破壊靱性試験の構造性能評価への Transferability を 考慮した破壊靱性要求

——破壊制御設計へのローカルアプローチの展開 (第1報)——

正員 南 二三吉* 正員 大 畑 充*
正員 豊 田 政 男* 正員 有 持 和 茂**

Determination of Required Fracture Toughness of Materials Considering Transferability to Fracture
Performance Evaluation for Structural Components
——Application of the Local Approach to Fracture Control Design (Part 1)——

by Fumiyoshi Minami, *Member* Mitsuru Ohata, *Member*
Masao Toyoda, *Member*, Kazusige Arimochi, *Member*

Summary

This paper presented an equivalent CTOD concept, based on the local approach, to transfer fracture toughness results to fracture performance evaluation of structural components. The equivalent CTOD was defined by the CTOD in the toughness specimen which gave a compatible Weibull stress between the toughness specimen and structural component. Fracture toughness determination by the equivalent CTOD concept leads to a reasonable toughness requirement to meet a design condition for the structural component, while the conventional procedure requires excessive fracture toughness to a large extent. The equivalent CTOD methodology is useful for evaluation of strength mis-match effect on the required toughness of welds. The undermatch condition needs a larger toughness for the weld metal (WM) than the overmatch condition. Nevertheless, using a weld metal with high work-hardenability, the required WM toughness in the undermatch condition can be lowered to a level in the match condition. By contrast, the required toughness for the heat affected zone (HAZ) in the undermatch condition is less than that in the overmatch condition. This was explained in terms of the local stress field in the HAZ: the stress level is elevated and relaxed by the overmatch condition and the undermatch conditions, respectively. A discussion was followed as to the allowable range of strength mis-matching to meet the required deformability of structural components.

1. 緒 言

構造物に要求される変形・破壊性能を確保するために、また、要求機能の複雑化・高度化に対応するために、材料設計、継手設計、構造設計の各段階で種々の工夫がなされている。材料の構造化プロセスでは、それらの知識をうまく伝え合い、有用な情報を機能的にリンクすることが重要であるが、信頼性を追求するあまりしばしば過剰な品質要求となったり、情報のミスマッチから一分野で最適と思わ

れた手段が全体を通してみると必ずしも最適でなかったりすることがある。

例えば、鋼構造物の破壊強度評価においては、外力と欠陥寸法(あるいは想定欠陥寸法)、材料強度の三者を関係づける破壊力学的アプローチがなされ、その一つとしてCTOD設計曲線(き裂先端開口変位 δ と作用歪 ϵ_∞ の関係)が工学的によく用いられている。対象構造の変形挙動解析などに基づきCTOD設計曲線が与えられると、構造としての破壊性能確保のための靱性要求値 δ^R がCTOD設計曲線より求まり、逆に、破壊靱性試験で得た限界CTODから構造要素の変形能 $(\epsilon_\infty)_{cr}$ が推定できる。しかし、破壊靱性試験で得た限界CTODを直接評価に用いると、しばしばかなり安全側の評価となってしまうことが指摘されている^{1)~6)}。

* 大阪大学大学院工学研究科生産科学専攻

** 住友金属工業(株)総合技術研究所

また、鋼材設計においては、一般に変形性能と破壊性能の二つが注目され、前者は主に材料の加工硬化特性、後者は破壊靱性値を制御因子とする検討が重ねられている。この二つの特性は独立事象のように見えるが、き裂のように著しい応力・歪集中をもたらす要因が存在すると、破壊に先立つき裂先端近傍の変形量は大きく、材料の加工硬化特性は破壊発生領域の応力・歪挙動にも直接関わってくる^{7)~9)}。さらに、巨視的には均質な鋼材も微視的にはいろいろな組織を含む不均質材であり、不均質の形態によっては各組織内部の応力・歪挙動が変化し、それが破壊の芽の生成や破壊強度にも影響を及ぼしかねない^{10)~13)}。

本研究は、Fig. 1 に示すように、材料の構造化プロセスでは材料設計⇔継手設計⇔構造設計のインターフェイスが重要であることを認識し、各段階での情報の評価・伝達ツールとしてローカルアプローチ^{14),15)}を適用した破壊制御手法を提案する。本論文は第1報として、材料の破壊靱性試験をいかに構造性能評価に結びつけるかを考え、構造信頼性確保のための合理的破壊靱性要求、および、溶接部破壊靱性要求に及ぼす母材と溶接金属の強度ミスマッチの影響について考察する。

2. 破壊靱性試験の構造性能評価への Transferability

構造物の性能要件を満たすのに必要な材料の破壊靱性値を決定する際によく用いられる方法は、応力拡大係数 K やき裂先端開口変位 (CTOD, δ) などの破壊力学パラメータを媒体として、破壊が生じるときの K 値や CTOD 値は靱性試験片と構造要素と同じであるとして必要靱性値を決定する方法である。材料の破壊靱性値の測定には、一般に $W=2B$ (W : 試験片幅, B : 試験片厚さ), $a_0/W=0.5$ (a_0 : 初期切欠き長さ) の深い切欠きをもつ試験片が採用される。 $a_0/W=0.5$ の切欠きは実構造物で存在しうる欠陥に比べて深過ぎて拘束が強すぎるとの指摘も多いが、現実の構造部位での拘束の程度が明確でない現状においては拘束の強い試験片の採用は避け難いという判断から、靱性試験においては $a_0/W=0.5$ の切欠きが標準となっている。このため、現行の手法は往々にして安全側の靱性要求値を与えて

しまう。破壊力学は構造破壊防止のための有力なツールとなるべきなのに、上記のような理由から、構造設計者と材料・破壊力学研究者の間にしばしばミスマッチが生じ、必ずしも調和のとれた破壊靱性要求がなされていない。

