

(昭和56年11月 日本造船学会秋季講演会において講演)

## 安定延性亀裂成長後の不安定破壊

## 発生挙動について (第三報)

正員 金 沢 武\* 正員 町 田 進\*\*  
 正員 栗 飯 原 周二\*\*\*

Unstable fracture from stable fibrous crack growth —3rd report

by Takeshi Kanazawa, *Member* Susumu Machida, *Member*  
 Shuji Aihara, *Member*

## Summary

Stress corrosion cracks are often found in chemical or nuclear power plant piping systems. One of the concepts that assess the safety of these piping systems is the Leak Before Break (LBB) concept. Namely, even if ductile mode crack initiates and grows, the plant is thought to be safe, when the growth of the crack is stable. The purpose of this paper is to establish the LBB assessment method for piping systems with cracks.

A criterion is proposed which estimates the tearing instability at the onset of penetration from a surface cracked plate in tension. The criterion is based on Crack Tip Opening Angle (CTOA)-R curve concept.

Two kinds of experiments were carried out. By stable crack growth tests, the specimen geometry dependence of J-and CTOA-R curve was investigated. J-R curve was found to be dependent on specimen geometry. On the other hand, CTOA-R curve was relatively insensitive to specimen geometry, in addition, it could be estimated from surface notched specimens.

Unstable fracture tests were carried out in order to investigate the validity of the criterion proposed here. Two kinds of fractures were observed from the tests using surface notched plates with highly compliant loading system, i.e., instability at the onset of penetration and instability after stable crack growth. And it was found that the proposed criterion could predict whether the instability occurred at the onset of penetration or not.

## 1 緒 言

化学あるいは原子力プラントなどの配管に応力腐食などを原因とするき裂が発生することがあるが、このような配管を含むプラントの安全性を評価する際の一つの考え方として Leak Before Break (LBB) 概念がある。配管中のき裂から延性破壊が発生・成長したとしても、き裂が管壁を貫通するまで破壊が安定的に進行すれば、内部流体の漏洩の検知により運転を停止することが可能であり、プラント全体としての機能喪失を免れることができるとするのが LBB 概念の基本的な考えである。

このような思想に基づいた配管の安全性評価法の一つ

に Net-Section Collapse Failure Criterion<sup>1)</sup>がある。これは非貫通き裂から延性き裂が発生・成長し、管壁を貫通した時点および崩壊時の荷重あるいは曲げモーメントを推定し、貫通時荷重あるいは曲げモーメントが崩壊時荷重あるいは曲げモーメントを下まわれば、貫通直後に不安定破壊を生じることなく、LBB が成立し、安全性が保たれるという考え方である。

ところで、延性き裂成長の安定・不安定はき裂先端の力学的状態のみならず系全体のコンプライアンスに大きく依存することが知られている<sup>2)</sup>。ところが、上に述べた Net-Section Collapse Failure Criterion は応力論に立脚したものであり、重要因子の一つであるコンプライアンスの影響を考慮することができない点が問題として残る。

一方、このような問題に対し、 $J$  積分あるいはき裂先端開口角 (CTOA) 概念に基づいた Tearing Instability

\* 長崎総合科学大学

\*\* 東京大学工学部

\*\*\* 新日本製鉄(株)製品技術研究所 (研究当時東京大学大学院)

