母材、溶接部などの組織によって大きく変わる。現在のネルソン線図は母材に対しては適用できるが、高炭素量の溶接継手、とくに溶接のままのものに対してはネルソン線図の安全側でも水素侵食が起こる可能性があり、適用できない。

(5) 溶接継手に対してネルソン線図を適用するためには炭素量を0.20%以下とし、かつ十分なSRを行なうと溶接熱影響部の硬さが Hv: 225 以下とする必要がある。

(6) 引張試験の伸びおよび絞りの変化から求めた脆化限界は衝撃吸収エネルギーおよび組織でのき裂発生から求めた脆化限界より約 20°C 高い。

(7) 炭化物が分解しやすく、結晶粒界への炭素の供給が容易で、かつ結晶粒の大きいほど水素侵食されやすいため、溶接のままおよび粗大結晶熱影響部は脆化しやすい。

終りに臨み、本研究遂行に際してご指導、ご援助賜った当社笠戸工場岡田副技師長、化学装置設計部杉原主任技師および当研究所第5部飯塚部長の諸氏に深甚なる謝意を表する。

参 考 文 献

- 1) G.A. Nelson: Use Curves to Predict Steel Life, Hydrocarbon Processing, 44 (1965), 185~188
- 2) S.L. Estefan: Design Guide to Metallurgy and Corrosion in Hydrogen Processes, Hydrocarbon Processing, 49 (1970), 85~92
- 3) W.D. Clark and E.A. George: Cracking and Blistering in a Shift Converter, Ammonia Plant Safety, 15 (1973), 58~60
- 4) F.K. Naumann: Prakt. Metallogr., 8 (1971), 504~
- 5) 根本、正剛、田野崎: 50~60 kg/mm² 級高張力鋼およびその溶接部の高温高圧水素による脆化, 本誌, 34(1965), 773-784
- 6) 山崎、新川他: 溶接部の焼鈍と水素侵食の関連性について, 石油学会誌, 19(1976), 27-32
- 7) F.K. Naumann: Einwirkung von Wasserstoff unter Hohman Druck auf Unlegierten Stahl, Stahl und Eisen, 57 (1937), 889~899
- 8) 大倉: 高温高圧水素ガスの鋼に対する作用並びに各種元素の影響 (第1報), 鉄と鋼, 28(1942), 30-47
- 9) L.C. Weiner: Kinetics and Mechanism of Hydrogen Attack of Steel, Corrosion, 17 (1961), 137t~143t
- 10) R.E. Allen et al: Analysis of Probable Mechanism of High-Temperature Hydrogen Attack of Steel, Division of Refining, 42 (1962), 452~462
- 11) P.G. Shownon: Hydrogen Attack of Carbon Steel, Metallurgical Transaction, 7A (1976), 279~286
- 12) F.D. Richardson: The Thermodynamics of Metallurgical Carbides and of Carbon in Iron, J. Iron & Steel Inst, 175 (1953), 33~51

溶接ボンドの破壊靱性値におよぼす溶け込み形状の影響*

池田一夫** 青木 満** 木内 晃**
奥田直樹*** 竹内直記***

Effect of Weld Profile on the Fracture Toughness of Bond*

by Kazuo Ikeda**, Mitsuru Aoki**, Akira Kiuchi**,
Naoki Okuda*** and Naoki Takeuchi***

The effect of weld profile on the fracture toughness of bond has been investigated. The engineering criterion for the brittle fracture initiation under mixed mode (opening mode, I, and tearing mode, III), was studied on the basis of COD-concept.

The following conclusions have been developed:

- (1) In the case where the part of bond has lower toughness as compared with that of weld metal and heat-affected zone, and where the embrittle zone is relatively wide as in the case of welded joint in large heat input, the critical COD, δ_c , of bond for the welded joint with V, Y or X type weld profile nearly equals to that with I, ∇ or K type ones. All fatigue notches in these test specimens are located perpendicularly to the surface of plate.
- (2) For a crack having its inclination between 65° and 90° to the surface of plate where the mixed mode condition prevails, the brittle fracture initiates when the COD corresponding to the opening mode, δ_I , reaches to the critical COD, δ_c , but the effect of COD corresponding to the tearing mode, δ_{III} , can be hardly observed.

