者らはすでにこの様な考え方に立って、力学的性質と材質の不均質性を有する溶接部での破壊クライテリアに関する検討を行なっており、その詳細については次報以下で報告する。

参 考 文 献

1) 例えば、佐藤, 豊田, 有持: “機械的性質の不均一をもつ材の脆性

破壊挙動” 日本造船学会論文集第134号 (1973), 425

2) British Standard Institution: “Methods for Crack Opening Displacement (COD) Testing”, DD19, 1972

3) 住友金属: “住友の低温用 9%Ni 鋼板とその溶接について”

4) 豊田, 国広, 桑辺, 川口: 9% Ni 鋼溶接継手の脆性破壊挙動について” 日本造船学会論文集 第138号 (1975), 434

5) British Standard Institution: “Methods for Crack Opening Displacement (COD) Testing”, BS5762, 1979

6) 例えば、金沢, 町田, 萩原: “工業的試験法としての曲げ COD 試験について” 日本造船学会論文集第132号 (1972), 361

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*

佐藤邦彦**, 豊田政男**, 南二三吉**, 佐藤 進***, 中西睦夫****, 有持和茂****

Crack Tip Plastic Deformation of Notched Plates with Mechanical Heterogeneity*

by Kunihiko Satoh**, Masao Toyoda**, Fumiyoshi Minami**, Susumu Satoh***,
Mutsuo Nakanishi**** and Kazushige Arimochi****

Fracture performance of welds is influenced by mechanical and/or metallurgical heterogeneity caused inevitably in the welded joint. In the present paper, consideration has been carried out of plastic deformations and crack opening behaviors of cracked welds with mechanical heterogeneity, in particular, in strength. Finite element analyses based on elasto-plastic theory have been conducted for overmatched and undermatched weld joints with crack existing along fusion line under tension or bending.

A considerably unsymmetrical plastic behavior is observed in the notched welds with heterogeneity in strength. Accordingly, the plastic behavior results in unsymmetrical crack opening. As the degree of unsymmetrical opening is affected by the strength ratio of weld metal to base metal, the total opening displacement calculated from global COD does not necessarily control deformation of each material in the vicinity of crack tip. The local COD defined in the present paper may become an appreciate measure of deformation of crack tip as same in homogeneous material, exclusive of the part of which strength level is considerably higher than that of other part.

1. 緒 言

溶接部の破壊性能を考えると、溶接部に不可避免的に存在する巨視的な力学的不均質性の影響を無視することができない。その極端な例として、著者らは前報¹⁾において、オーステナイト系溶接材料を用いた 9%Ni 鋼

溶接継手を取り上げ、とくに 3 点曲げ COD 試験における破壊靱性評価手法について問題提起を行った。前報¹⁾に示したように、力学的性質が急変する部分に切欠きをもつ材では均質材とは著しく異なる変形挙動を示すため、このような場合の破壊強度の評価の仕方は、自ずから均質材の場合とは異なることが予想される。すなわち、従来の多くの破壊性能評価が主に均質材を対象としたものであることを考えれば、不均質性をもつ材の破壊性能評価を明らかにすることは、溶接部の性能評価にとって不可欠である。

本報は以上のような問題提起に基づき、まず強度の不

*原稿受付 昭和57年8月25日 (全国大会論文発表講演)。

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

***正 員 長崎総合科学大学機械工学科 Member, Nagasaki Inst. of Applied Science

****正 員 住友金属工業(株) Member, Sumitomo Metal Industries, Ltd.

Fig. 1 Design for notched-specimen subjected to tension or bending.

均一をもつ場合を注目し、その強度の急変部に切欠きをもつ材の変形挙動を明らかにするとともに、切欠き材の変形への力学的不均質性の影響を基礎的な立場から把握することに重点をおいている。これまでも特殊な継手を対象とした解析例²⁾は見られるが、本報のようにより一般的な強度の不均一度合に対して検討を行い、き裂先端近傍の応力・歪特性の支配パラメータに関して考察を加えたものは見当たらない。本報ではまず基本的な場合として、引張りおよび曲げを受ける継手を取り上げ、溶接金属と母材の強度が異なり、その融合線に沿って切欠きをもつような模型的な継手を対象として、その変形挙動を有限要素法（以下 FEM と略す）を用いた弾塑性解析により検討を加えた。とくに、塑性域の進行やき裂開口挙動に注目し、き裂先端変形量に対するき裂開口量の指標性に関して検討を試みる。

