延性き裂先端の応力・ひずみ挙動とき裂進展抵抗に及ぼす強度不均一の影響

—不均質材の延性き裂進展抵抗評価に関する研究 (第1報)*—

道場 康二**, 平松 秀基**, 長谷川壽男**, 松村 裕之**, 豊田 政男***

Stress/Strain Behavior at Stable Crack Tip and Effect of Strength Mis-Match on Crack Growth Resistance

—Study on Evaluation of Stable Crack Growth Resistance of Mis-matched Weld Joints (Report 1)*—

by Kouji Michiba**, Hideki Hiramatsu**, Hisao Hasegawa**,
Hiroyuki Matsumura** and Masao Toyoda***

Stable crack resistance (R) curves were frequently used for assessing the integrity of structures containing defects in loading regimes. In that case, R curves are treated as characteristics of materials, but it is known that R curves are actually affected by various factors.

The effect of strength mis-match on stable crack growth resistance is discussed in this paper. In order to compare the R curve of bimaterial materials with that of homogeneous ones, compact type tests are carried out. 3-dimensional FEM analyses taking into account the stable crack growth are also executed using the result of performed experiments. In the case of over-matched specimens (high strength region including a notch are surrounded with low strength region), $dCTOD/da$ apparently increases comparing with homogeneity. In the case of under-matched specimens (opposite of the previous case), $dCTOD/da$ apparently decreases comparing with homogeneity. Strength mis-match affects on $CTOD(J)$ - R curves. On the other hand, the equivalent plastic strain at stable crack tip obtained from 3D analyses may be generally independent of the strength mis-match during ductile fracture process.

Key Words: Stable crack growth, Resistance curve, Ductile fracture, Strength mis-match, Bimaterial specimen, Heterogeneity, Compact test, 3-dimensional analysis, Stress triaxiality, Equivalent plastic strain

1. 緒 言

構造物の高付加価値化と高靱性材料の開発に伴い延性破壊評価の重要性が増しつつある。延性き裂の発生や進展特性に影響を及ぼす要因として、応力多軸度をはじめ複数の因子が関係することが知られているが¹⁻³⁾、現在のところ体系的な説明はなされていないようである。また、均質材において適用性が確認された延性破壊評価法を、溶接継手に代表される不均質材へ適用する場合には、種々の問題が存在することが指摘されており⁴⁾、その中でも延性破壊評価精度に対しては、強度不均一の影響が相対的に大きいことが明らかになってきている⁵⁾。そこでここでは、これらの因子の一つである継手に存在する強度不均一に焦点を絞って、検討を行うこととする。

一方、林らによって不均質材を対象とした J 積分評価法に関する検討が試みられている⁶⁾。この結果、中央切欠きを有する縦溶接継手の J 積分解析にRiceの方法⁷⁾を適用すると、切欠きの位置によって経路独立性が影響を受け J 値は過小評価となるが、不均質材の J 積分評価法⁸⁾を用いると、 J 積分の経路独立性が認められ解が妥当となることが明らかにされた。また、母材と溶接金属の強度比が大き

なると、Riceの J 積分によって算定された値は実際よりも小さい値を与え、この種の継手に対してRiceの J 積分評価式を適用することは困難であることが示された。

林らは溶接継手を母材と溶接金属からなる三相材と考え、溶接金属内および相境界上にき裂を有する継手のコンパクト試験片についても、有限要素法による J 積分解析を実施している⁹⁾。この場合においても、不均質材の J 積分評価式は、経路独立性を有する上HRR解を満足し、き裂先端近傍の応力やひずみと近似的に対応することが確認されている。

以上のように、溶接継手に対する延性破壊評価を念頭においた不均質材への破壊力学パラメータの適用について研究された例は、静止き裂に対する J 積分評価式の検討において数例¹⁰⁾認められる。しかし、延性き裂発生以後の延性き裂進展を対象にした場合の力学的特性について研究された例は、ほとんどみあたらない。

そこで、本研究では、まず強度特性において著しい差違を有する不均質継手を拡散接合により製作し、均質材との比較により不均質材を進展する延性き裂の進展抵抗特性を実験的に調査した。次に、延性き裂進展中の不均質材固有の応力・ひずみ場の挙動を3次元弾塑性解析によって解明し、これと不均質材の延性き裂進展抵抗特性との基本的な関係を明らかにすることにした。3次元弾塑性解析には延性き裂進展を考慮し、延性き裂進展特性の指標としてCTODを使用し、一部経路 J 積分との比較を行った。本研究は、溶接継手に代表される不均質材における延性破壊評価法確立のための一助とすることを目的とする。

