

JAERI-M

84-178

原子炉冷却材圧力バウンダリ配管の延性不安定破壊予測法とその実証試験研究の紹介

1984年10月

金子 正・柴田 勝之

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、このほかに財団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）で複写による実費領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 Section, Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

©Japan Atomic Energy Research Institute, 1984
編集兼発行 日本原子力研究所
印 刷 いばらき印刷株

原子炉冷却材圧力バウンダリ配管の延性不安定
破壊予測法とその実証試験研究の紹介

日本原子力研究所東海研究所安全工学部

金子 正・柴田 勝之

(1984年9月7日受理)

本報は、原子炉冷却材圧力バウンダリの周方向き裂を有するステンレス鋼配管の延性不安定破壊（配管のギロチン破断）に関して、次に示す代表的な破壊予測法について、まとめたものである。

- (1) Net-Section Collapse Stress による予測
- (2) Crack Ligament Fracture Stress による予測
- (3) Flow Stress による予測
- (4) J 積分による Tearing Instability 予測

上記の予測法のうち、(1), (2), (3)は、き裂断面の Net-Section Stress を求めるこことによって、配管の破壊強度を評価する手法である。1983年に発行された ASME Code Sec. XIの Winter Addenda では、予測法(3)の考え方をベースにしたオーステナイト系ステンレス鋼管の欠陥評価規定が、新たに加えられている。

予測法(4)は、弾塑性破壊力学の導入により、き裂の安定成長を考慮して、配管の不安定破壊挙動を検討する手法である。米国 NRC は、「Degraded Nuclear Piping Program」として、この手法に関する研究を精力的に実施している。この手法の確立は、き裂を有する配管の健全性を論ずるうえで、極めて重要である。

さらに、本報では、日本原子力研究所、米国 NRC、EPRI、原子力工学試験センターにおける不安定破壊に関する実証試験研究内容についても概説した。

Review of key predictive methods for the ductile unstable
fracture in LWR pressure boundary piping

Tadashi KANEKO and Katsuyuki SHIBATA

Department of Nuclear Safety Research
Tokai Research Establishment, JAERI

(Received September 7, 1984)

This report presents the following key methodologies to predict the ductile unstable fracture in LWR pressure boundary piping.

- (1) a predictive method by net-section collapse stress criterion
- (2) a predictive method by crack ligament fracture stress criterion
- (3) a predictive method by flow stress criterion
- (4) a predictive method using J-integral tearing instability theory

Predictive methods (1), (2) and (3) focus on the evaluation of the net-section stress for a cracked pipe. An acceptance criterion for circumferential flaws based on the above (3) has been recently specified in the ASME Code Section XI to assess the margin-to-fracture in the austenitic stainless steel piping. On the other hand, the predictive methodology (4) by the tearing instability analysis is the elastic-plastic fracture mechanics approach to assure the structural integrity of the nuclear piping.

In addition, extensive verification test programs regarding the structural integrity assessment of the circumferentially cracked stainless steel piping are summarized.

Keywords : Ductile Unstable Fracture, LWR, Pressure Boundary Piping,
Tearing Instability, Flow Stress, Net-section Stress,
Austenitic Stainless Steel Piping, Structural Integrity,
Review

目 次

1. まえがき	1
2. 原子炉冷却材圧力バウンダリ配管の延性不安定破壊の予測法	2
2.1 Net-Section Collapse Stress による予測	2
2.2 Crack Ligament Fracture Stress による予測	3
2.3 Flow Stress による予測	5
2.4 J 積分による Tearing Instability 予測	7
3. 実証試験研究の概要	21
3.1 日本原子力研究所における研究	21
3.2 原子力工学試験センターにおける研究	21
3.3 米国 NRC における研究	21
3.4 EPRI における研究	22
3.5 他機関における研究概要	22
4. 今後の試験研究課題	29
5. まとめ	30
謝 辞	30
参考文献	31

Contents

1. Introduction.....	1
2. Predictive methods of the ductile unstable fracture	
LWR pressure boundary piping	2
2.1 A predictive method by net-section collapse stress criterion.....	2
2.2 A predictive method by crack ligament fracture stress criterion.....	3
2.3 A predictive method by flow stress criterion.....	5
2.4 A predictive method using J-integral tearing instability approach...	7
3. Overview of verification test programs regarding ductile unstable fracture in austenitic stainless steel piping	21
3.1 Japan atomic energy research institute	21
3.2 Nuclear power engineering test center	21
3.3 U.S. Nuclear regulatory commission	21
3.4 Electric power research institute	22
3.5 Research organization excepts for aboves	22
4. Future works	29
5. Summary	30
Acknowledgement	30
References	31

表 目 次

表 1(a) 周方向未貫通き裂を有する Type 304 ステンレス鋼管の漏洩モーメント	12
M _L と崩壊モーメント M _B	(管径; 4 インチ)
(b) 同 上	(管径; 28 インチ).....
表 2 周方向欠陥の許容寸法 (GE 社の提案)	18
表 3(a) バッテルコロンバス研究所における配管の不安定破壊試験計画 (初年度)	26
(b) 同 上	(次年度)
(c) 同 上	(3 年度)

目 次

図 1	原子炉再循環系配管の構成（模式図）	9
図 2	Net-Section Collapse Stress Criterion における応力分布モデル	9
図 3	貫通中央切欠き付 Type 304 ステンレス鋼板のき裂面積とき裂貫通時の公称応力の関係	10
図 4	周方向き裂を有する配管に、Net-Section Collapse Criterion を適用した際の応力分布モデルと記号	10
図 5	Net-Section Collapse Criterion に基づく Type 304 ステンレス鋼管（管径 4 インチ）の室温における崩壊曲げモーメント M_b とき裂角度 2α の関係	11
図 6	未貫通き裂が、板厚を貫通した後の挙動（模式図）	11
図 7	Crack Ligament Fracture Stress Criterion における応力分布モデル	13
図 8	Type 304 ステンレス鋼（管径 2 インチ）の切欠角度と漏洩荷重の関係	14
図 9	曲げモーメントを受けるき裂を有する配管の漏洩時の応力分布モデル	14
図 10	Type 304 ステンレス鋼管（管径 2 インチ）のき裂角度に対する漏洩曲げモーメント	15
図 11	ステンレス鋼（管径 4 インチ）の LBB に関する境界線図	15
図 12	Flow Stress 基準による Type 304 ステンレス鋼管（管径 6 インチ）の崩壊モーメントの推定	16
図 13	コンプライアンス付き試験による 304 ステンレス鋼配管の漏洩と破断の実験面応力	16
図 14	周方向欠陥の評価線図（GE 社の提案）	17
図 15	再循環系配管における想定欠陥	19
図 16	四点曲げ試験装置及び人工切欠き形状	19
図 17	Type 304 ステンレス鋼管（管径 4 インチ）の J-R 曲線	20

図 18	Type 304 ステンレス鋼管（管径 4 インチ）の不安定破壊の予測線図	20
図 19	日本原子力研究所における配管の不安定破壊試験装置	23
図 20	原子力工学試験センターにおける配管の不安定破壊試験装置	23
図 21	米国 NRC Degraded Piping Program の構成	24
図 22	バッテルコロンバス研究所における配管の不安定破壊試験装置	25

1. まえがき

配管の延性不安定破壊に関する研究は、高圧ガスパイplineの事故を一つの契機として、展開されている¹⁾。軽水炉の分野では、原子炉冷却材圧力バウンダリ配管が延性不安定破壊によって、瞬時破断するという想定事象に関して、Leak Before Break (LBB; 漏洩先行型破壊) と呼ばれる考え方がある。この考え方には、

- (1) 配管に生じたき裂が、管の肉厚方向に貫通し、貫通部から漏洩する原子炉冷却水が検出され、配管が不安定破壊を生ずる以前に、プラントの運転停止作業が実施できること。
- (2) 上記の作業が進められる間、き裂の進展速度が、極めて遅く、不安定破壊を生ずる限界き裂長さ及び深さに対して、配管が十分な裕度を有していること。

を指している。従って、この LBB 概念の成立を実証するには、

- (1) 非破壊検査における信頼性評価
- (2) 応力腐食割れ、腐食疲労等により生じたき裂の進展速度評価
- (3) 延性不安定破壊に対する予測法
- (4) 漏洩検出に係る信頼性評価

等に関する実証研究が、極めて重要となっている。

これらの研究の結果、LBB 概念が成立し、現在想定されている瞬時破断における破断口よりもはるかに小さな破断口の想定で十分であることが、確認されると、以下に示す様なプラントの信頼性向上及び設計合理化に大幅に寄与する可能性がある。

- (1) 格納容器及び ECCS 系の設計合理化
- (2) パイプホイップを防ぐためのレストRAINT、ジェットフォース対策に関する大幅な設計合理化
- (3) 上記に伴う供用期間中検査 (ISI) 時の作業性向上及び ISI 時における従業員の被ばく量低減

一方、主に、管径 4 インチから 12 インチの中口径ステンレス鋼管で報告されていた応力腐食割れによるパイプのき裂が、1982 年 3 月、米国 Nine Mile Point 発電所の大口径 28 インチ再循環系配管においても発見された。それ以来 LBB の考え方を実証する研究が、き裂を有する配管の健全性を論ずるうえで、各国でクローズアップされている²⁾。我が国では、発電プラントの配管の応力腐食割れ対策は、完了しているものの、この実証研究の成果をより合理的な原子力発電所安全審査基準の確立のために、反映させることができている³⁾。

本報告では、LBB 概念の実証研究の一環として、これまで、国内外で検討されている原子炉冷却材圧力バウンダリ配管の延性不安定破壊に対する代表的な予測法について、その基本となる考え方を述べる。さらに、この分野における日本原子力研究所、米国 NRC、EPRI 及び原子力工学試験センタの実証試験内容についても、報告する。

2. 原子炉冷却材圧力バウンダリ配管の 延性不安定破壊の予測法

高圧ガスパイplineで生じた延性破壊事故の様に、き裂が、数百 m/sec の速度で急速伝播し、そのき裂断面が延性破面を呈している様な延性不安定破壊は、構造物の信頼性を論ずるうえで、極めて重要な問題と言える。

軽水炉は、多重防護という考え方に基づいて設計されており、プラントを構成する配管及び機器の材料選択、設計、据えつけ、使用前検査及び供用中検査等が極めて慎重に実施されている。従って、幸いなことにこれまで、配管が延性不安定破壊した事例は、報告されていない。

図1は、BWR型原子力発電所の冷却材圧力バウンダリを構成する代表的な配管系統である再循環系の配管の概略を示したものである⁴⁾。この系統は、オーステナイト系ステンレス鋼製の直管、エルボ、クロス、ティー等から成り、突き合せ溶接によって、溶接継手が製作されている。1982年以降、Nine Mile Point発電所をはじめとする米国BWRで生じたパイプのき裂は、この管径28インチ再循環系配管の母管突き合せ溶接熱影響部の管内面周方向に生じており⁴⁾、周方向き裂を有する配管の健全性評価が、クローズアップされた。以下に周方向き裂を有するステンレス鋼配管の主な不安定破壊予測法について紹介する。

2.1 Net-Section Collapse Stressによる予測

この考え方は、M.F. Kanninenらによって検討されたものである^{5), 6)}。構造部材が、大きな塑性変形をうけた場合(例えば、図2(a)に示す様に、引張荷重が板型試験体に、あるいは、内圧及び曲げ荷重が配管試験体に、負荷された場合)、断面の応力分布が、一様であると仮定し(図2(b))、実断面応力が限界応力値に達した時、き裂の進展(内部流体がある場合は、漏洩を伴うき裂の進展)あるいは、部材の崩壊が生じるという考え方である。

Kanninenらは、板厚8mmの中央切欠き付Type304ステンレス鋼板を用いて、室温、205°Cで引張試験を実施して、前述の限界応力値を求めている。図3は、中央切欠き試験片を用いた室温における引張試験結果である⁶⁾。同図より、き裂が進展開始する実断面応力 σ_{net} は、実験点とx軸上のクラックサイズ12インチの点を結び、y軸との交点から得られる応力値58.5ksiである。崩壊時の実断面応力 σ_{net} は、同様にして、63ksiである。この実断面応力 σ_{net} を以下に述べるき裂を有する配管の不安定破壊の限界応力値として用いている。

き裂を有する配管に内圧及び曲げモーメントが作用する際のき裂断面の応力分布を、図4の様に仮定すると、配管の崩壊モーメント M_b は、

$$M_b = 2\sigma_0 R^2 t (2 \sin \beta - \sin \alpha) \quad (2.1)$$

$$\text{但し, } \beta = \frac{\pi - \alpha}{2} - \frac{\pi}{4} \frac{RP}{t\sigma_0} \quad (2.2)$$

として、示される⁵⁾。 σ_0 は、前述の板型の引張試験結果から求めた実断面崩壊応力(Net-Section Collapse Stress)であり、63ksiである。その他のパラメーターは、図4に定義したとお

りである。図 5 は、式 (2.1) 及び (2.2) より管径 4 インチの配管の崩壊モーメント M_b とき裂角度 α との関係を求めた計算結果で、併せて実験結果も示してある。同図より、Net-Section Collapse Stress Criterion を用いた管径 4 インチの Type 304 ステンレス鋼管の破壊予測結果が、実験の結果とほぼ一致していることが明らかである⁵⁾。

さらに、Kanninen らは、未貫通き裂が貫通した後のき裂の挙動について、図 6 に示す引張荷重一変位曲線より検討している⁵⁾。これによると、部材が不安定破壊する条件は、

$$P_i > P_f \quad (2.3)$$

但し、 P_i ；き裂が肉厚を貫通する際の荷重

P_f ；部材が崩壊する際の荷重

としている。この考え方を、曲げモーメントが作用するき裂を有する配管に適用すると、部材が、不安定破壊する条件は、

$$\frac{M_1}{M_b} > 1 \quad (2.4)$$

但し、 M_b ；配管の崩壊するモーメント

M_1 ；配管の内部流体が漏洩する際のモーメント

である。表 1(a) 及び (b) は、各々管径 4 インチ及び 28 インチの Type 304 ステンレス鋼管に、未貫通き裂を設け、き裂角度 2α 、き裂深さと肉厚との比 x 等をパラメータとして、配管崩壊時の最大モーメント及び前述の $\frac{M_1}{M_b}$ を求めた結果である。原子炉圧力バウンダリ配管の破損形態として期待される漏洩先行型の破壊即ち、 $\frac{M_1}{M_b} < 1$ は、表 1(a) 及び (b) より、き裂が深く、き裂角度が小さい場合に生じやすいことが明らかである。

2.2 Crack Ligament Fracture Stress による予測

この考え方は、前述の Kanninen らの提案している破壊予測基準では、内部流体の漏洩時の限界応力値の推定に誤差を生じるという実験結果⁷⁾にもとづき、内部流体の漏洩時には、表面き裂のリガメントが破断時の絞りをうけ、真破断応力 σ_c になると仮定して、材料の機械的特性（引張強さ σ_{UTS} 、0.2%耐力 σ_y 、絞り ϕ 、真破断応力 σ_c ）から、漏洩荷重及び崩壊荷重を推定したものである。以下に、長谷川らの提案したこの手法^{8), 9)}について述べる。