2. 解析対象と条件

解析対象として Fig. 1 に示すような引張型試験片 (T-

type) と 3 点曲げ試験片 (B-type) の 2 種類を取り上げた。いずれも継手の融合線を境として母材 (B. M.) と溶接金属 (W. M.) の強度が急変しているものとする。T-type は、切欠き長さ $2c=50$ mm, 板幅 $W=400$ mm, 溶接金属部幅 $H=20$ mm, B-type は、 $c=20$ mm, $W=40$ mm, $H=5$ mm である (切欠きは crack を想定しており、先端では切欠き幅は零)。解析の対象とした母材と溶接金属部の力学的性質は Table 1 に示す通りで、母材はすべて同一として溶接金属と母材の降伏応力 σ_Y の比 (以下 S_r と記す) を 0.5~1.5 の範囲で変化させてあり、均質材を含め各 type とともに 5 系列の組合せを採用した。(例えば表中の試験片記号 TA 80-40 は、母材および溶接金属の降伏応力がそれぞれ 80 kgf/mm², 40 kgf/mm² の引張型試験片であることを表わしている)。また解析には、それぞれの材料が指数硬化則に従う相当応力 $\bar{\sigma}$, 相当塑性歪 $\bar{\epsilon}_p$ 関係をもつものとし、

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

の形の硬化則を適用した。なお C 値は、既存の 120 鋼種の資料を基に決定し、 n 値は、構造用鋼の実績を基にして $n\sigma_Y=7.0$ と³⁾した。また材料の縦弾性係数 $E=21000$ kgf/mm², ポアソン比 $\nu=0.3$ は全て一定である。

以上の条件下で定むずみ三角形要素による 2 次元 FEM 弾塑性解析 (平面応力状態) を行った。切欠き先端近傍の最小要素寸法は 0.01 mm である。降伏条件には等方性材料に対する Mises の降伏条件を用いた。また解析にあたっては、切欠き先端近傍の要素の $\bar{\sigma}$, $\bar{\epsilon}_p$ の値が所定の $\bar{\sigma}$ - $\bar{\epsilon}_p$ 関係からはずれないように負荷増分を調整し、そのような所定の $\bar{\sigma}$ - $\bar{\epsilon}_p$ 関係を満足する負荷範囲内を本報での検討対象とした。

3. 不均質材における塑性変形の進行

Fig. 2-a は、引張型試験片のネット継面応力 σ_N と標点距離 500 mm 間の平均ひずみ ϵ の関係を示したものである。降伏強度比 $S_r < 1.0$ の継手 (軟質溶接継手) では、均質母材 TA 80 よりも低い荷重で伸びが大きくなり、 S_r が小さい程この傾向が著しい。 $S_r > 1.0$ の継手 (硬質溶接継手) では、同一荷重レベルにおける伸びは

Table 1 Mechanical Properties of Materials Used for FEM Analyses.

Specimen Series		Base Metal				Weld Metal				Sr
T-Type	B-Type	σ_Y^B	C	α	n	σ_Y^W	C	α	n	
TA80	BA80	80	112.8	0.0197	0.0875	—	—	—	—	1.00
TA80-40	BA80-40	80	112.8	0.0197	0.0875	40	86.2	0.0124	0.175	0.50
TA80-60	BA80-60	80	112.8	0.0197	0.0875	60	95.1	0.0196	0.117	0.75
TA80-100	BA80-100	80	112.8	0.0197	0.0875	100	132.2	0.0186	0.070	1.25
TA80-120	BA80-120	80	112.8	0.0197	0.0875	120	151.4	0.0185	0.0583	1.50

¹⁾ σ_Y : Yield Stress (kgf/mm²)

(a) Relationship of net stress σ_N versus elongation in percent ϵ (G.L.=500 mm).

(b) Plastic zone ahead of crack tip when ϵ is constant ($\epsilon=0.29\%$).

