ローカルアプローチの適用による強度ミスマッチを有する溶接継手の熱影響部破壊靱性評価

正員 大 畑 充* 正員 南 二三吉*
正員 豊 田 政 男*

Evaluation of HAZ Fracture Toughness of Welded Joints with Strength Mis-Matching by the Local Approach

by M. Ohata, *Member* F. Minami, *Member*
M. Toyoda, *Member*

Summary

In this study, the local approach was applied to evaluate the cleavage fracture resistance of HAZ-notched specimens with strength mis-matching between the base and weld metals. The main purpose of this study is to demonstrate that the critical Weibull stress at fracture initiation of HAZ-notched specimens can be material property independent of strength mis-matching.

For the fundamental study to discuss the effect of strength mis-matching near the notch on the fracture resistance by the local approach, homogeneous specimens and model specimens with only strength mismatching near the notch were used. By using the critical Weibull stress obtained for the homogeneous specimen, strength overmatch effect and undermatch effect on the critical CTOD value were predicted. Close agreement was observed between the critical CTOD value predicted and that obtained by the experiment. As a result, independence of strength mis-matching on the critical Weibull stress was verified.

The Weibull stress for the HAZ-notched specimens with strength mis-matching (match and overmatch specimens) was evaluated in consideration of that almost all specimens have fracture initiation points in the CGHAZ (LBZ: Local Brittle Zone). It was demonstrated that the cleavage fracture resistance for the HAZ-notched specimens controlled by the CGHAZ can be uniformly treated by using the Weibull stress irrespective of the existence of strength mis-matching.

1. 結 言

溶接構造物では、溶接部への変形集中により溶接部から先に破壊が発生するのを避けるという経験的判断から、一般に溶接金属の強度を母材強度よりも高くした Overmatch 継手が用いられている。しかし、Overmatch 継手が必ずしも適切でないことが最近指摘されている。溶接金属の強度を必要以上に増加させると溶接熱影響部 (溶接 HAZ) の破壊抵抗が低下し、従来の破壊力学パラメータである CTOD で評価した破壊限界は小さくなる^{1,2)}。このことは、

同一 CTOD レベルにおいてもき裂先端近傍の応力値が大きくなることによるものと定性的に解釈されている³⁾。

近年、脆性破壊を対象とした新しい破壊限界評価法としてローカルアプローチ^{4,5)}が提案された。そこでは従来の破壊力学パラメータにかわりき裂先端近傍の応力値と高応力域の広がり大きく依存したワイブル応力 σ_w が破壊指標として用いられており、ワイブル応力で評価した破壊限界は材料固有のものになることが導かれている。この破壊限界ワイブル応力の幾何学的因子や負荷様式の依存性に関する多くの検討があり、その有効性を示す報告もある^{6,7)}。

本研究では、このローカルアプローチを強度ミスマッチを有する溶接継手の多層溶接 HAZ の破壊限界評価に適用し、ワイブル応力で評価した破壊限界は強度ミスマッチの影響を受けず材料特性値となることを検証することを目的とする。そこで、まず基本的検討として切欠き近傍に強度

* 大阪大学工学部

Fig. 2 Diffusion bonding and heat treatment of SM 490 and HT 780 steel plates.

Fig. 3 Vickers Hardness for the diffusion bonded specimen near the bonded interface and material S and H.

近傍に切欠きをもつ試験片と均質試験片を対象とする。供試材として板厚 20 mm の溶接構造用 SM 490 鋼と高張力鋼 HT 780 を用い、Fig. 2 に示す手順で拡散接合を行い強度ミスマッチを有する試験体を作製した。また、それぞれの鋼材を拡散接合時と同じ熱処理を施した試験体も作製した。(熱処理後の SM 490 材および HT 780 材をそれぞれ S 材、H 材と称する)。Fig. 3 は、拡散接合継手の接合界面近傍のビッカース硬度と S 材および H 材均質材のビッカース硬度の分布を示したものである。拡散接合材の S 材および H 材側のビッカース硬度は、それぞれ S 材均質材、H 材均質材の硬度とほぼ等しくなっており、また、組織についてもほぼ同じであることを確認している。Fig. 4 に、これらの拡散接合継手および熱処理材から採取した三点曲げ試験片の形状および寸法を示した。シリーズ I は、破壊限界 CTOD に及ぼすオーバーマッチの影響をみることを目的として、S 材均質試験片と接合界面近傍で S 材側に切欠きをもつ拡散接合試験片 (以後 Overmatch 継手と呼ぶ) を取り上げる。一方、シリーズ II は、H 材均質試験片と接合界面近傍で H 材側に切欠きをもつ拡散接合試験片 (以後 Undermatch 継手と呼ぶ) を対象としてアンダーマッチの影響を検討する。なお、全ての試験片において切欠き先端には長さ 2 mm の疲労き裂を設けており、Overmatch 継手お

