鋼材の動的破壊靱性特性における温度および 歪速度の影響の検討

正員 藤 井 英 輔*   大 熊   勇*
正員 川 口 喜 昭**   正員 塚 本 雅 敏**

Effects of Temperature and Strain Rate on Dynamic Fracture Toughness of Steel

by Eisuke Fujii, *Member*

Isamu Ohkuma

Yoshiaki Kawaguchi, *Member*

Masatoshi Tsukamoto, *Member*

Summary

The effect of strain rate and temperature on the dynamic fracture toughness K_{Ia} and the critical COD δ_{ca} of structural steel has been experimentally studied. Dynamic tensile test was carried out using 1 T, 2 T and 3 T-CT type specimens produced from steel for pressure vessel of 125 mm in thickness (A 533-C1.1).

Tensile rates were changed from static (0.2 mm/s) to 8 m/s at loading device in fracture test. Test temperature were selected mainly in which the specimen fractured without unstable fibrous crack at notch tip.

The results are summarized as follows. The values K_{Ia} and δ_{ca} decrease with increase in tensile rate ($\dot{K}_I$ or $\dot{\delta}$). But it is supposed evidently that there is maximum tensile rate affecting to the fracture toughness behavior. Fracture toughness values obtained by present study have had not so good correlation with the strain rate and temperature parameter $T_K \cdot \ln(A/\dot{\epsilon})$ excepting the low fracture toughness level. We attempted a modification to strain rate-temperature parameter concerning to the strain rate with which it was appreciated the unification of the effect of strain rate in different strain rate excepting over 2×10^3 strain.

It is suggested to investigate the local strain behavior at the crack tip corresponding to the load point tensile rate.

1 緒 言

動的負荷における脆性破壊発生に対する破壊靱性値(ここでは動的破壊靱性値と呼ぶ)は、いわゆる静的破壊靱性値に較べて、その遷移現象が高温側に移行するように破壊靱性値が低下することが知られており、Shabits¹⁾は試験片の受ける応力拡大係数増加速度 $\dot{K}_I$ の増大とともに破壊靱性値が次第に減少することを報告した。一方、砂本ら²⁾は軟鋼から高張力鋼までの強度の異なる 8 鋼種について、動的破壊靱性遷移温度の上昇量ならびに破壊靱性値の減少量を調べ、それぞれの量は材料の降伏点が低いほど大きく、降伏点が高いほど小さくなることを示した。

一般に構造用鋼材の降伏点は温度依存性を有するとともに、歪速度にも依存する。また降伏点におよぼす歪速度ならびに温度の効果に関しては、互に等価の関係にあることが知られており、上述の結論は、試験片の切欠先端の歪速度ならびに、それにとりな降伏点への効果が遷移温度の上昇あるいは破壊靱性値の減少に直接関与していることを示唆しているといえる。金田ら³⁾は歪速度および温度の効果に基づいた、歪速度・温度パラメータにより、変位速度の異なる限界開口変位について統一的に説明できることを示している。

しかしながら、動的破壊靱性試験におけるき裂先端の歪速度は必ずしも明確ではなく、破壊靱性値への寄与について明らかにすることが困難であるのが現状である。

動的破壊靱性試験は、環状切欠付丸棒試験片、三点曲げ試験片ならびに CT(compact Tension)試験片等を用いて実施されているが、動的試験における引張速度、変

* 船舶技術研究所溶接工作部

** 住友金属工業(株)中央技術研究所・波崎研究センター

形速度等の負荷速度,あるいは歪速度の影響について余り明らかにされていないと考えられる。標準的な試験方法についても現在の所,必ずしも確立されていない⁴⁾。

本論文では以上の観点から,压力容器用鋼板 A 533 B Class 1 を供試材とし,平滑丸棒試験片を用いて降伏応力の温度および歪速度依存性を把握するとともに,CT試験片による動的破壊靱性値 K_{Ia} (あるいは $K_{Ia}(J)$), 限界開口変位 δ_{ca} に対する歪速度の影響を明らかにすることを目的とした。なお,弾塑性破壊挙動を呈する際の切欠先端における温度上昇および試験片寸法による破壊靱性値への影響について若干の検討を行った。

2 供試材および試験片

供試材は板厚 125mmの压力容器用鋼板 A 533 B Cl. 1 (ASTM 規格, JIS SQV 2 A 相当) であり, その化学成分および機械的性質は Table 1 に示す通りである。供試材の動的強度特性を調べるための引張試験では Fig. 1 に示す, 直径 10mm, 標点距離 50mm のツバ付平滑丸棒試験片を用いた。

