

JAERI-M

86-078

貫通または未貫通欠陥を有する
6インチ口径 SUS 304 鋼配管および
S TS 42 炭素鋼配管の延性破壊挙動

1986年5月

柴田 勝之・大場 敏弘・川村 隆一
宮園 昭八郎・金子 正*・横山 憲夫**

日本原子力研究所
Japan Atomic Energy Research Institute

JAERI-M レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。

入手の問合せは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11茨城県那珂郡東海村）
あて、お申しこしください。なお、このほかに財團法人原子力弘済会資料センター（〒319-11茨城
県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Division, Department
of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun,
Ibaraki-ken 319-11, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1986

編集兼発行 日本原子力研究所
印 刷 日立高速印刷株式会社

貫通または未貫通欠陥を有する 6 インチ口径 S U S 304 鋼配管
および S T S 42 炭素鋼配管の延性破壊挙動

日本原子力研究所東海研究所原子炉安全工学部
柴田 勝之・大場 敏弘・川村 隆一・宮園昭八郎
金子 正^{*}・横山 憲夫^{**}

(1986年4月25日受理)

軽水炉圧力バウンダリ配管は、瞬時破断を想定事象として安全設計が行われることになっているが、これに対し配管は十分韌性が高い材料で製造され、さらに今日欠陥検出や漏洩検出技術の進歩により破断前漏洩（Leak Before Break；LBB）が成立し、瞬時破断は起り得ないという考えが広く認識されるに至っている。LBB概念を実証するための試験研究も現在各国において活発に進められており、西独や米国ではすでにLBB概念を基にした基準づくりが一部具体化し、我国でも規準づくりに着手している。

原研ではLBBに係る研究の一環として、配管の破壊条件を明らかにする目的で曲げ荷重下における配管の延性不安定破壊試験を58年度より実施している。本報告書は、これまでに実施した室温の不安定破壊試験結果をまとめたものである。

室温試験では、6インチ口径のSUS304鋼管およびSTS42鋼管製貫通欠陥試験体の試験およびSUS304鋼管製未貫通欠陥試験体の試験を行った。試験は室温において高コンプライアンス又は低コンプライアンス条件で行い、配管の破壊挙動（荷重-変位曲線、実断面応力、き裂進展、J-R曲線等）を調べた。

試験結果から貫通欠陥試験体におけるT-クライテリオンの適用性や未貫通欠陥試験体における実断面応力基準の適用性を明らかにした。

東海研究所：〒319-11 茨城県那珂郡東海村白方字白根2-4

本報告書は、電源開発促進対策特別会計法に基づき、科学技術庁からの受託研究として58年度および59年度に実施した配管信頼実証試験のうち、配管試験体の室温不安定破壊試験結果についてまとめたものである。

* (株) 東芝

** クールス科学技術 (株)

Ductile Fracture Behavior of 6-inch Diameter Type
304 Stainless Steel and STS 42 Carbon Steel Piping
Containing a Through-wall or Part-through Crack

Katsuyuki SHIBATA, Toshihiro OHBA, Takaichi KAWAMURA,
Shohachiro MIYAZONO, Tadashi KANEKO* and Norio YOKOYAMA**

Department of Reactor Safety Research,
Tokai Research Establishment
Japan Atomic Energy Research Institute
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received April 25, 1986)

The double ended guillotine break philosophy in the design base accident of the nuclear power plant is considered to be overly conservative from the view point of piping design. Through the past experiences and developments of the fabrication, inspection, and operation of nuclear power plants, it has been recognized that the Leak-Before-Break (LBB) concept can be justified in the LWR pressure boundary pipings.

In order to verify the LBB concept, extensive experimental and theoretical works are being conducted in many countries. Furthermore, a revised piping design standard, in which LBB concept is introduced, is under preparation in Japan, U.S.A., and European countries.

At JAERI, a research program to investigate the unstable ductile fracture behavior of LWR piping under bending load has been carried out as a part of the LBB verification researches since 1983. This report summarizes the result of the ductile fracture tests conducted at room temperature in 1983 and 84.

This work was performed under the contract between the Science and Technology Agency of Japan and JAERI to demonstrate the integrity of the primary coolant pipes in nuclear power plants.

* Toshiba Corporation

** Kurs Science and Engineering Co.

The 6-inch diameter pipes of type 304 stainless steel and STS 42 carbon steel pipe with a through-wall or part-through crack were tested under bending load with low or high compliance condition at room temperature. Pipe fracture data were obtained from the test as regards to load-displacement curve, crack extension, net section stress, J-resistance curve, and so on. Besides, the influence of the compliance on the fracture behavior was examined. Discussions are performed on the ductile pipe fracture criterion, flaw evaluation criterion, and LBB evaluation method.

Keywords: Ductile Fracture, Type 304 Stainless Steel, LBB Concept, Double Ended Guillotine Break, J-resistanse Curve, Net Section Collapse Criterion, Unstable Fracture, Tearing Instability Criterion, Light Water Reactor, Reactor Accident

目 次

1. まえがき	1
2. 配管の不安定破壊試験	3
2.1 試験体	3
2.2 試験方法および条件	3
2.3 貫通欠陥付 S U S 304 鋼配管および S T S 42 炭素鋼配管の試験結果	4
2.4 未貫通欠陥付 S U S 304 鋼配管の試験結果	4
3. 試験結果の評価	20
3.1 貫通欠陥付配管の J - R 曲線および T - Instability 基準による安定解析	20
3.2 Net Section Stress 基準による LBB 評価法および欠陥評価法との比較	25
4. 結 論	44
謝 辞	44
参考文献	45
付 錄	47

Contents

1.	Introduction	1
2.	Ductile fracture test of cracked piping	3
2.1	Test pipes	3
2.2	Test procedure and conditions	3
2.3	Test results of type 304 stainless steel and STS 42 carbon steel pipes with a through-wall crack	4
2.4	Test results of type 304 stainless steel pipes with a part-through crack	4
3.	Discussion of test result	20
3.1	J-resistance curves of through wall cracked pipe and stability analysis based on tearing instability criterion	20
3.2	LBB evaluation method and flaw evaluation criterion based on net section stress criterion	25
4.	Conclusions	44
	Acknowledgement	44
	References	45
	Appendix	47

List of tables

Table 2.1 Mill certificate of SUS304 steel pipe

Table 2.2 Mill certificate of STS42 steel pipe

Table 2.3 Summary of test conditions and results

Table 2.4 Summary of high compliance test

List of Figures

- Fig.2.1 Geometry of test pipes
- Fig.2.2 View of the test facility
- Fig.2.3 Load vs. load-line displacement curves of through-wall cracked type 304 stainless steel pipes (Low compliance test)
- Fig.2.4 Load vs. load-line displacement curves of through-wall cracked type 304 stainless steel pipes (High compliance test)
- Fig.2.5 Load vs. load-line displacement curves of through-wall cracked STS42 pipes ($2\theta = 0$)
- Fig.2.6 Load vs. load-line displacement curves of through-wall cracked STS42 pipes ($2\theta = 180^\circ$)
- Fig.2.7 Load line displacement vs. total displacement curve (TT-02)
- Fig.2.8 Load line displacement vs. total displacement curve (TT-04)
- Fig.2.9 Load line displacement vs. total displacement curve (TT-07)
- Fig.2.10 Load line displacement vs. total displacement curve (CS-02)
- Fig.2.11 Load vs. load-line displacement curves of part-through cracked type 304 stainless steel pipes ($2\theta = 90^\circ$,Low compliance test)
- Fig.2.12 Load vs. load-line displacement curves of part-through cracked type 304 stainless steel pipes ($2\theta = 180^\circ$,Low compliance test)
- Fig.2.13 Load vs. load-line displacement curves of part-through cracked type 304 stainless steel pipes (High compliance test)
- Fig.2.14 Load line displacement vs.total displacement curve (PT-08)
- Fig.2.15 Load line displacement vs.total displacement curve (PT-09)
- Fig.2.16 Ovalization of test pipe (PT-01)
- Fig.2.17 Ovalization of test pipe (PT-04)
- Fig.3.1 Illustration of 4-point pipe bending system with high compliance
- Fig.3.2 J-Resistance curve of type 304 stainless steel pipes and plates
- Fig.3.3 J-Resistance curve of STS 42 steel pipe
- Fig.3.4 Comparison of J-Resistance curves
- Fig.3.5 Representation of load-displacement-crack extension relationship

- Fig.3.6 Example of stability analysis diagram based on T-instability criterion
- Fig.3.7 Jinst vs. total compliance relationship (TT-01)
- Fig.3.8 Jinst vs. total compliance relationship (TT-03)
- Fig.3.9 Jinst vs. total compliance relationship (TT-05,TT-06)
- Fig.3.10 Jinst vs. total compliance relationship (TT-02)
- Fig.3.11 Jinst vs. total compliance relationship (TT-04)
- Fig.3.12 Jinst vs. total compliance relationship (TT-07)
- Fig.3.13 Relation between minimum compliance and crack angle to cause unstable ductile fracture
- Fig.3.14 Comparison between predicted Jinst value and experimental result
- Fig.3.15 $M_L - M_B$ diagram obtained from the pipe test results
- Fig.3.16 Comparison of M_L/M_B value
- Fig.3.17 Diagram of crack size and LBB condition relationship in piping
- Fig.3.18 Comparison between net section collapse criterion and test results of through-wall and part-through cracked pipe
- Fig.3.19 Comparison between pipe test results and proposed evaluation equation by Horn et al.
- Fig.3.20 Comparison between pipe test results and current flaw evaluation method
- Fig.A1 Stress strain diagram (SUS304,specimen 1)
- Fig.A2 Stress strain diagram (SUS304,specimen 1)
- Fig.A3 Stress strain diagram (SUS304,specimen 2)
- Fig.A4 Stress strain diagram (SUS304,specimen 2)
- Fig.A5 Stress strain diagram (SUS304,specimen 3)
- Fig.A6 Stress strain diagram (SUS304,specimen 3)
- Fig.A7 Stress strain diagram (SUS304,specimen 4)
- Fig.A8 Stress strain diagram (SUS304,specimen 4)

- Fig.A9 Stress strain diagram (STS42,specimen 1)
Fig.A10 Stress strain diagram (STS42,specimen 1)
Fig.A11 Stress strain diagram (STS42,specimen 2)
Fig.A12 Stress strain diagram (STS42,specimen 2)
Fig.A13 Result of COD measurement (TT-01)
Fig.A14 Result of COD measurement (TT-01)
Fig.A15 Result of COD measurement (TT-02)
Fig.A16 Result of COD measurement (TT-02)
Fig.A17 Result of COD measurement (TT-03)
Fig.A18 Result of COD measurement (TT-03)
Fig.A19 Result of COD measurement (TT-04)
Fig.A20 Result of COD measurement (TT-04)
Fig.A21 Result of COD measurement (TT-05)
Fig.A22 Result of COD measurement (TT-05)
Fig.A23 Result of COD measurement (TT-06)
Fig.A24 Result of COD measurement (TT-06)
Fig.A25 Result of COD measurement (TT-07)
Fig.A26 Result of COD measurement (TT-07)
Fig.A27 Result of COD measurement (CS-01)
Fig.A28 Result of COD measurement (CS-01)
Fig.A29 Result of COD measurement (CS-02)
Fig.A30 Result of COD measurement (CS-02)
Fig.A31 Result of COD measurement (PT-02)
Fig.A32 Result of COD measurement (PT-03)
Fig.A33 Result of COD measurement (PT-05)
Fig.A34 Result of COD measurement (PT-06)
Fig.A35 Result of COD measurement (PT-07)
Fig.A36 Result of COD measurement (PT-08)
Fig.A37 Result of COD measurement (PT-09)

記 号 表

a	: き裂さ (管外面)
a_m	: き裂長さ (平均径)
a_{inst}	: 不安定破壊発生時の a_m
C	: 全コンプライアンス ($C_s + C_p$)
C_s	: バネおよび試験機コンプライアンス
C_p	: き裂無し配管試験体のコンプライアンス
C_c	: き裂の存在によって付加されるコンプライアンス
d	: (1) 4点曲げ内側スパン (2) 表面欠陥 (き裂) 深さ
E	: 弹性係数
G	: 弹性エネルギー解放率
K	: 応力拡大係数
M	: 曲げモーメント
J	: J 積分値
J_e	: J 値の弾性成分
J_p	: J 値の塑性成分
P	: 荷重
R	: 平均径
s	: 4点曲げ支持スパン
s_b	: 曲げスパン ($(s - d) / 2$)
t	: 肉厚
T_{mat}	: 材料の tearing modulus 値
T_{app}	: 負荷 tearing modulus 値
α	: 配管のたわみ角 (δ / s_b), 添字は δ と同じ
δ_{el}	: リガメントの弾性変形によって生ずる変位成分
δ_{pl}	: リガメントの塑性変形によって生ずる変位成分
δ_t	: 全変位 ($\delta_p + \delta_s$)
δ_{eo}	: リガメントを除く配管の弾性変形によって生ずる変位成分
δ_{po}	: リガメントを除く配管の塑性変形によって生ずる変位成分
δ_p	: 配管の変位 ($\delta_{el} + \delta_{pl} + \delta_{eo} + \delta_{po}$)
δ_s	: バネ変位
θ	: き裂半角
σ_f	: 流動応力 ($(\sigma_u + \sigma_y) / 2$)
σ_y	: 0.2%耐力又は降伏応力

1. まえがき

発電用軽水炉プラントの設置にあたっては、原子炉の安全対策のひとつとして、冷却系配管の瞬時破断を想定し、これに対する防護措置を講ずることが国内外の基準等¹⁾²⁾³⁾により要求されている。配管の瞬時破断は仮想的な事象として想定するものであり、実際の発電用プラントにおいて、瞬時破断のような事故例はまだない。

一般に軽水炉一次系配管においては破断前漏洩（Leak Before Break : LBB）が成立し、破断前におけるき裂の安定成長期間が十分長く、き裂成長があっても漏洩検出により炉を安全に停止できると言われている。き裂が存在する配管においてLBBが成立すれば、配管の瞬時破断に対する防護措置は不必要となる。

LBB成立を前提とした構造設計基準の導入により、パイプホイップレストレントやジェットシールドが不必要になれば、支持構造物の設計が簡素化される結果、軽水炉プラントの設計、製造、検査、およびプラントの維持・管理等のあらゆる過程において経済的利益が大きい。しかも、検査や修理作業時の被曝低減効果および過剰な安全設備を除去することによる信頼性の向上への貢献も大きいと思われる。現在、レストレント廃止によりプラント1基当たり最低1億ドルの経費節減が可能と言われている。⁴⁾⁵⁾

さらに、LBBが成立すれば小破断のみが想定事故の対象となるので、将来ECCSおよび格納容器設計の大幅合理化も期待され、この場合経済的利益は極めて大きい。

こうした背景からLBB概念の構造設計基準への導入やLBBの実証研究が国内外で精力的に進められている。

すでに西独においては、RSK (Reactor Sicherheit Kommission) ガイドラインが1981年に改定されLBB概念に基づいた構造設計基準が導入されている。⁶⁾⁷⁾

この基準では、PWR一次系配管の想定開口面積を従来の2F (F:配管断面開口面積) から0.1Fに変更し、0.1Fからの定常流ジェット、ジェット反力、および圧力波 (15msecでLinearに立上って0.1Fに達つする場合) を評価することになっており、これによりパイプホイップレストレント設置の必要がなくなった。0.1F基準は現在のところ配管系の構造設計のみに適用されLOCA解析や格納容器設計等には適用されない。

一方、米国においてもパイプホイップレストレント廃止の方針で基準改定作業が進められている。すなわち、配管破断の動的波及効果の考慮を構造設計基準から除外する方針でNRCが作業を進めており近日中にGeneral Design Criterion 4 (GDC 4)²⁾の改定が行われる予定となっている。⁴⁾⁵⁾⁸⁾

現在のところNRCは、DEGBの代りにLBBを適用するに当って原子炉の設置者からのGDC 4の適用免責申請に対して、提出されたLBBに関する検討書類を審査することによりケースバイケースで許可を与えている。⁷⁾すでにいくつかの建設中のPWRについてはLBBの適用が許可されている。⁴⁾⁵⁾⁸⁾

ドイツではLBBに関連した研究開発はほぼ終了段階にあるが、一方米国ではこれらのLBB

思想の設計基準への導入の動きと同時に、より合理的な基準の作成やBWRプラントへの適用を目的として、大がかりな配管の実証試験計画が進められている。すなわち、NRCスポンサーによる研究計画、Degraded Piping Program Phase II(DP³II)が Battelle Columbus Laboratories (BCL)⁴⁾¹⁰⁾¹¹⁾を中心に進められている。この計画は、欠陥付配管のLBB評価法の確立を最終目的として進められている。広範囲にわたる配管材料の試験や配管試験を実施するとともに解析手法の開発も行われる予定であり、約5年程度で終結する。

また、DP³II計画と併行して、配管コンポーネント試験を中心課題とした国際共同研究グループ（International Piping Integrity Research Group; IPIRG）の結成がBCLを中心に進められ、本年から活動が開始される予定である。米国では、その他EPR^Iや民間企業においてLBBに関する研究が進められている。

日本におけるLBB研究は、原研や原子力工学試験センター、および民間の研究所において進められている。原子力工学試験センターでは、SCCに対するBWR配管の安全性を実証するため、BWR環境下で4インチ口径、SUS304鋼管の高コンプライアンス付繰返し引張試験を実施し、溶接部のLBB条件を検討している。¹²⁾¹³⁾

同センターでは炭素鋼配管を対象とした試験も60年度から実施している。

また、配管のレストレント廃止措置に関しても、我国では米国や西独の動向を契機として、現在、通産省、原子力発電技術顧問会において検討が進められている。¹⁴⁾

以上のようにLBBに関する試験研究やLBB概念の設計基準への導入は5年程度を目途に世界的規模でこれまで以上に進展すると考えられるが、NRC-DP³II計画でも明らかなようにLBB概念の確立や、LBB設計法の確立および合理化に向けて今後材料データの取得、破壊評価法の確立および配管試験による実証等明らかにすべき課題も多い。

原研では、LBB概念に関する試験研究の一環として、配管の不安定破壊試験を進めている。この試験では、周方向欠陥付配管を供試体に使用し、高コンプライアンス付4点曲げ試験により配管の不安定破壊条件を明らかにするとともに試験データの取得および評価法の確立を目的としている。配管試験は6インチおよび12インチ口径管を使用し、高温高圧水および室温条件で行っており、さらに、平板試験片による基礎試験や材料試験も同時に進めている。

本試験では、57年度に最大荷重40ton、最大変位750mmの高コンプライアンス付4点曲げ試験装置が完成し、その後58年度には、SUS304鋼製貫通欠陥試験体の室温試験および未貫通欠陥試験体のBWR条件下の試験がいくつか完了している。さらに、59年度においては、58年度に実施したSUS304鋼管の貫通欠陥試験の補完データを得るために貫通欠陥付SUS304鋼管およびSTS42鋼管の試験を行うとともに、SUS304鋼管の未貫通欠陥試験も実施した。

本報告書は、これまでに実施した室温の不安定破壊試験結果についてまとめたものである。

2. 配管の不安定破壊試験

2.1 試験体

試験体の試験部には 6 B, Sch. 80 の SUS 304 鋼管および比較データを得るために STS 42 鋼管を使用した。

Table 2.1 および 2.2 に試験体用配管材のミルシートを示す。

Fig. 2.1 に試験体の形状、寸法を示す。試験体は 6 B, Sch. 80 × 400 mm L の試験部の両端に 6 B, Sch. 160 の鋼管が溶接された構造となっており、全長は約 3000 mm である。

試験体の中央には放電加工により所定寸法の周方向欠陥を加工した。

試験体の欠陥形状は貫通欠陥または未貫通欠陥であり Fig. 2.1 に示す通りである。

2.2 試験方法および条件

不安定破壊試験は、皿バネによる高コンプライアンスを付加した荷重負荷装置を使用して行った。装置の能力は最大荷重 40ton, 最大変位 750 mm であり、門型フレームに取付けられた電動式スクリュージャッキにより試験体に荷重を負荷できる構造となっている。

また、低コンプライアンスの試験を行うため、皿バネを介さずに直接荷重を負荷できる治具も有している。

Fig. 2.2 に装置の外観を示す。

この装置を使用し、コンプライアンス付またはコンプライアンス無しの条件で配管の不安定破壊試験を行った。

Table 2.3 および Table 2.4 にこれまでに実施した試験の試験条件、負荷方法、き裂形状および試験結果の一部をまとめた。

以下コンプライアンス付および無しをそれぞれ高コンプライアンス試験および低コンプライアンス試験と称することにする。

各試験におけるジャッキ下降速度は 0.328 mm/sec である。

以上の試験において、荷重、変位、歪分布、C O D、き裂進展量、および断面変形等の測定を行った。さらに、VTR による試験状況の記録も行っている。

各試験体のき裂進展測定は電位差法および写真撮影により行った。また、低コンプライアンス試験では目視によるき裂進展測定も行った。

写真撮影によるき裂進展測定では、き裂の安定成長時には所定の変位において行い、き裂が不安定成長を始める付近からタイマーによる自動撮影に切換えて行った。

さらに、超音波探傷法によるき裂進展計測も試みた。

初期欠陥の中央および先端におけるき裂開口変位は、中央では 50 mm、き裂先端（貫通欠陥の場合のみ）では 25 mm のリング状のクリップゲージを用いて行った。

試験体へのクリップゲージの取付けは試験体にナイフエッジ付の小さな治具を小ネジにより取付けて行った。

2.3 貫通欠陥付SUS304鋼配管およびSTS42炭素鋼配管の試験結果

貫通欠陥付試験体の試験は、SUS304鋼配管についてはき裂角度、曲げスパン、およびコンプライアンス条件を種々変えて行った。また、SUS304鋼配管との比較データを得るために、STS42配管についても数体の試験を行った。これらの試験条件および結果の一部についてはTable 2.3に示した通りである。

Fig. 2.3 および Fig. 2.4 は SUS304 鋼配管の試験から得られた荷重 - 変位 ($P - \delta_p$) 曲線をまとめたものである。

なお、TT-06試験体については低コンプライアンスで試験したTT-05とほぼ同様の $P - \delta_p$ 曲線となったので省略した。高コンプライアンス試験は TT-02, TT-04, TT-06 および TT-07 について実施したが、TT-06以外はすべて試験途中で全変位一定条件でき裂が不安定に進展を開始し、いわゆる不安定破壊が発生した。

TT-06 と TT-07 は支持スパン以外は同一条件で実験しており、支持スパンが 2000 mm の TT-06 の場合には高コンプライアンス試験であっても不安定破壊が生じなかった。一方、支持スパンが 1650 mm の TT-07 の場合には $\delta_p = 57 \sim 62 \text{ mm}$, $4a = 8.6 \sim 12.0 \text{ mm}$ において不安定破壊が発生した。試験体系の支持スパンをえることは、安定解析のうえからは体系のコンプライアンス値をえることと等価であり、この実験結果から、ある一定のコンプライアンス値以下では不安定破壊が発生しないことが示されている。

また、ノッチ先端からのき裂発生は最大荷重直前または最大荷重点付近となっている。

つぎに Fig. 2.5 および Fig. 2.6 は STS42 配管の試験から得られた $P - \delta_p$ 曲線である。

Fig. 2.5 および Fig. 2.6 から分るように、STS42 配管は SUS304 鋼管に比べて変形能力が約 1/2 程度であり、STS42 鋼管の韌性は SUS304 鋼に比べて低い。

STS42 配管について CS-02 のみ高コンプライアンス条件で試験したが、この場合、 $\delta_p = 32 \sim 42 \text{ mm}$ ($4a = 3.0 \sim 8.5 \text{ mm}$) において不安定破壊が発生した。

不安定破壊が生じた各試験体について、荷重点変位(変位) - 全変位 ($\delta_p - \delta_T$) 曲線を Fig. 2.7 ~ Fig. 2.10 に示す。

これらの図において、全変位が一定値に達したところで荷重点変位が増大し試験体が不安定に変形していくことが明らかに示されている。

2.4 未貫通欠陥付SUS304鋼配管の試験結果

未貫通欠陥付試験体の試験は、90°の欠陥について 4 体、180°の欠陥について 5 体実施した。このうち、2 体 (PT-08 (90° × 0.75 t), PT-09 (180° × 0.75 t)) は高コンプライアンス条件で試験した。

Fig. 2.11 および Fig. 2.12 に低コンプライアンス試験で得られた $P - \delta_p$ 曲線を示す。Fig. 2.11

およびFig. 2.12における $d/t = 0.25$ の $2\theta = 90^\circ$ および 180° の2ケースについてはき裂進展がなく、欠陥なしの場合とほとんど同様の変形挙動が生じた。

一般に、表面欠陥付試験体の場合、き裂が板厚を貫通する位置において第1のピーク荷重(P_1)を示し、さらに、き裂が人工欠陥部のリガメントを全部通過した後に、加工硬化が生じ第2のピーク荷重(P_2)が現われる。

この P_1 および P_2 の大小関係および $P - \delta_p$ 曲線の形状は欠陥形状により異なっている。すなわち、欠陥が浅い場合(PT-02, $d/t = 0.5$)には P_1 が P_2 より高く、 P_1 に達し貫通が生ずると同時に周方向にもき裂が急速に進展する。このときのき裂進展は一種の不安定破壊である。その後、変位を加えて行くと荷重が再度増加し、 P_2 に達するが、 P_2 は P_1 に比べてかなり低くなっている。一方、欠陥が深い場合(PT-03, $d/t = 0.91$)には P_1 は P_2 より小さく、このときの変位量も欠陥が浅い場合より小さくなる。このときも周方向に不安定なき裂進展が生ずるがその規模は小さい。その後、変位の増加とともに荷重も増加し P_2 に達している。欠陥が深い場合には、 P_1 以後の $P - \delta_p$ 曲線は同じ角度の貫通欠陥の $P - \delta_p$ 曲線とほとんど同じである。

$2\theta = 180^\circ$ のケースでは、 $d/t = 0.73$ (PT-06)についても試験したが、 $d/t = 0.73$ では P_1 が P_2 に比べてかなり高く、 P_1 直後に不安定なき裂伝播が生じた。

つぎに、高コンプライアンス試験を行ったPT-08およびPT-09について $P - \delta_p$ 曲線および $\delta_p - \delta_T$ 曲線をFig. 2.13～Fig. 2.15に示す。 $2\theta = 90^\circ$ のPT-08では P_1 において不安定破壊が生じたが、 P_2 直前で一旦アレストが生じた。その後さらに変位を加え、 P_2 に達した後2度目の不安定破壊が生じた。2度目の不安定破壊はき裂が初期欠陥のリガメントを伝播し、 90° より大きな貫通き裂へと成長した後に生じており、この破壊挙動はすでに実施した貫通欠陥の試験結果と同様のものである。Fig. 2.14はこのときの $\delta_p - \delta_T$ 曲線であり、不安定破壊が生じたときの荷重点変位の様子が図において明らかになっている。

一方、 $2\theta = 180^\circ$ のPT-09では、 P_1 において不安定破壊が生じそのまま P_2 を乗り越えたものと考えられる。Fig. 2.13において、 P_2 のピークは現われていないが、これは動的状態では試験体にかかる荷重と皿バネ装置等の加速度から生ずる荷重が加算されてロードセルから出力されるためであり、実際には P_2 のピークも存在すると推定される。PT-09では P_1 直後に最後までき裂進展したことが、Fig. 2.15における $\delta_p - \delta_T$ 曲線からも分る。

以上のようなPT-08とPT-09における破壊挙動の違いは、試験体系のコンプライアンス値と試験体の荷重-変位曲線に依存して生じていることは明らかである。

すでに示したように、欠陥深さが $d/t = 0.25$ の2ケースの試験(PT-01, PT-04)では、き裂が進展せず欠陥なしとほとんど同様の変形挙動を示した。これらの試験では、変形の増加とともに断面の偏平化が生じた。この偏平化の測定結果をFig. 2.16およびFig. 2.17に示す。

Table 2.1 Mill certificate of SUS304 steel pipe

SEAMLESS STAINLESS STEEL PIPE (COLD DRAWN) JIS G3459 SUS304

Mill Work No.	Lot or T.P.No.	Size (Unit : 1)						Quantity (Unit : 1)			Weight kg	
		O.D.	I.D.	W.T.	Length	No. of pcs.	Total Length					
TTC4705	165*2		11*0	5500		20					4600	
Heat No.	Lot or T.P.No.	Chemical Composition %						Tensile Test G.I.				
		C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo		
A913003	165*2	0.08	0.20	0.40	0.030	0.010	0.018	0.000	18.00	0.020	0.000	
		min.	0.08	0.20	0.40	0.030	0.010	0.000	18.00	0.020	0.000	
A913003	165*2	0.06	0.147	0.28	0.03	0.013	0.018	0.000	18.70	0.020	0.000	
		max.	0.12	0.25	0.45	0.040	0.020	0.005	19.50	0.025	0.005	
Hydrostatic Test		Surface & Dimension		(Ring) Drift Expanding	Bending		Flange Expansion		Ring Pulling		Impact Test at	
Pressure	Result	Flattening or Flaring			Bending	Flange	Expansion		Ring	Pulling	3.910 min avg	
6	130	6000	6000	6000								
SOL. HEAT TREATMENT-- 1010°C MINIMUM RAPID COOLING												

Table 2.2 Mill certificate of STS42 steel pipe

JIS Z 3455-2 STS42

Mill Work No. 作業番号	Lot or T.P.No. 炉番号	Size 寸法			W.T. 壁厚 mm	Length 長さ m	Quantity 数量 ※1 No. of pcs.	Total Length 延長長さ ※1 Total Length 延長長さ ※1	Weight 重量 kg Weight 重量 kg	
		O.D. 外径 mm	I.D. 内径 mm	壁厚 mm						
1743023	2021	520	500	20	520	500	5	250	120	
Chemical Composition										
Heat No. 溶鋼番号		C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo
min.		0.35	0.25	0.25	0.035	0.025	0.05	0.05	0.05	0.05
max.		0.35	0.25	0.35	0.035	0.025	0.05	0.05	0.05	0.05
Tensile Test / 機械試験 G.I. ... SG										
Lot or T.P.No. 炉番号		Yield Strength & El. Red. 引張力(降伏点) kg/mm ²		Tensile Strength 引張強度 kg/mm ²		Elongation 伸び %		No. of Austenite 結晶粒度 No. of Grain Size mm		
min.		2.2		2.2		22		22		
max.		2.4		2.4		24		24		
avg.		2.3		2.3		23		23		
Impact Test / 断面衝撃試験 SG										
Heat No. 溶鋼番号		Impact Strength 衝撃強度 kg/mm ²		Impact Strength 衝撃強度 kg/mm ²		Impact Strength 衝撃強度 kg/mm ²		Impact Strength 衝撃強度 kg/mm ²		
min.		20		20		20		20		
max.		28		28		28		28		
avg.		24		24		24		24		

Table 2.3 Summary of test conditions and results

Pipe No.**	Crack Angle 2θ	Crack depth d/t	Span s mm	Compli- ance*	Test Temperature	M_1 kN·m	M_2 kN·m	Remarks
TT-00	0	0.0	2000	—	RT	—	106.1	
TT-01	60	1.0 "	2000	—		—	77.0	
TT-02	90	"	"	A		—	63.4	
TT-03	120	"	"	—		—	49.0	
TT-04	150	"	1720	A	RT	—	37.8	
TT-05	180	"	2000	—		—	25.9	
TT-06	"	"	"	A		—	25.2	Stable fracture
TT-07	"	"	1650	A		—	25.9	
PT-01	90	0.25	2000	—		101.9	—	
PT-02	"	0.50	"	—	RT	100.1	73.5	
PT-03	"	0.91	"	—		40.95	61.6	
PT-04	180	0.25	"	—		104.7	—	
PT-05	"	0.50	"	—		93.1	27.7	
PT-06	"	0.73	"	—		62.3	22.8	
PT-07	"	0.91	"	—		13.7	26.6	
PT-08	90	0.75	"	C	RT	66.9	59.5	
PT-09	180	"	"	C		58.5	—	
CS-00	0	0.0	"	—		—	—	
CS-01	180	1.0	"	—	RT	—	119.6	
CS-02	180	1.0	"	A		—	26.0	
						—	23.8	

* Nominal compliance A; 1/500 mm/N , C; 1/1000 mm/N

** TT- and PT- : Type 304 stainless steel pipe
CS- : STS42 carbon steel pipe

Table 2.4 Summary of high compliance test

Pipe No.	Fracture mode	C_s at inst mm/kg	Point of instability				$J_{p\text{eak}}$ (kg/mm)	Δa at fract. surf.trans. (mm)
			δ (mm)	P (ton)	Δa (mm)	J (kg/mm)		
TT-02	unstable	0.026	64 ~ 68	18.2 ~ 18.0	7.5 ~ 11.5	440 ~ 490	423	32.0
TT-04	unstable	0.019	58 ~ 62*	13.3 ~ 13.0*	3.5 ~ 5.0	370 ~ 403	315	25.0
TT-06	stable	0.016	57 ~ 62**	9.6 ~ 9.3**	8.6 ~ 12.0	425 ~ 450	318	30.0
TT-07	unstable	0.016	0.0098 (0.0087)***	21.0 (86 ~ 92)	19.45 (15.7 ~ 15.2)	—	—	—
PT-08	unstable	0.0095	16.0	17.00	—	—	—	—
PT-09	unstable	0.0095	16.0	—	—	—	—	—
CS-02	unstable	0.014	32 ~ 42	6.8 ~ 6.6	3.0 ~ 8.5	144 ~ 200	104	—

* span=1720mm

** span=1650mm

*** secondary instability

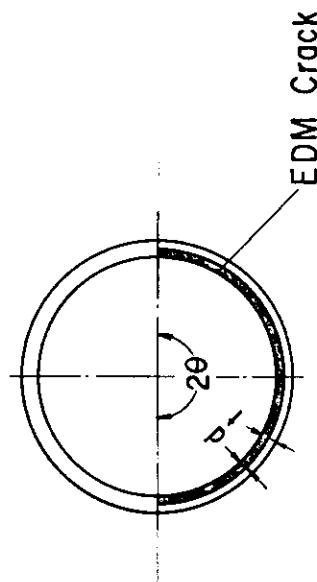
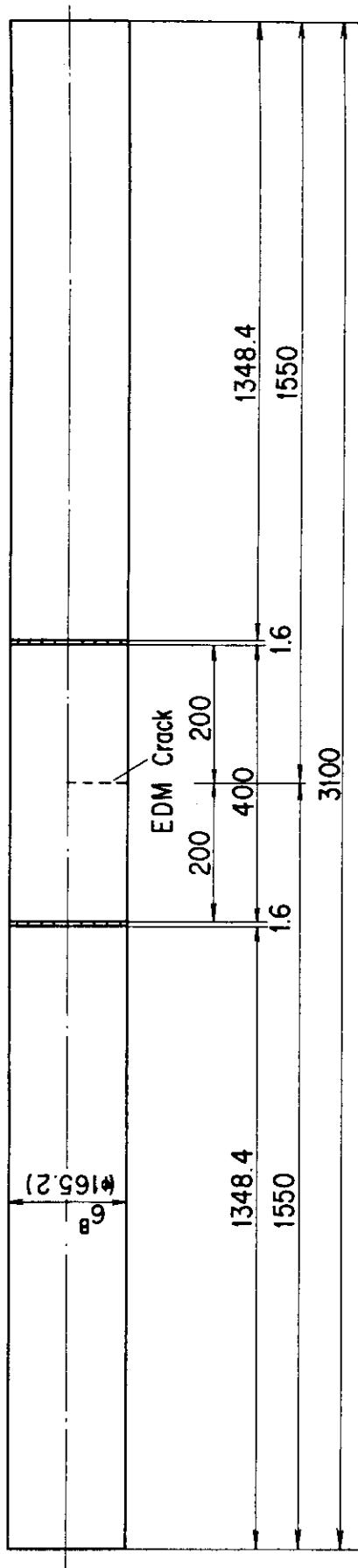