問題解決の鍵を握るのは、破壊靱性試験片と構造要素で塑性拘束が異なることの影響をいかに評価するかで、本論文ではローカルアプローチの適用により、破壊靱性試験の構造性能評価への transferability を考慮した靱性要求手法を提案する。まず、溶接継手の広幅引張試験結果と三点曲げ靱性試験結果を解析し、両者の対応関係の評価にローカルアプローチが有効であることを示す。

厚さ $t=25$ mm のラインパイプ用高強度鋼 X80 を母材とする多層溶接継手を作製し、Fig. 2 に示すような溶接金属中央に表面切欠きを有する広幅引張試験片 (切欠き長さ $2a=100$ mm, 切欠き深さ $b=6$ mm) と三点曲げ CTOD 試験片 (切欠き長さ a /試験片幅 $W=12.5/25=0.5$) を採取し

Fig. 2 Configuration of wide plate and 3-point bend specimen with a notch in weld metal used in experiment.

Fig. 1 Application of the local approach for transferability analysis of knowledgeware between material design, joint design and structural design.

た¹⁶⁾。切欠き先端はいずれも長さ約 2 mm の疲労き裂で仕上っている。溶接は入熱範囲 0.3~0.9 MJ/m の自動 GMAW で行い、溶接金属には三種類の材料 (undermatch, match, overmatch) を用いた。母材の室温での降伏点 σ_Y^B は 572 MPa で、母材と溶接金属の降伏強度比 σ_Y^W/σ_Y^B は, undermatch, match, overmatch 継手それぞれについて 0.88, 1.02, 1.09 であった。実験は地中埋没型パイプラインの最低使用温度に相当する -5°C で行った。 -5°C での母材降伏点 $\sigma_Y^B=583$ MPa, 降伏強度比 $\sigma_Y^W/\sigma_Y^B=0.89$ (undermatch), 1.02 (match), 1.08 (overmatch)]

Fig. 3 は、実験で得た広幅試験片の切欠き中央開口変位 V_g (クリップゲージで測定) と全体歪 ϵ_∞ (切欠きから 100 mm 離れた位置に添付した歪ゲージで測定) の関係を示したものである。Match 継手は最終的に脆性破壊を呈したが, overmatch, undermatch 継手では脆性破壊は生じなかった。曲げ試験結果を Fig. 4 に示す。破壊限界 CTOD は英国試験規格 BS 7448¹⁷⁾ に従って求め、破壊様式に応じて δ_c (延性き裂長さ $\Delta a \leq 0.2$ mm の限界 CTOD), δ_u ($\Delta a > 0.2$

mm の限界 CTOD), δ_m (完全延性破壊の場合の最大荷重到達時の CTOD) と区別している。

上記の三点曲げ試験結果から、広幅継手の破壊性能を従来法とローカルアプローチによる手法で推定した。

従来法：三次元 FEM 解析で広幅継手の CTOD と全体歪 ϵ_∞ の関係を求め、広幅継手と曲げ試験片が同じ限界 CTOD で破壊するものとして破壊限界歪 $(\epsilon_\infty)_{cr}$ を推定する (Fig. 5(a))。

ローカルアプローチによる手法：広幅継手について Weibull 応力 σ_W と全体歪 ϵ_∞ の関係、曲げ試験片について σ_W と CTOD の関係を求め、両者が同じ限界 Weibull 応力で破壊すると考えて破壊限界歪 $(\epsilon_\infty)_{cr}$ を推定する (Fig. 5(b))。Weibull 応力 σ_W とはローカルアプローチで用いる破壊駆動力のことで、き裂先端近傍の応力の大きさと応力分布形状の双方に注目し、破壊に寄与する応力成分 σ_{eff} を重みを考えて積分した応力パラメータに相当する。

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

Fig. 3 Deformation behaviors of wide plates with a surface notch in weld metal in undermatch, match and overmatch conditions.

Fig. 4 Fracture toughness results for undermatch, match and overmatch weld metals.

(a) Conventional method

(b) Equivalent CTOD concept

Fig. 5 Procedure for prediction of fracture overall strain $(\epsilon_\infty)_{cr}$ of wide plate from 3-point bend test results. ($\delta_{c,min}$, $\delta_{c,max}$: Minimum and maximum values of critical CTOD, δ_c and δ_u at brittle fracture initiation.)

ここで、 V_f :破壊プロセスゾーンの体積、 V_0 :ローカルアプローチで定義する破壊基本体積、 m :Weibull形状パラメータ(材料定数)。本論文では、 $V_0=1$ (単位体積)とし、応力成分 σ_{eff} として多軸応力状態を考慮に入れた次の応力を用いた¹⁸⁾。

$$\sigma_{eff} = \left[\frac{1}{2\pi} \int_0^\pi \int_0^{2\pi} \left[\sigma_n^2 + \frac{4}{(2-\nu)^2} \tau^2 \right]^{m/2} \sin \theta d\theta d\phi \right]^{1/m} \quad (2)$$

ここで、 σ_n, τ :基本体積 V_0 に含まれる脆性マイクロクラックに作用する垂直応力と面内最大剪断応力、 θ, ϕ :最大主応力方向に対するマイクロクラックの角度。

