

給気フィルタには多く(約 20 g/m^3)、他のガラリはごく微量であった。

漏洩後の12月11日に、原子炉補助建物屋上と路上での14点のエアロゾルのサンプリング分析を実施した結果、検出されたナトリウム量は、塩分相当のナトリウム分を除き、 $3\sim 4\text{ mg/m}^3$ 程度であり、風上地点と風下地点で有意な差は認められなかった。

また、12月11日および20、22日のサイト内風上・風下側とサイト外での土壌サンプリング分析結果では、ナトリウム量は塩分を除き $20\sim 60\text{ wppm}$ であり、原子炉補助建物周辺の一部にわずかに高い部分($80\sim 100\text{ wppm}$)がある以外は、風上地点と風下地点で有意な差は認められなかった。高い部分については、建物周辺の植栽部であり、肥料等の影響も考えられた。

建物外へのエアロゾル排出量は、ナトリウム漏洩量約 640 kg と建物内部での堆積・付着ナトリウム回収量約 410 kg (ナトリウム堆積化合物 310 kg およびエアロゾル 100 kg)の差から、金属ナトリウム換算でおよそ 230 kg 程度と推定された。

外気へ排出されたエアロゾルは、当時の気象条件下(風速約 11 m/s 、小雨)で空気中の水分や二酸化炭素と反応して急速に Na_2CO_3 (一部 NaHCO_3)に変化し、塩分等のバックグラウンドと区別できない程度に拡散・溶解・希釈されたと推定された。敷地境界でのエアロゾル濃度は、3次元の拡散計算により 0.05 mg/m^3 (NaOH 換算)と推定され、作業環境の基準値(2 mg/m^3)を下廻った。

なお、トリチウムの建物外への放出量は、2次ナトリウムおよびカバーガス中のトリチウム濃度にそれぞれの漏洩量を乗じることにより求めた。建物内へのトリチウムの漏洩量(約 $5.4\times 10^7\text{ Bq}$)から建物内で回収した量を差し引くことにより、約 $4.4\times 10^7\text{ Bq}$ と推定され、原子力発電所から平常時に放出されるトリチウム量(公表されている各国の原子力発電所(軽水炉)の気体月間放出量(1989年)は約 $1\times 10^{11}\text{ Bq}$ である)と比べても十分小さい値であった。

4) ナトリウム・エアロゾルの拡散経路の推定

建屋内のエアロゾルは、換気系の運転状況に対応して、火災検知器の発報状況、ナトリウム漏洩検出器信号変化等から、次のような時間経過と経路によって拡散したものと推定される。

① 第1期：配管室廻りの拡散と屋上給気ガラリからの環流

(19時47分～20時30分頃)

配管室(A-446)でのナトリウム漏洩で発生したエアロゾルは、一部が同室内上部を水平に拡散し、同室の給気量が排気量より約1割多かったために生じた部屋入口付近での隣室への空気の流れに乗って、水平方向へ部屋間で拡散した。一方、大部分のエアロゾルは、漏洩部下に設置されていた換気ダクトに吸い込まれ、屋上の排気ガラリから排出された。その一部が、C系の給気ガラリから吸い込まれ、C系の各室に環流した。

② 第2期：燃焼量の増加および屋上給気ガラリからの環流の継続

(20時30分～21時頃)

床ライナ上での燃焼量の増加に加えて、換気ダクト破損開始に伴う換気ダクト内燃焼により、排気ガラリ内のエアロゾル濃度は増加し、環流するエアロゾル量も増加したことが、空白後のC系各室の火災検知器の発報の続発を招いたと考えられた。

③ 第3期：内圧の増大によるC系外への拡散と補助冷却設備による拡散

(21時頃～23時12分)

21時頃、配管室換気ダクト内の防火ダンパ閉止により環流は停止し、C系の内圧が上昇し、補助冷却設備室およびC系外の予熱盤室等への拡散により火災検知器の発報をもたらした。また、防火ダンパの閉止後配管室のナトリウム漏洩検出器信号は同室のエアロゾル濃度の低下を示しており、防火ダンパの閉止により、燃焼形態が変化したと考えられている。予熱盤室等C系外への拡散は、主に防火ダンパ閉止によるC系の圧力上昇に伴いケーブルトレイを通じて生じ、予熱盤室内の空調による気流によって拡がったと推定された。

さらに、21時20分の原子炉手動トリップにより補助冷却設備の空気冷却器用送風機が起動し補助冷却設備室が負圧となったことが、同室へのエアロゾル流入を増加させた。空気冷却器は22時42分に停止した。

④ 第4期：自然対流と重力沈降による拡散(23時12分以降)

ナトリウムドレン開始に伴い、23時12分に換気系が完全停止し、エアロゾルの拡散形態は自然対流と重力沈降による拡散に移行した。

4. ナトリウム漏洩の原因

「もんじゅ」ナトリウム漏洩事故発生当時、ナトリウム漏洩箇所は、2次主冷却系Cループの中間

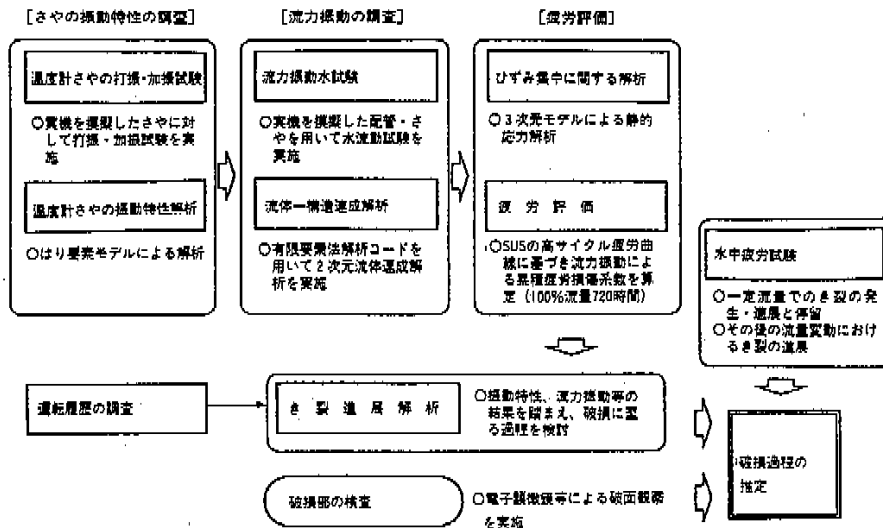


図4-1 流力振動による高サイクル疲労に関する調査のながれ

熱交換器出口配管に取り付けられていた温度計周辺であり、漏洩状況から温度計さやの破損が有力な原因と推定された。そこで、温度計の破損の可能性について、動燃事業団内でも、溶接欠陥、隙間腐食、熱疲労など多方面から検討した。予備解析を重ねた結果、破損要因としては流力振動による高サイクル疲労が、破損部位としては温度計さや細管付根段付部が有力であり、温度計さや管と管台の溶接部も可能性を残していた。そして、詳細検討は、破断部位の確認と破面の調査による情報を待つことになった。

科学技術庁原子力安全局（「もんじゅ」ナトリウム漏洩事故調査・検討タスクフォース）の下で、当該温度計の調査が、金属材料技術研究所と日本原子力研究所で実施され、動燃事業団はこれに協力した。漏洩事故の約1か月後に、漏洩部の配管保温材を取り外し、配管の外側から温度計部分のX線撮影を行い、温度計さやの細管部が折損し、露出した熱電対が折れ曲がっている写真を撮ることができた。また、溶接部については漏洩の痕跡がないことを確認した。これにより、細管付根段付部での破断に絞られた。

引き続き、破面保護の慎重な対応を行い、配管から当該温度計を切り出して搬送し、金属材料技術研究所と日本原子力研究所による破断部の詳細な調査が進められ、高サイクル疲労破損に特徴的な破面を電子顕微鏡観察で確認することができた。なお、溶接部の異常や隙間腐食などは、金属

材料技術研究所と日本原子力研究所の立会いにより、動燃事業団で調査したが問題はなかった。

動燃事業団では、予備解析を踏まえて、まず流体力による振動メカニズムを踏め、振動特性を定量的に把握した。その上で、高サイクル疲労によるき裂発生と進展を運転履歴に沿って解析し、現象推移を破面調査結果との対応関係の中で明らかにした。

ここでは、図4-1に示す調査の流れに従い、その一連の解析と関連して実施した試験に基づく評価結果を示しながら、ナトリウム漏洩原因となった温度計さやの破損メカニズムを示すものとする。

4.1 温度計の流体力による振動

二次主冷却系の温度計は、主配管の横腹に設けられた管台に溶接され、温度計さやが配管内に約185mm突き出した構造となっている。このうち、さやの先端約150mmの部分は、直径が10mmと細くなっている（図4-2参照）。

流れの中で円柱が流れと直角方向に置かれたとき、円柱の後ろに渦の列が放出される。条件によってはこの渦によって円柱に振動が生じる場合があることは、カルマン渦による振動を代表例としてよく知られている。さやの細管部分の付根が折損していることが確認された時点で、流体力による振動（流力振動）が疲労破損の原因であるとする推定が最も有力と考えられた。そこで、一連の

