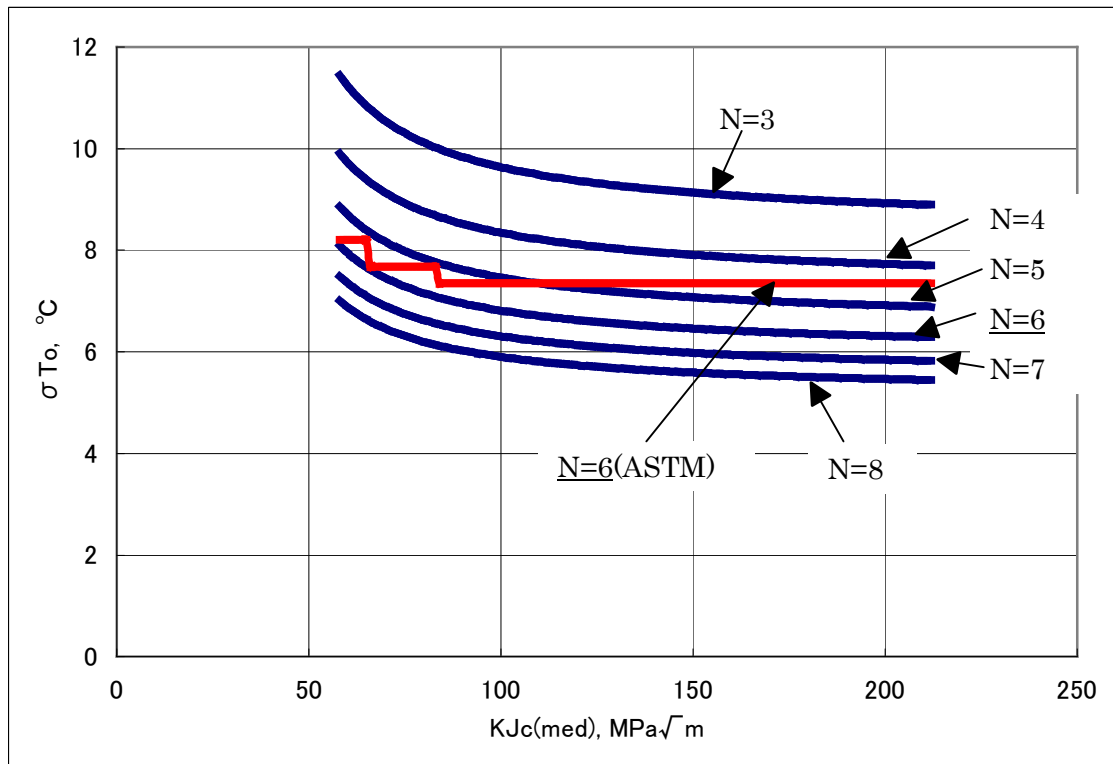


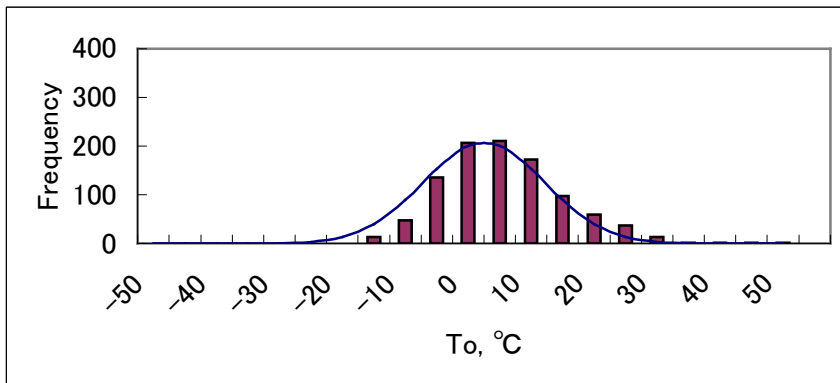
Figure 4-7 Relations between σ_{T_0} and $K_{Jc(med)}$ Consideration in Sample Size

4.5 参照温度分布特性のシミュレーション

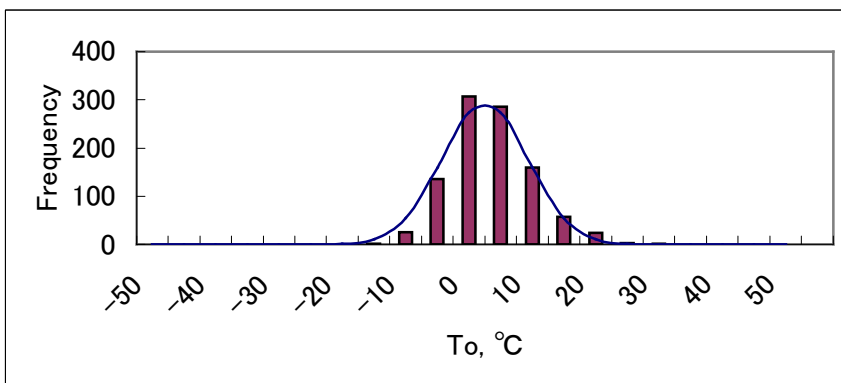
前節で展開した議論の妥当性を検証するために、ワイブル分布に従う K_{Jc} の母集団を仮定して抽出されたサンプルより参照温度 T_0 を得るという手続きを、シミュレーションによって適当な回数を繰り返し、そこから T_0 の分布特性について調査した。シミュレーション方法として、データの確率分布のモデルを確定し、パラメータを代入してその確率変数を擬似乱数によって発生させる、いわゆるパラメトリックブートストラップ法を用いた。ワイブル分布に従う K_{Jc} は、式における累積分布関数 p_f に、一様乱数 $[0,1]$ を代入することで生成される。

$K_{Jc(med)} = 100MPa\sqrt{m}$ としてサンプルサイズ N を変化させて得られた T_0 の分布を図 4-8(a)~(c)に示す。縦棒はシミュレーションの結果得られた T_0 の頻度、曲線は式と式で得られた平均および標準偏差を用いて得られる正規分布曲線である。シミュレーション結果で得られた T_0 の分布が正規分布にくらべ若干高温側にシフトしているものの、ほぼ正規分布に一致していると判断できる。

