

この遷移温度の相関は、切欠き／き裂先端の応力場への影響度に相違をもたらさる鋼材の機械的特性の影響を大きく受けるものと考えられるが、これは従来の膨大な実験的検討からも実証されている。遷移温度相関の実験・経験式には、強度特性の影響を降伏応力で代表しているものが多いが、比較的大きなバラツキが見られる特性を工業的に定式化されている（例えば同じ降伏応力の鋼材でも遷移温度差に約50°C程度の違いが見られる場合もある³⁻⁸⁾）。また、鋼種によっては遷移温度差に及ぼす降伏応力の影響度が異なるという実験結果も報告されており⁷⁾、必ずしも強度特性の影響を反映した相関式が得られているとはいえない。また、遷移温度の定義が一定していないことに加え、一般に工学的な指標（例えば、シャルピー試験では50%破面遷移温度など）が用いられていることが多く、これが数多くの相関式の提案につながっていること、また相関式を理論的に導くことができない要因の一つであると考えられる。

一方、遷移温度差に及ぼす鋼材特性の影響を、結晶粒径や第二相形態の相違から検討した結果も報告されているように¹¹⁻¹⁴⁾、金属組織学的因子の影響も考慮することの必要性が示唆されている。しかし、金属組織学的観点と力学的観点からの総合的な検討が行われておらず、未だ、遷移温度相関を支配する鋼材特性が明らかにされていない。従って、遷移温度相関に及ぼす鋼材特性の影響を解明するためには、少なくとも力学的観点から、遷移温度差を支配する機械的特性を明確にすることが必要で、両試験の遷移温度を相関づける理論的な評価手法の確立が期待される。

本研究では、シャルピー衝撃試験と破壊力学靱性試験の遷移温度の相関に着目し、力学的観点から鋼材のどのような機械的特性が遷移温度差に影響を及ぼすかを解析的に検討可能な評価モデルを提案する。これにより、遷移温度差に影響を及ぼさる機械的特性因子を抽出し、また、これらがどの程度、遷移温度差に影響を及ぼすか、その原因について考察しながら明確にする。本解析的検討から、より広範な鋼材へ適用できる機械的特性を反映させた遷移温度相関関係（相関式）を導くための指針を得ることとする。

2. 延性・脆性破壊評価モデルによる破壊遷移温度相関の定量化法の提案

2.1 破壊遷移温度相関の定量化法

本研究では、シャルピー衝撃試験および破壊力学靱性試験（ここでは、三点曲げCTOD試験を想定する）による延性・脆性破壊遷移温度の差に及ぼす鋼材の機械的特性の影響を解析的に評価するモデルを提案する。そのため、はじめにFig. 1に示すように、両試験による延性・脆性破壊遷移温度

として、破壊の力学的意義の明快な”延性き裂の発生と同時に脆性破壊する温度（それぞれシャルピー試験、CTOD試験の場合を T_i^{Charpy} 、 T_i^{CTOD} と記す）”と定義することとした。これは、同一温度で破壊靱性にはバラツキが生じるが、延性き裂発生と同時にある累積確率（例えば50%）で脆性破壊が発生する温度として定義されるものである（本研究では、以後、このように定義した延性・脆性破壊遷移温度を取扱うこととし、単に遷移温度と称する）。

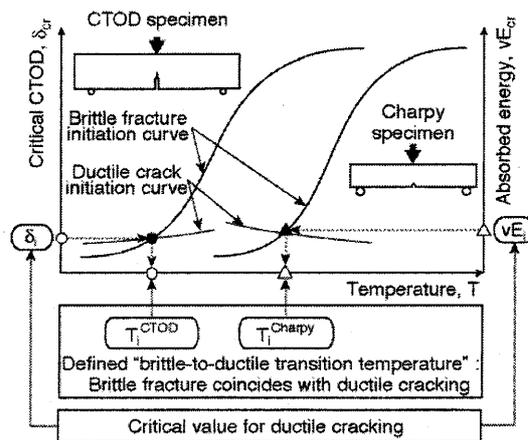


Fig. 1 Definition of brittle-to-ductile transition temperature.

このように、両試験で同じ破壊現象を伴うときの温度を遷移温度と定義することで、延性き裂の発生条件および脆性破壊の発生条件として以下の条件を適用することにより、両試験で得られる遷移温度の差 $\Delta T_i (= T_i^{\text{Charpy}} - T_i^{\text{CTOD}})$ を解析的に求めることのできる評価モデルの提案に至った。

- (1) 延性き裂発生条件：切欠き／き裂先端の局所塑性歪一定条件 ($\bar{\epsilon}_p^{\text{tip}} = (\bar{\epsilon}_p^{\text{tip}})_i$)
- (2) 脆性破壊発生条件：ワイブル応力一定条件 ($\sigma_w = (\sigma_w)_c$)

延性き裂の発生条件(1)は、シャルピー衝撃試験および三点曲げ試験のいずれにおいても、それぞれ切欠き先端およびき裂先端の塑性歪 $\bar{\epsilon}_p^{\text{tip}}$ がある限界歪 $(\bar{\epsilon}_p^{\text{tip}})_i$ を満たす負荷レベルにおいて延性き裂が発生するという条件である。大畑ら¹⁵⁻¹⁷⁾は、これまで、先端半径の鋭い切欠きを設けた試験片において、切欠き底表面からせん断型で延性き裂が発生する場合には、切欠き先端の塑性歪 $\bar{\epsilon}_p^{\text{tip}}$ が限界値に達すると延性き裂が発生することを、引張り負荷や曲げ負荷および動的負荷の場合に対して実証してきた（ここで、切欠き先端の塑性歪は、全ての試験片について切欠き先端の同じ領域（30 μm 程度）の平均歪で評価している）。そこで、この限界歪 $(\bar{\epsilon}_p^{\text{tip}})_i$ は温度、負荷速度、さらに切欠き材／き裂材によらず材料固有のものであると想定し、工学的な延性き裂発生条件として採用した。

一方、脆性破壊発生条件(2)は、へき開破壊のローカルアプローチとして提案されているワイブル応力概念を適用するものである。シャルピー衝撃試験など、特異応力場を形成しない切欠きを有する材の脆性破壊条件には、一般に単純な破壊力学の適用はできない。これに対し、き裂や切欠きによらず、破壊の芽を形成する領域内の応力場を体積分した指標を脆性破壊の駆動力とするワイブル応力概念は、シャルピー衝撃試験の脆性破壊限界を記述する有力な指標として期待される。一般に、破壊力学靱性試験片とシャルピー衝撃試験片では脆性破壊を呈する温度域が異なるが、同じ脆性破壊挙動であればワイブル応力を指標とすると両試験で同じ脆性破壊限界を与えることが南らの研究をはじめいくつか報告されている¹⁸⁻²⁰⁾。そこで、本研究でもワイブル応力一定条件を、き裂材のみならず動的負荷を受ける切欠きを有するシャルピー衝撃試験片にも適用可能な脆性破壊発生条件として採用することとした。