動的破壊靱性試験に用いたCT試験片を Fig. 2 に示す。試験片は標準型の形状を採用しており, 用いた試験片の大きさは, 1T 型 (厚さ $B=25\text{mm}$, 1CT), 2T 型 (同じく 50mm , 2CT) および 3T 型 (同じく 75mm , 3CT) の 3 種類とした。供試材の板厚に等しい 5CT 試験片は参考試験として実施している。平滑丸棒試験片および CT 試験片は, 試験片の中心軸あるいは厚さ中央面が供試材板厚の $1/4$ 位置となるように採取している。ただし, 3CT 試験片の片表面側は供試材の板表面となっている。試験片の負荷方向は主圧延方向に直角である。CT 試験片の切欠は疲労予き裂とした。疲労予き裂の挿入条件は ASTM E 399⁴⁾ に準拠している。

3 実験方法

3.1 平滑丸棒引張試験

供試材の種々の歪速度における降伏点 (下降伏点もしくは 0.2% 耐力) の温度依存性を求めるため, 引張速度 (油圧シリンダの変位速度) を 0.01mm/s , 1mm/s , 0.1

Table 1 Chemical Compositions and Mechanical Properties of Steel used

Chemical Compositions										
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	^{SOL} AL	
Ladle	.16	.26	1.35	.004	.001	.65	.15	.52	.035	

Mechanical Properties							
Position	Location	Y.S.	T.S.	E.L.	RA	$\sqrt{r_s}$	NDT
		(kgf/mm^2)	(kgf/mm^2)	(%)	(%)	($^{\circ}\text{C}$)	($^{\circ}\text{C}$)
T	$1/4$ t	53.3	66.8	26.8	72.9	-44	-40

Fig. 1 Dimension of Round Bar Specimen

	(in mm)				
	L	H	W	B	a
1 CT	62.5	60	50	25	25
2 CT	125	120	100	50	50
3 CT	187.5	180	150	75	75
5 CT	312.5	300	250	125	125

Fig. 2 Dimension of Compact Tension (CT) Specimens used

Fig. 3 Arrangement of Adaptor Block for Measuring Displacement in Round Bar Specimen

m/s および 8m/s の 4 段階に変えて, 室温以下の低温側で引張試験を行った。試験装置は $20\text{t}/100\text{t}$ 大型高速引張試験装置⁵⁾を使用した。 1mm/s 以下の速度の試験は電気-油圧サーボ方式による変位制御で, 0.1m/s 以上はオープン・ループによる高速引張試験で実施した。オープン・ループの場合, 油圧シリンダ設定速度は油圧回路上の 2 つの絞り弁の開度調節で行っており, 試験片は負荷治具とともに加速しながら試験速度に達するように一定距離の助走を与えている。

平滑丸棒引張試験では, Fig. 3 に示すように試験片のツバの部分にアルミ合金製の変位計測用治具を取り付け, クリップ・ゲージあるいは非接触の光学式変位計を用いて変形挙動を計測した。また, 荷重は試験片掴み治具ならびに試験片肩部に貼付した歪ゲージの出力を利用

して計測した。試験片平行部の中央に塑性歪ゲージを貼付し、変形挙動に関する参照データを求めた。また、温度制御用を含めて4本の熱電対(IC)を点付けし、試験片温度を観測するとともに、内1点については直流増幅器を通して、試験中の動的温度計測に用いた。

3.2 破壊靱性試験 (CT試験)

破壊靱性試験における変形速度は各試験片シリーズについて以下のようにした。

- (a) 1CT 試験片: 0.2mm/s, 0.2, 0.5, 1, 4 および 8m/s の7段階
- (b) 2CT 試験片: 0.15mm/s, 0.04, 0.2, 2 および 4m/s の5段階
- (c) 3CT 試験片: 0.04, 0.2 および 2m/s の3段階

試験は静的(0.2mm/s以下)試験を含め、油圧シリンダの変位速度を上記の速度となるようにして行った。これらの試験では、比較的低荷重で破断する低温側から、切欠先端に若干の延性き裂が認められる高温側までをほぼ20°Cおきに試験温度を選んだ。高温側では弾塑性変形挙動を呈して破断にいたる試験も含まれている。

試験片の装置の取付状況をFig.4に示す。同図中に試験片を破線で示した位置で、試験片に冷却槽を装着して、液体窒素ふん囲気により冷却を行った。保持時間は10分ないし30分(3CT試験片)以上とした。試験は冷却槽を解放してから、直ち(10秒以内)に行っている。静的試験の場合は冷却槽内で試験した。

試験時の荷重は摺み治具に貼付した歪ゲージ式ロードセルにより検出した。速度が早い場合には、負荷系の固有振動および治具等の付加質量による慣性力の影響を受け、ロードセルの出力では破壊荷重の特定が困難となる。そこで砂本²⁾が行ったと同様に試験片に歪ゲージ