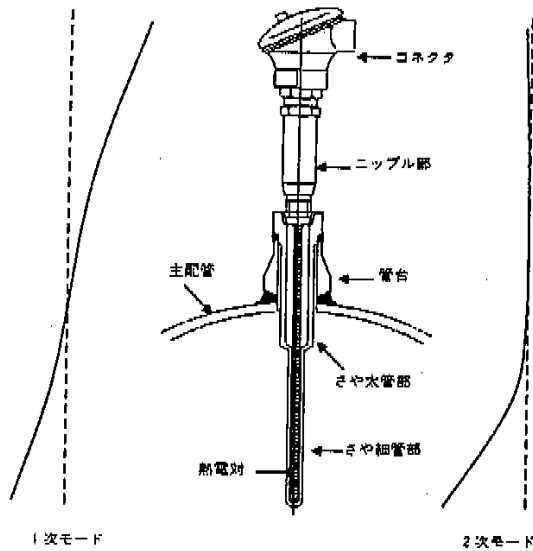


図4-2 温度計の固有振動モード (ナトリウム中、200°Cの例)

解析と試験を実施した。

流力振動は、基本的に渦の放出周波数と円柱の固有振動数の相対関係および減衰等の円柱の振動特性に支配される。そのため、まず、温度計の振動特性を解析と実験によって評価した。次に、実際の運転条件における温度計の流力振動の発生メカニズムの解明と振動の程度の推定を目的として、温度計の振動特性とナトリウムの流れをモデル化した流体-構造連成解析を行い、後述するように対称渦の放出に伴う抗力方向(流れ方向)の振動が生じていたことを明らかにした。さらに、実寸大の温度計を用いた水流動試験によってこのことを確認した。

4.1.1. 温度計の振動特性

(1) 固有振動特性

図4-2に示すように、温度計は振動系としては中央部で支持されるはりを見なすことができるので、はり要素を用いた解析によって振動特性を評価した。モデル化の対象範囲は温度計さや、保護

表4-1 温度計の固有振動数

温度	1次固有振動数(Hz)		2次固有振動数(Hz)	
	流れ直角方向	流れ方向	流れ直角方向	流れ方向
200°C	163	173	257	257
325°C	160	170	251	251
485°C	157	164	241	241

管、コネクタ、および管台等である。

解析によって得られた固有振動数を表4-1に示す。1次固有振動数はニップル部のねじ止め状態や主配管の面外変形の剛性(流れ方向と流れ直角方向で値が異なる)等の条件に対して敏感であるが、2次固有振動数は細管部の部分的な振動なのでこれらの条件の影響をほとんど受けずほぼ一定値に保たれる。図4-2に固有振動モードを示す。1次は管台と配管の溶接部近傍を中心として、温度計全体が回転するモードであり、2次はさや細管部分が太管部に弾性支持された片持ちはりとして部分的に振動するモードである。なお、流体力によって励起されるのはこのうち2次モードであることがわかっている。

(2) 減衰定数

温度計の流力振動応答は減衰特性に強く影響される。そのため、スナックバック試験や振動台試験等、種々の方法で実験的に把握した。

まず、種々の因子に関する減衰への影響の調査結果は次のように整理できる。

- 1) 熱電対によって温度計の減衰特性は明確に変化する。
- 2) 減衰に及ぼす流体(静止水)の影響は見られない。
- 3) 保温材の有無やケーブルの有無など、他の試験パラメータの影響は無い。
- 4) 加振方法によって減衰特性に若干の差異がみられ、打振試験による減衰が強制加振試験によるそれをやや上回っている。ただし、両者の差異は変位振幅の増加に伴って減少する傾向が見られる。

熱電対が温度計の減衰特性に影響を及ぼすことが明らかとなったので、次に、熱電対の装着状態(加振方向の曲がりの有無)の影響に着目して試験を行った。結果を図4-3に示すが、図中の■印は、熱電対に段付部近傍で人工的に曲がりを付けてさやに挿入した場合の結果である。熱電対の曲がりが減衰に及ぼす影響は明瞭であり、真っ直ぐな熱電対の場合の減衰が変位振幅の大きい領域で1%をやや上回るところに分布しているのに対し、熱電対に曲がりをつけた場合には0.3~0.8%程度に低減し、熱電対無しの場合の平均傾向をわずかに上回る程度となる。さやによる減衰の機構としては、熱電対とさや内壁の間の衝突および摩擦に起因するエネルギー散逸が考えられる。熱電対を細管付根に該当する位置で曲げることにより、熱電対はさや内壁に押付けられた状態となる。このため、振動中にさやとの衝突が生じなくなり、減

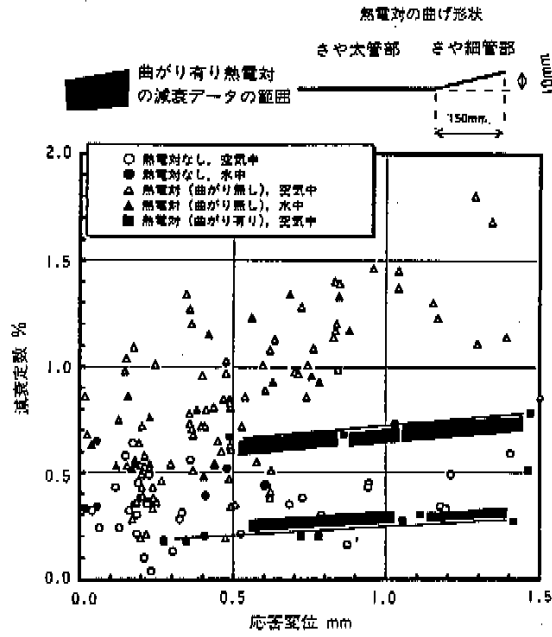


図 4-3 温度計の減衰に及ぼすシースの効果

衰が低減していることが要因の一つと考えられる。

以上の試験結果に基づき、流力振動応答を解析によって評価する際には、温度計の減衰定数として以下の値を用いることにした。

- 熱電対に曲がりがない場合： 1%
- 熱電対に曲がりがある場合： 0.5%

(3) 温度計の振動特性に及ぼすき裂の影響

温度計さや細管段付き部で疲労き裂が進展して振動特性が変化すると、さやの応答もこれに伴って変化していくものと推定される。そこで、温度計の振動特性に及ぼすき裂の影響を3次元ソリッ

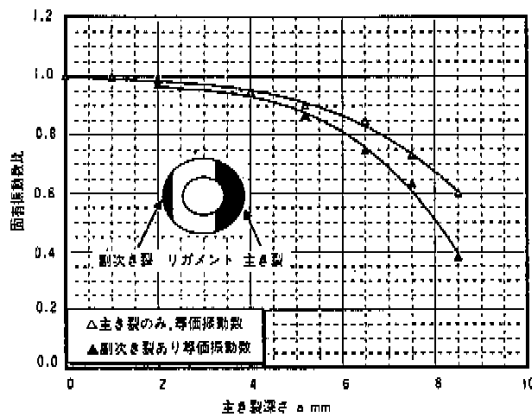


図 4-4 き裂深さと固有振動数低下の関係

ド要素を用いた解析によって把握した。き裂形状としては前縁が直線状の弓形を想定し、これが外表面から反対側の表面に向かって細管軸に垂直の断面内を進展すると考えた。なお、破面観察の結果を参考にして、主き裂と反対側に副次き裂が存在するケースについても解析を行った。

図 4-4 に解析結果を示す。なお、温度計全体が回転振動するモード（1次モード）の固有振動数はき裂の影響を受けずほぼ一定に保たれる。したがって、き裂の進展に伴ってさやの振動モードの固有振動数が低下していくと、ある時点で振動数の大小関係が逆転し、さやの振動モードが低次となる。ここでは、モードの次数に関わりなくさやの振動を支配するモードの振動数に着目して整理している。図から次のことがわかる。

- 1) き裂の進展に伴って固有振動数は低下する。ただし、き裂が浅い間は固有振動数の低減傾向は緩やかであり、顕著な影響はき裂が十分深くなって初めて現れる。
- 2) 固有振動数は、き裂が細管断面の1/2まで進展した段階で固有振動数はき裂なしの場合の約80%に低下し、主き裂が十分深くなった最終破断直前の状態では約40%まで低下する。
- 3) 主き裂の反対側に副次き裂があると、リガメント剛性は同一でも振動数の低下の度合いは若干大きい。

4.1.2 流力振動

(1) 流力振動解析

温度計さやと流体の連成振動解析により、さやの振動とさやの後流に発生する渦の相互作用を検討し、さや先端の応答変位を算定する。さらに、段付部においてき裂が進展するに伴い、さやの固有振動数が低下することを考慮して、さやの固有振動数をパラメータとした解析を実施する。また、温度計さやの実寸大模型を使用した水流動試験を実施し、温度計さやの流力振動特性を把握する。以上の結果を総合的に判断して、無次元流速とさや先端の無次元変位の関係（変位応答線図）を評価する。

表 4-2 に示すプラントの運転状態について流力振動解析を実施した。温度計さや細管部の単位長さ質量 m は 0.574kg/m である。減衰定数 h は、熱電対の曲がりの影響や応答変位への依存性を考慮して、1.0%および0.5%とした。

有限要素法流動解析コード SPLASH[®]を用いて、二次元（温度計さや断面を含む平面）解析体系として解析を実施した。また、片持ちはりとし

表4-2 プラントの運転状態

	100%流量試験 (200°C等温)	100%流量試験 (325°C等温)	40%流量試験 (485°C)
Na流速	v 5.2 m/s	5.2 m/s	2.2 m/s
Na密度	ρ 904 kg/m ³	874 kg/m ³	835 kg/m ³
レイノルズ数	Re 1.0×10^5	1.4×10^5	7.2×10^4
固有振動数 (流体質量効果を考慮)	f 272Hz (257Hz)	265Hz (251Hz)	254Hz (241Hz)