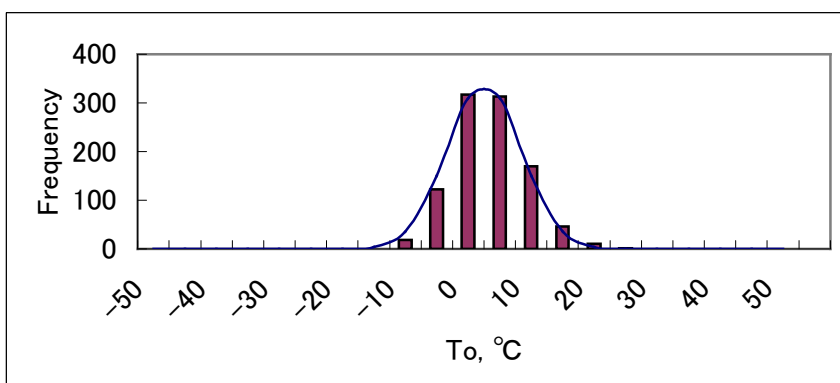
次に、シミュレーションの結果より得られた T_0 の分布の平均および標準偏差を、正規分布を仮定して得られるそれらとを比較した結果を図 4-9 で示す。図中のプロット点は平均、エラーバーは標準偏差の範囲を表す。○点がシミュレーションによる結果、□点が正規分布を推定して得られた結果である。正規分布を推定して得られる T_0 の分布の平均はサンプルサイズによらず常に一定であるのに対し、シミュレーション結果で得られるそれらは若干高温側にあり、サンプルサイズが大きくなるにつれて、正規分布で得られる平均値に近づいていく。また、シミュレーション結果と、正規分布を推定する方法とで得られる T_0 の平均値の差は最大でも 2.35°C であり、標準偏差と比べれば大きな差ではない。また、得られた標準偏差は同サンプルサイズにおいて両者ともほぼ一致しており、サンプルサイズが大きくなるにつれて標準偏差が小さくなる傾向も双方とも同様に得られた。以上のシミュレーション結果の考察より、前節で述べた参照温度の信頼性に関する議論の妥当性を検証できた。



(a) $N = 3$



(b) $N = 6$



(c) $N = 8$

Figure 4-8 Histogram of T_0

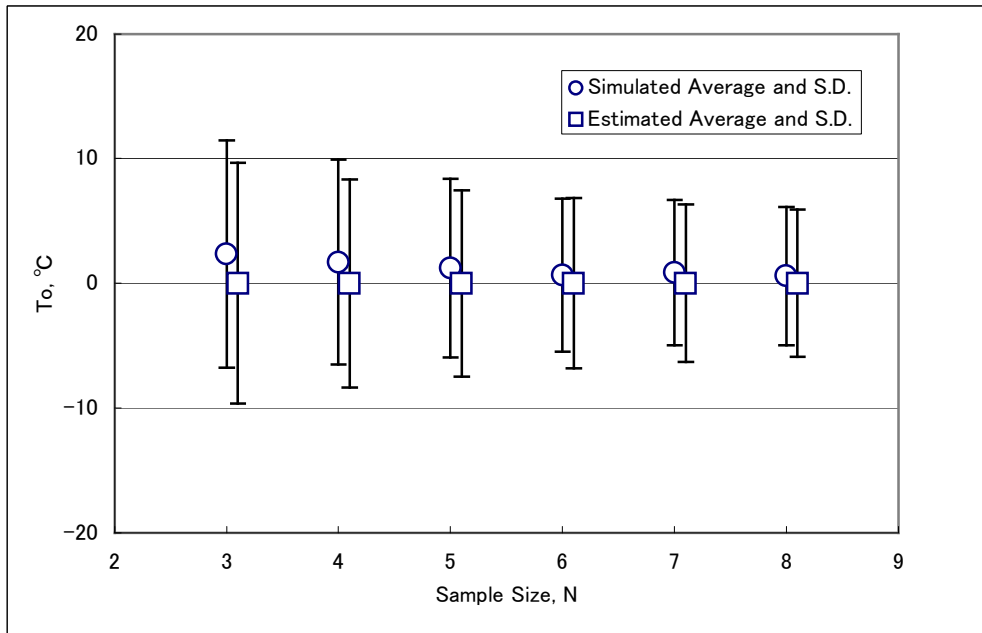


Figure 4-9 Comparison of Average and Standard Deviation of T_0 Obtained from Simulation and Estimation

4.6 下限界曲線の新たな設定方法の提案

4.2～4.5 節における考察をふまえて、現行の ASTM 規格[9]によって得られるマスターカーブ法による下限界曲線と、今回の考察によって考案した方法による下限界曲線との比較を行った。今回考案した方法におけるそれぞれの下限界曲線の設定方法を、以下に示す。

- (1) 破壊靱性試験より破壊靱性中間値（推定値） $K_{Jc(med)}$ を算出し、マスターカーブおよび参照温度 T_0 を決定する。
- (2) 4.3 節の考察をもとに 5%信頼限界曲線を設定する。5%信頼限界曲線を定める式は式(4-12)であり、再掲すると

$$K_{Jc(pf)} = 20 + k[11 + 77 \exp\{0.019(T - T_0)\}] \quad (4-18)$$

ここで、信頼限界はマスターカーブ法と同じ 5%、つまり $p_f = 0.05$ 、信頼水準 $1 - \gamma = 0.95$ とした。

- (3) 4.4 節の考察をもとに、5%信頼限界曲線を高温側にシフトし、これをマスターカーブ下限界とする。シフト量 ΔT_0 は以下のように定める。

$$\begin{aligned} \Delta T_0 &= \sigma_{T_0} Z_{0.925} \\ \sigma_{T_0} &= \left(\frac{K_{Jc(med)} - 20}{K_{Jc(med)} - 30} \right) \frac{14.6}{\sqrt{N}} \end{aligned} \quad (4-19)$$

$$Z_{0.925} = 1.44$$

$Z_{0.925}$ は正規分布における 92.5%片側検定に対する統計量である。これは 85%両側検定に対する統計量と等しく、また評価方法の比較のため、 ΔT_0 の決定に関しては式(2-19)と同じ信頼区間を確保した。

