

2重管SGに対する確率論的構造信頼性評価手法の開発

—平成3年度成果報告—

1992年6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)

2重管SGに対する確率論的構造信頼性評価手法の開発 —平成3年度成果報告—

著者 町田秀夫^{*}、木曾原直之^{**}、小井 衛^{***}、若井隆純^{*}

要 旨

平成元年に開発部内に2重管SG開発推進会議が設置され、同時にその下部組織である構造信頼性ワーキンググループが設置された。本報告書は、この構造信頼性ワーキンググループにおける平成3年度の成果をまとめたものである。

平成3年度は、平成2年度に引き続き検討を実施し、以下の成果が得られた。

統計的破損率類推法開発において、

- (1) 昨年度作成したナトリウム加熱型SG破損データベースフォーマットを一部改良した。
- (2) ナトリウム加熱型SG破損データベースの拡充を図った。
- (3) 上記のデータベースを用いて、統計的破損率を計算するプログラムのプロトタイプを作成し、その機能を確認した。

確率論的構造健全性評価法開発において、

- (4) き裂発生確率計算プログラムのプロトタイプを開発し、先行炉および2重管SG伝熱管のき裂発生確率を計算した。この結果、設計上想定される条件においては、き裂発生確率は極めて小さいことがわかった。
- (5) 確率論的破壊力学解析コードを用いて、先行炉および2重管SG伝熱管に対して、DNB振動に伴う応力の効果を考慮した構造信頼性評価を実施した。この結果、伝熱管の信頼性は、DNB振動挙動に最も左右されることが判明した。
- (6) 2重管SG伝熱管材料であるMod.9Cr-1Mo鋼の疲労およびクリープ特性を統計処理した。また、破壊靱性について調査し、不安定破壊は正味応力基準に従うことが明らかになった。

* 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，機器システム開発室

*** 大洗工学センター，機器構造開発部，材料開発室

Development of Probabilistic Structural Reliability Assessment Method for Double-Wall Tube Type Steam Generator

Fiscal Year 1991 Annual Report

Authors H.Machida*, N.Kisohara**, M.Koi***, T.Wakai*

Abstract

R&D Promoting Committee on a Double-Wall Tube Type Steam Generator and Structural Reliability W/G was organized in Systems and components Division in 1989. At the same time, the Structural Reliability W/G was organized under its Committee. In this report, the Structural Reliability W/G activity in F.Y.1991 was described.

In F.Y.1991, the W/G investigated the followings;

For development of statistic failure probability assessment method;

- (1) The format for the failure database of sodium heated Steam Generator facilities which had been developed last year was improved.
- (2) The failure database of sodium heated Steam Generator facilities was extended and improved.
- (3) The prototype program to calculate the statistical failure probability of steam generator facilities was developed and the performance of the program was verified.

and for development of probabilistic structural integrity assessment method;

- (4) The prototype program to assess the crack initiation probability was developed. And the crack initiation probability assessments for the SG tubes of preceding FBR and double-wall tube SG were executed by using the program. The result showed that the probability was extremely low on the design conditions.
- (5) The failure probability assessments for the SG tubes of preceding FBR and double-wall tube SG were executed by using the probabilistic fracture mechanics analysis code, taking account of the DNB cyclic thermal stress. It was clarified that the influence of DNB property on SG tube reliability was very significant.

- (6) Stastical processing was carried out for fatigue and creep properties of Mod.9Cr-1Mo steel. And reserching the fracture toughness of the material, it was clarified that unsteable fracture of the material is subjected to net section stress criterion.

* Structural Engineering Section, OEC

** Systems and Components Development Section, OEC

*** Material Development Section, OEC

目 次

1. 緒 言	1
2. 平成3年度の成果	2
2.1 統計的破損率類推法の開発	2
2.1.1 SGデータベースの作成	2
2.1.2 統計的破損率計算手法の開発	3
2.2 確率論的構造信頼性評価法の開発	16
2.2.1 き裂発生確率評価手法の開発	16
2.2.2 先行炉蒸気発生器の確率論的構造健全性評価	17
2.2.3 2重管SGの確率論的構造信頼性評価	33
2.3 確率論的材料定数の整理	48
2.3.1 Mod.9Cr-1Moに関する材料定数の整理	48
2.3.2 き裂発生寿命に関する検討	50
3. 結 言	59
4. 参考文献	60
[添付資料]	62
A. 2重管SG構造健全性W/G活動経緯	62
B. データベース入力例	77
C. 漏洩量評価条件の設定方法について	83
D. 2重管SGの確率論的構造信頼性評価	87
E. 荷重条件の設定について	110
F. 2次系削除システム研究開発の課題と今後の展開	115

Table List

Table 2.2-1	Analysis case of double wall tube reliability analysis	35
Table 2.3-1	Material constants of Mod.9Cr-1Mo steels needed to evaluate the structural safety of FBR	52
Table 2.3-2	Average of fracture toughness parameters	52
Table D-1	Characteristics of DNB in straight tube	87
Table D-2	Analysis cases	89
Table D-3	Temperature variation due to DNB	97

Figure List

Fig.2.1-1	Outlines of calculation process for statistic failure probability	6
Fig.2.1-2	SG failure database ("File Maker II ")	7
Fig.2.1-3	SG failure database ("EXCEL")	8
Fig.2.1-4	SG database ("File Maker II ")	9
Fig.2.1-5	SG database ("EXCEL")	10
Fig.2.1-6	Flow chart for calculating failure probability per a plant	11
Fig.2.1-7	Flow chart for calculating failure probability per a tube	12
Fig.2.1-8	Example of calculation of the failure probability per a plant	13
Fig.2.1-9	Example of calculation of the failure probability per a tube (Automatic calculation process by using "EXCEL") ...	14
Fig.2.2-1	Influence of DNB stress on fatigue and creep damage (Preceding FBR)	25
Fig.2.2-2	Influence of stress due to temperature gradient on fatigue and creep damage (Preceding FBR)	26
Fig.2.2-3	Influence of loading conditions on cumulative probability of failure	27
Fig.2.2-4	Influence of DNB conditions on cumulative probability of failure	28
Fig.2.2-5	Influence of PSI and its quality on cumulative probability of failure	29
Fig.2.2-6	Influence of ISI and its quality on cumulative probability of failure	30
Fig.2.2-7	Influence of proof test on cumulative probability of failure	31
Fig.2.2-8	Influence of earthquake on cumulative probability of failure	32
Fig.2.2-9	Cumulative probability of crack initiation (Double Wall Tube SG)	39
Fig.2.2-10	Influence of PSI and proof test on reliability of circumferential crack on inner tube	40
Fig.2.2-11	Influence of ISI on reliability of circumferential crack on inner tube	41
Fig.2.2-12	Influence of DNB stress on reliability of circumferential crack on inner tube	42

Fig.2.2-13	Influence of number of DNB cycles on reliability of circumferential crack on inner tube	43
Fig.2.2-14	Influence of various parameters on cumulative probability of penetration (Inner tube : Circumferential crack)	44
Fig.2.2-15	Influence of various parameters on cumulative probability of break (Inner tube : Circumferential crack)	44
Fig.2.2-16	Influence of various parameters on cumulative probability of penetration (Inner tube : Axial crack)	45
Fig.2.2-17	Influence of various parameters on cumulative probability of break (Inner tube : Axial crack)	45
Fig.2.2-18	Influence of various parameters on cumulative probability of penetration (Outer tube : Circumferential crack)	46
Fig.2.2-19	Influence of various parameters on cumulative probability of break (Outer tube : Circumferential crack)	46
Fig.2.2-20	Influence of various parameters on cumulative probability of penetration (Outer tube : Axial crack)	47
Fig.2.2-21	Influence of various parameters on cumulative probability of break (Outer tube : Axial crack)	47
Fig. 2.3-1	Scatter of fatigue life	53
Fig. 2.3-2	Scatter of creep rupture time	54
Fig. 2.3-3	Scatter of steady creep strain rate	55
Fig. 2.3-4	Relationship between crack initiation life and fracture life	56
Fig. 2.3-5	Relationship between crack initiation life and creep rupture time	57
Fig. 2.3-6	Small crack propagation behavior	58
Fig. C-1	Relationship between steam leak rate and detection time	85
Fig. C-2	Relationship between helium leak rate and detection time	86
Fig. D-1	Wave form of heat transfer coefficient history	88
Fig. D-2	Analysis condition	90
Fig. D-3	History of nodal temperature (Length of DNB region =40mm, DNB frequency=0.5Hz)	91
Fig. D-4	History of nodal temperature (Length of DNB region =40mm, DNB frequency=0.25Hz)	92
Fig. D-5	History of nodal temperature (Length of DNB region =40mm, DNB frequency=0.125Hz)	93
Fig. D-6	History of nodal temperature (Length of DNB region =80mm, DNB frequency=0.5Hz)	94

Fig. D-7	History of nodal temperature (Length of DNB region =80mm, DNB frequency=0.25Hz)	95
Fig. D-8	History of nodal temperature (Length of DNB region =80mm, DNB frequency=0.125Hz)	96
Fig. D-9	History of hoop stress (Length of DNB region =40mm, DNB frequency=0.5Hz)	98
Fig. D-10	History of hoop stress (Length of DNB region =40mm, DNB frequency=0.25Hz)	99
Fig. D-11	History of hoop stress (Length of DNB region =40mm, DNB frequency=0.125Hz)	100
Fig. D-12	History of hoop stress (Length of DNB region =80mm, DNB frequency=0.5Hz)	101
Fig. D-13	History of hoop stress (Length of DNB region =80mm, DNB frequency=0.25Hz)	102
Fig. D-14	History of hoop stress (Length of DNB region =80mm, DNB frequency=0.125Hz)	103
Fig. D-15	History of axial stress (Length of DNB region =40mm, DNB frequency=0.5Hz)	104
Fig. D-16	History of axial stress (Length of DNB region =40mm, DNB frequency=0.25Hz)	105
Fig. D-17	History of axial stress (Length of DNB region =40mm, DNB frequency=0.125Hz)	106
Fig. D-18	History of axial stress (Length of DNB region =80mm, DNB frequency=0.5Hz)	107
Fig. D-19	History of axial stress (Length of DNB region =80mm, DNB frequency=0.25Hz)	108
Fig. D-20	History of axial stress (Length of DNB region =80mm, DNB frequency=0.125Hz)	109
Fig. E-1	Circumferential stress distribution in double wall tube	114

1. 緒 言

FBRの実用化に向けた低コストプラント概念として2次系を削除することによって、NSSS(Nuclear Steam Supply System)の合理化を図った2次系削除概念が摘出され、その検討が進められている。このシステム概念が成立するためには、蒸気発生器（以降、SGと略す）の信頼性を向上し、ナトリウム-水反応による機器の破損防止やナトリウム-水反応生成物の炉心への流れ込みを抑えることが課題となる。この要求を満足するSGの構造として、動力炉・核燃料開発事業団では伝熱管を2重構造とした2重管蒸気発生器（以降、2重管SGと略す）概念を摘出し、その研究を進めている。2重管SGは、既に米国のEBR-IIで25年にわたる運転実績を持ち、近年では米国GE社(General Electric Company)においてPRISM(Power Reactor Inherently Safe Module)への適用が検討されている。

この2重管SGの開発を目指して、平成元年に構造信頼性ワーキンググループが開発部内に設置された。構造信頼性ワーキンググループは、2重管SGの構造信頼性評価手法の開発を目的に、平成元年度から、統計的破損率類推法の開発と確率論的構造健全性評価法の開発を2本柱として活動を開始しており、元年度には構造物の破損事例の収集を主とした文献調査、破損箇所の想定、および破損様式の検討等を実施した【1】。また、平成2年度は平成元年度の検討成果を踏まえ、統計的破損率類推法のバックデータとなる機器破損事例およびSGデータのデータベースフォーマットを作成し、一部データベースの入力を開始するとともに確率論的破壊力学解析コードを用いた2重管SG伝熱管の信頼性評価およびこの評価に必要な材料物性の整理を開始した【2】。

本報告書は、構造信頼性ワーキンググループにおける平成3年度の研究成果をまとめたものである。本年度は、統計的破損率類推法の検討において、機器破損事例およびSGデータを集めたデータベースの拡充を図ると共に、このデータベースを用いた破損確率計算手法のプロトタイプを作成した。また、確率論的構造健全性評価法の検討では、き裂発生確率計算コードのプロトタイプを作成し、既に開発されている確率論的破壊力学解析コードと合わせて先行炉および2重管SG伝熱管のき裂発生および漏洩・破断確率評価を実施した。これにあわせて、確率論的破壊力学解析コードによる信頼性評価に用いる数学モデルを作成するための材料物性の整理を実施した。

2. 平成3年度の成果

2.1 統計的破損率類推法の開発

統計的破損率類推法とは、対象構造物の過去の破壊実績を統計的に調査し、その破損率を求める手法である。この手法を2重管SGに適用するため、これまでのナトリウム加熱型蒸気発生器(主として単管)の破損事例を収集し、これらを統計処理するためのデータベースを作成し、さらにこのデータベースを用いて統計的破損率を算出するための計算手法を開発を進めている。これらの開発は以下の手順で実施する。

- (i) SGデータの収集
- (ii) SGデータベースの作成
- (iii) 単管としての破損率計算プログラムによる評価
- (iv) 単管破損率から2重管破損率の類推

昨年度までは、上記の(i)の情報収集を行い、(ii)破損データベースおよび破損率を計算する上で必要となるSGデータベースのフォーマットを作成し、その入力を行った(この詳細は前年度報告書【2】に記載した)。今年度は、引き続きSGデータについて情報の収集を行うとともに、そのフォーマットの修正を行った。また(iii)破損率計算プログラムのプロトタイプを作成した。以下に今年度実施したデータベースフォーマットの修正および破損率計算法について報告する。

なお、今後は破損率計算プログラムの機能を充実させるとともに、これに基づいて単管破損率から2重伝熱管破損率の類推を行う予定である。

2.1.1 SGデータベースの作成

SG破損データベース(SODA: Sodium heated steam generator failure Data Base)は、(a)SGデータベース(蒸気発生器の基本構造、仕様等破損率計算を行う上で必要となるデータ)および(b)破損データベース(破損事例)から構成される。それぞれのデータベースフォーマットに基づく入力例(実データ)を添付資料Bに示し、以下に前年度との修正分を記載する。この修正は主として破損率計算処理上必要となったための処置である。

修正前

修正後

【破損データ】

- | | |
|----------------------|---|
| (1)「発見日時」、(2)「発生日時」→ | <ul style="list-style-type: none"> ・「発見」or「発生」の分類と日時と分類 ・「破損モード」(1次破損 or 2次破損)を追加 ・「件数」を追加 |
|----------------------|---|

【SGデータ】

・基本データ(3)運転開始日を追加

2.1.2 統計的破損率計算法の開発

(1) 計算機能の検討

本データベースは、単管の破損率から2重管の破損率を類推することを目的とする。計算機能として以下に示す破損率を計算できるものとする。

- (i) プラント毎破損率 : 各プラント毎の破損率計算機能。
- (ii) 破損発生箇所別破損率 : 伝熱管部, 管-管溶接部, 管-管板溶接部等の発生箇所毎の破損率計算機能。
- (iii) 破損要因別破損率 : 応力, クリープ, エロージョン等要因毎の破損率計算機能。
- (iv) 破損形態別破損率 : リーク, クラック, 摩耗等形態毎の破損率計算機能。
- (v) 破損発生時期別破損率 : 同一プラントでの破損発生時期毎の破損率計算機能(破損データは, 初期のプラントであるためバスタブ線図の最初の故障率の高い部分である場合が高く, バスタブ曲線の水平低部の一般的な破損率を検討するためには, 年代毎の破損率を求めることが必要となる)。

(2) 破損率計算法

本年度では破損率の計算処理について, 上記(i)~(v)のうち,

- (i) プラント毎破損率(回/炉・年)
- (ii) 破損発生箇所別破損率(発生箇所は伝熱管部)(回/本・年)

の検討を行い, この計算プログラムを作成した。

この計算にあたっては汎用性を持たせるため, すべてパーソナルコンピュータ(Apple社製 Macintosh II ci)を用いて行った。計算手順をFig.2.1-1に示す。統計処理を表計算ソフトEXCELで行うため, まず, File Maker IIで作成されたSGデータおよび破損データ(SODA)をEXCELで取り扱える形に変換する。これによりSODAのデータがEXCELで計算可能となり, EXCELの有する検索, 抽出, 四則演算, マクロ機能等の機能によりプラント毎破損率, 伝熱管破損率を求める。

以下に詳細を示す。

a. データ変換

破損データの File Maker II→EXCEL 変換においては、(1)で述べた計算機能を持たせるため、発生箇所、発生日、破損モード、破損要因、破損形態等を変換する(データ変換は File Maker IIがその機能を有している)。変換前の File Maker IIの破損データベース(簡易フォーマット)およびEXCELに変換後の破損データベースの例をそれぞれFig.2.1-2, Fig.2.1-3に示す。なお、これらのデータは、形式を示すための例題である。

また、同様に破損率を計算するにはSGデータ(伝熱管本数、共用時間、伝熱管材質、等)も必要となる。変換前の File Maker IIのSGデータベースおよびEXCELに変換後のSGデータベースをそれぞれFig.2.1-4, Fig.2.1-5に示す。

b. EXCELによる計算

(a) プラント毎破損率

ここでは、各プラントの伝熱管部(直管部、曲管部)での破損率を求める。計算式は、

$$\begin{aligned} & \text{プラント毎破損率(回/炉・本・年)} \\ & = \frac{\text{破損発生回数(回)}}{\text{伝熱管本数(本)} \times \text{供用時間(年)}} \dots\dots\dots (2.1-1) \end{aligned}$$

である。

プラント毎破損率の計算フローをFig.2.1-6に示す。まず、EXCELの破損データベースから「プラント名、破損発生箇所(伝熱管部)、破損モード(1次破損)」の検索条件で1つのプラントについてのデータを抽出する。次にこの抽出されたデータから発生数、伝熱管本数、供用時間を求め(後者2つはSGデータから読み込む：Look up機能)、(2.1-1)式に基づいて破損率を計算する。以下順次、全プラントに対して同様の計算を行う。

(b) 伝熱管破損率

全プラントでの伝熱管の破損率を求める。計算式は、

$$\begin{aligned} & \text{伝熱管破損率 (回/本・年)} \\ & = \frac{\Sigma (\text{破損発生回数})}{\Sigma (\text{供用時間} \times \text{伝熱管本数})} \dots\dots\dots (2.1-2) \end{aligned}$$

である(Σは全プラントにわたって計算した結果を合計することを意味する)。

伝熱管破損率の計算フローをFig.2.1-7に示す。まず、EXCELの破損データベースから「プラント名, 破損発生箇所(伝熱管部), 破損モード(1次破損)」の検索条件で、1つのプラントについてのデータを抽出する。次にこの抽出されたデータから(発生数), (伝熱管本数×供用時間)を求める。そして以下順次, 全プラントに対して同様の計算を行い, この両者のそれぞれの和を求め, (2.1-2)式に基づいて破損率を計算する。

(3) 計算結果

今年度は, 所定の計算機能を有しているか確認するためすべてダミーデータを用いて計算した。

プラント毎破損率および伝熱管破損率のEXCELのワークシートでの計算結果(途中の処理過程を含む)をそれぞれFig. 2.1-8およびFig. 2.1-9(a),(b)に示す。この計算はFig.2.1-6, Fig.2.1-7に示す計算フローに基づいたものである。

プラント毎破損率計算では「Phenix」について伝熱管の破損率が伝熱管本数84本, 供用時間7年, 破損発生数8件の計算条件のもとで0.0136(回/炉・本・年)と算出されている。また, 伝熱管破損率計算では「Phenix」, 「ENRICO FERMI」, 「EBR-II」の3つのプラントに対して, 0.0059(回/本・年)と計算されている。

個々の過程については, 検索, 抽出, 四則演算等の計算処理はEXCELのマクロ機能により一連の作業として登録され, 自動的に実行可能となっている。

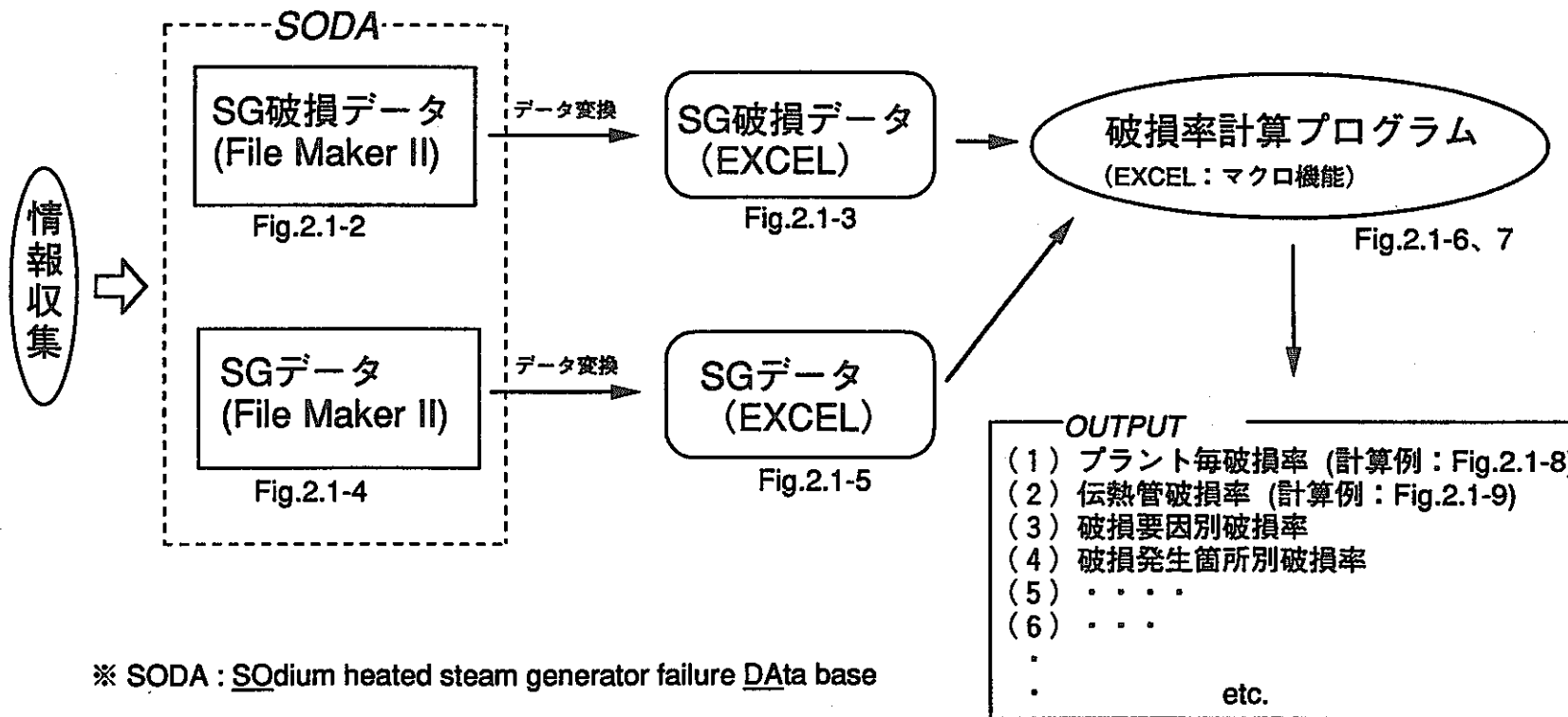


Fig. 2.1-1 Outlines of calculation process for statistic failure probability

破損事例(表形式フォーマット)

プラント名	発生 or 発見日時	破損発生箇所	破損箇所の材質	破損形態	発見方法	小分類
Phenix	1961.2.6		SUS316	クラック	検査中	繰り返し応力
GE-2MW SG	1970.5.6	管-管板溶接部	2 1/4 Cr -1Mo	リーク		不明
PFR	1975.12.3	管-管板溶接部	2 1/4 Cr -1Mo	リーク	アルゴンモニター	(残留応力未処理)
PFR	1980.2.6	管-管板溶接部	SUS316	クラック	水素濃度変化	再熱割れ
PFR	1970.8.6	管-管板溶接部	2 1/4 Cr -1Mo	リーク	水素濃度変化	応力腐食
PFR	1979.7.12	管支持部	SUS316	摩耗	ヘリウムリークテス	クリープ(膨出,ラプチャー)
PFR	1981.3.6	管-管板溶接部	SUS316	クラック	水素濃度変化	再熱割れ
PFR	1975.6.4	a seal weld of a bursting	SUS316	内圧ラプチャー	検査中	伝熱管部の振動
PFR	1979.10.3	直管部	SUS316	リーク	水素濃度変化	ブースタ管の振動
PFR	1985.7.9	管-管板溶接部	SUS316	ピンホール	圧力変化	応力腐食
PFR	1979.12.5	管-管板溶接部	2 1/4 Cr -1Mo	摩耗	圧力変化	応力腐食
PFR	1988.4.12	管-管板溶接部	2 1/4 Cr -1Mo	リーク	水素濃度変化	応力腐食
EBR-2	1979.10.10	管-管板溶接部	2 1/4 Cr -1Mo	ピンホール	検査中	スラグ巻き込み(タングステン)
ENRICO FERMI	1980.5.25	曲管部	2 1/4 Cr -1Mo	リーク	水素濃度変化、温度	伝熱管部の振動
ENRICO FERMI	1988.2.15	曲管部	2 1/4 Cr -1Mo	リーク	検査中	応力腐食
ENRICO FERMI	1986.7.24	曲管部	2 1/4 Cr -1Mo	リーク	カラーチェック	伝熱管部の振動
ALCO/BLH	1981.8.16	直管部	SUS316	クラック	水素濃度変化	応力腐食、腐食疲労、粒界腐食
ENRICO FERMI	1980.7.30	曲管部				不純物、油等の付着(溶接部等)
ENRICO FERMI	1981.8.20	伝熱管曲がり部				(残留応力未処理)
ENRICO FERMI	1982.3.20	リガメント部				(材質の劣化)
EBR-II	1975.6.15	管-管板溶接部	2 1/4 Cr -1Mo	リーク		ブローホール
ENRICO FERMI	1980.11.25	管-管板溶接部				熱応力大
ALCO/BLH	1978.2.17	管-管板溶接部				応力腐食

Fig. 2.1-2 SG failure database ("File Maker II")

	1	2	3	4	5	6	7
1	プラント名	破損発生箇所	発生日	破損モード	破損要因	破損形態	発生数
2	BN-350	スベーサフィン付近	1972.9.23	1次破損	熱応力大	リーク	3
3	ENRICO FERMI	伝熱管曲がり部	1961.7.01	1次破損	ブローホール	クラック	5
4	ENRICO FERMI	曲管部	1962.12.12	2次破損		磨耗	3
5	EBR-II	曲管部	1962.6.1	1次破損	エロージョン	内圧ラブチャー	4
6	ENRICO FERMI	曲管部	1962.1.1	1次破損	応力腐食	ピンホール	1
7	EBR-II	管-管板溶接部	1965.2.7	1次破損	酸素腐食	内圧ラブチャー	2
8	Phenix	直管部	1974.2.5	1次破損	アルカリ腐食	ピンホール	3
9	Hengero 50MW SG	曲管部	1966.1.6	1次破損	粒界腐食	磨耗	1
10	ALCO/BLH	曲管部	1984.6.12	1次破損	蒸気酸化	内圧ラブチャー	2
11	PFR	直管部	1979.3.5	2次破損		ピンホール	3
12	Phenix	曲管部	1962.5.6	1次破損	繰り返し応力	磨耗	2
13	BN-350	曲管部	1965.3.8	1次破損	クリープ	内圧ラブチャー	3
14	Phenix	直管部	1979.8.6	1次破損	溶け込み不良	リーク	3
15	ALCO/BLH	直管部	1967.10.26	1次破損	応力腐食	ピンホール	1
16	KNK	曲管部	1976.9.6	1次破損	酸素腐食	クラック	2
17	PFR	曲管部	1973.7.8	2次破損		磨耗	3
18	ENRICO FERMI	曲管部	1964.4.6	1次破損	エロージョン	内圧ラブチャー	1
19	GE-2MW SG	曲管部	1979.10.3	1次破損	応力腐食	内圧ラブチャー	2
20	PFR	直管部	1968.3.6	1次破損	酸素腐食	ピンホール	1
21	Phenix	直管部	1963.12.3	1次破損	アルカリ腐食	磨耗	2

※ データはダミー値

Fig. 2.1-3 SG failure database ("EXCEL")

蒸気発生器データ (表形式フォーマット)

プラント名	国名	プラント型式	蒸気発生器の型式	機器名	伝熱管型式	伝熱管形状
CRBRP PROTE TYPE SG	アメリカ	試験施設	一体,再循環,無液面	蒸気発生器	単管	直管型
PFR	イギリス	タンク	分離型,有液面	蒸発器	単管	インポリュートサーペンタイン型
Fermi	アメリカ	ループ	一体貫流,有液面	蒸気発生器	単管	インポリュートサーペインタイン型
ALCO/BLH	アメリカ		有液面	蒸気発生器	2重管	インポリュートサーペインタイン型
EBR-II SG	アメリカ			蒸発器	2重管型	
EBR-II	アメリカ			過熱器	2重管型	直管型
GE-2MWt SG	USA			蒸気発生器	単管	
ヘンゲロ50MW SG	ORA			再熱器	単管	サインウェーブ型
PFR	イギリス	タンク	分離型,有液面	過熱器	単管	インポリュートサーペインタイン型
Phenix	フランス	タンク		過熱器	単管	直管型
BN-350	USSR			蒸発器	単管	バイヨネット型
PNC 1MWSG	JPN	試験施設		蒸気発生器	単管	インポリュートサーペインタイン型
CRBRP-FEW TUBE SG	USA			過熱器	単管	ホッケースティック型
CRBRP-FEW TUBE SG	USA			蒸発器	単管	ホッケースティック型
GVE 45MWt	FRA			蒸気発生器	単管	ヘリカルコイル型
AI-MSG	USA			蒸気発生器	単管	ホッケースティック型
PNC 50MWSG(1)	JPN	試験施設		蒸発器	単管	ヘリカルコイル型
PNC 50MWSG(1)	JPN	試験施設		過熱器	単管	直管型
PNC 50MWSG(2)	JPN	試験施設		蒸発器	単管	ヘリカルコイル型
PNC 50MWSG(2)	JPN	試験施設		過熱器	単管	サインウェーブ型

Fig.2.1-4 SG database ("File Maker II")

	1	2	3
1	プラント名	伝熱管本数 (本)	供用時間 (年)
2	BN-360	816	5
3	ENRICO FERMI	120	10
4	EBR-II	73	8
5	Phenix	84	7
6	PFR	100	5
7	ALCO/BLH	150	10
8	KNK	300	3
9	PROTE TYPE SG	400	6
10	AI-MSG	120	20
11	ヘンゲロ50MWSG	500	45

※ データはダミー値

Fig. 2.1-5 SG database ("EXCEL")

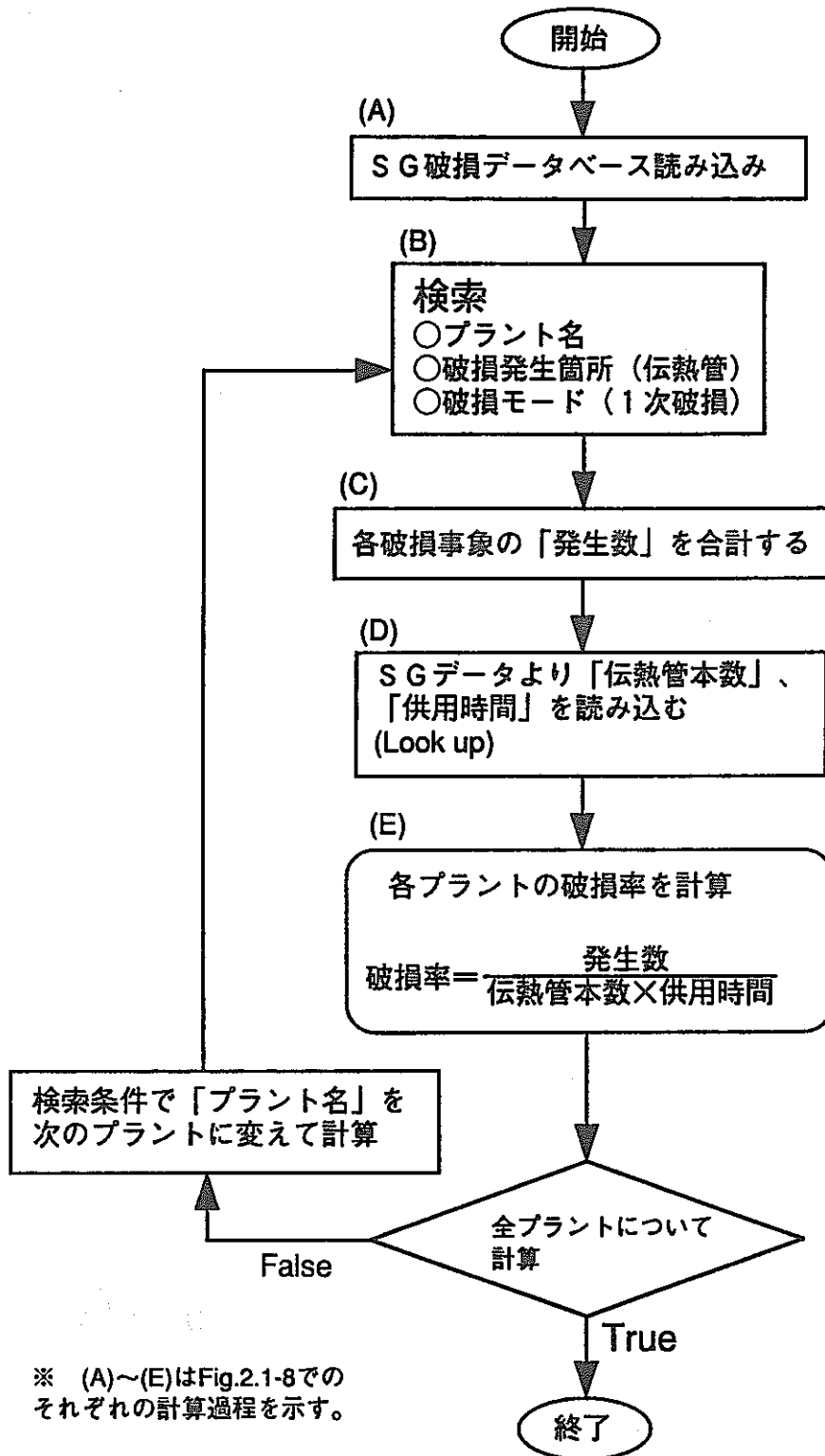


Fig. 2.1-6 Flow chart for calculating failure probability per a plant

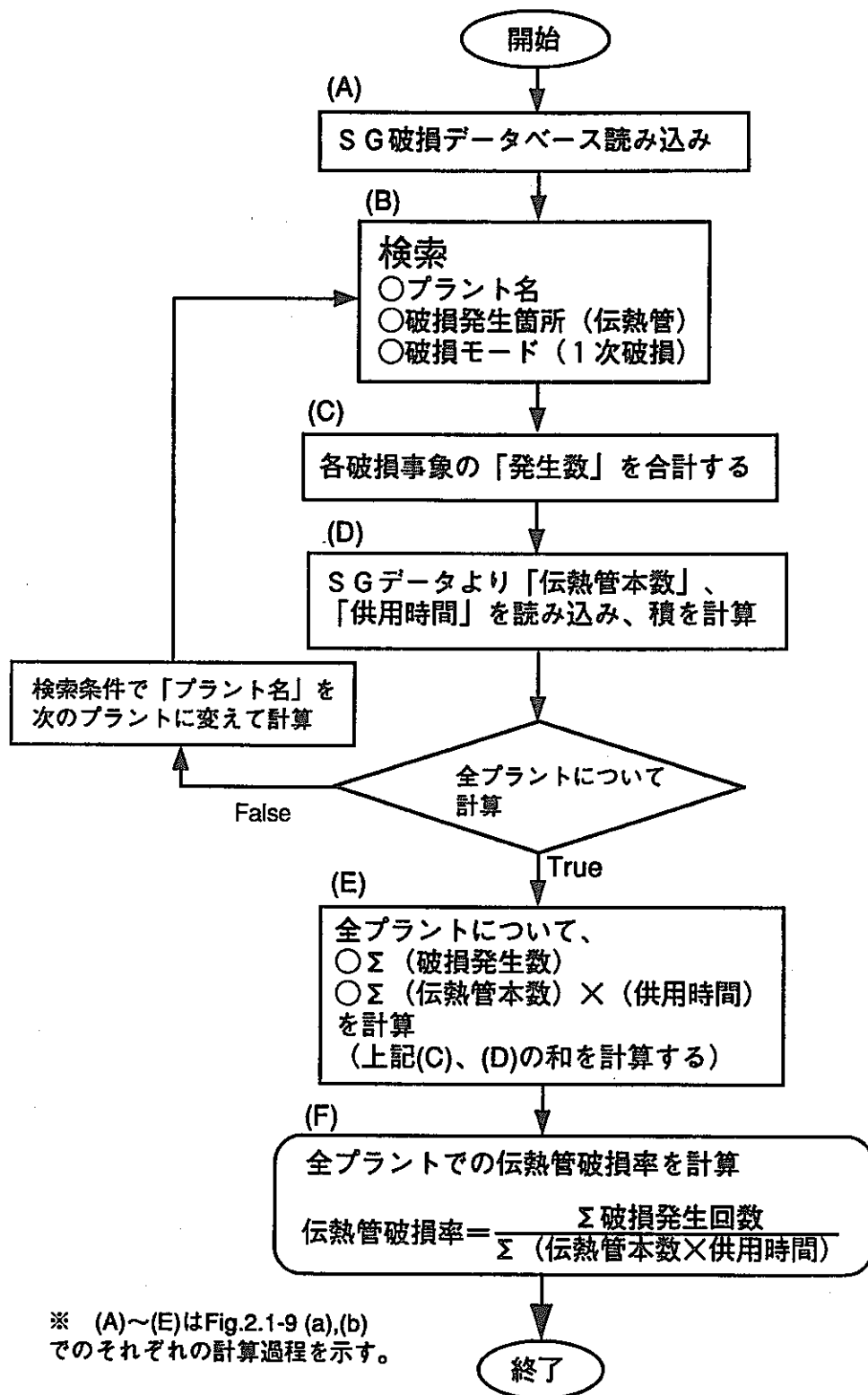


Fig. 2.1-7 Flow chart for calculating failure probability per a tube

計算の流れ ↓

	1	2	3	4	5	6	7	8
1	プラント名	破損発生箇所	発生日	破損モード	破損要因	破損形態	発生数	
2	BN-350	管-管板溶接部	1972.9.23	1次破損	熱応力大	リーク	3	(A)破損データベース (ダミーデータ)
3	ENRICO FERMI	伝熱管曲がり部	1961.7.01	1次破損	ブローホール	クラック	5	
4	ENRICO FERMI	曲管部	1962.12.12	2次破損	エロージョン	磨耗	3	
5	EBR-II	曲管部	1962.6.1	1次破損	応力腐食	内圧ラプチャー	4	
6	ENRICO FERMI	曲管部	1962.1.1	1次破損	酸欠腐食	ピンホール	1	
7	EBR-II	管-管板溶接部	1965.2.7	1次破損	アルカリ腐食	内圧ラプチャー	2	
8	Phenix	直管部	1974.2.5	1次破損	クリープ	ピンホール	3	
9	Hengero 50MW SG	曲管部	1966.1.6	1次破損	エロージョン	磨耗	1	
10	ALCO/BLH	曲管部	1984.6.12	1次破損	熱応力大	内圧ラプチャー	2	
11	PFR	直管部	1979.3.5	2次破損	ブローホール	ピンホール	3	
12	Phenix	曲管部	1962.5.6	1次破損	エロージョン	磨耗	2	
13	BN-350	曲管部	1965.3.8	1次破損	アルカリ腐食	内圧ラプチャー	3	
14	Phenix	直管部	1979.8.6	1次破損	ブローホール	リーク	3	
15	ALCO/BLH	直管部	1967.10.26	1次破損	エロージョン	ピンホール	1	
16	KNK	曲管部	1976.9.6	1次破損	ブローホール	クラック	2	
17	PFR	曲管部	1973.7.8	2次破損	エロージョン	磨耗	3	
18	ENRICO FERMI	曲管部	1964.4.6	1次破損	応力腐食	内圧ラプチャー	1	
19	GE-2MW SG	曲管部	1979.10.3	1次破損	エロージョン	内圧ラプチャー	2	
20	PFR	直管部	1968.3.6	1次破損	熱応力大	ピンホール	1	
21								
22	破損発生箇所	プラント名		破損モード	(B)検索条件 (伝熱管部、Phenix、1次破損に限定)			
23	?管部	Phenix		1次破損				
24								
25	プラント名	破損発生箇所	発生日	破損モード	破損要因	破損形態	発生数	(B)検索結果
26	Phenix	直管部	1974.2.5	1次破損	クリープ	ピンホール	3	
27	Phenix	曲管部	1962.5.6	1次破損	エロージョン	磨耗	2	
28	Phenix	直管部	1979.8.6	1次破損	ブローホール	リーク	3	
29								
30	伝熱管本数	供用時間		(C)発生数を合計する (3+2+3=8)			合計	プラント毎破損率 (回/炉・年)
31	84	7				8	0.013605442	(E)計算結果 発生数(8件) 伝熱管本数(84本)*供用時間(7年)

この計算処理を各プラント毎に繰り返す

(D) SGデータから読み込む(Look up)

※表中の(A)~(E)はFig.2.1-6での計算過程を示す。

Fig. 2.1-8 Example of calculation of the failure probability per a plant

	1	2	3	4	5	6	7
1	プラント名	破損発生箇所	発生日	破損モード	破損要因	破損形態	発生数
2	BN-350	管-管板溶接部	1972.9.23	1次破損	熱応力大	リーク	3
3	ENRICO FERMI	伝熱管曲がり部	1961.7.01	1次破損	ブローホール	クラック	5
4	ENRICO FERMI	曲管部	1962.12.12	2次破損	エロージョン	磨耗	3
5	EBR-II	曲管部	1962.6.1	1次破損	応力腐食	内圧ラプチャー	4
6	ENRICO FERMI	曲管部	1962.1.1	1次破損	酸素腐食	ピンホール	1
7	EBR-II	管-管板溶接部	1965.2.7	1次破損	アルカリ腐食	内圧ラプチャー	2
8	Phenix	直管部	1974.2.5	1次破損	クリープ	ピンホール	3
9	Hengero 50MW SG	曲管部	1966.1.6	1次破損	エロージョン	磨耗	1
10	ALCO/BLH	曲管部	1984.6.12	1次破損	熱応力大	内圧ラプチャー	2
11	PFR	直管部	1979.3.5	2次破損	ブローホール	ピンホール	3
12	Phenix	曲管部	1962.5.6	1次破損	エロージョン	磨耗	2
13	BN-350	曲管部	1965.3.8	1次破損	アルカリ腐食	内圧ラプチャー	3
14	Phenix	直管部	1979.8.6	1次破損	ブローホール	リーク	3
15	ALCO/BLH	直管部	1967.10.26	1次破損	エロージョン	ピンホール	1
16	KNK	曲管部	1976.9.6	1次破損	ブローホール	クラック	2
17	PFR	曲管部	1973.7.8	2次破損	エロージョン	磨耗	3
18	ENRICO FERMI	曲管部	1964.4.6	1次破損	応力腐食	内圧ラプチャー	1
19	GE-2MW SG	曲管部	1979.10.3	1次破損	エロージョン	内圧ラプチャー	2
20	PFR	直管部	1968.3.6	1次破損	熱応力大	ピンホール	1

※ ここでは破損データベース（ダミー）を示す。EXCELのマクロ機能により、これに続いて破損率の計算が行われる。以下の計算過程をFig.2.1-9 (b)に示す。

Fig. 2.1-9 (a) Example of calculation of the failure probability per a tube (Automatic calculation process by using "EXCEL")

	1	2	3	4	5	6	7	8
22	プラント名	破損発生箇所		破損モード	(B)検査条件			
23	Phenix	?管部		1次破損				
24								
25	プラント名	破損発生箇所	発生日	破損モード	破損要因	破損形態	発生数	(B)検査結果
26	Phenix	直管部	1974.2.5	1次破損	クリープ	ピンホール	3	
27	Phenix	曲管部	1962.5.6	1次破損	エロージョン	磨耗	2	
28	Phenix	直管部	1979.8.6	1次破損	ブローホール	リーク	3	
29								以下のプラントについても同様の計算を行う。
30	伝熱管本数	供用時間	(D)積を計算する		本数×時間		合計	
31	84	7			588		8	
32								(C)各プラントの発生数を合計する
34	プラント名	破損発生箇所		破損モード				
35	ENRICO FERMI	?管部		1次破損				
36								
37	プラント名	破損発生箇所	発生日	破損モード	破損要因	破損形態	発生数	(E)各プラントの発生数を合計する。 (6+2+4=14)
38	ENRICO FERMI	曲管部	1962.1.1	1次破損	酸素腐食	ピンホール	1	
39	ENRICO FERMI	曲管部	1964.4.6	1次破損	応力腐食	内圧ラプチャー	1	
40								(E)各プラントの(伝熱管本数×供用時間)を合計する。(588+1200+584=2372)
41	伝熱管本数	供用時間			本数×時間		合計	
42	120	10			1200		2	
43								(F)計算結果
45	プラント名	破損発生箇所		破損モード				
46	EBR-II	?管部		1次破損				
47								
48	プラント名	破損発生箇所	発生日	破損モード	破損要因	破損形態	発生数	(F)計算結果
49	EBR-II	曲管部	1962.6.1	1次破損	応力腐食	内圧ラプチャー	4	
50								Σ破損発生回数(14回) Σ(伝熱管本数×供用時間)(2372本・年)
51	伝熱管本数	供用時間			本数×時間		合計	
52	73	8			584		4	
53								伝熱管破損率(回/本・年) 0.005902192
54						2372	14	
55								