両手法による広幅継手の破壊限界歪 $(\epsilon_\infty)_{cr}$ の推定結果をFig. 6に示す。従来法の適用にあたっては、広幅継手のCTODは表面切欠き中央断面において切欠き末端開口変位 V_θ からtangential method¹⁹⁾によって求めた。Fig. 6をみると、従来法は広幅継手の破壊歪をかなり過小に評価している。これはFig. 7に示すように、試験片形状による塑性拘束の差から、同じCTODレベルでは三点曲げ試験片の方が広幅引張継手よりも厳しい応力状態を与えることに起因する(曲げ試験片のき裂先端近傍の応力は広幅継手よりかなり高く、かつ、高応力域の寸法も明らかに大きい)。これに対して、ローカルアプローチで推定された広幅継手の破壊歪は、実験データと良い対応を示している。なお、ローカルアプローチではWeibull応力の計算に m 値を必要とするが、それには実験結果の統計解析から繰返し計算によって m 値を求める手法¹⁸⁾を適用した。Undermatch, match, overmatch溶接金属の m 値はそれぞれ38.3, 27.6, 33.1であった¹⁶⁾。

3. 等価CTOD概念の適用による破壊靱性要求

第2章の結果をふまえ、本研究ではFig. 8(b)に示すよ

Fig. 6 Comparison between critical overall strains $(\epsilon_\infty)_{cr}$ of wide plates predicted by the equivalent CTOD concept and conventional method.

うに破壊靱性試験片と構造要素においてき裂先端近傍の応力場(Weibull応力 σ_w)が等しくなる変形状態を考え、その条件の下で材料の破壊靱性要求値を決定する手法を提案する。この構造要素と等しい応力場を与える破壊靱性試験片のCTODを「等価CTOD」¹⁶⁾と定義する。

Fig. 2と同形状・寸法の表面切欠きを有する母材広幅平板と三点曲げ試験片を考え、広幅平板の変形能を満たすのに必要な材料の破壊靱性値が従来法による評価と等価CTOD概念による評価でどの程度異なるかを試算する。材料の応力-歪曲線には、Table 1に示すように第2章のX80鋼板と同じもの(降伏点 $\sigma_Y=583$ MPa, 引張強さ $\sigma_T=$

Fig. 7 Specimen geometry effect on near crack-tip stress field. 3-point bend specimen gives higher near-tip stress and larger extent of high stress region than wide plate at the same CTOD level.

Fig. 8 Procedure for fracture toughness requirement to meet deformability of wide plate.

Table 1 Mechanical properties of materials with different work-hardenability used for FE-analysis.

	C (MPa)	σ_Y (MPa)	σ_T (MPa)	YR (%)	ε_T (%)	n	α
YR=0.82	565	583	711	82	11.4	0.1176	0.0087
YR=0.95	580	583	614	95	11.4	0.1900	0.0821

$\bar{\sigma} = C(1 + \bar{\varepsilon}_p/\alpha)^n$, $\bar{\sigma}$: Equivalent stress, $\bar{\varepsilon}_p$: Equivalent plastic strain,

σ_Y : Yield stress (0.2% proof stress), σ_T : Tensile strength, YR = σ_Y/σ_T ,

ε_T : Uniform elongation, n: Work hardening exponent, C, α : Material constants

711 MPa, 降伏比 YR = $\sigma_Y/\sigma_T = 0.82$, 一様伸び $\varepsilon_T = 11.4\%$ と、降伏点と一様伸びが X 80 鋼と同じで引張強さのみが異なるもの ($\sigma_T = 614$ MPa, YR = 0.95) の二種類を用いた。ここでは降伏比に注目して前者を YR 0.82 材, 後者を YR 0.95 材とよぶ。広幅平板と三点曲げ試験片の変形挙動ならびにき裂先端近傍の応力状態の解析には, 3 次元 FEM を適用した (解析コード: J-NIKE 3 D)。き裂先端近傍の最小要素寸法は広幅平板では $0.2 \times 0.2 \times 2.0$ mm, 三点曲げ試験片では $0.067 \times 0.067 \times 0.5$ mm である。広幅平板の最小要素寸法は解析容量の関係で曲げ試験片よりも大きい, その寸法程度で広幅平板のき裂先端近傍の最大応力がほぼ把握できることを確認している。き裂先端開口変位 CTOD の計算は, 曲げ試験片では BS 7448 の換算式¹⁷⁾, 広幅平板では tangential method¹⁹⁾で行った。また, Weibull 応力の計算には, 文献で報告されている形状パラメータ m が概ね 10~45 の範囲^{14,18,20~31)}にあることから, $m = 15, 20, 30, 40$ と設定した。

Fig. 9 に, YR 0.82 材について, 広幅平板の要求変形能 ε_{∞}^R (ここでは全体歪を採用, 全体歪は Fig. 3 と同様に切欠きから 100 mm 離れた地点の表面歪で定義) を満たすのに必要な破壊靱性値の評価結果を ε_{∞}^R の関数として示す。なお, Fig. 9 では m 値として $m = 20$ を用いた。従来法では Fig. 8(a) に示すように, 広幅平板の要求性能 ε_{∞}^R に対して ε_{∞} -CTOD 関係から決まる CTOD, δ_{WP}^R がそのまま必要靱性 δ^R として要求される (すなわち $\delta^R = \delta_{WP}^R$)。これに対して等価 CTOD 概念に基づく手法では, Fig. 8(b) に示すように, 広幅平板と等しい Weibull 応力を与える負荷レベルとしての曲げ CTOD を要求する ($\delta^R = \delta_{3P, Equiv.}^R$)。広幅平板の要求変形能 ε_{∞}^R が材料の降伏歪より十分小さなときには, 従来法による要求値 δ_{WP}^R と等価 CTOD 概念による要求値 $\delta_{3P, Equiv.}^R$ に有意差はない。しかし, ε_{∞}^R が降伏歪を越えるレベルになると, 両手法の靱性要求値の評価結果に大きな差が生じ, 従来法では要求値を過大に見積もる傾向にある。Fig. 9(b) は等価 CTOD 概念と従来法による靱性要求値の比 $\delta_{3P, Equiv.}^R / \delta_{WP}^R$ を計算している。 ε_{∞}^R が降伏歪を越えるレベルでは, 広幅平板の変形能を満たすのに必要な材料の破壊靱性値 (等価 CTOD 概念による要求値) は従来法で求まる値の $1/2 \sim 1/3$ 程度でよいことがわかる。このように等価 CTOD 概念による靱性要求値 $\delta_{3P, Equiv.}^R$ が従来法による要求値 δ_{WP}^R

Fig. 9(a) Required fracture toughness determined by the equivalent CTOD concept and conventional method (High strength steel with YR = 0.82).