ここで、ワイブル応力は次式で定義される応力

$$\sigma_w = \left[\frac{1}{V_0} \int_{V_f} (\sigma_{eff})^m dV_f \right]^{1/m} \quad (1)$$

V_f : 脆性破壊の芽の生じる領域の体積(破壊のプロセスゾーン),

V_0 : 材料の破壊基本体積

σ_{eff} : プロセスゾーン内の有効応力²¹⁾,

m : ワイブル形状パラメータ(材料定数)

このこと、形状パラメータ m は構造用鋼では概ね $10 < m < 50$ である。

このように本評価モデルは、Fig. 2 にその概念図を示すように、両試験片で切欠き/き裂先端の局所塑性歪一定条件が満たされる負荷レベルにおいて、同時にワイブル応力一定条件を満たすときの温度の差を決定するものである。

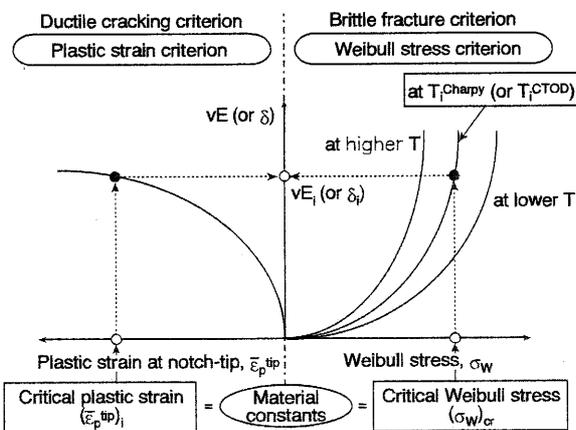


Fig. 2 Concept of proposed model for analytically estimating fracture transition temperature correlation.

2.2 遷移温度相関の決定手順

本評価モデルに基づく遷移温度差の決定の具体的手順を Fig. 3 に示す。

- (I) 鋼材の靱性レベルの想定: 本研究で定義するシャルピー衝撃試験での遷移温度 T_i^{Charpy} を仮想する。
- (II) 鋼材の延性レベルの想定: 延性き裂発生限界歪 $(\bar{\epsilon}_p^{tip})_i$ を仮想することにより、シャルピー衝撃試験の熱-応力連成 FEM 解析から遷移温度 T_i^{Charpy} における吸収エネルギー vE_i を決定する(本論文では、材料固有の限界値であると想定した切欠き(あるいはき裂)先端の塑性歪で評価した延性き裂発生限界歪を、便宜上、鋼材の“延性レベル”と称する)。
- (III) シャルピー衝撃試験の熱-応力連成 FEM 解析から吸収エネルギーとワイブル応力の関係を算出する(FEM 解析手法およびワイブル応力算出法は3章で詳述する)。本研究での遷移温度の定義から、(II)で決定された吸収エネルギー vE_i に対応するワイブル応力が脆性破壊発生限界ワイブル応力 $(\sigma_w)_\alpha$ として決まる。
- (IV) 三点曲げ CTOD 試験片を対象に、種々の温度で弾塑性 FEM 解析を実施し、き裂先端の相当塑性歪およびワイブル応力と CTOD の関係を算出する。これより、(II)および(III)で決定した延性き裂発生限界歪 $(\bar{\epsilon}_p^{tip})_i$ と脆性破壊発生限界ワイブル応力 $(\sigma_w)_\alpha$ を同時に満たす温度が CTOD 試験による遷移温度 T_i^{CTOD} として決定される。なお、このとき同時に遷移温度 T_i^{CTOD} での CTOD δ_i も決定される。
- (V) (I)で初めに想定した T_i^{Charpy} と(IV)で決定された T_i^{CTOD} の差 $(= T_i^{Charpy} - T_i^{CTOD})$ として、両試験による遷移温度の差 ΔT_i が決定される。

このように、本評価モデルを用いると、鋼材の靱性レベル T_i^{Charpy} と延性レベル $(\bar{\epsilon}_p^{tip})_i$ を想定することで、FEM 解析の

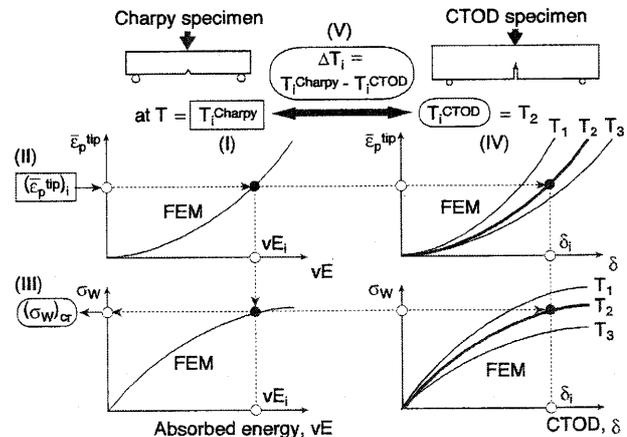


Fig. 3 Procedure for analyzing transition temperature shift ΔT_i based on the proposed evaluation model.

みから遷移温度差を算定することが可能となる。

3. 延性・脆性破壊遷移温度相関の解析対象と解析条件

3.1 解析対象と対象鋼材特性

対象とした試験片は、標準シャルピー衝撃試験片と板厚25mmの標準三点曲げCTOD試験片である。Fig. 4に試験片の形状・寸法を、後述の三次元FEM解析に使用する要素分割図とともに示す。解析モデルの切欠きおよびき裂先端の要素分割は、二次元平面内の最小要素寸法を同じとし、0.03mm x 0.03mmとした。なお、要素には8節点アイソパラメトリック要素を用い、実験で用いられるジグも剛体要素でモデル化している。

本評価では、両試験片の遷移温度差に影響を及ぼしうる鋼材の機械的特性因子として、1) 強度レベル、および2) 加工硬化特性に加え、後述のように3) 靱性レベル (T_i^{Charpy})、および4) 延性レベル ($\bar{\epsilon}_p$)_i に着目して検討を行った。Table 1に、本論文で扱う鋼材の強度特性をまとめて示しており、