「Phenix」について計算



「ENRICO FERMI」について計算



「EBR-II」について計算

※1 ここでは計算例として示したため、Fig.2.1-9(a)のダミーデータをもとにした3プラントのみの結果である。

※2 表中の(A)~(E)はFig.2.1-6での計算過程を示す。

Fig. 2.1-9 (b) Example of calculation of the failure probability per a tube (Automatic calculation process by using "EXCEL")

(F)計算結果
Σ破損発生回数(14回)
Σ(伝熱管本数×供用時間)(2372本・年)

2.2 確率論的構造信頼性評価法の開発

2.2.1 き裂発生確率計算手法の開発

昭和63年度より、構造室では大型炉設計主要目に係わる研究の一環として、確率論的破壊力学解析コード(CANIS-P)の開発を進めてきた。CANIS-Pは、構造物内に初期欠陥を想定し、その欠陥の進展挙動を確率論的に評価するコードである【3】。これは、CANIS-Pが「安全設計思想」に基づいた評価ツールであるためである。しかし、実際にき裂が貫通に至った事故例を見ると潜在的なき裂を含む部位が引き金ではなく設計条件では考えられないような荷重によって発生したき裂を引き金とした例が多い。このような背景から、今年度はき裂の発生を確率論的に評価するコード(CIA：Crack Initiation Analysis Code)の開発に着手した。

CIAは、供用期間中の荷重負荷サイクルによるクリープ疲労損傷を確率論的に計算し、き裂の発生確率を評価するコードである。ここで、き裂発生 の 要 因 を クリープ疲労損傷に限ったのは以下の理由による。

- FBRプラントにおいて、応力腐食割れ、水素脆化等は、材料の改善および環境管理の徹底によって、その発生を十分に抑えている。
- デンティング等による減肉および変形は、応力の増分としてカウントすることができる。

クリープ疲労損傷は、線形損傷則に基づいて評価される。CIAでは、クリープ強度および疲労強度をそれぞれ異なる確率密度関数によって定義し、これらの材料強度を用いて確率論的に評価されたクリープ損傷と疲労損傷の和($D_f + D_c$)が、基準値を越える確率をき裂発生確率として定義する。

なお、CIAの詳細については参考文献【4】を参照されたい。

2.2.2 先行炉蒸気発生器の確率論的構造健全性評価

(1) き裂発生確率評価

2.2.1で述べた確率論的き裂発生解析コード・CIAを用いて、先行炉SG伝熱管を対象に確率論的き裂発生計算を実施した。

a. 評価条件

- (a) 材 質； $2\frac{1}{4}$ Cr-1Mo鋼
- (b) 寸 法； $^{OD}31.8\text{mm}\times 3.8\text{mm}^t$
- (c) 発生応力；
 内圧による膜応力： 5 kg/mm^2 (0.2年/回)
 板厚内温度勾配に伴う曲げ応力： $5\sim 20\text{ kg/mm}^2$ (0.2年/回)
 DNB振動に伴う曲げ応力： $5\sim 15\text{ kg/mm}^2$ (1×10^{-7} 年/回)
 評価温度： 410°C
 (クリープ損傷は、内圧および板厚内温度勾配による応力に対してのみ考慮し、DNB振動に伴う応力についてはクリープ損傷を考慮しない)

(d) 損傷評価に対する入力条件

き裂発生に対応する平均値は後述の2.3.2に示す損傷値を平均値として用いることとした。また、疲労およびクリープ強度に関する標準偏差は、参考文献【2】に示された破損繰返し数とクリープ破断時間のばらつきを用いた。

【疲労損傷】

分布形状	；	対数正規分布
き裂発生に対応する平均値	；	0.5
対数標準偏差	；	0.168

【クリープ損傷】

分布形状	；	対数正規分布
き裂発生に対応する平均値	；	0.8
対数標準偏差	；	0.240

b. 計算結果

(a) DNB振動による応力をパラメータとした計算結果

内圧による応力を 5 kg/mm^2 、板厚内温度勾配による応力を 10 kg/mm^2 とし、DNB振動による応力を $5\sim 15\text{ kg/mm}^2$ とした場合の損傷値の変化をFig.2.2-1に示す。図に示すように、DNB振動による応力が小さい場合には、板厚内温度勾配によるクリープ損傷に対してDNB振動による疲労損傷が十分に小さく、き裂発生要因としてDNB振動の効果が小さいことがわかる。DNB振動による応力が 15 kg/mm^2 程度にまで上昇すると疲労損傷の割合が上昇し、き裂発生に対して

DNB振動による疲労損傷の影響が無視できなくなる。しかし、先行炉におけるDNB振動による応力は $\Delta\sigma = 6.5 \text{ kg/mm}^2$ であり（後述の2.2.2(2)参照），設計荷重条件では，DNB振動による応力はき裂発生に影響が小さいことがわかる。

き裂発生確率は，DNB振動による応力を 15 kg/mm^2 とした場合にも ≈ 0 であり，この条件においては伝熱管の健全性が確保されていることがわかる。

(b) 板厚内温度勾配による応力をパラメータとした計算結果

内圧による応力を 5 kg/mm^2 ，DNB振動に伴う応力を 5 kg/mm^2 とし，板厚内の温度勾配に伴う応力を $5 \sim 20 \text{ kg/mm}^2$ までパラメータとした場合の損傷値の変化をFig.2.2-2に示す。上述のようにき裂発生に対して疲労損傷の効果は小さく，主としてクリープ損傷が問題となるが，板厚内温度勾配に伴う応力が設計条件である 15 kg/mm^2 程度（後述の2.2.2(2)参照）程度であれば，損傷値は 10^{-2} 程度であり，き裂発生確率は ≈ 0 となる。この観点からも，設計上考えられる荷重を考慮している範囲では伝熱管の構造健全性は確保されると考えられる。

これらのことから，実機の伝熱管において健全性を確保するための最も基本的なことは，設計荷重を上回らないような条件下で運転を行なうことであり，製作時に無欠陥の伝熱管が製作できれば，この運転条件を満足することによって，その健全性は十分に確保できると考えられる。

(2) 破損確率評価

平成2年度までに，構造工学室において開発した確率論的破壊力学解析コード・CANIS-Pを用いて，高速炉用SG伝熱管を対象に確率論的き裂進展計算を実施し，その累積破損確率を暫定的に求めることを試みた。これまでに実施してきた解析において想定した荷重は，通常起動／停止に伴う内圧繰返しのみであったが，今回行なった解析においては，手動トリップ等の過渡事象や地震荷重など，設計時に想定されているあらゆる荷重を考慮に入れた。

まず，高速炉用SGの $2/4 \text{ Cr-1Mo}$ 鋼伝熱管の破損確率を計算した。荷重は，設計計算書【5】のなかで想定されている事象，すなわち；

- 通常停止
- 手動トリップ
- 過熱器入口蒸気止め弁誤閉
- 主給水管破損

および

DNB振動 (定格運転時)

を考慮し、さらに、S1地震も考慮に入れて、これらによるき裂進展量を確率論的に評価した。解析条件は以下のとおりである。

a. 入力条件

- (a) 材質；2¼Cr-1Mo鋼
- (b) 寸法；^{OD}31.8mm×3.8mm^t
- (c) 疲労き裂進展則；弾性ΔJ使用。

$$\frac{da}{dn} = C \cdot (\Delta J)^m \quad \dots\dots\dots (2.2-1)$$

[ΔJ (kg/mm)]

C：対数正規分布に従う。

平均値 $\mu = 1.20 \times 10^{-3}$

対数標準偏差 $\sigma = 0.081$

m：正規分布に従う。

平均値 $\mu = 1.412$

標準偏差 $\sigma = 0.160$

- (d) クリープき裂進展則；Norton則クリープ式による簡易ΔJ_c使用。参考文献【6】では2¼Cr-1Mo鋼のき裂進展速度da/dtとクリープJ積分J'の関係がつぎのように与えられている。

$$\frac{da}{dn} = C \cdot (J')^m \quad \dots\dots\dots (2.2-2)$$

[J'(kg/mm/hr)]

ここで、指数mは1にごく近い値であるため、以下の近似が可能である。

$$\begin{aligned} \frac{da}{dn} &= \int_0^{\Delta t} \frac{da}{dt} dt \\ &= \int_0^{\Delta t} C \cdot (\Delta J')^m dt \\ &= C \cdot \left(\int_0^{\Delta t} J' dt \right)^m \\ &= C \cdot (\Delta J_c)^m \quad \dots\dots\dots (2.2-3) \end{aligned}$$

[ΔJ_c (kg/mm)]

C：対数正規分布に従う。

平均値 $\mu = 7.79 \times 10^{-2}$

対数標準偏差 $\sigma = 0.0610$

m：正規分布に従う。

平均値 $\mu = 0.984$

標準偏差 $\sigma = 0.0427$

Norton則クリープひずみ式【7】

$$\frac{d\varepsilon}{dt} = A\sigma^n \quad \dots\dots\dots (2.2-4)$$

[σ (kg/mm²)]

A：対数正規分布に従う。

平均値 $\mu = 4.16 \times 10^{-18}$

対数標準偏差 $\sigma = 0.757$

n：正規分布に従う。

平均値 $\mu = 9.61$

標準偏差 $\sigma = 0.538$

(e) 地震評価；S1地震を1回考慮する。等価サイクル数=120。

(f) PSI・ISI；Marshallの欠陥未検出確率関数

$$P_{ND} = \varepsilon + (1 - \varepsilon) \cdot \exp(-a/a^*) \quad \dots\dots\dots (2.2-5)$$

検査能力が破損確率に及ぼす影響を見るため、欠陥検出能力として次の2つのレベルを想定して、定数 ε 、 a^* を設定した。

熟練工レベル； $\varepsilon = 0$ ， $a^* = 0.38$

[$a/t = 0.1$ (= 0.38 mm)の欠陥を見逃す確率が $1/e$]

普通工レベル； $\varepsilon = 0$ ， $a^* = 1.90$

[$a/t = 0.5$ (= 1.90 mm)の欠陥を見逃す確率が $1/e$]

ISIは毎年実施するものとする。

(g) 耐圧試験；設計圧力の1.5倍、すなわち247.5kg/cm²の圧力をかけたときに貫通/破断条件を満たすサンプルは予め取り除かれるとする。

(h) 貫通判定；相対き裂長さ a/t が限界値に達したとき、すなわち、

$$a/t \geq \alpha_{lim} \quad \dots\dots\dots (2.2-6)$$

で貫通とする。ここに $\alpha_{lim} = 0.8$ とする。

(i) 破断判定；相対き裂長さ b/W が限界値に達するか、または参照応力が材料の塑性流動応力を超えたとき、すなわち、

$$b/W \geq \zeta_{lim} \quad \dots\dots\dots (2.2-7)$$

or

$$\sigma_R \geq \sigma_f \quad \dots\dots\dots (2.2-8)$$

で破断とする。ここに $\xi_{lim}=0.5$ とする。

- (j) 漏洩率計算；実施しない。
- (k) 初期欠陥；伝熱管内面の軸方向半楕円表面き裂を想定する。
- (l) 応力－ひずみ関係； $2\frac{1}{4}$ Cr-1Mo鋼の500℃における単調応力－ひずみ関係式を，多直線近似して用いる。ただし，この曲線は7%の相対偏差をもって分布するものと仮定する。

b. 初期欠陥

参考文献【9】【10】で軽水炉配管の確率論的き裂進展計算に用いられた相対き裂深さとアスペクト比の値を用いた。

- (a) 相対き裂深さ a/t
 - ・分布関数；指数分布
 - ・平均値； 4.165×10^{-2} ($a=1.583 \times 10^{-1}$ mm)
- (b) アスペクト比 b/a
 - ・分布関数；対数正規分布
 - ・下限値；0.5
 - ・上限値；100
 - ・平均値；1.336
 - ・対数標準偏差；0.3793

c. 材料物性

参考文献【8】【11】に基づいて以下のように設定した。

- (a) 縦弾性定数； $E=1.690 \times 10^4$ kg/mm²，決定論的に与える。
- (b) 降伏応力； $\sigma_y=25.875$ kg/mm²，正規分布に従い，標準偏差は1.811。
- (c) 流動応力； $\sigma_f=38.025$ kg/mm²，正規分布に従い，標準偏差は2.662。

d. 荷重条件の設定

荷重条件は次に示す5つの事象を考慮する。

(1) 通常起動／停止

従来は，内圧によって伝熱管内面に生じる周方向応力を膜応力として入力していたが，ここでは設計計算書に基づいて値を設定した。

- (a) 膜応力；最大値4.78kg/mm²，最小値0.00kg/mm²
- (b) 曲げ応力；最大値13.68kg/mm²，最小値0.00kg/mm²
- (c) 事象発生頻度；30年間に150回。

(2) 主給水管破損

- (a) 膜応力；最大値4.78kg/mm²，最小値0.00kg/mm²

- (b) 曲げ応力 ; 最大値13.68kg/mm², 最小値0.00kg/mm²
- (c) 事象発生頻度 ; 30年間に6回.
- (3) SH入口蒸気止め弁誤閉
 - (a) 膜応力 ; 最大値4.78kg/mm², 最小値0.00kg/mm²
 - (b) 曲げ応力 ; 最大値13.68kg/mm², 最小値0.00kg/mm²
 - (c) 事象発生頻度 ; 30年間に66回.
- (4) 手動トリップ
 - (a) 膜応力 ; 最大値4.78kg/mm², 最小値0.00kg/mm²
 - (b) 曲げ応力 ; 最大値13.68kg/mm², 最小値0.00kg/mm²
 - (c) 事象発生頻度 ; 30年間に234回.
- (4) 定格運転時DNB振動
 - (a) 膜応力 ; 最大値4.78kg/mm², 最小値4.67kg/mm²
 - (b) 曲げ応力 ; 最大値13.68kg/mm², 最小値7.14kg/mm²
 - (c) 事象発生頻度 ; 30年間に1億2700万回.
- (5) 地震荷重
 - S1地震を1回.
 - (a) 最大応力振幅 ; 3.82kg/mm²
 - (b) サイクル数 ; 120

e. 解析ケース

解析ケース	ISI	PSI	ISI/PSIレベル	荷重条件
Case-1	×	×	—	内圧のみ
Case-2	×	×	—	内圧+過渡熱応力
Case-3	×	×	—	内圧+回数1/10の過渡熱応力
Case-4	×	×	—	内圧+過渡熱応力+DNB振動
Case-5	×	×	—	内圧+過渡熱応力+回数1/10のDNB振動
Case-6	×	×	—	内圧+過渡熱応力+回数1/100のDNB振動
Case-7	×	×	—	内圧+過渡熱応力+回数1/1000のDNB振動
Case-8	○	×	普通工	内圧+過渡熱応力+DNB振動
Case-9	○	×	熟練工	内圧+過渡熱応力+DNB振動
Case-10	○	○	普通工	内圧+過渡熱応力+DNB振動
Case-11	○	○	熟練工	内圧+過渡熱応力+DNB振動
Case-12	×	×	—	内圧+過渡熱応力+DNB振動、耐圧試験を実施
Case-13	×	×	—	内圧+過渡熱応力+地震荷重

f. 計算結果と考察

運転開始から30年目までの累積貫通/破断確率の変化をFig.2.2-4~Fig.2.2-9に示す. これらの図の縦軸は, その時刻(年)までに1本の伝熱管が貫通または破断に至る累積確率である.

Fig.2.2-4(a)および(b)は、Case-1～4の累積貫通および破断確率であり、伝熱管貫通／破断確率に及ぼす荷重の影響を示している。通常起動／停止に伴う内圧繰返しだけを考慮したCase-1と、過渡熱応力を考慮したCase-2および過渡事象の回数を設計の1/10と仮定したCase-3の3ケースの結果の間にほとんど差異が見られないことから、設計で考慮されている過渡熱応力が伝熱管のき裂進展に及ぼす影響はほとんどないといえる。これら3ケースの結果と比べると、DNB振動を考慮にいったCase-4では、貫通／破断確率とも大きい。この結果、DNB振動の伝熱管のき裂進展への寄与はきわめて大きいといえる。

Fig.2.2-5(a)および(b)は、Case-4～7の累積貫通および破断確率であり、DNB振動の回数が伝熱管の貫通／破断確率に及ぼす影響を示している。この図から、DNB振動の回数のき裂進展への寄与が非常に大きいことは明らかである。設計時に考慮されている数の1/1000程度の振動数となれば、その場合の累積貫通確率は内圧と過渡熱応力のみを考えた場合(Case-2, Fig.2.2-4参照)のそれとほぼ等しくなる。これは、DNB振動により生じる繰返し熱応力が非常に小さく、これによるき裂進展は回数に支配されていることを示している。

Fig.2.2-6(a)および(b)は、Case-4およびCase-8～9の累積貫通および破断確率であり、供用前検査とその巧拙が累積貫通／破断確率に及ぼす影響を示している。Fig.2.2-6(a)から、き裂の貫通に対するPSIの効果は非常に小さく、とくに $a/t=0.5$ のき裂を $1/e$ の確率で見逃してしまうような検査であれば、その効果はほとんど期待できないことがわかる。これは、DNB振動の回数が非常に大きいため、供用前検査を実施してき裂を除去してもすぐにき裂が成長し、貫通／破断に至ってしまうからである。一方、破断に対してはPSIの効果は無視できない。Fig.2.2-6(b)より $a/t=0.5$ のき裂を $1/e$ の確率で見逃してしまう検査で約1桁、 $a/t=0.2$ のき裂を $1/e$ の確率で見逃してしまう検査では約2桁累積破断確率を小さくする効果がある。

Fig.2.2-7(a)および(b)は、Case-4およびCase-10～11の累積貫通および破断確率であり、供用中検査とその巧拙が累積貫通／破断確率に及ぼす影響を示している。Fig.2.2-7(a)から、ISIは、 $a/t=0.5$ のき裂を $1/e$ の確率で見逃してしまう検査で約1桁、 $a/t=0.1$ のき裂を $1/e$ の確率で見逃してしまう検査では約4桁累積貫通確率を小さくする効果があるといえる。一方、破断に対してはISIの効果はさらに大きく、 $a/t=0.5$ のき裂を $1/e$ の確率で見逃してしまう検査を毎年実施したとすると寿命末期では最大約4桁、 $a/t=0.1$ のき裂を $1/e$ の確

率で見逃してしまう検査では約6桁累積破断確率が小さくなる。

Fig.2.2-8(a)および(b)は、Case-4およびCase-12の累積貫通および破断確率であり、耐圧試験が累積貫通／破断確率に及ぼす影響を示している。これらの図から、耐圧試験の実施は伝熱管の貫通／破断確率にほとんど影響を及ぼさないことがわかる。

Fig.2.2-9(a)および(b)は、Case-3およびCase-13の累積貫通および破断確率であり、地震荷重が累積貫通／破断確率に及ぼす影響を示している。これらの図から、地震荷重は伝熱管の貫通／破断確率に影響を及ぼさないことがわかる。

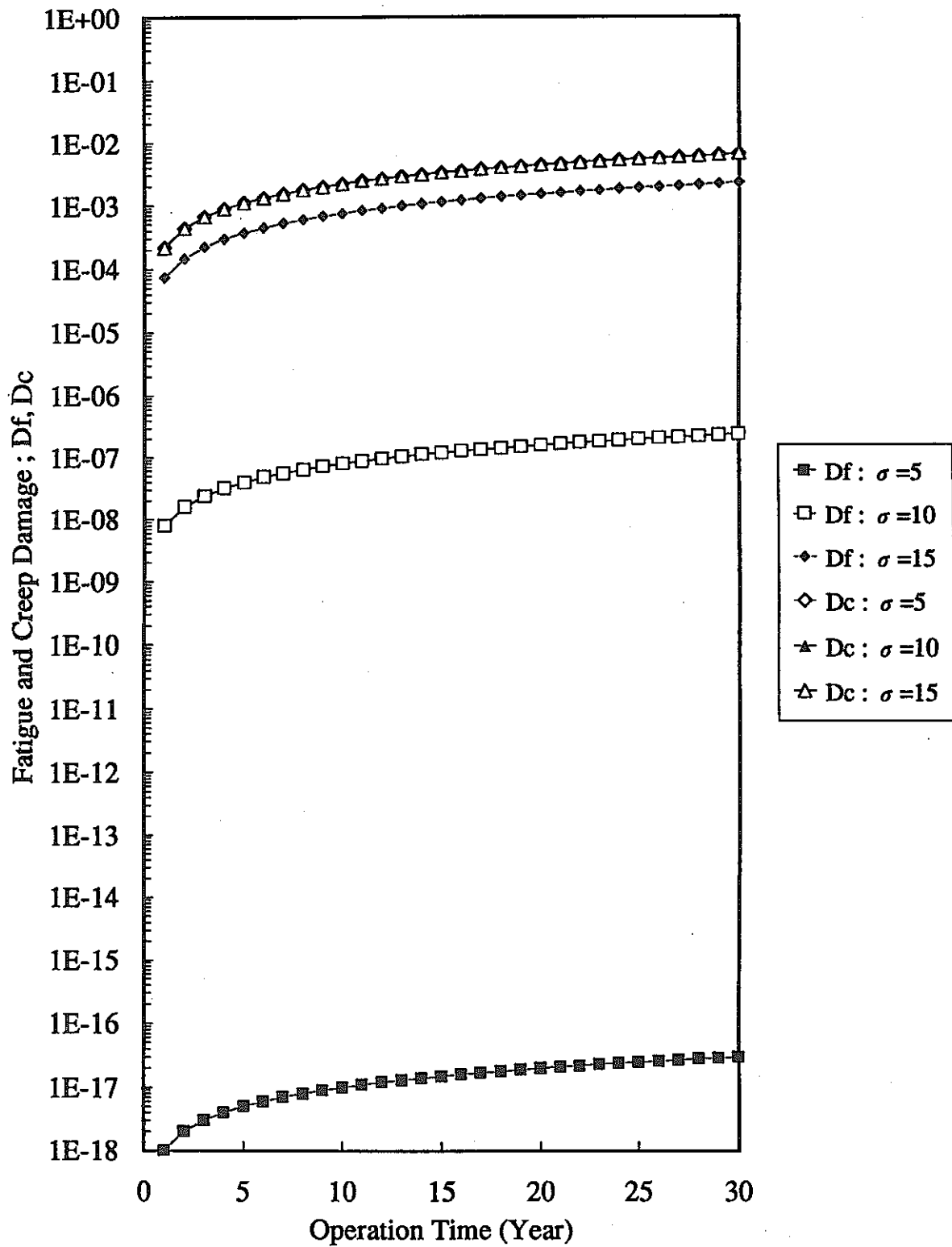


Fig. 2.2-1 Influence of DNB stress on fatigue and creep damage (Preceding FBR)

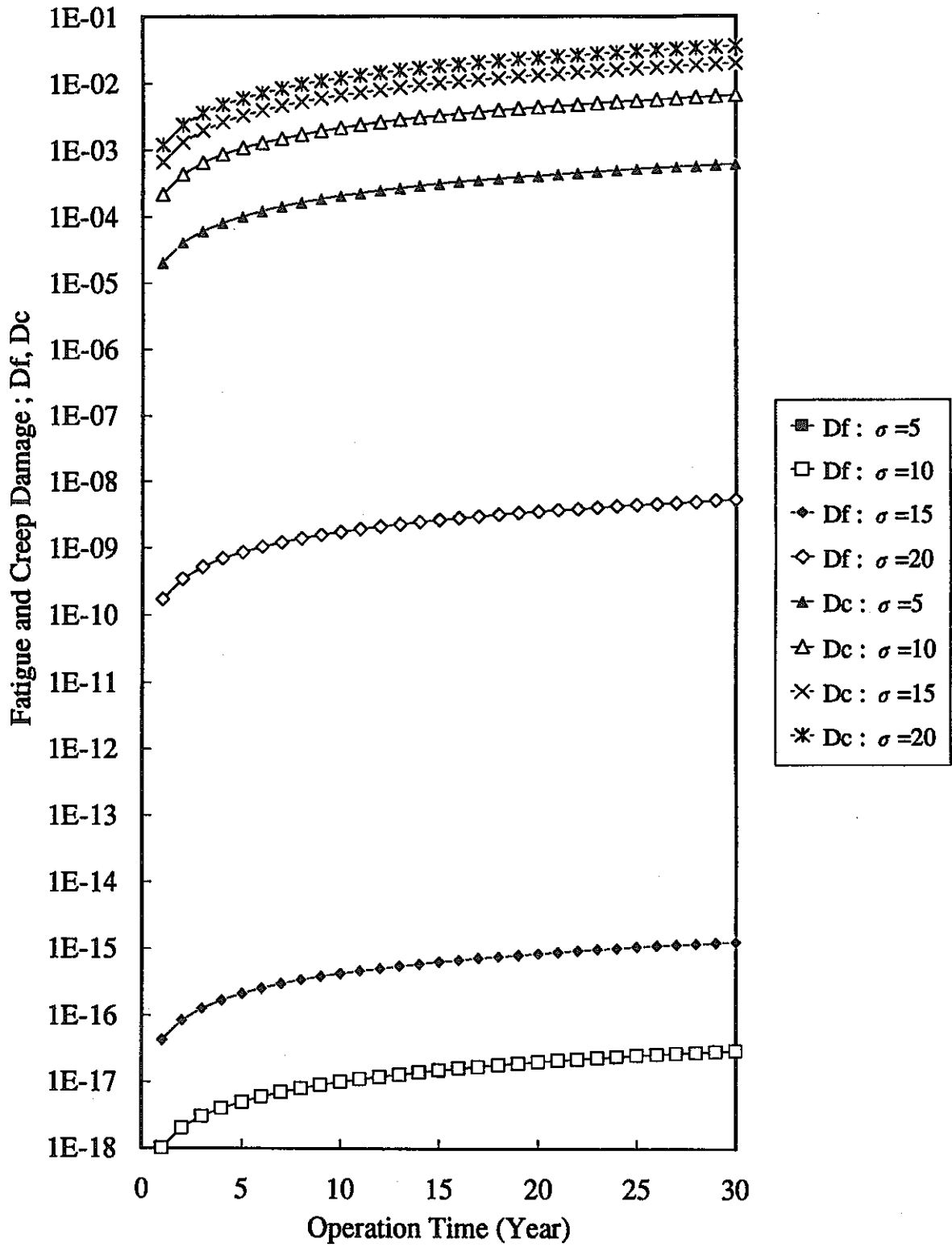
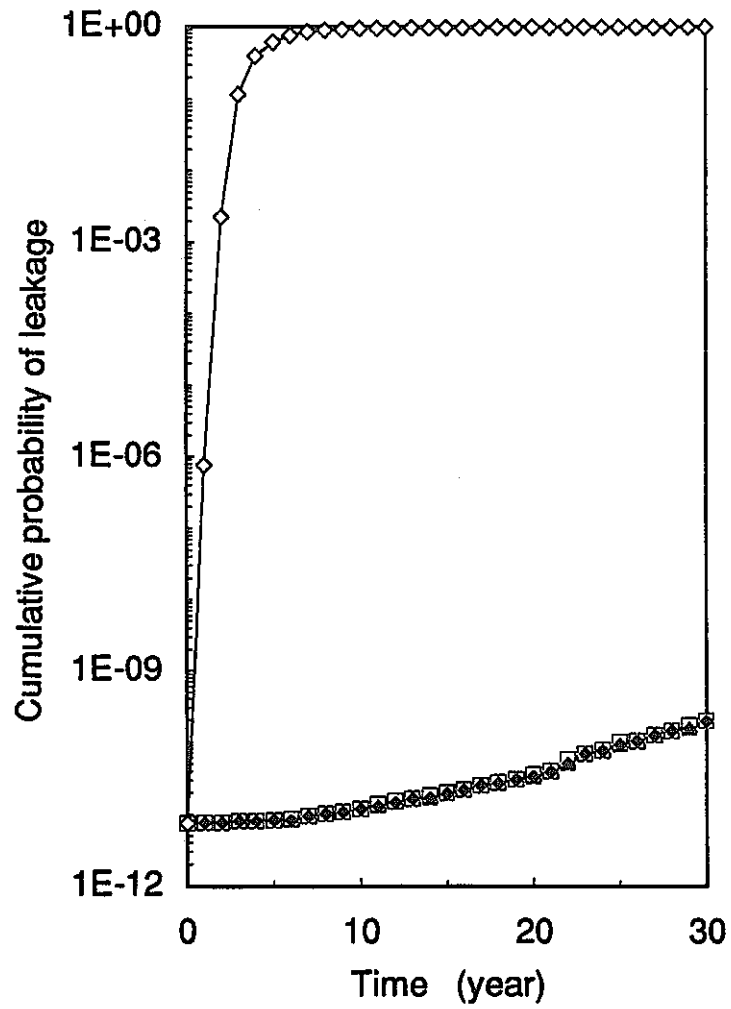
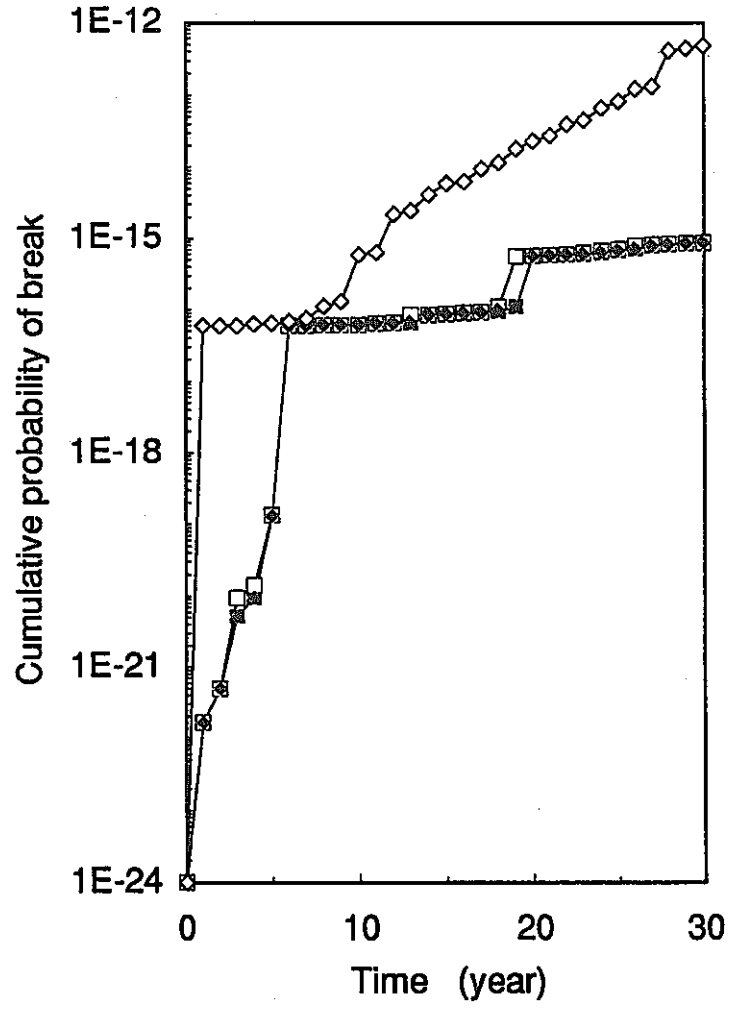


Fig. 2.2-2 Influence of stress due to temperature gradient on fatigue and creep damage (Preceding FBR)

