

(昭和 48 年 5 月日本造船学会春季講演会において講演)

静的 COD および動的 COD に関する一考察

金 沢 正 午* 三 波 建 市*
 正員 宮 健 三* 佐 藤 光 雄*
 正員 征 矢 勇 夫*

An Investigation of static COD and dynamic COD

by Shogo Kanazawa Kenichi Minami
 Kenzo Miya, *Member* Mitsuo Sato
 Isao Soya, *Member*

Summary

It is generally accepted that K_{IC} criterion is useful for initiation of brittle fracture, but this method has a weak point that the linear elastic fracture mechanics approach must be applied only when a yield zone around a crack tip is very small compared to crack length. Brittle fracture of a structure after large scale yielding, however, is observed sometimes at comparative high temperature.

As an approach to this phenomenon, the crack opening displacement (COD) concept available in large scale yielding was proposed by A. A. Wells about ten years ago. After that, many papers about mathematical theory of COD concept or engineering criterion of fracture have been published. Nevertheless some problems to be solved have been left still. One of them is how to decide the critical COD for brittle fracture at comparative high temperature, since at such temperature a ductile crack mostly propagates before initiation of cleavage fracture.

For this reason, in this paper the initiation of ductile crack was investigated precisely using single-notched and double-notched specimens of 60 kg/mm² high strength steel in static and dynamic pure bending COD test. As a result, it was made clear that the critical COD for the initiation of ductile crack is independent of temperature and strain rate. Moreover, an influence of notch distance of double-notched specimen on critical COD and distortion behavior of specimen was studied experimentally and numerically, since double-notched specimen have been used sometimes in COD test. And the most suitable notch distance was obtained, of which the double-notched specimen shows small interaction of notches and distortion behavior close to single-notched specimen.

1 緒 言

脆性破壊の発生基準として、線型破壊力学に基づく K_{IC} 値が有効であることは多くの研究者によって確かめられているが、この方法には線型破壊力学の適用が亀裂先端に生ずる塑性域が亀裂長さに較べて十分に小さい場合に限られるという欠点がある。この困難を解決するために、亀裂先端の塑性変形に着目した COD (crack opening displacement) 説が Wells³⁾ によって提案され、COD の理論的計算方法や工業的破壊条件としての有効性などについて種々の検討がなされているが、まだ解決されるべきいくつかの問題が残されている。特に現在大きな問題となっているのは、比較的高温域での材料定数としての限界 COD をどのように決定するかという事である。COD 試験において最高荷重時の COD を限界 COD としている現状では、種々の要因、すなわち試験片

* 新日本製鉄(株)製品技術研究所

形状や試験機剛性あるいは荷重型式などにより限界 COD は大きく左右される。このことは静的な試験はもとより、動的な試験においても見られるであろう。特に動的 COD 試験では現象が速いから、最高荷重時に亀裂が発生するとして限界 COD を求めざるを得ないのが現状である。しかし最高荷重時が常に亀裂発生に対応するか否かについては詳細な実験が行なわれておらず、その妥当性については不明な点が多い。近年になり限界 COD の決定法として脆性亀裂にせよ延性亀裂にせよ、亀裂発生時の COD を限界 COD にしようとする研究も若干報告されており、その有意性も検討されてきている^{4),8)}。

以上の諸点を勘案して、本研究では動的および静的 COD 試験において、限界 COD を決定するために四点曲げ試験法により系統的な試験を行い、その中で特に亀裂発生を詳細に調べ、従来の限界 COD の決定法について検討した。また COD の間接的測定法として徐々に採用され始めているダブルノッチ法を採用し、切欠相互の干渉について光弾性皮膜法および有限要素法により検討して、適切な切欠間隔を求めた。

2 供試材と試験方法

使用した鋼材は厚さ 25 mm の 60 kg/mm² 級高張力鋼であり、その化学成分および機械的性質を Table 1, Table 2 に示す。直径 10 mm、標点間距離 50 mm の丸棒試験片により得た機械的性質の温度依存性および温度 -40, -120, -196°C における応力-歪曲線をそれぞれ Fig. 1, Fig. 2 に示す。動的 COD 試験と静的 COD

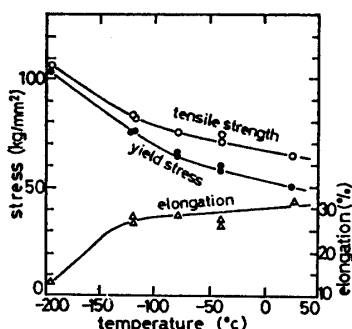


Fig. 1 Temperature dependence of mechanical properties of HT-60

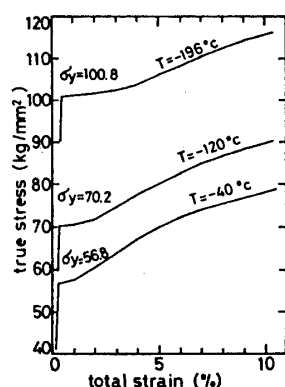


Fig. 2 Stress-strain diagrams of HT-60

Table 1 Chemical composition of HT-60 (weight %)

steel	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	V	Ni
HT-60	0.15	0.30	1.30	0.011	0.005	0.03	0.01	0.03	0.02