*原稿受付 平成7年7月21日 平成6年度秋季全国大会で発表、平成7年5月溶接構造研究委員会で発表

**正 員 川崎重工工業生産技術開発センター Member, Production Technology Development Center, Kawasaki Heavy Industries, Ltd.

***正 員 大阪大学工学部 Member, Faculty of Engineering, Osaka University

2. 不均質材における延性き裂進展抵抗特性の実験的観察

2.1 供試材料と実験方法

本実験に供試した 4 種類の材料 (9%Ni 鋼, 軟鋼, 500 MPa 級高張力鋼, オーステナイト系ステンレス鋼) の試験片加工前の化学成分を Table 1 に示す。実験に供した不均質試験片は, Fig. 1 に示すように板厚 20 mm のコンパクト試験片で, 異なる種類の材料を拡散接合して製作した。き裂が導入された中央部の材料を Mat. 1 と呼び, Mat. 1 を

Table 1 Chemical compositions of steels tested.

	(mass %)										
Materials	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	N	
N	0.05	0.25	0.58	0.002	0.001	0.01	9.42	0.03	0.01	0.004	
M	0.08	0.23	0.54	0.023	0.013	—	—	—	—	—	
H	0.14	0.41	1.43	0.017	0.003	—	—	—	—	—	
S	0.05	0.52	0.81	0.025	0.003	—	9.10	18.44	0.11	0.035

Fig. 1 Configuration of compact specimen.

はさむ周囲の材料を Mat. 2 と呼ぶことにする。試験片製作に当たっての材料の組み合わせと拡散接合条件ならびに熱処理条件を Table 2 に示す。不均質試験片は拡散接合により製作したので, その後の熱処理を含めた熱履歴により素材とは異なる材料特性を示す。したがって, 最終的に製作した不均質試験片の各部位 (Mat. 1, Mat. 2) の材料に試験片製作過程に生じた同じ熱履歴を再現させ, その後丸棒引張試験によって機械的性質を調べた。その結果得られた機械的特性値の一覧を Table 3 に示す。不均質試験片の構成材料 (Mat. 1 と Mat. 2) の強度比 S_r は Table 2 のようになり, 軟質を示すものと硬質を示すものがある。本実験では S_r は 0.47~2.25 の範囲となる。なお, 不均質試験片の記号を付けるにあたり, 2 桁目に Mat. 1 を, 1 桁目と 3 (4) 桁目には Mat. 2 を表記することにした。

Table 2 に示した不均質試験片とそれぞれの切欠き部の材料 Mat. 1 に対応する均質試験片について, それぞれの延性き裂進展抵抗 (R) 曲線を得るために, コンパクト試験を実施した。試験片は Fig. 1 に示すように, 板厚 20 mm で初期切欠き長さと板幅の比 a_0/W は 0.5~0.55 倍となるようにした上で, 切欠き先端には疲労予き裂を導入した。不均質試験片のき裂を含む材料 (Mat. 1) の幅は 10 mm とし, 一部 5 mm のものも製作した。試験は, ASTM E813-87¹⁾ に準じて変位制御 (クロスヘッド変位速度 = 1 mm/min) で実施した。試験温度は, 全て室温とした。

Table 3 Mechanical properties after heat treatments.

Materials	Yield stress, σ_y (N/mm ²)	Flow stress, σ_f (N/mm ²)	Tensile strength, σ_T (N/mm ²)	Elongation (G. L. = 50 mm) (%)	Reduction area (%)
N	515 ^{*1)}	646	776	18	67
N'	557 ^{*1)}	730	902	22	77
M	262	329	396	33	77
M'	229	311	392	35	67
H	356	432	507	34	80
H'	407 ^{*1)}	575	743	19	46
S	264 ^{*1)}	445	625	60	70
S'	255 ^{*1)}	438	621	62	72

* 1) 0.2% proof stress

* 2) Flow stress = $(\sigma_y + \sigma_T) / 2$

Table 2 Combinations of materials in heterogeneous specimen and diffusion bonding conditions.