Fig. 9(b) Ratio of required toughness determined by the equivalent CTOD concept to that evaluated by the conventional method (High strength steel with YR = 0.82).

に比べてかなり小さくなるのは, 三点曲げ試験片の塑性拘束が広幅平板よりもかなり強く, 広幅平板より小さな CTOD レベルで広幅平板と等価な Weibull 応力が得られることによる。

Fig. 10 は同様の計算を YR 0.95 材について行った結果を YR 0.82 材と比較している。YR 0.95 材は加工硬化能が小さいために YR 0.82 材よりもき裂先端近傍に歪が集中しやすく, そのため同じ全体歪レベルでは広幅平板の CTOD は YR 0.82 材より大きくなる。その結果, 従来法で要求される靱性値 δ_{WP}^R は YR 0.82 材よりも大きくなる。しかし, き裂先端近傍の応力値は加工硬化能が小さいことから変形が進んでもそれほど増加せず, 従って Weibull 応力の増加度合が小さいことから, 等価 CTOD 概念では必要靱性値 $\delta_{3P, Equiv.}^R$ は YR 0.82 材より低めとなっている。

Fig. 9, 10 では形状パラメータ $m = 20$ の場合について検討したが, 一般に m 値は低靱性材ではより小さな値, 高靱性材ではより大きな値をとる。そこで, YR 0.82 材と YR 0.95 材について, m 値を $m = 15, 20, 30, 40$ と変化さ

せて $\delta_{3P, Equiv.}^R / \delta_{WP}^R$ を計算した結果を Fig. 11 に示す。それによると m 値が 20~40 では $\delta_{3P, Equiv.}^R / \delta_{WP}^R$ は m 値によらずほぼ同じ値をとっている。分母の δ_{WP}^R は m 値に無関係に広幅平板の ε_{∞} -CTOD 関係から決まるので、この結果は $m = 20 \sim 40$ では必要靱性値 $\delta_{3P, Equiv.}^R$ は m 値にほとんど依存しないことを意味している。しかし、 $m = 15$ では $\delta_{3P, Equiv.}^R / \delta_{WP}^R$ は幾分大きめの値をとっている。この理由は次のように考えられる。すなわち、Weibull 応力 σ_w は式(1)で与えられるように応力成分と体積成分から成り、応力成分は $(\sigma_{eff})^{1/m}$ の形から m の影響をほとんど受けませんが、体積成分 $V_l^{1/m}$ は m に依存し m 値が小さくなると σ_w への寄与分が大きくなる。検討対象の広幅平板と三点曲げ試験片では、広幅平板のき裂寸法 $2a = 100$ mm > 曲げ試験片のき裂前縁寸法 $B = 25$ mm より、広幅平板は曲げ試験片より長大な破壊プロセスゾーン V_l をもつ。従って体積効果により、 $m = 15$ のときに広幅平板と同じ Weibull 応力を曲げ試験片で得るには、 $m = 20 \sim 40$ の場合に比べて等価曲げ CTOD, $\delta_{3P, Equiv.}^R$ が幾分高めになったものと思われる。広幅平板のき裂寸法 $2a$ が曲げ試験片のき裂前縁寸法 B と大差なければ、 $\delta_{3P, Equiv.}^R / \delta_{WP}^R$ は低 m 範囲も含めて m 値の影響を大き

く受けないと判断される。

4. 溶接部の破壊靱性要求値に及ぼす強度ミスマッチの影響

4.1 溶接金属の必要靱性と強度ミスマッチ

溶接構造物の製作においては、通常、溶接金属の強度を母材強度に比べて幾分高く設定する overmatch 手法が採られる。しかし、強度レベルの高い鋼材では溶接性や靱性特性などの面で overmatch 手法が必ずしも良いとは限らず、母材よりもやや強度の低い undermatch 溶接金属の採用も考える必要のあることが指摘されている^{32,33)}。このような母材と溶接金属の強度ミスマッチが溶接部の破壊靱性要求値にどのように影響するかを考察する。

まず、溶接金属の必要靱性と強度ミスマッチの関係について考察する。Fig. 2(a) に示す溶接金属中央に長さ $2a = 100$ mm、深さ $b = 6$ mm の表面切欠きを有する広幅溶接継手 (厚さ 25 mm) を対象として、数値解析的検討を行う。破壊靱性試験片は Fig. 2(b) に示す切欠き長さ a /試験片幅 $W = 0.5$ の三点曲げ試験片とする。Table 2 に三次元 FEM 解析で用いる材料の機械的性質をまとめる。母材は前出の降伏点 $\sigma_Y = 583$ MPa の X 80 鋼板とし、溶接金属は

Fig. 10(a) Comparison between required fracture toughness of materials with high and low work-hardening properties.

Fig. 10(b) Ratio of required toughness $\delta_{3P, Equiv.}^R / \delta_{WP}^R$ for materials with high and low work-hardening properties.