Fig. 2 Global deformation behaviors of both homogeneous and heterogeneous notched-plates subjected to tension.

均質母材よりやや小さいが、解析範囲の $\epsilon \leq 0.5\%$ では S_r の影響は認められない。軟質継手 (TA 80-40)、均質母材、硬質継手 (TA 80-120) それぞれに対し、図中の AA' の状態 ($\epsilon=0.29\%$) における切欠き先端近傍での塑性域の拡がり方を示すと Fig. 2-b のようである。 $S_r < 1.0$ の軟質継手では軟質部材が full yield に達するまでは母材部の塑性変形はそれほど進展しないが²⁾、 S_r が 1 に近づくにつれて母材部での塑性域も拡大するようになる。一方 $S_r > 1.0$ の硬質継手では、溶接金属部の塑性域は極めて小さく、特に降伏強度比 S_r が大きいと高負荷段階においては、溶接金属部での塑性変形がそれほど進行していないのに、切欠きを有していない母材側においても融合境界部から飛び石状に塑性変形が進展し始める場合がある。このように力学的不均質性を有する材における塑性変形挙動は、切欠き長さや溶接金属部幅が一定でも降伏応力比 S_r によって大きく異なる。

各負荷段階における力学的状態量として切欠き先端近傍の荷重方向応力 σ_y や相当塑性歪 $\bar{\epsilon}_p$ に注目し、力学的不均質性を有する切欠き材における塑性域の拡大の仕方を分類すると Fig. 3 のようになる。図中の縦軸、横軸

Fig. 3 Extension of plastic deformation of notched-plate with mechanical heterogeneity, with particular reference to vertical stress σ_y , equivalent plastic strain $\bar{\epsilon}_p$, and plastic zone.

はともに母材の降伏応力 σ_Y^B で無次元化しており、直線 ① は塑性拘束がない場合の full yield 曲線を示している。負荷応力の増加に伴う変形の進行の仕方の分類は軟質 ($S_r < 1$) か硬質 ($S_r > 1$) かによって次のようになる。

$S_r < 1$ の場合、母材による塑性拘束のために直線 ① では full yield に至らず、それよりも少し大きな負荷レベルになって溶接金属のみがネット断面降伏する。解析では ② の斜線の範囲で full yield しており、そのときの σ_N の値は傾向的には S_r が小さいほど ② の斜線の上限に近くなる。また曲線 ③ を超える負荷応力レベルになると図中に示すように溶接金属部を越えて母材側にも塑性域が広がりはじめる。この場合 S_r が 1 に近づくと、溶接金属が full yield するよりも先に溶接金属を越えて塑性域が母材に広がり、その後溶接金属のみが full yield するような挙動を示す。

一方 $S_r > 1$ の場合には塑性変形は負荷応力が曲線 ③ の値を超えると硬い溶接金属を越えて飛び石状の塑性域の拡がり方を示し、そして直線 ① の $\sigma_N = \sigma_Y^B$ を少し超えた荷重レベル (② の領域) で母材側で full yield に達する。このときの σ_N の値も切欠きの存在による塑性拘束のため ① よりは多少大きくなる。

塑性域の広がり方の以上のような特徴に対応して、応力・ひずみ分布も次のようになる。引張方向の応力 σ 、のき裂線上の分布は、いずれの場合においても母材、溶接金属両領域ともほとんど差が認められないが、ひずみ分布はき裂線上の両側で大きな差がみられる。図中に表示するように $S_r < 1$ の場合には硬い母材側の、 $S_r > 1$ の場合には同じく硬い溶接金属側のひずみが、強度の低い領域に比べて著しく小さく、ひずみ集中が小さくなっているのが大きな特徴といえる。

4. き裂開口挙動

本 FEM 解析では塑性変形の進行による切欠き先端の鈍化などに起因するき裂進展は考慮していないために、切欠き先端の COD は常に零であり、また本解析対象のようなものではき裂線に対して非対称な塑性域の広がり方 (Fig. 2 (b)) を呈し、後に図示するように非対称なき裂開口挙動を呈する。そのような場合には従来よく行われているき裂先端から一定の距離の位置の開口量をとるなどの手法には問題があることも予想される。そこで切欠き上下縁の切欠き先端近傍の塑性域の拡がり、切欠き前縁のストレッチ・ゾーン幅に対応するものと考えて、切欠き上下縁の切欠き先端近傍の弾塑性境界部における開口量を COD と定義し、 δ_{ep} で表わすことにする⁴⁾。