Specimen	Mat. 1	Mat. 2	H (mm)	Diffusion bonding condition	Heat treatments	S_r^Y	S_r^F	S_r^T
						$\frac{\sigma_Y(\text{Mat. 1})}{\sigma_Y(\text{Mat. 2})}$	$\frac{\sigma_F(\text{Mat. 1})}{\sigma_F(\text{Mat. 2})}$	$\frac{\sigma_T(\text{Mat. 1})}{\sigma_T(\text{Mat. 2})}$
MNM	N	M'	10	10 MPa 1000°C × 1 hr	—	2.25	2.08	1.98
NMN	M	N'	10		900°C × 30 min, WQ	0.47	0.45	0.44
NM5N			5		680°C × 3 hr, AC	1.40	0.99	0.82
SHS	H	S'	10		900°C × 30 min, WQ	0.65	0.77	0.84
HSH	S	H'	10					

R 曲線を得る方法としてここでは、複数試験片法を用いた。所定の荷重まで負荷し、除荷後延性破面を損傷させないように疲労破断させた後、初期切欠き長さと延性き裂長さを計測した。延性き裂長さ Δa の定義は、ASTM E813-87 に準じて板厚方向に 8 分割した 9 点を計測しその平均値とした。J 積分および CTOD の評価式として、Crack Mouth Opening Displacement (V_{LL}) を用いて計算される ASTM-E813-87 と WES1109¹²⁾ に示される式を用いた。この際、き裂長さには、延性き裂進展量を含めて計算した。

2.2 不均質材の延性き裂進展抵抗特性

軟質試験片 (NMN, NM5N) を用いたコンパクト試験により得られた荷重-荷重線(切欠末端部開口)変位曲線を、均質試験片 (AM) のそれとともに比較して Fig. 2 に示す。均質試験片の同じ荷重レベルで比べて、軟質試験片の荷重線変位は減少していく傾向がみられる。さらに、NMN ($H=10$ mm) 試験片に比べ NM5N ($H=5$ mm) 試験片の荷重線変位は減少しており、Mat. 1 の幅が減少することによる塑性拘束の影響が現れているのがわかる。これは、軟質試験片の場合、強度差が塑性拘束を生み荷重-変位曲線において荷重を押し上げ、変位を抑制させるためである。このように、均質試験片と軟質試験片では大きく異なる変形挙動を示す。一方、硬質試験片の場合には、軟質試験片の場合とは逆に、均質試験片の同じ荷重レベルで比べて、硬質試験片の切欠末端部開口変位は増加していく傾向があることを確認している。このことから、同じ負荷レベルにある均質、不均質試験片の比較において、切欠きを囲む周辺の強度不均一の影響を受ける切欠き末端部開口変位を用いて計算される CTOD や J の値に差が生じることが推定できる。

コンパクト試験を実施して得られた 4 種類の不均質試験片 MNM, NMN, SHS, HSH の R 曲線を、CTOD によって整理した結果を Fig. 3 (a)~(d) に示す。それぞれ Mat. 1 に対応する均質試験片 AN, AM, AH, AS の R 曲線と比較して示した。また、最高荷重に相当するデータは、図中にソリッドマークで示した。き裂先端域に存在する材料 (Mat. 1) が同じであるにも関わらず、不均質試験片の R 曲線は均質試験片で得られた R 曲線とは明らかに異なる挙動を示すことが Fig. 3 からわかる。すなわち、硬質試験片である MNM, SHS 試験片では $dCTOD/da$ は増大し、軟質試験片である NMN, HSH 試験片では $dCTOD/da$ は減少

Fig. 2 Load-load line displacement curves of homogeneous and under-matched specimens.

(a) AN, MNM

(b) AM, NMN, NM5N

(c) AH, SHS

(d) AS, HSH

Fig. 3 Comparisons of CTOD-R curve of heterogeneous specimens with that of homogeneous ones.

Fig. 4 Schematic diagram of effect of S_r and H/t on CTOD-R curves.

