遷移温度域における
脆性破壊起点に関する考察*大塚尚武^{*1}A Study on the Originating Site of Brittle Fracture in
the Transition Temperature Region

Naotake OHTSUKA

The fracture toughness test and the partially loaded and unloaded tests were conducted for Ni-Cr-Mo-V steel at the transition temperature. Stereographic observation of SEM (Scanning Electron Microscope) photographs was conducted on the fracture surface of the test specimen to measure both the amount of microscopic tearing crack extension and the distance from the originating site of brittle fracture, measured from the tip of the tearing crack. Elastic stress distribution around the crack tip was also discussed. It was concluded that the microscopic tearing crack initiates when the stress intensity exceeds the plane strain fracture toughness, and that the originating site of brittle fracture is situated slantwise and forward from the crack tip. The stress intensity of a postulated microcrack ahead of the tearing crack was found to reach the maximum value at this site. The formerly proposed procedure for the modified J_{IC} test to determine the initiation of the microscopic tearing crack was proven to be effective.

Key Words: Brittle Fracture, Crack Initiation, Stereograph, J_{IC} , Stress Distribution, Transition Temperature

1. 緒 言

製作年度の古いプラント機器用鋼材や使用環境により経年劣化を受けた鋼材は、使用温度または耐圧試験温度が延性-脆性遷移温度域に入る場合がある。このような部材が割れを内在する時の破壊靱性はばらつきが大きいことが知られている。遷移温度域における脆性破壊の発生条件や破壊靱性のばらつきの原因には種々の説があり、未だ定説が確立されていない⁽¹⁾。このため、小型試験片を用いて鋼材の破壊靱性を求める J_{IC} 試験方法の基準は遷移温度域には適用できず⁽²⁾、不便をきたしている。

そこで本報では遷移温度域において脆性破壊または部分負荷後除荷した破壊靱性試験片破面のステレオ観察により破壊起点の検討を行うとともにき裂先端付近の弾性応力分布との対応を調べることで脆性破壊発生条件を検討した。また、これらの結果から先に提案した修正除荷 J_{IC} 試験方法⁽³⁾の有効性を検討した。

2. 試験方法

2・1 試験材および試験片 試験材は原厚約160mmのロータ軸材Ni-Cr-Mo-V鋼であり、その化学成分および機械的性質を表1および表2に示す⁽⁴⁾。試験片は1/2Tサブサイズの側溝なしCT試験片を用いた。試験片の幅W及び厚さBはそれぞれ25mmおよび12.5mm、予き裂長さ対幅比 a_0/W は約0.52、疲労予き裂導入時の応力拡大係数の最大値 $K_{f,max}$ は $23\text{MPa}\sqrt{\text{mm}}$ 以下とした。

2・2 試験方法 試験はASTM規格E399に準拠した破壊靱性試験⁽⁵⁾およびJSME規格S001⁽²⁾に準拠した部分負荷後除荷試験⁽³⁾を行った。後者の試験片は予め設定した変位で除荷した後、疲労負荷により破面分離した。この疲労負荷は片振引張で与えた。その最大応力

表1 化学成分(wt%)

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V
0.24	0.06	0.30	0.005	0.009	31.2	1.50	0.39	0.11

表2 Ni-Cr-Mo-V鋼の-20℃における機械的性質

降伏応力 (MPa)	0.2%耐力 (MPa)	引張強さ (MPa)	伸び (%)	絞り (%)
745	678	812	19.1	65.7

* 昭和62年10月25日 九州・中国四国支部熊本地方講演会において講演、原稿受付 昭和62年1月23日。

*1 正員、千代田化工建設(株) (〒221 横浜市神奈川区守屋町3-13)。

は除荷直前の応力の8割以下とし、応力振幅は疲労き裂の進展につれて段階的に減少させた。試験中は試験片の荷重および荷重線変位をXYレコーダに記録した。各試験片の荷重-変位曲線下の面積Aから次式によりJ積分および K_I 値が求まる⁽²⁾。

$$J = A \cdot f(\alpha_o) / \{ B(W - a_o) \} \quad (1)$$

$$K_I = K_{Ic}(J) = \sqrt{JE/(1-\nu^2)} \quad (2)$$

ただし、Eおよび ν は材料の縦弾性係数およびポアソン比であり、 $f(\alpha_o)$ は α_o を a_o/w としたとき次式で与えられる係数である。

$$f(\alpha_o) = 2(1 + \beta_o) / (1 + \beta_o^2) \quad (3)$$

$$\beta_o = [(2\alpha_o)^2 + 2(2\alpha_o) + 2]^{1/2} - (2\alpha_o + 1) \quad (4)$$