図 7 は、表面き裂を有する Type 304 ステンレス鋼板に静的な引張荷重を負荷し、表面き裂が板厚を貫通する際（内部流体がある場合は、漏洩時に相当）の応力モデルである。このモデルではき裂断面における面積を、き裂リガメント部の面積 A_L と平滑部の面積 A の 2 つに分け、き裂が貫通するときのリガメントは、破断時の絞りの状態にあるとし、この絞られた部分 A_L の面積に、真破断応力 σ_c が作用し、一方、平滑部には、応力 σ_p が作用すると仮定している。

このモデル化した応力分布に対して、未貫通き裂が板厚を貫通する時の荷重（内部流体がある時は、漏洩荷重に相当） P_A は、

$$P_A = \sigma_p A + \sigma_c (1-\phi) A_L \quad (2.5)$$

として、与えられる⁷⁾。平滑部面積 A とき裂リガメント部の面積 A_L は、幾何学的に与えられ、真破断応力 σ_c 、絞り ϕ は、材料定数である。応力 σ_p は、表面き裂を有する平板の静的引張試験結果より、

$$\sigma_p = \sigma_{UTS} - (\sigma_{UTS} - \sigma_y) d/t \quad (2.6)$$

として表わされる¹⁰⁾。d はき裂深さ, t は板厚である。従って、漏洩荷重 P_A は、式(2.5)及び式(2.6)より、

$$P_A = \left\{ \sigma_{UTS} - \frac{d}{t} (\sigma_{UTS} - \sigma_y) \right\} A + \sigma_c (1-\phi) A_L \quad (2.7)$$

となる。即ち、漏洩荷重 P_A は、表面き裂深さの比 $\frac{d}{t}$ が明らかになると、別途実施する材料の引張試験結果から得られる機械的特性 (σ_{UTS} , σ_y , ϕ , σ_c) より、推定できる。図 8 は、式(2.7)を用いて求めた管径 2 インチ、肉厚 Sch. 80 の Type 304 ステンレス鋼管のき裂の肉厚貫通時の荷重とき裂角度 θ との関係を示した計算結果である。同図には、計算で用いたと同様の実配管による室温引張試験結果(丸印)と、室温の ASME Code Sec III Type 304 ステンレス鋼の設計応力強さ $S_m = 16.6 \text{ ksi}$ (114 MPa; 一点鎖線) で示してある。同図より、実験結果と計算結果は一致していると同時に、 $\frac{d}{t} = 0.95$ の極めて深いき裂に対しても、き裂角度が 200° 以上にならないと、漏洩荷重 P_A は、 S_m 値を下回らないことが示されている⁷⁾。

次に、崩壊荷重 P_B は、き裂長さ ℓ の貫通き裂を有する板幅 w 、板厚 t の平板のき裂断面に応力 σ_q が作用するとして、

$$P_B = \sigma_q (w - \ell) t \quad (2.8)$$

で示される。崩壊応力 σ_q は、

$$\sigma_q = \sigma_{UTS} - \frac{d}{t} (\sigma_{UTS} - \sigma_f) \quad (2.9)$$

として、提案されている¹¹⁾。 σ_f は、流動応力で、引張強さ σ_{UTS} と 0.2% 耐力 σ_y の和の 1/2 である。

表面き裂を有するステンレス鋼管が曲げ荷重をうける場合についても、前述の場合と同様に、き裂底の絞られた面積に真破断応力 σ_c が作用するとし、一方、き裂底以外の面積には、角度 β_L を境にして、式(2.6)で示される応力 σ_p が引張側と圧縮側に作用しているとする。図 9 は、その応力分布モデルである。漏洩モーメント M_L は、表面き裂の形状を配管と同心円弧とし、管内圧 P_r を負荷している場合、 $\beta_L \leq \pi - \theta$ に対して、次の様な形で示される¹²⁾。

$$M_L = 2\sigma_c (1-\phi) R^2 t (1-x) \sin \theta + 2\sigma_p R^2 t (2 \sin \beta_L - \sin \theta) \quad (2.10)$$

$$\beta_L = \frac{\theta (1-x) \sigma_c (1-\phi)}{2\sigma_p} + \frac{\pi - \theta}{2} - \frac{\pi R P_r}{4} \quad (2.11)$$

各記号の定義は、前述及び図 9 の通りである。

図 10 は、管径 2 インチ、肉厚 Sch. 80 の Type 304 ステンレス鋼管内面に表面き裂を設け、室温で三点曲げ試験を実施した結果と式(2.10)及び式(2.11)から求めた計算結果である。但し、内圧は負荷しておらず、き裂角度 180° 以上については、式(2.10)及び式(2.11)と同様な考え方¹²⁾で、計算した結果である。図 10 より、実験結果と計算結果は、ほぼ一致しており、曲げ荷重が作用する配管の漏洩モーメント M_L も、配管材料の機械的性質から、推定できる。

さらに、崩壊モーメント M_B についても、前述の Kanninen らの曲げ荷重が作用する時と同様な考え方(2.1)で求められ、崩壊モーメント M_B は、き裂形状が定まると配管材料の機械的性質から、明らかとなる¹¹⁾。但し、式(2.1)の実断面崩壊応力 σ_q は、式(2.9)で与えられ崩壊応力 σ_q である。

図 11 は、上記で得られた漏洩モーメント M_L と崩壊モーメント M_B を計算し、き裂深さ $(\frac{d}{t})$ とき裂角度 (2α) をパラメータとして、管径 4 インチのステンレス鋼配管において、不安定破壊が生じるか否かの境界線を示したものである。同図において、 $M_L = M_B$ の曲線の左側が不安定破壊を生じない領域であり、き裂角度が小さい程、あるいは、き裂深さが深い程、漏洩先行型破壊が生じやすいことを示している。

2.3 Flow Stress による予測

2.1 項の Kanninen らの手法では、配管が破壊する際の限界応力値を、多数の板型試験片を用いて、別途に求める必要がある。また、2.2 項の長谷川らの予測法でも、単軸引張試験で、材料の機械的性質（絞りや真破断応力を含む）を知る必要がある。これらに対して Flow Stress による予測法は、配管き裂断面における応力（実断面応力）が、配管材料の流動応力 σ_f に達した時に、崩壊が生じるというものである。流動応力 σ_f は、材料の引張強さと 0.2 % 耐力の和の 1/2 で与えられることが多い。上記以外の基本的な考え方は、Kanninen らの手法と同様であり、取り扱いが簡便であることから、実用的な配管の破壊強度評価法として、利用されている。この方法は、塑性崩壊基準とも呼ばれている。

柴田らは、管径 6 インチ Sch. 80 の Type 304 ステンレス鋼管の内面周方向に貫通切欠きを設け、室温で曲げ荷重を負荷し、配管の不安定破壊試験を行っている¹³⁾。図 12 は、Flow Stress 基準によって求めた配管の崩壊曲げモーメントの推定曲線と不安定破壊試験における各試験体の最大荷重点における曲げモーメントの値を比較した結果である。同図によると、この基準を適用することによって、貫通き裂を有する配管の室温における崩壊モーメントの推定が可能であることが明らかにされている¹³⁾。さらに、植田らは、現在、高温水（285 °C, 70 kg/cm²）環境条件下で管径 6 インチ Sch. 80 の Type 304 ステンレス鋼管に未貫通き裂を設けて、前述と同様な曲げ試験を実施中である¹⁴⁾。

矢川らは、管径 4 インチ Sch. 80 の Type 304 ステンレス鋼管の突き合せ溶接熱影響部に、未貫通人工切欠きを設けて、BWR の原子炉水を模擬した高温純水環境下で、繰り返し引張荷重を負荷した破壊試験を実施している¹⁵⁾。そして、人工切欠きから、繰り返し引張荷重によって生じた応力腐食割れによる配管の破壊挙動について検討している¹⁵⁾。図 13 は、過大荷重が作用しても、配管の実断面応力が流動応力の 92 % 以下ならば、急速破断を生じないことを示している。さらに、この場合通産省告示の技術基準で示される一次応力は、設計応力強さ S_m 以下に制限される。そこで配管に作用する公称応力が S_m の時、実断面応力の変化を破線で示してある。同図より、 S_m で配管が破断するには、管断面の 50 % 以上を占める大きなき裂を必要とすることが明らかにされている。一方、同図には、実プラントに働く内圧及び自重から生ずる最大の軸方向応力を約 50 MP_a 程度として、この値を公称応力とした時の実断面応力の変化を、実線で示してある。これより、実働応力 50 MP_a 程度では、極めて大きなき裂形状に対しても、配管破断の可能性の低いことが示唆されている。

EPRI では、1974 年以降、BWR のステンレス鋼製炉心スプレー系配管、再循環系バイパス配管等に、多数の粒界応力腐食割れによるパイプクラッキングが報告されたことから、周方向にき

裂を有する配管の破壊強度について、General Electric 社へ、研究を委託した。そして、GE 社は、Flow Stress 基準を用いた周方向許容欠陥寸法について、以下の考え方にもとづいて、欠陥評価線図の提案を行っている¹⁶⁾。

この考え方では、図 14(a)に示す様に周方向に未貫通き裂を含む配管が、外荷重 $P_m + P_b$ 受け、塑性崩壊を生じる時、き裂断面の応力は、流動応力 σ_f に達していると仮定し、許容欠陥寸法を明らかにしている。 P_m と P_b は、各々、ASME Code Section III で規定される一次膜応力と一次曲げ応力で、外荷重 $P_m + P_b$ は、

$$P_m + P_b \leq 1.5 S_m \quad (2.12)$$

で示され、この制限のもとで配管設計が行われている。ただし、 S_m は、ASME Code Sec. III で示される設計応力強さである。

さらに、一次膜応力 P_m (軸方向) を、 $S_m/2$ 、流動応力 σ_f を、 $3S_m$ と仮定し、式(2.1)及び式(2.2)より、一次曲げ応力 P_b を $\beta < \pi - \alpha$ に対して、

$$P_b = \frac{2\sigma_f}{\pi} \left(2 \sin \beta - \frac{d}{t} \sin \alpha \right) \quad (2.13)$$

$$\text{ただし, } \beta = \frac{\left\{ \pi - \alpha \left(\frac{d}{t} \right) \right\} - \left(\frac{P_m}{\sigma_f} \right) \pi}{2}$$

a ; き裂深さ, t ; 管肉厚

として求めている¹⁶⁾。さらに安全裕度 2.773 を考慮し、負荷応力 $P_m + P_b$ に対する、欠陥評価線図を明らかにしている。

図 14(b)は、 $P_m + P_b = S_m$ の場合の欠陥評価線図である。崩壊曲線（破線）の右側が、塑性崩壊を生ずることを意味している。同図には、負荷応力 $P_m + P_b = S_m$ に対して、安全裕度 2.773 を掛けた線図も、実線で示してある。非破壊検査等により検出された欠陥が、この曲線より左側であれば、安全であることを示している。しかし、貫通き裂は、当然のことながら、容認することはできないため、許容欠陥寸法の決定には、部分的に、直線近似を実施している。すなわち、周方向長さが 50%（き裂角度 180°）を越えるき裂は、360° の全周き裂と等価として、取り扱い、肉厚の 40%までのき裂深さを許容している。周方向長さ 50%以下のき裂の許容深さは、同図に示す様に、45° の傾きをもった直線で表わされている。そして、最大許容き裂深さについては、ASME Code Sec. XI Appendix A の圧力容器の Crack Arrest depth と同様に、肉厚の 75%までとしている。

表 2 は、 $(P_m + P_b) / S_m$ の比に対して、安全裕度を考慮した許容欠陥寸法である。

以上が、き裂を有する配管の許容欠陥寸法に関する GE 社の提案である。この考え方は、1982 年 3 月、米国の Nine Mile Point 発電所の管径 28 インチの再循環系配管に、粒界応力腐食割れによるパイプクラッキングが報告されて以降、再びクローズアップされた。そして、この考え方をベースにして、1983 年発行の ASME Code Sec. XI の Winter Addenda³¹⁾の中に、IWB-3640 “evaluation procedure and acceptance criteria for austenitic piping” が、新たに加えられている。

2.4 J積分による Tearing Instability 予測

配管に生じたき裂が管肉厚を貫通し、内部流体の漏洩が検出されると、プラントは、運転停止手順に入る。この間、配管系が有するコンプライアンス^(*)と内部流体エネルギーにより、き裂開口部が急速に大きくなる可能性も考えられる。従って、き裂進展の安定性評価に際しては、J 積分、き裂開口角などで代表されるき裂先端近傍の力学的状態に加えて、負荷系の剛性を加味して検討することも重要である。

Paris らは、J 積分抵抗曲線 (J-R 曲線)に基づいた高剛性材料におけるき裂進展の安定性を判定する手法を提案している¹⁷⁾。この手法は、破壊靭性試験によって得られる材料の J-R 曲線の傾きと簡易解析法¹⁸⁾や詳細解析法によって求められる負荷状態における J 値の変化率とを比較して、き裂を有する構造物の不安定破壊挙動を論ずる方法である。

上記、き裂進展の安定解析に用られる力学的なパラメーター Tmat (延性破壊材料係数 ; Materiel Tearing Modulus) 及び Tappl (延性破壊荷重係数 ; Applied Tearing Modulus) は、下式で示される。

$$T_{\text{mat}} = \frac{E}{\sigma_f^2} \frac{dJ_R}{da} \quad (2.14)$$

$$T_{\text{appl}} = \frac{E}{\sigma_f^2} \frac{\partial J_A}{\partial a} \Delta_T \quad (2.15)$$

但し、E ; ヤング係数, σ_f ; 流動応力

J_A ; 負荷状態における J 積分値

Δ_T ; 総変位量

J_R ; J-R 曲線上の da に対する J 積分値

a ; き裂長さ

とする。

この手法は、上記の二つの係数の比較を行ない、次の式を満足するならば、不安定破壊が生じるという考え方である。

$$T_{\text{mat}} \leq T_{\text{appl}} \quad (2.16)$$

尚、この手法の基本となる考え方の詳細は、ASTM STP 668³⁰⁾に、まとめられているので、参照されたい。

Tada らは、上記の考え方を、周方向き裂を有する配管の強度評価に適用することを検討し、次の仮定を設けて、貫通き裂に対する Tappl を求める数式を導出している¹⁹⁾。

