

大口径ナトリウム配管の不安定破壊評価について

1992年11月

動力炉・核燃料開発事業団
大洗工学センター

複製又はこの資料の入手については、下記にお問い合わせください。

〒311-13 茨城県東茨城郡大洗町成田町4002

動力炉・核燃料開発事業団

大洗工学センター システム開発推進部・技術管理室

Enquires about copyright and reproduction should be addressed to: Technology Management Section O-arai Engineering Center, Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation 4002 Narita-cho, O-arai-machi, Higashi-Ibaraki, Ibaraki-ken, 311-13, Japan

動力炉・核燃料開発事業団 (Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation)

大口径ナトリウム配管の不安定破壊評価について

町田秀夫*, 若井隆純*, 青砥紀身**, 永田 敬*

要 旨

本資料は、もんじゅ計画課の依頼を受けて大口径ナトリウム配管の不安定破壊挙動に関する技術的知見を取りまとめたものである。検討項目とその概要は以下のとおりである。

- (1) オーステナイト系ステンレス鋼(SUS304)の不安定破壊挙動
SUS304の不安定破壊は、正味応力概念により評価できる。
- (2) 不安定破壊に及ぼす照射効果
もんじゅ1次主冷却系コールドレグ配管の高速中性子照射量は 10^{17} n/cm²程度以下であり、不安定破壊に対する材料強度はこの領域では低下しない。
- (3) 不安定破壊に及ぼす経年劣化の効果
経年劣化により不安定破壊条件が大幅に変化することはない。
- (4) 溶接部の不安定破壊強度
溶接部の不安定破壊強度は、母材と同程度の大きさになる。
- (5) 不安定破壊評価荷重
もんじゅでは、配管の熱膨張応力が変位制御型の応力であることを確認した上で、不安定破壊評価荷重から除外している。また、地震による応力は、不安定破壊評価荷重から除いているが、これを保守的に内圧による応力と重ね合わせても、不安定破壊限界に対して十分に余裕が有る。
- (6) き裂進展解析プログラムFRAMSAP5の妥当性
FRAMSAP5の解析機能は、き裂進展試験結果を用いて検証されている。
- (7) 貫通時の欠陥長さ
貫通き裂の長さは、膜応力成分を全く含まない純曲げ応力負荷条件で最大となり、また、その大きさは板厚の12倍程度となる。

* 大洗工学センター 機器構造開発部 構造工学室
** 大洗工学センター 機器構造開発部 材料開発室

Unstable Failure of Large Diameter Sodium Piping

H.Machida*, T. Wakai*, K. Aoto**, T.Nagata*

Abstract

This paper describes the technical knowledge of unstable failure related to large diameter sodium piping which is requested from Monju planning section.

The studied items and summaries are as follows.

(1) Unstable failure of Type 304 austenitic stainless steel

The unstable failure of Type 304 austenitic stainless steel can be evaluated with the net section stress criterion.

(2) Influence of irradiation on unstable failure

The cumulative fast neutron flux of cold leg piping of "Monju" is less than 10^{17} n/cm². The material strength related to unstable failure is not degraded around this fast neutron flux.

(3) Influence of aging on unstable failure

At the operating condition of cold leg piping, the influence of aging does not appear.

(4) Unstable failure strength of weldment

Unstable failure strength of weldment is same as that of base metal.

(5) Loading conditions for unstable failure assessment

For the assessment of unstable failure, only the stress due to internal pressure is considered. The stress due to thermal expansion is not considered, because it is categorized into the secondary stress. The seismic loading is not also considered, however it is combined with internal pressure, unstable failure does not occur.

(6) Crack growth analysis code, FRAMSAP5

The functions of FRAMSAP5 were confirmed with the results of crack growth test.

(7) Penetrated crack length

The penetrated crack length is the longest on the assumption of only bending stress condition, and its length is almost twelve times against the wall thickness.

* Structural Engineering Section, OEC

** Material Development Section, OEC

目 次

1. 緒 言	1
2. 不安定破壊評価	2
2.1 軽水炉主冷却系配管の不安定破壊評価	2
2.2 もんじゅ主冷却系主配管の不安定破壊評価	3
3. 作成資料の概要	9
4. 今後の課題	12
5. 参考文献	14
[添付資料]	15
(1) オーステナイト系ステンレス鋼(SUS304)の不安定破壊	
(2) 不安定破壊に及ぼす照射効果	
(3) 不安定破壊に及ぼす経年劣化の効果	
(4) 溶接部の不安定破壊強度	
(5) 不安定破壊評価荷重	
(6) FRAMSAP5の妥当性	
(7) 貫通時の欠陥長さ	

Figure List

Fig.2.1-1	Flowchart of LBB assessment of LWR RCPB	6
Fig.2.2-1	Flowchart of LBB assessment of Monju cold leg piping	7
Fig.2.2-2	Assumption of initial flaw	8
Fig.3-1	Unstable failure loading of pipe with circumferential flaw	11

1. 緒 言

もんじゅ主冷却系主配管のISIは、冷却材の漏洩を検知することにより原子炉を安全に停止することを基本方針としている。これは、もんじゅの1次冷却系主配管の内圧が十分に低く、貫通又は未貫通き裂が不安定破壊を引き起こす可能性が十分に低いこと、冷却材の漏洩に対してガードベッセルが存在するため、炉心冷却能力の喪失、放射性物質の放出、建屋強度部材の損傷の可能性が低いこと、及び貫通き裂の開口面積は、炉心の安全上の開口面積の制限に対して十分な余裕があること等ナトリウム冷却型高速増殖炉の特徴によるものである。

上記に関連して、もんじゅ計画課より以下の事項に関する技術的知見を取りまとめるよう依頼があった。

- (1) オーステナイト系ステンレス鋼(SUS304)の不安定破壊挙動
- (2) 不安定破壊に及ぼす照射効果
- (3) 不安定破壊に及ぼす経年劣化の効果
- (4) 溶接部の不安定破壊強度
- (5) 不安定破壊評価荷重
- (6) き裂進展解析プログラムFRAMSAP5の妥当性
- (7) 貫通時の欠陥長さ

本資料は、上記軸に関する検討結果を取りまとめたものである。

2. 不安定破壊評価

2.1 軽水炉主冷却系配管の不安定破壊評価

軽水炉冷却材バウンダリについては、昭和59年5月から平成3年7月にかけて、通産省原子力発電技術顧問会において、原子炉冷却材圧力バウンダリ(Reactor Coolant Pressure Boundary, 以降RCPBと略す)に属するオーステナイト系ステンレス鋼管を対象とし、配管破断に対してLBB概念を適用することの妥当性及びその設計方法に関する検討と、実機に適用するための運用方法の検討が行なわれた。これらの検討結果は、参考文献【1】に取りまとめられている。本項は、この報告書に基づいて軽水炉主冷却系配管の不安定破壊評価の概要についてまとめる。

2.1.1 概要

LBBの成立性評価フローをFig.2.1-1に示す。基本的な考えは以下のとおりである。

- (1) 製作中検査の許容欠陥寸法及びPSIにおける超音波探傷試験の検出限界に余裕を取って、単一の初期欠陥を管内面に想定する。
- (2) き裂進展解析は、き裂が貫通するまで行ない、き裂安定性解析用の想定き裂寸法(貫通)を決定する。想定き裂寸法は、安全側に設定した漏洩探知可能なき裂長さを下回らないものとする。
- (3) 想定貫通き裂を有する配管が設計条件下で不安定破壊となるかどうか評価し、き裂が安定であれば漏洩、不安定であれば破断とする。なお、漏洩の場合は設計条件下における開口面積を設定する。

2.1.2 評価方法

(1) 評価用欠陥

(a) 初期欠陥

初期欠陥の大きさは、PSIの欠陥検出限界に十分に余裕をみて定めるものとし、検出可能な単一欠陥の寸法の2倍程度の大きさとなるように定める。

すなわち、初期欠陥は

$$0.2t \text{ (深さ)} \times 1.0t \text{ (長さ)} \quad t : \text{板厚}$$

の半楕円形の内表面周方向欠陥(ただし、板厚が15mm以下の管では3mm×15mm)とする。

(b) 貫通き裂

き裂安定性解析に用いる想定貫通き裂の寸法は、漏洩検知設備の検知能力(1gpmを1時間以内に検出可能)に対して安全余裕5を取り、通常運転荷重(安全想定側に設定)において5gpmの漏洩量となる大き

さを下回らないものとする。

想定き裂及び漏洩量計算のための開口面積の計算は、Tada&Parisの式による。

(2) き裂進展解析

(a) き裂進展則は、実機条件下で実施した材料試験結果より安全側に設定する。

(b) き裂進展解析は、Paris則による。

(c) 応力サイクルは、設計上定められた運転状態 I, IIの事象及び $1/3S_1$ 地震に基づくものとする。

(3) き裂安定性解析

(a) 靱性の高いステンレス鋼管を使用しているため、正味応力概念に基づく安定性解析による。

(b) 流動応力は、告示に規定されている設計降伏点と設計引張強さの和の $1/2$ とする。

(c) 評価荷重は、運転状態 I, II, IIIの厳しいもの、または運転状態 I + S_1 地震による荷重の内、厳しいものとする。なお、荷重は1次応力成分、すなわち、自重、内圧、その他の機械荷重、 S_1 地震荷重とすればよいが、安全側に2次応力成分の内、熱膨張荷重も考慮するものとする。

2.2 もんじゅ主冷却系主配管の不安定破壊評価

もんじゅ主冷却系主配管の不安定破壊評価は、高温、低内圧、高熱応力条件である高速炉の特徴を踏まえ、参考文献【2】にまとめられている。以下にこのもんじゅ主冷却系主配管の不安定破壊評価手法を軽水炉RCPBの不安定破壊評価手法と比較しながら記述する。

2.2.1 概要

もんじゅ主冷却系主配管の構造健全性評価フローをFig.2.2-1に示す。基本的な考えは以下のとおりである。

(1) 製作中検査の許容欠陥寸法及びPSIにおける超音波探傷試験の検出限界に余裕を取って、単一の初期欠陥を管内面に想定する。これは、軽水炉RCPBのLBB評価と同等である。

(2) 設計条件におけるき裂進展成長評価を行ない。この条件で、き裂の健全性（貫通、不安定破壊が生じないことの確認）評価を行なう。

(3) き裂安定性解析用の想定き裂寸法（貫通）を決定するために、設計条件を超える条件下でのき裂進展解析を行なう。荷重条件は、き裂長さが最も長くなる条件（純曲げ応力の繰返し負荷条件）でき裂が貫通するまで行なう。漏洩検出器の性能としては、 100g/hr を24hr以内に検出できるものとして設計されているが、これに安全上のクレジットは持たせず、

漏洩検出は液位計によって行なう。これは、貫通時の開口面積が炉心の安全評価上の目安である $1/4Dt$ に対して十分な余裕があること、更に炉心冷却能力の確保、放射性物質の放出に関する制限及び建屋への影響がないことが確認されているためである。

- (4) 想定貫通き裂を有する配管が設計条件下で不安定破壊するか否かを評価し、き裂が安定であれば漏洩、不安定であれば破断とする。これは、軽水炉RCPBのLBB評価と同等である。

2.2.2 評価方法

(1) 評価用欠陥

(a) 初期欠陥

初期欠陥の想定は、軽水炉のLBB評価に関する考え方と基本的には同様であり、Fig.2.2-2に示す手順で行なう。PSIの欠陥検出限界および先行炉の例に基づいて、検出可能な単一欠陥の寸法に余裕をみて定める。

初期欠陥は、軽水炉配管に対して薄肉であることから、

$$0.25t \text{ (深さ)} \times 3.0t \text{ (長さ)} \quad t: \text{板厚}$$

の半楕円形の内表面欠陥とする。欠陥の想定は、軽水炉では欠陥の存在確率が大きく、内圧支配型の荷重に対して進展が大きくなる周方向継手部としているのに対して、内圧が低く配管の熱膨張応力が支配的なもんじゅ配管においては、この熱膨張応力が相対的に大きくなるエルボ横腹に軸方向欠陥を想定する。

(b) 貫通き裂

き裂安定性解析に用いる想定貫通き裂の寸法は、初期欠陥からの進展に対して、貫通部のき裂長さが最も大きくなるように想定する。軽水炉では、内圧支配型の膜応力の効果が大きいことから、膜/曲げ応力比を1と仮定しているのに対し、もんじゅではき裂の貫通長さが最大となる純曲げ応力負荷までを想定する。

(2) き裂進展解析

(a) き裂進展則は、実機条件下で実施した材料試験結果より安全側に設定する。

(b) き裂進展解析は、Paris則による。

(c) 構造健全性評価上の応力サイクルは、設計条件に基づいて定める。

(d) き裂安定性解析に用いるための貫通き裂寸法は、き裂長さが最大となる純曲げ応力負荷サイクルを想定する。

(3) き裂安定性解析

(a) 靱性の高いステンレス鋼管を使用しているため、正味応力概念に基づく安定性解析による。

- (b) 流動応力 (σ_f) は、材料強度基準^[3]に規定されているSmとSuを用いて、

$$\sigma_f = (1.5Sm + Su) / 2$$

と定義する。

- (c) き裂安定性評価荷重は、内圧のみとする。これは、配管熱膨張反力は弾性追従の判定から変位制御型の応力に分類され、不安定破壊を引き起こす荷重とならないこと、地震荷重に対しても十分な余裕があること及び貫通時のき裂長さにおいて十分な安全裕度が含まれていることを確認した上で設定された条件である。