よび Undermatch 継手に関しては疲労き裂面から接合界面までの目標距離 $d=1$ mm とした。

シリーズ I、シリーズ II に対して、脆性破壊が生じる温度として -20°C 、 50°C を試験温度に選定し破壊試験を行った。Table 1 は S 材および H 材の試験温度における丸棒引張り試験で得られた機械的特性を示したものである。Overmatch 継手および Undermatch 継手の強度ミスマッチレベル (切欠きが存在する側の材料に対する隣接する材料の降伏応力の比) はそれぞれ 1.77, 0.51 であった。これらの破壊試験で得られた限界 CTOD 値をワイブル確率紙に整理したものを Fig. 5 に示す。なお、均質試験片および強度ミスマッチ試験片の CTOD 値はどちらも切欠き末端に取り付けたクリップゲージ開口変位 V_g から英国規格 BS 7448¹⁰⁾ に示される次式を用いて算出した。

$$\delta = \frac{K^2(1-\nu^2)}{2\sigma_Y E} + \frac{r_p(W-a)V_p}{r_p(W-a)+a+z} \quad (3)$$

ここで、 K : 応力拡大係数、 ν : ポアソン比、 σ_Y : 試験温度での降伏応力 (MPa)、 E : 縦弾性係数、 V_p : クリップゲージ開口変位 V_g の塑性成分量、 r_p : V_p に関する回転係数、 z : 切欠き末端から V_g の測定点までの距離。ここで、降伏応力は切欠きが存在する側の材料のものとした。Fig. 5 に示した全ての試験片は延性き裂の成長量が 0.2 mm 以下で脆性破壊を呈しており、CTOD で評価した破壊限界はき裂先端近傍の強度ミスマッチの影響を受けて Overmatch 継手は S 材均質試験片 (強度ミスマッチレベル=1) よりも小さな限界 CTOD 値を呈している。一方、Undermatch 継手の限界 CTOD 値は H 材均質試験片よりも大きくなっている。なお、Overmatch 継手および Undermatch 継手の切欠き位置 d はそれぞれ $0.81 \leq d \leq 1.24$ 、 $0.95 \leq d \leq 1.24$ の範囲でばらついてはいたが、この程度の d のばらつきは限界 CTOD 値に影響を及ぼさないことを確認している。

3.2 ローカルアプローチによる拡散継手の破壊限界評価

均質試験片と強度ミスマッチ試験片の破壊限界が、ワイブル応力を用いて評価すると材料特性値になるかどうかにか

Fig. 4 Configuration of 3-point bend specimens.

Fig. 5 Influence of strength mis-matching on distribution of critical CTOD value.

について検討する。

そこで、全ての試験片のワイブル応力を算出するために、実験で用いた試験片と同じ形状・寸法の解析モデルを作製し三次元弾塑性 FEM 解析を実施した。Overmatch 継手および Undermatch 継手におけるき裂面から接合界面までの距離 d は、前述したように用いた試験片の切欠き位置 d のばらつきが限界 CTOD 値に影響を及ぼさないことから、ほぼ平均値に相当する 1 mm とした。また、解析で用いた機械的特性は Table 1 に示したものを採用した。用いた解析プログラムは J-NIKE 3D で、要素には 8 ガウス積分点を有する 8 接点アイソパラメトリック要素を用いた。要素分割は全ての試験片で同じとし、き裂先端の最小要素寸法を $0.06 \times 0.06 \times 0.5$ mm とした。

Fig. 6 は、シリーズ I およびシリーズ II の CTOD と板厚中央断面でのき裂線上の最大応力（き裂開口方向応力 σ_{yy} ）の関係を示したものである。本実験で得られた CTOD レベルにおいて、Overmatch 継手の最大応力は S 材均質試験

Table 1 Mechanical properties of materials S and H at test temperature.