(a) YR=0.82

(b) YR=0.95

Fig. 11 Effect of Weibull shape parameter m on fracture toughness requirement by the equivalent CTOD concept.

第2章の実験で用いた undermatch 金属 $[(Sr)_Y = \sigma_Y^W / \sigma_Y^B = 0.89]$, overmatch 金属 $[(Sr)_Y = 1.08]$, および母材と機械的性質が全く同じ完全 match のもの $[(Sr)_Y = 1]$ とする。

Fig. 12 に広幅溶接継手の全体歪 ϵ_∞ と CTOD, δ_{WP} (tangential method による表面切欠き中央の CTOD) の関係, 広幅継手の ϵ_∞ と溶接金属の Weibull 応力 σ_{WM}^W の関係, 三点曲げ試験片の CTOD, δ_{3P} と σ_{WM}^W の関係の対応図を示す。なお, Weibull 応力 σ_{WM}^W の計算には $m=20$ を代表値として用い, プロセスゾーン V_I は溶接金属の破壊駆動力に注目しているので溶接金属領域に限定した。広幅継手の CTOD, δ_{WP} は, 変形レベルが大きくなると, 塑性変形挙動を反映して $\delta_{WP}(\text{undermatch}) > \delta_{WP}(\text{match}) > \delta_{WP}(\text{overmatch})$ となる。一方, 溶接金属の Weibull 応力 σ_{WM}^W は, 応力-歪関係を反映して広幅継手でも曲げ試験片でも $\sigma_{WM}^W(\text{overmatch}) > \sigma_{WM}^W(\text{match}) > \sigma_{WM}^W(\text{undermatch})$ となる。この Fig. 12 の結果をもとに, 広幅継手の要求変形能 ϵ_∞^R に見合う溶接金属の必要靱性 $\delta_{3P, \text{Equiv.}}^R$ を $\epsilon_\infty^R = 0.5, 0.8\%$ の場合について求めたものが Fig. 13 である。必要靱性 $\delta_{3P, \text{Equiv.}}^R$ は強度ミスマッチの影響で $\delta_{3P, \text{Equiv.}}^R(\text{undermatch}) > \delta_{3P, \text{Equiv.}}^R(\text{match}) > \delta_{3P, \text{Equiv.}}^R(\text{overmatch})$ の順にあるが, この場合も等価 CTOD 概念で求まる必要靱性 $\delta_{3P, \text{Equiv.}}^R$ は従来法で評価される必要靱性 δ_{WP}^R に比べると随分小さい。

Fig. 13 は広幅継手の性能保証のためには一般に undermatch 溶接金属の方が overmatch 溶接金属より大きな破壊靱性を必要とすることを示唆しているが, 溶接金属の必要靱性は材料の加工硬化特性にも依存する。Undermatch 溶接金属の降伏点を Table 2 と同じ $\sigma_Y = 516 \text{ MPa}$ として引張強さを Table 2 より高い $\sigma_T = 680 \text{ MPa}$ としたときに, 必要靱性がどのように変化するかを試算した結果を Fig.

13 中に Δ , $\blacktriangle$ 印で示している。加工硬化能を大きくすると, undermatch 条件でも必要靱性値を match 条件なみにできることがわかる。

Fig. 14 は等価 CTOD 概念と従来法による溶接金属の必要靱性の比 $\delta_{3P, \text{Equiv.}}^R / \delta_{WP}^R$ を計算している。Match の場合を基準にすると, $\delta_{3P, \text{Equiv.}}^R / \delta_{WP}^R$ は undermatch ではやや高い値, overmatch では低い値をとっている。これは, ϵ_∞^R に対する広幅継手の CTOD (δ_{WP}), およびその ϵ_∞^R を確保するのに必要な等価曲げ CTOD ($\delta_{3P, \text{Equiv.}}^R$) はともに, match の場合に比べて undermatch では大きく overmatch では小さくなるが, その変化の度合いは $\delta_{3P, \text{Equiv.}}^R$ の方が δ_{WP}^R より大きいことによる (Fig. 12)。

4.2 HAZ の必要靱性と強度ミスマッチ

次に, 溶接熱影響部 (HAZ) の必要靱性と強度ミスマッチの関係について考察する。解析モデルとして Fig. 15(a) に示す溶接金属/HAZ 境界に長さ $2a = 20 \text{ mm}$ の板厚貫通切欠きを有する広幅溶接継手 (厚さ 25 mm , 幅 400 mm) を取上げる。Fig. 15(b) は対応する破壊靱性試験片で, 試

Table 2 Mechanical properties of base and weld metals used for analysis of strength mismatch effect on required weld metal toughness.

		C (MPa)	σ_Y (MPa)	σ_T (MPa)	(Sr) _Y $\alpha_Y W_{\alpha} \alpha^B$	YR (%)	ϵ_T (%)	n	α
Base metal		565	583	711	-	82	11.4	0.1176	0.0087
Weld metal	Overmatch	623	631	701	1.08	90	9.5	0.1087	0.0180
	Match	565	583	711	1.00	82	11.4	0.1176	0.0087
	Undermatch	506	516	614	0.89	84	12.5	0.1328	0.0148

$\bar{\sigma} = C(1 + \bar{\epsilon}_p / \alpha)^n$, $\bar{\sigma}$: Equivalent stress, $\bar{\epsilon}_p$: Equivalent plastic strain, σ_Y : Yield stress (0.2% proof stress), σ_T : Tensile strength, $YR = \sigma_Y / \sigma_T$, ϵ_T : Uniform elongation, n: Work hardening exponent, C, α : Material constants

Fig. 12 Procedure for evaluation of strength mismatch effect on required fracture toughness of weld metal.