て振動する温度計きやを、抗力（主流）方向および揚力（主流と直交）方向にばねと減衰をもつ質点としてモデル化している。連続体（はり）の*i*次モードの運動と、運動エネルギーが等しくなるような質点の運動方程式は、モーダル解析の考え方により(1)式で表される。

$$\begin{aligned} \begin{pmatrix} \ddot{x} \\ \ddot{y} \end{pmatrix} + \begin{bmatrix} 2h_i\omega_i & 0 \\ 0 & 2h_i\omega_i \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \end{pmatrix} + \begin{bmatrix} \omega_i^2 & 0 \\ 0 & \omega_i^2 \end{bmatrix} \begin{pmatrix} x \\ y \end{pmatrix} \\ = \frac{\int_0^L \begin{pmatrix} P_x(z,t) \\ P_y(z,t) \end{pmatrix} \phi_i(z) dz}{\int_0^L m\phi_i^2(z) dz} \end{aligned} \quad (1)$$

ここで、*x*と*y*はそれぞれ抗力方向と揚力方向の変位、(・)と(・・)はそれぞれ、時間に関する1階と2階の微分を表す。*m*はきやの単位長さあたりの質量である。*i*次のモードに関して、 ω_i は固有角振動数、*h_i*は減衰定数、 ϕ_i は規格化されたモード関数である。*z*はきや細部の長手方向座標で、きや先端で0とする。右辺の $P_x(z,t)$ 、 $P_y(z,t)$ はそれぞれ、単位長さあたり主流方向の荷重（抗力）と主流と直交する方向の荷重（揚力）であり、ナビエーストクス方程式を解いて求められるきや表面の圧力分布と、きや表面でのせん断応力から評価される。

流体-構造連成を考慮するために、温度計きやの運動方程式を陰解法により解き、求められた変位速度を流速境界条件として、ナビエーストクス式に導入している。一方、きやの運動方程式では、流動解析の圧力方程式を解いて得られる抗力方向と揚力方向の荷重（圧力とせん断応力）を外力項として用いた。

きや周辺のメッシュ寸法は境界層厚さ（およそ100μm程度）の数の1（30μm程度）にメッシュ分割した。時間刻み幅は、解析精度と数値安定性から判断して100%流量条件ではΔ*t*を約1μsec、40%流量条件ではΔ*t*を約2μsecとした。先

ず、解析条件とASMEコード²⁾の記述との対応について述べる。ASMEコードによれば、ナトリウム中の構造の固有振動数を*f*、流速を*v*、円柱直径を*D*とすると、無次元流速*v_r*と安定性のパラメータ*k_s*が次の(2)式を満足すれば揚力方向、抗力方向ともにロックインは防止され、(3)式を満足すれば、揚力方向のロックインは防止され、抗力方向のロックインは抑制される。

$$v_r = \frac{v}{fD} < 1.0 \quad (2)$$

$$v_r = \frac{v}{fD} < 3.3 \text{ かつ } k_s = \frac{2m_e\delta_s}{\rho D^2} > 1.2 \quad (3)$$

ここで、*m_e*は単位長さあたりの等価質量である。 δ_s は円柱の対数減衰率である。Kingの実験によれば、抗力方向変位は*v_r*=2.1で最大となり、最大変位は*k_s*に依存することが示されている。100%流量の条件は、ASMEコードに記載される自励的な振動が抑制される範囲にはなく、一方、40%流量状態の無次元流速*v_r*は、(2)式を満足し、抗力方向に自励的な振動は生じない条件を満足している。

100%流量状態、ナトリウム温度200°C、減衰定数1.0%の流況振動解析結果を一例として分析した。図4-5と図4-6にはきやの抗力方向と揚力方向の変位を示す。この結果から、抗力方向の変位が支配的となっていることが分かる。これはKing³⁾が実験的に研究したインライン振動（抗力方向の振動）であると考えられる。Kingは、この無次元流速において抗力方向の振動が発生するとき、円柱後流渦は、円柱の両側面から交互に生成されるのではなく、同位相で対称に生成されることを観察している。図4-7には解析により得られた対称な渦放出と温度計の振動の様子を示す。温度計が静止しているときは交番渦が、連成振動を考慮すれば対称な渦が生成され、Kingの実験結果と一致する結果が得られた。したがって、この解析の条件においては、抗力方向に温度計きやの自励的な振動現象が生じていたものと考えられる。抗力方向の振動数は、流体質量効果を考慮した固有振動数に一致している。325°Cの解析結果も同様であった。

次に、40%流量条件できやの固有振動数をパラメータとして流体-構造連成振動解析を実施した。これは、温度計きやの細管付根股付部にき裂が生じていたとすれば、その後のき裂進展に伴い固有振動数が減少することを想定している。健全なきやの固有振動数を用いれば、平均変位振幅は、

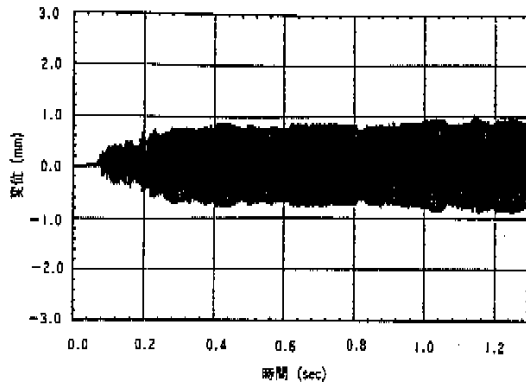


図4-5 抗力方向変位の時刻歴 (ナトリウム温度 200°C、減衰定数1.0%)

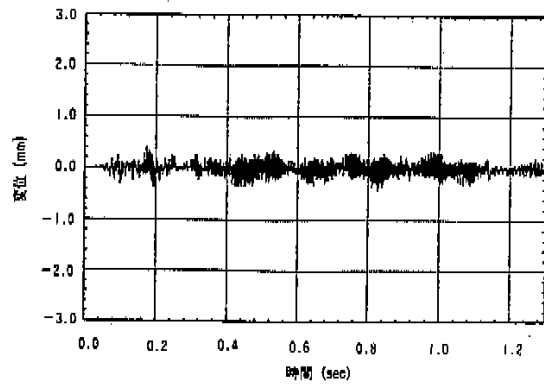


図4-6 揚力方向変位の時刻歴 (ナトリウム温度 200°C、減衰定数1.0%)

