動的破壊靱性におよぼす負荷速度の影響*

—三点曲げ試験片による検討—

北 村 茂**, 藤 井 英 輔**

Effect of Loading Rate on Dynamic Fracture Toughness of Structural Steel*

—Experiments of Three Point Bending Test—

by Shigeru Kitamura** and Eisuke Fujii**

Heavy sectional structural steels for nuclear pressure vessel are severely required to prevent unstable fracture like a brittle fracture. From this point of view, it is important to know the fracture toughness characteristics concerning to the fracture mechanics criteria for evaluation of fracture toughness.

Dynamic fracture behaviors of the steel in tensile test using circumferentially notched round bar specimens were reported and discussed previously. In this report, dynamic fracture toughness test using three points bending specimens of the same steel are carried out, and the evaluations by the critical COD, J-value and dynamic transition temperature are investigated.

The conclusions obtained from the experimental test results were as follow;

- 1) Transition curves of dynamic fracture toughness shifted to a higher temperature, and transition curves were change in narrower temperature range abruptly as higher impact loading rate.
- 2) Transition temperature $T_g(0.2)$ or $T_g(10)$ based on the dynamic COD or J-value criteria respectively were almost constant or slightly increased to higher temperature with higher loading rate.
- 3) The difference of transition temperature between the static and dynamic fracture test was large in the bending fracture toughness test comparing with the tensile test.
- 4) The dynamic COD or J-value criteria in this test represented a favourable critical toughness of the structural steels depending to test temperature.

1. 緒 言

原子炉压力容器に使用される構造用極厚鋼板はどのような使用環境条件においても、脆性破壊のような不安定破壊を起す恐れのないことが必要である。極厚になると靱性の確保が困難になり、強度特性を破壊力学的に評価することが重要と考えられる。不安定破壊の発生が延性き裂を伴って生ずる場合は、き裂先端の COD あるいは J 値で評価することにより、材料特性値が得られることが知られている^{1,8)}。しかし衝撃的な負荷を受ける場合の COD あるいは J 値の評価は困難であり、この問題に関して多くは解明されていない。このような衝撃破壊の問題について、これまで環状切欠付丸棒試験片を用いて、衝撃引張試験を行い、COD, J 値等について報告している⁹⁾。ここでは三点曲げ試験片を用いて、衝撃曲げ試験を行ない、前報にひきつづき動的破壊靱性に

ついて検討した。

2. 試 験 方 法

供試材は板厚 200 mm の SQV 2 A (A 533 B-1) で、前報⁹⁾ で用いた材料と同一である。板厚 (t) 200 mm の $1/4 t \sim 3/4 t$ の位置から Fig. 1 に示す試験片を採取した。切欠先端に長さ約 5 mm の疲労き裂を入れた疲労

Fig. 1 Shapes and dimensions of fatigue cracked and machine notched specimens.

*原稿受付 昭和56年8月3日 (昭和54年度秋季全国大会にて発表)

**正 員 船舶技術研究所 Member, Ship Research Institute

き裂 (FC) 試験片および切欠先端半径が 0.1 mm の機械切欠 (MN) 試験片を準備した。疲労き裂等の深さはすべて試験片幅の 1/2 である。疲労き裂の導入³⁾は疲労き裂発生機を用いて行った。

衝撃試験は回転円板式高速衝撃試験機²⁾を用い、負荷速度を 5~40 m/sec まで変え、RT~-180℃の温度範囲で破壊試験を行った。試験片の冷却は液体窒素を間欠的に吹きつけて所定の試験温度に保持した。試験片は回転円板に同期して押上げられ、円板の爪と負荷治具の刀で、三点曲げ方式により荷重が負荷される。

静的試験は容量 50 ton のアムスラ試験機を用いた。

3. 実験結果および考察

破壊力学では欠陥とくにき裂先端部の力学的状態を表わすパラメータとして、 K 値、限界 COD、 J 積分などがある⁵⁾。衝撃試験の結果を上記パラメータを用いて、評価することを試みた。動的な K , J , COD の温度依存性を調べると共に、機械切欠と疲労き裂の切欠先鋭度の差による影響などについて検討した。 K 値は ASTM E 399 の K_{Ic} 曲げ試験法³⁾によって求め、 J 積分は Rice の簡便式⁴⁾をそれぞれ用いて計算した。