Fig.2.1 Geometry of test pipes

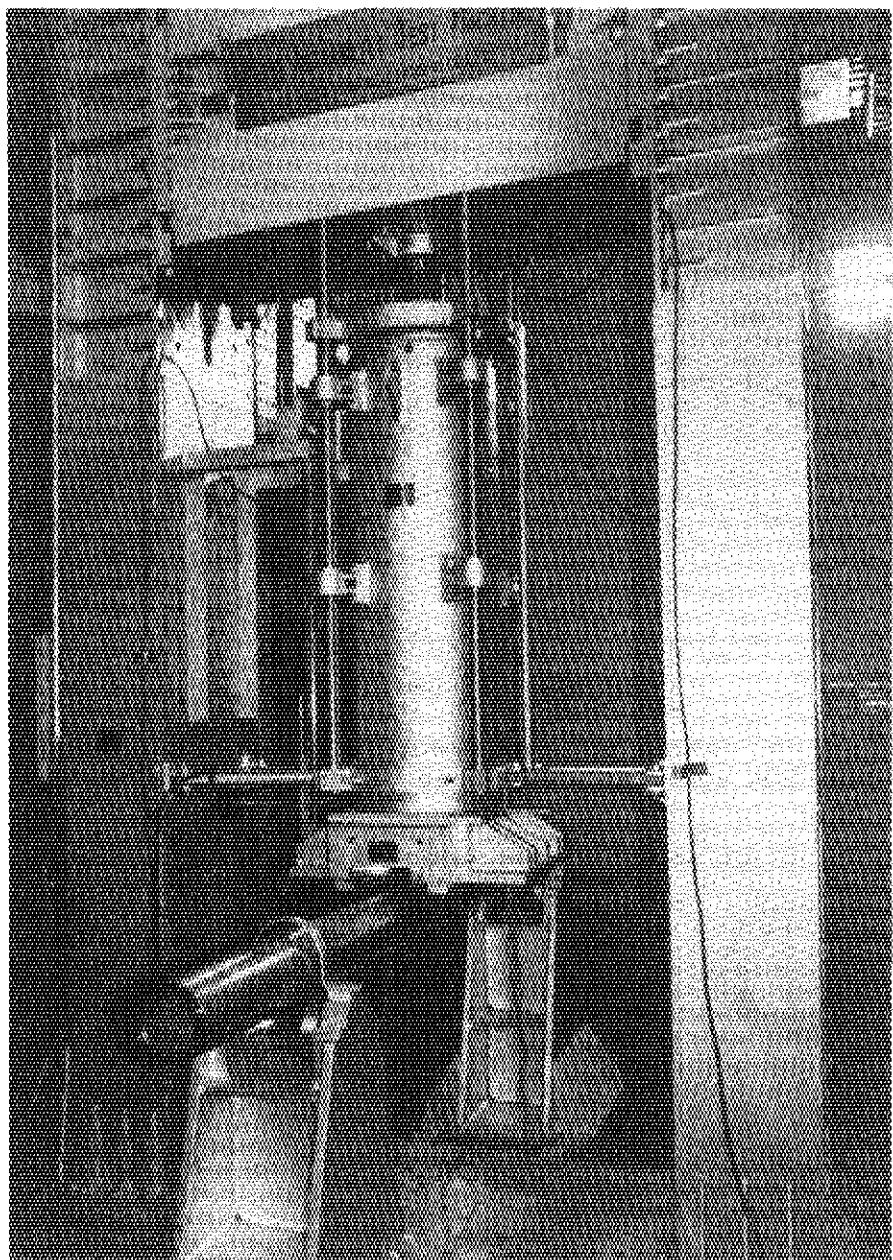


Fig.2.2 View of the test facility

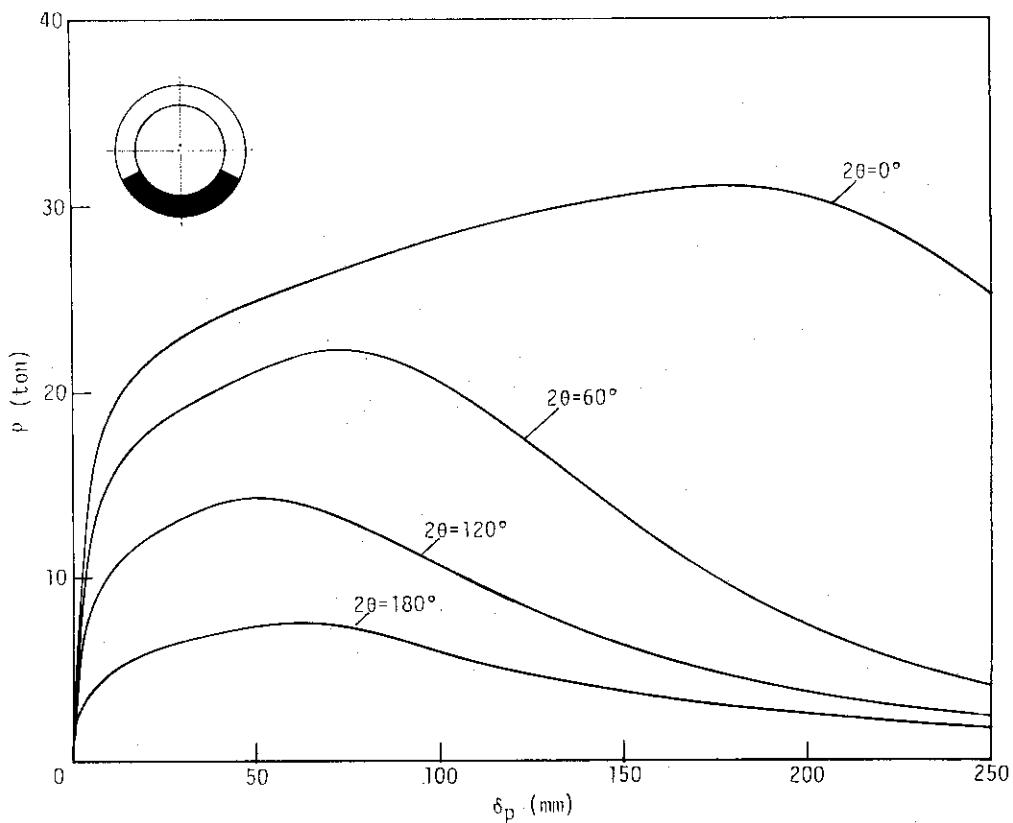


Fig.2.3 Load vs. load-line displacement curves of through-wall cracked type 304 stainless steel pipes (Low compliance test)

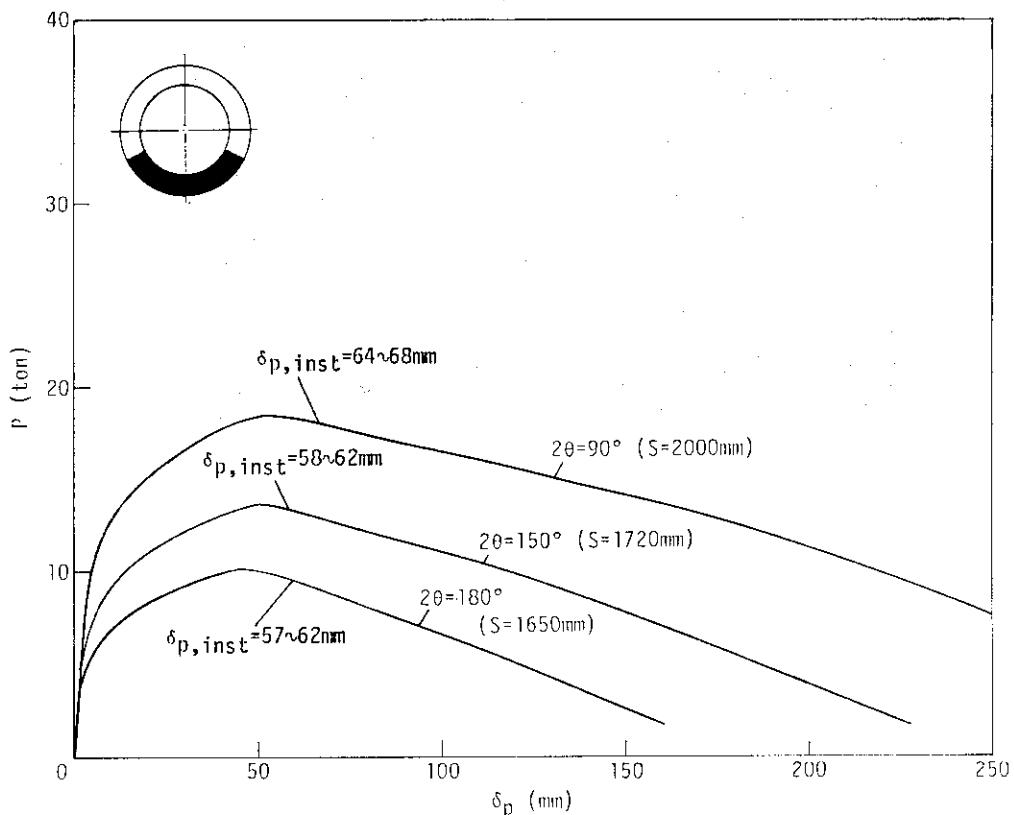


Fig.2.4 Load vs. load-line displacement curves of through-wall cracked type 304 stainless steel pipes (High compliance test)

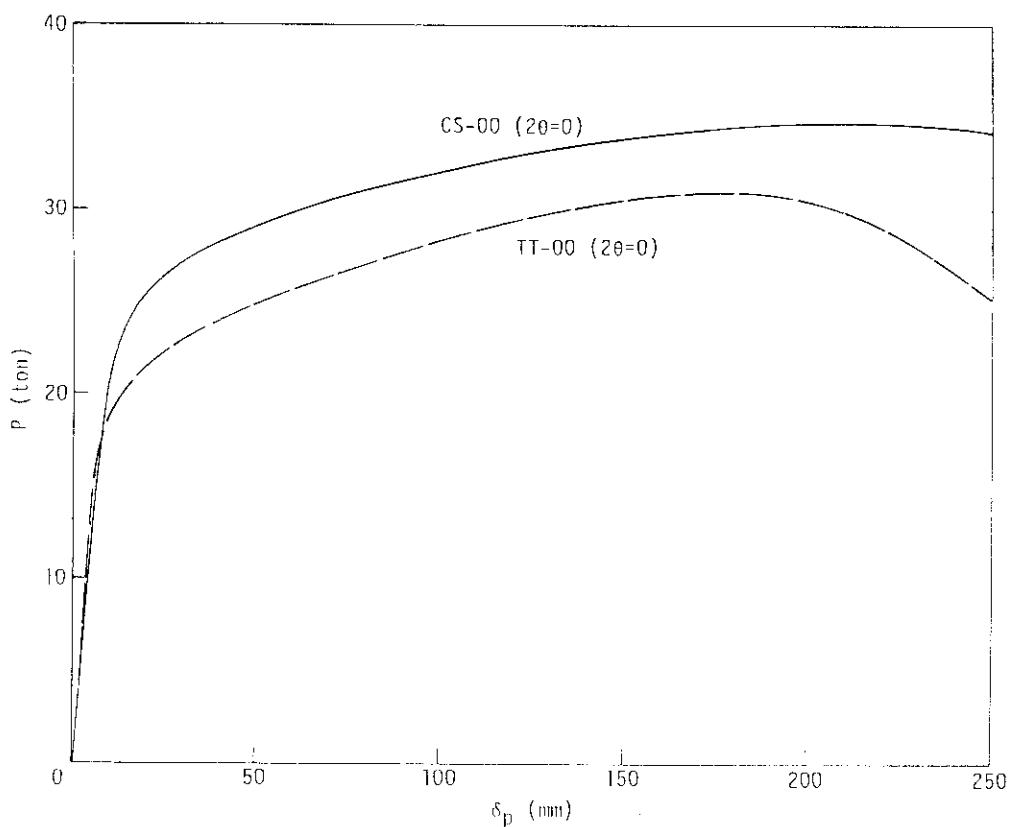


Fig.2.5 Load vs. load-line displacement curves of through-wall cracked STS42 pipes ($2\theta = 0$)

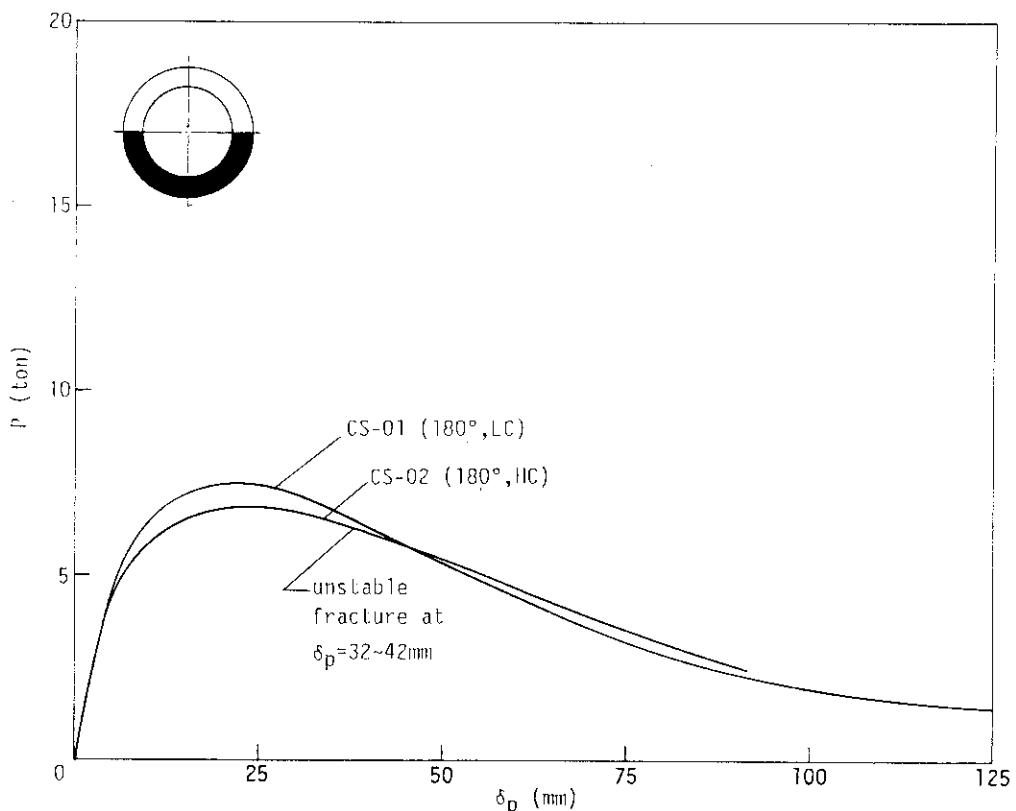


Fig.2.6 Load vs. load-line displacement curves of through-wall cracked STS42 pipes ($2\theta = 180^\circ$)

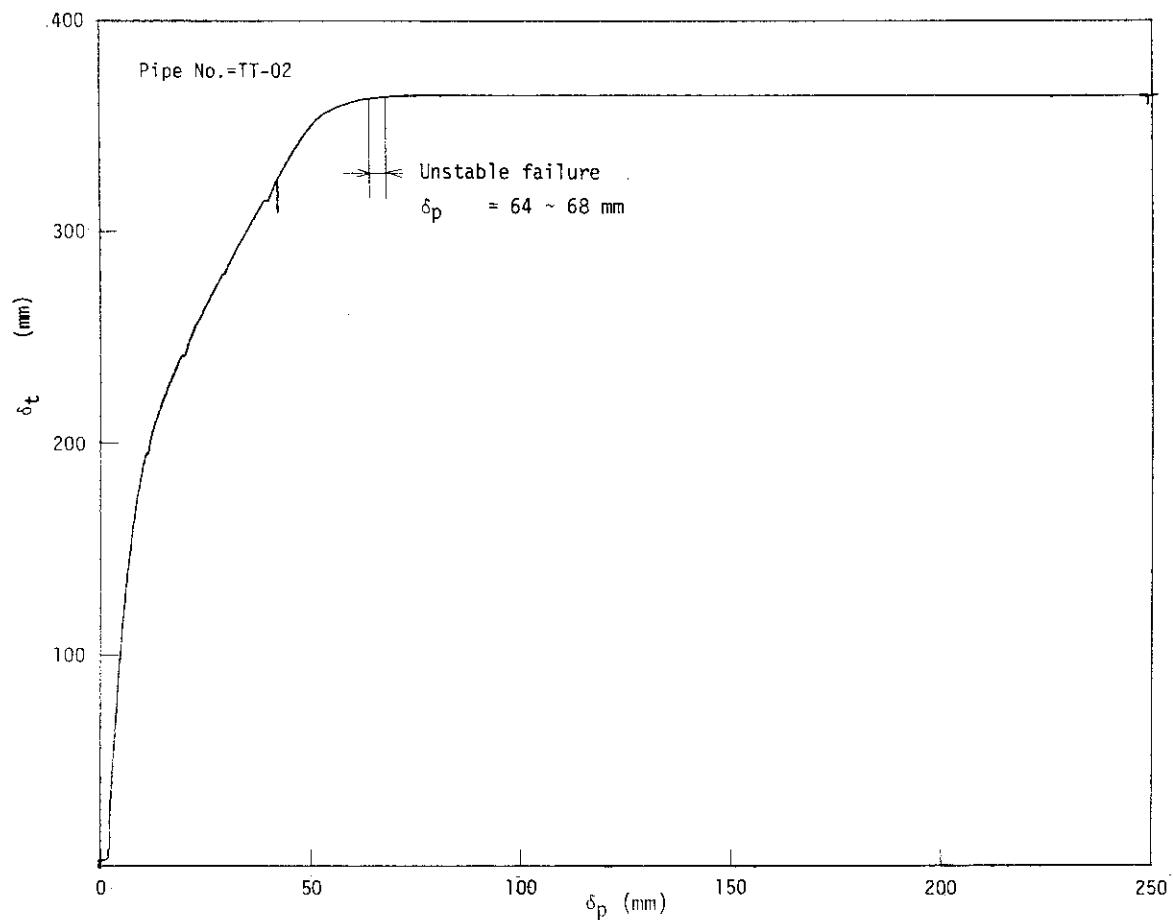


Fig.2.7 Load line displacement vs. total displacement curve (TT-02)

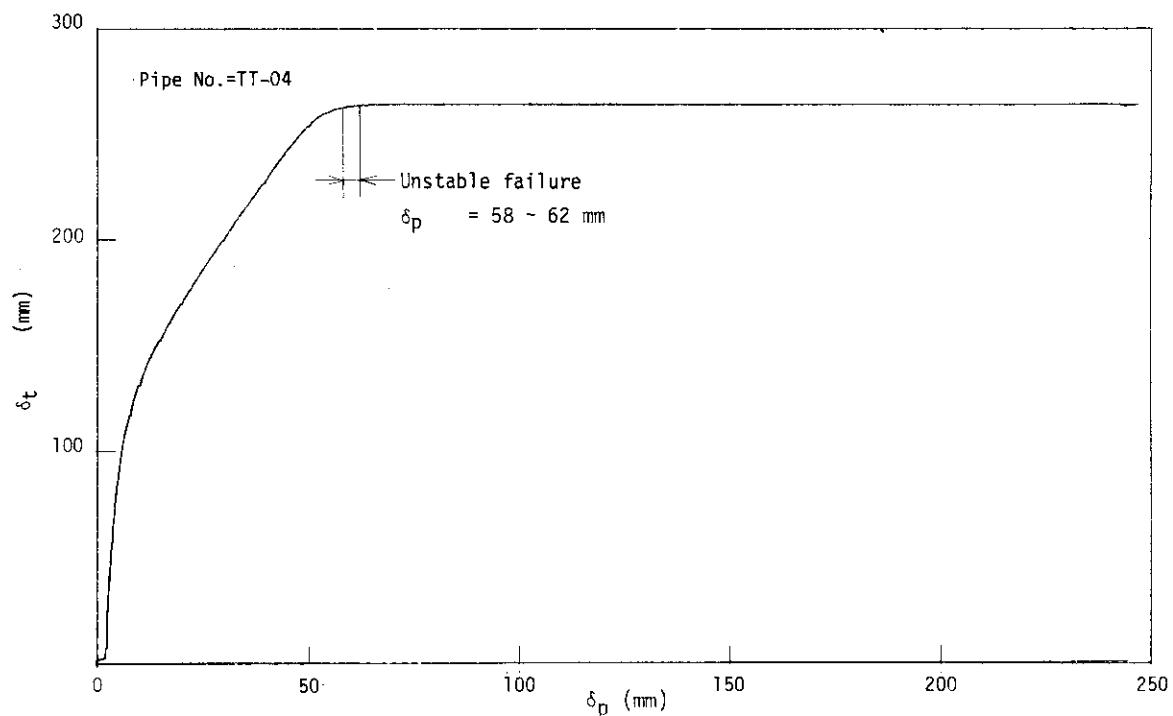


Fig.2.8 Load line displacement vs. total displacement curve (TT-04)

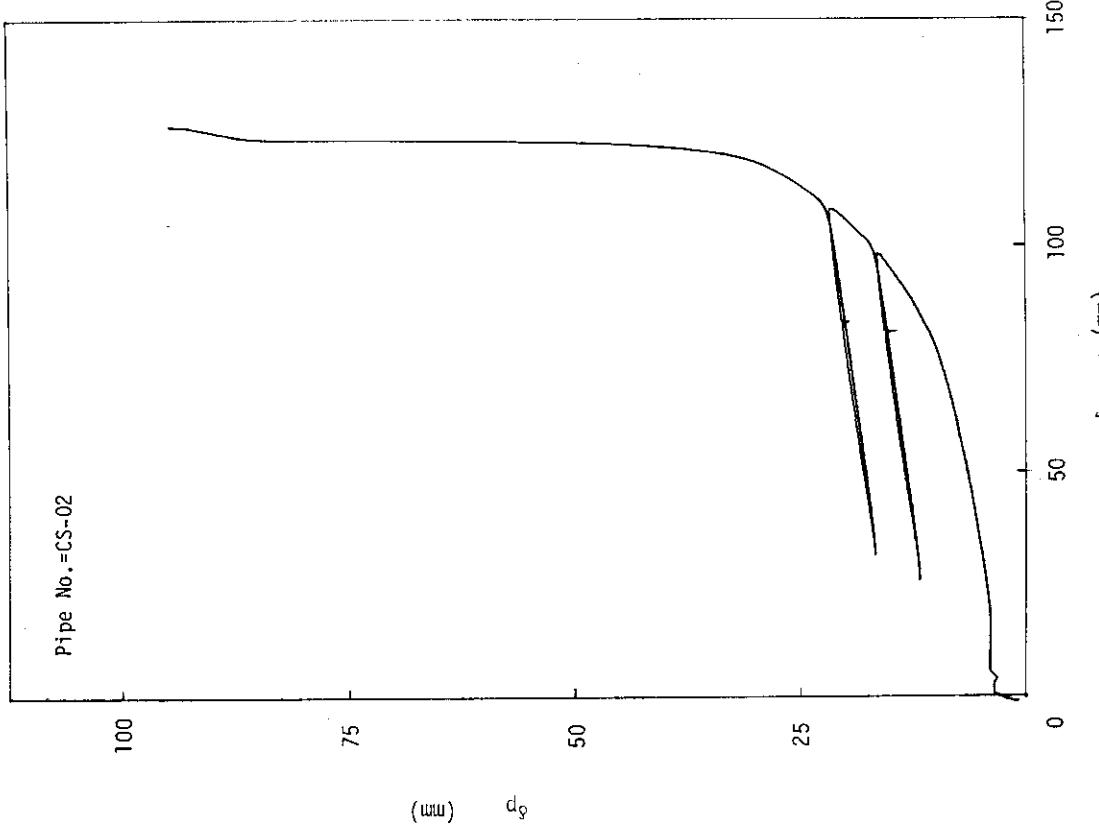


Fig.2.9 Load line displacement vs. total displacement
curve (TT-07)

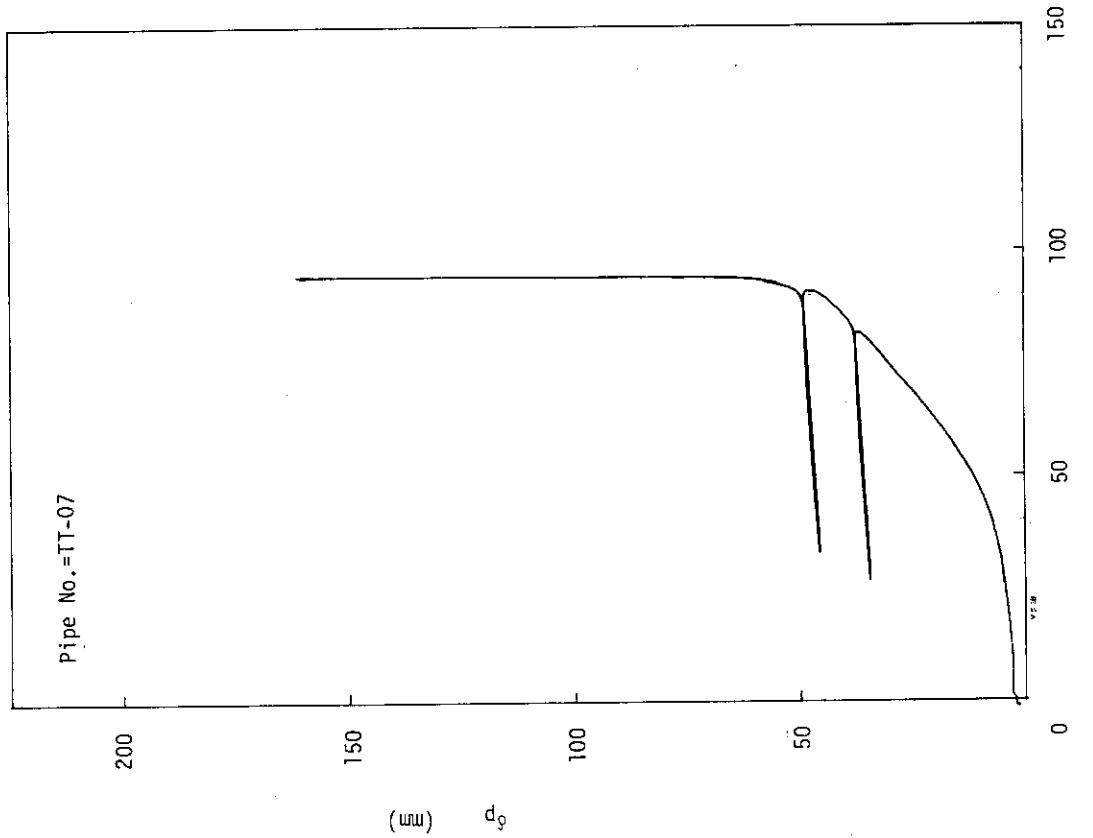


Fig.2.10 Load line displacement vs. total displacement
curve (CS-02)

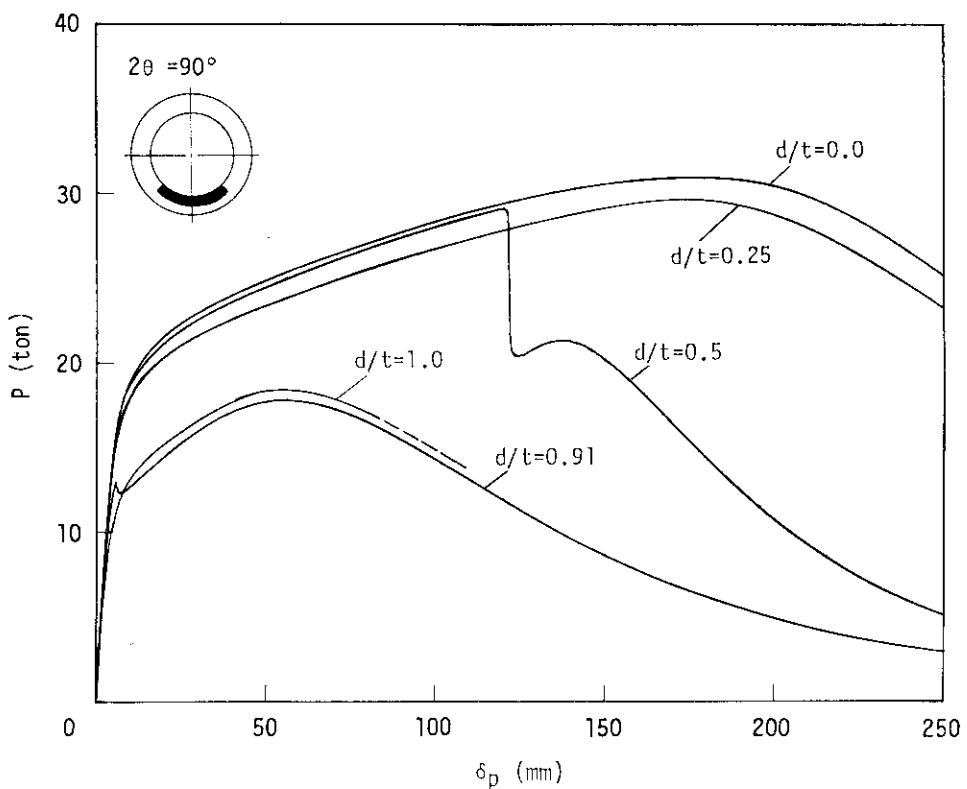


Fig.2.11 Load vs. load-line displacement curves of part-through cracked type 304 stainless steel pipes ($2\theta = 90^\circ$, Low compliance test)

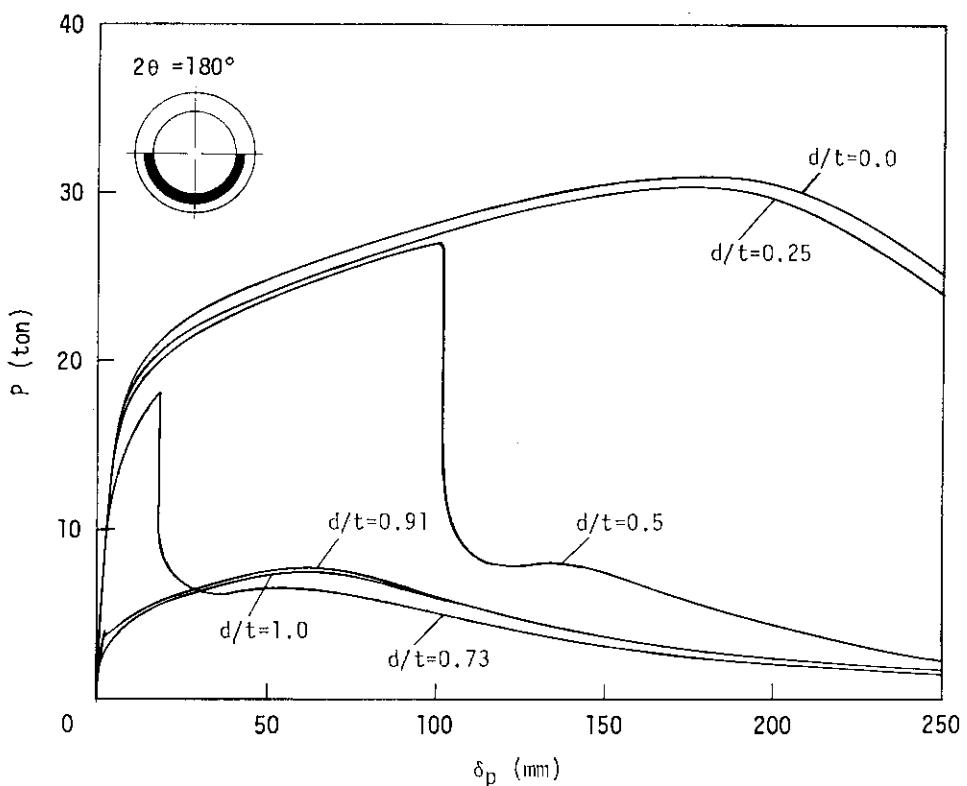


Fig.2.12 Load vs. load-line displacement curves of part-through cracked type 304 stainless steel pipes ($2\theta = 180^\circ$, Low compliance test)

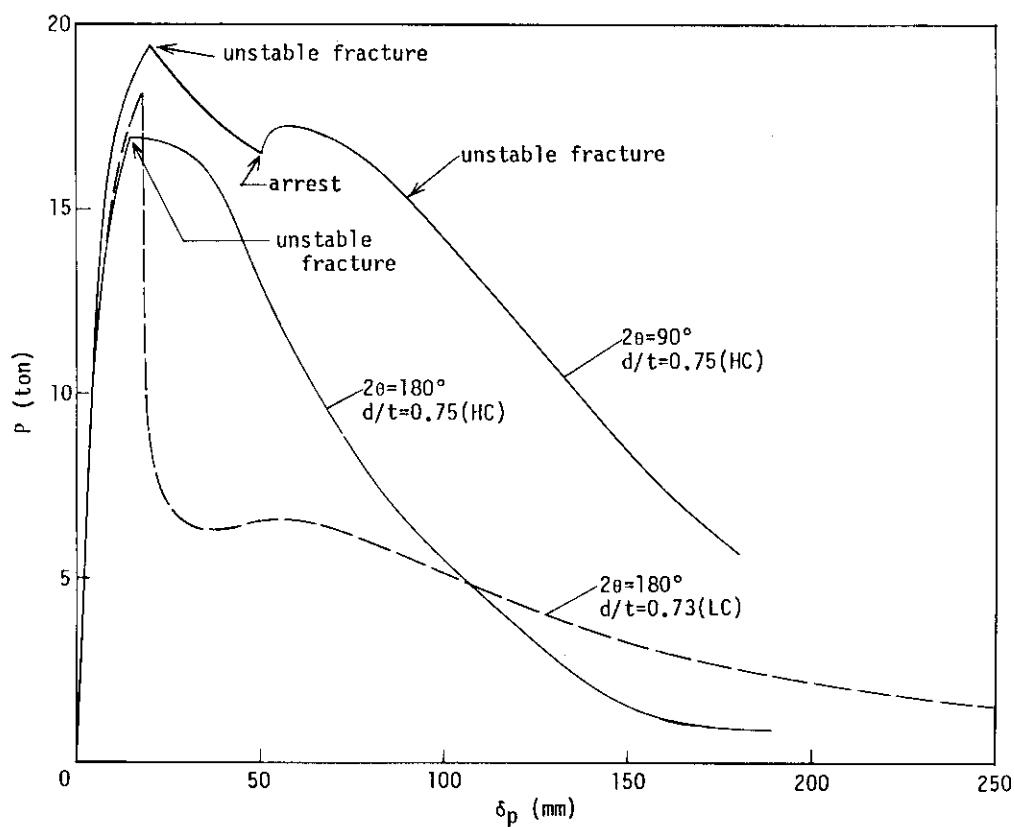


Fig.2.13 Load vs. load-line displacement curves of part-through cracked type 304 stainless steel pipes (High compliance test)