Table 2 Mechanical properties of HT-60

steel	yield stress (kg/mm ²)	tensile strength (kg/mm ²)	elongation (%)	Charpy -5°C vE ₅ (kg-m)
HT-60	51.0	65.0	32	24.7

試験に用いたダブルノッチおよびシングルノッチ付き四点曲げ試験片の形状を負荷様式とともに Fig. 3 に示す。切欠深さはいずれも 13 mm であり、ダブルノッチ試験片では切欠間隔の影響を調べるために、切欠間隔は $d=10, 20, 30, 40$ mm の 4 条件とした。

ダブルノッチ試験片の動的試験に使用した衝撃試験機は NRL 落重試験機であり、重錘の重さは 60 kg であ

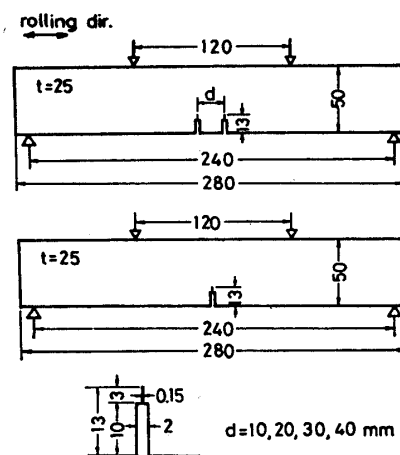


Fig. 3 Configurations of double-notched and single-notched specimens and details of notch

る。試験片は所定の温度に冷却したアルコール中に約 15 分間以上保持した後に取り出して試験した。冷却液より取り出して衝撃を与えるまでに要する時間は普通 30 秒であり、その間の温度上昇は試験温度 -80°C で約 5°C であった。動的試験での COD は破壊しなかった切欠について、切欠周辺部の残留変位をマイクロメータ付光学顕微鏡により測定して求めた。

ダブルノッチ試験片およびシングルノッチ試験片の静的試験では、30 トン万能試験機を用いて冷却槽内で負荷した。COD の測定は切欠先端より 8 mm の位置にクリップゲージを挿入して X-Y レコーダにて記録するとともに、光学顕微鏡による残留変位の測定も適宜併用した。また静的試験では光弾性皮膜法により歪分布の計測も行った。使用した皮膜材は室温ではエポキシ樹脂、低温 ($\sim -196^{\circ}\text{C}$) では Narmco 樹脂である。

有限要素法による弾塑性解析は、 -40 、 -120 、 -196°C の 3 温度について、Fig. 2 の応力-歪曲線を与えて平面歪状態で行った。解析したケースは、温度 -40°C ではシングルノッチと $d=10$, 20, 30, 40 mm のダブルノッチ、 -120°C と -196°C ではシングルノッチと $d=20$, 40 mm のダブルノッチである。また比較のために、温度 -40°C と -120°C において、 $d=20$ mm のダブルノッチについて平面応力状態での解析も行った。さらに、ダブルノッチ試験片の K 値を求めるために、 $d=10$, 20, 30, 40 mm なる切欠間隔について切欠深さを変化させて弾性解析を行った。

3 静的 COD 試験の結果と考察

3.1 ダブルノッチ試験片の変形挙動に及ぼす切欠間隔の影響

COD 試験においてダブルノッチ試験片を用いる目的は非破断側の切欠先端を観察することによって、シングルノッチ試験片では困難である切欠先端の変形を直接的に計測して限界 COD を求めることである。このためにはシングルノッチ試験片とダブルノッチ試験片は、切欠近傍の変形挙動が同一であることが望ましい。しかるにダブルノッチ試験片の切欠間隔が短いと 2 つの切欠先端の塑性域が干渉し合い板厚方向の変形に対する拘束が弱まることから、切欠近傍の変形はシングルノッチの場合とは異なったものになるであろう。また切欠間隔を長くすると荷重点の影響または偏心荷重の影響が大きくなって、得られるデータの信頼性が低下する。このことからダブルノッチ試験片による COD 試験の実施に当たっては、切欠間隔は適切な値を採用しなくてはならない。

以上の観点に立って本研究では、静的四点曲げ試験において切欠開口変位の計測、光弾性皮膜法による歪の計測および有限要素法による弾塑性解析を行って、切欠間隔の影響について検討した。光弾性試験によって得られるダブルノッチ試験片の 2 つの切欠先端の塑性域（ここでは仮に 1% 主歪差のフリンジを塑性域とする）が連結するとき、および全面降伏時の公称曲げ応力 σ_N （切欠実断面での公称曲げ応力）またはクリップゲージによる COD δ_g と温度との関係を Figs. 4, 5 に示す。これらの図によると、塑性域が連結するときの曲げ応力と COD に及ぼす切欠間隔の影響は同じ傾向を示し、切欠間隔が大きくなるに従って応力と COD は大きくなっている。一方、全面降伏時の曲げ応力は切欠間隔に依存せず、ほぼシングルノッチ試験片に等しくなっているが、COD