Fig. 4 Schematic Arrangement of Testing Apparatus and Setting of Specimen

Fig. 5 An Example of Measuring Data in Fracture Toughness Test

を貼付し、この出力も同時に計測した (Fig.5 参照)。

試験片の開口変位挙動は、クリップ・ゲージあるいは非接触式変位計を用いて、試験片端面において計測した。

3.3 荷重の計測方法

動的試験における破壊荷重の特定に関して明確にするため、試験片の各部に歪ゲージを貼付してその出力を計測し、検討を行った。歪ゲージの貼付要領および計測結果の例をFig.5に示す。Fig.5は速度8m/sで試験した際の各計測値の時間波形である。図中の①のロードセル出力波形は他の試験片の破壊挙動を示す歪波形(ϵ_1 , ϵ_2 , ϵ_3)および③の開口変位波形(Δl)と対応がなく、ピークが遅れて生じていることが分かる。②の波形は試験片の片持ち梁に相当する曲げ歪 ϵ_L の出力を示すものであるが、他の歪波形と良く対応している。 ϵ_L は歪ゲージ直下の断面が塑性降伏を生じない弾性状態であり、試験片の慣性力の影響を無視し得れば、試験片の受ける荷重と歪出力の間には、切欠長さに関係なく1対1の対応があると考えることができる。歪ゲージの貼付位置は、試験片の切欠近傍に生じる塑性域の影響を受けない位置を選ぶ必要があり、実験では、1CT試験片の場合は荷重線より20mm、2CTおよび3CT試験片はそれぞれ40および60mmとした。荷重と歪出力の相関は、ロードセル出力が破壊荷重と対応している1m/s以下(1CT試験片の場合)の試験では、 $\pm 7\%$ 以内の精度であった。したがって、1CT試験片の場合は $\pm 7\%$ 程度の誤差を有していると考えられる必要がある。2CTおよび3CT試験片の場合はそれぞれ $\pm 4\%$ 以内であった。

ロードセル出力が破壊挙動と対応しなくなる速度以上(1CT試験片では2m/s、2CT試験片では4m/s)では ϵ_L の出力から破壊荷重を求めている。

4 動的破壊靱性に関する検討項目

4.1 降伏点の温度および歪速度依存性

破壊靱性に関する破壊力学パラメータである応力拡大係数 K_I あるいはき裂先端開口変位 δ について評価する場合、材料の降伏応力が直接関係する。特に δ の算出に当っては、降伏応力の温度および歪速度依存性についての相関式が得られていることが望ましい。

鋼材等の金属材料の降伏点と温度または歪速度との関係は多くの研究によって調べられており、歪速度 $\dot{\gamma}$ (γ は八面体剪断歪) および絶対温度 T_K との間には次式の関係が見出されている。

$$\dot{\gamma} = \mu \exp\left(\frac{\theta}{kT_K}\right) \quad (1)$$

ここで、 μ は頻度係数 (frequency factor, s^{-1})、 θ は活性化エネルギー、 k はガス定数である。Bennett ら⁶⁾は BCC 金属について $\mu=10^8$ のオーダーであるとしている。式 (1) の関係は引張試験における降伏応力と歪速度 $\dot{\epsilon}$ との関係においても成立し、

$$\dot{\epsilon} = A \exp\left(-\frac{h}{kT_K}\right) \quad (2)$$

ここで、 A および h は同様に頻度係数および活性化エネルギーである。式 (2) で両辺の対数をとると、 $\log \dot{\epsilon}$ と $1/T_K$ の間には直線関係が得られ、 $\log A$ は $1/T_K=0$ における値として求められる。活性化エネルギー h は降伏応力に依存する⁶⁾。また、式 (2) は書き直すと

$$T_K \cdot \ln(A/\dot{\epsilon}) = R \quad (\text{ただし、} R=h/k) \quad (3)$$

となり、降伏応力における温度および歪速度の効果は互いに等価の関係にあることを示している。

Bennett ら⁶⁾は種々の BCC 金属について調べ、式 (3) の R との相関から、降伏応力は温度および歪速度に依存する応力と、組織に依存する (structure sensitive) 応力の和として与えられることを指摘した。また、Armstrong⁷⁾は降伏応力 σ_y の温度および歪速度との間の関係は

$$\sigma_y = \sigma_{y0} + \sigma_1 \exp\{- (B_1 + B_2 \ln \dot{\epsilon})\} T_K$$

で表わされることを示している。ここで、 σ_{y0} , σ_1 , B_1 , および B_2 は定数である。 $\{- (B_1 + B_2 \ln \dot{\epsilon})\} T_K$ は式 (3) の R に対応するものであり、

$$\sigma_y = \sigma_{y0} + \sigma_1 \exp(-\alpha R) \quad (4)$$

とおくことができる。平滑丸棒引張試験結果について、式 (3) および式 (4) による検討を行い、供試材の σ_y について温度および歪速度依存性を式 (4) で表示することを試みる。

4.2 破壊時の切欠先端における温度上昇

動的破壊靱性試験においては、切欠先端における塑性領域が無視し得ない場合には、動的な試験であるがゆえに、塑性仕事による熱の発生は、熱伝導による散逸が不

可能となって蓄積され、切欠先端の温度上昇がもたらされる^{8),9)}。

試験片の切欠先端における局所的な熱の発生は、塑性領域の大きさおよび塑性歪の大きさや分布、すなわち塑性仕事量の算定ならびに、熱伝導と塑性仕事量の増加速度等が複雑に関係し、それによる温度上昇を評価することは非常に困難である。