Fig. 13 Effect of strength mis-matching on required fracture toughness of weld metal.

Fig. 14 Effect of strength mis-matching on ratio of required toughness $\delta_{3P, Equiv}^R / \delta_{WP}^R$ for weld metal.

試験片 $W=2 \times$ 試験片厚さ B , 切欠き長さ $a=B=25$ mm の標準試験片 ($a/W=0.5$) を想定した。HAZ は幅 1 mm の均質な領域とし、破壊は HAZ から発生するものとする。母材はこれまでに用いた降伏点 $\sigma_Y=583$ MPa の X80 鋼板とし、溶接金属の強度を Table 3 に示すように、 $(Sr)_Y = \sigma_Y^W / \sigma_Y^B = 0.8 \sim 1.2$ の範囲で変化させた。HAZ の機械的性質は母材と同じとした。材料の相当応力 $\bar{\sigma}$ -相当塑性歪 $\bar{\epsilon}_p$ 関係は $\bar{\sigma} = C(1 + \bar{\epsilon}_p/\alpha)^n$ に従うものとし、加工硬化指数 n と降伏点 σ_Y は $n\sigma_Y = 7(\sigma_Y : \text{kgf/mm}^2)^{3/4}$ の関係にあるものとした。

Fig. 16 は数値解析で得られた広幅継手の全体歪 ϵ_{∞} と HAZ の Weibull 応力 σ_{WM}^{HAZ} の関係を示している。なお、破壊プロセスゾーン V_f は HAZ 領域に限定し、 $m=20$ として σ_{WM}^{HAZ} を計算した。HAZ の機械的性質は一定 (母材と同じ) であるが、HAZ の Weibull 応力 σ_{WM}^{HAZ} は強度ミスマッチ度 $(Sr)_Y$ が大きくなるほど大きくなっている。これは、広幅継手の変形能を確保するには、undermatch $\rightarrow$ match $\rightarrow$ overmatch の順により高い HAZ 靱性を必要とすることを意味している。Fig. 17 はそのことを示したもので、試験

(a) Wide plate

(b) 3-point bend specimen

Fig. 15 FE-models with a notch at HAZ/WM boundary.

Table 3 Mechanical properties of base and weld metals used for analysis of strength mis-match effect on required HAZ toughness.

	σ_Y (MPa)	σ_T (MPa)	$(Sr)_Y$ (σ_Y^W/σ_Y^B)	YR (%)	ϵ_T (%)	n	α
Base metal	583	711	-	82	11.4	0.1176	0.0087
HAZ	583	711	-	82	11.4	0.1176	0.0087
Weld metal	697	813	1.2	86	9.6	0.1004	0.0087
	641	764	1.1	84	10.6	0.1092	0.0087
	583	711	1.0	82	11.4	0.1176	0.0087
	525	667	0.9	79	13.3	0.1334	0.0087
Undermatch	466	621	0.8	75	15.2	0.1502	0.0087

$\bar{\sigma} = C(1 + \bar{\epsilon}_p/\alpha)^n$, $n\sigma_Y = 68.6$, $\bar{\sigma}$: Equivalent stress, $\bar{\epsilon}_p$: Equivalent plastic strain, σ_Y : Yield stress (0.2% proof stress), σ_T : Tensile strength, $YR = \sigma_Y/\sigma_T$, ϵ_T : Uniform elongation, n : Work hardening exponent, C, α : Material constants

片全体が HAZ から成る均質 HAZ 試験片を考えたときに、広幅継手の要求変形能 ϵ_{∞}^R を満たすのに必要な HAZ 靱性 (等価曲げ CTOD) が $(Sr)_Y$ によってどのように変化するかを計算している。このように HAZ の機械的性質が同じでも、母材と溶接金属の強度ミスマッチ度 $(Sr)_Y$ が大きくなるほど HAZ の破壊駆動力 σ_{WM}^{HAZ} が大きくなるのは、Fig. 18 に示すように、HAZ の応力場が $(Sr)_Y$ の増大によって活性化されることによる。(Fig. 18: $(Sr)_Y$ が大きくなるほど塑性拘束が増大して HAZ の応力度が上昇、HAZ 内の高応力域寸法も拡大)

以上のことから、破壊発生が HAZ 靱性によって支配される場合の溶接継手の変形能を満たすには、HAZ の靱性レベルだけでなく強度ミスマッチにも注意する必要があることがわかる。Fig. 19 は、HAZ の靱性レベル、 δ_{3P}^{HAZ} と Weibull 応力 σ_{WM}^{HAZ} の関係、および、広幅継手の全体歪 ϵ_{∞} と σ_{WM}^{HAZ} の関係から、広幅継手の要求変形能 ϵ_{∞}^R を保証するの

に許容される溶接部の強度ミスマッチ度 (Sr)_Y を求める手順を示している。基本となる考えは、曲げ試験片も広幅継手も破壊発生時の限界 Weibull 応力は同じという原則である。Fig. 15(a)の広幅継手に対し、 $m=20$ として継手の要求変形能 ϵ_{∞}^R を確保するのに許容されるミスマッチ度 (Sr)_Y を試算したものが Fig. 20 である。強度ミスマッチの許容範囲は HAZ の靱性レベルが高いほど広くなること、HAZ 靱性が低いときには十分な継手性能を確保しようと思えば undermatch とせざるをえない場合があること、などがわかる。

本論文ではローカルアプローチに基づく等価 CTOD 概念を適用し、構造要素の変形能を確保するための破壊靱性要求のあり方、および、溶接部の破壊靱性要求値に及ぼす母材と溶接金属の強度ミスマッチの影響について考察した。本論文で提示した破壊靱性要求値の決定手順は、脆性