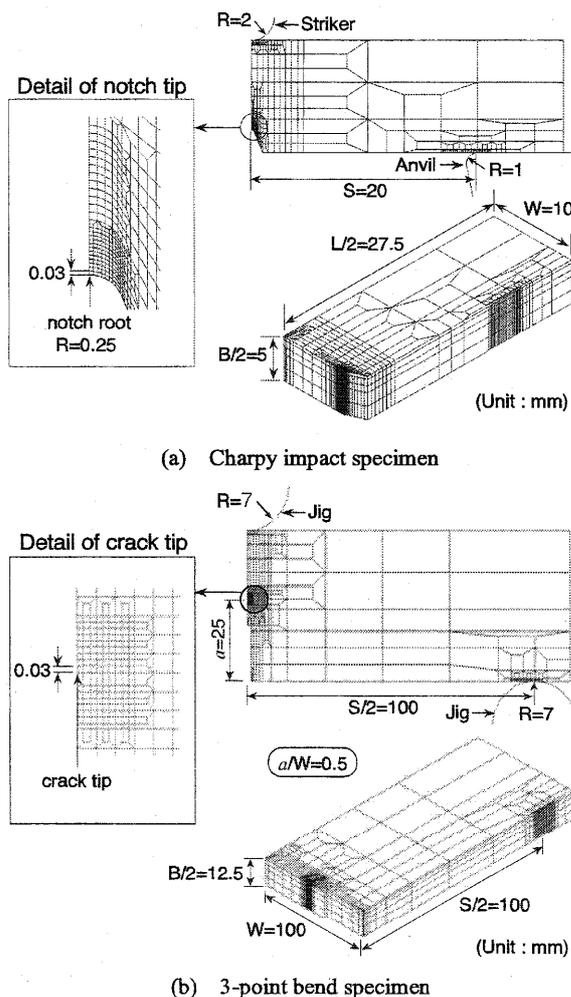


Fig. 4 Configuration and mesh division of FE-models.

降伏応力 $\sigma_Y=400\text{MPa}$ で降伏比 $YR=70\%$ の鋼材を基準強度材とした。他の特性の鋼材は、遷移温度差に及ぼす1) 強度レベルのみの影響 (Series I)、および2) 加工硬化特性のみの影響 (Series II) を抽出することを目的に、次のような観点で設定したものである。

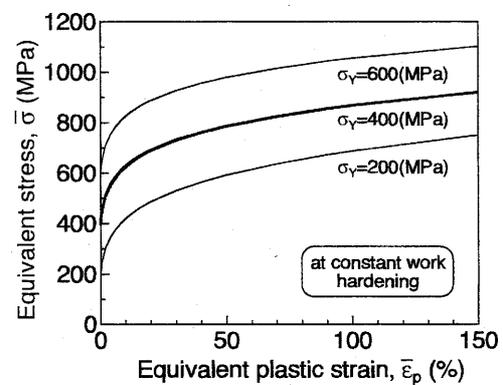
切欠きやき裂先端近傍の応力は材料の真応力 (相当応力) - 真塑性歪 (相当塑性歪) 関係に依存することから、まず基準鋼材のそれを式(2)に従う加工硬化則で表した。

$$\bar{\sigma} = \sigma_Y (1 + \bar{\epsilon}_p / \alpha)^n \quad (2)$$

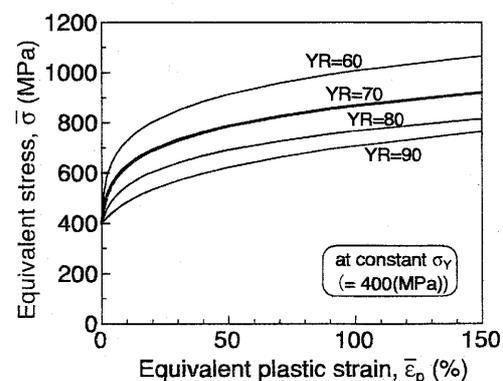
ここで、 $\bar{\sigma}$: 相当応力 (MPa), σ_Y : 降伏応力 (MPa), $\bar{\epsilon}_p$: 相当塑性歪, n : 加工硬化指数, α : 材料定数である。なお、

Table 1 Mechanical properties of steels used in this analysis.

		σ_Y (MPa)	σ_T (MPa)	YR (%)	ϵ_T (%)
Series I	Effect of strength level	200	405	(49)	24
		400	571	70	15
		600	744	(81)	11
Series II	Effect of work hardening	400	667	60	15
			571	70	
			500	80	
			444	90	



(a) Series I



(b) Series II

Fig. 5 Equivalent stress - equivalent plastic strain curves.

応力-歪関係が式(2)に従う場合、降伏応力 σ_Y と引張強さ σ_T の関係および一樣伸び ϵ_T は式(3), (4)で表される。

$$\sigma_Y = \sigma_T (n/\alpha)^n \exp\{-(n-\alpha)\} \quad (3)$$

$$\epsilon_T = \exp(n-\alpha) - 1 \quad (4)$$

Series I では, Fig. 5(a)に示すように, 基準材から全塑性歪範囲で相当応力を±200MPa 変化させることにより, 加工硬化特性を一定にして強度レベルのみを変化させた鋼材を想定した。Table 1 に示した特性は, この応力-歪関係から逆解析して求めた n, α から式(3),(4)を介して決定したものである。また, Series II では, 降伏応力を一定として降伏比 YR を 60% から 90% まで変化させ, 加工硬化特性のみの影響をみるための応力-歪関係を設定した (Fig. 5(b))。

3.2 解析条件

シャルピー衝撃試験を模擬した解析は, 高歪速度負荷による鋼材の強度上昇および塑性仕事による熱の発生と熱伝導による散逸, さらにこれらの連成効果を考慮した熱-応力連成弾塑性 FEM 解析を適用した。なお, 後述のように本論文で扱うシャルピー吸収エネルギーレベルは, 衝撃負荷による慣性効果が無視できるほど十分な大きな負荷レベルであることから²²⁾, 解析は準静的条件で負荷速度 5m/s (振り子式のシャルピー衝撃試験で標準的なハンマー速度) で行った。このとき, 塑性変形に伴う鋼材の温度上昇量を塑性仕事の 9 割が熱に変換されるものとして計算し²³⁾, Table 2 に示す物理的特性を用いた熱伝導解析と連成して行った。

Table 2 Physical properties for thermal FE-analysis.