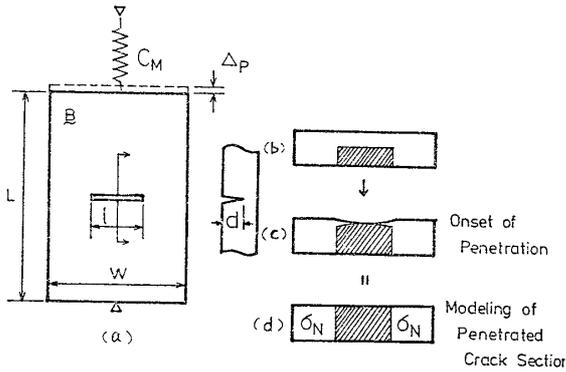


Fig. 1 Schematic illustration of surface notched plate in tension

理論<sup>3),4)</sup>が注目されており、配管の LBB 評価への適用に関する研究もなされている<sup>5),6)</sup>。ところが、現在までのところ貫通き裂に対する取り扱いがほとんどであり、実際の配管で問題となる非貫通き裂に対する考察は充分なものとは言い難い。そこで本論文では LBB 評価法の確立を目的として表面切欠付き平板における延性き裂成長の安定・不安定を CTOA 概念に基づいた Tearing Instability 理論を用いて推定する方法を検討する。

## 2 不安定条件式の検討

Fig. 1-a に示すような引張変形をうける表面切欠付き平板を考える。変形の増加と共に延性き裂が発生し、板厚方向に進展し、板厚を貫通する。貫通と相前後して板幅方向にもき裂が進展し始め、最終破断に至る。試験片形状・材質および変位負荷系のコンプライアンスの兼ね合いにより、き裂進展のある段階で安定進展から不安定伝播への遷移が起こる。ここで LBB 評価にとって特に重要となるのはき裂が管壁を貫通した直後の安定・不安定であるので、以後貫通直後の安定・不安定を問題とする。なお、き裂が管壁を貫通するまでは荷重上昇過程であり、不安定延性破壊が生じると考えにくい。

き裂の進展に伴う形状の変化を次のように単純化する。き裂貫通直後のき裂断面は Fig. 1-c に模式的に示すように複雑であるが、これは Fig. 1-d に示すように切欠長さが元の表面切欠長さに等しい中央切欠付き引張試験片と見做すことができるであろう。き裂進展の安定・不安定はこの中央切欠付き引張試験片において板幅方向の進展に対して考えることにする。また、切欠のないリガメント部に作用する応力を  $\sigma_N$  とする。この状態に対して試験片および変位負荷系を合わせた全体の変位を固定してき裂を微小進展させた際の CTOA,  $\alpha_{FG}$  は前報<sup>7)</sup>の (23) 式に示したように次式となる。

$$\alpha_{FG} = \frac{CB}{1+CB\sigma_N'} \left\{ 2\sigma_N - \frac{1}{C} \frac{\partial G}{\partial P} \Big|_l - \frac{2\sigma_N'}{W-l} \Delta P \right\} + \beta \frac{\sigma_0}{E} \ln \left( \frac{eR}{r_m} \right) \quad (1)$$

ここで、 $C$ は変位負荷系と試験片のコンプライアンスの和、 $B$ は試験片板厚、 $G$ は線形弾性エネルギー解放率、 $P$ は荷重、 $W$ は試験片幅、 $l$ は中央切欠長さ、 $\Delta P$ は試験片荷重点変位塑性成分、 $\beta$ は完全弾塑性体平面歪状態で 5.08 の定数、 $\sigma_0$ は流動応力で降伏応力  $\sigma_Y$  と引張強さ  $\sigma_u$  の平均値とする。 $E$ はヤング率、 $e$ は自然対数の底、 $r_m \approx 10^{-1} \text{mm}$ 、 $R$ はリガメント長さのオーダーの値である。また  $\sigma_N$  は前述のように実断面応力であるが、 $\Delta P/(W-l)$  の関数であり、 $\sigma_N'$  は  $\sigma_N$  をその引数で微分したものである。また、上式は前報 (23) 式で  $k'$  を 1 とおいた。

ところで表面切欠が貫通することによって生じた中央切欠付き引張試験片は通常の場合と異なり、貫通以前にかなりの塑性変形がリガメント部に生じているはずである。塑性変形が十分に進行した状態では変形の初期段階に比べ、歪硬化の影響は少ない。従って (1) 式において  $\sigma_N'$  を含む項は無視できるようになる。また、 $G$  を含む項も省略が可能であるので、結局 (1) 式は次式のように簡略化できる。

$$\alpha_{FG} = 2BC\sigma_N + \beta \frac{\sigma_0}{E} \ln \left( \frac{eR}{r_m} \right) \quad (2)$$