		σ_Y (MPa)	σ_T (MPa)	σ_{YH}/σ_{YS}	σ_{YS}/σ_{YH}
Series I (-20°C)	Material S	312	520	1.77	
	Material H	551	745		
Series II (50°C)	Material S	275	455		0.51
	Material H	534	697		

σ_Y : 0.2% proof stress, σ_T : Tensile strength
 σ_{YH}, σ_{YS} : σ_Y of materials H and S

片のそれよりも高くなっており、一方、Undermatch 継手は H 材均質試験片に比べてかなり低い最大応力を呈している。また、Fig. 6 には同時に一定の CTOD レベルにおけるき裂先端近傍の高応力域の広がり（最大主応力 σ_1 の等応力線として表示）も示しているが、これについても Overmatch 継手の方が S 材均質試験片よりも大きくなっており、また Undermatch 継手は H 材均質試験片よりも小さくなっている。これらの解析結果は、脆性破壊の発生が応力支配型であるとする Fig. 5 の実験結果を定性的に説明するものといえる。

そこで、ワイブル応力を用いて評価した破壊限界が強度ミスマッチの影響を受けず材料固有のものになるかどうかについて、以下に示すような評価に基づいて検討することにした。

(1) 均質試験片の三点曲げ試験で得られた限界 CTOD 値の分布から、FEM 解析結果を用いて限界ワイブル応力の分布（材料定数である m 値、 σ_u (式(2)参照))を決定する。なお、本研究ではその決定手法として文献⁶⁾で提案された繰り返し計算手法を用いた⁶⁾。

(2) (1)で得られた限界ワイブル応力の分布を材料固有のものであると仮定し、その m 値を用いて FEM 解析の情報から強度ミスマッチ試験片のワイブル応力(式(2)参照)を各 CTOD レベルにおいて算出する。

(3) (1), (2)から、強度ミスマッチ試験片の限界 CTOD 値を推定し⁶⁾、実験結果と比較する。

Fig. 6 Stress field near the crack tip for homogeneous and mismatched specimens.

Fig. 7 Distribution of critical CTOD value for mismatched specimen predicted by the local approach.

Fig. 7 は、それぞれ S 材均質試験片および H 材均質試験片の三点曲げ試験結果から、このような手順に従って推定された Overmatch 継手および Undermatch 継手の破壊限界 CTOD 値の分布 (σ_u の信頼区間を考慮¹¹⁾) を実験結果と比較して示したものである。なお、ワイブル応力算出の際の破壊プロセスゾーンは、Overmatch 継手および Undermatch 継手ではき裂先端近傍の切欠きが存在する側の材料中の塑性域を、均質試験片に関しては全塑性域を対象とし、その積分計算にはガウス積分^{3,12)}を用いた。これを見ると、推定結果は実験結果とよく一致しており、ワイブル応力を破壊限界指標として用ることにより均質試験片の三点曲げ試験結果から強度ミスマッチ試験片の限界 CTOD 値

を有効に推定できることが示された。つまり、ワイブル応力で評価した破壊限界がき裂先端近傍の巨視的な強度ミスマッチの影響を受けず材料固有のものになることが、このような巨視的な強度ミスマッチのみが存在するモデル試験片を用いた検討により示された。

4. 強度ミスマッチをもつ多層溶接 HAZ 切欠き試験片の破壊限界評価へのローカルアプローチの適用

本章では、強度ミスマッチが存在する溶接継手の多層溶接 HAZ の破壊限界評価に対してローカルアプローチの適用を試み、ワイブル応力がこのような試験片の破壊限界を

統一的に評価できる破壊指標となるかどうかについて検討する。

4.1 ローカルアプローチの適用のための継手の破壊挙動および破壊限界 CTOD に及ぼす影響因子の実験結果

2.2 節で示したように、強度ミスマッチが存在する溶接継手の多層溶接 HAZ に切欠きをもつ試験片の破壊限界をワイブル応力を用いて評価するためには、き裂前縁に存在する靱性の不均質が継手全体の破壊挙動に及ぼす影響を明らかにする必要がある。また、このような試験片の三点曲げ試験で得られる破壊限界値の意義、つまり破壊限界値に及ぼす影響因子を明確にする必要がある。