する傾向が認められる。また、軟質試験片においては、軟質部幅 H が小さくなるにつれて、さらに $dCTOD/da$ が減少する傾向が認められる。Fig. 3 の結果から得られる CTOD-R 曲線に及ぼす強度不均一の影響について、 S_r と H/t の関係において定性的な傾向を図示すると Fig. 4 のようになる。CTOD のみならず J 積分によって整理した場合にも、同様の傾向を確認している。

3. 三次元弾塑性解析による延性き裂進展解析

3.1 解析モデルと解析手法

コンパクト試験における均質試験片と不均質試験片のき裂進展中の応力・ひずみ挙動を比較するために、3次元弾塑性解析による延性き裂進展シミュレーションを実施した。解析の対象には、硬質・軟質の程度が著しい2種類の不均質試験片 (NMN, MNM) と比較のための均質試験片 (AN, AM) の4ケースを選んだ。

不均質試験片は、Fig. 1 に示す板厚20 mmのコンパクト試験片で、解析にはき裂線を中心にした1/4モデルを使った。弾塑性FEM解析コードABAQUSを用いて、微小変形条件下で計算した。ここでは、延性き裂進展中のき裂先端近傍での応力・ひずみ挙動を詳細に検討することを目的に、き裂進展中のメッシュ寸法を0.1 mm×0.25 mm×0.5 mmとしたものを使用し、進展ステップを0.1 mm、延性き裂進展範囲は、 $\Delta a = 0.4 \sim 0.8$ mmとして計算した。Fig. 5 には使用した3次元メッシュの形状を示す。板厚方向に5層分割とし、20節点 isoparametric 6面体要素を使用した。荷重履歴は、実験で得られた切欠末端部開口変位 V_{LL} -延性き裂進展量 Δa 関係を用いて制御し、き裂進展は節点解放法で行った。Fig. 6 には、解析に用いた4種類の材料の真応力-真ひずみ曲線を示す。

従来、FEM解析によって得られるCTODは、(1)き裂先端点の開口変位 (2)き裂上下縁のき裂先端近傍部の弾塑性境界における開口変位¹³⁾ (3)き裂先端周りの変位図を作成した上で、R止まりにより計測された開口変位などの2、

Fig. 5 Configuration of mesh for 3-dimensional FEM analyses.

Fig. 6 True stress-true strain curves for 3-dimensional FEM analyses.

Fig. 7 Definition of $CTOD_{FEM}$.

3の定義について提案されているが、ここでは(3)の伊藤らの提案¹⁴⁾に基づいてCTODを定義した。CTODの計測のためのき裂先端付近の変形図の一例 (NMN, $H/t=1/2$) をFig. 7に示す。

3.2 解析手法の妥当性の確認

解析手法の妥当性を確認するために、実験と解析の両方

Fig. 8 Comparison of $CTOD_{EXP}$ with $CTOD_{FEM}$.

で得られた荷重-荷重線変位曲線の比較を行ったところ、両者は良く一致した。また、解析によって得られたき裂線延長上の応力、ひずみ関係と解析に使用した応力、ひずみ関係 (Fig. 6) とを比較した場合も、均質・不均質試験片に関わらず、解析結果は実験結果と概ね一致しており、本解析手法がほぼ妥当であることを確認した。

ここで定義した弾塑性解析によって得られる CTOD の妥当性について確認するために、実験で計測された V_{LL} を用いて計算した CTOD ($CTOD_{EXP}$) 値と弾塑性 FEM 解析による CTOD ($CTOD_{FEM}$) 値の比較を試みた。その結果を、Fig. 8 に示す。均質試験片において、 $CTOD_{EXP}$ と $CTOD_{FEM}$ の両者は良く一致するが、不均質試験片では両者に差が生じる。均質試験片において両者が良く一致することから、き裂先端 R 止まりの変位を $CTOD_{FEM}$ とした定義上の問題はないと考えられる。一方、不均質試験片では両者に差が認められ、硬質試験片では $CTOD_{EXP}$ が $CTOD_{FEM}$ より大きく、軟質試験片では $CTOD_{EXP}$ が $CTOD_{FEM}$ より小さくなっている。このことから、 $CTOD_{EXP}$ の方が $CTOD_{FEM}$ より強度不均一の影響が大きいことがわかる。これは、 $CTOD_{FEM}$ では比較的き裂先端に近い位置で計測されるのに対して、 $CTOD_{EXP}$ はき裂末端での開口量に基づいて算出しているために、き裂周りに存在する強度不均一の影響が $CTOD_{EXP}$ において相対的に大きく現れたものと考えられる。また、CTOA についても同様に整理を試みたが、著しくばらつく結果が得られたので、本解析に用いたメッシュ形状において、CTOA を計測するのは不適切であると判断した。