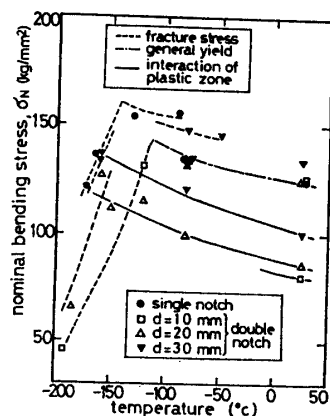


Fig. 4 Temperature dependence of nominal bending stress at fracture, general yield and interaction of plastic zone in static test

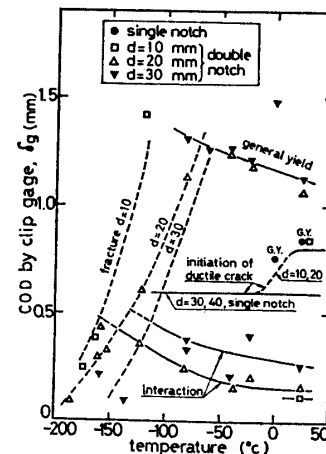


Fig. 5 Temperature dependence of COD at fracture, general yield, interaction of plastic zone and initiation of ductile crack in static test

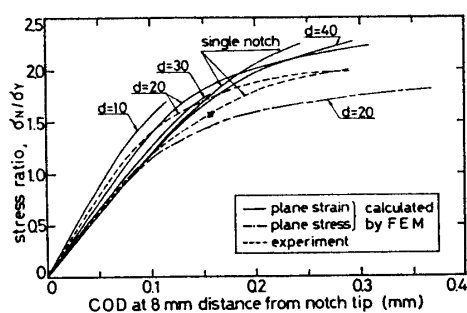


Fig. 6 Stress ratio-COD diagram at 8 mm distance from notch tip at temperature of -40°C in static test

$d=20\text{ mm}$ とシングルノッチについて実験値と計算値を較べると実験値は COD が約 0.1 mm より大きくなると平面歪の計算値からはずれてきて、平面応力の計算値に近づく傾向にある。このことから、板厚 25 mm の試験片が温度 -40°C で切欠先端の平面歪状態が保たれるのは COD が約 0.1 mm 位までであると推定される。

ASTM-E-24 committee は

$$2.5 \left(\frac{K}{\sigma_Y} \right)^2 \leq t \quad (1)$$

を満たす K 値は、平面歪状態を満足する valid K_I と見なし得るとしている。Fig. 6 において $d=20\text{ mm}$ とシングルノッチの有限要素法と実験による曲線が交差する応力について Fig. 9 の Y 値を用いて (1) 式の左辺の値を計算すると、 $d=20\text{ mm}$ では 52.8 mm 、シングルノッチは 57.8 mm となる。本研究での試験片厚さは 25 mm であることから、ASTM の平面歪状態での破壊条件はかなり厳しいものである。

Fig. 7 に有限要素法から得られた rotational factor r の応力による変化の様子を示す。ここでは r を次のように定義した。すなわち、試験片下面での開口変位を δ_1 、下面より y ($=5\text{ mm}$) だけ入った位置での開口変位を δ_2 とすると、幾何学的比例関係から

$$r = \frac{1}{h-c} \left(\frac{\delta_1 y}{\delta_1 - \delta_2} - c \right) \quad (2)$$

である。ここに h は試験片の幅、 c は切欠深さである。Fig. 7 にも、ダブルノッチの切欠間隔を長くするとシングルノッチの挙動に近づく傾向が認められる。この図のように横軸に応力比をとって温度による影響を見るとほとんど有意差は認められない。また平面歪状態と平面応力状態では r の挙動はかなり差があるが、これは後者の方が前者よりも著しく塑性域の成長が速いためである。しかし全面降伏してからの r の値は両者でほぼ等しくなっている。

ダブルノッチ試験片では切欠相互の干渉によって、切欠先端の内側と外側の塑性域は成長の速さが異なる。内側の塑性域長さ r_1 と外側塑性域長さ r_0 の比 r_1/r_0 によって切欠の相互干渉の程度を知ることができる。Fig. 8 に有限要素法および皮膜光弾性によって得られた r_1/r_0 と COD の関係を示す。この図において有限要素法と光弾性の結果がかなり異なるのは、有限要素法では Mises の降伏条件によって塑性域を求めているのに対して、光弾性では 1% 主歪差のフリンジを塑性域としていること、および温度が前者は -40°C であり後者は室温であることによる。いずれにして