本実験では、母材と溶接金属の強度ミスマッチレベルが異なる二種類の多層溶接継手の溶接 HAZ に板厚貫通型の切欠きをもつ三点曲げ試験片を対象とした。母材として降伏点 YP 420 MPa 級の TMCP 鋼 (板厚 50 mm) を用い、溶接金属の強度を二種類に変化させた Match 継手と Overmatch 継手を同一の溶接入熱条件で作製した。両継手の多層溶接は単位溶接長当たりの目標入熱を 3 MJ/m として K 開先にてサブマージアーク溶接 (SAW) で行った。Table 2 に母材および溶接金属の丸棒引張り試験で得られた室温での機械的特性を示す。Match 継手および Overmatch 継手の強度ミスマッチレベル (母材に対する溶接金属の降伏応力の比) はそれぞれ 1.09, 1.32 となっている。

先にも述べたように、多層溶接継手の溶接 HAZ には複雑な熱履歴の影響により様々な組織が存在する。Fig. 8 は、Match 継手および Overmatch 継手の継手断面における HAZ 組織分布の代表例を示したものである。この多層溶接 HAZ の組織分類は溶接熱サイクルの最高到達温度 T_p に注目して行い¹³⁾、その区分は再現熱サイクル材の靱性試験結果に基づいて決定¹⁴⁾されたものを採用している (各溶接パスの T_p が 1200°C 以上の領域を Original CGHAZ と称する)。ここでは、UACGHAZ, ICCGHAZ, SCCGHAZ は靱性劣化部 (LBZ) となっており以後これらを総称して単に CGHAZ と呼ぶ。本実験で対象とした三点曲げ試験片の板厚貫通型の切欠きは、Fig. 8 に示したようにその先端を Original CGHAZ 領域になるべく正確に位置させるように導入した。Fig. 9 に作製した板厚貫通型切欠きをもつ三点曲げ試験片の形状・寸法を示す。試験片板厚 $B=50$

mm, 試験片板幅 $W=50$ mm の正方形断面を有し、試験片板幅に対する切欠き長さ a (先端に導入した長さ約 2 mm の疲労予き裂を含む) の比は $a/W=0.5$ である。

このような多層溶接 HAZ 切欠き試験片を用いて -50°C で破壊試験を実施した。試験後、脆性破壊を呈した全ての試験片に対して SEM (走査型電子顕微鏡) により破壊発生位置を観察し、セクションング¹⁵⁾ 結果に照らして破壊発生位置における組織を確認した。その結果、ほとんど全ての試験片で CGHAZ から破壊が発生しており、本研究で用いた溶接 HAZ 切欠き試験片は CGHAZ 支配型の破壊挙動を呈することが確認された。つまり 2.2 節 (1) で示したように、このような継手に対してワイブル応力を算出するためには、破壊プロセスゾーンの体積 V_f を CGHAZ 領域に限定する必要性が認められた。

従来の研究^{8,9)} によると、多層溶接 HAZ 切欠き試験片の全体破壊が CGHAZ 支配型である場合には、破壊限界値は CGHAZ 寸法に依存し CGHAZ 寸法による最弱リンクモデルに基づく靱性劣化機構が働くことが知られている。そこで、Match 継手および Overmatch 継手の全試験片に対して Fig. 10 の定義に従ってき裂前縁の CGHAZ 寸法、 L_{CGHAZ} を測定し、この L_{CGHAZ} と破壊限界 CTOD 値の

Fig. 8 Identification of HAZ-microstructure in weld cross-section.

Fig. 9 Geometry of 3-point bend specimen.

Table 2 Mechanical properties of base metal and weld metals.

	σ_Y (MPa)	σ_T (MPa)	$\sigma_{Y,W}/\sigma_{Y,B}$	$\sigma_{T,W}/\sigma_{T,B}$
Base metal	440	549	-	-
Weld metal Match	481	563	1.09	1.03
Overmatch	581	647	1.32	1.18

σ_Y : 0.2% proof stress, σ_T : Ultimate tensile strength

$\sigma_{Y,B}$, $\sigma_{Y,W}$: σ_Y of base metal and weld metal

$\sigma_{T,B}$, $\sigma_{T,W}$: σ_T of base metal and weld metal

Fig. 10 Definition of total CGHAZ size, L_{CGHAZ} intersected by crack front.

Fig. 11 Relation between critical CTOD value and L_{CGHAZ} for matched and overmatched specimens.