4. 延性き裂進展に伴うき裂先端近傍の応力・ひずみ分布の変化

4.1 ひずみ分布

一般に、延性き裂発生開始時のき裂先端近傍に発生する相当塑性ひずみ ($\bar{\epsilon}_p$) は、応力多軸度の影響を強く受けることが知られている。また、応力多軸度と延性き裂発生開

始時の $\bar{\epsilon}_p$ は反比例の関係にあるとされており¹⁵⁾、 $\bar{\epsilon}_p$ は延性き裂発生指標として取り扱われる^{2,16)} ことが多い。そのような結果から、延性き裂が進展している間においても、 $\bar{\epsilon}_p$ は力学的指標に成り得る可能性があると思われる。

そこで、3次元弾塑性解析によって得られた4種類の均質、不均質試験片の延性き裂進展中の $\bar{\epsilon}_p$ ($= [2 \cdot \{(\epsilon_{p1} - \epsilon_{p2})^2 + (\epsilon_{p2} - \epsilon_{p3})^2 + (\epsilon_{p3} - \epsilon_{p1})^2\}]^{1/2} / 3$) のき裂方向分布について整理してみる。その結果を、Fig. 9 (a)~(d) に示す。図の横軸は、延性き裂進展によって移動するき裂先端からの距離 x' で整理した。いずれの試験片も延性き裂進展に伴い、 $\bar{\epsilon}_p$ が漸増していく傾向にあるが、AM、NMN 試験片においてき裂先端近傍での $\bar{\epsilon}_p$ はほとんど増加しないようにみえる。同じ延性き裂進展量レベルで比較すると、均質試験片 AN の $\bar{\epsilon}_p$ は均質試験片 AM のそれに比べて小さい。しかし、き裂進展量に対する $\bar{\epsilon}_p$ の増分量は、AM より AN の方が大きいようなので、本解析で実施した範囲を越えてき裂進展量が大きくなる場合には、均質試験片 AN の $\bar{\epsilon}_p$ は均質試験片 AM のそれに比べて必ずしも小さくならないと考えられる。

次に、 $CTOD_{FEM}$ が同じ程度にある場合の進展する延性き裂先端付近の $\bar{\epsilon}_p$ 分布の比較を行う。4種類の均質・不均質試験片のき裂先端近傍の同じ $CTOD_{FEM}$ レベルでの板厚中央部における $\bar{\epsilon}_p$ のき裂進展方向分布を Fig. 10 に示す。Fig. 10 をみると、同じ CTOD レベルであっても、硬質試験片 MNM の $\bar{\epsilon}_p$ は、均質試験片 AN のそれに比べ小さくなり、軟質試験片 NMN のき裂先端から離れた位置に生じる $\bar{\epsilon}_p$ は、均質試験片 AM のそれに比べやや大きくなるのがわかる。このように、強度不均一材を延性き裂が進展する場合、同じ CTOD レベルで異なるひずみ分布を持つことから、CTOD は適切な延性き裂進展特性指標とはならないことがわかる。また、このことが、Fig. 3 において示されたように、き裂先端の Mat. 1 に同じ材料が存在し同じレベルの CTOD に達しても、延性き裂進展量 Δa に差を生じる原因になったものと推定される。ただし、AM と NMN 試験片ではき裂先端近傍において、 $\bar{\epsilon}_p$ はほぼ一致しており、き裂先端の近傍に限れば強度不均一の影響は小さいようにみえる。

Fig. 11 (a)~(c) と Fig. 12 (a)~(c) には、硬質、軟質試験片の板厚中央部き裂先端部近傍における $\bar{\epsilon}_p$ の等ひずみ線図を、均質試験片のそれと比較して示す。延性き裂進展とともに塑性変形域が徐々に広がることは、Fig. 9 から明らかとなっている通りである。同じ延性き裂進展量における塑性変形域の大きさは、軟質試験片の方が強度不均一の影響を受けて限定されているが、硬質、軟質試験片ともき裂先端近傍に限れば塑性変形域の大きさは、均質試験片のそれとほとんど差がなく、硬質試験片は均質試験片に比べて Mat. 1 におけるひずみレベルが必ずしも小さいとはいえない。同様に、軟質試験片は均質試験片に比べて Mat. 1 における $\bar{\epsilon}_p$ レベルが必ずしも大きいとはいえないのがわかる。また、硬質試験片 MNM の Mat. 2 でのひずみは、AN に比べて大きく、軟質試験片 NMN の Mat. 2 でのひずみは AM に比べて小さい。このことから均質試験片と不均質試験片のひずみ差は Mat. 1 よりも Mat. 2 における位置の方が相対的に大きく、この差が均質・不均質試験片における CTOD や J 値の差として現れるものと考えられる。