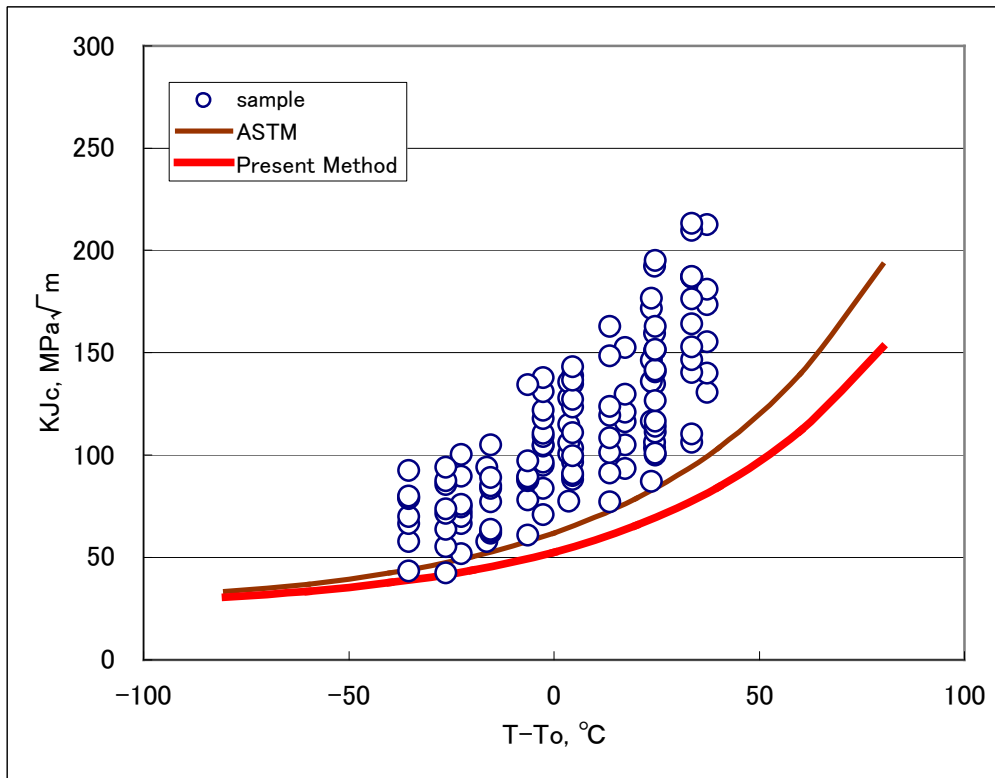
ここで、 k および σ_{T_0} はサンプル数に依存しており、5%信頼限界曲線および高温側シフトの設定の際にサンプル数が影響するが、 N がある程度大きくなるにつれて k および σ_{T_0} は保守性が低くなり、マスターカーブ法で設定される 5%信頼限界曲線に漸近していき、また高温側へシフトするシフト量 ΔT_0 が十分確保できなくなるため保守的な評価が出来なくなるおそれがある。そのため安全性の確保のために、サンプル数が $N \geq 6$ の場合は $N = 6$ とみなして評価を行うものとする。 k に関しては、信頼限界および信頼水準を固定して考えるため、表 4-3 で示すとおり定数として扱うものとする。

以上の手順に従い、実際の試験結果と照合し、ASTM 規格[9]に則ったマスターカーブ法による下限界と今回設定した下限界と比較を行った。図 4-10(a)~(c)に材料ごとの比較の結果を示す。参照温度は同一試験片（同材料かつ同形状サイズ）内において複数温度法によって算出されたものを利用している。マスターカーブ法による下限界曲線では一部サンプルが下限界を下回っているのに対し、今回設定した方法では全てのサンプルの破壊靱性値を包絡している。

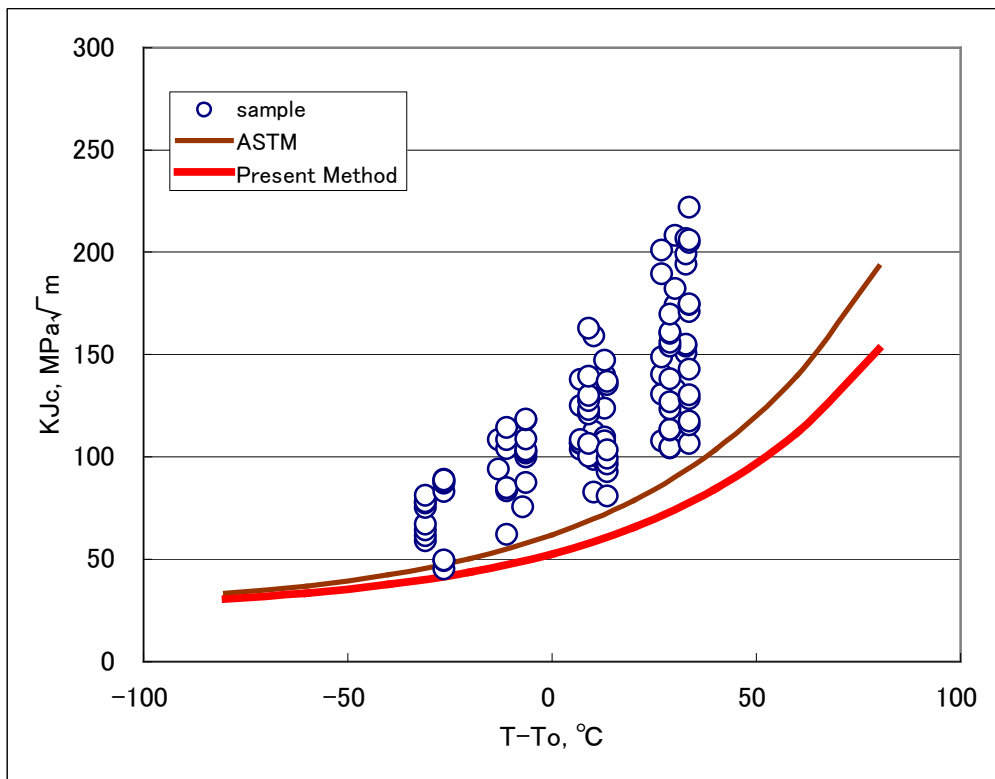
以上より今回新たに設定した下限界曲線の評価方法は、確率分布を仮定した合理的なものであり、かつ信頼性を考慮して安全性を確保できるものであることを、本研究で利用した破壊靱性データの範囲内において確認できた。

Table 4-3 Parameter k for 5% Tolerance Bound
($p_f = 0.05, 1 - \gamma = 0.95$)