1) き裂断面が、全面降伏していること。

2) 材料は、完全弾塑性を示すこと。

これによると、管径 28 インチ、肉厚 38mm 再循環系配管（原子炉圧力容器からの出口側配管）に、

(*) ばね定数の逆数で、配管系のコンプライアンスが大きいということは、その剛性が低いことを意味している。

図 15 に示す様なき裂 ($2\theta = 100^\circ$, $\frac{a}{t} = 0.75$) がある場合, T_{app1} は, 流動応力 σ_f を 50 ksi, $J_{ic} = 4000 \text{ in-lb/in}^2$ ²⁰⁾ と仮定すると, 次の式で示される。

$$T_{app1} = 0.4 \left(\frac{L}{R} \right) - 1.0 \quad (2.17)$$

但し, L ; 配管長さ

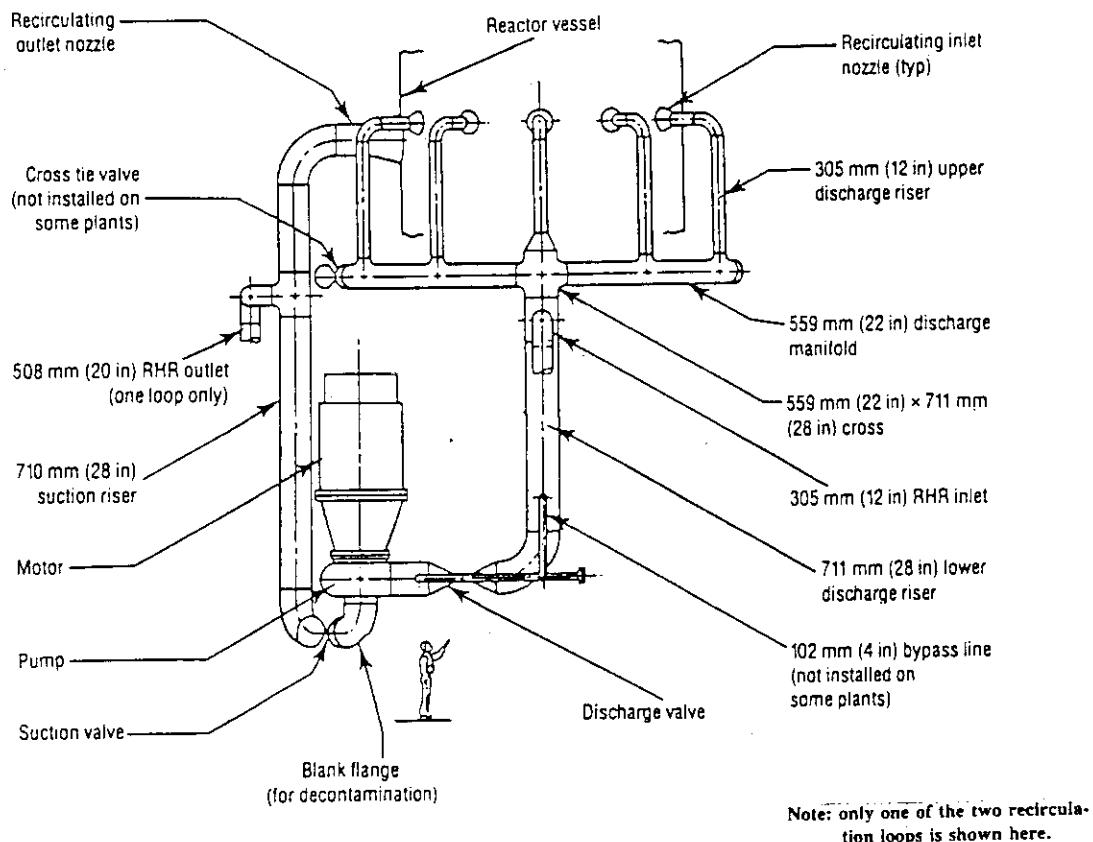
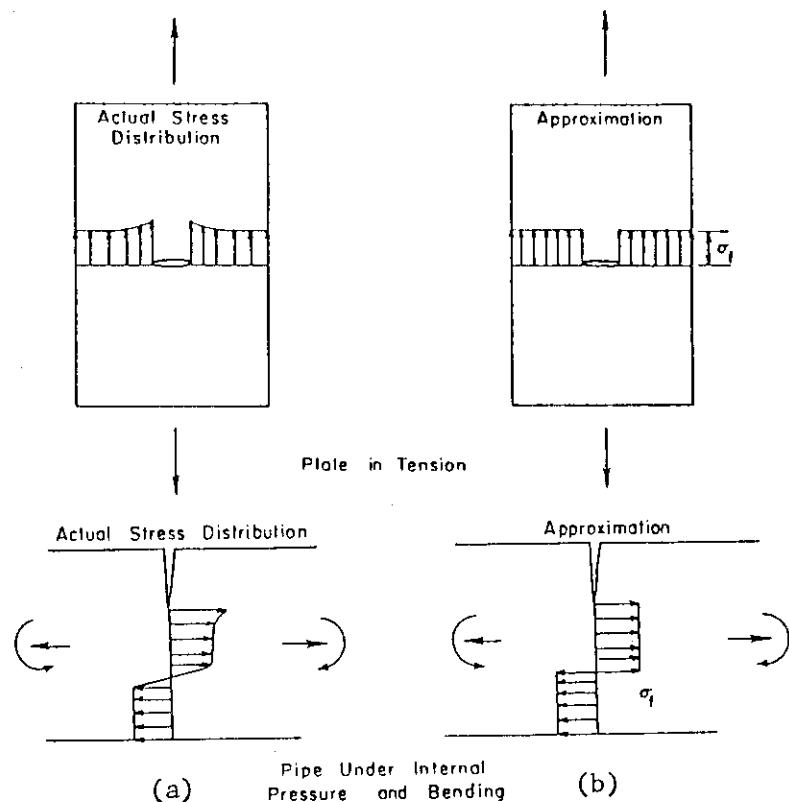
R ; 管半径 (= 14")

従って, $T_{mat} = 200$ ²⁰⁾ とすると, 式 (2.16) 及び式 (2.17) より, この配管が不安定破壊するためには, 配管長さ約 600ft (182m) 以上必要である。図 1 より, 再循環系配管長さ (例えば, 原子炉圧力容器からの出口側母管からバルブまでの長さ) は, この限界長さに比べて, 非常に短かく, さらに, 式 (2.17) の $\frac{L}{R}$ の値は, 実プラントでは, 20~30程度と極めて小さいため, 配管の不安定破壊は, 極めて起こりにくく¹⁹⁾。

町田らは, Tada らの T_{app1} の導出に対して, 修正を行うと共に, 三次元構造を有する配管系のコンプライアンスの影響を定量化した延性不安定破壊条件の定式化を行っている^{21), 22)}。

Zahoor らは, 管径 4 インチスケジュール 80 の Type 304ステンレス鋼管を用いて, 室温で, 図 16 に示す様な四点曲げ試験を実施し, 周方向貫通き裂を有する配管のコンプライアンスを考慮した不安定破壊挙動評価を行っている²³⁾。図 17 は, この装置によって得られた周方向き裂 (初期き裂長さ 76.1mm, 及び 133.1mm) を有する Type 304ステンレス鋼管の J-R 曲線である。さらに, この四点曲げ装置を用いて荷重を負荷した際に生ずる $\left(\frac{\partial J}{\partial a} \right)_{app1}$ を算定できる式を導いている²³⁾。図 18 は, 図 17 から得られた J-R 曲線の傾きから求めた $\left(\frac{dJ}{da} \right)_{mat}$ (破線) と, 計算で得られた $\left(\frac{\partial J}{\partial a} \right)_{app1}$ (実線) を, プロットした不安定破壊予測線図である²⁴⁾。同図の 2 つの曲線の交点より右側が, 式 (2.16) を満足するため, 不安定破壊を生ずることが予測される。なお, この時の不安定破壊を生ずる限界き裂進展長さ Δa は, 各初期き裂長さに対して, 22.1mm, 15.2mm である。G. Wilkowski らは, 上記の予測を確証するため, 前述と同様な四点曲げ装置を用いて, 初期き裂長さ 106mm (全周長さの 29%) の貫通き裂を有する配管に, ばねを介して曲げ荷重を負荷し, 不安定破壊試験を実施している²⁴⁾。その結果, 不安定破壊を生ずる限界き裂進展長さ Δa は, 約 16~19mm であり, Zahoor らの予測とほぼ一致することを明らかにしている。

この様な実配管を用いての J 積分による Teasing Instability の評価は, 柴田らによても実施されており, この評価法が, 貫通き裂を有する配管の不安定破壊予測として, 有効であることが確認されている¹³⁾。そして, この評価法は, 米国 NRC でも, 広く検討が開始されており²⁵⁾。今後, 実験や理論解析の進展によって, 本手法の確立が, 期待されている。

図1 原子炉再循環系配管の構成⁴⁾ (模式図)図2 Net-Section Collapse Stuss Criterion
における応力分布モデル⁵⁾

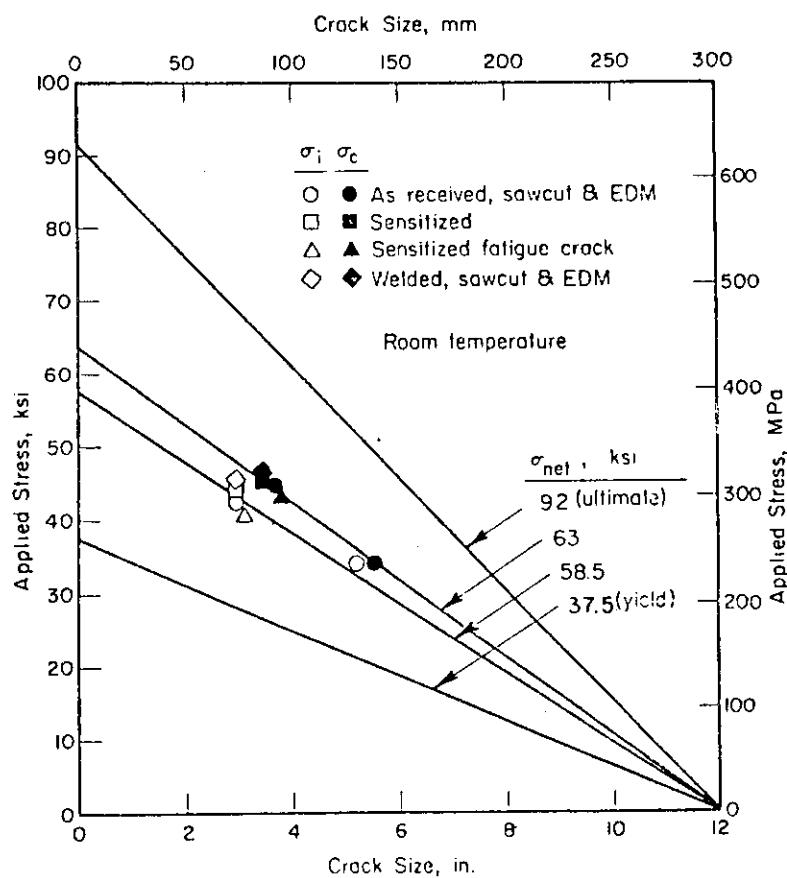


図3 貫通中央切欠き付Type 304ステンレス鋼板
のき裂面積とき裂貫通時の公称応力関係⁶⁾

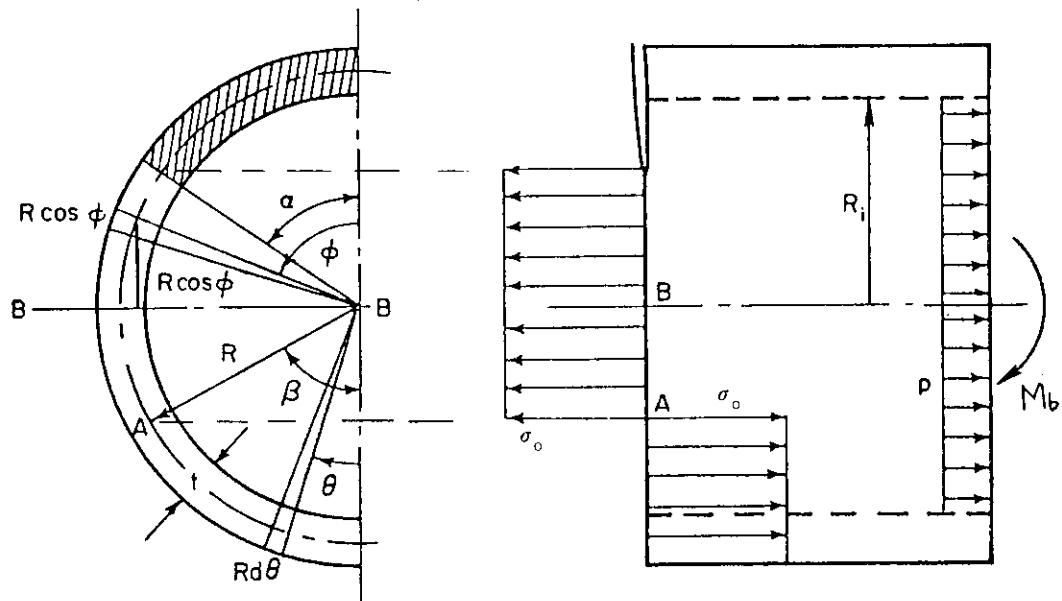


図4 周方向き裂を有する配管に、Net-Section Collapse
Criterionを適用した際の応力分布モデルと記号⁵⁾

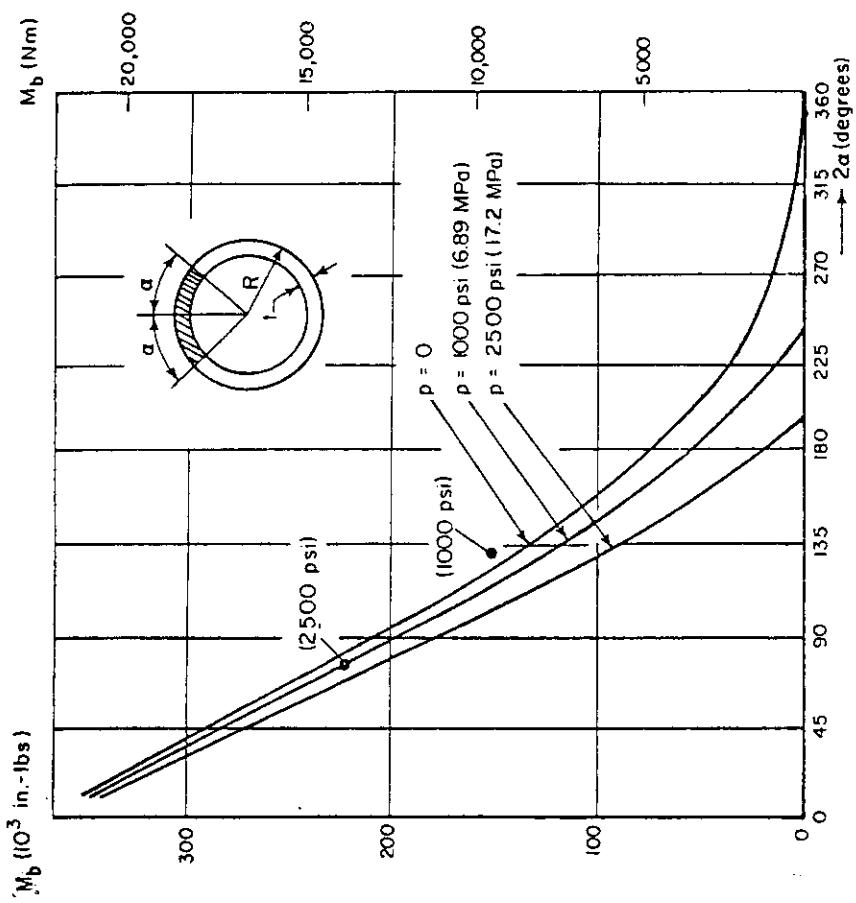


図 5 Net-Section Collapse Criterionに基づく
Type 304 ステンレス鋼管(管径 4 インチ)の室温における
崩壊曲げモーメント M_b とき裂角度 2α との関係 5)

