

溶接残留応力場中のき裂からの脆性破壊発生評価における ワイブル応力仮説による塑性拘束補正方法

正員 山下 洋一* 正員 南 二三吉**

Constraint Loss Correction for Assessment of Brittle Fracture Initiation in Residual Stress Field Based on the Weibull Stress Criterion

by Yoichi Yamashita, Member Fumiyoichi Minami, Member

Summary

This paper studies the method for estimating the welding residual stress effect on brittle fracture of structural steel based on the Weibull stress criterion. Using wide plate (WP) specimens with and without welding residual stress, the brittle fracture tests have been conducted at -75°C . The material used is a high strength steel of 780MPa class. Welding residual stress significantly decreases the fracture force and the critical CTOD of the wide plate with welding residual stress at the onset of brittle fracture initiation. And it has been shown that the critical CTOD of the WP specimens can be predicted from fracture test results of the 3-point bend specimens without residual stress based on the Weibull stress criterion. The present paper proposes the assessment method of constraint loss effects on CTOD of wide plate with residual stress based on the equivalent CTOD ratio, β_r under residual stress field. The equivalent CTOD ratio, β_r is defined as the ratio, $\delta / \delta_{\text{WP}}^c$, where δ and δ_{WP}^c are CTODs of the standard fracture toughness specimen and wide plate with welding residual stress, respectively, at the same level of the Weibull stress. Fracture assessment results using β_r are shown within the framework of failure assessment diagram (FAD). An excessive conservatism observed in the conventional procedure is reasonably reduced by applying the equivalent CTOD ratio, β_r .

1. 緒 言

溶接によって生じる残留応力は、溶接構造物の脆性破壊限界に大きな影響を与えることがある。溶接残留応力が脆性破壊限界に及ぼす影響に関して、多くの研究が実施されている。

Hill ら^{1),2)}は、内圧と軸方向荷重を受ける周方向き裂を有するパイプの脆性破壊発生強度に及ぼす残留応力の影響について J-Q 理論³⁾を用いて考察している。彼らは、荷重履歴の初期において残留応力が破壊駆動力を増加させ、破壊荷重を低下させることを実証している。この破壊荷重の減少は、残留応力による塑性拘束の上昇であると結論し、これによって脆性破壊発生時の限界 J 積分を著しく低下させることを示している。酒井ら^{4),5)}の提案による Active CTOD 概念は、予荷重や溶接によるき裂先端近傍の残留 CTOD は破壊に寄与せず、再負荷温度において新たに生じる CTOD のみが脆

性破壊に寄与すると考える評価手法である。しかし、本当に再負荷によって生じる CTOD のみによって脆性破壊を評価できるかなどの疑問があり、Active CTOD の物理的意味が不明確である点が問題点と言える。以上のような様々な知見があるが、適正な評価手法が確立されているとは言いがたい。

本研究では、まず、溶接残留応力を有する大型広幅構造要素の脆性破壊限界評価に、き裂先端の局所応力を積分して得られるワイブル応力⁶⁾が限界値に到達した時に破壊が発生すると考える手法(ワイブル応力クライテリオン)が適用可能であるかどうかを検証する。限界ワイブル応力分布は、溶接残留応力の存在の有無および試験片形状に影響されない脆性破壊発生特性を表すとの考えに基づき、3点曲げ破壊靱性試験片から定まる限界ワイブル応力分布を用いて、同じワイブル応力となる溶接残留応力を有する広幅試験体の限界 CTOD を求め、ワイブル応力クライテリオンが溶接残留応力場中のき裂からの脆性破壊評価に有効であることを示す。

一方、近年、標準破壊靱性試験片および構造要素のワイブル応力が等しくなる時の CTOD の比として定義される等価 CTOD 係数^{7),8)}による構造物の脆性破壊強度評価手法が提案され、規格に採用される段階に到っている⁹⁾。ただし、現在の等価 CTOD 係数は母材に対して定義されており、溶接残留応力を有する構造要素の脆性破壊限界評価に等価 CTOD

* (株) IHI 基盤技術研究所

** 大阪大学大学院 マテリアル生産科学専攻

係数を適用する手法については確立されていない。そこで、溶接残留応力場の等価 CTOD 係数を提案する。FAD を用いた脆性破壊限界評価手法に提案した等価 CTOD 係数を適用し、提案手法により適正な脆性破壊限界評価が可能になることを示す。

2. 中央貫通き裂を有する広幅溶接継手の破壊試験

2.1 供試材料と試験体および試験条件

一様引張荷重を受ける中央貫通き裂を有する広幅平板 (WP : Wide Plate) を実験に用いた。供試材料は板厚 25mm の HT780 鋼である。化学成分と室温(R.T.)における機械的性質をそれぞれ Table 1, Table 2 に示す。また、3 点曲げ(3PB : 3-Point Bend)標準破壊靱性試験片も実験に用いた。

Table 1 Chemical composition of HT780 steel used (mass %).

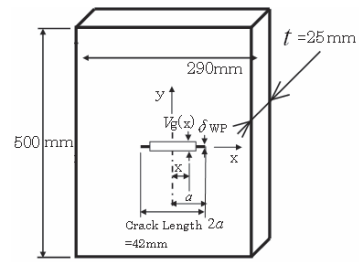
C	Si	Mn	P	S	Cu	Cr	Mo	V	B
0.11	0.24	0.84	0.0007	0.0001	0.16	0.72	0.41	0.04	0.001

Table 2 Mechanical properties of HT780 steel (R.T.).

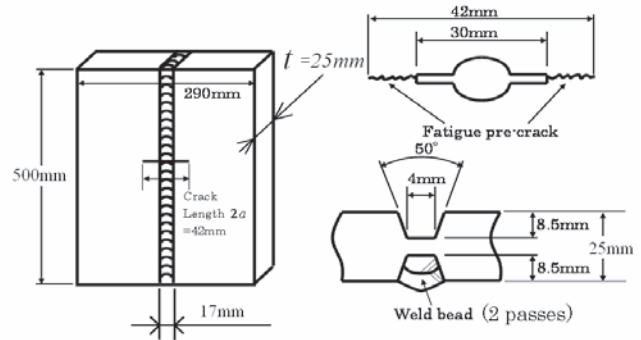
σ_{Y0}	σ_{uts}	vE-20	ϵ_f
(MPa)	(MPa)	(J)	(%)
838	885	248	23

Notes; σ_{Y0} : Yield stress (R.T.), σ_{uts} : Tensile strength (R.T.), vE-20 : Charpy absorbed energy (-20°C), ϵ_f : Elongation (Gage length : 30mm, round bar diameter : 10mm)