には切欠間隔による差が見られる。Figs. 4, 5 には破壊時の値も示してあるが、これによるとシングルノッチ試験片が最も破壊応力は高く、切欠間隔 $d=10\text{ mm}$ が最も低くなっている。切欠間隔が長くなるに従ってシングルノッチ試験片に近づく。一方、破壊時の COD は切欠間隔が長くなるにつれて小さくなる。

Fig. 6 に温度 -40°C での切欠先端より 8 mm の位置における応力-COD 曲線を示す。この図に示す有限要素法による平面歪状態の COD 挙動にも、ダブルノッチ試験片の切欠間隔 d が 10 mm から 40 mm に大きくなるに従ってシングルノッチの挙動に近づく傾向が認められる。また

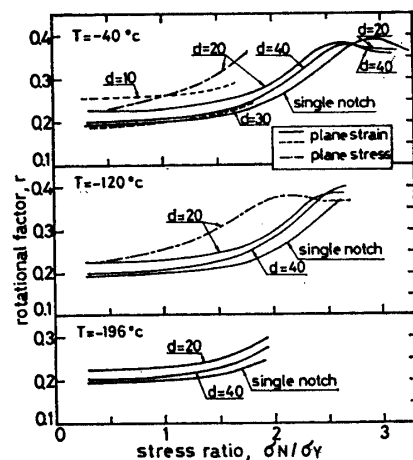


Fig. 7 Relation between rotational factor and stress ratio calculated by FEM

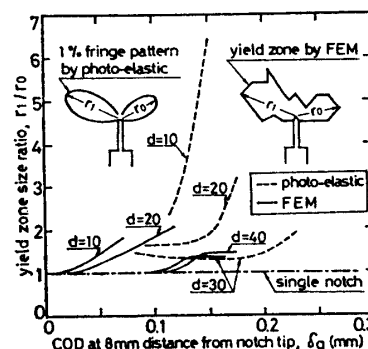


Fig. 8 Relation between yield zone size ratio and COD at 8 mm distance from notch tip

も、この図から切欠間隔 d による干渉の程度の差を知ることができる。すなわち、切欠間隔が長くなるに従って干渉は少なくなりシングルノッチに近づく。特に $d=30, 40\text{ mm}$ は $d=10, 20\text{ mm}$ に較べて著しく干渉は少なくなっている。

低温での低応力破壊には線型破壊力学が適用可能であることから、本研究ではダブルノッチ試験片の切欠間隔によって K 値がどのように変化するのかについて検討した。 K 値の計算は、有限要素法の弾性計算において、クラック長さを種々変化させて荷重点の変位を計算し、これから得られるコンプライアンスの変化率から K 値を求める方法¹⁾によった。このようにして得られたダブルノッチ試験片の K 値を無次元化した Y 値と亀裂長さとの関係を Fig. 9 に示す。この図にはシングルノッチ試験片についての Gross ら^{5,6)}の次式の結果も同時に示してある。

$$Y = 1.99 - 2.47 \left(\frac{c}{h} \right) + 12.97 \left(\frac{c}{h} \right)^2 - 23.17 \left(\frac{c}{h} \right)^3 + 24.8 \left(\frac{c}{h} \right)^4 \quad (3)$$

これによると、 $d=10\text{ mm}$ では Y 値はかなり小さくて、 d が大きくなるにつれて Y は大きくなっていきシングルノッチに近づく。この傾向は無限板中に等長の2つの亀裂が平行に並んでいる場合の結果⁷⁾と同じである。

以上のように、ダブルノッチ試験片の切欠間隔が変形挙動に及ぼす影響について種々の面から検討した結果、切欠間隔が 30 mm 以上になると切欠の相互干渉は少なくなることがわかった。しかし切欠間隔をあまり大きくすると、荷重の偏心、荷重点での応力の乱れの影響などによって実験誤差が大きくなる。このことから本研究での試験片形状については $d=40\text{ mm}$ 位が最適と思われる。これを一般化して表示すれば、 $d/c \geq 3$, $d/t \geq 1.6$, $d/h \geq 0.8$ を満たす最小の d が最適と言える。

金沢ら²⁾は平板の両側にダブルノッチをつけた引張り試験片において切欠深さを変化させて限界 COD を計測し、切欠の相互干渉の影響がなくなるのは $d/c \geq 0.75$ のときであるとの結果を得た。これは本研究の結果とかなり異なっている。この理由は、引張り荷重と曲げ荷重とでは塑性域の進む方向が異なることであると考えられる。すなわち前者では塑性域は主として板幅方向に進展するために2つの切欠先端の塑性域は連結しにくい、後者では試験片の長手方向に進むために2つの塑性域はすぐに連結して切欠先端の平面歪状態は保たれにくい。