破壊が問題となる構造物なら基本的にどのような応力条件、幾何学形状に対しても適用でき、構造要素と靱性試験片の transferability を考えた合理的な破壊靱性要求手法として多くの構造分野で活用されることが期待される。

5. 結 論

本論文では破壊靱性試験片と構造要素の塑性拘束は必ずしも同じでないことに注目し、等価 CTOD 概念に基づく新しい破壊靱性要求手法を提案した。これは、従来法のように破壊靱性試験片と構造要素の CTOD を一対一に対応させるのではなく、構造要素と等しい Weibull 応力を与える靱性試験片の変形レベルとしての CTOD $\equiv$ 等価 CTOD を考えるものである。この等価 CTOD 概念を適用して、従来の破壊靱性要求との差異、溶接部の靱性要求値に及ぼす強度ミスマッチの影響について考察し、以下のような知見を得た。

- ①等価 CTOD 概念で評価される材料の破壊靱性要求値は、構造要素の性能要求が小規模降伏範囲にあるときには従来法で求まる値と大差ないが、材料の降伏歪を超える大きな変形能が要求されるときには、従来法よりもかなり小さな値（本解析条件では従来法で求まる値の 1/2~1/3）をとる。すなわち、従来法は一般に過剰な靱性要求を与えるのに対し、等価 CTOD 概念ではそれよりもかなり小さな靱性レベルの、構造成能評価と直結した合理的な靱性要求を可能とする。
- ②等価 CTOD 概念による破壊靱性要求値と従来法による要求値の差は、降伏点と同じレベルなら加工硬化能の小さな材料（高 YR 材）ほど大きい。
- ③等価 CTOD 概念に基づく破壊靱性要求値の決定には当該材料の Weibull 形状パラメータ m の値を必要とするが、材料の靱性レベルが低く、かつ、かなり大きな欠陥の

Fig. 16 Influence of strength mis-matching on Weibull stress for HAZ.

Fig. 17 Strength mis-match effect on required HAZ-toughness evaluated by the equivalent CTOD concept.

Fig. 18 Strength mis-match effect on near crack-tip maximum principal stress and extent of high stress region in HAZ.

Fig. 19 Procedure for evaluation of allowable range of strength mis-matching to meet required deformability of wide plate with a notch at HAZ/WM boundary.

Fig. 20 Allowable range of strength mis-matching of welds as a function of HAZ-toughness to meet requirement ϵ_{∞}^R of wide plate with a notch at HAZ/WM boundary.

存在を構造要素に想定する場合を除いては、靱性要求値に及ぼす m 値の影響は小さい。

④溶接部では破壊靱性要求値は母材と溶接金属の強度ミスマッチの影響を受ける。例えば、継手の変形性能を満たすのに必要な溶接金属の靱性値は一般に undermatchの方が overmatchより大きくなる。ただし、強度ミスマッチの影響度は溶接金属の加工硬化特性にも依存する。

⑤HAZの必要靱性値は溶接金属の場合とは逆に、undermatchの方が overmatchより小さくなる。これはHAZの受ける塑性拘束が undermatchで緩和、overmatchで増大することによる。本論文では、このような強度ミスマッチ

のHAZの破壊駆動力への影響をふまえ、溶接継手の変形性能を確保するための許容強度ミスマッチ範囲を求める手順を提示した。

参考文献

- 1) T. L. Anderson: Effect of Crack-Tip Region Constraint on Fracture in the Ductile-to-Brittle Transition, NBSIR 84-3001 (1984).
- 2) 佐藤, 豊田, 伊藤: 安定延性き裂成長から不安定破壊への遷移について, 日本造船学会論文集, 141, (1977), 268-274.
- 3) 佐藤, 豊田, 田中: 引張りおよび曲げを受ける片側表面切欠き材の変形・破壊挙動, 溶接学会誌, 50, (1981), 736-742.
- 4) 貝原, 村山, 河野, 南, 豊田, 佐藤: 低温用鋼溶接継手の破壊強度評価への曲げ限界 COD 値の意義について, 溶接学会論文集, 4, (1986), 176-181.
- 5) 貝原: 低温用鋼溶接部の脆性破壊発生特性に及ぼす局部的脆化部の影響に関する研究, 大阪大学提出学位論文, (1986).
- 6) 豊田, 南, C. Ruggieri, 別所, 有持, 鈴木: 溶接継手の破壊性能評価のための靱性評価手法に関する考察, 一Shallow Notch CTOD 試験の意義一, 溶接学会論文集, 11, (1993), 454-460.
- 7) C. F. Shih and M. D. German: Requirements for a One Parameter Characterization of Crack Tip Fields by the HRR Singularity, International Journal of Fracture, 17, (1981), 27-43.
- 8) 佐藤, 豊田, 塚本, 渡辺, 田川, 津山: 鋼の降伏比が構造性能に及ぼす影響, 溶接学会論文集, 3, (1985), 589-595.