抗力方向と揚力方向のいずれもさや直径の1% (0.1mm)より十分に小さく、さやに損傷を生じさ

せるものではないと考えられる。また、100%流量条件の解析結果と異なり、抗力方向の振動が著し

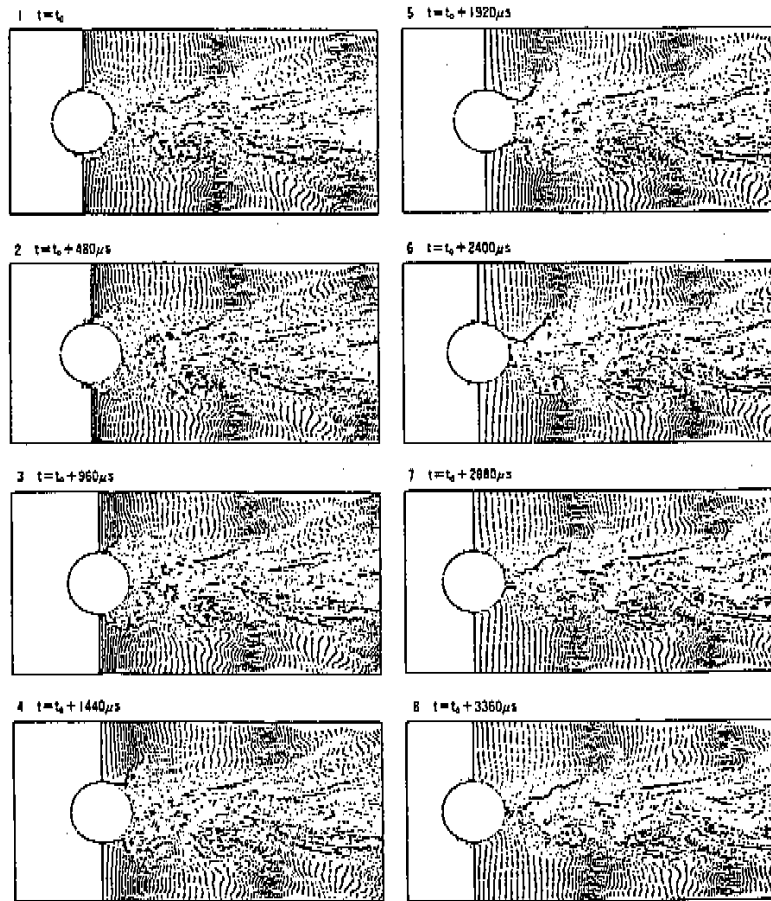


図4-7 円柱の振動と円柱両側面より対称に放出される渦の様子

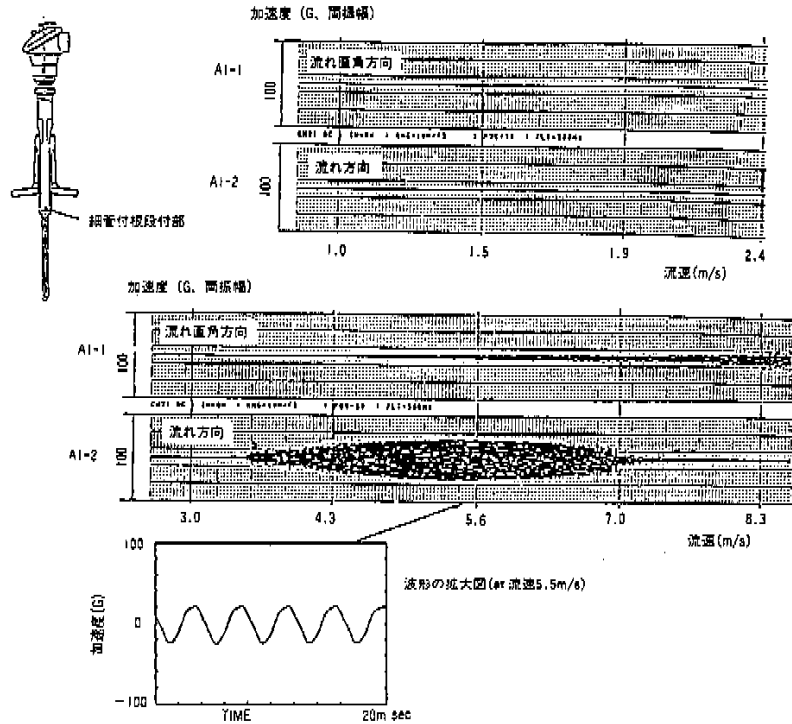


図4-8 健全な温度計さやの流量スイープ試験結果

く卓越する現象は見られなかった。したがって、抗力方向の自励的な振動は抑制されているといえる。

一方、固有振動数を低下させるにつれて、抗力方向の変位応答が増加し、揚力方向の変位応答はほとんど変化しないとの解析結果が得られた。従って、40%流量条件においても、温度計さやの細管付根段付部に生じたき裂により固有振動数が低下すれば、抗力方向の自励的な振動が生じることが解析により示された。

(2) 流力振動試験

実機配管と同じ薄肉配管系の条件下で、温度計さやの実寸大模型を用いて水流動試験を実施した。有意な損傷を受けていない健全なさや、および、損傷を受け固有振動数が低下した状態を模擬するために付根部を周方向に一樣減肉させたき裂模擬試験体（肉減りさや）の2種類を用意した。ただし、何れも熱電対は、挿入していない。温度計さやの上流には整流格子を設置し、当該部での流れを整流した。また、旋回流発生装置を設置して、配管内の旋回流の影響も調べた。試験では配管内流速と水温を変化させることによって実機ナトリウム条件下でのレイノルズ数(Re)を模擬した。

図4-8に、水温57℃（ナトリウム温度200℃と

Reが同等）で配管内流速を1m/sから8.3m/sまでスイープしたときのさや管段付部の加速度応答を示す。無次元流速が1.3程度（流速で3.5m/s程度）から、抗力方向に有意な流力振動が生じ、無次元流速が2.1程度（流速約5m/s程度）ではほぼ最大値をとることが確認された。温度計さや先端の細管部が付根の太管部に弾性支持された片持ちはりとしてほぼ独立に振動するモード（約250Hz）に対応する振動成分が卓越している。100%流量条件（無次元流速で2.0）では、温度計さやの振動は抗力方向に卓越した結果となっており、揚力方向の振動は小さい。抗力方向に振動が発生しているときには温度計さやの両側面から振動1周期あたり一對の対称な渦が発生することが観察された。

一方、40%流量条件（無次元流速で0.9）では、健全なさやにこの振動は発生しない。なお、温度計さやの流力振動に及ぼす配管内旋回流の影響は小さいことが確認された。

温度計さやのき裂が進展することにより、温度計さやの固有振動数が低下した状態を想定した試験で使用したき裂模擬試験体（肉減りさや）の固有振動数は約110Hzである。図4-9にさや先端部の流れ方向振動振幅を無次元流速で整理した結

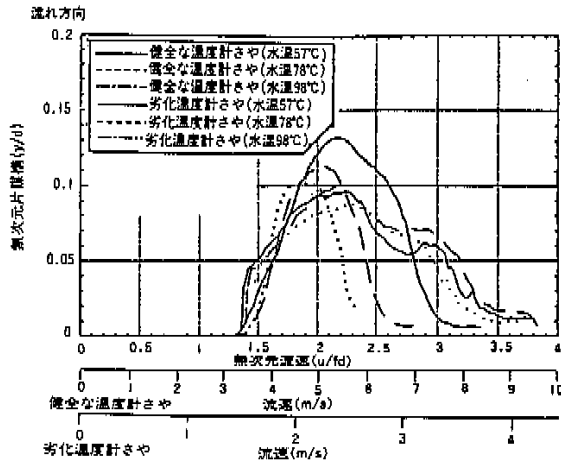


図 4-9 温度計さや先端変位振幅と無次元流速の関係

果を示す。この結果から、き裂を模擬して固有振動数が110Hz程度に低下した温度計さやでは、40%流量条件(流速約2.2m/s)においても流れ方向の振動が発生することが確認された。この結果から、流速は小さくとも、さやの固有振動数が低下して無次元流速が同程度になれば抗力方向振動が生じることが示された。

(3) 抗力方向振動の変位応答線図

40%流量条件および、100%流量条件の解析結果を、無次元流速と安定性パラメータで整理し、ナトリウム流速とさやのナトリウム中の固有振動数に応じたさや先端の変位応答線図を策定した。変位応答線図とは、無次元流速と、無次元変位振幅(変位振幅 y を円柱の直径 D で除した量、 y/D)の関係を表す図で、図4-10に示される。き裂進展解析に用いる変位応答線図の作成に参考となるデータは、流力振動解析結果、水流動試験結果、および、Kingの既往の実験結果等である。

Kingの実験結果の整理などに基づき、機械工学便覧⁹⁾では抗力方向振動は $1.25 < v_r < 2.5$ で発生し、 $v_r = 2.1$ で最大となることが示されている。この知見に基づき、変位応答曲線の設定において以下を仮定した。

- 1) 自励的な振動の開始無次元流速を1.25とする。
- 2) 無次元流速が2.1のときに無次元変位振幅は最大値を示す。
- 3) 無次元流速が2.5のときに無次元変位振幅は0に低下する。さらに簡単のため、
- 4) 上の1)から3)の3点を直線で内挿できるものとする。

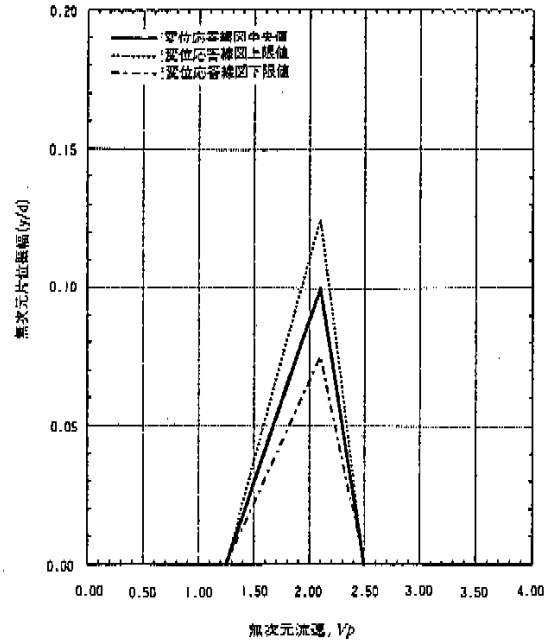


図 4-10 変位応答線図とその不確定幅

実験の知見によれば、変位振幅は安定性パラメータに強く依存し、したがって温度計さやの減衰特性に依存する。さやの減衰定数評価の不確定性が大きいことを考慮して、上に述べた3種類の情報(数値解析、水流動実験、Kingの実験)のほぼ中央値をとり、

- 5) 温度計さや直径で規格化した無次元変位振幅ピーク値は0.1とする。

このようにして策定した変位応答線図は、解析と実験から得られる知見を総合的に判断したものであり、減衰定数で表現すればほぼ0.5%に相当し、曲がりのある熱電対が挿入されたさやの応答を代表していると考えている。しかしながら、ピーク変位に関しては、さやのき裂進展から破損に至る過程を解明するという観点からは、減衰定数のばらつきなどを考慮して、ピーク値として 0.1 ± 0.025 程度の幅をとっておくこととした。

図4-11には流力振動解析結果、水流動試験結果、Kingの実験結果および、ここで策定した変位応答線図を示す。解析結果と水流動試験結果はほぼ一致しており、また変位応答線図やKingの実験結果とも良く対応している。ここで求めた変位応答線図は、自励的な振動が発生する無次元流速の上下限界および変位応答最大となる無次元流速については、ほぼ最確値を与えらる。