*原稿受付 昭和52年6月2日(昭和51年度秋季全国大会にて発表)

**正 員 (株)神戸製鋼所構造研究所 Member, Structural Engineering Laboratory, Kobe Steel, Ltd.

***正 員 (株)神戸製鋼所溶接棒事業部 Member, Welding Electrode Division, Kobe Steel, Ltd.

1. 緒 言

本研究は溶接ボンドの破壊靱性におよぼす溶け込み形状の影響をあきらかにすることを目的とする。通常もちいられている板面に垂直な貫通クラックを有する COD (Crack Opening Displacement) 試験片でボンドの破壊靱性値, δ_c , をもとめる場合, ボンドの片側または両側が板面に垂直になっているレ型, I 型または K 型の溶け込み形状 (これらを垂直型溶け込み形状と総称する) ではクラック先端部をほぼ全板厚にわたりボンドに沿って設けることができ, 文字通りボンドの δ_c をもとめることができる。しかし, ボンドが板面に対し傾斜している V 型などの溶け込み形状 (傾斜型溶け込み形状と称する) ではクラック先端部が板厚中央部のみにてボンドと交わり, その他の部分はボンドとは靱性の異なる溶接金属および HAZ に位置している。

いっぽう, シャルビ衝撃試験においても, 通常, 前述の COD 試験の場合と同様な切欠を設けて種々の溶け込み形状のボンドの衝撃特性をもとめているが, ボンドがもっとも脆化されることのある溶接継手部では傾斜型溶け込み形状のボンドの衝撃特性は垂直型のそれよりみかけ上良くなることが経験的に知られている。

本研究では, クラック先端部に靱性の異なる材質が混在している傾斜型溶け込み形状の試験片からもとめられるボンドの δ_c が各材質単独の場合のそれとどのような関係にあるかをしらべるとともに, 傾斜型および垂直型溶け込み形状の試験片それぞれから得られるボンドの

δ_c を比較し, その値がシャルビ衝撃試験の場合と同様, 溶け込み形状によってみかけ上異なるか否かをしらべた。

また, 傾斜型溶け込み形状のボンドに沿って設けられた傾斜クラックの COD の解析方法および脆性破壊発生条件についても若干の検討をおこなった。

2. 供 試 材

供試鋼は 50 kg/mm² 級高張力鋼を 2 種類, KD32(a) および KD32(b), と 60 kg/mm² 級高張力鋼, HT60, であり, その化学成分および機械的性質を Table 1 に示す。KD32(a) および HT60 は溶け込み形状の影響をしらべる試験に, KD32(b) は傾斜クラックからの脆性破壊発生条件をしらべる試験にもちいられた。

KD32(a) および HT60 に対しエレクトロガスアーク溶接およびデルタオッシレート溶接にて Table 2 に示すような溶接条件のもとで突合せ溶接をおこない, 4 種類の継手試験片を作製した。以後, 鋼種と溶接法の組合せをあらわす場合には Table 2 の試験系列記号をもちいる。

各組合せに対し, 傾斜型溶け込み形状として V 型, 垂直型溶け込み形状としてレ型 (KD32-EG の場合は I 型) の溶け込み形状を有する継手をほぼ同一溶接条件のもとで作製した。したがって, 実際のボンドそのものの靱性は溶け込み形状が変化してもほぼ同程度であると考えられる。各溶接継手の溶け込み形状を Photo. 1 に示す。

Table 1 Chemical composition and mechanical properties of steel tested

Kind of steel	Plate thickness (mm)	Chemical compositions %									Mechanical properties		
		C	Mn	Si	P	S	Al	Ni	Cr	V	σ_y kg/mm ²	σ_B kg/mm ²	Elong. % GL=50mm
KD32(a)	25	0.16	1.37	0.38	0.014	0.014	0.035	0.02	0.03	—	35	53	25
KD32(b)		0.15	1.27	0.36	0.020	0.015	—	—	—	—	34	50	29
HT60		0.15	1.31	0.36	0.012	0.007	—	0.02	0.02	0.034	55	65	35