- 9) 豊田, 南, 藤田, 萩原, 井上, 島貫: 脆性破壊抵抗に及ぼす加工硬化特性の影響, 溶接学会論文集, 11, (1993), 570-575.
- 10) 南, 荊, 豊田, 川端, 天野: 鋼溶接熱影響部靱性に果たす局部的硬化部まわりの応力・ひずみ特性の役割, 日本造船学会論文集, 171, (1992), 427-435.
- 11) 川端, 天野, 板倉, 南, 荊, 豊田: 鋼溶接熱影響部靱性に及ぼす局部的硬化部の形態効果, 日本造船学会論文集, 173, (1993), 349-357.
- 12) 村岸, 南, 豊田: 溶接学会全国大会講演概要集, 54, (1994), 176.
- 13) 野口, 南, 豊田, 島貫: 溶接学会全国大会講演概要集, 59, (1996), 140.
- 14) F. M. Beremin: A Local Criterion for Cleavage Fracture of a Nuclear Pressure Vessel Steel, Metallurgical Transactions, 14 A, (1983), 2277-2287.
- 15) F. Mudry: A Local Approach to Cleavage Fracture, Nuclear Engineering and Design, 105, (1987), 65-76.
- 16) F. Minami, M. Ohata, M. Toyoda, T. Tanaka, K. Arimochi, A. G. Glover and T. H. North: Fracture Toughness Requirement for Fracture Performance Evaluation of Welded Joints Based on the Local Approach, Proc. 15th Int. Conf. OMAE, Florence, 3, (1996), 193-202.
- 17) BS 7448, Part 1: Fracture Mechanics Toughness Tests, Method for Determination of K_{IC} , Critical CTOD and Critical J Values of Metallic Materials, British Standard Institution, (1991).
- 18) F. Minami, A. Brückner-Foit, D. Munz, and B. Trollidenier: Estimation Procedure for the Weibull Parameter Used in the Local Approach, International Journal of Fracture, 54, (1992), 197-210.
- 19) J. D. Harrison: The State-of-the-Art in Crack Tip Opening Displacement (CTOD) Testing and Analysis, Part 1- Background and Testing Methods, Metal Construction, 12, (1980), 415-422.
- 20) 宮田, 大塚, 大竹, 鈴木: 鋼のへき開破壊じん性と引張強度特性との相関, 材料, 39, (1990), 1549-1555.
- 21) A. Bakker and R. W. J. Koers: Prediction of Cleavage Fracture Events in the Brittle-Ductile Transition Region of a Ferritic Steel,ESIS/EGF 9, Mechanical Engineering Publications, (1991), 613-632.
- 22) 南, C. Ruggieri, 大畑, 豊田: ローカルアプローチの適用によるぜい性破壊発生限界に及ぼす試験片形状・寸法の影響の評価, 材料, 45, (1996), 544-551.
- 23) I. Dlouhy, V. Kozák, L. Váka and M. Holzmann: The Susceptibility of Local Parameters to Steel Microstructure Evaluated Using Charpy Type Specimen, Journal de Physique IV, Colloque C 6, Supplément au Journal de Physique III, 6, (1996), 205-214.
- 24) D. Moinereau, J. M. Frund, et al.: Local Approach to Fracture Applied to Rreactor Pressure Vessel: Synthesis of a Cooperative Programme Between EDF, CEA, Framatome and AEA, Journal de Physique IV, Colloque C 6, Supplément au Journal de Physique III, 6, (1996), 243-257.
- 25) A. Rossoli, M. Tahar, et al.: Local Approach of the Charpy Test at Low Temperature, Journal de Physique IV, Colloque C 6, Supplément au Journal de Physique III, 6, (1996), 279-286.
- 26) C. S. Wiesner and M. R. Goldthorpe: The Effect of Temperature and Specimen Geometry on the Parameters of the "Local Approach" to Cleavage Fracture, Journal de Physique IV, Colloque C 6, Supplément au Journal de Physique III, 6, (1996), 295-304.
- 27) S. Renevey, S. Carassou, B. Marini, C. Eripret and A. Pineau: Ductile-Brittle Transition of Ferritic Steels Modelled by the Local Approach to Fracture, Journal de Physique IV, Colloque C 6, Supplément au Journal de Physique III, 6, (1996), 343-352.
- 28) F. Minami, M. Ohata, M. Toyoda, K. Arimochi, S. Suzuki and K. Bessyo: Prediction of Specimen Geometry Effect on Fracture Resistance of HAZ-Notched Welds by the Local Approach, Proc. 2nd Workshop on Constraint Effects on the Structural Performance of Welded Joints, Osaka, IIW Doc. X-1300-94, (1994), 1-10.
- 29) N. Cardinal, C. S. Wiesner, M. R. Goldthorpe and A. C. Bannister: Application of the Local Approach to Cleavage Fracture to Failure Predictions of Heat Affected Zones, Journal de Physique IV, Colloque C 6, Supplément au Journal de Physique III, 6, (1996), 185-194.
- 30) O. Cleizergues, T. Sturel, M. Difant and F. Mudry: Development and Use of Beremin Local Criterion for Cleavage Fracture in the Steel Industry, Journal de Physique IV, Colloque C 6, Supplément au Journal de Physique III, 6, (1996), 195-204.
- 31) M. Ohata, F. Minami and M. Toyoda: Local Approach to Strength Mis-Match Effect on Cleavage Fracture of Notched Material, Journal de Physique IV, Colloque C 6, Supplément au Journal de Physique III, 6, (1996), 269-278.
- 32) F. Minami, M. Ohata, M. Toyoda, T. Tanaka, K. Arimochi, A. G. Glover and T. H. North: The Effect of Weld Metal Yield Strength on the Fracture Behavior of Girth Welds in Grade 550 Pipe, Pipeline Technology, 1, (1995), 441-461.
- 33) 溶接学会フォーラム「溶接構造物への高強度鋼適用拡大をめぐる諸問題とその解決に向けて」: 溶接学会全国大会講演概要, 58, (1996), 1-45.
- 34) 伊藤: 切欠きをもつ構造用鋼およびその溶接継手の全面降伏状態における不安定脆性破壊に関する研究, 大阪大学提出学位論文, (1979).