低温域における試験では、試験片に円板の爪が当たるだけで破壊する現象が認められた。この現象は試験片が短時間に大きな速度変化を受けた結果、試験片に働く慣性力が破壊強さを越えたためであろうと考えられる。

破壊荷重 P_{crit} は次式の関係で破壊するとすれば

$$P_{crit} \leq F + P_I(m, \alpha) \quad \dots\dots (1)$$

ここで F は外力、 $P_I(m, \alpha)$ は慣性によって生ずる荷重で時間の関数である。衝撃の瞬間に $P_I(m, \alpha) \geq P_{crit}$ の条件に達することによって慣性力のみで破壊したと考えられる。

COD は破断時の試験片の変形から求めた。回転円板の速度が 5 m/sec 程度であっても、負荷前後で速度の低下は認められないので、試験片の変形は時間に比例すると仮定した。以下破壊までの荷重-変位(時間)曲線を用いて解析、検討した。

3.1 静的試験の K_{Ic} , J_{Ic} および δ_c 値の相関

静的試験で求めた破壊靱性値と温度の関係を Fig. 2 に示す。FC 試験片の破壊靱性値は MN 試験片のそれより小さい値を示し、 K_{Ic} 値は MN 試験片では -180℃までゆるやかに大きくなり、それより低温では急激に低下する。FC 試験片では -100℃までは減少はごくわずかなのであるが、それより低温ではゆるやかに低下する。前者の遷移温度の範囲は -196℃~-180℃、後者は -180℃~-100℃であり、これは切欠先鋭度の差による。

J_{Ic} および δ_c の評価では FC あるいは MN 試験片の

Fig. 2 Relations between K_{Ic} , J_{Ic} , δ_c and temperature of FC and MN specimens for static test.

いずれの遷移挙動においても、それぞれほぼ同じ温度範囲で遷移し、MN 試験片では -160℃~-100℃ FC 試験片では -100℃~-20℃となり、 K_{Ic} 値の場合よりも遷移曲線は高温側に移行している。

FC 試験片のき裂先端に形成される Stretched Zone Depth (SZD) を求めるために、破面を直角に切断し、その断面を研磨し、光学顕微鏡で SZD を求めた。静的試験の δ_c はクリップゲージの計測結果から算出した。 δ_c と $2 \times \text{SZD}$ とは -100℃より低温では一致するが、それより高温では $2 \times \text{SZD}$ はほぼ一定であるのに対して、 δ_c は徐々に大きくなり両者に差を生ずる。

延性き裂 (Fibrous crack) が発生する温度は FC 試験片では -60℃、MN 試験片では -120℃である。延性き裂発生時の δ_f は試験片の寸法、塑性拘束、荷重方式、負荷速度、試験温度などによって殆んど変化せず安定した材料定数であることが示されている^{1,5,8)}。

3.2 衝撃試験の K_{Ic}^d , J_{Ic}^d および δ_c^d 値の相関

負荷速度が速くなると遷移温度は高くなることが一般に知られている^{1,5,6)}。負荷速度が 5 m/sec の場合の結果を Fig. 3 に示す。FC および MN 試験片のいずれも K_{Ic}^d , J_{Ic}^d および δ_c^d 値 (以下動的な試験結果について右肩に d を付す) は試験温度が高くなると、それらの値は徐々に大きくなり、温度が 20℃でも飽和する現象は認められず、静的試験や引張試験の場合と大きく異なっている。

Fig. 3 Relations between K_d^d , J_d^d , δ_c^d and temperature of FC and MN specimens for 5 m/sec bending rate.