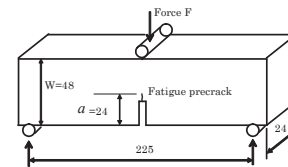
広幅試験体および 3 点曲げ試験片の形状及び寸法を Fig. 1 に示す。Fig. 1 に示すように両面各 2 層のビードイングループ溶接により溶接残留応力を導入した。溝加工し溶接完了後、機械加工穴開けと機械切欠きを導入した。その後、室温において切欠きの両側に 6mm ずつの疲労予き裂を導入し最終き裂長さを $2a=42mm$ とした。熱ひずみ脆化¹⁰⁾による材質劣化を避けるため、切欠きの機械加工及びその後の疲労予き裂導入は、溶接後に実施した。また、疲労き裂先端は、溶接部から離れた母材位置に来るように試験体を製作し、溶接残留応力のみが強度・靱性に影響する試験体とした。3 点曲げ試験片にも切欠き先端に 2mm 程度の疲労予き裂を導入した。一方、母材 (溶接残留応力が無い場合) の広幅試験体にも切欠きの両側に 6mm ずつの疲労予き裂を導入し最終き裂長さを $2a=42mm$ とした。広幅試験体の疲労予き裂導入時の最大荷重は 720kN であり、最大応力拡大係数は、 $26MPa\sqrt{m}$ であった。広幅試験体の破壊試験および 3 点曲げ標準破壊靱性試験の試験温度は -75°C とした。



(a) Wide plate specimen without residual stress (base material)



(b) Wide plate specimen with welding residual stress



(c) 3-point bend specimen.

Fig. 1 Size and Geometry of specimens used.

2.2 溶接条件および残留応力計測

溶接は Ar+CO₂ シールドガスによる MAG 溶接とした。780MPa 級高張力鋼用溶接金属 (YM-80A) を用いた。溶接条件を Table 3 に示す。ビードイングループ溶接の手順を Fig. 2 に示す。予熱は 125~130°C とし、パス間温度は 150~170°C とした。

Table 3 Welding condition.

Arc Voltage (V)	Welding speed (mm/min)	Preheat temperature (°C)	Heat input (kJ/cm)	Shield gas
27	258	125-170	15.7	Ar 80%+CO ₂

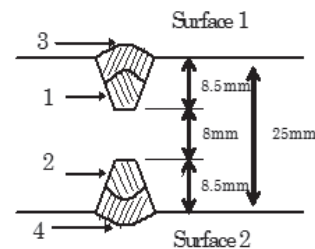


Fig. 2 Bead on plate welding procedure of WP specimen. (No. of "1"~"4" denotes the order of welding passes)

溶接完了後、試験体にひずみゲージを貼り付けておき、小さいブロックに切断・分割した時の解放ひずみから広幅試験体の表裏両面に対して溶接線方向の残留応力を計測した。切欠きおよび疲労予き裂を導入する前の溶接線方向の残留応力分布を Fig. 3 に示す。Fig. 3 より引張残留応力は母材の降伏応力の 2/3 程度であった。また、溶接線方向の最大溶接残留応力が引張になっている領域は、板幅中心をピークに幅 40~60mm 程度であり、き裂導入領域には、引張残留応力が生じていた。Fig. 3 中には、Surface 1 の溶接残留応力分布の計測結果に近い分布となるように後述の FEM 解析において導入した板表面の溶接残留応力の板幅方向分布 (破線) も示している。

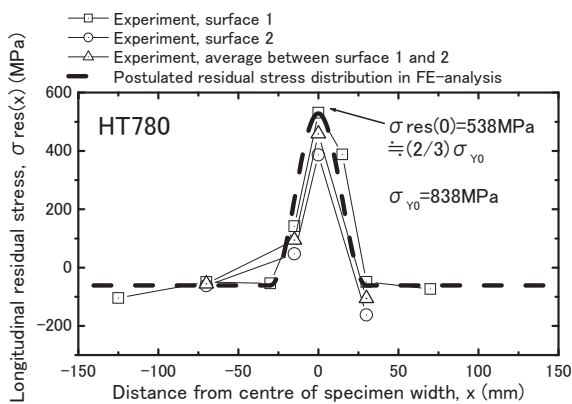


Fig. 3 Distributions of longitudinal welding residual stress in the surface of WP specimen.

2.3 CTOD の定義と計算方法

試験片両面の中央貫通き裂の中心位置の開口変位 (Fig. 1(a)の $V_g(0)$) をクリップゲージにより測定した。溶接残留応力を有する広幅試験体のトータル CTOD, δ_{WP}^{total} は、残留応力による CTOD, δ_{WP}^{res} と外力による CTOD, δ_{WP}^I の和として、式(1)により定義した。

$$\delta_{WP}^{total} = \delta_{WP}^{res} + \delta_{WP}^I \quad (1)$$

き裂を導入する前に溶接残留応力が存在しているため、疲労予き裂導入によりき裂は開口する。この残留 CTOD, δ_{WP}^{res} は、後述の FEM 解析における Fig. 1(a)の $V_g(0)$ より BCS モデル¹¹⁾に基づいて算出した。 δ_{WP}^I は低温で外荷重を付与することにより生じる active (primary) CTOD を表す。 δ_{WP}^I は、破壊時のクリップゲージ開口変位から、残留応力により生じていた δ_{WP}^{res} も考慮した上で BCS モデルに基づいて計算した。また、母材の広幅試験体の CTOD については、 δ_{WP} と表記する。

3 点曲げ試験片の限界 CTOD は、荷重-クリップゲージ開口変位の関係から英国規格 BS7448¹²⁾に定められた次の式(2)より求めた。

$$\delta = \frac{K^2(1-\nu^2)}{2\sigma_Y(T)E} + \frac{0.4(W-a)V_p}{0.4W+0.6a} \quad (2)$$

ここで、 K : 応力拡大係数、 ν : ポアソン比、 $\sigma_Y(T)$: 試験温度での降伏応力、 E : 縦弾性係数、 V_p : クリップゲージ開口変位 V_g の塑性成分である。

2.4 破壊試験結果

Fig. 4 に荷重とクリップゲージ開口変位の計測結果の例を示す。溶接残留応力を有する広幅試験体は、母材の場合と比較して、線形的であり、降伏規模は相対的に小さいことがわかる。また、溶接残留応力を有する広幅試験体の勾配の方が、母材の勾配よりも小さい。これは、き裂先端の引張残留応力により、溶接残留応力を有する広幅試験体の方が変形しやすい状態にあったためと考えられる。

Fig. 5 は、各試験片の限界 CTOD を比較したものである。添字“cr”は、脆性破壊発生時の限界値であることを示す。溶接残留応力を有する広幅平板の限界 CTOD は、溶接残留応力がない母材の広幅試験体の限界 CTOD より小さい。これは、溶接残留応力によるき裂先端の応力場の高揚が影響していると推察できる。一方、溶接残留応力を有する広幅平板の限界 CTOD および母材の広幅平板の限界 CTOD は、残留応力がない母材の 3 点曲げ破壊靱性試験片の限界 CTOD より大きい。この点には塑性拘束緩和が影響していると推察される。