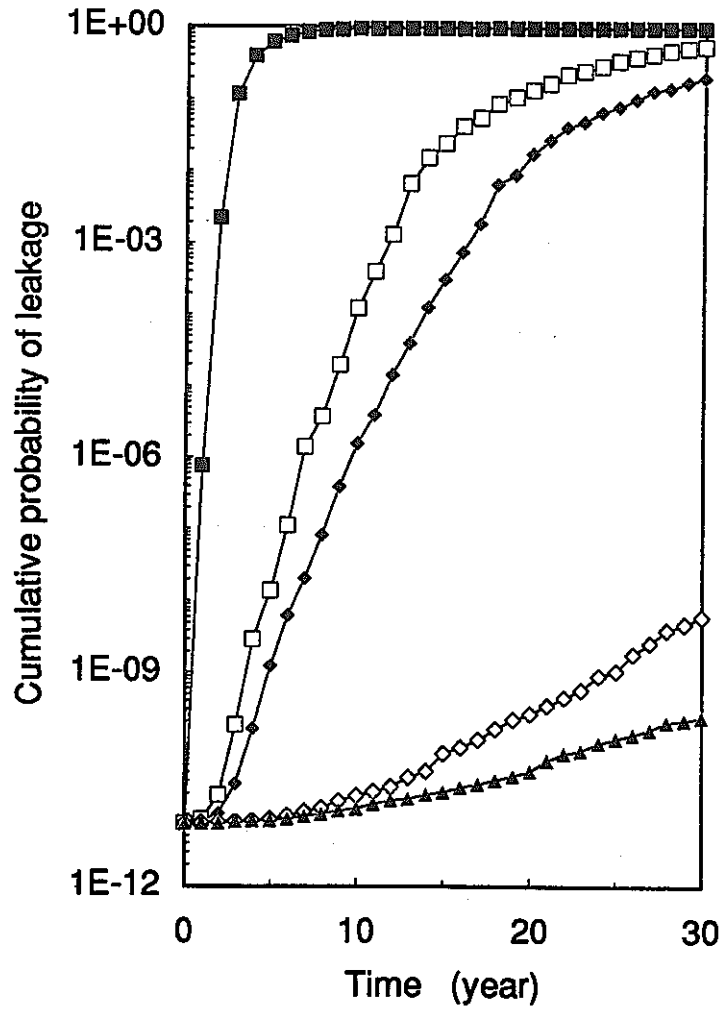


(a) Leak

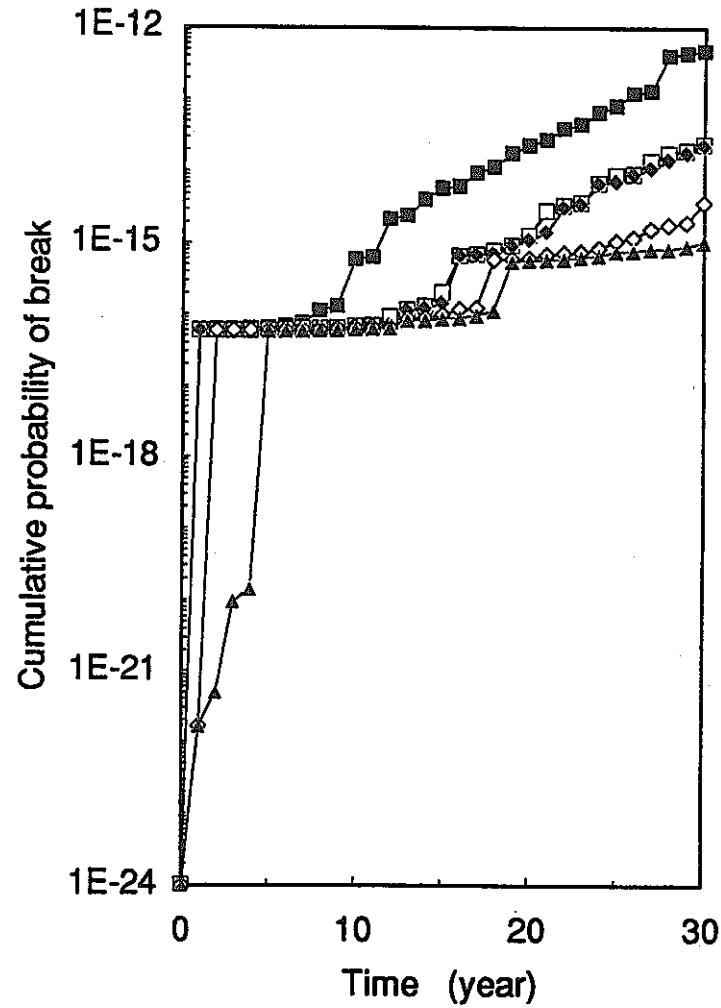


(b) Break

Fig.2.2-3 Influence of loading conditions on cumulative probability of failure

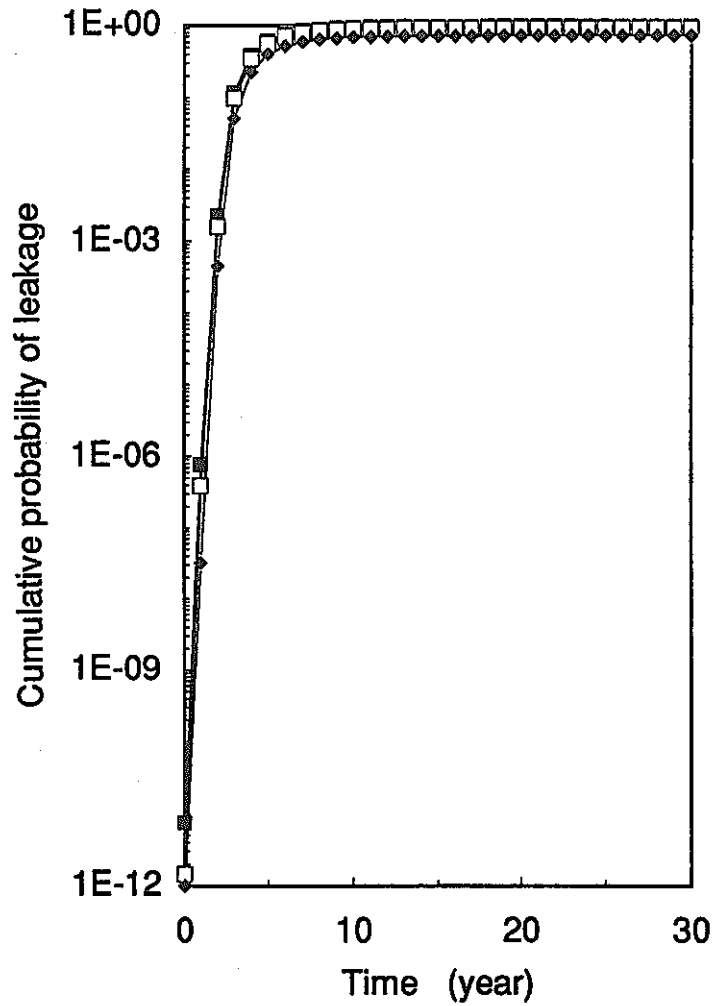


(a) Leak

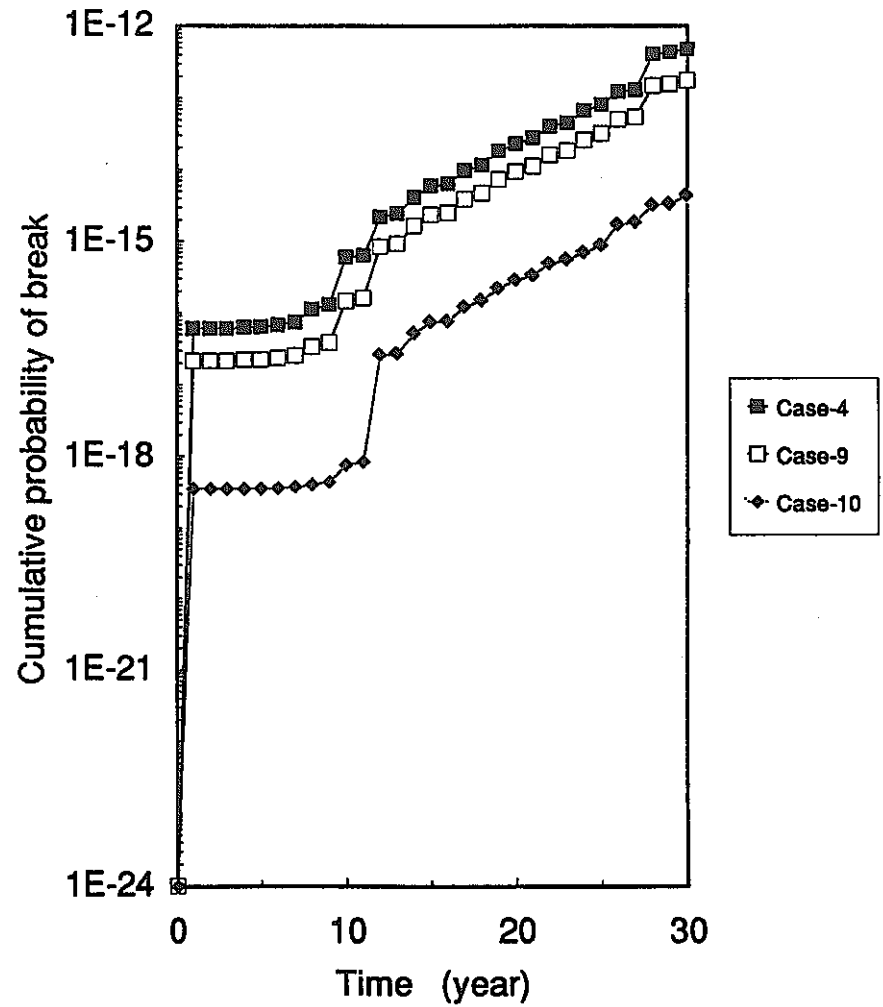


(b) Break

Fig.2.2-4 Influence of DNB conditions on cumulative probability of failure

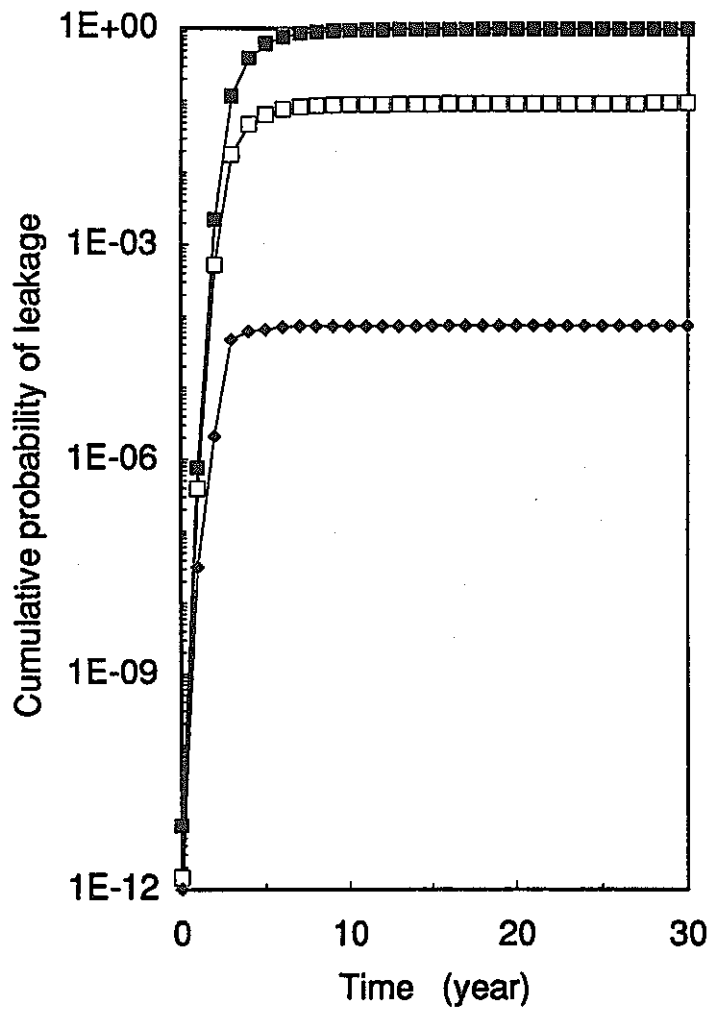


(a) Leak

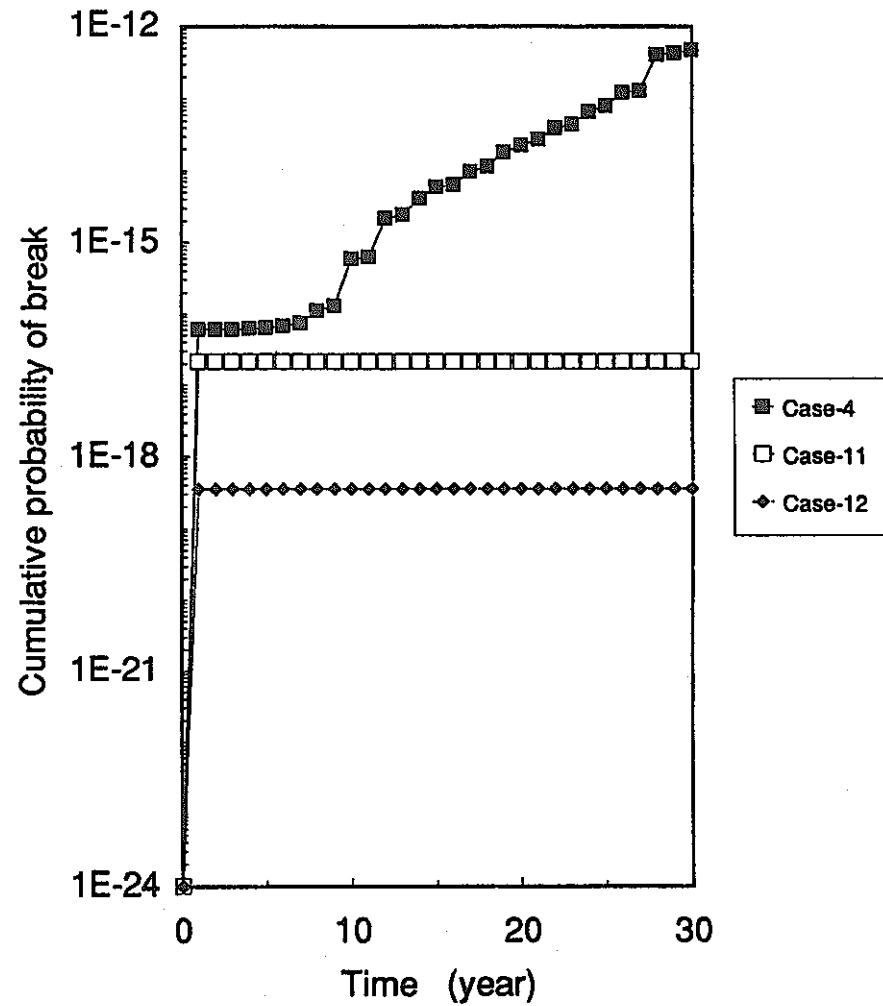


(b) Break

Fig.2.2-5 Influence of PSI and its quality on cumulative probability of failure

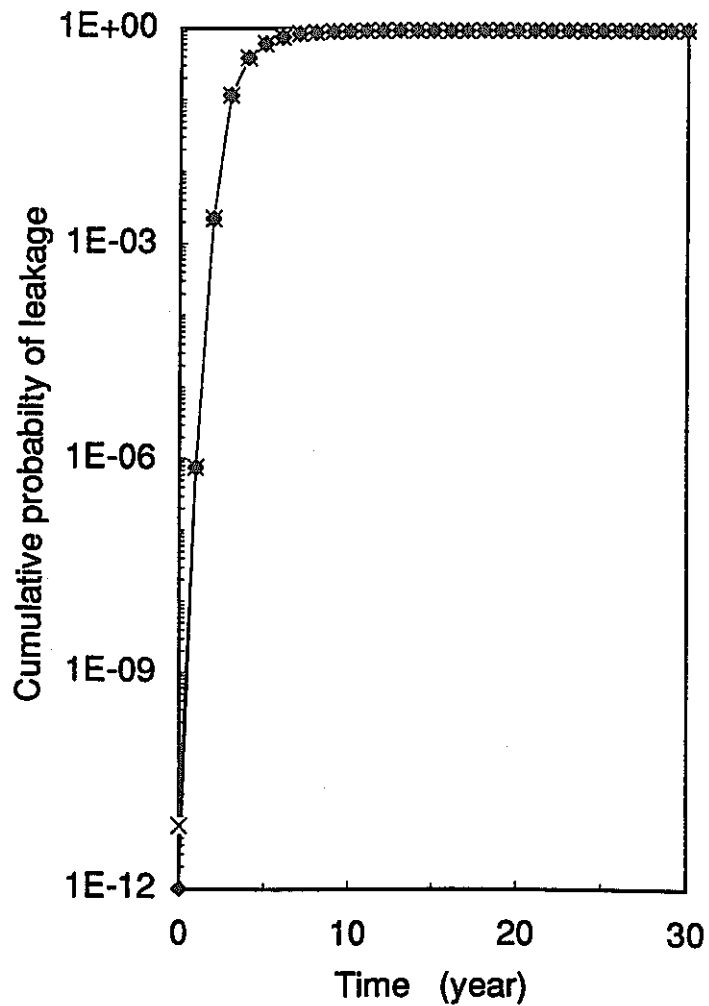


(a) Leak

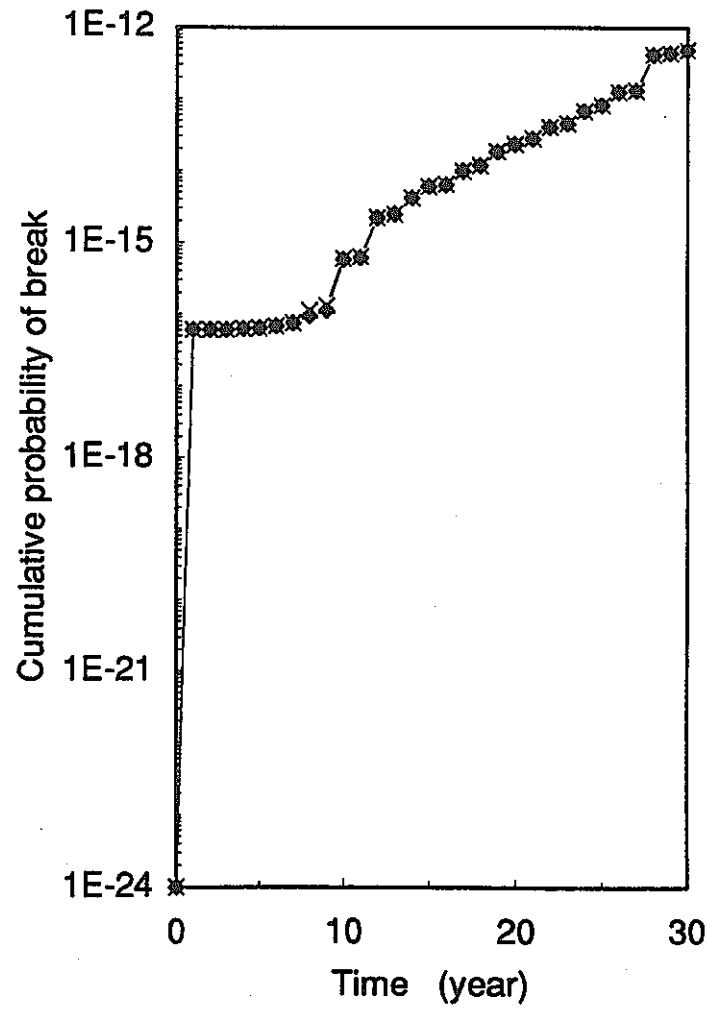


(b) Break

Fig.2.2-6 Influence of ISI and its quality on cumulative probability of failure



(a) Leak



(b) Break

Fig.2.2-7 Influence of proof test on cumulative probability of failure

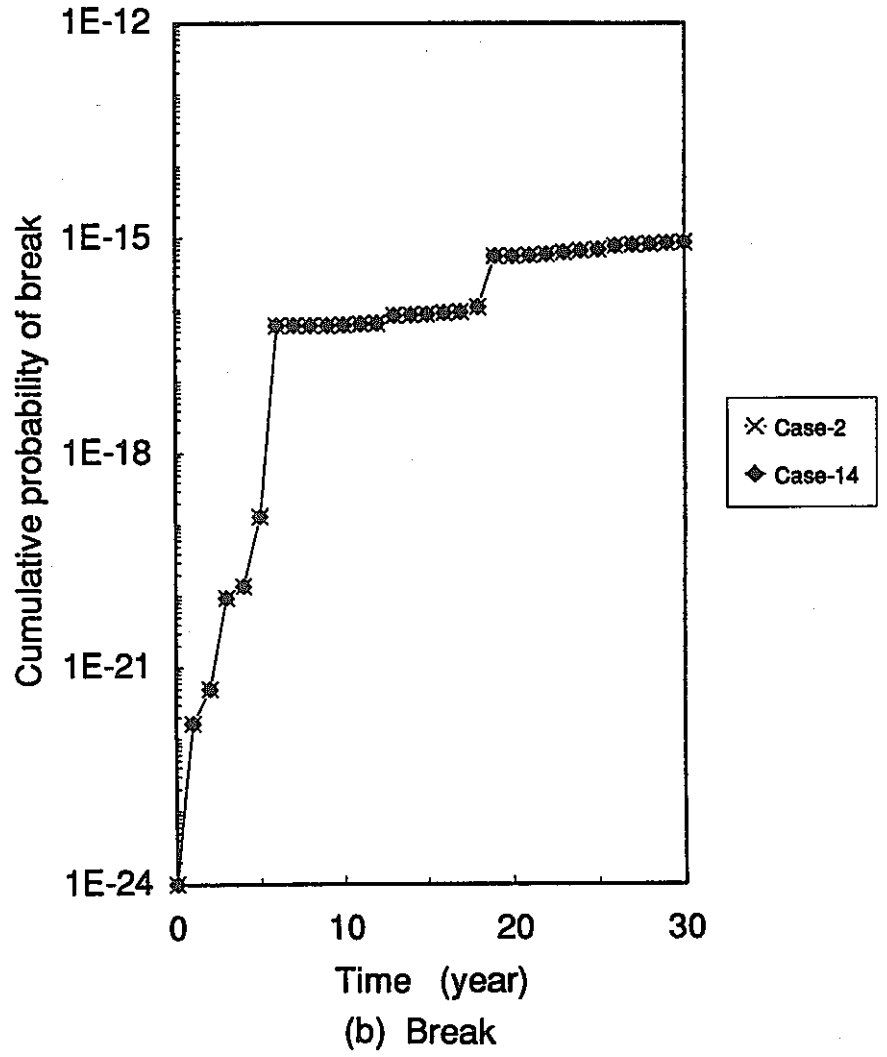
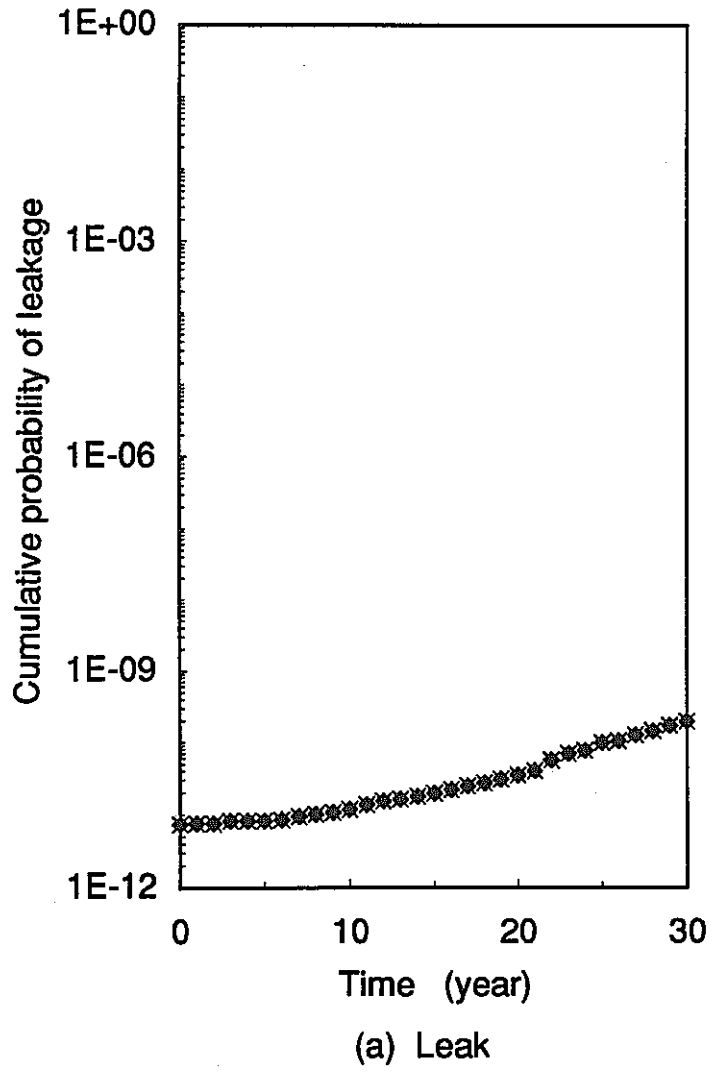


Fig.2.2-8 Influence of earthquake on cumulative probability of failure

2.2.3 2重管SGの確率論的構造信頼性評価

(1) き裂発生確率評価

2重管SG伝熱管を対象に確率論的き裂発生確率計算コード・CIAを用いたき裂発生確率計算を実施した。

a. 評価条件

- (a) 材 質；Mod.9Cr-1Mo鋼
 (b) 寸 法；内 管 $^{OD}15.2m \times 1.5mm^t$ ，外 管 $^{OD}19.0m \times 1.9mm^t$
 (c) 発生応力；付録C参照

【周方向にき裂の発生を想定した場合】

内圧による応力(0.2年/回)

$$\text{内 管} : \sigma_{zm-max} = 1.62 \text{ kg/mm}^2, \sigma_{zm-min} = 0.0 \text{ kg/mm}^2$$

$$\text{外 管} : \sigma_{zm-max} = 1.24 \text{ kg/mm}^2, \sigma_{zm-min} = 0.0 \text{ kg/mm}^2$$

死荷重(0.2年/回)

$$\text{内外管} : \sigma_{zm-max} = 0.35 \text{ kg/mm}^2, \sigma_{zm-min} = 0.0 \text{ kg/mm}^2$$

伝熱管相互温度差(0.2年/回)

$$\text{内外管} : \sigma_{zm-max} = 3.38 \text{ kg/mm}^2, \sigma_{zm-min} = 0.0 \text{ kg/mm}^2$$

シェルー伝熱管温度差(0.2年/回)

$$\text{内外管} : \sigma_{zm-max} = 0 \text{ kg/mm}^2, \sigma_{zm-min} = -0.04 \text{ kg/mm}^2$$

SG内圧(0.2年/回)

$$\text{内外管} : \sigma_{zm-max} = 0.98 \text{ kg/mm}^2, \sigma_{zm-min} = 0.0 \text{ kg/mm}^2$$

DNB振動に伴う曲げ応力(6.34×10^{-8} 年/回：0.5Hzに相当)

$$\text{内 管} : \sigma_{zm-max} = 5.20 \text{ kg/mm}^2, \sigma_{zm-min} = 0.39 \text{ kg/mm}^2$$

$$\sigma_{zb-max} = 16.41 \text{ kg/mm}^2, \sigma_{zb-min} = 1.23 \text{ kg/mm}^2$$

$$\text{外 管} : \sigma_{zm-max} = -2.54 \text{ kg/mm}^2,$$

$$\sigma_{zm-min} = -3.24 \text{ kg/mm}^2$$

$$\sigma_{zb-max} = 0.33 \text{ kg/mm}^2, \sigma_{zb-min} = -2.34 \text{ kg/mm}^2$$

【軸方向にき裂の発生を想定した場合】

伝熱管内圧(0.2年/回)

$$\text{内 管} : \sigma_{hm-max} = 4.06 \text{ kg/mm}^2, \sigma_{hm-min} = 0.0 \text{ kg/mm}^2$$

$$\text{外 管} : \sigma_{hm-max} = 2.98 \text{ kg/mm}^2, \sigma_{hm-min} = 0.0 \text{ kg/mm}^2$$

死荷重

$$\text{内外管} : \sigma_{hm-max} = \sigma_{hm-min} = 0 \text{ kg/mm}^2$$

伝熱管相互温度差

$$\text{内外管} : \sigma_{hm-max} = \sigma_{hm-min} = 0 \text{ kg/mm}^2$$

シェルー伝熱管温度差

$$\text{内外管} : \sigma_{hm-max} = \sigma_{hm-min} = 0 \text{ kg/mm}^2$$

SG内圧(0.2年/回)

$$\text{内外管} : \sigma_{hm-max} = \sigma_{hm-min} = 0 \text{ kg/mm}^2$$

DNB振動に伴う曲げ応力(6.34×10^{-8} 年/回: 0.5Hzに相当)

$$\text{内管} : \sigma_{hm-max} = 0.18 \text{ kg/mm}^2, \sigma_{hm-min} = -0.07 \text{ kg/mm}^2$$

$$\sigma_{hb-max} = 8.98 \text{ kg/mm}^2, \sigma_{hb-min} = 0.57 \text{ kg/mm}^2$$

$$\text{外管} : \sigma_{hm-max} = 0.02 \text{ kg/mm}^2, \sigma_{hm-min} = -0.01 \text{ kg/mm}^2$$

$$\sigma_{hb-max} = 5.34 \text{ kg/mm}^2, \sigma_{hb-min} = 0.92 \text{ kg/mm}^2$$

(d) 評価温度; 内管 430°C, 外管 435°C

(e) 損傷評価に対する入力条件

き裂発生に対応する平均値は後述の2.3.2に示す損傷値を平均値として用いることとした。また、疲労およびクリープ強度に関する標準偏差は、参考文献【2】に示された破損繰返し数とクリープ破断時間のばらつきを用いた。

【疲労損傷】

分布形状	; 対数正規分布
き裂発生に対応する平均値	; 0.5
対数標準偏差	; 0.241

【クリープ損傷】

分布形状	; 対数正規分布
き裂発生に対応する平均値	; 0.8
対数標準偏差	; 0.417

b. 計算結果

Fig.2.2-Aに2重伝熱管内管の周方向き裂の発生確率および疲労損傷およびクリープ損傷の累積値を示す。上記a.に示す荷重および損傷条件では、内管の周方向以外(内管軸方向、外管軸および周方向)の方向を仮定したき裂発生確率は0となる。内管周方向におけるき裂発生確率は30年後において約 10^{-3} である。今回実施したき裂発生確率計算は、DNB振動における熱伝達界面の移動を最も厳しいと考えられる条件で、更に、DNB振動領域は軸方向に移動しない条件で計算しているため、実機条件に対して保守的な評価となっていると考えられる。これらのことから、実機の2重管SGの伝熱管においては、き裂の発生確率は極めて低いと考えられるが、これを確認するためにもDNB振動条件の明確化、および実験等による健全性の確認が必要である。

(2) き裂進展確率評価

2.2.1(3)に示したき裂発生確率計算と同様の荷重条件を用いて、2重管

SG伝熱管の破損確率に及ぼす各パラメータの効果を調べた。

a. 解析ケース

内外管ともに軸・周方向き裂を想定した貫通および破断確率計算を実施した。解析ケースは、内外管および軸・周方向き裂に対して以下のとおり設定した。

Table 2.2-1 Analysis Case of Double Wall Tube Reliability Analysis

解析ケース	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9
PSI (poor)	×	○	×	×	×	×	×	×	×	×
PSI (good)	×	×	○	×	×	×	×	×	○	○
ISI (poor)	×	×	×	○	×	×	×	×	×	×
ISI (good)	×	×	×	×	○	×	×	×	○	○
DNB応力1/2	×	×	×	×	×	○	×	×	×	×
DNB振動数1/10	×	×	×	×	×	×	○	×	×	×
DNB振動数1/1000	×	×	×	×	×	×	×	○	×	×
漏洩検出(ギャップ部)	×	×	×	×	×	×	×	×	○	×
漏洩検出(溝部)	×	×	×	×	×	×	×	×	×	○

上記において、漏洩検出(ギャップ部)は、内管からの漏洩がギャップ部に生じた場合の漏洩検出システムの効果を考慮するケース、漏洩検出(溝部)は、同様に内管からの漏洩が溝(グループ)部に生じた場合を示す。ただし、外管については解析ケース6として漏洩検出システムを考慮した解析ケースを示す。これらの検出限界値の設定方法については、添付資料Dを参照のこと。

b. 入力条件

(a) 材 質；Mod.9Cr-1Mo鋼

(b) 寸 法；内 管 $^{OD}15.2m \times 1.5mm^t$ ，

外 管 $^{OD}19.0m \times 1.9mm^t$

有効長さ 周方向き裂に対して πr_i

軸方向き裂に対して $10D_i$

r_i ：伝熱管内半径， D_i ：伝熱管内直径

(c) 疲労き裂進展則；弾性 ΔK 使用。

$$da/dn = C \cdot (\Delta J)^m \quad [\Delta J (\text{kg}/\text{mm})]$$

C：対数正規分布に従う。

平均値 $\mu = 5.01 \times 10^{-4}$

対数標準偏差 $\sigma = 0.4708$

m：正規分布に従う。

平均値 $\mu = 1.834$

標準偏差 $\sigma = 0.2459$

(d) クリープき裂進展則；Norton則クリープ式による簡易 ΔJ_c 使用。

$$da/dn = C \cdot (\Delta J_c)^m$$

$$[\Delta J_c (\text{kg}/\text{mm}\cdot\text{hr})]$$

C: 対数正規分布に従う.

$$\text{平均値 } \mu = 3.73 \times 10^{-2}$$

$$\text{対数標準偏差 } \sigma = 0.2075$$

m: 正規分布に従う.

$$\text{平均値 } \mu = 1.013$$

$$\text{標準偏差 } \sigma = 0.0425$$

Norton則クリープひずみ式【12】

$$d\epsilon/dt = A \sigma^n \quad [\sigma (\text{kg}/\text{mm}^2)]$$

$$A = 5.03 \times 10^{-36}$$

$$n = 19.04$$

(e) 貫通判定; 相対き裂深さ a/t が限界値に達したとき, すなわち,

$$a/t \geq \alpha_{\text{lim}}$$

で貫通とする. ここに $\alpha_{\text{lim}} = 0.8$ とする.

(f) 破断判定; 相対き裂長さ b/W が限界値に達するか, または参照応力が材料の塑性流動応力を超えたとき, すなわち,

$$b/W \geq \zeta_{\text{lim}}$$

or

$$\sigma_R \geq \sigma_f$$

で破断とする. ここに $\zeta_{\text{lim}} = 0.5$ とする.

(g) 初期欠陥; 伝熱管内面の軸方向半楕円き裂を想定する.

(h) 応力-ひずみ関係; Mod.9Cr-1Mo鋼の435°Cにおける単調応力-ひずみ関係式を, 多直線近似して用いる. ただし, この曲線は7%の相対偏差をもって分布するものと仮定する.

(i) 初期欠陥条件

【相対き裂深さ (a/t)】

・分布関数; 指数分布

・平均値 ; 3.123×10^{-2} [内管] $4.686 \times 10^{-2} \text{mm}$

[外管] $5.935 \times 10^{-2} \text{mm}$

【アスペクト比 (b/a)】

・分布関数; 対数正規分布

・下限値; 0.5

・上限値; 100

・平均値; 1.336

・対数標準偏差; 0.3793

(j) ISI,PSI

検出確率は指数分布に従い、ISI,PSI (Poor)の条件は、板厚の半分の欠陥が検出される確率を50%と定義した。また、ISI,PSI (Good)の条件は、板厚の20%の欠陥が検出される確率を50%と定義した。ISIの実施は2年毎とした。

(k) 材料物性

参考文献【12】【13】に基づいて以下のように設定した。

- ・縦弾性定数 ; $E = 16850 \text{ kg/mm}^2$
- ・降伏応力 ; $\sigma_y = 30.02 \text{ kg/mm}^2$
- ・塑性流動応力 ; $\sigma_f = 38.15 \text{ kg/mm}^2$

c. 計算結果

伝熱管の累積貫通および破断確率の代表例として内管周方向き裂についてFig.2.2-B~Fに示す。また、内外管各方向のき裂に対する各パラメータの効果を30年後の基準ケースの値を1としてFig.2.2-G~Nに示す。

以下に各パラメータの効果を確認する。

(a) 耐圧試験およびPIS

耐圧試験およびPISの実施により、貫通・破断確率は、基準ケースに対してISI-Poorの条件で約1割、ISI-Goodの条件で2割減るが、その効果は顕著でない。伝熱管におけるDNB振動のような高サイクル負荷がある場合には、供用前検査において比較的大きなき裂を取り除いても、検査で検出できない程の小さなき裂が試験サイクル期間内に貫通又は破断に至る確率を十分に低減できないことが明らかになった。

(b) ISI

ISIの実施により、内管の貫通確率は、基準ケースに対して約2割から1桁、破断確率は基準ケースに対して約4割から3桁低下する。外管では、内管に対してこの低下割合が大きく、また、周方向と軸方向とを比べると軸方向き裂に対してISIの効果が大きい。これは、内管よりも外管、周方向よりも軸方向応力が小さく、ISIサイクル間にき裂が進展し貫通・破断に至る確率が小さいこと、換言すれば、非貫通状態で検出される確率が大きくなるためである。ISIは、荷重またはサイクル数が小さい場合には効果が顕著であるが、内管のように荷重が比較的大きい場合には大きな効果が期待できない。

(c) DNB振動に伴う応力

DNB振動に伴う応力を半減した場合には、貫通・破断確率が1桁弱低下することがわかる。傾向はISIを実施した場合と同等で、荷重

またはサイクル数が小さい場合には効果が顕著であるが、内管のように荷重が比較的大きい場合には大きな効果が期待できない。

(d) DNB振動数

DNB振動数を1/10とした場合は、貫通・破断確率が若干低下するものの効果は大きくない。これは、DNB振動数が極端に大きいためであると考えられる。しかし、DNB振動数を1/1000とした場合は、貫通・破断確率が内管で3桁、外管で10桁程度低下し、非常に効果が大きいことがわかった。このことから、伝熱管の信頼度の支配因子は、DNB振動特性であることが明らかになり、詳細評価においては、DNB振動特性(振動数、温度変動)の把握が重要であることがわかる。

(e) 漏洩検出

漏洩検出およびISI,PSIを考慮した場合は、内外管ともに周方向き裂に対しは、破断確率が0となり、「貫通・漏洩はあっても不安定破壊には至らない」ことがわかった。これは、貫通直後においては不安定破壊が生じず、漏洩検出システムにより、不安定破壊に至るまでに検出されるためである。これに対し、軸方向き裂は、き裂が貫通に至る前に破断条件(き裂長さが限界値=有効長さの半分)に達するため、破断確率は漏洩検出システムの有無に係わらず、ISI, PSI実施した効果しか現われない。これは、評価上DNB振動の影響が軸方向に無限に作用しているためで、実際の構造物の挙動とは異なる。実機では、DNB振動領域は数10mm程度であり、このような効果を取り入れれば、軸方向き裂についても周方向き裂と同様に漏洩検出システムによって破断確率は十分に低いレベルに抑えることが可能であると考えられる。このことから、伝熱管破断事故防止の観点からリーク検出系が重要である。

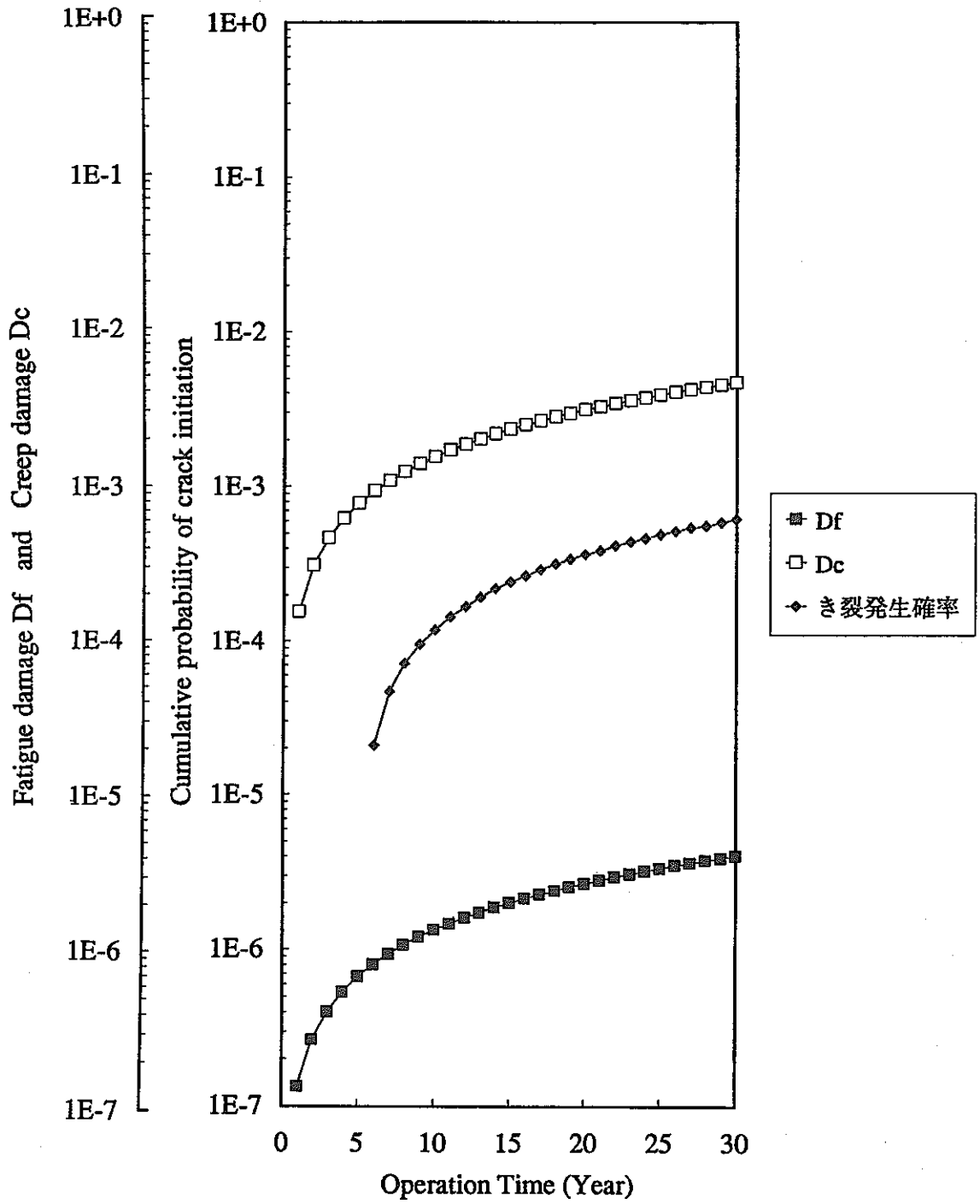
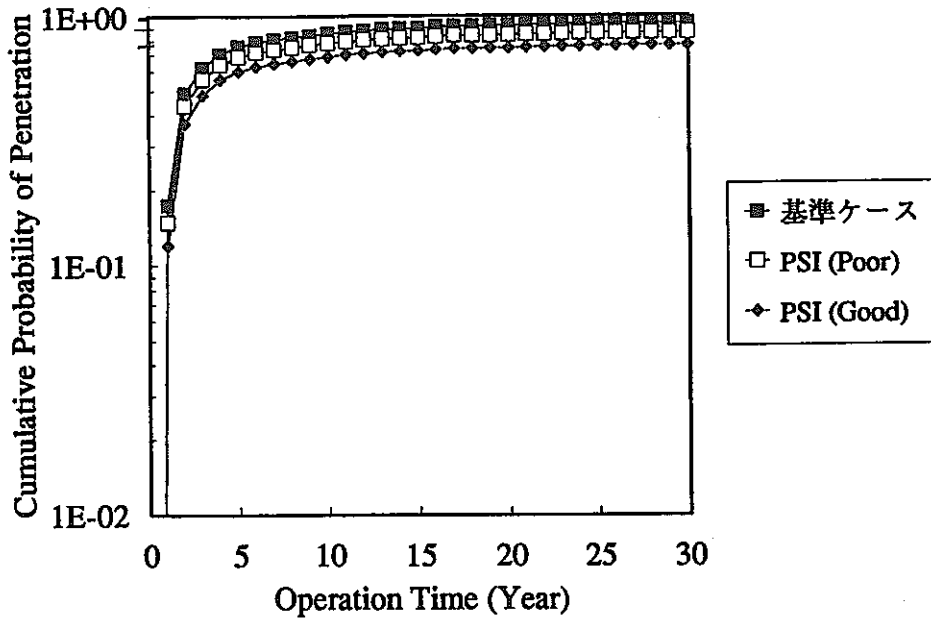
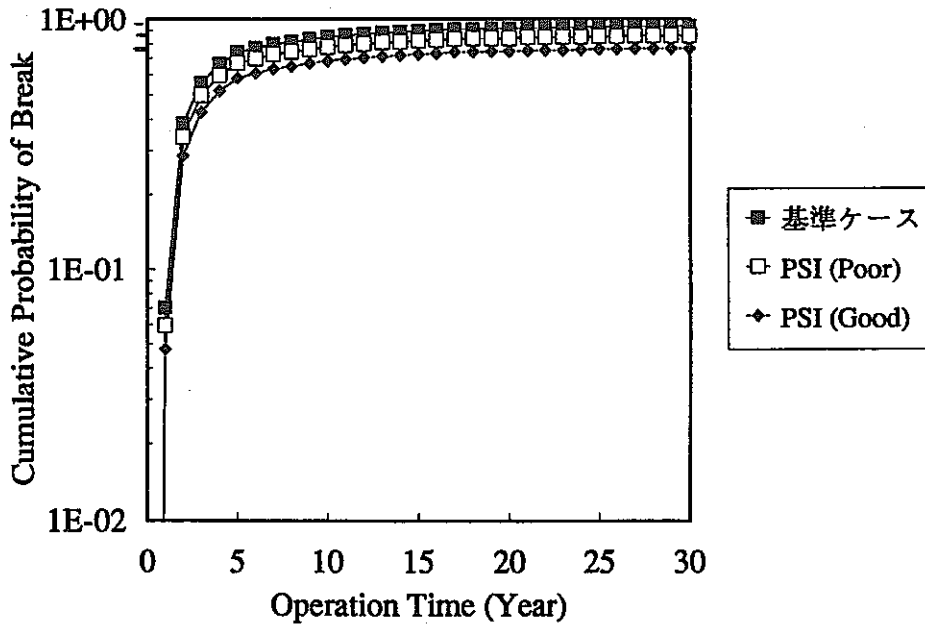


Fig. 2.2-9 Cumulative probability of crack initiation (Double Wall Tube SG)

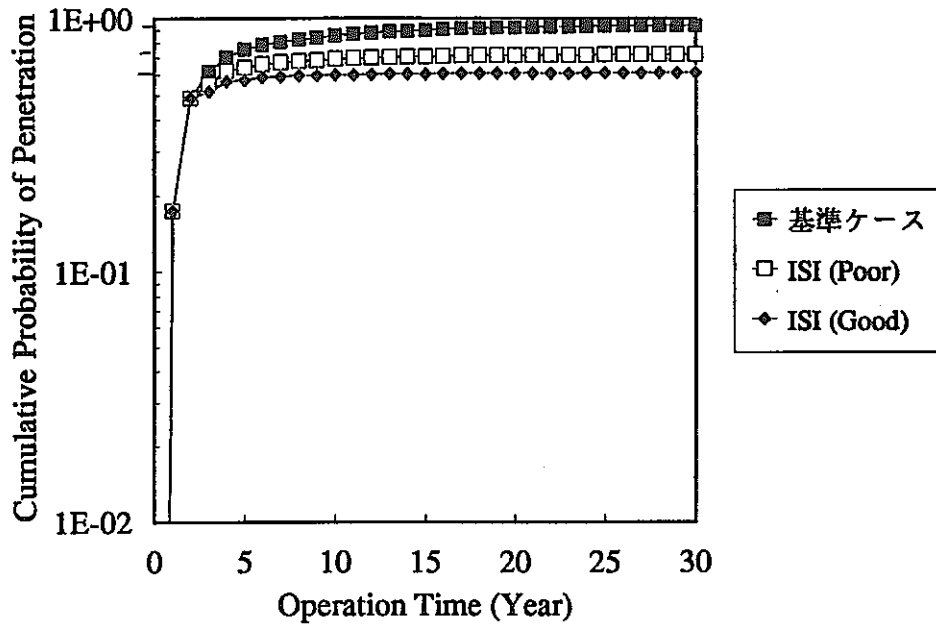


(a) PENETRATION

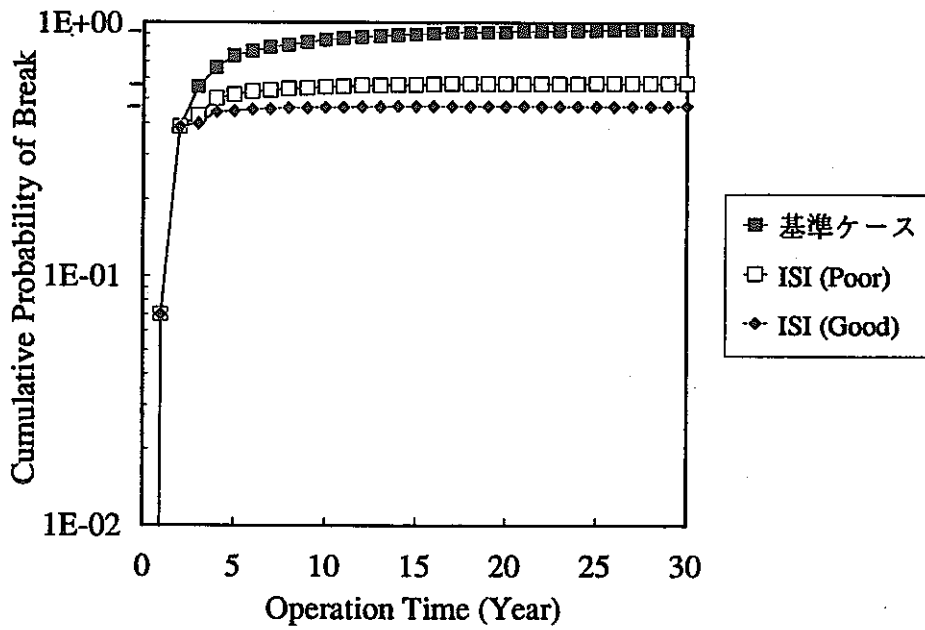


(b) BREAK

Fig.2.2-10 Influence of PSI and proof test on reliability of circumferential crack on inner tube

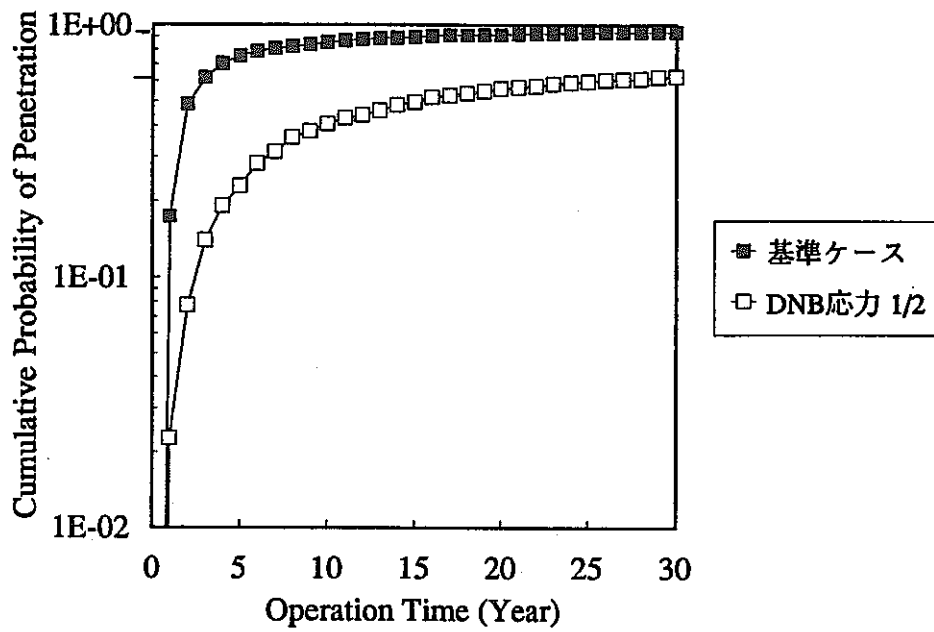


(a) PENETRATION

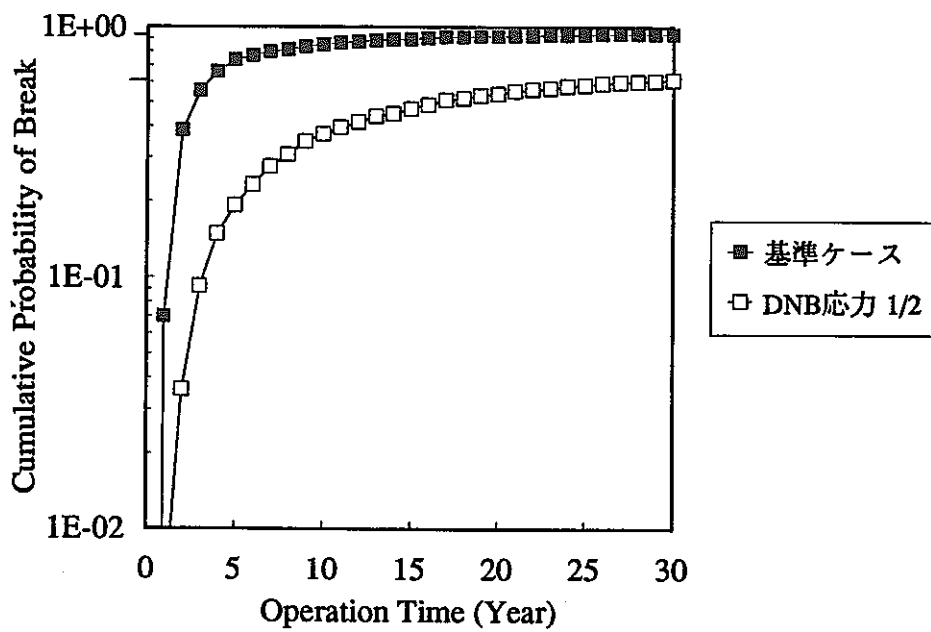


(b) BREAK

Fig.2.2-11 Influence of ISI on reliability of circumferential crack on inner tube

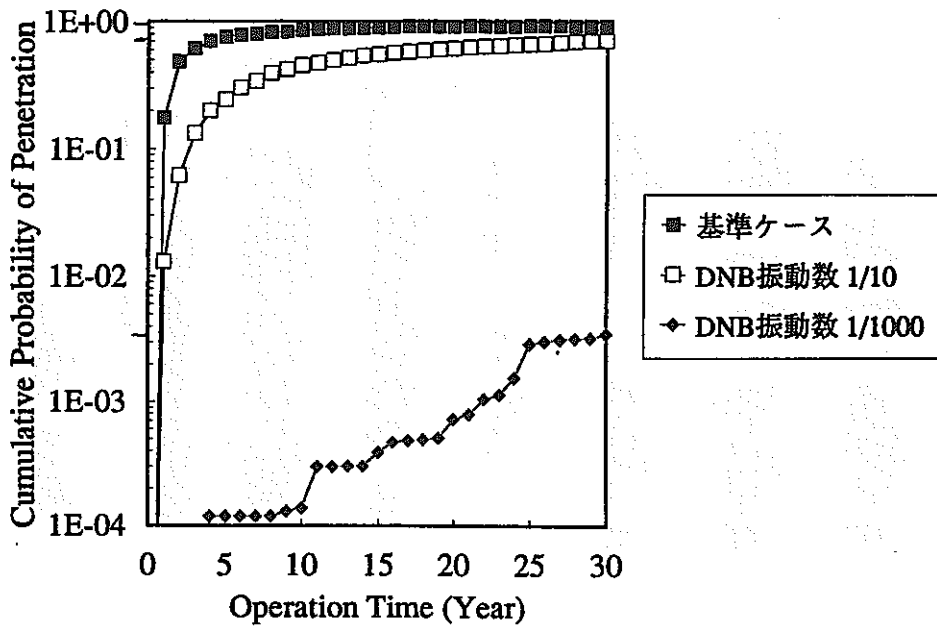


(a) PENETRATION

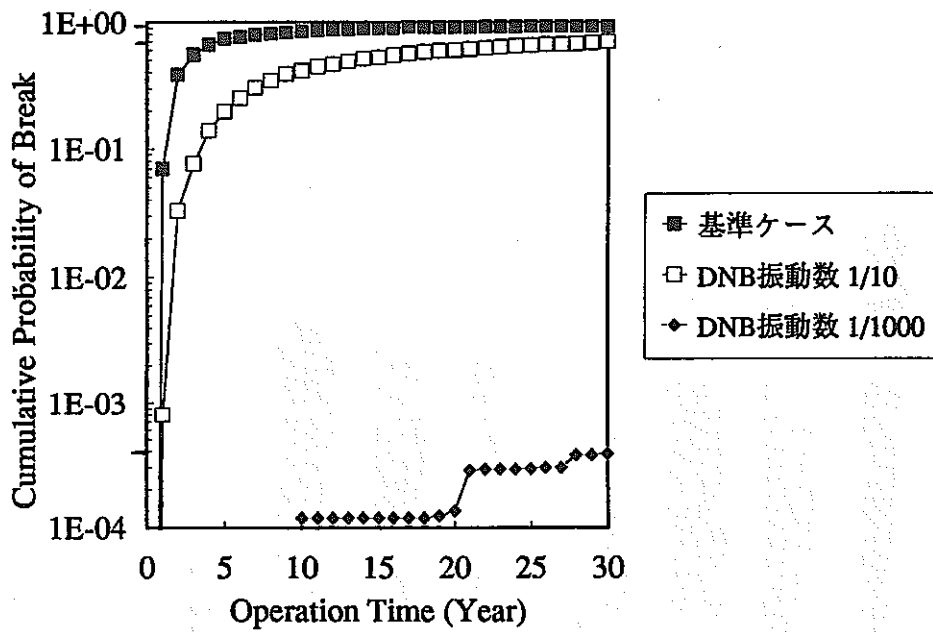


(b) BREAK

Fig.2.2-12 Influence of DNB stress on reliability of circumferential crack on inner tube



(a) PENETRATION



(b) BREAK

Fig.2.2-13 Influence of number of DNB cycles on reliability of circumferential crack on inner tube

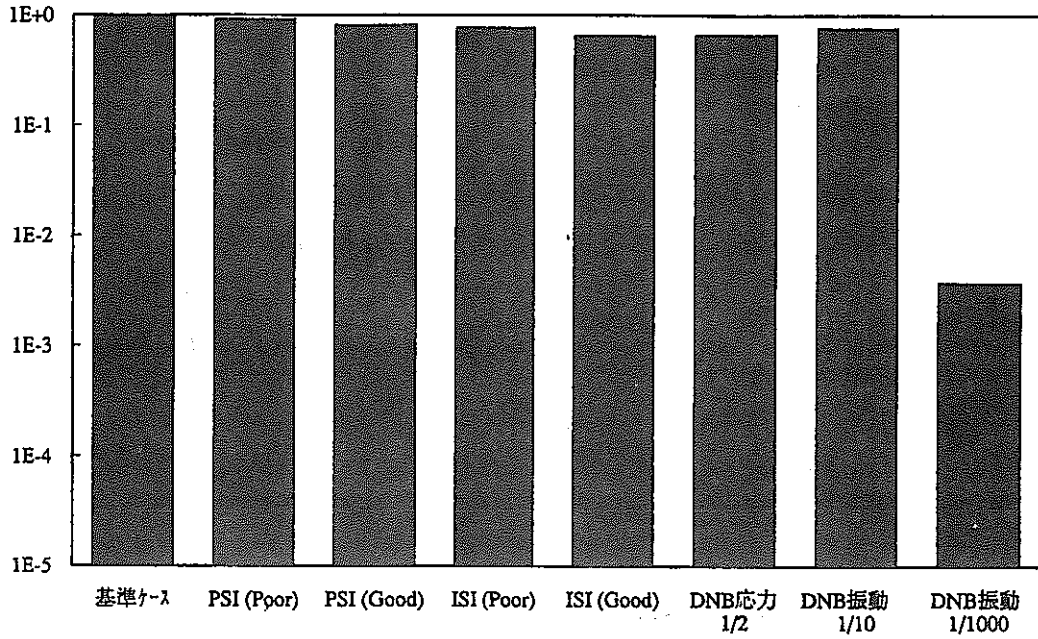


Fig.2.2-14 Influence of various parameters on cumulative probability of penetration
(Inner tube : Circumferential crack)