このように定義した δ_{ep} の妥当性を調べるため、一様引張りを受ける均質材について上に定義した δ_{ep} と従来から広く適用されている Dugdale Model により得られる切欠き先端 COD, δ Dugdale と比較してみると Fig. 4-a のようになる。なお図には参考のため、切欠き

先端から 0.1 mm 内側の位置での COD, $\delta_{0.1}$ も同時に示した。一方、3点曲げ COD 試験片 (B-type) についても同様に δ_{ep} , $\delta_{0.1}$ を求め、従来均質材に対して適用されている BSI の評価式⁵⁾ から得られる切欠き先端 COD, δ_{BS5762} と比較すると Fig. 4-b のようになる。これらの図から判断すると、本報で定義した弾塑性境界での COD, δ_{ep} を、負荷様式によらず切欠き先端 COD として代用してもほぼよさそうである。

(b) in case of homogeneous notched-specimen subjected to bending.

Fig. 4 Comparisons of crack opening displacement δ_{ep} (COD at elasto-plastic boundary) and $\delta_{0.1}$ (COD at place 0.1 mm apart from crack tip) defined in the present paper with δ Dugdale (COD obtained from Dugdale model) or with δ_{BS5762} (COD specified in British Standard BS5762).

(a) in case of homogeneous notched-plate subjected to tension.

力学的不均質性を有する継手においても、同様にして母材部、溶接金属部それぞれに対して δ_{ep}^B , δ_{ep}^W を定義すれば、き裂先端 COD, δ_{ep} は $\delta_{ep} = \delta_{ep}^B + \delta_{ep}^W$ で求めることができる。一例として Fig. 5 に TA 80-60 の場合について示す。(a) 図は、切欠き先端近傍の開口変位形状を荷役段階ごとに示したもので、低強度側にあたる溶接金属部での開口変位量は母材側よりもかなり大きく、開口挙動の非対称性が顕著に表われている。図中の一点鎖線と実線との交点はその荷役時の弾塑性境界を示しており、母材側と溶接金属側とは切欠き先端近傍の塑性変形の進行に明らかな差が認められる。前述した δ_{ep}^B , δ_{ep}^W はこの弾塑性境界線と各荷役段階における開口変位曲線との交点での開口量として求められる。このようにして求めた δ_{ep}^B , δ_{ep}^W およびき裂全開口量

(a) Unsymmetrical crack opening in the vicinity of crack tip and elasto-plastic boundary.

(b) Relation of total CTOD, δ_{ep} and local CTOD, δ_{ep}^B (on base metal side), δ_{ep}^W (on weld metal side) versus global COD V_g at the center of notch.

Fig. 5 Crack opening behaviors of notched-plate with mechanical heterogeneity.

δ_{ep} ($=\delta_{ep}^B + \delta_{ep}^W$) と切欠き中央の位置の開口量 V_g との関係を示せば Fig. 5-b のようになる。

以上のことから、変形の進行段階の指標として COD を用いるとすれば、Total COD, δ_{ep} は力学的不均質性を有する切欠き材では意味をもたないことが考えられる。なぜなら不均質材では、たとえ Total COD, δ_{ep} が同一であるとしても、不均質度合によって δ_{ep}^W と δ_{ep}^B の割合が異なるためである。したがってこのような材料では、Total COD よりもむしろ、切欠き先端近傍の変形挙動をふまえた局所的な COD, δ_{ep}^B , δ_{ep}^W に注目することが重要であるといえる。

Fig. 6 は、Total COD, δ_{ep} に占める δ_{ep}^B と δ_{ep}^W の割合が降伏強度比 S_r によってどのように影響されるかを見たものである。図中の横軸に対して 45° の直線は均質材 (TA 80) の場合の片側の COD の値に対応するものを示しており、中空印が母材側の Local COD, δ_{ep}^B 、中実印が溶接金属側の Local COD, δ_{ep}^W に対応

Fig. 6 Effect of mechanical heterogeneity on local CTOD, δ_{ep}^B , δ_{ep}^W -total CTOD δ_{ep} relation.