あるいは  $T_{\text{appl}}^\alpha$  の形で表わせば次式となる。

$$T_{\text{appl}}^\alpha \equiv \frac{E}{\sigma_0} \alpha_{FG} = 2EBC \frac{\sigma_N}{\sigma_0} + \beta \ln \left( \frac{eR}{r_m} \right) \quad (3)$$

ところで、表面切欠が貫通した直後の荷重は初期表面切欠に大きく依存することが知られている<sup>8)</sup>。従って貫通直後の安定・不安定は初期切欠寸法に依存することになる。このような状況は無視して (2), (3) 式中の  $\sigma_N$  をたとえば  $\sigma_0$  のような一定値として  $\sigma_{FG}$ ,  $T_{\text{appl}}^\alpha$  を算定することは場合によっては非安全側評価となることも考えられる。そこで本論文では初期表面切欠寸法の影響を加味するために  $\sigma_N$  が初期表面切欠寸法に依存するものとする。  $\sigma_N$  の具体的な形を以下のようにして求める。

長谷川<sup>8)</sup>は Kanninen らの Net-Section Collapse Failure Criterion<sup>1)</sup> を拡張し、表面切欠貫通時荷重  $P_i$  の精度良い推定式を提案している。  $P_i$  は次式で表わされる。

$$P_i = \sigma_i(W-l)B + \sigma_f(1-\phi)(B-d)l \quad (4)$$

ここで  $\sigma_i = \sigma_u - (\sigma_u - \sigma_Y)d/B$ 、 $\sigma_f$  は真破断応力、 $\phi$  は平滑引張試験における破断時の絞りである。

(4) 式と次式

$$P_i = B(W-l)\sigma_N \quad (5)$$

を等置することにより  $\sigma_N$  を求め、(3) 式に代入すると貫通時の  $T_{\text{appl}}^\alpha$  が次式のように求まる。

$$T_{\text{appl}}^\alpha = 2EBC \left\{ \frac{\sigma_i}{\sigma_0} + \frac{(1-\phi)(1-d/B)l/W}{(1-l/W)} \frac{\sigma_f}{\sigma_0} \right\}$$

$$+\beta \ln\left(\frac{eR}{r_m}\right) \quad (6)$$

貫通直後の不安定伝播は次式により評価できる。

$$T_{\text{appl}}^{\alpha} \geq T_{\text{mat}}^{\alpha} = \frac{E}{\sigma_0} \alpha_R \quad (7)$$

ここで  $\alpha_R$  は CTOA-R 曲線の値である。

### 3 実験方法

CTOA-R 曲線を得るための安定き裂成長試験および上記不安定条件式の妥当性を検討するための不安定破壊試験を実施した。供試材は前報と同一の 11mm 厚 SS 41 材である。

#### 3.1 安定き裂成長試験

安定き裂成長試験では R 曲線を得るために剛性が高い通常のタブを用い、延性き裂を安定的に成長させた。

試験片形状は中央切欠付き引張試験片 (CNP), 両側切欠付き引張試験片 (DEN), および表面切欠付き引張試験 (SNP) の 3 種とし, R 曲線に及ぼす試験片形状の影響を調査した。試験片形状を Fig. 2 に示す。

延性き裂長さは複数の試験片を用いて測定した。即ち, 複数の同一形状試験片に各々異なった変形を室温にて加えた後除荷し, 液体窒素温度にて再負荷して破断させ, 延性き裂長さを実体顕微鏡にて測定した。試験片本数は各形状について 8 本とした。き裂長さは板厚方向 7 点の平均値とした。