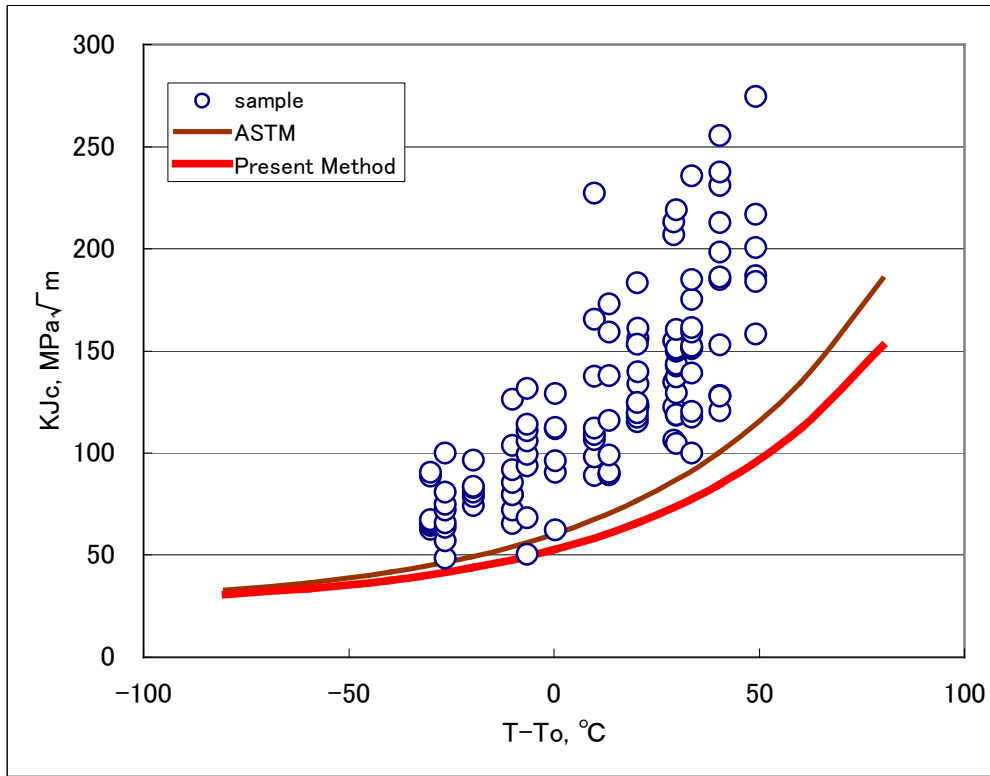
N	k
3	0.395
4	0.403
5	0.409
≥ 6	0.414



(a) SFVQ1A



(b) SQV2A (Heat 1)



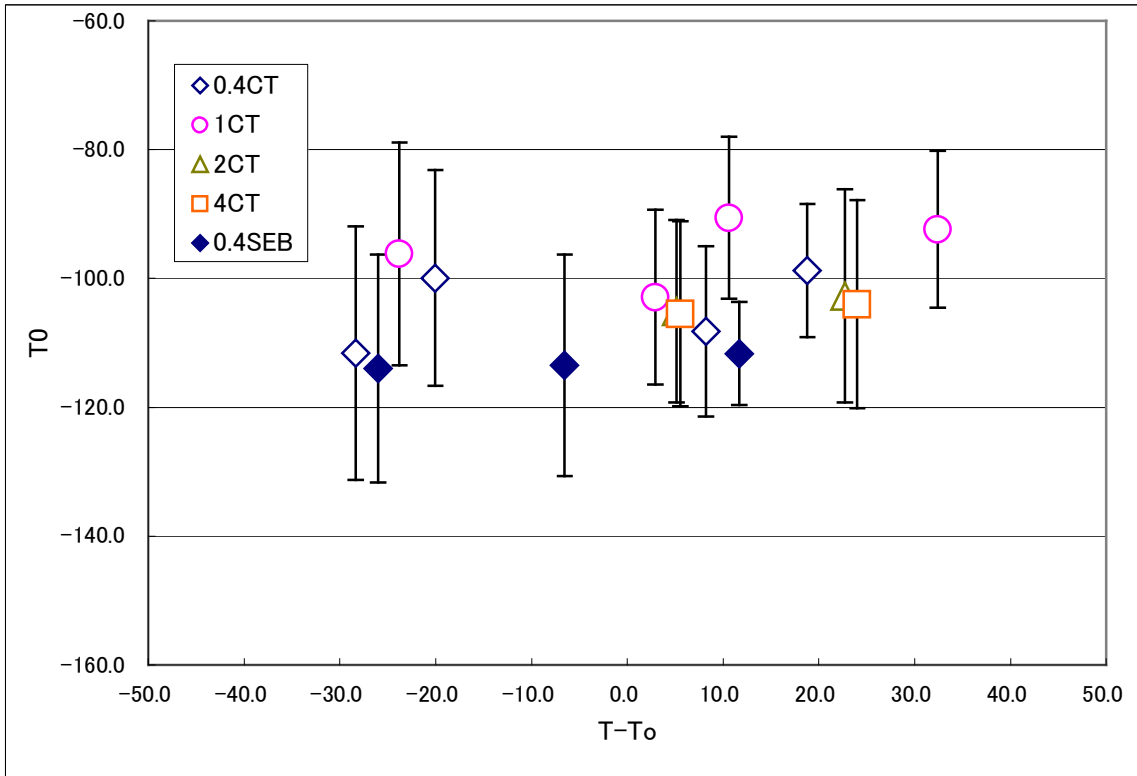
(c) SQV2A (Heat 2)