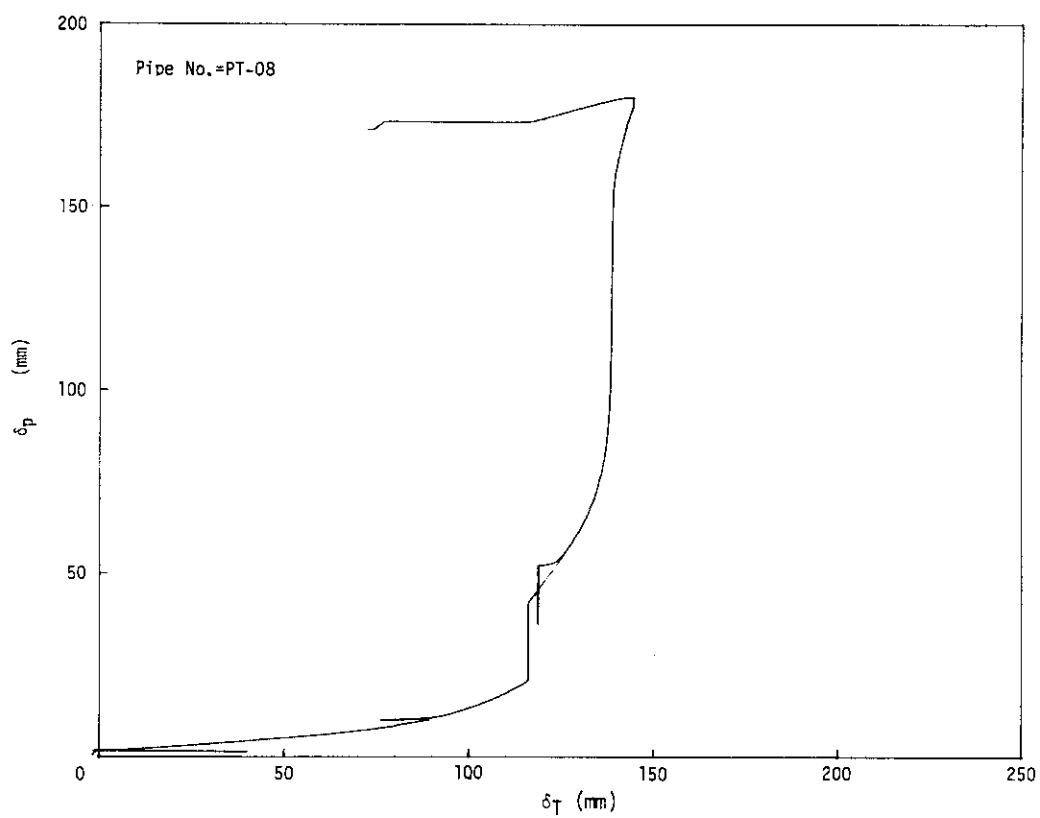


Fig.2.14 Load line displacement vs. total displacement curve (PT-08)

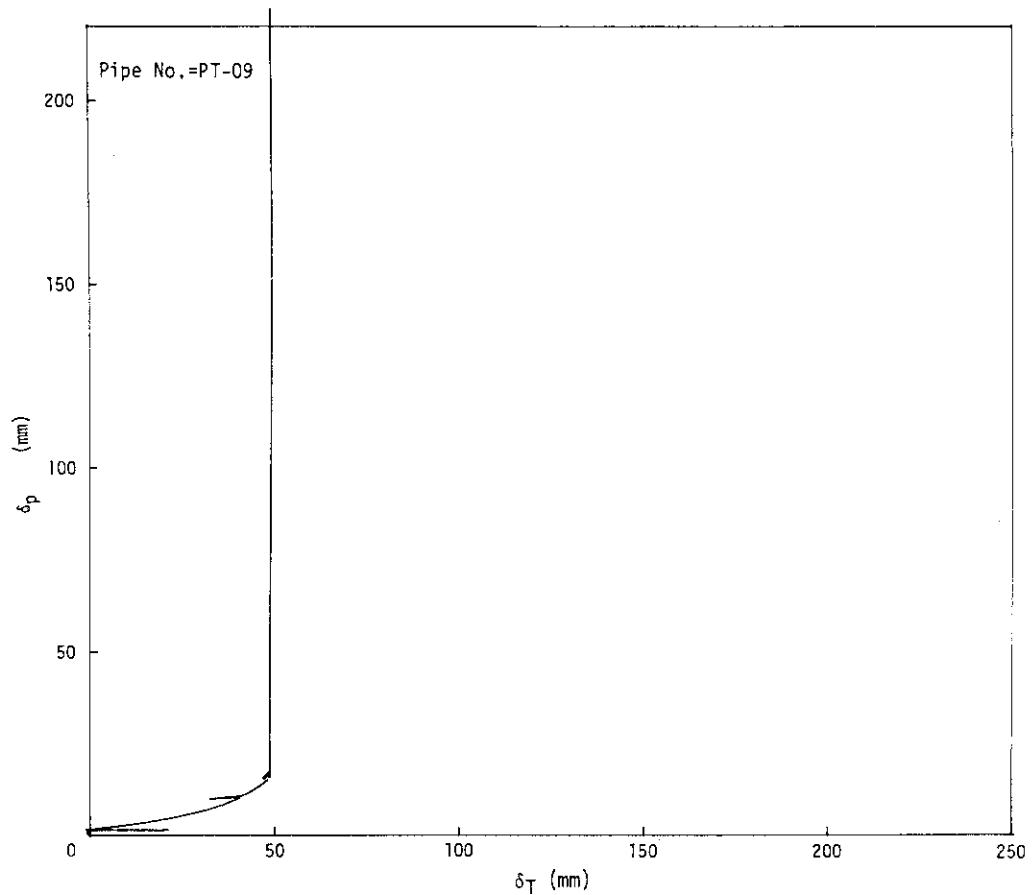


Fig.2.15 Load line displacement vs. total displacement curve (PT-09)

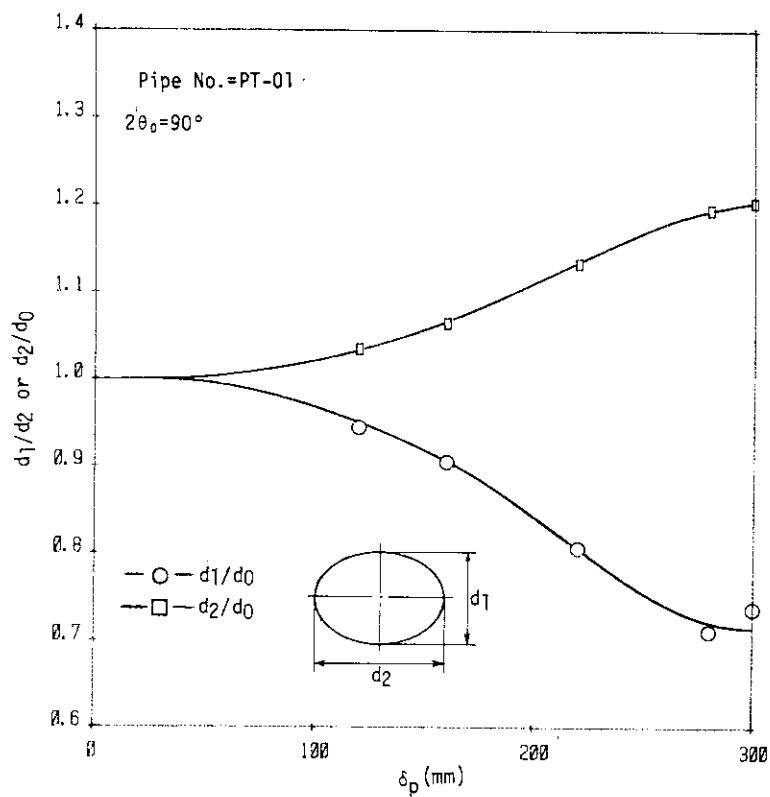


Fig.2.16 Ovalization of test pipe (PT-01)

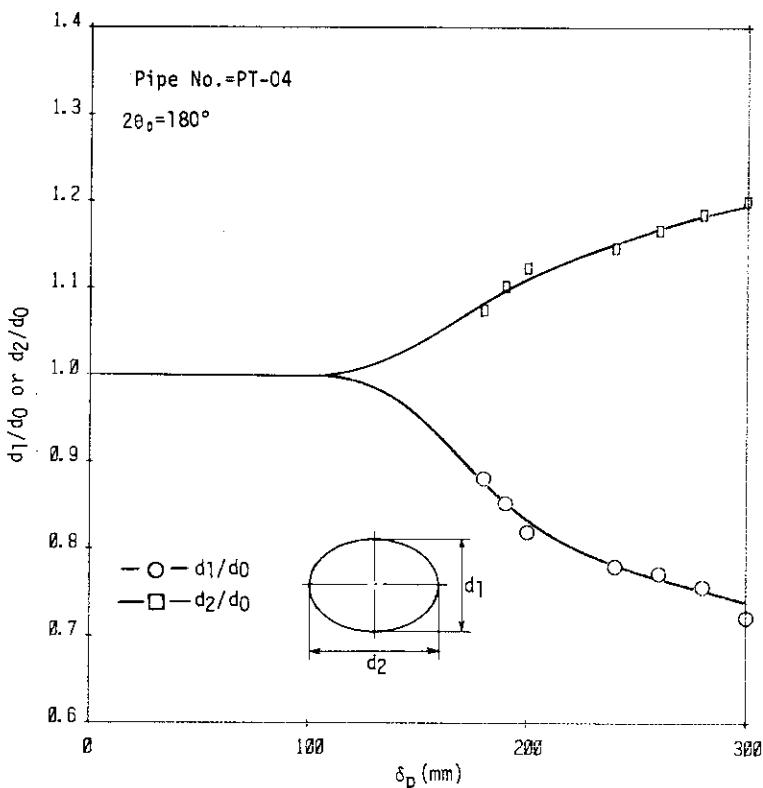


Fig.2.17 Ovalization of test pipe (PT-04)

3. 試験結果の評価

3.1 貫通欠陥付配管のJ-R曲線およびT-Instability基準による安定解析

高韌性材における延性不安定破壊は、材料の抵抗曲線、および負荷体系のコンプライアンス値に依存して発生する。現在、延性不安定破壊予測法としてJ-R曲線を用いるT-クライテリオン (Tearing Instability Criterion) が注目され、多くの研究が行われている。T-クライテリオンを配管に適用する方法は Tada 及び Paris ら¹⁵⁾、Zahoor ら¹⁶⁾および Pan ら¹⁷⁾によって提案されているが、ここでは Zahoor らおよび Pan らによって提案されている式を用いて得られた J-R 曲線を検討する。さらに、Zahoor らおよび Pan らによって求められた T-applied の表示式を用いて、J-R 曲線に基づく安定性評価法を提案し、試験結果と解析結果とを比較検討する。

Zahoor らおよび Pan らは 4 点曲げ荷重下の配管の $P - \delta_p - \Delta a$ 関係の測定値から J-R 曲線を求める方法を提案しておりつきの通りである。

Fig. 3.1 に示す体系において、配管に負荷される J 値はつきの通りである。

$$J = J_{el} + J_{pl} \quad (1)$$

(1)式において第 1 項は弾性変形による J 値であり、つぎのように書くことができる。

$$J_{el} = G = \frac{K^2}{E} = \frac{P^2}{4 R t} \cdot \frac{d Cc(\theta)}{d(\theta)} \quad (2)$$

また、第 2 項は塑性変形による J 値でありつきの通りである。

$$J_{pl} = \int_0^{\delta_{pl}} \frac{-F'(\theta)}{2 R t F(\theta)} \cdot P \cdot d\delta_{pl} + \int_{\theta_0}^{\theta} \frac{F''(\theta)}{F'(\theta)} \cdot J_{pl} d\theta \quad (3)$$

ここで、

$$F(\theta) = \cos \frac{\theta}{2} - \frac{1}{2} \sin \theta$$

である。また、(2)式における Cc(θ) は弾性コンプライアンスのうち、き裂の存在によって発生する成分である。

(3)式の第 2 項はき裂進展を反映している。

J_{el} 値は応力拡大係数または、欠陥部分の弾性コンプライアンスの変化率から直接求めることができる。

J_{pl} 値は、実験で求められた $P - \delta_{pl} - \Delta a$ の関係を用いてまず第 1 項を求め、その値を第

2項の J_{pl} に代入して第2項の値を求め両者の和から J_{pl} を求め、さらにこの J_{pl} 値を第2項に代入して、第2項を求める手順を繰返して収束計算を行うことによって解が得られる。

なお、 J_{el} については J_{pl} に比べて非常に小さいので、以下では J_{el} を無視する。

Fig. 3.2 および Fig. 3.3 は以上に述べた手順を実験データに適用して得られた貫通欠陥付配管の J-R 曲線を SUS 304 鋼管および STS 42 配管について示したものである。

Fig. 3.2 において、き裂角度 θ_0 が大きくなると J-R 曲線が小さくなる傾向があるが、 $\theta_0 = 30^\circ$ 以外は、ほぼ同等の J-R 曲線と言える。また、Zahoor らによって得られた 4 インチ、Sch 80 の Type 304 ステンレス鋼管の J-R 曲線とも $\theta_0 = 30^\circ$ 以外はほぼ同等であり、良好な試験結果が得られていると判断される。また、破線は Fig. 3.3 に示した STS 42 配管の試験結果から求めた J-R 曲線についても比較したものであり、STS 42 配管の J-R 曲線は SUS 304 鋼管に比べかなり低いことが分る。高コンプライアンス条件で不安定破壊が生じた TT-02, TT-04, TT-07 試験体については、不安定破壊発生時まで J-R 曲線を評価したが、これらについても安定破壊した試験体と同等の J-R 曲線となっている。

Fig. 3.4 は 10mm × 300 W の SUS 304 鋼板について矢川ら²⁰⁾が求めた J-R 曲線と比較したものであるが、この場合、矢川らの J-R 曲線はかなり低くなっている、試験片の形状効果が生じていると思われる。

つぎに T-クライテリオンに基づく安定解析法について実験結果を用いて検討を行う。

T-クライテリオン (Tearing Instability Criterion) は Paris ら¹⁸⁾¹⁹⁾によって提案された高韌性材料の延性不安定破壊発生基準であり、不安定破壊条件は次式で示される。

$$T_{app} \geq T_{mat} \quad (4)$$

Zahoor らおよび Pan らが求めた Fig. 3.1 の体系での配管の T_{app} はつぎのとおりである。

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_f^2}{E} T_{app} &= \left(\frac{\partial J}{\partial a_m} \right)_{\delta_t} \\ &= \frac{J_{pl}}{R} \cdot \frac{F''(\theta)}{F'(\theta)} + \frac{P^2}{2R^2t} \left(\frac{F'(\theta)}{F(\theta)} \right)^2 \frac{Cs + Cp}{(Cs + Cp) \left(\frac{\partial P}{\partial \delta_{pl}} \right)_\theta + 1} \end{aligned} \quad (5)$$

(4)式における T_{mat} は J-R 曲線の勾配から得ることができる。一方、 T_{app} を求めるためには J_{pl} , Δa , P , $(\partial P / \partial \delta_{pl})_\theta$ の値を与える必要がある。

Fig. 3.1 において荷重を漸増していくとき、き裂部は J-R 曲線にそった負荷を受ける。そこで、 T_{app} の解析では、J-R 曲線にそって J_{app} 値を与えるときの荷重と変位を解析的に求める方法が採られる。そのため、 J_{app} と荷重および変位の関係が必要となる。

Pan らは $P - \delta_{pl} - \Delta a$ の関係を次式で仮定し、さらに J_{pl} と θ , P , δ_{pl} との関係を求めている。

$$\begin{aligned}\delta p_l &= \left(\frac{P}{c(n)P_0} \right)^n \\ &= \left\{ \frac{P}{c(n)} - \frac{s-d}{16\sigma_0 R^2 t F(\theta)} \right\}^n\end{aligned}\quad (6)$$

$$J_{pl} = -\frac{n}{n+1} c(n) \frac{8\sigma_0 R}{s-d} F'(\theta) \delta p_l \quad (7)$$

(7)式の表示は、次式に(6)式を代入して得られるものである。

$$J_{pl} = \frac{1}{2Rt} \frac{\partial}{\partial \theta} \int_0^P \delta p_l dP \quad (8)$$

Pan らの方法では、(6)式および(7)式で得られた関係を用いてある J_{app} に対する T_{app} が求められるが、この方法の問題は実験的に(6)式の定数を求めなければならないことと、(8)式の積分を行うときにき裂進展がないと仮定していることである。著者らの実験結果に(6)式を適用したところ、 δp_l の大きな範囲に対しては良好な近似が得られなかった。また、(7)式は Δa が大きな場合には適用性が悪くなると考えられる。

そこで以下では、Pan らの方法とは異なる T_{app} の簡易評価手順について提案する。

Zahoor ら¹⁶⁾は加工硬化材の配管の $P - \delta p_l - \theta$ の関係は次の関数形で表わされることを示唆している。

$$\delta p_l = f \left(\frac{P}{P_0} \right) \quad (9)$$

ここで P_0 は全断面降伏荷重であり、

$$P_0 = 4 \sigma_Y R^2 t F(\theta)$$

で与えられる。

T_{app} 解析をするためには、 $J - R$ 曲線上で負荷を漸増しながら、与えられた (J_{pl} , Δa) 値から(8)式および(9)式を解いて P , δp_l を求め、これを(5)式に代入しなければならない。この手順はかなり繁雑であり、実用的ではないので、ここでは簡易評価法を考える。

Fig. 3.5 は、実験データを基に δp_l と P/P_0 との関係をプロットしたものである。同図では、多少バラツキはあるものの(9)式の形で表現できると思われる。同図において δp_l が 50mm 以上の範囲では直線近似が適当と思われる。実験データから得られたこの直線はつきの通りである。

$$\delta p_l = \delta_0 \frac{P}{P_0} + \delta_1 \quad (10)$$

ただし、 $\delta_0 = 133.3 \text{ mm}$, $\delta_1 = 214.7 \text{ mm}$ である。

また、き裂部に生ずるたわみ角で表わすと次式となる。

$$\alpha_{pl} = \alpha_0 - \frac{P}{P_0} + \alpha_1 \quad (11)$$

ただし、 $\alpha_0 = 0.19 \text{ rad}$, $\alpha_1 = -0.307 \text{ rad}$ であり、また、(10)式および(11)式は $\sigma_0 = \sigma_y = 24.4 \text{ kg/mm}^2$ として求めたものである。

(10)式から $(\partial P / \partial \delta_{pl})_\theta$ の値はつぎのようになる。

$$\left(\frac{\partial P}{\partial \delta_{pl}}\right)_\theta = \frac{P_0}{\delta_0} \quad (12)$$

T_{app} を求めるには、(12)で得られる $(\partial P / \partial \delta_{pl})_\theta$ の値のほかに P の値を与えなければならない。そこでここでは加工硬貨材の荷重推定値としてつぎの上下限値を用いることにする。

$$P_L = \frac{16 \sigma_f R^2 t}{s - d} \cdot F(\theta) \quad (13)$$

$$P_U = \frac{16 \sigma_f R^2 t}{s - d} \cdot F(\theta_0) \quad (14)$$

(13)式は、き裂進展以後においても実断面応力基準で荷重を推定するものであり、加工硬化材に対しては下限の推定値を与えると考えられる。(14)式はき裂進展がないと仮定した場合の荷重推定値であり、き裂進展以後は上限の推定値となり、また、き裂進展が小さいうちは荷重推定値の誤差は小さいと思われる。

以上に述べた手順により T_{app} を評価し、貫通欠陥付配管の安定性を評価することができる。(5)式に(12)～(14)式を代入してつぎの上下限の T_{app} の推定式が得られる。

$$\frac{\sigma_f^2}{E} T_{app}^L = \frac{J_{pl}}{R} \frac{F'(\theta)}{F(\theta)} + \frac{P_L^2}{2R^2t} \left(\frac{F'(\theta)}{F(\theta)}\right)^2 \frac{Cs + Cp}{(Cs + Cp) \frac{P_0}{\delta_0} + 1} \quad (15)$$

$$\frac{\sigma_f^2}{E} T_{app}^U = \frac{J_{pl}}{R} \frac{F'(\theta)}{F(\theta)} + \frac{P_U^2}{2R^2t} \left(\frac{F'(\theta)}{F(\theta)}\right)^2 \frac{Cs + Cp}{(Cs + Cp) \frac{P_0}{\delta_0} + 1} \quad (16)$$

(15)式および(16)式は、き裂進展開始前では一致する。

Fig. 3.6 は、TT-02試験体 ($\theta_0 = 45^\circ$, $s = 2000 \text{ mm}$) の条件における $T_{app} - J_{pl}$ 曲線を種々のコンプライアンス値 ($C = Cs + Cp$) に対して求めプロットしたものであり、同図において T_{app} 曲線と T_{mat} 曲線の交点に達つすると不安定破壊が発生することになる。

同図において $Cs = 0.0263 \text{ mm/kg}$ が実験で使用したバネのコンプライアンス値である。 T_{app} の値は Cs の値に依存して大きくなっていることである。このT-J解析から得られる不安定破壊予測点の J_{inst} 値と実験データを以下に比較してみる。

一般的な不安定破壊条件は、

$$\frac{d\delta_t}{dP} \geq 0 \quad (17)$$

と表現でき、この式はFig.3.1の体系において、外部から変位を加えることなく試験体の変形が進行することを表現している。(17)式を書き換えると、

$$C_s + \frac{d\delta_p}{dP} \geq 0 \quad (18)$$

となり、(18)式からあるバネのコンプライアンス値 C_s に対し $P - \delta_p$ 曲線の勾配が $-C_s$ と一致したとき不安定破壊が生ずることが分る。従って、 $C_s = 0$ (バネなし) の実験から得られる荷重一変位曲線を用いて(18)式の関係から J_{inst} と C_s の関係を実験的に求めることができる。

Fig.3.7～Fig.3.9は実験で得られた C_s と J_{inst} の関係を用いて解析結果と比較したものである。

なお、これらの図における縦軸のパラメータ $2C/s_b^2$ はつきの考察から分るようにバネおよび配管(き裂なし配管)コンプライアンスと配管曲げスパンの効果をまとめてあらわすパラメタである。

すなわち、(5)式を $P = 2M/s_b$, $C_s + C_p = C$, $\delta_{p1} = s_b \cdot \alpha_{p1}$ を用いて書き直すと、

$$\frac{\sigma_f^2}{E} T_{app} = \frac{J_{p1}}{R} \frac{F''(\theta)}{F'(\theta)} + \frac{M}{R^2 t} \left(\frac{F'(\theta)}{F(\theta)} \right)^2 \frac{2C/s_b^2}{\frac{2C}{s_b^2} \frac{\partial M}{\partial \alpha_{p1}} + 1} \quad (19)$$

であり、 M , θ , $2C/s_b^2$ の値によって T_{app} が決定される。また(18)式の条件を $\delta_p = \delta_{p1} + (C_c + C_p) P$ を用いて書き直すと、

$$\frac{2(C+C_c)}{s_b^2} + \frac{dM}{d\alpha_{p1}} \geq 0 \quad (20)$$

となり、不安定破壊条件は曲げモーメントーたわみ角曲線の勾配と $2(C+C_c)/s_b^2$ の値で決定されることが分る。(19)式においては(20)式の C_c の項は無視されているので、曲げスパン、配管およびバネコンプライアンスの効果をあらわすパラメータは $2C/s_b^2$ であることに関して、(19)式と(20)式は一致している。

Fig.3.7～Fig.3.9には $\theta_0 = 30^\circ, 60^\circ, 90^\circ$ のケースについて示したが、各ケースとも大略良好な予測値が得られていると思われる。

ただし、 $\theta_0 = 30^\circ$ のケースで $J_{inst} < 500 \text{ kg/mm}$ の領域では、実験値が予測値より低くなっている。これは $\theta_0 = 30^\circ$ の J-R 曲線が他のケースより大きくなっているためと考えられる。

一方、高コンプライアンス条件で行った3ケースの実験から得られた不安定破壊発生点における J_{inst} 値と予測値との比較を Fig.3.10～Fig.3.12 に示す。これらの結果では、 $\theta_0 = 45^\circ$ のケース以外はほぼ Fig.3.7～Fig.3.9 の場合と同様の傾向である。

Fig.3.6 に示した T-J 解析例から分るように、(15)式から求められる $T_{app}-J$ 曲線は、ある

コンプライアンス値以上になると $T_{mat} - J$ 曲線と交わらなくなり J_{inst} 値が存在しなくなる。このことは、不安定破壊が生ずるための下限コンプライアンスが存在することを示している。
(16)式では、荷重を過大に評価し T_{app} も大きくなるのでこのような点を予測できない。

一方、実験から得られた荷重一変位曲線からも、その勾配から不安定破壊が発生するためには必要な下限コンプライアンス値を求めることができる。

Fig. 3.13は、(15)式に基づく解析結果および実験結果から得られた限界コンプライアンス値と初期き裂角度との関係を比較したものである。(15)式における T_{app} は最小の推定値と考えられるので得られた限界コンプライアンス値は実験値より大きくなっている。しかし、Fig. 3.13から分るように θ が小さな範囲では良好な推定値となっている。

Fig. 3.14は、Fig. 3.7～Fig. 3.9に示した J_{inst} の予測値と実験値との相関を調べたものである。同図から分るように予測値はほぼ実験値の±30%以内となっている。

3.2 Net Section Stress 基準による LBB 評価法および欠陥評価法との比較

すでに示したように、未貫通欠陥試験体の試験では、き裂貫通時と崩壊時に荷重のピークが生ずるケースとき裂が浅いときはき裂進展がなく崩壊のみのケースが生じ、貫通欠陥の場合よりかなり複雑な現象となる。

未貫通欠陥試験体の荷重一変位曲線から分かるように、欠陥深さが $0.25 t$ の場合のいずれのケースも無欠陥試験体の荷重一変位曲線とほとんど同一の曲線となり、き裂進展は生じない。従ってその場合は欠陥はほとんど荷重一変位曲線に影響していない。き裂が深くなると、き裂貫通時および崩壊時の 2 回、荷重のピークが生ずるようになる。き裂が深い場合は貫通時のピークは崩壊時のピークより小さく、き裂が浅くなるに従って最初のピークが顕著に高くなる傾向がある。また、き裂角度が小さい方が荷重および変形能が大きくなる。

M. F. Kanninen ら²¹⁾および長谷川ら²²⁾²³⁾はき裂貫通時のピークが崩壊時のピークより小さければ冷却材の漏洩検出により原子炉を安全に停止できるという考え方から、LBBについて検討しているが、以下ではこの 2 つのピークの大小関係について検討してみる。

Fig. 3.15はSUS 304鋼試験体について貫通時のピーク荷重（漏洩荷重、 M_L ）と同一欠陥角度の貫通欠陥試験体の崩壊荷重（ M_B ）との比を d/t に対してプロットしたものである。

Table 2.3 から分るように未貫通欠陥試験体の崩壊荷重（ M_B ）はほぼ貫通欠陥試験体の崩壊荷重に一致しており、 M_B について測定できなかった試験体もあり、またデータのバラツキを小さくするため崩壊荷重として貫通欠陥のデータを用いた。同図において、 $d/t = 0$ のデータは欠陥なしの試験体の崩壊荷重を M_L として求めている。また、 $d/t = 0.25$ の試験では、き裂進展が生じなかったが、この試験で得られた崩壊荷重を M_L として取扱っている。

図において $d/t \leq 0.25$ の領域では、試験結果から明らかになったようにき裂進展がなく欠陥無しと同等の変形挙動をする。 $d/t > 0.25$ 、 $M_L / M_B < 1$ の領域はき裂が貫通した後にも配管の抵抗が増加していく領域であり、LBB が成立する。一方、 $d/t > 0.25$ 、 $P_1 / P_2 \leq 1$ では M_B が M_L より小さく貫通時に最大荷重となる。この場合は配管が長ければ貫通後直ちに M_B も乗り越え不安定破壊が発生し LBB は成立しない。この領域において M_B 前

にき裂が停止するかどうかは配管のコンプライアンス値に依存する。未貫通欠陥の試験は $2\theta=90^\circ$ および 180° について行っているがFig. 3.15には貫通欠陥のデータも用いて各き裂角度に対する M_L/M_B と d/t の関係も推定し描いている。同図を用いて、き裂角度とき裂深さを与えることによりLBBまたは非LBBの判定が可能である。

Kanninen らは未貫通欠陥付平板の試験結果からき裂貫通時および崩壊時における実断面応力を実験的に求め、つぎの崩壊モーメント M_L の推定式を提案している。

$$M_B = 2 \sigma_f R^2 t (2 \sin \beta_B - \sin \theta) \quad (21)$$

$$\beta_B = \frac{\pi - \theta}{2} - \frac{\pi}{4} \frac{R p}{t \sigma_f}$$

$\beta_L \leq \pi - \theta$ のとき

$$M_L = 2 \sigma_i R^2 t (2 \sin \beta_L - \frac{d}{t} \sin \theta) \quad (22)$$

$$\beta_L = \frac{\pi - \frac{d}{t} \theta}{2} - \frac{\pi}{4} \frac{R p}{t \sigma_i}$$

$\beta_L > \pi - \theta$ のとき

$$M_L = 2 \sigma_i R^2 t \left\{ 2 \left(1 - \frac{d}{t} \right) \sin \beta + \frac{d}{t} \sin \theta \right\} \quad (23)$$

$$\beta = \pi + \frac{1}{1 - d/t} \left\{ \frac{\frac{d}{t} \theta - \pi}{2} - \frac{\pi}{4} \frac{R p}{t \sigma_i} \right\}$$

ここで σ_i および σ_f は貫通時および崩壊時の実断面応力であり、平板の試験結果からType 304ステンレス鋼に対して室温条件で、

$$\sigma_i = 41.1 \text{ kg/mm}^2$$

$$\sigma_f = 44.6 \text{ kg/mm}^2$$

をKanninen らは与えている。

一方長谷川ら²²⁾²³⁾は切欠き部のリガメント応力に注目した M_B および M_L の推定式を提案している。

$$M_B = 2 \sigma_b R^2 t (2 \sin \beta_B - \sin \theta) \quad (24)$$

$$\beta_B = \frac{\pi - \theta}{2} - \frac{\pi}{4} \frac{R p}{t \sigma_b}$$

$\beta_L \leq \pi - \theta$ のとき、

$$M_L = 2 \sigma_{ef} R^2 t \left(1 - \frac{d}{t} \right) \sin \theta + 2 \sigma_b R^2 t (2 \sin \beta_L - \sin \theta) \quad (25)$$

$$\beta_L = \frac{\theta (1 - \frac{d}{t})}{2 \sigma_p} \sigma_{ef} + \frac{\pi - \theta}{2} - \frac{\pi}{4} \frac{Rp}{t \sigma_p}$$

$\beta_L > \pi - \theta$ のとき

$$M_L = 2 R t \left\{ \left(1 - \frac{d}{t} \right) \sigma_{ef} + \sigma_p \right\} \sin \beta \quad (26)$$

$$\beta = \frac{\pi}{\left(1 - \frac{d}{t} \right) \sigma_{ef} + \sigma_p} \left\{ \left(1 - \frac{d}{t} \right) \sigma_{ef} - \frac{Rp}{2t} \right\}$$

ここで、

$$\sigma_p = \sigma_u - (\sigma_u - \sigma_y) \frac{d}{t}$$

$$\sigma_b = \frac{1}{0.81} (\sigma_u - \sigma_0) \left(1 - \frac{d}{t} \right)^2 + \sigma_0 \quad (0.1 \leq \frac{d}{t} \leq 1.0)$$

$$= \sigma_u \quad \left(\frac{d}{t} < 0.1 \right)$$

$$\sigma_0 = \frac{\sigma_u + \sigma_y}{2}$$

また、 σ_{ef} は公称破断応力である。

Fig. 3.16に $2\theta_0=90^\circ$ および 180° のケースについてこれらの式を用いて求めた M_L/M_B 曲線と本試験結果との比較を示す。

いずれの提案式も実験値と同様の傾向を示しているが、実験とはいくらか差が見られる。予測値はいずれのケースも大略実験値より低い M_L/M_B 値となっており、LBB成立領域を広く評価することになるので、これらの予測式は非安全側のLBB評価を与えることもあると考えられる。

Fig. 3.17は、LBB条件についてき裂形状との関係を検討するため、 $d/t - 2\theta/2\pi$ 平面上に(21)式～(26)式から求まる $M_L = M_B$ および $M_L/Z = 3$ Smの軌跡を描き、さらに実験データから得られた $M_L = M_B$ の軌跡の推定線および実験点をプロットしたものである。

同図において、 $M_L/Z = 3$ Smの下の領域では、リークを生ずるには3 Sm以上の荷重を負荷する必要があり、き裂があったとしても十分強いと判断される。

$M_L = M_B$ と $M_L/Z = 3$ Sm に囲まれて領域は、LBBが成立せずリークと破壊が同時に生ずると定義される。

さらに、残りの領域では、 $M_L < M_B$ であり、LBBが成立する。Kanninen らの式から得られるLBB領域は実験結果よりかなり安全側の推定となっており、一方、長谷川らの式を用いるとLBB領域を実験結果より広く推定している所も生じている。

実験結果を考慮すると、斜線を施した部分ではLBBが成立しない領域と判断される。

Hornら²⁴⁾は未貫通欠陥付配管の安全裕度をNet-Section応力基準に基づき検討し、許容欠陥基準を提案している。

すなわち、未貫通欠陥付配管の最大荷重をNet-Section応力基準により評価し、その曲げ応力 P_b を次式により求めている。

$\beta \leq \pi - \theta$ のとき

$$P_b = \frac{M_L}{Z} = \frac{2 \sigma_f}{\pi} \left(2 \sin \beta - \frac{d}{t} \sin \theta \right) \quad (27)$$

$$\beta = \frac{\left(\pi - \frac{d}{t} \theta \right) - (P_m / \sigma_f) \pi}{2}$$

$\beta > \pi - \theta$ のとき

$$P_b = \frac{2 \sigma_f}{\pi} \left(2 - \frac{d}{t} \right) \sin \beta' \quad (28)$$

$$\beta' = \frac{\pi \left(1 - \frac{d}{t} - P_m / \sigma_f \right)}{2 - \frac{d}{t}}$$

上式はKanninenの提案式において $\sigma_i = \sigma_f$ と置いた式と同等であり、全断面に σ_f または $-\sigma_f$ が分布していると仮定している。

21式、27式および28式を用いて貫通欠陥のピーク荷重または未貫通欠陥のリーグ時のピーク荷重と予測値とを比較したのがFig. 3.18である。実断面応力基準による最大荷重の予測値は $d/t = 1.0$ (貫通欠陥) に対して極めて良好な予測値を与える、また、 $d/t = 0.75$ に対しても妥当である。しかし、 $d/t \leq 0.5$ に対しては小さめの予測値、すなわち安全側の結果を与えており、また、 $d/t = 0.91$ のケースに対しては、逆に、実験結果が予測値よりかなり小さくなっている。この場合非安全側の予測となるので(27)、(28)式の適用には問題がある。

通常、材料の流動応力の値はほぼ $3 S_m$ (室温で 42 kg/mm^2) であり $\sigma_f = 3 S_m$ を上式に代入し、一次膜応力と S_m との比 P_m / S_m および一次曲げ応力と S_m の比 P_b / S_m を与えることにより各負荷応力に対する $d/t - \theta / \pi$ の関係が求められる。ASME Code Sec. XI, 1983年Winter Addenda では、以上の方法に基づいたオーステナイト鋼配管の許容欠陥基準が I W B - 3640 として新たに採用された。