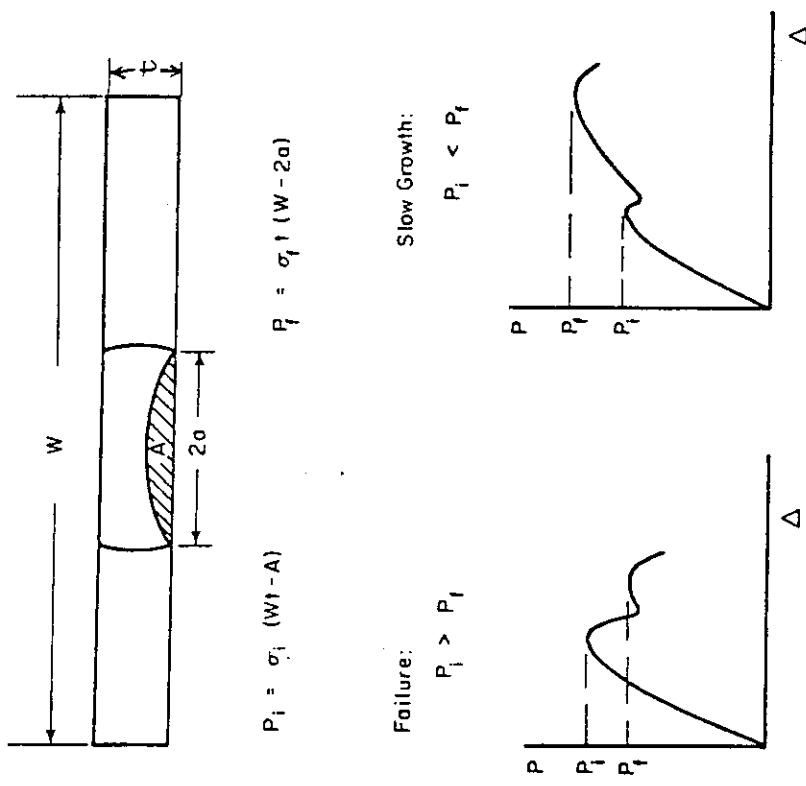


図 6 未貫通き裂が板厚を貫通した後の挙動(模式図) 5)

- 印は、実験結果

表 1(a) 周方向未貫通き裂を有する Type 304 ステンレス鋼管の
漏洩モーメント M_L と崩壊モーメント M_B (管径; 4 インチ)

2α , degrees	M_B in.-lbs (Nm)	M_L/M_B			
		x=0.4	x=0.6	x=0.8	x=0.9
Case I: T = 75 F (24 C) p = 1050 psig (7.23 MPa)					
30	285,000 (17,500)	1.02	0.99	0.95	0.94
60	232,000 (14,300)	1.17	1.09	1.01	0.96
90	180,000 (11,100)	1.42	1.26	1.09	1.01
120	-131,000 (-8,050)	1.85	1.56	1.25	1.08
150	87,000 (5,300)	2.65	2.12	1.54	1.23
180	50,000 (3,100)	4.45	3.39	2.20	1.56
Case II: T = 400F (205 C), p = 1050 psig (7.23 MPa)					
30	225,000 (13,800)	0.87	0.85	0.82	0.80
60	183,000 (11,200)	1.01	0.94	0.86	0.82
90	141,000 (8,700)	1.23	1.09	0.93	0.85
120	101,000 (6,200)	1.61	1.35	1.06	0.91
150	66,000 (4,100)	2.36	1.86	1.32	1.03
180	36,000 (2,200)	4.17	3.12	1.95	1.33

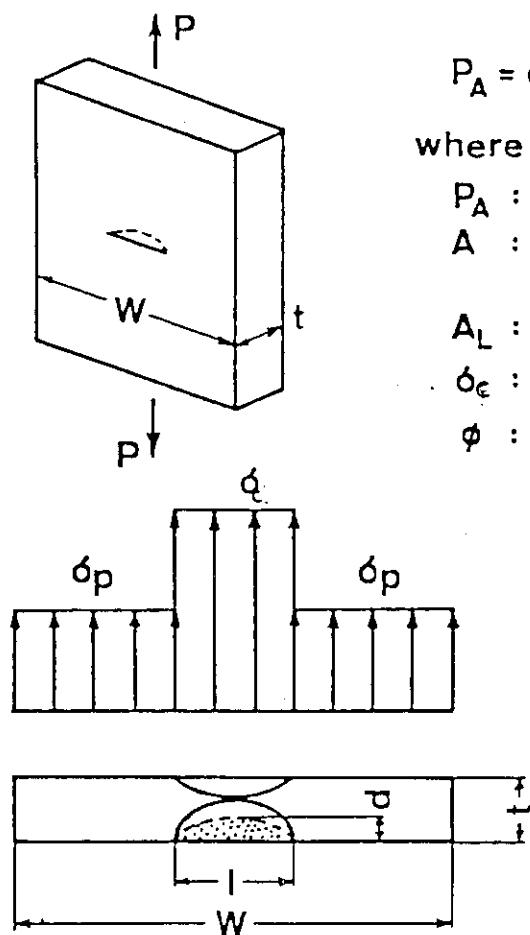
注記

$$X = \frac{\text{き裂深さ } d}{\text{肉厚 } t}$$

表 1(b) 周方向未貫通き裂を有する Type 304 ステンレス鋼管の

漏洩モーメント M_L と崩壊モーメント M_B (管径; 28 インチ)

2α degrees	M_B 10^6 in.-lbs (MNm)	M_L/M_B			
		x=0.4	x=0.6	x=0.8	x=0.9
T = 400 F (205 C) and p = 1050 psig (7.23 MPa)					
30	31.9 (1.96)	0.87	0.84	0.81	0.79
60	25.0 (1.54)	1.03	0.94	0.85	0.80
90	18.2 (1.12)	1.31	1.13	0.93	0.83
120	11.8 (0.72)	1.88	1.50	1.10	0.89
150	6.0 (0.37)	3.44	2.54	1.57	1.07
180	1.1 (.068)	17.36	11.83	5.80	2.62



$$P_A = \delta_p A + \delta_c (1 - \phi) A_L$$

where

P_A : Crack Penetration Load

A : Area beside Crack
 $= (W - l)t$

A_L : Area behind Crack

δ_c : True Fracture Stress

ϕ : Reduction of Area

W : Plate Width

t : Plate Thickness

l : Crack Length

d : Crack Depth

図 7 Crack Ligament Fracture Stress Criterion

における応力分布モデル⁷⁾

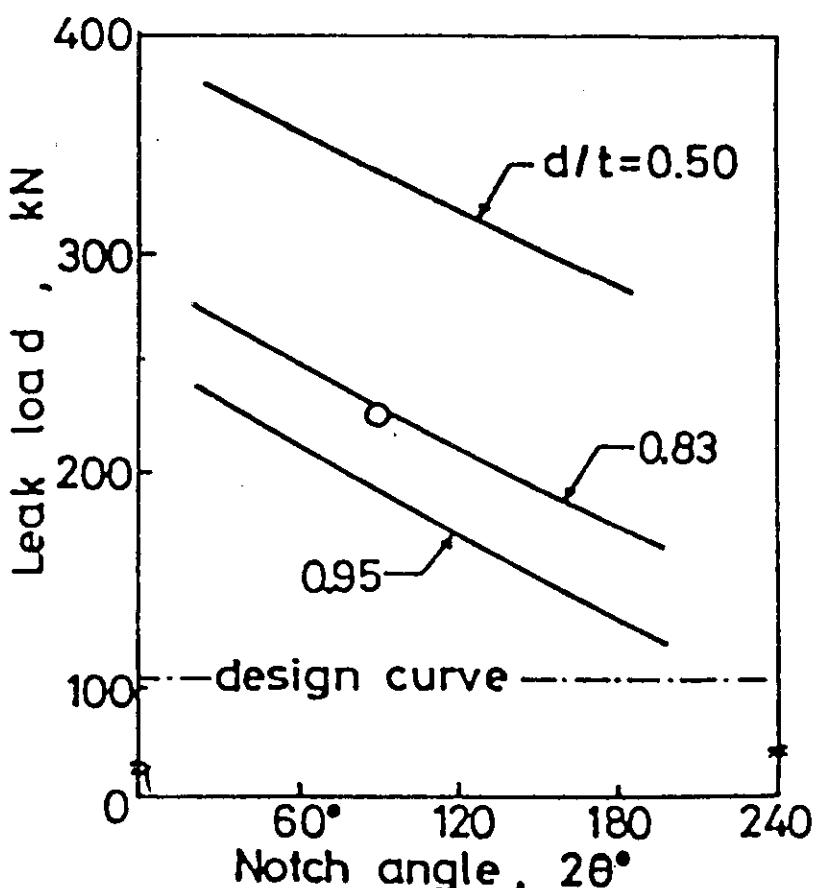


図8 Type 304 ステンレス鋼管（管径 2 インチ）における
切欠角度と漏洩荷重の関係⁷⁾

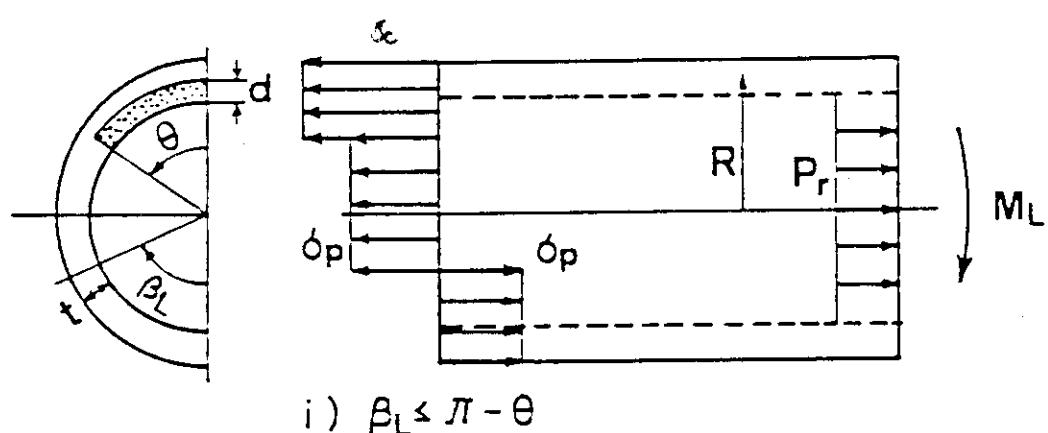


図9 曲げモーメントをうけるき裂を有する配管の漏洩時の応力分布モデル¹²⁾

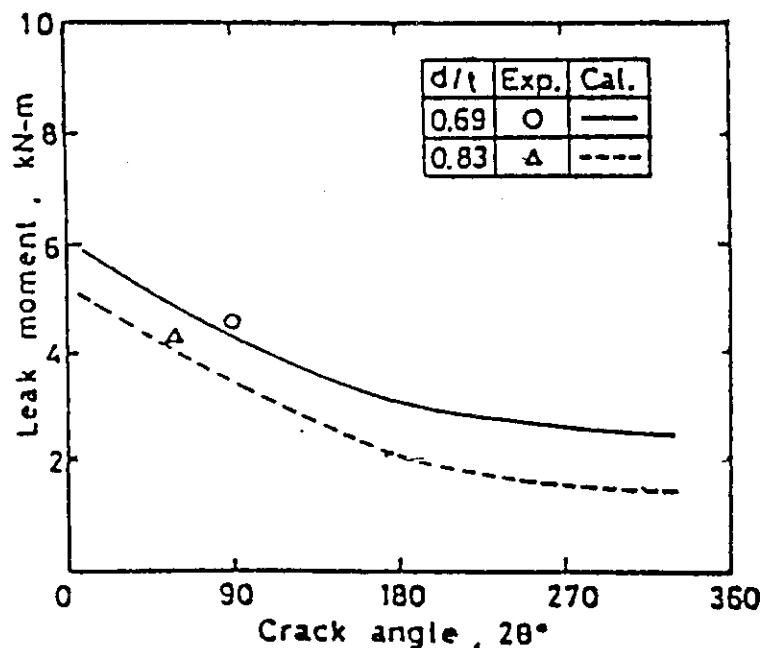


図 10 Type 304 ステンレス鋼管 (2B, sch 80) のき裂角度に対する漏洩曲げモーメントの関係¹²⁾ (内圧 = 0)

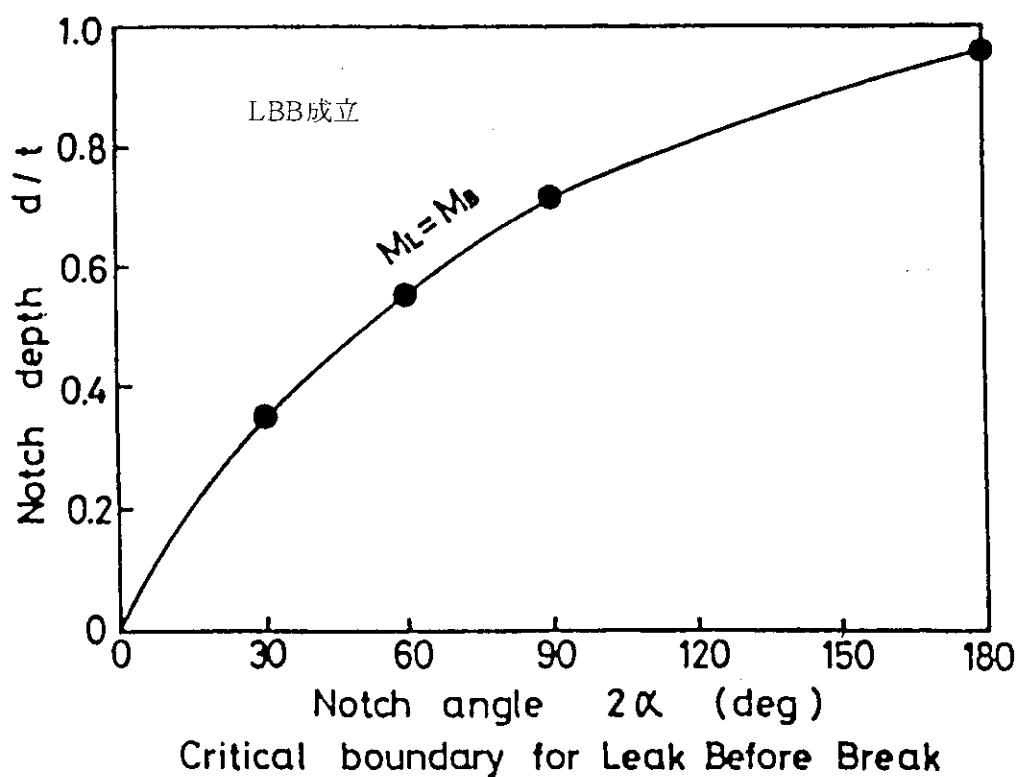


図 11 ステンレス鋼管 (管径 4 インチ) のLBBに関する境界線図¹¹⁾
($M_L = M_B$)