ここでは、極めて単純化して、動的試験においては、①切欠先端の塑性仕事はすべて温度上昇に寄与する、すなわち熱伝導を無視する、②塑性仕事の領域は切欠先端の開口変位のオーダーとする、③塑性仕事量は切欠先端の流動応力 (ここでは降伏応力) と塑性歪を掛けたものであり、上記の領域で板厚方向にも均一に生じるものとする。したがって、試験片の破壊発生までに蓄積される塑性仕事 W_p および温度上昇 ΔT は

$$W_p = \sigma_y \cdot \epsilon_p \cdot V \quad (\text{ただし、} V = \delta_p^2 \cdot B) \quad (5a)$$

$$\Delta T = \frac{\lambda W_p}{\rho \cdot c \cdot V} \quad (5b)$$

ここで、 ϵ_p は切欠先端の塑性歪、 δ_p は切欠先端開口変位の塑性成分、 B は試験片板厚、 λ はエネルギー換算係数 ($0.002343 \text{ cal/kgf} \cdot \text{mm}$)、 ρ は比重、 c は比熱である。熱伝導率は炭素が 0.5% 以下の炭素鋼については、 $0.13 \text{ cal/cm} \cdot \text{s} \cdot ^\circ\text{C}$ 程度のオーダーであり、また動的試験の場合破壊に至るまでの時間は 0.1 s ないし 0.1 ms 程度であるので、切欠先端の温度上昇に伴う熱伝導はほとんど無視して差し支えないと思われる。

平滑丸棒試験片の引張試験で、温度上昇についての計測結果を考察するとともに、CT 試験片の切欠先端の温度上昇を式 (5) を用いて算出し、試験温度に対して補正する。

4.3 破壊靱性値の歪速度・温度効果指数 R による検討

降伏応力の温度および歪速度依存性を歪速度・温度効果指数 R を考慮した式 (4) で表示可能であれば、1つの歪速度条件 (必ずしも一定の歪速度である必要はない) で試験温度を数条件変えて降伏応力を求めれば、すべての歪速度、温度における降伏応力を知ることが可能となる。また、破壊靱性値 K_{Ic} (動的試験を含む意味でサフィックス d を付けた) あるいは限界開口変位 δ_{cd} について、 R により統一的に説明がつけば、標準となる破壊試験方法を規定することが可能となる。ASTM E 399 の付録 A7 には動的試験 (Rapid-Load Plane-Strain Fracture Toughness $K_{Ic}(t)$ Testing) に関する特別要求が定められているが、破壊時間 t の注記を求めているにとどまっている⁹⁾。

本研究における実験結果について、 R による整理を試みるとともに、適用可能な範囲等について検討する。

5 実験結果および考察

5.1 降伏応力の R 依存性について

歪速度をパラメータとして σ_y の温度依存性を Fig. 6 に示した。歪速度が高いほど、若干温度依存性が強くなる。また、同図から低温度におけるほど $\dot{\epsilon}$ の σ_y に対する影響が若干大きくなる傾向にあることが分かる。Fig. 6 から各降伏応力レベルにおける $\dot{\epsilon}$ と温度の逆数 $1/T_K$ の関係を求めると Fig. 7 となる。プロットした点が少なく、不十分ではあるが、図中に示した実線を $1/T_K=0$ に延長すると、 $10^6(\text{s}^{-1})$ の位置でほぼすべてが交わる。すなわち、 $A=10^6(\text{s}^{-1})$ が得られる。次いで、式 (4) の σ_{y0} は転位に対する摩擦力 (friction stress) に対応するものであるが、ここでは室温における σ_y のミルシート値 (表 1) を考慮して、 $\sigma_{y0}=53(\text{kgf/mm}^2)$ とし、 $\log(\sigma_y - \sigma_{y0})$ と式 (3) で求まる R との関係を求めると両者の間に直線関係が得られ、式 (4) における各定数は、 $\sigma_1=89.8(\text{kgf/mm}^2)$ 、 $\alpha=-4.85 \times 10^{-4}(\text{K}^{-1})$ が得られた。すべての試験結果について、 σ_y と R の関係

Fig. 6 Relations between Yield Stress and Test Temperature with Strain Rate

Fig. 7 Correlation between $\log \dot{\epsilon}_{av}$ and $1/T_K$

Fig. 8 Correlation between Yield Stress and Strain Rate-Temperature Parameter

Fig. 9 Examples of Measuring Data in Dynamic Tensile Test of Round Bar Specimen

をプロットすると Fig. 8 が得られる。図中には得られた相関式が与える曲線を示したが、極めて良い相関が得られている。破壊靱性試験結果の R 依存に関する検討では、 σ_y はすべてこの相関式で求めた値を用いる。