Fig. 9 Evolutions of equivalent plastic strain distributions with increasing stable crack growth.

Fig. 10 Comparisons of equivalent plastic strain distribution of homogeneous specimen with that of heterogeneous one at same $CTOD_{FEM}$ level.

4.2 応力多軸度分布

3次元弾塑性解析によって得られた均質・不均質試験片の板厚中央部での応力多軸度パラメータ (σ_m/σ) のき裂進展方向分布について、Fig. 13 に示す。 $\bar{\epsilon}_p$ 分布と同様に図の横軸は、延性き裂進展によって移動するき裂先端からの距離 x' で整理し、延性き裂長さ Δa が 0.4 mm となる場合において比較した。ここで、 σ_m は等方引張応力 ($=(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3$)、 σ は相当応力 ($=\{[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]/2\}^{1/2}$) である。応力多軸度の分布形状は、試験片の種類によって変化するが、Mat. 1 の材料が同じ試験片 (AM と NMN、AN と MNM) では、き裂先端から 0.5 ~ 1 mm 以上離れた位置で均質試験片と不均質試験片において差が生じるのに対し、き裂先端近傍において σ_m/σ に差がほとんど現れていない。したがって、Fig. 9 で示されたように、AM、NMN 試験片のき裂先端近傍の $\bar{\epsilon}_p$ にほとんど差がないのは、 σ_m/σ に差が生じなかったためとも思えるが、 $\bar{\epsilon}_p$ に及ぼす塑性拘束の影響に関する詳細な検討は次報で行う。

Fig. 11 Contours of equivalent plastic strain in the vicinity of crack tip.

Fig. 12 Contours of equivalent plastic strain in the vicinity of crack tip.

Fig. 13 Distributions of stress triaxiality in x' -direction.

4.3 延性き裂進展量と各特性値との関係

3次元弾塑性解析により得られた結果を基に, Fig. 14に $CTOD_{FEM}$ と Δa および $\bar{\epsilon}_p$ との関係を整理して示す. 特に $\bar{\epsilon}_p$ については, 計測位置による影響が大きいと考えられるが, ここでは進展するき裂先端から0.1mm離れた位置における $\bar{\epsilon}_p$ 値によって整理した. 硬質あるいは軟質試験片に関わらず, 均質試験片と同じ Δa における $CTOD_{FEM}$ 値において差が認められる場合でも, Δa と $\bar{\epsilon}_p$ の関係を見ると両者にほとんど差は生じていない. このことから, 進展する延性き裂を対象とした場合, $CTOD$ あるいは J のような破壊力学パラメータは主として強度差に起因したき裂周りの不均一に影響を受けるのに対して, き裂先端近傍の相当塑性ひずみ量は, 強度不均一の影響を受けない延性き裂進展指標となる可能性があることがわかる. なお, AM, NMN 試験片と AN, MNM 試験片で単位き裂進展量当た

Fig. 14 Relationship among $CTOD_{FEM}$, stable crack growth and equivalent plastic strain.

りの $\bar{\epsilon}_p$ 増分が異なるのは, き裂先端に存在する材料 (Mat. 1) 固有の特性に依存するためと推定されるが, 詳細については各種材料におけるデータの蓄積が必要となる.

5. 結 言

き裂が不均質部の中央に位置し, かつ不均質部とき裂が平行となるコンパクト試験片を用いて, 延性き裂進展抵抗特性を実験的に計測した. また, 実験で得られた切欠末端開口変位-延性き裂進展量の関係を用いて, 延性き裂進展時の3次元弾塑性解析を実施した. その結果, 得られた知見を以下に整理して示す.