き裂若しくは切欠先端の開口変位は負荷速度が変化しても、その変形機構は本質的に変わらず、静的な荷重一変位条件がそのまま適用できると仮定し、Rotational Factorを用い、 δ_c^d を破断時の試験片の変形から求める⁶⁾。

2×SZDは低温では δ_c^d とほぼ一致するが、高温になるに従い一定の値になり、引張試験の結果と同じ傾向を示す。

遷移曲線の急激な立上りを示す試験温度の高温側では延性き裂の成長があり、破壊の様相も複雑になる。延性き裂が発生する温度での δ_c^d はMN試験片では0.19 mm、FCでは0.13 mmとなり、静的試験の結果より小さい値を示している。

負荷速度が10 m/secの場合の結果をFig. 4に示す。試験片が円板の爪に当たるだけで破壊したものがあった。このように試験片の慣性力によると思われる破壊がMN試験片では-150℃、FCでは-100、-80℃の温度でそれぞれ認められ、き裂は直進し完全な壁開破面を示した。5 m/secの場合と同様 K_d^d 、 J_d^d 、 δ_c^d のいずれの評価でも、ほぼ同じ傾向の遷移曲線を示す。

試験片が円板の爪に当たった時の加速度の実測値はFig. 5の通りである。同種類、同容量の加速度計を4個用いて実験を行った。衝撃速度が25 m/sec以上では加速度計は破損し加速度を計測できなかった。25 m/sec

Fig. 4 Relation between K_d^d , J_d^d , δ_c^d and temperature of FC and MN specimens for 10 m/sec bending rate.

Fig. 5 Relation between G and bending rate measured by piezo-electric accelerometer.

までは加速度はほぼ直線的に増大している。

試験先に働く慣性力による最大曲げ応力は次式で求められる。

$$\sigma_I(M, I) = 3m\alpha l/4b(W-a)^2 \quad \dots\dots (2)$$

ここでは m は試験片質量、 α は加速度、 l はスパン間隔、 b は試験片の板厚、 W は試験片の幅、 a はき裂長さである。負荷速度5, 10, 20 m/sec のとき、試験片に働

く慣性力を求め、さらに K 値を計算すると 59, 151, 277 kg/mm^{3/2} となり、10 m/sec 以上の場合円板の爪に試験片が当たっただけで低温域では十分に破壊すると考えられる。Fig. 4 で □, ⊗ 印で示した -150, -100, -80℃における K_I^d 値は慣性力から計算した。

Fig. 4 で分かるように高温側では FC 試験片の $2 \times SZD$ と δ_c^d との差は 5 m/sec の場合よりさらに大きくなる。これは δ_c^d が負荷速度に依存し、 $2 \times SZD$ は依存しないためである。

延性き裂発生時の δ_c^d は MN 試験片では 0.21 mm, FC では 0.15 mm となる。負荷速度が 10 m/sec の場合の遷移曲線は静的試験, 5 m/sec の場合より、さらに高温側に移行している。これは材料の局所的な塑性変形を重視した COD 概念^{5,9)} からすれば当然の結果である。また引張試験の場合よりその移行量は大きい。

Fig. 6 Relation between J_c^d , δ_c^d and temperature of FC and MN specimens for 20, 30, and 40 m/sec bending rates.

負荷速度が 20, 30, 40 m/sec の場合の破壊靱性値と温度の関係を Fig. 6 に示す。20 m/sec 以上の負荷速度では K_I^d は J_c^d とほぼ同じ傾向の遷移曲線を示した。負荷速度が速くなるほど J_c^d , δ_c^d —温度の遷移曲線は高温側に移行するが、その移行量は少なくなっている。即ち材料によって定まる遷移曲線の上限の値に近づく遷移曲線は急激な立上りを示し、引張試験の場合も同じ傾向を示した。これらの遷移曲線では負荷速度が速くなるにしたがって、疲労き裂と機械切欠との切欠先鋭度の差による違いが少なくなる傾向を示す。破壊の基準として $J_c^d(10)=10$ kg/mm^{3/2} あるいは $\delta_c^d(0.2)=0.2$ mm とすると