ρ (kg/mm ³)	c (J/(kgK))	κ (m ² /s)	α_T (1/K)
7.8×10^{-6}	4.8×10^2	2.17×10^{-5}	1.2×10^{-5}

ρ : Density, c : Specific heat, κ : Heat diffusivity, α_T : Thermal expansion coefficient,

FEM 解析により熱-応力連成解析を行う場合, 鋼材の構成式をどのように取り入れるかが課題となる。ここでは, シャルピー試験片内部で想定される温度および歪速度範囲において複数の応力-歪曲線を与えるという手法を採用した。式(5)²⁴⁾に示した日本溶接協会規格 WES 2808¹⁰⁾で採用されている降伏応力および引張強さの温度/歪速度依存性を適用し, 式(2)の加工硬化則を用いて種々の応力-歪曲線を作成した。ここで, T_0 : 室温 (293K), $\dot{\epsilon}$: 歪速度 (1/s), $\dot{\epsilon}_0$: 静的歪速度 10^{-4} (1/s), $\sigma_{Y0}(T_0)$, $\sigma_{T0}(T_0)$: 室温における静的降伏応力および引張強さ (MPa), $\sigma_Y(\dot{\epsilon}, T)$, $\sigma_T(\dot{\epsilon}, T)$: 歪速度 $\dot{\epsilon}$,

温度 T での降伏応力および引張強さ (MPa) である。なお, 一樣伸び ϵ_T は温度や歪速度の影響を受けないものと仮定した。

三点曲げ CTOD 試験片の解析は静的弾塑性 FEM 解析で行った。シャルピー試験片と三点曲げ CTOD 試験片のいずれの解析も汎用 FEM 解析コード ABAQUS Ver.5.8 を用いて行った。弾塑性解析は幾何学的非線形性を考慮した大変形解析とし, 非圧縮性のミーゼスの降伏条件を採用した等方硬化モデルにより実施した。

解析でのシャルピー吸収エネルギーは, 試験片内の全歪エネルギー和で評価し, これは荷重-荷重点変位曲線の面積から算定されるエネルギーとほぼ同じであることを確認している。なお, これは脆性破壊の発生までの吸収エネルギーであり, 脆性き裂の伝播および停止後の延性破壊に費やされるエネルギーは勘案していないことから, 厳密には実験で得られる吸収エネルギーとは異なることを付記しておく。また, CTOD は, 英国試験規格 BS 7448²⁵⁾に準拠して, 荷重とき裂末端開口変位から算出した。式(1)のワイブル応力は, ワイブル形状パラメータ m を 20, 破壊基本体積 V_0 を 1mm^3 とし, 要素 8 積分点の応力情報を用いてガウス積分にて算出した。

4. 破壊遷移温度相関に及ぼす鋼材機械的特性の影響

4.1 強度特性の影響

本研究で提案した遷移温度差の評価モデルを用いて, Fig. 3 に示す手順に従い, 遷移温度差 ΔT_i に及ぼす強度特性の影響について検討した。

Fig. 6 は, 一例として, 靱性レベル $T_i^{\text{Charpy}} = -60^\circ\text{C}$ および延性レベル $(\bar{\epsilon}_p^{\text{up}})_i = 100\%$ の鋼材を想定し, CTOD 試験片の遷移温度 T_i^{CTOD} を算定する過程を解析結果とともに示したものである。ここで, 例として延性レベル $(\bar{\epsilon}_p^{\text{up}})_i$ が 100% の鋼材を想定したのは, 大畑ら¹⁵⁻¹⁷⁾の検討で, 切欠き底からのせん断型の延性き裂発生限界歪が先端要素 (0.03mm x 0.03mm) の平均歪でおよそ 100% 前後の値をとっているという結果に基づいている。Fig. 6(a)は, 強度レベルのみを変化させた場合の結果であり, シャルピー試験片の切欠き先端要素の相当塑性歪 $\bar{\epsilon}_p^{\text{up}}$ とワイブル応力の関係, および CTOD 試験片で種々の温度においてき裂先端要素 (シャルピー試験片と同じ 0.03mm x 0.03mm) の相当塑性歪 $\bar{\epsilon}_p^{\text{up}}$ が 100% となるときワイブル応力の関係を示している。シャルピー試験

$$\begin{cases} \sigma_Y(\dot{\epsilon}, T) = \sigma_{Y0}(T_0) \exp \left[8 \times 10^{-4} T_0 \left(\frac{\sigma_{Y0}(T_0)}{E} \right)^{-1.5} \left\{ \frac{1}{T \cdot \ln(10^8 / \dot{\epsilon})} - \frac{1}{T_0 \cdot \ln(10^8 / \dot{\epsilon}_0)} \right\} \right] \\ \sigma_T(\dot{\epsilon}, T) = \sigma_{T0}(T_0) \exp \left[8 \times 10^{-4} T_0 \left(\frac{\sigma_{T0}(T_0)}{E} \right)^{-1.5} \left\{ \frac{1}{T \cdot \ln(10^9 / \dot{\epsilon})} - \frac{1}{T_0 \cdot \ln(10^9 / \dot{\epsilon}_0)} \right\} \right] \end{cases} \quad (5)$$

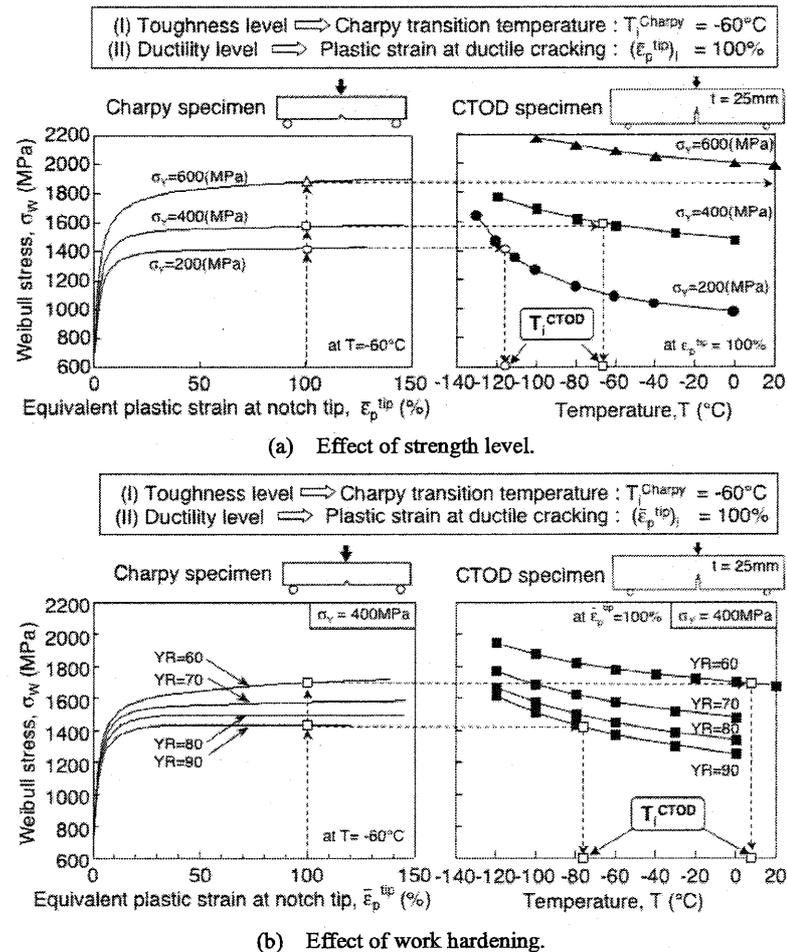


Fig. 6 Procedure for analyzing transition temperature shift ΔT_i based on the proposed model in this paper.