5.2 塑性変形挙動による温度上昇について

平滑丸棒引張試験による諸計測結果の時間記録例を Fig. 9 に示した。図中で ΔT は変形に伴う試験片の温度上昇を示しているが、温度上昇は塑性変形の開始後、少し遅れてから生じている。これは塑性変形が平行部の両端から始まって、試験片中央側に進んでくると考えられる。試験片平行部の平均歪 ϵ_{av} と ΔT の関係を求めると、Fig. 10 が得られた。 ϵ_{av} が 10% 前後で、荷重が低下しだし、くびれ現象が生じていると思われるので、これ以前について見ると、 ΔT は歪速度よりも試験した温度にむしろ依存していることが分かる。これは、比熱が温度によってかなり変化する⁹⁾ ことによると考えられる。

破壊靱性試験で弾塑性挙動を生じている試験片は、静的試験を除けば、 -20°C 程度以上の試験温度であった。供試材の比熱は求めておらず不明であり、また切欠先端の温度上昇を考慮する必要があると思われる試験片は室

Fig. 10 Relations between Average Strain, ϵ_{av} and Temperature Rise, ΔT

温に近い実験であったので、簡単のために比熱は 0.5% C 以下の炭素鋼の室温における値 (0.11 cal/g·°C) を用いることとした。熱伝導を無視した式 (5) で試算すると、 $\sigma_y = 60 \text{ kgf/mm}^2$ の場合、 $\Delta T = 1.63^\circ\text{C}/\%$ となる。Fig. 10 に一点鎖線でこれを示したが、測定値はほぼ妥当な値が得られている。破壊靱性試験では切欠先端の塑性歪を算定することが必要であるが、温度上昇の推定も含めて後節で考察する。

5.3 動的破壊靱性試験結果について

5.3.1 破壊力学パラメータの算出

荷重 $P(\epsilon_L$ の場合も含む)-開口変位 $V_g (= \Delta l)$ 曲線上で弾性的な破壊挙動を示した結果については K_{Id} を破壊荷重 P を用いて、静的試験に適用されている次式により算出した。

$$K_{Id} = \frac{P\sqrt{a}}{B\sqrt{W}} f(a/W) \quad (6)$$

ここで、 $f(a/W) = 29.6 - 185.5(a/W) + 655.7(a/W)^2 - 1017(a/W)^3 + 632.7(a/W)^4$, a, B および W はそれぞれ Fig. 2 に示すものである。

また、破壊が弾塑性状態の場合には J 積分法を適用し、式 (7) および式 (8)¹⁰⁾ を用いて $K_{Id}(J)$ を算出した。

$$K_{Id}(J) = \sqrt{\frac{E \cdot J_a}{1-\nu^2}} \quad (7)$$

$$J_a = \frac{2}{B \cdot b} \left\{ \frac{(1-\alpha)}{(1+\alpha^2)} \cdot U + \frac{\alpha(1-2\alpha-\alpha^2)}{(1+\alpha^2)^2} (P \cdot \Delta_p - U) \right\} \quad (8)$$

ここで、 $\alpha = 2\sqrt{(a/b)^2 + (a/b) - 1/2 - 2(a/b + 1/2)}$, $b = W - a$ である。また E および ν はヤング率 (21,000 kgf/mm²) およびポアソン比 (0.3) である。エネルギー U は $P-\Delta_p$ (荷重点変位) 曲線下の面積である。本実験の場合、試験片の開口変位は荷重線より離れた試験片端面で計測しており、 V_g を Δ_p に換算する必要がある。Newman¹¹⁾ は CT 試験片について V_g と Δ_p の関係を与えており、これを弾塑性範囲を含めて成立つと仮定して適用した。なお最高荷重に達した後、荷重が低下して

破壊した場合は、最高荷重までのエネルギーから算出している。

切欠先端の限界開口変位 δ_{cd} を算出するに際して、先端の歪速度に基づいた σ_y の算定が必要である。このためにはまず、少なくとも歪速度を一義的に定義することが必要となる。そこで、自然歪の考え方から、時間増分 Δt による δ の増分 $\Delta \delta$ を求め、そのときの δ を用いて歪速度を定義する。すなわち、

$$\dot{\epsilon}_{CT} = \frac{\Delta \delta / \delta}{\Delta t} \quad (9)$$

δ の算出については、 σ_y に関与することなく、 V_g あるいは Δ_p のみから求める適当な換算式は見当たらないので、Wells の式を利用する。

$$\delta = \frac{0.45(W-a)}{0.45W + 0.55a + Z} \left(\frac{V_g^2}{4V'} \right), \quad \text{ただし, } V_g < 2V' \quad (10a)$$

$$\delta = \frac{0.45(W-a)}{0.45W + 0.55a + Z} (V_g - V'), \quad \text{ただし, } V_g \geq 2V' \quad (10b)$$

ここで、 $V' = r\sigma_{YT}W(1-\nu^2)/E$, $r = 2.34$, σ_{YT} は試験温度における静的降伏点、 Z は荷重線から端面までの距離である。