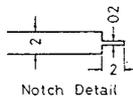
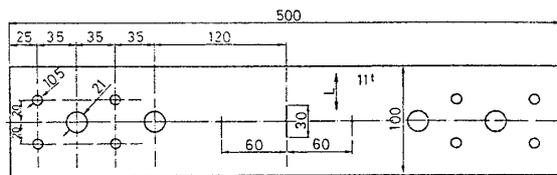
荷重点変位をクリップゲージを用いて測定した。標点間距離を 120mm (CNP), 200mm (DEN, SNP) とした。また SNP 試験片についてはこのほかに 16mm の標点間距離についても変位を測定した。

#### 3.2 不安定破壊試験

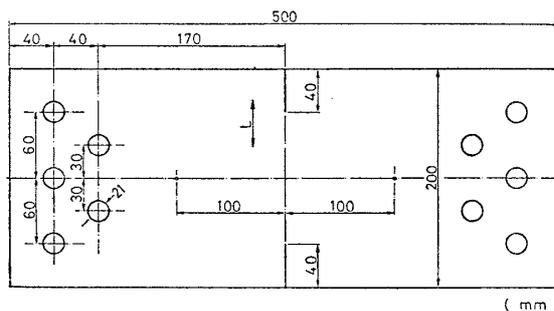
不安定破壊試験では各種形状の表面切欠を有する引張試験片 (SNP) を高いコンプライアンスを有するタブを用いて負荷し, 不安定延性破壊を発生させた。試験温度はすべて室温とした。試験片形状および表面切欠寸法を Fig. 3 に示す。表面切欠長さおよび深さを変え, 6 種類の切欠形状について試験を実施した。

Fig. 4 に高コンプライアンスを有するパイプタブを示す。予めパイプタブのみに負荷をし, タブ自身の伸びを測定してコンプライアンスを求めたところ,  $C_M = 1.94 \times 10^{-4} \text{mm/kg}$  であった。なお, 試験機は 400 トン油圧式万能試験機を使用した, そのコンプライアンスはパイプタブのそれに比べ充分に小さいので無視した。同様に試験片のコンプライアンスをも無視した。

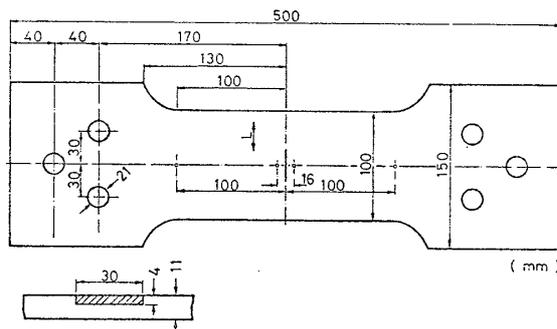
荷重および標点間距離 200mm での変位を測定し, 荷重-変位曲線を得るとともに, 荷重の時間に対する変化をも測定し, その結果から最大荷重以後の荷重落下速度を求め, 不安定破壊発生点を決定した。



2-a (CNP)



2-b (DEN)



2-c (SNP)

Fig. 2 Configuration of the specimen for stable crack growth tests

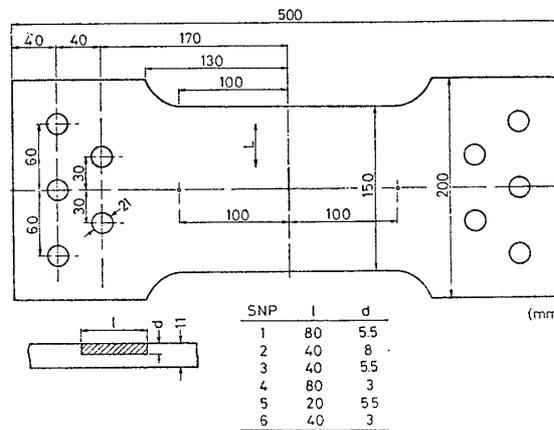


Fig. 3 Configuration of the specimen for unstable fracture tests (SNP)