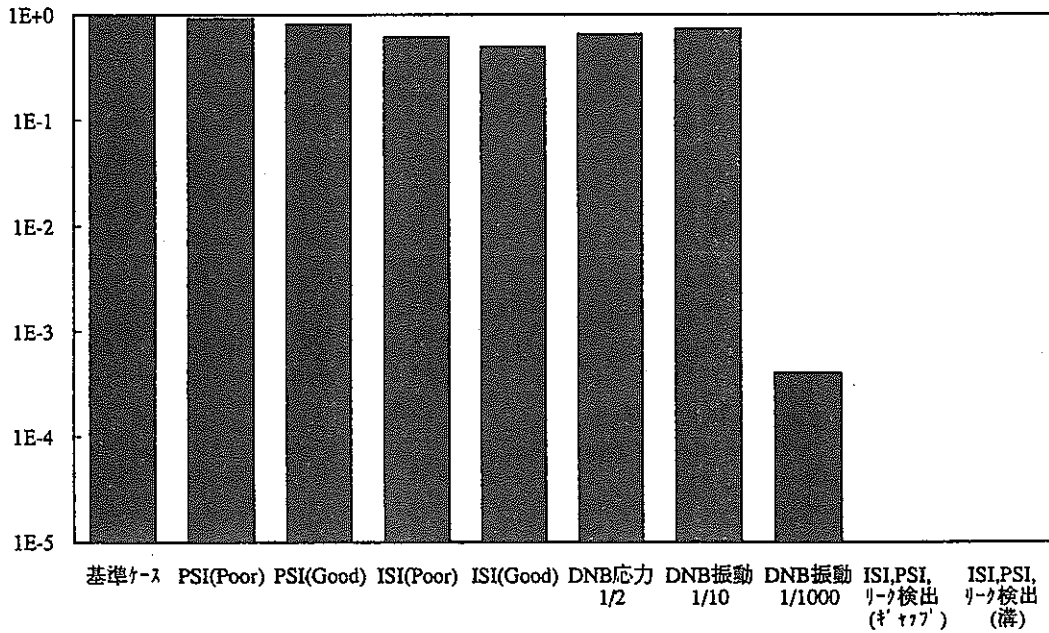


Fig.2.2-15 Influence of various parameters on cumulative probability of break
(Inner tube : Circumferential crack)

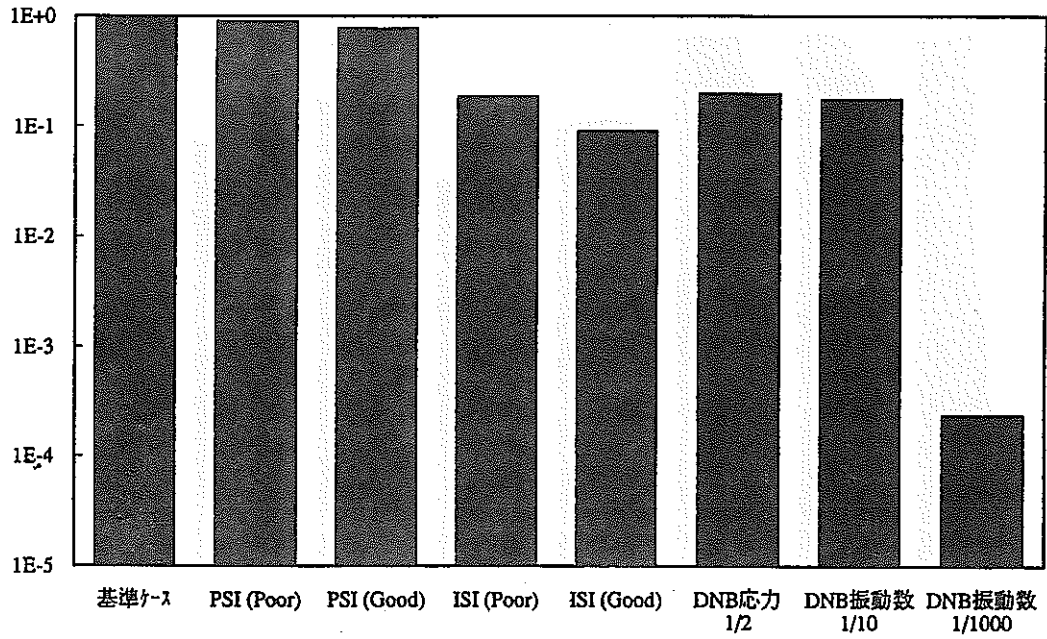


Fig.2.2-16 Influence of various parameters on cumulative probability of penetration
(Inner tube : Axial crack)



Fig.2.2-17 Influence of various parameters on cumulative probability of break
(Inner tube : Axial crack)

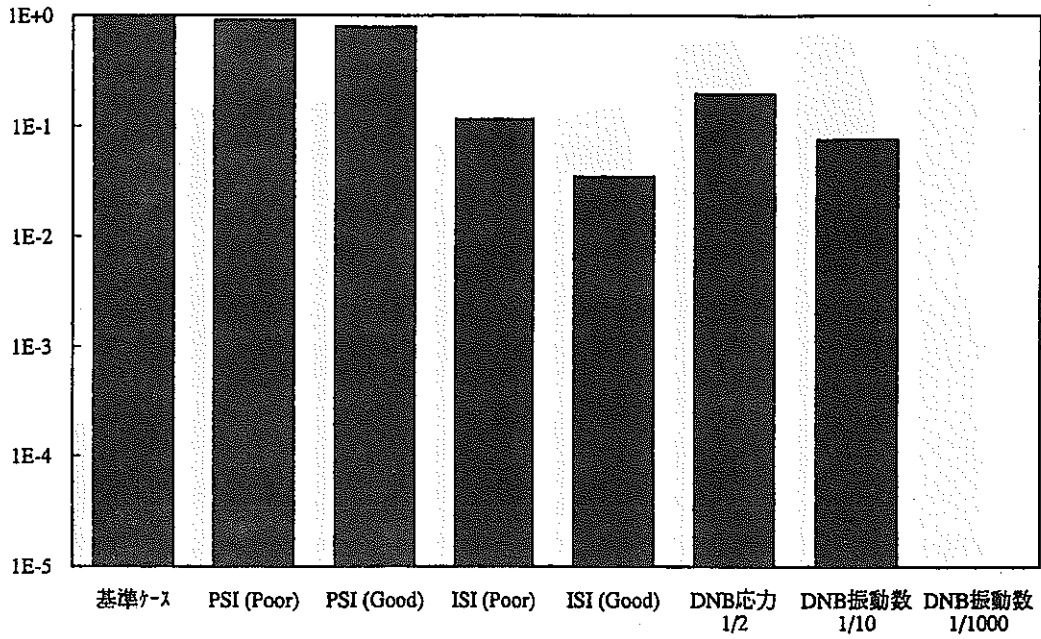


Fig.2.2-18 Influence of various parameters on cumulative probability of penetration
(Outer tube : Circumferential crack)

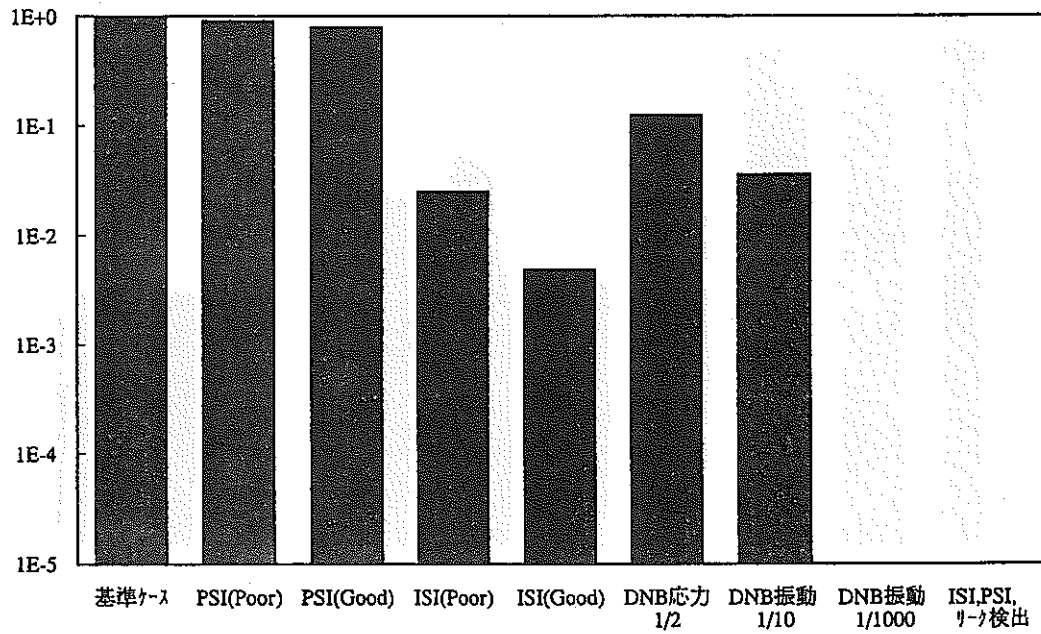


Fig.2.2-19 Influence of various parameters on cumulative probability of break
(Outer tube : Circumferential crack)

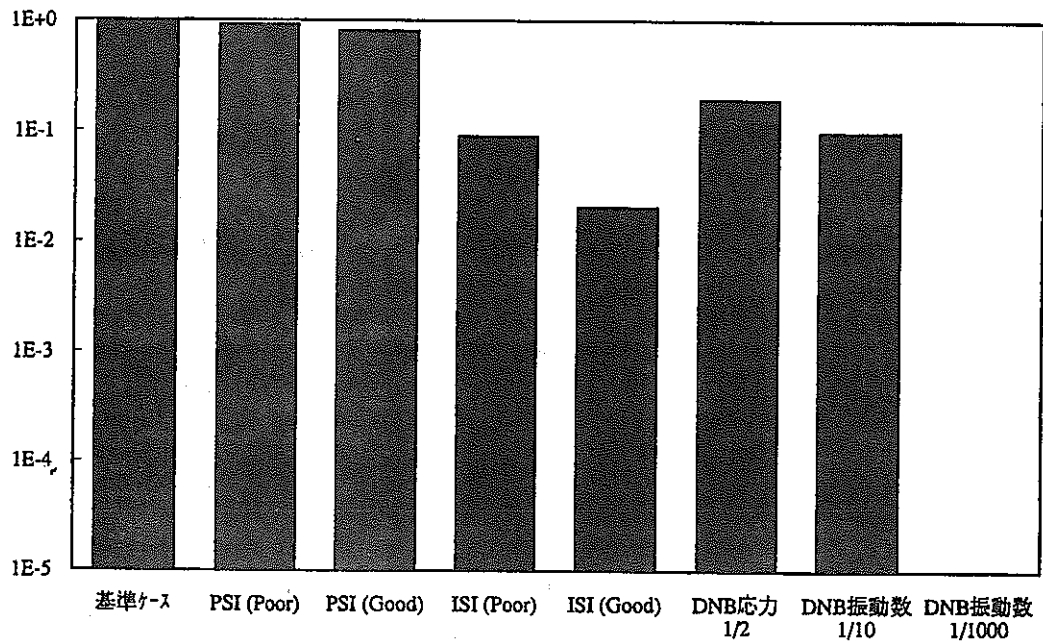


Fig.2.2-20 Influence of various parameters on cumulative probability of penetration
(Outer tube : Axial crack)

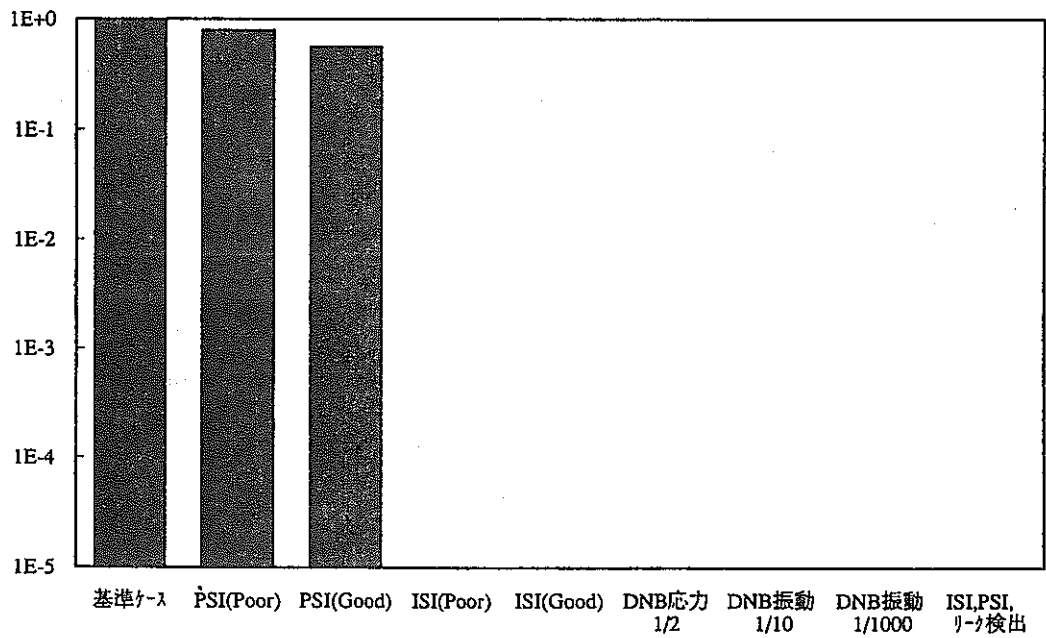


Fig.2.2-21 Influence of various parameters on cumulative probability of break
(Outer tube : Axial crack)

2.3 確率論的材料定数の整理

2.3.1 Mod.9Cr-1Mo鋼に関する材料定数の整理

蒸気発生器の構造信頼性評価を行なうために必要となるMod.9Cr-1Mo鋼の各種材料定数はTable 2.3-1に示すとおり整理できる。確率論的構造信頼性評価においては、これらの材料特性について統計処理を行なった結果得られる平均値ならびに標準偏差を入力として用いる。これらのうち物性値、引張特性、クリープ特性（破断寿命、定常クリープひずみ速度の暫定結果）、破壊力学特性（き裂進展）については既に報告済みである【6】【12】。そこで今回は疲労特性、クリープ特性ならびにき裂特性（破壊靱性）について報告する。

(1) 疲労特性

Mod.9Cr-1Mo鋼の最適疲労破損式は小峰ら【14】により現状では暫定的に(2.3-1)式が提示されている。本式は材料強度基準【15】の2¼Cr-1Mo鋼の最適疲労破損式をもとにA₀項をMod.9Cr-1Mo鋼に適用できるように変更したものであり、適用温度範囲は375～650℃である。Fig. 2.3-1に試験データのN_fと2.3-1式の比、OBS/CAL (N_f) を対数正規確率紙にプロットした結果を示す。プロットした試験データ点数は178点であり、素材は10ヒート、温度は400～650℃、ひずみ範囲は1×10⁻⁴～1%/secである。プロット点には直線性があり、疲労寿命は対数正規分布に従う。図中にOBS/CAL (N_f) の平均値と標準偏差を示す。また、式を平均値としたときのデータの標準偏差は0.187である。ただし計算にあたり最適疲労破損式の自由度は6とした。

$$(\log_{10}N_f)^{-1/2} = A_0 + A_1S + A_2S^2 + A_3S^4 + A_4T^2R + A_5RS^4 + A_6TS^4 \quad (2.3-1)$$

$$A_0 = 1.0897913$$

$$A_1 = 0.5709357$$

$$A_2 = 0.1874343$$

$$A_3 = -0.1445453 \times 10^{-1}$$

$$A_4 = -0.2439730 \times 10^{-7}$$

$$A_5 = -0.6562716 \times 10^{-4}$$

$$A_6 = 0.7045986 \times 10^{-5}$$

$$S = \log_{10}\Delta\varepsilon_t$$

$$R = \log_{10}\varepsilon$$

使用単位

T : 温度 (°C)

ε : ひずみ速度 (mm/mm/sec)

Δε_t : 全ひずみ範囲 (mm/mm)

N_f : 破損繰返し数

(2) クリープ特性

昨年度はMod.9Cr-1Mo鋼のクリープ特性値として、破断寿命データとクリープ破断式から得られる予測破断時間の比、OBS/CAL (t_R) および定常クリープ速度データと定常クリープひずみ速度式から得られる予測ひずみ速度の比、OBS/CAL ($\dot{\epsilon}_m$) の平均値と標準偏差を暫定的に求めた。今回はデータ点数を増やして計算し直し、前報同様OBS/CAL (t_R)、OBS/CAL ($\dot{\epsilon}_m$) の平均値と標準偏差、さらに各々の式を平均値とした場合の標準偏差を計算した。

Fig. 2.3-2にOBS/CAL (t_R) を対数正規分布確率紙にプロットした結果を示す。クリープ破断式は(2.3-2)式を用いた【17】。データ数は156であり、素材は7ヒート、温度範囲は450～600℃である。プロット点には直線性があり、クリープ破断寿命は対数正規分布に従う。図中にOBS/CAL (t_R) の平均値と標準偏差を示す。また、式を平均値としたときのデータの標準偏差は0.365である。ただし、計算にあたりクリープ破断式の自由度は3とした。

$$\begin{aligned} \log_{10}(\alpha c_{tR}) = & -29.1146 + 31808.82 / (T + 273.15) \\ & + \{3055.52 / (T+273.15)\} \log_{10} \sigma \\ & - \{5148.248 / (T + 273.15)\} (\log_{10} \sigma)^2 \quad \dots\dots (2.3-2) \end{aligned}$$

T : 温度(℃) 375 ≤ T ≤ 600
 σ : 応力(kgf/mm²) σ ≥ 1.4kgf/mm²
 t_R : 破断時間(h)

また、Fig. 2.3-3にOBS/CAL ($\dot{\epsilon}_m$) を対数正規分布確率紙にプロットした結果を示す。定常クリープひずみ速度式は(2.3-3)式を用いた【17】。データ数は142であり、素材は5ヒート、温度範囲は450～600℃である。プロット点には直線性があり、クリープ破断寿命は対数正規分布に従う。図中にOBS/CAL ($\dot{\epsilon}_m$) の平均値と標準偏差を示す。また、式を平均値としたときのデータの標準偏差は0.135である。ただし、計算にあたり定常クリープひずみ速度式の自由度は2とした。

$$\dot{\epsilon}_m = 0.77322 * \exp[-16956.0 / \{8.31*(T + 273.15)\}] * t_R^{-1.0776}$$

T : 温度(℃) 375 ≤ T ≤ 600 (2.3-3)

(3) 破壊靱性特性

Mod.9Cr-1Mo鋼の高温破壊靱性特性に対する有効なデータは、現状ほとんど入手できていない。しかし、平面ひずみ状態に近い厚肉の試験片を用いた試験結果が筆者ら【18】により報告されている。試験は、室温と550℃の温度域で実施された。Mod.9Cr-1Mo鋼母材の受け入れ材ならびに比較的短期の時効材（550℃×5000時間時効処理）は高靱性材料であり、本試験条件内では破壊靱性 J_{IC} およびティアリングモジュラス T_{mat} の値がSUS304等のオーステナイトステンレス鋼に匹敵する程高く、安定き裂成長が発生する以前にリガメント部が全断面塑性応力に達するため、破壊条件はこれらJ積分支配型では無く塑性流動応力支配型であることが確かめられている。

参考としてMod.9Cr-1Mo鋼の破壊靱性、ティアリングモジュラス、ならびにこれらを計算するために用いたJ-Rカーブの近似式の平均値をTable 2.3-2に示す。

2.3.2 き裂発生寿命に関する検討

Mod.9Cr-1Mo鋼の疲労ならびにクリープき裂発生寿命に対しては、明らかな見解がまだ出されてはいない。さらに、その他の金属材料についてもき裂発生寿命に対する統一された見解はなく、微小き裂が1結晶粒サイズに達した時【19】、数結晶粒サイズに達した時【20】、10数結晶粒サイズに達した時【21】、ストライエーションが観察され始める時【22】をき裂の発生と定義する等様々な見解が出されている。しかしながら、概ね表面き裂長さが数10～数100 μ mに達するとき（約100 μ m程度）をき裂発生と定義することが多い。

また、疲労き裂について、SUS304、SUS316、HT60等の鉄鋼材料では、温度に依存せず破断寿命が長い程き裂発生寿命と破断寿命の比（ N_i/N_f ）が大きくなることが指摘されている。Fig. 2.3-4は鉄鋼材料について N_i/N_f と N_f の関係をプロットした結果である。【21】 【22】 【23】。き裂発生時のき裂長さの定義はまちまちではあるが、 N_i/N_f と N_f の間には直線関係が成り立っており、破断寿命が長い程き裂発生時期が遅くなる傾向が認められる。さらにクリープ疲労でも酸化の影響が大きい場合（短寿命）は N_i/N_f は小さくなり、クリープボイドの影響が大きい場合（長寿命）は N_i/N_f は大きくなるという報告がされている【19】。

クリープ条件下における微小表面き裂の発生については報告例がさらに少ないが、大谷らによりSUS304の650℃における微小き裂の挙動についての報告がある【24】。本報告ではき裂発生寿命 (t_i) を仮に1結晶粒程度 ($40\mu\text{m}$) の表面き裂が2, 3個発生しその数が増加し成長しはじめる時間と定義している。き裂発生寿命についてFig. 2.3-4と同様に t_i/t_r と t_r の関係で整理したものをFig. 2.3-5に示す。傾向は疲労き裂とは異なり、大気中では寿命が100時間を超えると寿命が長くなるほど t_i/t_r が低下するが、真空中では t_i/t_r =約0.6と寿命に関係なく一定となっている。さらに任意の時間における表面き裂ならびに内部き裂の長さの分布をワイブル確率紙にプロットした結果は3母数ワイブル分布で近似でき、き裂長さ約 $100\mu\text{m}$ で折れ曲がる複合ワイブル分布を示すことが報告されている。したがってクリープ荷重下における微小き裂は始めランダムに発生成長し、結晶粒2, 3個分の約 $100\mu\text{m}$ 以上になるとそのき裂が優先的に成長し、主き裂になる。したがって疲労き裂と同様、き裂長さが約 $100\mu\text{m}$ 程度となるときをき裂の発生と定義することが適当である。また、この時期は第3期クリープの後半に当たり $t_i/t_r \geq$ 約0.8と報告されている。Fig. 2.3-6にMod.9Cr-1Mo鋼SR材 (粒径約 $10\mu\text{m}$) の微小き裂の成長挙動の一例を示す。試験は、回転曲げ試験装置にて室温で行ない、任意のサイクル毎に試験片を取り外し顕微鏡にて表面き裂の長さを測定した。微小き裂は、成長、合体を繰返し大きくなっていくが優先的に成長し主き裂となるのはただ一本のき裂であり、主き裂以外はほとんど進展しなかった。主き裂 (図中A) に注目すると、き裂長さの対数とサイクル数の間には、ほぼ直線関係があるが、最も長いき裂が約 $100\mu\text{m}$ になるとき裂成長速度が他のき裂と比べて速くなることで、主き裂となることが観察される。その時のサイクル数は寿命の約半分

($N_i/N_f=0.5$) であり、この時をき裂の発生寿命と仮に定義できる。

Fig. 2.3-4に本試験より得られた N_i/N_f ($\Delta a_i = 100\mu\text{m}$) を合わせてプロットしているが他の鉄鋼材料とほぼ同等の位置にプロットでき、同様の傾向があると推測される。今後負荷応力を変えて同様の試験を行ない、先に示した N_f と N_i/N_f の関係ならびに温度依存性について試験を行なっていく予定である。

Table 2.3-1 Material constants of Mod.9Cr-1Mo steels needed to evaluate the structural safety of FBR

項 目	詳 細
1. 物性値	比重 比熱 熱膨張係数 熱伝導率 ヤング率 ポアソン比
2. 引張特性	降伏応力 引張強さ 流動応力
3. 疲労特性	破断寿命
4. クリープ特性	破断寿命 定常クリープ速度
5. き裂特性	き裂発生 き裂進展 破壊靱性

Table 2.3-2 Average of fracture toughness parameters

$J = C1 \cdot \Delta a^C2$		C1	C2	JQ(kJ/m ²)	Tmat
25°C (SR)	L-T	745	0.820	542	427
		719	0.786	497	407
		731	0.875	464	431
	T-L	719	0.868	475	434
		643	0.873	365	397
		Average	711	0.844	469
550°C (SR)	L-T	563	0.860	536	634
		589	0.809	617	614
		561	0.713	540	528
	T-L	616	0.773	703	604
		597	0.786	628	610
		603	0.720	649	556
Average	588	0.777	612	591	
25°C (Aged)	L-T	606	0.590	433	294
		580	0.824	304	357
		659	0.791	423	382
	Average	615	0.735	387	344
550°C (Aged)	L-T	518	0.828	433	603
		550	0.918	485	691
		553	0.696	534	530
	Average	540	0.814	484	608

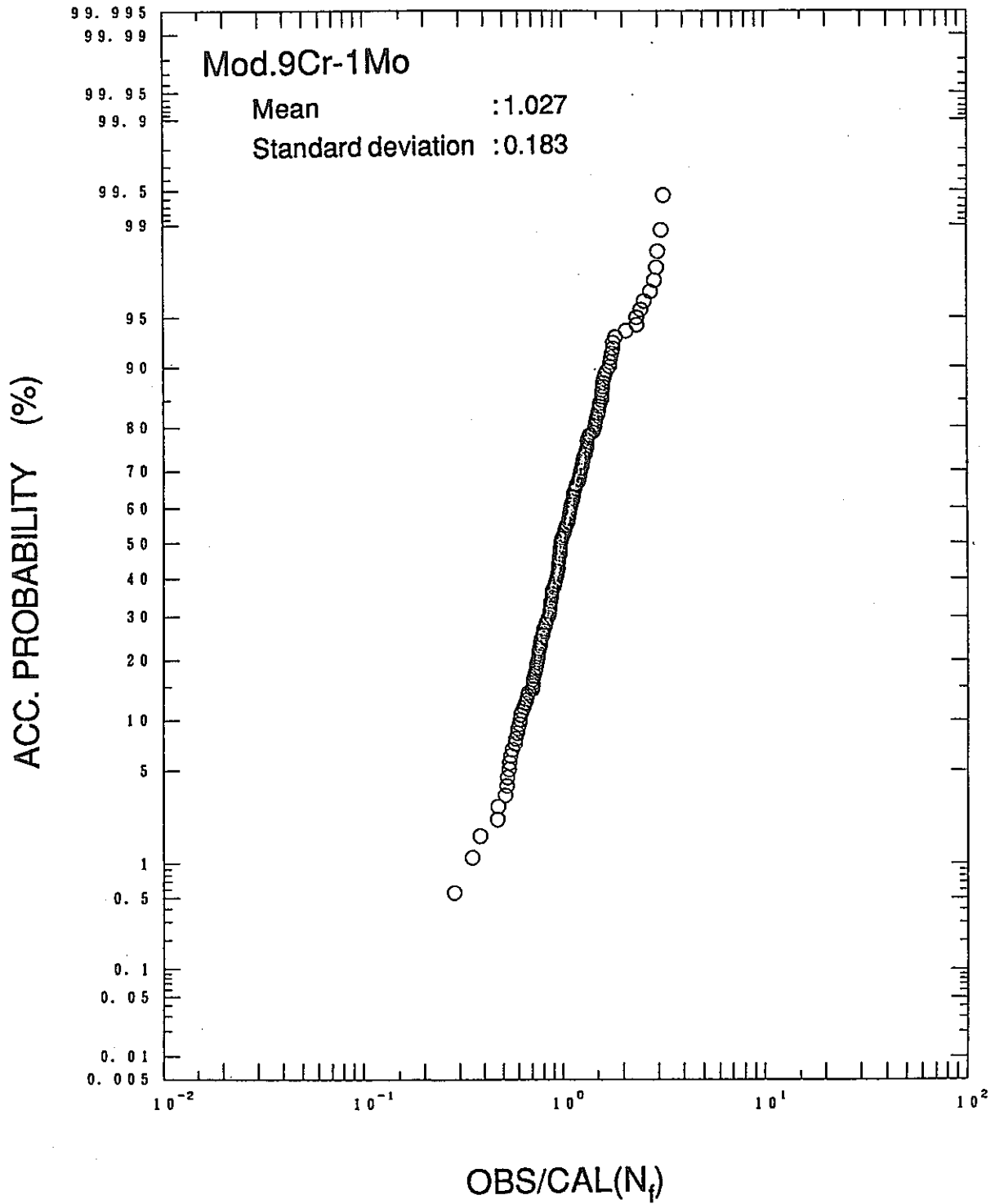


Fig. 2.3-1 Scatter of fatigue life

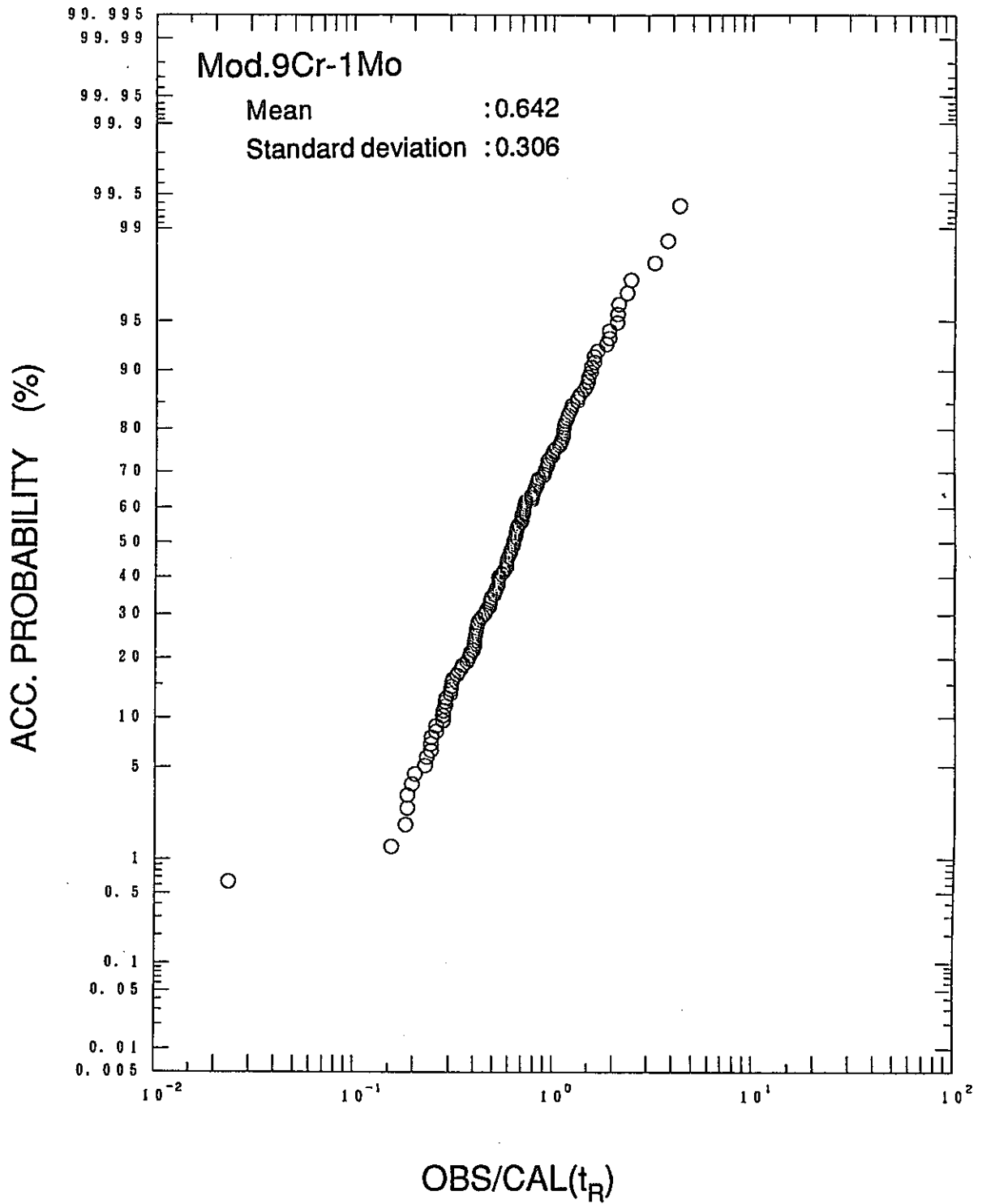


Fig. 2.3-2 Scatter of creep rupture time

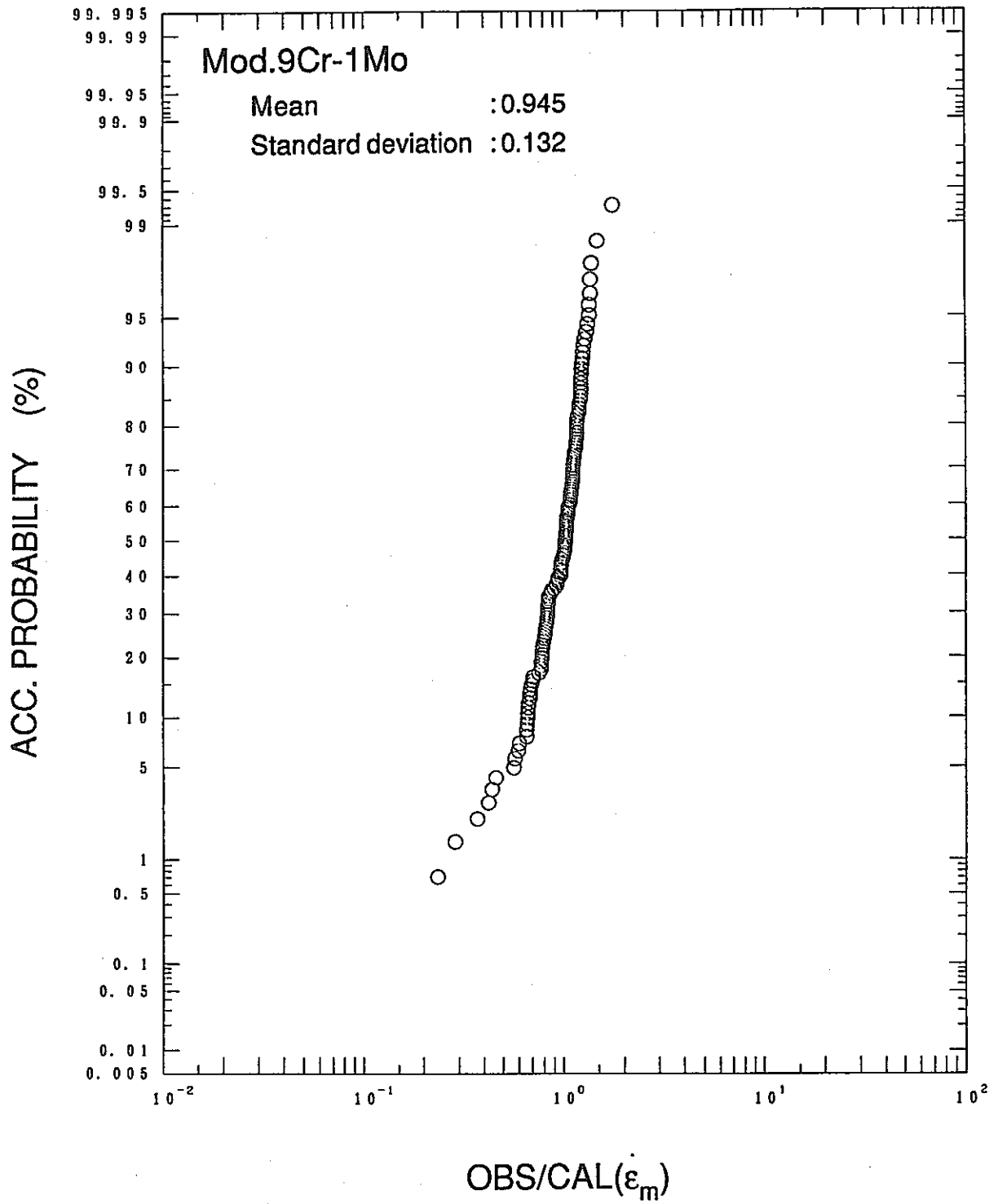


Fig. 2.3-3 Scatter of steady creep strain rate

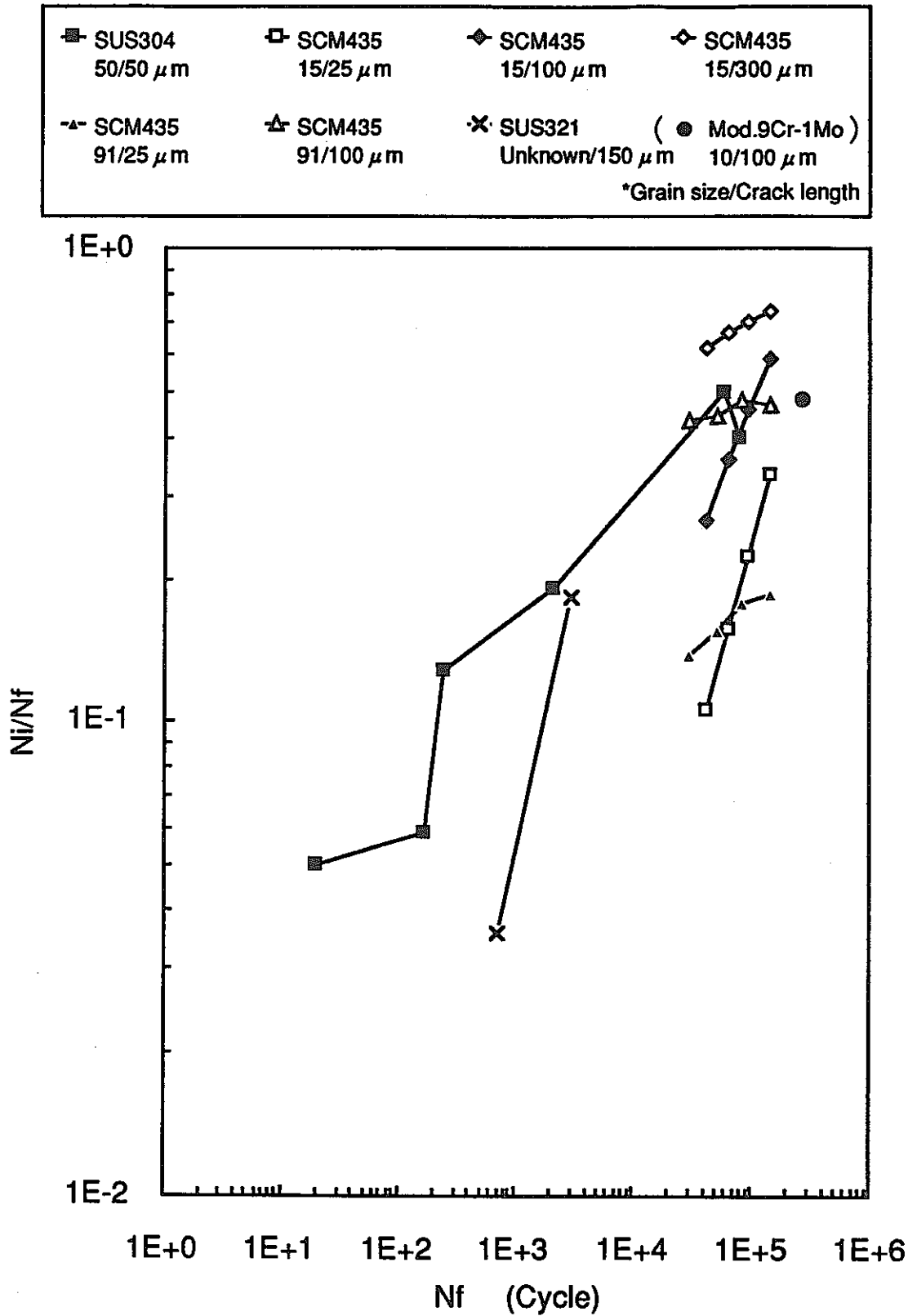


Fig. 2.3-4 Relationship between crack initiation life and fracture life

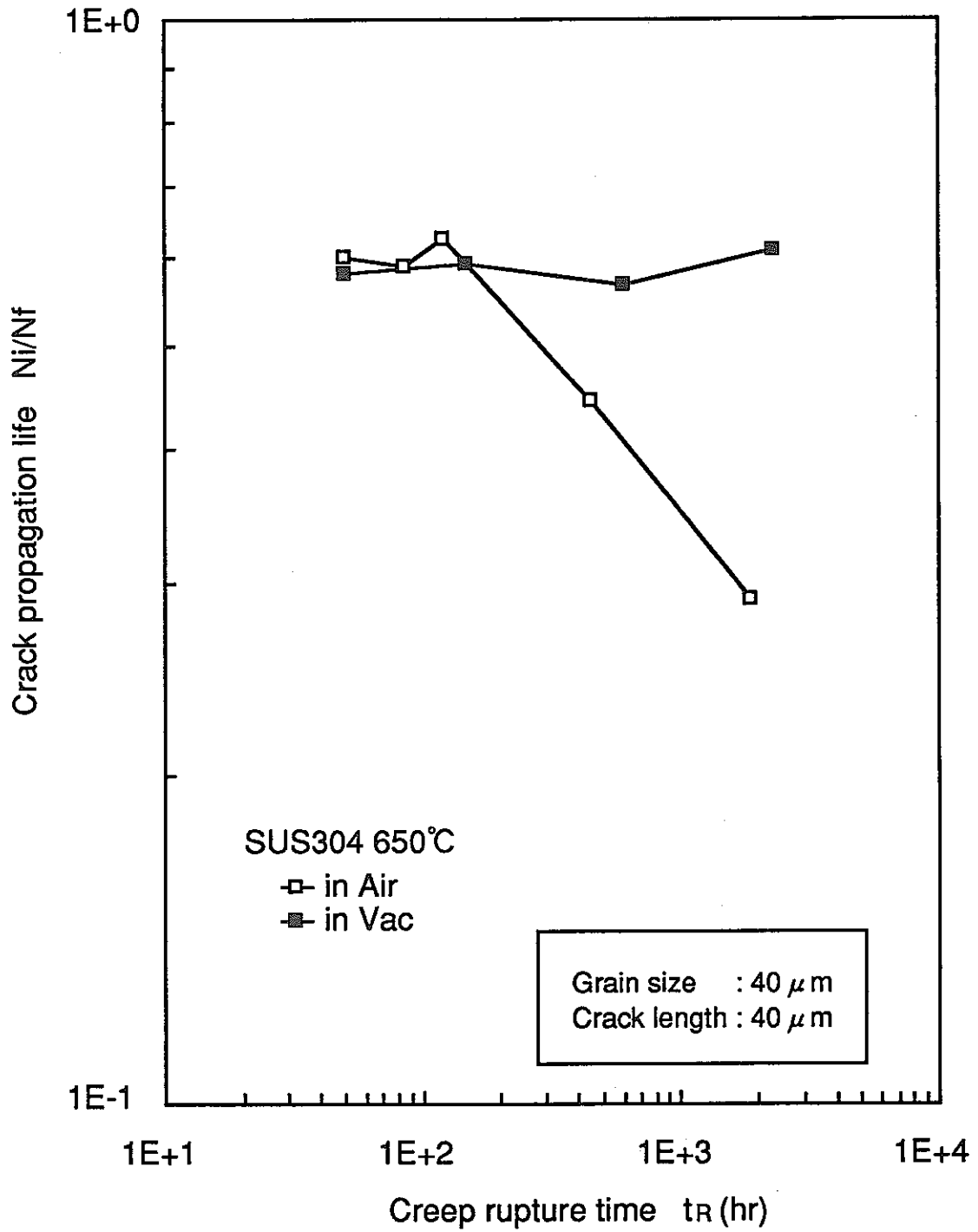


Fig. 2.3-5 Relationship between crack initiation life and creep rupture time

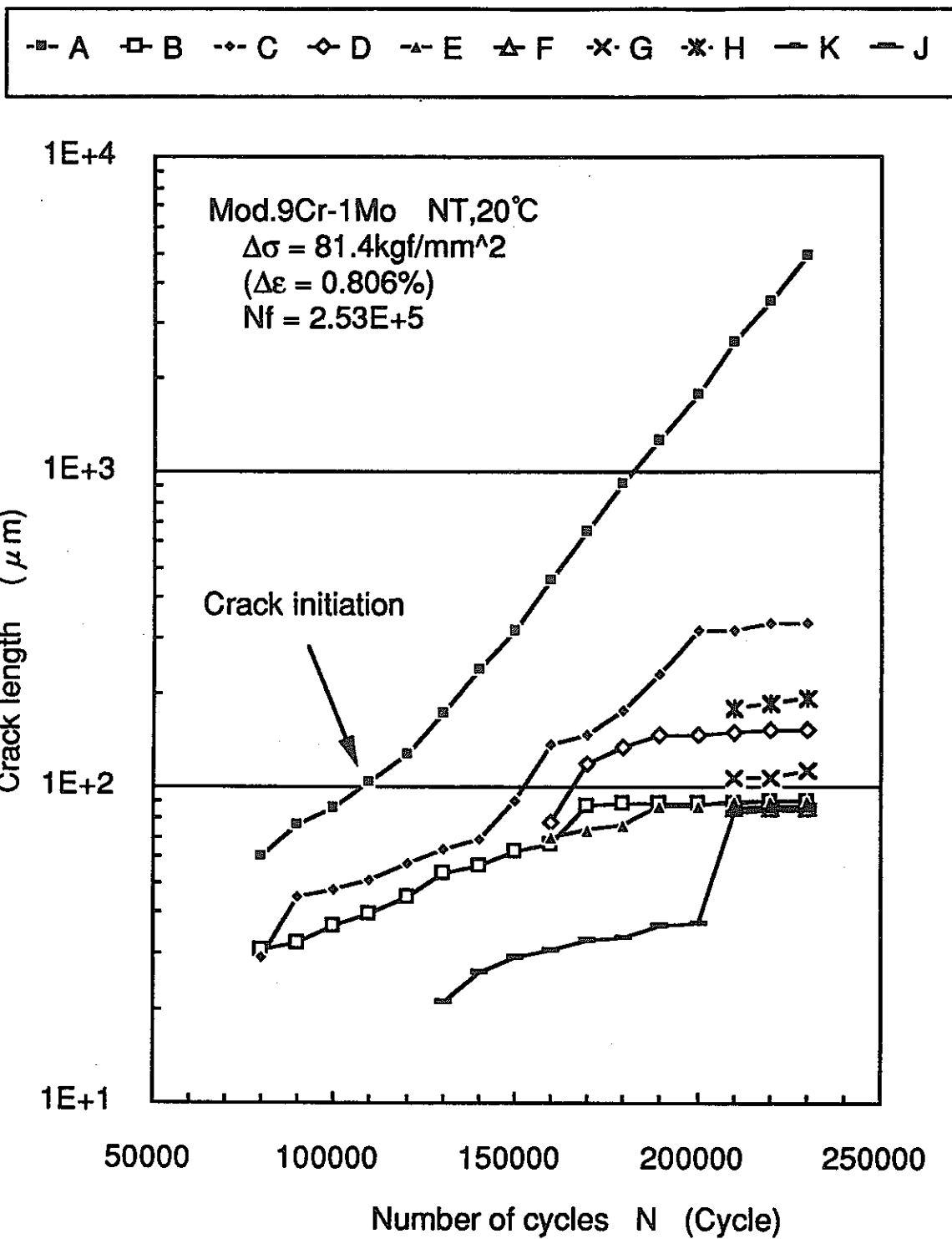


Fig. 2.3-6 Small crack propagation behavior

3. 結 言

二重管SG構造健全性ワーキンググループの平成3年度の活動を通じ、以下の成果が得られた。

- (1) 現状において入手できたナトリウム加熱型SGの機器および破損データベースの入力を終了した。なお、今後もデータの充実を図っていく予定である。
- (2) 上記のデータベースを用いて機器の破損率を統計的に算出するプログラムのプロトタイプを作成した。上記データベースを用いた統計的評価は、今後しばらくデータベースの拡充を図った後に実施する。
- (3) 確率論的き裂発生確率解析コード(CIA)のプロトタイプを作成し、先行炉および2重管型SG伝熱管の確率論的き裂発生確率計算を実施した。この結果設計荷重条件下においては、伝熱管のき裂発生確率は ≈ 0 であることがわかった。
- (4) 確率論的破壊力学解析コード(CANIS-P)を用いて、先行炉および2重管型SG伝熱管の確率論的信頼性評価を実施した。この結果、DNB振動領域にき裂の存在を仮定した場合、そのき裂が貫通に至る確率は極めて高いことがわかった。ただし、リーク検出システムが正常に機能すれば、破断確率は ≈ 0 であることがわかった。き裂の進展にはDNB振動に伴う荷重および振動数の効果が大きく、信頼性評価の精度を向上させるためには、き裂の存在確率を併せてDNB振動特性の把握が重要である。
- (5) 2重管SGの構造材料として有望なMod.9Cr-1Mo鋼の疲労寿命、クリープ破断時間ならびに定常クリープひずみ速度について統計評価を実施し、データのばらつきを得た。
- (6) Mod.9Cr-1Mo鋼の破壊靱性特性はSUS304と同様良好であり、不安定破壊条件は塑性流動応力に支配されることがわかった。
- (7) き裂発生寿命について鉄鋼材料一般について調査した結果、疲労ならびにクリープき裂発生の定義は表面き裂 $100\mu\text{m}$ 程度が適当であることがわかった。またその時の疲労およびクリープ損傷値は寿命により異なることがわかった。

4. 参考文献

- 【1】二重管SG開発推進会議 構造信頼性W/G 元年度進捗報告書，渡士ら，PNC N9410 90-137.
- 【2】二重管SGに対する確率論的構造信頼性評価法の開発－平成2年度成果報告書－，町田ら，PNC PN9410 91-366.
- 【3】大型高速炉の設計主要目に関する研究（IV）－確率論的破壊力学解析コード CANIS-P－，古橋，渡士，PNC PN9410 91-035.
- 【4】確率論的き裂発生確率計算コードCIAの開発（仮題：執筆中）.
- 【5】高速増殖炉もんじゅ発電所仕様図書 構造設計計算書 蒸発器（伝熱管DNB点），三菱重工業，1986.
- 【6】高速炉用構造材料の高温き裂進展特性，小井ら，PNC SN9410 90-105.
- 【7】SUS304鋼，SUS321鋼および2¼Cr-1Mo大気中クリープ試験，土田ら，PNC SN941 85-170.
- 【8】汎用非線形構造解析システム FINAS VERSION 11.0 使用説明書，PNC N9520 89-019.
- 【9】原子炉構造材料の経年変化に関する基礎研究(I)成果報告書，（社）日本溶接協会 原子力研究委員会 LE小委員会，JWES-AE-8901.
- 【10】原子炉構造材料の経年変化に関する基礎研究(II)成果報告書，（社）日本溶接協会 原子力研究委員会 LE小委員会，JWES-AE-9003.
- 【11】SUS304，SUS321および2¼Cr-1Mo鋼の高温および超高温引張試験，土田ら，PNC SN941 85-128.
- 【12】Mod.9Cr-1Mo鋼溶接継手の疲労・クリープ疲労強度評価法の検討，興石ら，PNC SN9410 90-171.
- 【13】FBR構造材料の物性値測定－（その1）各種圧延鋼鉄の物性値測定－，木村ら，PNC SN9410 90-094.
- 【14】「Mod.9Cr-1Mo(NT)の許容ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_c$ (1991年度暫定値)の策定」，小峰ら，査読中，1992.
- 【15】「解説 高速原型炉高温構造設計方針 材料強度基準等」，PNC ZN241 84-10，1984.
- 【16】「金属材料の静的強度および疲労強度特性値の分布形に関する国内外の研究の趨勢」，酒井ら，日本材料学会.
- 【17】「繰返し軟化材に関するクリープ疲労評価法」，川崎ら，PNC ZN9410 91-038，1991.
- 【18】「Mod.9Cr-1Mo鋼の高温破壊靱性特性」，小井ら，査読中，1992.
- 【19】例えば 桜井ら，「材料」Vol.35 No.396，pp.1023—1029，1981.
- 【20】例えば 大谷ら，「材料」Vol.32 No.357，pp.635—639，1982.