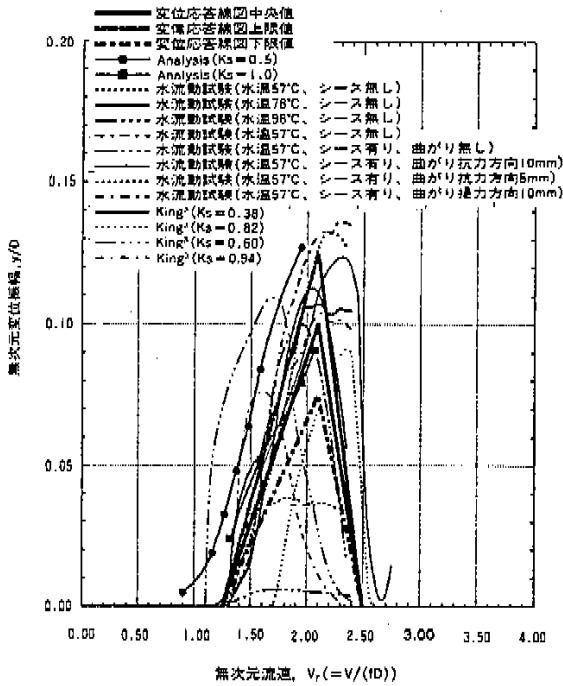


図4-11 変位応答線図と試験及び解析結果との比較

図4-11から、変位応答線図上限値はほぼ最大値に対応していることがわかる。変位応答線図下限値に関しては、図中にも示されるように熱電対の曲がり方が小さい場合には応答変位がきわめて小さくなっており、二次冷却系の温度計さやの応答の下限とは対応しない。

4.2 振動による高サイクル疲労の評価

前節の解析と実験から、当該温度計は流体力によって抗力方向の振動を生じていたことが明らかとなった。本節では、この振動に起因する繰返し応力によって、温度計さやに疲労き裂が発生、進展する可能性を検討した。

4.2.1 き裂の発生

(1) 疲労評価の方法

累積疲労損傷係数を以下の方法によって算定した。

- 1) SUS304の200℃および325℃における高サイクル疲労曲線を設定する。
- 2) 温度計さやの流体力による振動応答を前節に示した変位応答線図を用いて評価し、段付部の公称曲げ応力振幅を求める。
- 3) 公称曲げ応力から、詳細応力解析に基づいて

ひずみ集中係数を求め、当該部位の局所ひずみ振幅を算定する。

4) 上記の疲労曲線と局所ひずみ振幅から、累積疲労損傷係数を算定する。

5) 100%流量の運転時間は720時間（その3割が200℃運転、7割が325℃運転）とした。

(2) 適用する疲労線図

SUS304の200℃および325℃における高サイクル疲労強度の平均値および信頼上下限値を図4-12のように定めた。この疲労線図は、発電用原子力設備に関する構造等の技術基準(通産省告示第501号)の別図第2に定める繰返しピーク応力強さがデータの平均傾向に対して縦軸方向に1/2シフトした線図と横軸方向に1/20シフトした線図を包絡する線図により定められていることを引用して定めている。

ここで定めた疲労線図と試験データの対応を図4-13に示すが、各温度での疲労強度の信頼上下限は、それぞれ該当する温度におけるデータの±1σ(標準偏差)に対応している。

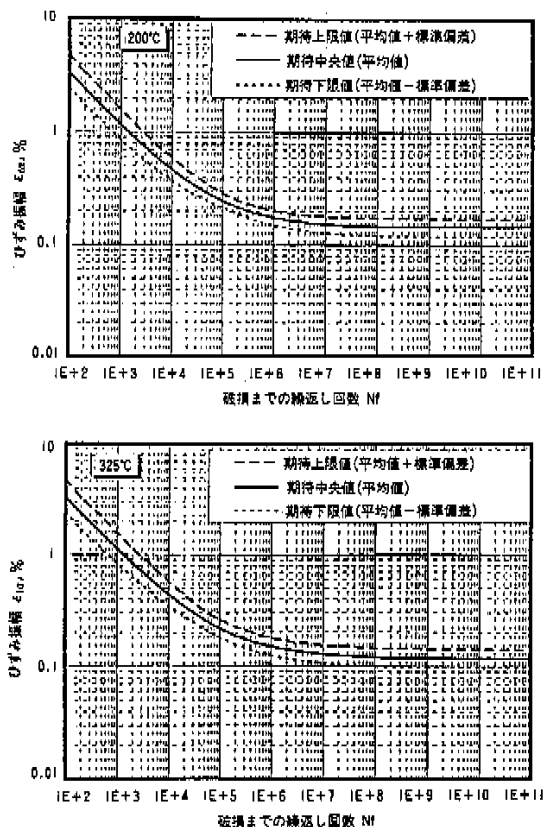


図4-12 SUS304の高サイクル疲労曲線

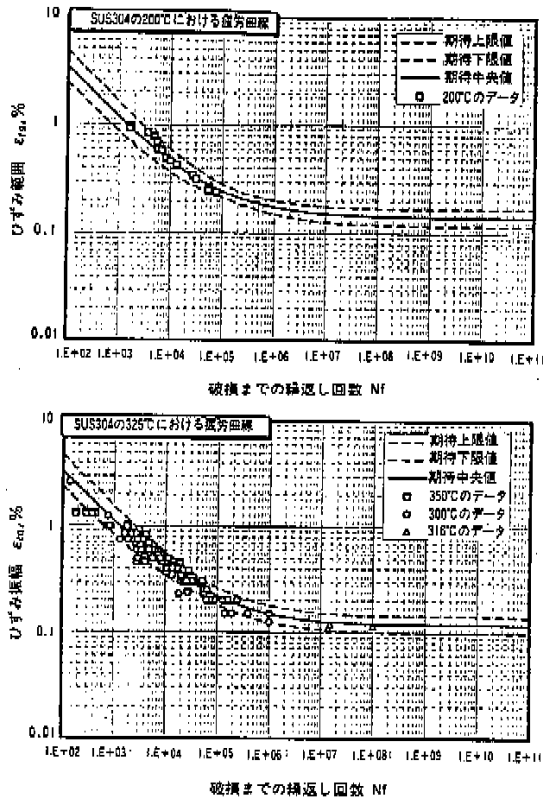


図 4-13 疲労試験データと疲労曲線の対応

(3) ひずみ集中の評価

累積疲労損傷係数の算定にあたっては、細管段付部の形状不連続効果によって生じるひずみ集中を適切に評価しておく必要がある。このため、詳細3次元モデルによる弾塑性応力解析を行って、当該部位のひずみ集中挙動を把握した。

解析結果を図4-14に示すが、これをまとめると以下のようなものである。

- 1) ひずみ集中係数は、外表面の値を基に算出すると隅の丸みに大きく依存する。
- 2) 一方、外表面から170 μ mの深さ*までの平均値を基に算出するとほぼ一定の値となる。この場合、ひずみ集中係数は約3の値が得られる。
* 疲労強度が外表面からほぼ1結晶粒の深さのひずみの平均値に支配される、との説に基づく評価。170 μ mは破損さや材料の結晶粒寸法。

(4) 累積疲労損傷係数の算定結果

流力振動に関する変位応答線図の設定が疲労損傷に及ぼす影響を把握するために、3種類の変位応答線図に基づく疲労損傷を比較した。ここで、

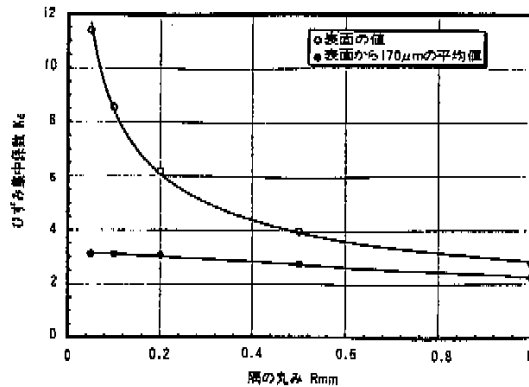


図 4-14 細管付根段付部の応力・ひずみ集中挙動

疲労強度は平均値を用いている。また、疲労損傷係数の算定にあたっては100%流量運転期間中の温度履歴を考慮しているが、疲労損傷は200 $^{\circ}$ Cの運転期間中に有意な値に達する。結果を図4-15に示すが、変位応答線図の上限值、中央値、並びに下限値(図4-10)に対して、ひずみ集中係数を3とした場合の累積疲労損傷係数Dfは $10^2 \sim 10^3$ 程度の値となっており、100%運転期間中のかなり早期に疲労き裂が初生した可能性を示唆している。

抗力方向の振動による曲げ応力はきやの上下流側で最大値をとり、側面でゼロになる。図4-16は変位応答線図と疲労強度をともに中央値とした場合の、きや外表面における疲労損傷係数の周方向分布を示している。図から、ひずみ集中係数として3を用いた場合には $\pm 50^{\circ}$ 程度の範囲において有意な疲労損傷が生じていることがわかる。疲労損傷の周方向の広がり、きや上流側の外表面に