片の解析から限界ワイブル応力(σ_w)_{cr}が求まり、CTOD試験片において同じワイブル応力を呈するときの温度がCTOD試験片の遷移温度 T_1^{CTOD} として決定される。Fig. 6(b)は同様に、加工硬化特性のみを変化(降伏応力 $\sigma_y=400\text{MPa}$ で一定で降伏比 YR を変化)させた場合の結果を示している。このような解析結果から、両試験片の遷移温度差 $\Delta T_i (= T_1^{\text{Charpy}} - T_1^{\text{CTOD}})$ に及ぼす強度レベルの影響、および加工硬化特性の影響を算定して整理したものをFig. 7に示す。強度レベルが高いものほど遷移温度差 ΔT_i は小さくなっており、これは、従来から報告されている多くの実験結果¹⁻⁹⁾と同様の傾向を示している。また、本解析での特徴的な結果として、降伏応力がおよそ400MPa以上になると、シャルピー衝撃試験の遷移温度 T_1^{Charpy} よりも、CTOD試験の遷移温度 T_1^{CTOD} が大きくなる傾向($\Delta T_i < 0$)にある。一方、同じ降伏応力の鋼材でも遷移温度差 ΔT_i は降伏比(加工硬化特性)の影響を大きく受けることがわかる。降伏比が小さいものほど遷移温度差は小さく、 $YR < 80\%$ の範囲において ΔT_i の変化度合いが大きい。

4.2 靱性レベルおよび延性レベルの影響

鋼材の靱性レベルと延性レベルが遷移温度差に及ぼす影響について、提案評価モデルを用いて検討を行った。Fig. 8

は、加工硬化特性が同じで強度レベルのみが異なる鋼材に対して、 $(\bar{\epsilon}_p^{\text{tip}})_i = 100\%$ として靱性レベル T_1^{Charpy} を -40°C から -80°C まで変化させたときの ΔT_i の解析結果である。Fig. 8(a)に、算定されたCTOD試験片の遷移温度 T_1^{CTOD} を示しており、その結果から遷移温度差 ΔT_i と靱性レベルの関係を整理したものをFig. 8(b)に示す。同じ強度レベルの鋼材でも、靱性レベルが異なれば遷移温度差は異なることが明らかにされた。なお、強度レベルによって靱性レベルの影響が逆転現象を示しているが、これについては次節で考察する。また、比較として同図に、日本溶接協会規格WES 2808¹⁰⁾で提案されている実験・経験的に得られた遷移温度の相関式(式(6))を示している。

$$\Delta T = 123 - 0.19\sigma_y - 6\sqrt{t} \quad (6)$$

ここで、 σ_y : 鋼材の室温での降伏応力 (MPa), t : 三点曲げ試験片の板厚 (mm) である。なお、WES 2808での遷移温度 ΔT は、シャルピー衝撃試験で25Jを示す温度と、三点曲げCTOD試験で0.1mmのCTODを呈するときの温度の差($= vT_{25J} - T_{\delta=0.1\text{mm}}$)で定義されるものである。この ΔT は、本論文での遷移温度の定義とは異なることから厳密な比較はできないが、WES 2808の相関式の対象鋼材強度レベルである

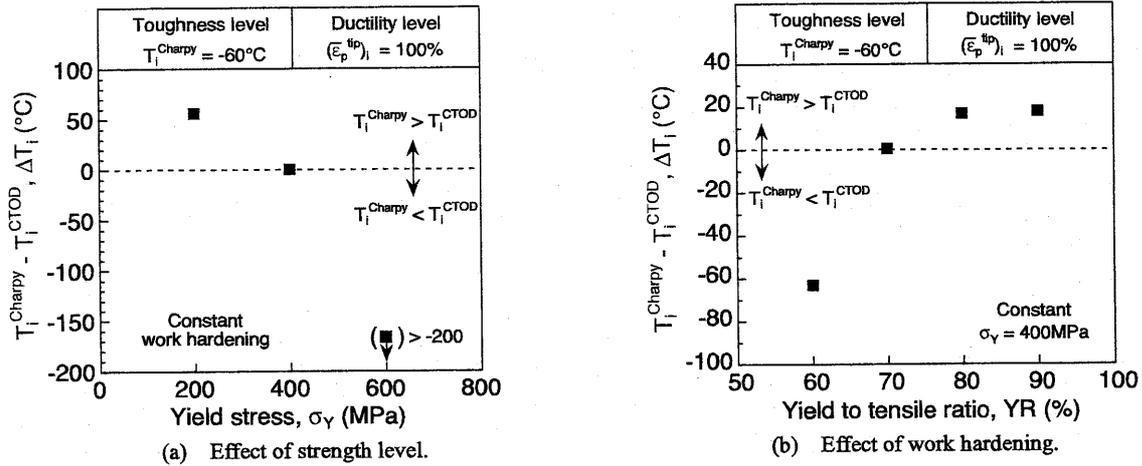


Fig. 7 Effect of mechanical properties on transition temperature shift ΔT_i .

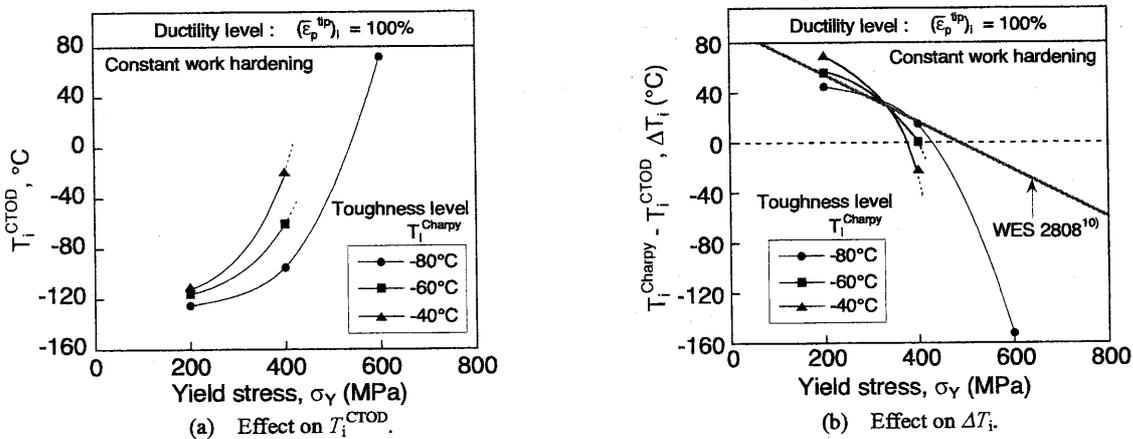


Fig. 8 Effect of toughness level T_i^{Charpy} on T_i^{CTOD} and ΔT_i for steels with different strength level.