なお、溶接残留応力の有無にかかわらず、全ての試験片で脆性破壊した。溶接残留応力を有する広幅試験体の破面を観察したところ、延性き裂の進展はなかった。また、母材の場合の破断試験体の破面を観察したところ、約 0.2~0.5mm 程度の延性き裂が生じていたが、1mm を超えるような顕著な延性き裂の進展はないことを確認した。

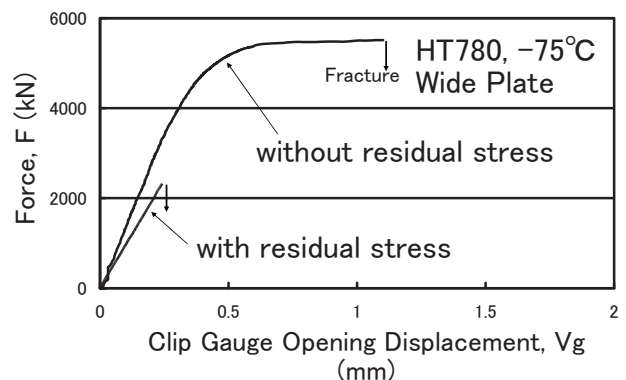


Fig. 4 Comparison of V_g -Force relationships between wide plate with and without welding residual stress.

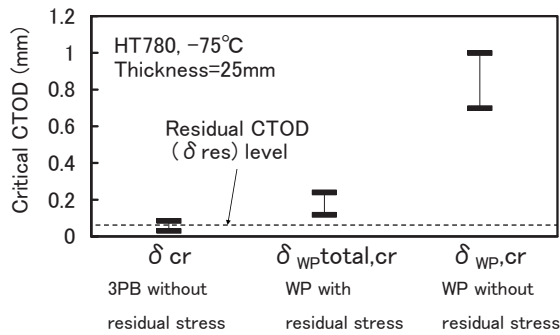


Fig. 5 Critical CTODs of WP with and without residual stress and 3PB fracture toughness specimen.

3. 溶接残留応力場中のき裂からの脆性破壊発生評価に対するワイプル応力カライテリオンの検証

3.1 FEM 解析

溶接残留応力と塑性拘束緩和の両者の影響を検討するため、広幅試験体(WP)及び3点曲げ試験片(3PB)のき裂先端近傍の応力場を3次元FEM(ABAQUS)による弾塑性解析により計算した。8節点アイソパラメトリック要素を用い、丸棒引張試験で得られた応力・ひずみ関係を式(3)のSwift型の相当応力-相当塑性ひずみに従うように近似して用いた。

$$\bar{\sigma} = \sigma_Y \cdot (1 + \bar{\epsilon}_p / \alpha)^n \quad (3)$$

ここで、 $\bar{\sigma}$: 相当応力, σ_Y : 降伏応力, $\bar{\epsilon}_p$: 相当塑性歪, n : 歪硬化指数, α : 材料定数を表す。対称性からWP, 3PBについて、試験片全体のそれぞれ1/8および1/4をモデル化した。最小要素寸法はWPおよび3PBの両者とも、面内 $0.025 \times 0.025 \times$ 板厚方向 $0.5(\text{mm})$ であり、板厚方向7層に要素分割した。溶接残留応力を有する広幅試験体のFEM解析は次の手順により実施した。

Step 1: 固有ひずみ分布を発生させ、溶接残留応力を導入

Step 2: 節点解放法によりき裂を導入 (Fig. 6)

Step 3: 疲労予き裂導入過程の最大荷重を付与・除荷

Step 4: 室温から低温破壊試験温度 -75°C まで冷却

Step 5: 外荷重付与

Step 1のFEM解析における溶接残留応力分布はFig. 3のSurface 1として示す溶接残留応力の計測結果に近くなるように固有ひずみ分布を溶接線方向に収縮するように設定して導入した。ここでは、線膨張係数に異方性を与えた材料特性値をFEMモデルの各要素に持たせた上で単位温度変化を与えることにより固有ひずみを生じさせ、計測結果を近似した溶接残留応力分布とした。

文献¹³⁾の突合せ溶接継手の溶接線方向残留応力の計測結果を参考に、板厚方向へは残留応力の変化はなく一様分布を

仮定した。溶接線方向残留応力の特徴¹³⁾としては、溶接部において引張残留応力が生じ、表裏面より少し内部で、その値は最大(極大)となり、板厚中央に向かって緩やかに小さくなっていく。しかし、その分布の板厚方向変化は板幅方向への分布¹⁴⁾のように大きく無く、また、板厚方向での平均値は表裏面での値にかなり近い。以上の考えから突合せ溶接継手における溶接線方向の残留応力の板厚方向分布を一様分布と仮定した。

Step 2では、疲労予き裂導入過程を模擬する過程ではFig. 6に示すようにき裂面となる領域にある節点を板幅方向中心から一列ずつ解放する手順(節点解放法)を用いた。その際、1列解放するたびに境界条件を変更する荷重ステップを組んだFEMによる弾塑性解析を実施して、機械加工と疲労予き裂導入後の溶接残留応力分布を求めた。

Step 3においては、実際の試験片では、疲労予き裂導入段階において、繰り返し疲労予荷重がかかっているが、代表して最後の1回に相当する疲労予荷重を室温で付与・除荷した。これにより、低温冷却前の試験片の状態とした。

Step 4の低温冷却過程においては、降伏応力及び加工硬化特性を室温から低温のものに変化させた。この過程での溶接残留応力の変化はないことを確認した。

3.2 き裂先端近傍の応力場への溶接残留応力の影響

Fig. 7にCTOD=0.05, 0.22および0.8mmの時の、WPと3PBの板厚中央断面でのき裂面に垂直な応力(opening stress)を示す。なお、図中の実線が、 $\delta = 0.05\text{mm}$ の時の3PBのき裂面に垂直な応力であり、破線が $\delta = 0.22\text{mm}$ の時の3PBのき裂面に垂直な応力である。CTOD=0.05mmは、3PBの破壊限界CTOD, δ_{cr} の平均値であり、溶接残留応力を有するWPの限界CTOD, δ_{WP} の最小値に相当する。CTOD=0.22mmは、溶接残留応力を有するWPの限界CTOD, δ_{WP} の最大値に相当する。また、CTOD=0.8mmは、母材のWPの限界CTOD, δ_{WP} の最小値に相当する。引張溶接残留応力の影響でWPのき裂先端応力場が、溶接残留応力がない場合に対して上昇していることがわかる。CTODレベルが0.05mmの時、溶接残留応力を有するWPの最大応力は、塑性拘束の強い3PBとほぼ同程度であるが、母材のWPの応力レベルは低くなっている。一方、CTODレベルが大きくなると、溶接残留応力を有するWPのき裂先端近傍のピーク応力場は低下し、母材とほぼ同じになっていく。このとき、溶接残留応力を有するWPのき裂先端の応力場は、3PBの応力場よりもずっと低い。Fig. 7に示した小さいCTODレベルにおけるき裂先端領域の溶接残留応力による応力レベルの上昇が、低温破壊強度に影響を及ぼしたと考えられる。ただし、破壊が起きるかどうかについては、材料の靱性にも依存することには、留意が必要である。

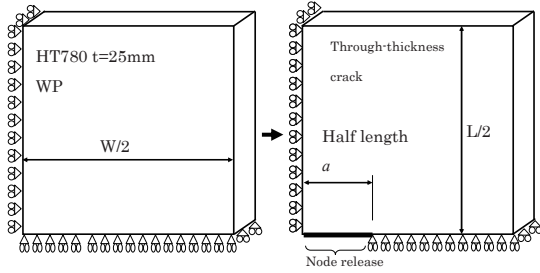


Fig. 6 Progressive node release procedure introducing through-thickness crack in wide plate.