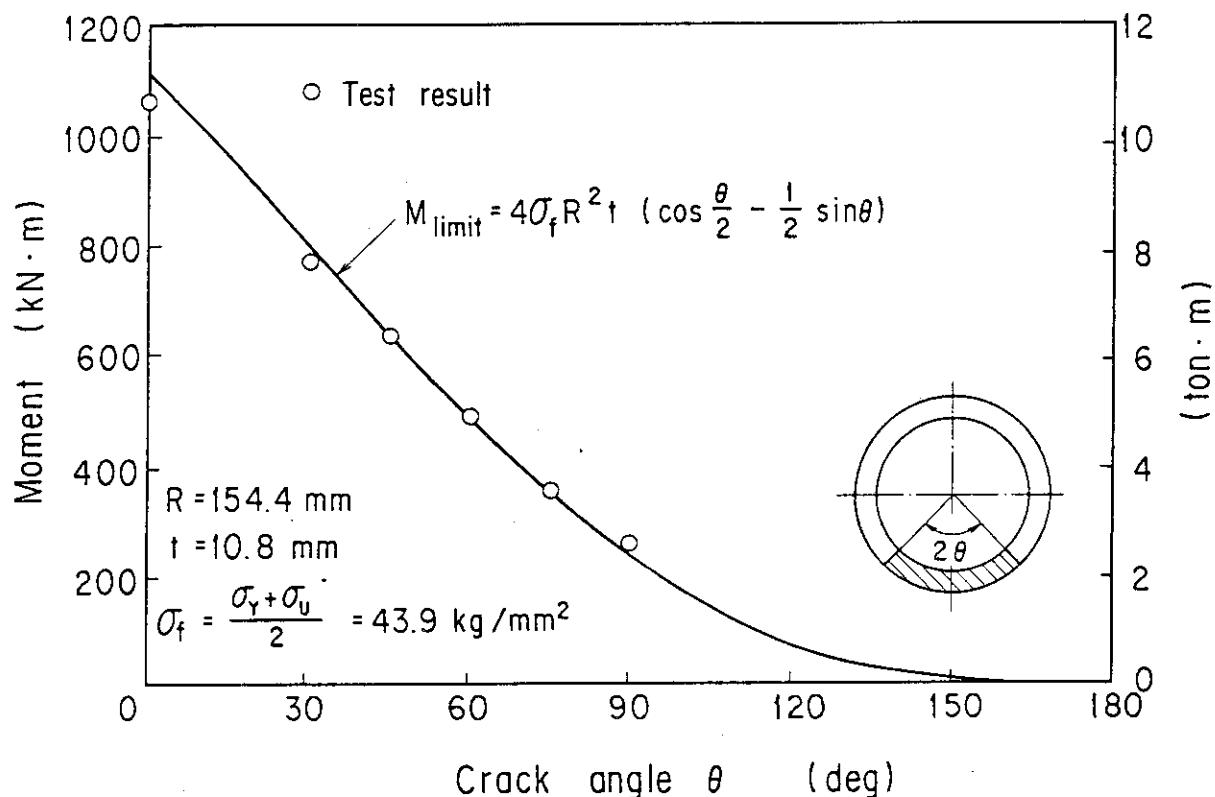


図 12 Flow Stress 基準による Type 304 ステンレス鋼管（管径 6 インチ）の崩壊モーメントの推定¹³⁾

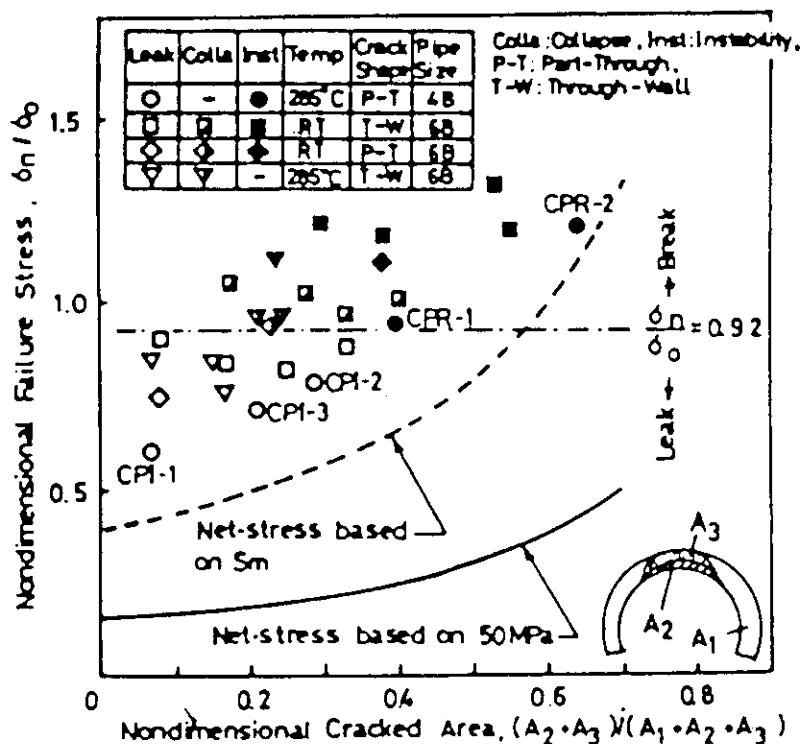
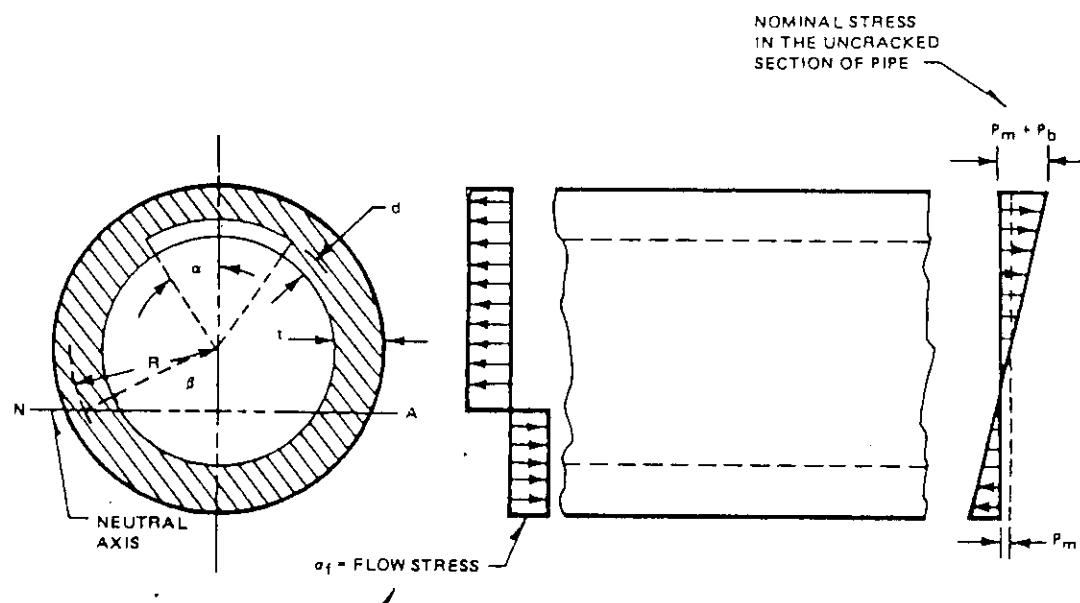
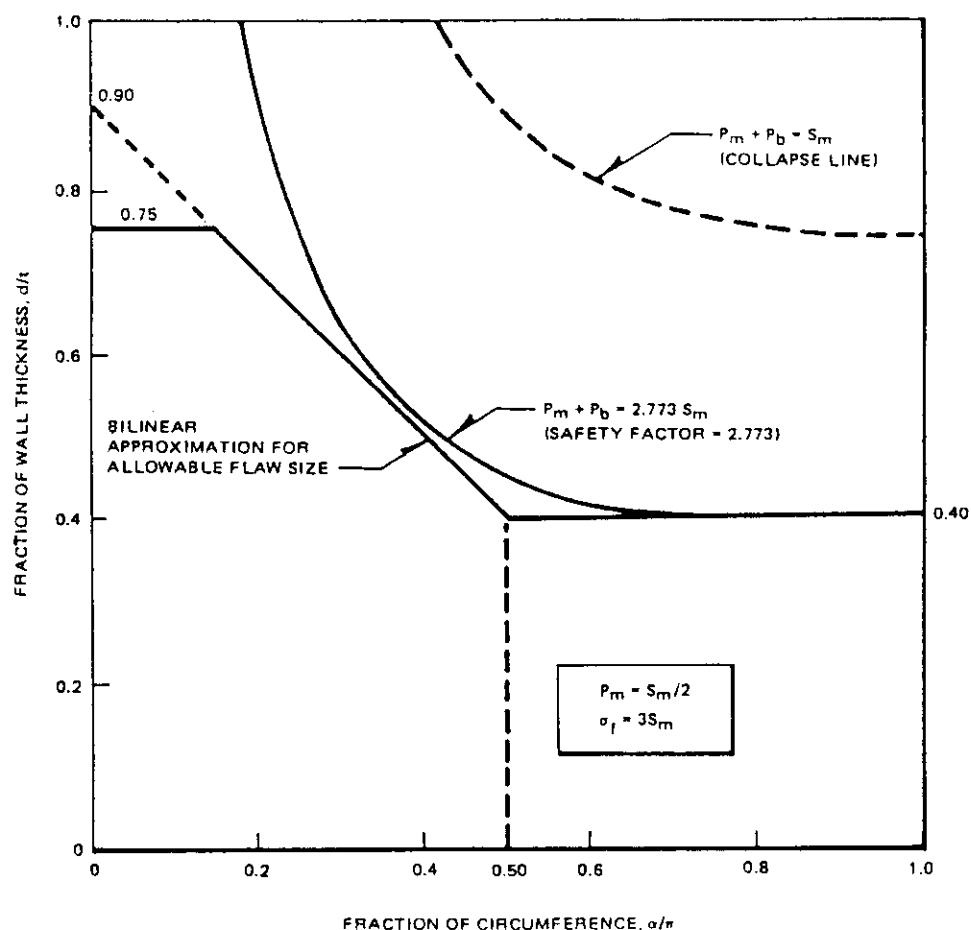


図 13 コンプライアンス付き試験による Type 304 ステンレス鋼配管の漏えいと破断の実断面応力¹⁵⁾



(a)



(b)

図 14 周方向欠陥の評価線図 (GE社の提案)¹⁶⁾

表 2 周方向欠陥の許容寸法 (GE社の提案)¹⁶⁾Table
ACCEPTANCE FLAW SIZE FOR NORMAL CONDITIONS

$\frac{P_m + P_b}{S_m}$	Ratio of Length to Circumference $\ell/2\pi r$				
	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5 or more
	a/t				
1.4	0.50	0.40	0.30	0.20	0.10
1.3	0.58	0.48	0.38	0.28	0.18
1.2	0.66	0.56	0.46	0.43	0.26
1.1	0.73	0.63	0.53	0.36	0.33
1.0	0.75	0.70	0.60	0.50	0.40
0.9	0.75	0.75	0.66	0.56	0.46
0.8	0.75	0.75	0.70	0.60	0.50

Table
ACCEPTANCE FLAW SIZE FOR FAULTED CONDITIONS

$\frac{P_m + P_b}{S_m}$	$\ell/2\pi r$				
	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5 or more
	a/t				
2.8	0.50	0.40	0.30	0.20	0.10
2.6	0.58	0.48	0.38	0.28	0.18
2.4	0.66	0.56	0.46	0.36	0.26
2.2	0.73	0.63	0.53	0.43	0.33
2.0	0.75	0.70	0.60	0.50	0.40
1.8	0.75	0.75	0.66	0.56	0.46
1.6	0.75	0.75	0.70	0.60	0.50