破壊靱性試験は-20、-60、-100℃で、部分負荷後除荷試験は-20および-60℃で行った。試験温度-20℃におけるすべての試験片の破面を走査型電子顕微鏡(SEM)で観察した。そして図1に示す予き裂先端の微小な延性引裂き形ディンプル領域の深さ Δa_s および長さ l を測定し、その最大値 $\Delta a_{s,max}$ および l_{max} を求めた。また、-20℃における脆性破壊試験片については、破壊面に垂直方向およびこれから10°傾けた方向からSEM写真を撮影した。この2写真のステレオ観察を行い、へき開破壊面のリバーパターンの流れ方向から脆性破壊の起点を決定した。また、図2のように垂直方向から撮影し

図1 脆性破壊起点付近のモデル図

図2 2方向から観察した時の2点O、Pの位置関係。

たSEM写真でO点を基準にしたP点の水平距離が x_A である場合に、 θ_B rad傾けたSEM写真上での水平距離が x_B となった時のP点の垂直距離 y は次式で与えられる。

$$y = (x_A - x_B / \cos \theta_B) / \tan \theta_B \\ = x_A / \tan \theta_B - x_B / \sin \theta_B \quad (5)$$

以上の関係を用いて図1の破壊時の引裂き形ディンプル領域先端から脆性破壊起点までの破壊面に平行な距離 x_c および垂直な距離 y_c を求めた。

3. 試験結果および考察

3.1 破壊靱性の遷移特性 脆性破壊時のJ値および部分負荷後除荷時のJ値から換算したそれぞれの K_{Ic} 値、すなわち $K_{Ic}(J)$ および $K_{Ic}(J)$ 値と試験温度との関係を図3に示す。図中には参考のために、大型試験片を用いて別に得られた K_{Ic} 値⁽⁴⁾の平均値を一点鎖線で、最小値を実線で示す。図中の $K_{Ic}(J)$ 値のばらつきは試験片採取位置によるもの以上に大きいと考えられ、-20℃は遷移温度域にあることがわかる。

3.2 予き裂先端における微視的ディンプルの形成 図4および図5に試験片の脆性破壊時または除

図3 Ni-Cr-Mo-V鋼の破壊靱性と温度との関係

図4 J積分と微視延性き裂の破壊進展量 $\Delta a_{s,max}$ との関係

荷時の J 値と $\Delta a_{s,max}$ および l_{max} との関係を示す。図6に部分負荷後除荷試験片の破面SEM写真の例を示す。これらの図および写真によると、 -20°C の遷移温度域においても脆性破壊の発生に先立って、予き裂先端の鈍化領域に沿って微小な引裂き形ディンプルが形成されている。また、大型試験片で得られた K_{Ic} 値の平均値または最小値は、このディンプルが急増開始するときの $K_I (J)$ 値に対応している。このことから、微視的な延性引裂き形ディンプルの急増点から遷移温度域における J_{Ic} または K_{Ic} を求め得るとした修正除荷 J_{Ic} 試験方法⁽³⁾が本材料についても適用可能であることがわかる。ただし図4および図5中の○印の脆性破壊試験片の引裂き形ディンプルの量は●印の部分負荷後除荷試験片のものよりかなり大きい。また、脆性破壊試験片の破壊面のステレオ観察結果(●印)によると、脆性破壊試験片では3・3で述べるように予き裂より前方で発生した脆性き裂が予き裂先端に達した後に生じる引裂き形ディンプルが混在すると考えられる。このため、脆性破壊発生以前に生じたディンプルの量を測定するには、部分負荷後除荷試験を行うか、脆性破壊試験片破面のステレオ観察により脆性破壊発生以後に発生したものを区別する必要がある。

図5 J 積分と微視延性き裂長さ l_{max} との関係(-20°C)。

図6 部分負荷後除荷試験片破面のSEM写真の例 ($K_I = 136 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$)。き裂進展方向は下から上方。

3・3 脆性破壊の発生位置 図7に脆性破壊試験片の破面のSEM写真の例を示す。破面のステレオ観察により得られた脆性破壊起点から引裂き形ディンプル領域先端までの破面平行距離 x_c および垂直距離 y_c と破壊時の J_c 値との関係を図8および図9に、また y_c と x_c の関係を図10に示す。 x_c 、 y_c および J_c の関係を三次元的に書き改めると図11となる。