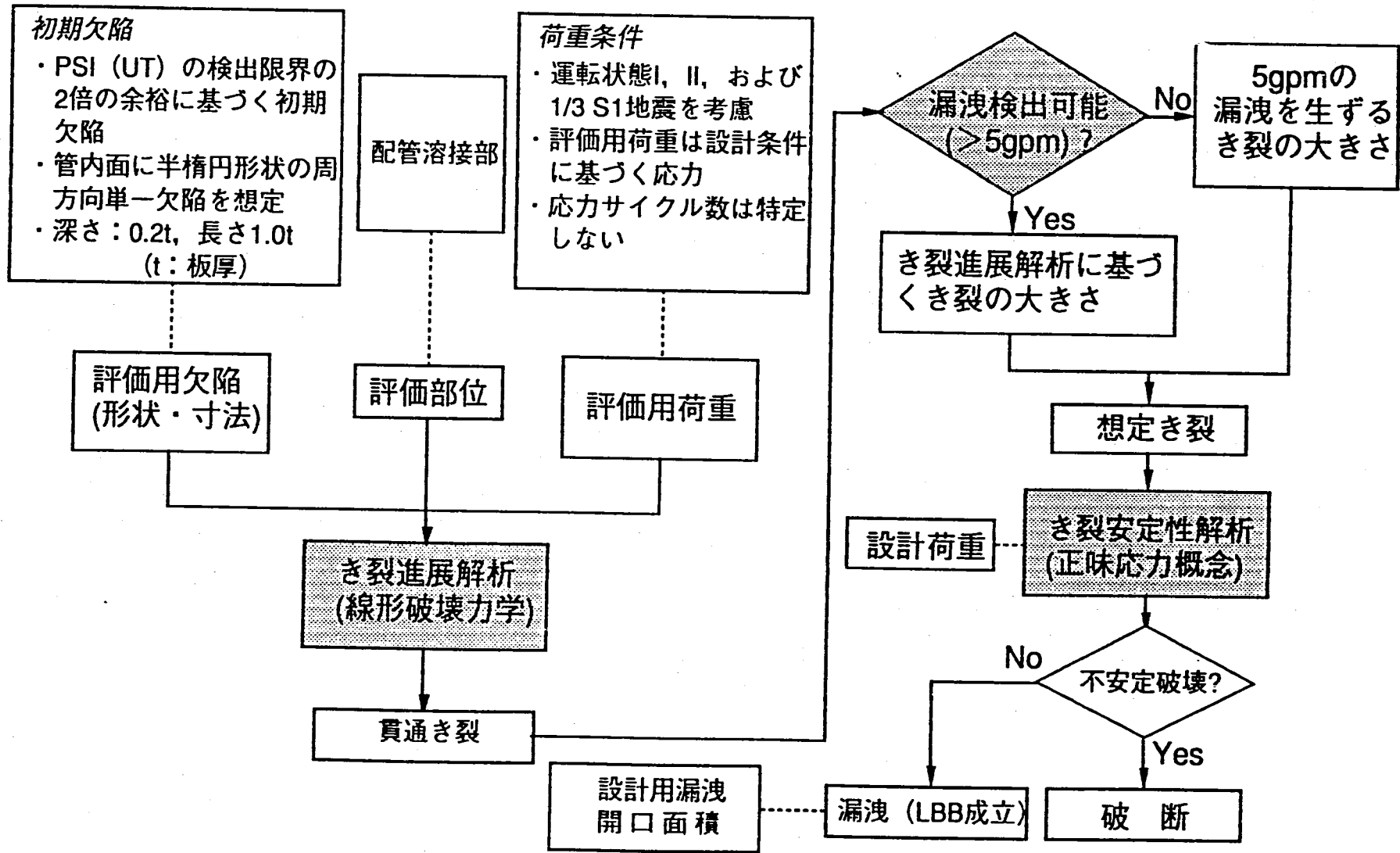


Fig. 2.1-1 Flowchart of LBB assessment of LWR RCPB

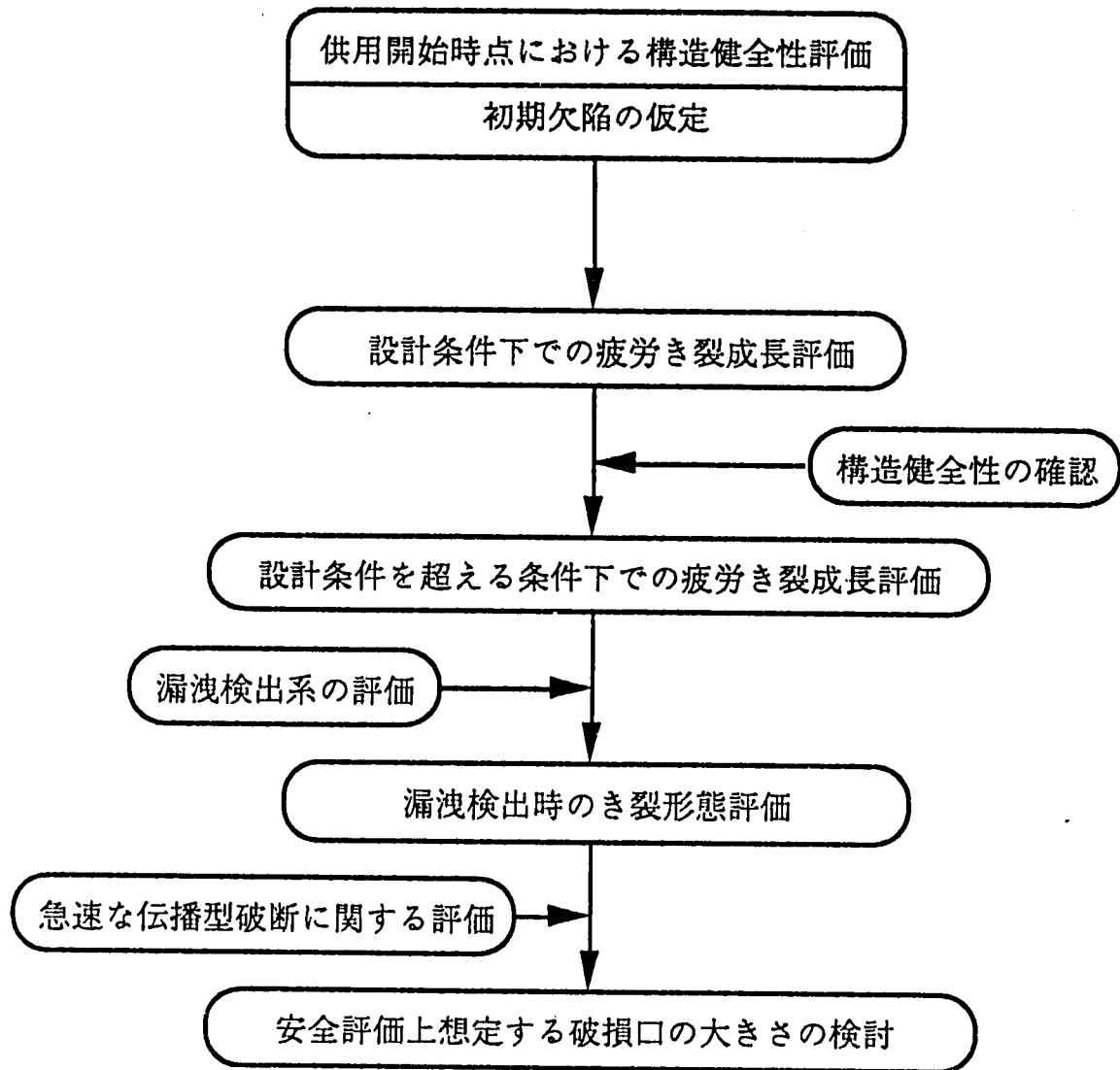


Fig. 2.2-1 Flowchart of LBB assessment of Monju cold leg piping

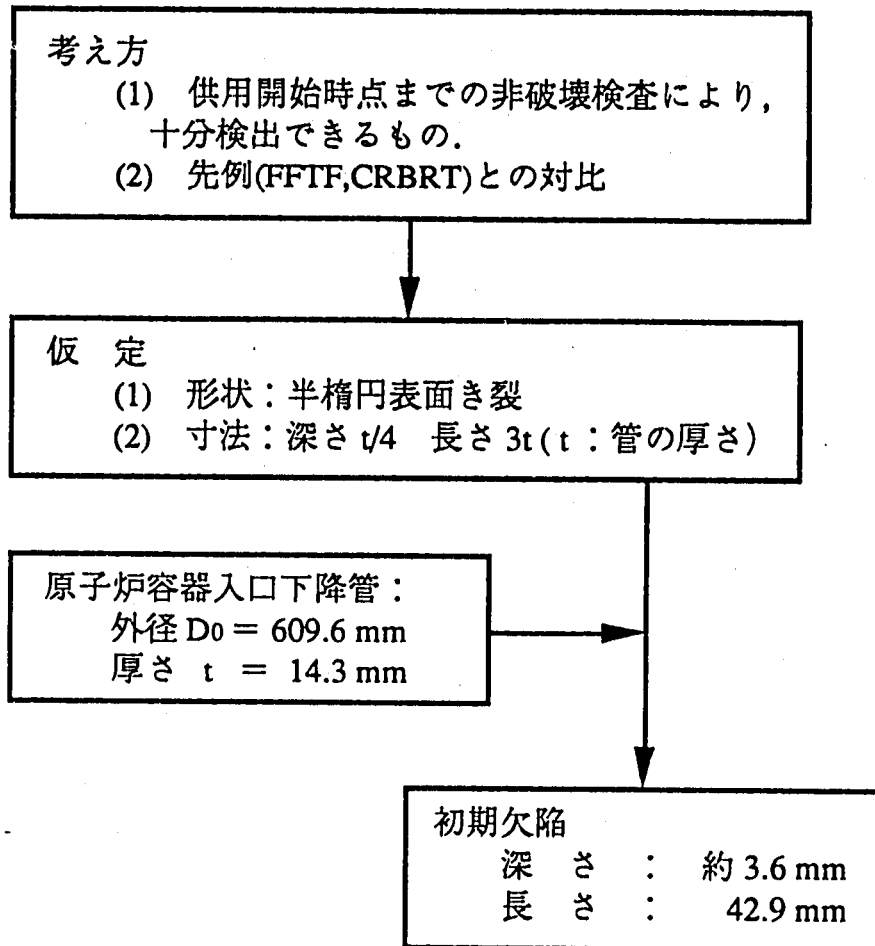


Fig. 2.2-2 Assumption of initial flaw

3. 作成資料の概要

もんじゅ計画課の要請に応じて、以下の資料を作成した。本資料は概要のみを示したものであり、詳細については添付資料を参照されたい。

(1) オーステナイト系ステンレス鋼(SUS304)の不安定破壊挙動

オーステナイト系ステンレス鋼(SUS304)のように高延性、高靱性材料では、高速炉の使用条件における破壊様式は塑性崩壊となり、その評価は正味応力概念が有効であることが知られている。ASME B&PV Code Sec. XI Appendix C等では、軽水炉のステンレス鋼管の周および軸方向欠陥評価に正味応力概念による不安定破壊評価基準を用いている。

もんじゅ1次主冷却系主配管は、内圧が低いことから薄肉配管を用いており、主要な応力は熱膨張による応力となる。薄肉配管系の熱膨張応力に着目すると、エルボ中央部付近の周方向曲げ応力が卓越するので、仮に疲労（クリープ疲労）き裂が発生するとすれば、それはエルボ母材部の軸方向き裂であることが想定される。もんじゅコールドレグ配管のエルボ軸方向き裂の不安定破壊評価は、安藤ら^[4]の正味応力概念に基づく軸方向貫通き裂付き円筒の不安定破壊評価式を適用した。

(2) 不安定破壊に及ぼす照射効果

炉心冷却能力の確保の観点から重要なもんじゅ1次主冷却系コールドレグ配管における高速中性子照射量は 10^{17} n/cm²程度以下である。この中性子照射量に対して、オーステナイト系ステンレス鋼(SUS304)の降伏応力、引張強さおよび破断伸びは、未照射材に対して有意な変化が見られず、照射効果により不安定破壊条件が大幅に変化することはないと考えられる。

(3) 不安定破壊に及ぼす経年劣化の効果

オーステナイト系鋼における長時間熱時効による材料特性の劣化は、主としてもともと溶解度が低い炭素が炭化物として粒界に析出することと、 σ 相を形成することが要因として考えられるが、炉心冷却能力確保の観点で重要なもんじゅ1次冷却系コールドレグ配管の使用条件は、これらの要因が発生する温度に達しておらず、長時間熱時効により不安定破壊条件が大幅に変化することはないと考えられる。また、活性化エネルギー法およびLarson-Millerパラメータを用いた時効効果の検討結果からも、当該機器のプラント寿命末期まで材料特性の劣化は生じないものと予想される。

(4) 溶接部の不安定破壊強度

内圧が低く、薄肉構造となる高速炉配管では、溶接部にき裂を想定すべき必要がないと考えられるが、SUS304製軽水炉配管を対象とした正味応力概念に基づく周方向欠陥の不安定破壊試験結果^[5] (Fig.3-1)に基づくと、溶接部の不安定破壊荷重は、母材と同程度の大きさになるものと考えられる。

(5) 不安定破壊評価荷重

もんじゅ1次主冷却系主配管は、内圧が低いことから薄肉配管を用いており、主要な応力は熱膨張による応力となる。薄肉配管系の熱膨張応力に着目すると、エルボ中央部付近の周方向曲げ応力が卓越するので、仮に疲労（クリープ疲労）き裂が発生するとすれば、それはエルボ母材部の軸方向き裂であることが想定される。