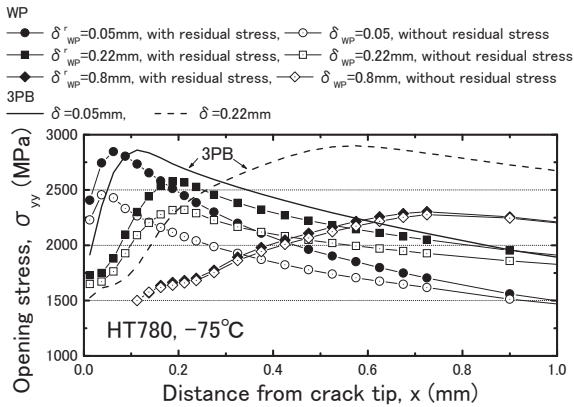


Fig. 7 Opening stress distributions of wide plate with and without residual stress and 3-point bend specimen.

3.3 ワイブル応力による溶接残留応力場の脆性破壊評価手順

ワイブル応力(式(4))を破壊駆動力として用い、溶接残留応力を有する WP のワイブル応力が材料固有の破壊限界値(限界ワイブル応力, $\sigma_{w,cr}$)に達すると脆性破壊が発生するかどうかを検証する。

$$\sigma_w = \left[\frac{1}{V_0} \int_{V_f} \sigma_1^m dV_f \right]^{1/m} \quad (4)$$

ここで、 V_f :破壊に寄与する高応力域(破壊プロセスゾーン)の体積、 V_0 :破壊基本体積、 σ_1 :最大主応力である。

限界ワイブル応力の累積頻度 $F(\sigma_{w,cr})$ は、式(5)の2母数ワイブル分布を呈する⁶⁾。なお、 V_f は塑性域とした。

$$F(\sigma_{w,cr}) = 1 - \exp \left[- \left(\frac{\sigma_{w,cr}}{\sigma_u} \right)^m \right] \quad (5)$$

材料特性としてのワイブルパラメータ m と σ_u は、 -75°C の3点曲げ試験片の限界 CTOD から、最尤推定法を用いた繰返し計算により決定した¹⁵⁾。決定した形状パラメータは $m=12.2$ 、尺度パラメータは $\sigma_u=2690 \text{ MPa}$ であった(Fig. 8)。 V_0 は、 m 値に依存しない定数であり、評価結果に影響を与えないため、便宜上、 $V_0=1\text{mm}^3$ とした。

式(4)の m 値と式(5)の σ_u 値は残留応力の有無および試験片形状によらず材料固有の同じ値となる考えに基づき、3PB の限界ワイブル応力分布を求め、そのワイブル応力と同じとなる時の WP の破壊荷重と限界 CTOD を求める。

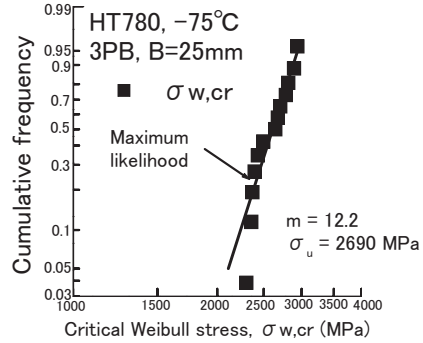


Fig. 8 Critical Weibull stress distribution of 3-point bend specimen.

3.4 評価結果と考察

WP の破壊荷重、限界 total CTOD 及び限界 active CTOD を推定した結果を実験結果と比較して、Fig. 9 に示す。

Fig. 9(a)より、ワイブル応力クライテリオンによる予測は、実験の溶接残留応力を有する WP の破壊荷重の低下傾向を表すことができている。また、荷重が十分に大きくなると、WP の破壊荷重の予測は溶接残留応力の有無によらず一致していく。母材の WP の破壊荷重の累積頻度の予測についても、実験と近い傾向が得られている。なお、Fig. 9(a)の縦の点線は、疲労予き裂を導入する際の最大疲労予荷重のレベルを表している。本研究において用いた WP は、室温で疲労予き裂を導入した後、低温に冷却し破壊試験に供した。従って、予荷重効果により、低温に冷却するのみでは破壊しない試験体であったと考えられる。実際、疲労き裂導入時の最大荷重は 720kN であり、5 体実施した WP の低温破壊荷重の最小値は、1000kN であった。

WP 及び 3PB の限界 CTOD の累積分布を Fig. 9(b), (c) 示す。Fig. 9(b)の破線は、残留 CTOD (δ_{wpres}) レベルを示している。ワイブル応力クライテリオンによる WP の限界 total CTOD, 限界 active CTOD の予測は、実験の傾向を表現している。この結果は、Fig. 7 に示した応力分布の変化傾向からも理解できる。以上のように、溶接残留応力を有する WP の限界 CTOD の傾向を予測できている。

なお、Fig. 9 において、溶接残留応力を有する WP の破壊荷重と限界 CTOD の累積頻度の予測は、低い累積頻度の領域では実験よりも大きく、高い累積頻度のレベルにおいては実験よりも小さい。この理由としては、FEM 解析において、溶接残留応力分布を近似的に、表面の測定結果を参考に板厚

方向一様としている点と、溶接残留応力を1体の計測結果からすべて一律に定めているために、残留応力のばらつきを考慮していない点があると推察している。

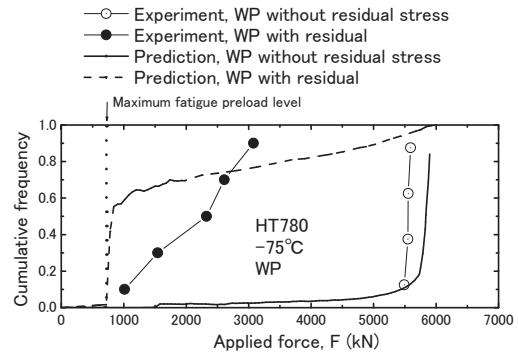
次に、WPのワイブル応力とtotal CTODの関係についてFig. 10に示す。溶接残留応力を有するWPのワイブル応力は、低温での外荷重が付与されると、母材の広幅試験体より早期に上昇する。これは、溶接残留応力の存在によりき裂先端の応力レベルが上昇したためである。しかし、CTODレベルが大きくなると、溶接残留応力の有無によらずワイブル応力は等しくなっていく。以上の、溶接残留応力の有無によるワイブル応力とCTODの関係の違いが、Fig. 9(b), (c)の予測結果に現れていることが理解できる。