Table 2 Welding conditions

Test series	Kind of steel	Welding process	Weld profile	Wire (Brand of Kobe Steel, Ltd.)	Shielding gas	Current A	Voltage V	Speed cm/min	Heat input kJ/cm
KD32-EG	KD32(a)	Electrogas welding	V&I type	HS-42G (3.2 ϕ)	CO ₂ (30ℓ/min)	800	41~42	12.3~12.8	153~164
HT60-EG	HT60			DWS-60G (1.6 ϕ)	CO ₂ (25ℓ/min)	420~440	42~43	9.0~9.7	109~126
KD32-Delta	KD32(a)	Delta-oscillate welding	V&I type	DEL-50 (1.2 ϕ)	Inside Ar(20ℓ/min) + CO ₂ (5ℓ/min)	180~200	20~21	1.7~2.0	125~130
HT60-Delta	HT60			MGT-62S (1.2 ϕ)	Outside CO ₂ (35ℓ/min)	180~190	19~20	3.2~4.0	51~71

Photo. 1 Weld profile

3. 試 験

3.1 シャルピ衝撃試験

垂直型および傾斜型溶け込み形状のボンドの衝撃特性を板厚中央部から採取した JIS 4 号シャルピ衝撃試験片をもちいてしらべた。切欠は、垂直型溶け込み形状の場合にはボンドに沿って、傾斜型の場合には板厚中央部でボンドと交わるように設けられた。

3.2 COD 試験

3.2.1 破壊靱性値におよぼす溶け込み形状の影響

もちいた試験片は切欠の先端に 1.5 mm 程度の長さの疲労クラックを設けた Fig. 1 に示す小型ディープノッチ試験片であり、傾斜クラック付きの試験片の場合の切欠は左右対称に設けられている。疲労クラックはその先端での引張の最大接線方向応力に垂直に進展する性質があるため、傾斜切欠から疲労クラックを発生させる場合には疲労クラックはしだいに引張荷重方向すなわち板面に垂直に進展していく。しかし、本試験のように切欠の傾斜角(約65°)が90°に比べてそれほど小さくなく、かつ、疲労クラックの進展量が 1.5 mm 程度だと疲労クラックの傾斜角度は初期の切欠のそれとほとんど変わらないことが破面から確認できた。

各試験系列での溶け込み形状とクラック位置の一覧表を Table 3 に示す。以後、溶け込み形状とクラック位置の組合せをあらわす場合には、簡単のため Table 3 の各溶け込み形状の図の上に示す記号をもちいることにする。なお、余盛はすべて削除した。つぎに Table 3 にもとづいて試験内容を説明する。

まず、V-Bond-F と、レ-Bond-F または I-Bond-F のクラックについて試験をおこない、クラックが板厚中央部でのみボンドと交わっている V 型溶け込み形状と板

Fig. 1 Small size deep notch test specimen

Table 3 Weld profile and location of crack

*V-Bond-F	① V-Depo-F	② V-Bond-S	③ V-HAZ-S
or			

KD32-EG : I Type
Others : V Type

*V-Bond-F
--- flat crack(S: slant crack)
--- location of crack
--- weld profile

厚方向にほぼ一様にボンドと接しているレ型または I 型溶け込み形状の試験片から得られるボンドの δ_c を比較する。つぎに、V-Depo-F、V-Bond-S および V-HAZ-S のクラックについて試験をおこない、溶接金属、ボンドおよび HAZ それぞれの δ_c をもとめる。V-Bond-F では、クラック先端部で板厚方向に溶接金属、ボンドおよび HAZ が混在しているが、この場合の δ_c が各組織単独の場合のそれとどのような関係にあるかをしらべるため、V-Bond-F の δ_c と V-Depo-F、V-Bond-S お