もんじゅでは、詳細設計において配管の熱膨張応力について弾性追従の判定を行ない、配管熱膨張応力が変位制御型の応力であることを確認するようにしている。変位制御型の荷重下では、き裂の進展にともなってひずみが開放され応力が低下するため、一般に不安定破壊は生じないと考えられる。このため、不安定破壊評価において、熱膨張応力は荷重として考慮しなくてもよいと考えられる。

地震による応力については、設計条件（応力、繰返し数）においてき裂進展量が非常に小さいこと、およびき裂貫通までの負荷回数に対して十分な裕度を有していることを確認した上で、不安定破壊評価荷重から除いた。ちなみに、これを保守的に内圧による応力と重ね合わせても、不安定破壊限界に対して十分に余裕が有ることを確認している。

(6) FRAMSAP5の妥当性

人工欠陥を有する配管構造物の疲労試験によって得られたき裂成長の試験結果とFRAMSAP5¹⁶⁾による評価結果を比較すると、後者はき裂進展速度を保守的（進展速度を大きめ）に評価するが、アスペクト比（き裂深さとき裂長さの比）については、両者は良い一致を見せる。

(7) 貫通時の欠陥長さ

貫通き裂の長さは、膜応力成分を全く含まない純曲げ応力負荷条件で最大となる。また、その大きさは初期欠陥寸法への依存性は小さく、板厚 t をパラメータとして $12t$ 程度となることが確認されている。

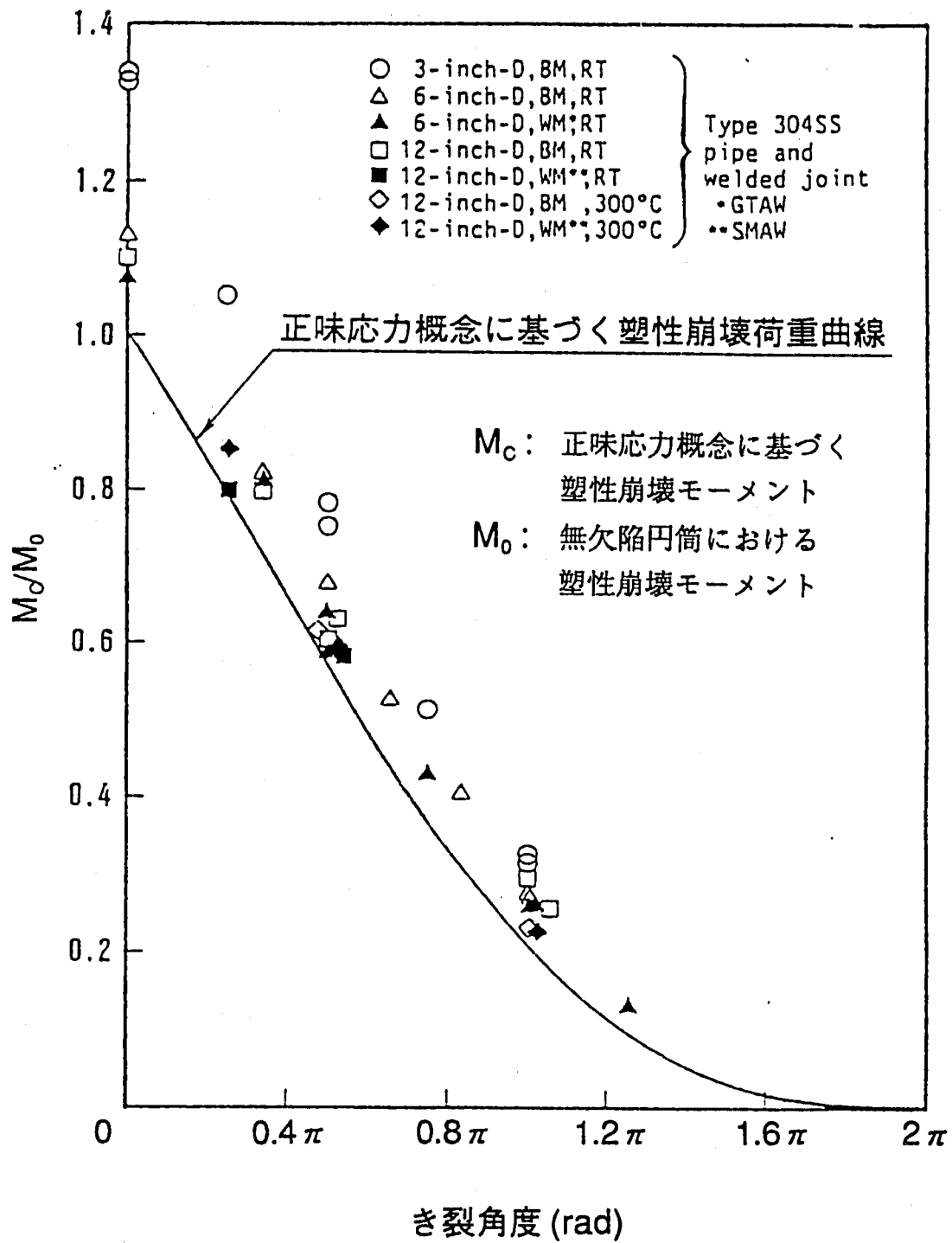


Fig.3-1 Unstable failure loading of pipe with circumferential flaw

4. 今後の課題

不安定破壊防止に係わる近年の技術的動向に関して、以下のことが言える。

1. 非線形破壊力学を含め、き裂挙動の解析技術の技術的進歩が著しい。このため、最新の手法を駆使すれば、従来よりも詳細にき裂伝播および不安定破壊挙動を評価することが可能である。
2. 将来の高速炉プラントにおいては、従来以上に優れた安全性および経済性を確保する必要がある。近年の破壊力学に関する知見を活用して想定き裂開口面積の抑制及び不安定破壊の発生防止を図ることにより、安全性及び経済性の向上を図ることが可能と期待できる。
3. 軽水炉の配管破断に関する防護基準が策定され、この中で安定き裂進展及び不安定破壊評価基準が規定されている。今後の高速炉用の不安定破壊に防止に係わる基本的な考え方は、もんじゅ用のそれを踏襲可能であると考えられるが、軽水炉用規定との対比検討により規定内容の同等性を吟味検討する必要があると考えられる。

以下に、これらを踏まえ高速炉の1次主冷却系主配管のLBB基準の策定に向けた技術的課題を整理する。

(1) 評価対象部位について

もんじゅでは1次主冷却系主配管コールドレグ部エルボを具体的評価対象としているが、信頼性の一層の向上及び漏洩破損口想定量の適正化を図るためには、定量的評価対象部位を1次主冷却系主配管ホットレグ、ノズル等の構造不連続部及び溶接継手部に拡大することが望ましいと考えられる。

(2) 初期欠陥の想定位置

想定初期欠陥としては、もんじゅではエルボ側面部の軸方向欠陥を想定しているが、(1)と同様の趣旨により、他の構造要素の応力集中部又は溶接継手部に初期欠陥を想定して評価を行なうことが望ましいと考えられる。

(3) き裂進展に対する想定荷重

軽水炉の安定き裂進展評価に倣い、き裂進展に対する想定荷重は評価部位が実際に経験する負荷履歴に対応したものとすることが望ましい。この場合、想定すべき負荷サイクル数も1つの課題となる。これについては、確率論的アプローチが有効なものと期待できる。

(4) 不安定破壊に対する想定荷重

不安定破壊評価では、き裂形成確率に応じて、想定荷重として以下の範囲の荷重を考慮に入れる必要があると考えられる。

- ・ 運転状態 I+II+III
- ・ 運転状態 I+S1地震

この場合、高速炉プラントでは配管熱膨張応力の取り扱いに注意する必要がある。すなわち、内圧及び自重による荷重制御型応力と配管熱膨張反力が重畳した条件下での不安定破壊限界を定量的に評価することが望ましい。また、必要に応じて地震荷重の重畳効果も検討する必要がある。

5. 参考文献

- (1) 「バックデータ集」, 原子炉安全基準専門委員会 配管防護設計小委員会, 平成3年12月
- (2) 「配管破損の形態と大きさについて」, 動力炉・核燃料開発事業団
PNC N243 81-06
- (3) 「高速原型炉高温構造設計基準 材料強度基準等」, 動力炉・核燃料開発事業団,
PNC N241 84-08(1)
- (4) 安藤ら, 「円筒殻の延性不安定破壊発生圧力の評価に関する有限要素法の応用」,
JHPI Vol.11 No.6 1973
- (5) K. SIBATA, et.al, Progress and Evaluation of Test Results on JAERT's Ductile Pipe Fracture
Test Program, The 4th Japanese-German Joint Seminar on Structural Strength and NDE
Problems in Nuclear Engineering, September 21-22, 1988
- (6) Y. Sakakibara, et al, Fatigue Crack Propagation from Surface Flaw of Elbows, 6th SMIRT

オーステナイト系ステンレス鋼 (SUS304) の不安定破壊

き裂を有する機器・配管の破損様式は、機器の寸法、き裂の形状、材料特性に依存する。破損様式には大きく分けて、遷移温度以下で見られる脆性破壊、中靱性材料における延性き裂進展の不安定、高靱性材料における塑性崩壊があり、破壊評価を行なう場合、それぞれの破壊様式に見合った評価が必要である。脆性破壊に対しては線形破壊力学、延性き裂進展の不安定に対しては弾塑性破壊力学、塑性崩壊に対しては正味応力概念が有効である。

オーステナイト系ステンレス鋼 (SUS304) のように高延性、高靱性材料では、高速炉の使用条件における破壊様式は塑性崩壊となり、その評価は正味応力概念が有効であることが知られている。ASME B&PV Code Sec. XI Appendix C 等では、軽水炉のステンレス鋼管の周および軸方向欠陥評価に正味応力概念による不安定破壊評価基準を用いている。この正味応力概念を軽水炉配管の周方向き裂に適用した例⁽¹⁾を付図1.1に示す。図に示すように正味応力概念は、ステンレス鋼の不安定破壊に対して有効であると考えられる。

軸方向貫通き裂を有する円筒の内圧不安定破壊については、付表1.1に示すように理論的および実験的な検討から種々の式が提案されている⁽²⁾。安藤ら⁽³⁾は、これらの式を比較的長い貫通き裂へ適用するための研究を行ない、有限要素法を用いた解析結果および軸方向に貫通欠陥を設けた円筒の内圧不安定破壊試験によって以下に示す評価式を導びいた。

$$\sigma^* = M_{bcr} \cdot \sigma_h \quad (1)$$

$$\sigma^* = (1.5 S_m + S_u) / 2$$

$$M_{bcr} = 1.6 + 0.29 \lambda_{bcr}$$

$$\lambda_{bcr} = (12(1 - \nu^2))^{1/4} b_{cr} / (r \cdot t)^{1/2}$$

ここで、 σ^* : 塑性流動応力

S_m : 設計応力強さ

S_u : 引張強さ

σ_h : 周方向膜応力

b_{cr} : 限界き裂長さ

M_{bcr} : Stress Amplification Factor (曲率の効果)

λ_{bcr} : シェルパラメータ

ν : ポアソン比

r : 円筒平均半径

t : 板厚

もんじゅ配管の軸方向貫通欠陥の内圧不安定破壊は、上記(1)式を用いて評価した。(1)式を用いて計算される限界き裂長さは、安藤ら^①)によって比較的長い貫通き裂に対して付図1.2示すとおり実験値と比較されている。図に示すように、(1)式は比較的長い軸方向貫通き裂に対して有効であると考えられる。

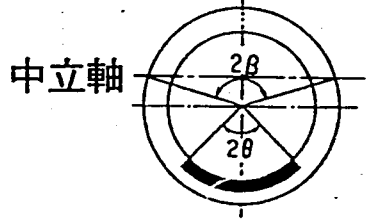
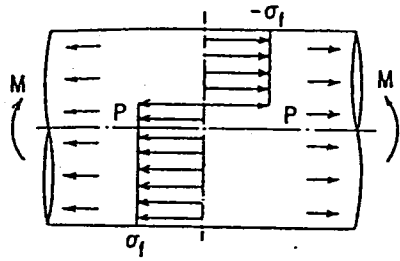
【参考文献】

- (1) K. SIBATA, et.al, Progress and Evaluation of Test Results on JAERI's Ductile Pipe Fracture Test Program, The 4th Japanese-German Joint Seminar on Structural Strength and NDE Problems in Nuclear Engineering, September 21-22, 1988
- (2) Harn, G. T. et al, Int. J. Fracture Mech., 5, (1969), p187
- (3) 安藤ら, 円筒殻の延性不安定破壊発生圧力の評価に関する有限要素法の応用, JHPI Vol.11 No.6 1973

付表1.1 軸方向貫通き裂を有する耐圧円筒の各種クライテリア

Failure criterion	M	φ	Investigators
A $\sigma_H^* = \sigma^* M^{-1}$	$[1+9.2\frac{C}{R}]$	-	Peters and Kuhn, 1957(3)
B $\sigma_H^* = \sigma^* M^{-1}$	$[1+1.61(\frac{C^2}{R^2})\frac{R}{l}]^{\frac{1}{2}}$	-	Folias, 1965(1)
C $\sigma_H^* = \frac{K_C}{(\pi c \varphi)^{\frac{1}{2}}} M^{-1}$	$[1+\frac{Bc}{R}]$	$[1+\frac{(M\sigma_H^*)^2}{2\sigma_Y^2}]$	Anderson and Sullivan, 1966(4)
D** $\sigma_H^* = (\sigma_Y^c \sigma_u^c (g+hw))^{\frac{1}{2}} M^{-1}$	$[c^{\frac{2}{3}}]$	-	Nichols, Irvine, Quirk and Bevitt, 1965(5)
E $\sigma_H^* = \sigma^* M^{-1}$	$[1+\frac{C^2}{4Rl}]$	-	Kihara, Ikeda and Iwanga, 1966(6)
F $\sigma_H^* = \sigma^* M^{-1}$	$[1+0.81(\frac{C}{Rl})^{\frac{1}{2}}]^{\frac{1}{0.75}}$	-	Crichlow and Wells, 1967(7)
G $\sigma_H^* = \frac{K_C}{(\pi c \varphi)^{\frac{1}{2}}} M^{-1}$	$[1+1.61\frac{C^2}{Rl}]^{\frac{1}{2}}$	$[\sec \frac{\pi \sigma_H^*}{(\sigma_Y + \sigma_Y)}]$	Duffy, McClure, Eiber and Maxey, 1967(8)