Fig. 10において、溶接残留応力を有するWPでは、室温におけるき裂の導入により残留CTODが増加していく。この過程のワイブル応力の積分範囲である塑性域を判定する際、ワイブルパラメータを決定した低温破壊試験温度(-75°C)の降伏応力を基準としたため、ワイブル応力は非常に小さい値であった。また、室温における最大疲労予荷重時のワイブル応力も同様に大きな値とはならず、破壊確率は十分小さかった。これらは、室温の降伏応力が、ワイブルパラメータを決定した際の-75°Cにおける降伏応力よりも小さいためである。

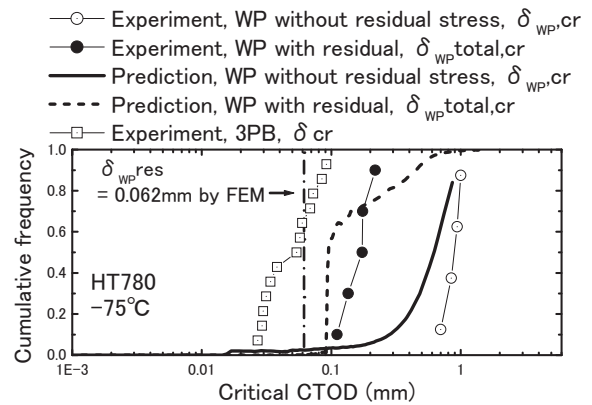
なお、より低温域で実験した場合には、本研究の試験温度-75°Cの場合より、塑性拘束緩和の影響が小さくなると考えられる。すなわち、より低温域では、線形破壊力学を適用できる領域となる。線形破壊力学においては、外力による応力拡大係数(K値)と溶接残留応力によるK値を加算したK値が、平面ひずみ破壊靱性値以上の時に破壊すると考える。同様にCTODアプローチにおいても、作用応力によるCTODと残留応力によるCTODを加算したCTODを用いて、脆性破壊限界に及ぼす溶接残留応力の影響を評価すればよい(CTOD加算則)。

一方、さらに、極低温で破壊靱性値が非常に小さい場合、特に、限界CTODが溶接残留応力による残留CTODより小さくなる場合について考えてみる。従来のCTOD加算則では、低温の限界CTODが溶接残留応力によるCTODより小さいため、低温に冷却するのみで破壊が発生する評価結果となる。この場合でも、室温で最終状態となった溶接残留応力は冷却しても変化しないため、き裂先端のワイブル応力(破壊駆動力)は、室温の降伏応力に基づくレベルに抑えられていて、そのため、冷却するだけでは、破壊が発生する可能性は低い。この場合には、作用応力によって新たに形成される塑性域寸法が残留応力によって生じた塑性域寸法以下の場合に対応する¹⁰⁾。しかし、き裂は、見かけ上降伏応力が $\sigma_Y(T) - \sigma_{Y0}$ ($\sigma_Y(T)$:低温破壊試験Tにおける降伏応力、

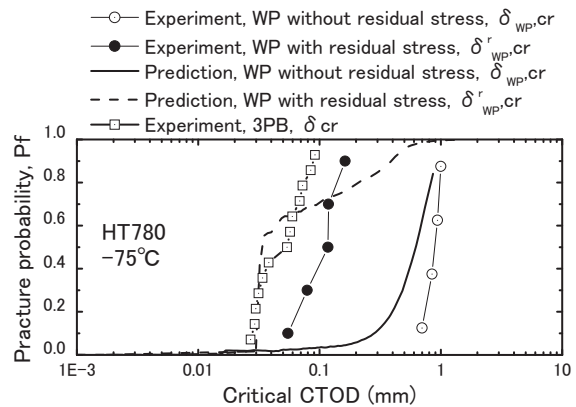
σ_{Y0} :室温(残留応力が生じた温度)の降伏応力)となった変形挙動をする。すなわち、降伏応力が見かけ上 $\sigma_Y(T) - \sigma_{Y0}$ として計算した引張塑性域寸法が、単調荷重材の限界引張塑性域寸法に到達した時に破壊が発生すると考えることで、精度の良い破壊評価が可能になると考えられる。この場合には、非常に小さいactive CTODの発生によって破壊が生じることになる。



(a) Fracture force



(b) Critical total CTOD, $\delta_{WP}^{total,cr}$



(c) Critical active CTOD of WP, $\delta_{WP}^{r,cr}$

Fig. 9 Prediction of fracture force and critical CTOD of WP compared with experimental results.

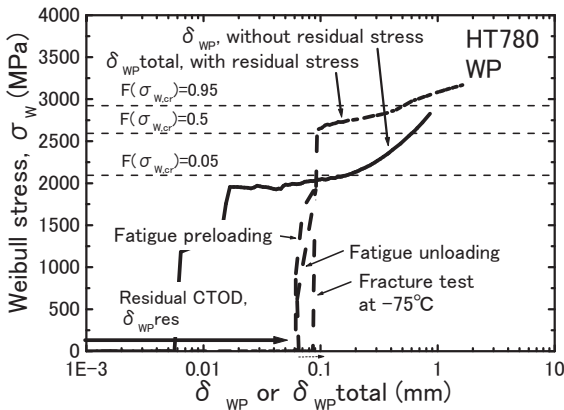


Fig. 10 Effects of welding residual stresses on relationships between the Weibull stress and CTOD.

4. 溶接残留応力場の等価 CTOD 係数による脆性破壊評価法

4.1 溶接残留応力場の等価 CTOD 係数の定義

溶接残留応力を有する広幅構造要素(WP)を対象として、等価 CTOD 係数 β_r による脆性破壊評価手法を検討する。通常の破壊靱性試験片では、き裂が十分に深い3点曲げ試験片(3PB)などが採用され、塑性拘束の強い状態での破壊靱性値が測定される。実構造物、特に主に引張応力場の部材やき裂が浅い部材では、破壊靱性試験片より、塑性拘束が緩和しやすい。この塑性拘束緩和現象を考慮した南らの手法 β_r を参考にき裂先端近傍の塑性拘束が強い標準破壊靱性試験片で得られる限界 CTOD を、溶接残留応力を有する拘束の弱い形状の構造要素の等価な限界 CTOD (破壊駆動力が等価な CTOD) に換算する手順を考える (Fig. 11 参照)。