そこで以下では、Sec.XIの改訂の根拠となっているHornらの提案式²⁴⁾と本試験結果との比較を行う。

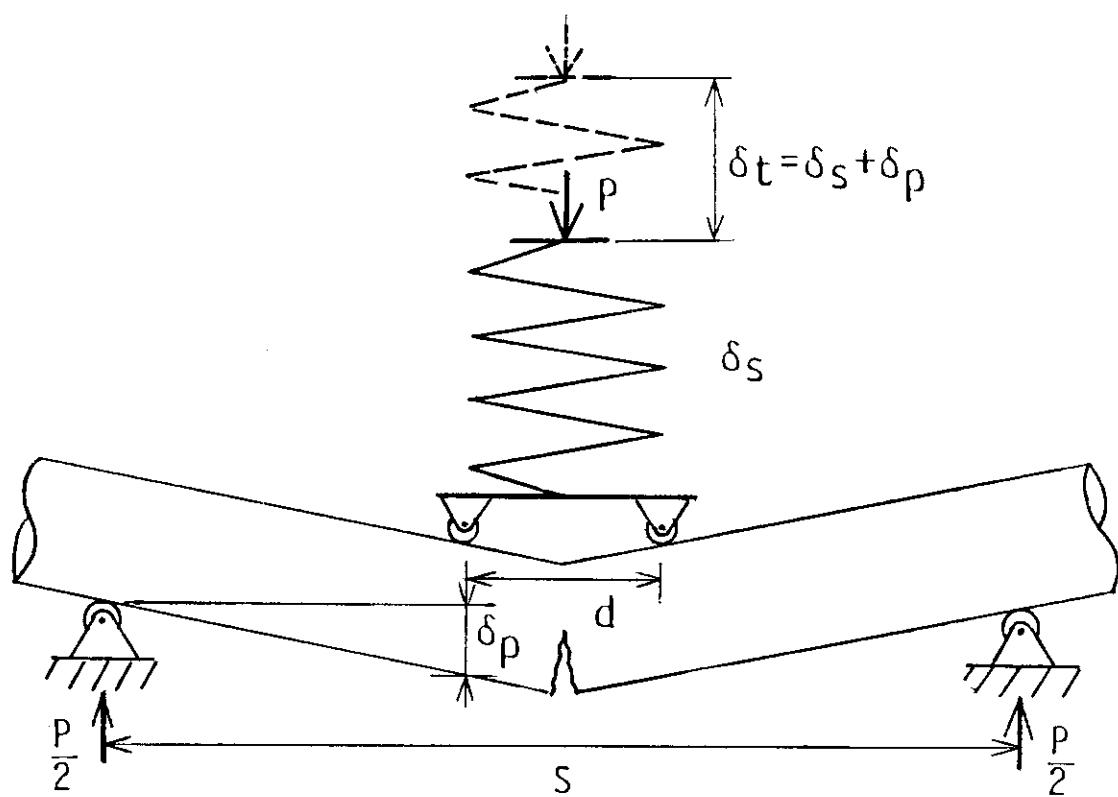
Fig. 3.19は $2 \theta_0 = 90^\circ$ および 180° について、(27)および(28)式において $\sigma_f = 3 S_m$ として P_b / S_m d/t 関係を描き、貫通時(崩壊時)の R_b / S_m の実験値と比較したものである。同図から明らかなように $d/t = 0.75$, $\theta_0 = 180^\circ$ および $d/t = 0.91$, $\theta = 90^\circ, 180^\circ$ の3ケースの実験結果が非安全側に位置しており、Hornらの提案式は $d/t = 0.75$ 以上での適用には問題があると思

われる。Sec.XIでは $d/t = 0.75$ で許容欠陥深さを打切っており、この処置は適切といえる。

さらに、(27)式および(28)式を用いて $R_b = S_m$, $2S_m$, $3S_m$ とし、 $\sigma_f = 3S_m$ として $d/t - \theta/\pi$ の軌跡を求め、さらに実験点に R_b/S_m 値を付してプロットしたのが Fig.3.20である。

また、同図には $P_m + P_b = S_m$ の負荷応力における許容欠陥線図も図示した。

非安全側となった上記の3ケースのデータは、同図においても予測されるよりも小さな P_b/S_m 値となっていることが分る。これらのデータ以外はすべて大きめの P_b/S_m 値となっている。また、Sec XIにおける $P_m + P_b = S_m$ に対する許容欠陥線図は 2.77 の安全裕度を有するとされるが、図から判断してこの値はほぼ妥当と思われる。



δ_p : Load line displacement

δ_s : Spring + frame displacement

δ_t : Total system displacement

Fig.3.1 Illustration of 4-point pipe bending system with high compliance

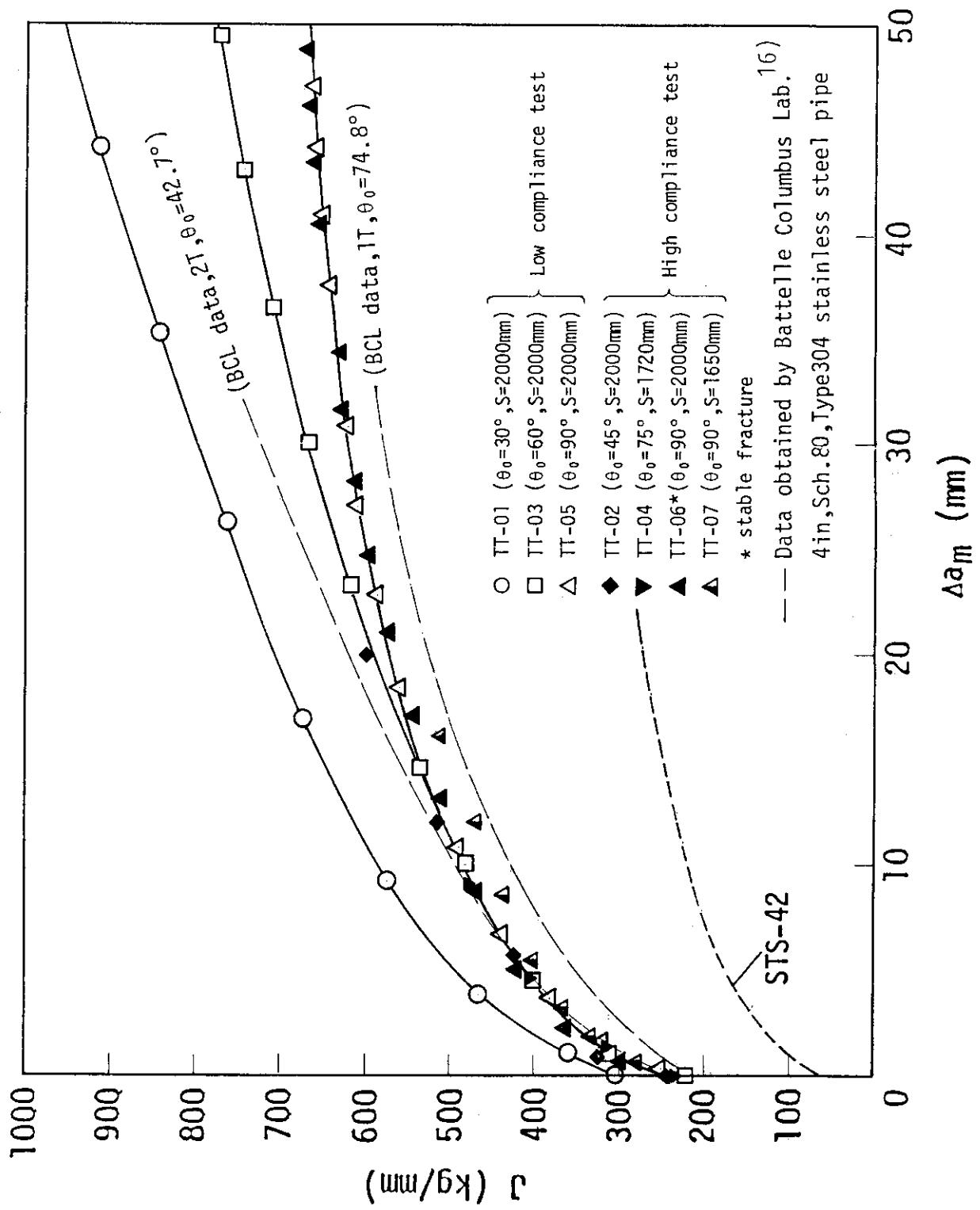


Fig. 3.2 J-Resistance curve of type 304 stainless steel pipes and plates

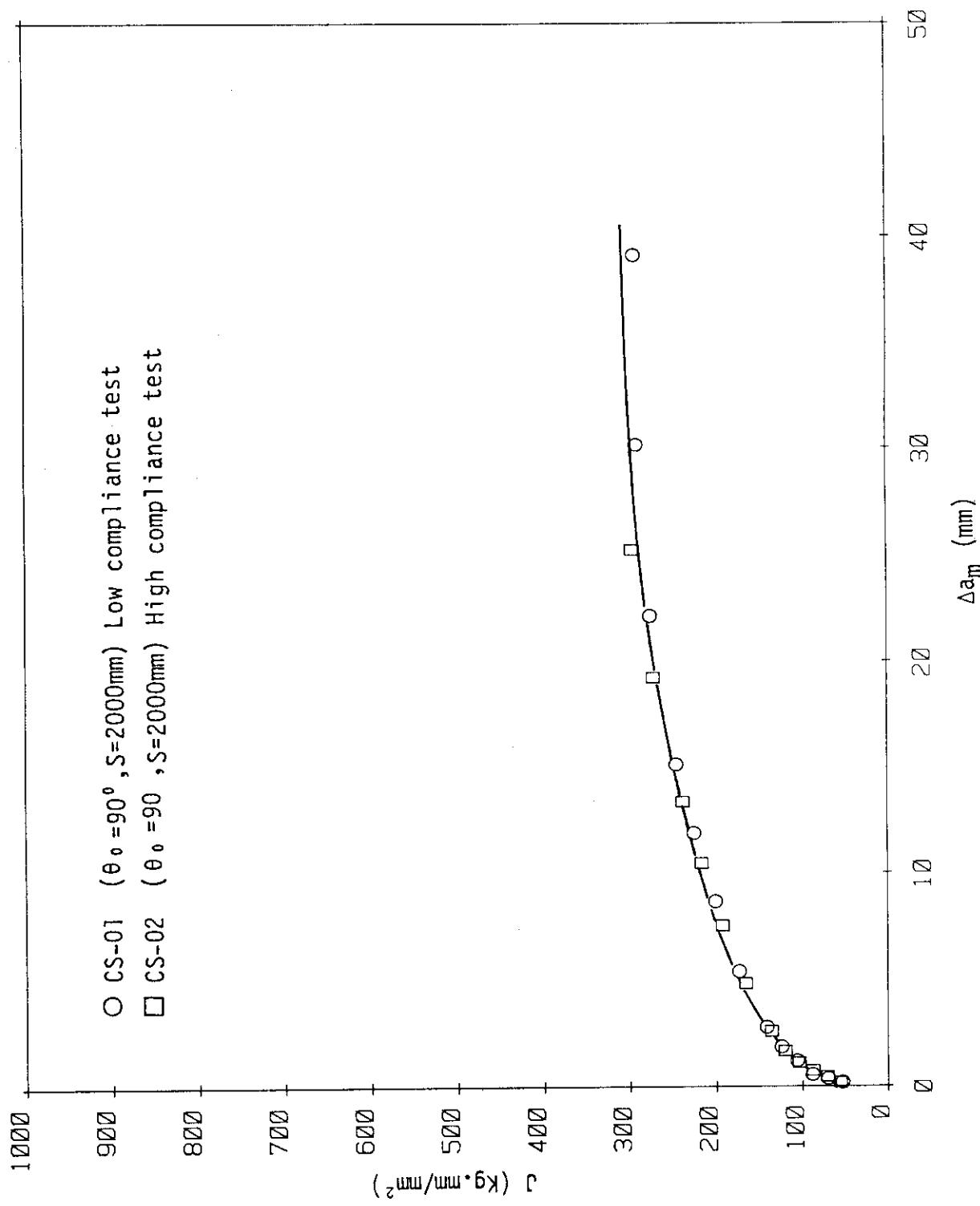


Fig.3.3 J-Resistance curve of STS 42 steel pipe

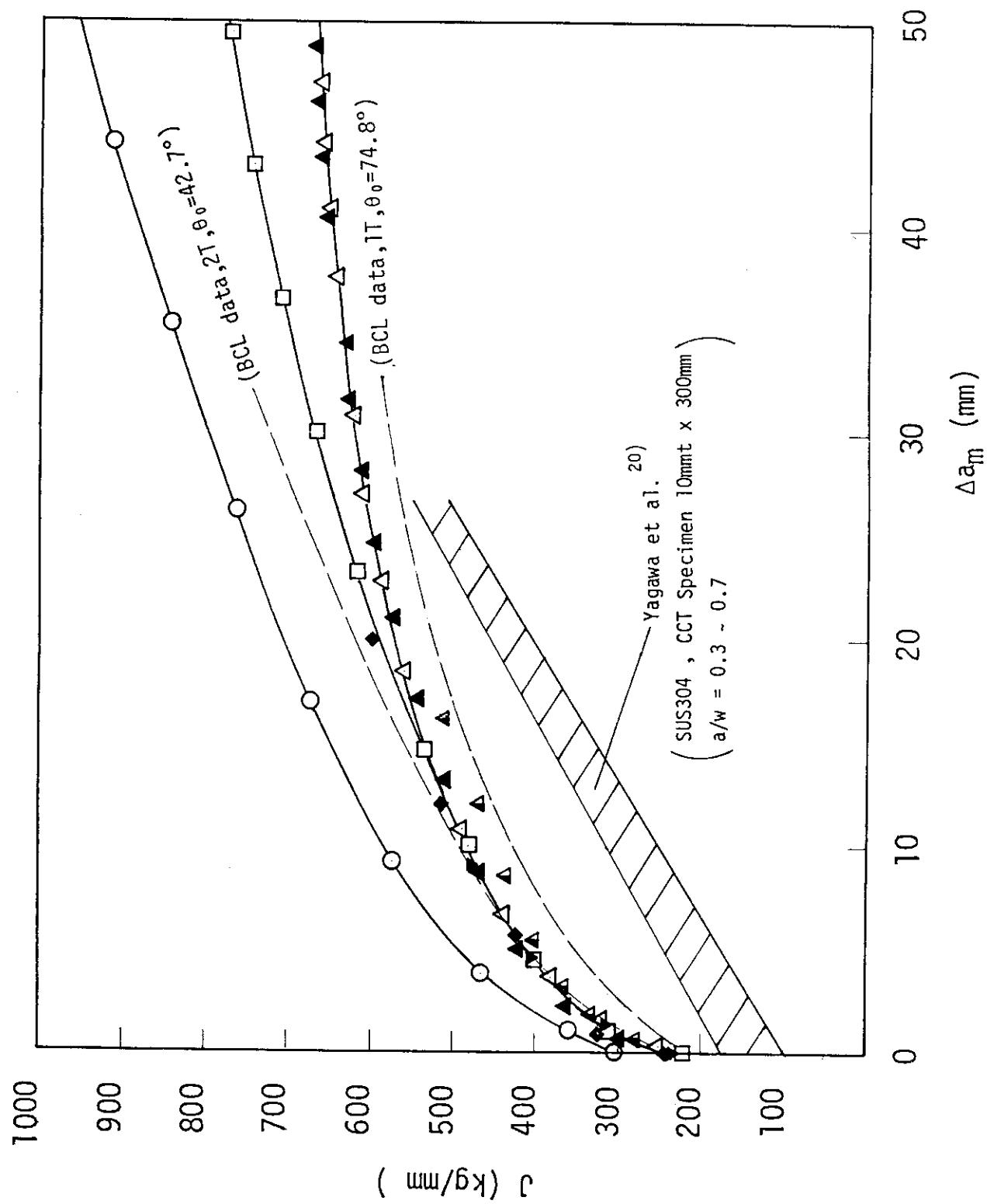


Fig.3.4 Comparison of J-Resistance curves

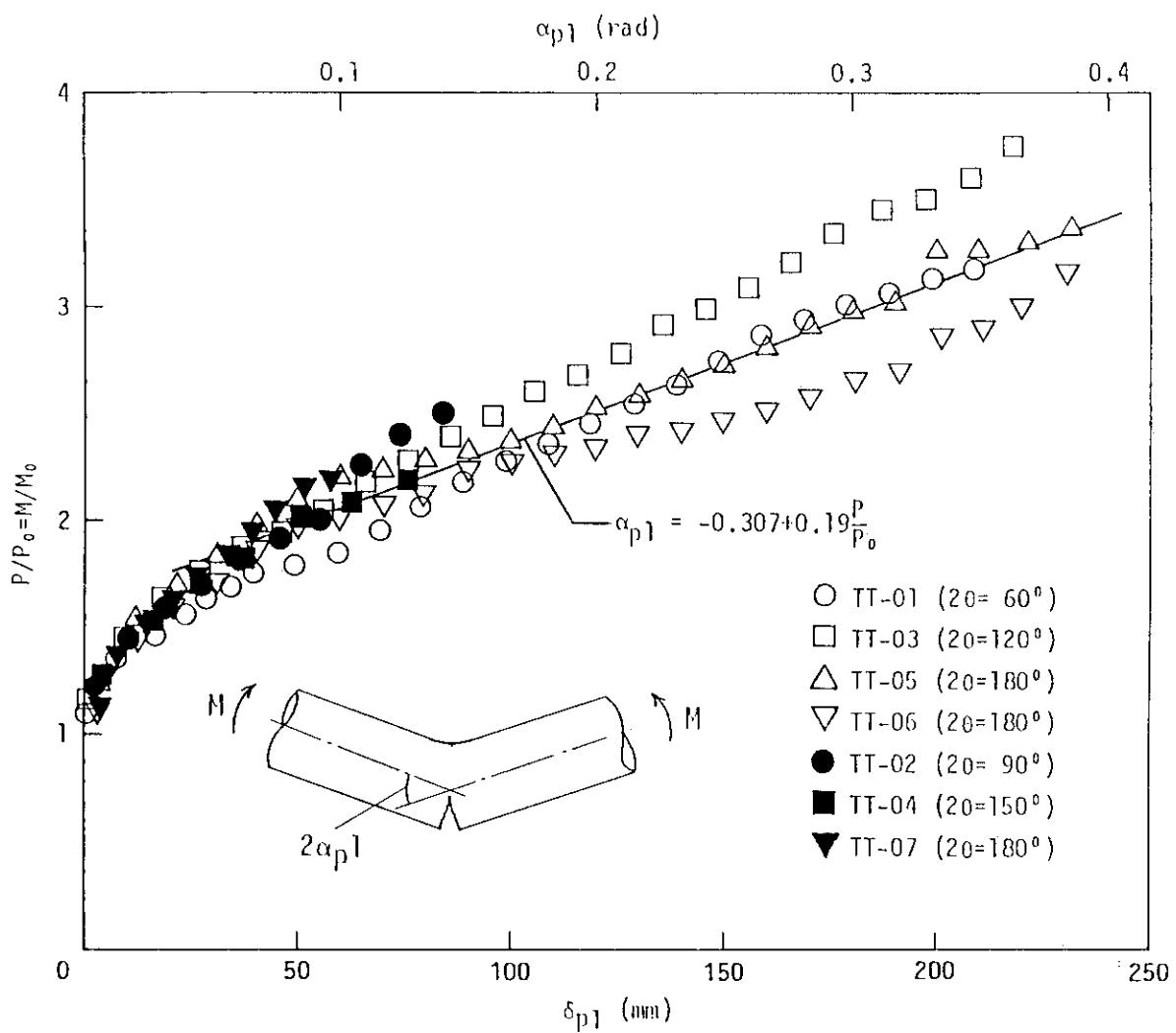


Fig.3.5 Representation of load-displacement-crack extension relationship

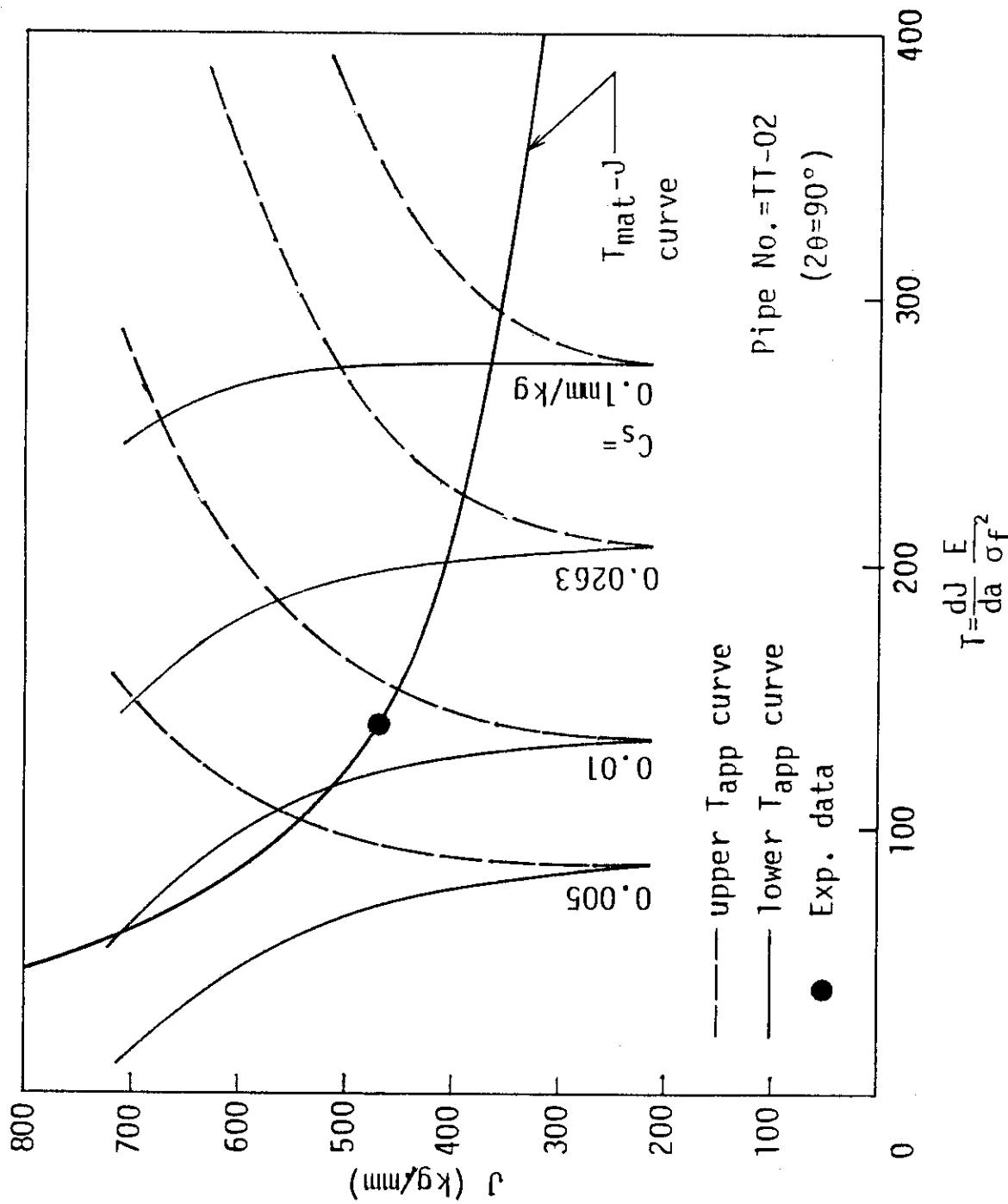
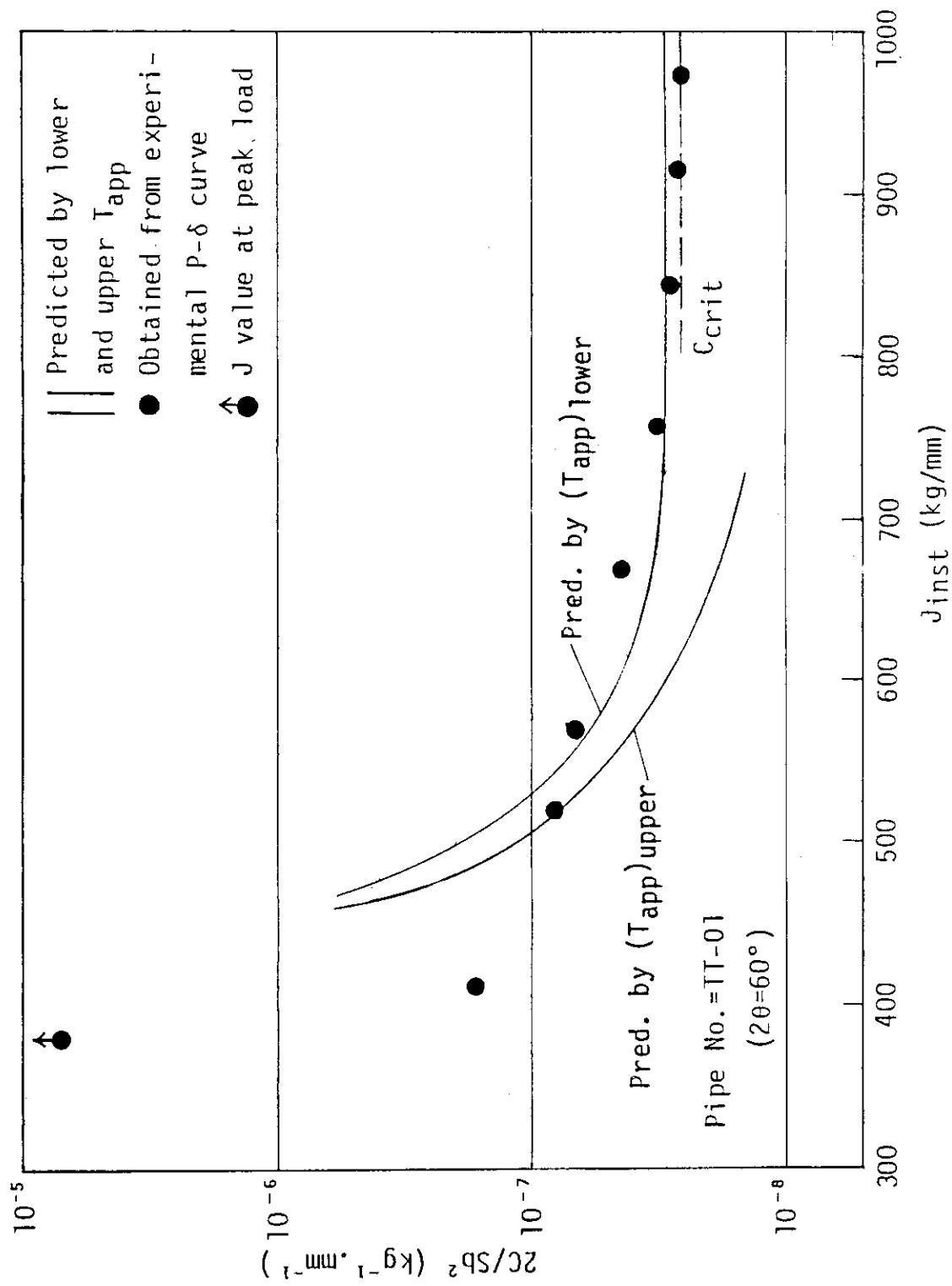
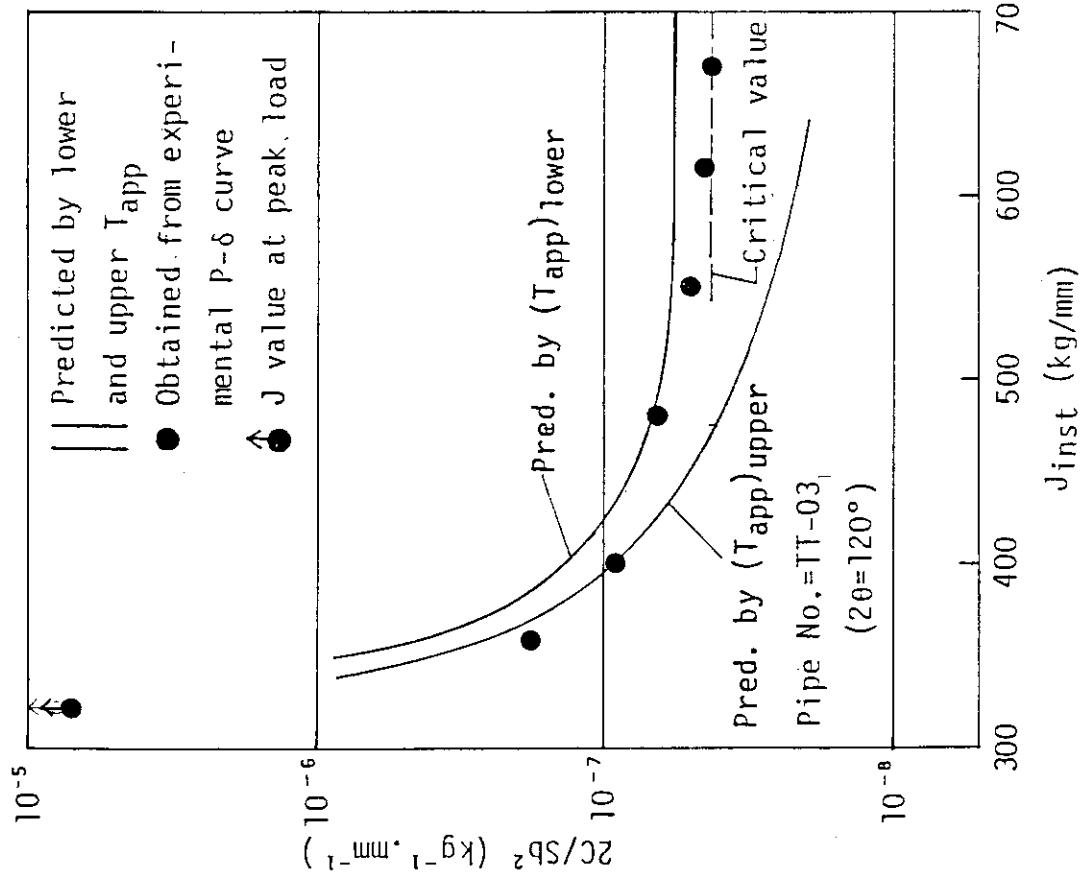
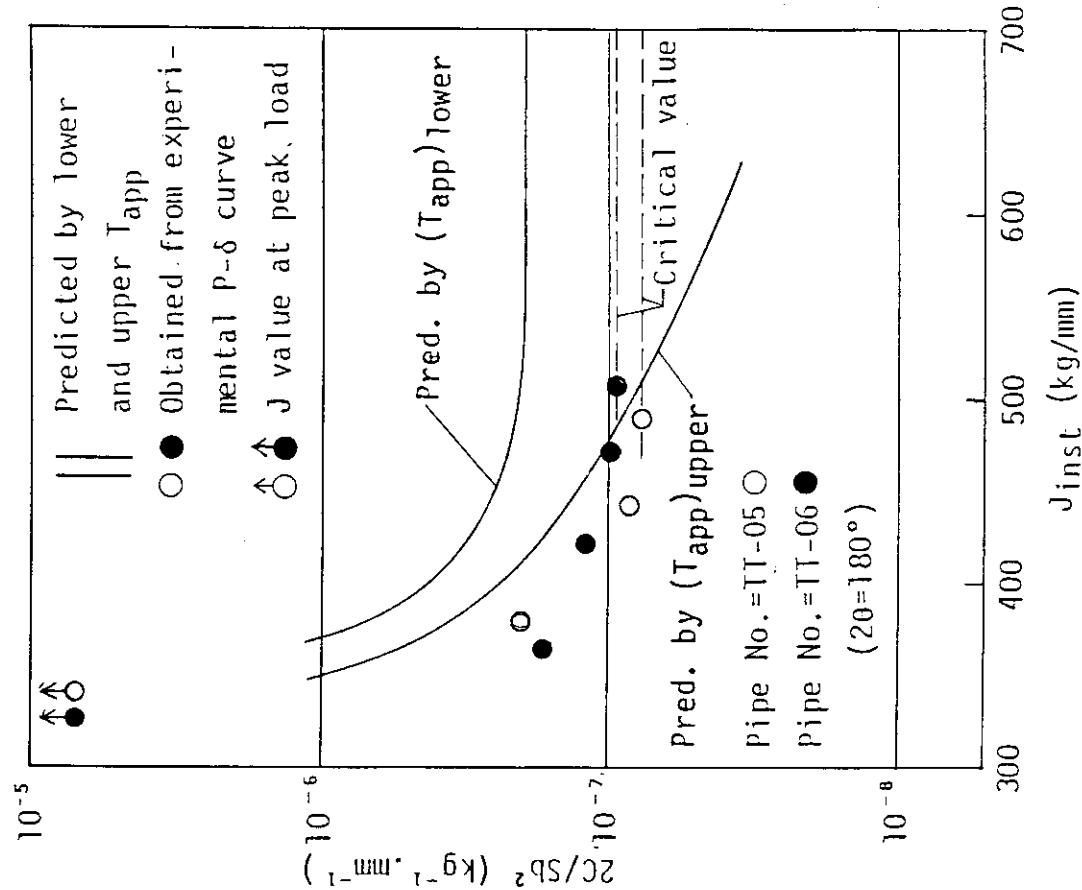
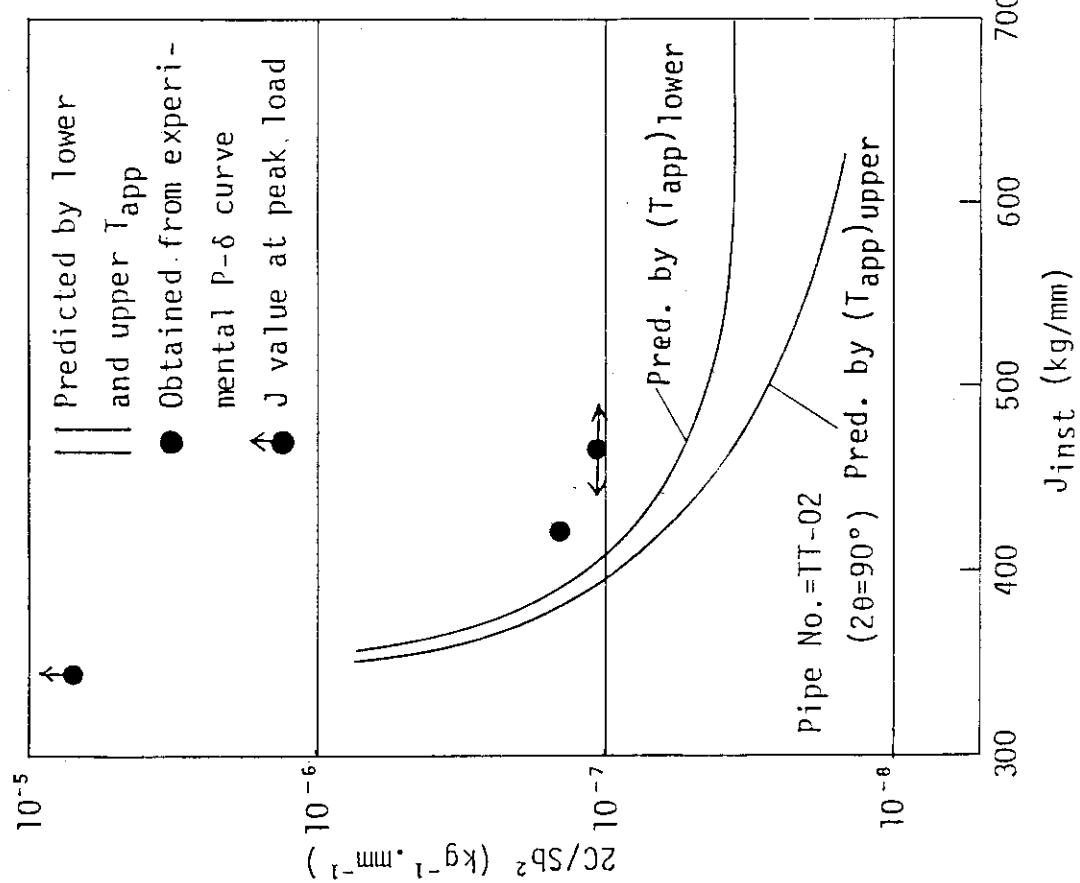
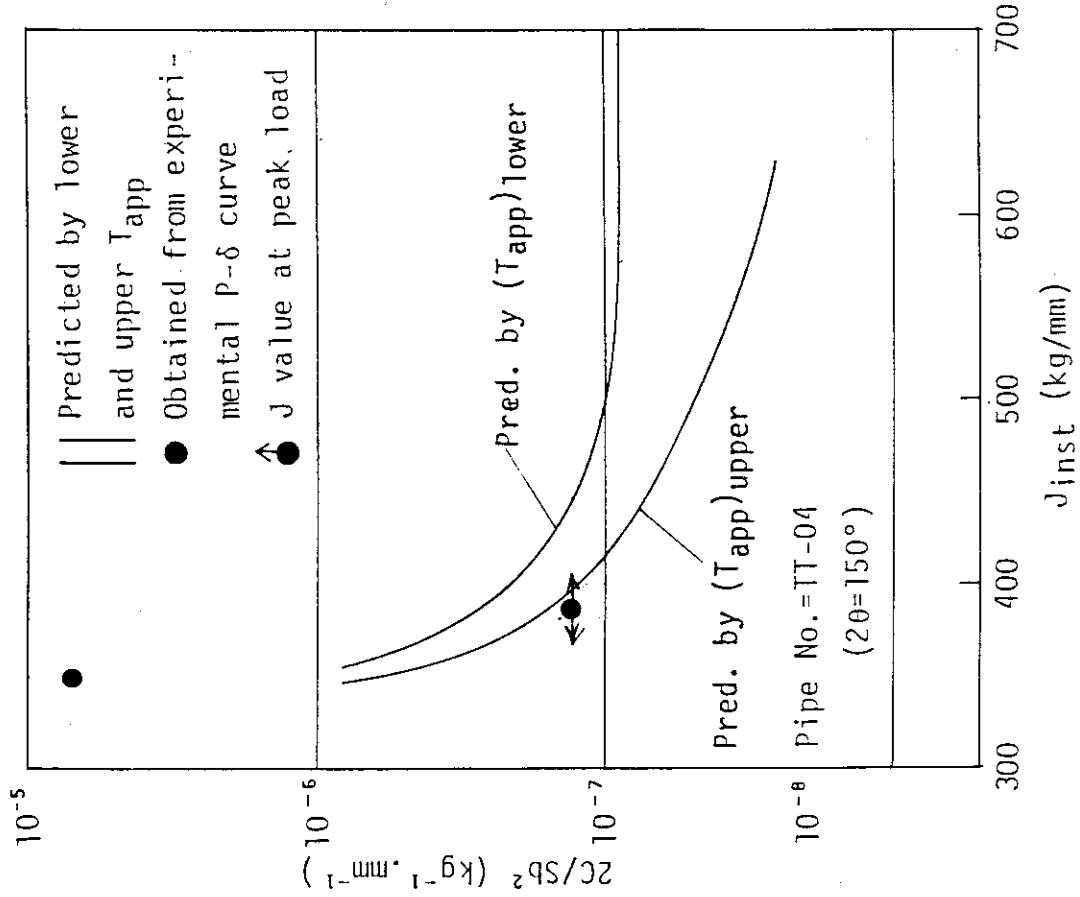
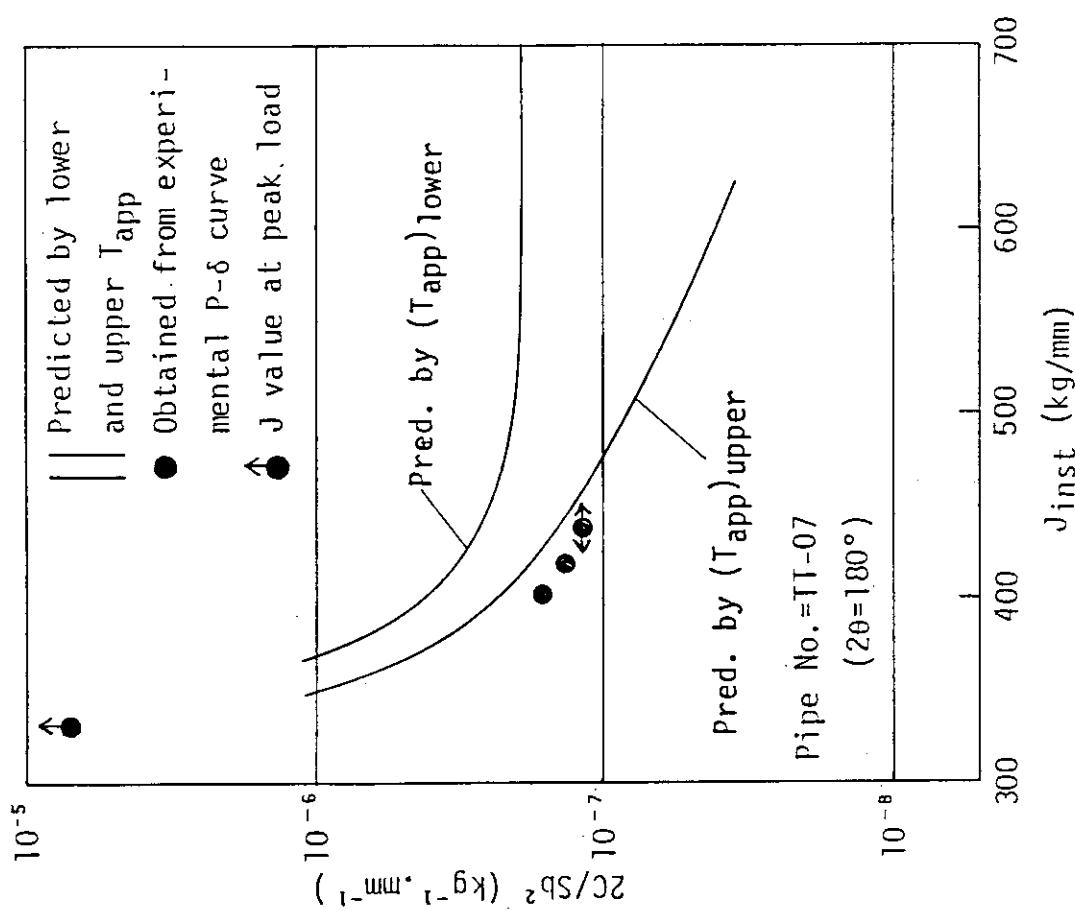