Figure 4-10 Comparison between Proposed Master Curve Lower Bound and Test Data

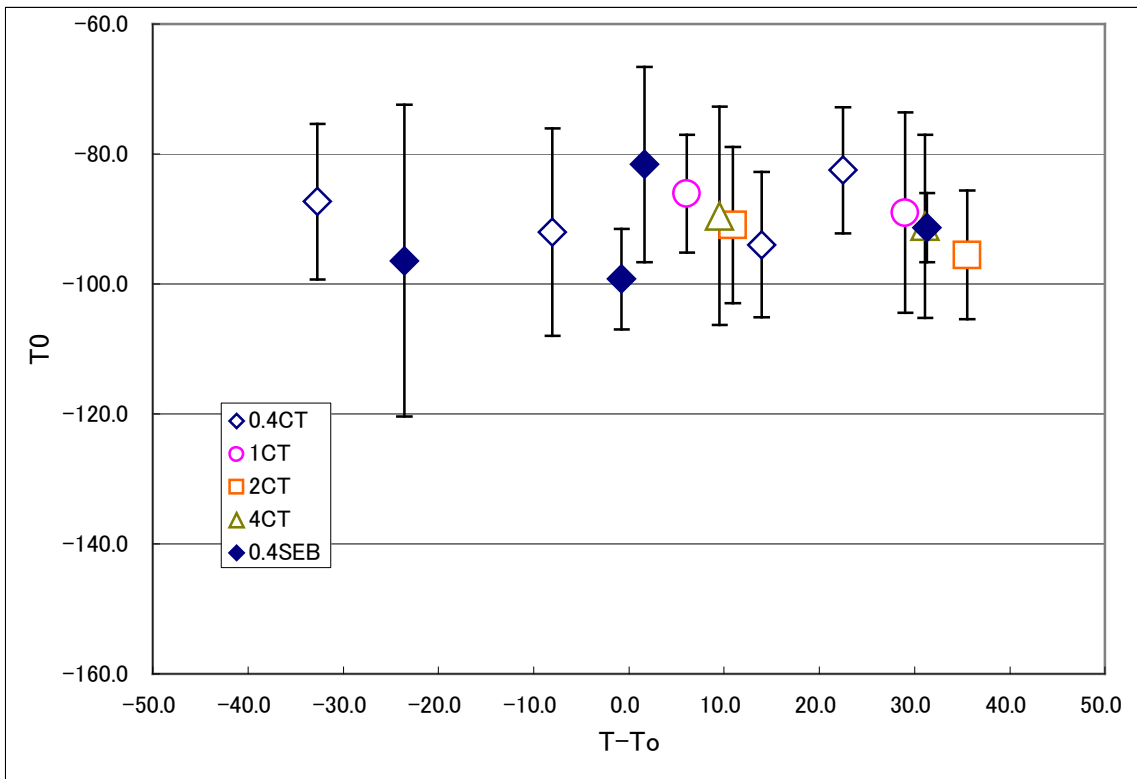
4.7 マスターカーブ形状の妥当性

下限界曲線の検討と平行して、マスターカーブ形状が国産原子炉圧力容器鋼材の評価に適合するかの妥当性の検討を行った。マスターカーブ破壊靱性評価法の大きな特長は、破壊靱性(の中間値)と温度 T における参照温度 T_0 からの偏差との関係が鋼材によらず一定の曲線、すなわちマスターカーブによって表現される[18]とする点にある。これにより、材料およびその由来(化学組成、熱処理条件、機械的特性、中性子照射条件など)の破壊靱性への影響を個別に考慮する必要はなくなり、遷移温度域の破壊靱性はすべて T_0 なる唯一の指標を通じて考えればよいことになる。このことを逆の立場から見ると、マスターカーブが有効であるためには、その形状が材料によらず妥当なものであることが必要とされる。

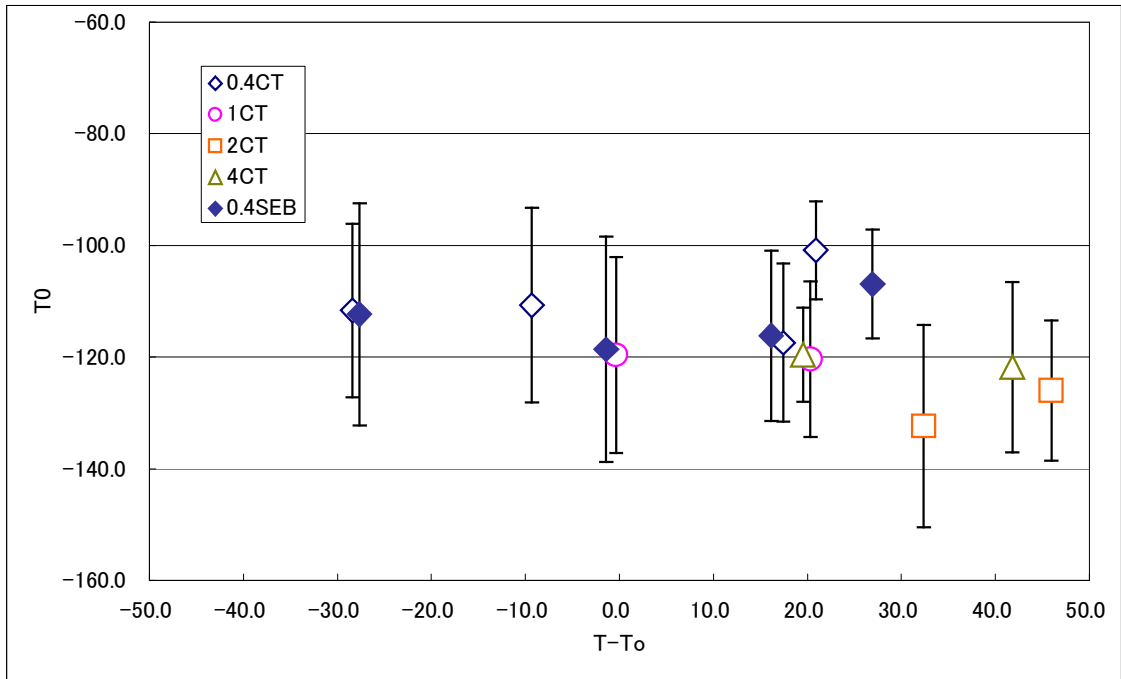
この要件が満足されているかどうかを確認するため、 T_0 の T に対する依存性を T_0 の $T-T_0$ に対する依存性として整理し直し、その結果を材料ごとに図 4-11(a)~(c)に示す。マスターカーブが T によらずユニバーサルに決定されるものであれば、図中のプロットデータは水平に分布し、それから乖離する傾向があれば、式(2-15)で規定されたマスターカーブの形状と異なる破壊靱性の分布になると理解される。図によれば、若干のばらつきはあるものの、すべてのデータは材料ごとにほぼ同一の水平のバンド内に収まっており、正負の相関といった $T-T_0$ に対する有意な依存性は見られない。また、エラーバーは T_0 の試験結果から得られた標準偏差を表しているが、おおよそ $10^{\circ}\text{C}\sim 20^{\circ}\text{C}$ の範囲であり、母集団を仮定したよりも大きい値をとるが、全ての鋼材においてほぼ同程度のばらつきを示している。また若干ではあるが、高温側の方が標準偏差が低い傾向にあるが、これは 4.4 節で述べたように高温側の試験では破壊靱性中間値が高くなるが、 T_0 の標準偏差 σ_{T_0} は逆に低く抑えられるという、破壊靱性 K_{Jc} の母集団の特性を示している。



(a) SFVQ1A



(b) SQV2A (Heat 1)



(c) SQV2A (Heat 2)

Figure 4-11 Dependency between Reference Temperature and Test Temperature

また曲線形状の適合性の裏付けとして、試験データから $T - T_0$ ごとに得られる中間値から回帰できる曲線とマスターカーブ曲線との比較を行った。回帰曲線の評価式は、マスターカーブを定義する式(2-15)に倣って、