標準破壊靱性試験片の CTOD を δ 、溶接残留応力を有する広幅構造要素の CTOD を δ_{WP} (active CTOD; $\delta_{WP}^r = \delta_{WPtotal} - \delta_{WPres}$ (式(1)参照)) と表記し、両者のワイブル応力が等しくなる時の CTOD の比を溶接残留応力場の等価 CTOD 係数, β_r と定義する(式(6), Fig. 12 参照)。なお、Fig. 12 では、母材の場合の等価 CTOD 係数を $\beta (= \delta / \delta_{WP})$ と記述した。

$$\beta_r = \delta / \delta_{WP}^r \tag{6}$$

この等価 CTOD 係数を用いて破壊靱性試験で得られる破壊靱性値, δ_{cr} を、溶接残留応力を有する構造要素の限界 CTOD, $\delta_{WP,cr}^r$ に次式により換算する。

$$\delta_{WP,cr}^r = \delta_{cr} / \beta_r \tag{7}$$

Fig. 13 に、溶接残留応力場の等価 CTOD 係数の模式図を示す。Fig. 13 中の実線が、溶接残留応力がある場合の等価 CTOD 係数である。領域 I は、見かけ上溶接残留応力の影響により強い塑性拘束状態となっている状態を表す。溶接残

留応力が存在する場合の等価 CTOD 係数を式(6)のように分母を $\delta_{WPtotal}$ ではなく、外力により発生する active CTOD, δ_{WP} として定義した。そのため、溶接残留応力を有する WP は active CTOD が小さい負荷初期の段階から溶接残留応力の存在のためにき裂先端の応力場の上昇が起き、同じ CTOD レベルで破壊靱性試験片のワイブル応力よりも大きくなる。よって、両者のワイブル応力が等しくなる時を考えれば、 $\beta_r > 1$ となる。溶接残留応力の影響が消失し、 $\beta_r = \beta$ となる領域を領域 III とする。領域 II および領域 III において、等価 CTOD 係数を適用し破壊靱性補正 ($\delta_{WP,cr}^r = \delta_{cr} / \beta_r$) した場合には、WP は、 δ_{cr} より大きな CTOD まで耐えられる結果となる。本研究の破壊試験で用いた WP に対する β_r と β の計算結果を Fig. 14 に示す。Fig. 13 の模式図に示した傾向が計算されている。

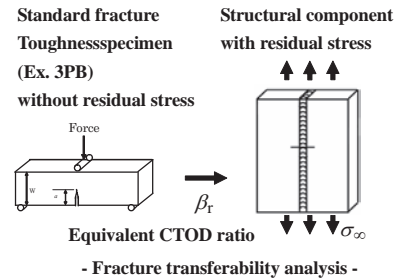


Fig. 11 Concept of fracture transferability with β_r under welding residual stress field.

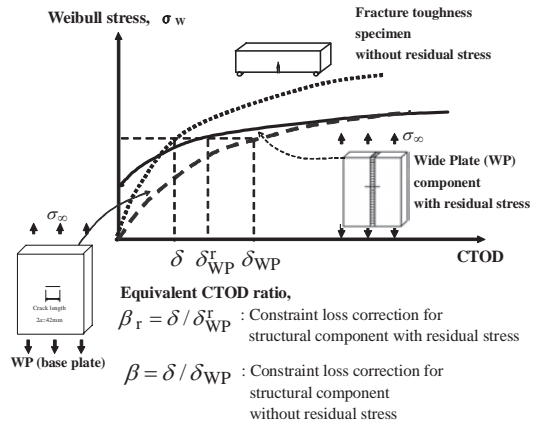


Fig. 12 Definition of β_r .

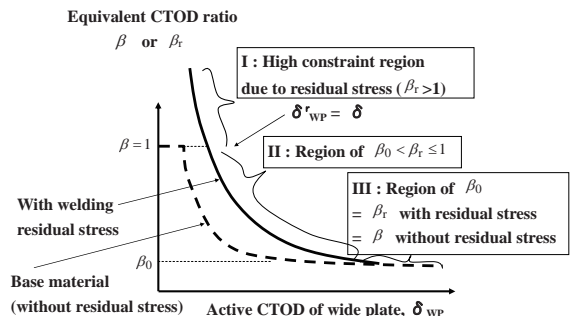


Fig. 13 The equivalent CTOD ratio with and without welding residual stress field.

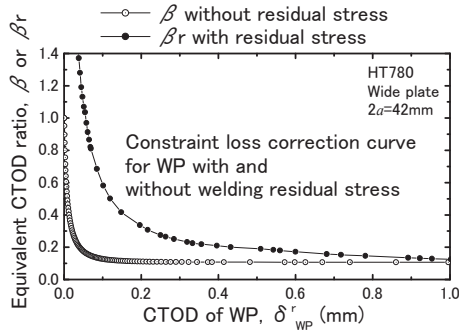


Fig. 14 The Equivalent CTOD ratio for WP with and without welding residual stress obtained FE-analyses.

4.2 FAD を用いた破壊評価への等価 CTOD 係数の適用

4.2.1 等価 CTOD 係数の FAD への適用方法

近年の Fitness for Service 関連の欠陥評価規格¹⁷⁾において採用されている FAD (Failure Assessment Diagram)、具体的には、BS7910:2005¹⁷⁾の Level 2A の FAD において、溶接残留応力場の等価 CTOD 係数を適用する手順を示す。

(1) FAC (Failure Assessment Curve) の設定

BS7910 Level 2A の FAC は次式で設定される。

$$f(L_r) = K_r = \sqrt{\delta_r} = (1 - 0.14L_r^2) \cdot (0.3 + 0.7 \exp(-0.65L_r^6))$$

for $L_r < L_{r,max}$ (8)

ここで、 K_r および $\sqrt{\delta_r}$ は靱性比、 L_r は荷重比 ($= \sigma_{ref} / \sigma_Y$)、 σ_{ref} 、 σ_Y はそれぞれ参照応力 (き裂が存在する断面 (net 断面) の平均応力) および破壊評価温度における降伏応力を表す。また、 $L_{r,max} = (\sigma_Y + \sigma_{uts}) / (2\sigma_Y)$ 、 σ_{uts} は引張強さである。

(2) 広幅試験体の応力拡大係数 K の計算

溶接残留応力を有する広幅試験体の応力拡大係数は、外応力、 σ による K_σ と残留応力による K_{res} の和として算出する。

$$K = K_\sigma + K_{res} \quad (9)$$

外応力による K_σ は、式(10)により計算¹⁸⁾する。

$$K_\sigma = \sigma \sqrt{\pi a} \cdot F\left(\frac{2a}{W}\right) \quad (10a)$$

$$F\left(\frac{2a}{W}\right) = F(\xi) = (1 - 0.025\xi^2 + 0.06\xi^4) \sqrt{\sec\left(\frac{\pi\xi}{2}\right)} \quad (10b)$$