関係を Fig. 11 に示した。 δ_c , δ_u , δ_m の記号は BS 7448¹⁰⁾ 準じており、延性き裂成長量 $\Delta a < 0.2$ mm でへき開破壊したものの限界 CTOD を δ_c , $\Delta a \geq 0.2$ mm で最終的にへき開破壊したものの限界 CTOD を δ_u , 完全延性破壊したものは最大荷重到達時における CTOD を δ_m と表示している。また、CTOD 値の算出は(3)式を用い降伏応力は母材のものをを用いた。これをみると、 L_{CGHAZ} は Overmatch 継手の方が Match 継手に比べて全体的にかなり小さいにも関わらず、Overmatch 継手の限界 CTOD 値は Match 継手のものにくらべて平均的に低い値を呈していることがわかる。このように、本実験で用いた試験片では L_{CGHAZ} が Match 継手と Overmatch 継手で平均的に大きく異なることから、ローカルアプローチを用いて本実験で用いた Match 継手の破壊限界 CTOD 値から Overmatch 継手の破壊限界 CTOD 値を推定するためには、このような両者の L_{CGHAZ} の相違を考慮に入れる必要があることが示唆された。

Table 3 Vickers hardness of base metal, weld metals and HAZ-microstructures.

		Average Vickers hardness, Hv (Load: 9.8N)					
		Original CGHAZ ($T_p > 1200^\circ\text{C}$)					
		(Average: 183)					
		Base metal	Weld metal	UACGHAZ	ICCGHAZ	SCCGHAZ	FGHAZ
YP420MPa class steel welds	Match		189	201	188	183	185
	Overmatch	178	222	200	187	180	184

Fig. 12 Model of 3-point bend specimen used for FE-analysis.

4.2 ローカルアプローチによる多層溶接 HAZ の破壊限界評価

多層溶接 HAZ に切欠きが存在する Match 継手と Overmatch 継手の破壊限界が、ワイプル応力を用いて評価すると材料特性値になるかどうかについて検討する。

前節の実験結果から、多層溶接 HAZ 切欠き試験片のワイプル応力算出において破壊プロセスゾーンの体積 V_f を CGHAZ 領域に限定する(2.2 節(1))。この CGHAZ 内の応力場を三次元弾塑性 FEM 解析により把握するために、その解析対象をモデル化する必要がある(2.2 節(2))。そこで、Match 継手および Overmatch 継手の母材、溶接金属および全ての溶接 HAZ 組織のビッカース硬度を測定した。Table 3 にそれぞれのビッカース硬度の平均値を示す。Match 継手および Overmatch 継手における Original CGHAZ の各溶接 HAZ 組織の硬度にはほとんど差がみられず、また両者の硬度もほぼ同じである。さらに、これらの平均硬度が母材の硬度よりも高く溶接金属の硬度とも異なることから、解析モデルには母材、溶接金属および Original CGHAZ の 3 領域を採用した。なお、Original CGHAZ の形状は実際の形状を再現することは困難であり、さらにそのようなモデル化は実用面からも合理的とはいえないことから、Fig. 12 に示すような単純な形状を想定した。ここで Original CGHAZ 幅はその平均幅である 0.9 mm とした。また切欠きは溶接金属と Original CGHAZ の境界に設けた。

このようなモデルを用いて Match 継手および Overmatch 継手に対して三次元弾塑性 FEM 解析を実施した。Table 4 に解析で用いた試験温度 -50°C での機械的特性を示す。ただし、母材および溶接金属の機械的特性は室温における丸棒引張り試験結果をもとに BE 委員会¹⁶⁾ の提案式を用いて換算した。Original CGHAZ の機械的特性は、

Table 4 Mechanical properties of base metal, weld metals and original CGHAZ used for FE-analysis.

	σ_{yp} (MPa)	$\sigma_{0.2}$ (MPa)	σ_T (MPa)	ϵ_T	n	α
Base metal	467	479	598	14.2	0.146	0.0129
Weld Match	510	518	607	12.5	0.135	0.0175
metal Overmatch	611	619	690	9.9	0.113	0.0188
Original CGHAZ	491	502	614	13.9	0.142	0.0118

$\bar{\sigma} = \sigma_{yp}(1 + \bar{\epsilon}_p/\alpha)^n$, $n\sigma_{0.2} = 70$, n : Hardening exponent,
 α : Material constant, $\bar{\sigma}$: Equivalent stress,
 $\bar{\epsilon}_p$: Equivalent plastic strain, σ_{yp} : Yield point
 $\sigma_{0.2}$: 0.2% proof stress, σ_T : Tensile strength, ϵ_T : Uniform elongation