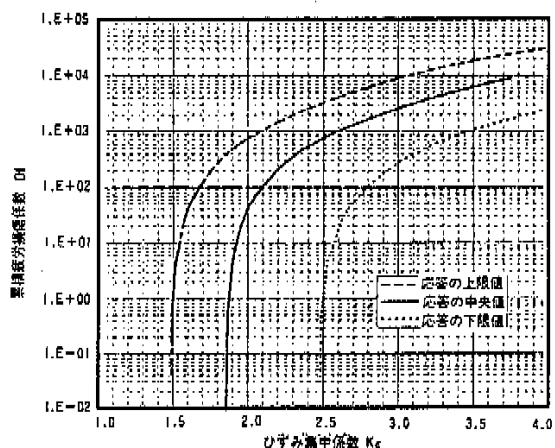


図 4-15 変位応答線図による累積疲労損傷の比較

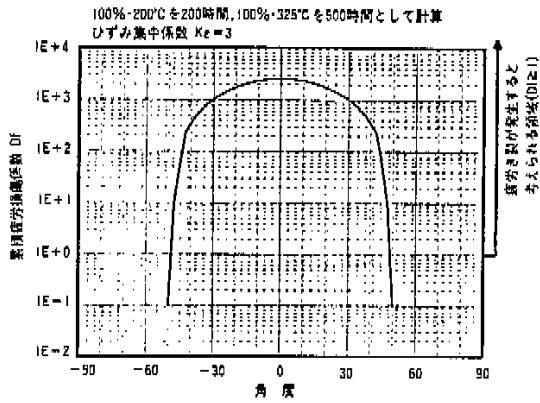


図 4-16 累積疲労損傷係数の周方向分布

において周方向にある幅をもって複数の疲労き裂が発生したとされる、事故後の破面解析の結果(図4-17)とほぼ合致している。

4.2.2 き裂の進展

(1) 破壊力学パラメータを用いた解析的検討方法

解析を進めるに当たっては、き裂の進展に伴う温度計きやの固有振動数 f の変化から無次元流速 v_r を算定し、変位応答線図から v_r に対応する流力振動の変位振幅を求める必要がある。このため、き裂進展の基本的な挙動を大きく把握できる簡易な方法として、き裂進展をき裂深さを指標(き裂前縁を弦とする弓形の形状を想定)に評価した。

- : き裂発生・合併領域
- : 組織・精晶依存型破面領域(黒い平坦部が見られる領域)
- : ストライエーション領域
- : ディンプル領域
- : 段差位置
- : き裂進行方向
- : き裂前縁形状(推定)

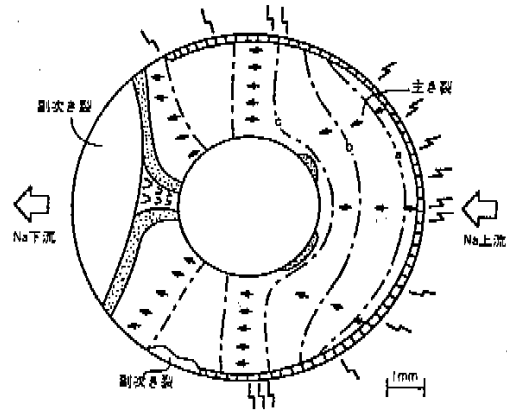


図 4-17 破損温度計破断部の破面様相の模式図

構造系としては弾性挙動であることから、線形破壊力学を適用し、応力拡大係数範囲 ΔK によりき裂深さ a の繰返し回数 N の1回当たりの進展速度 da/dN を推定することにした。 ΔK の算定は、矩形断面の2次元き裂に関する K 値の簡易式を基礎に、円筒断面と矩形断面の違いに伴う応力の相違を考慮して補正した。公称応力 1 kg f/mm^2 に対するき裂深さをパラメータに表した線図を図4-18

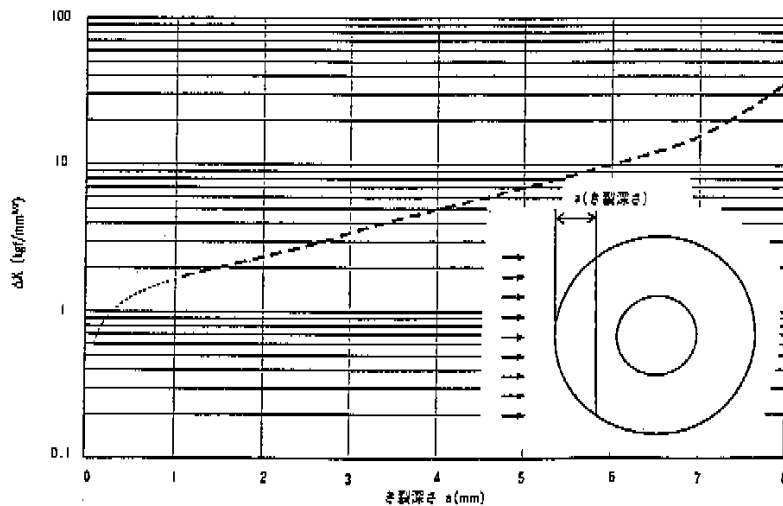


図 4-18 公称応力範囲 1 kgf/mm^2 に対する応力拡大係数範囲 ΔK

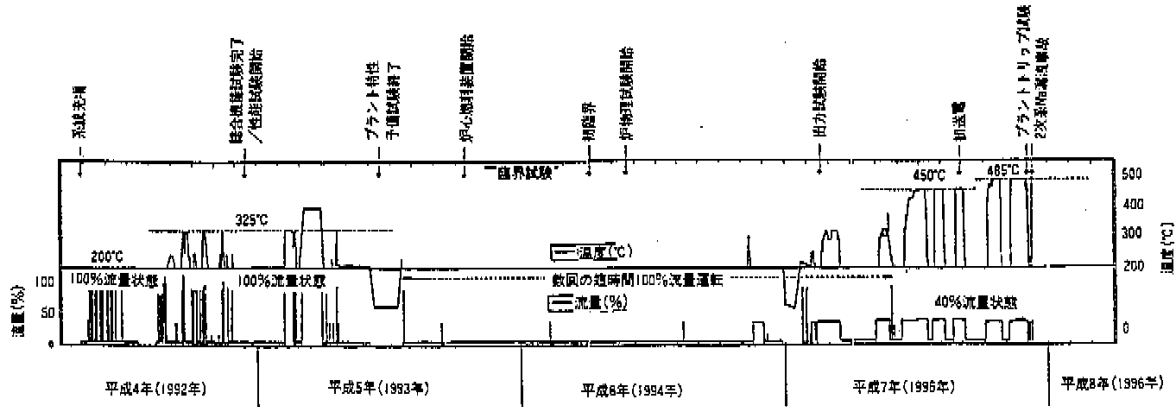


図 4-19 2次主冷却系C ループの運転履歴

に示す。ΔK値の算定に必要な温度計さや細管段付部の公称曲げ応力振幅は、き裂の発生での累積疲労損傷係数の算定の場合と同じく、温度計さや細管先端部の流力振動の変位振幅とさや細管の振動時の変形モードから求めた。

高サイクル領域のき裂進展データに関しては、金属材料技術研究所の研究成果^{1,2)}を引用して、片振り試験結果の完全両振りの条件への換算を行い³⁾、応力拡大係数範囲 ΔK と da/dN の関係を求めた。温度依存については、今回の検討の主対象が200°C、325°Cと485°Cとなることを考慮し、200°Cと400°Cの結果に大差がないことから、簡易化のため200°Cと325°Cは200°Cの線図で代表させた。これに対して、485°Cは400°Cと550°Cの線図の ΔK_{th} (下限界値：ΔK > ΔK_{th} がき裂進展開始条件) が200°Cの値とは異なるため、2つの温度間を内挿することで温度依存性を考慮した。なお、き裂進展挙動に対するナトリウム環境の影響は有意ではない⁴⁾。用いた表示式は、

$$da/dN = F (\Delta K^m - \Delta K_{th}^m)$$

ただし、ΔK > ΔK_{th} であり、F、m および ΔK_{th} の値は次表による。なお、この式によるき裂進展速度は、材料データのばらつきや完全両振りへの換算の推定誤差などから、実際には数倍程度の幅を考慮する必要がある。

T(°C)	200&325	400~550
F	7.5×10^{-10}	$3.0 \times 10^{-10} \times 2^{(T-400)/15}$
m	2.45	2.15
ΔK _{th}	35	$(100 + 2T/25)/3$

単位：F(mm/cycle), ΔK_{th}(kgf/mm^{3/2})

(2) 解析結果と破面調査結果との照合

「もんじゅ」2次主冷却系Cループのナトリウム温度と流量に関する運転履歴を、図4-19に示す。この履歴に従い、100%流量状態(200°Cと325°C)、数回の短時間100%流量運転、および40%流量状態に分けて解析を実施した。

また、解析結果を、日本原子力研究所と金属材料技術研究所が実施した当該温度計の破面調査結果(図4-17参照)と比較し検討した。この破面の特徴を簡単に整理すると下記ようになる。

- ①ほとんどが結晶・組織依存型破面領域にある。結晶依存(粒界破損)型と組織依存(粒内破損)型が混在しており、特徴的な黒い平坦部からなる結晶依存型は、き裂進展速度が遅いほどその割合を増す傾向がある。この結晶・組織依存型破面領域は、図4-20の領域(a)⁵⁾に相当しおおむね10⁻⁵mm/cycleを下回るき裂進展速度領域となる。
- ②推定されたき裂前縁の特徴は、上流側表面で発生したき裂が進展するとき、aラインまではき裂進展速度を低下させる。aラインはき裂進展速度が極小となり、停留した可能性の高い特徴ある位置である。aラインからはき裂進展速度が上昇し、bラインでほぼ極大となり、cラインで再び極小となる。このcラインは、き裂が停留していたと推定される最も特徴ある位置である。
- ③最終破断部の手前にストライエーション域が観察されている。これは、図4-20の領域(b)に相当する。また、貫通手前の位置でもストライエーションが観察されている。