残留応力による K_{res} は式(11)に示す重み関数法¹⁸⁾により計算する。

$$K_{res} = 2 \int_0^a \sigma_{res}(x) \cdot m(x, a) dx$$

$$= \frac{2}{\sqrt{\pi a}} \int_0^a \sigma_{res}(x) \left[\sqrt{\frac{a+x}{a-x}} + \sqrt{\frac{a-x}{a+x}} \right] dx \quad (11)$$

ここで、 $\sigma_{res}(x)$ は、き裂がない時の溶接線方向の溶接残留応力の板幅方向分布、 $m(x, a)$ は重み関数を表す。Fig. 3 の

Surface 1 の溶接線方向の残留応力分布の計測結果を $\sigma_{res}(x)$ として式(11)に用いた。 $K_{res} = 61 \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ であった。

(3) 広幅試験体の CTOD の弾性成分 δ_{WP}^e の計算

δ_{WP}^e は、応力拡大係数から式(12)により算出した。

$$\delta_{WP}^e = \frac{K^2}{XE' \sigma_Y} \quad (12)$$

ここで、 $E' = E / (1 - \nu^2)$ (平面応力条件) または $E' = E / (1 - \nu^2)$ (平面ひずみ条件) である。 X は、高い降伏比 (YR) の材料 (本研究の破壊試験に用いた HT780 鋼が相当する) では、 $X = 1$ を用いることが、BS7910:1999 の中で推奨されているため、HT780 鋼においては $X = 1$ を採用した。

(4) 靱性比の計算

FAD の縦軸である靱性比 K_r は、式(13)により計算される。

$$K_r = \frac{K}{K_{mat}} + \rho \quad (13)$$

ここで、 K は構造要素の応力拡大係数 K (降伏規模によらない弾性解)、 K_{mat} は構造要素の弾塑性破壊限界値、 ρ は 1 次応力 (Primary stress) と 2 次応力 (Secondary stress) の両者が存在する場合の塑性補正係数である。通常、 K_{mat} としては、塑性拘束の強い標準破壊靱性試験片から得られる破壊靱性値が用いられる。靱性比は式(14)に示すように CTOD をパラメータとしても表示することができる。BS7910 では、標準破壊靱性試験片で得られた限界 CTOD (δ_{cr}) を材料の破壊靱性値、 δ_{mat} として用いることになっている。

$$K_r = \sqrt{\delta_r} = \sqrt{\frac{\delta_{WP}^e}{\delta_{mat}}} + \rho = \sqrt{\frac{\delta_{WP}^e}{\delta_{cr}}} + \rho \quad (14)$$

一方、本研究では、式(7)に基づき、溶接残留応力場の等価 CTOD 係数 β_r を用いて標準破壊靱性試験片で得られた限界 CTOD、 δ_{cr} を構造要素の破壊限界値、 $\delta_{WP,cr}^e$ に補正して、式(15)に示すように靱性比を計算する。

$$\sqrt{\delta_r} = \sqrt{\frac{\delta_{WP}^e}{\delta_{mat}}} + \rho = \sqrt{\frac{\delta_{WP}^e}{\delta_{res} + \delta_{WP,cr}^e}} + \rho = \sqrt{\frac{\delta_{WP}^e}{\delta_{res} + \delta_{cr} / \beta_r}} + \rho \quad (15)$$

実験で得た $\delta_{WP,cr}^e$ に対応する溶接残留応力場の β_r を Fig. 14 から決定し、3PB の限界 CTOD (δ_{cr}) の平均値を β_r で除して、 $\delta_{mat} = \delta_{cr} / \beta_r$ とした。3PB の破壊試験は 13 本実施した (Fig. 9(b), (c) の □) が、限界 CTOD、 δ_{cr} として、その平均値 ($\delta_{cr} = 0.053 \text{mm}$) を採用した。なお、溶接残留応力場の等価 CTOD 係数を用いて広幅平板の破壊靱性補正をした場合の FAC 上の負荷経路を Fig. 15 中に示す。

4.3 評価結果と考察

FAD の枠組みの中で、等価 CTOD 係数を適用して脆性破壊強度評価を実施した結果を Fig. 16, Fig. 17 に示す。Fig. 16 は、溶接残留応力場の等価 CTOD 係数を適用しない場合の FAD を用いた評価結果である。溶接残留応力 (σ_{res}) が

存在していないとして評価した場合および存在しているとして評価した場合について示した。溶接残留応力が存在していないと考えて評価した場合(□)、危険側の評価結果となり、溶接残留応力を考慮した破壊評価が必要であることがわかる。一方、溶接残留応力の存在を考慮して評価した結果(○)は、十分、安全側の評価結果となっている。Fig. 17は、溶接残留応力場の等価CTOD係数を適用して評価した結果(●)である。従来法(○; 溶接残留応力(σ_{res})考慮)では保守的な評価となっているが、等価CTOD係数を適用して広幅平板の破壊靱性値を換算すると評価線図(FAC)に近い位置で破壊が発生する結果となっており、適正な評価結果となる方向に改善されている。

なお、本研究の実験においては、疲労予き裂を導入する際の予荷重の効果により、その荷重レベル以下では、脆性破壊は抑制されると考えられる。一方、疲労き裂の成長を伴うことなく、溶接欠陥から脆性破壊が発生する場合には、その予荷重効果は期待できない。しかし、溶接欠陥からの脆性破壊限界を評価する際にも、溶接欠陥をき裂と見立てて、節点解放計算を行い、等価CTOD係数を計算しておけば、溶接残留応力場に存在する溶接欠陥の脆性破壊限界を適正に評価できると考えられる。

今後の展望として、WPの溶接残留応力場中のき裂に対する等価CTOD係数を、溶接残留応力レベル、引張残留応力が存在している領域の大きさ、材料の加工硬化特性およびき裂長さを変化させたパラメトリックなFEM解析により求め、それらを簡便に用いる手法について報告する予定である。

5. 結言

本研究では、ワイブル応力仮説に基づく溶接残留応力場中のき裂からの脆性破壊発生限界の評価における塑性拘束補正方法について検討した。得られた結論を以下に述べる。

- (1) 溶接残留応力を有する広幅試験体の破壊荷重および限界CTODは、母材の広幅試験体より大きく低下していた。一方、残留応力を有する広幅試験体の限界CTODは、母材の3点曲げ破壊靱性試験片の限界CTODよりも大きかった。
- (2) 溶接残留応力が広幅平板のき裂先端近傍の応力場に及ぼす影響をFEM解析により検討し、き裂先端の応力場には、溶接残留応力によるき裂先端の応力上昇と塑性拘束緩和による応力低減の両者の影響を考慮する必要がある。
- (3) ワイブル応力は、母材の3点曲げ試験片の限界ワイブル応力分布から溶接残留応力を有する広幅試験体の限界CTODの傾向を予測できる有効な破壊指標である。
- (4) 溶接残留応力場の等価CTOD係数を同じワイブル応力となる破壊靱性試験片のCTOD, δ と外力によって生じる広幅平板のCTOD, δ_{WP}^c の比, $\beta_r = \delta / \delta_{WP}^c$ として定義した。