Fig.3.6 Example of stability analysis diagram based on T-instability criterion

Fig.3.7 J_{inst} vs. total compliance relationship (TT-01)

Fig.3.8 J_{inst} vs. total compliance relationship (TT-03)Fig.3.9 J_{inst} vs. total compliance relationship (TT-05, TT-06)

Fig.3.10 J_{inst} vs. total compliance relationship (TT-02)Fig.3.11 J_{inst} vs. total compliance relationship (TT-04)

Fig.3.12 J_{inst} vs. total compliance relationship (TT-07)

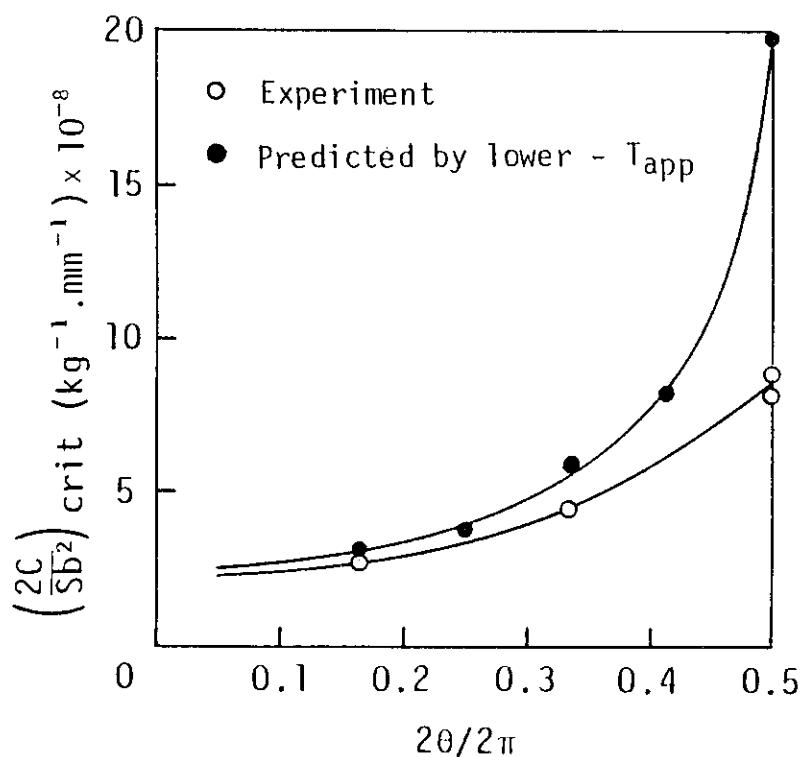


Fig.3.13 Relation between minimum compliance and crack angle to cause unstable ductile fracture

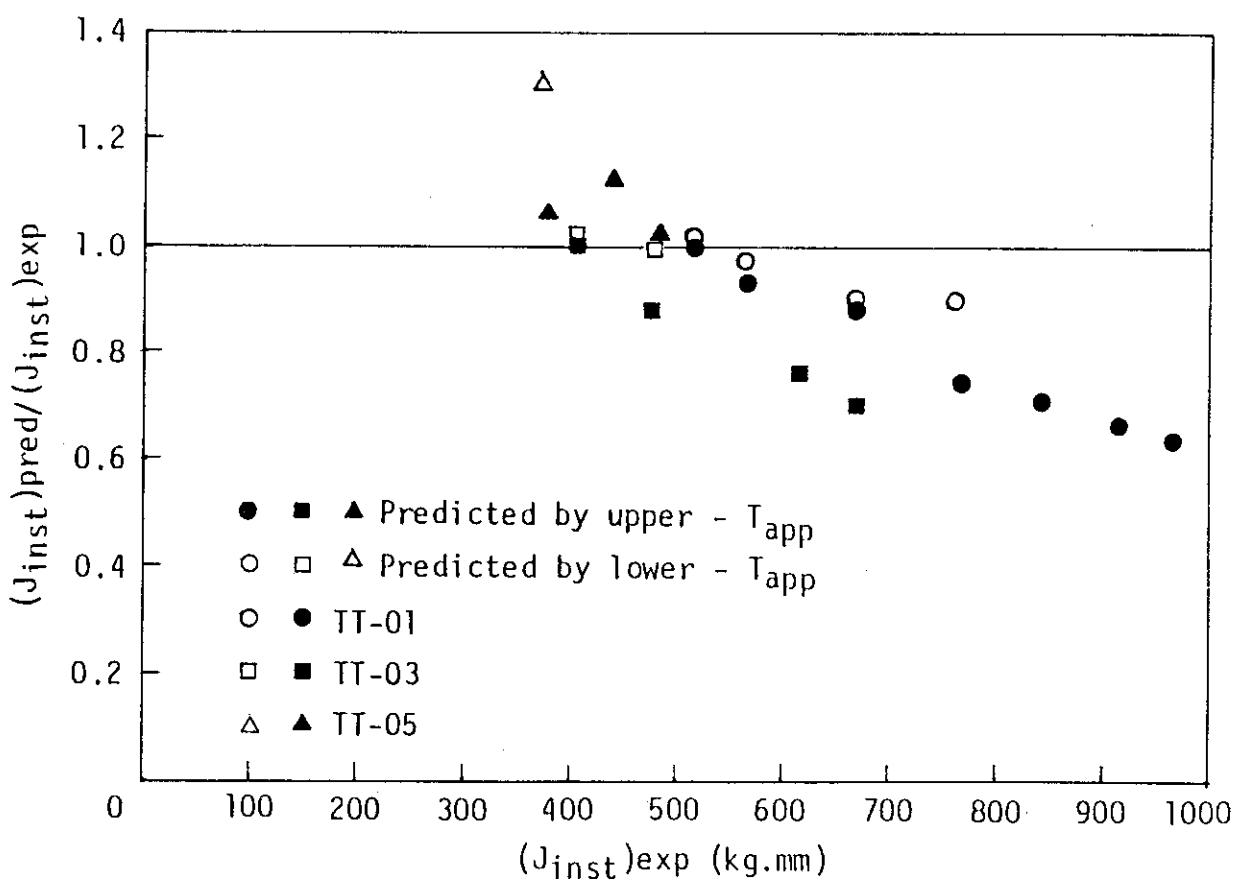
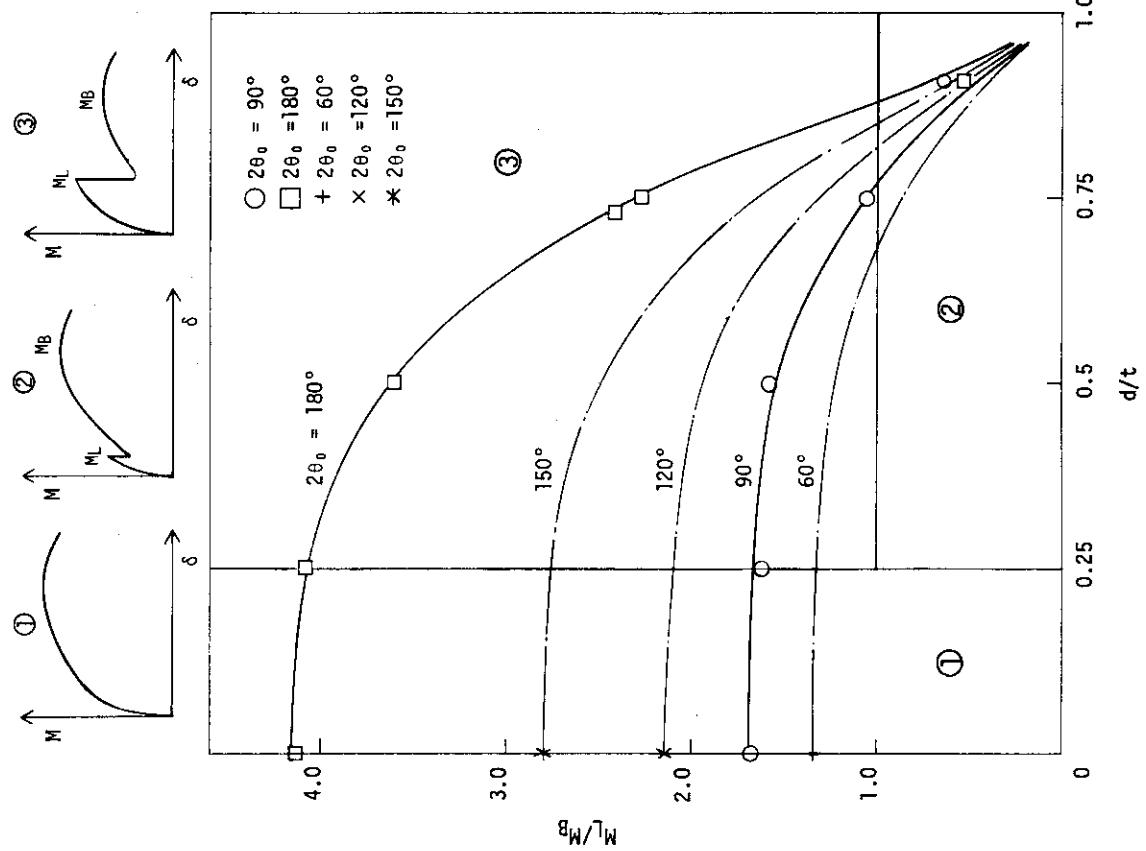
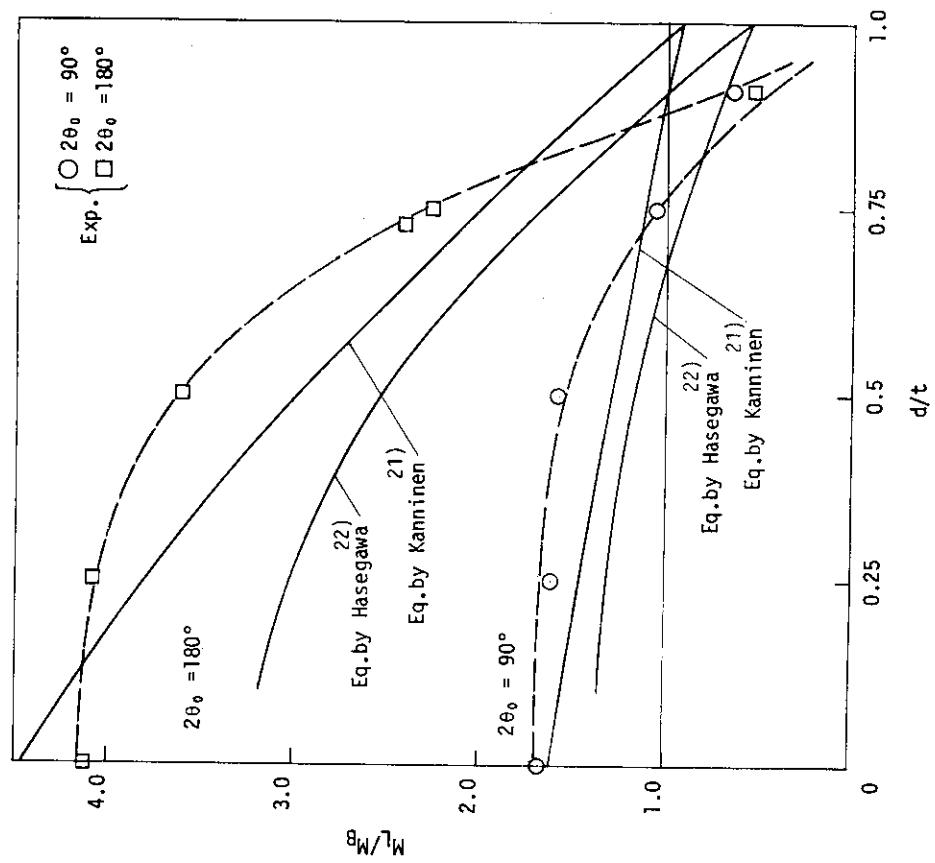


Fig.3.14 Comparison between predicted J_{inst} value and experimental result

Fig.3.15 $M_L - M_B$ diagram obtained from the pipe test resultsFig.3.16 Comparison of M_L/M_B value

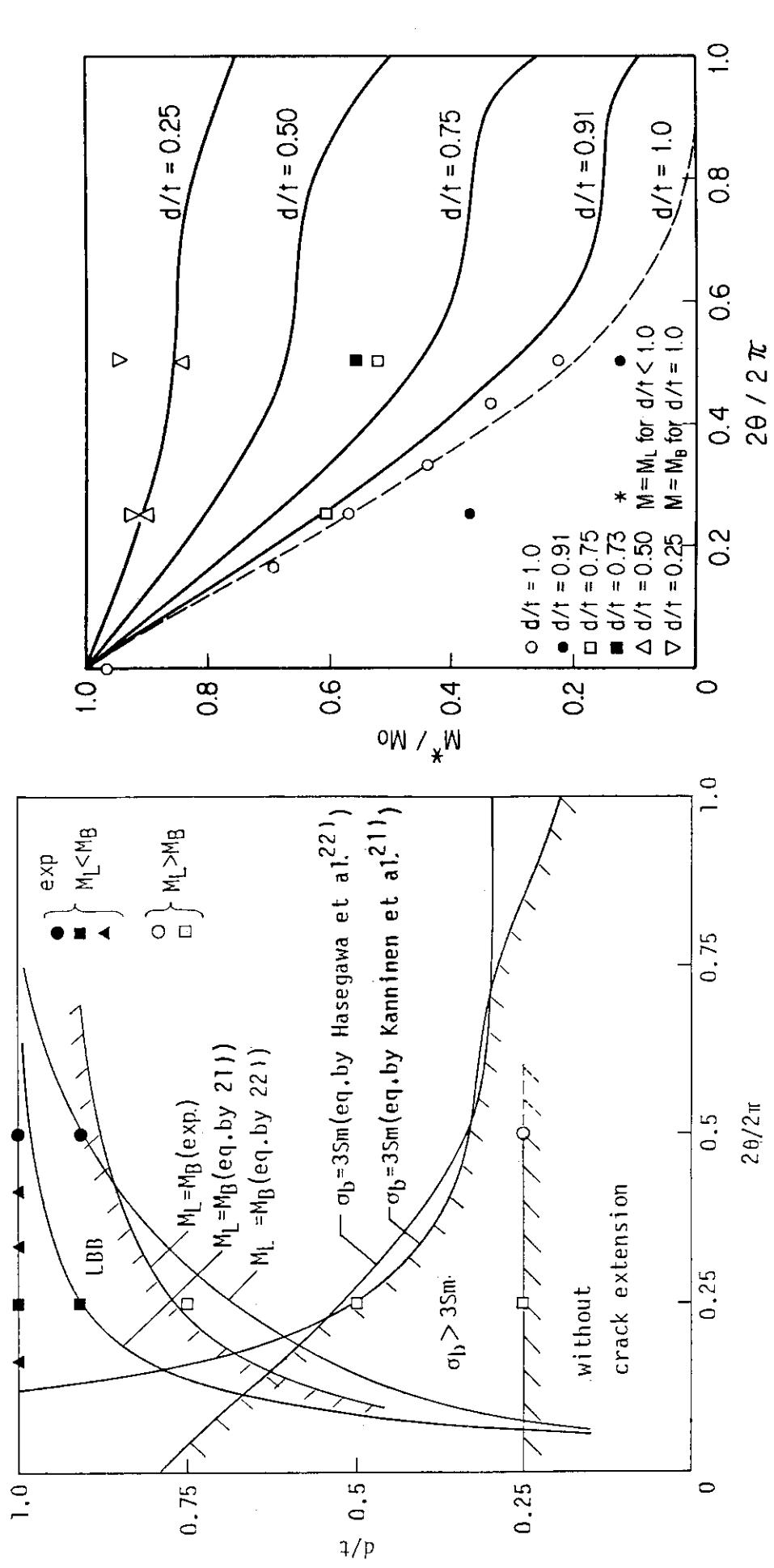
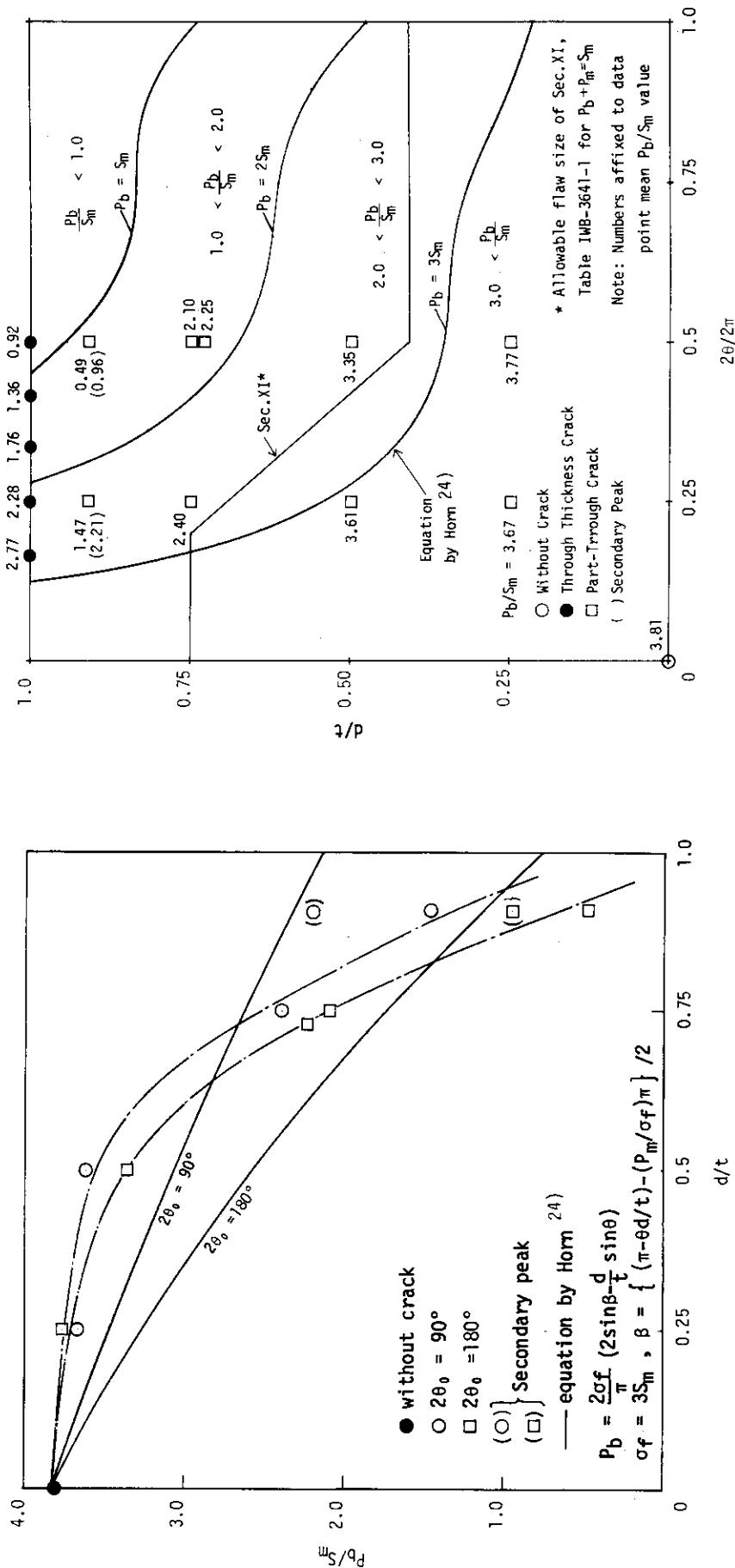


Fig.3.17 Diagram of crack size and LBB condition relationship in piping

Fig.3.18 Comparison between net section collapse criterion and test results of through-wall and part-through cracked pipe



- 43 -

Fig.3.19 Comparison between pipe test results and proposed evaluation equation by Horn et al.

Fig.3.20 Comparison between pipe test results and current flaw evaluation method

4. 結 論

室温における配管の不安定破壊試験は、これまで 6 インチ口径のステンレス鋼配管の試験を中心にして進めてきた。本報は、それらの試験結果をまとめたものである。

これらの試験では、低コンプライアンスまたは高コンプライアンスの 4 点曲げ荷重条件で試験を行い、配管の不安定破壊挙動を検討した。

試験においては次の項目について調べた。

- (1) 貫通欠陥または未貫通欠陥付配管の荷重 - 変位曲線
- (2) 高コンプライアンス試験における配管の不安定破壊挙動
- (3) き裂進展、き裂開口量、歪分布

さらに、得られたデータを用いて T - クライテリオンによる安定解析結果との比較や Net Section Stress 基準による LBB 評価法の検討等を行った。

これらの結果をまとめるとつぎの通りである。

- (1) 貫通欠陥の試験から SUS304 鋼管および STS42 管に対する J - R 曲線が得られた。STS42 管の J - R 曲線は SUS304 鋼管に比べて著しく低く、STS42 管は SUS304 鋼管に比べて低靭性である。
- (2) 貫通欠陥付配管の崩壊荷重は流動応力を基にした Net Section 応力基準により極めて良好に予測できる。
- (3) 配管試験から得られた J - R 曲線を用いて T - クライテリオンに基づく安定解析を行った結果、高コンプライアンス試験における不安定破壊発生を良好に評価できた。
- (4) SUS304 鋼管について未貫通欠陥付配管の貫通時および崩壊時モーメント (M_L, M_B) の推定線図を作成した。この線図により LBB 評価ができる。
- (5) 欠陥が深い場合に対する Net Section 基準による最大荷重評価は非安全側の結果を与えるケースがあり、問題である。
- (6) ASME Code Sec. IX IWB 3640 に導入された未貫通欠陥評価線図は本試験結果から判断すると、期待される安全裕度を有すると判断される。

配管試験体の不安定破壊試験はこれまで、SUS304 鋼管の母材について試験を行ってきたが、現在溶接部における靭性低下が LBB 成立上問題視されており今後溶接部の試験データを取得していく予定である。また、管径の影響を明らかにすることや、炭素鋼管のデータの取得も重要であり、今後これらの試験も展開していく予定である。

謝 辞

本試験研究を進めるにあたり、大洗研究所長 平田実穂氏、燃料安全工学部長 平野見明氏、原子炉安全工学部長 佐藤一男氏、同部次長 斯波正誼氏ならびに構造安全研究委員会（委員長、安藤良夫東大名誉教授）より御協力と助言を得た。各位には心から謝意を表します。

4. 結 論

室温における配管の不安定破壊試験は、これまで 6 インチ口径のステンレス鋼配管の試験を中心にして進めてきた。本報は、それらの試験結果をまとめたものである。

これらの試験では、低コンプライアンスまたは高コンプライアンスの 4 点曲げ荷重条件で試験を行い、配管の不安定破壊挙動を検討した。

試験においては次の項目について調べた。

- (1) 貫通欠陥または未貫通欠陥付配管の荷重 - 変位曲線
- (2) 高コンプライアンス試験における配管の不安定破壊挙動
- (3) き裂進展、き裂開口量、歪分布

さらに、得られたデータを用いて T-クライテリオンによる安定解析結果との比較や Net Section Stress 基準による LBB 評価法の検討等を行った。

これらの結果をまとめるとつぎの通りである。

- (1) 貫通欠陥の試験から SUS304 鋼管および STS42 管に対する J-R 曲線が得られた。STS42 管の J-R 曲線は SUS304 鋼管に比べて著しく低く、STS42 管は SUS304 鋼管に比べて低靭性である。
- (2) 貫通欠陥付配管の崩壊荷重は流動応力を基にした Net Section 応力基準により極めて良好に予測できる。
- (3) 配管試験から得られた J-R 曲線を用いて T-クライテリオンに基づく安定解析を行った結果、高コンプライアンス試験における不安定破壊発生を良好に評価できた。
- (4) SUS304 鋼管について未貫通欠陥付配管の貫通時および崩壊時モーメント (M_L, M_B) の推定線図を作成した。この線図により LBB 評価ができる。
- (5) 欠陥が深い場合に対する Net Section 基準による最大荷重評価は非安全側の結果を与えるケースがあり、問題である。
- (6) ASME Code Sec. IX IWB 3640 に導入された未貫通欠陥評価線図は本試験結果から判断すると、期待される安全裕度を有すると判断される。

配管試験体の不安定破壊試験はこれまで、SUS304 鋼管の母材について試験を行ってきたが、現在溶接部における靭性低下が LBB 成立上問題視されており今後溶接部の試験データを取得していく予定である。また、管径の影響を明らかにすることや、炭素鋼管のデータの取得も重要であり、今後これらの試験も展開していく予定である。

謝 辞

本試験研究を進めるにあたり、大洗研究所長 平田実穂氏、燃料安全工学部長 平野聰明氏、原子炉安全工学部長 佐藤一男氏、同部次長 斯波正誼氏ならびに構造安全研究委員会（委員長、安藤良夫東大名誉教授）より御協力と助言を得た。各位には心から謝意を表します。

参考文献

- 1) 発電用軽水型原子炉施設の安全評価に関する審査指針について、原子力委員会、昭和53年
- 2) 10 CFR 50, App. A, General Design Criteria for Nuclear Power Plants, 1976
- 3) Regulatory Guide 1.46, Protection Against Pipe Whip Inside Containment, USAEC, 1973
- 4) Nucleonics week, Jan. 17, 1985
- 5) Inside NRC, Jan. 7, 1985
- 6) K. Kussmaul et al. : Exclusion of Fracture in Pipings of the Pressure Boundary, Part 1 : Experimental Investigations and Their Interpretation, IAEA-SM-269 / 7, Int. Symp on Reliability of Reactor Pressure Components, March, 1983, Stuttgart
- 7) G. Bartholome et al. : Exclusion of Failure of the Pressure Retaining Coolant Piping, Ibid.
- 8) Report of the U. S. Nuclear Regulatory Commission Piping Review Committee, NUREG-1061-Vol. 3, Nov. 1984
- 9) M. Vagins and J. Strosnider : Research Program Plan—Piping, NUREG-1155, Vol. 3, 1985
- 10) G. M. Wilkowski et al. : Degraded Piping Program—Phase II, NUREG/CR-4082 —Vol. 1, Jan. 1985
- 11) G. M. Wilkowski et al. : Degraded Piping Program—Phase II, NUREG/CR-4082 —Vol. 2, July 1985
- 12) 矢川, 他5名 : 周方向非貫通き裂を有する304ステンレス鋼管の破断前漏洩実験, 機論(A), 50, 451(59-3)
- 13) G. Yagawa, et al. : Stable Growth and Instability of Circumferential Cracks in Type 304 Stainless Steel Pipes under Tensile Load, Jr. of PVT, Nov. 1984, Vol. 106, 405
- 14) 原子力産業新聞, 昭和60年3月7日および昭和59年9月20日
- 15) H. Tada and P. C. Paris : A Stability Analysis of Circumferential Cracks for Reactor Piping Systems, ASTM STP 700, 1980
- 16) A. Zahoor and M. F. Kanninen : A Plastic Fracture Mechanics Prediction of Fracture Instability in a Circumferentially Cracked Pipe in Bending—Part I : J-Integral Analysis, Jr. PVT., Nov. 1981, Vol. 103
- 17) J. Pan, et al. : Application of a Tearing Instability Analysis for Strain Hardening Materials to a Circumferentially Cracked Pipe in Bending, ASTM STP 833, 1984
- 18) P. Paris et al. : The Theory of Instability of the Tearing Mode of Elastic-Plastic Crack Growth, ASTM STP 668, 1979

- 19) J. Hutchinson and P. Paris : Stability Analysis of J-Controlled Crack Growth, ASTM STP 668, 1979
- 20) 矢川, 高橋, 安藤 : 原子炉一次系配管の延性不安定破壊に関する研究(第1報, 引張りを受ける中央き裂付き平板), 機論(A) 48-427, 267, (57-3)
- 21) M. F. Kanninen, et al. : Mechanical Fracture Predictions for Sensitized Stainless Steel Piping with Circumferential Cracks, EPR I-NP-192, 1976
- 22) K. Hasegawa, et al. : Assessment of Leak and Break Margins in Stainless Steel Power Plant Piping, Presented at CSNI Specialist Meeting on LBB, Monterey, 1983
- 23) 長谷川, 他3名 : 周方向表面き裂を含む圧力配管の漏洩荷重の評価法, 圧力技術, 21-1, 1983
- 24) Horn, et al. : Evaluation of the Growth and Stability of Stress Corrosion Cracks in Sensitized Austenitic Piping, Jr. of PVT, May 1984, Vol. 106, 201
- 25) ASME Boiler and Pressure Vessel Code Sec. XI, Winter Addenda, IWB-3640, 1983