- 【21】 例えば 戸梶ら, 「材料」 Vol.34 No.385, pp.1160—1166, 1985.
- 【22】 例えば 桑原ら, 「材料」 Vol.30 No.338, pp.1129—1135, 1981.
- 【23】 宇佐美ら, 「材料」 Vol.33 No.369, pp.685—691, 1984.
- 【24】 大谷ら, 「材料」 Vol.32 No.357, pp.635—639, 1983.
- 【25】 高信頼性2重管蒸気発生器の研究—2重管SG試験の予備解析, 大平ら,
PNC PN9410 91-108.

[添付資料]

A. 2重管SG構造信頼性W/G活動経緯

第13回 構造信頼性W/G会議 議事録

平成3年12月16日

構造信頼性W/G

- 日時 平成3年10月14日(月) 13:30～17:30
- 場所 構造工学室2階会議室
- 出席者 木曾原(機器室), 小井(材料室), 町田, 若井(以上構造室)
- 配布資料
- 91-4-1 第12回 構造信頼性W/G会議議事録 (若井)
 - 91-4-2 統計的破損率類推法の開発 (木曾原)
 - 91-4-3 Mod.9Cr-1Mo鋼の破壊靱性値 (小井)
 - 91-4-4 1次応力制限の信頼度(暫定評価) (町田)
 - 91-4-5 玄海RHR配管冷却材漏洩事故に関する追加検討
(町田)
 - 91-4-6 ナトリウム過熱型蒸気発生器データおよび破損データ
(町田)
 - 91-4-7 もんじゅSG破損確率再評価 (若井)

議事

1. 前回会議議事録確認
2. 進捗状況報告
 - (1) 平成2年度W/G報告書
◇現在印刷中.
 - (2) 統計的破損率類推法の開発
◇木曾原から資料91-4-2にそって、既存のデータに基づいて伝熱管の破損率を計算する方法に関する提案がなされた。これについて議論が交わされ、以下のように見解の統一が行なわれた。
(コメント)資料91-4-2の2ページの図-1において、個々の破損データにある破損率(回/年)を単純に足し算してプラント毎の破損率(回/炉・年)を求めているが、個々のデータは破損が生じた、破損箇所を修理したなどの条件付き確率であるのでこのような扱いは不適切ではないか?(若井)

→プラント毎の破損率(回/炉・年)は1つのプラントについて1つの値を算出し、複数のプラントについてのデータをあわせて処理することは意味がないので行なわない。したがってここで算出される値はある特定のプラントの破損率であるため、そこまで考慮することはしない。(木曾原)

(コメント)同時に同類の部品が同一の原因で複数個破損したような場合、データベースの破損データはその数だけ作成するのか?(小井)

→同じ部品については1つのレコードにまとめてもらう。フォーマットを一部修正して、「件数」を入力できるようにする。(木曾原)

(コメント)資料91-4-2の4ページの図-2において、個々の破損データから直管部の破損率(回/年)の算術平均を以て発生箇所毎の破損率(回/炉・箇所・年)としているが、単純にプラントの数で割るのは不適切ではないか?各プラント毎に伝熱管本数等、条件が異なるので、重み付けをしなければならないのではないか。(町田)

→拝承。ファイルメーカーIIの計算機能の都合でこうしてしまった。コメントを反映した工夫をしたい。計算だけを別のソフト(エクセル)に任せるという方法もある。対応策について検討し、次回会議において報告する。(木曾原)

(コメント)資料91-4-2の1ページ、破損率の整理に、「管-管板溶接部1個あたりの破損率」を加えたらよい。(町田)

(3) 材料データの整理

◇小井から資料91-4-3にそって、厚さを変更した試験片を用いたMod.9Cr-1Mo鋼の破壊靱性値測定試験を実施した結果について報告がなされた。

(コメント)本報告から、Jは不安定破壊には寄与しないような印象を受ける。それではMod.9Cr-1Mo鋼の不安定破壊は流動応力を基準に考えることになるのか?何が破壊の判定基準になるのかをはっきりさせる必要がある。また、試験において正味応力が流動応力を超えたという事実はないか?(町田)

→不明。次回の会議で解答する。(小井)

→図3, 4, 5のような整理を他の試験結果についても行なってみる。
(小井)

(4) 1次応力制限の信頼度

◇町田から資料91-4-4にそって、BDSの1次応力制限に対する信頼度を、もんじゅ蒸発器および過熱器の伝熱管を対象として評価した結果について

報告がなされた。

→なお、伝熱管は第3種容器に分類されているようなので、1次応力は本資料にある S_m でなく、 S^* の制限を受けることが判明した。このため、近日中に再評価を実施する予定である。(町田)

(5) 玄海RHR配管冷却材漏洩事故に関する追加検討

◇町田から資料91-4-5にそって、玄海RHR配管冷却材漏洩事故に関する追加検討を行なった結果について報告がなされた。

→き裂進展則の係数および指数の分散が、破損確率に大きな影響を及ぼすことがわかった。

(6) もんじゅSG伝熱管破損確率再評価

◇若井から資料91-4-7にそって、材料のき裂進展則を修正してもんじゅSG伝熱管破損確率解析を行なった結果について報告がなされた。 ΔJ を用いた場合のCとmのばらつきと、 $\Delta J \rightarrow \Delta K$ に変換したときのばらつきは、一定のルールで変換できないことが判明したので、今後、 ΔJ ベース(材料室OUTPUT)で評価を実施していく。

→もんじゅ蒸発器については、通常起動/停止だけでなく2次応力までも考慮した解析を行なうためのデータがある。近日中に解析に着手すること。(町田)

3. その他

◇町田から資料91-4-6にそってSG破損データベースへの入力完了した旨、報告がなされた。

◇SG破損データベースへのデータ入力は、次回会議までに各自完了させる。

◇供用期間を運開時から自動的に計算するようにする。このため、SGデータに運開日を入力できるようデータベースフォーマットを木曾原が変更し、改訂版をグループ員に配布する。

◇ファイルメーカーIIへ図形データを入力する方法について、近日中に木曾原がグループ員に教授する。

◇二重管SG(1MW試験施設)に関する熱過渡データ、または熱過渡に伴う発生応力について木曾原が調査する。

◇小井は次回会議にSUS316鋼のき裂進展データについてまとまった結果を示す。

◇1次応力制限の信頼度評価について町田が次回会議にまとまった結果を出す

◇次回W/G会議は12月18日(水)13:30～。

以上

第14回 構造信頼性W/G会議 議事録

平成4年2月28日

構造信頼性W/G

- 日時 平成3年12月16日(月) 13:40～16:40
- 場所 構造工学室2階会議室
- 出席者 木曾原(機器室), 小井(材料室), 町田, 若井(以上構造室)
- 配布資料 91-5-1 第13回 構造信頼性W/G会議議事録 (若井)
91-5-2 統計的破損率類推法の開発 (木曾原)
91-5-3 9Cr系鋼の破壊靱性特性 (小井)
91-5-4 もんじゅ蒸発器伝熱管のき裂発生計算(PRELIMINALY)
(町田)
91-5-5 伝熱管破損確率の計算 (若井)

議事

1. 前回会議議事録確認

資料91-5-1について、以下の修正要望が出されたあと、承認された。

- (1) 議事の2.進捗状況報告の(4)一次応力制限の信頼度のなかの「 S_u 」を「 S^* 」に修正する。
- (2) 議事の2.進捗状況報告の(6)もんじゅSG伝熱管破損確率再評価のなかの「もんじゅSG伝熱管破損確率を...」を「もんじゅ伝熱管破損確率解析を...」に修正する。

2. 進捗状況報告

(1) 統計的破損率類推法の開発

◇議事録のなかにあるプラントデータに運転開始日を追加すること、および破損データに件数を追加することは未実施。しかし、すぐに実施可能と考えている。図形データのデータベースへの入力方法については教授完了。

◇木曾原から資料91-5-2にそって、既存のデータに基づいて伝熱管の破損率を計算する方法について、前回の会議でコメントのついた部分に関して検討した結果が報告された。

(コメント)2次破損はどう取り扱うのか? (町田)

→1次破損の本数と2次破損の本数をそれぞれ入力できるようにデータベースフォーマットを改訂する。(木曾原)

◇町田からデータベースの仮称が「SODA」と決められた旨、連絡があった。

◇今年度の残り期間、木曾原担当の業務の進めかたについて議論が交わされた。

- ・一次近似二次モーメント法、ベイジアン信頼性解析手法など、種々の信頼性評価手法が提案されているので、これらに関する文献を参考にしてデータベース活用方法を検討する。
- ・改良度因子を取り込んだ破損率計算法を検討する。

(2) 材料データの整理

◇SUS316鋼のき裂進展に関する進捗はなし。

◇小井から資料91-5-3にそって、9Cr系鋼の破壊靱性試験を実施し、種々のパラメータの影響に関する考察を行なった結果について報告がなされた。

◇前回の会議において、試験において正味応力が流動応力を超えていたのか否かという質問がでたが、小井からこれに対する回答は近日中に行なうとの説明があった。

◇Mod.9Cr-1Mo鋼のき裂発生試験の計画について小井から説明があった。これによると、平滑丸棒試験片を用いてDC電気ポテンシャル法によりき裂検出する計画とのことだった。

(コメント)平滑材のき裂発生は、電気ポテンシャル法で検出するには精度的に問題があると思われるが.... (若井)

→予備試験を行なって可能性を探ってから試験を開始する。有益な文献等あれば紹介してほしい。(小井)

(3) もんじゅ蒸発器伝熱管のき裂発生計算

◇町田から資料91-5-4にそって、き裂の発生を確率論的に評価するプログラムを作成したことが報告され、これを用いてCANIS-Pを用いたもんじゅ蒸発器伝熱管のき裂進展計算で想定している初期き裂相当のき裂が発生する確率を暫定的に計算した結果が示された。

(コメント)同様の解析を二重伝熱管に対しても行なうために、材料室(小井)にはMod.9Cr-1Mo鋼のき裂発生データの整備、機器室(木曾原)には二重管型SGの荷重データの収集をお願いしたい。(町田)

◇前回の会議で、伝熱管は第3種容器に分類されているので、1次応力は S_m でなく S^* の制限を受けるため、 S^* の信頼度を計算すると述べたが、 S_m と S^* の値はごく近い値であり、また、二重管SGでは伝熱管は第1種容器となるため、 S_m の制限を受けることから、評価は実施しなかったと町田から連絡があった。

(4) もんじゅSG伝熱管破損確率再評価

◇若井から資料91-5-6にそって、もんじゅ蒸発器構造設計計算書に基づく定常熱応力、過渡熱応力等を考慮した伝熱管の破損確率解析結果について報告がなされた。

(コメント)き裂発生計算においてはDNB振動の影響は小さかったが、き裂の進展に対してはDNB振動の影響が大きいようだ。(町田)

(コメント)二重管の破損確率計算は仮定の部分が多いが、何らかのデータに基づいて行なったほうがよい。(町田)

→木曾原からデータをもらい次第、実施予定。(若井)

◇若井から資料91-5-6にそって、き裂進展に大きな影響を及ぼすDNB振動の想定回数と荷重について、実験結果に基づいて評価する方法が提案された。

(コメント)資料中、「簡易法」として紹介されている方法は設計評価法であるので、き裂進展計算のデータとするには実験データに基づいた温度サイクル分離法(「詳細法」)を用いるのが適切である。(町田)

3. その他

◇平成2年度W/G成果報告書はようやく印刷屋にまわった。

◇データベースへのデータインストールの完了したものは、木曾原にファイルを送る。

◇SG破損データベースへのデータ入力は、次回会議までに各自必ず完了させる。

◇SGデータに運開日を入力できるように、また、破損データに1次破損本数、2次破損本数をそれぞれ入力できるように、データベースフォーマットを木曾原が変更し、改訂版をグループ員に配布する。

◇二重管SG(1MW試験施設)に関する熱過渡データ、または熱過渡に伴う応力について木曾原が調査する。

◇小井は次回会議にSUS316鋼のき裂進展データについてまとまった結果を示す。

◇次回W/G会議は来年2月28日(金)13:30～。

以上

第15回 構造信頼性W/G会議 議事録

平成4年4月20日

構造信頼性W/G

- 日時 平成4年2月28日(金) 13:40～16:50
- 場所 構造工学室2階会議室
- 出席者 木曾原(機器室), 小井(材料室), 町田, 若井(以上構造室)
- 配布資料
- 91-6-1 第14回 構造信頼性W/G会議議事録 (若井)
 - 91-6-2 SUS316FRのき裂進展データの定式化 (小井)
 - 91-6-3 軽水炉冷却材漏洩事故条件に基づく
確率論的き裂発生計算 (町田)
 - 91-6-4 確率論的構造健全性評価法の開発 進捗と予定 (若井)
 - 91-6-5 SG破損データベースフォーマット (木曾原)

議事

1. 前回会議議事録確認

資料91-6-1について、以下の議論が交わされたあと、承認された。

○前々回の会議で、材料室のMod.9Cr-1Mo鋼破壊靱性試験において、実断面応力が流動応力を超えていたか、否かという疑問が出されていたが、これについて、小井から回答があった。実断面応力が流動応力に等しくなった時点で不安定破壊が生じる。現状では、 J_{IC} を求めることができていない。

2. 進捗状況報告

(1) 統計的破損率類推法の開発

◇議事録のなかにある、文献を参考にしてSG破損データベース活用方法を検討することは未実施。

◇木曾原から資料91-6-5にそって、改訂後のデータベースフォーマットが紹介された。

(コメント)破損事例の基本フォーマットにおいて、「破損モード」として1次破損、2次破損を入力する方式をとると、1つの事故で2つ以上のレコードを占めることになる。1つの事故を1つのレコードに収めるため、「1次破損箇所数」および「2次破損箇所数」を入力できるようにすればよい。(町田)

◇木曾原から資料91-6-5にそって、EXCELを用いた破損率計算方法が紹介された。

◇町田から、特定のプラントの破損率への改良度因子の取り入れについて、運開日から何年かごとの破損率を比較して、その係数を用いればよいのではないかという提案があった。

◇今後の予定

エクセルの機能(マクロ登録、グラフ化等)を生かして、破損率を計算できるところまでを今年度内の課題とする。また、一次近似二次モーメント法、ベイジアン信頼性解析法等による検討および改良度因子の検討は、来年度の課題とする。

(2) 材料データの整理

◇小井から資料91-6-2にそって、SUS316FRのき裂進展特性について報告がなされた。データ点数が少ないので、分散はSUS304鋼の値をそのまま記載しているとの注釈が加えられた。

◇Mod.9Cr-1Mo鋼平滑丸棒試験片を用いたき裂発生試験において、DC電気ポテンシャル法によりき裂を検出する計画についての進捗はなし。

(3) き裂発生確率の評価

◇町田から資料91-6-3にそって、さきに開発したき裂の発生を確率論的に評価するプログラムを用いて、九州電力玄海1号機冷却材漏洩事故の条件において、き裂が発生する確率を計算した結果が示された。

◇き裂発生確率計算プログラムで計算したき裂発生確率を確率論的破壊力学解析コード・CANIS-Pへ欠陥データとして引き継ぐためには、どんな大きさを以てき裂の発生とするかの定義を明確にしておく必要がある。このため、町田から小井に対して、き裂発生について定量的に述べた文献調査の要請があった。

(4) 確率論的構造健全性評価

◇若井から資料91-6-4にそって、確率論的構造健全性評価法の開発関連の進捗について報告がなされた。

(コメント)二重管の破損確率計算を1MW試験施設の条件に基づいて行なう予定のようだが、リファレンスプラント(設計研究)も対象にしてはどうか?(町田)

→プラント工学室・鬼橋氏からデータをもたらえるかも知れない(木曾原が確認)

◇若井から資料91-6-4にそって、関西電力美浜2号機細管破断事故の条件の

き裂発生確率計算および確率論的き裂進展計算を実施するために必要となる材料データが列挙され、小井に対してこれらの材料データの収集が要請された。

3. その他

◇平成2年度W/G成果報告書が完成した。(配布済み)

◇データベースへのデータインストールが完了した。

◇SG破損データベースフォーマット最新版を木曾原からグループ員に配布する。

◇次回W/G会議は4月13日(月)13:30～。

次々回からは、平成3年度W/G報告書について打ち合わせを行なう。

以 上

第16回 構造信頼性W/G会議 議事録

平成4年5月29日

構造信頼性W/G

- 日時 平成4年4月20日(月) 13:40～17:05
- 場所 構造工学室2階会議室
- 出席者 木曾原(機器室), 小林, 小井(以上材料室),
町田, 若井(以上構造室)
- 配布資料 92-1-1 第15回 構造信頼性W/G会議議事録 (若井)
92-1-2 進捗状況・今後の予定 (木曾原)
92-1-3 DNB振動による熱応力の解析 (若井)
92-1-4 二重伝熱管内管の確率論的構造健全性評価 (町田)
92-1-5 き裂の発生に関する見解 (小井)
92-1-6 二重管SG構造健全性WG平成3年度報告書作成要領
(町田)

議事

1. オブザーバ紹介

今回の会議から、材料室の水蒸気中での二重管腐食疲労試験担当者である小林氏または古川氏がオブザーバとしてWG会議に参加することになった。(今回の会議には小林氏が出席。)

2. 前回会議議事録確認

資料92-1-1について、資料のとおり承認された。

◇二重伝熱管の破損確率評価を、リファレンスプラント(設計研究)に対して行なうことについて、プラント工学室に木曾原がコンタクトをとるという件は、機器室・仲井氏に委託したとの連絡があった。

3. 進捗状況報告

(1) 統計的破損率類推法の開発

◇木曾原から、前回議事録のなかにあるデータベースフォーマット最終版が配布された。配布されたフォーマットはフォーマットのみで、データは入力されていないので、各担当者で入力するよう要請があった。

◇これから入手される文献に基づくデータベースへの入力はすべて木曾原が担当していくことが確認された。

◇木曾原から資料92-1-2に沿って、EXCELを用いた発生年別伝熱管破損数の検索手順が紹介された。今後このような作業をマクロ化して行なえるようにしたいとのことであった。

(コメント)EXCELにおいてデータベースとして使える行数/列数には制限があるので、チェックしたほうがよい。(小井)

◇資料92-1-2の「今後の予定」について町田から以下のコメントがあった。

(コメント)平成3年度WG報告書には、ここにある「プラント毎破損率」「伝熱管破損率」「発生年別破損率」だけでなく、今後、必要と考えられる検索項目についてマクロを準備し、体系的な組立てとすること。

(2) DNB振動による熱応力解析

◇若井から資料92-1-3にそって機器室小型二重管SG試験施設の定格条件に基づいて、DNB振動により発生する熱応力を計算した結果について報告があった。ここで考慮された条件で発生する熱ひずみはいずれも疲労限以下であり、当初予定していた損傷量評価は行なわなかったとのことであった。しかし、これらの解析で得られた応力を町田に引き継ぎ、確率論的き裂進展計算を実施してもらった。

(コメント)平均応力が存在するので、一概に疲労限以下として片付けるのはよくない。Mod.9Cr-1Mo鋼の設計疲労線図を適用してそれでも疲労限以下であるかどうか確認すること。(町田・小井)

→Mod.9Cr-1Mo鋼の設計疲労線図については、小井を通じて材料室の担当者からもらう。

(コメント)環境の効果によっても疲労限は低下するので、考慮する必要があると考えられる。(小林)

(3) き裂発生確率の評価

◇町田から資料92-1-4にそって、確率論的破壊力学解析コード・CANIS-Pを用いてDNB振動による二重伝熱管の内管の破損確率を評価した結果が報告された。これらの解析の結果、DNB振動はき裂進展に大きく寄与することがわかった。したがって、実際のSG伝熱管の健全性向上のためは欠陥のないことが重要となるため、PSI/ISIの重要性が指摘された。

◇今後、外管に対する同じような評価およびPSI/ISIを考慮した破損確率評価も実施していく予定であると連絡があった。

(コメント)実際のPSI/ISIの欠陥検出能力は板厚の50%程度と低く(木曾原)、また、超音波探傷の検出能力も0.3mm程度である(小林)ので、これらの

解析で想定している初期欠陥は十分小さい。

(4) き裂の発生に関する見解

◇小井から資料92-1-5にそって、何をもってき裂の発生とするかについての見解について報告があった。これによると、き裂の発生とは、き裂の進展が結晶粒や粒界の影響を受けずに進展を始める時点として定義し、発生時のき裂長さは結晶粒径1個～数個程度と見積るとの説明があった。

(コメント)発生時のき裂寸法を決めるために、Mod.9Cr-1Mo鋼やSUS316鋼についてき裂の発生とみなしうるき裂寸法、損傷値の平均値と標準偏差を調査してもらいたい。(町田)

→小井が調査。

4. その他

◇町田から平成3年度W/G目次案が示された。資料92-1-6の工程において、第17回W/G会議は5月末に、原稿提出は6月中旬に、とりまとめは6月末にそれぞれ変更する。

(コメント)目次案の2.3.2改良SUS316鋼に関する材料定数の整理は削除してもらいたい。(小井)

→削除する。

◇木曾原は二重管SGのISI(原電共研)の資料を町田へ提示する。

◇次回W/G会議は5月20日(水)13:30～。

次回からは、平成3年度W/G報告書について打ち合わせを行なう。

以上

第17回 構造信頼性W/G会議 議事録

平成4年6月19日
構造信頼性W/G

- 日時 平成4年5月28日(木) 13:30～16:30
- 場所 構造工学室2階会議室
- 出席者 木曾原(機器室), 小井(材料室), 町田, 若井(以上構造室)
- 配布資料
- 92-2-1 第16回 構造信頼性W/G会議議事録 (若井)
 - 92-2-2 統計的破損率類推法の開発 (木曾原)
 - 92-2-3 DNB振動による熱応力の解析 (若井)
 - 92-2-4 IRS資料抄訳 (若井)
 - 92-2-5 確率論的構造健全性評価法の開発
(3年度報告書ドラフト) (町田)
 - 92-2-6 き裂の発生に関する見解 (小井)

議事

1. 前回会議議事録確認

資料92-2-1に沿って、前回W/G会議議事録の確認が行なわれ、以下のコメントがつけられた。

◇3.(1)資料92-1-2「今後の予定」に対する町田のコメントの真意は、特定の検索項目に絞ったマクロ設定にとどまらず、今後、必要と考えられる項目についてマクロを用意しておくのが望ましいということである。

◇3.(2)の項目の表題は「材料データの整理」ではなく、「DNB振動による熱応力解析」とする。

◇3.(7)は、3.(5)とする。

以上のコメントを反映した第16回会議議事録を、近日中に若井が配布する。

EXCELでデータベースとして使える行数/列数に制限があるのでそれについて木曾原がチェックすることになっているが、未実施。

DNB振動により発生する熱ひずみが、Mod.9Cr-1Mo鋼の設計疲労線図を適用しても疲労限以下となるかどうかの確認は設計疲労線図ができしだい、実施する。

2. 進捗状況報告

(1) 統計的破損率類推法の開発

◇木曾原から資料92-2-2に沿って、EXCELを用いた発生前年別伝熱管破損数

の検索手順が紹介されるとともに、パソコンを用いたデモンストレーションが行なわれた。

◇平成3年度W/G報告書の木曾原担当分の内容について町田から以下のコメントがあった。

(コメント)平成3年度WG報告書には、マクロ機能を用いた検索および破損率計算まで含めること。操作方法の解説はフローチャートなどを用いて行なうこと。

(2) IRS資料から得られる機器破損事例の情報

◇若井から資料92-2-4が示され、IRS資料に基づいた機器破損事例の整理を行なってはどうかという提案がなされた。

(コメント)資料93-2-4を見るかぎり、PWRのトラブル事例がほとんどである。軽水炉のSGとナトリウム加熱型SGでは温度条件等が異なる。また、人為ミスとか電気系トラブルの例が多い。本W/GのSG破損データベースに取り入れるのはどうかと思う。(町田)

→ナトリウム加熱型SGに絞って情報収集を続けても、今後、統計処理に耐えられるだけの情報が得られるとは考えにくい。せっかく定期的に入手できる情報があるのだから利用したい。(若井)

(コメント)温度の条件等を考えるならば、軽水炉よりもむしろ火力プラントのSGを対象に含めてはどうか？(小井)

→それらの破損事例はおそらく膨大であろうから、情報を得ること、および整理することは困難であると考えられる。(若井)

◇議論の結果、IRS資料から得られる機器破損に関する情報は、別のデータベースファイルを作成して保管していくことが決められた。IRS資料(定期的に関発部に送られて来る)を木曾原がもれなく入手し、SGに関連する情報を抜き出して、W/G員に適当に配布する。データベースへの入力に配布を受けたものを行なう。

(3) DNB振動による熱応力解析

◇若井から資料92-2-3にそって、機器室小型二重管SG試験施設の定格条件に基づいて、DNB振動により発生する熱応力計算の途中経過について報告があった。今回の解析は、今回会議で町田が述べるき裂発生確率計算および確率論的き裂進展計算の基礎データとなった軸方向にDNB界面が往復移動するモデルが過度に保守的であるという指摘に基づき、DNB界面が周方向に移動するRivuletモデルを採用して行なった。熱応力解析は現在実施中であり、ここでは熱伝導解析結果だけを示した。

(コメント)平成3年度報告書には、軸方向にDNB界面が移動するモデルでの計

算だけを含め、今回のモデルは後回しにする。(町田)

(4) き裂発生確率計算および確率論的き裂進展計算

◇町田から資料92-2-5にそって、き裂発生評価コード・CIAを用いたき裂発生確率計算および確率論的破壊力学解析コード・CANIS-Pを用いた破損確率計算を、二重伝熱管の内管/外管に対して実施した結果について報告がなされた。これらの解析の結果、DNB振動はき裂発生には影響が小さいが、き裂進展には大きく寄与することがわかった。したがって、DNB振動領域に初期欠陥野ないことを条件に、伝熱管の健全性を保証することができる。

(コメント)貫通/破断確率が非常に高くなっているのは、き裂進展則にスレッシュホールドがないとしてき裂進展を計算しているからであろう。DNB振動による応力のように、応力範囲は小さいが回数の多い事象に対してそのようなき裂進展則を適用するのは不適當であろうと考えられるので、材料室としての見解を示してもらいたい。

→町田が対応。

(コメント)もんじゅ蒸発器伝熱管に対して同様の評価を行なったときにDNB回数を1/10としたケースをパラメトリック解析として計算した。ここでは、DNB振動回数を1/2としたケースを計算しているが、もんじゅ蒸発器伝熱管の評価との整合を図る意味で1/10のケースを計算してもらいたい。

(5) き裂の発生に関する見解

◇小井から資料92-2-6にそって、き裂の発生とするときの疲労損傷値/クリープ損傷値に関する見解について報告があった。疲労き裂発生については、 $N_i/N_f=0.2$ 程度が妥当であり、クリープき裂発生については、第2期クリープと第3期クリープの間あたりではないかとのことである。

→町田が資料見直し。

なお、資料92-2-6中、 N_i/N_f の標準偏差を示しているが、これは実際には対数正規分布に従う。その対数標準偏差は次回会議に示す。

3. その他

◇IRS資料は、本社安全部から定期的に開発部の菊池事務長あてに送られてくる。木曾原が受け取って必要な措置を取る。

◇次回W/G会議は6月19日(金)13:30～。

今回は、平成3年度W/G報告書原稿を持ち寄り、打ち合わせを行なう。

以上

B. データベース入力例

1. SGデータ

SODA

蒸気発生器データ (基本フォーマット)

基本データ

- | | |
|--------------------------|---|
| (1) プラント名(Key Word): | EBR-II |
| (2) 国名(Key Word): | アメリカ |
| (3) 所在地(Key Word): | Idaho, Argonne National Laboratory;
P.O. Box 2528; Idaho Falls, ID 83401 |
| (4) プラント型式(Key Word): | ループ |
| (5) プラント出力(MWt): | 62.5 |
| (6) 運転開始日: | |
| (7) 機器名(Key Word): | 蒸発器 |
| (8) 蒸気発生器の型式 (Key Word): | 分離, 貫流, 無液面 |
| (9) 製作メ-カ-(Key Word): | Architect / Engineer - H.K. Ferguson Co. |

伝熱データ

- | | |
|------------------------------|----------------|
| (1) 熱出力(MWt / 基): | 5.9 |
| (2) 基数(基): | 8 |
| (3) 蒸気出口圧力(MPa-a): | 9.14 |
| (4) 熱交換形式 | Shell and Tube |
| (5) 外部(伝熱管外側)流体: | Na |
| (6) 外部流体流量(kg/sec): | 37.4 |
| (7) 外部流体入口温度(K): | 427 |
| (8) 外部流体出口温度(K): | 307 |
| (9) 内部(伝熱管内側)流体: | 水 |
| (10) 内部流体流量(kg/sec): | 4.17 |
| (11) 内部流体入口温度(K): | 304 |
| (12) 内部流体出口温度(K): | 304 |
| (13) 伝熱面積 (m ²): | 51.1 |

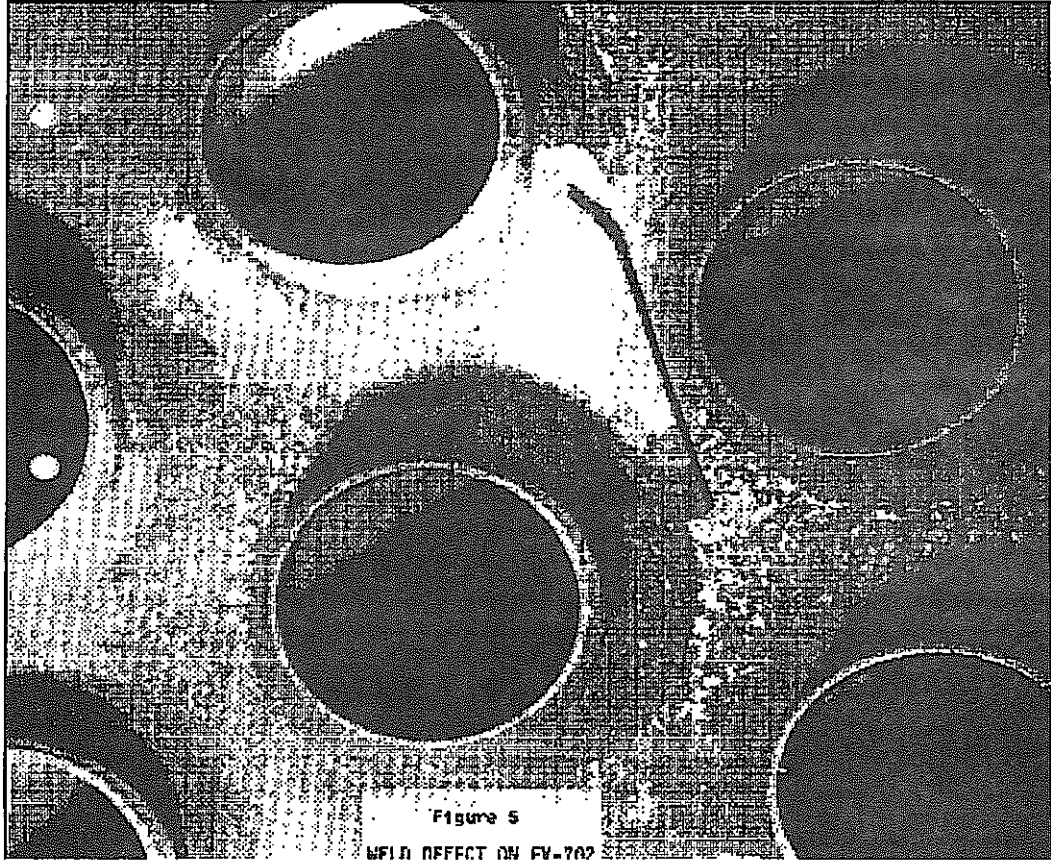
伝熱管データ

- | | |
|------------------------------|---------------|
| (1) 伝熱管型式(Key Word): | 2重管 |
| (2) 伝熱管形状(Key Word): | 直管型 |
| (3) 伝熱管本数(本 / 基): | 73 |
| (4) 外管(or単管)外径(mm): | 36.53 |
| (5) 外管(or単管)肉厚(mm): | 2.39 |
| (6) 内管外径(mm): | 31.75 |
| (7) 内管肉厚(mm): | 2.35 |
| (8) 伝熱管水側(or単管)材質(Key Word): | 2 1/4 Cr-1Mo鋼 |
| (9) 伝熱管Na側材質(Key Word): | 2 1/4 Cr-1Mo鋼 |
| (10) Core Tube材質(Key Word): | (None) |
| (11) 伝熱管有効平均長さ(m): | |
| (12) 管-管溶接法(Key Word): | (None) |

SODA

破損事例(基本フォーマット)

(17) 破損部状況図:



破損要因

- (1)大分類 (Key Word): 初期欠陥
- (2)中分類 (Key Word): 溶接不良
- (3)小分類 (Key Word): スラグ巻き込み(タングステン)

説明: 溶接フラックスが凝固時溶接金属表面に完全に浮遊せず、溶接金属内に残留したもの、またはその現象

(4) 破損原因(Narrative):

自動溶接された管-管板溶接にピンホールが発生した。これは、製造時に実施したヘリウムリーク試験では発見されなかった。ヘリウムリーク試験時にはスラグによってプラグされていたと考えられる。

SODA

蒸気発生器データ (基本フォーマット)

構造データ

- (1) 蒸気発生器Na容量(kg):
- (2) 蒸気発生器重量(kg):
- (3) 蒸気発生器高さ(m): 9.19
- (4) 蒸気発生器外径(m): 508(20")
- (5) 水/蒸気管板材質(or単管) 2 1/4 Cr-1Mo
- (6) 水/蒸気管板厚さ(出口)(or単管)(mm)
- (7) 水/蒸気管板厚さ(入口)(or単管)(mm)
- (8) Na管板材質 2 1/4 Cr 1Mo
- (9) Na管板厚さ(入口)(mm)
- (10) Na管板厚さ(出口)(mm)
- (11) 管-管板溶接法(Key Word): 隅肉溶接
- (12) 胴材質(Key Word): 2 1/4Cr 1Mo
- (13) 蒸気発生器構造(Narrative):

蒸発器と過熱器は同一形状・寸法で、ナトリウムがバップル板の通って流れる直管型(73本)の熱交換器である。バップル板の材料がSUS304である以外は、全ての材料が2-1/4Cr-1Mo鋼である。蒸発器と過熱器の違いは、過熱器の伝熱管内には蒸気流速を増大するためのコアチューブが設置されている点である。ナトリウム-水反応の可能性を極力抑えるため、伝熱管は2重管型とされた。4つの蒸発器と1つの過熱器の伝熱管は、内外管が機械的に結合している。残りの蒸発器および過熱器の伝熱管は冶金的結合とされた。

2. 破損データ

SODA

破損事例(基本フォーマット)

プラント名

(1) プラント名(Key Word): EBR-II

(2) 機器名(Key Word) 蒸発器

破損状況

- (1) 発生or発見日時 1965.2.7
 (2) 発生 or 発見 発見
 (3) 1次破損件数 1
 (4) 2次破損件数 0
 (5) 破損発生箇所(Key Word): 管-管板溶接部
 (6) 破損発生箇所(Narrative):

蒸発器(EV-702)の上部蒸気管板とナトリウム管板の間に水を発見した。

- (7) 破損箇所の材質(Key Word): 2 1/4 Cr -1Mo
 (8) 発生時の運転状態(Key Word): 運転
 (9) 発生時の運転状態(Narrative):

1964年7月に出力運転を開始した半年の間。

- (10) 発見時の運転状態(Key Word): 定期検査
 (11) 発見時の運転状態(Narrative):

蒸気発生器の定期検査中

- (12) 供用時間: 7ヵ月
 (13) 発見方法(Key Word): 検査中
 (14) 発見方法(Narrative):

オペレータが定期検査において上部蒸気-ナトリウム管板の間に水があるのを発見した。

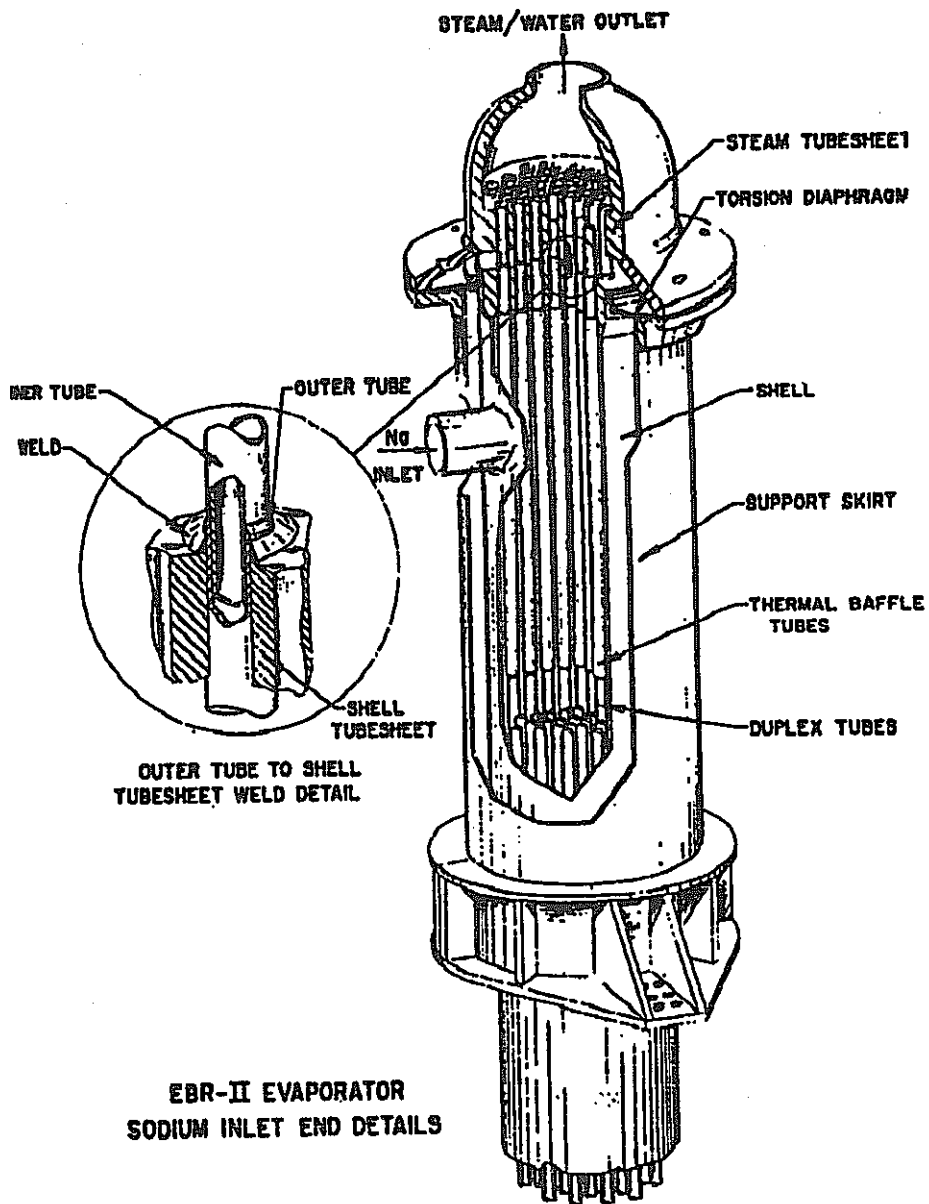
- (15) 破損形態(Key Word): ピンホール
 (16) 破損形態(Narrative):

水側管板の中心に近い内管-管板溶接部の肉盛り部にピンホールが発生した。

SODA

蒸気発生器データ (基本フォーマット)

(14) 蒸気発生器構造図:



その他

その他(Narrative)

SODA

破損事例(基本フォーマット)

事故後の処置

(1) 事故後の運用(Key Word): 補修

(2) 事故後の運用(Narrative):