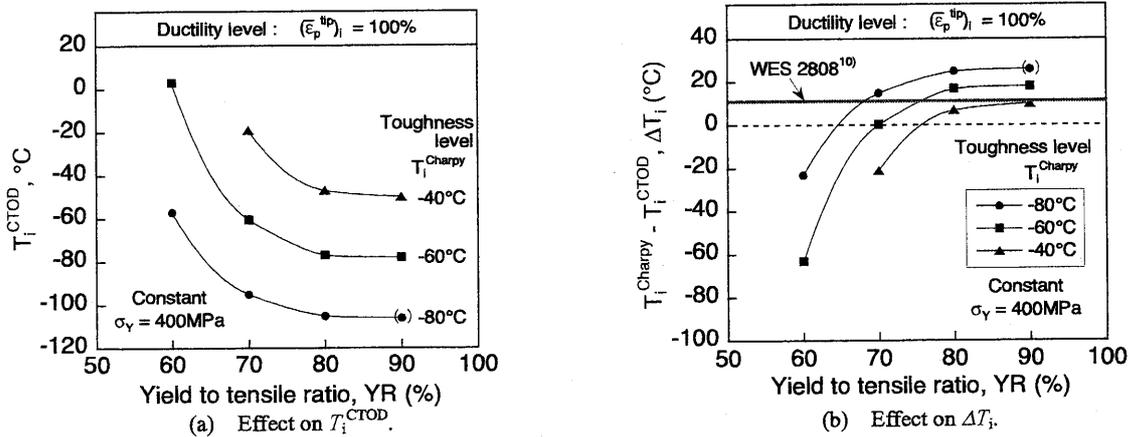


Fig. 9 Effect of toughness level T_i^{Charpy} on T_i^{CTOD} and ΔT_i for steels with different work hardening.

低・中強度の範囲においては、本算定結果と同等の値を示しており、少なくとも本提案モデルが実験結果を大きく逸脱しない算定結果を与えるものであることがわかる。

Fig. 9 は、降伏比が異なる鋼材に対して、 ΔT_i に及ぼす靱性レベルの影響を示したものである。高靱性鋼材 (T_i^{Charpy} が小さい) ほど遷移温度差は大きく、また、降伏比が小さいほど、靱性レベルの影響を大きく受けることがわかった。

また、同強度、同靱性レベルにおいても、鋼材の延性レベルのみが異なる場合に、遷移温度差 ΔT_i がどのように変化するかの検討を行った。一例として降伏応力 $\sigma_Y=400\text{MPa}$ で降伏比 $YR=60\% \sim 90\%$ の鋼材に対して、延性レベル $(\bar{\epsilon}_p^{up})_i$ を 80% から 120% に変化させて検討を行った。Fig. 10 は参考のために、そのときの CTOD レベル δ_i およびシャルピー吸収エネルギーレベル vE_i を示している。想定した延性レベルに対し

て、 δ_i は0.1mmから0.2mm, また vE_i は10Jから30Jの範囲で変化しており, 本解析ではこのようなCTODと吸収エネルギーで脆性破壊を呈する両試験片での温度の差を検討していることを示している。

Fig. 11は, 遷移温度差に及ぼす延性レベルの影響を検討した結果である。延性レベルが小さい鋼材ほど遷移温度差は大きくなる傾向にあるが, その増加度は降伏比によらずほぼ同じであることがわかった。

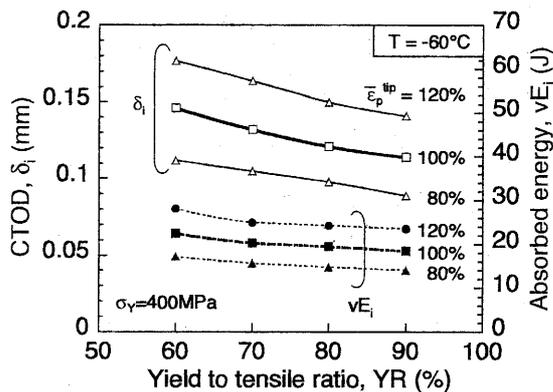


Fig. 10 CTOD δ_i and vE_i for ductile cracking assumed in the analysis.

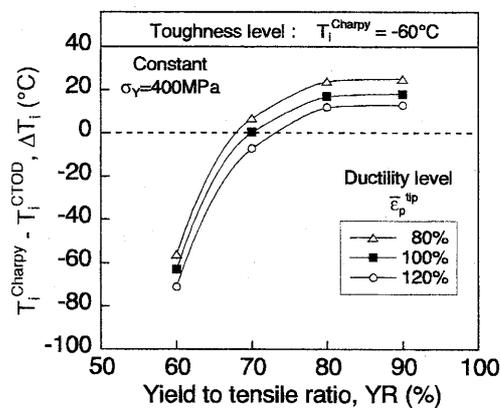


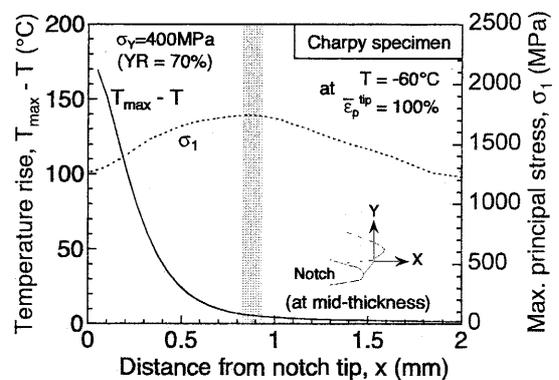
Fig. 11 Effect of ductility level on ΔT_i .