Table 3 の全ての HAZ 組織の平均硬度 (Hv) からまず次式によって室温の機械的特性を推定し、それを -50°C 相当値に換算したものをを用いた。

$$\sigma_Y = \frac{Hv}{3} (0.16)^n \quad (n\sigma_Y = 7), \quad \sigma_T = \frac{Hv}{3} \left(\frac{n}{0.217} \right)^n \quad (4)$$

使用した解析プログラムは J-NIKE 3D で、要素には 8 ガウス積分点を有する 8 接点アイソパラメトリック要素を用いた。要素分割は Match 継手と Overmatch 継手で同じとし、き裂先端の最小要素寸法を $0.2 \times 0.2 \times 1.0 \text{ mm}$ とした。

そこで、ワイブル応力を用いて評価した破壊限界が、材料固有（ここでは CGHAZ 固有）のものになるかどうかについて検証するために、前章と同様に、Match 継手の三点曲げ試験結果から推定した Overmatch 継手の限界 CTOD 値を実験結果と比較することにより検討する。そのため、まず Match 継手の三点曲げ試験結果から、FEM 解析結果を用いて限界ワイブル応力の分布を決定することにした。

Fig. 11 に示したように同じ Match 継手においても試験片ごとに破壊限界を支配する領域を代表する L_{CGHAZ} が異なるため、各試験片ごとの限界ワイブル応力を L_{CGHAZ} のばらつき（破壊プロセスゾーンの体積のばらつき）を考慮に入れて算出し、それを統計的手法⁹⁾により決定する必要がある。しかし、FEM 解析においてこのような様々な CGHAZ 寸法もしくはき裂前縁の CGHAZ の分布状況に対応した要素分割を行うことは実用上困難である。そこで、Fig. 13 に示すモデルを仮定してワイブル応力を算出することにした。本溶接継手のように各溶接 HAZ 組織に強度差が存在しない場合には、試験片の表面側を除いて板厚方向の応力値がほぼ一定となる（本解析により確認している）ことから、き裂前縁に分散している CGHAZ が試験片板厚の中央部に集中して存在するものとし、この領域内の応力場を基にワイブル応力を算出した。

このようにして決定された限界ワイブル応力の分布は CGHAZ 寸法や強度ミスマッチの影響を受けず CGHAZ 固有の分布になることが期待される。そこで、3.2 節に示した手順に従って推定された Overmatch 継手の限界 CTOD 値を実験結果と比較することにより、ワイブル応力が強度

Fig. 13 Estimation Model of stress field in the CGHAZ.

Fig. 14 Critical CTOD values for cumulative failure probabilities of 10% and 90% and mean value of critical CTOD for overmatched specimen predicted by the local approach.

ミスマッチが存在する試験片の溶接 HAZ の破壊限界を統一的に評価できる破壊指標となるかどうかについて検証する。

推定対象試験片である Overmatch 継手の L_{CGHAZ} は Fig. 11 に示したようにばらつきを持っていることから、同一 L_{CGHAZ} をもつ試験片群を対象として推定することにし、 L_{CGHAZ} をそのばらつき範囲内で変化させた。Fig. 14 は、このようにして推定された Overmatch 継手の限界 CTOD 値の分布から 10%、90% の破壊確率に相当する CTOD 値および平均 CTOD 値を示したものである。また、比較する実験結果についてもほぼ同一母集団（同一 L_{CGHAZ} ）と考えられる試験片群に分類し（3 群に分類しそれぞれの試験片本数は 4 本である）、その最大、最小および平均値を示した。これを見ると、同一 L_{CGHAZ} を有する試験片の本数が非常に少ないことから実験結果と本推定結果との直接的な比較は厳密にはできないが、実験で得られた限界 CTOD 値のばらつき範囲はほぼ推定結果と一致しているものといえる。つまり、ワイブル応力を破壊限界指標として用ることにより Match 継手の三点曲げ試験結果から Overmatch 継手の限界 CTOD 値を有効に推定できることが示され、Match 継手の三点曲げ試験結果を用いて決定された限界ワイブル応

力の分布がCGHAZ 寸法や強度ミスマッチの影響を受けずCGHAZ 固有の分布になることを示す結果といえる。

以上のような結果から、き裂前縁に靱性的不均質が存在するような多層溶接 HAZ 切欠き試験片においても、ワイブル応力で評価した破壊限界が強度ミスマッチの影響を受けず材料特性値となることが示された。また、限界ワイブル応力の分布が決定されると、様々な強度ミスマッチレベルの破壊限界 CTOD 値を FEM 解析の結果のみから定量的に推定可能となる。このような評価は、実溶接継手の要求靱性値を確保するための許容ミスマッチレベルの決定などに応用できるものと期待され、その有効性についての検討は今後の課題とする。