**Nichols et al. (5) give the relation in the following form: $\sigma_H^3 c^2 = \text{const.}$



for $\beta \leq \pi - \theta$;
 $M_c = 2 \sigma_f R^2 t \left(2 \sin \beta - \frac{d}{t} \sin \theta \right)$

$$\beta = \frac{\pi - \frac{d}{t} \theta}{2} - \frac{\pi}{4} \frac{R_p}{t \sigma_f}$$

for $\beta > \pi - \theta$;

$$M_c = 2 \sigma_f R^2 t \left\{ 2 \left(1 - \frac{d}{t} \right) \sin \beta' + \frac{d}{t} \sin \theta \right\}$$

$$\beta' = \pi + \frac{1}{1-d/t} \left\{ \frac{\frac{d}{t} \theta - \pi}{2} - \frac{\pi}{4} \frac{R_p}{t \sigma_f} \right\}$$

M_c : 正味応力概念に基づく
 塑性崩壊モーメント

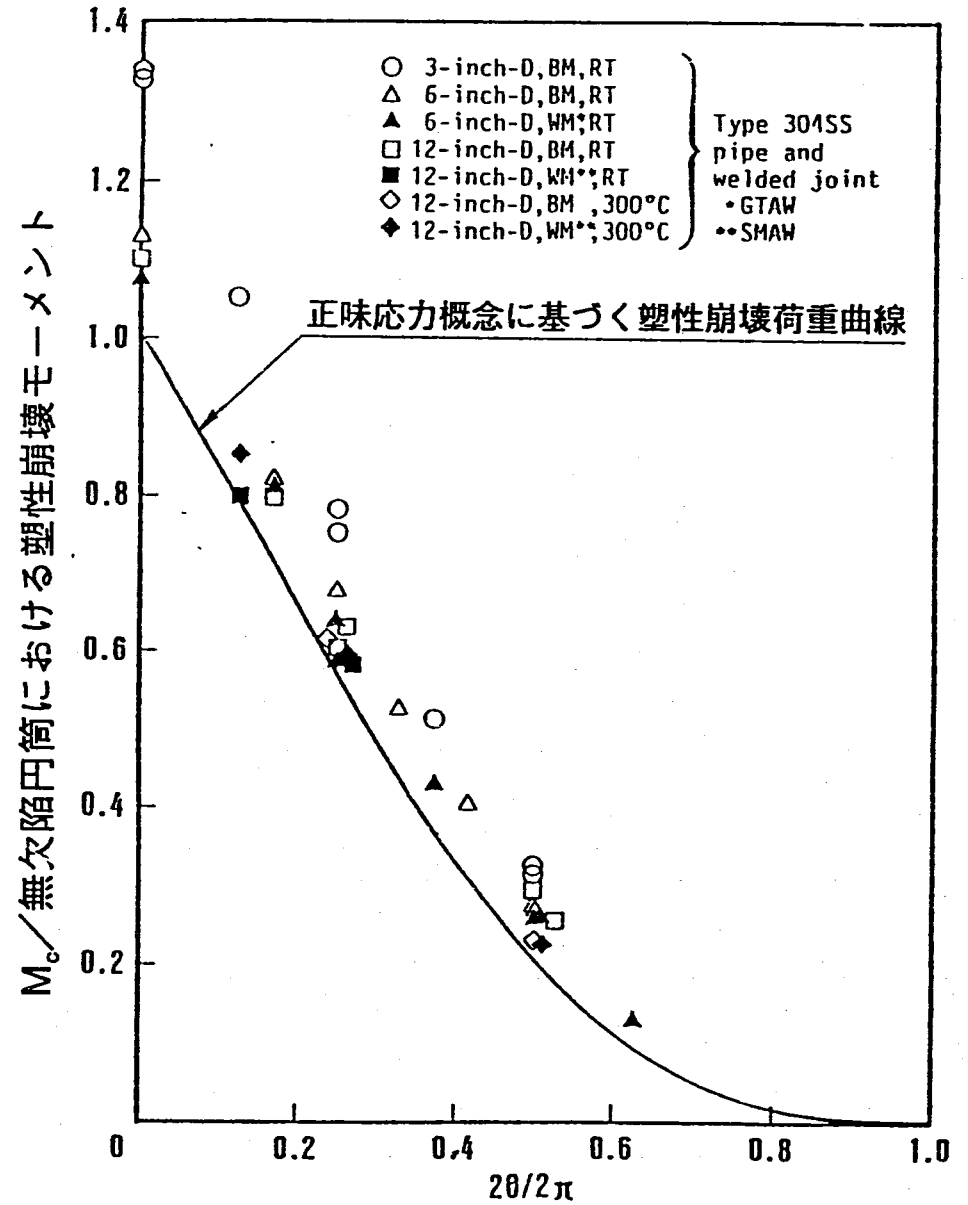
R : 平均半径

t : 板厚

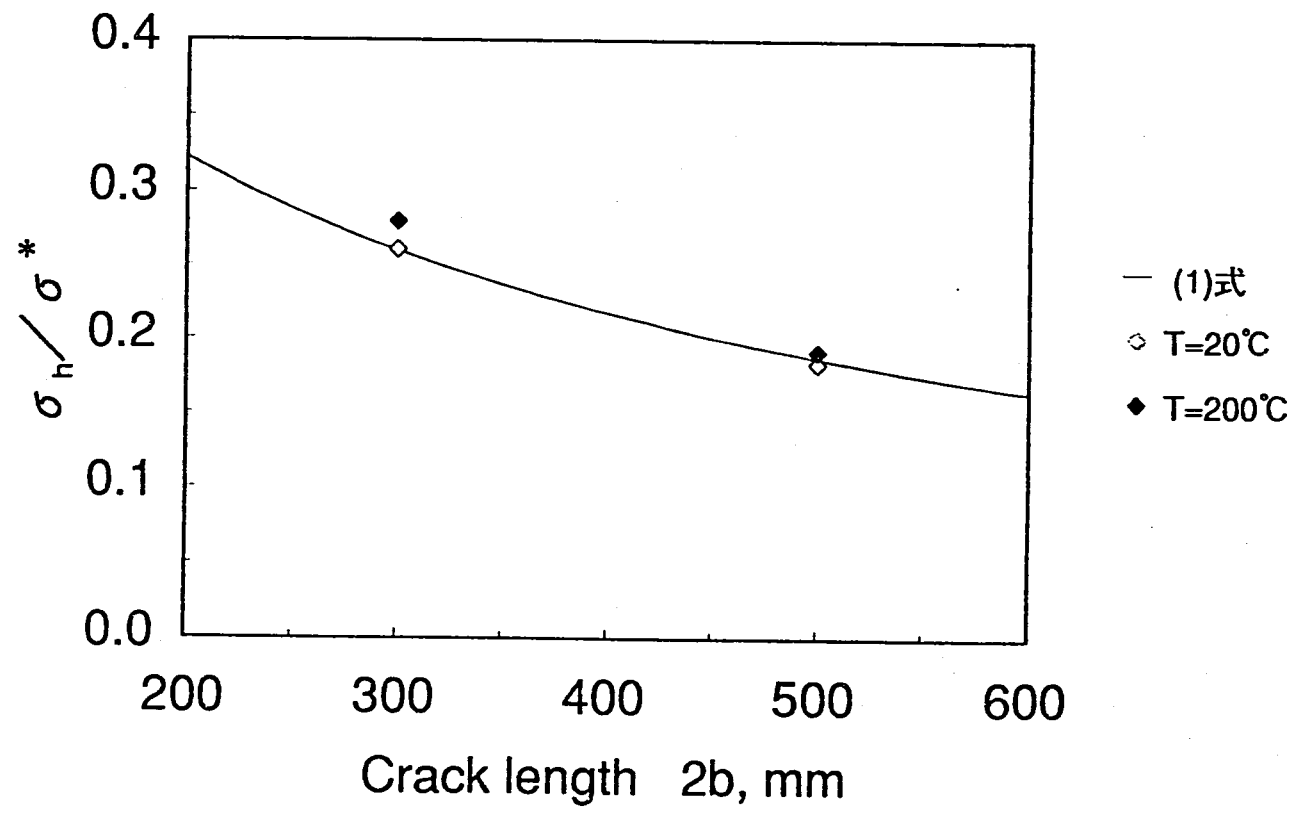
d : き裂深さ

2θ : き裂角度

σ_f : 塑性流動応力



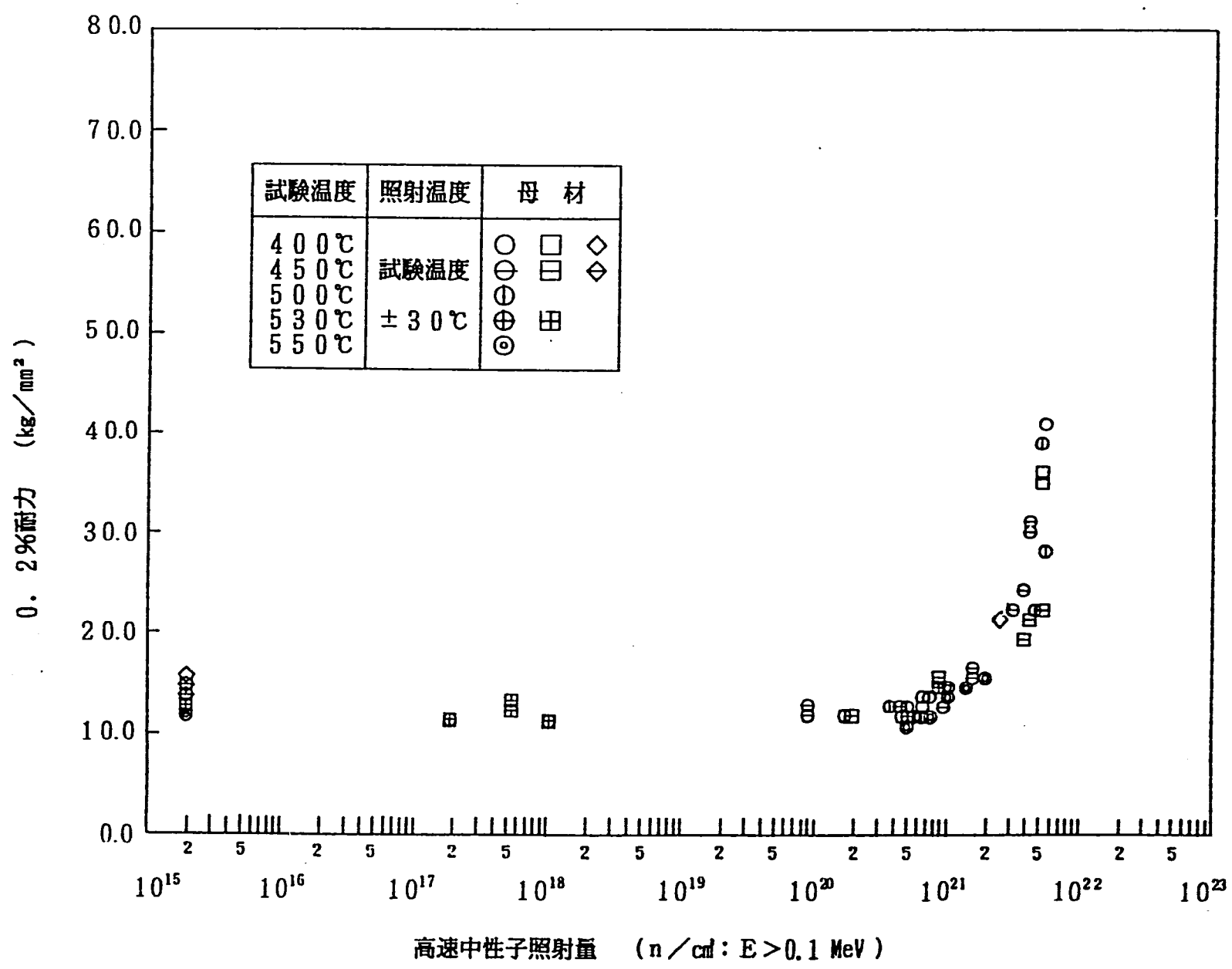
付図1.1 正味応力概念に基づく不安定破壊の予測



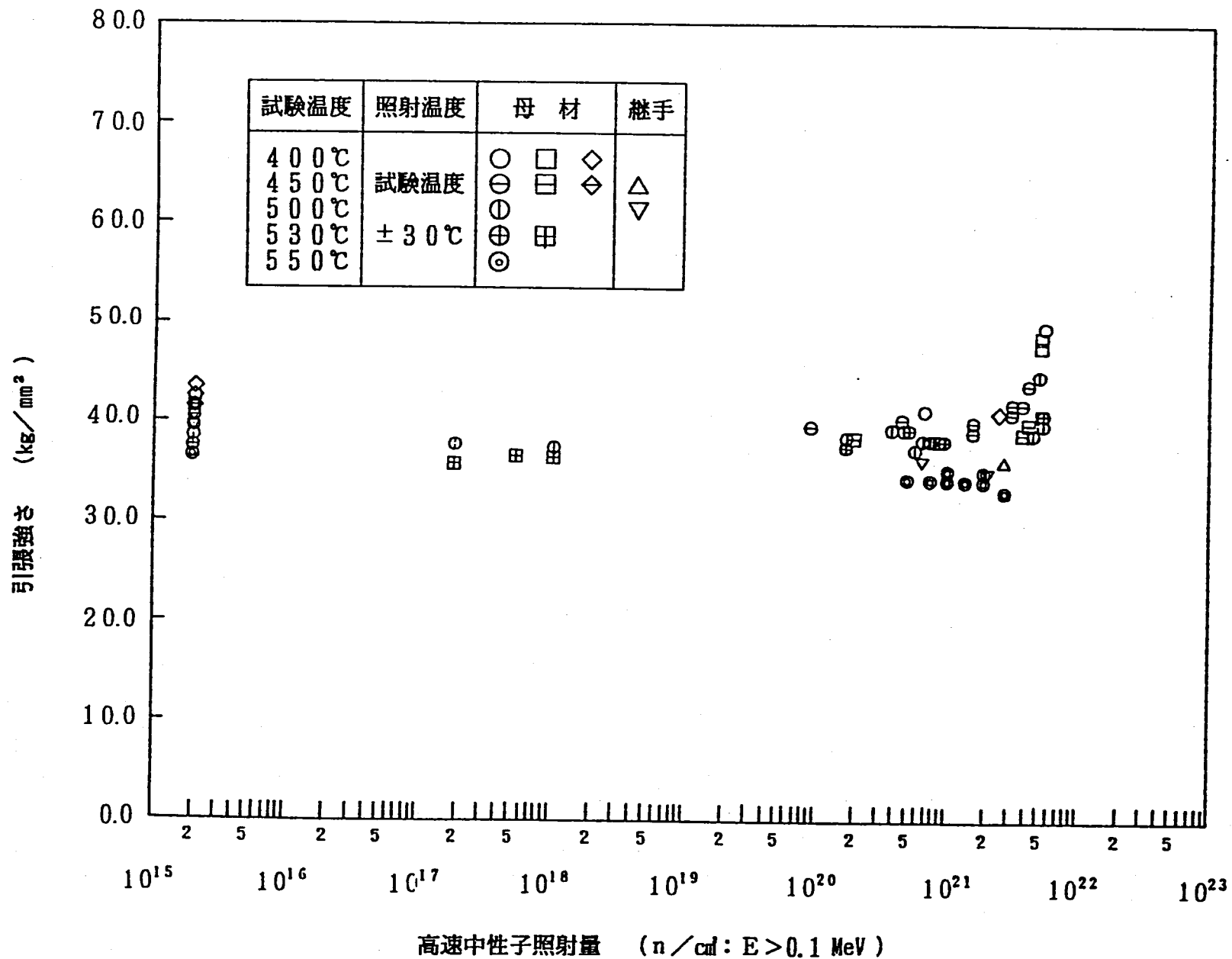
付図1.2 安藤らの不安定破壊評価式と実験値の比較

不安定破壊に及ぼす照射効果

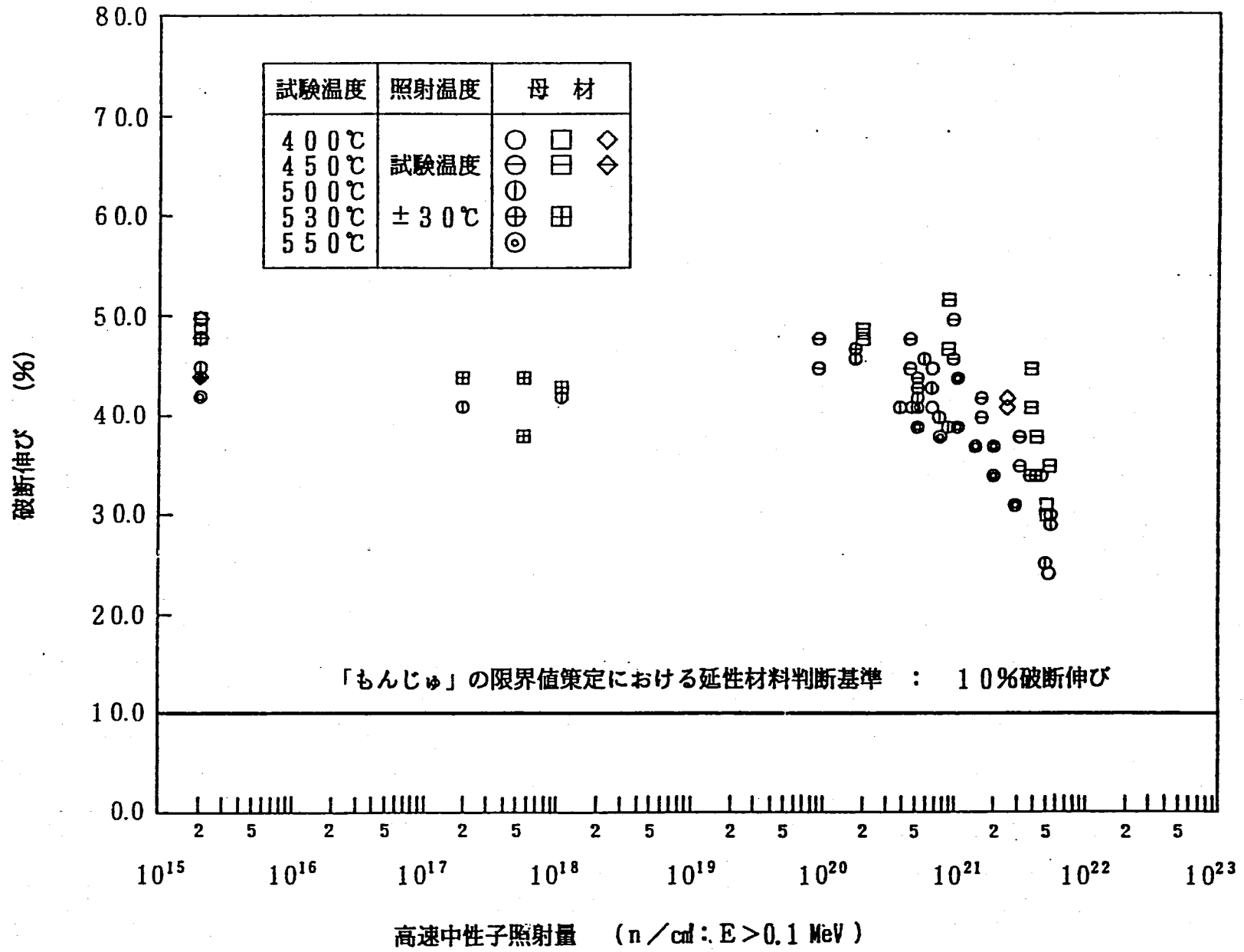
炉心冷却能力確保の上で重要なもんじゅ 1 次主冷却系コールドレグ配管の寿命末期における高速中性子照射量は 10^{17} n/cm² 程度以下である。付図 2.1 ~ 3 に SUS304 母材および溶接継手に関する照射後引張試験結果を示す。降伏応力 (付図 2.1 参照) および引張強さ (付図 2.2 参照) ならびに破断伸び (付図 2.3 参照) のいずれの特性についても、当該高速中性子照射量の範囲では、未照射材に対して有意な材料特性の変化が認められず、照射効果により不安定破壊条件が大幅に変化することはないと考えられる。



付図2.1 SUS304鋼の0.2%耐力に及ぼす高速中性子照射の影響



付図2.2 SUS304鋼の引張強さに及ぼす高速中性子照射の影響