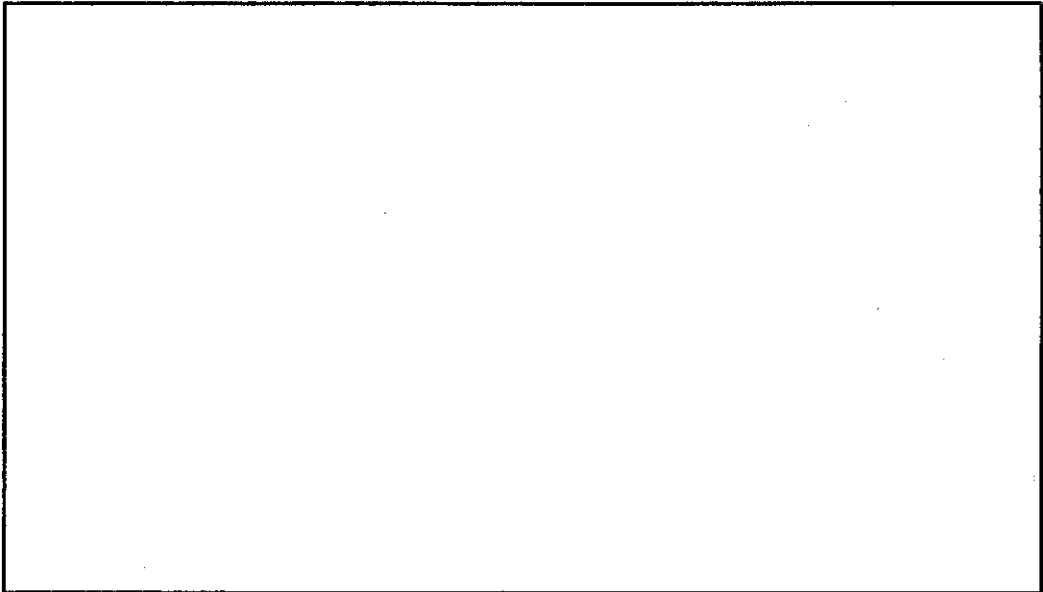
手動溶接にて補修した。健全性を確認の後、1965年に運転を開始した。その後20年間事故は発生していない。

(3) 補修方法(Key Word): 溶接補修

(4) 補修方法(Narrative):

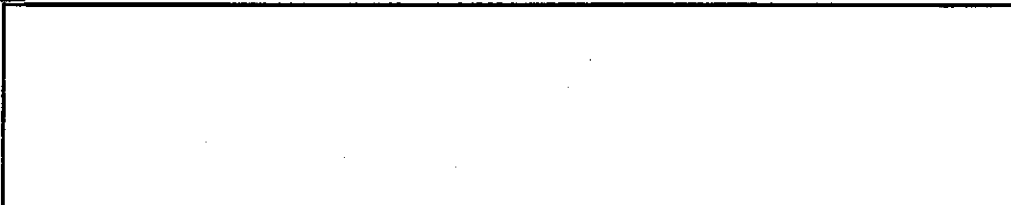
蒸発器と蒸気ドラムとの間の配管を切り取り、水側の管板にアクセスした。空気側の管板を加圧してバブルテストを実施し、リーク位置を限定した。ピンホール位置は蒸発器の蒸気出口からアクセス可能であったので該当部位をグラインダで削り取って、手動溶接にて補修した。その後、ヘリウムリーク試験を実施して健全性を確認の後、運転を開始した。

(5) 補修状況図:



その他

(1) その他(Narrative)



C. 漏洩量評価条件の設定方法について

1. 概要

確率論的き裂進展解析の入力条件として用いたリーク検出までの漏洩量の設定方法について示す。

2. 漏洩量

リーク検出器の性能評価として蒸気およびヘリウムリーク率と検出時間の関係が従来の検討から明らかになっており、これをFig.C-1および2に示す【4】。これより、内・外管のリーク検出時間と総リーク量(リーク率×検出時間)の関係を求めると以下のとおりとなる。

検出時間 (sec)	100	1000	10000
蒸気漏洩量 (g)	26.8	26.4	25.6
ヘリウム漏洩量 (g)	2.64	1.26	1.18

リーク検出器の働きで検出が検知できる限界流量として、検出が正常にできる場合の漏洩流量を蒸気数値の平均を取って取り扱うこととする。

$$\text{内 管} : (26.8+26.4+25.6)/3 = 26.3 \text{ g}$$

$$\text{外 管} : (2.64+1.26+1.18)/3 = 1.69 \text{ g}$$

3. 評価条件

(1) 内管評価条件

漏洩量の算出にはベルヌーイの式を用いるため、開口部の圧力損失係数が必要である。内管は外管と隣接するため、単にオリフィス形状の圧力損失とは様相が異なる。そこで内管については以下とおり条件設定した。

【蒸気密度】 $\rho = \gamma / g = 53.6 \times 10^{-9} / 9800 = 5.47 \times 10^{-12} \text{ kg} \cdot \text{sec}^2 / \text{mm}^4$

【蒸気漏洩量】 重量流量は従来の実験結果より以下のとおりとなる。

ギャップ部

$$Q_w = 1 \times 10^{-7} \text{ kg} / \text{sec}$$

溝部

$$Q_w = 1 \times 10^{-5} \text{ kg} / \text{sec}$$

これより、流量は蒸気比重量を用いて、以下のとおりとなる。

ギャップ部

$$Q = Q_w / \gamma = 1 \times 10^{-7} / 53.6 \times 10^{-9} = 1.87 \text{ mm}^3 / \text{sec}$$

溝部

$$Q = Q_w / \gamma = 1 \times 10^{-5} / 53.6 \times 10^{-9} = 187 \text{ mm}^3 / \text{sec}$$

【内管内外圧力差】 $\Delta P = 1.25 \text{ kg} / \text{mm}^2$

【開口面積】 ギャップ部に漏洩孔が有る場合は開口面積と蒸気漏洩量には相関関係がなく、ほぼ一定の漏洩量となる。これは、漏洩部の流路抵抗が殆どギャップ部の摩擦抵抗で決まってしまうためである。しかし、CANIS-Pは開口面積と圧力損失係数および差圧を用いて漏洩量を算出するため、漏洩量を安全側に見込むため、本評価では開口径を0.5mmと仮定し、面積を0.196mm²として評価する。

【圧力損失係数】 $\zeta = 2 \Delta P / \{(Q/A)^2 \cdot \rho\}$
 $= 4.97 \times 10^9$ (ギャップ部)
 $= 4.97 \times 10^5$ (溝部)

(2) 外管評価条件

外管に対しては開口内外面における面積変化をオリフィスで仮定する。

【圧力損失係数】 $\zeta = 1.5$

【ヘリウム密度】 $\rho = \gamma / g = 0.708 \times 10^{-9} / 9800$
 $= 7.22 \times 10^{-14} \text{ kg} \cdot \text{sec}^2 / \text{mm}^4$

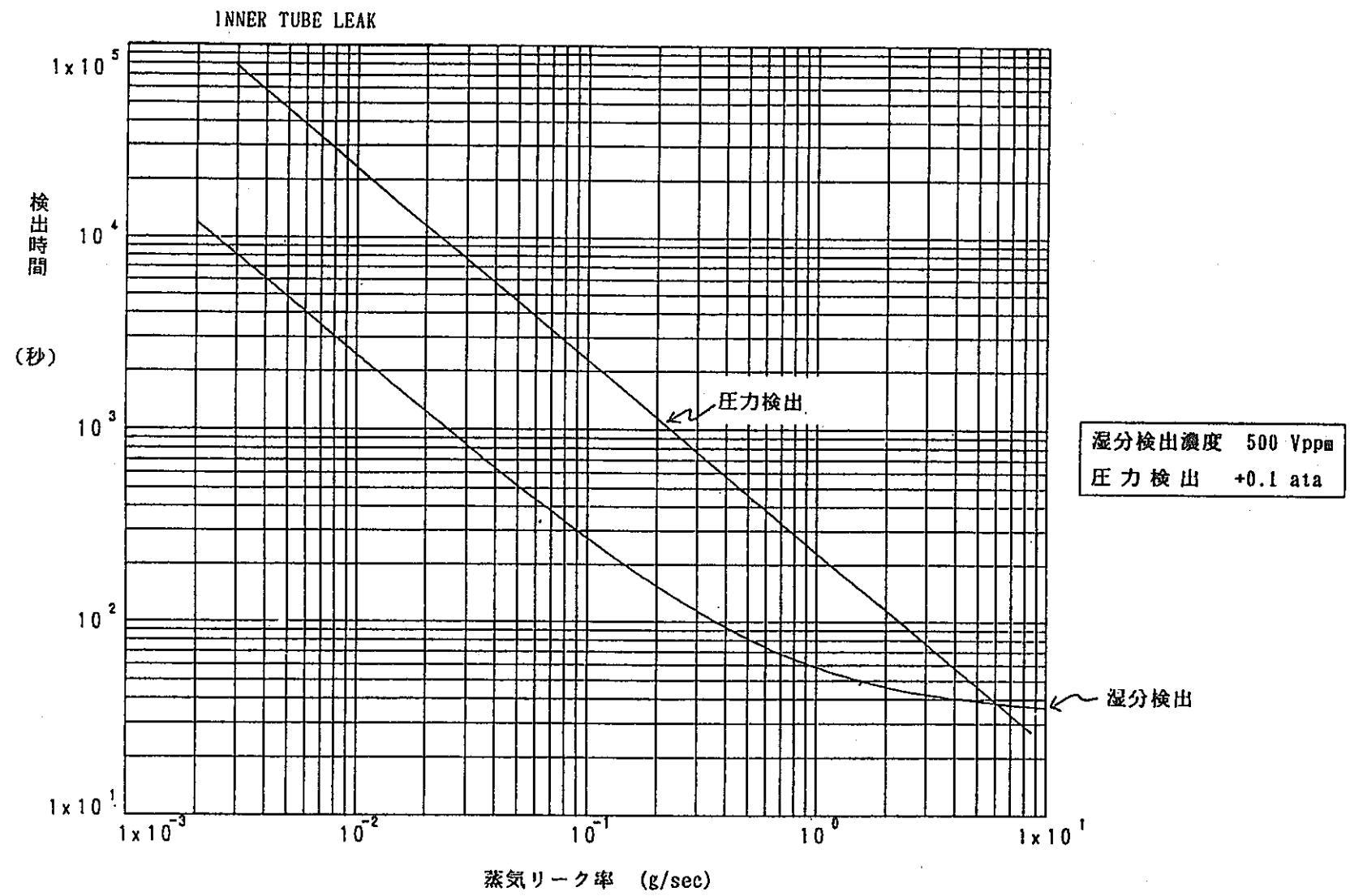


Fig. C-1 Relationship between steam leak rate and detection time

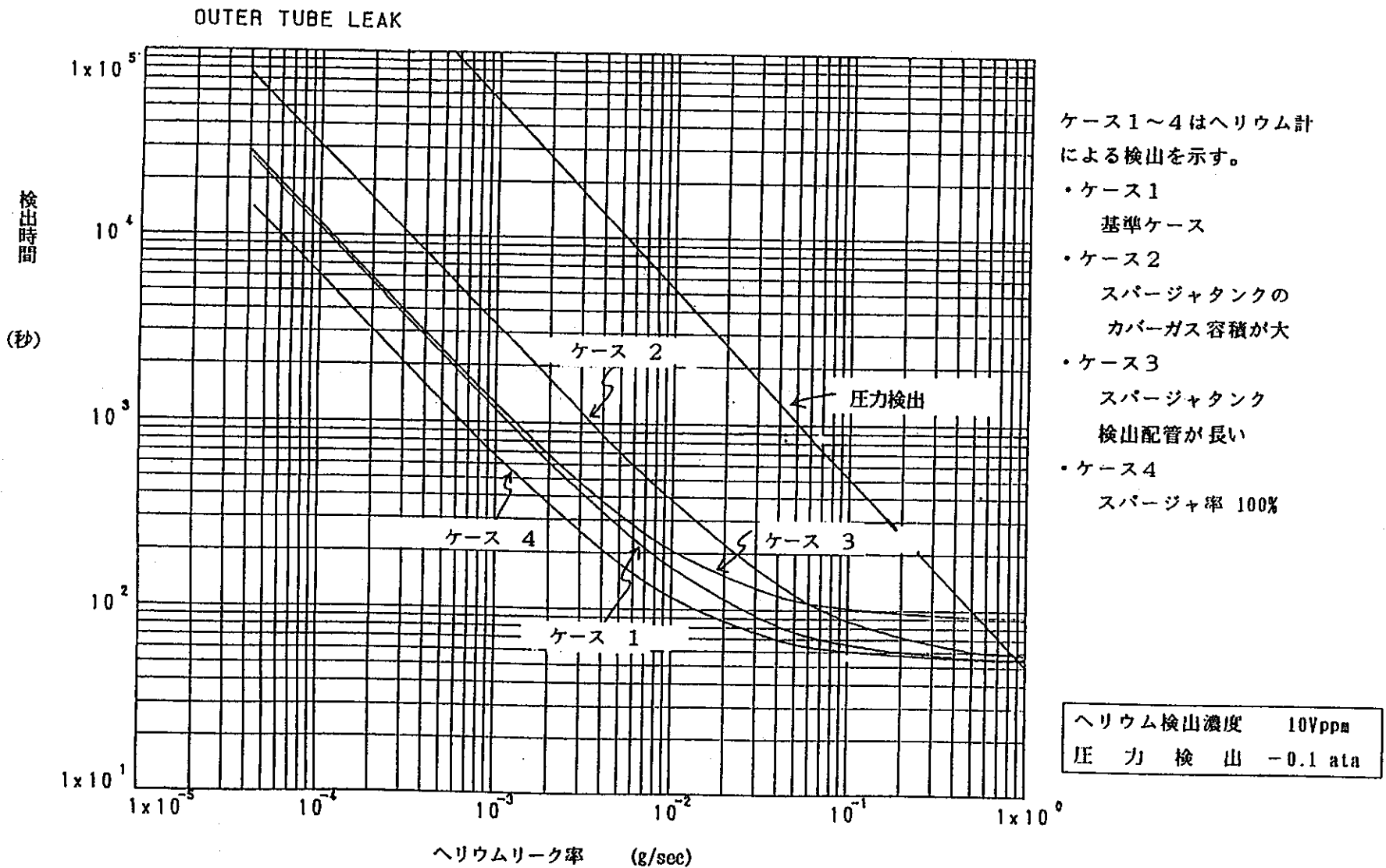


Fig. C-2 Relationship between helium leak rate and detection time

D. 2重管SGの確率論的構造信頼性評価

(1) DNB振動により生じる熱応力

a. DNB振動のモデル化

DNB振動は、沸騰の形態が核沸騰／膜沸騰と変動することにより伝熱管の水蒸気と接する面の熱伝達率が変動する現象で、これに起因して伝熱管板厚内温度分布が変動し、その結果として繰返し熱曲げが発生することになる。2.2.2 (2)において、DNB振動のき裂進展への寄与がきわめて大きいことがわかった。したがって、2重管SGとして一体貫流型を採用する場合、DNB振動による熱疲労に対する伝熱管の信頼性評価は重要な問題となる。

そこで、本W/Gでは、まず直管型SG伝熱管におけるDNB振動に関する文献調査を行ない、得られた知見に基づいて解析条件を設定し、伝熱解析を実施した。ここで得られた温度履歴を基に熱応力解析を行ない、算出された応力を用いてき裂発生確率評価および確率論的き裂進展計算を実施した。

伝熱管型式の違いによるDNB振動現象の違いについては、種々の研究が行なわれていて、それらを概括するとTable 2.2-*のようになる。

Table D-1 Characteristics of DNB in straight tube

	直管型	ヘリカルコイル型
振動周期	1.5～4秒	3～20秒
DNB振動長さ	40～70mm	-
周方向での DNB発生順序	全周で 一様	内側→上側→下側 上下側→外側→内側
温度振幅	管壁中央で約20℃	管外面で約10℃

直管型に対するこれらの研究例に基づき、ここでは次のようにDNB振動のモデル化を行なった。

- ①核沸騰／膜沸騰界面は伝熱管の一定区間内を軸方向に単純往復するものと仮定する(※)。
- ②振動周期は2秒、4秒、8秒の3つの場合を想定する。
- ③振動する区間の長さは40mm、80mmの2つの場合を想定する。

※直管型においても周方向のDNB振動があるとする研究結果もあるが、ここでは解析が煩雑になることを避けるため、考慮していない。

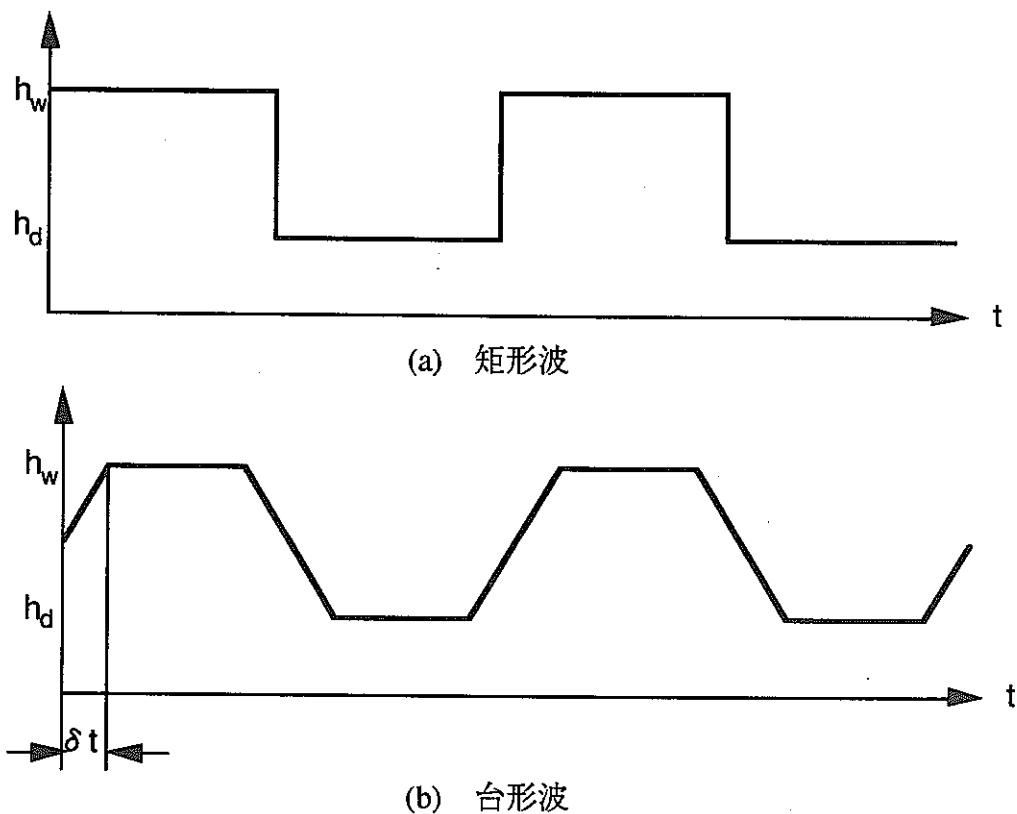


Fig.D-1 Waveform of heat transfer coefficient history

実際の内管内面の熱伝達率は、管内面が核沸騰域にあるか膜沸騰にあるかによって、それらのうちのいずれかの場合の熱伝達率となると考えられる。しかし、解析上、Fig.D-1(a)のように熱伝達率が変化すると考えた場合、熱抵抗の急激な変化によって解析結果が発散することになってしまった。このため、伝熱管内面の熱伝達率変化を、核沸騰域の熱伝達率と膜沸騰域の熱伝達率との間を対数補間することにより、Fig.D-1(b)に示したような台形波によって模擬することとした。この結果、計算結果は収束した。

以上の検討結果をうけて、本研究では、タイムステップインクリメントは0.01秒、 δt は振動周期の2.5%、径方向の要素数10個(内管6要素、板厚 $t=1.5\text{mm}$ 、外管4要素、板厚 $t=1.9\text{mm}$)、軸方向の要素数42個(長さ $L=84\text{mm}$)の有限要素モデルを用いて、以下の6つのケースについて伝熱解析を行なって、温度履歴を調べた。解析は2サイクル行なった。

Table D-2 Analysis cases

Case No.	Length of DNB region L (mm)	Period of a DNB cycle T (sec)
1	40	2
2	40	4
3	40	8
4	80	2
5	80	4
6	80	8

これらの解析を行なう目的は、

- (1) DNB振動領域の長さLが発生する応力に及ぼす影響を調べる；
- (2) DNB振動1サイクルで生じるひずみ範囲を各周期の振動について明らかにし、振動周期Tと損傷の関係を調べる

ことにある。

本解析で用いたモデルは機器室の小型2重管SG試験施設の2重伝熱管の寸法に基づいている。

寸法；内管 $OD7.6mm \times 1.5mm$

外管 $OD9.5mm \times 1.9mm$

モデル長さ 84mm

境界条件は、小型2重管SG試験施設の定格運転時のデータを参照して、Fig.D-2のように定めた。なお、内外管界面ギャップ部の熱抵抗は、熱伝達リンク要素によって表現した。

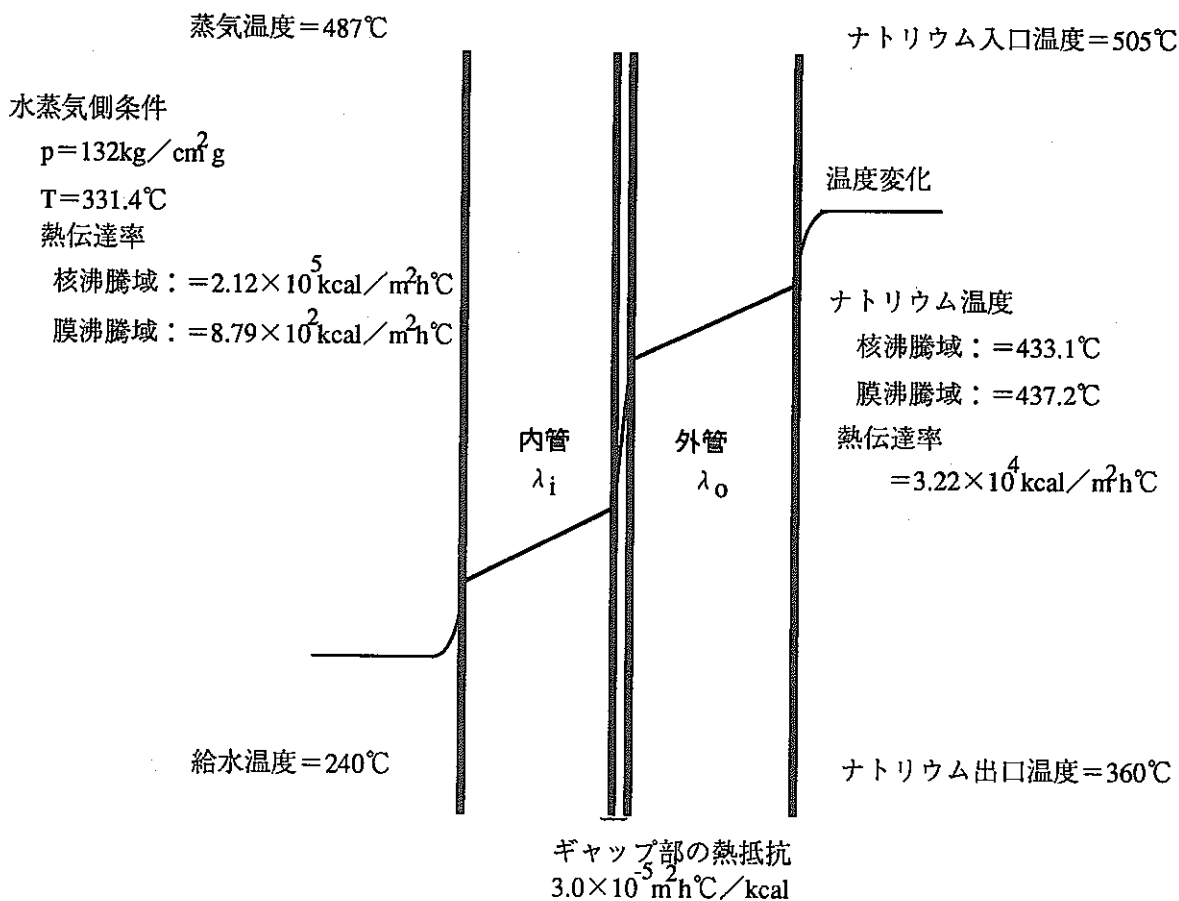
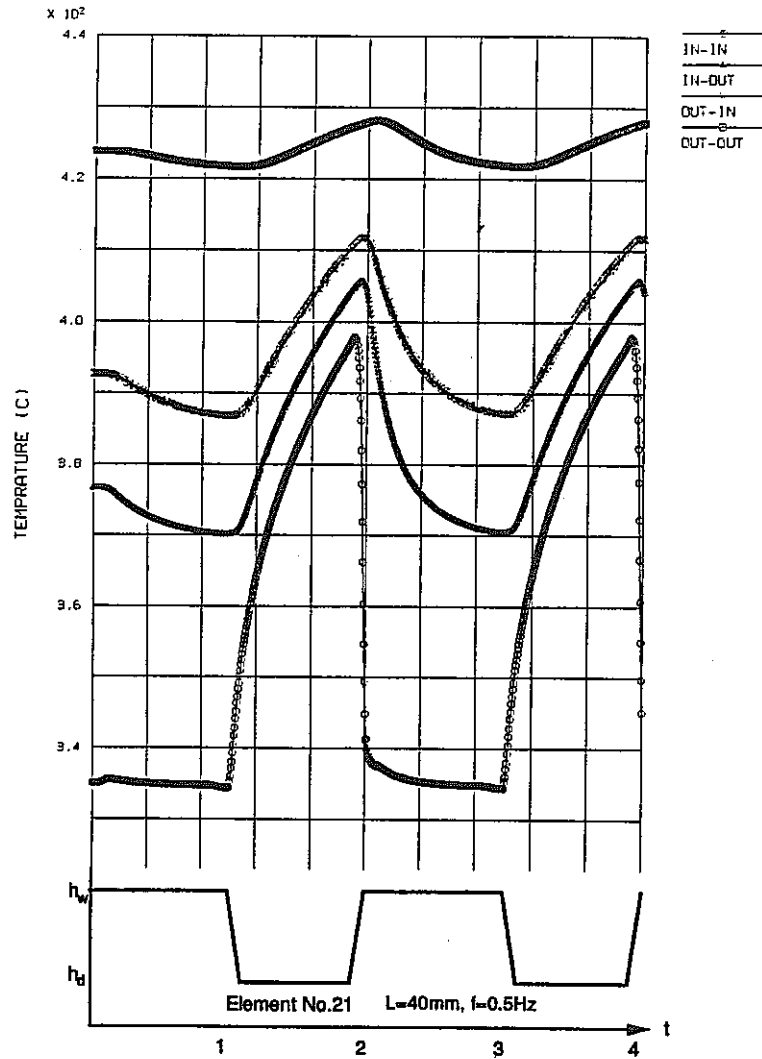


Fig.D-2 Analysis condition 【25】

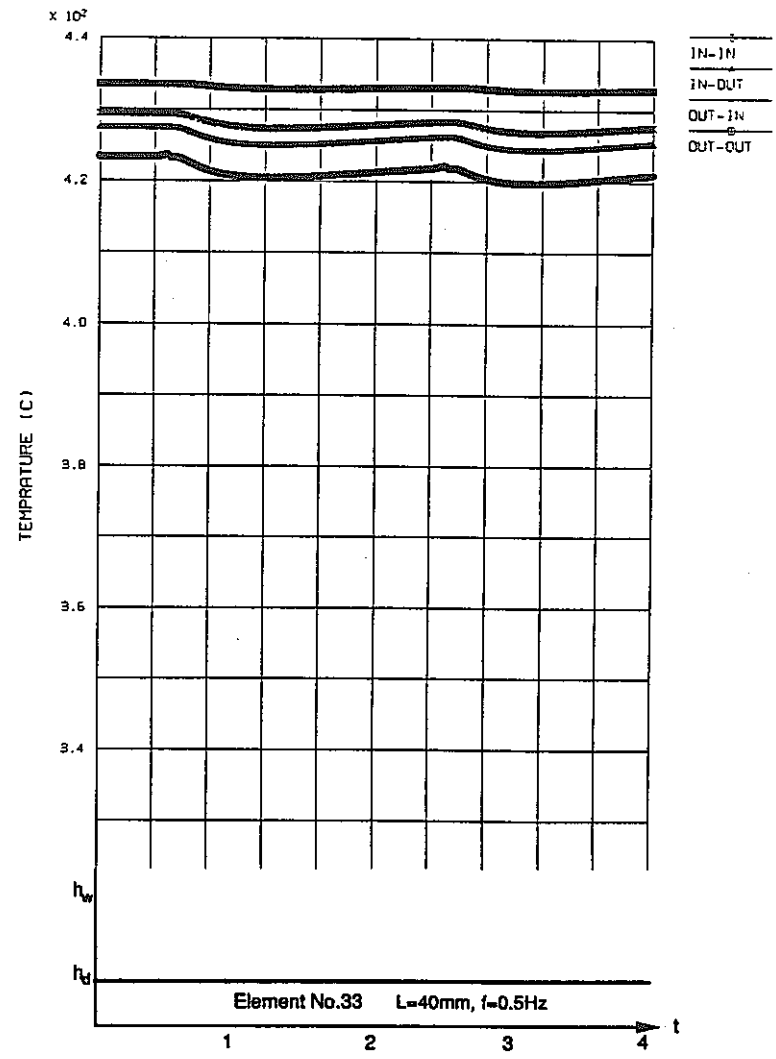
b. 伝熱解析結果

Case-1～Case-6の、DNB振動中心部付近および中心部から上方に22mm離れた位置にある節点の温度履歴をFig.D-3～Fig.D-8に示す。DNB振動中心部付近に関する限りは、DNB振動領域長さLが節点温度に及ぼす影響はほとんどない。しかし、振動中心から上方に22mm離れた位置、すなわち、L=80mmの場合にはDNB振動領域であるが、L=40mmの場合には常に膜沸騰域にある位置の節点では、L=40mmの場合にはほとんど温度変動がないのに対し、L=80mmでは振動中心付近とほぼ同等の温度変動がある。

DNB振動領域長さLが80mmの場合の、振動周期と各節点の温度変動幅の関係は、表に示したとおりである。

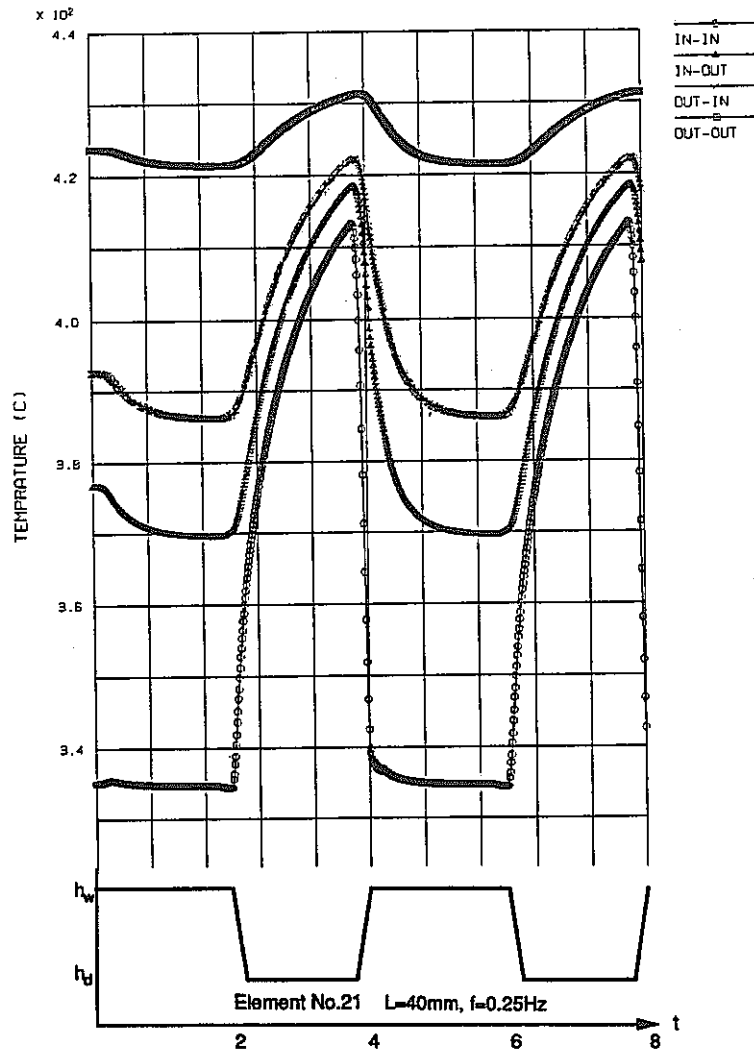


(a) Center of the model

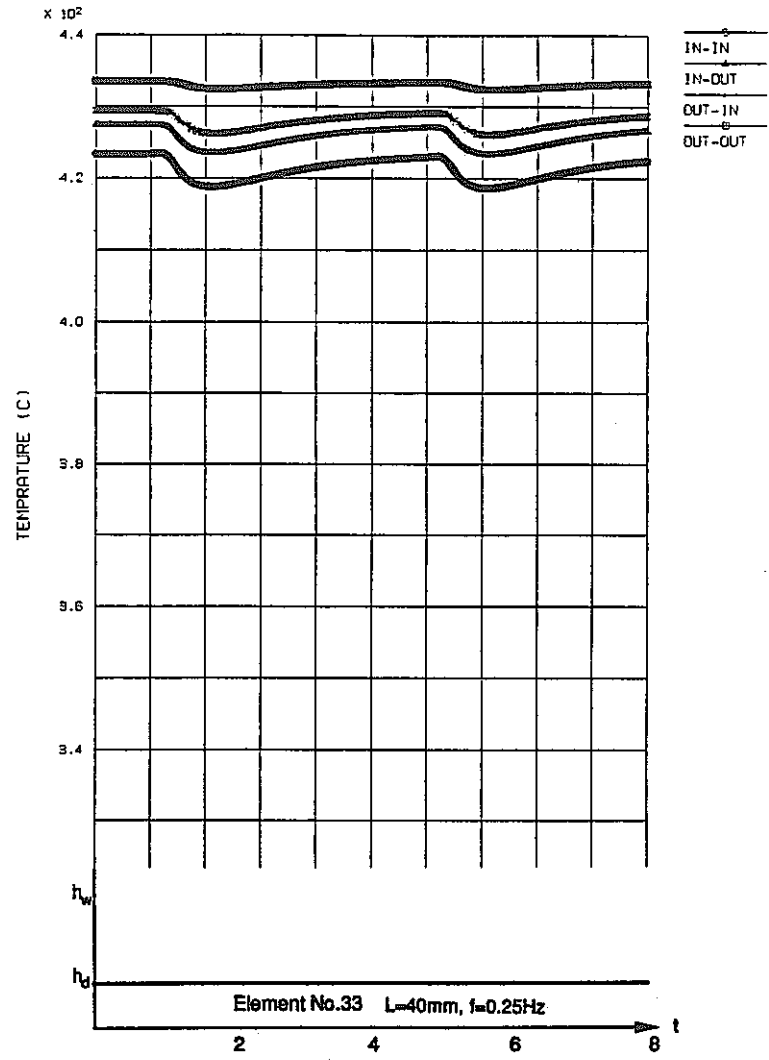


(b) 22mm away from center

Fig.D-3 History of nodal temperature (Length of DNB region = 40mm, DNB frequency = 0.5Hz)

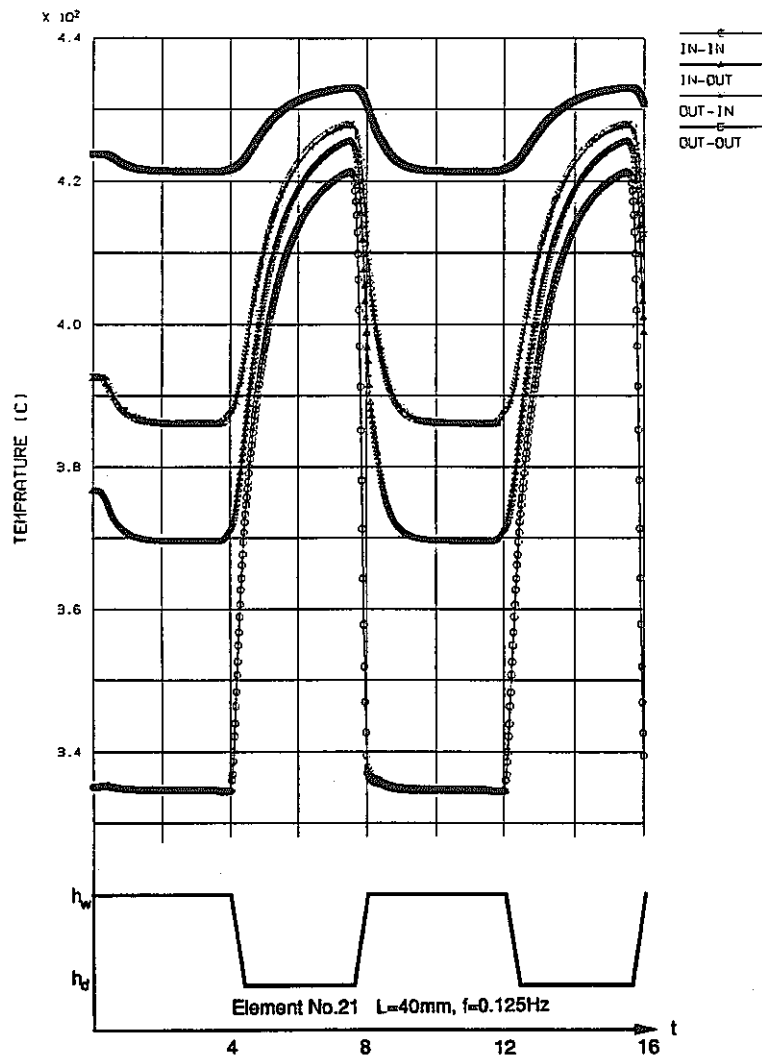


(a) Center of the model

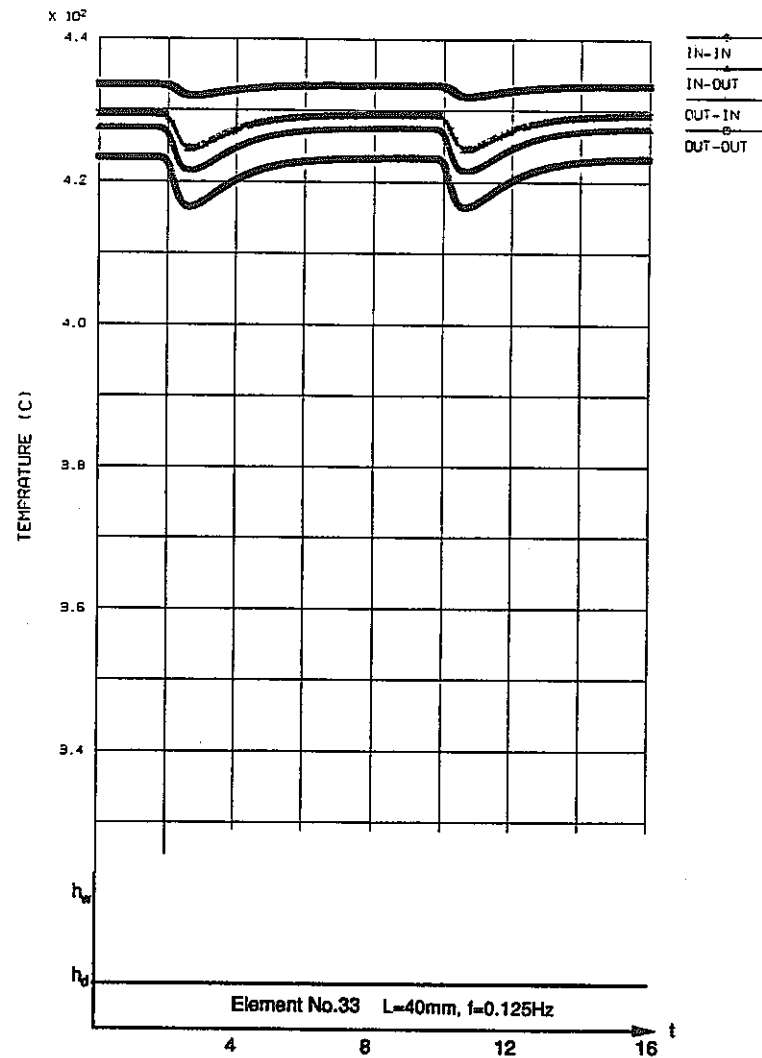


(b) 22mm away from center

Fig.D-4 History of nodal temperature (Length of DNB region = 40mm, DNB frequency = 0.25Hz)

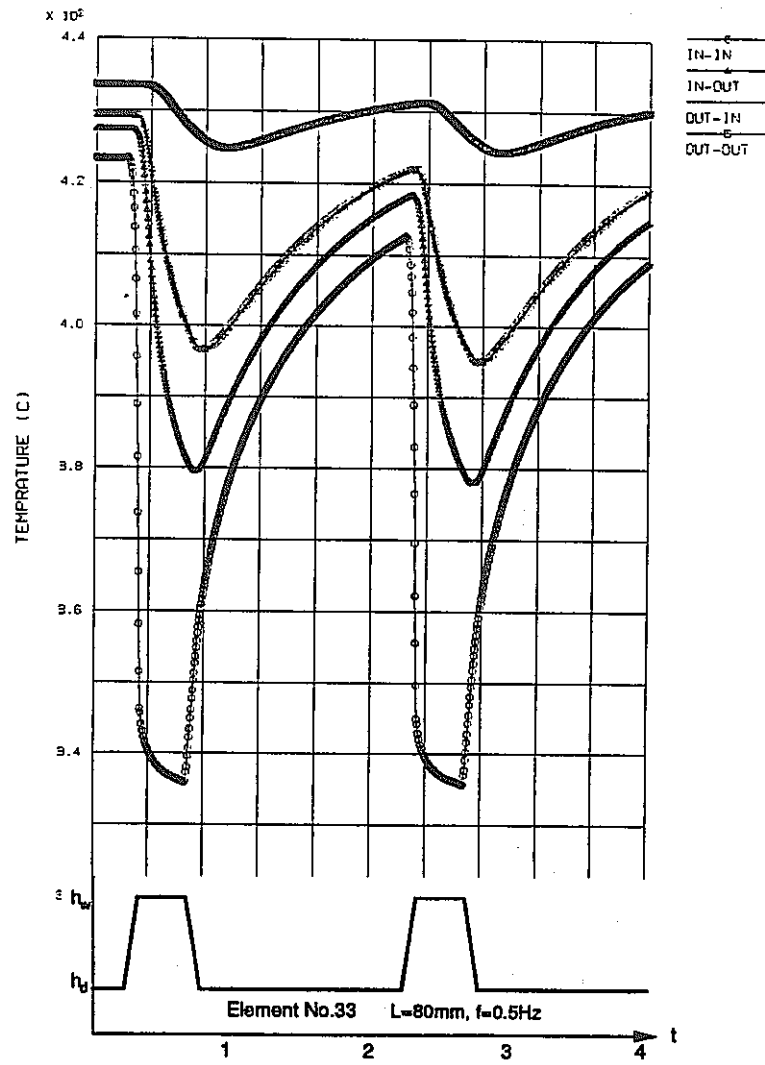
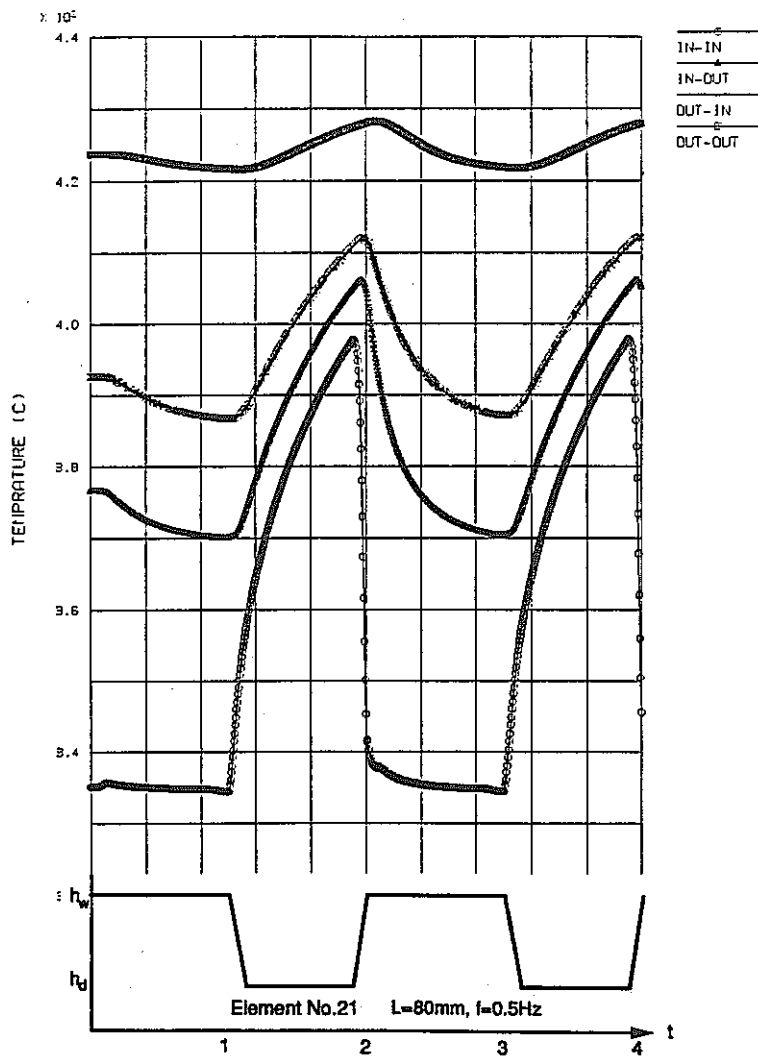