V' は CT 試験片の塑性降伏条件の境界を与えるものであり、式 (10a) と式 (10b) は連続的であるので、式 (9) による $\dot{\epsilon}_{CT}$ の算出値は動的な降伏応力を用いる場合とて差は少ないと考えた。

$\dot{\epsilon}_{CT}$ を計算する場合には、試験片の破壊直前の V_g-t 曲線の傾斜 $\dot{V}_g$ から、 V_g の増分を 0.1mm とおき、 $\Delta t = t_i - t_{i-1} = 0.1/\dot{V}_g$, $\Delta \delta = \delta_i - \delta_{i-1}$ の各値を用いた。 δ_i および δ_{i-1} は、それぞれ時刻 t_i および t_{i-1} における V_g の値、 $V_{g,i}$, $V_{g,i-1}$ に対する式 (10) による δ の値である。

式 (10) から分かるように、等しい $\dot{V}_g$ に対して式 (10a) の方が、すなわち V_g の値が小さい場合の方が、 δ の変化率は、式 (10b) の 1 に対して $V_g/2V' (< 1)$ だけ $\dot{\epsilon}_{CT}$ を小さく見積もることになる。

以上から CT 試験片における歪速度を実験結果から決定することができ、したがって σ_y を式 (4) に関する実験式から求めることができる。 δ_{cd} の算出は BS 5762¹²⁾ を用いた。

$$\delta_{cd} = \frac{(1-\nu^2)K_{Id}^2}{2E\sigma_y} + \frac{0.4(W-a)V_p}{0.4(W-a) + a + Z} \quad (14)$$

ここで、 σ_y は試験温度と歪速度による降伏応力、 V_p は $P-V_g$ 曲線における V_g の塑性成分である。

5.3.2 破壊靱性値 $K_{Id}(K_{Id}(J))$ の実験結果

Fig. 11 に 1CT 試験片について得られた K_{Id} の温度依存性を示す。実験点にはかなりのバラツキが見られるが、図中の実線あるいは破線で示したように、変形速度

Fig. 11 Parametric Relations between Dynamic Fracture Toughness and Test Temperature in Dynamic CT Test

Fig. 12 Parametric Relations between Dynamic Fracture Toughness and Rate of Stress Intensity Factor $\dot{K}_I$

が速くなるにしたがって靱性値が減少して、遷移曲線は高温側に移行するようになる。しかし、2m/s 以上では変形速度の影響をほとんど受けなくなる。2CT 試験片の 2m/s と 4m/s の場合もほぼ同様であった。荷重増加速度から得られる応力拡大係数増加速度 $\dot{K}_I$ との関係について 1CT 試験片の場合を示すと Fig. 12 が得られる。図中の各温度ごとに示した実線は Fig. 11 の遷移曲線から求めたものであり、実験点は近傍の試験温度の結果も含めてプロットしてあるが、 K_{Ia} は $\dot{K}_I$ が増加するにしたがって減少する傾向にある。また Fig. 11 で述べたと同様に、 $\dot{K}_I$ が $10^6 \text{ kgf} \cdot \text{mm}^{-3/2} \text{ sec}$ 程度以上では $\dot{K}_I$ に依存しなくなるようである。この傾向は、弾塑性変形の認められない -40°C 以下の結果についても認められ

Fig. 13 Parametric Relations between Fracture Toughness and Crack Tip opening Rate $\dot{\delta}$

る。 -20°C 以上の弾塑性変形を呈した試験結果については、荷重の立上り時の $\dot{K}_I$ はもはや意味をなさなくなる。このような場合にはむしろ変形速度に依存することが考えられ、開口変形速度 $\dot{\delta}$ をとって示すと Fig. 13 が得られる。図に見られるように、 $\dot{\delta}$ に依存しなくなる限界の $\dot{\delta}$ の値は、試験温度が低い程小さい値となるようである。この理由は不明であるが、切欠先端の歪挙動などが原因していると考えられる。

5.3.3 歪速度・温度効果指数 R による考察

切欠先端に無視し得ない塑性変形が生じ、変形挙動が弾塑性となった試験結果については、切欠先端の温度上昇を考慮する必要がある。4.2 節で述べたように、切

Fig. 14 Relation between Fracture Toughness and Strain Rate-Temperature Parameter R

Fig. 15 Correlation between $\log R$ at $K_{Id}=500 \text{ kgf}\cdot\text{mm}^{-3/2}$ and Strain Rate

欠先端における塑性仕事はすべて温度上昇として変換されると仮定して ΔT を推定した。この場合、考慮した欠欠先端の有効な塑性歪量 ε_p は

$$\varepsilon_p = \frac{\delta_p}{\delta_{cd}} \quad (11)$$

として定義した。 δ_p は開口変形 δ の塑性成分である。この場合、式 (5) による温度上昇 ΔT は、 δ_p が 0.072 mm ($\delta_{cd}=0.211 \text{ mm}$) で 75°C となる。この温度上昇 ΔT は試験温度の上昇と考え、式 (3) の R を改めて、次式に置きかえる。

$$R = (T_K + \Delta T) \ln(A/\dot{\varepsilon}) \quad (12)$$

ここで、 $A=10^8 (\text{s}^{-1})$ 、 $\dot{\varepsilon}$ は式 (9) の値を用いる。実験結果について、式 (12) による R と K_{Id} との関係を示すと Fig. 14 が得られる。Fig. 14 の横軸は温度の次元であって、 K_{Id} は図中の遷移曲線で各変形速度における結果の温度依存性を示すことができるが、 R による統一的な破壊靱性特性を表わすことが不可能であるように思