図7の例のように脆性破壊面は主にへき開破面である。図8から図11の結果によるとへき開破壊の起

図7 脆性破壊試験片破面のSEM写真の例 ($K_{Ic} = 150 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$)。矢印は破壊起点を示す。き裂進展方向は下から上方。

図8 J_c と脆性破壊発生点のき裂平行距離 x_c との関係

図9 J_c と脆性破壊発生点のき裂垂直距離 y_c との関係

点は脆性破壊開始直前の微小な引裂き形ディンプル領域先端すなわち主き裂先端から離れた前方にある。しかもそれは主き裂面よりはずれた斜方向の位置にあり、主き裂先端からの方向は主き裂面からほぼ 45° 以内にある。また、 x_c および y_c は J_c の増大につれて急増後その増加速度は減少している。図8および図9では J_c 値に対する x_c および y_c のばらつきが大きい、図11の三次元表示にすると破壊発生点は破壊時の主き裂先端から斜前方の比較的狭い帯状の弧の領域内にあることがわかる。

図8から図11には脆性破壊の起点に介在物の跡と思われるボイド(●印)が見られる場合と、それが見られない比較的平坦な面上または粒界上と思われる位置に起点がある場合(○印)およびこれが特定できない場合(⊙印)を区別してある。これらの図によると破壊起点は大別してこの2種類があり、本試験の範囲では破壊発生点の性状は負荷レベルおよび破壊発生位置との相関がほとんど認められない。

脆性破壊起点とそれに最も近い主き裂先端を結ぶ線上で、起点のへき開面と主き裂面のなす角度 α_c を破面

図10 脆性破壊発生点の主き裂に平行および垂直距離 x_c および y_c の関係(-20°C).

図11 J_c と脆性破壊発生点の主き裂平行および垂直距離 x_c および y_c の関係(-20°C).

のステレオ観察で求め、 K_c 値をその最小値 $K_{c,min}$ を除いたものおよび引裂きディンプル先端から起点方向への角度 θ_c との関係を図12に示す。本図によると α_c は θ_c および $K_c/K_{c,min}$ によらずほぼ0とみなせ、また $0 < \theta_c < \pi/4$ (45°)となっている。これらの結果は主き裂の延長面上の応力によってへき開破壊の発生条件を検討する従来の方法は不十分であり、この面からはずれた主き裂先端より前方の応力状態を考慮する必要があることを示している。

3・4 き裂先端の弾性応力分布 平面ひずみ状態におけるき裂先端付近の弾性応力分布を考えてみる。後述の図14中の座標系でき裂先端を原点にとったときの極座標(r, θ)の位置における x, y 方向の応力およびせん断応力はモードIの応力拡大係数を K_I とすると次式となる⁽⁶⁾。

$$\begin{cases} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{cases} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos(\theta/2) \begin{cases} 1 - \sin(\theta/2)\sin(3\theta/2) \\ 1 + \sin(\theta/2)\sin(3\theta/2) \\ \sin(\theta/2)\sin(3\theta/2) \end{cases} \quad (6)$$

ゆえに最大および最小主応力 σ_1, σ_2 と x 軸より反時計まわりにとった最大主応力方向 ψ は次式となる。

$$\sigma_{1,2} = (\sigma_x + \sigma_y)/2 \pm \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2/4 + \tau_{xy}^2}$$

$$= (K_I/\sqrt{2\pi r}) \{ \cos(\theta/2) \} \{ 1 \pm \sin(\theta/2) \} \quad (7)$$

$$\psi = \pi/2 + \{ \tan^{-1} [2\tau_{xy}/(\sigma_x - \sigma_y)] \}/2; 0 < \theta \leq 2\pi/3$$

$$= \pi + \{ \tan^{-1} [2\tau_{xy}/(\sigma_x - \sigma_y)] \}/2; 2\pi/3 < \theta < \pi$$

$$= (3\theta/4) + (\pi/4) \quad (8)$$

平面ひずみ状態の場合のき裂前縁に沿った方向の応力 σ_z はポアソン比を ν とすると

$$\sigma_z = \nu(\sigma_x + \sigma_y) \quad (9)$$

であるので、静水圧応力 σ_m は式(6)および式(9)を考慮すると次式となる。

$$\sigma_m = (\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z)/3 = (1+\nu)(\sigma_x + \sigma_y)/3$$

$$= 2(1+\nu)(K_I/\sqrt{2\pi r}) \{ \cos(\theta/2) \}/3 \quad (10)$$

図12 脆性破壊発生点のへき開面と主き裂面との角度 α_c と θ_c および $K_c/K_{c,min}$ の関係(-20°C). 図中の縦線は2つのへき開面の境界上に位置することを示す。