付 錄

本付録には本文で記載しなかったつぎのデータを収録した。

- (1) S U S 304 鋼管およびS T S 42鋼管の引張試験から得られた応力一歪線図
- (2) 各試験体のC O D測定結果

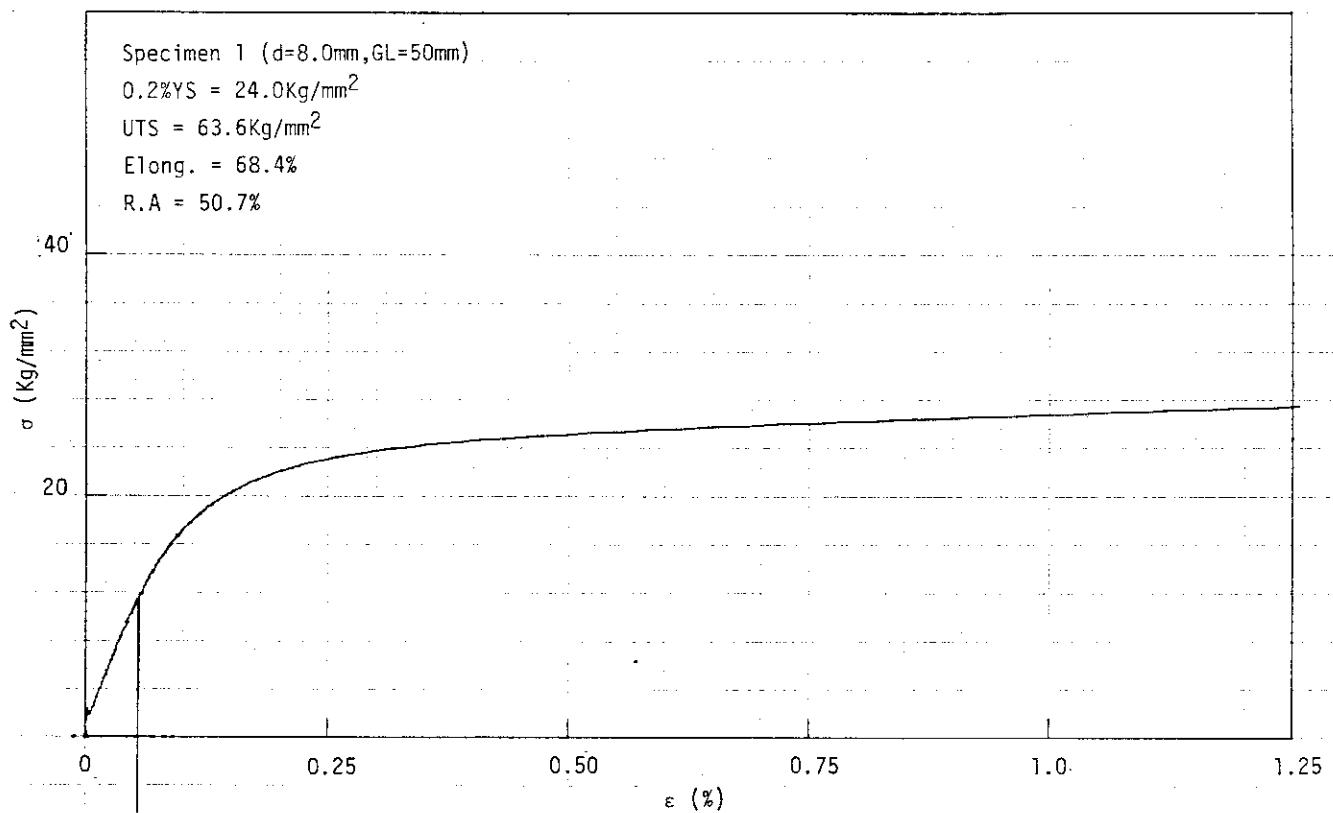


Fig.A1 Stress strain diagram (SUS304,specimen 1)

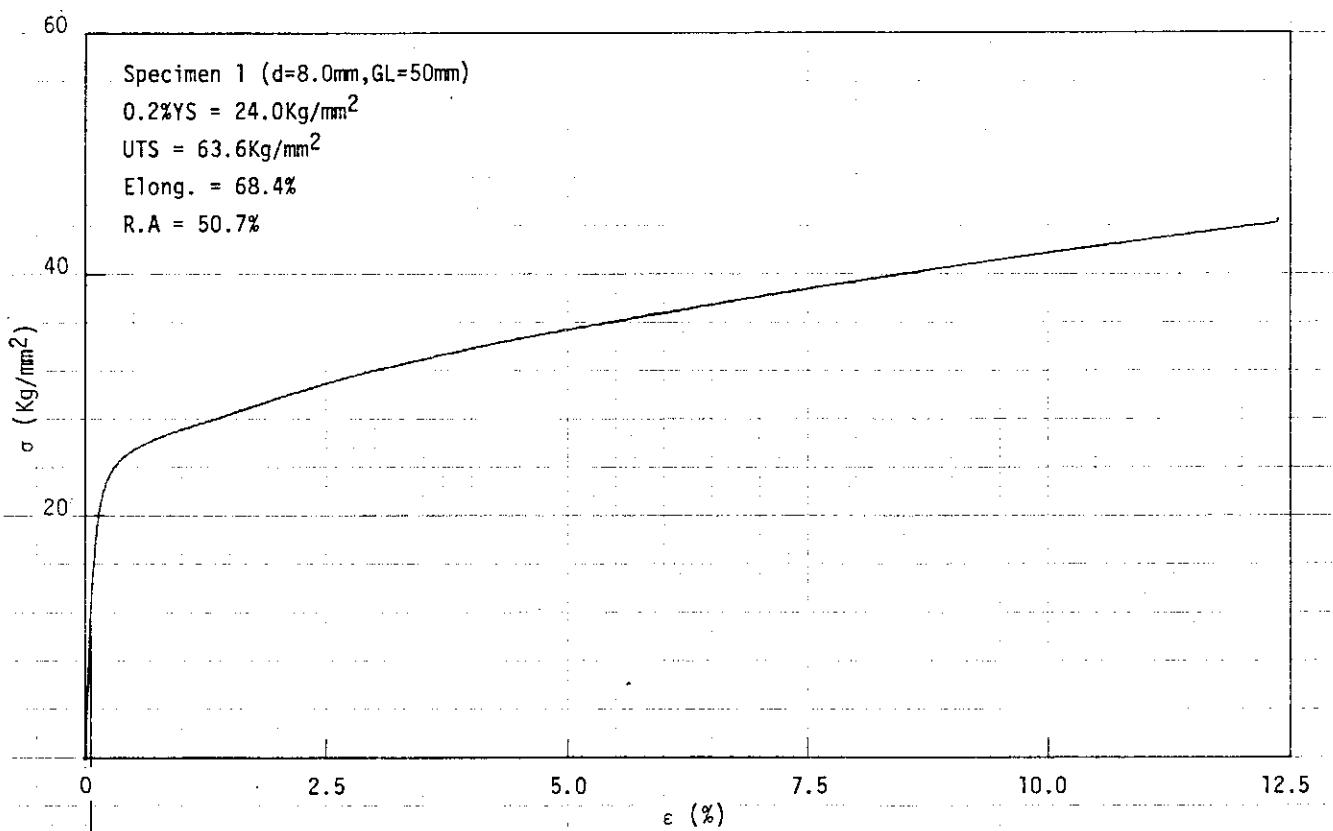


Fig.A2 Stress strain diagram (SUS304,specimen 1)

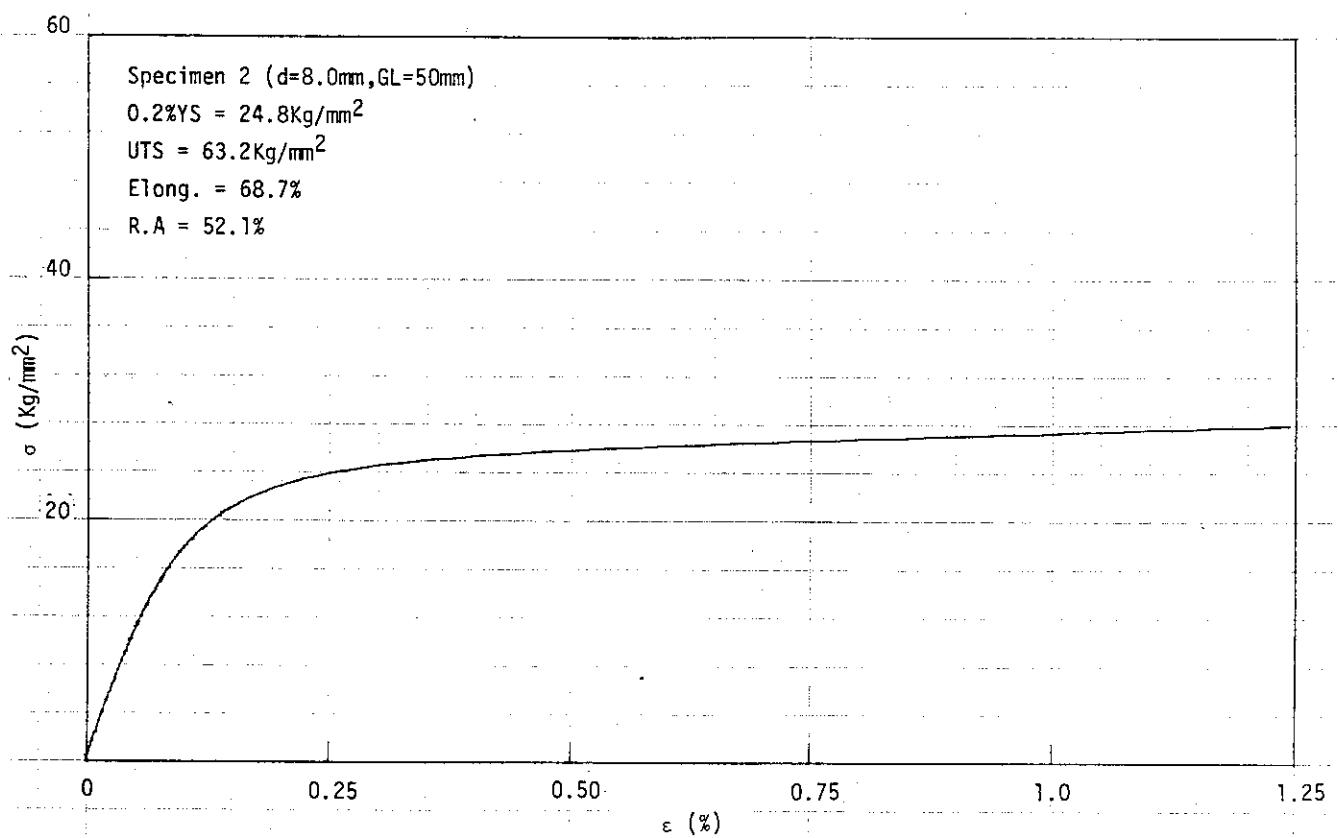


Fig.A3 Stress strain diagram (SUS304,specimen 2)

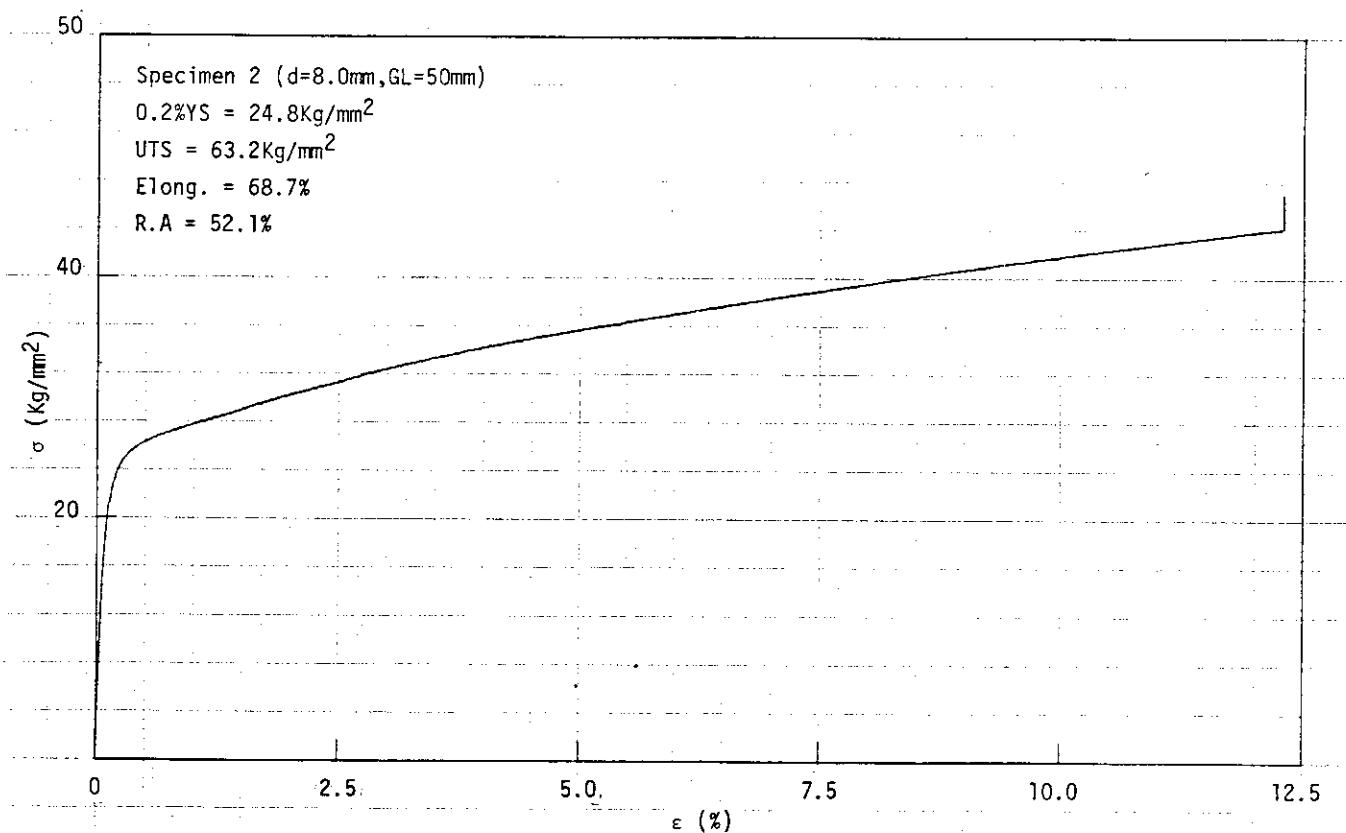


Fig.A4 Stress strain diagram (SUS304,specimen 2)

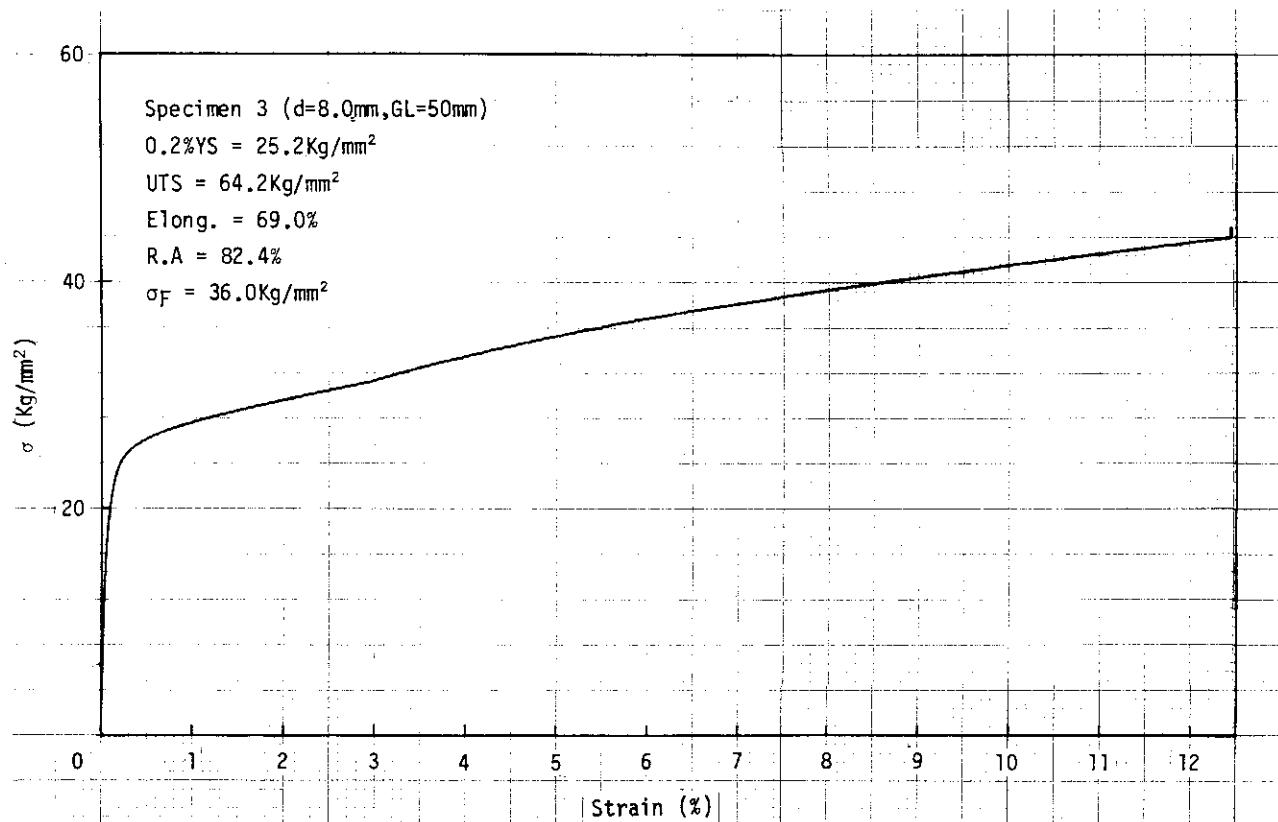


Fig.A5 Stress strain diagram (SUS304,specimen 3)

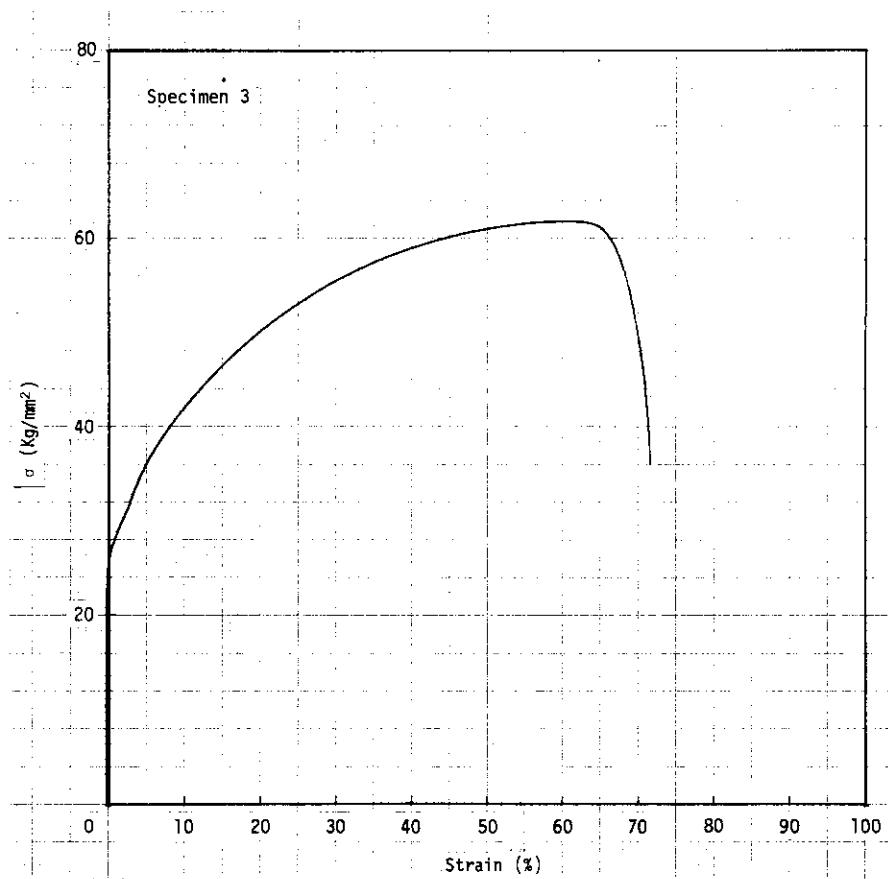


Fig.A6 Stress strain diagram (SUS304,specimen 3)

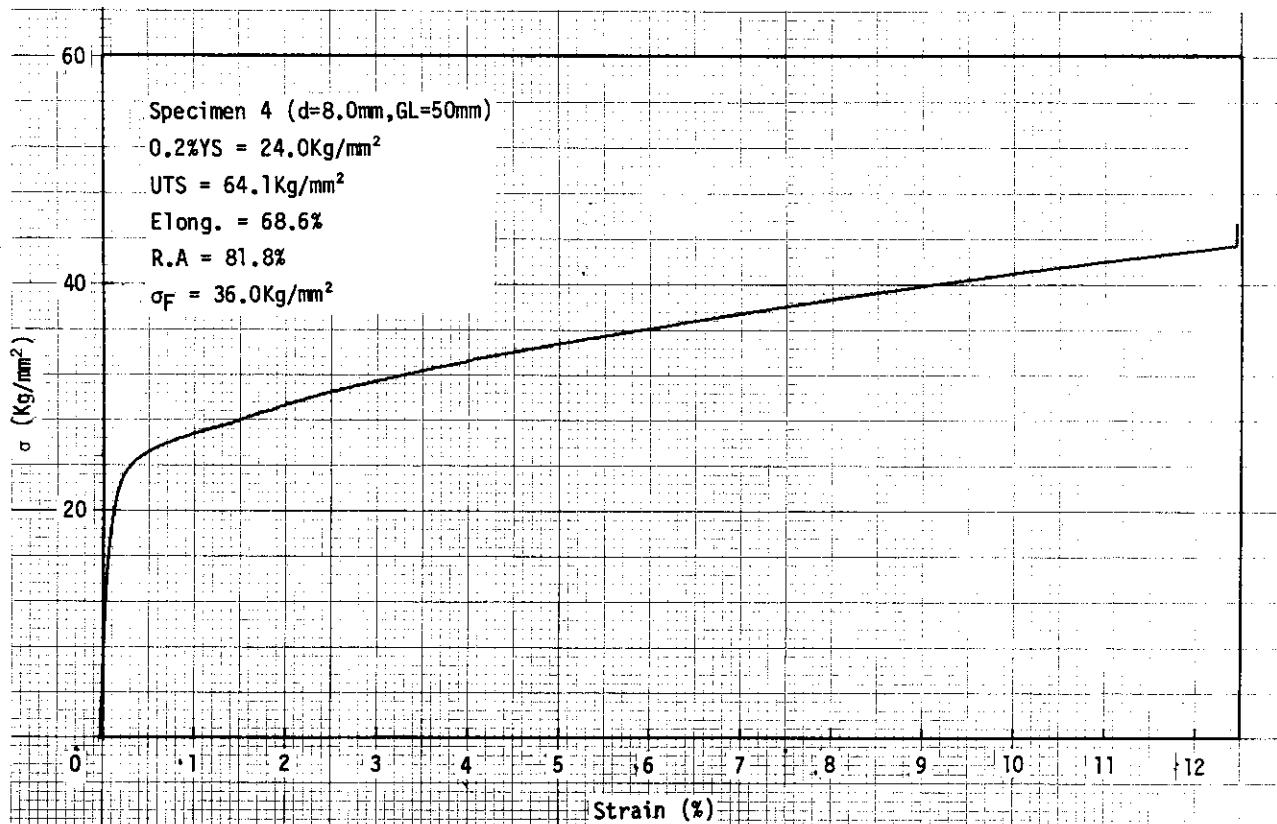


Fig.A7 Stress strain diagram (SUS304,specimen 4)

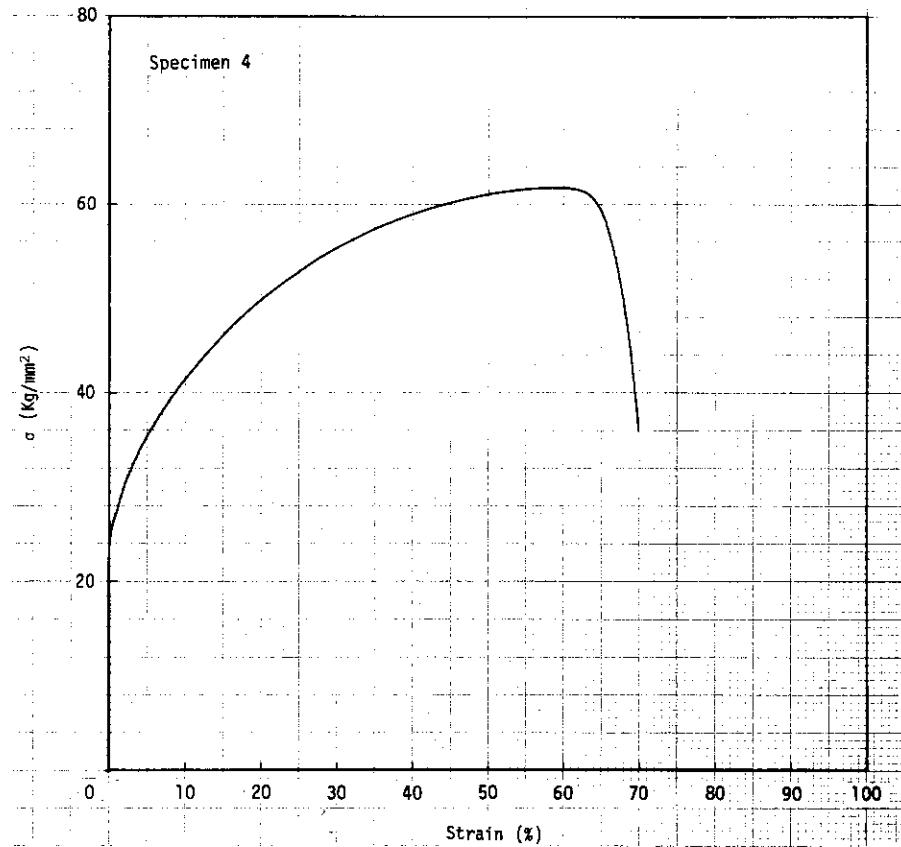


Fig.A8 Stress strain diagram (SUS304,specimen 4)

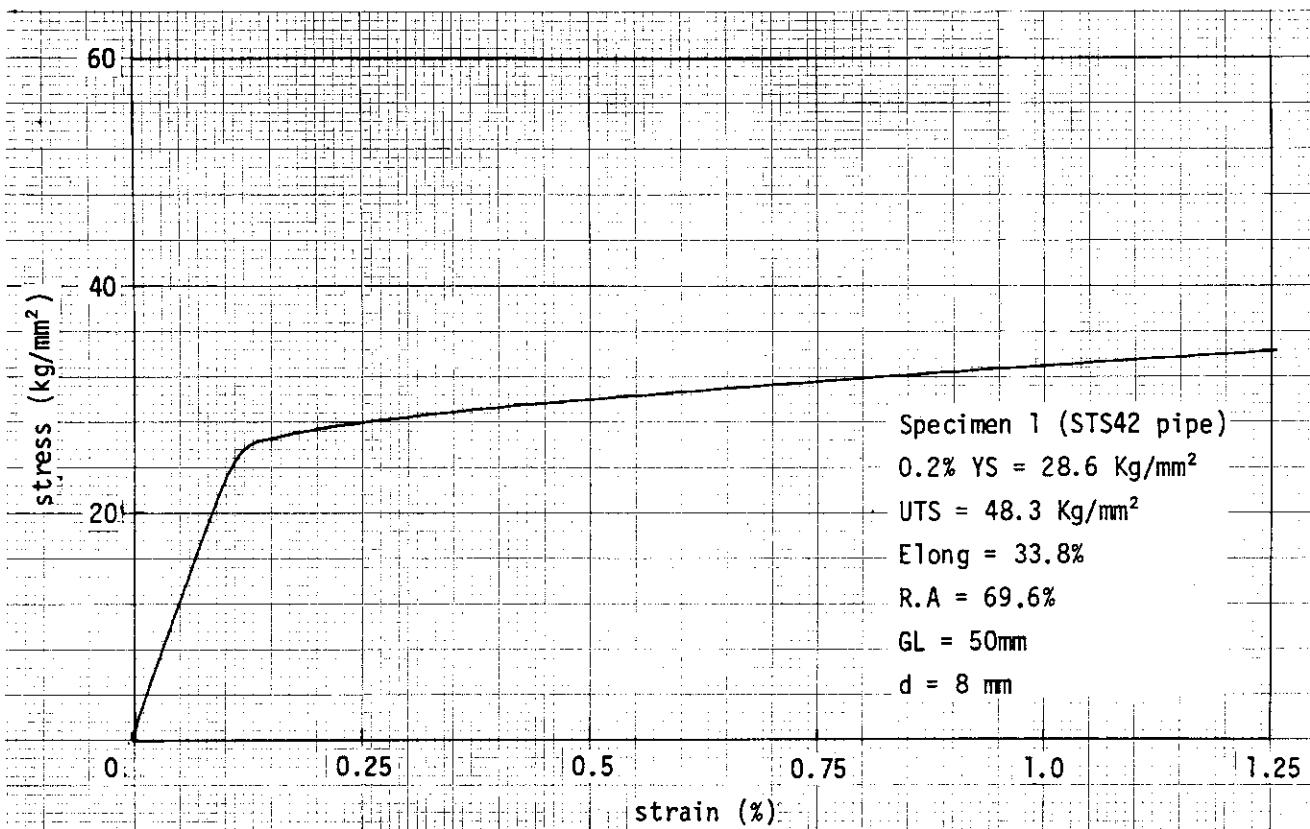


Fig.A9 Stress strain diagram (STS42,specimen 1)

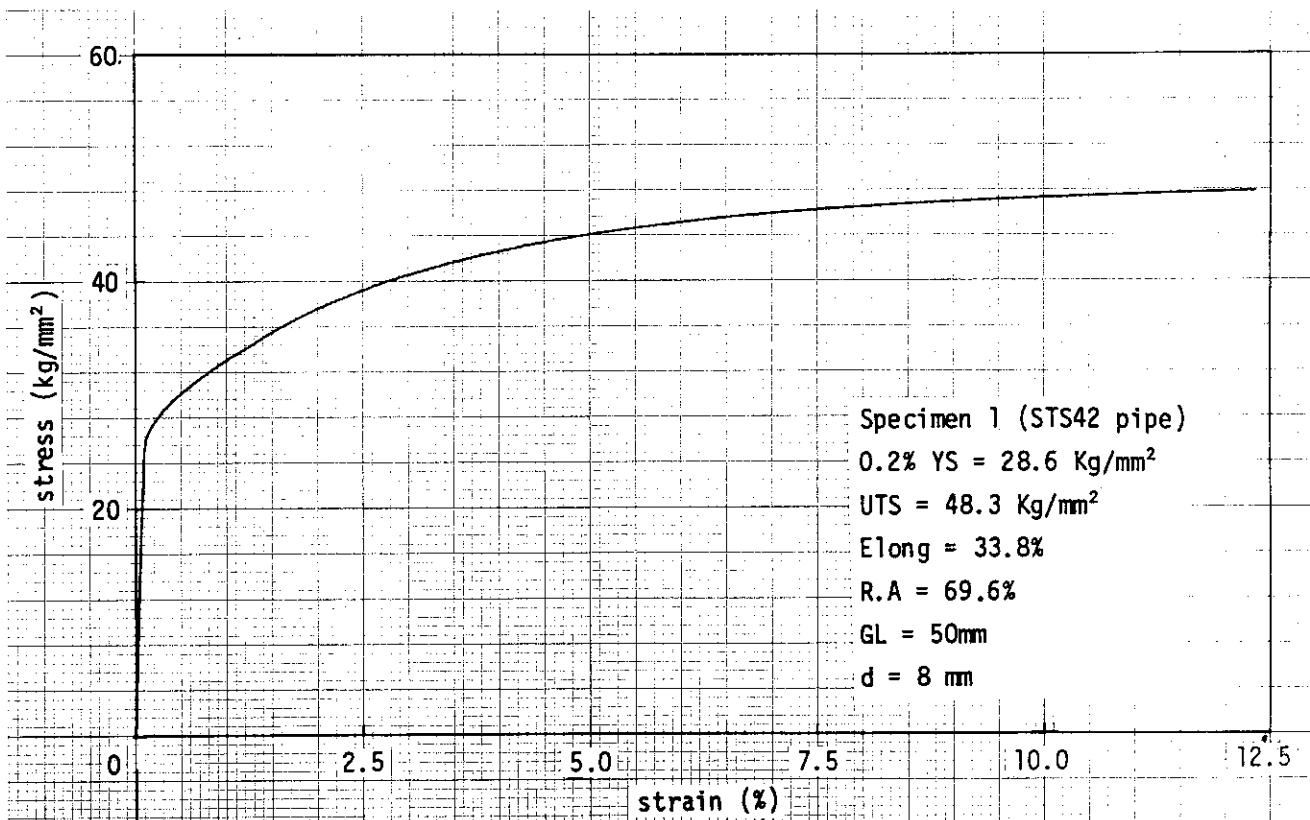


Fig.A10 Stress strain diagram (STS42,specimen 1)

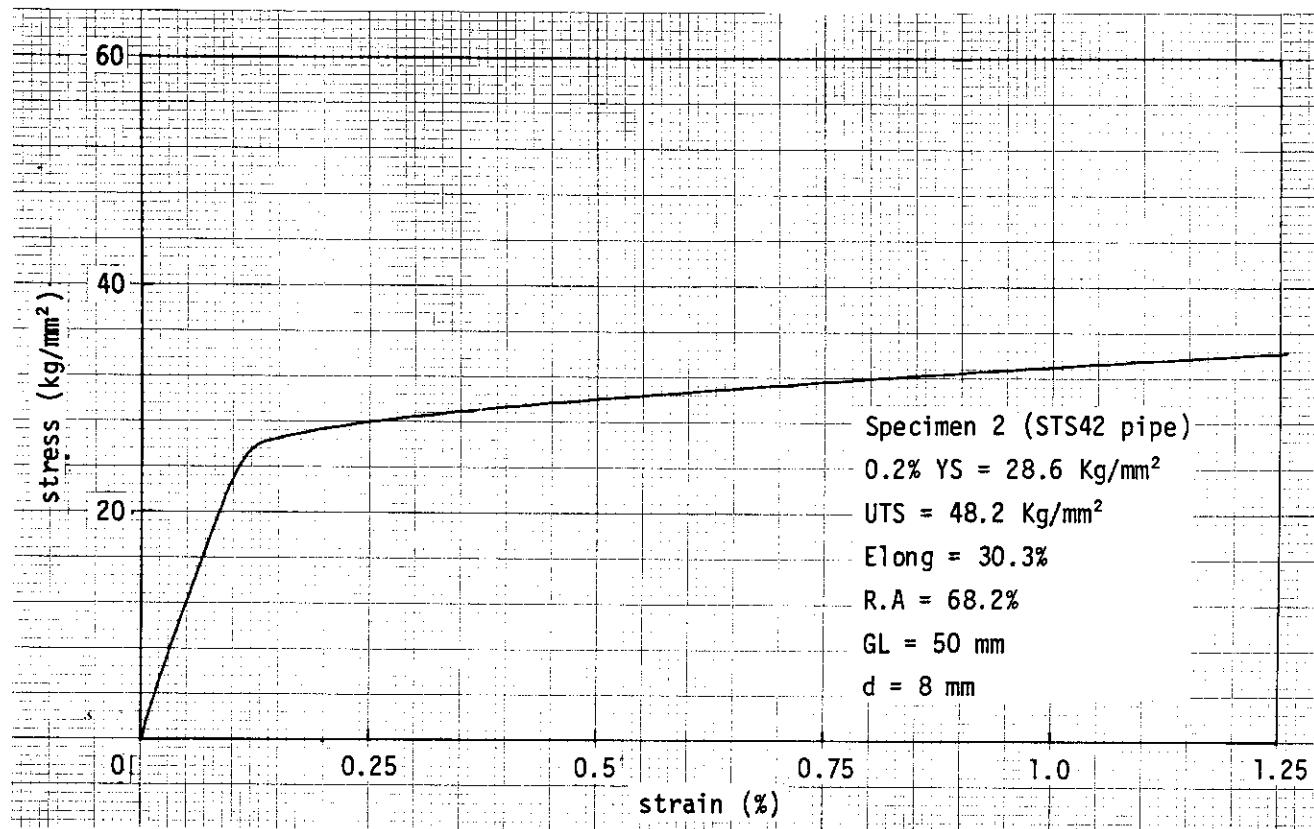


Fig.A11 Stress strain diagram (STS42,specimen 2)