3.2 静的試験における延性亀裂の発生について

COD 試験で脆性破壊させた試験片の破面を観察すると、多くの場合、脆性破面の形成に先立って切欠先端近傍に延性亀裂 (ductile crack) が発生しているのが認められる。このことから、破壊の発生基準として延性破面の形成を無視して脆性破壊発生時の COD を採用すれば、限界 COD としての本来の意味が不明確になり、設計上危険側の評価になる可能性がある。

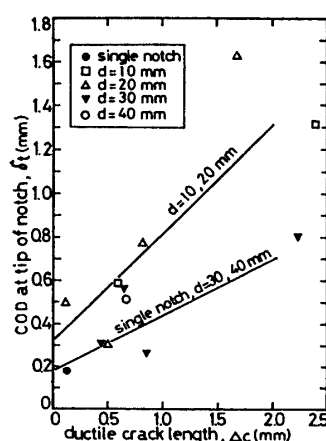


Fig. 10 Relation between COD at notch tip and ductile crack length in static test

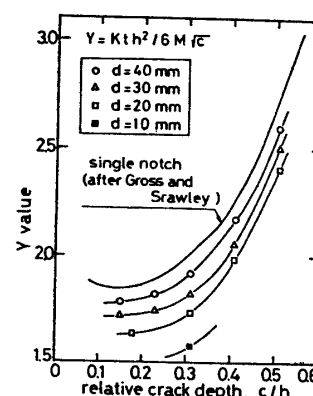


Fig. 9 Y-value to calculate K-value of single-notched and double-notched specimens

そこで本研究では延性亀裂発生時の COD に着目して検討を試みた。延性亀裂の観察は、所定の温度である荷重まで負荷した後、除荷して液体窒素中で破壊させた破面、および所定の温度で延性亀裂発生後に脆性破壊した破面について行った。延性亀裂長さは光学顕微鏡で測定し、stretched zone の先端より最も深く延性破面を呈している所までの距離を延性亀裂長さとした。観察結果によると当然のことながら板厚中心付近で最も深く延性亀裂が入っている。

このようにして計測した延性亀裂長さ Δc と、切欠先端の COD δ_t との関係を Fig. 10 に示す。この δ_t はクリップゲージによる COD δ_g を切欠先端の値に換算したものである。この図の直線を $\Delta c=0$ に外挿した点の δ_t が延性亀裂発生時の COD である。Fig. 5 に延性亀裂発生時の COD の温度依存性を実線にて示す。この図から明らかなように延性亀裂発生時の COD は、シングルノッチ

チ試験片および $d=30, 40$ mm のダブルノッチ試験片では温度に依らないのに対して、 $d=10, 20$ mm のダブルノッチ試験片では、後に述べる動的試験の結果から推定して、 -10°C 近くから温度上昇とともに大きくなり、 10°C 近くで再び一定となるものと思われる。すなわち静的試験における延性亀裂発生時の COD は、シングルノッチと $d=30, 40$ mm では $\delta_g=0.6$ mm (切欠先端で 0.18 mm) であり、 $d=10, 20$ mm では $\delta_g=0.8$ mm (切欠先端で 0.32 mm) である。このように、切欠間隔の短いダブルノッチ試験片の延性亀裂発生が遅くなるのは、前節に述べたように切欠間隔が短いと切欠の相互干渉によって切欠先端近傍が塑性変形しやすくなる結果、切欠先端の拘束が容易に解放されて亀裂による解放を必要としなくなるためである。

4 動的 COD 試験の結果と考察

4.1 動的 COD に及ぼす切欠間隔の影響

動的 COD 試験において、COD の間接的測定法の一手段としてダブルノッチ法が採用され、かなりのデータが得られてきている。しかし、3.1 に述べたように切欠間隔は COD に影響を及ぼすことから、これらのデータを比較する場合、あるいは材料定数としての限界 COD を決める際には切欠間隔の影響を考慮しなくてはならない。また今後ダブルノッチ法により COD 試験を行う場合、切欠相互の干渉がなるべく小さくなるように切欠間隔を定めるのが望ましい。

このようなことから、切欠間隔が動的 COD に及ぼす影響を調べた。Fig. 11 に切欠間隔 $d=10, 20, 30, 40$ mm, 落重高さ 2.8 m についての非破断側切欠先端の COD δ_t と温度との関係を示す。図の中実点は最終破断に至らず亀裂伝播が停止したもの、空白点は最終破断したもの

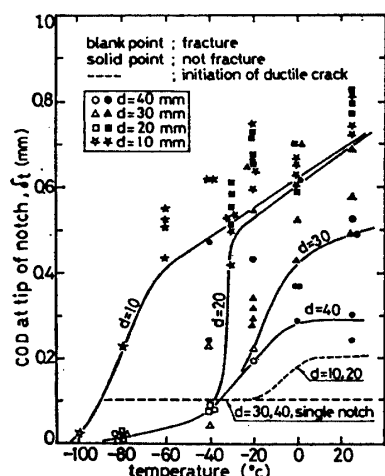


Fig. 11 Temperature dependence of COD at notch tip in dynamic test

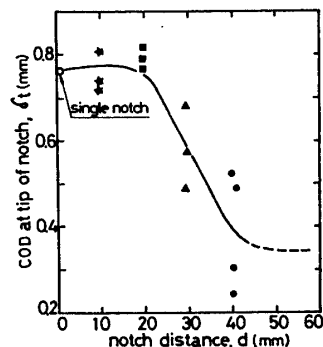


Fig. 12 Relation between COD at notch tip and notch distance of double-notched specimen at room temperature in dynamic test of 60 kg drop weight