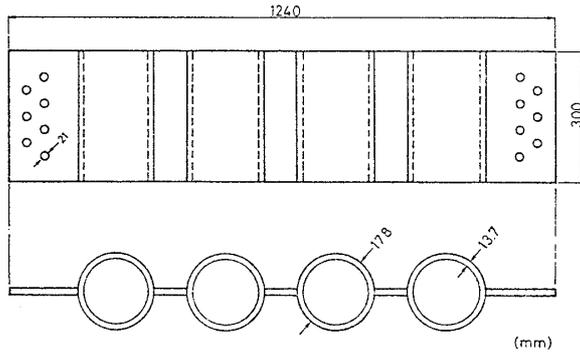


Fig. 4 Configuration of pipe-tab

## 4 結果・考察

### 4.1 R曲線の試験片形状依存性

安定き裂成長試験によって得られた CTOA-R 曲線を Fig. 5 に示す。まず, CNP および DEN 試験については前報に示した CTOA-R 曲線算定式 ((19)式) により算定した。一方, SNP 試験については板幅方向の進展に対する R 曲線を示してあるが, これは既に述べたように貫通後の表面切欠付き試験片を中央切欠付き試験片と見做して CNP および DEN 試験と同一の算定式を用いて算定したものである。ただし, SNP 試験では Gross Yield を生じたため, 荷重点変位塑性成分として 16mm 標点間距離の変位を用いた。

まず, DEN と CNP 試験の R 曲線を比較すると, 延性き裂長さの広い範囲にわたり両者は良く一致していることが認められる。一方, J-R 曲線も算定したが, Fig. 6 に示すように CNP 試験の J-R 曲線は延性き裂長さが 5mm 程度以上になると DEN 試験のそれに比べ高くなり,  $T_{mat}$  の値も異なった値となった。また,  $\alpha_R$  は進展初期に急激な落下を示した後, 0.2~0.25rad. の一定値に落ち着く傾向にあるが, その値は前報にて示した三点曲げ試験による値とほぼ一致している。従って

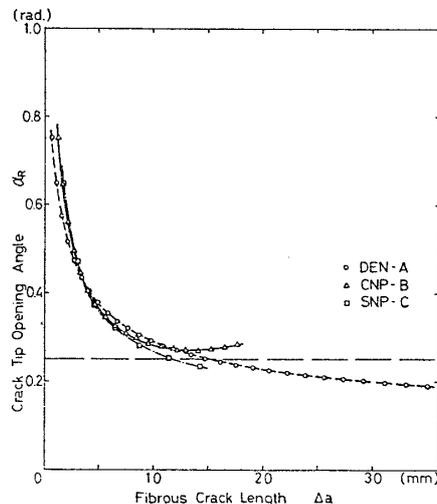


Fig. 5 CTOA-R curves

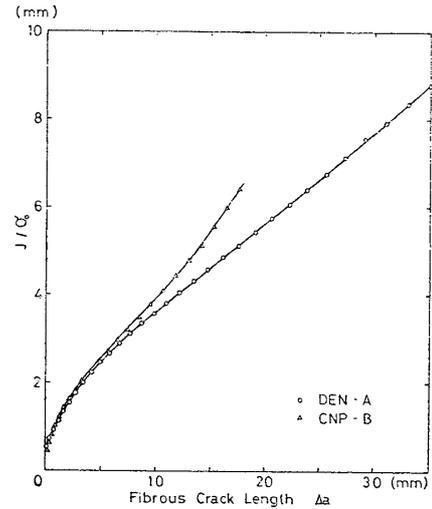


Fig. 6 J-R curves

定常進展状態での  $\alpha_R$  は試験片形状にあまり依存しないと言える。

次に SNP 試験による CTOA-R 曲線も CNP・DEN 試験による R 曲線と良く一致していることがわかる。延性き裂先端の変形状態は少なくとも定常進展時には試験片形状に拘らず一定であると考えられるが,  $\alpha_R$  値が試験片形状に著しく依存しないことは  $\alpha_R$  が延性き裂先端の変形状態をよく反映したパラメータであることが想像できる。一方, J-R 曲線はむしろ定常進展時に試験片形状依存性が著しくなること, さらに表面切欠からのき裂進展に対する適用が必ずしも容易ではないことから LBB 評価に J 積分概念を適用することは困難なようである。