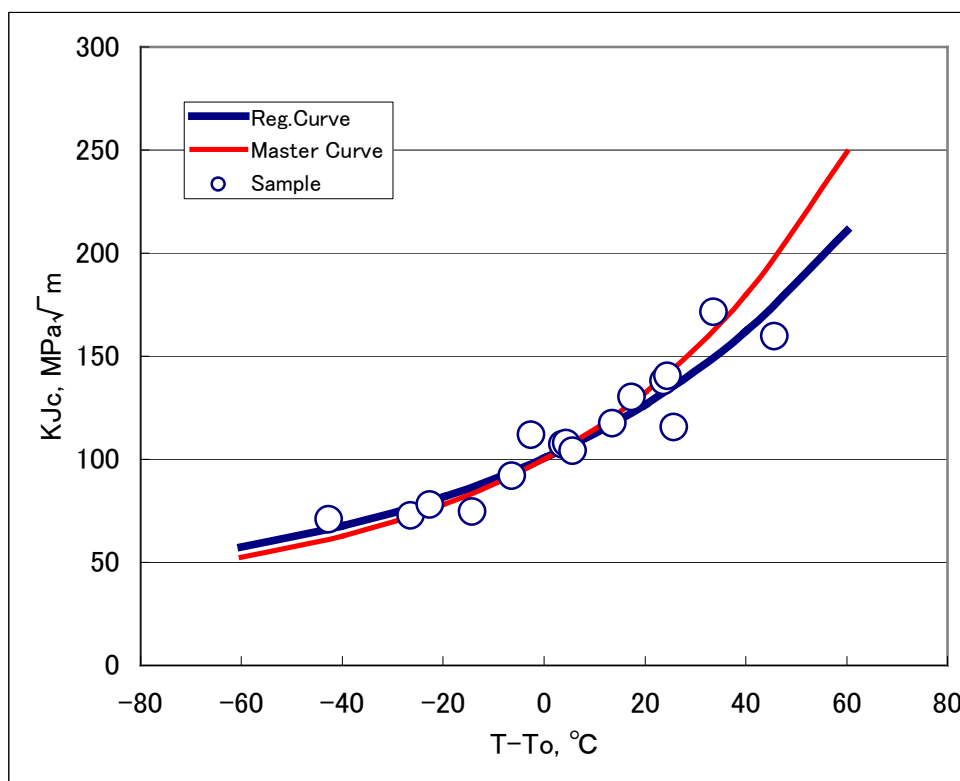
$$K_{Jc(\text{med})(\text{reg.})} = 30 + A \exp[B(T - T_0)] \quad (4-20)$$

とした。式右辺第 1 項の 30 という値は計算の都合上予め設定した。係数 A 、 B を算出する手順を述べる。試験結果より得られた破壊靱性中間値 $K_{Jc(\text{med})}$ を $\ln(K_{Jc(\text{med})} - 30)$ に対数変換し、x 軸に温度、y 軸に $\ln(K_{Jc(\text{med})} - 30)$ をグラフにプロットした後、最小二乗法を用いて回帰直線を算出する。このとき回帰直線は

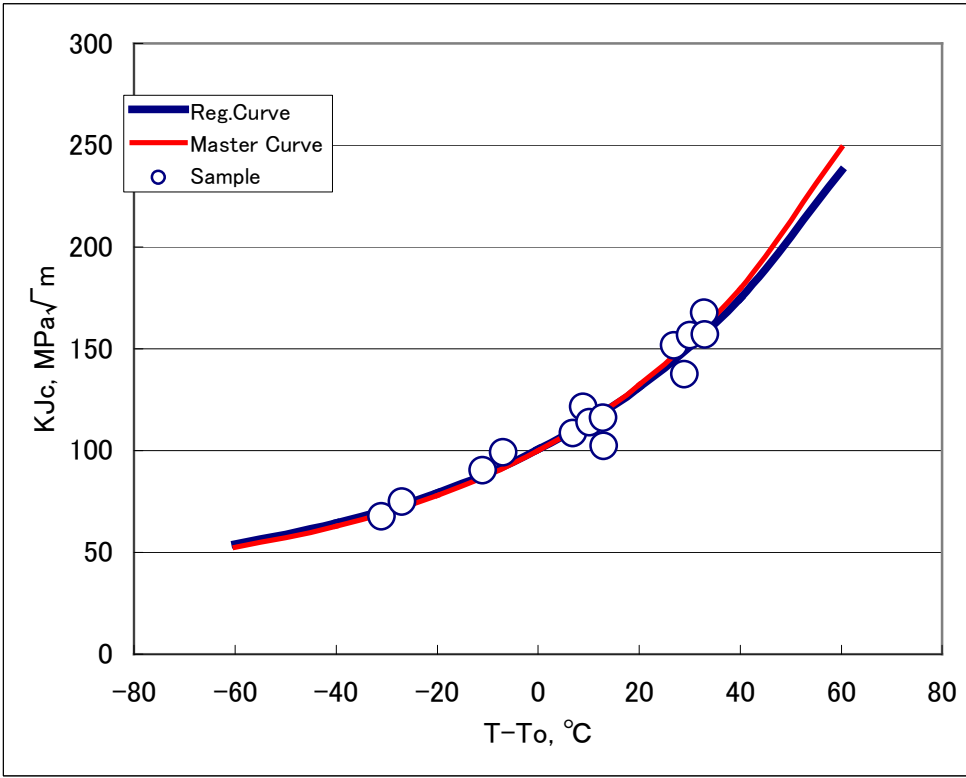
$$y = \ln(A) + Bx \quad (4-21)$$

となり、 A 、 B が式でのそれに対応する。マスターカーブと回帰曲線を比較したグラフを材料ごとに図 4-12(a)~(c)に、 A 、 B 各係数の値を表 4-4 に示す。プロットした点は、材料・試験温度ごと、つまり表において試験温度の列ごとにデータを取り出し、そこから破壊靱性中間値を算出した。参照温度は試験片形状ごとに複数温度法を用いて算出した。