している。同一の δ_{ep} に注目してみると、低強度側の δ_{ep}^{local} は高強度側の降伏応力との比が大きい程大きくなる傾向にあるものの、その影響は相対比で考えると解析範囲内ではそれほど大きくない。一方、高強度側の δ_{ep}^{local} は降伏強度比 S_r の影響を大きく受け、強度比が大きくなれば δ_{ep}^{local} は著しく小さくなる。このように力学的不均質性を有する切欠き材では、Total COD が同一でも、Local COD, δ_{ep}^{local} は降伏強度比 S_r の影響を受け、しかもその影響度は低強度側と高強度側とは異なることがわかる。この Local COD は不均質材における変形挙動を記述する一つの有力な指標となることが期待されるが、それには Local COD の評価の仕方を一般化することが必要となる。この点については次報において詳しく報告することにする。

5. き裂先端近傍の応力、歪特性と Local COD

前項で述べた Local COD が変形・破壊挙動の指標であるためには、それがき裂先端近傍の力学的状態の特異性を支配するものでなくてはならない。Fig. 7 は T-type 均質材 (TA 80) における切欠き先端近傍の応力・歪分布特性を示したもので、(a) 図は相当塑性歪 ϵ_p 分布を、(b) 図は切欠き面に垂直方向 (荷重方向) 応力 σ_y の分布を示す。縦軸はそれぞれ降伏歪 $\epsilon_T = \sigma_T / E$, 降伏応力 σ_T で無次元化しており、横軸はいずれも切欠き先端からの距離 r を各負荷段階における Total COD の半分 $\delta_{ep}/2$ で除して無次元化している。き裂先端の歪集中場の評価

(a) HRR singularity with reference to equivalent plastic strain $\bar{\epsilon}_p$.

に関する HRR 解^{6,7)}によれば、き裂先端近傍における歪および応力の特異性は、(1) 式に示した歪硬化則の場合、それぞれ $r^{-1/(m+1)}$, $r^{-n/(n+1)}$ で表わされる。Fig. 7 をみると、切欠き先端近傍では負荷段階に無関係に、相当塑性歪 $\bar{\epsilon}_p$ および荷重方向応力 σ_y の分布は、それぞれ傾き $-1/(n+1) = -0.92$, $-n/(n+1) = -0.08$ の一本の直線では表わせようである。この傾向は曲げを受ける B-type でも同様であり、均質材における HRR 場の存在の確認とともに、均質材では Total COD, δ_{ep}

(b) HRR singularity with reference to vertical stress σ_y .

Fig. 7 HRR singularity in the vicinity of crack tip of homogeneous notched-plate.

が変形・破壊挙動に対する指標となり得ることがわかる。

一方、力学的不均質性を有する切欠き材についても同様の整理を行えば Fig. 8 のようになる。ただし、Fig. 8 では、切欠き先端近傍の相当塑性歪 $\bar{\epsilon}_p$ 分布を、母材側と溶接金属側とに区別して示しており、縦軸はそれぞれの材料の降伏歪 (ϵ_y^B あるいは ϵ_y^W)、横軸はそれぞれの材料の Local COD (δ_{ep}^B あるいは δ_{ep}^W) で無次元化している。(a) 図は軟質継手 ($S_r < 1.0$) について示したもので、低強度側である溶接金属部の相当塑性歪分布は、図中には混乱するため表示していないが、負荷段階

(a) Undermatched weld joints

(b) Overmatched weld joints

Fig. 8 Equivalent plastic strain distributions in the vicinity of crack tip as a function of the parameter (r/δ_{ep}) , where r is distance from crack tip and δ_{ep} is local COD.