(a) Center of the model

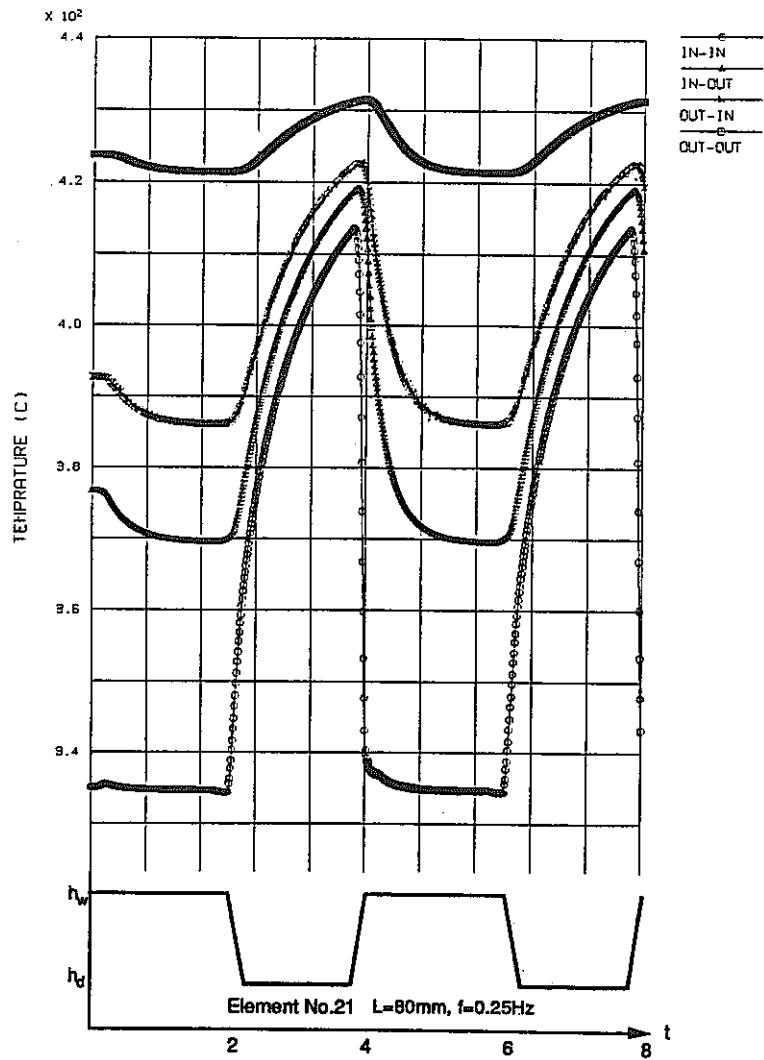


(b) 22mm away from center

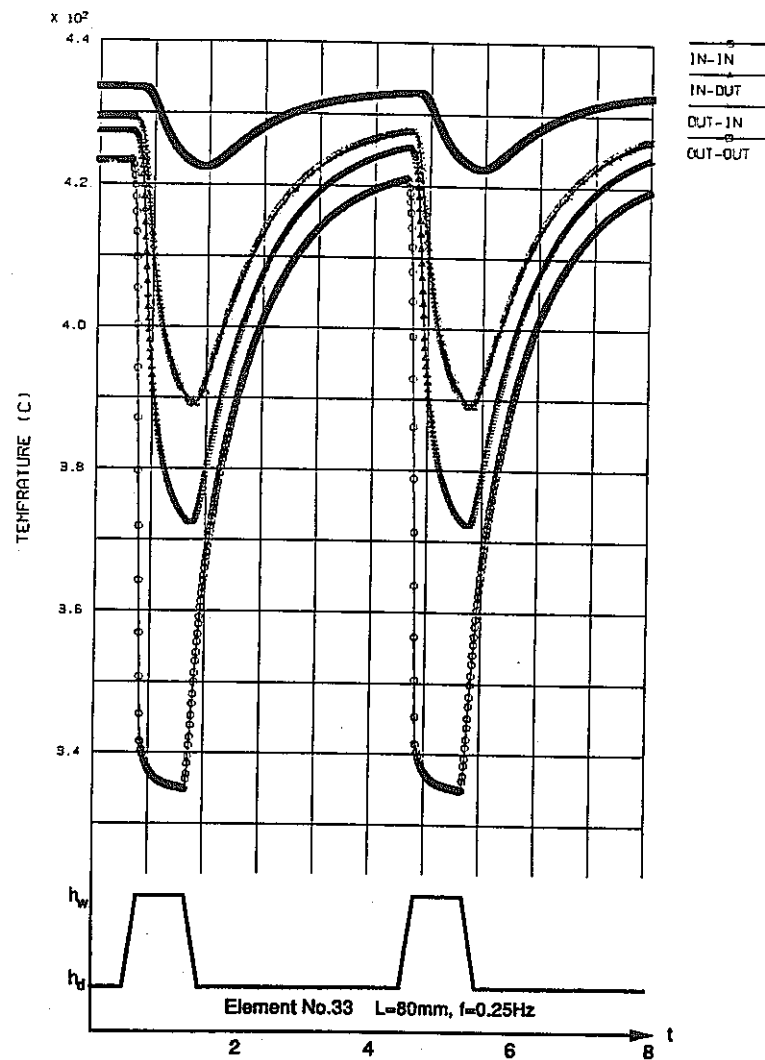
Fig.D-5 History of nodal temperature (Length of DNB region = 40mm, DNB frequency = 0.125Hz)



(a) Center of the model
 (b) 22mm away from center
 Fig.D-6 History of nodal temperature (Length of DNB region = 80mm, DNB frequency = 0.5Hz)

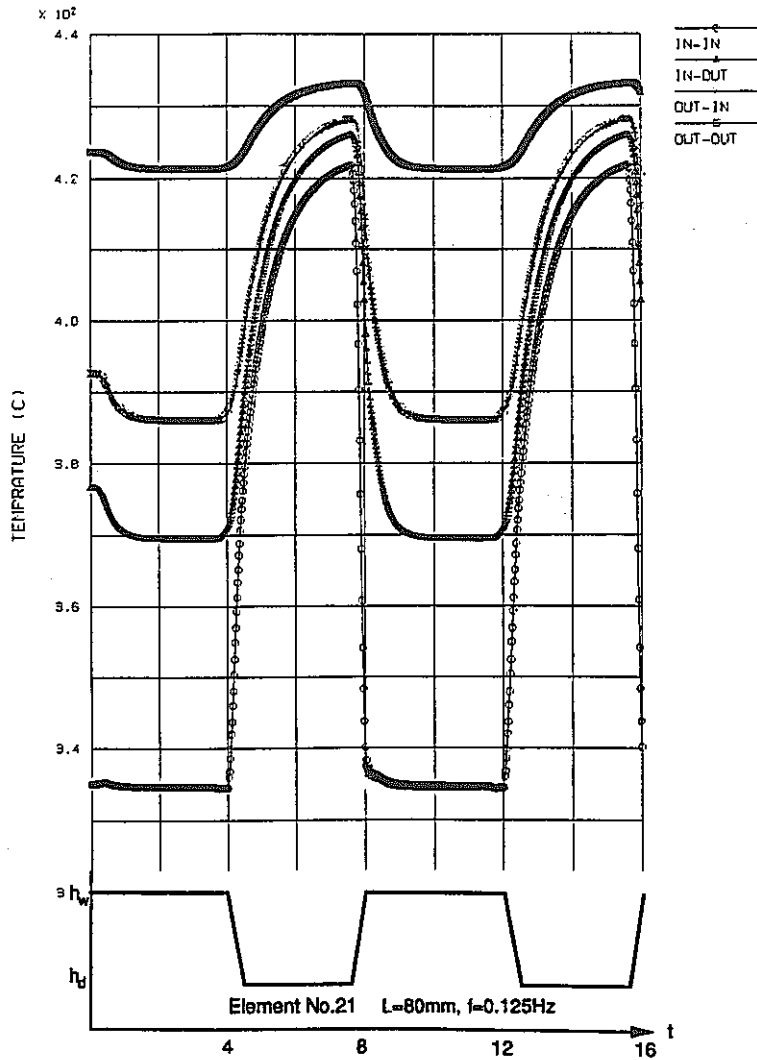


(a) Center of the model

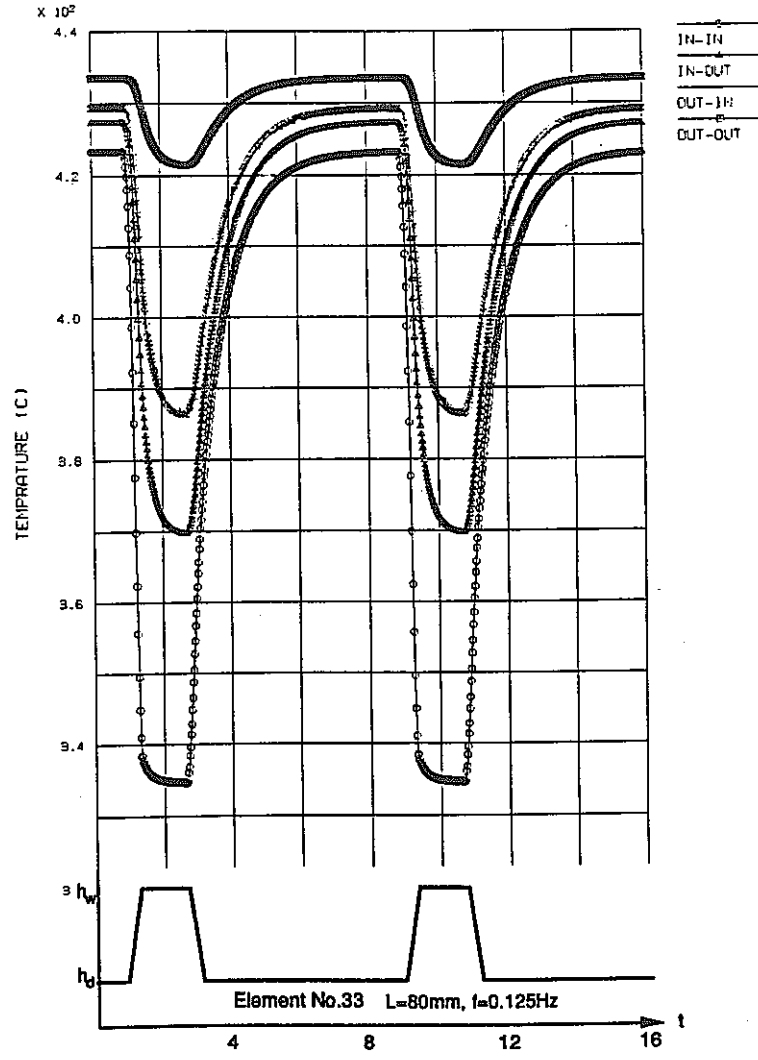


(b) 22mm away from center

Fig.D-7 History of nodal temperature (Length of DNB region = 80mm, DNB frequency = 0.25Hz)



(a) Center of the model



(b) 22mm away from center

Fig.D-8 History of nodal temperature (Length of DNB region = 80mm, DNB frequency = 0.125Hz)

TableD-3 温度変動幅 (単位℃) (L=80mm)

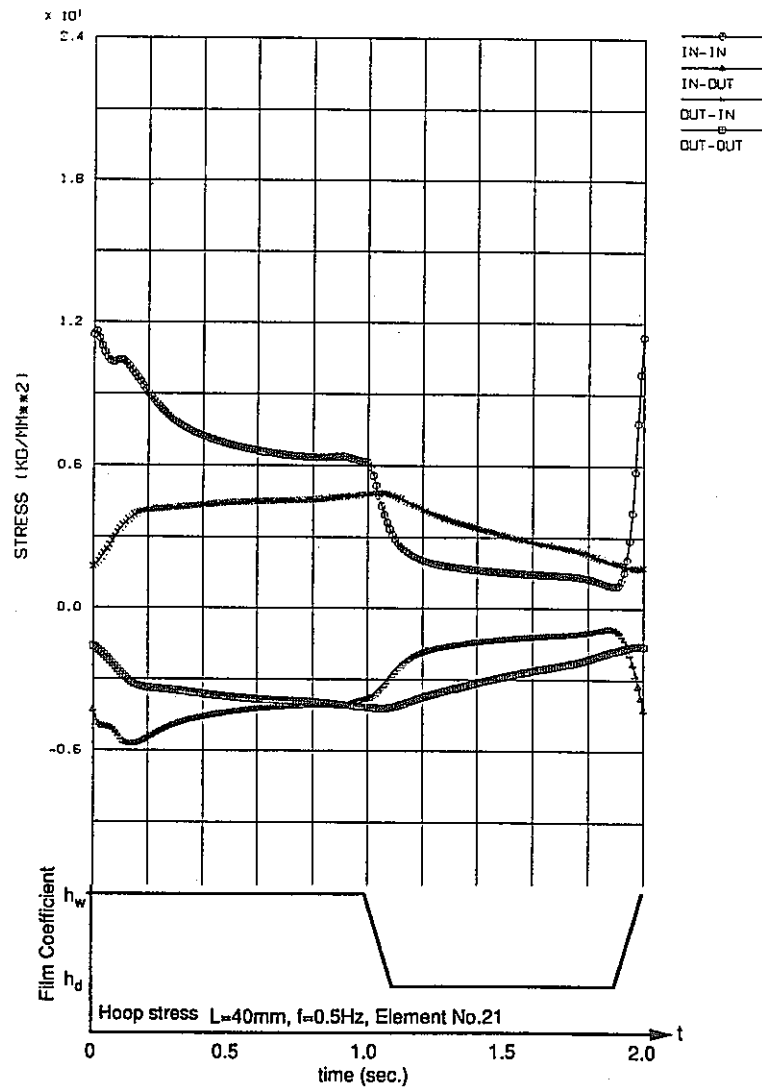
周期T	外管外面	外管内面	内管外面	内管内面
2 sec.	7	26	36	63
4 sec.	10	37	49	80
8 sec.	12	42	56	88

Table D-3より，周期Tが長くなるほど，節点の温度変動幅は大きくなることからわかる。

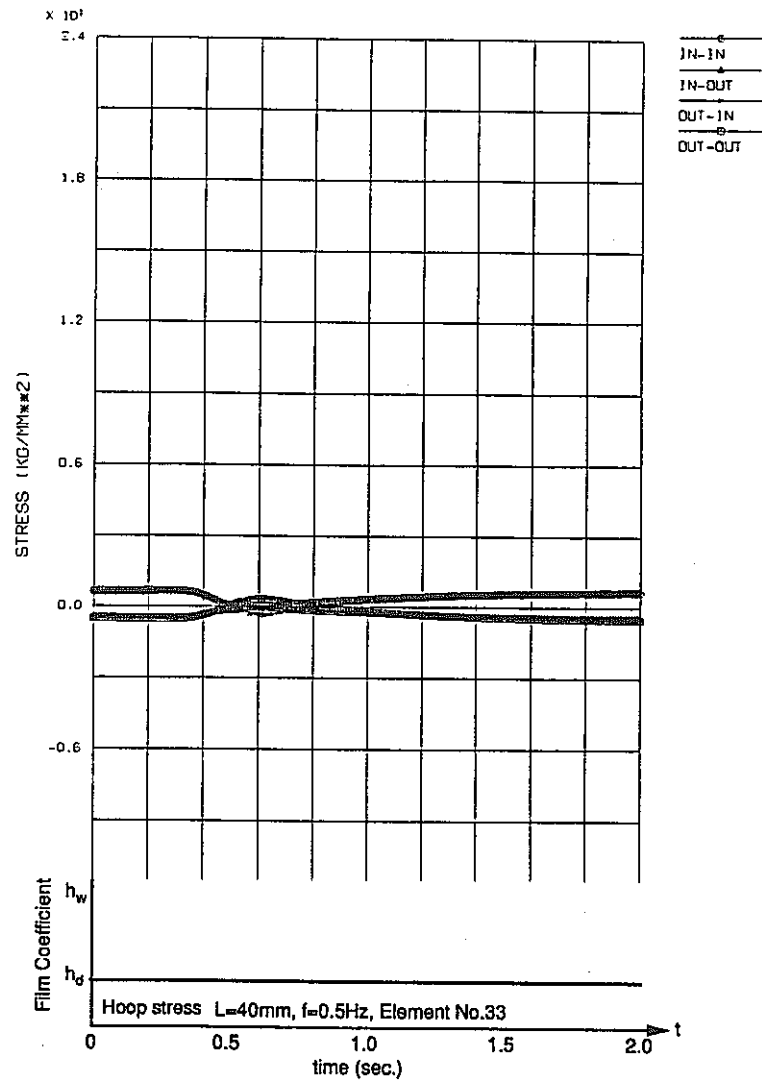
c. 熱応力解析結果

次に，伝熱解析で得られた温度履歴に基づいて熱弾性解析を行なった。温度履歴は伝熱解析結果の2サイクル目を用いた。Fig.D-9～Fig.D-20に各解析ケースにおける振動中心部と中心から上方に22mm離れた位置の周方向応力および軸方向応力の時刻歴を示す。なお，径方向応力はほとんど生じないことがわかった。

DNB振動領域の長さが繰返し応力に及ぼす影響は，中心部においてはほとんどない。中心から22mm離れた点においてはL=40mmの場合にはDNB振動領域から外れているため，周方向，軸方向ともに繰返し応力はほとんど発生しないのに対し，L=80mmの場合には中心部よりもむしろ大きい応力範囲を持つ繰返し応力が発生している。このため，次項以降のき裂発生確率およびき裂進展計算の基礎データとしては，解析に用いたモデルにおいて生じた応力範囲が最大となる点を対象とすることとした。

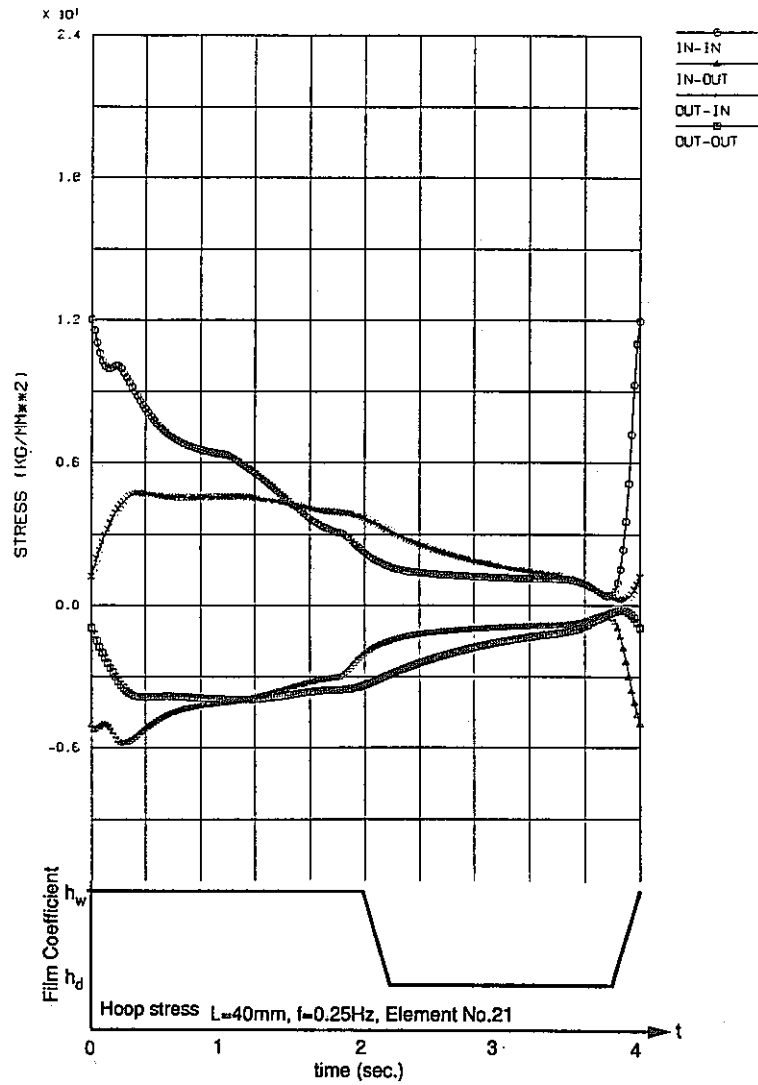


(a) Center of the model

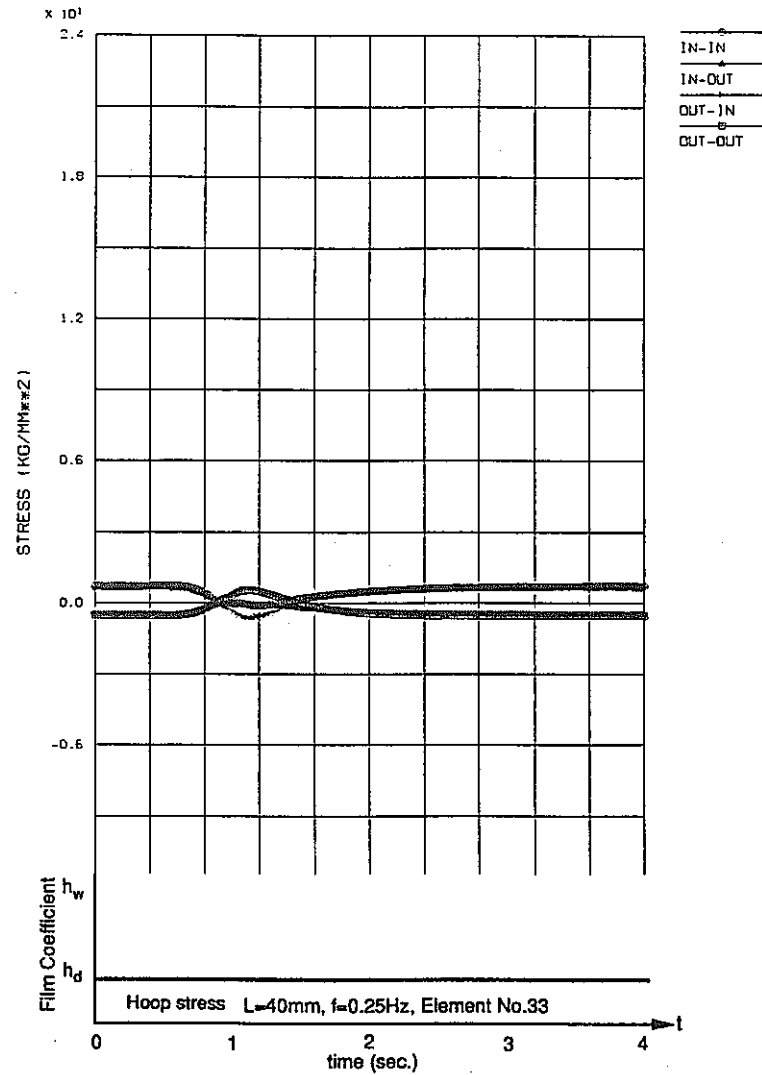


(b) 22mm away from center

Fig.D-9 History of hoop stress (Length of DNB region = 40mm, DNB frequency = 0.5Hz)

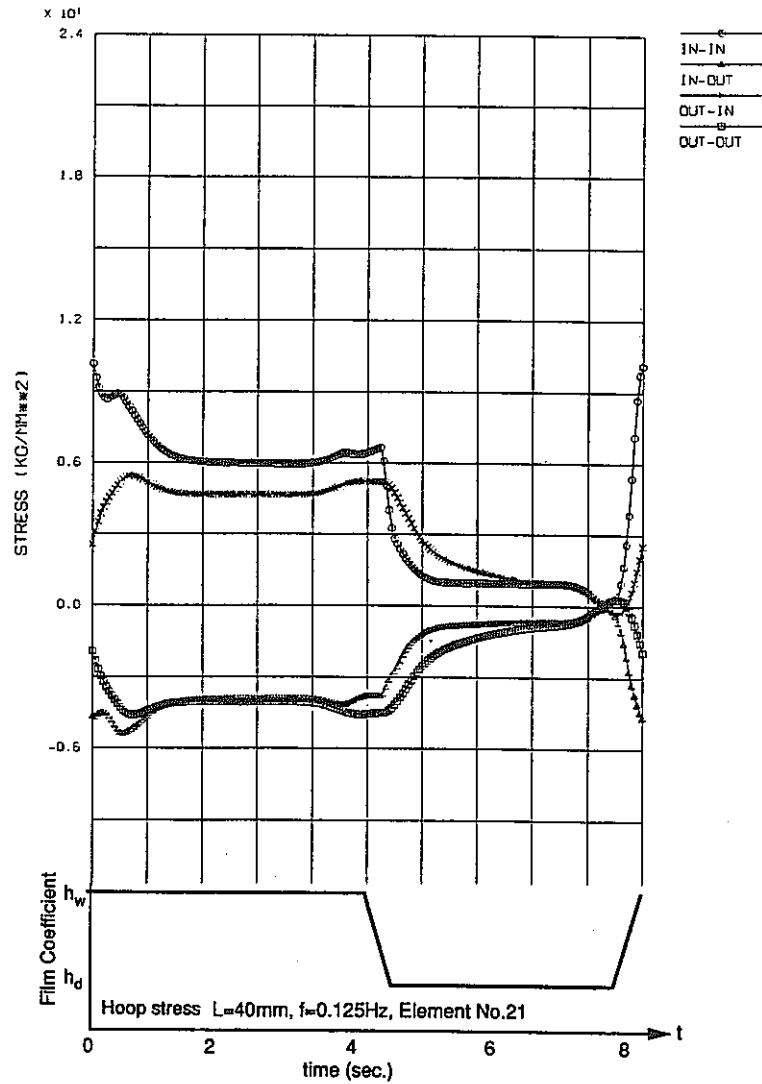


(a) Center of the model

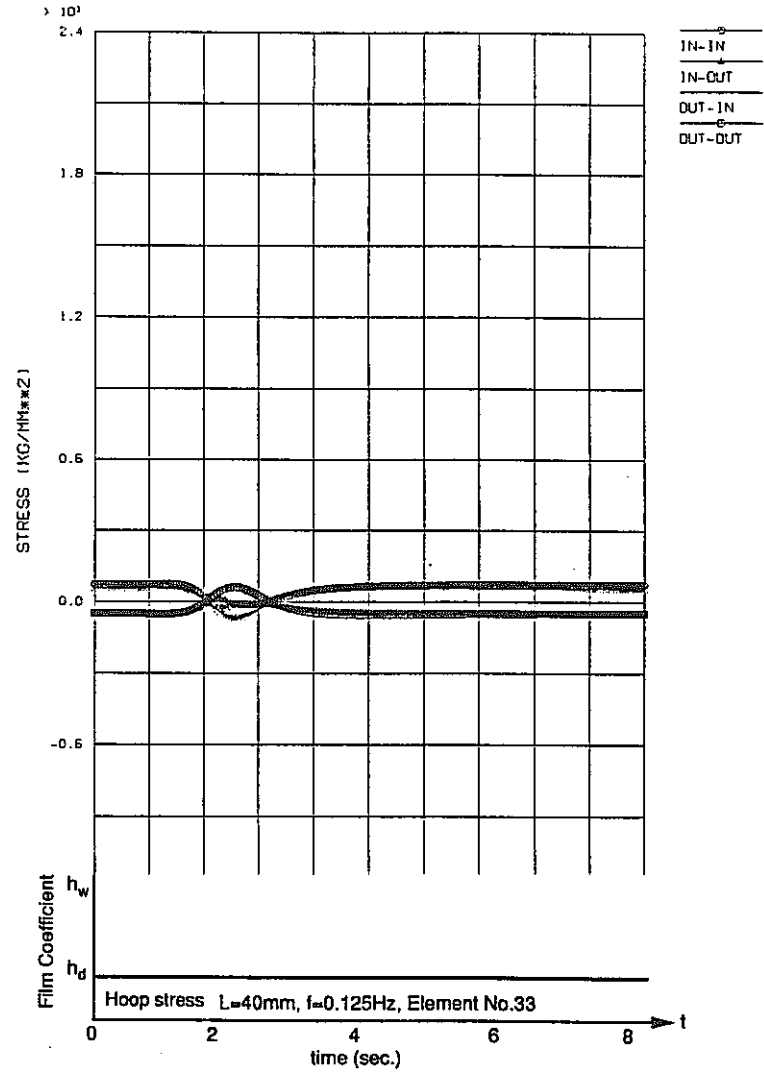


(b) 22mm away from center

Fig.D-10 History of hoop stress (Length of DNB region = 40mm, DNB frequency = 0.25Hz)

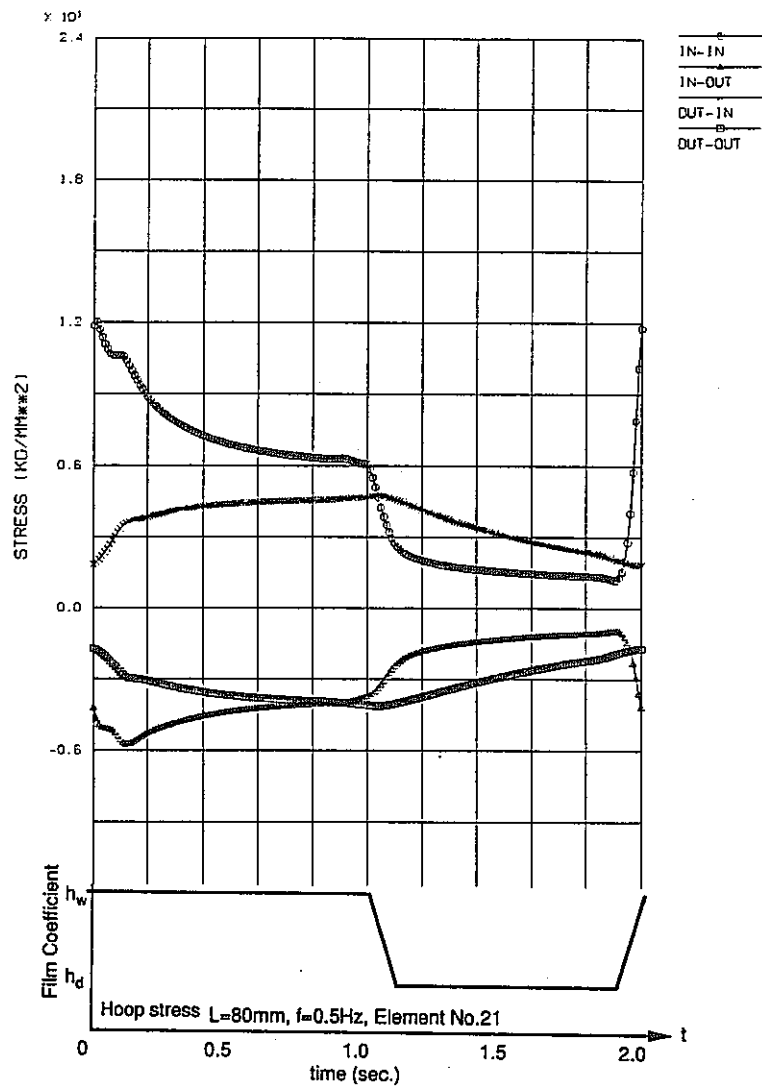


(a) Center of the model

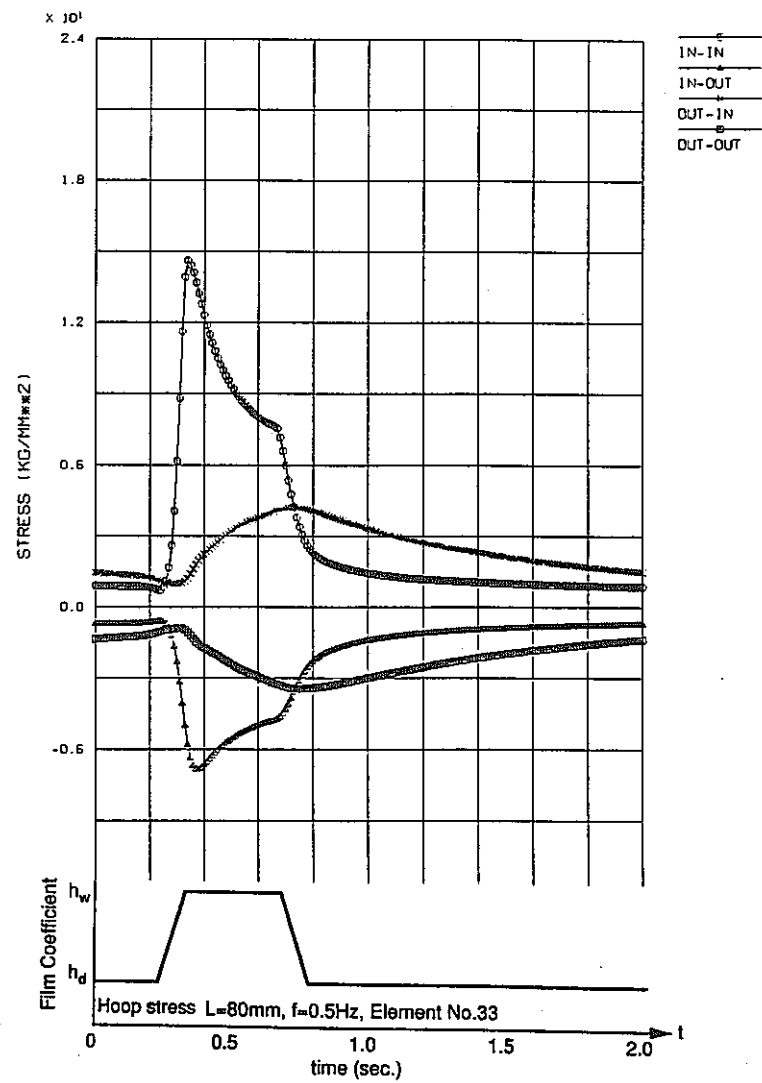


(b) 22mm away from center

Fig.D-11 History of hoop stress (Length of DNB region = 40mm, DNB frequency = 0.125Hz)

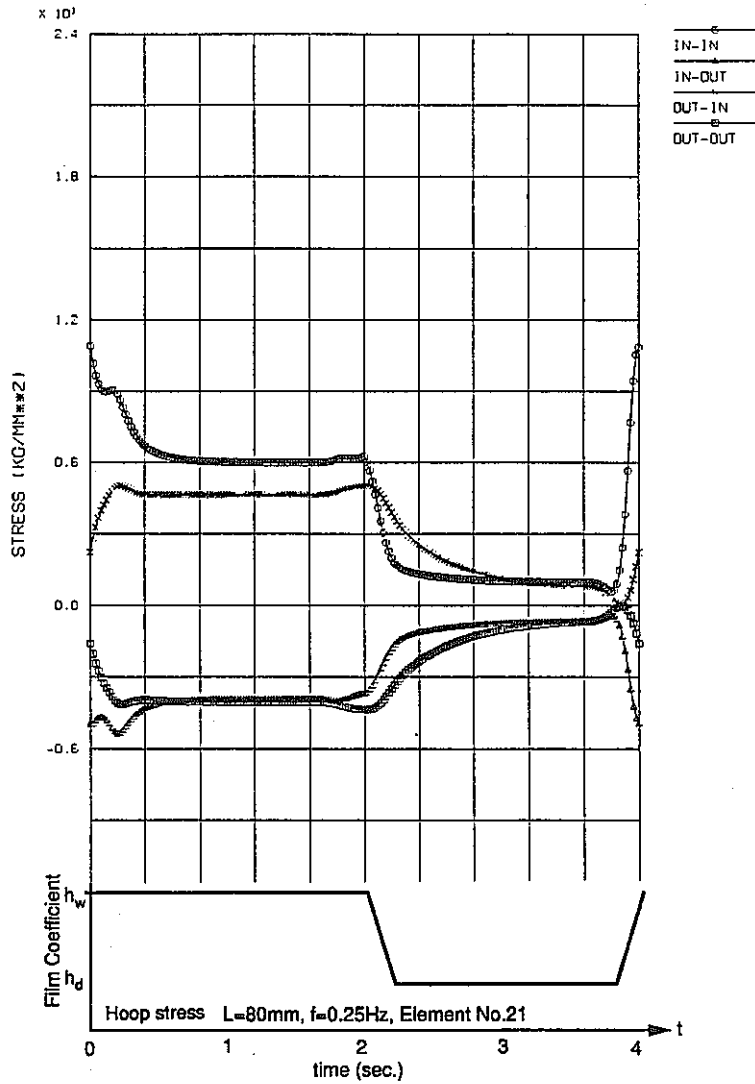


(a) Center of the model

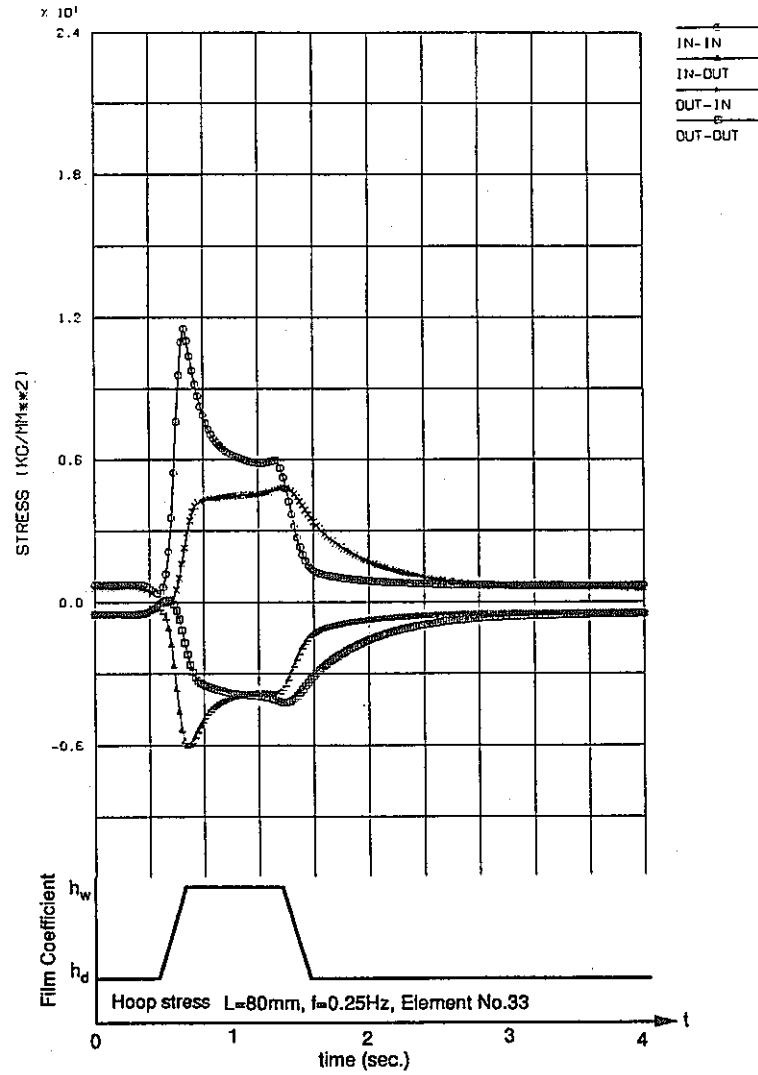


(b) 22mm away from center

Fig.D-12 History of hoop stress (Length of DNB region = 80mm, DNB frequency = 0.5Hz)

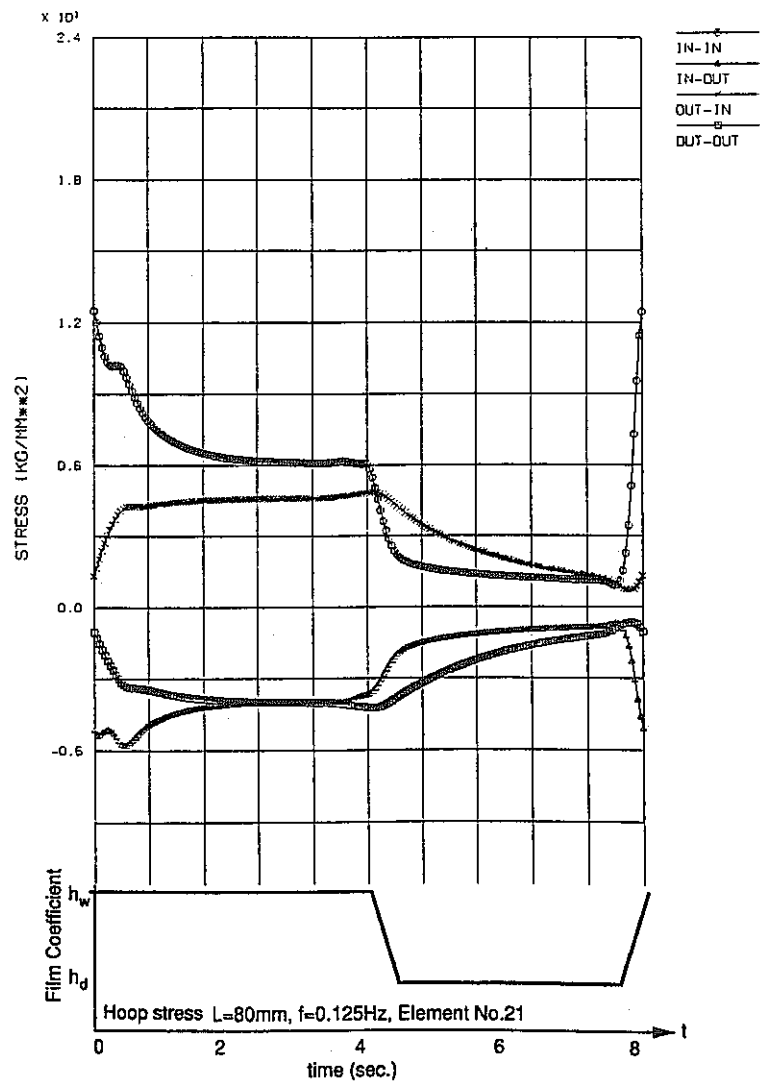


(a) Center of the model

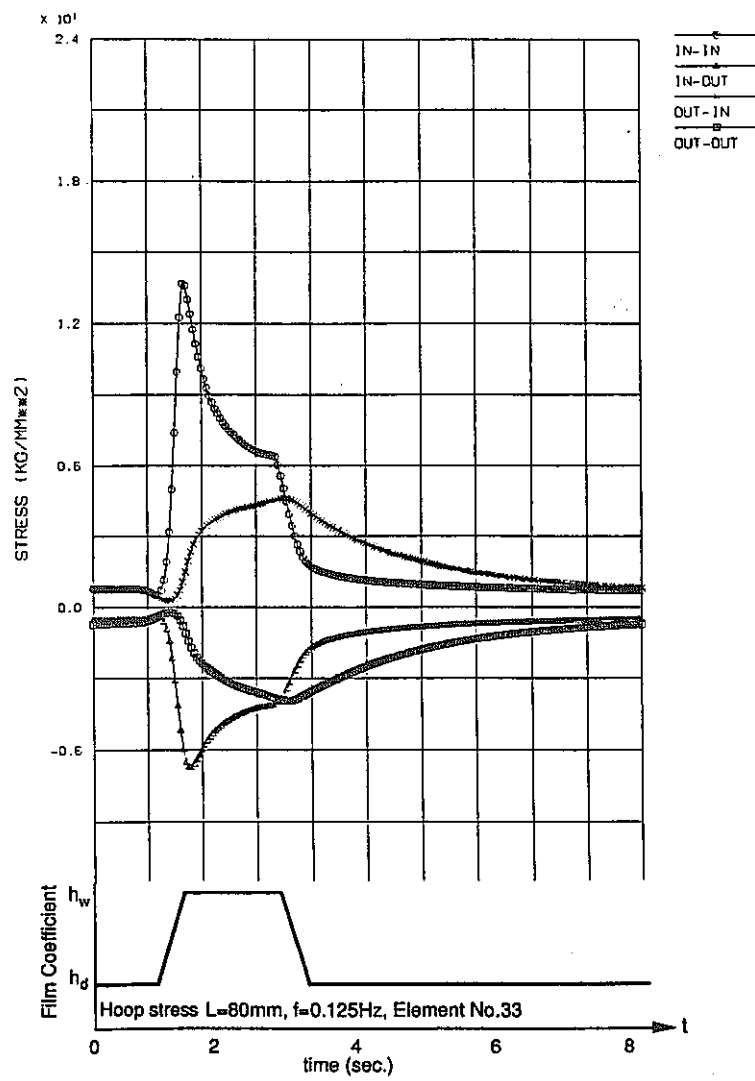


(b) 22mm away from center

Fig.D-13 History of hoop stress (Length of DNB region = 80mm, DNB frequency = 0.25Hz)