5. 結 言

本研究では、強度ミスマッチを有する溶接継手の多層溶接 HAZ の破壊限界が、ローカルアプローチに基づくワイブル応力で評価することにより統一的に評価できるかどうかについての検討を行った。結論をまとめると以下のようになる。

(1) ワイブル応力で評価した破壊限界が強度ミスマッチの影響を受けず材料特性値となることが、き裂先端近傍に強度ミスマッチのみが存在するモデル試験片の破壊限界 CTOD 値が均質試験片の破壊試験結果から決定される限界ワイブル応力の分布から有効に推定されたことにより検証された。

(2) 強度ミスマッチを有する溶接継手の多層溶接 HAZ の破壊は靱性劣化部である CGHAZ 支配型の挙動を示した。破壊プロセスゾーンを CGHAZ に限定してその領域内の応力場を把握してワイブル応力を評価することにより、CGHAZ からの破壊発生限界ワイブル応力が強度ミスマッチには依存しない材料特性値となることが確認された。

参 考 文 献

- 1) Koçak, M., Schwalbe, K. -H., Chen, L., Gniirss, G.: Effect of Notch Position and Weld Metal Matching on CTOD of HAZ, Int. Conf. Weld Failures, London, England, (1988).
- 2) 南, 中野, 鈴木, 塩飽, 森谷, 萩原, 豊田: 強度ミスマッチの影響を考慮した鋼多層溶接熱影響部の破壊靱性評価, 溶接学会論文集, 12, (1994), pp. 568-574.
- 3) Ruggieri, C., Minami, F., Toyoda, M., Effect of Strength Mismatch on Crack Tip Stress Fields of HAZ-Notched Joints Subjected to Bending and Tension, JI. Naval. Archit. Japan, 174, (1993), pp. 543-549.
- 4) Beremin, F. M.: A Local Criterion for Cleavage Fracture of a Nuclear Pressure Vessel Steel, Metallurgical Trans. 14 A, (1983), 2277-2287.
- 5) Mudry, F., A Local Approach to Cleavage Fracture, Nuclear Engineering and Design, 105, (1987), 65-76.
- 6) Minami, F., Bruckner-Foit, A., Munz, D. and Trolldenier, B.: Estimation Procedure for the Weibull Parameter Used in the Local Approach, International Journal of Fracture, 54, (1992), 197-210.
- 7) 南, Ruggieri, C., 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, Vol. 45, No.5, (1996), pp. 544-551.
- 8) 土師, 栗飯原, 萩原, 内野, 川島, 富田, 千々岩: 高張力鋼溶接部限界 CTOD 値に及ぼす諸影響因子の検討, 日本造船学会論文集, 162, (1987), pp. 447-455.
- 9) K. Satoh and M. Toyoda: Evaluation of LBZ: HAZ Fracture Toughness Testing and Utilization of Toughness Data to Structural Integrity, Seventh International Conference on OMAE, (1988), pp. 495-502.
- 10) BS 7448, Part 1, Fracture Mechanics Toughness Tests, Method for Determination of KIC, Critical CTOD and Critical J Values of Metallic Materials, British Standard Institution (1991).
- 11) Thoman, D. R., Bain, L. J., Antle, C. E.: Influences on the Parameters of the Weibull Distribution, Technometrics, 11, (1969), pp. 445-460.
- 12) Gerald, C. F., Wheatkey, P. O., Applied Numerical Analysis, 4th ed., Addison-Wesley Publication, (1989), 299-336.
- 13) 中尾, 大重, 野井, 西: 高張力鋼多層盛溶接熱影響部の組織分布, 溶接学会論文集, 3, (1985), pp. 767-772.
- 14) 鈴木, 別所, 豊田, 南: 多層溶接熱影響部における島状マルテンサイトの形態と破壊特性, 溶接学会論文集, 13, (1995), pp. 293-301.
- 15) API RP 2Z: Recommended Practice for Pre-production Qualification for Offshore Structures, (1987).
- 16) 日本溶接協会鉄鋼部会技術委員会 BE 委員会共同研究報告書, (1975).