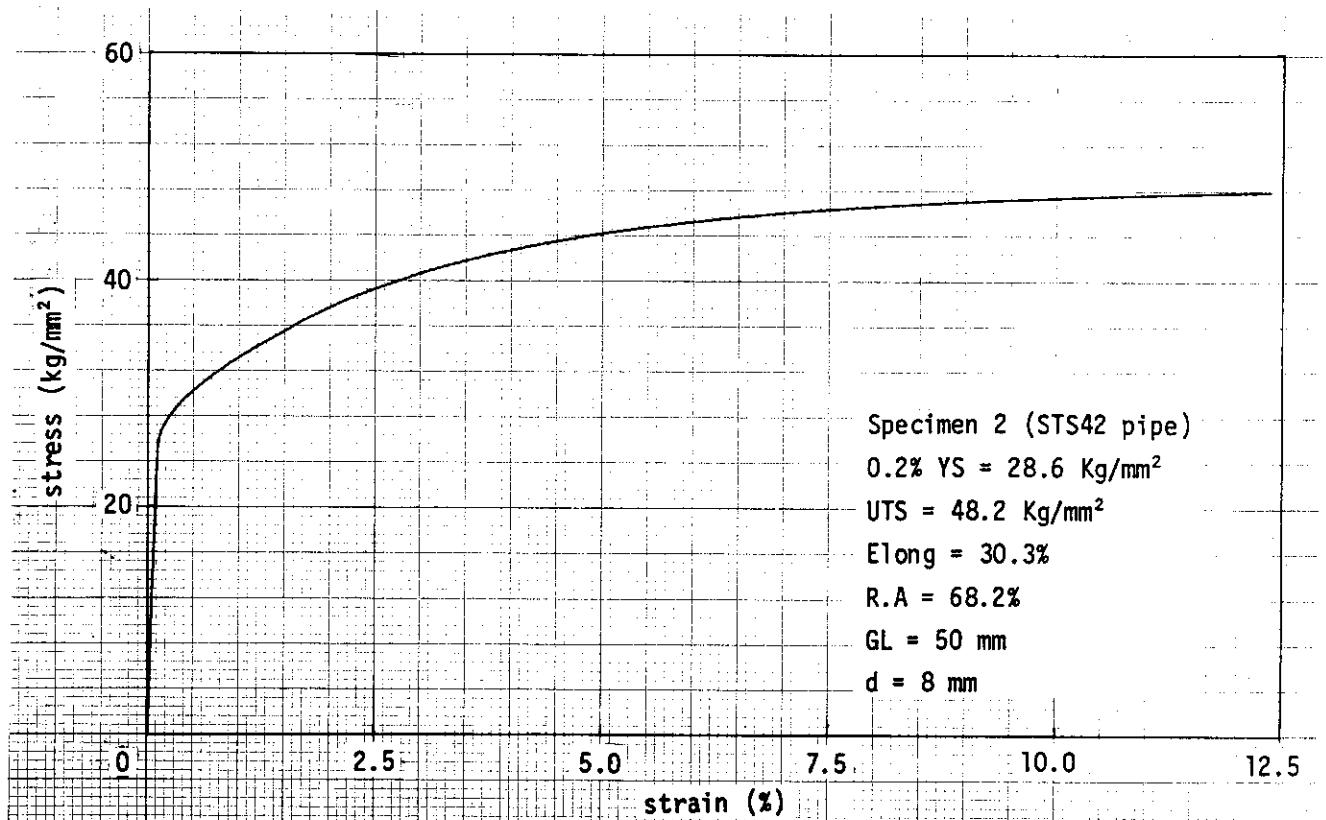


Fig.A12 Stress strain diagram (STS42,specimen 2)

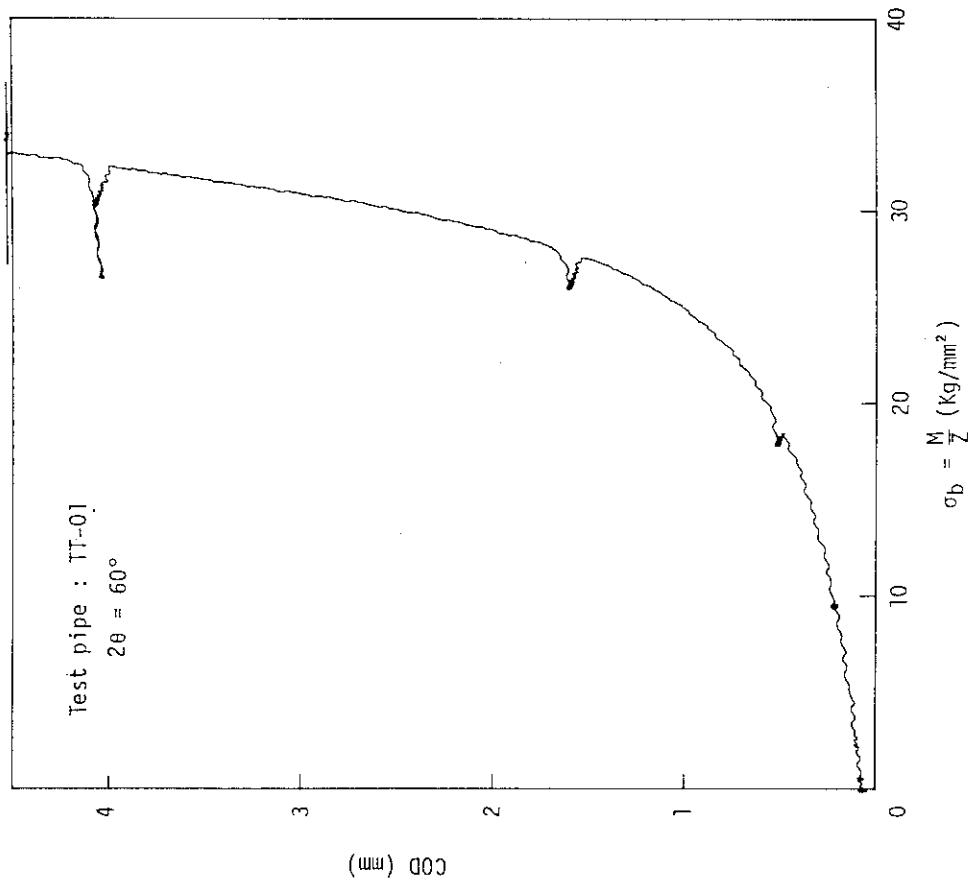


Fig.A14 Result of COD measurement (TT-01)

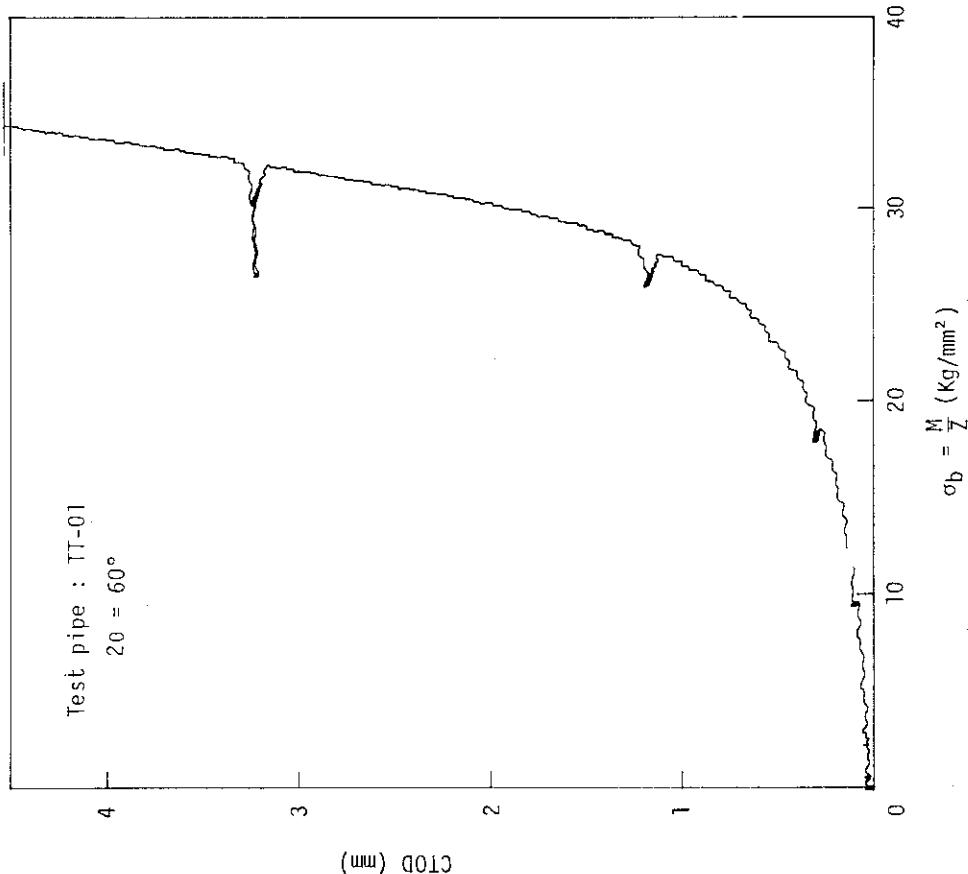


Fig.A13 Result of COD measurement (TT-01)

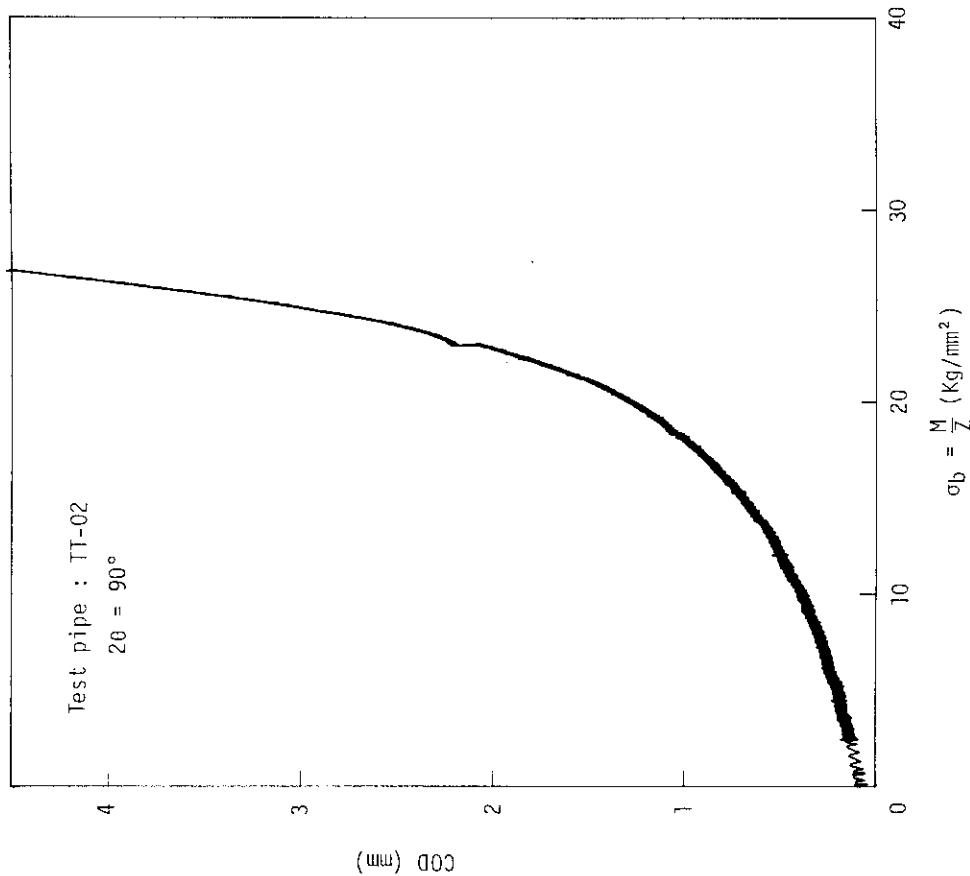


Fig.A16 Result of COD measurement (TT-02)

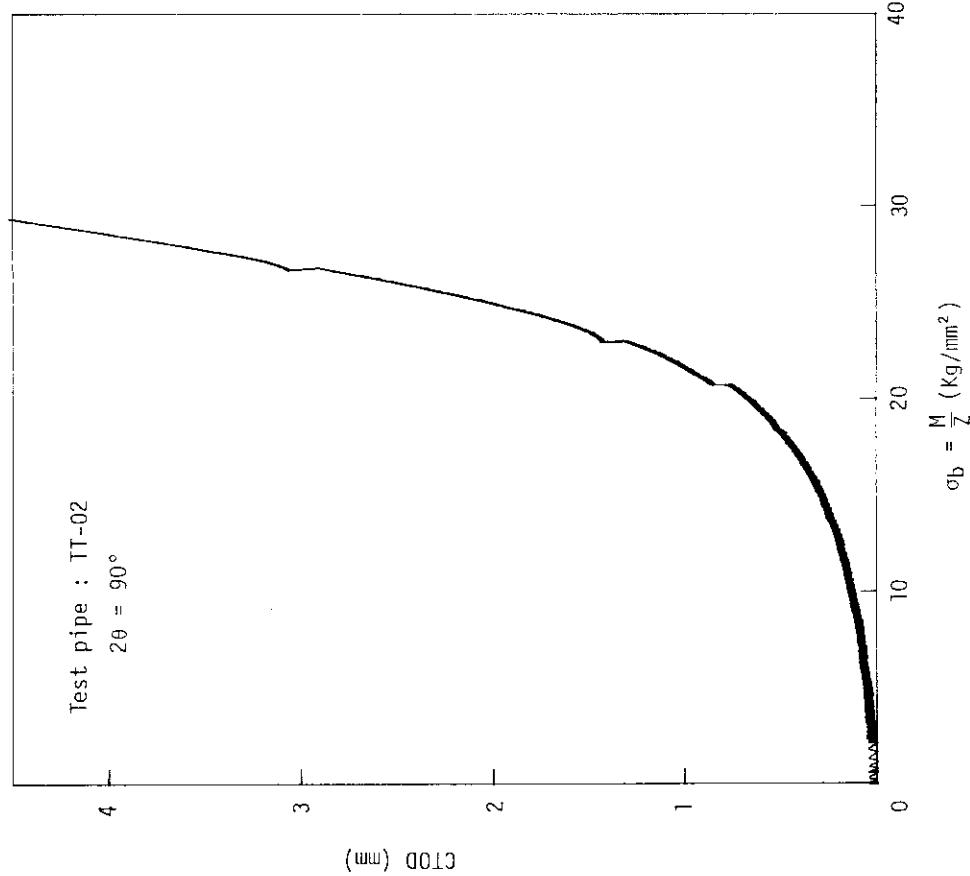


Fig.A15 Result of COD measurement (TT-02)

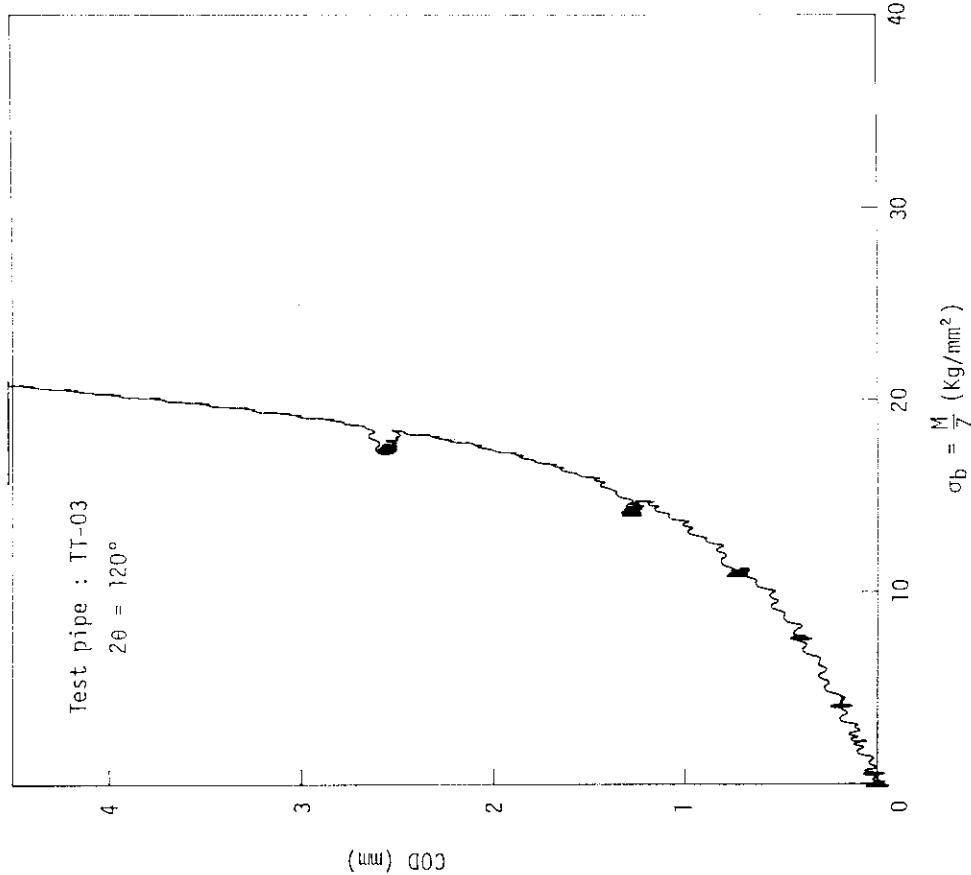


Fig.A18 Result of COD measurement (TT-03)

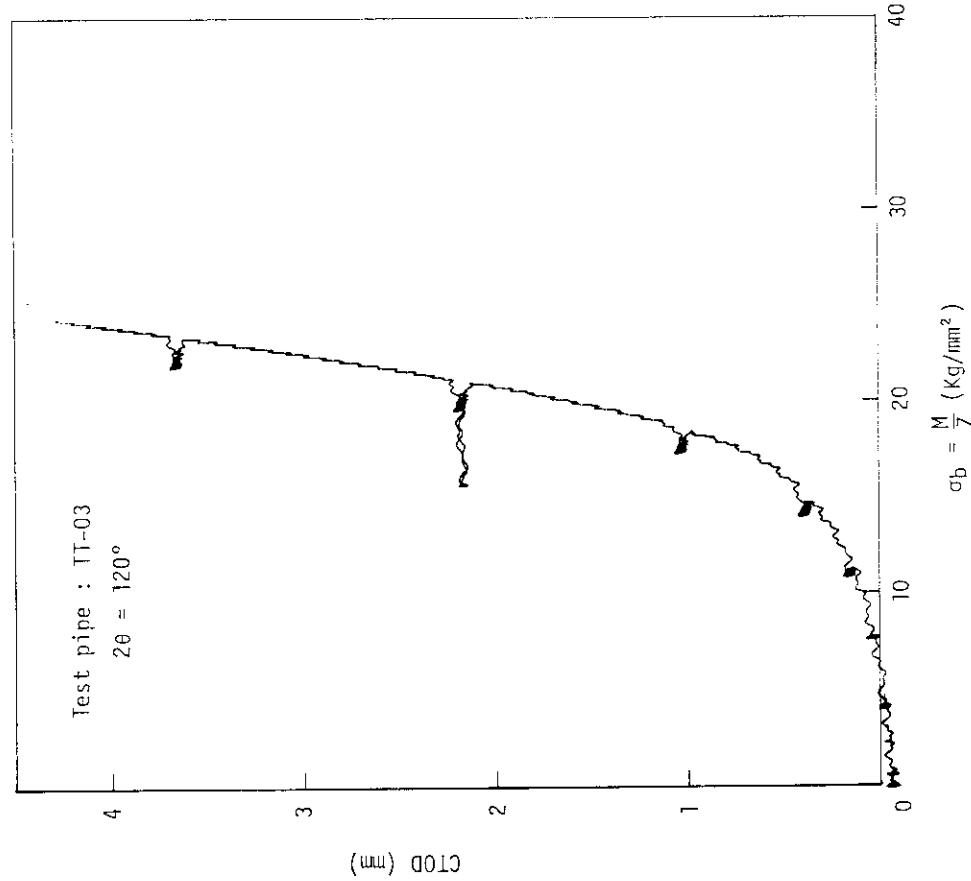


Fig.A17 Result of COD measurement (TT-03)

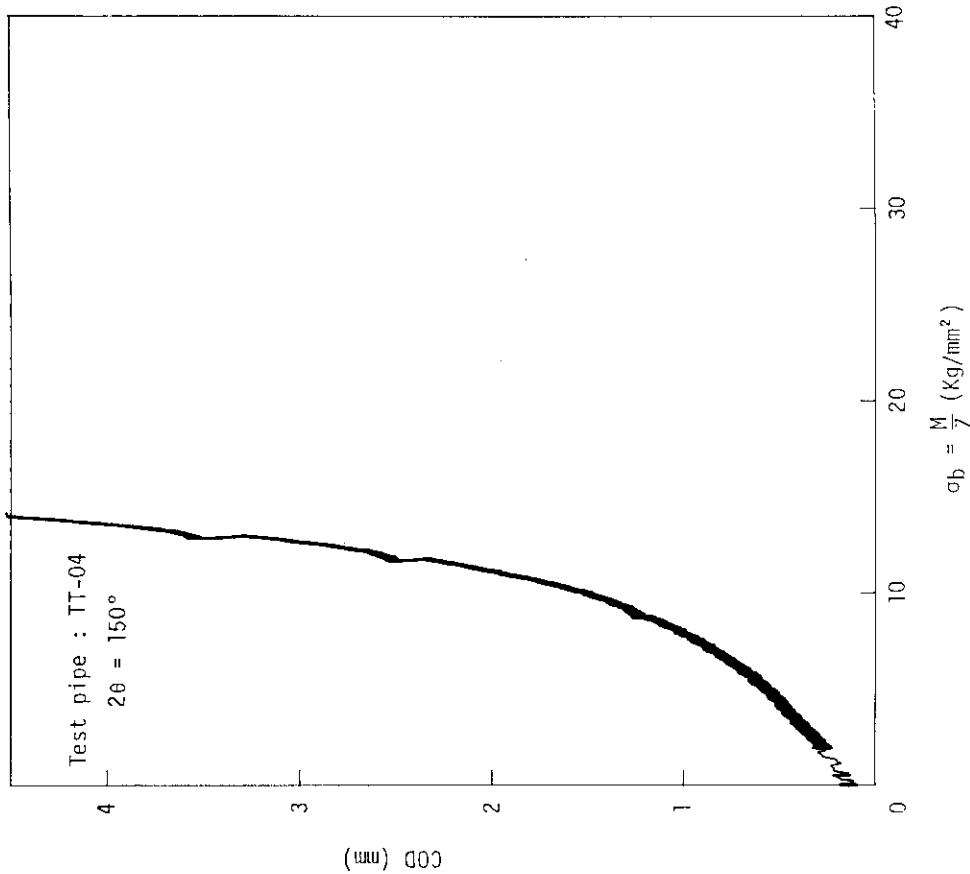


Fig.A19 Result of COD measurement (TT-04)

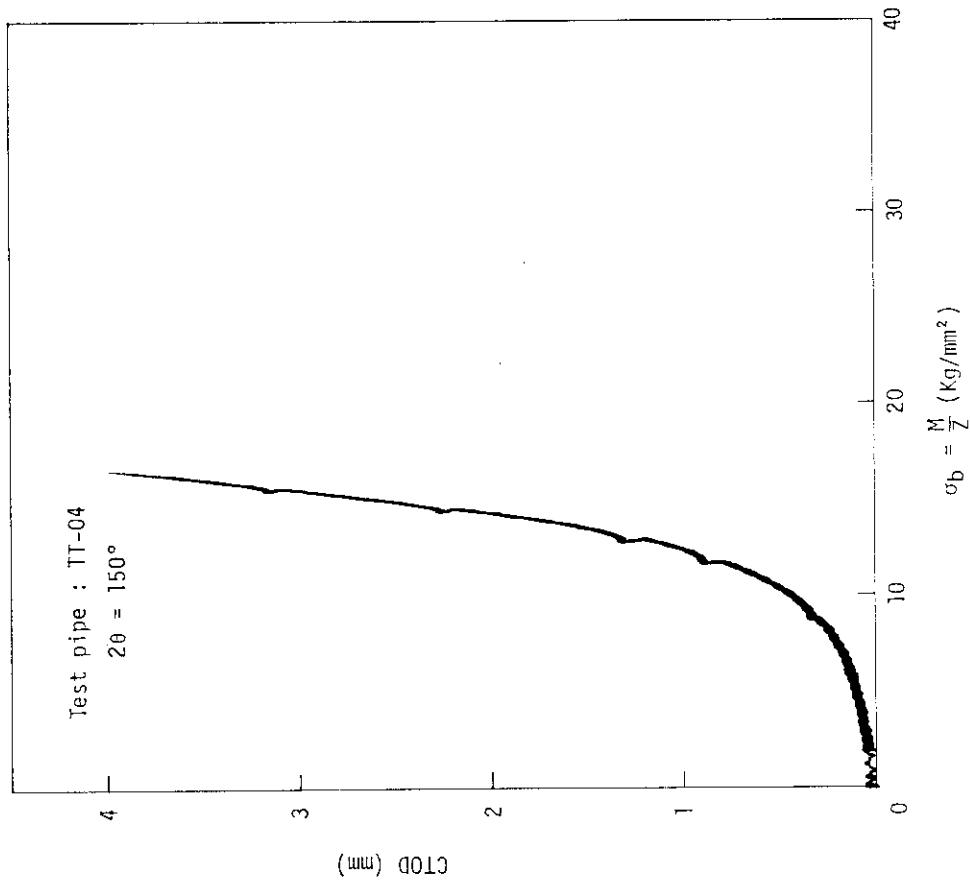


Fig.A20 Result of COD measurement (TT-04)

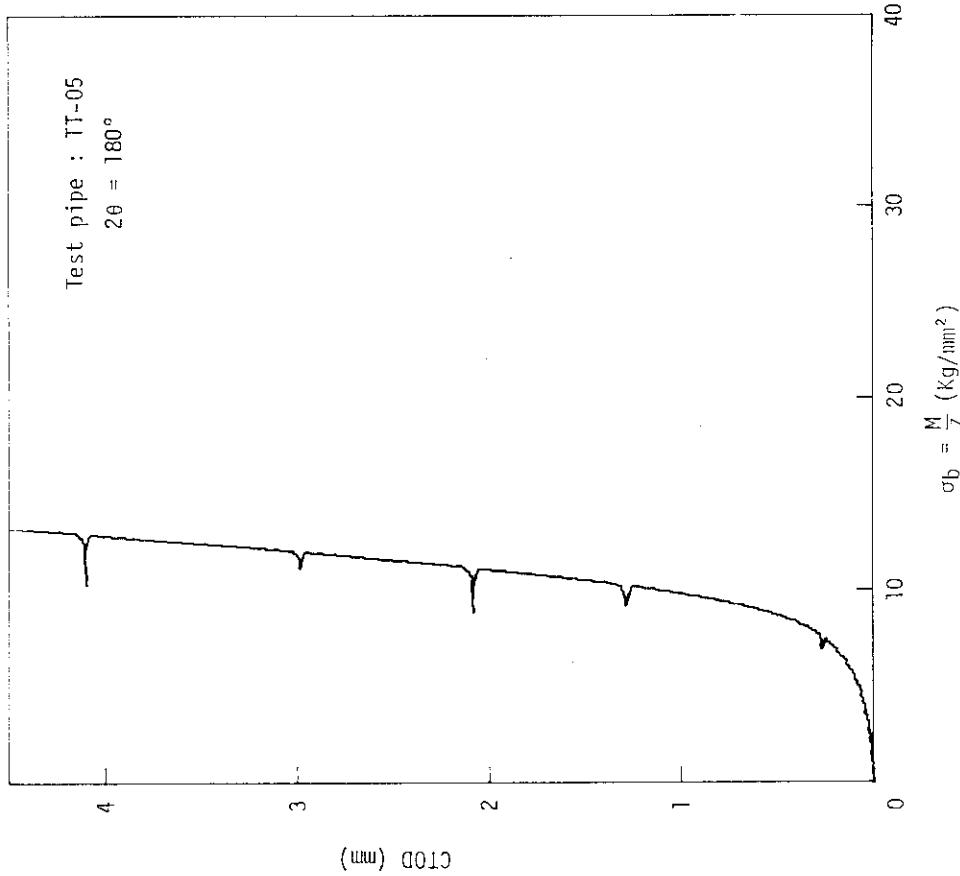
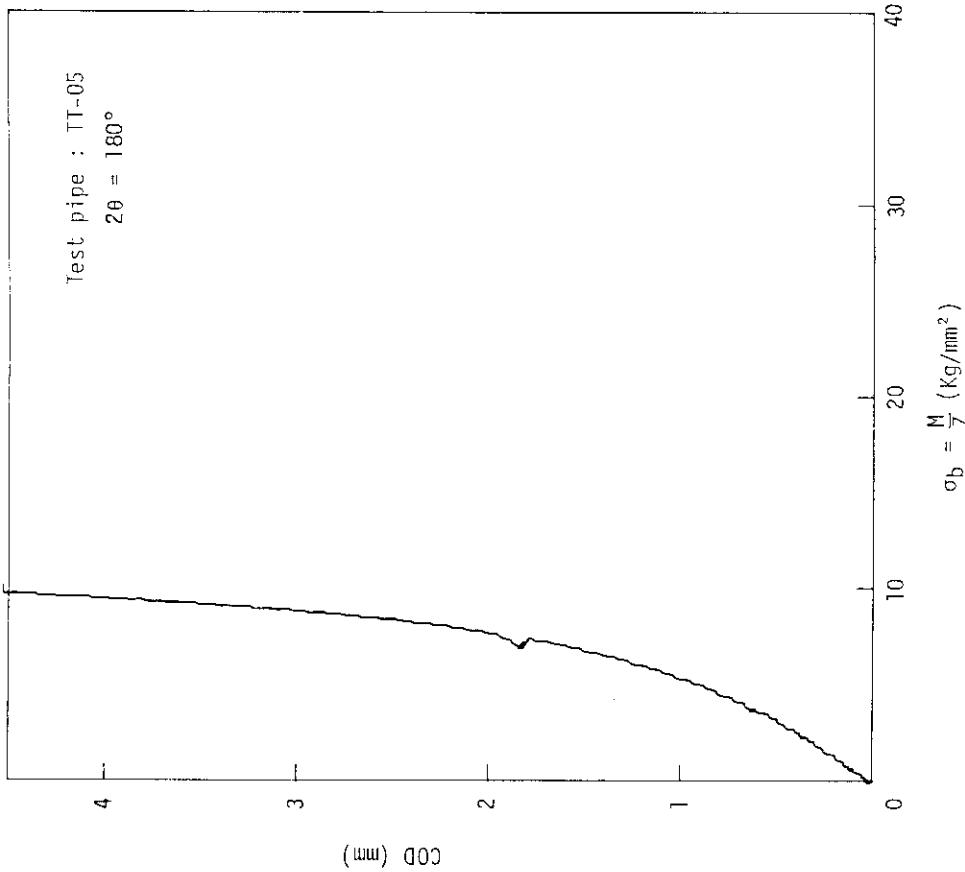


Fig.A21 Result of COD measurement (TT-05)

Fig.A22 Result of COD measurement (TT-05)

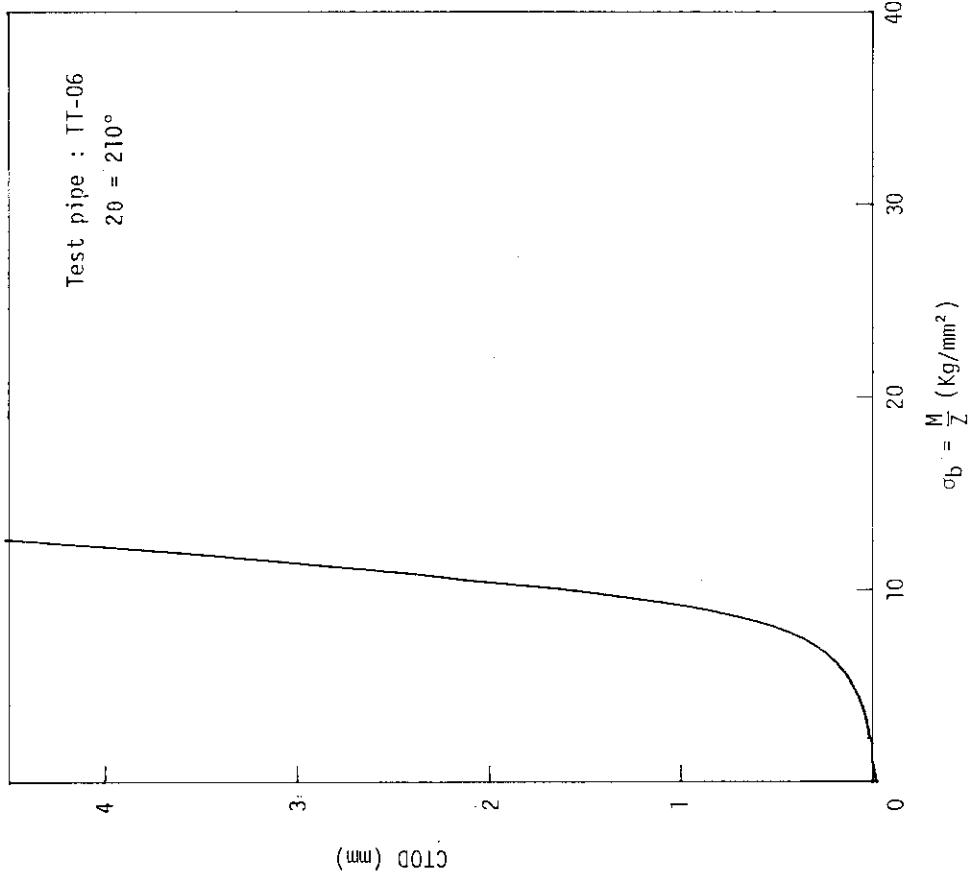
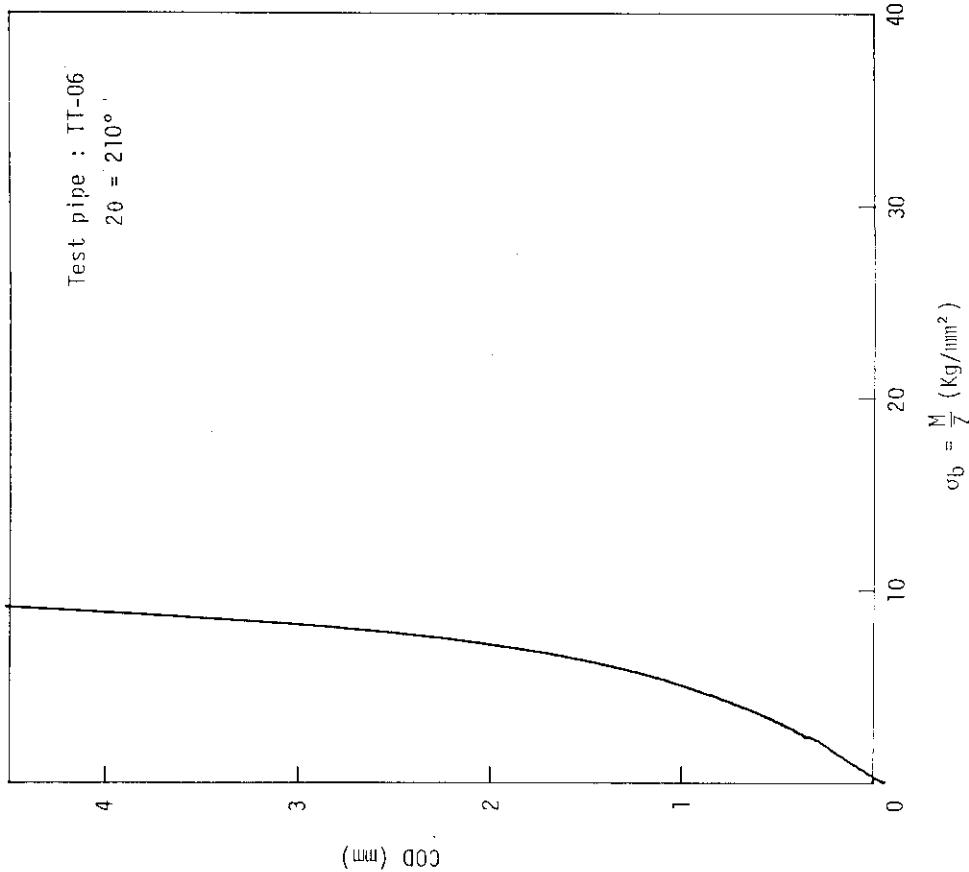