5. 破壊遷移温度相関に及ぼす影響因子の考察

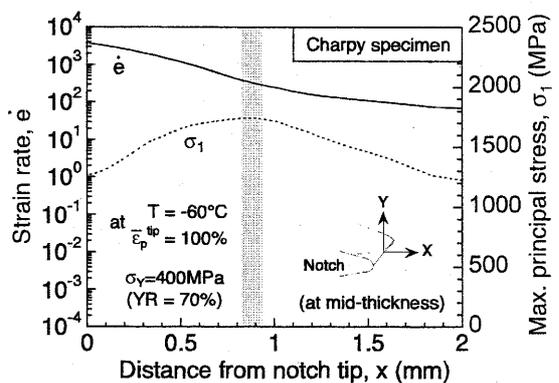
遷移温度差は, 強度レベルや加工硬化特性などの強度特性の影響を受けるばかりでなく, 鋼材の靱性レベル T_i^{Charpy} や延性レベル $(\bar{\epsilon}_p^{up})_i$ の影響も受けることが新たな知見として得られた。ここでは, このような機械的特性が遷移温度差に影響を及ぼす要因について考察を行う。

シャルピー衝撃試験と三点曲げ CTOD 試験の遷移温度差が, 種々の機械的特性の影響を受ける要因として, 主として両試験の負荷速度が大きく異なることが考えられる。Fig. 12

は, 一例として, -60°C で実施したシャルピー衝撃試験片の FEM 解析において, 板厚中央部における切欠き前方の最大主応力 σ_1 の分布を, 断熱塑性変形に伴う温度上昇量 $(T_{max} - T)$ および歪速度 $\dot{\epsilon}$ とあわせて示したものである。ここでの負荷レベルは, 切欠き先端の相当塑性歪 $\bar{\epsilon}_p^{up}$ が 100% のときをとっている。切欠き先端極近傍では大きな温度上昇が見られるが, 脆性破壊の駆動力として採用したワイブル応力に支配的な最大主応力のピーク位置近傍では, 温度上昇量は極わずかであることがわかる。一方, 最大主応力のピーク位置近傍での歪速度は非常に大きな値を示しており, 静的条件下での歪速度 $\dot{\epsilon} = 10^{-4}$ に比べて 6-7 オーダーの上昇が認められる。従って, シャルピー衝撃試験片の切欠き先端近傍での高応力場の形成には, 鋼材の流動応力への温度上昇の効果はわずかしか影響せず, 歪速度の効果が支配的であることがわかる。



(a) Distribution of σ_1 and $(T_{max} - T)$.



(b) Distribution of σ_1 and $\dot{\epsilon}$.

Fig. 12 Maximum principal stress σ_1 , temperature rise $(T_{max} - T)$ and strain rate $\dot{\epsilon}$ ahead of Charpy V-notch.

Fig. 13は, 本解析で採用した鋼材の引張強さ σ_T (流動応力の代表として取り上げる) と歪速度の関係を, 種々の温度下において示したものである。なお, 引張強さ σ_T は静的条件下 (歪速度 $\dot{\epsilon} = 10^{-4}$) での引張強さ σ_T^{static} で無次元化している。強度が低い鋼材ほど歪速度の増加に伴う引張強さの増加量が大きく, さらにこの傾向は低温条件下ほど顕著であるこ

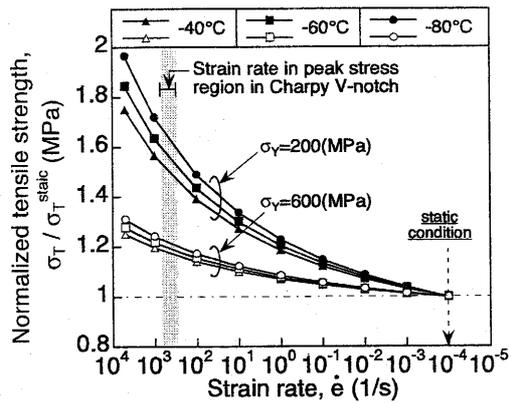


Fig. 13 Dependence of tensile strength on strain rate as a function of strength level and temperature.

とことがわかる。Fig. 6(a)に示したように、同一温度においても動的負荷を受けるシャルピー衝撃試験片のワイブル応力の鋼材強度による差が、静的負荷を受ける三点曲げ試験片よりも小さいのは、このような強度の歪速度依存性に起因しているといえ、その結果、低強度材ほど遷移温度差 ΔT_i が大きくなる (Fig. 7(a)) と理解される。このことは、降伏応力一定で加工硬化特性のみが異なる場合にも当てはまる (Fig. 6(b), Fig. 7(b))。また同様に、高靱性鋼材 (T_i^{Charpy} が小さい) ほど遷移温度差が大きくなる傾向にあるのも (Fig. 8(b), Fig. 9(b))、低温条件下ほど高歪速度下での流動応力の増加が大きいことから説明づけられる。なお、Fig. 8 に示したように、降伏応力が 200MPa という極低強度な鋼材で靱性レベルの影響傾向が逆転しているのは、この程度の低強度レベルであれば流動応力への温度の影響も大きくなるため、静的負荷を受ける三点曲げ試験片においても顕著にワイブル応力が変化することに起因していると考えられる。

このように、遷移温度差に及ぼす鋼材の機械的特性の影響は、鋼材強度の歪速度依存性とその温度依存性の影響に帰着されるといえる。すなわち、本解析で適用した式(5)の降伏応力および引張強さの温度/歪速度依存性が、遷移温度差に大きく影響を及ぼすものと考えられる。

提案した評価モデルは、さらなる実験による妥当性の検証が必要であるが、本評価モデルによりシャルピー試験と三点曲げ CTOD 試験の遷移温度差に鋼材のどのような機械的特性が影響を及ぼすか、またどのように影響するかを判断できる (Fig. 14)。さらに今後、遷移温度差への金属組織学的因子の影響を考察する場合にも、本評価モデルによる解析が役立つと考えられる。

6. 結 言

本研究では、シャルピー衝撃試験と破壊力学靱性試験片

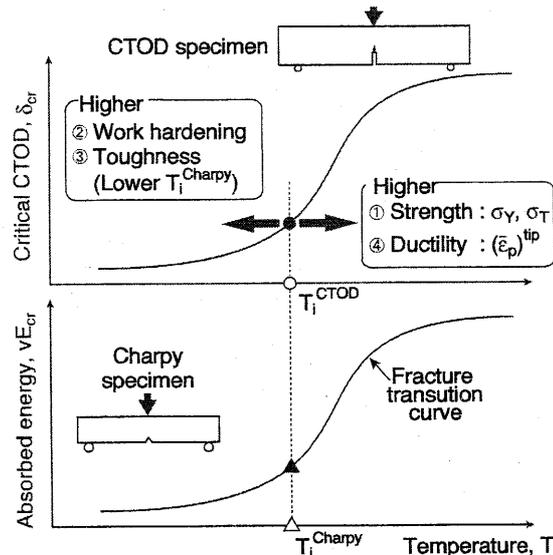


Fig. 14 Summary of effects of mechanical properties on transition temperature correlation.