付図2.3 SUS304鋼の破断伸びに及ぼす高速中性子照射の影響

不安定破壊に及ぼす経年劣化の効果

オーステナイト系鋼における長時間熱時効による材料特性の劣化は、主としてもともと溶解度が低い炭素、炭化物として粒界に析出する場合と、 σ 相を形成する場合が要因として考えられる。

オーステナイト系鋼における炭化物の析出温度範囲は、400～800℃（ピークは750℃近傍）であり、これ以下の温度では、材料特性に有意な劣化を及ぼす炭化物が粒界へ析出することはないと考えられる。また、オーステナイト系鋼を600～900℃で長時間加熱するとCr系鋼と同様に σ 相の形成が見られる。 σ 相は、オーステナイト相から析出する場合と δ フェライトの分解により析出する場合とがあるが、前者の場合、その析出速度は非常に遅いことがわかっている。

従って、FBR構造材料の特性の劣化に対する時効の効果は、炉心冷却能力確保の観点で重要なもんじゅ1次主冷却系コールドレグ配管を対象とした場合、全く問題にならないことが推測される。以下に、高温熱時効材の実験データに基づいた実機条件における時効効果の評価を示す。

コールドレグ配管の寿命中に想定される熱履歴は、以下のとおりである。

397℃	：	210,000 時間
475℃	：	150 時間
492℃	：	3 時間

上記条件に対する時効効果を以下に示す条件で実施した時効試験によって評価した。

温 度	：	500℃
雰 囲 気	：	アルゴン
時効時間	：	10,000 時間

実機条件への換算手法は、軽水炉における評価と同様に、以下に示す活性化エネルギー法⁽¹⁾およびLarson-Millerパラメータ法を用いた。

【活性化エネルギー法】

$$P = Q/RT - \ln(t) \tag{1}$$

【Larson-Millerパラメータ法】

$$P = T(\log(t) + C) \tag{2}$$

ここで、QおよびCは、材料試験結果から求められる材料定数で、対象としてい

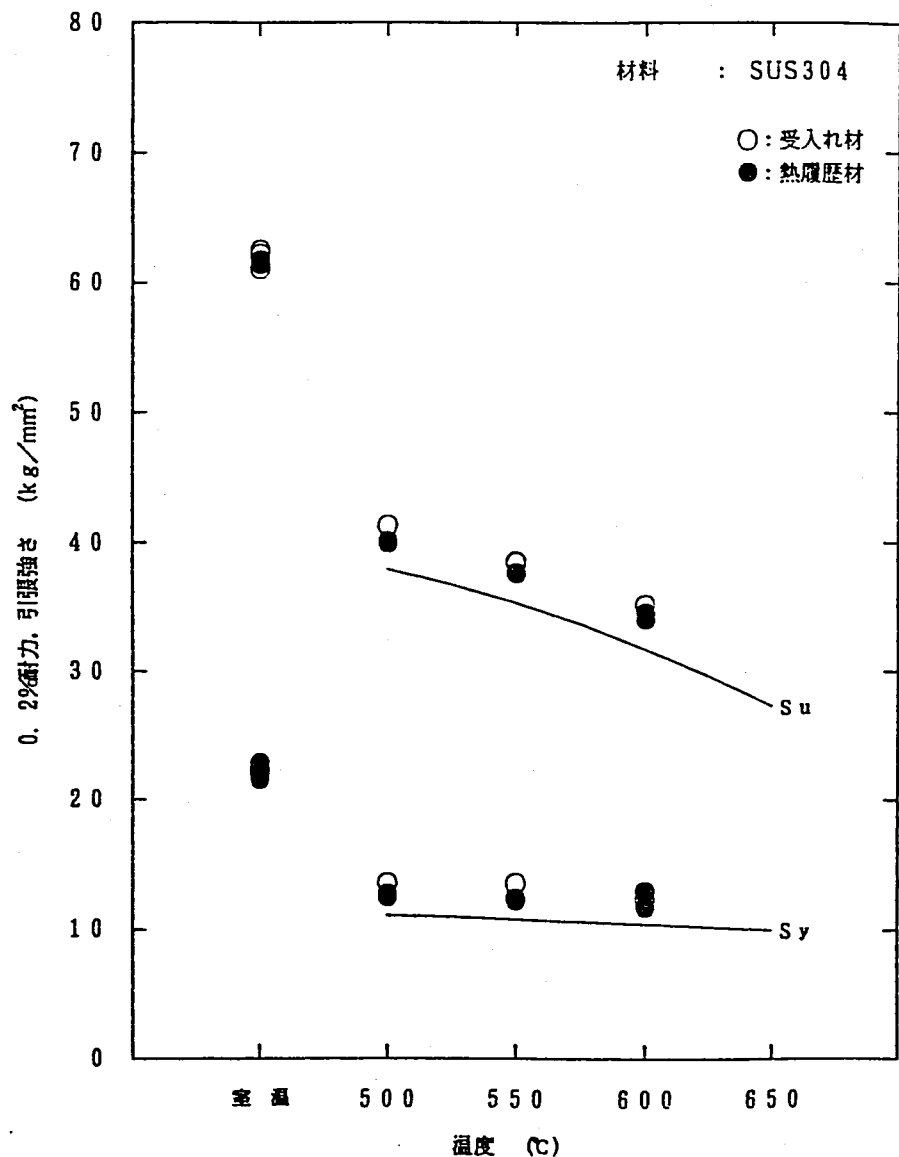
るSUS304ならびにその溶接部については、各々 $Q=171,000[\text{J/mol}]$ および $C=8$ として評価している⁽¹⁾。また、 R は気体定数($=8.31441[\text{J/mol}\cdot\text{K}]$)である。(1)および(2)式を用いた実機条件への換算結果を付表3.1に示す。材料試験結果における降伏応力および引張強さを付図3.1に、同じく破断伸びを付図3.2に示す。図の傾向によれば、1次主冷却系コールドレグ配管では、プラント寿命末期までの使用条件の範囲では、有為な劣化は生じないと予想される。ただし、これらの時効の影響に関するデータの外挿性については、有効性を明確に論じられるだけのデータの蓄積が十分でない。よって、熱時効に伴う材料劣化については、別途実施されるサーベイランス試験によって確認してゆく。