を示す。この図から明らかなように、 $d=20, 30, 40$ mm に較べて、 $d=10$ mm の試験片は大きな COD を示し、最終破断しない温度領域が広く、かつ COD の遷移温度はかなり低温側にずれる。また脆性破壊する温度領域では、 $d=20, 30, 40$ mm については大きな差は認められない。これは Figs. 4, 5 に示す静的試験の傾向とは異なっている。このように動的試験と静的試験に差があることから荷重速度も切欠の相互干渉の程度を左右する因子と考えられる。

Fig. 11 に見られるように、高温域と低温域では切欠の相互干渉の程度に大きな差があり、高温側の方が大きな切欠間隔でも干渉が認められる。このことから、高温域での干渉について考察し、ダブルノッチ試験片の切欠間隔を定める方が望ましい。Fig. 12 に室温での COD と切欠間隔の関係を示す。この図のシングルノッチの点は Fig. 16 に示すシングルノッチのデータを落重高さ 2.8 m に外挿して求めた。この図によるとシングルノッチと $d=10, 20$ mm の試験片はほぼ同程度の COD であり、 $d=30, 40$ mm の順に COD は小さくなる。 $d=10, 20$ mm のダブルノッチ試験片の COD が大きいのは切欠の相互干渉のためである。一方、切欠間隔が大きくなると COD が、シングルノッチに較べて著しく小さくなるのは、落重試験で与えるエネルギーが一定であるのに、ダブルノッチ試験片ではエネルギーの消費源が2カ所あり、1つの切欠で消費するエネルギーがシングルノッチのほぼ半分になるためであると考えられる。このことから、シングルノッチ試験片のほぼ半分の COD となる 40 mm 以上の切欠間隔では切欠の相互干渉を無視し得ると考えてよい。すなわちダブルノッチ法による動的 COD 試験の最適の切欠間隔は 40 mm である。この値は 3.1 に述べた静的 COD 試験での最適切欠間隔に一致する。

4.2 動的試験における延性亀裂の発生について

Fig. 11 に中実点で示す最終破断に至らなかった試験片のほとんどに、延性亀裂の発生が見られた。このため静的試験の場合と同様に、高温域の COD は低温で得られる COD とは意味が異なってくる。そこで延性亀裂が発生する時の COD を明確にするため、落重高さを変化させることにより、COD と延性亀裂長さとの関係を求めた。延性亀裂の計測方法は 3.2 に述べた静的試験での計測方法と同じである。

Fig. 13 に COD と延性亀裂長さとの関係を示す。この図の直線または曲線を $\Delta c=0$ に外挿したときの COD が延性亀裂発生時の COD である。このようにして得られた延性亀裂発生時の COD と温度との関係を Fig. 11 に示す。すなわちこの図で、点線より上にある実験点はすべて切欠先端近くに延性亀裂が形成された後の値を示していることになる。

落重試験によって計測される COD は除荷後の残留 COD であり、実際の破壊発生時の COD は残留 COD に弾性的に戻る COD を加えたものである。この弾性的な戻り量を求めるために、静的曲げ試験においてクリップゲージにより負荷時の COD と除荷後の残留 COD を計測した。この両者の関係を Fig. 14 に示す。この図には種々の温度での値が含まれているが、すべての点が傾き 45° なる 1 本の直線にのることから、COD の弾性的な戻り量は、温度、切欠間隔および負荷荷重に依らず、約 0.22 mm であると言える。厳密に言えば、COD の弾性成分は荷重に依存するはずであるが、荷重の大きさによる差は計測のパラッキの範囲内に入るような小さな値である。上述の COD の弾性的な戻り量 0.22 mm を切欠先端の値に換算すると、0.08 mm である。

落重試験と静的試験では荷重速度の違いにより塑性変形に差が生ずるであろうが、上述のように静的試験で温度、切欠間隔および負荷荷重による差が認められないことから、落重試験と静的試験における COD の弾性的な戻り量はほぼ同じと考えて良い。Fig. 11 の室温近くにおける延性亀裂発生時の COD に弾性成分 0.08 mm を加えた値、および 3.2 に述べた静的試験での延性亀裂発生時の COD の値を Table 3 に示す。これによると、延性亀裂発生時の COD は動的試験と静的試験ではほぼ等しく、シングルノッチ試験片および $d=30, 40$ mm のダブルノッチ試験片と $d=10, 20$ mm のダブルノッチ試験片とでは、前者は後者のほぼ半分となっている。