Fig. 3, 4 および Fig. 6 から 分かるように MN および FC 試験片の間の温度差は 10℃~35℃であり、切欠先鋭度による差は引張試験による差とほぼ同じ程度であった。 $2 \times SZD$ は 0.10 mm~0.15 mm の値を示し負荷速度が速くなると δ_c^d と $2 \times SZD$ との差は大きくなる傾向を示す。遷移曲線の極く低温側では 20 m/sec を除くと、 δ_c^d と $2 \times SZD$ 値は一致しているのが認められる。この傾向は引張試験の場合と同様であった。

3.3 衝撃曲げと引張試験の遷移温度の比較

J 積分ないし COD 概念は破壊条件として物理的な意味を有すると考えられている⁹⁾。 $J_c^d(10)$ あるいは $\delta_c^d(0.2)$ の遷移温度 ($T_J^d(10)$ あるいは $T_\delta^d(0.2)$) と負荷速度の関係を Fig. 7 に示す。静的試験に比べて負荷速

Fig. 7 Relation between $T_J^d(10)$, $T_J^d(0.2)$ and bending rates of FC and MN specimens.

度 5 m/sec の衝撃試験では大きく高温側に移行するが、5 m/sec~40 m/sec の間では遷移温度は負荷速度の増大に伴って、殆んど変らないか、わずかに上昇する程度である。FC 試験片は MN 試験片より高い遷移温度を示し、FC 試験片の $T_J^d(10)$ は 5℃~22℃, MN 試験片は -27℃~8℃となる。また FC 試験片の $T_J^d(0.2)$ は -18℃~10℃, MN 試験片は -45℃~-12℃となる。引張試験では FC 試験片の $T_J^d(10)$ は -50℃~-60℃, MN試験片はほぼ -80℃であった。また $T_J^d(0.2)$ は FC 試験片でほぼ -40℃, MN 試験片で -60℃であった。このように曲げ試験の遷移曲線は、引張試験の場合と比較してかなり高温側にある。曲げと引張では δ_c の算定方式も異なるので明瞭でないが、曲げ試験ではかなり高温側において温度に依存する破壊挙動を示しており、試験片の塑性拘束の影響よりも、負荷方法の差異によって遷移温度は高温側に移行したものと考えられる。

3.4 K_I^d の影響について

荷重—変位曲線を動的に計測したの結果がえられた。 K_I^d の負荷速度依存性および試験温度との関係を Fig. 8 に示す。室温 (15℃~27℃) での結果は K_I^d 値は 2~

Fig. 8 Relation between K_I^d and $\dot{K}$ for RT, -20°C , -60°C .

30×10^4 の範囲の $\dot{K}$ 値において、MN および FC 試験片のいずれもかなりばらついているが、 $\dot{K}$ の増加にしたがって減少する傾向を示している。 -20 、 -60°C と試験温度が低くなると $\dot{K}$ 依存性は小さくなり、Shabbits⁷⁾ らの結果と同じ傾向を示す。

3.5 破壊靱性値を推定する係数について

ASTM-E 399³⁾ などでは疲労き裂を挿入した試験片を用いて破壊靱性値を求めることを推奨しているが、工学的試験法という観点から考えるならば、MN 試験片を用いる方が試験片の製作が容易であり、簡便である。そこで MN 試験の結果より FC 試験の破壊靱性値を推定¹⁰⁾ することを試み相関係数 α_J 、 α_δ および α_{SZD} について検討した。

$$\left. \begin{aligned} J_I^d(\text{FC}) &= \alpha_J J_I^d(\text{MN}) \\ \delta^d(\text{FC}) &= \alpha_\delta \delta^d(\text{MN}) \\ 2 \times \text{SZD} &= \alpha_{SZD} \delta^d(\text{MN}) \end{aligned} \right\} \dots (3)$$