よび V-HAZ-S のそれらを比較する。

なお、V-Depo-F のクラック位置は Table 3 に示すように裏ビード止端部より 2mm 溶接金属側に寄ったところである。

これについては、別途予備試験により V-Bond-F のクラック先端部に存在する溶接金属の衝撃エネルギーが裏ビード止端部より 2mm 溶接金属側に寄った位置のそれとほぼ等しくなることを確かめたうえで定めたものである。また、V-HAZ-S のクラックはボンドより 2mm 母材側に設けられた。

3.2.2 傾斜クラックからの脆性破壊発生条件

Table 1 の KD32(b) をもちいて COD 概念にもとづく傾斜クラックからの脆性破壊発生条件をしらべた。もちいた試験片は Fig. 1 に示す小型ディープノッチ試験片であり、板面に対し垂直なクラックを有する場合と 65° (本試験でもちいた V 型溶け込み形状のボンドの傾斜角にほぼ等しい) 傾いた傾斜クラックを有する場合の二通りについて試験をおこなった。つぎに、この試験をおこなった理由について述べる。

3.2.1 では、傾斜型溶け込み形状のボンドにそって傾斜クラックを設けてボンドおよび HAZ の δ_c をもとめようとしている。しかし、このような傾斜クラックが存在する試験片に引張負荷した場合には、クラック面に垂直な I モードの開口変位のほかにクラック前縁 (crack front) に平行な面外の剪断による III モードの変位が生じるため、 δ_c としてどのような値をとればよいのか定かでない。したがって、まず I と III の混合モード下の脆性破壊発生条件をあきらかにしておく必要がある。L.P. Pook¹⁾ はこのような場合の脆性破壊発生条件として、応力拡大係数の I モード成分、 $K_{I\parallel}$ が材料の破壊靱性値、 K_{Ic} に等しくなると破壊が生じ、応力拡大係数の III モード成分、 K_{III} は破壊の発生には有効に寄与していないと報告している。

しかし、この実験事実は低応力破壊にもとづいたものであり、高応力破壊あるいは全面降伏後の破壊現象については触れられていない。すなわち、この考え方が COD 概念に対しても適用できるか否かについてはまだ確められていない。

したがって、3.2.1 に示した試験をおこなうまえに、継手部より靱性値のばらつきの少ない母材試験片をもちいて傾斜クラックからの脆性破壊発生条件をしらべた。

3.2.3 試験方法

疲労クラックを設けた試験片をドライアイスとアルコールの混合液あるいは液体窒素で冷却し、所定の温度に約 10 分間保った後、COD 試験をおこなった。クリップゲージの開口量と荷重の関係は X-Y レコーダにより連

Photo. 2 General view of measuring COD of slant crack

Fig. 2 COD for slant crack

続的に記録された。クリップゲージは板面に垂直なクラックを有する試験片の場合には、疲労クラック先端より約 9mm 離れた位置に取付けられた。いっぽう、傾斜クラックの場合には、クリップゲージは試験片の両側面でクラックの上下に設けられたネジ棒に Photo. 2 に示すように取付けられた。Fig. 2 はこの場合の COD のもとめ方を示す。すなわち、Fig. 2 において A~C および B~C 間の距離変化を測定し、C 点が C' 点に変位することを作図でもとめ、つぎに $\overline{CC'}$ をクラックに垂直な成分と平行な成分に分解し I モードおよび III モードに対応する変位量 V_{gI} および V_{gIII} をもとめた。

3.2.4 クラック先端での開口変位のもともめ方

クリップゲージの開口量、 V_g をクラック先端値、 δ に換算する方法について述べる。

(1) 垂直クラックの場合

BCSS モデル²⁾ の計算値より V_g を δ に換算する。

$$\delta = V_g \times \frac{\Phi(\delta)}{\Phi(V_g)} \quad \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 $\Phi(\delta)$ および $\Phi(V_g)$ は BCSS モデルで計算されるクラック先端およびクリップゲージ取付け位置での開口変位である。なお、全面降伏後の $\Phi(\delta)/\Phi(V_g)$