Fig.A23 Result of COD measurement (TT-06)

Fig.A24 Result of COD measurement (TT-06)

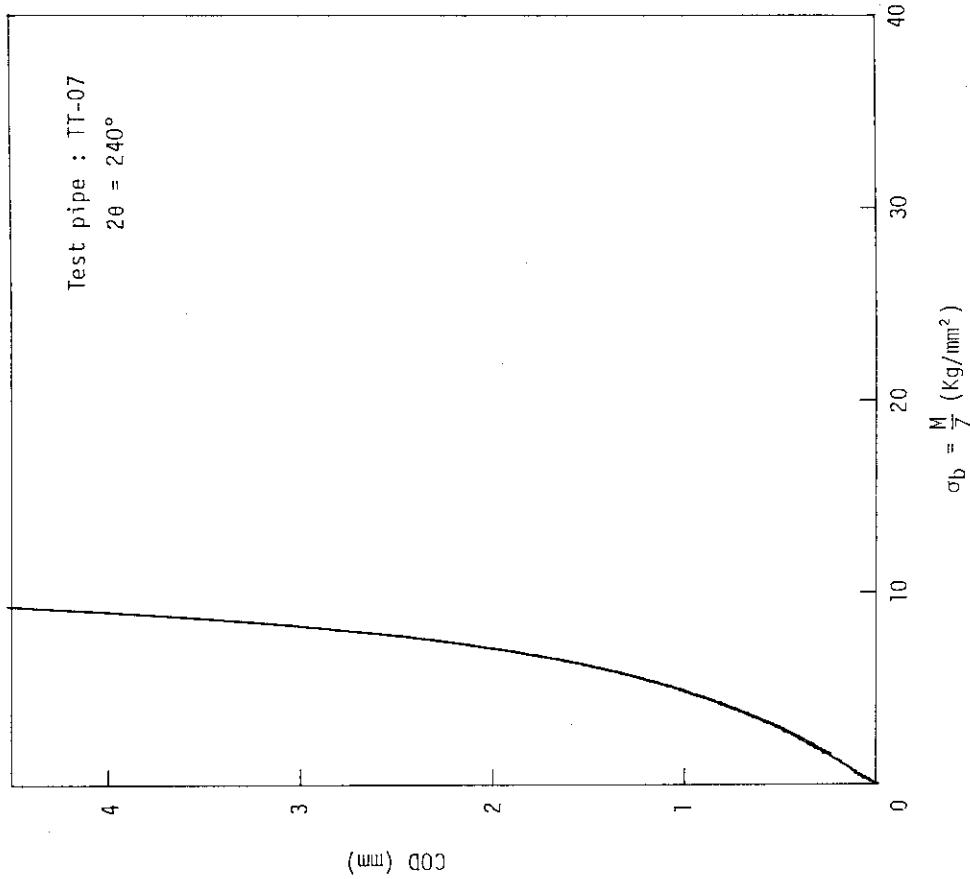


Fig.A26 Result of COD measurement (TT-07)

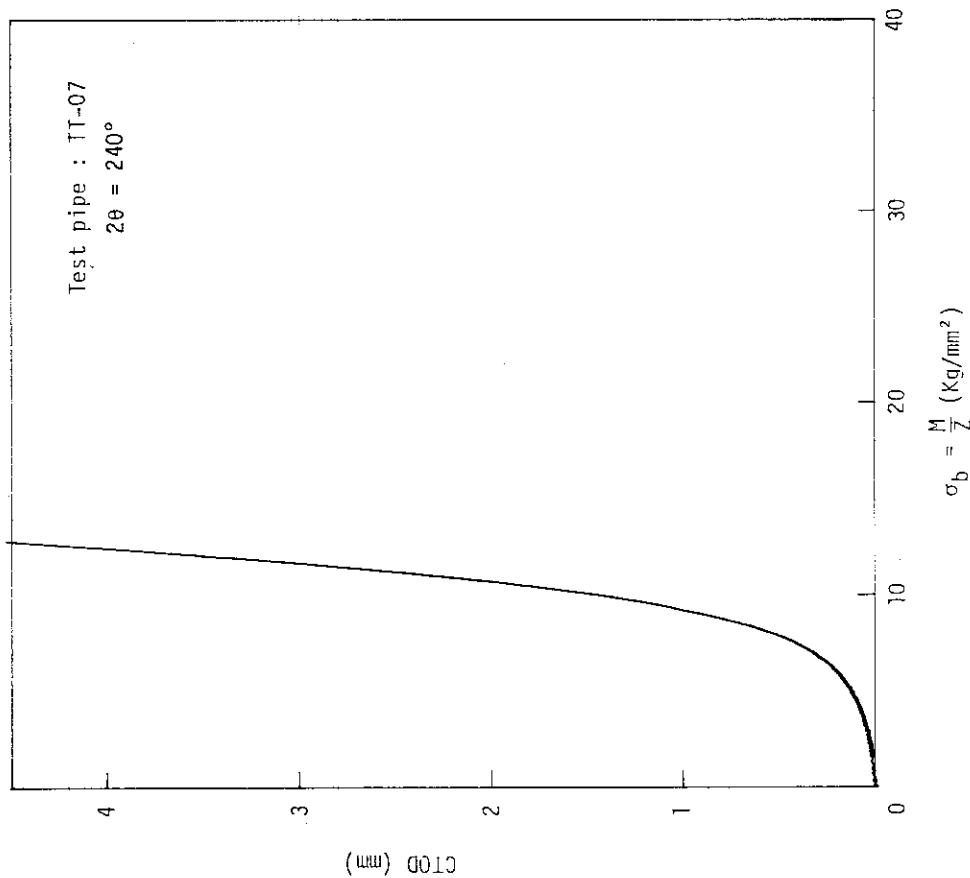


Fig.A25 Result of COD measurement (TT-07)

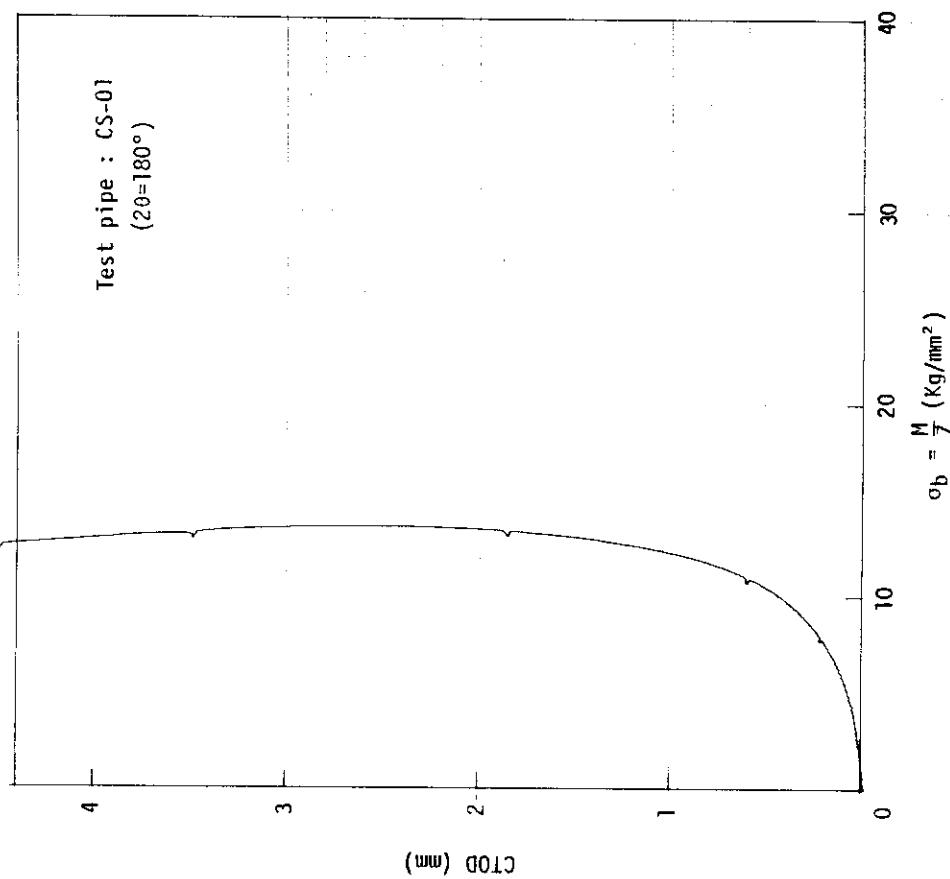


Fig.A28 Result of COD measurement (CS-01)

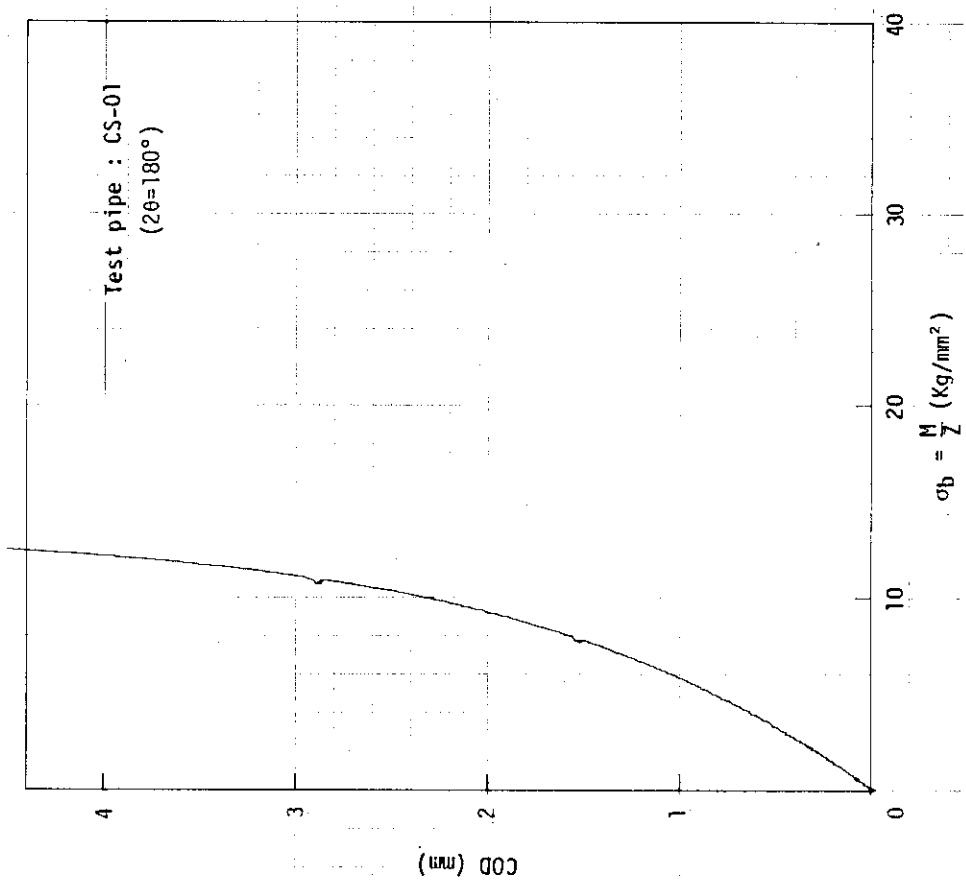


Fig.A27 Result of COD measurement (CS-01)

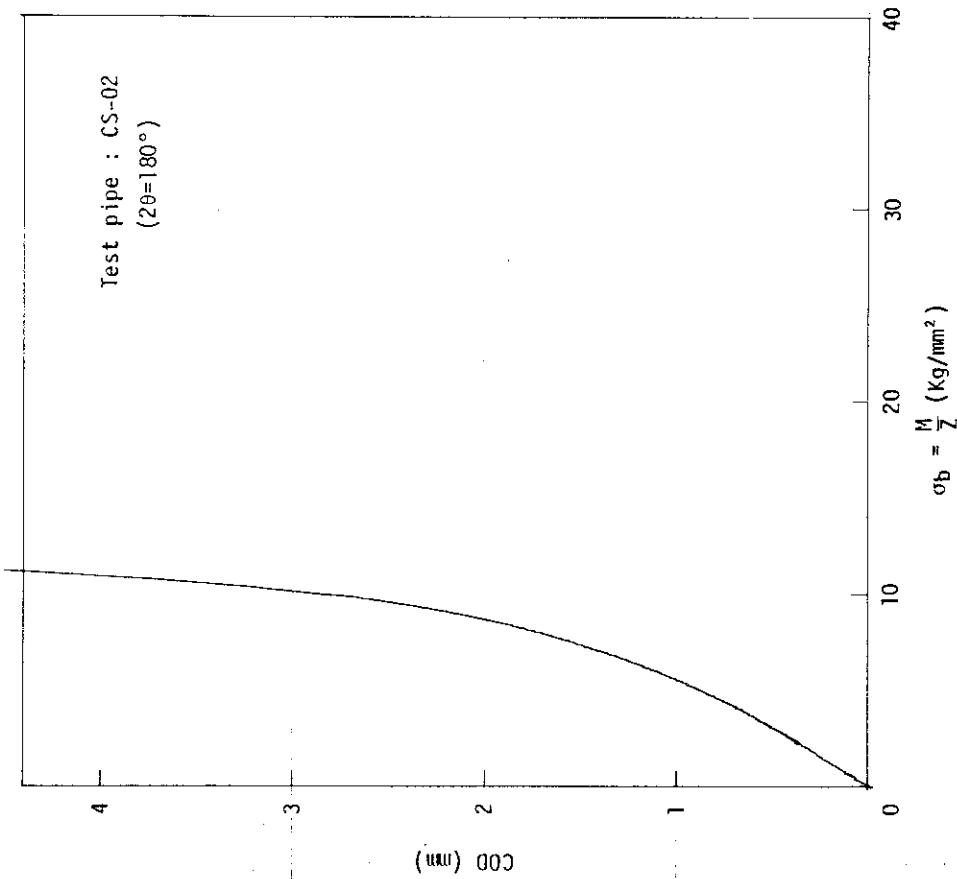
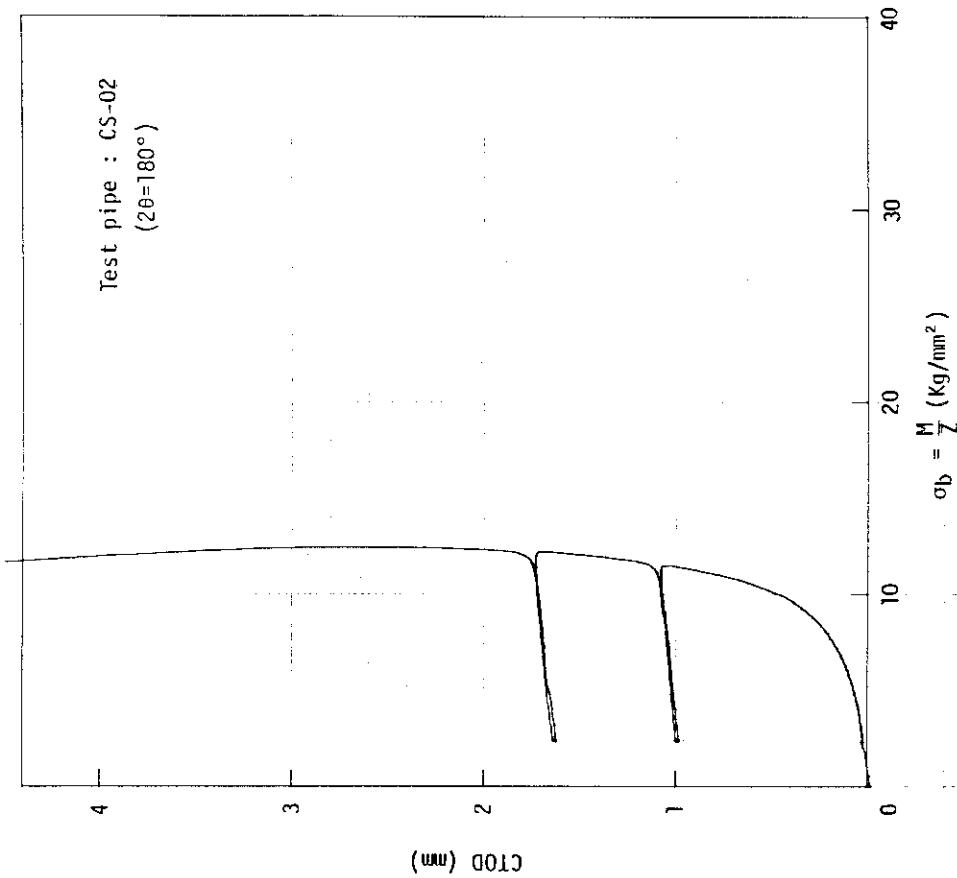


Fig.A29 Result of COD measurement (CS-02)

Fig.A30 Result of COD measurement (CS-02)

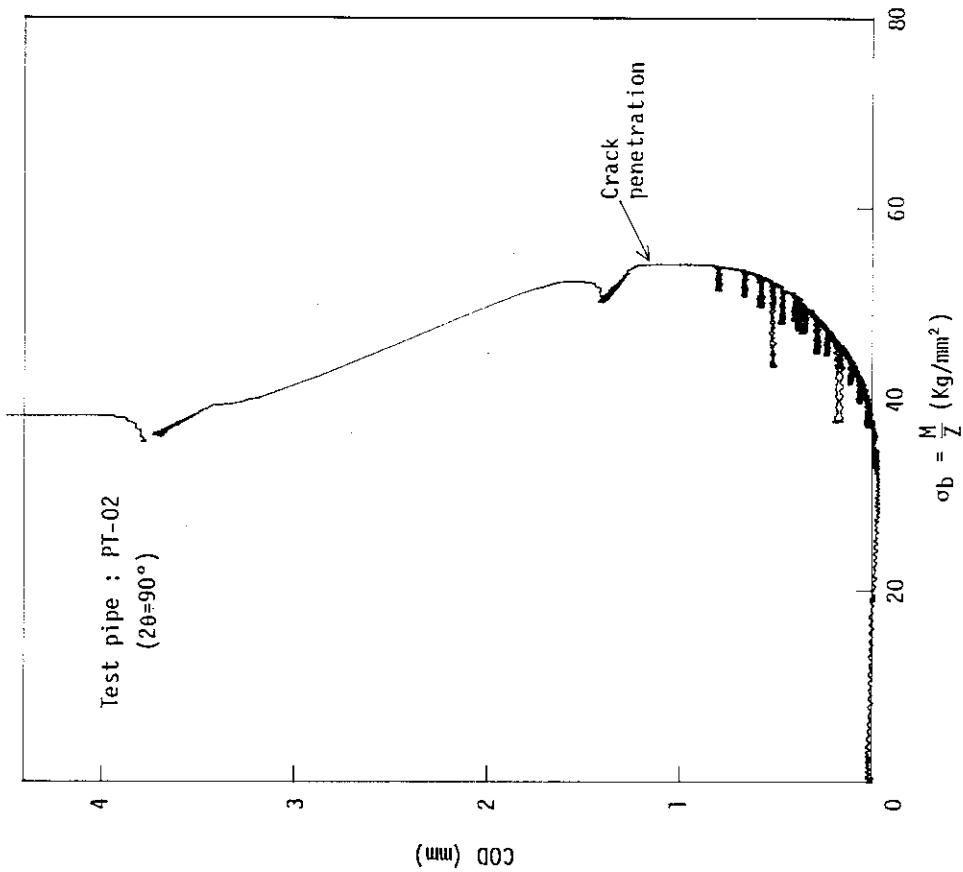
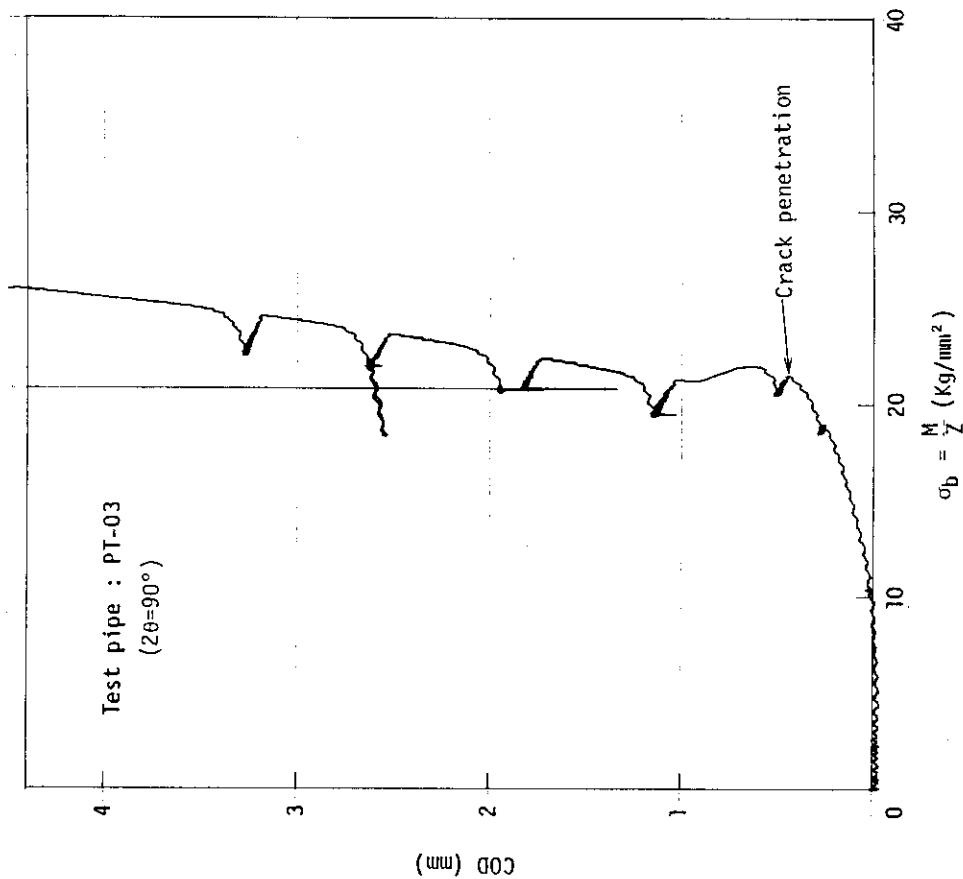


Fig.A31 Result of COD measurement (PT-02)

Fig.A32 Result of COD measurement (PT-03)

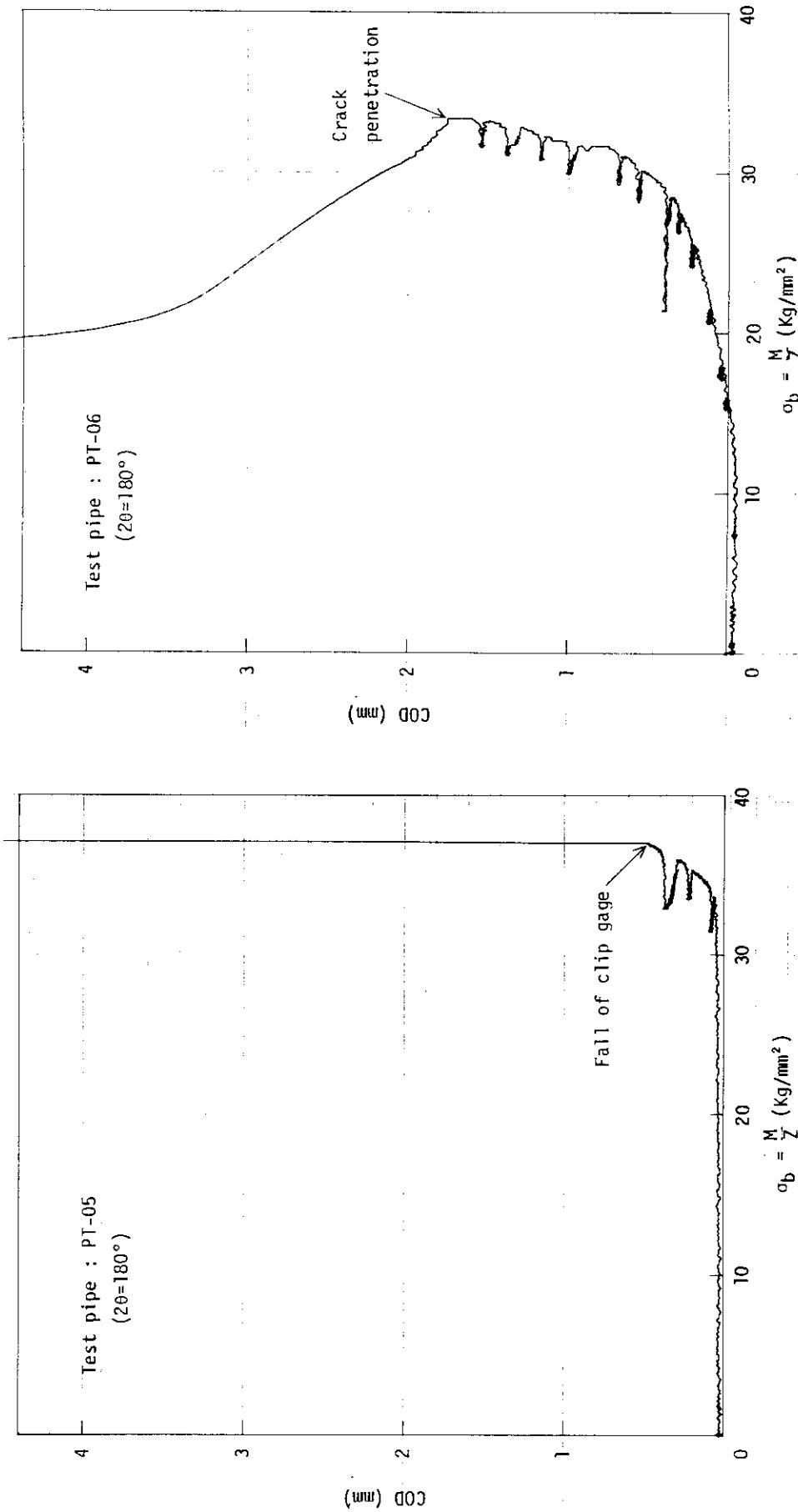


Fig.A33 Result of COD measurement (PT-05)

Fig.A34 Result of COD measurement (PT-06)

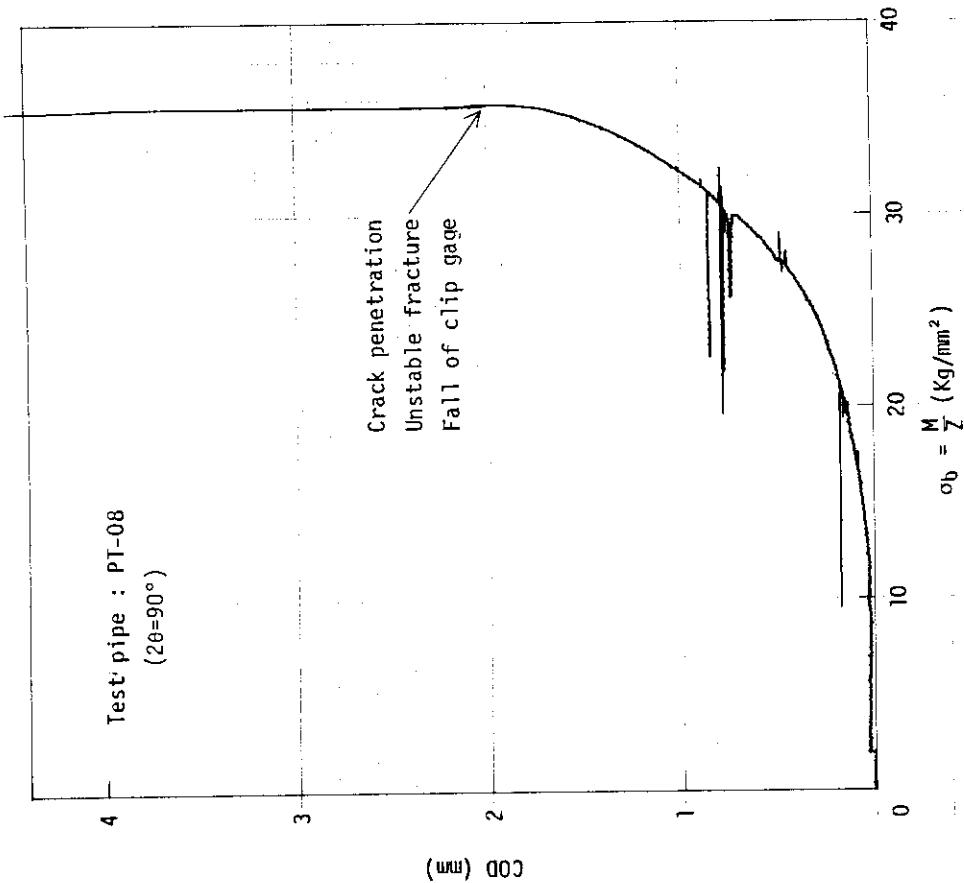


Fig.A36 Result of COD measurement (PT-08)

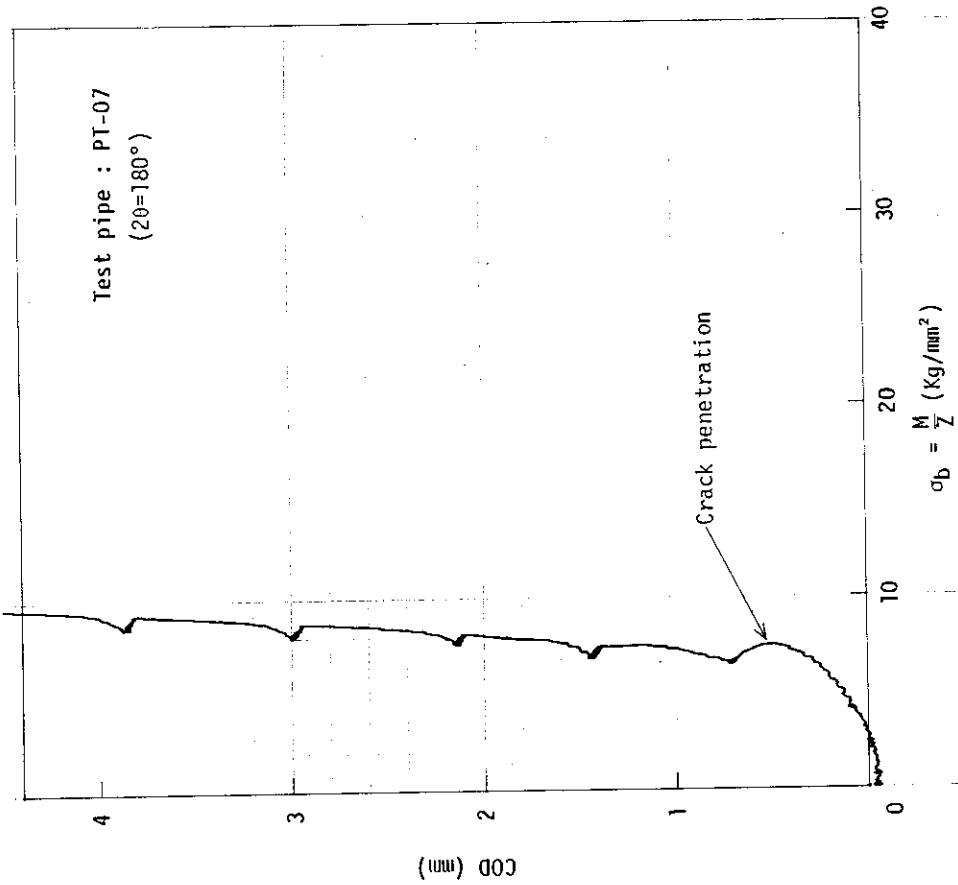


Fig.A35 Result of COD measurement (PT-07)

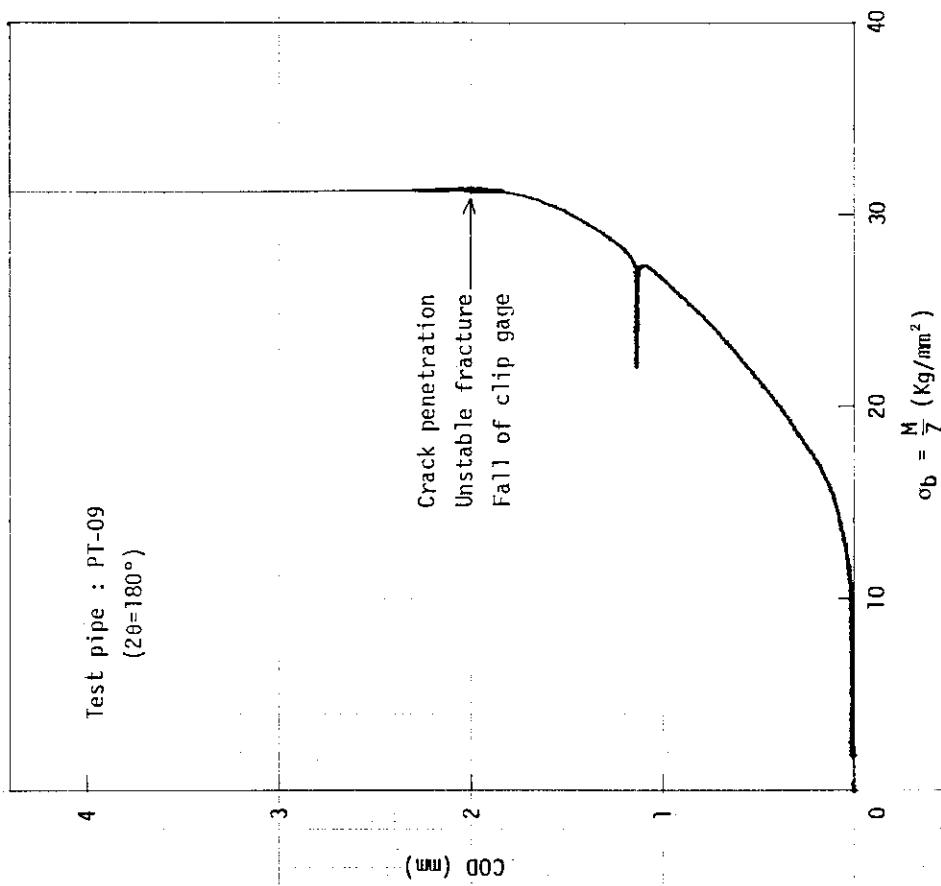


Fig.A37 Result of COD measurement (PT-09)