### 4.2 不安定延性破壊の推定

Fig. 7-a~f に不安定延性破壊試験における荷重-荷重点変位曲線および荷重落下速度の変化を示す。また同図には (4) 式によって求まる貫通時荷重  $P_i$  および次式によって求まる崩壊時荷重  $P_f$  も示してある。

$$P_f = \{\sigma_u - (\sigma_u - \sigma_0)d/B\} (W - l)B \quad (8)$$

貫通は SNP-5 を除いて最大荷重直後に生じた。また, その荷重は (4) 式によって推定した  $P_i$  とよく一致した。ただし, SNP-3 についてはやや高めの推定となった。一方, SNP-5 では最大荷重以前に貫通を生じた。

不安定破壊は荷重落下速度が急激に上昇する時点で発生したと考えられるが, 貫通直後に不安定破壊が発生した SNP-1, 4, 6 と貫通後さらに変形が加えられ, 板幅方向に安定進展した後不安定破壊が発生した SNP-2, 3, 5 の 2 種類に分けられる。

次に (6) 式により貫通直後の  $T_{appl}^{\alpha}$  を求めた結果を Fig. 8 に示す。同図より表面切欠が浅いほど, また表面切欠長さが長いほど  $T_{appl}^{\alpha}$  が大きくなり, 貫通直後に不安定破壊を生じやすくなることがわかる。この傾向は