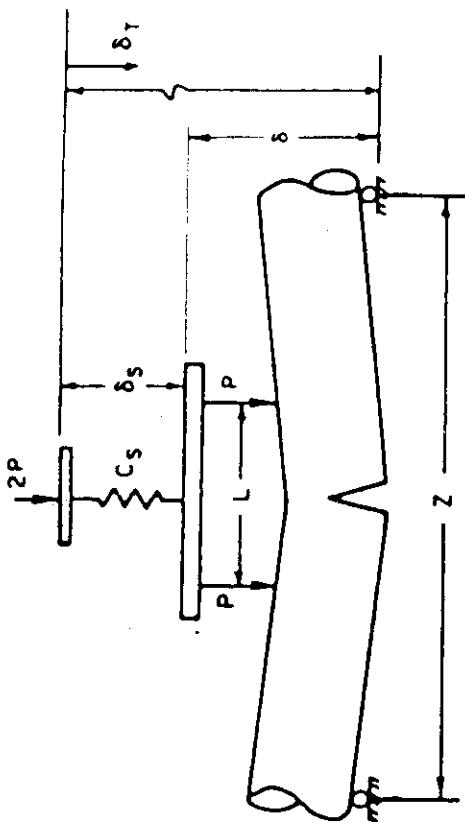


Fig. 1(a) Four-point bend loading system

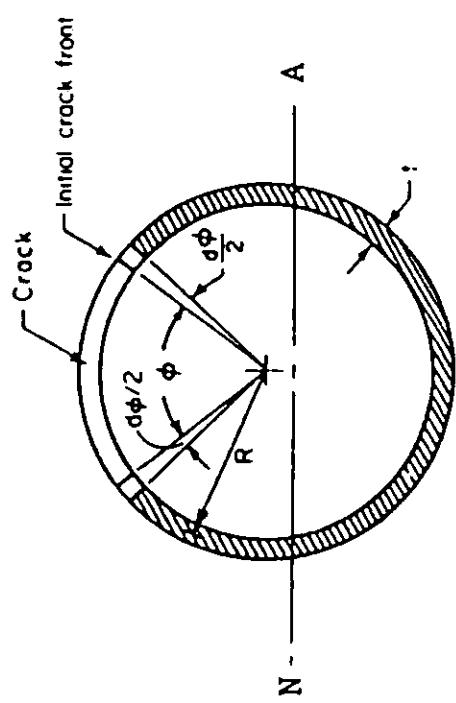


Fig. 1(b) Cross section of a through-wall cracked pipe

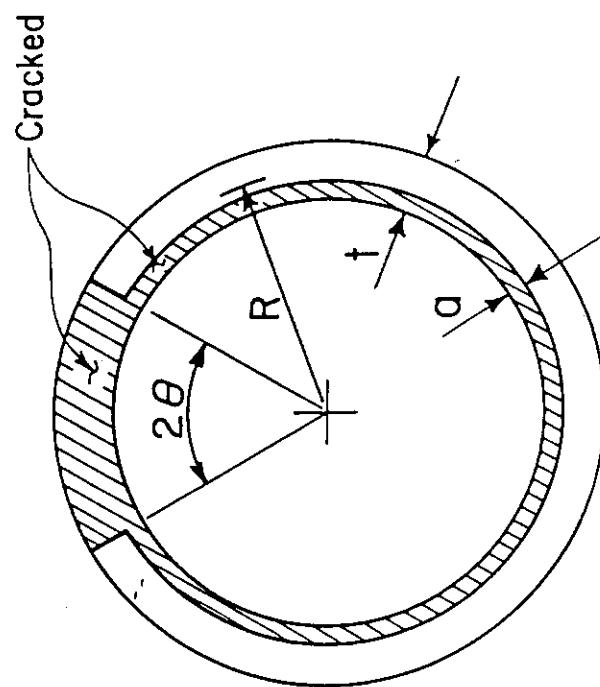


図 15 再循環系配管における想定欠陥¹⁹⁾

図 16 四点曲げ試験装置及び人工切欠き形状²³⁾

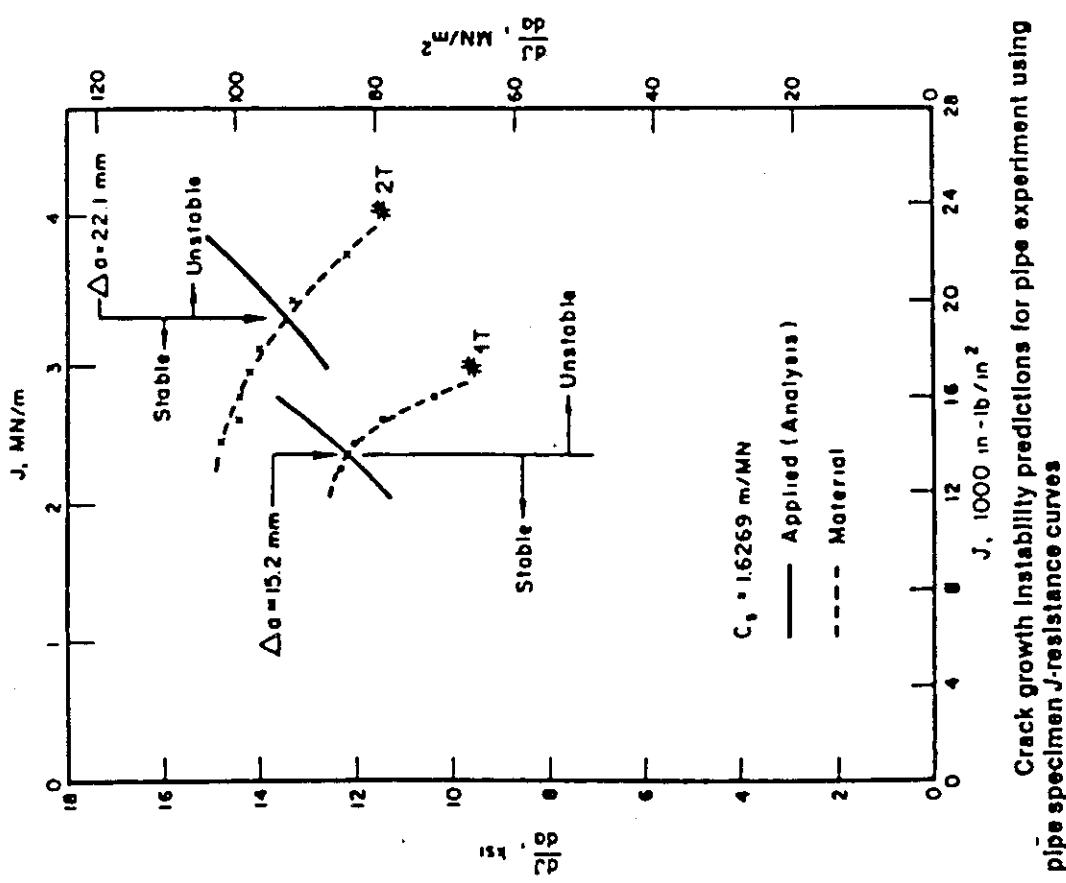


図 18 Type 304 ステンレス鋼管（管径 4 インチ）の不安定破壊予測線図 23)

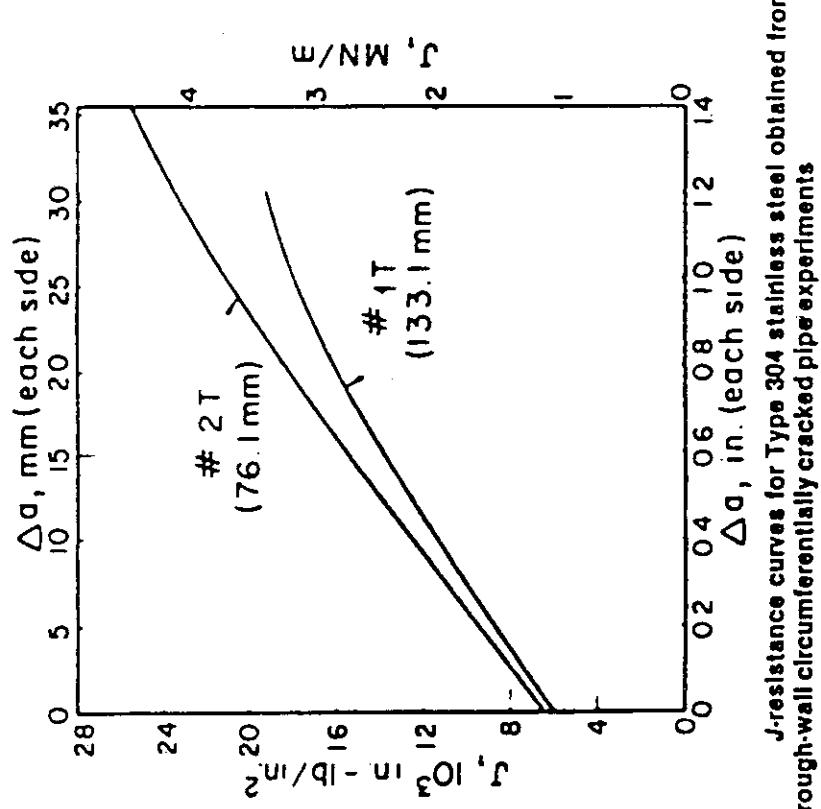


図 17 Type 304 ステンレス鋼管（管径 4 インチ）J-R 曲線 23)

3. 実証試験研究の概要

我が国におけるオーステナイト系ステンレス鋼の不安定破壊に関する研究は、大学、電力中央研究所、原子力工学試験センター、日本原子力研究所等で、実施されている。このうちで、実配管を用いた実証研究は、原研、原工試で、行われている。以下に、原研、原工試、米国NRC、EPRIの研究概要と述べるとともに、今後の実証試験研究の課題について、列記する。なお、不安定破壊に関する基礎研究や解析手法の検討等については、昭和54年度に原研より日本溶接協会へ研究委託し、SPN小委員会（主査、矢川東大教授）でまとめられた報告書²⁶⁾に、広範囲にわたり記述されているので、参照されたい。

3.1 日本原子力研究所における研究

負荷荷重40トンのコンプライアンス付の四点曲げ試験装置（図19）を製作し、管径6インチスケジュール80のType304ステンレス鋼管の管内面周方向に貫通切欠きを設けて、室温で、曲げ荷重を負荷して、破壊試験を実施している¹³⁾。さらに、これらの結果をもとに、貫通き裂を有する配管の不安定破壊挙動について、J-R曲線を用いて、J-T解析を行っている¹³⁾。一方、285°Cの高温水環境でも、未貫通き裂を設けて、同様な試験を実施している¹⁴⁾。今後は、

- (1) 室温での未貫通き裂を有する配管の破壊挙動。
- (2) 高温水環境での、き裂深さあるいは、き裂角度をパラメーターとした配管の破壊挙動。
- (3) 荷重150トンの四点曲げ装置を製作し、管径12インチのType304ステンレス鋼管を用いて、不安定破壊挙動に及ぼす管サイズの影響。

について、評価する予定である。

3.2 原子力工学試験センターにおける研究

管径4インチスケジュール80のType304ステンレス鋼管を用いて、突き合せ溶接熱影響部に人工切欠きを付与し、BWRの原子炉水環境を模擬した高温水環境下で、図20に示す様な設備を用いてコンプライアンスを介して、繰り返し引張荷重を負荷して、破壊試験を実施している。そして、この繰り返し荷重によって生じた応力腐食割れによる配管の破壊挙動を論じ¹⁵⁾、理論的な解析も実施している。これらの研究は、昭和59年3月で完了しており、今後の研究計画は、未定である。

3.3 米国NRCにおける研究

米国NRCは、バッテルコロンバス研究所(BCL)「Degraded Nuclear Piping Program」として研究委託を行っている。Phase-Iでは、これまでのBCLの研究内容—原研と同様な設備

を用いての不安定破壊試験と J 積分に基づく Tearing Instability の解析評価等をまとめるとともに、各国のこの分野における研究状況を調査している²⁵⁾。Phase-II は、図 21 に示す様に、7 つの Task から構成されており、最大口径 42 インチ鋼管の破壊試験ができる様な装置（図 22）を検討している²⁷⁾さらに、実プラントで、供用期間中にき裂を生じたパイプを供試材として用いて、試験を計画している点が注目される。これらの研究のマトソックス(案)を表 3(a), (b), (c)に示す。Phase II の研究成果により、今後、延性破壊力学を導入した原子力用配管の構造強度評価の確立が、期待される。

3.4 EPRI における研究

EPRI は、数多くの Pipe Cracking が報告されて以降、き裂を有する配管の破壊強度について、主として、GE 社や BCL へ研究委託を行っている。GE 社では、研究成果として、図 14 に示した塑性崩壊基準にもとづく破壊評価線図を提案しており、この考え方をベースにして、ASME Code Sec. XI IWB-3640 が、1983 年 Winter Addenda において、追加されている。一方、BCL では、M.F.Kanninen らの Net Section Collapse Failure Criterion に基づく評価や、J 値にもとづく Tearing Instability 評価等の基礎的な研究を進め、これらの成果は、NRC の研究プログラムへ反映されている。更に、英国 CECGB で開発された破壊評価線図 (R-6 線図) を用いた Two-Criteria Assessment について、一昨年 B&W 社へ調査を委託している²⁸⁾。

以上のこの分野に関する EPRI の研究は、Systems and Materials Dept. (Drs Norris and Martson) で、コーディネートされほぼ完了している。今後は不安定破壊を生じた後の Depressurigation や Thrust Load に関する研究を Safety and Analysis Dept. (Drs Duffy and Tang) で実施することを検討している²⁵⁾。

3.5 他機関における研究概要

前述の各機関の研究に加えて、NUREG/CR-3142 Vol.2²⁵⁾によると、以下の機関について研究実施状況の概要が述べられており、それを列記する。

- (1) W.H.社…W.H.社は、PWR オーナーズと本分野に関する共同研究を実施したが、この内容は、Proprietary Information である為に、公表されていない。近年、主に二次系で使用されている Ferritic Pipe の破壊に関する研究を計画中である。
- (2) C.E.社…C.E.社は、K.W.U.社と共同研究を実施している。
- (3) B&W 社…B&W 社は、研究を実施していないが、研究の実施計画はある。
- (4) Framatome 社…Framatome 社は、W.H.社および仏電力庁と Proprietary Program を持っている。このプログラムでは、CEN, Cadarache Facilities で、BWR 条件で 3 インチ径のステンレス鋼製パイプを用いて、不安定破壊に関する研究を実施中である。さらに、Thermal age をうけた遠心鋳造ステンレス鋼管に、軸方向欠陥を設けて、バースト試験を計画している。
- (5) MPA-Stuttgart…MPA は、軽水炉運転条件下での、Fracture Initiation と Fracture