われる。Fig. 14 で $K_{Id}=500 \text{ kgf}\cdot\text{mm}^{-3/2}$ のレベルと各遷移曲線が交わる点の R の値を読みとって、歪速度との関係を示すと Fig. 15 が得られる。本来、歪速度・温度効果を妥当に評価していれば、 R による K_{Id} の依存性は1つの遷移曲線で表わされることが望ましい。そこで、Fig. 15 を利用して式 (12) の R を修正することを試みた。すなわち、

$$R_M = (\dot{\varepsilon})^\beta \cdot R \quad (13)$$

Fig. 16 Relation between Fracture Toughness and Modified Strain Rate-Temperature Parameter R_M

により、修正歪速度・温度効果指数 R_M をここでは考慮した。 β は Fig. 15 で直線の傾斜から得られる係数の符号を反転したものである。 β は、歪速度が 2×10^3 以下の直線に対するものとして、0.050 が得られた。この値を用いて、式 (13) から R_M を求め K_{Ia} との関係を示すと、Fig. 16 が得られる。

Fig. 16 から分かるように、各試験片の結果とも変形速度が 2m/s 程度以上の実験点を除くと、かなり相関の良い 1 つの遷移曲線で破壊靱性値の歪速度による影響を含めた温度依存性を表わすことが可能となる。Fig. 15 で歪速度が 2×10^3 以上では、 $\log R$ (at $K_{Ia} = 500 \text{ kgf-mm}^{-3/2}$) と歪速度との関係は折れ線となって別の相関関係を有している。このことは、Fig. 14 で示したように式 (3) あるいは式 (12) で、歪速度の温度に対する等価性が、 $\dot{\epsilon}$ の大きい所では一義的に評価し得ないことも考えられる。式 (9) の $\dot{\epsilon}_{CT}$ は一義的ではあるが相対的な値であり、材料の歪硬化も考慮に入れた歪速度の算定について検討する必要があると思われる。

5.3.4 限界 COD, δ_{ca} の実験結果および考察

δ_{ca} の遷移曲線は Fig. 11 で K_{Ia} について示したのと同様に変形速度が増大するほど、高温側に移行した。また、同一試験温度の結果の $\dot{\delta}$ の影響を見ると、Fig. 13 に示した K_{Ia} の場合と同じように、 $\dot{\delta}$ が増大するにしたがって δ_{ca} は減少する傾向が認められた。そして、温度によって異なるが、 $\dot{\delta} = 10^2 (\text{mm/s})$ 程度以上では、 $\dot{\delta}$ の影響が認められなくなることが分かった。

K_{Ia} に関して得られた、全く同一の修正歪速度・温度指数 R_M を用いて、 δ_{ca} の依存性を見ると Fig. 17 と

る。 $\dot{\epsilon} > 2 \times 10^3$ の点は除外した。Fig. 17 に示す実験点を結んだ遷移曲線は 1CT, 2CT および 3CT 試験片で同じ曲線を引いている。実験点の記号は Fig. 16 と同じである。 K_{Ia} の場合と同様に、 $\dot{\epsilon} > 2 \times 10^3$ 以上である実験点を除けば、歪速度の影響も含めて δ_{ca} の温度依存性を 1 つの相関関係として示すことが可能となる。

5.3.5 試験片寸法の影響について

(b)

(c)

(a)

Fig. 17 Relation between COD and Modified Strain Rate-Temperature Parameter R_M

Fig. 18 Comparison of Fracture Toughness among 1CT, 2CT and 3CT Specimens Tested in Same $\dot{K}_I$ Level

本研究では試験片板厚の異なる3種類の相似形試験片を用いて破壊靱性試験を実施して検討した。Fig. 18に示すように、試験温度と K_{Ia} の関係においては、ほぼ等しい $\dot{K}_I$ の結果について比較すると、若干の差が認められる。寸法の大きい試験片ほど遷移曲線は高温側に移行しており、相互の温度差は10ないし20°Cであった。

一方、これよりも変形速度の低い場合については、式(9)の歪速度によって、指数 R を用いて整理する限りにおいては、各試験片系列について個々に得られた K_{Ia} の遷移曲線に差異は認められなかった。このことはFig. 15に示した試験片寸法の異なる結果がほぼ線上にのっていることから推察することができよう。 δ_{ca} に関しても同様であった。