は全面降伏時のそれとほぼ等しくなることが実験的にあきらかにされており³⁾。全面降伏後の換算比としては全面降伏時の BCSS モデルの計算値をもちいる。

(2) 傾斜クラックの場合

V_{gI} および V_{gII} それぞれのクラック先端値 δ_I および δ_{II} への換算は、酒井、阪野⁴⁾がおこなった混合モード下の COD 解析結果にしたがえば、BCSS モデルで応力比 $\{\sigma_g/(1-c/b)\} \cdot \sin\theta \cdot \sqrt{\sin^2\theta + 3\cos^2\theta} / \sigma_Y$ に対応する換算比をもちいばよい。ただし、 σ_g : グロス応力、 c : 端部切欠長さ、 b : 試験片の半幅、 θ : クラックの板面に対する傾斜角、 σ_Y : 引張に対する降伏応力である。なお、降伏条件はミーゼスのものをもちいている。

4. 試験結果および考察

4.1 シャルピ衝撃試験

垂直型および傾斜型溶け込み形状の試験片から得られるボンドの破面遷移温度、 T_{rs} を Fig. 3 に示す。切欠が板厚中央部でのみボンドと交わっている傾斜型溶け込み形状の T_{rs} の方が、切欠が全板厚にわたってほぼ一様にボンドと接している垂直型溶け込み形状の場合より低温側 (KD32-Delta の場合は同程度) に位置しており、傾斜型のボンドの方が垂直型のそれよりみかけ上すぐれた衝撃特性を有しているようである。両者の差が比較的大きいのはエレクトロガスアーク溶接継手部であり、KD32 および HT60 の場合とも T_{rs} の差は約 20°C である。この原因を KD32-EG について考えてみる。

KD32-EG の V 型溶け込み形状の場合には、I 型溶け

Fig. 3 Effect of weld profile on the fracture appearance transition temperature for the weld bond

込み形状の破面がすべて脆性破面を呈する温度域においても切欠先端部に存在する溶接金属部分の靱性がすぐれているため、その部分が延性破面を呈する。そのために、V型溶け込みの T_{rs} は I 型のそれより低くなるものと考えられる。ちなみに、試験片を板面に対し傾けて採取し、V型溶け込みのボンドに沿って切欠を設けた場合の T_{rs} は I 型のそれとほぼ同じ値を示している。

したがって、切欠先端部に靱性の異なった材質が存在している V 型溶け込み形状のエレクトロガスアーク溶接継手部のような場合には、板厚中央部でボンドと交わるように切欠を設けた試験片から得られる T_{rs} はシャルピ衝撃試験片の板厚全体としての値を示すことになり、ボンド自身の T_{rs} を正確にするためにはボンドに沿って切欠を設けた試験片をもちいねばならないと思われる。ただし、両者の差はもっとも大きなエレクトロガスアーク溶接継手部の場合でも約 20°C である。

4.2 COD 試験

4.2.1 傾斜クラックからの脆性破壊発生条件

傾斜クラックを有する小型ディープノッチ試験をおこない、3.2.4 の(2)で述べた方法によりも定められた破壊時の COD の I モード成分、 $\delta_{Ic}(\Delta)$ 、および III モード成分、 $\delta_{IIIc}(\blacktriangle)$ を Fig. 4 に示す。一般に、 δ_I と δ_{III} の比はクラックの傾斜角によって変化するものである。同図には、I モード成分のみしか生じない垂直クラックを有する試験片の $\delta_c(\bigcirc)$ も比較のため示してある。傾斜クラックの $\delta_{Ic}(\Delta)$ は垂直クラックの $\delta_c(\bigcirc)$ と同等の値を示しており、この程度の傾斜角 ($65^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$) での COD 概念にもとづく脆性破壊発生条件は $\delta_I \approx \delta_c$ であらわされ、 K 概念の場合と同じく、 δ_{III} は破壊の発生にはほとんど有効に寄与しないようである。したがって、以後、傾斜クラックの場合には δ_{Ic} をその材料の δ_c とみなす。