Openingに関するWest Germany Federal Ministry of Interiorのプログラムを、実施し、現在完了している。

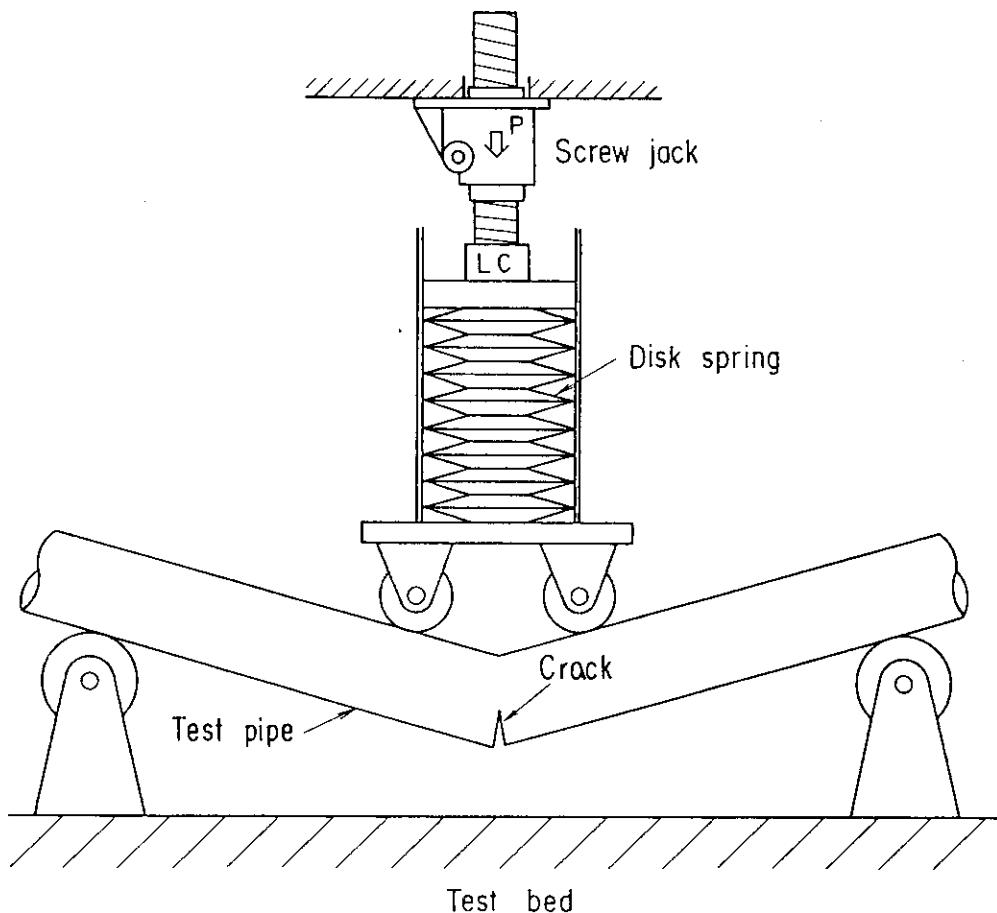


図 19 日本原子力研究所における配管の不安定破壊試験装置¹³⁾

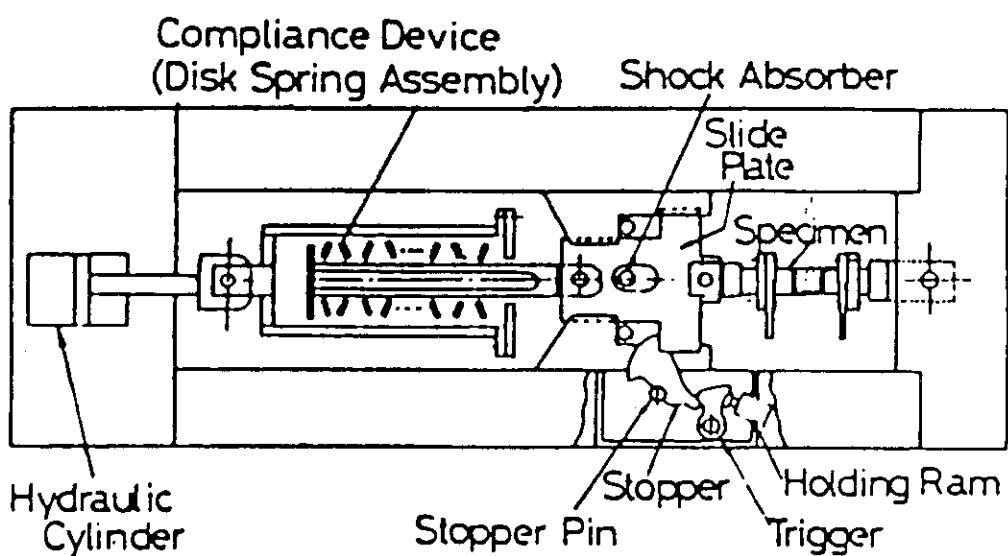


図 20 原子力工学試験センターにおける配管の不安定破壊試験装置¹⁵⁾

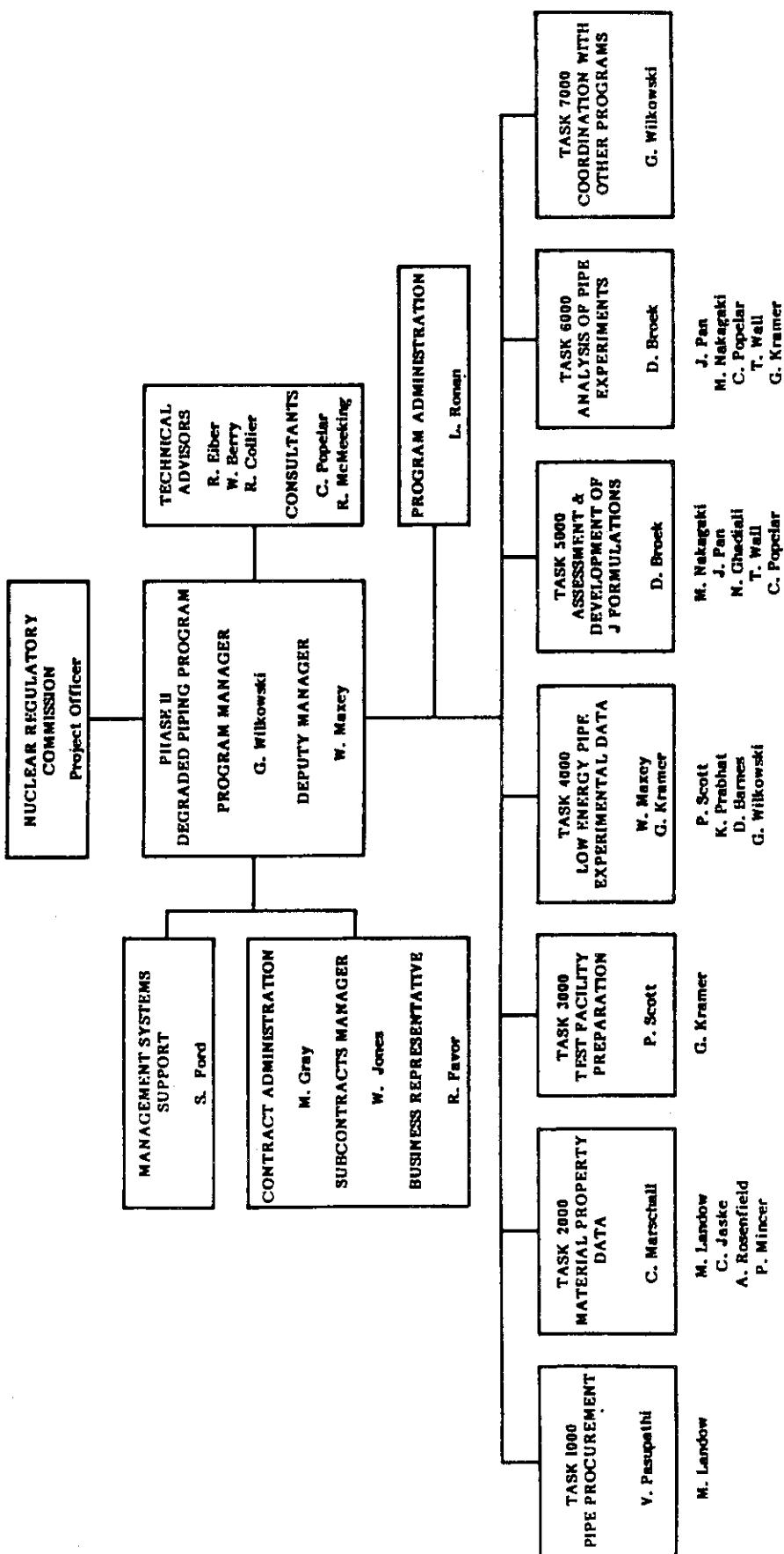


図21 米国NRC Degraded Piping Programの構成 27)

TEST FACILITY MODIFICATIONS

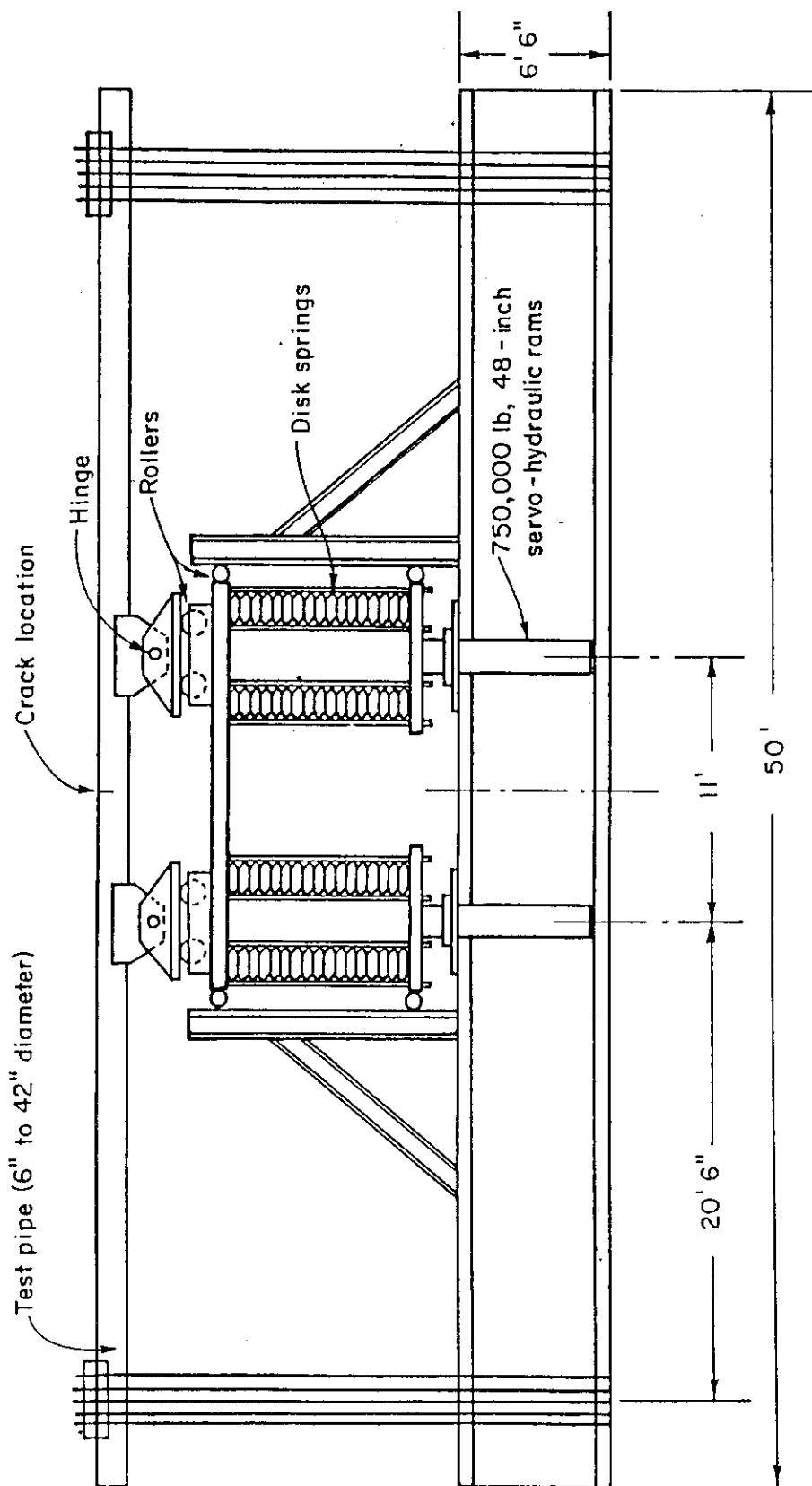


図 22 バッテルコロンバス研究所における配管の不安定破壊試験装置 27)

表 3(a) バッテルコロンバス研究所における配管の不安定破壊試験計画案（初年度^a）27)

	Schedule	Material Thickness, inches.	Type	Crack Geometries	Crack Configuration (C)	Test Temperature, °F (°C)	Loadings	Method	Engineer	Crack Depth, % Circum.	Crack Length, % Circum.	Crack Depth, % Wall.	
Diameter Effects on Through Wall Cracks Under Bending	4111-1	4	80	0.337	SA 333 GR#6	Internal	Circum	TWC	SMN	AMB	Bending	30	100
	-2	24	100	1.531	SA 333 GR#6	Internal	Circum	TWC	SMN	AMB	Bending	30	100
	-3	42	N.A.	0.25	SA 358 304 SS	Internal	Circum	TWC	SMN	AMB	Bending	30	100
Thickness Effects on Surface Cracks Under Bending	4112-1	16	40	0.50	SA 376 304 SS	Internal	Circum	SC	SMN	AMB	Bending	50	66
	-2	16	100	1.031	SA 376 304 SS	Internal	Circum	SC	SMN	AMB	Bending	50	66
	-3	6	40	0.280	SA 376 304 SS	Internal	Circum	SC	SMN	AMB	Bending	50	66
	-4	6	120	0.567	SA 376 304 SS	Internal	Circum	SC	SMN	AMB	Bending	50	66
	-5	6	40	0.280	A 106 8	Internal	Circum	SC	SMN	AMB	Bending	50	66
	-6	6	80	0.432	A 106 8	Internal	Circum	SC	SMN	AMB	Bending	50	66
	-7	6	160	0.718	A 106 8	Internal	Circum	SC	SMN	AMB	Bending	50	66
Complex Cracks Under Bending	4113-1	6	120	0.562	SA 376 304 SS	Internal	Circum	TWC/SC	SMN	AMB	Bending	30	30
	-2	6	120	0.562	SA 376 304 SS	Internal	Circum	TWC/SC	SMN	AMB	Bending	30	60
	-3	6	80	0.432	Inconel 600	Internal	Circum	TWC/SC	SMN	AMB	Bending	30	30
	-4	6	80	0.432	Inconel 600	Internal	Circum	TWC/SC	SMN	AMB	Bending	30	60
	-5	6	80	0.432	A 106 8	Internal	Circum	TWC/SC	SMN	AMB	Bending	30	30
	-6	6	80	0.432	A 106 8	Internal	Circum	TWC/SC	SMN	AMB	Bending	30	60
Instability of Complex Cracks Under Bending	4114-1	6	80	0.432	A 106 8	Internal	Circum	TWC/SC	SMN	AMB	Compliant Bend	20	50
	-2	6	120	0.562	SA 376 304 SS	Internal	Circum	TWC/SC	SMN	AMB	Compliant Bend	20	70
	-3	16	40	0.500	SA 376 304 SS	Internal	Circum	TWC/SC	SMN	AMB	Compliant Bend	20	40
	-4	16	100	1.031	SA 376 304 SS	Internal	Circum	TWC/SC	SMN	AMB	Compliant Bend	20	80
Various Crack Geometries Under Axial Tension	4121-1	6	120	0.562	SA 376 304 SS	External	Circum	TWC	SMN	AMB	Pressure (water)	30	100
	-2	6	120	0.562	SA 376 304 SS	External	Circum	TWC/SC	SMN	AMB	Pressure (water)	30	100/50
	-3	6	120	0.562	SA 376 304 SS	External	Circum	SC	SMN	AMB	Pressure (water)	70	50
	-4	10	100	0.719	SA 333 GR#6	External	Circum	TWC	SMN	AMB	Pressure (water)	30	100
	-5	10	100	0.719	SA 333 GR#6	External	Circum	TWC/SC	SMN	AMB	Pressure (water)	30	100/50
	-6	10	100	0.719	SA 333 GR#6	External	Circum	SC	SMN	AMB	Pressure (water)	50	50
Prototypical Cracked Pipe Held Overlay Repair	4142-1	6	120	0.562	SA 376 304 SS	Internal	Circum	SC	SMN	AMB	Bending (water)	50	30
	-2	6	120	0.562	SA 376 304 SS	Internal	Circum	SC	SMN	AMB	Bending (water)	50	30
	-3	6	120	0.562	SA 376 304 SS	Internal	Circum	SC	SMN	AMB	Bending and Pressure (water)	50	30

(a) March 1, 1984, to February 28, 1985.

(b) TWC = Through wall crack.
SC = Surface crack.

(c) SMN = Sharp machine notch (approx. 0.003-inch radius).

(d) "Ambient" temperature for carbon steel tests will be sufficiently warm to preclude cleavage fracture.