このように延性亀裂がかなり小さな COD で生じていることから、たとえ脆性破壊した試験片でも、この値より大きな COD 値を示す場合はもはや真の意味での亀裂先端における COD ではなく、単に初期切欠先端での変位を表わしているにすぎない。また Terry らによると、試験片形状と切欠深さは延性亀裂の伝播に影響を与え、したがって不安定破壊発生時の初期切欠先端での COD に影響を与える。ゆえに広く採用されている最高荷重時の COD を限界 COD とする考えは、延性亀裂の形成を無視しているため、COD 概念での破壊発生基準として妥当性を欠くことになるであろう。

Fig. 11 において、COD の遷移曲線と延性亀裂の発生を表わす点線との交点、すなわち延性亀裂発生下限温度 T_D を求めると、 $d=20, 30, 40$ mm のダブルノッチ試験片はほぼ -40°C であるが、 $d=10$ mm では切欠先端の拘束度が小さいために延性亀裂は発生しにくく、 T_D は -90°C にまで低下する。このように COD の温度依存性の中に T_D なる温度を規定し、さらに本研究では具体的に求めることができなかったが、延性亀裂から脆

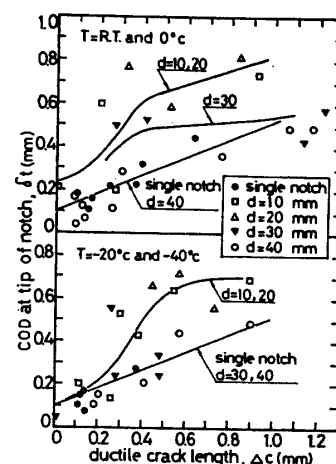


Fig. 13 Relation between COD at notch tip and ductile crack length in dynamic test

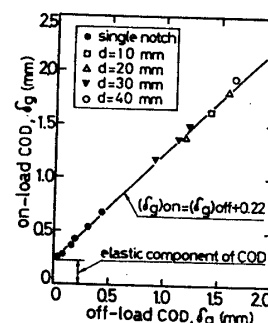


Fig. 14 Relation between on-load COD and off-load COD in static test

Table 3 COD at notch tip for initiation of ductile crack at room temperature

	single notch $d=30, 40$ mm	$d=10, 20$ mm
static	0.18 mm	0.32 mm
dynamic	0.18 mm	0.31 mm

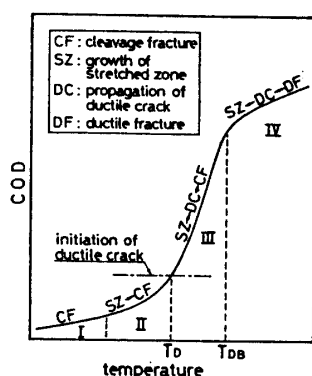


Fig. 15 Schematic diagram of COD transition curve

対して COD 概念を適用するためには、延性亀裂先端での COD を知る必要があるが、この COD をどのように測定あるいは算出するかが問題である。

領域 IV；切欠先端より発生した延性亀裂は停止することなく最終破断に至る温度領域である。破断時の荷重は通常最高荷重より低い。

以上のように4つの領域のうち、領域 I では線型破壊力学に基づく、領域 II では COD 概念による設計が可能である。しかし領域 III の温度での設計に COD 概念を適用する場合、見掛けの COD を用いるのは危険であり、延性亀裂先端での COD を求める方法が確立されていない現状では延性亀裂発生時の COD を用いた方がよい。延性亀裂発生時の COD を用いることは、安全側の評価基準であることに加え、試験片形状と切欠深さ⁴⁾、試験機の剛性⁵⁾または荷重速度に依らず、温度にも無関係にほぼ一定であるなどの利点がある。

4.3 落重試験における落重高さの影響

Fig. 15 の領域 III, IV において、試験片が最終破断しない場合には、落重高さによって得られる COD は異なってくる。たとえば、Figs. 16, 17 にシングルノッチ試験片および $d=10, 40$ mm のダブルノッチ試験片について

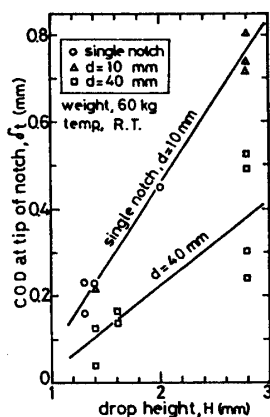


Fig. 16 Relation between COD at notch tip and drop height in dynamic test

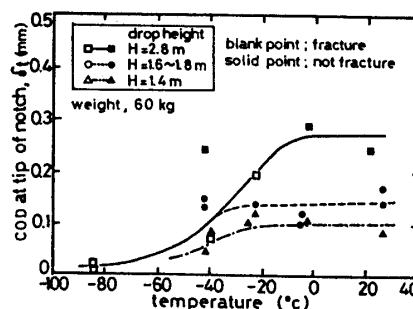


Fig. 17 Temperature dependence of COD at notch tip by various drop height in dynamic test