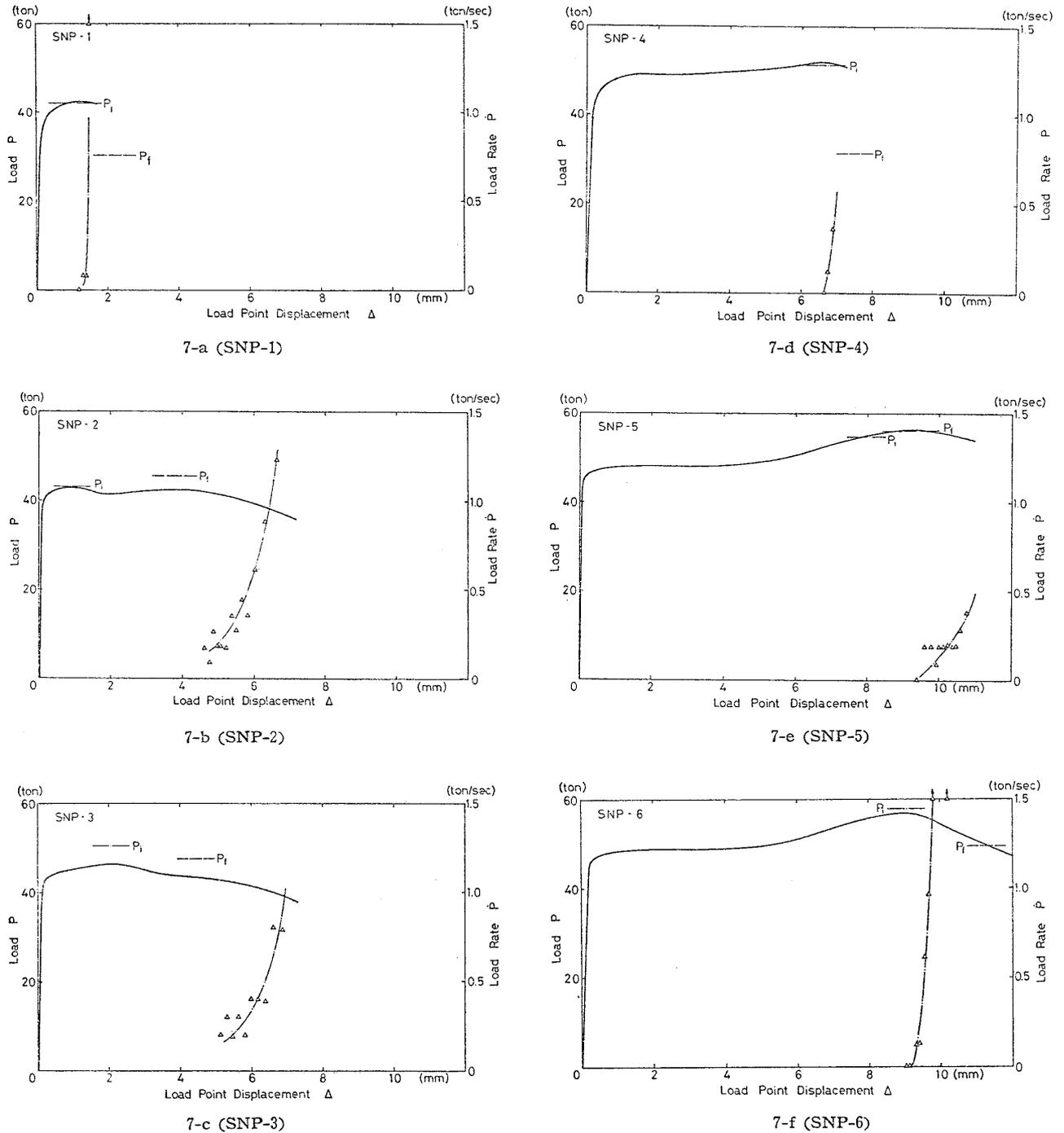


Fig.7 Load and load rate vs. load point displacement curves

Net-Section Collapse Failure Criterion による評価法と同じである。また、破線は  $P_i$  が Gross Yield 荷重  $P_Y = \sigma_Y B W$  に等しくなる点を結んだ線であり、これより上側で貫通時に Gross Yield を生じる。逆に破線より下側では Gross Yield を生じないため、負荷変位が小さい変形段階で貫通を生じることになる。図中番号を添えた丸印が本実験での試験片形状に対応している。また、1点鎖線は  $T_{mat}^{\alpha}$  の値を示すが、この値は Fig.5 において  $\alpha_R$  がほぼ一定となった  $0.25\text{rad.}$  に対応する値である。(7) 式により貫通直後の安定・不安定を

推定すると、SNP-1, 4, 6 で  $T_{app}^{\alpha} > T_{mat}^{\alpha}$  となり、不安定と推定され、SNP-2, 3, 5 で  $T_{app}^{\alpha} < T_{mat}^{\alpha}$  となり、安定と推定される。これは Fig.7 に示した実験事実と一致する。また、 $T_{app}^{\alpha} > T_{mat}^{\alpha}$  かつ  $P_Y > P_i$  の領域では低荷重・低変位で板厚貫通を生じ、しかも貫通直後に不安定的に板幅方向に伝播することになり、LBB 評価上特に危険な状態であることになる。本実験では SNP-1 がこの領域に含まれており、他の試験片に比べ最も負荷変位の小さい段階で不安定破壊を生じた。