に無関係にほぼ傾き $-1/(n+1)=0.85$ (TA 80-40), $=0.90$ (TA 80-60) の直線で示される領域が存在し, いわゆる HRR 場の存在が認められる。一方, 高強度側である母材部では HRR 場は明瞭でなく, とくに S_r が小さい場合や低負荷段階では, 均質母材 (TA 80, Fig. 7-a 図の直線と同じもの) よりもかなり小さな歪分布となっている。しかし TA 80-60 のように強度差が少ない継手では, 負荷段階が大きくなると母材部にも HRR 特異場が表われ, その特異場の大きさも母材均質材の TA 80 に近くなり Local COD は切欠き先端近傍の歪場を支配するようになることがわかる。(b) 図は同様に硬質継手 ($S_r > 1.0$) について示したものである。この場合低強度側となる母材部では, 負荷段階によらず均質母材 (TA 80) とほぼ同じ歪分布となっていることは注目される。一方高強度側となる溶接金属部では, (a) 図の場合と同様 HRR 場の存在は明瞭でなく, 負荷段階によっても歪分布形状は異なっている。

以上のことから, 力学的不均質性を有する切欠き材では, 低強度側となる材においては HRR 場の存在が認められ, Local COD がき裂先端近傍の応力・歪分布を支配する力学的状態量となり得ることがわかる。一方高強度側となる材では, 塑性変形は大きく生じないで, Local COD は負荷段階や強度差の程度によっては必ずしもき裂先端近傍の応力・歪分布を支配していない。このようなき裂先端近傍の歪分布におよぼす降伏強度比 S_r の影響を整理すると Fig. 9 のようになる。縦軸は各継手の母材側歪量と均質母材 (TA 80) の歪量との比を表わしており, $S_r \geq 1.0$ の硬質継手では, 母材側の歪量は均質母材の歪量とほぼ同じになっていることがわかる。一方, $S_r < 1.0$ の軟質継手では, 母材側の歪量は負荷レベルが大きくなるに従い均質母材の歪量に近づく傾向にあるものの, 例えば $S_r = 0.5$ 付近では, COD 量から予想され

るほどの塑性変形が高強度側の母材部で進行しておらず, Local COD の指標性に今後の課題を残しているといえる。

以上のように Local COD の指標性に関する検討結果から, 強度差が極端に大きな場合の低負荷レベルを除いては, Local COD が変形・破壊挙動の一つの指標となる可能性が示唆されたが, Local COD に対する支配因子やその評価の仕方について, 次報以下でさらに考察を加える。

6. 結 論

(1) 強度の急変部に切欠きをもつ材においては, 切欠き先端近傍の変形は切欠き面に対して非対称に生じ, それに応じて切欠き上下縁は非対称な開口挙動を呈する。この場合, たとえ Total COD が同一でも Local COD は, 降伏強度比 S_r の影響を大きく受け, このために力学的不均質性を有する材では従来の Total COD による変形・破壊挙動の評価手法は検討を要する。

(2) 不均質材においては, 低強度側での Local COD は, 相手部材との強度比が大きい程大きくなる傾向にはあるものの, その影響はそれほど顕著ではない。一方高強度側の Local COD は, S_r の影響を顕著に受け, 強度比が大きくなると Local COD は著しく小さくなる。

(3) このようなき裂開口挙動の非対称性は, き裂先端近傍で生じる塑性変形の進行の非対称と大いに関連していると考えられる。すなわち, 低強度側では塑性変形の先行と拡大が認められ, き裂先端近傍における歪集中が顕著であるが, 一方高強度側では塑性変形が生じにくく, 特に強度差が大きくなるとき裂先端近傍の歪集中は極めて小さくなる。

(4) 力学的性質の不均質性を有する材料では, 強度差が極端に大きな場合の低負荷レベルを除いては, Local COD が変形・破壊挙動を評価する一つの指標となり得ることが指摘された。しかし, この Local COD は降伏強度比 S_r 以外にも溶接金属部の幅や切欠き寸法などの因子の影響を大きく受けることが考えられ, この点も含め Local COD の評価方法については, さらに詳細な検討を要する。

参 考 文 献

- 1) 有持和茂, 中西睦夫, 佐藤進, 佐藤邦彦, 豊田 政男, 南二三吉: 9%Ni 鋼溶接部の靱性評価に関する一考察, 溶接学会誌投稿中, (1982)
- 2) 豊貞雅宏: 船用 LNG タンクの安全性評価法に関する研究, 東京大学博士論文, (1975)
- 3) 伊藤義康: 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, 大阪大学博士論文, (1979)
- 4) C.E. Turner: Methods for Post-yield Fracture Safety

Fig. 9 Effect of strength ratio, S_r ($=\sigma_Y^W/\sigma_Y^B$), on strain of base metal in the vicinity of crack tip of overmatched/undermatched weld joints.