て落重高さを変化させて得られた COD を示す。4.2 では落重高さを変化させて COD- d_c 関係を求めたが、動的 COD 試験に際しては少なくとも延性亀裂発生時の COD より大きな COD が得られるように落重高さを選定する必要がある。すなわち、Fig. 16 について言えば、延性亀裂発生時の COD は 0.1 mm であるから、シングルノッチ試験片では 60 kg の重錘の高さを約 1.1 m 以上、 $d=40$ mm のダブルノッチ試験片では約 1.4 m 以上とすれば少なくとも延性亀裂は発生する。

この高さは当然温度に依存するが、Fig. 17 によれば 0.1 mm 以上の COD を得るには低温程落重高さを高くしなくてはならない。落重高さを変化させる事は、衝撃速度を変化させることになるので好ましくないが、せいぜい 2 倍程度にしかならず高さを変化させない場合には問題がないと思われる。なぜなら、高さを 2 倍にしたとき衝撃を与える直前の重錘の速度は約 1.4 倍となり、この程度の違いは破壊挙動にあまり影響を及ぼさないであろう。

5 結 び

以上のように、本研究では主として COD 試験における延性亀裂の発生、およびダブルノッチ試験片の切欠間隔の影響について、HT-60 鋼の四点曲げ試験および数値解析によって種々の検討を行った。その結果延性亀裂発生については、

1) 延性亀裂発生時の COD は、動的試験と静的試験ではほぼ等しく、シングルノッチ試験片および切欠間隔 30, 40 mm のダブルノッチ試験片では約 0.18 mm、切欠間隔 10, 20 mm のダブルノッチ試験片では約 0.31～0.32 mm である。

2) シングルノッチ試験片および切欠間隔 30, 40 mm の試験片ではほとんど温度依存性が認められないが、切欠間隔 10, 20 mm の試験片では多少温度に依存する。

3) 現在のところ、COD 遷移曲線において COD 概念の適用できる範囲は延性亀裂発生温度以下であるから、それ以上の温度では延性亀裂発生時の COD を限界 COD として設計すれば安全である。

ダブルノッチ試験片の切欠間隔の影響については、

4) 破壊時の COD および塑性域の干渉などの面から検討した結果、本研究での試験片形状については切欠間隔 40 mm が適当である。

5) 切欠間隔が小さいと K 値はシングルノッチ試験片よりかなり小さく、切欠間隔が大きくなるに従って、 K 値は大きくなっていきシングルノッチ試験片に近づく。

などの結論が得られた。また、COD 概念の適用範囲を広げるために、延性亀裂から脆性破壊に遷移する場合における延性亀裂先端での COD 挙動についての今後の研究が待たれる。

謝 辞

本研究の実施にあたっては、東北大学一般工学科大学院生長谷川邦夫君、庄子哲雄君の労をいとわぬ協力を得た。有限要素法プログラムの作製については東京大学原子力工学科安藤良夫教授、矢川元基助教授の援助をうけた。また、本研究に対して日本造船学会溶接研究委員会第 1 分科会の金沢武主査をはじめ各委員の方々から種々有益なご意見をいただいた。以上の方々に、ここに心から謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 岡村弘之：“破壊力学の不静定問題への拡張”，高圧力，第 8 巻，第 2 号（1970）。
- 2) 金沢 武，町田 進，百田昌司，萩原行人：“破壊発生条件に関する研究（第 1 報）”，日本造船学会論文集第 124 号（昭和 43 年 12 月）。
- 3) A. A. Wells：“Application of Fracture Mechanics at and beyond General Yielding”，British Welding Journal (nov., 1963)。
- 4) P. Terry and J. T. Barnby：“Determining Critical Crack Opening Displacement for the Onset of Slow Tearing in Steels”，Metal Const. and British Welding Journal (sep., 1971)。
- 5) B. Gross and J. E. Srawley：“Stress-Intensity Factors for Single-Edge-Notch Specimens in Bending or Combined Bending and Tension by Boundary Collocation of a Stress Function”，NASA, TN-D-2603 (1965)。
- 6) W. F. Brown and J. E. Srawley：“Plane Strain Crack Toughness Testing of High Strength Metallic Materials”，ASTM STP 410 (1967)。
- 7) M. Ichikawa, M. Ohashi and T. Yokobori：“Interaction between Parallel cracks in an Elastic Solid and its Effect on Fracture”，Rep. Res. Inst. Strength and Fracture of Materials, Vol. 1, No. 1 (1965)。
- 8) R. F. Smith and J. F. Knott：“Crack Opening Displacement and Fibrous Fracture in Mild Steel”，Conf. on Prac. Appl. of Fract. Mech. to Pressure-Vessel Technology (may, 1971)。