き裂先端の座標値を $(K_I/\sqrt{\pi\sigma})^2$ で無次元化したときの式 (6), (7) および (10) の応力 σ_y , σ_1 および σ_m の等応力線を図 13 に示す。図中の矢印は式 (8) の最大主応力方向 ψ を示している。図 12 の $\alpha_c \equiv 0$ に対応する $\psi = \pi/2$ となる場合は $\theta = \pi/3$ (60°) のときとなっている。予き裂先端から r 離れた円周上の弾性応力 $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_y, \sigma_m$ を $K_I/\sqrt{2\pi r}$ で無次元化した値と θ の関係を図 14 に示す。本図によると $0 < \theta \leq 2\pi/3$ (120°) の範囲では $\sigma_1 \geq \sigma_y > \sigma_m$ であり, σ_m が $\theta = 0$ で最大となるのに対し, σ_1 および σ_y は $\theta = \pi/3$ (60°) で最大となっている。へき開破壊はこれに寄与する応力が最大となる θ 付近で発生すると考えられるが図 10 および図 12 で $\theta \neq 0$ の傾向があることや, 上述の ψ と α_c の関係および応力の大小関係から破壊発生への寄与は σ_m より σ_1 の方が大きいと推察される。

3・5 仮想微視き裂による応力拡大係数 予き裂先端からの極座標位置 (r, θ) において長さ $2a$ の

図 13 予き裂先端付近の最大主応力 σ_1 , y 方向応力 σ_y および静水圧応力 σ_m の等応力線。

図 14 予き裂先端から半径 r の円周上の最大主応力 σ_1 , y 方向応力 σ_y および静水圧応力 σ_m 。

微視的な仮想き裂が 3・4 節で述べた応力場に存在する場合を想定する。簡単のためにこの仮想き裂の位置における主応力 σ_1, σ_2 が全体に様に分布していると仮定する。このとき, 最大主応力方向と仮想き裂面との角度を β_1 とすると仮想き裂のモード I, II の応力拡大係数 k_I, k_{II} は遠方で斜めに作用する一様応力下のき裂に対する解析解⁽⁶⁾ を用いて次式となる。

$$k_I = \sigma_1 \sqrt{\pi a} \sin^2 \beta_1 + \sigma_2 \sqrt{\pi a} \sin^2 (\beta_1 - \pi/2) \quad (11)$$

$$k_{II} = \{\sigma_1 \sqrt{\pi a} \sin(2\beta_1) + \sigma_2 \sqrt{\pi a} \sin(2\beta_1 - \pi)\} / 2 \quad (12)$$

上述の β_1 と ψ の関係を与え, 上式に式 (7), (8) を代入すると k_I, k_{II} と θ との関係が求まる。

図 15 には図中の 4 つの場合, すなわち, 仮想微視き裂面と最大主応力方向との角度 β_1 がそれぞれ $\psi - \theta$, $\psi - \theta/2$, ψ , $\pi/2$ について得られた k_I を $K_I \sqrt{a/2r}$ で無次元化した例を示す。本図によると, $0 < \theta < \pi/2$ (90°) の範囲では β_1 が $\pi/2$ および ψ の場合は他の二者に比して k_I が大きい。へき開破壊は k_I が大なるほど発生しやすいと考えられるので, 上述の結果は実際の破壊起点のへき開面が予き裂面とほぼ平行となっている図 12 の傾向に近くなっている。

多軸応力の場合の破壊条件には種々の説がある。ここではモード I, II の破壊靱性を K_{Ic}, K_{IIc} としたときに両モードが組合わさったときの仮想き裂の有効応力拡大係数 k を簡単のために次の二式で評価してみる。

$$k = \sqrt{k_I^2 + k_{II}^2 (K_{Ic}/K_{IIc})^2} \quad (13)$$

$$k = k_I + k_{II} \quad (14)$$

$\beta_1 = \psi$ すなわち, 仮想き裂面が予き裂面に平行な場合について, 式 (11) および式 (12), およびこれを上二式に代入したものとの比較を $K_I \sqrt{a/2r}$ で無次元化し, θ との関係で図 16 に示す。ただし式 (13)