- Assessment Post-Yield Fracture Mechanics (ed. by D. G. H. LATZKO) (1979)
- 5) Methods for Crack Opening Displacement (COD) Testing, BS5762, (1979)
- 6) J. W. Hutchison: Singular Behaviour at the End of a

- Tensile Crack in a Hardening Material, J. Mech. Phys. Solids, 16, (1968), 13
- 7) J. R. Rice and G. F. Rosengren: Plane Strain Deformation Near a Crack Tip in a Power-Law Hardening Material, J. Mech. Phys. Solids, 16, (1968), 1

9% Ni 鋼溶接部の破壊挙動の特異性とその評価*

渡邊 之**, 鈴木 元昭**, 小嶋 敏文**

Characteristic Fracture Behavior of 9% Nickel Steel Weldment*

by Itaru Watanabe**, Motoaki Suzuki** and Toshifumi Kojima**

The available data on the brittle fracture initiation properties of 9% Ni steel weldments bear out their satisfactorily high toughness at low temperatures, but have a 'little ambiguity that arises in connection with the pop-in fractures and the tendency of HAZ cracks to deviate into the lower strength ductile weld metal which are observed when conducting fracture toughness tests on 9% Ni steel weldments at low temperatures. However, no basic concept by which to assess the significance of such fracture behavior has been established yet.

With this fact in mind, and investigation was undertaken in order to arrive at a more precise interpretation of the correlation between a such fracture behavior and structural integrity of 9% Ni steel LNG storage tanks. Three-point bending COD tests using coil-spring loading equipment and wide plate tests were performed on 9% Ni steel weldments made using the austenitic Ni-based and matching ferritic fillers. In these tests the pop-in behavior was also observed to some extent at -196°C , and the tendency for elimination of pop-ins by precipitating complete failure was predominantly observed at the same level of stress intensity in COD terms. It was nevertheless shown that 9% Ni steel weld-HAZs had no doubt satisfactory toughness at the LNG temperature (-162°C).

1. 緒 言

最近になって LPG や LNG 等の液化ガス貯槽の建造にあたって、貯槽の構造の変更、ないしは脆性亀裂伝播停止特性に基づいた材料選択の必要性が強く主張されている¹⁻³⁾。このうち後者は局部に脆性亀裂が発生したとしても、亀裂の成長過程の早い段階でその伝播を阻止し、それによって貯槽が全体破壊に至る危険を回避しようとするものである。そうした背景から、最近 LNG 貯槽用材料である 9%Ni 鋼についても、脆性亀裂伝播停止特性を評価しようとする実験的検討が広く行われている^{4,5)}。

しかしながらこれまでに公表されている多くの実証的研究^{6,7)}によれば、9%Ni 鋼とその溶接部はいずれも十

分な靱性を有していると結論されており、使用条件下で LNG 貯槽に脆性亀裂が発生する危険な事態は予測し得ない。

しかしながらそれらの結論に至る過程では、なお解決すべき問題点が残されている。その一に、9%Ni 鋼溶接部を対象とする破壊靱性試験において、しばしばその発生が確認されているポップイン破壊とその評価の問題がある^{8,9)}。ポップイン破壊は、試片が最終破断に至るかなり以前の段階で、予切欠の先端に微小な脆性亀裂が発生し、ごく僅かの距離伝播した後停止する現象をいう。このポップイン破壊については脆性亀裂が停止する理由が不明確である他に、ポップイン破壊後最終破断に至る過程が一樣でない等現象的に複雑であり、その評価基準が未だ確立されていない。またポップイン破壊はしばしば応力の低下をとまなう¹⁰⁾。これは微小亀裂の発生にとまなう瞬時的な変位の増大に試験機、試験片を含む系が適

*原稿受付 昭和57年9月2日(全国大会論文発表講演)

**正 員 日本鋼管(株)技術研究所 Member, Nippon Kokan K. K. Technical Research Center