- (5) FADに対して溶接残留応力場の等価CTOD係数を適用する脆性破壊限界評価法を、溶接残留応力を有する広幅試験体の破壊試験結果に適用した。その結果、提案した手法が適正な評価結果を与えることを示した。

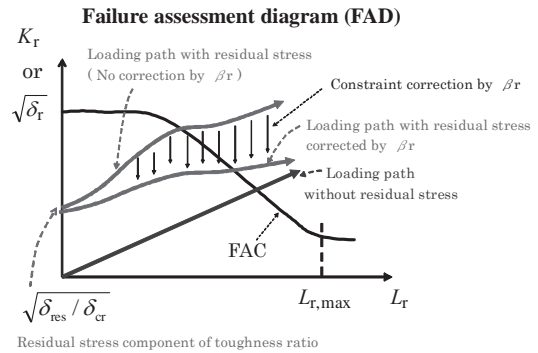


Fig. 15 Effect of Constraint loss correction on loading path of component with welding residual stress.

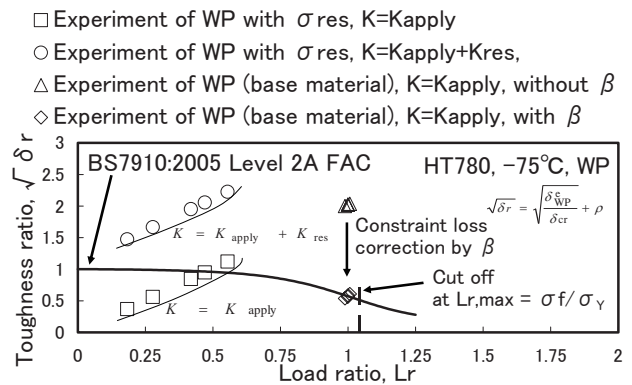


Fig. 16 Results of FAD estimation for WP not taking into account of the equivalent CTOD ratio (□ : Not taking into account of welding residual stress, ○ : Taking into account of welding residual stress) .

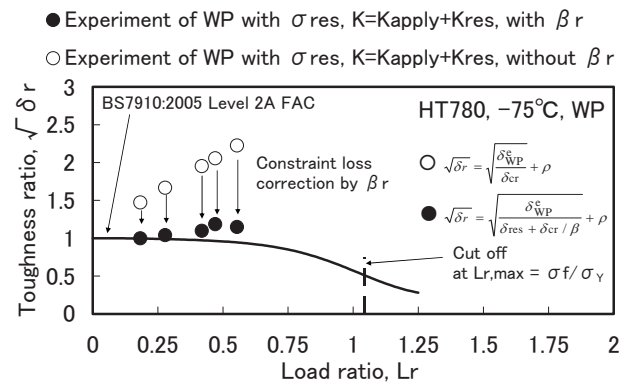


Fig. 17 Results of FAD estimation for WP (○ : Taking into account of welding residual stress without the equivalent CTOD ratio, ● : Taking into account of welding residual stress and the equivalent CTOD ratio) .

謝 辞

本研究にあたり日本船舶海洋工学会 材料・溶接研究会(日本造船学会 構造・材料研究委員会材料・溶接部会)および溶接学会溶接構造研究委員会の委員各位より有益な御討論を賜りました。ここに深く御礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) M.R. Hill and T.L. Panontin : Effects of Residual Stress on Brittle Fracture Testing, *Fatigue and Fracture Mechanics: Twenty-Ninth Volume*, ASTM STP 1332, (1999), 154-175.
- 2) M.R. Hill and T.L. Panontin : The Effect of Residual Stresses on Brittle and Ductile Fracture Initiation Predicted by Micromechanical Models, *Int. J. of Fracture*, 82 (1996), 317-333.
- 3) N.P. O'Dowd and C.F. Shih : Family of Crack-Tip Fields Characterized by a triaxiality Parameter - I. and II., *J. of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 39 (1991), 898-1015. and Vol. 40 (1992), 939-963.
- 4) 秋田, 矢田, 酒井:鋼構造物に発生する脆性破壊と残留応力, *日本造船学会論文集*, 125, (1969), 227-235.
- 5) 酒井, 飯野 : きれつの変位挙動と脆性破壊の発生, *日本造船学会論文集*, 127 (1970), 227-237.
- 6) FM Beremin : A Local Criterion for Cleavage Fracture of a Nuclear Pressure Vessel Steel, *Metallurgical Transactions*, 14A (1983), 2277-2287.
- 7) F. Minami, T. Katou, T. Nakamura, K. Arimochi : Equivalent CTOD concept for fracture toughness requirement of materials for steel structures, *Proceedings of 18th international conference on OMAE*, OMAE99/MAT-2130, (1999).
- 8) F. Minami, M. Ohata, H. Shimanuki, T. Handa, S. Igi, M. Kurihara, T. Kawabata, Y. Yamashita, T. Tagawa, Y. Hagihara : Method of constraint loss correction of CTOD fracture toughness for fracture assessment of steel components, *Engineering Fracture Mechanics*, 73 (2006), 1996-2020.
- 9) ISO/DIS 27306 – ISO/TC 164/SC 4 N485 : Method of Constraint Loss Correction of CTOD Fracture Toughness for Fracture Assessment of Steel Components, (2006).
- 10) 佐藤, 豊田, 寺崎, 佐藤, 田中 : 溶接によりき裂部近傍がうける熱ひずみ履歴と残留応力・残留ひずみ, *日本造船学会論文集*, 第139号 昭和51年, 284-291.
- 11) B.A. Bilby, A.H. Cottrell, E. Smith and K.H. Swinden : Plastic Yielding from Sharp Notches, *Proc. Roy. Soc.*, Vol.279 (1964), 1.
- 12) British Standard Institution , BS7448, Part 1 (1991).
- 13) 例えば, R.H. Leggatt : *Welding Residual Stresses*, ICRS-5, 1997, Linkoping, Sweden, (1997), 12-25.; 中長 : 極厚板多層

溶接と応力除去焼なましによる過渡及び残留応力に関する理論的研究, 大阪大学提出学位論文, (昭和60年) .

14) 佐藤, 寺崎 : 構造用材料の溶接残留応力分布におよぼす溶接諸条件の影響, *日本溶接学会誌*, 第45巻 第2号 (1976).

15) F. Minami, A. Brückner-Foitt, D. Munz and B. Trollenier : Estimation Procedure for the Weibull Parameters Used in the Local Approach, *Int. J. of Fracture*, 54 (1992), 197-210.

16) 日本溶接協会 : WES2805:1997, 解説 P28, (1997).

17) 例えば, British Standard Institution , BS7910:2005 (2005).

18) H. Tada, P.C. Paris, G.R. Irwin., *The Stress Analysis of Cracks Handbook*, Third Edition, ASM International, Materials Park, OH, 2000.