先に述べたように Net-Section Collapse Failure

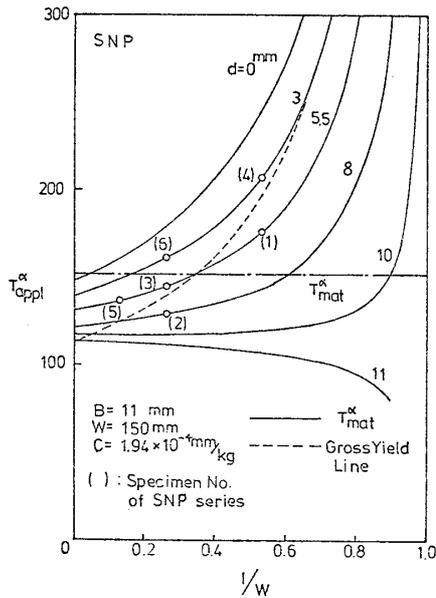


Fig. 8  $T_{\alpha_{appl}}^{\alpha}$  for surface notched plate in tension

Criterion によれば  $P_i < P_f$  であれば LBB が成立し、貫通直後に不安定破壊を生じないと判定されるが、本実験では  $P_i < P_f$  を満足した SNP-2 および 5 で貫通直後に不安定破壊を生じなかった。一方、 $P_i < P_f$  を満足しない試験のうちでも SNP-3 のように貫通直後に不安定破壊を生じないものもあった。従って Net-Section Collapse Failure Criterion のみによる評価では不十分であると言える。また、Net-Section Collapse Failure Criterion と本論文の評価法は評価の基準が異なるために両者に一義的な関係は存在しないが、両評価法の併用により、より合理的な LBB 評価が可能となると思われる。

さらに、実際の LBB 評価にあたり使用する  $T_{mat}^{\alpha}$  としては本論文のように CTOA-R 曲線上で定常進展状態での最低値を使うべきである。また破壊抵抗値は本来バツキの生じやすいものであり、 $T_{\alpha_{appl}}^{\alpha}$  との大きさを比較する際、十分な安全代をもって判定する必要がある。

## 5 結 論

本論文により得られた結論は以下のとおりである。

1) き裂先端開口角  $\alpha_R$  は延性き裂の定常状態において試験片形状の影響を顕著にうけない。一方、J-R 曲線は試験片形状に依存しやすい。

2) 引張変形を受ける表面切欠付き平板における延性き裂貫通直後の延性不安定破壊発生条件式を CTOA-R 曲線概念に基づいて導いた。また、同条件式により実験の不安定破壊発生を推定できた。

実配管の Leak Before Break 評価法の確立にあたり、本方法を配管に拡張し、また、配管系のコンプライアンスの影響を定量化する必要があり、引き続き検討中である。

## 参 考 文 献

- 1) Kanninen, M.F. et al.: EPRI NP-192, Battelle's Columbus Laboratories Report to the Electric Power Research Institute, Sept. (1976).
- 2) Paris, P.C. et al.: A Treatment of the Subject of Tearing Instability, NRL Report, NUREG-0311 (1977).
- 3) Shin, C.F. et al.: Studies on Crack Initiation and Stable Crack Growth, ASTM STP 668 (1979), p.65.
- 4) 矢川元基ほか：SUS 304 鋼製中央き裂付平板試験片の延性不安定破壊の解析(第二報)，日本機械学会講演論文集，No.810-2 (1981)，p.65.
- 5) Tada, H. et al.: A Stability Analysis of Circumferential Cracks for Reactor Piping Systems, ASTM STP 700, (1980), p.296.
- 6) Wilkowski, G.M. et al.: A Plastic Fracture Mechanics Prediction of Fracture Instability in a Circumferentially Cracked Pipe in Bending-Part II, Experimental Verification on a Type 304 Stainless Steel Pipe, ASME Winter Annual Meeting, (1980).
- 7) 金沢 武ほか：安定延性亀裂成長後の不安定破壊発生挙動について(第二報)，日本造船学会論文集，第148号，(1980)，p.193.
- 8) 長谷川邦夫ほか：ステンレス鋼 SUS 304 表面切欠平板の板厚貫通挙動，日本機械学会講演論文集，No.800-1 (1980)，p.58.