の延性・脆性破壊遷移温度に差をもたらす要因を、力学的観点のみに着目して解析的に評価するモデルを提案し、遷移温度差に影響を及ぼす機械的特性因子について検討を行った。主たる結果をまとめると以下のようなものである。

- (1) 延性き裂の発生と同時に脆性破壊する温度を遷移温度と定義し、延性き裂の発生条件として切欠き/き裂先端近傍の塑性歪一定条件を、また脆性破壊の発生条件としてワイブル応力一定条件を適用することで、両試験による遷移温度の差とその機械的特性の影響を解析的に検討可能な評価モデルを提案した。
- (2) 遷移温度差 (本論文ではシャルピー試験の遷移温度から三点曲げ CTOD 試験片の遷移温度を引いた値で定義) は、鋼材の強度レベルと加工硬化特性のみならず、靱性レベルや延性レベルの影響も受ける。遷移温度差は、高強度、高延性鋼材ほど小さく、逆に高加工硬化特性 (低 YR)、高靱性鋼材ほど大きくなる傾向にある
- (3) (2)の遷移温度差に及ぼす機械的特性の影響は、鋼材の流動応力に及ぼす歪速度依存性とその温度依存特性に起因するところが大きい。

謝 辞

本研究の一部は、平成17年度 造船学術研究推進機構からの研究助成 (研究代表者: 大畑) を受けて遂行されたものであり、ここに謝意を申し上げる。また、有益な議論をいただいた豊田政男教授 (大阪大学)、半田恒久氏 (JFE スチール (株))、久保高宏氏 (JFE スチール (株)) に謝意を表す。

参考文献

- 1) J.M. Barsom and S.T. Rolfe : Correlation between K_{IC} and Charpy V-notch Test Results in the Transition Temperature Range, ASTM STP 466 (1970), pp.281-302.
- 2) J.M. Barsom : Development of the AASHTO Fracture-Toughness Requirements for Bridge Steels, Engineering Fracture Mechanics, Vol.7 (1975), pp.605-618.
- 3) 萩原行人, 征矢勇夫, 三波建市, 佐藤光雄 : Vシャルピー衝撃特性からの脆性破壊発生特性の評価法 - Vシャルピー試験とCOD試験の関連について-, 溶接学会誌, 第45巻, 8号 (1976), pp.627-633.
- 4) R.E. Dolby : Charpy V and COD - Correlation between Test Data for Ferritic Weld Metals, Metal Construction, (1981), pp.43-51.
- 5) RTW委員会 : 溶接部靱性要求指針に関する研究, 日本溶接協会, (1987).
- 6) K. Wallin: A Simple Theoretical Charpy-V - K_{IC} Correlation for Irradiation Embrittlement, ASME PVP, Vol.170 (1989), pp.93-100.
- 7) 岩館忠雄, 竹俣裕行: シャルピー衝撃試験結果からの破壊じん性 K_{IC} 遷移曲線の推定方法, 材料, Vol.41, No.467 (1992), pp.1241-1247.
- 8) WES 3003(1995) : 低温用圧延鋼板判定基準, 日本溶接協会規格, (1995).
- 9) WES 2805 (1997) : 溶接継手の脆性破壊発生及び疲労き裂進展に対する欠陥の評価方法, 日本溶接協会規格, (1997).
- 10) WES 2808 (2003) : 繰返し大変形を受ける溶接鋼構造物の脆性破壊性能評価方法, 日本溶接協会規格, (2003).
- 11) R. O. Ritchie, B. Francis and W. L. Server : Evaluation of Toughness in AISI 4340 Alloy Steel Austenitized at Low and High Temperatures, Metallurgical Transactions A, Vol. 7A (1976), pp.831-838.
- 12) 八木毅, 南雲道彦 : 低炭素鋼の試験法による破壊遷移温度逆転現象, 鉄と鋼, Vol. 81, No. 11 (1978), pp.1103-1108.
- 13) J. H. Chen, G. Z. Wang and H. Ma : Fracture Behavior of C-Mn Steel and Weld Metal in Notched and Pre-cracked Specimens : Part II. Micromechanism of Fracture, Metallurgical Transactions A, Vol. 21A (1990), pp.321-330.
- 14) J. H. Chen and C. Yan : A Comparison of Toughness of C-Mn Steel with Different Grain Sizes, Metallurgical Transactions A, Vol. 23A (1992), pp.2549-2556.
- 15) 大畑充, 横田昌樹, 広野正彦, 安田修, 豊田政男 : 繰返し荷重下での構造用鋼の延性き裂発生クライテリオン - 大変形繰返し荷重下での鋼構造部材の延性き裂発生限界評価 (第1報) -, 溶接学会論文集, 第21巻, 第4号 (2003), pp.592-602.
- 16) M. Ohata, M. Toyoda and G-B. An : Effect of Strength Mismatch on Ductile Crack Initiation Behavior from Notch Root, Welding in the World. Vol. 48 N° 11/12 (2004), pp.9-13.
- 17) G-B. An, M. Ohata and M. Toyoda: Effect of Strength Mis-match and Dynamic Loading on Ductile Fracture Initiation, Engineering Fracture Mechanics, 70 (2003), pp.1359-1377.
- 18) 南二三吉, 大畑充, 長尾亮 : 浅いV切欠きをもつ大型構造要素の脆性破壊強度評価へのローカルアプローチの適用 - 破壊制御設計へのローカルアプローチの展開 (第5報) -, 日本造船学会論文集, 第186巻, (2000), pp.465-473.
- 19) F. Minami, M. Iida, W. Takahara, N. Konda and K. Arimochi : Fracture Mechanics Analysis of Charpy Test Results Based on the Weibull Stress Criterion, From Charpy to Present Impact Testing, ESIS 30, Elsevier Science Ltd. (2002), pp.411-418.
- 20) A. Rossoll, C. Berdin and C. Prioul : Determination of the Fracture Toughness of a Low Alloy Steel by the Instrumented Charpy Impact Test, Int. J. Fracture, 115 (2002), pp.205-226.
- 21) F. Minami, A. Brückner-Foit, D. Munz and B. Trollenier : Estimation Procedure for the Weibull Parameter Used in the Local Approach, Int. J. Fract., 54 (1992), pp.197-210.
- 22) V. Tverggard and A. Needleman : An Analysis of the Temperature and Rate Dependence of Charpy V-notch Energies for a High Nitrogen Steel, Int. J. Fracture, Vol. 37 (1988), pp.197-215.
- 23) Taylor GI, Quinney H. : The latent energy remaining in a metal after cold working. Proc Royal Soc London 1934;A143:307.
- 24) T. Kubo, S. Igi, H. Shimanuki, M. Yamauchi, F. Minami and M. Toyoda : Estimation of Strength of Steel Subjected to Plastic Pre-strain and Dynamic Loading, Proc. 7th Int. Symp., JWS, Vol. 2 (2001), pp.1129-1134.
- 25) BSI,BS7448,Part1-1991 : Fracture Mechanics Toughness Test, Method for Determination of K_{IC} , Critical CTOD and Critical J Values of Metallic Materials (1991).