【参考文献】

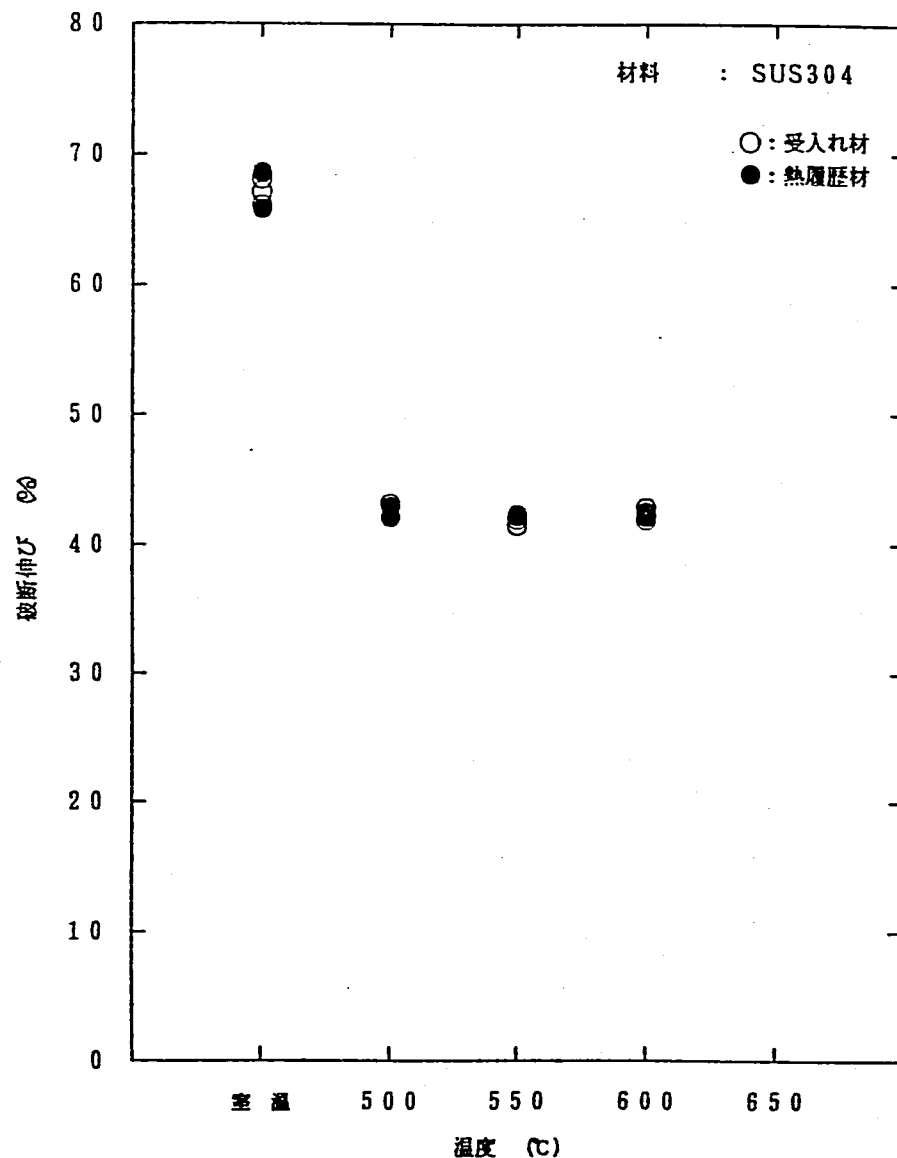
- (1) 原子力安全基準専門部会 配管防護設計小委員会, 「バックデータ集」(1991)

付表3.1 時効に関する実機使用条件解析結果

換算式		材料試験条件	実機主要温度相当 換算時間	コールドレグ 配管使用条件
活性化エネ ルギ法	温度 (℃)	500.	397.	397.
	時間 (hr)	10,000.	596,515.	~213,814
LMP	温度 (℃)	500.	397.	397.
	時間 (hr)	10,000.	698,817.	~212,342



付図3.1 SUS304鋼の引張強さおよび0.2%耐力に及ぼす500°C—10,000時間熱時効の影響



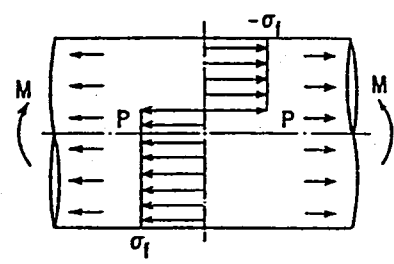
付図3.2 SUS304鋼の破断伸びに及ぼす500°C—10,000時間熱時効の影響

溶接部の不安定破壊強度

SUS304製配管の母材および溶接継手に、周方向欠陥を設けた場合の曲げモーメントに対する限界荷重試験結果⁽¹⁾を付図4.1に示す。また、正味応力概念に基づく限界荷重の予測値を実線で付図4.1中に示す。試験結果は、母材と溶接継手の限界荷重が同程度となり、いずれも正味応力概念による限界荷重を上回ることを示している。よって、SUS304溶接部の不安定破壊強度は、母材と同等の材料強度を用いて評価できると考えられる。

【参考文献】

- (1) K. Shibata et al, Progress and Evaluation of Test Results on JAERI's Ductile Pipe Fracture Test Program, Structural Strength and NDE Problems in Nuclear Engineering, September 21-22, 1988 (Karuizawa, Japan)



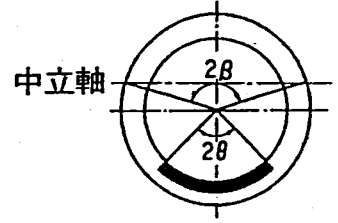
for $\beta \leq \pi - \theta$;
 $M_c = 2 \sigma_f R^2 t \left(2 \sin \beta - \frac{d}{t} \sin \theta \right)$

$$\beta = \frac{\pi - \frac{d}{t} \theta}{2} - \frac{\pi}{4} \frac{Rp}{t\sigma_f}$$

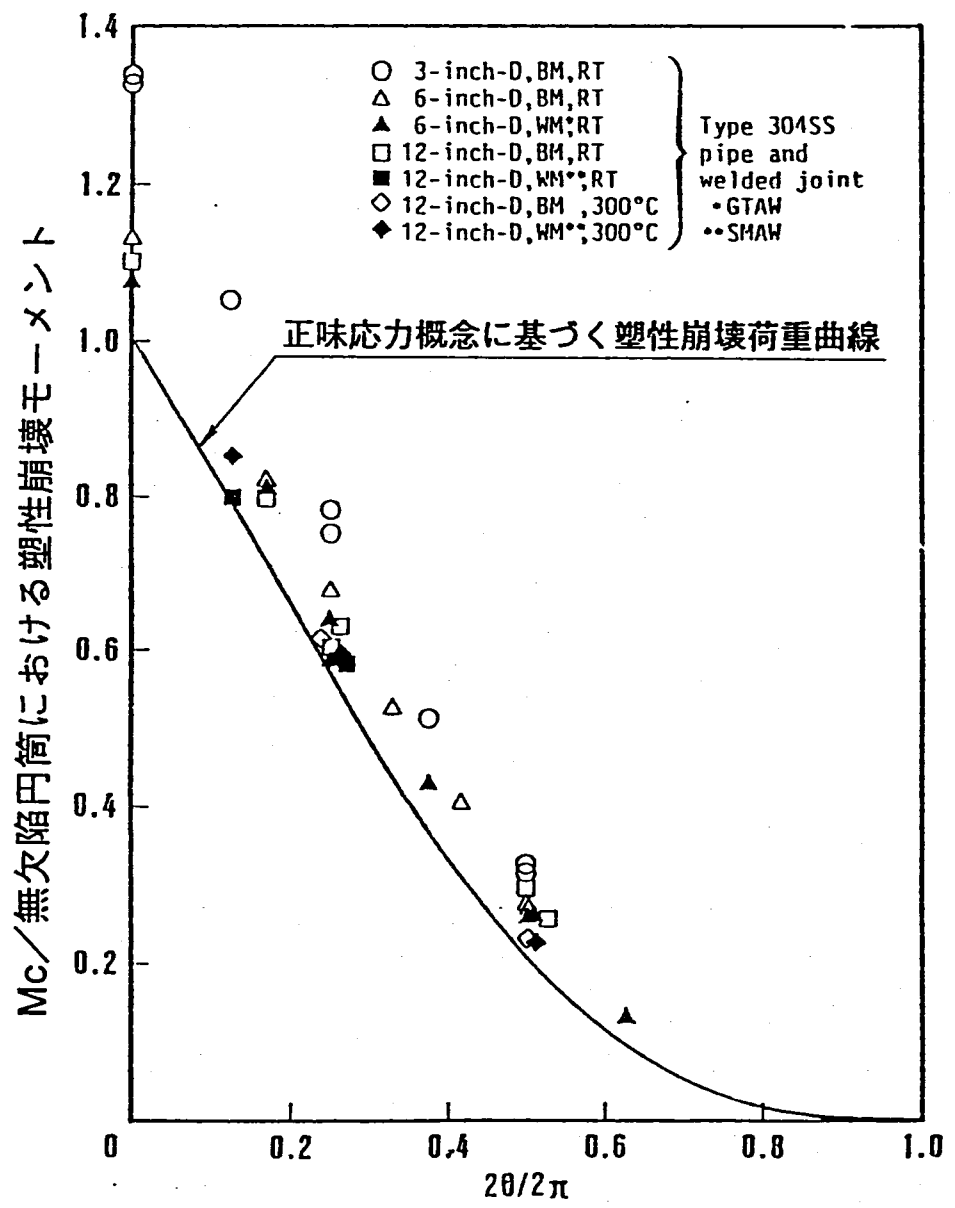
for $\beta > \pi - \theta$;

$$M_c = 2 \sigma_f R^2 t \left\{ 2 \left(1 - \frac{d}{t} \right) \sin \beta' + \frac{d}{t} \sin \theta \right\}$$

$$\beta' = \pi + \frac{1}{1-d/t} \left\{ \frac{\frac{d}{t} \theta - \pi}{2} - \frac{\pi}{4} \frac{Rp}{t\sigma_f} \right\}$$



- M_c : 正味応力概念に基づく
塑性崩壊モーメント
- R : 平均半径
- t : 板厚
- d : き裂深さ
- 2θ : き裂角度
- σ_f : 塑性流動応力



付図4.1 SUS304鋼母材および溶金の曲げ荷重に対する限界荷重

不安定破壊評価荷重

1. 想定き裂

もんじゅ 1 次主冷却系主配管は、冷却材に沸点の高いナトリウムを使用しているため、内圧が低く、これによる応力は概して小さい。また、容器に比べて薄肉構造となる配管では、過渡熱応力も比較的低い水準にある。この結果、配管で生じる主要な応力は、原子炉起動停止の温度変化に伴う熱膨張応力となる。

ここで、エルボ部に熱膨張荷重が負荷されたときの応力分布の計算例を示すと付図5.1及び付図5.2のようになり、以下がいえる。

- (1) エルボに曲げモーメントが負荷されると、断面の偏平化に伴い、大きな曲げ応力が周方向に生じる。
- (2) エルボ上の応力は、エルボ中央付近で最大となり、直管との接合部に接近するにつれて低減する。

ちなみに、エルボと直管に同一の曲げモーメントを負荷した場合の最大応力との比は、通産省告示第501号第48条に規定される応力指数 C_{2b} を算出すると以下のようになり、同一曲げモーメントを負荷した場合、直管よりエルボ部でかなり大きな応力が生じることがわかる。

- ・ 外径 609.6mm, 厚さ 9.5mm, 曲げ半径 914.4mm $C_{2b} = 9.27$
- ・ 外径 609.6mm, 厚さ 14.3mm, 曲げ半径 914.4mm $C_{2b} = 6.98$

もんじゅ 1 次主冷却系主配管は、熱応力繰返しに対する健全性確保に特に注意して設計・製作を行なっているため、破損が生じることは考え難いが、仮に破損を想定するとすれば、上記(1)及び(2)によりエルボ上での周方向曲げ応力の繰返しによる軸方向き裂と考えるのが適当である。

なお、上記点に関して、エルボ側部及び直管との接続周継手に人工欠陥を設けたもんじゅ 1 次主冷却系コールドレグエルボの実寸モデルを用いた繰返し曲げ負荷試験を行ない、もんじゅで想定される負荷繰返し条件下では、き裂の有意な進展が認められないこと、更にエルボ側部に設けた人工欠陥からのき裂が、板厚を貫通するまで負荷を繰り返した場合でも、接続周溶接継手に設けた人工欠陥からは、有意なき裂成長が認められないことを実験的に確認している。

2. 熱膨張応力との重畳について

き裂を有するSUS304鋼製構造物の不安定破壊挙動は、リガメント部の応力が

しい弾性追従を伴う応力を除けば，変形制御型二次応力の重畳は，不安定破壊を生じる限界荷重に顕著な影響を与えないと考えられる。

もんじゅ 1次主冷却系主配管に適用する構造設計基準では，熱応力の繰返しに対する健全性確保に特に注意して設計・製作を行なう観点から，配管の熱膨張応力に関する弾性追従の判定基準を設け，著しい弾性追従を伴う場合は，熱膨張応力を一次応力として取り扱うべきことを規定している。

詳細設計において，もんじゅ 1次主冷却系主配管コールドレグは，熱膨張応力が当該弾性追従判定基準を満足するように設計されていることを確認しており，熱膨張応力が不安定破壊挙動に顕著な影響を及ぼすことはないと考えられる。