図 15 予き裂先端から半径 r の円周上の方向の異なる仮想微視き裂による近似的応力拡大係数 k_I 。

図16 予き裂先端から半径 r の円周上の予き裂面に平行な仮想微視き裂による近似的応力拡大係数 k 。

図17 脆性破壊発生点における最大主応力 σ_1 および静水圧応力 σ_m の弾性解と降伏応力 σ_{ys} との比 (-20°C)。

については、 $K_{I0} \geq K_{II0}$ なる一般的傾向⁽⁶⁾を考慮して $K_{I0} = 2K_{II0}$ と想定した場合のみを示す。図16によると、式(11)は $\theta = \pi/3$ (60°) で最大値を取るが、式(13)では θ が $\pi/4$ (45°) から $\pi/2$ (90°) 付近で、式(14)では $\pi/4$ (45°) でそれぞれ最大となっている。へき開破壊は k が最大となる θ 付近で発生しやすいと考えられるが、図16は破壊条件によって破壊起点の θ_0 が若干変化する傾向を示している。上述の議論は簡単化のために種々の仮定を含んでいるが式(14)の結果が図10および図12の実測された θ_0 の傾向に近くなっていることは興味深い。

3.6 脆性破壊発生点の応力 最大主応力 σ_1 と静水圧応力 σ_m の大きさの程度を知るために、脆性破壊試験片の破壊起点位置 (x_0, y_0) を極座標に変換した (r_0, θ_0) 値および破壊靱性 K_c を式(7)および式(10)に代入した。得られた σ_1 および σ_m を材料の降伏応力 σ_{ys} で無次元化し、 $K_c/K_{c,min}$ に対してプロットすると図17となる。また、図10の脆性破壊起点位置 x_0 と y_0 の関係を $(K_c/\sigma_{ys})^2/\pi$ で無

図18 $(K_c/\sigma_{ys})^2/\pi$ による図10の無次元化表示

次元化したものを図18に示す。図17によると σ_1/σ_{ys} および σ_m/σ_{ys} はばらつきが大きいそれぞれ5~12および4~10程度の値であり、 $K_c/K_{c,min}$ の増大につれて大きくなる傾向が認められる。これらの値は弾塑性有限要素解析により得られた純曲げを受ける深い切欠き前方の最大主応力に対する3以下の値⁽⁷⁾より大きい。しかし図18の起点距離は材料の加工硬化を考慮したき裂先端の弾塑性境界の寸法⁽⁷⁾のオーダーに近いので、詳細はさらに弾塑性解析結果との対応を検討する必要がある。

4. 結論および謝辞

Ni-Cr-Mo-V鋼の-20°Cにおける脆性破壊および部分負荷後除荷試験片の破面のステレオ観察と予き裂先端付近の弾性応力分布の検討を行い、次の結論を得た。

(1) 先に提案した遷移温度域における修正除荷 J_I 。試験方法が本鋼についても適用可能である。

(2) 脆性破壊面はへき開面であり、その起点には介在物の跡と思われるボイドがみられる場合とそれが見られない場合がある。

(3) 脆性破壊の起点は主き裂先端から離れた前方で主き裂面からずれた斜方向の比較的狭い弧状の帯域内にあり、主き裂面からの方向 θ は45°以内にある。

(4) 予き裂先端付近の最大主応力は $\theta = 60^\circ$ で最大となり、主応力方向と主き裂に垂直な方向とのずれは $\theta = 0^\circ$ 付近で最も大きい。へき開破壊の発生条件には主応力がおもに寄与し、特に最大主応力の影響が大きいと考えられる。

本研究の一部は日本学術振興会129委員会靱性試験小委員会の共同研究の一環として行われた。横堀武夫委員長を始め、関係各位に謝意を表する。

文 献

- (1) 宮田, 機論, 48-426A(昭57), 125.
- (2) 日本機械学会基準, JSME S001(1981).
- (3) 大塚, 材料, 33-368(昭59), 510.
- (4) 靱性試験小委員会第1回共通試験報告書, 学振129委員会(昭60).
- (5) Annual Book of ASTM Standard, E399(1986).
- (6) 岡村, 線形破壊力学入門, (昭52), 培風館.
- (7) たとえば, J.F.ノット, 破壊力学の基礎 (宮本訳), (昭52), 培風館.