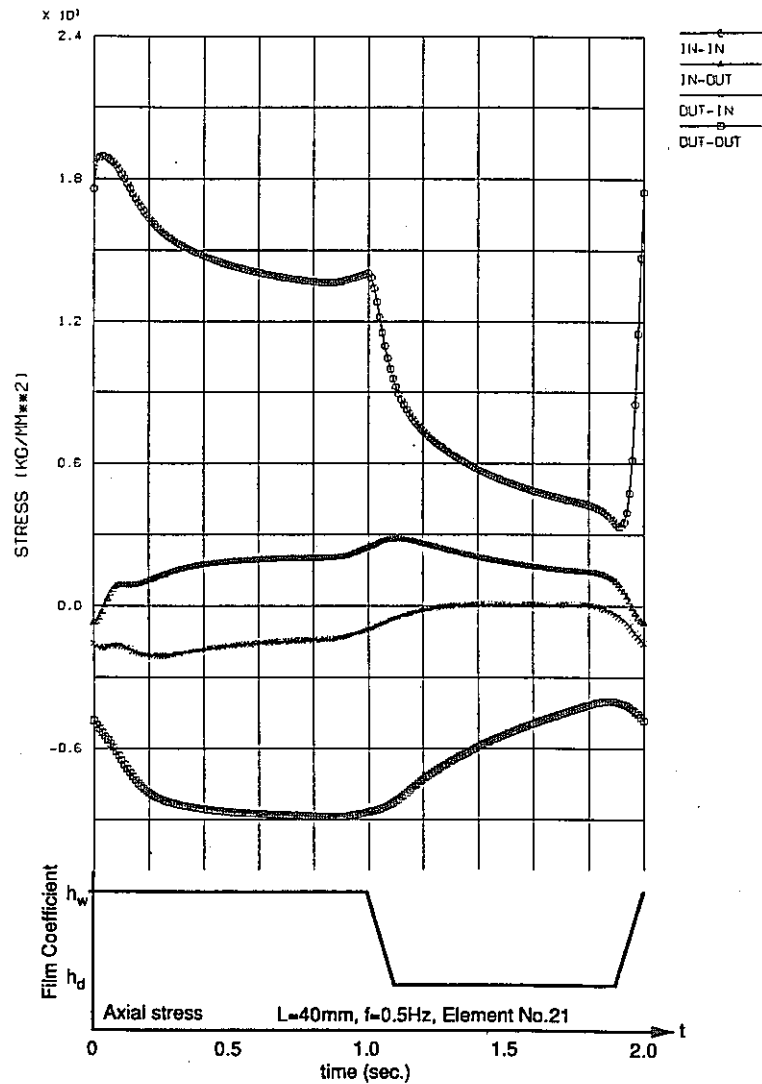


(a) Center of the model

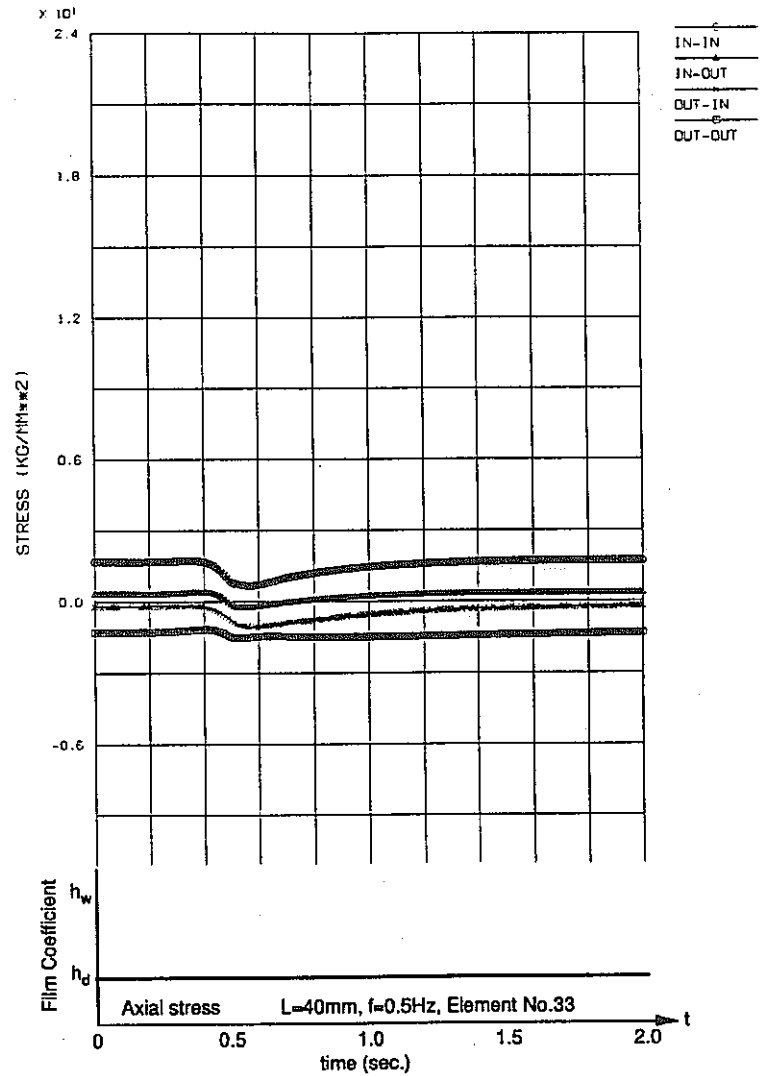


(b) 22mm away from center

Fig.D-14 History of hoop stress (Length of DNB region = 80mm, DNB frequency = 0.125Hz)

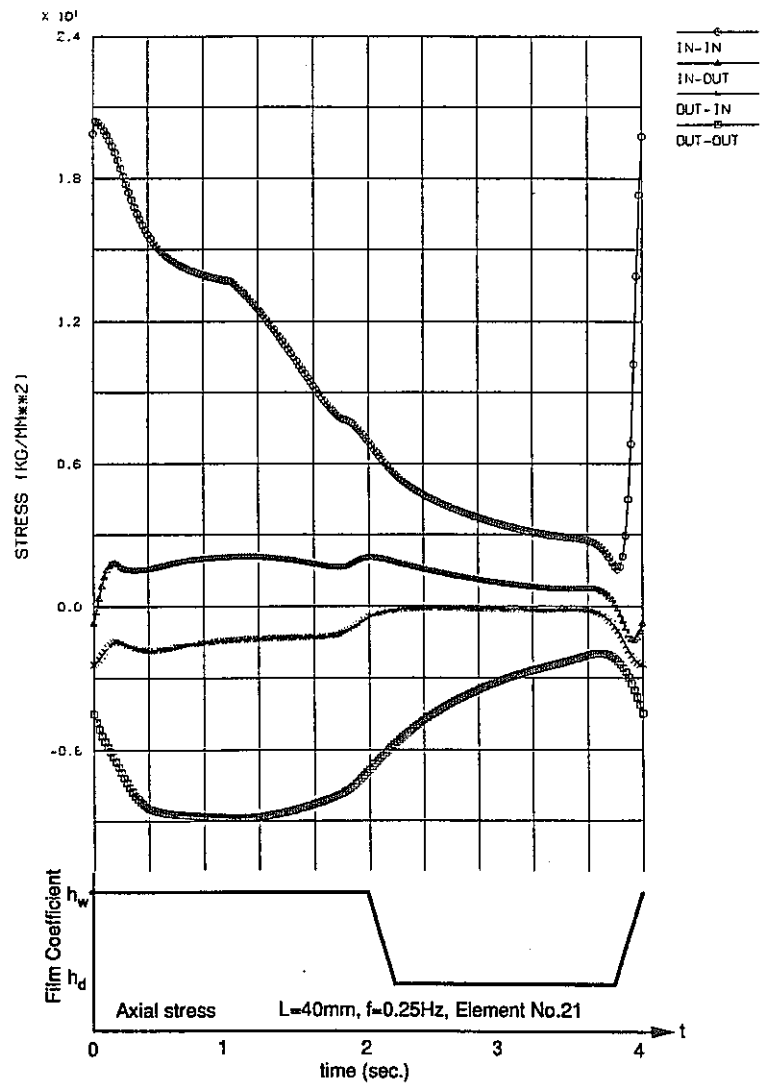


(a) Center of the model

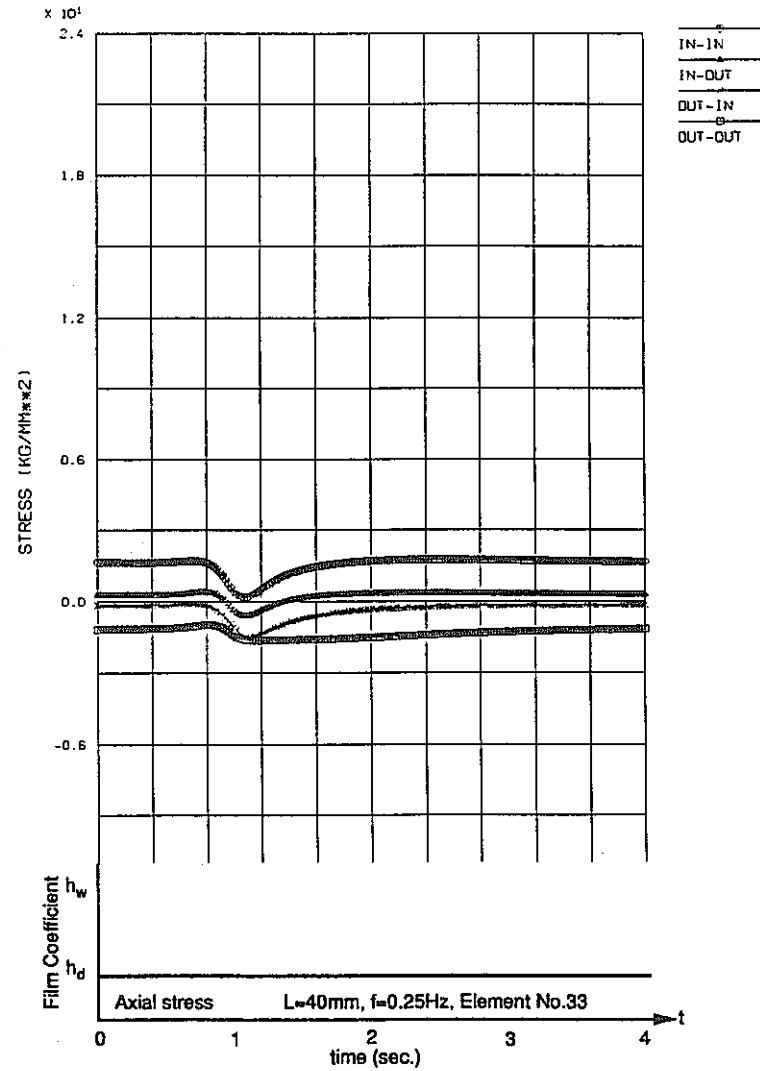


(b) 22mm away from center

Fig.D-15 History of axial stress (Length of DNB region = 40mm, DNB frequency = 0.5Hz)

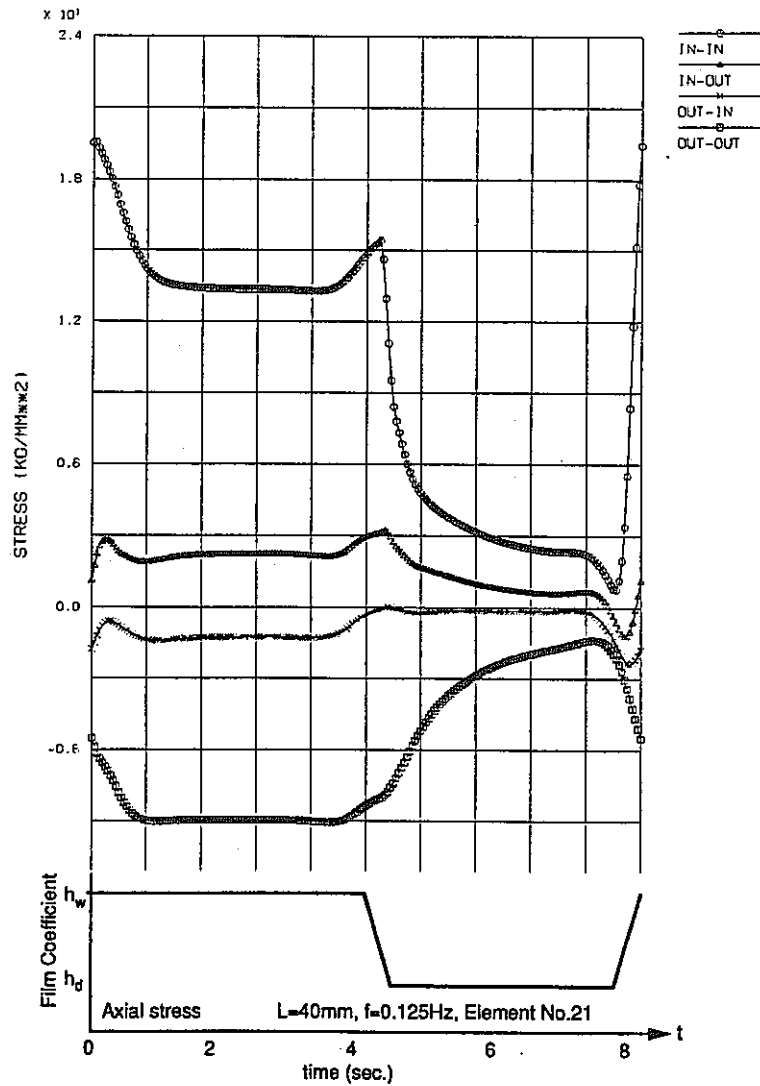


(a) Center of the model

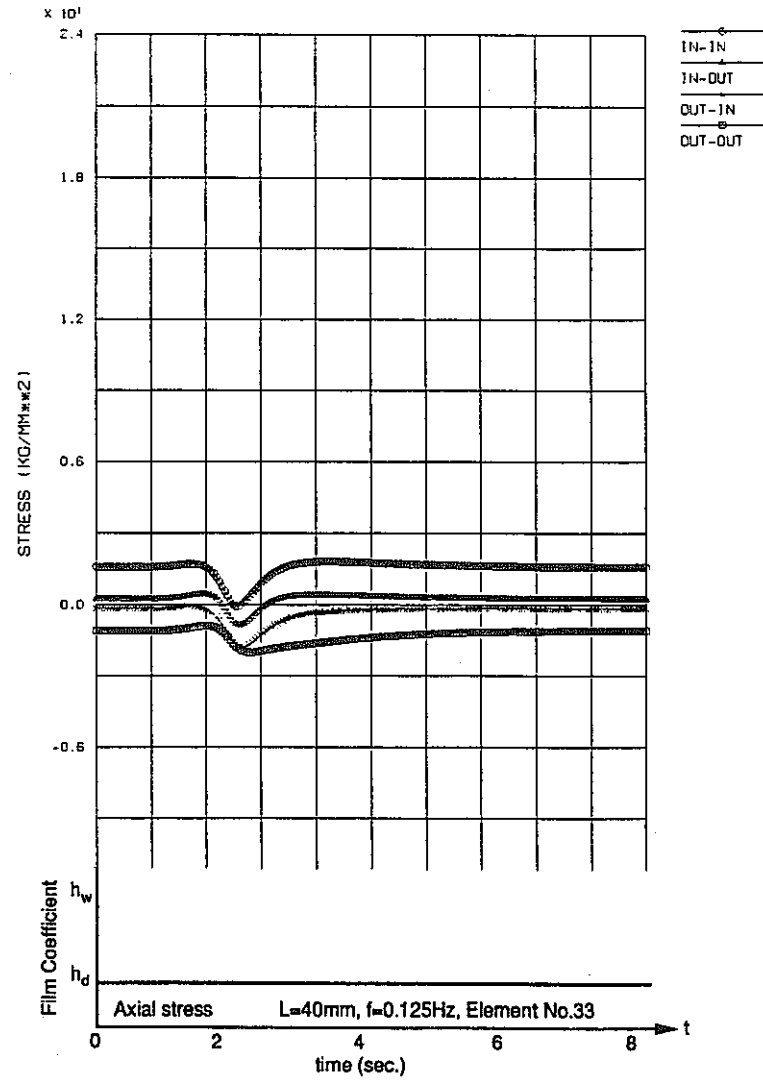


(b) 22mm away from center

Fig.D-16 History of axial stress (Length of DNB region = 40mm, DNB frequency = 0.25Hz)

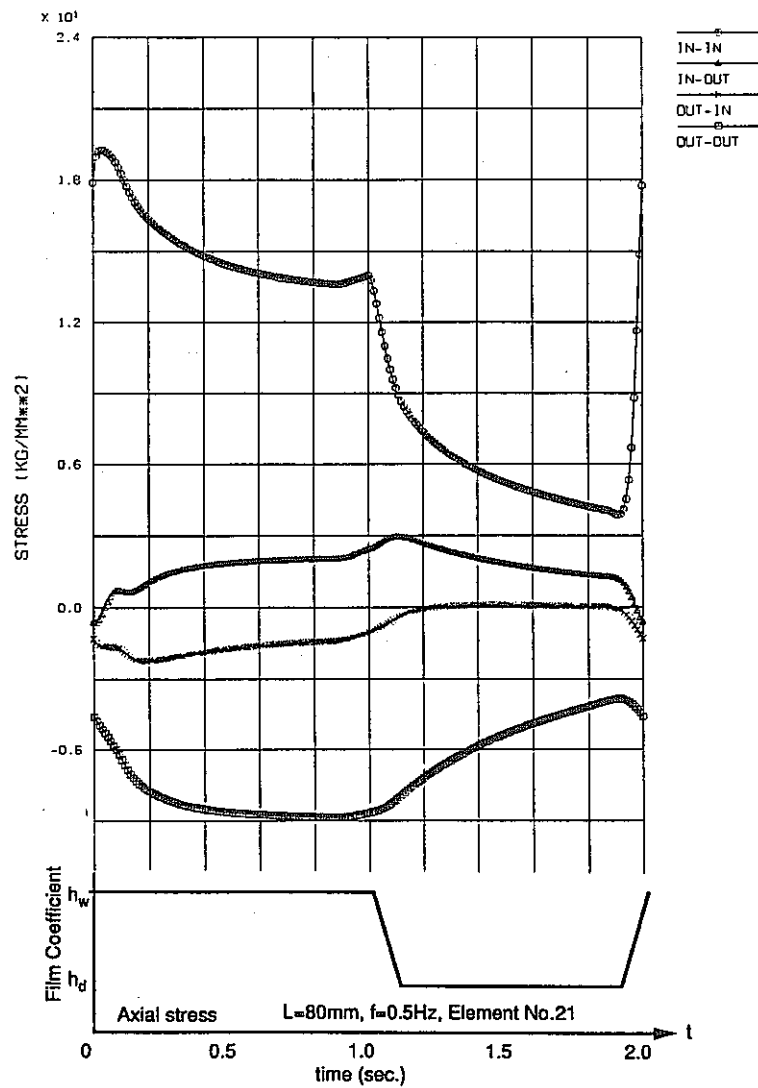


(a) Center of the model

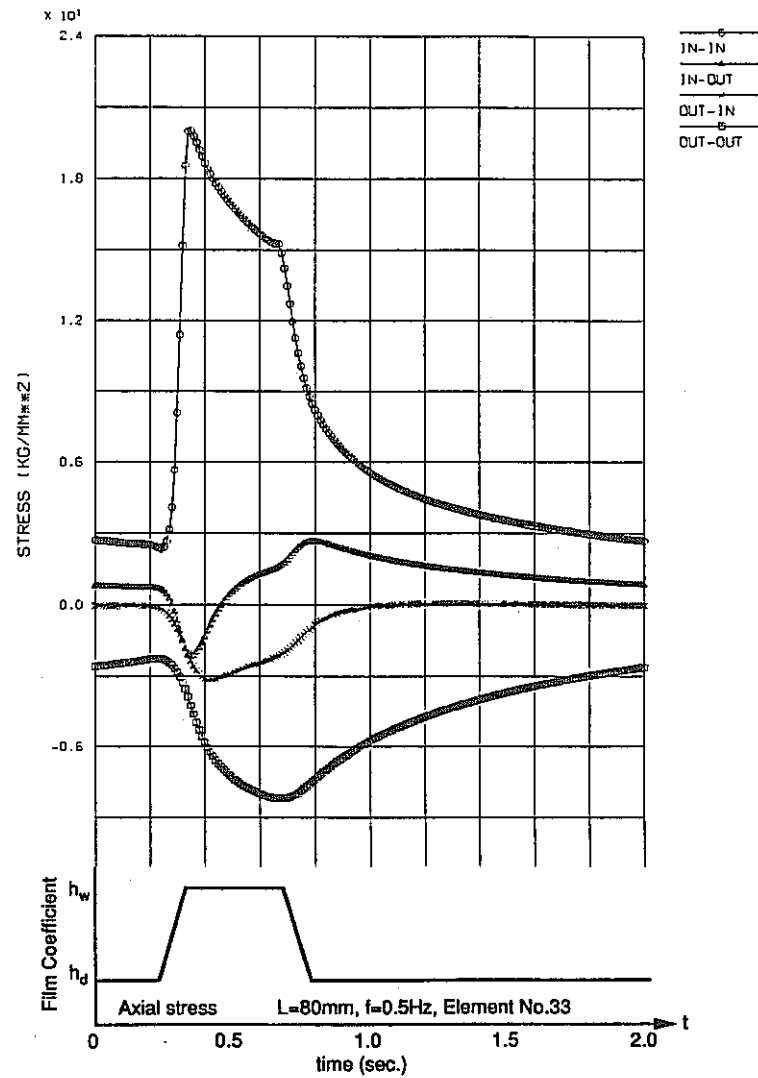


(b) 22mm away from center

Fig.D-17 History of axial stress (Length of DNB region = 40mm, DNB frequency = 0.125Hz)

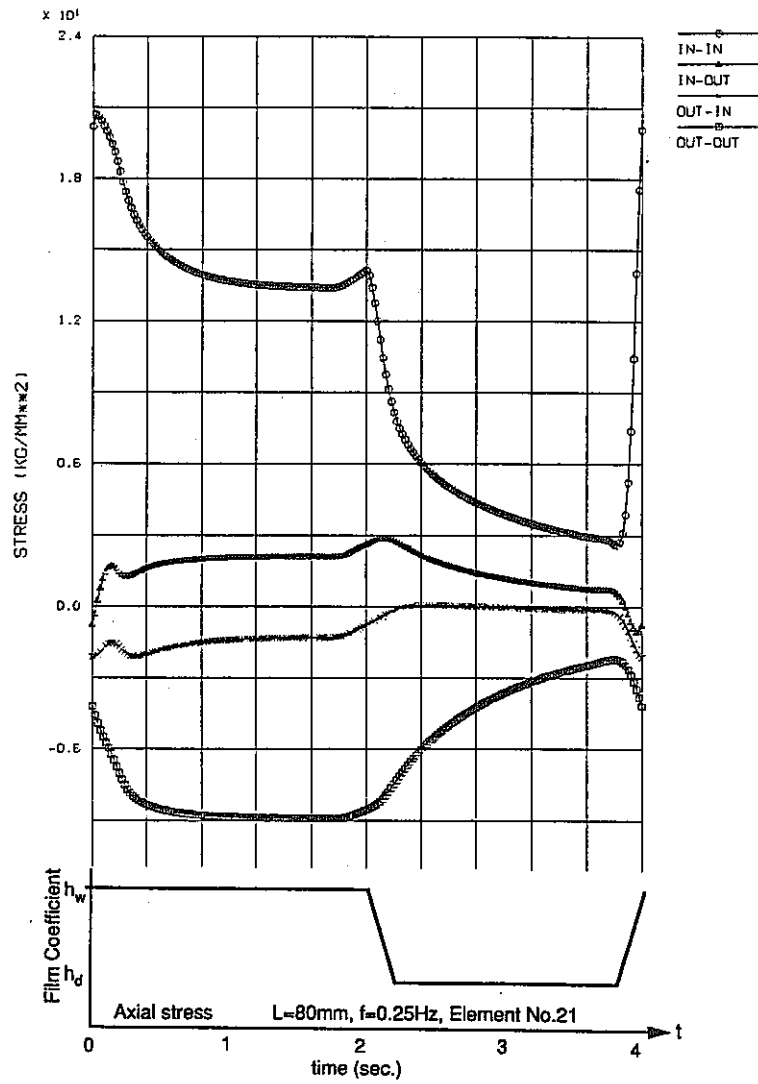


(a) Center of the model

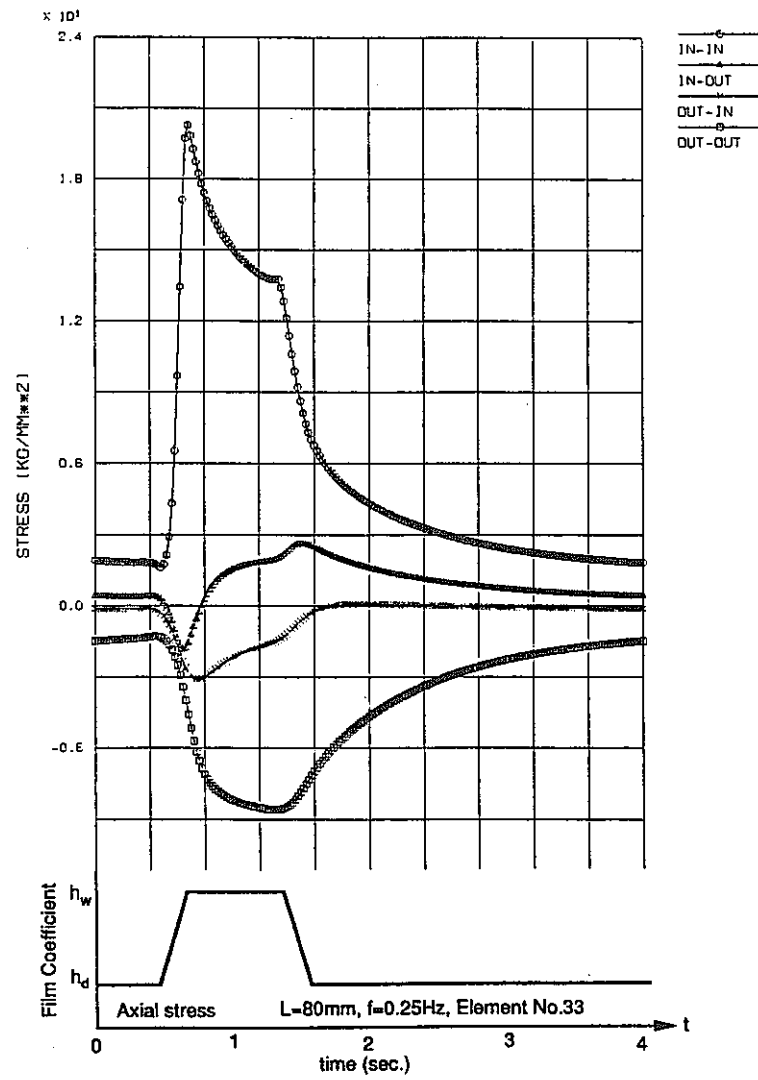


(b) 22mm away from center

Fig.D-18 History of axial stress (Length of DNB region = 80mm, DNB frequency = 0.5Hz)

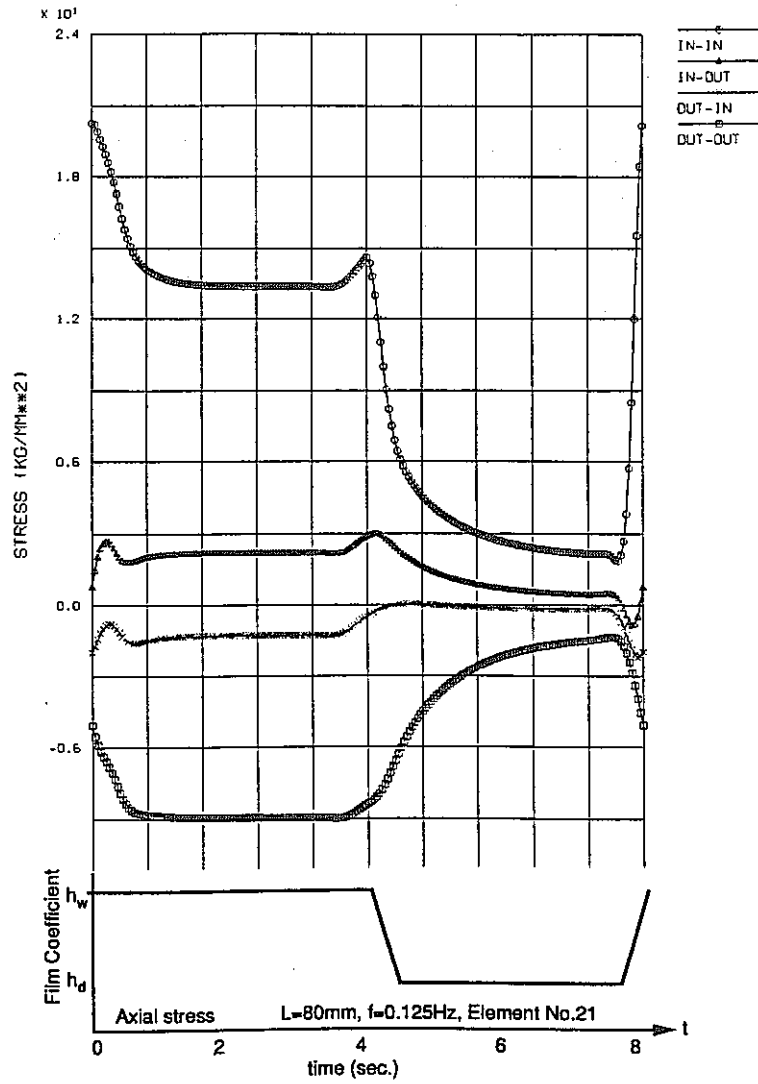


(a) Center of the model

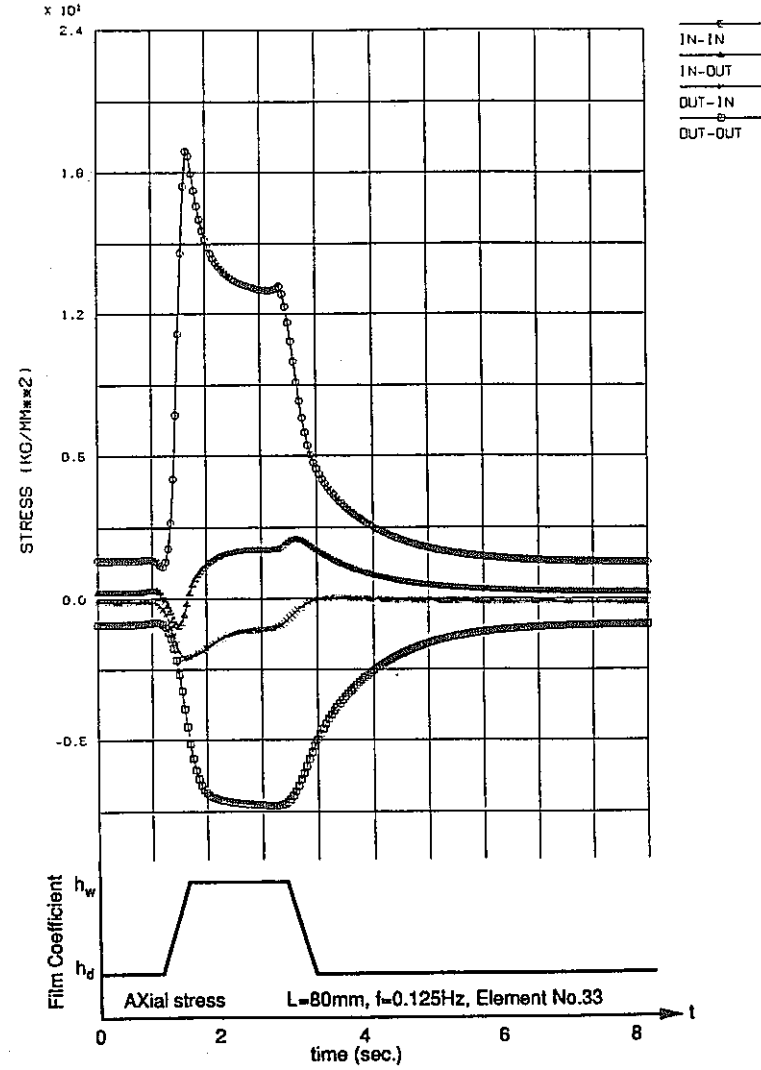


(b) 22mm away from center

Fig.D-19 History of axial stress (Length of DNB region = 80mm, DNB frequency = 0.25Hz)



(a) Center of the model



(b) 22mm away from center

Fig.D-20 History of axial stress (Length of DNB region = 80mm, DNB frequency = 0.125Hz)

E. 荷重条件の設定について

1. 概要

2重管型SG伝熱管の信頼性評価に用いた荷重条件の設定についてまとめる。

2. 荷重条件

(1) 内圧による周方向応力

非線形構造解析システム FINASを用いて内外管がコンタクトした状態における周方向応力を求めた。解析結果をFig.D-1に示す。これより、内管および外管内面の周方向応力は、

$$\begin{aligned} \text{内管} \quad \sigma_h &= 4.06 \text{ kg/mm}^2 \\ \text{外管} \quad \sigma_h &= 2.98 \text{ kg/mm}^2 \end{aligned}$$

となる。

(2) 内圧による軸方向応力

内圧による軸方向応力を次式で求める。

$$\sigma_z = P_i / (K^2 - 1)$$

$$K = r_o / r_i$$

ここで、内外管を単管として周方向応力を算出すると

$$\begin{aligned} \text{【内管】} \quad P_i &= 135 \text{ kg/cm}^2, P_o = 10 \text{ kg/cm}^2 \\ \sigma_h &= 5.64 \text{ kg/mm}^2 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{【外管】} \quad P_i &= 10 \text{ kg/cm}^2, P_o = 2.5 \text{ kg/cm}^2 \\ \sigma_h &= 0.32 \text{ kg/mm}^2 \end{aligned}$$

となる。これを上記(1)に示したFEM解と比較すると、内管は外管の影響で応力が低下し、逆に外管は内管の影響で応力が増加する。これらの効果を圧力に換算すると、

$$\text{【内管】} \quad P_i = (135-10) \frac{4.06}{5.67} = 89.5 \text{ kg/cm}^2$$

$$\text{【外管】} \quad P_i = (10-2.5) \frac{2.98}{0.32} = 69.8 \text{ kg/cm}^2$$

に相当する。これを内圧とみなして軸方向応力を求めると以下となる。

$$\begin{aligned} \text{【内管】} \quad K &= 7.6 / 6.1 = 1.2459 \\ \sigma_z &= 0.895 / (1.2459^2 - 1) = 1.62 \text{ kg/mm}^2 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{【外管】} \quad K &= 9.5 / 7.6 = 1.25 \\ \sigma_z &= 0.698 / (1.25^2 - 1) = 1.24 \text{ kg/mm}^2 \end{aligned}$$

(3) 死荷重による応力

伝熱管シェルに設けられたベローズ以下の構造材および保温材重量およびSG内部流体重量を伝熱管が支持する条件で伝熱管の応力を算出する。

【構造材および保温材重量】

$$W_c = 150 \text{ ton}$$

【内部流体重量】

$$W_l = 56 \text{ ton}$$

【相重量】

$$W = W_c + W_l = 206 \text{ ton}$$

【伝熱管断面積】

$$A_t = \pi(9.5^2 - 6.1^2) 3530 = 5.88 \times 10^5 \text{ mm}^2$$

【発生応力】

$$\sigma_z = 2.06 \times 10^5 / 5.88 \times 10^5 = 0.35 \text{ kg/mm}^2$$

(4) 伝熱管の相互温度差による応力

1MWSGより、伝熱管相互温度差は、 $\Delta T = 15^\circ\text{C}$ である。これは平均的な伝熱管温度に対して高低温の双方にばらつく。信頼性評価上はこれを引張側、つまり低温側となるように考える。

【平均的な伝熱管温度】

$$T_1 = 400^\circ\text{C}$$

【低温側にずれる伝熱管温度】

$$T_2 = 400 - 15 = 385^\circ\text{C}$$

【熱膨張係数】

$$\alpha = 1.312 \times 10^{-5}$$

【縦弾性係数】

$$E = 17200 \text{ kg/mm}^2$$

【発生応力】

$$\sigma = E \cdot \alpha \cdot \Delta T = 17200 \times 1.312 \times 10^{-5} \times 15 = 3.38 \text{ kg/mm}^2$$

(5) シェル-伝熱管相互温度差による応力

シェルと伝熱管の相対的溫度差は、シェル側に設けられたベローズによって概ね吸収されるがこのベローズの反力相当の荷重を受ける。

【シェル平均温度】

$$T_s = (550 + 395) / 2 = 472.5^\circ\text{C}$$

【シェル熱膨張係数】

$$\alpha_s = 1.212 \times 10^{-5}$$

【伝熱管平均温度】

$$T_t = (503 + 240) / 2 = 371.5^\circ\text{C}$$

【伝熱管熱膨張係数】

$$\alpha_t = 1.180 \times 10^{-5}$$

【伝熱管長さ】

$$L = 1.5 \times 10^4 \text{ mm}$$

【ペローズ吸収変位】

$$\Delta L = (\alpha_s \Delta T_s - \alpha_t \Delta T_t) L = 20 \text{ mm}$$

【ペローズ剛性】

ペローズ仕様が明確でないため、以下の値を用いて算出する。

ペローズピッチ径 $d_p = 2850 \text{ mm}$

縦弾性係数 $E = 15960 \text{ kg/mm}^2$

等価板厚 $T_p = t(d/d_p)^{1/2} = 9.759 \text{ mm}$

$t = 10 \text{ mm}$ (板厚)

$d = 2715 \text{ mm}$ (ペローズ谷径)

ペローズ山高 $W = 150 \text{ mm}$

EJMAの係数 $C_f = 1.7$

ペローズ剛性 $f_n = 12526 \text{ kg/mm}$

【ペローズ山数】

$$n = 10 \text{ 山}$$

【伝熱管に負荷するペローズ反力】

$$F = 12526 \times 20 / 10 / 3530 = 7.10 \text{ kg/本}$$

【伝熱管断面積】

$$A = \pi (r_o^2 - r_i^2) = \pi (9.5^2 - 6.1^2) = 166.6 \text{ mm}^2$$

【発生応力】

$$\sigma = F / A = 7.10 / 166.6 = 0.04 \text{ kg/mm}^2$$

(6) SG内圧による応力

SG内圧による荷重を伝熱管で受けると仮定して伝熱管に発生する応力を求める。

【SG蒸気ヘッドの面積】

$$A_1 = 4.15 \times 10^6 \text{ mm}^2$$

【蒸気管板上面の面積】

$$A_2 = 3.74 \times 10^6 \text{ mm}^2$$

【ナトリウム管板下面の面積】

$$A_3 = 3.91 \times 10^6 \text{ mm}^2$$

【シェル断面積】

$$A_s = 7.85 \times 10^4 \text{ mm}^2$$

【伝熱管断面積】

$$A_t = \pi (9.5^2 - 6.1^2) 3530 = 5.88 \times 10^5 \text{ mm}^2$$

【蒸気圧力】

$$P_s = 135 \text{ kg/cm}^2$$

【ナトリウム圧力】

$$P_n = 2.5 \text{ kg/cm}^2$$

【伝熱管に負荷する圧力】

$$P = P_s(A_1 - A_2) + P_n A_3 = 6.55 \times 10^5 \text{ kg}$$

【発生応力】

$$\sigma_z = P / (A_s + A_j) = 0.98 \text{ kg/mm}^2$$

(7) DNB振動による応力

2.2.3(1)に示した2重管SG伝熱管のDNB振動に伴う熱応力解析結果から、振動数0.5Hzの場合の応力を荷重条件として選定した。伝熱管軸方向および周方向の応力範囲が最大となる極2時点の応力を下表にまとめる。

		$\sigma m + \sigma b + \sigma f$	σm	σb	σf
内管 軸方向 応力	応力範囲	20.6997	4.8027	15.1804	0.7166
	時点1	1.2366	0.3948	1.2285	-0.3867
	時点2	21.9364	5.1975	16.4090	0.3299
内管 周方向 応力	応力範囲	14.9227	8.4065	0.2486	6.2676
	時点1	0.3623	-0.0721	0.5740	-0.1396
	時点2	15.2855	0.1765	8.9805	6.1285
外管 軸方向 応力	応力範囲	2.7502	0.7024	2.6753	-0.6275
	時点1	-1.8937	-3.2431	-2.3432	3.6926
	時点2	0.8565	-2.5408	0.3321	3.0652
外管 周方向 応力	応力範囲	5.4920	4.4230	0.0252	1.0438
	時点1	0.9927	-0.0066	0.9213	0.0780
	時点2	6.4846	0.0186	5.3443	1.1217

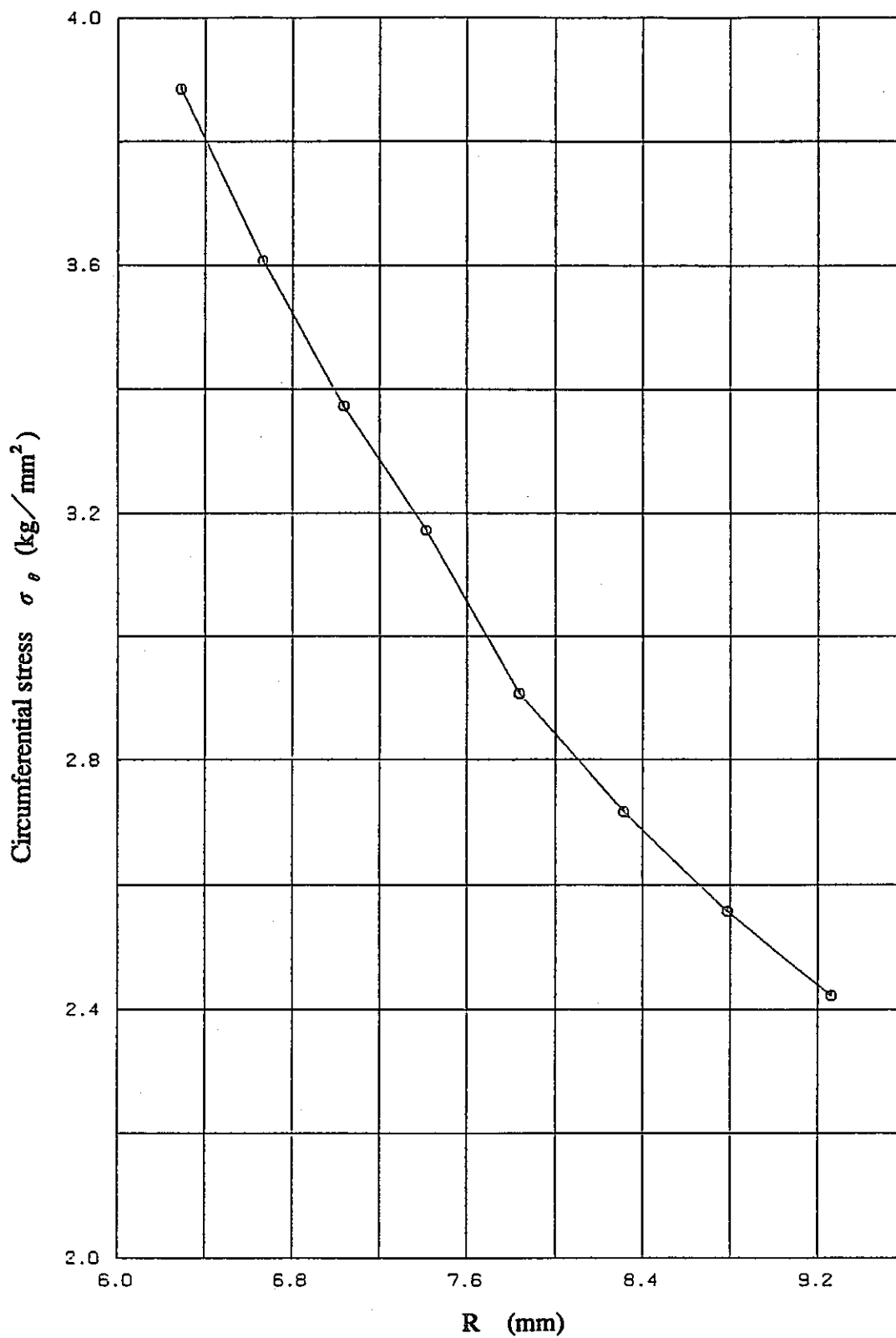


Fig. E-1 Circumferential stress distribution in double wall tube

F. 2次系削除システム研究開発の課題と今後の展開

1. 統計的破損率類推法の開発

1.1 SG破損データベース

世界的に見てナトリウム加熱型SGは、その絶対数が少なく、さらに形式の異なるものが多いため、統計処理に耐えられるだけの数の事例の収集は難しいと考えられる。また、それらの破損原因は設計上の荷重として考えられないものがほとんどであるため、これらを設計評価において合理的に運用することは難しいといえる。現在、収集データ数を増やすために、調査の対象をナトリウム加熱型SG以外に拡張し、軽水炉での事故故障調査システム（IRS）からの情報収集を行なっているが、IRSから得られる軽水炉SGの破損事例は、電気系統のトラブルが多く、これも構造強度上の破損データの拡充には直接つながらない。

1.2 フォールトツリー

FTA（Fault Tree Analysis）を実施するためのイベントデータ（例えば、漏洩検出系の故障確率、漏洩検出時間、補修時間等）が不足している。これらのうち、漏洩検出時間については、試験による確認作業が進行中であり、近々成果が得られるものと期待できる。

2. 確率論的構造健全性評価法の開発

2.1 初期欠陥分布

初期欠陥分布の想定は、確率論的き裂進展計算を実施するにあたって、その結果を支配する因子の一つである。しかし、初期欠陥分布および欠陥検出確率の想定にあたって、以下の問題点がある。

- (1) 初期欠陥分布に関する文献調査においても、初期欠陥データには不明な点が多い。
- (2) 欠陥検出確率は検査方法・要領、検査員のレベル、欠陥の位置に依存するため、データ化が難しい。
 - (1), (2)の課題に対する組織的な研究は行なわれていない。
- (3) 2重伝熱管外管のグループのような特殊な部位の初期欠陥の取り扱い、一般部（平滑部）とは異なると考えられるが、これをどう取り扱うかが明確にされていない。
- (3) 本研究において実施した2重管に対する確率論的破壊力学解析では、初期欠陥分布としてLLNLおよびCE社によってまとめられたアスペクト比およびき裂深さを用いた。しかし、これらの基礎データは軽水炉の厚肉配管または圧力容器の調査に基づくもので、伝熱管のような小口径管に対して適用できるものであるかどうかの確認は行なっていない。

い。

初期欠陥分布の調査は、Mod.9Cr-1Mo鋼製伝熱管の溶接部や母材部を検査することにより、欠陥の形状・寸法および単位体積あたり（あるいは溶接線1本あたり）の個数の確率密度関数を明らかにできる。また、極値統計を用いてその最大深さの予測も可能である。

欠陥検出確率の調査も合わせて、文献調査を継続実施していく。

2.2 き裂進展則

実機における荷重は応力振幅が小さい（ ΔJ_f が小さい）領域のものが多く、この領域のき裂進展試験データが入手できていない。現データを用いて、き裂進展速度と応力拡大係数範囲（あるいはJ積分範囲）の関係式は、構造設計上は安全側に仮定して用いているが、信頼性評価上は実際のき裂進展挙動に近いデータを用いることが望ましい。このため、低 ΔJ_f 領域の疲労き裂進展試験、低荷重下のクリープき裂進展試験の実施による材料データの取得が期待される。

2.3 荷重データ

伝熱管の破損に大きな影響を及ぼすことが明らかになったDNB振動による荷重については、1MW小型SG試験施設で得られる温度データから決めようとしている。ここでは、最も厳しい条件となる内管内面の温度計測が不可能であるため、かわりに外管の温度を計測して内管の温度を計算により求めている。しかし、外管の温度はナトリウムの温度ゆらぎの影響を受けているようであり、水蒸気側熱伝達界面の移動による温度変動をこの方法で推定することは難しい。このようにDNB振動挙動を把握することが難しいことから、DNB振動を模擬した熱過渡試験を実施し、これによるき裂進展を直接調べることを検討中である。

2.4 き裂開口面積，漏洩量

2重管SG特有の条件すなわち、内外管密着が開口挙動に及ぼす影響を調査する必要がある。

2.5 確率論的破壊力学解析コード

クリープき裂進展に対する検証が未了である。き裂進展計算の部分をCANIS-Gと共通化し、今後実施予定のクリープき裂進展試験結果等を用いてこちらを検証していく。