MN 試験片で延性き裂が発生する温度における上記の相関式の各係数と負荷速度の関係を見ると Fig. 9 となる。静的試験では α_J は 0.14、 α_δ および α_{SZD} は約 0.2 の値となったが、これらの係数は負荷速度が 5 m/sec ~ 40 m/sec の範囲では除々に増大する傾向を示し、10 m/sec 以上ではほぼ一定の値となった。その時の係数は α_J は 0.54、 α_δ は 0.72、 α_{SZD} は 0.46 であった。(3) 式の相関式は MN 試験片が延性き裂が発生する温度を中心に $\pm 20^\circ\text{C}$ の温度範囲で適用可能であり、これより低温側では FC 試験片の結果を大き目に、高温側では逆に小さ目に推定する。MN 試験片の延性き裂が発生する温度における FC 試験片の J_I^d 、 δ^d および $2 \times \text{SZD}$ の値を見ると各負荷速度に対して Fig. 9 の点線で示すようになった。

Fig. 9 Relation between α_J , α_δ , α_{SZD} (Coefficient of fracture toughness corresponding to the initiation of fibrous crack of MN specimen) and static, 5, 10, 20, 30, 40 m/sec bending rates.

4. 結 論

以上の結果を要約すると

- (1) 三点曲げ試験片を用い、負荷速度を変えた衝撃試験の結果 J 値、 δ 値および $2 \times \text{SZD}$ のそれぞれの材料特性値は延性き裂発生温度以上においても温度依存性を示す遷移曲線がえられた。
- (2) 上記の各遷移曲線の温度依存性は負荷速度が大きいく程、温度依存性が大となることを示した。
- (3) 遷移曲線から求める遷移温度 ($T_g(0.2)$, $T_g(10)$) は静的試験に比べて負荷速度が速くなると、高温側に移行するが、5 m/sec から 40 m/sec とさらに負荷速度が速くなると、その移行量は少なくなり飽和する傾向を示す。この傾向は引張試験の場合と同様であった。
- (4) 負荷速度が 10 m/sec 以上の場合、遷移曲線の下部棚領域の低温側では試験片の慣性力によると思われる破壊が生じた。

参 考 文 献

- 1) 北村、藤井：動的破壊靱性に及ぼす負荷速度の影響、溶接学会誌、第50巻、第4号、p. 99
- 2) 回転円板式高速衝撃試験機について：船研報告、第15巻、第4号、p. 275
- 3) ASTM E399, American National Standards Institute (1974)
- 4) J.R. Rice, P.C. Paris and J.G. Merkle: Progress in Flow Growth and Fracture Toughness Testing, ASTM Special Publ. 536 (1973), p. 231
- 5) J 級分破壊基準に関する研究：J1委員会報告、溶接協会、昭和54年2月
- 6) 北村、中村、呂：溶接構造用鋼の曲げ試験における破壊挙動に及ぼす衝撃速度の影響、船研報告、第15巻第2号、p. 71

- 7) Shabbits, W.O. : Heavy Section Steel Technology Program, Technical Report, No. 13, Westinghouse Electric Corporation (1970)
- 8) 大塚，宮田，西村，大橋，柏木：鋼の破壊様式の遷移と COD 説について，造船学会論文集，第135号 (1974)，p. 245
- 9) 金沢，三波，宮，佐藤，征矢：静的 COD および動的 COD に関する一考案，造船学会論文集，第13号 (1973)，p. 257
- 10) 豊貞：曲げ COD 試験先における Notch Acuity 効果の定量化に関する一提案，造船学会論文集，第143号 (1978)，p. 427

I I W 年次大会開催予定

1982年 9月5日～9月11日
リュブリアナ（ユーゴスラビヤ）
コロキウム：“Thermal Cutting and Frame Processes”	1984年 7月15日～7月21日
ボストン（マセチューセッツーアメリカ）
コロキウム：“Tubular Assemblies”
1983年 7月3日～7月9日
トロンドハイム（ノルウェー）
コロキウム：“Underwater Welding”	1985年 8月下旬か9月上旬
ストラスブール（フランス）
1936年 期日及び都市未定（日本）

全 国 大 会 開 催 予 定

57 年 度 春 季	57. 4. 14 ～ 16	国 立 教 育 会 館（東京都）
" 秋 季	57. 10. 1 ～ 3	愛 媛 大 学（松山市）
58 年 度 春 季	58. 4. 5 ～ 7	国 立 教 育 会 館（東京都）
" 秋 季	未 定	未 定（東北地区）