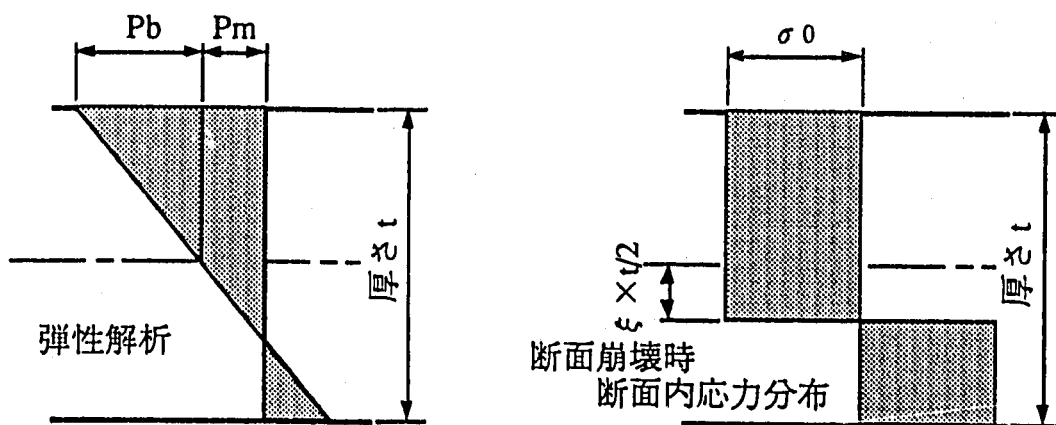
3. S1地震時の応力との重畳について

もんじゅ 1次主冷却系主配管は，地震時に大きな応力が生じないように設計されており，主配管コールドレグ部のS1地震時の加速度による最大応力（振幅）は厚さ9.5mmのエルボ部で6kgf/mm²，また，厚さ14.3mmのエルボ部で5kgf/mm²を上回らない。負荷は，主として曲げモーメントであり，これは，エルボ上の軸方向き裂に対する周方向曲げ応力として作用する。

以下にもんじゅ 1次主冷却系主配管コールドレグ部エルボについて，内圧とS1地震時のモーメントが重畳する場合の限界き裂長さを試算すると付表5.1のようになる。

- (a) 一次膜応力Pmと一次曲げ応力Pbが重畳する場合の流動応力 σ_0 とPm及びPbとの関係は下図に示すようにパラメータ ξ を介して以下のように表せる。

$$\begin{aligned} \xi \sigma_0 &= P_m \\ (1 - \xi^2) \sigma_0 &= P_b / 1.5 \end{aligned}$$



- (b) 膜・曲げの重畳時にあっても、流動応力が以下の値となった場合に塑性不安定破壊が生じるものと仮定する。

$$F\sigma_0 = (\sigma_y + \sigma_u) / 2$$

$$F = 1.6 + 0.29\lambda$$

$$\lambda = (12(1-\nu^2))^{0.25} \times b/(rt)^{0.5}$$

σ_y : 降伏応力 (kgf/mm²)

σ_u : 引張強さ (kgf/mm²)

ν : ポアソン比

b : き裂半長 (mm)

r : 円筒の平均半径 (mm)

t : 円筒厚さ (mm)

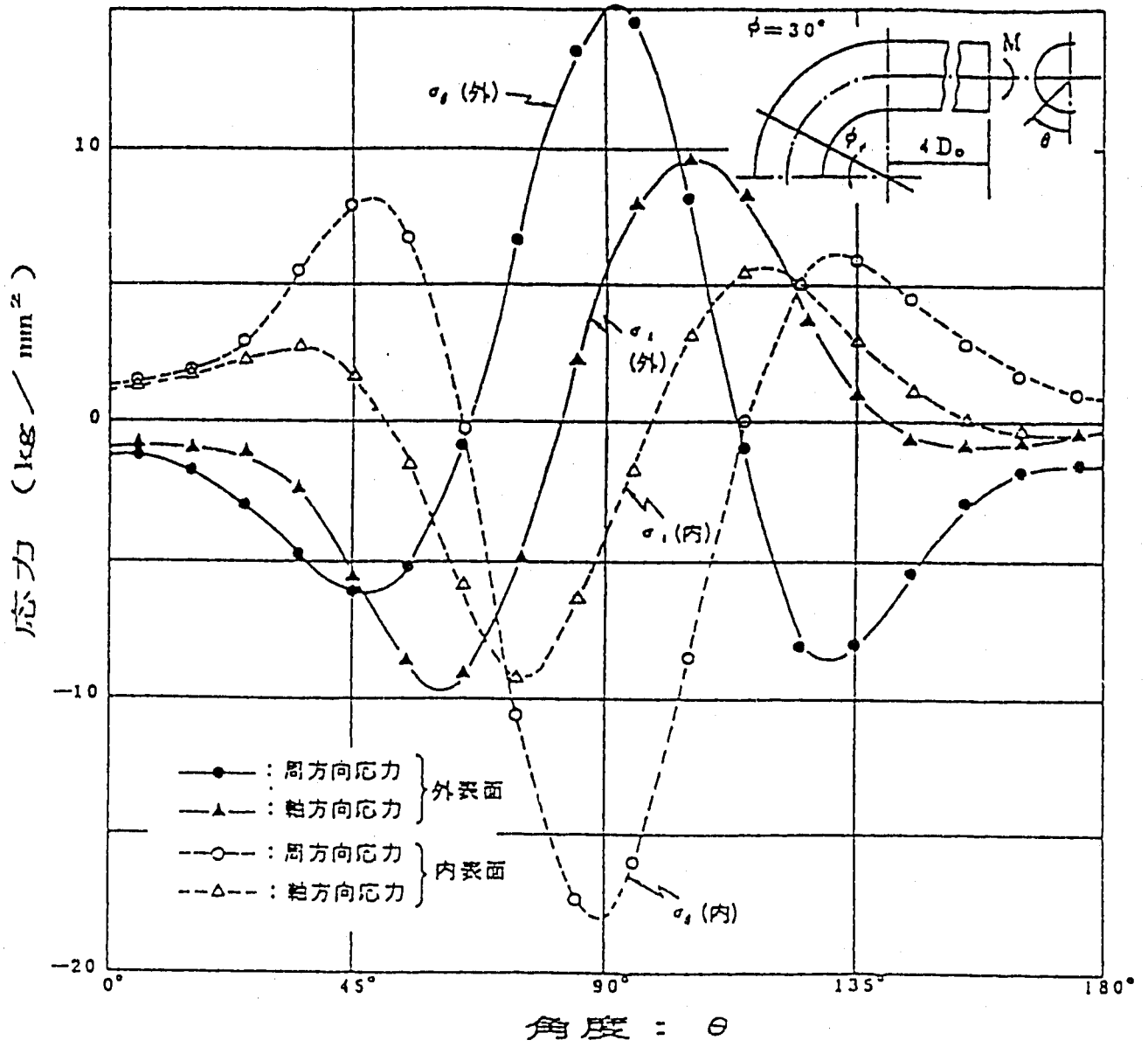
- (c) 降伏応力には設計降伏点の1.35倍の値、また、引張強さには設計引張強さを使用する。

上記想定は、以下の点を考慮すると1次主冷却系主配管コールドレグ部限界き裂長さ推定値として過度に保守的であると考えられるが、12t相当の貫通き裂長さに対して十分大きく、1次主冷却系主配管コールドレグ部には余裕を持ってLBB概念が適用できるといえる。

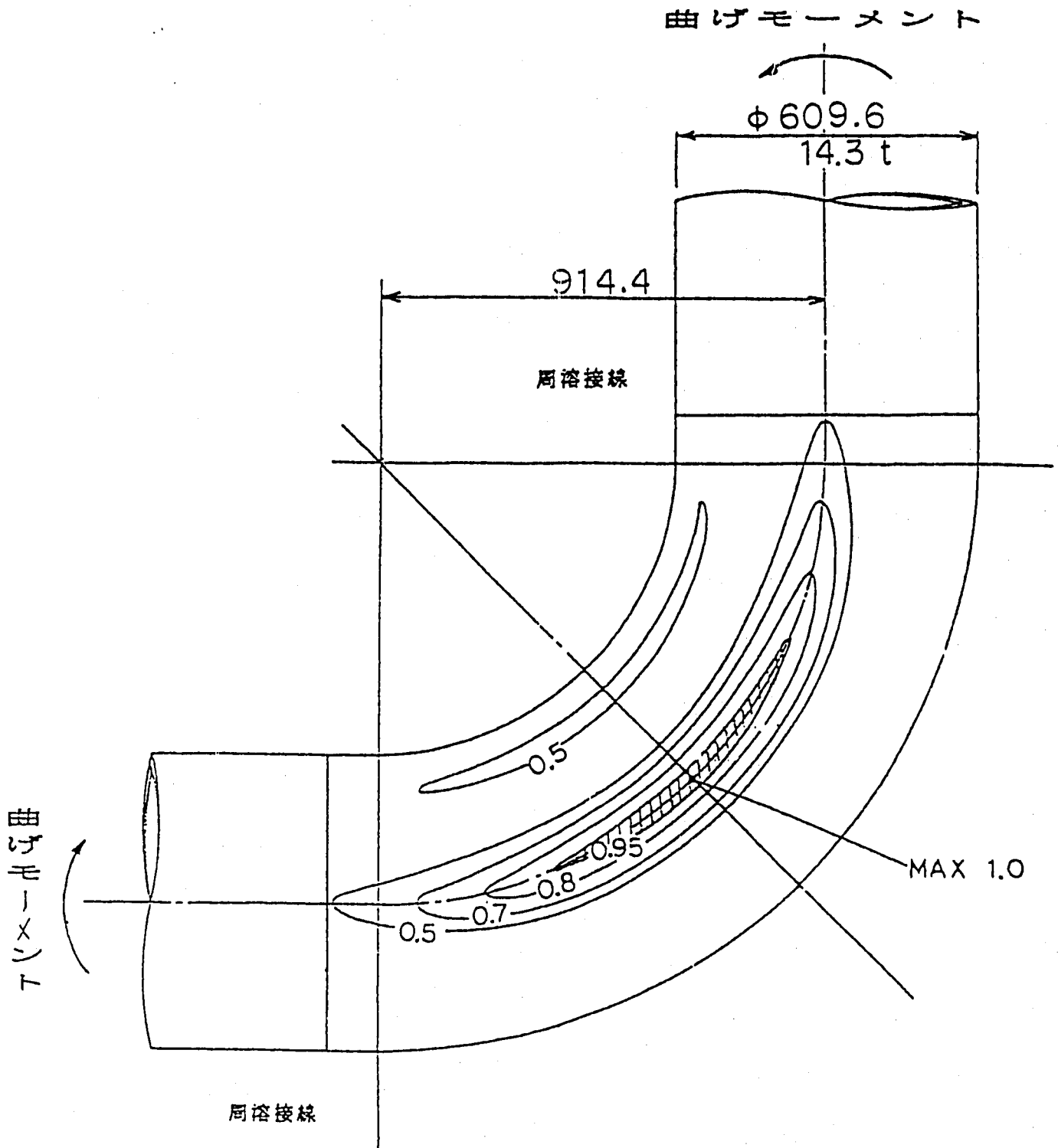
- 比較対象とする12t相当の貫通き裂長さは、初期欠陥想定（深さ4t、表面長さ3t、t：厚さ）、負荷想定（き裂長さが最も長くなる曲げ応力単独の負荷を想定）、繰返し数想定（実機設計条件を上回る貫通に至るまでの繰返し数を想定）等について大きな保守性を有している。この状態において、当該貫通き裂の不安定破壊評価に内圧に加えて運転状態Ⅲに属するS1地震荷重を重ね合わせるのは事象想定として非常に保守的である。
- き裂面は、圧縮荷重に対する耐荷能力を有しているのに対して、曲げ荷重重畳時の限界き裂長さを引張膜荷重に対する手法に準じて算出している。更に、エルボの断面偏平化に伴う曲げ応力は直管部につれて低減するが、それを無視した計算をしている。

付表5.1 内圧とS1地震重畳時の限界き裂長さ試算結果

エルボ板厚	想定応力		き裂長さ	
	一次膜応力	一次曲げ応力	限界き裂長さ	12t相当長さ
9.5mm	2.9 kgf/mm ²	6kgf/mm ²	約700mm	114mm
14.3mm	1.9 kgf/mm ²	5 kgf/mm ²	約1200mm	172mm



付図5.1 面内曲げを受けるエルボ断面の応力分布



付図5.2 面内曲げを受けるエルボ表面の応力分布 (周方向応力)

FRAMSAP5の妥当性

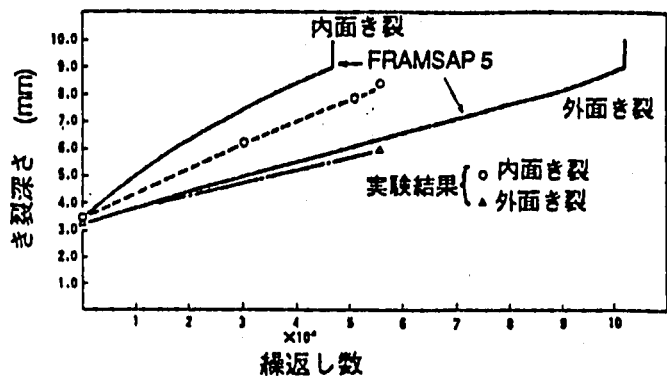
FRAMSAP5の中で用いているき裂進展式を付表6.1に示す。FRAMSAP5は、き裂進展を4段階に分けて、線形破壊力学および実験式に基づいたき裂進展を解析するコードである。コードの妥当性を確認するために実施した人工欠陥を有する配管構造物の疲労試験によって得られたき裂成長の試験結果とFRAMSAP5による評価結果⁽¹⁾の比較を付図6.1に示す。FRAMSAP5による計算値は、き裂進展傾向を概して保守的（き裂進展速度を大きめ）に評価する傾向にあるが、き裂形状に関する計算値は実験結果と良く対応し、FRAMSAP5は設計用き裂進展計算コードとして妥当であると判断できる。