外径50mm以下の環状切欠付丸棒試験片では寸法が20mm程度以下になると、寸法による影響が認められているが¹³⁾、実断面寸法も小さく、切欠が浅くなることから、これらが破壊挙動に影響を及ぼしていたと考えられる。本研究の結果では、静的試験の場合も含めて、Fig. 16およびFig. 17に見られるように、 R_M による整理においても、試験片寸法による影響は認められなかった。

6 結 論

本実験では供試材に関する降伏応力の温度および歪速度依存性について検討するとともに、CT試験片を用いて、温度および変形速度を広範囲に変え、動的破壊靱性試験を実施して検討した。そして、降伏応力の歪速度・

温度依存性の結果を用いて、動的破壊靱性に関する破壊力学パラメータについて考察した。結論を要約すると以下の通りである。

(1) 降伏応力に関する歪速度および温度依存性を考慮した相関式が得られた。本供試材の場合、降伏応力は $\sigma_y = 53.0 + 89.8 \exp(-4.85 \times 10^{-4} \cdot R)$, (kgf/mm²)で与えられる。ただし、 $R = T_K \cdot \ln(A/\dot{\epsilon})$, $A = 10^{-8}(\text{s}^{-1})$, T_K は温度(K), $\dot{\epsilon}$ は歪速度である。

(2) 動的破壊靱性試験における切欠先端の歪速度を定義するとともに、(1)項の結果をもとに、破壊靱性値 K_{Ia} あるいは限界開口変位 δ_{ca} におよぼす歪速度・温度効果指数 R との相関を調べたが、実験範囲のすべての歪速度に対して統一的に説明することは不可能であった。

(3) 歪速度を約 $2 \times 10^3(\text{s}^{-1})$ 以下に限定し、指数 R を歪速度に関係した修正を行うことによって、 K_{Ia} および δ_{ca} の温度および歪速度依存性を統一的に説明することが可能となった。修正歪速度・温度効果指数 R_M は、 $R_M = (\dot{\epsilon})^{0.050} \cdot R$ で与えられた。

(4) 本供試材の場合、歪速度が約 $2 \times 10^3(\text{s}^{-1})$ 以上では K_{Ia} あるいは δ_{ca} にほとんど影響しなくなることが分かった。

(5) (1)および(3)項の結論から、歪速度に対する制限があるが、1条件の歪速度による試験結果をもとに種々の歪速度における K_{Ia} および δ_{ca} を与えることが可能であることが示唆される。

(6) 弾塑性破壊挙動を呈した場合の切欠先端の温度上昇の推定はほぼ妥当であり、矛盾した結果を与えなかった。

(7) 試験片寸法の影響は、 $\dot{K}_I$ が等しい場合の比較では若干認められ、1CT, 2CTおよび3CT試験片の遷移現象の温度差で約10°C程度あった。しかし、修正指数 R_M に基づいた整理では認められなかった。

参 考 文 献

- 1) O. A. Shabbits: Heavy Section Technology Program, Technical Report, No. 3, Westinghouse Electric Corp. (1970).
- 2) 砂本大造, 佐藤正信, 船田立夫: 鉄鋼材料の動的破壊じん性, 三菱重工技報, Vol. 11, No. 16 (1974).
- 3) 金田重裕, 新村 豊, 渡辺佐千雄, 町田 進: 鋼材の限界CODに及ぼすひずみ速度の影響, 日本造船学会論文集, Vol. 154 (1983), p. 34.
- 4) ASTM Designation: E 399-83, Standard Test Method for plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials, ASTM (1983).
- 5) 藤井英輔: 船舶技術研究所の動的破壊靱性試験装置について, 日本造船学会誌, No. 614 (1980),

- p. 44.
- 6) P. E. Bennett and Sinclair : Parameter Representation of Low-Temperature Yield Behavior of Body-Centered Cubic Transition Metals, ASME paper 65-Net-11 (1965).
  - 7) R. W. Armstrong : Relation between the Petch "friction" stress and the thermal activation rate equation, Acta metallurgica, Vol. 15 (1967), p. 667.
  - 8) J. R. Rice and N. Levy : Physics of Strength and Plasticity, Ed. A. A. Argon, MIT Press (1969), p. 277.
  - 9) 佐野謙一 : 9% Ni 鋼における亀裂先端の温度上昇による脆性-延性遷移, 日本造船学会溶接研究委員会第一分科会資料, 1-551-82 (1982. 5).
  - 10) J. G. Merkle and H. T. Corten : A J Integral Analysis for the Compact Specimen, Considering Axial Force as Well as Bending Effects, Trans. ASME, J. Press. Vessel Tech., Ser. J, Vol. 94, No. 4 (1974), p. 286.
  - 11) J. C. Newman Jr. : Fracture Analysis, ASTM STP 560 (1974), p. 105.
  - 12) British Standard BS 5762 : Method for Crack Opening Displacement.
  - 13) 藤井英輔, 西川和美, 大熊 勇, 牛嶋通雄 : 動的破壊じん性に及ぼす負荷速度の影響, 第3回フラクトグラフィと事故解析に関するシンポジウム資料 (1983), p. 86.
-