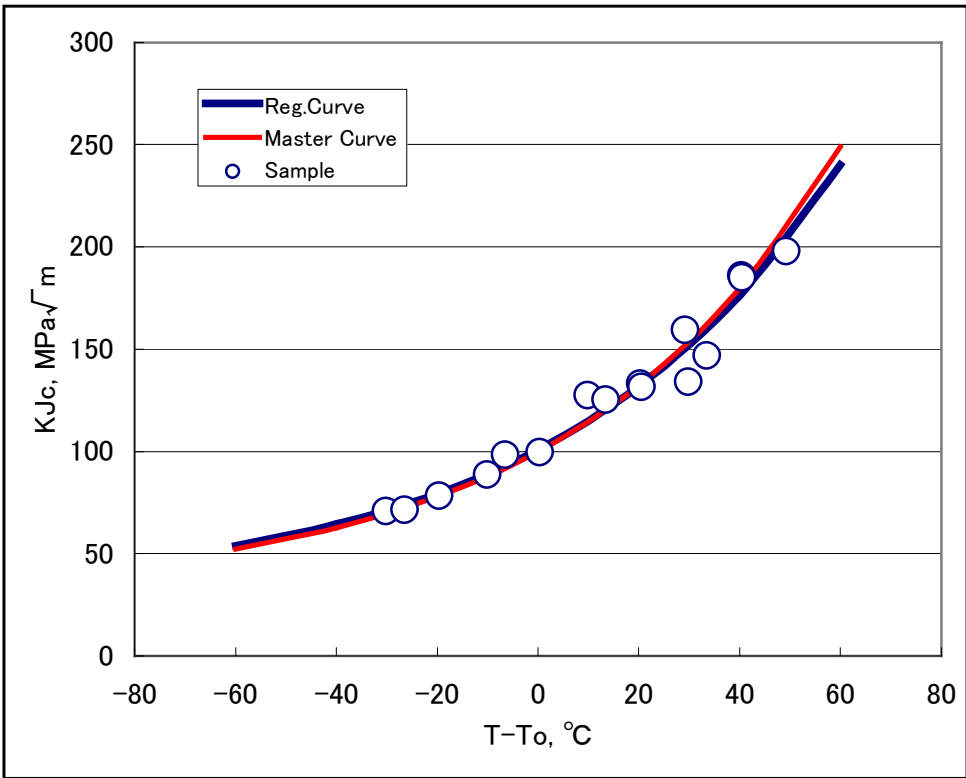
得られた回帰曲線は全てマスターカーブより少し勾配が緩くなっており。特に図 4-11(a)の SFVQ1A において、ASTM 規格[9]で試験温度と参照温度の関係の上限界として設定している $T - T_0 = 50^\circ\text{C}$ 付近では、約 $40 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ ほどの開きを確認できる。これは図 4-11(a)において一番右側にあるプロット点が回帰曲線に大きく影響しているものと思われる。ただマスターカーブと回帰曲線の係数に大きな差はなく、またグラフ上において特に $T - T_0 = 0^\circ\text{C}$ 付近では乖離が小さくほぼ一致している。また、SQV2A の 2 鋼材においても全体的にマスターカーブからの大きな乖離はなく一致していることが確認できる。式(4-20)では右辺第 1 項で予め定数 30 を設定しているが、実際はこの項も変数として扱うことで、より正確な回帰曲線が得られることが考えられる。ただ今回得られた結果を見る限りでは、さらに正確な回帰曲線においてもマスターカーブとほぼ一致した結果を得られるものと考えられる。



(a) SFVQ1A



(b) SQV2A (Heat 1)



(c) SQV2A (Heat 2)

Figure 4-12 Comparison between Master Curve and Regression Curve

Table 4-4 Coefficient Obtained from Regression Curve

	SFVQ1A	SQV2A (Heat 1)	SQV2A (Heat 2)	Master Curve
A	70.4	70.5	70.9	70.0
B	0.0157	0.0180	0.0181	0.0190

以上より、式(2-15)により与えられる現行のマスターカーブの形状は、本研究で対象とした国産原子炉压力容器鋼の破壊靱性評価において妥当なものであると言える。

第5章 結論

本章では、本研究によって得られた結論を示す。

5.1 本論文の結論

本研究では代表的な国産原子炉圧力容器鋼である SQV2A (Heat 2)鋼材の 0.4T C(T) および SE(B)試験片について破壊靱性試験を行いマスターカーブを評価した。それに加えて過去に行われた様々な破壊靱性試験データを利用し、マスターカーブ法による破壊靱性評価の信頼性の検討を行った。結論を以下に示す。

1. SQV2A (Heat 2)鋼の 0.4T C(T)試験片および 0.4T SE(B)試験片によるマスターカーブ法による破壊靱性評価が適用可能であることを確認した。
2. サンプル数を考慮したマスターカーブの信頼下限の新たな設定方法を考案した。また考案した方法を破壊靱性データベースに適用し、得られる下側信頼曲線の信頼性の確保が十分なされていることを示した。
3. マスターカーブの形状が国産原子炉圧力容器鋼の破壊靱性評価にも妥当であることを示した。

以上が本論文の結論である。

付章 誤差の伝播について

本章では、4.4 節において σ_{T_0} の導出方法について、誤差の伝播法則に基づく破壊靱性中間値から参照温度への、標準偏差の変換方法に関する定式の意味と根拠について述べる。

6.1 σ_{T_0} の導出について

4.4 節において、 T_0 の推定値 \hat{T}_0 の標準偏差 σ_{T_0} は

$$\sigma_{T_0} = \left| \frac{\partial T_0}{\partial K_{Jc(\text{med})}} \right| \frac{\sigma K_{Jc}}{\sqrt{N}} \quad (6-1)$$

により求められる。ここで同式右辺の偏微分は、式(2-13)より

$$\frac{\partial T_0}{\partial K_{Jc(\text{med})}} = - \frac{1}{0.019(K_{Jc(\text{med})} - 30)} \quad (6-2)$$

となる。ここでは式(6-2)の妥当性について述べる。

式(6-2)のもとになる式(2-13)は本来 T_0 と破壊靱性中間値との関係を与えるものであって、そもそも誤差の伝播を考える場合には、正しくは T_0 と破壊靱性の平均値との関係に基づくべきであるが、以下の考察により破壊靱性の平均値に代えて中間値を用いることに支障がないと考えられる。破壊靱性 K_{Jc} が指数パラメータ $m (= 4)$ 、尺度パラメータ K_0 のワイブル分布に従い、最小値を $K_{\min} (= 20 \text{Mpa}\sqrt{\text{m}})$ とするとき、母平均 $\mu_{K_{Jc}}$ ($K_{Jc} - K_{\min}$ の平均)は

$$\mu_{K_{Jc}} = (K_0 - K_{\min}) \Gamma \left(1 + \frac{1}{m} \right) \quad (6-3)$$

また、中間値 $K_{Jc(\text{med})}$ は

$$K_{Jc(\text{med})} - K_{\min} = (K_0 - K_{\min}) [\ln(2)]^{\frac{1}{4}} \quad (6-4)$$

であるから、両者の比は、

$$\frac{K_{Jc(\text{med})} - K_{\min}}{\mu_{K_{Jc}}} = \frac{[\ln(2)]^{\frac{1}{4}}}{\Gamma \left(1 + \frac{1}{m} \right)} = \frac{0.912}{0.906} \approx 1.01 \quad (6-5)$$