Fig. 4 Critical COD for flat and slant crack

4.2.2 破壊靱性値におよぼす溶け込み形状の影響

COD 試験から得られた δ_c と温度, T , の関係の一例として, HT60-EG のそれを Fig. 5 に示す. V-Bond-F の δ_c - T 曲線 (Δ) はそのクラック先端部が異なる δ_c を有する溶接金属, ボンドおよび HAZ に位置しているにもかかわらず, クラック先端部がほぼ全板厚にわたってボンドと接している レ-Bond-F のそれ ($\blacktriangle$) との間に有意差は認められない. また, V型溶け込み形状のクラック先端部に存在する各材質単独の δ_c - T 曲線は溶接金属 ($\circ$), HAZ ($\blacksquare$), ボンド ($\blacktriangle$) の順に高温側に位置しており, ボンドのそれは各材質が混在している V-Bond-F のそれ (Δ) にほぼ一致している.

つぎに, 本試験にもちいたすべての鋼種と溶接法の組合せについて, 各溶け込み形状および切欠位置における $\delta_c=0.25$ mm のときの脆性破壊発生温度, $[T]_{\delta_c=0.25}$ を Fig. 6 に示す. ちなみに $\delta_c=0.25$ mm という値は BP 社 (British Petroleum) の海底石油掘削用リグの溶接部に対する破壊靱性の要求値と等しい.

Fig. 6 において, いずれの場合も V-Bond-F は レ-

Fig. 5 Critical crack tip COD (δ_c) vs. temperature for HT60-EG

Fig. 6 Effect of weld profile on the brittle fracture initiation temperature for the weld bond

Bond-F または, I-Bond-F とほぼ同じ $[T]_{\delta_c=0.25}$ を示している. また, V型溶け込み形状のクラック先端部に存在する各材質単独の場合について比較すると, 溶接金属および HAZ はボンドより低温側 (HT60-Delta の場合は溶接金属とボンドは同程度) に位置しており, ボンドすなわち V-Bond-S の $[T]_{\delta_c=0.25}$ は各材質が混在している V-Bond-F のそれにほぼ一致している.

すなわち, 板厚中央部に低靱性の材質が存在し, その上下に比較的高靱性の材質が存在する場合の板厚全体としての破壊靱性は, 靱性が低くしかも三軸応力度の大きい板厚中央部に存在する材質によって支配され, 破壊靱性値, δ_c , は低靱性の材質が板厚方向にほぼ一様に存在する場合のそれとほぼ等しくなるものと考えられる. しかし, この傾向は板厚中央部での靱性の落ち込み度合やその部分の大きさなどによって変化する可能性があると考えられる.

大塚ら⁵⁾もクラック先端部に靱性の異なる種々の材質が存在している場合の板厚全体としての破壊靱性が各材質単独のそれとどのような関係にあるかをしらべているが, 彼らは板厚中央部に存在する比較的低靱性材の領域が非常に小さい場合には板厚全体の破壊靱性は低靱性材のそれほどには低くならないと報告している. 板厚中央部での靱性の落ち込み度合やその拡がり程度と板厚全体としての破壊靱性との量的関係は今後さらに検討する必要があると思われる.

なお, 本試験にもちいたような大入熱溶接継手 (脆化域の幅が比較的大きいと考えられる) では, V型のような傾斜型溶け込み形状のボンドの δ_c は従来のように板面に垂直な貫通クラックを板厚中央部でボンドとまじわるように設ければほぼ正しくもとめられると考えられる.

5. 結 言

小型ディープノッチ試験片をもちい, 溶接ボンドの破壊靱性値におよぼす溶け込み形状の影響を実験的にしらべるとともに傾斜クラックからの脆性破壊発生条件についても若干の実験的検討をおこない, つぎのような結果を得た.