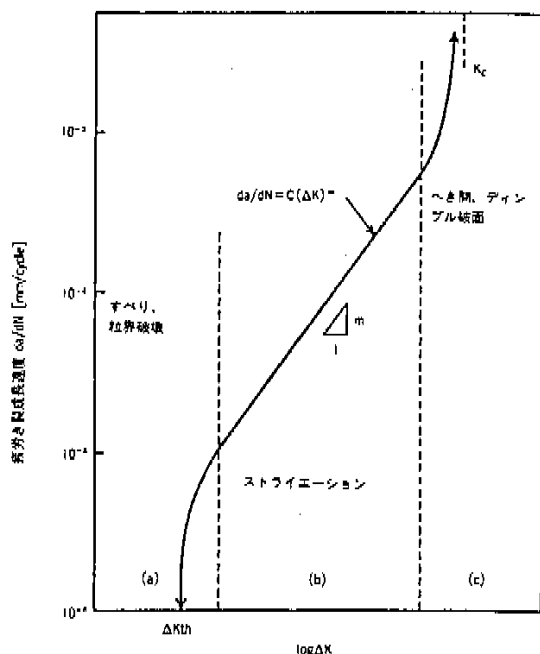


図 4-20 疲労き裂成長速度特性

④最終破断部ではディンプルが観察されており、これは図 4-20 の領域(c)に相当する。

(a) 100%流量状態でのき裂進展と停留

き裂の発生に関しては、すでに述べたように、100%流量状態でのかなり早期にき裂が発生し、325°Cの100%流量状態で次第に周方向に発生位置が広がっていったと推定されているが、発生位置の広がりとは並行して、発生したき裂は深さ方向に進展し始める。

き裂が浅いときの進展は微小き裂 (Short Crack) 領域となる。これは、段付部の応力集中効果により表面付近に塑性域が形成され、この塑性域の中にき裂先端が含まれることで起きる。き裂が深さ方向に進展するとともに、その位置での段付きによる応力集中が減少していくため、き裂進展速度は低下する。一方、き裂が進むに従って、き裂先端の局所的な塑性域が支配し始めて、いわゆる巨視的なき裂 (Long Crack) 進展が始まる^{3),6)}。このため、き裂進展ではこの切り替わりに相当する極小値が生じることになる。この極小値が、図 4-17 の a ラインに対応している。

微小き裂進展域では、表面での段付部の最大主応力方向は垂直断面方向より太管方向に約

30°の角度をなしているが、この方向と破面調査での最初のき裂進展の方向とは一致している。そして、段付きの影響が有意でなくなる約 1 mm 深さのところ、破面調査ではき裂進展方向がほぼ水平方向となっていた。

a ラインは約 1 mm 深さの位置にあり、これを巨視的なき裂 (Long Crack) 進展の開始として以下の解析を実施した。き裂深さ 1 mm からは、図 4-10 に示す変位応答線図で無次元変位振幅 y/D (ここでは便宜上 ξ で表す) の最大値 ξ_{peak} が 0.125 の場合には、100%流量状態でき裂が進み、これに伴い固有振動数が低下して無次元流速 v_r が増加するため、三角形の右辺を下って次第に無次元変位振幅が小さくなり、やがて ΔK が ΔK_{th} 以下となって停留する。この条件では、図 4-21 の 325°C & $\xi_{peak} = 0.125$ の Δ 印で示されるように、進展後の停止位置がき裂深さにして 4 mm を超える。き裂が進展後停留するという結果は破面調査と整合するが、停留位置で見ると c ラインより深く、応力としては高めである。この $\xi_{peak} = 0.125$ の条件は、すでに述べたように、温度計きやの振動としては熱電対がない場合にはほぼ相当することから、当該温度計と比較して減衰が小さく、高めの応力推定を与えることになる。

逆に $\xi_{peak} = 0.075$ の場合には、100%流量条件ではき裂は進まず停止したままである。これは、応力としては低めである。なお、温度計きや内に挿入された熱電対に曲がりがない場合は、図 4-11 に示されるように、 ξ_{peak} は 0.075 以下となることからき裂が進展しない。

$\xi_{peak} = 0.1$ の場合は、図 4-21 の \blacksquare 印と \square 印が示すように、200°C の 100%流量状態では、き裂深さ 4 mm を超えた位置まで進み、325°C の 100%流量状態ではき裂深さが約 3.7 mm の位置で停留する。この 3.7 mm の位置は、図 4-17 の c ラインから計算される平均のき裂深さにほぼ一致する。また、325°C の 100%流量状態での進展速度は、もともとの材料特性式が数倍程度のばらつき幅の期待中央値であり、定量的な対応までには至っていないが、破面調査の結晶・組織依存型破面から推定される範囲にある。これに対して、200°C の 100%流量状態でき裂が進展したと考えると、き裂深さが c ラインよりもかなり深くなり破面調査結果と整合しない。

なお、40%流量状態については、a ラインの位置でも、c ラインの位置でも、図 4-10 の変位応答線図で、 v_r が 1 以下であり、有意な振動は

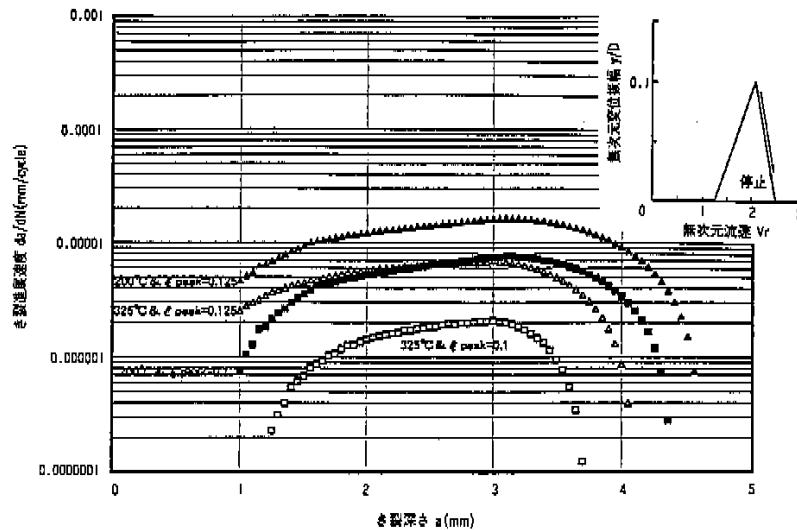


図4-21 aラインからcラインまでのき裂進展挙動

生じないことから、き裂は停留したままであり進展しない。

以上により、破面調査で示されたき裂前線のaラインとcラインは、流力振動による抗力方向の高サイクル疲労き裂進展により形成されたものと推定できる。100%流量状態での振動の変位振幅の大きさに関しては、破面調査との照合から、き裂発生および進展の評価のどちらにおいても、 $\delta_{peak}=0.1$ 前後が実際の条件にほぼ相当するという結果が得られた。これは、熱電対に曲がりがある場合に相当している。そして、100%流量状態で発生したき裂は、微小き裂進展によりaラインに達して、325°Cの100%流量状態で巨視的き裂進展が始まり、cラインに達した時点で停留したと推定される。

(b) 100%流量状態でのき裂停留後の進展と停留

cラインからのき裂進展は、40%流量状態では生じない。流量降下時に、流速の低下とともに無次元流速が低下するときに、図4-10の変位応答線図の右辺を上り始め、振動が再び大きくなって100%流量状態で停留したき裂が進展し始めると推定できる。

この解析に当たっては、き裂進展により正味の断面積が減少し、断面内が塑性域に入ることによる減衰効果を考慮した。そして、図4-10の変位応答線図を台形に置き換えて、その上底の値を定めた。この減衰効果を考慮したき裂進展

解析の結果では、図4-22の△印で示すように、100%流量からの降下時にき裂は進展し停留する。なお、このときのき裂進展速度は、破面調査から推定される範囲にある。このき裂進展に伴う減衰がないと、三角形のままとなり、 10^{-4} mm/cycle程度の進展速度を保ったまま、き裂は停留することなく破断に至る。

この100%流量状態に続く数回の短時間100%流量運転では、き裂は流量の上昇・降下の過程で若干の進展をするが、き裂が進むに従い減衰効果が大きくなって停留し、流量が上昇・降下しても進展しなくなる。これは、100%流量条件では破断に至らなかったことに対応する。

また、40%流量状態に対しては、固有振動数の低下が大きくなると無次元流速が大きくなり、抗力方向の振動が生じ始めるが、き裂の進展が始まる大きさとはなっていない。当該温度計の40%流量状態は合計で約5000時間になるが、この間に安定してき裂が成長していたと仮定すると、 10^{-9} mm/cycle以下の進展速度(1回に原子間距離程度の進展量)となることから、この運転時間の大半ではき裂は停止していたと考えられ、き裂が停留するという解析結果とは対応する。

(c) 40%流量状態でのき裂進展と破断

き裂進展により正味の断面が減少し、流れ方向の定常的な抗力による曲げ変形への剛性が弱まると、振動による繰返し曲げ応力の重畳によ

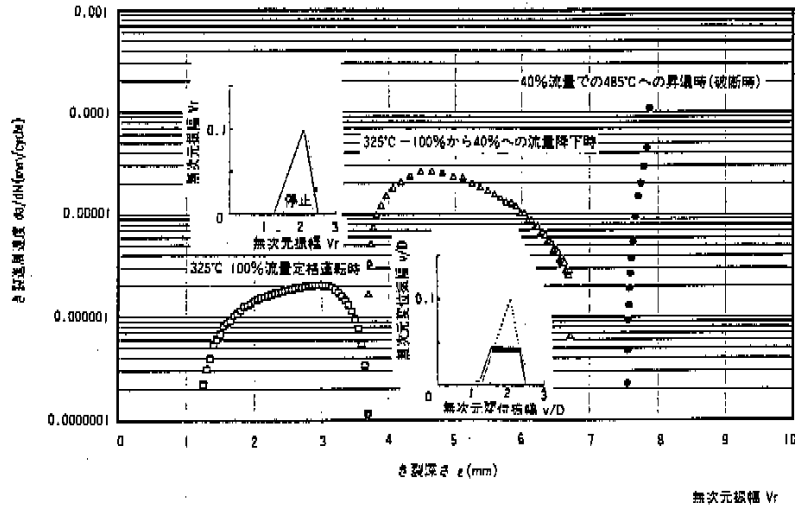


図 4-22 c ラインからのき裂進展挙動

り極めて僅かずつ曲がりが進むことが考えられる。温度計さや細管が、ナトリウムの流れ方向に次第に変形していくと、き裂の開口変位が大きくなり、き裂が進みやすくなって再び進展し始める。40%流量条件でもき裂進展が生じる。き裂進展開始を満足する条件から、き裂進展解析を実施すると、図 4-22 の●印で示すように、加速的に速度を増し破断に至る。このときのき裂進展速度は、最終的には 10^{-4} mm/cycle のオーダーに達する。これは、破面調査で最終破断領域の直前でストライエーションが観察されたことに対応している。