(1) 4種類の材料特性の組み合わせを持つ不均質試験片とその均質試験片の延性き裂進展抵抗特性の比較におい

て、硬質試験片ではdCTOD/daが大きくなり、軟質試験片ではdCTOD/daが小さくなることから、実験的に確かめられた。また、軟質部幅が小さい程、dCTOD/daはさらに小さくなることが確認できた。

(2) 強度不均一材を延性き裂が進展する場合、均質試験片と同じCTODレベルにおいても異なる相当塑性ひずみ分布を持つことから、CTODは適切な延性き裂進展特性指標とはならない。また、このことが、均質試験片と不均質試験片において異なるCTOD-R曲線を与える原因となるものと考えられる。

(3) 延性き裂進展中の相当塑性ひずみ分布は、き裂周りの強度不均一の影響を受ける。しかし、延性き裂進展中のき裂先端近傍の相当塑性ひずみは、強度不均一の影響をほとんど受けず、同じ延性き裂進展量の時、均質・不均質試験片ともにほぼ同じ相当塑性ひずみ量となる。

(4) CTODあるいはJのような破壊力学パラメータは主として強度差に起因したき裂周りの不均一に影響を受けるのに対して、き裂先端近傍の相当塑性ひずみ量は、強度不均一の影響を受けない延性き裂進展指標となる可能性が認められる。

参考文献

- 1) S. Jun, L. Zhong-hua, D. Zeng-jie and T. Ming-jing: Crack-tip Constraint and J-controlling Stable Growth of Crack in Plane Stress Case, Eng. Fract. Mech. Vol. 39, No. 8 (1991), 1045.
- 2) 島貫, 萩原: 円周切欠丸棒試験による簡易延性き裂発生特性評価法の検討—鋼材の延性き裂発生特性 第1報, 第2報一, 本会講概, Vol. 55 (1994).
- 3) O. Kolednik: Loading Conditions may Influence the Shape of J- Δa curves, Eng. Fract. Mech. Vol. 41, No. 2 (1992), 251.
- 4) N. Miura, K. Kashima, K. Michiba, and T. Shimakawa: Ductile Fracture of Stainless Steel Welds at Elevated Temperature, ASME PVP Conference, Vol. 215, No. 81 (1991), 81.
- 5) 町田, 松村, 道場, 山川, 千田, 萩原: 破壊評価線図法に基づく9% Ni鋼の延性破壊強度評価, 本会論文集, Vol. 12, No. 3 (1994), 432.
- 6) 林, 松本, 堀川: 非均質材のJ積分評価法に関する研究, 材料, Vol. 36, No. 403 (1987), 341.
- 7) J.R. Rice, J. Appl. Mech., Vol. 35, No. 379 (1968).
- 8) W.H. Chen, Trans. 5th Int. Conf. SMIRT, M9/4, No. 1 (1979).
- 9) 林, 内藤, 堀川: 溶接継手へのJ積分の適用に関する数値解析的研究, 本会論文集, Vol. 6, No. 4 (1988), 84.
- 10) S. Yoshimura, G. Yagawa, C.-R. Pyo, K. Kashima, T. Shimakawa and S. Takamatsu: Stable Crack Growth Phenomena of Welded CT Specimens and Their Simplified Assessment, ASME PVP Conference, Vol. 233 (1992).
- 11) ASTM Standards: Standard Test Method for J_{IC} , A Measure of Fracture Toughness, E813-87, (1987).
- 12) 日本溶接協会規格: き裂先端開口変位 (CTOD) 試験方法 WES1108, (1995).
- 13) 佐藤, 豊田, 南, 佐藤, 中西, 有持: 力学的性質の急変部に切欠きをもつ材の塑性変形挙動とき裂開口変位, 本会会誌, Vol. 52, No. 2 (1983), 154.
- 14) 豊田, 伊藤, 佐藤: 構造用鋼とその溶接部の全面降伏後不安定破壊開始と破断延性, 日本造船学会論文集, Vol. 145 (1979), 211.
- 15) 大塚, 東郷, 岡本: 延性き裂発生条件とボイド体積率 (Gursonの降伏関数に基づく検討), 材料, Vol. 35, No. 395 (1986), 876.
- 16) 河野, 田中, 種田, 清水: 弾塑性破壊靱性に及ぼす板厚の影響, 日本造船学会論文集, Vol. 165 (1989), 265.