(1) V型のような傾斜型溶け込み形状のクラック先端部に存在する各材質のうちボンドがもっとも脆化し, しかも脆化域の幅が比較的大きいと考えられる大入熱溶接継手では, 板厚全体の破壊靱性はもっとも靱性が低くしかも三軸応力度の大きい板厚中央部に存在するボンドの靱性によって支配されるものと考えられる.

したがって, 大入熱溶接継手では, V型のような傾斜型溶け込み形状のボンドの破壊靱性値は従来のように

板面に垂直な貫通クラックを板厚中央部でボンドと交わるように設ければほぼ正しくもとめられる。

(2) 板面に対し傾斜したクラックを有する試験片に引張荷重を与えると、クラック面に垂直な開口変位、 δ_I 、とともにクラック前縁 (crack front) に平行な面外の剪断による変位、 δ_{II} 、が生じる。このような場合の脆性破壊発生条件は δ_I がその材料の δ_c に等しくなると破壊が発生すると考えられ、 δ_{II} は破壊の発生にはほとんど有効に寄与していないようである。ただし、本研究でしらべたのは板面に対するクラックの傾斜角、 θ 、として $65^\circ < \theta < 90^\circ$ の場合であり、 $\theta < 65^\circ$ の場合も含めた破壊条件については今後さらに検討する必要がある。

参考文献

- 1) L. P. Pook: The effect of crack angle on fracture toughness, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 3 (1971), pp. 205~215
- 2) B. A. Bilby, A. H. Cottrell, E. Smith and K. H. Swinden: Plastic yielding from sharp notches, *Proc. Roy. Soc. A272* (1964), pp. 1~9
- 3) 青木, 木内, 中山: COD 試験としての小型ディープノッチ試験, 溶接学会全国大会講演概要集第19集(1976), pp. 148~149
- 4) 酒井, 阪野: 混合モード状態における脆性破壊発生に関する考察, 日本造船学会論文集第139号(1976), pp. 257~261
- 5) 大塚, 西村, 魚里: 溶接部における予き裂端からの破壊発生に関する COD クライテリアンについて, 溶接学会全国大会講演概要集第18集(1976), pp. 296~297

2V シャルピ衝撃試験の破面遷移温度と COD 試験による破壊靱性値との相関*

松岡 雅典** 笠松 裕**

Relationship between the Fracture Appearance Transition Temperature in the V-notch Charpy Test and the Fracture Toughness in the COD Test*

by Masanori Matsuoka** and Yutaka Kasamatsu**

The relationship between the fracture appearance transition temperature ${}_vT_{rs}$ in the V-notch Charpy test and some fracture toughnesses in the COD test has been investigated.

The obtained results can be summarized as follows: -

(1) The fracture toughnesses can be calculated from ${}_vT_{rs}$ by developing the equation, which relates ${}_vT_{rs}$ to the brittle fracture initiation temperature under the conditions of any crack length and any applied stress.

(2) The brittle fracture initiation characteristics under any residual stress can be calculated using the values of residual stress and ${}_vT_{rs}$. This method can be applied to estimate the effects of the stress relief heat-treatment on the brittle fracture initiation.

(3) When K_c is expressed by the following equation,

$$K_c = K_0 \exp(-k_0/T)$$

K_0 and k_0 increase with an increase in ${}_vT_{rs}$ and plate thickness, and with a decrease in the strength of steel plates.

1. ま え が き

鋼材あるいは溶接継手材の脆性破壊発生特性は、通常、ディープノッチ試験、あるいは表面切欠と角変形を

単独もしくは同時に付加した広幅継手試験、さらには、残留応力をも付加した広幅継手試験などの大形試験によって求められている。しかし、これらの大型試験は、試験費用と試験能率の点から、日常試験としては不適当であるために、小試片で簡便な 2V シャルピ衝撃試験の特性値を用いて脆性破壊発生特性値を求めることができた

*原稿受付 昭和52年4月14日(昭和51年度春季全国大会にて発表)

**正 員 (株)神戸製鋼所 Member, Kobe Steel, Ltd.