(3) 水中流力振動による疲労試験に基づく検討
 き裂進展に伴う振動特性の変化を調べるため、き裂の入った温度計さやの水中の流力振動試験を実施した。試験は 3 ケースについて行われた。その結果を表 4-3 にまとめて示す。き裂進展とともに、固有振動数は低下することが確認された。以下に、解析結果と水中疲労試験の結果を対比させて検討を行う。

① 100%流量状態でのき裂進展と停留

試験その 1 では、熱電対が挿入されていないため、発生した応力は大きめであり、き裂進展速度も大きくなり組織依存型破面が支配的である。明確なき裂停留位置は確認できなかったが、破面からき裂進展速度が遅くなる結晶依存型破面の領域が認められた。試験その 2 については、変位応答線図を図 4-23 に示すが、熱電対はき裂進展後に挿入したため変位応答振幅の最大値 ξ_{peak} は約 0.15 と大きく、発生した応力は大き

めであり、破面なき裂停留位置は試験その 1 と同じ傾向を示した。 $\xi_{peak}=0.15$ の場合のき裂進展速度は、試験温度 57°C では、 10^{-5} mm/cycle を上回ることになり、組織依存型破面が支配的になることは解析でも確認することができる。

試験その 3 は、機械的な繰返し荷重により、a ラインよりも少し深い位置まで予き裂を与えた後に、シース熱電対を挿入している。条件は当該温度計に近く、変位応答振幅の最大値 ξ_{peak} はほぼ 0.1 であった。この試験では、結晶・組織依存型破面が観察され、c ラインに相当する位置も確認できた。c ラインの位置は当該温度計よりも深いのが、これは試験温度が 57°C

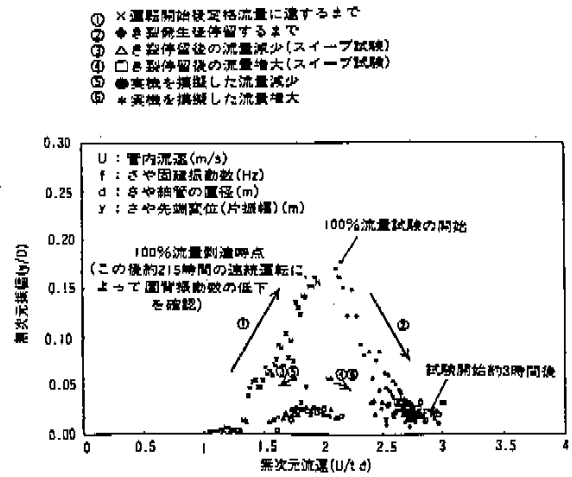


図 4-23 水中疲労確認試験における無次元流速と無次元振幅の関係

表4-3 水中疲労試験での破面観察結果に関する検討

	水中疲労試験 (その1)	水中疲労試験 (その2)	水中疲労試験 (その3)	
試験目的	き裂進展に伴う流力振動応答の悪化と関連付けた破損シナリオの妥当性確認		データの補充 (動燃で実施)	
予き裂	有り	無し	有り	
熱電対	無し	有り (曲がり有り)	有り (曲がり有り)	
さや段付部の丸み	0.4mm	0.4mm	0.1mm	
履歴	試験開始時の状態	・初期固有振動数: 約240Hz (き裂深さ約1.5mm)	・初期固有振動数: 約240Hz (き裂深さ約1mm) ・熱電対を挿入	
	(1) 温度 57°C 流量 100%	・巨視的なき裂進展開始 ・固有振動数低下 ・約0.6時間後き裂進展がほぼ停留 - き裂前線は① - 固有振動数は約180Hz	・巨視的なき裂進展開始 ・固有振動数低下 ・約0.2時間後き裂進展がほぼ停留 - き裂前線は① - 固有振動数は約180Hz	
	(2) 温度 57°C 流量 40%	・き裂進展せず	・き裂進展せず	
	(3) 温度 57°C 流量 40% ↓ 100%	・き裂進展開始	・き裂進展開始	
	(4) 温度 57°C 流量 100%	○約1.5時間経過後 さや段付き部で曲げ変形後破断	・流量保持無し	・流量保持無し
	(5) 温度 57°C 流量 100% ↑ 40%		・一時的なき裂進展 ・約40%流量状態での振動確認 (固有振動数は約130Hz) ・繰返しとともに振動の深さが大きくなりき裂進展がほぼ停留 - き裂前線は② - 打診試験での固有振動数は約90Hz	・一時的なき裂進展 ・約40%流量状態での振動確認 (固有振動数は約130Hz) ・続く流量上昇はステップ状で実施 ・約90%流量 (4.5m/s) で運動によりさや段付部から若干の折れ曲がり
(6) 温度 57°C 流量 40%		・き裂は停留 ○破断せず	○振動が確認され、き裂進展と曲げ変形が同時に進行して、約50分後に破断	
マクロ観察	破面の傾き 主き裂は最初約30°に傾き、その後ほぼ水平になっていた。	主き裂は最初約30°に傾き、その後ほぼ水平になり、中央部付近から約-30°に進展した。	主き裂は最初約30°に傾き、その後ほぼ水平になっていた。	
破面	上下流側表面と上下面で破面が確認された。	はっきりと識別できる破面は見られなかった。	上下流側表面と上下面で破面が確認された。	
ミクロ観察	き裂発生 / 合体 (予き裂) 複数ヶ所の小さな割れき裂が観察された。	・明確ではないが、割れき裂の痕跡があった。	(予き裂) 複数ヶ所の小さな割れき裂が観察された。	
き裂進展方向	・上流から下流に進展 ・内径の接近側にはき裂が内径方向に進展した形跡が約1/3周にわたって認められた。	・下流から上流に進展 ・内径の接近側にはき裂が内径方向に進展した形跡が約1/2周にわたって認められた。	・上流から下流に進展 ・内径の接近側にはき裂が内径方向に進展した形跡が約1/2周にわたって認められた。	
き裂停止位置	cラインに相当するき裂停留ライン①は、破面では明確でなく、固有振動数から推定した。	Cラインに相当するき裂停留ライン①は、破面では明確でなく、固有振動数から推定した。	破面観察から約5.5mmに結晶依存型破面が明確になるcラインに相当するき裂停留ライン①が認められた。この位置は、固有振動数から推定した停留位置とほぼ一致した。	
破面の特長	・ライン①までの破面は、無特徴な組織依存型であった。 ・ライン①からのき裂進展は、組織依存型であるが疑似結晶依存型も若干観察された。 ・ストライエーションの観察される位置は、破断面近傍であった。	・ライン①までの破面は、無特徴な組織依存型であった。 ・ライン①の近傍で、疑似結晶依存型破面も若干観察された。 ・水中疲労試験の進展破面では、明確なストライエーションは観察されなかった。	・ライン①までの破面は、約3.5mm深さまでは多数の結晶依存型で、約3.5~5.5mmの範囲では組織依存型が支配的となり、5.5mmを超えると再び結晶依存型が増えていた。 ・ライン①以降でも結晶・組織依存型破面が観察された。 ・ストライエーションは観察されなかったが、最終破断形状は異機と類似していた。	
破損温度計の調査結果との対応	・ライン①が破損温度計より深い理由は、変位応答特性と温度に伴う物性値の違いによるものと推定される。 ・ライン①までの破面が、組織依存型支配となるのは、熱電対無しで変位応答が大きくなり、き裂進展速度が速くなったためと推定される。 ・ライン①からのき裂進展は、組織依存型であるが疑似結晶依存型も若干観察され、概ね対応している。 ・ストライエーションの観察される位置もほぼ対応している。	・ライン①が破損温度計より深い理由は、左に同じ。 ・ライン①までの破面が、組織依存型支配となるのは、熱電対無しでき裂発生させたときに、流速を上げて応力を高めたことにより、進展速度が速くなったと推定される。 ・ライン①の近傍で、疑似結晶依存型破面が観察されているが、これは、き裂進展速度の低下によると推定され、破損温度計の破面と概ね対応している。	・ライン①が破損温度計より深い理由は、左に同じ。 ・ライン①までとライン①以降のいずれの破面形状も、また破断直前のき裂前線形状も、破損温度計破面に類似しており概ね対応する。 なお、破断直前のき裂前線形状は、40%流量での破断の特徴とも考えられる。 ・ストライエーションが観察されないのは、割れき裂が深いため発生応力が小さくなったと考えられる。	
破面観察結果				