【参考文献】

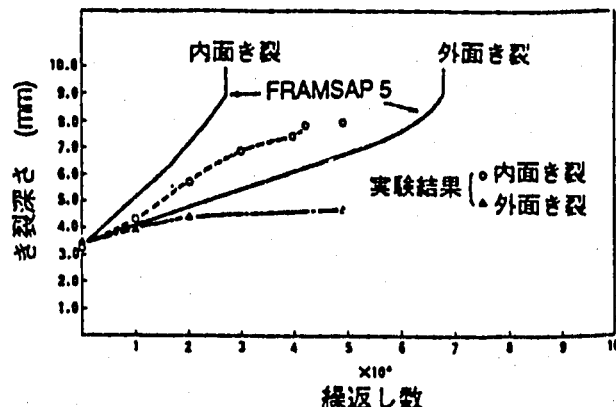
- (1) Y. Sakakibara et al, Fatigue Crack Propagation from Surface Flaw of Elbows, 6th SMIRT (Paris)

付表6.1 FRAMSAP 5におけるき裂進展則

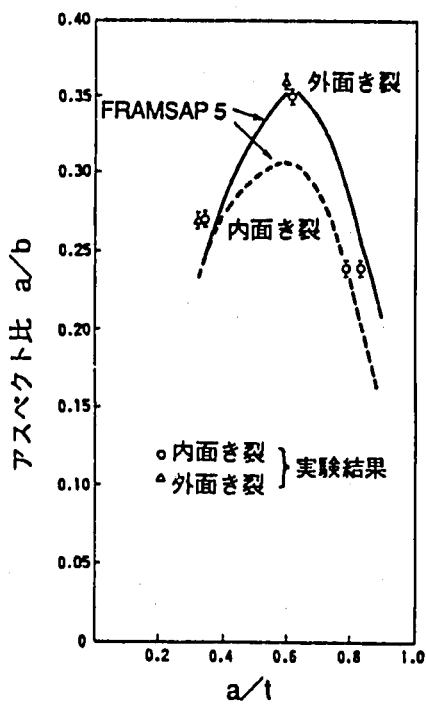
過程	き裂深さ	き裂進展則	備 考
(I)	$0 < a/t \leq 0.6$	$\frac{da}{dn} = C (K_{a,eff})^n$ $\frac{db}{dn} = C (K_{b,eff})^n$	<ul style="list-style-type: none"> 線形破壊力学(Paris則)によるき裂進展評価 C, nは材料, 環境によって定まる定数
(II)	$0.6 < a/t \leq 0.9$	$\frac{db}{dn} = C (K_{b,eff})^n$ $\frac{da}{dn} = \beta \frac{db}{dn}$	<ul style="list-style-type: none"> 川原, 栗原の実験式によるき裂進展評価 βは膜・曲げ応力比及びき裂形状によって定まる定数
(III)	$0.9 < a/t < 1.0$	$\frac{db}{dn} = C (K_{b,eff})^n$ $\frac{da}{dn} = \frac{a}{b} \frac{db}{dn}$	<ul style="list-style-type: none"> 線形破壊力学に基づくき裂貫通近傍の進展評価
(IV)	$a/t = 1.0$	長さ方向の進展速度は過程(III)と同じ	<ul style="list-style-type: none"> 貫通き裂



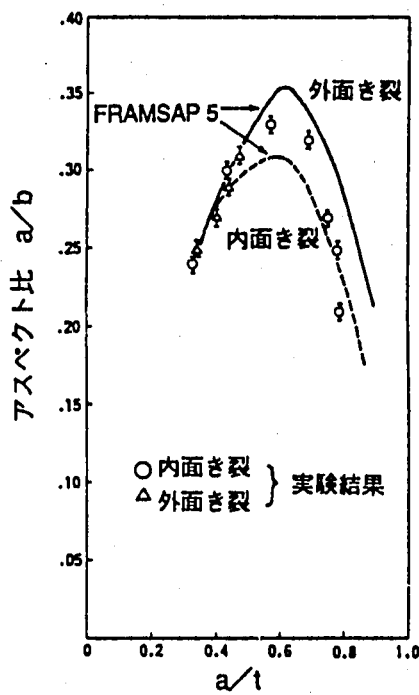
(a)実寸エルボ室温疲労試験における
深さ方向へのき裂進展挙動



(b)実寸エルボ高温疲労試験における
深さ方向へのき裂進展挙動



(c)実寸エルボ室温疲労試験における
アスペクト比の変化

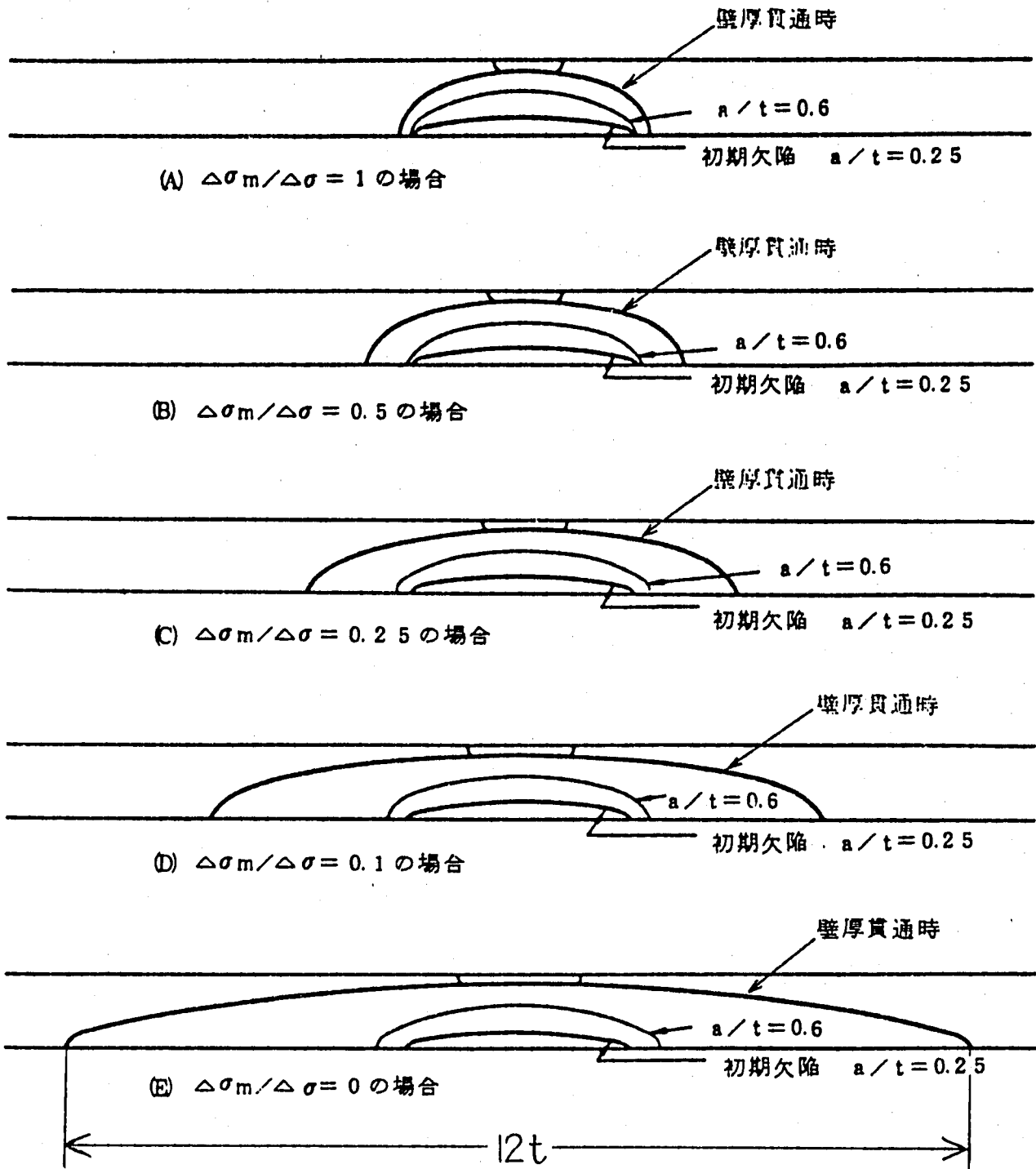


(d)実寸エルボ高温疲労試験における
アスペクト比の変化

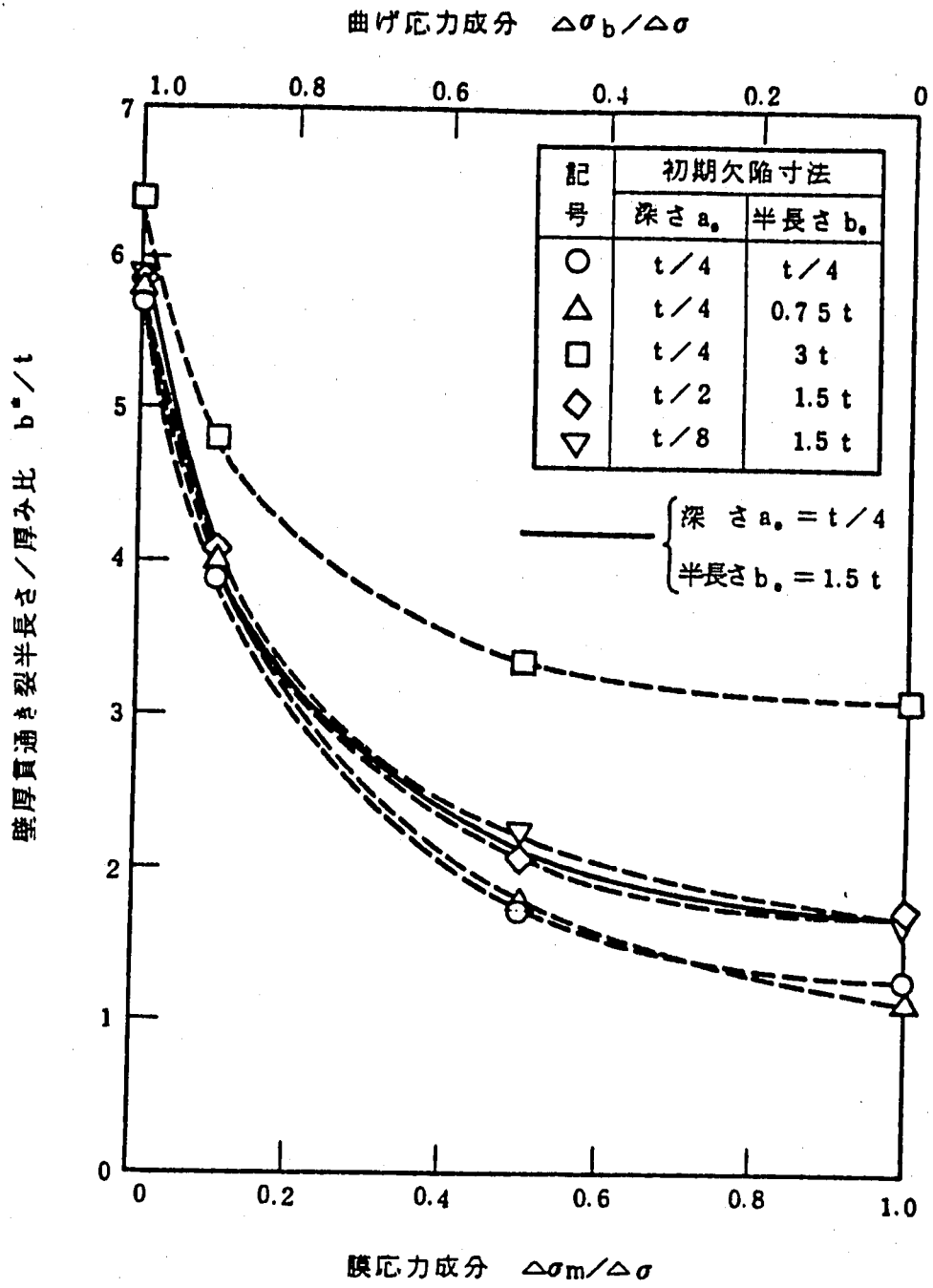
付図6.1 FRAMSAP 5を用いたき裂進展計算結果の実験との比較

貫通時の欠陥長さ

配管表面に深さが板厚の1/4、長さが板厚の3倍の半だ円表面き裂が存在するものと仮定して、繰返し応力による疲労き裂の成長をFRAMSAP5を用いて解析した結果を付図7.1に示す。付図7.1は、繰返し応力場が膜応力場から曲げ応力場(A)→(E)に変化するとともに、貫通時のき裂長さが大きくなることを示している。貫通時のき裂長さと応力場の関係を見ると、付図7.2に示す実線のようになる。これに対し、初期き裂寸法を変化させた場合には、付図7.2に破線で示すとおりとなり、曲げ応力場においては、貫通時のき裂長さは初期き裂寸法に因らず板厚の12倍程度になることがわかる。従って、不安定破壊評価における貫通時のき裂長さは、板厚の12倍とすることで評価の保守性が確保できると考えられる。



付図7.1 貫通き裂形状の解析による予測



付図7.2 壁厚貫通き裂長さの応力場依存性