となる。上式は m のみに依存しており、破壊靱性の大小に関わらず比は一定である。そしてこの場合平均値と中間値がほぼ一致する。4.2 節で述べたように、 $\mu_{K_{Jc}}$ および $K_{Jc(\text{med})}$ に対する累積破損確率がそれぞれ 49%、50%であることが、この事実を裏付けている。以上より式(6-2)を誤差の伝播に用いることは妥当である。

参考文献

- [1] (社)日本電気協会、“原子力発電所用機器に対する破壊靱性の確認試験方法”、JEAC4206-2004、(2004)。
- [2] American Society of Mechanical Engineers, “Boiler and Pressure Vessel Code Section III, Rules for Construction of Nuclear Facility Components,” (2001).
- [3] American Society of Mechanical Engineers, “Boiler and Pressure Vessel Code Section X I , Rules for Inservice Inspection of Nuclear Power Plant Component,” (2004).
- [4] Wallin, K., ”The Scatter in K_{Ic} Results,” Engineering Fracture Mechanics, 19, (1984), pp.1085-1093.
- [5] Wallin, K., Saario, T., and Torronen, K., ”Statistical Model for Carbide Induced Brittle Fracture in Steel,” Metal Science, 18, (1984), pp.13-16.
- [6] American Standard for Testing and Materials, ”Standard Test Method for Determination of Reference Temperature, T_0 , for Ferritic Steels in the Transition Range,” ASTM E1921-97,(1998).
- [7] American Standard for Testing and Materials, ”Standard Test Method for Determination of Reference Temperature, T_0 , for Ferritic Steels in the Transition Range,” ASTM E1921-02,(2002).
- [8] American Standard for Testing and Materials, ”Standard Test Method for Determination of Reference Temperature, T_0 , for Ferritic Steels in the Transition Range,” ASTM E1921-03,(2003).
- [9] American Standard for Testing and Materials, ”Standard Test Method for Determination of Reference Temperature, T_0 , for Ferritic Steels in the Transition Range,” ASTM E1921-05,(2005).
- [10] American Society of Mechanical Engineers, “Use of Fracture Toughness Test Data to Establish Reference Temperature for Pressure Retaining Materials Section IX, Division 1,” ASME Code Case N-629,(1999).
- [11] American Society of Mechanical Engineers, “Use of Fracture Toughness Test Data to Establish Reference Temperature for Pressure Retaining Materials Other Than Bolting for Class 1 Vessels Section III , Division 1,” ASME Code Case N-631,(1999).
- [12] International Atomic Energy Agency, “Guidelines for Application of the Master Curve Approach to Reactor Pressure Vessel Integrity in Nuclear Power Plants,” IAEA-TRS-429, (2005).
- [13] Miura, N., Soneda, N., and Hiranuma, N., “Application of Master Curve Method to Japanese Reactor Pressure Vessel Steels-Effect of Specimen Size on Master Curve,” Proceedings of the 30th MPA Seminar in Conjunction with the 9th German-Japanese

Seminar, pp. 1.1-1.11, (2003).

[14] Funakoshi, H., Kanazawa, Y., Hirano, T., Kojima, N., Matsumoto, K., Soneda, N., and Miura, N., "Application of the Master Curve Method to the Japanese RPV Materials," ASME PVP2005-71629, (2005).

[15] 三浦, 曾根田, 新井, 土肥, "国産原子炉圧力容器鋼 SFVQ1A に対するマスターカーブ法の適用性検討", 電中研研究報告, Q04020, (2005).

[16] 三浦, 曾根田, 新井, 土肥, "マスターカーブ法による国産原子炉圧力容器鋼の破壊靱性評価", 電中研研究報告, Q05022, (2006).

[17] 藤本, "小型試験片におけるマスターカーブ破壊靱性評価法の適用性に関する研究", 卒業論文, (2006)

[18] Wallin, K., "Statistical Modeling of Fracture in the Ductile to Brittle Transition Region," Defect Assessment in Components - Fundamentals and Applications, ESIS/EFG9, Blauel, J. B. and Schwalbe, K. -H., Eds., pp. 415-445, (1991).

[19] Scibetta, M., "3-D Finite Element Simulation of the PCCv Specimen Statically Loaded in Three-Point Bending," (report R-3440) report BLG-860. SCK ~CEN, (2000).

[20] 日本工業規格, "圧力容器用調質型マンガンモリブデン鋼及びマンガンモリブデンニッケル鋼鋼板", JIS G 3120-2003, (2003).

[21] American Standard for Testing and Materials, "Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness", ASTM E1820-01, (2001).

[22] International Atomic Energy Agency, "Application of Surveillance Programme Results to Reactor Pressure Vessel Integrity Assessment," IAEA-TECDOC-1435, (2005).

[23] Van Der Sluys, W. A., and Miglin, M. T., "Results of MPC/JSPS Cooperative Testing Program in the Brittle-Ductile Transition Region," Fracture Mechanics, ASTM STP 1207, pp. 308-324, (1994).

[24] McCabe, D. E., Merkle, J. G., and Wallin, K., "An Introduction to the Development and Use of the Master Curve Method," ASTM MNL52, (2005).

[25] 市川, "構造信頼性工学 - 強度設計と寿命予測のための信頼性手法", 海文堂, (1988)

[26] MIL-HDBK-5D, "Metallic Materials and Elements for Aerospace Vehicle Structures", Dept. of Defense, U.S.A., (1983)

[27] Wallin, K., "Master Curve Analysis of Ductile to Brittle Transition Region Fracture Toughness Round Robin Data (The Euro Fracture Toughness Curve)," VTT Technical Document 367.58P, (1998).

謝辭

本研究は（財）電力中央研究所との共同研究として行われてきました。特に電力中央研究所の上席研究員でいらっしゃる三浦直樹さまには、破壊力学やマスターカーブ法の基礎を教授していただき、また私の滅茶苦茶な提案などにも耳を傾けてくださって懇切丁寧に相談にのっていただき、大変お世話になりました。この場を借りて篤くお礼申し上げます。また一連の破壊靱性試験にあたって、(株)電力テクノシステムズの鈴木義一さまにもお世話になりました。試験時の長い待ち時間の間にも、とても幅広い話題を提供してくださり、長く辛い試験を飽きることなく続けることができました。本当にありがとうございました。

また、本論文を執筆するにあたって、酒井信介教授に度重なるご指摘をいただき、研究を進めていく上の指針を示していただき本当にありがとうございました。また原助教をはじめ研究室の先輩方にも卒論の進め方など具体的にアドバイスをいただき、とても参考になりました。簡単ではありますが、以上をもって私の謝辞とさせていただきます。ありがとうございました。

以上

p.1~p.68 完

平成20年2月1日提出

60212 澤井周