表3(b) パッテルコロンバス研究所における配管の不安定破裂試験計画案(次年度^a) 27)

Test ID	Specimen Number	Substrate Type	Experiments	Dimensions (inches)	Geometries (b)	Crack Concentration (c)	Crack Condition (c)	Test Temperature (°C)	Crack Length, mm	Crack Depth, mm	Loadings			Method		
											Type	Material	Condition	Material	Condition	Material
											A 106 B	AMB	Bending	50	66	
											A 106 B	AMB	Bending	50	66	
											A 106 B	AMB	Bending	50	66	
											A 106 B	AMB	Bending	50	66	
	4115-1										A 106 B	SC	Int. Circuit	50	66	
	-2	6	80	0.432	A 106 B	SC	Int. Circuit	50	66		A 106 B	SC	Int. Circuit	50	66	
	-3	6	160	0.718	A 106 B	SC	Int. Circuit	50	66		A 106 B	SC	Int. Circuit	50	66	
	-4	6	80	0.432	Inconel 600	SC	Int. Circuit	50	66		A 106 B	SC	Int. Circuit	50	66	
	-5	16	160	0.718	A 106 B	SC	Int. Circuit	50	66		A 106 B	SC	Int. Circuit	50	66	
	-6	16	100	1.031	A 106 B	SC	Int. Circuit	50	66		A 106 B	SC	Int. Circuit	50	66	
	-7	16	140	1.438	A 106 B	SC	Int. Circuit	50	66		A 106 B	SC	Int. Circuit	50	66	
	-8	16	100	1.031	SA 376 304 SS	SC	Int. Circuit	50	66		SA 376 304 SS	SC	Int. Circuit	50	66	
	4122-1										SA 358 304 SS	SC	Int. Circuit	50	66	
	-2	10	40	0.365	SA 358 304 SS	TMC	Int. Circuit	50	66		SA 358 304 SS	EDM	Int. Circuit	50	66	
	-3	10	100	0.719	SA 333 GR46	TMC	Int. Circuit	50	66		SA 333 GR46	FS	Int. Circuit	50	66	
	-4	10	100	0.719	SA 333 GR46	TMC/SC	Int. Circuit (Weld)	50	66		SA 333 GR46	FS	Int. Circuit	50	66	
	4123-1										SA 358 304 SS	SC	Int. Circuit	50	66	
	-2	10	40	0.365	SA 358 304 SS	SC	Int. Circuit (Weld)	50	66		SA 358 304 SS	AMB	Int. Circuit	50	66	
	-3	10	100	0.719	SA 333 GR46	SC	Int. Circuit	50	66		SA 333 GR46	FS	Int. Circuit	50	66	
	-4	10	100	0.719	SA 333 GR46	SC	Int. Circuit (Weld)	50	66		SA 333 GR46	FS	Int. Circuit	50	66	
	4131-1										SA 358 304 SS	SC	Int. Circuit	50	66	
	-2	16	40	0.500	SA 376 304 SS	SC	Int. Circuit	50	66		SA 376 304 SS	AMB	Int. Circuit	50	66	
	4141-1										SA 376 304 SS	SC	Int. Circuit	50	66	
	-2	6	120	0.562	SA 376 304 SS	SC	Int. Circuit	50	66		SA 376 304 SS	AMB	Int. Circuit	50	66	
	-3	16	100	1.031	A 106 B	SC	Int. Circuit	50	66		A 106 B	SC	Int. Circuit	50	66	
	4142-5										SA 376 304 SS	SC	Int. Circuit	50	66	
	-6	6	120	0.562	SA 376 304 SS	SC	Int. Circuit	50	66		SA 376 304 SS	AMB	Int. Circuit	50	66	
	-7	6	120	0.562	SA 376 304 SS	SC	Int. Circuit	50	66		SA 376 304 SS	AMB	Int. Circuit	50	66	
	-8	6	120	0.562	SA 376 304 SS	SC	Int. Circuit	50	66		SA 376 304 SS	AMB	Int. Circuit	50	66	

(a) From March 1, 1985, to February 28, 1986.

(b) TUC = Throughput wall crack; SC = Surface crack.

WNR = World overlav repair
FS = Farmland sharpener
SMM = Sharp machine mesh (a half-inch radius).

sharp notches in the sawtooth pattern of the sharpie snarpenet. The sawtooth pattern is a result of the sawtooth wave of the sawtooth current.

表 3(c) バッテルコロナバス研究所における配管の不安定破壊試験計画案（3年度^{a)}）27)

Subtask Number Experiment Number	Diameter, Inches	Schedule Thickness, Inches	Type Test	Crack Orientation Or Geometry(b)	Crack Orientation (c)	Test Temperature (d)	Loading Method	Crack length, x Wall Thickness,	Crack Depth,
Dynamic Axial Pressure Loading (Waterhammer) of Cracked Pipe	4124-1	6	120	0.562	SA 376 304 SS	Int. Circum	TMC	SMN	16
	-2	12	120	1.00	SA 376 304 SS	Int. Circum	SC	SMN	63
	-3	12	100	0.843	A 106 8	Int. Circum	TMC/SC	SMN	25/100
	-4	6	80	0.432	A 106 8	Int. Circum	TMC	SMN	16/50
	-5	12	100	0.843	A 106 8	Int. Circum	SC	SMN	63
Surface Cracked Pipe Under Pressure and Excess Compliant Bending	4131-3	24	80	1.218	SA 333	Int. Circum	SC	FS	100
	-4	24	140	2.062	A 106 8	Int. Circum	SC	FS	50
Prototypical Cracks in Weld Metal, HAZ & Bimetal Interfaces	4141-4	6	120	0.562	SA 376 304 SS	Int. Circum	SC	SMN	100
	-5	6	80	0.432	A 106 8	Int. Circum	SC	SMN	50
	-6	28	N.A.	0.875	SA 155	Int. Circum	SC	SMN	100
Prototypical Cracks - Thermally Aged Centrifugally Cast Stainless Steel	4143-1	15.73	N.A.	2.36	316 SS CF 8M	Int. Circum	SC	FS	100

(a) March 1, 1986, to February 28, 1987

(b) TWC = Through Wall Crack
SC = Surface Crack

(c) SMN = Sharp machine notch (approx. 0.003-inch radius)

(d) "Ambient" temperature for carbon steel tests will be sufficiently warm to preclude cleavage fracture.

4. 今後の試験研究課題

ステンレス鋼配管の不安定破壊に関する実証試験研究は、前述の如く国内外で精力的に実施されている。当面、この分野における評価手法の確立に際しては、以下の項目について、検討し、データの集積が必要である。

- (1) 鋼種の影響…CF-8MなどのPWRの主冷却管に用いられている遠心鋳造ステンレス鋼管に対する破壊挙動評価。
- (2) 配管の管径の影響
- (3) エルボ、ティー等の配管部品に欠陥がある場合の評価。
- (4) 欠陥想定位置として、溶接部を考慮した場合の評価。

さらに上記の研究項目に加えて、ステンレス鋼管と同様に、配管材料として、軽水炉で使用されている炭素鋼管の不安定破壊に関する研究も、プラント材料の信頼性評価及びプラント設計合理化（例えば、レストレイントの見直し、削減）の観点より、重要と考える。原研では、昭和58年度より、日本溶接協会への委託研究により、「軽水炉一次系健全性の破壊力学的評価に関する研究」（通称、3DF小委員会）を計画実施し、炭素鋼管(STS42)より切り出したCT試験片を用いて、破壊挙動について検討を行っている²⁹⁾。さらに、原研独自でも、管径6インチの実配管を用いた不安定破壊試験を計画し、今後き裂を有する炭素鋼管の信頼性評価を実施する予定である。

5. ま と め

周方向き裂を有する配管の代表的な不安定破壊予測として、

- (1) Net-Section Collapse Stressによる予測
- (2) Crack Ligament Fracture Stressによる予測
- (3) Flow Stressによる予測
- (4) J積分による Tearing Instability 予測

について紹介しさらに、配管不安定破壊に関する実証研究の実施状況についても、概括した。

上記の予測法(1), (2), (3)は、き裂断面の Net-Section Stress を求めることによって、配管の破壊強度を評価する手法である。1983年に発行された ASME Code Sec. XI Winten Addenda では、予測法(3)の考え方をベースにしたオーステナイト系ステンレス鋼の欠陥評価規定が新たに加えられている。

予測法(4)は、弾塑性破壊力学の導入により、き裂の安定成長を考慮して、配管の不安定破壊挙動を検討する手法である。米国 NRC は、この手法の確立の為に、「Degraded Nuclear Pipeing Program」を計画立案し、き裂を有する配管の健全性評価をすすめている。

今後、各機関で実施されている実配管を用いた実証試験の積み重ねと理論解析により、配管の不安定破壊挙動がより明らかになることが、期待される。

謝 辞

本報告の作成に際して、安全工学部構造強度研究室長宮園昭八郎氏より、有益な教示ならびに多大な協力を得たことを、ここに記し、心より、謝意を表します。

5. ま と め

周方向き裂を有する配管の代表的な不安定破壊予測として、

- (1) Net-Section Collapse Stress による予測
- (2) Crack Ligament Fracture Stress による予測
- (3) Flow Stress による予測
- (4) J 積分による Tearing Instability 予測

について紹介しさらに、配管不安定破壊に関する実証研究の実施状況についても、概括した。

上記の予測法(1), (2), (3)は、き裂断面の Net-Section Stress を求めることによって、配管の破壊強度を評価する手法である。1983年に発行された ASME Code Sec. XI Winten Addenda では、予測法(3)の考え方をベースにしたオーステナイト系ステンレス鋼の欠陥評価規定が新たに加えられている。

予測法(4)は、弾塑性破壊力学の導入により、き裂の安定成長を考慮して、配管の不安定破壊挙動を検討する手法である。米国 NRC は、この手法の確立の為に、「Degraded Nuclear Pipeing Program」を計画立案し、き裂を有する配管の健全性評価をすすめている。

今後、各機関で実施されている実配管を用いた実証試験の積み重ねと理論解析により、配管の不安定破壊挙動がより明らかになることが、期待される。

謝 辞

本報告の作成に際して、安全工学部構造強度研究室長宮園昭八郎氏より、有益な教示ならびに多大な協力を得たことを、ここに記し、心より、謝意を表します。

参考文献

- 1) 小笠原昌雄 “高圧ガスパイプラインの不安定延性破壊停止条件の破壊力学による研究” 圧力技術 Vol21, No.3, 1983
- 2) OECD/CSNI Specialist Meeting on Leak-Before-Break in Nuclear Reactor Piping Systems, Monterey, California 1-2, Sept. 1983
- 3) 原産新聞, 第1235号 昭和59年5月31日
- 4) J.C. Danko "IGSCC-Recent experience reviewed" Nuclear Engineering International June, 1984
- 5) M.F. Kanninen 他6名 ; "Mechanical Fracture Predictions for sensitized Stainless Steel Piping with Circumferential Cracks" EPRI-NP-192 Sept. 1976
- 6) M.F. Kanninen 他6名 ; "Towards an Elastic-Plastic Fracture Mechanics Predictive Capability for Reactor Piping" Nuclear Engineering Design 48, 1978, p117~134
- 7) 長谷川邦夫他3名 “表面き裂を有するSUS304配管の板厚貫通評価” 日本機械学会・精機学会講演論文集 No.800-2 (1980) PJ8-60
- 8) 長谷川邦夫 “ステンレス鋼配管の延性破壊評価” 日本材料学会第21回破壊力学講演会 (昭和57年11月)
- 9) 長谷川邦夫他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 Vol21, No.1 1983
- 10) K. Hasegawa "Stable Crack Growth and Leak Predictions of Stainless Steel Pipes with Circumferential Cracks, SMIRT-6th, (1981) L5/3
- 11) 清水翼他3名 “き裂を有する配管の延性破壊強度評価法とLeak Before Break” 日本機械学会講演論文集, No.8(1980.7)
- 12) 長谷川邦夫他3名 “周方向表面き裂を有する304ステンレス鋼管の漏洩評価” 日本機械学会講演論文集, No.820-1(1982.3)
- 13) 柴田他4名 “曲げ荷重を受ける欠陥はSUS304鋼製6インチ管の延性不安定破壊挙動” 昭和59年10月 機械学会全国大会口頭発表予定。
- 14) 植田他5名 “周方向内面切欠を有する配管の不安定破壊試験” 日本原子力学会昭和59年秋の分科会口頭発表予定
- 15) 矢川他5名 “周方向非貫通き裂を有する304ステンレス鋼配管の破断前漏洩実験” 日本機械学会論文集(A編) 50巻451号(昭和59年3月)
- 16) D.A. Hale 他8名 "The Growth and Stability of Stress Corrosion Cracks in Large-Diameter BWR Piping" Vol.1,2 EPRI-NP-2472 (1982.7)
- 17) P.C. Paris 他3名 "Instability of Tearing Mode of Elastic-Plastic Crack Growth" ASTM STP668 (1979) p5~36
- 18) H. Tada 他1名 "Tearing Instability Analysis Handbook" NUREG/CR-1221 (1980.1)

- 19) H. Tada 他2名 "Stability Analysis of Circumferential Cracks in Reactor Piping Systems" NUREG/CR-0838 (1979.6)
- 20) W.H. Bamford 他1名 "Fracture Behavior of Stainless Steel" ASTM STP668 (1979) p553~557
- 21) 町田ら他7名 “延性破壊力学” 日刊工業新聞社 (1984)
- 22) 町田ら他2名 “延性不安定破壊の破壊力学的検討およびその配管系の安全性評価への適用” 材料 Vol31, No.344 (昭和57年5月)
- 23) A. Zahoor 他1名 ; "A Plastic Fracture Mechanics Prediction of Fracture Instability in a Circumferentially Cracked Pipe in Bending - Part I" Transactions of the ASME, Vol.103, 1981.11, p352~358
- 24) G.M. Wilkowsky 他2名 "A Plastic Fracture Mechanics Prediction of Fracture Instability in a Circumferentially Cracked Pipe in Bending - Part II" Transactions of the ASME, Vol.103, 1981.11, p359~365
- 25) M.F. Kanninen 他7名 "The Development of a Plan for the Assessment of Degraded Nuclear Piping by Experimentation and Tearing Instability Fracture Mechanics Analysis" NUREG/CR-3142 1983.6
- 26) 日本溶接協会 SPN 小委員会 “原子炉圧力容器及び配管等の不安定破壊に関する調査” JWES - AE-8101, 1981年1月
- 27) G. Wilkowsky 他4名 ; "Document of the 1st Piping Integrity Research Group Meeting on NRC Degraded Piping Program Phase II, May 1984, Maryland"
- 28) J.M. Bloom 他1名 ; "Procedure for the Assessment of the Integrity of Nuclear Pressure Vessels and Piping Containing Defects" EPRI-NP-2431, (1982.6)
- 29) 日本溶接協会 3DF 小委員会 “軽水炉一次系健全性の破壊力学的評価に関する研究” 研究方案 昭和59年4月
- 30) J.D. Landes 他2名 ; "Elastic-Plastic Fracture" ASTM Special Technical Publication, No.668, Nov. 1977
- 31) ASME Code Sec. XI Winter Addenda (1983) Requirement for Class I components IWB-3640